

KFK-392

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

August 1966

KFK 392

Institut für Reaktorentwicklung

Referenzstudie für den 1000 MWe dampfgekühlten schnellen Brutreaktor (D 1)

A. Müller, K. Benndorf, H. Böhm, G. Bönisch, B. Eggers, M. Fischer
W. Frisch, D. Gupta, W. Häfele, F. Hofmann, P. Keiper, E. Kiefhaber
W. Lang, S. Leistikow, R. Moeller, K. Rottler, G. Schmidt, H. Schnauder
K. Schramm, J. Seetzen, D. Smidt, H. Spilker



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.

KARLSRUHE

August 1966

KFK 392

Institut für Reaktorentwicklung

IRE-Arbeitsbericht Nr. 26/66

(Projekt Schneller Brüter Bericht Nr. 226)

Referenzstudie

für den

1000 MW_e DAMPFGEKÜHLTEN SCHNELLEN BRUTREAKTOR (D 1)

von

A. Müller	K. Benndorf	H. Böhm [*]	G. Bönisch
B. Eggers	M. Fischer	W. Frisch	D. Gupta ^{**}
W. Häfele ^{**}	F. Hofmann	P. Keiper	E. Kiefhaber ^{***}
W. Lang	S. Leistikow [*]	R. Moeller ^{****}	K. Rottler
G. Schmidt	H. Schnauder	K. Schramm	J. Seetzen ^{**}
D. Smidt	H. Spilker		

^{*}Institut für Material- und Festkörperforschung

^{**}Institut für Angewandte Reaktorphysik

^{***}Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik

^{****}Institut für Reaktorbauelemente

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG MBH., Karlsruhe

VORBEMERKUNG

Die Referenzstudie D 1 stellt einen Zwischenbericht über die laufenden Arbeiten zur Untersuchung verschiedener Typen von schnellen Brutreaktoren dar.

Diese Arbeit wurde im Rahmen der Assoziation zwischen der Europäischen Atomgemeinschaft und der Gesellschaft für Kernforschung m.b.H., Karlsruhe, auf dem Gebiet der schnellen Reaktoren 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.

Inhaltsverzeichnis

	<u>Seite</u>
1. Einleitung	1 - 1
2. Auswahl der wichtigsten Parameter	2 - 1
2.1 Brennstoff und Brennstoffelement	2 - 1
2.2 Maximaler Abbrand	2 - 1
2.3 Maximale Stableistung	2 - 1
2.4 Form des Reaktorkernes	2 - 2
2.5 Kühlmittel und Kühlmitteldruck	2 - 2
2.6 Strömungsrichtung im Reaktorkern	2 - 2
2.7 Kontrollstäbe	2 - 3
2.8 Beschickungseinrichtung	2 - 3
2.9 Reaktorkühlsystem	2 - 3
2.10 Turbinenkreislauf	2 - 4
2.11 Sicherheitseinschluß	2 - 4
3. Kurzbeschreibung der Gesamtanlage	3 - 1
4. Datentabelle	4 - 2
4.1 Gesamtkraftwerk	4 - 2
4.2 Reaktor	4 - 3
4.3 Dampferzeugerkreise	4 - 14
4.4 Nebenkühlkreise	4 - 18
5. Beschreibung der Reaktoranlage	5 - 3
5.1 Reaktor	5 - 3
5.2 Kühlkreise	5 - 37
5.3 Beschickungsanlage	5 - 54
5.4 Reaktorgebäude mit Abschirmung	5 - 58
5.5 Reaktorhilfssysteme	5 - 63
5.6 Reaktornebengebäude	5 - 80
6. Werkstoffauswahl und Festigkeitsberechnungen	6 - 2
6.1 Brennstoffhüllrohre	6 - 2
6.2 Reaktordruckbehälter	6 - 24

	<u>Seite</u>
7. Reaktorphysikalische Untersuchungen und Berechnungen	7 - 2
7.1 Parameterstudien	7 - 2
7.2 Berechnung des Referenzreaktors	7 - 7
8. Thermodynamik und kühlungstechnische Auslegung	8 - 2
8.1 Beziehung für den Wärmeübergang	8 - 3
8.2 Beziehungen für den Druckabfall und die Verdichterleistung	8 - 4
8.3 Beziehungen für den Anlagewirkungsgrad	8 - 5
8.4 Die Berechnung des Heißen Kanals	8 - 7
8.5 Die Berechnung des Cores	8 - 14
8.6 Ergebnisse der Auslegung einiger Cores	8 - 15
8.7 Zusätzliche Parameterstudien	8 - 17
9. Normaler Betriebsablauf	9 - 2
9.1 Leistungsbetrieb	9 - 2
9.2 Abstellen der Anlage	9 - 12
9.3 Fluten des Reaktors	9 - 13
9.4 Entleeren des Reaktors	9 - 21
9.5 Anfahren der Anlage	9 - 27
9.6 Brennelementwechsel	9 - 29
10. Sicherheitsbetrachtungen	10 - 2
10.1 Direkte Reaktivitätsstörungen	10 - 2
10.2 Indirekte Reaktivitätsstörungen	10 - 3
10.3 Freisetzung radioaktiver Spaltprodukte	10 - 9
10.4 Der maximale Unfall	10 - 14
11. Kosten	11 - 2
11.1 Festlegung der Grundwerte	11 - 2
11.2 Brennstoffzykluskosten	11 - 5
11.3 Anlagenkosten, Versicherungen und Betriebskosten	11 - 10
11.4 Energiekosten	11 - 15

Verzeichnis der ZeichnungenNach SeiteZeichn.-Nr.

1	Lageplan	3 - 6
2	Vertikalschnitte durch das Reaktorgebäude	3 - 6
3	Horizontalschnitte durch das Reaktorgebäude	3 - 6
4	Vertikalschnitt durch den Reaktor	5 - 4
5	Horizontalschnitt durch den Reaktor	5 - 6
6	Reaktortragplatte	5 - 12
7	Brennelement	5 - 14
8	Brutelement	5 - 20
9	Steuerelement	5 - 20
10	Druckbehälter	5 - 22
11	Wärmeschaltplan	5 - 38
12	Zwischenüberhitzer	5 - 40
13	Sekundärdampferzeuger	5 - 50
14	Beschickungsmaschine	5 - 56
15	Brennelementgreifer	5 - 56
16	Brennelementlagerbecken	5 - 58
17	Reaktornebengebäude	5 - 80

1. Einleitung

Im Rahmen des Karlsruher Projektes "Schneller Brüter" werden schnelle Brutreaktoren für verschiedene Kühlmittel untersucht. Ein erster Referenz-Entwurf einer natriumgekühlten Anlage für 1000 MW_e-Leistung ist in [1] beschrieben. Über weitergehende Sicherheitsbetrachtungen wurde in [2] berichtet, in [3] sind die wichtigsten Ergebnisse der Systemanalyse enthalten. Unter Berücksichtigung dieser Ergebnisse wird z.Zt. der Entwurf für einen natriumgekühlten Prototyp-Reaktor von 250 MW_e-Leistung ausgearbeitet.

Die vorliegende Studie beschreibt den ersten Referenz-Entwurf eines dampfgekühlten Brutreaktors für 1000 MW_e-Leistung. Über diese Arbeit wurde zusammenfassend bereits in [4] berichtet. Diesem ersten Entwurf werden ebenfalls eine Systemanalyse zur Ermittlung des dynamischen Verhaltens, der Reaktorsicherheit und zur Kostenoptimierung und der Entwurf eines Prototyps folgen.

Bald nach Beginn der Arbeiten für den dampfgekühlten Brutreaktor zeigte sich, daß es bei diesem System eine sehr viel größere Vielfalt möglicher Bauformen und Schaltungen gibt als bei der Natriumkühlung. Die Auswahl eines bestimmten Prinzips ist deshalb hier nicht ganz leicht. Dies wird weiter erschwert durch die Tatsache, daß es z.Zt. noch keine dampfgekühlten schnellen Reaktoren gibt und bisher auch nur wenige erste Studien hierüber veröffentlicht wurden [5-8].

Für die Gestaltung und Auswahl der Parameter des vorliegenden Referenz-Entwurfes wurden deshalb einige grundlegende Richtlinien aufgestellt.

Es wurde gefordert, daß der Referenz-Entwurf als Grundlage für eine Systemanalyse geeignet und als Ausgangspunkt für andere Entwürfe brauchbar ist. Die geplante Anlage soll es auch ermöglichen, alle für diesen Reaktortyp charakteristischen Betriebs-, Fertigungs- und Sicherheitsfragen zu studieren und eine in sich geschlossene, glaubhafte Sicherheitsphilosophie aufzustellen, die eine Vergleichsbasis für spätere Entwürfe darstellt. Schließlich war die gesamte Anlage so zu planen und zu gestalten, daß sie als Evolution der bewährten Druck- und Siedewasser-Reaktortechnik zu verstehen ist und im übrigen weitgehend von den aus dem modernen konventionellen Kraftwerksbau verfügbaren Komponenten Gebrauch

macht. Neuartige Bauelemente sollten nur dann verwendet werden, wenn sie wenigstens im halbtechnischen Maßstab bereits erfolgreich erprobt worden sind.

Die nach diesen Gesichtspunkten geplante, hier vorliegende Studie stellt deshalb noch nicht den optimalen dampfgekühlten Brutreaktor dar, der nach Abschluß des begonnen umfangreichen Entwicklungsprogrammes möglich sein wird. Sie erbrachte jedoch bereits einige interessante allgemeine Erkenntnisse. So zeigte sich, daß die Brutrate eines mit H_2O -Dampf gekühlten schnellen Reaktors im Bereich von 150 bis 180 ata Druck niedriger ist als die eines vergleichbaren natriumgekühlten Reaktors. Dies ist im wesentlichen auf das weichere Neutronenenergie-Spektrum (Abb. 1-1) und die stärkere Absorption der bei der Dampfkühlung erforderlichen hochtemperaturfesten Strukturmaterialien für den Reaktorkern zurückzuführen.

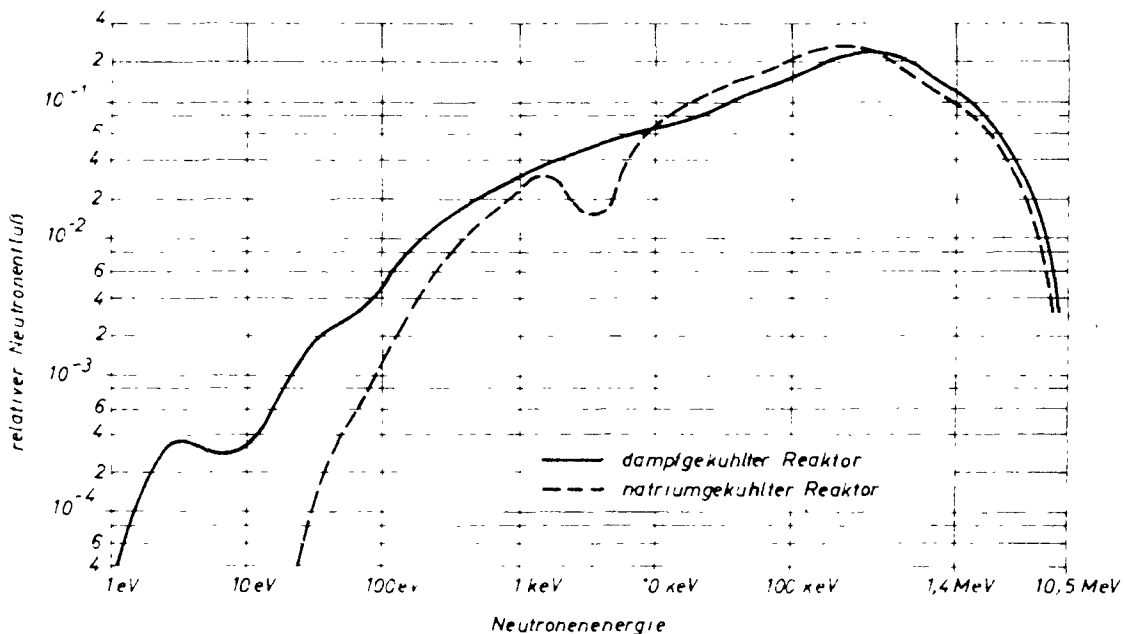


Abb. 1-1 Neutronenenergie-Spektrum für Dampf- und Natriumkühlung

Selbst wenn, so wie in der vorliegenden Studie, der Einfluß des weicheren Energiespektrums durch einen geringen Kühlmittelanteil klein gehalten wird, bleibt eine Differenz von etwa 0,1 in der Brutrate bestehen. Bei Natriumkühlung kann durch Verwendung von karbidischem Brennstoff die Brutrate sogar noch weiter gesteigert werden, so daß sich dann die Differenz auf etwa 0,25 erhöht.

Auch die erzielbaren Werte für die Stabileistung und die spezifische Brennstoffbelastung liegen bei Dampfkühlung wegen der schlechteren Wärmeübergangszahlen niedriger. Das hat zur Folge, daß die Brennstoffkosten eines dampfgekühlten Brutreaktors um etwa 30 % höher als die eines vergleichbaren natriumgekühlten Reaktors sind. Außerdem ist die aus Brutrate und spezifischer Brennstoffbelastung resultierende Verdopplungszeit für einen dampfgekühlten Brutreaktor beträchtlich größer, so daß sich dieser in langfristigen energiewirtschaftlichen Planungen deutlich von einem natriumgekühlten Brutreaktor unterscheidet. Es muß jedoch betont werden, daß diese Aussagen nur für die Auslegedaten der vorliegenden Studie gelten. Durch einen niedrigeren Dampfdruck könnten die Brutrate und durch eine niedrigere Dampftemperatur oder die Verwendung von Mikrorippen [9, 10] auch die spezifische Brennstoffbelastung, allerdings auf Kosten des Wirkungsgrades der Anlage, erhöht werden. Schließlich würde sich bei Verwendung von D_2O als Kühlmittel ebenfalls eine andere Situation ergeben. Diese Fragen werden während der anschließenden Systemanalyse und in weiteren Studien näher untersucht.

Die bisher durchgeführten sicherheitstechnischen Untersuchungen zeigten, daß auch bei einem verhältnismäßig großen positiven Kühlmittelverlustkoeffizienten die bei einer Bethe-Tait-Exkursion freiwerdende Energie überraschend gut zu beherrschen ist. Schwierig bleiben jedoch vorläufig die Probleme, die sich bei einer Spaltproduktfreisetzung eines im direkten Kreislauf arbeitenden dampfgekühlten Reaktors ergeben. Auf diesem Gebiet hat der Betrieb des "ESADA-Vallecitos-Experimental-Superheat-Reactor" (EVESR) [11], an dem das Kernforschungszentrum Karlsruhe z.Zt. beteiligt ist, bereits wertvolle praktische Erkenntnisse erbracht. In der vorliegenden Studie wurde durch die Verwendung von zusätzlichen geschlossenen Nebenkühlkreisen und von nichtradioaktivem Sperrdampf sowie die Anwendung eines doppelten Schutzbehältersystems in Verbindung mit dem "Pressure-Suppression-Verfahren" den Folgen einer Spaltproduktfreisetzung Rechnung getragen.

Die Kapitalkosten wurden für die vorliegende Studie zu 610 DM/kWe ermittelt; der Strompreis ergab sich zu 1,85 Dpf/kWh. Der Strompreis liegt etwa in der gleichen Größenordnung wie bei einer vergleichbaren natriumgekühlten Reaktoranlage. Es ist jedoch zu erwarten, daß sich beim Übergang auf andere Leistungen etwas größere Differenzen ergeben, da die Abnahme der spezifischen Kapitalkosten mit zunehmender Leistung bei einer

natriumgekühlten Anlage wegen des niedrigeren Druckes ausgeprägter sein wird als bei Dampfkühlung. Die Dampfkühlung wird dann in einem unteren Leistungsbereich, die Natriumkühlung in einem oberen überlegen sein.

Literatur

- /1_7 Smidt D., Müller A., et al.:
Referenzstudie für den 1000 MWe natriumgekühlten schnellen Brutreaktor (Na 1), KFK 299 (1964)
- /2_7 Häfele W., Smidt D., Wirtz.:
The Karlsruhe Reference Design of a 1000 MWe Sodium Cooled Fast Breeder Reactor, Conf. on Safety, Fuels and Core Design in Large, Fast Power Reactors Argonne, Illinois, October 11-14, 1965, ANL-7120
- /3_7 Smidt D. et al.:
Safety and Cost Analysis of a 1000 MWe Sodium Cooled Fast Power Reactor, KFK 398, October 1965
- /4_7 Müller R.A., Hofmann F., Kiefhaber E., Smidt D.:
Design and Evaluation of a Steam Cooled Fast Breeder Reactor of 1000 MWe, Conference-Paper, London Conference on Fast Breeder Reactors, 17-19 May 1966
- /5_7 Sofer G., Hankel R., Goldstein L., Birman G.:
Conceptual Design and Economic of a Steam-Cooled Fast Breeder Reactor, NAD 2148-5
United Nuclear Corp., Nov. 15, 1961
- /6_7 Aase D.T., Fox J.C., Hennig R.J., Peterson R.E., Stewart S.L., Toyoda K.K.:
Economic Evaluations of a 300 MWe Fast Supercritical Pressure Power Reactor, HW-78953, Dec. 9, 1963
- /7_7 Tavernier G., Chermanne J., Descamps C., Fossoul E.:
"HERMES" a Modular Steam Cooled Fast Breeder Concept, ANS Fast Reactor Technology Topical Meeting, ANS-100, April 26-28, 1965
- /8_7 Edlund M.C., Mac Millan J.H., Schluderberg D.C.:
Steam Cooled Reactors, ANS-100, April 26-28, 1965
- /9_7 Fortescue Peter, Shanstrom R., Broido J., Stein, Baxter A., Fenech H.:
Safety Characteristics of Large Gas-cooled Fast Power Reactors, Proceedings of the Conference on Safety, Fuels, and Core Design in Large Fast Power Reactors, October 11-14, 1965, ANL-7120
- /10_7 Wright J.H., Patterson J.F.:
Status and Application of Supercritical - Water Reactor Coolant, 1966 American Power Conference Paper, Presented Chicago April 1966
- /11_7 EVESR Nuclear Superheat Fuel Development Project;
Quarterly Reports, e.g. GEAP-4941, GEAP-5061, GEAP-5125

2. Auswahl der wichtigsten Parameter

Zur ersten Orientierung über den vorliegenden Referenz-Entwurf sind im folgenden die wichtigsten Entwurfsmerkmale zusammengestellt.

2.1 Brennstoff und Brennstoffelement

Als Brennstoff wird ein Gemisch aus UO_2 und PuO_2 verwendet, die mittlere Dichte beträgt 87 % der theoretischen. Die Isotopenzusammensetzung des Plutoniums entspricht der, die sich bei einer gemeinsamen Aufarbeitung der Brennstoff- und Brutstoffelemente einstellt. Der Brennstoff ist in zylindrischen Brennstoffstäben mit 7 mm äußerem Durchmesser enthalten. Dieser Durchmesser stellt einen Kompromiß zwischen dem Streben nach einer hohen spezifischen Brennstoffbelastung und einer guten mechanischen Stabilität dar.

Als Hüllrohrmaterial wird Inconel 625 verwendet. Die Hüllrohre sind mit je drei Spiralrippen zur Abstandshalterung versehen und haben im übrigen eine glatte Oberfläche. Mikrorippen, wie sie in anderen Studien zur Erhöhung des Wärmeüberganges empfohlen werden, wurden nicht verwendet. Die Entscheidungen über die Hüllrohre folgen damit den aufgestellten Entwurfsrichtlinien, wonach der Referenz-Entwurf die Extrapolation bekannter Techniken darstellen soll, die bereits jetzt wenigstens im halbtechnischen Maßstab erprobt sind.

2.2 Maximaler Abbrand

Der maximale Abbrand (axial gemittelt) wurde mit 55000 MWd/to Brennstoff niedriger als es sonst für schnelle Brutreaktoren üblich ist, festgelegt. Hierfür waren die mit dem niedrigeren Abbrand erzielbare bessere Brutrate, die günstigeren Leistungskoeffizienten und die hohe Beanspruchung der Brennstoffhüllrohre maßgebend. Es zeigte sich außerdem, daß sich durch die Verminderung des maximalen Abbrandes die Brennstoffkosten nur wenig erhöhen.

2.3 Maximale Stableistung

Der Reaktorkern wurde thermisch so ausgelegt, daß er bis zum maximalen Abbrand die Nennleistung von 2519 MW_{th} erbringt, ohne daß unzulässige Temperaturen im Brennstoff und in den Hüllrohren erreicht werden.

Die radiale Leistungsverteilung wurde entsprechend dem Abbrandverhalten optimalisiert. Unter Berücksichtigung der Heißkanalfaktoren ergab sich bei einer maximalen Hüllrohr-Außenwandtemperatur von 720°C die maximale Stableistung zu 391 W/cm . Damit wird eine mittlere spezifische Brennstoffbelastung von $0,72\text{ MW/kg}$ Spaltstoff erreicht. Dieser Wert entspricht etwa dem der thermischen Leichtwasserreaktoren.

2.4 Form des Reaktorkernes

Der Reaktorkern hat eine zylindrische Form und zwei Anreicherungs-zonen gleichen Volumens. Mit Rücksicht auf den Druckbehälter wurde der äußere Durchmesser auf 260 cm begrenzt. Dies führt zu einem H/D-Verhältnis von ca. $0,6$.

2.5 Kühlmittel und Kühlmitteldruck

Als Kühlmittel wird H_2O -Dampf verwendet. D_2O oder ein Gemisch von schwerem und leichtem Wasser wurden ausgeschlossen, da die damit erzielbare höhere Brutrate die größeren Schwierigkeiten während des Brennstoffwechsels und die dann sehr viel stärker auftretenden Tritium-Probleme nicht ausgleicht.

Der Kühlmitteldruck beträgt 170 ata , die Dampfaustrittstemperatur 540°C . Diese Werte ergeben einen relativ guten Wärmeübergang an den Brennstoffelementen, einen recht hohen Wirkungsgrad und erlauben die Verwendung einer modernen konventionellen Dampfturbinenanlage. Es wird außerdem damit gerechnet, daß, ausgehend von diesen Werten, eine Extrapolation zu höheren und niedrigeren Drücken bzw. Temperaturen während der folgenden Systemanalyse verhältnismäßig einfach ist.

2.6 Strömungsrichtung im Reaktorkern

Der Kühldampf strömt zunächst aufwärts durch den radialen Brutmantel und den inneren thermischen Schild, dann abwärts durch die Spaltzone des Reaktorkernes. Auf diese Weise wird eine evtl. vorhandene Restfeuchte des Kühlmittels verdampft bevor das Kühlmittel die Brennstoffelemente erreicht. Außerdem ist eine besondere Niederhaltevorrichtung für die Brennelemente nicht erforderlich. Vorteilhaft ist weiterhin, daß sich bei einer teilweisen Coreschmelze die Dichte des Reaktorkernes vermindert.

2.7 Kontrollstäbe

Die Kontrollstäbe befinden sich auf Brennelementpositionen. Diese Anordnung gestattet die Verwendung einer geringeren Anzahl von Kontrollstäben und einheitliche Brennelementquerschnitte über den gesamten Reaktorkern.

Die Kontrollstabantriebe sind auf den Deckel des Reaktordruckgefäßes aufgesetzt und zusätzlich mit einer über dem Reaktorkern angeordneten Gitterplatte verriegelt. Besondere Fangvorrichtungen auf der oberen Gitterplatte verhindern das Austreiben eines Kontrollstabes aus dem Reaktorkern bei Bruch eines Kontrollstabstutzens. Durch die Anordnung der Antriebe oberhalb des Reaktordruckbehälters wird vermieden, daß die Antriebsstangen die untere Austrittssammelkammer für den heißen Kühldampf durchdringen und die Antriebe Raum unterhalb des Reaktordruckbehälters beanspruchen. Dies erlaubte eine vorteilhafte Ausbildung der Einbauten im Reaktordruckgefäß, insbesondere auch im Hinblick auf die Reaktivitätsauswirkungen einer Kernschmelze und eine günstige Gestaltung der Anschlüsse der Kühlmittleitungen.

2.8 Beschickungseinrichtung

Der Brennelementwechsel erfolgt unter Wasser. Das erlaubt einen schnellen Arbeitsablauf, ergibt eine hohe Zuverlässigkeit und ist einer der wichtigsten Vorteile der bewährten Leichtwasserreaktoren, der auch bei einem dampfgekühlten Brutreaktor erhalten bleiben sollte. Um dieses Beschickungsverfahren zu ermöglichen, ist der Referenz-Entwurf mit allen erforderlichen Einrichtungen für das Fluten und Entleeren des Reaktordruckbehälters mit Wasser ausgerüstet. Die Flutmöglichkeit ist außerdem vorteilhaft im Hinblick auf die Abfuhr der Nachzerfallswärme bei bestimmten Reaktorunfällen.

2.9 Reaktorkühlsystem

Das Reaktorkühlsystem ist als Löffler-Kreislauf ausgebildet, die Dampferzeugung erfolgt in Einspritz-Dampferzeugern. Mit Rücksicht auf die Größe der einzelnen Kühlkreiskomponenten und im Hinblick auf die verschiedenen Sicherheitsüberlegungen werden sechs unabhängige, parallel geschaltete Teilsysteme verwendet. Für die sichere Abfuhr der Nachzerfallswärme und verschiedene andere Aufgaben sind zwei zusätzliche klei-

nere Kühlkreisläufe mit Oberflächendampferzeugern vorhanden. Um die Kapitalkosten der gesamten Anlage klein zu halten und eine gute Zugänglichkeit während des Reaktorbetriebes und nach einem Unfall zu gewährleisten, sind nur jene Komponenten innerhalb des Reaktorschutzhalters angeordnet, die aus Sicherheitsgründen dort erforderlich sind.

2.10 Turbinenkreislauf

Der Turbinendampf wird dem Reaktorkühlsystem direkt entnommen, das Kraftwerk arbeitet also im offenen Kreislauf, ähnlich wie die thermischen Siedewasserreaktoren. Mit dieser Schaltung werden ein höherer Wirkungsgrad und niedrigere Kapitalkosten erzielt. Die Gefahr einer Systemkontamination durch ausgetragene Spaltprodukte ist hier jedoch größer, da der inherente Dekontaminationsfaktor, der bei der Verdampfung in einem Siedewasserreaktor auftritt, hier nicht vorhanden ist. Der dampfgekühlte amerikanische "ESADA-Vallecitos-Experimental-Superheat-Reactor" (EVESR) hat jedoch während seiner 2 1/2jährigen Betriebszeit im ebenfalls offenen Kreislauf gezeigt, daß die üblichen zu erwartenden Brennelementschäden den Betrieb und die Reparaturmöglichkeit der Anlage wahrscheinlich nicht wesentlich beeinträchtigen werden.

2.11 Sicherheitseinschluß

Das Schutzbehältersystem wurde so ausgeführt, daß alle Behälter und Räume der Anlage, die Spaltprodukte und Plutonium-Aerosole unter Überdruck enthalten können, von einer zweiten gasdichten Auffangschale umschlossen sind. Da sich die Spaltprodukte nach einem schweren Reaktorunfall innerhalb des ersten druckfesten Schutzbehälters ausbreiten, erforderte dies die Anwendung eines zweiten äußeren Behälters als Auffangschale. In den Dampferzeugerhäusern und im Turbinenhaus bilden die Reaktorkühlsysteme bzw. die Turbinenanlagen das innere Schutzbehältersystem, die gasdichten Gebäude die äußere Auffangschale. Durch schnell-schließende Ventile an den Durchtrittsstellen der Dampfleitungen durch den inneren druckfesten Reaktorschutzhälter ist, ähnlich wie bei den thermischen Siedewasserreaktoren, zusätzlich sichergestellt, daß bei einem schweren Unfall die in den Dampferzeugerhäusern und im Turbinenhaus liegenden Anlagenteile vom Reaktor getrennt werden.

Dieses System bietet die Möglichkeit, alle Radioaktivität, die aus dem inneren Schutzbehältersystem durch Undichtigkeiten unkontrolliert austritt, kontrolliert über Filter abzuleiten oder auch in das innere System zurückzuführen.

Um den Druck im inneren Reaktorschutzbehälter möglichst klein zu halten und um eine zusätzliche Barriere für die Spaltprodukte zu schaffen, wurde außerdem das bekannte mit einem Wasservolumen arbeitende Druckentlastungssystem angewendet.

3. Kurzbeschreibung der Gesamtanlage

Das Kernkraftwerk besteht aus der mit einem dampfgekühlten schnellen Brutreaktor ausgerüsteten Reaktoranlage, dem daran angeschlossenen Dampfkraftwerk und den erforderlichen Nebenanlagen. Der Reaktor ist für eine thermische Leistung von 2519 MW ausgelegt. In zwei Turbogeneratoren werden netto 1000 MW_e-Leistung erzeugt. Der Gesamtwirkungsgrad beträgt 39,7 %.

In Abb. 3-1 ist ein vereinfachtes Fließschema und das Prinzip des Sicherheitseinschlusses der Anlage dargestellt. An den Reaktor sind sechs mit Einspritz-Dampferzeugern ausgerüstete Löffler-Kreisläufe und zwei kleinere Nebenkühlkreise mit Oberflächen-Dampferzeugern angeschlossen. In die Nebenkühlkreise wurden zusätzlich zwei normale Löffler-Kessel eingeschaltet. Zwei Dampfleitungen führen vom Reaktor zu den beiden Hauptturbogeneratoren und leiten diesen Heißdampf mit 160 ata und 536 °C zu. Nach Entspannung in den Hochdruckstufen der Turbinen und entsprechender Abkühlung wird dieser Dampf in Oberflächen-Zwischenüberhitzern erneut überhitzt. Die Zwischenüberhitzer sind Teile der Löffler-Kreise. Die Mengenströme in den einzelnen Kreisläufen bei voller Reaktorleistung sowie die auftretenden Temperaturen und Drücke, sind aus dem Fließschema zu entnehmen.

Die beiden Nebenkühlkreise befinden sich während des Reaktorbetriebes stets mit in Betrieb. Der in diesen Systemen erzeugte, nichtradioaktive Dampf von 190 ata und 500 °C wird den Antriebsturbinen der Dampfumwälzgebläse zugeführt und für andere Hilfssysteme der Anlage verwendet. Er dient außerdem als Sperrdampf in den Labyrinth-Stopfbuchsen der mit radioaktivem Dampf arbeitenden Maschinen.

Die zwei Löffler-Kessel erzeugen während des normalen Betriebes nur eine geringe Menge Dampf. Sie haben in der Hauptsache die Aufgabe, bei Leistungsänderungen, Betriebsstörungen und auftretenden Leckagen, Druckschwankungen im Kühlsystem auszugleichen. Das Wasservolumen der beiden Löffler-Kessel, die höher als der Reaktorkern angeordnet sind, dient außerdem dazu, den Reaktor während des Beschickungsvorganges mit Wasser zu fluten. Dieser Flutvorgang muß wegen der Nachwärmeerzeugung der Brenn-

- | | | | | | |
|---|------------------|----|---------------------|----|---------------------|
| 1 | Reaktorkern | 8 | Speisepumpe | 15 | Deckelhubwerk |
| 2 | inn. Abschirmung | 9 | Hauptturbogenerator | 16 | Rohrleitungskeller |
| 3 | Reaktordruckbeh. | 10 | Zwischenüberhitzer | 17 | Druckausgleichsltg. |
| 4 | Einspritzdampfz. | 11 | Hausturbine | 18 | druckf. Schutzbeh. |
| 5 | Löffler-Kessel | 12 | Hilfsdampfzerzeuger | 19 | gasd. Schutzbeh. |
| 6 | Sekundärdampfz. | 13 | Reaktorzelle | 20 | Abgasleitung |
| 7 | Umwälzgebläse | 14 | Beladebecken | 21 | Sprüh-System |

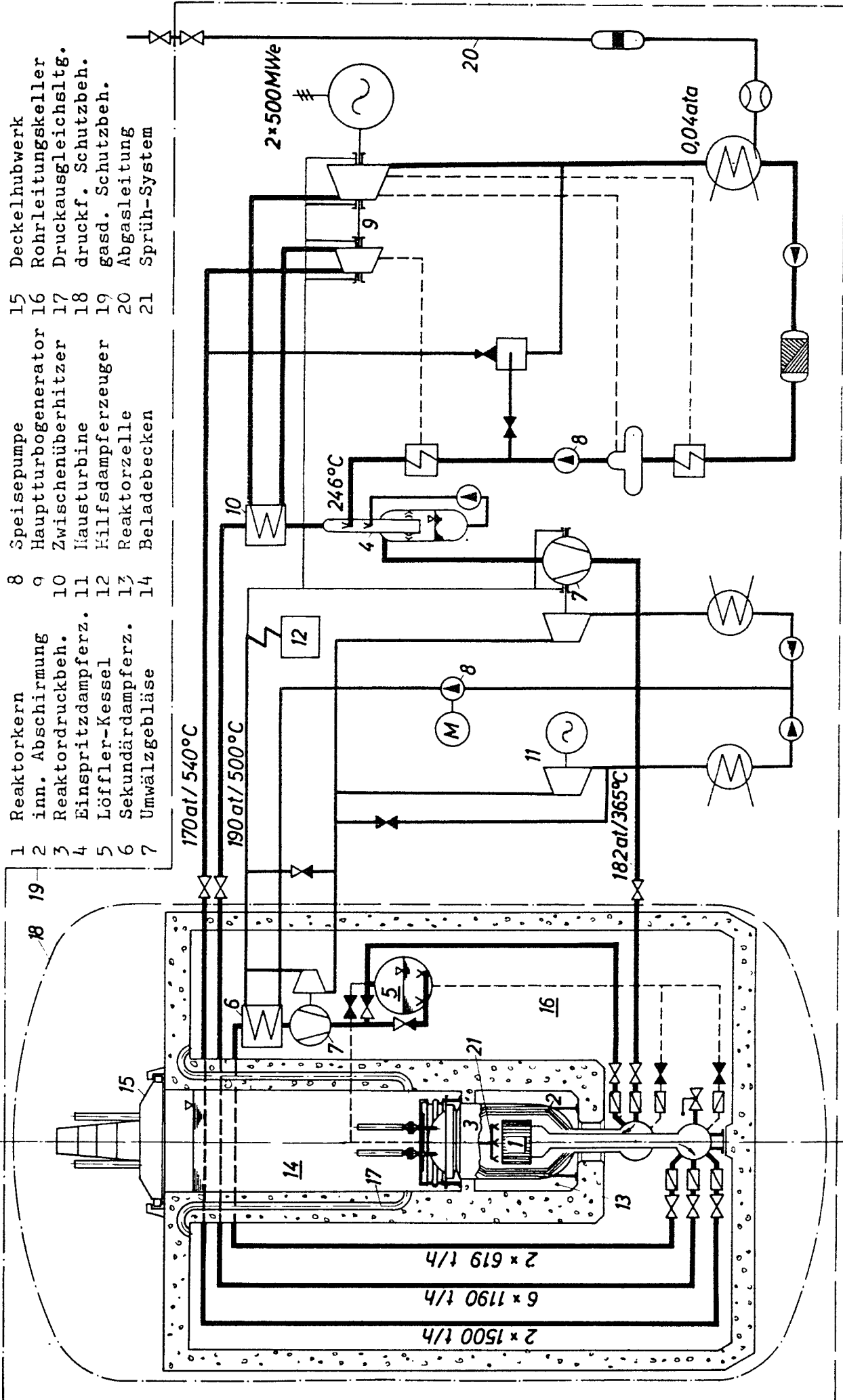


Abb. 3-1 Vereinfachtes Fließschema und Sicherheitseinschluß

stoffelemente bei einem relativ hohen Druck durchgeführt werden. Der geflutete Reaktor wird dann durch ein Druckwasserkühlsystem gekühlt und drucklos gemacht.

Die Anordnung der einzelnen Anlagenteile und die Gestaltung des Schutzbehältersystems wurden durch Sicherheitsüberlegungen bestimmt. Der Reaktorbehälter befindet sich in einer armierten Betonzelle, die Wände dieser Zelle dienen gleichzeitig als biologischer Schild. Den oberen Teil bildet das mit Wasser gefüllte Beschickungsbecken. Eine über diesem Becken angeordnete, schwere verfahrbare Brücke bietet einen zusätzlichen Schutz in dieser Richtung.

Alle Rohrleitungen der Kühlsysteme mit ihren Absperr- und Rückschlagarmaturen, das Druckwasserkühlsystem und die erforderlichen Reingigungskreisläufe sowie die beiden Nebenkühlkreise sind unterhalb und seitlich der Reaktorzelle in einem zweiten von Betonwänden gebildeten Auffangraum angeordnet. Ein Druckanstieg in diesem Raum, der evtl. hervorgerufen sein kann durch einen Reaktorunfall oder eine Leckage in den Kühlsystemen, wird durch Überströmleitungen in das Beschickungsbecken und schließlich in den zylinderförmigen, druckfesten Stahlschutzbehälter abgeleitet. Dieser erste Schutzbehälter, die sechs Löffler-Kreisläufe und die beiden Hauptturbogeneratoren sind von einem zweiten gasdichten Auffangbehälter eingeschlossen. In ihm wird ein geringer Unterdruck aufrecht erhalten, so daß freiwerdende Radioaktivität kontrolliert, behandelt und abgeleitet werden kann.

An der abgeschalteten Reaktoranlage sind normalerweise alle Durchführungen zwischen dem ersten Schutzbehälter und der zweiten Auffangschale, welche Radioaktivität führen können, geschlossen. Zu diesem Zweck sind in jeder Leitung eine Rückschlag- bzw. Überlastklappe und zwei unabhängige normale Absperrschieber eingebaut. Die Nachwärmeabfuhr erfolgt in diesem Fall durch die beiden Nebenkühlkreise oder, bei geflutetem Reaktor, durch das Wasserkühlsystem. Die Durchführungen bleiben auch während des Anfahrens des Reaktors solange geschlossen, bis etwa 10 % der Reaktorleistung erreicht sind. Die Anlage arbeitet während dieser Zeit als ein Zweikreissystem mit den beiden Hausturbinen und deren Kondensatoren.

Die Nutzleistungserzeugung erfolgt im offenen Kreislauf, ähnlich wie bei den bekannten Siedewasserreaktoren. Eine plötzliche, sprungförmige Leistungszunahme an beiden Hauptturbogeneratoren in einer Größenordnung, wie sie bei konventionellen, modernen Kraftwerken zugelassen wird, führt zu keiner unzulässigen Abnahme des Dampfdruckes bzw. zu keiner unzulässigen Erhöhung der Reaktorleistung. Das Wasservolumen in den Unterteilen der Einspritzdampferzeuger, in dem sich das aus dem Dampfstrom abgeschiedene Wasser sammelt, wirkt in diesem Falle stabilisierend. (s. Kap. 9.1.1) Eine plötzliche Leistungsabnahme wird durch ein Bypaß-System zu den Hauptturbogeneratoren beherrscht.

Alle Leckagen, die in den Kühlsystemen auftreten, können durch Schließen der entsprechenden Ventile vom restlichen Reaktorsystem isoliert werden. Undichtigkeiten am Reaktordruckbehälter selbst sind jedoch nicht mehr abzustellen, diese werden schließlich zu einem drucklosen Reaktor führen. In einem solchen Fall kann durch ein Wassereinsprühsystem, das über dem Reaktorkern angeordnet ist, der dem Reaktorkern zuströmende Kühldampf zusätzlich befeuchtet und damit dessen Kühlwirkung wesentlich erhöht werden. Eine Coreschmelze läßt sich damit vermeiden. Gleichzeitig wird eine Notflutung des Reaktors vorgenommen. Wenn die Undichtigkeit unterhalb des Reaktorkernes liegt, wird das Einsprühsystem weiter in Betrieb gehalten und das zweite Auffangvolumen der Reaktoranlage durch Einleiten von Kühlwasser aus den Hauptkondensatoren soweit geflutet, bis der Reaktorkern mit Sicherheit unter Wasser steht. Der letztgenannte Flutvorgang wird auch dann, wenn der Reaktor durch einen schweren Unfall völlig zerstört wurde, durchgeführt. Auf diese Weise ist es möglich, die Nachzerfallswärme auch unter diesen Bedingungen, für unbegrenzt lange Zeit mit Sicherheit abzuführen.

Ein weiterer abnormaler Betriebszustand bzw. Unfall besteht in einem Anstieg der Radioaktivität des Turbinendampfes, z.B. als Folge eines Hüllrohrschadens. Wenn der Anstieg verhältnismäßig langsam erfolgt, kann das defekte Brennstoffelement durch ein Spaltprodukt-Nachweissystem lokalisiert werden. Bei Erreichen eines bestimmten Radioaktivitätspegels hängt die weitere Betriebsweise des Kraftwerkes von der Dosisrate an den Hauptturbinen oder der Abluftleitung ab, bis schließlich das defekte Brennstoffelement ausgewechselt werden kann. Bei einem sehr starken und plötzlichen Anstieg der Radioaktivität sind hingegen unmittelbare Sicherheitsmaßnahmen

erforderlich. In einem solchen Fall werden der Reaktor abgeschaltet und die Dampfleitungen zu den Hauptturbinen abgesperrt. Außerdem können auch alle anderen Durchführungen im druckfesten Schutzbehälter, die radioaktiven Dampf führen, geschlossen werden. Die Rückschlag- und Überlastklappen sind zu diesem Zweck für eine sehr kurze Schließzeit ausgelegt. Um eine vollkommene Dichtheit und Zuverlässigkeit zu gewährleisten, werden stets zusätzlich die beiden unabhängigen Absperrschieber in jeder Leitung mit geschlossen.

Der Übergang vom "Leistungsbetrieb im offenen Kreislauf" zum "abgeschalteten Reaktor mit abgesperrten äußeren Kühlsystemen" beeinflusst die beiden Nebenkühlkreise nicht. Es sind also keine zusätzlichen Maßnahmen erforderlich, um die weitere Abfuhr der Nachzerfallswärme sicherzustellen. Hierbei ist außerdem von Bedeutung, daß die Dampfgebläse der Nebenkühlkreise, von denen die Abfuhr der Nachzerfallswärme im wesentlichen abhängt, von besonders einfacher Konstruktion sind, so daß ein sehr hoher Grad an Zuverlässigkeit erwartet werden kann. Alle anderen wichtigen Anlagenteile für das Nachwärme-Abfuhrsystem, z.B. die Speisewasserpumpen, die Kondensatoren usw. sind außerhalb des druckfesten Schutzbehälters angeordnet und nicht radioaktiv, so daß sie stets zugänglich bleiben. Leckagen vom radioaktiven Kühlsystem zum nichtradioaktiven Sekundärsystem sind ausgeschlossen, da der Sekundärdampfdruck um ca. 20 at über dem Reaktor- druck liegt. Als Reserveenergiequelle für den Antrieb der Dampfumwälzgebläse steht ein konventionell beheizter Hilfsdampferzeuger zur Verfügung.

Der Lageplan (Zeichn. Nr. 1) zeigt die gesamte Anlage im Grundriß. Der Reaktor ist mit den beiden geschlossenen Nebenkühlkreisen im druckfesten Schutzbehälter untergebracht. Die Löffler-Kreisläufe befinden sich in den beiden an den Schutzbehälter angrenzenden gasdichten Dampferzeuger-Gebäuden. Unmittelbar benachbart zum Schutzbehälter und den beiden Dampferzeuger-Gebäuden liegt das Turbinenhaus. Hinter dem Turbinenhaus schließt sich die Hochspannungsschaltanlage an. Alle zu der Reaktoranlage gehörenden Hilfsanlagen sowie die zentrale Schaltwarte sind in dem Reaktor Nebengebäude untergebracht. Das Reaktor Nebengebäude liegt dem Turbinenhaus gegenüber.

Die für die Wiederaufbereitung der verbrauchten Brennstoffelemente erforderlichen Anlagen und die evtl. zusätzlich benötigten Einrichtungen für

die Behandlung und Beseitigung der dabei anfallenden radioaktiven Abfälle sind im Lageplan nicht mit eingezeichnet.

Die Reaktoranlage ist auf den Zeichnungen Nr. 2 und Nr. 3 in verschiedenen Schnitten dargestellt.

Der zylinderförmige Reaktorkern hat einen Durchmesser von 3389 mm und eine Höhe von 2485 mm. Er ist aus 163 Brennstoff-, 18 Kontroll- und 120 Brutstoffelementen mit sechseckigem Querschnitt zusammengesetzt. Der Brennbzw. Brutstoff befindet sich in gasdichten, druckfesten Röhren aus Inconel 625. Als Brennstoff wird ein Gemisch aus PuO_2 und UO_2 , als Brutstoff UO_2 verwendet. In jedem Brennstoffelement sind 469 Brennstoffstäbe und in jedem Brutstoffelement 169 Brutstoffstäbe enthalten.

Die gesamte Kernstruktur wird von einer unten liegenden Tragplatte gestützt und von einem äußeren Mantel zusammengehalten. Das Kühlmittel tritt durch den Ringkanal des konzentrischen Kühlmittelstützens von unten in den Reaktordruckbehälter ein und durchströmt zunächst den radialen Brutmantel und die zwischen dem Reaktorkern und der Druckbehälterwand angeordnete innere Strahlenabschirmung von unten nach oben. Es gelangt auf diese Weise in die über dem Reaktorkern angeordnete Umlenkammer und strömt von hier abwärts durch die Spaltzone des Reaktorkerns. Das erwärmte Kühlmittel verläßt den Reaktordruckbehälter durch den inneren Kanal des konzentrischen Kühlmittelstützens.

Die Kontrollstabantriebe sind, ähnlich wie bei Druckwasser-Reaktoren, auf dem Deckel des Reaktordruckbehälters aufgesetzt. Die Neutronenfluß-Meßgeräte befinden sich außerhalb des Reaktorbehälters in der Abschirmung.

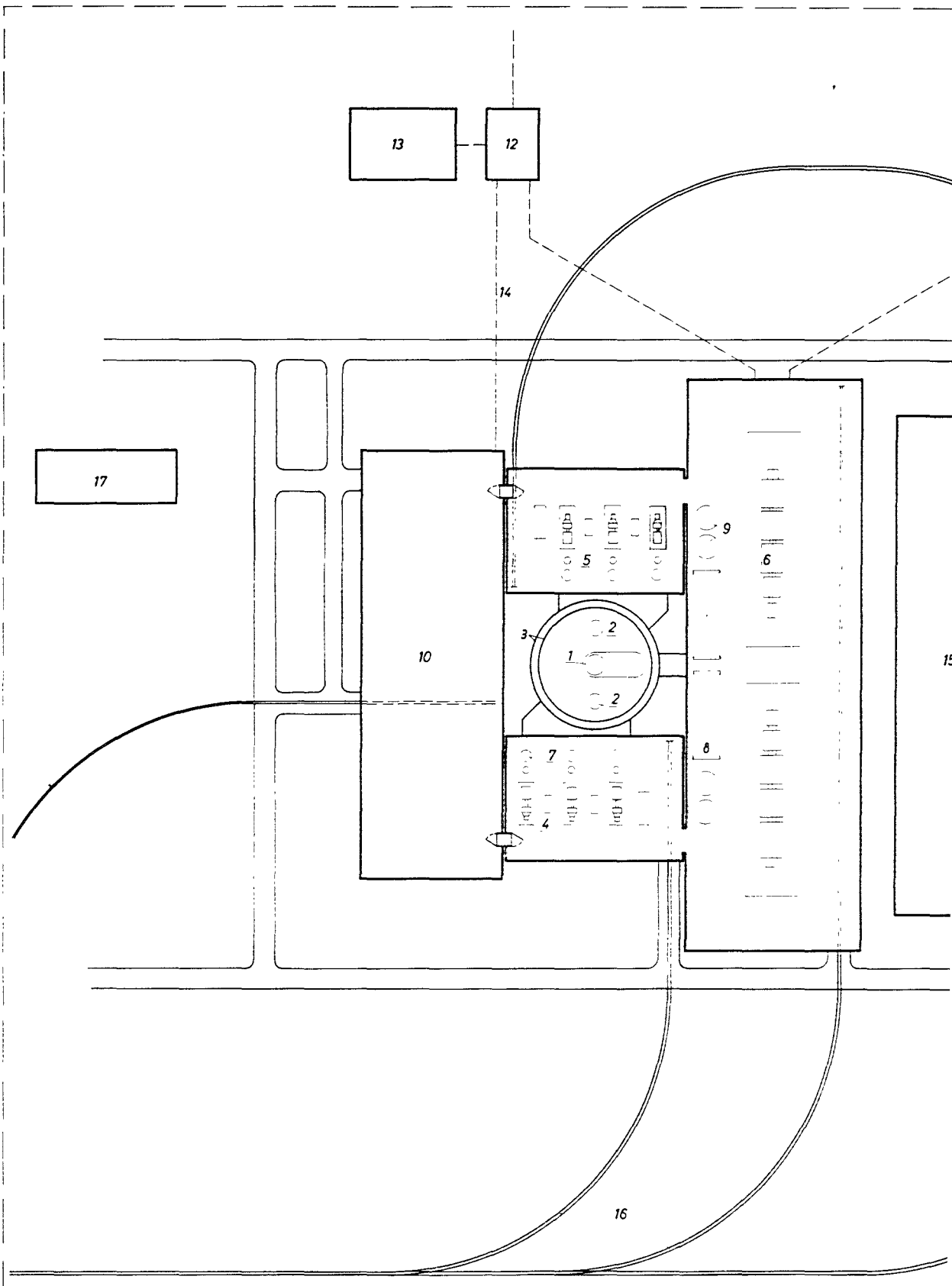
Bemerkenswert ist der bei einem schnellen dampfgekühlten Reaktor erforderliche große Aufwand für die inneren Strahlenschilder, um die Strahlenbelastung der Druckbehälterwände ausreichend niedrig zu halten. Als Abschirmmaterial wurde für den vorliegenden Entwurf ausschließlich Stahl verwendet. Die Abschirmdicke ist so bemessen, daß die für den ferritischen Werkstoff des Reaktordruckbehälters zulässigen Bestrahlungswerte nicht überschritten werden.

8

7

6

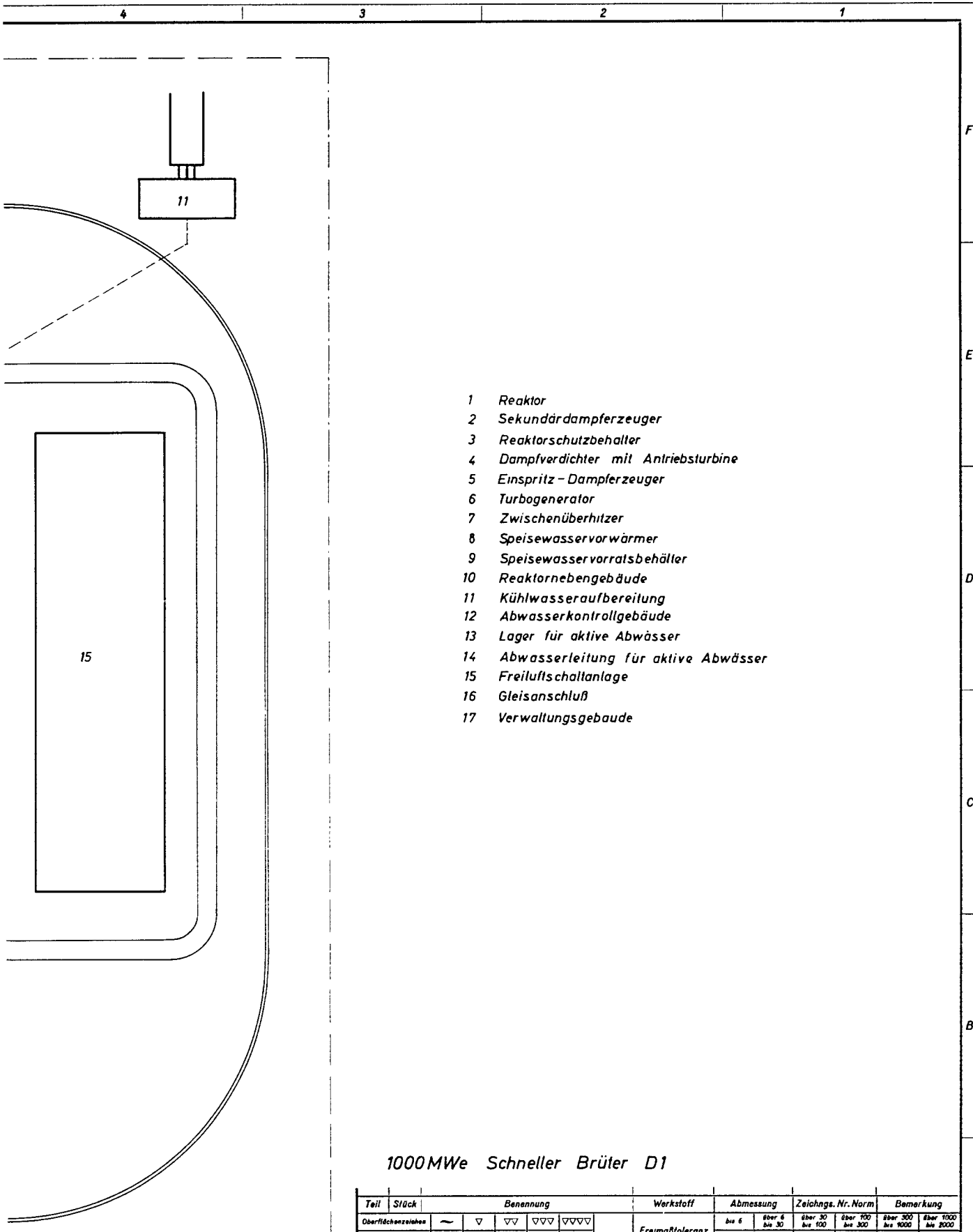
5



Haftung für die Ausführung der Arbeit. Ohne unsere vorherige Zustimmung darf diese Zeichnung weder vervielfältigt noch Dritten zugänglich gemacht werden, es sei denn durch den Empfänger oder Dritte nach schriftlicher Genehmigung. Die Haftung für Schäden, die durch die Verwendung dieser Zeichnung entstehen, ist ausgeschlossen. Die Haftung für Schäden, die durch die Verwendung dieser Zeichnung entstehen, ist ausgeschlossen. Die Haftung für Schäden, die durch die Verwendung dieser Zeichnung entstehen, ist ausgeschlossen.

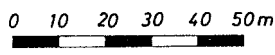
Paßmaß-Abmaß

Buch-	Kammi-	Änderung
stabe	vor	



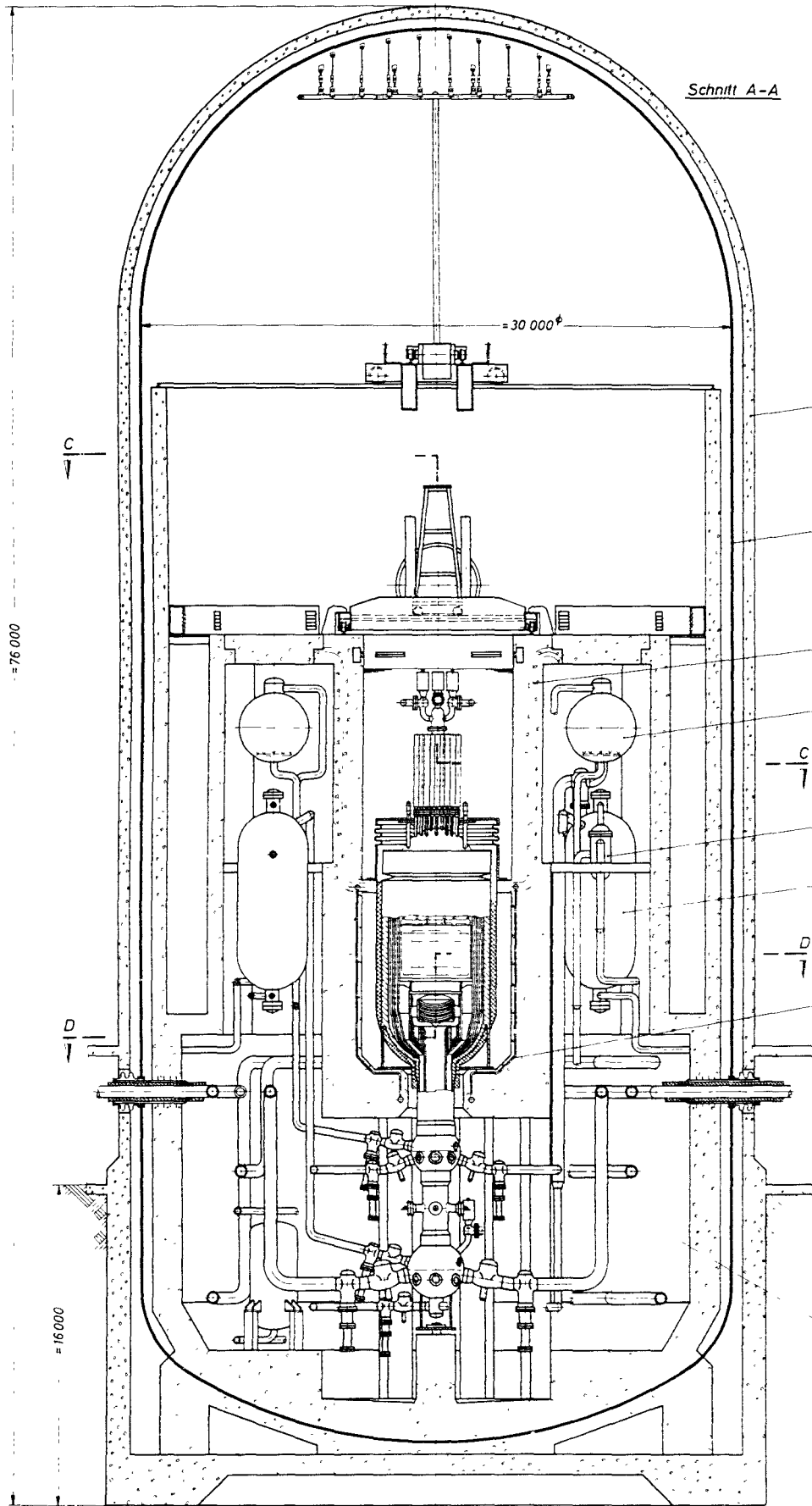
- 1 Reaktor
- 2 Sekundärdampferzeuger
- 3 Reaktorschutzbehälter
- 4 Dampfverdichter mit Antriebsturbine
- 5 Einspritz - Dampferzeuger
- 6 Turbogenerator
- 7 Zwischenüberhitzer
- 8 Speisewasservorwärmer
- 9 Speisewasservorratsbehälter
- 10 Reaktornebengebäude
- 11 Kühlwasseraufbereitung
- 12 Abwasserkontrollgebäude
- 13 Lager für aktive Abwässer
- 14 Abwasserleitung für aktive Abwässer
- 15 Freiluftschaltanlage
- 16 Gleisanschluß
- 17 Verwaltungsgebäude

1000 MWe Schneller Brüter D1



Teil	Stück	Benennung					Werkstoff	Abmessung		Zeichngs. Nr. Norm	Bemerkung	
Oberflächenzeichens	~	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽	Freimaßtoleranz	bis 6	über 6 bis 30	über 30 bis 100	über 100 bis 300	über 300 bis 1000	über 1000 bis 2000
Reaktiefe max. in µ	1000	40	10	4	1,6	± 0,1	± 0,2	± 0,3	± 0,5	± 0,8	± 1,2	
1966	Tag	Name		Werkstoff	Gesellschaft für Kernforschung m. b. H.		Zugeh. Zeichng.					
gez.	10. 8	<i>[Signature]</i>			7500 Karlsruhe		Ersatz für					
gepr.	11. 8	<i>[Signature]</i>			Postfach 947		Ersetzt durch					
gez.							Zeichnungs Nr.					
Maßstab	Benennung							Zeichnungs Nr.				
1:1000	Lageplan							1				

Tag Name



Schnitt A-A

= 30 000 ϕ

= 76 000

C
V

D
V

= 16 000

Rundlaufkran

Beton - Auffang - schale

Schutzbehälter

Überstromkanäle

Dampfspeicher

Nebenkühkreis =
gebläse

Sekundär -
Dampferzeuger

Schickkühlsystem

Beschickungs =
maschine

Material =
schleuse

Personen =
schleuse

Frischlüftung

Luftkühlanlagen

Brennelement -
Transportkanal

Abfallbehälter

Rohrleitungsleiter

Sc

Schnitt B-B

Schutzbehälter-Spruhsystem

Indlaufkran

Personen-
schickungs-
maschine

Material-
einfuhr-
einfahrt

Personen-
einfuhr-
einfahrt

Luftzufuhr-
leitung

Kuhlanlagen

Abfall-
abfuhr-
kanal

Wasser-
behalter

Deckel-Hubwerk

Beschickungsbecken

Steuerstabenantriebe

Isolierglocke

Reaktor

Meßsaule

Reaktorzelle

Sicherheitsauflager

Schnitte C-C und D-D siehe Zeichnung Nr 3

1000 MWe Schneller Brüter D1

0 1 2 3 4 5m

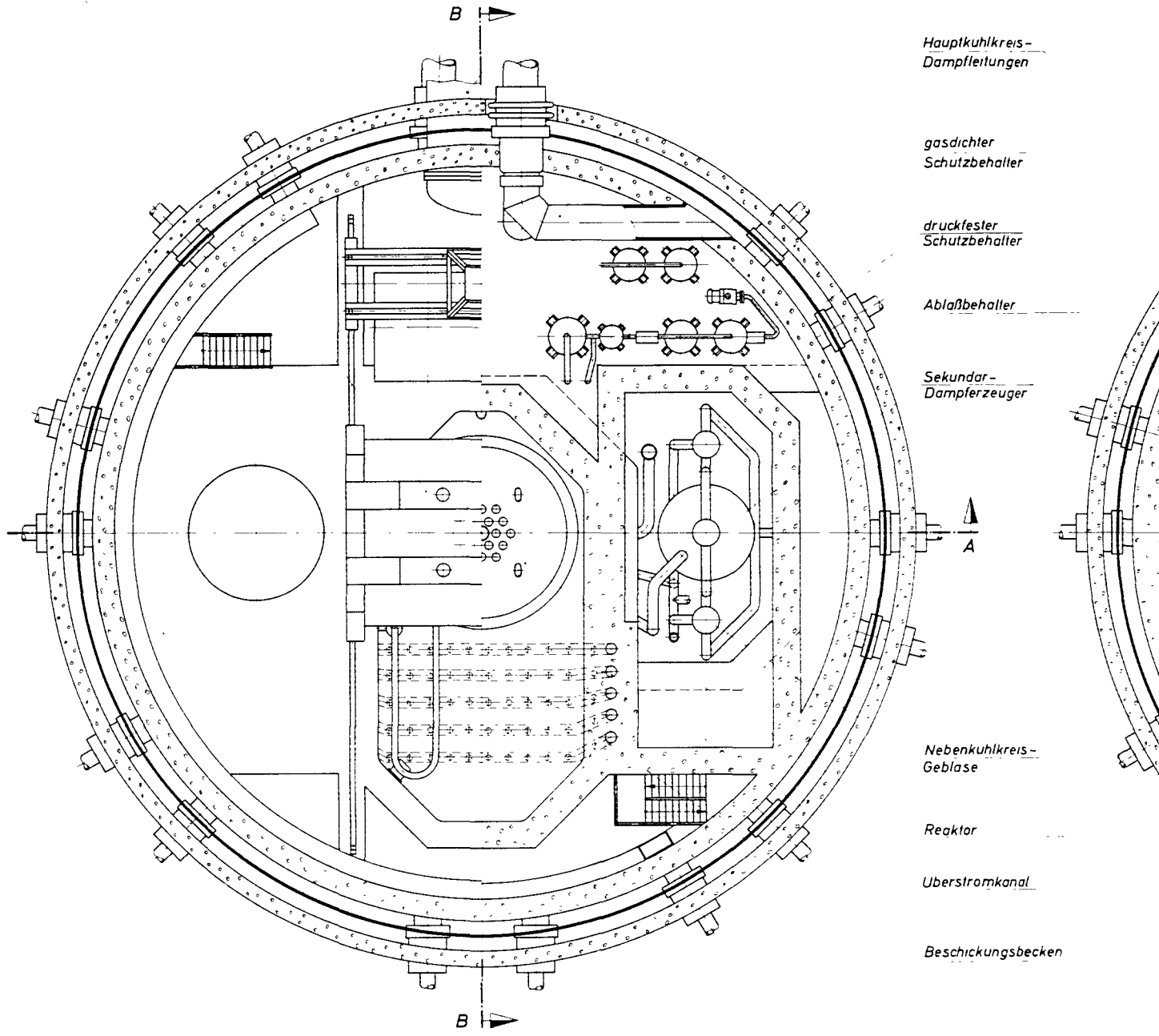
Titel	Zusatz	Benennung	Werkstoff	Abmessung	Zeichnungs-Nr. (Blatt)		Dokument-Nr.
					Blatt	Blatt	
1000 MWe Schneller Brüter D1		Vertikalschnitte durch das Reaktor- gebäude			100	2	
1000 MWe Schneller Brüter D1		Vertikalschnitte durch das Reaktor- gebäude			100	2	

ckel-
bwerk

Beschickungs-
Maschine

Materialschleuse

Zuluft-
Leitung



Schnitt. C-C

Hauptkühlkreis-
Dampfleitungen

gasdichter
Schutzbehälter

druckfester
Schutzbehälter

Ablaufbehälter

Sekundär-
Dampferzeuger

Nebenkühlkreis-
Gebälse

Reaktor

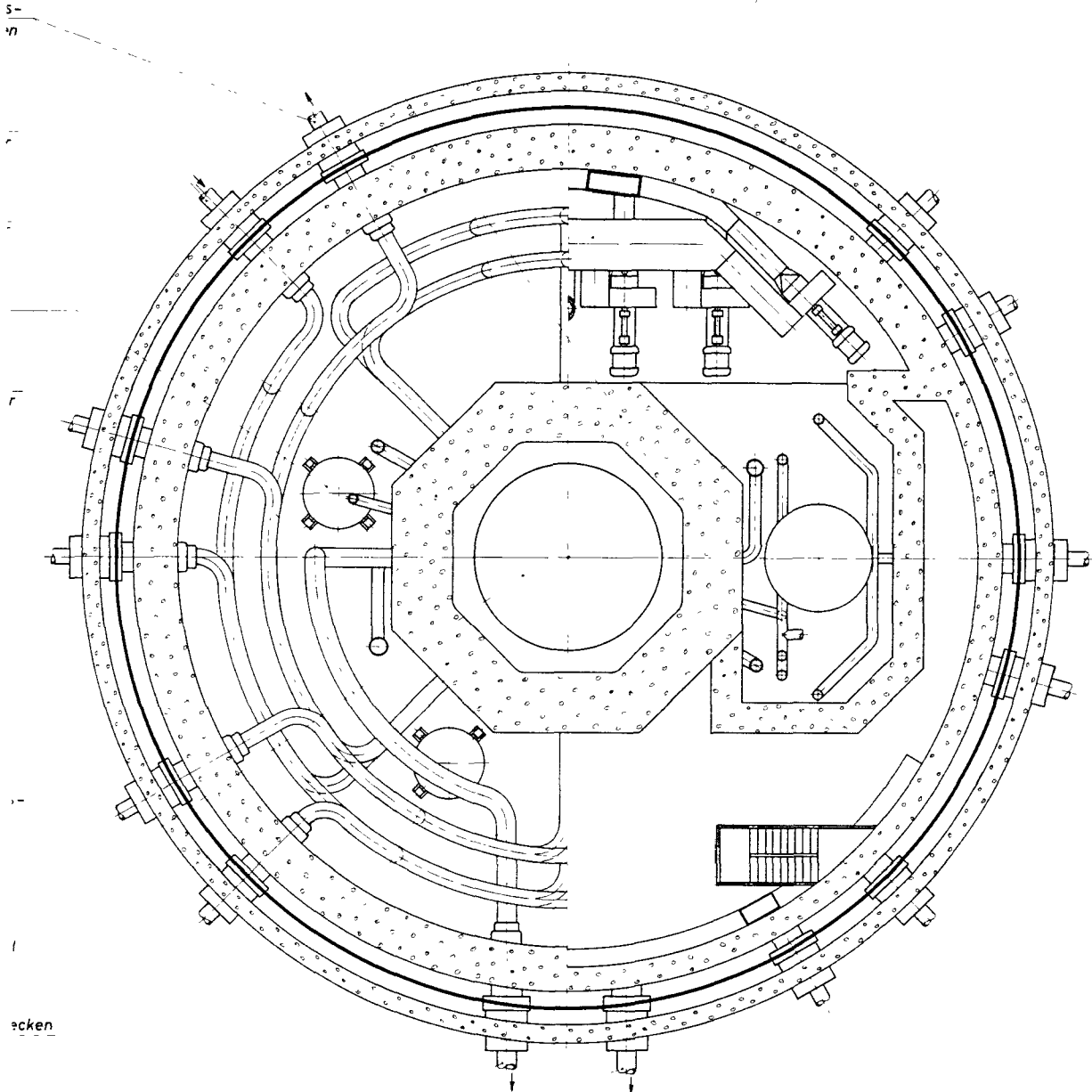
Überstromkanal

Beschickungsbecken

Turbi
Däm

Abschirmung

Luftkuhlanlagen

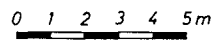


Schnitt: D-D

Schnitte A-A und B-B siehe Zeichnung Nr 2

Turbinen -
Dampfleitungen

1000 MWe Schneller Brüter D1



Teil / Stück	Benennung				Werkstoff	Abmessung		Zeichng. Nr. Norm		Bemerkung
Reaktorbauwerk	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽	Freimittleranz	Abt. 6	Abt. 4 Abt. 20	Abt. 30 Abt. 100	Abt. 100 Abt. 300	Abt. 1000 Abt. 10000
1966	Tag	Name	Werkstoff		Gesellschaft für Kernforschung m & H		Zugm. Zeichn.			
gez	25.7	K. G. G. G. G. G.			7500 Karlsruhe		Ersetzt Nr.			
gez		W. G. G. G. G. G.			Postfach 947		Ersetzt durch			
Platztab.	Benennung				Horizontalschnitte durch das Reaktorgebäude		Zeichnungs Nr.		3	
1. 100										

Der Reaktordruckbehälter hat verhältnismäßig große Abmessungen. Der Innendurchmesser beträgt 4,8 m, die Höhe ca. 12 m und die Wandstärke des in Mehrlagenbauweise ausgeführten zylindrischen Teils etwa 300 mm. Er hat ein Gewicht ohne Einbauten von etwa 540 t. Wegen dieser Werte ist es erforderlich, den Druckbehälter auf der Baustelle aus mehreren vorgefertigten Teilen zu verschweißen. Grundsätzliche Schwierigkeiten stehen einer solchen Ausführung jedoch nicht im Wege.

Für den Brennstoffwechsel wird der Druckbehälterdeckel abgehoben und seitlich in dem Beschickungsbecken abgesetzt. Der Transport wird mit einer über dem Beschickungsbecken verfahrbaren Hubbrücke durchgeführt. Der Brennelementwechsel geschieht dann unter direkter Sicht mit Hilfe einer zweiten leichteren verfahrbaren Brücke. Die verbrauchten Brennelemente werden aus dem Beschickungsbecken durch einen schräg abwärts führenden Transportkanal in ein außerhalb des Schutzbehälters im Reaktor Nebengebäude angeordnetes Brennelement-Lagerbecken überführt.

Die Zeichnungen Nr. 2 und Nr. 3 zeigen auch die wirkliche Lage der bereits anhand der Abb. 3-1 erläuterten Komponenten der Kühlsysteme.

	<u>Seite</u>
4. Datentabelle	4 - 2
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 - 7
Temperaturen	4 - 7
Heißkanalfaktoren	4 - 8
Kühlmittelgeschwindigkeit und Druckverluste	4 - 8
Stableistung und Formfaktoren	4 - 9
Spaltstoffbelastung	4 - 9
Leistungsdichte	4 - 9
Konstanten	4 - 9
4.2.1.3 Physikalische Werte	4 - 10
Reaktivitätswerte	4 - 10
Brutraten	4 - 10
Verdopplungszeit	4 - 10
Brennstoffzusammensetzung	4 - 11
Brennstoffmengen	4 - 11
Abbrand	4 - 12
4.2.2 Reaktorbehälter mit Einbauten	4 - 12
4.3 Dampferzeugerkreisläufe	4 - 14
4.3.1 Dampferzeuger	4 - 14
4.3.2 Dampfumwälzgebläse	4 - 14
4.3.3 Zwischenüberhitzer	4 - 15
4.3.4 Rohrleitungen	4 - 16
4.4 Nebenkühlkreisläufe	4 - 18
4.4.1 Sekundär-Dampferzeuger	4 - 18
4.4.2 Löffler-Kessel	4 - 19
4.4.3 Nebenkühlkreisgebläse	4 - 19
4.4.4 Rohrleitungen	4 - 19

4. Datentabelle4.1 Gesamtkraftwerk

Anlagenbezeichnung	D 1
Reaktortyp	Heterogener schneller Brutreaktor
Wärmeleistung	2519 MW _{th}
Elektrische Leistung	1000 MW _e
Gesamtwirkungsgrad	39,7 %
Thermodynamischer Wirkungsgrad	43,3 %
Brennstoff	UO ₂ -PuO ₂ -Gemisch
Brutstoff	UO ₂
Gesamtbrutrate	1,15
Verdopplungszeit	37 a
Wärmeträger	H ₂ O-Dampf
Schaltung	direkter Kreislauf mit einfacher Zwischenüber- hitzung für Hauptturbinen, geschlossener Sekundär- kreis für Hilfsantriebe
Dampfdruck vor Turbine	160 ata
Dampftemperatur vor Turbine	536 °C

4.2 Reaktor4.2.1 Reaktorkern4.2.1.1 Aufbau

Form	Zylinder
Durchmesser	3389 mm
Höhe	2485 mm
Brennstoffbereich	Zylinder
Durchmesser D des Brennstoffbereiches	2628 mm
Höhe H des Brennstoffbereiches	1510 mm
H/D	0,575
Brutmantel	axial ca. 350 mm radial ca. 380 mm
Anzahl der Zonen in radialer Richtung κ)	3
davon im Brennstoffbereich	2
im Brutmantel	1
Anzahl der Kernzellen	301
davon im Brennstoffbereich	181
im Brutmantel	120
Form und Abmessung der Kernzelle	Hexagon SW 186 mm
Äußere Schlüsselweite des Kernelementes	183,6 mm
Gesamtlänge des Kernelementes	3160 mm
Gewicht des Brennelementes	~ 400 kp
Gewicht des Brutelementes	~ 550 kp
Wandstärke des Kernelement- mantelrohres	3 mm

κ) werden von innen nach außen gezählt.

Material des Brennelement- mantelrohres	Inconel 625
Material des Brutelement- mantelrohres	Incoloy 800
Durchmesser des Brennstoffstabes	7 mm
Durchmesser des Brutstoffstabes	12,5 mm
Hüllrohr- Wandstärke des Brennstoffstabes	0,37 mm
Volumenverhältnis; Hüllrohr/ Brennstoff; x	0,25
Material des Brennstoffhüllrohres	Inconel 625
Hüllrohr-Wandstärke des Brutstoffstabes	0,55 mm
Volumenverhältnis; Hüllrohr/ Brutstoff; x	0,2
Material des Brutstoffhüllrohres	Incoloy 800
Anzahl der Brennstoffstäbe/ Brennelement	469
Anzahl der Brutstoffstäbe im unt. ax. Blanket/Brennelement	133
Anzahl der Brutstoffstäbe/ Brutelement	169
Höhe und Lage des Spaltgasraumes der Zonen 1 und 2	250 mm oben
max. Spaltgasdruck im Brenn- stoffstab im Betriebszustand	260 ata
Anteil des strömenden Kühlmittels pro Brennstoffzelle im Brennstoff- bereich α_{hl}	29,6 v/o
Anteil des gesamten Kühlmittels pro Brennstoffzelle im Brennstoff- bereich α_{S1}	32,2 v/o
Anteil des Strukturmaterials pro Brennstoffzelle im Brennstoff- bereich β_{O1}	7,6 v/o
Anteil des gesamten Kühlmittels pro Steuerzelle	31,0 v/o

Struktur- und Hüllmaterial- anteil der Steuerzelle	22,0	v/o
Anteil des Brennstoffes bzw. Brut- stoffes pro Steuerzelle	30,8	v/o
Anteil des Absorbermaterials pro Steuerzelle	16,2	v/o

Zone 1

Durchmesser D_{C1}	1832	mm
Anzahl der Zellen	88	
Anzahl der Brennelemente	79	
Anzahl der Steuerzellen	9	
Abstand der Steuerzellen von Reaktormitte R_1	644	mm
Kühlmittelanteil im Brennstoff- bereich und o. ax. Blanket α_{plC}	32,0	v/o
Kühlmittelanteil im unt. ax. Blanket *) α_{plB}	40,9	v/o
Strukturmaterialanteil im Brennstoffbereich und ob. ax. Blanket β_{01C}	7,9	v/o
Strukturmaterialanteil im unt. ax. Blanket *) β_{01B}	7,6	v/o
Struktur- und Hüllmaterial- anteil im Brennstoffbereich und ob. ax. Blanket β_{1C}	19,9	v/o
Struktur- und Hüllmaterial- anteil im unt. ax. Blanket *) β_{1B}	16,3	v/o
Boranteil im ob. ax. Blanket	1,7	v/o
Heliumanteil im Brennstoffbereich	1,7	v/o
Spaltstoffanteil im Brennstoffbereich **)	4,5	v/o

*) bei herausgezogenen Steuerstäben
**) Abbrand 27500 MWd/t

Brutstoffanteil im Brennstoffbereich **)	42,0	v/o
Brutstoffanteil im ob. ax. Blanket **)	46,4	v/o
Brutstoffanteil im unt. ax. Blanket **)	42,8	v/o
<u>Zone 2</u>		
Außendurchmesser D_{C2}	2628	mm
Anzahl der Zellen	93	
Anzahl der Brennelemente	84	
Anzahl der Steuerzellen	9	
Abstand der Steuerzellen von Reaktormitte R_2 (3 Zellen)	930	mm
R_3 (6 Zellen)	966,5	mm
Kühlmittelanteil im Brennstoff- bereich und ob. ax. Blanket α_{p2C}	32,0	v/o
Kühlmittelanteil im unt. ax. Blanket α_{p2B} *)	40,8	v/o
Strukturmaterialanteil im Brenn- stoffbereich und ob. ax. Blanket β_{O2C}	7,9	v/o
Strukturmaterialanteil im unt. ax. Blanket β_{O2B} *)	7,6	v/o
Struktur- und Hüllmaterialanteil im Brennstoffbereich und ob. ax. Blanket β_{2C}	19,9	v/o
Struktur- und Hüllmaterialanteil im unt. ax. Blanket β_{2B} *)	16,3	v/o
Boranteil im ob. ax. Blanket	1,6	v/o
Heliumanteil im Brennstoffbereich	1,6	v/o
Spaltstoffanteil im Brennstoff- bereich **)	5,6	v/o

*) bei herausgezogenen Steuerstäben
 **) Abbrand 27500 MWd/t

Brutstoffanteil im Brennstoffbereich	***)	40,9	v/o
Brutstoffanteil im ob. ax. Blanket	***)	46,5	v/o
Brutstoffanteil im unt. ax. Blanket	***)	42,9	v/o

Zone 3

Außendurchmesser		3389	mm
Anzahl der Zellen		120	
Anzahl der Brutstoffelemente		120	
Kühlmittelanteil α_{p3}		24,1	v/o
Strukturmaterialanteil B_{03}		6,7	v/o
Gesamtstrukturmaterialanteil B_3		18,3	v/o
Brutstoffanteil		57,6	v/o
Anteil des strömenden Kühlmittels α_{h3}		21,6	v/o

4.2.1.2 Wärmetechnische Werte

Wärmeleistung des Brennstoffbereiches		2343	MW _{th}
Wärmeleistung der ax. Brutzonen		75	MW _{th}
Wärmeleistung der rad. Brutzone		101	MW _{th}
Kühlmittel-Eintrittstemperatur \mathcal{J}_e (Spaltzone)		375	°C
Kühlmitteldurchsatz		11394	t/h

Temperaturen

max. Kühlmittel-Austrittstemperatur im Heißen Kanal		648	°C
max. nom. Kühlmittelaustrittstemperatur		555	°C
mittlere Kühlmittelaustrittstemperatur		540	°C

max. Hüllrohrtemperatur im Heißen Kanal	754	°C
max. nom. Hüllrohrtemperatur	635	°C
max. Brennstofftemperatur im Heißen Kanal	2170	°C
max. nom. Brennstofftemperatur	1832	°C

<u>Heißkanalfaktoren</u> *)		Einfluß des Abbrandes *)
Kühlmittelaufheizung	1,52	1,09
Temp.-Anstieg zum Hüllrohr ($T_w - \vartheta$) in 3/4 Core-Höhe	1,45	1,07
Temp.-Anstieg im Hüllrohr ΔT_n	1,30	1,05
Temp.-Anstieg im Spalt ΔT_s	1,20	1,05
Temp.-Anstieg im Brennstoff ($T_{bi} - T_{ba}$)	1,20	1,05

Kühlmittelgeschwindigkeit und Druckverluste

max. Kühlmittelgeschwindigkeit v_{max}	53	m/s
Hydrl. Durchmesser Zone 1 und 2; D_h	2,83	mm
Hydrl. Durchmesser im unt. ax. Blanket	7,87	mm
max. Re-Zahl	$2,5 \cdot 10^5$	
Druckabfall in der rad. Brutzone einschl. Ein- u. Austrittsdruckverluste	0,9	at
Druckabfall im Spaltgasraum	0,57	at
Druckabfall im ob. ax. Blanket	0,70	at
Druckabfall im Core	6,2	at
Druckabfall im unt. ax. Blanket	0,45	at
Ein- u. Austrittsdruckverluste	0,45	at
Gesamtdruckverlust im Kern	9,27	at

*) vgl. Tabelle 8.4-2; S: 8-13

Stableistung und Formfaktoren

Zone 1:

max. nom. Stableistung $\chi_{\max 1}$ *)	326	W/cm
Verhältnis mittl./max. Leistung radial, $\varphi_{\text{rad } 1}$	0,935	
Verhältnis mittl./max. Leistung axial, $\varphi_{\text{ax } 1}$	0,744	

Zone 2:

max. nom. Stableistung $\chi_{\max 2}$ *)	326	W/cm
Verhältnis mittl./max. Leistung radial $\varphi_{\text{rad } 2}$	0,749	
Verhältnis mittl./max. Leistung axial, $\varphi_{\text{ax } 2}$	0,744	

<u>Spaltstoffbelastung</u>	<u>Zone 1</u>	<u>Zone 2</u>
nom. max. Spaltstoffbelastung	1,254 0,995	1,056 MW/kg Pu (39+41) 0,997 kW/cm ³ (PuO ₂ +UO ₂)
mittl. Spaltstoffbelastung	0,873 0,692	0,588 MW/kg Pu (39+41) 0,556 kW/cm ³ (PuO ₂ +UO ₂)

Leistungsdichte

max. Leistungsdichte	0,462	0,464 MW/l
mittl. Leistungsdichte	0,321	0,258 MW/l

Konstanten

Wärmeleitfähigkeit der Hülle (500 °C)	0,19	W/cm °C
mittlere Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffes	0,024	W/cm °C

*) frisches Brennelement

4.2.1.3 Physikalische Werte

Corevolumen	8200	l
kritische Masse M_{kr} (Pu ²³⁹ + Pu ²⁴¹)	3275	kg
Gesamtneutronenfluß in Kernmitte	$1,71 \cdot 10^{15}$	$\text{cm}^{-2} \text{sec}^{-1}$
effektive Neutronenlebensdauer l_{eff}	$4,4 \cdot 10^{-7}$	s

Reaktivitätswerte

Dopplerkoeffizient:	900 °K	$-1,75 \cdot 10^{-5}$
	1400 °K	$-1,125 \cdot 10^{-5}$
Brennstoff-Temperaturkoeffizient (ohne Dopplerkoeffizient)		$-2,41 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$
Hüllrohrtemperaturkoeffizient		$+1,84 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$
Strukturmaterialkoeffizient		$-5,30 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$
Kühlmitteldichtekoeffizient	$\frac{dK/K}{d\rho_K/\rho_K}$	$-1,88 \cdot 10^{-2}$
Reaktivitätshub κ) beim Kühlmittelverlust		+4,14 %
beim Fluten		-4,40 %

Brutraten

Zone 1	0,536
Zone 2	0,351
ax. Brutzonen	0,084
rad. Brutzone	<u>0,179</u>
Gesamtbrutrate	1,15

Verdopplungszeit

als Einzelreaktor (Lastfaktor 0,8; Gesamtbrennstoffmenge = 4/3 Coreladung)	37	a
---	----	---

κ) 1% $\hat{=}$ 2,935 \$

Brennstoffzusammensetzung

**)

<u>Zone 1:</u>	Pu 239	9,73	a/o
	Pu 240	2,99	a/o
	Pu 241	0,30	a/o
	Pu 242	0,13	a/o
	U 238	86,85	a/o
Anreicherung	$\frac{\text{spaltb. Pu}}{(\text{Pu}+\text{U})}$	10,03	a/o
Atomverhältnis $\overline{y}_1 =$	$\frac{\text{Brutstoff}}{\text{Spaltstoff}}$	8,97	
Volumenverhältnis $y_1 =$	$\frac{\text{Brutstoff}}{\text{Spaltstoff}}$	9,32	
<u>Zone 2:</u>	Pu 239	12,03	a/o
	Pu 240	3,69	a/o
	Pu 241	0,37	a/o
	Pu 242	0,16	a/o
	U 238	83,75	a/o
Anreicherung	$\frac{\text{spaltb. Pu}}{(\text{Pu}+\text{U})}$	12,40	a/o
Atomverhältnis $\overline{y}_2 =$	$\frac{\text{Brutstoff}}{\text{Spaltstoff}}$	7,07	
Volumenverhältnis $y_2 =$	$\frac{\text{Brutstoff}}{\text{Spaltstoff}}$	7,34	
<u>ax. Brutzonen u. Zone 3:</u>	U 235	0,39	a/o
	U 238	97,76	a/o
	Pu 239	1,85	a/o

Brennstoffmengen **)

Zone 1:	Spaltstoff	1661	kg Pu
	Brutstoff	14827	kg U
Zone 2:	Spaltstoff	2052	kg Pu
	Brutstoff	14401	kg U
ax. Blanket:	Spaltstoff	299	kg Pu
	Brutstoff	15677	kg U
rad. Blanket:	Spaltstoff	695	kg Pu
	Brutstoff	36556	kg U

**) Bei Abbrand 27500 MWd/t

Abbrand

max. Abbrand
(ax. Mittelung) 55000 MWd/t (U+Pu)

4.2.2 Reaktorbehälter mit Einbauten4.2.2.1 Aufbau

Gesamthöhe *)	12000	mm
Außendurchmesser	5420	mm
Wandstärke	310	mm (Mehrlagen)
Material	20 Ni Mo Cr 36	
Dicke der Schweißplattierung	6	mm
Material der Schweißplattierung	X 3 Cr Ni 21 10	
Anzahl der Ein- u. Austrittsrohre	je 1, koaxial unter dem Behälter	
Außendurchmesser des Koaxialrohres	1800	mm
Durchmesser des Austrittsrohres		
innen	1000	mm
außen	1320	mm
Durchmesser der Sammlerkugel		
innen	2200	mm
Durchmesser der Verteilerkugel		
innen	2300	mm
Durchmesser der Kernttragplatte	3540	mm
Höhe der Kernttragplatte	720	mm
Material der Kernttragplatte	X 8 Cr Ni Nb 16 13	
Dicke der rad. Abschirmung	630	mm
Zusammensetzung der rad. Abschirmung	85,7	% Stahl
	14,3	% Dampf
Werkstoff der Abschirmung	Cr Ni 18 13	2% Bor
Strahlenbelastung der Behälterwand (E ≅ 1 MeV, 30 Jahre)	3 · 10 ¹⁹ nvt	

*) ohne Koaxialrohr, ohne Stützen am Deckel

Dicke der unt. Abschirmung	1500	mm
Zusammensetzung der unt. Abschirmung	85 %	Stahl
	15 %	Dampf
Werkstoff der Abschirmung	Cr Ni 18 13	2% Bor
Neutronenfluß Mitte Dampfeintrittskugel	10^2	n/cm ² s

4.2.2.2 Wärmetechnische und strömungs- technische Werte

Auslegungstemperatur des Behälters	400	°C
Auslegungsdruck des Behälters	230	atü

Dampfgeschwindigkeit

Am Reaktoreintritt	~ 30	m/s
im Zuströmringrohr	37	m/s
im rad. Blanket	8,3	m/s
im Ringkanal	42	m/s
im Heißdampfrohr	94,5	m/s
am Reaktorausstritt	~ 48	m/s

Druckabfall im Reaktor

Im Zuströmrohr	0,1	at
im rad. Blanket und rad. Abschirmung	0,9	at
im Core und ax.Blanket	8,4	at
im Heißdampfrohr	0,2	at
Umlenk-, Ein- u. Austrittsverluste	<u>1,7</u>	at
Reaktor gesamt	11,3	at

4.3 Dampferzeugerkreisläufe

Zahl der parallel arbeitenden Systeme 6

4.3.1 Dampferzeuger

Typ: Einspritzdampferzeuger mit Speisewasser-
überschuß u. nachfolgender Dampftrocknung

Dampfeintrittstemperatur:	482	• °C
Dampfeintrittsdruck:	167	ata
Erzeugte Dampfmenge:	500	t/h
Speisewassertemperatur:	237	°C
Druckabfall im Dampferzeuger:	2	at
Regelbereich:	20 - 100	%

4.3.2 Dampfumwälzgebläse

Typ: Mehrstufiger Axialverdichter mit
Labyrinthstopfbuchsen

Antriebsmaschine:	Kondensationsturbine
Eintrittsdruck:	165 ata
Durchsatz:	1692 t/h
Eintrittstemperatur:	348 °C
Austrittstemperatur:	363 °C
Druckerhöhung:	18 at
Antriebsleistung:	11,1 MW
Gebälsewirkungsgrad:	76 %

4.3.3 Zwischenüberhitzer

Typ: Wendelrohr-Gegenstrom-Wärmeaustauscher

Thermische Leistung	56	MW
Heizfläche	1268	m ²
Mittlere logarithmische Temperaturdifferenz	78,76	°C
Abmessung der Tauscherrohre	30 x 2,5	mm
Gesamte Höhe des Zwischenüberhitzers	15	m
Außendurchmesser des Druckbehälters	2,45	m
Material der Rohre	10 Cr Mo 910	
Material des Behälters	BHW 38	
Gewicht des Behälters ohne Einbauten	25 000	kg
Gewicht des Rohrbündels und der Einbauten	41 000	kg
<u>Heizdampfseite</u>		
Dampfdurchsatz	1,190 x 10 ⁶	kg/h
Eintrittstemperatur	540	°C
Austrittstemperatur	481,6	°C
Eintrittsdruck	168	ata
Druckabfall	0,96	kp/cm ²
Eintrittsdampfgeschwindigkeit	10	m/sec
<u>Turbinendampfseite</u>		
Dampfdurchsatz	4,465 x 10 ⁵	kg/h
Eintrittstemperatur	318	°C
Austrittstemperatur	510	°C
Eintrittsdruck	32,6	ata
Druckabfall	0,56	kp/cm ²
Austrittsdampfgeschwindigkeit	21,72	m/sec

4.3.4 RohrleitungenReaktor-Zwischenüberhitzer

Betriebsdruck	169	atü
Innendurchmesser	450	mm
Wandstärke	37,5	mm
Material	X 20 Cr Mo V 121	
Betriebstemperatur	540	°C
Durchsatz	1337	t/h
Kühlmittelgeschwindigkeit	46,7	m/sec
Gestreckte Länge	60	m
Druckabfall	1,8	at

Zwischenüberhitzer-Dampferzeuger

Betriebsdruck	166	atü
Innendurchmesser	450	mm
Wandstärke	37,5	mm
Material	X 20 Cr Mo V 121	
Betriebstemperatur	485	°C
Durchsatz	1192	t/h
Kühlmittelgeschwindigkeit	35	m/sec
Gestreckte Länge	10	m
Druckabfall	0,11	kp/cm ²

Dampferzeuger-Dampfumwälzgebläse

Betriebsdruck	164	atü
Innendurchmesser	450	mm
Wandstärke	18,5	mm
Material	15 Ni Cu Mo Nb 5	

Betriebstemperatur	348	°C
Durchsatz	1692	t/h
Kühlmittelgeschwindigkeit	30,2	m/sec
Gestreckte Länge	10	m
Druckabfall	0,1	at

Dampfumwälzgebläse-Reaktor

Betriebsdruck	182	atü
Innendurchmesser	450	mm
Wandstärke	18,5	mm
Material	15 Ni Cu Mo Nb 5	
Betriebstemperatur	365	°C
Durchsatz	1692	t/h
Kühlmittelgeschwindigkeit	33,5	m/sec
Gestreckte Länge	60	m
Druckabfall	1,5	at

4.4 Nebenkühlkreisläufe

Zahl der parallel arbeitenden Systeme 2

4.4.1 Sekundär-Dampferzeuger

Typ: Wendelrohr-Gegenstrom-Dampferzeuger,
Zwangdurchlaufsystem

Thermische Leistung	139,5	MW _{th}
Heizfläche	1240	m ²
Mittlere logarithmische Temperaturdifferenz	83,2	°C
Max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	102,5	°C
Rohrabmessungen	25 x 2	mm
Rohrmaterial	10 Cr Mo	910
Gewicht des Rohrbündels	36	Mp

Primär-Dampfseite

Dampfdurchsatz	620	t/h
Eintrittstemperatur	540	°C
Austrittstemperatur	350	°C
Eintrittsdruck	168	ata
Druckabfall	2	kp/cm ²
Dampfgeschwindigkeit am Ein- tritt in das Rohrbündel	5,84	m/sec

Sekundärseite

Erzeugte Dampfmenge	209,5	t/h
Austrittsdruck	190	ata
Austrittstemperatur	500	°C
Speisewasserdruck	205	ata
Speisewasser-Eintrittstemperatur	200	°C
Dampfgeschwindigkeit am Aus- tritt aus den Rohren	9,69	m/sec

4.4.2 Löffler-Kessel

Wasserinhalt	35	m ³
Betriebsdruck	182	atü

4.4.3 Nebenkühlkreisgebläse

Zahl der parallel arbeitenden Einheiten
je Kreislauf

2

Typ: Radialverdichter

Antriebsmaschine: Vorschaltturbine

Verdichter:

Durchsatz	620	t/h
Eintrittsdruck	166	ata
Eintrittstemperatur	350	°C
Austrittstemperatur	365	°C
Druckerhöhung	17	at

Vorschaltturbine:

Durchsatz	105	t/h
Dampfeintrittsdruck	190	ata
Dampfeintrittstemperatur	500	°C
Dampfaustrittsdruck	119,7	ata
Dampfaustrittstemperatur	435	°C

4.4.4 RohrleitungenReaktor-Sekundärdampferzeuger

Betriebsdruck	169	atü
Innendurchmesser	300	mm
Wandstärke	25	mm

Material	X 20 Cr Mo V 121
Betriebstemperatur	540 °C
Durchsatz	620 t/h
Kühlmittelgeschwindigkeit	48,4 m/sec
Gestreckte Länge	25 m
Druckabfall	1,7 at

Sekundärdampferzeuger-Reaktor

Betriebsdruck	181 atü
Innendurchmesser	250 mm
Wandstärke	11 mm
Material	15 Ni Cu Mo Nb 5
Betriebstemperatur	365 °C
Durchsatz	620 t/h
Kühlmittelgeschwindigkeit	31,5 m/sec
Gestreckte Länge	25 m
Druckabfall	1,6 at

<u>Inhaltsverzeichnis</u>	<u>Seite</u>
5. Beschreibung der Reaktoranlage	5 - 3
5.1 Reaktor	5 - 3
5.1.1 Kernstruktur	5 - 5
5.1.2 Brennstoffelement	5 - 14
5.1.3 Brutstoffelement	5 - 19
5.1.4 Steuerelement	5 - 19
5.1.5 Reaktordruckbehälter	5 - 22
5.1.6 Druckbehältereinbauten	5 - 24
5.1.7 Steuerstabantriebe	5 - 34
5.2 Kühlkreise	5 - 37
5.2.1 Hauptkühlkreise	5 - 38
5.2.1.1 Zwischenüberhitzer	5 - 40
5.2.1.2 Dampferzeuger	5 - 41
5.2.1.3 Hauptumwälzgebläse	5 - 44
5.2.1.4 Speisewasser- und Rücklaufpumpen	5 - 44
5.2.2 Turbinenkreis	5 - 45
5.2.3 Nebenkühlkreise	5 - 48
5.2.3.1 Sekundärdampferzeuger	5 - 49
5.2.3.2 Nebenkühlkreisgebläse	5 - 51
5.2.3.3 Löffler-Kessel	5 - 52
5.2.4 Sekundärdampfkreis	5 - 52
5.3 Beschickungsanlage	5 - 54
5.3.1 Beschickungseinrichtungen im Schutzbehälter	5 - 54
5.3.2 Brennelementlager	5 - 57
5.4 Reaktorgebäude mit Abschirmung	5 - 58
5.4.1 Aufteilung des Innenraumes	5 - 58
5.4.2 Reaktorzelle	5 - 61
5.4.3 Schutzbehälter	5 - 62

	<u>Seite</u>
5.5 Reaktorhilfssysteme	5 - 63
5.5.1 Druckwasser-Kühlkreis und HD-Reinigungsanlage	5 - 63
5.5.2 Beschickungsbecken - Reinigungsanlage	5 - 63
5.5.3 Luftkühlanlage des Rohrkellers	5 - 63
5.5.4 Hüllrohrschaden - Nachweissystem	5 - 67
5.5.5 Abgas- und Belüftungsanlagen	5 - 70
5.5.6 Turbinenkondensatreinigung	5 - 72
5.5.7 Abfaßbehälter und Entwässerung	5 - 74
5.5.8 Gebäudesprühanlage	5 - 76
5.5.9 Zwischenkühlsystem	5 - 76
5.5.10 Reaktorschildkühlung	5 - 76
5.6 Reaktornebengebäude	5 - 80
5.6.1 "Dekontamination flüssig"	5 - 80
5.6.2 "Dekontamination fest"	5 - 81
5.6.3 Hilfsanlagen für das Brennelement-Lagerbecken	5 - 81
5.6.4 Vollentsalzungsanlage und Hilfsdampferzeuger	5 - 82
5.6.5 Wassersammelanlage	5 - 82
5.6.6 Lager für feste radioaktive Abfälle	5 - 82
Literatur	5 - 84

Beschreibung der Reaktoranlage

5.1 Reaktor

Die Zeichn. Nr. 4 zeigt den Reaktor im Vertikalschnitt. Etwa in der Mitte des Druckbehälters befindet sich der zylindrische Reaktorkern. Er besteht aus zwei konzentrischen Spaltzonen, unterschiedlicher Brennstoffanreicherung, einem allseitigen Brutmantel und dem an der Oberseite angeordneten Spaltgasraum. Der Durchmesser des Kernes beträgt ca. 3500 mm, die Höhe ca. 3000 mm. Die einzelnen Brenn- bzw. Brutstoffstäbe sind zu sechseckigen Bündeln zusammengefaßt und jeweils von einem Mantelrohr umgeben. Die so gebildeten Brenn- und Brutstoffelemente stehen in einer unten liegenden Tragplatte. Die gesamte Anordnung wird von einem ringförmigen Stützmantel umgeben, der an seinem oberen Ende eine den Außenkonturen des Kernes entsprechende Formplatte trägt. Die einzelnen Elemente tragen an ihren Außenseiten in Höhe der Formplatte angebrachte Vorsprünge, über die sie sich an der Formplatte und untereinander abstützen. Über dem Reaktorkern liegt ein Haltegitter, das am seitlichen Stützmantel verschraubt ist und mit den übrigen Kernhalteteilen einen festen Verband bildet. Dieses Haltegitter übernimmt die Führung der Steuerstabantriebsstangen und trägt besondere Verriegelungsvorrichtungen, die ein unbeabsichtigtes Herausziehen der Steuerstäbe verhindern.

Die Kernhalteteile können bei geöffnetem Reaktordruckbehälter verhältnismäßig leicht unter Wasser ausgebaut werden. In die untere Tragplatte ist zusätzlich das Rohrsystem für die Hüllrohrschaden-Überwachungsanlage eingebaut. Die einzelnen Rohrmündungen des Systems entnehmen aus jedem Brennelementfuß einen kleinen Teilstrom des austretenden Dampfes. Die Rohrleitungen laufen an der Wand der Heißdampfsammelkammer bzw. des Heißdampfrohres nach unten. Im Kap. 5.5.4 ist das Hüllrohrschaden-Nachweissystem näher beschrieben.

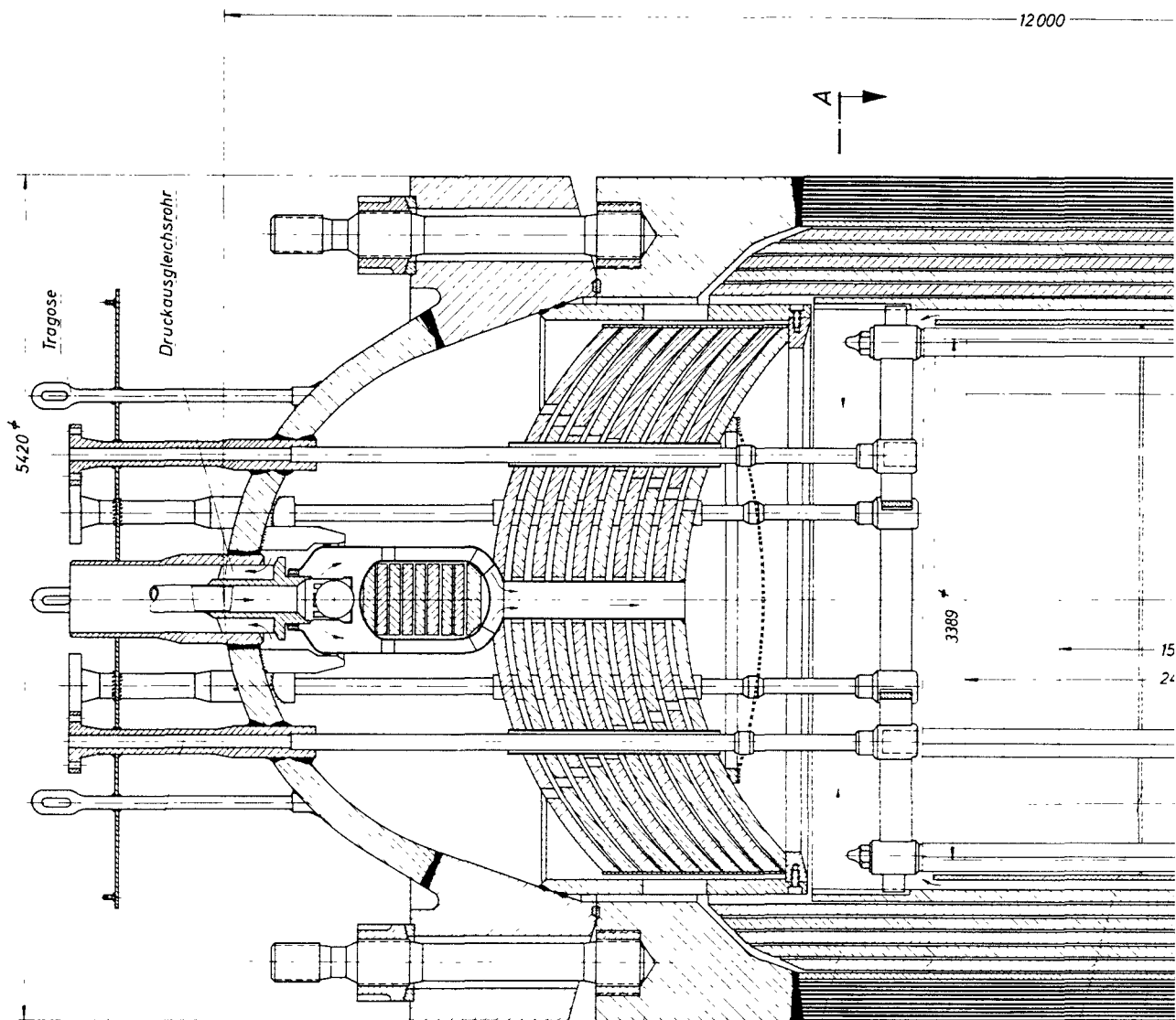
Die Tragplatte wird von einem Stützzylinder getragen, der auf der unteren Halbkugel des Reaktordruckbehälters gelagert ist. Innerhalb dieses Stützzylinders befindet sich eine wärmeisolierte Sammelkammer für den Heißdampf und ein Abschirmblock, der die unterhalb des Reaktors gelegenen Armaturen vor zu großer Strahlenbelastung schützt.

Bei der Konstruktion wurde besonders darauf geachtet, daß auch durch eine Kernschmelze die Reaktivität des Reaktors nicht erhöht und keine zweite Exkursion verursacht werden kann. Die Brennstoffstäbe wurden deshalb lediglich am oberen Ende befestigt und die Fußstücke der Brennstoffelemente so gestaltet, daß bei einer Kernschmelze ein Teil der Brennstoffstäbe nach unten aus dem Reaktorkern herausfallen kann. Während des Reaktorbetriebes wird das Herausfallen durch den abwärts gerichteten Kühlmittelstrom zusätzlich unterstützt.

Die Strahlenabschirmung unter dem Reaktorkern ist so gestaltet, daß die herabfallenden Brennstoffteile räumlich auseinandergedrückt werden. Im weiteren Verlauf eines solchen Unfallgeschehens würde sich der Brennstoff, wenn die Anlage in der Zwischenzeit nicht bereits geflutet worden ist, mit dem Abschirmmaterial mischen und schließlich über den unteren konzentrischen Kühlmittelstützen ebenfalls räumlich verteilt in den Rohrleitungskeller gelangen (s. Zeichn. Nr. 2).

Der Reaktordruckbehälter ist innen zum Schutz gegen zu hohe Strahlenbelastung allseitig mit einer aus Einzelblechen aufgebauten Abschirmung von durchschnittlich 600 mm Dicke abgedeckt. In seinem zylindrischen Teil ist er als Mehrlagenbehälter ausgebildet, unten wird er durch einen Halbkugelboden abgeschlossen. An diesen Boden ist das nach unten führende, koaxiale Dampfführungsrohr angeschlossen. Dieses Rohr endet in zwei übereinander angeordnete Dampfsammler- bzw. Dampfverteilerkugeln, an die die Dampfleitungen der verschiedenen Kreisläufe angeschlossen sind (s. Zeichn. Nr. 2). In der oberen Dampfsammelkugel wird das innere Dampfaustrittstrohr in eine Schiebemuffe gegen den eintretenden Dampf abgedichtet. Auftretende Wärmedehnungen des heißen Innenrohres werden durch diese Muffe ausgeglichen.

Den oberen Abschluß des Reaktordruckbehälters bildet ein ebenfalls halbkugelförmiger Deckel, der die Steuerstabantriebe, die für den Flutvorgang notwendige Ausgleichsleitung und eine Wassersprühanlage trägt. Der Verbindungsflansch zwischen Reaktordeckel und Reaktorbehälter ist nach innen eingezogen, so daß der Außendurchmesser des Behälters unter 5500 mm gehalten werden konnte. Er ist mit Hilfe einer hydraulischen Vorrichtung fernbedient lösbar und wird durch zwei konzentrisch angeordnete Metall-O-Ringe abgedichtet. Der Behälter ist über eine Tragschürze in Höhe des unteren Halbkugelbodens fest auf dem Fundament gelagert.



