

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM**

**KARLSRUHE**

März 1971

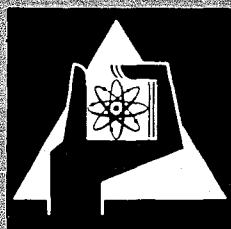
KFK 1356

Projekt Schneller Brüter

Durchführbarkeitsstudie  
für den Schnellen Hochflußtestreaktor FR 3

Zusammengestellt von

M. Fischer



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.

KARLSRUHE



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

März 1971

KFK 1356

Projekt Schneller Brüter

DURCHFÜHRBARKEITSSTUDIE  
FÜR DEN  
SCHNELLEN HOCHFLUSS TESTREAKTOR FR 3

angefertigt durch

Gesellschaft für Kernforschung m. b. H. , Karlsruhe  
Allgemeine Elektrizitäts-Gesellschaft AEG-Telefunken  
INTERATOM Internationale Atomreaktorbau G. m. b. H.

zusammengestellt

von

M. Fischer

---

Gesellschaft für Kernforschung mbH. , Karlsruhe



## Kurzfassung

Das Kernforschungszentrum Karlsruhe hat gemeinsam mit den Firmen AEG-Telefunken und INTERATOM einen ersten konsistenten Entwurf für einen schnellen Hochfluß-Testreaktor FR 3 erarbeitet. Das wichtigste Ziel dieses Testreaktors ist die Bereitstellung von Bestrahlungseinrichtungen für die Materialforschung und von großen Testloops für das systematische und kontrollierte Austesten von Brennstoffen, Strukturmaterialien und ganzen Brennelementen unter den echten Bedingungen zukünftiger schneller Brutreaktoren mit Natrium- und Gaskühlung. Aufgabe der Studie war, anhand eines konsistenten Entwurfs, die Erarbeitung prinzipieller technischer Lösungen für einen Testreaktor mit sehr hohem schnellem Neutronenfluß und großen Testloops, und die Abschätzung der mit einer solchen Anlage verbundenen Investitions- und Betriebskosten. Die vorliegende Untersuchung zeigt, daß ein schneller Hochfluß-Testreaktor ohne exzessive Entwicklungsaufwendungen auf der Basis der Bau- und Betriebserfahrungen mit den Brüter-Prototypkraftwerken technisch realisierbar ist. Der FR 3 würde eine wertvolle Versuchsanlage für die Weiterentwicklung und stetige Evolution sehr großer schneller Brutreaktoren sein, und sollte als ein internationaler Testreaktor der achtziger Jahre gesehen werden.

## Abstract

A cooperative effort was undertaken by the Kernforschungszentrum Karlsruhe, AEG-Telefunken, and INTERATOM with regard to a first consistent design and feasibility study for a fast high-flux test reactor FR 3. The dominant objectives of this test facility are to provide irradiation capability for basic research, as well as large test loops for systematic and controlled testing of fuels, structural materials, and complete fuel elements. Such tests and experiments should be conducted under the actual conditions, in which future fast breeder reactors with sodium and gaseous coolants will operate. The main tasks of the present study were: first to work out fundamental technical solutions for a test reactor with very high fast neutron flux and large test loop capability; and second to estimate the investment and operating costs of such a facility. The construction of FR 3 is considered feasible on the basis of the breeder prototype technology without excessive additional R and D work. The FR 3 would be a valuable tool for the purpose of progressive development and continuous evolution of very large fast breeder reactors and should be envisaged as an international test facility for the Eighties.

1. The first part of the document discusses the importance of maintaining accurate records of all transactions and activities. It emphasizes that this is crucial for ensuring transparency and accountability in the organization's operations. The records should be kept up-to-date and accessible to all relevant stakeholders.

2. The second part of the document outlines the various methods and tools used for data collection and analysis. It highlights the need for a systematic approach to gathering information and the importance of using reliable sources. The document also discusses the challenges associated with data analysis and the need for skilled personnel to interpret the results.

3. The third part of the document focuses on the role of technology in modern data management. It explores how advanced software solutions can streamline the data collection and analysis process, reducing the risk of human error and increasing efficiency. The document also discusses the importance of data security and the need for robust cybersecurity measures to protect sensitive information.

4. The fourth part of the document discusses the ethical implications of data collection and analysis. It emphasizes the need for transparency in data collection and the importance of obtaining informed consent from individuals whose data is being collected. The document also discusses the potential for bias in data analysis and the need for careful interpretation of the results.

5. The fifth part of the document discusses the importance of data in decision-making. It highlights how data can provide valuable insights into organizational performance and help identify areas for improvement. The document also discusses the need for a data-driven culture and the importance of using data to inform strategic decisions.

6. The sixth part of the document discusses the future of data management. It explores emerging trends such as artificial intelligence and machine learning, which are expected to revolutionize the way data is collected and analyzed. The document also discusses the need for ongoing education and training to ensure that the workforce is equipped to handle the challenges of the future.

7. The seventh part of the document discusses the importance of data in the public sector. It highlights how data can be used to improve government services and increase transparency. The document also discusses the need for strong data governance and the importance of protecting citizens' privacy.

8. The eighth part of the document discusses the importance of data in the private sector. It highlights how data can be used to gain a competitive advantage and improve customer satisfaction. The document also discusses the need for strong data governance and the importance of protecting sensitive information.

9. The ninth part of the document discusses the importance of data in the healthcare industry. It highlights how data can be used to improve patient care and reduce costs. The document also discusses the need for strong data governance and the importance of protecting patient privacy.

10. The tenth part of the document discusses the importance of data in the financial industry. It highlights how data can be used to assess risk and make informed investment decisions. The document also discusses the need for strong data governance and the importance of protecting sensitive information.

## INHALTSVERZEICHNIS

	<u>Seite</u>
I. INTRODUCTION	1-1
II. SUMMARY	2-1
2.1 DESIGN OBJECTIVES AND MAIN DEVELOPMENT ITEMS	2-1
2.2 FUNDAMENTAL ASSUMPTIONS AND OVERALL RESULTS	2-2
2.3 REACTOR AND COOLANT SYSTEMS	2-4
2.3.1 Core Arrangement	2-4
2.3.2 Nuclear Investigations	2-4
2.3.3 Core Design	2-7
2.3.4 Thermal and Hydrodynamic Investigations	2-9
2.3.5 Reactor Concept	2-10
2.3.6 Coolant Systems Concept	2-11
2.4 IRRADIATION DEVICES	2-12
2.5 SOME SPECIFIC FR 3 SAFETY PROBLEMS	2-14
2.6 PLANT CONCEPT	2-17
2.7 COST ESTIMATION	2-18
2.8 FR 3 TIME SCHEDULE	2-20
2.9 SUMMARY OF DESIGN PARAMETERS	2-21
2.9.1 General arrangement	2-21
2.9.2 Reactor	2-21
2.9.2.1 Driver Zone	2-21
2.9.2.2 Radiation Test Facilities	2-26
2.9.2.3 Reflector	2-28
2.9.2.4 Reactor Tank with Internal Components	2-29

	<u>Seite</u>
2.9.3 Fuel Element Handling and Transport	2-30
2.9.3.1 Manipulator System	2-30
2.9.3.2 Fuel Handling Machine	2-31
2.9.4 Heat Transfer Systems	2-32
2.9.4.1 Primary System	2-32
2.9.4.2 Secondary System	2-33
2.9.4.3 Na-Testloop Systems	2-34
2.9.4.4. Tertiary System	2-34
2.9.4.5 Emergency Cooling System for Decay Heat Removal	2-35
2.9.5 Containment	2-35
2.10 CONCLUDING REMARKS	2-37
III. REAKTORENTWURF	3-1
3.1 ENTWURFSGRUNDLAGEN	3-1
3.2 GESAMTKONZEPTION	3-5
3.3 MECHANISCHE AUSLEGUNG DES REAKTORKERNES	3-20
3.3.1 Konstruktiver Aufbau	3-20
3.3.2 Strukturmaterialschwellen und Festigkeitseigenschaften	3-23
3.3.3 Hüllrohrbeanspruchung	3-31
3.3.4 Treiberbrennelemente mit ungeteilten und geteilten Kästen	3-37
3.3.5 Treiberbrennelemente mit integralen Rippen und mit Gitterabstandshaltern	3-43
3.3.6 Regel- und Abschaltelemente	3-52
3.3.7 Reflektor-Elemente	3-65
3.3.8 Kernverspannung	3-69
3.3.8.1 Verspannungskonzept	3-69
3.3.8.2 Verbiegungen und globales Schwellen der Brennelemente	3-74
3.3.8.3 Brennelementbeanspruchung und Ordnungsvorgänge in Ver- spannungsebenen	3-84
3.3.8.4 Grenzen für den Abbrand	3-95



	<u>Seite</u>
3.4 THERMISCHE UND HYDRODYNAMISCHE BERECHNUNG DES REAKTORKERNS	3-97
3.4.1 Auslegungsgrenzen	3-97
3.4.2 Nominelle Temperaturverteilung	3-100
3.4.2.1 Leistungsverteilung	3-100
3.4.2.2 Temperaturverteilung im Treiber-Brennelement	3-100
3.4.2.3 Temperaturverteilung in der Treiberzone	3-104
3.4.2.4 Mittlere Kühlmittelaustritts- temperatur	3-106
3.4.3 Lokale Geschwindigkeits- und Temperatur- verteilung im Kühlmittel	3-107
3.4.3.1 Theoretisches Modell	3-107
3.4.3.2 Geschwindigkeitsfeld	3-109
3.4.3.3 Temperaturfeld	3-109
3.4.3.4 Ergebnisse	3-110
3.4.4 Statistische Heißstellenanalyse	3-114
3.4.4.1 Einleitung	3-114
3.4.4.2 Nominelle Temperaturen und systematische Abweichungen	3-114
3.4.4.3 Statistische Unsicherheiten	3-117
3.4.4.4 Heißkanal- und Heißstellenfaktoren	3-119
3.4.4.5 Schlußfolgerung	3-122
3.4.5 Hydrodynamisch induzierte Brennstab- schwingungen	3-123
3.4.5.1 Einleitung	3-123
3.4.5.2 Rechnerische Bestimmung der Eigen- frequenzen und der entsprechenden Eigenschwingungsformen	3-126
3.4.5.3 Abschätzung des quadratischen Mittelwertes der Amplitude der Auslenkung	3-132

	<u>Seite</u>
3.5 NUKLEARE UNTERSUCHUNGEN	3-137
3.5.1 Einleitung	3-137
3.5.2 Konzept der nuklearen Rechnungen	3-142
3.5.3 Rechenmethoden	3-146
3.5.4 Parameteruntersuchungen	3-151
3.5.5 Regel- und Abschaltelemente	3-155
3.5.6 Reflektor- bzw. Brutelemente	3-158
3.5.7 Abbrandrechnungen	3-160
3.5.8 Testloops	3-167
3.5.9 Abschirmungsrechnungen	3-169
3.5.10 Referenzkern	3-170
3.5.11 Alternativkern	3-173
3.5.12 Konischer Reaktorkern	3-175
3.5.13 Reaktorkern mit Cermet-Treiber-BE	3-178
3.6 REAKTORTANK MIT EINBAUTEN	3-203
3.6.1 Reaktortank	3-203
3.6.2 Reaktordeckel	3-204
3.6.3 Unterer Sammelraum	3-206
3.6.4 Mischkammer	3-207
3.6.5 Instrumententragplatte	3-208
3.6.6 Neutronenfluß-Instrumentierung	3-215
3.6.7 Kernverspannung	3-217
3.6.8 Doppeltank und Abschirmung	3-221
3.7 BRENNELEMENTWECHSEL IM REAKTORTANK	3-222
3.7.1 Referenzlösung	3-222
3.7.1.1 Manipulator	3-227
3.7.1.2 Tankmagazin	3-234
3.7.1.3 Bewegungs-Zeitstudie	3-238
3.7.2 Alternativ-Entwürfe	3-243

	<u>Seite</u>	
3.8	REGEL- UND ABSCHALTSYSTEME	3-244
3.8.1	Regel- und Abschaltantrieb	3-244
3.8.2	Konzeption des Trimmregelsystems	3-254
IV.	BESTRAHLUNGSEINRICHTUNGEN	4-1
4.1	EINLEITUNG	4-1
4.2	KONZEPTION DER BESTRAHLUNGSEINRICHTUNGEN	4-2
4.2.1	Anordnung und Auslegung der Testloops	4-2
4.2.2	Ausführung der Testloops und anderer Bestrahlungseinsätze	4-6
4.3	AUSLEGUNGSPROBLEME DER TESTLOOP-DRUCKROHRE	4-13
4.3.1	Einleitung	4-13
4.3.2	Beanspruchung der Druckrohre des zentralen He-Testloops, Auslegung	4-14
4.3.3	Beanspruchung der Druckrohre des zen- tralen Na-Testloops, Auslegung	4-38
4.3.4	Verbiegung der peripheren Na-Testloops durch differentiellles Strukturmaterial- schwellen und Temperaturgradienten	4-43
4.4	KÜHLUNG DES HELIUM-TESTLOOPS NACH STÖRFALLEN	4-55
4.5	BESCHICKUNG UND AUSWECHSELN DER TESTLOOPS	4-56
4.6	THERMISCHE ISOLIERUNG DER BESTRAHLUNGSEIN- RICHTUNGEN	4-65
4.7	ABSCHIRMUNG DER TESTLOOPLEITUNGEN IM ZWISCHENDECK	4-66
V.	HANDHABUNGS- UND TRANSPORTSYSTEME	5-1
5.1	KONZEPTION	5-1
5.2	HANDHABUNG UND TRANSPORT ABGEBRANNTER UND NEUER BRENNELEMENTE	5-3
5.2.1	Wechselvorgang einzelner Brennelemente	5-3
5.2.2	Wechselvorgang ganzer Magazine	5-6
5.2.3	Kühlung während des Wechselvorgangs	5-16
5.2.4	Kühlung während des Transports	5-19
5.3	BRENNELEMENTWECHSELMASCHINE	5-26

	<u>Seite</u>
VI. WÄRMEÜBERTRAGUNGSSYSTEME	6-1
6.1 AUFGABE UND GRUNDSÄTZLICHER AUFBAU	6-1
6.2 PRIMÄR-TREIBER-SYSTEM	6-3
6.2.1 Auslegung	6-3
6.2.2 Aufbau	6-4
6.2.3 Komponenten	6-8
6.2.3.1 Zwischenwärmetauscher	6-8
6.2.3.2 Rohrleitungen	6-8
6.2.3.3 Pumpen	6-9
6.2.3.4 Armaturen	6-9
6.3 SEKUNDÄRSYSTEM	6-10
6.3.1 Auslegung	6-10
6.3.2 Aufbau	6-13
6.3.3 Komponenten	6-15
6.3.3.1 Na-Luftkühler	6-15
6.3.3.2 Rohrleitungen	6-16
6.3.3.3 Sekundärpumpen	6-16
6.3.3.4 Armaturen	6-19
6.4 NA-TESTLOOPSYSTEME	6-19
6.4.1 Auslegung	6-19
6.4.2 Aufbau	6-23
6.4.3 Komponenten	6-25
6.4.3.1 Zwischenwärmetauscher	6-25
6.4.3.2 Rohrleitungen	6-25
6.4.3.3 Pumpen	6-25
6.4.3.4 Armaturen	6-26
6.5 HELIUM-TESTLOOP-SYSTEM	6-27

	<u>Seite</u>
6.6 TREIBER-NACHWÄRMEABFUHR- UND NOTKÜHLSYSTEM	6-30
6.6.1 Auslegung	6-30
6.6.2 Aufbau	6-31
VII. REAKTORNEBENANLAGEN	7-1
7.1 NEBENANLAGEN DES PRIMÄR-TREIBERSYSTEMS	7-1
7.1.1 Ablaßsystem	7-1
7.1.2 Reinigungssystem	7-2
7.1.3 Füllsystem	7-4
7.1.4 Spiegelhaltesystem	7-4
7.1.5 Leck-Na-System	7-5
7.1.6 Probeentnahmesystem	7-6
7.2 NEBENANLAGEN DES SEKUNDÄRSYSTEMS	7-7
7.2.1 Ablaßsystem	7-7
7.2.2 Reinigungssystem	7-8
7.2.3 Füllsystem	7-10
7.2.4 Spiegelhaltesystem	7-10
7.2.5 Leck-Na-System	7-10
7.2.6 Probeentnahme	7-11
7.3 NEBENANLAGEN DER TESTLOOPSYSTEME	7-11
7.3.1 Ablaßsystem	7-11
7.3.2 Reinigungssystem	7-12
7.3.3 Füll- und Spiegelhaltesystem	7-12
7.3.4 Leck-Na-System	7-17
7.3.5 Probeentnahmesystem	7-17
VIII. GEBÄUDE	8-1
8.1 GESAMTKONZEPTION	8-1
8.2 REAKTORGEBÄUDE	8-2
8.3 BETRIEBSGEBÄUDE	8-4

	<u>Seite</u>
8.4 LUFTECHNISCHE ANLAGEN	8-4
8.5 TECHNIKUM UND WERKSTÄTTEN	8-4
8.6 ZERLEGUNGSZELLEN UND SCHWERTRANSPORTSCHLEUSE	8-5
8.7 ELEKTROVERSORGUNG	8-5
IX. EINIGE SPEZIFISCHE FR 3-SICHERHEITSPROBLEME	9-1
9.1 EINFÜHRUNG	9-1
9.2 NUKLEARE SICHERHEITSPROBLEME	9-2
9.2.1 Der Dopplereffekt	9-2
9.2.2 Reaktivitätsänderung bei partiellem Na-Verlust	9-2
9.2.3 Schmelzen des Testobjekts	9-11
9.3 RAMPENEXKURSIONEN UND KÜHLMITTELDURCHSATZSTÖRUNGEN	9-12
9.3.1 Austreiben des Trimmregelstabes	9-15
9.3.2 Kühlmitteldurchsatzstörungen	9-22
9.3.2.1 Abschalten aller Pumpen bei Reaktorschnellschluß	9-22
9.3.2.2 Temperaturgradienten am Coreaustritt bei Scram	9-23
9.3.2.3 Ausfall einer Kühlmittelpumpe	9-26
9.4 HYPOTHETISCHE UNFÄLLE	9-28
9.4.1 Große Reaktivitätsunfälle mit Coreverformung	9-28
9.4.2 Blockade des Kühlmitteldurchsatzes im Testloop	9-28
9.4.3 Bruch des Gasloops	9-29
9.5 AKTIVITÄT IN DER ABLUFT	9-34
9.5.1 Argon-Schutzgas-System	9-34
9.5.2 Berechnung der Aktivität und Dosisleistung	9-38
9.5.3 Helium als alternatives Schutzgas	9-45

	<u>Seite</u>
X. KOSTENBETRACHTUNGEN	10-1
10.1 BRENNSTOFFZYKLUS- UND BETRIEBSKOSTEN	10-1
10.1.1 Brennstoffzykluskosten	10-1
10.1.2 Betriebskosten	10-8
10.2 ANLAGEKOSTEN	10-12





## VERZEICHNIS DER ABBILDUNGEN

<u>Abbildung</u>	<u>Titel</u>	<u>Seite</u>
2-1	Core Map Reference Design	2-5
2-2	Core Map Alternative Design	2-6
3-1	Einflußgrößen für die Reaktorkonstruktion	3-3
3-2	Reaktorlängsschnitt	3-7/8
3-3	Reaktorquerschnitt	3-9/10
3-4	Reaktordeckel	3-15/16
3-5	Kreislaufanordnung	3-17/18
3-6	Strukturmaterialschwellen für lösungsgeglühten 304 und 316 stainless steel	3-25
3-7	Strukturmaterialschwellen für 20 % kaltverformten 304 und 316 stainless steel	3-26
3-8	Einfluß der Bestrahlung auf die Festigkeitseigenschaften von 304 und 316 stainless steel	3-29
3-9	Abmessungen der Hüllrohr-Querschnittsfläche	3-31
3-10	Spannungsverteilung am Innen- und Außenrand des Rippenrohres	3-34
3-11	Treiber-Brennelement (mit ungeteiltem Kasten)	3-39
3-12	Treiber-Brennelement (mit geteiltem Kasten)	3-40
3-13	Druckverlust $\Delta p$ im FR 3-Brennelement bei Gitterabstandshaltern und bei Rippenrohren, sowie Brennstoffanteil $\omega$ als Funktion der Stabteilung $t$	3-44
3-14	Lineare Querschnittsvergrößerung eines Brennelementes der innersten Reihe durch thermische Dehnung und Schwellen	3-48
3-15	Spiele zwischen dichtest-gepacktem Bündel und Kasten	3-51
3-16	Regel-Element	3-53
3-17	Abschaltelement	3-57
3-18	Querschnitt durch das Absorberbündel	3-59
3-19	Rechenmodell	3-60

<u>Abbildung</u>	<u>Titel</u>	<u>Seite</u>
3-20	Druckverlust und mittlere Austrittstemperatur im Absorberbündel	3-60
3-21	Mittlere Wandtemperatur des Führungsrohres für Trimm-Regel-Element	3-62
3-22	In-Core-Wärmeisolationen	3-64
3-23	Reflektor-Element	3-67
3-24	FR 3-Core-Längsschnitt	3-71
3-25	Brennelementabmessungen und axialer Verlauf des Widerstandsmomentes W	3-77
3-26	Verbiegung der Brennelemente und radiales Wachsen	3-78
3-27	Ungünstigste Brennelement-Nachbarschaften, Core mit Ni-Reflektor	3-80
3-28	Ungünstigste Brennelement-Nachbarschaften, Core mit U-Brutmantel	3-81
3-29	Lastannahme zur Ermittlung der zulässigen Querdruckbelastung bei Brennelementkästen	3-85
3-30	Relative Verschiebungen der Brennelemente im aufgefächertem Core	3-91
3-31	Ordnungsbewegungen in Verspannungsebenen	3-93
3-32	Zulässiger Reibbeiwert als Funktion der relativen Brennelementbelastung	3-94
3-33	Rad. Leistungsverteilung in Coremittelebene und axialer Leistungsformfaktor	3-101
3-34	Kühlmittel- und Kastenwandtemperatur am Austritt der Spaltzone	3-105
3-35	Querschnitt eines asymmetrischen Brennstab-bündels	3-108
3-36	Relative Kühlmittelgeschwindigkeit $u/\bar{u}$ als Funktion des Umfangswinkels $\varphi$	3-111
3-37	Kühlmitteltemperatur $T_c$ als Funktion des Umfangswinkels $\varphi$	3-112
3-38	FR 3-Brennstab	3-125
3-39	Die erste Schwingungsform des FR 3-Brennstabes bei verschiedener Rippensteigung	3-129

<u>Abbildung</u>	<u>Titel</u>	<u>Seite</u>
3-40	Die erste Schwingungsform des FR 3-Brennstabes bei verschiedener Abstützweite	3-130
3-41	Die ersten vier Schwingungsformen des FR 3-Brennstabes (6-Rippenrohr, Rippensteigung 600 mm)	3-131
3-42	Quadratische Mittelwerte der Biegedehnung aus Messungen am Na 1/2 Brennstab im Modell-subassembly	3-134
3-43	Reaktorleistung und $\phi/L$ in Abhängigkeit von der Anreicherung $a$ bzw. dem maximalen Fluß $\phi_{\max}$	3-181
3-44	Reaktivität als Funktion der Reflektordicke $d$	3-182
3-45	Schematischer Axialschnitt durch den Reaktor	3-183
3-46	Einteilung der Zonen in R-Z-Geometrie für Ringzonenhomogenisierung und SPINKS-Methode	3-184
3-47	Darstellung des Kernquerschnitts in x-y Geometrie	3-185
3-48	Reaktivität von 6 $B_4C$ -Elementen im Kern als Funktion der $^{10}B$ -Anreicherung	3-186
3-49	Linien konstanter Spaltquellendichte für den Kern mit $B_4C$ -Trimmstabgruppen in x-y Geometrie	3-187
3-50	Verteilung des Gesamtflusses in Radialrichtung (hier y-Richtung bei $x = 99,16$ cm entsprechend Abb. 3-47) für Reaktoren mit Brutmantel (1) und Nickelreflektor (2) - (4)	3-188
3-51	Verteilung des schnellen Flusses ( $E > 0,1$ MeV) in Radialrichtung (hier y-Richtung bei $x = 99,16$ cm entsprechend Abb. 3-47) für Reaktoren mit Brutmantel (1) und Nickelreflektor (2)-(4)	3-189
3-52	Zyklusdauer bei lokalem Nachladen als Funktion von Chargenzahl und Spitzenabbrand	3-190
3-53	Abbrandreaktivität bei lokalem Nachladen	3-190
3-54	Zeitlicher Verlauf bei zonenweisem Umladen von innen nach außen	3-191
3-55	Treiberleistung in Abhängigkeit vom Durchmesser des zentralen Testloops	3-192
3-56	Neutronenflußverlauf in axialer Richtung nach oben	3-193

<u>Abbildung</u>	<u>Titel</u>	<u>Seite</u>
3-57	Neutronenflußverlauf in axialer Richtung nach unten	3-194
3-58	Verlauf von Gammaflüssen und Gammadosisleistungen in axialer Richtung nach unten	3-195
3-59	Neutronenflußverlauf in radialer Richtung ohne Ringlager	3-196
3-60	Neutronenspektren für den Referenzentwurf im Treiber und Reflektor. Zum Vergleich ist auch das Spektrum in einem Brutmantel aufgetragen.	3-197
3-61	Neutronenfluß mit Energien $E > E_g$ als Funktion von $E_g$ am Ort des maximalen Flusses	3-198
3-62	Linien konstanter Spaltquellendichte für den Referenzentwurf in x-y Geometrie	3-199
3-63	Schematischer Querschnitt durch den Alternativkern	3-200
3-64	Axialschnitt durch die Approximation eines konischen Reaktors $R_0 = 53,5$ cm Maßstab 10:1	3-201
3-65	Mischkammer, Schnitt A-B	3-209/210
3-66	Mischkammer, Draufsicht	3-211/212
3-67	Instrumenten-Tragplatte (Ausschnitt)	3-213/214
3-68	Prinzip der Kernverspannung	3-219/220
3-69	Reaktordeckel-Varianten	3-223
3-70	Manipulator-Varianten	3-225
3-71	Treiber-BE Umsetzvorrichtung	3-229/230
3-72	Treiber-BE Greifvorrichtung	3-231/232
3-73	Tankmagazin	3-235/236
3-74	Manipulator-Bewegungsstudie	3-239
3-75	Schematische Manipulator-Bewegungsstudie	3-240
3-76	Stopfenziehmaschine	3-241/242
3-77	Abschaltelement-Antrieb	3-247/248
3-78	Regelement-Antrieb	3-251/252

<u>Abbildung</u>	<u>Titel</u>	<u>Seite</u>
4-1	Zentrales FR 3-He-Loop	4-9/10
4-2	Peripherer FR 3 Loopeinsatz für zyklische Bestrahlungen	4-11
4-3	Zentrales He-Loop im FR 3, Schema des Loopeinsatzes	4-15
4-4	Volumetrische Schwellraten für unstabilisierten austenitischen Stahl	4-20
4-5	Schwellkurvensteigung als Funktion der Temperatur	4-21
4-6	Zentrales He-Loop im FR 3, math. Modell des Loopeinsatzes zur Berechnung des Temperaturfeldes mit dem digitalen Programm TIGER V B	4-25
4-7	Loopvarianten des Alternativkonzepts	4-33
4-8	He-Loop des Alternativkonzepts, Natriumspaltkühlung des äußeren Druckrohres, Innenisolierung des Innenrohres	4-34
4-9	Peripheres Na-Loop im FR 3, Schema der Loopeinsätze	4-45
4-10	Rechenmodell für Konzeption III gemäß Abb. 4-9	4-46
4-11	Peripheres Na-Loop im FR 3, freie Auslenkung der Loopeinsätze infolge Temperaturgradienten und differentiellen Schwellens	4-49
4-12	Peripheres Na-Loop im FR 3, freie Auslenkung der Loopeinsätze infolge Temperaturgradienten und differentiellen Schwellens	4-50
4-13	FR 3-Loopsituation über dem Reaktordeckel	4-58
4-14	Schnitt durch die FR 3-Abschirmdecke (Loopsituation)	4-59
4-15	Wechselsystem für FR 3-Bestrahlungseinsätze	4-64
5-1	Bewegungsstudie für Elementwechsel	5-9/10
5-2	Bewegungsstudie für Magazinwechsel	5-11/12
5-3	Schematische Bewegungsstudie für den Brennelementwechsel	5-13
5-4	Schematische Bewegungsstudie für den Magazinwechsel	5-14

<u>Abbildung</u>	<u>Titel</u>	<u>Seite</u>
5-5	Zeitlicher Vergleich der Wechselarten	5-15
5-6	Schaltbild des Argonkreislaufes bei geschlossener Wechselmaschine	5-22
5-7	Schematische Darstellung und Bündelanordnung des Wärmetauschers	5-25
5-8	Magazin-Wechselmaschine	5-29/30
6-1	Primär-Wärmeübertragungs-System	6-5/6
6-2	Sekundär-Wärmeübertragungs-System	6-11/12
6-3	Na-Luftkühler, Gebäude und Anordnung	6-17/18
6-4	Na-Testloopsystem	6-21/22
6-5	He-Testloop-Kühlsystem	6-28
7-1	Primär-Na-Nebenanlagen	7-13/14
7-2	Na-Nebenanlagen für die Testloops	7-15/16
8-1	FR 3-Gebäudeanordnung	8-6
8-2	Vertikalschnitt durch das Reaktorgebäude	8-7
8-3	Horizontalschnitt durch das Reaktorgebäude in Höhe + 20 m	8-8
8-4	Horizontalschnitt durch das Reaktorgebäude in Höhe - 2 m	8-9
8-5	Horizontalschnitt durch das Reaktorgebäude in Höhe-10,5 m	8-10
8-6	Horizontalschnitt durch das Reaktorgebäude in Höhe - 20 m	8-11
9-1	Skizze der Reaktorgeometrie, Referenz-Core	9-7
9-2	$\Delta k_{\text{eff}}/k_{\text{eff}}$ als Funktion des radialen Ortes der Störprobe	9-9
9-3	$\Delta k_{\text{eff}}/k_{\text{eff}}$ als Funktion der Höhe einer zylindrischen Natriumdampfblase	9-10
9-4	Rampenexkursion - Fall (a), Verlauf der thermischen Reaktorleistung	9-16
9-5	Rampenexkursion - Fall (a), Reaktivitätsverlauf	9-17
9-6	Rampenexkursion - Fall (a), Temperaturverlauf in der 3. axialen Zone	9-18

<u>Abbildung</u>	<u>Titel</u>	<u>Seite</u>
9-7	Rampenexkursion - Fall (b), Verlauf der thermischen Reaktorleistung	9-19
9-8	Rampenexkursion - Fall (b), Reaktivitätsverlauf	9-20
9-9	Rampenexkursion - Fall (b), Temperaturverlauf in der 3. axialen Zone	9-21
9-10	Kühlmitteldurchsatzverlauf beim Scram	9-24
9-11	Verlauf der Kühlmitteltemperatur (Coreaustritt) beim Scram	9-25
9-12	Endlich hoher Störbereich (großer Bruch des Gasloops)	9-32
9-13	$k_{eff}$ als Funktion der Höhe der Störung	9-33
9-14	Stark aktiver Schutzgaskreislauf	9-36
9-15	Fliesschema der Leck- und Abgas-Aktivität	9-37
9-16	Zusätzliche Umgebungsbelastung aufgrund eines Abblasprogramms der Heißen Zellen	9-43/44





## VERZEICHNIS DER TABELLEN

<u>Tabelle</u>	<u>Titel</u>	<u>Seite</u>
2-1	Overall Design Objectives of the FR 3	2-1
2-2	FR 3 Test Loop Design Data	2-13
2-3	FR 3 Fuel Cycle Costs/Year	2-18
2-4	FR 3 Operation Costs/Year	2-19
2-5	FR 3 Capital Costs	2-19
3-1	Maximale Dehnungen des Hüllrohres	3-36
3-2	Kleinste und größte Spiele zwischen Bündel und Kasten	3-50
3-3	Elementabmessungen und Volumenanteile	3-50
3-4	Geometrische Daten der Regel- und Abschalt- elemente	3-54
3-5	Thermohydraulische Daten der Regel- und Abschalt- elemente	3-58
3-6	Daten der Reflektorelemente	3-68
3-7	Spannkräfte der Brennelemente in den Reihen 1 bis 6	3-82
3-8	Maximale Biegespannung in den Brennelement- kästen bei 100 000 MWd/t Spitzenabbrand	3-83
3-9	Haftreibungskoeffizienten in Natrium	3-95
3-10	Kühlungstechnische Daten der Treiberzone	3-103
3-11	Auslegungsdatentabelle	3-115
3-12	Systematische Faktoren und Referenztemperaturen in den verschiedenen Subzonen	3-116
3-13	Unsicherheiten	3-118
3-14	Temperaturstandardabweichungen	3-119
3-15	Heißstellenfaktoren und maximal zu erwartende Temperaturen	3-120
3-16	Zu erwartende Anzahl von Brennelementen mit "heißer" Brennstoffstelle im Core	3-121

<u>Tabelle</u>	<u>Titel</u>	<u>Seite</u>
3-17	Resultate der Schwingungsberechnung für verschiedene Brennstabvarianten	3-127
3-18	Ergebnisvergleich lokales und zonenweises Umladen	3-166
3-19	Aufzählung der günstigsten Betriebsform für eine Auswahl von Schrankenwerten von Abbrandhub und Spitzenabbrand	3-167
3-20	Gesamtfluß $\phi_{tot}$ , schneller Fluß $\phi$ ( $E > 0,1$ MeV) und Gradient des schnellen Flusses in den peripheren Loops	3-169
3-21	Zusammensetzung der einzelnen Zonen des Referenzkerns	3-172
3-22	Daten des Alternativentwurfs	3-175
3-23	Vergleich konischer und zylindrischer Kern	3-177
3-24	Datentabelle (Abschaltantrieb)	3-250
3-25	Datentabelle (Regelantrieb)	3-254
4-1	Großes zentrales He-Loop, Eigenspannungen und plastische Vergleichsdehnungen in den Druckrohren	4-27/28
4-2	He-Loop des Alternativkonzepts, Loopvarianten nach Abb. 4-7b	4-36
4-3	He-Loop des Alternativkonzepts, Loopvarianten nach Abb. 4-7b und 4-7c	4-37
4-4	FR 3-Zentralloop, Zusammenstellung der wichtigsten Druckrohrdaten	4-39
4-5	Großes zentrales Na-Loop, Eigenspannungen und plastische Vergleichsdehnungen in den Druckrohren	4-41/42
4-6	Peripheres Na-Loop im FR 3, Verbiegungswerte, Eigenspannungen und plastische Vergleichsdehnungen in den Rohren	4-51/52
5-1	Schritte beim Wechseln der Treiberbrennelemente	5-17
5-2	Auslegungswerte für die Argonkühlung der Wechselmaschine	5-20
5-3	Druckverluste im Argonkreislauf	5-21
5-4	Auslegungswerte für den Argon-Luft-Wärmetauscher	5-24

<u>Tabelle</u>	<u>Titel</u>	<u>Seite</u>
9-1	Volumenanteile der Reaktorzonen aller untersuchten Fälle	9-4/5
9-2	Daten für die punktkinetischen Rechnungen	9-13
9-3	Axiale Verteilungsfunktion	9-14
9-4	Kritikalität der untersuchten Fälle	9-31
9-5	Aktivität und Dosisleistung der Spaltedelgase und des Jods	9-39
10-1	Fabrikationskosten für Reflektor und Brutmantel	10-4
10-2	Spaltstoffverbrauch und Spaltstoffkosten pro Jahr	10-6
10-3	FR 3-Brennstoffzykluskosten pro Jahr	10-7
10-4	Kosten für den Eigenenergie-Bedarf	10-10

The first part of the document discusses the importance of maintaining accurate records of all transactions. It emphasizes that every entry should be supported by a valid receipt or invoice. This ensures transparency and allows for easy verification of the data.

In the second section, the author outlines the various methods used to collect and analyze the data. This includes both manual and automated techniques. The goal is to ensure that the information gathered is both reliable and comprehensive.

The third part of the document provides a detailed breakdown of the results. It shows that there is a significant correlation between the variables being studied. This finding is supported by statistical analysis and is consistent with previous research in the field.

Finally, the document concludes with a series of recommendations for future research. It suggests that further studies should be conducted to explore the underlying causes of the observed trends. This will help to refine the current model and provide more accurate predictions.

## I.

I N T R O D U C T I O N

The original and prime motivation for the initial studies with regard to the Fast High Flux Test Reactor FR3 was the consideration that access to high neutron fluxes will become increasingly more important for many classes of material irradiation experiments in the future. It has subsequently become apparent that future irradiation experiments with fast neutron fluxes, which are as high and possibly higher than those obtaining in commercial breeder reactors, will have particular significance.

At the same time as the interest in high fast neutron fluxes increases markedly, the requirements for increasingly more detailed information with regard to irradiation experiments, will continue to grow. Accordingly experiments with considerably improved instrumentation will be required.

It is also well known, that the construction of commercial fast breeder reactors requires a much more detailed knowledge of materials, fuels, and fuel element properties as well as knowledge with regard to the chemical processes in the core as compared to current thermal reactors. For instance, the burnup in fast breeder reactors must be increased to very high values, also the cladding tubes and other important core components must fulfill their structural functions with predictable confidence in spite of the increased neutron energies as compared to current reactors.

In addition to the above severe conditions, due to the high energy neutron fluxes and fluences, we are confronted with the requirements of high coolant temperatures for sodium or gas cooling to get a reasonably high plant efficiency. The material and engineering problems which arise in this context regarding construction and continuous evolution of very large commercial fast breeder reactors are a tremendous challenge. Therefore it will no doubt be necessary to build prototypes and appropriate test reactors.

We feel, that in the long run, fast high-flux test reactors will play an even more important role in the fast breeder development program than did the thermal test reactors MTR, ETR, ATR and so forth, in the development of light water reactors.

Therefore, the first conceptual studies for the FR3 were started in Karlsruhe at the end of 1968. In September 1969 this project definition phase was finalized by a first progress report. On the basis of these results a cooperative effort was undertaken by the Kernforschungszentrum Karlsruhe, AEG-Telefunken, and Interatom with regard to the present feasibility study for the FR3.

## II.

S U M M A R Y

(M.Fischer)

## 2.1 DESIGN OBJECTIVES AND MAIN DEVELOPMENT ITEMS

The first step in the development of the FR3 reactor was the definition of the design goals, to fix the size and the particular characteristics of this reactor.

In general, the test reactor should incorporate large test loops for the systematic and controlled testing of fuels, structural materials and complete fuel elements, absorber materials and safety instrumentation under the actual conditions, in which future fast breeder reactors with various coolants will operate.

Table 2-1 presents a summary of the most important objectives:

Table 2-1 : OVERALL DESIGN OBJECTIVES OF THE FR3

- 1) A maximum neutron flux of  $1.5 \cdot 10^{16}$  n/cm<sup>2</sup>sec for:
  - development of structural and casing materials for fast breeder reactors;
  - development of carbide and nitride fuels and further development of oxide fuels.
- 2) Irradiation devices for basic research and for the development of complete fuel elements of commercial fast breeder reactors.
- 3) Irradiation of high-temperature fuel elements for gas-cooled fast breeders in suitable test loops.
- 4) Large and flexible irradiation space.
- 5) Use of the driver zone for long-term performance tests.
- 6) Optimization of the reactor core for test purposes, i.e. no current generation.

The main development work was concentrated on the following items:

1. In the area of the reactor development it was necessary to obtain a satisfactory solution for the extremely compact space requirements above the reactor core.
2. It was also necessary to obtain a reasonable estimation of the structural swelling upon core design, core clamping, and fuel element life time.
3. The investigation of the material response of large test loops in the driver zone due to very high irradiation and temperature loads.
4. The calculation of the neutron flux distribution, burn up, and necessary reactivity values for the control and scram systems.
5. The estimation of the void and temperature coefficients, in particular the bowing coefficients of the core structure.
6. First considerations with regard to safety of the FR3, in particular the problems that arose from the consideration of a gas-cooled central test loop in a sodium-cooled driver zone.
7. Conceptual designs for refueling and test loop exchange systems.
8. The evolution of a close to optimum concept for the entire plant arrangement.
9. The estimation of the fuel cycle, operation and capital costs.  
Accordingly, the reactor, the heat exchanger systems, the refueling systems, the auxiliary and emergency systems, buildings, and so forth must be specified.

## 2.2 FUNDAMENTAL ASSUMPTIONS AND OVERALL RESULTS

In this chapter several fundamental assumptions and several overall results are summarized, because they are very important for the entire concept.



In the design of the driver zone we will differentiate between fuel elements for the first flux level, having a maximum neutron flux of  $1 \cdot 10^{16}$ , and the second level with a flux of  $1.5 \cdot 10^{16}$ . We have carried out detailed investigations, which provide a sound basis for the nuclear and technical evaluation of the fuel element concepts. The fuel elements investigated have, however, different stages of development. The mixed oxide fuel element has been considered for the first flux level of the driver zone with conventional fuel element design. Such fuel elements would have the least extrapolation required from breeder prototype designs. We are considering in this case fuel elements having a pin O.D. of 4.7 mm. Maximum nominal rod power is in this case 526 W/cm. With these driver fuel elements one can obtain a maximum neutron flux of  $1.0 \cdot 10^{16}$  with a core height of 80 cm and a reactor power of 541 MWth at the fuel cycle beginning, and 475 MWth at the end of the fuel cycle. The problems that arise with such thin pins are first of all of a mechanical nature, that is, bending oscillations and thermal and hydrodynamic stability problems. With respect to the irradiation behaviour of such thin pins no particular difficulties are foreseen.

The flux goal of  $1.5 \cdot 10^{16}$  cannot be directly reached, because corresponding driver elements cannot be developed in the existing fast test reactors available today. For that purpose we must have the FR3 with a driver zone with mixed oxide fuel elements previously described. The most promising path to achieve the required neutron flux of  $1.5 \cdot 10^{16}$  is at the present time cermet fuel pins with normal structure and higher metal content, as for example a chromium cermet. In such cermets the metal or matrix content comprises approximately 50 to 60 v/o, the fuel is fully enriched, that is, without any  $U^{238}$ -content, which is very convenient for a fast test reactor. The flux goal of  $1.5 \cdot 10^{16}$  can then be reached in the large central loop with a core height of 55 cm and a thermal reactor power of approximately 611 MWth at the beginning of the fuel cycle, and 532 MWth at the end of the fuel cycle.

A sort of back up solution for the high flux goal consists of a driver fuel element with annular gap fuel rods. Such rods are being developed in the Euratom institute for transuranium elements at Karlsruhe. They, too, are of particular interest for oxide fueled power breeders.

A relatively low sodium inlet temperature was selected for the driver zone, in order to obtain the highest possible power density without prohibitive pressure drop. Because of the low coolant inlet temperature a very serendipitic result occurred: Structural swelling in the lower third of the core disappeared almost completely. In this way it was possible to establish a clamping plane near the midplane of the core. Accordingly the FR3 has overall negative bowing coefficients for the fuel elements. The low coolant inlet temperature, on the other hand, causes high temperature rises in the core with corresponding thermal stresses and bowing, and in particular possible high temperature shocks must be avoided during scram.

## 2.3 REACTOR AND COOLANT SYSTEMS

### 2.3.1 Core Arrangement

Figure 2-1 shows the core arrangement that has been chosen as reference design. A relatively large central loop with 260 mm O.D. was placed in the center of the core. It is possible to insert either a sodium cooled or a gas cooled test loop in this central position. Three further test loops with 152 mm O.D. can be seen at the periphery of the driver zone. In addition one can find three rig positions in the driver zone, the shim rod system, the first scram system, and at the boundary between driver zone and reflector the second scram system.

Figure 2-2 shows a core arrangement which is even more conducive to achieving the desired flux to power ratio and the flux level in the three peripheral test loops. The necessary thermal reactor power decreases to about 410 MWth for a fixed flux level of  $1,0 \cdot 10^{16}$ , however, this core arrangement is viewed at this time only as an alternative, because the design for the drives of the scram systems are not yet clarified.

### 2.3.2 Nuclear Investigations

The optimization and conceptual design was carried out with the objective of obtaining the highest possible neutron flux in the central loop with the lowest possible reactor power. On the other hand, care must be taken, that the flux gradients in the peripheral test loops do not

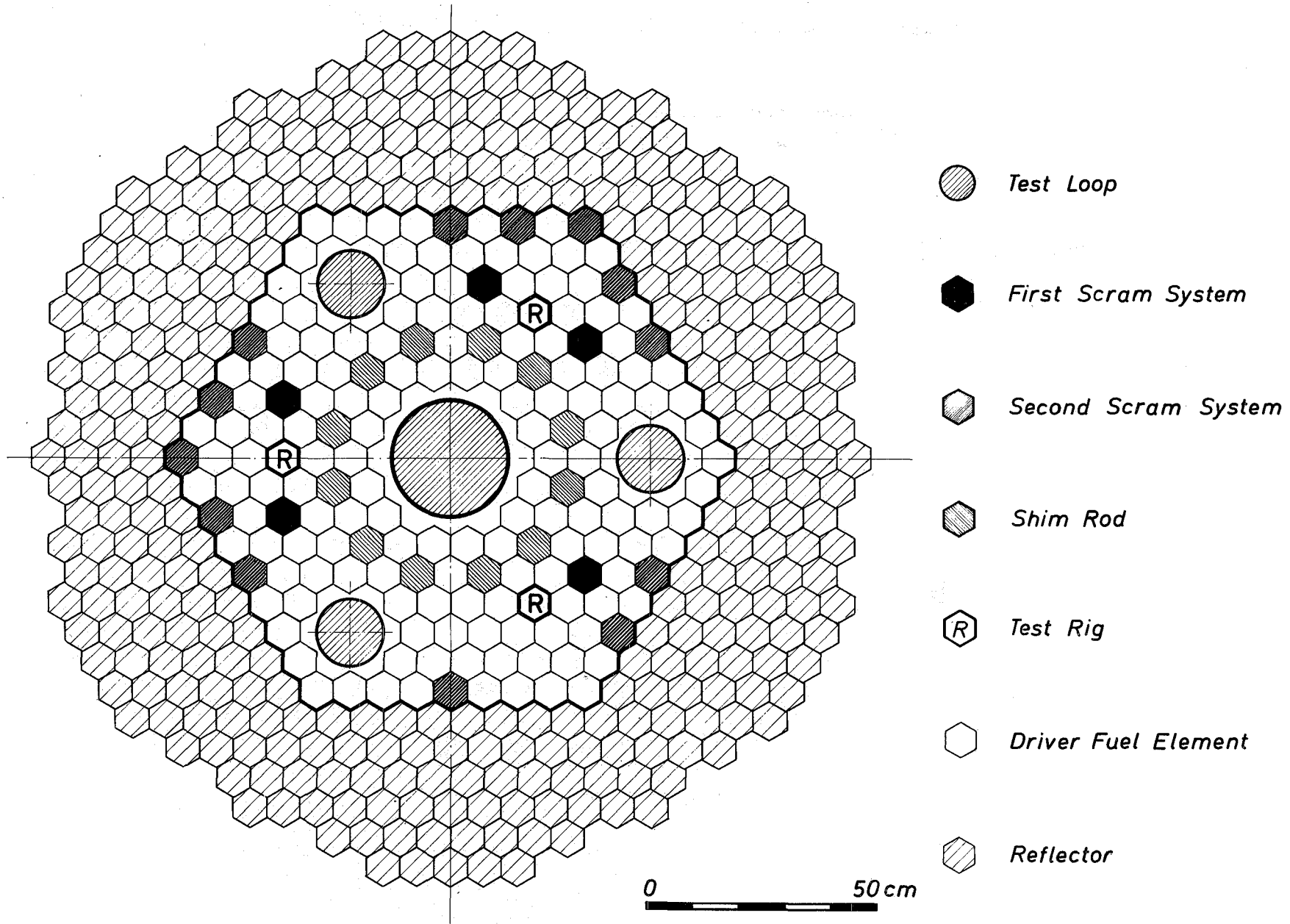


Figure 2-1 Core Map Reference Design

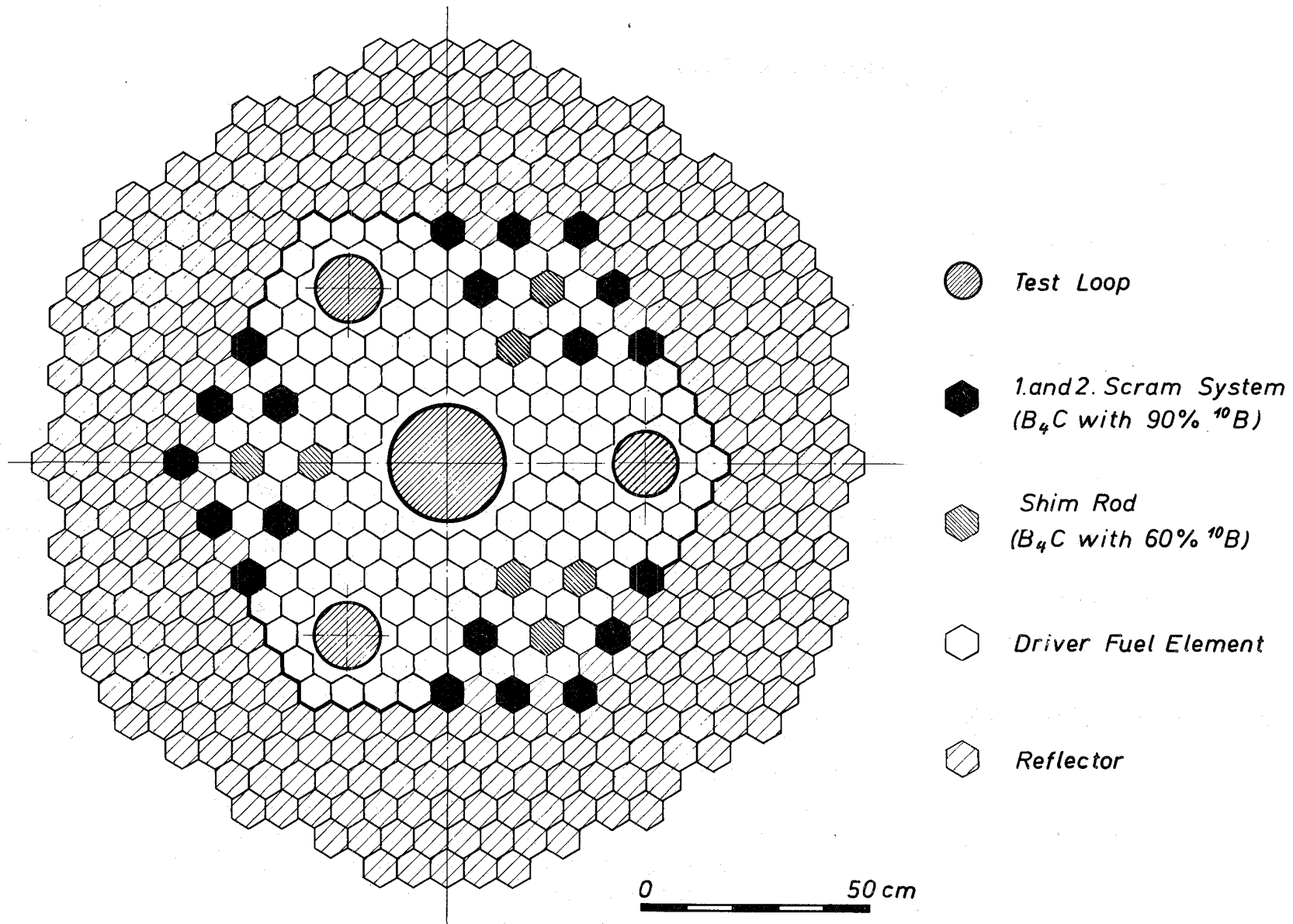


Figure 2-2 Core Map Alternative Design

become too large. A further consideration is the lifetime of the driver fuel elements, because large lifetimes yield low fuel cycle costs and improve reactor availability.

In a nut shell one can say, that in contrast to thermal test reactors only one possible way exists for fast high flux test reactors to reach the desired neutron flux, and that is to increase the power density as much as possible, and to decrease the fissile concentration. Accordingly, we investigated three concepts with oxide fuel:

1. The reference design: A vertical, cylindrical core with a single enriched driver zone comprised of hexagonal fuel elements with 7,3 cm across flats. A large central test loop and three peripheral test loops are placed in the driver.
2. An alternative core with three central test loops.
3. A conical reactor core.

### 2.3.3 Core Design

One must recognize that no proven design exists for fast reactor cores with maximum fluences of larger than  $10^{23}$  n/cm<sup>2</sup> and neutron energies of larger 100 KeV.

Current knowledge with regard to structural swelling, in-pile creeping and mechanical properties of the irradiated materials represents very important areas, which require further work, in order to firmly establish the development of fast reactor cores.

It is particular important in the core design of fast test reactors to attain a good physical mating of the driver zone and the irradiation test loops. A most important result of the investigations was the fact that, close to the central test position, loss of fissile material had a very strong negative influence on the flux to power ratio. Obviously the highest flux to power ratio possible is desired. Accordingly the width across flats of the fuel elements has been chosen to 73 mm, because larger across flats width leads to poor mating of the test loops, and a smaller across flats

width for example will create difficulties in providing for shim and scram rods. It was a vital point of view in the design of the shim rod elements to ensure that structure swelling did not cause any hindrance in the motion of the absorber bundle in the guide tube. The same conclusion must be applied to the scram system. Therefore, relatively small temperature rises in the control and scram systems are envisaged, that is, they should be operated relatively cold.

With a sodium inlet temperature of  $230^{\circ}\text{C}$  and a sodium outlet temperature from the control elements of approximately  $300^{\circ}\text{C}$ , the bowing of the guide tubes due to structure swelling will be relatively small. Accordingly no jamming of the absorber bundle in the guide tube is expected.

Thermal insulation is provided on the outer boundary of the guide tubes of the shim and scram systems in order to serve as a thermal barrier to the neighbouring hot fuel elements, thus preventing undesired bowings due to swelling and self-induced stresses.

For similar reasons it was desirable to also provide thermal insulation on the inner side of the radial nickel or steel reflector. Proposals are at hand to accomplish such thermal insulation, that appear to be practically achievable.

The radial steel or nickel reflector will be operated cold. That means that the reflector elements will remain essentially straight and can in this way serve as support jacket for the driver zone. Therefore, the radial reflector must be actively clamped only at the head.

For the refueling operation a triple cycle with local exchange is envisaged. To reduce the bowing due to swelling, the fuel elements should be rotated  $180^{\circ}$  in their position after the first third of their lifetime.

A dense packing arrangement of the fuel elements in the clamping areas, which is desirable from the standpoint of stability of the core geometry, can only be achieved if the necessary rearrangement motions can take place. However, this is only possible, if with hot sodium the friction coefficients between the pads of neighbouring fuel elements are not too large, because otherwise self locking will take place. Accordingly the proper choice of pad material is of vital importance.

The design spacing of 3 mm between fuel elements in the cold and unburned core is sufficient in order to avoid direct contact of the fuel elements outside the clamping plane, even in the case of most unfavourable neighbouring fuel elements with vastly different irradiation history.

Accordingly one might conclude, that if structural swelling and rearrangement motions in the core are considered, local burnups in the driver zone of approximately 100 000 MWd/t are possible.

#### 2.3.4 Thermal and Hydrodynamic Investigations

Concerning the small pin diameters of 4.7 mm in the driver fuel elements, the question comes up with regard to the vibration behaviour of the pins. Therefore, the natural frequencies and the corresponding displacement forms of the pins were investigated. With the calculated natural frequencies and other characteristic values the amplitude of the displacement of single pins in the rod bundle and the corresponding bending strain has been estimated. Two types of cladding tubes were considered:

1. a finned tube with 6 integral fins and
2. a smooth tube.

The lead on the finned tube and the distance between grid spacers on the smooth tube, respectively, were varied. The investigation showed plainly, that the amplitudes are indeed very small, namely, in the region of approximately 4 - 5  $\mu\text{m}$ . Moreover the natural frequencies of pins with small diameter under all conditions are above 500 Hertz due to the relatively large stiffness. That means, that fuel pins with a small outer diameter show much better behaviour with respect to vibration as fuel pins with a larger diameter. According to the present status of the investigations the bending stresses will not exceed the negligible small stress of 2 kp/cm<sup>2</sup>, even in the most unfavourable case. This result is very encouraging.

On the basis of a statistical hot spot analysis a hot spot clad temperature of 700°C was determined with a confidence level of 3,56 and a probability of exceeding this temperature in the driver zone of  $3 \cdot 10^{-4}$ . The maximum hot spot fuel temperature is approximately 2750°C in the case of mixed

oxide. This temperature has a confidence level of 2σ for exceeding that value with a probability of  $2,3 \cdot 10^{-2}$  in the driver zone.

### 2.3.5 Reactor Concept

Design problems arise with regard to the reactor cover. Due to the very compact core, the heads of the test loops and test rigs, the drives of the shim and scram systems, the components of the driver instrumentation, and the refueling system must be positioned in the smallest space possible. Such will be the case when the following conditions are met:

- An independent refueling of the test loops and the driver zone.
- The avoidance of flange connections in the loop tubes inside the reactor vessel.
- Full instrumentation of the driver zone, and
- A reactor design, which shows essentially the same features that are commonly employed in sodium cooled reactors, namely axial upflow in the fuel elements, integral core support plate, and vertical refueling from above.

The work, which is presented in this study, shows, that the problems arising from the compact cylindrical core chosen for the FR3 can be solved properly.

In addition, it was feasible to show, that the control rod drives for the present very tightly spaced conditions could be constructed. Considerable attention was devoted to this last aspect.

All the mechanisms above the reactor cover were divided on two floors. From the upper floor, that is the floor of the containment, the driver refueling, the exchange of the test objects and the loop piping, the manipulators and the control rod drives are carried out. The piping for the test loops is positioned essentially in the space between reactor cover and the containment floor, the piping extends from here to the neighbouring loop cells. The control rod drives and the manipulators are also positioned permanently in this space. Access to this space between the reactor cover and the containment floor is not permitted during reactor operation due to the Na 24 - activity in the piping of the test loops. Any readjustments required during reactor operation can be made with appropriate tools from above. This



space, however, is accessible shortly after emptying the loop piping. In addition the space between the floors can be used as a hot cell, if it should become necessary to demount larger components of the reactor, such as the instrumentation support plate, the core support plate, or the traverses for the shim rods underneath the core.

The reactor vessel is approximately 4,5 m in diameter and nearly 12 m in height.

The test loop in vessel piping extends from the core support plate way up into the floor of the reactor containment.

### 2.3.6 Coolant Systems Concept

The driver zone is cooled by 4 independent primary systems, which are connected to 4 secondary circuits. The energy of the secondary systems is discharged to air coolers.

The test loops have their own primary circuits, however, they are serviced by the same secondary systems of the main coolant circuits. For that purpose, two cold high pressure and two hot low pressure ring-pipes are available, which are fed by the four secondary systems of the driver zone.

The intermediate heat exchangers of the test loops are, therefore, simply connected between the high and low pressure pipes. Each intermediate heat exchanger has its own pump, which permits local recirculation of the secondary coolant. Thereby it is possible to raise the entrance temperature of the test loops to desired values. This is important for the various test objectives.

The layout of the FR3 plant was based on the reactor power, which is necessary to produce the ultimate neutron flux of  $1,5 \cdot 10^{16}$ , that is about 650 MWth (if the irradiation space is involved according to figure 2-1). This has to be kept in mind in judging the capital costs.

As was mentioned above, the FR3 will be operated during the first years at a first - and already very high - flux level of  $1,0 \cdot 10^{16}$  maximum, with a power level of about 500 MWth. That means, that this reactor power can be removed either with 3 main circuits or with all 4 circuits, but then operating only at 75 % of nominal capacity. In each case a high redundancy and

availability of the plant is achievable for testing objectives and safety.

In addition to the primary coolant circuits an independent emergency coolant system is envisaged.

#### 2.4 IRRADIATION DEVICES

The irradiation devices of the FR3 belong to the most important design objectives. The essential considerations involve closed test loops with large capacity, in which irradiation experiments can be carried out on full sized breeder elements. The tremendously high fast neutron flux, and attendant large thermal powers of the single loops, as well as unusual dimensions of the equipment to be irradiated, lead to particular design problems.

The following technical requirements were placed on the irradiation devices:

1. The size of the irradiation positions in the driver zone should be within certain limits variable. Those positions not occupied by test objects should be replacable completely or partly with driver fuel elements.
2. Provision must be made for closed test loops with various coolants in particular sodium and gas. They must serve as well for testing of complete fuel element bundles, as for single fuel and structural material objects, under variable coolant conditions.
3. All objects, to be irradiated in the test loops, should have extensive direct-contact instrumentation, which has to be developed.
4. The exchange of test objects, as well as complete loop assemblies, should be accomplished quickly and safely. This operation has to be carried out under cooling and shielding conditions.

