

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM  
KARLSRUHE**

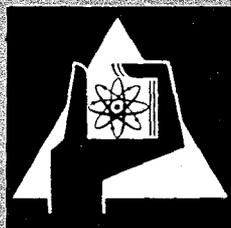
März 1971

KFK 1308  
EUR 4173 b

Abt. Reaktorbetrieb und Technik  
Institut für Reaktorentwicklung  
Projekt Schneller Brüter

**Heißdampfkreislauf für den FR 2 zu Kontaminationsstudien  
(HDK-Loop)**

H. L. Aass, K. Hain, W. Kramer, E. Waibel, A. Zimmermann



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.  
KARLSRUHE



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

März 1971

KFK 1308

EUR 4173 b

Abt. Reaktorbetrieb und Technik  
und  
Institut für Reaktorentwicklung  
Projekt Schneller Brüter

HEISSDAMPFKREISLAUF FÜR DEN FR2 ZU KONTAMINATIONSSTUDIEN <sup>+</sup>)  
(HDK-Loop)

H.L. Aass, K. Hain, W. Kramer, E. Waibel, A. Zimmermann

Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe

---

<sup>+</sup>) "Diese Arbeit wurde im Rahmen der Assoziation zwischen der Europäischen Atomgemeinschaft und der Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe, auf dem Gebiet der schnellen Reaktoren durchgeführt."

THE HISTORY OF THE UNITED STATES

The history of the United States is a story of growth and change. From the first settlers to the present day, the nation has evolved through various stages of development. The early years were marked by exploration and the establishment of colonies. The American Revolution led to the birth of a new nation, and the subsequent years saw the expansion of territory and the growth of industry. The Civil War was a pivotal moment in the nation's history, leading to the abolition of slavery and the strengthening of the federal government. The 20th century brought significant social and economic changes, including the rise of the industrial revolution and the emergence of the United States as a global superpower.

The United States has a rich and diverse cultural heritage. The melting pot of different ethnicities and languages has created a unique American identity. The nation's history is filled with stories of courage, sacrifice, and achievement. From the brave soldiers of the Revolutionary War to the civil rights leaders of the 1960s, the United States has a long tradition of standing for freedom and justice. The country's economic success and technological innovation have made it a global leader, and its influence is felt around the world.

The United States is a land of opportunity and hope. Despite its challenges, the nation has always found a way to overcome adversity and move forward. The American dream of a better life for all remains a powerful ideal that has inspired generations. The country's commitment to democracy and the rule of law has been a source of strength and stability. As the world continues to change, the United States remains a beacon of hope and a model of a free society.

The history of the United States is a testament to the power of the human spirit. It is a story of resilience and the ability to build a better future. The nation's history is a source of pride and inspiration, and it continues to shape the lives of Americans and people around the world. The United States is a country that has the potential to make a positive impact on the world, and it is up to each of us to ensure that we live up to the values and ideals that have defined the nation since its founding.

## Zusammenfassung

Im Rahmen der Entwicklung eines dampfgekühlten schnellen Reaktors wurde vom Projekt Schneller Brüter 1966 beschlossen, im FR2 ein Heißdampfkontaminationsloop zu errichten, mit dessen Hilfe wichtige offene Fragen zur Systemkontamination eines Löfflersystems mit Direktbeaufschlagung der Turbine untersucht werden sollten.

Dieser Bericht legt die Ergebnisse der Planung dieses Heißdampfkontaminationsloops vor, die von Mitte 1967 bis Ende 1968 unter Einschaltung von zwei Industriefirmen erarbeitet wurden. Besonderer Wert wurde auf die Beschreibung der oft schwierigen technischen Realisierung experimenteller Forderungen gelegt sowie auf die Darstellung der umfassenden Sicherheitsuntersuchungen.

Der Kreislauf ist nicht zur Ausführung gekommen wegen der bekannten Zurückstufung der Heißdampfkühlung für den schnellen Reaktor Ende 1968.

## Summary

Within the framework of development of a steam-cooled fast reactor it was decided by the Fast Breeder Project in 1966 to install in the FR2 reactor a superheated steam contamination loop intended to help in investigating significant open questions relating to system contamination of a Löffler system characterized by direct admission to the turbine.

In this report the results of planning for this superheated steam contamination loop are presented which were obtained from the middle of 1967 to the end of 1968 with the assistance of two industrial firms. The emphasis has been laid on the description of the technical implementation of experimental requirements, which often proved to be difficult, as well as on reporting on the comprehensive safety investigations.

Due to the generally known neglect of superheated steam cooling for the fast reactor in 1968 the loop has not been realized.



<u>Inhaltsverzeichnis</u>	<u>Seite</u>
Liste der Abbildungen	0 - 5
Liste der Tabellen	0 - 9
Anmerkung	0 - 10
1. Einleitung	1 - 1
2. Die Kontaminationsprobleme und Wege zu ihrer Untersuchung	2 - 1
2.1 Allgemeine Kreislaufbedingungen	2 - 3
2.2 Aktivitätsfreisetzung	2 - 4
2.3 Aktivitätsverbleib	2 - 5
2.4 Auswertung der Messungen	2 - 6
3. Festlegung der Konzeption des Kreislaufs	3 - 1
3.1 Allgemeines	3 - 1
3.2 Funktionsweise des Kreislaufs	3 - 1
3.3 Auslegungsdaten und Kriterien	3 - 3
4. Der Kreislauf	4 - 1
4.1 Vergabe der Kreislaufdetailplanung an die Industrie	4 - 1
4.3 Funktionsweise des Kreislaufs	4 - 2
4.3.1 Primärkreislauf	4 - 4
4.3.1.1 Ausbaustufe I	4 - 4
4.3.1.2 Ausbaustufe II	4 - 13
4.3.1.3 Ausbaustufe III	4 - 14
4.3.2 Abgassystem	4 - 15
4.3.3 Das Notkühlsystem	4 - 19
4.3.4 Hilfskühlsystem	4 - 22
4.4 Regelung und Instrumentierung	4 - 26
4.4.1 Primärkreislauf Ausbaustufe I	4 - 27
4.4.1.1 Regelung des Dampfdurchsatzes	4 - 27
4.4.1.2 Regelung von Dampfdruck- und Dampftemperatur am Reaktoreinsatzeintritt	4 - 29
4.4.1.3 Regelung des Dampfdurchsatzes durch die in-pile-Strecke	4 - 31
4.4.1.4 Regelung der Dampfaustrittstemperatur am Reaktoreinsatz und Messung der BE-Leistung	4 - 32



	<u>Seite</u>
4.4.1.5 Umschaltung der Teststrecken	4 - 32
4.4.2 Primärkreislauf Ausbaustufe II	4 - 35
4.4.2.1 Regelung des Dampfdruckes am Reaktoreinsatz	4 - 36
4.4.3 Primärkreislauf Ausbaustufe III	4 - 38
4.4.3.1 Regelung des Dampfdruckes	4 - 38
4.4.4 Ermittlung und Regelung der Dampfdrucke in der Teststrecke	4 - 39
4.4.4.1 Feuchtemessung anhand der Wärmebilanzmethode	4 - 40
4.4.5 Steuerung und Datenerfassung	4 - 41
4.4.5.1 Steuerung	4 - 41
4.4.5.2 Datenerfassung	4 - 42
4.5 Kreislauftechnische Besonderheiten	4 - 44
4.5.1 Brennelementauslegung und Reaktoreinsatz	4 - 44
4.5.1.1 Grundsätzliche Überlegung	4 - 44
4.5.1.2 Ergebnisse der physikalischen und thermodynamischen Rechnungen	4 - 45
4.5.1.3 Brennstabdaten	4 - 55
4.5.1.4 Prinzipaufbau des Reaktoreinsatzes	4 - 56
4.5.1.5 Technische Daten des Reaktoreinsatzes	4 - 59
4.5.1.6 Übergeordnete Auslegungsgesichtspunkte	4 - 59
4.5.2 Dampfverdichter P-Gb 1	4 - 61
4.5.3 Speisewasserführung am Regenerativ-Wärmeaustauscher P-Wt 1	4 - 63
4.5.4 Satttdampfüberhitzer P-Hz 2	4 - 66
4.5.5 Mischverdampfer P-Vd 2	4 - 68
4.6 Experimentelle Besonderheiten	4 - 70
4.6.1 Kühlmittelprobenahme	4 - 72
4.6.1.1 Aufbau und Auslegung der Probenahmestrecke	4 - 72
4.6.1.2 Zentrale Kühlmittel-Probenahmestation	4 - 74
4.6.2 Messung der Oberflächenkontamination	4 - 74
4.6.2.1 Schnellprobenwechsler	4 - 75
4.6.2.2 Gamma-Direktmessung	4 - 75
4.6.3 Experimentelle Datenerfassung	4 - 76
5. Sicherheitsanalyse	5 - 1
5.1 Sicherheitskonzeption	5 - 2
5.1.1 Störungsfreier Kreislaufbetrieb	5 - 2
5.1.2 Gestörter Kreislaufbetrieb	5 - 4

	<u>Seite</u>
5.1.3 Schwerer Störfall	5 - 5
5.2 Technische Durchführung	5 - 7
5.2.1 Dichtheit	5 - 7
5.2.2 Druck- und Temperaturabsicherung	5 - 8
5.2.3 Sichere Stellung von Ventilen	5 - 9
5.2.4 Doppelte Installation von Komponenten	5 - 10
5.2.5 Ausbildung der Second Containments	5 - 10
5.2.6 Raumbelüftung	5 - 13
5.2.7 Detektion und kreislauftechnische Beherrschung von Schäden	5 - 16
5.3 Radiologische Berechnungen	5 - 19
5.3.1 Kreislaufkontamination	5 - 19
5.3.1.1 Kontaminationsmodelle	5 - 20
5.3.1.2 Aktivitäten und Dosisleistungen	5 - 20
5.3.2 Abgassystem	5 - 27
5.3.3 Kleiner Störfall	5 - 29
5.3.4 Größter anzunehmender Unfall	5 - 30
5.3.5 Hüllrohrschmelzen	5 - 35
5.4 Schlußbemerkungen	5 - 37
 <u>Anhang A</u>	 A - 1
6. Wesentliche Planungsunterlagen	A - 1
6.1 Werkstoffauswahl	A - 1
6.1.1 Entwicklungstendenz	A - 1
6.1.2 Werkstoffe für den Primärkreislauf	A - 1
6.1.3 Werkstoffe für die Teststrecke	A - 4
6.2 Kühlmittelchemie	A - 9
6.3 Optimalisierung der Rohrleitungsquerschnitte im Hochdruck-Dampfteil des Primärsystems	A - 11
6.4 Abschätzung der Spaltproduktfreisetzung aus einem defekten Brennstab	A - 12
6.5 Abgasanlage	A - 14
6.5.1 Radiolyse und Zudosierung von Gasen	A - 15
6.5.2 Aktivitätsabgabe	A - 17
6.6 Beschaffung des Dampfverdichters	A - 19
 Literatur	 A - 22

Liste der Abbildungen

2 - 1	Vereinfachtes Prinzipschaltbild DSR	2 - 2
4.3 - 1	Schema Ausbaustufe I	4 - 5
4.3 - 2	Schema Ausbaustufe II	4 - 5
4.3 - 3	Schema Ausbaustufe III	4 - 5
4.3 - 4	Abgasanlage	4 - 17
4.3 - 5	Hilfs- und Notkühlsystem	4 - 21
4.3 - 6	Gesamtschema	4 - 25
4.4 - 1	Wasserstandsregelung im P-Vd 1	4 - 28
4.4 - 2	Dampf-Druckregelung am Reaktoreinsatz	4 - 34
4.4 - 3	Regelung der Dampfstromaufteilung	4 - 28
4.4 - 4	Umschaltsteuerung der Teststrecken	4 - 34
4.4 - 5	Dampfdruckregelung Ausbaustufe II	4 - 37
4.4 - 6	Dampf-Durchsatz-Regelung Ausbaustufe III	4 - 37
4.4-7-1	Dampf-Feuchteregelung in den Teststrecken	4 - 37
4.4-7-2	Dampf-Feuchteregelung in den Teststrecken	4 - 28
4.4 - 8	Meßwertverarbeitung	4 - 28
4.5 - 1	Präzisions-Labyrinthdichtung HSM	4 - 62
4.5 - 2	Dampfkompessor HSM	4 - 62
4.5 - 3	Speisewasserführung am P-Wt 1	4 - 64
4.5 - 4	Doppelrohr-Wärmeaustauscher P-Wt 1	4 - 65
4.5 - 5	Überhitzer P-Hz 2	4 - 67
4.5 - 6	Verdampfer P-Vd 2	4 - 69
4.5 - 7	Brennstableistung im Reaktoreinsatz	4 - 45
4.5 - 8	Axialer Temperaturverlauf im BE-Prüfling	4 - 52
4.5 - 9	BE-Prüfling	4 - 52

		<u>Seite</u>
4.5 - 10	Wärmeleitwert zwischen Hüllrohr und Brennstoff	4 - 54
4.5 - 11	Wärmeleitfähigkeit von $UO_2$	4 - 54
4.5 - 12	Radiales Temperaturprofil im BE-Prüfling ohne Kühlkanalfaktoren	4 - 54
4.5 - 13	Radiales Temperaturprofil im BE-Prüfling mit Kühlkanalfaktoren	4 - 54
4.5 - 14	Brennstab-Querschnitt	4 - 55
4.5 - 15	Reaktoreinsatz	4 - 58
4.6 - 1	Experimentelle Probenahmestellen	4 - 71
4.6 - 2	Dampfprobenahmestrecke, Druckwasserprobenahme	4 - 71
4.6 - 3	Kondensatprobenahmestrecke	4 - 71
4.6 - 4	Schnellprobenwechsler	4 - 77
5 - 1	Schema der Rohrleitungsführung im Deckelzwischenraum mit Second Containment	5 - 11
5 - 2	Be- und Entlüftung der ZkPS- und SPW-Boxen des PR 110, der Chemiebox in R 010 und der Räume R 009 a, R 110 und R 206 bei Normalbetrieb und nach einem schweren Unfall	5 - 12
5 - 3	Kontaminationsmodell für den Primärkreislauf	5 - 21
5 - 4	Kontaminationsmodell für die Tochteraktivitäten des Primärkreises	5 - 21
5 - 5	Kontaminationsmodell für den Hilfskühlkreislauf	5 - 21
5 - 6	Aufbau- und Abklingfaktoren für die in der Dampfphase abgelagerten Aktivitäten	5 - 22
5 - 7	Aufbau- und Abklingfaktoren für die in der Wasserphase I gelösten und abgelagerten Aktivitäten	5 - 22
5 - 8	Aufbau- und Abklingfaktoren für die in der Wasserphase II gelösten und abgelagerten Aktivitäten	5 - 23
5 - 9	Aktivität und Dosisleistung des Aktivkohlefilters im Abgassystem	5 - 23

5 - 10	Dosisleistung der Aktivkohleverzögerungsstrecke	5 - 23
5 - 11	Dosisleistungen in den Loopräumen bei einer Kreislaufleckage	5 - 31
5 - 12	Inhalationsdosisleistung in den Loopräumen nach GAU bei Belüftung	5 - 33
5 - 13	Inhalationsdosisleistung in den Loopräumen nach GAU ohne Belüftung	5 - 33
5 - 14	Submersionsdosisleistung in den Loopräumen nach GAU bei Belüftung	5 - 33
5 - 15	Submersionsdosisleistung in den Loopräumen nach GAU ohne Belüftung	5 - 33
5 - 16	Externe Dosisleistung in den Loopräumen durch Ablagerung nach GAU	5 - 31
5 - 17	Inhalationsdosisleistung im Experimentier- raum PR 110 nach GAU	5 - 34
5 - 18	Submersionsdosisleistung im Experimentier- raum PR 110 nach GAU	5 - 34
5 - 19	Inhalationsdosisleistung im Gang R 113 nach GAU	5 - 34
5 - 20	Submersionsdosisleistung im Gang R 113 nach GAU	5 - 34
5 - 21	Dosisleistung nach einem Hüllrohr- schmelzen in 1 m Abstand vom N-Kd 4 ohne Abschirmung	5 - 36
5 - 22	Dosisleistung nach einem Hüllrohrschmelzen in 4 m Abstand vom N-Kd 4 mit 60 cm Beton- Abschirmung	5 - 36
5 - 23		5 - 36
6 - 1	Festigkeitskennwerte einiger Stähle in Abhängigkeit der Temperatur	A - 6
6 - 2	Außendurchmesser/Wanddickenverhältnis in Abhängigkeit der Festigkeit	A - 7
6 - 3	Zunderverhalten in Luft und Wasserdampf	A - 7
6 - 4	Metallabtragung im 1. Jahr in Luft	A - 7

6 - 5	Kostenübersicht für nahtlose Stahlrohre	A - 8
6 - 6	Festigkeitskennwerte Werkstoff 4550 u. 4541	A - 8
6 - 7	Beginn der $\sigma$ -Phasenbildung in stabilisierten Cr-Ni-Stählen	A - 7
6 - 8	Kostenvergleich Werkstoff 4550 und 4922	A - 6
6 - 9	Übersicht über die Dampfverdichter	A - 20

Liste der Tabellen

4 - 1	Brennstableistung in Abhängigkeit der Tauchrohr-Wandstärke	4 - 46
4 - 2	Thermodynamische Daten der Brennstäbe in den einzelnen Ausbaustufen	4 - 49
4 - 3	Kühlkanalfaktoren	4 - 50
4 - 4	Auslegungsdaten der Probenahmestellen	4 - 73
5 - 1	Aktivitätsraten	5 - 21
5 - 2	Ablagerungskonstanten und Wirkungsgrade	5 - 21
5 - 3	Aktivitäten einiger wichtiger Bauteile in der Ausbaustufe I	5 - 22
5 - 4	Dosisleistungen einiger wichtiger Bauteile in der Ausbaustufe I	5 - 22
5 - 5	Dosisleistung in 1 m Abstand von den wichtigsten Komponenten des Hilfskühlsystems	5 - 23
5 - 6	Integrierte Dosisleistung in der Reaktorumgebung nach GAU	5 - 31

Anmerkung

Neben den Verfassern waren folgende Mitarbeiter des Kernforschungszentrums Karlsruhe maßgeblich an den im Bericht beschriebenen Arbeiten beteiligt:

K.Kietzer, U.Kujath, M.Link, W.Neumann, F.Rommel und L.Schmidt.

## 1. Einleitung

Ende der 50iger Jahre wurde die Reaktortechnik überwiegend als Erfindung und Untersuchung neuer Reaktorkonzepte betrieben, ohne daß zeitweilig favorisierte Projekte die notwendige Reifezeit hatten. Auch das Potential der Wasserreaktorentwicklung in USA wurde damals nicht so sehr in Verbesserungsmöglichkeiten mit kleinen Schritten gesehen als vielmehr in einer Erweiterung der Baulinien. Westinghouse konzipierte den überkritischen Kreislauf als nächste Stufe des Druckwasserreaktors und baute das überkritische Loop im Saxton Reaktor. Wesentlich breiter noch stieg General Electric ein mit dem Konzept der Weiterentwicklung des Siedewasserreaktors zum Heißdampfreaktor. Auch die USAEC unterstützte diesen Trend, was zum Bau der thermischen Heißdampfreaktoren BORAX V, BONUS, Pathfinder und EVESR führte.

General Electric hatte von Juli 1959 bis September 1965 ein breit angelegtes Basisprogramm zur Heißdampfreaktortechnologie laufen / 1.1 /, dem ein Brennelemententwicklungsprogramm von Mai 1962 bis Juni 1967 / 1.2 / und das NSPE<sup>†</sup>)-Programm von November 1964 bis Juni 1967 / 1.3 / überlagert waren.

Mitte der 60iger Jahre änderte sich die Einstellung der möglichen Reaktorbaufirmen mit dem Bau der ersten Großkraftwerke und den sprunghaft zunehmenden Aufträgen. Sonderentwicklungen wurden gedrosselt oder gestoppt. Die Richtlinie wurde jetzt, Verbesserung der eigenen Baulinie in kleinen, übersehbaren Schritten ohne weitreichende Konsequenzen. Die USAEC kam zu einer neuen Bewertung des Entwicklungspotentials der Wasserreaktoren in der Sicht der getätigten Investitionen und stellte die Unterstützung für die thermische Heißdampfreaktorentwicklung ein, obwohl es sich inzwischen bereits gezeigt hatte, daß terminbestimmend im Kernkraftwerksbau in den USA nicht so sehr der Reaktor war, sondern die Kapazität der Turbinenbaufirmen, die einen großen Teil ihrer Fertigungsstätten durch die riesigen Satteldampfturbinen blockiert sahen.

---

<sup>†</sup>) NSPE = Nuclear Superheat Performance und Evaluation, ein Programm mit deutscher Beteiligung unter Führung der AEG.

Inzwischen war vor allem in Deutschland Heißdampf als Kühlmittel für einen schnellen Reaktor untersucht und besonders aus technologischen Gründen gleichrangig neben der Natriumkühlung eingestuft worden. Mitentscheidend dafür war die Wiederentdeckung des Löfflerkreislaufes, der neben der Direktbeaufschlagung der Turbine mit hochgespanntem Heißdampf ein thermodynamisch günstiges Konzept bot. Die technisch elegante Direktbeaufschlagung der Turbine brachte allerdings sofort das Problem der Turbinenkontamination neben der allgemeinen Kontamination des geschlossenen Dampfkreislaufs in den Vordergrund. Das Hauptinteresse des Karlsruher Projektes Schneller Brüter konzentrierte sich deshalb bei der Teilnahme am NSPE-Programm der General Electric besonders auf die EVESR-Erfahrungen mit schadhafte Brennelementen. Eine Zusammenfassung hierüber ist in / 1.4 / und / 1.5 / gegeben.

Obwohl das NSPE-Programm eine Reihe von Erkenntnissen gebracht hat, wurde bald klar, daß es sehr schwierig wenn nicht unmöglich sein dürfte, die Ergebnisse auf den Betrieb eines großen Schnellen Brutreaktors zu extrapolieren. Dafür waren einige grundlegende Parameter wie Brennelementgeometrie, Brennstoffbelastung, Kreislaufaufbau, Oxydgehalt im Kühlmittel und andere zu abweichend. Es wurde deshalb noch während des NSPE-Programmes beschlossen, am Karlsruher Forschungsreaktor FR2 ein spezielles Heißdampfkontaminationsloop, das HDK-Loop, zu erstellen.

## 2. Die Kontaminationsprobleme und Wege zu ihrer Untersuchung (Anforderungen an den Kreislauf)

Die Kontamination in einem Reaktorkreislauf kann aus drei Quellen stammen

- a) Aktivierungsprodukte des Kühlmittels
- b) Aktivierungsprodukte des Strukturmaterials
- c) Spalt- oder Aktivierungsprodukte des Brennstoffs.

Der Transport der Aktivität geschieht in allen drei Fällen durch das Kühlmittel. Die Verfügbarkeit der Aktivität ist dagegen nur bei a) a priori gegeben. Bei b) und c) sind Freisetzungsmechanismen notwendig, die besonderen Gesetzen unterliegen. Bei b) ist dies der Korrosionsabtrag, bei c) die Spalt- oder Brennstoffprodukt-Freisetzung in das Kühlmittel. Verfügbarkeit und Transport ergeben die Aktivitätskonzentration im Kühlmittel, die in der Regel nur geringfügig von Ablagerungen im System beeinflusst wird.

Die Beherrschung und gesteuerte Entfernung der Aktivitäten im Kreislauf ist dann ein wichtiger Gesichtspunkt bei der Systemauslegung.

Das Kontaminationsverhalten einer Anlage wird also von zwei Hauptproblemkreisen bestimmt

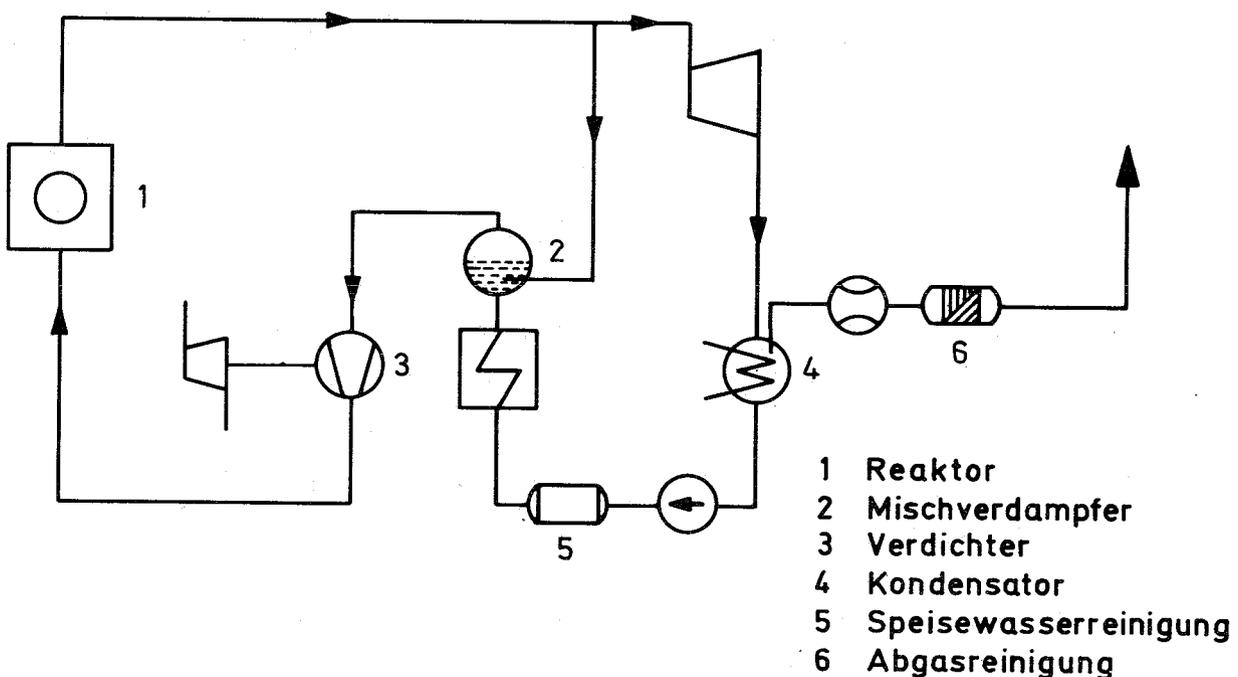
- a) der Verfügbarkeit von Aktivitäten und
- b) dem Verbleib dieser Aktivitäten.

Die Kühlmittelaktivierung ist zu rechnen. Beim schnellen dampfgekühlten Reaktor dominiert eindeutig das kurzlebige N-16 mit 7,15 sec Halbwertszeit. Auf der Grundlage der D1-Studie / 2.1 / ergibt sich zum Beispiel für den dort konzipierten Reaktor die hohe N-16 Aktivität von 1,4 kCi/sec.

Das Korrosionsverhalten des Strukturmaterials soll out of pile in einen besonderen Heißdampf-Korrosionskreislauf und in pile im Versuchskreislauf der AEG in Kahl untersucht werden. Beim EVESR spielten aktivierte Korrosionsprodukte eine sehr untergeordnete Rolle, im VKL sind sie dagegen nicht vernachlässigbar.

Für das HDK-Loop bleibt deshalb die Hauptfragestellung nach der Verfügbarkeit von Spalt- und Brennstoffprodukten. Die Fragestellung bezieht sich nicht nur auf einen großen Störfall, sondern auf einen intakten Kreislauf. Mikroschäden an Brennelementen mit Spaltproduktfreisetzungen im  $\mu\text{Ci}/\text{sec}$ -Bereich sind allerdings für den Reaktorbetrieb uninteressant, vor allem vor dem o.g. N-16 Hintergrund. Das Hauptproblem ist in den Aktivitäten zu sehen, die sich im System ablagern und langlebig genug sind, um Wartungsarbeiten am abgeschalteten System ernsthaft zu beeinträchtigen. Nach den Erfahrungen am EVESR sind dies besonders aus schadhaften Brennelementen stammende Isotope des Jods, Tellurs, Molybdäns, Ruthens, aber auch Zirkon, Niob und die Edelgastöchter. Für den Brüterbetrieb ist außerdem der Einsatz von Mischoxydbrennstoff mit einem Pu-Anteil zwischen 15 und 20 % als neuartiges Problem zu berücksichtigen.

Abb. 2.1 zeigt das vereinfachte Prinzipschema eines Löfflerkreislaufs, wie er für den dampfgekühlten Brüter ins Auge gefaßt ist. Etwa 40 % des Frischdampfs gehen zur Turbine, 60 % zum Mischverdampfer. Daraus resultiert, daß 40 % des aus dem Core austretenden Dampfs über eine konventionelle Wasserreinigung geführt werden, daß aber



Vereinfachtes Prinzipschaltbild DSR

Abb. 2-1

60 % im geschlossenen Dampfkreislauf ohne Phasenumwandlung umgewälzt werden. Eine Reinigungsmöglichkeit für diese 60 % Heißdampf ist in Form eines Heißdampffilters denkbar oder über einen inhärenten Dekontaminationsmechanismus im Mischverdampfer, dessen Wirkungsgrad noch nachzuweisen ist.

Grundsätzlich muß man davon ausgehen, daß ein großer Heißdampfreaktor immer einige schadhafte Brennstäbe im Core hat, und daß der Betrieb der Anlage dadurch nicht ernsthaft beeinträchtigt werden darf. Die für Siedewasserreaktoren genannten tolerierbaren Werte von 1 bis 4 % der Brennstäbe sind aber mit Sicherheit für einen DSR viel zu hoch. Der in / 2.1 / beschriebene Reaktor hat z.B. 76 447 Brenn- und 20 280 Brutstäbe.

### 2.1 Allgemeine Kreislaufbedingungen

Um die beiden Problemkreise Aktivitätsfreisetzung und Aktivitätsverbleib brüterspezifisch untersuchen zu können, muß der Aufbau des Versuchskreislaufs dem einer Brüteranlage ähnlich sein. Wichtig ist dabei der geschlossene Dampfkreislauf über den Mischverdampfer, der Direktkreis auf die Turbine mit anschließender Kondensation sowie die Brennstoff-Brennstabbedingungen.

Im einzelnen sollte angestrebt werden:

Dampfgeschwindigkeit	ca. 30 m/sec
Dampfgeschwindigkeit am Brennstab	40 - 60 m/sec
Durchmesser Dampfleitungen	> 30 mm
Dampfzustand	bis 180 atü / 550 °C
Radiolysegase (H <sub>2</sub> und O <sub>2</sub> )	variabel dosierbar (bis 2,5 bzw. 20 ppm)
Brennstabdurchmesser	7 mm
Brennstablänge	ca. 1 m
Brennstoff	UO <sub>2</sub> und UO <sub>2</sub> + PuO <sub>2</sub> pelletiert
Brennstoffbelastung	ca. 150 W/g

## 2.2 Aktivitätsfreisetzung

Es interessiert besonders die Aktivitätsfreisetzung aus größeren Hüllrohröffnungen. Da sehr wahrscheinlich die Entstehung eines Schadens auf seinen weiteren Verlauf von Einfluß ist, wird angestrebt, die Hüllrohrschäden in pile zu erzeugen. In der Praxis stehen zwei Schadensmechanismen im Vordergrund

- a) Aufbrechen der Hülle unter Innendruck (z.B. bei kurzzeitiger Unterbrechung des Kühlmittelstroms) und
- b) Einbeulen der Hülle unter Außendruck (Kriechbeulen des Werkstoffs, wahrscheinlich langfristig).

Da es als sehr schwierig anzusehen ist, einen Hüllschaden durch Kriechbeulen definiert (örtlich, zeitlich, größenmäßig und reproduzierbar) zu erzeugen, soll die Schadensherbeiführung über den Innendruck geschehen (möglicherweise zusammen mit einer lokalen Schwächung der Hülle sowie einer Erhöhung der Hüllrohrtemperatur).

Folgende Parameter sollen besonders untersucht werden im Hinblick auf die Aktivitätsfreisetzung ins Kühlmittel:

- a) Brennstoffoberflächentemperatur
- b) Sauerstoffgehalt des Kühlmittels (bis zum  $H_2$ -Überschuß)
- c) Leistungsdichte im Brennstoff
- d) Abbrand des Brennstoffs (durch Vorbestrahlung der Brennstäbe).

Die Erlangung guter Meßwerte hängt in erster Linie von der Qualität der Meßproben ab. Für die Messung der Freisetzungsraten soll deshalb eine besondere Heißdampfprobenahmestation entwickelt werden mit mehreren isokinetischen Entnahmesonden (näheres siehe Abschnitt 4.6). Die NSPE-Erfahrung hat gelehrt, daß man heute die Edelgas- und Jodmeßtechnik recht zuverlässig beherrscht, daß aber die Gewinnung von routinemäßigen Meßwerten bzw. repräsentativen Proben von sogenannten weniger oder nicht flüchtigen Spaltprodukten oder von Brennstoff und seinen Aktivierungsprodukten aus dem Kühlmittel schwierig ist. In diesem Zusammenhang soll die Qualität von Proben aus Heißdampf und Kondensat untersucht werden.

Die Phase I der Experimente erstreckt sich also auf die quantitative Bestimmung der Aktivitätskonzentration im Kühlmittel sowie deren Parameterabhängigkeiten.

### 2.3 Aktivitätsverbleib

Der Aktivitätsverbleib in einem System richtet sich nach zwei Gesichtspunkten:

- a) (gewollte) Entfernung durch Komponenten
- b) ungewollte Ablagerungen (plate out).

Beide Phänomene sollen im HDK-Experimentierprogramm untersucht werden.

Die gewollte oder gesteuerte Entfernung der Aktivität aus dem System geschieht normalerweise aus der Wasserphase über das Abgassystem (Edelgase und flüssiges Jod) bzw. über Ionenaustauscher (restliche Aktivitäten). Diese Behandlung wird heute ausreichend beherrscht. Neuartig ist dagegen die Entfernung von Aktivitäten aus der Dampfphase, wie sie ein System nach Abb. 2.1 notwendig macht. Zwei Komponenten sollen hier im Hinblick auf ihre Dekontaminationsfaktoren untersucht werden: Heißdampffilter mit großem Durchsatz und der Mischverdampfer des Systems.

Kritisch für das Kontaminationsverhalten einer Anlage sind aber die ungewollten Ablagerungen, die oft konzentriert auftreten, vor allem, wenn dies an zu wartenden Anlagenteilen der Fall ist. Im Vordergrund steht dabei die Turbine.

Über die wirksamen Mechanismen gibt es nur qualitative Kenntnisse. Drei Arten sind beobachtet worden:

- a) strömungstechnische,
- b) dampfzustandsabhängige (vor allem beim Überschreiten der Sattedampfgrenze) und
- c) werkstoffabhängige (Legierungspräferenzen, Oberflächenbehandlung)

Sicher kommt noch die chemische Form der vorliegenden Aktivitäten hinzu, über die jedoch mangels geeigneter Untersuchungstechniken kaum Aussagen bestehen. Dabei sind auch so schwierige Vorgänge im Auge zu behalten wie Entstehen des Nuklids im Brennstoff durch Spaltung, im Kühlmittel durch Zerfall, abgelagert an der Wand durch Zerfall, Wiederablösung usw.

Für die Untersuchungen von Aktivitätsablagerungen ist im Kreislauf eine Entspannungsteststrecke vorgesehen, die in 4 Stufen wechselnde Dampfzustände (Heißdampf bis 10 % Naßdampf, teils in variabler Reihenfolge) erlaubt. Außerdem sind mehrere Kammern für den Einsatz von Materialproben für den Langzeiteinsatz an Stellen unterschiedlichen Dampfzustands eingeplant. Diese werden ergänzt durch einen Schnellprobenwechsler in der Kühlmittelprobenahmestation, der es gestattet, nagelförmige Materialproben kurzzeitig dem Dampfstrom auszusetzen zur Untersuchung von Ablagerungsraten.

Es ist vorgesehen, definierte Stellen der Entspannungsteststrecke über Halbleiterdetektoren periodisch gammaspektrometrisch auszumessen, um die Auswirkung von Parameteränderungen direkt zu erfassen. Hierbei soll eine Anzahl von geeigneten "Leit isotopen" verfolgt werden (näheres siehe Abschnitt 4.6).

#### 2.4 Auswertung der Messungen

Im Rahmen der Kontaminationsexperimente ist mit einem großen Anfall von Meßdaten zu rechnen (Parameterdaten und Versuchswerte). Deren erschöpfende Verarbeitung ist nur maschinell möglich. Es muß deshalb dafür Sorge getragen werden, daß diese Daten in einer Art verfügbar gemacht werden, die sich für die direkte Einspeisung in eine Großrechenanlage eignet.

### 3. Festlegung der Kreislaufkonzeption

#### 3.1 Allgemeines

Entsprechend den dargelegten Anforderungen soll einerseits ein geschlossener Dampfkreislauf über Reaktor, Mischverdampfer und Verdichter nach dem Löffler-Verfahren vorhanden sein, andererseits muß ein Heißdampf-Teilstrom über eine Turbinen-Simulationsstrecke geführt werden können.

Nach den ersten Kreislaufentwürfen und Firmenanfragen stellte es sich heraus, daß die Verfügbarkeit eines betriebssicheren Dampfverdichters nicht gewährleistet ist. Um diese Unsicherheit auszuschalten und um bei der Terminplanung für den Beginn der Experimente realistische Annahmen machen zu können, wurde beschlossen, den Bau des Loops in drei Stufen durchzuführen. Ein stufenweiser Ausbau des Loops vom konventionellen Kondensationskreislauf bis zum Kreislauf mit geschlossener Dampfumwälzung bietet die Möglichkeit, bereits wesentliche Experimente durchzuführen, bevor ein Verdichter verfügbar ist.

#### 3.2 Funktionsweise des Kreislaufs

Für den Hauptkreislauf wurde aus experimentellen Gründen im Hinblick auf die exakte Erfassung des Transportes und der Ablagerung von Spaltprodukten eine einfache Schaltung ohne Verzweigung angestrebt. Gesichtspunkte zur energiewirtschaftlichen optimalen Auslegung konnten deshalb erst in zweiter Linie berücksichtigt werden.

Im folgenden wird der prinzipielle Aufbau der drei Ausbaustufen des Hauptkreislaufes skizziert, an dem die wesentlichen experimentellen Messungen vorgenommen werden. Die genaue Beschreibung des Kreislaufes einschließlich der zum Betrieb erforderlichen Neben- und Hilfssysteme - wie z.B. Abgassystem, Notkühlsystem, Meß- und Regelkreise - erfolgt in Abschnitt 4.

Ausbaustufe I:

(vergl. Abb. 4.3 - 1)

Die Ausbaustufe I besteht aus einem konventionellen Dampfkreislauf, wobei der gesamte Heißdampf kondensiert wird und die Umwälzung des Mediums über Pumpen erfolgt. Die wesentlichen Bestandteile sind: Dampferzeuger, Reaktor-Versuchseinsatz und parallel geschalteter Überhitzer, Entspannungs-Teststrecke (Turbinensimulationsstrecke), Kondensator und Reinigungsanlage.

Da die im Testbrennstab erzeugte Leistung nur einen relativ kleinen Dampfdurchsatz erforderlich machen würde, der jedoch für die vorgesehenen Experimente nicht repräsentativ ist, wird der Mengenstrom auf etwa das Zehnfache des in-pile-Durchsatzes festgelegt. Entsprechend der Wärmeabgabe des Brennstabes und der gewünschten Aufheizung des Kühlmittels wird der Sattedampf nach dem Verdampfer auf die in-pile-Strecke und den parallel geschalteten, elektrisch beheizten Überhitzer aufgeteilt. Diese beiden Dampfströme werden schließlich in einem Mischpunkt wieder zusammengeführt und von hier in eine Entspannungs-Teststrecke geleitet. Hier wird der Druck von  $150 \text{ kp/cm}^2$  über vier Drosseln auf den Kondensatdruck von  $0,2 \text{ kp/cm}^2$  abgebaut. Zwischen den Drosseln befindet sich jeweils ein Oberflächenkühler zur Abfuhr der Überhitzungswärme und der bei einer gewünschten Dampffuchte von max. 10 % freiwerdenden Kondensationswärme. Der erste Wärmetauscher wird regenerativ mit Speisewasser, die beiden anderen werden über einen separaten Zwischenkreislauf betrieben.

Wegen der Möglichkeit des unterschiedlichen Verhaltens von Aktivitätsverschleppung und Ablagerungsmechanismen hinsichtlich verschiedener Kreislaufmaterialien sind zwei parallel geschaltete Teststrecken aus ferritischem und aus austenitischem Werkstoff vorgesehen. Ein Umschalten des Dampfstromes von einer Strecke auf die andere soll während des Betriebes möglich sein.

Ausbaustufe II:

(vergl. Abb. 4.3 - 2)

In der zweiten Stufe wird die beschriebene Schaltung dahingehend geändert, daß der gesamte Heißdampf vom Mischpunkt aus in einen Mischverdampfer strömt und dort Sattdampf erzeugt. Die Kondensationswärme dieses Sattdampfes wird in einem Hochdruckkondensator zur Speisewasservorwärmung ausgenutzt. Über eine Drossel gelangt das bei der Entspannung des Kondensats entstehende Dampf-Wasser-Gemisch in den Niederdruckkondensator. Das Speisewasser für den Mischverdampfer wird vor dem elektrischen Verdampfer abgezweigt. Die Entspannungs-Teststrecke ist in Stufe II nicht in Betrieb.

Ausbaustufe III:

(vergl. Abb. 4.3 - 3)

Der gesamte Sattdampf wird von einem Verdichter aus dem Mischverdampfer angesaugt und in die in-pile- sowie die dann parallele Überhitzerstrecke gefördert. Nach der Vereinigung im Mischpunkt werden etwa 60 % des Heißdampfes in den Mischverdampfer zurückgeführt und erzeugen dort durch Abgabe der Überhitzungswärme an das siedende Speisewasser die erforderliche Menge Sattdampf. Es liegt hier also ein geschlossener Dampfkreislauf vor, in dem Dampf ohne Änderung seines Aggregatzustandes von einem Verdichter umgewälzt wird. Der Rest des Heißdampfstromes wird durch die Entspannungs-Teststrecke geführt und schließlich im Niederdruckkondensator kondensiert. Das Kondensat wird nach Durchlaufen der Reinigungsanlage und zweier Vorwärmer wieder in den Mischverdampfer eingespeist.

3.3 Auslegungsdaten und Kriterien

In Anlehnung an die Entwürfe für den dampfgekühlten Schnellen Brüter wurden als für die Auslegung charakteristische Werte festgelegt:

Druck am Eintritt in die in-pile-Strecke:	160 ata (wahlweise 120 ata) max. 180 ata
Temperatur am Eintritt in die in-pile-Strecke:	350 °C
Temperatur am Austritt aus der in-pile-Strecke:	490 °C max. 540 °C

Druck nach dem Mischpunkt:	150 ata
	max. 170 ata
Temperatur nach dem Mischpunkt:	490 °C
	max. 540 °C
Dampfgeschwindigkeit nach dem Mischpunkt:	ca. 30 m/s
Durchsatz nach dem Mischpunkt:	
Ausbaustufe I:	1600 kg/h
Ausbaustufe II:	2200 kg/h
Ausbaustufe III:	4025 kg/h
Brennstoff des Teststabes:	UO <sub>2</sub> u. UO <sub>2</sub> +PuO <sub>2</sub>
Hüllrohraußendurchmesser:	7 mm
Aktive Brennstofflänge:	ca. 1 m
Spezifische Leistungsdichte:	120 - 150 W/g Brennstoff

Die Werte für die Leistungsdichte entsprechen einer Stableistung von 360 bzw. 450 W/cm. Die mögliche Stableistung und die Beschränkung auf einen Brennstab sind bei gegebenem Brennstab-Konzept durch die neutronenphysikalischen Verhältnisse des FR2 und die Geometrie des Versuchseinsatzes bedingt.

Bei der Wahl des Durchsatzes am Mischpunkt wird davon ausgegangen, daß die Dampfgeschwindigkeit und die Rohrleitungsquerschnitte nach dem Mischpunkt technisch realistische Werte aufweisen. Des weiteren sollen die Energiekosten für die elektrisch aufzubringende Heizleistung in wirtschaftlich vertretbaren Grenzen liegen. Diese Forderungen werden erfüllt durch eine mittlere Dampfgeschwindigkeit von 30 m/s, einen kleinsten Rohrleitungsdurchmesser von 20 mm und durch die Beschränkung der elektrischen Heizleistung auf ca. 1 MW. Für den energetisch ungünstigsten Fall des reinen Kondensationskreislaufes in der Ausbaustufe I resultiert dann daraus ein Massenstrom von 1600 kg/h. Dieser Durchsatz soll aus Vergleichsgründen für die Entspannungs-Teststrecke auch bei Ausbaustufe III gelten, so daß sich dann aufgrund der gegenseitigen Verkopplung über die Verhältnisse im Mischverdampfer die Gesamtdampfmenge mit 4025 kg/h ergibt. Trotz des größeren Durchsatzes erfordert die Energiebilanz keine höhere elektrische Leistung gegenüber Stufe I.

Von seiten der Verdichterauslegung ist aus strömungstechnischen Gründen eine gewisse Mindestfördermenge notwendig. Unter den vorliegenden Bedingungen liegt diese Grenze gerade bei ca. 4000 kg/h.

In der Ausbaustufe II, welche als Zwischenstufe vor dem Endausbau III gilt, wird der Kondensationskreislauf der Stufe I durch einen Mischverdampfer-Bypass erweitert. Es sollen hier vornehmlich Messungen über die Dekontaminationswirkung des Mischverdampfers durchgeführt werden. Dagegen sind keine Versuche an der Entspannungsteststrecke vorgesehen. Der gesamte Heißdampf wird deshalb dem Mischverdampfer zugeführt; der entstehende Sattedampf wird in einem Hochdruckkondensator zur Speisewasservorwärmung verwendet. Die dadurch eingesparte elektrische Heizleistung ermöglicht bei gleicher Gesamtanschlußleistung eine stärkere Belastung des Verdampfers und Überhitzers, so daß die Heißdampfmenge gegenüber Stufe I von 1600 auf 2200 kg/h gesteigert werden kann. Dies ist wiederum wünschenswert im Hinblick auf die ohnehin relativ kleine Baugröße des Mischverdampfers und wegen der Forderung nach auf Großanlagen extrapolierbaren Meßergebnissen.

Der Auslegung der Entspannungs-Teststrecke liegen folgende Überlegungen zugrunde: Um die Kontamination einer Turbine infolge Ablagerungen von freigesetzten Spalt- und aktivierten Korrosionsprodukten studieren zu können, sollen die Verhältnisse in einer Turbine durch eine Simulationsstrecke dahingehend angenähert werden, daß durch eine Anordnung von hintereinander geschalteten Drosseln und Kühler bestimmte Dampfzustände hinsichtlich Druck, Temperatur und Feuchtigkeit eingestellt werden. Die einzelnen Druckstufen sind unter dem Gesichtspunkt festgelegt, vergleichende isobare Messungen im leicht überhitzten und feuchten Dampf durchführen zu können.



#### 4. Der Kreislauf

##### 4.1 Vergabe der Kreislaufdetailplanung an die Industrie

Der Kreislauf, der zur Untersuchung der in Abschnitt 2 aufgezeigten Probleme zu planen war und dessen Konzeption in Abschnitt 3 beschrieben ist, muß von der Aufgabenstellung her sowohl in verfahrens- wie in sicherheitstechnischer Hinsicht eine komplizierte Einrichtung darstellen. Wegen des Umfangs der Arbeiten wurde nach Festlegung der Grundschaltpläne die Detailplanung an die Industrie vergeben. Es wurden Verträge mit zwei in Konkurrenz arbeitenden Firmen abgeschlossen, nämlich mit der

AEG-TELEFUNKEN  
Abt. Kernenergieanlagen, Frankfurt/M.

und der

DEUTSCHEN BABCOCK u. WILCOX AG  
Oberhausen/Rheinland

Der Auftrag umfaßte unter Zugrundelegung der fixierten Grundschaltung die Ausarbeitung der gesamten Kreislauftechnik (Detailschaltung, Regelung und Instrumentierung, thermodynamische und festigkeitsmäßige Auslegung), die Analyse der konventionellen und nuklearen Sicherheitsprobleme, die Aufstellung eines Betriebsprogrammes (unterteilt in An- und Abfahrprogramm, Umschalten von einer Teststrecke auf die andere und Versuchsbetrieb), die Erstellung der Spezifikationen für sämtliche Apparate, Armaturen und Rohrleitungen, die Festlegung der räumlichen Anordnung der Apparate und die Aufstellung eines detaillierten Kosten- und Terminplanes für die Erstellung.

Zur Berücksichtigung der experimentellen Forderungen und der reaktorseitigen Bedingungen wurden den Firmen 52 Arbeitsunterlagen zur Verfügung gestellt. Im Anhang A sind die wichtigsten dargestellt.

Als Planungsbeiträge leistete GfK außerdem

- a) die Planung der in-pile-Strecke einschließlich der Brennelementauslegung (Abschnitt 4.5)

- b) die Sicherheitskonzeption und deren technische Durchführung (Abschnitt 5.).

Die Planung wurde von beiden Firmen im Spätjahr 1968 abgeschlossen.

Die Planungsergebnisse der beiden Firmen wurden in diesem Bericht direkt oder in abgewandelter Form verwendet.

#### 4.3 Die Funktionsweise des Kreislaufs

Die technische und experimentelle Aufgabenstellung des HDK-Loops ist vorstehend im Abschnitt 2 und 3 ausführlich beschrieben. Die geplanten Experimente umfassen in erster Linie die Untersuchung des Freisetzungsmechanismus von Spaltprodukten aus defekten Brennstäben, die mit Heißdampf gekühlt werden. Darüber hinaus werden aussagefähige Ergebnisse über die Transport- und Verweilzeiten von Aktivitäten, die Wirksamkeit von Dampffiltern und die Ablagerung in Abhängigkeit vom Betriebszustand und vom Material in einem Heißdampfkreislauf angestrebt. Zur Untersuchung des Materialeinflusses sind je eine austenitische und eine ferritische Teststrecke vorgesehen. Ferner sollen zahlreiche Materialproben in den Kreislauf eingebaut werden. Die gesuchten experimentellen Daten werden durch Messung von Dosisleistungen an verschiedenen Stellen des Kreislaufs und durch Untersuchung von entnommenen Proben - z.B. Kühlmittelproben, Abgasproben und Materialproben - ermittelt. Eine nähere Beschreibung der experimentellen Besonderheiten des HDK-Loops erfolgt im Abschnitt 4.5.

Der Primärkreislauf (P-Kreislauf) des Loops hat die Aufgabe, das Betriebsmedium Wasser in den Phasen flüssig und dampfförmig zur Erfüllung der Experimentieraufgaben umzuwälzen, den auf einer Brennelementposition des FR2 in einem Loopeinsatz eingesetzten Brennstab mit einer Heißdampf-Teilstrommenge zu kühlen und die dort aufgrund der Kernspaltung erzeugten und freigesetzten Spaltprodukte gewollt mit dem Kühlmedium in den übrigen Kreislauf gelangen zu lassen.

In einer ersten von drei Ausbaustufen soll das Loop mit konventioneller Verdampfung, Überhitzer-Brennelement, Turbinen-Simulationsstrecke (Teststrecke) und anschließender Kondensation betrieben werden. In der zweiten Ausbaustufe ist eine Erweiterung des Kreislaufs mit einem Mischverdampfer vorgesehen. In dieser Stufe bleibt die Teststrecke außer Betrieb. Der im Mischverdampfer erzeugte Satttdampf wird in einem Hochdruck-Kondensator niedergeschlagen und anschließend durch Kühlung und Entspannung in Niederdruck-Kondensat übergeführt. Schließlich soll der Kreislauf in der dritten Ausbaustufe durch Einbau eines Dampf-Verdichters zu einer geschlossenen DSR-Schaltung ausgebaut werden. Diese Stufe besitzt neben der Turbinen-Simulationsstrecke einen Mischverdampfer-Verdichter-Kreis.

Der Primärkreislauf bedarf während des Betriebes der Hilfe zweier weiterer Kreisläufe, des Zwischenkreislaufs (Z) und des Abgasystems (A). Der Z-Kreislauf dient der Versorgung der einzelnen Kühlkomponenten mit Kühlwasser und stellt eine zweite Wand zwischen kontaminiertem Medium und der Frischwasserkühlung dar. Das A-System hat die Aufgabe, radioaktive Gase aus dem Kreislauf abzuziehen und nach Dekontamination bzw. Verzögerung mit zulässiger Aktivitätskonzentration über den Schornstein des FR2 an die Atmosphäre abzugeben. Außerdem wird damit der Unterdruck durch Absaugen der unkondensierbaren Gase in den Kondensatoren des Loops gehalten. Ferner werden zur Erzielung einer erforderlichen Dichtheit aus den Sperrkammern (Doppeldichtungen) verschiedener Komponenten eventuelle Leckagen über das A-System abgeführt. Schließlich erfolgt mittels des Systems die Evakuierung des Loops vor dem Anfahren.

Dem P-Kreislauf stehen noch zwei weitere Kreisläufe zur Verfügung: Der Hilfskühlkreislauf (H) übernimmt im Falle eines abgeschalteten P-Kreislaufs die beim Reaktorbetrieb erforderliche Kühlung des Brennstabs. Das Notkühlsystem (N), das immer betriebsbereit ist, gewährleistet bei schlagartigem Ausfall der P- oder H-Kühlung und erfolgter Reaktor-Schnellabschaltung die Abfuhr der Nachwärme des Brennstabes. Ein Tanklagersystem (T) dient zur Aufnahme von radioaktivem Abwasser, das im wesentlichen bei Entwässerung von Komponenten zwecks Reparatur und Wartung anfällt.

In den folgenden Abschnitten sollen die vier wichtigsten Kreisläufe des HDK-Loops - nämlich der Primärkreislauf, das Abgassystem, das Notkühlsystem und das Hilfskühlsystem - näher beschrieben werden. Die Beschreibung erfolgt wegen der besseren Übersicht anhand von vereinfachten Kreislaufschemata (Abb. 4.3 - 1 bis 5.), die durch ein vollständiges Gesamtschema des Loops (Abb. 4.3 - 6) ergänzt werden.

#### 4.3.1 Primärkreislauf

##### 4.3.1.1 Ausbaustufe I

Die Schaltung der Ausbaustufe I ist in Abb. 4.3 - 1 dargestellt. Ausgangspunkt der nachfolgenden Beschreibung, die in Strömungsrichtung des Mediums gegeben werden soll, ist der Speisewasserbehälter P-Bh 1.

Der P-Bh 1 ermöglicht einen freien Ablauf des Kondensats aus dem darüberliegenden Entgaser P-Eg 1 und dient der Sicherstellung einer Reservewassermenge. Bei Unterschreitung eines unteren Grenzwertes für den Wasserstand wird Zusatzwasser in den P-Eg 1 eingespeist. Andererseits erfolgt bei einem zu hohen Wasserstand eine Abgabe von Speisewasser in das T-System. Durch Einbau einer Kühlschlange, die vom Wasser des Z-Kreislaufs durchströmt wird, findet ferner im P-Bh 1 eine Temperaturabsenkung für eine diskontinuierlich oder kontinuierlich einzugebende Wassermenge aus dem Verdampfer P-Vd 1 zwecks Reinigung in der Hauptstromreinigung statt.

Das Speisewasser strömt aus dem P-Bh 1 zu der Kondensatpumpe P-Pu 1, die als Spaltrohr-Kreiselpumpe ausgeführt ist. Eine zweite parallelgeschaltete Pumpe P-Pu 2 (nicht eingezeichnet) steht in Reserve. Beide Pumpen sind für Vollast in der Ausbaustufe II (AS II) ausgelegt, in der wesentlich höhere Durchsätze gefahren werden sollen. Die nicht benötigte Menge strömt in der AS I über eine Bypassregelung zurück. Die Kondensatpumpe dient der Förderung der Kondensatmenge von 1640 kg/h aus P-Bh 1 durch die Hauptstrom-Reinigungsstrecke P-Fi 3 bis P-Fi 7.

Diese Reinigungsstrecke reinigt das Kondensat weitgehend von Feststoffen, die von der Korrosion bzw. Abtragung der Werkstoffoberflächen herrühren, sowie von festen Spaltprodukten und Halogenen.

Ferner ermöglicht die Reinigung das Halten der geforderten Wasserqualität. Die Strecke besteht aus zwei Straßen von je 3 in Reihe geschalteten Filtern. Die eine Stufe (in Abb. 4.3 - 1 nicht eingezeichnet) steht in Reserve.