Steuerstab - Stützen

Druckbehälter

Strahlenabschirmung

Reaktor-kern

Stütz-mantel

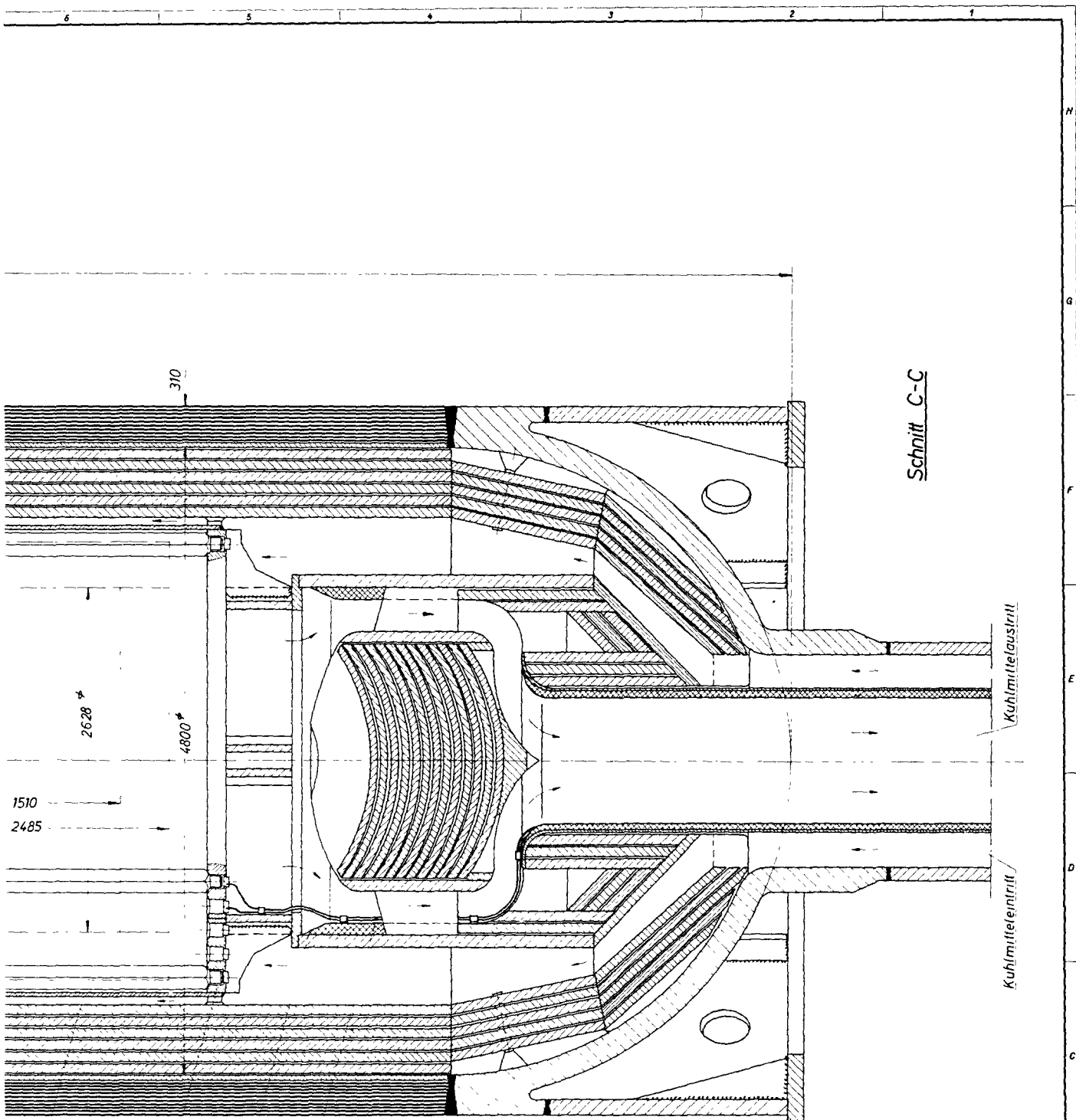


3389

5420

12000

15
24

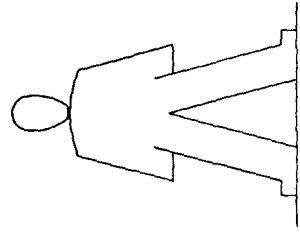


Stützmannel

Tragplatte

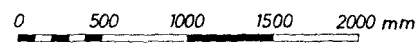
Heißdampf-Sammelkammer

Probennahmelleitungen für
Hullrohrschadennachweissystem



Schnitt A-A siehe Zeichnung Nr 5

1000 MWe Schneller Brüter D1



Teil	Stück	Benennung	Werkstoff	Abmessung		Zeichungs-Nr. Norm				Bemerkung	
				an 6	an 8	an 20	an 100	an 200	an 500		
Oberflächenbohrer	~	∅	∅∅	∅∅∅	∅∅∅∅	Freimaßtoleranz					
Fließhöhe max. in m	3000	40	10	4	1,4	-0,1	+0,1	+0,3	+0,3	+0,3	+1,3
1966	Tag	Name	Werkstoff	Gesellschaft für Kernforschung m. b. H.				Zogen, Zeichn.			
prz.	25.9.66	Her		7500 Karlsruhe				Erstellt durch			
gez.	22.9	Brosch		Postfach 947				Erstellt durch			
Maßstab	Benennung						Zeichnungs-Nr.				
1:20	Vertikalschnitt durch den Reaktor						4				

Disk.	Änderung	Tag	Name

Der von den Gebläsen kommende, leicht überhitzte Dampf (182 ata/363 °C) strömt von der oberen Sammlerkugel aus durch den Ringraum der Koaxialleitung in den Ringraum unterhalb des Reaktorkerns. Dort teilt sich der Dampfstrom. Etwa 17 % strömen durch den radialen Brutmantel, der Hauptstrom (ca. 80 %) fließt durch einen Ringkanal zwischen dem Stützzylinder des Kernes und der radialen Abschirmung. Ein weiterer geringer Teil durchströmt die Kühlspalten der Abschirmung. Im Raum oberhalb des Reaktorkerns vereinigen und mischen sich die Teilströme.

Die obere axiale Brutzone, die Spaltzonen und die untere axiale Brutzone werden von oben nach unten nacheinander vom Dampf durchströmt. Dabei tritt ein Druckabfall von ca. 8,4 at auf, die max. Kühlmittelgeschwindigkeit im Kern beträgt etwa 50 m/s. Die Trennung zwischen dem aufsteigenden Dampf im radialen Brutmantel und dem abwärts strömenden Dampf in den Spaltzonen übernehmen die sechskantigen Mantelrohre der Kernelemente. Eine besondere Zwischenwand ist für diesen Zweck nicht vorgesehen. Der aus dem Kern austretende Heißdampf (170 ata/540 °C) wird durch die Konstruktion der Brennelement-Füße an einer direkten Berührung mit der Tragplatte gehindert, um auftretende Wärmeshocks an der Tragplatte auf ein Mindestmaß zu reduzieren.

Unterhalb des Reaktorkerns wird der Heißdampf in der Sammelkammer um den Abschirmblock herumgeführt, strömt dann durch das innere Koaxialrohr und verteilt sich in der unteren Kugel auf die einzelnen Rohrleitungen des Dampfkreislaufsystems.

Für den Brennelementwechsel wird der Reaktor abgeschaltet und nach einer gewissen Nachkühlzeit von unten geflutet. Anschließend wird der Behälterflansch gelöst und der Druckbehälterdeckel innerhalb eines großen, über dem Reaktor liegenden Wasserbeckens seitlich abgesetzt. Das gleiche geschieht mit dem über dem Kern angeordneten Haltegitter. Der Reaktorkern wird damit durch die über dem Reaktor als Abschirmung stehende hohe Wasserschicht zugänglich (s. Kap. 9.3 und 9.6).

5.1.1 Kernstruktur

Die Kernstruktur umfaßt die Brennstoff-, Brutstoff- und Steuerelemente und die diese Elemente tragenden und stützenden Bauteile. Eine Draufsicht auf den Kern und die ihn umgebende Primärabschirmung zeigt die

Zeichn. Nr. 5. Die Tragkonstruktion ist auf der Schnittzeichnung des Reaktors, Zeichn. Nr. 4, dargestellt.

Der Reaktorkern mit einem äquivalenten Durchmesser von 3389 mm wird aus insgesamt 301 nebeneinanderstehenden Elementen von ca. 3 m Länge gebildet. Jedes Element füllt eine sechseckige Kernzelle mit 186 mm Schlüsselweite. Der gesamte Kernquerschnitt ist in drei konzentrisch angeordnete Zonen aufgeteilt (von innen nach außen von 1 bis 3 bezeichnet), die beiden inneren sind Spaltzonen verschiedener Anreicherung mit 1832 bzw. 2628 mm äquivalentem Durchmesser, die äußere ist eine Brutzone.

In den beiden Spaltzonen sind auf zwei konzentrischen Kreisen 18 Positionen für Steuerelemente vorgesehen. Diese Zellen werden nur z.T. von den eigentlichen Absorberstäben ausgefüllt, in dem restlichen Querschnitt sind auch hier Brennstoffstäbe in der gleichen Anordnung wie in den Brennstoffelementen eingebaut. Der konstruktive Aufbau dieser Elemente wird in Kap. 5.1.4 näher beschrieben.

Es enthalten:

Zone 1 (innere Spaltzone, Anreicherung: 10,03 %):

	79	Brennstoffelemente
	9	Steuerelemente
	<hr/>	
insgesamt	88	Positionen

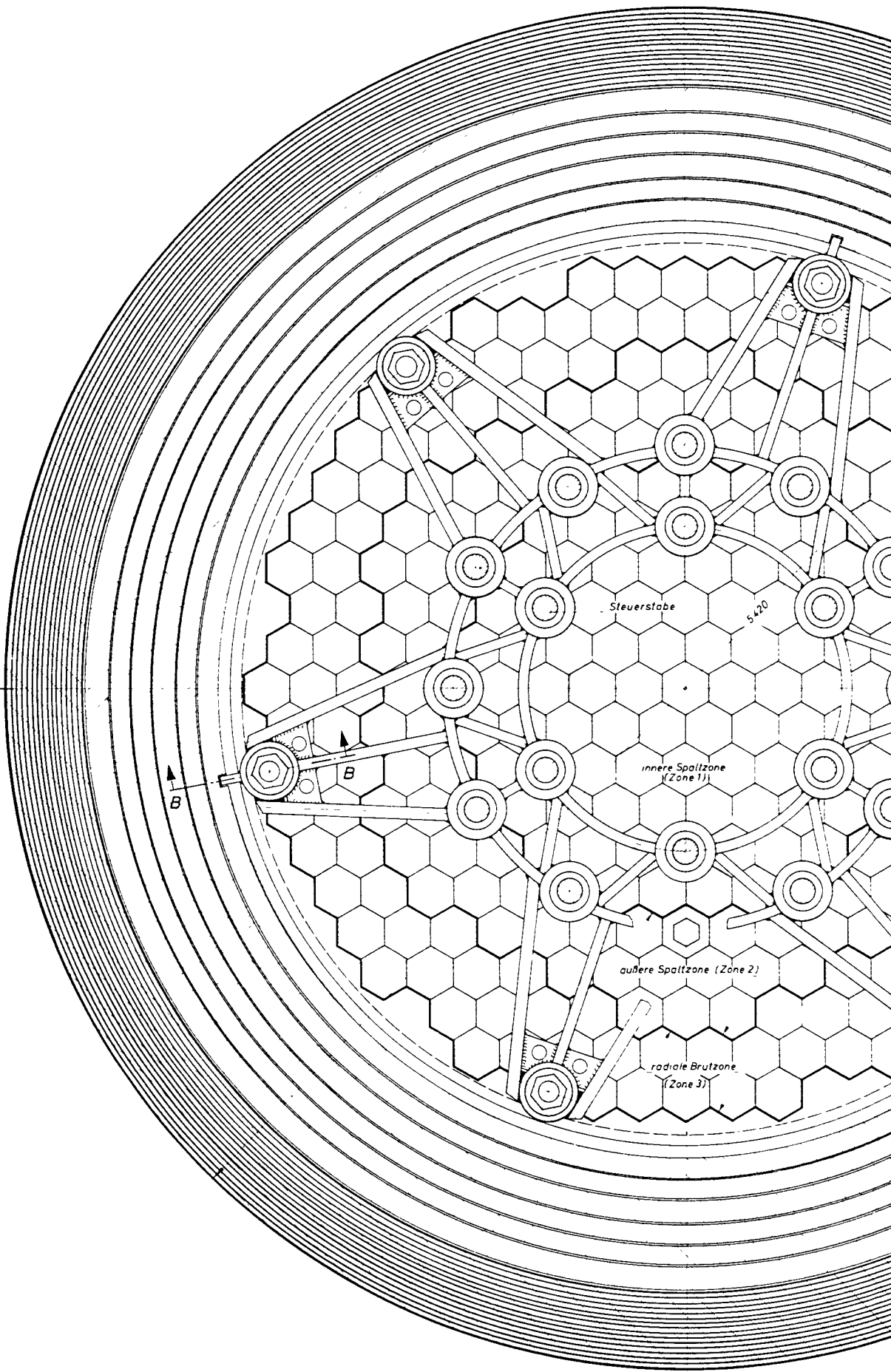
Zone 2 (äußere Spaltzone, Anreicherung: 12,4 %):

	84	Brennstoffelemente
	9	Steuerelemente
	<hr/>	
insgesamt	93	Positionen

Zone 3 (radiale Brutzone):

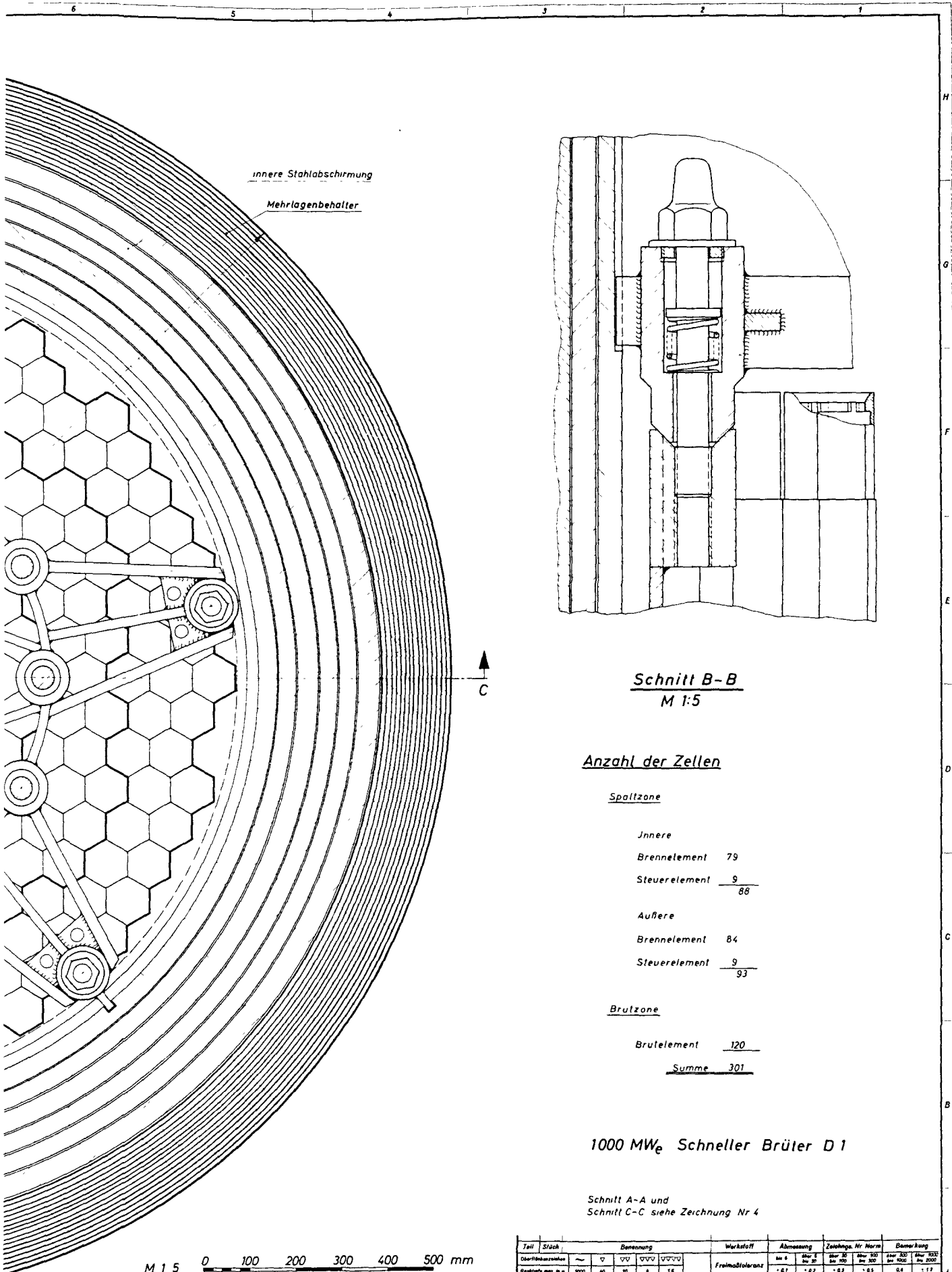
120 Brutstoffelemente

Die Abb. 5.1-1 zeigt die Zonenaufteilung des Reaktorkernes mit den wichtigsten Maßen. Die Durchmesserangaben beziehen sich auf die flächengleichen Kreise der einzelnen Zonen. Oberhalb und unterhalb der beiden Spaltzonen liegen die beiden axialen Brutzonen von je 35 cm Dicke. Die Stäbe in der unteren axialen Brutzone haben gegenüber den Brennstoffstäben einen größeren Durchmesser. Dadurch wird bei geringe-



Schnitt A-A
M 1:10

Zeichnung: ...
 Maßstab: ...
 Blatt: ...
 Datum: ...
 Unterschrift: ...
 Nachtrag: ...
 1. 2. 3. 4. 5. 6. 7. 8. 9. 10. 11. 12.



Schnitt B-B
M 1:5

Anzahl der Zellen

Spaltzone

| | |
|---------------|-----------|
| Innere | |
| Brennelement | 79 |
| Steuerelement | 9 |
| | <u>88</u> |

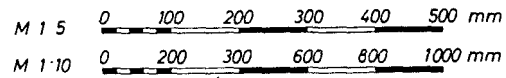
| | |
|---------------|-----------|
| Äußere | |
| Brennelement | 84 |
| Steuerelement | 9 |
| | <u>93</u> |

Brutzone

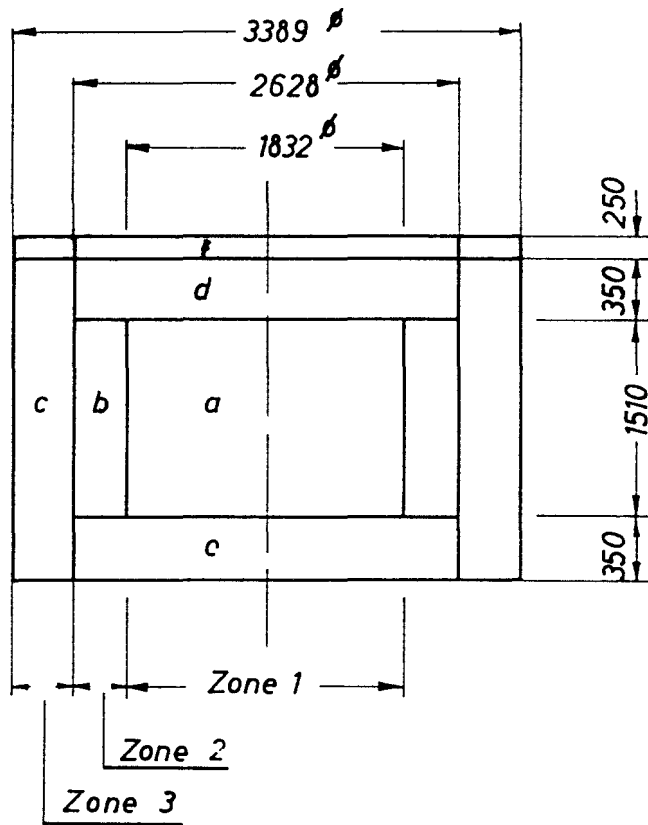
| | |
|--------------|------------|
| Brutelement | 120 |
| <u>Summe</u> | <u>301</u> |

1000 MW_e Schneller Brüter D 1

Schnitt A-A und Schnitt C-C siehe Zeichnung Nr 4



| Teil | Stück | Benennung | Werkstoff | Abmessung | Ziehungs-Nr. Norm | Bemerkung |
|---------------------|-----------|--|-----------|--------------------------------|-------------------|--------------|
| Oberflächenrisse | ~ | ▽ | ▽▽ | ▽▽▽ | ▽▽▽▽ | |
| Reinstufe aus in 10 | 1000 | 40 | 10 | 4 | 1/2 | |
| 1966 | Tag | Name | Werkstoff | Gesellschaft für Kernforschung | Zugak. Zeichn. | |
| gez. | 23.6 | | | L. & H. | | |
| gepr. | 22.9 | | | 7500 Karlsruhe | | Ersatz für |
| gez. | | | | Postfach 947 | | Ersatz durch |
| MitBeib. | Benennung | Horizontalschnitt durch den Reaktor | | | Zeichnung Nr. | 5 |
| 1:5, 1:10 | | | | | | |



- a* innere Spaltzone
- b* äußere Spaltzone
- c* radiale Brutzone
- d* obere axiale Brutzone
- c* untere axiale Brutzone
- f* Spaltgasspeicher

Abb. 5.1-1 Zonenaufteilung des Reaktorkernes

rer Stabanzahl pro Element und etwa gleichem Kühlmittelanteil wie in der Spaltzone der hydraulische Durchmesser vergrößert und der Druckabfall in diesem Bereich etwa halb so groß gegenüber einer Anordnung mit durchgehenden Stäben. Über der oberen axialen Brutzone befindet sich im Bereich der Spaltzonen ein Spaltgasraum von 25 cm Höhe.

Der Druckabfall im Reaktorkern beträgt etwa 9 at, der sich wie folgt zusammensetzt:

| | | |
|---|------|----|
| Druckabfall in der radialen Brutzone einschließlich der Ein- und Austrittsverluste: | 0,9 | at |
| Druckabfall im Spaltgasraum: | 0,57 | at |
| Druckabfall in der oberen axialen Brutzone: | 0,70 | at |
| Druckabfall in der Spaltzone: | 6,20 | at |
| Druckabfall in der unteren axialen Brutzone: | 0,45 | at |
| Ein- und Austrittsverluste: | 0,45 | at |

Aufgrund der ungleichen Spaltratenverteilung in radialer Richtung bildet sich beim Durchströmen der Brennstoffelemente im Kühlmittel eine ungleiche Temperaturverteilung aus. Diese verursacht eine nach außen gerichtete Krümmung der einzelnen Brennstoffelemente. Je kleiner diese Ausbiegung ist, desto geringer bleiben auch die in den sechskantigen Mantelrohren auftretenden Biegespannungen, wenn diese Ausbiegung durch den gesamten Kernverband und die äußere Unterstüzung behindert wird. Die Biegespannungen hängen außerdem von den Einspannbedingungen der einzelnen Brennstoffelemente ab.

Beim vorliegenden Entwurf ist eine gelenkige Lagerung der Brennelemente in der Tragplatte vorgesehen. In der oberen Hälfte stützen sich die Elemente über Abstandshalterplättchen, die außen auf das Mantelrohr aufgeschweißt sind, gegenseitig ab. Der Spalt zwischen den einzelnen Elementen beträgt im Einbauzustand an den Plättchen 2,5 mm. Bedingt durch die größere radiale Wärmeausdehnung des inneren Plattenteils werden die Elemente der radialen Brutzone etwas geneigt eingebaut. Die Versetzung beträgt am Fuß etwa 4 mm nach außen (s. Abb. 5.1-2).

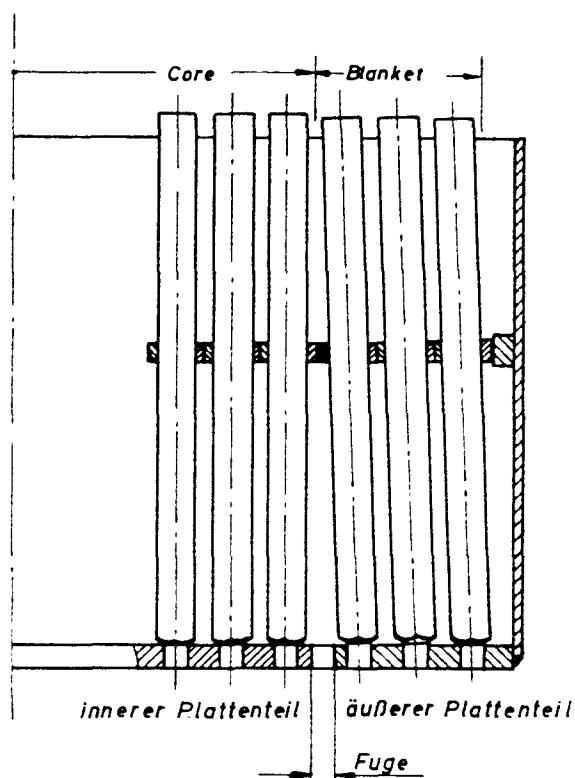


Abb. 5.1-2 Stellung der Brenn- und Brutstoffelemente
im Einbauzustand

Die sich im Betriebszustand ergebende Krümmung der Brennelemente zeigt Abb. 5.1-3. Biegespannungen treten nur in den Randelementen der Zone 2 auf. Die sich ergebende Krümmung ist so stark, daß sich das Element mit seinem oberen Ende an das benachbarte Brutelement anlegt. Dadurch wird außerdem eine gewisse Verspannung des Reaktorkerns während des Betriebes erreicht.

Die Höhe des Spaltgasraumes wurde so bemessen, daß bei 100 % Spaltgasfreisetzung und einem Abbrand von ca. $5 \cdot 10^4$ MWd/t ein Druck von ca. 260 kp/cm^2 entsteht. Die Wandungen dieses Spaltgasraumes haben während des normalen Reaktorbetriebes, somit eine Druckdifferenz von etwa 80 aufzunehmen. Über die Beanspruchungsverhältnisse bei niedrigerem Reaktorbetriebsdruck und damit auch niedrigerer Temperatur - etwa beim Brennelementwechsel - wurden Untersuchungen angestellt; sie sind in Kap. 5.1.2 näher erläutert.

Die Anordnung des Spaltgasraumes oberhalb des Reaktorkernes, d.h. auf der Kühlmiteleintrittsseite, ist vorteilhaft, da die auf der Eintritts-

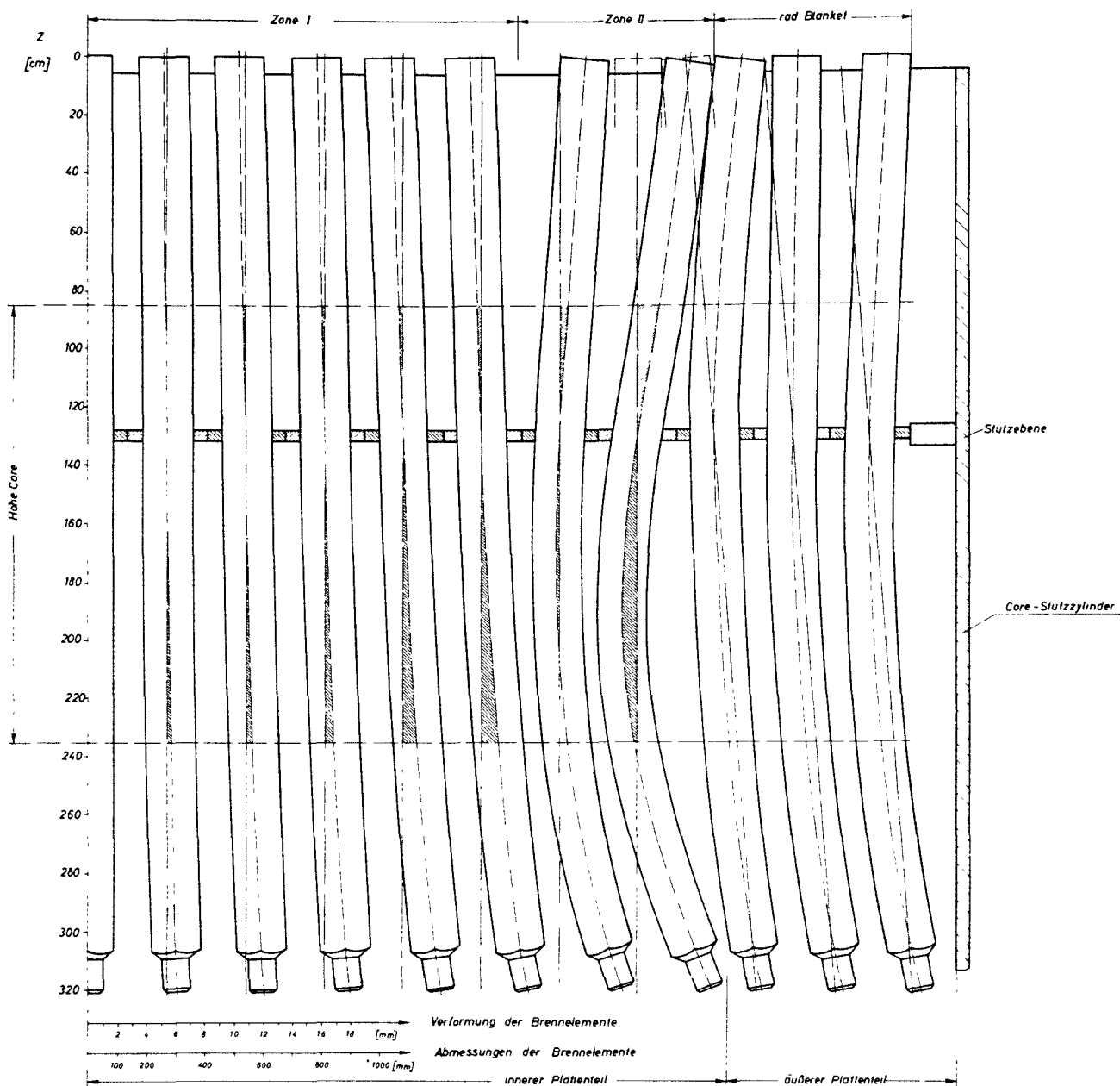


Abb. 5.1-3 Verformung der Kernelemente infolge Temperaturgradient und verschiedener linearer Ausdehnung von innerem und äußerem Plattenteil

seite vor der Spaltzone liegenden Teile der Brennstoffelemente nicht mit zur Krümmung dieser Elemente beitragen. Außerdem ist die Geschwindigkeit des Dampfes am Eintritt nur etwa halb so groß wie am Austritt; der Druckabfall beträgt bei gleicher Länge hier also nur das 0,25-fache.

Die Lagerfläche der Kernelemente ist als Kugelkalotte ausgebildet, die in einem flachen Konus der Bohrung in der Tragplatte kippen kann. Jedes Element trägt an seinem unteren Ende ein zylindrisches Rohr, das in die Tragplatte hineinragt und dessen Außendurchmesser etwas kleiner ist als der Bohrungsdurchmesser der Platte. Der Spalt zwischen Rohr und Bohrung ist so bemessen, daß das einzelne Kernelement an seinem oberen Ende max. um etwa 35 mm zur Seite kippen kann. Diese Auslenkung ist groß genug, um zu verhindern, daß das Rohr bei Wärmedehnungen der Tragplatte an der Bohrungswand zum Anliegen kommt, andererseits aber auch ausreichend klein, das ein gekipptes Kernelement ohne Schwierigkeiten von der Brennelement-Wechseleinrichtung gefaßt und herausgehoben werden kann. Das seitliche Kippen eines Kernelementes ist ein Sonderfall, der nur dann eintritt, wenn mehrere Elemente an einer Stelle des Reaktorkernes gleichzeitig herausgezogen worden sind. Normalerweise werden nur einzelne Elemente ausgewechselt; in diesem Fall stützen sich die benachbarten gegenseitig ab.

Verschiedene Rohr- bzw. Bohrungsdurchmesser in den einzelnen Zonen schließen ein falsches Einsetzen der Elemente aus.

Die Reaktortragplatte ist auf Zeichn. Nr. 6 dargestellt. Sie ist in ihrem inneren Bereich, d.h. im Bereich der beiden Spaltzonen, höheren Temperaturen als am Außenrand ausgesetzt. Die in die Platte hineinragenden Elementfüße verhindern allerdings eine direkte Berührung des Dampfes mit der Platte und schützen sie so vor möglichen Thermoschocks, z.B. bei einer Schnellabschaltung des Reaktors. Um Wärmespannungen zwischen dem auf Austrittstemperatur stehenden zentralen Teil der Platte und dem auf Eintrittstemperatur stehenden äußeren ringförmigen Bereich zu vermeiden, ist die Platte aus zwei konzentrischen Teilen zusammengesetzt und lose auf den tragenden Rippenstern aufgelegt. Der Spalt zwischen den beiden Plattenteilen verläuft auf der Grenze zwischen hoher Austrittstemperatur und niedriger Eintrittstemperatur, also zwischen äußerer Spaltzone (Zone 2) und radialer Brutzone (Zone 3). Der Spalt ist groß genug, um die

Wärmedehnungen des inneren Plattenteils aufzunehmen (s. Abb. 5.1-2). Die Bohrungen des inneren Plattenteiles sind mit auswechselbaren Blenden ausgerüstet. Diese gestatten es, den Kühlmittelstrom so auf die einzelnen Brennstoffelemente zu verteilen, daß er aus allen Elementen mit etwa der gleichen Temperatur austritt. In der radialen Brutzone ist diese Maßnahme nicht notwendig.

Der aus sechs Doppelrippen bestehende Stern ist in einem Mantel von der Form der Spaltzonen eingeschweißt. Der innere Teil der Platte liegt auf dem Stern und dem Mantel auf und dichtet hier den eintretenden Dampfstrom gegen den austretenden ab. Der äußere Ring der Platte lagert auf Konsolen, die an der Außenwand des Mantels in Verlängerung der Radial-Rippen angeschweißt sind. Am äußeren Rand ist der seitliche Stützzylinder mit der Platte verschweißt.

Da die Trennung zwischen hochströmendem und nach unten strömendem Dampf genau auf der Grenze zwischen Zone 2 und Zone 3 erfolgt, hat der den Rippenstern umgebende Mantel keine Kreisform. Der Übergang zwischen Mantel und dem kreisförmigen Tragzylinder unterhalb des Rippensternes stellt ein breiter Versteifungsring her, der mit dem Mantel verschweißt ist.

Der Berechnung der Tragkonstruktion wurde der warmfeste austenitische Werkstoff X 8 Cr Ni Nb 1613 zugrunde gelegt. Die Bauteile - Platte und Rippenstern - wurden getrennt betrachtet, wobei für beide Teile gleiche Durchbiegung vorausgesetzt wurde. Die Platte wurde nach einem Verfahren von O'Donnel [1], die Höhe des Rippensternes als Balken auf zwei Stützen berechnet. Die Ergebnisse der Untersuchung zeigt die Abb. 5.1-4. Für den Referenz-Reaktor ergibt sich mit einem Sicherheitszuschlag die Höhe der Tragkonstruktion zu 650 mm, wovon 150 mm auf die eigentliche Tragplatte entfallen.

Alle Einzelteile der Tragkonstruktion, einschließlich der Einbauten unterhalb der Tragplatte (s. Kap. 5.1.6) lassen sich bei geflutetem Reaktor verhältnismäßig leicht nach oben ausbauen.

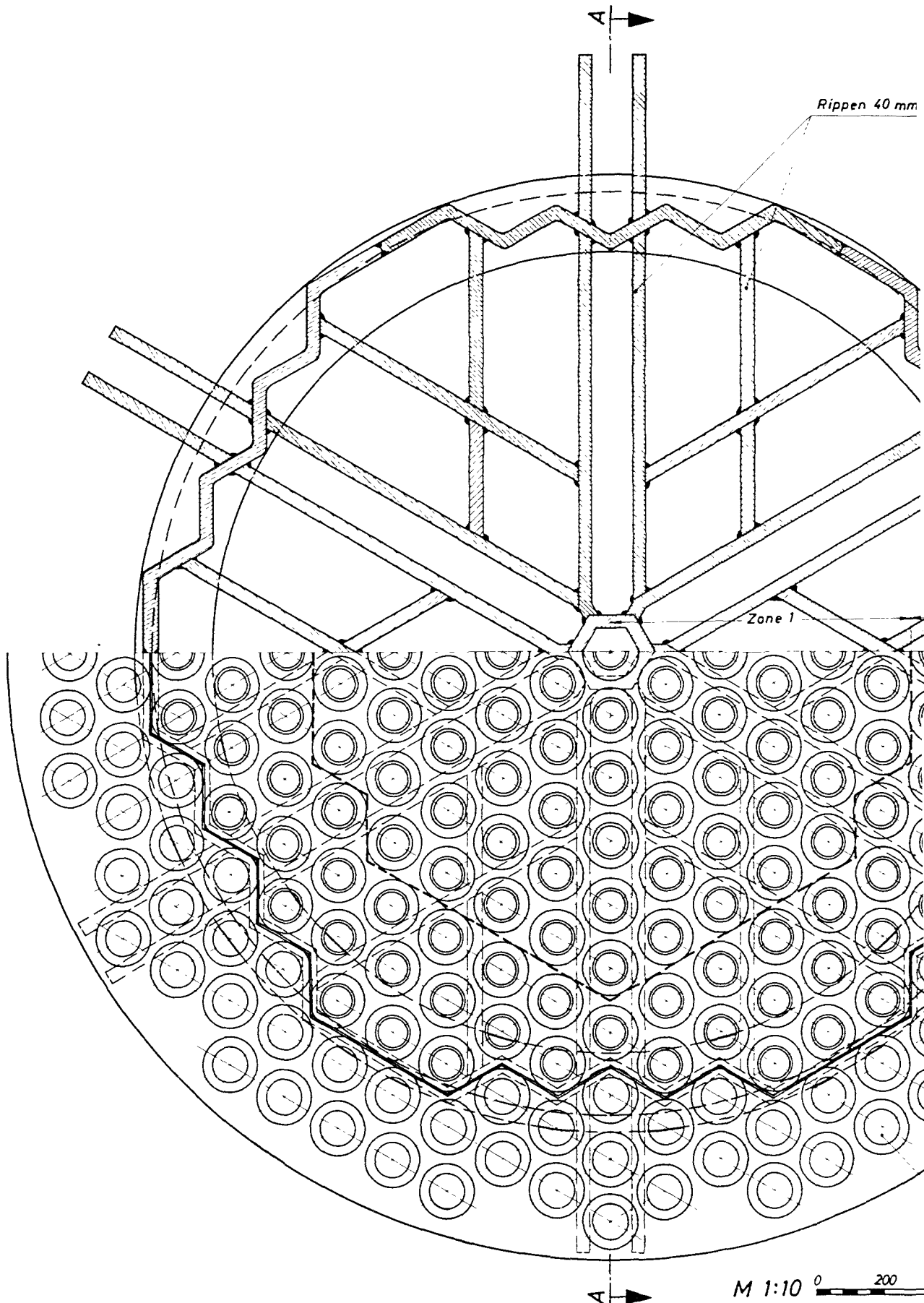
8

7

6

5

Schnitt B-B



Rippen 40 mm

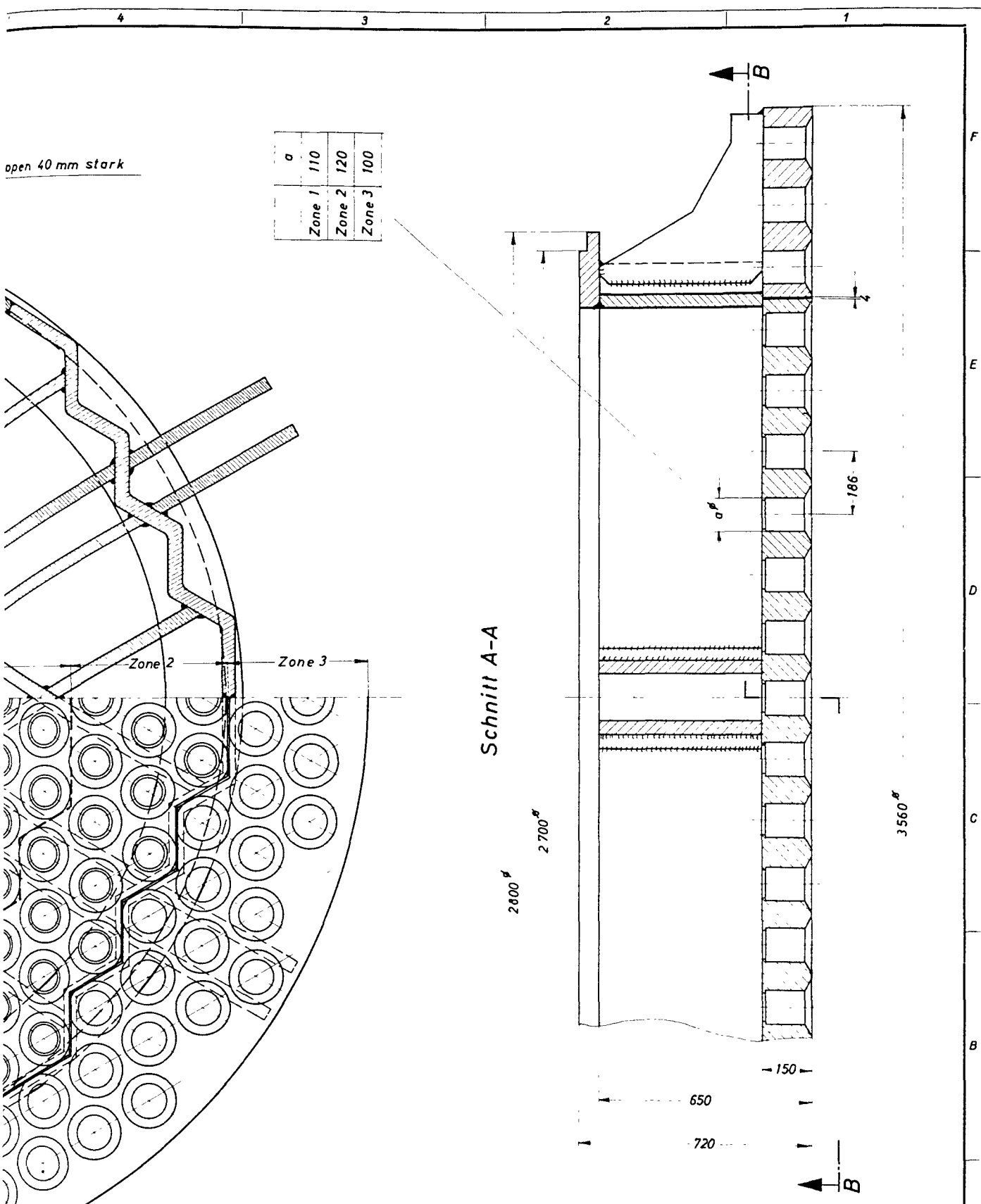
Zone 1

M 1:10 0 200

Zust. Änder. vor

Für diese Zeichnung zählendes nur eine alte Ansicht vor, auch für den Fall der
 Änderung der Zeichnung werden unverändert nach dem ursprünglichen Zustand
 werden, sie darf durch den Empfänger oder Dritte auch nicht in anderer Weise
 mäßigkeit verweigert werden. Zweifelsfragen verpflichten zu Schäden.
 Preis und Masse einschließlich Fracht haben.

Paßmaß, Abmaß



| | |
|--------|-----|
| a | |
| Zone 1 | 110 |
| Zone 2 | 120 |
| Zone 3 | 100 |

Schnitt A-A

301 Bohrungen, Teilung 186mm

| 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 |
| Rauheits max in µ | 1000 | 40 | 10 | 6 | 1,6 | ± 0,1 | | ± 0,2 | ± 0,3 | ± 0,5 | ± 0,8 | ± 1,2 | |
| 19 66 | Tag | Name | | Werkstoff | | Gesellschaft für Kernforschung m. b. H. | | Zugeh. Zeichng. | | | | | |
| gez. | 9. 8. | B. B. | | | | 7500 Karlsruhe Postfach 947 | | Ersatz für | | | | | |
| gepr. | 18. 8. | B. B. | | | | | | Erstellt durch | | | | | |
| Maßstab | Benennung | 1:10 | | Reaktortragplatte | | | | Zeichnungs Nr. | | | | | |
| Tag | Name | | | | | | | 6 | | | | | |

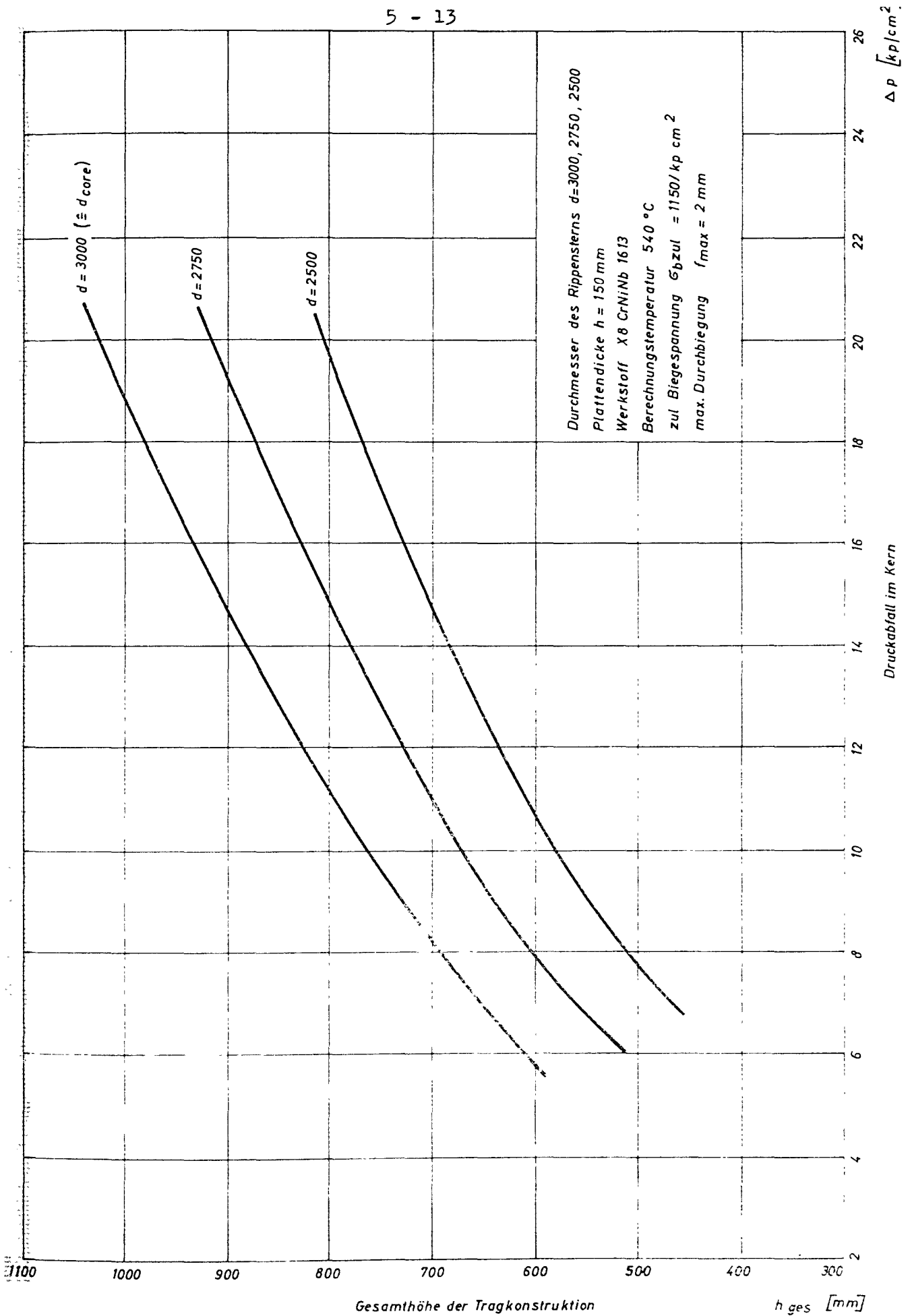


Abb. 5.1-4 Gesamthöhe der Tragkonstruktion abhängig vom Druckabfall im Kern

5.1.2 Brennstoffelement

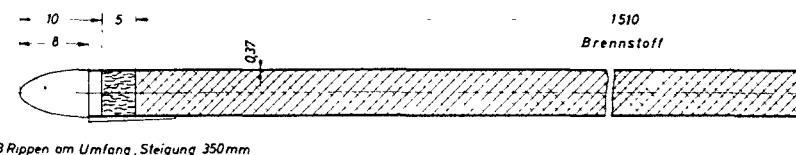
Die Zeichn. Nr. 7 zeigt das Brennstoffelement. Es besteht im Brennstoffbereich und der oberen axialen Brutzone aus einem in einem Mantelrohr mit sechseckigem Querschnitt angeordneten Bündel von 469 Brennstoffstäben. Das Bündel der unteren axialen Brutzone ist aus 133 Brutstoffstäben zusammengesetzt. Das Mantelrohr wird am unteren Ende durch einen zylindrischen Fuß, am oberen Ende durch ein nach den Erfordernissen der Beschickungseinrichtung und der besonderen Konstruktion der Steuerelemente gestaltetes Kopfstück abgeschlossen.

Im Brennstoffelement befinden sich zwei verschiedene Stabtypen. Der eine Typ enthält den aus einem PuO_2 - UO_2 -Gemisch bestehenden Brennstoff, den UO_2 -Brutstoff der oberen axialen Brutzone und den Spaltgasraum. Der Stab endet an der Unterkante des Brennstoffbereichs. An den zweiten Stabtyp ist zusätzlich der dickere Stab der unteren, axialen Brutzone angeschlossen.

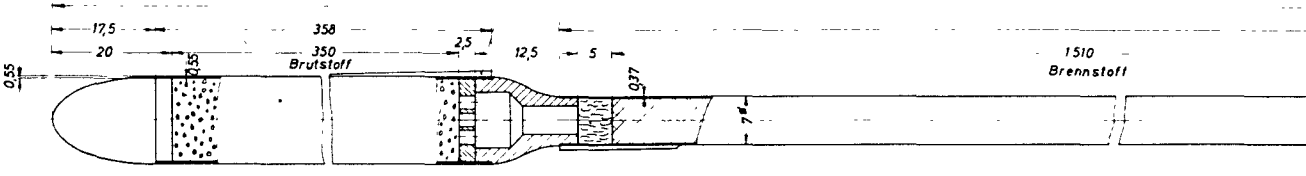
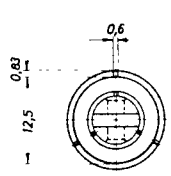
Das Brennstoffhüllrohr hat einen Außendurchmesser von 7 mm und eine Wandstärke von 0,37 mm. Der Durchmesser der Brennstoffstäbe wurde aufgrund von Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen ausgewählt. Das Hüllrohr der unteren Zone hat einen Außendurchmesser von 12,5 mm und eine Wandstärke von 0,55 mm. Dieser Durchmesser ergibt sich aus der Überlegung, den Druckverlust bei etwa gleichem Kühlmittelanteil in diesem Teil des Bündels möglichst klein zu halten, wobei bei der Aufteilung der Stäbe die Geometrie des Brennstoffstabbündels beachtet werden mußte. Die Länge der Stäbe ohne unteren axialen Brutstoffteil beträgt 2155 mm; die mit unterem axialen Brutstoffteil 2530 mm.

Die Hüllrohre sind jeweils mit drei Wendelrippen von etwa 250 mm Steigung versehen, die die Abstandshalterung innerhalb des Bündels übernehmen. Als Werkstoff für die Brennstoffhüllrohre wurde mit Rücksicht auf die hohen Wandtemperaturen die Nickelbasislegierung Inconel 625 ausgewählt. Für die Brennelementkästen ist das gleiche Material vorgesehen, obwohl die hier auftretenden Temperaturen niedriger sind. Eine Untersuchung möglicher Werkstoffe hat jedoch gezeigt, daß auch in diesem Temperaturbereich die höhere Warmfestigkeit des Inconel die nuklearen Nachteile dieses Werkstoffes (größere Einfangquerschnitte der Legierungsbestandteile Mo,

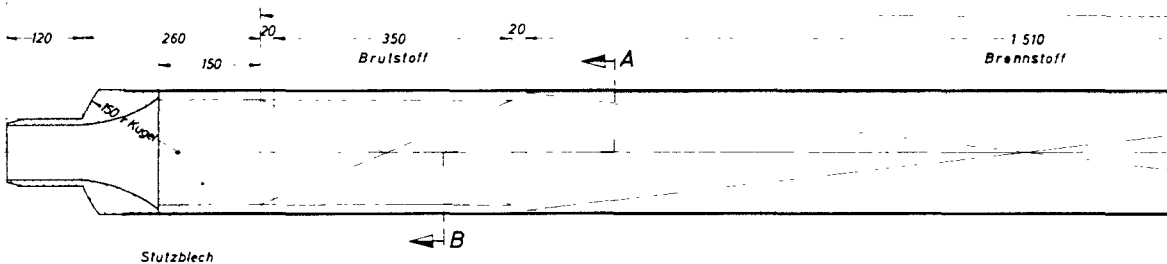
Typ I



Typ II



3 Rippen am Umfang, Steigung 350mm

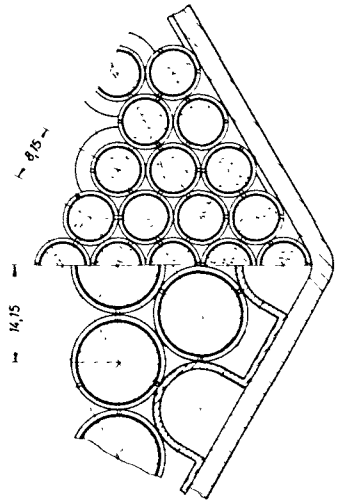
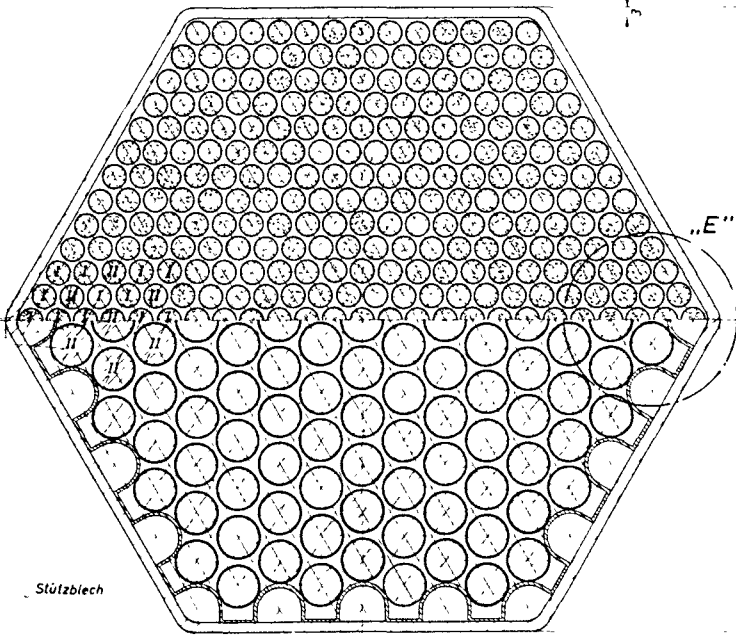


Stützblech

| | a | b |
|--------|-----|-------|
| Zone 1 | 100 | 107,5 |
| Zone 2 | 110 | 117,5 |

Schnitt A-B
M 1:1

Einzelheit „E“
M 2:1

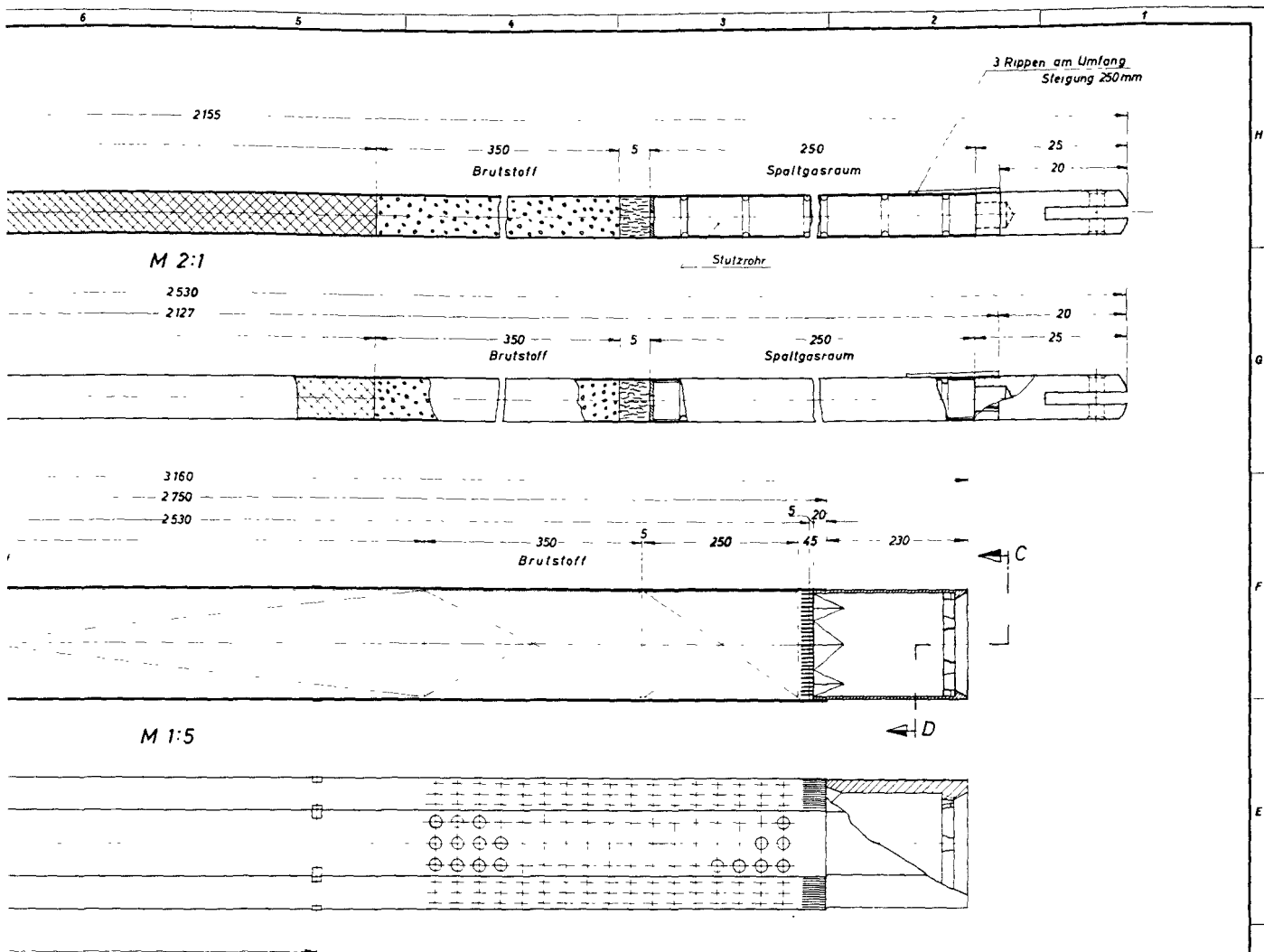


Stabtyp
336 Stabe Typ I
133 Stabe Typ II
469 gesamt

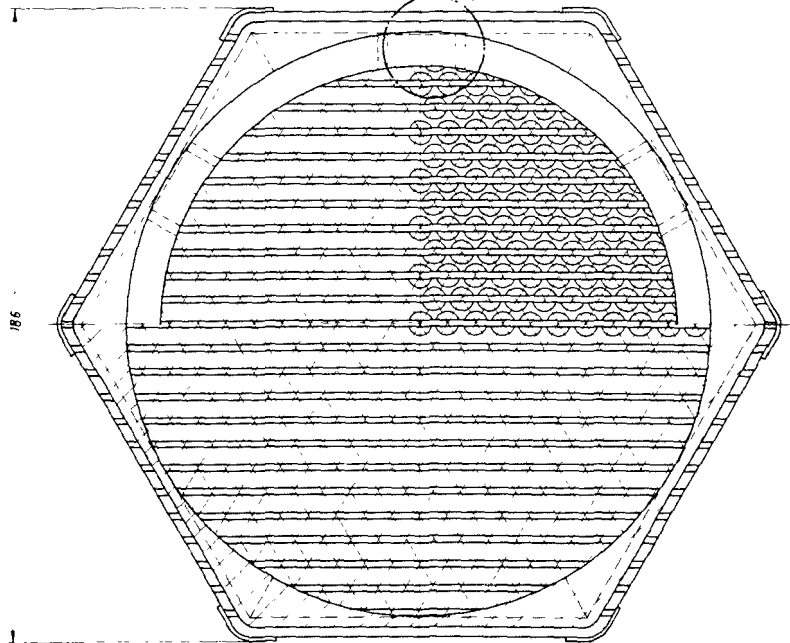
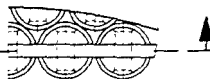
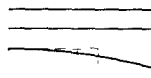
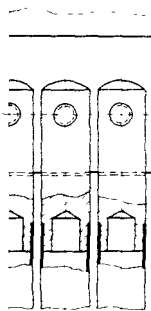
Stützblech

210

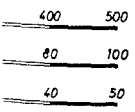
| | | | | | |
|-------|---|-----|-----|-----|-----|
| M 1:5 | 0 | 100 | 200 | 300 | 400 |
| M 1:1 | 0 | 20 | 40 | 60 | 80 |
| M 2:1 | 0 | 10 | 20 | 30 | 40 |



Schnitt C-D
M 1:1
"F"



Einzelheit „F“
M 2:1



1000 MW_e Schneller Brüter D1

| Teil | Stück | Benennung | Werkstoff | Abmessung | Zulage Nr. Norm | Bemerkung |
|--------------------|-----------|---|-----------|---|--------------------------|---|
| Durchbohrungen | ~ | ▽▽▽▽ | | an 6 | | |
| Reinhalte mit in a | 1000 | 40 | 10 | 2 | F 6 | |
| 1956 | Tag | Name | Werkstoff | Freiwilltoleranz | an 6
an 100
an 200 | an 200 (an 100)
an 200 (an 100)
an 200 (an 100) |
| gez. | 31.3. | | | ± 0,1 | ± 0,2 | ± 0,3 |
| gepr. | 18.8 | | | ± 0,1 | ± 0,2 | ± 0,3 |
| gsp | | | | | | |
| Material | Benennung | Gesellschaft für Kernforschung
an b H.
7500 Karlsruhe
Postfach 947 | | Zugak. Zeichn. | | |
| 1:5, 1:1 | 2:1 | Brennelement | | Erteilt für
Erneuert durch
Zeichnungs Nr. | | 7 |

Nb, Va) überwiegt [2]. Lediglich für die weniger hochbeanspruchten Rohre der unteren axialen Brutzone wird Incoloy 800 verwendet.

Die Brennstoffrohre sind im Laufe ihrer Standzeit im Reaktor drei grundsätzlich verschiedenen Belastungsperioden ausgesetzt:

Während der ersten Periode stehen sie bei hoher Temperatur unter hohem Außendruck, der erst langsam durch den sich aufbauenden Spaltgasinnen- druck ausgeglichen wird. Diese Belastung führt zu dem sog. Kriechbeulen, das durch eine anfängliche Ovalität hervorgerufen wird und nach einer gewissen Zeit zum Einbeulen der Hüllrohre führt. Abschätzungen dieser Beanspruchung haben gezeigt, daß mit erträglichen Hüllrohrwandstärken die erforderliche Standzeiten nicht erreicht werden können. Dabei wurde allerdings die stützende Wirkung des sich aufbauenden Spaltgasdruckes nicht berücksichtigt. Im vorliegenden Fall ist deshalb vorgesehen, die Brennstoffstäbe bereits bei der Herstellung mit Inertgas unter Druck zu füllen, so daß der wirksame Differenzdruck während des Betriebes nur noch ca. 60 at beträgt und eine genügend lange Standzeit der Brennstoffrohre erwartet werden kann. Einzelheiten dieser Berechnung sind im Kap. 6.1 beschrieben.

Die zweite Belastungsperiode ist dadurch gekennzeichnet, daß der Spaltgasinnendruck größer als der Dampfdruck wird. Diese Belastung hat ein Kriechen der Hülle in umgekehrter Richtung - also ein Wachsen des Durchmessers - zur Folge. Hierdurch wird der max. zulässige Spaltgasdruck am Ende der Standzeit des Brennelementes bestimmt. Für den vorliegenden Referenz-Entwurf wurde ein Spaltgasdruck von 80 at über dem Dampfdruck des Reaktors zugelassen. Diesem Spaltgasdruck entspricht eine Spaltgasraum- länge von 250 mm bei 100 % Spaltgasfreisetzung und ca. 50 000 MWd/t Ab- brand [3].

Wenn bei Stilllegung der Reaktoranlage der Dampfdruck und die Temperatur erniedrigt werden, ergibt sich für die dritte Belastungsperiode eine Beanspruchung der Brennstoffrohre nach Abb. 5.1-5. Dabei wurde angenommen, daß die Spaltgastemperatur stets der mittleren Kühlmitteltemperatur entspricht. Die Aufheizspanne wird zunächst auf etwa 20 °C ver-

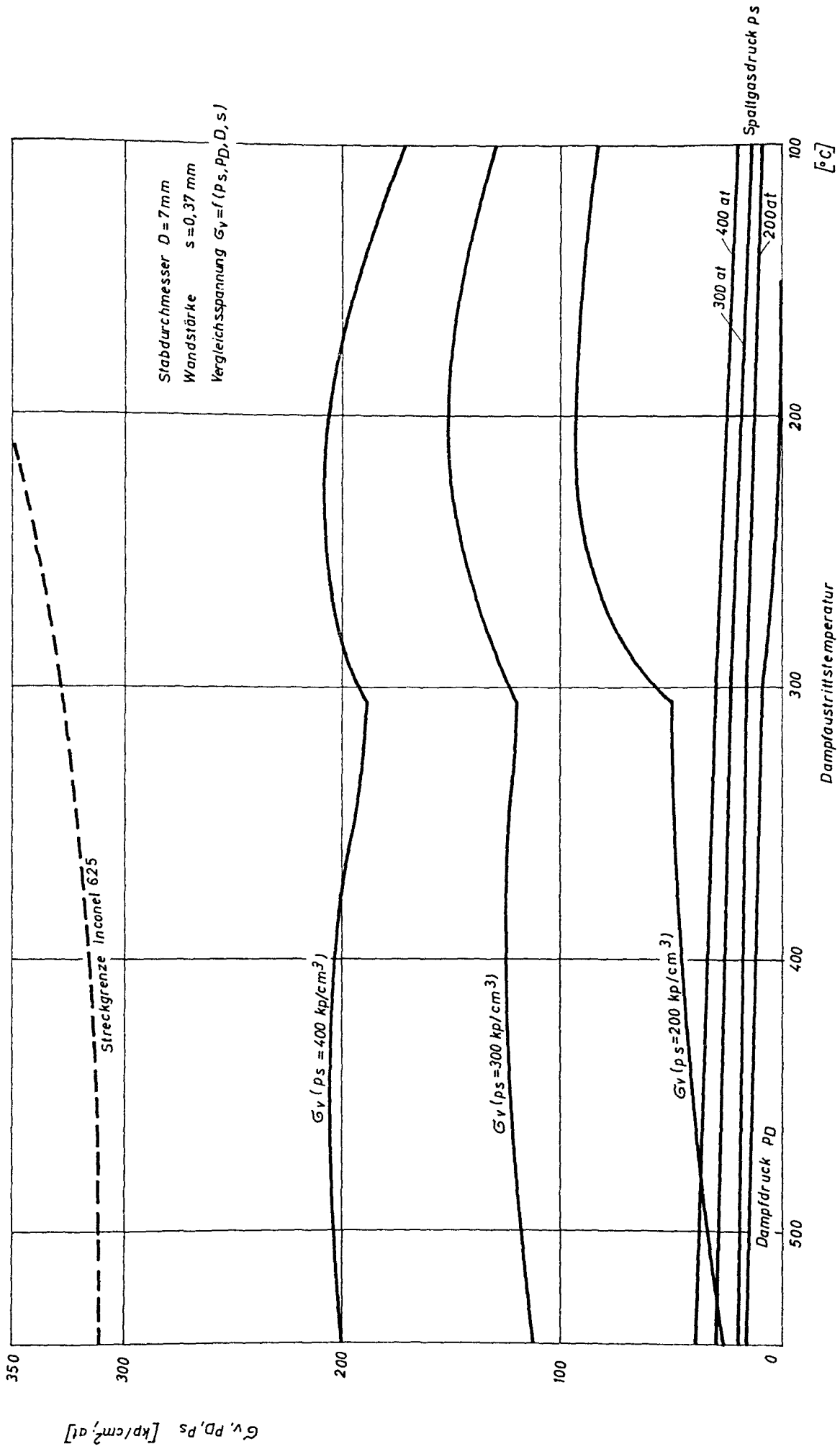


Abb. 5.1-5 Beanspruchung der Brennstoffhüllrohre durch den Spaltgasdruck beim Abfahren der Reaktoranlage

mindert, dann werden Temperatur und Druck weiter abgesenkt. Der Spaltgasdruck fällt dabei von anfangs 260 ata auf etwa 150 ata. Da es sich hier um kurzzeitige Belastungsspitzen handelt, kann als zulässige Beanspruchung die Streckgrenze des Hüllenmaterials zugrunde gelegt werden. Der Verlauf der Streckgrenze von Inconel 625 in Abhängigkeit von der Temperatur, ohne Berücksichtigung von Bestrahlungseffekten, ist mit eingezeichnet. Die Abb. 5.1-5 zeigt, daß während der gesamten Abkühlperiode die auftretenden Beanspruchungen unter der Streckgrenze bleiben.

Das Brennelement wird von oben nach unten durchströmt. Die einzelnen Brennstoffstäbe sind an ihrem oberen Ende lagenweise auf Querstegen aufgehängt, die in Schlitzten des Brennelement-Mantelrohres ruhen. Bei der Montage sind diese Schlitzte nach oben offen. Sie werden später durch das eingesetzte Kopfstück geschlossen. Die Brennstoffrohre sind mit drei symmetrisch am Umfang verteilten Wendelrippen versehen, die Steigung beträgt etwa 250 mm. Diese Rippen übernehmen nach dem System "Rippe auf Rippe" die Abstandshalterung der Brennstoffstäbe im Element.

Die Stäbe im unteren axialen Brutstoffbereich sind ebenfalls mit Spiralarippen versehen. Zur Stützung der Stäbe am Rande ist hier jedoch ein entsprechend geformtes sechskantiges Rohr eingeschoben, daß durch den Brennelementfuß in seiner Lage gehalten wird.

Bedingt durch die Konstruktion und die Strömungsrichtung des Kühlmittels steht das Brennelement unter äußerem Überdruck. Der Dampfdruck in den Spalten zwischen den Elementen entspricht dem Eintrittsdruck, während der durch das Stabbündel strömende Dampf einen Druckverlust Δp_{ges} von etwa 8,5 at erleidet. Diese Druckdifferenz muß das Mantelrohr des Brennelements an seinem unteren Ende aufnehmen. Um die auf die ebenen Flächen des Mantelrohres wirkende Druckdifferenz herabzusetzen - und dadurch Strukturmaterial zu sparen - ist das Mantelrohr im Bereich des Spaltgasraumes und der oberen axialen Brutzone mit Bohrungen versehen, so daß sich in diesen Bereichen ein Druckausgleich zwischen Bündel und Spalt einstellt (s. Abb. 5.1-6).

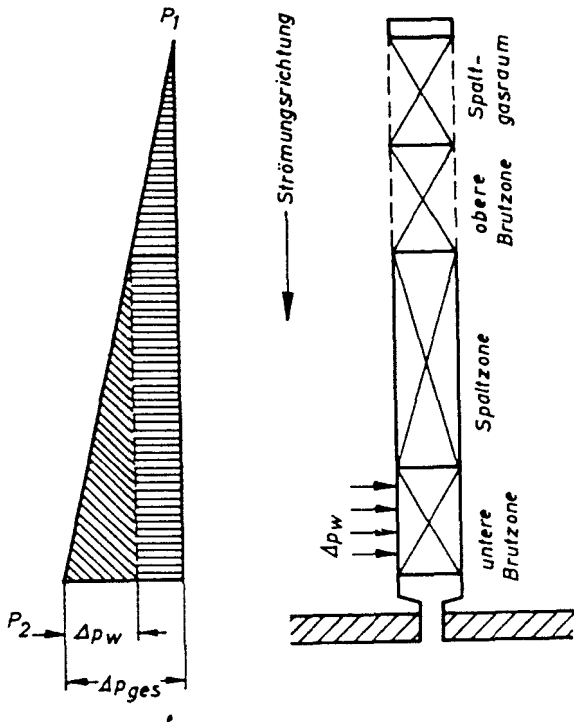


Abb. 5.1-6 Auf die Mantelrohre wirksamer Differenzdruck Δp_w

Die Auslegung des Mantelrohres erfolgte nach zwei Gesichtspunkten: Nach der zulässigen Biegespannung und nach der zulässigen Durchbiegung der Mantelrohroberflächen. Es wurde hier eine Wandstärke von 3 mm bei einer wirksamen Druckdifferenz Δp_w von ca. 6,5 at errechnet. Die Durchbiegung der Mantelrohrflächen beträgt etwa 0,3 mm, so daß das Stabbündel während des Betriebes auf jeden Fall durch die Wand gestützt wird. Druckkräfte die durch die Elastizität der Mantelrohrwand auf das Stabbündel ausgeübt werden, pflanzen sich über die Wendelrippen auf die weiter innen liegenden Stäbe fort. Durch die Wahl von drei symmetrischen Rippen ist gewährleistet, daß die Abstützpunkte in einer Ebene liegen und so zusätzliche Biegebeanspruchungen der Brennstoffrohre vermieden werden.

Ein 2,5 mm breiter Spalt zwischen den Brennelementen erleichtert den Brennelementwechsel, nimmt die unvermeidlichen Herstellungstoleranzen auf und erlaubt eine ungehinderte Wärmeausdehnung der einzelnen Mantelrohre. Zur seitlichen Abstützung der Brennelemente dienen am oberen Ende des Stabbündels außen am Mantelrohr 1,2 mm hohe Vorsprünge.

Das Kopfstück des Brennelementes trägt an seinem oberen Ende innen einen Ring, an dem die Beladevorrichtung beim Auswechseln angreift. Die eingefrästen Schlitzte dienen zur winkelrechten Ausrichtung des Elementes während des Beladens. Die besondere Form der Aufnahmevorrichtung wurde gewählt, weil durch die Konstruktion der Steuerstäbe der Querschnitt des Elementes frei bleiben muß (s. Kap. 5.1.4).

5.1.3 Brutstoffelement

Zeichn. Nr. 8 stellt das Brutstoffelement dar. Es ist ähnlich wie das Brennstoffelement aufgebaut. Das Stabbündel besteht hier aus 169 Stäben. Mantelrohr und Kopfstück haben gleiche Form und gleiche Abmessungen, der Fuß unterscheidet sich etwas, um ein Einsetzen in falsche Kernpositionen zu vermeiden. Für das Mantelrohr wird, ebenso wie beim Brennstoffelement, Inconel 625 verwendet. Die Brutstoffhüllrohre bestehen jedoch aus Incoloy 800.

Die Brutstoffstäbe haben, wie die Stäbe der unteren axialen Brutzone, einen Außendurchmesser von 12,5 mm und eine Wandstärke von 0,55 mm; ihre Gesamtlänge beträgt 2530 mm. Die Stäbe sind mit UO_2 gefüllt. Das entstehende Spaltgas wird vom Porenvolumen des UO_2 und dem darüberliegenden Spaltgasraum aufgenommen. Um die Abschirmwirkung des radialen Brutmantels möglichst hoch zu halten, sind die Stäbe dicht geschichtet, der Kühlmittelanteil beträgt ca. 24 %.

Das Abstandshaltersystem im Bündel ist das gleiche wie im Brennstoffelement. Die Stäbe sind mit drei Wendelrippen versehen, die sich auf die Rippen benachbarter Stäbe abstützen. Sie sind ebenfalls an ihrem oberen Ende an Querstegen, die allerdings eine dem größeren Stabdurchmesser entsprechende andere Teilung haben, aufgehängt.

Strömungsmäßig sind die Brutstoffelemente der Spaltzone vorgeschaltet. Sie werden von unten nach oben durchströmt. Der Druckverlust in den Elementen wird niedrig gehalten, um zu vermeiden, daß die Elemente ausgetrieben werden. Um den Druckabfall in den Elementen klein zu halten und ein Abheben zu vermeiden, wird nur ein Teil des gesamten Kühlmittelstromes durch die Brutstoffelemente geleitet. Die Auslegung erfolgt so, daß die Elemente noch mit über 40 % ihres Eigengewichtes auf der Tragplatte aufliegen.

5.1.4 Steuerelement

Die beweglichen Steuerstäbe sind in speziell dafür konstruierte Steuerelemente eingebaut. Die Elemente sind auf Zeichn. Nr. 9 dargestellt. Es

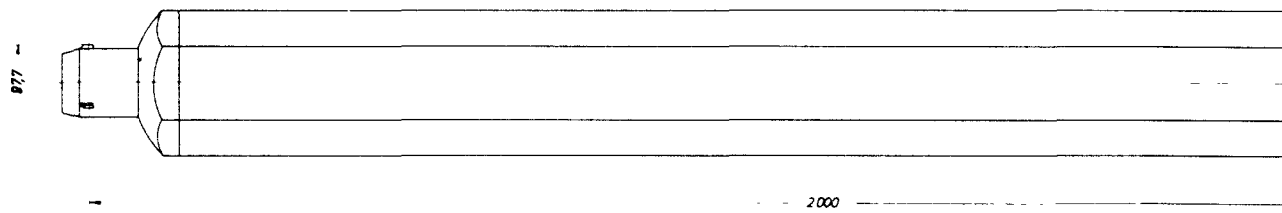
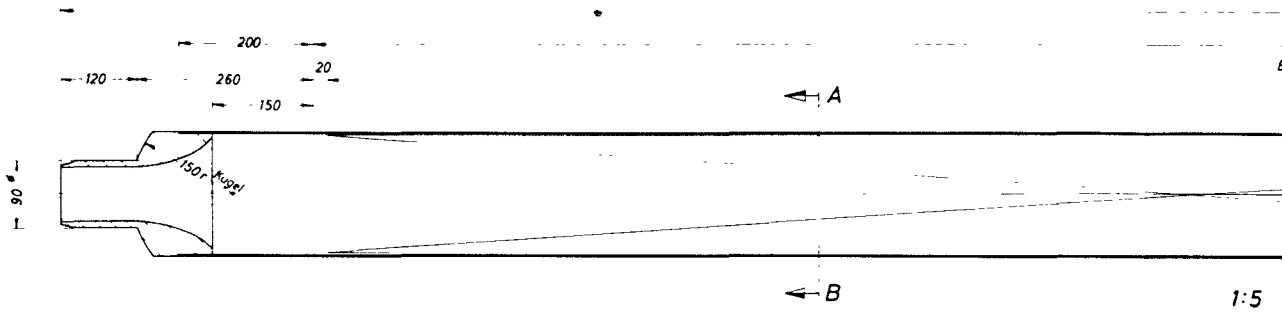
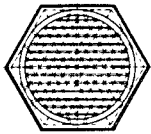
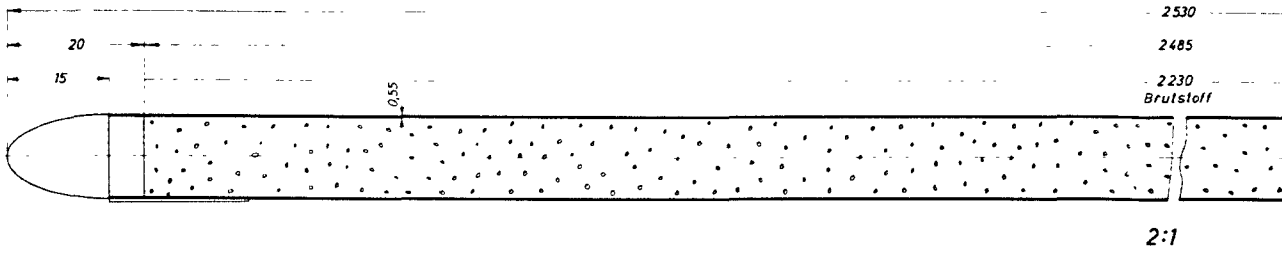
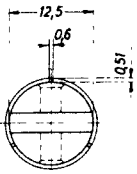
sind insgesamt 18 solcher Elemente im Reaktorkern vorhanden.

Wenige, aber dafür größere Steuerelemente würden zu große Reaktivitätshübe pro Element zur Folge haben. Auch wären verhältnismäßig große Kräfte erforderlich, um die großen Massen bei Schnellabschaltungen zu beschleunigen bzw. abzubremesen. Eine größere Anzahl kleinerer Steuerglieder gestattet eine gleichmäßigere Verteilung über den Kernquerschnitt, so daß die von den Regelstäben hervorgerufenen örtlichen Störungen des Neutronenflusses klein gehalten werden können. Bei der Wahl der Konstruktion war außerdem zu berücksichtigen, daß das Dampfvolumen, welches nicht unmittelbar zur Kühlung beiträgt, in der Spaltzone klein gehalten wird. Diese Bedingungen führten zu der dargestellten Konstruktion mit fest eingebauten Brennstoffstäben und beweglichen Steuergliedern. Die bewegte Masse jedes Steuergliedes beträgt ca. 30 kg.

Das Steuerelement besteht neben dem eigentlichen mit Absorbermaterial gefüllten Steuerstabbündel und einem inneren Mantelrohr, aus den gleichen Einzelteilen wie das Brennstoffelement (s. Kap. 5.1.2).

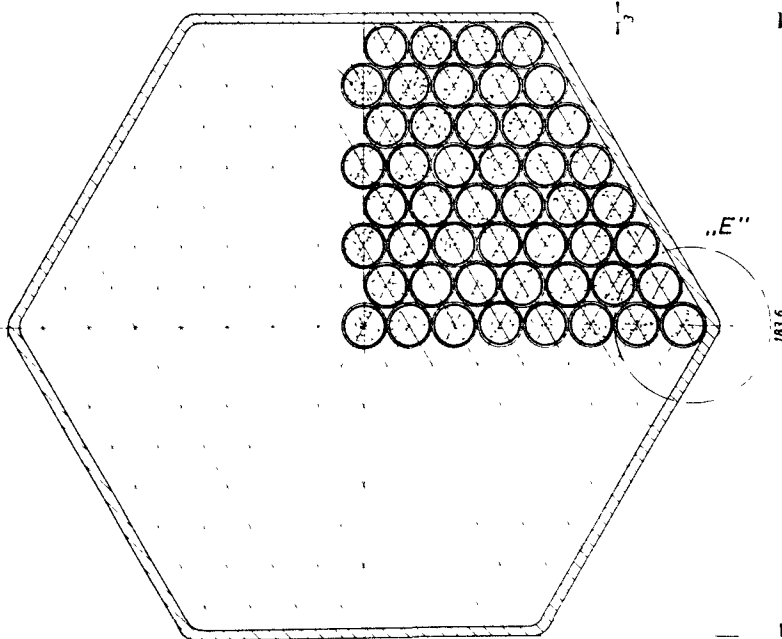
Das bewegliche Steuerstabbündel enthält 19 Stäbe mit 20 mm Außendurchmesser, 1 mm Wandstärke und ca. 2000 mm Länge. Diese Stäbe sind in ihrem unteren Teil mit Aluminium-Oxyd gefüllt; im oberen Teil befindet sich Borcarbid. Die Anreicherung des Borcarbids mit dem stark neutronenabsorbierenden Isotop B^{10} ist in den einzelnen Steuerstabbündeln je nach Aufgabe des Stabes (Regel- oder Trimm- bzw. Abschaltstab) verschieden.

Die Absorberstäbe sind an beiden Enden an einem Gitter befestigt. Das obere Gitter trägt außerdem noch die Kupplung für den Antrieb, die im eingefahrenen Zustand noch ein wenig über die Köpfe der Brennstoffstäbe hinausragt. Das untere Gitter ist mit einem Schockabsorber versehen, um eine Beschädigung des Bündels beim Versagen der Bremsung in den Antrieben zu vermeiden. Um zu verhindern, daß sich die Stäbe dabei ausbiegen oder vibrieren, sind in Abständen von etwa 100 mm Bandagen um das Bündel gelegt. Sie werden an senkrecht durchlaufenden Stahlstäben am Rande des Bündels angeschweißt und in ihrer Höhenlage fixiert. In der Mitte

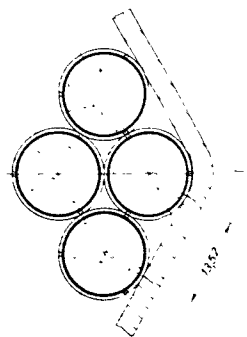


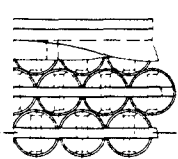
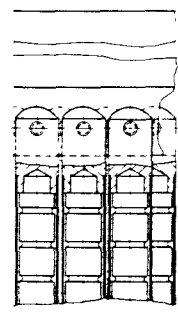
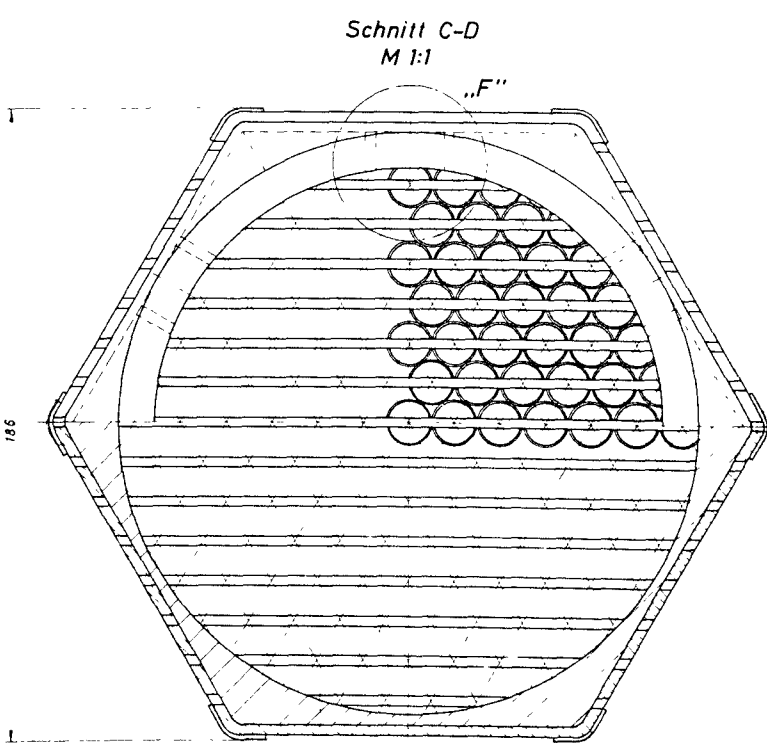
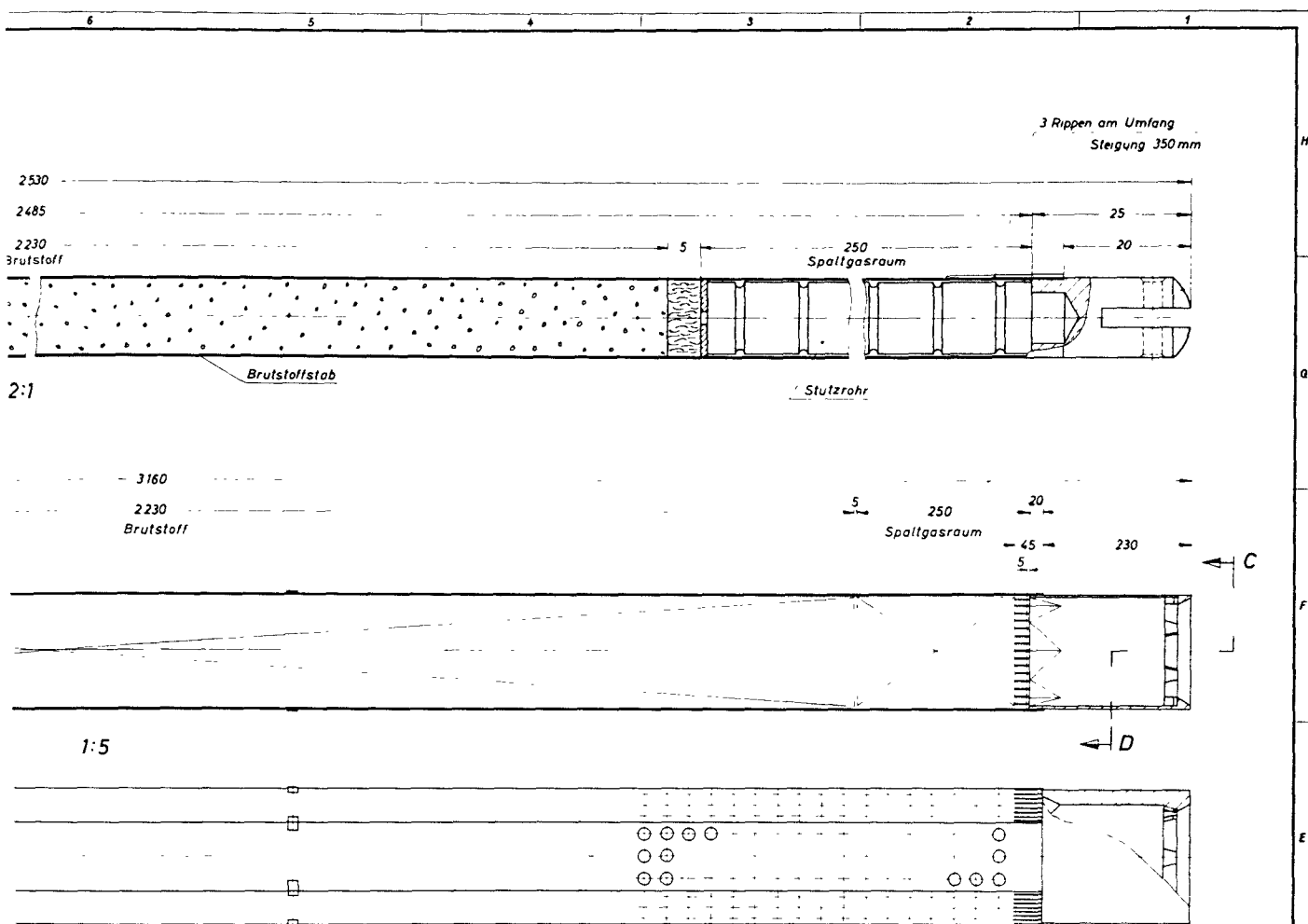
Schnitt A-B
M 1:1

169 Stöbe



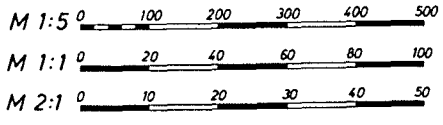
Einzelheit „E“
M 2:1





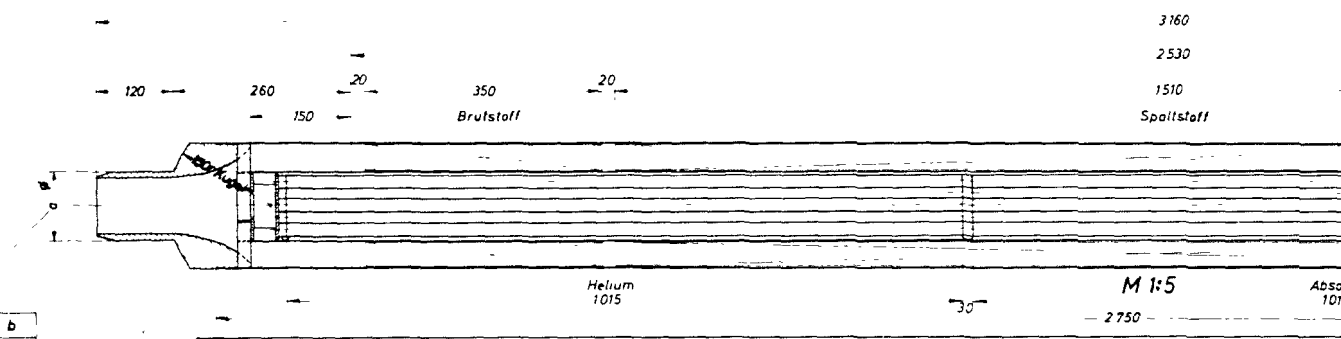
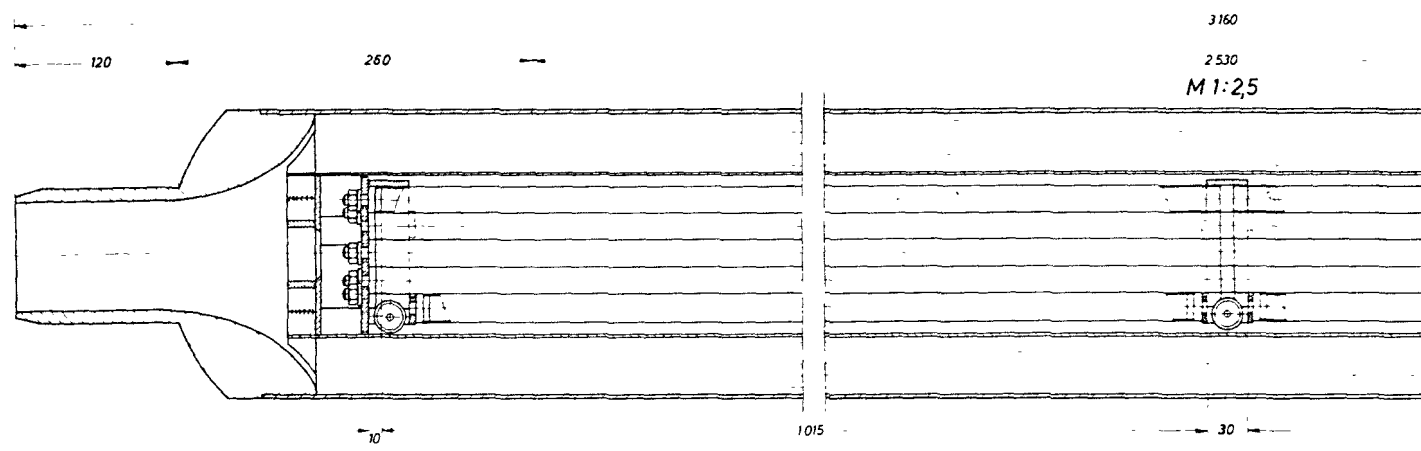
Einzelheit „F“
M 1:1

1000 MW_e Schneller Brüter D1

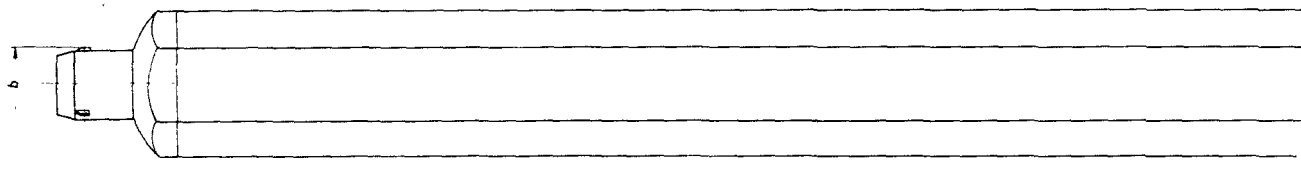


| Teil | Stück | Benennung | Werkstoff | Abmessung | Zeichn. Nr. Norm | Demontage |
|---------------------|----------|-------------|-----------------|---|----------------------|----------------------|
| Überflüssig | | | | in 6 | | |
| Produktionsmaß in µ | 1000 | 40 10 0 1,8 | Freimischkaranz | +0,1 | +0,2 | +0,3 |
| 1966 | Tag | Name | Werkstoff | Steil 20
Steil 21 | Steil 20
Steil 21 | Steil 20
Steil 21 |
| gez. | 19.4 | Bennhoff | | Geellschaft für Kernforschung
m. B. H. | | Zugab. Zeichn. |
| gepr. | 18.8. | Bennhoff | | 1500 Karlsruhe | | Ersatz für |
| gek. | | | | Postfach 947 | | Ersatz durch |
| Maßstab | 1:5, 1:1 | Benennung | Brutelement | | Zeichnungs Nr. | 8 |
| 21 | | | | | | |

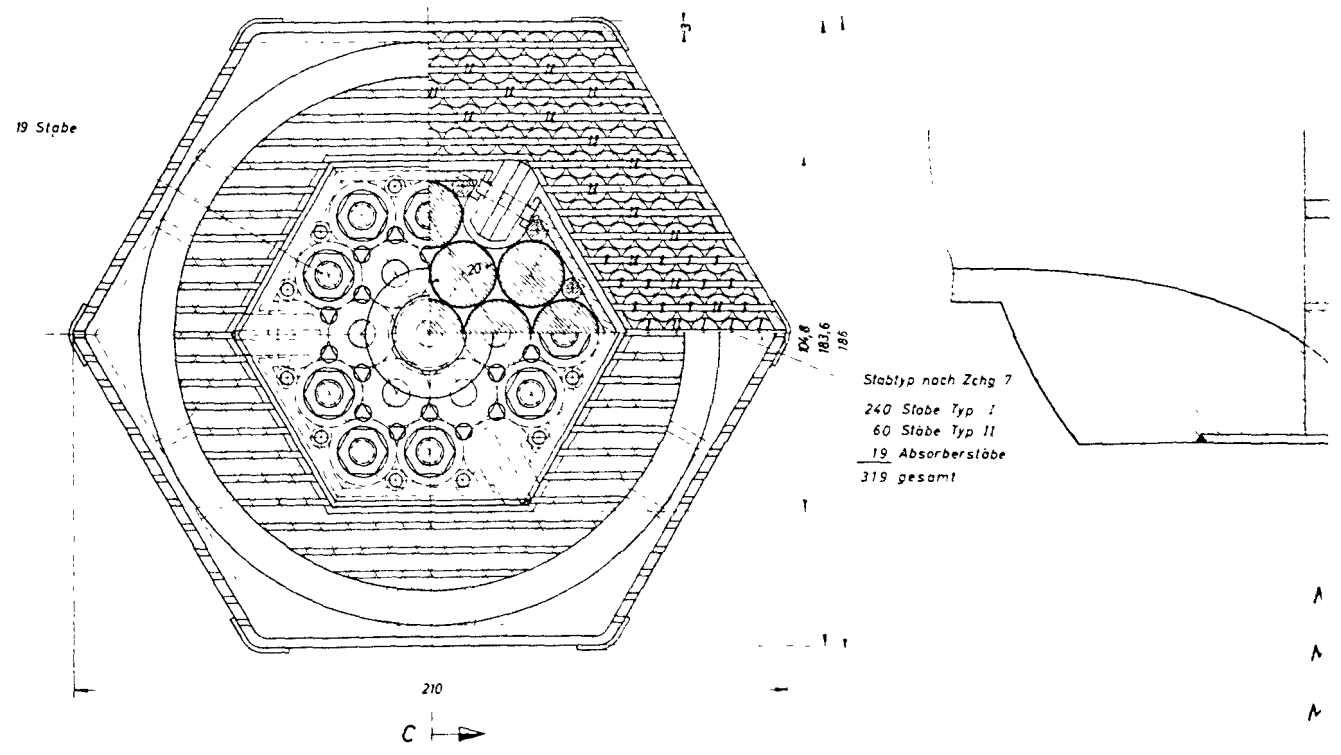
| Änderung | Tag | Name |
|----------|-----|------|
| | | |



| | a | b |
|--------|-----|-------|
| Zone 1 | 100 | 107,5 |
| Zone 2 | 110 | 117,5 |

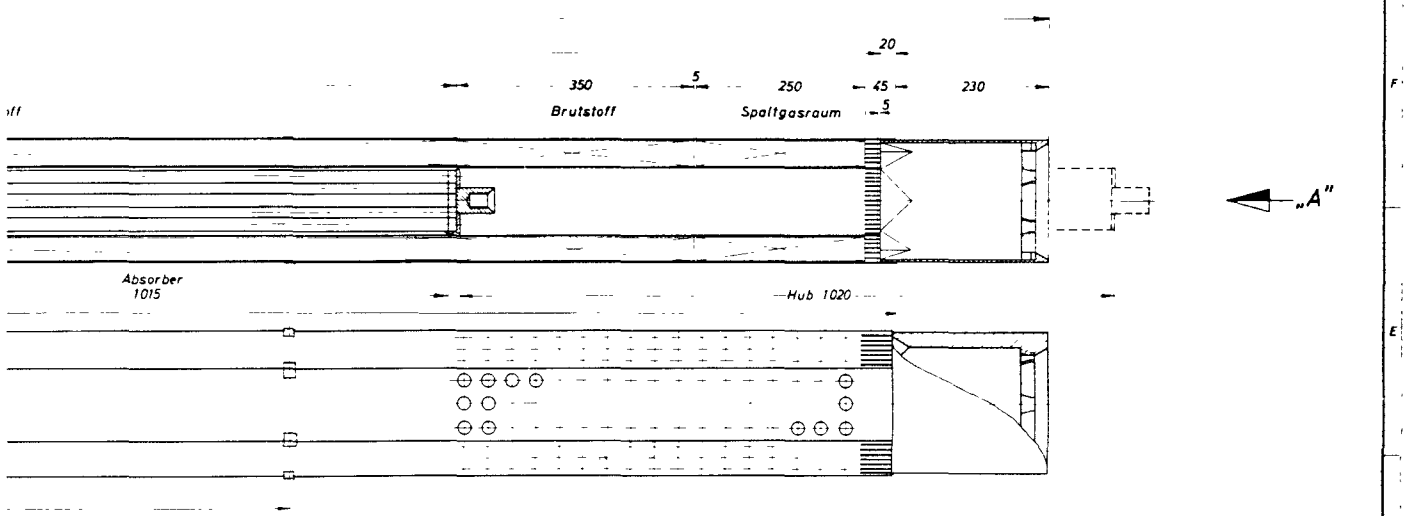
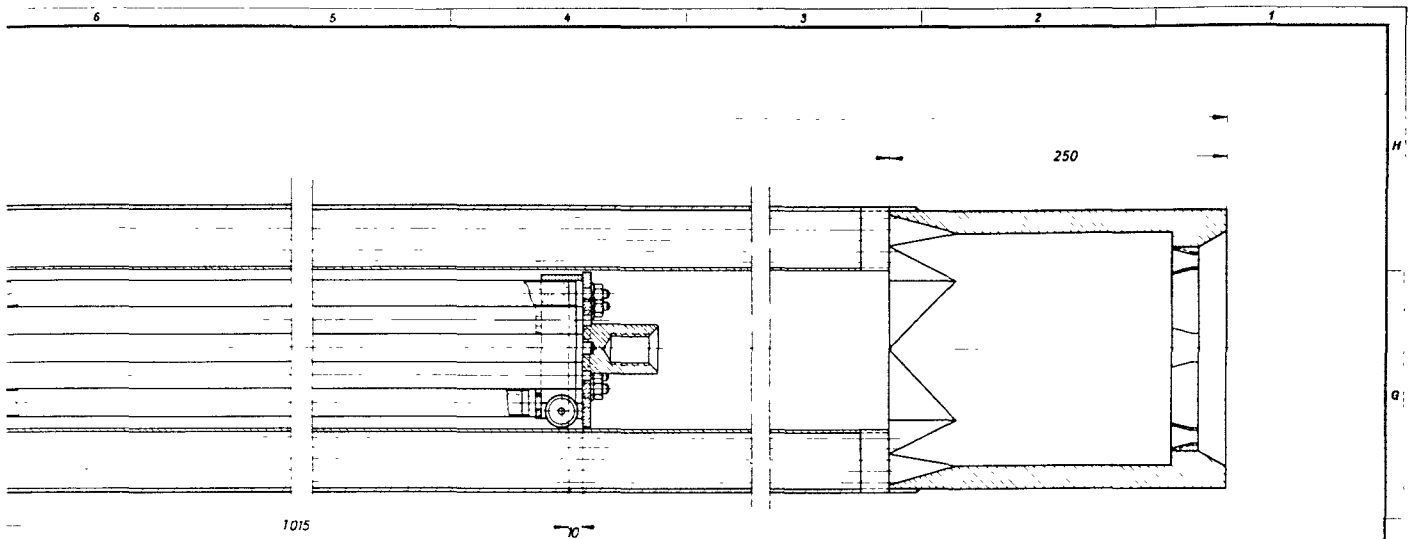


Ansicht in Richtung „A“
M 1:1
B →

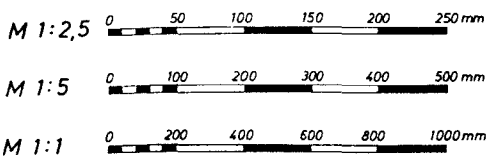
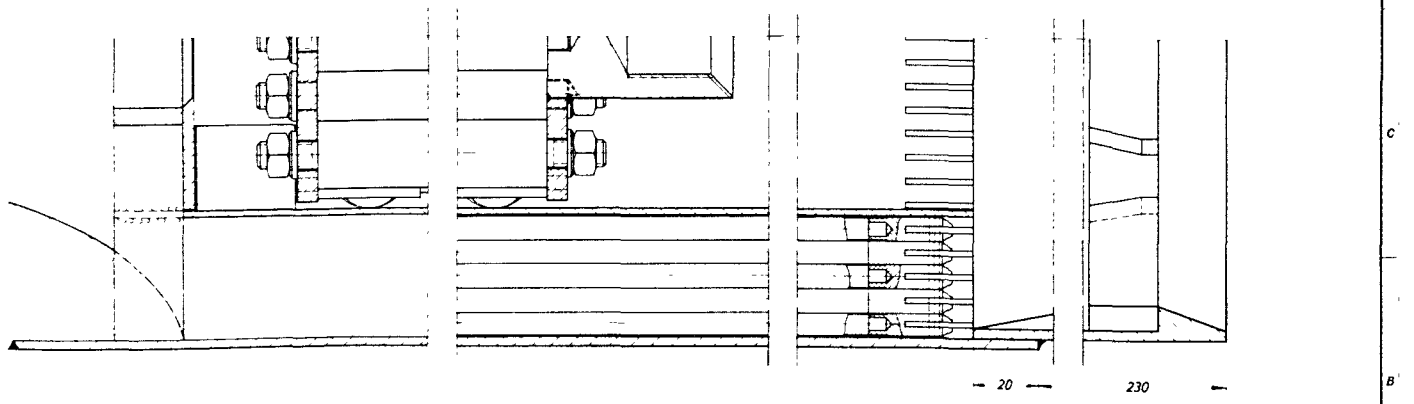


- Stabtyp nach Zeich 7
240 Stäbe Typ I
60 Stäbe Typ II
19 Absorberstäbe
319 gesamt

Die hierin enthaltenen Zeichnungen sind Eigentum der Gesellschaft für die Entwicklung und den Bau von Kernreaktoren (GEB) und dürfen ohne schriftliche Genehmigung der GEB nicht veröffentlicht werden.