On the basis of these requirements a consistent concept was evolved for the design of the test loops. Accordingly, an intensive study, with regard to the high pressure tubing in the core region, has been carried out. The main effort in this study has been directed to the combined aspects of temperature gradients and structural swelling and the stress due to the inner pressure (for example in the case of gas-cooling). These investigations

led to preliminary design figures, which show, that reliable solutions can be found by a proper material selection and further design evaluation.

In particular the bowing due to temperature and swelling gradients was calculated for the pressure tubes of the peripheral test loops in the flux gradient near the boundary of the driver zone. Satisfactory solutions to this problem are also possible.

All test loops are designed to incorporate coaxial reentry coolant direction. This arrangement has the advantage that the core support plate is not pierced. The heads of the test loops are arranged in the cell between reactor cover and the floor of the containment such, that inspection and interchange of test objects are possible at any time from the floor of the containment.

It was one of the most important design goals, that the thermodynamic test conditions in the test loops would correspond to the operating conditions of future high gain breeder reactors.

Table 2-2 shows the design data for the central Na- and He-loops and one of the three peripheral Na-loops.

Table 2-2 : FR3 TEST LOOP DESIGN DATA

Design Characteristics	Central Na-Loop	Central He-Loop	Peripheral Na-Loop
Thermal Power	24	12	8 MWth
Coolant Flow Rate	300	30	100 to/h
Coolant Pressure Level	20	100	20 atm
Pressure Drop in Test Object Receiver	14	14	14 atm
<u>Test Object</u>			
Across the Edges	203	175	108 mm
Number of Rods	271	127	91
Rod Diameter	8	8,35	7 mm
Rod Pitch	10	12,5	8,7 mm
Coolant Inlet Temp.	400	425	400 °C
Coolant Outlet Temp.	630	685	630 °C

Some consideration has been given also to the possibility of short time irradiations, and irradiations with load variations with smaller test objects.

For cyclic loading it is necessary, that the test objects can be axially moved during reactor operation. For short time tests the test objects must be exchangeable during reactor operation.

One can summarize in retrospect the design considerations of the test loops in the following way:

In consideration of the current stage of the development it is meaningful for the proposed helium test loop concept to increase the thickness of the loop pressure tube not above 5 mm for the inner pressure tube, and 5,5 mm for the outer pressure tube, with respect to a sufficient yield strain safety factor. This leads, on the basis of a lifetime of 210 days at full load, to a maximum possible operation pressure in the test loop of approximately 100 atm at the envisaged loop dimensions.

If one wants to increase the proposed operating pressure, there remain the possibilities of reducing the operating time of the loop pressure tubes, or to use materials with better irradiation behaviour, as for example Vanadium alloys, or (with most profit) by reducing the size of the helium cooled test loop to a smaller diameter.

The problems are similar for the sodium loops. Also in this case one must carefully consider a sufficient safety factor with regard to the yield strain of the irradiated material. Because the pressure in the sodium loops is much smaller (maximum 20 atm), it would be possible to considerably reduce the wall thickness of the pressure tubes below 5 mm. However, it is not possible from a manufacturing standpoint, to supply tubes of this diameter and length with such a small wall thickness.

## 2.5 SOME SPECIFIC FR3 SAFETY PROBLEMS

The question should be raised here, whether the safety problems inherent to the fast high-flux test reactor FR3 will cause additional safety problems compared with Na-cooled power breeder reactors.

First of all, the nuclear aspects of the safety question were investigated.

Without offering a complete analysis of the safety problems, in the present study two particular aspects of the FR3 have to be emphasized:

1. Because of the compact design, the core will have relatively small dimensions, and in addition, the core possesses a relatively high enrichment of about 30 %/o. Accordingly, the following two features become apparent in comparison with a large breeder reactor:
  - a smaller Doppler coefficient, and
  - a much smaller positive component of the sodium void reactivity.
2. A more specific safety aspect arises in a fast test reactor, because of the special nature of testing new fuel elements in loops, either with sodium or gas-cooling. The possibility of pin damage occurring is increased, because of the legitimate requirement of testing the fuel element to its design limits.

The question of smaller Doppler coefficient is briefly considered:

Because of the higher enrichment and harder spectrum, the Doppler coefficient in the FR3 has a magnitude of  $2,4 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ . In this context we have to differentiate between operational transients and hypothetical accidents.

Operational transients, that lead to a temperature rise, cause on the one hand a decrease of the coolant density and on the other hand an expansion effect.

The decrease of the coolant density can be neglected in a sodium-cooled reactor, whereas the expansion effects are negative in the FR3. That means that the Doppler coefficient as given is sufficiently negative.

The most important aspect of hypothetical accident situations is due to the mechanical energy of a nuclear excursion resulting in core deformation. This effect is considerably reduced by the Doppler coefficient. Such an excursion seems to be only possible, when a reactivity ramp of the magnitude of more than 10  $\beta$ /sec occurs. In such a situation one wishes for the highest possible Doppler coefficient.

The largest reactivity ramp rate, which could be imagined for the FR3 results from a shim rod ejection. We have, therefore, calculated on the basis of a point kinetic method the history of the power, the temperatures, and

the reactivities with feedbacks for this excursion (which could in practice easily be avoided by design provisions).

The investigations were carried out with and without scram occurring.

In the case of the excursion with scram the reactor power is cut back to the decay-heat power level, whereas with no scram occurring a stabilized (but fictive) power level of 900 MWth is reached with the aid of the feedback reactivities.

In the investigation we have included feedback reactivities which are caused by the change of the core geometry in height and radius, density variations, Doppler feedbacks, temperature effects of structural materials including the bowing of core elements. The latter has a most important contribution to the feedback reactivity.

In the case without scram the maximum fuel temperature reaches the melting temperature after 400 msec after the excursion starts.

In comparison, if the scram itself starts 300 msec after the excursion begins, then the maximum fuel temperature at core midplane remains just under the melting temperature.

Due to the high temperature rise in the FR3 driver zone, high temperature shocks on the components above the core can possibly take place.

The results show, that even with the normal coast down of the pump components, that means the unbraked case, the temperature change with respect to time at core outlet is too high after scram. One must, therefore, always consider braking the pump components.

It appears, that with such a procedure one can hold the shock loading to less than 30 °C/sec. Braking could be accomplished by the following means: For example by a hydraulic or - much better - a noncontacting electrical coupling. In the case of scram, this coupling can be rapidly activated and introduce a maximum braking moment.

The small positive component of the sodium void reactivity is an important feature of the FR3 core.

In general, one can say, that the positive contribution to the reactivity through the void effect is smaller the smaller the reactor system is.

This result is due to the increased transparency of a smaller reactor core.

Some hypothetical possibilities of coolant loss or coolant expulsion were investigated from the nuclear standpoint. All cases would be strongly influenced by the specific features of a test reactor with a central gas-cooled test loop.

The results show, that in the FR3 reactor the maximum positive void effect is very small, somewhere between 10 to 20 cent only. A simultaneous fuel compaction radially outwards, practically has no effect on the reactivity worth.

In considering the test possibilities in large central sodium- and helium-cooled test loops the forgoing is a very positive result.

## 2.6 PLANT CONCEPT

In the present work conceptual design studies were carried out on the refueling machinery, the handling systems for test objects, the hot cell systems, the containment systems and the overall arrangement of the reactor buildings.

The reactor building is partly surrounded by the service buildings. Control panels for the reactor and instrumentation panels for the experiments are positioned directly adjacent to the containment shell. Doing so, gives the shortest connections to the reactor, heat transfer circuits and experimental instrumentation, thereby permitting observation and control in particular of the irradiation experiments from outside the containment shell.

Support and experimental areas and so forth are placed directly behind the control panels. The external hot cells, post irradiation test facilities are directly adjacent to the reactor containment. It seems to be quite obvious, that in the case of a test reactor one cannot neglect having a pressure tight second containment surrounding the air conditioned operation areas. Therefore, a leak-tight steel-safety-shell is assumed for a pressure build up of 2,7 atm, to be necessary. As is usually the case with other reactors the steel safety shell is surrounded by a concrete shell.

The cylindrical steel safety shell has a diameter of about 50 m and is about 50 m high. That makes for a total height of about 90 m, of which about one third is under ground.

## 2.7 COST ESTIMATION

The fuel cycle, operation and capital costs of the FR3 will be touched briefly.

Table 2-3 presents the fuel cycle costs per year for the two design flux levels of  $1,0 \cdot 10^{16}$  or  $1,5 \cdot 10^{16}$ , respectively.

Table 2-3 : FR3 FUEL CYCLE COSTS/YEAR

<u>Mio DM</u>	Mixed Oxide $\phi_{\max} = 1 \cdot 10^{16}$		Cermet $1,5 \cdot 10^{16}$
	Steel or Ni Reflector	U-Blanket	Ni-Reflector
Fabrication of Driver	4,5	5,1	10
Fabr.of rad.Reflector	-	0,75	-
Fabr.of ax. Reflector	0,36	0,36	0,72
Reprocessing	2,85	2,85	8,3
Fissile Material	3,76	1,38	5,4
Fuel Cycle Cost Per Year	11,5	10,5	24,4

According to these figures there is only a relatively small cost-difference for a driver zone with steel- or nickel reflector, and an uranium blanket. Therefore, because of the more advantageous distribution of the neutron flux in the case of a steel - or nickel reflector, as compared to an uranium blanket, the steel reflector is to be preferred.

In total, we see for the first flux level fuel cycle costs of the magnitude of 11 Mio DM, and in the case of the ultimate flux costs of approximately 25 Mio DM/ year.

The operation costs, including the manpower costs for 250 men, and including administrative, supply, and power costs, are shown in table 2-4 and amount to about 26 Mio DM/ year.



Table 2-4 : FR3 OPERATION COSTS/YEAR

Man Power (250 People)	8,75	Mio DM
Administration etc.	3	"
Supply	5	"
Power (30 MWe)	9,6	"
<hr/>		
Total	26,4	Mio DM

Therefore, based on the present level of prices, the first flux level requires total operation costs per year of about 38 Mio DM, whereas for the flux goal about 50 DM/ year are expected.

The capital costs of the FR3 were evaluated on the price basis of 1970 and include the summary shown in table 2-5 .

Table 2-5 : FR3 - CAPITAL COSTS

<u>Summary</u>	Mio DM
1. Reactor	8,7
2. Coolant Systems	59,9
3. Handling Devices etc.	32,5
4. Auxiliary Equipment	18,3
5. Emergency Systems	23,9
6. Electrical Systems	91,7
7. Instrumentation and Control	42,8
8. Buildings	132
	<hr/>
	410
9. Shim and Scram Rods	5
10. Air Supply Systems	5
11. Air Heat Exchangers	19
	<hr/>
	439
10 % Engineering during Construction	44
He - Test Loop	26
7/3 Core Loadings	11,5
Costs for Fissile Material	43,7
Process Computer and Exp.Mon.	10
	<hr/>
T o t a l	574

The reactor coolant system (including the sodium-cooled test loops), re-fueling and experimental handling devices, plus all the other items amount to about 410 Mio DM.

For the control rods, air supply systems, the main air heat exchangers and so forth 29 Mio DM are foreseen.

During construction time 10 % are allotted for engineering and R and D.

In addition one must include the helium-cooled central test loop, 7/3 initial core loadings, fissile material, process computers and experimental monitoring instrumentation.

The foregoing brings the capital costs to a total of 574 Mio DM.

These capital costs include surcharges to include technical risks, difficulties in construction and other contingencies. Also included is a certain amount of earnings and overhead costs.

## 2.8 FR3 TIME SCHEDULE

The envisaged time schedule for the FR3 is as follows:

1. The project definition phase and the present feasibility study were carried out by GfK in cooperation with the company AEG and with some support by Interatom, from 1969 to the end of 1970.
2. We consider a deeper study of key development problems and a reference design necessary and desirable, and that should take until the end of 1972.
3. On the basis of this reference design, it would be necessary during 1973 to form a contract with industry, to draw up complete plans and specifications for the plant.
4. Based on the experiences of the construction and operation of breeder prototypes and existing large equipment test facilities, and the results of the reference design, we expect not more than two years to be necessary to draw up the aforementioned plans and specifications, that is from 1974 to 1975/76.
5. If one allows one year for licensing procedures and about 5 years for construction, then we might expect the FR3 to go critical in 1981 or 1982.

## 2.9 SUMMARY OF DESIGN PARAMETERS

2.9.1 General arrangement

Name	FR3 (Forschungs-Reaktor 3)		
Type of Reactor	Na cooled fast high flux test reactor		
Core configuration	Vertical fuel rods in a hexagonal lattice		
Radiation test facilities	1 central Na- or He-loop 3 peripheral loops 3 radiation rigs		
Max. flux	$1 \cdot 10^{16}$ / $1,5 \cdot 10^{16}$ $\text{cm}^{-2}\text{sec}^{-1}$ <sup>1)</sup>		
Reactor power			
Begin of fuel cycle	541	/ ca. 611	MW <sub>th</sub>
End of fuel cycle	475	/ ca. 532	MW <sub>th</sub>
Coolant inlet temp.	230		°C
Average coolant outlet temp.			
Begin of fuel cycle	476		°C
End of fuel cycle	446		°C
Coolant flow rate	6140	/ 6920	to/h
Pressure drop in primary flow system	12		ata
Heat exchange fluid, primary	Na		
secondary	Na		
tertiary	Air		

2.9.2 Reactor

## 2.9.2.1 Driver zone

Dimensions and compositions

Height, active	800	/ 550	mm
Inner equivalent diam.	334	/ 205	mm
Outer equivalent diam.	1098	/ 1093	mm
Number of fuel subassemblies	144	/ 158	

<sup>1)</sup> Data preceding slash is for neutronflux of  $1,0 \cdot 10^{16}$  and data following slash is for flux of  $1,5 \cdot 10^{16}$   $\text{cm}^{-2}\text{sec}^{-1}$

Number of control subassemblies	12	
Number of safety subassemblies	17	
Subassembly pitch	73	mm
Outside dimension across flats of hexagonal subassembly duct	70	mm

### Fuel subassembly

Lattice configuration	hexagonal	
Wall thickness of hexagonal duct	2,0 / 2,45	mm
Material of hexagonal duct	4988 (stainless steel)	
Number of fuel pins per subassembly	127 / 91	mm
Length of active zone	800 / 550	mm
Reflector thickness, axial	250	mm
Length of fission gas plenum	400 / 275	mm
Overall length of fuel pin	1780 / 1405	mm
Fuel pin diameter	4,7 / 5,6	mm
Fuel pin pitch	5,7 / 6,6	mm
Spacer design	3 helical fins per rods	
Lead of helical fins	300	mm
Cladding thickness	0,3	mm
Cladding material	4988 (stainless steel)	
Fuel	UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> mixed oxide	
Type of fuel	mixed oxide pellet/Cr-Cermet	
Matrix fraction	- / 0,693	
Enrichment Pu <sub>fiss</sub> /(Pu <sub>ges</sub> +U)	0,281 / 0,68 (without U)	
Fuel diameter	4,0 / 5,0	mm
Volume fractions:		
Fuel	0,363 / 0,387	
Coolant	0,400 / 0,378	
Stainless steel	0,237 / 0,235	

### Control subassembly

Isolation thickness	1,5	mm
Wall thickness of outer hexagonal duct	2,0	mm
Outside dimension across flats of inner hexagonal duct	57,0	mm
Wall thickness	1,0	mm
Absorber material	tantalum	
Number of absorber pins per subassembly	7	

Absorber pin diameter	19,1	mm
Absorber pin pitch	20,1	mm
Spacer design	3 helical fins per rod	
Cladding thickness	0,3	mm
Cladding material	4988 (stainless steel)	
Length of absorber zone	1050	mm

## Volume fractions:

Gas (He isolation)	0,022
Absorber	0,408
Coolant	0,346
Stainless steel	0,224

Safety subassembly

Isolation thickness	1,5	mm
Wall thickness of outer hexagonal duct	2,0	mm
Outside dimension across flat of inner hexagonal duct	57,0	mm
Wall thickness	1,0	mm
Absorber material	B <sub>4</sub> C	
<sup>10</sup> B enrichment	90	%
Number of absorber pins per subassembly	19	
Absorber pin diameter	11,3	mm
Absorber pin pitch	12,3	mm
Spacer design	3 helical fins per rod	
Cladding thickness	0,3	mm
Cladding material	4988 (stainless steel)	
Length of absorber zone	850	mm

## Volume fractions:

Gas (He isolation)	0,022
Absorber	0,369
Coolant	0,370
Stainless steel	0,239

Thermohydraulics

## Core Power (incl. Rigs, Control and Safety rods)

Begin of fuel cycle	536 / 606 <sup>2)</sup>	MW <sub>th</sub>
End of fuel cycle	470 / 527 <sup>2)</sup>	MW <sub>th</sub>
Power shape factor, axial	1,206	
Power shape factor, radial:		
Begin of fuel cycle	1,237	
End of fuel cycle	1,150	
$\gamma$ -heating at location of max. flux	150	W/(cm <sup>3</sup> structure)
Coolant inlet temperature	230	
Average coolant outlet temp.:		
Begin of fuel cycle	486	°C
End of fuel cycle	454	°C
Coolant flow rate	5860 / 6640	to/h
Max. power density	1,45 / 1,97	MW/ltr.
Average power density	0,98 / 1,14 <sup>3)</sup>	MW/ltr.

Fuel subassembly

Nom. max. linear power generation (0 MWd/to)	526 / 1000	W/cm
Coolant flow area	14,7 / 13,1	cm <sup>2</sup>
Equivalent hydraulic diam.	0,237 / 0,250	cm
Pressure drop in rod bundle with max. heat generation	7,5	ata
Pressure drop in fuel subassembly	8,0	ata
Max. coolant velocity	10,3	m/sec
Average friction coefficient	0,024	
Average Reynold Number	6,5·10 <sup>4</sup>	
Average coolant outlet temp. of fuel subassemblies	503 <sup>3)</sup>	°C
Nom. max. coolant temp.	529	°C
Nom. max. cladding temp.	557,5	°C
Nom. max. fuel temp.	2350 / 850	°C

<sup>2)</sup> Small central loop, without peripheral loops

<sup>3)</sup> Begin of fuel cycle

Hot spot temperatures at a 97,7 % confidence level:

Cladding	677 / ca. 700	°C
Fuel	2750 / ca. 1040	°C
Sodium	636	°C

Hot spot and hot channel factors at a 97,7 % confidence level (incl. systematic deviations):

Cladding	1,36
Fuel	1,19
Sodium	1,36

#### Control subassembly

Max. linear power generation	480	W/cm
$\gamma$ -heating in absorber and structure material	334	kW
Coolant flow rate	4,0	kg/sec
Average cool. temp. rise	63	°C
Average coolant outlet temp.	303	°C
Max. tantalum temp.	ca. 450	°C

#### Safety subassembly

$\gamma$ -heating in structure material and follower	190 <sup>4)</sup>	kW
Coolant flow rate	4,0	kg/sec
Average cool. temp. rise	36 <sup>4)</sup>	°C
Average coolant outlet temp.	266 <sup>4)</sup>	°C

#### Physics

Max. Flux, total	$1 \cdot 10^{16}$ / $1,5 \cdot 10^{16}$	$\text{cm}^{-2} \text{sec}^{-1}$
E > 0,1 MeV	$0,62 \cdot 10^{16}$ / $0,89 \cdot 10^{16}$	$\text{cm}^{-2} \text{sec}^{-1}$
Flux in the center of the peripheral loops, total	$0,8 \cdot 10^{16}$ / -	$\text{cm}^{-2} \text{sec}^{-1}$
E > 0,1 MeV	$0,49 \cdot 10^{16}$ / -	$\text{cm}^{-2} \text{sec}^{-1}$
Volume of driver zone	0,534 / 0,491	$\text{m}^3$
Core height	80,0 / 55,0	cm
Outer equivalent core radius	55,2 / 54,3	cm
Critical mass (Pu <sup>239</sup> + Pu <sup>241</sup> )	434,8 / 311,8	kg
Fuel theoretical density	11,17 / 11,46	$\text{gr}/\text{cm}^3$
Relative smeared density	0,809 / 0,850	

<sup>4)</sup> withdrawn absorber

Neutron lifetime	$4,0 \cdot 10^{-7}$	sec
Delayed neutrons, $\beta_{\text{eff}}$	0,32	%

Reactivity worths

Isothermal fuel temperature coefficient	- $18,4 \cdot 10^{-6}$	1/°C
In this respect the following effects are instantaneous:		
Doppler at 900°K (with Na)	- $2,4 \cdot 10^{-6}$	1/°C
Axial fuel expansion	- $2,9 \cdot 10^{-6}$	1/°C
Change of coolant temp. rise	- $16,0 \cdot 10^{-6}$	1/°C
Reactivity worth of control system	7,6	%
Reactivity worth of 1. safety system	8,4	%
Reactivity worth of 2. safety system	7,0	%
Reactivity swing per fuel cycle	3,7	%

Pu fraction at 0 MWd/to

Pu 239	55,0	% mass
Pu 240	27,5	% mass
Pu 241	13,0	% mass
Pu 242	4,5	% mass
Enrichment $\text{Pu}_{\text{fiss}} / (\text{Pu}_{\text{ges}} + \text{U 238})$	0,281	

Burnup

Max. nom. local burnup	100 000	MWd/to
Average discharge burnup	70 000	MWd/to
Reactor cycle	77	equivalent full-load days
Batch-refueling in 3 cycles		

2.9.2.2 Radiation test facilitiesCentral test loop

Number of loops	1	
Max. flux	$1 \cdot 10^{16} / 1,5 \cdot 10^{16}$	$\text{cm}^{-2} \text{sec}^{-1}$

Helium loop

Outer pressure tube

Material	12 R 72 HV
----------	------------



Outer diameter	260	mm
Wall thickness	5,5	mm
Inner pressure tube		
Material	12 R 72 HV	
Outer diameter	223	mm
Wall thickness	5	mm
Testsubassembly		
Max. inside dimension across flats of hexagonal duct	140	mm
Thermal power, max.	12	MW
Coolant flow rate	ca. 30	to/h
Coolant pressure at inlet	100	at
Coolant inlet temperature	425	°C
Coolant outlet temperature	685	°C
Pressure drop	ca. 8,7	at

Sodium loop

Outer pressure tube		
Material	12 R 72 HV	
Outer diameter	260	mm
Wall thickness	5,5	mm
Inner pressure tube		
Material	12 R 72 HV	
Outer diameter	223	mm
Wall thickness	5	mm
Testsubassembly		
Max. inside dimension across flats of hexagonal duct	165	mm
Thermal power, max.	24	MW
Coolant flow rate	ca. 300	to/h
Coolant temperature rise	ca. 230	°C
Pressure drop	ca. 8	at

Peripheral sodium test loop

Number of loops	3	
Flux	$0,80 \cdot 10^{16} / 1,25 \cdot 10^{16}$	$\text{cm}^{-2} \text{sec}^{-1}$



Reflector height	1300	mm
Reflector thickness	ca. 350	mm
Number of reflector subassemblies	330	
Reflector configuration	hexagonal blocks	
Volume fractions:		
Nickel	0,61	
Coolant	0,21	
Stainless steel	0,18	

#### 2.9.2.4 Reactor tank with internal components

##### Dimensions and compositions

Material of steel construction units 1.4948 (stainless steel)

<u>Reactor vessel with guard vessel</u>	inner / outer tank	
Outer diameter	4550 / 5280	mm
Wall thickness	25 / 15	mm
Overall height	12000 / 11400	mm
Weight (without components)	45 / 23,5	Mp

##### Reactor cover

Reactor cover concept	stationary reactor cover	
Overall height	1850	mm
Maximal/minimal diameter	5800 / 4450	mm
Thickness of shielding	1000	mm
Thickness of heat reflector	400	mm
Overall weight	115	Mp

##### Grid plate and support structure

	grid plate / support structure	
Maximal diameter	1280 / 4450	mm
Wall thickness	75 / 75	mm
Height	550 / 550	mm
Weight	5 / 15	Mp
Form of the grid plate	double plate, welded with tubes and separated by a cylindrical jacket	

Core support jacket and thermal shields

	jacket / shields	
Medium diameter	1950 / 2500	m
Wall thickness	50 / 3x50	mm
Height	1960 / 2030	mm
Weight	5 / 19	Mp

Reactor pit

Inner diameter	ca. 7000	mm
Depth	13500	mm
Wall thickness:		
Concrete shielding	1300	mm
Graphite shielding	500	mm
Insulation	300	mm

Intermediate floor

Height upper reactor cover	7000	mm
Diameter of reactor pit	13500	mm

Thermohydraulics

Design temperature of vessel	530	°C
Design pressure of vessel	10 / 0,8	atü
Sodium velocity:		
at reactor inlet	4,75	m/sec
in max. power fuel subassembly	10,3	m/sec
at reactor outlet	5,10	m/sec
Pressure drop:		
in fuel subassembly	8,0	ata
Momentum pressure losses	ca. 0,5	ata
Reactor pressure drop only (without piping losses)	8,5	ata

2.9.3 Fuel element handling and transport

## 2.9.3.1 Manipulator system

Arrangement	fixed of the reactor cover
Number	3
Overall weight without stakes	ca. 25 Mp

Overall height upper reactor cover	7000	mm
Outer dimension of housing	1150	mm
Thickness of steel shielding	650	mm
Dimensions of shielding slide		
Length x width x height	1450x2550x800	mm
Dimensions of bottom slide		
Length x width x height	1400x2400x300	mm
Maximal inlet depth	8220	mm
Maximal lifting power	1000	kp
Lifting velocity	ca. 2	cm/sec
Lifting velocity, high speed	ca. 5	cm/sec
Lifting height	2800	mm
Operating pressure	ca. 1,5	ata

#### 2.9.3.2 Fuel handling machine

Overall weight	ca. 250	to
Dimensions:		
Height (changing flask)	20600	mm
Width (under carriage)	7100	mm
Length (in direction of journey)	7000	mm
Changing flask:		
Height (including foot and lifting unit)	6500	mm
Inner diameter (guide tube)	1000	mm
Outer diameter	2000	mm
Thickness of steel shielding	500	mm
Operating pressure	1,5	ata
Operating temperature	max. 230	°C
Under carriage:		
Length	6500	mm
Width	7100	mm
Height	1700	mm
Track width	5600	mm
Max. velocity	3	m/min
Power of drive motor	8	kW
Upper chassis:		
Length (in direction of journey)	6500	mm
Width	6000	mm



Length of supply pipe	ca.	85	m
Material		1.4948 (stainless steel)	
Flow velocity:			
in supply piping	ca.	5,5	m/sec
in intermediate heat exchanger	ca.	1,50	m/sec
Pressure drop			
in supply piping		2,0	ata
in intermediate heat exchanger		1,5	ata
Reactor vessel		8,5	ata
Primary system		12,0	ata
Capacity of circulating pump		2235	to/h
Driving power of circulating pump	ca.	1150	kW
Efficiency of circulating pump	ca.	0,75	
Coolant volume (incl. reactor vessel)	ca.	270	m <sup>3</sup>
Surface area of a intermediate heat exchanger		628	m <sup>2</sup>

## 2.9.4.2 Secondary system

Heat exchange fluid		Na	
Number of cooling circuits		4	
Thermal power	ca.	590 / 660	MW
per circuit (for 3 circuits operating)	ca.	197 / -	MW
per circuit (for 4 circuits operating)	ca.	147,5 / 165	MW
Na flow rate	ca.	6860 / 7610	to/h
per circuit (for 3 circuits operating)	ca.	2287 / -	to/h
per circuit (for 4 circuits operating)	ca.	1715 / 1903	to/h
Intermediate heat exchanger inlet temp.		200	°C
Intermediate heat exchanger outlet temp.		446	°C
Na-air heat exchanger inlet temp.	ca.	460	°C
Inner diameter of supply pipe		400	mm
Length of supply pipe	ca.	250	m
Material		1.4948 (stainless steel)	
Flow velocity	ca.	5,8	m/sec
Pressure rise of circulating pump	ca.	9,5	ata
Capacity of circulating pump	ca.	2620	to/h
Driving power of circulating pump	ca.	950	kW
Efficiency of circulating pump		0,75	
Coolant volume of all 4 circuits		185	m <sup>3</sup>
Gas pressure at surge tank		6,5	ata
Max. allowable working pressure		16	atü

## 2.9.4.3 Na-testloop systems

## Thermal power

1 central, Na-cooled testloop	ca.	24	MW
3 peripheral, Na-cooled testloops, 3x8	ca.	24	MW
Na flow rate	ca.	600	to/h
Testloop inlet temp.	ca.	400	°C
Testloop outlet temp.	ca.	630	°C
Inner diameter of supply pipe			
central testloop		150	mm
peripheral testloop		100	mm
Length of supply pipe			
central testloop	ca.	80	m
peripheral testloop	ca.	80	m
Flow velocity (supply pipe)	ca.	6	m/sec
Pressure rise of circulating pumps	ca.	20	ata
Driving power			
central testloop	ca.	275	kW
peripheral testloop	ca.	105	kW
Gas pressure at surge tank	ca.	1,3	ata
Max. allowable working pressure		1,8	ata
Coolant volume			
central testloop	ca.	25	m <sup>3</sup>
peripheral testloop	ca.	20	m <sup>3</sup>

## 2.9.4.4 Tertiary system

Heat exchange fluid		air	
Number of Na-air heat exchanger		4	
Total heat transfer area		27600	m <sup>2</sup>
Total air flow rate	ca.	6200	m <sup>3</sup> /sec
Air inlet temperature	ca.	20	°C
Air outlet temperature	ca.	130-140	°C
Flow velocity	ca.	8-10	m/sec
Pressure drop	ca.	18-20	mm of water
Total driving power		2176	kW vacuum



## 2.9.4.5 Emergency cooling system for decay heat removal

Number of cooling circuits		4	
Thermal power	ca.	50	MW
per circuit (for 2 circuits operating)	ca.	25	MW
Na flow rate	ca.	500	to/h
per circuit (for 2 circuit operating)	ca.	250	to/h
Reactor inlet temperature		230	°C
Reactor outlet temperature		486	°C
Na-air heat exchanger inlet temp.		456	°C
Na-air heat exchanger outlet temp.		200	°C
Inner diameter of supply pipe		150	mm
Length of supply pipe			
per primary circuit		50	m
per secondary circuit		55	m
Material		1.4948	(stainless steel)
Flow velocity	ca.	5,25	m/sec
Pressure rise of circulating pump			
primary		0,1	ata
secondary		0,13	ata
Driving power			
per primary circuit		5	kW
per secondary circuit		5	kW
Efficiency of circulating pump	ca.	0,75	
Gas pressure primary, nom./max.		1,3 / 1,8	ata
secondary, nom./max.		1,3 / 1,8	ata
Max. allowable working pressure, primary		12	atü
Max. allowable working pressure, secondary		15	atü

2.9.5 ContainmentFirst safety containment shell

Objective	Mechanical protection for reactor excursion
Scope	Reactor cell (possibly including primary cells)
Atmosphere	N <sub>2</sub>
Material	Reinforced concrete with insulated steel lining
Design	Absorption of 10 <sup>3</sup> MWsec mechanical energy

Second safety containment shell

Objective		Leak-tight containment of the region, in which release of radioactive materials is possible
Diameter		52,5 m
Height		86 m
Gas volume	ca.	$10^5$ m <sup>3</sup>
Material		Steel
Design parameter		pressure 2,7 atü leakage < 1 ‰ /d

Third safety containment shell

Objective		Protection against disturbances from outside, control of leakage from the second containment shell, secondary shielding
Diameter	ca.	55 m
Height	ca.	90 m
Wall thickness	ca.	1 m
Material		concrete
Design parameter		pressure 200 mm of water vacuum leakage < 1 ‰ /h

## 2.10 CONCLUDING REMARKS

In summarizing the results of the present feasibility study of a fast high-flux test reactor, we are convinced that a reasonable and reliable design can be realized based on the principles outlined in this work. However, we base such a conclusion also on the fact, that the next few years will produce ample experience with breeder prototypes and results generated by the FFTF-project.

There are a number of specific development problems to be solved for the subject reactor concept which we, however, feel present no basic fundamental difficulties. We must, however, keep upmost in mind, that such a high flux test reactor represents effort that stands at the frontiers of fast reactor technology.

Many of the development problems, necessary to solve in this area, have direct application to power reactor development. This is a wellknown result in many technical areas.

## III.

REAKTORENTWURF

(G.Class, M.Fischer, M.Küchle, R.A.Müller, M.Grundmann (AEG),  
H. Raufuß (AEG))

## 3.1 ENTWURFSGRUNDLAGEN

Ausgangspunkt des Entwurfes sind zunächst grundsätzliche Konstruktionsprinzipien, die auch bisher schon die Basis für die Entwicklung natriumgekühlter schneller Reaktoren darstellen und im wesentlichen beim Bau der Schnellbrüterprototypen verwirklicht werden. Von diesen Grundlagen ausgehend sind bei dem Entwurf des FR 3 die spezifischen Forderungen und Bedingungen zu berücksichtigen, die ein Schneller Hochfluß-Testreaktor stellt. Diese besondere Problematik wird im folgenden dargestellt.

Zuvor erfolgt eine Zusammenstellung der wichtigsten Anforderungen und Festlegungen, die bei dem vorliegenden Entwurf wesentlich sind:

- Axial durchströmte Brennelemente auf einteiliger, auswechselbarer Tragplatte stehend, mit hydraulischer Niederhaltung. Brennelementwechsel durch senkrecht herausziehen aus dem Kernverband. Die Brennstoffzone wird von einem Reflektor ummantelt.
- Günstige Relation zwischen Fluß und Leistung
- Testeinsätze befinden sich in geschlossenen Loops mit eigener Kühlung
- Die Looprohre selbst sollen auswechselbar sein, ohne die Notwendigkeit das Reaktorkühlmittel zu entfernen und unabhängig davon, ob sich Brennelemente im Kern befinden oder nicht
- Dichtstellen und lösbare Verbindungen der Looprohre sollen sich außerhalb des Reaktors befinden
- Der Brennelementwechsel der Treiberzone soll bei eingesetzten Looprohren möglich sein
- In der Treiberzone soll jedes Brennelement voll instrumentiert sein (Kühlmitteltemperatur, Durchsatz), wofür eine Instrumenten-tragplatte notwendig wird. Außerdem soll das Auswechseln der Meßinstrumente von außerhalb möglich sein.

Setzt man diese Forderungen als Randbedingungen in einem Schema ein (Abb. 3-1) und betrachtet deren Einfluß auf die Reaktorkonstruktion, so erhält man eine ganze Reihe von sich zwangsläufig ergebenden Schlußfolgerungen, die wiederum fast zwingend zu einer bestimmten konstruktiven Gestaltung des Reaktors führen.

Weiterhin ist aus Abb. 3-1 zu entnehmen, daß beim FR 3 das zentrale Konstruktionsproblem die Raumgestaltung oberhalb des Reaktordeckels ist.

Die sich damit ergebenden Entwurfsgrundlagen werden im folgenden zusammengefaßt und kurz erläutert:

- Natriumkühlung

Nachdem zunächst Gaskühlung für die Treiberzone untersucht worden war, zeigte sich, daß nur mit Natriumkühlung die vorhandenen hohen Leistungsdichten aus der Treiberzone abgeführt werden können. Die Kühlung erfolgt über 4 Primärkreise, d.h. für die Reaktorgeometrie sind je 4 Eintritts- und Austrittsleitungen zu berücksichtigen.

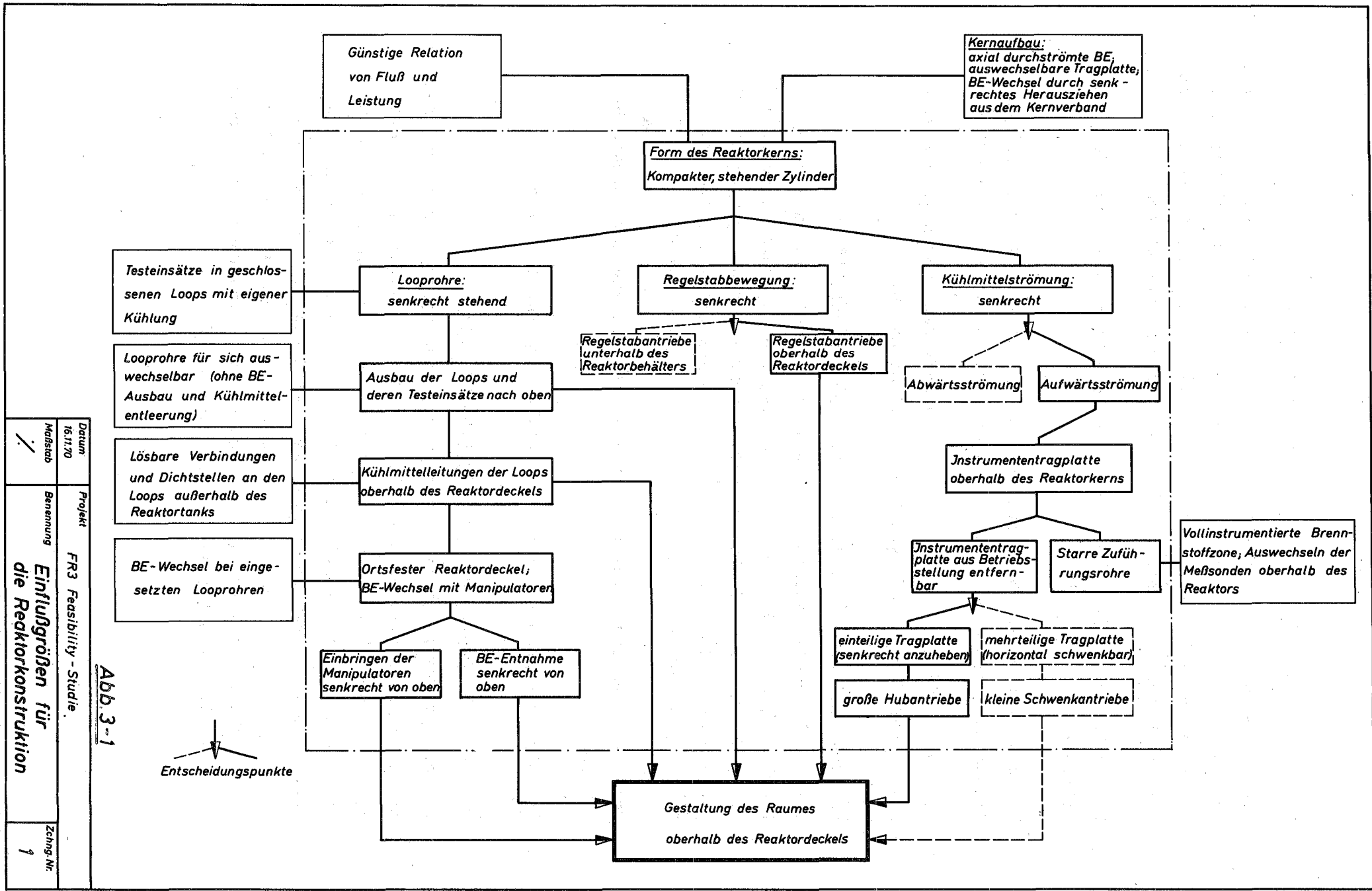
- Vertikale Coreanordnung mit Nickel- oder Stahl-Reflektor

Für den Kernaufbau wird eine vertikale Coreanordnung mit axial von unten nach oben durchströmten Brennelementen zugrunde gelegt. Untersuchungen haben gezeigt, daß es konstruktiv nicht notwendig ist, auf einen anderen Coreentwurf wie z.B. ein aufgefächertes Core vom BR 2-Typ, mit entsprechend schlechteren Leistungsdaten, überzugehen.

Der Nickel- oder Stahl-Reflektor wurde gewählt, um die bei einem Brutmantel sich zusätzlich ergebenden Verbiegungs- und Eigenspannungsprobleme zu reduzieren. Die radialen Reflektorelemente stellen einen das Core umfassenden Stützmantel dar, der zur Kernverspannung herangezogen wird, nur am oberen Rand des Reaktorkerns aktiv zu verspannen ist, und beim Entspannen etwas auffächert, so daß die Brennelemente ausgewechselt werden können.

- Stationärer Reaktordeckel

Für den Reaktordeckel wurde das Konzept eines ortsfesten Deckels mit festinstallierten Manipulatoren gewählt. Der ebenfalls zur Diskussion stehende und untersuchte Ringdrehdeckel erfüllt die notwendigen Forderungen nicht und bietet keine entscheidenden Vorteile.



Datum	16.11.70	Projekt	FR3 Feasibility-Studie
Maßstab	/	Benennung	Einfüßgrößen für die Reaktorkehlkonstruktion
Zehng-Nr.	1		

Abb 3-1

- Entkopplung von Testloop- und Treiberbeschickung

Die Austauschbarkeit der Loops und deren Einsätze ist eine wichtige Hauptforderung. Dabei muß berücksichtigt werden, daß Testloop- und Treiberbeschickung zwei zeitlich getrennte Manipulationen sind, für die besondere Maschinen benötigt werden. Man unterscheidet:

1. Das Wechseln von Looprohren bzw. Testeinsätzen mit einer Loopwechselmaschine
2. Die Brennelemententnahme aus den Tankmagazinen bzw. die Füllung dieser Magazine mit frischen Brennelementen mit Wechselmaschinen

Beide Maschinentypen werden mit dem gleichen Unterwagen in der Reaktorhalle über die zugehörigen Positionen gefahren.

- Tankmagazine für abgebrannte Treiber-Brennelemente

Für die Brennelemententnahme stehen zwei Konzeptionen gleichrangig nebeneinander, wobei im vorliegenden Entwurf beide Methoden praktikabel sind. Prinzipiell werden für die Lagerung von abgebrannten Treiber-Brennelementen 3 Tankmagazine mit jeweils 20 Positionen verwendet. Die beiden Möglichkeiten sind:

1. Entnahme einzelner Treiber-Brennelemente während des Reaktorbetriebes
2. Entnahme des gesamten Tankmagazins bei abgeschaltetem Reaktor

- Ortsfeste Manipulatoren auf dem Reaktordeckel

Der Brennelementwechsel innerhalb des Reaktortanks, d.h. das Umsetzen abgebrannter Brennelemente in die Tankmagazine und umgekehrt frischer Brennelemente aus den Tankmagazinen in das Core erfolgt mit 3 Beschickungsmanipulatoren, die stationär auf dem Reaktordeckel verankert sind. Damit wird eine höhere Verfügbarkeit gegenüber der Variante garantiert, bei der die Manipulatoren nur im Bedarfsfall aus einer Parkposition innerhalb der Reaktorhalle in die Arbeitsposition gebracht werden.

- Hochdruckraum zwischen den Kerntragplatten

Das Hochdruckplenum befindet sich zwischen den Tragplatten. Ein wichtiger Grund für diese Entscheidung war, daß die Traversen durch diese Maßnahme im Niederdruckbereich liegen, keinen Belastungen ausgesetzt sind und schwingungsfrei bleiben. Außerdem entfallen Abdichtprobleme.

- Tragplatte für die Treiberinstrumentierung

Zur Sicherheits- und Testüberwachung wird jedes Treiberbrennelement instrumentiert. Es werden Kühlmitteltemperatur und -durchsatz gemessen. Die Meßfühler befinden sich in Sonden, die in der Instrumenten-tragplatte oberhalb der Treiber-Brennelemente angebracht sind. Von dort führen Rohrleitungen die Instrumentenzuleitungen durch die Hubsäulen nach oben.

- Spezielle Regel- und Abschaltssysteme

Für den FR 3 sind zwei voneinander unabhängige Abschaltssysteme und ein Trimmregelsystem vorgesehen. Dabei ist das erste Abschaltssystem (5 Stäbe) und das Trimmregelsystem (12 Stäbe) in der Treiberzone untergebracht. Je 4 Trimmregelstäbe werden über eine tiefliegende, ausbaubare Quertraverse gefahren. Das zweite Abschaltssystem (13 Stäbe) befindet sich am Innenrand des radialen Reflektors (Abb. 2-1).

- Flexible Kernverspannung

Hinsichtlich der Kernverspannung war die Forderung, für den Verspannungsmechanismus keine zusätzlichen Antriebseinheiten, Hebel oder Rollen zu verwenden. Es wird deshalb zunächst eine einfache Konstruktion gewählt, die über einen von der Instrumentenplatte getragenen Gewichtsring die Verspannung ermöglicht.

- Zugang zu wichtigen Bauteilen zwecks Überwachung und Wartung

Dazu gehören:

die Köpfe der Testloops;

die Kühlmittleitungen der Loops, insbesondere Dichtstellen und Flansche;

die Anschlüsse der Coreinstrumentierung, die oberhalb des Reaktordeckels aus dem Hubsäulenmantel austreten.



### 3.2 GESAMTKONZEPTION

Die Reaktorkonzeption wird gemäß der Diskussion der Entwurfsgrundlagen in Abschnitt 3.1 insbesondere durch die beiden folgenden Anforderungen bestimmt:

1. Die besondere Raumgestaltung oberhalb des Reaktordeckels
2. Die Anordnung der Testloops und der zugehörigen Kühlmittel-Leitungen

Die Platzverhältnisse auf dem Reaktordeckel (Abb. 3- 4 ) werden durch die Anordnung der 4 Testloops einschließlich deren Sicherheitshüllen und Kühlleitungen, die Abschaltstabantriebe, die Hubsäulen der Instrumententragplatte, die drei Manipulatoren mit zugehörigen Abschirm- und Dichtschiebern sowie den drei Schutzrohren für die Brennelemententnahme bestimmt.

Eines der wichtigsten Auslegungsziele für den FR 3 waren flexible Bestrahlungsräume für natrium- und gasgekühlte Brüter-Brennelemente. Der Entwurf sieht ein großes zentrales und drei kleinere, um  $120^\circ$  versetzte periphere Testloops sowie drei "offene" Testrigs vor, die entsprechend instrumentiert sind. Bei den Testloops handelt es sich im Gegensatz zu den Testrigs um geschlossene Systeme mit einer eigenen, vom Primärkreis unabhängigen Kühlung. Kernverband und Tragplatte sind so ausgelegt, daß die mit den Loops belegten Core-Positionen auch mit Treiber-Brennelementen besetzt werden können.

Die Basis des Entwurfs bildet der folgende Reaktoraufbau (Abb. 3- 2 ):

- ein zylindrischer Kern, auf einer Tragplatte stehend, von unten nach oben durchströmt
- über dem Kern die übliche Instrumentenhalteplatte

Hinzu kommen die Looprohre, die senkrecht von oben in das Core eintauchen. Die Kontrollstäbe sind im wesentlichen ebenfalls in der üblichen Form, d.h. mit darüberliegenden einzelnen Antrieben angeordnet. Eine Anzahl der Kontrollstäbe werden jedoch über tiefliegende Quertraversen von weiter außen liegenden Antrieben bewegt. Dies ist eine Konsequenz der kanppen Raumverhältnisse in dem Raumbereich über dem Core.

Manipulator - Abschirmdeckel

Zentraler Abschirmdeckel

Grubenabdeckung

Oberdeck

C V

V D

Manipulator  
(um 90° versetzt gez.)

Abschirm - Zwischenteil  
(f. Tankmagazin-Wechsel)

Abschaltstab

Hubsäulen - Antrieb

Absperrschieber

Absperrschieber

Abschirmschieber

Reaktordeckel

Tragring

Hubsäule  
(um 30° versetzt gez.)

Peripheres Loop

Zentrales Loop

Eintritts - Leitung  
(um 70° versetzt gez.)

A V

Austritts - Leitung  
(um 50° versetzt gez.)

V B

Betonabschirmung

Isolierung

Graphitabschirmung  
(oder Grauguß)

Doppeltank

Kompensationsbereich

Reaktortank

Kernmantel

Thermische Schilde

Betriebsspiegel

Not-  
spiegel

Mischkammer

Kernverspannung

Reflektor

Core

Tankmagazin  
(um 30° versetzt gez.)

Stützringe

Tragplatte

Hochdruck - Ringraum

Traversenhubsäule  
(Hub 800 mm)

Doppeltankentleerung

Tankentleerung

Tragstruktur

Trimmregelstab

Traverse

Coreniederschmelzwanne

7000

8230

12650

4500

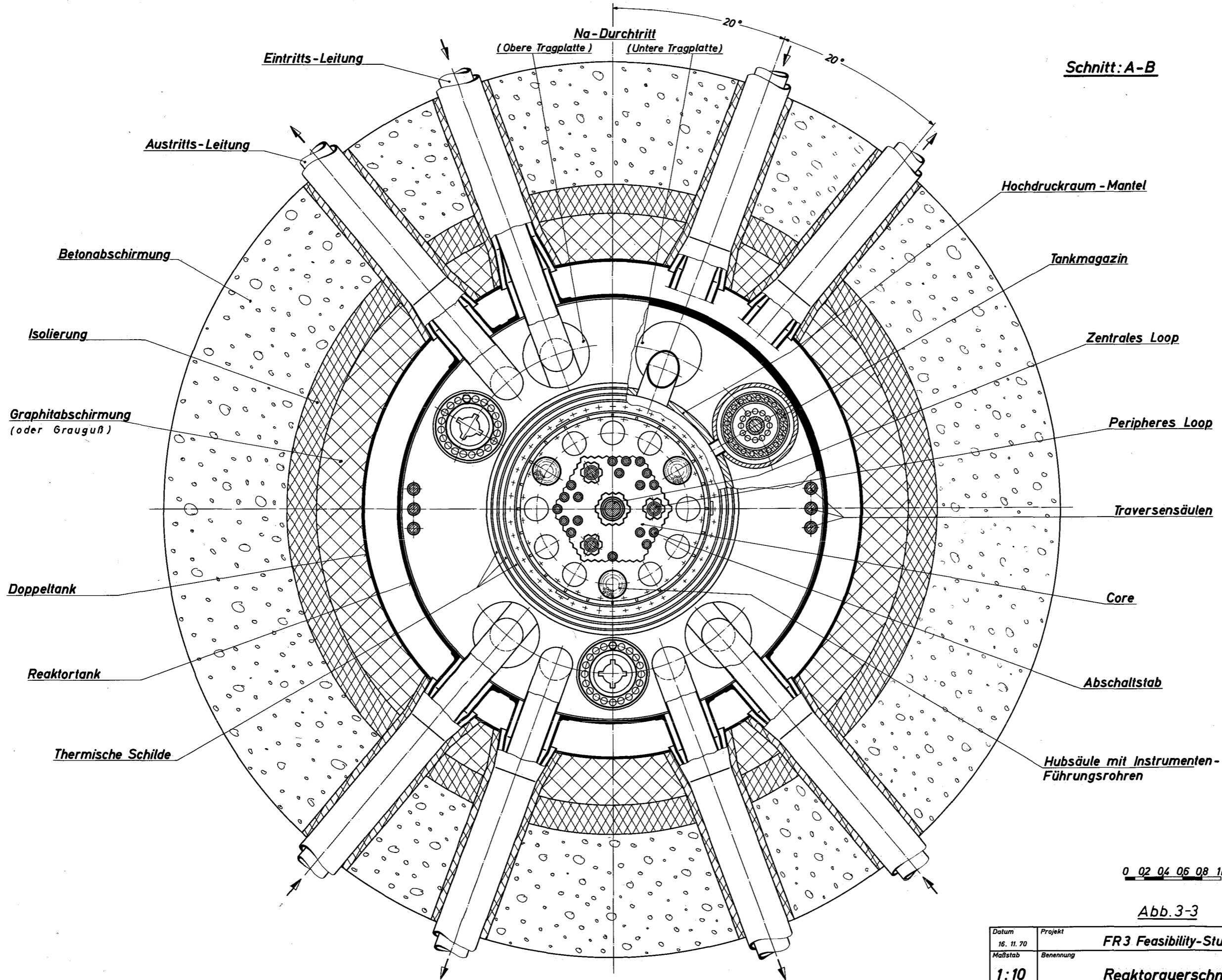
-9500

0 1m

3-7/8

Datum	16. 11. 70	Projekt	FR 3 Feasibility - Studie
Zeichner		Bemerkung	Reaktorlängsschnitt
1:10		Zählung Nr.	2

Abb. 3-2



**Schnitt: A-B**

0 02 04 06 08 1m

**Abb. 3-3**

Datum	Projekt	<b>FR3 Feasibility-Studie</b>
16. 11. 70		
Maßstab	Benennung	Zchn. Nr.
<b>1:10</b>	<b>Reaktorquerschnitt</b>	<b>3</b>

Die Aufteilung auf die beiden Antriebsarten ist so getroffen worden, daß die Abschaltstäbe in der üblichen Art und Weise einzeln von oben angetrieben werden, während die Trimmstäbe, die nur langsam bewegt werden müssen, an Traversen angeschlossen sind.

Die Testloop-Systeme sollen vom Brennelementwechsel der Treiberzone unbeeinflusst sein. Daher muß zumindest der zentrale Reaktordeckel ortsfest angeordnet werden. Der Außenbereich des Reaktordeckels könnte dabei drehbar ausgeführt werden. Ein solches Ringdrehdeckelkonzept wurde untersucht. Dabei hat sich gezeigt, daß es gegenüber einem durchgehend festen Deckel keine echten Vorteile bietet, so daß für den gegenwärtigen Entwurf ein feststehender Deckel vorgesehen ist. Für den Brennelementwechsel der Treiberzone müssen dann, ähnlich wie beim FFTF, 3 Manipulatoren vorgesehen werden, die in den Raum über dem Reaktorkern eingeschwenkt werden. Die Instrumentenhalteplatte und die Kontrollstabantriebstangen werden in diesem Falle nach oben verfahren.

Die Funktionen über dem Deckel werden auf zwei übereinanderliegenden Ebenen verteilt. Von der Reaktorhalle aus, d.h. also von der zweiten Ebene, wird der Brennelementwechsel der Treiberzone, das Auswechseln der Bestrahlungseinsätze in den Testloops und das Auswechseln der Looprohre, der Wechselmanipulatoren und der Kontrollstabantriebe durchgeführt. Dieser Raum bleibt auch zu allen Zeiten frei zugänglich.

Im Zwischenraum zwischen Reaktordeckel und der Reaktorhalle sind im wesentlichen die Rohrleitungen der Testloops verlegt, die zu den benachbarten Loopräumen führen. Außerdem befinden sich in diesem Zwischenraum die Kontrollstabantriebe und auch die Manipulatoren in festen Parkposition.

Dieser Zwischenraum ist während des Reaktorbetriebs, vor allem wegen der Na<sup>24</sup>-Aktivität in den Leitungen der Testloops, nicht begehbar. Erforderliche Eingriffe werden normalerweise mit entsprechenden Werkzeugen von oben ausgeführt. Nach Entleerung der Loopleitungen und einer gewissen Abklingzeit kann dieser Raum allerdings ebenfalls betreten werden.

Der Zwischenraum kann außerdem als heiße Montagezelle verwendet werden, wenn es einmal erforderlich werden sollte größere Reaktorbauteile, wie z.B. die Instrumentenhalteplatte, die Kernttragplatte oder die Traversen aus dem Reaktortank auszubauen.

Der Reaktorbehälter hat einen Durchmesser von ca. 4,5 m und eine Höhe von ca. 12 m. Über dem Reaktor befindet sich das Zwischendeck, ca. 6 m hoch, darüber dann die Reaktorhalle. Die Testlooprohre reichen von der Kerntragplatte bis hinauf in den Boden der Reaktorhalle. Die im Zwischendeck abzweigenden Kühlmittelrohre der Testloops sind in Abb. 3-2 nur angedeutet.

Im Zwischendeck ist weiterhin einer der drei Manipulatoren für den Brennelementwechsel der Treiberzone in seiner Parkposition dargestellt. Diese Manipulatoren können von hier für Reparaturzwecke auch während des Reaktorbetriebes entfernt werden; die darunterliegenden Abschirm- und Dichtschieber wurden entsprechend ausgebildet.

Auch ein Verbindungskanal für die Entnahme ganzer Tankmagazine ist eingezeichnet. Entsprechend den drei Manipulatoren sind auch drei Tankmagazine vorhanden. In sie werden die aus der Treiberzone entnommenen Brennelemente für eine bestimmte Zeit abgesetzt.

Dargestellt ist weiter eine der drei Hubsäulen für die Instrumententragplatte und einer der Antriebe für die Abschaltstäbe.

Unter dem Reaktorkern erkennt man eine der drei parallel hintereinander liegenden Traversen. Jede dieser Traversen betätigt 4 Trimmstäbe.

Das Kühlmittel wird unmittelbar der Tragplatte zugeführt. Durch diese Kühlmittelführung wird erreicht, daß der Raum unter der Tragplatte mit stagnierendem Niederdruckkühlmittel gefüllt ist. Dadurch können die außenliegenden Antriebsstangen der Traversen frei nach unten, d.h. ohne enge Führungen und irgendwelche Abdichtungen, geführt werden. Außerdem sind die Traversen selbst praktisch keinen Strömungskräften ausgesetzt, die sonst zu Vibrationen und Schwingungen Anlaß geben könnten. Die Abdichtung zwischen Niederdruck und Hochdruckraum erfolgt an den Durchtrittsstellen der Absorberstab-Antriebsstangen durch die Tragplatte. Diese Teile lassen sich in einfacher Weise nach oben auswechseln.

Aus dem Hochdruckraum der Tragplatte verzweigt sich das Kühlmittel auf das Core, den Reflektor und die Kontrollstäbe. Ein geringer Teilstrom wird auch durch die drei dem Core benachbarten Tankmagazine geführt.

Aus dem Core treten die einzelnen Kühlmittelströme mit sehr unterschiedlichen Temperaturen aus, da sowohl der radiale Nickelreflektor als auch

die Absorberstäbe und deren Führungsrohre wegen des Strukturmaterialschwellens verhältnismäßig kalt gefahren werden sollen (ca. 230 °C). Dagegen tritt aus den Brennelementen das Kühlmittel mit etwa 500 °C aus. Diese Kühlmittelströme unterschiedlicher Temperatur müssen möglichst unmittelbar über dem Core intensiv vermischt werden, um Temperaturstrahlen im abströmenden Kühlmittel und damit Thermoschocks in den Strukturteilen und Wänden des Primärsystems zu vermeiden.

Diesem Zweck dient eine spezielle Mischkammer mit entsprechenden Einbauten. Sie bildet mit der Instrumentenhalteplatte eine Einheit. Die Höhe der Mischkammer geht zum Teil (nicht voll, wegen den ohnehin vorhandenen Führungsrohren für die Treiber-Instrumentierung) in die Bauhöhe des Reaktortanks ein, da für den Brennelementwechsel die Mischkammer natürlich so weit angehoben werden muß, daß darunter die Manipulatoren arbeiten können.

Diese Höhe ist an sich ein Nachteil. Die einzige Alternative dazu, die Instrumenten tragplatte und die Mischkammer geteilt auszuführen und die einzelnen Teile horizontal herauszuschwenken, führt aber auf eine außerordentlich komplizierte Konstruktion, so daß die senkrecht verfahrbare Anordnung ausgewählt wurde.

Mit einer einteiligen, senkrecht verfahrbaren Instrumentenhalteplatte ist es außerdem einfacher, ein Kernverspannungssystem vorzusehen, welches ohne zusätzliche, radial nach außen geführte Betätigungsorgane auskommt. Es besteht im wesentlichen aus einem Gewichtsring mit konischer Innenfläche, der von der Instrumentenhalteplatte mit angehoben wird und während des Betriebes durch sein Gewicht über die konische Innenfläche und 12 dazwischenliegende Spannbacken das Core verspannt.

Abb. 3- 3 zeigt einen Querschnitt durch den Referenzreaktor. Man erkennt die Begrenzung der Treiberzone, die Anordnung der Testloops und die Lage der von oben angetriebenen Abschaltstäbe. Die von unten angetriebenen Trimmstäbe sind hier nicht dargestellt. Ihre Positionierung ist im Corequerschnitt Abb. 2-1 zu sehen. Die ringförmig angeordneten Kreise stellen die drei Hubsäulen der Instrumentenhalteplatte und die Kühlmittelaustrittsquerschnitte aus der Mischkammer dar. Dicht an der Behälterwand sind weiterhin die Antriebsstangen der Traversen sichtbar, außerdem erkennt man die Lage der drei Tankmagazine für die abgebrannten Brennelemente und die Anordnung der Kühlmittelleitungen der vier Hauptkühlkreise.

Die Abb. 3-4 zeigt eine Draufsicht auf den Reaktordeckel. Zu sehen sind vor allem die Kühlmittelleitungen zu den Looprohren, die Hubsäulen der Instrumentenplatte, die Kontrollstabantriebe und die verhältnismäßig großen Öffnungen für die Manipulatoren und die Entnahme der Magazine mit ihren Abschirm- und Dichtschiebern.

Abb. 3-5 zeigt ein stark vereinfachtes Schema der Wärmeübertragungssysteme. Die Treiberzone wird, wie bereits erwähnt, von 4 unabhängigen Primärsystemen gekühlt, denen 4 Sekundärkreise nachgeschaltet sind. Die Wärmeabfuhr von dem Sekundärsystem erfolgt über Luftkühler. Alle vier Luftkühlereinheiten sind räumlich benachbart, aber doch so angeordnet, daß ein Natriumbrand in einem System die benachbarten Systeme nicht gefährden kann.