Das erste Filter einer Straße ist ein Kationenaustauscher (P-Fi 3), der außer dem Austausch der im Kondensat vorhandenen Kationen (u.a. Eisenoxyde) aufgrund seiner guten mechanischen Filtriereigenschaften eine Reinigung von Feststoffen und grob- und kolloid-dispersen Teilchen bewirkt. Der Kationenaustauscher dient auch dem Schutz der Anionenharze des nachgeschalteten Mischbett-Ionenaustauschers, da durch Anlagerung von Eisenionen die Kapazität der Harze stark verringert wird. Der Mischbett-Ionenaustauscher (P-Fi 5) erfüllt die normalen Aufgaben der Wasserreinigung und entfernt Salze und Metallionen aus dem Wasser. Ferner werden vor allem die radioaktiven Halogene im P-Fi 5 ausgetauscht. Dem Mischbett-Filter ist ein mechanisches Filter P-Fi 7 nachgeschaltet, das die Aufgabe hat, eventuelle Harzabriebpartikel aus den Ionentauschern zurückzuhalten.

Für die Kontrolle der Wirksamkeit der gesamten Reinigungsstrecke bestehen im Betrieb zwei Kriterien der Erschöpfung, die ionale, gemessen über die Leitfähigkeit, und die mechanische, gemessen über den Druckverlust. Außerdem werden der  $p_H$ -Wert kontinuierlich und der  $O_2$ - und Chloridgehalt durch Probenentnahme gemessen. Durch eine weitere Probenentnahme können weitere wasserchemische und radiologische Untersuchungen vorgenommen werden. Bei Erschöpfung einer Straße wird auf die Reservestraße umgeschaltet. Eine Regenerierung der Harze soll nicht durchgeführt werden. Die verbrauchten Harze werden vielmehr ausgespült und durch frische Harze ersetzt.

Das Speisewasser fließt nach der Reinigung zu den parallelgeschalteten Kolbenpumpen P-Pu 3 und 4, von denen eine wiederum in Reserve steht (nicht eingezeichnet). Vor und hinter diesen Pumpen dienen die



Pufferbehälter P-Bh 2 und P-Bh 3 dem Ausgleich von Druckstößen, wobei insbesondere die Filterharze geschützt werden. Die Kolbenpumpe erzeugt den zu fahrenden Betriebsdruck im Verdampfer P-Vd 1. Sie ist als 3-Plunger-Pumpe ausgeführt. Mit Hilfe eines Drehmomentwandlers werden eine stufenlose Drehzahl- und damit Durchsatzregelung erreicht.

Das hochgespannte Wasser fließt hinter der Pumpe zunächst durch den Regenerativ-Wärmetauscher P-Wt 14, in dem die Wärme des Reinigungswassers aus dem P-Vd 1 zum größten Teil wiedergewonnen wird. Das Speisewasser wird ausschließlich im Vorwärmer P-Hz 6 weiter erwärmt. Dieser Heizer hat die Aufgabe, das Speisewasser vor dem Eintritt in den Wärmetauscher P-Wt 1 bzw. P-Wt 10 soweit vorzuwärmen, daß der im P-Wt 1 bzw. P-Wt 10 strömende und ebenfalls im Regenerativ-Verfahren zu kühlende Primärdampf an den kalten, vom Speisewasser gekühlten Rohrflächen nicht kondensiert. Eine solche Kondensation ist vom Experiment her unerwünscht. Dem P-Wt 1 bzw. P-Wt 10 ist der Heizer P-Hz 3 nachgeschaltet, der die letzte Vorwärmung des Speisewassers bis knapp unter die Siedetemperatur durchführt. Der am P-Wt 1 befindliche Bypass dient der Regelung von P-Wt 1 bzw. P-Wt 10 sowie der Umschaltung von einer Teststrecke auf die andere (vergl. Abschnitt 4.4.15).

Die Heizer P-Hz 3 und P-Hz 6 sind mit 42 bzw. 24 elektrischen Heizstäben bestückt, die einzeln in Rohre innerhalb eines zylindrischen Druckkörpers eingebaut sind. Die E-Heizstäbe sind sogenannte Rohrheizkörper, die aus einer gehämmerten Stahlhülle mit einer Füllung aus Magnesit-Isolationsmasse aufgebaut sind. In der Isolationsmasse sind Heizleiter und Zuleitung eingebettet.

Die Wärmetauscher P-Wt 1 und P-Wt 10 sind als Doppelrohr-Wärmetauscher in Schlangenform ausgeführt (vergl. Abschnitt 4.5.3). Zum Ausgleich von Thermospannungen, die infolge der unterschiedlichen Dehnung des inneren und äußeren Rohrs entstehen, ist das innere Dampfleitungsrohr in die im Durchmesser erweiterten Rohrenden des äußeren Rohres über eine Dehnungshülse ("thermal sleeve") eingeschweißt. Der P-Wt 10 gehört zur ferritischen Teststrecke; da er vom Speisewasser auf der

Mantelseite durchströmt wird, kann er jedoch wegen der geforderten Wasserqualität vor dem Loopeinsatz nur aus austenitischem Werkstoff hergestellt werden. Zur Verhinderung der oben erwähnten Kondensation wird P-Wt 1 bzw. P-Wt 10 zunächst im Gleichstrom und dann im Gegenstrom vom Speisewasser durchflossen.

Im Verdampfer P-Vd 1 wird das Speisewasser in Sattedampf umgewandelt. Der P-Vd 1 besteht aus einem zylindrischen Behälter, der wegen seiner Größe und des hohen Auslegungsdrucks aus einem hochwarmfesten Feinkornbaustahl (W.Nr. 1.6341) mit austenitischer Innenplattierung hergestellt wird. Auf Deckel und Boden des stehend angeordneten Behälters sind insgesamt 96 E-Heizstäbe in der Form von jeweils zwei konzentrischen Kreisen verteilt. Im unteren Deckel des Verdampfers befindet sich der Speisewassereintritt und ein Abwasserstutzen zum Abzug der Reinigungswassermenge. Vor dem Austritt im oberen Deckel wird der Dampf in einem sogenannten Demister weitgehend getrocknet.

Der im Verdampfer erzeugte Sattedampf wird in zwei Teilströme aufgeteilt. Der kleinere Teilstrom wird über den Heizer P-Hz 1 zur nuklearen Überhitzung im Loopeinsatz P-Le 1 geführt. Im Heizer P-Hz 1 erfolgt eine geringe Überhitzung, um am Eintritt des Loopeinsatzes in jedem Fall trockenen Dampf sicherzustellen. Der Dampf kühlt das Brennelement des Loopeinsatzes und erhitzt sich dabei je nach Betriebszustand auf 350 bis max. 550 °C. Eine Bypass-Leitung ermöglicht für bestimmte Betriebsfälle eine Umgehung des Loopeinsatzes. Nach dem P-Le 1 wird der Dampf zum Mischpunkt MP geführt und vereinigt sich dort mit dem größeren Dampf-Teilstrom. Dieser Strom wird im Heizer P-Hz 2 entsprechend der Überhitzung im P-Le 1 überhitzt.

Der Überhitzer P-Hz 1 besteht aus vier übereinanderliegenden U-Rohren, die über Rohrstützen verbunden sind. In die einzelnen Schenkel der U-Rohre sind 8 Heizstäbe eingebaut. Um zur Wärmeaufnahme ausreichende Dampfgeschwindigkeiten zu erzielen, sind die U-Rohre in Reihe geschaltet. Der Überhitzer P-Hz 2 ist wegen seiner maximalen Austrittstemperatur von 550 °C der am höchsten belastete Heizer. Er wird deshalb

mit direkter Beheizung ausgeführt; d.h., die Heizleistung wird in drei Rohrwendeln, die direkt vom Strom durchflossen werden, erzeugt. Eine nähere Beschreibung dieses Heizers erfolgt in Abschnitt 4.5.

Die im Mischpunkt vereinigten Dampfströme können unmittelbar dahinter auf zwei Rohrleitungen verzweigt werden. Da aus experimentellen Gründen eine mittlere Dampfgeschwindigkeit von 30 m/s hinter dem P-Le 1 angestrebt wird, mußte wegen den unterschiedlichen Betriebszuständen in den einzelnen Ausbaustufen diese doppelte Leitungsführung gewählt werden. Bei den meisten Druckvarianten der einzelnen Ausbaustufen wird jedoch nur eine dieser Rohrleitungen betrieben. Um von einer Rohrleitung auf die andere umschalten zu können, sind Flansche vorgesehen, die mit Rohrbögen in der einen oder anderen Richtung verbunden werden können. Beim Betrieb beider Rohrleitungen wird die Verbindung mit einem Hosenstück vorgenommen. Welche Rohre bei den einzelnen Druckvarianten benutzt werden, geht aus dem Kreislaufschema Abb. 4.3 - 6 hervor.

In den beiden Rohrleitungen wird der Dampf durch eine Einfach-Materialprobenkammer (Schnellprobenwechsler SPW) und durch eine Vielfach-Materialprobenkammer geführt. Anschließend werden beide Rohrleitungen in der oben beschriebenen Weise vereinigt und der Dampf wird in ein mechanisches Heißdampffilter P-Fi 1 geleitet. In diesem Filter sollen feste Spaltprodukte, Korrosionsprodukte und evtl. Brennstoffteilchen abgeschieden werden. Das Filter dient der experimentellen Untersuchung über die Wirkungsweise von Heißdampffiltern. Um einen Dampfdurchfluß auch dann zu gewährleisten, wenn sich das Filter zusetzt, ist ein Bypass mit Überströmventil eingebaut.

Hinter dem Dampffilter strömt der Dampf zu der Teststrecke (Turbinen-Simulationsstrecke), die aus einer Kombination von abwechselnd mehrfach hintereinandergeschalteten Drosselventilen und Wärmetauschern besteht und den Dampf bis auf Kondensatorbedingungen ähnlich dem Expansionsvorgang in einer Turbine entspannt. Der Dampf kann entweder in die austenitische oder in die ferritische Teststrecke geleitet werden. Diese beiden parallel angeordneten und gleichartig aufgebauten

Teststrecken wurden vorgesehen, um u.a. den Einfluß des Werkstoffs auf die Ablagerung von Spaltprodukten zu untersuchen. Der Testbetrieb wird jeweils nur über eine der beiden Strecken gefahren. Zwischen den Drosselventilen und den Wärmetauschern sind in horizontaler und vertikaler Richtung verfahrbare Gamma-Spektrometer zur Messung der Aktivitätsablagerung angeordnet (vergl. Abschnitt 4.6). Anhand der austenitischen Teststrecke soll die gleichartige Funktion der beiden Turbinen-Simulationsstrecken nachfolgend näher beschrieben werden.

Der Dampf strömt zunächst durch das Drosselventil P-Ve 8, in dem auf 70 ata entspannt wird. Diese Drosselung wird allein durch die Ausbildung des Ventilsitzes erreicht. Bei der 75-ata-Druckvariante bleibt P-Ve 8 außer Betrieb und kann in einem Bypass (nicht eingezeichnet) umgangen werden.

In dem nachgeschalteten Wärmetauscher P-Wt 10 gibt der Dampf - wie bereits erwähnt - einen Teil seiner Wärme im Regenerativ-Verfahren an das Speisewasser ab. Die Austrittstemperatur beträgt 300 °C und liegt somit noch im Heißdampfgebiet. Wie schon oben beschrieben, ist die Verhinderung der Kondensation von Dampf an der Kühlfläche in diesem Wärmetauscher von besonderer Bedeutung. Im Hinblick auf die Ablagerungsmöglichkeiten für Spaltprodukte wird aus Gründen eines möglichst glatten Dampfdurchgangs der Dampf im inneren Rohr des in der Form eines Doppelrohres aufgebauten Wärmetauschers geführt.

Das Drosselventil P-Ve 9 drosselt den Dampf nun weiter auf 30 ata, wobei die Drosselung sowohl im Ventilsitz als auch mittels im Ventilaustritt und in der nachgeschalteten Rohrleitung noch zusätzlich eingebauter Drosselscheiben erfolgt. Der Dampf, dessen Zustand noch im Heißdampfgebiet liegt, durchströmt anschließend eine Materialprobenkammer.

Im Wärmetauscher P-Wt 11 findet eine weitere Wärmeabgabe des Dampfes statt, und zwar an das Kühlwasser des Z-Kreislaufs. Die Kühlung soll in drei Varianten erfolgen, nämlich auf eine Temperatur etwas über der Sättigungstemperatur (trockene Variante), auf einen Feuchtegehalt

von 4 % (normale Variante) und auf 10 % Dampffeuchte (feuchte Variante). Durch die Anordnung von Abreißkanten direkt hinter dem P-Wt 11 und in der weiteren Rohrleitung bis zum 3. Drosselventil P-Ve 10 wird eine Zerstäubung des an der Rohrwand entstehenden Kondensatfilms angestrebt, um somit Abwaschungen der Aktivitätsablagerungen möglichst zu vermeiden. Der P-Wt 11 ist wie der P-Wt 10 als Doppelrohr-Wärmetauscher ausgeführt, in dem der Dampf im inneren Rohr geführt wird.

Mit dem Ventil P-Ve 10 wird der Dampf auf 2 ata gedrosselt. Dabei bleibt er bei der trockenen Variante im überhitzten Bereich, bei der normalen Variante kommt er wieder in den überhitzten Bereich und bei der feuchten Variante bleibt er im Naßdampfgebiet. Das P-Ve 10 erhält im Ventilaustritt und in der nachgeschalteten Rohrleitung jeweils zwei Lochscheiben als zusätzliche Drosselorgane.

Im anschließenden Wärmetauscher P-Wt 12 wird dem Dampf bei allen drei Varianten eine etwa gleichgroße Energie entzogen, und zwar so, daß wieder leichte Überhitzung, 4 % oder 10 % Feuchte, erreicht wird. Der Dampf strömt im P-Wt 12 mantelseitig durch ein gerades Rohr, in dem eine von Z-Kühlwasser durchflossene Rohrschlange untergebracht ist. Durch den Einbau von Abreißkanten im Wärmetauschermantel und in der nachgeschalteten Rohrstrecke wird der entstehende Kondensatfilm dem Dampfstrom ständig wieder zugeführt und eine möglichst feine Verteilung des Wassers in der Form von Nebel im Dampf angestrebt.

Hinter dem P-Wt 12 durchströmt der Dampf wieder eine Materialprobenkammer und wird anschließend in dem vierten und letzten Drosselventil P-Ve 11 der Teststrecke auf den Kondensatdruck von 0,2 ata entspannt. Auch dieses Drosselventil enthält im Ventilaustritt und in der Rohrleitung jeweils zwei zusätzliche Drosseln in der Form von Lochscheiben.

Die beiden Turbinen-Simulationsstrecken aus austenitischem und ferritischem Stahl sollen abwechselnd jeweils mehrere Stunden betrieben und dann innerhalb von 12 Minuten von der einen auf die andere umgeschaltet werden. Zur Ermöglichung dieser Umschaltgeschwindigkeit und zur Vermeidung von Kondensation in der Strecke werden die Wärmetauscher und die Rohrleitungen während des Stillstands von außen elektrisch beheizt. Eine Erläuterung des Umschaltprogramms erfolgt in Abschnitt 4.4.1.5.

In der Turbinen-Simulationsstrecke wurde eine mittlere Dampfgeschwindigkeit von 30 m/s angestrebt. Entsprechend der Volumenänderung durch Druckentspannung und Temperaturabsenkung müssen deshalb die Strömungsquerschnitte immer größer werden. Die Strömungsgeschwindigkeit hinter dem P-Ve 12 bzw. <sup>4</sup>P-Ve 7 wird im Mittel mit 60 m/s zugelassen und bedingt einen Rohrquerschnitt entsprechend NW 300. Über diese Rohrleitung gelangt der Dampf schließlich in den Kondensator P-Kd 1.

In den Kondensator werden neben dem Dampf Verdünnungs- bzw. Spülluft, Sperrkammerabsaugungen des P-Kreislaufs sowie der Kühlmittelproben-Bypass eingeleitet. Ferner blasen die Sicherheitsventile des P-Kreislaufs in den P-Kd 1 ab. Am Ende des mehrfach umgelenkten Strömungsweges durch den Kondensator werden Spülluft, Spalt-, Radiolyse- und Dosiergase in die Abgasanlage abgesaugt. Der kondensierte Dampf fließt verzögerungsfrei an der tiefsten Stelle ab und gelangt über eine Fall-Leitung in den Entgaser P-Eg 1, in dessen Dampfraum das Kondensat über besondere Düsen eingesprüht wird und über Füllkörper mit großer Oberfläche nach unten tropft. Im unteren Teil des Entgasers ist eine elektrische Heizung eingebaut, durch die ein Teil des abwärts tropfenden Kondensats verdampft wird. Dieser Dampf strömt durch die Füllkörper nach oben, reißt weitgehend die im Kondensat noch vorhandenen Gase mit und gelangt vom Dampfraum des P-Eg 1 über eine Brüdenleitung zurück zum Mittelteil des Kondensators.

Der Kondensator ist als Rohrbündel-Wärmetauscher mit mehrfacher Dampfumlenkung auf der Mantelseite ausgeführt. Das Rohrbündel wird vom Z-Kühlwasser durchströmt. Über die Kühlwasserseite kann in Verbindung mit der Gasabsaugung der gewünschte Unterdruck von 0,2 ata eingestellt werden. Der Entgaser enthält schlangenförmige E-Heizstäbe, die in mehreren Lagen übereinander angeordnet werden. Ihre Oberflächenbelastung wurde wegen der verhältnismäßig schlechten Kühlung durch das abfließende Kondensat sehr niedrig gewählt, so daß sie auch bei ruhendem Dampf nicht durchbrennen können.

In die Fall-Leitung zwischen Kondensator und Entgaser werden das zur Ergänzung notwendige, nicht entgaste Zusatzwasser für das Loop sowie

das von der Abgastrocknung und den Wasserring-Pumpen (siehe Abgasanlage, Abschnitt 4.3.2) zurücklaufende Kondensat eingegeben. Aus dem Entgaser fließt das entgaste Kondensat in den eingangs bereits beschriebenen Speisewasserbehälter P-Bh 1, womit der Kreislauf geschlossen ist.

#### 4.3.1.2 Ausbaustufe II

Die Schaltung des Primärkreislaufs in der Ausbaustufe II geht aus Abb. 4.3 - 2 hervor. Die AS II unterscheidet sich von der AS I durch folgende Änderungen:

Der Kühlmitteldurchsatz wird von 1600 kg/h auf 3700 kg/h erhöht.

Der Sattedampf für die Überhitzung im P-Hz 1, P-Le 1 und P-Hz 2 wird wie in AS I im Verdampfer P-Vd 1 erzeugt. Mit diesem Dampf wird hinter dem Heißdampffilter P-Fi 1 in einer neuen Komponente, dem Mischverdampfer P-Vd 2, ebenfalls Sattedampf erzeugt.

Eine Beschreibung dieses Mischverdampfers erfolgt in Abschnitt 4.5.5.

Der Mischverdampfer erhält wie der P-Vd 1 sein Speisewasser vom Vorwärmer P-Hz 3. Hinter P-Hz 3 verteilt sich der Speisewasserstrom auf P-Vd 1 und P-Vd 2.

Die Turbinen-Simulationsstrecken werden außer Betrieb gesetzt. Die thermodynamische Aufgabe der Teststrecke übernimmt eine ebenfalls neu installierte Nebenstrecke, die aus einem Hochdruck-Kondensator P-Kd 5, einem Kühler P-Wt 13 und einem Drosselventil P-Ve 12 besteht. Der Sattedampf aus dem P-Vd 2 durchströmt eine Vielfach-Materialprobenkammer und wird im P-Kd 5 niedergeschlagen. Der Hochdruck-Kondensator P-Kd 5 arbeitet im Regenerativ-Verfahren und überträgt die Wärme an das Speisewasser. Die Regelung des Kondensators erfolgt über den Wasserstand im Kondensator. Durch Senken bzw. Anheben des Wasserstandes kann die wirksame Kühlfläche verändert werden. Das Hochdruck-Kondensat wird im P-Wt 13 durch Z-Wasser gekühlt und anschließend über die Drossel P-Ve 12 und den Niederdruck-Kondensator P-Kd 1 geleitet. Für

den Fall, daß nicht alle Gase im Kondensator P-Kd 5 gelöst werden, ist eine Abgasleitung zwischen P-Kd 5 und P-Kd 1 vorgesehen.

Für das Wasser des Mischverdampfers P-Vd 2 ist eine gesonderte Nebenstrom-Reinigung R eingebaut. Die zu reinigende Teilstrommenge wird durch die Pumpe P-Pu 8 in einem Hochdruck-Kreislauf umgewälzt. Die abgezogene Menge wird zunächst im Wärmetauscher P-Wt 4 regenerativ gekühlt. Eine weitere Temperaturabsenkung erfolgt in dem Z-wassergekühlten Wärmetauscher R-Wt 5. Anschließend findet im Mischbett-Ionenaustauscher R-Fi 9 und im mechanischen Filter R-Fi 8 eine Reinigung der Teilstrommenge statt. Das gereinigte Wasser wird auf der Sekundärseite des R-Wt 4 und im Heizer R-Hz 4 wieder erwärmt und in den Mischverdampfer zurückgespeist.

Die gleiche Reinigungsaufgabe fällt dem R-Kreislauf für das Wasser des Hilfskühlkreislaufs (H) während dessen Betrieb zu. Durch Ventile kann eine Umschaltung von Mischverdampfer-Reinigung auf Hilfskühlkreislauf-Reinigung vorgenommen werden.

Der Reinigungskreislauf wurde als Hochdruck-Kreislauf ausgelegt, um ein zusätzliches Drosselorgan, einen zusätzlichen Pufferbehälter und eine Hochdruckpumpe zu vermeiden. Die Auslegung der Filter für Hochdruck bereitet keine Schwierigkeiten und beeinträchtigt nicht die Filterwirkung. Es muß lediglich darauf geachtet werden, daß der Druckaufbau für die Harze nicht zu schnell erfolgt, damit sich der Druck in den Poren der Harzkügelchen ausbilden kann, ohne diese zu zerstören.

#### 4.3.1.3 Ausbaustufe III

In der Ausbaustufe III, deren Schaltung aus Abb. 4.3 - 3 hervorgeht, arbeitet das HDK-Loop als DSR-Löffler-Kreislauf. Die Funktion entspricht der in AS I mit der Abweichung, daß die Dampferzeugung nunmehr nur im Mischverdampfer P-Vd 2 erfolgt; d.h., der konventionelle Verdampfer P-Vd 1 wird nur noch zum Anfahren benötigt.

Der Dampf aus dem P-Vd 2 wird von einer neuen Komponente, dem Dampfverdichter P-Gb 1, durch die beiden parallelgeschalteten Überhitzerstrecken P-Hz 1 / P-Le 1 bzw. P-Hz 2 gefördert. Hinter dem Dampfverdichter ist eine Vielfach-Materialprobenkammer angeordnet. Der überhitzte Dampfstrom wird zum Heißdampffilter P-Fi 1 geleitet. Ein konstanter Teilstrom gelangt zu den Turbinen-Simulationsstrecken, wird dort in üblicher Weise verarbeitet und im P-Kd 1 niedergeschlagen. Das Kondensat wird - wie in AS I und AS II - wieder gereinigt und vorgewärmt. Nach der letzten Vorwärmung im P-Hz 3 wird es wieder in den Mischverdampfer eingespeist. Der zweite Teilstrom aus den Überhitzerstrecken versorgt den Mischverdampfer mit Heißdampf. Dieser Teilstrom wird ohne Änderung seines Aggregatzustandes von P-Gb 1 umgewälzt. Es wird erwartet, daß sich Korrosions- und Spaltprodukte in der flüssigen Phase des Mischverdampfers anreichern. Diese Verunreinigungen sollen in dem an den Mischverdampfer angeschlossenen Reinigungskreislauf R aus dem Kreislauf entfernt werden.

Aus Gründen der Vergleichbarkeit der Meßergebnisse wird der Massenstrom von 1600 kg/h durch die Teststrecke auch in der AS III beibehalten. Der hinzukommende Heißdampfstrom erhöht den Massendurchsatz am Mischpunkt MP auf 4025 kg/h. Trotz des höheren Durchsatzes liefert die Energiebilanz gegenüber AS I keine höhere elektrische Heizleistung. Der erhöhte Dampfdurchsatz ist auch von der Verdichterauslegung her wünschenswert. Nähere Einzelheiten über die Verdichterauslegung finden sich in Abschnitt 4.5.2.

#### 4.3.2 Abgassystem

Die allgemeinen Auslegungsgesichtspunkte für das Abgassystem sind im Anhang A (Abschnitt 6.5) näher dargelegt. Im folgenden soll anhand der Abb. 4.3 - 4 die Anlagekonzeption beschrieben werden.

Die Vakuumpumpe A-Pu 10 saugt im Normalbetrieb aus dem Kondensator P-Kd 1 die dort anfallenden Gase, die zu dosierende Spülluftmenge sowie die Spülluftmengen aus der Sperrkammerabsaugung des P-Kreises

ab. Ferner erfolgt mittels A-Pu 10 eine Absaugung der Sperrkammern des H- und N-Kreises. Die Spülluft dient gleichzeitig als Verdünnungsluft für eine evtl.  $H_2$ -Konzentration im Abgassystem. Beim Betrieb des H-Kreislaufs wird die Spülluft neben der Sperrkammerabsaugung des H- und N-Kreises zudosiert. Da der H-Kd 3 als Hochdruck-Kondensator arbeitet, werden die Gase über ein Drosselventil in das Abgassystem abgegeben. Der Mischkondensator N-Kd 4 wird während des Betriebes nicht entlüftet. Lediglich beim Auffüllen wird die vom Speisewasser verdrängte Luft in das Abgassystem abgegeben.

Die Vakuumpumpe A-Pu 10 ist eine Wasserringpumpe. Sie fördert  $1,5 \text{ m}^3/\text{h}$  Abgas bei einem Pumpenvordruck von 0,2 ata, entsprechend  $0,3 \text{ Nm}^3/\text{h}$ . Die Förderhöhe der Pumpe beträgt dabei etwa 0,7 ata. Es handelt sich um eine 2-stufige horizontale Seitenkanalpumpe in Gliederbauweise. Die Regelung der Pumpe erfolgt mit Hilfe der Spülluftzugabe.

Die Pumpe arbeitet auf einen Umlaufbehälter, der Kühl- und Umlaufwasser für die Pumpe bereitstellt. Das verdichtete Abgas und ein Teil des Pumpenumlaufwassers strömen tangential in den Umlaufbehälter. Während das separierte Wasser vom Z-Kreislauf gekühlt und wieder von der Pumpe selbsttätig angesaugt wird, verläßt das 100 % gesättigte Abgas den Behälter. Oberhalb des Behälters ist ein Wasserabscheider angeordnet, in dem ein Teil des Wassers im Abgas bei Durchströmung des Drahtgeflechtes abgeschieden wird. Der Wasserspiegel im Umlaufbehälter wird über einen Kondensatableiter und ein Einspeiseventil geregelt.

Um die Kreisläufe beim Anfahren ohne größeren Zeitverlust evakuieren zu können, wird eine zusätzliche Wasserring-Vakuumpumpe A-Pu 11 installiert. Die A-Pu 11 entspricht in ihrem Aufbau der A-Pu 10. Durch die beiden Pumpen ergibt sich die Möglichkeit, das Evakuieren von Kreislaufteilen unabhängig vom Betrieb der Abgasanlage durchzuführen. Ferner kann durch Parallelschalten der beiden Pumpen ein schnelles Evakuieren des gesamten Kreislaufs bei der Erst- oder Wiederinbetriebnahme ermöglicht werden. Die Vakuumpumpe entlüftet beim Evakuieren über ein eigenes Jodfilter A-Fi 16 direkt in die  $1000\text{-m}^3/\text{h}$ -Anlage des FR2. Würde man die Entlüftung ohne eigenes Jodfilter vornehmen wollen,

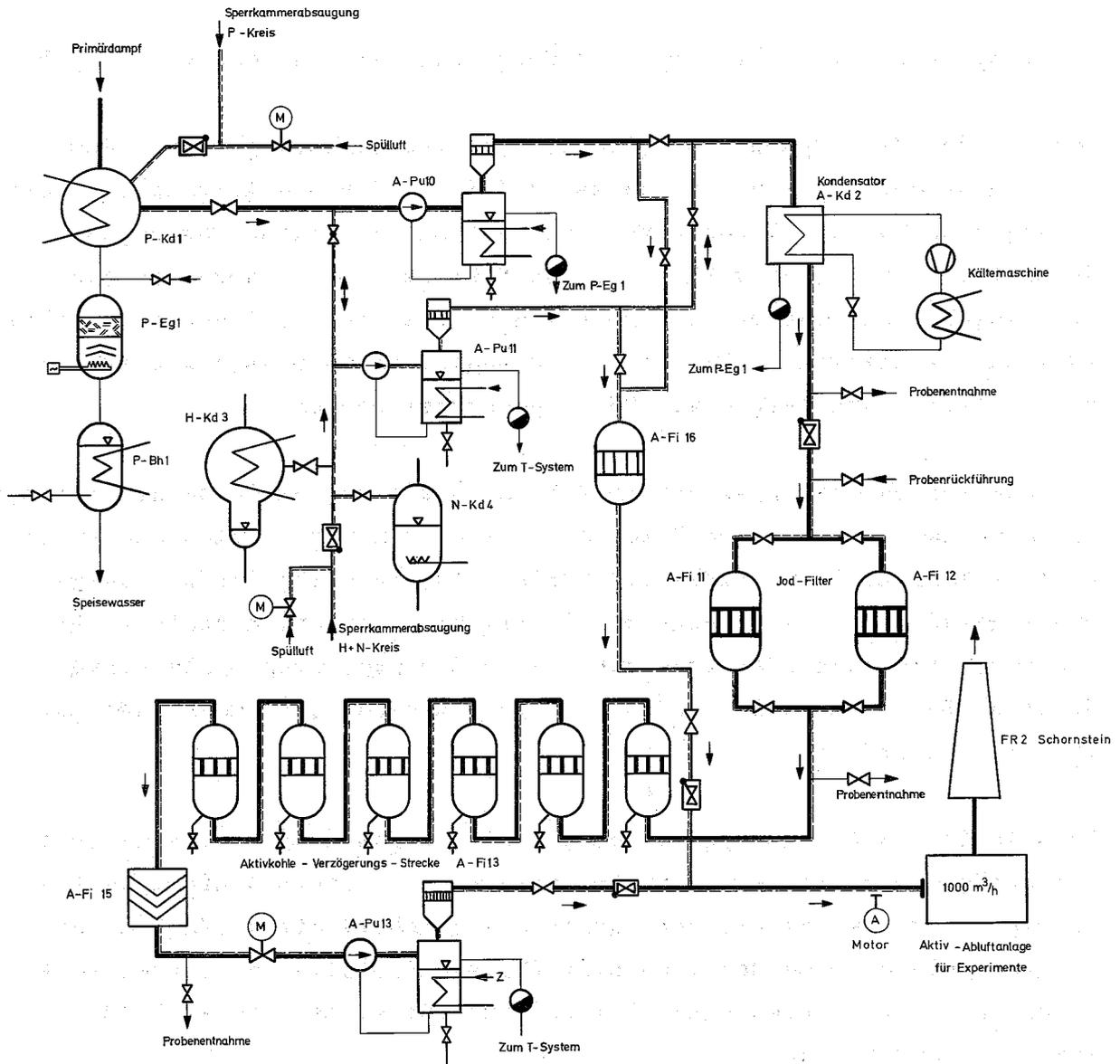


Abb. 4.3-4: Abgasanlage

so wäre dies nur über die Aktivkohleanlage A-Fi 13 möglich, da diese Verzögerungsstrecke beim Betrieb eines der Kreisläufe nicht umgangen werden kann. Da jedoch die Verzögerungsstrecke nur mit maximal  $0,3 \text{ Nm}^3/\text{h}$  beaufschlagt werden kann, würde das Evakuieren aufgrund der langen Evakuierzeit zu betrieblichen Schwierigkeiten führen.

Die Pumpe A-Pu 11 dient ferner im Normalbetrieb als Reserve für A-Pu 10.

Das von der Vakuumpumpe auf etwa 0,9 ata verdichtete Spülluft-Gas-Gemisch strömt zu einem Kondensator A-Kd 2, der die Aufgabe hat, die im Abgas enthaltene Feuchte weitgehendst zu entfernen. Das Abgas wird dabei auf etwa  $+ 3 \text{ }^\circ\text{C}$  gekühlt. Diese Maßnahme ist einerseits aus experimentellen Gründen notwendig - das Abgas soll bei der Probenahme möglichst wasserdampffrei sein - und andererseits müssen die Aktivkohlefilter A-Fi 1 und A-Fi 2 vor Nässe geschützt werden.

Für den Kondensator bzw. Kühler A-Kd 2 ist eine komplette Kälteanlage vorgesehen, die aus einem Motorverdichter, einem mit Frischwasser gekühlten Kältemittelverflüssiger sowie den erforderlichen Steuer- und Regelarmaturen mit Saug- und Flüssigkeitsleitungen besteht. Der Kühler ist ein stehender Druckbehälter mit eingebautem Schlangenverdampfer. Das anfallende Kondensat wird mit einem Schwimmerkondensatableiter abgeführt.

Beim Ausfall des Kälteaggregates kann die Abgasanlage zunächst ohne Beeinträchtigung weiter betrieben werden. Die Absorptionsfähigkeit der imprägnierten Aktivkohle geht durch die Feuchtigkeit anfänglich nur langsam zurück. Außerdem sind zwei Aktivkohle-Jodfilter installiert, so daß beim Erschöpfen eines Filters auf das in Reserve stehende umgeschaltet werden kann.

Vor dem Eintritt in die Aktivkohleanlage befindet sich eine Probenentnahme und die Proben-Bypass-Rückführung.

Der erste Teil der Aktivkohleanlage besteht - wie bereits erwähnt - aus zwei parallelgeschalteten Jodfiltern (A-Fi 1 und A-Fi 2), die mit imprägnierter Aktivkohle gefüllt sind. Diese Aktivkohle weist einen

sehr hohen Abscheidegrad für Jod auch bei erhöhter Feuchtigkeit auf. Die restlichen sechs Filter sind in Reihe geschaltet und dienen als Verzögerungsstrecke (A-Fi 13) für die Edelgase, so daß diese weitgehend zerfallen können. Diese Filter sind mit nichtimprägnierter Aktivkohle gefüllt.

Die Aktivkohlebehälter werden alle gleich ausgeführt. Das Abgas tritt von unten ein, durchströmt das auf einem Siebboden lagernde Aktivkohlebett und verläßt den Behälter durch einen oberen Siebboden, der einen Austritt von Aktivkohle verhindert. Hinter jedem Behälter der Aktivkohleanlage sind Anschlüsse für weitere Probenahmen vorgesehen.

Der Aktivkohleanlage ist ein Absolutfilter A-Fi 15 nachgeschaltet, das Kohleabriebpartikel und evtl. aus A-Fi 12 austretende feste Folgeprodukte der Spalteredelgase zurückhalten soll. Die leicht und schnell auswechselbare Trockenschicht-Luftfilterpatrone besteht aus einer Vor- und Feinstfilterschicht (Fiberglas/Mikrosorban) mit einem hohen Abscheidegrad für Aerosole.

Der Abgasstrom wird nach Durchlauf durch dieses letzte Filter von einer Wasserringpumpe A-Pu 13 in die  $1000\text{-m}^3/\text{h}$ -Aktivabgasanlage des FR2 eingespeist. Mit dieser Pumpe, die den Pumpen A-Pu 10 und 11 entspricht, soll der Unterdruck in dem Abgassystem sichergestellt werden. Die A-Pu 13 wird mit Hilfe von Falschluff über eine Unterdruckmeßstelle hinter den Vakuumpumpen geregelt.

Der Auslegungsdruck für das gesamte Abgassystem ist aus Sicherheitsgründen wegen einer hypothetischen Explosionsgefährdung (Knallgas) auf 25 atü festgelegt, obwohl eine solche Gefahr durch die Luftzugabe ausgeschlossen wurde.

#### 4.3.3 Das Notkühlsystem

Das Notkühlsystem hat die Aufgabe, Dampf zur Kühlung des Brennstabes beim Ausfall des P- oder H-Kreislaufs sofort bereitzustellen; d.h., das Notkühlsystem steht immer betriebsbereit in Reserve. Da mit der

Einschaltung des Notkühlsystems eine Reaktor-Schnellabschaltung erfolgt, braucht die Notkühlung nur die Nachzerfallwärme des Brennstabs abzuführen. Der Notkühlung liegt damit folgendes Konzept zugrunde:

Im Falle erforderlicher Notkühlung läßt man einen auf hohen Druck aufgeladenen Verdampfer ausdampfen, schickt diesen Sattedampf als Kühlmittel durch den Loopeinsatz und düst den entstandenen überhitzten Dampf in einen Mischkondensator in Wasser zur Kondensation ein. Der Kühlvorgang ist zeitlich begrenzt, da der Druck im Ausdampfer fällt, im Mischkondensator aber wegen der Erhöhung von Temperatur und Füllung ansteigt. Bei Druckausgleich zwischen beiden Behältern ist der Ausdampf-vorgang beendet. Zu diesem Zeitpunkt ist die Nachwärme des Brennstabs so weit abgeklungen, daß die weitere Nachwärme über den Reaktoreinsatz selbst an das  $D_2O$  des Cores ohne unzulässige Temperaturerhöhung abgeführt werden kann. Dabei wird zur Erhöhung des Wärmeübergangs der Vakuumsplatt des Loopeinsatzes mit Helium geflutet.

In Abb. 4.3 - 5 ist das Kreislaufschema des Notkühlsystems dargestellt. Der Ausdampfer N-Vd 3 ist über ein Schnellschlußventil, ein Rückschlagventil, den Loopeinsatz, ein weiteres Schnellschlußventil und ein Drosselventil mit dem Mischkondensator N-Kd 4 verbunden. Bei Normal- und Hilfskühlung sind die beiden Schnellschlußventile geschlossen, so daß das Notkühlsystem vom Loopeinsatz abgetrennt ist. Im Falle der erforderlichen Notkühlung werden die pneumatisch betätigten Schnellschlußventile geöffnet; gleichzeitig wird der bisherige Dampfstrom ebenfalls durch Schnellschlußventile vom Reaktoreinsatz getrennt. Durch Voreinstellung des Drosselventils (Motorventil) wird der erforderliche Anfangs-Kühlmitteldurchsatz sichergestellt. Mit fallender Druckdifferenz zwischen Ausdampfer und Mischkondensator wird der Durchsatz mit Hilfe des Drosselventils geregelt.

Zwischen den Schnellschlußventilen und dem Loopeinsatz ist die Hauptkühlmittelleitung vor und hinter dem Loopeinsatz als Druckrohr ausgeführt. Dadurch wird sichergestellt, daß die Notkühlung auch bei einem Rohrbruch in diesem Bereich gewährleistet ist. Ferner wird eine Aktivitätsfreisetzung unterbunden.

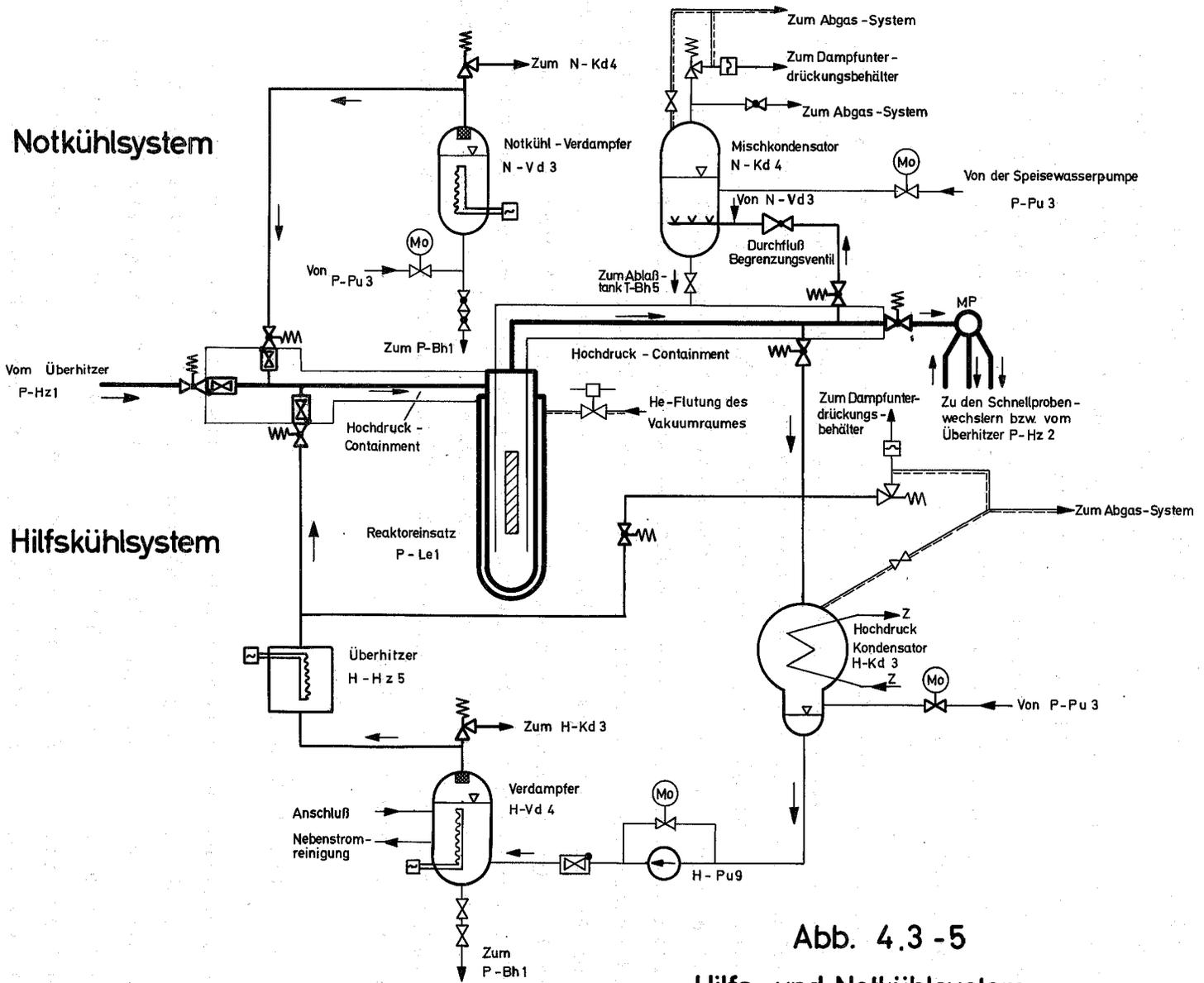


Abb. 4.3 -5  
Hilfs- und Notkühlsystem

Der Notkühlverdampfer N-Vd 3 ist ein stehend angeordneter, mit 6 E-Heizstäben beheizter Topfverdampfer. Die Heizung dient nur der Aufwärmung des Wassers und der Ergänzung von Wärmeverlusten. Sie wird vom Verdampferdruck gesteuert. Zum Anfahren wird nach Entlüften des Systems der Verdampfer mit Speisewasser von den Primärkreislaufpumpen P-Pu 3 bzw. 4 gefüllt. Der Wasserstand wird überwacht und löst bei Unter- bzw. Überschreiten der Grenzwerte einen Alarm aus. Der Verdampferdruck wird durch ein Sicherheitsventil, das in den Mischkondensator abbläst, nach oben begrenzt.

Der Mischkondensator N-Kd 4 ist ein stehender zylindrischer Behälter, der ebenfalls mit P-Wasser gefüllt ist. Die beim Auffüllen von Wasser verdrängte Luft wird in das Abgassystem abgelassen. Eine weitere Entlüftung ist nicht vorgesehen. Das Einblaserohr ist mit zwei aufgesetzten Düsen ausgerüstet. Die Düsen sind mit einem Leitrohr umgeben, um beim Abblasevorgang einen gezielten Wasserumlauf zu erhalten. Der Mindestwasserstand oberhalb der Düsen wird überwacht. Der N-Kd 4 besitzt einen Abblaßstutzen zum T-System, um das kontaminierte Wasser nach einem Notkühlvorgang austauschen zu können. Das Sicherheitsventil des Mischkondensators bläst in den Dampfunterdrückungsbehälter der Raumbelüftung ab. Um die geforderte Dichtheit nach außen zu gewährleisten, ist diesem Sicherheitsventil eine Berstscheibe nachgeschaltet. Der Zwischenraum wird vom Abgassystem abgesaugt.

#### 4.3.4 Hilfskühlsystem

Die Schaltung des Hilfskühlsystems ist aus Abb. 4.3 - 5 zu ersehen. Der Hilfskreislauf dient zur Kühlung des Brennstabes, wenn der Primärkreislauf infolge Wartung, Reparatur, Umbau usw. nicht zur Verfügung steht. Während der Erprobungszeit des Loops soll ferner eine Umschaltung von P-Kühlung auf H-Kühlung ohne Unterbrechung möglich sein. Dadurch läßt sich bei rechtzeitigem Erkennen eines Fehlers im P-Kreislauf die Kühlung auf Hilfskühlung umstellen und damit eine Notkühlung mit Reaktorschnellabschaltung vermeiden. Aus diesem Grund wird das H-System mittels Schnellschlußventile an den Loopeinsatz angeschlossen.

Der im Verdampfer H-Vd 4 erzeugte Sattdampf wird im Heizer H-Hz 5 leicht überhitzt, strömt dann als Heißdampf durch den Loopeinsatz, in dem er eine weitere Überhitzung erfährt, wird im Kondensator H-Kd 3 abgekühlt und kondensiert und wird danach von der Umwälzpumpe H-Pu 9 als Kondensat zurück in den Verdampfer gedrückt. Auf der Kühlwasserseite ist der Kondensator an den Z-Kreislauf angeschlossen. Die Förderung der Umwälzpumpe wird durch einen Pumpenbypass mit Motorventil geregelt. Das Sicherheitsventil des Verdampfers bläst in den Kondensator H-Kd 3 ab. H-Kd 3 ist wie N-Kd 4 über ein Sicherheitsventil mit nachgeschalteter Berstscheibe und Zwischenraumabsaugung an den Dampfunterdrückungsbehälter angeschlossen.

Bei der Umschaltung von Primärkühlung auf Hilfskühlung dürfen sich Zustand und Menge des Kühldampfes nicht ändern, um sprunghafte Temperaturänderungen zu vermeiden. Aus diesem Grunde wird der Hilfskühlkreislauf in der Erprobungszeit parallel zum Primärkreislauf betrieben; d.h., es wird Heißdampf gleicher Menge und gleichen Zustands erzeugt, wie jeweils gerade im Loopeinsatz durchgesetzt wird. Dieser Heißdampf strömt in einem Bypass zum Loopeinsatz und steht vor dem Schnellschlußventil ständig auf Abruf bereit. Da das spezifische Volumen der Dampfphase mit dem gefahrenen Druck stark schwankt, ändert sich damit auch die in der Dampfphase gebundene Wassermenge. Das Puffer-Wasservolumen im H-Kd 3 ist so ausgelegt, daß alle Operationen ohne Nachspeisen oder Ablassen von Wasser gefahren werden können.

Der Verdampfer H-Vd 4 ist ein mit 15 E-Heizstäben beheizter Topfverdampfer, der wegen der Wandstärke aus schweißtechnischen Gründen aus dem Werkstoff Nr. 4541 statt aus dem Werkstoff Nr. 4550 hergestellt wird. Die E-Heizstäbe sind im unteren Boden auf zwei konzentrischen Kreisen eingebaut. Der oben austretende Dampf wird in einem im oberen Boden vorhandenen Demister getrocknet. Der Verdampfer besitzt Anschlüsse für eine Nebenstromreinigung in dem R-Kreislauf.

Der Heizer H-Hz 5 besteht aus zwei in Reihe geschalteten Druckkörpern, die je mit drei E-Heizstäben bestückt sind. Um zur Wärmeaufnahme ausreichende Dampfgeschwindigkeiten zu erzielen, sind die E-Heizstäbe innerhalb des Druckkörpers in Rohre eingebaut.



Der Kondensator H-Kd 3 arbeitet unter Hochdruck und ist als liegender zylindrischer Behälter mit eingebauten Kühlschlangen ausgeführt. Die Kühlschlangen sind in den Zylindermantel eingeschweißt. An einem Ende tritt der Dampf in den Behälter ein. Das Kondensat fließt am anderen Ende aufgrund einer kleinen Neigung des Behälters in einen angebauten Pufferbehälter ab. Im oberen Teil des Behälters ist am Austrittsende ein Entgasungsstutzen angebracht, über den Gassammlungen in das Abgas-system abgegeben werden können.

Die Umwälzpumpe H-Pu 9 ist eine Doppelmembranpumpe mit von Hand verstellbarem Hubgetriebe. Der Hydraulikteil ist dicht gekapselt, und die DoppelmembranAusführung ist eine zusätzliche Sicherheit gegen eindringendes Öl aus dem Triebwerk ins Kühlmedium. Gegen Überdruck wird die Pumpe durch ein Sicherheitsventil geschützt, das zur Saugseite der Pumpe abbläst.

#### 4.4 Regelung und Instrumentierung

An die Regelung und Steuerung des Kreislaufes wird außer den üblichen Anforderungen wie z.B. Konstanthaltung vorgewählter Größen, noch die zusätzliche Forderung einer Prozeßsteuerung in Form der Umschaltmöglichkeit von einer Teststrecke auf die andere innerhalb einer bestimmten Zeit gestellt. Dabei soll der übrige Kreislaufbetrieb möglichst wenig beeinflusst werden.

Die Instrumentierung und die Erfassung der Meßwerte muß so erfolgen, daß einmal Daten, die zur Auswertung der gerade laufenden Versuchsreihe benötigt werden, über einen größeren Zeitraum gespeichert werden können. Zum anderen muß man aus einer Reihe von evtl. anstehenden Störmeldungen die auslösende Störung ermitteln können. Dies ist deshalb erforderlich, weil der zentrale Steuerstand, von dem alle notwendigen Schaltvorgänge fernbedient durchgeführt werden können, nur zeitweise besetzt ist.

Bei verschiedenen Messungen, wie die der Dampfeuchte nach den Wärmeaustauschern der Teststrecke, des Dampfdurchsatzes im überhitzten Gebiet, der Zudosierung von Gasen, oder der Brennelementleistung müssen Rechen-geräte eingesetzt werden, da die Werte - wie später gezeigt wird - nicht direkt zu messen sind.

...the first of these is the fact that the...  
...the second is the fact that the...  
...the third is the fact that the...

...the fourth is the fact that the...  
...the fifth is the fact that the...  
...the sixth is the fact that the...

...the seventh is the fact that the...  
...the eighth is the fact that the...  
...the ninth is the fact that the...

...the tenth is the fact that the...  
...the eleventh is the fact that the...  
...the twelfth is the fact that the...

...the thirteenth is the fact that the...  
...the fourteenth is the fact that the...  
...the fifteenth is the fact that the...

Aus sicherheitstechnischen Gründen muß das Abfahren des Kreislaufes bei einer nicht ausregelbaren wesentlichen Störung automatisch erfolgen.

Dies alles erfordert eine relativ komplizierte, vorprogrammierte Kreislaufsteuerung mit möglichst voneinander unabhängigen Regelkreisen, deren Hauptschaltungen nachstehend beschrieben sind.

#### 4.4.1 Primärkreislauf Ausbaustufe I

##### 4.4.1.1 Regelung des Dampfdurchsatzes (Abb. 4.4 - 1)

Mit der Heizleistung des elektrisch beheizten Verdampfers P-Vd 1 wird der Gesamtdampfdurchsatz  $Q_1$  am Mischpunkt MPL geregelt.

Als Regelgröße kommen je nach Schaltungsweise der Rohrleitungen vom MPL zu den Schnellprobenwechslern zwei Durchflüsse infrage, die wahlweise auf die Recheneinheit 1 geschaltet werden können. Der Prozeßrechner errechnet aus dem Wirkdruck der Meßblende mit Hilfe der gemessenen Zustandsgrößen Druck und Temperatur, den ausschnittsweise eingegebenen Dampfdiagrammdateien sowie den Blendenkenngrößen den Durchfluß  $Q$ . Dieser wird im Regler 2 mit dem Sollwert des Sollwertstellers 3 verglichen und zu einem Signal für den Folgeregler 4 bzw. die Thyristorsteuerung 5 umgewandelt.

Die Schaltung der Heizstäbe im Verdampfer Vd 1 mit einer notwendigen Heizleistung zwischen 403 und 694 kW je nach Betriebsprogramm in der Ausbaustufe I, soll eine möglichst gleichmäßige Belastung der Heizstäbe sowohl zeitlich als auch örtlich ermöglichen. Es sollen also alle Stäbe beteiligt werden, ohne daß bestimmte Gruppen als Grundlast verwendet werden.

Eine Phasenschnittsteuerung mit Thyristoren scheidet wegen den nicht genau bekannten Netzurückwirkungen aus, da evtl. austretende Oberwellen Störungen des Reaktorbetriebes oder anderer Experimente befürchten lassen. Deshalb wurde eine thyristorgesteuerte Ein-Aus-Steuerung mit einer kurzen Impuls- und Pausenlänge von max. 1 sec Dauer gewählt. Die Ein-

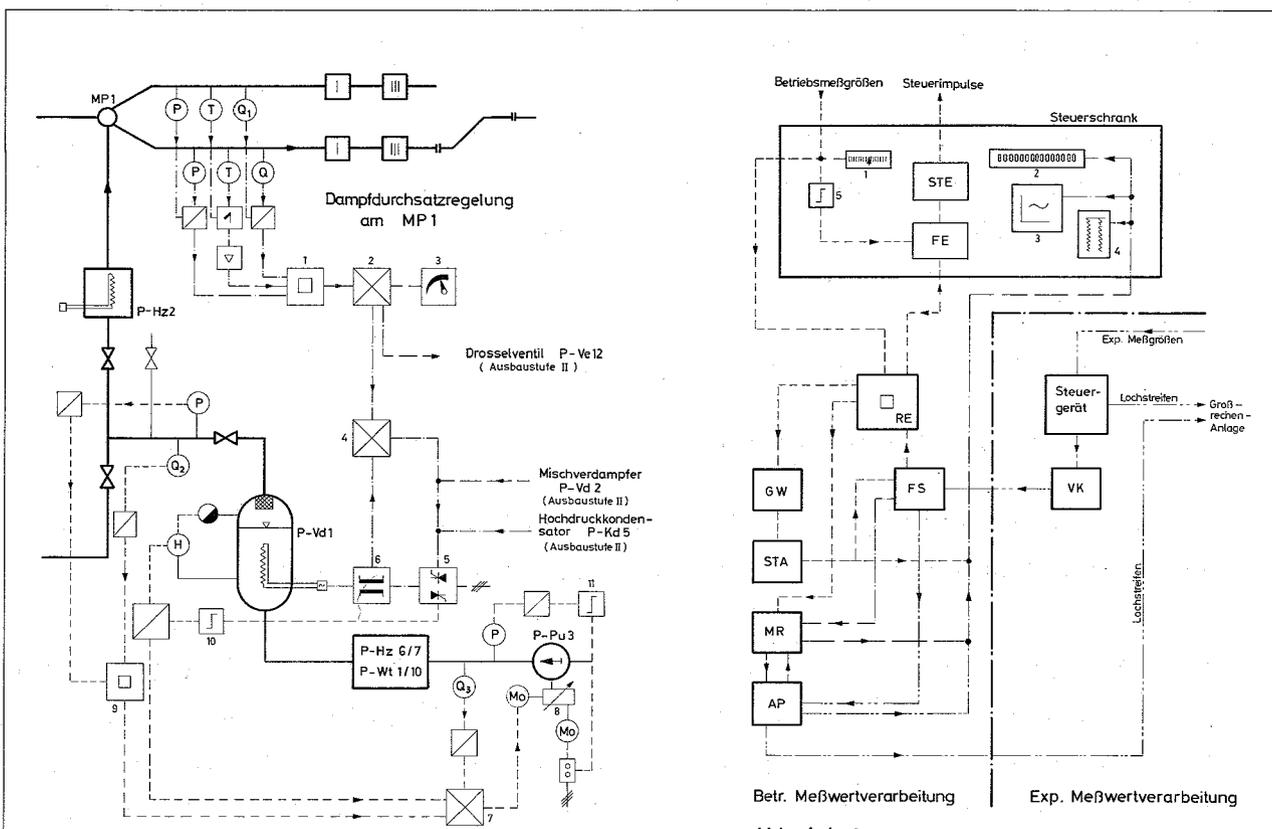
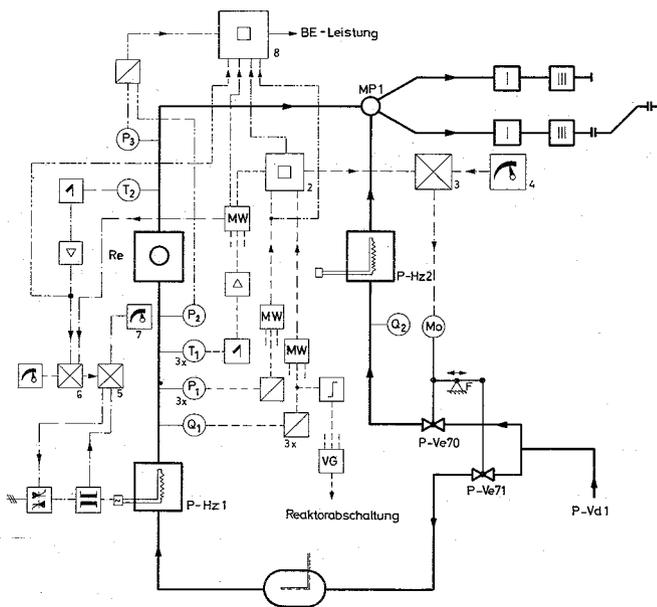


Abb. 4.4-1

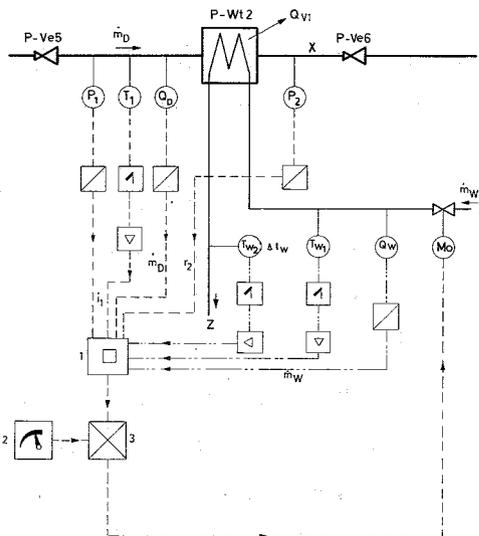
Wasserstandsregelung im P-Vd1



Regelung der Dampfstromaufteilung Reaktoreinsatz-/ Bypass - Strecke, BE - Austrittstemperatur - Regelung und BE - Leistungsmessung.