Schnitt B-C
M 1:1



1000 MW_e Schneller Brüter D 1

| Teil | Stück | Benennung | Werkstoff | Abmessung | Zustufe, Nr. Norm | Bemerkung |
|--------------------|-----------|--------------------|----------------|--------------------------|--|-----------|
| Oberröhrenbohrer | ~ | ▽▽▽▽▽▽▽▽ | | M 6 | Stur 6
Stur 10 | |
| Bohrbohrer aus H 2 | 1000 | 60 10 4 1,8 | FransBohreratz | M 6
Stur 6
Stur 10 | Stur 100
Stur 200
Stur 300
Stur 400 | |
| 1966 | Tag | Name | Werkstoff | Zugel. Zeichn. | | |
| gez | 12.7 | <i>[Signature]</i> | | Ersatz für | | |
| gepr | 22.8 | <i>[Signature]</i> | | Ersatz durch | | |
| gez | | | | Zeichnungs Nr. | | |
| Platzstab | Benennung | 11.1.25
15 | | Steuerelement | | 9 |

| Änderung | Nummer | Änderung | Tag | Name |
|----------|--------|----------|-----|------|
| | | | | |

des Bündels ist die Bandage stärker ausgebildet und zur Aufnahme von drei Führungsrollen ausgebildet. Die gleichen Führungsrollen befinden sich auch am oberen bzw. unteren Endgitter.

Der untere, mit Aluminium-Oxyd gefüllte Teil der Stäbe dient als Verdrängungskörper, damit bei herausgezogenen Stäben der lokale Kühlmittelanteil nicht verändert wird. Somit wird eine unerwünschte Moderation an diesen Stellen des Reaktorkernes durch das sich dort sonst ausbreitende Dampfvolumen verhindert.

Aus konstruktiven Gründen - die Steuerelemente würden zu lang und der Verdrängungskörper weit durch die Tragplatte hindurchragen - können Absorber- und Verdrängerteil nicht in der vollen Höhe des Kernes eingebaut werden. Der wirksame Steuerstabhub ist demnach kleiner als die Höhe des Reaktorkernes, er beträgt 1020 mm.

Das im Borcarbid während des Reaktorbetriebes entstehende Helium aus den (n, α)-Prozessen wird in dem vorhandenen Porenvolumen aufgenommen.

Das Steuerstabbündel wird in einem inneren Mantelrohr von 105 mm Schlüsselweite und 2 mm Wandstärke mit entsprechend großem Spiel geführt. Dieses Führungsrohr ist fest in das Element eingebaut und stützt gleichzeitig das äußere Brennstoffstabbündel.

Am unteren Ende ist das Führungsrohr mit einer Blende versehen. Sie drosselt den Kühlmittelstrom auf das erforderliche, der geringen Wärmefreisetzung im Absorberbündel entsprechende Maß ab und verhindert, daß das Steuerglied im entkuppelten Zustand nach unten durchfällt. Dadurch wirkt der Druckabfall des Dampfes nur schwach auf das Absorberstabbündel. Änderungen des Druckabfalles z.B. bei Teillast, haben daher geringe Auswirkungen auf die Einfahrtgeschwindigkeiten. Nach oben ist das Führungsrohr offen.

Die um das innere Führungsrohr liegenden Brennstoffstäbe haben aus kühlungsstechnischen Gründen die gleichen Abmessungen und die gleiche Geometrie wie in den Brennstoffelementen. Sie werden mit dem vollen Kühlstrom beaufschlagt. Die Stäbe hängen ebenfalls an Querstegen, die hier allerdings nicht über den ganzen Elementquerschnitt verlaufen, sondern am

inneren Führungsrohr aufliegen und den inneren Querschnitt des Elementes freilassen, so daß das Steuerglied genügend weit nach oben ausgefahren werden kann. Aus diesem Grunde ist auch die besondere Art der Greifvorrichtung für alle Elemente gewählt worden.

Wenn die Brennstoffstäbe ihren vorgeschriebenen Abbrand erreicht haben, wird das ganze Steuerelement, einschließlich des Steuergliedes, ausgewechselt. Eventuell noch nicht voll abgebrannte Steuerglieder können in frischen Steuerelementen wieder verwendet werden.

5.1.5 Reaktordruckbehälter

Der Reaktordruckbehälter ist auf Zeichn. Nr. 10 dargestellt.

Aufgrund der extremen Auslegungsdaten (s. Kap. 4.2.2) wurde für den zylindrischen Teil die Mehrlagenbauweise gewählt. Diese Ausführungsform erleichtert die Montage und läßt etwas geringere Fertigungskosten erwarten.

Der zylindrische Teil ist aus insgesamt 30 Lagen zusammengesetzt. Auf die 20 mm starke innere Lage aus korrosionsbeständigem Material sind 29 tragende Lagen aufgebracht. Am Übergang zu den anschließenden Schmiegedteilen ist eine Pufferung mit einem Schweißwerkstoff hoher Dehnung (z.B. Inconel) vorgesehen, die in der Schweißverbindung verbleibende Spannungen ohne eine nachfolgende Wärmebehandlung reduzieren soll.

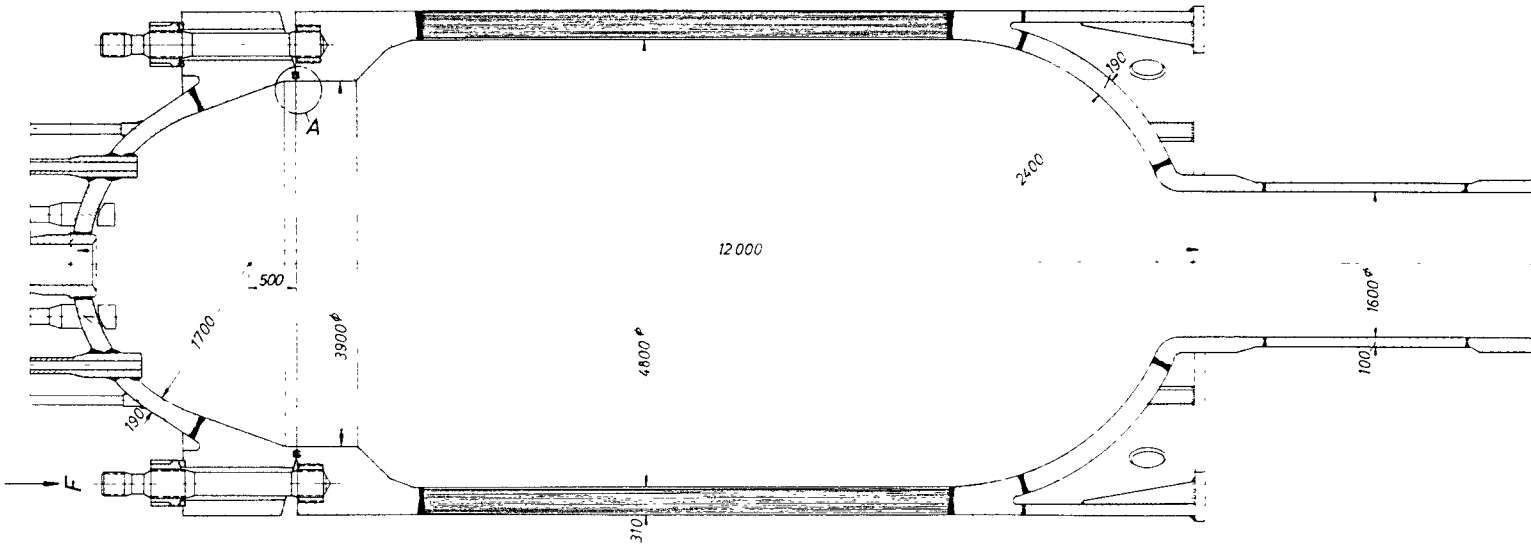
Zentral im Boden des Druckbehälters ist das Koaxialrohr eingelassen, das den Sattedampf zu- bzw. den Heißdampf abführt. In diesem Rohr strömt der Sattedampf, von der Sammlerkugel kommend, im äußeren Ringquerschnitt aufwärts, während im zentralen heißdampf führenden Rohr der Dampfstrom abwärts gerichtet ist. Das Zentralrohr hat nur den Differenzdruck zwischen Satt- und Heißdampf, der dem Druckabfall im Reaktor entspricht, aufzunehmen.

Die Sattedampfsammlerkugel hat einen Innendurchmesser von 2200 mm, bei einer Wandstärke von 190 mm. In die Kugel münden insgesamt 10 Rohrleitungen verschiedener Nennweiten.

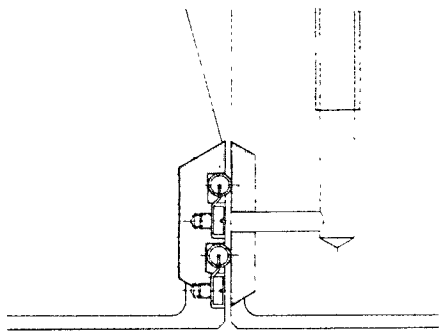
1200

7020

7000

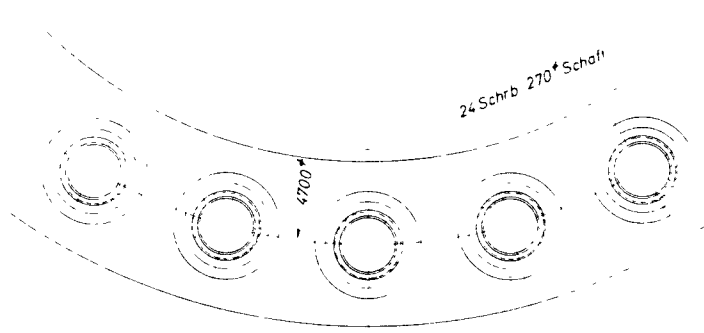


9730



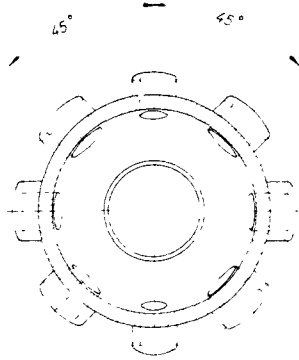
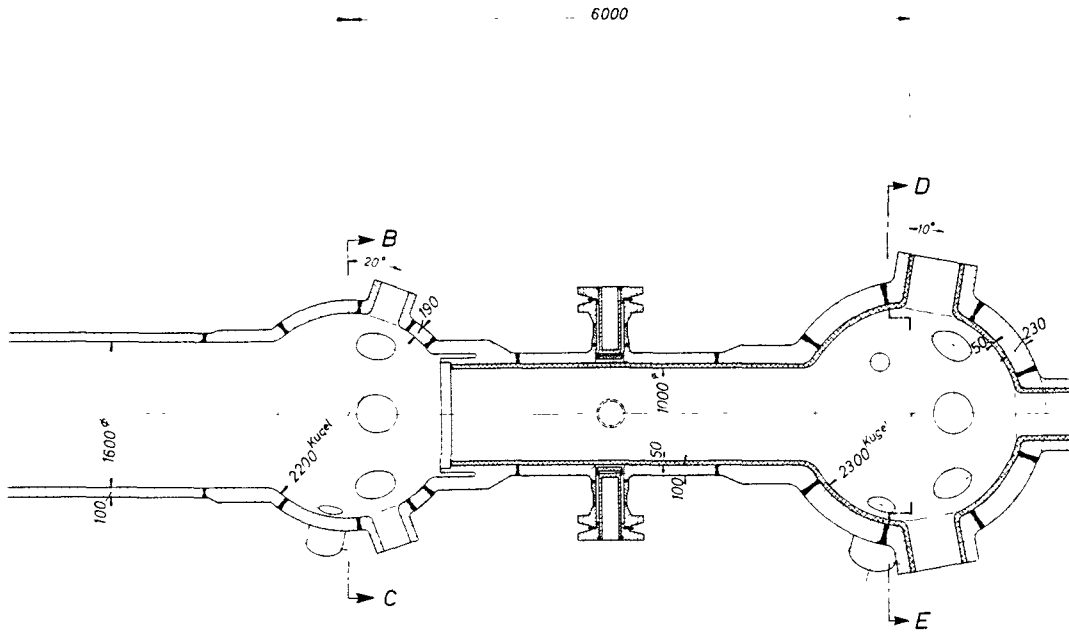
Einzelheit bei A

M 1:1

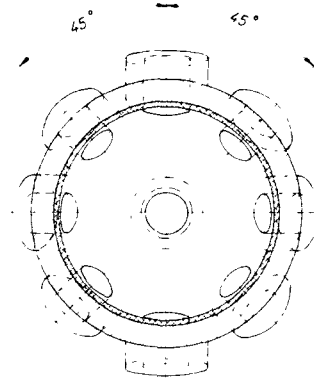


Ansicht F

M 1:10



Schnitt B-C



Schnitt D-E

M1 25 0 500 1000 1500 2000 2500 mm

M1 10 0 200 400 600 800 1000 mm

M1 1 0 20 40 60 80 90 mm

1000 MWe Schneller Brüter D1

| Typ | | Bezeichnung | | Verfahren | | Abmessung | | Fläche M ² / m ³ | | Bemerkung | |
|---------------|-------------|-------------|-----------|-----------|-----------------------------|-----------|--------------|--|---------------|-----------|--|
| Druckbehälter | | | | | | | | | | | |
| Material | St 37 | | | | | | | | | | |
| Druck | 1,25 | | | | | | | | | | |
| Hersteller | K. J. J. J. | | Werkstatt | | Sonderfall: für Kernreaktor | | m & P | | Erweit. M | | |
| Fläche | 1,25 | | Abmessung | | 7500 Kartusche | | Drehzahl 107 | | Erweit. durch | | |
| | | | | | | | | Zeichnung N | | | |
| | | | | | | | | Druckbehälter | | 10 | |

Die Heißdampfverteilerkugel weist bei insgesamt 14 Stutzenanschlüssen 2300 mm Innendurchmesser auf, die Wandstärke beträgt 230 mm. Um unzulässig hohe Thermoschockspannungen in der Heißdampfleitung sowie in der Verteilerkugel zu vermeiden, sind die Innenwandungen mit einer Isolierung versehen.

Zwischen den beiden Sammlerkugeln befinden sich vier Stutzen in der Heißdampfleitung, wo die Leitungen zur Überwachung von Brennelementschäden herausgeführt werden.

Im Behälterdeckel sind 19 Stutzen eingelassen, von denen 18 zur Aufnahme der Kontrollstabantriebe dienen, während die zentrale Öffnung die Durchführung für die Druckausgleichsleitung sowie die Berieselungsanlage aufnimmt.

Die Kugelkalotten des Behälterdeckels und Bodens werden aus 190 mm starken, gewölbten Blechen zusammengeschweißt. Die beiden Flanschhälften sowie der Anschlußring am Behälterunterteil, an den gleichzeitig der Behältertragring angeschlossen ist, sind Schmiedeteile.

In Höhe des Flansches ist der Innendurchmesser auf 3900 mm reduziert worden, so daß die beiden Flanschteller außen mit dem zylindrischen Teil abschließen. Beide Flanschteller sind festigkeitsmäßig überdimensioniert (s. Kap. 6.2), um die Verformung unter Belastung gering zu halten und damit eine bessere Dichtwirkung zu erzielen. Die beiden konzentrisch angeordneten Dichtringe liegen in Nuten, die in den oberen Flanschteller eingearbeitet sind. In den unteren Teller ist zwischen den beiden Dichtungen eine Entnahmebohrung zur Lecküberwachung eingebracht, über die sich eine evtl. Undichtigkeit des inneren Ringes nachweisen läßt. Die Aufheiz- bzw. Abkühlgeschwindigkeit des Flansches und damit des gesamten Behälters wurde auf 20 °C/h festgelegt (s. Kap. 6.2 2.2).

Der Deckel wird von 24 Dehnschrauben gehalten. Die Köpfe der Dehnschrauben sind in Anpassung an eine hydraulische Spannvorrichtung mit zwei im Durchmesser abgesetzten Gewindeteilen versehen. Auf dem unteren Gewindeteil befindet sich im Betriebszustand die eigentliche Verschlusmutter,

während an den oberen Gewindeteil die Mutter der Spannvorrichtung angreift.

Die Spannvorrichtung besteht aus insgesamt 24 hydraulischen Spanneinheiten, die gleichzeitig von einem zentralen Versorgungssystem mit Druck beaufschlagt werden können. Wird die Spannvorrichtung unter Druck gesetzt, so werden die beiden Flanschteller zusammengezogen unter gleichzeitiger Längung der Dehnschrauben. Im gelängten Zustand ist die Verschlußmutter entlastet und kann mit einem einfachen Werkzeug bewegt werden.

Die Vorteile der beschriebenen hydraulischen Spannvorrichtung liegen vor allem in der Zeiteinsparung beim Öffnen bzw. Schließen des Deckels, in der Vermeidung von Torsionskräften in den Schrauben, in der gleichmäßigen Lastverteilung sowie in der guten Anwendbarkeit unter Wasser.

Vor dem Abheben des Deckels werden auf wenigstens drei Dehnschraubenführungen aufgeschraubt, die den Deckel beim Abheben bzw. Wiederaufsetzen führen.

Die begrenzten Transportmöglichkeiten lassen eine Anlieferung des Behälters in fünf Bauteilen zweckmäßig erscheinen. Bei der Montage der Bauteile (Kugelbehälter mit Koaxialrohr, Behälterboden, zylindrischer Schuß, unterer Flanschteller, Behälterdeckel) sind drei Rundnähte zu schweißen, davon zwei mit 4800 mm Innendurchmesser. Bei der gewählten Transportweise ergibt sich ein max. Stückgewicht von 230 Mp (zyl. Mehrlagenteil).

5.1.6 Druckbehältereinbauten

Die Anordnung und der Aufbau der im Druckbehälter enthaltenen Bauteile werden wesentlich von der eingebauten Abschirmung beeinflusst. Die Abschirmung soll die Behälterwände vor zu hoher Strahlenbelastung schützen. Die unterhalb des Reaktorkerns angebrachten Abschirmschichten bilden mit der Tragplatte eine Heißdampf-Sammelkammer, in der sich die aus den Brennelement-Füßen austretenden Teilströme vereinen. Von hier wird der Dampf dem Austrittsrohr zugeführt. Dabei übernimmt der äußere Abschirmzylinder die Stützung der Tragkonstruktion und des Reaktorkernes und überträgt

die entstehenden Kräfte auf die radial im Behälterboden angeschweißten Stützbleche. Innerhalb der Sammelkammer wird die erforderliche Abschirmung in Richtung der Verteilerkugeln durch einen Abschirmblock gewährleistet. Die Tragkonstruktion für den Reaktorkern wurde bereits in Kap. 5.1 beschrieben.

Die Abschirmung besteht im mittleren Teil des Behälters aus einzelnen, ineinandergestellten Zylindern, die eine Stärke von jeweils 85 mm haben. Die Spalte zwischen den einzelnen Blechen führen einerseits Dampf zur Kühlung und dienen andererseits zum Ausgleich von Herstellungstoleranzen der einzelnen Zylinder.

Diese Stahlschichtung wurde nach den Ergebnissen einer Parameterstudie ausgewählt [4]. Eine Schichtung mit Blechen geringerer Wandstärke (kleiner als 40 mm, also kleiner als die mittlere freie Weglänge der Neutronen in diesem Material) bringt keine Verbesserung in der Gesamtstärke der Abschirmung, sondern nur zusätzliche konstruktive Schwierigkeiten. Wegen der Wärmespannungen, die durch die Strahlenabsorption hervorgerufen werden, ist die Stärke der Bleche nach oben begrenzt. Abb. 5.1-7 zeigt die gewählte Anordnung.

Im unteren Boden besteht die Abschirmung aus kegelstumpfförmigen Blechen, die so der Halbkugelform des Druckbehälters angepaßt sind. Sie nehmen auch das Gewicht des zylindrischen Abschirmteiles auf und übertragen es auf die Stützbleche am Behälterboden. Im Bereich des Mehrlagen-Behälterteiles ist die Abschirmung durch einige Querverbindungen gegen Verschiebungen gesichert.

Im Reaktordeckel wird die Abschirmung durch einzelne Kugelschalen gebildet, die vor allem die Flansche und Regelstabanschlüsse vor zu hoher Aktivierung schützen sollen. Die Stahlschalen sind zu einem Abschirmpaket zusammengeschraubt und über einen Tragzylinder am Deckel befestigt. Beim Beladevorgang wird die Abschirmung zusammen mit dem Deckel abgehoben, so daß ausreichend Platz vorhanden ist.

Der Abschirmblock in der Mitte der Heißdampf-Sammelkammer schwächt den Neutronenfluß in Richtung auf die unteren Verteilerkugel so weit ab, daß

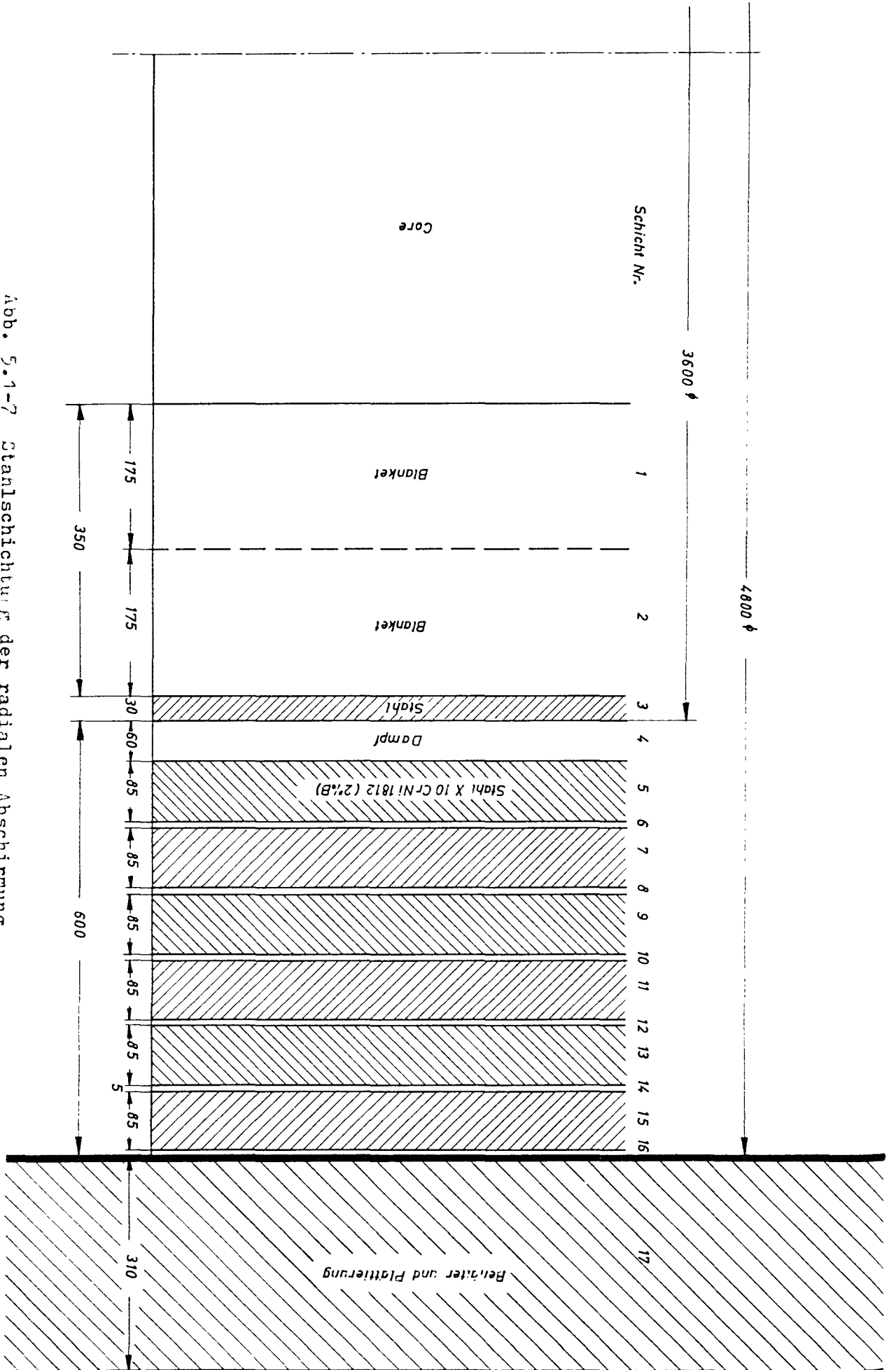


Abb. 5.1-7 Stahlschichtung der radialen Abschirmung

eine zu starke Aktivierung dieser Bauteile verhindert wird. Die Abdeckung dieses Abschirmblockes erfolgt durch ein dünnes Blech, dessen mittlere Eindellung den Zweck hat, bei einer Kern-Schmelze die ersten herabfallenden Brennelementteile aufzunehmen. Es schmilzt sehr schnell durch und gibt damit den Weg zu der durch die erste Kugelschale gebildeten Mulde frei, wo sich glühende Brennstoffmasse mit den nacheinander schmelzenden Stahlschichten vermischt. Zu dem gleichen Zweck ist auch die seitliche, ringförmige Mulde vorgesehen, die durch die darunterliegende Abschirmung gebildet wird.

Die innere Abschirmung ist so ausgelegt, daß sich die Strahlenbelastung der Behälterwand bei einer Betriebszeit von 30 Jahren und einem Lastfaktor von 0,75 zu $3 \cdot 10^{19} \frac{n}{cm^2}$ ergibt. Der Wert umfaßt den integrierten schnellen Neutronenfluß mit Energien größer als 1 MeV. Im vorliegenden Fall gibt es jedoch auch hohe Neutronenflüsse im Energiebereich 0,1 MeV bis 1 MeV und es ist noch festzustellen, inwieweit diese in ihrer schädigenden Wirkung den schnellen Neutronen mit Energien > 1 MeV gleichzusetzen sind. Die nachfolgenden Diagramme umfassen deshalb bereits unter "schnelle Neutronen" den Energiebereich 0,1 MeV bis 1 MeV.

Die Abschirmrechnungen wurden mit dem MAC-RAD-Programm (Multigroup Attenuation Code) [5] durchgeführt, das streng genommen für ebene, homogene Schichtungen gilt. Die Umrechnung erfolgte nach der Beziehung für eine isotropstrahlende Zylinderfläche [6]

$$D_{i_z} = \sqrt{\frac{r}{r+z}} \cdot D_{i_F}$$

Den Neutronen- bzw. Gammaflußverlauf in der vorgesehenen Abschirmung zeigt in horizontaler Richtung die Abb. 5.1-8 bzw. 5.1-9, in axialer Richtung zum Reaktordeckel hin die Abb. 5.1.10 bzw. 5.1.11, und in Richtung der Verteilerkugeln die Abb. 5.1-12 bzw. 5.1.-13.

Die Verwendung von Stahl in Verbindung mit moderierenden Materialien, z.B. Graphit oder Zirkonhydrid, wurde ebenfalls untersucht. Mit diesen

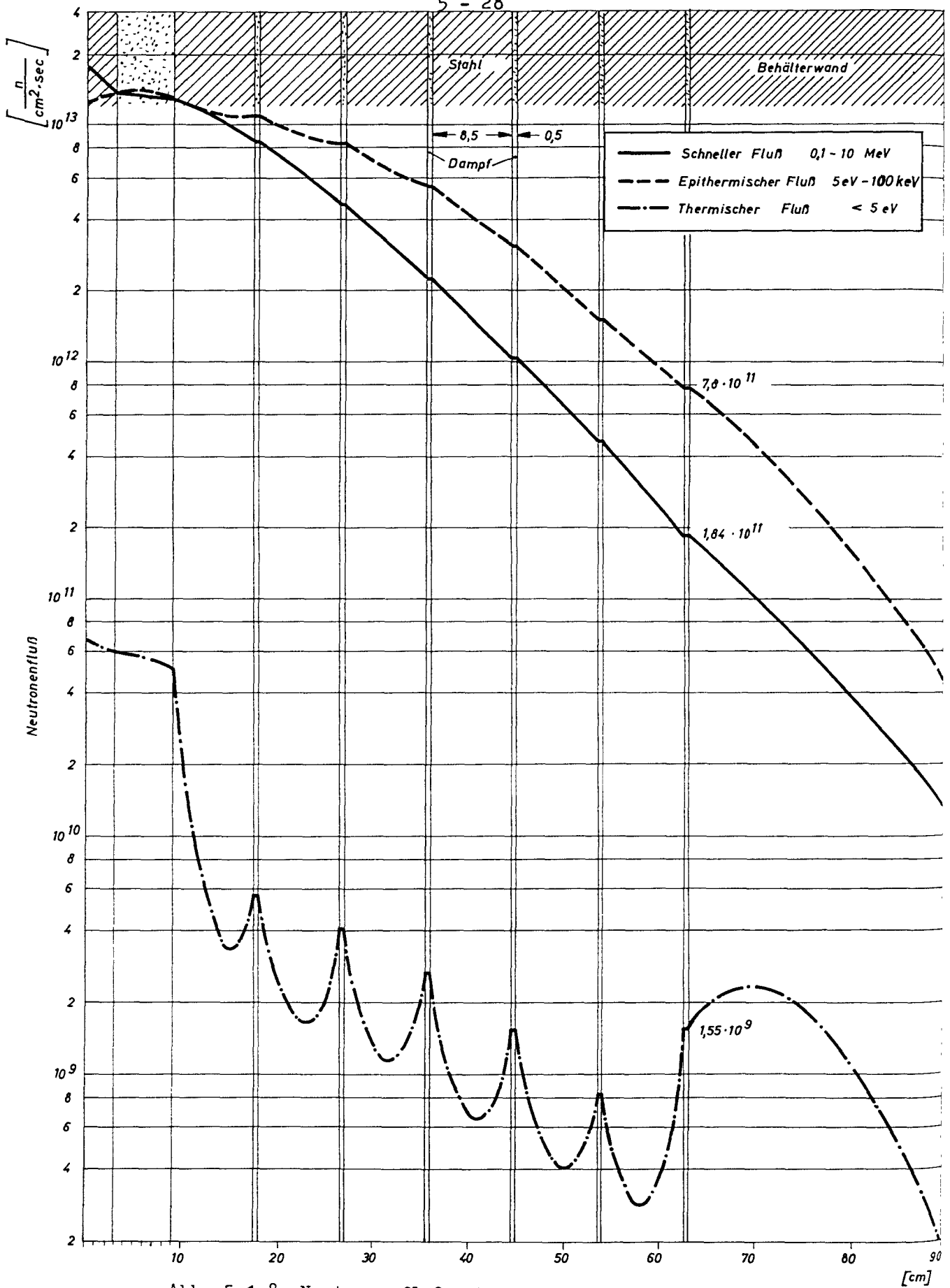


Abb. 5.1-8 Neutronenflußverlauf in radialer Richtung

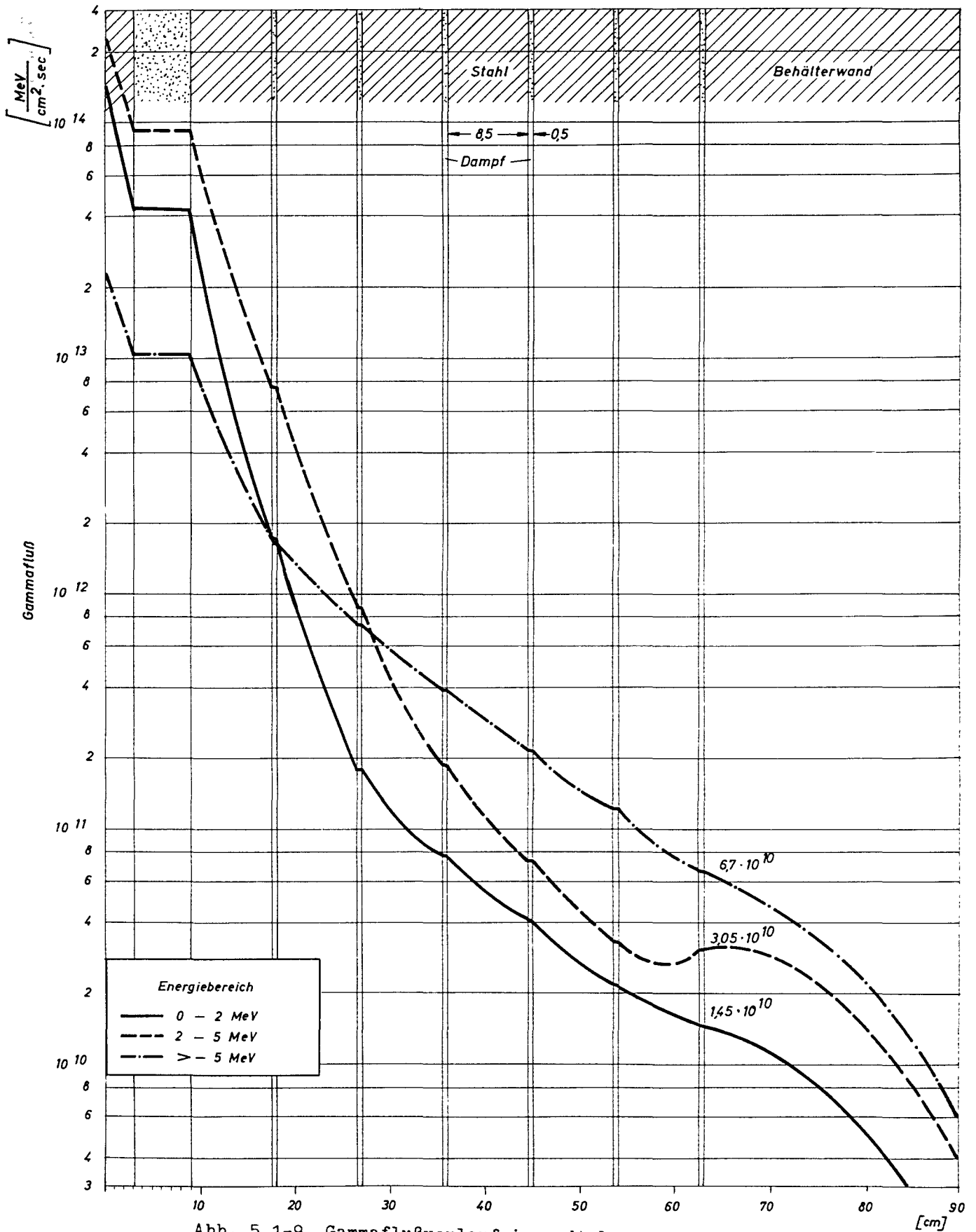


Abb. 5.1-9 Gammaflußverlauf in radialer Richtung

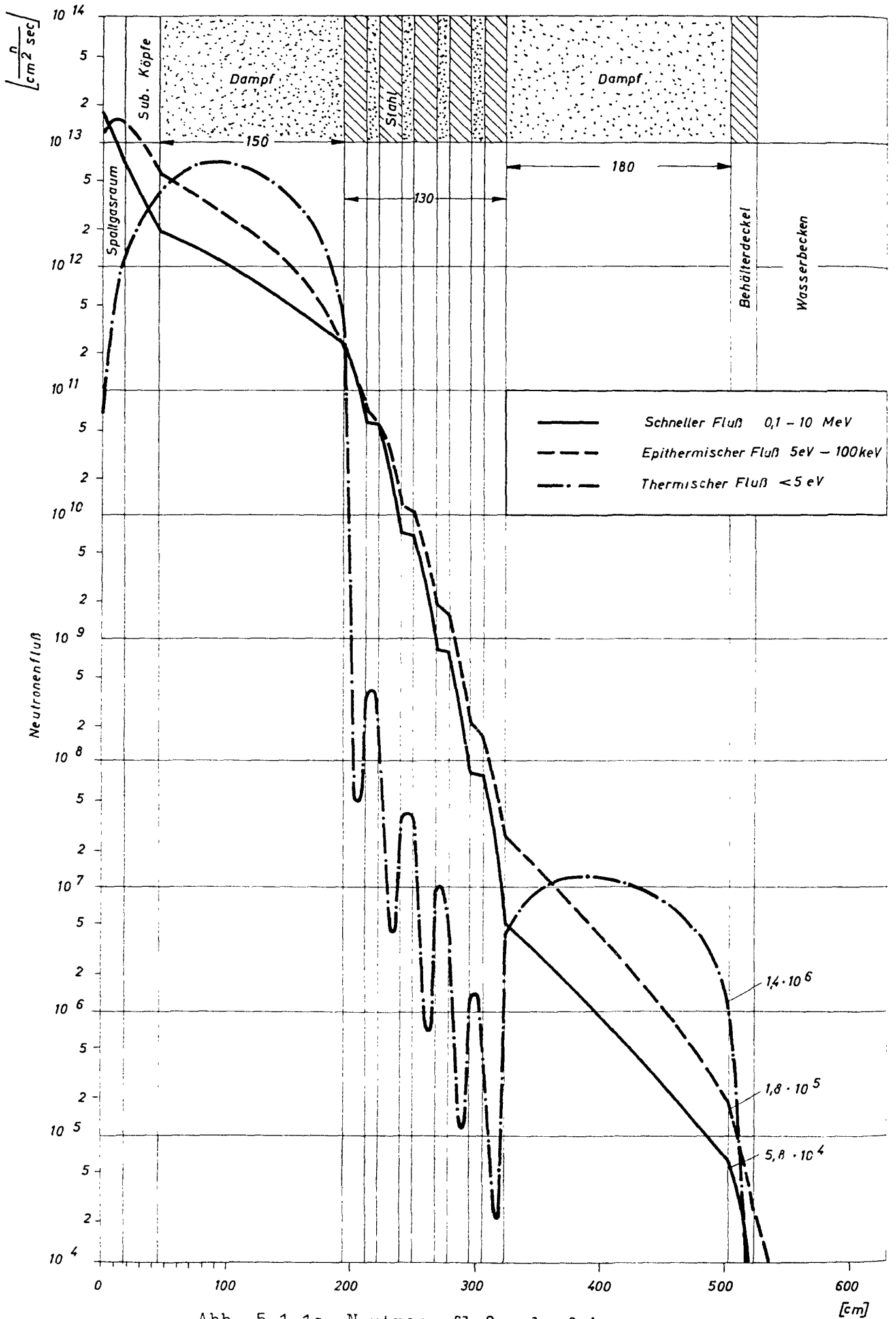
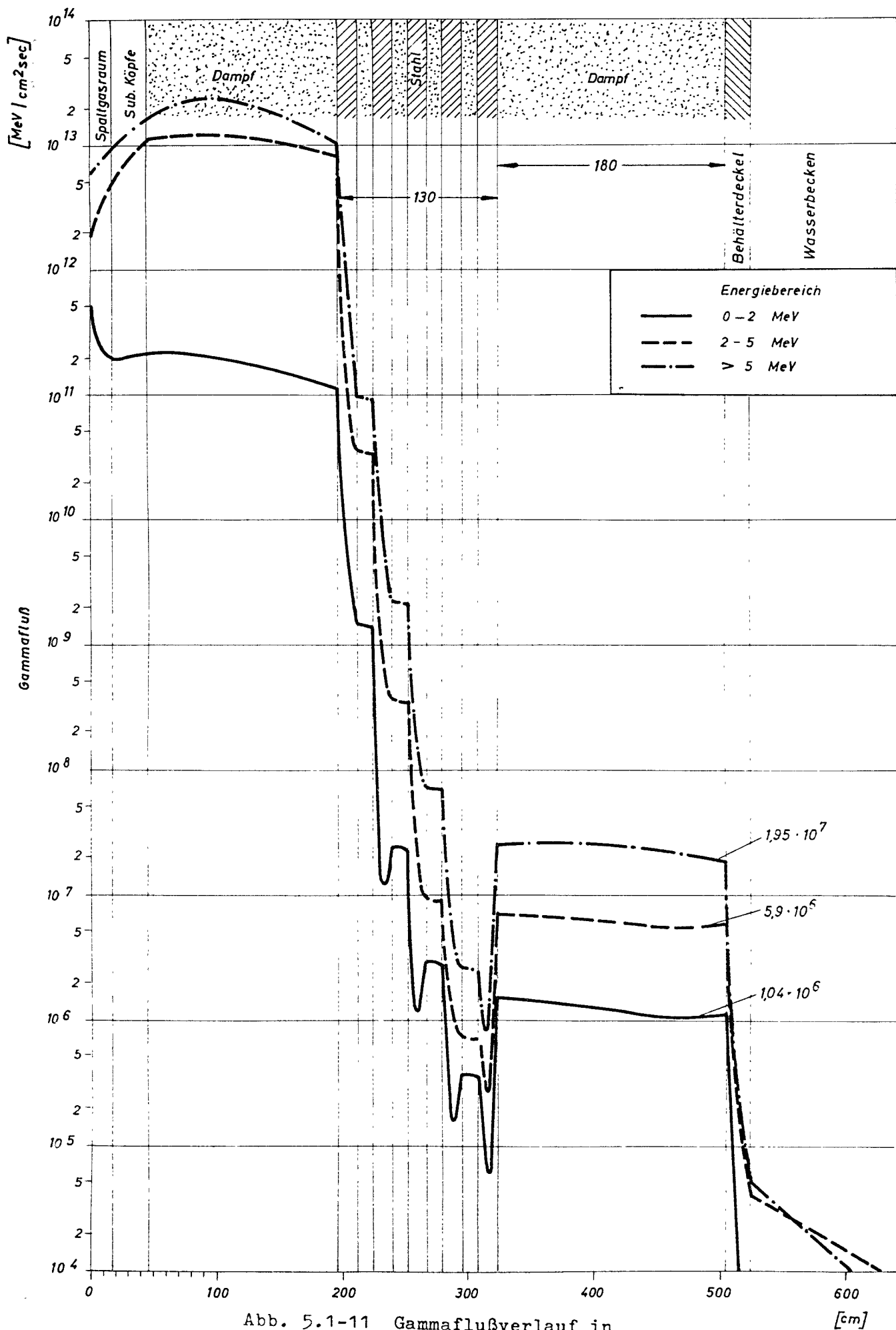


Abb. 5.1-10 Neutronenflußverlauf in Richtung Reaktordeckel



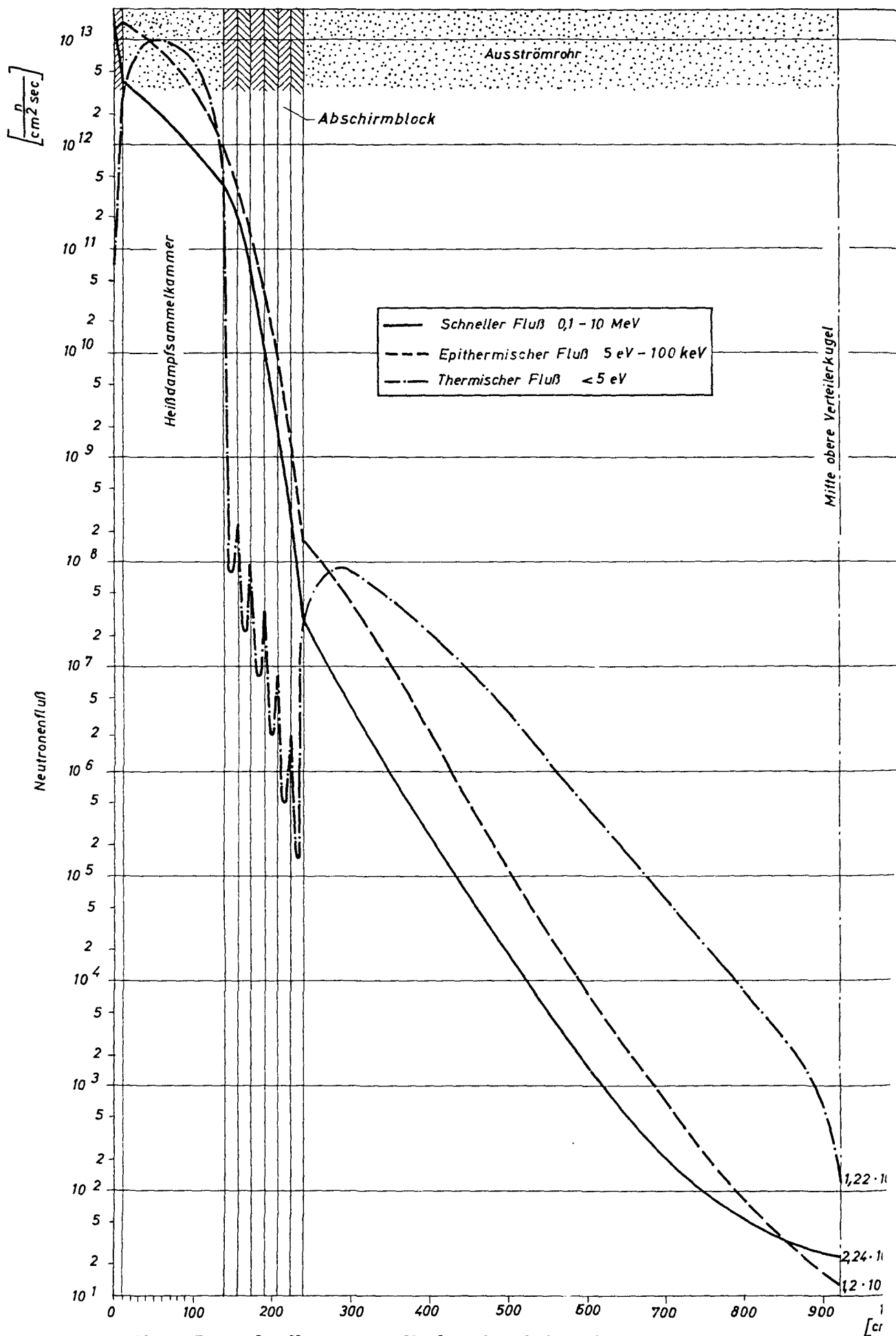


Abb. 5.1-12 Neutronenflußverlauf in Richtung der Verteilerkugeln

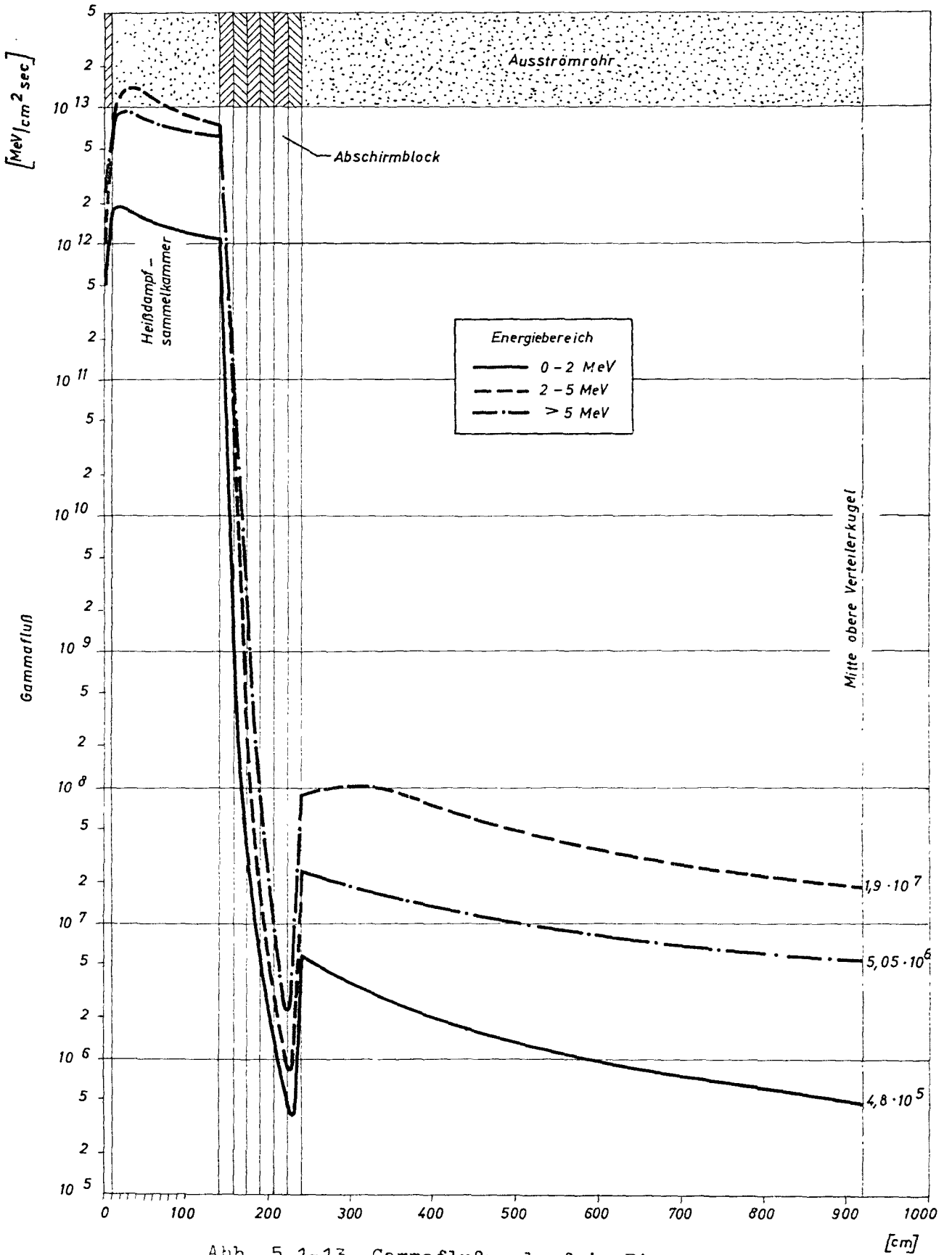


Abb. 5.1-13 Gammaflußverlauf in Richtung der Verteilerkugeln

Werkstoffen können etwas günstigere Ergebnisse erreicht werden. Da jedoch die Optimalisierung solcher Schichtanordnungen noch nicht abgeschlossen ist, und das Verhalten derartiger Materialien unter Betriebsbedingungen noch weiter untersucht werden muß, wurde zunächst auf deren Verwendung verzichtet.

Die Heißdampf-Sammelkammer und das sich anschließende Ausströmrrohr sind mit einer Wärmeisolierung versehen. Das innere Koaxialrohr ist mit den seitlichen Abschirmschichten starr verbunden, der Ausgleich infolge Wärmeausdehnung erfolgt in einer am Ende angeordneten Schiebemuffe.

Unterhalb der Reaktordeckel-Abschirmung endet die Wasserzuführungsleitung des Reaktorsprühsystemes in einem Verteilerkopf. Hiermit können im Notfall die Brennstoffelemente zur Kühlung mit Wasser besprüht werden. Über das äußere Koaxialrohr im Druckbehälterdeckel erfolgt der Druckausgleich beim Fluten des Reaktorbehälters mit Wasser. Es ist ebenso wie die Zuführungsleitung des Sprühwassers während des Betriebes durch ein Ventil verschlossen.

5.1.7 Steuerstabantriebe

Die vollständig im Wasser des Beschickungsbeckens arbeitenden Antriebe für die 16 kombinierten Trimm-Abschaltstäbe und 2 Regelstäbe sind in ihrem Aufbau gleich, sie unterscheiden sich lediglich in ihren Verstellgeschwindigkeiten. Ein Prinzipbild zeigt die Abb. 5.1-14.

Die Antriebe bestehen im wesentlichen aus dem wärmeisolierten, druckfesten, zylindrischen Gehäuse mit dem darin angeordneten Zahnstangentrieb und dem seitlich daran angeflanschten Antriebskasten. Das Gehäuse steht mit dem Reaktordruckbehälter direkt in Verbindung, alle Einbauteile sind infolgedessen der Dampfatmosfera des Reaktors ausgesetzt. Das durch die Wärmeverluste entstehende Kondensat fließt zurück in den Reaktordruckbehälter. Die Ritzelwelle des Zahnstangentriebes durchdringt die druckfeste Gehäusewand und ist durch eine Stopfbüchse abgedichtet.

Der Antriebskasten steht nur unter einem geringen Luftüberdruck, um den Einbruch von Wasser aus dem Beschickungsbecken zu vermeiden. Der Antrieb erfolgt durch den aufgeflanschten Getriebemotor. Er treibt über einen Winkeltrieb und eine Magnetkupplung die Ritzelwelle an. Der Positionsgeber ist direkt mit der Ritzelwelle verbunden, so daß er auch nach einem

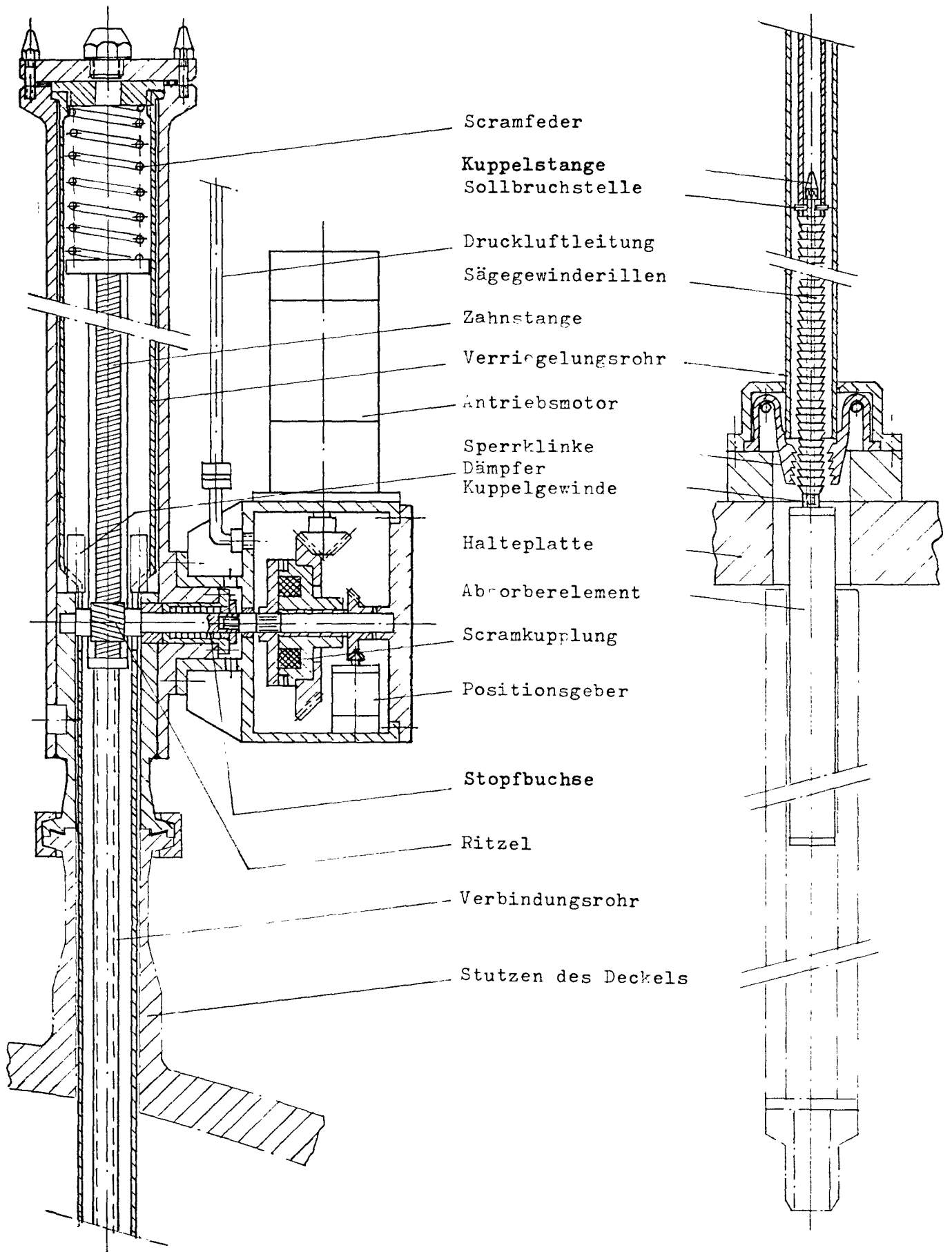


Abb. 5.1-14

Steuerstabantrieb

Scram die wahre Stellung des Absorbers angibt.

Die Scram-Auslösung ist bei jeder Stellung der Absorber möglich. Sie erfolgt durch die schnell entregbare Elektromagnetkupplung. Durch die im druckfesten Gehäuse angeordnete Scram-Feder wird die Bewegung des Stabes zusätzlich beschleunigt. Am Ende des Hubes wird eine Dämpfungsvorrichtung wirksam, so daß der Stab weich auf dem unteren Anschlag aufsetzt.

Eine auf der über dem Reaktorkern angeordneten Gitterplatte befestigte Arretiervorrichtung mit Sperrklinken verhindert in Verbindung mit einem Verriegelungsrohr und einer Sollbruchstelle, daß beim Abreißen des Steuerstabgehäuses bzw. Stutzens oder auch beim Abheben des Druckbehälterdeckels der Absorberstab aus dem Reaktorkern herausgezogen wird. In einem solchen Falle würde stets auch das Verriegelungsrohr angehoben und damit aus der Arretiervorrichtung gezogen. Die Sperrklinken können dann aufgrund ihrer eigenen Federelastizität schließen. Dabei haken sie mit ihrer Verzahnung in die Rillen der Schubstange des Absorbers ein, so daß dieser in der momentanen Stellung blockiert wird. Bei weiterer Aufwärtsbewegung des Antriebes wird dieser an einer Sollbruchstelle schließlich vom Absorber getrennt.

Vor dem Abheben des Reaktordruckbehälterdeckels müssen die Absorberteile von den Antrieben getrennt werden. Hierzu wird der Stopfen im oberen Deckel des druckfesten Gehäuses entfernt und mit einem langen Steckschlüssel die Schraubverbindung zwischen beiden Teilen gelöst.

5.2 Kühlkreise

Der Wärmeschaltplan des Kraftwerkes ist auf Zeichn. Nr. 11 dargestellt. Das Reaktorkühlsystem ist als Löffler-Kreislauf ausgebildet. Bei einem solchen System wird der Kühldampf außerhalb des Reaktors als Sattdampf erzeugt und im Reaktor überhitzt. Der überwiegende Teil des überhitzten Dampfes dient zur Erzeugung neuen Sattdampfes, der Rest zur Nutzleistungserzeugung.

Zur Dampferzeugung sind, mit Rücksicht auf die Betriebssicherheit und die Größe der erforderlichen Anlagenteile, sechs parallel arbeitende Hauptkreisläufe vorgesehen. Jeder Kreislauf ist mit einem Einspritzdampferzeuger sowie einem Dampfumwälzgebläse versehen und mit einem Zwischenüberhitzer kombiniert. Die wichtigsten Anlagenteile dieser Systeme sind außerhalb des druckfesten Schutzbehälters angeordnet.

Zusätzlich zu den sechs Hauptkühlkreisen sind innerhalb des Schutzbehälters zwei Nebenkühlkreise vorhanden, durch die im Normalbetrieb etwa 11 % des Reaktordampfes strömen. Diese Nebenkreisläufe arbeiten nicht mit Einspritz- sondern mit Oberflächendampferzeugern und Löffler-Kesseln. In den Oberflächendampferzeugern wird nicht radioaktiver Sekundärdampf erzeugt. Dieser Dampf wird zum Antrieb der Dampfumwälzgebläse, der Speisepumpen und der Eigenbedarfsturbogeneratoren verwendet. Außerdem dient er als Sperrdampf in den Stopfbüchsen der mit radioaktiven Dampf betriebenen Anlagenteile.

In den Löffler-Kesseln kann, ebenso wie in den Einspritzdampferzeugern der Hauptkühlkreise, Reaktor-Kühldampf erzeugt werden. Hiervon wird während des Anfahrens der Anlage Gebrauch gemacht (s. Kap. 9.5). Während des normalen Reaktorbetriebes werden die beiden Löffler-Kessel durch Einleiten eines geringen Heizdampfstromes auf Siedetemperatur gehalten. Sie wirken somit als Wärmespeicher und sind in der Lage, auftretende Druckschwankungen im System zu dämpfen. Die Löffler-Kessel speichern außerdem einen Teil des Wassers, das zum Fluten des Reaktors erforderlich ist (s. Kap. 9.3).

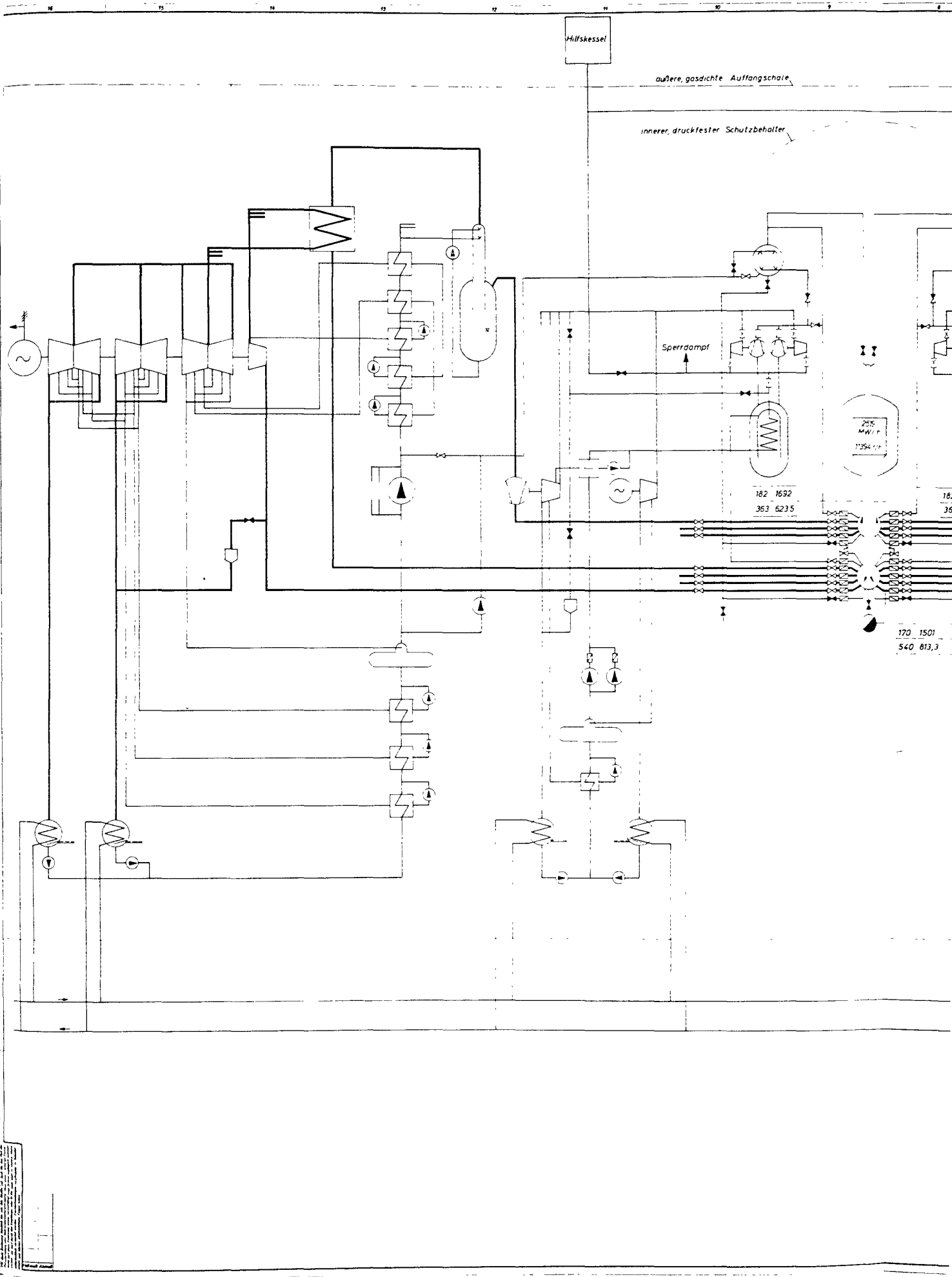
5.2.1 Hauptkühlkreise

In Abb. 5.2-1 ist einer der sechs parallel arbeitenden Hauptkühlkreise schematisch dargestellt. Der vom Reaktor kommende, überhitzte Dampf gelangt mit 168 ata und 540 °C in den Zwischenüberhitzer. Er kühlt sich in ihm auf ca. 482 °C ab und strömt weiter zu dem Einspritzdampferzeuger, wo er unter gleichzeitiger Verdampfung einer entsprechenden Menge eingesprützten Wassers auf Sattdampf Temperatur abgekühlt wird. Vom Dampferzeuger strömt der gesättigte Dampf zu dem Hauptumwälzgebläse, das ihn zurück zum Reaktor fördert. Durch die zugeführte Verdichtungsenergie kommt es dabei zu einer Verdampfung evtl. mitgeführter kleiner Wassertröpfchen bzw. zu einer leichten Überhitzung des Dampfes.

Die einzelnen Komponenten des Hauptkühlkreises sind mit Rohrleitungen von 450 mm Nennweite verbunden. Zwischenüberhitzer, Hauptumwälzgebläse und Reaktor sind Festpunkte in diesem System. Außerdem befindet sich ein zusätzlicher Festpunkt am Durchtritt der Rohrleitungen durch den Reaktorschutzbehälter. Zwischen diesen Festpunkten sind die Rohrleitungen so verlegt, daß sie den auftretenden Wärmedehnungen elastisch folgen können. Die Einspritzdampferzeuger sind freitragend in die Rohrleitungen eingeschweißt, ein Teil ihres Gewichtes wird jedoch durch Federstützen abgefangen. Für die Heißdampfleitungen bis zu den Einspritzdampferzeugern ist der Werkstoff X 20 Cr Mo V 121, für die Leitungen zwischen dem Dampferzeuger und dem Reaktor 15 Ni Cu Mo Nb 5 vorgesehen.

Unmittelbar am Reaktordruckbehälter sind in die Rohrleitungen jeweils zwei Absperrorgane eingebaut (s. Zeichn. Nr. 2). Sie erlauben ein sicheres und schnelles Abtrennen jedes einzelnen Hauptkühlkreislaufes vom Reaktor. In der Eintrittsleitung werden eine schnell-schließende Rückschlagklappe und ein normaler, dichtschießender Heißdampfschieber, in der Austrittsleitung eine schnell-schließende Überlastklappe und ebenfalls ein dichtschießender Heißdampfschieber verwendet. Weitere Absperrschieber sind unmittelbar außerhalb des druckfesten Schutzbehälters an den Durchdringungsstellen in die Rohrleitungen eingebaut.

Die Komponenten der sechs Hauptkühlkreise sind in zwei dem Reaktorschutzbehälter unmittelbar benachbarten Dampferzeugerhäusern angeordnet. Auf diese Weise sind die wichtigsten Anlagenteile dieser Systeme nach Abschalten auch



Hilfskessel

äußere, gasdichte Auffangschale

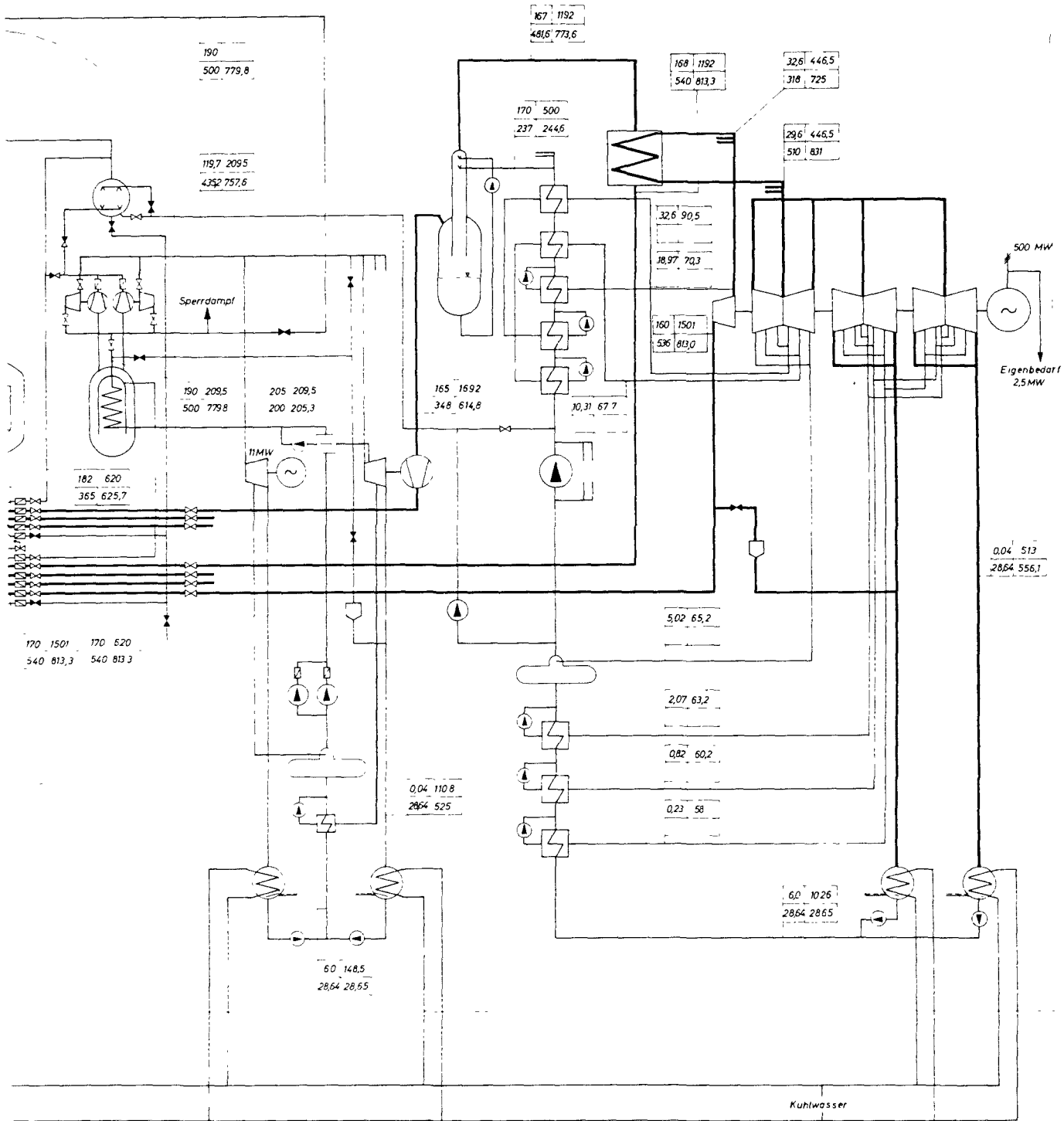
innerer, druckfester Schutzbehälter

Sperrdampf

255
MW/r
17364 t/h

182 1692
363 6235

170 1501
540 813,3



| | |
|--------------------|------------------------|
| Druck
[ata] | Durchsatz
[t/h] |
| Temperatur
[°C] | Enthalpie
[kcal/kg] |

1000 MWe Schneller Brüter D 1

| Tafel | Strich | Bezeichnung | Verarbeitet | Abgemittelt | Erstellungs-Nr. | Rev. |
|-------|--------|-----------------|-------------|-------------|-----------------|------|
| 100 | 100 | Wärmeschaltplan | | | | |
| 101 | 101 | Wärmeschaltplan | | | | |
| 102 | 102 | Wärmeschaltplan | | | | |
| 103 | 103 | Wärmeschaltplan | | | | |
| 104 | 104 | Wärmeschaltplan | | | | |
| 105 | 105 | Wärmeschaltplan | | | | |
| 106 | 106 | Wärmeschaltplan | | | | |
| 107 | 107 | Wärmeschaltplan | | | | |
| 108 | 108 | Wärmeschaltplan | | | | |
| 109 | 109 | Wärmeschaltplan | | | | |
| 110 | 110 | Wärmeschaltplan | | | | |

Wärmeschaltplan

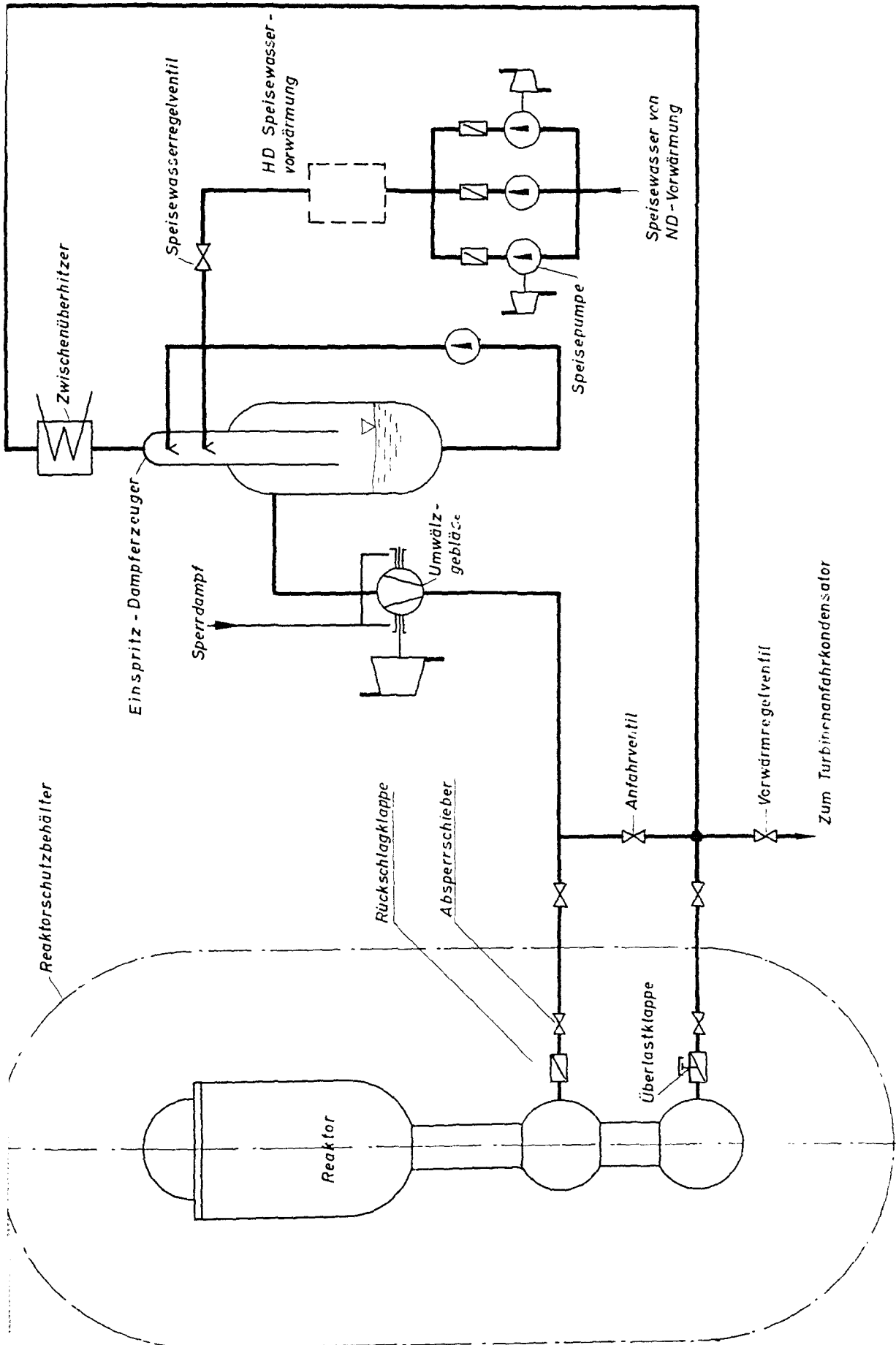


Abb. 5.2-1 Hauptkühlkreis

während des Reaktorbetriebes leicht zugänglich und es ist möglich, den druckfesten Schutzbehälter klein zu halten.

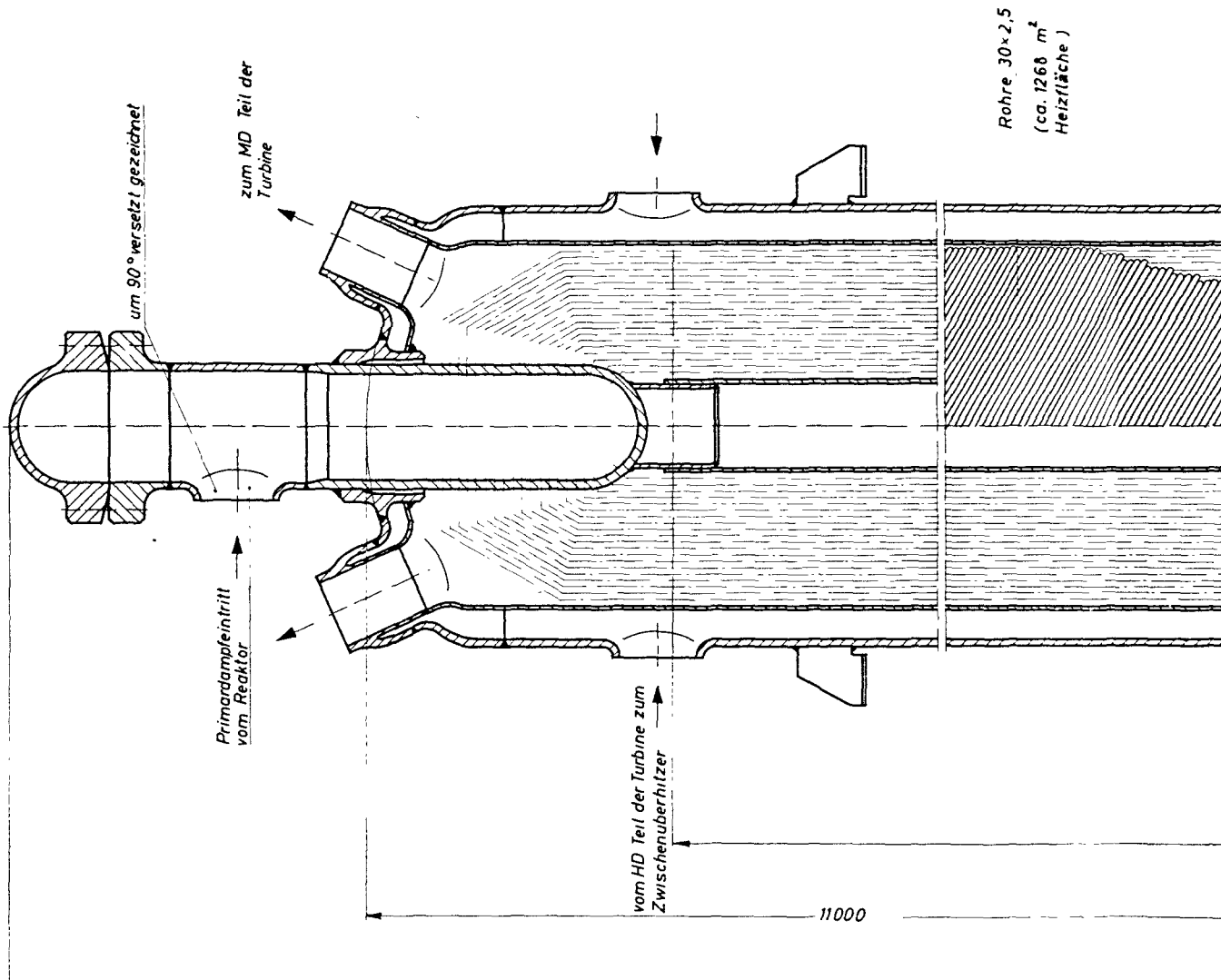
Die bei der vorliegenden Anlage gewählte Hintereinanderschaltung der Zwischenüberhitzer und Dampferzeuger bietet regelungstechnische Vorteile. Die Schaltung ergibt eine relativ große Temperaturdifferenz im Zwischenüberhitzer und damit eine entsprechend kleine Heizfläche. Sie erfordert jedoch eine etwas größere Leistung der Hauptumwälzgebläse im Vergleich zu einer Parallelschaltung von Zwischenüberhitzern und Dampferzeugern.

5.2.1.1 Zwischenüberhitzer

Der Zwischenüberhitzer (Zeichn. Nr. 12) besteht aus dem Druckbehälter, dem Wendelrohrbündel und den Ein- und Austrittssammlern. Zur Auslegung wurde ein elektronisches Rechenprogramm [7] erstellt, das alle erforderliche Größen liefert.

Der vom Reaktor kommende Heißdampf tritt mit 168 ata und 540 °C in den oberen Sammler ein und verteilt sich auf die einzelnen Tauscherrohre. Er durchströmt sie unter ständiger Wärmeabgabe und vereinigt sich wieder im unteren Sammler. Über die anschließende Rohrleitung verläßt der abgekühlte Dampf den Zwischenüberhitzer mit einer Temperatur von ca. 482 °C. Der Turbinendampf tritt mit ca. 32 ata und 318 °C über zwei gegenüberliegende, am oberen Ende des Behälters radial angeordnete Zuleitungen in den Zwischenüberhitzer ein. Durch den vom Rohrbündelmantel und der Behälterinnenwand gebildeten Ringkanal wird der Dampfstrom zunächst abwärts geleitet, er kühlt auf diese Weise die Wand des Druckbehälters. Im unteren Teil des Druckbehälters wird der Dampfstrom umgelenkt und in das Rohrbündel eingeleitet. Er durchströmt das Rohrbündel unter ständiger Wärmeaufnahme von unten nach oben und verläßt den Zwischenüberhitzer über zwei stirnseitig austretende Rohrleitungen mit einer Temperatur von 510 °C. Es ist Vorsorge getroffen, daß evtl. beim Anfahren entstehendes Kondensat ausgeschieden und abgeleitet werden kann.

Das Innere des Ein- und Austrittssammlers des Rohrbündels ist nach Öffnen der entsprechenden Stirndeckel zugänglich. Auf diese Weise ist es möglich, einzelne defekte Rohre blindzulegen.



Rohre 30x2,5
(ca. 1266 m²
Heizfläche)

1100

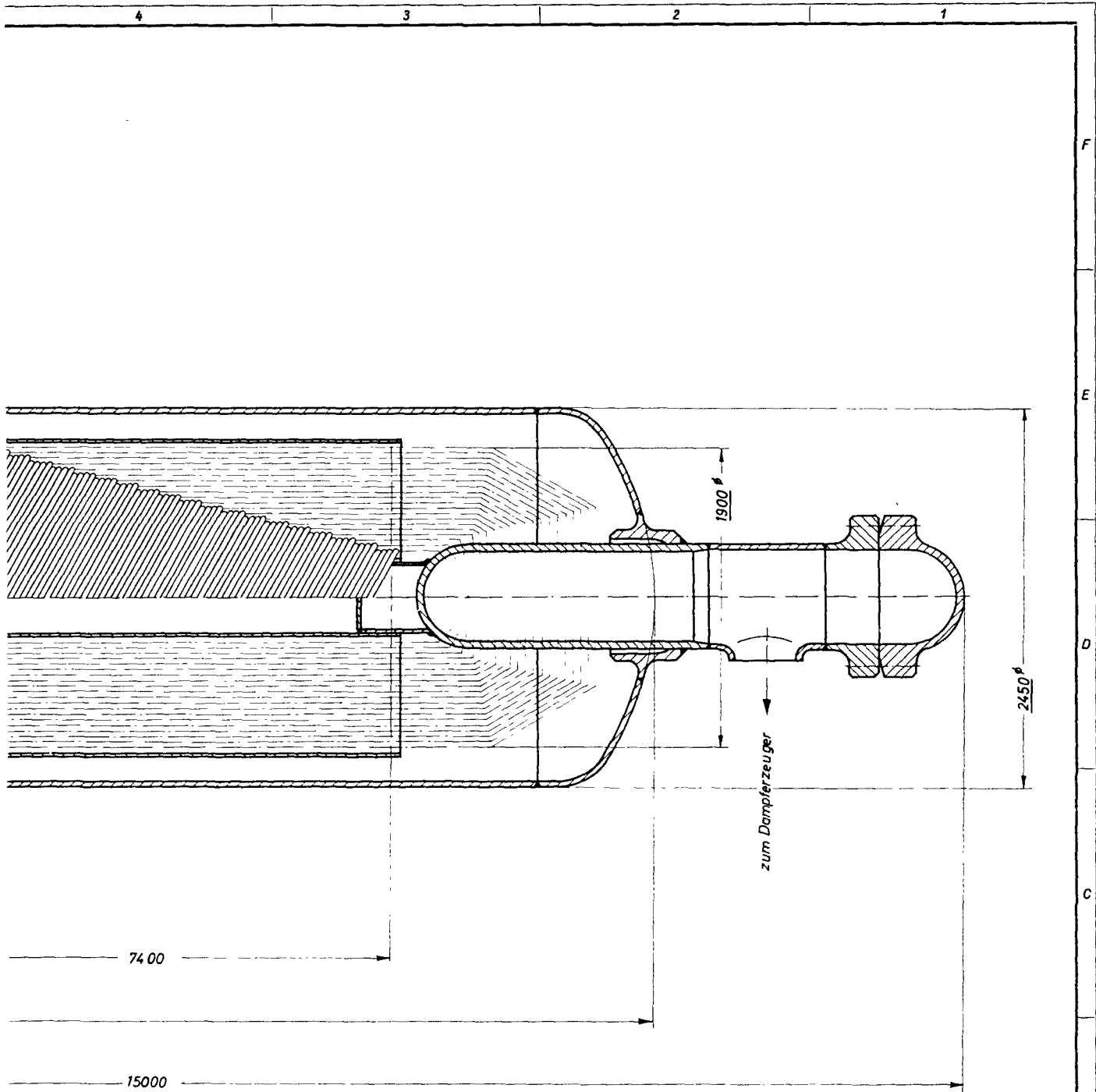
Die hier gezeichneten Abstände sind die Abstände zwischen den Mittellinien der Rohre, die durch die Zeichnung verläuft, einschließlich nach Dritten zugehörig gemacht werden, die durch die Empfänger oder Dritte nicht in anderer Weise ausdrücklich vereinbart werden. Zweiteinstufung verhältnissmäßig zu Schichten- und Raumverhältnissen folgen sollen.

| | | | |
|--|--|--|--|
| | | | |
| | | | |
| | | | |
| | | | |

Paßmaß Abmaß

0 0,5

| Zust. | Kommt | Änderung |
|-------|-------|----------|
| stets | vor | |



1000 MWe Schneller Brüter D1

| Teil | Stück | Benennung | | | | | | Werkstoff | Abmessung | | Zeichng. 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 |
| Reaktive max. in p. | 1000 | 40 | 10 | 4 | 1,5 | ± 0,1 | | ± 0,2 | ± 0,3 | ± 0,5 | ± 0,8 | ± 1,2 | |
| 19 | Tag | Name | | Werkstoff | | Gesellschaft für Kernforschung m. b. H. | | Zugeh. Zeichn. | | | | | |
| gez. | 24.1.66 | Schäfer | | | | 7500 Karlsruhe Postfach 947 | | Ersatz für | | | | | |
| gepr. | | Klimanick | | | | | | Ersetzt durch | | | | | |
| gas. | | | | | | | | | | | | | |
| Maßstab | | Benennung | | | | | | | | Zeichnungs Nr. | | | |
| 1:25 | | Zwischenüberhitzer | | | | | | | | 12 | | | |



| | |
|-----|------|
| Tag | Name |
| | |

5.2.1.2 Dampferzeuger

Die Erzeugung von Sattedampf oder gering überhitztem Dampf soll durch Vermischen von überhitztem Dampf und Speisewasser erfolgen. Die Vermischung kann auf zwei Arten geschehen: durch Einleiten des überhitzten Dampfes in den Wasserraum eines Löffler-Kessels oder durch Einspritzen des Speisewassers in den Dampfstrom.

Im Hinblick auf möglichst niedrige Anlagekosten und das Bestreben, das gewählte System auch mit überkritischem Dampfdruck betreiben zu können, wurden Einspritzdampferzeuger ausgewählt.

Einspritzdampferzeuger können nach folgenden drei Verfahren arbeiten:

1. Einspritzen einer genau bemessenen Speisewassermenge in den Dampfstrom.

Der mit diesem Verfahren erzeugte Dampf hat eine Restüberhitzung von min. 20 °C.

2. Einspritzen von Speisewasser in den Dampfstrom im Überschuß und nachfolgende Wasserabscheidung.

Bei diesem Verfahren wird Sattedampf erzeugt.

3. Zerstäuben einer genau bemessenen Speisewassermenge im Dampfstrom durch zusätzlichen Treibdampf.

Bei diesem Verfahren kann trockener Dampf mit einer Restüberhitzung von min. 5 °C erzeugt werden. Es wird eine Treibdampfmenge von ca. 20 Gew. % des Speisewassers benötigt.

Um einen guten Anlagenwirkungsgrad zu erzielen, muß eine möglichst niedrige Umwälzgebläseleistung angestrebt werden. Die Verfahren 1 und 3 erfordern eine höhere Gebläseleistung als Verfahren 2. Bei Verfahren 1 ist die ausnutzbare Aufheizspanne im Reaktor geringer, daher muß eine größere Dampfmenge umgewälzt werden. Da Verfahren 3 eine zusätzliche Gebläseleistung erfordert, wurde für den Referenz-Entwurf Verfahren 2 ausgewählt.

Der nach diesem Verfahren arbeitende Dampferzeuger ist auf Abb. 5.2-2 dargestellt. Er enthält ein Mischsystem, in dem sich das eingesprühete Speise-

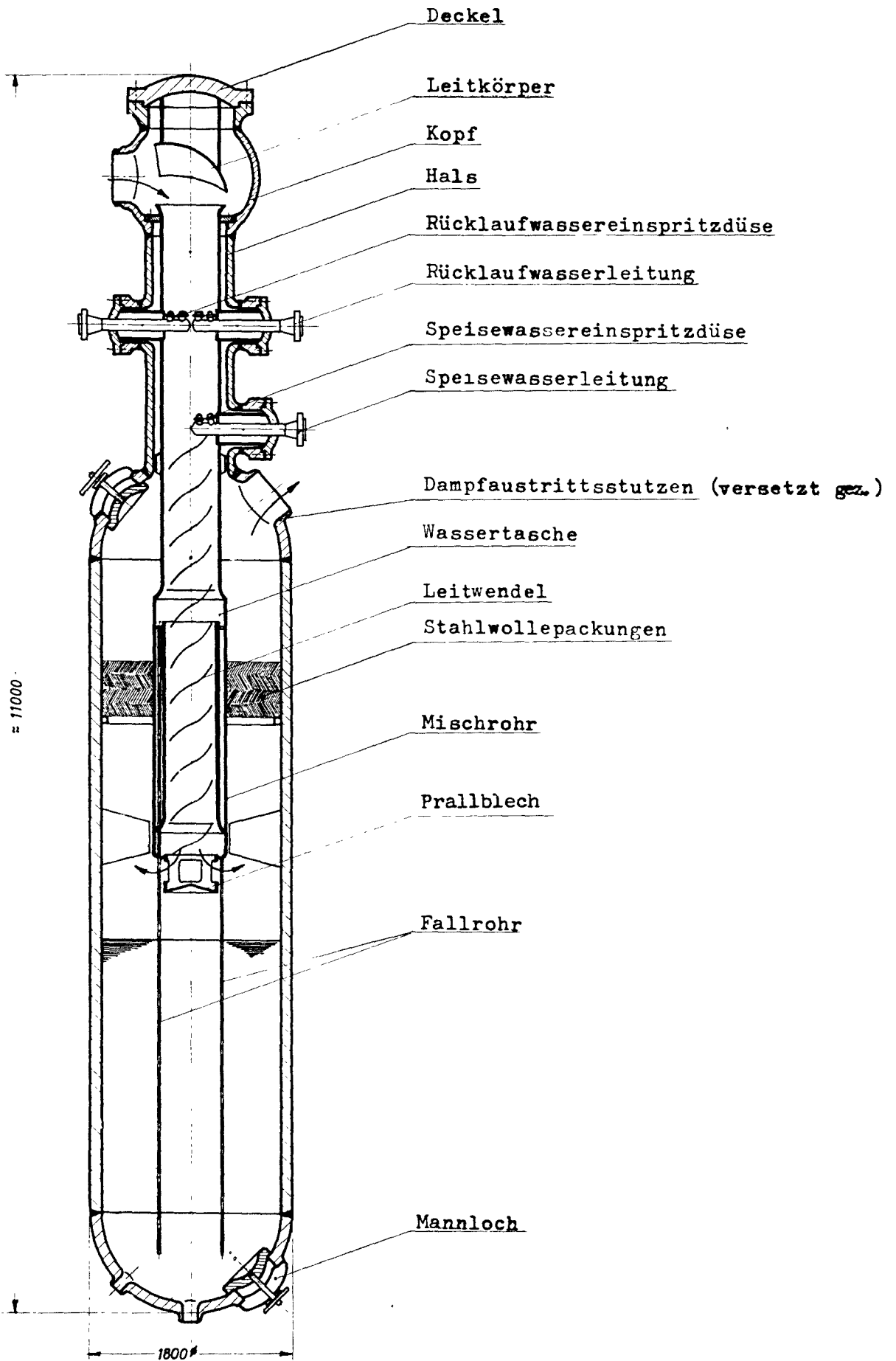


Abb. 5.2-2 Einspritzdampferzeuger

wasser mit dem Heißdampf vermischt, wobei der Hauptteil des Wassers unter Abkühlung des Dampfstromes verdampft. Er enthält ferner ein Dampftrocknungssystem, in dem der nicht verdampfte Speisewasseranteil vom Dampfstrom getrennt wird sowie einen Wasservorratsraum, in dem sich das abgeschiedene, auf Siedetemperatur befindliche Wasser sammelt. Diese Wassermenge trägt in gewünschter Weise zur Stabilisierung des Dampfdruckes bei Laständerung bei (s. Kap. 6.1.1).

Das Druckgefäß hat eine langgestreckte, zylindrische Form mit halbkugelförmigen Böden. An den oberen Halbkugelboden sind die Dampfaustrittsleitungen sowie ein zylindrischer Hals angeschlossen, in den die Einspritzdüsen in radial angeordnete Stützen eingesetzt sind. An den Hals schließt sich der Dampfeintrittskopf mit dem angeflanschten Deckel an. Der Deckel trägt einen Leiterkörper für die Dampfumlenkung.

Von oben ist in den Dampferzeuger das Mischrohr eingesetzt. Es ist mit einem Flansch im Dampfeintrittskopf befestigt, durch Stege geführt und schützt das Druckgefäß vor Temperaturschocks durch das eingespritzte Wasser. Das untere Ende reicht durch den Hals des Druckgefäßes bis in den erweiterten zylindrischen Teil.

Zur Dampftrocknung sind Grob- und Feinabscheidesysteme eingebaut. Das Grobabscheidesystem besteht aus den im Mischrohr eingebauten Leitwendeln, den Wassertaschen mit den Fallrohren und dem Prallblech. Die Leitwendel bewirken eine Drallbewegung des Dampfstromes, die einerseits eine Verwirbelung des Dampf-Wassergemisches begünstigt und damit die Verdampfung des Speisewassers fördert, andererseits aber die größeren Wassertropfen ausschleudert. Die Wassertropfen sammeln sich an der Mischrohrwand und laufen in die Wassertaschen ab. Von hier aus gelangt das abgeschiedene Wasser durch die Fallrohre in den Wasservorratsraum. Das Prallblech am Ende des Mischrohres verursacht eine scharfe Richtungsänderung des Dampfstromes, wobei ein weiterer Teil des nicht verdampften Wassers ausgeschieden wird. Außerdem wird dadurch der Dampfstrom vom Wasserspiegel des Wasservorratsraumes ferngehalten, damit kein erneutes Mitreißen von Wasser erfolgen kann.

Das Feinabscheidesystem besteht aus Stahlwollepackungen herkömmlicher Bauart, in denen sich die feinen Wassertröpfchen absetzen und zu größeren Tropfen vereinigt entgegen dem aufsteigenden Dampfstrom abfließen.

Das Einsprühen des Wassers in den Dampfstrom erfolgt durch die Sprühdüsen. Die Rücklaufwasserdüsen sprühen einen gleichmäßigen Strom des bereits auf Siedetemperatur befindliche Wasser aus dem Wasservorratsraum in den noch stark überhitzten Dampf ein. Die darunter angeordneten Speisewasserdüsen sind in drei Gruppen aufgeteilt. Bei Laständerung des Dampferzeugers werden sie gruppenweise zu- bzw. abgeschaltet, damit in allen Lastbereichen eine gute Zerstäubung des Wassers erfolgt. Die Verschleißteile des Dampferzeugers, d.h. die Düsen, das Mischrohr und das Prallblech können bei abgeschaltetem Dampferzeuger ausgewechselt werden.

Die Dimensionierung der Dampferzeuger muß noch durch Versuche überprüft und ggf. berichtigt werden. Insbesondere sind die optimalen Längen der Mischrohere und die zweckmäßigste Gestaltung und Anordnung der Düsen und des Feinabscheidesystems zu ermitteln.

5.2.1.3 Hauptumwälzgebläse

Jeder der sechs Hauptkühlkreise enthält ein von einer Dampfturbine angetriebenes Dampfumwälzgebläse. Die Gebläse ähneln im Aufbau den konventionellen Gegendruckturbinen. Sie sind mit Labyrinth-Wellendichtungen versehen, die mit nichtaktivem Sperrdampf gespeist werden. Da der Sperrdampfdruck höher als der Druck des geförderten Dampfes ist, treten an den Stopfbuchsen keine radioaktiven Wrasen auf.

Die Gebläse sind mit den Antriebsturbinen starr gekuppelt. Die Durchsatzregelung erfolgt durch Veränderung der Drehzahlen der Antriebsturbinen.

Jedes Gebläse ist einzeln abgeschirmt, so daß Reparaturen daran ausgeführt werden können, auch wenn die benachbarten Kühlsysteme in Betrieb sind.

5.2.1.4 Speisewasser- und Rücklaufpumpen

In jedem der beiden Dampferzeugerhäuser befindet sich eine Gruppe von Speisewasserpumpen. Jede Gruppe besteht aus drei getrennten Pumpen, von denen jede max. 50 % der erforderlichen Vollast-Speisewassermenge fördern kann. Eine dieser Pumpen ist mit der dort ebenfalls aufgestellten Hausturbine starr gekuppelt, die zweite wird von einer eigenen, mit Sekundärdampf gespeisten Turbine angetrieben, die dritte, als Reserve vorgesehene, ist mit

einem Elektroantrieb versehen.

Diese Pumpen fördern in die Hochdruck-Vorwärmanlage. Nach der Hochdruck-Vorwärmanlage wird das vorgewärmte Speisewasser durch Regelventile auf die verschiedenen Einspritzdampfzeuger verteilt.

Außer den Speisewasserpumpen enthält jeder Hauptkühlkreis eine eigene Rücklaufwasserpumpe, die Wasser aus dem Dampfzeuger absaugt und durch die Rücklaufwasserdüsen in ihn zurückspeist. Diese Pumpen fördern konstant 50 t/h. Sie werden von Elektromotoren angetrieben und sind für einen besonders niedrigen NSPH-Wert ausgelegt.

5.2.2 Turbinenkreis

Für den Referenz-Entwurf wurden die Auslegungsdaten in enger Anlehnung an große konventionelle Dampfkraftwerke festgelegt, soweit sich dies mit den Forderungen der Reaktorauslegung vereinbaren ließ. Hierdurch bot sich die Möglichkeit, wesentliche Teile der Anlage aus dem konventionellen Kraftwerksbau zu übernehmen. Aus diesen Überlegungen ergab sich ein Heißdampfzustand von 170 ata und 540 °C, eine Speisewassereintrittstemperatur von 237 °C und einfache Zwischenüberhitzung.

Der Reaktorkühlkreis ist, wie unter Kap. 5.2 beschrieben, als Löffler-Kreislauf ausgeführt. Aus diesem System wird ein Teilstrom des im Reaktor überhitzten Dampfes abgezweigt und mit 170 ata und 540 °C direkt den Hauptturbogeneratoren zugeführt (Wärmeschaltplan, s. Zeichn. Nr. 11).

Im Hochdruckteil der Turbine expandiert der Dampf auf etwa 32,6 ata und 318 °C (Abb. 5.2-3). Er wird in diesem Zustand den Zwischenüberhitzern zugeleitet und dort überhitzt (Abb. 5.2-4). Mit 29,6 atü und 510 °C strömt der Dampf zurück zur Turbine und tritt in das Mitteldruckgehäuse ein. Nach erfolgter Expansion im MD- und ND-Teil gelangt er in den nachgeschalteten Kondensator. Das Kondensat wird über eine 7-stufige Vorwärmanlage (einschl. einer Überdruckentgasung) dem Reaktorkühlkreis mit einer Temperatur von 237 °C und einem Druck von 170 ata wieder zugeführt.

Für die Wahl der Zwischenüberhitzungstemperatur waren die folgenden Überlegungen maßgebend:

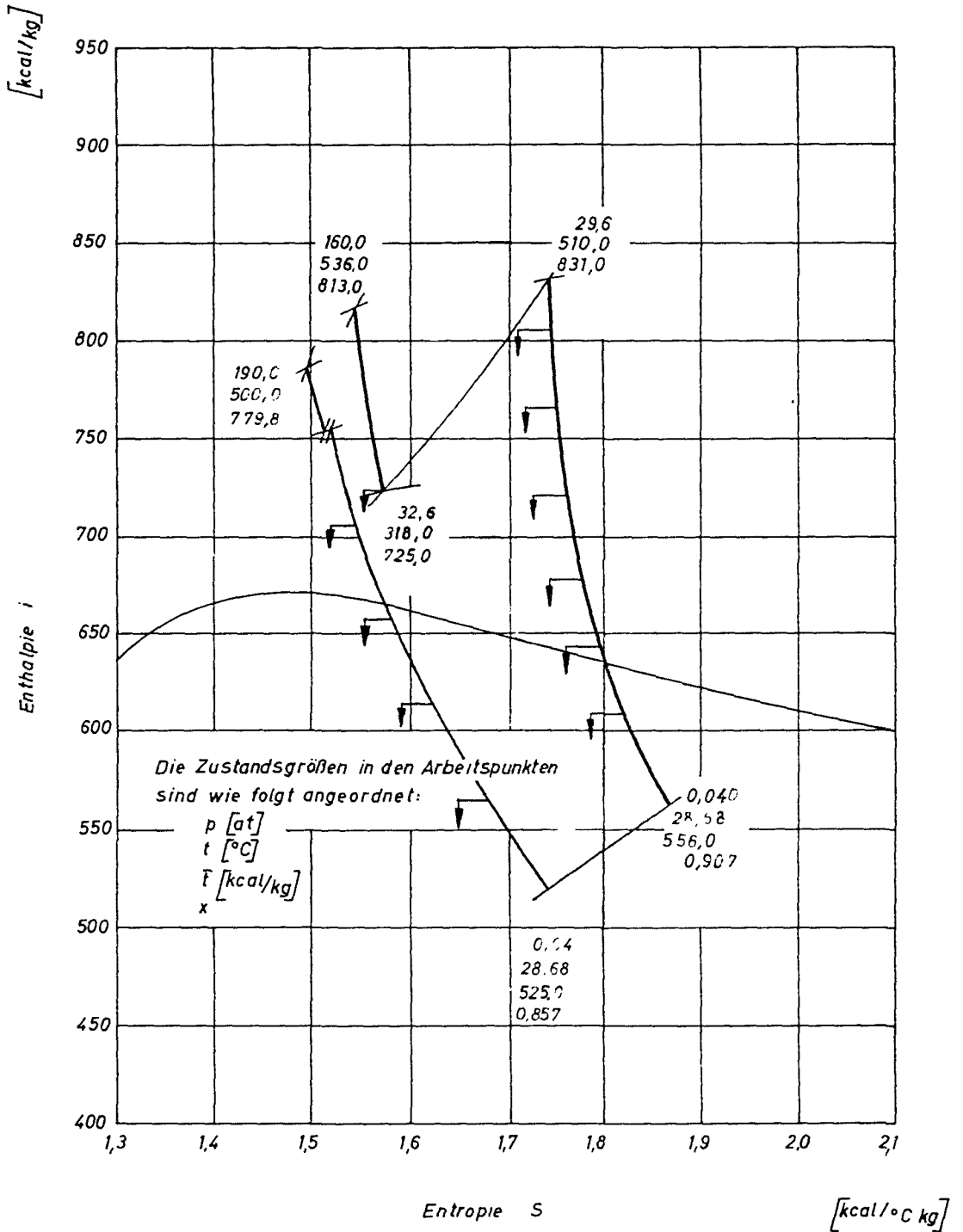


Abb. 5.2-3 Schematische Darstellung des Expansionsverlaufes für Haupt- und Hilfsturbinen

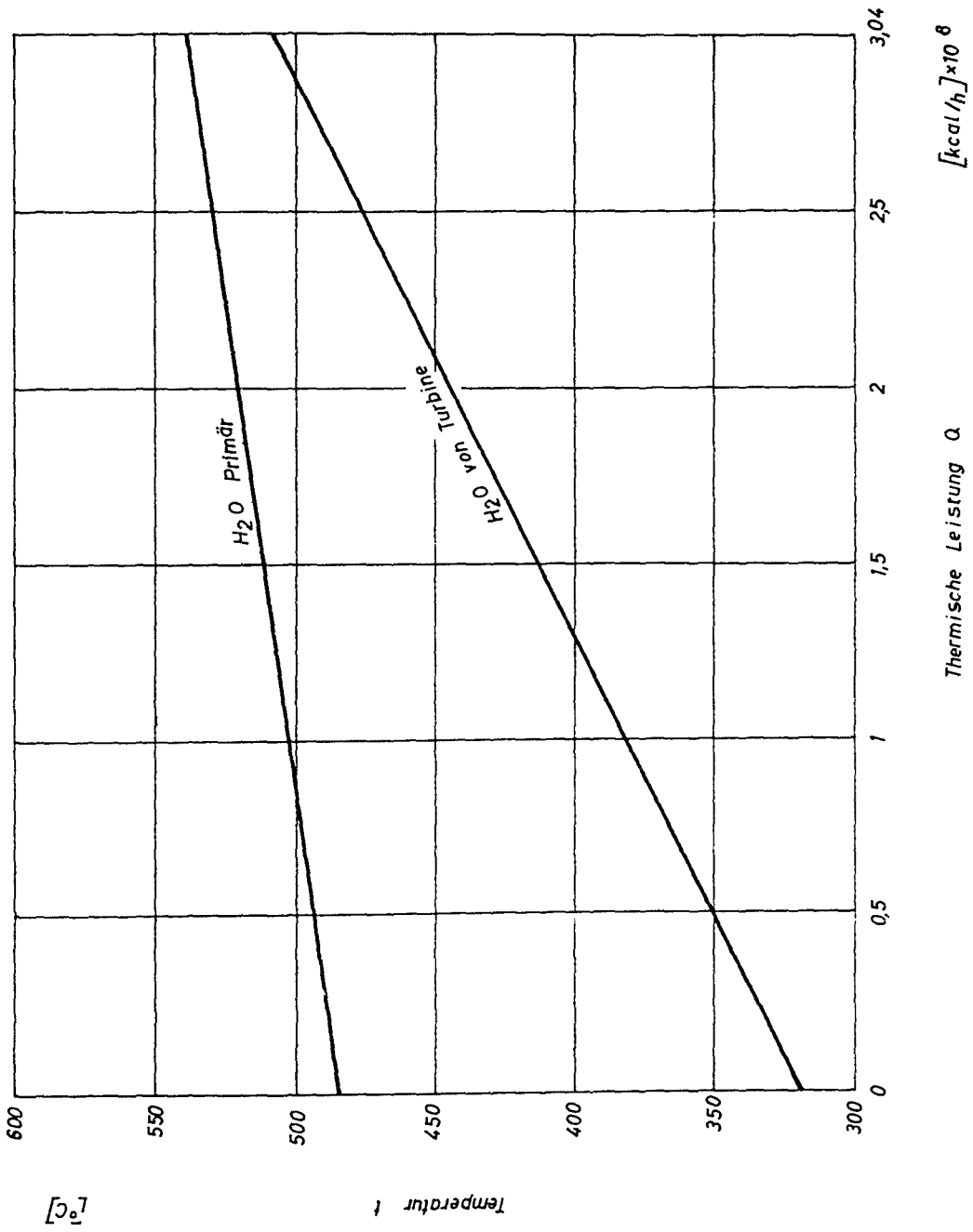


Abb. 5.2.2-4 Prozeßverlauf für Zwischenüberhitzer im Q-T-Diagramm

Je höher man die Überhitzungstemperatur wählt, desto größer werden die Abdampfverluste; gleichzeitig erhöht sich aber auch das mittlere Temperaturniveau des Arbeitsprozesses. Aus diesen beiden gegenläufigen Tendenzen ergibt sich bei genauer Durchrechnung verschiedener Kreisprozesse eine geringfügige Wirkungsgradverbesserung bei steigender Zwischenüberhitzungstemperatur. Die Erhöhung der Zwischenüberhitzungstemperatur bei einer konstanten, durch den Reaktor vorgegebenen Frischdampf Temperatur hat aber eine Verringerung der Grädigkeit im Zwischenüberhitzer zur Folge. Dies führt bei einem dampfbeheizten Zwischenüberhitzer - im Gegensatz zu dem Zwischenüberhitzer eines konventionellen Kraftwerkes, der wegen der dort verfügbaren heißen Rauchgase stets mit einer wesentlich höheren Temperaturdifferenz beaufschlagt werden kann - zu relativ großen Heizflächen. Nach ersten durchgeführten Abschätzungen ist zu erwarten, daß die Mehrkosten für diese Heizflächen ab einer gewissen Höhe der Zwischenüberhitzungstemperatur nicht mehr durch den Wirkungsgradgewinn kompensiert werden, also eine Zwischenüberhitzungstemperatur nahe der Frischdampf Temperatur nicht lohnend ist. Aufgrund dieser Ergebnisse wurde eine Zwischenüberhitzungstemperatur von 510 °C gewählt.