Die Testloops haben eigene Primärkreise, sekundärseitig wird für die Testloops jedoch das Sekundärsystem der Hauptkreise mitverwendet. Zu diesem Zweck sind 2 kalte Hochdruck- und 2 heiße Niederdruck-Ringleitungen vorhanden, die von den vier Sekundärsystemen der Treiberzone versorgt werden. Die Zwischenwärmetauscher der Testloops sind dann in einfacher Weise zwischen das Hochdruck-Rohrnetz und das Niederdruck-Rohrnetz geschaltet. Eine jedem Zwischenwärmetauscher zugeordnete Pumpe erlaubt eine örtliche Rezirkulation des Sekundärkühlmittels. Dadurch kann die sekundärseitige Eintrittstemperatur für die Testloops beliebig angehoben werden. Dies ist für verschiedene Testaufgaben wichtig.

Außer diesem Hauptkühlsystem ist ein unabhängiges, hier jedoch nicht gezeigtes Notkühlsystem vorgesehen.

Die räumliche Anordnung der Kühlsysteme ist aus den Gebäudezeichnungen ersichtlich, die in Abschn. VIII. behandelt werden.

Der gezeigte Reaktorentwurf mit Traversen kann vom heutigen Standpunkt aus technisch realisiert werden. Es erscheint jedoch heute (nach ersten Entwürfen) konstruktiv nicht mehr ausgeschlossen zu sein, ein Konzept zu verwirklichen, bei dem alle Kontrollstäbe (also auch die Regelstäbe) in der üblichen Art direkt von oben einzeln angetrieben werden. Voraussetzung ist allerdings, daß das erste und zweite Abschaltssystem vollständig im radialen Reflektor untergebracht wird und daß für das Regelsystem angereichertes Bor verwendet werden kann. Darüber hinaus sind noch gewisse Änderungen an den Kontrollstabantrieben erforderlich. Hier

Schnitt: C-D

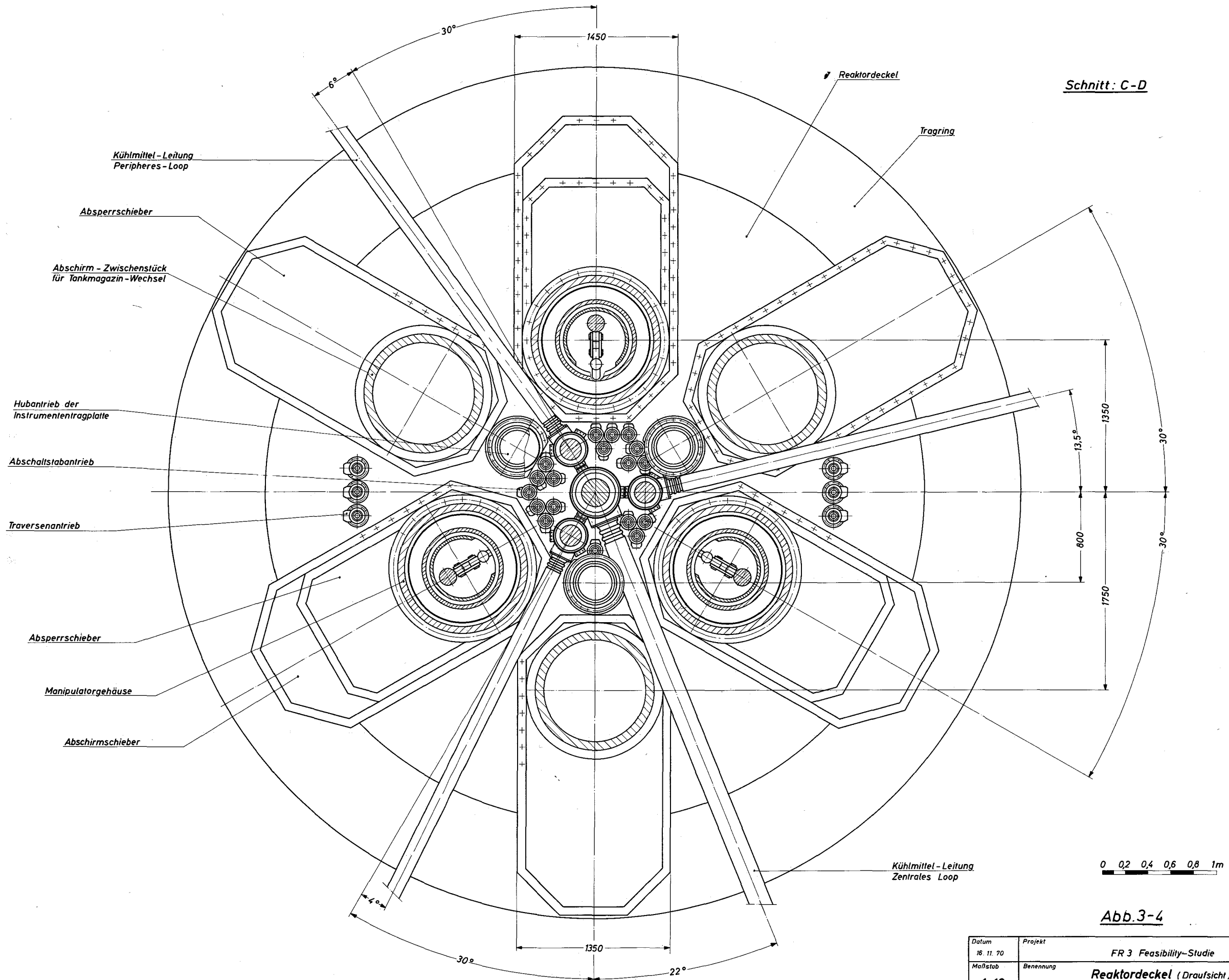
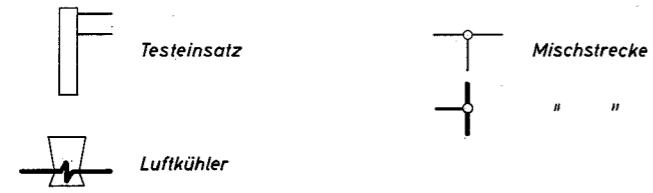
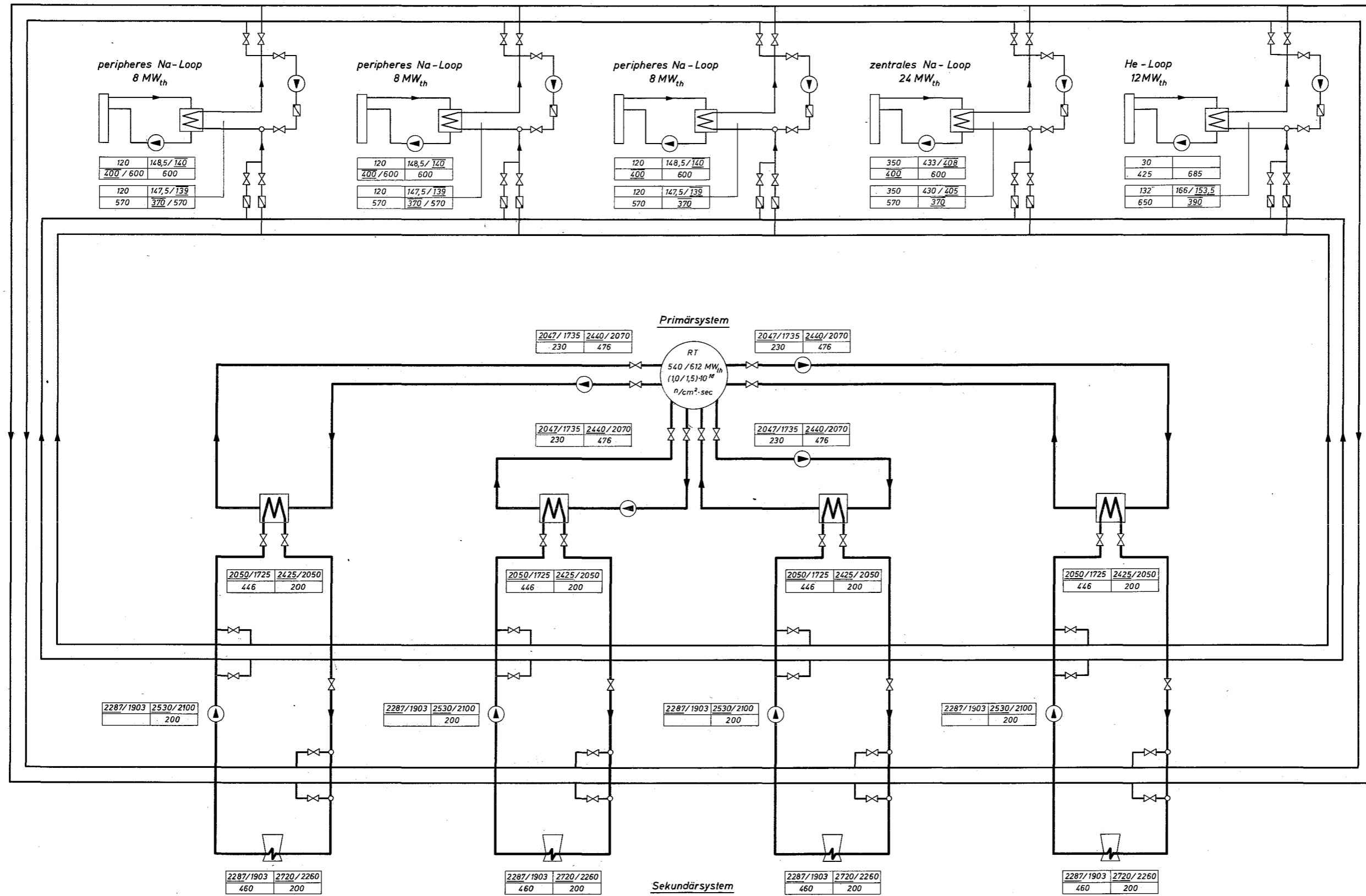


Abb.3-4

Datum 16. 11. 70	Projekt FR 3 Feasibility-Studie	Zchg. Nr. 4
Maßstab 1:10	Benennung Reaktordeckel ( Draufsicht ) Traversen-Konzept	



Testloopsystem



2047 3-Kreis-Betrieb (540 MW<sub>th</sub>)  
/1735 4-Kreis-Betrieb (612 MW<sub>th</sub>)  
400 entspr. Werte

M (Mpa/h)	Q (m <sup>3</sup> /h)
t <sub>1</sub> (°C)	t <sub>2</sub> (°C)

Abb. 3-5

Datum 16. 11. 70	Projekt FR 3 Feasibility-Studie	Zchng. Nr. 5
Maßstab %	Benennung Kreislaufanordnung	

stört die bisherige Bauhöhe dieser Antriebe, die sich vorläufig mit den Kühlleitungen des zentralen Loops noch nicht vereinbaren läßt.

### 3.3 MECHANISCHE AUSLEGUNG DES REAKTORKERNS

(G.Class, K.Ehrlich, U.Hitzschke, Y.S.Hoang, K.Kleefeldt,  
R.Krieg, C.Wassilew, F.Schmidt (AEG))

Wichtige Randbedingungen für den Entwurf schneller Reaktorkerne werden durch das Strukturmaterialschwellen, das strahlungsinduzierte Kriechen und die Festigkeitseigenschaften des bestrahlten Materials gegeben. Die Kenntnisse über diese Eigenschaftsveränderungen der Strukturmaterialien sind zwar heute noch sehr lückenhaft, dürften aber für die Beurteilung der Machbarkeit des vorgelegten FR 3-Core-Konzepts ausreichen. Eine gewisse Unschärfe der Vorhersage der Dimensionsstabilität der Corestruktur und der erreichbaren Brennelementstandzeit muß nicht nur beim FR 3, sondern bei jedem schnellen Reaktor heute noch in Kauf genommen werden.

#### 3.3.1 Konstruktiver Aufbau

Beim Entwurf des FR-3-Cores war schon früh abzusehen, daß der Berücksichtigung des Strukturmaterialschwellens eine erhebliche Bedeutung zukommt. Die Untersuchung ergab jedoch, wie bei anderen Reaktoren auch, daß der Spielraum für den Konstrukteur recht eng ist. Einer der Gründe hierfür ist in der hohen Leistungsdichte der schnellen Reaktorcores zu finden.

Hier wird vorausgesetzt, daß die zur Verwendung kommenden Brennelemente aus den Brennstäben, die in hexagonalen Brennelementkästen zu Brennstabbündeln zusammengefaßt sind, bestehen. Das Kühlmittel durchströmt die Brennelementkästen von unten nach oben. Die Brennelemente besitzen unten einen Brennelementfuß, mit dem sie in der Coretragplatte befestigt werden. Am oberen Ende besitzen die Brennelemente einen Kopf, an dem der Brennelementmanipulator angreifen kann.

Bei den Betriebsbedingungen, denen die Brennelemente im schnellen Reaktor unterworfen sind, tritt einerseits eine thermische Verbiegung der Brennelemente und andererseits infolge des Strukturmaterialschwellens eine Schwellverbiegung, sowie eine ortsabhängige Zunahme der Brennelementabmessungen auf. Die konstruktiven Maßnahmen, die zur Verminderung der Auswirkungen des Strukturmaterialschwellens im wesentlichen ergriffen werden können (bei Betrachtung der Verbiegungen) sind prinzipiell dieselben, wie sie schon bei der Betrachtung der

thermischen Ausbiegungen allein in Betracht gezogen wurden. Es ist nun lediglich zu versuchen, durch Variation der Parameter wie beispielsweise Brennelementschlüsselweite, Anzahl und Lage von Verspannungsebenen usw., die Konstruktion möglichst optimal den neuen Verhältnissen, nämlich dem Schwellen, anzupassen. Die an die Konstruktion zu stellenden Anforderungen lassen sich wie folgt umreißen:

- a) Vermeidung von unerwünschten Reaktivitätseffekten infolge von Verbiegungen der Elemente.
- b) Gute Definition der Lage der Brennelementköpfe mit Rücksicht auf die Coreinstrumentierung und um die Brennelementhandhabung (Be- und Entladen) möglichst störungsfrei zu gestalten.

Eine Randbedingung ist hierbei durch das Festigkeitsverhalten der Strukturmaterialien gegeben. Eine anders geartete Randbedingung ist die, daß komplizierte Konstruktionen mit Rücksicht auf umfangreiche Entwicklungsarbeiten vermieden werden sollen.

Erst nach der Festlegung des hier beschriebenen Konzepts wurde klar, daß auch dem strahlungsinduzierten Kriechen im hohen schnellen Fluß eine sehr wesentliche Bedeutung für den Core-Entwurf zukommt (s. Abschnitt 3.3.2). Es ist bereits jetzt abzusehen, daß durch das strahlungsinduzierte Kriechen der FR 3-Core-Entwurf nicht prinzipiell verändert zu werden braucht. Es wird den weiterführenden Arbeiten vorbehalten sein, die notwendigen Veränderungen einiger Entwurfsparameter festzulegen.

Für das FR 3-Core waren verschiedene konstruktive Lösungsmöglichkeiten in Betracht gezogen worden. Zu der gewählten Konstruktion führte die erste Forderung, daß für die Erstcores des FR 3 die Extrapolation von erprobten Schnellbrüterbrennelementen für die Treiberbrennelemente möglichst klein sein sollte. Eine weitere Forderung ist die optimale Anpassung der Treiberzone an die vorzusehenden Bestrahlungseinrichtungen (Loops). Eine dritte Forderung war, daß bei dem vorgegebenen Flußziel von  $1 \times 10^{16} \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$  für die Erstcores die thermische Reaktorleistung möglichst niedrig gehalten werden sollte.

Diese Forderungen stehen selbstverständlich im Zusammenhang mit den Kostenaspekten. Im Laufe der Untersuchungen stellte sich auch heraus,

daß es schwierig ist im FR 3 die notwendigen Regel- und Abschalt-Reaktivitäten unterzubringen. Daraus ergab sich die Randbedingung, daß die Regel- und Abschaltpositionen im Core nicht mehr frei wählbar waren.

Um eine optimale Anpassung der Treiberzone an die Testeinrichtungen zu erhalten, mußte für die hexagonalen Brennelemente eine Schlüsselweite von etwa 70 mm gewählt werden. Wesentlich kleinere Schlüsselweiten führen zu einer Verringerung des Brennstoffanteils im Core und wesentlich größere Schlüsselweiten zu einer schlechten Anpassung an die Testeinrichtungen. Die Abb. 2 - 1 zeigt den FR 3-Core-Querschnitt.

Für die Kernverspannung (s. Abschnitt 3.3.8) wurde ein "Verspannungsebenen"-Konzept gewählt, das durch die niedrige Natriumeintrittstemperatur von 230 °C begünstigt ist. Hierdurch ist es nämlich möglich, eine Coreverspannungsebene dicht unterhalb der Coremittelebene vorzusehen.

Um die notwendigen Abschaltreaktivitäten für das Core unterzubringen, mußte der innere Rand des Reflektors so dicht wie möglich an das Core herangezogen werden. Daraus ergab sich, daß die Treiber-Brennelemente und die Reflektorelemente mit derselben Schlüsselweite im selben Hexagongitter unterzubringen waren. Hieraus folgte weiter, daß die Coreverspannung nur außerhalb des radialen Reflektors angreifen konnte. Demnach werden Reflektor und Treiber-Elemente einzeln in eine Coretragplatte eingesetzt und die gesamte Corepackung wird durch ein äußeres Coreverspannungssystem gewährleistet (s. Abschnitt 3.3.8).

Es wurde bereits erwähnt, daß die hinsichtlich des Strukturmaterialschwellens zu ergreifenden konstruktiven Maßnahmen bei der Coreverspannung im Prinzip dieselben sind, wie die konstruktiven Maßnahmen zur Beherrschung des thermischen Verbiegens der Brennelemente. Dazu zählt die Schaffung von Zwischenräumen zwischen den Brennelementen und die Überbrückung dieser Zwischenräume durch Distanznocken (Pflaster), mit denen gleichzeitig definierte Verspannungsebenen im Core geschaffen werden. In den folgenden Abschnitten werden die aus diesen mehr grundsätzlichen Überlegungen folgenden konstruktiven Aspekte im einzelnen näher behandelt.

### 3.3.2 Strukturmaterialschwellen und Festigkeitseigenschaften

Die ersten Hinweise auf das Auftreten von Strukturmaterialschwellen im schnellen Neutronenfluß stammen aus den Jahren 1967 und 1968 <sup>1) 2) 3)</sup>. Mit Strukturmaterialschwellen bezeichnet man eine Zunahme des Metallvolumens durch Porenbildung, deren Ursache Stoßprozesse der schnellen Neutronen mit den Metallatomen sind. Der physikalische Vorgang ist noch nicht in allen Einzelheiten völlig verstanden und deswegen einer quantitativen Behandlung noch nicht voll zugänglich. Für konstruktive Untersuchungen an schnellen Reaktorkernen ist es jedoch notwendig quantitative analytische Beziehungen zur Hand zu haben. Solche analytischen Beziehungen werden von verschiedenen Autoren <sup>4) 5) 6)</sup> als empirische Formeln angegeben. Für den untersuchten Parameterbereich scheinen diese empirischen Beziehungen inzwischen einen relativ hohen Konvergenzgrad erreicht zu haben.

Als Strukturmaterialien für schnelle natriumgekühlte Reaktoren kommen Werkstoffe wie AISI 304 oder 316, Werkstoff Nr. 4988 und ähnliche in Betracht. In der Literatur sind Schwellfunktionen für zwei Werkstoffzustände der Werkstoffe 304 und 316 stainless-steel zu finden. Die beiden Werkstoffzustände sind:

lösungsgeglühtes Material,

lösungsgeglühtes Material mit anschließender 20 %iger Kaltverformung.

- 
- 1) C.Cawthorne u. E.J.Fulton, Nature 216 (1967), 575
  - 2) J.O.Stiegler, E.E.Bloom u. J.R.Weir, Trans ANS 11 (1968), 146
  - 3) J.J.Holmes, R.E.Robbins, J.L.Brimhall u. B.Mastel, Acta Met. 16 (1968), 955
  - 4) E.G.Stevens: Fuel Assembly Design. BNWL-1275, Sept-Nov. 1969, S. 6.6
  - 5) R.J.Jackson: Impact of swelling model on FTR Core design. BNWL-1240, Nov. 1969
  - 6) T.T.Claudson: Irradiation induced swelling and creep in fast reactor materials. ANS-KTG-Meeting "Fast Reactor Fuel and Fuel Elements". Karlsruhe, Sept. 28-30, 1970

Die Schwellkurven für diese beiden Werkstoffzustände sind in den folgenden Abbildungen für eine Neutronendosis von  $5 \cdot 10^{22}$  n/cm<sup>2</sup> (Neutronenenergie  $\geq 0,1$  MeV) dargestellt. Die Abb. 3 - 6 gilt für den lösungsgeglühten Zustand. Hierbei ist den mit a und b bezeichneten Kurven die größte Bedeutung beizumessen; alle anderen Kurven sind älteren Datums. Man erkennt die recht gute Konvergenz der Kurven im Bereich von etwa 350 bis 500 °C. In der Abb. 3 - 7 sind Kurven für 20 % kaltverformten stainless-steel dargestellt. Hierbei ist die obere Kurve neueren Datums. Der Gültigkeitsbereich der dargestellten Schwellbeziehungen läßt sich wie folgt eingrenzen:

$$\text{Neutronendosen} \lesssim 5 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2, E_n \geq 0,1 \text{ MeV,}$$

$$\text{Temperatur ca. } 350 \text{ bis } 500 \text{ }^\circ\text{C.}$$

Bis heute ist noch nicht eindeutig geklärt, wie weit die Extrapolation dieser Schwellbeziehungen gültig ist. Für den lösungsgeglühten Stahl wird eine Sättigung des Strukturmaterialschwellens bei möglicherweise 12 bis 16 % erwartet. Dieser Sättigungswert müßte allerdings auch eine Funktion der Temperatur sein. Der kaltverformte Stahl strebt möglicherweise einem größeren Sättigungswert zu <sup>7)</sup>.

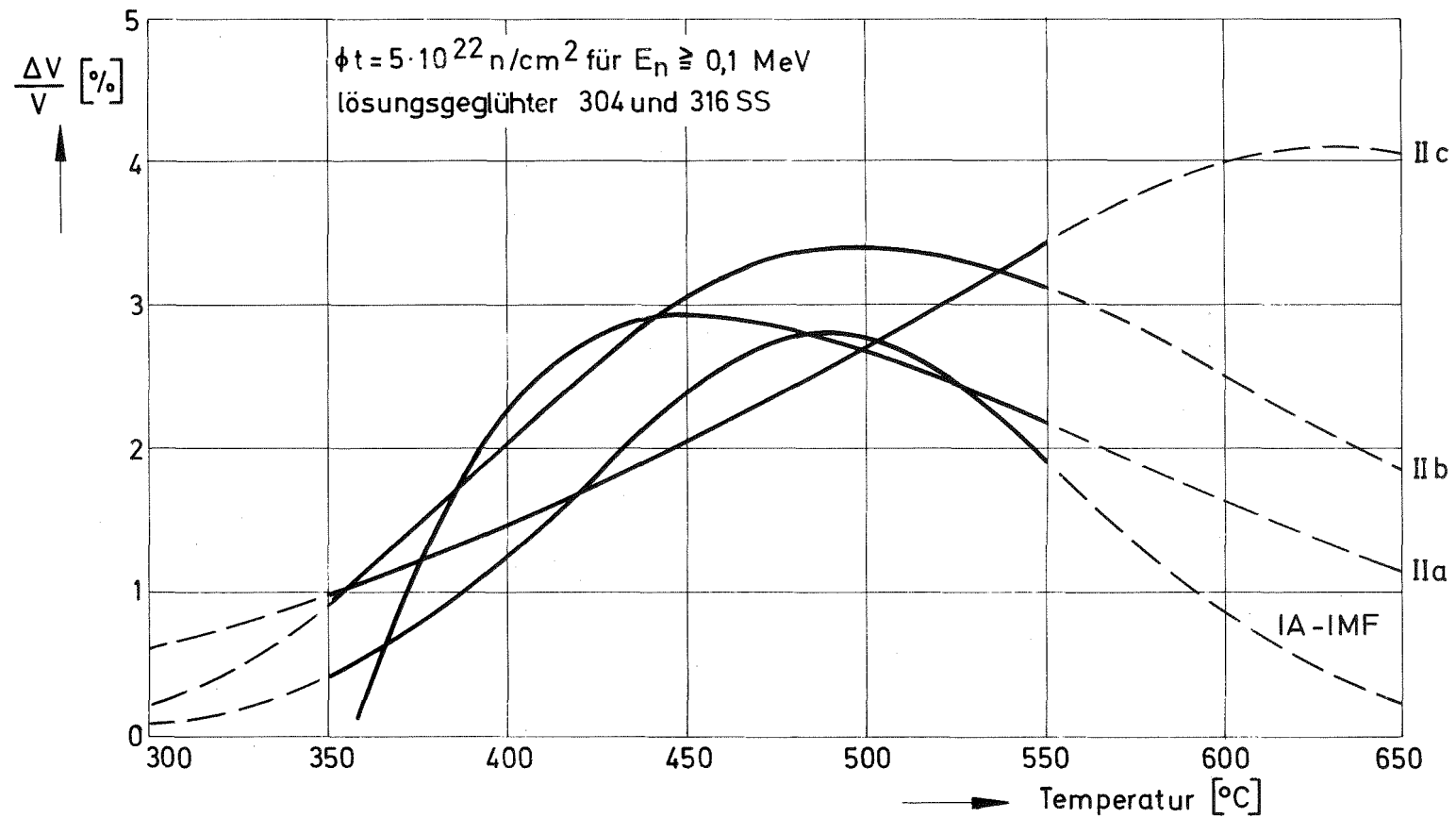
Der Dosisexponent des Schwellens in den Schwellbeziehungen liegt etwa bei 1,7. Wesentlich weniger eindeutig scheint der Temperatureinfluß auf das Strukturmaterialschwellen zu sein. Die Auslegungsrechnungen für den FR 3 wurden mit den mit IA-IMF und IIc <sup>8)</sup> bezeichneten Beziehungen durchgeführt. Damit dürfte der ganze Bereich infrage kommender Temperaturabhängigkeiten des Schwellens abgedeckt sein. Dieses Vorgehen wurde gewählt, um von den speziellen Eigenschaften einzelner Schwellformeln möglichst unabhängig zu sein.

Die dem Schrifttum <sup>4)</sup> bis <sup>6)</sup> entnommenen und die hier verwendeten empirischen Schwellformeln lauten (mit denselben Bezeichnungen wie in den Abb. 3 - 6 und 3 - 7)

---

<sup>7)</sup> R.Bullough, B.L.Eyre, P.C.Perrin: The Growth and Stability of Voids in Irradiated Metals. Nuclear Appl. and Technology, Vol. 9, Sept. 1970, S. 346 - 355

<sup>8)</sup> Formel IIc ist im Text häufig als FFTF-Formel zitiert.



**Abb.3-6:** Strukturmaterialschwellen für lösungsgeglühten 304 und 316 stainless steel



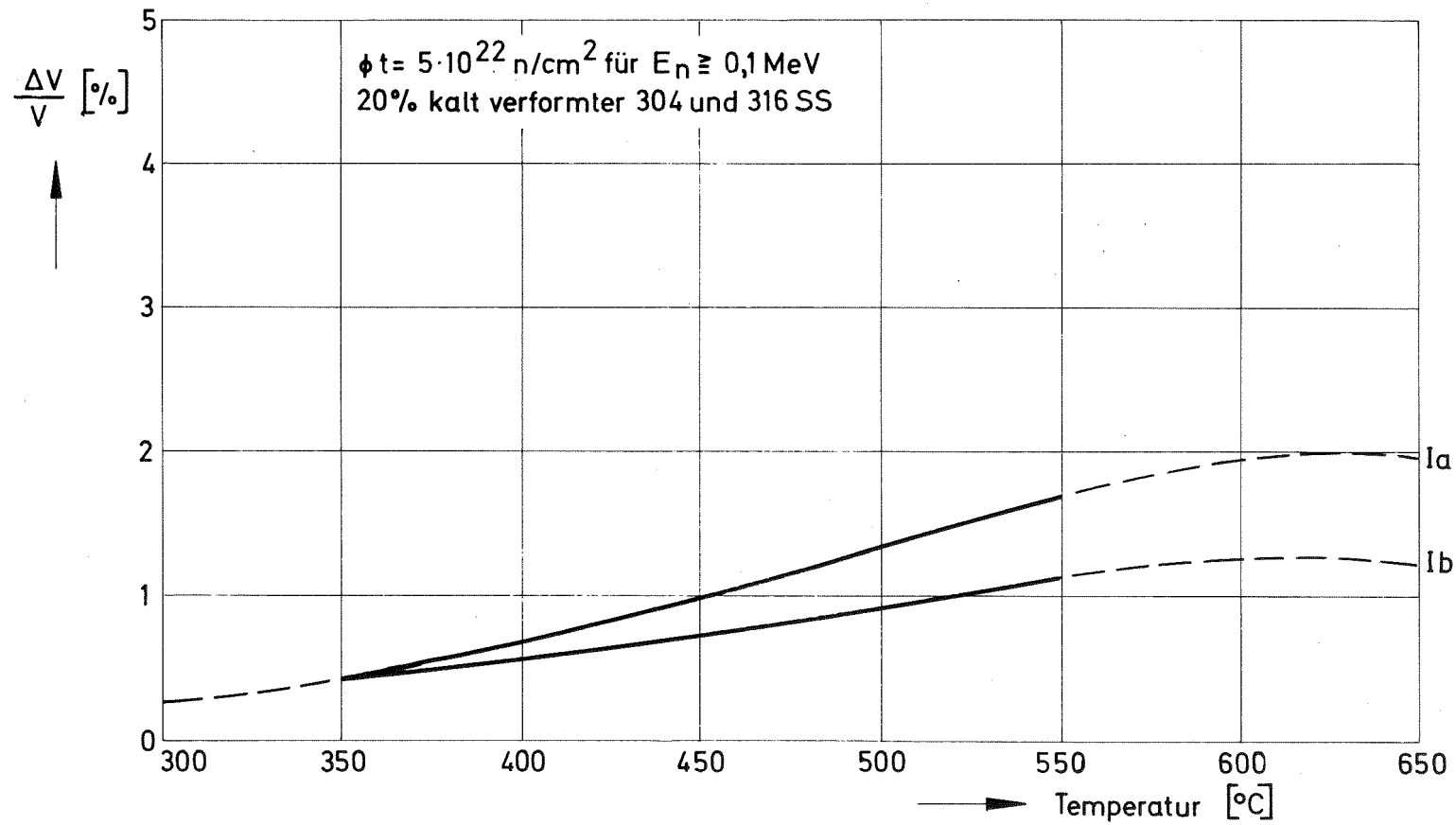


Abb.3-7: Strukturmaterialschwellen für 20% kaltverformten 304 und 316 stainless steel

20 % kaltverformter 304 und 316 SS

$$\text{Ia) } \frac{\Delta V}{V} [\%] = 10^{-36} \cdot (\varnothing t)^{1,69} \cdot \left[ e^{-\frac{7800}{RT}} - 5,48 \cdot 10^3 \cdot e^{-\frac{25300}{RT}} \right]$$

$$\text{mit } R = 1,9865 \frac{\text{cal}}{\text{mol grad}}$$

$$T = \text{°K}$$

$$\text{Ib) } \frac{\Delta V}{V} [\%] = 9,4 \cdot 10^{-33} (\varnothing t)^{1,48} \left[ e^{-\frac{5600}{RT}} - 1,78 \cdot 10^5 \cdot e^{-\frac{30000}{RT}} \right]$$

R, T wie bei Ia)

Lösungsgeglühter 304 und 316 SS

$$\text{IIa) } \frac{\Delta V}{V} [\%] = \left( \frac{\varnothing t}{10^{22}} \right)^{2,05 - \frac{27}{t-350} + \frac{78}{(t-350)^2}} \cdot (t+233) \cdot 10^{-10}$$

$$\cdot \exp \left[ -0,015 \cdot (t+273) - \frac{5100}{t+273} + 32,6 \right]$$

$$\text{mit } t = \text{°C}$$

$$\text{IIb) } \frac{\Delta V}{V} [\%] = 4,9 \cdot 10^{-49} \cdot (\varnothing t)^{1,71} \cdot \exp \left[ \frac{3,57 \cdot 10^4}{T} - \frac{1,38 \cdot 10^7}{T^2} \right]$$

$$\text{mit } T = \text{°K}$$

$$\text{IIc) } \frac{\Delta V}{V} [\%] = 5 \cdot 10^{-36} \cdot (\varnothing t)^{1,66} \cdot \left[ e^{-\frac{6800}{RT}} - 1,87 \cdot 10^4 \cdot e^{-\frac{27000}{RT}} \right]$$

R, T wie bei Ia)

In allen Schwellformeln ist  $\varnothing t$  die Neutronendosis  $n/\text{cm}^2$  für Neutronenenergien über 0,1 MeV.

Zusätzlich ist in Abb. 3 - 6 die Formel

IA-IMF)

$$\frac{\Delta V}{V} [\%] = 8,5 \cdot \left( \frac{\varnothing t}{10^{23}} \right)^{1,6} \cdot \exp \left[ - \left( \frac{t-490}{100} \right)^2 \right]$$

$$\text{mit } t = \text{°C}$$

dargestellt. Diese Gleichung stellt eine ältere Beziehung dar.

Die Frage, wie zeitlich veränderliche Temperaturen und Neutronenflüsse auf das Schwellen einwirken, läßt sich noch nicht eindeutig beantworten. Das Problem wird relevant, wenn Brennelemente nach Erreichen gewisser Teilabbrände, bzw. Teilstandzeiten, zur Verminderung der Schwellverbiegungen gedreht werden sollen. Hierbei reduzieren sich die Zeitabhängigkeiten der Temperaturen und der Flüsse im wesentlichen auf Stufenfunktionen.

Die oben angeführten Schwellgleichungen lassen sich mit Ausnahme der Gleichung IIa alle auf die Form

$$\frac{\Delta V}{V} = A \cdot (\phi t)^n \cdot f(T)$$

bringen. Mit der Hypothese, daß als Maß für die Schädigung das jeweils an einem Zyklusende erreichte Schwellvolumen maßgeblich ist, läßt sich das Schwellvolumen nach  $i$  Zyklen angeben:

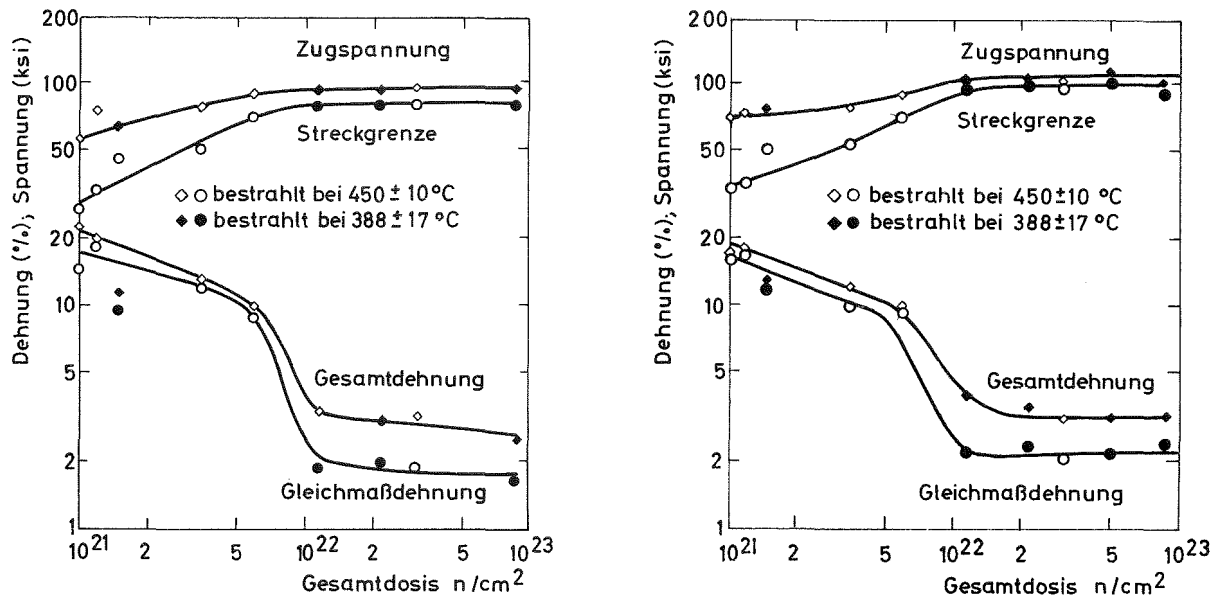
$$\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_i = A \cdot \left[ \sum_{m=1}^i (\phi \cdot \Delta t)_m \cdot [f(T_m)]^{1/n} \right]^n$$

Diese Beziehung stellt eine Rechenhypothese mit vorläufigem Charakter dar; schon ein temperaturabhängiger Schwellexponent  $n$  (wie in Gleichung IIa) verbietet dieses Vorgehen.

Neben dem Strukturmaterialschwellen sind die durch die Bestrahlung veränderten Kriech- und Festigkeitseigenschaften der Strukturwerkstoffe von besonderer Bedeutung. Aber ähnlich wie beim Strukturmaterialschwellen muß auch hier bis heute noch ein entscheidender Mangel an experimentellen Daten bei hohen Neutronenfluenzen festgestellt werden. Hier sollen nur einige Tendenzen skizziert werden, um die Grundlagen für die in den folgenden Abschnitten notwendige Diskussion zu schaffen.

Die infolge der Stoßprozesse mit schnellen Neutronen erzeugten Gitterfehler (Fehlstellenagglomerate und Versetzungsloops) führen zu einer Erhöhung der Festigkeit und zu einer Verminderung der Duktilität des

Cr-Ni-Stahles. In Abb. 3 - 8 sind Ergebnisse, die an 304 stainless-steel gewonnen wurden, dargestellt <sup>9)</sup>.



**Abb.3-8:** Einfluß der Bestrahlung auf die Festigkeitseigenschaften von 304 und 316 Stainless Steel.

Bestrahlungstemperatur: 371 bis 460 °C

Prüftemperatur: linkes Bild 450 °C

rechtes Bild 550 °C

Während man unterhalb von etwa 400 °C mit der bereits bei kleinen Neutronendosen entstehenden Tieftemperaturversprödung und oberhalb von etwa 500 °C mit der ebenfalls bei kleinen Neutronendosen entstehenden Hochtemperaturversprödung zu rechnen hat, tritt bei hohen Neutronendosen auch bei den Zwischentemperaturen infolge der Bildung von Versetzungsnetzwerken ein erheblicher Duktilitätsverlust auf.

<sup>9)</sup> R.Carlander: Effects of Irradiation on Type 304 Stainless-Steel. ANL - 7606, S. 84

Werden durch die Bestrahlung mit schnellen Neutronen im Metallgitter Leerstellen in ausreichend hoher Konzentration erzeugt, so kann auch bei Temperaturen unterhalb  $0,5 \cdot T_s$  ( $T_s$  = Schmelztemperatur) das über die Leerstellendiffusion ablaufende Klettern von Versetzungen stattfinden. Infolgedessen wird bei hohen schnellen Neutronenflüssen das Kriechverhalten des Materials, zu dessen Verständnis die Arbeiten von Hesketh <sup>10)</sup> <sup>11)</sup> wesentlich beitragen, völlig verändert.

T.T. Claudson <sup>12)</sup> gibt, der Formel von Hesketh folgend, für die strahlungsinduzierte Kriechdehnung der lösungsgeglühten bzw. kaltverformten Stähle 304 und 316, folgende Beziehungen an:

$$\bar{\epsilon} / \bar{\sigma} = 0,2 \cdot 10^{-8} + 1,87 \cdot 10^{-30} \cdot \lambda \cdot \phi \cdot t$$

$$\bar{\epsilon} / \bar{\sigma} = 0,8 \cdot 10^{-8} + 1,93 \cdot 10^{-30} \cdot \lambda \cdot \phi \cdot t$$

wobei

$\bar{\epsilon}$  = effektive Dehnung [ - ]

$\bar{\sigma}$  = effektive Spannung [ psi ]

$\lambda$  =  $\exp(1,405 - 0,0027 T)$ ; T in °K

Einschränkend ist festzustellen, daß diese Gleichungen nur für ein bestimmtes Neutronenspektrum gelten und außerdem noch auf einem sehr begrenzten Versuchsmaterial basieren. Für die FR 3-Core-Auslegung konnten diese Gleichungen noch keine Berücksichtigung finden.

---

<sup>10)</sup> R.V.Hesketh: A transient irradiation creep in nonfissile metals, Phil. Mag. 8 (1963) 1321.

<sup>11)</sup> R.V.Hesketh: Collapse of vacancy cascades to dislocation loops. BNL-50083, Brookhaven National Laboratory (1967).

<sup>12)</sup> T.T.Claudson: Irradiation induced swelling and creep in fast reactor materials. ANS-KTG-Meeting "Fast Reactor Fuel and Fuel Elements". Karlsruhe, Sept. 28-30, 1970

### 3.3.3 Hüllrohrbeanspruchung

Die Untersuchung wurde auf der Basis folgender Annahmen durchgeführt:

- das Material verhält sich linear-elastisch
- die Summe aus Wärmedehnung und Materialschwellen ist eine lineare Funktion der Temperatur
- das Brennstabhüllrohr darf näherungsweise als unendlich lang angesehen werden (ebener Verzerrungszustand)
- die Variationen des Temperaturfeldes in Umfangrichtung haben eine Periodizität, welche gleich der Rippenanzahl, oder ein ganzzahliges Vielfaches der Rippenanzahl ist.

In Abb. 3 - 9 ist der Hüllrohrquerschnitt dargestellt.

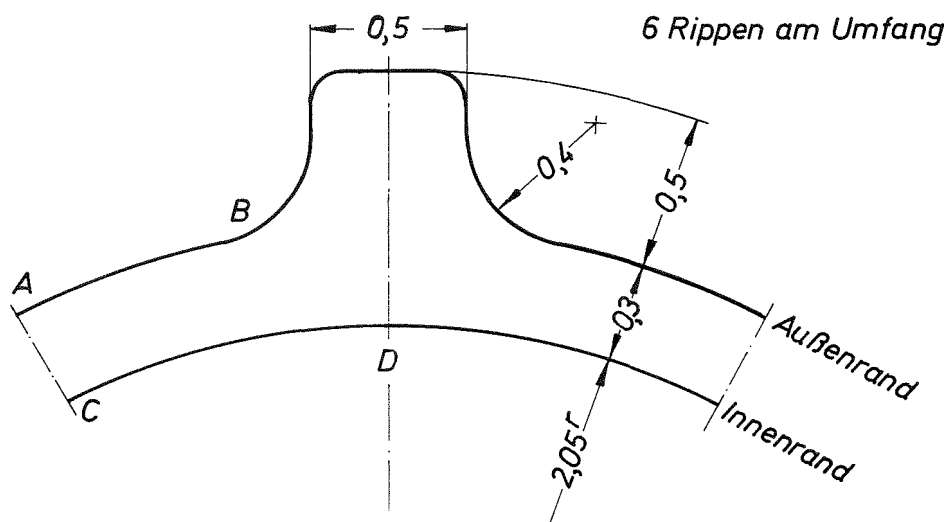


Abb.3-9: Abmessungen der Hüllrohr - Querschnittsfläche

Ferner wurden folgende Belastungen und Materialdaten zugrunde gelegt:

Innendruck	$p_i$	=	100 at
Außendruck	$p_a$	=	0
Stableistung	$\dot{Q}$	=	126,7 cal/cm sec
Elast.-Mod.	$E$	=	$1,7 \cdot 10^4$ kp/mm <sup>2</sup>
Querkontrakt.	$\nu$	=	0,3
Wärmeleitfähigkeit	$\lambda$	=	0,0454 cal/cm sec grd
Lin. Wärmedehnungskoeffizient	$\alpha^T$	=	$17,6 \cdot 10^{-6}$ grd <sup>-1</sup>
Lin. Schwelldehnungskoeffizient	$\alpha^{Sch}$	=	$175 \cdot 10^{-6}$ grd <sup>-1</sup> 13)

$$(\alpha^{Sch} = \frac{\partial}{\partial T} (\frac{\Delta v}{3 v})), T = \text{Temp.}, \frac{\Delta v}{v} = \text{relat. Volumenzunahme durch Schwellen})$$

Der angegebene lineare Schwelldehnungskoeffizient entspricht nach den gegenwärtigen Kenntnissen ungefähr einem örtlichen Spitzenabbrand von  $10^5$  MWd/t, vorausgesetzt daß Effekte, hervorgerufen durch Leerstellendiffusion und strahleninduziertes Kriechen, unberücksichtigt bleiben.

Es wurde ferner vorausgesetzt, daß das Temperaturfeld wärmequellenfrei und stationär ist. Diese Näherung hat zur Folge, daß zur Bestimmung der Spannungsverteilung - ausgenommen die Axialspannung - das Temperaturfeld nicht erforderlich ist.

Einige Bemerkungen zur verwendeten Berechnungsmethode:

Das dem Problem zugrunde liegende Differentialgleichungssystem (Gleichgewichtsbedingungen, Stoffgesetz, Verzerrungs-Verschiebungs-Beziehungen) wurde exakt gelöst. Die vorgegebenen Randbedingungen (Spannungen am Innen- und Außenrand) konnten dagegen nicht genau eingehalten werden. Dies bedeutet: es wurde die exakte Lösung eines Ersatzproblems gewonnen, welches sich von dem vorgegebenen Problem nur dadurch unterscheidet, daß die Randspannungen etwas verschieden sind.

---

13) für lösungsgeglühten Austenit

Durch Verwendung eines geeigneten Computercodes konnte für das behandelte Problem erreicht werden,

daß die Abweichungen in den Randspannungen unter 4 % der errechneten Maximalspannungen lagen

und daß die Mittelwerte dieser Abweichungen, bezogen auf einen Umfangswinkel  $\cong 5^\circ$ , verschwanden.

Die errechneten Spannungsverteilungen sind in der Abb. 3 - 10 für den Innen- und Außenrand graphisch dargestellt. Es zeigt sich, daß die Tangentialspannungen ( $\sigma_t$ ) für die festigkeitsmäßige Beurteilung ausschlaggebend sind.

Auszug aus der erhaltenen Tangentialspannungsverteilung:

Punkt A	$\sigma_t$	$\approx$	180 kg/mm <sup>2</sup>	
Punkt B	$\sigma_t$	$\approx$	205 kg/mm <sup>2</sup>	(Kerbwirkung)
Punkt C	$\sigma_t$	$\approx$	-180 kg/mm <sup>2</sup>	
Punkt D	$\sigma_t$	$\approx$	- 60 kg/mm <sup>2</sup>	

Im Vergleich hierzu wurde für ein glattes Rohr mit 2,05 mm Innenradius und 0,3 mm Wandstärke bei sonst gleichen Daten eine Umfangsspannung am Außenrand von  $\approx 140 \text{ kg/mm}^2$  ermittelt. (Am Innenrand hat die Umfangsspannung etwa denselben Betrag bei negativem Vorzeichen.)

Es zeigte sich ferner, daß der Einfluß des Innendrucks auf die Spannungsverteilung sehr gering ist. Abgesehen von diesem geringen Einfluß sind die errechneten Spannungen streng proportional dem Parameter

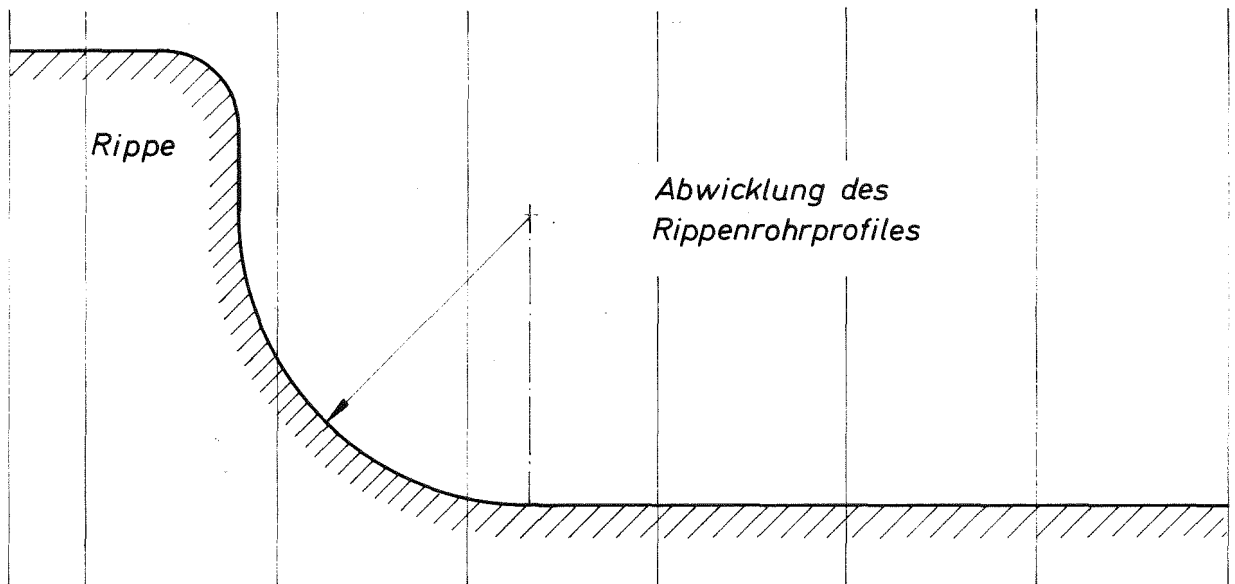
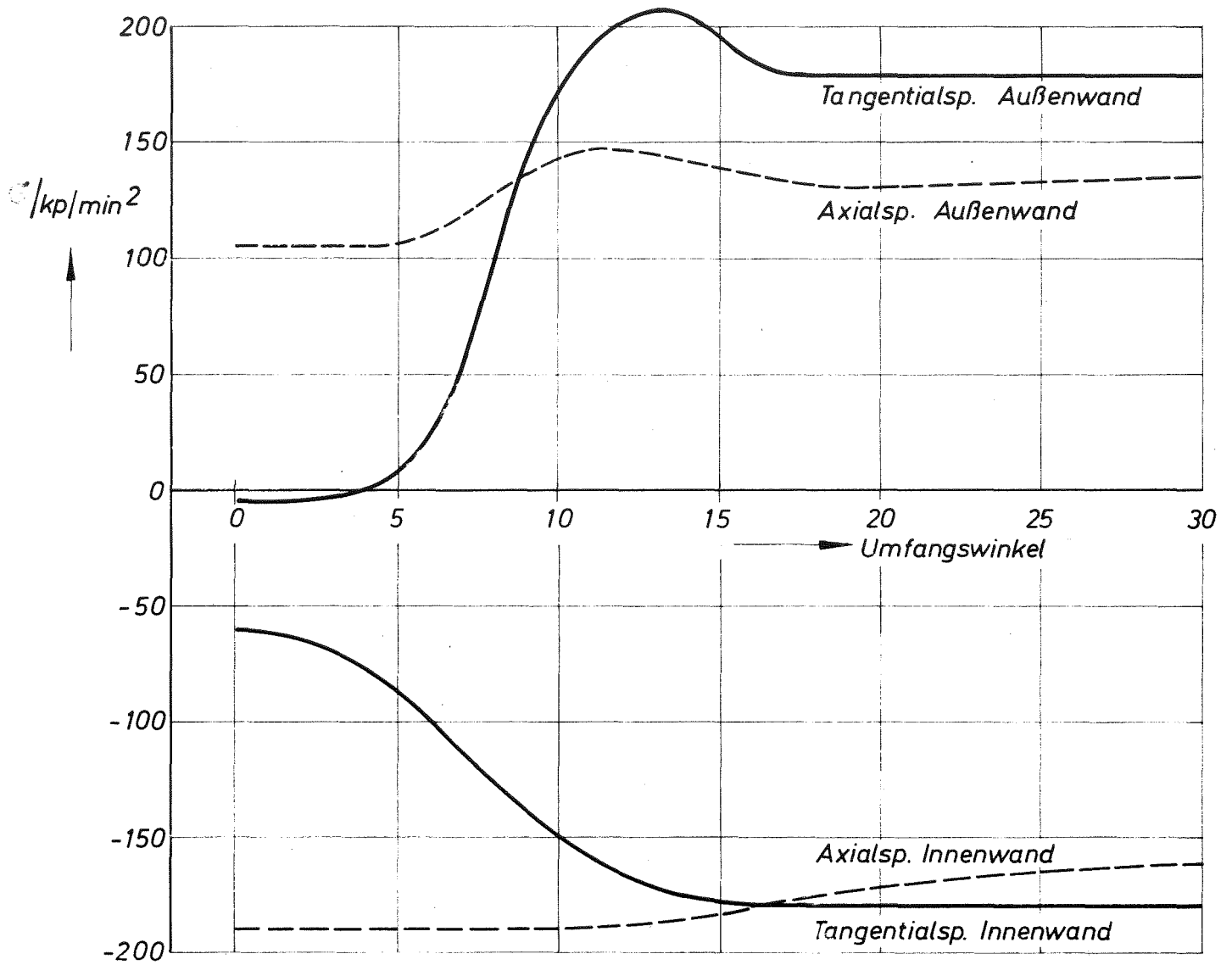
$$\frac{E \cdot (\alpha^T + \alpha^{\text{Sch}}) \cdot \dot{Q}}{(1 - \nu) \cdot \lambda}$$

Ein Vergleich zwischen den eingangs gemachten Annahmen (linear-elastisches Stoffverhalten usw.) und den tatsächlichen Gegebenheiten zeigt teilweise erhebliche Abweichungen. Im folgenden soll deswegen abgeschätzt werden, welchen Einfluß auf die Hüllrohrbeanspruchung diese Abweichungen besitzen.

Einfluß eines schiefen Temperaturprofils:

Bei asymmetrischer Pin-Anordnung besitzt das Temperaturfeld, abweichend





**Abb.3-10:** Spannungsverteilung am Innen- u. Außenrand des Rippenrohres

von der Rechen-Annahme, einen Anteil mit der Periodizität  $2\pi$  in Rohrumfangsrichtung. Dieser Temperaturanteil übt einen wesentlichen Einfluß nur auf die Axialspannung aus. Ist  $T_{(2\pi)}$  dieser Temperaturanteil in einem Punkt der Hüllrohr-Querschnittsfläche, so erhält man die durch ihn hervorgerufene Änderung der Axialspannung  $\Delta\sigma_{ax}$  im selben Punkt:

$$\Delta\sigma_{ax} = - T_{(2\pi)} \cdot (\alpha^T + \alpha^{Sch}) \cdot E$$

Hat also der Temperaturanteil mit der Periode  $2\pi$  eine Amplitude von  $50^\circ\text{C}$  so ändert sich die Axialspannung ungünstigstenfalls um

$$\Delta\sigma_{ax} = \pm 75 \text{ kp/mm}^2$$

Überlagert man diesen Anteil der zuvor ermittelten Axialspannungsverteilung (Abb. 3 - 10), so zeigt sich, daß die Axialspannung die dem Betrage nach größte Spannungskomponente ist, mit maximal

etwa  $225 \text{ kp/mm}^2$  am Außenrand  
und etwa  $-265 \text{ kp/mm}^2$  am Innenrand .

Einfluß der Plastizität:

Aus der Höhe der Beträge der errechneten Spannungen ergibt sich sofort, daß bei allen in Frage kommenden Hüllrohrwerkstoffen in großen Bereichen der Hüllrohr-Querschnittsfläche die Fließgrenze überschritten wird. Im Gegensatz zur Rechenannahme liegt also im wesentlichen plastisches Werkstoffverhalten vor. Die sich tatsächlich einstellenden Spannungen werden deshalb erheblich unter den berechneten Werten liegen. Zur festigkeitsmäßigen Beurteilung ist jedoch diese Spannungsverteilung von geringerem Interesse. Wichtig ist das sich einstellende Verzerrungsfeld. Da die Beanspruchung im wesentlichen durch Wärmedehnung und Materialschwellen, dagegen kaum durch aufgeprägte Kräfte hervorgerufen wird, gilt folgende grobe Näherungsformel zur Bestimmung der Dehnung  $\epsilon$  :

$$\epsilon = \sigma/E$$

$\sigma$  ist hierbei die Spannungsverteilung die sich bei linear-elastischem Werkstoffverhalten eingestellt hätte. Im ungünstigsten Falle würde demnach die Dehnung

$$+ 1,3 \% \text{ am Außenrand}$$

$$\text{und } - 1,55 \% \text{ am Innenrand}$$

betragen.

Es soll noch kurz der Einfluß des Abbrandes auf diese Extremwerte der Dehnung diskutiert werden:

Ist der Abbrand das A-fache von  $10^5$  MWd/t, so ist die Dehnung mit dem Faktor

$$\frac{\alpha^T + \alpha \text{ Sch} \cdot A^{1,7}}{\alpha^T + \alpha \text{ Sch}}$$

zu multiplizieren. Vorausgesetzt ist hierbei, daß

$$\text{Materialschwellen} \sim (\text{Abbrand})^{1,7}$$

ist.

Die so ermittelten Extremwerte der Dehnung für verschiedene Abbrände sind der Tab. 3 - I zu entnehmen:

Tab. 3 - 1 MAXIMALE DEHNUNGEN DES HÜLLROHRES

Abbrand	$10^5$ MWd/t	$0,8 \cdot 10^5$ MWd/t	$0,6 \cdot 10^5$ MWd/t
Extremwert der Dehnung am Außenrand	1,3 %	0,93 %	0,61 %
Extremwert der Dehnung am Innenrand	- 1,55 %	- 1,11 %	- 0,73 %

An dieser Stelle soll nochmals betont werden, daß diese Abschätzungen nur sehr grob sind <sup>14)</sup>. Trotzdem dürften die errechneten Extremwerte der Dehnung recht konservativ sein, da der tatsächlich vorliegende Schwelldehnungskoeffizient mit großer Wahrscheinlichkeit geringer ist als jener, der der Berechnung zugrunde gelegt wurde.

Nach den in <sup>15)</sup> angegebenen Bruchdehnungen (Gleichmaßdehnung bei 450 °C und 550 °C) dürften die für einen Abbrand von 10<sup>5</sup> MWd/t abgeschätzten maximalen Dehnungen gerade an der Zulässigkeitsgrenze liegen. Die noch zu erwartende Herabsetzung der Bruchdehnung bei höheren Temperaturen (s. Abschnitt 3.3.2; Hochtemperaturversprödung) ist wahrscheinlich ohne nachteiligen Einfluß, da bei diesen Temperaturen das Materialschwellen schon merklich kleiner ist als in jenem Temperaturbereich (450 °C ÷ 500 °C), der bei der Berechnung zugrunde gelegt wurde.

Die Bewertung dieser Ergebnisse kann jedoch nur sehr zurückhaltend vorgenommen werden, weil, wie auch im Abschnitt 3.3.2 ausgeführt wurde, über das Schwellen in Abhängigkeit vom Werkstoffausgangszustand und vom Spannungszustand, über das strahlungsinduzierte Kriechen und über die Werkstoffduktilität bisher nur recht vorläufige und unsichere Aussagen vorliegen.

#### 3.3.4 Treiberbrennelemente mit ungeteilten und geteilten Kästen

Die Hauptaufgabe der Treiberbrennelemente ist die Erzeugung eines möglichst hohen Neutronenflusses im Kernverband. Damit sind über die Physik und die Thermohydraulik folgende Anforderungen verknüpft, die bei der Auslegung des Treiber-BE beachtet werden müssen:

- Kühlmittelführung und-Dosierung entsprechend dem Leistungsprofil
- Guter Formfüllungsgrad in der Umgebung der Testloops
- Günstige Voraussetzungen für Corebeschickung und BE-Handhabung
- Geringe Rückwirkung von Betriebsbedingungen (Temperatur, Strahlung) auf die Core-Konfiguration

---

<sup>14)</sup> Eine Verbesserung des verwendeten Computercodes zwecks Berücksichtigung des plastischen Werkstoffverhaltens ist in Arbeit.

<sup>15)</sup> R. Carlander, ANL-7606 S. 84

- Niedriger Druckverlust
- Gute Querdurchmischung des Kühlmittels im BE zur Vermeidung von Heißstellen
- Mechanische Stabilität gegen hydrodynamisch induzierte Schwingungen und Druckbeanspruchung

Abb. 3 - 11 zeigt einen Entwurf für das Treiber-BE, der diesen Erfordernissen weitgehend Rechnung trägt. In Abb.3-12 ist eine Variante mit geteiltem Kasten dargestellt, die auf kleine Core-Verspannungskräfte abzielt.