Abb. 4.4-3

- |                           |                          |                             |
|---------------------------|--------------------------|-----------------------------|
| RE = Rechner              | FS = Fernschreiber       | 1 = Direktanzeige           |
| GW = Grenzwertüberwachung | VK = Vielkanalanalysator | 2 = Wahlanzeige ( digital ) |
| STA = Störanalyse         | STE = Steuerungsebene    | 3 = Sichtgerät              |
| MR = Meßwertregistrierung | FE = Funktionsebene      | 4 = Schreiber               |
| AP = Ausleseprogramm      |                          | 5 = Grenzwerteinheit        |



Dampfeuchte - Regelung in den Teststrecken

Abb. 4.4-7-2

und Ausschaltung erfolgt synchron mit der Netzfrequenz, jeweils für volle Phasenlängen beim Nulldurchgang. Damit werden die Netzurückwirkungen, auch im Vergleich zu einer normalen Schützschaltung, stark verringert.

Eine Durchsatzänderung am MP 1 bedingt eine Änderung des Wasserstandes im Vd 1, der durch die Regelung des Speisewasserstromes innerhalb eines bestimmten Grenzbereiches zu halten ist. Zu erwartende Störungen sind Änderungen der Dampfenahme, des Dampfdruckes sowie der Speisewasserenthalpie. Durch die Regelung der Speisewasser-Vorwärmtemperatur sind Rückwirkungen bei Änderungen des Speisewasserstromes eingeschränkt. Um die Regelgenauigkeit weiter zu verbessern, wird dem Verdampferwasserstand  $H$  ein bestimmter Speisewasserstrom  $Q_3$  zugeordnet und somit Störungen des Speisewasserstromes wie Druckabfall in den Rohrleitungen u.ä. korrigiert. Störungen des Dampfstromes  $Q_2$  werden ebenfalls durch Zuordnung eines bestimmten Speisewasserstromes zum Sattedampfstrom abgefangen. Durch diese Maßnahmen wird die Regelgröße "Kesselwasserstand  $H$  im P-Vd 1" in einem Bereich von max. 50 mm bleibende Regelabweichung gehalten, obwohl die Erfassung des wirklichen Wasserstandes infolge der uneinheitlichen Wasseroberfläche meßtechnische Schwierigkeiten bereitet.

Regelgröße ( $H$ ) und Hilfsgrößen ( $Q_2, Q_3$ ) werden in Regler 7 mit dem fest eingestellten Sollwert verglichen und als Signal an die Stellmotoren der Getriebe für die Speisewasserpumpen P-Pu 3/4 (Doppelausführung nicht gezeichnet) gegeben.

Die Grenzwerteinheiten 10 und 11 schalten jeweils beim Ansprechen die Heizung bzw. die Antriebsmotoren der Pumpen ab.

#### 4.4.1.2 Regelung von Dampfdruck- und Dampftemperatur am Reaktoreinsatzeintritt

Die Druckregelungen der Teststrecke bauen auf einem konstanten Druck im Kondensator auf. Diese wird durch eine feinfühlig geregelte Einstellung des Kühlwasserflusses im Kondensator P-Kd 1 gehalten. Die Drosselventile der Teststrecken halten jeweils ihren Vordruck konstant. Damit ist es möglich, die erste Drosselstufe P-Ve 4 zur Regelung des

Druckes am Eintritt zum Reaktoreinsatz zu verwenden (siehe Bild 4.4 - 2). Zur Absicherung der Rohrleitungen nach den Drosselventilen gegen Drucküberschreitung sind bei der Vordruckregelung Grenzwerteinheiten (z.B. 6) notwendig.

Der Meßwert des am Eingang zum Reaktoreinsatz herrschenden Druckes  $P_1$  wird von einer 3-fach instrumentierten Meßstelle über einen Mittelwertbildner 2 dem Regler 4 zugeleitet, dort mit dem Sollwert verglichen und von hier ein entsprechendes Stellsignal dem Motorventil P-Ve 4 bzw. P-Ve 8 aufgegeben. In den beiden Teststrecken sind jeweils für 2 analoge Ventile nur eine Regeleinheit vorhanden, da sich die Ventile in der stillstehenden Strecke in Handstellung befinden. Bei dem niedrigsten vorgesehenen Experimentierdruck von ca. 70 ata öffnet die erste Reduzierstufe vollständig, und die Druckregelung wird von den Ventilen der 2. Stufe übernommen. Die Regelgenauigkeit beträgt hier ebenso wie bei der Temperaturregelung  $\pm 10\%$ , kann jedoch auf  $\pm 5\%$  eingeeengt werden, sofern sich dies als zweckmäßig erweisen sollte.

Der Druckmessung am Eingang zum Reaktoreinsatz ist ein Differenzierverstärker 1 für die Bildung der zeitlichen Ableitung des Dampfdruckes nachgeschaltet. Diese wird in einer Vergleichseinheit 3 mit einem Grenzwert verglichen und führt gegebenenfalls zu einem Reaktorabschalt-signal. Der Einstellbereich des Differenzierverstärkers beträgt - 30 bis + 30  $\text{kg/cm}^2/\text{s}$  entsprechend 15 %/s bezogen auf den max. Betriebsdruck.

Die Temperatur  $T_2$  des im Bypass zur in-pile-Strecke zum Mischpunkt MP 1 geführten Dampfes soll dort der Dampfaustrittstemperatur  $T_1$  am Reaktoreinsatz entsprechen. Die Leistung im Heizer P-Hz 2 schwankt zwischen 110 und 940 kW je nach dem vorhandenen Druck (73 bis 173 ata) bei einem Durchsatz von 1600 kg/h. Es ergeben sich dieselben Gesichtspunkte und ein entsprechend analoger Aufbau wie bei der Verdampferheizer-Regelung. Über die konstruktive Ausführung des Überhitzers, bei dem eine direkte Widerstandsheizung vorgesehen ist, vergleiche Abschnitt 4.5.4

Es ist ein besonderer Folgeregler vorgesehen, durch den Störungen infolge Netzschwankungen oder Widerstandsänderungen der Heizstäbe ausgeglichen werden, ohne erst den Temperaturregler 8 ansprechen zu lassen. Regelgröße ist die Temperatur  $T_2$ , während die Temperatur  $T_3$  vor dem Überhitzer P-Hz 2 als Störsignal aufgeschaltet ist. Der Sollwert wird durch die Temperatur  $T_1$  oder wahlweise über den Sollwertsteller 9 eingegeben.

#### 4.4.1.3 Regelung des Dampfdurchsatzes durch die in-pile-Strecke

Zur Einstellung der vorgesehenen Dampfgeschwindigkeiten im Reaktoreinsatz bei den verschiedenen Dampfzuständen ( $p = 175, 160, 120$  und  $75$  ata) muß der Dampfdurchsatz zwischen 2,7 und 25 % der Dampfmenge des Bypassstromes einstellbar sein. Regelgröße ist der Dampfdurchsatz  $Q_1$  (siehe Abb. 4.4 - 3) hinter dem Überhitzer P-Hz 1. Der Wirkdruck der Blendenmessung  $Q_1$  wird in einer Rechenschaltung 2 mit den Zustandsdaten  $P_1$  und  $T_1$  korrigiert und im Regler 3 mit dem Sollwert 4 verglichen. Ein entsprechendes Stellsignal erfolgt an den Ventilantriebsmotor. Für die Aufteilung des Dampfstromes sind zwei Regelventile P-Ve 70 und Ve 71 vorgesehen, da mit einem Ventil allein das große Verhältnis der beiden Mengenströme nicht beherrscht wird. Darüberhinaus soll die gegenläufige Verstellung beider Ventile dazu beitragen, Regelschwankungen im Verdampfer P-Vd 1 bei der Durchsatzveränderung zu vermeiden.

Um auch geringe Unterschiede im Zeitverhalten der Regler untereinander auszuschließen, ist für beide Ventile nur ein Antrieb und eine Regelungseinheit vorgesehen.

Die Anpassung an das Verhältnis der Dampfdurchsätze erfolgt durch Verstellung des Festpunktes F, während eine möglichst nahe Drei-Weg-Ventilcharakteristik durch die Abstimmung der Ventilkegel zueinander erreicht werden soll. Sollte beim Betrieb eine weitere Verbesserung der Regelgüte notwendig werden, so ist die Aufschaltung des allerdings unkorrigierten Durchsatzes  $Q_2$  der Bypass-Strecke vorgesehen.

#### 4.4.1.4 Regelung der Dampfaustrittstemperatur am Reaktoreinsatz und Messung der BE-Leistung

Die Dampfaustrittstemperatur  $T_2$  am Reaktoreinsatz (siehe Bild 4.4 - 3) wird über die Veränderung der Eintrittsüberhitzung  $T_1$  mit Hilfe des Überhitzers P-Hz 1 geregelt. Da hier eine feinfühligere Regelung erforderlich ist, wurde ein Folgeregler 5 zur Kompensation von Widerstandsänderungen der Heizstäbe, Spannungsschwankungen u.ä. eingebaut. Das Stellsignal erfolgt über den Regler 6 mit der Temperatur  $T_2$  als Regelgröße an den Folgeregler 5, dem außerdem über den Sollwertsteller 7 eine unabhängige Grundlast vorgegeben ist. Mit dieser Maßnahme wird eine Mindestüberhitzung am Eintritt zum Reaktoreinsatz sichergestellt. Die Leistungsschaltung erfolgt ebenfalls über Thyristoren, wie oben schon beschrieben.

Es wäre zweckmäßig, dem Regler 6 den Neutronenfluß am Reaktoreinsatz als Störgröße aufzugeben, dem stehen jedoch meßtechnische Schwierigkeiten entgegen. Flußschwankungen während des Betriebes z.B. durch Isotopenkanalbeladungen erfolgen erfahrungsgemäß mit weniger als 5 %/min und lassen keine Schwierigkeiten erwarten. Lediglich bei einem Reaktorscram bzw. einer schnelleren Leistungsrücknahme des Reaktors müssen die Rückwirkungen auf die Überhitzung der Bypass-Strecke durch eine Verzögerungsschaltung zeitlich abgefangen werden.

Die BE-Leistung wird aus dem Dampfdurchsatz, der Temperaturdifferenz über den Reaktoreinsatz und den jeweiligen Dampfzustandsdaten in einer Rechenschaltung 8 ermittelt und direkt angezeigt.

#### 4.4.1.5 Umschaltung der Teststrecken

Die beiden Teststrecken aus austenitischem und ferritischem Stahl (siehe Abb. 4.4 - 4) sollen wechselseitig eine bestimmte Zeit in Betrieb gehalten werden. Der Umschaltvorgang soll innerhalb 12 Minuten abgeschlossen sein. Eine weitere Bedingung ist die Vermeidung von Kondensation während des Umschaltvorganges bzw. in der Meßpause. Ferner soll der übrige Kreislaufbetrieb möglichst wenig beeinflusst werden,

insbesondere soll der Umschaltvorgang ohne Rückwirkungen auf die in-pile-Strecke durchführbar sein. Beide Teststrecken sind deshalb mit einer Begleitheizung versehen, die einzelnen Apparate und Rohrleitungen werden durch sie auf Betriebstemperatur bzw. über der Kondensationstemperatur gehalten.

Die Teststrecke, in der experimentell gemessen wird, (z.B. die austenitische) ist vor dem Umschaltvorgang durch die geschlossenen Ventile P-Ve 14 und P-Ve 22 vom Kreislauf getrennt, über Kondensationstemperatur (maximal 175 °C) geheizt und durch die Abgasanlage auf Unterdruck gehalten.

Die Kopplung mit der Abgasanlage wird nun getrennt und die Strecke durch Öffnen von Ventil P-Ve 22 mit dem Kondensator P-Kd 1 verbunden. Das Drosselventil P-Ve 8 und das Bypassventil P-Ve 15 werden geschlossen, die Kühlwasserregelung des Wärmetauschers P-Wt 12 eingeschaltet. Nachdem die Absperrventile auf der Hochdruckseite (nur P-Ve 14 gezeichnet) geöffnet sind, wird über das Bypassventil P-Ve 15 ein Dampfstrom von ca. 10 % der Nennmenge in die Teststrecke eingeleitet. Sofort wird mit dem Druckaufbau in der Stufe vor dem Ventil P-Ve 11 begonnen und die Regelung dieser Stufe eingeschaltet. Die Drosselventile halten, wie schon beschrieben, jeweils den Vordruck konstant.

Nachdem der Betriebsdruck vor dem Ventil P-Ve 10 folgemäßig erreicht ist - die Begleitheizungen werden dabei stufenweise abgeschaltet - kann mit der Umschaltung des Speisewasservorwärmstromes begonnen werden.

Die Regelung der Dampfaustrittstemperatur  $T_1$  am Ausgang des Wärmetauschers P-Wt 1 erfolgt über das Bypassventil P-Ve 60, durch das ein mehr oder weniger großer Strom des im Vorwärmer P-Hz 6 auf konstante Temperatur angewärmten Speisewassers am P-Wt 1 vorbeigeführt wird. Das Ventil P-Ve 61 ist dabei ganz offen, während gleichzeitig P-Ve 62 ganz geschlossen ist.

Die Regelung des Drosselventils P-Ve 9 wird eingeschaltet und gleichzeitig das Drosselventil P-Ve 8 mit dem Steuerschalter 1 langsam ge-

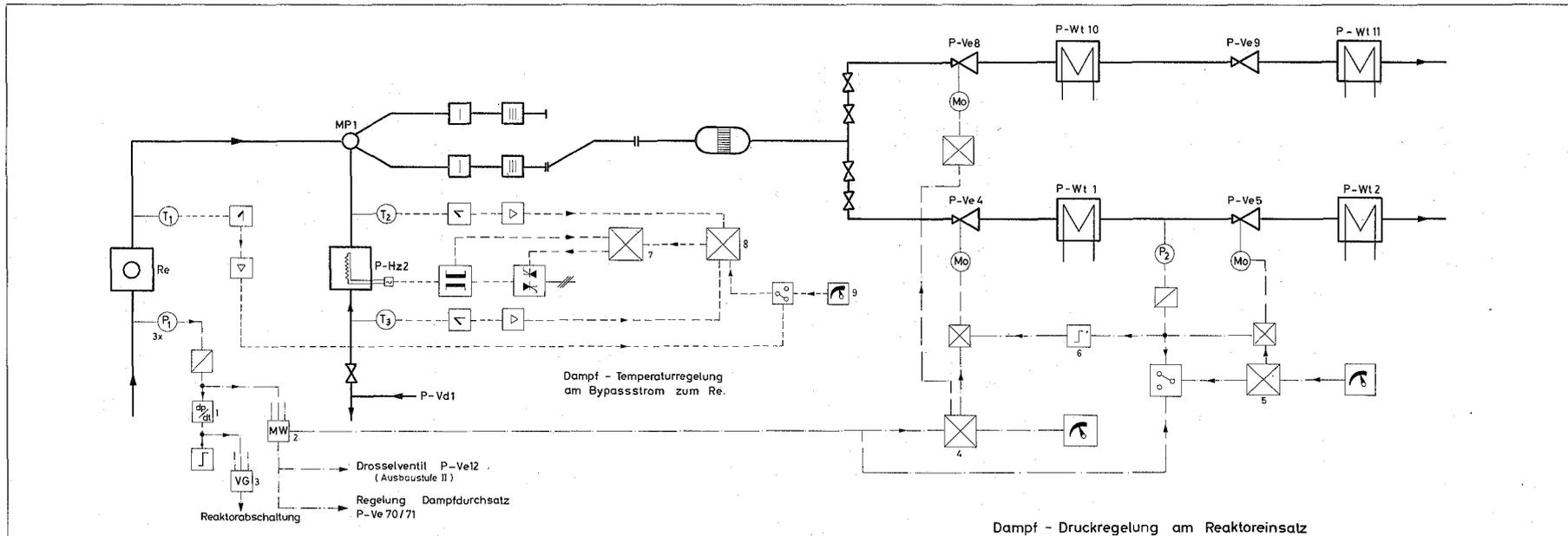


Abb 4.4-2

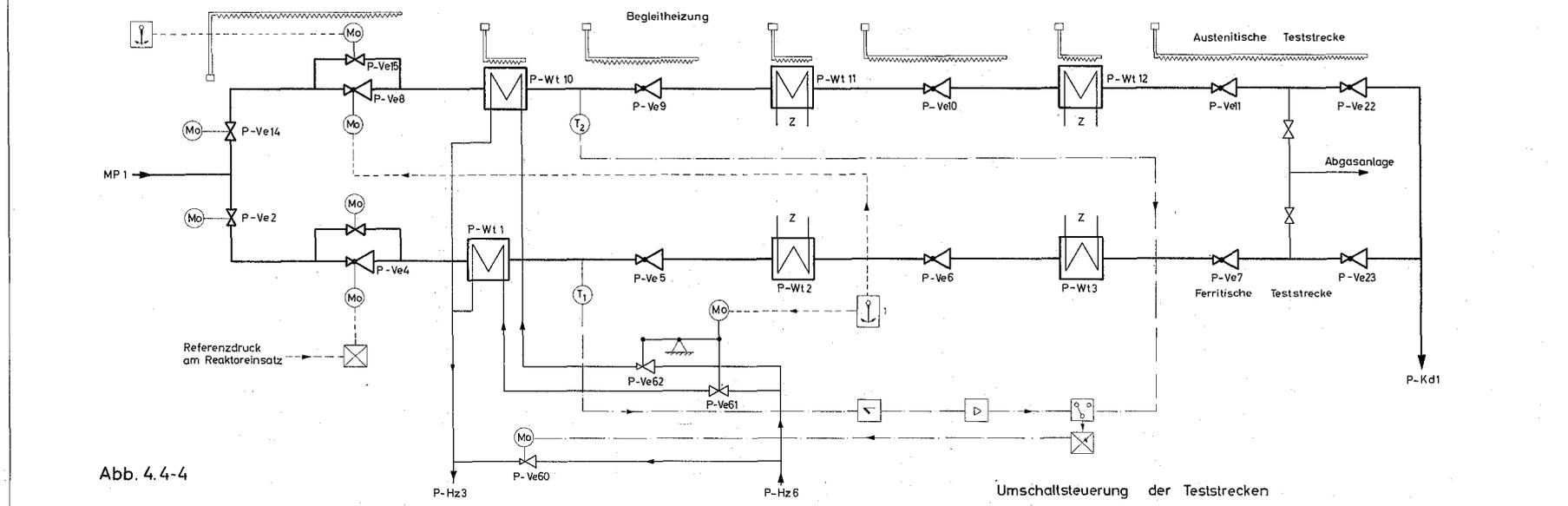


Abb. 4.4-4

öffnet. Mit dem gleichen Schaltimpuls werden parallel und abgestimmt aufeinander die Ventile P-Ve 62 und Ve 61 umgesteuert, d.h. in dem Maße wie der Dampf durch die austenitische Teststrecke strömt, wird das Speisewasser vom Wärmetauscher P-Wt 1 auf den P-Wt 10 verlagert.

Sobald ungefähr  $2/3$  der Dampfmenge durch die austenitische Teststrecke strömt, was man an der Stellung der Regelventile erkennen kann, wird die Steuerung des Bypassventils P-Ve 60 von der Meßstelle  $T_1$  auf  $T_2$  umgeschaltet. Das Ventil P-Ve 15 wird langsam geschlossen, während P-Ve 8 weiter geöffnet wird.

Während dieser ganzen Zeit wird der Druck von den beiden Teststrecken durch die Dampfdruckregelung am Reaktoreinsatz konstant gehalten (siehe auch Bild 4.4 - 2), d.h. das Ventil P-Ve 4 wird automatisch immer weiter zugefahren. Hat nun das Ventil P-Ve 4 seinen unteren Regelbereich erreicht (ca. 10 % Durchsatz), werden durch Steuerimpulse folgende Operationen ausgelöst:

1. Das Ventil P-Ve 8 wird von Steuerschalter 1 getrennt,
2. die Dampfdruckregelung wird vom Ventil P-Ve 4 auf das Ventil P-Ve 8 geschaltet,
3. die Ventile P -Ve 4 und P-Ve 61 werden zu und damit Ventil P-Ve 62 ganz auf gefahren,
4. die Begleitheizung der ferritischen Teststrecke (nicht gezeichnet) wird eingeschaltet.

Damit ist die Umschaltung beendet und die Stufen der ferritischen Teststrecke werden einzeln und zwar beginnend mit dem Abschnitt vor dem Ventil P-Ve 4 in den Kondensator druckentlastet.

#### 4.4.2 Primärkreislauf Ausbaustufe II

In der Ausbaustufe II werden, wie schon beschrieben, die beiden Teststrecken vom Kreislauf getrennt und über den Hochdruckkondensator P-Kd 5 bzw. den Unterkühler P-Wt 13 umfahren. Der Hauptkondensator

P-Kd 1 ist dabei weitgehend außer Betrieb d.h. er hat nur die Aufgabe den Dampfanteil aus dem Entgaser P-Eg 1 und den eventuell nach der Kondensat-Entspannung (Ventil P-Ve 12) anfallenden Dampf zu kondensieren. Es ist angestrebt, die Unterkühlung des im P-Kd 5 kondensierten Dampfes im P-Wt 13 so tief vorzunehmen, daß Erosion im Drosselventil P-Ve 12 durch ein Dampf-Wassergemisch ausgeschlossen werden kann.

#### 4.4.2.1 Regelung des Dampfdruckes am Reaktoreinsatz

Die Dampf-Druckregelung am Eingang zum Reaktoreinsatz wird in der Ausbaustufe II durch Veränderung der Kondensatfläche im Hochdruckkondensator P-Kd 5 vorgenommen. Dies geschieht durch Anheben bzw. Absenken des Kondensatspiegels im P-Kd 5 mit Hilfe des Drosselventiles P-Ve 12.

Im einzelnen ist dem Regler 1 (siehe Abb. 4.4 - 5) neben der Regelgröße  $P_1$  (siehe auch Abb. 4.4 - 2) der Dampfumsatz  $Q_1$  (siehe auch Abb. 4.4 - 1) als Störgröße aufgeschaltet. Damit sollen Änderungen von  $Q$ , die zwangsläufig Änderungen im Mischverdampfer P-Vd 2 und im Hochdruckkondensator P-Kd 5 nach sich ziehen bzw. notwendig machen, frühzeitig erfaßt werden.

Bei der 120 at-Variante des Kreislaufbetriebes ist die im Hochdruckkondensator abzuführende Wärmemenge größer, als die von Speisewasserstrom zur Vorwärmung aufzunehmende. Dabei ist eine Eintrittstemperatur von  $60^\circ\text{C}$  des Speisewassers in den P-Kd 5 und eine Unterkühlung von  $5^\circ\text{C}$  zur Siedetemperatur im Mischverdampfer P-Vd 2 als Austrittstemperatur zugrunde gelegt. Deshalb ist es notwendig, in der Ausbaustufe II das Speisewasser im Behälter P-Bh 1 auf  $30^\circ\text{C}$  zu unterkühlen um einmal die Kondensationswärme im P-Kd 5 abführen zu können und zum anderen einen ausreichenden Regelbereich zu erhalten. Grenzwertsignale infolge zu niedrigen Wasserstands im Mischverdampfer und im Hochdruckkondensator führen zu Leistungsrücknahme im Verdampfer P-Vd 1 bzw. zu einer stärkeren Unterkühlung im Behälter P-Bh 1.

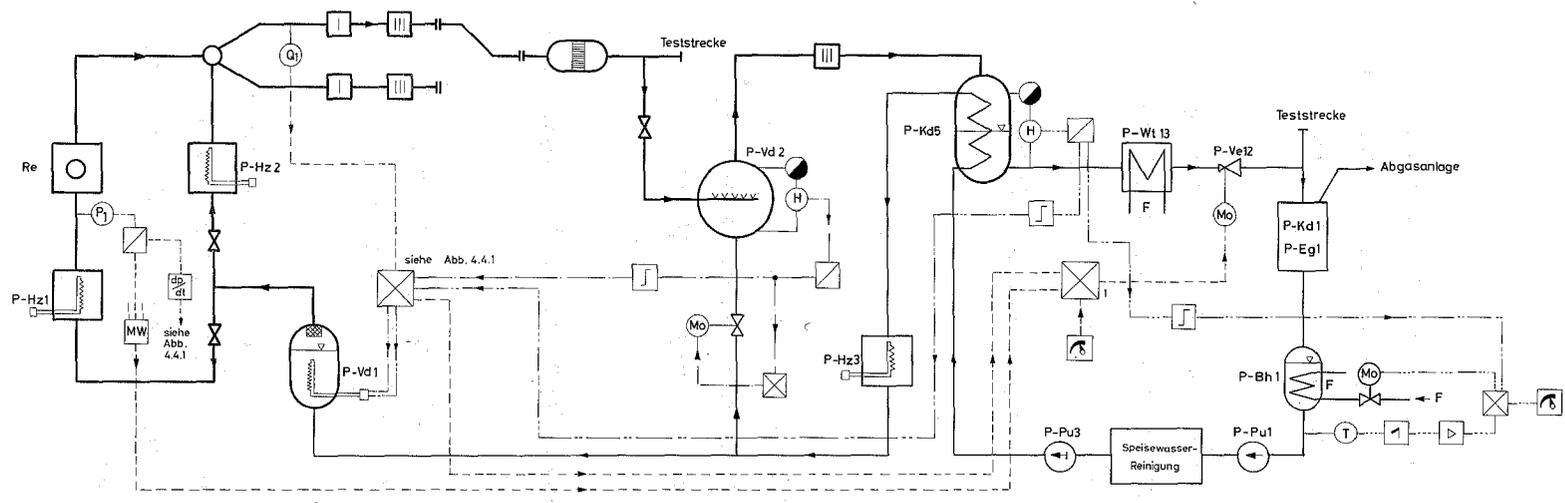


Abb. 4.4-5

Dampfdruck - Regelung Ausbaustufe II

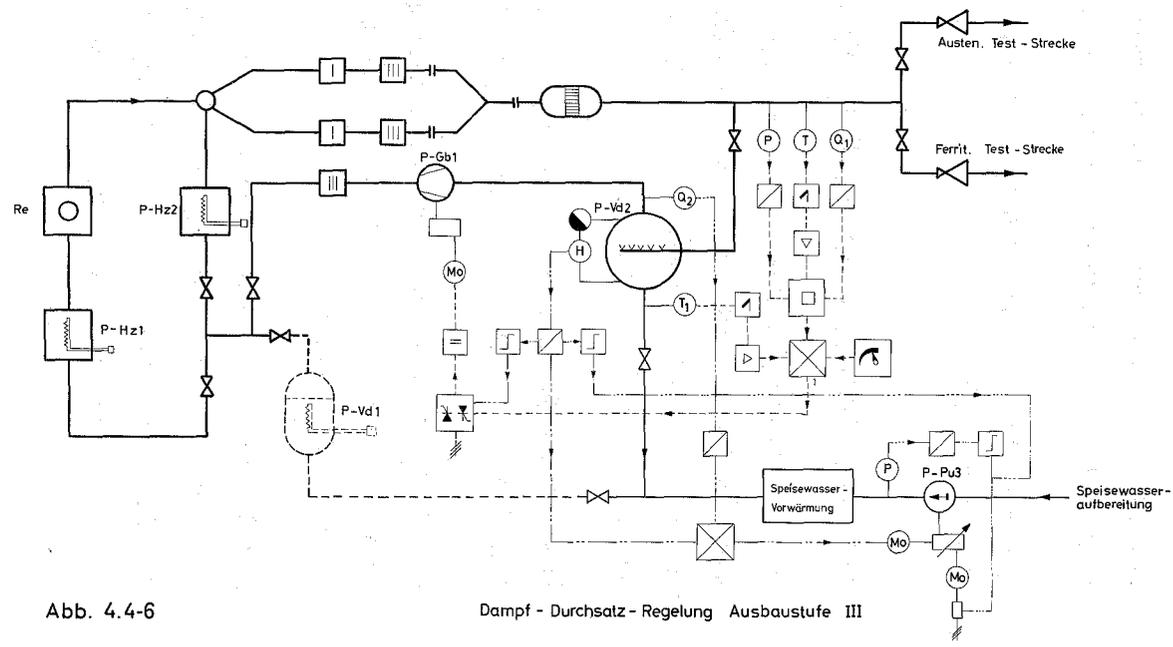


Abb. 4.4-6

Dampf - Durchsatz - Regelung Ausbaustufe III

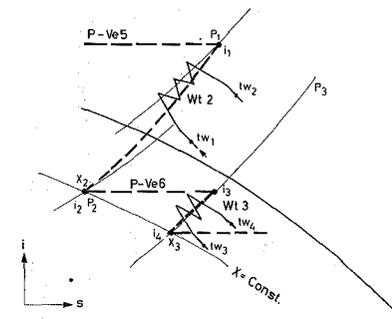


Abb. 4.4-7-1

Die Regelung des Dampfdurchsatzes  $Q$ , der Dampftemperatur am Reaktoreinsatz und am Mischpunkt sowie der Vorwärmtemperatur des Speisewassers geschehen jeweils in der unter der Ausbaustufe I beschriebenen Weise.

#### 4.4.3 Primärkreislauf Ausbaustufe III

Während der Ausbaustufe III wird der Kreislauf als reiner Löfflerkreis mit einem Dampfverdichter P-Gb 1 betrieben. Die beiden Teststrecken sind dem Kreislauf wieder zugeschaltet und werden wie in der Ausbaustufe I gefahren (siehe Abb. 4.4 - 6).

Der Verdampfer P-Vd 1 wird nur noch zum Anfahren des Kreislaufes benötigt und kann, wenn die Sattedampferzeugung im P-Vd 2 für den Verdichterbetrieb ausreicht, abgeschaltet werden.

Die Regelung des Dampfdruckes geschieht wie in Ausbaustufe I (siehe Abb. 4.4 - 2).

##### 4.4.3.1 Regelung des Dampfdurchsatzes

Die Meßstelle zur Regelung des Dampfdurchsatzes  $Q_1$  (siehe Abb. 4.4 - 6) wird in der Rohrverzweigung nach dem Mischpunkt MP 1 vor dem Eingang zu den beiden Teststrecken jedoch nach der Abzweigung zum Mischverdampfer P-Vd 2 verlegt.

Damit kann der Durchsatz durch die Teststrecke über den drehzahlregulierten Verdichter P-Gb 1 konstant gehalten werden.

Der Verdichter wird über einen thyristorgesteuerten Gleichstrommotor (220 V) angetrieben und ist im Drehzahlbereich von 6000 bis 32 000 U/min stufenlos regelbar.

Als Störgröße wird dem Regler 1 der Verdichterdrehzahl die Speisewassertemperatur  $T_1$  aufgeschaltet, um Einflüsse der Speisewassererwärmung frühzeitig zu erfassen. Änderungen der Sattedampfmenge  $Q_2$  können, falls erforderlich, ebenfalls dem Regler 1 zugeleitet werden.

Der Wasserstand im Mischverdampfer P-Vd 2 wird über die drehzahlge-  
regelte Preßpumpe P-Pu 3 konstant gehalten. Diese Regelung erfolgt  
analog der in der Ausbaustufe I beschriebenen Art.

#### 4.4.4 Ermittlung und Regelung der Dampffuchte in der Teststrecke

Entsprechend dem vorgesehenen Versuchsprogramm sollen in der Teststrecke  
nach den Wärmetauschern P-Wt2 und P-Wt 3 Expansionsverläufe realisiert  
werden, die sich teilweise bzw. ganz im Naßdampfgebiet befinden. Da  
die Druckstufen festliegen und die Drosselung isenthalp angenommen wird,  
ist der Expansionsverlauf eindeutig bestimmt, sofern der Feuchtegehalt  
am Ausgang der Wärmeaustauscher eingestellt werden kann.

Es wurden folgende 5 Meßverfahren auf technische Durchführbarkeit  
und Meßgenauigkeit untersucht:

1. Feuchtemessung im Drosselkalorimeter
2. Feuchtemessung durch isobare Wärmezufuhr
3. Feuchtemessung durch Wärmezufuhr bei veränderlichem Druck
4. Feuchtebestimmung im Durchflußkalorimeter
5. Feuchtemessung durch Wärmebilanzbestimmung über die Wärmeaustauscher.

Aufgrund von Fehlerquellenanalysen und meßtechnischen Überlegungen  
wurde der Wärmebilanzmethode den Vorzug gegeben. Dabei war besonders  
ausschlaggebend, daß nach der Bilanzmethode keine Dampfprobe notwendig  
ist, deren isokinetische Entnahme Schwierigkeiten bereiten würde.  
Außerdem wird kein Dampf dem Hauptstrom und damit dem Experimentier-  
programm entzogen. Von der Regelung her gesehen wirkt sich die inte-  
grale Bilanzmethode, da kurzzeitige Änderungen nicht erfaßt werden,  
ausgleichend auf den Betrieb der Teststrecke aus.

#### 4.4.4.1 Feuchtemessung anhand der Wärmebilanzmethode

Die Dampffuchte wird hier aus der dem Dampf im jeweiligen Wärmetauscher entzogenen Wärmemenge ermittelt (vergl. Abb. 4.4-7-1/2). Dabei ergeben sich Unterschiede in der Berechnung je nachdem ob der Dampfzustand vor dem Wärmetauscher im Heiß- oder Naßdampfgebiet liegt.

##### Fall 1

##### Heißdampfzustand vor dem Wärmetauscher

Hierbei wird der Dampfzustand vor Eintritt in den Wärmetauscher durch Druck- und Temperaturmessung direkt erfaßt.

Es gilt die Wärmebilanz:

$$\dot{m}_D \cdot (i_1 - i_2) - \dot{Q}_{V1} = \dot{m}_{W1} \cdot (t_{w2} - t_{w1}) \cdot c_{p_{w1}} \quad ^{+)}$$

Mit der Beziehung  $i_2 = i_2' + x_2 \cdot r_2$  folgt für den spez. Dampfgehalt hinter dem Wärmetauscher P-Wt 2:

$$x_2 = \frac{i_1 - i_2' - \frac{\dot{m}_{W1}}{\dot{m}_D} \cdot c_{p_{w1}} \cdot (t_{w2} - t_{w1}) - \frac{\dot{Q}_{V1}}{\dot{m}_D}}{r_2}$$

Daraus ergeben sich als Meßgrößen:

Temperaturen:  $t_1, t_{w1}, t_{w2}$

Drücke:  $p_1, (p_2)$

Mengenströme:  $\dot{m}_D, \dot{m}_{w1}$

Der Verlustwärmestrom  $\dot{Q}_V$  (kcal/h) wird rechnerisch ermittelt.

---

<sup>+</sup>) Bezeichnungen und Indices siehe Abb. 4.4.7-1/2

Führt man eine Fehlerbetrachtung durch, so ergibt sich für die Dampf-  
feuchte eine rechnerische Genauigkeit von  $\pm 2,5\%$ . Außerdem wird ersicht-  
lich, daß die Fehler in der Messung der Dampftemperatur  $t_1$  und die der  
Kühlwasseraustrittstemperatur  $tw_2$  am stärksten das Ergebnis verfälschen.  
Die Druckmeßfehler hinter den Wärmeaustauschern und die Fehler der  
Wärmeverlust erfassung üben dagegen einen vernachlässigbaren Einfluß  
aus.

Nicht berücksichtigt wurden Fehler infolge Energieumsetzung durch  
Geschwindigkeitsveränderungen z.B. hervorgerufen durch Querschnitts-  
veränderungen aufgrund der relativ großen Durchmessertoleranzen.

### Fall 2

#### Naßdampfzustand vor dem Wärmetauscher

Die Dampf- und Wasserdampf-Enthalpien nach dem Wärmetauscher P-Wt 3 kann in der "feuchten"  
Betriebsvariante nur aus einer Gesamtbilanz über beide Wärmetauscher  
ermittelt werden.

$$\begin{aligned} \dot{m} \cdot (i_1 - i_4) - (\dot{Q}_{v1} + \dot{Q}_{v2} + \dot{Q}_{v3}) &= \dot{m}_{w1} (tw_2 - tw_1) \cdot \\ &\cdot cp_{w1} + \dot{m}_{w2} \cdot (tw_4 - tw_3) \cdot cp_{w2} \\ x_3 &= \frac{i_1 - i_4' - \frac{\dot{m}_{w1}}{\dot{m}_D} \cdot (tw_2 - tw_1) \cdot cp_{w1} - \frac{\dot{m}_{w2}}{\dot{m}_D} \cdot (tw_4 - tw_3) \cdot cp_{w2}}{i_4'' - i_4'} \\ &\quad - \frac{\frac{1}{\dot{m}_D} \cdot (\dot{Q}_{v1} + \dot{Q}_{v2} + \dot{Q}_{v3})}{i_4'' - i_4'} \end{aligned}$$

Hierbei kommt zu den Verlustwärmern der Wärmetauscher  $\dot{Q}_{v1}$  und  $\dot{Q}_{v3}$  noch  
der Wärmeverluststrom durch die Isolierung zwischen den beiden Wärmetaus-  
chern hinzu.



Die Regelung der Dampfeuchte erfolgt unter der Voraussetzung, daß die Dampfgrößen  $p_1$ ,  $t_1$  und  $\dot{m}_D$  von anderer Seite konstant gehalten werden, über die abgeführte Wärmemenge  $Q_w = \dot{m}_w \cdot c_{p_w} (t_{w_2} - t_{w_1})$ .

Ein Prozeßrechner 1 ermittelt nach obiger Gleichung ein Istwertsignal für  $x$  und leitet es zum Vergleich mit dem Sollwert 2 dem Regler 3 zu, der daraus ein Stellsignal für den Antrieb des Kühlwasserventils bildet.

#### 4.4.5 Steuerung und Datenerfassung

##### 4.4.5.1 Steuerung

Für die Aufstellung der Kreislaufsteuerschränke steht am FR2 nur ein äußerst knapp bemessener Platz zur Verfügung. Für den Hauptsteuerschrank mit Kreislaufblindschaltbild, von dem der gesamte Kreislauf einschließlich der Nebenschleifen überwacht und gesteuert werden soll, steht lediglich auf dem Flur zu den Experimentierräumen eine Grundfläche von ca. 6 x 1,5 m zur Verfügung.

Deshalb wurde eine elektronische Steuerung nach dem System LOGITAKT vorgesehen / 4.6 /, die außer dem Vorteil einer Platzeinsparung gegenüber einer Relaissteuerung noch zusätzliche Vorteile bei der Wartung und in der Anpassungsfähigkeit an veränderliche Kreislaufprogramme bringt.

Die verschiedenen Aufgaben der Steuerung sind in Funktionsebenen gegliedert:

Die unterste Ebene ist die Steuerungs- und Verriegelungsebene. Ihre Aufgabe ist die Ansteuerung aller Einzelantriebe des Kreislaufs, ihre Verriegelungen untereinander sowie der Rückmeldung ausgeführter Schaltvorgänge zum Hauptsteuerschrank.

Die darüberliegende Funktionsebene wird von den Funktionsgruppenprogrammen gebildet. Sie steuert die einzelnen Bausteine der Steuer- und Verriegelungsebene an.

Die einzelnen Funktionsgruppenprogramme sind:

1. Anfahrprogramm
2. Abfahrprogramm
3. Umschaltprogramm der Teststrecken
4. Umschaltprogramm auf Reserveaggregate bei Ausfall der Betriebsaggregate
5. Einzelanfahrprogramme für die Mischverdampferreinigung, den Hilfskühlkreis sowie die Abgasanlage
6. Ablaufprogramm der Notkühlung
7. Lüftungsprogramm beim GAU

Die Funktionsgruppensteuerung schaltet entsprechend dem aufgerufenen Programm die einzelnen Aggregate in technologisch richtiger Reihenfolge ein bzw. aus, sofern die jeweiligen Voraussetzungen erfüllt sind. Die einzelnen Bausteine sind, soweit sie bei Betriebsspannungsausfall fehlerhafte Befehlsgebung verursachen könnten, als Magnethaftspeicher ausgeführt und behalten ihre Stellung auch dann bei.

#### 4.4.5.2 Datenerfassung

Bei den vorstehend beschriebenen Regelkreisen werden an verschiedenen Stellen Prozeßrechner z.B. für die p,t - Korrektur der Durchflußmessung oder bei der Feuchtemessung benötigt. Es liegt deshalb nahe, eine Datenerfassungsanlage zu installieren, die außerdem noch eine genaue Störanalyse sowie eine Betriebsmeßwert-Speicherung ermöglicht. Alle betrieblichen Meßdaten des Kreislaufes die zur Auswertung der Experimentiermessungen zusätzlich benötigt werden, können dann in geeigneter Form angeboten werden.

Das Schema der Datenerfassungsanlage ist aus der Abb. 4.4 - 8 ersichtlich. Im einzelnen übernimmt der vorgesehene Rechner Typ AEG 60-10 folgende Aufgaben:

1. Zyklische Abfrage und Protokollierung aller Meßwerte.

Dadurch wird es möglich, kleine Anzeigeräte (1) für eine Tendenzanzeige zu verwenden. Eine genaue Anzeige des Meßwertes kann über den Fernschreiber (FS) vom Speicherband MR angefordert und entweder gedruckt, auf einem Ziffernanzeigerät (2), einem Analogsichtgerät (3) oder einem Schreiber (4) sichtbar gemacht werden.

2. Überwachung der Meßwerte auf Grenzwertüberschreitung einschließlich einer Störanalyse.

Die Einleserate beträgt 100 Meßwerte pro sec (Umwandlungszeiten, Einschwingzeiten u.ä. schon berücksichtigt). Der eingelesene Wert wird nach einem Programm auf Grenzwertüberschreitung geprüft. Wird ein Grenzwert überschritten, so erfolgt im Normalfall eine Alarmmeldung über die Schreibmaschine (FS). Dieser Alarmmeldung sind kurze störungsspezifische Anweisungen an das Bedienungspersonal angeführt. Da erfahrungsgemäß eine Störung weitere Folgestörungen hervorrufen, wird der zeitliche Ablauf in einem Störwertanalysator (STA) festgehalten.

Alle Störungen, die in den Anlagenschutz eingreifen, werden jedoch primär über Grenzwerteinheiten (5) festverdrahtet direkt der Funktionsprogrammebene (FE) zugeleitet.

3. Korrektur von Meßwerten, Rechenoperationen.

Der Rechner führt p,t-Korrekturen der Durchflußmessungen durch, bestimmt die Dampfeuchte nach dem unter 4.4.4 angegebenen Verfahren und ermittelt die Brennelementleistung.

4. Überwachung des Anlagenschutzes.

Der Rechner überwacht die Funktionsbereitschaft von jedem einzelnen Anlagenschutzprogramm.

Bei der Auslegung der Kreislaufsteuerung wurde streng darauf geachtet, daß mögliche Störungen von der experimentellen Meßtechnik her, durch notwendigen Umbau und dergl., keine Auswirkungen auf den eigentlichen Betrieb haben können. Alle betrieblichen Meßwerte die zur Auswertung experimenteller Meßdaten nötig sind, werden über ein spezielles Aus-

leseprogramm aus der Meßwertregistrierung (MR) herausgefiltert. Die Anforderung erfolgt z.B. direkt vom Vielkanalanalysator (VK) aus über den Fernschreiber an den Ausleseprogrammspeicher (AP). Durch diese Maßnahme ist die experimentelle Meßwertverarbeitung rückwirkungsfrei von der betrieblichen getrennt. Die ausgelesenen Meßwerte können auch auf Anforderungen im Sichtgerät (3) dargestellt werden.

Der Umstand, daß zwei (zeitlich markierte) Lochstreifen zur Weitergabe an den Großrechner zur Meßwertauswertung anfallen, wurde aus Sicherheitsgründen in Kauf genommen.

#### 4.5 Kreislauftechnische Besonderheiten

##### 4.5.1 Brennelementauslegung und Reaktoreinsatz

###### 4.5.1.1 Grundsätzliche Überlegung

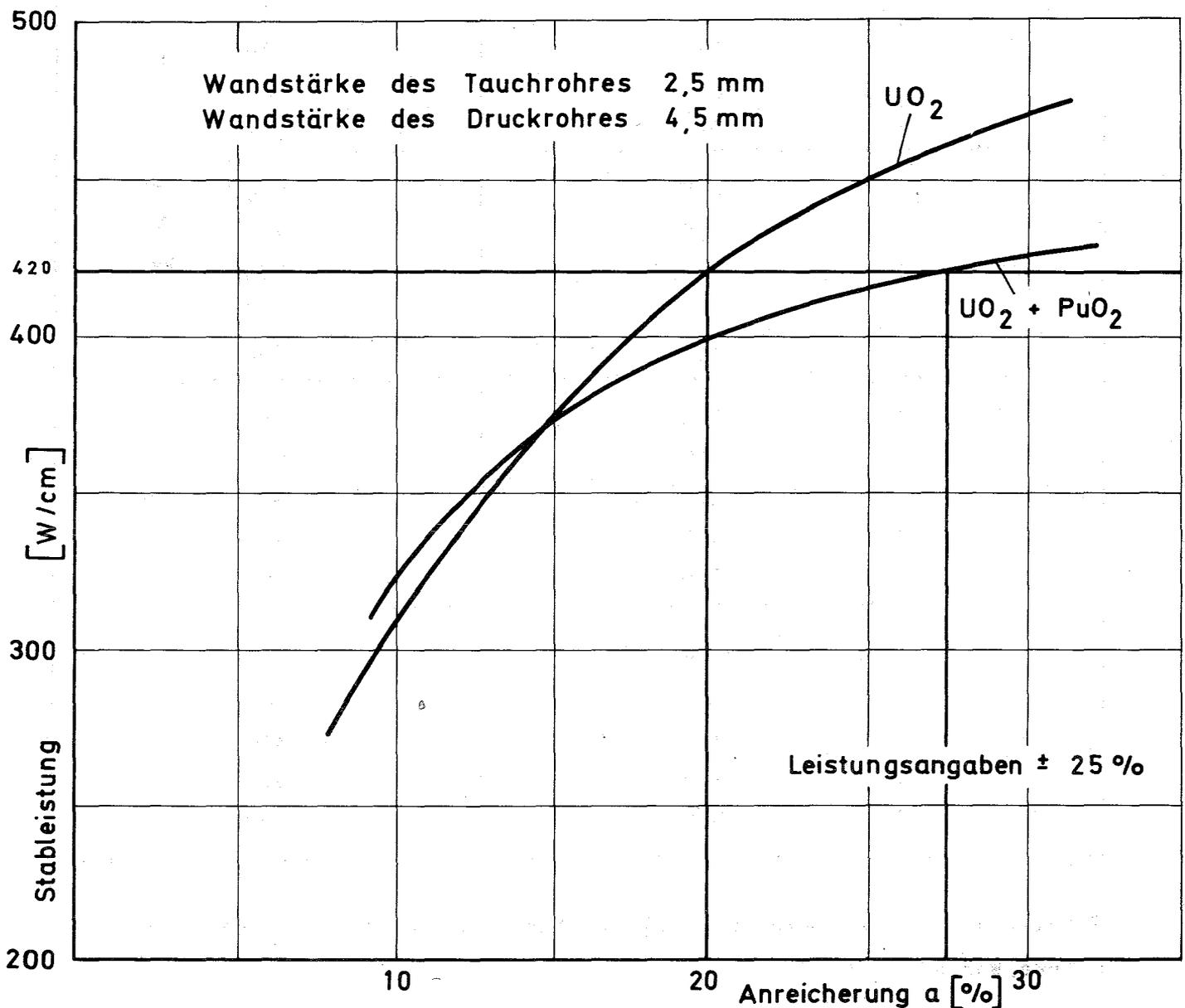
Die Brennelementauslegung war insofern schwierig, als eine Reihe von zum Teil sich widersprechenden experimentellen und betrieblichen Forderungen in Übereinstimmung gebracht werden mußten. Die Forderungen zielten darauf ab, für das Brennelement Betriebsbedingungen zu schaffen, wie sie in einer großtechnischen Anlage erwartet werden. Dies galt für Brennstababmessungen, -assemblierung, -leistungsdichte, Spalt- und Brutstoffzusammensetzung, Dampfgeschwindigkeit im Kühlkanal, Dampfaufheizung und max. Claddingtemperatur. Vom Kreislaufbetrieb her mußte der im Hochdruckteil des Primärkreislaufes auf das Brennelement entfallende Anteil am Gesamtdruckverlust im Hinblick auf den Dampfverdichter begrenzt werden. Weiter sollte zur Vermeidung von Schwingungen die Dampfgeschwindigkeit 60 m/s nicht überschreiten, und schließlich durfte die Eintrittstemperatur des Kühldampfes am Reaktoreinsatz nur so weit abgesenkt werden, daß Kondensation im Zulaufkanal des Reaktoreinsatzes mit Sicherheit ausgeschlossen werden konnte.

Dort, wo die oben aufgeführten Randbedingungen korrigiert werden mußten, wurde angestrebt, durch die notwendigen Maßnahmen die experimentellen Ergebnisse hinsichtlich Produktion, Freisetzung und Ablagerung von Spaltprodukten möglichst nicht zu beeinflussen.

#### 4.5.1.2 Ergebnisse der physikalischen und thermodynamischen Rechnungen

Die gewünschte Stableistung konnte nur erreicht werden durch den Verzicht auf den Einsatz eines Mehrstabbündels und durch die Verwendung von relativ hoch angereichertem Brennstoff.

In Abb. 4.5 - 7 ist die auf die Längeneinheit bezogene Stableistung über der Anreicherung für den  $\text{UO}_2$ - und  $\text{UO}_2+\text{PuO}_2$ -Stab aufgetragen. Sie stellt den jeweils max. erreichbaren Wert dar, der durch den Einsatz nur eines Stabes bei gleichzeitiger raumsparender Gestaltung des Reaktoreinsatzes erzielbar ist, wenn das Absorptionsvolumen auf ein Minimum reduziert wird. Es zeigt sich, daß die gewünschte Leistung von  $420 \text{ W/cm}$  beim  $\text{UO}_2$ -Stab bei geringerer Anreicherung erreicht wird als beim Mischoxydstab. Die Vergleichswerte sind 20 und 28 %.



Errechnete Brennstableistungen im Reaktoreinsatz Abb. 4.5-7

Weiter ist die Abhängigkeit der Leistungserzeugung eines  $UO_2$ -Stabes von der Wandstärke des Tauchrohres bei mehreren Anreicherungen ermittelt worden. Die in der Tabelle 4 - 1 wiedergegebenen Ergebnisse zeigen, daß die Volumenzunahme des Tauchrohres um 300 %/m (das entspricht einer Wandstärkenerhöhung von 2,5 auf 6,5 mm) bei 30 %iger Anreicherung nur eine Leistungsabnahme von 25 % hervorruft. Ähnliche Zahlenwerte werden für den Mischoxydstab erwartet. Das bedeutet, daß das für die Sicherheit des FR2 so wichtige Tauchrohr konservativ ausgelegt werden kann, ohne daß dies mit einer empfindlichen Brennstableistungseinbuße erkauft werden müßte.

Anreicherung a [%]	Wandstärke des Tauchrohres [mm]	max.spez.Leistung bei 44 MW [ $\frac{W}{cm}$ ]
10	2,5	320
	3,5	290
	4,5	270
	5,5	250
	6,5	240
20	2,5	440
	3,5	400
	4,5	380
	5,5	350
	6,5	330
30	2,5	490
	3,5	450
	4,5	420
	5,5	390
	6,5	360
40	2,5	500
	3,5	460
	4,5	430
	5,5	400
	6,5	380

Tabelle 4 - 1 Brennstableistung in Abhängigkeit der Tauchrohrwandstärke, Werkstoff 4550.

Die Leistungsangaben sind mit einem Fehler von  $\pm 25\%$  behaftet. Die Ursache liegt in der Unsicherheit der Rechenmethode, der Unkenntnis des bei der in-pile-Inbetriebnahme tatsächlich herrschenden Flusses und der bis dahin eintretenden Coreveränderungen.

Die thermodynamischen Berechnungen basieren auf folgenden Auslegungsdaten:

#### 1. Druck

Druck des Kühldampfes am Reaktoreinsatzeintritt 75, 120, 160 und 175 ata.

#### 2. Temperatur

a) Die maximale Dampfeintrittstemperatur darf in keiner Druckstufe die Kondensationstemperatur erreichen. Ein Sicherheitsabstand von etwa  $10\text{ }^{\circ}\text{C}$  ist anzustreben.

b) Die nominelle Dampfaustrittstemperatur (am Brennstabende) soll in der Druckstufe 75 ata etwa 380 bis  $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ , in den Druckstufen 120, 160 und 175 ata etwa  $490\text{ }^{\circ}\text{C}$  betragen.

c) Die maximale Dampfaustrittstemperatur ist durch den Werkstoff des Druckrohres (4550) auf  $550\text{ }^{\circ}\text{C}$  begrenzt.

#### 3. Hüllrohrtemperatur

Die nominelle Temperatur an der Hüllrohrinnenwand soll unter Berücksichtigung der Kühlkanalfaktoren in allen Betriebsphasen  $700\text{ }^{\circ}\text{C}$  betragen. Eine Veränderung dieses Niveaus nach unten und oben durch entsprechende Veränderung des Kühldampfstromes soll möglich sein.

#### 4. Kühlkanalquerschnitt

Die Spaltbreite des als Kreisrings ausgebildeten Kühlkanalquerschnittes beträgt 1,4 mm.

#### 5. Dampfgeschwindigkeit am BE-Ende

Die Dampfgeschwindigkeit beträgt bei den Druckstufen 160 und 175 ata 45 m/s, und bei den Druckstufen 75 und 120 ata 60 m/s.

Die Geschwindigkeit von 60 m/s wird als oberste Grenze betrachtet, um Schwingungen im Reaktoreinsatz zu vermeiden.

#### 6. Brennstofflänge

Es wird eine Stablänge von 1 bis 1,5 m angestrebt. Die tatsächlichen Werte ergeben sich aus den Forderungen, daß der Druckverlust mit Rücksicht auf den Dampfverdichter gewisse Maximalwerte nicht überschreiten darf und die Grenzgeschwindigkeit mit 60 m/s festgelegt ist.

In der Druckstufe 75 ata wird die Brennstablänge durch die maximal mögliche Leistungsaufnahme des Kühlmittels bei größtmöglichem Volumenstrom bestimmt.

#### 7. Spez. Stableistung

Hier wurde neben dem angestrebten Wert  $420 \text{ W/cm} \hat{=} 130 \text{ W/gr}$ . noch der nach der Fehlerbetrachtung niedrigstmögliche Wert ( $370 \text{ W/cm} \hat{=} 100 \text{ W/gr}$ ) der Auslegung zugrunde gelegt.

Die nach den o.g. Randbedingungen ermittelten kühltechnischen Daten des Brennstabes und des Dampfes sind in der Tabelle 4 - 2 zusammengestellt.

Wie die Ergebnisse zeigen, muß die Brennstablänge in erheblichem Maße variiert werden. Aus der Sicht einer noch sinnvollen Stablänge muß der Betrieb beim Druckniveau von 75 ata sogar auf die Ausbaustufe I beschränkt bleiben.

Weiter ist bemerkenswert, daß allein durch Veränderung des Massenstromes eine z.T. starke Unterkühlung bzw. Überheizung der Brennstabhülle erzeugt werden kann.

Die angegebenen Temperaturen berücksichtigen Heißkanalfaktoren, die in Anlehnung an verschiedene Veröffentlichungen auf diesem Gebiet /2.1/4.2/ für die hier vorliegende spezielle Geometrie errechnet wurden. Die Werte sind in Tabelle 4 - 3 aufgeführt.