Der Nettowirkungsgrad der Gesamtanlage wurde mit Hilfe eines elektronischen Rechenprogrammes [8], welches die Speisewasservorwärmung, den Nebenkühl- und Sekundärdampfkreis und den wichtigsten Eigenbedarf des Kraftwerkes berücksichtigt, zu

$$\eta_{\text{netto}} = 39,7 \%$$

ermittelt. Der thermodynamische Wirkungsgrad des Kraftwerksprozesses beträgt 43,3 %.

5.2.3 Nebenkühlkreise

Die zwei Nebenkühlkreise arbeiten unabhängig von den Hauptkühlkreisen und Turbinenkreisen. Sie sind im Schutzbehälter angeordnet und so ausgeführt, daß sie auch bei stark kontaminiertem Reaktor betrieben werden können.

Während des Reaktorbetriebes und nach dem Abschalten des Reaktors bis zum Fluten sind die Nebenkühlkreise ständig in Betrieb. Sie sind so aus-

gelegt, daß sie während des normalen Reaktorbetriebes die erforderliche Sekundärdampfmenge erzeugen können. Auch nach einem Abschalten der Hauptkühlkreise und der Turbinen sind sie in der Lage, die Kühlung des Reaktors bei entsprechend verminderter Reaktorleistung allein zu übernehmen. Bei abgeschaltetem Reaktor reicht ein Nebenkühlkreis mit einem Gebläse für die Abfuhr der Nachzerfallswärme aus, solange der Kühlmitteldruck über 100 ata gehalten wird.

Die Schaltung der Nebenkühlkreise ist auf Abb. 5.2-5 dargestellt. Jeder Kreislauf enthält einen Sekundärdampferzeuger, einen Löffler-Kessel und zwei parallel arbeitende Umwälzgebläse. Die einzelnen Teile sind untereinander und mit den Dampfsammelköpfen des Reaktordruckbehälters über Rohrleitungen verbunden. Diese Rohrleitungen enthalten außerdem Ventile zur Regelung der Dampfteilströme, die durch den Löffler-Kessel bzw. direkt zum Reaktor zurückfließen und Absperrarmaturen mit denen die Nebenkühlkreise vom Reaktor abgetrennt werden können.

Jeder Nebenkühlkreis ist in einem eigenen Raum seitlich des Reaktors untergebracht.

5.2.3.1 Sekundärdampferzeuger

Der Sekundärdampferzeuger (s. Zeichn. Nr. 13) [9] ähnelt in seinem Aufbau dem Zwischenüberhitzer (s. Kap. 5.2.1.1). Im Gegensatz zu diesem strömt der primäre Heißdampf jedoch außerhalb der Rohre auf der Mantelseite und der zu verdampfende Sekundärstrom in den Rohren.

Der vom Reaktor kommende überhitzte Dampf gelangt mit 167 ata und 540 °C durch einen Stutzen im oberen Kugelboden in den Dampferzeuger. Unter ständiger Wärmeabgabe durchströmt er das Rohrbündel in den Spalten zwischen den Rohren nach unten und in dem Ringkanal zwischen Behälterinnenwand und Rohrbündelummantelung wieder aufwärts. Durch diese Dampfführung bleibt die Druckbehälterwand auf einer gleichmäßig niedrigen Temperatur. Der abgekühlte Heißdampf verläßt den Dampferzeuger über zwei gegenüberliegende, am oberen Teil des Behälters radial angeordnete Rohrstutzen.

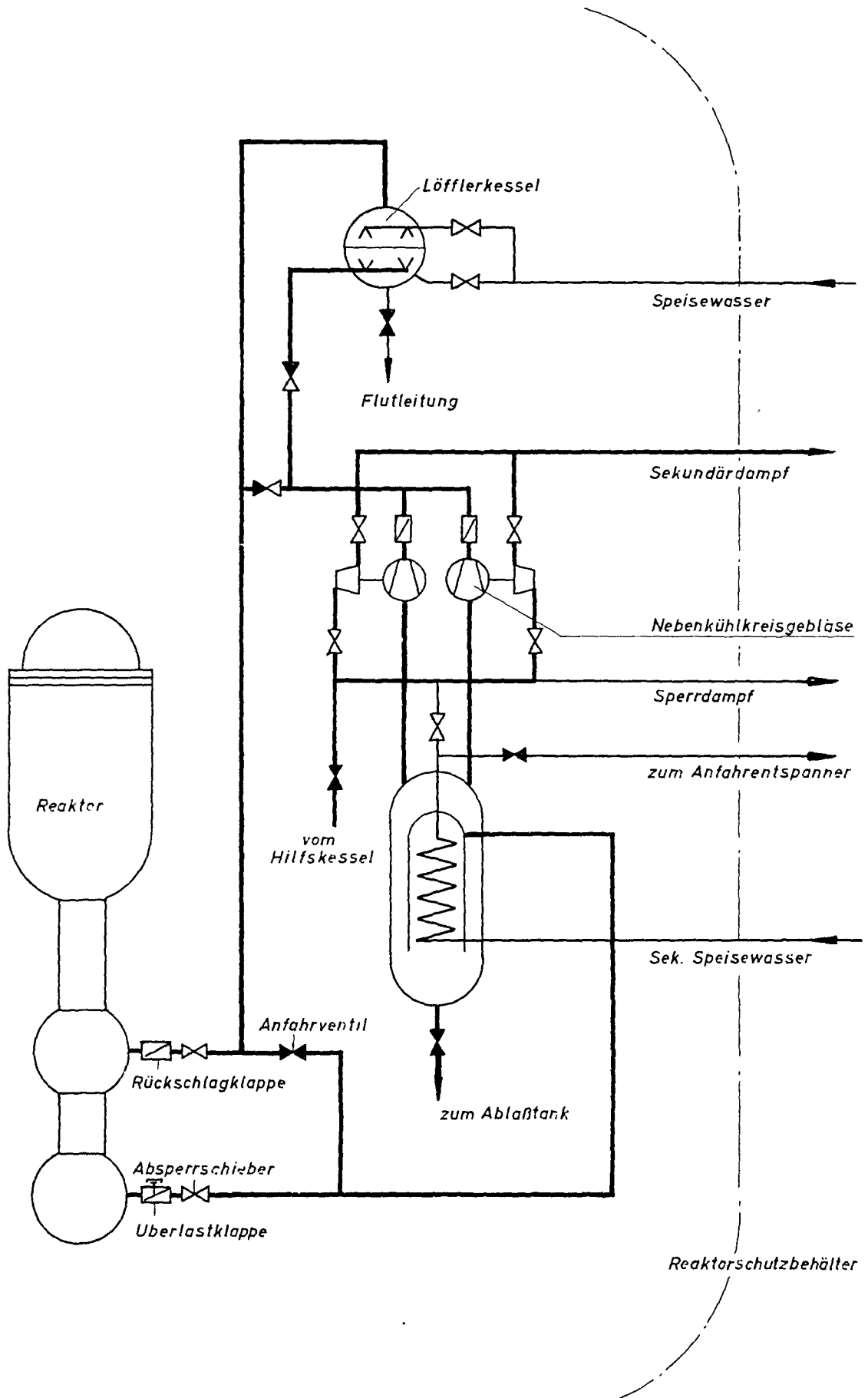
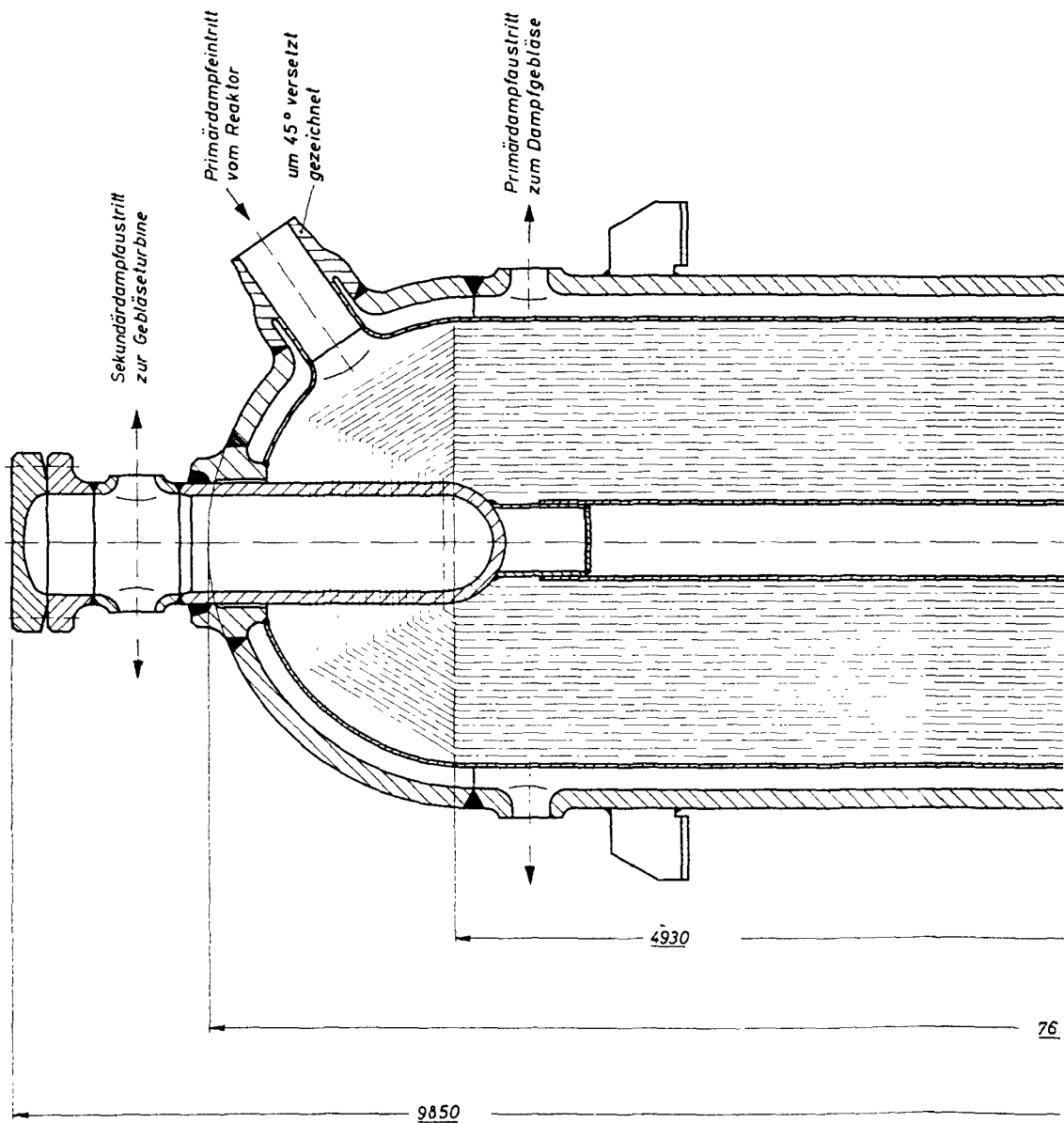


Abb. 5.2-5 Nebenkühlkreis



76

9850

4930

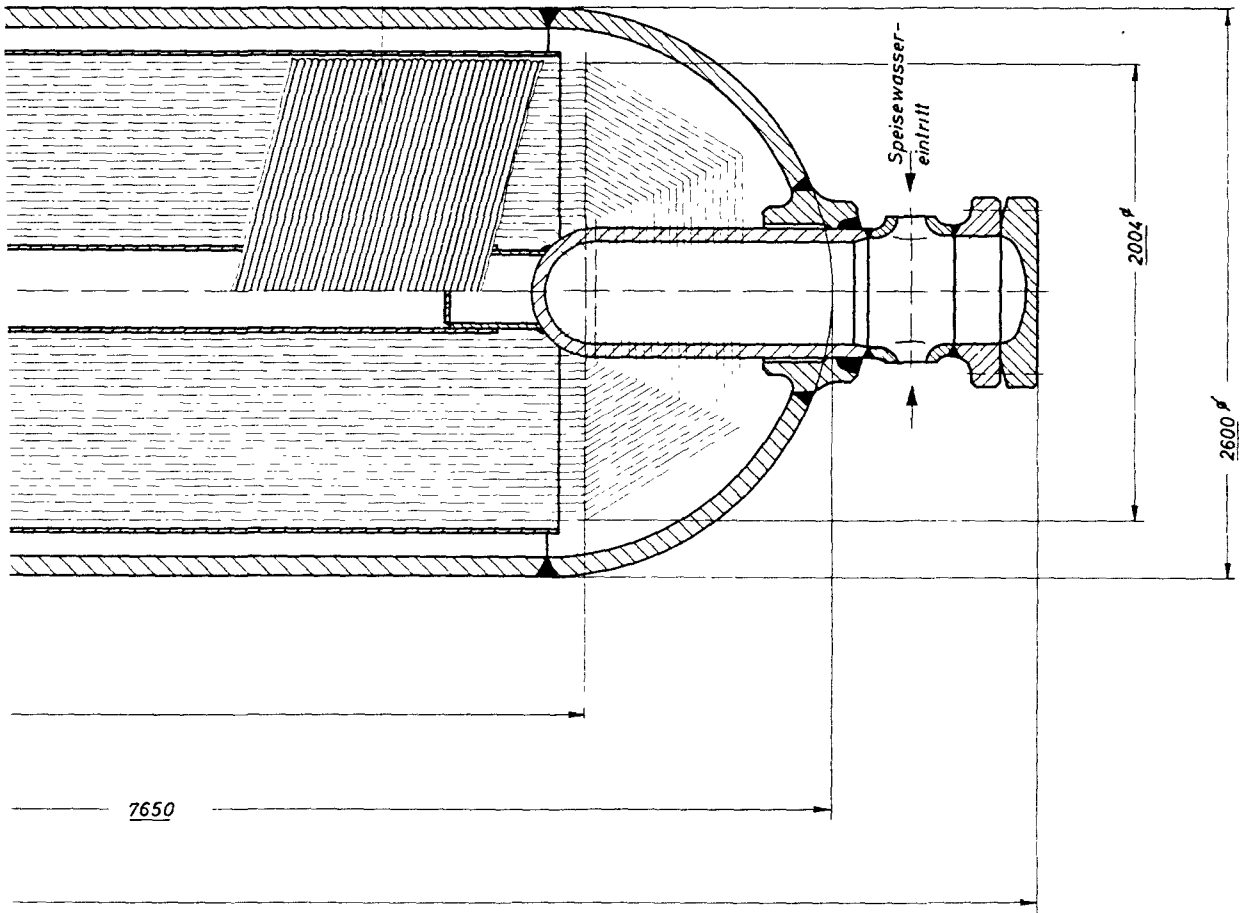
0 0,5

1. Die Zeichnung ist ein technisches Dokument und ist als solche zu behandeln. Sie ist Eigentum der Firma und darf nicht
 ohne schriftliche Genehmigung der Firma kopiert, vervielfältigt oder in irgendeiner Weise veröffentlicht werden.
 2. Die Zeichnung ist ein technisches Dokument und ist als solche zu behandeln. Sie ist Eigentum der Firma und darf nicht
 ohne schriftliche Genehmigung der Firma kopiert, vervielfältigt oder in irgendeiner Weise veröffentlicht werden.
 3. Die Zeichnung ist ein technisches Dokument und ist als solche zu behandeln. Sie ist Eigentum der Firma und darf nicht
 ohne schriftliche Genehmigung der Firma kopiert, vervielfältigt oder in irgendeiner Weise veröffentlicht werden.
 4. Die Zeichnung ist ein technisches Dokument und ist als solche zu behandeln. Sie ist Eigentum der Firma und darf nicht
 ohne schriftliche Genehmigung der Firma kopiert, vervielfältigt oder in irgendeiner Weise veröffentlicht werden.
 5. Die Zeichnung ist ein technisches Dokument und ist als solche zu behandeln. Sie ist Eigentum der Firma und darf nicht
 ohne schriftliche Genehmigung der Firma kopiert, vervielfältigt oder in irgendeiner Weise veröffentlicht werden.
 6. Die Zeichnung ist ein technisches Dokument und ist als solche zu behandeln. Sie ist Eigentum der Firma und darf nicht
 ohne schriftliche Genehmigung der Firma kopiert, vervielfältigt oder in irgendeiner Weise veröffentlicht werden.
 7. Die Zeichnung ist ein technisches Dokument und ist als solche zu behandeln. Sie ist Eigentum der Firma und darf nicht
 ohne schriftliche Genehmigung der Firma kopiert, vervielfältigt oder in irgendeiner Weise veröffentlicht werden.
 8. Die Zeichnung ist ein technisches Dokument und ist als solche zu behandeln. Sie ist Eigentum der Firma und darf nicht
 ohne schriftliche Genehmigung der Firma kopiert, vervielfältigt oder in irgendeiner Weise veröffentlicht werden.
 9. Die Zeichnung ist ein technisches Dokument und ist als solche zu behandeln. Sie ist Eigentum der Firma und darf nicht
 ohne schriftliche Genehmigung der Firma kopiert, vervielfältigt oder in irgendeiner Weise veröffentlicht werden.
 10. Die Zeichnung ist ein technisches Dokument und ist als solche zu behandeln. Sie ist Eigentum der Firma und darf nicht
 ohne schriftliche Genehmigung der Firma kopiert, vervielfältigt oder in irgendeiner Weise veröffentlicht werden.

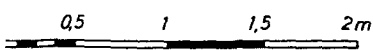
Paßmaß/Abmaß

Zusch. - Kommittee vor Änderung

Rohre 25 x 2
(ca. 1240 m²
Heizfläche)



1000 MWe Schneller Brüter D1



| 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 3000 |
| Rauhiefe 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 | Gesellschaft für Kernforschung
m. b. H.
7500 Karlsruhe
Postfach 947 | | Zugeh. Zeichng. | | |
| gez. | | Schulz | | | | | | | | | Ersatz für | | |
| gepr. | | Föhrer | | | | | | | | | Ersetzt durch | | |
| ges. | | | | | | | | | | | Zeichnungs Nr. | | |
| Maßstab | Benennung | | | | | | | | | | | | |
| | 1:25 | | | | | | Sekundärdampferzeuger | | | | 13 | | |
| Tag | Name | | | | | | | | | | | | |

Das Speisewasser wird mit 205 ata und 200 °C über zwei am unteren Sammler radial angeordnete Anschlußleitungen zugeführt. Es verteilt sich im Sammler auf die einzelnen Rohrleitungen des Tauscherrohrbündels, wird aufgeheizt, verdampft und überhitzt. Der überhitzte Dampf tritt in den oberen Sammler ein und verläßt den Dampferzeuger über zwei gegenüberliegende radial angeordnete Rohrstutzen.

Die Innenräume der beiden axial angeordneten Ein- bzw. Austrittssammler sind über die abschliessenden Flanschdeckel zugänglich. So ist ein Blindlegen einzelner, defekter Heizrohre leicht möglich. Evtl. beim Anfahren entstehendes Kondensat kann über entsprechende Leitungen abgeführt werden. Zur Aufhängung des Dampferzeugers sind seitlich am Behälter Traglager angeschweißt.

5.2.3.2 Nebenkühlkreisgebläse

Die Ummwälzgebläse der Nebenkühlkreise werden durch Vorschaltturbinen angetrieben. Der Antrieb erfolgt durch Sekundärdampf, die Fördermenge wird durch Änderung der Drehzahl geregelt. Bei diesen Maschinensätzen sind sowohl die Antriebsturbinen als auch die Gebläse in vollkommen geschlossenen, gemeinsamen Gehäusen angeordnet, so daß keinerlei Leckagen nach außen auftreten können.

Zur Schmierung der Lager wird unterkühltes Kondensat des nichtradioaktiven Sekundärdampfes verwendet.

Die Abdichtung der Lagerung zum Gebläseraum ist so ausgebildet, daß auch bei einer starken Drucksenkung im Reaktorkühlsystem das Lagerkondensat unter dem Druck des Sekundärsystemes bleibt und eine Dampfbildung in der Lagerung vermieden wird. Während des Betriebes tritt ständig eine gewisse Dampfmenge aus dem nichtradioaktiven Raum durch diese Abdichtung in den Gebläseraum über.

Die Gebläse sind neben den Sekundärdampferzeugern senkrecht aufgestellt.

5.2.3.3 Löffler-Kessel

Jeder Nebenkühlkreis enthält einen Löffler-Kessel mit ca. 40 m³ Wassereinhalten. Diese Löffler-Kessel sind oberhalb der Sekundärdampferzeuger angeordnet, so daß eine ausreichende Höhendifferenz zum Reaktorkern für das Fluten des Reaktorbehälters zur Verfügung steht.

Während des Reaktorbetriebes wird die Wasserfüllung durch Hindurchleiten einer bestimmten Dampfmenge auf Sattedampftemperatur gehalten. Zwei ständig geöffnete Verbindungsleitungen zwischen den Dampfäumen der Löffler-Kessel und dem Reaktoreintritt stellen sicher, daß die Löffler-Kessel einer Druckabsenkung im Kühlsystem entgegenwirken. In ähnlicher Weise können bei einem Druckanstieg im Reaktor bestimmte Wärmemengen in den Löffler-Kesseln gespeichert werden; der Druckanstieg verlangsamt sich dadurch und das Ansprechen der Sicherheitsventile am Reaktordruckbehälter wird verzögert.

5.2.4 Sekundärdampfkreis

Die Schaltung und die wichtigsten Komponenten des Sekundärdampfkreises sind in Abb. 5.2-6 dargestellt. Der nichtradioaktive Sekundärdampf wird während des Reaktorbetriebes in den Oberflächendampferzeugern der Nebenkühlkreise erzeugt und bei langfristig abgeschaltetem Reaktor einem Hilfsdampferzeuger entnommen. Der Druck des Sekundärdampfes ist um ca. 20 at höher als der Druck im Reaktor. Der Dampf wird hauptsächlich für die Antriebsturbinen der Dampfumwälzgebläse, Speisepumpen und Eigenbedarfsgeneratoren verwendet. Außerdem dient er als Sperrdampf in den Stopfbuchsen der mit radioaktivem Dampf beaufschlagten Maschinen.

Der Sperrdampf wird unmittelbar dem Sekundärdampferzeuger entnommen.

Alle übrigen Dampfverbraucher sind den Vorschaltturbinen der Nebenkühlkreisgebläse nachgeschaltet. Da im Sekundärkreis keine Zwischenüberhitzung vorgesehen ist, müssen die Endstufen der nachgeschalteten Turbinen mit relativ feuchtem Dampf betrieben werden, wenn mit dem üblichen niedrigen Kondensatordruck gefahren wird.

Bei abgeschaltetem, nicht geflutetem Reaktor wird Sekundärdampf entsprechend der gebildeten Nachzerfallswärme erzeugt. Überschüssige Dampfmen- gen gelangen dann ggf. in die Kondensatoren der Eigenbedarfsturbogeneratoren.

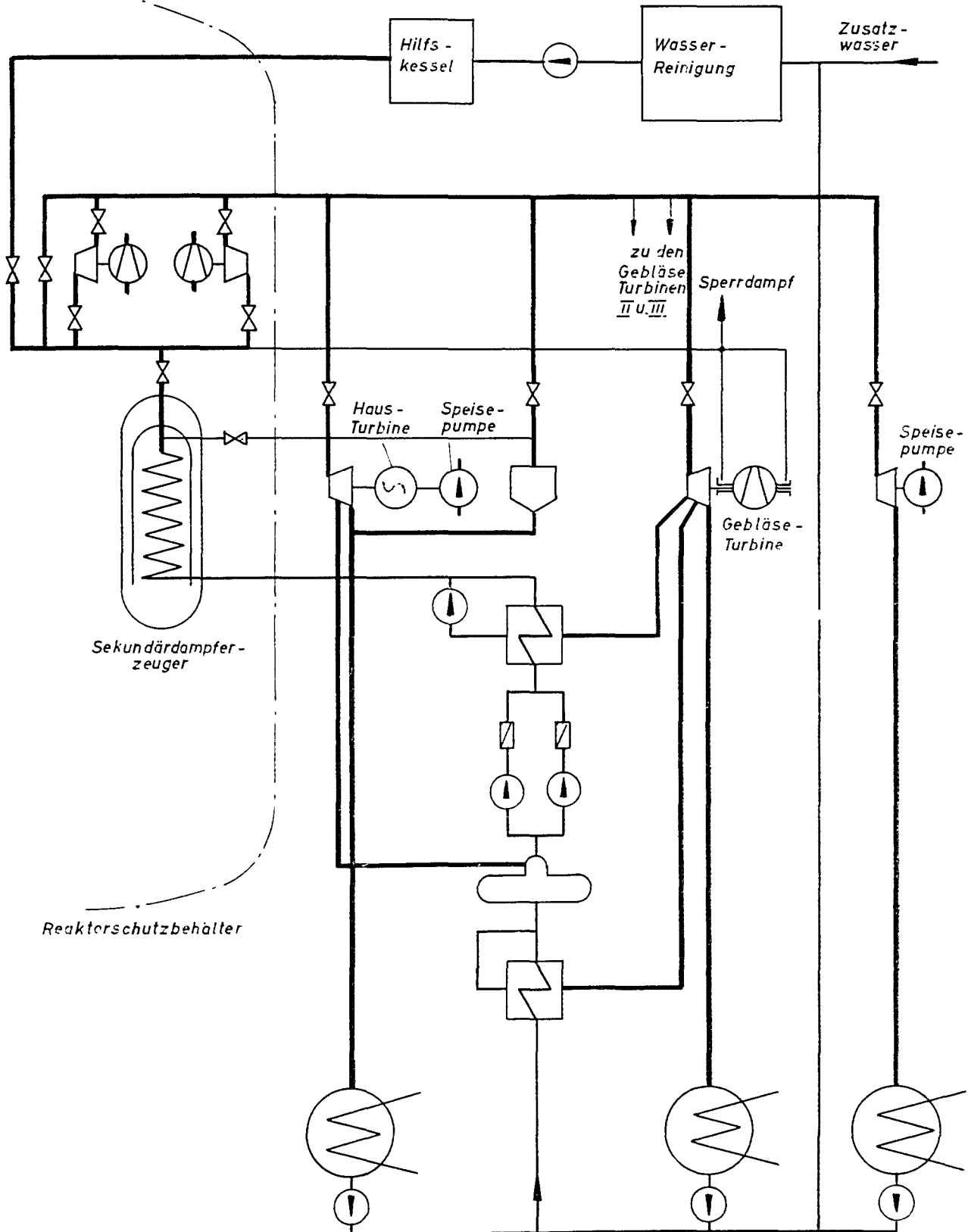


Abb. 5.2-6 Sekundärdampfkreis

5.3 Beschickungsanlage

Die Beschickungsanlage ist so ausgelegt, daß der Brennelementwechsel unter Wasser bei geflutetem und geöffnetem Reaktordruckbehälter durchgeführt werden kann. Dieses Beschickungssystem hat sich bereits bei Siede- und Druckwasser-Reaktoren bewährt.

Wesentlichste Teile der Beschickungsanlage sind das im druckfesten Schutzbehälter angeordnete Beschickungsbecken mit der Beschickungsmaschine sowie das Reaktordeckelhubwerk. Außerdem gehört zu der Beschickungsanlage das Brennelementlager im Nebengebäude.

5.3.1 Beschickungseinrichtungen im Schutzbehälter

Das über dem Reaktor angeordnete Beschickungsbecken (s. Zeichn. Nr. 2 und Nr. 3) hat eine ovale Grundfläche von 15 m Länge und 7,60 m Breite. Die Höhe des Beckens beträgt 12,5 m. Es ist auch während des Reaktorbetriebes ständig mit Wasser gefüllt und an einen Reinigungskreislauf (s. Kap. 5.5.2) angeschlossen. Größe und Form des Beschickungsbeckens ergaben sich aus folgenden Bedingungen:

- Das Becken muß während des Beschickungsvorganges genügend Platz bieten, um den Druckbehälterdeckel mit seinen Steuerstabantrieben und seiner Abschirmung darin abzusetzen. Es muß weiterhin so gestaltet sein, daß ein mit neuen Brennelementen gefüllter Transportkorb, für die Beschickungsmaschine bequem erreichbar, darin Platz findet.
- Die Beschickungsmaschine muß außerdem die Übergabearmatur für die verbrauchten Brennelemente leicht erreichen können. Diese Übergabearmatur übernimmt die verbrauchten Brennelemente und führt sie einem schräg abwärts führenden Brennelement-Transportkanal zu.
- Die Höhe der Wasserfüllung muß dem Bedienungspersonal der Beschickungsmaschine während des Brennelementwechsels eine ausreichende Abschirmung bieten.

Über dem Beschickungsbecken ist das Reaktordeckelhubwerk angeordnet. Es ist auf Schienen verfahrbar und kann den Reaktordeckel zusammen mit seiner Abschirmung und den Steuerstabantrieben vom Reaktordruckbehälter

abheben und in Parkposition transportieren. Während des Reaktorbetriebes befindet sich das Deckelhubwerk ständig über dem Reaktordruckbehälter. Damit bildet es einen geeigneten Schutzschild für evtl. Reaktorunfälle (wie z.B. Absprengen von Steuerstabantriebsteilen usw.).

Das Deckelhubwerk besteht im wesentlichen aus einer verfahrbaren Brücke, die das Beschickungsbecken überspannt. Auf ihr sind vier Hubsäulen mit den zugehörigen Antriebs- und Steuerungseinrichtungen befestigt. Aus der Parkstellung oberhalb der Brücke können die Hubsäulen im unbelasteten Zustand teleskopartig in das Beschickungsbecken abgesenkt werden. An ihren unteren Enden sind Greifzangen befestigt, die sich bei entsprechender Betätigung am Reaktordeckel verankern. Das Anheben des Reaktordeckels bei nun starren Hubsäulen erfolgt durch alle vier Säulen gleichzeitig. Die Säulen werden von synchronlaufenden Spindeln angetrieben. Dabei ist Vorkehrung getroffen, daß bei Ausfall der Hubantriebe der Reaktordeckel in der jeweiligen Stellung automatisch festgehalten wird. Das gleiche gilt für den Absenkvorgang.

Zur Ausrüstung des Deckelhubwerkes gehören weiter eine Bedienungsplattform und eine verfahrbar angeordnete Seilwinde. Von der Bedienungsplattform aus werden alle Arbeiten durchgeführt, die zum Lösen und Befestigen des Reaktordeckels, der Isolierglocke, des Haltegitters und der Schraubenspannvorrichtung notwendig sind. Die Seilwinde hat die Aufgabe, das Haltegitter aus dem Reaktordruckbehälter in das Beschickungsbecken zu überführen und anschließend hochkant in der Nähe des Reaktordeckels zu parken.

Auf denselben Schienen wie das Deckelhubwerk ist die Beschickungsmaschine (s. Zeichn. Nr. 14) angeordnet. Sie ist in zwei Koordinaten verfahrbar. Alle Punkte des Reaktorkernes und des Beschickungsbeckens, bis auf den vom Deckelhubwerk besetzten Teil, können von ihr erreicht werden. Die Bedienung erfolgt von einer Plattform aus, die mit der Beschickungsmaschine fest verbunden ist und allen Bewegungen folgt.

Die Beschickungsmaschine besteht aus einem Führungsturm, der mit einem Hubwerk ausgerüstet ist. Im Turm befindet sich ein teleskopartig ausfahrbarer Greifarm, der verschiebbar gelagert ist. Während des Reaktorbetriebes

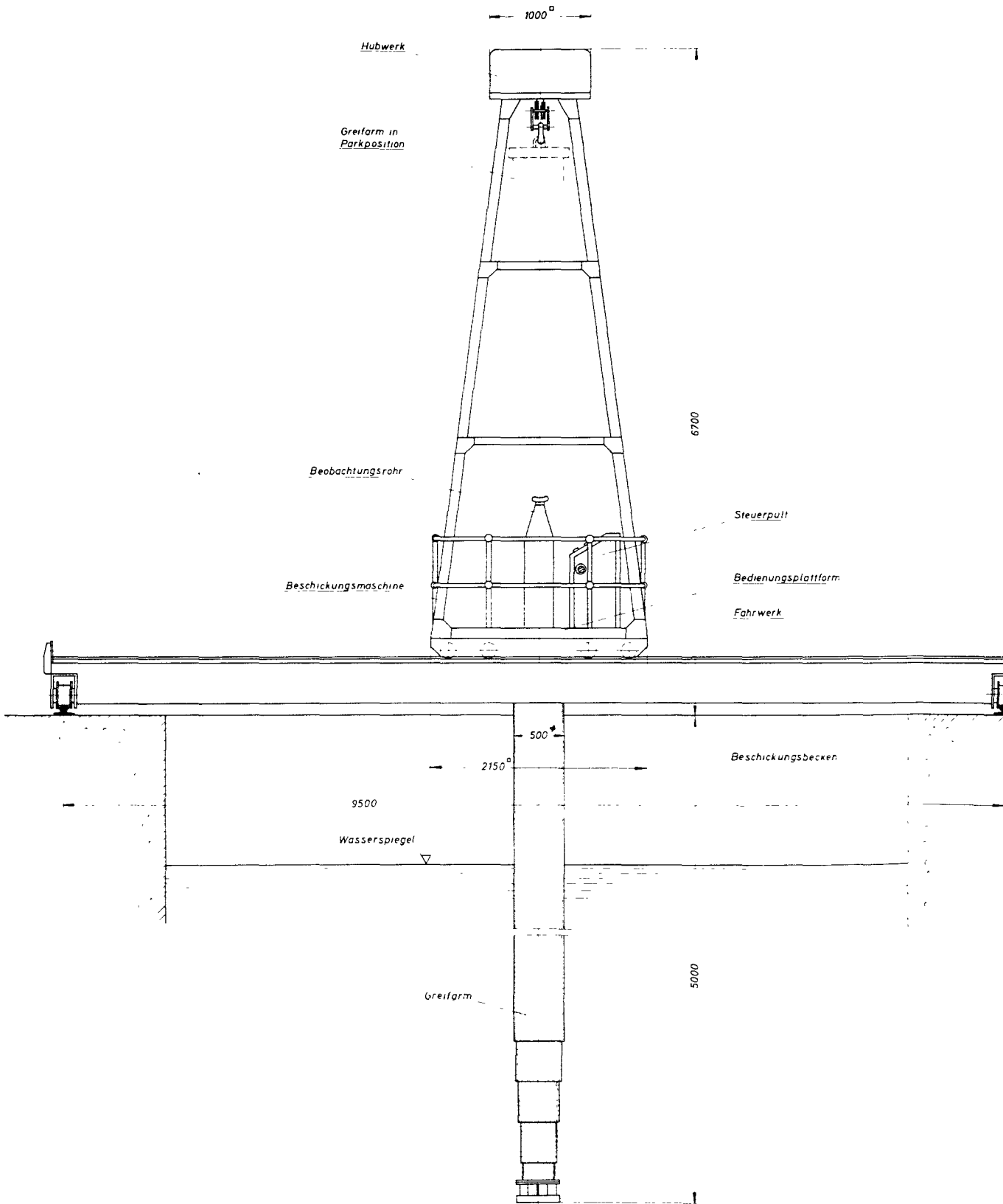
befindet sich der Greifarm in eingefahrener Stellung im Führungsturm. Er ist hier jederzeit für Wartungs- und Reparaturarbeiten zugänglich. Für die Beschickungsarbeiten wird er aus dieser Stellung abgesenkt.

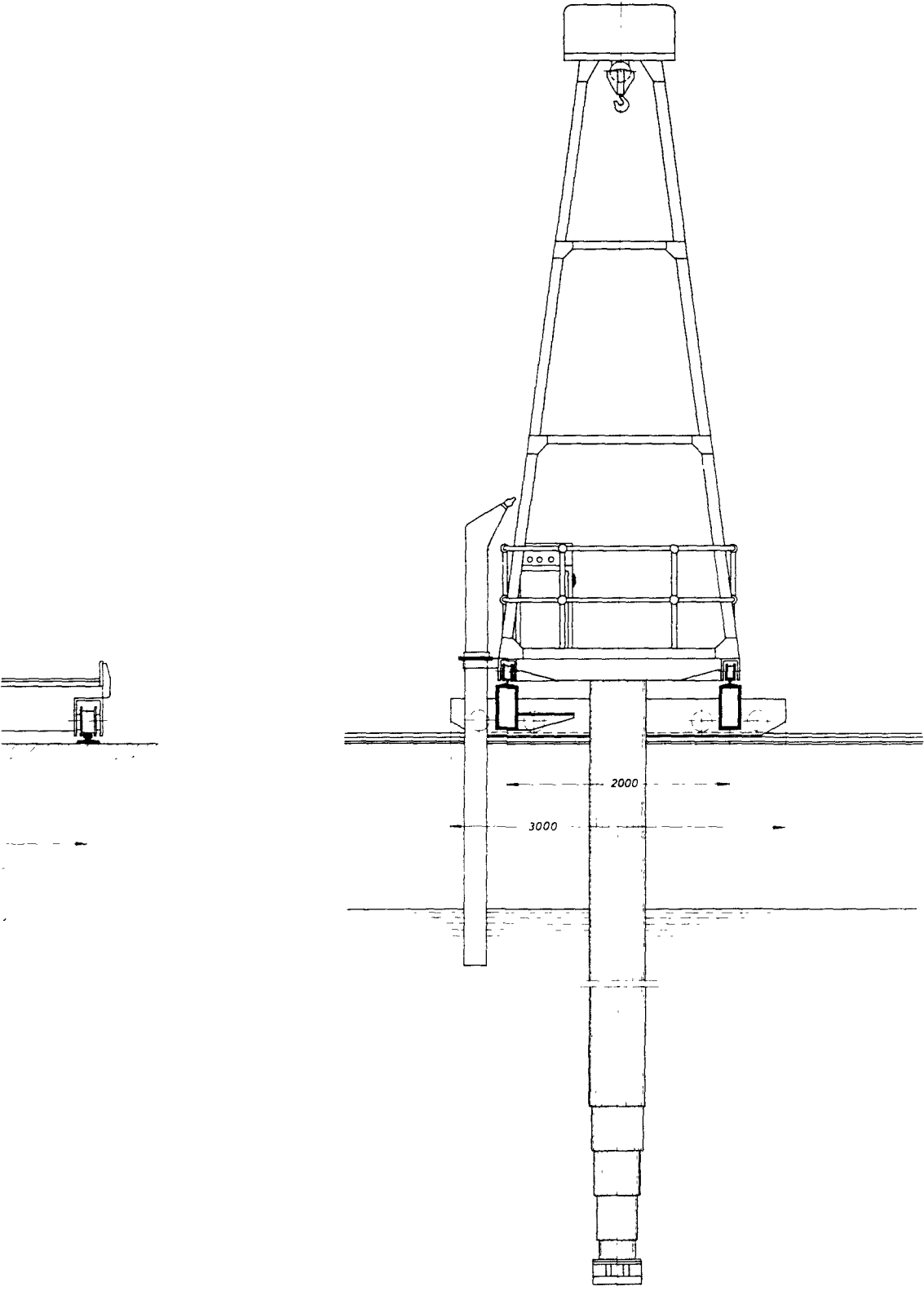
Der Greifarm ist aus mehreren konzentrisch ineinandergefügten Rohren aufgebaut. Er läßt sich von min. 5 m Länge auf 15 m ausfahren. In seinem untersten Teilstück (s. Zeichn. Nr. 15), das als Niederhalter ausgebildet ist, befindet sich der Brennelement-Greifer. Wird ein Brennelement aus dem Kernverband in den Niederhalter gezogen, so hält er die umgebenden Brennelemente zurück. Außerdem verleiht er dem angehobenen Brennelement eine ausreichende Stabilität auch bei größeren Transportgeschwindigkeiten unter Wasser.

Der Brennelement-Greifer ist so ausgebildet, daß er in den jeweiligen Brennelement-Kasten hineinfassen und sich durch Spreizen seiner Finger verankern kann. Das Betätigen der Greiffinger erfolgt dabei durch einen Elektromagneten. Fällt dieser beim Brennelement-Transport plötzlich aus, so ist durch die vorliegende Greiferkonstruktion sichergestellt, daß sich das Brennelement auch dann nicht vom Greifer löst. Die jeweilige Stellung der Greiffinger wird dem Bedienungspersonal durch einen elektrischen Stellungsgeber angezeigt.

Zur Beobachtung der Beschickungsvorgänge sind im Beschickungsbecken ausreichende Beleuchtungseinrichtungen untergebracht. Der gesamte Beschickungsvorgang kann sowohl halbautomatisch als auch manuell gesteuert werden.

Für den Abtransport der stark radioaktiven, abgebrannten Brennelemente ist ein vom Beschickungsbecken schräg nach unten führender Brennelement-Transportkanal vorgesehen. Vor seiner Mündung ist im Beschickungsbecken eine Übergabearmatur angeordnet, mit der die Brennelemente aus der vertikalen in die entsprechend schräge Lage überführt werden können. Die Brennelemente gleiten dann aus dieser Kippvorrichtung allein durch ihr Gewicht in den Transportkanal und gelangen durch ihn, über entsprechende Schleusen, in das Brennelement-Lagerbecken im Nebengebäude. Der Transportkanal ist in seinem Durchmesser so bemessen, daß auch beschädigte Brennelemente, die zuvor im Beschickungsbecken in spezielle Brennelement-Kapseln eingesetzt worden sind, hindurchgleiten können.

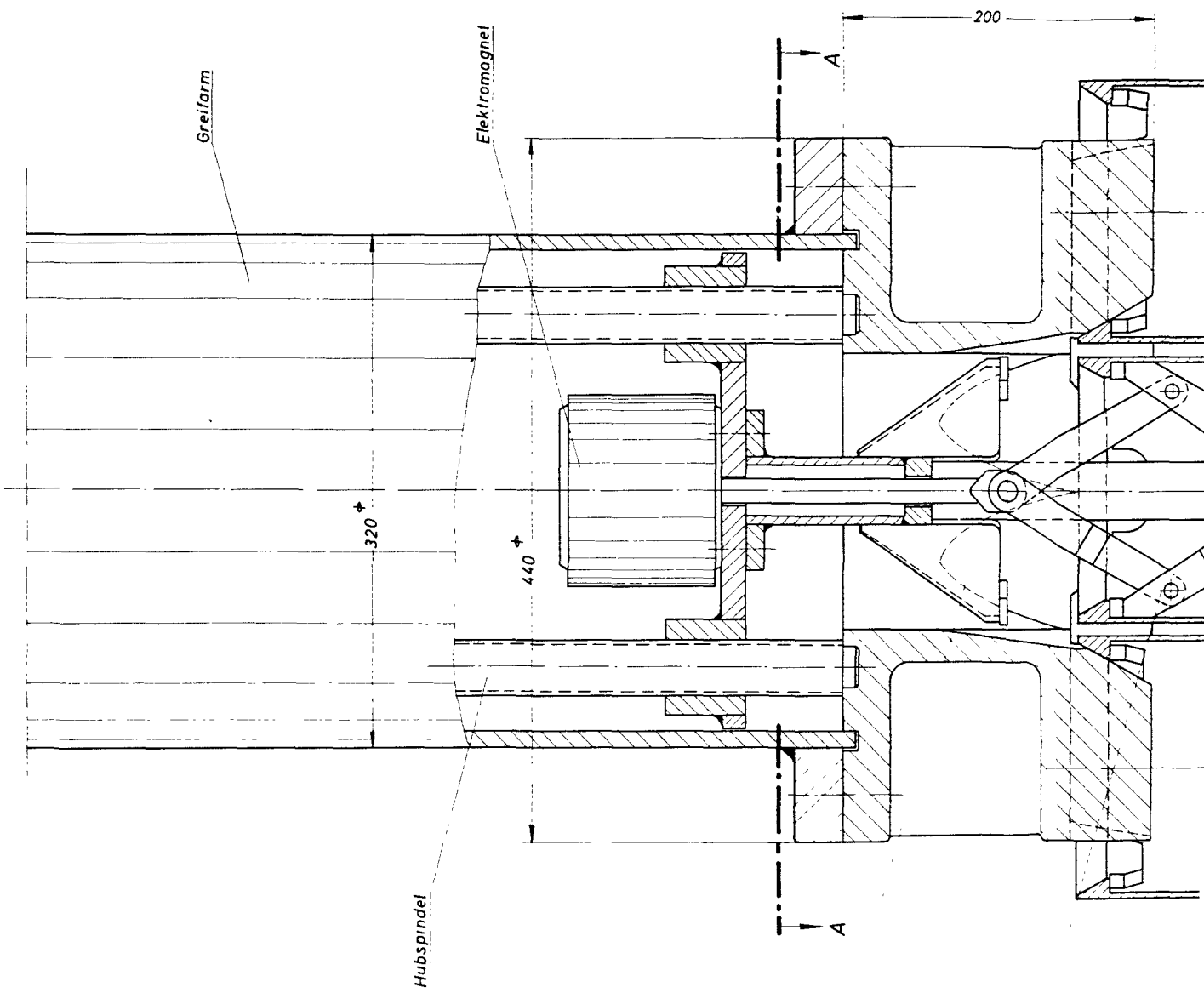




1000 MWe Schneller Brüter D1

0 500 1000 1500 mm

| Teil | Stück | Benennung | Werkstoff | Abmessung | | Zeichungs Nr. Norm | | | | Bemerkung |
|--|-------|----------------------|-----------|-----------|------|--------------------|-------|-------|-------|-----------|
| | | | | mm | mm | Bl. 1 | Bl. 2 | Bl. 3 | Bl. 4 | |
| 1946 | 1 | Freirotations | St 37 | 2000 | 3000 | 100 | 200 | 300 | 400 | |
| In B. H.
7500 Kartarube
Profloch 947 | | | | | | | | | | |
| 1:25 | | Beschickungsmaschine | | | | 14 | | | | |



Greifarm

Elektromagnet

320

440

200

Hubspindel

Druckstern

Niederhalter

Greifer

Die Fertigung ist nach den in den Zeichnungen angegebenen Maßen auszuführen. Die Fertigung ist nach den in den Zeichnungen angegebenen Maßen auszuführen. Die Fertigung ist nach den in den Zeichnungen angegebenen Maßen auszuführen.

| | |
|--------|-------|
| Paßmaß | Abmaß |
| | |
| | |
| | |
| | |
| | |
| | |



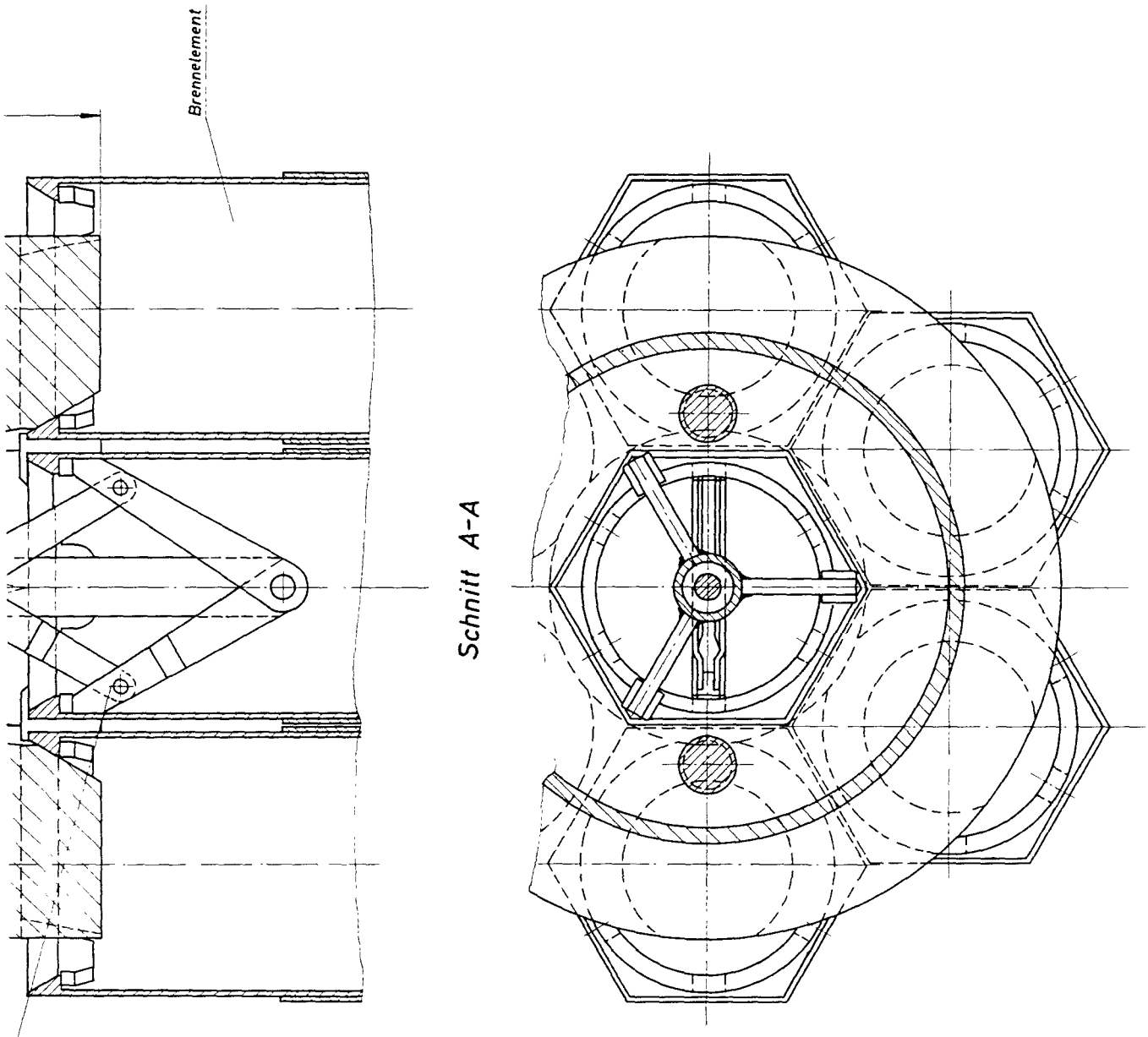
Durch
strich
kommt
vor
Änderung

4

3

2

1



0 50 100 150 mm

1000 MWe Schneller Brüter D1

| Teil | Stück | Benennung | | | | | Werkstoff | Abmessung | | Zeichngs Nr. Norm | | Bemerkung | |
|--------------------|---------|---------------------|----|-----------|-----|--|------------------|----------------|---------------|-------------------|------------------|-------------------|--------------------|
| Oberflächezeichen | | ~ | ▽ | ▽▽ | ▽▽▽ | ▽▽▽▽ | 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 | 6 | 1,5 | | ± 0,1 | ± 0,2 | ± 0,3 | ± 0,5 | ± 0,8 | ± 1,2 |
| 19 | Tag | Name | | Werkstoff | | Gesellschaft für Kernforschung
m. b. H.
7500 Karlsruhe
Postfach 947 | Zuegeh. Zeichng. | | | | | | |
| gez. | 14.3.66 | über | | | | | Ersatz für | | | | | | |
| gepr. | | Zeiger | | | | | Ersetzt durch | | | | | | |
| ges. | | | | | | | | Zeichnungs Nr. | | 15 | | | |
| Maßstab | | Benennung | | | | | | | | | | | |
| 1:2,5 | | Brennelementgreifer | | | | | | | | | | | |
| Tag | | Name | | | | | | | | | | | |

5.3.2 Brennelementlager

Die Beschickungseinrichtungen im Reaktor-Nebengebäude umfassen im wesentlichen das Brennelement-Lagerbecken mit der darüber verfahrbaren Transporteinrichtung.

Das Brennelement-Lagerbecken (s. Zeichn. Nr. 16) ist so bemessen, daß eineinhalb Kern-Ladungen darin gelagert werden können. Es ist als rechteckiges Becken mit 4,50 m Breite, 17 m Länge und 12,5 m Tiefe ausgeführt und mit Wasser gefüllt. Durch entsprechende Einbauten im Becken ist sichergestellt, daß auch im ungünstigsten Fall, d.h. wenn alle Brennelemente mit der hohen Anreicherung nebeneinander angeordnet werden, der effektive Multiplikationsfaktor kleiner als 0,8 ist.

An der Stirnseite des Beckens mündet in Bodennähe der schräg aus dem druckfesten Schutzbehälter kommende Brennelement-Transportkanal. Vor der Mündung ist eine Kippvorrichtung angeordnet, welche die ankommenden Brennelemente zunächst abbremst und sie dann senkrecht aufrichtet.

Der Transport der Brennelemente innerhalb des Lagerbeckens erfolgt mit einer besonderen Transporteinrichtung. Sie besteht aus einer verfahrbaren Arbeitsbühne, die mit verschiedenen, beweglichen Greifwerkzeugen ausgestattet ist. Mit dieser Einrichtung kann das Bedienungspersonal von der Arbeitsbühne aus die Brennelemente aus der Kippvorrichtung entnehmen und an jeden Platz im Lagerbecken befördern. In gleicher Weise werden die Brennelemente nach ihrer Lagerzeit unter Wasser in den Transportbehälter für den endgültigen Abtransport eingesetzt. Der Transportbehälter wird dann mit einem über dem Lagerbecken angeordneten Kran aus dem Becken entnommen und auf einen Spezialwaggon aufgesetzt, mit dem er weiter zur Brennelement-Aufbereitungsanlage transportiert wird.

Zur Beobachtung und Überwachung der Brennelemente ist das Lagerbecken mit einer starken Beleuchtungseinrichtung, mit Strahlenmeßgeräten und einer Vorrichtung zum Nachweis von Hüllrohrschäden an Brennelementen ausgestattet. Eine unter Kap. 5.6.3 beschriebene Anlage ist für Reinigung und Kühlung des Beckenwassers vorgesehen.

5.3.2 Brennelementlager

Die Beschickungseinrichtungen im Reaktor-Nebengebäude umfassen im wesentlichen das Brennelement-Lagerbecken mit der darüber verfahrbaren Transporteinrichtung.

Das Brennelement-Lagerbecken (s. Zeichn. Nr. 16) ist so bemessen, daß eineinhalb Kern-Ladungen darin gelagert werden können. Es ist als rechteckiges Becken mit 4,50 m Breite, 17 m Länge und 12,5 m Tiefe ausgeführt und mit Wasser gefüllt. Durch entsprechende Einbauten im Becken ist sichergestellt, daß auch im ungünstigsten Fall, d.h. wenn alle Brennelemente mit der hohen Anreicherung nebeneinander angeordnet werden, der effektive Multiplikationsfaktor kleiner als 0,8 ist.

An der Stirnseite des Beckens mündet in Bodennähe der schräg aus dem druckfesten Schutzbehälter kommende Brennelement-Transportkanal. Vor der Mündung ist eine Kippvorrichtung angeordnet, welche die ankommenden Brennelemente zunächst abbremst und sie dann senkrecht aufrichtet.

Der Transport der Brennelemente innerhalb des Lagerbeckens erfolgt mit einer besonderen Transporteinrichtung. Sie besteht aus einer verfahrbaren Arbeitsbühne, die mit verschiedenen, beweglichen Greifwerkzeugen ausgestattet ist. Mit dieser Einrichtung kann das Bedienungspersonal von der Arbeitsbühne aus die Brennelemente aus der Kippvorrichtung entnehmen und an jeden Platz im Lagerbecken befördern. In gleicher Weise werden die Brennelemente nach ihrer Lagerzeit unter Wasser in den Transportbehälter für den endgültigen Abtransport eingesetzt. Der Transportbehälter wird dann mit einem über dem Lagerbecken angeordneten Kran aus dem Becken entnommen und auf einen Spezialwaggon aufgesetzt, mit dem er weiter zur Brennelement-Aufbereitungsanlage transportiert wird.

Zur Beobachtung und Überwachung der Brennelemente ist das Lagerbecken mit einer starken Beleuchtungseinrichtung, mit Strahlenmeßgeräten und einer Vorrichtung zum Nachweis von Hüllrohrschäden an Brennelementen ausgestattet. Eine unter Kap. 5.6.3 beschriebene Anlage ist für Reinigung und Kühlung des Beckenwassers vorgesehen.

5.4 Reaktorgebäude mit Abschirmung

Das Reaktorgebäude nimmt den Reaktor, die Beschickungseinrichtungen, die Nebenkühlkreise und alle unmittelbar hierzu gehörenden Anlagenteile auf. Es verhindert nach einem angenommenen schweren Reaktorunfall die Ausbreitung von Radioaktivität in die Umgebung. Zeichn. Nr. 2 stellt das Gebäude in Vertikal- und Zeichn. Nr. 3 in Horizontalschnitten dar.

5.4.1 Aufteilung des Innenraumes

Der Reaktor ist im Zentrum des Reaktorgebäudes innerhalb einer druckfesten Zelle angeordnet. Die Zelle wird oben von dem ovalen, mit Wasser gefüllten Beschickungsbecken abgeschlossen (s. Kap. 5.3.1). Nach unten steht sie über einen Durchbruch im Boden mit dem Rohrleitungskeller in Verbindung.

Im Durchbruch ist gleichzeitig der zentrale, konzentrische Kühlmittellein- bzw. -austrittsstutzen des Reaktordruckbehälters angeordnet. Er führt zu den beiden übereinander liegenden Kühlmittelsammelköpfen im Rohrleitungskeller. Von diesen Sammelköpfen verzweigen sich die Rohrleitungen der Haupt- und Nebenkühlkreise, die Flut- bzw. Entleerungsleitungen und die Heißdampfleitungen zu den Hauptturbogeneratoren (s. Kap. 5.2).

Durch die Kühlmittelsammelköpfe bzw. den konzentrischen Kühlmittelstutzen am Reaktor werden eine Reihe wesentlicher Vorteile erzielt. So konnten die Absperrarmaturen in den Kühlmittelleitungen unmittelbar an den, als Teil des Druckbehälters anzusehenden Sammelköpfen angeordnet werden. Wegen der vorgelagerten Abschirmung bleiben diese Armaturen, ebenso wie die Stutzenanschlüsse selbst, nach Abschalten des Reaktors zugänglich. Vorteilhaft ist auch, daß die Rohrleitungen nahe der Reaktormittelachse angeschlossen wurden. Das ergibt eine große elastische Rohrlänge. Es ermöglicht bei entsprechender Rohrführung im Rohrleitungskeller die Anordnung eines Festpunktes unmittelbar an der Durchtrittsstelle durch die Schutzbehälterwand. Ein Sicherheitsauflager am unteren Sammelkopf begrenzt die Abwärtsbewegung der Sammelköpfe bei einem schweren Reaktorunfall. Damit ist sichergestellt, daß die Rohrdurchführungen am Schutzbehälter auch bei derart

8

7

6

5

4

Reaktorgebaude-
außenwand

Laufkran

Verpackungsraum

Arbeitsbühne

Brennelement-
Transportkanal

Schleuse

Greiferstange

ca 10 000

Hubwerk

4500

Lagerbecken

Lagergestell

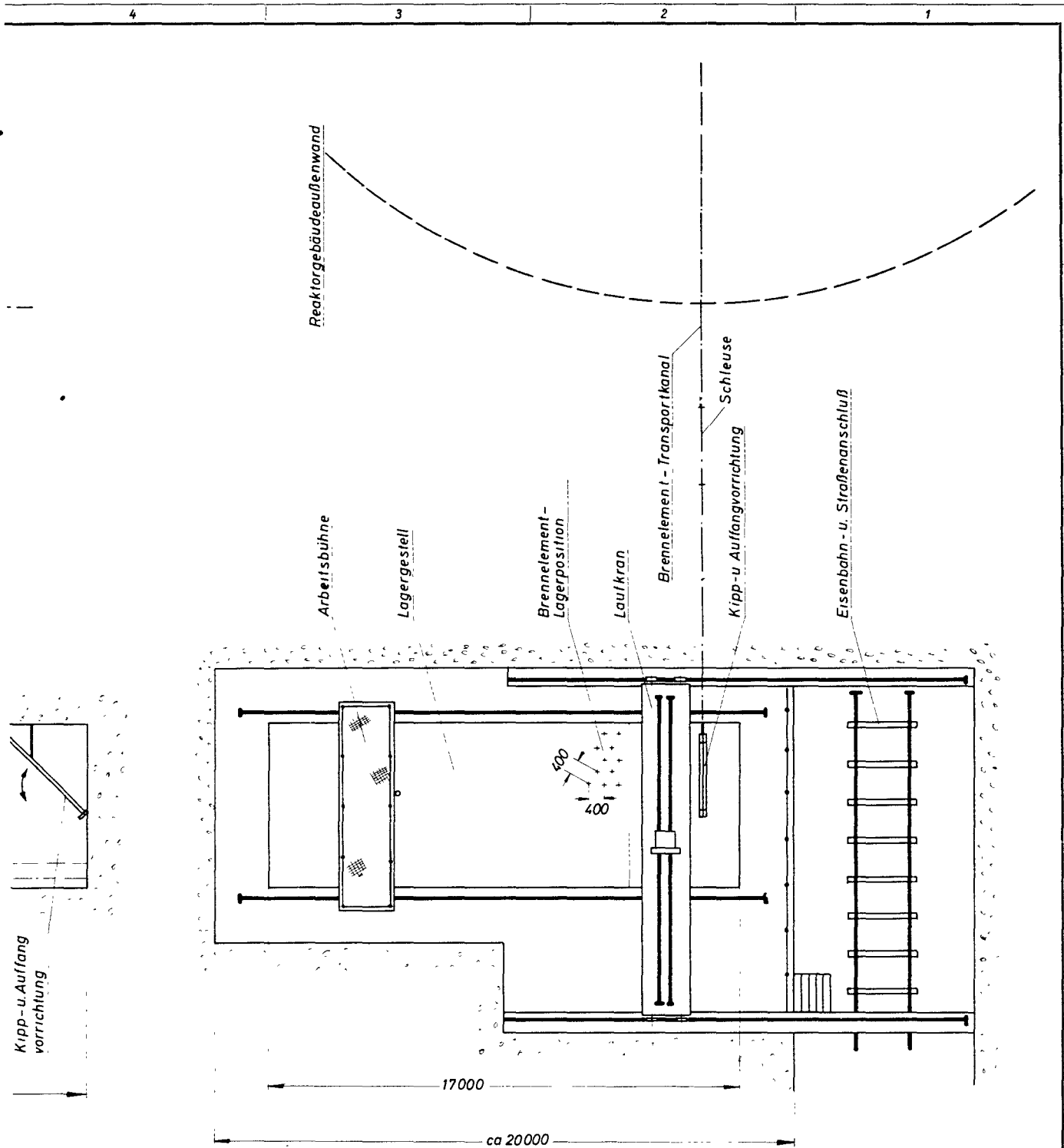
Kipp-u. Auffang
vorrichtung

12 500

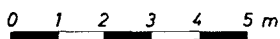
Die Zeichnung zeigt die Anordnung der Bauteile im Reaktor- und Lagerbereich. Die Beschriftungen sind: Reaktorgebaude-
außenwand, Laufkran, Verpackungsraum, Arbeitsbühne, Brennelement-
Transportkanal, Schleuse, Greiferstange, Hubwerk, Lagerbecken, Lagergestell, Kipp- u. Auffang-
vorrichtung. Die Maße sind: ca 10 000, 4500, 12 500. Die Zeichnung ist eine Draufsicht auf den Reaktor- und Lagerbereich.

Paßmaß/Abmaß

Durch-
stoße
vor-
Änderung



1000 MWe Schneller Brüter D1



| Teil | Stück | Benennung | Werkstoff | Abmessung | Zeichngs Nr. Norm | Bemerkung |
|--------------------|-------------------------|---------------|-----------|--|-------------------|----------------|
| Oberflächenzeichen | ~ | ▽ | ▽▽ | ▽▽▽ | ▽▽▽▽ | |
| Rauheits max m μ | 1000 | 40 | 10 | 4 | 1,6 | |
| Freimaßtoleranz | | ± 0,1 | ± 0,2 | ± 0,3 | ± 0,5 | ± 0,8
± 1,2 |
| 19 | Tag | Name | Werkstoff | Gesellschaft für Kernforschung
m. b. H.
7500 Karlsruhe
Postfach 947 | Zuegh. Zeichng. | |
| gez. | 14.3.66 | <i>Siber</i> | | | Ersatz für | |
| gepr. | | <i>Kaiser</i> | | | Ersatz durch | |
| ges. | | | | | Zeichnungs Nr. | |
| Maßstab | Benennung | | | | | |
| 1:100 | Brennelementlagerbecken | | | | 16 | |

extremen Bedingungen nicht beschädigt werden.

In den Räumen seitlich der Reaktorzelle bzw. des Beschickungsbeckens sind die Nebenkühlkreise und verschiedene Hilfssysteme untergebracht. Diese Räume stehen mit dem Rohrleitungskeller in Verbindung und sind, ebenso wie der Rohrleitungskeller, vollständig von Betonwänden eingeschlossen. Ein entstehender Überdruck in diesen Räumen, durch einen Unfall oder Rohrbruch verursacht, wird durch Überströmkanäle in das Beschickungsbecken abgeleitet. In der Wasserfüllung des Beschickungsbeckens werden der größte Teil der möglicherweise mitgeführten Radioaktivität festgehalten und der Dampf kondensiert. (Pressure-Suppression-System)

Ein Teil der Räume (Rohrleitungskeller, Räume für Nebenkühlkreisläufe und Belüftungsanlagen) sind während des Reaktorbetriebes nicht zugänglich, was im wesentlichen auf die N 16-Aktivität des Dampfes zurückzuführen ist. Sie können jedoch unmittelbar nach Abschalten der Anlage und nach entsprechender Belüftung betreten werden. Der große Raum im oberen Teil des Reaktorgebäudes über dem Beschickungsbecken ist auch während des Reaktorbetriebes zugänglich. Die Neutronen- und Gammastrahlung wird soweit abgebaut, daß die max. zulässige Strahlendosis von 5 rem/Jahr nicht erreicht wird. Die Dosisleistungsverteilung zeigt Abb. 5.4-1. Das Beschickungsbecken ist mit einer Luftabsaugung am oberen Rande versehen. Die Anlage wird während des Brennelementwechsels in Betrieb genommen und verhindert, daß im Wasser des Beschickungsbeckens aufsteigende Spaltgase in den oberen begehbaren Raum gelangen. Der Rohrleitungskeller mit den Nebenkühlkreisläufen und der Bedienungsraum im oberen Teil des Reaktorgebäudes werden durch voneinander unabhängige Belüftungssysteme klimatisiert.

Die Belüftungsanlage für den oberen begehbaren Raum ist außerhalb des Reaktorgebäudes im Nebengebäude angeordnet. Die Luftkühlanlage für die unteren Räume steht demgegenüber innerhalb des Reaktorgebäudes im Raum seitlich zum Beschickungsbecken. Hier sind außerdem die Wasserkühl- und Reinigungsanlagen für den gefluteten Reaktor und das Beschickungsbecken sowie die Umwälzpumpen für die Kühlung der Reaktorzelle und die Einrichtungen der Hüllenschaden-Überwachungsanlage untergebracht. Für die verschiedenen Montagearbeiten und die Transportaufgaben während des Brennelementwechsels ist im oberen Teil des Reaktorgebäudes ein Rundlaufkran angeordnet.

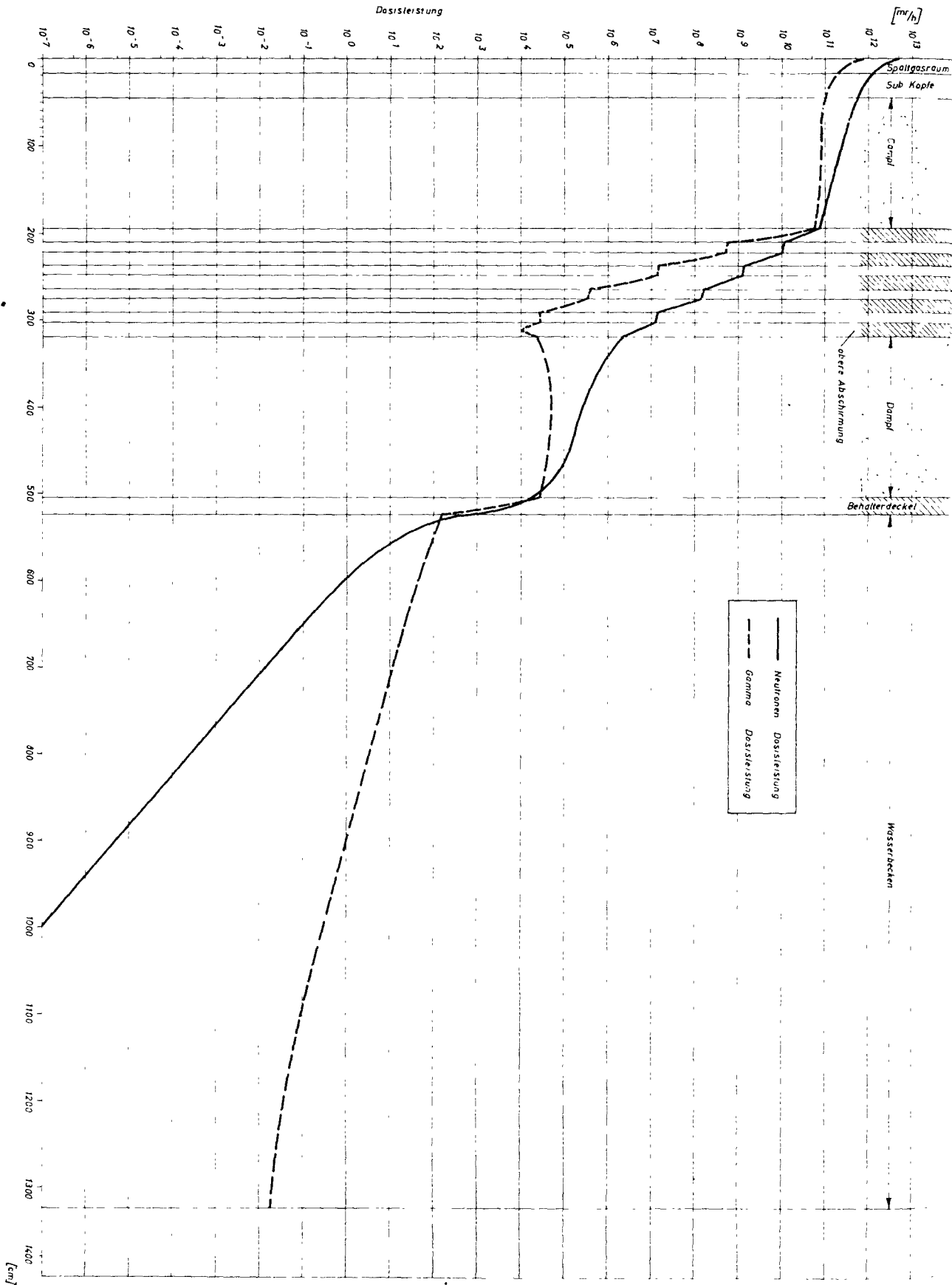


Abb. 5.4-1 Dosisleistungsverteilung in Richtung Beladebecken

Mit ihm läßt sich jeder Punkt der Querschnittsfläche des Gebäudes erreichen. Über im Normalfall geschlossene Montageöffnungen in der oberen Betondecke können mit dem Kran auch die Anlagenteile der Nebenkühlkreise und der Reaktorkeller erreicht werden.

Oberhalb des Rundlaufkranes ist in das Reaktorgebäude eine Sprühanlage eingebaut. Mit dieser Anlage kann nach einem Reaktorunfall der größte Teil der Kontaminationsprodukte von der Innenfläche des Schutzbehälters abgewaschen werden. Sie bietet in diesem Fall außerdem die Möglichkeit, einen Druckanstieg im Reaktorgebäude schnell abzubauen. Außerdem mündet eine Notflutleitung in den Rohrkeller durch die bei einem großen Reaktorunfall der Rohrkeller rasch mit Kühlwasser aus den Turbinenkondensatoren gefüllt werden kann.

Der Stahl-Schutzbehälter ist außen von einem Betonmantel umgeben. Der von diesen beiden Bauteilen begrenzte Luftspalt wird während des Reaktorbetriebes, ebenso wie das Dampferzeuger- und das Turbinenhaus, auf einem gewissen Unterdruck gehalten.

5.4.2 Reaktorzelle

Die druckfeste Reaktorzelle hat eine achteckige Grundfläche mit einer lichten Weite von 7,5 m, eine Höhe von 12 m und eine Wandstärke von 2 m. Die Wände sind so bemessen, daß sie die Beanspruchungen aufnehmen können, die bei dem angenommenen maximalen Reaktorunfall auftreten. Gleichzeitig dienen sie zur Strahlenabschirmung.

Die Zelle wird von sechs Betonsäulen getragen. In der Zellenwand sind in Höhe des Reaktorkernes drei um jeweils 120° versetzte thermische Säulen eingelassen, die die Neutronenflußmeßgeräte zur Regelung und Überwachung des Reaktors aufnehmen. In die Wände und den Boden sind außerdem die Kühlrohre des Schildkühlsystems eingegossen (s. Kap. 5.5.10). Mit diesem System wird die in den Betonwänden freigesetzte Strahlungswärme abgeführt.

Der Reaktordruckbehälter ruht mit seiner zylindrischen Schürze auf dem Boden der Zelle. Ihr Innenraum steht über Durchbrüche in der Schürze mit dem darunter liegenden Rohrleitungskeller in Verbindung. Nach oben ist

dieser Innenraum durch einen Wellrohrkompensator, der einerseits an der Zellenwand, andererseits am Reaktordruckbehälter anliegt, abgedichtet. Hierdurch wird vermieden, daß während der Reaktorbeschickung Wasser aus dem Beschickungsbecken in die Reaktorzelle eindringt. Während des Betriebes ist zwischen der Reaktorzelle und dem darüber liegenden Beschickungsbecken ein doppelter Abschluß durch die dann aufgesetzte Isolierglocke gegeben.

5.4.3 Schutzbehälter

Der gasdichte, druckfeste Schutzbehälter hat einen Durchmesser von 30 m und eine Höhe von 72 m. Er ist für einen Druck von 2,5 atü und eine Leckrate von 0,15 Vol %/Tag ausgelegt.

Der Durchmesser des Behälters ergab sich aus dem für die Reaktorzelle, die Nebenkühlkreise und die Hilfssysteme erforderlichen Platzbedarf. Die Höhe ist durch die Abmessungen des Reaktors, des Beladebeckens und durch den über dem Reaktorflur notwendigen Ausbauraum bedingt.

Der Schutzbehälter ist mit seinem unteren, tiefgewölbten Boden im Fundament des Reaktorgebäudes eingegossen. Im zylindrischen Teil wird er durch die innere Betonstruktur des Reaktorgebäudes vor Beschädigung geschützt. Diese innere Betonstruktur trägt auch die Schienen des Rundlaufkranes, so daß der Behälter von diesen Belastungen frei gehalten wird.

Die Turbinendampfleitungen und die Leitungen der Hauptkühlkreise sind an den Durchtrittsstellen durch die Schutzbehälterwand über Kompensatoren an diese dicht angeschlossen. Die Kompensatoren haben jedoch keine nennenswerten Dehnungen auszugleichen, da jede Rohrleitung dicht an der Durchtrittsstelle im Reaktorgebäude über einen Festpunkt geführt ist.

Eine Personen- und eine Materialschleuse verbinden den Schutzbehälter mit dem Nebengebäude. Über die Personenschleuse kann das Reaktorgebäude auch während des Reaktorbetriebes betreten werden. Die Materialschleuse dient zum Ein- und Ausbringen größerer Bauteile und zur Zufuhr frischer Brennelemente während des Brennstoffwechsels. Bei Unfällen stellt die Materialschleuse außerdem einen zweiten Fluchtweg dar.

5.5 Reaktorhilfssysteme

In den folgenden Abschnitten werden die zum Reaktorbetrieb notwendigen Hilfssysteme kurz erläutert.

5.5.1 Druckwasser-Kühlkreis und HD-Reinigungsanlage

Diese Anlage ist im druckfesten Schutzbehälter untergebracht, die Schaltung zeigt Abb. 5.5-1. Sie arbeitet nur bei geflutetem Reaktor und hat die Aufgabe, den Reaktor zu kühlen und das Wasser durch Ionenaustausch zu reinigen.

Das Wasser wird in einem Kreislauf mit zwischengeschaltetem Wärmetauscher umgewälzt und gekühlt. Die abzuführende Wärmemenge beträgt max. $3 \cdot 10^7$ kcal/h.

Zur Reinigung des Druckwassers wird ein Teilstrom aus diesem Kreislauf hinter dem Wärmetauscher entnommen und in einem zweiten Wärmetauscher abgekühlt. Von hier gelangt der Teilstrom über die Filter zurück in den Kreislauf.

5.5.2 Beschickungsbecken - Reinigungsanlage

Die Anlage dient zur Reinigung des Wassers im Beschickungsbecken. Sie ist auf Abb. 5.5-2 dargestellt und so ausgelegt, daß die gesamte Wassermenge in 24 h einmal umgewälzt werden kann.

5.5.3 Luftkühlanlage des Rohrkellers

Diese Anlage ist im druckfesten Schutzbehälter untergebracht; die Schaltung zeigt Abb. 5.5-3. Mit ihr werden eine gleichbleibende Lufttemperatur von 40 °C und ein Unterdruck von 20 - 25 mm WS während des Betriebes im Rohrkeller aufrechterhalten. Bei Reparaturarbeiten erfolgt die Belüftung dieser Räume mit Frischluft. Von den drei Gebläsen sind zwei ständig in Betrieb, das dritte ist in Reserve. Die Gebläse sind für eine Leistung von 50 000 m³/h bei einer Förderhöhe von 300 mm WS ausgelegt.

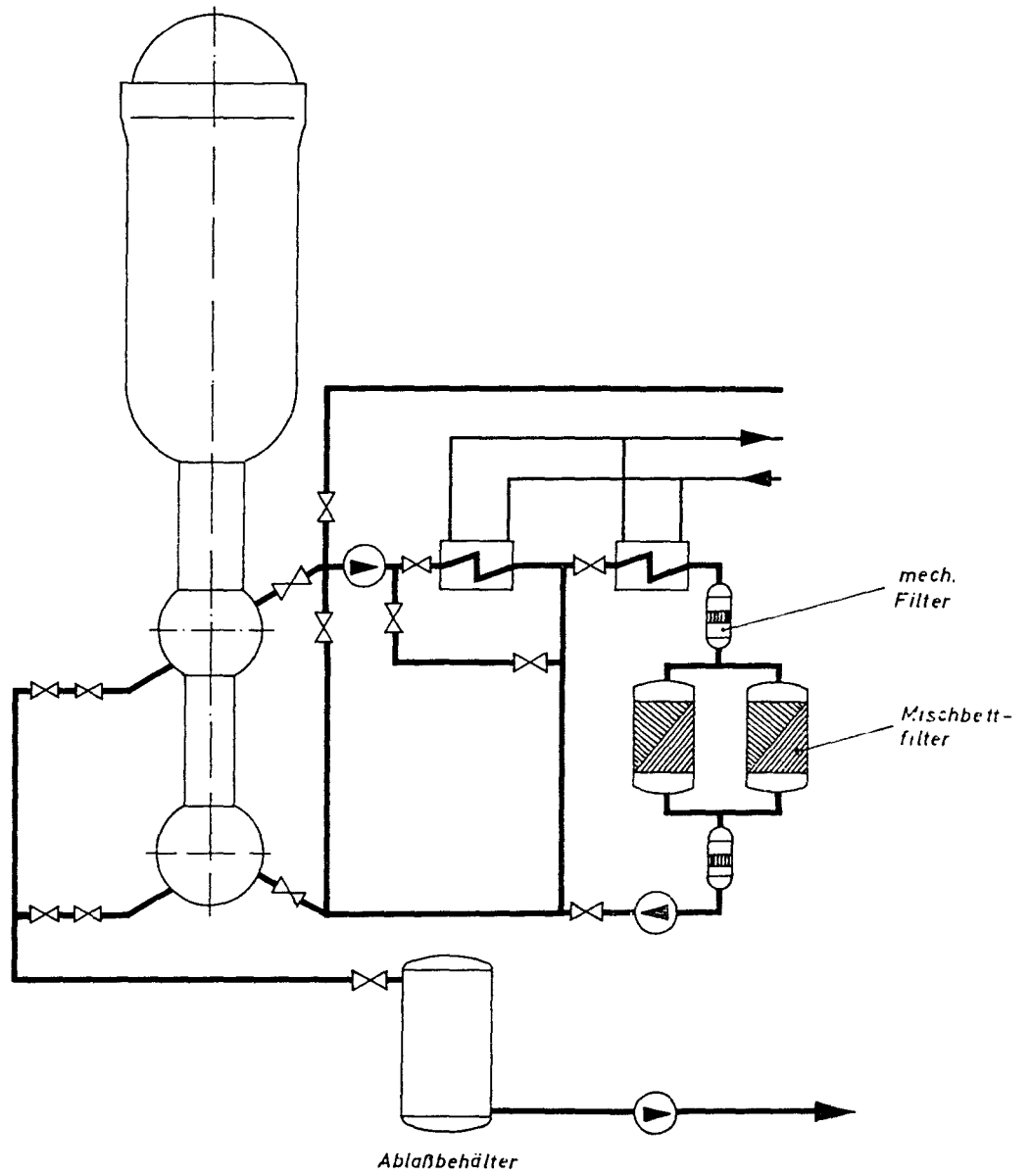


Abb. 5.5-1 Druckwasser-Kühlkreis und HD-Reinigungsanlage

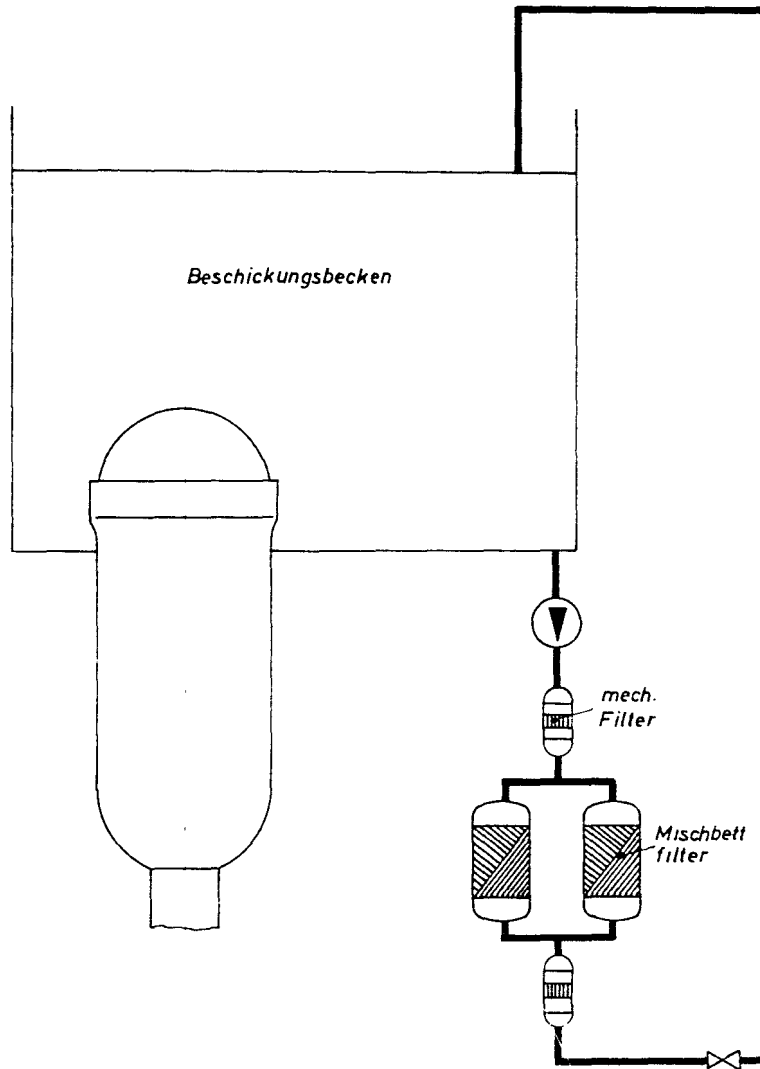


Abb. 5.5-2 Beschickungsbecken - Reinigungsanlage

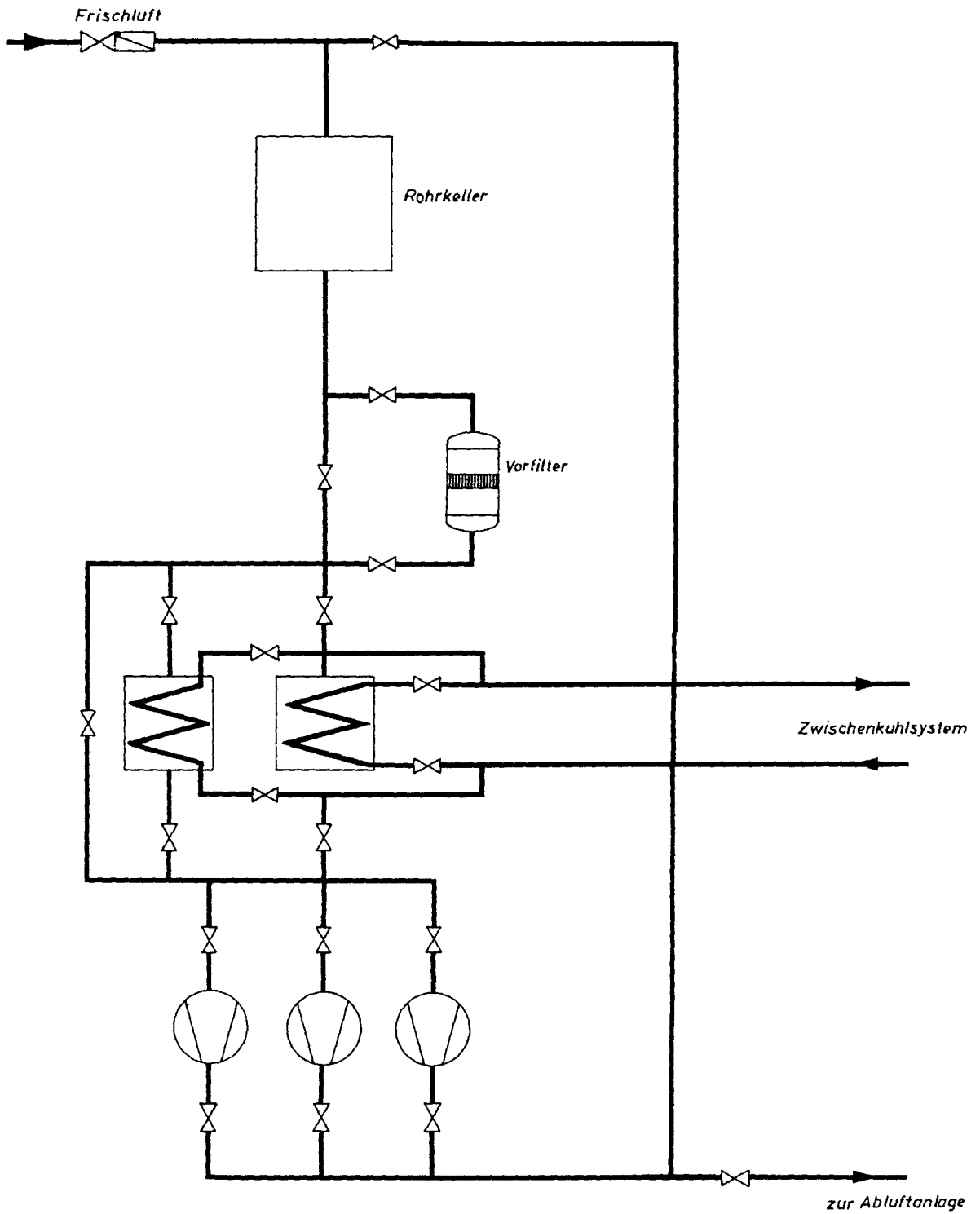


Abb. 5.5-3 Luftkühlanlage des Rohrkellers

Die abzuführende Gesamtwärmemenge von etwa $2,5 \cdot 10^5$ kcal/h ergibt bei einer mittleren Temperaturerhöhung der Luft von 10°C eine umzuwälzende Menge von 98 500 m^3/h .

Die Verbindungsleitungen von und zur Abluftanlage sind mittels Schnellschlußschieber abschließbar.

Die Abluft wird über Vor- und Feinfilter durch den Schornstein ins Freie geleitet.

5.5.4 Hüllrohrschaden - Nachweissystem

Dieses System dient zur Feststellung von Brennelement-Hüllrohrschäden durch Messung der Aktivität des aus den Brennelementen austretenden Dampfes.

Die Anlage ist im druckfesten Schutzbehälter untergebracht, die Schaltung zeigt Abb. 5.5-4, die Anordnung der Entnahmerohre Abb. 5.5-5.

Das Nachweissystem arbeitet wie folgt:

Unter jedem Brennelementaustritt ist in der Reaktortragplatte jeweils ein Dampfentnahmerohr angebracht. Der in diese Rohre mit einer Geschwindigkeit von ca. 70 m/sec eintretende Dampfstrom wird über einen Drehschieber zu einem Kondensator geführt. Die gasförmigen Komponenten des Kühlmittels werden dann in einem anschließenden Entgaser abgetrennt und mit einem Trägergas dem Präzipitator zugeleitet. Im Präzipitatorgefäß wird das aus Xenon und Krypton durch β -Zerfall entstehende und ionisierte Rubidium und Caesium ausgeschieden und die Aktivität dieser Nuklide mittels eines Zählrohres gemessen.

Die während des Reaktorbetriebes stets vorhandene Aktivität des Dampfes setzt sich aus der Eigenaktivität des Dampfes sowie aus mitgeführten aktiven Korrosionsprodukten und Verunreinigungen von außen (z.B. Luft bei Innenleckage) zusammen. Demgegenüber werden nun im Schadensfall radioaktive Spaltprodukte in den Dampfkreislauf überführt, die genau definierte Energiespektren aufweisen. Da sich diese Spektren der Spaltprodukte von denjenigen der Eigenaktivität des Dampfes und der Verunreinigungen unterscheiden, ist eine Diskriminierung der einzelnen Aktivitäten möglich.

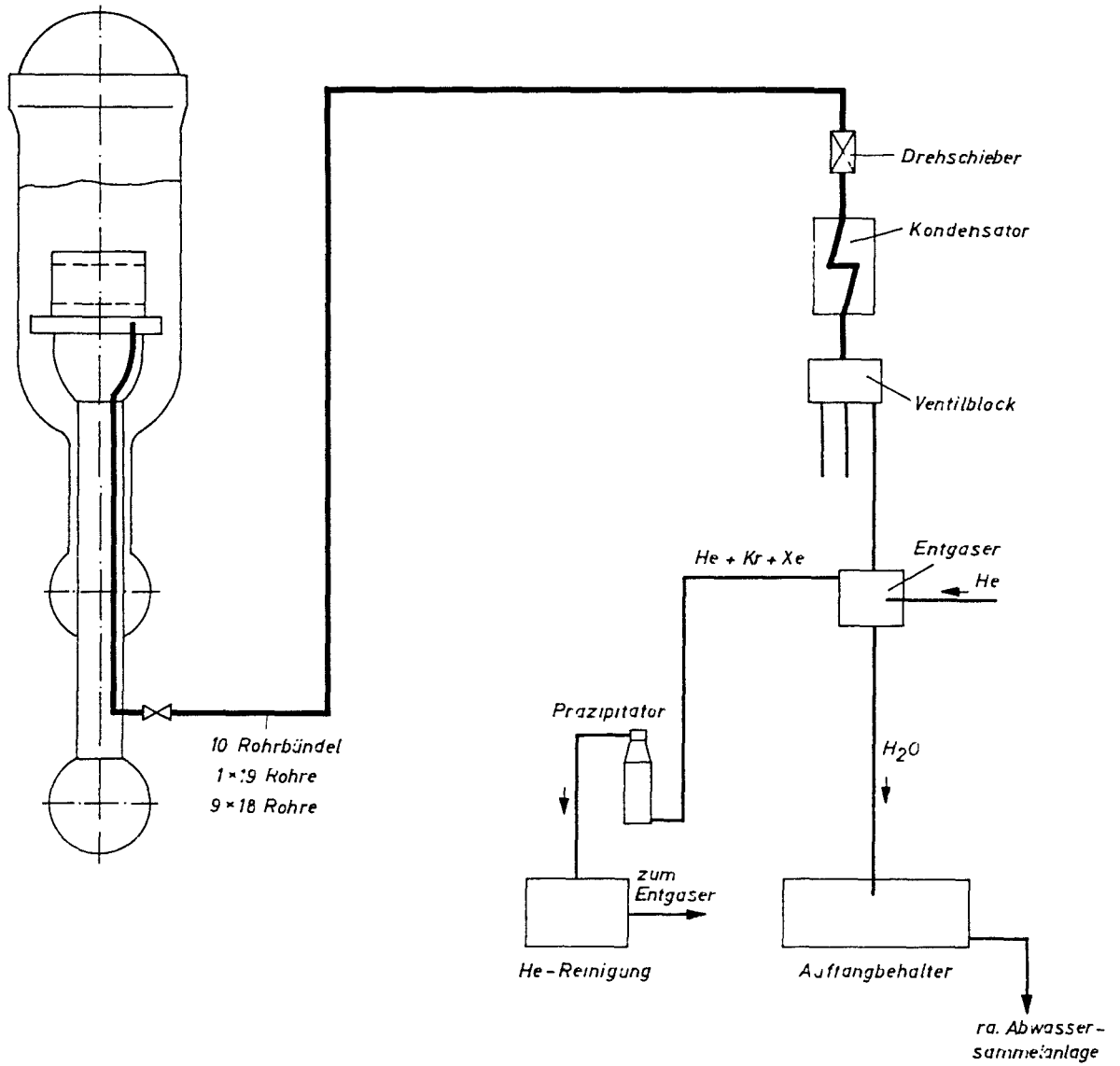


Abb. 5.5-4 Hüllrohrschadennachweissystem

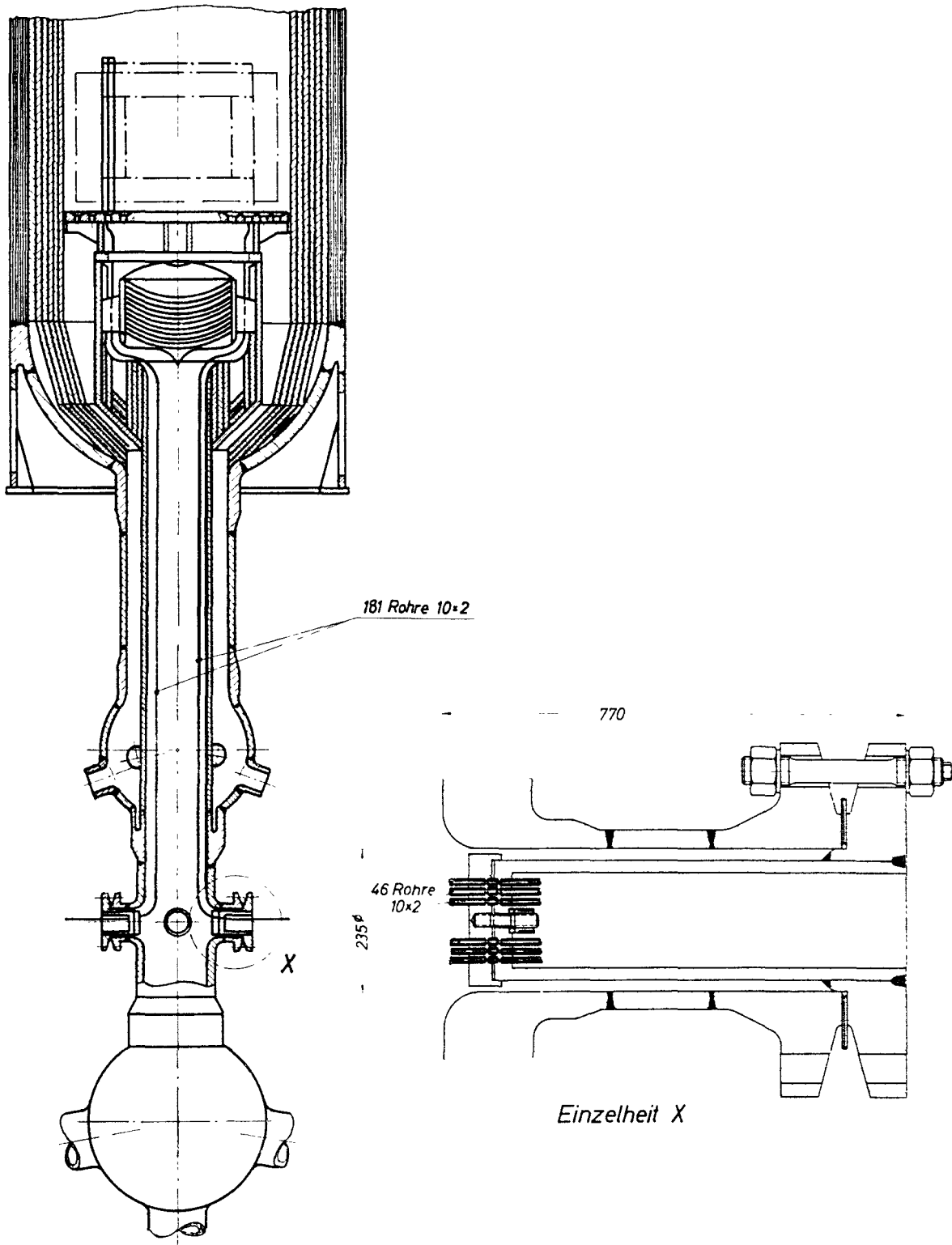


Abb. 5.5-1 Anordnung der Entnahmerohre

5.5.5 Abgas- und Belüftungsanlagen

Die zur Abgas- und Abluftreinigung, zur Frischluftversorgung bzw. Unterdruckhaltung im Ringraum des Schutzbehälters der Dampferzeugerhäuser und des Turbinenhauses notwendigen Anlagen sind im Nebengebäude untergebracht.

Die Schaltung zeigt Abb. 5.5-6.

.

5.5.5.1 Luftabsaugung der Hauptkondensatoren

Mit Hilfe von mehrstufigen Dampfstrahl-Pumpen werden nicht kondensierbare Gase aus den Hauptkondensatoren abgesaugt. Das Dampf-Gas-Gemisch wird überhitzt und einer Rekombinationsanlage zugeleitet, wo eine Verbrennung des Wasserstoffes erfolgt. Die verbleibenden Gase werden abgekühlt, ins Nebengebäude geleitet und in eine Verzögerungsstrecke gebracht. Nach Abklingen der Aktivität können die Gase, mit Luft verdünnt, über den Abluftkamin ins Freie geleitet werden. Ist das Abgas noch zu stark aktiviert um abgelassen zu werden, so ist ein nochmaliges Passieren der Verzögerungsstrecke oder die Einschaltung von Aktivkohlefiltern möglich.

5.5.5.2 Schutzbehälter - Belüftungssystem

Das Belüftungssystem hat die Aufgabe, die Luft in begehbaren Räumen des druckfesten Schutzbehälters zu klimatisieren und bei Arbeiten die Räume zu belüften. Zu diesem Zweck sind drei Gebläse vorgesehen (eine Einheit in Reserve), die je eine Leistung von $50\ 000\ \text{m}^3/\text{h}$ aufweisen. Das Belüftungssystem ist im Nebengebäude mit untergebracht.

5.5.5.3 Abluftanlage

Die Anlage hat die Aufgabe, in allen Betriebsräumen des Nebengebäudes, der Dampferzeugerhäuser und des Turbinenhauses einen geringfügigen Unterdruck aufrecht zu erhalten. Gleichzeitig dient sie zur Be- und Entlüftung. Die Gebläse sind ebenfalls im Nebengebäude angeordnet.

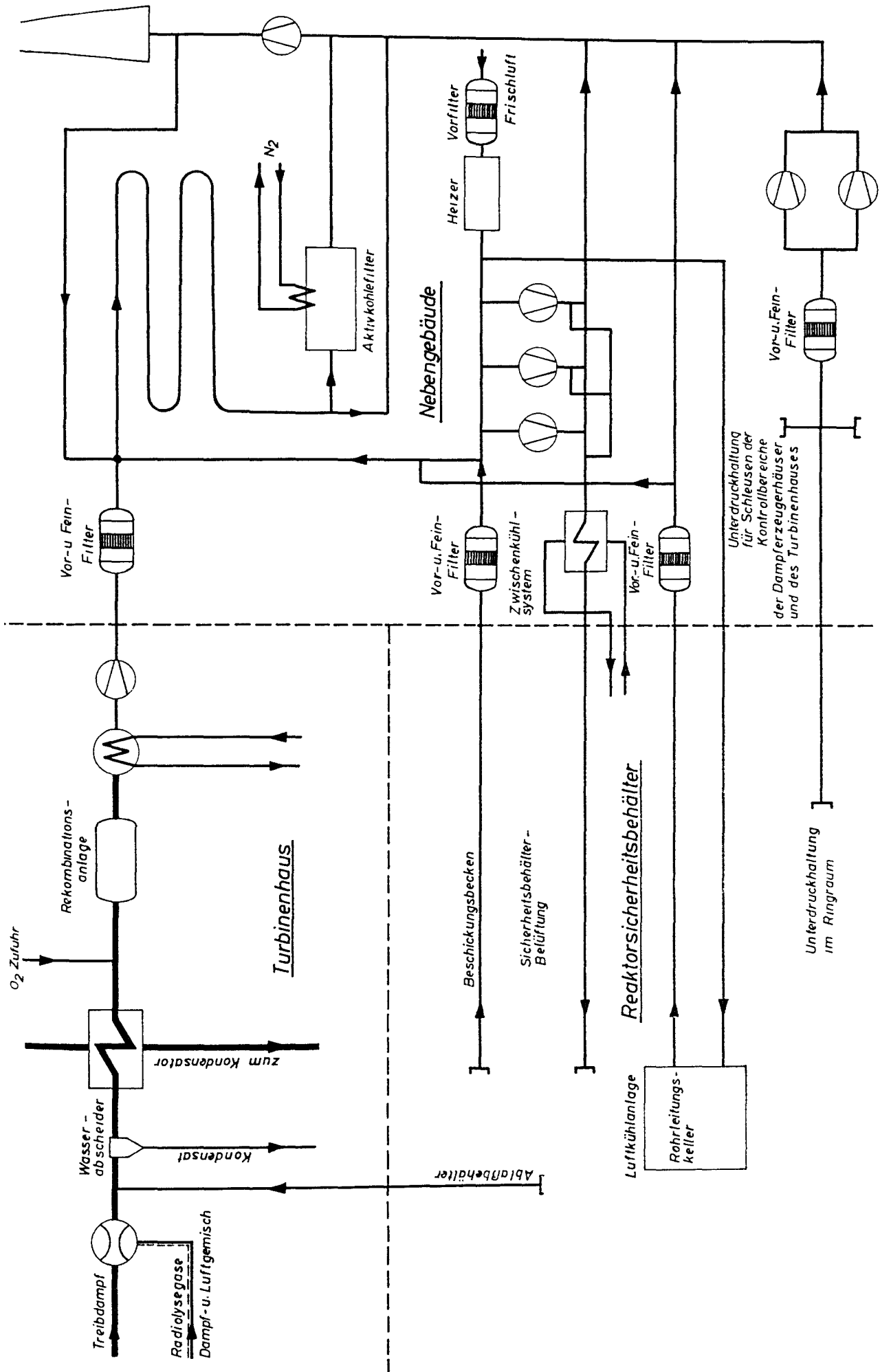


Abb. 5.5-6 Abgas- und Belüftungsanlagen

5.5.6 Turbinenkondensatreinigung

Die Anlage ist im Turbinenhaus untergebracht, die Schaltung zeigt Abb. 5.5-7.

Die Aktivität des Turbinenkondensates besteht im wesentlichen aus den im Wasser vorhandenen Korrosions- und Erosionsprodukten. Um den Anteil dieser Produkte möglichst niedrig zu halten, wird das gesamte Kondensat über eine Reinigungsanlage geschickt. Etwa 80 % des suspendierten Eisens werden von dem Ionenaustauscher zurückgehalten. Hierdurch wird erreicht:

- Aufrechterhaltung guter Wärmeübergangsbedingungen im Reaktorkern durch Vermeidung fester Ablagerungen auf den Umhüllungen der Brennelemente und im gesamten Dampf-Wassersystem.
- Ausscheidung von Korrosions- und Erosionsprodukten, die sekundäre Beta- und Gammastrahlenquellen darstellen.
- Verhinderung von Korrosionsschäden an Apparaten und Rohrleitungen durch die Entsalzung des Kondensates über die Ionenaustauscher.

5.5.6.1 Auslegung der Mischbettfilter

Für den gesamten Kondensat-Durchsatz von 2 100 t/h werden 10 Mischbettfilter, 10 Kationenaustauscher und 20 mech. Filter (9 Filtergruppen sind in Betrieb, eine in Reserve) mit je $2,5 \text{ m}^2$ Austauscherfläche benötigt.

Eine hohe Strömungsgeschwindigkeit wirkt sehr stark reduzierend auf die Anlagengröße und auf die Betriebskosten. Sollte das Kondensat durch Kühlwassereinbruch stark verunreinigt werden, so würde das Austauschermaterial (besonders das stark basische Anionenmaterial durch den Eisen-gehalt des Kondensates) auf die Dauer verschmutzt und die Kapazität gemindert. In solchen Fällen ist es vorteilhaft, einen stark saueren Kationenaustauscher dem Mischbettfilter vorzuschalten.