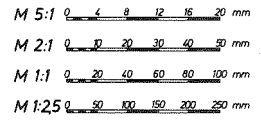
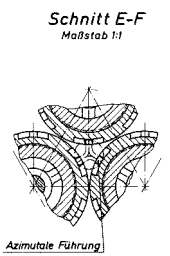
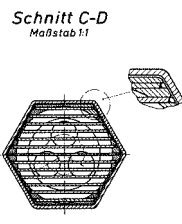
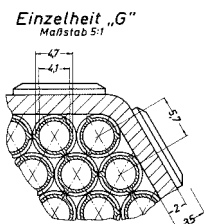
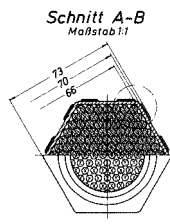
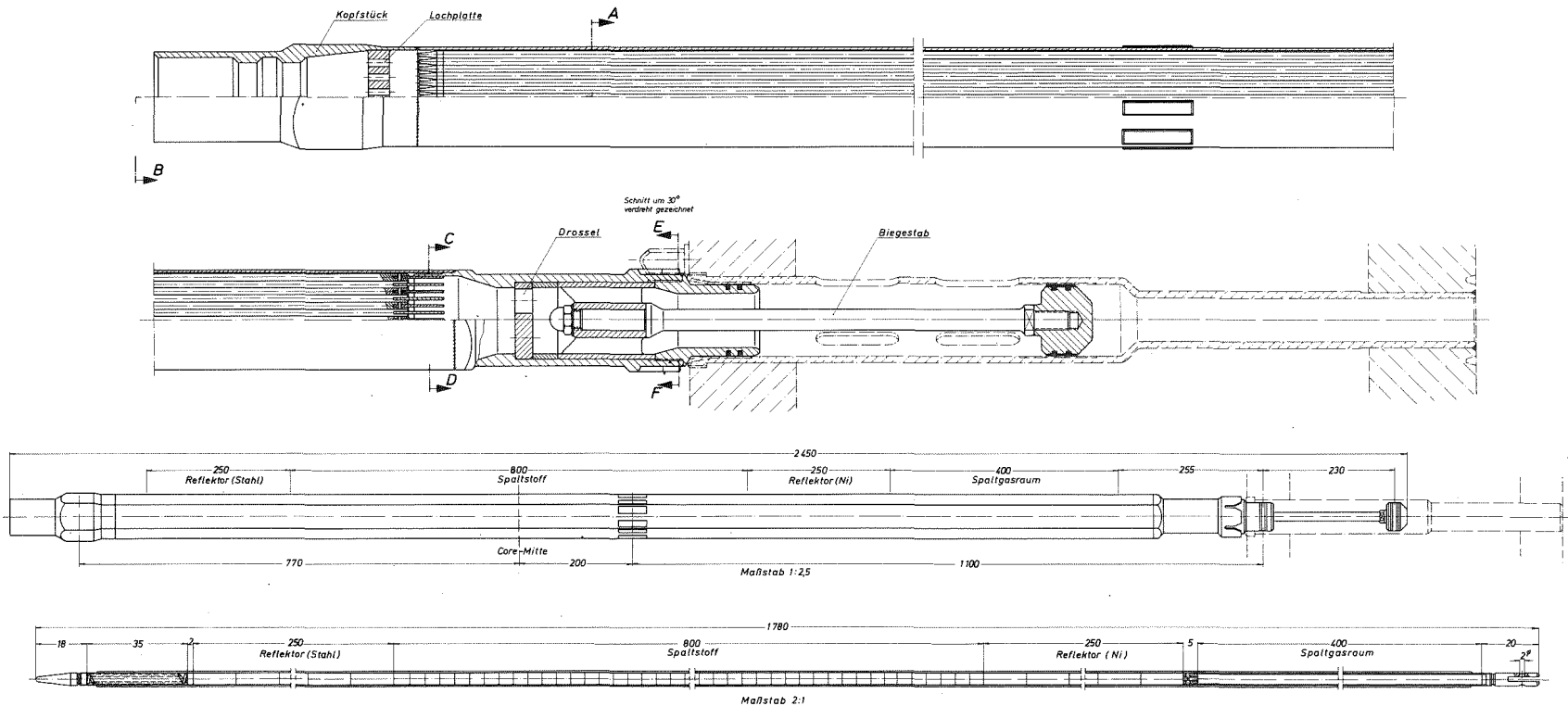
Es wird davon ausgegangen, daß die ersten Cores aus konventionellen Brennelementen mit ungeteilten Kästen bestehen. In einer späteren Phase können diese, falls sich dies als erforderlich erweist, durch die biegeweichen BE ersetzt werden, d.h. sie müssen gegeneinander austauschbar sein. Die beiden Brennelement-Konstruktionen werden im folgenden beschrieben.

#### Treiber-BE mit ungeteiltem Kasten

Hauptbestandteil des Treiber-BE ist das Brennstabbündel. Es enthält 127 Brennstoffstäbe in hexagonaler Anordnung. Der Stabdurchmesser beträgt 4,7 mm, die Hüllrohrwanddicke 0,3 mm. Zur Aufrechterhaltung der Stabteilung von 5,7 mm dienen 3 integrale Wendelrippen je Stab mit einer Ganghöhe von 300 mm, die sich gegenseitig abstützen. Dieses Prinzip Rippe gegen Rippe hat gegenüber dem Prinzip Rippe gegen Can den Vorteil einer geringeren Rippenhöhe (Fertigung). Ferner können Kontaktverschleiß und heiße Stellen nur am ungefährdeten Rippenkopf und nicht an den Hüllwandungen auftreten.

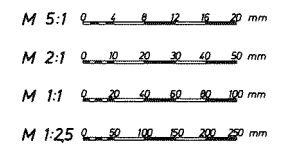
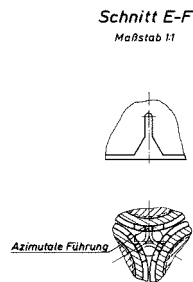
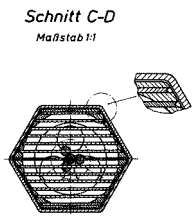
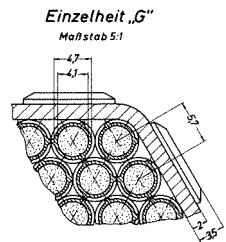
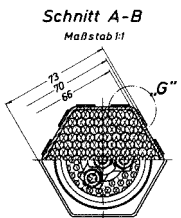
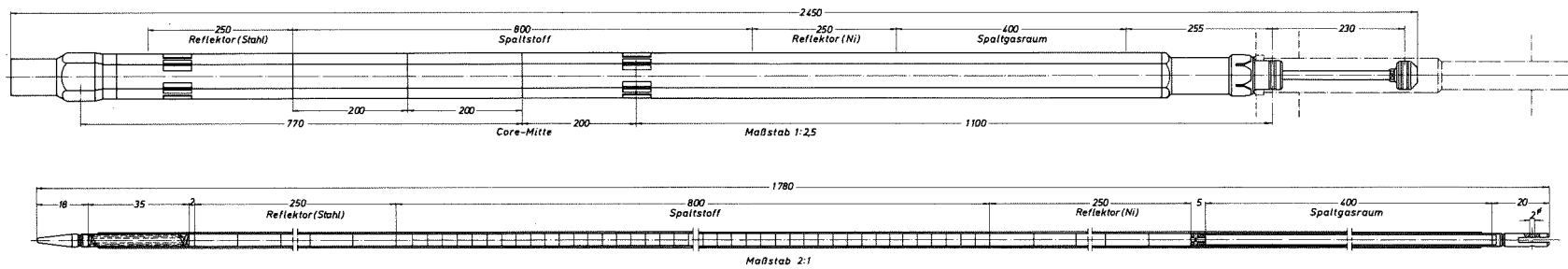
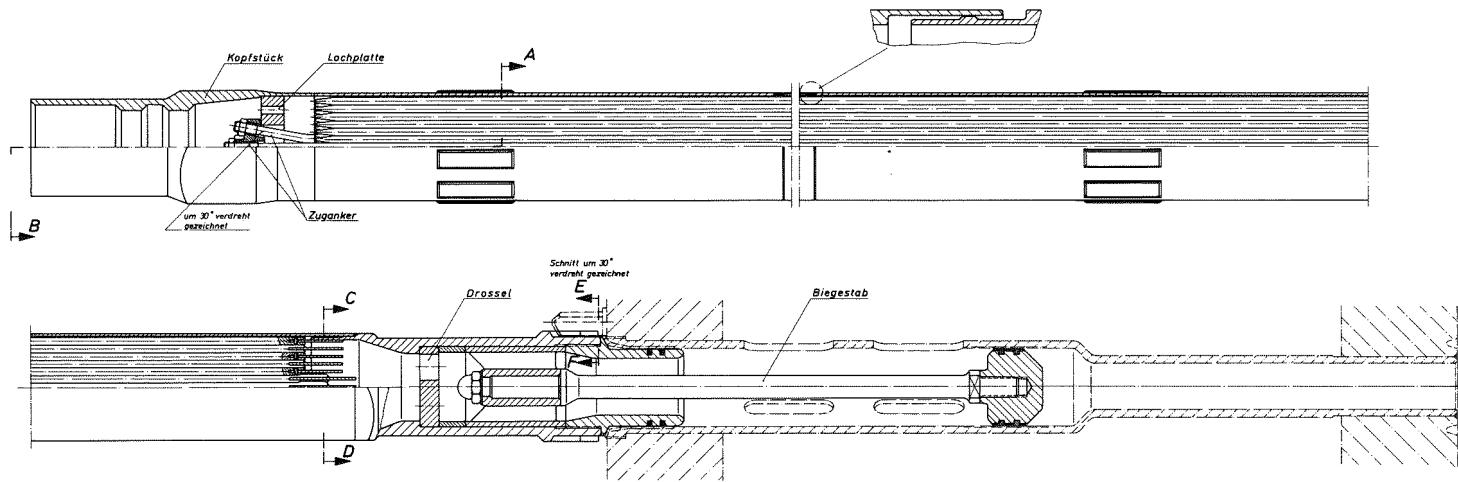
In axialer Richtung teilt sich der Brennstab wie folgt auf:

Im Corebereich von 80 cm Länge befindet sich der Brennstoff, U-Pu-Mischoxid mit einer Dichte von 85 % TD in Pelletform. Nach oben und unten schließt sich an die Brennstoffsäule der axiale Reflektor von je 25 cm Länge an. Der untere Teil besteht - wie auch der radiale Reflektor - aus Nickel. Für den oberen Reflektorteil wurde mit Rücksicht auf das Schwellen wegen der dort herrschenden höheren Temperatur Stahl gewählt. Das Spaltgasplenum liegt im unteren Brennstabteil, der



**Abb.3-11**

Datum 15.11.70	Projekt FR3 Feasibility Studie	Zehng.Nr. 11
Maßstab 5:1, 2:1 1:1, 1:25	Bemerkung <b>Treiber-Brennelement</b> (mit ungeteiltem Kasten)	



**Abb.3-12**

Datum 15.11.70	Projekt FR3 Feasibility Studie	Zeich. Nr. 12
Maßstab 5:1, 2:1 1:1, 1:25	Benennung <b>Treiber-Brennelement</b> (mit geteiltem Kasten)	

3-40

auf Kühlmittleintrittstemperatur steht. Die untenliegende Anordnung hat außerdem den Vorteil, daß die Core-Tragplatte weiter aus dem Flußfeld heraus verlagert wird und somit eine geringere Strahlenbelastung erhält. Die gesamte Pelletsäule wird durch eine im oberen Stabende eingesetzte Feder vorgespannt. Das ganze Stabbündel ist unten in einer Stegkonstruktion axial festgelegt.

Die Wahl der relativ kleinen Kasten-Schlüsselweite von 70 mm ergibt sich sowohl aus der Forderung nach einem guten Formfüllungsgrad in der Umgebung der im Durchmesser vorgegebenen Testloops, wie auch aus Gründen der Toleranzaufsummierung im Bündelquerschnitt (vgl. 3.3.5). Außerdem wird durch die kleine Schlüsselweite die Biegesteifigkeit des BE vermindert, was für die Kernverspannung von Bedeutung ist (vgl. 3.3.8).

Die Kastenwanddicke beträgt 2 mm. Sie wurde nach der Druckdifferenz  $\Delta p$  zwischen innen und außen dimensioniert. Die kritische Stelle liegt dabei am Elementfuß, wo  $\Delta p$  je nach Kühlmitteldurchsatz Werte bis  $7,5 \text{ kp/cm}^2$  erreichen kann. Eine weitere kritische Stelle liegt in der Höhe der Core-Verspannungsebene (20 cm unter Core-Mitte) durch die dort wirkenden Querdruckkräfte. In dieser Höhe ist der Kasten wie auch der BE-Kopf auf eine SW von 73 mm verdickt, entsprechend der Teilung in der Tragplatte, was entweder durch einen eingeschweißten Rohrabschnitt oder durch aufgesetzte Pflaster erreicht wird. Die Paßflächen sind mechanisch bearbeitet.

Der Elementfuß ist biegeweich ausgebildet. Der obere Sitz im Tragplatten-Obergurt ist durch ein entsprechendes Spiel in engen Grenzen gelenkig gelagert. Die Abdichtung erfolgt dort mit Kolbenringen. Die Ausrichtung der BE in die Vertikale übernimmt der am Biegestab befestigte Kolben. Er kann elastisch einen seitlichen Federweg von ca. 4 mm ausführen. Im verspannten Core beträgt der Federweg des Kolbens nach den Verbiegungsrechnungen (3.3.8.2) im ungünstigsten Fall 0,5 - 0,8 mm. Die Querkraft am Kolben beträgt dann 6-10 kp. Die entsprechende Gegenkraft z.B. in der mittleren Verspannungsebene hat dabei einen Betrag von ca. 2 kp und ist vernachlässigbar klein gegen die Stützkräfte, die durch Unterdrückung der BE-Verbiegung wirksam werden (vgl. 3.3.8). Die am BE-Fuß befindliche Krone sorgt in Verbindung mit den Führungsternen auf der Tragplatte für die azimutale



Ausrichtung der BE beim Einsetzen. Die Winkelabweichung darf ca.  $\pm 15$  Grad betragen.

Das Kühlmittel tritt aus dem Innern der Tragplatte durch die Schlitzlöcher in den Stützröhren in den BE-Fuß ein. Die Kolbenunterseite ist mit Niederdruck beaufschlagt, so daß die hydraulische Niederhaltung des BE gewährleistet ist.

Die Kühlmitteldrossel hat drei Drosselbohrungen, deren Durchmesser für jede BE-Position vor der Beladung auf den gewünschten Durchsatz abgestimmt werden müssen. Diese Mehrfachbohrungen sollen eine totale Kühlmittelblockade durch einzelne angeschwemmte kleinere Teile verhindern.

Der BE-Kopf dient zur Übertragung der Core-Verspannungskräfte in der oberen Spannebene und zum Greifen des BE. In den zylindrischen Hals kann ein in der Instrumententragplatte kugelgelenkig gelagerter Rüssel eingreifen, der den Kühlmittelstrom zu dem entsprechenden Meßkopf führen kann, falls sich dies als vorteilhaft erweist. Evtl. aufgeschwemmte Brennstäbe werden von der Lochplatte aufgefangen. Ein gleichzeitiges Zusetzen aller Bohrungen durch Brennstäbe ist nicht möglich, da die Lochteilung kleiner ist als die Brennstabteilung. Die Lochplatte dient außerdem zur Erhöhung der Querdurchmischung des Kühlmittels, bevor es den Meßkopf erreicht.

#### Treiber-BE mit geteiltem Kasten

Die Bündelanordnung und der äußere BE-Aufbau sind wegen der geforderten Austauschbarkeit die gleichen wie bei den BE mit ungeteiltem Kasten, nur ist hier der Kasten im Bereich der größten Biegekrümmung in ca. 200 mm lange Abschnitte untergliedert (Abb. 3 - 12 ). Die Gelenke können entweder selbsttragend ausgebildet werden, d.h. sie können von einer bestimmten axialen Verschiebung ab Längskräfte, die bei der BE - Handhabung auftreten, übertragen. Sie können aber auch als Schiebemuffen ausgebildet sein. Dann müssen diese Kräfte von Zugankern aufgenommen werden, die an Stelle von Brennstäben eingesetzt werden. Die Zuganker haben gegenüber den tragenden Gelenken den Vorteil, daß sie durch reine Zugkräfte belastet werden, die gut bestimmbar sind. Bei den Gelenken hingegen treten an den formschlüssigen Verbindungen Spannungskonzentrationen bei der BE-Handhabung auf, deren Auswirkungen auf die versprödeten Werkstoffe unbekannt sind.

Nachteilig bei den Zugankern ist die Herabsetzung des Brennstoffanteils um etwa 1 % sowie die komplizierte Konstruktion der Einspannung.

Im Gegensatz zu den BE mit ungeteiltem Kasten erhalten diese BE oberhalb des letzten Kastengelenkes eine zusätzliche Fixierebene. Sie dient dazu, das Brennstabbündel, welches jetzt allein die Biegelinie bestimmt, am Elementkopf in vertikaler Richtung zu führen. Die gegenseitige Berührung von Elementen zwischen den Spannebenen wird dadurch vermieden.

### 3.3.5 Treiberbrennelemente mit integralen Rippen und mit Gitterabstandshaltern

Die wesentlichen Kriterien für die Wahl von Abstandshaltern für BE mit engen Kühlkanalquerschnitten sind der Druckverlust, die Kühlmittelquerdurchmischung und die zeitliche und räumliche Konstanz der Stabteilung. In Bezug auf die ersten beiden Eigenschaften sind wendelförmige Rippen allen bekanntgewordenen Gitterkonstruktionen überlegen. Was allerdings die Konstanz der Teilung durch Fertigungstoleranzen oder durch betriebsbedingte Veränderungen betrifft, sind die noch offenen Fragen bei den Rippen vielschichtiger, und zwar umso mehr je größer die Stabzahl im Element ist.

Das FR 3-Brennelement weist zur Erzeugung einer hohen Leistungsdichte (im Hinblick auf einen möglichst hohen Neutronenfluß) sehr enge Kühlkanalquerschnitte auf. Der Druckverlust hängt somit sehr stark von den Abstandshaltern ab. Andererseits ist die Stabzahl mit 127 relativ klein, so daß sich die Toleranzprobleme abschwächen. Dieser Sachverhalt war ausschlaggebend für die Wahl wendelförmiger Rippen als Abstandshalter. Die beiden entscheidenden Gesichtspunkte werden im folgenden näher betrachtet.

#### Druckverlust

In Abb. 3 - 13 ist der Druckverlust nach einer Vergleichsrechnung für integrale Wendelrippen und Gitterabstandshalter (Typ Wabengitter) als Funktion der Stabteilung aufgetragen. Als Parameter sind der axiale Gitterabstand  $h$  und der Druckverlustbeiwert  $\xi$  der Gitter variiert worden. Der Brennstabdurchmesser  $d = 4,7$  mm wurde konstant gehalten. Es folgt daraus:

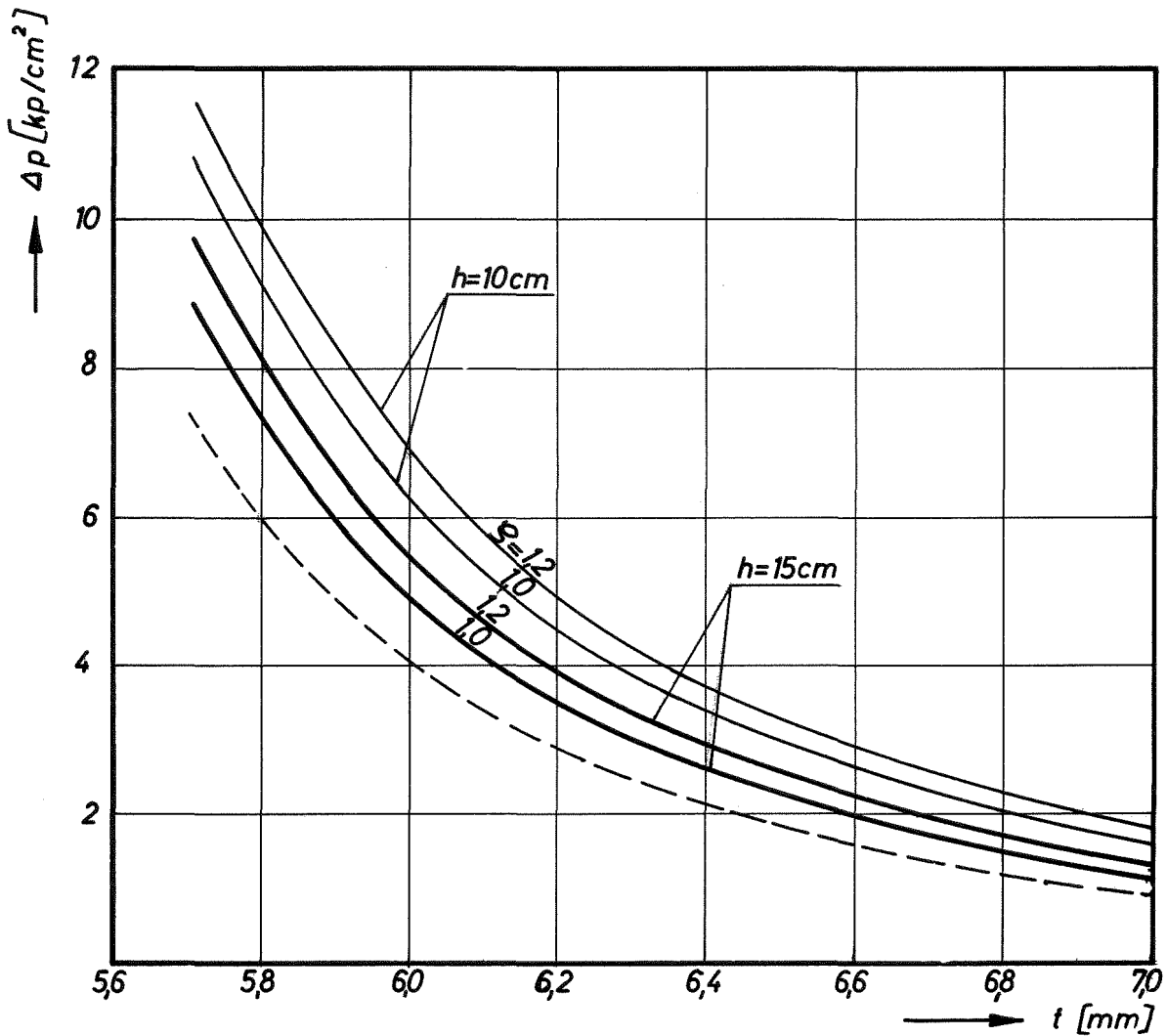
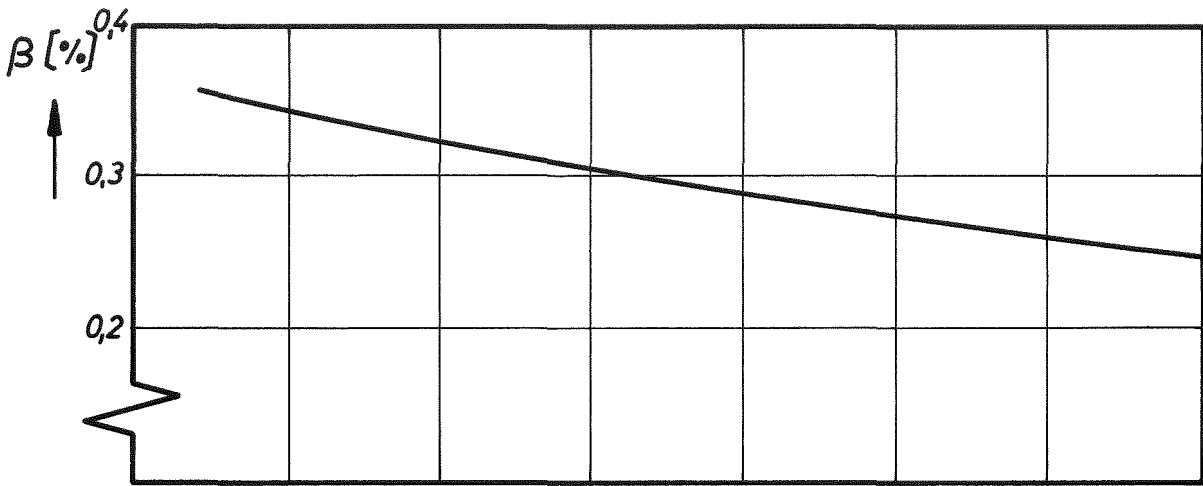


Abb. 3 - 13 DRUCKVERLUST  $\Delta p$  IM FR 3-BRENNELEMENT BEI GITTERABSTANDSHALTERN UND BEI RIPPENROHREN, SOWIE BRENNSTOFFANTEIL  $\beta$  ALS FUNKTION DER STABTEILUNG  $t$ .

( $h$  = ax. Gitterabstand,  $\xi$  = Widerstandsbeiwert,  
 $\vartheta_1 = 230^\circ\text{C}$ ,  $T_{W \max} = 690^\circ\text{C}$ ,  $\chi = 526 \text{ W/cm}$ ,  
 $\varphi_{\text{rad}} = 0,84$ ;  $\varphi_{\text{ax}} = 0,82$ )

- Bei den im FR 3 erforderlichen kleinen Teilungen  $t$  ist der Druckverlust  $\Delta p$  im Bündel außerordentlich stark von  $t$  abhängig. Eine Vergrößerung der Teilung von 5,7 mm um nur 0,1 mm bringt im untersuchten Parameterbereich einen Gewinn im Druckverlust um 1,5 - 2,2 at. Das sind rund 20 % des Auslegungswertes.
- Gegenüber dem Rippenrohrbündel ist der Druckverlust bei Gitterabstandshaltern erheblich höher. Für das realistische Wertepaar Beiwert  $\xi = 1,2$ <sup>16)</sup> und Gitterabstand  $h = 10$  cm (oberste Kurve in Abb. 3 - 13) macht das einen Faktor 1,6 aus.
- Wollte man mit Gitterabstandshaltern mit  $\xi = 1,2$  und  $h = 10$  cm den gleichen Druckverlust erreichen wie bei Rippenrohren mit einer Teilung  $t = 5,7$  mm ( $\Delta p = 7,6$  at), so müßte die Gitterteilung auf  $t = 5,93$  erweitert werden. Das würde eine Verringerung des Brennstoffanteils von 0,36 auf 0,335 bedeuten. Das wiederum hätte eine Erhöhung der Reaktorleistung zur Folge.

Die sehr starke Abhängigkeit des Druckverlustes von der Teilung kann die Justierung der Kühlmitteldrosseln erschweren und sich u.U. auf die hydrodynamische Stabilität auswirken. Es muß nämlich damit gerechnet werden, daß sich die Kühlkanalquerschnitte z.B. durch Strukturmaterialschwellen und Korrosionsabtrag während der BE-Standzeit ändern und daß sich dadurch die Durchsatzverteilung in der Treiberzone ändert. Auf der anderen Seite muß die FR 3-Treiberzone nicht auf eine möglichst hohe mittlere Kühlmittelaustrittstemperatur optimiert werden, sodaß sich aufgrund eines teilweise ungedrosselten Cores diese Probleme wesentlich weniger scharf stellen, als bei einem Leistungsreaktor. Trotzdem werden diese Überlegungen bei weiterführenden Untersuchungen in die Optimierung einbezogen werden.

#### Toleranzprobleme bei Verwendung von Rippenrohren

Bei Gitterabstandshaltern ist die Lage der einzelnen Brennstäbe im Element durch die Gittermaschen definiert. Eine Abweichung davon ist nur innerhalb des Spieles möglich oder innerhalb von Gitterverformungen,

---

<sup>16)</sup> K. Rehme, "Widerstandsbeiwerte von Gitterabstandshaltern für Reaktorbrennelemente", ATKE Bd. 15, 1970 (127-130)

die aber sehr klein sind. Bei wendelförmigen Rippen hingegen wird die Position des Stabes wesentlich durch seine Nachbarn bestimmt. Dadurch können sich Fehler innerhalb des BE-Querschnittes aufsummieren und beträchtliche Werte annehmen. Die Position eines einzelnen Brennstabes ist somit abhängig von Fertigungstoleranzen und zudem infolge Volumenänderungen während des Betriebes auch zeitlich veränderlich, sofern ein Spiel zwischen dem dichtest gepackten Bündel und dem Kasten vorhanden ist. Ein geringes Spiel muß jedoch über die ganze Standzeit des BE gewährleistet sein, um Pressungen vom Kasten her auf das Bündel und damit unkontrollierte Spannungsspitzen am Can zu vermeiden. Andererseits muß das Spiel im Hinblick auf Brennstab-schwingungen und zur Erzielung eines großen Brennstoffanteils  $\omega_{fu}$  klein gehalten werden. Zwischen diesen beiden gegenläufigen Forderungen muß ein Kompromiß gefunden werden.

Die Aufgabe der Bemessung des Spieles zwischen Bündel und Kasten im Neuzustand läuft darauf hinaus, die Schwankungsbreite der Schlüsselweite des dichtest gepackten Brennstabbündels mit Berücksichtigung der Fertigungstoleranzen und der betriebsbedingten Veränderungen zu ermitteln. Als dichtest gepacktes Bündel wird hierfür ein Bündel aus runden Stäben gleichen Durchmessers definiert, wobei der Stabdurchmesser gleich dem über alle Stäbe eines BE gemittelten Rippenkopfkreisdurchmesser ist. Die Variation der Schlüsselweite dieses dichtest gepackten Bündels setzt sich aus folgenden abgeschätzten Anteilen zusammen:

- |  |                 |
|--|-----------------|
| 1. Durch Toleranz des Rippenkopfkreisdurchmessers                            | 0,53 %          |
| 2. Durch Fehler in der Rippensteigung  | ≈ 0 %           |
| 3. Durch Änderung infolge Strukturmaterial-schwellen und thermischer Dehnung | 1 %             |
| 4. Durch Brennstoffschwellen   | in 3. enthalten |
| 5. Durch Korrosion und Verschleiß  | 0,8 %           |

Zu den Zahlenwerten sind einige Erläuterungen zu geben:

Maßkontrollen an Rippenrohren haben gezeigt, daß der Kopfkreisdurchmesser angenähert einer Normalverteilung genügt <sup>17)</sup>. Die wahrschein-

---

<sup>17)</sup> Nach Angabe der Firma Mannesmann, Düsseldorf

lichste Abweichung vom Nenndurchmesser betrug bei dem ausgemessenen Los, welches etwa der Zahl der Stäbe pro BE entspricht,  $-0,015$  mm. Die wahrscheinlichste Abweichung vom Nenndurchmesser für ein Los wird sich während der Herstellung durch Werkzeugverschleiß verschieben. Man kann annehmen, daß bei einer spezifischen Toleranz für den Rippenkopfkreisdurchmesser von  $\pm 0,03$  mm sich das Häufigkeitsmaximum, also etwa der mittlere Kopfkreisdurchmesser eines Loses, um ca.  $\pm 0,015$  mm verschieben kann, ohne daß die Ausschußquote zu hoch wird. Die Schlüsselweite des dichtest gepackten Stabbündels variiert dann um  $0,53$  %.

Die Schwankungen der Rippensteigung treten sowohl in der Gesamtheit der Rippenrohre als auch innerhalb eines Rohres und einer Rippe auf. Betrachtet man das Stabbündel als Ganzes, so verteilen sich die Steigungsfehler statistisch und die Beeinflussung der Bündelschlüsselweite wird vernachlässigbar klein. Dies hat eine statistische Betrachtung von Meßergebnissen aus einer Probeproduktion ergeben.

Da die Hüllrohre und der BE-Kasten unterschiedliche mittlere Temperaturen annehmen, treten innerhalb eines Querschnittes auch verschiedene Volumenzunahmen infolge Schwellens und thermischer Ausdehnung auf. Abb. 3 - 14 zeigt die lineare Zunahme der Elementabmessungen am innersten Core-element. Die Kurven wurden für Kühlmitteltemperaturen am Ein- / Austritt von  $200/530$  °C berechnet. Für das Spiel zwischen Bündel und Kasten ist nur die Differenz zwischen Bündel und Kastenvergrößerung von Bedeutung. Diese beträgt nach Abb. 3 - 14 im Maximum  $1,6$  % nach IA- beziehungsweise  $0,9$  % nach FFTF-Formel. Die Berechnung ist insofern konservativ, als für das Schwellen des Bündels für alle Stäbe der Temperaturverlauf des zentralen Stabes in Rechnung gesetzt wurde. In Wirklichkeit bildet sich im Bündel ein deutliches Temperaturprofil mit starkem Abfall zum Elementrand hin aus. Die über den BE-Querschnitt gemittelte Can-Temperatur ist also kleiner. Für die Berechnung des Spieles wird daher ein Differenzbetrag zwischen Bündel und Kastenschwellen einschließlich thermischer Dehnung von maximal  $1$  % berücksichtigt.

Die Auswirkungen des Brennstoffschwellens auf die Änderung des Stabdurchmessers und damit auf die Bündelgeometrie lassen sich nicht genau angeben. Anhaltswerte dafür findet man in <sup>18) 19)</sup>, wo über Brennstabbe-

---

18) W.E. Baily, R.C.Nelson, B.F.Rubin, C.N.Spalaris, "Swelling Rates of Mixed-Oxide Fuel and Cladding in Fast Flux", Trans.Am.Nucl.Soc. 11 (1968) 515

19) C.S.Caldwell, J.F.Miles, W.J.Ross, "Postirradiation Examination of 20 wt % PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> Irradiated to 100 000 Mwd/t", Trans.Am.Nucl.Soc. 12 (1969) 112

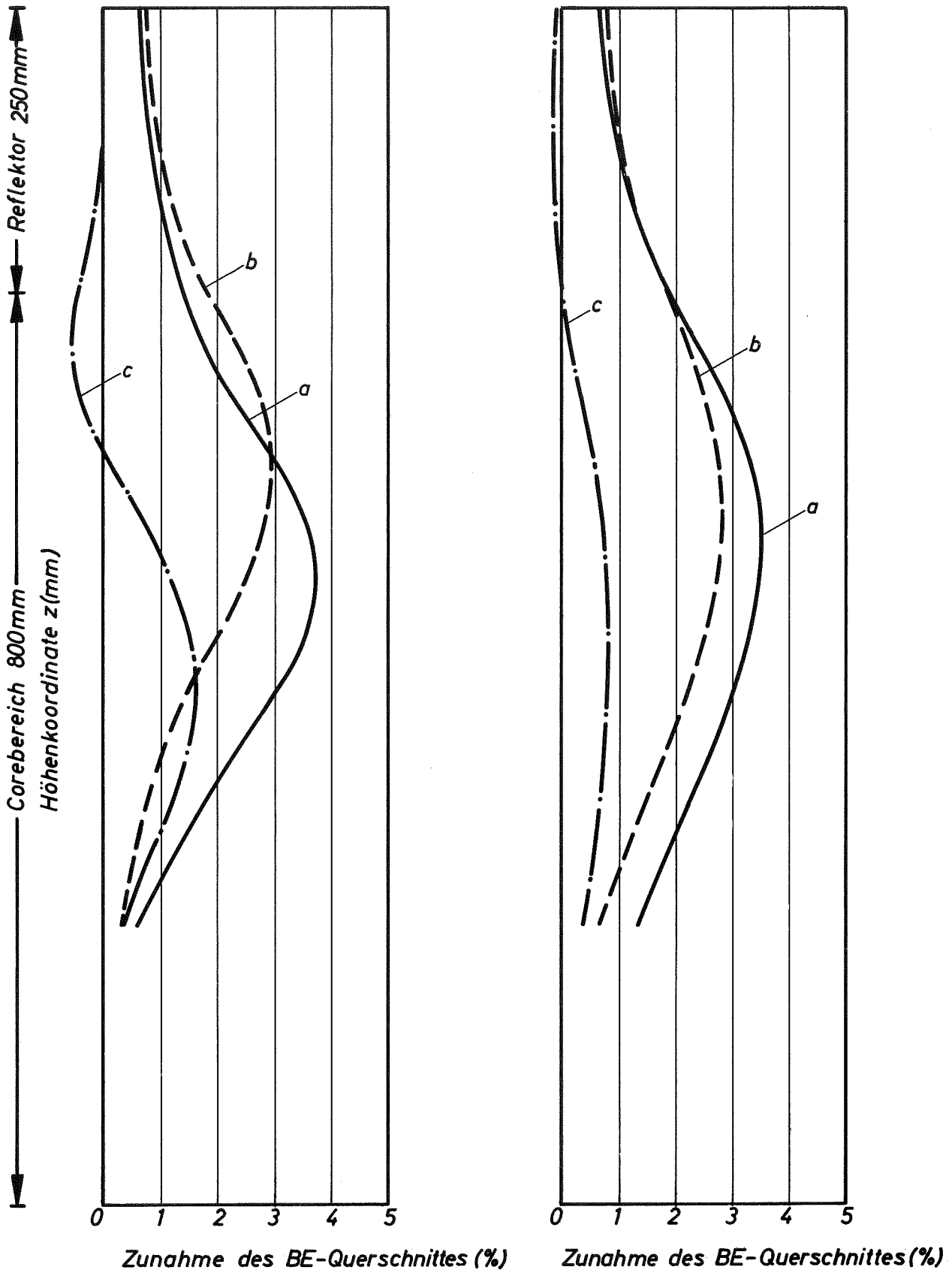


Abb. 3 -14 LINEARE QUERSCHNITTSVERGRÖSSERUNG EINES BRENNELEMENTES DER INNERSTEN REIHE DURCH THERMISCHE DEHNUNG UND SCHWELLEN.

( a) Bündel, b) Kasten, c) Differenz Bündel minus Kasten  
links nach IA-Formel, rechts nach FFTF-Formel)

strahlungen unter Schnellbrüter-Bedingungen berichtet wird. Das Ausmaß der Durchmesseränderungen wird sehr stark durch die Betriebsparameter beeinflusst. Bis zu einem Abbrand von 60 000 MWd/t kann man nach diesen Ergebnissen annehmen, daß die Durchmesserervergrößerung (nach <sup>19)</sup> sogar nur 0,4 % bei 100 000 MWd/t) unter 1 % liegt. Darin ist auch das Hüllrohrschwellen enthalten. Hier wird daher angenommen, daß das Brennstoffschwellen mit dem für das Strukturschwellen angesetzten Differenzbetrag von 1 % bereits abgedeckt ist. Dabei ist zu beachten, daß dieser Wert die Differenz zwischen Bündel- und Kastenvergrößerung darstellt. Die absolute Bündel- bzw. Stabvergrößerung liegt dann schon über 1 %.

Für den Korrosionsabtrag in strömendem Natrium ist nach <sup>20)</sup> für die in Betracht gezogenen Hüllrohrwerkstoffe 4988, 4981 und 12 R 72 HV mit einem Wert von 10 bis 40  $\mu\text{m/a}$  zu rechnen. Im Vergleich zu Angaben von <sup>21)</sup> <sup>22)</sup> für austenitische Stähle ( $0,2 \div 3 \mu\text{m/h}$ ) ist dieser Wert sehr hoch und dürfte somit den ungünstigsten Fall repräsentieren. Ein zusätzlicher Verschleiß tritt an den punktförmigen Kontaktstellen zwischen den Rippen auf; er läßt sich zur Zeit noch nicht zahlenmäßig erfassen. Es wird deshalb von der oben genannten Spanne für den flächigen Abtrag der obere Grenzwert von 40  $\mu\text{m/a}$  angenommen, was einer Verminderung der Bündelschlüsselweite von 0,8 % entspricht. Dieser merkliche Korrosionsverlust wird hauptsächlich im oberen Core-Blanketbereich auftreten, während er in dem wesentlich kälteren unteren BE-Abschnitt nahezu vernachlässigbar sein dürfte.

Das mögliche Spiel zwischen dichtest gepacktem Bündel und Kasten soll nun für verschiedene Grenzfälle betrachtet werden. Es wird vorausgesetzt, daß zu keinem Zeitpunkt der Kasten das Bündel quetscht. Dann darf das Spiel im ungünstigsten Fall gerade verschwinden. Die in der Tab. 3 - 2 unter Fall 1 dargestellte Kombination der Einflußgrößen stellt diesen Grenzfall dar. Für ihn sind die Nennmaße für eine Stabteilung bzw. einen mittleren Rippenkopfkreisdurchmesser von 5,7 mm festgelegt worden (siehe Tab. 3 - 3). Die Abb. 3 - 15 veranschaulicht die Lage der Toleranzfelder.

---

20) Schneller Hochfluß-Testreaktor FR 3, 1. Zwischenbericht (Sept.1969)  
Externer Bericht 8/69-7

21) Borgstedt, Frees, Drechsler, "Die experimentelle Prüfung einer Extrapolationsformel für das langzeitige Korrosionsverhalten von hochwarmfesten austenitischen Edelstählen in fl. Na. bei hohen Temperaturen und geringen Strömungsgeschwindigkeiten", PSB-Bericht 1002/68

22) KFZK, "Seminar über die Technologie des Reaktor-Kühlmittels Na",  
Externer-Bericht 8/68-4



Tab. 3 - 2 KLEINSTE UND GRÖSSTE SPIELE ZWISCHEN BÜNDEL UND KASTEN

	Fall 1	Fall 2	Fall 3
mittl. Rippenkopfdmr. $\bar{d}_k$	Größtmaß	Kleinstmaß	Kleinstmaß
Strukturschwellen und) Wärmedehnung ) (Brennstoffschwellen))	voll ausgeb.	nicht vorh.	nicht vorh.
Korrosionsabtrag	nicht vorh.	nicht vorh.	voll ausgeb.
Kastenschlüsselweite	Kleinstmaß	Größtmaß	Größtmaß
Spiel zw. Bündel und Kasten	0	2,13 %	2,93 %
rad. Spalt im Fall FR 3	0	0,7 mm	0,95 mm

Tab. 3 - 3 ELEMENTABMESSUNGEN UND VOLUMENANTEILE

Unter Berücksichtigung der o.g. Toleranzen erhält man für das FR 3-BE, ausgehend von der Teilung 5,7 mm, folgende Abmessungen und Volumenanteile:

Rippenkopfdurchmesser	$d_k = 5,7 \pm 0,03 \text{ mm}$
das entspricht	$\bar{d}_k = 5,7 \pm 0,015 \text{ mm}$
Hüllrohrinnendurchmesser	$d_i = 4,1 \pm 0,03 \text{ mm}$
Hüllrohraußendurchmesser	$d_a = 4,7 \text{ mm}$
Nennschlüsselweite des dichtest- gepackten Bündels	$SW_N = 64,9 \text{ mm}$
Kasten-SW innen	$SW_i = 66 \pm 0,2 \text{ mm}$
Kastenwanddicke	$s = 2,0 \pm 0,1 \text{ mm}$
Kasten-SW außen	$SW_a = 70 \text{ mm}$
Zellen-SW	$SW_z = 73 \text{ mm}$
Brennstoffanteil )	$\omega_{fu} = 36,4 (\pm 0,5)\%$
KM-Anteil ) auf die	$\alpha = 39,8 \%$
Strukturmaterialanteil ) Zelle bez.	$\beta = 23,8 \%$

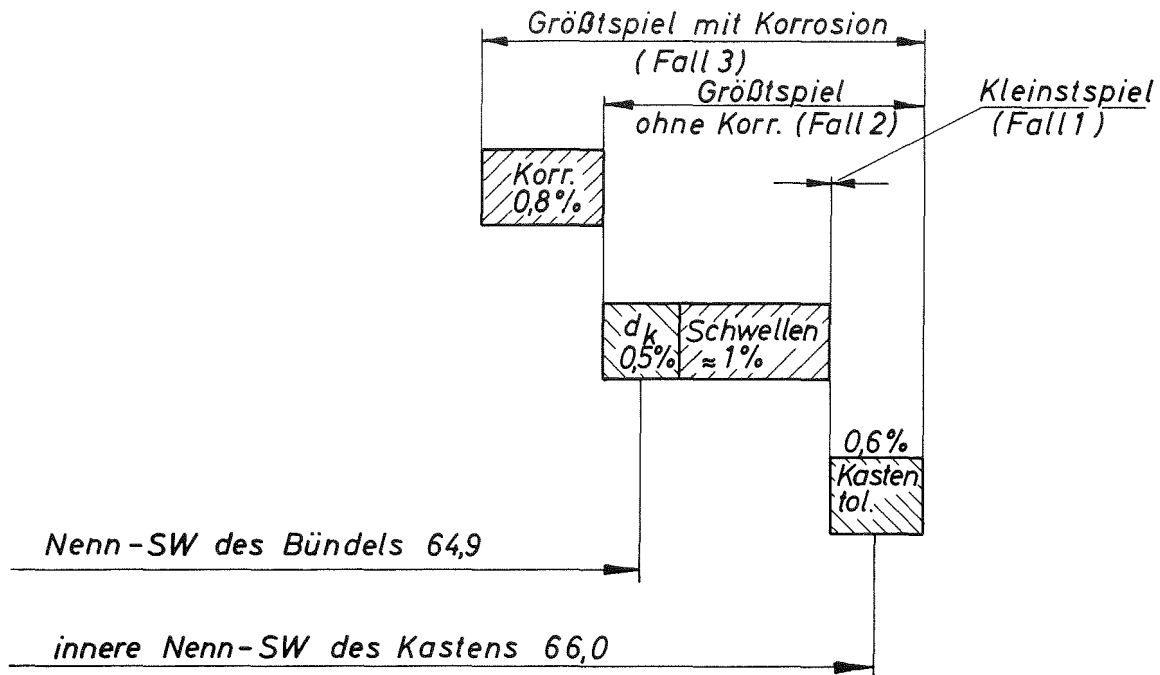


Abb. 3 - 15 SPIELE ZWISCHEN DICHTEST-GEPACKTEM  
BÜNDEL UND KASTEN

Für die Untersuchung des größten auftretenden Spieles sind sinnvollerweise die Fälle 2 und 3 zu betrachten. Fall 2 liegt zu Beginn der Standzeit vor, wenn Strukturmaterialschwellen und Korrosionsabtrag noch nicht vorhanden sind und der Rippenkopfdurchmesser an der unteren, die Kastenschlüsselweite aber an der oberen Toleranzgrenze liegen. Für die Kastenschlüsselweite wird eine Toleranz von  $\pm 0,2 \text{ mm} = 0,6 \%$  angenommen. Der Fall 3 muß hauptsächlich für den oberen Reflektor-Bereich angenommen werden, wo nahezu kein Schwellen auftritt, andererseits aber wegen der dort höchsten Natrium- und Can-Temperatur der Korrosionsabtrag beträchtlich sein kann. Für diese beiden Fälle ergeben sich für das FR 3-BE Spiele von ca. 2,1 % bzw. 2,9 % der Bündelschlüsselweite. Das entspricht einem radialen Spalt von 0,7 bzw. 0,95 mm (vgl. Tab. 3 - 2 ).

Die Spiele zwischen Bündel und Kasten, die in den Grenzfällen 2 und 3 betrachtet wurden, sind fiktiv. Sie würden dann auftreten, wenn das Bündel seine dichteste Packung annimmt und die einzelnen Einflußgrößen voll zur Wirkung kommen. Praktisch haben die Stäbe von der Fertigung her statistisch verteilte Eigenverbiegungen, denen sich gegebenenfalls auch gewollte Verbiegungen überlagern ließen. Dadurch verfügt das Bündel über ein gewisses Spreizvermögen und wird den ihm zur Verfügung stehenden Querschnitt bei den angegebenen Übermaßen ausfüllen. Man kann diese Schwierigkeit durch Einbau federnder Bauteile zwischen Bündel und Kasten umgehen. Sie erfordern aber zusätzlichen Platz und verringern den Brennstoffanteil. Z.B. würde eine Vergrößerung des Kastens um 2 mm für den Einbau einer Feder den Brennstoffanteil um 2 % herabsetzen. Es wird daher zunächst auf solche Bauteile verzichtet.

### 3.3.6 Regel- und Abschaltelemente

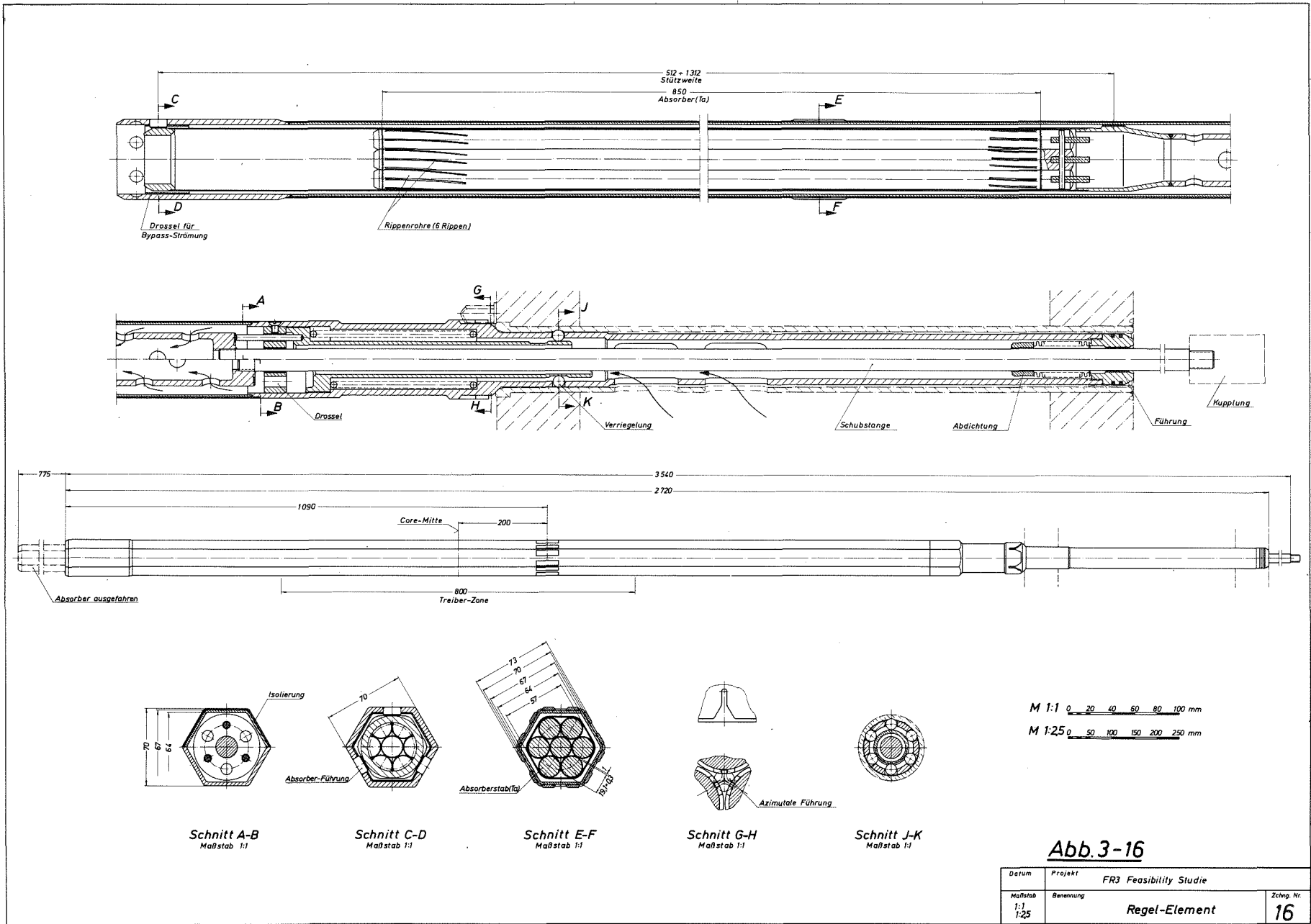
Der Konstruktion des Regelelementes (Abb. 3 - 16 ) liegt folgendes Konzept zugrunde:

- Ta oder  $B_4C$  als Absorbermaterial
- Absorber wird nach oben aus dem Core gefahren
- die Betätigung des Absorbers erfolgt über Traversen von unten
- der Ausbau des Regel-Elementes erfolgt von oben
- das Führungsrohr wird kalt gefahren
- ein Follower aus Brennstoff oder Stahl wird nicht vorgesehen

Für den Abschaltstab gilt dasselbe, nur wird hierbei der Absorberteil von oben betätigt.

Diskussion und Begründung der Entwurfsmerkmale:

Für schnelle Reaktoren bieten sich Tantal und Bor als Absorbermaterialien an. Bor hat größere Absorptionsquerschnitte als Tantal, jedoch entsteht beim Bor durch  $(n, \alpha)$ -Reaktionen Helium, was bei den Stäben ein Gasplenum erforderlich macht. Aus Gründen der mechanischen Eigenschaften unter Bestrahlung wird das Bor in Form von  $B_4C$  eingesetzt.



Als Auslegungsgrenzen sind bei Tantal die maximale Hüllentemperatur und beim Bor die Zentraltemperatur (wegen der Helium-Freisetzung) maßgebend. Es werden hier als maximale Hüllentemperatur 650 °C und als höchste Zentraltemperatur für das B<sub>4</sub>C 500 °C angenommen.

Die engen Raumverhältnisse auf dem Reaktordeckel, die vorwiegend durch die Testloops hervorgerufen werden, verhindern den Einbau von Antrieben für die nahe am Zentralloop gelegenen Regel-Elemente. Der Antrieb erfolgt daher von unten in 3 Gruppen über Traversen, mit an der Peripherie des Reaktors liegenden Hubwerken. Für die weiter außenliegenden Abschaltstäbe ist auf dem Reaktordeckel genügend Platz für die Unterbringung der Antriebseinheiten vorhanden.

Das Auswechseln der Regelelemente folgt ähnlichen Zyklen wie das Wechseln der Brennelemente. Es kommt daher nur ein Ausbau nach oben in Frage.

Das Konzept der wegen des Strukturmaterialschwellens kaltgefahrenen Regel- und Abschaltelemente erfordert eine thermische Isolierung gegen die benachbarten Brennelemente und verbietet die Verwendung von Brennstoff-Followern, die sich konstruktiv nur schwer verwirklichen lassen.

### Konstruktive Gestaltung

Die geometrischen Daten der Absorberbündel und der Führungsrohre zeigt für Tantal- und B<sub>4</sub>C-Elemente die Tabelle 3 - 4 .

Tab. 3 - 4 GEOMETRISCHE DATEN DER REGEL- UND ABSCHALTELEMENTE

	Tantal- Elemente	B <sub>4</sub> C-Elemente
Äußere Schlüsselweite des Führungsrohres [mm]	67	67
Wandstärke [mm]	1,5	1,5
Isolierung [mm]	1	1
Blechbandage [mm]	0,5	0,5
Stabzahl	7	19
Bündelkasten-SW [mm]	57,0	57,0
Wandstärke [mm]	1	1
Hüllrohrdurchmesser [mm]	19,1 x 0,3	11,3 x 0,3
Pelletdurchmesser [mm]	18,5	10,7

	Tantal- Elemente	B <sub>4</sub> C-Elemente
Stabteilung [mm]	20,15	12,3
Absorberanteil $\omega_a$	0,408	0,369
Strukturmaterialanteil $\beta_{\text{Stahl}}$	0,224	0,239
Strukturmaterialanteil $\beta_{\text{Gas}}$	0,022	0,022
Kühlmittelanteil $\alpha$	0,346	0,370

Das Absorberbündel besteht aus 7 bzw. 19 Stäben mit integralen Wendelrippen als Abstandshalter. Das Absorbermaterial wird in Pelletform eingefüllt oder im Falle des B<sub>4</sub>C eingerüttelt. Das Bündel ist in ein Sechseckrohr mit entsprechenden Endstücken eingeschlossen und bildet mit diesen den beweglichen Teil des Kontrollstabes. Im vollständig eingefahrenen Zustand erstreckt sich der Absorberteil über das gesamte Core und den oberen axialen Reflektorteil. Der Hub beträgt 800 mm, ist also gleich der Corehöhe. Zwischen dem Bündelkasten und dem äußeren Führungsrohr befindet sich ein Spalt von 3,5 mm Breite, der von einem Natrium-Teilstrom gekühlt wird, um den Führungskasten auf niedrigen Temperaturen zu halten. Die Führung des Bündels erfolgt über je 3 Nocken, die sich beim Regelelement unten am beweglichen Absorberteil und oben am feststehenden Führungsrohr befinden. Am Kopf des Führungsrohres befindet sich im Ringspalt eine sechseckige Büchse, die für eine stellungsunabhängige Drosselung der Bypassströmung sorgt. Am Fußstück des Absorberteiles ist über einen laternenförmigen Rohrstützen die Schubstange angesetzt, die durch die Tragplatte hindurchgreift und an ihrem unteren Ende eine Axialkupplung trägt. Die Schubstange ist in 2 Lagern geführt, wobei das untere Lager zusätzlich eine Abdichtfunktion zwischen dem Hochdruck- und dem Niederdruckraum übernehmen muß. Zu diesem Zweck ist neben dem Führungslager eine von einem Faltenbalg getragene Dichtbuchse angeordnet. Diese bleibt somit frei von Querkräften und kann daher mit einem geringen Spiel ausgestattet werden. Das Führungsrohr unterscheidet sich in den äußeren Anschlußmaßen nicht von den Brennelementen. Es ist jedoch axial über eine Kugelsperre, die in Höhe des oberen Tragplattengurtes sitzt, verriegelt. Das Auswechseln eines Regel-Elementes geschieht in folgenden Schritten:

Absorber in untere Endstellung bringen,

Kupplung im Fuß der Schubstange lösen und Traverse ca. 50 mm abfahren,

Greifer auf Absorberbündelkopf aufsetzen,  
 Absorberbündel und Verriegelungsbüchse um ca. 20 mm gegen  
 Federkraft niederdrücken,  
 Ankuppeln des Führungskastenkopfes mit Kugelklinken,  
 Gesamtes Element ziehen.

Der Einbau erfolgt in umgekehrter Reihenfolge. Die Verriegelung des Führungsrohres wird für den Fall benötigt, daß sich bei der Regelbewegung erhebliche Reibkräfte auf das Führungsrohr übertragen. Im Normalfall genügt die hydraulische Niederhaltung. Die Kühlmitteldrossel für den erforderlichen Bündel- und Bypass-Durchsatz befindet sich im oberen Lagerhalter für die Schubstange. Die Wärmeisolation des Führungskastens ist am Schluß dieses Abschnittes beschrieben.

Im Gegensatz zu den Regel-Elementen haben die Führungsrohre der Abschalt-elemente keine zusätzliche Fußverriegelung, weil die Absorberteile im Normalfall in ihrer oberen Endlage in Bereitschaft stehen und bei Betätigung nur eine Abwärtsbewegung ausführen. Eine Rücklauf Sperre am Antriebsgestänge sichert das Absorberbündel gegen das Austreiben durch Strömungskräfte. Falls das Gestänge abgekuppelt werden muß (bei BE-Beladungen) wird das Absorberbündel über eine Bajonettkupplung mit dem Führungskasten am Elementfuß verriegelt. In diesem Zustand kann auch das gesamte Element ausgewechselt werden.

Die Drosselung für die Bypass-Strömung wird wirksam, sobald der Fuß des Absorberteiles in die dafür vorgesehene Aufnahme eintaucht.

In dem in Abb. 3 - 17 dargestellten Abschaltetelement hat der aus  $B_4C$  bestehende Absorberteil eine Länge von 850 mm. Oberhalb desselben schließt sich ein Gasplenum von ca. 25 cm an. Die Absorberlänge und die Plenumlänge können bei Bedarf ohne Einfluß auf die prinzipielle Lösung des Abschaltstabes vergrößert werden.