Tab. 4-2: Thermodynamische Daten Brennstab

Druckniveau [ata]	Ausbaustufe	Brennstofflänge ohne Spaltgasplenum [cm]	Brennstofflänge mit Spaltgasplenum [cm]	Leistungsdichte: 370 W/cm						Leistungsdichte: 420 W/cm					
				Hüllrohrinnenwandtemperatur [°C]	Kühldampfstrom [kg/h]	Dampf-temperatur am Coreeintritt [°C]	Dampf-temperatur am BE-Eintritt [°C]	Dampf-temperatur am BE-Austritt [°C]	Dampfgeschwindigkeit am BE-Ende [m/s]	Hüllrohrinnenwandtemperatur [°C]	Kühldampfstrom [kg/h]	Dampf-temperatur am Coreeintritt [°C]	Dampf-temperatur am BE-Eintritt [°C]	Dampf-temperatur am BE-Austritt [°C]	Dampfgeschwindigkeit am BE-Ende [m/s]
75	I	20	20 <sup>2)</sup>	624	199	299	316	351	60	665	199	299	314	357	60
75	I	20	20 <sup>2)</sup>	700	179	323	345	392	60	700	189	307	326	374	60
75	I	20	20 <sup>2)</sup>	1239	57,1	300	368	550	25,2	1276	62,3	300	361	550	27,6
120	I, II	80	100	624	279	333	343	434	60	687	265	333	342	457	60
120	I, II	80	100	700	248	352	365	488	60	700	260	336	345	466	60
120	I, II	80	100	845	153	330	345	550	41,2	855	172	330	344	550	48,4
120	III	30	20 <sup>2)</sup>	533	349	333	342	368	60	546	355	333	341	365	60
120	III	30	20 <sup>2)</sup>	700	261	409	425	474	60	700	272	369	405	456	60
120	III	30	20 <sup>2)</sup>	1109	71,5	330	367	550	18,9	1133	78,8	330	363	550	20,8
160	I, II, III	80	100	574	315	396	362	420	45	626	298	356	362	438	45
160	I, II, III	80	100	700	254	383	394	501	45	700	263	369	377	486	45
160	I, II, III	80	100	830	153	356	368	550	29,7	845	171	356	367	550	33,2
175	I, II, III	80	100	548	366	363	369	415	45	588	350	363	366	426	45
175	I, II, III	80	100	700	277	400	411	512	45	700	285	385	393	499	45
175	I, II, III	80	100	827	153	365	377	550	26,8	637	172	365	375	550	30

Anmerkungen:

- Die unterstrichenen Werte sind für die Druck- und Ausbaustufen Grenzwerte und für die thermodynamische Auslegung bestimmend.
- Es werden nur defekte Elemente eingesetzt. Bei diesen Elementen muß kein Plenum vorgesehen werden.

Tab. 4-3: Kühlkanalfaktoren

Toleranzen und Unsicherheiten	Kühlmittel- aufheizung	Temp.-Anstieg zum Hüllrohr am BE-Ende (Grenzschicht)	Temp.Anstieg im Hüllrohr	Temp.Anstieg im Spalt	Temp.Anstieg im Brennstoff
Abmessungen	1,085 <sup>+</sup> ) --	1,04 1,01 <sup>+</sup> )	1,05 --	1,25 --	-- --
Brennstoffdichte	1,035 <sup>+</sup> )	1,035	1,02	1,02	1,02
Brennstoffanreicherung	1,035 <sup>+</sup> )	1,035	1,02	1,02	1,02
Wärmeübergang am Hüllrohr	--	1,10	--	--	--
Oxydschicht	--	--	1,015	--	--
Leistungsmessung	1,02	1,01	1,01	1,01	1,01
Unsicherheiten der Stoffwerte	1,001	1,025	1,02	1,04	1,12
insgesamt (nach der Produktmethode)	1,18	1,28	1,14	1,37	1,18
33 %ige Durchmischung	1,13	1,28	1,14	1,37	1,18

<sup>+</sup>) Faktoren, die durch die Durchmischung beeinflusst werden.

Eine Durchmischung, wie sie in /2.1/ angenommen wurde, wird auch für die hier vorgesehene Einstabgeometrie mit ihren drei um  $120^\circ$  versetzten und mit einer Steigung von 175 mm versehenen Spiraldrähten als Abstandhalterung erwartet. Der Heißkanalfaktor der Kühlmittelaufheizung fällt dann von 1.18 auf 1.13.

Die Berechnung des axialen Verlaufs

der Kühlmitteltemperatur	$t_{\text{Dampf}}$
der Hüllrohräußentemperatur	$t_{\text{wa}}$
der Hüllrohrinnentemperatur	$t_{\text{wi}}$
der Brennstoffäußentemperatur	$t_{\text{ba}}$ und
der Brennstoffzentraltemperatur	$t_o$

für die Stableistungen 370 und 420 W/cm wurden für alle Druck- und Ausbaustufen bei einer Hüllrohrinnentemperatur von  $700^\circ\text{C}$  (mit und ohne Berücksichtigung der Kühlkanalfaktoren) durchgeführt. Als Beispiel sind einige Ergebnisse in den Abb. 4.5 - 8 und 9 dargestellt. Die maximale Hüllrohrtemperatur tritt immer am Stabende auf, da die Brennstablänge im Vergleich zum FR2-Core kurz ist.

Bei der Berechnung der für das Experiment richtigen Brennstoffoberflächentemperatur ergibt sich die Unsicherheit hinsichtlich der Annahme des Wärmeleitwiderstandes zwischen Brennstoff und Hülle. Der Rechnung liegt folgendes Modell zugrunde:

Der Brennstoff liegt zentrisch im Hüllrohr.

Der umgebende Spalt ergibt sich aus den Herstellungstoleranzen von Brennstoff und Hülle.

Der Spalt ist beim unbeschädigten Brennstab mit Helium von 110 at gefüllt.

Bei einem Canschaden ist der Spalt mit dem jeweiligen Kühldampf gefüllt. Die Wärmeleitzahl wurde für eine mittlere Spaltweite bei Füllung des Brennstabes mit Helium bzw. Dampf unter Berücksichtigung von Wärmeleitung und Wärmestrahlung ermittelt (siehe Abb. 4.5 - 10).

**Axialer Temperaturverlauf  
im Brennstab (370 W/cm)**

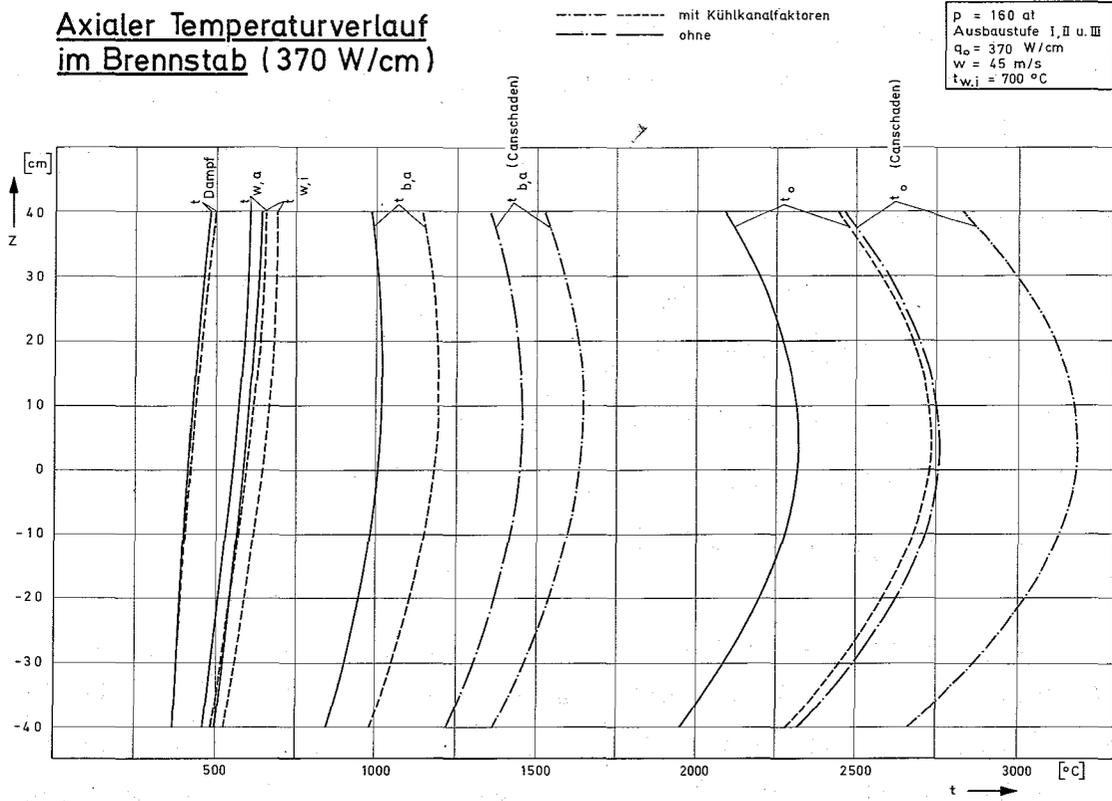


Abb. 4.5 - 8

**Axialer Temperaturverlauf  
im Brennstab (420 W/cm)**

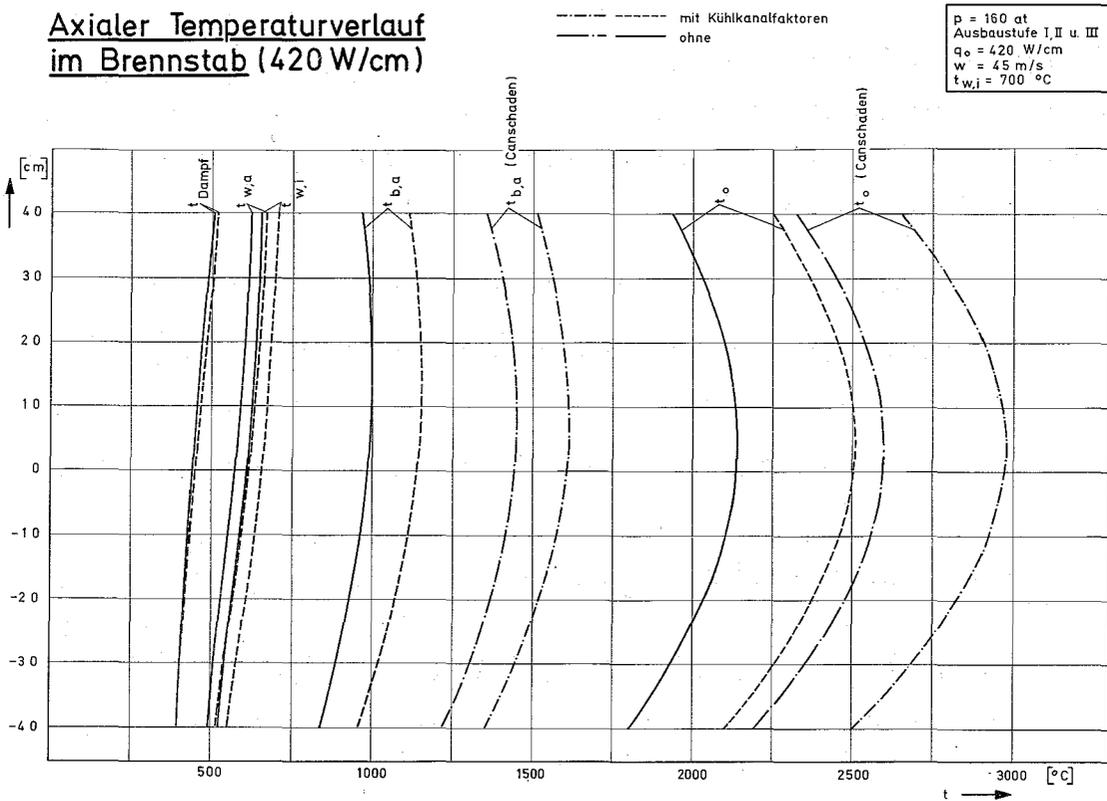


Abb. 4.5 - 9

Die Rechnung ergibt zu hohe Brennstoffoberflächentemperaturen, da im Betrieb die Annahme nicht zutrifft, daß das Pellet unversehrt zentrisch im Hüllrohr liegt. Nach /4.3/4.4/4.5/ treten im Brennstoff durch Wärmespannungen radiale Risse auf. Dies führt zusammen mit dem Schwellen zu einem Kontakt Brennstoff/Hülle. Nach /4.3/4.5/ kann dadurch mit einem zwei- bis viermal besseren Wärmeübergangskoeffizienten gerechnet werden. Dies hat zur Folge, daß der Temperatursprung im Ringspalt nur 50 - 25 % vom errechneten Wert beträgt. Entsprechend geringer werden die Brennstoffoberflächentemperaturen.

Der errechnete Wärmeübergangskoeffizient ist demnach ein Minimalwert und ergibt deshalb die größtmögliche Brennstoffoberflächentemperatur.

Bei der Berechnung der Zentraltemperatur im Brennstoff geht als wesentliche Unsicherheit die in Abb. 4.5 - 11 dargestellte Wärmeleitfähigkeit des  $UO_2$  ein. Die Wärmeleitfähigkeit ist abhängig von der Temperatur, von der Dichte, vom U:O-Verhältnis, von der Bestrahlung (Abbrand) und von der Wärmebelastung (Auftreten von Rissen) /4.4/. Zur Berechnung der Zentraltemperatur wurde ein minimaler Wert für die Wärmeleitfähigkeit benutzt, so daß sich dadurch die maximale Zentraltemperatur ergibt.

Die Abb. 4.5 - 12 bis 4.5 - 13 zeigen den radialen Temperaturverlauf im Brennstoff für verschiedene Stableistungen mit und ohne Kühlkanalfaktoren in Abhängigkeit von der Brennstoffoberflächentemperatur  $t_{b,a}$ . Für den im Hinblick auf die Zentraltemperatur ungünstigsten Modellfall (175 at, Ausbaustufe I - III, 420 W/cm mit Kühlfaktoren/Canschaden) ergibt sich, daß bei einer Oberflächentemperatur von  $1600^{\circ}C$  der Brennstoff in der Mitte etwa zu 25 % aufgeschmolzen wäre.

Radiales Temperaturprofil im Brennstoffstab \*)

$q_0 = 420 \text{ W/cm}$   
ohne Kühlkanalfaktoren

\*) Stabmitte

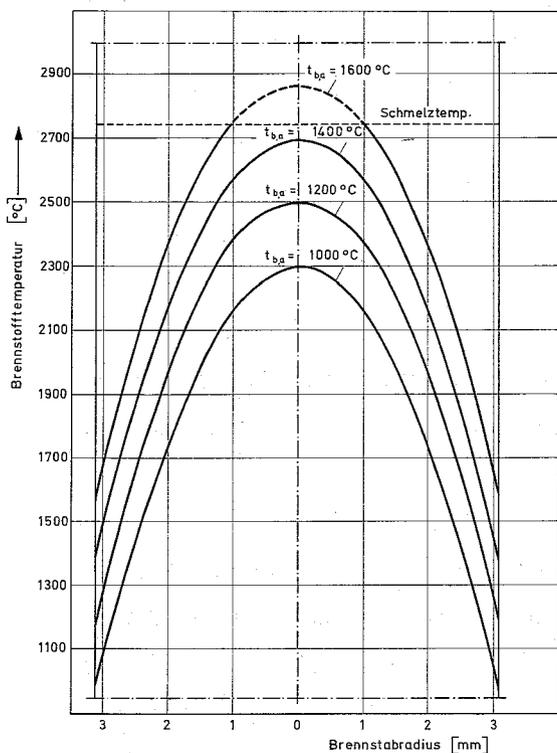


Abb. 4.5-12

Radiales Temperaturprofil im Brennstoffstab \*)

$q_0 = 420 \text{ W/cm}$   
mit Kühlkanalfaktoren

\*) Stabmitte

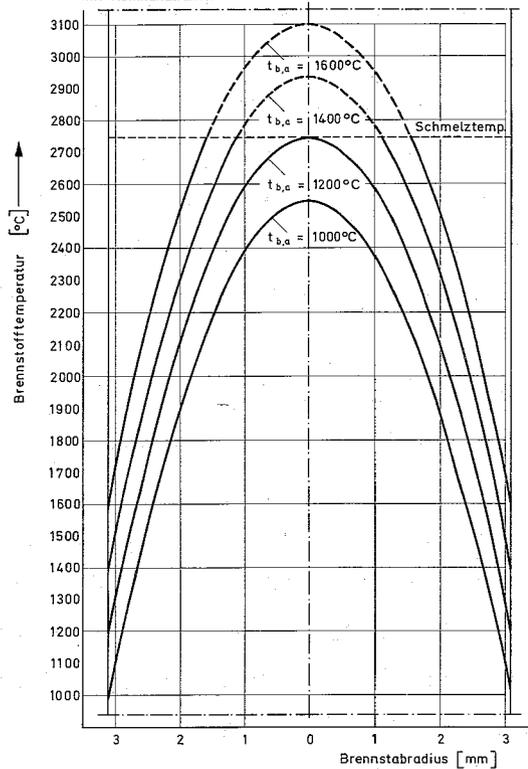
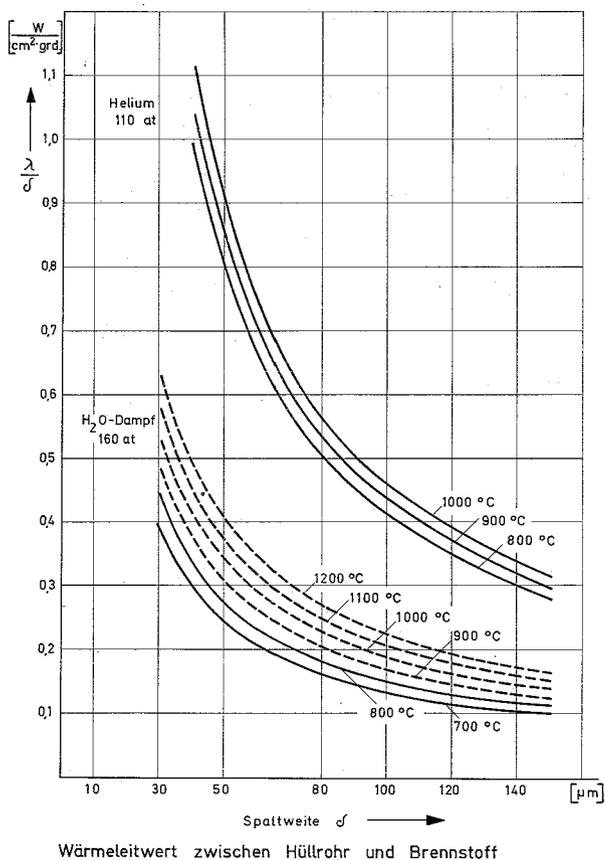


Abb. 4.5-13



Wärmeleitwert zwischen Hüllrohr und Brennstoff

Abb. 4.5-10

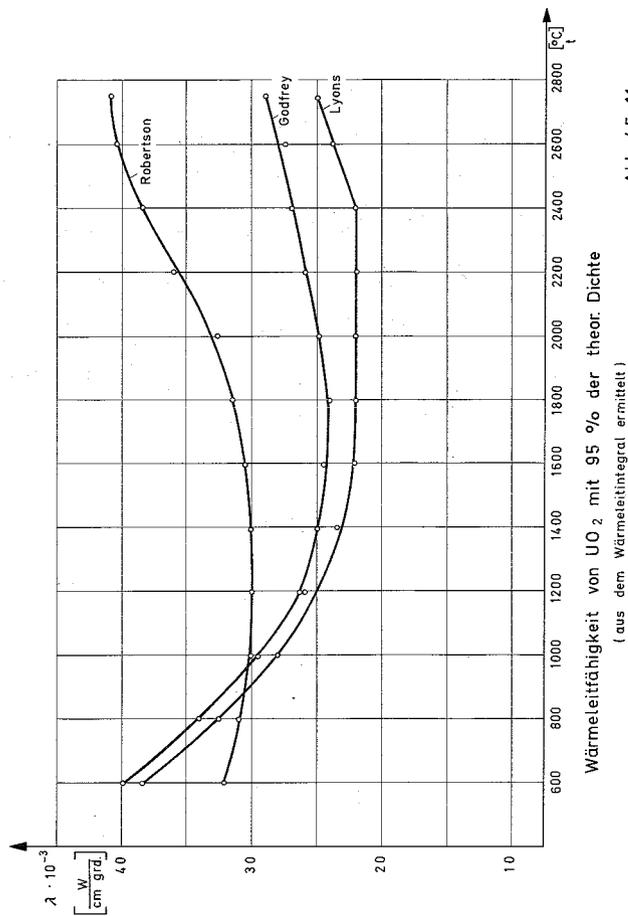


Abb. 4.5-11

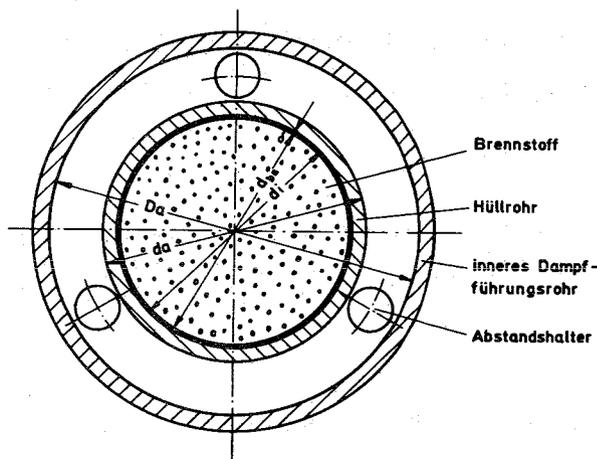
Die gerechneten Brennstofftemperaturen stellen Maximalwerte dar. Sie werden im Betrieb nicht erreicht.

#### 4.5.1.3 Brennstabdaten

Querschnitt siehe Abb. 4.5 - 14

Abmessungen:

Stablänge	20 - 100 cm
Hüllrohraußendurchmesser	$7 \pm 0,025$ mm
Hüllrohrwandstärke	0,37 mm
Hüllrohrwandstärkeltoleranz	$\pm 5\%$
Brennstoffaußendurchmesser (Tabletten)	$6,1 \pm 0,04$ mm
Spalt Brennstoff/Hülle	100 - 150 $\mu$ m
Hüllrohrwerkstoff	Inconel 625
Länge des Spaltgasplenums	20 cm



Brennstab - Querschnitt

#### Toleranzen:

Durchmessertoleranz:	$Da = 9,8 \pm 0,025$ mm
	$da = 7 \pm 0,025$ mm
	$di = 6,26 \pm 0,025$ mm
	$d_{be} = 6,1 \pm 0,04$ mm
Ovalität:	$da = 7 \pm 0,025$ mm
	$Da = 9,8 \pm 0,025$ mm

Exzentrizität durch Spiel des Hüllrohres (bzw. der Abstandshalter) im Dampf-führungsrohr  $\pm 0,1$  mm.

Wanddickentoleranz des Hüllrohres  $\pm 5\%$

Abb. 4.5 - 14

## Brennstoff:

Art: Tabletten

Dichte der Tabletten	84 bis 95 % der theoretischen Dichte
theoretische Brennstoffdichte	10,8 g/cm <sup>3</sup>
Schmierdichte (unter Berücksichtigung des Dishing und Gap)	80 bis 87 % der theoretischen Brennstoffdichte
Anreicherung UO <sub>2</sub> -Stab	ca. 20 % U 235-Oxid
Anreicherung UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> -Stab	ca. 28 % PuO <sub>2</sub>

## Gasfüllung:

Medium	Helium
Druck	110 kp/cm <sup>2</sup>
Max. Druckdifferenz auf die Hülle	70 kp/cm <sup>2</sup>

## 4.5.1.4 Prinzipaufbau des Reaktoreinsatzes

Der Reaktoreinsatz dient zur Aufnahme von Brennstäben mit absichtlich herbeigeführten Hüllrohrschäden. Seine im folgenden dargestellte Konzeption stellt einen Kompromiß dar zwischen den experimentellen Wünschen nach bestimmten kühltechnischen und geometrischen Daten der Brennelemente und den räumlichen, thermodynamischen und neutronenphysikalischen Gegebenheiten am FR2 unter Berücksichtigung der sicherheitstechnischen Erfordernisse.

Die Abb. 4.5 - 15 zeigt einen Längsschnitt und verschiedene Querschnitte des Reaktoreinsatzes. Die nachfolgende Beschreibung des Einsatzes bezieht sich auf diese Abbildung.

Der Brennstab (Pos. 6) ist am Brennelement-Trägerrohr (Pos. 5) aufgehängt, befindet sich etwa auf halber Corehöhe und ist von einem Druckrohr (Pos. 1) umgeben. Das Druckrohr nimmt den vollen Druck (max. 180 ata) des Brennelementkühlmediums (Heißdampf) gegen den drucklosen Moderator (D<sub>2</sub>O) des FR2 auf und bildet gleichzeitig die äußere Begrenzung des Gesamtkühlquerschnittes. Die Ausführung des Einsatzes als Fingerhutrohr verlangt

die Unterteilung des Gesamtströmungsquerschnittes durch ein konzentrisch zwischen Brennelement und Druckrohr angeordnetes doppeltes Dampfleitungsrohr (Pos. 7). Der Zwischenraum des doppelten Dampfleitungsrohres ist mit stagnierendem Dampf gefüllt, dessen schlechte Wärmeleitfähigkeit einen unerwünschten Wärmeaustausch zwischen Kühlmittelzu- und -ablauf verhindern soll. Im Bereich der Coreabschirmung (zwischen Kote 15376 und 11883) ist der Heißdampf-Abflußquerschnitt stufenweise versetzt (Pos. 4).

Das Druckrohr nimmt in erster Näherung die Temperatur des zuströmenden Dampfes (ca. 360 °C) an. Es muß daher gegen den kalten FR2-Moderator (max. 80 °C) thermisch isoliert werden, um unzulässig hohe Wärmespannungen in der Druckrohrwand und unerwünschtes Sieden des D<sub>2</sub>O auszuschließen. Das Druckrohr ist zu diesem Zweck von einem Tauchrohr (Pos. 2) umgeben. Der von beiden Rohren gebildete Spalt wird evakuiert, um einen guten Isolationseffekt zu erzielen. Eine eingelegte Edelstahlfolie erhöht die Wirkung durch Reduzierung der Strahlungswärme. Das Tauchrohr stellt gleichzeitig das Second Containment dar. Es ist so ausgelegt, daß von ihm beim Bruch des Druckrohres (größter anzunehmender Unfall im Reaktoreinsatzbereich) die freiwerdende Druckenergie aufgenommen werden kann.

Die Kühlmittelspalte und der Vakuumisolationsspalt müssen im Bereich der beiden Festdeckel (das sind die oberen Coreabschirmungen) wegen der sonst nach oben austretenden  $\gamma$ - und Neutronenstrahlung abgeschirmt werden. Die Überdeckung der Kühlmittelspalte geschieht durch die bereits erwähnte innere Abschirmung (Pos. 4), die des Vakuumisolationsspalt durch das stufenweise erweiterte Druckrohr.

Im Bereich des Festdeckels mußte die äußere Form des Reaktoreinsatzes - ebenfalls aus Abschirmgründen - an die vorhandene Deckelhülse angepaßt werden. Die über die Isolation strömende Wärme wird hier im Gegensatz zum Corebereich, wo sie durch freie Konvektion abgeführt wird, durch erzwungene Konvektion mittels D<sub>2</sub>O abgeführt. Das D<sub>2</sub>O, das auf Kote 11883 in den Reaktortank eingespeist wird und direkt ins Core zurückfließt, wirkt gleichzeitig als Abschirmung.



Zu- und Ablaufstutzen des Kühldampfes sind mit Flanschen versehen. Die Zu- und Ablaufrohre sind aus sicherheitstechnischen Gründen jeweils mit einem zweiten Rohr umgeben, das bei einem Bruch des inneren Rohres dessen Funktion übernimmt. Dagegen wird ein Versagen des Kopfteiles des Druckrohres nicht in Betracht gezogen. Durch entsprechende Sorgfalt bei der Auslegung und Fertigung, durch Vorversuche und verschärfte Prüfvorschriften soll ein solcher Unfall ausgeschlossen werden.

Druckrohr, Tauchrohr, doppeltes Dampfführungsrohr und das Brennelement stützen sich über den oberen Teil des Tauchrohres auf die Oberkante des Festdeckels (Kote 15376) ab und können sich ungehindert nach unten ausdehnen. Im Tankboden des FR2 ist der Reaktoreinsatz in einer trichterförmigen Vertiefung eindeutig fixiert. Dazu ist der kugelförmige Abschluß des Tauchrohres mit einem zylindrischen Fuß versehen.

#### 4.5.1.5 Technische Daten des Reaktoreinsatzes

Aufnahmekapazität:	1 Brennstab mit einem Durchmesser von 7 mm
Nutzbare Bestrahlungslänge:	max. 2400 mm
Für Bestrahlungsobjekte und deren Kühlung ausnutzbarer Durchmesser:	22 mm
Auslegungsdruck:	220 ata
Auslegungstemperatur des Druckrohres:	570°C
Vom Kühlmittel beaufschlagte Materialien:	Inconel 625 (Dampfführungsdoppelrohr) X 10CrNiNb 18 10 (Druckrohr)
Länge über alles	6720 mm

#### 4.5.1.6 Übergeordnete Auslegungsgesichtspunkte

Die Konzipierung des in Abschnitt 4.5.1.4 beschriebenen Reaktoreinsatzes basiert im wesentlichen auf zwei Grundforderungen:

1. Der Brennelementstab soll eine Leistung von 130 - 150 W/g Brennstoff erzeugen.
2. Die Gefährdung des FR2 durch plötzliches Freisetzen der im Druckrohr des Reaktoreinsatzes gespeicherten Druckenergie infolge eines Druckrohrbruches (größter anzunehmender Unfall im Reaktoreinsatzbereich) soll mit Sicherheit ausgeschlossen werden.

Die erste Forderung verlangt angesichts des nicht sehr hohen thermischen Flusses des FR2 in der Größenordnung von  $10^{14}$  n/cm<sup>2</sup> sec die Bevorzugung von Strukturmaterialien mit geringem makroskopischen Neutronenabsorptionsquerschnitt, die Anwendung einer kompakten Bauweise und die Erhöhung der Brennstoffanreicherung auf Werte, die in der Nähe der Sättigungskonzentration liegen. Vom Gesichtspunkt der Neutronenökonomie bietet sich besonders Zircaloy-2 als Druckrohrmaterial an. Dem Vorteil seines sehr kleinen makroskopischen Absorptionsquerschnittes (ca. 0,008 cm<sup>-1</sup>) steht jedoch der Nachteil einer auf Temperaturen bis ca. 300°C begrenzten Einsetzbarkeit entgegen. Seine Verwendung wäre nur möglich gewesen bei einer thermischen Isolation gegen die Dampfzulauftemperatur von ca. 360°C, was eine erhebliche Komplizierung der Konstruktion bedeutet hätte. Letztlich verlangte jedoch auch die Unsicherheit im Hinblick auf eine betriebssichere Zirkon-Stahl-Verbindung, auf dieses Material zu verzichten.

Von den übrigen in die engere Wahl gezogenen Druckrohrmaterialien wurden das hochnickelhaltige Inconel 625 wegen seiner relativ starken Versprödung unter Neutronenbestrahlung und der Edelstahl X8CrNiNb 16/13 (4961) wegen seiner Neigung zu Mikrorißbildung in den Schweißzonen verworfen. Im Gegensatz dazu läßt sich der X10CrNiNb18 9 (4550) problemlos verschweißen.

Neutronenphysikalische Rechnungen zeigten, daß die geforderte Stableistung von 130 W/g nur in einem maßgerechten auf einen einzigen Brennstab abgestimmten Reaktoreinsatz erreicht wird, wobei die Brennstoffanreicherung bereits 30 % betragen muß, was dicht beim Sättigungswert liegt.

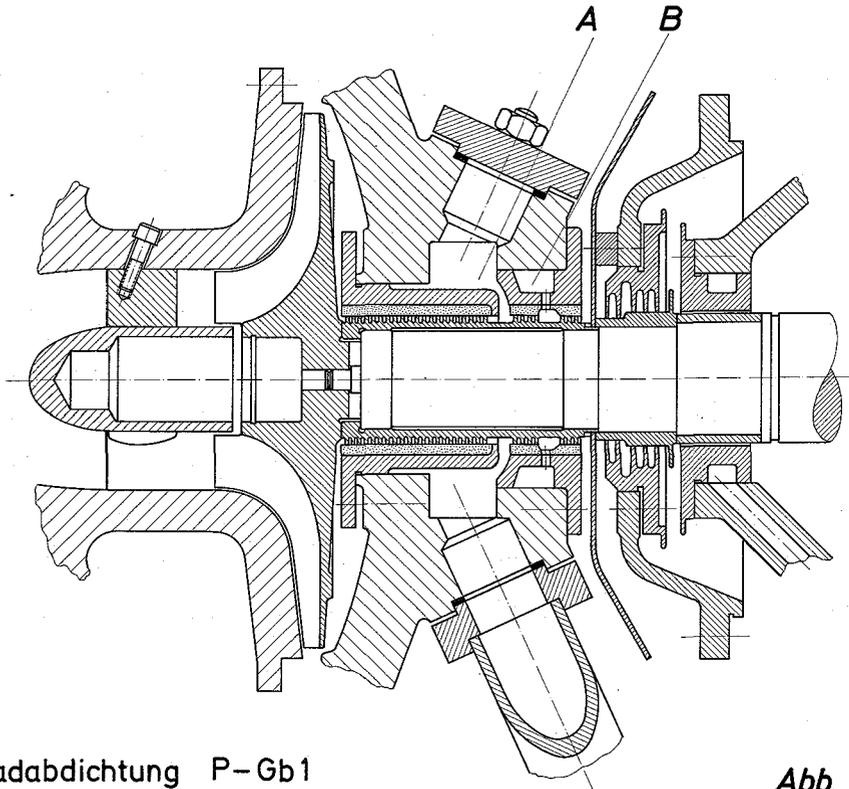
Die Rechnungen zeigten, daß auf den Einsatz eines Brennstabbündels verzichtet werden muß, weil sich sonst das erheblich größere Absorbervolumen der Strukturmaterialien (Druck- und Tauchrohr) und der Effekt der Selbstabschirmung des Brennstoffes auf die spezifische Brennstableistung sehr ungünstig auswirken.

Die zweite Forderung verlangt die Ummantelung des Druckrohres mit einem zweiten Rohr, das in der Lage ist, den bei einem Druckrohrbruch freier werdenden Druckstoß gegen den drucklosen Reaktor aufzufangen, ohne selbst dabei zu Bruch zu gehen. Das bekannt zähe Verhalten der Austenite im unbestrahlten Zustand und die relativ hohe verbleibende Duktilität selbst bei integralen Neutronendosen von  $3 \cdot 10^{21}$  nvt läßt den X10CrNiNb 18 9 auch als geeignetes Material für das als Second Containment ausgelegte Tauchrohr erscheinen.

#### 4.5.2 Dampfverdichter P-Gb 1

Von den in der Übersicht Abb. 6 - 9 dargestellten Verdichterbauarten wurde die Ausführung einer schwedischen Firma nach preislichen und technischen Gesichtspunkten ausgewählt (Lieferant 4).

Die Wellenabdichtung erfolgt mit einem berührungsfreien Labyrinthsystem aus rostfreiem Stahl. Der mit dem Verdichter fest verbundene Teil der Dichtung ist mit Silber ausgekleidet. Die Leckverluste durch die Abdichtung betragen vom Laufrad bis zur Kammer A (siehe Abb. 4.5 - 1) 1,4 % des Dampfdurchsatzes. Diese Leckdampfmenge wird in den Kondensator P-Kd 1 abgegeben. Um zu verhindern, daß Luft über diesen Weg in den Kondensator gelangen kann, wird in den Raum B Sperrdampf von etwas über 1 ata aufgegeben. Die Laufradwelle ist außerhalb des Dampfteiltes in einem Präzisionsspindellager geführt, so daß eine Verunreinigung des Kreislaufmediums mit Drucköl ausgeschlossen ist.



Lauftradabdichtung P-Gb1

Abb. 4.5-1

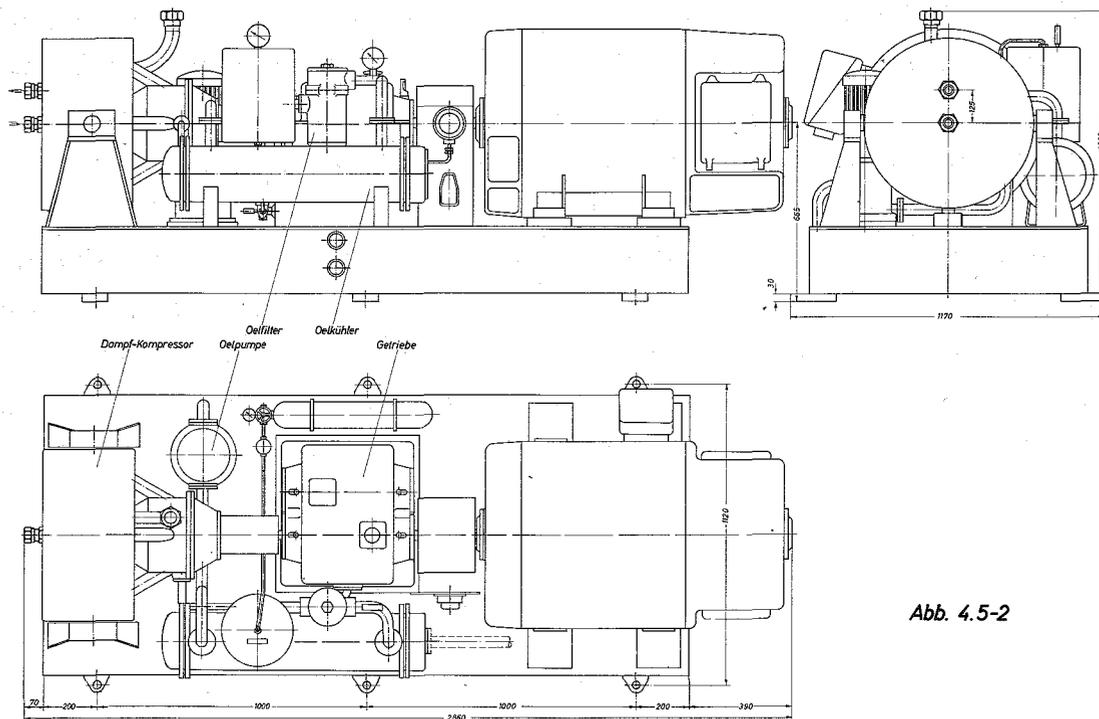


Abb. 4.5-2

Dampfverdichter P-Gb1

Der Verdichter ist mit einer thyristorgesteuerten Drehzahlreguliereinrichtung ausgestattet. Die Drehzahl kann damit stufenlos zwischen 6000 und 32 000 U/min eingestellt werden.

Aus der Abb. 4.5 - 2 ist der Gesamtaufbau der Verdichtereinheit mit der Ölversorgung ersichtlich.

Stromausfälle bis zu 1 sec Dauer können ohne merklichen Leistungsabfall überbrückt werden. Die Schmierölversorgung ist für diesen Fall durch Druckluftaufgabe aus der Vorratsflasche Pos. 14 sichergestellt.

#### 4.5.3 Speisewasserführung am Regenerativ-Wärmeaustauscher P-Wt 1

Als erster Wärmetauscher der Teststrecke ist der P-Wt 1 sehr unterschiedlichen Betriebsbedingungen ausgesetzt.

Die wärmetechnischen Berechnungen ergeben je nach Betriebsfall eine notwendige Austauschfläche von  $0,4 \text{ m}^2$  bis  $2,1 \text{ m}^2$ .

Wie schon in Kapitel 4.3 erwähnt, kommt noch die Forderung der Verhinderung von Kondensation auf der Dampfseite erschwerend hinzu.

Um die Temperaturdifferenzen zwischen Dampf und Speisewasser aus Festigkeitsgründen in erträglichen Grenzen zu halten und gleichzeitig Kondensation in den Dampfleitungsrohren zu vermeiden, wurde eine Kombination zwischen einem Gleichstrom- und Gegenstromwärmeaustauscher gewählt.

Das auf  $150^\circ\text{C}$  vorgewärmte Speisewasser tritt an der Stelle 3 (siehe Abb. 4.5 - 3) in den Doppelrohrwärmeaustauscher ein und trifft dort auf den im Wärmeaustauscherteil B bereits von  $548$  auf  $508^\circ\text{C}$  abgekühlten Dampf. Die Rohrwandtemperatur beträgt dampfseitig  $300^\circ\text{C}$ , liegt also ca.  $16^\circ\text{C}$  über der Kondensationstemperatur für den betrachteten Fall von  $p = 70 \text{ ata}$  Dampfdruck. Im Gleichstrom zum Dampf erwärmt sich das Wasser auf  $275^\circ\text{C}$  am Ende des Wärmeaustauscherteils A. Hier am Dampfaustritt 4 beträgt die Temperaturdifferenz nur noch  $25^\circ\text{C}$ , die dampfseitige Rohrintemperatur von  $287^\circ\text{C}$ , liegt ebenfalls noch  $3^\circ$  über der Kondensationstemperatur.

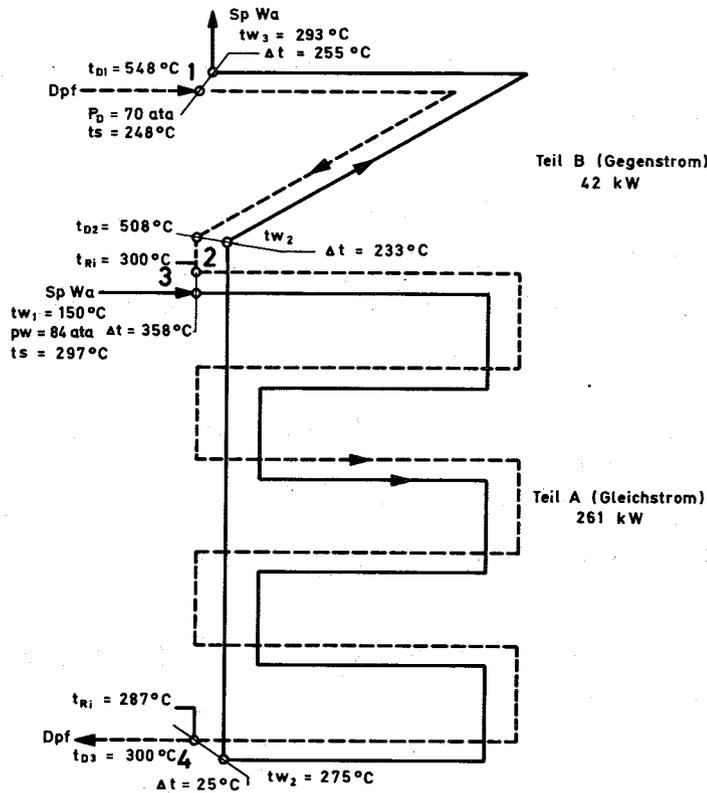


Abb. 4.5-3 Speiswasserführung am P-Wt 1

Das Speiswasser fließt nun zum Wärmeaustauscherteil B (Punkt 2), um im Gegenstrom zum Dampf sich von  $275$  auf  $293^\circ\text{C}$  zu erwärmen. Der Speiswasserdruck muß, um Verdampfung zu vermeiden, auf  $84 \text{ ata}$  angehoben werden.

Die größte Temperaturdifferenz zwischen Speiswasser und Dampf beträgt  $358^\circ\text{C}$ . Zum Ausgleich von Thermospannungen ist das innere Dampfrohr in die im Durchmesser erweiterten Rohrköpfe über ein "thermal sleeve" eingeschweißt (siehe Abb. 4.5 - 4).

Die Dampfgeschwindigkeit beträgt  $29 \text{ m/sec}$ , die Geschwindigkeit des Speiswassers  $0,6 \text{ m/sec}$ .



#### 4.5.4 Sattdampfüberhitzer P-Hz 2

Die Temperaturerhöhung des Dampfstromes im Bypass zum Reaktoreinsatz auf die Temperatur am Ausgang der in-pile-Strecke erfolgt im Überhitzer P-Hz 2. Bedingt durch die angestrebten vielfältigen Betriebszustände muß die Heizleistung zwischen 110 und 940 kW regelbar sein, zuzüglich der Verlustwärme.

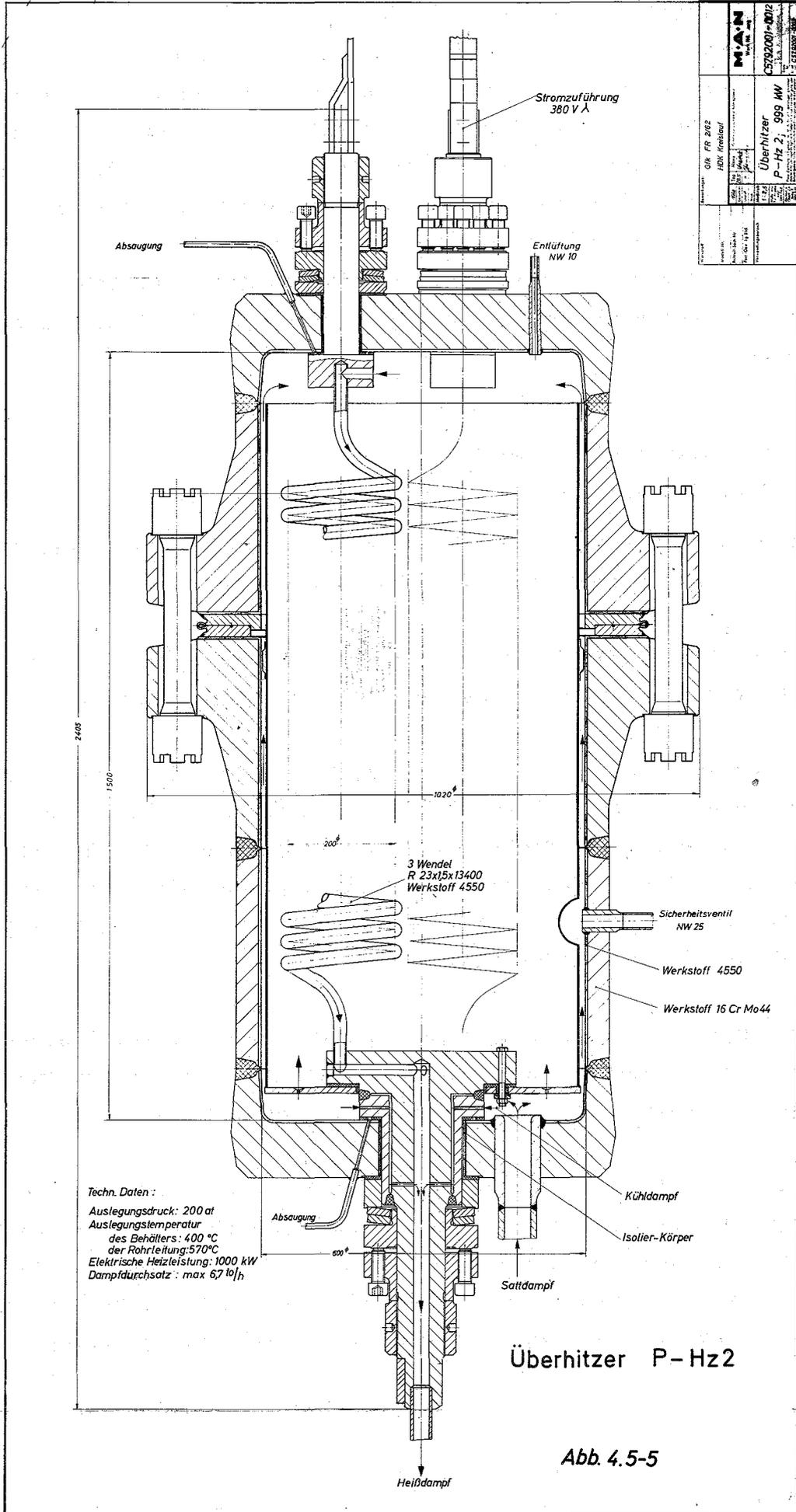
Bei einer konventionellen Bauweise mit Heizstäben ist wegen der notwendigen großen Anzahl von Einzelheizstäben bei der maximalen Leistung eine ungleichmäßige Belastung einzelner Heizstäbe bei kleineren Leistungen nicht auszuschließen. Es ist daher ein Heizstabdefekt infolge örtlicher Überlastung denkbar, der mit Austritt von Magnesiumoxyd in das Kreislaufmedium verbunden sein könnte.

Um dem vorzubeugen, wurde für den Überhitzer eine direkte Widerstandsheizung gewählt. Die konstruktive Ausführung ist aus der Abb. 4.5 - 5 ersichtlich.

Der Sattdampf durchläuft im Überhitzer bis zur Erreichung der Heißdampf-temperatur folgenden Weg: Er tritt im Dampfeintrittsstutzen ein und strömt im Ringraum, der durch die Behälterwand und den Strahlenschild gebildet wird, zum oberen Ende des Behälters, tritt dort in die drei Wendeln ein, durchströmt diese und verläßt den Überhitzer durch die untere Durchführung. Der Dampf, der sich innerhalb des Strahlenschildes befindet, wird durch die von den Wendeln nach außen abgegebenen Wärme aufgeheizt, strömt nach oben und gelangt ebenfalls zu den Wendeln. Aus dem Ringraum und durch das Bodenblech strömt Sattdampf nach.

Der Überhitzer ist für einen höchstzulässigen Betriebsdruck von 200 at und eine Temperatur von 400 °C berechnet.

Die elektrische Stromdurchführung und die Austrittsleitung sind für 570 °C, die Rohrleitungswendeln für 640 °C ausgelegt.



Techn. Daten :  
 Auslegungsdruck: 200 at  
 Auslegungstemperatur  
 des Behälters: 400 °C  
 der Rohrleitung: 570 °C  
 Elektrische Heizleistung: 1000 kW  
 Dampfdurchsatz : max 6,7 t/h

Die Wand des Behälters wird durch einen zylindrischen Blechmantel als Strahlungsschild und durch die Sattedampfführung von den hohen Temperaturen, die im Bereich der Wendeln herrschen, abgeschirmt. Die drei Wendeln sind im Innern des Behälters an der Dampfaustrittsseite, dem elektrischen Sternpunkt zusammengefaßt. Die elektrischen Isolierungen, die gleichzeitig als Weichdichtungen mit Ringraumabsaugung ausgebildet sind, werden an der Heißdampfdurchführung durch einen kleinen Sattedampfstrom gekühlt. Außerdem sind die Dichtungen so angeordnet, daß sie durch den Systemdruck angedrückt werden. Tellerfedern sorgen für eine ausreichende Vorspannung.

#### 4.5.5 Mischverdampfer P-Vd 2

Abb. Nr. 4.5 - 6

Der Verdampfer ist für einen höchstzulässigen Betriebsdruck von 200 at und eine Berechnungstemperatur von 400 °C ausgelegt.

Die äußeren Abmessungen des stehenden Apparates sind 600 mm Ø bei einer Gesamthöhe von 1160 mm, der Flanschdurchmesser beträgt 840 mm.

Der Behälter ist aus 13 Cr Mo 44 gefertigt mit einer Wandstärke von 45 mm und innen mit einer Schweißplattierung von 2 mm Stärke aus Werkstoff 4551 versehen. Der Siebbodeneinbau ist am Bodenflansch befestigt und somit nach Abheben des Oberteils allseitig zugänglich. Er ist ebenso wie der am Oberteil vor dem Sattedampfaustrittsstutzen befestigte Demistor aus dem Werkstoff 4550 gefertigt.

Das Wasser wird durch einen seitlich am Boden angeschweißten Stutzen zugeführt. An der Behälterwand angebrachte Stutzen dienen zum Anschluß einer Wasserstandsregeleinrichtung (vergl. auch Abschnitt 4.4).

Der Heißdampf tritt axial von unten in den Behälter, wird in einem Rohr hochgeführt und strömt anschließend in einem Mantelrohr wieder nach unten unter die Siebbodenplatte, durch deren Bohrungen der Dampf in das darüber stehende Wasser gedrückt wird. Diese Mantelrohrkonstruktion verhindert, daß beim Abschalten des Dampfes Wasser in die Rohrleitung tritt.



Der im Wasser abgekühlte Heißdampf tritt zusammen mit dem erzeugten Sattedampf durch den oberen Stutzen aus, nachdem vorher in einem Demistor eventuell mitgerissene Wassertropfen weitgehend abgeschieden wurden.

Die Abdichtung des Hauptflansches geschieht mit einem doppelten Metall-O-Ring. Der Zwischenraum wird in das Sperrkammersystem abgesaugt.

#### 4.6 Experimentelle Besonderheiten

In den vorstehenden Abschnitten sind im Rahmen der technischen Kreislauf-Beschreibung auch experimentelle Einrichtungen berücksichtigt worden. Wegen ihrer besonderen Bedeutung für den Funktionszweck des Kreislaufs werden aber nun Kühlmittel-Probenahme und Kontaminationsmessung gesondert behandelt.

In Abschnitt 2 sind Ausführungen gemacht über das Experimentierziel, dem das HDK-Loop dienen soll. Demnach sind drei Untersuchungsphasen zu unterscheiden.

- a) Untersuchung der Aktivitätsfreisetzung in das Kühlmittel und
- b) Untersuchung des Aktivitätsverbleibs durch
  - ba) ungewollte Entfernung (Ablagerungen, plate-out)
  - bb) gewollte Entfernung (Dekontaminationsfaktoren von Komponenten).

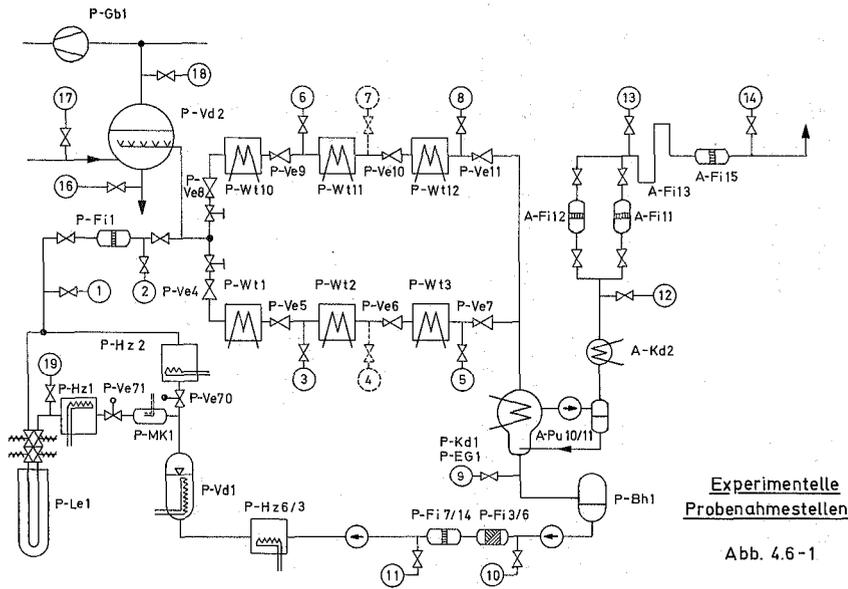
Die Untersuchungen haben zwei Objekte

- c) die Aktivitätskonzentrationsraten im Kühlmittel
- d) die Aktivitätskonzentrationsraten auf Oberflächen.