Bedingt durch die geforderte Reinheit des Speisewassers können die Austauscherharze nicht bis zur Erschöpfung benutzt werden. Ihre Benutzungsdauer beträgt max. 2 - 3 Monate. Sind die Harze verbraucht, so werden sie hydraulisch in den Transportbehälter für verbrauchte Harze geleitet

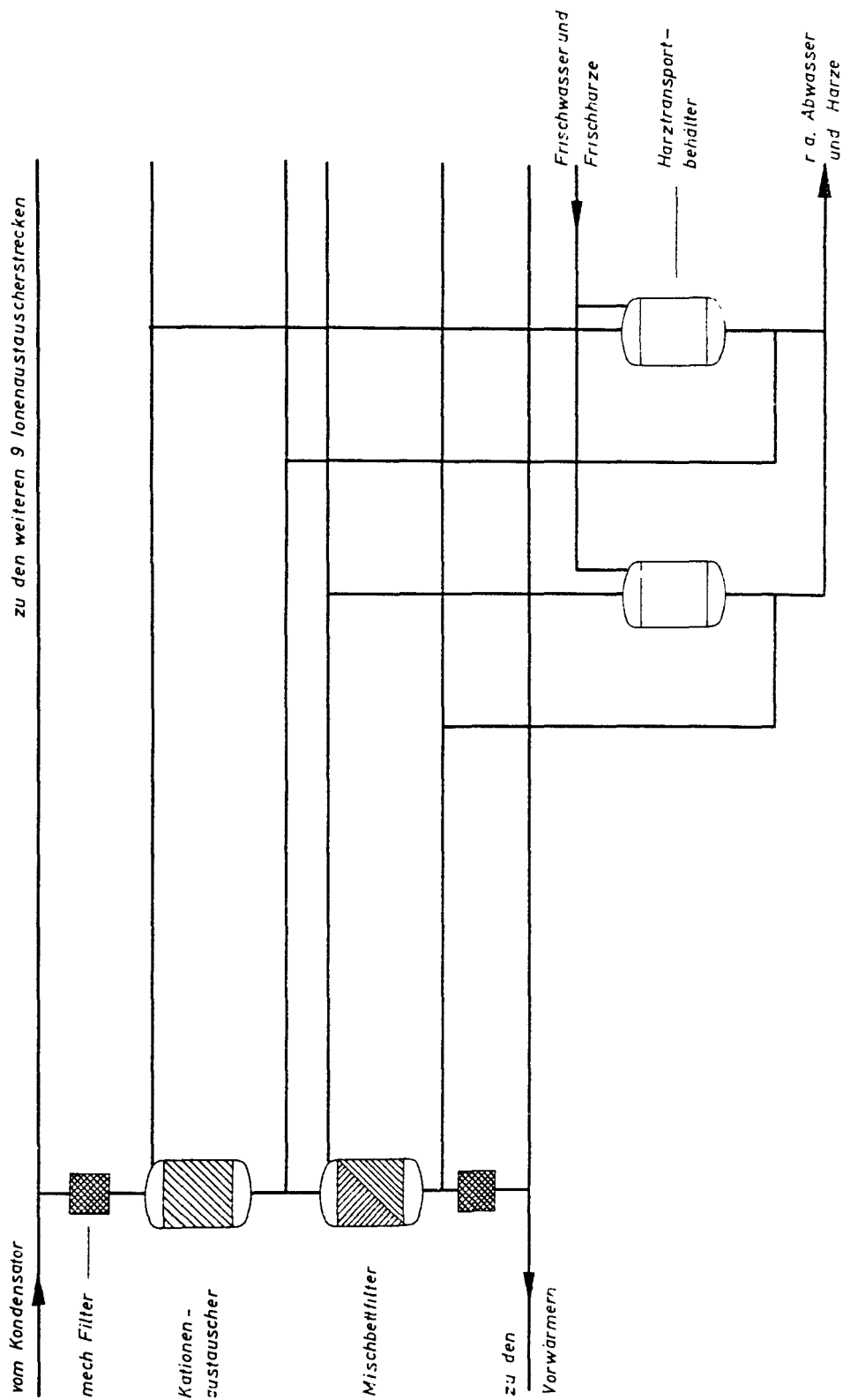


Abb. 5.5-7 Kondensatreinigung

und in die Entaktivierungsanlage für radioaktive flüssige Abfälle gebracht. Die frischen Harze werden ebenfalls hydraulisch in das Ionenaustauschergefäß geleitet.

5.5.6.2 Kontrolle der Mischbettfilter

Die Ionenaustauscherharze werden durch die Kontrolle der Temperatur des Turbinenkondensates im Kreislauf geschützt. Der geforderte Reinheitsgrad des Wassers hinter den Ionenaustauschern beträgt:

| | | |
|-------------------------------|------|-------|
| Leitfähigkeit unter | 1 | µS/cm |
| pH-Wert bei 22 °C nicht unter | 7 | |
| Sauerstoffgehalt unter | 0,01 | mg/l |
| Restsalzgehalt unter | 0,5 | mg/l |

5.5.6.3 Harz - Regenerierstation

Wegen der hohen Betriebskosten der Ionenaustauscheranlage ist es notwendig, eine Regenerierstation mit Frischharzlager einzurichten. Sie ist ebenfalls im Turbinenhaus untergebracht.

5.5.7 Ablaßbehälter und Entwässerung

Die Anlage ist im druckfesten Schutzbehälter untergebracht, die Schaltung zeigt Abb. 5.5-8.

Die Anlage dient:

- zur Entwässerung aller im Sicherheitsbehälter untergebrachten Apparate einschließlich des Reaktors sowie der gesamten Rohrleitungen.
- beim Wiederanfahren des Reaktors zur schnellen Aufnahme des Flutwasseranteiles.
- zur Sammlung der evtl. anfallenden Leckwässer in dem Schutzbehälter.
- als Aufnahmebehälter für die Entlastungsleitung vom Reaktorüberdruckventil, wobei der einströmende Heißdampf durch das in den Behältern stehende kalte Wasser geführt und seine Energie dort aufgenommen wird.

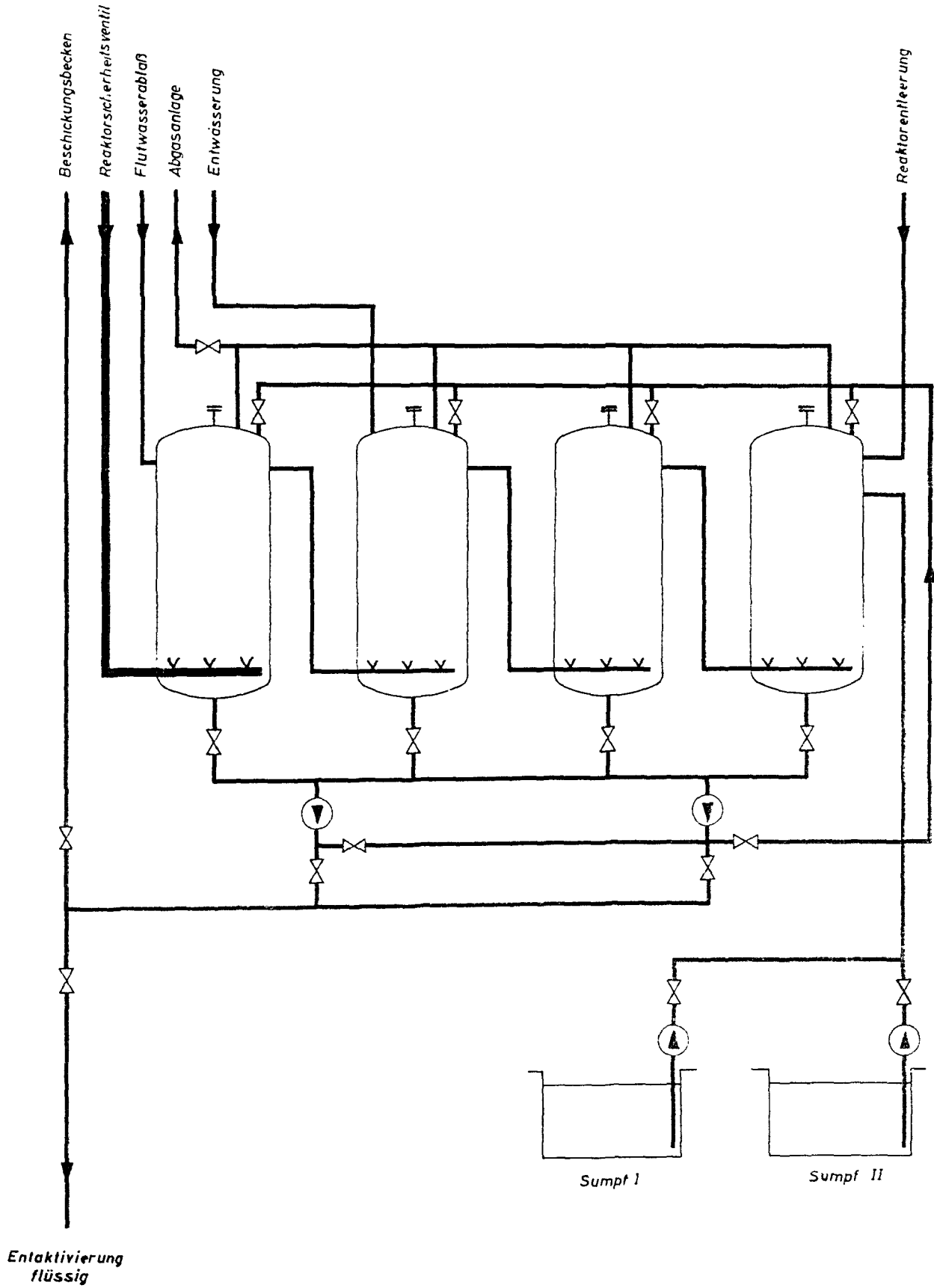


Abb. 5.5-8 Abfaßbehälter und Entwässerung

5.5.8 Gebäudesprühanlage

In das Reaktorgebäude ist oberhalb des Rundlaufkranes und in dem Rohrleitungskeller eine Sprühanlage eingebaut (s. Abb. 5.5-9). Damit kann im Bedarfsfall vollentsalztes Wasser über die Anlagenteile im Reaktorgebäude gesprüht werden, so daß ein Teil der bei einem schweren Reaktorunfall freigesetzten radioaktiven Kontaminationsprodukte abgewaschen und in den Gebäudesumpf gespült werden kann.

Die Anlage bietet außerdem die Möglichkeit, einen Druckanstieg im Reaktorgebäude schnell abzubauen.

5.5.9 Zwischenkühlsystem

Das System stellt eine Reihe in sich geschlossener Kühlkreise dar. Sie werden mit vollentsalztem Wasser betrieben, welches vom Hauptkühlkreis mit Flußwasser rückgekühlt wird.

Der Druck im Hauptkühlkreis ist etwas höher als im Zwischenkühlkreis, um bei einem Rohrbruch im Wärmetauscher eine radioaktive Verunreinigung des Hauptkühlwassers zu vermeiden.

Die Schaltung zeigt Abb. 5.5-10.

5.5.10 Reaktorschildkühlung

Trotz der vorhandenen Wärmeisolierung gibt der Reaktordruckbehälter eine nennenswerte Wärmemenge an die Luft der Reaktorzelle ab. Weitere Wärmemengen werden in den Betonwänden durch die dort absorbierte Strahlung freigesetzt. Um die Temperatur der Reaktorzelle und die in den Wänden auftretende Temperaturdifferenz ausreichend niedrig zu halten, ist deshalb eine besondere Kühlung erforderlich.

Diese Kühlung erfolgt durch konzentrisch zur Reaktorachse angeordnete Rohre, die im biologischen Schild einbetoniert sind. Bei einer Eintrittstemperatur von 20°C und bei einem Durchsatz von $200\text{ m}^3/\text{h}$ wird das Schildkühlwasser auf max. 30°C aufgeheizt.

Die Rückkühlung des Schildkühlwassers erfolgt im Turbinenhaus. Die Schaltung der Anlage zeigt Abb. 5.5-11.

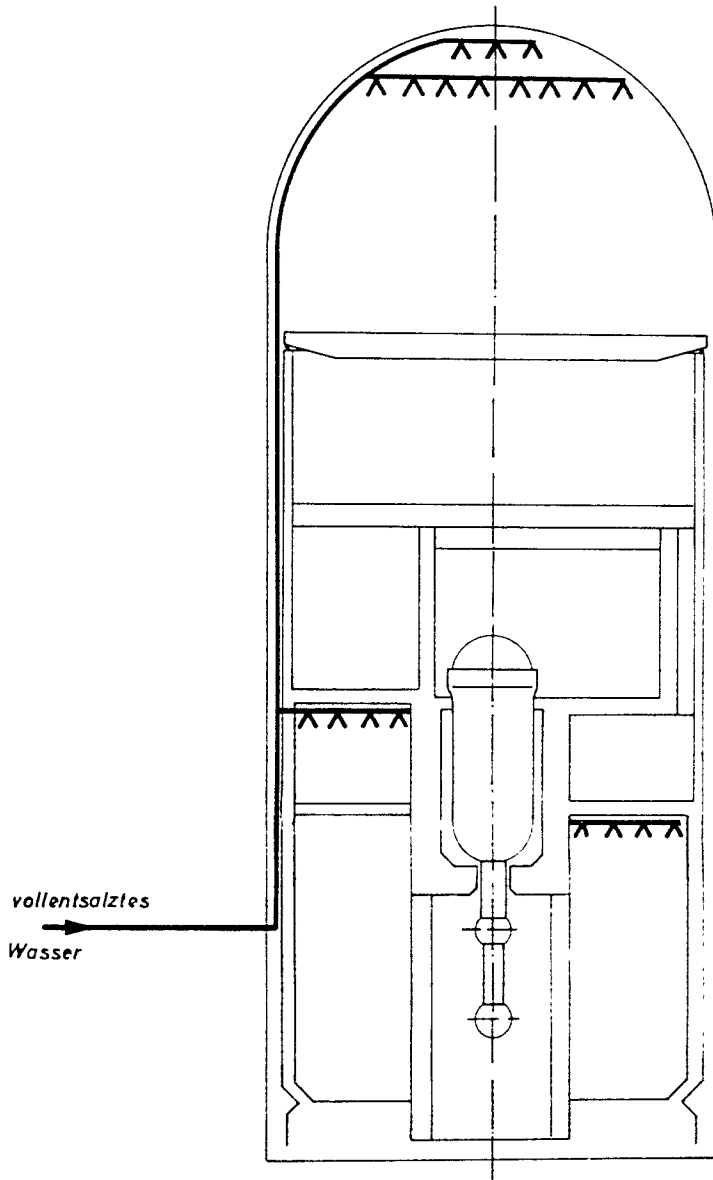


Abb. 5.5-0 Gebäudesprühanlage

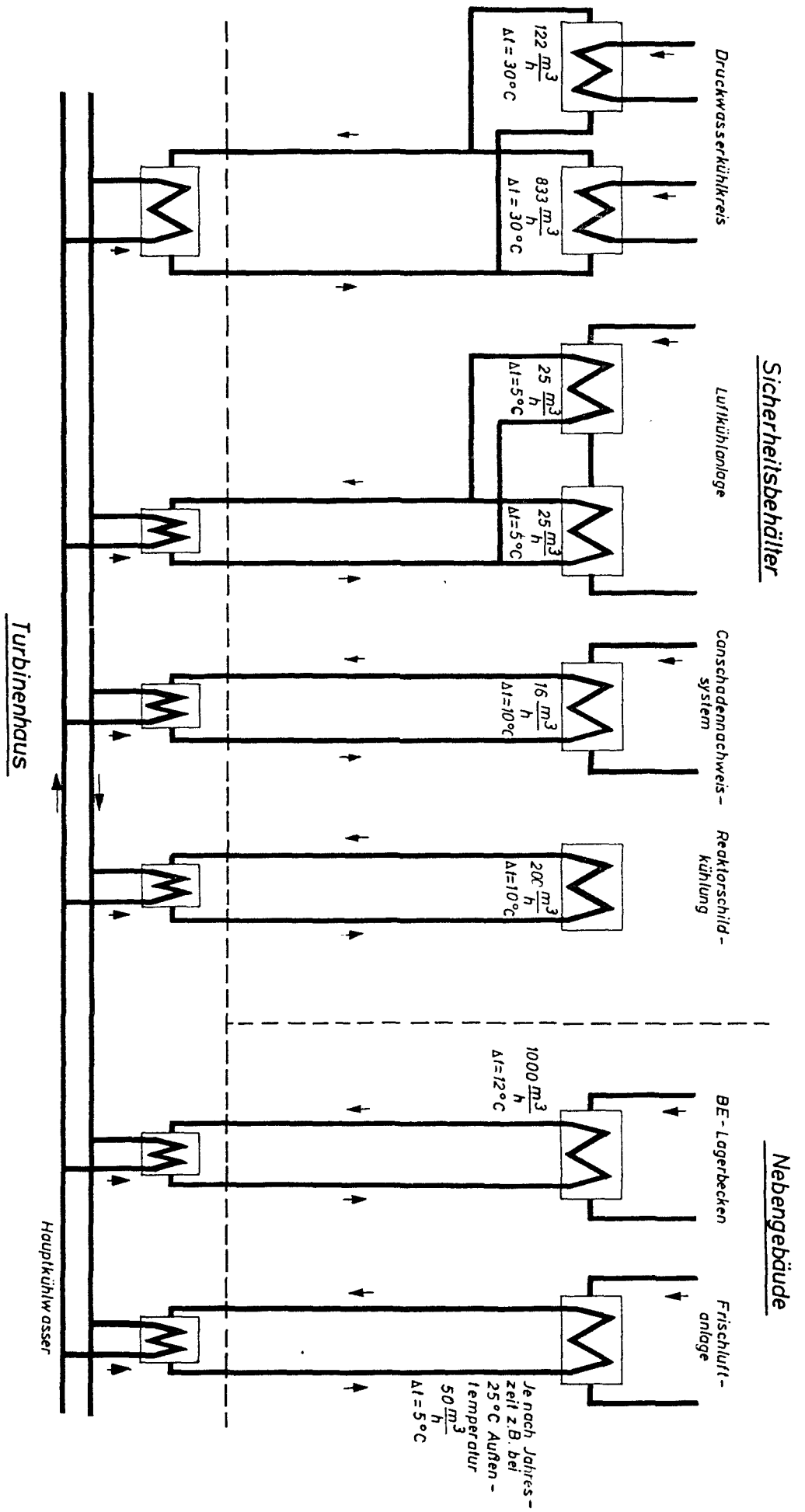


Abb. 5.5-10 Zwischenkühlsystem

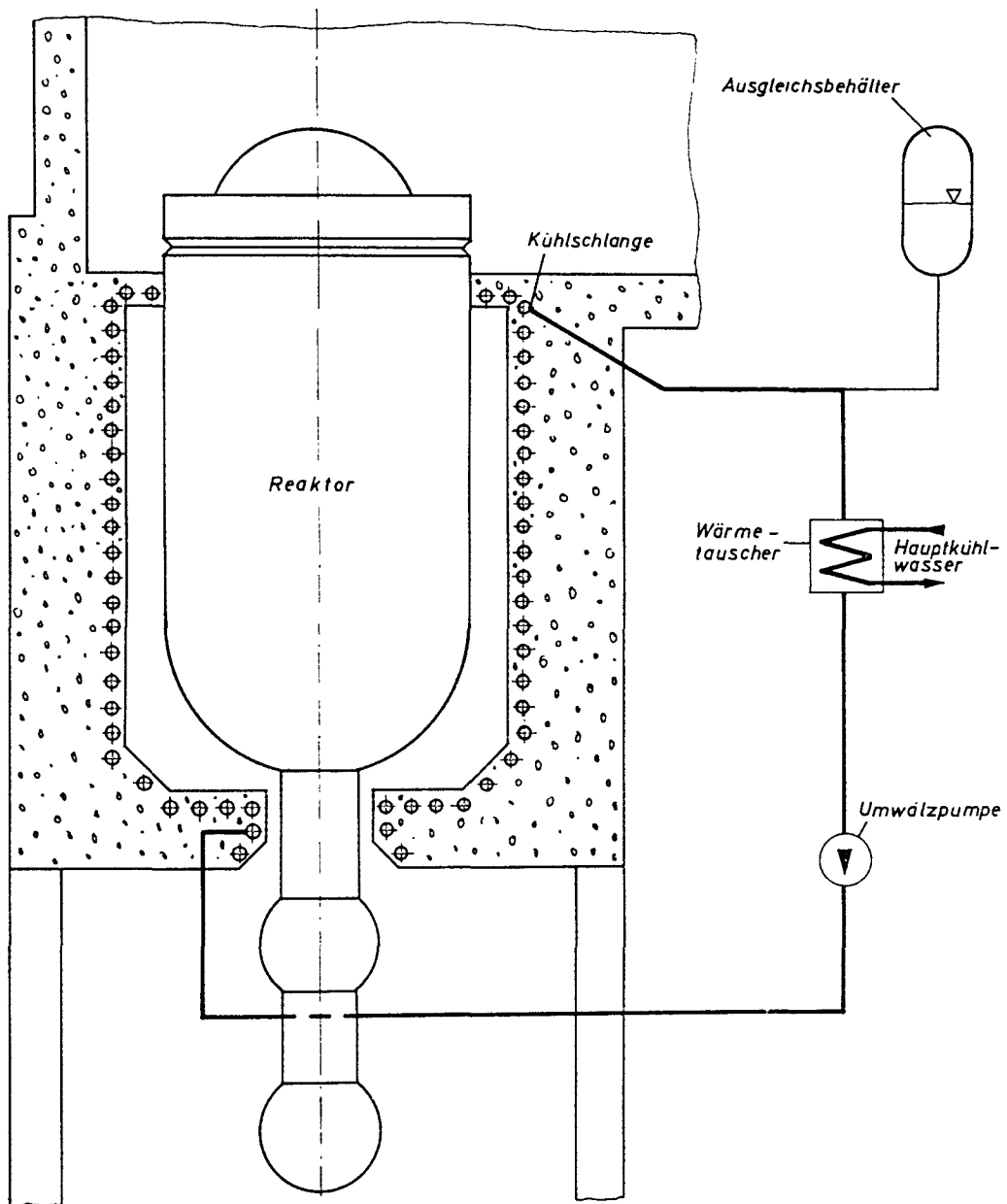


Abb. 5.5-11 Schildkühlsystem

5.6 Reaktornebengebäude

Im Nebengebäude sind die für den Reaktorbetrieb notwendigen Einrichtungen untergebracht. Es ist mit dem druckfesten Schutzbehälter durch die Personen- und die Materialschleuse sowie die entsprechenden Rohr- und Kabelschächte verbunden.

Folgende Einrichtungen befinden sich im Nebengebäude:

"Dekontamination flüssig"(s. Kap. 5.6.1),

"Dekontamination fest"(s. Kap. 5.6.2),

Hilfsanlagen für das Brennelement-Lagerbecken (s. Kap. 5.6.3),

Vollentsalzungsanlage (s. Kap. 5.6.4),

Abgas- und Belüftungsanlagen,

Lager für radioaktive Abwässer, Harzlager,

Materiallager und Werkstätten,

Material- und Personenschleusen,

Sozialräume und die Reaktorschaltwarte.

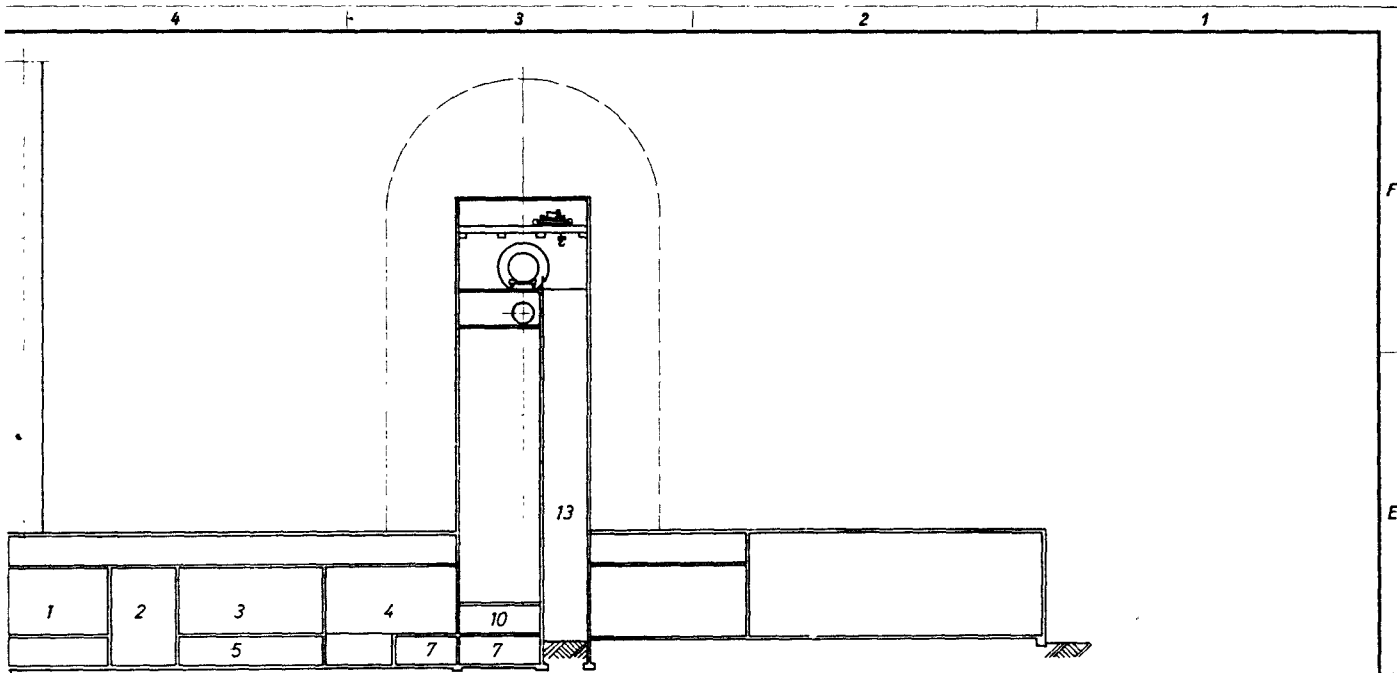
5.6.1 "Dekontamination flüssig"

Die "Dekontamination flüssig" bezieht sich auf die Abwässer, die Feststoffe und ionale Verunreinigungen mit hoher Aktivität enthalten.

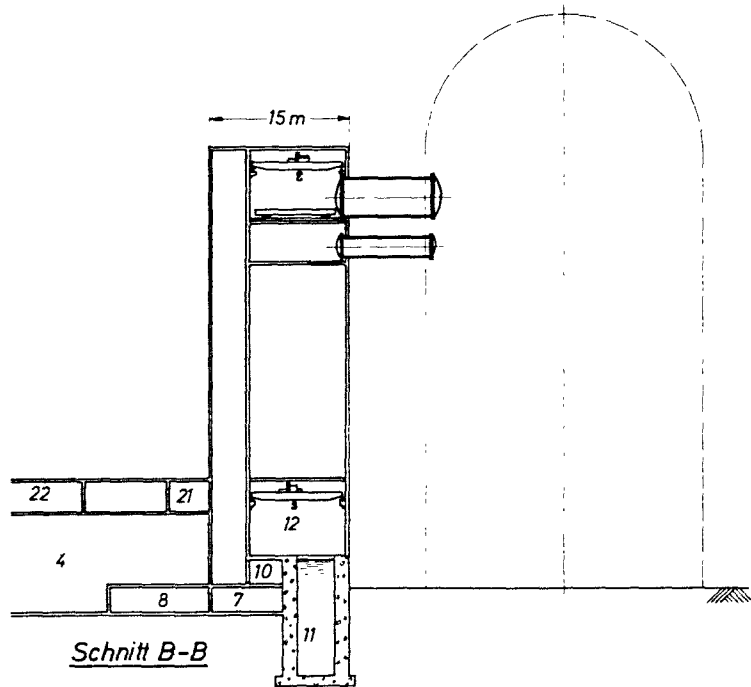
In einem Verdampfer mit Brüdenkompression werden die aktiven Stoffe konzentriert und eingedickt. Der entstehende Dampf kann, nachdem er kondensiert wurde, je nach Reinheit dem Speisewasser oder der Kondensatreinigungsanlage zugeführt werden.

In einer Zentrifuge wird dem verbleibenden Konzentrat noch Wasser entzogen. Der Dekontaminationsfaktor liegt für alle nichtflüssigen Nuklide im Bereich von 10^4 - 10^5 .

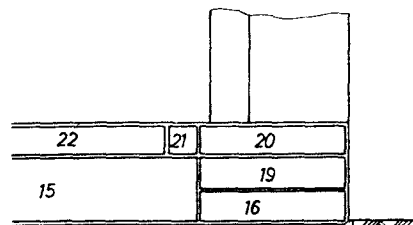
Die konzentrierten radioaktiven Abfälle werden durch Mischung mit Bitumen (Mischungsverhältnis 5:8) verpackt und in 200 l Fässern gelagert.



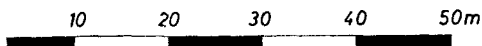
Schnitt A-A



Schnitt B-B



Schnitt C-C



Kontrollbereiche

- 1 Treppenhaus und Personenaufzug
- 2 Abgas-Abluft- und Frischluftanlage
- 3 Dekontamination flüssig
- 4 " fest
- 5 Radioakt. Abwasser und Harze
- 6 Rohrkanal
- 7 Reinigung für Brennelementlagerbecken
- 8 Lager für unbestrahlte Brennelemente
- 9 Personenaufzug mit Treppe
- 10 Zugang
- 11 Brennelementbecken
- 12 Verpackungsraum
- 13 Materialschacht

Nicht kontrollierte Bereiche

- 14 Eisenbahn- und Straßenanschluß
- 15 Vollentsalzung
- 16 Elektronik-Werkstatt
- 17/18 Werkstätten
- 19 Kabelraum
- 20 Schaltwarte
- 21 Flur
- 22 Sozialräume

1000MWe Schneller Brüter D 1

| Teil | Stück | Benennung | | | | | Werkstoff | Abmessung | | Zeichn. 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 |
| Rauhiefe max in µl | 1000 | 40 | 10 | 4 | 1,6 | ± 0,1 | ± 0,2 | ± 0,3 | ± 0,5 | ± 0,8 | ± 1,2 | |
| 1966 | Tag | Name | | Werkstoff | Gesellschaft für Kernforschung m. B. H. | | Zugch. Zeichn. | | | | | |
| gez. | 8. 12. | Quiligo | | | 7500 Karlsruhe | | Ersatz für | | | | | |
| gepr. | | Rötger | | | Postfach 947 | | Ersatz durch | | | | | |
| gas | | | | | | | Zeichnungs Nr. | | | | | |
| Maßstab | Benennung | | | | | | | | | | | |
| 1: 500 | Reaktornebengebäude | | | | | | | | | 17 | | |
| Tag | Name | | | | | | | | | | | |

Verbrauchte Ionenaustauscherharze werden im Normalfall gesondert in Polyäthylenbeuteln in einem entsprechenden Lager aufbewahrt, damit nach einer längeren Abklingzeit eine Regenerierung erfolgen kann.

Im Keller sind Sammelbehälter für aktive Harze und aktive Abwässer untergebracht. Die radioaktiven Stoffe werden in diesen Sammelbehältern gelagert, bis sich größere Mengen angesammelt haben, die eine Regenerierung bzw. Verdampfung erforderlich machen.

Die zur "Dekontamination flüssig" gehörenden Mischbettfilter und Ionenaustauscher kommen für die Entaktivierung der weniger starken radioaktiven Wässer infrage. Dabei werden die Abwässer zunächst durch Filtration über ein Anschwemmfilter von Feststoffen befreit, um dann im eigentlichen Ionenaustauschverfahren aufbereitet zu werden. Das Verfahren ermöglicht eine Aktivitätsminderung auf 10^{-3} $\mu\text{C}/\text{ml}$.

5.6.2 "Dekontamination fest"

Die anfallenden Teile, die einer Dekontamination bedürfen, werden durch Sand- und Dampfstrahlen gereinigt. Für chemische Bäder stehen eine große und eine kleine Wanne zur Verfügung. In einem gesonderten abgeschlossenen Raum werden aerosolgefährliche Gegenstände, z.B. Filter, dekontaminiert.

5.6.3 Hilfsanlagen für das Brennelement-Lagerbecken

Das Brennelement-Lagerbecken wurde bereits in Kap. 5.3.2 beschrieben. Es befindet sich im mittleren Teil des Nebengebäudes.

Eine Umwälzanlage im Keller des Gebäudes ermöglicht eine ständige Reinigung und Kühlung des Wassers. Zur Reinigung wird das Wasser über Filter und Ionenaustauscher geleitet. Die Kühlung übernimmt ein vorgeschalteter Wärmeaustauscher.

Die Größe der Anlage ist so bemessen, daß die gesamte Nachwärmeerzeugung aller eingelagerten Brennelemente (max. eineinhalb Kernladungen) abgeführt werden kann. Auch über längere Zeitabschnitte steigt die Bekktemperatur nicht über 50°C an.

Unbestrahlte Brennelemente werden ebenfalls im Keller des Nebengebäudes gelagert. Die Aufbewahrung erfolgt trocken, da die geringe Aktivität der unbestrahlten Elemente keine besonderen Kühl- und Strahlenschutzmaßnahmen erfordern. In diesem Lagerraum erfolgt auch die Überprüfung der in den Reaktor einzusetzenden Brennelemente.

5.6.4 Vollentsalzungsanlage und Hilfsdampferzeuger

Die Vollentsalzungsanlage sowie die Hilfsdampferzeuger sind ebenfalls im Nebengebäude untergebracht. Die Entsalzungsanlage besteht aus Kiesbettfiltern, Ionenaustauschern und Entgasern, in denen CO_2 bzw. O_2 entzogen wird. Nachgeschaltet sind drei Wasservorratsbehälter mit je 100 m^3 Inhalt, die auch als ständige Reserve für das Gebäudesprühsystem gelten, ferner Vorratsbehälter für die Hilfsdampferzeuger und ein Mischvorwärmer. Der Mischvorwärmer hat einen Inhalt von 10 m^3 und liefert zusätzlich Speisewasser zum Fluten des Reaktors.

5.6.5 Wassersammelanlage

Die Anlage dient zur vorübergehenden Sammlung und Lagerung der anfallenden schwach radioaktiven Abwässer.

Zur Sicherheit bei einem Bruch gegen austretende aktive Abwässer ist der Behälterraum als dichte Wanne ausgebildet. Die Wanne ist so groß bemessen, daß sie den Inhalt aller Behälter aufzunehmen vermag.

Diese Abwässer werden nicht aufbereitet, sondern entsprechend den behördlichen Vorschriften, mit dem Hauptkühlwasser verdünnt, in den Vorfluter abgegeben. Durch laufende Aktivitätsmessungen bei der Abwasserabgabe in den Vorfluter wird verhindert, daß die zulässigen Werte (z.B. für radioaktive Stoffe im Wasser, die nicht näher analysiert sind $1 \cdot 10^{-7} \mu\text{C}/\text{cm}^3$) überschritten werden.

5.6.6 Lager für feste radioaktive Abfälle

Außerhalb des Nebengebäudes befindet sich das Lager für radioaktive

Abfälle. Es handelt sich hierbei in erster Linie um verbrauchte Ionenaustauscherharze, die solange gelagert werden, bis eine Wiederaufbereitung möglich ist. Stark aktive und auch nicht mehr zu verwendende Harze werden in einem besonderen Raum zusammen mit den festen radioaktiven Abfällen gelagert. Im gleichen Raum sind auch die einbituminierten Substanzen aus der "Entaktivierungsanlage flüssig" sowie aus dem Reaktor kommende radioaktive Teile abgestellt. Der Lagerraum ist für den Feststoffanfall mehrerer Jahre ausgelegt.

Literatur

- [1] W.J.O' Donnel, B.F. Langer:
"Design of Perforated Plates"
Transactions of the ASME-Serie B
Journal of Engineering for Industry, Aug. 1962
- [2] Böhm, Borgstedt: PSB-Bericht 188,
Zur Frage der Hüllmaterialauswahl für einen dampfgekühlten
Schnellen Brüter
- [3] N.J. Hoff et al.: A Study of Creep Collapse
Journal of the Aero/Space Sciences, Oct. 59
- [4] G. Bönisch: PSB-Bericht 211/1966,
Neutronenflußverlauf in verschiedenen Abschirmschichtungen
für dampfgekühlte schnelle Brutreaktoren
- [5] MAC-RAD, A Reactor Shielding Code by U. Canali,
H. Ilsemann, C. Ponti and H. Reusch
Eur 2152.e
- [6] Jürgen Seetzen:
Beitrag zur Optimalisierung von Betonabschirmungen
für Kernreaktoren,
Dissertation TH Hannover 1962
- [7] H. Schnauder: KFK, Externer Bericht 8/66-3,
Rechenprogramm zur Auslegung von dampfbeheizten
Zwischenüberhitzern
- [8] H. Spilker: KFK, Externer Bericht 8/66-2,
Ein Programmsystem zur elektronischen Berechnung des
thermischen Kreisprozesses und des Kühlkreislaufes
dampfgekühlter Kernreaktoren
- [9] H. Schnauder: KFK, Externer Bericht 8/66-4,
Rechenprogramm zur Auslegung von dampfbeheizten
Dampferzeugern

| <u>Inhaltsverzeichnis</u> | <u>Seite</u> |
|--|--------------|
| 6. Werkstoffauswahl und Festigkeitsberechnungen | 6 - 2 |
| 6.1 Brennstoffhüllrohre | 6 - 2 |
| 6.1.1 Werkstoffauswahl | 6 - 4 |
| 6.1.1.1 Festigkeits- und neutronenphysikalisches Verhalten | 6 - 5 |
| 6.1.1.2 Korrosionsverhalten | 6 - 10 |
| 6.1.2 Festigkeitsberechnung | 6 - 15 |
| 6.1.2.1 Kriechbeulen | 6 - 15 |
| 6.1.2.2 Berechnung der Spaltgasraumlänge | 6 - 22 |
| 6.2 Reaktordruckbehälter | 6 - 24 |
| 6.2.1 Werkstoffauswahl | 6 - 25 |
| 6.2.2 Festigkeitsberechnung | 6 - 26 |
| 6.2.2.1 Primärspannungen infolge Innendruckes | 6 - 26 |
| 6.2.2.1.1 Zylindrischer Bereich | 6 - 26 |
| 6.2.2.1.2 Flanschschrauben | 6 - 29 |
| 6.2.2.1.3 Flansch | 6 - 31 |
| 6.2.2.2 Instationäre Spannungen | 6 - 32 |
| 6.2.2.2.1 Quasistationärer Temperatur- und Wärmespannungszustand | 6 - 33 |
| 6.2.2.2.2 Kontrolle des Wärmespannungszustandes für die dem Entleeren und Fluten zugrunde gelegte Änderungsgeschwindigkeit | 6 - 37 |
| Literatur | 6 - 39 |

6. Werkstoffauswahl und Festigkeitsberechnungen

6.1 Brennstoffhüllrohre

Die Brennstoffhüllrohre sind bei Dampfkühlung besonders ungünstigen Betriebsbedingungen unterworfen, wodurch spezielle Überlegungen hinsichtlich der Werkstoffauswahl und der festigkeitsmäßigen Auslegung erforderlich werden.

Wegen des um mehr als eine Größenordnung schlechteren Wärmeüberganges an das Kühlmittel, der zudem noch durch eine Oxyschicht behindert wird, liegen die Oberflächentemperaturen der Brennstoffstäbe an ihrer heißesten Stelle wesentlich höher als bei Na-Kühlung. Selbst mit der relativ niedrig angesetzten max. nominellen Stabileistung von 326 W/cm ergibt sich unter Berücksichtigung der Heißkanalfaktoren noch eine max. Oberflächentemperatur von rd. 720 °C. Da außerdem die heißeste Stelle verhältnismäßig nahe zur Kernmitte liegt, kommt infolge der hohen Heizflächenbelastung noch eine nicht unerhebliche Temperaturdifferenz in der Hüllrohrwand hinzu. Die effektive mittlere Hüllrohrtemperatur erreicht dadurch im vorliegenden Fall einen Wert von rd. 735 °C.

Diese im Vergleich zur Na-Kühlung wesentlich ungünstigeren Temperaturverhältnisse werden zwar durch die Verwendungsmöglichkeit hochwarmfester Werkstoffe zunächst sogar überkompensiert. Jedoch ist im dampfgekühlten Reaktor die Beanspruchung der Hüllrohre eine grundlegend andere, weil anfänglich der äußere Dampfdruck (rd. 180 ata) wesentlich höher als der Innendruck ist.

Unter äußerem Überdruck können nun kreiszylindrische Rohre aber Instabilitäten zeigen, die zum Einbeulen und dadurch zu einer - hauptsächlich wegen der gestörten Kühlung - unzulässigen Verformung des Querschnitts führen. Das kann einmal im elastischen bzw. elastisch-plastischen Bereich durch Überschreiten des sog. kritischen Beuldruckes geschehen. Wie sich zeigt, liegt dieser bei den hier betrachteten Wandstärken jedoch bei etwa 1000 ata (elastisch) bzw. 350 ata (plastisch), also viel höher als der vorhandene Dampfdruck. Zum anderen tritt aber auch, u.zw. praktisch wohl in allen Brennstoffhüllen, die Erscheinung des Kriechbeulens auf. Sie besteht darin, daß unvermeidliche, hauptsächlich fertigungsbedingte Unrundheiten der Rohre

sich durch das Kriechen des Materials stetig vergrößern und schließlich von einer gewissen Größe ab sehr rasch zu einem weitgehenden Zusammenquetschen des Querschnitts führen.

Diese Erscheinung hängt - im Gegensatz zum elastischen Fall - von keiner kritischen Belastungsgrenze ab; nach genügend langer Zeit werden die Rohre auch bei ganz geringem äußeren Überdruck zusammengequetscht. Bereits bei Druckdifferenzen, die deutlich unter den für inneren Überdruck zulässigen Werten liegen, wird diese Zeit geringer als die Standzeit der Brennelemente im Reaktor. Unter sonst gleichen Bedingungen ist Außendruck also gefährlicher als Innendruck. Für die vorgesehene Auslegung ergibt sich, daß die Hüllrohre durch den äußeren Dampfdruck schon nach ganz kurzer Zeit an der heißesten Stelle plattgedrückt werden, wenn nicht irgendeine Unterstützung vorhanden ist.

Eine solche Unterstützung wird zwar grundsätzlich sowohl vom eingeschlossenen Brennstoff, als auch von den freigesetzten Spaltgasen bewirkt.

Da im vorliegenden Fall bereits die Oberflächentemperatur des Brennstoffes über 1000 °C liegen kann, ist hier jedoch mit Sintervorgängen zu rechnen, welche den Widerstand gegen die anfangs nur kleinen und sehr langsam vor sich gehenden Formänderungen u.U. auf ein Minimum reduzieren. Hinzu kommt noch der Einfluß der geringen Brennstoffdichte (87 %) und des hohen Abbrandes (Bildung eines zentralen Kamins), so daß mit einer nennenswerten Stützwirkung des Brennstoffes auf die Hülle nicht gerechnet werden kann, zumindest solange keine gegenteiligen Versuchsergebnisse bekannt sind.

Ebensowenig kann man sich auf eine wirksame Entlastung der Hülle durch den inneren Spaltgasdruck verlassen, da die Freisetzungsrates gerade bei den vorliegenden Brennstofftemperaturen in weiten Grenzen schwankt und die bisher beobachteten Minimalwerte so niedrig liegen, daß die Stützwirkung in der Rechnung nicht berücksichtigt werden darf.

Die einzige sichere Möglichkeit zur Stabilisierung der Hüllrohre besteht somit in der Verkleinerung der Druckdifferenz durch Füllung der Brennstoffstäbe mit einem Gas (z.B. He) unter einem Druck, der im Betrieb nur wenig unterhalb des äußeren Dampfdruckes liegt.

Man muß dann allerdings den Spaltgasraum so lang machen, daß bei 100 %iger Spaltgasfreisetzung am Ende der Standzeit noch keine Gefahr der Aufweitung durch inneren Überdruck besteht. Dabei soll möglichst auch bei Entweichen des Kühlmitteldruckes, wenn der Reaktor nur schnell genug abgeschaltet und die Temperatur durch Notkühlung auf dem normalen Niveau gehalten wird, die Beanspruchung nicht die Streckgrenze des Werkstoffes überschreiten.

Alle diese Forderungen lassen sich allerdings nur dann im Rahmen sinnvoller Hüllrohrabmessungen erfüllen, wenn hierfür ein geeigneter Werkstoff zur Verfügung steht.

6.1.1 Werkstoffauswahl

Grundsätzlich soll ein Hüllwerkstoff aufweisen:

- 1) eine ausreichende Kriechfestigkeit unter Bestrahlung,
- 2) geringe Hochtemperaturversprödung,
- 3) einen niedrigen Absorptionsquerschnitt für schnelle Neutronen und
- 4) eine gute Korrosionsbeständigkeit gegenüber dem strömenden Kühlmittel.

Eine Vorauswahl der infrage kommenden Werkstoffe wird durch die 4. Forderung getroffen. Nach den im Rahmen des NSPE-Programmes durchgeführten Versuchen kommen für eine Dampfkühlung aus Korrosionsgründen im wesentlichen nur die Ni-Legierungen bzw. Legierungen vom Incoloy-Typ in Betracht [1]. Die ersten drei Forderungen sind zwar qualitativ für eine Dampf- und Natriumkühlung gleich, quantitativ aber deutlich verschieden. So sind bei der Dampfkühlung einmal die Anforderungen an die Festigkeit wegen der erwähnten ungünstigen Betriebsbedingungen größer als bei Na-Kühlung und zum anderen ist die Frage der Neutronenabsorption des Hüllwerkstoffes aufgrund des weichen Spektrums bei einer Dampfkühlung und der damit verbundenen geringeren Brutrate von besonderer Bedeutung.

Unter Berücksichtigung der verschiedenen Anforderungen ist Incoloy^{nel} 625 oder eine Legierung ähnlicher Zusammensetzung derzeit als beste Lösung anzusehen.

6.1.1.1 Festigkeits- und neutronenphysikalisches Verhalten

Um bei den gegebenen Abmessungen der Hüllrohre unter dem vollen Außen-
druck eine ausreichende Stabilität gegen Kriechbeulen zu erzielen, wäre
eine Zeitdehnungsgrenze $\sigma_{1/20000 \text{ h}}$ von $\approx 25 \text{ kpmm}^{-2}$ erforderlich (bei
 700°C und darüber). Mit den bekannten Werkstoffen ist dieser Wert kaum
zu erreichen, weshalb die Beanspruchung durch Aufbringen eines inneren
Gegendruckes verringert wird. Das ändert jedoch nichts an der grundsätz-
lichen Forderung nach einem Material möglichst hoher Warmfestigkeit.

Es bestehen grundsätzlich zwei Möglichkeiten, die Festigkeit einer Legie-
rungsgruppe zu erhöhen, u.zw.

- 1) durch Mischkristallbildung, d.h. bei Ni-Legierungen durch Zusatz
von Mo, Nb, W oder/und Ta und
- 2) über eine Aushärtung, d.h. durch Zusatz von Al und/oder Titan.

Die bisher bei allen über Ni_3 (Al, Ti) ausgehärteten Legierungen beobach-
tete starke Strahlenversprödung, die zu Bruchdehnungen $< 1\%$ führt, schließt
die hochwarmfesten Legierungen vom Typ Inconel X weitgehend aus, zumal Ver-
suche gezeigt haben, daß die starke Versprödung kaum durch Änderung des Ent-
mischungszustandes verringert werden kann [2].

Man wird damit auf die mischkristallgehärteten Legierungen ausweichen müs-
sen, deren Nachteil im Gehalt an Mo und Nb besteht, wodurch die neutronen-
physikalischen Eigenschaften des Werkstoffs deutlich verschlechtert werden.

Wie Abb. 6.1-1 zeigt, steigt die 1000 h-Zeitstandfestigkeit der Legierungen
mit dem Anteil an Mo+W+Nb etwa linear an. Geht man von der Annahme aus, daß
diese Linearität in 1. Näherung auch für die $\sigma_{1/10000}$ -Werte bei 700° gilt
(hier sind nur Werte für Incoloy 800 und Inconel 625 bekannt), so läßt sich
für die Abhängigkeit der $\sigma_{1/10000}$ -Grenze folgende Beziehung angeben:

$$\sigma_{1/10000} = 5 + 1,36 \cdot x_{\text{Mo}}, \quad (\text{kp/mm}^2)$$

wobei x_{Mo} der Gehalt an Mo + Nb in Atom% ist.

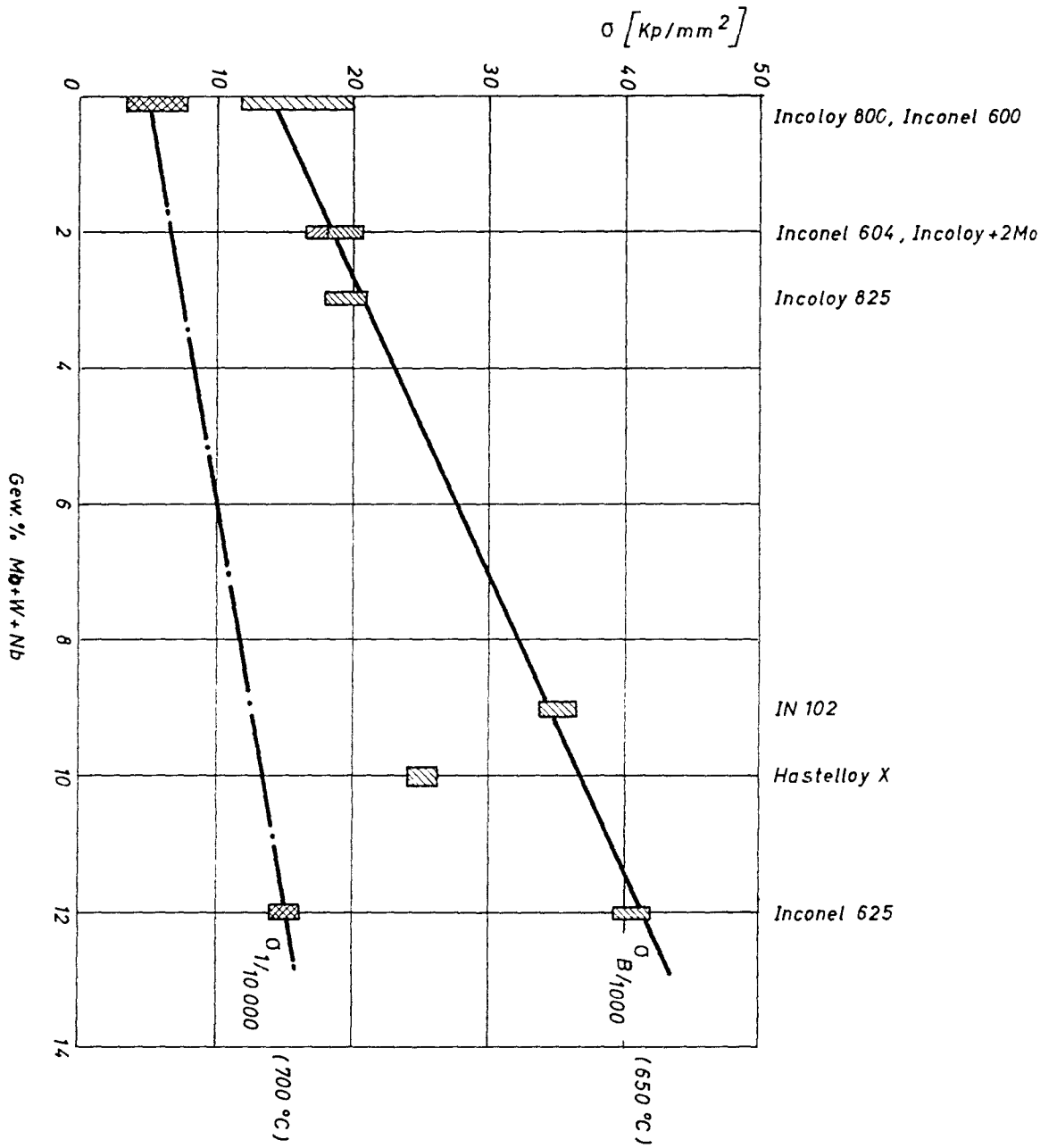


Abb. 6.1 - 1 Zunahme der Festigkeit mit steigendem Mo+W+Ni-Gehalt

Mit der zunehmenden Festigkeit wird die erforderliche Wandstärke des Hüllrohres abnehmen, wobei die Anlehnung an die Festigkeitsberechnungen von Rohren unter Innendruck angenommen sei, daß die Wandstärke s umgekehrt proportional der $\sigma_{1/10000}$ -Grenze sei. Für die wesentlich komplizierteren Berechnungen des Kriechbeulens unter Außendruck ist dieser Ansatz sicher nicht völlig falsch.

Da andererseits der Absorptionsquerschnitt für Neutronen mit ansteigendem Mo-Nb-W-Gehalt zunimmt, ist zu prüfen, welcher der beiden gegenläufigen Einflüsse (Festigkeitssteigerung, Erhöhung des Absorptionsquerschnittes) überwiegt, um Hinweise auf den optimalen Werkstoff zu erhalten. Als Maß für eine solche Beurteilung ist das Produkt aus Hüllwandstärke s und makroskopischen Einfangquerschnitt Σ_a geeignet, das Aussagen über die relativen Unterschiede in der Neutronenabsorption erlaubt.

Als Grundlage der Berechnungen wurden Ni-Cr-Fe-(Mo,Nb)-Legierungen mit einem konstanten Cr-Gehalt von 20 % und einem konstanten Fe-Gehalt von 10 % genommen, was etwa den kommerziellen Ni-Legierungen entspricht. Für die Abhängigkeit der $\sigma_{1/10000}$ -Grenze (700 °C) vom (Mo + Nb)-Gehalt, wurde die bereits angegebene Beziehung $\sigma_{1/10000} = 5 + 1,36 \cdot x_{\text{Mo}}$ angesetzt. Der Einfachheit halber sei angenommen, daß der Anteil an Mo und Nb jeweils gleich sei.

Für die Ermittlung des makroskopischen Wirkungsquerschnittes wurden die folgenden für ein "Dampfspektrum" geltenden mikroskopischen Wirkungsquerschnitte zugrunde gelegt:

| | | | |
|----|-----------|----|-----------|
| Ni | 0,03 barn | Nb | 0,30 barn |
| Fe | 0,01 barn | Mo | 0,22 barn |
| Cr | 0,01 barn | | |

Bei gleichem Anteil von Mo und Nb wurden für die Summe dieser beiden Elemente mit einem σ_{mikr} von 0,30 barn gerechnet.

In Abb. 6.1-2 ist das Produkt $s \cdot \Sigma$ für diese Legierungsgruppe in Abhängigkeit vom Mo + Nb-Gehalt wiedergegeben, u.zw. für zwei verschiedene Belastungsfälle. Die untere Kurve entspricht bei einem Innenradius des Rohres von 3,2 mm einem Innendruck von ≈ 140 ata, die obere einem ≈ 210 ata; die

$s \cdot \Sigma \cdot 10^4$

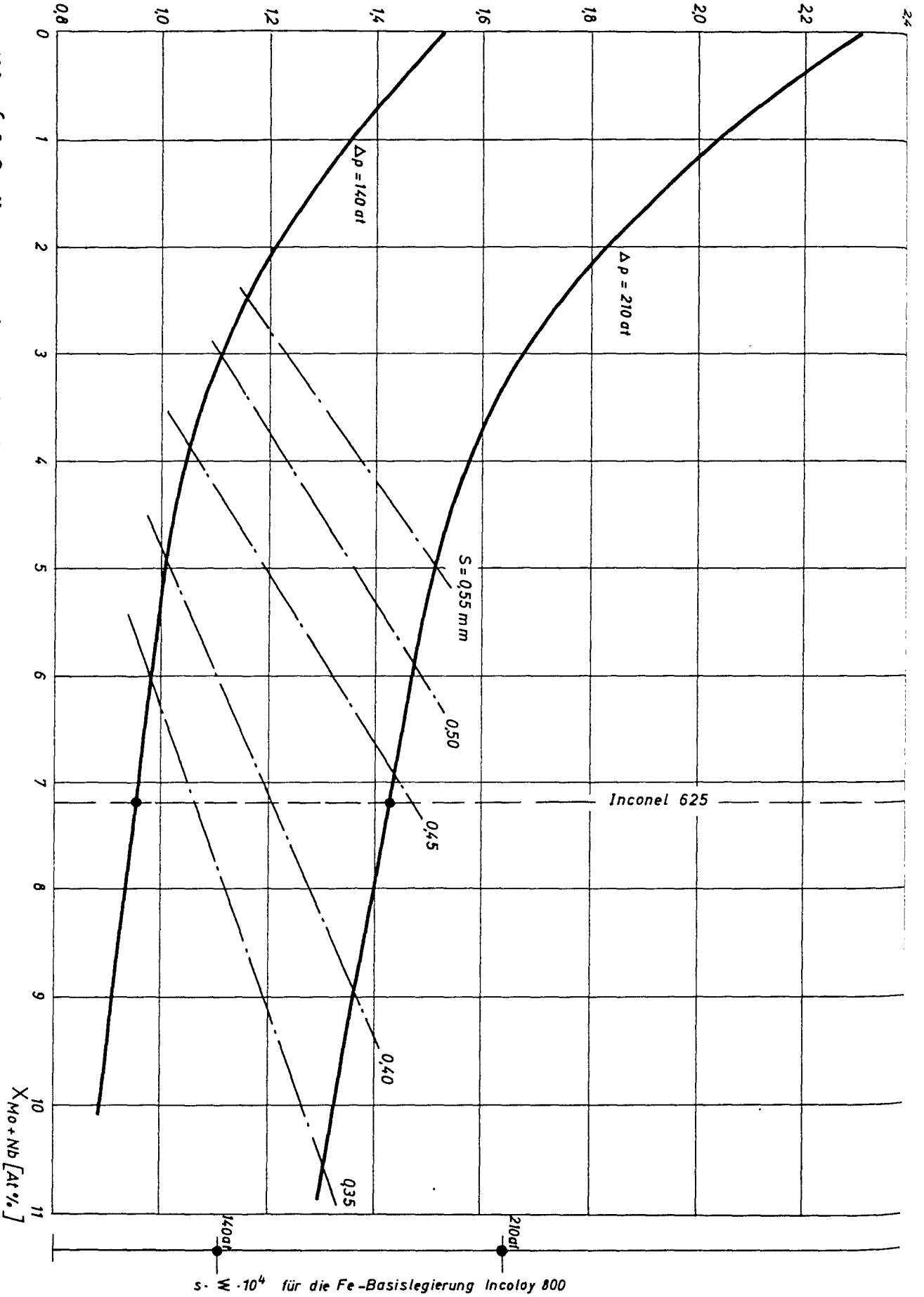


Abb. 6.1-2 Neutronenabsorptionskennwert der Brennstoffhüllrohre als Funktion des (Mo+Nb)-Gehaltes für Ni-Basislegierungen

$s \cdot \Sigma \cdot 10^4$ für die Fe-Basislegierung Incoloy 800

entsprechenden Werte für Außendruck würden deutlich darunter liegen. Zugleich sind in der Abb. die Werte für Incoloy 800 aufgetragen. Die Punkte gleicher Wandstärke s sind durch die gestrichelten Linien verbunden.

Die mit steigendem Mo+Nb-Gehalt abfallenden Kurven lassen erkennen, daß der festigkeitssteigernde Einfluß den absorptionserhöhenden Einfluß des Mo-Nb-Zusatzes kompensiert, so daß vom Standpunkt der Neutronenabsorption die über Mo und Nb mischkristallgehärteten Ni-Legierungen den reinen Ni-Cr-Fe-Legierungen gegenüber im Vorteil sind. Dies gilt auch bei einem direkten Vergleich von Inconel 625, der z.Zt. höchstfesten mischkristallgehärteten Ni-Legierung mit dem neutronenphysikalisch recht günstigen Incoloy 800.

Hinsichtlich der Kombination von Festigkeit und Neutronenabsorption stellt Inconel 625 oder eine ähnlich aufgebaute Legierung danach die günstigste Lösung dar. Das Ergebnis ist in Wirklichkeit noch günstiger, wenn man in Rechnung stellt, daß 1.) der mit steigender Festigkeit abnehmende Hüllmaterialanteil noch weitere nicht in der Abschätzung berücksichtigte neutronenphysikalische Vorteile hat und 2.) die große Hüllrohrwandstärke bei den weniger festen Legierungen das Problem der thermischen Ermüdung des Werkstoffes stärker in Erscheinung treten läßt.

Der aus diesen Überlegungen als beste Lösung anzusehende Werkstoff Inconel 625 vermag die bei einer Wandstärke von $\approx 0,3$ mm gewünschten Festigkeitswerte von ≈ 25 kp/mm² für die 20000-Zeitdehngrenze allerdings auch nicht zu erreichen, so daß die Druckentlastung der Hüllrohre beibehalten werden muß. Aber auch bei geänderten Bedingungen gelten die Abschätzungen ganz analog.

Der Einfluß der Neutronenbestrahlung auf die Werkstoffeigenschaften kann z.Zt. nur abgeschätzt werden. Es existieren bisher weder exakte Angaben über das Kriechverhalten unter Bestrahlung noch vermag man von der theoretischen Seite genaue Vorhersagen über den Einfluß von (n, α)-Reaktionen auf die sekundäre Kriechgeschwindigkeit und damit auf die Zeitdehngrenze zu machen, doch läßt sich vermuten, daß bei den zu betrachtenden Temperaturen der Einfluß nicht sehr stark sein wird. Dies gilt zweifellos nicht für die Zeitstandfestigkeit, die aufgrund der sog. Hochtemperaturversprödung

deutlich erniedrigt werden kann. Solange die Zeitstandfestigkeit bei unveränderter Kriechgeschwindigkeit erniedrigt wird und die Bruchdehnung wesentlich größer als 1 % ist, würde jedoch die Auslegung des Brennelementes durch eine derartige Bestrahlungsversprödung nicht beträchtlich beeinflußt werden. Ist dagegen die Versprödung so stark, daß der Bruch oder der tertiäre Kriechabschnitt vor Erreichen einer Dehnung von 1 % einsetzt, so wird die Auslegung des Brennelementes ganz entschieden durch das Verhalten des Werkstoffes unter Bestrahlung bestimmt. Diese letztgenannte Möglichkeit kann durchaus auftreten, so daß die Frage der Strahlenversprödung von sehr großer Bedeutung ist. Da Zeitstanduntersuchungen an bestrahlten Proben der in Frage kommenden Legierungen nur in geringem Umfang vorliegen, wird auf Untersuchungen der Hochtemperaturversprödung durch Warmzugversuche zurückgegriffen, die in gewissem Umfang Rückschlüsse auf das Zeitstandverhalten zulassen.

Die zum Einsetzen einer Versprödung erforderliche Schwelldosis nimmt mit der angelegten Spannung ab, d.h. bei Ausnutzung der Festigkeit eines Werkstoffes vermindert sich die Schwelldosis mit steigender Festigkeit und beträgt bei Inconel 625 etwa 5×10^{16} nvt (ermittelt bei 650°C durch Warmzugversuche) [37].

Für die Brennelement-Auslegung ist jedoch weniger die Schwelldosis als der Betrag der Schädigung bei einer hohen Dosis wichtig. Hier liegen bisher nur Werte über die relative Erniedrigung der Bruchdehnung bei 600°C nach Dosen von 10^{20} - 10^{21} n/cm² vor, die jedoch ebenso wie die "Schwelltemperatur" eine Abnahme des Betrages der Hochtemperaturversprödung in Ni-Legierungen mit zunehmendem Anteil der in der Matrix gelösten Legierungselemente erkennen lassen [47]. Diese Werte sind zwar nur von beschränkter Aussagekraft für das Zeitstandverhalten bei 700° , sie lassen jedoch die Vermutung zu, daß auch die Versprödung im Zeitstandversuch mit steigendem Anteil an mischkristallhärtenden Elementen abnimmt, wobei die Ursache in einer fallenden Tendenz zum interkristallinen Bruch zu sehen ist.

6.1.1.2 Korrosionsverhalten

Der vorangehende Abschnitt und die Tabelle 6.1-1 zeigen, daß nur die Nickel-Basislegierungen wegen ihrer gleichartig guten Festigkeits- und Korrosionseigenschaften bei den erforderlichen Oberflächentemperaturen von 750°C zur Anwendung als Brennelement-Hüllmaterial für einen dampfgekühl-

Tabelle 6.1-1

Brennelement-Hüllmaterial für Heißdampf-Reaktoren

| Basislegierung/
Legierungszusätze | Vom Standpunkt der
Korrosion zulässige
maximale Oberflächen-
temperatur
(°C) | Verwendet oder
vorgesehen für: |
|---|--|--|
| Zirkonium
Cr, Fe

Niobium
Zr, Ti, Cr, V, Mo | 475

500-600 | beschränkt noch in
General Electric-
Erprobung

nach isothermen
Versuchen verworfen |
| Eisen
Cr, Ni, V, Nb, Cu, Mn, Si
(300er Serie rostfreier
Stähle)

Eisen-Nickel-Chrom
Mn, Cu Mo Al, Ti Si
(Incoloy)

Nickel
Cr, Mo, Nb, W, Al, Ti, Si
(Inconel; Hastelloy) | 650

750

850 | Teile Mark II EVESR,
1. Charge PATHFINDER,
Borax-V

Teile Mark II, Mark III,
Teile Mark IV u. V EVESR,
MSSR-Studie

Mark IV, Teile Mark V EVESR
1. Charge BONUS |

ten schnellen Brutreaktor vorgesehen werden können.

Da unter ihnen die ausscheidungs- und matrixhärtenden Legierungen, wie Inconel 718, von der Korrosionsbeständigkeit zwar akzeptabel sind, wegen der Versprödung im schnellen Neutronenfluß vermutlich aber ausfallen, soll als ein typisches Beispiel die matrixhärtende Legierung Inconel 625 in seinem Verhalten als dünnwandiges, den Wärmeübergang vermittelndes Rohr unter den Bedingungen der Dampfüberhitzung betrachtet werden. Die hier wiedergegebenen Versuchsergebnisse sind in den out of pile Heißdampfversuchskreisläufen der General Electric Company in San Jose/California unter deutscher Beteiligung erarbeitet worden. Sie wurden im wesentlichen in [1] veröffentlicht.

Trägt man die Funktionen der in Heißdampf unter Wärmeübergang korrodier- ten Metallmenge gegen die Versuchszeit für die fünf untersuchten Temperaturbereiche zwischen 427 und 816 °C auf, so sind diese (s. Abb. 6.1-3) während der ersten 1000 h parabolisch, im weiteren Verlauf bis zu etwa 4000 h linear. Der Wechsel im Kurvenverlauf ist kennzeichnend für einen Wechsel im Korrosionsmechanismus: zuerst bildet sich eine schützende Oxidschicht, die unter den mechanischen Kräften der Oxidschichtbildung, der Temperaturgradienten über die laminare Dampfgrenzschicht und der abtragenden, schnell zirkulierenden Dampfströmung aufbricht, während sich ein durch Phasengrenzreaktionen beschleunigter Reaktionsablauf durchsetzt. Dieser kann durch die Funktion

$$\Delta W = \Delta W_0 + k \cdot t$$

mit ΔW =Metallverlust nach dem Entzundern, t = Versuchszeit,

ΔW_0 = extr. Schnittpunkt der Geraden mit der Ordinate ($t = 0$),

k = lineare Geschwindigkeitskonstante

angenähert werden.

Extrapolationen auf den Metallverlust während dreijähriger Betriebszeit auf der Basis der vorliegenden Versuchsergebnisse ergeben einen Wandstärkeverlust in Abhängigkeit von der Oberflächentemperatur von:

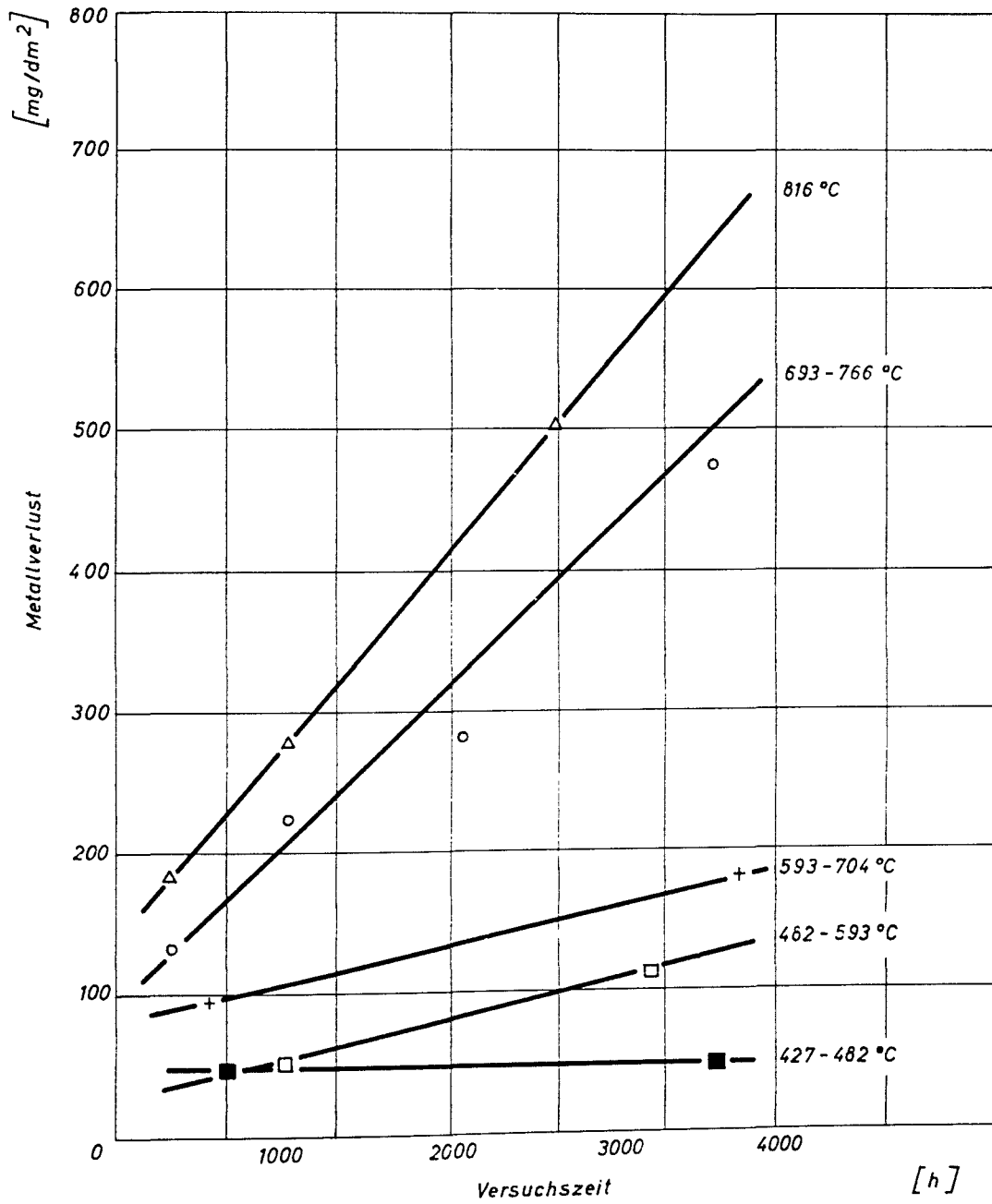


Abb. 6.1-3 Metallverlust infolge Heißdampfkorrosion als Funktion der Versuchszeit und der Temperatur

| Temperatur
(°C) | Wandstärkenverlust etwa
(μ) |
|--------------------|--------------------------------------|
| 480-590 | 7 |
| 590-700 | 10 |
| 690-770 | 34 |
| 815 | 52 |

Die Oxydationsreaktion der metallischen Oberfläche in Heißdampf unter Wärmeübergang vollzieht sich nicht unter Bildung einer gleichmäßigen oxidischen Deckschicht. Im untersuchten Zeitraum und Temperaturbereich kam streng genommen keine Oxidschicht zum Aufbau. 50-70% des gebildeten Oxides wurden an das Heißdampfsystem verloren, so daß eine meßbare Beeinträchtigung des Wärmeüberganges nicht auftrat. Der oxydative Angriff auf das Metall vollzog sich unter lokaler Durchdringung des metallischen Gefüges in Form von Oxidzungen oder -wurzeln unter Einschluß metallischer Partikel. Die geschädigte Wandstärke betrug dadurch etwa 10% mehr als es die Berechnung des Metallverlustes nach dem Entzundern erkennen läßt.

Wegen eines z.T. selektiven Mechanismus der Oxydationsreaktion entspricht weder die Oxid- noch die metallische Randzonenzusammensetzung der Grundlegierung. In der Oxidschicht kommt es zu Nickel- und Eisen-Verarmung sowie Chrom-, Molybdän- und Niob-Anreicherung. Für Kreislauf-Kontaminationsabschätzungen ist mit etwa 20% Ni, 15% Mo, 5% Nb zu rechnen.

Die umgekehrt entsprechende Situation gilt für die metallische Rand- oder Diffusionszone. Ihre Zusammensetzung ist auf lange Einsatzzeiten einem Schwund an Korrosionsbeständigkeit und Festigkeit in Tiefen von mehr als 50 μ unterworfen, der in Zukunft Gegenstand zahlreicher Untersuchungen sein wird.

In isothermen Versuchen wurde die Heißdampf-Korrosion von Inconel-625 durch Zugaben von 30 ppm Sauerstoff zum Dampf und durch Kaltverformung der Oberfläche der Proben nicht beeinflusst [57]. Auch scheinen Anzeichen einer interkristallinen Korrosion unter den Bedingungen der Kreislaufversuche unter Wärmeübergang nicht vorhanden zu sein.

Hinsichtlich der Anwendung des Inconel-625 als Brennelement-Hüllmaterial für einen dampfgekühlten schnellen Brutreaktor bestehen vom Standpunkt der Voraussage einer Langzeitkorrosion folgende Unsicherheiten:

1. Ein vierfach höherer Wärmefluß, als bisher untersucht, bewirkt vierfach erhöhte Temperaturgradienten über die metallische Rohrwandung, das Oxid und die laminare Dampfgrenzschicht. Entsprechend härtere Bedingungen sind für die Phasengrenzreaktionen speziell an turbulenzfördernden Oberflächengeometrien durch Heißdampfkorrosion zu erwarten.
2. Welches ist Art und Ausmaß des Fortschrittes der Diffusionszone erhöhter Fehlordnung in das Metallinnere und der Einfluß auf die Korrosionsbeständigkeit und Festigkeit der Metalloberfläche ?
3. Nach tieferem Eindringen der Reaktionsfront in die Diffusionsrandschicht ist aufgrund veränderter Zusammensetzung des der Oxydation unterworfenen Metalles und veränderter Eigenschaften des gebildeten Oxides ein anderer Reaktionsmechanismus zu erwarten. Welche Auswirkung wird diese Tatsache auf die Reaktionsgeschwindigkeit und die Haftfestigkeit des Reaktionsproduktes haben ?
4. Welches ist der Einfluß schneller Neutronen auf die Gitterfehlordnung und die Metallionen-Diffusion ?

Diese Probleme erschweren eine Extrapolation auf ein Langzeitverhalten des Inconel-625 und erfordern weitere, intensive Untersuchungen.

6.1.2 Festigkeitsberechnung

6.1.2.1 Kriechbeulen

Die grundlegende Behandlung des Problems "Kriechbeulen" findet sich im wesentlichen in einer Arbeit von Hoff et. al. [6], worin das Einbeulen eines langen, zylindrischen Rohres mit anfänglich schwach ovalem Querschnitt infolge Kriechens unter äußerem Überdruck untersucht wird.

Diese Untersuchung beschränkt sich auf den Fall reinen sekundären Kriechens ohne elastische oder plastische Anfangsverformung, wobei die Ausgangsform als quasi-elliptisch und über die ganze Rohrlänge gleich angenommen wird; zugrunde gelegt ist das Norton'sche Kriechgesetz. Als wesentliche Parameter gehen Temperatur, Druckdifferenz, Kriecheigenschaften des Materials, Wandstärke und Anfangsovalität des Querschnittes in die Rechnung ein. Die Temperatur ist über den ganzen Querschnitt konstant vorausgesetzt.

Es zeigt sich, daß die Anfangsovalität zunächst nur relativ langsam wächst, dann aber ab einer gewissen Verformungsgröße sehr rasch dem Endzustand des flachgedrückten Querschnittes zustrebt.

Dieses Verhalten ist besonders ausgeprägt bei nur geringen Unrundheiten im Ausgangszustand, wie sie gerade bei BE-Hüllrohren gefordert werden. Unzulässige Veränderungen der Querschnittsform treten dann, wie in [6] dargelegt, erst nach über 90% der bis zum völligen Flachdrücken des Querschnitts erforderlichen Zeit t_K auf.

Diese "kritische Zeit" kann daher praktisch gleich der Lebensdauer des Brennstoffhüllrohres gesetzt werden.

Zu ihrer Berechnung muß bei Kriechexponenten $n > 3$ auf die in [6] hergeleitete Grundgleichung

$$X = \frac{\tau}{T} \left[1 + \frac{(n-1)(n-2)}{1^2 \cdot 3^2} X^2 + \frac{(n-1)(n-2)(n-3)(n-4)}{1^2 \cdot 3^2 \cdot 5^2} X^4 + \dots \right] \quad (1)$$

zurückgegangen werden (nur für ganzzahlige n gültig).

Für einen Wert $n = 6$, wie er sich bei dem vorliegenden Material (Inconel 625) aus vorhandenen Unterlagen ermitteln läßt [7] ist Gl. (1) noch relativ einfach integrierbar.

Als kritische Zeit ($X \rightarrow \infty$) erhält man daraus

$$t_K = \tau \cdot \left[\frac{1}{4} \ln \left(\frac{1,9}{X_0^4} + \frac{4,2}{X_0^2} + 1 \right) - 0,33 \ln \left(\frac{0,28X_0^2 + 1,03}{0,28X_0^2 + 0,143} \right) \right] \quad (2)$$

Der Wert der eckigen Klammer hängt nur von X_0 ab, während alle anderen Parameter in τ enthalten sind.

Die sogenannte Zeitkonstante τ ist allgemein definiert zu:

$$\tau = \frac{3}{n \cdot k} \left(\frac{5 \cdot \lambda}{\Delta p \cdot R_m} \right)^n \cdot \left(\frac{\rho}{R_m} \right)^2$$

Darin bedeuten:

$$k = K \cdot \left(\frac{3}{4}\right)^{\left(\frac{n+1}{2}\right)} = \text{modifizierte Kriechkonstante}$$

$$\lambda = \text{Bezugsspannung im Norton'schen Kriechgesetz in der Form } \dot{\epsilon} = K \cdot \left(\frac{\sigma}{\lambda}\right)^n$$

s = Wandstärke des Hüllrohres

Δp = Druckdifferenz zwischen innen und außen

R_m = mittl. Hüllrohrradius

$$j = \frac{s}{2\sqrt{3}} = \text{Trägheitsradius}$$

Die Größe X kennzeichnet die Ovalität des Rohres in dimensionsloser Form nach der Beziehung:

$$X = \frac{\Delta R}{j}$$

wobei ΔR als größte auftretende Abweichung (nach beiden Seiten) vom Sollwert R_m definiert ist.

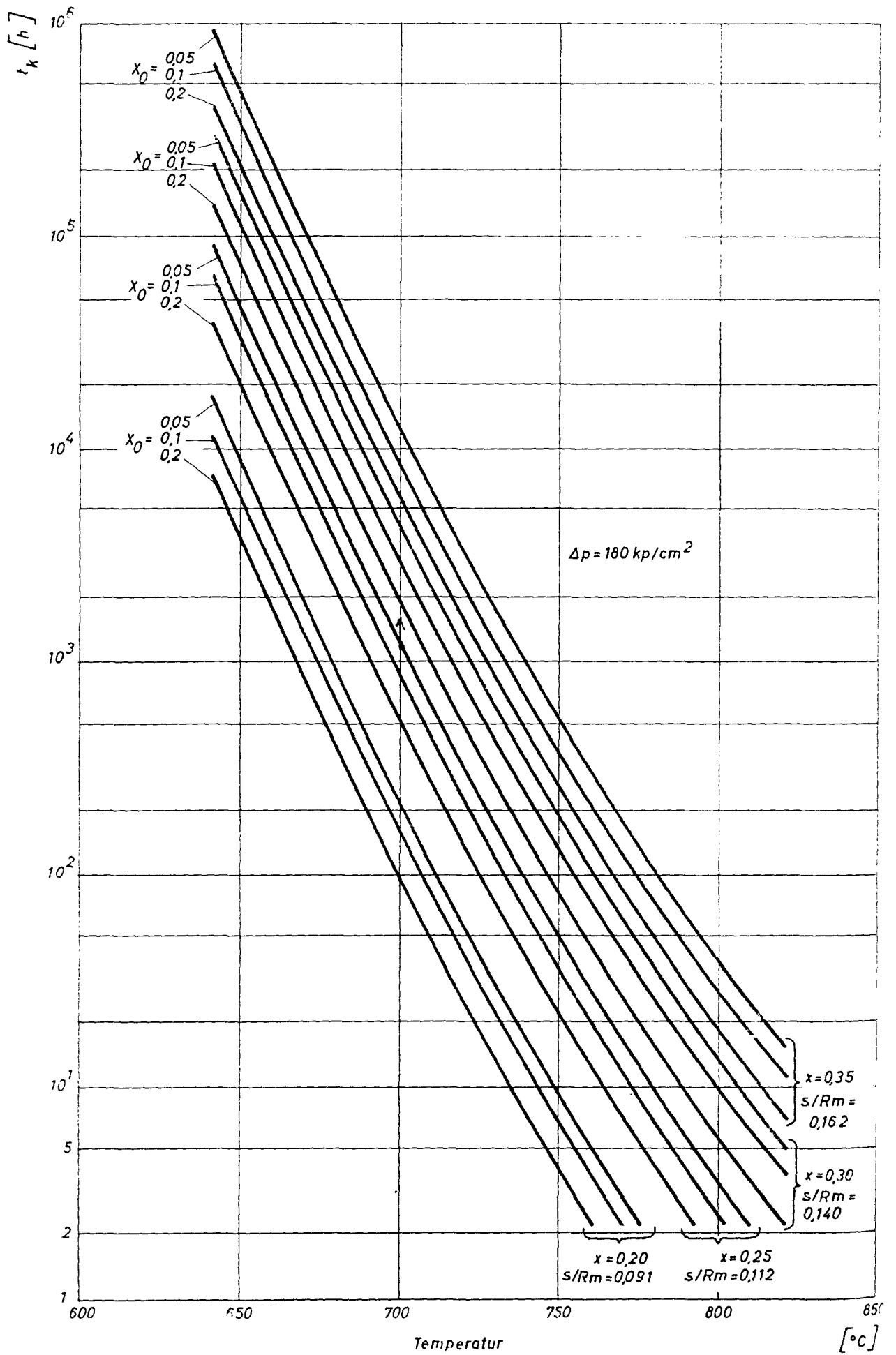
Zu Beginn der Standzeit, wo eine Radiustoleranz $\pm \Delta R_0$ gegeben ist, hat die Ovalität den Wert:

$$X_0 = \frac{\Delta R_0}{j}$$

Eine graphische Darstellung von t_K als Funktion der Temperatur bei $\Delta p = 180 \text{ kp/cm}^2$ zeigt Abb. 6.1-4, und zwar für verschiedene Anfangs-ovalitäten und Wandstärken. Man sieht, daß für diese Belastung bei Temperaturen über 700°C keine ausreichenden Standzeiten mehr erreichbar sind. Den Bereich technisch sinnvoller Druckdifferenzen für die in Frage kommenden Temperaturen zeigt Abb. 6.1-5 für $X = 0,25$ und eine Radiustoleranz von $\pm 0,02 \text{ mm}$.

Die bei der Rechnung gemachten Voraussetzungen, nämlich

- a) ∞ -langes Rohr,
- b) genau definierte, über die Länge konstante ellipsenähnliche Querschnittsform,



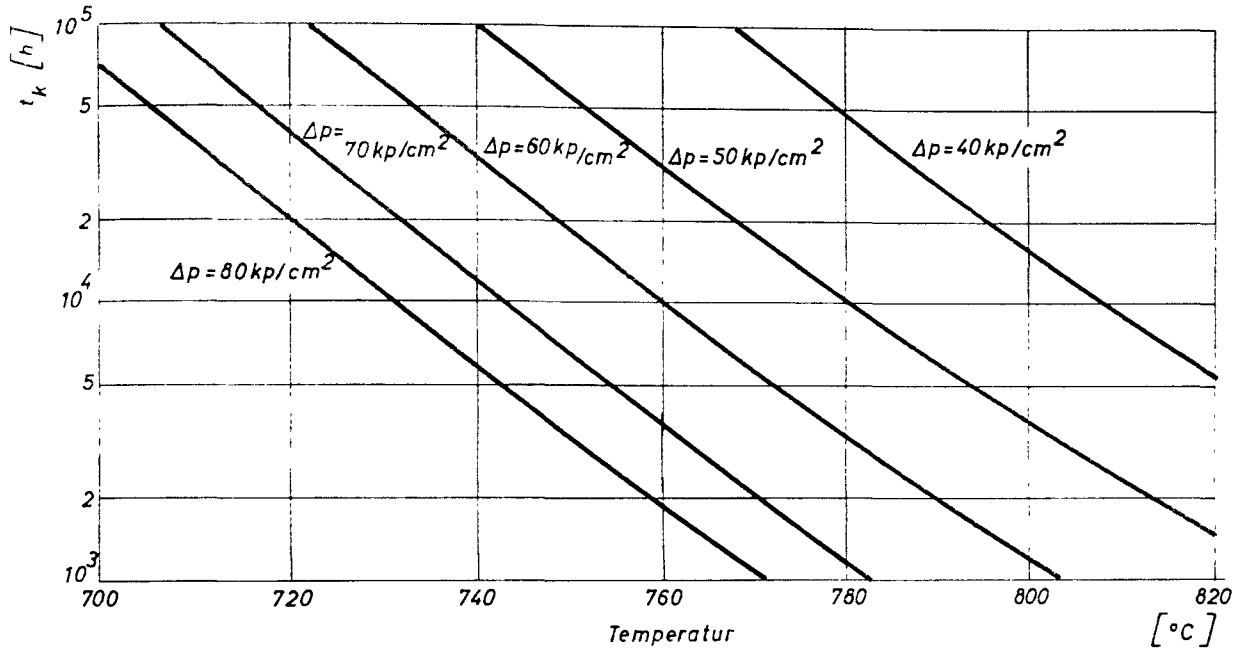


Abb. 6.1-5 Standzeit als Funktion der mittleren effektiven Wandtemperatur und des äußeren Überdruckes

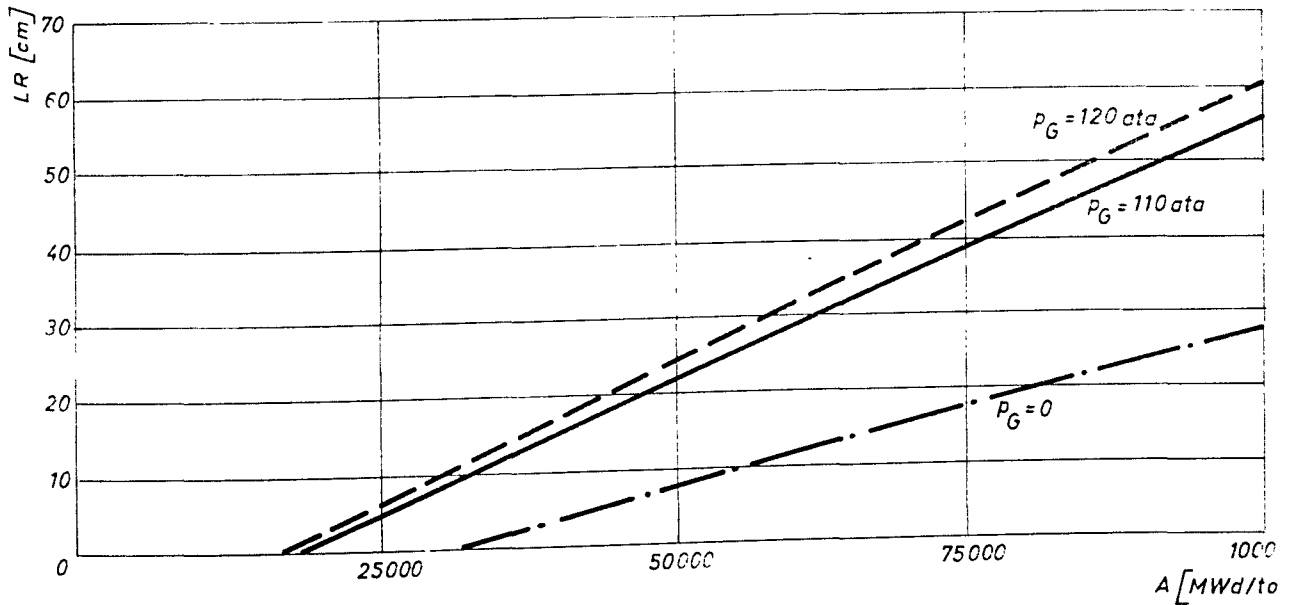


Abb. 6.1-6 Erforderliche Spaltgasraumlänge als Funktion von Abbrand und Füllgasdruck

- c) überall gleiche Temperatur,
- d) keine elastische oder plastische Primärverformung und
- e) Belastung durch reinen Außendruck ohne Störkräfte,

sind in Wirklichkeit natürlich immer nur höchstens annähernd erfüllt. Es muß daher geprüft bzw. abgeschätzt werden, welche Fehler bei der Anwendung obiger Formeln im konkreten Fall auftreten können und wie sich diese evtl. durch geeignete Wahl von Mittelwerten oder dergl. verringern lassen.

Für die betrachteten Brennstoffhüllrohre ergibt sich hierzu folgendes:

- a) Sie können ohne weiteres als ∞ -lang angesehen werden, selbst unter Berücksichtigung von Punkt c), da die Länge einer beulgefährdeten Zone stets mindestens zu etwa $10 D$ angenommen werden muß.
- b) Diese Voraussetzung dürfte zwar nur in den seltensten Fällen richtig sein, doch liegt man damit nahezu immer auf der sicheren Seite. Praktisch jede andere Ausgangsgeometrie vergrößert den Widerstand gegen Einbeulen und damit die kritische Zeit.
- c) Hier besteht der größte Unterschied zwischen Modell und Wirklichkeit, da die Temperaturen der Hüllrohre auf jeden Fall weder axial noch radial konstant sind und auch noch über den Umfang erheblich variieren können.

In axialer Richtung ist der Temperaturverlauf so flach, daß selbst unter Berücksichtigung örtlicher Effekte (hot spots) die höchste Wandtemperatur nicht an einem Punkt, sondern in einem Bereich von wenigstens einigen Zentimetern Länge zu erwarten ist, so daß diese Annahme weitgehend zutrifft.

In radialer Richtung dagegen ändert sich die Temperatur von der Innen- zur Außenseite des Wandquerschnitts beträchtlich (30°C und mehr), so daß wegen der außerordentlich starken Temperaturabhängigkeit des Kriechparameters K die Frage nach der "effektiven" Wandtemperatur auftaucht, welche für die Bestimmung von K aus den Werkstoffdaten maßgebend ist.

Eine Abschätzung nach der sicheren Seite hin erhält man zunächst durch Einsetzen der Wandinnentemperatur. Wie sich zeigen läßt, sind die so erhaltenen Werte jedoch sehr pessimistisch. Aufgrund

der im Verhältnis zum reinen Kesselspannungszustand recht kleinen überlagerten Biegespannungen kann die Norton-Beziehung linearisiert werden. Dies ermöglicht die angenäherte Berechnung der Krümmungsänderungsgeschwindigkeit als Funktion des Biegemomentes auch für über den Querschnitt veränderliche Temperatur. Ein Vergleich der Resultate ergibt, daß die effektive Wandtemperatur nur ganz geringfügig über dem arithmetischen Mittelwert liegt.

Der Einfachheit wegen wurde für die Auslegungsberechnungen als effektive Wandtemperatur der arithmetische Mittelwert angenommen und zugleich in die Formel für τ die wirkliche statt der modifizierten Kriechkonstante sowie $S/4$ statt ρ eingesetzt, was insgesamt zwar immer noch auf der sicheren Seite liegt, aber einigermaßen realistische Werte liefert.

Die Temperaturunterschiede in Umfangsrichtung beeinflussen die örtliche Kriechgeschwindigkeit. Bei genügender Größe (ab ca. 40-50°C) und ungünstiger Verteilung können sie auf dem Wege über azimuthal stark schwankende Relaxation der Wärmespannungen zu Verformungen des Rohrquerschnittes führen. Eine Abschätzung ergibt im vorliegenden Fall rund 0,01 mm als hierdurch mögliche Radiusabweichung vom Mittelwert, womit eine sinnvolle untere Grenze für die Anfangsovalität gegeben ist.

- c) Unter der Wirkung des äußeren Überdruckes vergrößert sich die Anfangsovalität des Querschnittes zunächst rein elastisch, und zwar in Analogie zum Knickstab um den Faktor

$$f = \frac{1}{1 - \frac{\Delta P}{\Delta P_k}},$$

wobei ΔP_k der kritische elastische Beuldruck ist. Solange dieser, wie hier, um rund eine Größenordnung über der wirklichen Druckbeanspruchung liegt, weicht f nur ganz unwesentlich von 1 ab. Die elastische Anfangsverformung kann somit vernachlässigt werden. Das gleiche gilt für eventuelle Primärkriecheffekte, solange der dadurch im Zugversuch bewirkte Dehnungsbetrag in der Größenordnung der elastischen Dehnung bleibt. Bei Inconel 625 ist dies nach bisherigen Versuchsergebnissen offenbar der Fall.

e) Eine nennenswerte zusätzliche Belastung der Hüllrohre kann praktisch nur an den Fixierungsstellen auftreten. Aufgrund bisheriger Überlegungen und Vorversuche wird jedoch erwartet, daß die Fixierungskräfte keine störenden Verformungen der Hüllrohre bewirken.

6.1.2.2 Berechnung der Spaltgasraumlänge

Kühlmitteldruck und zulässiger Wert für ΔP (aus Abb. 6.1-5 in Abhängigkeit von Temperatur und gewünschter Standzeit ermittelt) ergeben den erforderlichen He-Innendruck

$$P_{\text{He}} = P - \Delta P.$$

Der zulässige Gesamt-Innendruck bei 100%iger Spaltgasfreisetzung, Wegfall des äußeren Kühlmitteldruckes und Sicherheitsfaktor 1,5 gegenüber der Streckgrenze $\sigma_{0,2}$ des Materials beträgt

$$P_{i \text{ zul}} = \frac{2}{3} \frac{\sigma_{0,2} \cdot S}{R_m}$$

Daraus folgt der zulässige Spaltgas-Partialdruck zu

$$P_{\text{sp}} = P_{i \text{ zul}} - P_{\text{He}}$$

und schließlich die erforderliche Plenumlänge

$$L_P = L_C \cdot T_P \left[\frac{V_S}{273 \cdot P_{\text{sp}}} - \left(\frac{1 - V_f}{\bar{T}_C} + \frac{1 - V_f}{T_B} \cdot \frac{L_B}{L_C} \right) \right]$$

wobei L_C = Höhe der Spaltzone [cm]

T_P = Temp. des Gasplenums [$^{\circ}\text{K}$]

V_S = bezogene Spaltgasmenge [$\text{n cm}^3/\text{cm}^3$ Brennst.]

V_f = tats. Brennstoffdichte/th. Dichte

\bar{T}_C = mittlere Temp. im Brennstoff [$^{\circ}\text{K}$]

T_B = mittlere Temp. in der ob. ax. Brutzone [$^{\circ}\text{K}$]

L_B = Länge der ob. ax. Brutzone

Für $P_{\text{sp}} = 140$ bzw. 150 ata ist in Abb. 6.1-6 die benötigte Länge des Spaltgasraumes als Funktion des Abbrandes aufgetragen.

Auf diesem Diagramm beruht schließlich die gewählte Auslegung, welche bei einem Kühlmitteldruck von 180 ata einen inneren Anfangsdruck von 120 ata und am oberen Ende des Brennstoffstabes einen Spaltgasraum von 25 cm Länge vorsieht.

Daraus errechnet sich:

- a) Bei Fehlen jeglicher Unterstützung durch Brennstoff bzw. Spaltgas eine Standzeit bis zum Beginn des merklichen Einbeulens (kurz vor dem endgültigen Zusammendrücken des Querschnitts) von rund 70.000 h, d.h. dem über 4-fachen der normalen Standzeit eines Brennelements im Reaktor;
- b) bei völliger Spaltgasfreisetzung (anderes Extrem) ein Innendruck am Ende der Standzeit von 260 ata, bzw. 80 at innerer Überdruck im Brennstoffstab, den die Hülle selbst bei Wegfall des Kühlmitteldruckes noch mit Sicherheit aushalten kann;
- c) eine Verlängerung des Brennstoffstabes um 17 cm gegenüber einer Auslegung ohne Anfangsinnendruck, was eine Erhöhung des Kühlmitteldruckverlustes im Kern von nur 4% zur Folge hat.

Als Anfangsovalität der Hüllrohre ist dabei eine größte Radiusabweichung von $\pm 0,02$ mm zugrunde gelegt. Dies entspricht der nach ersten Messungen als erreichbar anzusehenden Rundheitstoleranz von $\pm 0,01$ mm, plus einem gleich großen Zuschlag für zusätzliche Einflüsse wie elast. Verformung und insbesondere ungleichmäßige Temperaturverteilung über den Umfang.

2 Reaktordruckbehälter

Für alle Behälterwandungen, die mit Sattedampf beaufschlagt werden, sind als tragende Werkstoffe ferritische Stähle vorgesehen. Die Vorzüge einer ferritischen gegenüber einer austenitischen Ausführung sind vor allem die geringeren Kosten und die günstigeren thermomechanischen Eigenschaften. Letztere bewirken insbesondere bei den Aufheiz- und Abkühlvorgängen in dem dickwandigen Flanschbereich eine Reduzierung der Wärmespannungen.

Durch die Bestrahlung, vor allem mit schnellen Neutronen, verändern sich wesentliche Eigenschaften des Stahles. Bei der Verwendung der vorgesehenen ferritischen Werkstoffe als tragende Bauelemente, ist der Versprödung Aufmerksamkeit zu widmen. Die Versprödung wird nicht allein von der integrierten Bestrahlungsdosis mit energiereichen Teilchen, sondern auch von der Art der Verarbeitung des Werkstoffes und seinen Eigenschaften selbst bestimmt. Darüber hinaus ist das Eintreten des Sprödbruches stark temperaturabhängig. Voraussetzung dafür ist eine, zu einer örtlichen plastischen Verformung führende Spannung - z.B. an einer Kerbstelle - sowie eine Werkstofftemperatur, die die plastische Verformbarkeit einschränkt.

In der Reaktortechnik muß aus Sicherheitsgründen von der Annahme der Fehlerfreiheit und damit vom Fehlen jeglicher Kerbstellen abgegangen werden. Es stellt sich somit zur Vermeidung von Sprödbrüchen die Forderung, den Behälter unterhalb einer die plastische Verformbarkeit des Werkstoffes merklich herabsetzenden Temperatur nicht oder nur geringfügig zu belasten. Im vorliegenden Referenz-Entwurf sind die Primärspannungen in den Behälterwandungen proportional dem Dampfdruck, wobei die Abhängigkeit zwischen Druck und Temperatur durch den Sättigungszustand des Kühlmittels gegeben ist. Bei der in Kap. 6.2.1 ermittelten DT-Temperatur ergeben sich infolge des Innendruckes derart niedrige Primärspannungen im Behälter, daß ein Sprödbruch infolge zu hohen Innendruckes bei zu niedriger Temperatur praktisch auszuschließen ist. Im übrigen sei erwähnt, daß zusätzlich die Mehrlagenbauweise der zylindrischen Wand die inhärente Sicherheit gegen einen Sprödbruch erhöht.

Der Auslegung des Reaktordruckgefäßes liegen an deutschen Bestimmungen, die AD-Merkblätter, die Dampfkessel-Bestimmungen sowie DIN-Blätter zu-

grunde. Wo diese Vorschriften und Bestimmungen nicht ausreichen, wurde der amerikanische Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, herausgegeben von der American Society of Mechanical Engineers (ASME), herangezogen.

6.2.1 Werkstoffauswahl

An ferritischen Materialien für die Behälterwandungen kommen die Werkstoffe 20 Ni Mo Cr 36 (bei Wandstärken bis zu 200 mm sowie im Mehrlagenbereich) und 20 Ni Mo Cr 56 (im dickwandigen Flanschbereich sowie am unteren Anschluß an den Mehrlagenbereich) zur Anwendung. Bei dem Stahl 20 Ni Mo Cr 36 handelt es sich um einen vakuumbehandelten Sonderbaustahl, der sich aufgrund seiner erhöhten Festigkeitskennwerte bei Temperaturen bis 400°C für Reaktordruckgefäße eignet. Seine Schweißbarkeit ist gut, die Spröbruchempfindlichkeit niedrig. Die Nil Ductility Transition Temperatur dieses Stahles liegt bei -15°C . Der Werkstoff 20 Ni Mo Cr 56 weist bei erhöhtem Nickelgehalt auch bei größeren Wandstärken eine gute Durchvergütbarkeit auf. Die Festigkeitskennwerte liegen geringfügig unter denen des 20 Ni Mo Cr 36, seine NDT-Temperatur beträgt 0°C .

Bei der Ermittlung der Design Transition Temperatur für den Druckbehälter muß von dem Material 20 Ni Mo Cr 56 ausgegangen werden, da dieses die höhere NDT-Temperatur im Anlieferungszustand aufweist. Infolge der Warmbehandlung bei der Behälterfertigung und Montage wird sich die NDT-Temperatur von 0°C auf etwa $+20^{\circ}\text{C}$ erhöhen. Eine weitere wesentliche Erhöhung tritt infolge der Neutronenstrahlung während des Betriebes auf. Bei der ermittelten Dosis von $3 \cdot 10^{19}$ nvt in 30 Jahren (Neutronenenergie ≥ 1 MeV) wird geschätzt, daß eine NDT-Temperaturerhöhung von ca. 100°C auftreten wird, wobei der Ausheilungseffekt bei der hohen Bestrahlungstemperatur berücksichtigt sein soll. Stellt man weiterhin einen Sicherheitszuschlag von 33°C , der das Vorhandensein von größeren Anrissen berücksichtigen soll, in Rechnung, so ergibt sich schließlich eine DT-Temperatur von ca. 153°C für den Reaktordruckbehälter.

Die vom Sattedampf beaufschlagten ferritischen Wandungen des Behälters und des Sattedampfsammlers sind mit einer Schweißplattierung (X 3 Cr Ni 21 10)

bzw. im zylindrischen Mehrlagenbereich mit einer inneren austenitischen Lage (X 5 Cr Ni 18 9) korrosionsbeständig ausgeführt. Als Werkstoff für die ebenfalls unter Dampf Atmosphäre stehenden Dichtflächen am Flansch wird Inconel verwendet.

Für die Flanschschrauben wurde der Werkstoff 32 Ni Cr Mo 10 gewählt, der sich bei dem erforderlichen Schaftdurchmesser noch durchvergüten läßt und bei der Betriebstemperatur sehr gute Festigkeitskennwerte aufweist.

Die heißdampf führenden Teile des Behälters (inneres Koaxialrohr, Verbindungsrohr zwischen Sattdampf- und Heißdampfkugel sowie die Heißdampfkugel selbst) sind aus dem austenitischen Material X 8 Cr Ni Mo V Nb 16 13 gefertigt.

Die chemische Zusammensetzung der verwendeten Materialien ist aus Tabelle 6.2-1 ersichtlich, die Festigkeitskennwerte der tragenden Werkstoffe in Abhängigkeit von der Temperatur sind der Abb. 6.2-1 zu entnehmen.

6.2.2 Festigkeitsberechnung

6.2.2.1 Primärspannungen infolge Innendruckes

Der Berechnung werden folgende Werte zugrunde gelegt:

Berechnungsdruck $p = 218 \text{ kp/cm}^2$
 Berechnungstemperatur $t = 395 \text{ }^\circ\text{C}$ (sattdampfbeaufschlagte Wandungen)

6.2.2.1.1 Zylindrischer Bereich

Unter der vereinfachenden Annahme, daß die Mehrlagenwand im drucklosen Zustand spannungsfrei ist, kann sie nach AD-Merkblatt B 1 dimensioniert werden. Durch Umformen der dort angegebenen Berechnungsformel für die Wandstärke ergibt sich:

$$\sigma_{\text{zyl}} = \frac{1}{200} \frac{1}{v} \left(\frac{D_i \cdot p}{s} + p \right)$$

Tab. 6.2-1

Chemische Zusammensetzung der Behälterwerkstoffe
(in Prozent)

| DIN-Bezeichnung | C | Si | Mn | Mo | Ni | Cr |
|-------------------------|-------|----------|---------|----------|-----------|-----------|
| 20 Ni Mo Cr 3 6 | 0,25 | 0,15-0,3 | 0,5-0,8 | 0,55-0,7 | 0,5-0,9 | 0,25-0,45 |
| 20 Ni Mo Cr 5 6 | 0,25 | 0,15-0,3 | 0,5-0,8 | 0,55-0,7 | 0,5-1,5 | 0,25-0,45 |
| 32 Ni Cr Mo 10 4 | 0,32 | | | | 2,5 | 1,0 |
| X 3 Cr Ni 21 10 | 0,025 | 0,4 | 1,75 | | 10 | 21 |
| X 5 Cr Ni 18 9 | 0,07 | 1,0 | 2,0 | | 9,0-11,0 | 17,0-19,0 |
| X 8 Cr Ni Mo V Nb 16 13 | 0,08 | 0,3-0,5 | 1,1-1,4 | 1,1-1,5 | 12,0-14,0 | 16,0-18,0 |

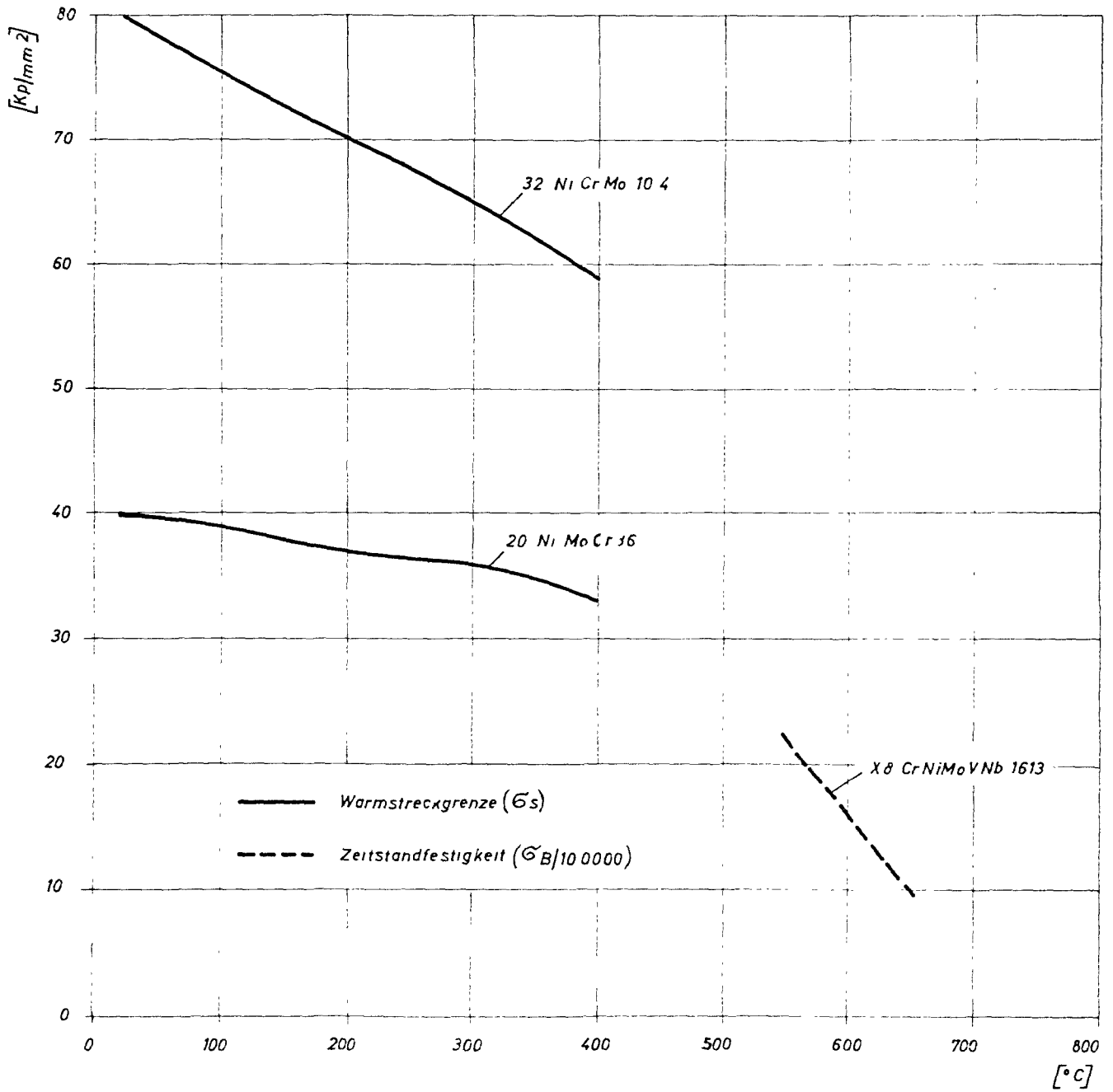


Abb. 6.2-1 Festigkeitskennwerte der Behälterwerkstoffe

| | |
|------------------------------|--------------------------|
| mit D_i = Innendurchmesser | = 4800 mm |
| p = Berechnungsdruck | = 218 kp/cm ² |
| s = tragende Wandstärke | = 290 mm |
| v = Verschwächungsbeiwert | = 0,95 |

Mit den angegebenen Zahlenwerten errechnet sich eine Primärspannung in Umfangrichtung von 20,6 kp/mm². Addiert man hierzu in Anlehnung an bereits ausgeführte Reaktorbehälter noch einen Zuschlag für die Wärmespannungen infolge der Strahlenbelastung, so ergibt sich eine 1,5-fache Sicherheit gegen die Warmstreckgrenze des Werkstoffes 20 Ni Mo Cr 36.