#### Thermohydraulik des Absorberbündels und Verbiegung der Führungsrohre

Um die Realisierbarkeit des Konzeptes zu überprüfen, wurden für ein voll eingefahrenes Regelstabbündel thermohydraulische Berechnungen unter Berücksichtigung der radialen Wärmeleitung durchgeführt und mit den über die Kastenwand gemittelten Temperaturen die Verbiegungen

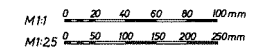
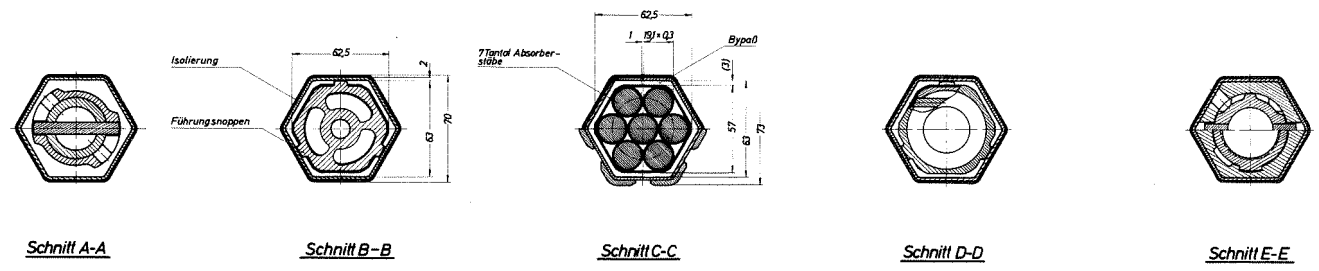
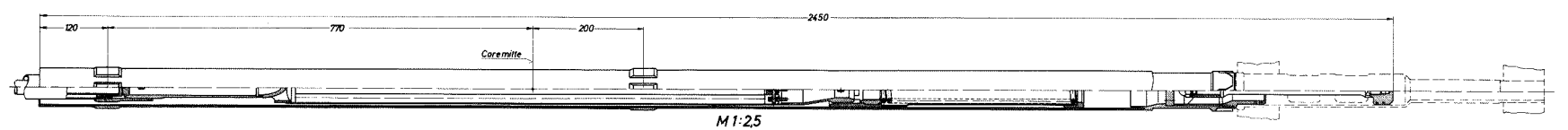
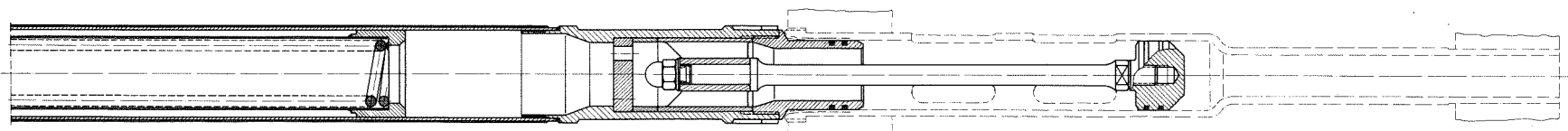
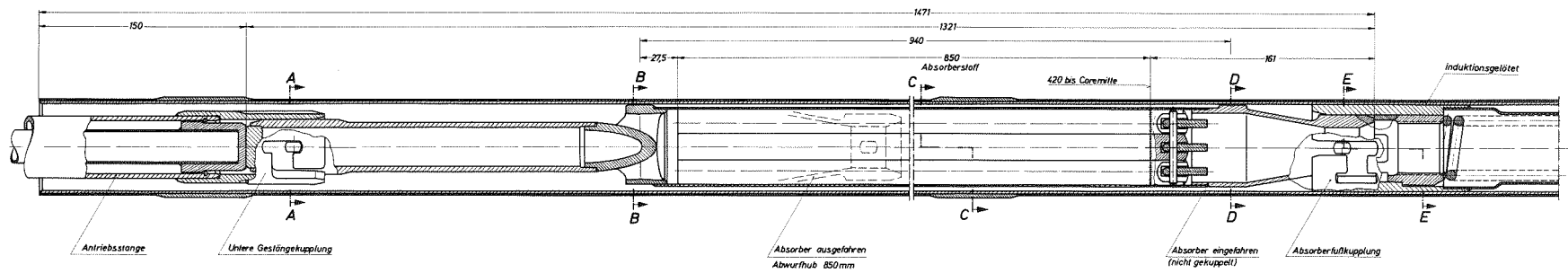


Abb.3-17

Datum 16.11.1970	Projekt FR3 Feasibility - Studie	Zehng. Nr. 17
Maßstab 1:1 1:2,5	Benennung Abschaltetelement	



des Führungsrohres durch Temperatur- und Schwelleffekte berechnet.

Der Rechnung liegen die Daten der Tab. 3 - 5 zugrunde.

Tab. 3 - 5 THERMOHYDRAULISCHE DATEN DER REGEL- UND ABSCHALT-ELEMENTE (FÜR DIE VERGLEICHSRECHNUNG)

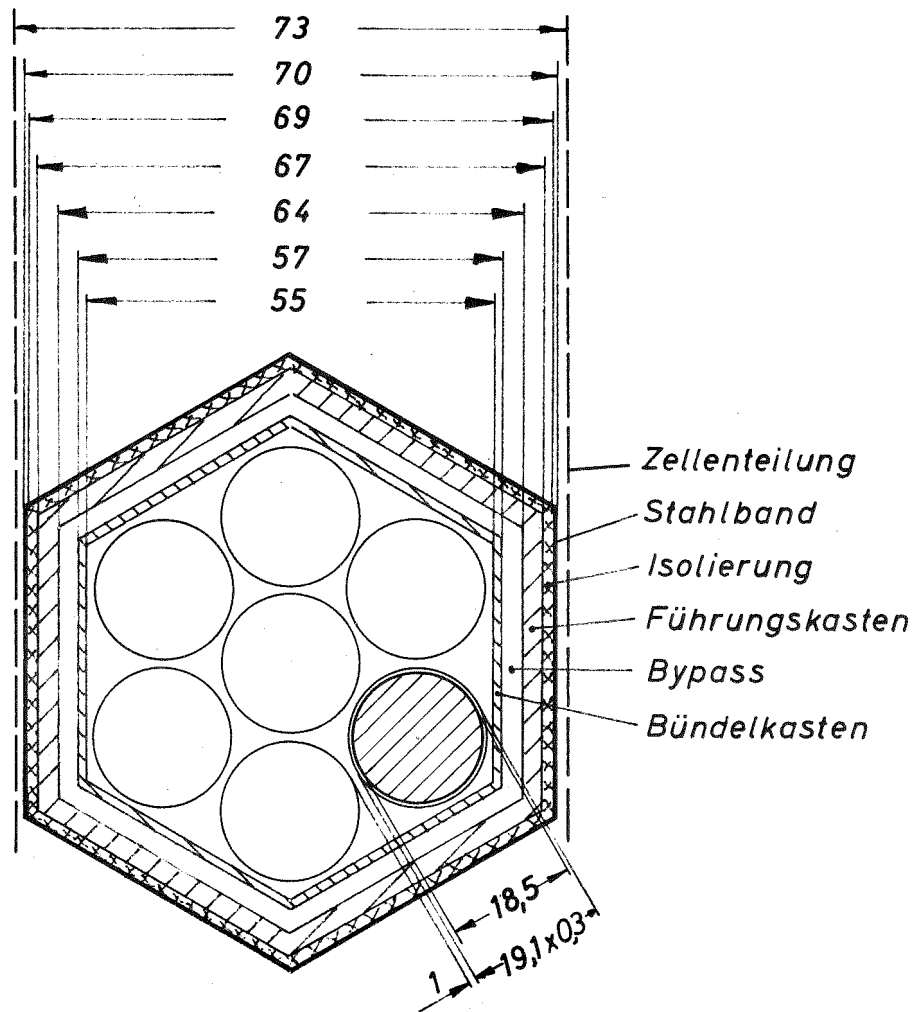
	Tantal- Elemente	B <sub>4</sub> C-Elemente
Max. spez. Leistung im Absorber [ $\frac{W}{cm^3}$ ]	185	128
Stableistung [ $\frac{W}{cm}$ ]	470	106
radiale Leistungsschiefelage am Kontroll- stab $(P_i - P_a)/P_m$	1,09	1,09
Kühlmitteldurchsatz Bündel [ $\frac{kg}{s}$ ]	3	3
Kühlmitteldurchsatz Bypass [ $\frac{kg}{s}$ ]	1	1
Wärmeleitfähigkeit Stahl [ $\frac{W}{cm \text{ } ^\circ C}$ ]	0,15	0,15
Wärmeleitfähigkeit Natrium [ $\frac{W}{cm \text{ } ^\circ C}$ ]	0,776	0,776
Wärmeleitfähigkeit Isolierung [ $\frac{W}{cm \text{ } ^\circ C}$ ]	0,0075	0,0075

Ferner wurden für die Rechnung folgende Annahmen getroffen:

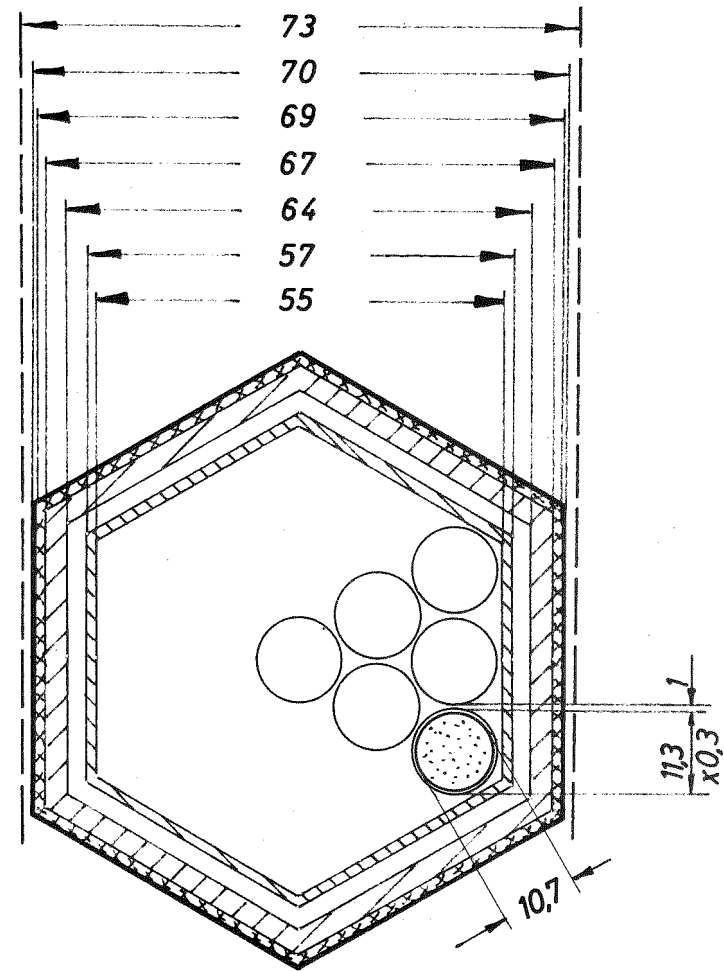
- Geometrische Größen nach Abb. 3 - 18 (für die Thermodynamik wurden etwas andere Werte eines Vorentwurfes verwendet, was ohne wesentlichen Einfluß auf das Ergebnis ist).
- Die Gamma-Wärmeerzeugung im Strukturmaterial des Kontrollstabes wurde an der Innenseite mit 12 W/g angenommen. Das Gamma-Leistungsprofil entsprach dem Neutronenflußprofil für einen mittleren Fluß von  $1 \times 10^{16} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$  mit Brutmantel.
- Die Wärmeübergangszahlen wurden nach der Gleichung

$$Nu = 5,5 + 0,003 Pe$$

von Subbotin nach einem ebenen Modell gemäß Abb. 3 - 19 berechnet.



**Tantalelement**  
 $\omega_a = 0,408$



**B<sub>4</sub>C-Element**  
 $\omega_a = 0,369$

**Abb.3-18: Querschnitt durch das Absorberbündel**

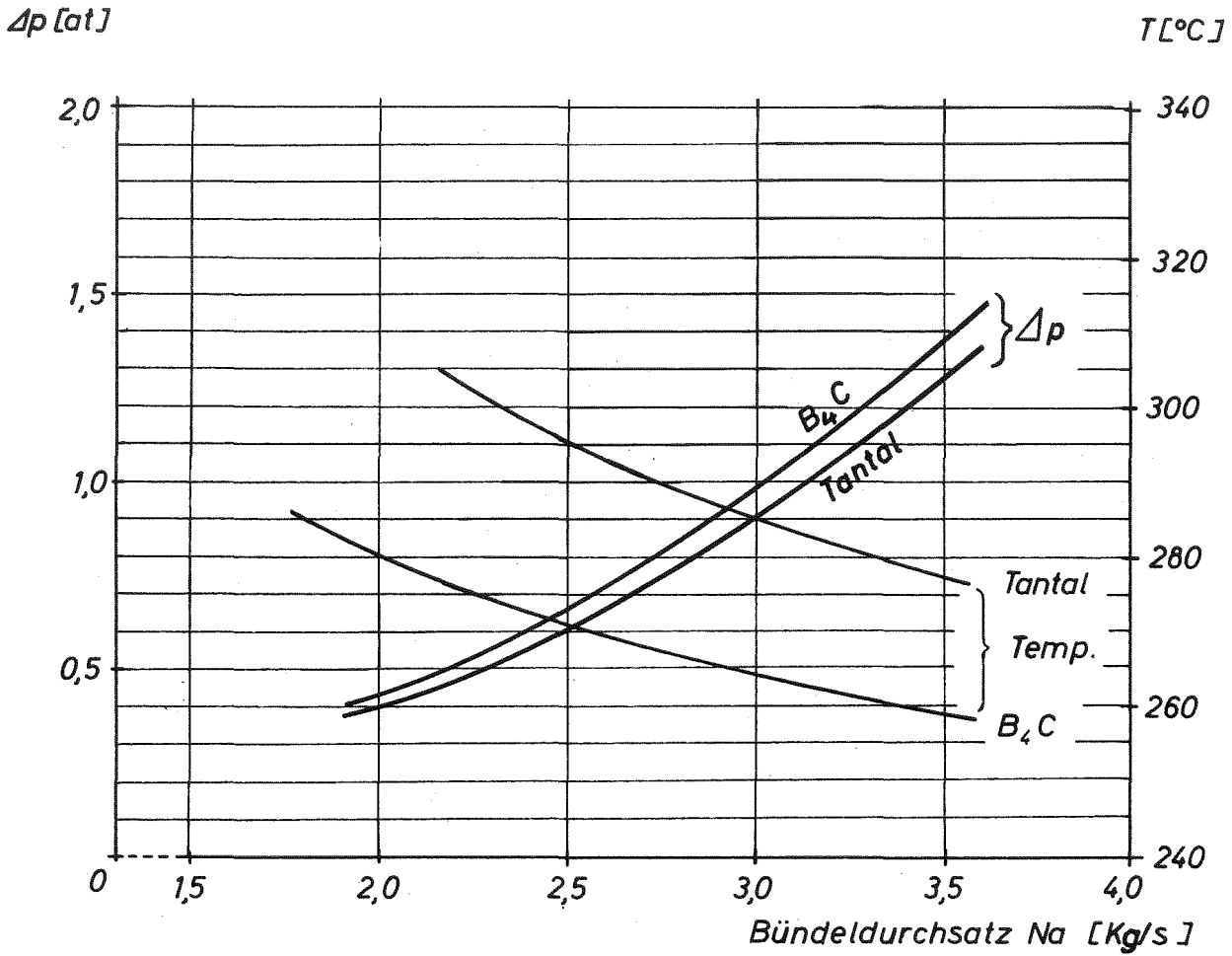


Abb. 3-20:

Druckverlust und mittlere Austrittstemperatur im Absorberbündel

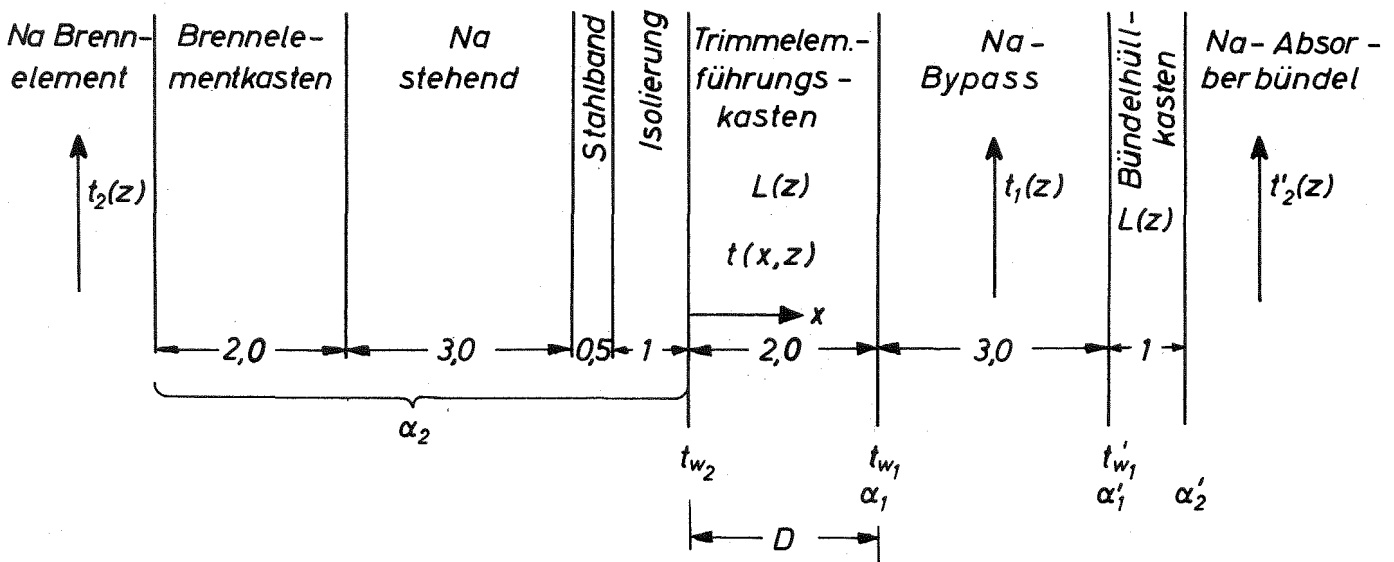


Abb. 3-19:

Rechenmodell

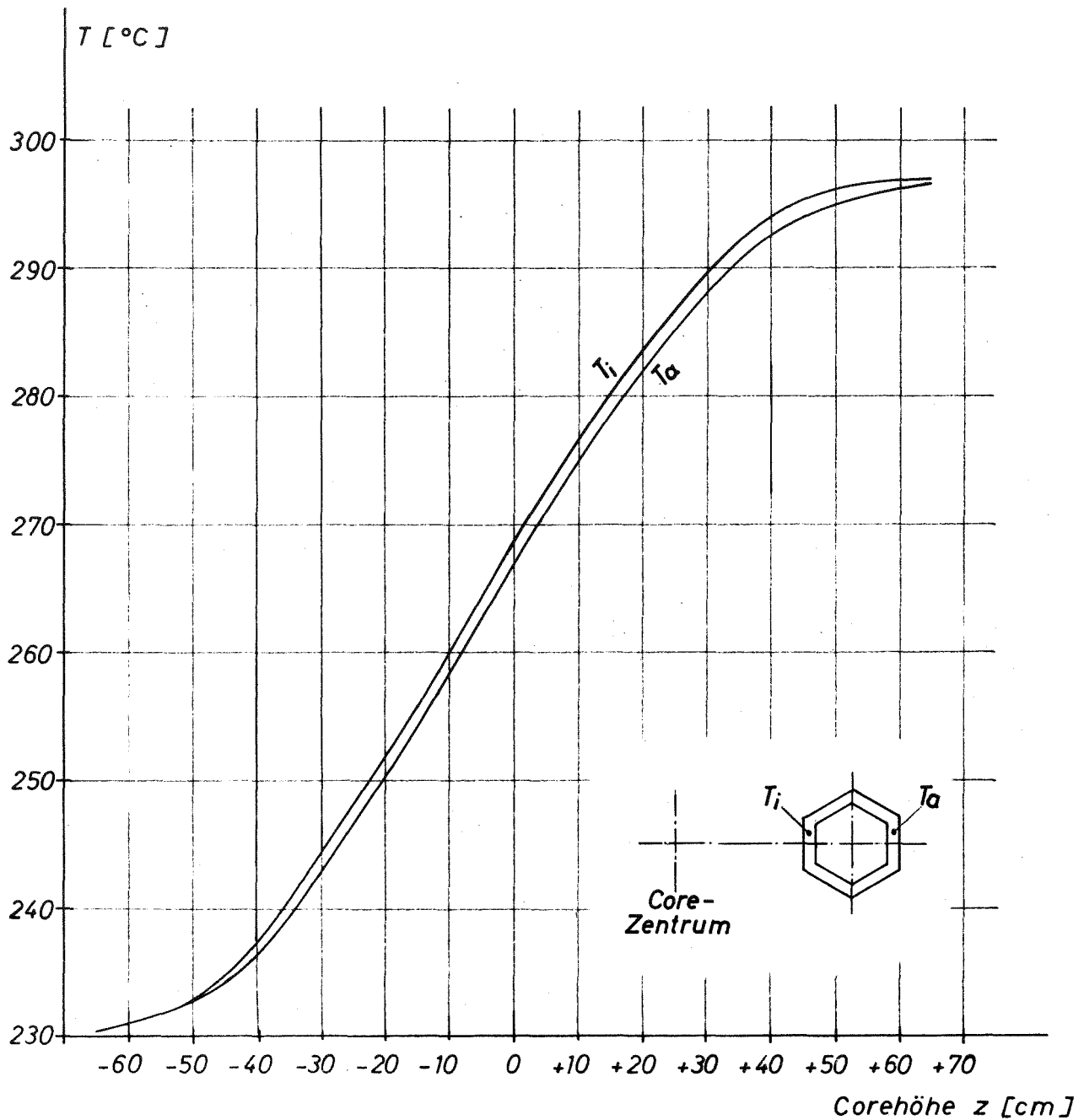
- Die Randbedingungen sind durch die Temperatur des Na im benachbarten Brennelement sowie im Absorberbündel gegeben. Die Na-Temperatur im Bypass ist zunächst unbekannt und wird für jeden axialen Rechenschritt über eine Leistungsbilanz mit dem Bypassdurchsatz iterativ ermittelt.

Den Druckverlust und die mittlere Austrittstemperatur als Funktion des Bündeldurchsatzes zeigt Abb. 3 - 20 für das vollkommen isolierte Element. Bei dem angenommenen Durchsatz durch das Bündel von 3 kg/s beträgt der Druckverlust für das Tantal-Element  $0,9 \text{ kp/cm}^2$  und für das  $B_4C$ -Element  $0,95 \text{ kp/cm}^2$ . Für die übrigen Einschnürungen im gesamten Regel-Element ist ein zusätzlicher Druckverlust von ca.  $0,4 \text{ kp/cm}^2$  in Rechnung zu setzen. Der Rest des am Core zur Verfügung stehenden Druckgefälles von ca.  $8 \text{ kp/cm}^2$  wird in der Drossel abgebaut.

Die mittleren Temperaturen in den Wänden des Führungskastens sind in Abb. 3 - 21 als Funktion der Corehöhe  $z$  dargestellt. Die mit diesem Temperaturverlauf berechnete freie Verbiegung des Führungsrohres durch Strukturmaterialschwellen und thermische Dehnung beträgt für die volle Standzeit in der oberen Verspannungsebene nur ca. 0,6 mm nach der IA-IMF-Formel (siehe Abschnitt 3.3.2). Die hieraus für das verspannte Core in der mittleren Stützebene berechnete max. Spannkraft beträgt nur etwa 9 kp.

Für das verspannte Führungsrohr ergibt sich aus der Biegelinie ein minimaler Krümmungsradius von rund 580 m. Mit einem radialen Spalt von 3 mm und einer Stützweite der Führungsnocken von max. rund 1300 mm wird von der Corekonstruktion ein Krümmungsradius von mindestens 66 m gefordert, um ein Klemmen des Absorberbündels zu verhindern. Diese Forderung ist somit erfüllt. Im Fall eines Nickelreflektors um die Treiberzone sind die Bedingungen noch günstiger.

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß mit einer außen auf den Führungsrohren der Regel-Elemente aufgebrauchten Wärmeisolation die durch Strukturmaterialschwellen und thermische Dehnung hervorgerufenen Verbiegungen der Regelelemente in leicht beherrschbaren Grenzen bleiben. Diese Aussage kann auch für die Führungsrohre der Abschaltelemente und für die Bestrahlungs-Rigs übernommen werden.



**Abb. 3-21:**

**Mittlere Wandtemperatur des Führungsrohres für Trimm-Regel-Element**

*Tantalelement*

$\dot{m} = 2,936 \text{ kg/s}$  Bündeldurchsatz

$\dot{m}' = 1,0 \text{ kg/s}$  Bypassdurchsatz

### Wärmeisolation

Bei allen Coreelementen, die zur Verhinderung oder Verminderung der Krümmung infolge des dosis- und temperaturabhängigen Strukturmaterialschwellens möglichst kalt gehalten werden sollen, ist die Anbringung einer äußeren Wärmeisolation notwendig. Die Wärmeisolation unterbindet die wesentliche Wärmezufuhr von den benachbarten Brennelementen her und vermeidet dort unzulässig starke örtliche Temperaturabsenkungen.

Bei der Wahl einer derartigen in-core-Wärmeisolation sind mehrere Gesichtspunkte zu beachten. Infolge der beim FR 3 vorhandenen kleinen Schlüsselweite der Elemente von 73 mm darf die Gesamtwandstärke der Wärmeisolation ca. 1 bis 1,5 mm nicht überschreiten. Weiterhin muß die Wärmeisolation ebenso strahlungsbeständig sein wie die übrigen Strukturwerkstoffe im Core. Es dürfen für die Wärmeisolation keine Stoffe Verwendung finden, die zu einer unzulässigen Verunreinigung des Primär-Natriums im Falle eines Versagens von Teilen der Isolation führen können. Die Wärmeisolation muß so beschaffen sein, daß sie thermische Dehnungen und Schwelldehnungen ohne Zerstörungsgefahr aufnehmen kann.

Unter Berücksichtigung der soeben erwähnten Gesichtspunkte wurde eine Wärmeisolation entwickelt, die nur aus austenitischem Stahl mit Argongefüllten Kammern besteht. In ersten Versuchen wurde die Machbarkeit einer solchen Wärmeisolation vorgeprüft. Die Ergebnisse lassen eine Weiterentwickelbarkeit bis zum Einsatz erhoffen.

In Abschnitt 4.6 werden weitere Möglichkeiten für in-core-Wärmeisolationen diskutiert.

Das Grundelement der Wärmeisolation besteht aus beispielsweise 30 mm breiten Bändern, die sich auf die Brennelementkästen bzw. Führungsrohre für Regelelemente usw. aufwickeln lassen. Gebildet werden diese Bänder aus 2 Blechstreifen der Breite 30 mm, die an ihrem Rande mit einer Rollennaht verschweißt werden. Die Stahlbänder haben eine Dicke von beispielsweise 0,10 bzw. 0,15 mm. Zwischen die beiden Blechbänder wird ein Drahtnetz aus etwa 0,1 bis 0,15 mm dicken Drähten und mit etwa 0,5 mm Maschenweite gelegt. Dieses Drahtnetz hält die beiden Blechstreifen zur Schaffung eines Gasraumes auf Abstand. Das Drahtnetz wird in Stücken von z.B. 300 mm Länge zwischen die Blechstreifen eingebracht. Zwischen jeweils zwei Drahtnetzstücken wird in Längsrichtung

eine Lücke gelassen, die der Anbringung einer querverlaufenden Rollenahtschweißung dient, wodurch der Gasraum in voneinander unabhängige Kammern unterteilt wird. Werden diese Arbeiten unter vermindertem Druck in Argonatmosphäre vorgenommen, so sind die einzelnen gasgefüllten Kammern des Isolationsbandes automatisch mit Argon gefüllt. Durch die Druckverminderung bei der Herstellung soll vermieden werden, daß die Isolationsbänder beim Erwärmen durch den entstehenden Innendruck zerstört werden. Auf diese Weise entstehen Isolationsbänder von ca. 30 mm Breite und etwa 0,5 mm Dicke.

Die Bänder werden in doppelter Lage schraubenförmig mit versetzter Lage der Kanten auf die Kästen aufgewickelt. Zum mechanischen Schutz der Isolation wird außen eine Blechbandage von beispielsweise 0,5 mm Dicke aufgebracht (siehe Abb. 3 - 22).

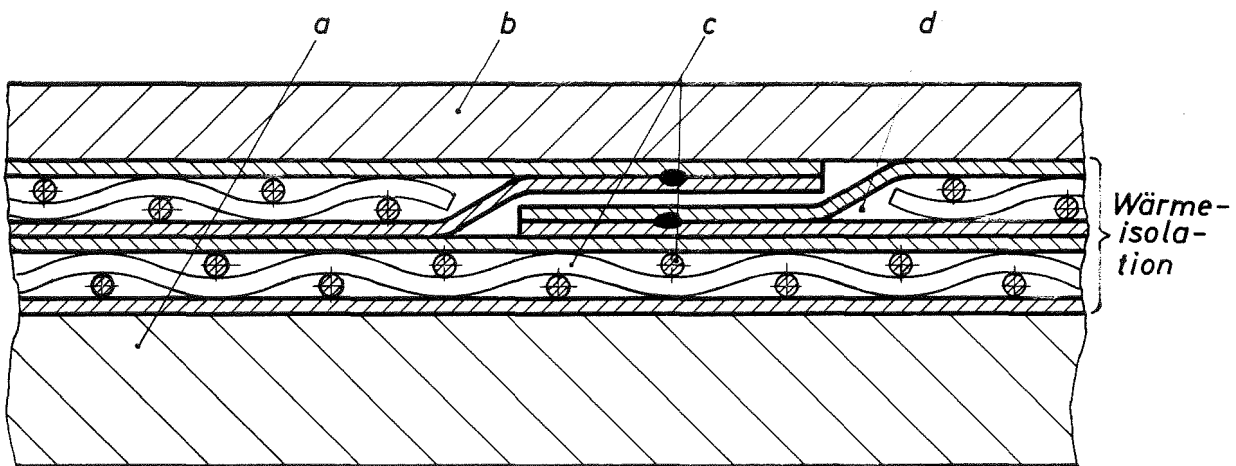


Abb. 3 - 22 IN-CORE-WÄRMEISOLATIONEN (SCHEMATISCH)  
 ( a) Kastenwand, b) Bandage, c) Drahtgewebe,  
 d) Argon)

Die versetzte Anordnung der aufgewickelten Streifen wurde gewählt, um Wärmebrücken an den Schweißnähten zu vermeiden. Eine doppelte Lage der Isolationsstreifen ist notwendig, weil mit einiger Wahrscheinlichkeit mit dem Leckwerden einzelner Kammern zu rechnen ist. Im Natrium würden sich diese Kammern mit Natrium füllen und damit keine Wärmeisolationwirkung mehr ergeben. Die doppelte Lage der Wärmeisolationbänder dient also der Funktionssicherung durch Redundanz.

Es liegen bisher noch keine Messungen über die Wärmedurchgangszahl durch eine derartige Wärmeisolation vor. Erste konservative Abschätzungen haben ergeben, daß man für die skizzierte Wärmeisolation mit einer äquivalenten Wärmeleitfähigkeit von etwa  $1/20$  derjenigen des austenitischen Stahles rechnen kann.

Sollten noch weitere geeignete Wärmeisolationmaterialien gefunden werden, so kann eventuell in diesen Wärmeisolationen die Gasspalt/Drahtnetzkombination durch ein anderes Medium ersetzt werden. Die Untersuchungen hierzu sind noch im Gange.

### 3.3.7 Reflektor-Elemente

Die Treiberzone ist in radialer Richtung von einem ca. 40 cm dicken Nickelreflektor umgeben. Der Reflektor besteht wie die Treiberzone aus prismatischen Elementen, die in der Tragplatte stehend um den Treiber in 5 bis 6 Reihen angeordnet sind. Die Reflektorelemente müssen folgenden Anforderungen gerecht werden:

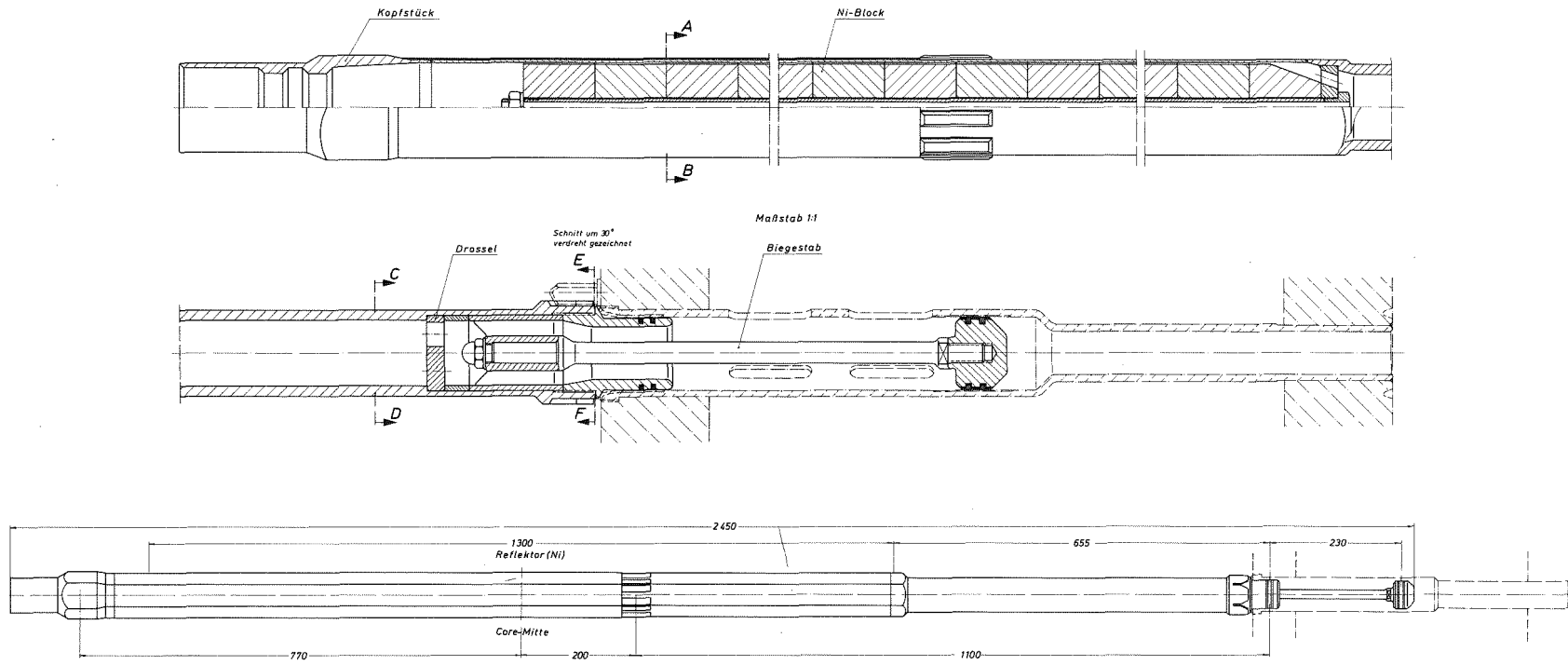
- hoher Nickelgehalt für eine gute Reflektorwirkung
- keine oder nur geringe Verbiegung infolge Temperaturgradienten
- Eingliederung in das Verspannungskonzept nach Abschnitt 3.3.8.1
- Manipulierbarkeit mit den für den Treiber vorhandenen Beschickungseinrichtungen

Für die wärmetechnische Auslegung der Reflektorelemente muß die innerste Elementreihe betrachtet werden. Nach einer überschlägigen Abschätzung an Hand physikalischer Berechnungen ist am Corerand mit einer Wärmeentwicklung von 5 W/g im Ni durch den dort herrschenden Gammafluß

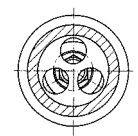


zu rechnen. Diese Leistung entsteht an der dem Corezentrum zugewandten Elementseite, während sie an seiner Außenseite nahezu bis auf Null abfällt. Es ist daher mit einer mittleren Wärmefreisetzung pro Reflektorelement von rund 100 kW zu rechnen. Der vorhandene Leistungsgradient erfordert eine möglichst gute Querdurchmischung des durchströmenden Natriums, um nach innen gerichtete Elementverbiegungen klein zu halten. Da Nickel bei höheren Temperaturen bereits bei relativ kleinen Neutronendosen zu erheblichem Strukturmaterialschwellen neigt, ist ferner dafür zu sorgen, daß das Temperaturniveau möglichst tief liegt. Angestrebt wird eine Temperatur am Elementausgang von max. 280 °C. Außerdem besteht von den benachbarten Treiberbrennelementen zu den Reflektorelementen ein großes Temperaturgefälle (am oberen Corerand 520 °C → 280 °C), das weitgehend in einer Isolierschicht abgebaut werden muß, um wiederum eine einseitige Aufheizung des Führungsrohres zu vermeiden. Erste grobe Untersuchungen zu einer solchen Isolierung haben ergeben, daß mit einer Schichtdicke von 1,5 mm eine etwa um den Faktor 20 kleinere Wärmedurchgangszahl gegenüber VA-Stahl zu erreichen sein wird (s. Abschnitt 3.3.6). Unter Zugrundelegung obiger Annahmen wurde überschlägig der Wärmetransport durch Leitung von zwei benachbarten Treiberbrennelementen in das Reflektorelement hinein berechnet. Er beträgt ca. 10 kW, das entspricht etwa 10 % der Gamma-Heizung. Zur Abfuhr der gesamten Wärme ist ein Natriumstrom von 1,7 kg/sec durch das Reflektorelement erforderlich. Wohl bemerkt beziehen sich diese Aussagen nur auf die Reflektorelemente in der innersten Reihe. Die weiter außen liegenden Elemente sind hinsichtlich der thermodynamischen Auslegung unproblematisch.

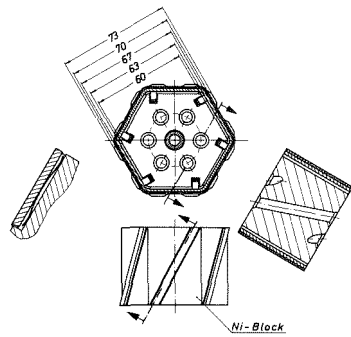
Abb. 3 - 23 zeigt den konstruktiven Aufbau eines Reflektorelementes. In den Anschlußmaßen, insbesondere am Elementfuß-, Kopf und in den Spannungsebenen stimmt das Reflektorelement mit dem Treiber-BE völlig überein (vgl. 3.3.4 und 3.3.5). Bei der Konstruktion der Nickelfüllung ist in diesem Entwurf auf eine gute Kühlmittelquerdurchmischung und auf einen hohen Nickel-Volumenanteil geachtet worden. Die Nickelfüllung besteht aus sechseckigen Blöcken, die übereinander gestapelt sind. Zwischen ihnen und dem umgebenden Sechskantkasten befindet sich ein Kühlmittelspalt von etwa 1,5 mm Breite. Diagonal über jede Sechskantfläche eines solchen Blockes verläuft eine Dichtleiste, die von einer Feder gegen den Kasten gedrückt wird und den Ni-Block zentriert. Dadurch wird das Kühlmittel im Spalt wendelförmig bei der Aufwärtsströmung geführt und strömt somit wechselweise an der heißen und an



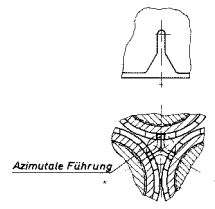
Schnitt C-D  
Maßstab 1:1



Schnitt A-B  
Maßstab 1:1



Schnitt E-F  
Maßstab 1:1



M 1:1 0 20 40 60 80 100 mm  
M 1:25 0 50 100 150 200 250 mm

Abb.3-23

Datum 15.11.70	Projekt FR3 Feasibility Studie	Zchg.Nr. 23
Maßstab 1:1 1:25	Benennung Reflektor-Element	

der kalten Seite des Elementes vorbei. Außerdem sind die Nickelblöcke von weiteren 7 Kühlmittelkanälen durchsetzt, um die Zentraltemperatur niedrig zu halten. Sechs dieser Bohrungen sind in Umfangsrichtung geneigt und bilden somit ebenfalls schraubenförmige Kühlkanäle. Die Blöcke sind durch einen zentralen Zuganker zusammengehalten und mit diesem in einer unteren Lochplatte axial fixiert. Um das Gebilde möglichst biegeweich zu gestalten, sind die Stirnflächen leicht kegelig ausgeführt.

Gegen den Einsatz reinen Nickels in Natrium bestehen bei diesen niedrigen Temperaturen keine Bedenken. Eine meßbare Korrosion tritt erst bei ca. 550 °C Natriumtemperatur auf. Auch der Massetransport bringt keine Probleme mit sich. Es ist zwar wegen der niedrigen Temperatur mit geringen Abscheidungen (Cr, C) zu rechnen, die aber für die Kühlkanäle belanglos sind.

Eine weitere Möglichkeit der konstruktiven Gestaltung des Reflektorelementes wäre das Stabbündel. Bei der oben genannten geringen Wärmeentwicklung könnte es aus 7 dichtgepackten Stäben von 22,7 mm Durchmesser bestehen. Diese Stäbe können entweder blank oder mit einem Stahlcanning eingesetzt werden. Diese Ausführung ist als zweite mögliche Lösung anzusehen, die aber den Nachteil hat, daß eine Kühlmittelquervermischung nicht auftreten kann. Die Konstruktion erfordert keine Besonderheiten, so daß hier auf deren Darstellung verzichtet werden kann. Die thermohydraulischen Daten gelten für diese Ausführung in gleicher Weise.

Die wichtigsten Daten der Reflektorelemente sind in Tab. 3 - 6 zusammengestellt.

Tab. 3 - 6 DATEN DER REFLEKTORELEMENTE

Kastenschlüsselweite außen	67 mm
Kastenschlüsselweite innen	63 mm
Isolierschichtdicke	1,5 mm
Reflektorlänge	1300 mm
Nickel-Volumenanteil	ca. 61 %
Kühlmittelanteil (innerhalb des Reflektorelementes)	13,2 %

Stahlanteil (Kasten + Isolierung)	ca. 18 %
Größte Aufheizspanne	50 °C
Kühlmitteldurchsatz (innerste Reflektorreihe)	1,67 kg/sec
Kühlmittelgeschwindigkeit im Reflektoreinsatz	3,1 m/sec
Druckverlust (gesamt)	7,5 kp/cm <sup>2</sup>
davon in der Vordrossel	ca. 6,5 kp/cm <sup>2</sup>
im Reflektoreinsatz	ca. 1 kp/cm <sup>2</sup>
Gewicht des Reflektorelementes	ca. 50 kp
davon Reflektoreinsatz (Ni)	ca. 33 kp

### 3.3.8 Kernverspannung

Die eigentliche Kernverspannung dient dazu, die Dimensionsstabilität der Core-Struktur in allen Betriebszuständen des Reaktors insoweit zu sichern, daß die Strukturkoeffizienten der Reaktivität jederzeit definiert und zulässig sind. Darüber hinaus soll erreicht werden, daß trotz der Strahlenschädigung der Strukturmaterialien die Reaktorverfügbarkeit hoch ist. Erreichbar sind diese Ziele nur, wenn im Core dauernd verbleibende Stützstrukturen vermieden werden (das führt zu einem Konzept mit "Verspannungsebenen"), wenn die Materialbeanspruchungen überall in zulässigen Grenzen gehalten werden und wenn für eine leichte Austauschbarkeit aller Core-Komponenten (z.B. Brennelementhandhabung, Regelstab- und Abschaltstabführungsrohre) gesorgt wird.

In den folgenden Abschnitten werden das für den FR 3 gewählte Verspannungskonzept, die Brennelementverbiegungen, die Vorgänge in Core-Verspannungsebenen und mögliche Abbrandbegrenzungen behandelt.

#### 3.3.8.1 Verspannungskonzept

Außer den Treiberbrennelementen sind hinsichtlich der Coreverspannung des FR 3 folgende Bauteile zu beachten:

Verdrängerkörper zum Freihalten der für Bestrahlungsloops vorgesehenen Corepositionen. Solche Verdrängerkörper übernehmen im Bereich um die Bestrahlungsloops die Stützfunktion in den Verspannungsebenen.

Führungskästen für die Regel- und für die Abschalt-Elemente, desgleichen für die Bestrahlungskapselseinsätze (Rigs),

Reflektorelemente.

Auch für diese Bauteile sind die Verspannungskräfte und die sich ergebenden Ausbiegungen maßgebliche Größen. Abb. 3 - 24 zeigt einen vereinfachten Corelängsschnitt.

Für die ersten Core-Beladungen des FR 3 sind zunächst möglichst konventionelle Treiberbrennelemente, das sind Brennelemente mit ungeteiltem Kasten und Mischoxyd-Brennstoff, vorgesehen. Für spätere Cores könnte eventuell die Beladung mit Brennelementen mit geteiltem Brennelementkasten (siehe Abschnitt 3.3.5) in Frage kommen. Daher war zu untersuchen, ob die sich daraus ergebende Forderung, daß im FR 3-Core die Kernverspannung ohne Änderung fester Coreeinbauten die Beladung mit beiden Arten von Brennelementen erlaubt, erfüllt werden kann.

Werden für die Reflektorelemente Brutelemente verwendet, so ergeben sich zusätzliche Verbiegungs- und Eigenspannungsprobleme usw. durch die starke Orts- und Zeitabhängigkeit des Plutonium-Aufbaues und damit der Wärmezeugung in diesen Elementen. Es wurde daher beschlossen, um die Vielfalt der zu untersuchenden Parameter einzuschränken, im Rahmen der FR 3-Feasibility-Studie nur reine (Stahl - oder Nickel-) Reflektorelemente zu betrachten, die in der innersten, dem Core zugewandten Reihe mit einer Wärmeisolation versehen und relativ kalt gefahren werden (siehe Abschnitt 3.3.7).

Diese dadurch praktisch gerade bleibenden Reflektorelemente werden nun als der das Core umfassende Stützmantel zur Coreverspannung herangezogen. Hierbei ist vorgesehen, den Reflektor nur am Kopf der Elemente gegen im wesentlichen starre Anschläge - die zum Coreumladen etwas zurückgezogen werden können - abzustützen. Die Anschläge werden so eingestellt, daß die Kopfverspannungsebene im heißen Betriebszustand eben spielfrei gefüllt ist. Hierzu ist es notwendig - mit Rücksicht auf die unterschiedlichen Kühlmittelaustrittstemperaturen - die kalte Zellenweite von Reflektor- und Treiberelementen in der Verspannungsebene durch entsprechendes Kalibrieren der Distanznocken (Pflaster) etwas unterschiedlich einzustellen, damit alle Elemente im heißen Zustand dieselbe Zellenweite (ungestörtes Hexagongitter) haben.

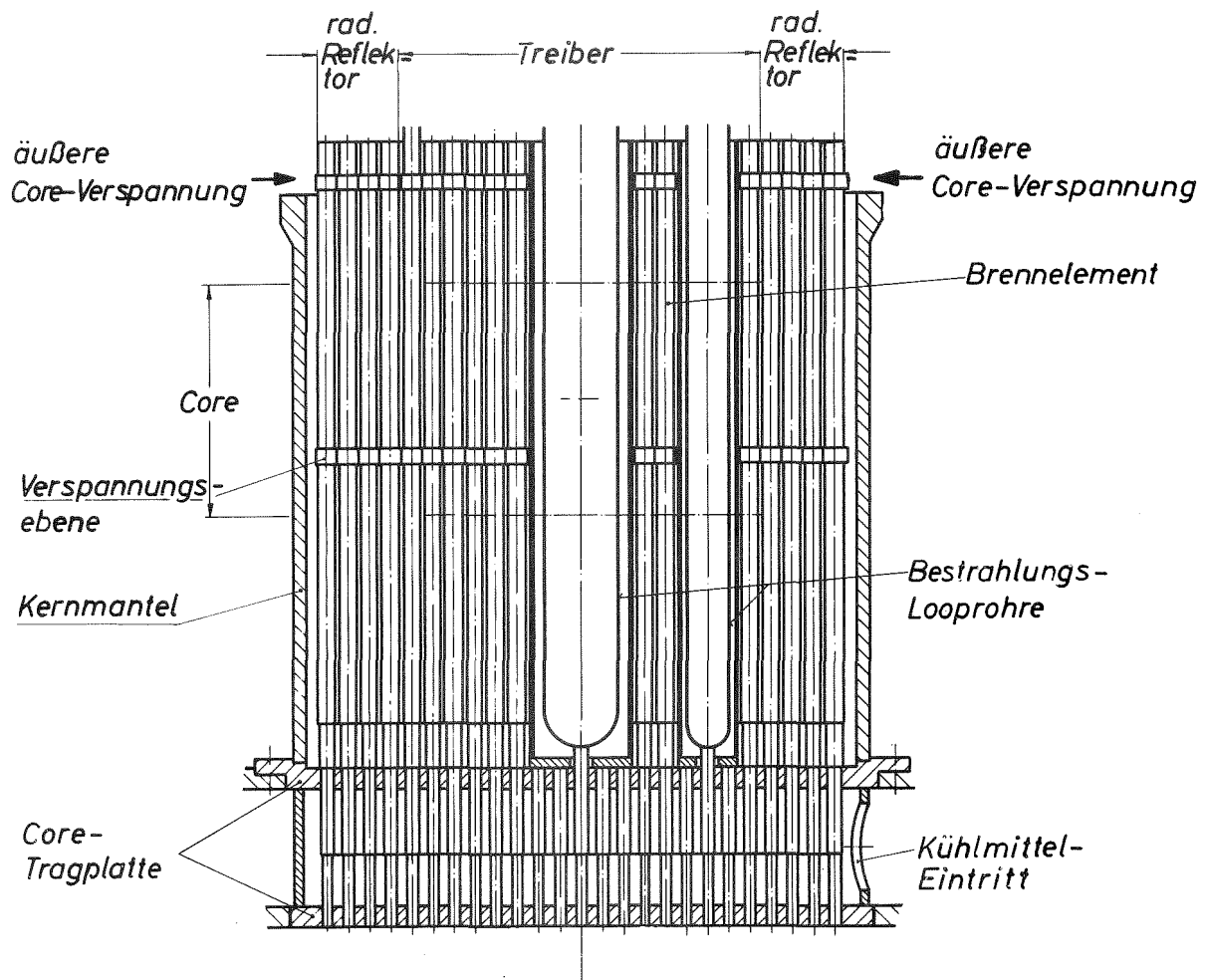


Abb.3-24: FR3-CORE-LÄNGSSCHNITT  
(vereinfacht)

Im unteren Coredrittel befindet sich eine weitere Verspannungsebene, jedoch ohne äußere Anschläge (s. Abb. 3 - 24 ), da hier die aus der Brennelementverbiegung resultierenden Kräfte hauptsächlich (auch beim Dreierzyklus mit azimuthaler Drehung der Elemente nach dem ersten Zyklus) nach innen gerichtet sind. Um wenigstens angenähert zu einer Dreipunktlagerung der Brennelemente mit ungeteiltem Kasten zu gelangen, wurden die Brennelementfüße elastisch (siehe Abschnitt 3.3.5) ausgeführt.

Nicht nur die Reflektorelemente werden kalt gefahren, sondern auch die Führungsrohre für die Regel- und Abschaltstäbe, sowie die Rigrohre. Erreicht wird dies stets durch die Aufbringung einer äußeren Wärmeisolation (s. u. Abschnitt 3.3.6). Hierdurch wird erreicht, daß sich diese Bauteile infolge des Strukturmaterialschwellens nur minimal verbiegen und die Funktion der Führungsrohre nicht beeinträchtigt wird. Um jedoch auch diese Elemente in allen Verspannungsebenen an der Coreverspannung teilhaben zu lassen, ohne die Elemente zu verbiegen, wird folgende Maßnahme ergriffen:

Die durch die Distanznocken (Pflaster) in den Verspannungsebenen kalibrierte Zellenweite der Elemente wird in allen Verspannungsebenen so eingestellt, daß alle Elemente in jeweils einer Ebene trotz unterschiedlicher Betriebstemperaturen dieselbe Zellenweite (ungestörtes Hexagongitter) haben, und daß für jedes Element die Schnittpunkte seiner Achse mit allen Verspannungsebenen auf Geraden liegen.

Durch diese Maßnahme erhält man ein minimal gestörtes Hexagongitter, bei dem nur noch Toleranzen für das globale Strukturmaterialschwellen - das in den gewählten Verspannungsebenen nur noch in geringem Maße auftritt - und Herstellungstoleranzen zu berücksichtigen sind. Gleichzeitig wird die Vorausberechenbarkeit der Coregeometrie und ihrer Änderungen erleichtert.

Zur Abstützung der an die Loopöffnungen im Core grenzenden Brennelemente dienen die bereits oben erwähnten Verdrängerkörper in Form von Stützringen, die für jede Loopöffnung in einem elastischen Traggerüst zusammengefaßt sind und in der Coretragplatte stehen. Diese Stützkörbe werden jeweils als Ganzes gehandhabt und durch die Loopöffnungen im Reaktordeckel ausgewechselt.

Für die Corebeladung ist ein Dreierzyklus vorgesehen. Am Ende eines jeden Zyklus stehen somit in der Treiberzone Brennelemente mit 1/3-, 2/3- und 3/3 - Abbrand nebeneinander. Die Brennelemente mit 3/3 - Abbrand werden sodann durch frische Brennelemente ersetzt. Zusammen mit dem zeitlich veränderlichen Schwellzustand der Verdrängerkörper für die Testloop-Öffnungen ergeben sich dadurch zeitlich veränderliche mittlere Zellenweiten der Brennelemente in den Verspannungsebenen, die bei der Kalibrierung der Zellenweiten (Distanznocken, Pflaster) zu berücksichtigen sind.

Bei den Treiberbrennelementen mit ungeteiltem Kasten ist vorgesehen, am Ende jedes Zyklus die Elemente mit 1/3 - Abbrand azimuthal um  $180^\circ$  zu drehen, damit die Verspannungskräfte infolge behinderter Verbiegung möglichst klein gehalten werden (siehe Abschnitt 3.3.8.2). Die Auswirkungen der zeitlich veränderlichen Störungen der Schlüsselweiten, bzw. des Hexagongitters zusammen mit den Verspannungskräften infolge verhinderter Verbiegung werden im Abschnitt 3.3.8.3 näher behandelt.

Beim Übergang von ungeteilten auf geteilte Brennelemente bleibt alles oben gesagte im Prinzip gültig. Es verändern sich lediglich die Kriterien hinsichtlich der Auswechselbarkeit der Elemente. Außerdem sollte auf die Drehung der Brennelemente mit 1/3 - Abbrand verzichtet werden können.

Die Verspannungsebenen für ungeteilte Brennelemente werden unverändert beibehalten. Um jedoch die Kopfstücke der geteilten Kästen führen zu können, muß in Höhe des unteren Randes der Kopfstücke noch eine dritte Verspannungsebene eingefügt werden. Dies geschieht, wie bereits beschrieben, durch Anbringung entsprechend kalibrierter Abstandsnocken. Entsprechende Vorkehrungen bei den Reflektorelementen und den Verdrängerkörpern für die Loopöffnungen im Core lassen sich ebenfalls von vornherein treffen. Dann bereitet auch ein eventueller späterer Übergang von konventionellen d.h. nichtgeteilten zu geteilten Brennelementen keine allzugroßen Schwierigkeiten.

Die Kopfverspannung der Brennelemente kann über verstellbare Anschläge (Spannelemente) auf einem stationären Ring über dem thermischen Schild des Reaktors vorgenommen werden (siehe Abschnitt 3.6.7 ).



### 3.3.8.2 Verbiegungen und globales Schwellen der Brennelemente

Die Ermittlung der Verbiegungen und der Einspannkräfte der durch differentiell Strukturmaterialsquellen und thermische Dehnung verformten und im Reaktorkern verspannten Brennelemente erfolgt in zwei Schritten. Der erste Schritt liefert die freie, unbehinderte Verbiegung, während im zweiten Schritt die Auflagerbedingungen, die durch die Kernverspannung geschaffen werden, durch Superposition einer kompensierenden Stabbiegungslösung berücksichtigt werden. Der Einfluß des strahlungsinduzierten Kriechens konnte hier noch nicht mit einbezogen werden.

Beim vorliegenden Dreierzyklus für den Brennelementwechsel hat sich gezeigt, daß entsprechend den Ausführungen in Abschnitt 3.3.2 über das Strukturmaterialsquellen ein azimuthales Drehen der Brennelemente um  $180^\circ$  nach 1/3 Abbrand hinsichtlich der Kernverspannung besonders günstig ist. Rein rechnerisch ergibt sich, daß die Elemente nach dem 2. Zyklus im kalten Zustand wieder gerade sind. Am Ende des 3. Zyklus, 3/3 Abbrand, ergibt sich dann eine wesentliche Verringerung der Verbiegung gegenüber dem Fall, daß auf eine Drehung der Brennelemente verzichtet wird.

Nach dem gewählten Verspannungskonzept (siehe Abschnitt 3.3.8.1) liegen für jedes Brennelement die Schnittpunkte seiner Elementachse mit den Verspannungsebenen auf Geraden. Die Änderungen der Schlüsselweite der Brennelemente durch das Schwellen können in den Verspannungsebenen vernachlässigt werden. Die größtmöglichen radialen Elementverschiebungen beim Übergang von der dichtesten Packung der Elemente nach außen zur dichtesten Packung nach innen betragen zwischen 0 und 0,7 mm. Diese partiellen Unbestimmtheiten der Brennelementlage im Core sind sowohl hinsichtlich der Kernverspannung als auch hinsichtlich der Reaktivitätseffekte unwesentlich, siehe auch Abschnitt 3.5.

Durch das Schwellen der Brennelemente in der im unteren Coredrittel befindlichen Verspannungsebene nimmt innerhalb eines Brennelementzyklus der äußere Coreradius um etwa 1,0 mm zu. Der Einfluß dieser relativ kleinen Verschiebungen auf die Brennelemente im verspannten Zustand wurde ebenfalls vernachlässigt.

Verbiegungsrechnung

Die freie Verbiegung der Brennelemente wird durch die Dehnungsverteilung im Brennelementkasten bestimmt. Berücksichtigt wurden die Dehnungen durch das Strukturmaterialschwellen und die thermische Materialdehnung. Weil die physikalischen und thermohydraulischen Reaktorberechnungen zunächst nur in r - z - Koordinaten vorliegen, wurde die Verbiegung als ebenes Problem behandelt. Bei den Verbiegungsrechnungen wurden die Brennelemente als Stäbe behandelt, weil die Kastenwandstärke gegenüber den Abmessungen des Kastenquerschnittes klein und die Länge der Brennelemente gegenüber den Abmessungen des Querschnittes groß ist.

Maßgebend für die örtliche Krümmung des Brennelementkastens ist der mittlere Dehnungsgradient über den Kastenquerschnitt. Zur Ermittlung dieser Dehnungsgradienten wird in die Rechnung der Neutronenflußverlauf für nichtverbogene Brennelemente eingesetzt und unter dieser Voraussetzung - unter Berücksichtigung der Nachbarelemente - werden mittlere nominelle Temperaturgradienten aus zwei Stützwerten für gegenüberliegende Kastenwände berechnet. Es wurden also die kleinen Brennelementverschiebungen im Neutronenflußfeld vernachlässigt. Weiterhin wurde das Temperaturfeld in den Brennelementquerschnitten in zwei Anteile aufgespalten, nämlich in einen mittleren Temperaturgradienten, der für die Verbiegung maßgeblich ist, und in einen hier nicht berechneten Anteil überlagerter Temperaturabweichungen, der für das örtliche Spannungsfeld maßgebend ist. Die Aufspaltung des Temperaturfeldes in diese beiden Anteile führt zu kleinen Fehlern (die hier vernachlässigt wurden), weil die Dehnungen nicht streng linear von den Temperaturen abhängen.

Für die Rechnung wurden die Brennelemente in ca. 50 axiale Abschnitte aufgeteilt, wobei für jeden Abschnitt der axiale Verlauf des Dehnungsgradienten linear angenommen ist.

Die Biegelinien der verspannten Elemente wurden mit dem MIT-ICES-STRUDL-1-Programm <sup>23)</sup> in 57 axialen Schnitten über der gesamten Brennelementlänge berechnet. Eingangswerte für diese Berechnung waren

---

23) Massachusetts Institute of Technology: ICES-System, General Description, R 67 - 49, Sept. 1967

insbesondere die sich aus der vorhergehenden Berechnung der freien Verbiegung in den Verspannungsebenen ergebenden Verschiebungen der Brennelementachsen. Die verwendete große Zahl axialer Schnitte war für die Festlegung der Biegelinien der Brennelemente notwendig.

Abb. 3 - 25 zeigt eine Skizze des Brennelementes und den axialen Verlauf der Trägheits- und Widerstandsmomente. Das Trägheitsmoment des Brennstabbündels ist um 2 Größenordnungen kleiner als das des Brennelementkastens und wurde deshalb vernachlässigt. Das Trägheitsmoment des Brennelementquerschnittes unterhalb der Oberkante der Coretragplatte ist ebenfalls um 2 Größenordnungen kleiner als das des Elementkastens. Die Einspannwirkung in den Verspannungsebenen durch benachbarte Brennelemente kann vernachlässigt werden. Demzufolge wurde die Lagerung der Brennelemente im Core als momentenfreie Dreipunkt Lagerung angenommen.