Zur Erlangung von Meßwerten sind folgende Instrumente vorgesehen, die unten beschrieben werden.

für c) : Probenahme aus Kühlmittel und Abgas

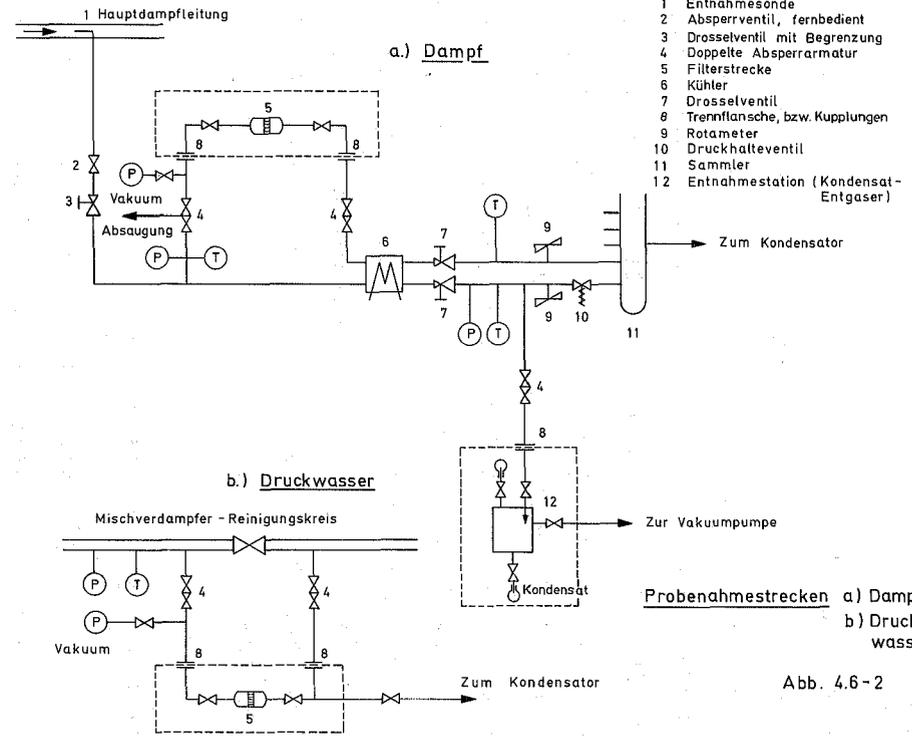
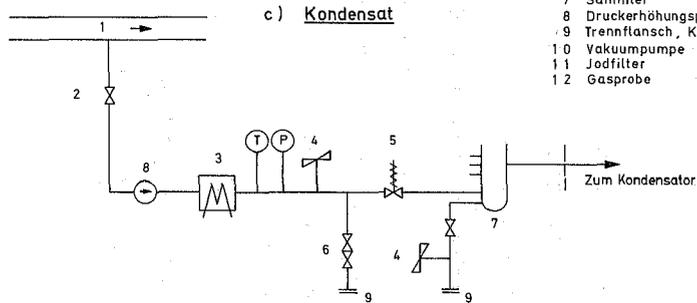
für d) : Schnellprobenwechsler, Viel-Materialprobenkammern und Direktmessungen an den Entspannungsteststrecken.



**Experimentelle Probenahmestellen**

Abb. 4.6-1

- 1 T - Stück
- 2 Absperrarmatur, fernbedient
- 3 Wärmetauscher ( bei Bedarf )
- 4 Rotameter
- 5 Druckhalteventil
- 6 Absperrarmatur
- 7 Sammler
- 8 Druckerhöhungspumpe ( bei Bedarf )
- 9 Trennflansch, Kupplung
- 10 Vakuumpumpe
- 11 Jodfilter
- 12 Gasprobe



- 1 Entnahmesonde
- 2 Absperrventil, fernbedient
- 3 Drosselventil mit Begrenzung
- 4 Doppelte Absperrarmatur
- 5 Filterstrecke
- 6 Kühler
- 7 Drosselventil
- 8 Trennflansche, bzw. Kupplungen
- 9 Rotameter
- 10 Druckhalteventil
- 11 Sammler
- 12 Entnahmestation (Kondensat-Entgaser)

**Probenahmestrecken a) Dampf b) Druckwasser**

Abb. 4.6-2

**Probenahmestrecken c) Kondensat d) Abgas**

Abb. 4.6-3

#### 4.6.1 Kühlmittelprobenahme

Der Aufbau des Kreislaufs gemäß dem DSR-System (Abb. 4.3 - 6) macht aus Untersuchungsgründen Kühlmittelproben an verschiedenen Stellen nötig. Abb. 4.6 - 1 gibt die vorgesehenen möglichen Entnahmestellen 1 bis 19 im vereinfachten Kreislaufschema. Dabei fallen die Proben in Form von Heißdampf, Sattedampf, Druckwasser, Kondensat oder Abgas an. Hauptprobenahmestellen sind 19 für den Kühlmittelintritt in den Reaktoreinsatz und 1 für den Austritt. 2 und 18 (zusammen mit 16 und 17 für den Reinigungskreis) dienen der Bestimmung der Dekontaminationsfaktoren von Heißdampf-Filter bzw. Mischverdampfer, 3 bis 5 bzw. 6 bis 8 nach Bedarf als Referenz für Untersuchungen an der Entspannungsteststrecke. 9 und 12 ergeben die Aktivitätsaufteilung im Kondensator, 10 bis 14 die Abscheidewirkungsgrade der jeweils dazwischenliegenden Reinigungskomponenten sowie 14 die den Kreislauf kontrolliert verlassende Aktivität.

##### 4.6.1.1 Aufbau und Auslegung der Probenahmestrecke

Abb. 4.6 - 2 gibt den Aufbau einer Dampfprobenahmestrecke sowie der Druckwasserprobenahme des Mischverdampfer-Reinigungskreislaufs. Heißdampf (bzw. bei der Mischverdampferreinigung Druckwasser) wird aus dem Hauptstrang abgezogen und in der Filterstrecke 5 filtriert. In der Entnahmestation 13 können Kondensatproben oder über eine Kondensatentgasung Edelgasproben entnommen werden.

Um eine repräsentative Probe zu erhalten, ist es notwendig, in der Entnahmesonde und den nachfolgenden Leitungen isokinetische Verhältnisse anzustreben. Bei den gewählten, beschränkten Durchsatzmengen, die aus kreislauftechnischen Gründen nicht vergrößert werden können, ergäben sich dabei zum Teil sehr kleine Leitungsquerschnitte, die eine repräsentative Probe zweifelhaft machen. Es ist deshalb vorgesehen, bei den Hochdruckentnahmestellen unmittelbar hinter der Sonde zu drosseln, um so in den anschließenden Leitungen die Geschwindigkeiten des Hauptkreislaufes bei vertretbaren Querschnitten aufrecht zu erhalten. Für die einzelnen Entnahmestellen ergeben sich dann die in Tabelle 4 - 4 enthaltenen Werte beim Druckniveau 160 ata.

T a b e l l e 4 - 4

Auslegungsdaten der Probenahmestellen (Druckniveau 160 at)

(Dampf: 1 - 8, 18, 19; Kondensat 9 - 11; Druckwasser: 16, 17; Abgas: 12 - 14)

Entnahme- Stelle	Entnahme- menge	Hauptleitung		Nach Drosseln bzw. nach Druckerhöhung		Armaturen, Rohrleitung Durchmesser	Geschwindig- keit in der Rohrleitung	Sonden- Durchmesser	Geschwindigkeit in der Sonde
		Druck	Temp.	Druck	Temp.				
Nr.	kg/h	at	°C	at	°C	mm	m/s	mm	m/s
1	80	150	490	84	458	NW 6	~ 30	5,0	~ 24
2	80	143	490	83	460	NW 6	~ 30	5,0	~ 25
3	40	30	243	20	235	NW 8	~ 25	6,0	~ 28
5	40	2	122	keine	Drossel	NW 20	~ 35	20	~ 35
6, 8	An diesen Stellen werden vorerst keine Entnahmesonden eingebaut.								
16	120	136	332	keine	Drossel	NW 8	~ 0,8	-	-
17	120	136	332	keine	Drossel	NW 8	~ 0,8	-	-
18	60	136	332	keine	Drossel	NW 6	7,7	6,0	7,7
19	40	160	366	78	295	NW 6	10	6,0	4,3
9	40	0,2	60	7,0	25	6,0	~ 0,45	-	-
10	40	5,0	60	~ 5,0	25	6,0	~ 0,45	-	-
11	40	5,0	60	~ 5,0	25	6,0	~ 0,45	-	-
12	-	0,9	20	0,9	20	6,0	-	-	-
13	-	0,9	20	0,9	20	6,0	-	-	-
14	-	0,8	20	0,8	20	6,0	-	-	-

Für die Probenahmestellen 16 und 17 (Druckwasser) wird der volle Durchsatz von 120 kg/h auch für die Probe verwendet.

Da es aus thermodynamischen Gründen nicht möglich ist, sämtliche Dampfprobenahmestellen ständig mit dem vollen Strom in Betrieb zu halten (was wünschenswert wäre), ist vorgesehen, die Positionen, an denen gerade keine Probe entnommen wird, nur mit einem reduzierten Durchsatz von 10 kg/h zur Warmhaltung und Spülung zu beaufschlagen.

Bei den Kondensat- und Abgasprobenahmestellen besteht eine solche Beschränkung nicht, da das Medium praktisch vollständig direkt dem Hauptstrang wieder zugeführt wird. Die Ausbildung einer Kondensat-Probenahmestrecke ist aus Abb. 4.6 - 3 ersichtlich, ebenso die einer Abgas-Probenahmestrecke.

#### 4.6.1.2 Zentrale Kühlmittel-Probenahmestation

Die Probenahmestrecken sind in einer zentralen Station zusammengefaßt, die als Laborabzug ausgebildet wird, der beim Pu-Betrieb zu einer Hand-schuhbox umgebaut werden kann. Die im gestrichelten Feld der Abbildungen liegenden Einheiten befinden sich im Arbeitsteil der Station (sie dienen der Entnahme von Aktivität zur gammaspektroskopischen Auswertung), die restlichen Komponenten liegen im unteren oder hinteren druckdichten Teil der Station bzw. im sich daran anschließenden Second Containment (siehe auch Abschnitt 5.1.1 und 5.2.5). Trennstelle zwischen Abzug und Second Containment sind jeweils die Flansche 9.

#### 4.6.2 Messung der Oberflächenkontamination (Ablagerungsraten)

Die Untersuchung der ungewollten, in der Regel störenden, Aktivitäts-entfernung aus dem Kühlmittel ist ein wesentlicher Bestandteil des Experimentierprogramms. Üblicherweise werden hierzu Materialproben unterschiedlicher Anströmgeometrien und Oberflächenbehandlung längere Zeit dem Kühlmittel ausgesetzt und anschließend radiochemisch untersucht. Die Ergebnisse lassen eine Aussage über das Langzeitverhalten zu. Eine Interpretation des Kontaminationsaufbaus und der ursächlichen dynamischen Vorgänge ist aber praktisch mit dieser Technik nicht möglich.

Im HDK-Loop sind deshalb neben Viel-Materialprobenkammern (PK), deren Lage aus Abb. 4.3 - 6 ersichtlich ist, zusätzliche Einrichtungen vorgesehen, die durch direkte und indirekte Gammaskopie eine Verfolgung des Kontaminationsaufbaus ermöglichen sollen. Die PK sind Flanschöffnungen der erweiterten Dampfleitung, in die ein Probenträger eingesetzt ist. Sie können nur bei Stillstand des Kreislaufs geöffnet werden. Für den Pu-Betrieb werden sie mit Handschuhboxen umbaut.

#### 4.6.2.1 Schnellprobenwechsler

Der Schnellprobenwechsler (SPW) (siehe Abb. 4.3 - 6, P-Pk 1 bzw. P-Pk 10), dessen Aufbau aus Abb. 4.6 - 4 ersichtlich ist, stellt eine Schleuse dar, mit Hilfe derer nagelförmige Werkstoffproben einzeln ohne Abschaltung des Kreislaufs oder Umlenkung des Dampfstromes schnell in die Hauptdampfleitung ein- und ausgebracht werden können. Die minimale Zeit für den Wechselvorgang ist mit 4 min angesetzt. Der SPW wird im Experimentierraum direkt neben der zentralen Kühlmittelprobennahstation in einem eigenen Abzug installiert.

#### 4.6.2.2 Gamma Direktmessung

Eine Kombination von kurzfristiger Messung und Langzeitverfolgung der Oberflächenkontamination (plate out) wird an den Entspannungstrecken geschaffen, wo außerdem Parametereinflüsse vom Dampfzustand her untersucht werden (unterschiedliche Werkstoffeinflüsse sind durch die bis auf den Werkstoff Ferrit und Austenit gleichen Parallelstrecken gegeben, siehe Abschnitt 4.3.1.1).

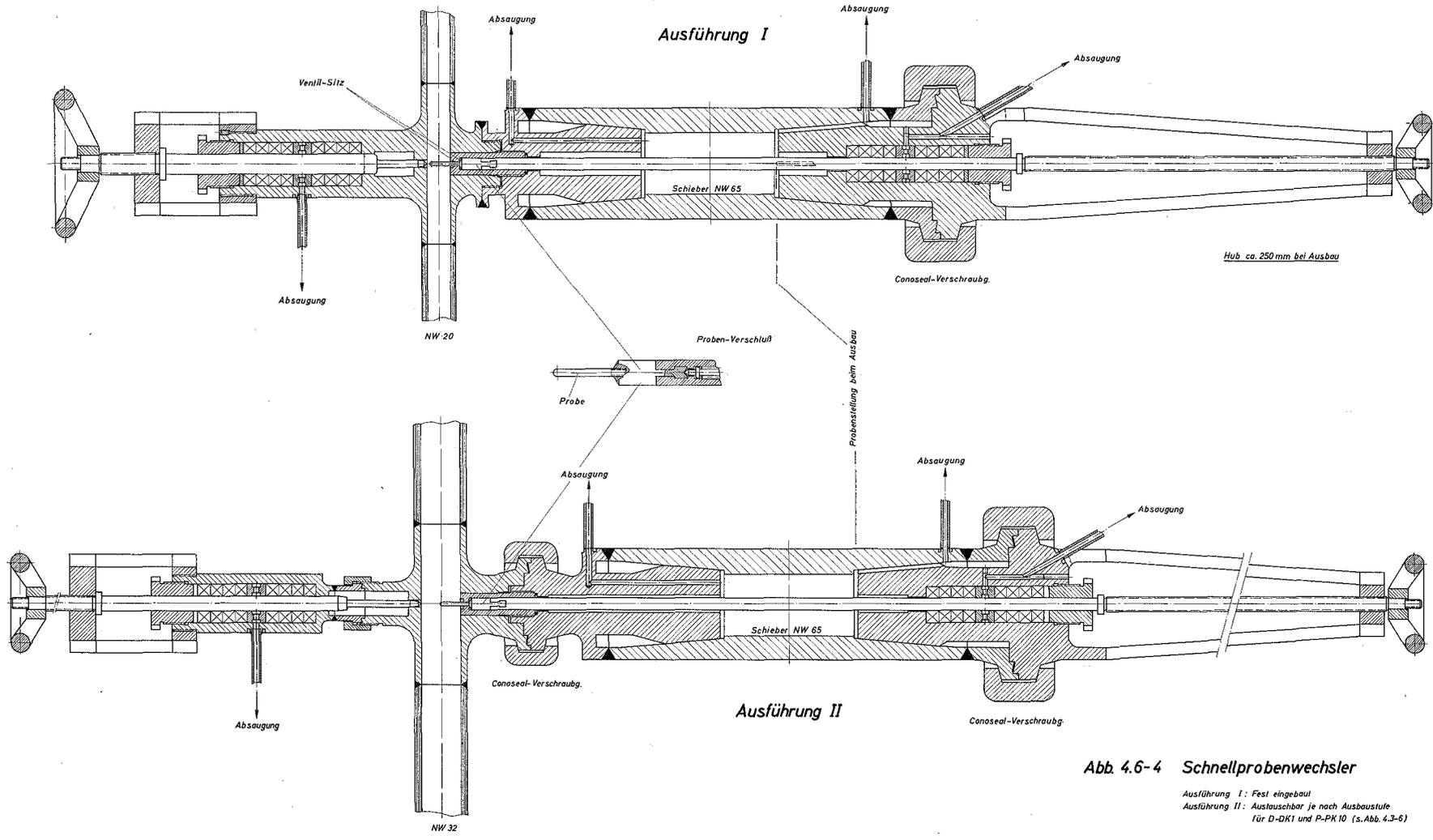
An markierten Punkten der Teststrecke (siehe Abb. 4.3 - 6 A 4 bis 19) werden Halbleiterdetektoren angebracht, die über ein Steuergerät periodisch durch einen 4096 Kanal Analysator abgefragt werden. Durch geometrisch gleiche Anordnung der beiden Teststrecken übereinander kann ein Detektor durch vertikales Verfahren die zwei analogen Meßpunkte der Strecken bedienen. Die Strecken sind kurzfristig umschalt- und evakuierbar (siehe Abschnitt 4.4.1.5), wobei der Betrieb beliebig lange über eine

Strecke laufen kann. Dadurch kann die Gammaskopie den Betriebs-  
erfahrungen angepaßt werden. Vor allen Dingen ist es möglich, die Mes-  
sungen ohne den stark störenden Aktivitätspegel des Kühlmittels und  
der mitgeführten Aktivitäten durchzuführen. Es wird angestrebt, über  
die Messungen "repräsentative Leitisotope" zu verfolgen. Erste Erfah-  
rungen hierzu liegen vom NSPE-Programm vor /4.7/.

#### 4.6.3 Experimentelle Datenerfassung

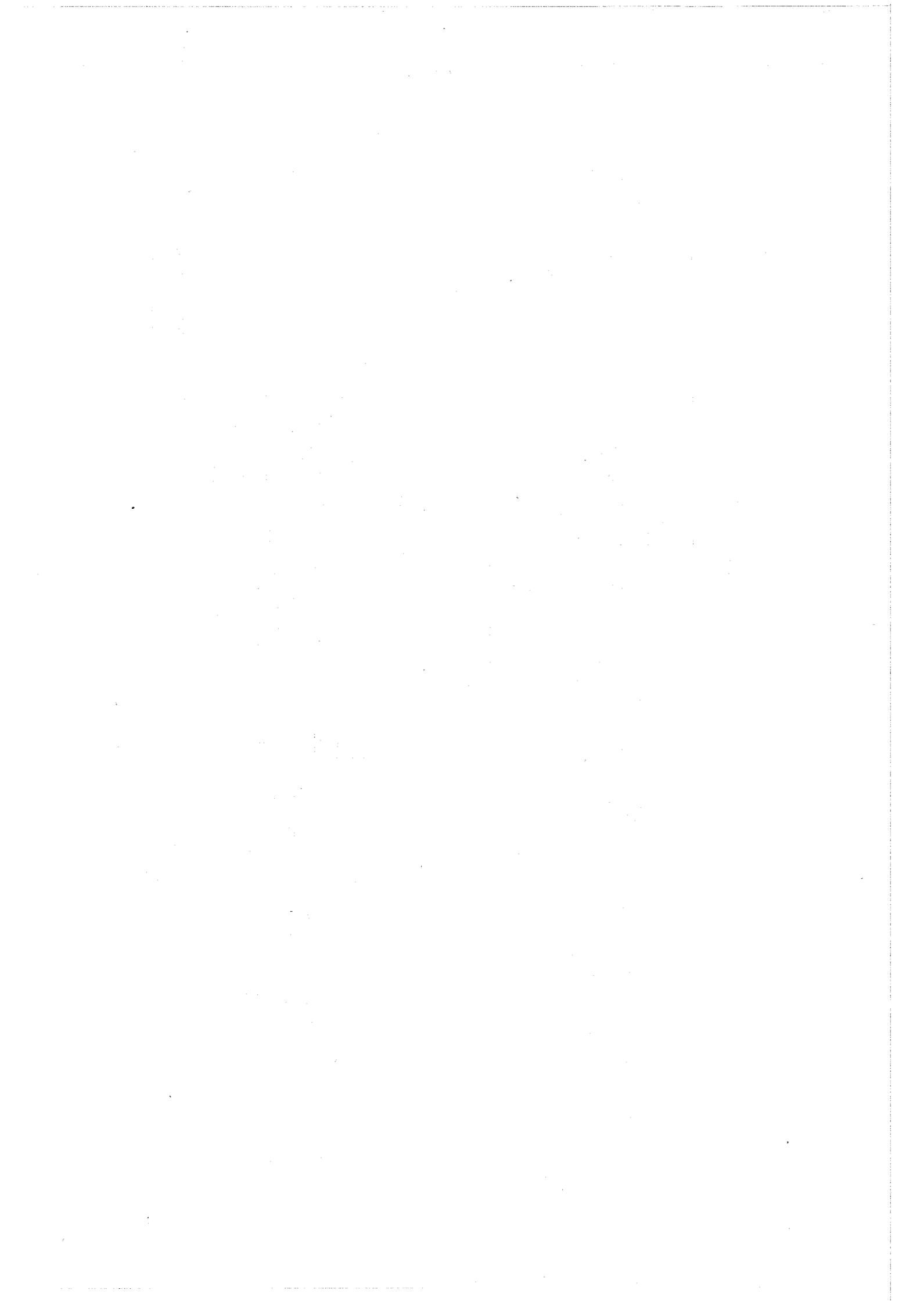
Wegen der Vielzahl der anfallenden Meßdaten, insbesondere der zahlreichen  
Gammaskopien, ist nur eine maschinelle Auswertung sinnvoll. Wie in  
Abschnitt 4.4.5.2 beschrieben, wird für den Betrieb des Kreislaufs  
ein programmierbarer Rechner mit entsprechendem Speichervermögen in-  
stalliert, der die betrieblichen Daten wie Brennstableistung (Spaltrate,  
Spaltproduktaufbau), Dampfdurchsatz und Feuchtigkeitsgehalt im Naßdampf  
bestimmt.

Ein Abfrageprogramm transferiert die interessierenden Parameterdaten  
auf einen Lochstreifen, der dann täglich zusammen mit einem zweiten  
Streifen aus dem Vielkanalanalysator in der Großrechenanlage des  
Kernforschungszentrums ausgewertet wird. Teilrechenprogramme zur Be-  
rechnung des Spaltproduktaufbaus im Brennstab als Aktivitätsquelle  
und zur Auswertung der Gammaskopien eines Halbleiterdetektors laufen  
inzwischen.



**Abb. 4.6-4 Schnellprobenwechsler**

Ausführung I: Fest eingebaut  
 Ausführung II: Austauschbar je nach Ausbaustufe  
 für D-DK1 und P-PK 10 (s. Abb. 4.3-6)



## 5. Sicherheitsanalyse

Das HDK-Loop wirft in vieler Hinsicht umfangreiche sicherheitstechnische Fragen auf, und zwar aus folgenden Gründen:

- a) Das Loop wird mit einem absichtlich beschädigten Brennstab betrieben, so daß Spaltprodukte vom Kühlmedium abtransportiert werden und somit den Kreislauf erheblich kontaminieren können. Diese Kontamination ist besonders an Stellen mit einer gewollten (Filter) oder kreislauftechnisch bedingten (Wasserphase, Kondensator, Entgaser) Ablagerung bzw. Aufkonzentration zu erwarten.
- b) Neben  $UO_2$  soll auch  $UO_2/PuO_2$  als Brennstoff eingesetzt werden. Dies bedeutet eine erhöhte Produktion und Freisetzung von Transuranen sowie deren Transport und Ablagerung im Kreislauf.
- c) Bedingt durch das relativ hohe Temperaturniveau des Kühlmittels (max.  $550^\circ C$ ) und die angestrebte hohe Leistungsdichte ( $150 W/g = 420 W/cm$ ) werden im Brennstoff und in der Hülle bei Normalbetrieb höhere Temperaturen erwartet, als sie bisher in vergleichbaren Reaktoren (z.B. EVESR) erreicht wurden. Die am EVESR gemessenen Freisetzungsraten für Spaltprodukte werden deshalb im HDK-Loop möglicherweise überschritten. Hinzu kommt, daß schon eine kurze Unterbrechung der Kühlung ein Schmelzen der Brennstabhülle mit sich bringt, was eine weiter erhöhte Spaltproduktfreisetzung in den Kreislauf zur Folge hätte.
- d) Es werden Materialproben in kühlmitteldurchströmte Rohrleitungen eingesetzt, die z.T. während des Betriebes und z.T. bei Stillstand ausgewechselt werden sollen.
- e) Es werden Kühlmittelproben während des Betriebes dem Kreislauf entnommen.
- f) Der Kreislauf enthält Komponenten, die unter hohem Druck und hoher Temperatur stehen.

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß das HK-Loop eine Einrichtung darstellt, die im Normalbetrieb unter Bedingungen gefahren wird, die bei einem Reaktor nur in einem gestörten Reaktorbetrieb auftreten. Durch die Kombination von hohem Systemdruck, hoher Systemtemperatur, hoher Leistungsdichte und vorgesehener Spaltproduktfreisetzung stellt dieses Loop ein Novum dar. Es gibt in vielen Punkten keine Möglichkeit, auf vorhandene Erfahrungen zurückzugreifen. Unter diesen Umständen müssen besondere Sicherheitsmaßnahmen getroffen werden, die nachfolgend im einzelnen beschrieben werden sollen. Außerdem werden detaillierte radiologische Berechnungen durchgeführt.

### 5.1 Sicherheitskonzeption

Die durch das Loop bedingten Gefahren sind im wesentlichen:

- a) äußere Bestrahlung durch  $\gamma$ -strahlende Kreislaufkomponenten
- b) äußere und innere Bestrahlung durch in die Atmosphäre der Experimentierräume freigesetzte Aktivitäten
- c) austretender Heißdampf oder Heißwasser sowie Bruchstücke von berstenden Bauteilen
- d) Druck- und Temperaturanstieg in der Atmosphäre der Kreislaufräume.

Im folgenden werden die Ursachen aufgezeigt, die zu den genannten Gefahrenmomenten führen können, und die Maßnahmen beschrieben, die vorgesehen sind, um die Auswirkungen auf Menschen und Sachwerte so gering wie möglich zu halten.

#### 5.1.1 Störungsfreier Kreislaufbetrieb (Gefahrenstufe I)

Der störungsfreie Kreislaufbetrieb ist durch einen intakten Kreislauf charakterisiert. Ohne besondere Maßnahme würde jedoch bei einem normalgedichteten Kreislauf ein Austritt kleiner Mengen des Kreislaufmediums nicht verhindert werden können. Die mit dieser Kühlmittel-

leckage austretende Aktivitäten gefährden das sich in den Kreislauf-  
räumen aufhaltende Personal. Außerdem ist eine Aktivitätsverschleppung  
in andere Kreislaufräume und in die Reaktorhalle über das Lüftung-  
system gegeben. Um - insbesondere bei Plutoniumbetrieb - dem Problem  
dieser Aktivitätsfreisetzung in die Räume grundsätzlich aus dem Weg  
zu gehen, soll der Kreislauf dicht ausgeführt werden. Dies bedeutet:

1. Bevorzugte Anwendung der Einschweißtechnik. Bei Flanschverbin-  
dungen Anwendung von Schweißdichtungen.
2. An Stopfbuchsen und sonstigen lösbaren Verbindungen Anwendung  
von Doppeldichtungen mit Absaugung ins projekteigene Abgassystem.
3. Anwendung von experimentellen Arbeitsboxen, die beim Pu-Betrieb  
als Handschuhboxen ausgebildet sind. Die Absaugung der Boxen  
erfolgt über eine projekteigene GAU-Filterkombination in das  
8000 m<sup>3</sup>/h-Aktivabluftsystem des FR2.

Da ein zeitweises Betreten der Kreislaufräume zu Zwecken der Material-  
probenentnahme, der Kühlmittelprobenentnahme sowie der Überwachung  
und der Wartung an experimentellen Meßgeräten (Detektoren) oder  
"kritischen" Kreislaufaggregaten (Verdichter, Pumpen und dergl.)  
nicht zu umgehen ist, sind folgende Schutzmaßnahmen vorgesehen:

4. Da die Experimentiereinrichtungen SPW (Schnellprobenwechsler)  
und ZKPS (Zentrale Kühlmittelprobenahmestation) laufend während  
des Betriebes bedient werden müssen, sollen die beiden Arbeits-  
boxen für diese Einrichtungen vom übrigen Teil des Kreislauf-  
raums R 110 durch ein drucksicheres und möglichst gasdichtes  
Gehäuse getrennt werden. Der so erhaltene Probenahmeraum (PR 110)  
wird durch Setzwände aus Bleisteinen gegen Strahlung abgeschirmt  
und erhält gegenüber dem Raum R 110 einen geringen Überdruck, so  
daß Leckagen nur von PR 110 nach R 110 strömen können (vergl.  
Abb. 5.2).

5. Für die wichtigsten Kreislaufkomponenten werden zusätzliche Bleiabschirmungen vorgesehen, so daß das Experimentieren an den sonstigen Versuchsständen, die im allgemeinen nur beim Leerlaufbetrieb bedient werden müssen, sowie ein kurzzeitiges Betreten der Kreislaufräume während des Vollastbetriebes zu Zwecken der Kontrolle ermöglicht werden. Für den Fall, daß der Strahlenpegel in den Kreislaufräumen höher als erwartet liegen sollte, wird an allen kritischen Stellen freier Raum zur Errichtung zusätzlicher Abschirmwände eingeplant.

Durch diese Maßnahmen (1 - 5) sind die vorstehend unter a) und b) aufgeführten beiden ersten Gefahrenmomente im Normalfall ausgeschlossen.

#### 5.1.2 Gestörter Kreislaufbetrieb (Gefahrenstufe II)

Der gestörte Betrieb ist in sicherheitstechnischer Hinsicht durch das Auftreten eines Lecks gekennzeichnet. Dieses Leck braucht die Funktionsfähigkeit des Kreislaufs nicht zu beeinträchtigen, führt aber zu einer Aktivitätsfreisetzung in die Kreislaufräume.

Befindet sich beim Auftreten eines Lecks Personal im Kreislaufraum, so kann für dieses während der Verweilzeit im Raum eine eventuelle Strahlenbelastung nicht verhindert werden. Eine solche Strahlenbelastung ist jedoch in den meisten Fällen nicht kritisch, da nach Auftreten einer solchen Störung der Raum sofort verlassen werden muß. Eine Strahlengefährdung durch Leckagen liegt für das Experimentierpersonal im Probenahmeraum PR 110 nicht vor.

Eine Verschleppung der freigesetzten Aktivitäten und eine Kontamination der gesamten von der Lüftungsanlage beaufschlagten FR2-Räume sind nur dann zu vermeiden, wenn die Kreislaufraumbelüftung vom normalen Lüftungssystem des FR2 abgetrennt und separat gestaltet wird. Eine Aktivitätsverschleppung in den Gang beim Verlassen des Raumes ist nur in geringem Maß über die Kontaktperson zu befürchten, da die Kreislaufräume durch die projekteigene Raumbelüftung gegenüber den Gängen auf

Unterdruck gehalten werden. Außerdem kann der Hauptexperimentierraum R 110, d.h. der Raum, in dem die meisten experimentellen Messungen vorgenommen werden, nur über den PR 110 betreten werden, der damit gleichzeitig die Funktion einer Schleuse erfüllt.

Die Abtrennung vom FR2-Lüftungssystem und die Gestaltung einer projekteigenen Raumbelüftung werden im Abschnitt 5.2.6 näher beschrieben. Durch diese Maßnahme wird verhindert, daß Leckagen zum sofortigen Abbruch des Kreislaufbetriebes und zu Störungen des Reaktorbetriebes führen. Wie im folgenden Abschnitt verdeutlicht wird, liegen darüber hinaus die entscheidenden Vorteile einer projekteigenen Raumbelüftung in der Beherrschung eines schweren Störfalles.

### 5.1.3 Schwerer Störfall (Gefahrenstufe III)

Einen schweren Störfall stellt der Bruch einer Leitung des Primärkreises dar, der das Ausströmen größerer Mengen des Kreislaufmediums in die Kreislaufräume nach sich zieht. Ein solcher Bruch ergibt sowohl in konventioneller als auch in nuklearer Hinsicht den größten anzunehmenden Unfall (GAU), wenn man von Brüchen ausgeht, die einerseits mit maximalem Druck- und Temperaturentwicklung und andererseits mit maximaler Aktivitätsfreisetzung verbunden sind. Im ungünstigsten Fall bewirkt ein solcher Bruch ferner einen Ausfall der Primärkühlung des Loopeinsatzes.

Durch die Anordnung eines Hochdruck-Containments in der Form eines Doppelrohres zwischen den Schnellschlußventilen und dem Reaktoreinsatz ist sichergestellt, daß eine Notkühlung nach einem Rohrbruch immer gewährleistet ist und daß ein weitergehender GAU - nämlich das Brennstabschmelzen - verhindert werden kann. Es muß allerdings damit gerechnet werden, daß bis zum Wirksamwerden der Notkühlung ein Schmelzen der Brennstabhülle stattfinden könnte. Die dabei in erhöhtem Maße freigesetzten Spaltprodukte gelangen jedoch nicht in die Räume, sondern mit dem Notkühldampf in das Notkühlsystem.

Neben der Anordnung eines Hochdruck-Containments, dessen Aufgabe darin besteht, bei Rohrbrüchen zwischen den Schnellschlußventilen und dem Loopeinsatz einerseits eine Notkühlung sicherzustellen und andererseits eine Aktivitätsfreisetzung in den Deckelzwischenraum zu unterbinden, ist die Ausbildung eines Niederdruck-Containments besonders wichtig. Dieses ND-Containment ist unmittelbar an das HD-Containment angeschlossen und erstreckt sich vom Deckelzwischenraum in der Form eines Mantelrohres durch den Looprückführungsschacht und den Raum R 111 bis zum Kreislaufraum R 206 (vergl. Abb. 5.1 und 5.2). Bei Rohrbrüchen zwischen dem HD-Containment und R 206 wird der austretende Dampf durch dieses Mantelrohr in die Loopräume zurückgeleitet. Durch Abdichtung der in den Wänden, Decken und Fußböden der Loopräume vorhandenen Türen, Luken und Durchführungen von Rohrleitungen, elektrischen Kabeln etc. und - wie bereits erwähnt - durch Abtrennen von der FR2-Belüftungsanlage werden ferner die Loopräume selbst als ND-Containment ausgebildet. Durch diese Maßnahmen wird im Falle eines Rohrbruchs eine ernsthafte und schwer zu beseitigende Kontamination des Reaktorgebäudes, die zu einer Gefährdung des Personals und zu schwerwiegenden Störungen des Reaktorbetriebes führen könnte, ausgeschlossen. Die Aktivitätsfreisetzung bleibt auf die Kreislaufräume beschränkt.

Anders sieht es für Experimentier- und Betriebspersonal aus, das sich in den Kreislaufräumen aufhält. Eine Strahlenbelastung ist je nach Lage des Rohrreißers und der noch verbleibenden Fluchtzeit kaum zu vermeiden. Dagegen sind hinsichtlich des Druck- und Temperatureaufbaus, die durch besondere Maßnahmen wie Ausflußbegrenzer und Dampfunterdrückungssystem in Grenzen gehalten werden, ausreichende Fluchtchancen gegeben, so daß eine letale Gefährdung nur durch einen direkten Dampfstrahl oder durch Bruchstücke auftritt. Hier bewährt sich die Anordnung einer gas- und druckdichten Kabine für das Experimentierpersonal, das sich aus Experimentiergründen überwiegend im Raum R 110 aufhalten muß.

Die bei einem Rohrbruch freigesetzten Aktivitäten werden über ein projekteigenes GAU-Filter geleitet, dessen Austritt in die 8000 m<sup>3</sup>/h-Abgasanlage des FR2 und dann über den FR2-Schornstein in die Atmosphäre führt. Die

Strahlenbelastung der Umgebung im Falle eines solchen Kurzzeitausstoßes ist sehr gering (vergl. Abschnitt 5.3.4), so daß eine Genehmigung im Rahmen der Aufstellung und Überprüfung des Abluftplanes für das Kernforschungszentrum erwartet wird.

Abschließend ist noch zu erwähnen, daß auch ein Bruch des Druckrohres des Loopeinsatzes zu einem schweren Unfall gerechnet werden muß. Neben einer Aktivitätsfreisetzung in den  $D_2O$ -Kreislauf des FR2 und einem vollständigen Ausfall der Brennstabkühlung ist bei einem solchen Bruch eine Beschädigung des Reaktors durch Stoßwellen oder Bruchstücke zu befürchten. Wie bereits im Abschnitt 4.5.1 dargelegt, erhält deshalb auch der Reaktoreinsatz ein Hochdruck-Containment in der Form eines Tauchrohres.

## 5.2 Technische Durchführung

### 5.2.1 Dichtheit

Um eine Aktivitätsfreisetzung aus dem Kreislauf möglichst zu unterbinden, werden der Primärkreislauf und alle direkt mit ihm in Verbindung stehende Kreisläufe (N, H, R und A) mit einer hohen Dichtheit ausgeführt. Zur Erzielung dieser Dichtheit werden - wie bereits erwähnt - weitestgehend Schweißverbindungen, bei nicht zu vermeidenden Flanschverbindungen Schweißlippendichtungen und bei lösbaren Verbindungen und Stopfbuchsen Doppeldichtungen mit Zwischenabsaugung vorgesehen. Die obere Grenze für die Leckrate je Einzelmessung an den einzelnen Bauteilen wird mit  $10^{-7}$  Torr l/s bei 1 at Druckdifferenz festgelegt, wobei der Nachweis der Dichtheit durch eine Helium-Prüfung mittels He-Massenspektrometer-Messung erfolgt. Im zusammengebauten Zustand werden die Kreisläufe einer Helium-Überdruckprüfung bei Betriebsdruck und außenseitigem Abschnüffeln unterzogen.

Die Komponenten des Abwassersystems (T), die kontaminierte Wässer der oben genannten Kreisläufe enthalten, werden bevorzugt mit Schweißverbindungen ausgeführt; die Abwasserbehälter sind in der Wasserphase stutzenfrei. Die notwendigen Flanschverbindungen können jedoch mit

normalen Flachdichtungen ausgerüstet werden. Das T-System wird einer Wasserdruckprobe mit 1,5 atü und einer Nekalprüfung mit 0,1 atü Luft unterzogen, so daß Leckagen weitgehend ausgeschlossen werden können. Ebenso wird bei dem Zwischenkühlkreislauf (Z), der zwar auch nur normale Flanschverbindungen mit Flachdichtungen enthält, eine hohe Dichtheit mittels einer Wasserdruckprobe mit 15 atü und einer Nekalprüfung unter 0,1 atü Luft nachgewiesen, da dieser Kreislauf bei auftretenden Schäden durch das Primärmedium kontaminiert werden kann. Nicht zu vermeidende Wasserleckagen an Stopfbuchsen des T- und Z-Systems werden in die Abwasserbehälter abgeführt.

Der Nachweis für die Dichtheit des Niederdruck-Containments, zu dem auch die abgedichteten Loopräume gehören, erfolgt mit Hilfe von Nekal unter Luftdruck.

#### 5.2.2 Druck- und Temperaturabsicherung

An allen absperrbaren Komponenten, bei denen eine Wärmezufuhr möglich ist, werden Sicherheitsventile angeordnet, um einen über den Auslegungsdruck ansteigenden Druck zu verhindern. Ferner sind in der Teststrecke nach jedem Drosselventil Sicherheitsventile angebracht, die bei einem Versagen des Drosselventils die nachfolgende Teststrecke vor Überdruck schützen. Die Abblaseleitungen führen in den Kondensator des jeweiligen Systems (P, H oder N), um einen geschlossenen Kreislauf aufrechtzuerhalten. Die Kondensatoren selbst erhalten Sicherheitsventile, denen wegen der geforderten Dichtheit nach außen Berstscheiben nachgeschaltet sind. Der Zwischenraum zwischen Sicherheitsventil und Berstscheibe wird über das Abgassystem abgesaugt. Die Sicherheitsventile der Kondensatoren blasen in den Dampfunterdrückungsbehälter der Raumbelüftung ab. Der Zwischenkühlkreislauf ist ebenfalls gegen Überdruck, der u.a. durch einen Rohrbruch in den Wärmetauschern hervorgerufen werden kann, mit Sicherheitsventilen abgesichert, deren Abblaseleitungen in den Dampfunterdrückungsbehälter führen. Schließlich erhalten die Kolbenpumpen Sicherheitsventile, die den Druckstutzen mit dem Saugstutzen in einem Bypass verbinden, so daß die Rohrleitungen und Aggregate vor einem Überdruck durch die Kolbenpumpen geschützt sind.

Bei einem Ansprechen der Sicherheitsventile wird der jeweilige Kreislauf (P oder H) abgeschaltet. Gleichzeitig erfolgt eine Reduzierung der Reaktorleistung bzw. ein Reaktorschnellschluß, und die Kühlung des Brennstabs wird vom Hilfskühl- bzw. Notkühlssystem übernommen.

Der Auslegungsdruck der einzelnen Kreislaufkomponenten beträgt mindestens das 1,1-fache des Betriebsdrucks, um einen genügend großen Abstand vom Betriebspunkt zu erhalten. Eine Ausnahme bildet das Abgasystem, das normalerweise bei Unterdruck betrieben wird, aber aus Sicherheitsgründen für 25 atü ausgelegt ist. Dieser Druck ergibt sich als maximaler, hypothetisch möglicher Druck infolge einer Knallgasexplosion, die wegen der Zugabe von Verdünnungsluft jedoch praktisch auszuschließen ist.

Eine Überschreitung der zulässigen Werkstofftemperaturen wird durch zahlreiche Temperaturmeßstellen verhindert, die beim Erreichen von Grenztemperaturen eine Heizungsabschaltung der entsprechenden Aggregate bewirken.

### 5.2.3 Sichere Stellung von Ventilen

Alle Ventile, die für die Sicherheit der Anlage von besonderer Bedeutung sind, werden als pneumatisch betätigte und über zwei 3-Wege-Magnetventile gesteuerte Schnellschlußventile eingesetzt. Wegen der Abhängigkeit dieser Ventile von einem äußeren Antriebssystem werden sie so ausgeführt, daß bei einem Ausfall des äußeren Systems das jeweilige Ventil über eine oberhalb oder unterhalb des Antriebskolbens angeordnete Feder in eine für die Funktionsfähigkeit der Anlage sichere Stellung geht (fail-safe-Prinzip). Darüber hinaus werden alle diejenigen Ventile, die in falscher Stellung - vor allem bei An- und Abfahren - zu ernsthaften Störungen führen können, durch Verriegelungen gegen Fehlbedienung gesichert.

#### 5.2.4 Doppelte Installation von Komponenten

Kreislaufkomponenten, die störanfällig sind oder turnusmäßig ausgetauscht oder gewartet werden müssen, werden doppelt installiert, wenn ein störungsfreier und ordnungsmäßiger Kreislaufbetrieb von ihrer Funktionsfähigkeit abhängt. Solche Komponenten sind z.B. die Kondensat- und Speisepumpen, die Umwälzpumpen des Z-Kreislaufs, die Ionentauscher und die Wasserringpumpen des A-Systems.

#### 5.2.5 Ausbildung der Second Containments

Wie bereits erwähnt, wird zwischen den Schnellschlußventilen in den Kühlmittelleitungen zum Reaktoreinsatz und dem Kopf des Reaktoreinsatzes ein Hochdruck-Containment in der Form eines Doppelrohres angebracht, das bei einem Rohrleitungsbruch in diesem Bereich sowohl eine Kühlung des Brennstabs sicherstellt als auch eine Aktivitätsfreisetzung unterbindet. Dieses Doppelrohr ist wie die Kühlmittelrohre für 200 ata und 570 °C ausgelegt. Da das Doppelrohr beim Aufreißen des Kühlmittelrohres eine Stoß- oder Schlagbeanspruchung möglicherweise erfährt, die rechnerisch nur in grober Näherung erfaßt werden kann, muß die Betriebssicherheit dieses Doppelrohres im Rahmen von Berstversuchen nachgewiesen werden. Solche Berstversuche sind auch für das HD-Containment des Reaktoreinsatzes vorgesehen, das ebenfalls in der Form eines Doppelrohres bzw. Tauchrohres gestaltet ist (vergl. Abschnitt 4.5.1).

Unmittelbar an das HD-Containment ist das unter Abschnitt 5.1.3 bereits erwähnte HD-Containment in der Form eines Mantelrohres angeschlossen. Die Rohrleitungsführung im Bereich des Deckelzwischenraumes (DZWR) und die Gestaltung des HD- und ND-Containments sind in den Abb. 5-1 und 5-2 schematisch dargestellt.

Mit Hilfe dieses Mantelrohres wird der bei einem Rohrbruch in diesem Bereich austretende Dampf in die Loopräume geleitet, die ebenfalls als ND-Containments ausgebildet sind. Dabei bilden die Räume R 206 und R 110 eine Einheit, während der Raum 009a als separates Containment

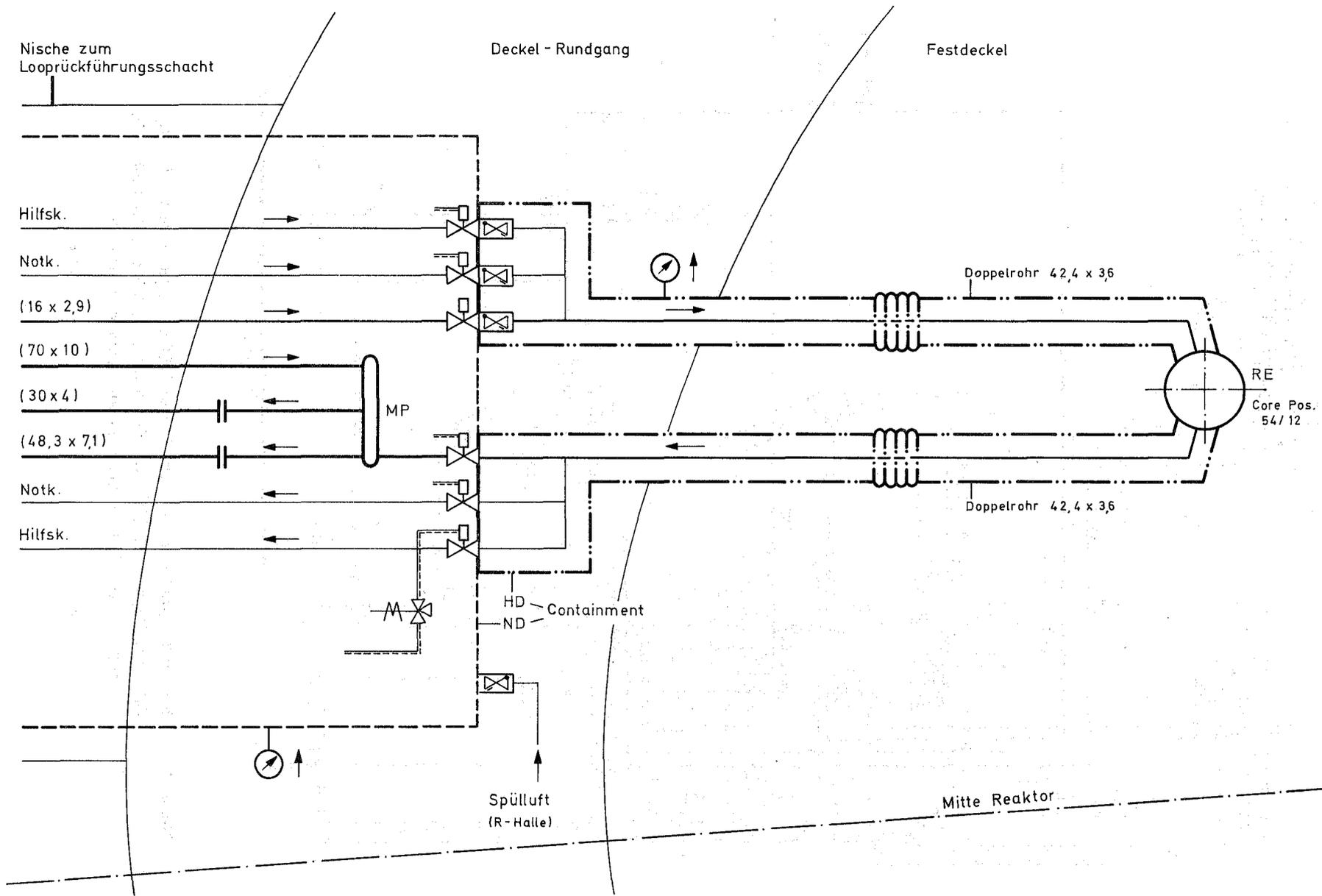


Abb. 5-1: Schema der Rohrleitungsführung im Deckelzwischenraum mit Second - Containment

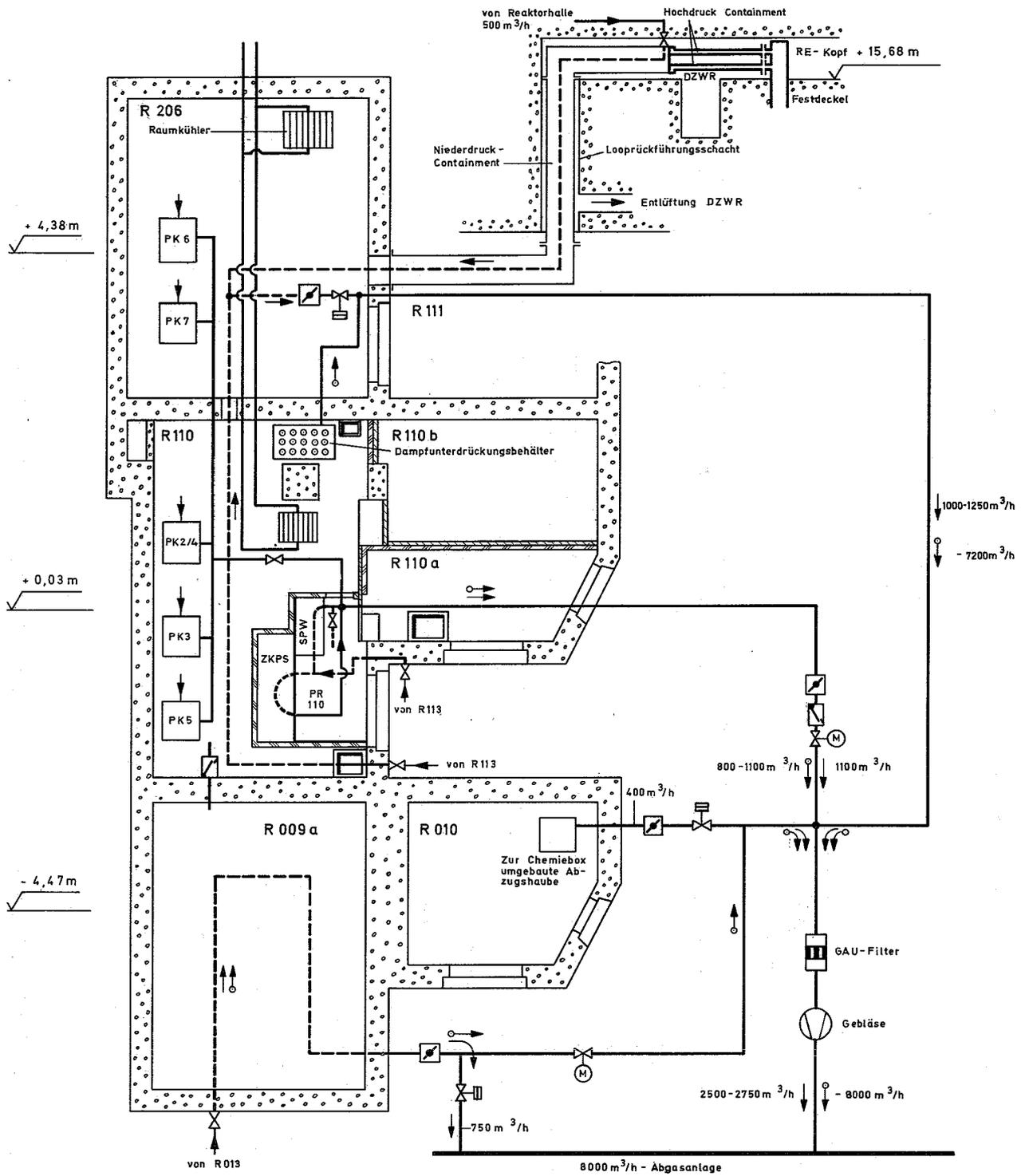


Abb.5-2: Be- und Entlüftung der ZKPS - und SPW - Boxen des PR 110, der Chemiebox in R010 und der Räume R009a, R110 und R206 bei Normalbetrieb und nach einem schweren Unfall.



ausgeführt wird. Diese Trennung ist zweckmäßig, da in den beiden erstgenannten Räumen alle dampfführenden Aggregate und Rohrleitungen untergebracht sind, während im Raum R 009a sich nur Komponenten mit Primärwasser niedriger Temperatur (bis max. 60 °C) befinden. Brüche dieser kaltgehenden und zum größten Teil Niederdruck führenden Anlagenteile sind wegen ihrer sicheren Auslegung sehr unwahrscheinlich. Die Trennung der Räume bedingt zwar dichte Rohrdurchführungen, die jedoch wegen der kalten Leitungen leicht ausgeführt werden können. Eine Ausströmung von Dampf rückwärts aus Anlageteilen der Räume R 206 oder R 110 bei einem Bruch auf der Wasserseite im Raum R 009a wird durch Rückschlagventile verhindert. Alle weiteren Öffnungen, Rohr- und Kabeldurchtritte, Türen und Luken von den Kreislaufräumen zu den umgebenden Räumen werden dicht ausgeführt. Dabei müssen insbesondere die vorhandenen Lüftungskanäle druckfest und dicht abgeändert bzw. die nicht mehr benötigten abgebaut und blindgeflanscht werden.

Der Probenahmeraum PR 110, in dem sich keine dampf- oder heißwasserführenden Kreislaufrohre befinden, wird als druckfestes Gehäuse in den Raum R 110 vor der Montagetur gestellt. Der Raum wird aus einem Stahlgerüst errichtet, das mit Stahlblechen verkleidet ist. Das Gerüst wird mit Zuganker an Boden und Wänden dichtschießend verankert. Da der PR 110 gleichzeitig als Zugangsschleuse zum Raum R 110 dient, werden in die Montagetur und in eine Wand des Gehäuses selbstschließende Schlupftüren eingebaut. An entsprechenden Fenstern der Gehäusewand sind Arbeitsboxen montiert, in denen die Kühlmittelprobenahmestation und der Schnellprobenwechsler installiert sind. Beide Räume erhalten eine Einweg-Berstsicherung zum Raum R 110.

#### 5.2.6 Raumbelüftung

Die Schaltung der Raumbelüftung geht aus Abb 5-2 hervor. Die Zuluft wird über federbelastete Rückschlagventile von den Gängen R 013 und R 113 sowie der Reaktorhalle in die Kreislaufräume eingeleitet. Die Belastung der Rückschlagventile wird so eingestellt, daß von den Gängen über den Probenahmeraum zu den Loopräumen ein Druckgefälle besteht. Die Abluft wird mit Hilfe eines Gebläses über ein Filter in die 8000-m<sup>3</sup>/h-

Abgasanlage geleitet. Lediglich der Raum R 009a, in dem ein Druckaufbau nicht zu befürchten ist, wird direkt von der  $8000\text{-m}^3/\text{h}$ -Anlage entlüftet. Die jeweiligen Luftmengen sind in Abb. 5-2 angegeben und werden mittels Drosselklappen eingestellt.

Die Belüftung der jeweils wechselseitig betriebenen Boxen der ZKPS und SPW, die bei  $\text{UO}_2$ -Betrieb als offene Boxen mit Schiebern ausgebildet sind, erfolgt mit der Abluft des Probenahmeraums. Sind beide Boxenschieber geschlossen oder werden die Boxen beim  $\text{UO}_2/\text{PuO}_2$ -Betrieb als Handschuhboxen betrieben, so wird die Abluft aus PR 110 direkt über ein Druckhalteventil abgeführt. Die Boxen der Vielmaterialprobenkammern PK 2 bis PK 7, die nur bei Stillstand des P-Kreislaufs bedient werden, können über ein Handventil an die Abluftleitung des Probenahmeraums angeschlossen und belüftet werden.

Hinsichtlich der Raumbelüftung nach einem Störfall mit Aktivitätsfreisetzung ist zwischen dem Raum R 009a und den Räumen R 110 und R 206 zu unterscheiden. Wie bereits erwähnt, findet bei einem Bruch der kaltgehenden Anlageteile im Raum R 009a kein Druckaufbau statt. Die Direktbelüftung dieses Raumes durch die  $8000\text{-m}^3/\text{h}$ -Anlage kann deshalb nach dem Störfall mit Hilfe eines Schnellschlußventils sofort abgesperrt werden. Anschließend ist es dann möglich, durch Öffnen des Ventils den Raum über das GAU-Filter zu entlüften und die evtl. freigesetzten Aktivitäten abzugeben.

Nach einem schweren Störfall im Raum R 110 oder R 206, z.B. bei einem Stutzenabriß am Verdampfer, werden größere Mengen Dampf und Heißwasser freigesetzt, die zu einem Druckanstieg in den Räumen führen. Um diesen Druckanstieg zu begrenzen, müssen die vom Dampf verdrängte Luft und der Dampf selbst über die Lüftungsanlage abgeführt oder kondensiert werden. Da ein Abgeben von Dampf über die Lüftungsanlage wegen der Filterwirkung des GAU-Filters nicht zugelassen werden kann, wird im Raum R 110 ein Dampfunterdrückungsbehälter installiert, in dem der Dampf kondensiert wird. Die Kondensation des freigesetzten Dampfes wird durch die vorhandenen Raumkühler, die dann als Kondensatoren arbeiten, wirksam unterstützt.

Aufgrund umfangreicher Versuche von der Firma General Electric wurden die günstigsten geometrischen Abmessungen von Dampfunterdrückungsbehältern ermittelt. Diese wurden bei der Bemessung von Abstand, Durchmesser, Eintauchtiefe und Bodenfreiheit der Kondensationsrohre zugrunde gelegt. Da jedoch das Luftvolumen des Behälters im Verhältnis zu den Kreislaufräumen nur relativ klein gewählt werden konnte, muß der Luftdurchsatz auf  $2 \text{ m}^3/\text{s}$  begrenzt werden, um die einströmende Luft sicher wieder abführen zu können, ohne daß größere Wassermengen durch hohes Aufwirbeln des Wassers mitgerissen werden und dadurch die Wirkungsweise des Behälters und des GAU-Filtere beeinträchtigt wird. Sicherheitshalber ist außerdem noch vor der Abluftöffnung des Behälters ein Wasserabscheider angeordnet.