6.2.2.1.2 Flanschschrauben

Bei einem konstruktiv gegebenen Lochkreisdurchmesser von $D_L = 4700$ mm und einem angenommenen Lochdurchmesser von $d = 310$ mm im Flansch ergibt sich die max. unterzubringende Schraubenzahl zu

$$n = \frac{D_L \cdot \pi}{2 \cdot d} \quad (\text{s. Abb. 6.2-2})$$

$$n \approx 24$$

In die 310 mm \emptyset Bohrungen des Flansches lassen sich M 300-Dehnschrauben mit einem Schaftdurchmesser von $d_{\text{Schaft}} = 270$ mm unterbringen. Hiermit ergibt sich beim Berechnungsdruck die Zugspannung im Schaft zu

$$\sigma_{\text{Schaft}} = \frac{D_D^2 \cdot p}{n \cdot d_{\text{Schaft}}^2}$$

$$\text{mit } D_D = \text{Dichtkreisdurchmesser [mm]}$$

$$p = \text{Berechnungsdruck [kp/mm}^2\text{]}$$

$$\sigma_{\text{Schaft}} = 19,6 \text{ kp/mm}^2$$

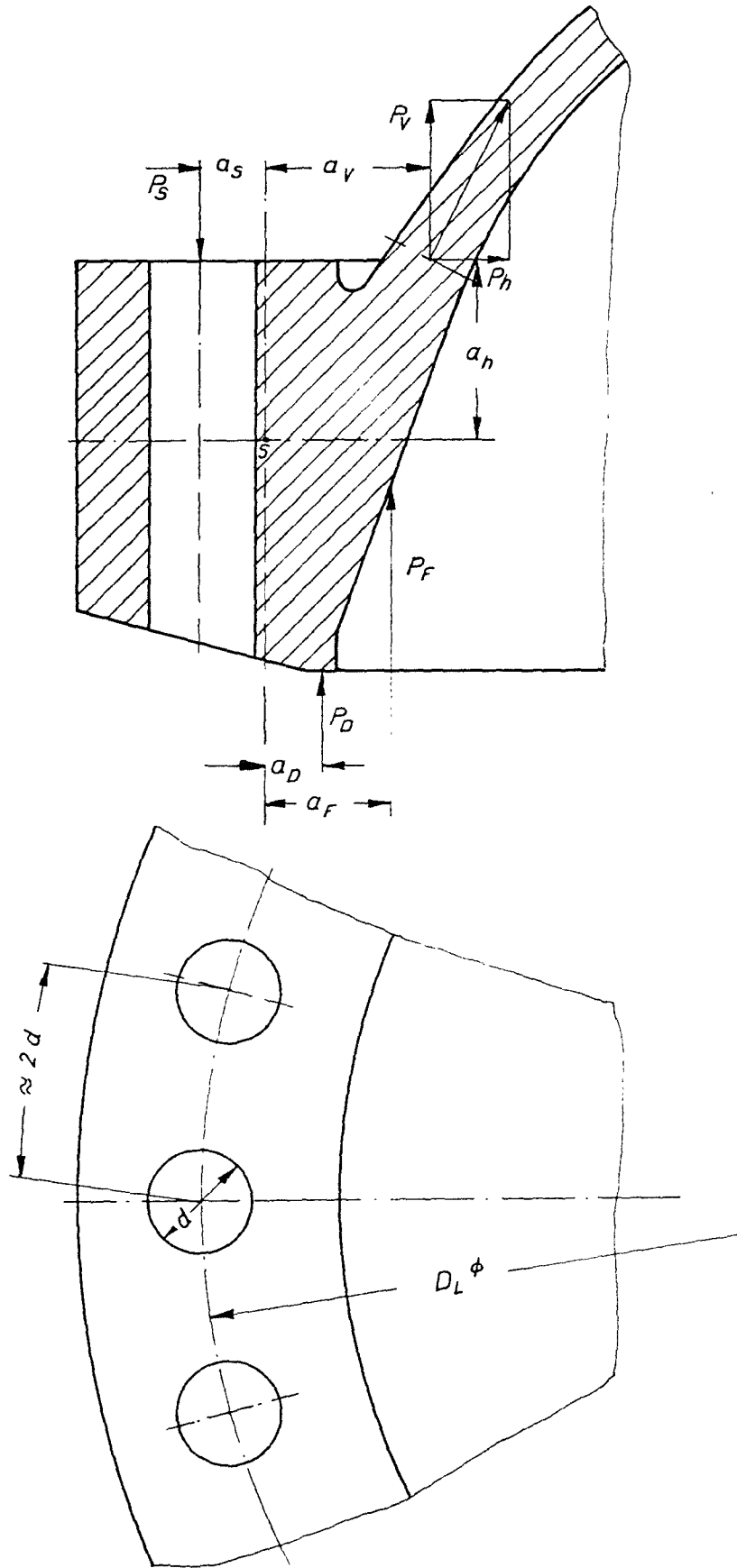


Abb. 6.2-2 Oberer Flanschteller

Es liegt somit eine ausreichende (2,5-fache) Sicherheit gegen die Streckgrenze des Schraubenwerkstoffes 32 Ni Cr Mo 10 4 bei den Berechnungsdaten vor.

6.2.2.1.3 Flansch

Die Dimensionierung des Flansches erfolgte in Anlehnung an [8], wobei, mit dem Ziel den Flansch möglichst verformungssteif zu gestalten, eine wesentlich unter dem entsprechenden Werkstoffkennwert liegende zulässige Spannung eingesetzt wurde.

Als kritischste Stelle des Flansches wird der Übergang des oberen Flansch-tellers in die Kugelkalotte des Behälterdeckels angesehen. Der Flansch-widerstand des oberen Teller wurde nach [9] mit

$$W = 1,7 \cdot 10^9 \text{ mm}^3$$

ermittelt, wobei die Schwerpunkt- und Flächenermittlung auf graphischem Wege erfolgte.

Das auf den Flansch einwirkende äußere Moment errechnet sich nach der Beziehung

$$M_a = P_s \cdot a_s + P_v \cdot a_v + P_f \cdot a_f + P_D \cdot a_D + P_H \cdot a_H \quad (\text{s. Abb. 6.2-2})$$

$$\text{zu } M_a = 13,4 \text{ kpmm}$$

Damit ergibt sich als Spannung im Flanschanschluß der Wert

$$\sigma_{\text{Flansch}} = 7,8 \text{ kp/mm}^2$$

Dieser Wert liegt deutlich unter der zulässigen Beanspruchung des Flanschwerkstoffes und entspricht etwa denjenigen von bereits ausgeführten Druckbehälterflanschen. Er läßt somit darauf schließen, daß der gewählte Flansch eine ausreichende Steifigkeit aufweist.

6.2.2.2 Instationäre Spannungen

Im Verlauf der Änderungen der Kühlmitteltemperatur über eine größere Temperaturspanne, die insbesondere beim Fluten und Entleeren der Reaktoranlage (s. Kap. 9.3 und 9.4) auftreten, entstehen am Reaktorbehälter instationäre Wärmespannungen. Die Größe dieser Spannungen ist für die Festlegung der zulässigen Temperaturänderungsgeschwindigkeit entscheidend. Grundsätzlich ist festzustellen, daß der Behälterflansch wegen seiner großen Materialanhäufung am meisten gefährdet ist. Somit beziehen sich die folgenden Festigkeitsbetrachtungen auf den Flansch:

Der instationäre Spannungszustand im Flansch ist sehr verschieden, je nachdem ob die Kühlmitteltemperatur steigt oder fällt. Steigt sie (beim Entleeren des Reaktors), so baut sich in Radialrichtung des Flansches ein Temperaturprofil auf, daß eine hohe Temperatur an der Flanschinnenseite und eine niedrigere an der Außenseite aufweist. Die niedrigere Temperatur ist durch die endliche Wärmeleitfähigkeit bedingt. Daraus ergeben sich für die inneren Randzonen Druck- für die äußeren Zugspannungen.

Die instationären Wärmedruckspannungen an der Innenseite überlagern sich mit den bereits vorhandenen Druckspannungen, die aus der Schraubenverspannung der Flanschverbindung herrühren. Da die mittlere Schraubentemperatur der mittleren Flanschttemperatur mit einer zeitlichen Verzögerung folgt, entstehen außerdem zusätzliche Schraubenkräfte, die ebenfalls die Druckspannungen erhöhen.

Das Fluten der Anlage (Temperaturabsenkung) ist insofern weniger kritisch, als die instationären Wärmespannungen das Vorzeichen vertauschen, d.h. die Innenseite weist Zug- die Außenseite Druckspannungen auf, was bei Überlagerung mit dem Spannungszustand aus der Schraubenverspannung zu einer Verringerung der Gesamtspannung führt. Außerdem reduzieren sich jetzt die Schraubenkräfte, da der Flansch schneller abkühlt als die Schrauben.

Beim Fluten ergeben sich günstigere Spannungsverhältnisse. Allerdings ist der Einfluß der Kaltversprödung zu berücksichtigen. Die max. Temperaturunterschiede bzw. die max. Wärmespannungen treten gegen Ende des Flutvorganges und damit im unteren Temperaturbereich auf. Das bedeutet, daß,

durch die Kaltversprödung bedingt, die niedrigeren zulässigen Zugspannungen maßgebend sind.

6.2.2.2.1 Quasistationärer Temperatur- und Spannungszustand

Die zulässige Temperaturänderungsgeschwindigkeit wird im folgenden unter Annahme des quasistationären Temperaturverteilungszustandes im Flansch abgeleitet. Zusätzlich wird hier noch in Form eines Abminderungsfaktors, der mit einem entsprechenden Thermoschockprogramm ermittelt wurde, berücksichtigt, daß sich je nach den Randbedingungen der quasistationäre Temperatur- und Spannungszustand u.U. gar nicht voll ausbilden wird.

Die auftretenden max. Wärmespannungen für konstante Änderungsgeschwindigkeit der Wandtemperatur bei konstantem Temperaturprofil lassen sich einfach und anschaulich nach Pich [10] bestimmen zu

$$\sigma_{q.st} = v_T \cdot s^2 \cdot \int_W \int_F \quad (1)$$

Darin ist:

- v_T = lineare Temperaturänderungsgeschwindigkeit [°C/h]
- s = Wandstärke [mm]
- \int_W = Werkstoffkennwert, $\int_W = \frac{\alpha \cdot E}{1 - \nu} \cdot \frac{1}{a}$ [kp·h/mm⁴·°C]
- α = lineare Wärmedehnzahl [1/°C]
- E = Elastizitätsmodul [kp/mm²]
- ν = Querkontraktionszahl [-]
- a = Temperaturleitzahl, $a = \frac{\lambda}{\rho \cdot C}$ $\frac{m^2}{h}$ bzw. $\frac{mm^2}{h}$
- λ = Wärmeleitzahl [kcal/m·h·°C]
- ρ = Dichte [kg/m³]
- C = Spez. Wärme [kcal/kg °C]
- \int_F = Formfaktor

$\bar{\phi}_F$ umfaßt die durch die Form bedingte Temperaturdifferenz Wandmitteltemperatur gegen Wandaußen- bzw. Wandinnentemperatur.

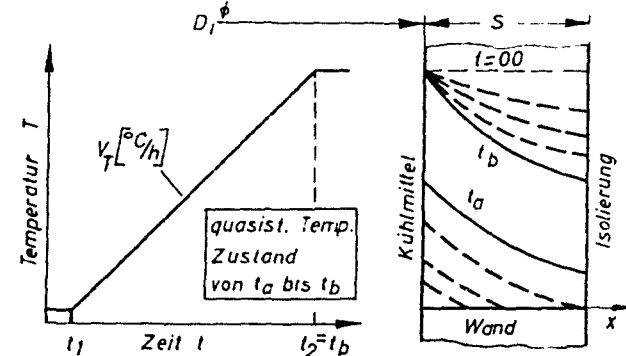
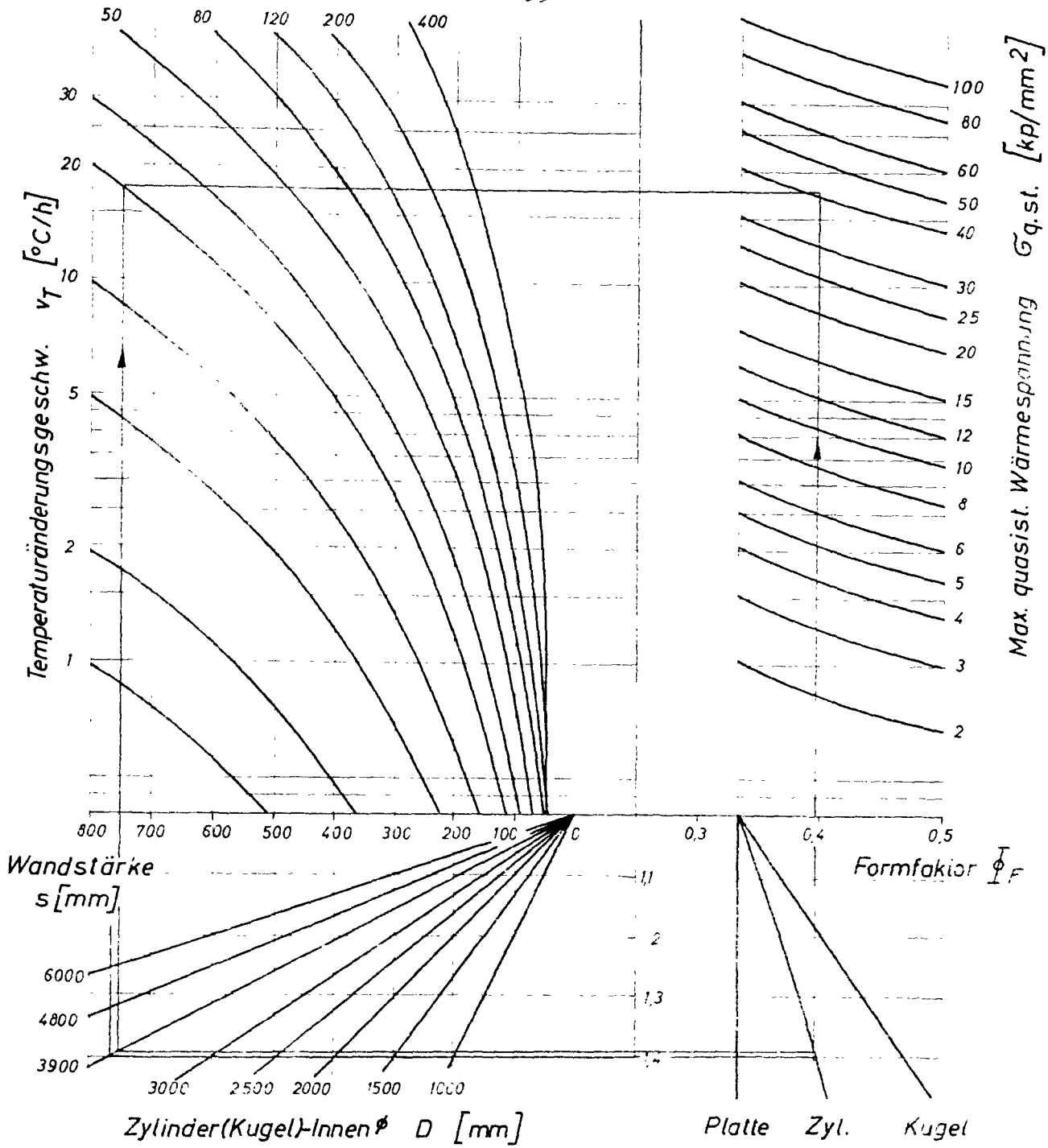
Tabelle für $\bar{\phi}_F$ -Werte

| | Innenseite
(Kühlmittelseite) | Außenseite
(isoliert) |
|----------|---|--|
| Platte | $\frac{1}{3}$ | $\frac{1}{6}$ |
| Zylinder | $\frac{1}{8} \frac{(u^2-1) \cdot (3u^2-1) - 4u^2 \cdot \ln u}{(u^2-1) \cdot (u-1)^2}$ | $\frac{1}{8} \cdot \frac{(u^4-1) - 5u^2 \cdot \ln u}{(u^2-1) \cdot (u-1)^2}$ |

$u = \frac{D_a}{D_i}$ Durchmesser Verhältnis

In Abb. 6.2-3 ist die Beziehung (1) in Diagrammform dargestellt für die Kühlmittelseite der Wand, wo die max. Wärmespannungen für die ebene Platte ihrem absoluten Wert nach doppelt so hoch, für Zylinder und Kugel sogar mehr als doppelt so hoch sind als auf der isolierten Wandseite.

Aus Abb. 6.2-4 lassen sich die Abminderungsfaktoren, die den Einfluß der Temperaturänderungszeitdauer und des Wärmeüberganges berücksichtigen für das Entleeren und Fluten der Anlage (durchfahrener Temperaturbereich 50 °C bis 365 °C bzw. 365 °C bis 50 °C) entnehmen. Für den quasistationären Zustand wird $\rho = 1$, für sich nicht voll ausbildende quasistationäre Temperaturverteilung reduziert sich die nach Diagramm Abb. 6.2-3 bestimmte Spannung $\sigma_{q.St.}$ um den Faktor ρ .



Das Diagramm ist ausgelegt für:

- Elast.-Modul $E = 19000 \text{ kp/mm}^2$
- Lin Temp. Dehnzahl $\alpha = 12,0 \cdot 10^{-6} \text{ 1/grad}$
- Temp. Leitzahl $a = 0,1 \text{ cm}^2/\text{sec}$
- Querkontraktionszahl $\nu = 0,3$

Für hiervon abweichende Materialdaten wird max. quasist. Wärmespannung:

$$\sigma_{q.st.} = n_E \cdot n_\alpha \cdot n_a \cdot \sigma_{q.st./\text{Diagramm}}$$

| | | | | | | |
|--------------------------------------|------|------|------|------|------|-----|
| $10^{-3} E \text{ [kp]}$ | 15 | 16 | 17 | 18 | 20 | 21 |
| $n_E \text{ mm}^2$ | 0,79 | 0,84 | 0,9 | 0,95 | 1,05 | 1,1 |
| $10^6 \cdot \alpha \text{ [1/grad]}$ | 13 | 14 | 15 | 16 | 17 | 18 |
| n_α | 1,08 | 1,17 | 1,25 | 1,33 | 1,42 | 1,5 |
| $10^3 a \text{ [cm}^2\text{]}$ | 40 | 50 | 60 | 70 | 80 | 90 |
| $n_a \text{ sec}$ | 2,5 | 2,0 | 1,67 | 1,43 | 1,25 | 1,1 |

Die max. quasist. Wärmespannung tritt an der Kühlmittel-seite der Wand ($x=0$) auf, bei Temp.-Anstiegsgeschw. (v_T pos) als Druckspannung, bei Temp.-Abfallgeschw. als Zugspannung.

Korrekturfaktoren

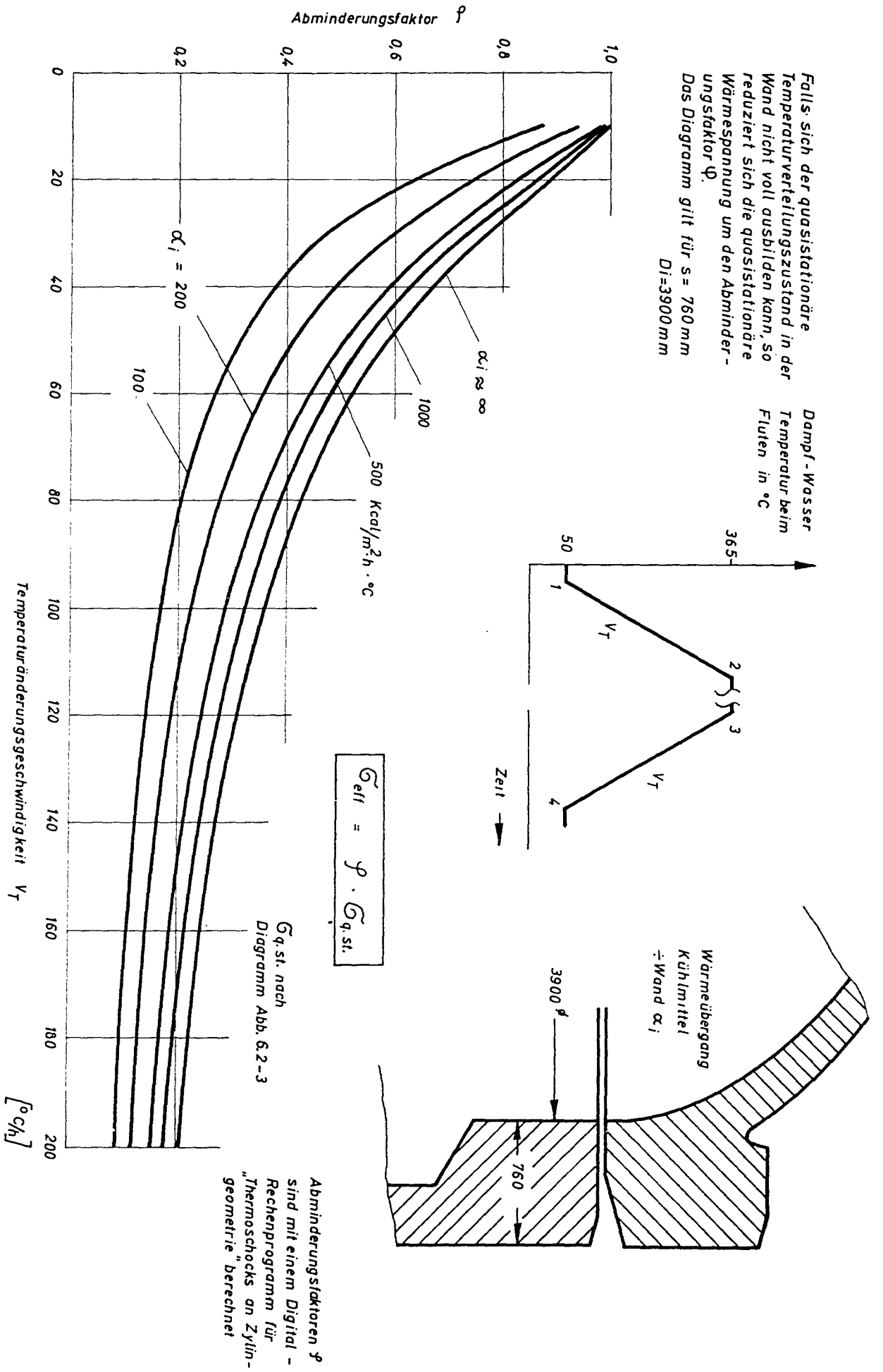


Abb. 6.2-4 Abminderungsfaktor ψ

6.2.2.2.2 Kontrolle des Warmespannungszustandes für die dem Entleeren und Fluten zugrunde gelegte Änderungsgeschwindigkeit

$$\underline{v_T = 20 \text{ } ^\circ\text{C/h}}$$

Vorgegeben sind:

| | |
|-------------------------|--------------------------|
| Flanschstärke | s = 760 mm |
| Flanschinnendurchmesser | D _i = 3900 mm |
| Werkstoff | 20 Ni Mo Cr 5 6 |

Die beiden Diagramme sind für diesen Werkstoff und die dem Temperaturbereich 50 °C bis 350 °C entsprechenden mittleren Werkstoff-Kennwerte ausgelegt. Aus Abb. 8.2-3 läßt sich also unmittelbar die max. quasistationäre Warmespannung, die unabhängig ist von der Wärmeübergangszahl, zu $\sigma_{q.St.} = 40,5 \text{ kp/mm}^2$ entnehmen. Beim Entleeren ist dies eine Druck-, beim Fluten eine Zugspannung. Der Abminderungsfaktor φ ist dagegen wegen der unterschiedlichen Wärmeübergangsverhältnisse für das Entleeren und Fluten verschieden groß.

Beim Entleeren werden sich wegen der Dampfkondensation am kühleren Flansch verhältnismäßig hohe Wärmeübergangszahlen ergeben. Für einen hier sicherheitshalber angenommenen unendlich guten Wärmeübergang entnimmt man dem Diagramm $\varphi = 0,90$. Die obige quasistationäre Warmespannung reduziert sich damit zu

$$\sigma_{eff} = \varphi \cdot \sigma_{q.St.} = 0,90 \cdot 40,5$$

$$\sigma_{eff} = 36,5 \text{ kp/mm}^2$$

Für das Fluten erhält man bei Annahme einer mittleren Wärmeübergangszahl von $\alpha_i = 200 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ einen Abminderungsfaktor von $\varphi = 0,75$.

Die effektive Spannung wird hierfür:

$$\sigma_{eff} = 0,75 \cdot 40,5$$

$$\sigma_{eff} = 30 \text{ kp/mm}^2$$

Diese Spannungen können, obgleich sie beim Entleeren die Warmstreckgrenze des Werkstoffes ($\sigma_{s/350} = 33 \text{ kp/mm}^2$) knapp überschreiten, noch als zulässig angesehen werden, da:

- a) die Spannungen aus der Verspannung des Flansches wegen dem bei seiner Auslegung maßgebenden Steifigkeitskriterium verhältnismäßig niedrig sind (unter 8 kp/mm^2 nach Kap. 6.2.2.1)
- b) die Wärmespannungen und auch die formbedingten Spannungserhöhungen aus der Verspannung als "Sekundärspannungen" und "Spannungsspitzen" zu klassifizieren sind, für die in neueren Vorschriften (z.B. Nuclear Pressure Vessel Code, Section III) ein teilweises Überschreiten der Streckgrenze zugelassen wird.

Literatur

- [1] GEAP-4790, Nuclear Superheat Project, 22. Quarterly Report, PA 13
 GEAP-4861, " " " , 23. " " , "
 GEAP-5059, " " " , 24. " " , "
 GEAP-5061, EVESR Nuclear Superheat Fuel Development Project,
 14. Quarterly Report, PA 29
 GEAP-5125, EVESR Nuclear Superheat Fuel Development Project,
 15. Quarterly Report, PA 29
- [2] H. Böhm, W. Dienst, H. Hauck u. H.J. Laue:
 PSB-Bericht Nr. 183/66
- [3] H. Böhm, W. Dienst, H.J. Hauck:
 Untersuchungen über die Hochtemperaturversprödung von austenitischen
 Cr-Ni-Stählen und Ni-Legierungen durch Neutronenbestrahlung;
 J. Nucl. Mat. 1966, p. 59....69
- [4] H. Böhm, W. Dienst, H. Hauck u. H.J. Laue:
 PSB-Bericht Nr. 184/66
- [5] Ruther, W.E. u. Greenberg, S.:
 Electrochem. Soc. 111, 1116 (1964)
- [6] N.J. Hoff, W.E. Jahsman u. W. Nachbar:
 A Study of Creep Collapse of a Long Circular Cylindrical Shell
 Under Uniform External Pressure, Journal of the Aero/Space Sciences,
 Oct. 59
- [7] Inconel alloy 625, Preliminary Data, Huntinton Alloy Products
 Division
- [8] K. Kreckel:
 Beitrag zur Normung und Berechnung von Apparate-Flanschverbindungen;
 Konstruktion, Heft 12, 1961
- [9] S. Schwaigerer:
 Festigkeitsberechnung von Bauelementen des Dampfkessel-, Behälter-
 und Rohrleitungsbaues; Springer-Verlag, 1961
- [10] R. Pich:
 Die Berechnung der elastischen, instationären Wärmespannungen in
 Platten, Hohlzylindern und Hohlkugeln mit quasistationären Tempe-
 raturfeldern.
 Mitt. Verein Großkesselbes. Heft 87 (1963)
 Heft 88 (1964)

| | <u>Seite</u> |
|---|--------------|
| 7. Reaktorphysikalische Untersuchungen und Berechnungen | 7 - 2 |
| 7.1 Parameterstudien | 7 - 2 |
| 7.1.1 Beschreibung der benutzten Programme | 7 - 2 |
| 7.1.2 Definition von Sicherheitskenngrößen | 7 - 3 |
| 7.1.3 Ergebnisse der Parameterstudien | 7 - 5 |
| 7.2 Berechnung des Referenzreaktors | 7 - 7 |
| 7.2.1 Bestimmung der kritischen Masse, der Brut-
rate und der Verteilung der Absorptions-,
Brut- und Spaltraten | 7 - 7 |
| 7.2.2 Bestimmung von Sicherheitskenngrößen | 7 - 14 |
| 7.2.3 Untersuchungen über die Reaktivität des
Regel- und Abschaltsystems | 7 - 16 |
| 7.2.4 Optimalisierung des Volumenverhältnisses
der beiden Core-Zonen | 7 - 19 |
| 7.2.5 Abbrand- und Langzeitverhalten | 7 - 22 |
| Literatur | 7 - 25 |

7.1 Parameterstudien

Vor Beginn der Untersuchungen waren im wesentlichen zwei Studien veröffentlicht, die sich mit dem hier interessierenden Problemkreis beschäftigten :

1. Die Studie von SOFER und Mitarbeitern [1], die hauptsächlich wegen der Verwendung eines ungeeigneten Gruppensatzes teilweise unrichtige Resultate lieferte.
2. Die Studie von SOODAK [2], in der jedoch meist kleinere Reaktoren untersucht wurden und in der nur U 235 als Spaltstoff betrachtet wurde, während in unseren Untersuchungen Plutonium als Spaltstoff verwendet wird.

Obwohl gegenwärtig an einigen Stellen an der Entwicklung eines dampfgekühlten, schnellen Brutreaktors gearbeitet wird [3], ist bisher noch keine eingehende Studie der dabei auftretenden neutronenphysikalischen Probleme bekannt geworden. Es war daher zunächst erforderlich, ausgedehnte Parameterstudien durchzuführen, um den Einfluß von verschiedenen Parametern auf wichtige Reaktorkenngrößen zu studieren und ihre Bedeutung für die Reaktorauslegung kennenzulernen. Dabei zeigte es sich, daß bei Dampfkühlung die Zahl der Parameter größer ist (Höhe des Betriebsdruckes, Zusammensetzung des Kühlmittels) und außerdem wichtige Reaktorkenngrößen sehr viel empfindlicher von den einzelnen Parametern abhängen als bei Natriumkühlung.

7.1.1 Beschreibung der benutzten Programme

Die nuklearen Rechnungen wurden auf einer IBM 7070 bzw. 7074 fast ausschließlich mit dem nuklearen Programmsystem NUSYS [4] durchgeführt, welches die nachstehend genannten Einzelprogramme enthält. Die Berechnung der makroskopischen Wirkungsquerschnitte unter Berücksichtigung der energetischen Selbstabschirmung aus den Daten des 26-Gruppensatzes von BONDARENKO und Mitarbeitern [5] erfolgte mit Hilfe des Programmes 00446. Zur Verkürzung der Rechenzeit, besonders für zweidimensionale Rechnungen, wurde eine Kondensation auf wenige Gruppen (4 - 6) mit Hilfe des Programms 00352 vorgenommen. Das gleiche Programm gestattete es auch, nach Vorgabe eines Bucklings für eine bestimmte Materialzusammensetzung, sog. nulldimensionale Rechnungen zur Ermittlung von k_{eff} durchzuführen. Zur Berechnung von Reaktionsraten wurde die zugehörige Auswertephase 00447 verwendet. Unter Benutzung einer Zwischenphase 1784 war es außerdem möglich, mit Hilfe des Programms 1185 und der zugehörigen Unter-

programme bei einer Materialzusammensetzung den Wert von k_{eff} zu sehr vielen Bucklings zu bestimmen, wobei man außerdem noch die Werte für die Diffusionsfläche M^2 und für die Neutronengenerationsdauer l erhält (vgl. [6]). Die eindimensionalen Rechnungen wurden mit dem Programm 00431 und den zugehörigen Auswertphasen durchgeführt. Für die zweidimensionalen Rechnungen wurde das DIXY-Programm 000940 mit der zugehörigen Auswertephase 01029 verwendet. Die Berechnung von Dopplerkoeffizienten erfolgte mit dem Programm 8440, wobei bei nulldimensionalen Rechnungen noch das Programm 00448, bei eindimensionalen Rechnungen das Störungsprogramm 02221 mit den entsprechenden Folgephasen benötigt wurden.

7.1.2 Definition von Sicherheitskenngrößen

Für das Sicherheitsverhalten eines dampfgekühlten Reaktors sind folgende vier Kenngrößen maßgebend, die primär von dem Verlauf der Funktion $k_{\text{eff}}(\rho)$ abhängen, d.h. von dem Einfluß der Dampfdichte ρ auf die Multiplikationseigenschaften des Reaktors:

1. Die Reaktivitätsänderung bei Kühlmittelverlust (loss - reactivity)

$$\Delta k_{\text{L}} = k_{\text{eff}}(\rho = 0) - k_{\text{eff}}(\rho_{\text{N}})$$

ρ_{N} ist dabei die Dampfdichte im Normalbetrieb

2. Die Reaktivitätsänderung beim Fluten

$$\Delta k_{\text{F}} = k_{\text{eff}}(\rho = 1) - k_{\text{eff}}(\rho_{\text{N}})$$

3. Der Dampfdichtekoeffizient der Reaktivität

$$(dk_{\text{eff}}/d\rho)_{\text{N}} \text{ abgekürzt mit } (dk/d\rho)_{\text{N}}$$

4. Die maximale Reaktivitätserhöhung, die bei Veränderung der Dampfdichte auftreten kann

$$\Delta k_{\text{max}} = \text{Max} [k_{\text{eff}}(0 \leq \rho \leq 1) - k_{\text{eff}}(\rho_{\text{N}})]$$

Normalerweise sollte $k_{\text{eff}}(\rho_{\text{N}}) = 1$ sein; es ist jedoch zweckmäßig, die hier gewählten Definitionen zu benutzen, da sie auch für Reaktoren, die nicht exakt kritisch sind, verwendbar bleiben. Die Bedeutung dieser vier Sicherheitskenngrößen wird in Abb. 7.1-1 am Beispiel eines in gewissen Grenzen willkürlichen angenommenen Funktionsverlauf $k_{\text{eff}}(\rho)$ demonstriert. In dieser Abbildung ist $(dk/d\rho)_{\text{N}} > 0$, d.h. bei einer Erhöhung der Dampfdichte wird

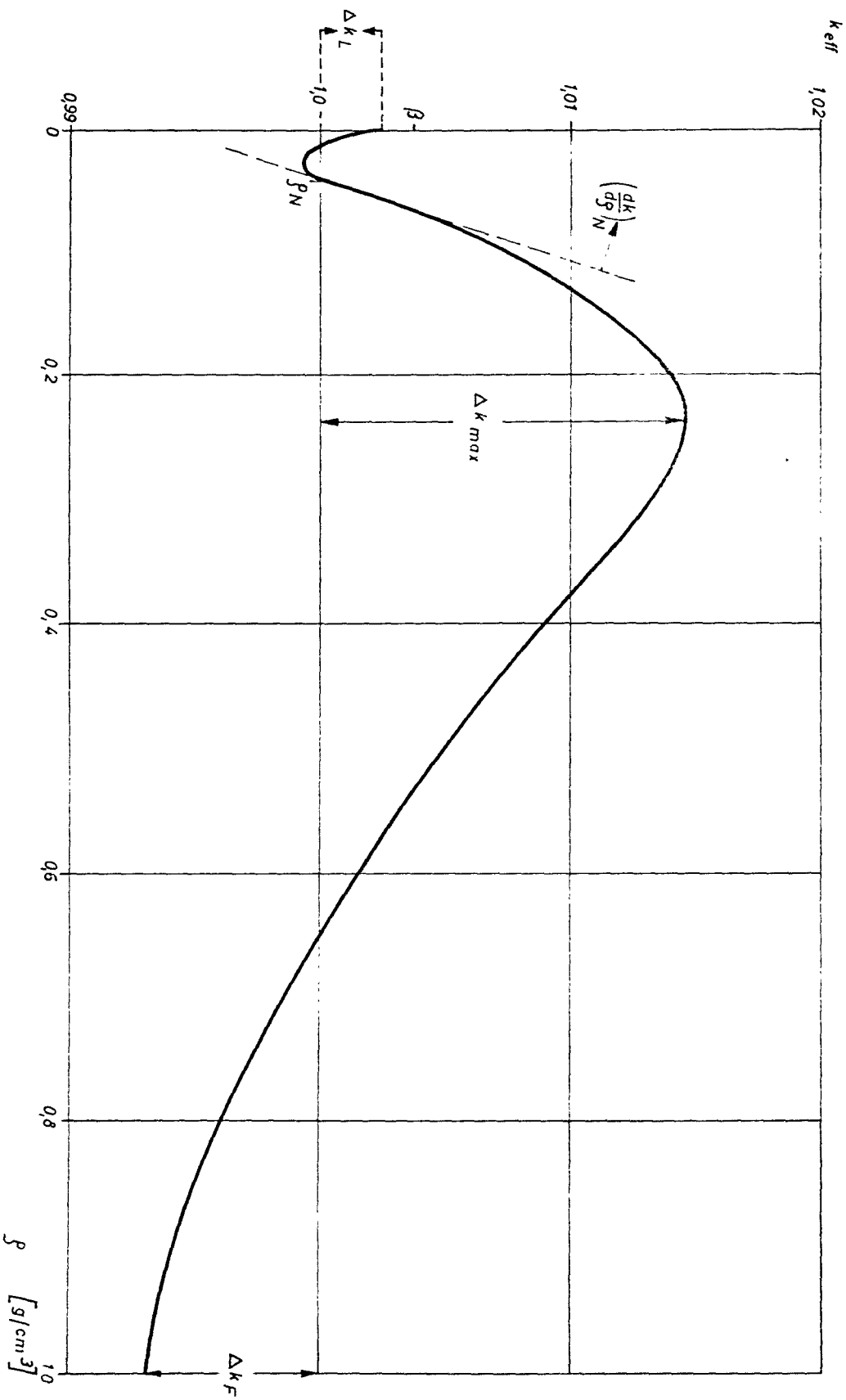


Abb. 7.1-1 Einfluss der Dampfdichte auf die Reaktivität des Reaktors

auch k_{eff} größer. Ein positiver Dampfdichtekoeffizient wird im allgemeinen wünschenswert sein, da er in den meisten Fällen eine stabilisierende Wirkung bei Dichte- oder Leistungsschwankungen ausübt.

Neben den bisher genannten Sicherheitskenngrößen ist vor allem noch der Dopplerkoeffizient von großer Bedeutung, der - neben anderen Koeffizienten - zusammen mit dem Dampfdichtekoeffizienten für die Stabilität des Reaktors entscheidenden Leistungskoeffizienten (power-coefficient) maßgebend ist.

7.1.3 Ergebnisse der Parameterstudien

In den nuklearen Parameterstudien wurden zunächst die sinnvollen Parameter innerhalb plausibler Grenzen variiert, um ihren Einfluß auf wichtige Reaktoreigenschaften kennenzulernen. Einige Parameter, wie z.B. Größe und Form des Reaktors oder der Kühlmittelvolumenanteil α , sind im wesentlichen durch thermodynamische und konstruktive Forderungen festgelegt. Erste wärme- und strömungstechnische Überlegungen ließen erwarten, daß das Corevolumen zwischen 5 und 8 m³, das H/D-Verhältnis des Cores zwischen 1/3 und 1/2 und α zwischen 0,25 und 0,40 liegen wird.

In dem derart festgelegten Parameterbereich wurden neutronenphysikalische Untersuchungen durchgeführt, die in [7] und [14] im einzelnen beschrieben sind. Hier sollen nur die wichtigsten Ergebnisse angeführt werden.

Es zeigt sich, daß die Plutonium-Isotopenzusammensetzung, insbesondere der Pu 240-Anteil, das Reaktivitätsverhalten eines dampfgekühlten, schnellen Brutreaktors sehr stark beeinflusst. Im gefluteten Zustand bewirkt Pu 240 vor allem durch Absorption in der 1 eV-Resonanz eine starke Verminderung der Reaktivität; Δk_{F} sinkt um 0,20 - 0,25. Bei Kühlmittelverlust wirkt sich die Anwesenheit von Pu 240 wegen seiner Schnellspaltung nachteilig aus; Δk_{L} steigt um 0,03 - 0,04.

Um die parasitären Absorptionen möglichst gering zu halten, verwendet man im allgemeinen für Struktur- und Hüllmaterial vorzugsweise Werkstoffe mit kleinem Absorptionsquerschnitt. Beim dampfgekühlten, schnellen Reaktor besteht jedoch die Notwendigkeit, der als Hüllmaterial benutzten Legierung Stoffe wie Molybdän, Niob und Tantal zur Erhöhung der Festigkeit beizumischen [s. Kap. 6.1], die wesentlich größere Absorptionsquerschnitte als

z.B. Eisen besitzen. Der Zusatz solcher Materialien wirkt sich ungünstig auf Δk_L , $(dk/d\beta)_N$, den Dopplerkoeffizienten, die Brutrate und die kritische Masse aus.

Während des Reaktorbetriebs wird Spaltstoff verbraucht, Brutstoff in Spaltstoff umgewandelt und es entstehen aus dem gespaltenen Brennstoff Spaltprodukte. Die Auswirkungen der ersten beiden Vorgänge hängen hauptsächlich von den Bruteigenschaften des Reaktors ab; im allgemeinen bewirken sie, daß die Kritikalität mit zunehmender Betriebsdauer des Reaktors abnimmt. Gleichzeitig sammeln sich mehr Spaltprodukte im Reaktor an, was zu einer Erhöhung der parasitären Absorption und damit zu einer weiteren Verminderung der Kritikalität beiträgt. Mit wachsender Spaltproduktkonzentration wird Δk_F kleiner, d.h. das Flutverhalten günstiger, während Δk_L und $(dk/d\beta)_N$ ungünstig beeinflusst werden.

Es zeigt sich, daß es notwendig ist, in den neutronenphysikalischen Rechnungen eine mittlere Spaltproduktkonzentration zu berücksichtigen, da nur dann ein realistischer Wert für die Brutrate bestimmt werden kann.

Bei der Dampfkühlung hat man - im Gegensatz zur Natriumkühlung - einen weiten Spielraum in der Wahl des Betriebsdruckes: etwa zwischen 70 und 250 atü. Die Untersuchungen zeigten, daß bei der Entscheidung über die neutronenphysikalischen Vor- und Nachteile eines hohen Druckes gegenüber einem niedrigen Druck der Wert des Abbrandes eine wichtige Rolle spielt. Bei kleinen Werten des Abbrandes erhält man bei niedrigen Drücken lediglich eine bessere Brutrate, bei hohen Werten des maximalen Abbrandes von etwa 100 000 MWd/to liefert ein niedriger Druck außerdem auch noch günstigere Werte für Δk_L und Δk_F ; die beiden Kenngrößen $(dk/d\beta)_N$ und der Dopplerkoeffizient, die für die Stabilität des Reaktors wichtig sind, bleiben jedoch ungünstiger als bei höheren Drücken.

Auch bei der Entscheidung zwischen H_2O und D_2O als Kühlmittel muß der Abbrand berücksichtigt werden. Bei kleinen Werten des Abbrandes spricht im wesentlichen die Brutrate zugunsten des teureren D_2O ; bei 100 000 MWd/to dagegen werden die beiden Stabilitätskenngrößen $(dk/d\beta)_N$ und der Dopplerkoeffizient für D_2O ungünstiger als für H_2O .

7.2 Berechnung des Referenzreaktors7.2.1 Bestimmung der kritischen Masse, der Brutrate und der Verteilung der Absorptions-, Brut- und Spaltraten

Die Angaben über den geometrischen Aufbau des Reaktors und die Massen- und Ratenverteilungen sind der Tab. 7.2-1 zu entnehmen. Dabei bedeuten die einzelnen Bezeichnungen:

$$\begin{array}{l}
 R_1 = \text{innerer Radius} \\
 R_a = \text{äußerer Radius} \\
 H_o = \text{obere Grenze} \\
 H_u = \text{untere Grenze} \\
 \rho_\alpha = \text{Dampfdichte}
 \end{array}
 \left. \begin{array}{l} \\ \\ \\ \\ \\ \end{array} \right\} \begin{array}{l} \text{der Zone} \\ \\ \text{der Zone, gerechnet von Unterkante Reaktorkern} \end{array}$$

Die Kritikalität des Reaktors beträgt 1,0022.

Tabelle 7.2.-1

| | R_1
[cm] | R_a
[cm] | H_o
[cm] | H_u
[cm] | ρ_α
[g/cm ³] | Masse
Pu239+
Pu241
[kg] | Masse
U238+
Pu240
[kg] | Absorp-
tions-
rate | Brut-
rate | Spalt-
rate |
|--------------|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------------------------------|----------------------------------|---------------------------------|---------------------------|---------------|----------------|
| Ob.ax.Bl.1 | 0 | 92 | 217 | 182 | 0,0994 | 66 | 3455 | 0,0458 | 0,0191 | 0,0048 |
| 1.Core Zone1 | 0 | 92 | 182 | 152,6 | 0,0923 | 293 | 2614 | 0,1898 | 0,0710 | 0,0686 |
| " 2 | 0 | 92 | 152,6 | 123,2 | 0,0799 | 293 | 2614 | 0,3235 | 0,1217 | 0,118 |
| " 3 | 0 | 92 | 123,2 | 93,8 | 0,0681 | 293 | 2614 | 0,3695 | 0,1408 | 0,137 |
| " 4 | 0 | 92 | 93,8 | 64,4 | 0,0591 | 293 | 2614 | 0,3248 | 0,1237 | 0,120 |
| " 5 | 0 | 92 | 64,4 | 35 | 0,0534 | 293 | 2614 | 0,1988 | 0,0763 | 0,0733 |
| Unt.ax.Bl.1 | 0 | 92 | 35 | 0 | 0,0503 | 66 | 3455 | 0,0504 | 0,0297 | 0,0075 |
| Ob.ax.Bl.2 | 92 | 130 | 217 | 182 | 0,0994 | 66 | 3455 | 0,0310 | 0,0129 | 0,0033 |
| 2.Core Zone1 | 92 | 130 | 182 | 152,6 | 0,0923 | 362 | 2539 | 0,1372 | 0,0468 | 0,0553 |
| " 2 | 92 | 130 | 152,6 | 123,2 | 0,0799 | 362 | 2539 | 0,2339 | 0,0799 | 0,0953 |
| " 3 | 92 | 130 | 123,2 | 93,8 | 0,0681 | 362 | 2539 | 0,2670 | 0,0922 | 0,1095 |
| " 4 | 92 | 130 | 93,8 | 64,4 | 0,0591 | 362 | 2539 | 0,2342 | 0,0807 | 0,0969 |
| " 5 | 92 | 130 | 64,4 | 35 | 0,0534 | 362 | 2539 | 0,1426 | 0,0495 | 0,0588 |
| Unt.ax.Bl.2 | 92 | 130 | 35 | 0 | 0,0503 | 66 | 3455 | 0,0325 | 0,0192 | 0,0049 |
| Rad.Blanket | 130 | 165 | 217 | 0 | 0,1 | 613 | 32225 | 0,2685 | 0,1718 | 0,0477 |
| | | | | | | 4152 | 71810 | 2,850 | 1,135 | 1,000 |

Die Massen- und Ratenverteilungen beziehen sich auf einen Reaktor mit einem gemittelten maximalen Abbrand von 55 000 MWd/to. Unter der Annahme eines zyklischen Abbrandmodells [8] mit dem Umsetzschema $n = 3$ schwankt der axial gemittelte Abbrand einer Gruppe von drei Brennelementen zwischen 18 300 und 36 700 MWd/to. Zur Vereinfachung der neutronenphysikalischen Rechnungen wurde stets der Mittelwert von 27 500 benutzt und die Ortsabhängigkeit der Verteilung der Spaltprodukte vernachlässigt.

In Tab. 7.2-2 ist die Aufschlüsselung einiger wichtiger Raten auf die verschiedenen Reaktorzonen angegeben. Dabei bedeutet:

ABSTO : totale Absorptionsrate
 ABSST : Absorptionsrate im Struktur- und Canmaterial
 ABSFP : Absorptionsrate in den Spaltprodukten
 ABSFI : Absorptionsrate in den Spaltmaterialien
 CAPBR : Einfangrate in den Brutmaterialien
 SFISS : Spaltrate im gesamten Brennstoff

Tabelle 7.2-2

| | ABSTO | ABSST | ABSFP | ABSI | CAPBR | SFISS |
|---------|--------|--------|---------|--------|--------|--------|
| Core 1 | 1,4064 | 0,1252 | 0,04476 | 0,5541 | 0,5691 | 0,5159 |
| Core 2 | 1,0150 | 0,0832 | 0,02829 | 0,4467 | 0,3723 | 0,4158 |
| Ax. Bl. | 0,1598 | 0,0184 | 0 | 0,0189 | 0,0863 | 0,0206 |
| Rad.Bl. | 0,2685 | 0,0108 | 0 | 0,0469 | 0,1832 | 0,0477 |
| Ges. | 2,8497 | 0,2376 | 0,07305 | 1,0667 | 1,2109 | 1,000 |
| Core | 2,4214 | 0,2084 | 0,07305 | 1,0008 | 0,9414 | 0,9317 |
| Blanket | 0,4283 | 0,0292 | 0 | 0,0658 | 0,2695 | 0,0683 |

Aus den Tabellen 7.2-1 und 7.2-2 können folgende wichtige Feststellungen entnommen werden:

1. Bei dem untersuchten Reaktor handelt es sich im wesentlichen um einen internen Brüter; die interne Konversionsrate des Cores liegt bei 0,95, diejenige der inneren Core-Zone sogar bei 1,03; im Blanket finden nur 15 % der gesamten Absorptionsprozesse bzw. 22 % der Einfangprozesse in Brutmaterialien statt.

2. Der Anteil des Blankets an der Absorptionsrate in den Spaltmaterialien und an der Leistungsverteilung ist recht erheblich, bedingt durch das Vorhandensein von Pu 239 im Blanket. Diese Anteile hängen stark von der gewählten Pu 239-Konzentration und damit von der Blanket-Aufbereitung ab und beeinflussen auch in geringem Umfang die Brutrate.
3. Der Anteil der Absorptionen im Struktur- und Hüllmaterial und in den Spaltprodukten ist relativ hoch (11 %), bedingt durch die Verwendung von Inconel 625 im Core und durch das "weichere" Spektrum bei Dampfkühlung, verglichen mit Natriumkühlung.
4. Das Verhältnis der Absorptionen im Struktur- und Hüllmaterial zur Gesamtaborption wird im radialen Blanket wesentlich günstiger dadurch, daß Incoloy 800 anstelle von Inconel 625 verwendet wurde.
5. In der axialen Verteilung der einzelnen Raten ist eine deutliche Asymmetrie zu bemerken. Diese hat zwei Ursachen:
 - a) die Variation der Dampfdichte in axialer Richtung; diese bewirkt das Ansteigen der Konversionsrate in jeder axialen Zone mit sinkender Dampfdichte. Normalerweise sollten die Raten symmetrisch liegender Zonen an den Stellen der höheren Dampfdichte größer sein, da die Wirkungsquerschnitte mit sinkender Neutronenenergie steigen. Der nachstehend unter b) erwähnte Effekt überkompensiert jedoch diese Tendenz.
 - b) die Regelstäbe werden höchstens soweit ausgefahren, daß die Borfüllung nicht mehr in das Core hineinreicht. Dadurch befindet sich im oberen Blanket Bor, das wegen des Verlaufs seines Absorptionsquerschnittes zu einer Spektrumshärtung führt (die Konversionsrate des oberen Blankets ist aus diesem Grunde höher als die des unteren). Außerdem bewirkt die starke Absorption im Bor auch im Core eine deutliche Flußverschiebung in Richtung zum unteren Blanket hin.

Der Verlauf der Spalt- und Brutratendichten in axialer und radialer Richtung ist in den Abbildungen 7.2-1 bis 7.2-4 wiedergegeben.

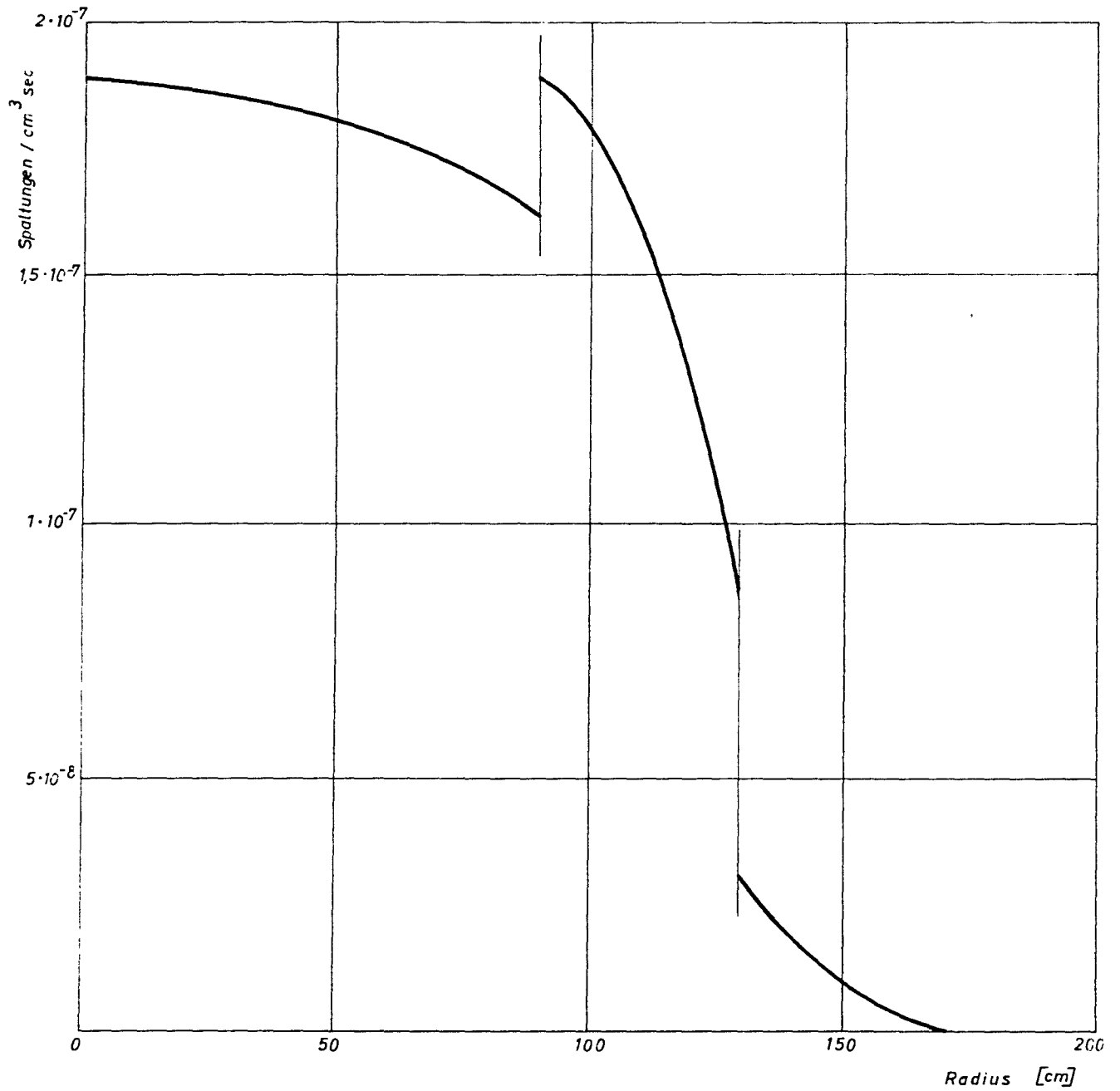


Abb. 7.2-1 Radiale Verteilung der normierten Spaltratendichte (1 Spaltung/sec im gesamten Reaktor)

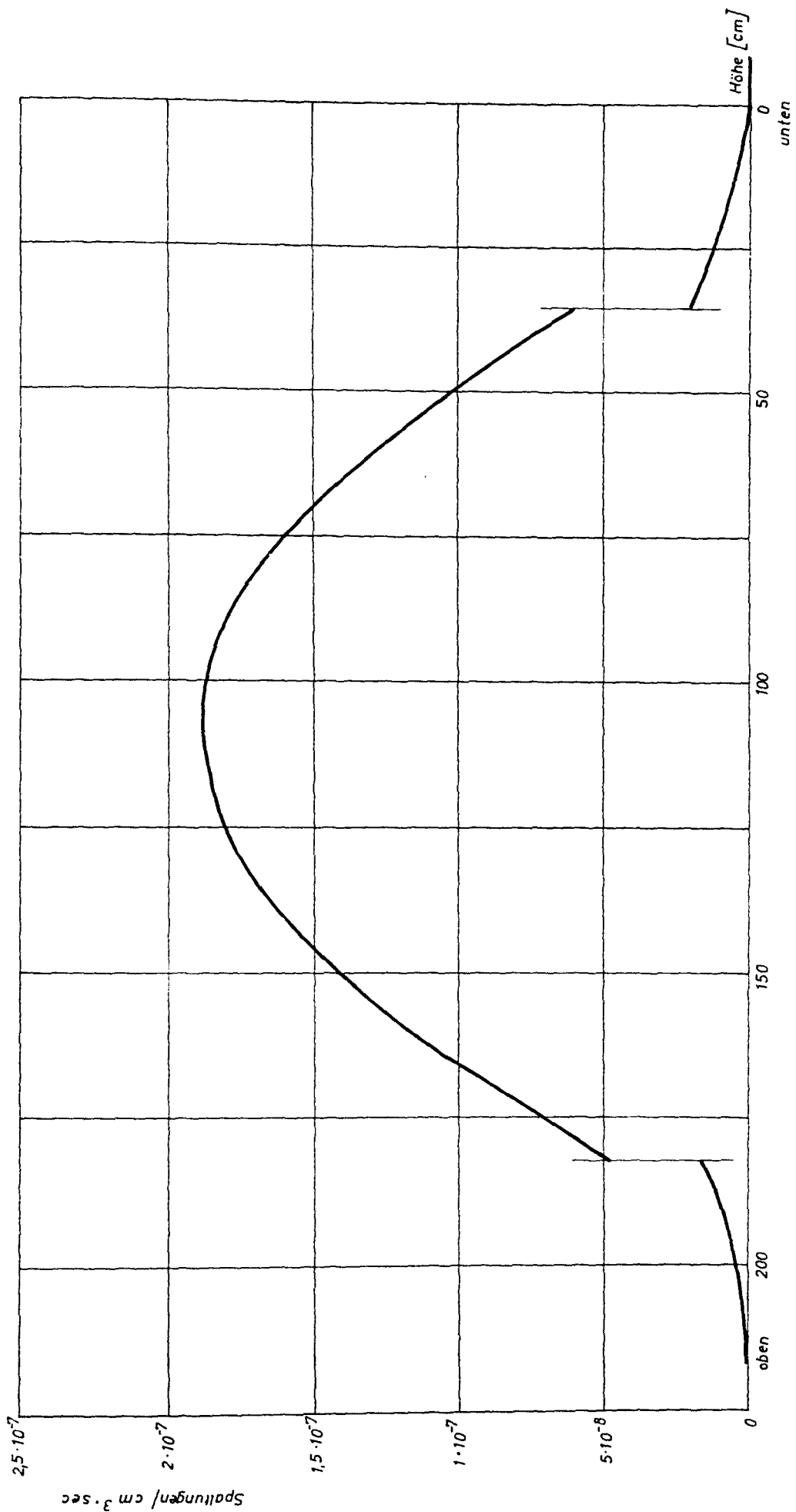


Abb. 7.2-2 Axiale Verteilung der normierten Spaltratenendichte

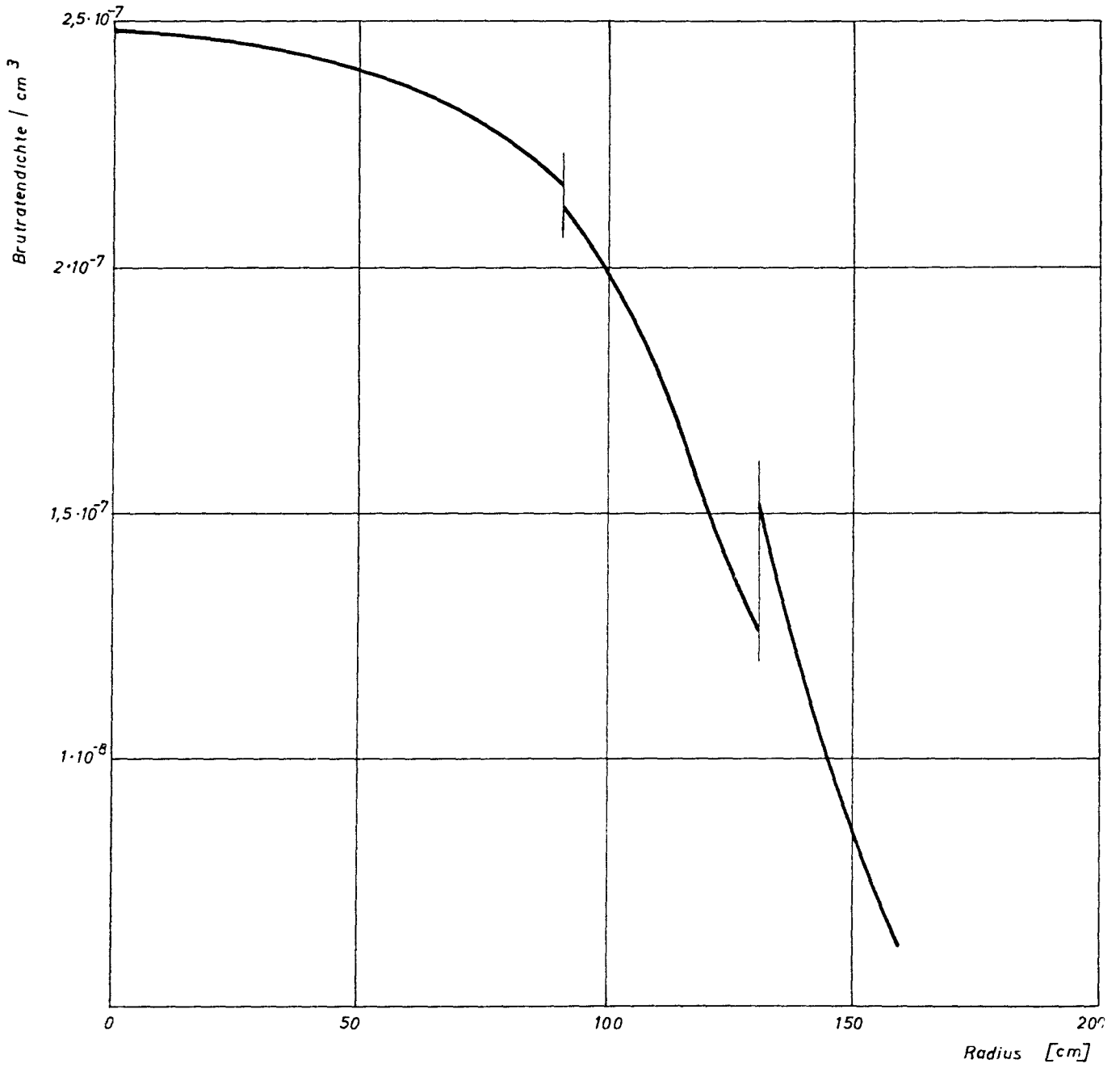


Abb. 7.2-3 Radiale Verteilung der normierten Brutratendichte

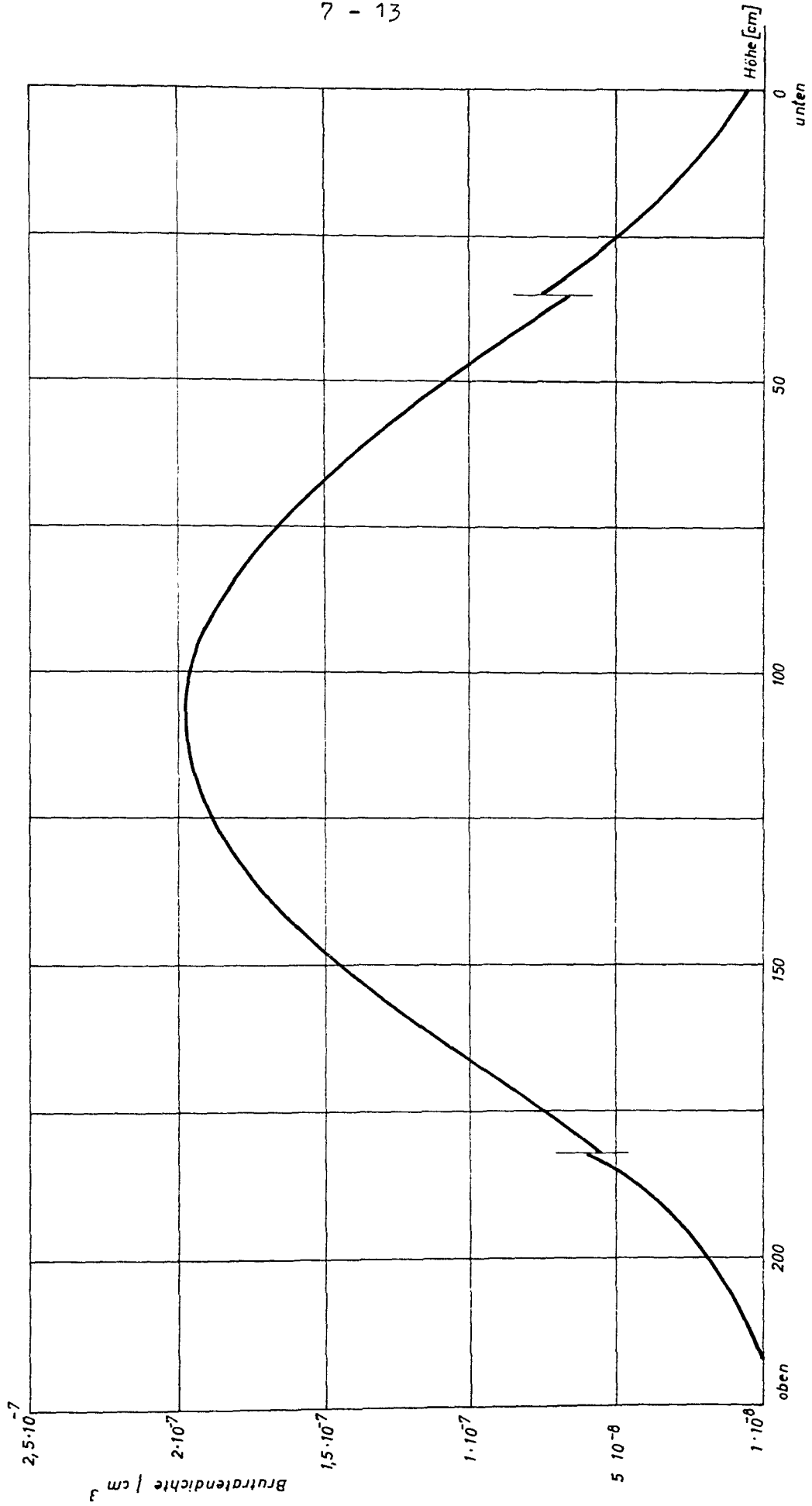


Abb. 7.2-4 Axiale Verteilung der normierten Brutradendichte

7.2.2 Bestimmung von Sicherheitskenngrößen

Zur Berechnung von Sicherheitskenngrößen wurde das Core axial in fünf gleich hohe Zonen unterteilt, die bis auf die Dampfdichte gleiche Materialzusammensetzung besitzen. Durch Änderung der Materialdichten ρ_1 bzw. der Teilchenzahl-dichten wurden die Verhältnisse $\frac{dk/k}{d\rho_1/\rho_1} \hat{=} \frac{dk/k}{dN/N}$ bestimmt, die in der Tab. 7.2-3 angegeben sind.

Tabelle 7.2-3

| | Dampf-
dichte
[g/cm ³] | $\frac{dk/k}{dN_K/N_K}$ | $\frac{dk/k}{dN_S/N_S}$ | $\frac{dk/k}{dN_B/N_B}$ | D.C. [pro °K] |
|---------------|--|----------------------------|----------------------------|----------------------------|---------------|
| Ob.Brutzzone | 0,0994 | - 6,21 · 10 ⁻⁴ | + 3,86 · 10 ⁻⁴ | + 1,167 · 10 ⁻³ | |
| Ax. Zone 1 | 0,0923 | - 1,328 · 10 ⁻³ | - 5,929 · 10 ⁻³ | + 2,561 · 10 ⁻² | - 1,579/-6 |
| " " 2 | 0,0799 | - 4,652 · 10 ⁻³ | - 2,492 · 10 ⁻² | + 6,005 · 10 ⁻² | - 4,381/-6 |
| " " 3 | 0,0681 | - 6,387 · 10 ⁻³ | - 3,563 · 10 ⁻² | + 8,08 · 10 ⁻² | - 5,684/-6 |
| " " 4 | 0,0591 | - 4,838 · 10 ⁻³ | - 2,728 · 10 ⁻² | + 6,718 · 10 ⁻² | - 4,301/-6 |
| " " 5 | 0,0534 | - 1,571 · 10 ⁻³ | - 7,650 · 10 ⁻³ | + 3,23 · 10 ⁻² | - 1,644/-6 |
| Unt.Brutzzone | 0,0503 | - 3,15 · 10 ⁻⁴ | + 2,93 · 10 ⁻⁴ | + 1,33 · 10 ⁻³ | |

Die Indices haben folgende Bedeutung:

K = Kühlmittel

S = Struktur- und Can-Material (Inconel 625, normale Dichte 8,01 g/cm³)

B = Brennstoff (UO₂ - PuO₂, normale Dichte 87 % der theoretischen Dichten)

D.C. bedeutet den Dopplerkoeffizienten dk/dT_B bei 900 °K

Der axiale Verlauf der Koeffizienten innerhalb der einzelnen Zonen ist in der Abb. 7.2-5 dargestellt. Der Kurvenverlauf der Verhältniszerte dk/k zu dN_R/N_R zeigt, daß der größte Kritikalitätszuwachs bei nahezu vollständiger Entleerung des Reaktors (nicht nur der Spaltzonen) auftreten wird.

Die integralen Sicherheitskenngrößen für den gesamten Reaktor betragen:

Kühlmittel: $\frac{dk/k}{dN_K/N_K} = - 0,0188$

Strukturmaterial: $\frac{dk/k}{dN_S/N_S} = - 0,1$

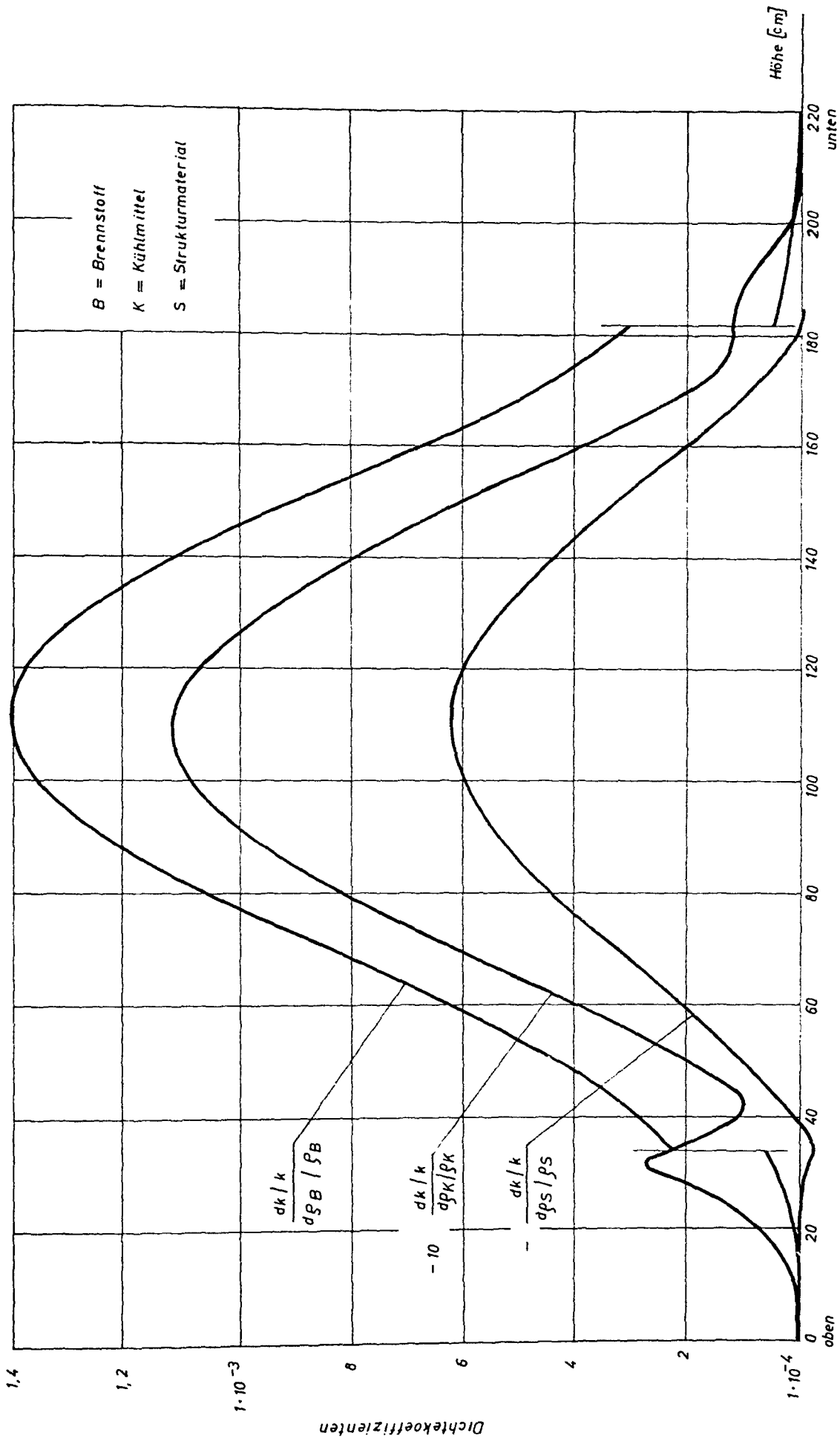


Abb. 7.2-5 Axiale Verteilung der Dichtekoeffizienten

Brennstoff: $\frac{dk/k}{dN_B/N_B} = + 0,266$

Dopplerkoeffizient: D.C. = $- 1,75 \cdot 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{K}^{-1}$ (bei $900 \text{ } ^\circ\text{K}$)

Außerdem wurden noch die radialen und axialen Ausdehnungskoeffizienten bestimmt:

$$\frac{dk/k}{dR/R} = 6,8 \cdot 10^{-2}$$

$$\frac{dk/k}{dH/H} = 6,5 \cdot 10^{-2}$$

7.2.3 Untersuchungen über die Reaktivität des Regel- und Abschaltsystems

Bei der Auslegung des Regelsystems sind folgende Einflüsse zu berücksichtigen:

- der totale Kühlmittelverlust bringt einen Kritikalitätsanstieg von $3,6 \text{ } ^\circ\text{/o}$
- beim Ansteigen des maximalen, axial gemittelten Abbrandes von $19\,500$ auf $44\,500 \text{ MWd/to}$ ergibt sich eine Kritikalitätsänderung von $- 1,3 \text{ } ^\circ\text{/o}$
- im abgeschalteten Zustand sollte der Reaktor mit Sicherheit $2 - 3 \text{ } ^\circ\text{/o}$ unterkritisch sein
- der Dopplerkoeffizient beträgt $- 1,75 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{K}$ (bei $900 \text{ } ^\circ\text{K}$)

Daraus ergeben sich folgende Forderungen an die zu beherrschenden Kritikalitätsunterschiede:

- | | |
|---|-----------------------|
| a) Kühlmittelverlust: | 4 $^\circ\text{/o}$ |
| b) Abbrand: | 1,0 $^\circ\text{/o}$ |
| c) Abschaltsicherheit: | 3,0 $^\circ\text{/o}$ |
| d) Heiß - Kalt (bei Normaldampfdichte
$\xi_N = 0,0706 \text{ g/cm}^3$): | 3 $^\circ\text{/o}$ |

(ein Kritikalitätsunterschied von $0,341 \text{ } ^\circ\text{/o}$ entspricht $1 \text{ } \text{g}$)

Zur Berechnung der notwendigen Abschaltreaktivität wurden zunächst $2 \text{ } ^\circ\text{/o}$ des gesamten Core-Volumens mit entsprechendem Absorbermaterial gefüllt. Die durchgeführten nulldimensionalen Rechnungen bezogen sich auf ein homogenisiertes Core, sie berücksichtigen nicht den Einfluß der örtlichen Selbstabschirmung und möglicher Flußverwerfungen.

Untersucht wurden bei den mittleren Abbränden 27 500 und 50 000 MWd/t drei Zustände des Reaktors (Abb. 7.2-6):

1. ohne Kühlmittel ($\rho = 0 \text{ g/cm}^3$)
2. bei normaler Kühlmitteldichte ($\rho = 0,0706 \text{ g/cm}^3$)
3. im gefluteten Zustand ($\rho = 1 \text{ g/cm}^3$)

Für den Reaktor ohne irgendwelche Absorber ergaben sich bei 27 500 MWd/t Abbrand die Kritikalitätswerte der drei Zustände zu:

$$k_{\text{eff}}(\rho = 0) = 1,0414$$

$$k_{\text{eff}}(\rho = 0,0706) = 1,0037$$

$$k_{\text{eff}}(\rho = 1) = 0,956$$

Als Absorbermaterialien wurden neben anderen, weniger wirksamen Stoffen vor allem Borkarbid (B_4C), Europiumoxyd (Eu_2O_3) und Tantal (Ta) in ihrer natürlichen Isotopenzusammensetzung betrachtet. Die erreichten Kritikalitätsunterschiede sind in der Tabelle 7.2-4 zusammengefaßt.

Tabelle 7.2-4

| Material | B_4C | Eu_2O_3 | Ta |
|------------------------------------|----------------------|-------------------------|-------|
| Kritikalitätsunterschied | | | |
| bei $\rho = 0 \text{ g/cm}^3$ | 0,095 | 0,078 | 0,071 |
| bei $\rho = 0,0706 \text{ g/cm}^3$ | 0,124 | 0,132 | 0,120 |
| bei $\rho = 1 \text{ g/cm}^3$ | 0,256 | 0,315 | 0,192 |

Die mit Tantal erreichbaren Kritikalitätsunterschiede sind stets geringer als die der beiden anderen Materialien; Borkarbid hat bei Kühlmittelverlust eine höhere Wirksamkeit als Europium-Oxyd, das seinerseits bei der Normaldampfdichte und im gefluteten Zustand eine etwas größere Wirkung aufweist.

Die Addition aller zu beherrschenden Kritikalitätsunterschiede ergibt 11 ‰. Die Kritikalitätsunterschiede sind jedoch nicht alle gleichzeitig wirksam, maximal werden etwa 9 ‰ Abschaltreaktivität sowohl im Betriebszustand als auch bei kaltem Reaktor benötigt.

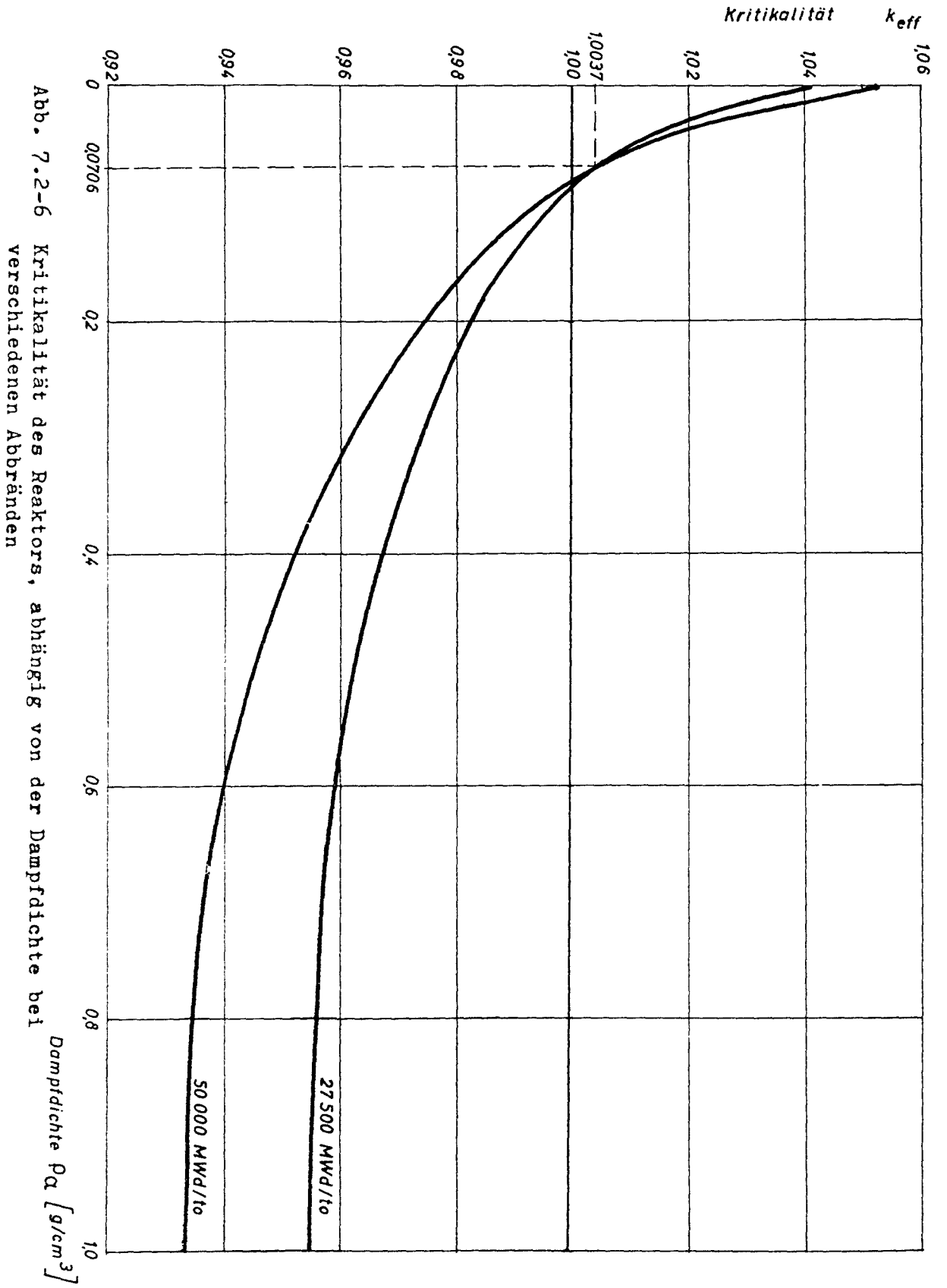


Abb. 7.2-6 Kritikalität des Reaktors, abhängig von der Dampfdichte bei verschiedenen Abbränden

Die Ergebnisse aus Tabelle 7.2-4 zeigen, daß der geflutete Reaktor mit eingefahrenen Regelstäben stark unterkritisch sein wird. Außerdem sieht man, daß mit einem Volumenanteil des Absorbermaterials von 2 - 2,5 % des Corevolumens die denkbaren Kritikalitätsunterschiede beherrscht werden können.

7.2.4 Optimalisierung des Volumenverhältnisses der beiden Core-Zonen

Durch Unterteilung des Cores in Zonen verschiedener Anreicherung kann eine Abflachung der Leistungsverteilung und damit eine größere Leistungsausbeute aus einem gegebenen Volumen bei vorgeschriebener maximaler Leistungsdichte erreicht werden. Wesentliche Vorteile werden bereits bei einem Zwei-Zonen-Core erreicht. Die Einführung von drei oder noch mehr Zonen bringt nur noch geringe weitere Vorteile.

Nach der Referenzstudie für den natriumgekühlten, schnellen Brutreaktor (Na 1) [9] erhält man die günstigsten Ergebnisse :

1. wenn bei vorgegebener Volumenaufteilung die Maxima der Spaltratendichte bzw. der Leistungsdichte in den beiden Zonen etwa gleich groß sind und
2. wenn beide Volumina etwa gleich groß sind.

Für den dampfgekühlten, schnellen Brutreaktor sind qualitativ ähnliche Ergebnisse zu erwarten, so daß nur die Umgebung der näherungsweise bekannten Maxima untersucht wurden.

Die beiden Abbildungen 7.2-7 und 7.2-8 stellen die wesentlichen Ergebnisse der in [10] ausführlich beschriebenen Untersuchungen dar.

Dabei ist:

$$\bar{\varphi} = \int_{R_1}^{R_a} \varphi(r) \cdot r \cdot dr / \left[\text{Max } \varphi(r) \right]_{R_1}^{R_a} \cdot \int_{R_1}^{R_a} r \cdot dr$$

$$\bar{\varphi}_1 = \int_{R_1}^{R_a} \varphi(r) \cdot r \cdot dr / \left[\text{Max } \varphi(r) \right]_{R_1}^{R_1} \cdot \int_{R_1}^{R_1} r \cdot dr$$

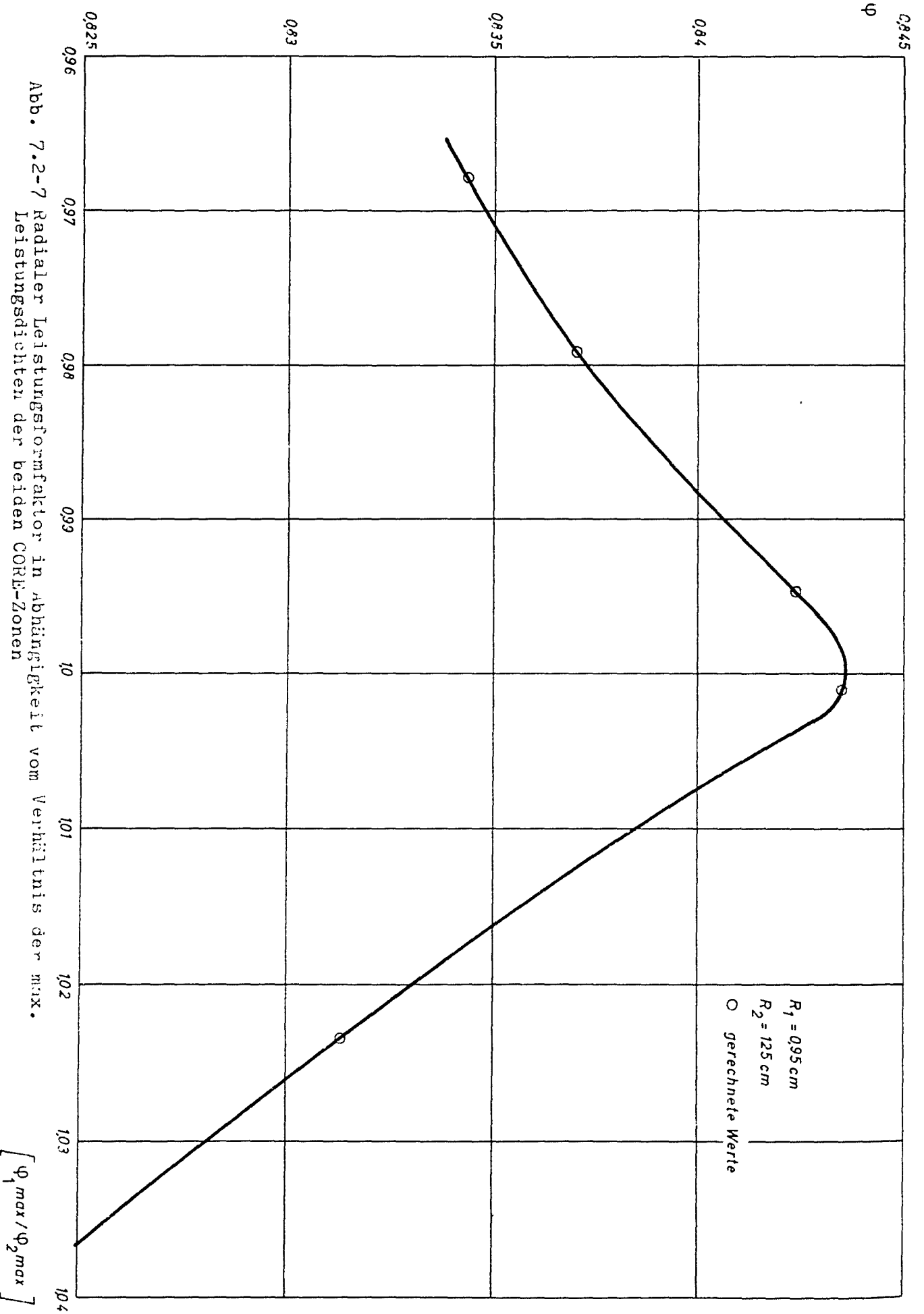


Abb. 7.2-7 Radialer Leistungsformfaktor in Abhängigkeit vom Verhältnis der max. Leistungsdichten der beiden CORE-Zonen

$[\Phi_1_{max} / \Phi_2_{max}]$

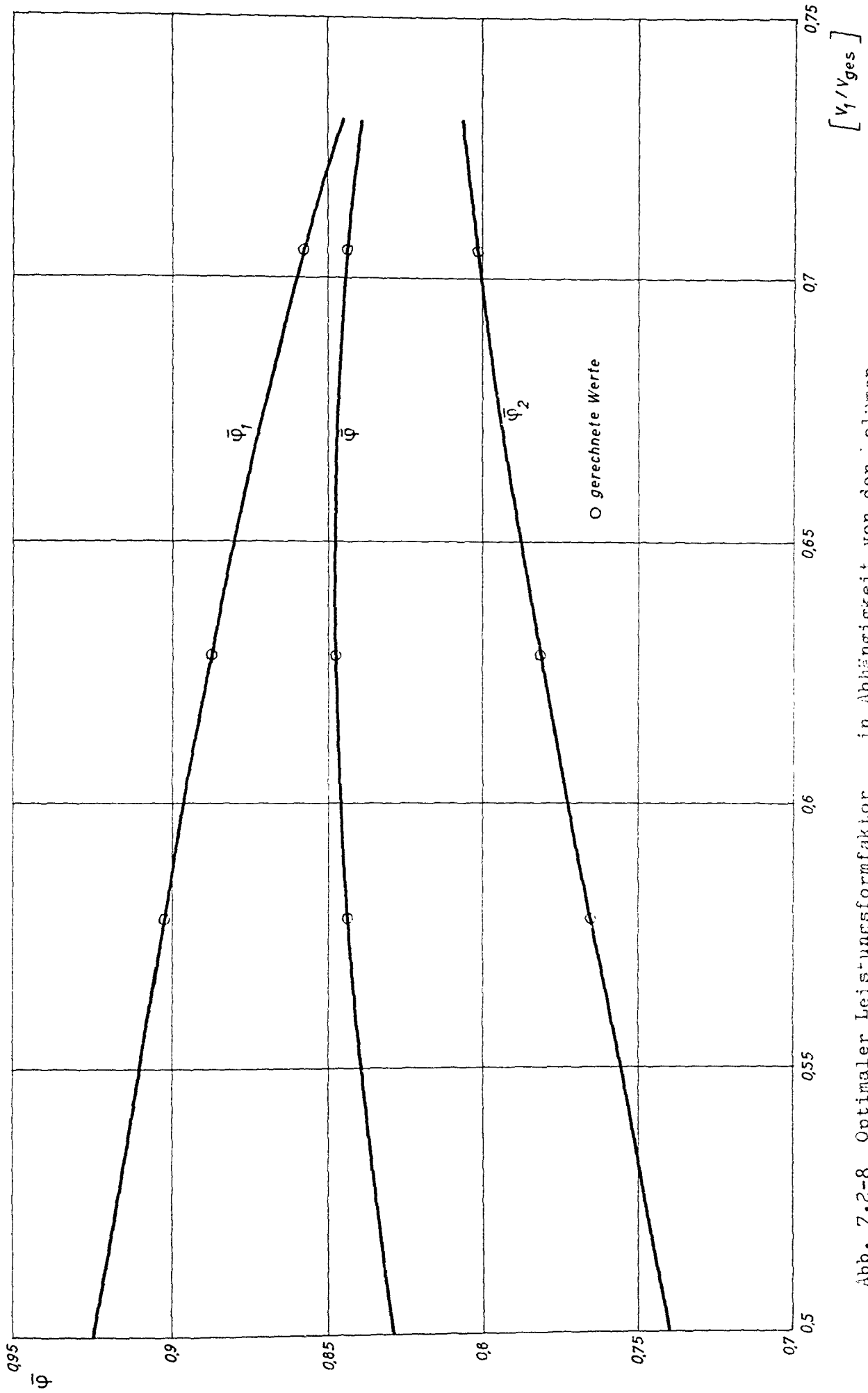


Abb. 7.2-8 Optimaler Leistungsformfaktor in Abhängigkeit von der Volumenaufteilung des Cores

$$\bar{\varphi}_2 = \int_{R_1}^{R_a} \varphi(r) \cdot r \, dr / \left[\text{Max } \varphi(r) \right]_{R_1}^{R_a} \cdot \int_{R_1}^{R_a} r \, dr$$

$$\varphi_{1 \text{ max}} = \left[\text{Max } \varphi(r) \right]_{R_1}^{R_1}$$

$$\varphi_{2 \text{ max}} = \left[\text{Max } \varphi(r) \right]_{R_1}^{R_a}$$

R_1 = innerer Core-Radius (in unserem Fall = 0)

R_a = äußerer Core-Radius (in unserem Fall = 125 cm)

$$V_1 \sim \int_{R_1}^{R_1} r \, dr, \quad V_2 \sim \int_{R_1}^{R_a} r \, dr, \quad V_{\text{ges}} = V_1 + V_2 \sim \int_{R_1}^{R_a} r \, dr$$

Aus den Abbildungen ergibt sich, daß die günstigsten Werte für $\bar{\varphi}$ erreicht werden bei $\varphi_{1 \text{ max}} / \varphi_{2 \text{ max}} = 1$ und dem Volumenverhältnis $V_1 / V_{\text{ges}} = 0,65$, d.h.

$V_1 / V_2 = 1,8$. Für das vorliegende Referenz-Core wurden diese Ergebnisse noch nicht verwendet. Da die Kurve jedoch verhältnismäßig flach verläuft, ist der Unterschied gering.

7.2.5 Abbrand- und Langzeitverhalten

Die Berechnungsmethode zur Untersuchung des Langzeit- und Abbrandverhaltens ist an anderer Stelle ausführlich beschrieben, z.B. in [9], [10]. Die wesentlichen Ergebnisse der Untersuchungen, die in [11] und [12] ebenfalls ausführlich dargestellt sind, lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- a) Bei einem maximalen, axial gemittelten Abbrand von 55 000 MWd/to ergibt sich zwischen dem über drei zusammengehörige Brennelemente gemittelten Abbrand von 18 300 und 36 700 MWd/to ein Wert von 0,01 für den Reaktivitätshub (der Einfluß der Spaltprodukte ist dabei berücksichtigt).

- b) Die zugehörige Standzeit, die man benötigt bis der Abbrand von 18 300 auf 36 700 Mwd/to angestiegen ist, beträgt 175^{*}Tage. Die Änderung der Leistungsverteilung während des Abbrennens kann aus Abb. 7.2-9 entnommen werden.
- c) Die sich einstellende Isotopenzusammensetzung des Plutoniums für die beiden interessierenden Betriebszustände wurde für einen dem Referenzreaktor ähnlichen Reaktor bestimmt. Der Betriebsfall 1 entspricht einer gemeinsamen Aufbereitung von Core und Blanket. Der Betriebsfall 2 einer getrennten Aufbereitung von Core und Blanket, wobei ein bestimmter Teil des im Blanket erzeugten Plutoniums dem neuen Core-Brennstoff zugefügt wird, so daß das neue Core wieder die gewünschte Kritikalität erreicht. Der Rest des Blanket-Plutoniums steht als Brutgewinn zur Verfügung. Die Werte für Pu[∞] in den beiden Betriebsfällen sind der folgenden Tabelle 7.2-5 zu entnehmen. In den Rechnungen wurde die Zusammensetzung für den Betriebsfall 1 benutzt.

Tabelle 7.2-5

Isotopenzusammensetzung

(Gleichgewicht) Pu[∞]

| Fall | Atom % | | | |
|------|--------|--------|--------|--------|
| | Pu 239 | Pu 240 | Pu 241 | Pu 242 |
| 1 | 74 | 22,7 | 2,3 | 1,0 |
| 2 | 63,7 | 30,5 | 3,4 | 2,4 |

^{*}bei Lastfaktor 1

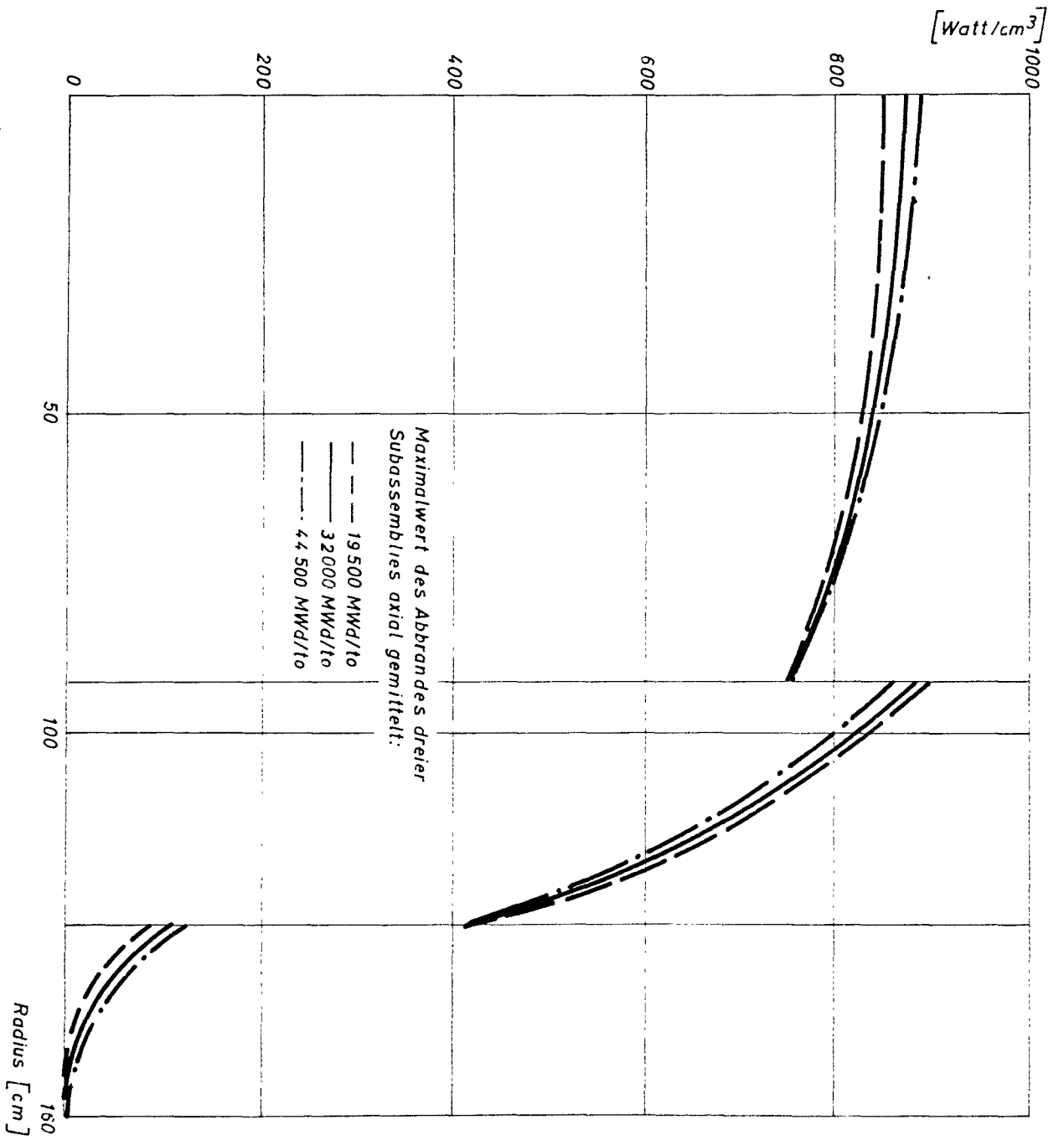


Abb. 7.2-9 Radiale Leistungsverteilung

Literaturverzeichnis

- [1] G. Sofer et al.: NDA 2148 - 4, 1961
- [2] H. Soodak: Seminar on the "Physics of Fast and Intermediate Reactors", Vienna 1962, SM-18/71
- [3] D.C. Schluderberg: TPCC - 737
- [4] H. Bachmann, M. Ferranti, R. Froelich, W. Höbel, M. Ilg, H. Kraetsch, M. Lalovie, D. Sanitz: Das Karlsruher Nuklear-Programm-System NUSYS (wird noch veröffentlicht)
- [5] L.P. Abagjan, N.O. Bazazjanc, I.I. Bondarenko, M.N. Nikolaev: Gruppenkonstanten schneller und intermediärer Neutronen für die Berechnung von Kernreaktoren, KFK-tr-144
- [6] H. Borgwaldt: PSB-Bericht Nr. 129/65
- [7] E. Kiefhaber, K. Ott: PSB-Bericht Nr. 133/65
- [8] W. Häfele et al.: PSB-Bericht Nr. 86/1964
- [9] D. Smidt, A. Müller et al.: Referenzstudie für den natriumgekühlten schnellen Brutreaktor (Na 1), PSB-Bericht Nr. 122/64
- [10] V. Hagemeister, E. Kiefhaber: PSB-Bericht Nr. 215/66
- [11] L. Mayer, V. Hagemeister, E. Kiefhaber: PSB-Bericht Nr. 221/66
- [12] A. Jansen, E. Kiefhaber: PSB-Notiz Nr. 170/66
- [13] E. Kiefhaber: PSB-Bericht Nr. 214/66

| | <u>Seite</u> |
|--|--------------|
| 8. Thermodynamik und kühlungstechnische Auslegung | 8 - 2 |
| 8.1 Beziehungen für den Wärmeübergang | 8 - 3 |
| 8.2 Beziehungen für den Druckabfall und die Verdichterleistung | 8 - 4 |
| 8.3 Beziehungen für den Anlagewirkungsgrad | 8 - 5 |
| 8.4 Die Berechnung des Heißen Kanals | 8 - 7 |
| 8.5 Die Berechnung des Cores | 8 - 14 |
| 8.6 Ergebnisse der Auslegung einiger Cores | 8 - 15 |
| 8.7 Zusätzliche Parameterstudien | 8 - 17 |
|
Literatur |
8 - 18 |

8. Thermodynamik und kühlungstechnische Auslegung

Die zuverlässige Vorausberechnung der Druckverluste, der Kühlmittel-, Hüllrohr- und Brennstofftemperaturen im Core, sowohl im stationären frischen Zustand als auch während des Abbrandes, ist eine der wichtigsten Aufgaben bei der Projektierung von Reaktorkernen, besonders bei Dampfkühlung.

Die thermische Belastbarkeit dampfgekühlter Cores wird in erster Linie von der maximal zulässigen Hüllrohrtemperatur und damit primär vom Wärmeübergang zwischen Brennstaboberfläche und Kühlmittel begrenzt.

Dampfgekühlte Brutreaktoren erhalten wegen der Brutrate und dem Kühlmittelverlusteffekt ein verhältnismäßig eng gepacktes Brennstabgitter im Reaktorkern. Je kleiner jedoch der Kühlmittelvolumenanteil, d.h. je enger das Coregitter gepackt wird, umso stärker wird auch die Abhängigkeit der Temperaturen und des Wärmeübergangs im Heißen Kanal von:

- Geometriestörungen, hervorgerufen durch Abmessungstoleranzen und Ausbiegen von Brennstäben
- Leistungsänderungen, hervorgerufen durch Überlast, Abweichungen in der Neutronenflußverteilung sowie Dichte- und Anreicherungstoleranzen im Brennstoff
- Abbrandeffekten, hervorgerufen durch verschiedene Abbrandzustände benachbarter Kernzellen.

Für die hieraus resultierenden, im voraus nicht einwandfrei berechenbaren Temperaturspitzen sind Heißkanalfaktoren in Rechnung zu stellen, die im Endeffekt entweder das Temperaturniveau der Brennstäbe und damit die Leistungsdichte im Core oder das Temperaturniveau des Kühlmittels und damit den Wirkungsgrad des ganzen Kraftwerks herabsetzen.

Je zuverlässiger und genauer die Vorausberechnung der Betriebstemperaturen im Core, also auch im Heißkanal, unter Einschluß des Abbrandverhaltens erfolgt, umso weniger sind die errechneten Heißkanalfaktoren Sicherheitsfaktoren und umso mehr kann die maximal zulässige Belastbarkeit, d.h. die optimale thermische Auslegung verwirklicht werden.

Es ist bei Dampfkühlung besonders das eng gepackte Core und die starke Temperaturabhängigkeit der Dampf-Stoffgrößen, welche bereits bei geringen Leistungs- und Geometrie-Störungen beträchtliche Änderungen der Temperatur- und Wärmeübergangsverhältnisse im Core bewirken.

Diese Zusammenhänge werden in [1] ausführlich behandelt.

Die thermische Auslegung und Dimensionierung des Cores erfolgt durch iterative Lösung der Nusseltgleichung, Enthalpiebilanz und Wärmeübergangsgleichung.

In Parameterstudien wurden die Einflüsse einiger der wichtigsten Core-Parameter untersucht. Eine verfeinerte Optimalisierung wird in der dieser Referenzstudie nachfolgenden Systemanalyse durchgeführt.

.1 Beziehungen für den Wärmeübergang

Wegen der bei Dampfkühlung schneller Reaktorkerne auftretenden großen Temperaturdifferenzen zwischen Kühlmittel und Brennstoffstäben sowie veränderlichen Prandtl-Zahlen ist zur optimalen Core-Auslegung eine genaue Kenntnis der Wärmeübergangsverhältnisse erforderlich. Neuere Untersuchungen hierzu [2] an axial durchströmten Stabbüdeln ergaben folgende, auf die D 1-Verhältnisse modifizierte Beziehung:

$$Nu = 0,0245 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,6} \left(\frac{T_d}{T_w} \right)^{0,575}$$

Diese Formel gilt für die hier vorliegenden Bedingungen der hohen Leistungsdichte und Re-Zahl sowie der Bündelgeometrie, d.h.:

1. für die hexagonale Stabanordnung mit einer 3-gängigen Spiralrippe pro Brennstab als Abstandshalter
2. für das Verhältnis Ganghöhe 1 zu Brennstabdurchmesser d von $\frac{1}{d} = 35$
3. für das Verhältnis Stabmittenabstand s zu Brennstabdurchmesser d von

$$1,15 < \frac{s}{d} < 1,25$$

Sie basiert auf der Wärmeübergangsbeziehung für das Kreisrohr nach Sutherland [3]

$$\text{Nu} = 0,021 \cdot \text{Re}^{0,8} \cdot \text{Pr}^{0,6} \left(\frac{T}{T_w} \right)^{0,575},$$

wobei, den Messungen entsprechend, der bessere Wärmeübergang im Bündel durch eine größere Konstante in der Nu-Gleichung dargestellt wird.