Die bei der Berechnung berücksichtigten Brennelemente haben vom Corezentrum die folgenden radialen Abstände:

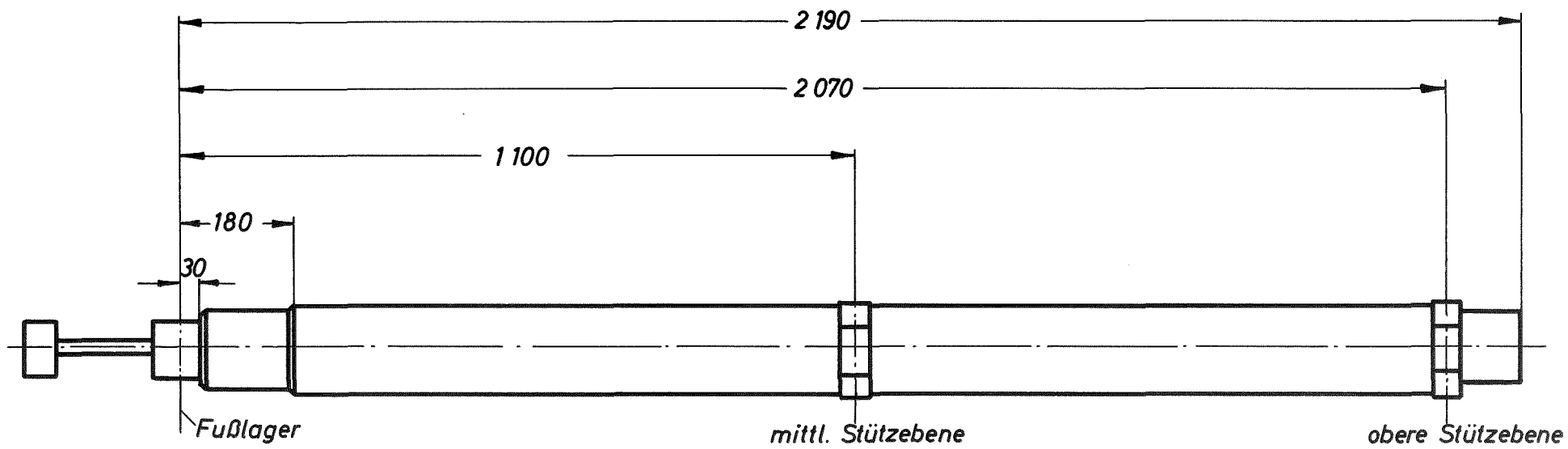
Reihe	1	2	3	4	5	6	
Coreradius	21,9	29,2	36,5	43,8	51,1	58,4	cm

Die Verbiegungsrechnungen wurden mit zwei der in Abschnitt 3.3.2 angegebenen Schwellformeln durchgeführt, um die Rechenergebnisse von den Eigenschaften einer speziellen Schwellformel möglichst unabhängig zu machen. Die Rechnungen wurden für einen gemischten Coreabbrand im Dreierzyklus durchgeführt. Berücksichtigt wurden Brennelemente mit 1/3, 2/3 und 3/3 Abbrand. Als Werte für den lokalen Spitzenabbrand wurden 60 000, 80 000 und 100 000 MWd/t angenommen.

### Diskussion der Ergebnisse

Für die Diskussion werden die mehr konservativen Ergebnisse herangezogen, d.h. vor allem solche Resultate die mit der IIc - Schwellfunktion nach Abschnitt 3.3.2 gewonnen wurden.

Abb. 3 - 26 zeigt die verbogenen Brennelemente nach dieser IIc-Formel für den FR 3 mit Nickelreflektor bei einem lokalen Spitzenabbrand von 100 000 MWd/t. Über der Brennelementachse ist zusätzlich die radiale Zunahme der Brennelementabmessungen durch das Strukturmaterialschwellen



3 - 77

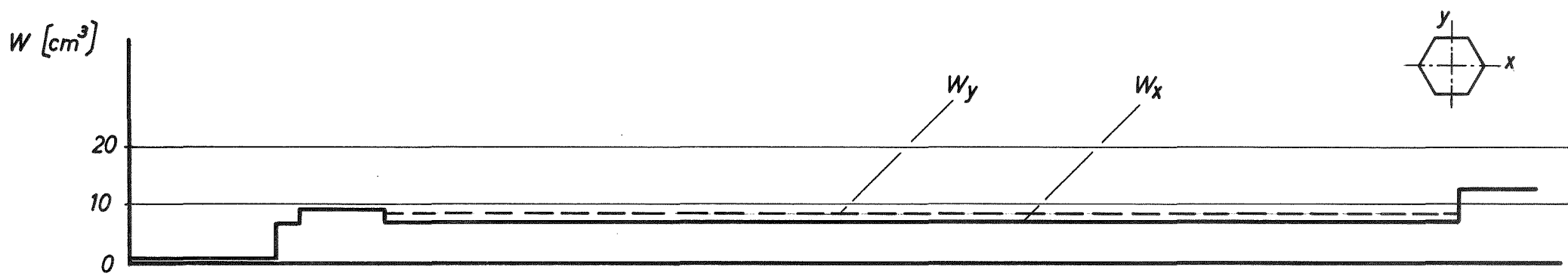


Abb. 3 - 25 BRENNELEMENTABMESSUNGEN UND AXIALER  
VERLAUF DES WIDERSTANDSMOMENTES  $W$

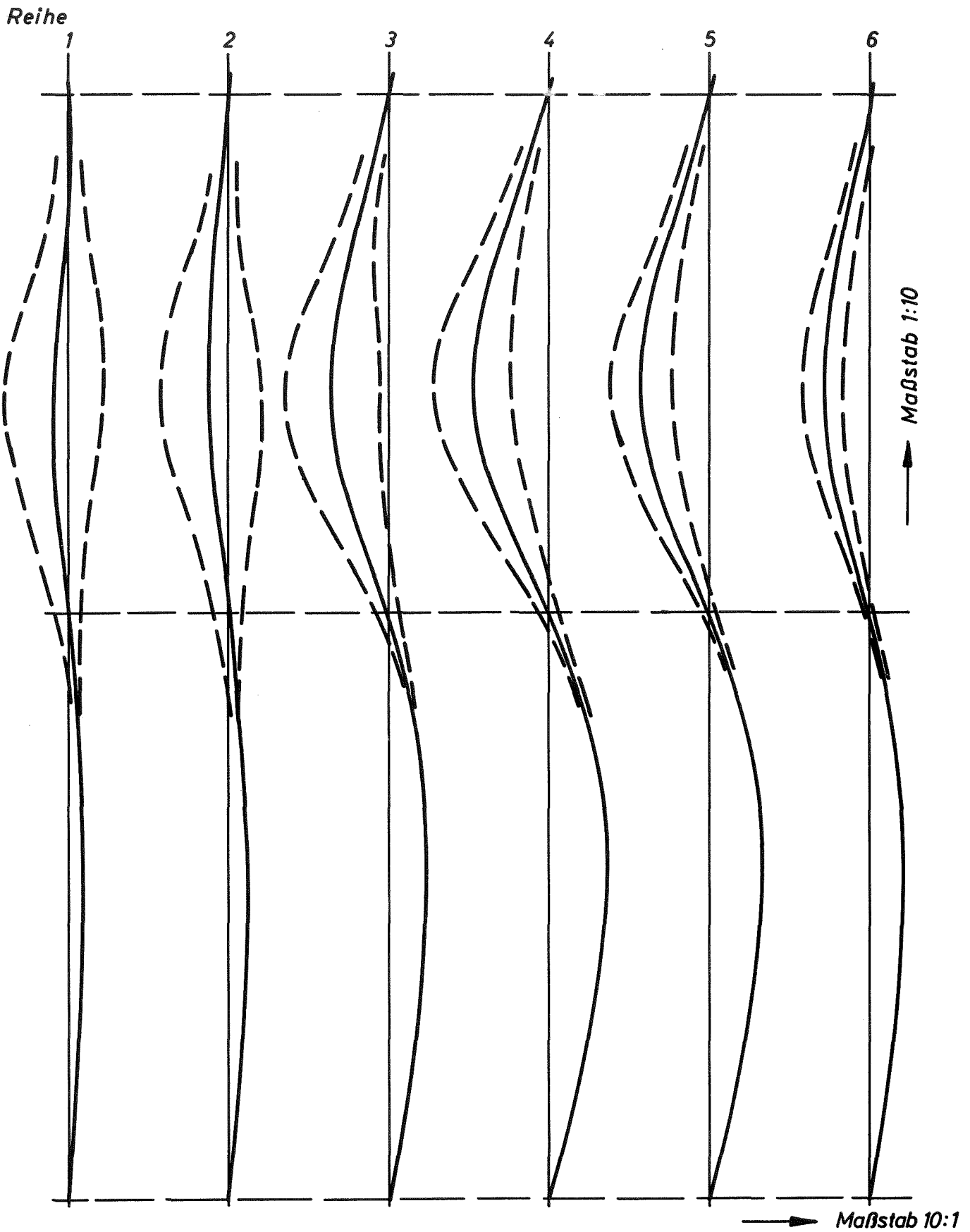


Abb. 3 - 26 VERBIEGUNG DER BRENNELEMENTE UND RADIALES WACHSEN  
 (Schwell-Formel FFTF, Spitzenabbrand 100 000 MWd/t,  
 heiß, Ni-Reflektor)

und durch die thermische Dehnung aufgetragen. Die ungünstigsten Verhältnisse entstehen bei einer Nachbarschaft von heißen Brennelementen mit  $2/3$  bzw.  $3/3$  Abbrand in den Reihen 3 und 4 bzw. 2 und 3 der Treiberzone. Die Abb. 3 - 27 zeigt solche Kombinationen. Hierbei ist vorausgesetzt, daß die geraden Brennelemente im kalten Zustand parallel stehen und einen lichten Spalt von 3 mm haben. Dieser Abstand schrumpft in den oben genannten Fällen durch Verbiegung und globales Schwellen bis auf 0,5 mm zusammen.

In der Abb. 3 - 28 sind die Verhältnisse für ein FR 3-Core mit Uran-Brutmantel dargestellt. Hierbei treten die ungünstigsten Fälle ebenfalls in der 3. und 4. Reihe der Treiberzone auf. Zwar sind in der 5. und 6. Reihe die Verbiegungen stärker, sie werden aber durch das mit größer werdendem Abstand vom Corezentrum rasch abnehmende globale Schwellen überspielt.

Hinsichtlich der Brennelementverbiegungen läßt sich zusammenfassend sagen, daß in keinem Fall, selbst bei einem lokalen Spitzenabbrand von 100 000 MWd/t, bei dem gewählten lichten Brennelementabstand von 3 mm eine Berührung der Brennelemente außerhalb der Verspannungsebenen erfolgt.

In der Tab. 3 - 7 sind die auf die Brennelemente in den Verspannungsebenen wirkenden Kräfte für einen lokalen Spitzenabbrand von 100 000 MWd/t, berechnet nach der im Abschnitt 3.3.2 mit IIc bezeichneten Schwellformel, aufgeführt. Die mit positivem Vorzeichen versehenen Kräfte sind zum Corezentrum gerichtet. Für jedes Brennelement (Brennelementreihen 1 bis 6) sind die Abbrandzustände  $1/3$ , 0 oder  $2/3$ <sup>24)</sup> und  $3/3$  berücksichtigt. Weiterhin sind für jedes Brennelement zwei Kräfte angegeben, wobei die obere Zahl für den Reaktor mit Nickelreflektor und die untere Zahl für den Reaktor mit Uran-Brutmantel gilt.

Beim Abbrandzustand 0 bzw.  $2/3$  rühren die Kräfte allein aus der thermischen Verbiegung her. Beim Reaktor mit Nickelreflektor ist vor allem das starke Abfallen der Kräfte infolge thermischer Verbiegung in den

---

24) Der Verbiegungszustand der Brennelemente mit  $2/3$  - Abbrand mit Drehung bei  $1/3$  - Abbrand ist rein rechnerisch dasselbe wie bei neuen Brennelementen.

3 - 80

2. Reihe;  
 $\frac{3}{3}$  Abbrand

3. Reihe;  
 $\frac{3}{3}$  Abbrand

3. Reihe;  
 $\frac{2}{3}$  Abbrand

4. Reihe;  
 $\frac{3}{3}$  Abbrand

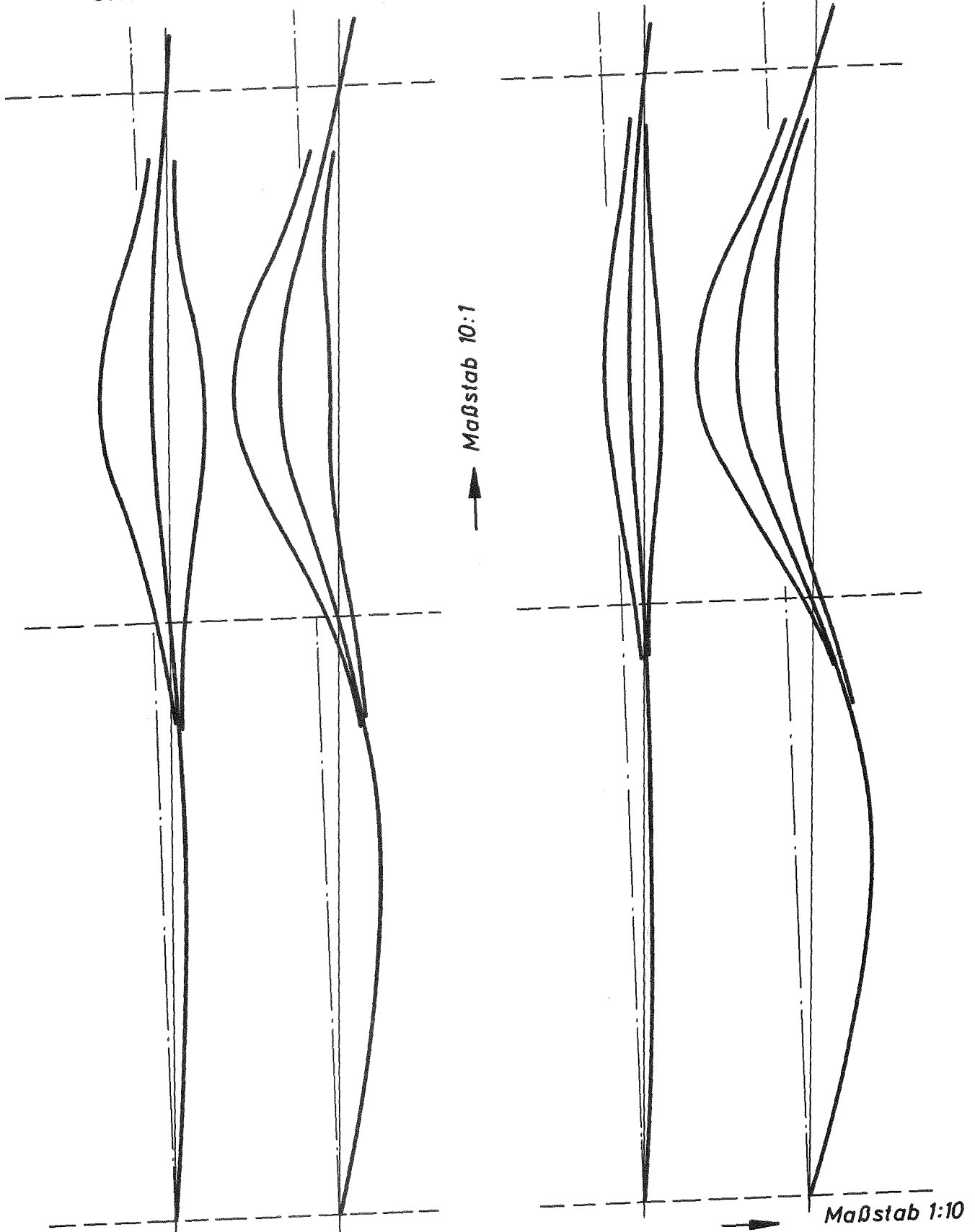


Abb. 3 - 27

UNGÜNSTIGSTE BRENNLEMENT-NACHBARSCHAFTEN  
(CORE MIT NI-REFLEKTOR)

Schwell-Formel FFTF,  
Spitzenabbrand 100 000 MWd/t, heiß

3.Reihe;  $\frac{2}{3}$  Abbrand, 4.Reihe;  $\frac{3}{3}$  Abbrand, 4.Reihe;  $\frac{2}{3}$  Abbrand, 5.Reihe;  $\frac{3}{3}$  Abbrand

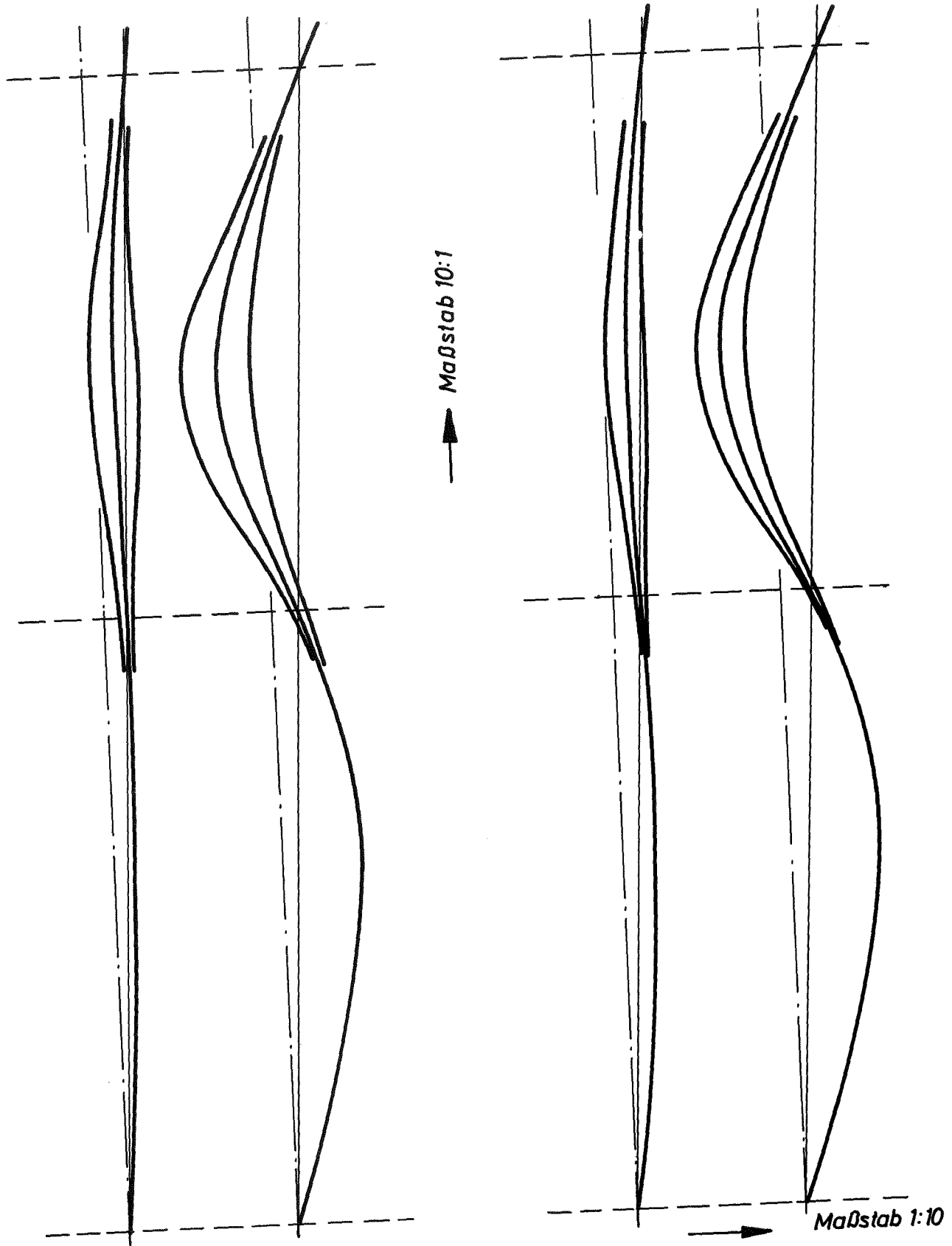


Abb. 3 - 28

UNGÜNSTIGSTE Brennelement-Nachbarschaften  
(CORE MIT U-BRUTMANTEL)

Schwell-Formel FFTF,  
Spitzenabbrand 100 000 MWd/t, heiß



Tab. 3 - 7 SPANNKRÄFTE  $\sigma_{kp}$  DER BRENNELEMENTE IN DEN REIHEN 1 BIS 6

Reihe		1	2	3	4	5	6		
untere Stützebene	Abbrand	1/3	6,7	-8,9	-28,7	-38,4	-33,7	-20,9	Nickel-Reflektor
			6,7	-9,4	-30,3	-41,0	-46,7	-64,0	UO <sub>2</sub> -Brutmantel
		2/3 oder 0	-2,4	-2,9	-7,3	-8,9	-3,7	1,7	Nickel-Reflektor
			-1,6	-2,4	-7,7	-10,9	-15,9	-39,6	UO <sub>2</sub> -Brutmantel
		3/3	15,7	-14,9	-49,9	-68,3	-64,6	-44,6	Nickel-Reflektor
			14,9	-16,4	-52,9	-71,6	-78,6	-90,0	UO <sub>2</sub> -Brutmantel
	mittlere Stützebene	1/3	-14,3	19,0	61,2	82,0	72,0	44,6	Nickel-Reflektor
			-14,3	20,1	64,7	87,4	99,6	136,6	UO <sub>2</sub> -Brutmantel
		2/3 oder 0	5,2	6,1	15,6	19,1	8,0	-3,6	Nickel-Reflektor
			3,4	5,2	16,8	23,3	33,9	84,4	UO <sub>2</sub> -Brutmantel
		3/3	-33,6	31,7	106,6	145,6	137,8	95,1	Nickel-Reflektor
			-31,8	34,9	112,9	152,8	167,7	192,1	UO <sub>2</sub> -Brutmantel
obere Stützebene	1/3	7,6	-10,1	-32,5	-43,6	-38,3	-23,7	Nickel-Reflektor	
		7,6	-10,7	-34,4	-46,4	-52,9	-72,6	UO <sub>2</sub> -Brutmantel	
	2/3 oder 0	-2,8	-3,2	-8,3	-10,1	-4,3	1,9	Nickel-Reflektor	
		-1,8	-2,8	-8,9	-12,4	-18,0	-44,9	UO <sub>2</sub> -Brutmantel	
	3/3	17,8	-16,8	-56,6	-77,4	-73,2	-50,5	Nickel-Reflektor	
		16,9	-18,6	-60,0	-81,2	-89,1	-102,1	UO <sub>2</sub> -Brutmantel	

Reihen 5 und 6 bemerkenswert. Die Ursache dafür ist in der Erweichung des Spektrums und in der Flußabflachung am Corerand zu sehen.

Die größten Biegespannungen treten in den Brennelementkästen in Höhe der im unteren Coredrittel befindlichen mittleren Verspannungsebene auf. In der Tab. 3 - 8 sind sie für diese Verspannungsebene, für die im Abschnitt 3.3.2 mit IIc bezeichnete Schwellformel, für einen lokalen Spitzenabbrand von 100 000 MWd/t aufgeführt.

Tab. 3 - 8 MAXIMALE BIEGESpannungen IN DEN BRENNLEMENTKÄSTEN  
 $\left[ \text{kp/mm}^2 \right]$  100 000 MWd/t SPITZENABBRAND

Reihe	1	2	3	4	5	6
Abbrand	Nickelreflektor					
1/3	0,98	-1,30	-4,22	-5,65	-4,96	-3,07
2/3	-0,36	-0,42	-1,07	-1,31	-0,55	+0,25
3/3	2,31	-2,18	-7,33	-10,03	-9,48	-6,54
	Uran-Brutmantel					
1/3	0,98	-1,38	-4,45	-6,01	-6,85	-9,40
2/3	-0,24	-0,36	-1,16	-1,60	-2,34	-5,82
3/3	2,19	-2,40	-7,75	-10,50	-11,54	-13,21

In Tab. 3 - 8 sind wieder die Ergebnisse für den Reaktor mit Nickelreflektor und für den Reaktor mit Uran-Brutmantel gegenübergestellt. Negative Vorzeichen bedeuten Druckspannungen auf der dem Corezentrum zugewandten Sechseckkante der Brennelemente. Für Brennelemente, die mit der Seitenfläche dem Corezentrum zugewandt sind, sind die Spannungen um den Faktor 0,866 kleiner.

Die größten auftretenden Biegespannungen sind mit rund  $10 \text{ kp/mm}^2$  recht gering. Das bedeutet, daß die Schwellverbiegungen der Brennelementkästen im FR 3-Core beherrschbar sind. Wird das - heute noch nicht genügend verstandene und nur qualitativ bekannte - strahlungsinduzierte Kriechen des Strukturmaterials mit berücksichtigt, dann gelten andere Kriterien als nur die Spannungen und Kräfte. Den damit zusammenhängenden Fragen wird in den nächsten Jahren besondere Aufmerksamkeit zu schenken sein.

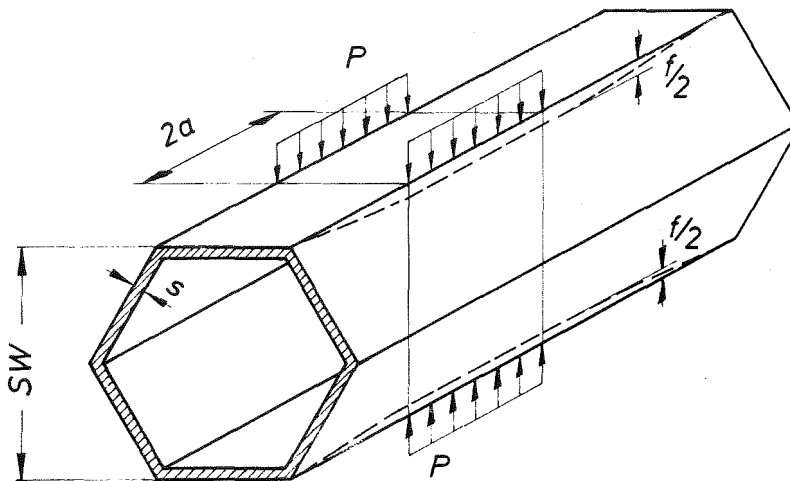
### 3.3.8.3 Brennelementbeanspruchungen und Ordnungsvorgänge in Verspannungsebenen

Beim FR 3-Core-Verspannungskonzept war davon ausgegangen worden, im Bereich hoher und mittlerer schneller Neutronenflüsse bleibende Stützstrukturen zu vermeiden, um die Strahlenschädigung der Strukturwerkstoffe in Grenzen zu halten. In Konsequenz davon müssen die Brennelemente selbst die Stützfunktion bei der Kernverspannung übernehmen, so daß das Konzept der "Verspannungsebenen" notwendig wird. Man kann die Verspannungsebenen als "Bauelement" auffassen und muß dann untersuchen, unter welchen Bedingungen dieses Bauelement den Erfordernissen gerecht wird. Die Untersuchungen darüber stehen noch sehr in der Phase der Problemidentifikation. Über die Ergebnisse dieser Untersuchungen soll zu gegebener Zeit berichtet werden. Im folgenden können daher nur Abschätzungen gebracht werden.

#### Zulässige Querdruckkräfte bei Brennelementkästen

Bei der Dimensionierung der Brennelementkästen und der die Verspannungsebenen bildenden Pflaster (Distanznocken) auf den Kästen ist die Belastbarkeit durch Querdruckkräfte zu ermitteln. Die Schwierigkeit einer Berechnung der Beanspruchung und Verformung ist darin zu sehen, daß die primär unbelasteten Kastenquerschnitte in der Umgebung der Krafteinleitung eine sehr erhebliche Stützwirkung ausüben, deren genaue Erfassung einen erheblichen Rechenaufwand bedeuten würde. Zur möglichst einfachen Abschätzung der Stützwirkung wurde deshalb auf ein stark vereinfachtes Rechenmodell zurückgegriffen, das lediglich die geometrischen Daten eines Brennelementkastens physikalisch sinnvoll verknüpfen soll und dessen Ergebnisse mit einer freien Konstante und mit Formfaktoren an Versuchsergebnisse angepaßt wurden. Die gewonnenen Näherungsbeziehungen wurden hier als Auslegungsgleichungen verwendet. Allerdings bedürfen diese Auslegungsgleichungen in Zukunft noch genauerer Nachrechnungen.

Die Lastannahmen und die verwendeten Bezeichnungen sind in Abb. 3 - 29 angegeben.



**Abb.3-29:** Lastannahme zur Ermittlung der zulässigen Querdruckbelastung bei Brennelementkästen

Die Auslegungsgleichungen lauten:

$$P_{\text{zul}} \leq \frac{1,2 \cdot s^2 \cdot \sigma_{\text{zul}}}{l} \cdot \left(a + \frac{1}{k}\right)$$

$$P_{\text{zul}} \leq 2,1 \cdot E \cdot f_{\text{zul}} \cdot \left(\frac{s}{l}\right)^3 \cdot \left(a + \frac{1}{k}\right)$$

mit

$$k = 8,6 \cdot \frac{s}{l^2}$$

$$l = \frac{SW}{\sqrt[3]{3}}$$

wobei

SW = Schlüsselweite des Kastens

2·a = Pflasterlänge

s = Kastenwandstärke

- $E$  = Elastizitätsmodul  
 $\sigma_{zul}$  = zulässige Spannung  
 $f_{zul}$  = zulässige Quersammendrückung des Kastens  
 $P_{zul}$  = zulässige Querdruckbelastung (wobei der kleinere Wert aus obigen Gleichungen zu nehmen ist).

Für den FR 3-Kasten ist zugrundegelegt:

$$SW = 70 \text{ mm}; \quad 2 \cdot a = 50,0 \text{ mm}; \quad s = 2,0 \text{ mm};$$

$$E = 18250 \text{ kp/mm}^2; \quad \sigma_{zul} = 18,0 \text{ kp/mm}^2; \quad f_{zul} = 0,5 \text{ mm}.$$

Damit erhält man

$$\underline{P_{zul} = 256 \text{ kp.}}$$

Diskutiert wurde auch der Fall, daß der Brennelementkasten auf der Länge der Pflaster auf die Gesamtwandstärke, die sich aus der Pflasterdicke und der eigentlichen Kastenwandstärke ergibt, verstärkt wird. Die Auswertung ergab allerdings, daß diese Maßnahme keine Vorteile mit sich bringt. Die Ursache dafür ist darin zu sehen, daß bei kleinen Wandstärkezunahmen infolge der bei gleicher Spannung geringeren Durchfederung die Stützwirkung der benachbarten Kastenteile zunächst schneller abnimmt als die Tragfähigkeit des verstärkten Teiles zunimmt. Es ist demnach günstiger, die Pflaster auf der Kastenwand zu befestigen.

#### Brennelementbeanspruchungen in Verspannungsebenen

Die im verspannten Kern infolge der behinderten Brennelementverbiegung auftretenden maximalen Beanspruchungen der Brennelemente durch Querdruckbelastung wurden am Beispiel des FR 3-Cores mit Uran-Brutmantel untersucht. Hierbei wurden der Dreierzyklus der Treiberzone und die azimutale Drehung der Brennelemente um  $180^\circ$  nach 1/3 - Standzeit berücksichtigt. Untersucht wurden im wesentlichen die Verhältnisse in der Coreverspannungsebene, die im unteren Coredrittel liegt, da in dieser Ebene die Verspannungskräfte zum Corezentrum hin gerichtet sind. Weil in dieser Verspannungsebene die Brennelementschlüsselweiten durch das Strukturmaterialschwellen schon geringfügig beein-

flußt werden, darf diese Ebene nicht mehr als dichte Packung behandelt werden. Es wurden deswegen verschiedene Rechenmodelle erprobt. Die Rechenmodelle und die damit erzielten Ergebnisse werden im folgenden kurz beschrieben:

- 1) Annahme von starren Brennelementquerschnitten und Reibungsfreiheit im Core. Aufstellung eines Tragbildes des Cores, das sich aus den veränderten Schlüsselweiten der Brennelementquerschnitte (durch Strukturmaterialschwellen) ergibt. Unter der Wirkung der zum Core-Zentrum hin gerichteten Kräfte bilden sich an vielen Stellen Lücken zwischen den Brennelementen aus. Aus dem Tragbild und aus den Kräften, die an den Brennelementquerschnitten in der Coreverspannungsebene angreifen, kann ein Kraftflußdiagramm aufgestellt werden. Aus diesem Kraftflußdiagramm ergab sich, unter der sehr konservativen Annahme einer Aufsummierung und Fokussierung der Kräfte auf wenige Brennelemente in der Nähe des Corezentrums, eine maximale Querdruckbeanspruchung in Höhe von ungefähr 1500 kp.
- 2) Die Ermittlung eines zyklusabhängigen individuellen Tragbildes für das Core ist sehr aufwendig. Deswegen wurde ein stark vereinfachtes Tragbild als weiteres Modell verwendet. Voraussetzung waren wieder starre Brennelementquerschnitte, keine Reibung zwischen anliegenden Brennelementen im Core, und statische Bestimmtheit des Systems. Aus dieser Rechnung folgten für denselben Fall wie oben für Brennelemente in der Nähe des Corezentrums maximale Querdruckbeanspruchungen in Höhe von ca. 700 kp.
- 3) Die Veränderungen der Brennelementschlüsselweiten in der Coreverspannungsebene durch das Strukturmaterialschwellen sind von derselben Größenordnung wie die zulässigen Verformungen der Brennelementquerschnitte infolge der Querdruckbelastungen. Mit der Annahme elastischer Brennelementquerschnitte wurde ein weiteres vereinfachtes Rechenmodell aufgestellt. Es setzt voraus, daß sich die Brennelementquerschnitte unter der Wirkung der zum Corezentrum hin gerichteten Kräfte soweit verformen, daß sich die Brennelemente ringweise zu einer dichtgepackten elastischen Kernscheibe mit zu bestimmendem Radius zusammenschließen. Aus diesen Rechnungen ergaben sich für das FR 3-Core mit Brutmantel maximale Brennelement-Querdruckbeanspruchungen kleiner als 200 kp.

Die eben geschilderten Ergebnisse zeigen deutlich, daß bei der Ermittlung der Querdruckbeanspruchung der Brennelemente in den Verspannungsebenen die elastische Verformung der Brennelementquerschnitte unbedingt beachtet werden muß. Das verwendete und im folgenden beschriebene Rechenmodell (Kernscheibenmodell) ist noch sehr stark vereinfacht und kann daher keine sehr genauen Aussagen liefern. Es ist notwendig, verfeinerte Rechenmodelle für die Kernverspannung auf der beschriebenen Basis zu entwickeln.

Der Grundgedanke des Kernscheibenmodells ist so zu umreißen, daß sich die Brennelementquerschnitte in der Verspannungsebene (die durch die Distanznocken gebildet wird) unter der Wirkung der zum Corezentrum hin gerichteten Kräfte so lange verformen, bis sich eine quasi-homogene dicht gepackte elastische Kernscheibe gebildet hat. Der Radius dieser Kernscheibe wird dadurch bestimmt, daß innerhalb der Scheibe überall die von den äußeren Brennelementen aufgebrachten, nach innen gerichteten Kräfte die jeweils in den einzelnen Brennelementringen zur Verformung notwendigen Kräfte überwiegen. Bei den außerhalb der Kernscheibe liegenden Brennelementen treten in Umfangsrichtung Lücken auf, sodaß keine Umfangsspannungen übertragen werden können und diese Elemente nur auf den Rand der Kernscheibe drücken. Die maximale Querdruckbeanspruchung der Brennelemente ergibt sich erstens aus der Verformung, die zum Zusammenschluß zu der elastischen Kernscheibe notwendig ist, und zweitens aus den Spannungen, die sich in der elastischen Kernscheibe unter dem Einfluß der Randbelastungen und der von den einzelnen Brennelementen selbst eingeleiteten Belastungen ergeben. Außerdem muß im Einzelfall geprüft werden, ob nicht einzelne Brennelemente außerhalb der Kernscheibe noch höhere Beanspruchungen erleiden. Schließlich ist noch die Ungleichförmigkeit der Brennelementbeanspruchungen in den einzelnen Ringen, bzw. am Kernscheibenrand zu beachten.

Um für diese ersten Rechnungen das Modell so stark wie möglich zu vereinfachen wurden folgende Annahmen getroffen:

- Die Querschnittsflächen der Brennelemente werden auch bei Verformung als konstant angenommen und eine durch Verformung evtl. auftretende Lückenbildung zwischen den Brennelementen wird vernachlässigt.

- Die hexagonförmigen Brennelementringe um das Zentralelement werden durch Kreisringe gleicher Fläche dargestellt.
- Die durchschnittliche Querschnittsfläche der Brennelemente nimmt mit zunehmender Entfernung vom Corezentrum aus ab, wegen der radialen Reduktion des Strukturmaterialschwellens. Die bis zum  $i$ -ten Ring gebildete Kernscheibe wird stets als starr betrachtet. Wird nun der  $(i + 1)$ -te Ring an die Kernscheibe angesetzt, so müssen normalerweise in Umfangsrichtung zwischen den Elementen Lücken bestehen. Infolge der äußeren Belastung federn die Elemente des  $(i + 1)$ -ten Ringes nun um den Betrag  $f$  durch; sie verkürzen sich also in radialer Richtung und vergrößern sich in Umfangsrichtung. Wird die Verformung fortgesetzt bis zum Schließen der Lücken in Umfangsrichtung, dann wird dieser Ring der Kernscheibe zugeschlagen.
- Die Kräfte der außerhalb liegenden Brennelemente werden ohne tangential Stützwirkung nach innen übertragen (Fokussierung).
- Der soeben betrachtete  $(i + 1)$ -te Ring wird dann tatsächlich der Kernscheibe zugerechnet, wenn die äußeren Kräfte größer oder gleich sind den zur Verformung notwendigen Kräften bis zum Ringzusammenschluß.
- Die Kernscheibe wird als elastischer Körper, nämlich als Scheibe gleicher Dicke mit äußeren Randbelastungen, behandelt.

In dieses Kernscheibenmodell geht die Brennelementstandzeit zweifach ein, nämlich über die durch die Behinderung der Verbiegungen entstehenden Kräfte und über die Veränderungen der Brennelementquerschnitte durch das Schwellen. Auch wenn das Modell noch relativ roh ist, so bietet es doch - bei weiterem Ausbau - die Möglichkeit im Zusammenhang mit der Abbrandoptimierung ein Kriterium für die Lage der Verspannungsebene im Core (die im Hinblick auf den Strukturverbiegunskoeffizienten der Reaktivität eventuell auch näher zur Coremittelebene gerückt werden könnte) zu liefern.

Für den Reaktor mit Nickelreflektor ist die größte im Core (bei 100 000 MWd/t lokalem Spitzenabbrand) auftretende Zunahme der Brennelementschlüsselweite in der im unteren Coredrittel befindlichen



Verspannungsebene zu 0,47 mm berechnet worden. Nach dem Kernscheibenmodell ergab sich eine geschlossene Kernscheibe in allen drei betrachteten Corezuständen (Dreierzyklus, Zyklusende) bis einschließlich des 5. Brennelementtringes um das zentrale Loop. Nur der 6. Elementring ist tangential offen und verursacht die Randbelastung der Kernscheibe.

Ohne Berücksichtigung von örtlichen Ungleichförmigkeiten der Beanspruchung ergab sich die größte Brennelementbeanspruchung für zwei Zyklen im 2. Brennelementring mit 108 bzw. 119 kp und für den dritten Zyklus im 1. Elementring zu 91 kp. Die zu diesen Belastungen gehörende Brennelementzusammendrückung ist 0,16 bis 0,21 mm.

Hierzu ist zu bemerken, daß die größten (im 4. Brennelementring auftretenden) von einem Element auf die Verspannungsebene ausgeübten Kräfte etwa 146 kp betragen. Durch die Bildung der Kernscheibe wird eine quasihydrostatische Gleichverteilung der Belastungen (tangentiales Mittragen im Core) und somit eine Entlastung der Brennelemente vom Querdruck erreicht. Bei einer zulässigen Querdruckbeanspruchung von 256 kp könnten (aufgrund von Ungleichförmigkeiten der Belastung) selbst doppelt so hohe Beanspruchungen als obige Werte ertragen werden.

#### Ordnungsvorgänge in Verspannungsebenen

Außer dem Gesichtspunkt der Brennelementbeanspruchungen im verspannten Kern sind beim Coreentwurf zwei weitere wichtige Gesichtspunkte zu beachten. Es handelt sich um die Vorgänge im Coreverband beim Brennelementwechsel und um die Ordnungsbewegungen beim Wiederverspannen des einmal entspannten Reaktorkerns.

Die Vorgänge, die sich beim Brennelementwechsel abspielen, lassen sich folgendermaßen charakterisieren: Aus dem Coreverband werden einzelne teilweise oder voll abgebrannte Brennelemente herausgezogen und in die frei gewordene Position entweder dasselbe Brennelement (um  $180^\circ$  gedreht) oder ein frisches Brennelement wieder eingesetzt. Um diese Wechselvorgänge zu ermöglichen, ist es notwendig, das Core aufzufächern, um die Verspannungskräfte beim Brennelementwechsel so klein wie möglich zu machen. Die maximale Coreauffächerung ist aber aus zwei Gründen begrenzt: Erstens muß der Manipulator auch im ent-

spannten Core alle Brennelementpositionen einwandfrei und zweifelsfrei ansteuern können und zweitens muß auch im ungünstigsten Falle gewährleistet sein, daß die auf den Brennelementen angebrachten Distanznocken im aufgefächerten Core nicht ineinander kämmen können, (siehe Abb. 3 - 30 ).

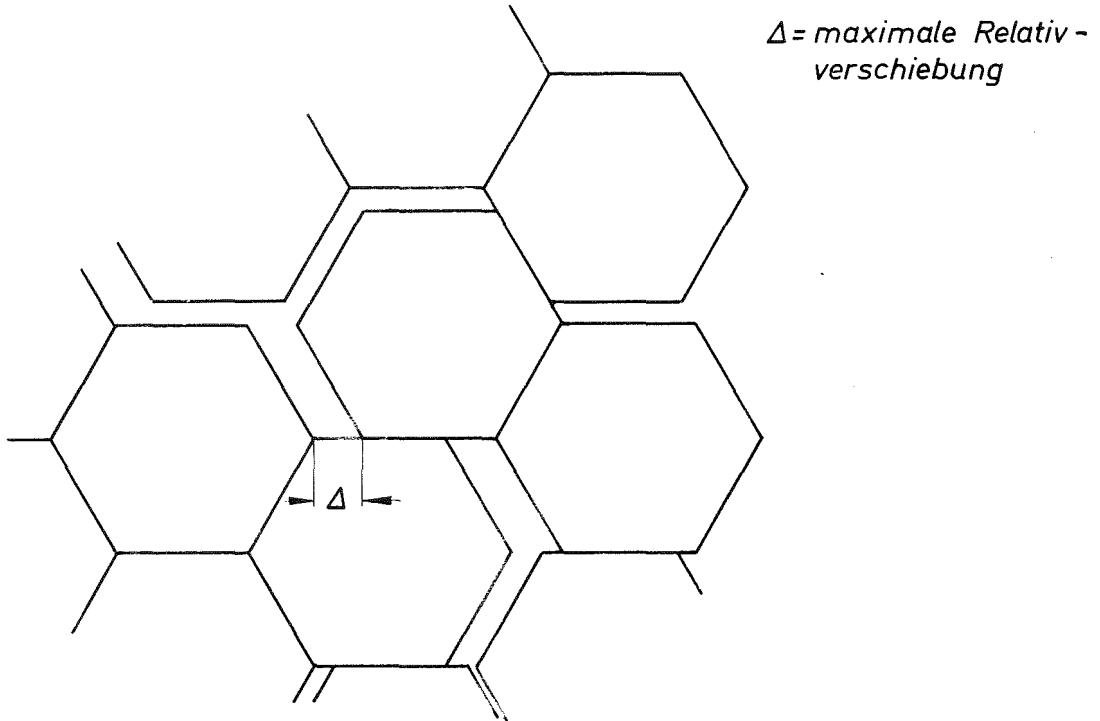


Abb.3-30: *Relative Verschiebungen der Brennelemente im aufgefächerten Core*

Läßt man nun eine Radiusvergrößerung  $\Delta r$  des Coreradius beim Entspannen des Cores um 65 % der Nockenbreite zu, so ist eine Mindestüberdeckung der Distanznocken von etwa 40 % ihrer Breite gewährleistet.

Für den Fall, daß aus dem Coreverband bereits ein Brennelement entnommen ist, gelten diese Überlegungen nicht; sie müssen etwas modifiziert werden, führen aber zu keinen wesentlich anderen Ergebnissen. Hierbei ist allerdings die Forderung aufzustellen, daß Wiederverspannungsbewegungen im Core nur dann eingeleitet werden, wenn alle

Positionen im Core besetzt sind. Sind nämlich noch Corepositionen offen, dann ist die Überdeckung der Pflaster nicht mehr in allen Fällen gewährleistet, sodaß ein Wiederverspannen unmöglich wird. Wird in eine offene Coreposition ein Brennelement eingeführt, dann ergeben sich Bewegungen, die das Verhaken der Distanznocken rückgängig machen.

Es wurde bereits der Gesichtspunkt der Ortung und genauen Ansteuerung der einzelnen Brennelementköpfe durch den Manipulator im entspannten Core genannt. Der Brennelementgreifer des Manipulators muß mit einem fingerförmigen oder konischen Suchkopf ausgerüstet sein, der aus konstruktiven Gründen (mechanische Festigkeit) einen Mindestradius  $R_F$  hat. Dazu kommen die Toleranzen der Manipulatorführungen. Damit ergibt sich ein Radius der Ortsunbestimmtheit  $R_M$  für den Suchkopf. Der Brennelementkopf besitzt eine Öffnung mit dem Radius  $R_{Be}$ , in den der Suchfinger des Manipulators einzuführen ist. Der Coreverband wird durch Zurücknahme der Spannbacken um  $\Delta r$  gelockert, woraus ein Unbestimmtheitsradius

$$R\Delta r = \left(1 + \frac{1}{4 \cdot \sqrt{3}}\right) \cdot \Delta r = 1,145 \cdot \Delta r$$

folgt. Schließlich kommt noch ein Sicherheitsabstand oder besser ein Ortungsradius  $R_O$  hinzu, der die Auffindbarkeit der Brennelemente gewährleistet. Daraus folgt die Beziehung

$$R_{Be} - R_F - R_M - R_O - R\Delta r \geq 0.$$

Diese Beziehung kann (da über die Breite der Distanznocken das  $\Delta r$  bereits festliegt) beispielsweise zur Ermittlung der zulässigen Ortsunbestimmtheit durch Toleranzen des Manipulators,  $R_M$ , herangezogen werden.

Nun soll der Gesichtspunkt des Wiederverspannens des entspannten Cores näher betrachtet werden. Hierbei werden die Brennelemente entweder von verschiebbaren Spannbacken zusammengeschoben oder sie dehnen sich thermisch gegen feste Backen aus. Die der Ordnungsbe-  
 wegung entgegengesetzten Kräfte erreichen gegen Ende der Schließ-  
 bewegung (z.B. nach einem Schnellschluß und Wiederanfahren gegen  
 Zyklusende) ihre höchsten Werte. Streng genommen sind Ordnungsbew-

gungen auch immer dann im Core notwendig, wenn sich Änderungen in den thermischen Verhältnissen (z.B. Lastwechsel) ergeben.

Zwei Arten von Ordnungsbewegungen sind als kritisch zu betrachten. Es handelt sich einmal um das Herausdrücken eines Elementes aus dem durch 2 Nachbarelemente gebildeten  $60^\circ$  - Spalt und um das Rückdrehen eines verdrillten oder insgesamt verdrehten Brennelementes in die durch die Hexagonstruktur vorgegebene Winkellage (siehe Abb. 3 - 31).

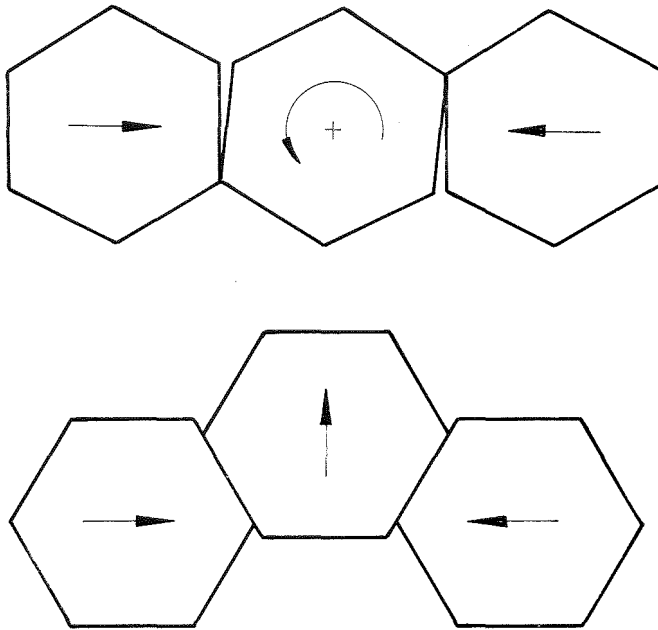
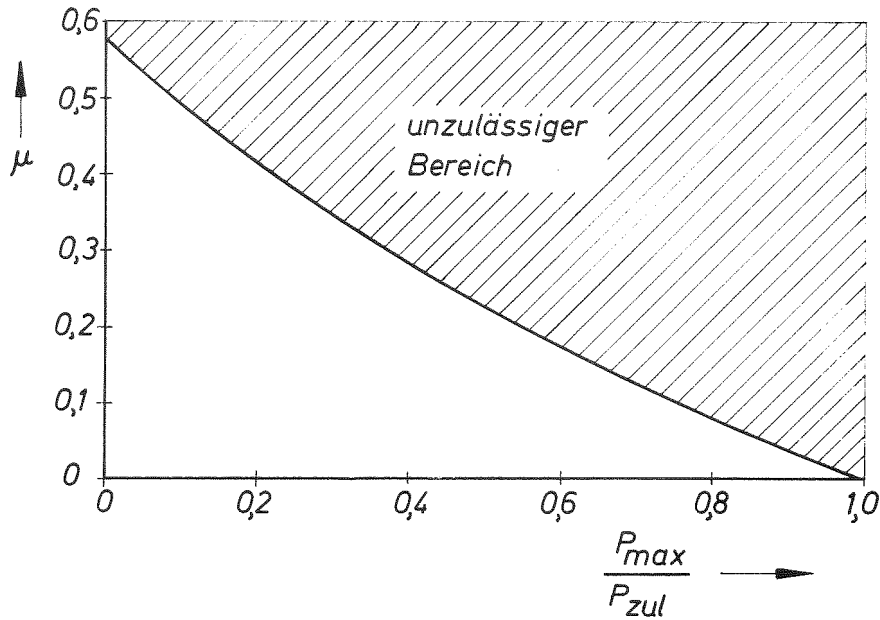


Abb.3-31: Ordnungsbewegungen in Spannungsebenen

Soll ein Brennelement aus einem  $60^\circ$ -Spalt herausgedrückt werden, so kann dieser Bewegung im ungünstigsten Fall die aus der behinderten Verbiegung des Brennelementes herrührende Reaktionskraft  $P_{\max}$  des eigenen Elementes und eines Nachbarelementes entgegengesetzt sein. Eine Durchrechnung dieses Modells führt auf folgende Näherungs-Gleichung:

$$\mu < \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{1 - P_{\max} / P_{\text{zul}}}{1 + (1/\sqrt{3})(P_{\max} / P_{\text{zul}})}$$



**Abb.3-32:** Zulässiger Reibbeiwert als Funktion der relativen Brennelementbelastung

In Abb. 3 - 32 ist der aus dieser Beziehung folgende kritische Reibbeiwert  $\mu$  über dem Verhältnis aus der Brennelementvorbelastung  $P_{max}$  und der zulässigen Elementquerdruckbelastung  $P_{zul}$  aufgetragen.

Die Brennelementrückdrehung in die durch die Hexagonstruktur vorgegebene Winkellage scheint weniger kritisch zu sein, da die Elemente in der Kerntragplatte winkelorientiert eingesetzt werden müssen. Für kleine Drehkorrekturen ergibt sich immerhin wie im vorigen Fall als kritischer Reibbeiwert der Wert  $1/\sqrt{3}$ .

Diese Ergebnisse bedürfen noch weiterer Diskussion und Wertung. Es muß noch genau untersucht werden, inwieweit beispielsweise die allerdings nur während des Betriebes vorhandenen Schwingungen im Core die kritischen Reibbeiwerte heraufsetzen können. Hierbei darf jedoch nicht außer acht gelassen werden, daß im Core bei Betriebszustand - und die Ordnungsbewegungen müssen gerade auch im Betriebszustand stets möglich sein - Vibrationen oder Klopfbewegungen nur in sehr begrenztem Ausmaß erlaubt sind. Die Coreauslegung sollte nach Möglichkeit gewährleisten, daß die Ordnungsbewegungen auch unter quasistatischen Bedingungen also ohne Vibrationen möglich sind. In der Tab. 3 - 9 sind einige Reibbeiwerte für Reibpaare in Natrium in Abhängigkeit von der Temperatur angegeben. Der Wahl der richtigen Reibpaare, also des richtigen Werkstoffs für die Distanznocken wird große Aufmerksamkeit zu widmen sein.

Tab. 3 - 9 HAFTREIBUNGSKOEFFIZIENTEN IN NATRIUM

Reibpaar	Reibbeiwert	Temperatur
TZM/Inconel 718	0,25 ÷ 0,32	
Stellit 6H/ Ferro TiC U	0,28 ÷ 0,35	550 ÷ 600 °C
Stellit 6H/ Wolfram	0,3 ÷ 0,32	
Stellit 6H/ 4571	0,45 ÷ 0,5	
1.4981 / 1.4981	0,5 ÷ 0,7 (1,0)	550 ÷ 600 °C
Nitridstahl/Nitridstahl <sup>25)</sup>	0,4	200 °C
	0,6	300 °C
	0,8	400 °C
	0,8	500 °C
Stellit 1/ Stellit 1 <sup>25)</sup>	0,1	200 °C
	0,4	300 °C
	0,35	400 °C
	0,55	500 °C
	≈ 0,6	550 °C
C 92 / C 92 <sup>25)</sup>	1,2	200 °C
	0,75	300 °C
	0,8	400 °C
	0,9	500 °C

#### 3.3.8.4 Grenzen für den Abbrand

Die Veränderungen der Strukturmaterialien im hohen und mittleren schnellen Neutronenfluß bewirken in jedem Fall eine Begrenzung der Standzeit der Strukturmaterialien. Die "werkstoffgerechte" Core-Konstruktion soll es möglich machen, daß die Abbrandgrenzen für den Brennstoff nur vom Brennstab, nicht aber von den übrigen Strukturteilen der Brennelemente bestimmt werden. Für die Brennstäbe selbst scheint das in der vorliegenden Studie gesetzte Ziel eines lokalen

---

<sup>25)</sup> W.H.Roberts, AED-Conferenz (1962) 042-5

Spitzenabbrandes von 100 000 MWd/t erreichbar zu sein. Jedenfalls liegen schon heute Bestrahlungsergebnisse unter ausreichend vergleichbaren Verhältnissen mit Abbränden über 50 000 MWd/t vor. Dagegen erscheint es beim jetzigen Stand der Kenntnisse verfrüht, für die Strahlenschädigung der Strukturmaterialien Zahlenwerte über die als möglich angesehenen Abbrandbegrenzungen anzugeben. In dieser Studie konnte das strahlungsinduzierte Kriechen, das sicher als wesentlicher Einfluß in den Core-Entwurf eingeht, noch nicht berücksichtigt werden. Trotzdem ist zu erwarten, daß der FR 3 - Reaktorkern bis zum endgültigen Einfrieren des Entwurfs und vor dem Hintergrund der Erfahrungen mit den Brüterprototypen keine besonderen Schwierigkeiten aufwirft.

Die laufenden Untersuchungen im Rahmen des Projekts Schneller Brüter zielen auf die Verbesserung der Kenntnisse über die Materialveränderungen im schnellen Neutronenfluß und damit auf die Verbesserung der Materialeigenschaften. Außerdem sind Untersuchungen angelaufen, deren Ziel ein dem strahlungsgeschädigten Strukturmaterial optimal angepasster Reaktorentwurf ist.

### 3.4 THERMISCHE UND HYDRODYNAMISCHE BERECHNUNG DES REAKTORKERNS (A.Amendola, K.D.Appelt, K.Doetschmann, F.Hofmann, J.Kadlec)

#### 3.4.1 Auslegungsgrenzen

Um ein möglichst optimales Fluß/Leistungs-Verhältnis der Treiberzone zu erhalten, muß die Leistungsdichte in den Treiberbrennelementen möglichst groß sein. Eine große Leistungsdichte bedeutet hohe Anreicherung und hohen Brennstoffanteil. Daraus ergeben sich kleine kritische Abmessungen und somit eine niedrige thermische Gesamtleistung.

Bei der thermohydraulischen Treiberauslegung müssen eine Reihe von Restriktionen eingehalten werden, die durch technologische Daten vorgegeben sind und die Leistungsdichte beschränken.

Die folgenden thermischen hydrodynamischen Kenngrößen bestimmen im wesentlichen die Auslegung der Treiberzone:

- Brennstofftemperatur	→	Stableistung	
- Hüllrohrtemperatur	}	→ { Stabdurchmesser	
- Na-Eintrittstemperatur			Kühlmittelanteil
- Reaktordruckverlust			Corehöhe
- Brennstoffdurchmesser	→	Leistungsdichte	

#### Brennstofftemperatur

Die Schmelztemperatur von frischem Mischoxid-Brennstoff mit ca. 30 % Anreicherung liegt bei 2750 °C. Sie soll im Normalbetrieb incl. Heißstellenfaktoren mit einem Confidence-Level von 2 nicht überschritten werden.

Die maximale Brennstofftemperatur hängt im wesentlichen von der maximalen Stableistung als freiem Parameter ab. Durch die Begrenzung der Brennstofftemperatur wird daher die Stableistung begrenzt, die zur Erzielung eines günstigen Fluß/Leistungs-Verhältnisses möglichst hoch sein soll.



Für den hier vorliegenden Mischoxid-Brennstoff ergibt sich eine zulässige max. nom. Stableistung von 526 W/cm.

Für den Chrom-Cermet-Brennstab werden 1000 W/cm angenommen.

#### Hüllrohrtemperatur

Das Hüllrohr wird durch inneren Spaltgasdruck, Festkörperdruck des Brennstoffs, Wärmespannungen und Spannungen durch differentielles Schwellen beansprucht. Dazu kommt noch eine Schwächung des Hüllrohres durch Na-Korrosion an der Außenseite und durch chemisch aggressive Spaltprodukte an der Innenseite. Festigkeitsrechnungen haben gezeigt, daß bei Verwendung des Werkstoffs 1.4988 das Hüllrohr diesen Beanspruchungen bei den vorgesehenen Standzeiten standhält, wenn die Heißstellentemperatur nicht über 700 °C liegt. Das geforderte Confidence-Level für die Nichtüberschreitung dieser Temperaturgrenze beträgt 3,56.

#### Natriumeintrittstemperatur

Die Eintrittstemperatur des Kühlmittels in die Treiberzone ist beim FR 3 nicht an einen Dampfzustand in der Turbine gebunden, da die gesamte thermische Leistung über tertiäre Luft-Kühltürme abgeführt wird. Die Natrium-Eintrittstemperatur in die Treiberzone wurde möglichst niedrig angesetzt, um durch eine hohe Aufheizspanne den Kühlmitteldurchsatz und damit den Druckverlust in zulässigen Grenzen zu halten.

Die untere Grenze der Kühlmitteltemperatur wird durch die Pluggingtemperatur des Na bestimmt. Im Reaktorbetrieb werden ca. 10 ppm Sauerstoffgehalt im Kühlmittel erwartet; dieser Wert entspricht einer Pluggingtemperatur von ca. 150 °C.

Mit einem Sicherheitsabstand von 50 °C ergibt sich eine minimal zulässige Na-Temperatur von 200 °C. Diese Temperatur tritt im Sekundärkreislauf am Eintritt in den Zwischenwärmetauscher auf. Bei einer Grädigkeit von 30 °C ergibt sich die Na-Eintrittstemperatur der Treiberzone zu 230 °C.

Reaktordruckverlust

Der Druckverlust im Brennstab­bündel sollte 7,5 ata aus folgenden Gründen nicht wesentlich überschreiten:

- a) Bei geschlossenen Brennelementen muß die Druckdifferenz zwischen Ein- und Austritt von der Kastenwand des Brennelements aufgenommen werden. Bei hohen Druckverlusten wird daher die Kastenwandstärke und damit der Strukturmaterialanteil zu Lasten des Brennstoffanteils groß.
- b) Werden höhere Druckverluste zugelassen, so treten im Brennstab­bündel Natriumgeschwindigkeiten auf, die über 10 m/sec liegen. Dies führt zu Korrosions- und Kavitationsproblemen.
- c) Der gesamte Druckabfall im Primärsystem ergibt sich bei 7,5 ata im Brennelement zu 12 ata. Bis jetzt sind jedoch nur einstufige Natriumpumpen, u.zw. für Druckdifferenzen bis zu etwa 13 ata entwickelt.

Brennstoffdurchmesser

Die Leistungsdichte im Brennstoff ist umgekehrt proportional dem Quadrat des Brennstoffdurchmessers. Sein Einfluß auf die Reaktorleistung ist deshalb sehr stark. Für das Cr-Cermet-Brennelement ist der Durchmesser wegen der hohen Stableistung von 1000 W/cm durch kühlungstechnische Anforderungen auf ein Mindestmaß von 5 mm begrenzt.

Bei Mischoxid-Brennstoff gibt es dagegen keine deutliche Grenze für den minimalen Pellet-Durchmesser. Für die Feasibility-Studie wurde für die erste Ausbaustufe mit Mischoxid-Brennstoff ( $\phi_{\max} = 1,0 \cdot 10^{16} \text{ cm}^{-2} \text{ sec}^{-1}$ ) ein Pellet-Durchmesser von 4 mm (entspricht einem Stabdurchmesser von 4,7 mm) aus Gründen der Herstellbarkeit und der thermischen Stabilität der Brennstäbe gewählt.