Andererseits ist ferner eine Begrenzung des Luftdurchsatzes auf  $2 \text{ m}^3/\text{s}$  oder  $7200 \text{ m}^3/\text{h}$  wegen der Kapazität des Belüftungssystems erforderlich. Um diesen Wert zu gewährleisten, sind an entsprechenden Stellen des Kreislaufs - z.B. am Aus- bzw. Eintritt von Behältern mit einem größeren Heißwasserinhalt - Durchflußbegrenzer in der Form von Venturidüsen sowie Rückschlagorgane angeordnet. Die in den Deckel der Behälter eingebauten Heizstäbe werden durch Prallplatten gegen eine vollständige Freilegung des Stutzenquerschnitts bei einem Heizstabstutzenbruch abgesichert. Außerdem sind die Einflußöffnungen des Dampfunterdrückungsbehälters mit Blenden versehen, da bei einem Bruch zwischen zwei Ausflußbegrenzungen die in diesem Abschnitt vorhandene Heißwassermenge kurzzeitig eine Dampfmenge von mehr als  $2 \text{ m}^3/\text{s}$  freigibt. Diese Wassermengen sind jedoch so bemessen, daß der bei einem schlagartigen Ausdampfen verursachte Druckanstieg den zulässigen Wert nicht überschreitet.

Nach einem Störfall in den Räumen R 206 oder R 110 wird die Abluftleitung dieser Räume mit einem Schnellschlußventil gesperrt und die Belüftung erfolgt über den Dampfunterdrückungsbehälter. Außerdem wird die Belüftung des Raumes R 009a und der im Raum R 010 vorhandenen Chemiebox durch Schnellschlußventile abgeschaltet, um die Kapazität der  $8000\text{-m}^3/\text{h}$ -Anlage für den Störfall freizuhalten.

Bedingt durch die Eintauchtiefe der Kondensationsrohre im Dampfunterdrückungsbehälter von 1 m würde in den Loopräumen bei Vernachlässigung der Druckverhältnisse im Belüftungssystem ein Überdruck von 1000 mm WS entstehen. Da die Wand von Raum R 110b lediglich für einen Überdruck von 500 mm WS ausgelegt ist, - der Probenahmeraum wurde sicherheitshalber für 1500 mm WS dimensioniert, und die Loopräume selbst können bis zu 3000 mm WS Überdruck standhalten -, muß der Druckaufbau auf kleiner 500 mm WS begrenzt werden. Das Gebläse ist deshalb so ausgelegt, daß in der Abluftleitung, an die der Dampfunterdrückungsbehälter angeschlossen ist, ein Unterdruck von 900 mm WS gehalten wird; d.h., im Behälter ist lediglich eine Wassersäule von 100 mm zu überwinden. Diese Wassersäule verhindert ferner, daß im Normalbetrieb Luft durch den Behälter gezogen wird. Aufgrund der Gebläsekennlinie kann jedoch der Unterdruck von 900 mm WS bei einer Erhöhung der Förderleistung von etwa  $2500 \text{ m}^3/\text{h}$  im Normalbetrieb auf etwa  $8000 \text{ m}^3/\text{h}$  kurz nach dem Störfall nicht gehalten werden. Gleichzeitig mit dem Signal für die Schnellschlußventile erfolgt deshalb die Polumschaltung des Gebläse-motors, die eine Anhebung der Gebläsekennlinie bewirkt, so daß bei einem Durchsatz von  $8000 \text{ m}^3/\text{h}$  weiterhin ein Unterdruck von 1100 mm WS am Behälter entsteht. Dadurch ist ein Überdruck in den Loopräumen praktisch nur dann möglich, wenn kurzzeitig nach dem Störfall mehr als  $2 \text{ m}^3/\text{s}$  freigesetzt wird. Die Rückschlagorgane für die Zuluft aus den Gängen sind so bemessen, daß sie  $8000 \text{ m}^3/\text{h}$  ohne nennenswerten Druckverlust durchlassen können. Dadurch wird verhindert, daß das Gebläse nach Beendigung der Dampffreisetzung einen zu hohen Unterdruck in den Loopräumen erzeugt. Die Belüftung des Probenahmeraums bleibt nach dem Störfall in Betrieb. Während des erhöhten Durchsatzes aus den Loopräumen geht die Lüftungsrate lediglich etwas zurück. Durch eine Rückschlagklappe in der Abluftleitung des Probenahmeraumes wird in jedem Falle vermieden, daß kontaminierte Abluft aus den Loopräumen in PR 110 zurückströmen kann.

#### 5.2.7 Detektion und kreislauftechnische Beherrschung von Schäden

Die wichtigsten Meßgrößen zur Detektion von Kreislaufschäden oder -störungen sind:

- 1) Temperatur am Hüllrohr des Brennstabes.

- 2) Durchfluß durch die in-pile-Strecke hinter Heizer P-Hz 1.
- 3) Druckgradient  $dp/dt$  vor dem Reaktoreinsatz.
- 4) Druck-und/oder Aktivitätsaufbau in den Loopräumen.
- 5) Druck im Tauchrohr des Reaktoreinsatzes.
- 6) Druck am HD-Containment.

Bei einer Grenzwertüber- bzw. -unterschreitung der ersten vier Meßwerte erfolgt eine Reaktor-Schnellabschaltung und die Notkühlung wird eingeschaltet. Durch 5) wird ein Schnellschluß des Reaktors ausgelöst; der Kreislauf wird danach von Hand abgefahren. Bei 6) erfolgt lediglich ein Alarm, so daß sowohl der Reaktor als auch der Kreislauf von Hand abgefahren werden können. Neben den vorstehend genannten Meßstellen kommen noch Feuchtefühler in den Bodeneinläufen und Aktivitätsmeßstellen für den Zwischenkühlkreislauf, das Abgassystem, die Raumbelüftung und die Sperrkammerabsaugung hinzu, die kleinere Leckagen und das Versagen von Filtern durch einen Alarm signalisieren, Außerdem werden selbstverständlich alle wichtigen Kreislaufaggregate meßtechnisch überwacht.

Für die Beherrschung der schweren Störfälle sind folgende Schritte maßgebend:

- 1) Rohrbruch in der Hauptleitung zum Reaktoreinsatz vor dem Eingangsschnellschlußventil
  - a) Medium strömt durch Mantelrohr in die Loopräume R 206 und R 110.
  - b) Kühlung des Brennstabs ist unterbrochen.
  - c) Rückschlagventil verhindert Druckabfall im Reaktoreinsatz.
  - d) Detektion durch Temperaturmeßgerät an der Brennstabhülle, durch die Gradientenmessung vor dem Reaktoreinsatz sowie durch Druck- und Aktivitätsmeßgeräte in den Loopräumen.
  - e) Schnellschlußventile in den Hauptleitungen schließen.
  - f) Schnellschlußventile in den Notkühlleitungen öffnen.

- g) Schnellabschaltung des Reaktors.
- h) Schnellabschaltung des Primärkreislaufs. Da die Bruchstelle nicht lokalisiert ist, werden dabei alle Motor-Absperrventile des P-Kreislaufs zugefahren, um ein vollständiges Leerlaufen des Kreislaufs zu verhindern.
- i) Schnellschlußventile des Belüftungssystems schließen, Gebläse-motor wird umgepolt.

Die Schritte e) bis i) erfolgen gleichzeitig.

2) Rohrbruch in der Hauptleitung vom Reaktoreinsatz hinter dem Ausgangs-Schnellschlußventil

- a) Medium strömt durch Mantelrohr in die Loopräume R 206 und R 110.
- b) Detektion durch Druck- und Aktivitätsmeßgeräte in den Loopräumen.
- c) wie 1 e) bis 1 i).

3) Stutzenabriß am Verdampferaustritt

- a) Medium strömt in die Loopräume R 206 und R 110
- b) wie 1 b) bis 1 i).

4) Rohrbruch in der Heißwasserphase

- a) Medium strömt in die Loopräume R 110 und R 206.
- b) Rückschlagventil verhindert Druckabfall im Verdampfer.
- c) Detektion durch Druck- und Aktivitätsmeßgeräte in den Loopräumen.
- d) wie 1 e) bis 1 i).

5) Druckrohrbruch im Reaktoreinsatz

- a) Medium füllt Tauchrohr auf.
- b) Detektion durch Druckmeßgerät im Tauchrohr.
- c) Schnellabschaltung des Reaktors.
- d) P-Kreislauf wird von Hand abgefahren.

- 6) Rohrbruch in Leitungen von oder zum Reaktoreinsatz innerhalb des HD-Containments
  - a) Medium füllt Doppelrohr auf.
  - b) Detektion durch Druckmeßgerät im Doppelrohr.
  - c) Kreislauf und Reaktor werden von Hand abgefahren.

### 5.3 Radiologische Berechnungen

Das Ziel dieser Untersuchungen war es, die maximalen radiologischen Folgen des Kreislaufbetriebs aufzuzeigen und durch Planung von Abschirmungen und Abgasanlage ein Konzept zu erstellen, bei dessen Verwirklichung die Durchführung des Kreislauf- und Experimentierbetriebs als abgesichert betrachtet werden kann. Darüberhinaus sollten radiologische Störfallbetrachtungen angestellt werden. Die Rechnungen wurden mit konservativen, nach dem beschränkten Stand der Kenntnisse jedoch vertretbaren Annahmen durchgeführt, die die Ergebnisse zur sicheren Seite hin garantieren. Die gewählten Freisetzungsraten für Feststoffe und vor allem für Transurane (vergl. Anhang A, Punkt 6.4) sind zwar mit erheblichen Unsicherheiten behaftet; die zugrunde gelegten Beziehungen dürften jedoch Maximalwerte liefern.

#### 5.3.1 Kreislaufkontamination

Beim Austritt aus der in-pile-Strecke ist der Dampf mit der Aktivität der Korrosionsprodukte, der N 16-Aktivität als Folge der Reaktion  $0\ 16\ (n, p)\ N\ 16$  und der bei defekter Brennstabhülle aus dem Brennstoff freigesetzten Spaltproduktaktivität beladen. Hinzu kommen die flüchtigen bzw. mitgerissenen Aktivitäten aus der Wasserphase des Kreislaufs, in der nach kurzer Betriebszeit eine Sättigungsaktivität vorliegt.

Die Aktivitäten gelangen über die Dampfstrecke zum Kondensator und Entgaser, in dem die gasförmig vorliegenden Aktivitäten in das Abgas-system abgeleitet werden, während die restlichen Aktivitäten in

das Kondensat übergehen. In den einzelnen Komponenten des Kreislaufs lagert sich infolge des aktivitätsführenden Kühlmediums Aktivität an den benetzten Oberflächen ab. Damit wird die Umgebung der Bauteile mit einer Dosisleistung aus der Zerfallsstrahlung dieser Aktivität belastet.

In der Tabelle 5-1 sind die Aktivitätsraten der in den Berechnungen berücksichtigten Nuklide zusammengestellt mit denen der Dampf nach Verlassen des Mischpunktes beladen ist. Den Werten liegt ein  $\text{UO}_2/\text{PuO}_2$ -Brennstab von 100 cm Länge zugrunde, dessen Aktivitätsinventar für 3 FR2-Zyklen gerechnet wurde. Außer für langlebige Isotope werden innerhalb dieser Zeit Sättigungsaktivitäten gut erreicht. (Freisetzungsraten vergl. Anhang A, Abschn. 6.4).

#### 5.3.1.1 Kontaminationsmodelle

In den Abb. 5-3 bis 5-5 sind die zur Ermittlung der Kreislaufkontamination der Ausbaustufe I benutzten Aktivitätsflußbilder skizziert. Die dabei zugrunde gelegten Ablagerungskonstanten und Wirkungsgrade sind in der Tabelle 5-2 zusammengestellt.

#### 5.3.1.2 Aktivitäten und Dosisleistungen

Die Tabelle 5-3 gibt eine Übersicht über die Aktivitäten einiger wichtiger Bauteile des Primärkreislaufs. Die daraus resultierenden Dosisleistungen sind aus Tabelle 5-4 zu ersehen. Der zeitliche Verlauf der Dosisleistungen läßt sich durch Multiplikation der angegebenen Werte mit den in den Abb. 5-6 bis 5-8 dargestellten Aufbau- und Abklingfaktoren ermitteln. Die Dosisleistung in 1 m Abstand von den wichtigsten Komponenten des Hilfskühlsystems sind in der Tabelle 5-5 als Funktion der Zeit enthalten.

2. Korrosionsprodukt-Aktivitätsrate bei Sättigungsaktivität der in-pile-Werkstoffe

Nuklid	Ci/s	Nuklid	Ci/s
Fe 59	3,22 (-9)	Nb 94 m	1,12 (-8)
Cr 51	1,65 (-7)	Nb 94	0
Ni 57	6,54 (-14)	Nb 95	9,70 (-15)
Ni 65	2,35 (-9)	Ta 182	2,00 (-9)
Mn 54	7,11 (-10)	Ta 183	8,52 (-9)
Mn 56	3,71 (-7)	Mo 93 m	3,42 (-12)
Co 58	2,32 (-9)	Mo 99	3,86 (-10)
Co 60 m	2,19 (-8)	Mo 101	6,75 (-11)
Co 60	4,63 (-8)	Y 90	1,23 (-14)
Nb 92	1,28 (-13)		

3. Xenon-Aktivitätsrate infolge des Jodzerfalls in der Wasserphase

Nuklid	Ci/s
Xe 131 m	2,71 (-6)
Xe 133	5,31 (-4)
Xe 133 m	3,02 (-5)
Xe 135	2,67 (-3)
Xe 135 m	4,02 (-2)

4. Maximale Ni6-Aktivitätsrate: 1,3 (-4) Ci/s

Tabelle 5-1 : Aktivitätsraten

1. Aktivitätsrate der Spaltprodukte bei defekter Brennstabstülpe

Nuklid	Ci/s	Nuklid	Ci/s	Nuklid	Ci/s
<b>Edelgase</b>					
Kr 85	3,50 (-8)	Y 95	3,59 (-4)	Ce 143	2,52 (-5)
Kr 85 m	1,53 (-3)	Rb 91	7,95 (-4)	Ce 144	1,04 (-6)
Kr 87	5,42 (-3)	Zr 95	2,35 (-6)	Nd 147	3,47 (-6)
Kr 88	5,18 (-3)	Zr 97	3,60 (-5)	<b>Urane und Transurane</b>	
Kr 89	4,93 (-2)	Nb 95	1,98 (-6)	U 235	1,25 (-20)
Kr 90	1,17 (-1)	Nb 97	1,36 (-4)	U 236	4,96 (-19)
Kr 91	1,63 (-1)	Tc 99 m	5,25 (-5)	U 238	2,59 (-19)
Kr 92	1,68 (-1)	Mo 99	1,83 (-4)	Np 237	4,80 (-19)
Kr 93	6,37 (-2)	Rh 105	4,17 (-6)	Np 239	2,74 (-5)
Kr 94	2,13 (-2)	Ru 103	1,86 (-6)	Pu 238	2,54 (-13)
Xe 131 m	3,39 (-6)	Ru 105	1,16 (-5)	Pu 239	1,00 (-12)
Xe 133	1,47 (-3)	Sn 125	2,07 (-6)	Pu 240	4,41 (-12)
Xe 133 m	5,44 (-5)	Sb 127	4,19 (-7)	Pu 241	1,29 (-8)
Xe 135	5,15 (-3)	Sb 129	9,00 (-6)	Pu 242	8,61 (-16)
Xe 135 m	8,90 (-3)	Te 125 m	7,35 (-7)	Am 241	3,85 (-13)
Xe 137	5,71 (-2)	Te 127 m	9,25 (-7)	Am 243	1,74 (-15)
Xe 138	2,76 (-2)	Te 129	1,84 (-4)	Cm 242	1,07 (-8)
Xe 139	1,20 (-1)	Te 129 m	2,61 (-6)	Cm 243	2,61 (-13)
Xe 140	1,33 (-1)	Te 131	5,60 (-4)	Cm 244	2,48 (-11)
Xe 141	1,49 (-1)	Te 131 m	2,57 (-5)		
Xe 142	4,25 (-2)	Te 132	1,26 (-4)		
Xe 143	8,90 (-3)	Te 133	2,30 (-3)		
<b>Halogene</b>					
J 131	5,60 (-4)	Te 134	1,95 (-3)		
J 132	7,32 (-3)	Cs 136	5,30 (-8)		
J 133	3,66 (-3)	Cs 139	3,96 (-4)		
J 134	2,00 (-2)	Cs 140	1,06 (-3)		
J 135	5,80 (-3)	La 140	2,29 (-5)		
<b>Flüchtige Spaltfeststoffe</b>					
Str 91	4,59 (-5)	La 141	8,01 (-5)		
Str 92	8,11 (-5)	La 142	1,19 (-4)		
Y 91 m	9,42 (-5)	La 143	3,02 (-4)		
Y 92	7,79 (-5)	Ba 139	1,36 (-4)		
		Ba 140	8,36 (-6)		
		Ba 141	2,85 (-4)		
		Ce 141	4,56 (-6)		

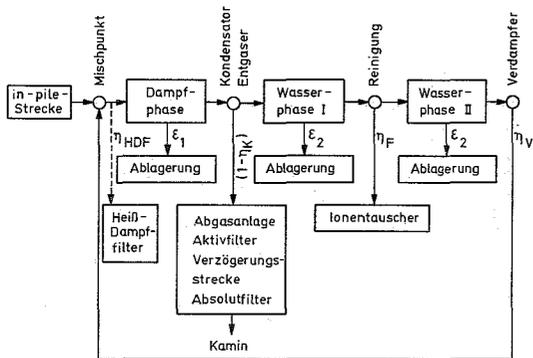


Abb. 5-3: Kontaminationsmodell für den Primärkreislauf

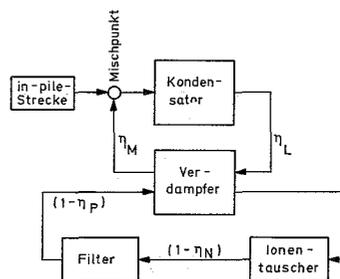


Abb. 5-5 Kontaminationsmodell für den Hilfs-kühlkreislauf

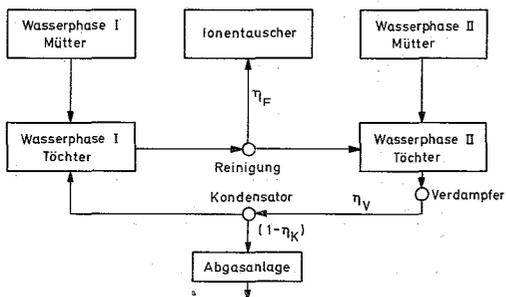


Abb. 5-4: Kontaminationsmodell für die Tochteraktivitäten des Primärkreises bei Vernachlässigung der Ablagerung

Tabelle 5-2 Ablagerungskonstanten und Wirkungsgrad

	Edelgase	Halogene	Feststoffe	
			Spaltfeststoffe Urane/Transurane	Korrosions- produkte
<b>Ablagerungskonstanten</b>				
Dampfphase $\epsilon_1$ [1/s]	0	3,3 (-4)	3,3 (-3)	3,3 (-3)
Wasserphase $\epsilon_2$ [1/s]	0	1,2 (-5)	1,2 (-5)	1,2 (-5)
<b>Wirkungsgrade [-]</b>				
Kondensator P-Kd1 $\eta_K$	0	0,9	1	1
Ionentauscher P-Fi3 $\eta_F$	0	0,99	0,99 und 0,5	0,8
Verdampfer P-Vd1 $\eta_V$	1	0,1	0,001	0,001
Kondensator H-Kd3 $\eta_L$	0,6 Xe 0,4 Kr	1		1
Verdampfer H-Vd4 $\eta_M$	1	0,1	0,001	
Ionentauscher R-Fi9 $\eta_N$	0	0,99	0,9	
Feststofffilter R-Fi8 $\eta_P$	0	0	0,9	
HD-Filter P-Fi1 $\eta_{HDF}$	0	0		1

Bauteil	Raum	Aktivitäten im Bauteil in Ci								
		im Kühlmedium					abgelagert			
		Ni6	Edelgase	Halogene	Spaltfestst., Urane, Transurane	Korrosions- produkte	Halogene	Spaltfestst., Urane, Transurane	Korrosions- produkte	
Heißdampffilter P-Fi 1	R 110	vernachl.	vernachl.	vernachl.	vernachl.	vernachl.	0	3,06 (+2)	6,60 (-1)	
Wärmetauscher P-Wt 1	R 110	1,30 (-4)	4,67 (-1)	3,94 (-2)	5,10 (-3)	"	5,05 (-2)	7,95 (-2)	vernachl.	
Teststrecke nach P-Wt 1	R 110	6,85 (-5)	2,24 (-1)	2,02 (-2)	1,84 (-3)	"	2,72 (-1)	4,30 (-1)	8,70 (-4)	
Kondensator P-Kd 1	R 206	vernachl.	vernachl.	vernachl.	vernachl.	"	1,10 (0)	1,74 (0)	vernachl.	
Entgaser P-Eg 1	R 110	"	"	"	"	"	1,12 (+1)	2,98 (0)	"	
Behälter P-Bh 1	R 009	0	"	2,55 (+1)	1,03 (0)	"	4,00 (-1)	8,40 (-2)	"	
1,75 m Wasserleitung Wasserphase I	R 009	0	"	9,80 (-2)	4,20 (-3)	"	3,05 (-2)	6,69 (-3)	"	
Ionentauscher P-Fi 3 und P-Fi 5	R 009	0	"	vernachl.	vernachl.	"	1,20 (+3)	3,16 (+2)	"	
Behälter P-Bh 2	R 009	0	"	1,09 (-1)	1,75 (-2)	"	1,14 (-2)	2,15 (-2)	"	
4,3 m Wasserleitung Wasserphase II	R 009	0	"	1,19 (-2)	1,47 (-3)	"	3,35 (-3)	6,33 (-3)	"	
Verdampfer P-Vd 1	R 206	0	"	7,66 (-1)	1,49 (-1)	"	7,06 (-2)	5,11 (-2)	"	
Heizstab des Verdampfers P-Vd 1	-	0	0	0	0	0	2,86 (-3)	2,75 (-3)	"	

Tabelle 5-3 : Aktivitäten einiger wichtiger Bauteile in der Ausbaustufe I

Bauteil	Abstand Quelle-Aufpunkt (m)	Biegeabschirmung (cm)	Dosisleistung in r/h ohne Abschirmung								
			durch Kühlmedium					durch Ablagerung			
			Ni6	Edelgase	Halogene	Spaltfestst., Urane, Transurane	Korrosions- produkte	Halogene	Spaltfestst., Urane, Transurane	Korrosions- produkte	
Heißdampffilter P-Fi 1	4 im PR	17	vernachl.	vernachl.	vernachl.	vernachl.	vernachl.	0	2,17 (+1)	2,50 (-2)	
Wärmetauscher P-Wt 1	4 im PR	10	3,36 (-5)	9,01 (-3)	1,45 (-3)	8,80 (-5)	"	1,48 (-3)	1,17 (-3)	vernachl.	
Teststrecke nach P-Wt 1	4 im PR	10	3,83 (-5)	1,88 (-2)	2,95 (-3)	2,19 (-4)	"	5,41 (-2)	4,29 (-2)	4,95 (-5)	
Kondensator P-Kd 1	1	5	vernachl.	vernachl.	vernachl.	vernachl.	"	5,00 (-1)	4,00 (-1)	vernachl.	
Entgaser P-Eg 1	1	13	"	"	"	"	"	3,43 (0)	6,13 (-1)	"	
Behälter P-Bh 1	1	6	0	"	8,20 (0)	1,23 (-1)	"	1,00 (-1)	1,00 (-2)	"	
1,75 m Wasserleitung Wasserphase I	1	0	0	"	5,20 (-2)	8,30 (-4)	"	1,00 (-2)	1,47 (-3)	"	
Ionentauscher P-Fi 3 und P-Fi 5	1	17	0	"	vernachl.	vernachl.	"	4,00 (+2)	6,95 (+1)	"	
Behälter P-Bh 2	1	0	0	"	3,20 (-2)	2,60 (-3)	"	6,00 (-3)	3,40 (-3)	"	
4,3 m Wasserleitung Wasserphase II	1	0	0	"	3,15 (-3)	2,50 (-4)	"	1,75 (-3)	1,00 (-3)	"	
Verdampfer P-Vd 1	1	4	0	"	2,44 (-1)	1,96 (-2)	"	1,65 (-2)	9,38 (-3)	"	
Heizstab des Verdampfers P-Vd 1	1 0,1	0	0	0	0	0	0	9,30 (-4) 5,20 (-2)	5,20 (-4) 2,96 (-2)	"	

Tabelle 5-4 : Dosisleistung einiger wichtiger Bauteile in der Ausbaustufe I

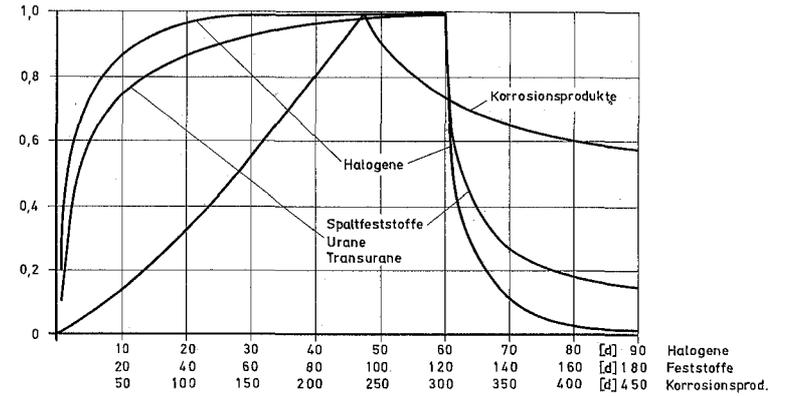


Abb. 5-6: Aufbau- und Abklingfaktoren für die in der Dampfphase abgelagerten Aktivitäten zur Bestimmung der Dosisleistung ( ohne Abschirmung ) als Funktion der Zeit.

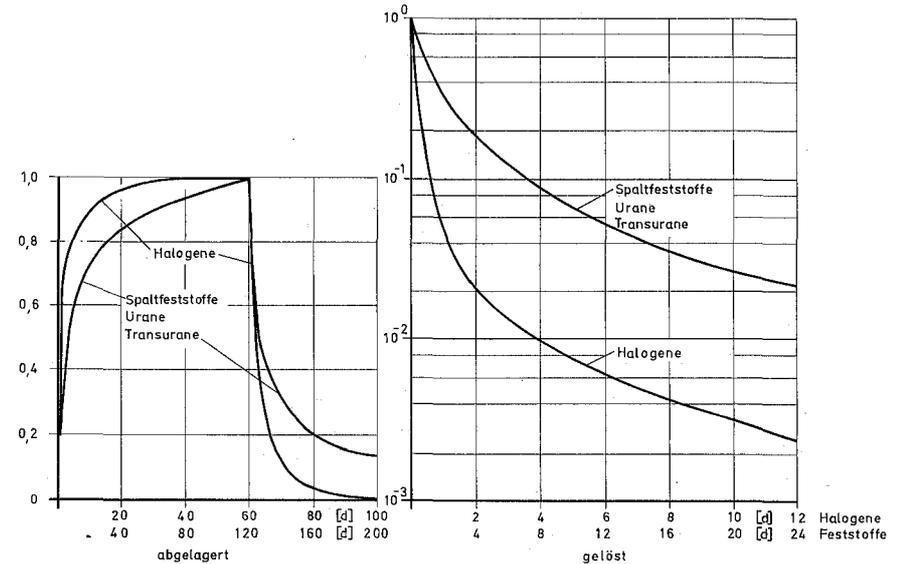


Abb. 5-7: Aufbau- und Abklingfaktoren für die in der Wasserphase I gelösten und abgelagerten Aktivitäten zur Bestimmung der Dosisleistung ( ohne Abschirmung ) als Funktion der Zeit.

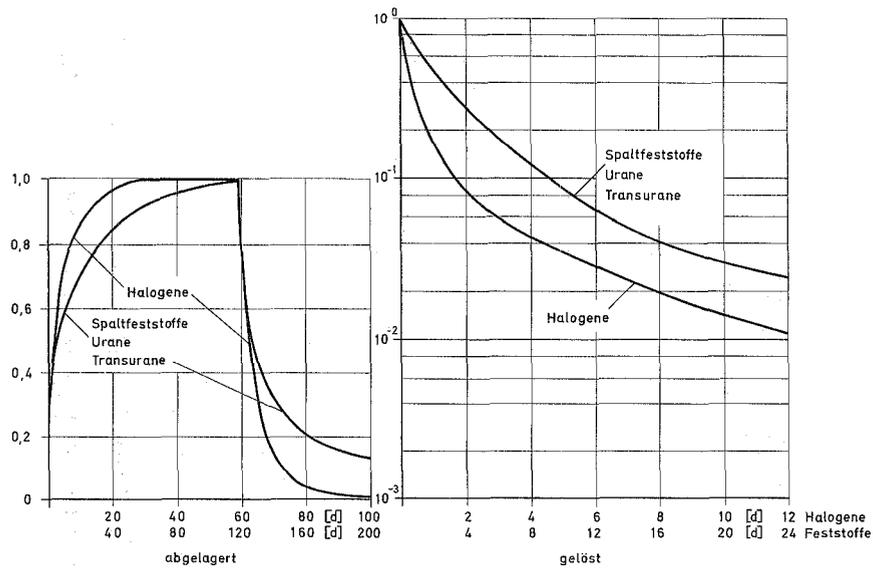


Abb. 5-8: Aufbau- und Abklingfaktoren für die in der Wasserphase II gelösten und abgelagerten Aktivitäten zur Bestimmung der Dosisleistung ( ohne Abschirmung ) als Funktion der Zeit.

Aktivitäten	Betriebszeit in Wochen	ohne Abschirmung				mit Abschirmung			
		Verdampfer	Ionen-tauscher	Feststoff-filter	Konden-sator	Bleidicke in cm			
						4	9,5	1	14
Edelgase	1	4,69 (+2)	0	0	6,54 (+1)	2,46 (+1)	0	0	4,83 (+1)
	2	"	"	"	7,11 (+1)	"	"	"	"
	3	"	"	"	7,34 (+1)	"	"	"	"
	4	"	"	"	7,43 (+1)	"	"	"	"
Halogene	1	7,57 (+2)	9,39 (+4)	0	0	1,68 (+1)	3,83 (+1)	0	0
	2	"	9,80 (+4)	"	"	"	4,00 (+1)	"	"
	3	"	1,01 (+5)	"	"	"	4,12 (+1)	"	"
	4	"	1,03 (+5)	"	"	"	4,20 (+1)	"	"
kurzlebige Feststoffe	1	1,12 (+2)	1,05 (+2)	1,05 (+1)	5,72 (-3)	5,25 (0)	vernach-lässigbar	2,57 (0)	vernach-lässigbar
	2	1,18 (+2)	1,06 (+2)	1,06 (+1)	5,95 (-3)	5,54 (0)	"	2,58 (0)	"
	3	"	"	"	5,86 (-3)	"	"	"	"
	4	"	"	"	5,96 (-3)	"	"	"	"
langlebige Feststoffe	1	4,53 (0)	8,43 (+2)	8,43 (+1)	1,60 (-2)	vernach-lässigbar	vernach-lässigbar	1,34 (+1)	vernach-lässigbar
	2	4,71 (0)	1,07 (+3)	1,07 (+2)	2,03 (-2)	"	"	1,74 (+1)	"
	3	4,87 (0)	1,16 (+3)	1,16 (+2)	2,21 (-2)	"	"	1,93 (+1)	"
	4	5,02 (0)	1,19 (+3)	1,19 (+2)	2,33 (-2)	"	"	2,05 (+1)	"

Tabelle 5-5: Dosisleistung in mrem/h in 1m Abstand von den wichtigsten Komponenten des Hilfskühlsystems.

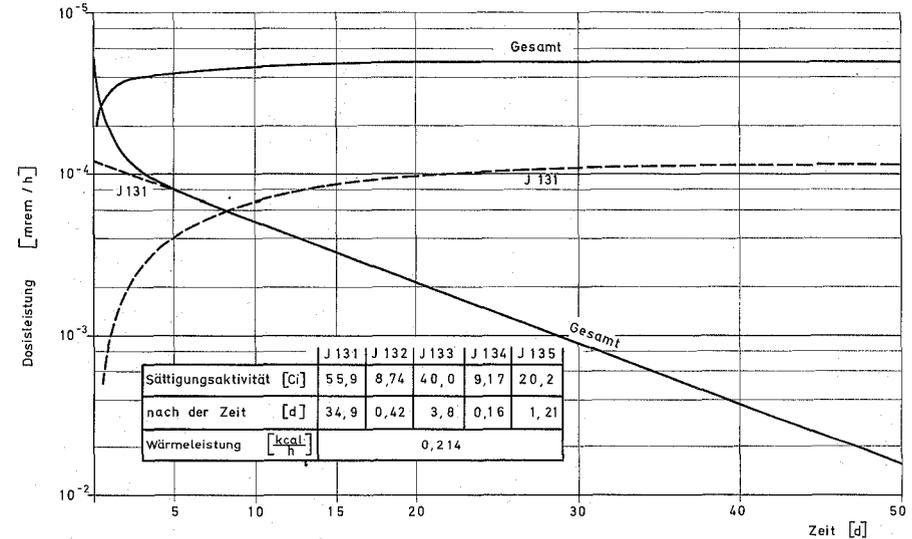


Abb. 5-9: Aktivität und Dosisleistung in 1m Abstand ohne Abschirmung für das Aktivkohlefilter des Abgassystems

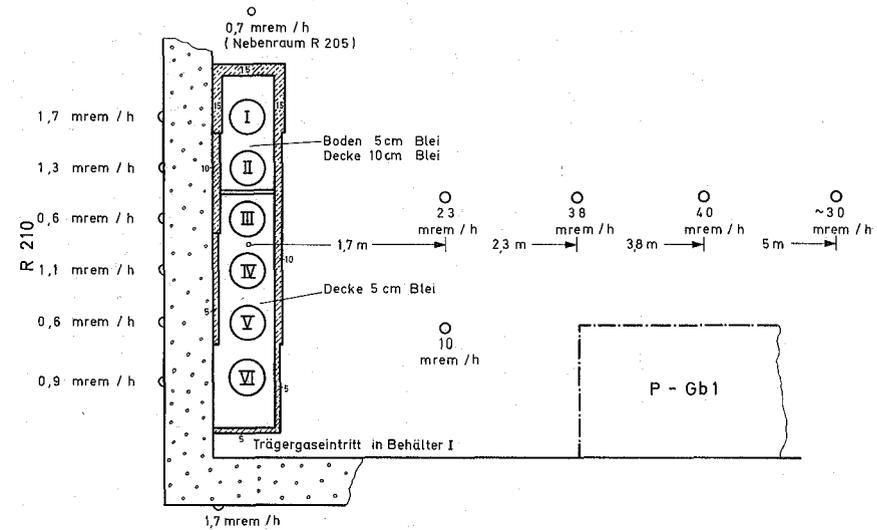


Abb. 5-10: Maximale Dosisleistung durch die  $\gamma$ -Strahlung der Aktivkohleverzögerungsstrecke

Die angegebene Abschirmung der einzelnen Bauteile wurde so ausgelegt, daß die Dosisleistung in den einzelnen Räumen folgende Werte nicht überschreitet:

- in den Räumen R 206 und R 009a: 50 mrem/h
- im Probenahmeraum PR 110: 2,5 mrem/h
- in den Räumen, die den Experimentierräumen benachbart sind: 2,5 mrem/h
- im Raum R 110 außerhalb des Probenahmeraums PR 110 ergibt sich ein Dosisleistungsbereich bis etwa 100 mrem/h für den Vollastbetrieb, da auf eine Abschirmung der Teststrecke verzichtet wird.

Es ist vorgesehen, einzelne Aggregate und Rohrleitungen im Laufe des Versuchsbetriebs je nach Bedarf mit einer Abschirmung zu versehen.

Die Berechnung der Aktivitätsinhalte wurde mit den in Abb. 5-3 bis 5-5 dargestellten Aktivitätsflußbildern durchgeführt. Damit ergeben sich die nachstehenden Differentialgleichungen. Für die Aktivität des Nuklids  $i$  in den Wasserphasen I und II gelten:

$$\frac{dA_I^i}{dt} = -\lambda^i A_I^i - \epsilon^i A_I^i - \frac{v}{V_I} A_I^i + \left( q^i + \frac{v}{V_{II}} A_{II}^i \eta_V^i \right) (1 - \epsilon_l^i \cdot t_D) \eta_K^i$$

$$\frac{dA_{II}^i}{dt} = -\lambda^i A_{II}^i - \epsilon^i A_{II}^i - \frac{v}{V_{II}} A_{II}^i \cdot \eta_V^i + \frac{v}{V_I} A_I^i \cdot (1 - \eta_F^i)$$

Es bedeuten:

- A = Aktivität
- $\lambda$  = Zerfallskonstante
- $\epsilon$  = Ablagerungskonstante
- $\eta$  = Wirkungs- bzw. Abscheidegrad
- v = Volumenstrom
- V = Volumen
- q = Aktivitätsrate
- $t_D$  = Strömungszeit

Wegen der kurzen Strömungszeit  $t_D$  von der in-pile-Strecke bis zum Kondensator ( $\sim 3$  sec) wurde der Zerfall in der Dampfphase außer Betracht gelassen.

Die Aktivität der Tochter  $j$  des Nuklids  $i$  errechnet sich für die beiden Wasserphasen I und II aus:

$$\frac{dA_I^j}{dt} = -\lambda^j A_I^j - \frac{v}{V_I} A_I^j + \frac{v}{V_{II}} A_{II}^j \eta_V^j \eta_K^j + \lambda^j A_I^i$$

$$\frac{dA_{II}^j}{dt} = -\lambda^j A_{II}^j - \frac{v}{V_{II}} A_{II}^j \cdot \eta_V^j + \frac{v}{V_I} A_I^j \cdot (1 - \eta_V^j) + \lambda^j A_{II}^i$$

Die Aktivität eines Bauteils setzt sich aus der im Kühlmedium des Bauteils vorhandenen Aktivität  $B$  und aus der an der benetzten Bauteiloberfläche abgelagerten Aktivität  $C$  zusammen. Die im Kühlmedium vorhandene Aktivität ist in der Dampfphase durch

$$\begin{aligned} B_D &= \sum_i B_D^i + \sum_j B_D^j = \\ &= \sum_i (q^i + v A_{II}^i \eta_V^i / V_{II}) \cdot l/e + \sum_j v A_{II}^j \eta_V^j l / (e \cdot V_{II}) \end{aligned}$$

und in der Wasserphase durch

$$B_I = \sum_i A_I^i V/V_I + \sum_j A_I^j \frac{V/V_I}{V/V_{II}} \text{ bzw. } B_{II} = \sum_i A_{II}^i V/V_{II} + \sum_j A_{II}^j V/V_{II}$$

gegeben, wobei

$l$  = länge des Bauteils

$e$  = mittlere Strömungsgeschwindigkeit im Bauteil

$V$  = Volumen des Bauteils

bedeuten. Für die abgelagerte Aktivität gilt mit

$$C = \sum_i C^i + \sum_j C^j$$

in der Dampfphase

$$\frac{dC_D^i}{dt} = -\lambda^i C_D^i + q^i t_D \cdot \varepsilon_1^{i+}$$

$$\frac{dC_D^j}{dt} = -\lambda^j C_D^j + v_{II}^j \eta_V^j \cdot t_D \cdot \varepsilon_1^{j+} / v_{II} + \lambda^j \cdot C_D^i$$

und in den Wasserphasen

$$\frac{dC_I^i}{dt} = -\lambda^i C_I^i + A_I^i \cdot \varepsilon_2^{i+}$$

$$\frac{dC_I^j}{dt} = -\lambda^j C_I^j + A_I^j \cdot \varepsilon_2^{j+} + \lambda^j C_I^i$$

bzw. analoge Gleichungen für die Wasserphase II.

Es ist

$$\varepsilon^+ = \varepsilon \cdot f / F_{\text{ges}}$$

mit

$f$  = Oberfläche des Bauteils

$F_{\text{ges}}$  = Gesamtoberfläche der jeweiligen Phase

Eine Abweichung von den obigen Rechenverfahren liegt im Heißdampffilter und in den Ionentauschern vor. Wie man leicht erkennt, gilt für das HD-Filter

$$\varepsilon^+ \cdot t_D = \eta_{\text{HDF}}$$

und für die Ionentauscher

$$\varepsilon^+ = v \cdot \eta_F / V_I$$

Mit Hilfe von Abb. 5-5 lassen sich in entsprechender Weise ähnliche Gleichungen für die Aktivitäten des Hilfskühlkreises aufstellen.

Die Dosisleistungsberechnungen wurden in üblicher Weise unter Verwendung der Aktivitätsfunktionen und der zu integrierenden Funktionen für die Geometriefaktoren der einzelnen Bauteile mit einem Matrizen-Multiplikations-Programm und seinen Unterprogrammen durchgeführt. Die notwendige Abschirmstärke wurde anhand von /5.1/ kalkuliert; die Nachweisrechnung für die Dosisleistung hinter der Abschirmung wurde für einige Nuklidfamilien mit dem Rechenprogramm ausgeführt.

### 5.3.2 Abgassystem

Kriterium für die Auslegung des Abgassystems ist die Forderung (vergl. Anhang A, Abschn. 6.5.2), daß für die Summe S (Konzentrationsrelation) gilt

$$S = \sum_i S_i = \sum_i K_i / K_{iZ} \leq 60$$

mit

$$\begin{aligned} K_i &= \text{Konzentration des Nuklids } i \text{ am Schornsteinaustritt} \\ K_{iZ} &= 1/10\text{-MZK-Wert des Nuklids } i \end{aligned}$$

Die beiden Aktivkohlefilter dienen der Abschirmung von gasförmigen organischen Jodverbindungen - insbesondere Methyljodid - die im Loop freigesetzt werden. Als Filtermaterial wird speziell präparierte Aktivkohle mit einem Wirkungsgrad von 0,999 (rel. Luftfeuchte  $\leq 100\%$ ) verwendet. In Abb. 5-9 sind der Aufbau- und Abklingvorgang im Filter implizit durch den Verlauf der Dosisleistung dargestellt. Das Filter befindet sich hinter der Abschirmung der Verzögerungsstrecke mit einer Bleidicke von mindestens 10 cm. Damit ergibt sich außerhalb der Abschirmung eine Dosisleistung von 2 mrem/h.

Edelgase aus der Kernspaltung sowie aus dem Jodzerfall im Kreislauf werden im Kondensator bzw. Entgaser abgeschieden und in der Aktivkohleverzögerungsstrecke durch Abklingen auf ein zulässiges Maß reduziert. Ferner wirkt die Verzögerungsstrecke - auch wenn die Kohle nicht präpariert ist - als zusätzliches Jodfilter mit einem Wirkungsgrad von 0,99 bei relativen Luftfeuchten bis 70 %. Die Strecke enthält 550 kg Aktivkohle, die auf 6 Behälter mit einer Gesamtlänge von 11,3 m aufgeteilt werden.

Die mittlere Verzögerungszeit für diese Strecke errechnet sich zu

$$t_{\text{Xe}} = 14,5 \text{ d} \quad \text{und} \quad t_{\text{Kr}} = 1,33 \text{ d}$$

Mit einer Abluftmenge des Schornsteins von  $10^5 \text{ m}^3/\text{h}$  ergeben diese Werte eine Edelgaskonzentration am Schornsteinaustritt von

$$S_{\text{E}} = 42,7$$

Die Durchbruchzeit der Strecke beträgt

$$t_{\text{D,Xe}} = 13,2 \text{ d} \quad \text{und} \quad t_{\text{D,Kr}} = 1,21 \text{ d}$$

Legt man diese Zeit als effektive Verzögerungszeit zugrunde, so wird

$$S_{\text{E}} = 52,3$$

Die Konzentration der Jodisotope ergibt sich zu

$$S_{\text{J}} = 1,63$$

Damit ist in jedem Falle sichergestellt, daß

$$S = 54 < 60$$

Für die Berechnung des dynamischen Absorptionskoeffizienten wurde eine Temperatur der Kohle von  $55 \text{ }^\circ\text{C}$ , eine Kohlefeuchte von 2 Gew.-% und ein Trägergasdurchfluß von  $0,3 \text{ Nm}^3/\text{h}$  zugrunde gelegt. Die maximale Temperaturerhöhung der Kohle wurde unter Vernachlässigung der Wandkühlung zu  $35 \text{ grd}$  errechnet. Hinsichtlich der Kohletemperatur besteht somit eine Sicherheit, als einerseits die Eintrittstemperatur des Gases durch die vorgeschaltete Kühlung unter Berücksichtigung der Erwärmung im Aktivkohlefilter bei etwa  $8 \text{ }^\circ\text{C}$  liegt und andererseits für die Wand eines Teils der Verzögerungsstrecke eine Kühlung von außen durchführbar ist. Bei plötzlichem Abschalten des Trägergasstroms wurde als maximale Temperaturerhöhung am Eintritt in die Aktivkohlestrecke ein Wert von  $20 \text{ grd}$  errechnet.

In Abb. 5-10 sind die maximalen Werte für die Dosisleistung durch die  $\gamma$ -Strahlung der Verzögerungsstrecke in verschiedenen Aufpunkten und die erforderliche Bleiabschirmung dargestellt.

### 5.3.3 Kleiner Störfall

Der kleine Störfall ist dadurch gekennzeichnet, daß durch Leckagen Aktivitäten in die Kreislauf Räume gelangen. Für diesen Störfall wurde die Strahlenbelastung in den Räumen R 110 und R 206 berechnet. Dabei wurden zwei Fälle betrachtet:

- a) Inhalations-, Submersions- und externe Dosisleistung unter Berücksichtigung der Ablagerungswahrscheinlichkeit für Halogene, Spaltfeststoffe, Urane und Transurane an den Wänden und auf dem Boden der Loop Räume.
- b) Inhalations- und Submersionsdosisleistung unter Vernachlässigung der Ablagerung.

Um eine sichere Abschätzung für die austretenden Aktivitäten zu erhalten, wurde angenommen, daß die Leckagen vor dem HD-Filter P-Fi 1 liegen, so daß sowohl die Filterwirkung als auch die Aktivitätsablagung im Loop zwischen Brennelement und Leck außer Betracht bleiben. Zur Vereinfachung mußte vorausgesetzt werden, daß die freigesetzte Aktivität sich homogen in den Räumen R 110 und R 206 verteilt bzw. sich homogen auf dem Boden dieser Räume ablagert. Der Beitrag des Raumes R 110 zur externen Dosisleistung im Raum R 206 - und umgekehrt - wurde wegen des strahlenschwächenden Betonfußbodens vernachlässigt.

Die Berechnungen wurden für Edelgase, Halogene, langlebige Spaltfeststoffe, kurzlebige Spaltfeststoffe, Urane und Transurane durchgeführt. Die Entlüftung von R 110 und R 206 wurde mit  $1000 \text{ m}^3/\text{h}$  angesetzt. Die Ablagerungswahrscheinlichkeiten wurden der Literatur /5.2/ entnommen zu

$$\begin{aligned} \varepsilon &= 0,623 \text{ h}^{-1} && \text{für Halogene und flüchtige Feststoffe} \\ \varepsilon &= 0,0623 \text{ h}^{-1} && \text{für andere Feststoffe} \\ \varepsilon &= 0 && \text{für Edelgase} \end{aligned}$$

Die Ergebnisse der Rechnungen sind in der Abb. 5-11 dargestellt.  
Die Dosisleistung in (rem/h)/(kg/h) ist auf den Austritt von 1 kg  
Kühlmittel pro Stunde normiert.

Die Aktivität des Nuklids  $i$  in den Loopräumen ergibt sich unter Berücksichtigung der Raumbelüftung aus

$$\frac{dA_R^i}{dt} = x \cdot (q^i + v_{II}^i \eta^i / V_{II}) - \lambda_o^i A_R^i$$

mit

$$\lambda_o^i = \lambda^i + \epsilon^i + \frac{w_R}{V_R}$$

wobei außer den vorstehend erläuterten Symbolen

$w_R$  = Lüftungsrate für die Loopräume

$V_R$  = Volumen der Loopräume

$x$  = Bruchteil des Kühlmitteldurchsatzes, der über die Leckagen ausströmt

bedeuten. Für die in den Loopräumen abgelagerte Aktivität gilt

$$\frac{dC_R^i}{dt} = \epsilon^i A_R^i - \lambda^i C_R^i$$

Die Inhalations- und Submersionsdosisleistung erhält man durch Multiplikation der spezifischen Raumaktivität  $A_R^i/V_R$  mit den entsprechenden Dosisleistungsfaktoren, während die externe Dosisleistung der abgelagerten Aktivitäten sich nach dem bereits erwähnten Matrizen-Multiplikationsprogramm berechnet.

#### 5.3.4 Größter anzunehmender Unfall (GAU)

Als größter anzunehmender Unfall werden die radiologischen Auswirkungen eines Dampfrohrbruchs betrachtet. Zu berechnen sind Inhalations-, Submersions- und externe Dosisleistung für die Loopräume R 206 und R 110 sowie für die Nachbarräume und für den Probenahmeraum PR 110.

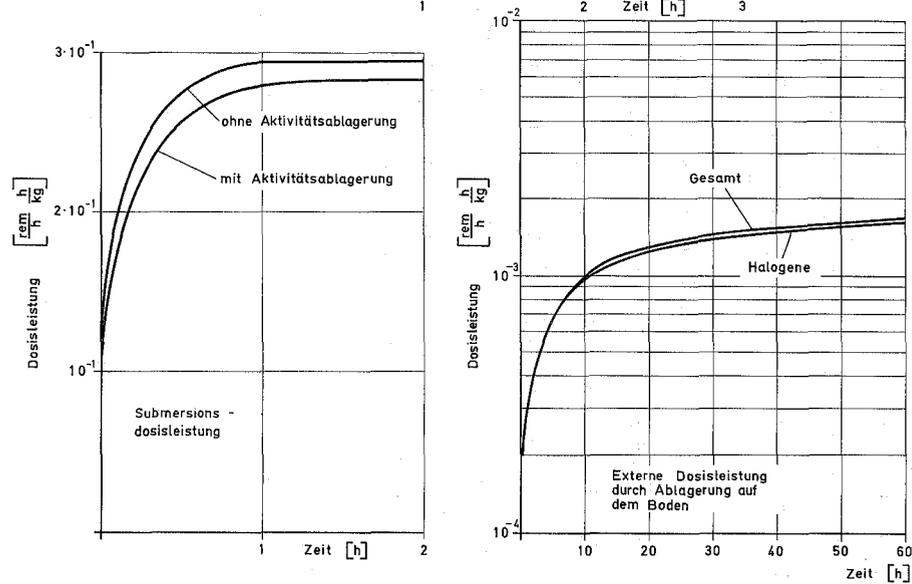
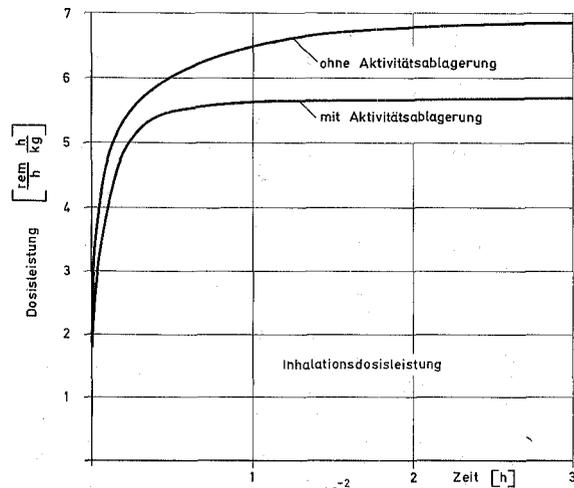


Abb. 5-11: Dosisleistungen in den Loop - Räumen R110 und R206 bei einer Kreislauf -  
leckage von 1 kg Kühlmittel pro Stunde.

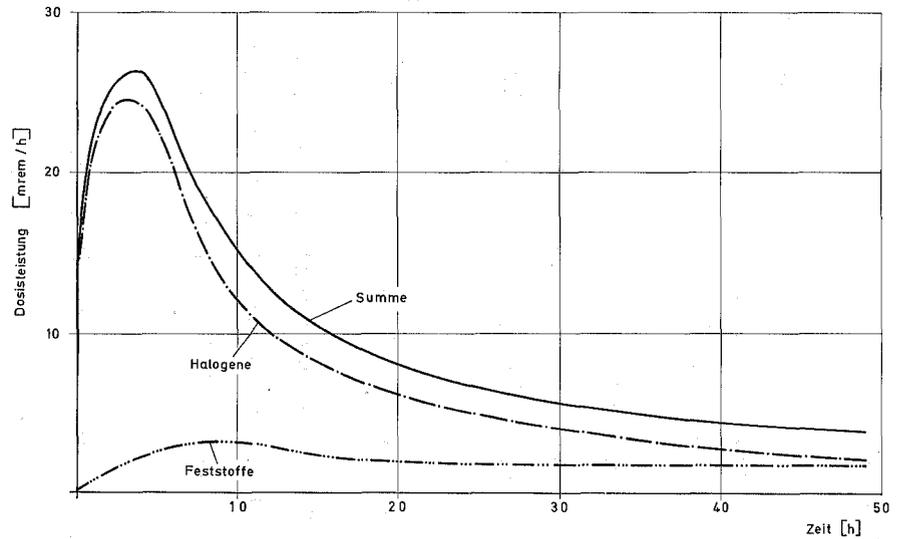


Abb.5-16: Externe Dosisleistung in R 206 und R 110 durch Ablagerung nach GAU  
ohne Belüftung der Räume.

Inhalationsdosis in rem				
	Halogene	Spaltfeststoffe	Urane Transurane	Edelgase
mit Filter	$2,3 \cdot 10^{-6}$	$5,5 \cdot 10^{-5}$	$7,7 \cdot 10^{-6}$	0
ohne Filter	$2,3 \cdot 10^{-3}$	$1,1 \cdot 10^{-4}$	$1,5 \cdot 10^{-5}$	0

Ganzkörperdosis in rem				
	Halogene	Spaltfeststoffe	Urane Transurane	Edelgase
mit Filter	$4,7 \cdot 10^{-9}$	$2,1 \cdot 10^{-6}$	$1,3 \cdot 10^{-7}$	$2,0 \cdot 10^{-5}$
ohne Filter	$4,7 \cdot 10^{-6}$	$4,1 \cdot 10^{-6}$	$2,5 \cdot 10^{-7}$	$2,0 \cdot 10^{-5}$

Tabelle 5-6: Integrierte Dosisleistung in der Reaktor Umgebung nach GAU

Die folgenden zwei Fälle wurden untersucht:

- a) Dampfrohrbruch bei Belüftung der Loopräume und Abgabe der Aktivität über ein Filter an den Schornstein. Die dabei entstehende Belastung der Reaktor Umgebung wurde ermittelt.
- b) Dampfrohrbruch ohne Belüftung der Loopräume.

Für das Aktivitätsinventar, das in die Loopräume freigesetzt wird, wurden die Quellen wie folgt abgeschätzt:

- a) 5 sec Aktivitätsabgabe vom Brennelement.
- b) Abgabe des kontaminierten Dampfes aus dem Rohrsystem zwischen in-pile-Strecke und Kondensator. Das entspricht nach einer Abschätzung einem Aktivitätsinventar, das vom Brennelement innerhalb 3 sec abgegeben wird.
- c) Freisetzung des gesamten Inhalts des Verdampfers P-Vd 1.

Es wurde vorausgesetzt, daß der Dampfrohrbruch hinter der in-pile-Strecke liegt, und daß die in-pile-Strecke innerhalb von 5 sec durch Schnellschlußventile abgesperrt und auf Notkühlung umgeschaltet werden kann. Mit den vorstehenden Annahmen dürfte die mögliche Strahlenbelastung mit einem großen Sicherheitsfaktor abgeschätzt sein.