Dabei ist T die absolute Temperatur in °K, d steht für Dampf und w für die beheizte Wand.

Alle Stoffwerte beziehen sich auf die mittlere Dampftemperatur. Der den Gleichungen zugrunde liegende hydraulische Durchmesser ist definiert als $D_h = \frac{4F}{U}$, wobei F der durchströmte Querschnitt und U der benetzte Umfang ist.

Die Beziehung liefert in dem für dampfgekühlte Reaktoren interessierenden Druck- und Temperaturbereich, d.h. Prandtl-Zahlen zwischen etwa 0,9 und 2,0, auch hinreichend gute Übereinstimmung mit den deutschen Arbeiten von Hausen [4], Stephan [5] und anderen.

8.2 Beziehungen für den Druckabfall und die Verdichterleistung

Der Druckverlust ist im Reaktorkern durch folgende Gleichung gegeben:

$$\Delta p = \frac{1}{2 \bar{\rho}} \left(\frac{\dot{G}}{F} \right)^2 \left[\frac{f \cdot H}{D_h} + \frac{2 \Delta \theta}{\bar{T}} + 1,5 \frac{\bar{\rho}}{\rho_1} \right]$$

$\bar{\rho}$ ist die axial gemittelte Dampfdichte, \dot{G} / F der flächenbezogene Massendurchsatz, f der Reibbeiwert, H die Kühlkanallänge, $\Delta \theta$ die Kühlmittelaufheizspanne, \bar{T} die axial gemittelte Kühlmitteltemperatur, ρ_1 die Dampfdichte am Kanaleintritt.

Der erste Summand in der Klammer beschreibt den Reibungsdruckverlust durch Oberflächenrauigkeit, der zweite und dritte die Beschleunigungsverluste. Sie sind bedingt durch die Aufheizung und Volumenzunahme des Kühldampfes und durch Stoßverluste am Kanaleintritt mit einem Zuschlag von 50 % für Turbulenzverluste.

Der Reibungsbeiwert f hängt - wie bereits vorher der Wärmeübergang - von der Art der Abstandshalter ab, da diese die Strömung im Bündel erheblich beeinflussen. Allgemein kann gesagt werden, daß er mit wachsendem Teilungsverhältnis $\frac{s}{d}$ und mit kleiner werdender Steigung der spiraligen Abstandshalter, also mit abnehmendem Steigungsverhältnis $\frac{1}{d}$, zunimmt. In dem hier vorliegenden Re-Bereich

$$2 \cdot 10^5 < Re < 4 \cdot 10^5$$

wurde mit einem Reibungsbeiwert von $f = 0,02$ gerechnet.

Die relative Verdichterleistung errechnet sich zu

$$\frac{N}{Q_{th}} = \Delta p \cdot \left(\frac{G}{Q_{th}} \right) \cdot \frac{1}{\rho}$$

Q_{th} ist die thermische Reaktorleistung, G der Massendurchsatz und ρ die Kühlmitteldichte.

Bei Drosselung des Kühlmittels auf gleichen Druckverlust, d.h. gleiche Ein- und Austrittstemperatur wird $\frac{N}{Q_{th}}$ für alle Kühlkanäle gleich und muß daher im Verlauf der Rechnung nur einmal für den höchstbelasteten Kanal ermittelt werden.

8.3 Beziehungen für den Anlagewirkungsgrad

Der thermische Wirkungsgrad der Anlage (vgl. Kap. 5.2.2) wird durch die in dem System erzielten Dampftemperaturen, Dampf- und Kondensatordrücke, die Zahl der Vorwärmstufen und die Turbinenleistung bestimmt. Er charakterisiert im wesentlichen den Umsetzungsprozeß von Wärme in mechanische Energie. Für die gewählte Schaltung des Kühlkreises gilt (vgl. Zeichn. Nr. 11):

$$\eta_{th} = \frac{Q_{\text{nutzbar}}}{Q_R} = 1 - \frac{Q_A}{Q_R}$$

$$\eta_{th} = 1 - \frac{\left\{ (D_R - \sum_1^n D_A(n)) \Delta i_C + (D_{HKS} - \sum_1^m D_A(m)) \Delta i_{HC} \right\}}{D_R \cdot \Delta i_R}$$

Darin bedeutet der Ausdruck in der geschweiften Klammer die in den Kondensatoren des Haupt- und Hilfskreises abgeführte Wärme Q_A .

Unter Berücksichtigung der Pump- und Verdichterleistung sowie der Verluste und des Eigenbedarfs ergibt sich der Netto-Wirkungsgrad:

$$\eta_{netto} = \eta_{th} - \frac{\sum Q_{MV} + Q_{CRK} + Q_{EIGB} + Q_{Sperrd}}{Q_R}$$

Darin ist:

1. $\sum Q_{MV}$ = Summe aller mechanischen Verluste des Haupt- und Hilfskreises

$$\begin{aligned} \sum Q_{MV} = & N_{netto} (1 - \eta_{HT} \cdot \eta_G) + N_V \left(\frac{1}{\eta_V \cdot \eta_T} - \frac{1}{\eta_{V1}} \right) + N_{SP} \left(\frac{1}{\eta_{SP} \cdot \eta_T} - \frac{1}{\eta_{SP1}} \right) \\ & + N_{HV} \left(\frac{1}{\eta_{HV} \cdot \eta_{HT}} - \frac{1}{\eta_{HV1}} \right) + N_{HSP} \left(\frac{1}{\eta_{HSP} \cdot \eta_{HT} \cdot \eta_G \cdot \eta_M} - \frac{1}{\eta_{HSP1}} \right) \end{aligned}$$

2. Q_{CRK} = Verluste durch Kondensatrückkühlung

$$Q_{CRK} = \frac{K (D_C + D_{HC})}{\eta_{HT} \cdot \eta_G \cdot \eta_M \cdot \eta_P}$$

3. Q_{EIGB} = Verluste durch Eigenbedarf

$$Q_{EIGB} = \frac{N_{EIGB}}{\eta_T \cdot \eta_G}$$

4. $Q_{\text{Sperrd.}}$ = Verluste durch erforderlichen Sperrdampf.

Unter Berücksichtigung dieser Terme ergibt sich für den Netto-Wirkungsgrad:

$$\begin{aligned} \eta_{\text{Netto}} = \eta_{\text{th}} - \frac{1}{Q_{\text{R}}} \left[N_{\text{Netto}} (1 - \eta_{\text{MT}} \cdot \eta_{\text{G}}) + N_{\text{V}} \left(\frac{1}{\eta_{\text{V}} \cdot \eta_{\text{T}}} - \frac{1}{\eta_{\text{Vi}}} \right) + N_{\text{SP}} \left(\frac{1}{\eta_{\text{SP}} \cdot \eta_{\text{T}}} - \frac{1}{\eta_{\text{SPi}}} \right) \right. \\ \left. + N_{\text{HV}} \left(\frac{1}{\eta_{\text{HV}} \cdot \eta_{\text{HT}}} - \frac{1}{\eta_{\text{HV1}}} \right) + N_{\text{HSP}} \left(\frac{1}{\eta_{\text{HSP}} \cdot \eta_{\text{HT}} \cdot \eta_{\text{G}} \cdot \eta_{\text{M}}} - \frac{1}{\eta_{\text{HSP1}}} \right) \right. \\ \left. + \frac{K (D_{\text{C}} + D_{\text{HC}})}{\eta_{\text{HT}} \cdot \eta_{\text{G}} \cdot \eta_{\text{M}} \cdot \eta_{\text{P}}} + \frac{N_{\text{EIGB}}}{\eta_{\text{T}} \cdot \eta_{\text{G}}} + Q_{\text{Sperrd.}} \right] \end{aligned}$$

Formelzeichen:

| | |
|-------------------|-------------------------------------|
| Q_{R} | = thermische Reaktorleistung |
| N | = Leistung |
| D | = Durchsatz |
| D_{HKS} | = Durchsatz Hilfskreislauf sekundär |
| Δi | = Enthalpiedifferenz |
| n, m | = Anzahl der Anzapfstellen |
| η_{i} | = innerer Wirkungsgrad |
| η_{m} | = mechanischer Wirkungsgrad |
| η | = Gesamtwirkungsgrad |
| K | = Konstante |

Indizes:

| | |
|------|------------------|
| M | = Motor |
| R | = Reaktor |
| V | = Verdichter |
| T | = Turbine |
| SP | = Speisepumpe |
| ST | = Speiseturbine |
| P | = Pumpe |
| G | = Generator |
| H | = Hilfskreislauf |
| C | = Kondensat |
| A | = Anzapfung |

8.4 Die Berechnung des Heißen Kanals

In den verhältnismäßig eng gepackten Kernzellen mit dem Teilungsverhältnis $s/d = 1,16$ wird die starke Abhängigkeit der Kühlmittelaufheizung und des Wärmeübergangs von Geometrie- und Leistungsabweichungen zum wichtigsten thermischen Auslegungskriterium.

Insbesondere ist es bei Dampfkühlung die starke Temperaturabhängigkeit der Dampf-Stoffgrößen, welche die Kühlmitteltemperatur im Heißen Kanal wesentlich ansteigen läßt. Das erhöhte Temperaturniveau des Dampfes hat wiederum aufgrund der starken Temperaturabhängigkeit der Dampf-Stoffgrößen einen verringerten Wärmeübergang zur Folge, so daß auf die Hüllrohrtemperatur im Heißen Kanal,

hervorgerufen durch Toleranzen und andere Abweichungen als Primärursache, folgende simultane und additive Effekte einwirken^{*)}:

1. Erhöhung der Kühlmitteltemperatur, allein durch die im Heißkanal wirkenden Primärursachen
2. Weitere, simultane Erhöhung der Kühlmitteltemperatur durch die Temperaturabhängigkeit der Dampf-Stoffgrößen
3. Verringerter Wärmeübergang am Hüllrohr durch die "doppelt" erhöhte Kühlmitteltemperatur wiederum aufgrund der Temperaturabhängigkeit der Dampf-Stoffgrößen.

Dadurch wird bei Dampfkühlung dicht gepackter Cores die maximal zulässige Hüllrohrtemperatur vor der maximal zulässigen Oxydbrennstofftemperatur erreicht.

Gesichert erscheint, daß in Brennstabbündeln mit s/d -Verhältnissen $> 1,15$ die absolute Temperaturänderung am Stabumfang nicht wesentlich ist [1].

Die Beeinflussung des Temperaturfeldes im Stabbündel durch die Abstandshaltung beruht auf den erzeugten Turbulenzen und, je nach Bauart, auch Quervermischungen. Dadurch wird im allgemeinen eine Verbesserung der mittleren Wärmeübergangszahl erzielt. Die dem Referenz-Core zugrunde gelegte Wärmeübergangsbeziehung basiert auf Messungen im 19-Stab-Bündel mit drei Spiraldrähten je Stab als Abstandshalter [2]. Sie wurde in der Konstanten auf das D 1-Coregitter modifiziert und entspricht damit auch im Abstandshaltertyp den gegebenen Referenzbedingungen.

Die wichtigsten Einflußgrößen bei der Berechnung der Temperaturen im Heißen Kanal sind (vgl. Tab. 8.4-1):

Abmessungstoleranzen

Die Abweichung von $- 0,15 \text{ mm}$ von der theoretischen Teilung hat bei Vernachlässigung von Vermischungseffekten folgende Auswirkungen:

- Erhöhung der Kühlmitteltemperatur, zunächst ohne Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der Dampf-Stoffgrößen, um den Faktor 1,18

^{*)} In [1] wurden diese Abhängigkeiten allgemein formuliert.

- Erhöhung der Kühlmitteltemperatur bei temperaturabhängigen Dampf-Stoffgrößen um den Faktor 1,35
- Erhöhung der Differenz zwischen Hüllrohroberflächen- und mittlerer Dampftemperatur an der gefährdeten Stelle in $3/4$ Core-Höhe um den Faktor 1,10.

Brennstoff-Dichte und -Zusammensetzung

Aus der Pelletdurchmesser-, Hüllrohr- und Festkörperdichte-Toleranz ergibt sich für die verschmierte Brennstoffdichte und damit auch für die Stabileistung eine mögliche Abweichung von ± 2 ‰. Die um 2 ‰ erhöhte Stabileistung bewirkt eine Erhöhung

- der Kühlmitteltemperatur um den Faktor 1,035
- des Temperaturanstiegs zum Hüllrohr in $3/4$ Core-Höhe um den Faktor 1,02.

Ebenfalls mit ± 2 ‰ ist der Streubereich in der Brennstoffzusammensetzung anzusetzen; auch hier erhöht sich die Stabileistung um den gleichen Betrag und somit die entsprechenden Werte für die Temperaturen.

Leistungsmessung

Die Reaktorleistung wird integral über den Massendurchsatz und die Aufheizspanne mit ± 1 ‰ verhältnismäßig genau gemessen. Die nominelle Leistung der einzelnen Kernzelle mit Heißkanal, auf der die übrigen Leistungsabweichungen aufbauen, ist indessen nicht mit derselben Genauigkeit meßbar. Die Messung der zellenspezifischen Aufheizspanne und des Massendurchsatzes liefert die mit einer Streuung von etwa ± 3 ‰ behaftete Leistung der Kernzelle. Die höhere Zellenleistung bedeutet im heißen Kanal eine Erhöhung

- der Kühlmitteltemperatur um den Faktor 1,05
- des Temperaturanstiegs zum Hüllrohr in $3/4$ Core-Höhe um den Faktor 1,03.

Neutronenflußverteilung

Für den heißen Kanal wurde eine um 5 ‰ erhöhte Stabileistung aufgrund erhöhten Neutronenflusses - z.B. infolge teilweise eingefahrener Regelstäbe - in Rechnung gestellt. Dadurch ergibt sich eine Erhöhung

- der Kühlmitteltemperatur um den Faktor 1,09
- des Temperaturanstiegs zum Hüllrohr in $3/4$ Core-Höhe um den Faktor 1,07.

Wärmeübergang

Die der Berechnung zugrunde gelegte Wärmeübergangsbeziehung umgibt ein Streubereich von $\pm 10\%$, der in dieser Größe als Heißkanalfaktor eingebaut wurde.

Überleistung

Es wurde eine Überlast von 10% in Rechnung gestellt. Dadurch ergibt sich im Heißen Kanal eine Erhöhung

- der Kühlmitteltemperatur um den Faktor 1,17
- des Temperaturanstiegs zum Hüllrohr in $3/4$ Core-Höhe um den Faktor 1,14.

Abbrand

Der Reaktorkern (Core mit Brutmantel) war thermisch so auszulegen, daß er bis zu einem maximalen Abbrand von 55 000 MWd/to U + Pu (axial gemittelt) die Nennleistung von 2 519 MWth bringen kann, ohne daß kritische Temperaturen überschritten werden. Er wurde deshalb bei dem gewählten Dreier-Auswechsellzyklus der Kernzellen auf den $1/3$ -Abbrandzustand ausgelegt; allgemein wurde der Einfluß des Abbrandes auf die thermische Auslegung des Kerns in [6] untersucht. In den frischen Kernzellen der Core-Außenzone herrscht dann, gegenüber den bereits zu einem Drittel abgebrannten, eine um etwa 5% höhere Stableistung (bzw. 2% in der Core-Innenzone). Dies bedeutet für den Heißen Kanal eine Erhöhung

- der Kühlmitteltemperatur um den Faktor 1,09
- des Temperaturanstiegs zum Hüllrohr um den Faktor 1,07.

In Tab. 8.4-1 wurden die einzelnen Einflußgrößen auf die Heißkanaltemperaturen - ohne Berücksichtigung von Vermischungseffekten mit den direkt angrenzenden Kanälen, nach Aufteilung in statistische und absolute Anteile - zu integralen Faktoren zusammengefaßt.

Bei dem vorliegenden Referenzentwurf wurde zusätzlich eine partielle Durchsatzvermischung des Heißen Kanals mit den direkt angrenzenden Kanälen berücksichtigt.

Die Ursachen für eine partielle Durchsatzvermischung zwischen den einzelnen

Tabelle 8.4-1

Heißkanalfaktoren ohne Kühlmittelvermischung

| Toleranzen und Unsicherheiten | Kühlmittelaufheizung $\Delta \vartheta$ | Temp.-Anstieg zum Hüllrohr ($T_w - \vartheta$) in $3/4$ Core-Höhe | Temp.-Anstieg im Hüllrohr ΔT_h | Temp.-Anstieg im Spalt ΔT_s | Temp.-Anstieg im Brennstoff ($T_{bi} - T_{ba}$) |
|--|---|---|--|-------------------------------------|---|
| Abmessungen | 1,35 | 1,10 | 1,10 | 1,00 | 1,00 |
| Brennstoffdichte | 1,035 | 1,02 | 1,02 | 1,02 | 1,02 |
| Brennstoffzusammensetzung | 1,035 | 1,02 | 1,02 | 1,02 | 1,02 |
| Strömungsverteilung | 1,00 | 1,00 | 1,00 | 1,00 | 1,00 |
| Leistungsmessung | 1,05 | 1,03 | 1,03 | 1,03 | 1,03 |
| statistischer Anteil | 1,36 | 1,12 | 1,104 | 1,036 | 1,036 |
| Neutronenflußvertlg. Wärmeübergang am Hüllrohrumfang | 1,09 | 1,07 | 1,05 | 1,05 | 1,05 |
| Wärmeleitfähigkeit des Hüllrohres | 1,00 | 1,10 | 1,00 | 1,00 | 1,00 |
| Überleistung | 1,17 | 1,14 | 1,02 | 1,00 | 1,00 |
| Übriges | 1,03 | 1,02 | 1,10 | 1,10 | 1,10 |
| absoluter Anteil | 1,31 | 1,37 | 1,18 | 1,16 | 1,16 |
| insgesamt | 1,78 | 1,54 | 1,30 | 1,20 | 1,20 |

Abbrand im Dreierzyklus:

| | | | | | |
|-----------|-------|------|------|------|------|
| Außenzone | 1,09 | 1,07 | 1,05 | 1,05 | 1,05 |
| Innenzone | 1,035 | 1,02 | 1,02 | 1,02 | 1,02 |

Kanälen in der Kernzelle sind:

- verschiedene Kühlmitteltemperaturen
- verschiedene Massenstromdichten aufgrund unterschiedlicher Kühlmitteltemperaturen und hydraulischer Durchmesser
- Turbulenzen, die von der Abstandshalterung erzeugt werden.

Diese vermischungsfördernden Effekte kommen beim Heißen Kanal dieser Studie voll zum Tragen, indem:

- die Dampftemperatur im Heißen Kanal ohne Vermischung beträchtlich höher als die der angrenzenden Kanäle ist
- die Massenstromdichte im Heißen Kanal aufgrund der höheren Dampftemperatur und des kleineren hydraulischen Durchmessers geringer als in den Nachbarkanälen ist
- die Abstandshalterung durch drei Spiralrippen auf jedem Brennstab vermischungsfördernd wirkt.

Die Möglichkeiten zu einer deutlichen Durchsatzvermischung sind somit gerade zwischen dem Heißen Kanal und seinen Nachbarkanälen besonders ausgeprägt.

Deshalb wurde in dieser Studie mit einem Vermischungsgrad von 33 % gerechnet, d.h. ein Drittel der Durchsatzmengen der an den Heißkanal direkt angrenzenden drei Kanäle nehmen an der Vermischung teil.

Bei der Berechnung der Hüllrohrtemperaturen wurde außerdem der Einfluß einer $1,5 \cdot 10^{-4}$ mm dünnen Oxydschicht [7] auf dem Hüllrohr aus Inconel 625 berücksichtigt.

Die entsprechenden Heißkanalfaktoren werden in Tab. 8.4-2 zusammengefaßt.

Tab. 8.4-3 enthält die Stableistungen und Temperaturen des am höchsten belasteten nominellen und des Heißen Kanals.

Tabelle 8.4-2

Heißkanalfaktoren mit partieller Kühlmittelvermischung

| | Kühlmittelauf-
heizung $\Delta \vartheta$ | Temp.-Anstieg zum
Hüllrohr ($T_w - \vartheta$)
in $3/4$ Core-Höhe | Temp.-Anstieg im
Hüllrohr ΔT_h | Temp.-Anstieg
im Spalt ΔT_s | Temp.-Anstieg im Brenn-
stoff ($T_{b1} - T_{ba}$) |
|-----------|--|---|---|--|--|
| insgesamt | 1,52 | 1,45 | 1,30 | 1,20 | 1,20 |

Abbrand im Dreierzyklus:

| | | | | | |
|-----------|-------|------|------|------|------|
| Außenzone | 1,09 | 1,07 | 1,05 | 1,05 | 1,05 |
| Innenzone | 1,035 | 1,02 | 1,02 | 1,02 | 1,02 |

Tabelle 8.4-3

Die Stabileistungen und Temperaturen des höchstbelasteten nominellen)^x und Heißen Kanals)^{xx} im Referenz-Core bei partieller Kühlmittelvermischung

| | | | |
|--|----------|---|---------|
| max. nominelle Stabileistung | 326 W/cm | max. Hüllrohrtemperatur im Heißen Kanal . . | 754 °C |
| max. Stabileistung im Heißen Kanal | 391 W/cm | max. nominelle Brennstofftemperatur | 1832 °C |
| max. nominelle Hüllrohrtemperatur | 635 °C | max. Brennstofftemperatur im Heißen Kanal | 2170 °C |

)^x frische Brennelemente ohne Heißkanalfaktoren

)^{xx} frische Brennelemente mit Heißkanalfaktoren

8.5 Die Berechnung des Cores

Die folgenden Bedingungen waren für das Core vorgegeben:

- a) Der Durchmesser sollte 260 cm nicht überschreiten (Druckbehälter).
- b) Der Volumenanteil des Kühlmittels war im Interesse einer hohen Brutrate auf das konstruktiv vertretbare Minimum von $\alpha = 0,32$ beschränkt.
- c) Der Kühlmitteldruck am Core-Eintritt sollte 180 ata betragen. Unter Berücksichtigung einer leichten Überhitzung des Dampfes im Verdichter sowie im radialen und oberen axialen Blanket ergab sich damit für die Kühlmittelintrittstemperatur $\vartheta_1 = 375$ °C.
- d) Die Kühlmittelaustrittstemperatur ϑ_2 soll 540 °C betragen.
- e) Die maximale Hüllrohrtemperatur im Heißen Kanal (mit Heißkanalfaktoren) wurde wegen des Kriechbeulens auf 760 °C begrenzt [8]. Sie tritt an der Innenseite der Brennstabhülle an der heißen Stelle z_m (in etwa $3/4$ Core-Höhe) auf.
- f) Der Durchmesser d der Brennelemente (Brennstäbe mit Hüllrohren) sollte zwischen 6 und 8 mm liegen (Brennstoffzykluskosten).

Mit diesen Ausgangsbedingungen und einem vorgegebenen Stabdurchmesser d lassen sich die folgenden drei Gleichungen lösen:

$$(1) \quad \frac{h_w \cdot D_h}{k} = A \cdot Re^a \cdot Pr^b \left(\frac{\vartheta(z_m)}{T_{\max}} \right)^c \quad (\text{Nusseltgleichung})$$

h_w ist der Wärmeübergangskoeffizient, D_h der hydraulische Durchmesser, k die Wärmeleitfähigkeit, A eine Konstante, Re die Reynoldszahl, Pr die Prandtl-Zahl, z_m der Ort der maximalen nominellen Hüllrohrtemperatur, T_{\max} die maximale nominelle Hüllrohr-Oberflächentemperatur am Ort z_m und ϑ_{z_m} die Kühlmitteltemperatur am Ort z_m .

$$(2) \quad T_{\max} - \vartheta(z_m) = \frac{X(z_m)}{d \cdot \pi \cdot h_w} \quad (\text{Wärmeübergang})$$

$X(z_m)$ ist die Stabileistung am Ort z_m .

$$(3) \quad \dot{G} c_p (\vartheta_2 - \vartheta_1) = X_{\max} \cdot \varphi_{\text{ax}} \cdot H_c \quad (\text{Enthalpiebilanz})$$

\dot{G} ist der Kühlmitteldurchsatz im nominell höchstbelasteten Kanal, c_p die spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck, ϑ_1 bzw. ϑ_2 die Kühlmittel- ein- bzw. -austrittstemperatur, X_{\max} die maximale Stableistung, H_c die Core-Höhe.

$X_{(zm)}$ und $X_{(max)}$ hängen über die Leistungsverteilung zusammen. Die Größe zm folgt aus ϑ_1 , ϑ_2 und T_{\max} [9].

Der Rechengang verläuft dann wie folgt:

Mit einer vorgegebenen thermischen Coreleistung und einer geschätzten mittleren Core-Stableistung \bar{X} wird die notwendige Coregröße, d.h. H_c bestimmt und die Gleichungen (1) bis (3) iterativ gelöst, bis die Stableistungen übereinstimmen. Dann wird mit den Heißkanalfaktoren kontrolliert, ob das gewählte T_{\max} die Einhaltung der Temperaturgrenze nach e) erlaubt.

Weiter werden nach Abschn. 8.2 und 8.3 Druckverlust und Nettoleistung überprüft und das Verfahren notfalls mit neuen Werten für die thermische Gesamtleistung wiederholt.

Im Anschluß daran kann die neutronenphysikalische Core-Berechnung erfolgen. Ergibt sich daraus eine neue Leistungsverteilung, so wird eine nochmalige thermodynamische Durchrechnung erforderlich.

8.6 Ergebnisse der Auslegung einiger Cores

Tab. 8.6.-1 zeigt eine Zusammenstellung der Ergebnisse.

Der Abstand zwischen der maximalen nominellen Hüllrohrtemperatur und der maximalen Hüllrohrtemperatur im heißen Kanal beträgt etwa 125 °C.

Aus den Werten für die Brennstoffzentraltemperatur sieht man, daß bei Dampfkühlung die Grenze für die thermische Belastbarkeit in erster Linie vom Temperaturniveau des Hüllrohres und erst in zweiter Linie vom Brennstoff bestimmt wird.

Tabelle 8.6-1

| | | Core 1 | Core 2 | Core 3 | Core 4 | Core 5 |
|---|--------------------------|--------|--------|--------|--------|--------|
| Brennstabdurchmesser | [mm] | 6,4 | 7 | 8 | 7 | 7 |
| Core-Höhe | [cm] | 132 | 144 | 167 | 75 | 75 |
| Core-Durchmesser | [cm] | 260 | 260 | 260 | 320 | 247 |
| Leistung | [MWe] | 1000 | 1000 | 1000 | 1000 | 600 |
| Max. Stableistung
im Heißen Kanal | [W/cm] | 379 | 417 | 468 | 453 | 453 |
| Mittleres Rating | [MW/kg Pu] | 0,78 | 0,73 | 0,63 | 0,77 | 0,74 |
| Druckverlust | [at] | 6,6 | 6,6 | 6,7 | 6,0 | 6,0 |
| Kühlmittel-
Volumenanteil | [%] | 32 | 32 | 32 | 22 | 22 |
| Max. nom.
Hüllrohrtemp. | [°C] | 639 | 643 | 643 | 642 | 641 |
| Max. Hüllrohrtemp.
im Heißen Kanal | [°C] | 763 | 768 | 769 | 767 | 765 |
| Max. nom.
Brennstofftemp. | [°C] | 1835 | 1850 | 2071 | 2065 | 2063 |
| Max. Brennstofftemp.
im Heißen Kanal | [°C] | 2183 | 2202 | 2465 | 2459 | 2456 |
| Nom. Wärmeübergang am
Ort max. Hüllrohrtemp. | [W/cm ² °C] | 1,48 | 1,45 | 1,41 | 1,63 | 1,63 |
| Flußformfaktoren
axial | | 0,74 | 0,74 | 0,74 | 0,74 | 0,74 |
| radial | | 0,86 | 0,86 | 0,86 | 0,86 | 0,86 |
| Therma. Wirkungsgrad | [%] | 39,5 | 39,5 | 39,5 | 39,5 | 39,5 |
| Abbrandzeit für
50 000 MWd/to U + Pu | [d] | 510 | 554 | 645 | 508 | 512 |

8.7 Zusätzliche Parameterstudien

In weiteren Parameterstudien wurde vor allem untersucht, wie weit Mikrorippen [10], deren Höhe die Grenzschichtdicke nicht überschreitet, den Wärmeübergang verbessern und damit eine Erhöhung der Stabileistung ermöglichen. Es läßt sich generell zeigen [9], daß dies bei gleichem Druckabfall dann möglich ist, wenn gleichzeitig der hydraulische Durchmesser der Kühlkanäle und damit der Kühlmittelvolumenanteil α erhöht wird. Auf Grund der besonderen Situation im Hinblick auf die Brutrate, sollte α jedoch klein bleiben. Da außerdem z. Zt. noch nicht übersehbare Herstellungsschwierigkeiten für derartige Rohre bestehen, wurde von der Verwendung von Mikrorippen vorläufig abgesehen.

In der dieser Studie folgenden Systemanalyse werden jedoch auch diese Einflußgrößen berücksichtigt.

Literatur

- [1] M. Fischer: Die Heißkanalfaktoren bei Dampfkühlung, PSB-Bericht Nr. 209/66, Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe
- [2] R. Möller: Wärmeübergang und Druckverlust an axial durchströmten Stabbündeln - kritische Literaturübersicht - eigene Messungen, PSB-Bericht Nr. 192/66, Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe
- [3] W.A. Sutherland: Heat Transfer to Superheated Steam, GEAP 4258 (1963), General Electric
- [4] H. Hausen: Wärmeübertragung im Gegenstrom, Gleichstrom und Kreuzstrom, Springer, Berlin / Göttingen / Heidelberg (1950)
- [5] K. Stephan: VDI Wärmeatlas (1963)
- [6] M. Fischer: Überlegungen zum Einfluß des Abbrandverhaltens und des Heißen Kanals auf die thermische Auslegung von Reaktorkernen und ihre Anwendung auf den Prototyp Na 2, PSB-Bericht Nr. 225/66, Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe
- [7] H.M. Borgstedt: Überlegungen zur Frage, welchen Einfluß eine dünne Oxydschicht auf die Wärmeleitfähigkeit eines Brennelementhüllwerkstoffs ausübt, PSB-Notiz Nr. 176/66, Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe
- [8] G. Schmidt: Hüllrohr-Probleme beim dampfgekühlten Schnellen Brüter, PSB-Bericht Nr. 224/66, Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe
- [9] D. Smidt: Die Wärmeabfuhr aus gasgekühlten Leistungsreaktoren Nukleonik, 3. Band, 6. Heft (1961)
- [10] N. Kattchee, W.V. Mackewicz: Effects of Boundary Layer Turbulence Promoters on the Local Film Coefficients of ML-1 Fuel Elements, Nucl. Sci. Eng. 16, 31-38 (1963)

| <u>Inhaltsverzeichnis</u> | <u>Seite</u> |
|---|--------------|
| 9. Normaler Betriebsablauf | 9 - 2 |
| 9.1 Leistungsbetrieb | 9 - 2 |
| 9.1.1 Schaltung und Energiefluß | 9 - 2 |
| 9.1.2 Stabilität | 9 - 4 |
| 9.1.2.1 Reaktivitätsänderungen | 9 - 4 |
| 9.1.2.2 Kühlmitteldichteänderungen | 9 - 5 |
| 9.1.3 Regelschema | 9 - 7 |
| 9.1.4 Radioaktivität in der Anlage | 9 - 7 |
| 9.1.4.1 Aktivität des Dampfes | 9 - 9 |
| 9.1.4.2 Aktivität der Kondensatorabluft | 9 - 10 |
| 9.1.4.3 Luftaktivität im Rohrkeller | 9 - 10 |
| 9.2 Abstellen der Anlage | 9 - 12 |
| 9.3 Fluten des Reaktors | 9 - 13 |
| 9.4 Entleeren des Reaktors | 9 - 21 |
| 9.5 Anfahren der Anlage | 9 - 27 |
| 9.6 Brennelementwechsel | 9 - 29 |
| Literatur | 9 - 40 |

9. Normaler Betriebsablauf

9.1 Leistungsbetrieb

9.1.1 Schaltung und Energiefluß

Den Wärmeschaltplan der Anlage zeigt Zeichn. Nr. 11, auf Abb. 9.1-1 ist der Energiefluß dargestellt.

Der vom Reaktor kommende Heißdampf verteilt sich auf sechs parallele Hauptkühlkreise, die beiden Hauptturbogeneratoren und zwei Nebenkühlkreise. In den Hauptkühlkreisen strömt der Dampf durch die Zwischenüberhitzer und die Einspritzdampferzeuger zu den Hauptumwälzgebläsen und von diesen zurück zum Reaktor.

Etwa 26 % der erzeugten Heißdampfmenge gehen direkt zu den beiden Hauptturbogeneratoren, in diesen werden ca. 30 % davon in mehreren Anzapfungen zur Speisewasservorwärmung entnommen, der Rest gelangt in die Kondensatoren. Das Kondensat wird über eine Reinigungsanlage, einen Entgaser und eine Anzahl Speisewasservorwärmer den Einspritzdampferzeugern der Hauptkühlkreise zugeführt.

Ein Teilstrom von etwa 11 % der erzeugten Heißdampfmenge fließt in die beiden Nebenkühlkreise. Er beheizt dort die Oberflächendampferzeuger in denen nichtradioaktiver Sekundärdampf erzeugt wird. Der Sekundärdampf wird den Antriebsturbinen der Umwälzgebläse, den Hilfsturbinen und anderen kleineren Dampfverbrauchern zugeführt.

Laständerungen der Anlage sind im Bereich von 20 bis 100 % mit etwa 2 bis 4 %/min möglich. Die Regelung der Dampfleistung erfolgt dabei in allen sechs Hauptkühlkreisen gleichzeitig. In niedrigen Teillastbereichen können jedoch auch einige Systeme abgeschaltet werden.

Sprungförmige Laständerungen an der Turbine werden durch die vorhandenen Dampfspeicher an den Einspritzdampferzeugern und am Reaktoreintritt aufgefangen. Diese Speicher halten den Dampfdruck an diesen Stellen des Systems während der Übergangszeit annähernd konstant.

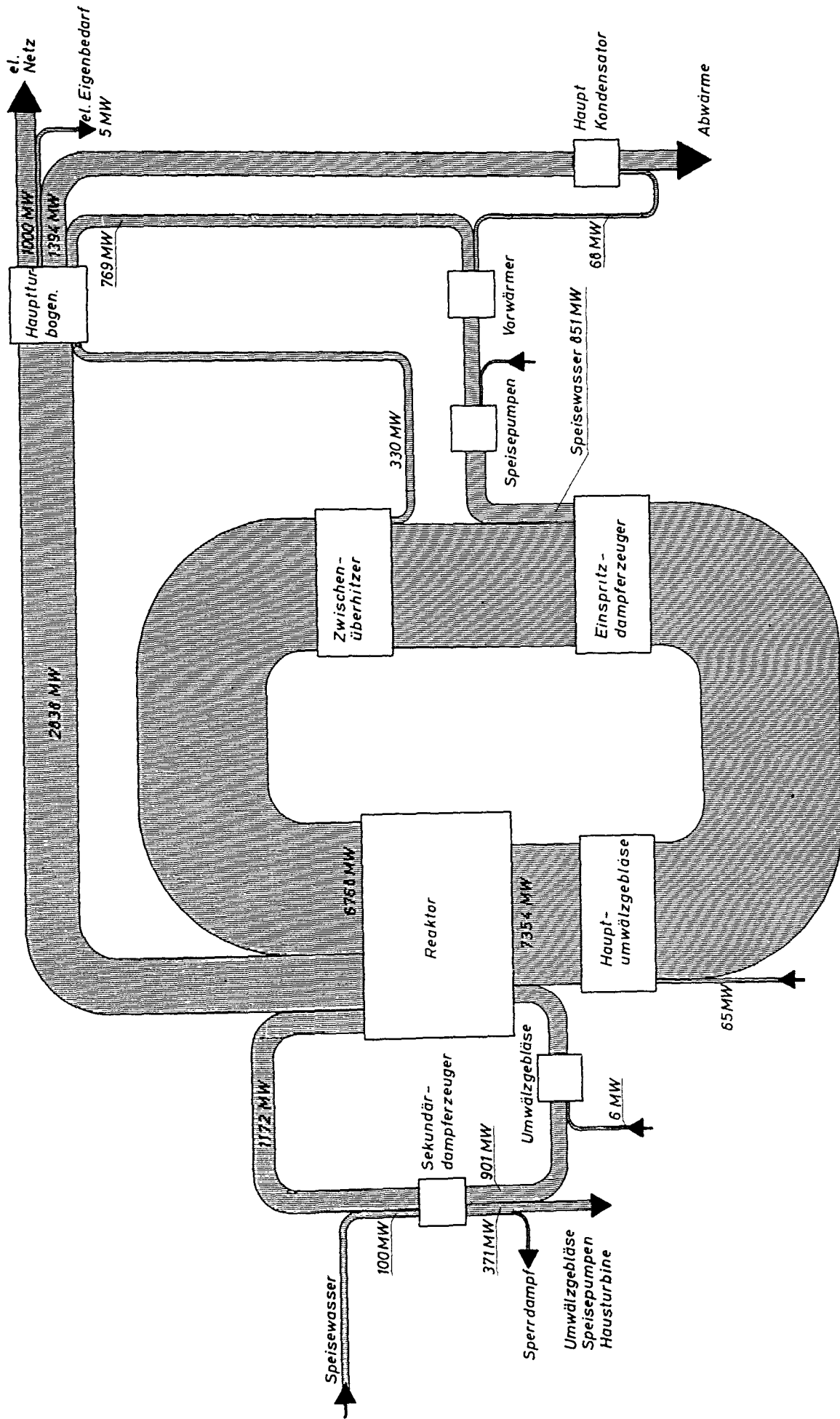


Abb. 9.1-1 Energiestromflußdiagramm

Bei einer plötzlichen Zunahme der Turbinenleistung sinkt der Druck vor der Turbine und damit auch am Reaktoraustritt. Der Druckabfall im Reaktor und in den Zuleitungen zu den Einspritzdampferzeugern wird dadurch um den gleichen Betrag vermindert. Da jedoch der Druckabfall im Reaktor recht hoch ist, wirkt sich die Druckänderung im Reaktor nur in einer geringen Zunahme des Kühlmitteldurchsatzes aus. Bei dem niedrigen Druckabfall in den Zuleitungen zu den Dampferzeugern ist die Auswirkung jedoch sehr groß, d.h. der Kühlmitteldurchsatz nimmt hier stark ab. Für die Hauptturbogeneratoren ist dadurch eine größere Dampfmenge verfügbar. Der fehlende Dampf wird so lange den Dampfspeichern entnommen, bis die Regelung der neuen Belastung gefolgt ist.

Eine plötzliche Lastabnahme der Hauptturbinen wird durch ein Bypass-System ebenfalls sicher beherrscht.

9.1.2 Stabilität

Bei einer Reaktoranlage wird zwischen der inneren Stabilität des Cores und der Stabilität des Kreislaufes unterschieden. Die Stabilität des Kreislaufes ist mit konventionellen Regeleinrichtungen stets zu erreichen, da alle Änderungen vergleichsweise langsam vor sich gehen. Das Core soll unabhängig von einer Regeleinrichtung stabil sein, damit der Ausfall eines Reglers keine Exkursion verursacht.

Die innere Stabilität des Cores wird im wesentlichen durch den Dopplerkoeffizienten α_D , den Kühlmitteldichtekoeffizienten α_K und den Strukturmaterialkoeffizienten α_S bestimmt. Bei den Stabilitätsuntersuchungen sind dann folgende zwei Arten von Störungen zu berücksichtigen: Reaktivitätsänderungen und Änderungen der Kühlmitteldichte.

9.1.2.1 Reaktivitätsänderungen

Für die Untersuchungen wurde ein Dopplerkoeffizient $\alpha_D = - 12,5 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ und ein Strukturmaterialkoeffizient $\alpha_S = - 10 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ benutzt,

die beide aus ersten Überschlagsrechnungen stammen. Aus der Abb. 7.2-7 ergab sich der Kühlmitteldichtekoeffizient für den Arbeitspunkt und hieraus durch Umrechnung der Temperaturkoeffizient $\alpha_K = + 20 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$. Um den Einfluß von α_K auf die Stabilität des Reaktors zu untersuchen, wurde α_K zwischen $+ 10 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ und $+ 40 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ variiert. Die rückwirkende Reaktivität des Dopplerkoeffizienten $\alpha_D \cdot \Delta T_B$ und des Strukturmaterialkoeffizienten $\alpha_S \cdot T_C$ sind dem Betrag nach größer als die Kühlmittelreaktivität $\alpha_K \cdot \Delta T_K$, wodurch die Stabilität gewährleistet ist. Die Stabilität wird noch dadurch verstärkt, daß die Dopplerreaktivität mit einer kleineren Zeitkonstante wirkt als die Kühlmittelreaktivität.

In Abb. 9.1-2 sind die Frequenzgänge der gesamten rückwirkenden Reaktivität $\Delta_K \text{ Rück}$ (offener Kreis) für die Grenzwerte von α_K dargestellt. Man sieht, daß der Reaktor stabil ist und daß der Kühlmittelkoeffizient nur einen geringen Einfluß hat. (Instabilität tritt erst dann auf, wenn die Frequenzgangkurven so verlaufen, daß der kritische Punkt + 1 rechts von ihnen liegt.)

Dynamische Untersuchungen mit Hilfe des Frequenzganges des geschlossenen Kreises $F_G = \frac{P}{\Delta_K \text{ Stör}}$ haben gezeigt, daß bei einem Reaktivitätssprung ($\Delta_K \text{ Stör} \leq 0,1 \text{ \$}$) die Leistung nur einmal kurz überschwingt und sich dann ein stationärer Wert einstellt. Das System ist also stark gedämpft.

9.1.2.2 Kühlmitteldichteänderungen

Für Kühlmitteldichteänderungen gilt die gleiche Stabilitätsbedingung wie für direkte Reaktivitätsstörungen. Da jetzt jedoch die Kühlmittelreaktivität schneller wirksam wird als die Dopplerreaktivität, kann es zu einem starken Überschwingen der Leistung kommen. In diesem Falle ist die lineare Stabilitätsbedingung allein nicht ausreichend. Um das dynamische Verhalten des Cores bei Kühlmittelstörungen genauer zu bestimmen, wurden erste Untersuchungen durchgeführt, diese sind in Kap. 10.2.1 beschrieben.

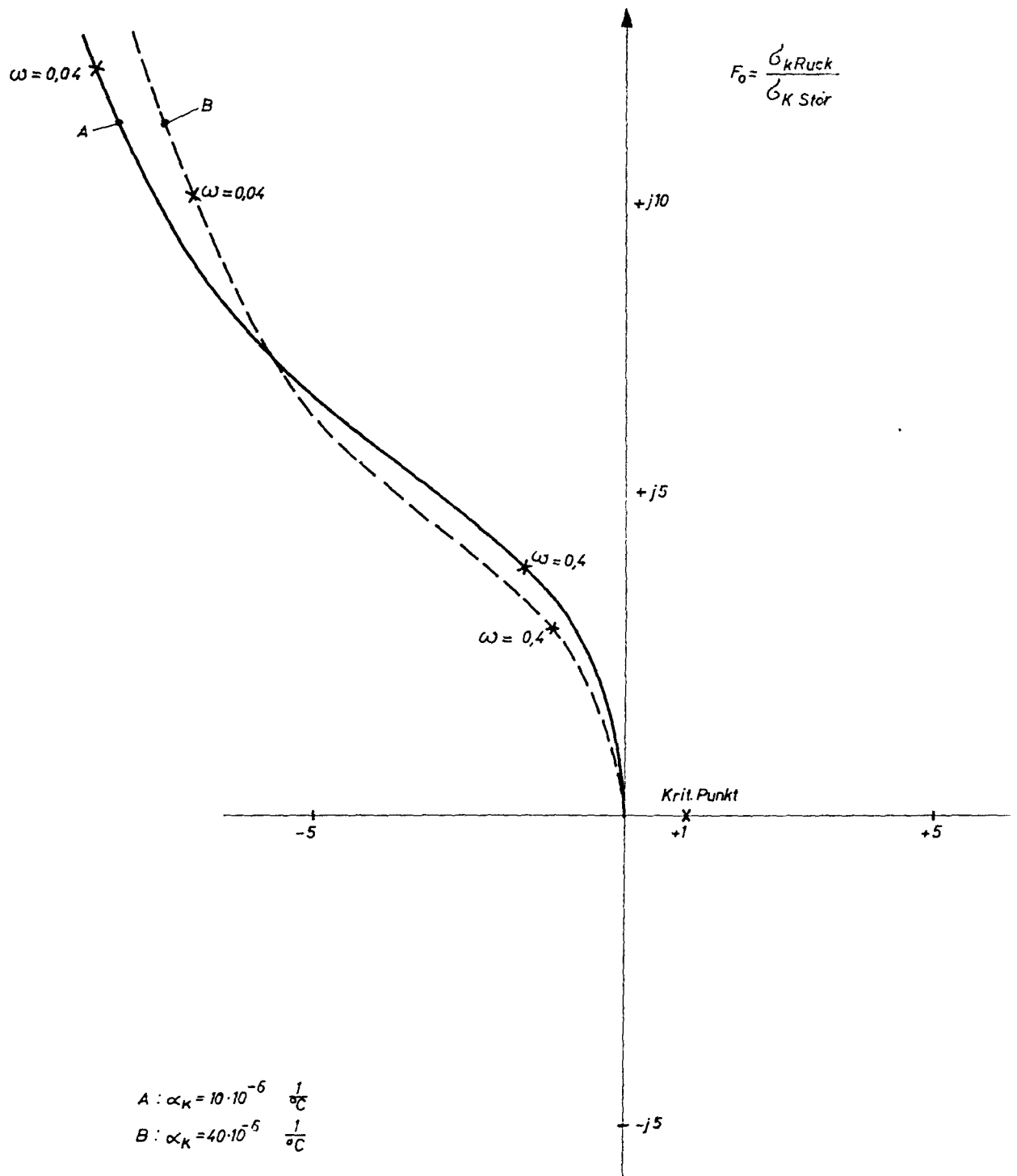


Abb. 9.1-2 Frequenzgänge der gesamten rückwirkenden Reaktivität

9.1.3 Regelschema

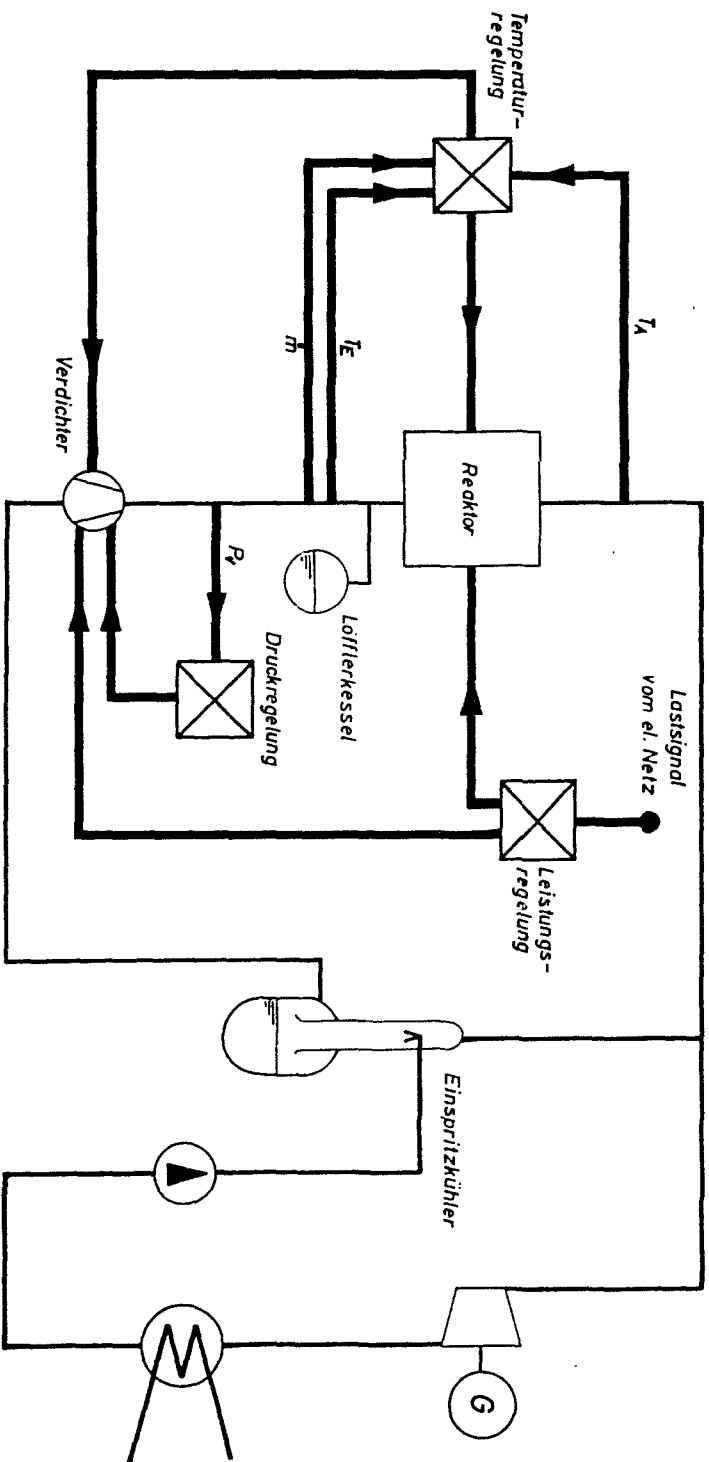
Der Kühlmittelkreislauf muß in alle dynamischen Untersuchungen mit einbezogen werden, weil das Verhalten des Reaktors in starkem Maße von seinen Eigenschaften abhängt. Dazu gehört auch der erste Entwurf eines Regelkonzeptes, das auf den Reaktor, den Kühlkreislauf und auf die Leistungsabgabe an das elektrische Netz abgestimmt ist.

Abb. 9.1-3 zeigt eine Prinzipskizze des Hauptkühl- und Turbinenkreislaufes und ein mögliches Regelkonzept für den Reaktor. Auf die größtenteils konventionelle Regelung der Turbine wird hier nicht eingegangen.

Die Hauptaufgaben der Regelung sind: Konstanthalten der Kühlmittelaustrittstemperatur und des Druckes am Gebläseaustritt sowie die Anpassung der Reaktorleistung an die vom elektrischen Netz verlangte Leistung. Die Austrittstemperatur wird von der Reaktorleistung, der Eintrittstemperatur und dem Dampfdurchsatz beeinflusst. Die Regeleinrichtung muß die Ursache der Störung erkennen und an der richtigen Stelle zur Korrektur eingreifen. Der Druck am Reaktoreintritt wird durch die Löffler-Kessel und die Regelung der Gebläse konstant gehalten. Für die Leistungsregelung gibt es mehrere Möglichkeiten, die vom Einsatz des Kraftwerkes abhängen. In jedem Fall müssen die Laständerungen des Netzes die Reaktivität und den Durchsatz so beeinflussen, daß die Reaktoraustrittstemperatur konstant bleibt.

9.1.4 Radioaktivität in der Anlage

Die weitaus stärkste Radioaktivität entsteht während des Reaktorbetriebes bei der Spaltung der Brennstoffkerne in Form von radioaktiven Spaltprodukten. Diese Spaltprodukte werden bereits sehr wirksam vom Brennstoff selbst zurückgehalten und bleiben im übrigen vollständig in den Brennstoffhüllrohren eingeschlossen. Ihr Einfluß auf den normalen Reaktorbetrieb ist daher gering. Wie die Erfahrungen der im direkten Kreislauf arbeitenden Siedewasserreaktoren und der Betrieb des dampfgekühlten EVESR gezeigt haben, wird der Betrieb auch dann noch nicht übermäßig gestört, wenn Spuren der leicht flüchtigen Bestandteile der Spaltprodukte durch geringe Undichtigkeiten in den Hüllrohren in das Reaktorkühlmittel gelangen.



T_A = Reaktoraustrittstemperatur
 T_E = Reaktoreintrittstemperatur
 \dot{m} = Kühlmittelmassendurchsatz
 P_V = Druck am Verdichterausgang

Abb. 9.1-3 Regelkonzept für Haupt- und Turbinenkreis

Zusätzlich zu diesen Spaltprodukten entstehen jedoch durch Kernreaktionen auch außerhalb der Brennstoffelemente gewisse radioaktive Stoffe, die zu einem Radioaktivitätsaufbau in der Anlage führen. Eine wichtige Rolle spielen dabei die verschiedenen Kernreaktionen mit dem durch den Reaktorkern strömenden Kühlmittel und den von diesem mitgeführten gasförmigen oder festen Verunreinigungen. Außerdem sind die Reaktionen mit dem Material der Brennstoffhüllen und dem Strukturmaterial des Kernes zu beachten, da davon stets gewisse Materialmengen durch Korrosionsvorgänge abgetragen und in das Kühlsystem verschleppt werden. Darüber hinaus kann trotz großer Sorgfalt bei der Brennelementherstellung die äußere Hüllrohroberfläche geringfügig mit Brennstoff verunreinigt sein, die hier entstehenden Spaltprodukte gelangen dann vollständig und ohne Verzögerung in das Kühlmittel.

Ein weiterer Radioaktivitätsaufbau erfolgt außerhalb des Reaktordruckbehälters durch den aus diesem herausdringenden Neutronenfluß. Dies spielt bei der Auslegung des Kühlsystems für die äußere Abschirmung bzw. die Reaktorzelle eine Rolle.

9.1.4.1 Aktivität des Dampfes

Der Dampfstrom ist im Reaktorkern den folgenden Kernreaktionen ausgesetzt:

016 (n,p) N 16
 017 (n,p) N 17
 018 (n, β) O 19
 H 2 (n, β) H 3
 018 (p,n) F 18
 016 (p, α) N 13

Von diesen liefert die Reaktion 016 (n,p) N 16 mit einer Halbwertszeit von 7,4 sec den dominierenden Anteil; die anderen Reaktionen treten demgegenüber zurück. Während des Betriebes stellt sich eine Gleichgewichtsaktivität im gesamten System ein. Sie beträgt am Reaktorausstritt ca. $1,7 \text{ mC/cm}^3$ Dampfvolumen. Dieser Aktivität entspricht eine Dosisleistung an der äußeren Oberfläche der Rohrisolierung von ca. 100 rem/h. Wegen der kurzen Transportzeit von ca. 1,5 sec gelten diese Werte praktisch auch für die Hauptturbogeneratoren. Alle Räume, die Reaktordampf führen-

de Rohrleitungen und Aggregate enthalten, sind deshalb während des Betriebes nur beschränkt begehbar.

Die evtl. zusätzlich im Dampfstrom mitgeführten Aktivitäten beeinflussen die Gesamtaktivität während des Betriebes nur vernachlässigbar wenig. Wegen ihrer allgemeinen längeren Halbwertszeit und der Tendenz, sich in dem Kühlsystem abzulagern, sind sie jedoch neben den aus den Brennelementen bei größeren Hüllenschäden freiwerdenden Spaltprodukten (s. Kap. 10.3) für den Aufbau einer Systemkontamination und die Zugänglichkeit der Anlage nach dem Abschalten mit maßgebend.

9.1.4.2 Aktivität der Kondensatorabluft

Die Aktivität der Kondensatorabluft vor der Verzögerungsstrecke wird während des ungestörten Betriebes im wesentlichen durch die $O16(n,p)N16$ Reaktion im Reaktorkern bestimmt. Der Stickstoff hat dort eine Aktivität von ca. $0,1 \text{ mC/cm}^3$.

Wegen der kurzen Halbwertszeit von 7,4 sec klingt diese Stickstoffaktivität sehr schnell ab. Eine Verweilzeit von etwa 4 min in der Verzögerungsstrecke genügt bereits, um die maximal zulässige Konzentration in der Abluft einzuhalten. Die tatsächliche Verweilzeit beträgt jedoch ca. 30 min. Damit wird erreicht, daß auch die anderen, während des Normalbetriebes im Abgas zu erwartenden Aktivitäten ausreichend weit abgeklungen sind, bevor diese den Abluftkamin erreichen. Hier erfolgt zusätzlich eine Verdünnung durch die von den Belüftungsanlagen aus der Reaktoranlage abgesaugte Luft.

9.1.4.3 Luftaktivität im Rohrkeller

Die Luftatmosphäre im Rohrkeller kann durch folgende Ursachen radioaktiv werden:

- Aktivierung im Rohrkeller selbst
- Zuströmen radioaktiver Luft aus der Reaktorzelle
- Austreten von Dampf aus dem Reaktorkühlsystem.

Die Aktivierung im Rohrkeller ist wegen des dort herrschenden sehr niedrigen Neutronenflusses (s. Abb. 5.1-12) vernachlässigbar gering. In der mit dem Rohrkeller in Verbindung stehenden Reaktorzelle beträgt der Neutronenfluß hingegen über $10^9 \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$, so daß dort eine nennenswerte

Luftaktivität auftritt. Von Bedeutung ist dabei besonders die Ar-41-Aktivität mit ihrer verhältnismäßig langen Halbwertszeit von ca. 1,83 h. Da die freien Verbindungsquerschnitte zwischen der Reaktorzelle und dem Rohrkeller verhältnismäßig klein ausgeführt sind, kann jedoch erwartet werden, daß der Luftaustausch zwischen diesen Räumen gering ist.

Eine gewisse Kontaminierung der Luftatmosphäre im Rohrkeller kann toleriert werden, da der Rohrleitungskeller wegen seines Strahlungspegels während des Betriebes ohnehin nicht begehbar ist. Es können deshalb auch geringe Leckagen aus den Kühlsystemen zugelassen werden. Der ausgetretene Dampf wird in diesem Fall in der Entfeuchtungsstufe des Belüftungssystems ausgeschieden; die nichtkondensierbaren Gase bleiben im Umlauf. Entsprechend der Halbwertszeit der einzelnen Isotope und der zuströmenden Mengen wird sich nach einer gewissen Zeit ein Gleichgewichtszustand einstellen.

Die Luftaktivität im Rohrkeller wird z.T. bereits während des Abschaltens der Anlage abklingen. Der Rest wird mit Hilfe des Belüftungssystems beseitigt.

9.2 Abstellen der Anlage

Der Abschaltvorgang wird durch Reduzieren der Reaktorleistung eingeleitet. Die Leistungsminderung erfolgt gemäß der für den Kreislauf zulässigen Laständerungsgeschwindigkeit (s. Kap. 9.1.1). Druck und Temperaturen im Kreislauf bleiben konstant bis die Leistung des Reaktors auf etwa 20 %, bezogen auf Vollast, abgesunken ist.

Nun erfolgt das Abtrennen der Hauptturbogeneratoren vom Dampfnetz. Mit dem Schließen der Hauptabsperrschieber vor den Turbinen öffnen Ventile, die die Umgehungsleitungen (Bypass-Systeme) um die Turbinen freigeben. Der Dampf strömt zunächst in die Anfahrtspanner und wird dann in die Hauptkondensatoren abgeführt. Parallel dazu erfolgt eine weitere Verminderung der Reaktorleistung. Dabei werden nun die einzelnen Hauptkühlkreise nacheinander außer Betrieb genommen und mit ihnen die jeweiligen Hauptumwälzgebläse.

Das Abschalten der Antriebsturbinen für die Gebläse vollzieht sich in der gleichen Weise, wie bei den Hauptturbogeneratoren. Bypass-Systeme ermöglichen das Umfahren der Turbinen.

Sind alle Hauptkühlkreise abgeschaltet, so übernehmen die Nebenkühlkreise allein die weitere Kühlung des Reaktors. Seine Leistung wird nun derart vermindert, bis der unterkritische Zustand erreicht und damit der Reaktor abgeschaltet ist. Während dieses Vorganges bleibt die Kühldampfmenge unverändert. Da jedoch die Wärmezeugung ständig abnimmt, sinkt somit auch die Temperatur am Reaktoraustritt. Am Eintritt erfolgt keine Temperaturveränderung, da die beiden Löffler-Kessel ihre stabilisierende Wirkung ausüben. Das bedeutet, daß die Aufheizspanne ständig sinkt.

Die beiden Nebenkühlkreise bleiben nach Abschalten des Reaktors weiter in Betrieb, um die Nachwärme abzuführen, die aus dem Zerfall entstandener Spaltprodukte resultiert.

Sobald eine Aufheizspanne im Reaktor von 20 °C erreicht ist, wird der Flutvorgang (s. Kap. 9.3) eingeleitet.

9.3 Fluten des Reaktors

Als Voruntersuchung wurden verschiedene Flutmöglichkeiten für dampfgekühlte Reaktoren hoher Leistung betrachtet [1]. Das für den vorliegenden Entwurf gewählte Flutverfahren erlaubt, den Reaktor nach relativ kurzer Abklingzeit und nach Abstellen der Dampfkühlung bei einem Druck von ca. 100 ata und einer Temperatur von ca. 310 °C zu fluten.

Während der kritischen Übergangsphase von der Dampf- zur Wasserkühlung werden einzelne Brennelementabschnitte für einige Zeit nicht bzw. nur sehr schwach gekühlt. Die Brennelemente heizen sich dabei gemäß der Nachwärmeerzeugung (s. Abb. 9.3-1) mit der auf Abb. 9.3-2 dargestellten Aufheizgeschwindigkeit auf. Entsprechend erhöht sich auch die Temperaturdifferenz zwischen den Brennelementen und dem im Sättigungszustand eintretenden Flutwasser. Um die daraus resultierenden Wärmespannungen an den Brennelementen in zulässigen Grenzen zu halten, muß dem Flutvorgang eine bestimmte Abklingzeit vorausgehen.

Schon während der Abklingzeit erfolgt eine Druck- und Temperaturabsenkung im Reaktorkühlsystem. Die Aufheizspanne wird dabei auf einem annähernd konstanten niedrigen Wert gehalten. Eine geringe Aufwärmspanne ist mit Rücksicht auf die auftretenden Thermoschockbeanspruchungen notwendig, da die Temperatur einiger Reaktoreinbauten um den Betrag der Aufheizspanne über der Flutwassertemperatur liegt.

Für die Druck- und Temperaturabsenkung ist die zulässige Temperaturänderungsgeschwindigkeit (s. Kap. 6.2.2.2) des Reaktordruckbehälters von 20 °C/h maßgebend. Entsprechend erfolgt die Druck- und Temperaturabsenkung bereits während der Dampfkühlperiode (Abklingzeit). Dabei vermindert sich die Dampfdichte etwa mit der gleichen Geschwindigkeit wie die Nachwärmeentwicklung abklingt. Für diese Kühlperiode ist also sichergestellt, daß die für die Wärmeabfuhr erforderliche Gebläseleistung keine überhöhten Werte annimmt.

Nach Ablauf der erforderlichen Abklingzeit beginnt das Fluten des Reaktors mit Wasser. Das Wasser wird den beiden Löffler-Kesseln der Nebenkühlkreise entnommen und dem Reaktorinnen- und -außenraum im tiefsten Punkt zugeführt. Im Reaktorbehälter steigt der Wasserspiegel gleichmäßig an, so daß unkon-

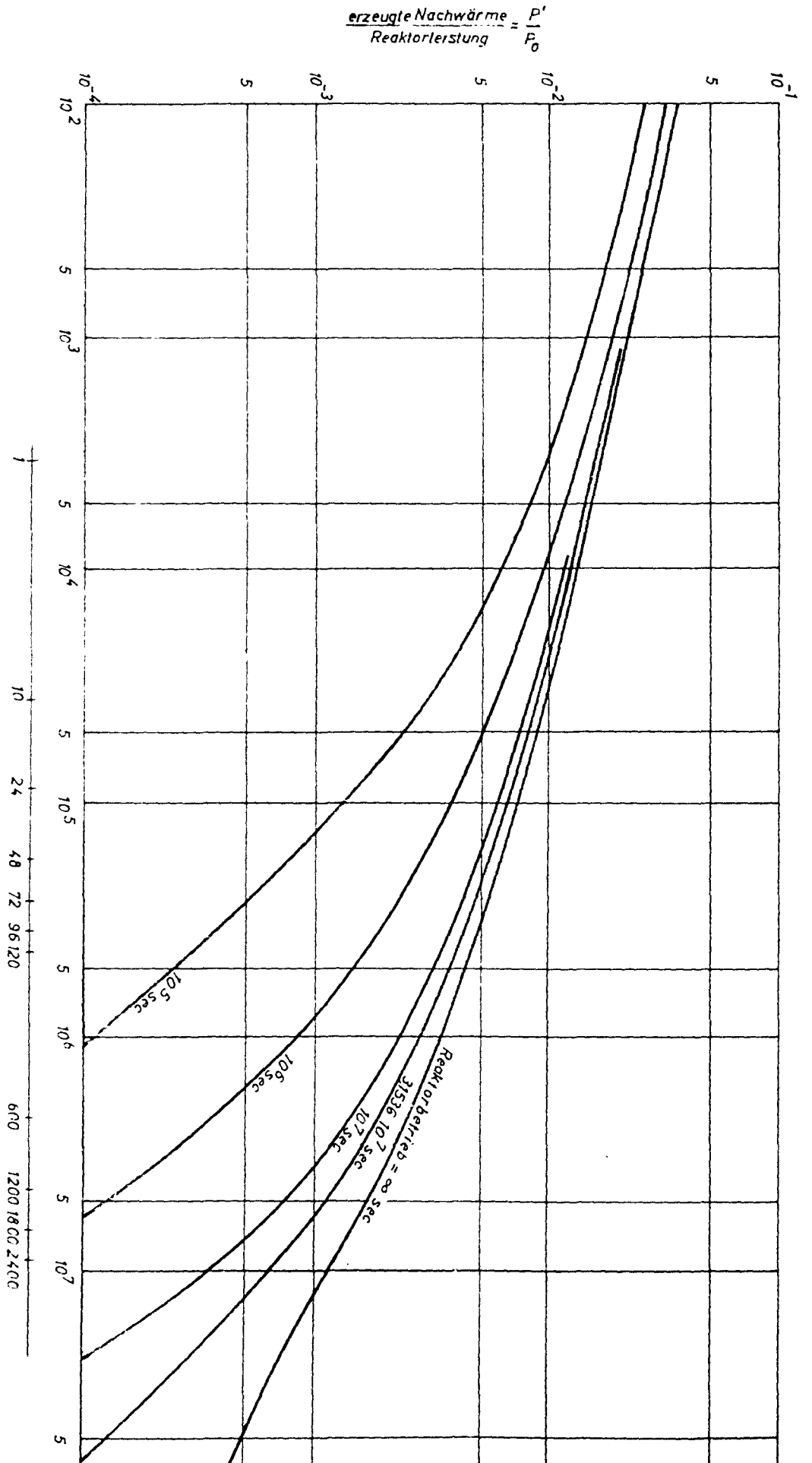


Abb. 9.3-1

Nachwärmeerzeugung als Funktion der Abklingzeit

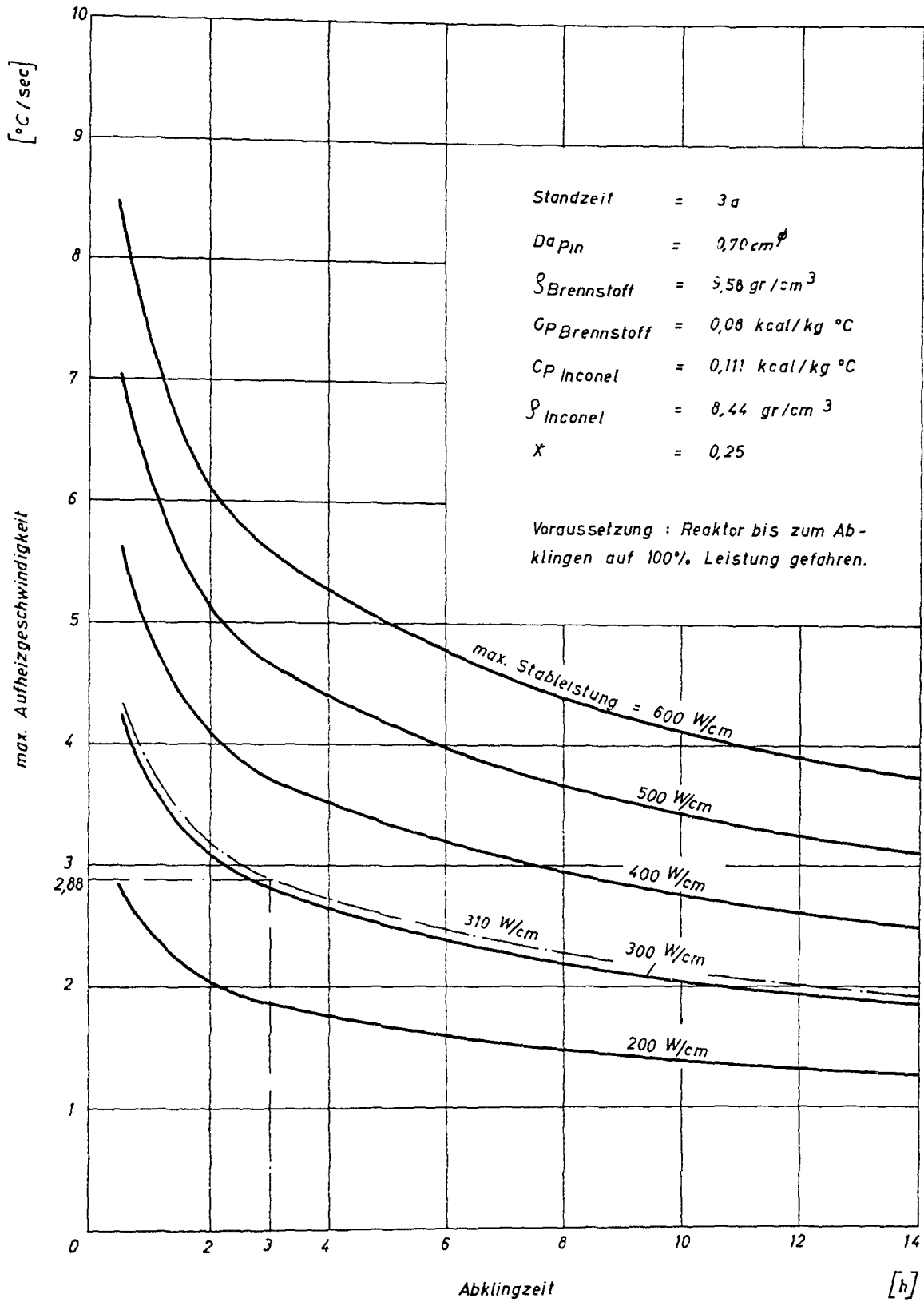


Abb. 0.3-2 Aufheizgeschwindigkeit eines ungekühlten Brennelementes durch Nachwärme

trollierbare Wasserschläge vermieden werden.

Nach dem Fluten erfolgt die weitere Temperatur- und Druckabsenkung entsprechend der zulässigen Temperaturänderungsgeschwindigkeit von ca. 20 °C/h bis auf den Beschickungszustand. Die für den Flutvorgang notwendigen Einrichtungen und Schaltmanöver sind den Abb. 9.3-3 und 9.3-4 zu entnehmen. Auf Abb. 9.3-5 ist der Flutvorgang graphisch dargestellt, dessen einzelne Arbeitsvorgänge wie folgt ablaufen:

- Nach Abstellen der Anlage (s. Kap. 9.2) befinden sich Druck und Temperatur am Reaktoreintritt unverändert auf 182 ata und 365 °C. Die Kühlmittelaufheizspanne ist dagegen bereits auf ca. 20 °C abgesenkt worden.
- Während der Abklingzeit von 3 h erfolgt die weitere Kühlung des Reaktorkernes mit Hilfe der Nebenkühlkreisläufe. Entsprechend der stetig abnehmenden Nachwärmeentwicklung werden bereits Dampfdruck- und Temperatur auf ca. 100 ata und ca. 310 °C abgesenkt. Dabei wird die Kühlmittelaufheizspanne unverändert niedrig gehalten. Um dies zu erreichen ist es notwendig, den Nebenkühlkreisen laufend Primärdampf zu entnehmen und den Dampfdurchsatz entsprechend zu regeln. Druck und Temperatur in den Löffler-Kesseln folgen dieser Änderung entsprechend.
- Parallel hierzu erfolgt das Vorwärmen der Druckausgleichs- und Flutleitungen, die den Reaktor mit den beiden Löffler-Kesseln verbinden. Ebenso wird der Wasserkühlkreislauf in Betrieb genommen und durch Zufuhr von Wärme auf Betriebstemperatur und Betriebsdruck gebracht.
- Nach Ablauf der Abklingzeit werden zunächst die Vorwärmperiode für die Flut- und Druckausgleichsleitungen beendet und durch langsames Öffnen von Ventil 4 unterhalb der beiden Löffler-Kessel die Flutleitungen mit Wasser gefüllt. Gleichzeitig dazu erfolgt das Öffnen der Ventile 8 und 12 in den Flutleitungen und der Ventile 1 und 2 in den Druckausgleichsleitungen. Diese Ventile sind dichtschießende Absperrorgane, die relativ große Öffnungs- und Schließzeiten aufweisen. Während dieser Vorbereitungsarbeiten wird der Reaktorkern nach wie vor durch einen Dampfstrom ausreichend gekühlt.
- Erst jetzt, mit Abstellen der Nebenkühlkreise und Absperren der schnell-schließenden Ventile 5 und 9 und der dichtschießenden 6 und 10, erfolgt die Unterbrechung der Reaktorkernkühlung. Fast parallel dazu wird durch

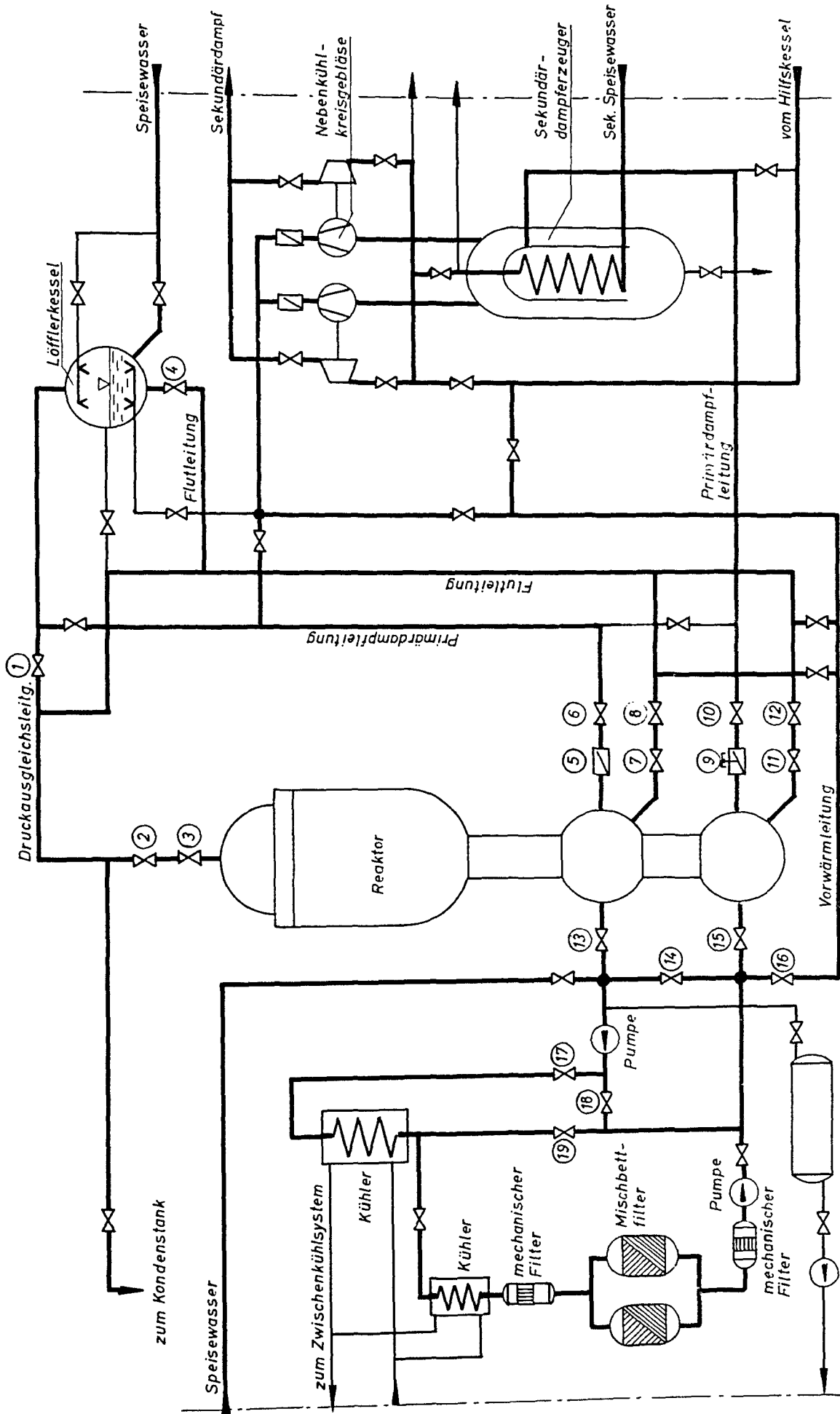


Abb. 0.3-3 Einrichtungen zum Fluten der Anlage

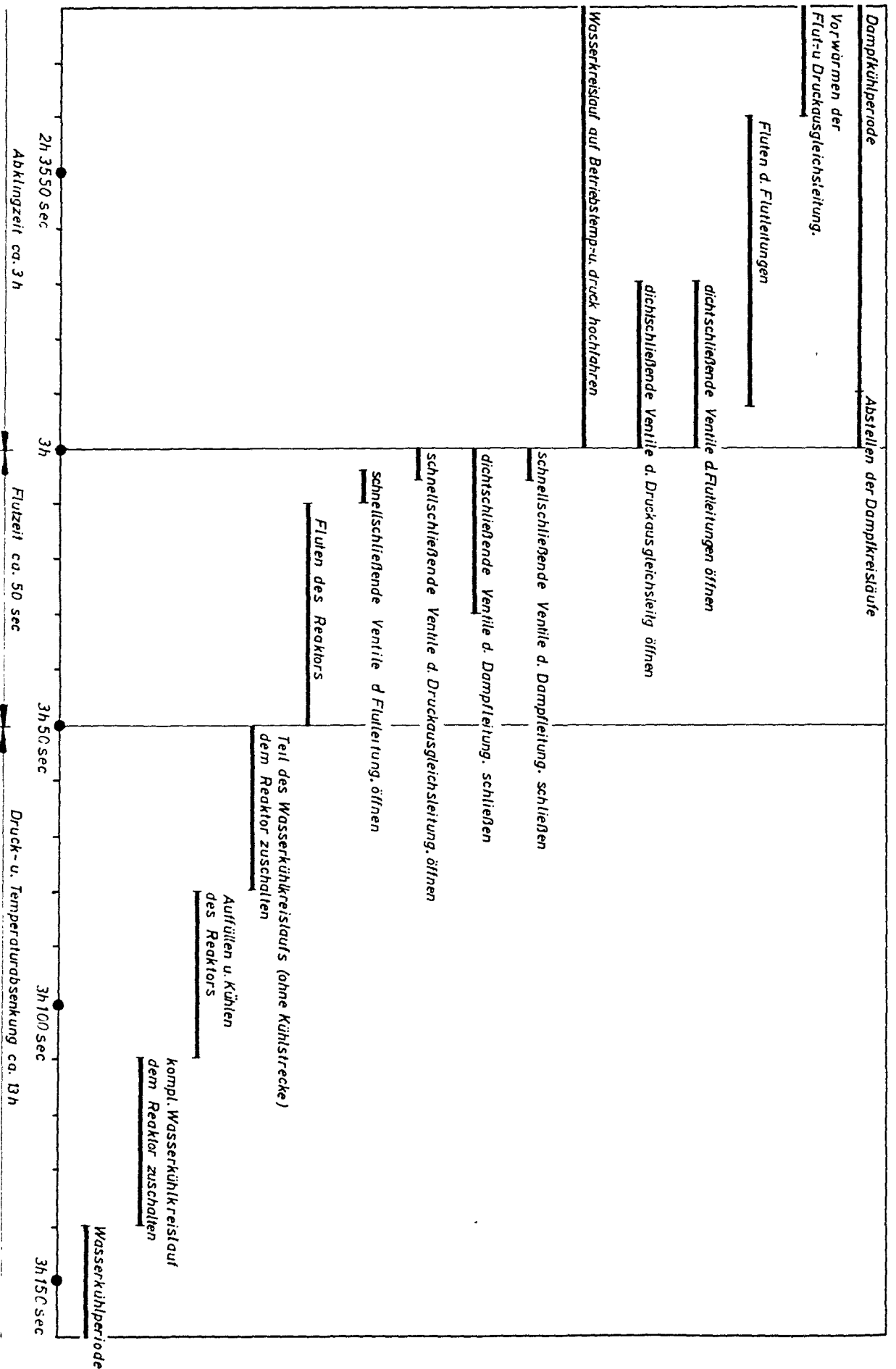


Abb. 9.3-4 Schaltmanöver während der Futperiode

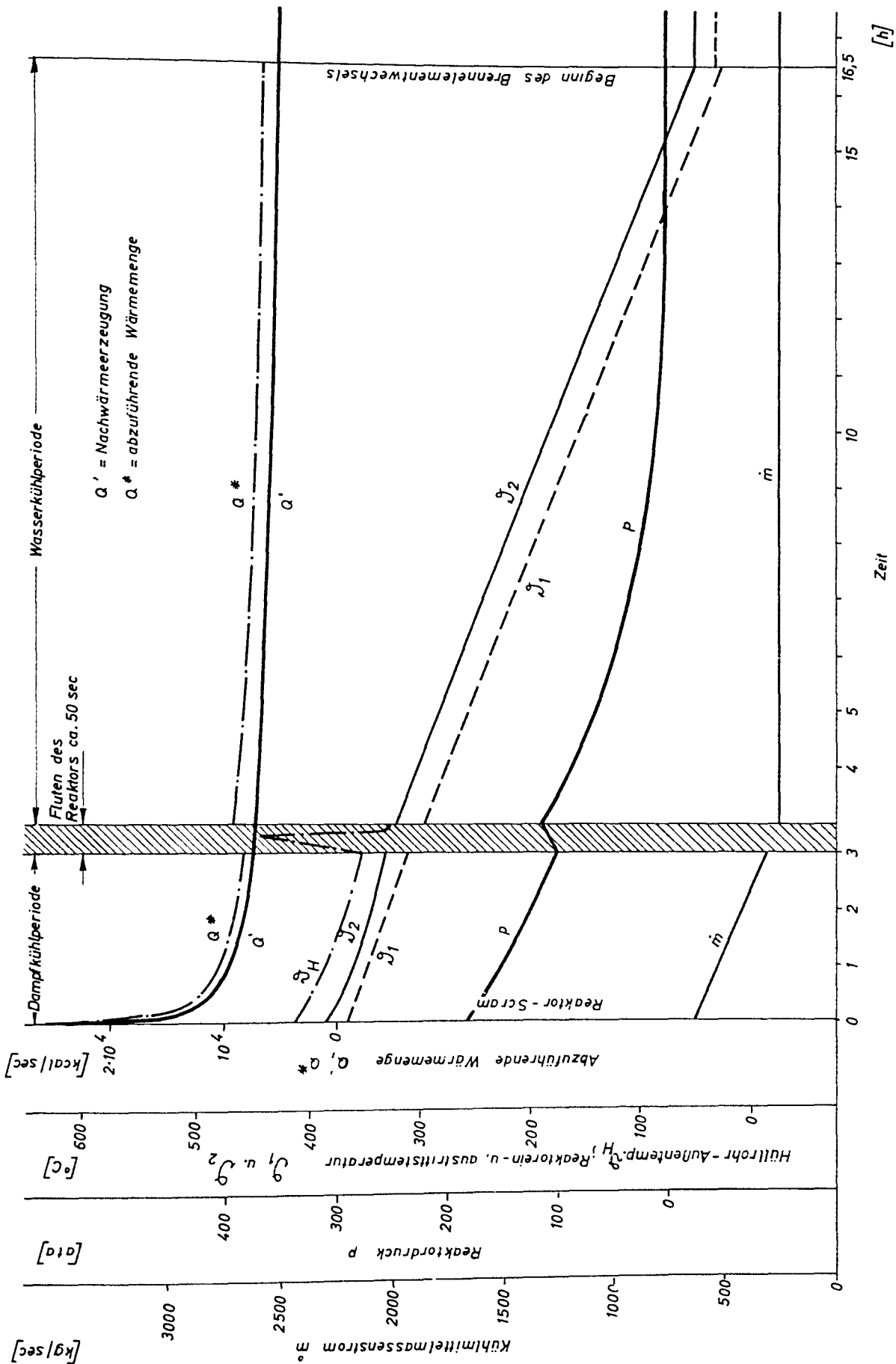


Abb. 9.3-5 Zeitlicher Ablauf des Flutvorganges

Öffnen der schnellarbeitenden Ventile 7 und 11 in der Flutleitung und von Ventil 3 in der Druckausgleichsleitung eine Verbindung zwischen dem Reaktor und den beiden Löffler-Kesseln geschaffen. Aufgrund der Höhenlage der Löffler-Kessel strömt hierdurch das Wasser aus den Kesseln in den Reaktorbehälter. Die Flutleitungsquerschnitte sind so bemessen, daß das Wasser sowohl im Reaktorinnen- als auch im Reaktorausßenraum etwa gleichzeitig die Kernoberkante erreicht. Der in den Löffler-Kesseln gespeicherte Wasservorrat reicht aus, um den Reaktorbehälter bis etwa 50 cm über die Kernoberkante zu fluten.

- Nach Beendigung dieser ersten Flutphase wird ein Teil des bereits für sich in Betrieb befindlichen Wasserkühlkreislaufes (s. Kap. 5.5.1) durch Öffnen der Ventile 13, 15, 18 und Schließen der Ventile 14, 16, 17 und 19 dem Reaktor zugeschaltet. Unter Umgehung der Kühlstrecke erfolgt die Wasserumwälzung nunmehr durch den Reaktorkern. Während dieser Kühlphase wird durch Zufuhr von Speisewasser auch der obere Reaktorraum in kurzer Zeit geflutet. Die Speisewassertemperatur ist so, daß die Reaktortemperatur bzw. der Reaktordruck dabei nicht nennenswert beeinflußt werden.
- Dem bis auf eine Dampfblase vollständig gefluteten Reaktorbehälter wird nun der vollständige Wasserkühlkreislauf zugeschaltet. Die umgewälzte Wassermenge ist so bemessen, daß bei ausreichender Kühlung des Reaktorkernes weiterhin die Reaktortemperatur um ca. 20 °C/h absinkt. Entsprechend sinkt der Reaktordruck, bis nach ca. 13 h der Beschickungszustand, d.h. Atmosphärendruck und eine Temperatur von etwa 50 °C erreicht sind. Während dieser Kühlperiode kann gleichzeitig ein Teilstrom des umgewälzten Wassers über eine entsprechende Reinigungsanlage geleitet werden.
- Nach Erreichen des Beschickungszustandes ist der obere, noch nicht geflutete Raum im Reaktordruckbehälter ggf. mit Dampf zu spülen. So können evtl. vorhandene nicht kondensierbare Spaltgase in die radioaktive Abgasanlage geleitet werden. Damit ist der Flutvorgang des Reaktors nach etwa 16,5 h beendet.

9.4 Entleeren des Reaktors

Die einzelnen Schritte beim Entleeren des Reaktors stellen im wesentlichen eine Umkehrung der Vorgänge beim Fluten dar.

Zunächst wird ein Teil des Flutwassers in tiefer gelegene Auffangbehälter abgelassen. Durch Wärmezufuhr werden Druck und Temperatur allmählich angehoben, bis etwa Betriebszustand erreicht ist. Die erforderliche Wärme liefert der Reaktorkern, vorausgesetzt die Nachwärmeentwicklung in den Brennelementen ist noch groß genug. Reicht die Nachwärmeerzeugung nicht mehr aus, so steht ein Hilfsdampferzeuger zur Verfügung.

Für die nachstehenden Betrachtungen ist ein turnusmäßiger Brennelementwechsel zugrunde gelegt. Das gewählte System erlaubt jedoch, auch jeden anderen Fall sicher zu beherrschen.

Beim Brennelementwechsel werden ein Drittel der im Reaktor befindlichen Brennelemente ausgetauscht. Die im Reaktorkern noch entstehende Nachwärme ist über einen weiten Bereich der Aufheizperiode so groß, daß ein Teil der Wärme abgeführt werden muß, will man die zulässige Temperaturänderungsgeschwindigkeit für den Reaktordruckbehälter nicht überschreiten. Während der Aufheizperiode ist daher der Wasserkühlkreis (ohne Reinigungsstrecke) weiter in Betrieb. Reaktor und Löffler-Kessel sind über die Druckausgleichs- und Entleerleitungen verbunden. Damit erfolgt auch gleichzeitig das Aufheizen der Löffler-Kessel. Gegen Ende der Aufheizperiode reicht die erzeugte Nachwärme nicht mehr aus. Die fehlende Wärmemenge liefert ein Hilfsdampferzeuger, der sie dem Wasserkreislauf zuführt. Unter Umgehung der Kühl- und Reinigungsstrecke des Kreislaufes wird das Wasser weiterhin umgewälzt.

Am Ende der Aufheizperiode wird Wasser in die Dampf Räume der Löffler-Kessel eingesprüht. Die entstehende Druckdifferenz reicht aus, um das gesamte im Reaktor befindliche Flutwasser in die Löffler-Kessel zurückzuführen. Nun kann das Zuschalten der Nebenkühlkreise erfolgen, die dann die Kühlung des Reaktors übernehmen. Während der Übergangsphase sind die Brennelemente, ähnlich wie beim Flutvorgang nicht bzw. nur sehr schwach gekühlt, so daß sie sich entsprechend der Nachwärmeentwicklung aufheizen. Diese Übergangsphase ist hier jedoch weit weniger kritisch. Selbst wenn sich die Nachwärmeerzeugung in der Zwischenzeit nur unwesentlich verringert hat, bleibt der an den Brennelementen auftretende Thermoschock wesentlich kleiner, da die Wärmeübergangszahlen bei Dampfkühlung im Vergleich zur Wasserkühlung sehr viel niedriger sind.

Abweichend von dem gewählten Entleerungsverfahren könnte das Wasser aus dem Reaktorbehälter auch über entsprechende Reduzierventile tiefer gelegenen Auffangbehältern zugeführt werden. Das beschriebene System hat demgegenüber jedoch den Vorteil, daß nach bzw. sogar während des Entleerens sofort wieder geflutet werden kann, wenn dies aus Sicherheitsgründen notwendig sein sollte.

Die für den Entleerungsvorgang notwendigen Einrichtungen und Schaltmanöver sind aus Abb. 9.4-1 und 9.4-2 ersichtlich. Auf Abb. 9.4-3 ist der Entleervorgang graphisch dargestellt, der wie folgt abläuft:

- Zu Beginn ist der Reaktor drucklos, seine Temperatur beträgt ca. 50 °C. Die Abflüsse zu den Auffangbehältern werden geöffnet und soviel Wasser in die Behälter abgelassen, bis der Wasserspiegel etwa 50 cm über dem Reaktorkern steht. Dieser Wasserstand wird auch während der Aufheizperiode auf gleichbleibendem Niveau gehalten. Das abgelassene Wasser kann nun, unabhängig vom weiteren Entleervorgang, dem Speisewassersystem zugeführt werden.
- Parallel zu diesen Vorgängen erfolgt das Abtrennen der Flutleitungen von den Löffler-Kesseln und an ihrer Stelle das Zuschalten der Entleerleitungen. Damit sind Reaktor und Löffler-Kessel über die Druckausgleichs- und Entleerleitungen miteinander verbunden.
- Daran anschließend werden Temperatur und Druck im Reaktorbehälter und in den Löffler-Kesseln entsprechend der zulässigen Änderungsgeschwindigkeit erhöht. Nach ca. 15,5 h ist der Betriebszustand des Reaktors erreicht.
- Während der Aufheizperiode werden die Nebenschleifen bereits für sich in Betrieb genommen und bis auf ihre Betriebsdaten hochgefahren.
- Nach Beendigung der Aufheizperiode wird der Wasserkreislauf abgeschaltet und durch Schließen der Absperrorgane 16 und 17 vom Reaktor getrennt.
- Gleichzeitig erfolgt auch ein Unterbrechen der über die Druckausgleichsleitungen bestehenden Verbindungen zwischen Reaktor und den Löffler-Kesseln durch Schließen der Ventile 1, 2 und 3.
- Jetzt werden die Sprühsysteme in den Dampfäumen der Löffler-Kessel eingeschaltet. Die entstehende Druckdifferenz bewirkt die Entleerung des Reaktors.

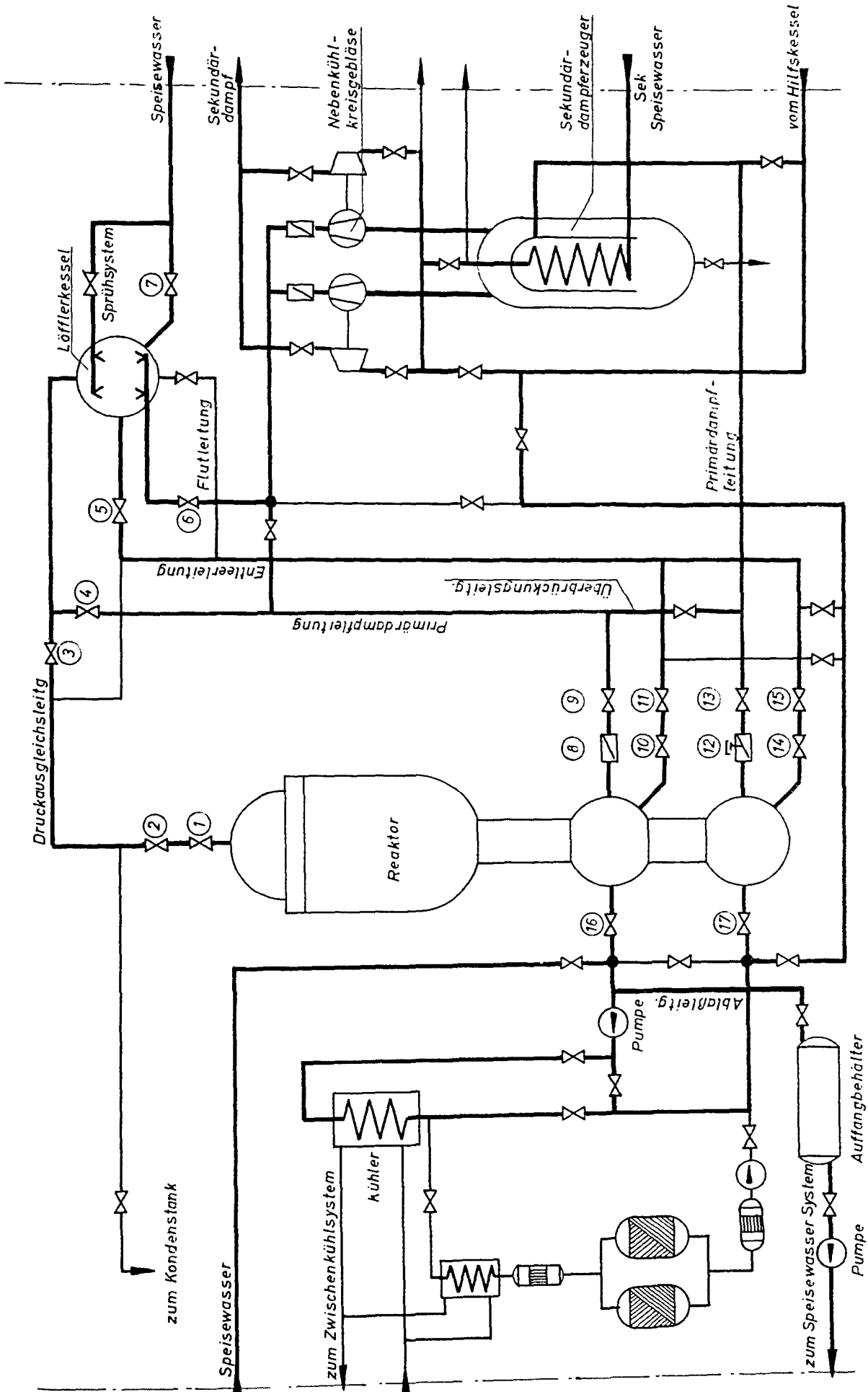


Abb. 9.4-1 Einrichtungen zum Entleeren der Anlage

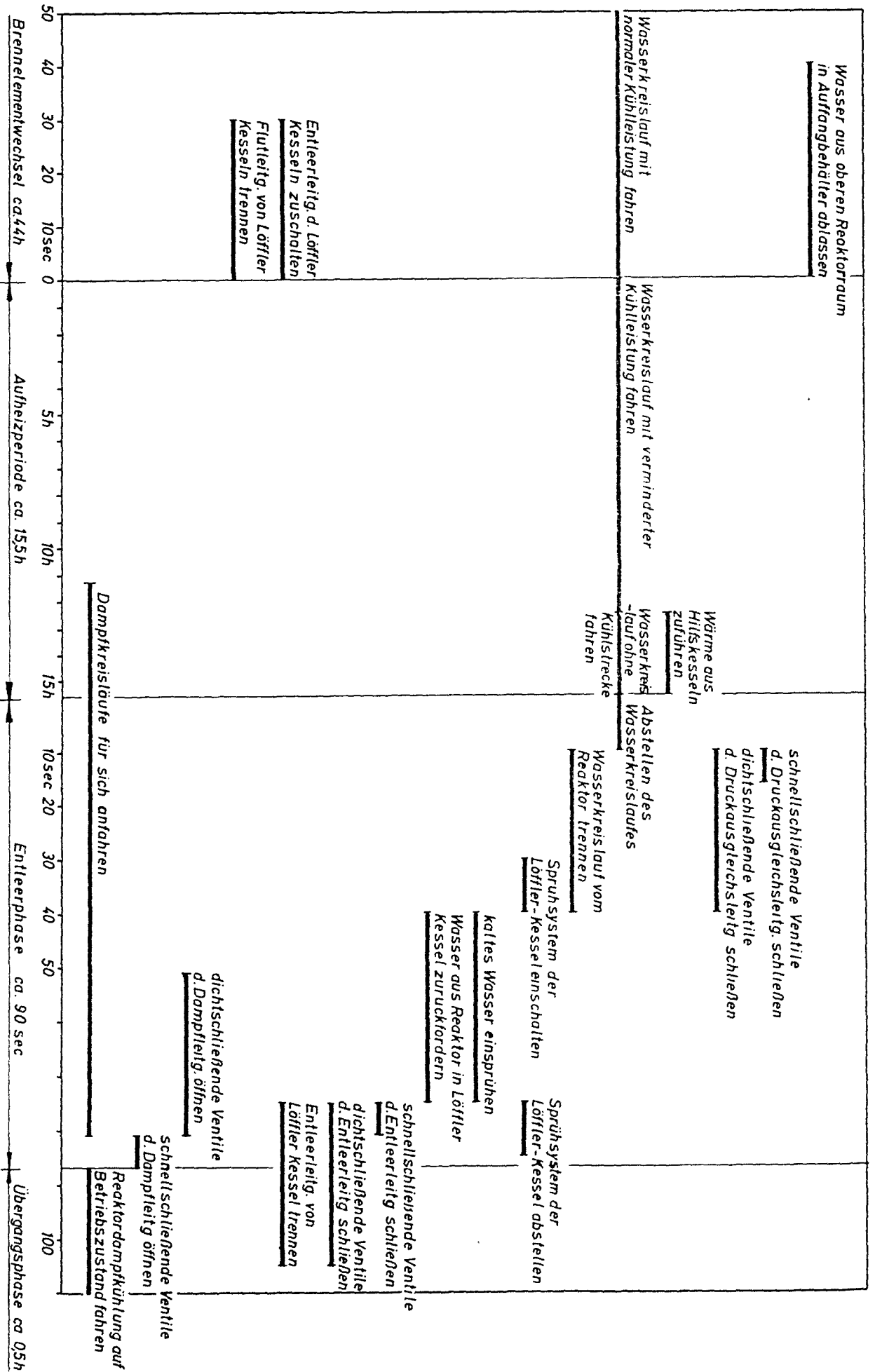


Abb. 9.4-2 Schaltmanöver während der Entleerperiode

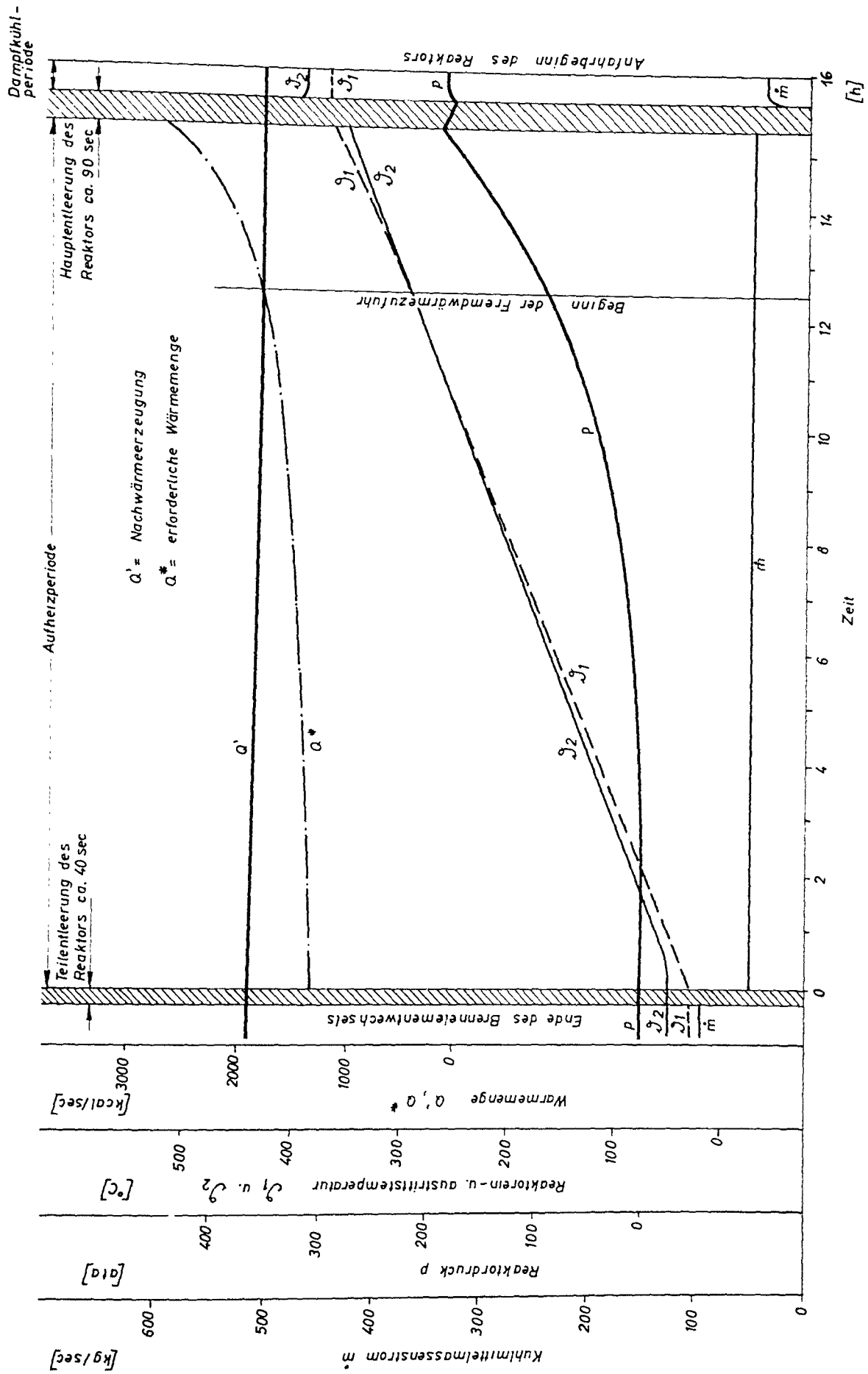


Abb. 3.4-3 Zeitlicher Ablauf des Entleervorganges

- Hierzu parallel laufend wird durch Öffnen der dichtschießenden Absperrorgane 9 und 13 das Zuschalten der Nebenkühlkreisläufe vorbereitet.

- Am Ende der Entleerphase werden das Sprühsystem abgeschaltet, die Entleerleitungen durch Absperren der schnellschließenden Ventile 10 und 14 und der dichtschießenden 5, 11 und 15 vom Reaktor und den Löfflerkesseln getrennt. Das Zuschalten der Nebenkühlkreisläufe erfolgt durch Öffnen der schnellschließenden Absperrorgane 8 und 12, Schließen der Überbrückungsleitungen und Öffnen der Ventile 4, 6 und 7.

- Die Kühlung des Reaktors erfolgt jetzt mit Dampf von ca. 365°C und ca. 182 ata bei einer niedrigen Aufheizspanne von ca. 20°C . Ist dieser Zustand erreicht, so gilt der Entleerungsvorgang als beendet.

9.5 Anfahren der Anlage

Schon während des Entleervorganges (s. Kap. 9.4) beginnt das Anfahren der Nebenkühlkreisläufe. Zunächst wird das Kondensat abgeführt, das sich in den Rohrleitungen und Aggregaten angesammelt hat. Dann erfolgt das Vorwärmen der Leitungen und der Antriebsturbinen für die Umwälzgebläse in den Nebenkühlkreisen mit Dampf aus einem Hilfsdampferzeuger. Ebenso werden über entsprechende Rohrleitungen die Sekundärdampferzeuger auf der Heizseite mit den anschließenden Rohrleitungen und Umwälzgebläsen vorgewärmt. Nun folgt die Inbetriebnahme der sekundären Kreisläufe mit Dampf aus dem Hilfsdampferzeuger. Die Antriebsturbinen für die Umwälzgebläse und die Umwälzgebläse selbst werden allmählich hochgefahren, bis die Betriebszustände erreicht sind. Inzwischen ist der Punkt des Entleerens erreicht, wo die Nebenkühlkreise zugeschaltet werden, die nun die weitere Kühlung des Reaktors übernehmen. Als nächster Schritt erfolgt die Inbetriebnahme der Sekundärdampferzeuger auf der Sekundärseite. Über eine Umgehungsleitung am jeweiligen Dampferzeuger, wird das Wasser solange umgewälzt, bis Verdampfung eintritt. Der entstehende Dampf wird nun über Anfahrrentspanner in die Kondensatoren abgeführt, bis die Betriebszustände erreicht sind. Ist das der Fall, so erfolgt die Umschaltung von den Hilfs- auf die Sekundärdampferzeuger. Die Nebenkühlkreise sind bis auf die Antriebsturbinen für die Hauptumwälzgebläse und die Antriebe für die Eigenbedarfsturbinen und Speisepumpen in Betrieb. Durch Bypass-Schaltungen über Anfahrrentspanner werden diese Turbinen zunächst umgangen.

Inzwischen wurde der Reaktor kritisch gemacht und seine Leistung allmählich gesteigert. Währenddessen erfolgte das Vorwärmen und Inbetriebnehmen der Antriebsturbinen für die Eigenbedarfsgeneratoren.

Ist die Reaktorleistung auf etwa 10 % angestiegen, so kann das Anfahren der Hauptkühlkreise erfolgen.