### 3.4.2 Nominelle Temperaturverteilung

#### 3.4.2.1 Leistungsverteilung

Der thermohydraulischen Auslegung der Treiberzone wurde die Leistungsverteilung in Abb. 3-33 zugrunde gelegt. Diese Leistungsverteilung ist das Ergebnis einer neutronenphysikalischen r-z-Rechnung. Die Radien der homogenisierten Treiberzone sind  $R_i = 16,7$  und  $R_{Tr} = 55$  cm. Die natürlichen Grenzen der Treiberzone stimmen jedoch nicht genau mit diesen Abmessungen überein; deshalb mußten die Kurven extrapoliert werden.

In Abb. 3-33 sind die Stableistung der frisch eingesetzten Treiber-Brennelemente in der Coremittelebene und der axiale Leistungsformfaktor über dem Treiberradius aufgetragen. Auffallend ist das völlige Verschwinden des Leistungsgradienten am Rand der Treiberzone zum radialen Reflektor. Dies wird durch den radialen Ni-Reflektor verursacht. Der axiale Leistungsformfaktor ist nur wenig vom Radius der Treiberzone abhängig.

#### 3.4.2.2 Temperaturverteilung im Treiber-Brennelement

Die Berechnung der Temperatur- und Durchsatzverteilung im Treiber-Brennelement wurde mit dem Rechenprogramm THESYS durchgeführt. In THESYS wird der Brennelementquerschnitt in Teilkanäle aufgeteilt, die sich in Geometrie und thermischer Belastung unterscheiden. Zwischen diesen Teilkanälen wird der Energietransport durch Kühlmittelquervermischung und Wärmeleitung im Kühlmittel berücksichtigt. Für die Temperaturen der Kastenwand und der Randkanäle wird die durch  $\gamma$ -Absorption der Kastenwand erzeugte Wärme ( $150 \text{ W/cm}^3$  bei  $\bar{\Phi} = 1 \cdot 10^{16} \text{ n/(sec.cm}^2)$ ), und der Energietransport zwischen den Brennelementen durch Wärmeleitung in Rechnung gestellt.

Die relative Mischrate im Brennelement wurde in Übereinstimmung mit Meßergebnissen<sup>26)</sup> und der halbempirischen Rechenmethode von C.B.Moyer<sup>27)</sup> zu 2,5 %/cm je Austauschfläche festgelegt.

26) W.Baumann, R.Möller: Experimentelle Untersuchung der Kühlmittel-Quervermischung an Vielstabbündeln. KFK 807, März 1969

27) C.B.Moyer: Coolant Mixing in Multirod Fuel Bundels. Risø Report Nr. 125, Juli 1964

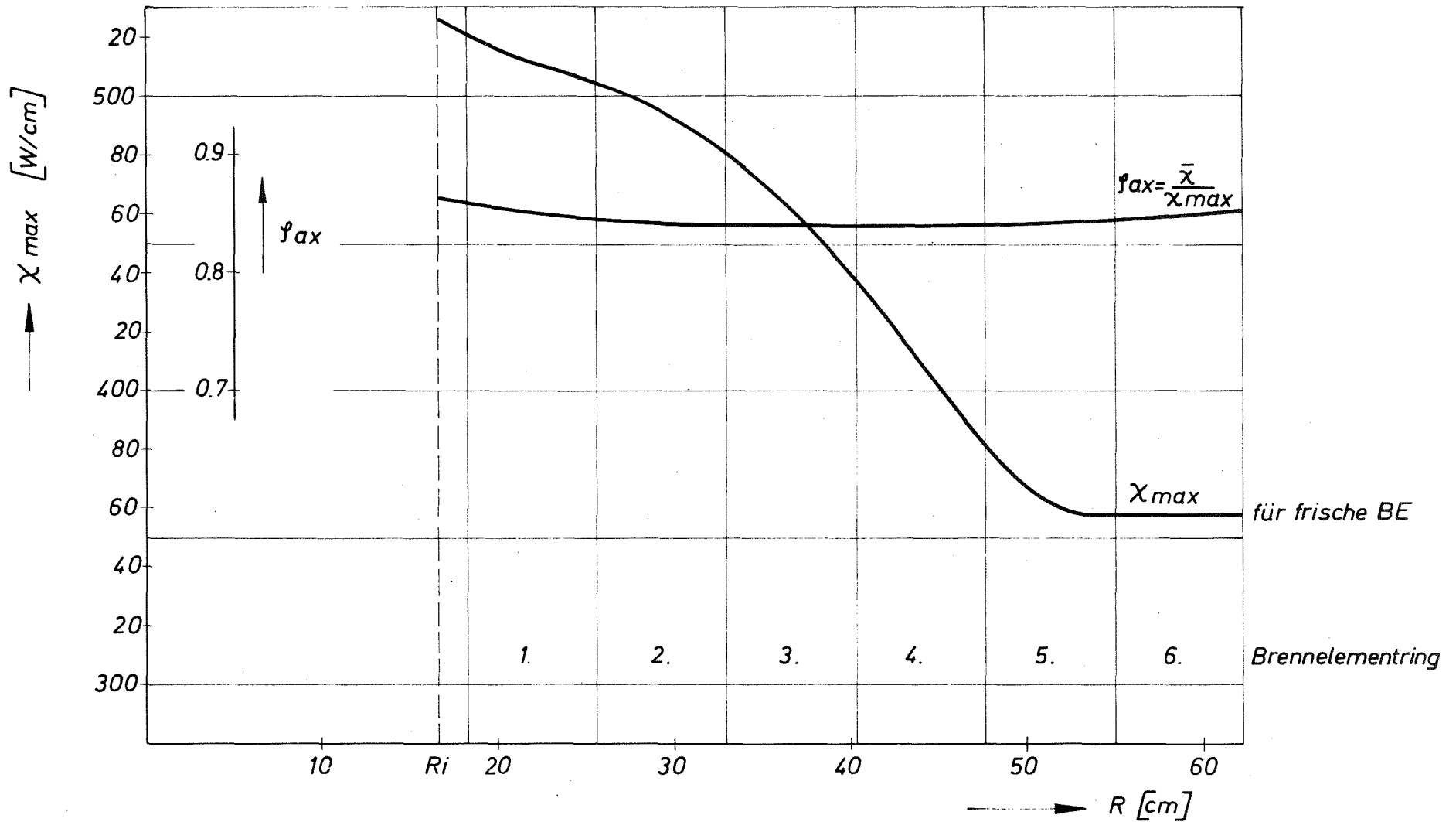


Abb.3-33: Rad. Leistungsverteilung in Coremittelebene und axialer Leistungsformfaktor

Der Reibbeiwert  $f$  ist für eine mittlere Oberflächenrauigkeit von  $2 \mu\text{m}$  nach K.Rehme<sup>28)</sup> ermittelt worden. Bei einer mittleren Reynoldszahl von  $6,5 \cdot 10^4$  ergibt sich  $f = 0,024$ .

Der Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Kühlmittel- und Hüllrohr wurde folgende Nußeltbeziehung zugrunde gelegt<sup>29)</sup>:

$$\text{Nu} = 0,625 \cdot \text{Pe}^{0,4}$$

Die Wärmeleitzahl der Hülle wurde zu  $0,21 \text{ W}/(\text{cm} \cdot ^\circ\text{C})$ , die Wärmedurchgangszahl zwischen Hüllrohr und Brennstoff zu  $1,1 \text{ W}/(\text{cm}^2 \cdot ^\circ\text{C})$  ermittelt. Die Berechnung der Brennstoffzentraltemperatur erfolgte nach dem 3-Zonenmodell für oxidischen Brennstoff<sup>30)</sup>. Die Kühlmittelintrittstemperatur ergab sich nach Abschn. 3.4.1 zu  $230 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Die Durchsatz- und damit die Temperaturverteilung im höchstbelasteten Treiber-Brennelement ist durch die Begrenzung des Stabbündeldruckverlustes auf  $7,5 \text{ ata}$  festgelegt. Nimmt man an, daß sich das aus betriebs- und fertigungstechnischen Gründen notwendige Spiel zwischen Stabbündel und Kasten (siehe Abschn. 3.3.5) gleichmäßig über den Brennelementquerschnitt verteilt, so ergibt sich die nom. max. Hüllrohrtemperatur zu  $557,5 \text{ }^\circ\text{C}$ . Der Durchsatz durch die übrigen Brennelemente wird so gewählt, daß überall diese Temperatur erreicht wird (Drosselung auf max. Hüllrohrtemperatur). Wegen Unterkühlung der Randkanäle tritt diese Maximaltemperatur stets mehrere Kanalreihen von der Kastenwand entfernt am oberen Ende der Spaltzone auf. Die dazugehörigen Kühlmitteltemperaturen sind in Tab. 3-10 enthalten.

Durch die zugrunde gelegte Kühlmittelquervermischung werden auch die Eckkanäle in allen Brennelementen hinreichend gekühlt. Die max. nom. Brennstofftemperatur beträgt im höchstbelasteten Brennelement  $2350 \text{ }^\circ\text{C}$ .

28)

K.Rehme: Systematische experimentelle Untersuchung der Abhängigkeit des Druckverlustes von der geometrischen Anordnung für längs durchströmte Stabbündel mit Spiraldrahtabstandshaltern. Externer-Bericht 4/68-16, Febr. 1968

29)

B.Lubarsky, S.Kaufmann: Review of Experimental Investigations of Liquid Metal Heat Transfer. NACA-TN 3336, 1955

30)

G.Karsten, H.Kämpf, A.Gerken: Theoretical and Computer Analysis on the Behaviour of Fast Reactor Fuel Pins and Related Parts of the Core under Operational Conditions. KFK 878, Nov. 68

Tab. 3-10: KÜHLUNGSTECHNISCHE DATEN DER TREIBERZONE

Zone	1	2	3	4	5	6	
Max. Stableistung innen/außen	518/506	504/484	478/441	432/389	380/358	358/358	W/cm
BE-Durchsatz	12,20	11,63	10,76	9,59	8,39	8,15	kg/sec
Max. Kühlmittel- temperatur	517	519	522	525	528	529	°C
Mittl. Kühlmittel- austrittstemperatur	512	514	514	515	523	524	°C
Max. Brennstoff- temperatur	2342	2293	2210	2053	1872	1807	°C
Druckverlust (ohne Drossel)	7,50	6,81	5,82	4,63	3,55	3,35	ata
Für alle Zonen konstant: Eintrittstemp. $\vartheta_E = 230$ °C; max. Hüllrohrtemp. $T_{Wi \max} = 557,5$ °C							

### 3.4.2.3 Temperaturverteilung in der Treiberzone

Der Querschnitt der Treiberzone wurde in 6 Zonen unterteilt, die den Sechseckringen der hexagonalen Treiberanordnung entsprechen. Der Energietransport durch Wärmeleitung zwischen den Brennelementen wurde berücksichtigt, dabei wurde der innere und äußere Rand der Treiberzone als wärmedicht vorausgesetzt.

In Tab. 3-10 sind die kühlungstechnischen Daten charakteristischer Brennelemente für die einzelnen Treiberzonen dargestellt. Diese Brennelemente liegen auf einem Radiusvektor, der durch die Eckpunkte der Sechseckringe läuft.

In Abb. 3-34 ist das Temperaturprofil des Kühlmittels und der Kastenwände am Spaltzonenausstritt über dem Treiberradius aufgetragen. Deutlich ist die starke Unterkühlung der Randkanäle trotz  $\gamma$ -Heizung in der Kastenwand zu erkennen. Ohne  $\gamma$ -Heizung wäre die Aufheizspanne in den Randkanälen jedoch lediglich um 3 % niedriger. Der Einfluß der Wärmeleitung zwischen den Brennelementen auf die Kühlmitteltemperatur ist noch geringer.

Auf die mittlere Kastenwandtemperatur, und vor allem auf den Temperaturgradienten in der Kastenwand ist jedoch ein spürbarer Einfluß der  $\gamma$ -Heizung und Wärmeleitung vorhanden. Die  $\gamma$ -Heizung erhöht das Temperaturniveau im Kasten um ca. 12 °C am Ort des max. Flusses. Die Wärmeleitung zwischen den Brennelementen drückt die max. Temperaturdifferenz (im Brennelementkasten der 4. Zone) von 27 °C auf 11 °C.

Bemerkenswert ist noch das relativ hohe mittlere Kühlmittelniveau. Dies erklärt sich einmal durch die zum Treiberrand sich abflachenden Leistungsgradienten (aufgrund des rad. Nickelreflektors) und zum anderen durch die Einhaltung einer max. Hüllrohrtemperatur im Brennelement. Bei niedrigeren Leistungsdichten kann die Kühlmitteltemperatur etwas angehoben werden, da sich die Temperaturdifferenzen durch Wärmeübergang und Wärmeleitung verkleinern.

Tab. 3-10: KÜHLUNGSTECHNISCHE DATEN DER TREIBERZONE

Zone	1	2	3	4	5	6	
Max. Stableistung innen/außen	518/506	504/484	478/441	432/389	380/358	358/358	W/cm
BE-Durchsatz	12,20	11,63	10,76	9,59	8,39	8,15	kg/sec
Max. Kühlmittel- temperatur	517	519	522	525	528	529	°C
Mittl. Kühlmittel- austrittstemperatur	512	514	514	515	523	524	°C
Max. Brennstoff- temperatur	2342	2293	2210	2053	1872	1807	°C
Druckverlust (ohne Drossel)	7,50	6,81	5,82	4,63	3,55	3,35	ata
Für alle Zonen konstant: Eintrittstemp. $v_E^* = 230 \text{ } ^\circ\text{C}$ ; max. Hüllrohrtemp. $T_{Wi \text{ max}} = 557,5 \text{ } ^\circ\text{C}$							



### 3.4.2.3 Temperaturverteilung in der Treiberzone

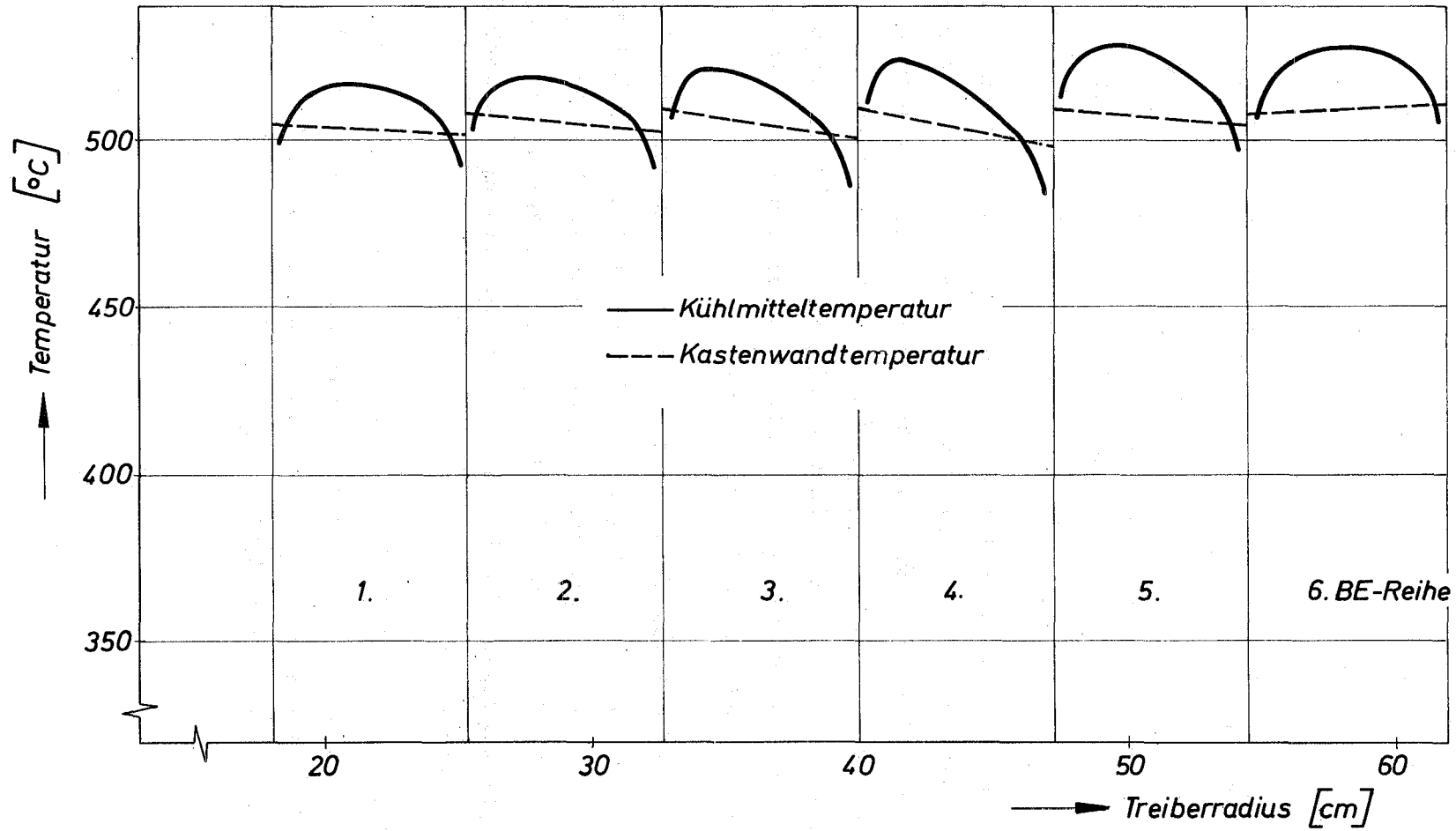
Der Querschnitt der Treiberzone wurde in 6 Zonen unterteilt, die den Sechseckringen der hexagonalen Treiberanordnung entsprechen. Der Energietransport durch Wärmeleitung zwischen den Brennelementen wurde berücksichtigt, dabei wurde der innere und äußere Rand der Treiberzone als wärmedicht vorausgesetzt.

In Tab. 3-10 sind die kühlungstechnischen Daten charakteristischer Brennelemente für die einzelnen Treiberzonen dargestellt. Diese Brennelemente liegen auf einem Radiusvektor, der durch die Eckpunkte der Sechseckringe läuft.

In Abb. 3-34 ist das Temperaturprofil des Kühlmittels und der Kastenwände am Spaltzonenausstritt über dem Treiberradius aufgetragen. Deutlich ist die starke Unterkühlung der Randkanäle trotz  $\gamma$ -Heizung in der Kastenwand zu erkennen. Ohne  $\gamma$ -Heizung wäre die Aufheizspanne in den Randkanälen jedoch lediglich um 3 % niedriger. Der Einfluß der Wärmeleitung zwischen den Brennelementen auf die Kühlmitteltemperatur ist noch geringer.

Auf die mittlere Kastenwandtemperatur, und vor allem auf den Temperaturgradienten in der Kastenwand ist jedoch ein spürbarer Einfluß der  $\gamma$ -Heizung und Wärmeleitung vorhanden. Die  $\gamma$ -Heizung erhöht das Temperaturniveau im Kasten um ca. 12 °C am Ort des max. Flusses. Die Wärmeleitung zwischen den Brennelementen drückt die max. Temperaturdifferenz (im Brennelementkasten der 4. Zone) von 27 °C auf 11 °C.

Bemerkenswert ist noch das relativ hohe mittlere Kühlmittelniveau. Dies erklärt sich einmal durch die zum Treiberrand sich abflachenden Leistungsgradienten (aufgrund des rad. Nickelreflektors) und zum anderen durch die Einhaltung einer max. Hüllrohrtemperatur im Brennelement. Bei niedrigeren Leistungsdichten kann die Kühlmitteltemperatur etwas angehoben werden, da sich die Temperaturdifferenzen durch Wärmeübergang und Wärmeleitung verkleinern.



**Abb.3-34:** Kühlmittel- und Kastenwandtemperatur am Austritt der Spaltzone

### 3.4.2.4 Mittlere Kühlmittelaustrittstemperatur

Die Leistungen und Kühlmitteldurchsätze teilen sich wie folgt auf:

	Leistung [ $\overline{\text{MW}}$ ] (Beginn/Ende Beladezyklus)	Durchsatz [ $\overline{\text{kg/sec}}$ ]
Treiber-Brennelemente	528/462	1505
Regel- u. Abschaltstäbe	7,4/6,9	120
Rigs	0,6	2
Radialer Reflektor	4,4	67
Tankmagazine	0,8	10
gesamt:	541/475	1704

Zu Beginn eines Beladezyklus ist die Treiberleistung am höchsten, da einmal die eingefahrenen Trimmregelstäbe das radiale Leistungsprofil abflachen, zum anderen die über die Treiberzone gemittelte Pu-Anreicherung am größten ist. Bei vorgegebenem max. Neutronenfluß bedeutet dies eine Erhöhung der Gesamtleistung. Die mittlere Kühlmittelaustrittstemperatur des Reaktorkerns variiert daher von  $476^{\circ}\text{C}$  am Anfang bis zu  $446^{\circ}\text{C}$  am Ende eines Beladezyklus.

Die mittlere Kühlmittelaustrittstemperatur der Brennelemente liegt bei  $503^{\circ}\text{C}$  bzw.  $468^{\circ}\text{C}$ , die der Regel- und Abschaltetelemente im Mittel bei  $280^{\circ}\text{C}$ . Die mittlere Austrittstemperatur aus der Treiberzone ergibt sich somit zu  $486^{\circ}\text{C}$  bzw.  $454^{\circ}\text{C}$ . Hierbei ist der Enthalpieverlust durch Leckageströmungen zwischen den Brennelementen als vernachlässigbar klein vorausgesetzt.

Der radiale Reflektor wird möglichst kalt gefahren, um Verbiegungseffekte zu vermeiden. Die Kühlmittelaufheizung soll  $50^{\circ}\text{C}$  nicht überschreiten. Die Temperatur in den Tankmagazinen wird durch Kühlung mit einer Bypaß-Strömung unter  $300^{\circ}\text{C}$  gehalten.

### 3.4.3 Lokale Geschwindigkeits- und Temperaturverteilung im Kühlmittel

Eines der wesentlichen Merkmale bei der Auslegung des natriumgekühlten schnellen Testreaktors sind enggepackte Stabbündel mit kleinen Stabdurchmessern. Infolge der kleinen Stababstände wirken sich daher bereits kleine Auslenkungen einzelner Stäbe aus ihren nominellen Position deutlich auf die azimutale Geschwindigkeits- und Temperaturverteilung um einen Stab aus. <sup>31) 32)</sup> Die dabei auftretenden Temperaturunterschiede am Umfang der Stäbe führen zu einer Vergrößerung der ursprünglichen Störung und zu heißen Stellen, die eine starke Rückwirkung auf die Core-Auslegung haben können.

#### 3.4.3.1 Theoretisches Modell

Die hier dargestellten theoretischen Untersuchungen geben die Verteilung der Kühlmittelgeschwindigkeit und Kühlmitteltemperatur in azimutaler und axialer Richtung an für den Fall, daß ein zentraler Brennstab aus seiner Normallage im Bündel um die Strecke  $\xi$  und den Winkel  $\theta$  ausgelenkt ist. Die Kühlmittelquerschnittsfläche zu diesem Stab wird begrenzt durch die Linien max. Geschwindigkeit (Halbierende der Stabmittenabstände), vgl. Abb. 3-35 .

Die Analyse geht von folgenden Bedingungen aus:

1. Die Strömung ist voll turbulent, einphasig und stationär.
2. Es existiert kein Netto-Austausch von Impuls und Wärme über die Linien max. Geschwindigkeit.
3. Die Oberflächenleistung ist konstant in Umfangsrichtung.
4. Die Stoffgrößen des Kühlmittels sind temperaturabhängig.

---

31) M.Fischer, H.Shimamune:  
Temperature Distribution and Thermal Stability in Asymmetrical Triangula Rod Clusters,  
GfK - KFK-Bericht 724, EUR 4178e (1969)

32) F.Hofmann:  
Velocity and Temperaturdistribution in turbulent flow in sodium cooled fuel elements with eccentric Geometry,  
Nuclear Engineering and Design 14 (1970)

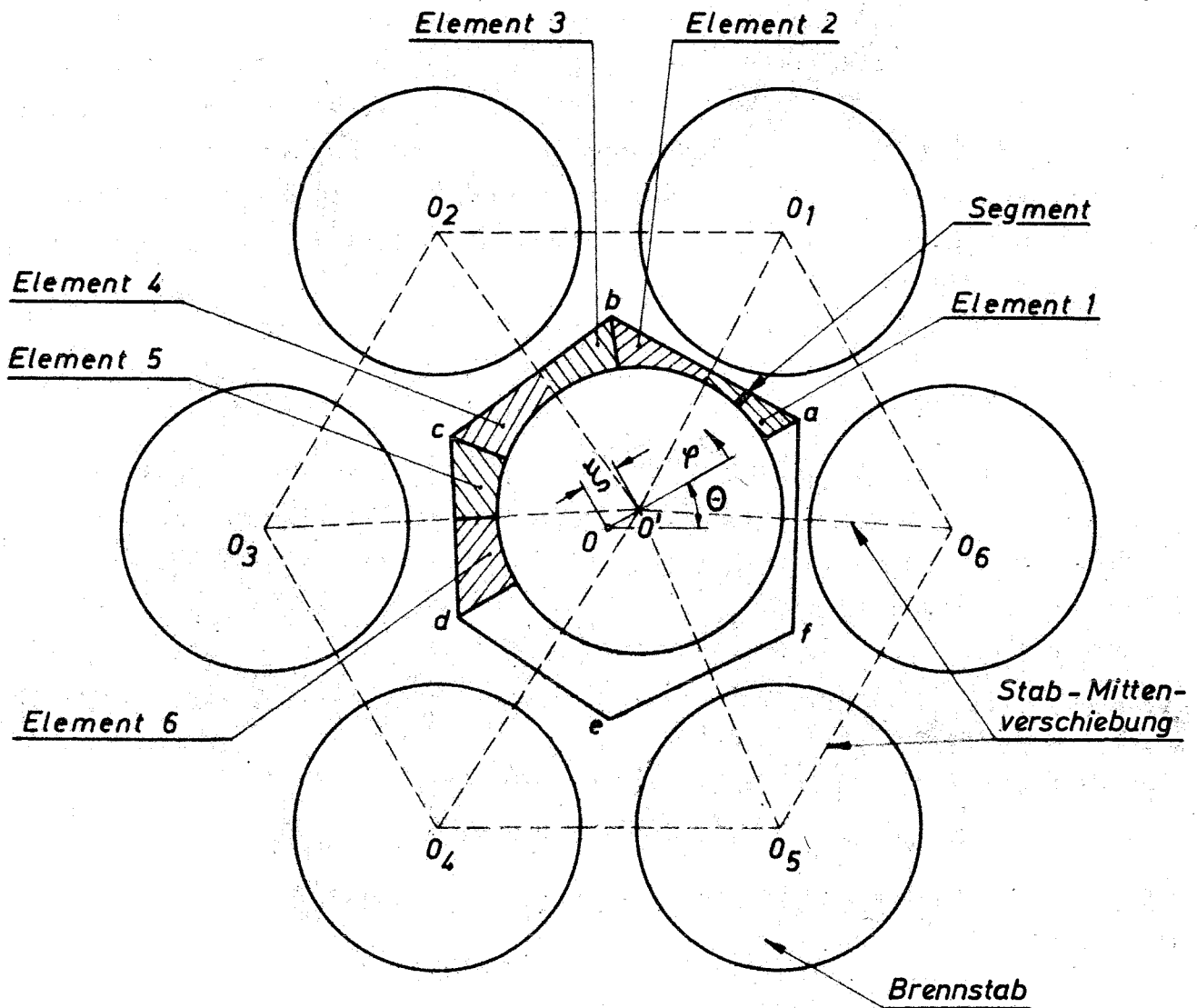


Abb. 3-35 : Querschnitt eines asymmetrischen Brennstab-  
bündels

### 3.4.3.2 Geschwindigkeitsfeld

Die Geschwindigkeitsverteilung wird bestimmt durch die Navier-Stokes-Gleichung, aus der sich zusammen mit der Kontinuitätsgleichung die folgende Beziehung herleiten läßt:

$$\frac{\partial(r \tau_r)}{\partial r} + \frac{\partial \tau_\varphi}{\partial \varphi} = \frac{r \partial \rho}{\partial x} \quad (3-1)$$

$\tau_r$ ,  $\tau_\varphi$  sind darin die radialen bzw. azimuthalen Schubspannungskomponenten, die sich jeweils aus einem laminaren ( $\mu$ ) und turbulenten Anteil ( $\rho \epsilon$ ) zusammensetzen.

$$\tau_r = (\mu + \rho \epsilon_r) \frac{\partial u}{\partial r} \quad (3-2)$$

$$\tau_\varphi = (\mu + \rho \epsilon_\varphi) \frac{\partial u}{r \partial \varphi} \quad (3-3)$$

Die numerische Lösung von Gl. (3-1) erfolgt unter der Annahme, daß für die radiale Geschwindigkeitsverteilung das logarithmische Gesetz gilt und die turbulente Austauschgröße  $\epsilon_\varphi$  in azimuthaler Richtung unabhängig von der radialen Koordinate ist.

### 3.4.3.3 Temperaturfeld

Die Kühlmitteltemperaturverteilung wird bestimmt aus der Wärmebilanz:

$$\begin{aligned} -\frac{\partial}{\partial r} \left[ (\lambda + \rho c_p \epsilon_{Hr}) \frac{\partial T}{\partial r} r \right] - \frac{\partial}{\partial \varphi} \left[ (\lambda + \rho c_p \epsilon_{H\varphi}) \frac{\partial T}{r \partial \varphi} \right] \\ + \frac{\partial}{\partial x} (\mu r \rho c_p T) = 0 \end{aligned} \quad (3-4)$$

Nach Integration von Gl. (3-4) in radiale und axiale Richtung erhält man die azimuthale Temperaturverteilung in verschiedene axiale Zonen.

Die thermische Austauschgröße  $\epsilon_{H\varphi}$  in Umfangsrichtung kann bei Natrium als Kühlmittel nach Dwyer<sup>33)</sup> bestimmt werden.

33) O.E.Dwyer:

Heat transfer to liquid metals flowing in line through unbaffled rod bundles A Review, Nucl. Engineering and Design 10 (1969)

3.4.3.4 Ergebnisse

Den numerischen Ergebnissen liegen die FR 3-Brennelementspezifikationen zugrunde:

Stabdurchmesser	0,47 cm
Stabmittenabstand	0,57 cm
ax. Stablänge	80 cm
max. Stableistung	526 W/cm
Aufheizspanne im Teilkanal	335 °C 34)

Neben der sym. Bündelkonfiguration ( $\xi = 0$ ) wurden besonders zwei Fälle mit exzentrisch stehendem Zentralstab untersucht. In beiden Fällen war der Stab entlang der Linie 0-0' ( $\theta = \frac{\pi}{6}$ ) (Abb. 3-35) ausgelenkt. Die Auslenkung war über die axiale Länge konstant und variierte von  $\xi = 0,1$  mm bis  $\xi = 0,2$  mm, was einer Verkleinerung der Kanalweite an der engsten Stelle von etwa 8 bzw. 16 % gegenüber dem sym. Fall entspricht.

In den Abb. 3-36 und 3-37 wird die azimutale Geschwindigkeits- und Kühlmitteltemperaturverteilung jeweils für 3 axiale Zonen dargestellt.

1.  $x = 8$  cm, nahe Coreeintritt
2.  $x = 40$  , Coremitte
3.  $x = 72$  , nahe Coreaustritt

Der betrachtete Winkelbereich verläuft aus Symmetrie-Gründen von  $\varphi = 0$  bis  $\pi$ .

Abb. 3-36 zeigt die relative Geschwindigkeitsverteilung an der Stelle  $x = 8$  cm. Bedingt durch die hexagonale Kanalgeometrie verläuft die relative Geschwindigkeit im symmetrischen Fall ( $\xi = 0$ ) sinusförmig mit einer Periode von  $\pi/3$ . Die Differenz zwischen Maximum und Minimum ist etwa 11 %. Im exzentrischen Fall ( $\xi = 0,2$  mm) ist der Periode von etwa  $\pi/3$  eine zusätzliche sinusförmige Schwingung mit der Periode  $2\pi$  überlagert. Das resultiert in einer Differenz von 25 % zwischen max. und min. Geschwindigkeit. Abb. 3-36 und 3-37 zeigen, daß im symmetrischen wie exzentrischen Fall die Variation der relativen Geschwindigkeit in axialer Richtung vernachlässigbar klein ist.

---

34) wurde später geändert zu 300 °C

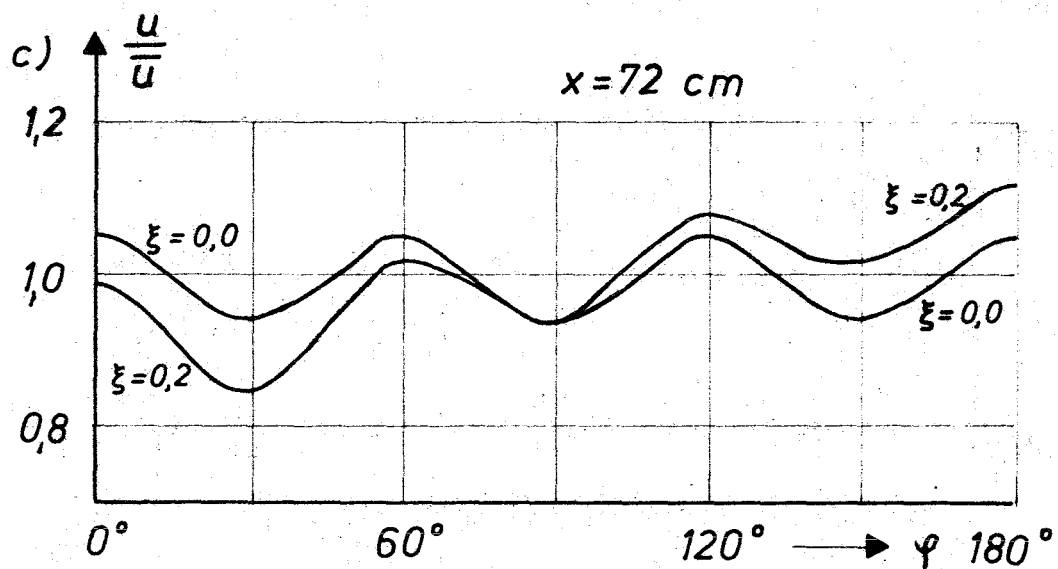
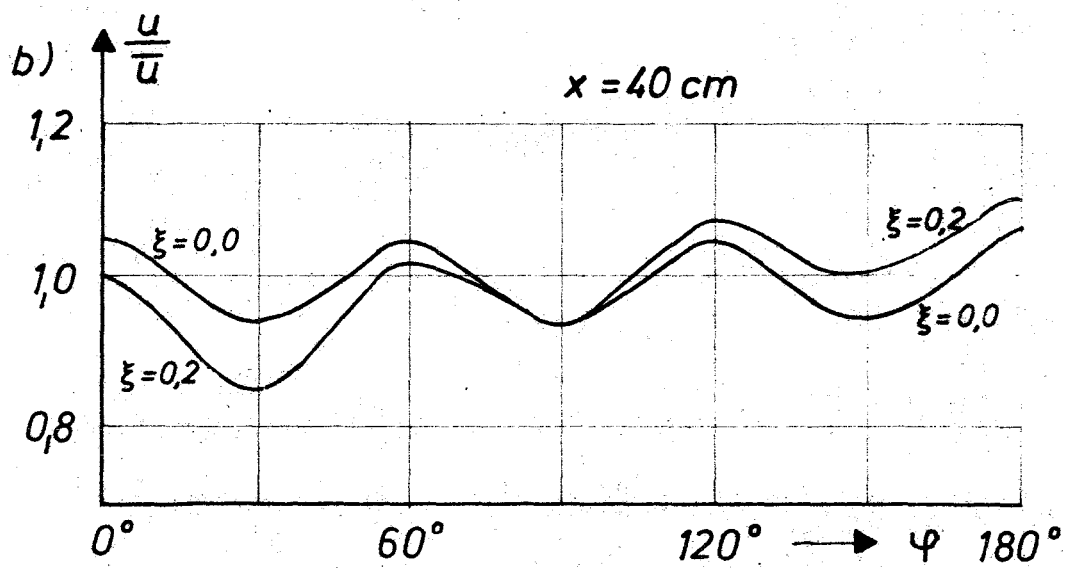
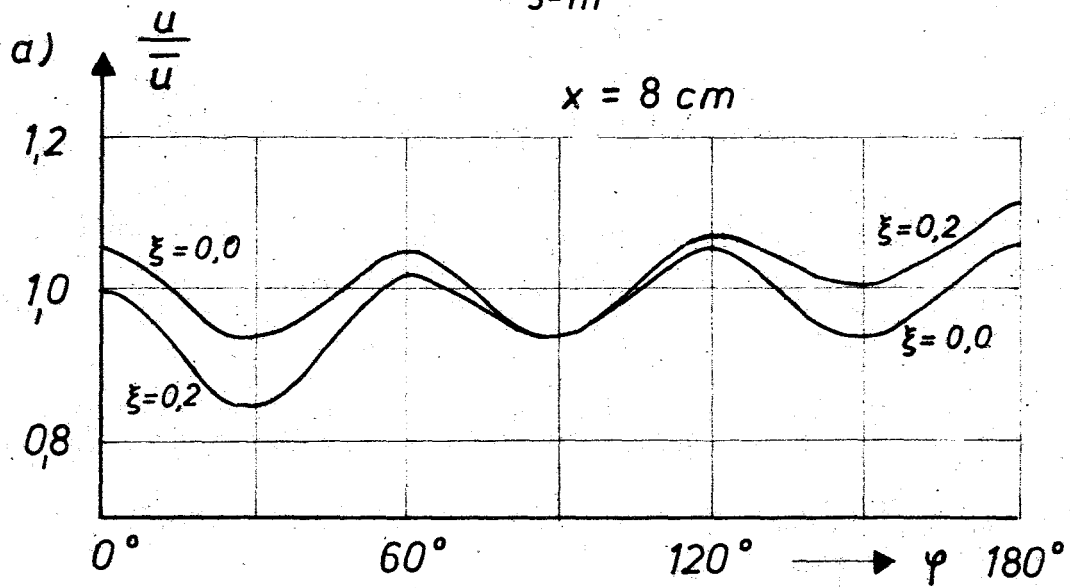


Abb. 3-36: Relative Kühlmittelgeschwindigkeit  $\frac{u}{u}$  als Funktion des Umfangswinkels  $\varphi$



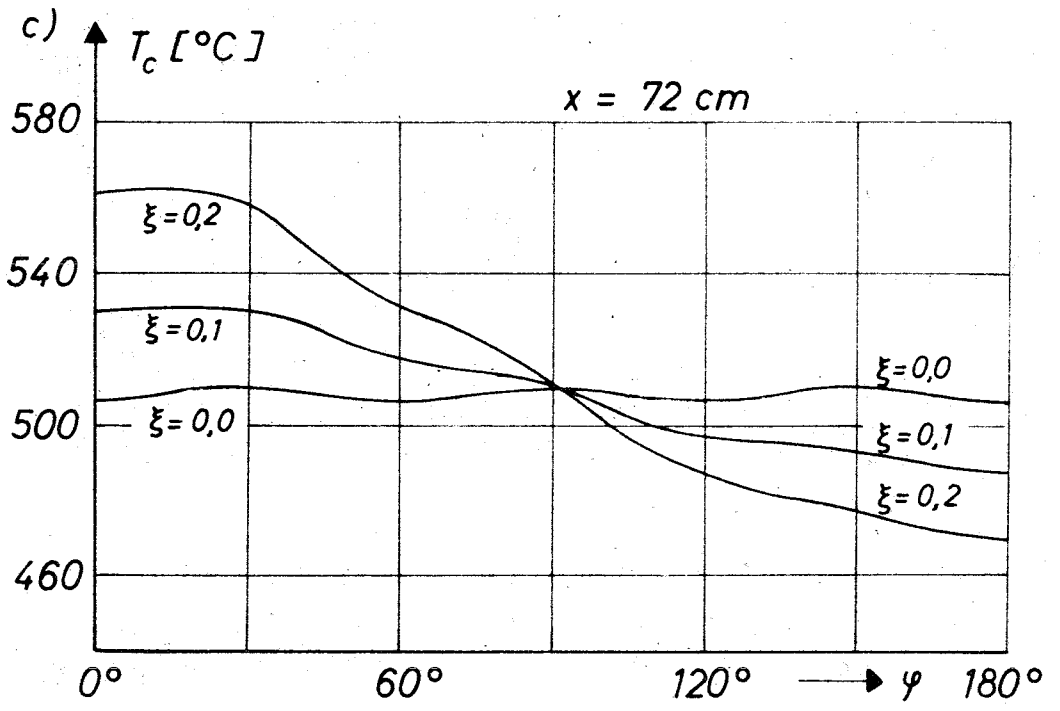
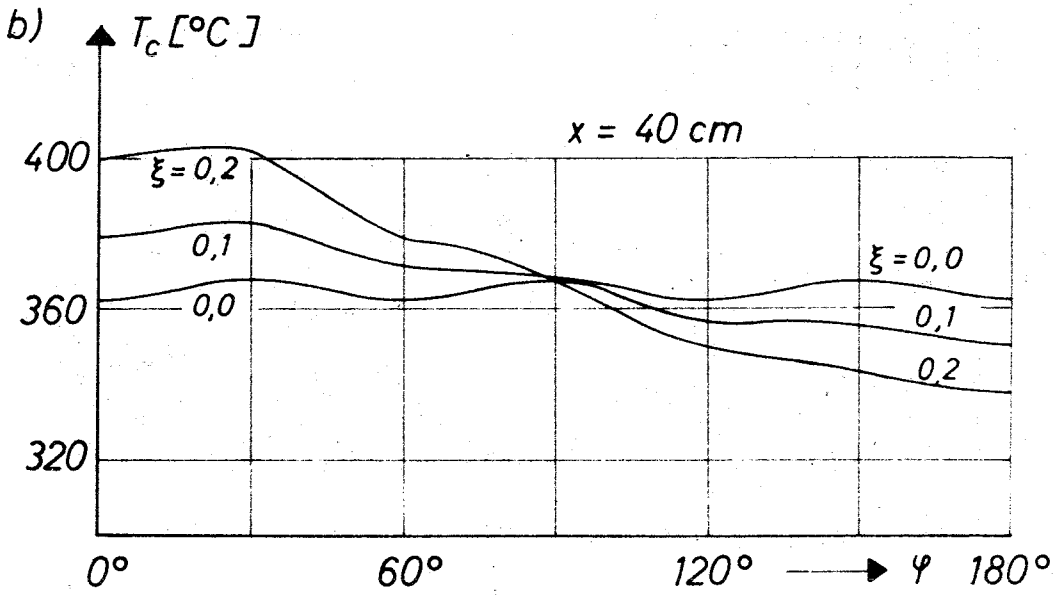
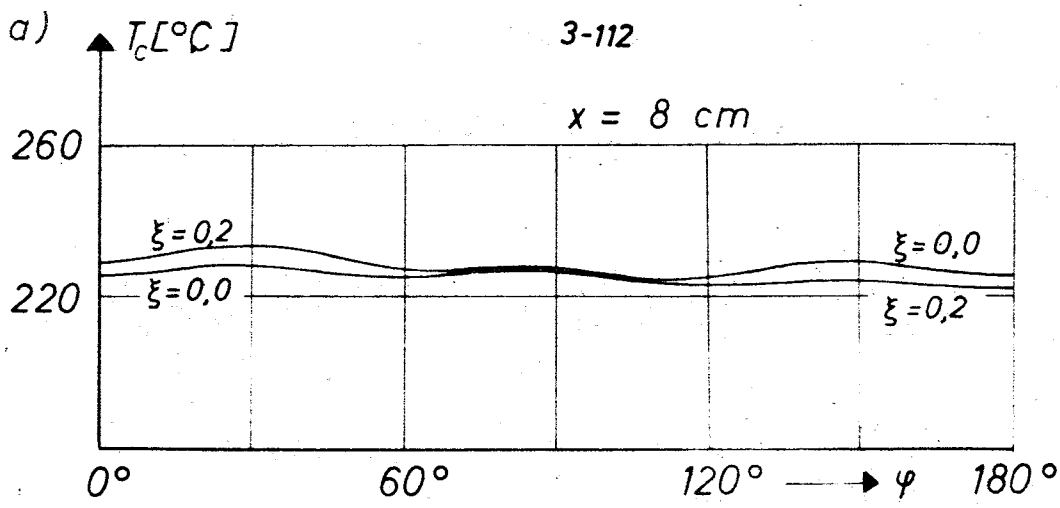


Abb. 3-37 : Kühlmitteltemperatur  $T_c$  als Funktion des Umfangswinkels  $\varphi$

In Abb. 3-37 ist die azimutale Variation der Kühlmitteltemperatur dargestellt. Im symmetrischen Fall beträgt die max. Temperaturdifferenz  $3^{\circ}\text{C}$  an der Stelle  $x = 8\text{ cm}$ . Bei  $x = 40\text{ cm}$  erhöht sich die Differenz auf  $6^{\circ}\text{C}$  und fällt dann wieder auf  $4^{\circ}\text{C}$  am Coreaustritt bedingt durch die abnehmende Stableistung. Für die exzentrischen Fälle beträgt die max. Temperaturdifferenz in Umfangsrichtung  $8^{\circ}\text{C}$  ( $\xi = 0,1\text{ mm}$ ) und  $13^{\circ}\text{C}$  ( $\xi = 0,2\text{ mm}$ ) am Coreanfang ( $x = 8\text{ cm}$ ). Sie steigt auf  $34^{\circ}\text{C}$  ( $\xi = 0,1\text{ mm}$ ) bzw.  $67^{\circ}\text{C}$  ( $\xi = 0,2\text{ mm}$ ) in der Coremitte. Im Gegensatz zum symmetrischen Fall steigt in den exzentrischen Fällen die max. Kühlmitteltemperaturdifferenz gegen den Coreaustritt ( $x = 72\text{ cm}$ ) noch weiter auf  $45^{\circ}\text{C}$  ( $\xi = 0,1\text{ mm}$ ) bzw.  $93^{\circ}\text{C}$  ( $\xi = 1,2\text{ mm}$ ) an, da oberhalb der Coremitte der Einfluß der abnehmenden Stableistung klein ist gegenüber der azimutalen Variation des ax. Temperaturgradienten.

Die Untersuchungen haben gezeigt, daß auch bei Natrium bereits kleinere Exzentrizitäten wie sie hier betrachten wurden zu Variationen der Kühlmitteltemperatur am Stabumfang von  $45 \div 93^{\circ}\text{C}$  führen. Aufgrund der angegebenen Bedingungen ist jedoch zu bemerken, daß die Ergebnisse konservativ sind, da ausgleichende Einflüsse, wie z.B. umfangsabhängige Wärmestromdichte und Erhöhung der Turbulenz durch Abstandshalter noch nicht berücksichtigt sind.

### 3.4.4 Statistische Heißstellenanalyse

#### 3.4.4.1 Einleitung

Die Heißstellenanalyse wurde nach der von Amendola<sup>35)</sup> entwickelten Methode durchgeführt und die Heißstellenfaktoren wurden mit Hilfe des Rechenprogramms SHOSPA<sup>36)</sup> berechnet.

Die Voraussetzungen der Methode können wie folgt zusammengefaßt werden:

- Die Methode berücksichtigt, daß aufgrund systematischer und statistischer Abweichungen von lokalen nominellen Temperaturen, alle Kühlkanäle des Reaktorkerns bzw. alle "Stellen" des Hüllrohres und des Brennstoffes im Reaktorkern mit unterschiedlichen Wahrscheinlichkeiten kritische Temperaturen erreichen können
- Das Verfahren ermöglicht eine eindeutige Beziehung zwischen der Wahrscheinlichkeit einer Überschreitung kritischer Temperaturen und der Größe der betroffenen Bereiche im Reaktorkern herzustellen
- Es berücksichtigt außerdem die Verschiedenartigkeit der Einflüsse der Unsicherheiten je nachdem, ob sie auf einzelne Brennelemente des Kerns, auf Gruppen von Brennelementen oder auf den ganzen Reaktorkern korreliert oder nicht korreliert einwirken
- Die Methode ermöglicht eine quantitative Ermittlung der Sicherheit der thermischen Auslegung gegen Übertemperaturen durch die Berechnung der zu erwartenden Anzahl der von Heißstellen betroffenen Brennelemente.

#### 3.4.4.2 Nominelle Temperaturen und systematische Abweichungen

Die nominellen Leistungs- und Temperaturverteilungen im Reaktorkern ist in Abschn. 3.4.2 beschrieben. Die wichtigsten hier relevanten Daten der Auslegung werden in Tab. 3-11 wiedergegeben.

---

35) A. Amendola:  
Statistical Evaluation of the Maximum Temperatures in Reactor Cores, Nucl. Sci. Eng. 41, 343 (1970)

36) A. Amendola:  
Advanced Statistical Hot Spot Analysis, KFK 1134 EUR 3687e,  
Kernforschungszentrum Karlsruhe (1970)

Tab. 3-11 : AUSLEGUNGSDATENTABELLE

Natriumeintrittstemperatur	230 °C
max. spez. Leistung	526 W/cm
nom. max. Hüllrohrtemperatur (konstant für jedes Brennelement)	557,5 °C
nom. max. Brennstofftemperatur (in den Brennelementen des ersten Ringes der Treiberzone)	2350 °C
nom. max. Aufheizspanne (in den Brennelementen am Rand der Spaltzone)	298,3 °C

Für die Berechnung der Heißstellenfaktoren wurde die Spaltzone des Cores in 6 konzentrische Zonen aufgeteilt. Weiter wurde für jede Zone angenommen, daß jeweils  $1/3$  der Brennelemente frisch, zu  $1/3$  bzw.  $2/3$  abgebrannt sind; daher wurden in insgesamt 18 Subzonen berücksichtigt. Der Abbrandzustand wurde durch Abbrandfaktoren  $F_A$  in jeder Subzone gekennzeichnet.

Um zeitabhängige Störungen zu berücksichtigen, wurden weitere systematische Faktoren in Rechnung gestellt: 1. ein Faktor  $F_t$  für die Aufheizspanne, welcher berücksichtigt, daß sich das Spiel zwischen Brennstäbe und Kastenwand wegen der thermischen Verbiegung der Stäbe nicht gleichmäßig über das Bündel verteilt; 2. ein Faktor  $F_\ell$  für die Stableistung, welcher die von der Position der Steuerstäbe induzierten Verformungen der Leistungsverteilung berücksichtigt.

Nach der Annahme, daß in dem Zentrum des Cores der Neutronenfluß während des Betriebes gemessen und konstant gehalten wird, wurde der Faktor  $F_\ell$  als nicht konstant in jeder radialen Zone angenommen. Nach der Kombination des Abbrandfaktors  $F_A$  mit den Faktoren  $F_\ell$  und  $F_t$  wurden die Referenzmaximaltemperaturen in jeder Subzone berechnet, welche den statistischen Analyse zugrunde gelegt wurden.

Dieses Verfahren ist in Tab. 3-12 zusammengefaßt.

Tab. 3- 12: SYSTEMATISCHE FAKTOREN UND REFERENZTEMPERATUREN IN DEN VERSCHIEDENEN SUBZONEN

Subzone	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
Anzahl der Brennelemente	6	6	6	4	4	4	8	8	8	7	7	7	11	11	11	12	12	12
$F_A$ Abbrandfaktor	1	0,96	0,92	1	0,96	0,92	1	0,96	0,92	1	0,96	0,92	1	0,96	0,92	1	0,96	0,92
$F_L$ Leistungsfaktor	1	1	1	1,01	1,01	1,01	1,02	1,02	1,02	1,02	1,02	1,02	1,02	1,02	1,02	1,02	1,02	1,02
$F_t$ Teilungsfaktor	1,14	1,14	1,14	1,14	1,14	1,14	1,14	1,14	1,14	1,14	1,14	1,14	1,14	1,14	1,14	1,14	1,14	1,14
max. Aufheizspanne	331	318	305	332	319	305	338	325	311	341	328	314	346	332	319	346	332	319
max. Hüllrohrtemperatur (inn. Wand)	600	585	571	600	585	571	605	590	575	605	580	575	605	590	575	605	590	575
max. Brennstofftemperatur	2370	2293	2207	2316	2233	2150	2238	2160	2081	2066	1994	1922	1871	1807	1742	1788	1727	1666

### 3.4.4.3 Statistische Unsicherheiten

Die Unsicherheiten, die als statistisch verteilt angenommen wurden, sind in Tab. 3-13 eingetragen. Sie wurden in 5 Gruppen aufgeteilt, je nachdem, ob sie auf einzelne Brennelemente des Cores, auf Gruppen von Brennelementen oder auf das ganze Core korreliert oder nicht korreliert wirken. Es ist hier zu bemerken, daß die lokalen Unsicherheiten, (das sind diejenigen, die längs eines Brennstabes statistisch schwanken) durch ihre "spezifische Standardabweichungen" definiert wurden. Als spezifische Standardabweichung wird die Standardabweichung des Mittelwertes einer lokalen Unsicherheit über die Längeneinheit bezeichnet.

Die in Tab. 3-13 angegebenen Werte der Abweichungen entsprechen dem neuesten Kenntnisstand; sie sind jedoch nicht als endgültig zu verstehen.

Tab. 3-13 : UNSICHERHEITEN

Gruppe	Parameter	Nennwert	Standard- abweichung	Verteilung n=Normalverteilung g=Gleichverteilung
Core	Flußmessung		2,5 %	n
	Wärmeleitfähigkeit d.Hülle		1 %	n
	" " d.Brennstoffs		3 %	n
	Na-Eintrittstemperatur	230 °C	1 °C	n
	Brennstoffschmelzpunkt	2750 °C	30 °C	n
	krit. Hüllentemperatur	700 °C	7 °C	n
Zone	Leistungsverteilung (Berechnung)		0% i.d. I Zone 1% i.d.II " 2% i.d.anderen	n
Brenn- element	Leistungsverteilung (Steuerstabposition)		0,5% I Zone 1,5% II " 2 % i.d.anderen	n
	Anreicherung (pro Charge)		0,5%	n
	Kastenschlüsselweite		0,5%	n
	Drosselung		1,5%	n
	Stabdurchmesser (pro Charge)	4,7 mm	0,01% mm	n
Kühl- kanal	Teilung	5,7 mm	0,025 mm	n
	aktive Höhe	80 cm	0,3 cm	g
	radiale lokale Leistungsvert. (Brennstabverschiebung)		1%	n
Lokal (auf 1 cm gemitt.)	axiale Flußverteilung		2,5%	n
	Wärmeübertragung Na-Hülle		3 %	n
	" " Hülle-Brennst.		12 %	n
	Wandstärke		0,005 mm	n
	Längengewicht eines Pellets		1,8%	n
	Brennstoffwärmeleitfähigkeit		3%	n
	Anreicherung		0,5%	n
	Relat. Exzentrizität	0	0,6	g
	lokaler Druckverlust		4%	n

#### 3.4.4.4 Heißkanal- und Heißstellenfaktoren

Es ist notwendig, daß die geometrische Größe der Heißstellen unter Berücksichtigung der zu erwartenden Brennstabschäden gewählt wird. Unter der Annahme, daß ein lokales Brennstoffschmelzen die Zuverlässigkeit eines Stabes nicht wesentlich vermindert, wurde für den Brennstoff eine Länge von 2 cm am ganzen Umfang des Zentralkanals als Größe der "Heißstelle" angenommen. Für das Hüllrohr wurde dagegen eine dreieckige Kanalanordnung berücksichtigt und ein 60°-Segment der Innenseite des Hüllrohres auf eine Länge von 1 cm als Größe der Heißstelle definiert.

Aus den in Tab. 3-13 angegebenen Werten der Unsicherheiten wurden die entsprechenden Temperaturabweichungen berechnet und gruppenweise zusammengefaßt. Tab. 3-14 zeigt die Temperaturstandardabweichungen für die Subzonen, in denen die Referenztemperaturen maximal sind.

Tab. 3-14 : TEMPERATURSTANDARDABWEICHUNGEN (°C)

	Gruppe Subzone	Lokal	Kühl- kanal	Brenn- element	Zone	Core
Hüllrohr	13	2,9	5,0	10,2	7,4	11,7
Brennstoff	1	59,6	21,5	18,9	0,0	74,7
Kühlmittel am Austritt	13	0,0	4,8	9,8	6,9	8,7

Die resultierenden Heißkanal- und Heißstellenfaktoren werden als Funktion des "Confidence Level" in Tab. 3-15 dargestellt. Als Confidence Level wird die Wahrscheinlichkeit bezeichnet, daß keine Stelle bzw. kein Kanal des Cores "heiß" ist.

Diese Faktoren werden nach der folgenden Gleichung definiert:

$$F_{hs} = \frac{\text{max. zu erwartende Temperatur} - \text{Na-Eintrittstemperatur}}{\text{nom.max. Temperatur} - \text{Na-Eintrittstemperatur}}$$

wobei die maximal zu erwartende Temperatur eine Funktion des Confidence Level ist.



Tab. 3-15: HEISSTELLENFAKTOREN UND MAXIMAL ZU ERWARTENDE TEMPERATUREN

Confidence Level	Brennstoff		Hüllrohr		Natrium	
	$F_{hs}$	max.Temp.°C	$F_{hs}$	max.Temp.°C	$F_{hs}$	max.Temp.°C
0 % max. Referenztemperatur im Core	1,	2370	1,	605,2	1,	575,9
50 % ( 0 $\sigma$ ) wahrscheinlichste max. Temperatur im Core	1,109	2603	1,113	647,6	1,102	611,2
97,7 % ( 2 $\sigma$ )	1,177	2750	1,192	677,3	1,174	636,3
99,97 % ( 3,5 $\sigma$ )	-	-	1,252	700,0	1,228	655,1

Nach Tab. 3-15 ergibt sich, daß die Brennstofftemperatur die limitierende Größe der Auslegung ist. In der Tat ist zu erwarten, daß die Schmelztemperatur des Brennstoffes ( $2700 \pm 30$  °C) mit einer 2,3 %-igen Wahrscheinlichkeit an mindestens einer Stelle im Core überschritten wird, während die kritische Hüllrohrtemperatur ( $700 \pm 7$  °C) nur noch mit einer 0,03 %-igen Wahrscheinlichkeit im Core überschritten wird.

Für die Brennstofftemperatur wurde daher eine detailliertere Analyse durchgeführt. Tab. 3-16 zeigt die Wahrscheinlichkeit, daß nicht mehr als eine gewisse Anzahl von Brennelementen mit Brennstoff-Heißstellen betroffen ist.

Tab. 3-16 : ZU ERWARTENDE ANZAHL VON BRENNELEMENTEN MIT "HEISSER" BRENNSTOFFZELLE IM CORE

Wahrscheinlichkeit	Anzahl von Heißbrennelementen
2,3 %	$\geq 0$
1,0 %	$\geq 1$
0,5 %	$\geq 2$

#### 3.4.4.5 Schlußfolgerung

Die Ergebnisse der Analyse zeigen, daß die Zuverlässigkeit der thermischen Auslegung des FR 3 Reaktorkerns als befriedigend bezeichnet werden kann. In der Tat ist zu erwarten, daß während der Anlagenlebensdauer des Reaktors, d.h. also insgesamt 20 Cores, die Heißstellenwahrscheinlichkeit für die Hüllrohre pro Core 0,0003 ist. Das bedeutet eine Wahrscheinlichkeit von 0,006, daß Hüllrohrheißstellen in einem der 20 Cores während der Anlagenlebensdauer auftreten. Für den Brennstoff ist diese Wahrscheinlichkeit größer, nämlich 0,5. Immerhin zeigt dieser Wert, daß nicht zu erwarten ist, daß eines der 20 Cores während der Anlagenlebensdauer von Heißstellen betroffen wird. Wird das aber trotzdem der Fall sein, so zeigt Tab. 3- 16, daß die Anzahl der von Heißstellen betroffenen Brennelemente in diesem Core sehr klein ist.

Auf jeden Fall besteht die Möglichkeit, durch angemessene Maßnahmen in dem Umlademanagement, z.B. durch die Verminderung der Anzahl von frischen Brennelementen in der ersten Zone, die Heißstellenwahrscheinlichkeit für den Brennstoff weiter zu verbessern.

### 3.4.5 Hydrodynamisch induzierte Brennstabschwingungen

#### 3.4.5.1 Einleitung

Bei den Schwingungsuntersuchungen der Brennstäbe der FR 3-Treiber-Brennelemente werden die für glatte Brennstäbe ausgearbeiteten Untersuchungsverfahren angewandt.

Die Untersuchungen des Schwingungszustandes der Brennstäbe, der als Antwort eines linearen mechanischen Systems auf die stochastische Erregung durch die Druckkräfte des strömenden Kühlmittels entsteht, werden in vier Schritten durchgeführt <sup>37)</sup>. (Mechanisch übertragene Schwingungen von anderen Bereichen des Reaktors werden dabei nicht berücksichtigt. Der Brennelementkasten bzw. die Gitterabstandshalter werden als starre Körper angenommen.)