Die Berechnungen wurden für Edelgase, Halogene, Spaltfeststoffe, Urane und Transurane durchgeführt. Analog zum Abschnitt 5.3.3 wurde vorausgesetzt, daß sich die freigesetzten Aktivitäten homogen in den Räumen R 110 und R 206 verteilen und auf dem Boden ablagern. Die Leckraten von den Loopräumen R 110 und R 206 nach dem Gang R 113 und dem Probenahmeraum PR 110 wurden mit jeweils 1 % pro Tag angenommen. Für die Entlüftung der Räume wurden folgende Werte zugrunde gelegt:

- Loopräume R 110 und R 206: 1.000 m<sup>3</sup>/h
- Gang R 113: 500 m<sup>3</sup>/h
- Probenahmeraum PR 110: 1.000 m<sup>3</sup>/h

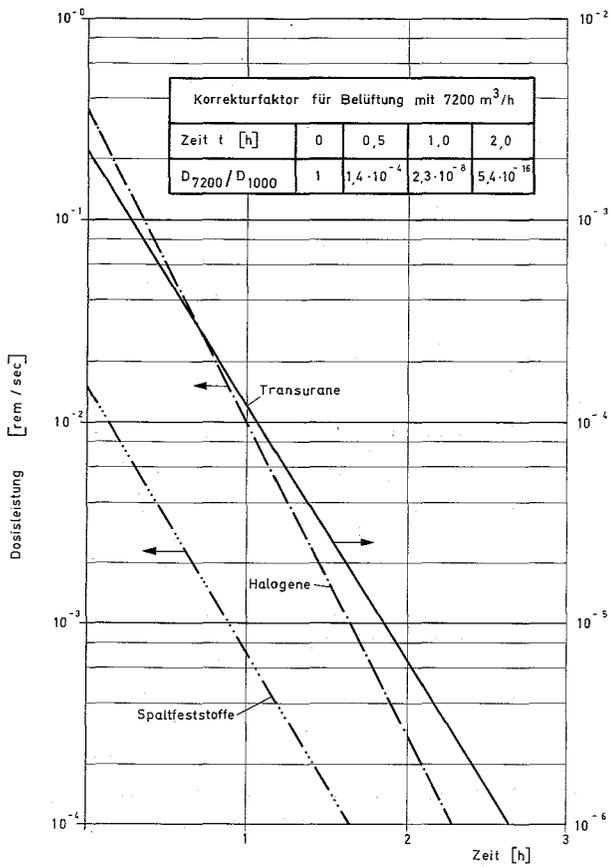


Abb. 5-12: Inhalationsdosisleistung in R 206 und R 210 nach GAU bei Belüftung mit 1000 m<sup>3</sup>/h

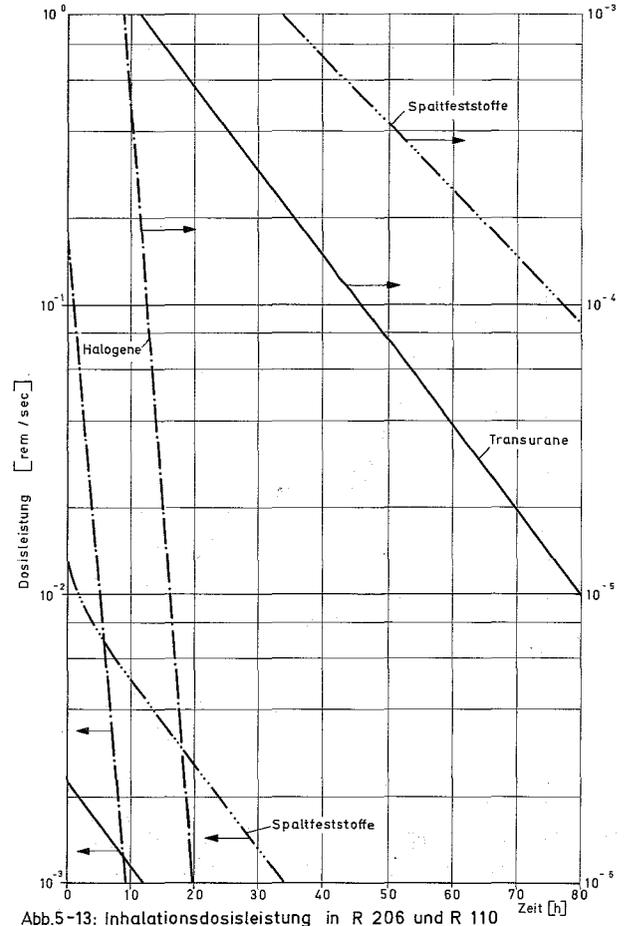


Abb. 5-13: Inhalationsdosisleistung in R 206 und R 110 nach GAU ohne Belüftung.

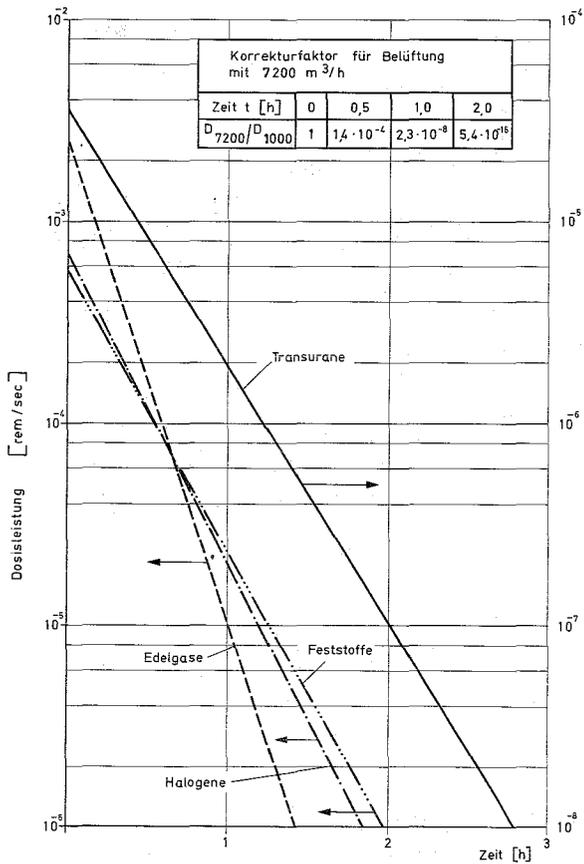


Abb. 5-14: Submersionsdosisleistung in R 206 und R 110 nach GAU bei Belüftung mit 1000 m<sup>3</sup>/h

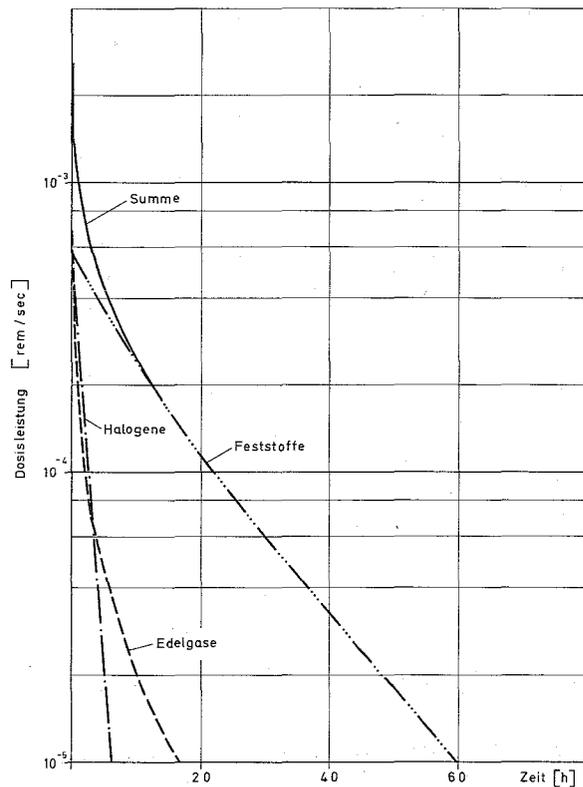


Abb. 5-15: Submersionsleistung in R 206 und R 110 nach GAU ohne Belüftung.

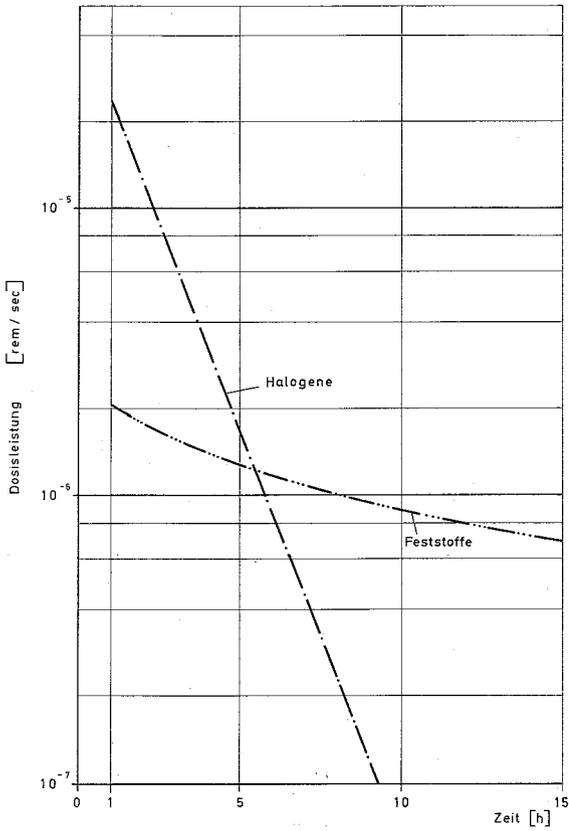


Abb. 5-17: Inhalationsdosisleistung im PR 110 ohne Belüftung der Loop-Räume nach GAU

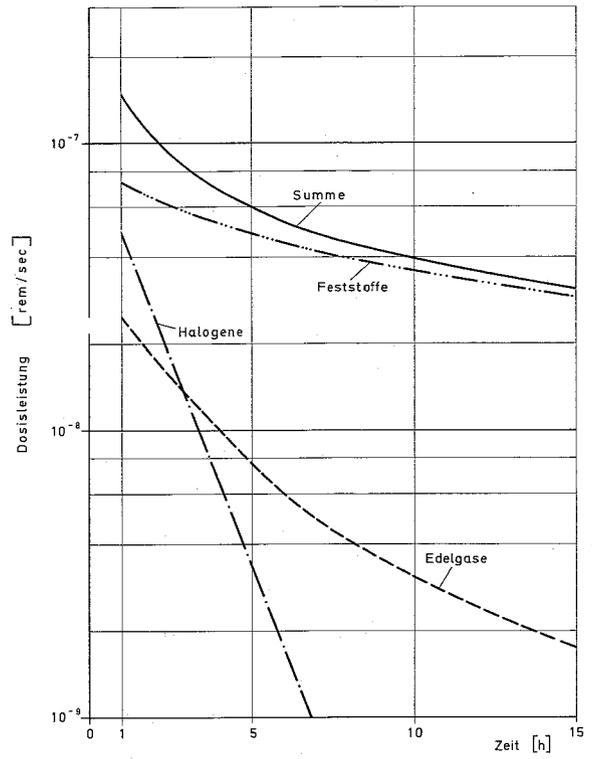


Abb. 5-18: Submersionsdosisleistung im PR 110 ohne Belüftung der Loop-Räume nach GAU

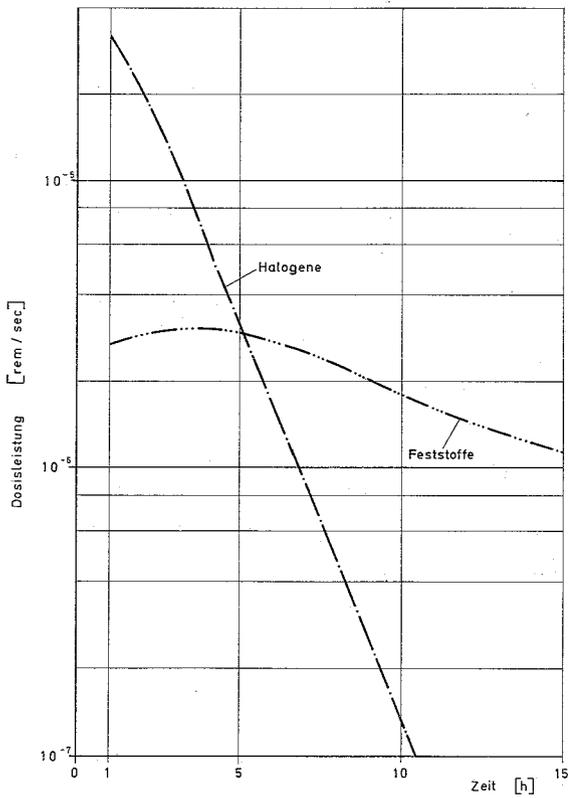


Abb. 5-19: Inhalationsdosisleistung im Gang R 113 ohne Belüftung der Loop-Räume nach GAU

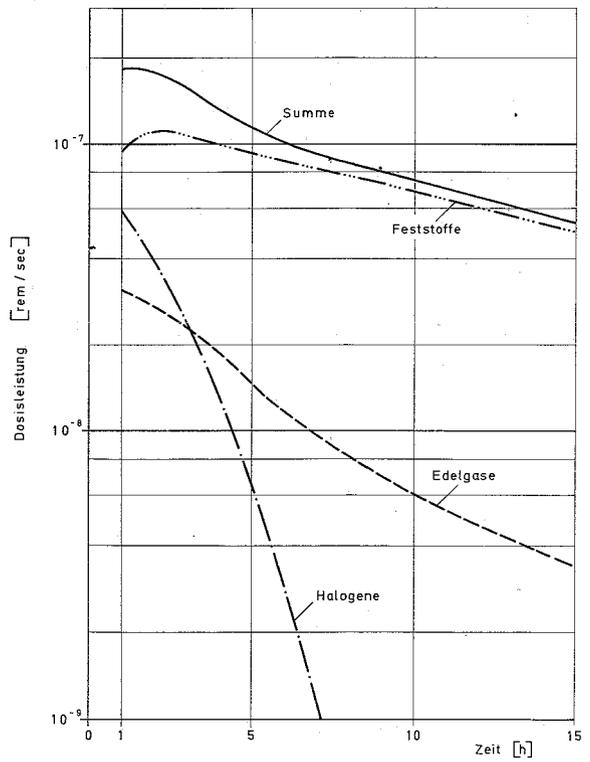


Abb. 5-20: Submersionsdosisleistung im Gang R 113 ohne Belüftung der Loop-Räume nach GAU

Die Aktivität im Probenahmerraum PR 110 berechnet sich aus

$$\frac{dA_{PR}^i}{dt} = \frac{v_{PR}}{V_R} A_R^i - \left( \lambda^i + \epsilon^i + \frac{w_{PR}}{V_{PR}} \right) \cdot A_{PR}^i$$

Eine analoge Beziehung gilt für den Aktivitätsverlauf im Gang R 113. Die integrierte Aktivität, die dem Schornstein über das Filter nach dem GAU zugeführt wird, wurde wegen der hohen Lüftungsrate gleich der Anfangsaktivität in den Loopräumen gesetzt. Durch Multiplikation mit dem Filterwirkungsgrad und dem axialen Konzentrationsfaktor erhält man die integrierte Aktivitätskonzentration in einem Punkt 1 m über dem Boden der Reaktor Umgebung. Der axiale Konzentrationsfaktor wurde /5.3/ entnommen, und die Strahlenbelastung für den Punkt der Reaktor Umgebung berechnet, in dem der Faktor ein Maximum aufweist.

#### 5.3.5 Hüllrohrschmelzen

Bei einem Ausfall der Hauptkühlung muß damit gerechnet werden, daß der Brennstab bis zum Wirksamwerden der Notkühlung für eine kurze Zeit überhaupt nicht oder nur ungenügend gekühlt wird. In einem solchen Fall zeigt sich, daß trotz Reaktorschnellabschaltung eine Zerstörung der Brennstabhülle nicht verhindert werden kann. Im folgenden werden die radiologischen Auswirkungen der erhöhten Spaltproduktfreisetzung bei einem Hüllrohrschmelzen aufgezeigt. Es wurde angenommen, daß aus dem Inventar des Brennstabs 100 % der Edelgase, 50 % der Halogene, 1 % der nicht flüchtigen Spaltfeststoffe und 50 % Ba, Sr, Sb, Cs und Te, die oberhalb 1400 °C flüchtig sind, über den Notkühlstrom in den Notkondensator N-Kd 4 gelangen, in dem sie gespeichert werden.

Die Abb. 5-21 zeigt die Dosisleistung unter Berücksichtigung der Tochteraktivitäten als Funktion der Zeit ohne Abschirmung und in 1 m Abstand von der Kondensatorachse. Aus den Abb. 5-22 und 5-23 ist das zeitliche Verhalten der Dosisleistung in 4 m Abstand von der Kondensatorachse hinter einer 60-cm-Betonwand zu entnehmen. Der Aufpunkt liegt somit im Nachbarräum des Raumes R 206, in dem der Notkondensator aufgestellt ist.

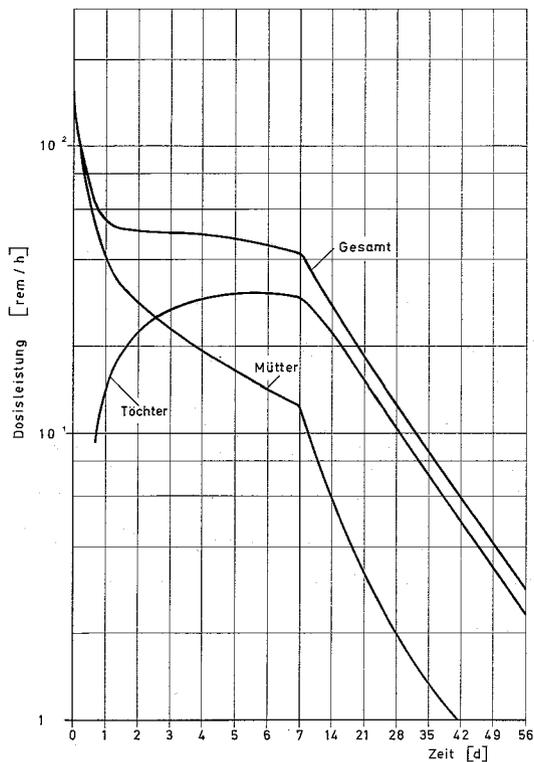


Abb. 5-21: Dosisleistung nach einem Hüllrohrschmelzen in 1m Abstand von der Achse des N-Kd 4 ohne Abschirmung.

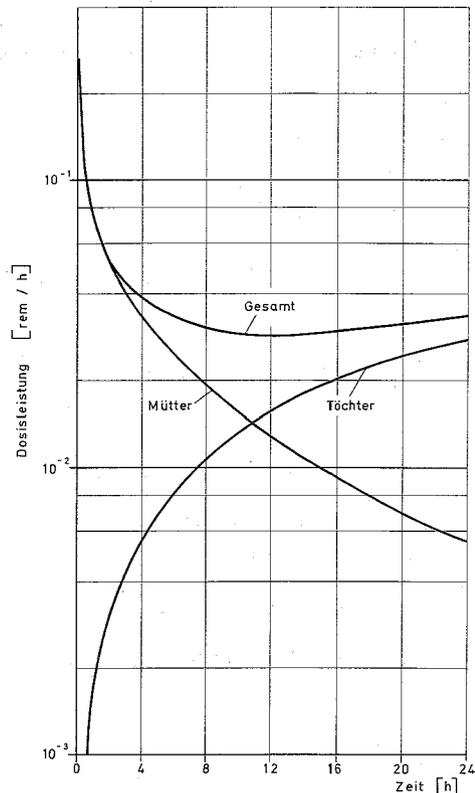


Abb.5-22: Dosisleistung nach einem Hüllrohrschmelzen in 4 m Abstand von der Achse des N-Kd 4 mit 60 cm Beton - Abschirmung.

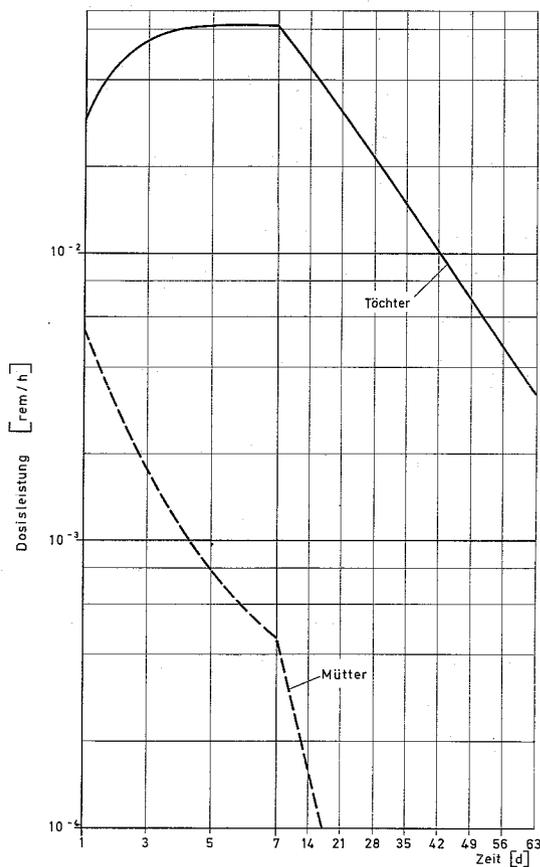


Abb. 5-23: Dosisleistung nach einem Hüllrohrschmelzen in 4 m Abstand von der Achse des N-Kd 4 mit 60 cm Beton - Abschirmung.

#### 5.4 Schlußbemerkungen

Durch das im Rahmen dieser Sicherheitsanalyse dargelegte Sicherheitskonzept wird sowohl im Normalbetrieb als auch bei einem gestörten Kreislaufbetrieb oder nach einem schweren Störfall verhindert, daß durch die bereits im Abschn. 5.1 genannten besonderen Gefahrenmomente des HDK-Loops

- der Betrieb des Reaktors einschließlich seiner Experimente in einem unzumutbaren Maß beeinträchtigt wird,
- das Betriebs- und Experimentierpersonal sowie Personen in der Reaktorrotunde unzulässig gefährdet werden und
- eine nicht vertretbare Einwirkung ionisierender Strahlung auf Leben und Sachgüter in der Reaktor Umgebung erfolgt.

Lediglich für Personal, das sich während des Loopbetriebs in den Kreislaufräumen außerhalb des Probenahmeraumes PR 110 aufhält, kann eine erhöhte Gefährdung nicht vermieden werden. In den Loopräumen wird einerseits aufgrund der strahlenden Kreislaufkomponenten eine erhöhte Dosisleistung bis zu 100 mrem/h erwartet. Andererseits muß beim Auftreten eines Lecks je nach Größe des Lecks und Aufenthaltszeit im Raum mit einer zusätzlichen Strahlenbelastung gerechnet werden. Schließlich ist im Falle des größten anzunehmenden Störfalls eine letzte Gefährdung durch Heißdampf, Heißwasser und Bruchstücke gegeben und eine Strahlenschädigung dann nicht auszuschließen, wenn der Raum nicht sofort nach dem Unfall verlassen werden kann.

Beim Auftreten eines größeren Lecks von 1 kg Kühlmedium pro Stunde beträgt die Inhalationsdosisleistung in den Loopräumen nach 0,5 Stunden etwa 6 rem/h (vergl. Abb. 5-11). Es wurde gezeigt, daß diese Inhalationsdosisleistung im wesentlichen auf den Halogenen beruht, während die Edelgase für die um einen Faktor 20 kleinere Submersionsdosisleistung ( $\sim 0,3$  rem/h) die Hauptstrahlenquelle sind. Die externe Dosisleistung aufgrund abgelagerter Aktivität liegt im mrem/h-Bereich und ist vernachlässigbar. Da die Aktivitätsfreisetzung im Falle eines undichten Kreislaufs unmittelbar von den Aktivitätsüberwachungsgeräten in den

Loopräumen bzw. in den Abluftleitungen registriert wird, kann davon ausgegangen werden, daß für das Personal, das die Loopräume sofort nach einem Aktivitätsalarm zu verlassen hat, keine schädigende Strahlenbelastung erfolgt.

Anders sieht es im Falle des GAU aus. Hier beträgt die Inhalationsdosisleistung der Halogene in den Kreislaufräumen nach dem Unfall etwa 1300 rem/h. Hinzu kommt eine Inhalationsdosisleistung der Feststoffe und Transurane von 62 rem/h. Diese Dosisleistung basiert auf der günstigen Annahme, daß eine gleichmäßige Aktivitätsverteilung in den Räumen vorliegt. Es muß damit gerechnet werden, daß stellenweise höhere Aktivitätskonzentrationen vorhanden sind, die eine noch höhere Dosisleistung zur Folge haben. Aufgrund der hohen Lüftungsrate nach dem GAU nehmen die Dosisleistungen in den Loopräumen zwar sehr rasch ab - bereits nach 30 Minuten liegen sie im mrem/h-Bereich (vergl. Abb. 5-12 und 5-14) -, die integrierte Inhalationsdosisleistung der Halogene beträgt jedoch in der ersten Minute etwa 18 rem, in der zweiten etwa 13 rem und in der dritten rund 9 rem, so daß bereits 3 Minuten nach dem Unfall eine Halogendosis von ca. 40 rem möglicherweise inkorporiert worden ist. Es besteht also die Gefahr, daß innerhalb kurzer Zeit nach dem Unfall eine Strahlenbelastung erhalten wird, die die als maximal zulässig angesehene Jahresdosis erheblich übersteigt.

In der 1. SSVVO wird in Abweichung zu den Empfehlungen des ICRP-Report of Committee II, der für die Schilddrüse als kritisches Organ für halogene Radionuklide eine Dosisleistung von 30 rem/a als zulässig nennt, eine höchstzulässige Dosisleistung von 5 rem/a sowohl für Ganzkörper als auch für alle Organe angegeben. Angesichts der Gefahr einer erheblichen Inkorporation radioaktiver Substanzen nach einem GAU - vor allem dann, wenn z.B. infolge Bewußtlosigkeit oder anderer Umstände ein Verlassen des Raums nicht sofort möglich ist - bleibt zu erwägen, ob ein Betreten der Loopräume nur unter Verwendung von Atemschutzgeräten gestattet werden sollte, obwohl ein Betreten der Loopräume selten und nur kurzzeitig erfolgen muß und zum anderen der größte anzunehmende Unfall mit einer nur äußerst geringen Wahrscheinlichkeit eintreten wird.

Im Gegensatz zu der Inhalationsdosisleistung kann man die Ganzkörperdosisleistung nach dem GAU als nicht kritisch ansehen. Sie beträgt im ersten Zeitpunkt etwa 13 rem/h und fällt bereits nach 10 Minuten auf 0,320 rem/h ab (vergl. Abb. 5-14). Die externe Dosisleistung liegt wieder im mrem/h-Bereich.

Wie die Abb. 5-17 bis 5-20 zeigen, sind die zu erwartenden Dosisleistungen im Probenahmeraum PR 110 und im Nachbarraum R 113 vertretbar. Unter der ungünstigsten Annahme, daß keine Belüftung der Loopräume stattfindet, ergibt sich eine Stunde nach dem Unfall eine maximale Dosisleistung von etwa 115 mrem/h.

Die in der Reaktor Umgebung durch die Abgabe der freigesetzten Aktivitäten über den Schornstein bedingte Inhalations- bzw. Ganzkörperdosis (vergl. Tabelle 5-6) ist vernachlässigbar.



Anhang A6. Wesentliche Planungsunterlagen6.1 Werkstoffauswahl6.1.1 Entwicklungstendenz

Die Tendenz bei fortschrittlichen Dampfkraftwerken geht aus Gründen einer verbesserten Wirtschaftlichkeit zu höheren Temperaturen und Drücken bis in das überkritische Druckgebiet. Diese Entwicklung begann in Deutschland mit der Inbetriebnahme des Kraftwerkes der Chemischen Werke Hüls, das bei 300 ata Heißdampf von 600°C erzeugt. Seither wurden weitere Kraftwerke in Europa und vor allem in den USA für Drücke bis 350 ata und Dampftemperaturen bis 650°C gebaut /6.1/. Alle diese Kraftwerke sind zwangsläufig an den Einsatz von hochwarmfesten austenitischen Stählen, X8CrNiNb 16 13 (Werkstoff Nr. 4961), X8CrNiMoNb 16 16 (Werkstoff Nr. 4981) und X8CrNiMoVNb 16 13 (Werkstoff Nr. 4988), gebunden, die bei diesen hohen Temperaturen über die notwendige Kriechfestigkeit und Zunderbeständigkeit gegen Verbrennungsgase und Wasserdampf verfügen. Die Überlegenheit dieser Werkstoffe gegenüber den warmfesten ferritischen Stählen hinsichtlich ihrer vom DDA (Deutscher Dampfkesselausschuß) genehmigten Festigkeitswerte, vor allem bei Temperaturen oberhalb 500°C, vermittelt Abb. 6 - 1.

6.1.2 Werkstoff für den Primärkreislauf

Die Auslegungstemperatur für den thermisch heißen Primärteil des HDK-Loops wurde auf 570°C festgelegt. Die amtlichen Vorschriften erlauben auch den Einsatz der ferritischen Stähle X20CrMoV 12 1 oder 10CrMo 9 10. Beide Stähle sind bis 600 bzw. 590°C zugelassen. Auch ihre Zeitstandfestigkeiten liegen nach Abb. 6 - 1 bei 570°C mit 10,9 bzw. 5,7 kp/cm<sup>2</sup> über dem Grenzwert von 4,8 kp/cm<sup>2</sup> (siehe Abb. 6 - 2), so daß die sich ergebenden Wandstärken fertigungs-technisch verwirklicht werden können. Entscheidend ist aber, daß die Metallabtragerate infolge Verzunderung im Wasserdampf mit 660 mg/dm<sup>2</sup>mon ( $\hat{A}$  0,1 mm Metallverlust pro Oberfläche und Jahr) beim 10CrMo 9 10 nicht mehr tragbar erscheint (siehe Abb. 6 - 3). Für den X20CrMoV 12 1

wurden keine Verzunderungswerte im Wasserdampf in der Literatur gefunden. Er ist zwar in Luft ausreichend beständig (siehe Abb. 6 - 4), jedoch kann daraus nicht auf seine Beständigkeit im Wasserdampf geschlossen werden. Vielmehr wurde bei fast allen Stählen festgestellt, daß sie in Wasserdampf erheblich stärker als in der Luft verzundern. Das Verzunderungsproblem verschärft sich weiterhin durch die gelegentlich vorgesehene Sauerstoffzudosierung in Höhe von 20 ppm, so daß auch beim Einsatz des X20CrMoV12 1 ein nicht kalkulierbares Risiko entstehen würde.

Wegen der aufgezeichneten Probleme und der in Abschnitt 6.1.1 angedeuteten Entwicklungstendenz fiel die engere Wahl auf einen Austeniten, ähnlich wie beim HDR der AEG, dessen Heißdampfteil aus Werkstoff Nr. 4961 und dessen übriger Primärkreislauf aus Werkstoff Nr. 4550 besteht.

Die erwarteten erheblichen Fertigungsschwierigkeiten legten nahe, auch im Heißdampfteil des HDK-Loops auf die hochwarmfesten Austenite 4961 oder 4981 bzw. 4988 zugunsten eines warmfesten Austeniten zu verzichten. Aus dieser Gruppe wurden diejenigen in die engere Wahl gezogen, deren zulässige maximale Betriebstemperatur  $550^{\circ}\text{C}$  beträgt /6.6/. Auf diese Weise sollten die beim vorgesehenen Einsatz bis  $570^{\circ}\text{C}$  auftretenden Abweichungen im Werkstoffverhalten hinreichend genau durch Extrapolation vorausgesagt werden können. Berücksichtigt man außerdem, daß aus experimentellen Gründen nach Möglichkeit kein Molybdän als Legierungsbestandteil vorhanden sein soll, weil sein Vorhandensein die Ursache für eine bevorzugte Ablagerung von Molybdän-Spaltprodukten sein könnte, so stehen letztlich nur noch zwei Werkstoffe zur Auswahl: Der X10CrNiNb18 9 (Werkstoff Nr. 4550) und der X10CrNiTi18 9 (Werkstoff Nr. 4541), die sich nur durch die Stabilisierungselemente und die 50 000 h-Zeitstandsfestigkeiten unterscheiden. Aus Gründen der höheren Zeitstandsfestigkeit - und damit der höheren Sicherheit bei Temperatur- oder Drucküberschreitungen - wurde der 4550 dem 4541 vorgezogen.

Für seinen Einsatz im HDK-Loop bei  $570^{\circ}\text{C}$  wurde von TÜV Baden eine Ausnahme genehmigung erteilt. Die Warmstreckgrenze bei  $570^{\circ}\text{C}$  wurde durch Extrapolation zu  $11,3 \text{ kp/cm}^2$  abgeschätzt (siehe Abb. 6 - 6). Nach /6.5/ und /6.3/ muß bei den vorliegenden Heißdampfbedingungen mit einer Korrosionsrate von  $20 \text{ mg/dm}^2 \cdot \text{mon}$  gerechnet werden. Dies entspricht einem Wanddickenverlust von  $3 \text{ } \mu\text{m/Jahr}$ . Im Heißwasser betragen die entsprechenden

Werte  $5-20 \text{ mg/dm}^2 \cdot \text{mon}$  bzw.  $0,6-3 \text{ } \mu\text{m/Jahr}$ . Sauerstoff- und Wasserstoffzusätze und Strömungsgeschwindigkeiten haben nur einen geringen Einfluß auf die Heißwasserkorrosionsgeschwindigkeit /6.4/.

Bei den Austeniten mit einem Cr-Ni-Verhältnis von 18 : 9 ist bei der vorliegenden Betriebstemperatur von  $550 - 570^\circ\text{C}$  mit einer Versprödung des Werkstoffes infolge der Bildung der intermetallischen  $\sigma$ -Phase (Cr-Fe-Verbindung) zu rechnen. Beim Abkühlen der Schmelze bildet sich aus dem  $\delta$ -Ferrit zuerst das Karbid  $(\text{CrFe})_{23}\text{C}_6$  aus. Dieses Karbid zerfällt in einem Langzeitvorgang bei Temperaturen zwischen  $200$  und  $900^\circ\text{C}$ , wobei der freiwerdende Kohlenstoff von Nb gebunden wird. Wenn auf diese Weise der Grundmasse der Kohlenstoff entzogen ist, kann sich die  $\sigma$ -Phase bilden, vornehmlich dort, wo vom Zerfall des Karbids her eine Cr-Anreicherung vorhanden ist, also an den Korngrenzen und Gleitebenen /6.14/ /6.13/ /6.12/ /6.11/ /6.10/ und /6.9/. Die Geschwindigkeit der Materialversprödung ist außerordentlich temperaturempfindlich. Während sie bei tiefen Temperaturen ( $200^\circ\text{C}$ ) auch nach längeren Glühzeiten kaum merklich abläuft, erreicht der Bildungsprozeß bei  $700 - 850^\circ\text{C}$  die höchste Geschwindigkeit. Zeit- und temperaturabhängige Werte der Versprödung - ausgedrückt durch z.B. die Abnahme der Kerbschlagzähigkeit - können nicht angegeben werden. Lediglich der Beginn der  $\sigma$ -Phasenbildung für einen 18/10 Cr-Ni-Nb-Stahl in Abhängigkeit der Betriebstemperatur kann aus Abb. 6 - 7 abgelesen werden. Danach ist bei einer max. Betriebstemperatur von ca.  $550^\circ\text{C}$  nicht vor  $2,8 \cdot 10^4 \text{ h} = 4 \text{ a}$  mit dem Einsetzen der  $\sigma$ -Phasenbildung zu rechnen. Dabei ist nicht berücksichtigt, daß die mittlere Betriebstemperatur erheblich unter  $550^\circ\text{C}$  liegt, was zu einer Vergrößerung des o.g. Zahlenwertes führen muß.

Außer der Temperaturerhöhung begünstigen eine Materialbeanspruchung /6.7/ und /6.8/ und die Stabilisierungselemente Nb und in noch stärkerem Maße Ti die Bildung der  $\sigma$ -Phase /6.3/.

Die wirkungsvollste Maßnahme zur Einschränkung oder beträchtlichen Verzögerung der  $\sigma$ -Phasenbildung besteht in der Beschränkung des Ferritgehaltes im Werkstoff. Allerdings erkaufte man sich dadurch wieder eine höhere Warmrißanfälligkeit, insbesondere in den Schweißzonen. Nach /6.15/ sollte jedoch bei einem Ferritgehalt von  $15 \%$  noch mit Sicherheit eine fehlerlose Schweißung möglich sein. Diese Ferritbegrenzung kann durch entsprechende Ausnutzung des Toleranz-

feldes in der Stahlzusammensetzung (Ni-Gehalt an der oberen Grenze) erreicht werden. Bei den austenitischen Schweißdrähten schwankt der Ferritgehalt üblicherweise zwischen 3 und 10 %, so daß hier eine Chargenauswahl getroffen werden muß.

Durch die Begrenzung des Ferritgehaltes auf 4 - 5 % kann erwartet werden, daß über die gesamte Standzeit der Anlage, die mit 50 000 h gegeben ist, keine beachtenswerte Versprödung durch  $\sigma$ -Phasenbildung auftreten wird.

### 6.1.3 Werkstoffe für die Teststrecke

In Abschnitt 6.1.2 wurde deutlich, daß die Verwendung eines Ferriten für Heißdampfanlagen neben der Kriechfestigkeit vor allem eine Frage der Verzunderung durch Heißdampf ist. Die Verzunderung kann bei einem gegebenen Werkstoff neben der Einhaltung eines hohen Kühlmittelreinheitsgrades (u.a. Beschränkung des  $O_2$ -Gehaltes auf die bei modernen Kesselanlagen üblichen Werte von 10 - 40 ppb) nur durch die Begrenzung der Betriebstemperatur beherrscht werden. So liegt die Einsatzgrenze des 13 CrMo44 und des 10 CrMo9 10 bei etwa 540 °C, weil für diese niedrig legierten Ferrite die für eine beschleunigte Oxydation verantwortliche FeO-Bildung (statt  $Fe_3O_4$ - oder  $FeCr_2O_4$ -Spinelle) erst bei Temperaturen um 540 °C herum einsetzt / 6.18 /. Hochchromhaltige Materialien wie der X20CrMoV12 1 isolieren das FeO durch eine Schicht  $FeCr_2O_4$ -Spinelle, so daß es wegen seiner thermodynamischen Instabilität zu  $Fe_2O_3$  bzw.  $Fe_3O_4$  aufoxydiert wird. Nach den Angaben in / 6.17 / spielt hier die FeO-Bildung selbst bei 600 °C noch keine Rolle. Akzeptiert man also die gegenüber einem 18/10 Cr-Ni-Stahl etwa um den Faktor 20 - 50 erhöhte Korrosionsrate und damit bei einem Kreislaufbetrieb nach dem Löffler-Verfahren die dadurch bedingte höhere Systemkontamination, so könnten Heißdampftemperaturen von dieser Sicht aus zwischen 530 und 600 °C in ferritischen Kernkraftwerken verwirklicht werden.

Hinter diesen Überlegungen stehen die Bestrebungen, die den Strompreis bestimmenden Kapitalkosten durch Verwendung billiger Ferrite zu reduzieren. In der Tat zeigt ein Kostenvergleich zwischen nahtlosen,

bearbeiteten Stahlrohren aus den Austeniten X8CrNiNb18 9 und dem Ferriten X20CrMoVa12 1, daß letzterer bei einer Auslegungstemperatur von 500 °C um 50 %, bei einer solchen von 570 °C um 30 % niedrigere Kosten verursacht<sup>+</sup>). Dieser Kostenvergleich basiert auf der nachstehend angeführten Gleichung, die in Abb. 6.2 - 8 graphisch dargestellt ist.

$$C = \chi \cdot b \cdot \pi \cdot \gamma \frac{d_a^2 \cdot p}{200 \sqrt{\frac{K}{S} + p}} \left( 1 - \frac{p}{200 \sqrt{\frac{K}{S} + p}} \right) \text{ (DM/m)}$$

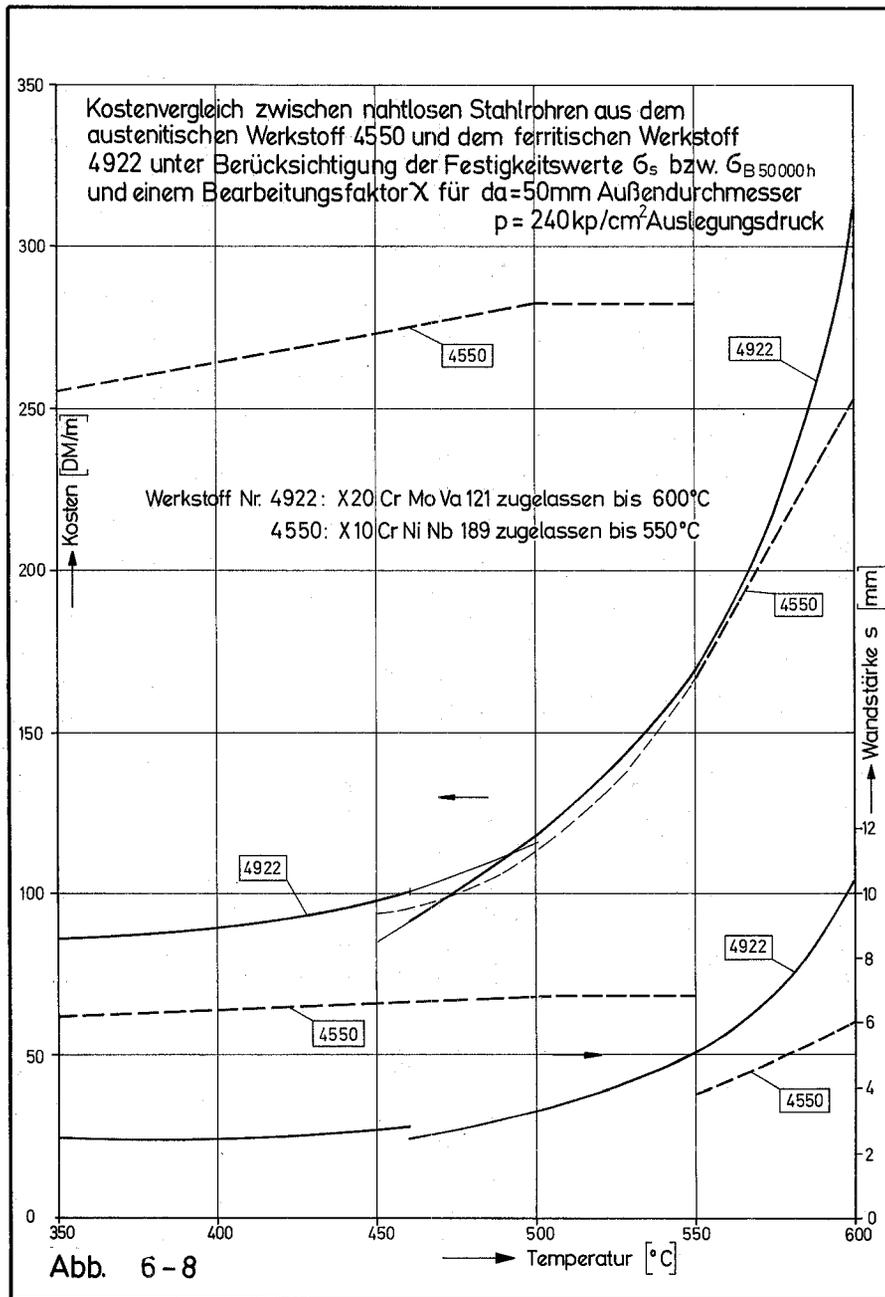
Darin bedeuten:

- C = Kosten pro m Rohr (DM/m)
- $\chi$  = Kostenfaktor für Schweißen und Bearbeitung ( - ) <sup>++</sup>
- b = Kilopreis (DM/kg)
- $\gamma$  = spez. Gewicht des Werkstoffes (kg/cm<sup>3</sup>)
- $\sqrt{\phantom{x}}$  = Verschwächungsfaktor nach DIN 2413 ( - )
- d<sub>a</sub> = Rohraußendurchmesser (mm)
- K = Festigkeit (kp/mm<sup>2</sup>)
- S = Sicherheitsfaktor nach DIN 2413; S = 1,5 für  
K =  $\sigma_B/100\ 000\ h$ ; S = 1,6 für K =  $\sigma_{0,2} \%$
- p = Betriebsdruck (kp/cm<sup>2</sup>)

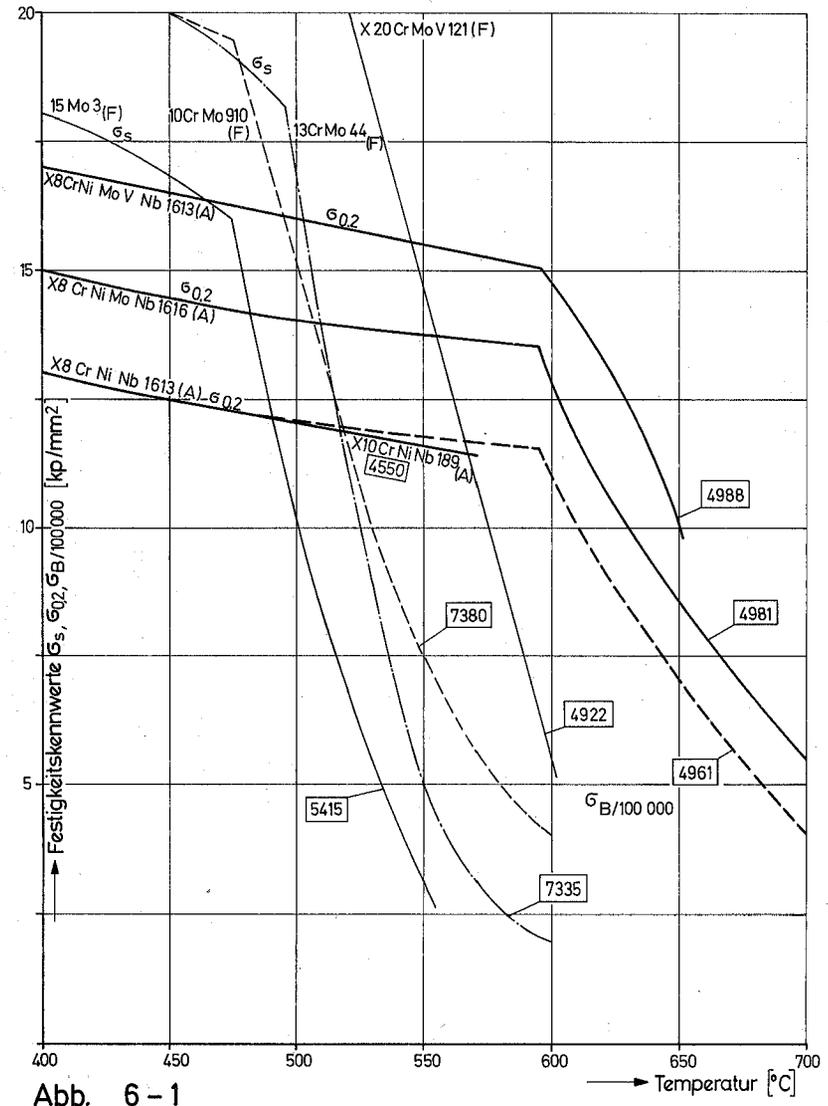
Der oben aufgezeichnete Kostenaspekt führt zu Überlegungen, einen dampfgekühlten schnellen Brutreaktor u.U. aus ferritischem Material zu bauen. Das HDK-Loop wird durch den Einbau einer zur austenitischen parallel angeordneten ferritischen Teststrecke dieser Tendenz gerecht. Wegen des im Loop aus experimentellen Gründen zeitweise künstlich erzeugten abnormen hohen O<sub>2</sub>-Pegels von 20 ppm ist die Ver-zunderungsgefahr schwer erfassbar, so daß aus Sicherheitsgründen von den zur Auswahl stehenden Ferriten nur der 12 % chromhaltige X20CrMoVa 12 1 als Bauwerkstoff infrage kommt. Trotzdem geht man, nicht zuletzt im Hinblick auf möglichen Lochfraß, ein gewisses Risiko eines vorzeitigen Schadens an der ferritischen Teststrecke ein.

<sup>+</sup>) Die niedrig legierten Ferrite ergeben eine weitere Kostensenkung um 12 bis 30 %

<sup>++</sup>)  $\chi = 5$  für 13 CrMo44, 15 Mo3 und 10 CrMo9 10  
= 3,5 für X20CrMoVa 12 1



Festigkeitskennwerte einiger Stähle in Abhängigkeit der Temperatur



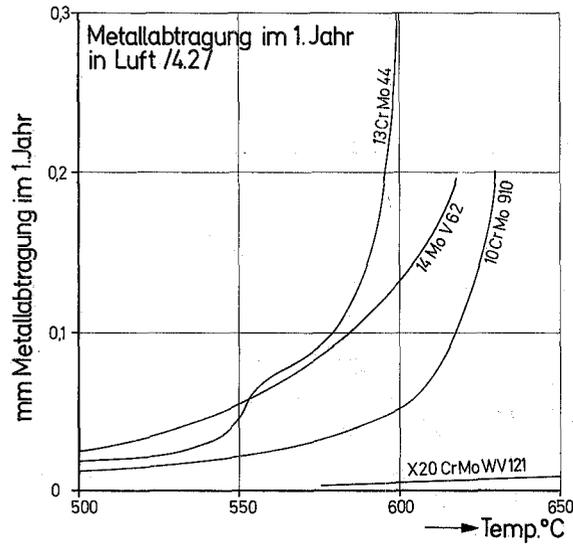


Abb. 6-4

Außendurchmesser-Wanddicken-Verhältnis  $x$  in Abhängigkeit von der Festigkeit des Werkstoffes,  $k$

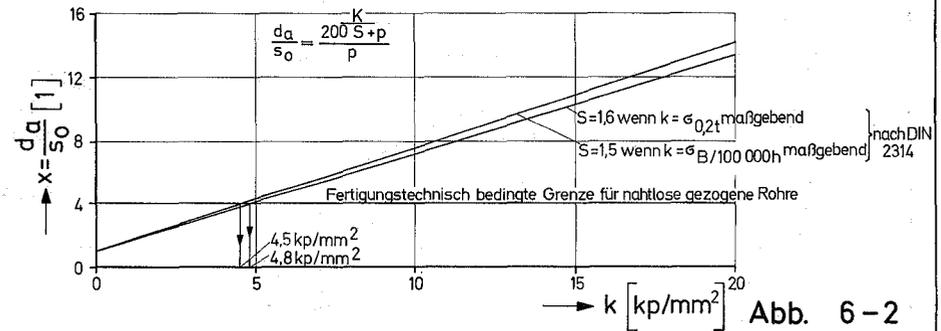


Abb. 6-2

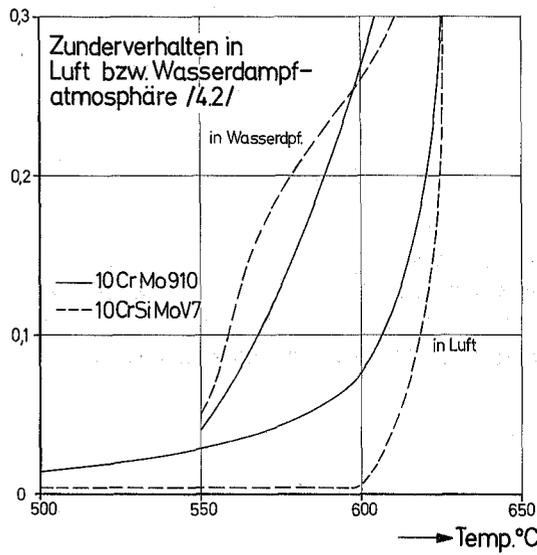


Abb. 6-3

Beginn der  $\sigma$ -Phasenbildung in stabilisierten Cr-Ni-Stählen ohne und mit  $\delta$ -Ferrit (ohne Belastung) nach Bungardt, Lennartz u.a.

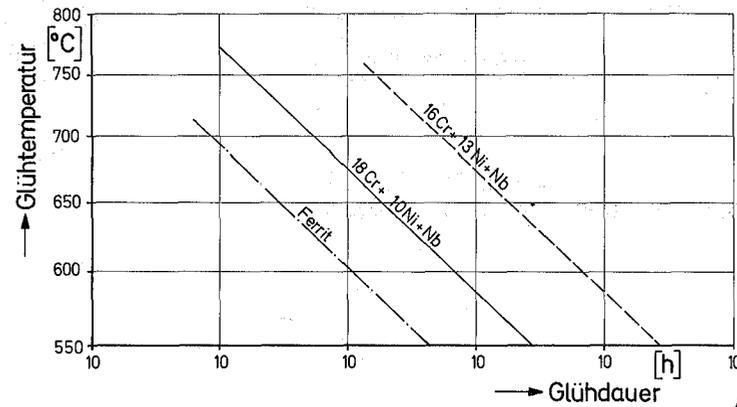


Abb. 6-7

### Kostenübersicht für nahtlose Stahlrohre

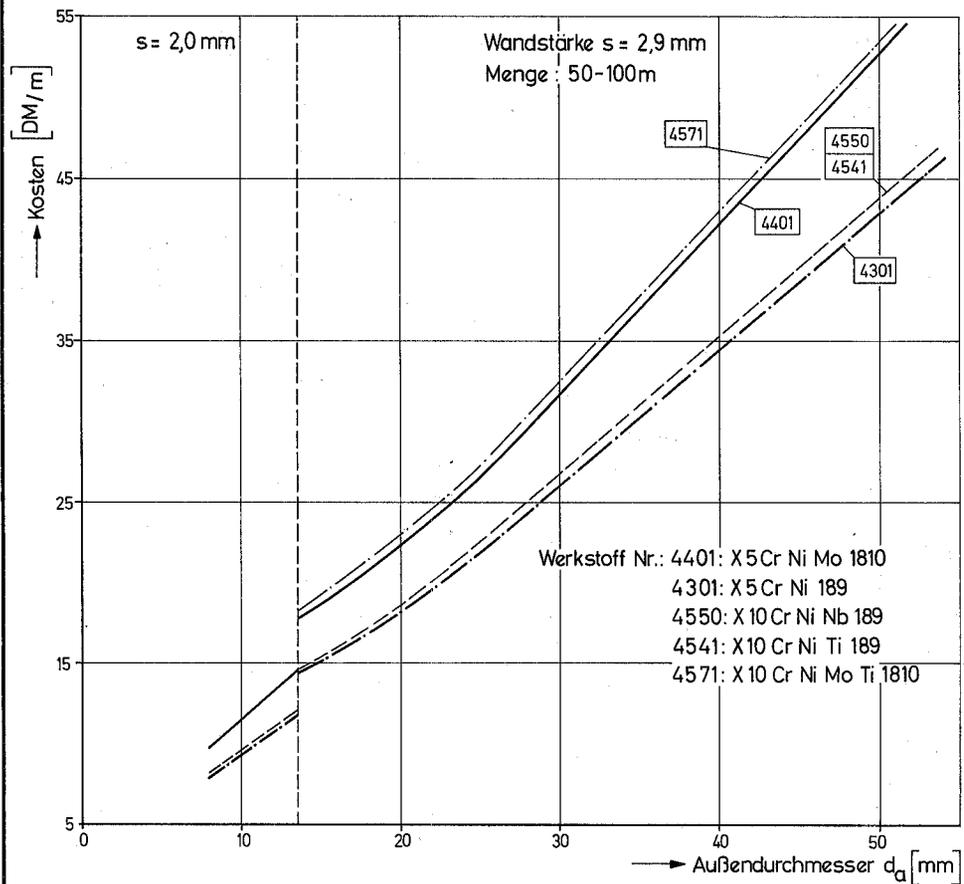


Abb. 6-5

### Festigkeitskennwerte für die austenitischen Edelstähle 4550 u. 4541

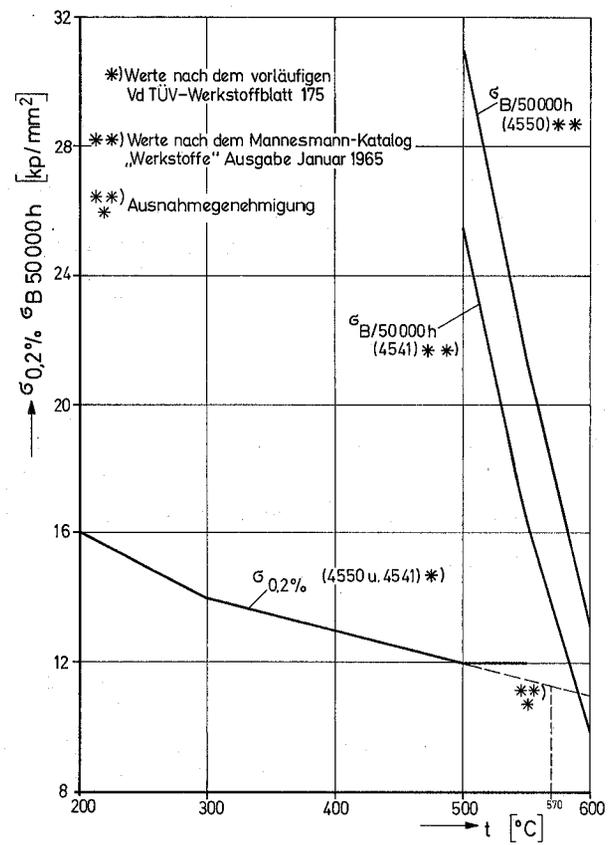


Abb. 6-6

6.2 Kühlmittelchemie

Für die Speisewasserqualität nach der Hauptstrom-Reinigungsanlage wurden folgende Werte festgelegt:

Leitfähigkeit	< 0,25 $\mu\text{S/cm}$
Chlorid	< 0,03 mg/l
Silikat $\text{SiO}_2$	< 0,02 mg/l
Sauerstoff $\text{O}_2$	< 0,01 mg/l
Kohlensäure $\text{CO}_2$	nicht nachweisbar
Eisen Fe	< 0,01 mg/l
Filtrierbare Stoffe	< 0,05 mg/l
pH-Werte	ca. 7 bei 25 °C

Diese Werte lehnen sich an die als zulässig angesehenen Werte für die Qualität des Wassers in Siedewasserreaktoren an. Voraussetzung für diese Wasserqualität ist ein gleichwertiges oder besseres Wasser für die erste Füllung und für den Ersatz von Verlustwassermengen. Da sich die im Speisewasser vorhandenen Restsalze durch den Verdampfungsvorgang anreichern, ist eine kontinuierliche oder diskontinuierliche Abführung einer angemessenen Verdampferwassermenge (Absalzen) vorgesehen, so daß die Salzanreicherung in den zulässigen Grenzen gehalten wird.