Mit einem Teilstrom des in den Sekundärdampferzeugern erzeugten nichtradioaktiven Dampfes, wird zunächst einer der Hauptkühlkreise auf Rücklauf-temperatur vorgewärmt. Nach Öffnen einer Umführungsleitung, die den Reak-

tor umgeht, kann das betreffende Hauptumwälzgebläse in Betrieb genommen werden. Die Umwälzung des Dampfes in diesem Kreislauf erfolgt über die Umführungsleitung im geschlossenen Kreis. Nun setzt eine niedrige Heißdampfzufuhr vom Reaktor zu den Einspritzdampferzeugern ein, wobei die Zwischenüberhitzer umgangen werden. Die Wassereinspritzung in den Dampferzeugern beginnt und nach Erreichen der Betriebszustände öffnet ein Abblasventil, das den Weg über den Anfahrentspanner zu einem Hauptkondensator freigibt. Gleichzeitig schließt die Umgehungsleitung.

Somit ist der Kreislauf praktisch in Betrieb, nur wird der Dampf vorerst nicht dem Reaktor zugeführt. Den Dampf, der nun laufend dem Reaktor verlorengeht, wird aus den beiden Löffler-Kesseln ersetzt.

Nachdem die Dampfzustände den Zuständen im Reaktor angeglichen wurden, erfolgt das Öffnen der Zuleitung zum Reaktor. Im gleichen Maße schließen die Abblasventile zu den Anfahrkondensatoren. Somit ist der erste Hauptkühlkreis in Betrieb und übernimmt einen Teil der Reaktorkühlung. Auf die gleiche Weise werden die übrigen Hauptkühlkreise angefahren.

Während dieser Zeit erfolgt die Vorwärmung der Hauptturbogeneratoren und Zwischenüberhitzer. Ein Teildampfstrom wird über die Anfahrentspanner in die Hauptkondensatoren abgeführt. Bei etwa 20 % Reaktorleistung sind in den Hauptkühlkreisen die Betriebszustände erreicht. Jetzt werden die Turbogeneratoren angefahren. Haben sie ihre Betriebszustände erreicht und sind die Generatoren zugeschaltet, so ist die Anlage bereit, Energie an das Netz zu liefern, die Bypass-Systeme werden dabei gleichzeitig geschlossen.

Die weitere Leistungssteigerung kann nun entsprechend der Laständerungsgeschwindigkeit, die für die Anlage zulässig ist, erfolgen.

9.6 Brennelementwechsel

Der Brennelementwechsel beginnt nachdem der Reaktor abgestellt und geflutet ist (s. Kap. 9.2 und 9.3). Er ist auf den Abb. 9.6-1 bis 9.6-5 schematisch dargestellt und läuft wie folgt ab:

Alle Antriebsstangen werden zunächst von den Steuerelementen abgekuppelt und bis in ihre Endstellung zurückgezogen. Danach wird der Raum zwischen der Isolierglocke und dem Druckbehälterdeckel mit Wasser geflutet und die Flanschverbindung der Isolierglocke gelöst. Gleichzeitig erfolgt auch das Abtrennen aller Rohrleitungs- und Kabelanschlüsse am Druckbehälterdeckel und der Steuerstabantriebe. Der im Schutzbehälter angeordnete Rundlaufkran hebt nun die Isolierglocke ab und stellt sie auf den dafür vorgesehenen Platz auf dem Reaktorflur ab.

Der Druckbehälterflansch ist jetzt frei zugänglich, so daß sich die Flanschmuttern lösen lassen. Diese Arbeiten werden mit einer speziell dafür entwickelten halbautomatischen Spannvorrichtung vorgenommen, die es gestattet, alle Flanschmuttern gleichzeitig zu lösen bzw. anzuziehen (s. Kap. 5.1.5). Mit dem Rundlaufkran wird die Vorrichtung in das Beschickungsbecken abgesenkt und auf den Druckbehälterflansch aufgesetzt. Sind die Muttern gelöst, so erfolgt der Rücktransport der Spannvorrichtung zur Ausgangsstellung auf dem Reaktorflur. Da die Flanschmuttern nun frei zugänglich sind, lassen sie sich leicht entfernen. Der Einsatz dieser Schraubenspannvorrichtung ermöglicht es, den Reaktordruckbehälter in weniger als 2 h zu öffnen bzw. zu schließen.

Nach Entfernen der Flanschmuttern kann der Druckbehälterdeckel abgehoben werden. Vorher ist jedoch nochmals zu prüfen, ob das Wasser im Reaktordruckbehälter eine ausreichend niedrige Eigenaktivität hat. Ist dies nachgewiesen, dann wird der Druckbehälterdeckel zusammen mit seiner Abschirmung und den Steuerstabantrieben mittels Deckelhubwerk angehoben und unter Wasser in die seitlich im Beschickungsbecken gelegene Parkposition gebracht.

Ebenfalls mit dem Deckelhubwerk erfolgt der Transport des über dem Reaktorkern angeordneten Haltegitters zu seinem vorgesehenen Abstellplatz, der sich im Beschickungsbecken in der Nähe des abgestellten Deckels befindet.

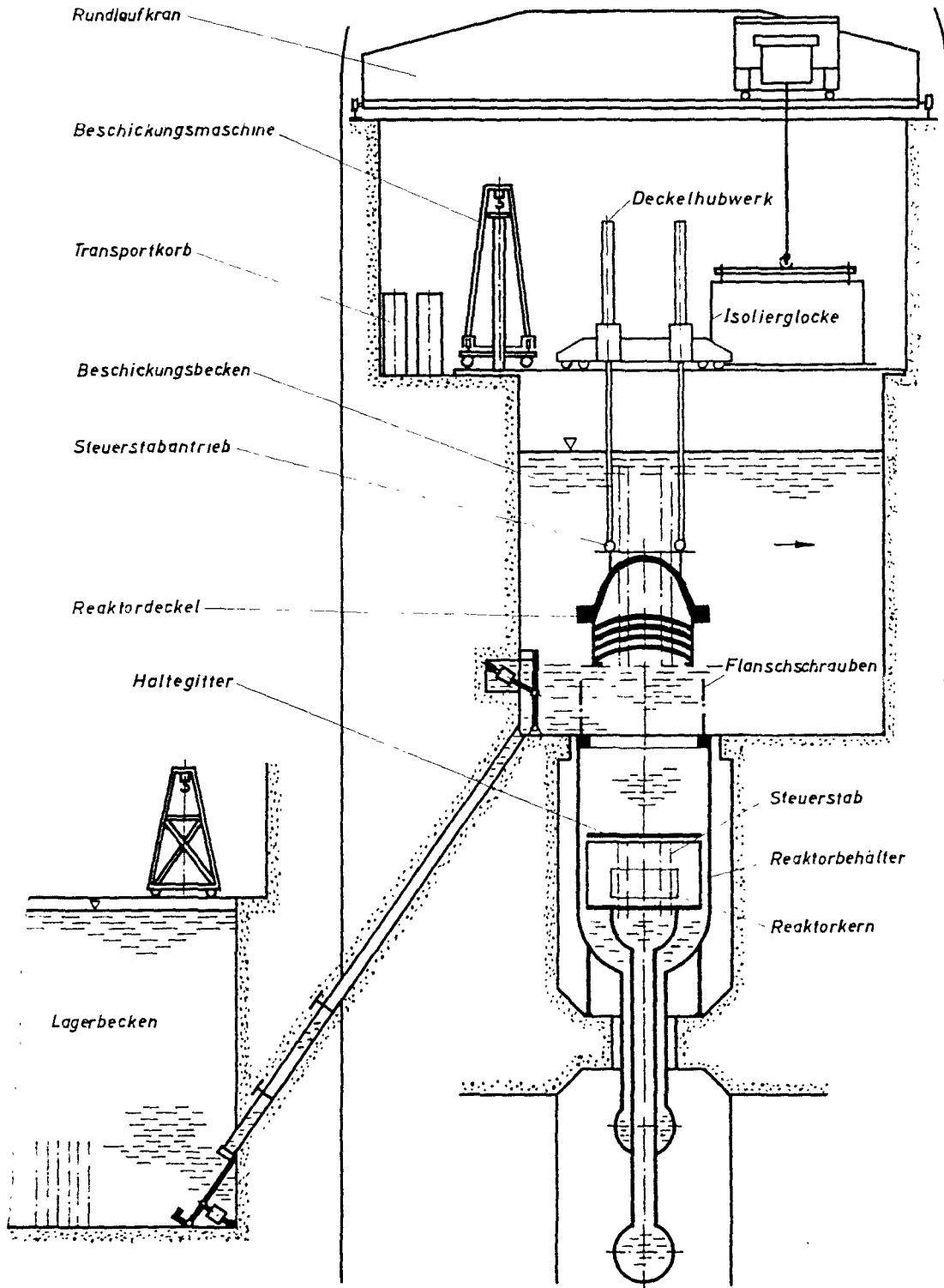


Abb. 9.6-1 Öffnen des Reaktor-Druckbehälters

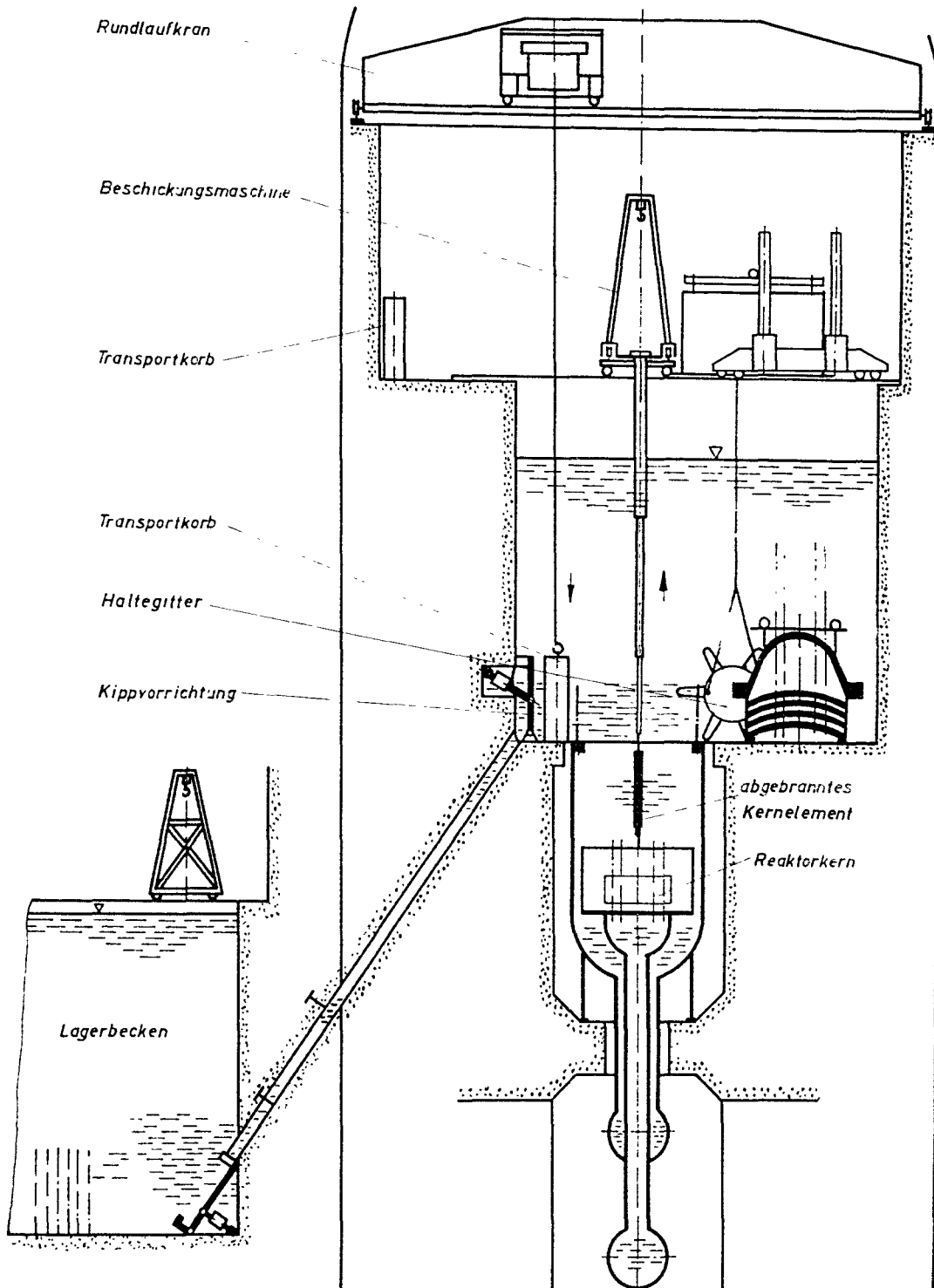


Abb. 9.6-2 Abgebranntes Kernelement aus Reaktorkern ins Beschickungsbecken überführen. Gefüllter Transportkorb ins Beschickungsbecken einsetzen.

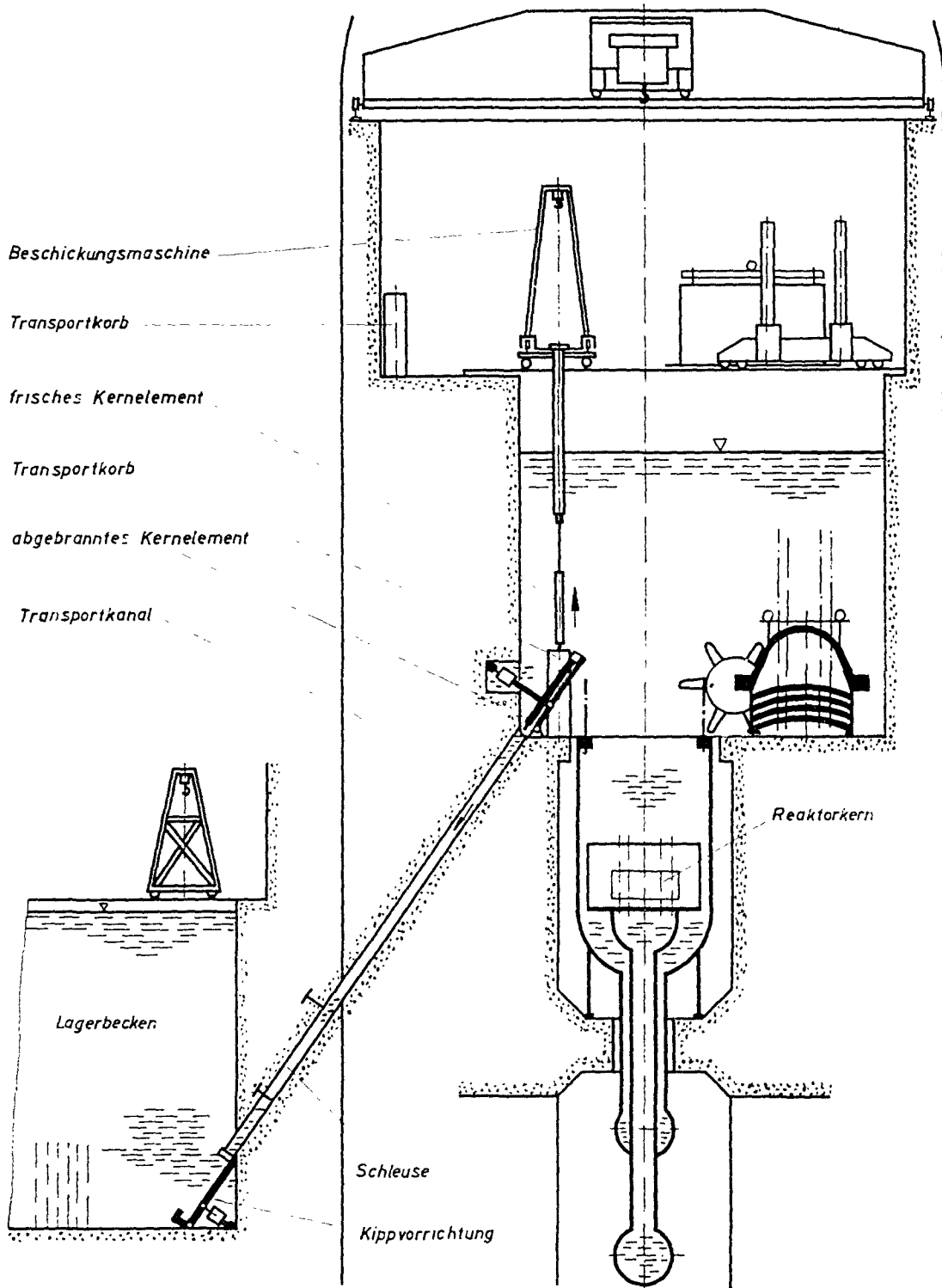


Abb. 9.6-3 Frisches Kernelement aus Transportkorb
 in Reaktor-Druckbehälter überführen.
 Abgebranntes Kernelement über den Trans-
 portkanal dem Lagerbecken zuführen.

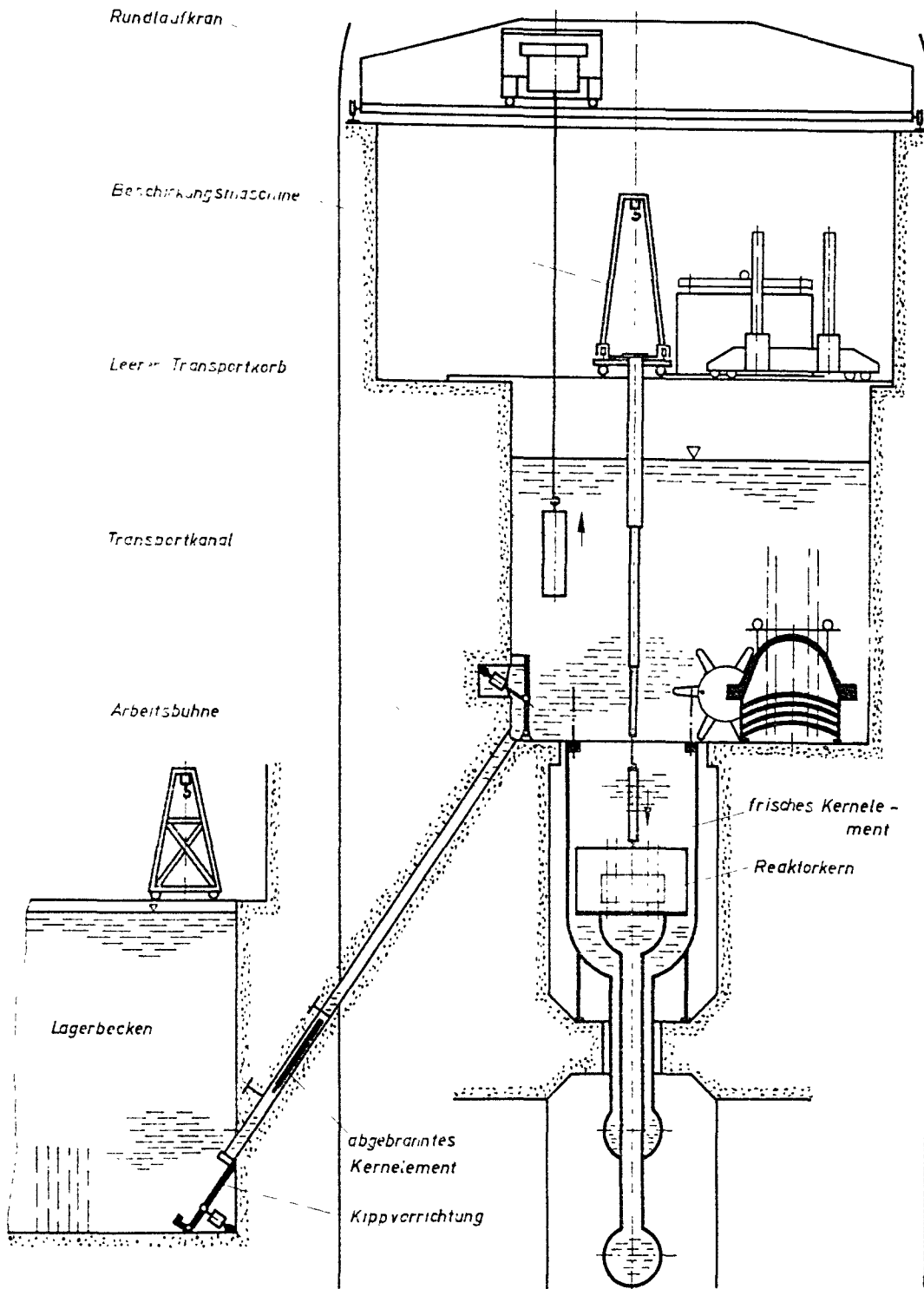


Abb. 9.6-4 Frisches Kernelement in Reaktorkern einsetzen.
Leeren Transportkorb dem Beschickungsbecken entnehmen.

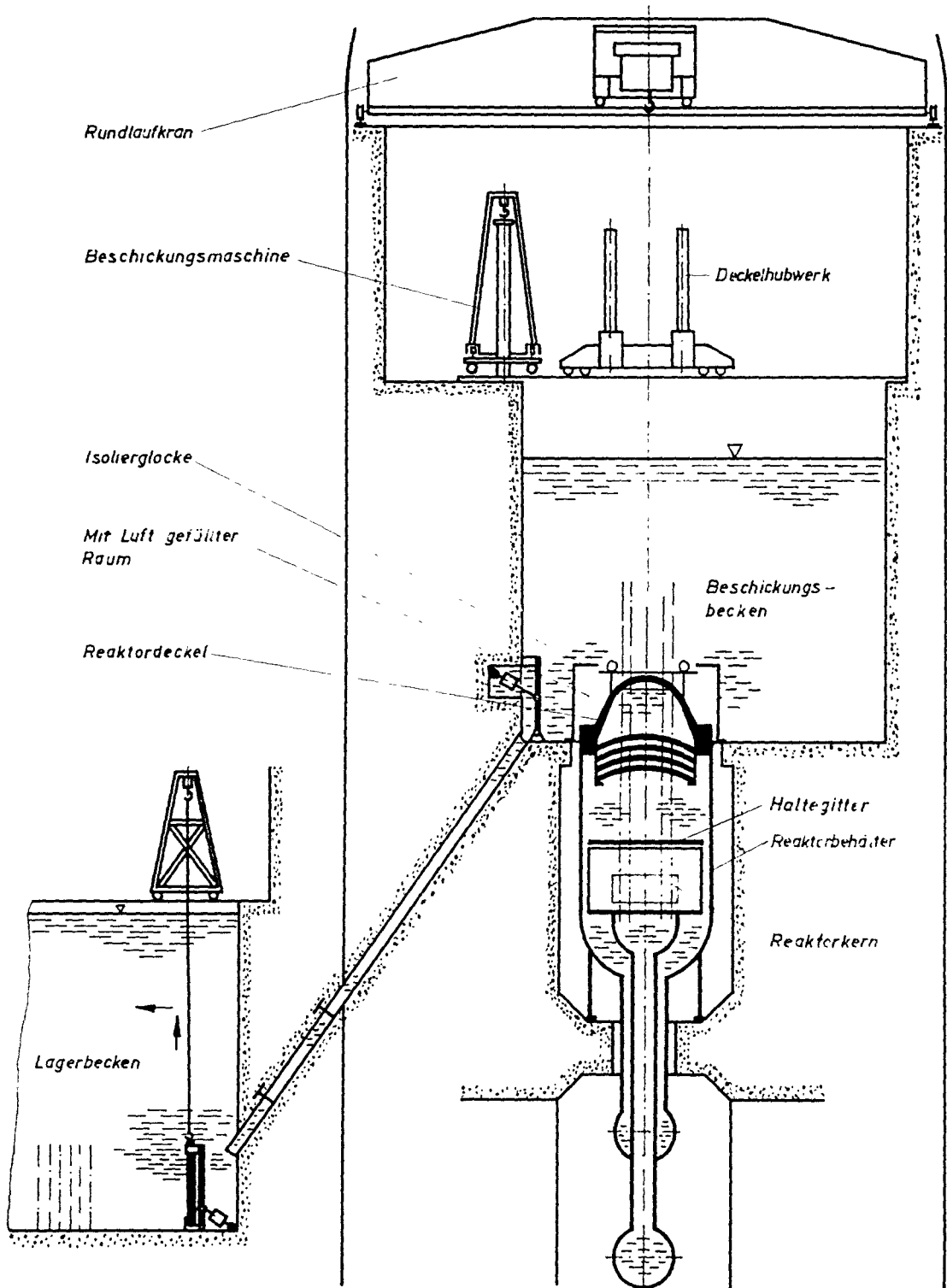


Abb. 9.6-5 Reaktor-Druckbehälter betriebsgerecht verschlossen

Zu diesem Zweck ist das Deckelhubwerk mit einer Kranlaufkatze ausgerüstet. Nach Lösen der Haltegitterbefestigung wird es aus dem Reaktor-druckbehälter in das Beschickungsbecken überführt, dort um seine Mittelachse geschwenkt und hochkant abgestellt.

Die in den Reaktor einzusetzenden neuen Brenn- bzw. Brutstoffelemente werden in entsprechenden Transportkörben auf dem Reaktorflur bereitgestellt. Der Rundlaufkran übernimmt den Transport zwischen Flur und Beschickungsbecken. Jeweils zwei der Körbe lassen sich so in das Beschickungsbecken einsetzen, daß sie von der Beschickungsmaschine bequem zu erreichen sind. Leere Körbe werden dem Becken während der Beschickung laufend entnommen und durch neue ersetzt.

Der eigentliche Brennstoffwechsel erfolgt mit der über dem Beschickungsbecken verfahrbar angeordneten Beschickungsmaschine. Die auszuwechselnden Brennelemente werden unter direkter Sicht von der Maschine angefahren und vom Greifarm erfaßt. Das dem Kernverband entnommene Brenn- bzw. Brutstoffelement wird in das Beschickungsbecken gebracht und von dort über den schräg nach unten verlaufenden Transportkanal in das Brennelement-Lagerbecken des Reaktor-Nebengebäudes überführt (s. Kap. 5.3.1). Hier wird es mit einfachen Greifwerkzeugen von der verfahrbaren Arbeitsbühne aus erfaßt und in die endgültige Abklingposition im Lagerbecken gebracht. Parallel zu diesem Transportvorgang setzt die Beschickungsmaschine ihre Arbeit ohne Unterbrechung fort. Sie entnimmt einem gefüllten Transportkorb im Beschickungsbecken ein neues Brennelement und setzt dieses in die frei gewordene Kernposition ein. In der beschriebenen Weise werden alle nach einer Betriebsperiode auszuwechselnden Brenn-, Brut- und Steuerlemente ausgetauscht.

Die Anzahl der jeweils auszuwechselnden Brennelemente ist dem Diagramm Abb. 9.6-6 zu entnehmen, das die bestehenden Zusammenhänge zeigt. Es wurde für einen axial gemittelten max. Abbrand von 55 000 MWd/t, einen Lastfaktor von 0,75 und die sonstigen Daten des Referenz-Entwurfes nach den in [2] angegebenen Beziehungen aufgestellt.

Für die beiden Spaltzonen können abgelesen werden:

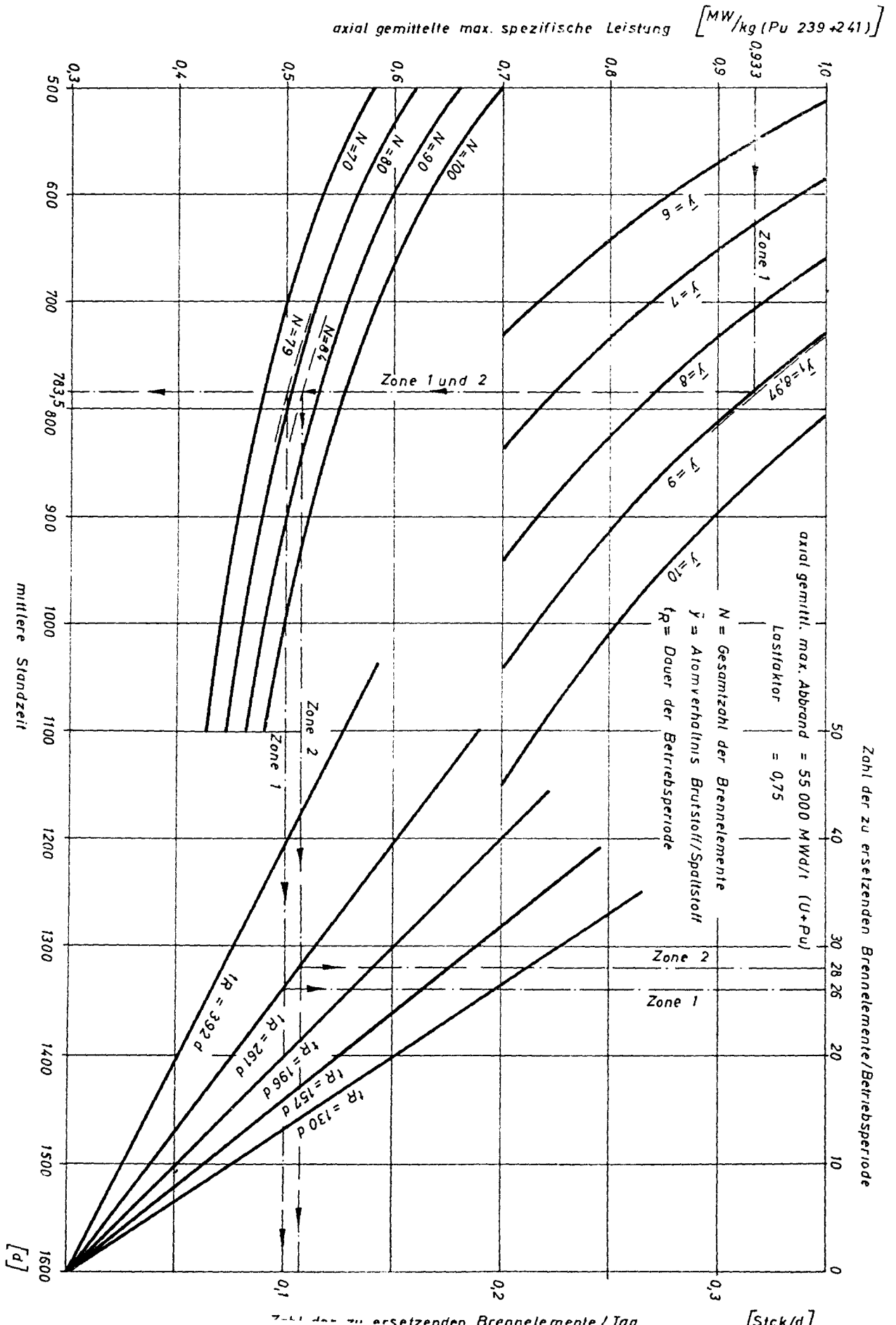


Abb. 9.6-6 Zahl der auszuwechselnden Brennelemente

| | Innenzone | Außenzone |
|---|-----------|-----------|
| mittlere Standzeit der Brennelemente in Tagen | 784 | 784 |
| Zahl der zu ersetzenden Brennelemente bei einer Betriebsperiode von 261 Tagen | 26 | 28 |

Außerdem sind pro Betriebsperiode noch ca. 20 Brut- und ca. 6 Steuer-elemente auszuwechseln.

Brennelemente mit Hüllenschäden werden von der Beschickungsmaschine zunächst ebenfalls in das Beschickungsbecken überführt. Hier erfolgt das Einsetzen in dichte, mit Wasser gefüllte Schutzbehälter. Diese Schutzbehälter werden dann wie alle übrigen Elemente behandelt und gelangen auf dem gleichen Transportweg wie die Brennelemente in das Brennelement-Lagerbecken.

Nach Beendigung des Be- und Entladevorganges wird die Beschickungsmaschine in ihre Parkposition gefahren. Die Transportbehälter werden aus dem Beschickungsbecken entfernt und durch die Materialschleuse zurück in den Brennelement-Lagerraum im Reaktor-Nebengebäude gebracht. Nun erfolgt das Schließen des Reaktorbehälters. Diese Arbeiten verlaufen nach dem gleichen Prinzip wie beim Öffnen, jedoch in umgekehrter Reihenfolge. Zunächst wird das Haltegitter auf den Kern aufgesetzt und verankert und anschließend der Druckbehälterdeckel zusammen mit seiner Abschirmung und den Steuerstabantrieben auf den Druckbehälter abgesetzt. Durch entsprechende Führungseinrichtungen ist dafür gesorgt, daß der Deckel dabei genau ausgerichtet ist. Diese Maßnahme ist in erster Linie mit Rücksicht auf die Führungsrohre der Steuerstabantriebe nötig. Mit Hilfe der Spannvorrichtung wird der Reaktorbehälter betriebsgerecht verschlossen und die Spannvorrichtung anschließend vom Reaktordeckel entfernt. Alsdann wird die Isolierringlocke über dem Reaktordeckel befestigt und der darunter entstehende Raum entwässert, getrocknet und mit Luft gefüllt. Nun werden alle Kabel- und Rohrleitungsanschlüsse zum Reaktordeckel und zu den Steuerstabantrieben wieder hergestellt und die Steuerstabantriebe an die Steuerstäbe gekuppelt. Anschließend ist noch das Deckelhubwerk über den Reaktordruck-

behälter in Stellung zu fahren und dort fest zu verankern. Aus dem Zeitplan Abb. 9.6-7 ist zu entnehmen, daß der Brennelementwechsel nach ca. 44 h abgeschlossen ist. Zu diesem Zeitpunkt kann das Entleeren der Anlage (s. Kap. 9.4) zur Vorbereitung des Anfahrens der Reaktoranlage beginnen.

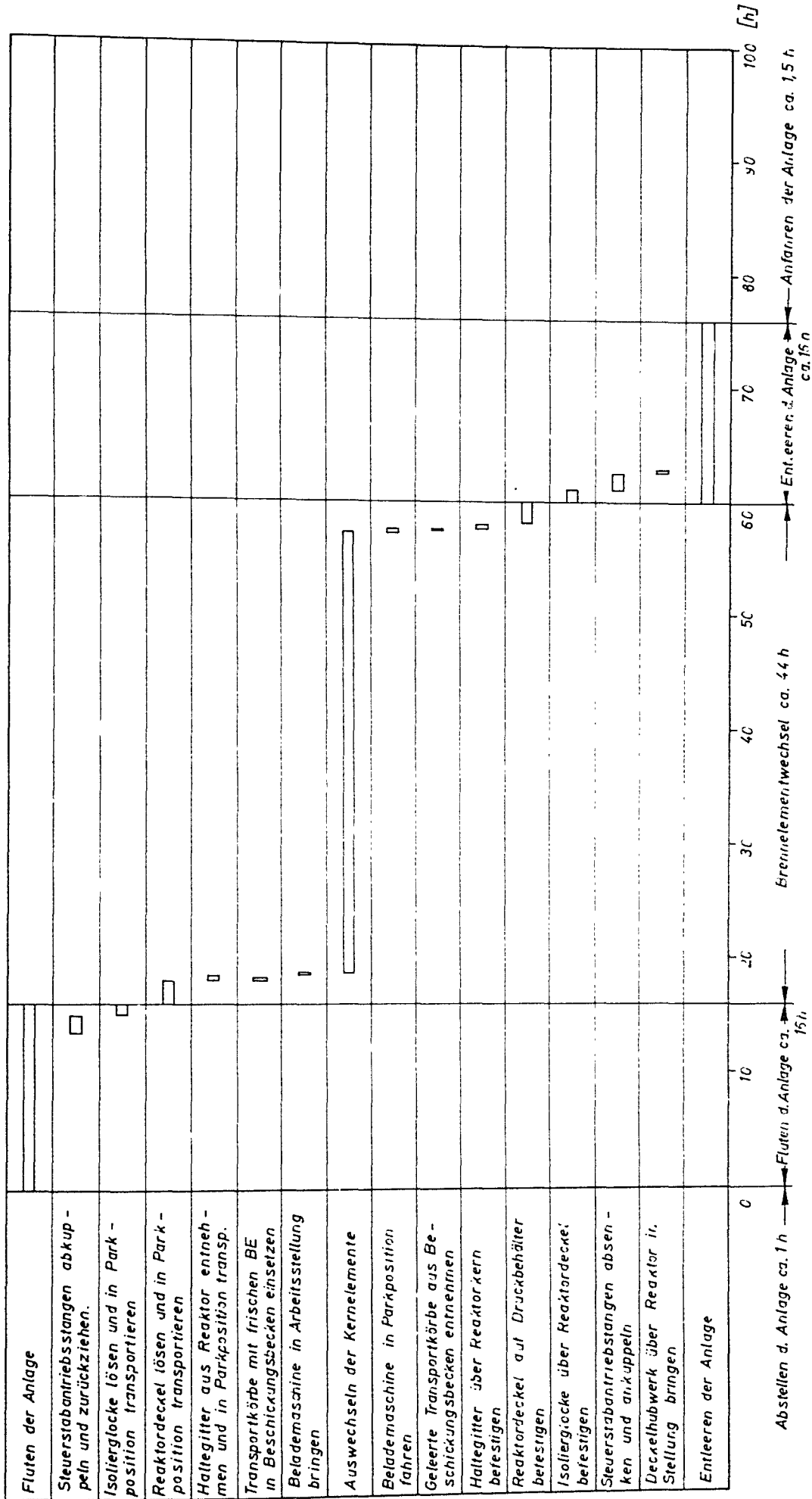


Abb. a.6-7 Zeitplan des Brennelementwechsels

Literatur

- [1] P. Keiper, PSB-Bericht 210/66
Fluten eines mit unterkritischem Dampf gekühlten Reaktors
- [2] W. Häfele, 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

| <u>Inhaltsverzeichnis</u> | <u>Seite</u> |
|--|--------------|
| 10. Sicherheitsbetrachtungen | 10 - 2 |
| 10.1 Direkte Reaktivitätsstörungen | 10 - 2 |
| 10.2 Indirekte Reaktivitätsstörungen | 10 - 3 |
| 10.2.1 Funktionsstörungen an Kühlkreis Komponenten | 10 - 3 |
| 10.2.2 Leckagen an den Kühlsystemen | 10 - 6 |
| 10.3 Freisetzung radioaktiver Spaltprodukte | 10 - 9 |
| 10.3.1 Hüllrohrschäden an den Brennstoffelementen | 10 - 11 |
| 10.3.2 Teilweises Kernschmelzen | 10 - 12 |
| 10.4 Der maximale Unfall | 10 - 14 |
| Literatur | 10 - 16 |

10. Sicherheitsbetrachtungen

Das Verhalten einer Reaktoranlage bei auftretenden Störungen kann nur durch eine detaillierte Sicherheitsanalyse ermittelt werden. Mit ihr werden für die verschiedenen Betriebsbedingungen, unter Berücksichtigung der vorgesehenen Sicherheitsmaßnahmen, die Auswirkungen wichtiger Störfälle auf die Anlage und die Umgebung festgestellt.

Die Durchführung einer so umfassenden Sicherheitsanalyse war im Rahmen dieser Studie nicht vorgesehen. Der Referenz-Entwurf sollte jedoch qualitativ orientieren und Grundtendenzen aufdecken. In diesem Sinne wurden bereits während der Projektierung eine Vielzahl möglicher Störungen betrachtet und deren Auswirkungen im Entwurf berücksichtigt. Es wird damit gerechnet, daß die mit der vorliegenden Studie aufgezeigten Entwurfsprinzipien auch durch eine detaillierte Sicherheitsanalyse bestätigt werden.

Die folgenden Abschnitte geben einen Überblick über die durchgeführten Betrachtungen.

10.1 Direkte Reaktivitätsstörungen

Direkte Reaktivitätsstörungen sind Störfälle, die unmittelbar zu einer Änderung der Reaktivität des Reaktors führen, z.B. das unkontrollierte Ausfahren von Regelstäben.

Es ist zu erwarten, daß diese Unfälle wegen des großen und schnell wirkenden Dopplerkoeffizienten von $- 1,13 \cdot 10^{-5}/^{\circ}\text{K}$ keine große Gefahr bedeuten, da für einen natriumgekühlten Reaktor mit dem kleineren Dopplerkoeffizienten von $- 8,4 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{K}$ [1] bereits festgestellt wurde, daß diese Unfälle zu beherrschen sind. Weitere Untersuchungen wurden deshalb hierzu nicht durchgeführt.

Ein Sonderfall einer direkten Reaktivitätsstörung ist das unkontrollierte Einbringen von Reaktivität in den gefluteten Reaktor. Dies kann durch Beladen des Cores mit zu hoch angereichertem Brennstoff oder durch eine falsche Positionierung der Kontrollstäbe geschehen. Da der geflutete Reaktor gemäß Abb. 7.2-6; S. 7-18 weit unterkritisch ist, wirkt sich diese Reaktivität nicht sofort, sondern erst beim Entleeren aus (s. Kap. 9.4).

Es ist deshalb vorgesehen, den unterkritischen Zustand des gefluteten Reaktors laufend zu überwachen, um so sicherzustellen, daß der Reaktor beim Entleeren nicht kritisch werden kann. Genauere Studien hierüber sind während der anschließenden Systemanalyse vorgesehen.

10.2 Indirekte Reaktivitätsstörungen

Indirekte Reaktivitätsstörungen sind Störfälle, die die Betriebsweise der Anlage so beeinflussen, daß es zu einer Dichteänderung des Kühlmittels im Reaktorkern und damit zu einer Änderung der Reaktivität des Reaktors kommt (s. Abb. 7.2-6, Seite 7-18).

Diese Störungen werden schwerwiegender sein, da ein Teil der Doppler-Reaktivität jetzt erst verzögert wirksam wird. Im folgenden werden diese Störungen behandelt.

10.2.1 Funktionsstörungen an Kühlkreiskomponenten

Hierzu gehören im wesentlichen der Ausfall einzelner Haupt- bzw. Nebenkühlkreisgebläse und Speisepumpen und die verschiedenen denkbaren Regelerstörungen an diesen Komponenten.

Mit einem Analogrechner-Modell wurden die Auswirkungen derartiger Störungen im Kühlsystem untersucht. Das Verhalten des Reaktors ohne Einfluß des Sicherheitssystems wurde dabei in Abhängigkeit vom Kühlmitteldichtekoeffizienten $\alpha_K = dk/d\rho$, der sich mit dem Abbrand stark verändert, berechnet. Die Transportzeit in den Zuleitungen ist nicht berücksichtigt, die Zeitählung beginnt mit dem Eintreffen der Störung am Core-Eintritt.

Für den Ausfall der Speisewasserzuführung zu einem Einspritzkühler werden die Ergebnisse nachstehend gezeigt. Dieser Unfall führt zu einer plötzlichen Erhöhung der Kühlmittelintrittstemperatur um ca. 10 °C.

In Abb. 10.3-1 ist der Verlauf der Leistung in Abhängigkeit von der Zeit für drei verschiedene Dichtekoeffizienten, die Abbränden von 18.300, 27.500, 36.000 MWd/t entsprechen, dargestellt. Abb. 10.3-2 zeigt das maximale Überschwingen der Leistung in Abhängigkeit vom Kühlmitteldichtekoeffizienten. Es ist deutlich zu erkennen, daß bei größer werdendem α_K das Überschwingen sehr stark ansteigt. Bei $\alpha_K > 0,57$ stabilisiert sich der Reaktor nicht mehr selbst. In Abb. 10.3-3 und 10.3-4 sind die maximalen Brennstoff- und Hüllrohrtemperaturen des zentralen Brennelementes

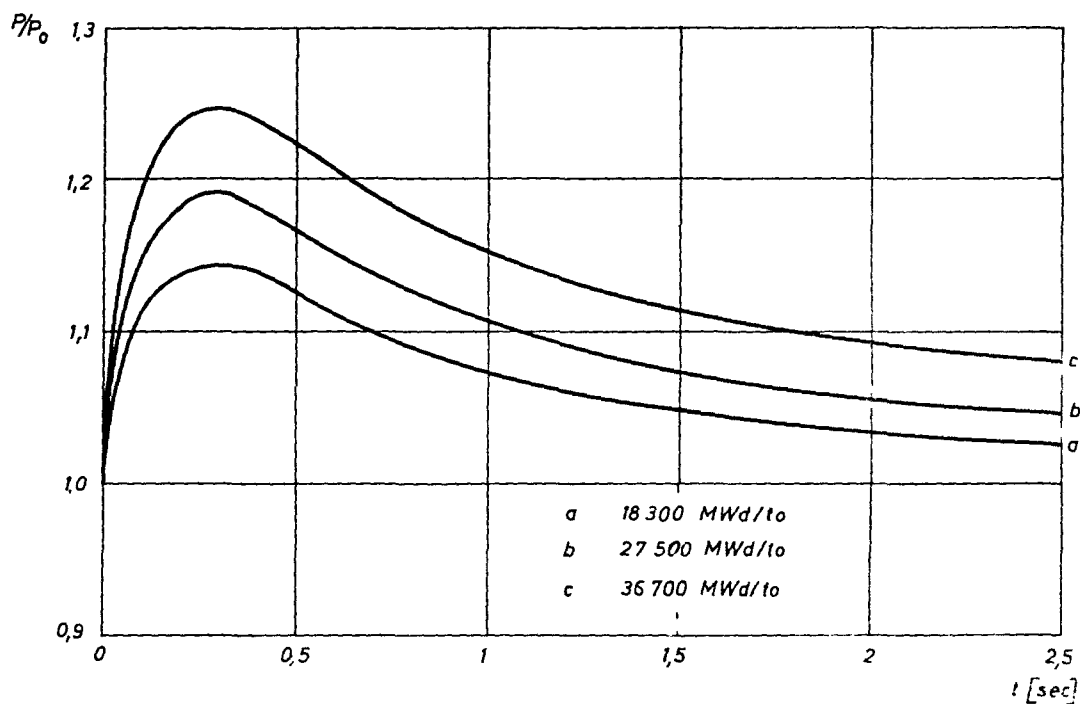


Abb. 10.3-1 Leistungsverlauf bei Ausfall eines Einspritzkühlers

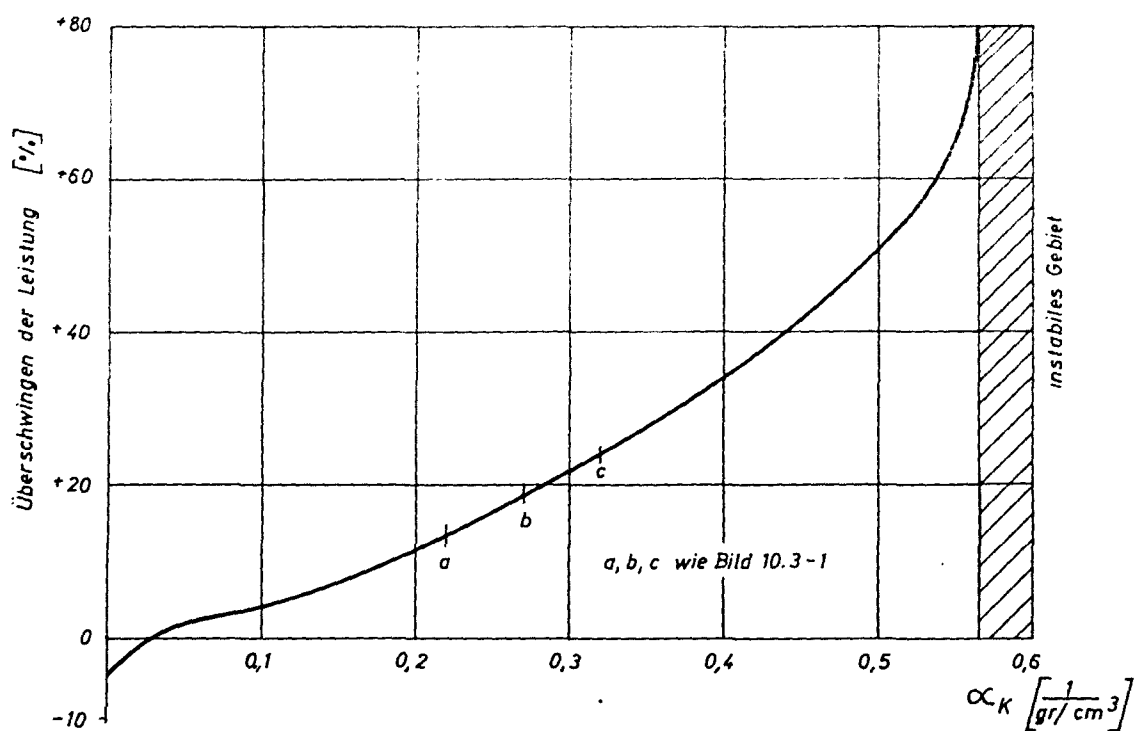


Abb. 10.3-2 Leistungsüberschwingen bei Einspritzkühlerausfall in Abhängigkeit vom Kühlmitteldichtekoeffizienten

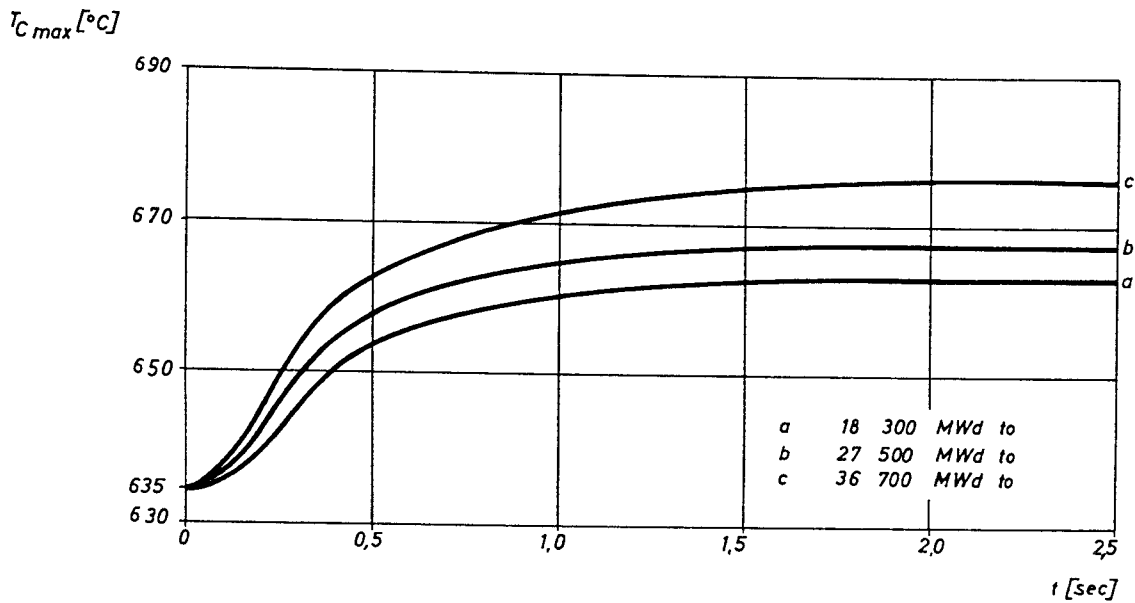


Abb. 10.3-3 Verlauf der max. Hüllrohrtemperatur eines mittleren Brennelementes bei Ausfall eines Einspritzkühlers

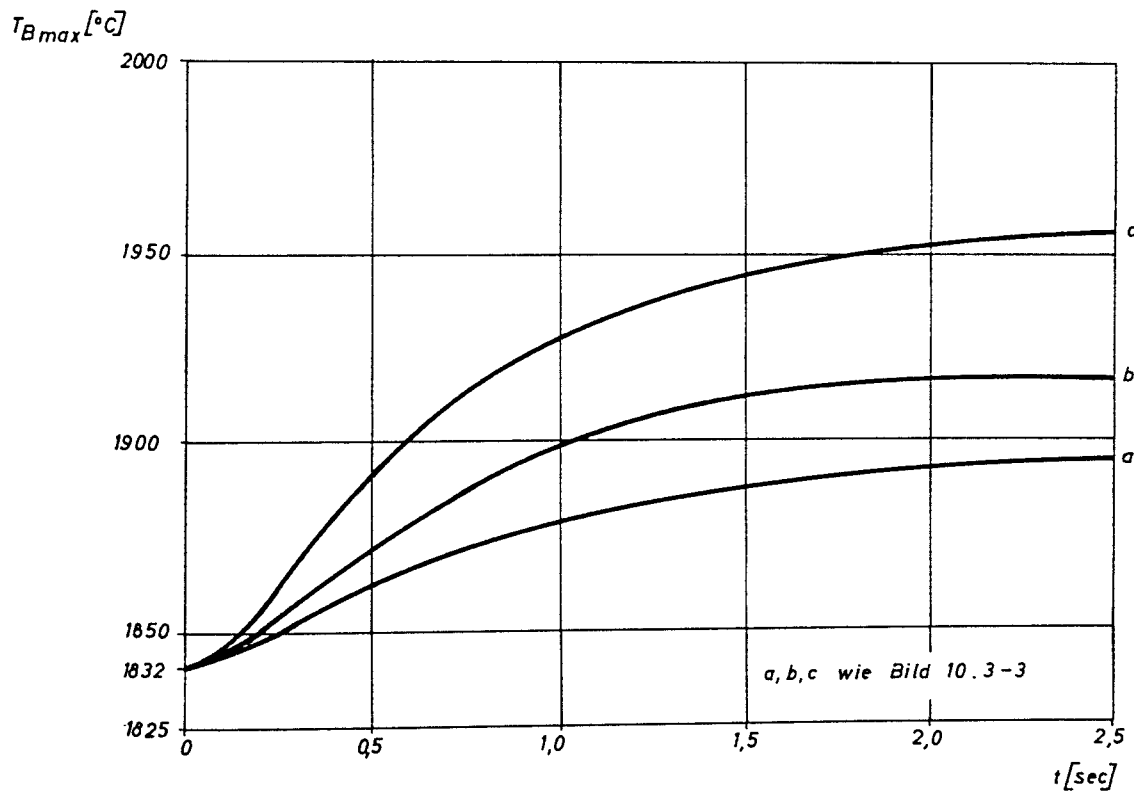


Abb. 10.3-4 Verlauf der max. Brennstofftemperatur eines mittleren Brennelementes bei Ausfall eines Einspritzkühlers

(ohne Heistellenfaktoren) in Abhängigkeit von der Zeit dargestellt.

Diese Ergebnisse zeigen, daß für ein Abschaltssystem genügend Zeit vorhanden ist, um durch eine Schnellabschaltung eine Beschädigung des Reaktorkernes zu vermeiden. Eine schnelle Fehlerortung ist durch die Auslegung und den Aufbau des Überwachungssystems gewährleistet.

10.2.2 Leckagen an den Kühlsystemen

Leckagen bis zu einer Leckdampfmenge von ca. 300 t/h (Leckgröße ca. $0,25 \text{ dm}^2$) haben keinen Einfluß auf die Betriebsweise der Anlage. Sie werden durch die für 10 % Überlast ausgelegten Einspritzkuhler und Umwälzgebläse selbsttätig ausgeglichen und wirken sich lediglich auf den Abstellvorgang der Anlage aus.

Größere Leckagen führen auf zwei Wegen zu einer Dichteänderung im Reaktorkern und damit zu einer Reaktivitätsänderung:

- a) unmittelbar durch Drucksenkung im System,
- b) durch Änderung des Kühlmitteldurchsatzes im Reaktorkern, damit ändert sich über die Aufwärmspanne die mittlere Kühlmitteltemperatur.

In welcher Richtung und Stärke der zweite Einfluß zur Wirkung kommt, hängt von der Lage der Leckstelle im Kühlkreislauf ab (vor oder nach dem Reaktor).

Eine Verminderung des Kühlmitteldurchsatzes im Reaktorkern führt außerdem zu einer höheren Temperatur der Brennstoffelemente, so daß Hüllrohrschäden oder ein teilweises Kernschmelzen auftreten können (s. Kap. 10.3).

Um die Auswirkungen der verschiedenen Leckagen klein zu halten, wurden an der Anlage die folgenden konstruktiven Vorkehrungen getroffen:

- Das gesamte Kühlsystem ist in sechs Haupt- und zwei Nebenkühlkreise unterteilt. Damit ergeben sich kleinere Rohrdurchmesser, die die Leckdampfmenge bei Brüchen von selbst begrenzen.
- Jeder der zwei Nebenkühlkreise und der sechs Hauptkühlkreise ist mit einem Dampfspeicher versehen, die gemeinsam einer Druckminderung im Kühlsystem entgegenwirken. Die beiden Dampfspeicher der Nebenkühlkreise

wirken auf die Reaktoreintrittsseite und damit gleichzeitig einer Verminderung des Kühlmitteldurchsatzes im Reaktorkern, der bei Leckagen vor dem Reaktor auftritt, entgegen.

- In allen Rohrleitungen sind direkt am Reaktordruckbehälter schnell-schließende Rückschlag- oder Überlastklappen eingebaut, die die Dauer der Auswirkung eines Lecks in den Rohrleitungen begrenzen. Nach dem Schließen der Klappen und zusätzlicher normaler Absperrschieber im beschädigten Kreis kann die Anlage mit den ungestörten Systemen weiterarbeiten.
- Im Reaktordruckbehälter ist über dem Reaktorkern ein Wassereinsprüh-system eingebaut, mit dem der dem Reaktorkern zuströmende Dampf befeuch-tet werden kann, so daß seine Kühlwirkung auch bei niedrigen Dampfdrük-ken ausreicht, um ein Niederschmelzen des Kerns zu verhindern.
- Alle Kühlsysteme sind mit Meßgeräten bestückt, deren Werte in einer Überwachungsanlage zusammenlaufen und verglichen werden. Hierdurch ist eine schnelle Ortung des Lecks möglich.

Für eine genauere Betrachtung ist es zweckmäßig, bei auftretenden Lecka-gen drei Fälle zu unterscheiden:

- a) Das Leck liegt an einer Stelle des Kühlsystems, die durch Absperr-armaturen vom Reaktor getrennt werden kann, und die Absperrung er-folgt wie vorgesehen.
- b) Das Leck tritt unmittelbar am Reaktordruckbehälter auf und ist somit nicht absperrbar, das Scram- und Sprühsystem arbeiten jedoch einwand-frei.
- c) Alle Sicherheitsmaßnahmen, wie z.B. Scram- und Sprühsystem versagen.

Dabei sind jeweils die ungünstigsten Bedingungen, d.h. der volle Bruch einer Rohrleitung oder eines Stutzens zugrunde zu legen.

Die schwersten Auswirkungen sind dann zu erwarten, wenn bei Bruch des größten Eintrittsstutzens am Reaktordruckbehälter alle Sicherheitsmaßnah-men versagen (zu Fall c). Die aus dem System austretende Dampfmenge ist in diesem Fall wegen der hohen Dampfdichte und des geringen Druckabfalles der Leckstelle maximal, und gleichzeitig nimmt der Kühlmitteldurchsatz im Reaktorkern und damit die mittlere Dampfdichte ab.

Die genaue Untersuchung dieses und anderer Unfälle wird im Rahmen der anschließenden Systemanalyse erfolgen. Eine erste Abschätzung ergab, daß bei einem derartigen Stutzenbruch und Ausfall der Sicherheitsmaßnahmen mit einer durch die Verringerung der Dampfdichte hervorgerufenen maximalen Reaktivitätsrampe von etwa $10 \text{ } \$/\text{sec}$ gerechnet werden muß. Die hierdurch ausgelöste Bethe-Tait-Exkursion würde bei einem Dopplerkoeffizienten von $-1,13 \cdot 10^{-5}/^{\circ}\text{K}$ und einer effektiven Neutronenlebensdauer von $4,4 \cdot 10^{-7} \text{ sec}$ einen Energiebetrag von maximal 150 MWs freisetzen. Außerdem entsteht dabei ein zusätzlicher Druckaufbau durch die bei der Kernzerstörung erfolgende innige Vermischung des heißen Brennstoffes mit dem Kühlmittel. Diese Wirkung ist allerdings bei Dampfkühlung sehr viel schwächer als bei einem natriumgekühlten Reaktor, da hier das Kühlmittel bereits in Dampfform vorliegt und beim vorliegenden Entwurf im Reaktordruckbehälter keine weitere Flüssigkeit vorhanden ist.

Eine erste Abschätzung des Energieaufnahmevermögens des unter Betriebsdruck stehenden Reaktordruckbehälters nach [1] ergab, daß dieser etwa einen Energiebetrag von 1400 MWs aufnehmen kann. Weitere Energiemengen werden von den inneren Schilden aufgenommen werden. Einer statischen Druckerhöhung wirken außerdem die vorhandenen Sicherheitsventile entgegen. Es kann deshalb damit gerechnet werden, daß der Reaktordruckbehälter bei diesem Unfall nicht zerstört wird.

Allerdings treten bei diesem Unfall mit dem Kühlmittel sehr große Radioaktivitätsmengen aus der Bruchstelle in den Rohrleitungskeller aus, deren sicherer Einschluß durch das Schutzbehältersystem gewährleistet sein muß.

10.3 Freisetzung radioaktiver Spaltprodukte

Bei echten Hüllrohrschäden können die in den Brennstoffelementen enthaltenen Spaltprodukte in größerem Umfang in den Reaktorkühldampf gelangen. Dies kann die Abgasaktivität auf unzulässige Werte erhöhen. Wenn sich die Spaltprodukte oder ihre Tochterprodukte darüber hinaus an den Rohrwänden ablagern, dann verursacht dies eine radioaktive Kontamination der Kühlsysteme und der Turbinenkreise. Hierdurch kann die Zugänglichkeit und Reparaturmöglichkeit der Anlage außerordentlich erschwert werden. Erfahrungsgemäß ist dabei nicht nur die γ -Aktivität hinderlich, vielmehr sind oft die langlebigen β -Strahler ausschlaggebend, wenn diese dazu neigen, flüchtige Verbindungen zu bilden (Inkorporation).

Die Kontaminationsgefahr ist bei einem dampfgekühlten Reaktor beträchtlich größer als bei den ebenfalls im direkten Kreislauf arbeitenden thermischen Siedewasserreaktoren, da der dort bei der Verdampfung erzielte Dekontaminationsfaktor von ca. 10^{-3} [2,7] hier nicht vorhanden ist.

Von besonderer Bedeutung ist die radioaktive Kontamination für die Turbinenanlage, da es hier zu einer Aktivitätskonzentration an bestimmten Stellen kommen kann und die Turbine wegen der zahlreichen vorhandenen Paßfugen im ganzen nicht chemisch dekontaminiert werden darf; in die Spalte könnte sonst Beizlösung eindringen, die nicht mehr vollständig herauszuspülen ist, so daß sich die Gefahr der Spannungsrißkorrosion ergäbe. Die Turbinenanlage kann deshalb nur mit sauberem, nicht radioaktivem Satttdampf aus den Nebenkühlkreisen und vollentsalztem Wasser dekontaminiert werden. Auf diese Weise lassen sich jedoch nur verhältnismäßig kleine Dekontaminationsfaktoren von etwa 10^{-2} erzielen.

Um eine unzulässig hohe radioaktive Kontamination zu vermeiden, wird der Betrieb des Reaktors und die Radioaktivität an verschiedenen Punkten der Anlage laufend überwacht, so daß bei Überschreiten von vorgegebenen Grenzwerten die Betriebsweise geändert und geeignete Gegenmaßnahmen eingeleitet werden können.

Zu diesen Radioaktivitäts-Meßgeräten gehören im wesentlichen:

- a) Monitoren zur Überwachung des den Hauptturbinen zuströmenden Dampfes.

- b) Monitoren an den Kondensat-Sammeltöpfen und in den Luftabsaugleitungen der Hauptkondensatoren nach der Verweilstrecke.
- c) Monitoren in den Leitungen vor und nach den Kondensat-Ionenaustauschern und den Aktivkohlefiltern.
- d) Ein Abgas-Monitor zur Überwachung der aus dem Abluftkamin austretenden Radioaktivität, insbesondere der Sr-90, Y-90 und J-131 Anteile.
- e) Eine Hüllrohrschaden-Überwachungsanlage des Reaktorkernes (s. Kap. 5.5.4).

Die instrumentelle Ausstattung der Meßstellen ist so getroffen, daß eine Aussage darüber möglich ist, ob die Aktivität im wesentlichen durch Spaltgase oder durch andere Spaltprodukte verursacht wird.

Eine geringe Spaltproduktfreisetzung wird im allgemeinen erst etwas verzögert durch die Geräte nach den Verweilstrecken erkennbar sein, an denen die Stickstoffaktivität bereits abgeklungen ist. Da die Abluft von diesen Monitoren bis zum Erreichen des Abluftkamines jedoch noch längere Zeit benötigt und auch der Kontaminationsaufbau in diesem Falle nur langsam fortschreitet, kommen die erforderlichenfalls einzuleitenden Gegenmaßnahmen noch rechtzeitig zur Wirkung. Die Radioaktivitätsabgabe des Abluftkamines kann in einem solchen Fall für eine bestimmte Zeit dadurch weiter in zulässigen Grenzen gehalten werden, daß die Abluft über Aktivkohlefilter oder teilweise im Umlauf geleitet wird. Durch Verminderung der Reaktorleistung ist es auch möglich, die Aktivitätsfreisetzung selbst herabzusetzen.

Bei großen Spaltproduktausbrüchen werden hingegen sofort die Monitoren der Überwachungsanlage des Turbinendampfes ansprechen. Dies löst automatisch eine Schnellabschaltung des Reaktors und, ähnlich wie bei einem thermischen Siedewasserreaktor, den Durchdringungsabschluß aus, so daß die Spaltproduktausbreitung praktisch auf den eigentlichen Reaktor und die beiden Nebenkühlkreise innerhalb des druckfesten Schutzbehälters beschränkt bleibt. Die beiden Turbogeneratoren schalten sich in diesem Fall ebenfalls sofort ab. Gleichzeitig schließen auch die Ventile in den Abluftleitungen vor dem Abluftkamin, so daß auch die Spaltprodukte, welche bis zum Vollzug des Durchdringungsabschlusses bereits in die Turbinenanlage gelangt

sind, eingeschlossen bleiben. Mit nennenswerten Leckagen in das Turbinenhaus braucht dabei nicht gerechnet werden, da alle Stopfbuchsen in diesen Systemen mit nichtradioaktivem Sperrdampf aus den Nebenkühlkreisläufen beaufschlagt sind. Treten dennoch geringfügige Leckagen auf, dann werden diese aus dem Turbinenhaus, das Teil der äußeren Auffangschale des Sicherheitseinschlusses ist, über die Abluftanlage kontrolliert abgesaugt.

10.3.1 Hüllrohrschäden an den Brennstoffelementen

Hüllrohrschäden können beispielsweise verursacht werden durch eine lokale Überhitzung infolge örtlich gestörter Kühlung, durch die thermische Wechselbeanspruchung bei Laständerungen in Verbindung mit der Materialverbrüderung durch den Neutronenfluß, durch übermäßiges Kriechen, durch bei der Fertigung unerkannte Materialschäden und Bearbeitungsfehler und durch die verschiedensten Korrosionsvorgänge.

Der Betrieb des dampfgekühlten EVESR hat bisher gezeigt, daß die Aktivitätsfreisetzung außer von der normalen Brennstofftemperatur, der Leistungsdichte und dem Abbrand in besonderem Maße auch von der Art des Hüllrohrschadens abhängt.

Treten lediglich Haarrisse oder feine Poren auf, dann werden in der Regel nur Edelgase und Halogene in geringem Umfang freigesetzt. Diese führen zu keiner nachhaltigen Systemkontamination. Der Betrieb der Reaktoranlage ist deshalb solange weiter möglich, wie die Abgasanlage diese Spaltprodukte verarbeiten kann, ohne daß die zulässigen Grenzwerte der Abgasaktivität am Schornstein überschritten werden. Die Zahl solcher Hüllrohrschäden, die ohne Betriebseinschränkung toleriert werden können, hängt damit direkt von der technischen Ausrüstung der Abgasanlage ab, d.h. für welche Effektivität und Kapazität Aktivkohlefilter, Verweilstrecken und evtl. Tieftemperaturfallen vorgesehen sind. Eine genaue quantitative Behandlung dieser Frage ist im Rahmen dieser Studie nicht vorgesehen.

Auch bei größeren Hüllrohrschäden sind die Auswirkungen verhältnismäßig gering, solange der Schaden zu keiner größeren Temperaturerhöhung des Brennstoffes führt. Werden jedoch durch den Hüllrohrschaden der Kühlmittelefluß örtlich vermindert oder die Wärmeableitung vom Brennstoff stellenweise gestört, so daß es zu einer nennenswerten weiteren Aufheizung des

Brennstoffes kommt, dann können zusätzlich auch andere Spaltprodukte, wie z.B. Ru, Te, Mo, Sr, Ba, Ce, Y, Zr und evtl. auch Brennstoff freiwerden. Die meisten dieser Spaltprodukte haben zusammen mit ihren Tochterprodukten die Tendenz, sich im System abzulagern (insbesondere Mo/Tc, Zr/Nb, Te/I, Ru), so daß sie eine starke Kontamination verursachen können [37].

Überschreiten derartige Schäden eine bestimmte Größe, so ist es erforderlich, den weiteren Betrieb der Anlage abubrechen. Der Reaktor wird dann bis zum Fluten mit den geschlossenen Nebenkühlkreisen weiter gekühlt. Es muß deshalb damit gerechnet werden, daß sich in diesen Kreisläufen ein stärkerer Aktivitätspegel aufbaut. Die gasförmigen Spaltprodukte sind dabei weniger störend, da die Nachwärmeabfuhr nicht über einen Kondensator erfolgt und diese infolgedessen zunächst im Umlauf gehalten werden können. Unangenehm ist jedoch die eintretende Systemkontamination. Ein starker Anteil ist von Te/I-132 sowie von Mo/Tc-99 mit den Halbwertzeiten von etwa 3 d zu erwarten. Für die langlebige Systemkontamination werden hingegen Zr/Nb-95 mit der Halbwertszeit von 65 d und Ru-103 mit einer Halbwertszeit von 40 d verantwortlich sein. Diese Aktivitäten werden sich nach Entfernen der defekten Brennstoffelemente durch Spülen mit sauberem Dampf und evtl. vollentsalztem Wasser im allgemeinen wieder hinreichend gut beseitigen lassen; lediglich das Te-132 scheint gewisse Schwierigkeiten zu bereiten. Bei einer Halbwertszeit von 3 d klingt diese Aktivität jedoch nach einer gewissen Zeit ab. Im Gegensatz zur Turbinenanlage ist hier außerdem eine chemische Dekontamination zulässig.

10.3.2 Teilweises Kernschmelzen

Ein teilweises Kernschmelzen ist aus verschiedenen Gründen denkbar, z.B. wenn der Kühlstrom in einzelnen Brennstoffelementen durch Fremdkörper beeinträchtigt wird, oder wenn während einer Übergangsperiode ein unzulässiges Überspringen der Leistung erfolgt. Die Auswirkungen eines derartigen Schadens sind bedeutend schwerwiegender als bei einem Hüllrohrschaden, da jetzt auch in großem Umfang nichtflüchtige Spaltprodukte und Teile des Brennstoffs selbst freiwerden. Weil diese Stoffe zum größten Teil wieder agglomerieren und sich an kalten Oberflächen des Systems absetzen, verursacht ein derartiger Schaden eine schwere Systemkontamination. Die Radioaktivitäts-Überwachungsgeräte in der Turbinendampfleitung müssen deshalb in diesem Fall ihre Meßwerte ohne nennenswerte Verzögerung an das Sicher-

heitssystem melden, und dieses muß bei einer so starken Radioaktivitätsfreisetzung sofort eine Schnellabschaltung des Reaktors auslösen und alle Schutzbehälterdurchführungen schließen. Die Nachwärmeabfuhr vom Reaktor erfolgt dann wieder durch die Nebenkühlkreise, die infolgedessen der vollen Kontamination ausgesetzt bleiben.

10.4 Der maximale Unfall

Der totale Kühlmittelverlustkoeffizient des Reaktors beträgt ca. 12 ‰. Für die bei einer Bethe-Tait-Exkursion freigesetzte Energie ist jedoch nicht der gesamte mögliche Reaktivitätszuwachs, sondern, neben den neutronen-physikalischen Parametern des Kernes (Doppler-Koeffizient, effektive Neutronen-Lebensdauer usw.) vor allem die auftretende Reaktivitätsrampe maßgebend. Ein großer Kühlmittelverlustkoeffizient ist demnach ohne Belang, wenn die maximal auftretende Reaktivitätsrampe ausreichend klein gehalten wird.

Für den unter normalem Betriebsdruck stehenden Reaktor ergibt sich nach Kap. 10.2.2 bei Verlust des Kühlmittels im ungünstigsten Fall eine maximale Reaktivitätsrampe von ca. 10 \$/sec. Da eine schnelle Erhöhung dieses Wertes während des Unfallgeschehens - was bei Natriumkühlung durch das Sieden des Kühlmittels verursacht werden kann - hier nicht möglich ist, stellt der genannte Energiebetrag von etwa 150 MWs eine obere Grenze für die Energiefreisetzung bei derartigen Unfällen dar. Wie gezeigt wurde, hält der Reaktordruckbehälter dieser Energie stand. Die Auswirkungen eines derartigen Unfalles beschränken sich demnach auf die Freisetzung großer Radioaktivitätsmengen in den Schutzbehälter.

Beim Niederschmelzen des völlig vom Kühlmittel entleerten Reaktors, z.B. durch die Nachzerfallswärme, ist demgegenüber eine höhere Energiefreisetzung zu erwarten, da dann der Doppler-Koeffizient und die effektive Neutronen-Lebensdauer wesentlich kleiner sind.

Als Basis-Unfall wurde deshalb eine Bethe-Tait-Exkursion zugrunde gelegt, die durch das Niederschmelzen des völlig vom Kühlmittel entleerten Reaktors verursacht wird und mit einer Freisetzung der Spaltprodukte in die Reaktorhalle verbunden ist.

Bei dieser Entscheidung wurde bewußt die Tatsache vernachlässigt, daß beim vorliegenden Entwurf verschiedene konstruktive Maßnahmen ergriffen worden sind, um einen Reaktivitätsanstieg bei einem Schmelzen des Kernes zu vermeiden (s. Kap. 5.1).

Eine solche Bethe-Tait-Exkursion wird sich nur geringfügig von der eines ebenfalls vom Kühlmittel entleerten natriumgekühlten Reaktors vergleichbarer Größe unterscheiden. In Anlehnung an die für natriumgekühlte Reaktoren durchgeführten Berechnungen ist daher zu erwarten, daß bei diesem

Unfall ein Energiebetrag bis zu etwa 1000 MWs freiwerden kann.

Der in diesem Fall unbelastete Druckbehälter würde nach der bereits im Kap. 10.2.2 verwendeten Berechnungsmethode jetzt einem Energiebetrag von ca. 2300 MWs widerstehen; es ist daher beim Basis-Unfall keine nennenswerte Freisetzung von kinetischer Energie in der Reaktorzelle zu erwarten. In Anbetracht der Unsicherheit dieser Berechnungen muß jedoch damit gerechnet werden, daß sich am Behälter durch die Exkursion mehr oder weniger große Undichtigkeiten bilden.

Andererseits werden beim Basis-Unfall große Radioaktivitätsmengen aus der den Kühlmittelverlust ursprünglich hervorgerufenen Leckstelle und aus den evtl. neu entstandenen Lecks in die Reaktorzelle bzw. den Rohrleitungskeller austreten. Von dort wird sich die Radioaktivität über die Überströmleitungen und das Beschickungsbecken in den druckfesten Schutzbehälter ausbreiten. Es kann erwartet werden, daß ein großer Teil der freigesetzten Aktivitäten sich auf diesem verhältnismäßig langem Weg absetzen und insbesondere beim Durchströmen der Wasserfüllung des Beschickungsbeckens ausgewaschen wird. Die in den Schutzbehälter eintretende Aktivität wird dadurch erheblich erniedrigt.

Der genaue Mechanismus dieser Dekontaminationswirkung ist z.Zt. noch nicht bekannt. Dem Entwurf wurden deshalb pessimistische Annahmen zugrunde gelegt. Dies führte zu der den druckfesten Schutzbehälter einschließenden zweiten Auffangschale, welche es gestattet, die aus dem inneren Schutzbehälter unkontrolliert austretende Radioaktivität zu sammeln und kontrolliert abzuleiten.

Literatur

- [1] W.R. Wise, Jr. and J.F. Proctor;
Explosion Containment Laws for Nuclear Reactor Vessel;
NOLTR 63-140
- [2] A.W. Kramer;
Boiling Water Reactor, p. 350 Addison-Wesley Public. Com.
- [3] R.E. Andres and D.W. Danielson;
A High Resolution Li-Ge Detector Gamma Spectrometer and its
Application to Radioactivity Deposition Studies at EVESR;
GECR-5027

| <u>Inhaltsverzeichnis</u> | <u>Seite</u> |
|---|--------------|
| 11. Kosten | 11 - 2 |
| 11.1 Festlegung der Grundwerte | 11 - 2 |
| 11.1.1 Grunddaten und Symbole | 11 - 2 |
| 11.1.2 Zinsen und Steuern | 11 - 4 |
| 11.1.3 Abschreibung und Annuität | 11 - 4 |
| 11.2 Brennstoffzykluskosten | 11 - 5 |
| 11.2.1 Voraussetzungen | 11 - 5 |
| 11.2.2 Einzelne Kostenstellen des Brennstoffzyklus | 11 - 7 |
| 11.2.3 Ergebnisse der Brennstoffzykluskostenrechnung | 11 - 7 |
| 11.3 Anlagenkosten, Versicherungen und Betriebskosten | 11 - 10 |
| 11.3.1 Direkte Anlagenkosten | 11 - 10 |
| 11.3.2 Indirekte Anlagenkosten | 11 - 13 |
| 11.3.3 Versicherungen | 11 - 14 |
| 11.3.4 Betriebskosten | 11 - 14 |
| 11.4 Energiekosten | 11 - 15 |
| Literatur | 11 - 17 |

11. Kosten11.1 Festlegung der Grundwerte11.1.1 Grunddaten und Symbole

| Symbol | Einheit | | |
|---|-------------------------|---------------------------|--|
| a = Annuitätsfaktor | $[a^{-1}]$ | | |
| R = Zins- und Steuersatz | $[a^{-1}]$ | | |
| n = Abschreibungsdauer | $[a]$ | | |
| Am = max. mittl. Abbrand | $[\text{MWd/t Br.St.}]$ | $0,4 \cdot 10^5$ | $0,55 \cdot 10^5$ $1,0 \cdot 10^5$ |
| b _{tech} = Spez. Spaltstoffbelastung | $[\text{MW/kg Pu sp}]$ | 0,736 | 0,73 0,71 |
| Brg = Gesamte Brutrate | $[1]$ | 1,16 | 1,15 1,11 |
| y = $\frac{\text{Brutstoff im Core am Anfang}}{\text{Spaltstoff im Core am Anfang}}$ | $[1]$ | 8,50 | 8,33 7,84
gleich für alle Abbrände |
| δ = mittl. Lastfaktor | $[1]$ | 0,7; 0,75; 0,8; 0,85; 0,9 | |
| η = $\frac{\text{Gesamtwirkungsgrad =}}{\text{für den Verkauf verfügbare Leistung}} \cdot \frac{\text{Wärmeleistung von Core und Blanket}}{\text{Wärmeleistung von Core und Blanket}}$ | $[1]$ | 0,397 | |
| X = mittl. Stableistung | $[\text{Watt/cm}]$ | 194 | |
| M _{ac} = $\frac{\text{Anfangsgeh. U im ax. Blanket}}{\text{Anfangsgeh. U+Pu im Core}}$ | $[1]$ | 0,466 | |
| M _{rc} = $\frac{\text{Anfangsgeh. U im rad. Blanket}}{\text{Anfangsgeh. U+Pu im Core}}$ | $[1]$ | 1,09 | |
| m = Mehrbedarfsfaktor in der Refab.Anl. | $[1]$ | 1,01 | |
| V = Verlustfaktor in der Aufarbeitungs-anl. | $[1]$ | 0,99 | |
| L = installierte elektrische Nettoleistung | $[\text{MW}]$ | 1000 | |

| | | | | |
|-----------|--|-------------------------------|-------------------|------------------|
| P | = $\frac{\text{Standzeit des rad. Bl. im Reaktor}}{\text{Core - Standzeit}}$ | $\frac{[1]}{0,4 \cdot 10^5}$ | $0,55 \cdot 10^5$ | $1,0 \cdot 10^5$ |
| | | 3,0 | 2,3 | 1,5 |
| tw | = Verzögerungszeit im äuß. Zyklus | $[d]$ | 200 | |
| α | = Plutoniumpreis | $[DM/g Pu sp]$ | 20 | |
| | | | 30 | |
| | | | 40 | 40 |
| | | | 50 | |
| | | | 100 | |
| K_0 | = Refabrikationskosten für Core-Brennelemente | $[DM/cm BE\text{-Stablänge}]$ | 1,59 | DM |
| Z_{1B} | = Refabrikationskosten für ax. Bl. | $[DM/kg Br.St.]$ | 240 | |
| Z_2 | = Aufarbeitungskosten für die gemischten Core- ax. und rad. Bl.-Elemente | $[DM/kg Br.St.]$ | 160 | |
| Z_4 | = Refab. Kosten für rad. Bl. BE | $[DM/kg Br.St.]$ | 160 | |
| K_{Ad} | = direkte Anlagekosten | $[DM]$ | | |
| K_{Ai} | = indirekte Anlagekosten | $[DM]$ | | |
| K_A | = Anlagekosten | $[DM]$ | | |
| K_V | = Versicherungskosten | $[DM/a]$ | | |
| K_P | = Personalkosten | $[DM/a]$ | | |
| K_{Bm} | = Betriebsmittelkosten | $[DM/a]$ | | |
| K_B | = Betriebskosten | $[DM/a]$ | | |
| k_a | = anteilige Anlagen, Zins- und Steuerkosten | $[Dpf/kWh]$ | | |
| k_B | = anteilige Betriebskosten | $[Dpf/kWh]$ | | |
| k_V | = anteilige Versicherungskosten | $[Dpf/kWh]$ | | |
| k_{GBZ} | = Brennstoffkosten je verkaufte kWh | $[Dpf/kWh]$ | | |
| k_e | = Energiekosten | $[Dpf/kWh]$ | | |

11.1.2 Zinsen und Steuern

Nach Untersuchungen von EURATOM für 1960/61 ergab sich in der Bundesrepublik für langfristig gebundenes Kapital ein Zinssatz von 7 %. Dieser Wert wurde für die nachfolgenden Rechnungen benutzt.

Die Steuern setzen sich zusammen aus der Körperschaftssteuer, der Gewerbesteuer, der auf die kalkulatorischen Zinsen entfallenden Gewerbeertragssteuer und der Grundsteuer. Unter der Voraussetzung, daß die Finanzierung mit 50 % Eigenkapital zu 7,5 % Zinsen und 50 % Fremdkapital zu 6,5 % Zinsen durchgeführt wird, und daß die Eigenkapitalverzinsung im vollen Umfang als Dividende ausgeschüttet wird, ergibt sich für alle Anlagenkomponenten ein Gesamt-Steuersatz von rd. 2,7 % 17. Die Kapitalbelastung durch Steuern und Zinsen beträgt somit 9,7 %.

11.1.3 Abschreibungsdauer und Annuität

Bei der Bemessung der Abschreibungsdauer kann für den konventionellen Kraftwerksteil auf die Betriebserfahrung in herkömmlichen Kraftwerken zurückgegriffen werden; für den Reaktor selbst, vor allem für große Leistungsreaktoren, fehlen jedoch entsprechende Kenntnisse. Üblicherweise werden als kalkulatorische Lebensdauer für Kernkraftwerke 15 Jahre angesetzt, und es ist kaum anzunehmen, daß für einen dampfgekühlten schnellen Brüter in Erstausführung die Abschreibungsdauer über 15 Jahren liegen wird.

Der Annuitätsfaktor errechnet sich nach der Formel:

$$a = \frac{R}{1 - (1+R)^{-n}}$$

Bei einem jährlichen Zinssatz von 7%, einem Steuersatz von 2,7 % und einer Abschreibungsdauer von 15 Jahren ergibt sich damit ein Annuitätsfaktor von

$$a = 12,9 \%$$

11.2 Brennstoffzykluskosten

Die Berechnung der Brennstoffzykluskosten (BZ-Kosten) erfolgt nach einer verbesserten Methode, die von Häfele [2] entwickelt wurde. Eine ausführliche Beschreibung dieser Methode ist in [3] enthalten.

Die Erläuterung der einzelnen Kostenstellen und die für ihre Berechnung verwendeten Formeln sind in Tab. 11.2 - 1 zusammengestellt. Tab. 11.2 - 2 gibt die gesamten BZ-Kosten an für die Abbrände $0,4 \cdot 10^5$, $0,55 \cdot 10^5$ und $1,0 \cdot 10^5$ MWd/t Brennstoff und für einen Plutoniumpreis von 40.-- DM/g spaltbares Pu. Die Kosten fallen von 0,5662 Dpf/kWhe bis zu 0,4291 Dpf/kWhe, wenn der Abbrand von $0,4 \cdot 10^5$ auf $1,0 \cdot 10^5$ MWd/t erhöht wird. In Tab. 11.2 - 3 ist die Abhängigkeit der BZ-Kosten vom Pu-Preis für einen Abbrand von $0,55 \cdot 10^5$ MWd/t gezeigt. Die Kosten steigen von 0,3713 auf 0,8444 Dpf/kWhe mit einer Erhöhung des Pu-Preises von 20.-- DM auf 100.-- DM/g spaltbares Pu. Die Grunddaten für die Berechnung der BZ-Kosten sind in Kap. 11.1.1 angegeben.

11.2.1 Voraussetzungen

Der Berechnung liegen die folgenden Voraussetzungen zugrunde:

- Der Brennstoff ist in privatem Besitz.
- Refabrikation und Aufarbeitung der Brennelemente erfolgen in zentral angeordneten Anlagen. Die Transportkosten für die frischen bzw. bestrahlten Brennelemente sind in den Refabrikations- bzw. Aufarbeitungskosten enthalten.
- Die Wärmeerzeugung im Blanket ist durch eine Korrektur des thermischen Wirkungsgrades berücksichtigt.
- Axiales Blanket und Core bilden eine Einheit.
- Für die Aufarbeitung der Brennelemente liegt ein Mixed-Core-Blanket-Management zugrunde, wobei pro Core-Zyklus die bestrahlten Core- und die Axial-Blanket-Brennelemente jeweils mit 1/P der Radial-Blanket-Brennelemente gemeinsam aufgearbeitet werden.

Tabelle 11.2 - 1

Kostenformeln zur Berechnung der Brennstoffzykluskosten
(alle Kosten in Dpf/kWh)

| Pos. | Symbole | Erklärung | Formeln |
|------|------------|--|--|
| 1 | k_{Zins} | Zinskosten des im gesamten Zyklus gebundenen Pu für die ganze Zeit (Reaktor-Standzeit und äußere Zyklus-Zeit) | $\frac{\alpha am R^2 m (1+y)}{6,351 \cdot 10^7 b^2 \delta^2 \eta} + \frac{m \alpha R}{87 b \delta \eta} \left(1 - \frac{R}{2} + \frac{R t w}{365}\right) + \frac{m \alpha R t w \cdot 10^3}{87 am \eta (1+y)} \left(1 - \frac{R}{2} + \frac{R t w}{365}\right)$ |
| 2 | k_{RC} | Refabrikationskosten für die Core- und Axial-Blanket-Brennelemente | $\frac{k_0 b \cdot 10^8}{24 am \eta X(1+y)} + \frac{Z_{1B} \cdot M_{ac} \cdot 10^2}{24 am \eta}$ |
| 3 | k_{AC} | Aufarbeitungskosten für die bestrahlten Core-Axial-Blanket-Brennelemente | $\frac{Z_2 \cdot 10^2}{24 am \eta} (1 + M_{ac} - 1,05 \cdot 10^{-6} am)$ |
| 4 | k_{1C} | Kapitaldienst für die Fabrikationskosten der Erstcore-Brennelemente | $\frac{K_0 a 10^3}{87 X \delta \cdot \eta}$ |
| 5 | k_{Pu} | Pu-Gutschrift bestehend aus der Summe der Zinsverluste für das gebundene Pu im radialen Blanket und der Aufarbeitung- und Refabrikationskosten der radialen Blanket BE, abzüglich des Erlöses vom Verkauf der gebundenen Pu-Menge aus dem radialen Blanket | $-\frac{\alpha (V_{Brg-1}) P_{opt} \alpha R am (1+y) (Brg-1)}{228 \eta} + \frac{P_{opt} \alpha R am (1+y) (Brg-1)}{1,664 \cdot 10^8 b \delta \eta} - \frac{R P_{opt} Ram (1+y)}{(1 - \frac{R}{2} + \frac{R t w}{365})} + \frac{(Z_2 + Z_4) M_{rc} 10^2}{24 am \eta p}$ |
| 6 | k_{GBZ} | Brennstoffkosten je verkaufte kWh | $k_{GBZ} + k_{BC} + k_{AC} + k_{1C} + k_{Pu}$ |
| 7 | b_{opt} | Der optimale Wert für b, für den die Summe der $k_{Zins} + k_{RC}$ Kosten ein Minimum wird. | $b_{opt}^3 - \frac{\alpha X R m am (1+y)}{3,65 \cdot 10^8 \delta K_0} (1 - \frac{R}{2} + \frac{R t w}{365}) b_{opt} - \frac{\alpha X m \{am \cdot R \cdot (1+y)\}^2}{1,323 \cdot 10^{14} K_0 \delta^2} = 0$ |
| 8 | P_{opt} | Optimale Anzahl der Rad-Blanket-Zyklen pro Core-Zyklus für die die Summe der Zinsverluste des im Überschuß erzeugten Pu und der Aufarbeitungs- und Refabrikationskosten der Rad.-Blanket-BE ein Minimum wird. | $P_{opt}^3 + \frac{3,65 \cdot 10^5 \delta b}{R am (1+y)} P_{opt}^2 - \frac{2,531 \cdot 10^{14} (Z_2 + Z_4) M_{rc} b^2 \delta^2}{\alpha (Brg-1) R^2 am^3 (1+y)^2} = 0$ |

11.2.2 Einzelne Kostenstellen des Brennstoffzyklus

Die gesamten BZ-Kosten setzen sich aus den folgenden Posten zusammen:

$$k_{gBZ} = k_{Zins} + k_{RC} + k_{AC} + k_{lC} - k_{Pu}$$

Die einzelnen Posten sind in Tab. 11.2-1 erläutert. Dazu ist zu bemerken:

Pos. 3:

Weil die bestrahlten Brennelemente des Cores, des axialen und radialen Blankets gemeinsam aufgearbeitet werden, sind die Aufarbeitungskosten in DM/kg Brennstoff in allen Fällen gleich. Die Aufarbeitungskosten von Core und axialem Blanket (k_{AC}) sind jedoch getrennt aufgeführt worden, da zur Berechnung der Pu-Gutschrift (Pos. 5) die Aufarbeitungskosten für die Brennelemente des radialen Blankets allein benötigt werden.

Pos. 6, 7:

Nach der verwendeten Berechnungsmethode ist es möglich, die spezifische Spaltstoffbelastung b (MWth/kg Pu sp) mit den vorgegebenen Reaktor- und Kostenparametern vom wirtschaftlichen Gesichtspunkt her zu optimieren. Mit diesem optimalen b_{opt} ist es weiter möglich, die optimale Anzahl der radialen Blanket-Zyklen (P_{opt}) pro Core-Zyklus, die die Pu-Gutschrift maximalisiert, zu berechnen. Ist das optimale b aus reaktortechnischen Gründen nicht erreichbar, so ist das technisch erreichbare b_{tech} in die Kostenformeln einzusetzen und damit auch das P_{opt} zu berechnen. Für den D 1-Reaktor liegen die b_{tech} in allen Fällen zur Berechnung der BZ-Kosten zugrunde.

11.2.3 Ergebnisse der Brennstoffzykluskostenrechnung

Mit Hilfe eines elektr. Rechenprogrammes wurden die BZ-Kosten für verschiedene Abbrände, Pu-Preise und Lastfaktoren ermittelt, die Ergebnisse sind in den Tabellen 11.2 - 2 bis 11.2 - 4 zusammengestellt.

Tabelle 11.2 - 2

Brennstoffzykluskosten für verschiedene Abbrände und
für einen Pu-Preis von DM 40/g Pu sp

| Kostenstelle
Dpf/kWh | Abbrand
MWd/t | $0,4 \cdot 10^5$ | $0,55 \cdot 10^5$ | $1,0 \cdot 10^5$ |
|-------------------------|------------------|------------------|-------------------|------------------|
| | k_{Zins} | | 0,2837 | 0,2772 |
| k_{RC} | | 0,1959 | 0,1437 | 0,0808 |
| k_{AC} | | 0,0598 | 0,0430 | 0,0228 |
| k_{lC} | | 0,0380 | 0,0380 | 0,0380 |
| k_{Pu} | | -0,0112 | -0,0087 | +0,0013 |
| k_{gBZ} | | 0,5662 | 0,4932 | 0,4291 |

Tabelle 11.2 - 3

Brennstoffzykluskosten für verschiedene Pu-Preise
und einen Abbrand von $0,55 \cdot 10^5$ MWd/t

| Kostenstelle
Dpf/kWh | Pu-Preis
DM/g Pu sp | 20 | 30 | 40 | 50 | 100 |
|-------------------------|------------------------|---------|---------|---------|---------|---------|
| | k_{Zins} | | 0,1386 | 0,2079 | 0,2772 | 0,3466 |
| k_{RC} | | 0,1437 | 0,1437 | 0,1437 | 0,1437 | 0,1437 |
| k_{AC} | | 0,0430 | 0,0430 | 0,0430 | 0,0430 | 0,0430 |
| k_{lC} | | 0,0380 | 0,0380 | 0,0380 | 0,0380 | 0,0380 |
| k_{Pu} | | +0,0080 | +0,0002 | -0,0087 | -0,0180 | -0,0734 |
| k_{gBZ} | | 0,3713 | 0,4328 | 0,4932 | 0,5533 | 0,8444 |

Tabelle 11.2 - 4

Brennstoffzykluskosten bei verschiedenen Lastfaktoren,
 einem Pu-Preis von 40.-- DM/g Pu_{sp} und einem Abbrand
 von $0,55 \cdot 10^5$ MWd/t

| Kostenstelle
Dpf/kWh | Lastfaktor | | | | |
|-------------------------|------------|---------|---------|---------|---------|
| | 0,7 | 0,75 | 0,8 | 0,85 | 0,9 |
| k_{Zins} | 0,2959 | 0,2772 | 0,2611 | 0,2470 | 0,2347 |
| k_{RC} | 0,1437 | 0,1437 | 0,1437 | 0,1437 | 0,1437 |
| k_{AC} | 0,0430 | 0,0430 | 0,0430 | 0,0430 | 0,0430 |
| k_{IC} | 0,0407 | 0,0380 | 0,0356 | 0,0335 | 0,0316 |
| k_{Pu} | -0,0067 | -0,0087 | -0,0106 | -0,0122 | -0,0137 |
| k_{gBZ} | 0,5166 | 0,4932 | 0,4728 | 0,4550 | 0,4393 |

Es ist zu bemerken, daß die Zinskosten (k_{Zins}) für den Abbrand von $1 \cdot 10^5$ MWd/t (Tab. 11.2-2, letzte Spalte) gegenüber denen für die anderen Abbrände leicht gestiegen sind. Dieser Anstieg ist hauptsächlich auf die niedrigere spezifische Spaltstoffbelastung (0,71 statt 0,736 MWth/kg Pu_{sp}) zurückzuführen. Die positive Pu-Gutschrift k_{Pu} für den gleichen Abbrand ist durch die niedrigere gesamte Brutrate (1,11 statt 1,16 bzw. 1,15) bedingt. Eine positive Pu-Gutschrift bedeutet, daß die Zinsverluste und die Aufarbeitungs- und Refabrikationskosten für die Brennelemente des radialen Blankets trotz Optimalisierung des P höher sind als der Erlös für das Plutonium aus dem radialen Blanket. Die gesamten Brennstoffzykluskosten für den angenommenen Abbrand von $0,55 \cdot 10^5$ MWd/t zeigen eine steigende Tendenz mit der Erhöhung des Pu-Preises (Tab. 11.2-3, unterste Zeile). Die Preiserhöhung macht sich in den Zinskosten bemerkbar. Wegen der verhältnismäßig niedrigen Brutrate (zwischen 1,11 und 1,16) können die gleichzeitigen Erhöhungen der Pu-Gutschrift die Steigerung der Zinskosten nicht vollkommen kompensieren.

Für die Energiekostenberechnung wurden die Brennstoffzykluskosten aus Tab. 11.2 - 4 verwendet.

11.3 Anlagekosten, Versicherungen, Betriebskosten

11.3.1 Direkte Anlagekosten

Die direkten Anlagekosten sind die Aufwendungen, die für die Ausführung aller Arbeiten an der Anlage bis zu deren Inbetriebnahme erforderlich sind. Sie umfassen folgende Teilkosten:

| <u>Bauland- und Erschließungskosten</u> | x 10 ³ DM |
|---|----------------------|
| Landerwerb | 1.500.-- |
| Zufahrtsstraßen, Bahnanschluß | 3.000.-- |
| Erschließungskosten, Baugrunduntersuchung, Baustellenvorbereitung, Umzäunung, Grünanlagen | 1.620.-- |
| | <hr/> |
| | 6.120.-- |
| insgesamt ca. 10 % | 630.-- |
| | <hr/> |
| | 6.750.-- |
| | ===== |

Reaktoranlage

| Maschinenbau | x 10 ³ DM |
|--|----------------------|
| Reaktorbehälter mit Einbauteilen, innerer Abschirmung und Isolierung | 19.700.-- |
| Kontrollstabantriebe | 3.000.-- |
| Sprühkühleinrichtung | 200.-- |
| Beladeeinrichtung | 1.550.-- |
| Hauptkühlkreise | 24.324.-- |
| Nebenkühlkreise | 14.130.-- |
| Sekundärdampfkreis | 3.405.-- |
| Hilfssysteme | 12.314.-- |
| sonstige Anlagenteile | 20.000.-- |
| | <hr/> |
| | 98.623.-- |
| insgesamt ca. 50% | 48.377.-- |
| | <hr/> |
| | 147.000.-- |

| | |
|--|----------------------|
| Hoch- und Tiefbau | x 10 ³ DM |
| Reaktorgebäude mit Gründung | 7.000.-- |
| Stahlschutzbehälter | 2.700.-- |
| äußerer Betonbehälter | 2.200.-- |
| Reaktorabschirmung | 1.950.-- |
| Beladebecken, Klimaanlage, Isolierung | 5.150.-- |
| 2 Dampfgebläsehäuser einschl.
Klimaanlage | 7.500.-- |
| Fundamente für Maschinensätze | 300.-- |
| Reaktor Nebengebäude | 15.000.-- |
| Schornstein | 500.-- |
| Abwasserlager | 1.000.-- |
| Sonstige Anlagenteile | 1.220.-- |
| | <hr/> |
| | 44.520.-- |
| insgesamt ca. 15 % | 6.780.-- |
| | <hr/> |
| | 51.300.-- |
| | ===== |
|
Starkstromanlage | |
| Eigen- und Notstromversorgung | 7.000.-- |
| | ===== |
|
Meß- und regeltechnische Anlage | |
| Prozeßregelung, Sicherheitssystem | 16.200.-- |
| | ===== |
|
Gesamtsumme Reaktoranlage | 221.500.-- |
| | ===== |

Kraftwerk

| | |
|--------------------------------------|----------------------|
| Maschinenbau | x 10 ³ DM |
| Turbinen einschließlich Kondensation | 60.000.-- |
| Kühlwasseraufbereitung | 1.000.-- |
| Dampfleitungen | 6.000.-- |
| Speisewasseraufbereitung | 600.-- |
| Zwischenüberhitzer | 7.100.-- |
| Vorwärmanlage | 7.900.-- |
| sonstige Einrichtungen, Montage | 34.100.-- |
| | <hr/> |
| | 116.700.-- |
| insgemein ca. 10 % | 11.300.-- |
| | <hr/> |
| | 128.000.-- |
| | ===== |
|
 | |
| Hoch- und Tiefbau | |
| Turbinenhalle einschl. Klimaanlage | 28.000.-- |
| Einlaufbauwerk | 1.000.-- |
| Kühlwasserkanäle | 550.-- |
| | <hr/> |
| | 29.550.-- |
| insgemein ca. 20 % | 5.450.-- |
| | <hr/> |
| | 35.000.-- |
| | ===== |
|
 | |
| Starkstromanlage | |
| Maschinentransformator | 28.000.-- |
| Schalteinrichtungen; Kabel | 10.000.-- |
| | <hr/> |
| | 38.000.-- |
| insgemein ca. 30 % | 12.000.-- |
| | <hr/> |
| | 50.000.-- |
| | ===== |

| | |
|-----------------------------------|----------------------|
| Meß- und regeltechnische Anlage | x 10 ³ DM |
| Prozeßregelung; Sicherheitssystem | 11.300.--
===== |

| | |
|-----------------------|---------------------|
| Gesamtsumme Kraftwerk | 224.300.--
===== |
|-----------------------|---------------------|

| | |
|--------------------------------|-------------------|
| Sozial- und Verwaltungsgebäude | 1.200.--
===== |
|--------------------------------|-------------------|

Daraus ergibt sich die Summe der direkten Anlagekosten der gesamten Anlage zu

| | |
|----------------------------------|---------------------|
| Bauland- und Erschließungskosten | 6.750.-- |
| Reaktoranlage | 221.500.-- |
| Kraftwerk | 224.300.-- |
| Sozial- und Verwaltungsgebäude | 1.200.-- |
| | <hr/> |
| $K_{Ad} =$ | 453.750.--
===== |

11.3.2 Indirekte Anlagekosten

Die indirekten Anlagekosten sind die Kosten, die während der Bauzeit und der Inbetriebnahme der Anlage neben den direkten Anlagekosten entstehen. Zu ihrer Ermittlung wird angenommen, daß die Bauzeit 3 1/2 Jahre und die Inbetriebnahme 1 Jahr erfordert.

Die direkten Anlagekosten sollen während der Bauzeit linear anfallen.

Die indirekten Anlagekosten setzen sich zusammen aus:

| | |
|--|----------------------|
| | x 10 ³ DM |
| a) Ingenieurleistungen, Entwurf und Inspektion (15% der dir. Anlagekosten) | 68.000.-- |
| b) Zinsen während der Bauzeit (1/2 · 7% über 3,5 a) | 55.500.-- |
| | <hr/> |
| Übertrag: | 123.500.-- |

| | | |
|---|-----------|----------------------------|
| | Übertrag: | 123.500.-- |
| c) Zinsen während der Inbetriebnahme
(7% über 1 a) | | 31.750.-- |
| d) Betriebsmittel während der Erprobung | | 1.250.-- |
| Summe der indirekten Anlagekosten: K_{Ai} | | <u>156.500.--</u>
===== |
| | | x 10 ³ DM |
| Summe der direkten und indirekten
Anlagekosten | $K_A =$ | 610.250.--
===== |

11.3.3 Versicherungen

Die Versicherungskosten liegen für konventionelle Kraftwerke unter 0,5% / Jahr der Anlagekosten. In der "Deckungsvorsorge-Verordnung" zum Atomgesetz (vom 22.2.1962) ist die Höhe der Deckungsvorsorge für den Betrieb von "Atomanlagen" festgelegt. Ihre Höhe ist abhängig von ihrer Leistung und der Bevölkerungsdichte im Umkreis des Reaktors. Für unseren Fall sei angenommen, diese "Nukleare Haftpflichtversicherung" verursache Kosten von 0,5 % / Jahr der Anlagekosten.

Damit liegen die jährlichen Versicherungskosten für beide Versicherungen bei 1 % der Anlagekosten, das sind

$$K_V = 6.103.000.-- \text{ DM / Jahr.}$$

11.3.4 Betriebskosten

Die Betriebskosten sind die Kosten, die für den Betrieb der Anlage jährlich anfallen. Ausgenommen sind dabei die Brennstoffkosten. Die Betriebskosten enthalten deshalb die Gehälter und Löhne für die Belegschaft und die Betriebsmittelkosten. Die Betriebsmittelkosten sind von der erzeugten Leistung abhängig (variable

Kosten), während die Gehälter und Löhne davon weitgehend unabhängig sind.

Die Betriebsmittelkosten werden zu $K_{Bm} = 10.000.000.--$ DM/a veranschlagt.

Die Gehalts- und Lohnkosten einschließlich Sonderausgaben für Prämien, Ferien, Sozialabgaben und Krankengeld wurden für die aus 120 Personen bestehende Belegschaft zu

$$K_P = 2.160.000.-- \text{ DM/a}$$

ermittelt.

Diese Kostensätze gelten bei einem Lastfaktor $\delta = 0,8$.

Zur Ermittlung der Betriebskosten bei anderen Lastfaktoren wird angenommen, daß die Personalkosten konstant bleiben, während sich die Betriebsmittelkosten proportional zum Lastfaktor verändern.

Die Betriebskosten lassen sich daher nach der Formel

$$K_B = K_P + \delta \frac{K_{Bm}}{0,8}$$

berechnen.

Die jährlichen Betriebskosten betragen:

| η | 0,7 | 0,75 | 0,8 | 0,85 | 0,9 |
|--------------------------------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| K_B
/10 ³ DM/a | 10.910.-- | 11.535.-- | 12.160.-- | 12.785.-- | 13.410.-- |

11.4 Energiekosten

Die Energiekosten setzen sich aus den anteiligen Anlagen-Zins- und Steuerkosten, den anteiligen Versicherungskosten, den anteiligen Brennstoffzykluskosten und den anteiligen Betriebskosten zusammen.

Die jährlichen Anlagen-Zins- und Steuerkosten und die jährlichen Versicherungskosten sind von der erzeugten Energiemenge unabhängig (fixe Kosten). Ihr auf die erzeugte kWh entfallender Anteil ermittelt sich zu:

$$k_a = \frac{K_a \cdot a}{87,6 \cdot 10^3 \cdot \delta \cdot L} ; \quad k_v = \frac{K_v}{87,6 \cdot 10^3 \cdot \delta \cdot L}$$

Die anteiligen Betriebskosten (k_B) ermitteln sich analog zu den anteiligen Versicherungskosten. Die Ermittlung der anteiligen Brennstoffzykluskosten (k_{gBZ}) ist in 11.2 beschrieben.

Damit ergeben sich folgende Energiekosten:

| Kostenanteil/ η | 0,7 | 0,75 | 0,8 | 0,85 | 0,9 |
|--|--------|--------|--------|--------|--------|
| k_a | 1,2808 | 1,1954 | 1,1207 | 1,0548 | 0,9962 |
| k_v | 0,0994 | 0,0928 | 0,0870 | 0,0818 | 0,0773 |
| k_B | 0,1779 | 0,1756 | 0,1735 | 0,1717 | 0,1701 |
| k_{gBZ} | 0,5166 | 0,4932 | 0,4728 | 0,4550 | 0,4393 |
| Energiekosten ^{x)}
k_e
/Pfg/kWh_7 | 2,0747 | 1,9570 | 1,8540 | 1,7633 | 1,6829 |

x)

Diese Kosten können mit den im KFK-Bericht 299 für einen natriumgekühlten schnellen Brutreaktor ermittelten Kosten direkt verglichen werden, da in beiden Fällen die gleichen Grundwerte und etwa gleiche Berechnungsverfahren verwendet wurden. Für Na 1 (KFK 299) ergaben sich bei einem Lastfaktor von 0,8 Energiekosten von 1,7398 /Pfg/kWh_7. Mit einem anderen Berechnungsschema ergeben sich niedrigere Energiekosten, wie z.B. in den KFK-Berichten 366 und 466.

Literatur

[1] D. Smidt, A. Müller et al: Referenzstudie für den Natriumgekühlten Schnellen Brutreaktor (Na 1) PSB-Bericht Nr. 122/64

[2] W. Häfele: Principles and problems of the development of a fast reactor fuel element USAEC ANL-6796 October 1963

[3] D. Gupta: PSB-Bericht Nr. 208/66 Berechnungsmethode der Brennstoffzykluskosten schneller Brutreaktoren.