Der Leitfähigkeitswert als Maß für den Gesamtsalzgehalt des Wassers wird aus bekannten Gründen (Aktivierung im Loopeinsatz, Erhöhung der Korrosionsrate, Ablagerungen) möglichst niedrig gehalten. Die Leitfähigkeitsmessung gibt besonders Auskunft über das Arbeitsverhalten der Ionenaustauscher. Beim Versagen eines Ionentauschers wird auf Reserve umgeschaltet. Die verbrauchten Harze werden ausgespült und durch neue Harze ersetzt. Der Leitfähigkeitswert ist gleichzeitig ein qualitatives Maß für den Chlorid- und  $\text{SiO}_2$ -Gehalt.

Die Chloride sind erfahrungswise ein Hauptbestandteil des Salzgehaltes. Da eine Spannungsrißkorrosion an unter Zugspannung stehenden austenitischen Werkstoffen durch einen gewissen Gehalt an Chloriden bei gleichzeitiger Anwesenheit von Sauerstoff hervorgerufen wird, ist eine Begrenzung des Chloridgehaltes unbedingt notwendig. Hierzu kommt die unerwünschte Aktivierung im Reaktoreinsatz. Der oben angegebene Wert wird mit Ionentauschern gut erreicht. Die Chloride können nur mit dem Zusatzwasser in den Kreislauf gelangen, das in den Entgaser eingegeben wird, so daß dieses Wasser vor einer Druck- und Temperaturerhöhung die Ionentauscher durchläuft.

Die Größe des als zulässig angegebenen  $\text{SiO}_2$ -Gehalts im Speisewasser ist in erster Linie durch die Gefahr der Bildung wärmestauender, stark kohlenensäurehaltiger Beläge bedingt. Dabei liegen die Gefahren auch auf der Dampfseite durch Übergehen von Kieselsäure in den Dampf und durch die Bildung schwer löslicher Ablagerungen z.B. im Überhitzer und im Reaktoreinsatz.

Der Sauerstoff ist für die Sauerstoffkorrosion verantwortlich, die bei Vorhandensein einer wässrigen Lösung, in der Sauerstoff gelöst ist, als elektrochemische Korrosion abläuft. Durch die Entgasung wird die vorgeschriebene Konzentration eingehalten. Auf eine chemische Nachentgasung (z.B. Hydrazin) wird verzichtet. Es ist das Ziel einiger Versuche am HDK-Loop, den Einfluß des  $\text{O}_2$ -Gehaltes im Dampf auf Freisetzung und Transport von Spaltprodukten kennen zu lernen. Eine Zudosierung von Sauerstoff bis max. 20 ppm über einen Zeitraum von etwa 3 Reaktorzyklen ist deshalb vorgesehen. Da die  $\text{O}_2$ -Zugabe in die Dampfphase (vor dem Heizer P-HZ 1) erfolgt und der Sauerstoff im Entgaser weitgehend wieder entfernt wird, ist die Gefahr einer erhöhten Sauerstoffkorrosion während dieser Versuche in den überwiegend trockenen, also Heißdampf führenden Leitungen gering.

Eine Beschränkung des  $\text{CO}_2$ -Gehaltes ist erforderlich, um die Kohlenensäurekorrosion zu vermeiden. Außerdem wirkt sich der Sauerstoff im Beisein von  $\text{CO}_2$  aggressiver aus. Für Zwangsdurchlaufkessel z.B. wird gefordert, daß freie Kohlenensäure nicht nachweisbar ist.  $\text{CO}_2$  wird durch Entgasung und durch Ionentausch vollständig entfernt.

Der Fe-Gehalt sollte wegen der Aktivierung und Ablagerung gering gehalten werden. Eisenoxyde (Kolloide und Ionen) werden in den Kationenaustauschern durch die mechanische Filterwirkung der Harze und durch Ionentausch festgehalten.

Der pH-Wert wird neutral gefahren, um die Korrosionsrate der Austenite niedrig zu halten.

### 6.3 Optimalisierung der Rohrleitungsquerschnitte im Hochdruck-Dampfteil des Primärsystems

Zur Untersuchung der Spaltproduktablagerung im Primärkreis, im Abschnitt von der Mischstelle des in-pipe-Dampfstromes mit dem Bypass-Dampfstrom — siehe Abb. 4.3 - 1/2/3, Abschnitt 4.3.1 — bis zum Kondensator P-Kd1, wird eine möglichst gleichbleibende Dampfgeschwindigkeit von 30 m/sec gefordert. Da diese Geschwindigkeit bei allen Betriebszuständen d.h. bei den Druckstufen 175, 160, 120 und 75 ata konstant bleiben soll, auf der anderen Seite jedoch nur ein Rohrleitungssystem möglich ist, mußte eine Optimierungsrechnung durchgeführt werden.

Folgende Randbedingungen waren noch zu beachten:

1. Der Transport der Spaltprodukte von der Schadenstelle bis zum Mischpunkt MP 1 soll bei hoher, gleichbleibender Geschwindigkeit erfolgen.
2. Der Durchsatz durch die Teststrecke soll in der Ausbaustufe I und III, in der sie durchfahren wird, jeweils 1600 kg/h betragen, Die Dampfzustände innerhalb der Teststrecke sind bei allen Betriebsfällen gleich, lediglich bei der Druckstufe 75 ata wird die erste Drossel P-Ve 4 bzw. P-Ve 8 umfahren.
3. Der Gesamtdruckverlust darf in der Ausbaustufe III den Verdichter wirkdruck von 20 at nicht übersteigen. Davon sind 2 at für die Regelung des Verdichters vorgesehen.

Damit ergeben sich für die Ausbaustufe III folgende zulässige Druckverluste:

Druckniveau (ata)	Druckverlust (at)
160	18
120	13,5

Mit der experimentellen Forderung, in der Strecke nach dem Mischpunkt MP 1 eine Dampfgeschwindigkeit von möglichst 30 m/sec zu erhalten, ergab sich die Notwendigkeit, die Rohrleitung zwischen dem MP 1 und dem Heißdampffilter P-Fi 1 doppelt auszulegen und je nach Betriebsfall getrennt oder gemeinsam zu durchfahren. Damit wurde eine, wenn auch immer noch grobe Annäherung an die gewünschte Geschwindigkeit erreicht, unter gleichzeitiger Berücksichtigung der Druckverlustgesichtspunkte.

In der folgenden Tabelle ist die vorgesehene Betriebsweise der einzelnen Strecken angegeben:

Ausbaustufe	I				II			III		
	175	160	120	75	175	160	120	175	160	120
48,3 $\emptyset$ x 7,1	-	-	-	x	-	-	x	x	x	x
31,8 $\emptyset$ x 5	x	x	x	-	x	x	-	-	-	x

Bei der Auswahl der Rohre ist noch die nach DIN 2448 zulässige Toleranzbreite zu beachten. So dürfen die Außendurchmesser nur positive und die Wandstärken nur negative Abweichungen besitzen, um in der Ausbaustufe III den zulässigen Druckverlust nicht zu überschreiten.

#### 6.4 Abschätzung der Spaltproduktfreisetzung aus einem defekten Brennstab

Die Ermittlung von Freisetzungsraten von Spaltprodukten aus dem Brennstoff bei defekter Brennstabhülle ist eines der vorgesehenen Experimentierziele. Zur Ermittlung der radiologischen Auswirkungen des Loop-Betriebes

sind jedoch im voraus Annahmen zu treffen. Die im folgenden angegebenen Daten bilden die Grundlage zur Berechnung der maximalen Aktivitätsraten, die dem Kühlmedium aus dem defekten Brennstab zugeführt werden. Es ist dabei eine differenzielle Betrachtung, d.h. die Kenntnis der Freisetzungsraten der einzelnen Nuklide erforderlich.

Gemessene Freisetzungswerte im Heißdampf liegen aus dem NSPE-Programm vor / 6.16 /. Die am EVESR im Rahmen dieses Programmes gemessenen Freisetzungswerte wurden unter Berücksichtigung anderer Bedingungen beim HDK-Brennstab (z.B. 7 mm statt 12 mm Stabdurchmesser, 150 W/g statt 50 W/g Leistungsdichte, 500 °C bei 160 ata statt 460 °C bei 70 ata Dampfzustände) geringfügig modifiziert. Es werden folgende maximale Freisetzungsraten in das Kühlmittel im Dauerbetrieb erwartet:

Edelgas und Halogene:

$$q = 5 \cdot 10^{-4} \sqrt{\lambda} \cdot I \text{ (Ci/s)}$$

Molybdän und Tellur:

$$q = 5 \cdot 10^{-5} \sqrt{\lambda} \cdot I \text{ (Ci/s)}$$

andere Feststoffe:

$$q = 5 \cdot 10^{-6} \sqrt{\lambda} \cdot I \text{ (Ci/s)}$$

Es bedeuten:

$$\lambda = \text{Zerfallskonstante (s}^{-1}\text{)}$$

$$I = \text{Inventar (Ci)}$$

Für Edelgase und Halogene sowie für Mo und Te liegen für die ganze interessierende Halbwertszeit-Spektrumsbreite Meßwerte vor. Für Feststoffe sind jedoch nur wenige Messungen bekannt, die eine exakte Interpretation der Freisetzungsraten nicht zulassen. Die Formel für Feststoffe ist strenggenommen nur im  $\lambda$ -Bereich um  $10^{-6} \text{ s}^{-1}$  durch Meßwerte belegt. Die  $\lambda$ -Abhängigkeit ist somit experimentell nicht

nachgewiesen und bisher auch theoretisch nicht gesichert, so daß bei den Feststoffen einschließlich der Transurane erhebliche Unsicherheiten im Hinblick auf die Freisetzungswahrscheinlichkeit vorliegen. Immerhin handelt es sich bei den bekannten Daten um Meßwerte aus einem Heißdampfreaktor. Dabei wurden für die HDK-Extrapolation die Freisetzungswerte am Bündel KB-39 zugrunde gelegt (vergl. / 6.16 und / 1.4 /). Der KB-39-Schaden stellte den im Versuchsprogramm an einem Brennelement maximal erreichten Schaden dar und kann demzufolge zu einer Überschätzung der HDK-Freisetzungsraten führen.

Das Spaltproduktinventar I eines HDK-Stabes wurde mit dem Programm "INVENT" berechnet / 1.4 /. Außer für langlebige Isotope werden Sättigungsaktivitäten nach drei FR2-Zyklen (etwa 100 d) gut erreicht, die im Rahmen der Sicherheitsbetrachtungen mit den obigen Gleichungen maximale Aktivitätsraten in das Kühlmedium ergeben.

#### 6.5 Abgasanlage

Die Abgasanlage hat die Aufgabe, einerseits die in den Haupt- und Hilfskondensatoren anfallenden nicht kondensierten Gase abzusaugen und die Aktivitätspegel dieser Gase vor Abgabe auf einen zulässigen Abgabewert zu reduzieren. Andererseits soll sie ein Vakuum von 0,2 ata im Hauptkondensator halten.

Im Hinblick auf einen einfachen und möglichst störungsfreien Loopbetrieb wird eine Abgasanlage mit wenigen mechanischen Komponenten und mit einem offenen Ende, d.h. ohne Speicherbehälter, angestrebt. Dabei wird eine Zusammenfassung der verschiedenen Filter und Verzögerungstrecken zu möglichst wenigen Einheiten als vorteilhaft angesehen. Außer der gewollten und definierten Verzögerung bzw. Zurückhaltung der radioaktiven Stoffe in den dafür vorgesehenen Komponenten ist aus experimentellen Gründen ein glatter Durchgang des Abgasstromes durch die Anlage erwünscht, um störende Nebeneffekte möglichst zu vermeiden. Im Abgassystem wird gegenüber der Umgebung ein geringer Unterdruck gehalten, damit keine Aktivitäten durch Undichtheiten in die Experimentierräume gelangen können.

Die Abgasanlage soll ohne Rekombinator betrieben werden, da dieser wegen der verhältnismäßig geringen Wasserstoffmenge nicht ordnungsgemäß gefahren werden kann. Daraus ergibt sich, daß gegen möglicherweise auftretende  $H_2$ -Reaktionen Verdünnungsluft in die jeweiligen Kondensatoren gegeben werden muß, so daß die  $H_2$ -Konzentration im Abgasstrom sicher unter der Explosionsgrenze (in Luft 3 - 4 Vol.-%) bleibt. Seitens des Experimentators besteht außerdem die Forderung, daß ein möglichst kontinuierlicher Abtransport der gasförmigen Aktivitäten aus dem Kondensator gewährleistet wird, so daß ohnehin eine Spülluftzugabe in den Kondensator vorteilhaft ist. Darüberhinaus sollte der gesamte Massenstrom durch die Abgasanlage in der Größenordnung von etwa  $0,3 \text{ Nm}^3/\text{h}$  liegen, damit er meßtechnisch gut verarbeitet werden kann. Mit einer Falschlufthmenge von rund  $0,3 \text{ Nm}^3/\text{h}$  wird eine Knallgasexplosion sicher unterbunden und ein ausreichender Spüleffekt sichergestellt.

Die Abgase werden in die  $1000 \text{ m}^3/\text{h}$ -Aktiv-Abgasanlage des FR2 abgegeben und durch diese in den Schornsteinfuchs gefördert. Eine beabsichtigte Abgabe von ungefilterten Radionukliden in das  $1000 \text{ m}^3/\text{h}$ -System darf jedoch nicht erfolgen, so daß die Abgasanlage des HDK-Loops die Reduktion der anfallenden Aktivitäten auf den zulässigen Abgaswert voll gewährleisten muß. Die kreislauftechnische Beschreibung des Abgassystems erfolgt in Abschnitt 4.3.2, Abschnitt 5.3.2 erläutert die radiologischen Berechnungen des Systems.

Die experimentellen Besonderheiten des Abgassystems z.B. Probenahme- und Meßsysteme, werden in Abschnitt 4.6 näher dargestellt.

#### 6.5.1 Radiolyse und Zudosierung von Gasen

Die Entstehung von Wasserstoff im HDK-Loop ist theoretisch durch drei Reaktionen möglich, nämlich durch

- thermische Dissoziation des Dampfes,
- Dampfspaltung (chemische Reaktion von Wasserdampf mit metallischem Eisen) und
- Radiolyse.

Dabei sind die thermische Dissoziation und die Dampfspaltung von untergeordneter Bedeutung. Aus der thermischen Dissoziation ist bei einer Dampftemperatur von  $550^{\circ}\text{C}$  mit einem Beitrag von 1 Gew.-ppb Wasserstoff zu rechnen. Bei einem maximalen Durchsatz von  $4025\text{ kg/h}$  in der Ausbaustufe III ergibt sich damit eine Wasserstoffmenge von  $4\text{ mg/h}$  oder  $44,5\text{ Ncm}^3/\text{h}$ .

Eine Abschätzung der durch die chemische Reaktion von Wasserdampf mit metallischem Eisen im Loop entstehenden Wasserstoffmenge ist kaum möglich, da die anlagebedingten Parameter der Reaktionsgeschwindigkeit - z.B. Volumen-/Oberflächen-Verhältnis, Strömungsgeschwindigkeit, Oberflächenbeschaffenheit und Korrosionszustand - und deren Einfluß nur unvollständig bekannt sind. Aus der Literatur / 6.19 / läßt sich für Kesselanlagen eine Erzeugungsrage in der Größenordnung von  $5 - 10\text{ Ncm}^3/(\text{m}^2\text{h})$  entnehmen, wobei ein gewisser Anstieg bei An- und Abfahrvorgängen gemessen wurde. Inwieweit diese Werte auf ein anderes Volumen/Oberflächen-Verhältnis und den sich einstellenden Korrosionszustand des Edelstahl Nr. 4550 im Loop übertragbar sind, ist offen. Es ist jedoch kaum anzunehmen, daß die Größenordnung Liter/Stunde überschritten wird.

Die Radiolyse von festem und flüssigem  $\text{H}_2\text{O}$  ist ausführlich untersucht worden. Ebenso liegen Arbeiten über die radiolytische Spaltung von Wasserdampf vor; diese Publikationen beschäftigen sich jedoch fast alle mit wesentlich niedrigeren Druckbereichen, als sie im Heißdampfreaktor und im HDK-Loop auftreten werden. Die einzigen Radiolyse-messungen im Dampf eines Überhitzerreaktors sind bisher vom EVESR bekannt geworden / 6.20 /. Aus diesen Meßwerten kann als Abschätzung für das HDK-Loop gefolgert werden, daß mit einer durchschnittlichen  $\text{H}_2$ -Rate von 1 Gew.-ppm durch Radiolyse gerechnet werden muß. Im Anfahrzustand des Loops ist u.U. aus der oben erwähnten Dampfspaltung ein größerer Beitrag zum  $\text{H}_2$ -Gehalt zu erwarten. Nach den EVESR-Versuchen mit  $\text{H}_2$ -Injektion kann jedoch damit gerechnet werden, daß die Radiolysegasmenge dann infolge der erhöhten Rekombination zurückgeht. Die  $\text{H}_2$ -Menge im Abgas wird deshalb nach dem oben genannten Radiolysewert angenommen.

Bei einem Durchsatz von 311 kg Dampf pro Stunde durch den Reaktor-einsatz entspricht 1 Gew.-ppm einer H<sub>2</sub>-Menge von 311 mg/h bzw. 3,46 Nl/h. Mit einer vorgesehenen Falschlufthmenge von 300 Nl/h beträgt die H<sub>2</sub>-Konzentration im Abgassystem dann 1.15 Vol.-%, d.h. die H<sub>2</sub>-Konzentration liegt bei etwa 1/3 der Zündgrenze. Die höchste H<sub>2</sub>-Konzentration im Heißdampf herrscht zwischen Brennstab und Mischpunkt. Bei einem Dampfzustand von 180 ata und 360 °C - diese Temperatur ergibt sich beim Ausfall des Überhitzers und stellt eine Annahme nach der sicheren Seite dar - beträgt die H<sub>2</sub>-Konzentration rund 0,002 Vol.-%. Eine Knallgasreaktion ist damit nicht zu befürchten.

Im Hinblick auf die Möglichkeit, eine chemische Entgasung des Speisewassers von Leistungsreaktoren mittels Zusätzen durchzuführen, ist es das Ziel einiger Versuche am HDK-Loop, unter Zudosierung von O<sub>2</sub> bzw. H<sub>2</sub> oder NH<sub>2</sub> den Einfluß des Gasgehaltes im Dampf auf die Freisetzung und den Transport von Spaltprodukten zu studieren. Der O<sub>2</sub>-Zugabe sind von der Sicherheit des Kreislaufs her weniger Grenzen gesetzt als der Zugabe von H<sub>2</sub>, die durch die Zündgrenze im Abgas beschränkt wird. Es ist jedoch nicht daran gedacht, über die möglicherweise durch Radiolyse entstehende H<sub>2</sub>-Menge von 1 Gew.-ppm wesentlich hinauszugehen. Inwieweit diese geringe Menge ausreicht, um einen eindeutig meßbaren Effekt zu erzielen, kann erst durch das Experiment geklärt werden. Es wird notfalls erforderlich sein, für einige Experimente mit erhöhter H<sub>2</sub>-Zugabe eine vorübergehend größere Menge Verdünnungsluft durchzusetzen. Die zulässige Dosierung wird durch den H<sub>2</sub>-Gehalt im Abgas bestimmt.

#### 6.5.2 Aktivitätsabgabe

Zur Zeit bedarf jede Abgabe radioaktiver Stoffe aus dem Kernforschungszentrum in die Luft der Genehmigung der Aufsichtsbehörde, wenn die Aktivitätskonzentration die in Paragraph 34 (1) der 1. SSVO angegebenen Grenzen übersteigt. Dabei ist nach dem Wortlaut der Verordnung die folgende Beziehung zu beachten:

$$S \equiv \sum_i (K_i/K_{iz}) \leq 1$$

Es bedeuten

$K_i$  = Konzentration des Nuklids  $i$  am Schornsteinaustritt

$K_{it}$  = zulässige Konzentration nach Paragraph 34 (1) der 1. SSVO  
(1/10-MZK-Wert der Anlage 2)

Für die Strahlenbelastung, die bei einer höheren Emission im Durchschnitt pro Kopf der Bevölkerung für tragbar angesehen werden kann, gelten folgende Maximalwerte der Dosisleistung:

a) im Überwachungsgebiet des KFZK : 0,500 rem/a

b) außerhalb des Überwachungsgebietes: 0,150 rem/a

Die Abteilung Strahlenschutz und Sicherheit (ASS) hält wegen der Unsicherheit der atmosphärischen Ausbreitungsverhältnisse 1/3 der obigen Werte für tolerierbar und ist bestrebt, im Rahmen eines Abluftplanes für sämtliche Emittenden des KFZK eine Pauschalgenehmigung in Höhe dieser Werte zu erhalten.

Die Aktivitätsabgabe des FR2 beläuft sich auf ca. 80 % dieser Werte. An der Schornsteineinmündung des FR2 beträgt der S-Wert zur Zeit etwa

$$S_{FR2} \sim 6 \cdot 10^3$$

Diese Abgabe ist durch die Betriebsgenehmigung des FR2 genehmigt. Angesichts dieser Verhältnisse wird eine Aktivitätsabgabe des HDK-Loops als tragbar angesehen, die  $S_{FR2}$  um 1 % erhöhen würde. Damit gilt für die Abgabe des HDK-Loops

$$S_{HDK} \equiv \sum_i (K_i / K_{iz}) \leq 60$$

Zur Zeit ist offen, ob diese Aktivitätsabgabe des Loops im Rahmen einer Pauschalgenehmigung nach einem internen Genehmigungsverfahren gebilligt werden kann oder ob nach wie vor der Aufsichtsbehörde ein Antrag vorgelegt werden muß. Es kann jedoch damit gerechnet werden, daß in beiden Fällen die nach der obigen Ungleichung bemessene Aktivitätsabgabe des Loops zugelassen wird.

## 6.6 Beschaffung des Dampfverdichters

Die Beschaffung eines geeigneten Verdichters für die vorherrschenden Dampfzustände stößt auf erhebliche Schwierigkeiten, vor allem wegen des relativ geringen Dampfumsatzes in Verbindung mit einer großen Förderhöhe und der Forderung einer möglichst leckdichten Ausführung.

Neben der Forderung nach allgemeiner Funktionsfähigkeit sind zwei Hauptanforderungen zu stellen, nämlich:

1. Das Kreislaufmedium (Dampf oder Wasser) darf nicht zur Atmosphäre hin austreten.
2. Eine Verunreinigung des Kreislaufmediums mit Fremdstoffen (z.B. Öl) muß ausgeschlossen sein.

Umfangreiche Recherchen ergaben nur einen Hersteller, der einen vergleichbaren Verdichter schon einmal gebaut hatte und ließen noch erhebliche Entwicklungsarbeiten erwarten.

Die durch den Verdichter stufenlos anzufahrenden Betriebspunkte sind:

Betr.Punkt	Durchsatz (kg/h)	Saugdruck (ata)	Enddruck (ata)
1	3300	166	177
2	3800	159	178
3	5830	150	179
4	3600	149	162
5	4360	142	163
6	6000	135	164
7	4140	113	126
8	5050	101	125

Das Fördermedium ist Wasserdampf, gesättigt bis max. 3 % Feuchte.

Bei einer Leckage z.B. an einer Labyrinthdichtung in ein entsprechendes Hilfssystem, müssen die oben angegebenen Daten entsprechend korrigiert werden.

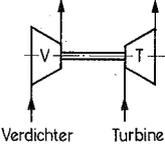
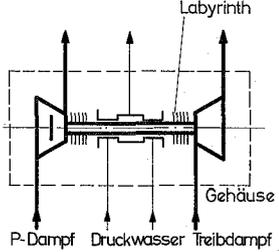
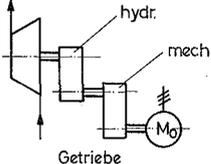
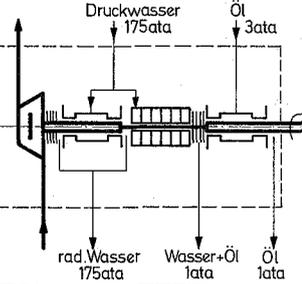
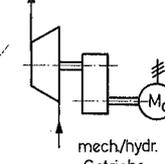
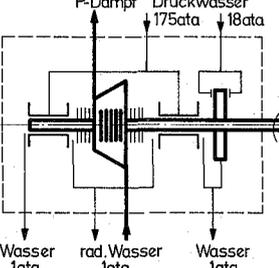
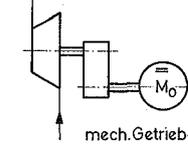
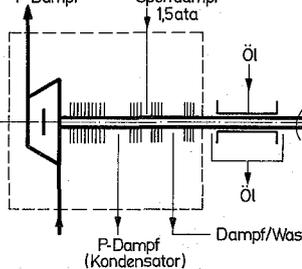
Firma	Bauart	Abdichtung zur Atmosphäre	Technische Daten und Bemerkungen	
1			<p>Drehzahl: <math>n_m = 39\,000 \text{ 1/min}</math>  Fördermenge: <math>Q_V = 3\,250 \text{ kg/h}</math>  Treibdampfmenge: <math>Q_T = 10\,000 \text{ kg/h}</math>  Wirkungsgrad: <math>\eta_T \sim 55\%</math>  <math>\eta_V \sim 68\%</math>  Turbinenleistung: <math>N_T \sim 150 \text{ KW}</math>  Laufreddurchmesser: <math>d = 100 \text{ mm}</math></p>	<p>Völlig gekapselte Ausführung mit hydrodynamischer Druckwasserlagerung. Turbine und Verdichter einstufig, starr verbunden.</p> <p>Notwendige Hilfskreisläufe:  1.) Druckwasserkreislauf mit Reinigung  2.) Treibdampfkreislauf für die Turbine (aus experimentellen Gründen kann der Primärdampf nicht verwendet werden.)</p>
2			<p>Drehzahl: <math>n_m = 100\,000 \text{ 1/min}</math>  Fördermenge: <math>Q_V = 5\,380 \text{ kg/h}</math>  Leistungsbedarf: <math>N_{Mo} = 170 \text{ KW}</math>  Laufreddurchmesser: <math>d = 36 \text{ mm}</math></p>	<p>Fliegend gelagerte, einstufige Gebläseausführung mit hydrodynamischer Druckwasser- bzw. Drucköllagerung.</p> <p>Notwendige Hilfskreisläufe:  1.) Druckwasserkreislauf mit Reinigung  2.) Druckölkreislauf mit Reinigung  Drehzahlregulierung über mechanisches bzw. hydraulisches Getriebe durch regelbaren Elektromotor.</p>
3			<p>Drehzahl: <math>n_m = 17\,000 \text{ 1/min}</math>  Fördermenge: <math>Q_V = 3\,250 \text{ kg/h}</math>  Leistungsbedarf: <math>N_{Mo} = 225 \text{ KW}</math>  Laufreddurchmesser: <math>d = 160 \text{ mm}</math></p>	<p>Doppelt gelagerte, 5-stufige Gebläseausführung mit hydrodynamischer Druckwasserlagerung.</p> <p>Notwendige Hilfskreisläufe:  1.) Druckwasserkreislauf mit Reinigung  2.) Sperrwasserkreislauf  3.) Schmierölersorgung für das Getriebe  Drehzahlregelung über Planetengetriebe</p>
4			<p>Drehzahl: <math>n_m = 32\,000 \text{ 1/min}</math>  Fördermenge: <math>Q_V = 5\,000 \text{ kg/h}</math>  Leistungsbedarf: <math>N_{Mo} = 140 \text{ KW}</math>  Laufreddurchmesser: <math>d = 220 \text{ mm}</math></p>	<p>Fliegend gelagerte, einstufige Gebläseausführung mit Gleitlagerung.</p> <p>Notwendige Hilfskreisläufe:  1.) Sperrdampferzeugung  2.) Schmierölsystem  Drehzahlregelung durch Thyristorsteuerung eines 220 V Gleichstrommotors.</p>

Abb. 6-9

Aus sicherheitstechnischen Gründen muß ein Stromausfall bis zu 1 sec durch geeignete Maßnahmen, z.B. Schwungmassen, ohne wesentliche Beeinträchtigung der Betriebsdaten überbrückbar sein.

In der Abb. 6 - 9 sind die technischen Ergebnisse der Voruntersuchungen über die Liefermöglichkeiten dargestellt.

Literatur

- / 1.1 / GEAP-5087, Dec. 1965  
Nuclear Superheat Project, Final Report
- / 1.2 / GEAP-5485, Aug. 1967  
EVESR Nuclear Superheat Fuel Development Project,  
Twentieth (Final) Quarterly Report
- / 1.3 / GEER - 5444, March 1967  
NSPE Program, Ninth (Final) Quarterly Progress Report
- / 1.4 / GfK-IRE Ext. Bericht 8/68-3,  
E. Waibel  
INVENT-A Fortran IV Computer Program for the Calculation  
of Fission Product Inventory, and its Application to  
Fission Product Release Studies at EVESR
- / 1.5 / GEER-5347, June 1967  
M.E. Meek  
EVESR Radioactivity Transport and Deposition
- / 2.1 / KFK 392  
A. Müller et al  
Referenzstudie für den 1000 MWe dampfgekühlten schnellen  
Brutreaktor (D 1)
- / 4.2 / Atomkernenergie, 5. Jg. Heft 2, Febr. 1960  
I. Claus  
Zur Berechnung von Kühlkanalfaktoren bei Kernreaktor-  
brennelementen
- / 4.3 / Third International Conference on the Peaceful Uses of  
Atomic Energy, Geneva (1964, 28/P/17)  
J.A.L. Robertson et al

- / 4.4 /      Journal of Nuclear Material 7, 3 (1962)  
                  J.A.L. Robertson et al
- / 4.5 /      Atomkernenergie, 12. Jg. Heft 9/10  
                  R. Schwarzwälder  
                  Untersuchung über den Wärmeübergang Brennstoff/Hülle
- / 4.6 /      AEG-Systembeschreibung LOGITAKT Nr. 2416.106 A 22/0967
- / 4.7 /      GEGR-5027, July 1966  
                  R.E. Andres and D.W. Danielson  
                  A High Resolution Ge (Li)-Detector Gamma Spectrometer  
                  and its Application to Radioactivity Deposition Studies  
                  at EVESR
- / 5.1 /      KFA, Jülich  
                  Leitfaden des Strahlenschutzes
- / 5.2 /      VI/3 Conference on Fast Reactor Safety, Aix-in-Provence,  
                  Sept. 1967  
                  W. Häfele, F. Heller und W. Schikarski  
                  The safety of reactors with a high plutonium inventory
- / 5.3 /      A H S B (RP) R 42 (1964)  
                  P.M. Bryant
- / 6.1 /      Mitteilungen der VGB, 55 (1958)  
                  G. Noetzelin  
                  Das neue Kraftwerk Hülls - eine Anlage mit 300 at/ 600°C  
                  Frischdampfzustand
- / 6.2 /      Mannesmann-Forschungsberichte 133/1961  
                  A. Rahmel  
                  Beitrag zur Frage des Zunderverhaltens von Kesselbaustählen
- / 6.3 /      Technische Rundschau Sulzer 3, 21 - 27 (1961)  
                  W. Stiefel

- / 6.4 / Mitteilung VGB, Heft 55, 1958  
A. Engel  
Der Einsatz austenitischer Stähle im neuen Kraftwerk Hils
- / 6.5 / GEAP-4760 (1965)  
W.L. Pearl et al
- / 6.6 / Vorläufiges VdTUV-Werkstoffblatt 175 vom Nov. 1965  
Austenitische Walz- und Schmiedestähle gemäß DIN 17 440  
(Druckvorlage)
- / 6.7 / VDM-Handbuch, 2. Auflage 1964
- / 6.8 / Arch. für Eisenhüttenwesen 34. Jg. Heft 3/4  
Buchholtz, Krächter und Kraemer  
Bildung und Eigenschaften von  $\delta$ -Ferrit und  $\epsilon$ -Phase in  
austenitischen Chrom-Nickel-Stählen
- / 6.9 / Stahl und Eisen 78 (1958) S 1251-62  
Koch et al
- / 6.10 / Neue Hütte Heft 2, 12. Jg. Febr. 67  
Class, Gerlach und Kuntz  
Schweißbarkeit austenitischer Werkstoffe im Temperatur-  
bereich von 500 - 700°C
- / 6.11 / DEW-Techn. Berichte 4.Bd. Heft 1  
Lennartz  
Der Gefügebau und dessen Veränderung in dem säure-  
beständigen austenitischen Cr-Ni-Mo-Stahl X5CrNiMo17 13
- / 6.12 / DEW-Techn. Berichte 3. Bd. Heft 2 (1963)  
Lennartz  
Einfluß von Niob, Titan und Zirkon auf den Ausscheidungs-  
verlauf des hochwarmfesten austenitischen Cr-Ni-Stahles  
16Cr/16Ni/2Mo
- / 6.13 / Kernforschungszentrum Karlsruhe  
H.J. Laue  
Anforderungen an das Strukturmaterial in einem Schnellen  
Brutreaktor

- / 6.14 / Mannesmann 1958  
ABC der Stahlkorrosion
- / 6.15 / Welding research supplement 46 (1967), Juni  
Mahne  
Sigma and 885<sup>o</sup>F Embrittlement of Cr-Ni Stainless-Steel  
Weld Metals
- / 6.16 / GEGR-5347, June 1967  
M.E. Meek  
EVESR radioactivity transport and deposition
- / 6.17 / Vereinigung der Großkesselbesitzer e.V., 2. Auflage  
E. Hörnig  
Physikalische Grundlage der Speisewasserchemie
- / 6.18 / Mannesmann-Forschungsberichte 133/1961  
A. Rahmel  
Beitrag zur Frage des Zunderverhaltens von Kesselbaustählen
- / 6.19 / VGB-Richtlinien für die Aufbereitung von Kesselspeisewasser  
und Kühlwasser, 1958
- / 6.20 / GEAP-4941 (1965), S. 12-4/12-6



Z = Zwischenkühlkreis  
 MK = Viel-Materialproben - Kammer  
 SPW = Schnellproben - Wechsler

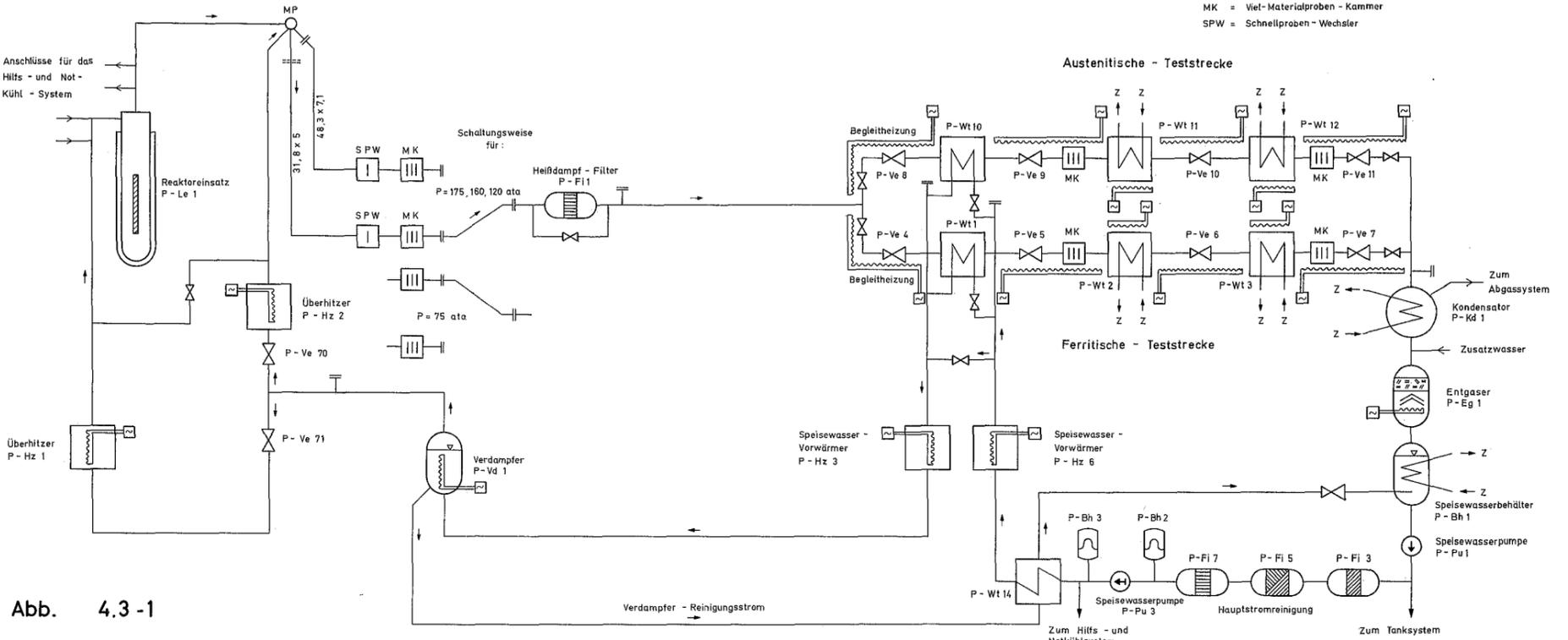


Abb. 4.3 - 1

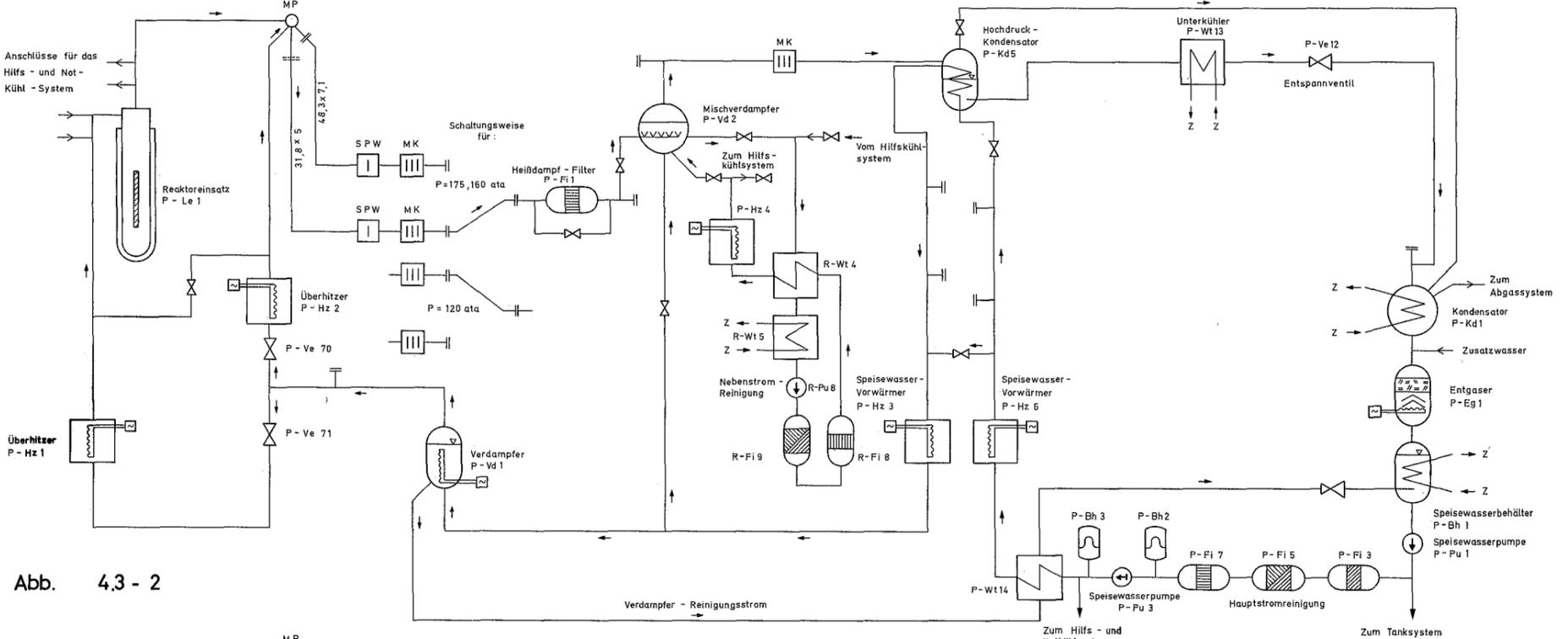


Abb. 4.3 - 2

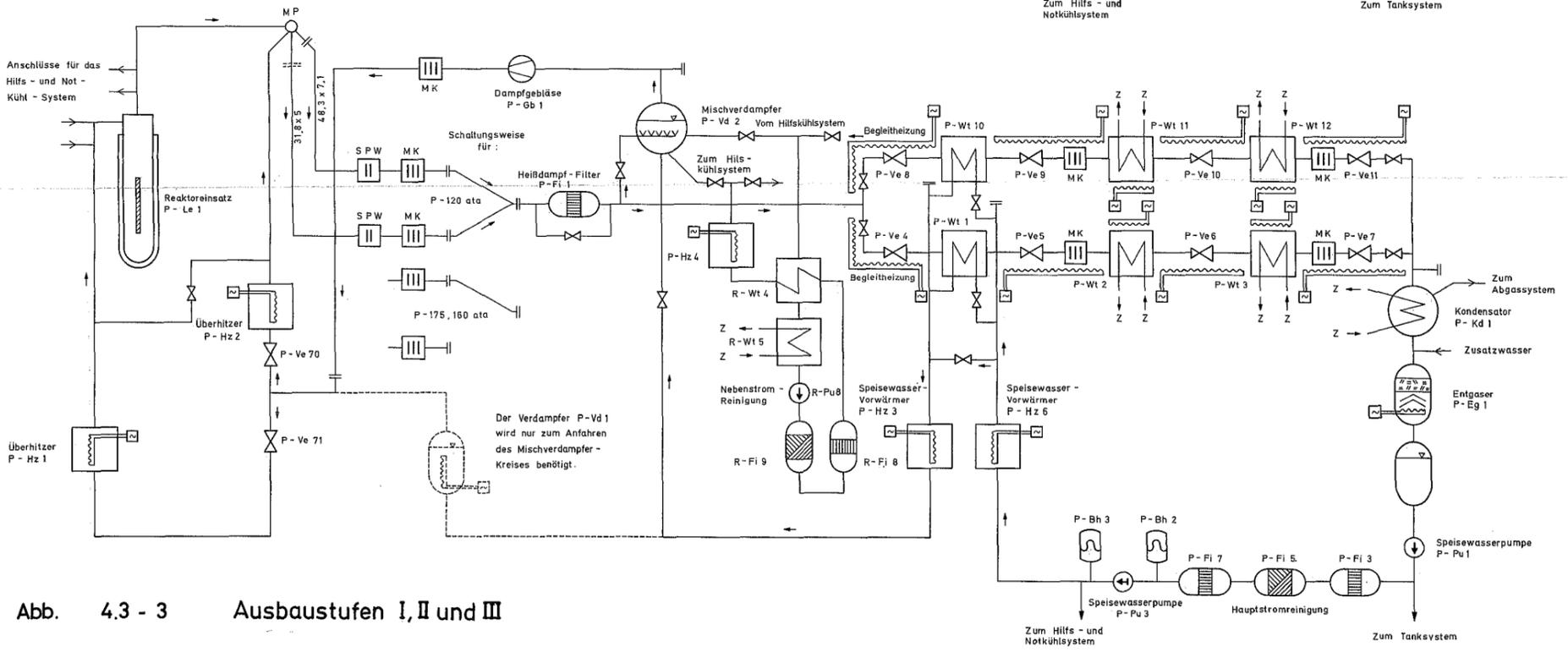
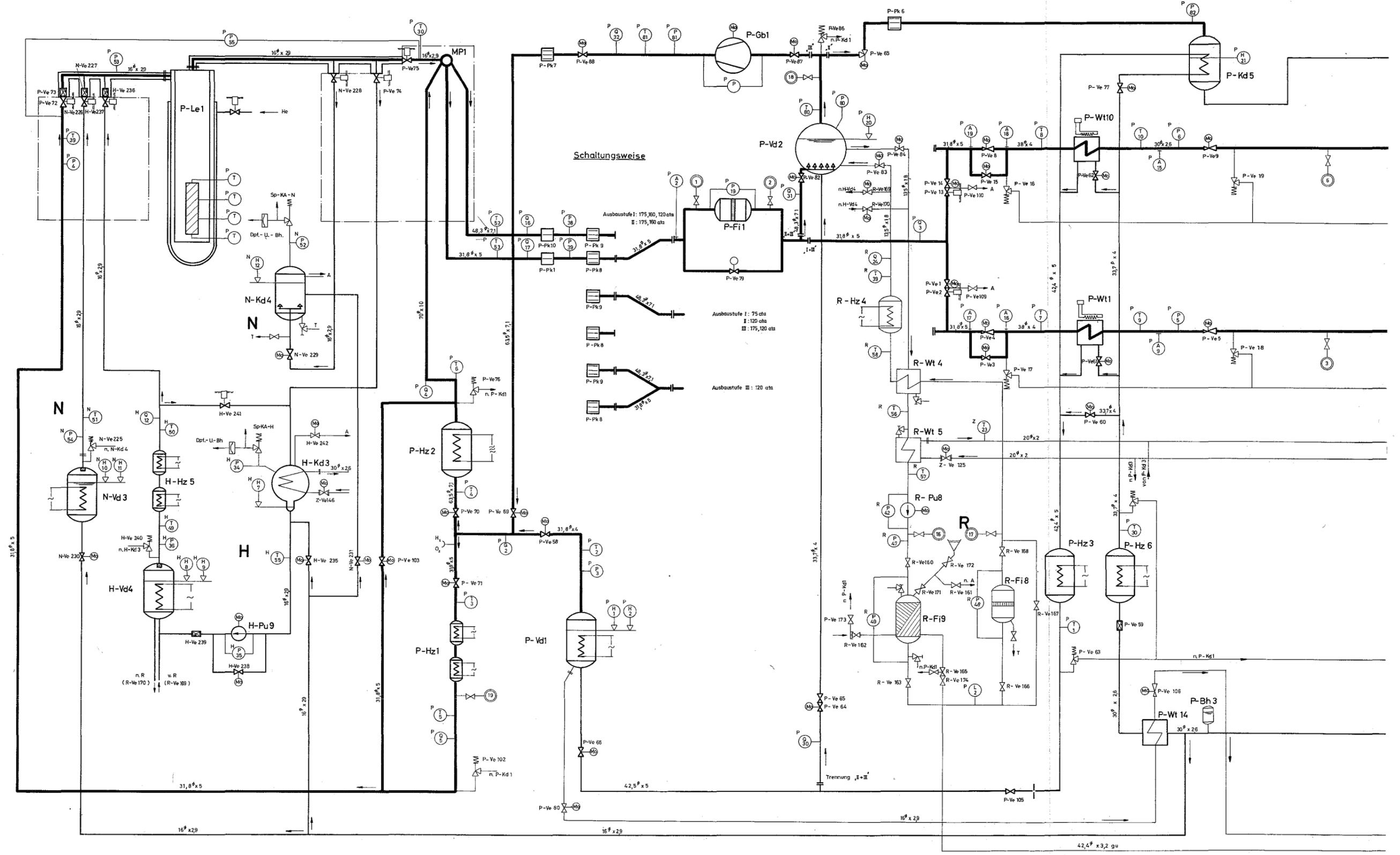
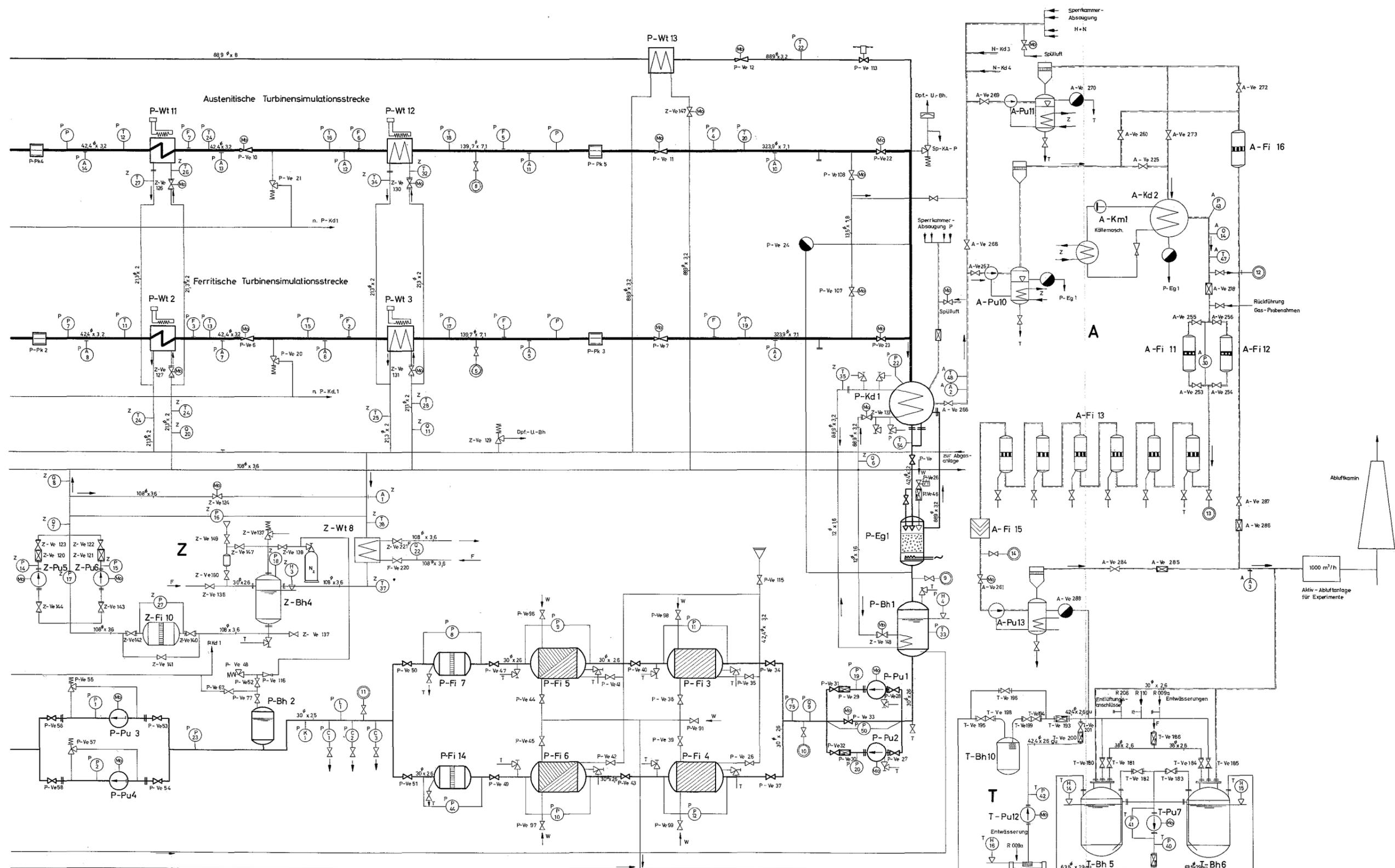


Abb. 4.3 - 3 Ausbaustufen I, II und III



Gesamt Kreislaufschem (Blatt 1)

Teil	Zust.	Benennung	Verstärk.	Abmessung	Zustimmungsdatum	Gezeichnet
1	1	1	1	1	1	1
2	2	2	2	2	2	2
3	3	3	3	3	3	3
4	4	4	4	4	4	4
5	5	5	5	5	5	5
6	6	6	6	6	6	6
7	7	7	7	7	7	7
8	8	8	8	8	8	8
9	9	9	9	9	9	9
10	10	10	10	10	10	10
11	11	11	11	11	11	11
12	12	12	12	12	12	12
13	13	13	13	13	13	13
14	14	14	14	14	14	14
15	15	15	15	15	15	15
16	16	16	16	16	16	16
17	17	17	17	17	17	17
18	18	18	18	18	18	18
19	19	19	19	19	19	19
20	20	20	20	20	20	20
21	21	21	21	21	21	21
22	22	22	22	22	22	22
23	23	23	23	23	23	23
24	24	24	24	24	24	24
25	25	25	25	25	25	25
26	26	26	26	26	26	26
27	27	27	27	27	27	27
28	28	28	28	28	28	28
29	29	29	29	29	29	29
30	30	30	30	30	30	30
31	31	31	31	31	31	31
32	32	32	32	32	32	32
33	33	33	33	33	33	33
34	34	34	34	34	34	34
35	35	35	35	35	35	35
36	36	36	36	36	36	36
37	37	37	37	37	37	37
38	38	38	38	38	38	38
39	39	39	39	39	39	39
40	40	40	40	40	40	40
41	41	41	41	41	41	41
42	42	42	42	42	42	42
43	43	43	43	43	43	43
44	44	44	44	44	44	44
45	45	45	45	45	45	45
46	46	46	46	46	46	46
47	47	47	47	47	47	47
48	48	48	48	48	48	48
49	49	49	49	49	49	49
50	50	50	50	50	50	50
51	51	51	51	51	51	51
52	52	52	52	52	52	52
53	53	53	53	53	53	53
54	54	54	54	54	54	54
55	55	55	55	55	55	55
56	56	56	56	56	56	56
57	57	57	57	57	57	57
58	58	58	58	58	58	58
59	59	59	59	59	59	59
60	60	60	60	60	60	60
61	61	61	61	61	61	61
62	62	62	62	62	62	62
63	63	63	63	63	63	63
64	64	64	64	64	64	64
65	65	65	65	65	65	65
66	66	66	66	66	66	66
67	67	67	67	67	67	67
68	68	68	68	68	68	68
69	69	69	69	69	69	69
70	70	70	70	70	70	70
71	71	71	71	71	71	71
72	72	72	72	72	72	72
73	73	73	73	73	73	73
74	74	74	74	74	74	74
75	75	75	75	75	75	75
76	76	76	76	76	76	76
77	77	77	77	77	77	77
78	78	78	78	78	78	78
79	79	79	79	79	79	79
80	80	80	80	80	80	80
81	81	81	81	81	81	81
82	82	82	82	82	82	82
83	83	83	83	83	83	83
84	84	84	84	84	84	84
85	85	85	85	85	85	85
86	86	86	86	86	86	86
87	87	87	87	87	87	87
88	88	88	88	88	88	88
89	89	89	89	89	89	89
90	90	90	90	90	90	90
91	91	91	91	91	91	91
92	92	92	92	92	92	92
93	93	93	93	93	93	93
94	94	94	94	94	94	94
95	95	95	95	95	95	95
96	96	96	96	96	96	96
97	97	97	97	97	97	97
98	98	98	98	98	98	98
99	99	99	99	99	99	99
100	100	100	100	100	100	100



- Kreisläufe**  
**P** Primärkreislauf  
**A** Abgassystem  
**Z** Zwischenkühlkreislauf  
**H** Hilfskühlkreislauf  
**N** Notkühlsystem  
**T** Ablaßtanksystem  
**R** Reinigungskreislauf

- F** Frischwasserversorgung  
**W** Zusatzwasserversorgung
- Komponenten**  
 Kd Kondensator  
 Bh Behälter  
 Fi Filter  
 Wt Wärmetauscher  
 Pu Pumpe  
 Vd Verdampfer

- Eg Entgaser  
 Km Kältemaschine  
 Hz Heizer  
 Le Loopeinsatz  
 Ve Ventil  
 Gb Gebläse  
 Mo Motor  
 Dpf-U-Bh Dampf-Unterdrückungs-Behälter
- Meßgeräte**  
 P Druck

- T Temperatur  
 Q Durchfluß  
 A Aktivität  
 L Leitwert  
 F Feuchte  
 H Höhenstand  
 C Chemische Analyse  
 K pH-Wert  
 Pk Materialprobenkammer (bzw. Schnellprobenwechsler)  
 Probenahmestelle

Gesamt Kreislaufschema (Blatt 2)

Abb. 4.3-6

Titel	Blatt	Benennung	Verfasser	Abgestimmt	Zustimmung	Bemerkung
Gesamt-Kreislaufschema HDK Loop Bl. 2 P062-1-28						