Die vier Schritte sind:

1. Berechnung der Eigenfrequenzen und der entsprechenden Eigenschwingungsformen der Brennstäbe, sowie Festlegung der Längskoordinate für den Dehnmeßstreifen (DMS) zur Messung der Biegedehnung des schwingenden Brennstabes.

Innerhalb dieses ersten Schrittes besteht die Möglichkeit, mit Hilfe der errechneten Eigenfrequenzen und einiger anderer charakteristischen und meistens bekannten Größen, eine Abschätzung der Amplitude der Auslenkung und der Biegedehnung vorzunehmen.

2. Bestückung der für die Messung vorgesehenen Brennstäbe mit DMS, und experimentelle Überprüfung der berechneten Eigenschwingungsformen, sowie Ermittlung der Dämpfung der schwingenden Brennstäbe <sup>38)</sup>.
3. Montage der instrumentierten Brennstäbe in das Bündel, und Bestimmung der Spektraldichtefunktionen der Biegedehnung der schwingenden Stäbe beim Versuch im strömenden Kühlmittel.

---

37) J.Kadlec, K.D.Appelt:  
Methode für die experimentelle Untersuchung des durch die Kühlmittelströmung hervorgerufenen Schwingungszustandes der Brennstäbe,  
KFK-Bericht 1082, Nov. 1969

38) K.D.Appelt, J.Kadlec:  
Untersuchung der Eigenfrequenzen, der Normal- und der Dehnungsfunktionen, sowie der Dämpfung des querschwingenden Brennstabes der Na 1-Studie,  
KFK-Bericht 923, EUR 3977d, Jan. 1969

4. Umrechnung der Spektraldichte der Brennstabschwingung von der Meßkoordinate auf die am meisten interessierenden Koordinaten in Längsrichtung des Brennstabes.

Für den FR 3-Brennstab wurde im Rahmen der vorliegenden Durchführbarkeitsstudie nur der erste Schritt des Verfahrens durchgeführt und wird hier diskutiert.

Es wurden zwei grundsätzliche Hüllrohrtypen betrachtet; einmal ein Rippenrohr mit 6 integralen Wendelrippen von den Abmessungen  $d_{RK} = 5,7$  mm (Rippenkopfdurchmesser),  $d_i = 4,1$  mm (Innendurchmesser),  $s = 0,3$  mm (Wandstärke); zum anderen ein Glattrohr mit  $d_A = 4,7$  mm (Außendurchmesser),  $s = 0,3$  mm. Von diesen zwei Rohrtypen wurden jeweils sechs Varianten gerechnet. Dabei wurde die Massenbelegung im axialen Reflektor und die Rippensteigung bzw. die Abstützweiten der Gitterabstandshalter (beim Glattrohr) variiert.

In der nachfolgenden Aufstellung sind die insgesamt 12 Varianten spezifiziert.

Abb. 3 - 38 zeigt den Brennstab gemäß den Rechenvarianten 1 bis 6. Er entspricht dem jetzigen Brennstabkonzept bis auf die Anzahl der Umfangsrippen (6 gegenüber 3 Rippen).

(Für die Bezeichnung - Rechenvariante - wird in der Folge die Abkürzung RV benutzt.)

RV 1: Integralrippenrohr mit 6 Rippen  
Material im axialen Reflektor: Nickel  
Auflagepunkte in Längsrichtung: 18  
(Rippensteigung: 600 mm)

RV 2: dto. RV 1, nur  
Auflagepunkte in Längsrichtung: 12  
(Rippensteigung: 900 mm)

RV 3: dto. RV 1, nur  
Auflagepunkte in Längsrichtung: 9  
(Rippensteigung: 1200 mm)

RV 4: dto. RV 1, nur:  
Material im axialen Reflektor:  $UO_2$

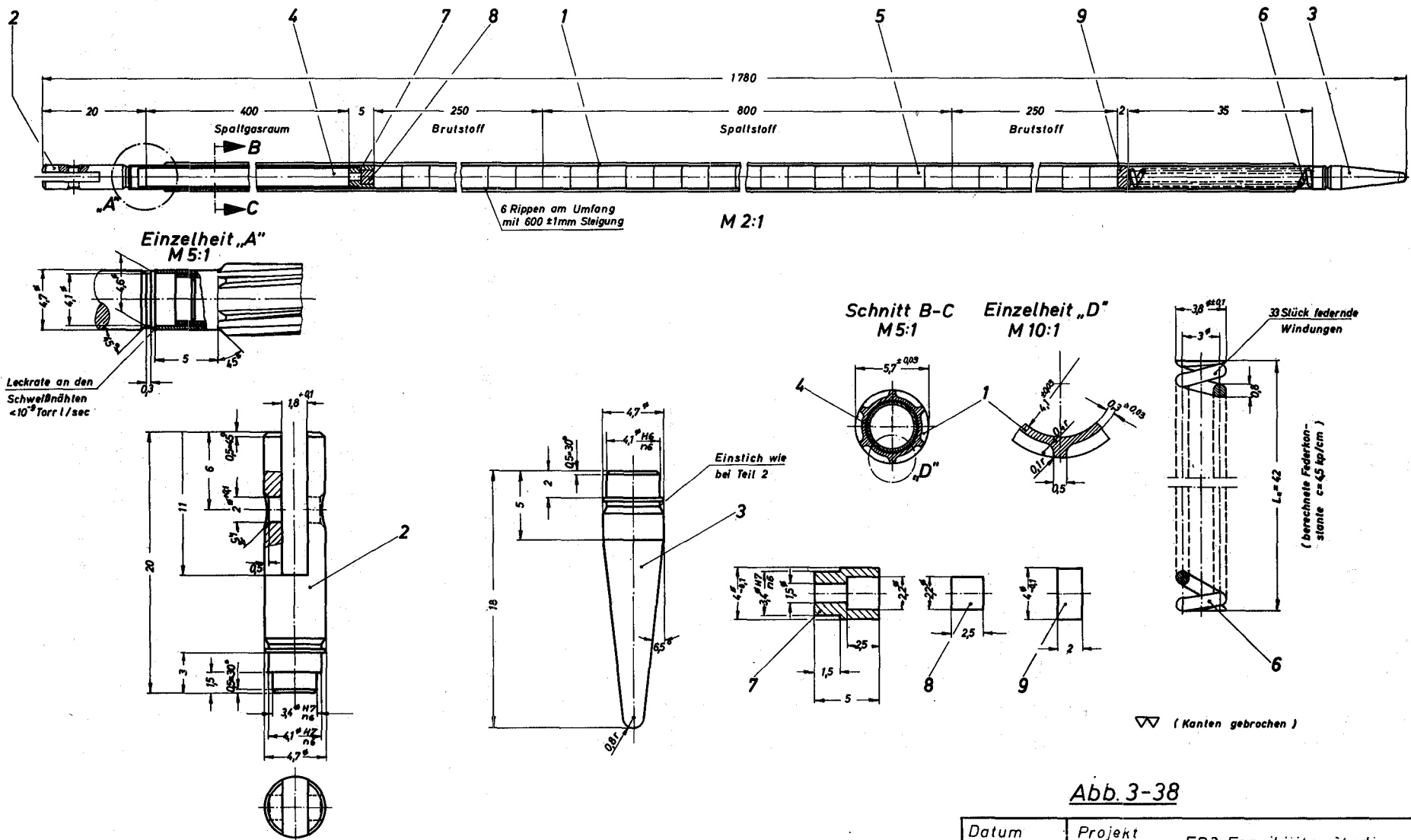


Abb. 3-38

Datum 16.11.70	Projekt FR3 Feasibility-Studie	
Maßstab	Benennung FR3-Brennstab(Entwurf)	Zeichn.Nr. 38

- RV 5: dto. RV 2, nur:  
Material im axialen Reflektor:  $UO_2$
- RV 6: dto. RV 3, nur:  
Material im axialen Reflektor:  $UO_2$
- RV 7: Glattrohr mit  $4,7 \text{ } \varnothing \text{ x } 0,3 \text{ mm}$   
Material im axialen Reflektor: Nickel  
Auflagepunkte in Längsrichtung: 18  
(Abstützweite: 100 mm)
- RV 8: dto. RV 7, nur:  
Auflagepunkte in Längsrichtung: 12  
(Abstützweite: 150 mm)
- RV 9: dto. RV 7, nur:  
Auflagepunkte in Längsrichtung: 9  
(Abstützweite: 200 mm)
- RV 10: dto. RV 7, nur:  
Material im axialen Reflektor:  $UO_2$
- RV 11: dto. RV 8, nur:  
Material im axialen Reflektor:  $UO_2$
- RV 12: dto. RV 9, nur:  
Material im axialen Reflektor,  $UO_2$

Die charakteristischen Daten der einzelnen Varianten sind in der Tab. 3-17 aufgeführt.

#### 3.4.5.2 Rechnerische Bestimmung der Eigenfrequenzen und der entsprechenden Eigenschwingungsformen

Die berechneten Eigenfrequenzen sind in der Tab. 3-17 zusammengefaßt.

Die hohen Werte der ersten Eigenfrequenzen (147 bis 779 Hz) deuten darauf hin, daß durch die kurzen Abstützweiten der Brennstäbe, trotz ihres kleinen Durchmessers, eine hohe Steifigkeit erzielt wurde.

Tab. 3-17: RESULTATE DER SCHWINGUNGSBERECHNUNG FÜR VERSCHIEDENE BRENNSTABVARIANTEN

Variante	Pellets im Reflektor	Anzahl der AH. bzw. Auflagen	Abstützweite [mm]	Eigenfrequenzen $\nu_j$ [Hz]					Geschätzter Wert $\sqrt{\bar{y}^2}$ [cm] für $\nu_1$
				j = 1	j = 2	j = 3	j = 4	j = 5	
RV 1	Ni	18	100	779,21	820,98	880,91	951,78	1032,37	$0,402 \cdot 10^{-4}$
RV 2		12	150	352,33	387,20	437,24	496,17	559,96	$1,34 \cdot 10^{-4}$
RV 3		9	200	203,10					$3,04 \cdot 10^{-4}$
RV 4	UO <sub>2</sub>	18	100	776,20	811,10	865,10	934,60	1015,90	$0,374 \cdot 10^{-4}$
RV 5		12	150	350,99	382,86	430,25	488,17	522,24	$1,25 \cdot 10^{-4}$
RV 6		9	200	201,30	229,23	269,25	316,36	365,84	$2,83 \cdot 10^{-4}$
RV 7	Ni	18	100	570,69	601,66	646,11	698,42	757,60	$0,54 \cdot 10^{-4}$
RV 8		12	150	258,10	283,95	321,06	364,82	412,35	$1,73 \cdot 10^{-4}$
RV 9		9	200	150,36	174,63	189,47	216,77	255,59	$3,82 \cdot 10^{-4}$
RV 10	UO <sub>2</sub>	18	100	568,37	593,90	633,60	684,64	744,39	$0,50 \cdot 10^{-4}$
RV 11		12	150	257,07	280,57	315,52	358,30	405,86	$1,62 \cdot 10^{-4}$
RV 12		9	200	147,34	166,72	192,90	218,99	242,23	$3,55 \cdot 10^{-4}$



Diese Tatsache hat relativ kleine Schwingungsamplituden zur Folge (letzte Spalte der Tab. 3-17).

Resultate der Berechnung für die Rechenvarianten RV 1, RV 2 und RV 3 enthält Abb. 3-39. Da die Schwingungsamplituden in erster Näherung dem Ausdruck  $\nu^{-3/2}$  direkt proportional sind, kann man erwarten, daß die Verdoppelung der Rippensteigung (RV 3 im Verhältnis zu RV 1) eine fast 8-fache Vergrößerung der Schwingungsamplitude zur Folge hat.

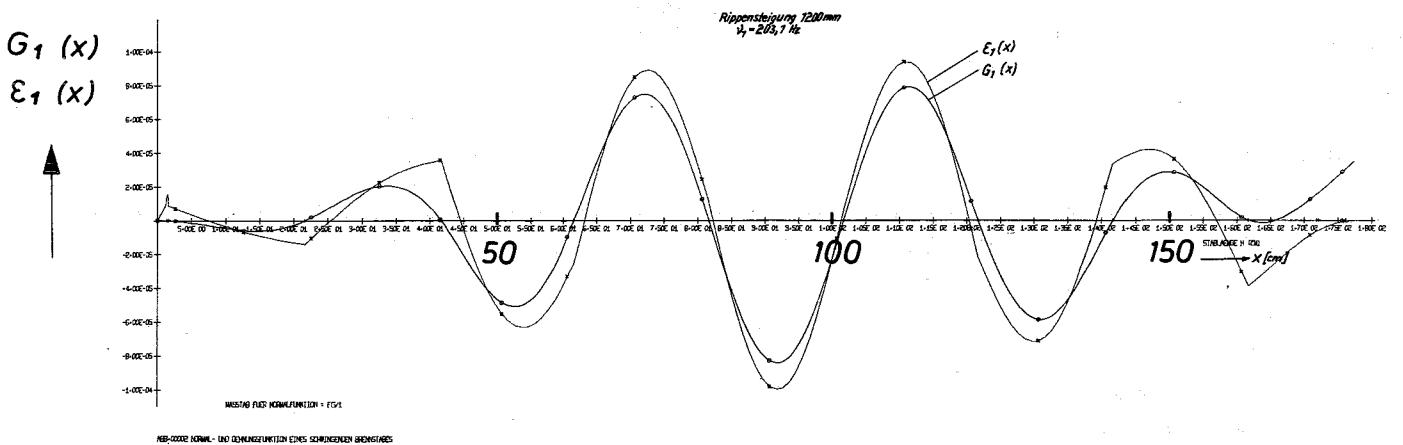
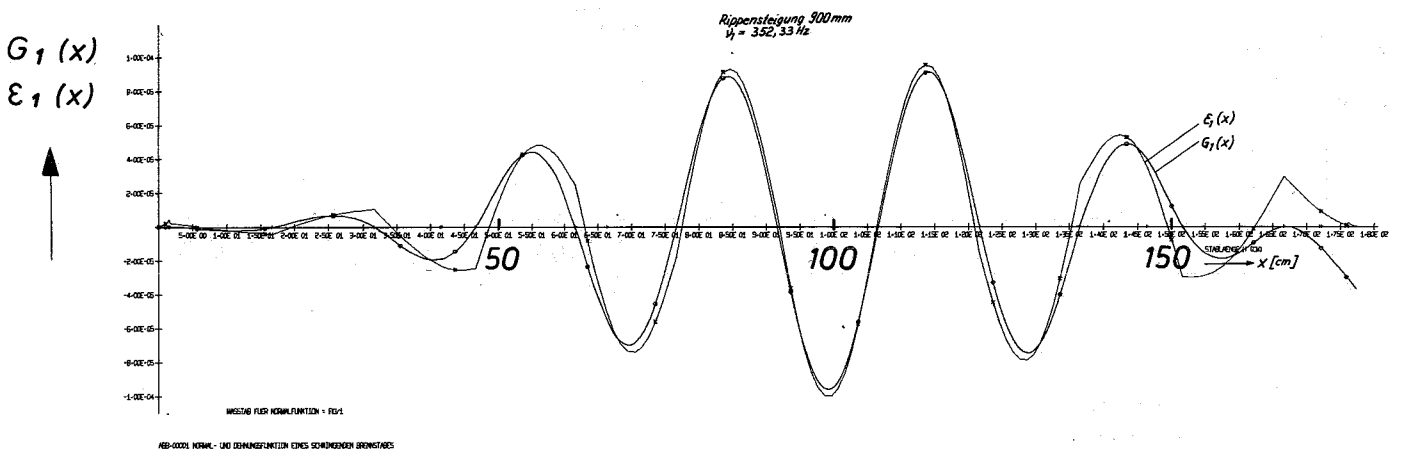
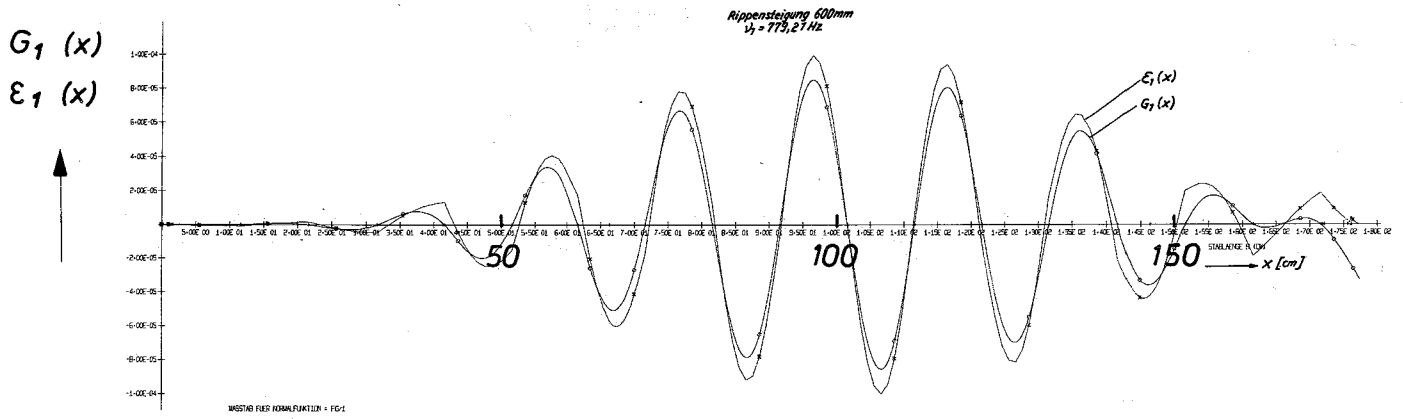
Aus den Eigenschwingungsformen  $G_1(x)$  der Auslenkung und  $\epsilon_1(x)$  der relativen Biegedehnung ist zu entnehmen, daß die größte Belastung des Brennstabes in dessen Mitte erfolgt, da dort die größten Amplituden auftreten. Zu bemerken wäre noch, daß am Anfang und am Ende des Bereichs der größeren Masse des Brennstabes bereits Biegedehnungsspitzen auftreten die durch die Inhomogenitäten an diesen Stellen hervorgerufen werden.

Abb. 3-40 zeigt die ersten Eigenschwingungsformen  $G_1(x)$  und  $\epsilon_1(x)$  für die Rechenvarianten RV 7, RV 8 und RV 9. Wegen der geringeren Steifigkeit des Glattrohres liegen die Eigenfrequenzen im ganzen um ca. 25 % niedriger wie bei dem Integralrippenrohr. Wegen der Proportionalität der Auslenkung zu  $\nu^{-3/2}$  läßt sich bereits eine Abschätzung des Amplitudenverhältnisses vornehmen. Es ergibt sich für die Abstützweiten 100, 150 und 200 mm ein Verhältnis von etwa 1 zu 3,3 zu 7,6. Daraus wird schon deutlich, daß es, soweit es die hydrodynamischen Forderungen zulassen, sinnvoll ist, die Abstützweite bei 100 mm, gemäß der Referenzvariante, zu belassen.

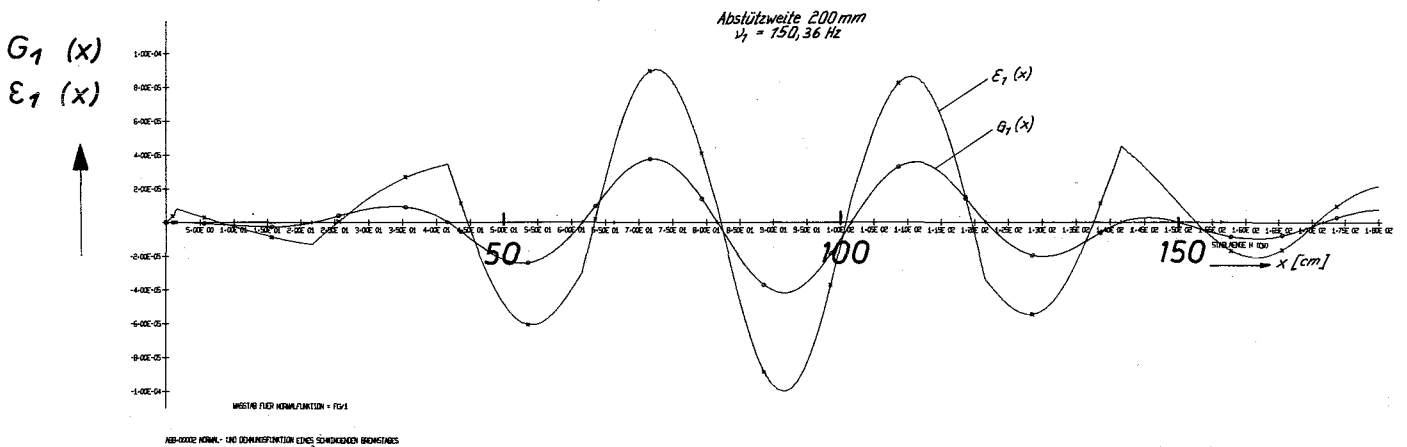
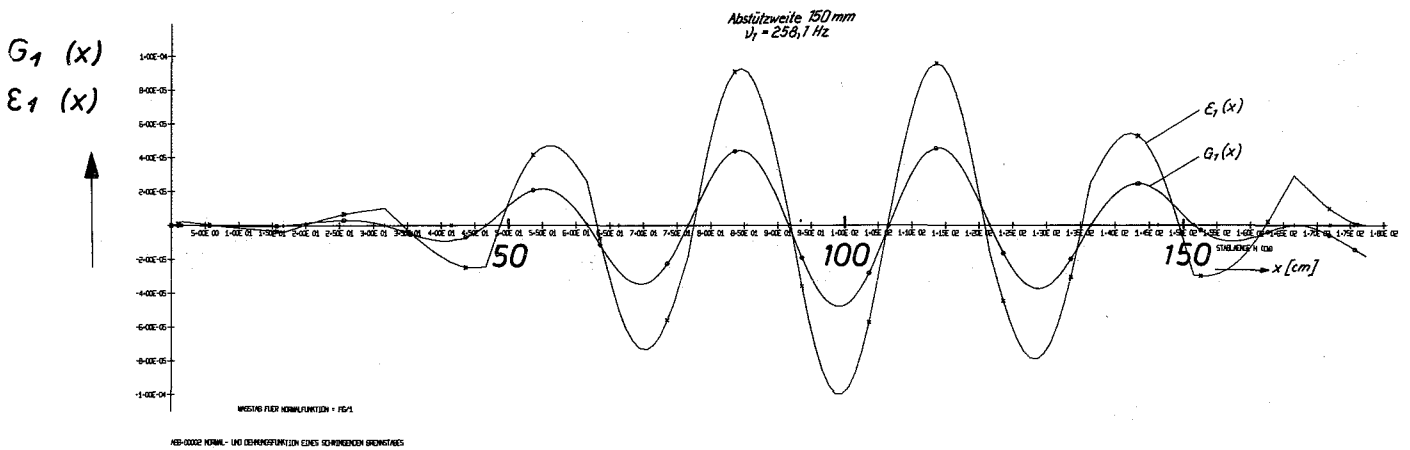
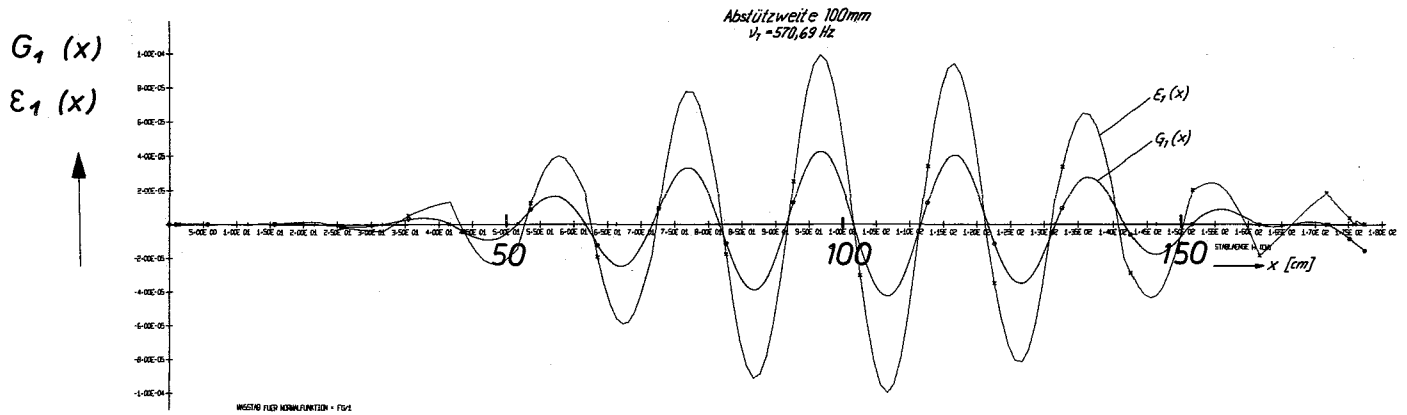
Im übrigen tritt auch hier die größte Belastung des Brennstabes in Stabmitte auf, die vorher genannten Biegedehnungsspitzen sind ebenfalls vorhanden.

In Abb. 3-41 sind die ersten vier Eigenschwingungsformen für die Rechenvariante RV 1 gezeigt. Man sieht deutlich, daß bei den höheren Schwingungsformen in vermehrtem Maße Biegedehnungsspitzen auftreten. Diese Biegedehnungsspitzen treten immer an den Auflagerungen des Brennstabes auf und führen dort natürlich zu einem erhöhten Abrieb und zu einem Aufreißen der Korrosionsschicht.

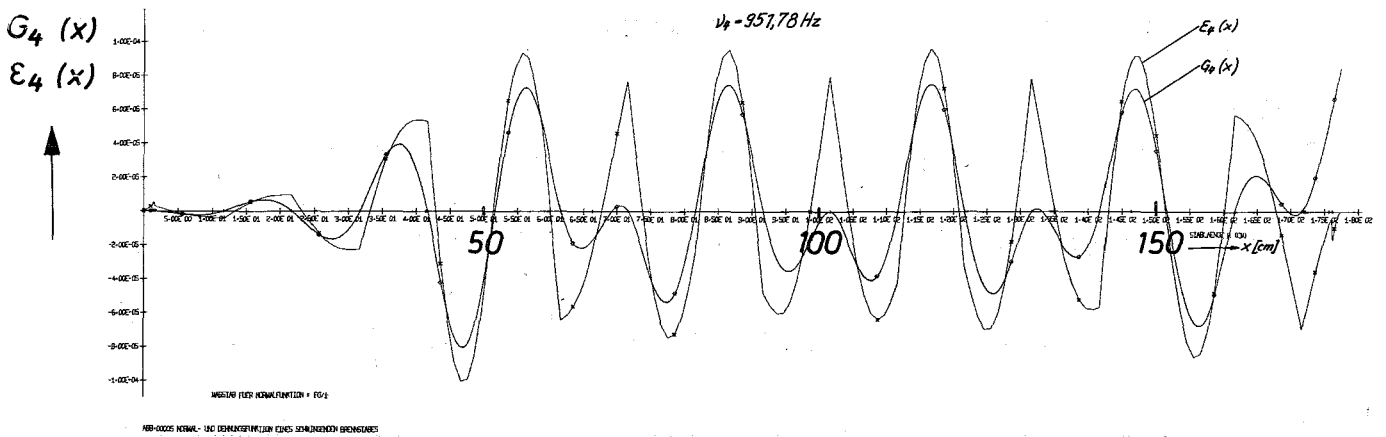
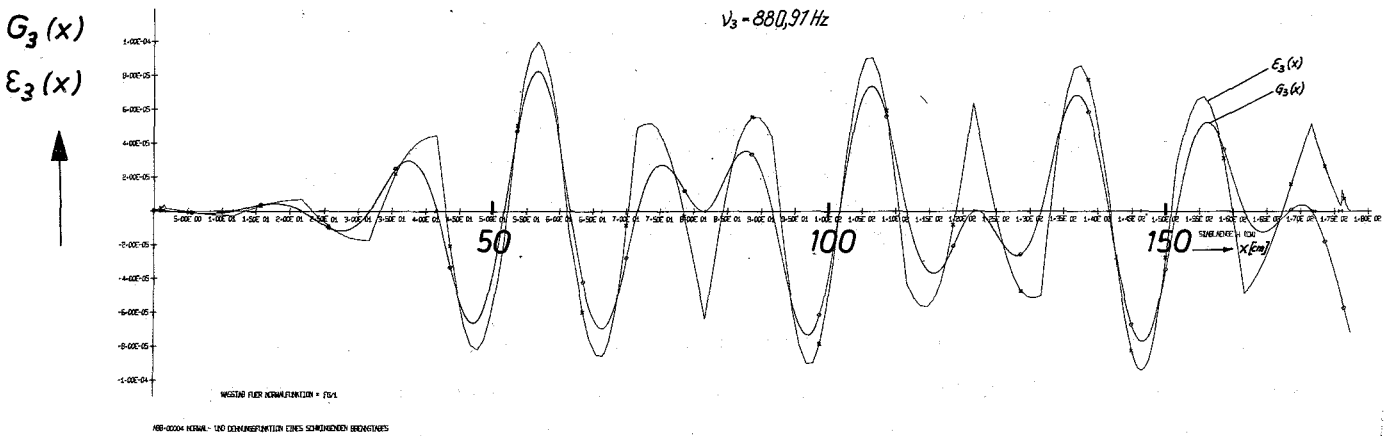
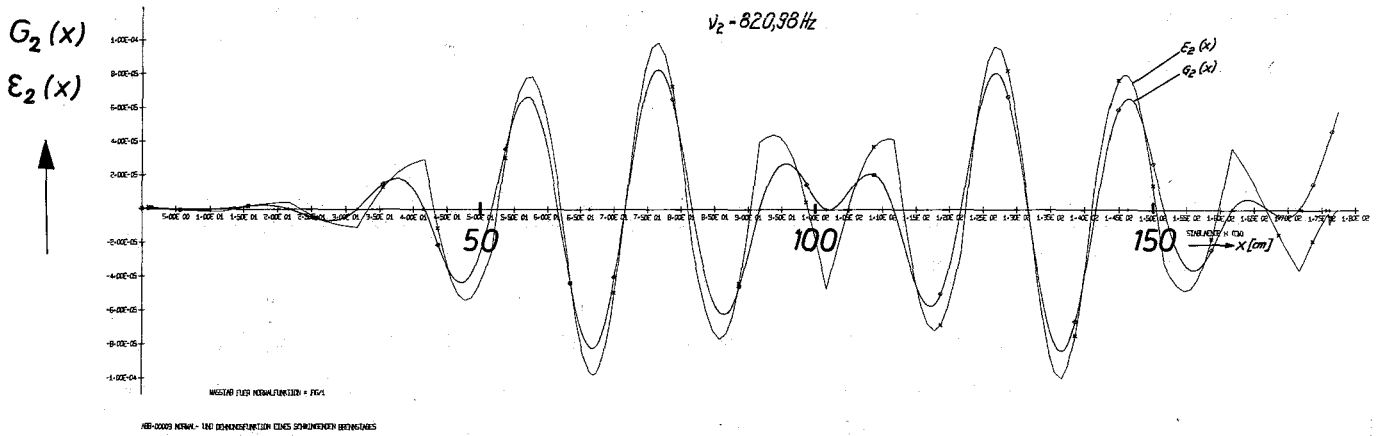
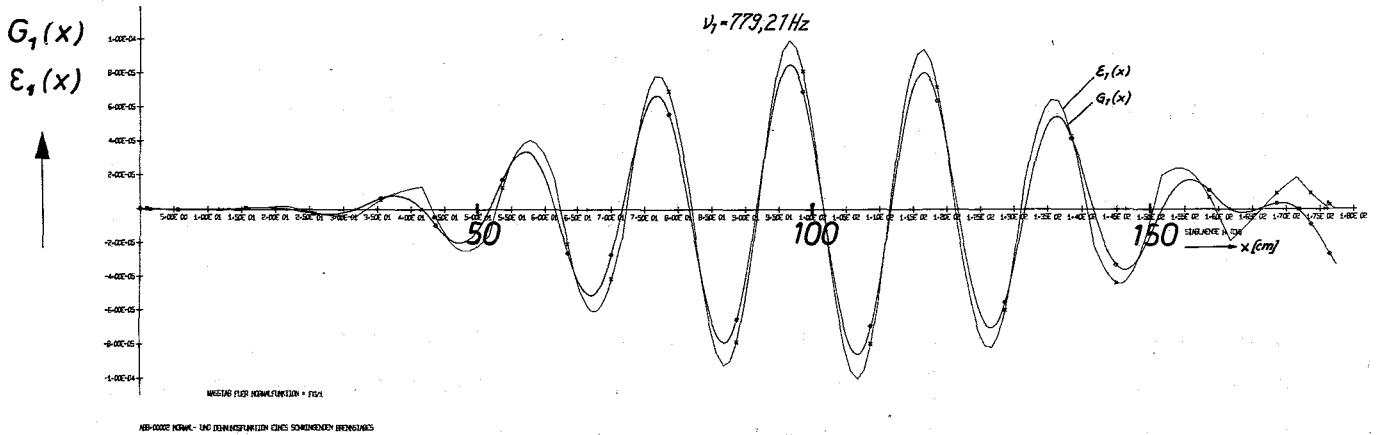
Das Auftreten solcher Biegedehnungsspitzen liegt in der Natur der höheren Schwingungsformen und läßt sich daher nie vollständig eliminieren.



**Abb.3-39:** Die erste Schwingungsform des FR-3 Brennstabs bei verschiedener Rippensteigung (Integralrippenrohr mit 6 Rippen, Ni Pellets im Reflektor)



**Abb.3-40:** Die erste Schwingungsform des FR-3 Brennstabes bei verschiedener Abstützweite (Glattrohr  $4,7 \phi \times 0,3\text{mm}$ , Ni-Pellels im Reflektor)



**Abb.3-41:** Die ersten vier Eigenschwingungsformen des FR-3 Brennstabes (6-Rippenrohr) Rippensteigung 600mm

Man kann jedoch durch entsprechende **Variation** der Auflagerungen diese Biegedehnungsspitzen in den Bereich der niedrigen Temperatur des Brennstabes verlegen. Vollständig wird das aber nie gelingen und zudem bietet sich z.B. bei Integralrippenrohren diese Möglichkeit auch prinzipiell gar nicht.

Diesen Nachteil hat man bei Gitterabstandshaltern zwar nicht, dafür treten dort aber andere Nachteile auf wie z.B.: hoher Druckverlust im Bündel, Abrieb an den Auflagerungen des Brennstabes direkt an dem Hüllrohr und damit direkte Schwächung des Hüllrohres, sowie größere Brennstabteilung im Bündel.

### 3.4.5.3 Abschätzung des quadratischen Mittelwertes der Amplitude der Auslenkung

Für die Abschätzung der durch die Kühlmittelströmung hervorgerufenen Schwingungszustände werden die experimentell ermittelten Resultate von einem ähnlichen Brennelement benutzt. Für den quadratischen Mittelwert der Amplitude der Auslenkung  $\sqrt{y^2}$  gilt die Gleichung:

$$\sqrt{y_{II}^2} = \frac{\left( \frac{D \cdot q}{\sqrt{\xi_1} \cdot m \cdot v_1^{3/2}} \right)_{II}}{\left( \frac{D \cdot q}{\sqrt{\xi_1} \cdot m \cdot v_1^{3/2}} \right)_{I}} \cdot \sqrt{y_I^2} \quad [m] \quad (3-5)$$

Die mit dem Index I bezeichneten Größen beziehen sich auf das bereits experimentell untersuchte Brennelement, dessen mittlere quadratische Amplitude bekannt ist, die mit dem Index II bezeichneten Größen beziehen sich auf das zu untersuchende Brennelement. In der Gleichung (3-5) bedeuten:

$\sqrt{y^2}$  Quadratischer Mittelwert der Amplitude der Auslenkung [m]

D Außendurchmesser des Brennstabes [m]

q Dynamischer Druck des strömenden Kühlmittels [kpm<sup>-2</sup>]

$\xi_1$  Dämpfungsquotient des Brennstabes in der ersten Schwingungsform

$m$  Masse des Brennstabes pro 1 m Länge [ $\text{kps}^2 \text{m}^{-2}$ ]

$\nu_1$  Erste Eigenfrequenz des Brennstabes

Der quadratische Mittelwert der Amplitude wird nach folgender Gleichung bestimmt:

$$\sqrt{y_I^2} \approx \sqrt{\epsilon_I^2} \cdot \left( \frac{G_1(x)}{\epsilon_{1\text{ref}}(x_0)} \right)_I \quad [m] \quad (3-6)$$

In Gl. (3-6) bedeuten:

$(G_1(x))_I$  Maximale Amplitude der Auslenkung in der ersten Schwingungsform aus der Rechnung [ $m$ ]

$(\epsilon_{1\text{ref}}(x_0))_I$  Referenzbiegedehnung an der Meßkoordinate  $x_0$  aus der Rechnung

$\sqrt{\epsilon_I^2}$  Quadratischer Mittelwert der Amplitude der Biegedehnung, der an der Stelle mit der Koordinate  $x_0$  mit DMS, bei dem dynamischen Druck von  $q_I$  gemessen wurde

Die Abhängigkeit der Größe  $\sqrt{\epsilon^2}$  von der Reynolds-Zahl ist in Abb. 3-42 dargestellt.

Bei der Abschätzung der Amplitude der Auslenkung nutzt man den Umstand aus, daß bei höheren Re-Zahlen die Auslenkung dem dynamischen Druck in erster Näherung direkt proportional ist. Das Verhältnis  $\frac{\sqrt{y^2}}{q}$ , bzw.  $\frac{\sqrt{\epsilon^2}}{q}$  bleibt also konstant, wie auch aus Abb. 3-42 ersichtlich ist.

In dem Diagramm handelt es sich um experimentell gefundene Werte aus den Untersuchungen am Na 1/2 Modellsbassembley mit 37 hexagonal angeordneten Brennstäben (6,7 mm Außendurchmesser, 2676 mm Länge und 8,42 mm Teilung).<sup>39)</sup>

<sup>39)</sup> J.Kadlec, K.D.Appelt:

Flow Induced Rod Vibration of Fast Reactor Subassemblies, Nuclear Engineering and Design, 14 (1970) 136 - 150

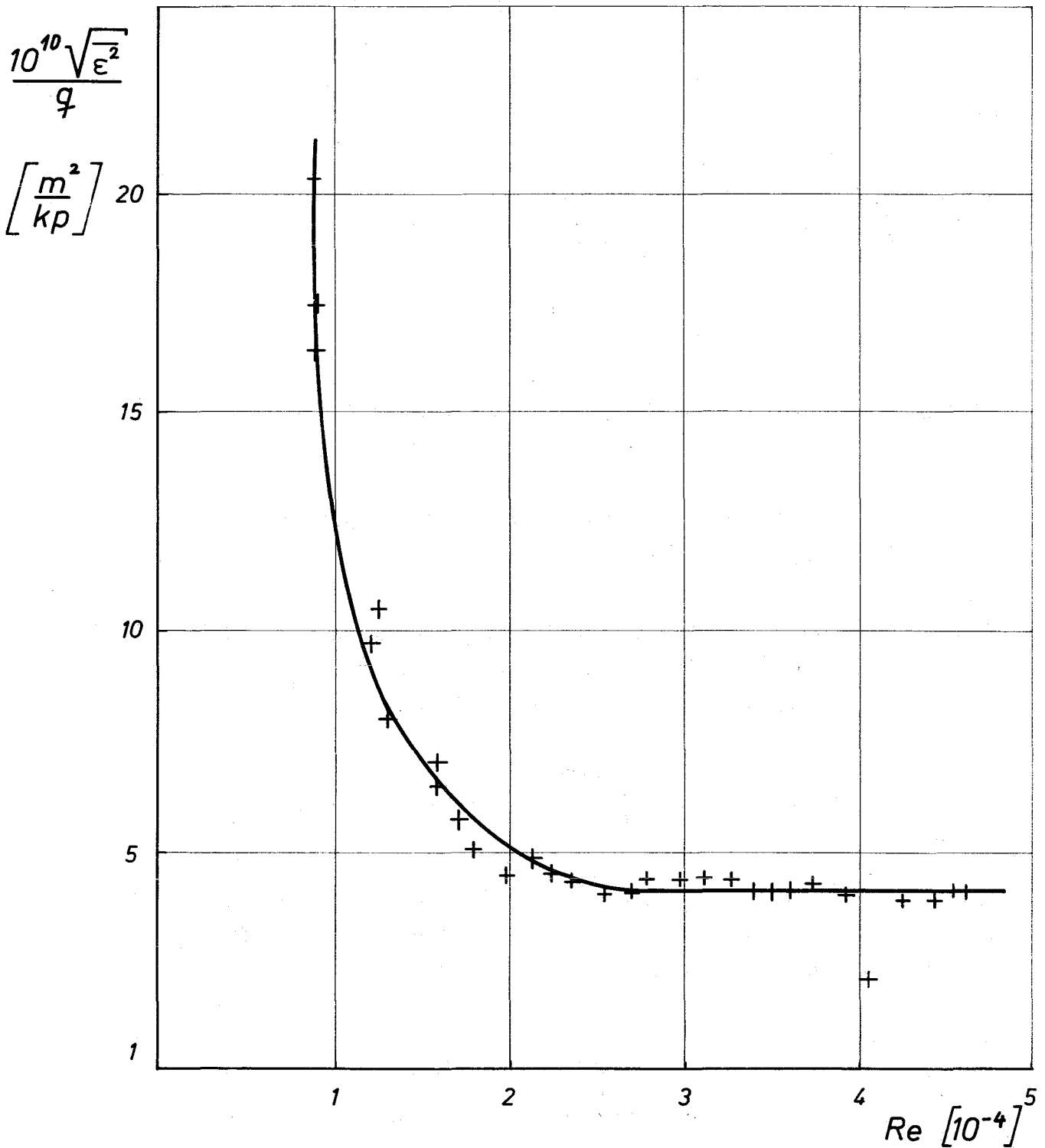


Abb.3-42: Quadratische Mittelwerte der Biegedehnung aus Messungen am Na1/2 Brennstab im Modellsubassembly

Für  $q_I = 2000 \text{ kpm}^{-2}$  ergibt sich damit:

$$\sqrt{\frac{2}{\epsilon_I}} = 0,8 \cdot 10^{-6} \text{ (0,8 } \mu\text{D)}, \text{ oder umgerechnet:}$$

$$\sqrt{y_I^2} = 4,52 \cdot 10^{-6} \text{ m (4,52 } \mu\text{m)}$$

Die übrigen Größen in Gl. (3-5) sind:

$$D_I = 6,7 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

$$m_I = 3,72 \cdot 10^{-2} \text{ kps}^2 \text{m}^{-2}$$

$$(\nu_1)_I = 70,27 \text{ Hz}$$

$$(\xi_1)_I = 0,016$$

Integralrippenrohr:

(Werte in Klammern gelten für  $\text{UO}_2$ -Pellets im axialen Reflektor)

$$D_{II} = 5,7 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

$$m_{II} = 1,6 \cdot 10^{-2} \text{ kps}^2 \text{m}^{-2} \quad (1,72 \cdot 10^{-2} \text{ kps}^2 \text{m}^{-2})$$

$$q_{II} = 4190 \text{ kpm}^{-2}$$

$$(\nu_1)_{II} = \text{siehe Tab. 3-17}$$

Glattrohr:

$$D_{II} = 4,7 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

$$m_{II} = 1,6 \cdot 10^{-2} \text{ kps}^2 \text{m}^{-2} \quad (1,72 \cdot 10^{-2} \text{ kps}^2 \text{m}^{-2})$$

$$q_{II} = 4190 \text{ kpm}^{-2}$$

$$(\nu_1)_{II} = \text{siehe Tab. 3-17}$$



Für den Dämpfungsquotient  $(\xi_1)_{II}$  wurde in Anlehnung an die Versuche am Na 1/1 Brennstab wegen des erwarteten größeren Anteiles der Strukturdämpfung ein Wert von  $(\xi_1)_{II} = 0,025$  geschätzt.

Die Resultate der Abschätzung der Amplitude der Auslenkung mit den o.g. Werten sind in der Tab. 3-17, letzte Spalte für die Rechenvarianten RV 1 bis RV 12 aufgeführt.

Es wird deutlich, daß die Amplituden insgesamt sehr klein sind. Darüber hinaus liegen die Eigenfrequenzen in allen Varianten mit 18 Auflagerungen des Brennstabes über 500 Hz. Nach bisherigen experimentellen Ergebnissen treten Druckpulsationen im Bündel, die die Brennstäbe zur Schwingung anregen können, aber nur bis zu einer oberen Grenzfrequenz von etwa 500 Hz. auf. Das heißt, daß bei diesen Varianten vonseiten der Druckpulsationen nur geringe Schwingungsanregung zu erwarten ist. Dadurch liegt man bei den Varianten RV 1, RV 4, RV 7 und RV 10, bei denen die erste Eigenfrequenz über 500 Hz liegt auf der sicheren Seite. Bei den Varianten, bei denen die erste Eigenfrequenz erheblich unter 500 Hz liegt, kann man mit einer Schwingungsanregung durch Druckpulsationen rechnen.

Dabei wird aber deutlich, daß selbst im ungünstigsten Fall bei RV 9 die Amplitude der Auslenkung nur  $3,82 \mu\text{m}$  beträgt. Dem entspricht eine vernachlässigbar kleine Amplitude der Biegespannung von  $1,4 \text{ kpcm}^{-2}$ . Dieses Resultat ist sehr positiv.

## 3.5 NUKLEARE RECHNUNGEN

(L. Barleon, M. Kühle, K.E.Schroeter, H.Raufuß (AEG))

3.5.1 Einleitung

Ziel der nuklearen Rechnungen war es, eine Basis für die Optimierung der Kernausslegung zu schaffen und folgende Daten zu bestimmen: Größe des Reaktorkernes, Zahl und Position der Regelelemente, Reaktorleistung, Leistungsdichte- und Neutronenflußverteilung, sowie Abbrandverhalten und Temperaturkoeffizienten. Dabei waren folgende Größen vorgegeben: Zahl und etwaige Größe der Bestrahlungseinrichtungen, zu erreichender Neutronenfluß, Typ des Brennstoffs und maximal möglicher Abbrand, thermodynamische Grenzen, Kernkonstruktion sowie wünschbare Flexibilität im Bestrahlungsprogramm. Bei den Rechnungen wurden stets die von der Konstruktion her vorgegebenen Materialzusammensetzungen verwendet, wobei die nuklearen Rechnungen wieder Rückwirkungen auf die Konstruktion hatten. Die Optimierung und Konzeptauswahl geschah unter dem Gesichtspunkt, einen möglichst hohen Neutronenfluß im Zentralloop bei möglichst niedriger Gesamtleistung zu erreichen, es sollten jedoch auch die Flußgradienten in den peripheren Bestrahlungseinrichtungen nicht zu groß werden. Ein weiterer Gesichtspunkt ist die Standzeit des Brennstoffs, da große Standzeiten die Brennstoffzykluskosten verringern und auch die Reaktorverfügbarkeit verbessern.

Die Möglichkeiten zur Optimierung sind jedoch im Vergleich zu thermischen Reaktoren sehr gering. Dies hat folgenden Grund: Die Leistungsdichte  $q$  ist mit dem Neutronenfluß  $\phi$  über die Beziehung

$$q = \frac{\Sigma_f \phi}{3,1 \cdot 10^{10}} \quad \left[ \frac{\text{W}}{\text{cm}^3} \right] \quad (3.7)$$

verknüpft ( $\Sigma_f$  = makroskopischer Spaltquerschnitt). D.h. hohe Neutronenflüsse erfordern hohe Leistungsdichten. Die Leistungsdichten thermischer Kraftwerksreaktoren liegen mit etwa 80 kW/l um einen Faktor 10 unter dem was technisch leicht realisierbar ist. Daher konnte man schon früh Testreaktoren bauen, die einen höheren Neutronenfluß als die Leistungsreaktoren besitzen. Die hochangereicherten kompakten Testreaktoren hatten dabei noch den Vorteil einer niedrigen Gesamtleistung. Erst zur Erzielung noch höherer Neutronenflüsse mußte man den unwirtschaftlichen Weg der Verdünnung des Brennstoffs (Verkleinerung von  $\Sigma$ ) gehen. Außerdem gibt es aber noch die sehr vorteilhafte Möglichkeit, die Neutronenerzeugung vom Ort des hohen Neutronenflusses räumlich zu trennen und die Neutronen in reinen Moderatorzonen (sog. "Flußfallen") zu sammeln.

Wegen der größeren Neutronenlebensdauer ergibt sich dort bei etwa gleicher Quelldichte ein wesentlich höherer Neutronenfluß als im Kern.

Alle diese Möglichkeiten bestehen beim schnellen Reaktor nicht:

- (1) Um einen hohen Brutgewinn zu erzielen, muß das Spektrum im schnellen Brutreaktor möglichst hart und der Anteil an moderierendem Material möglichst gering sein. Daher sind diese Reaktoren zwangsläufig sehr kompakt und die Leistungsdichte ist nahe an der Grenze des technisch Möglichen.
- (2) Neutronen in brennstofffreien Zonen zu speichern ist nicht möglich, da die Neutronen dort moderiert würden und außerdem die großen freien Weglängen schneller Neutronen zu sehr großen Zonen und damit auch zu hohen Reaktorleistungen führen würden.

Es bleibt nur der Weg, die Leistungsdichte soweit wie möglich zu erhöhen und dann die Spaltstoffkonzentration zu verringern, bis der gewünschte Neutronenfluß erreicht ist.

Die von der Kühlungstechnik bestimmte Größe ist die maximale nominale Stableistung  $\chi_{\max}$  [Watt/cm Brennstab]. Für sie gilt:

$$\chi_{\max} = \frac{\pi}{4} d_p^2 \frac{L}{M} \rho a \sigma_f \phi_{\max} \xi (1-m). \quad (3.8)$$

Hierbei ist

$d_p$  Pelletdurchmesser

$L$  Loschmidtzahl

$M$  mittleres Molekulargewicht des Brennstoffs

$\rho$  Dichte =  $\frac{\text{g Brennstoff}}{\text{cm}^3 \text{ Pellet}}$

$a$  Anreicherung\* =  $\frac{\text{Spaltstoff}}{\text{Brennstoff}} = \frac{{}^{39}\text{Pu} + {}^{41}\text{Pu}}{{}^{38}\text{U} + {}^{39}\text{Pu} + {}^{40}\text{Pu} + {}^{41}\text{Pu} + {}^{42}\text{Pu}}$

$\sigma_f$  mittlerer Spaltquerschnitt des Spaltstoffs

$\phi_{\max}$  maximaler Neutronenfluß

$\xi$   $\frac{\text{Gesamtzahl der Spaltungen}}{\text{Spaltungen im Spaltstoff}}$

$m$  Matrixanteil bei Cermet als Brennstoff

( $m = 0$  bei Oxid und Karbid)

\* Es handelt sich nicht um eine Isotopenanreicherung wie bei  ${}^{235}\text{U}$  als Spaltstoff, doch wird der Begriff analog beibehalten.

Gl. (3.8) folgt unmittelbar aus Gl. (3.7).

Um bei vorgegebenem  $\chi_{\max}$  einen möglichst hohen Neutronenfluß  $\phi_{\max}$  zu erhalten, muß  $d_p$  möglichst klein sein. Bei dem oxidischen Brennstoff z.B. schien der kleinste technisch realisierbare Pelletdurchmesser bei  $d_p = 4$  mm zu liegen. Damit ist bei vorgegebenem maximalem Neutronenfluß  $\phi_{\max}$  aus Gl. (3.8) die Anreicherung  $a$  festgelegt.

In der nuklearen Rechnung wird dann das Kernvolumen bestimmt, mit dem ein Reaktor vorgegebener Zusammensetzung und der aus Gl. (3.8) bestimmten Anreicherung die für den vorgesehenen Abbrand erforderliche Überschüßreaktivität besitzt. Die Kernhöhe von 80 cm war wegen der Analogie zu Leistungsreaktoren vorgegeben, so daß die Rechnung auf eine Bestimmung des Kernradius hinausläuft.

Die nukleare Rechnung liefert neben dem Kernradius auch den Flußformfaktor  $\varphi$ . Da die maximale Leistungsdichte  $q_{\max}$  durch die Stableistung und den Abstand der Stäbe bestimmt ist, erhält man auch die mittlere Leistungsdichte  $\bar{q} = \frac{q_{\max}}{\varphi}$  und die Reaktorleistung  $L = \bar{q} V_c$  ( $V_c$  = durch Brennelemente besetztes Kernvolumen).

Versucht man den maximalen Neutronenfluß dadurch zu erhöhen, daß man die Anreicherung verringert, so muß man den Kernradius vergrößern, was aber umso weniger effektiv wird, je größer der Kernradius bereits ist. Man kommt schnell zu unsinnig großen Kernvolumina und damit zu entsprechend hohen Leistungen. Das heißt, der mit einer vorgegebenen Brennstabvariante erreichbare Fluß variiert nur in engen Grenzen.

In Abb. 3.43 ist die Kernleistung als Funktion der Anreicherung bzw. des maximalen Neutronenflusses aufgetragen. Die Zahlen gelten für einen natriumgekühlten Reaktor mit oxidischem Brennstoff und einem Pelletdurchmesser von 0,4 cm. Die maximale Stableistung wurde konstant zu  $\chi_{\max} = 526$  W/cm angenommen. Die Reaktoren enthielten ein Zentralloop von 33,6 cm Durchmesser. Die geringfügige Änderung des mittleren Spaltquerschnittes durch Spektrumsänderung wurde vernachlässigt, so daß  $\phi_{\max} \sim \frac{1}{a}$ . Wie man sieht, verschlechtert sich das Verhältnis Fluß-zu-Leistung erheblich mit zunehmendem Maximalfluß.

Neben der Anreicherung wird die Größe des Reaktors noch wesentlich durch den Struktur- und Kühlmittelanteil bestimmt. Um ein kleines Kernvolumen zu erhalten, muß der Brennstoffanteil groß, d.h. aber der Struktur- und Kühlmittelanteil möglichst klein sein. Dies sieht man qualitativ aus der

Eingruppendiffusionsformel

$$\frac{1}{k_{\text{eff}}} = \frac{1}{\eta} + \frac{\Sigma_a + D B^2}{V \sigma_f N_f} \quad (3.9)$$

$\Sigma_a$  Absorption im Brutstoff und Strukturmaterial

$N_f$  Spaltstoffkonzentration  $\sim a \varrho \omega_{fu}$

( $\omega_{fu}$  = Volumenanteil des Brennstoffs).

Ein großer Wert für  $\omega_{fu}$  und ein kleiner für  $\Sigma_a$  ergeben ein großes  $B^2$  (kleines Kernvolumen), wenn  $\eta$  und  $k_{\text{eff}}$  konstant sind.

Wichtiger als die Absorption im Strukturmaterial ist die Absorption im Brutstoff. Durch Gl. (3.8) wird bei vorgegebenen  $\phi_{\text{max}}$  und  $\chi_{\text{max}}$  das Produkt  $\varrho \cdot a$  festgelegt. Um den Brutstoffanteil zu verringern, muß man  $a$  möglichst groß und  $\varrho$  möglichst klein machen. Da eine Verringerung der Dichte zu einer Verschlechterung der Wärmeleitfähigkeit und so zu einer Verringerung von  $\chi_{\text{max}}$  führt, muß der Brennstoff mit Strukturmaterial verdünnt werden. Dies tut man bei der Verwendung von Cermets. Daher ist  $\text{PuO}_2$ -Cermet ein günstiger Brennstoff für schnelle Hochflußreaktoren, Karbid mit seiner hohen Dichte aber ungünstig, da es einen hohen Anteil an  $^{238}\text{U}$  im Reaktor bedingt.

Für die erste Ausbaustufe des FR-3 sollte jedoch auf jeden Fall ein erprobter Brennstoff verwendet werden, d.h.  $\text{PuO}_2$ - $\text{UO}_2$  mit einer Pelletdichte von 85 % der theoretischen Dichte.

Es wurden 3 Konzepte mit oxidischem Brennstoff untersucht:

#### (1) Der Referenzentwurf

Er besteht aus einem etwa zylindrischen Einzonenkern, welcher aus hexagonalen Brennelementen von 7,3 cm Schlüsselweite aufgebaut ist. In der Mittelachse befindet sich ein zylindrischer Testeinsatz von 26,0 cm Außendurchmesser. Sein Einbau erfordert, daß 19 Elemente aus der Mitte entfernt werden. Der ungestörte Neutronenfluß soll  $1,0 \cdot 10^{16}$  n/cm<sup>2</sup>sec betragen. Darauf wird die Anreicherung abgestimmt. Außerdem enthält der Reaktor noch drei symmetrisch angeordnete Loops von 15,2 cm Außendurchmesser, wozu je 7 Brennelemente entfernt werden müssen. Die peripheren Loops haben einen Mittelpunktabstand von der Kernachse von 43,8 cm. Dieser Mindestabstand ist durch die Kernkonstruktion bedingt. Wie nah vom Außenrand des Kerns die peripheren Loops liegen, wird durch die Kerngröße bestimmt, die sich durch die nukleare Rechnung ergibt. Ferner enthält der Reaktor drei Kapselpositionen, je an Stelle eines Brennelements, deren Lage im Kern zusammen

mit den Regel- und Abschaltstäben festgelegt wird. Anzahl und Anordnung der Regelemente ergibt sich aus der Abschalt- und Trimmreaktivität sowie den Platzverhältnissen auf dem Reaktordeckel.

(2) Alternativkern

Für den Fall, daß es von Seiten der Benutzer her erforderlich ist, statt eines großen Zentralloops drei etwa gleichwertige Bestrahlungseinrichtungen zu haben, wurde ein Alternativentwurf untersucht. Hier sind in einem Kern mit mehr elliptischem Querschnitt drei Loops von 17,2 cm Durchmesser in einer Reihe angeordnet. Der Abstand der Loopachsen beträgt 36,6 cm. Die Schlüsselweite wurde zur besseren Anpassung der Brennstoffzone an die Loops mit 9,15 cm festgelegt.

(3) Der konische Kern

Bei einem Kern wie dem Referenzentwurf sind die Platzverhältnisse auf den Reaktordeckel außerordentlich beengt und nur durch besondere konstruktive Maßnahmen, wie z.B. die Verwendung mehrerer Ebenen für die Beschickung und den Antrieb von Regelstäben über Traversen zu lösen (siehe dazu 3.1 und 3.2). Dies kann man vermeiden, wenn man die Brennelemente nicht vertikal sondern leicht geneigt anordnet, so daß sich der Kern nach oben hin auseinanderspreizt. Diese Möglichkeit war auch für den FFTF einmal als Variante vorgesehen. Hier wurde der Fall untersucht, daß der Querschnitt des Reaktors am unteren Kernrand dem Referenzentwurf entspricht und sich nach oben hin so erweitert, daß der Kernradius am Deckel (800 cm über Kernunterkante) den vierfachen Wert annimmt. Da sich bei dieser Konstruktion die mittlere Brennstoffkonzentration verringert und sich die Ausflußverluste vergrößern, kommt man zu sehr großen Reaktorleistungen. Daher wurde diese Variante bald verworfen und nicht so detailliert berechnet wie die anderen.

Wie die bisher durchgeführten Untersuchungen zeigen, sollte es möglich sein, mit Oxidbrennstoff und 4 mm Pelletdurchmesser beim vorgesehenen Loopprogramm einen maximalen Neutronenfluß von  $\phi = 1,0 \cdot 10^{16}$  n/cm<sup>2</sup> sec mit etwa 500 MW zu erreichen. Wollte man damit einen maximalen Neutronenfluß von  $1,5 \cdot 10^{16}$  n/cm<sup>2</sup> sec erzeugen, so geht dies nur über eine Verringerung der Anreicherung, was zu Leistungen von weit über 1 000 MW führt. Daher wird man hier besser einen Brennstoff verwenden, der höhere Stableistungen ermöglicht und die parasitäre Absorption in <sup>238</sup>U vermeidet, wie dies bei Cermets der Fall ist. Aus diesem Grunde wurden orientierende Rechnungen mit Cermet-Brennelementen für einen maximalen Neu-

tronenfluß von  $1,5 \cdot 10^{16}$  n/cm<sup>2</sup>sec durchgeführt. Eine andere Möglichkeit, die Stableistung zu erhöhen und die <sup>238</sup>U-Absorption zu vermeiden, besteht darin, voll angereicherten Oxid-Brennstoff in den Ringspalt eines Brennstabes einzufüllen, der in der Mitte einen Kern aus Strukturmaterial besitzt. Wegen der großen Unsicherheiten, die noch bei fortgeschrittenen Brennelement-Typen bestehen, wurden keine so detaillierten Rechnungen durchgeführt wie beim Referenzentwurf.

### 3.5.2 Konzept der nuklearen Rechnungen

In diesem Abschnitt werden zwei Dinge behandelt: Einmal eine genauere Spezifikation des Reaktors, zum anderen einige Festlegungen, die zur Berechnung der Reaktoren getroffen wurden.

Die Reaktoren wurden so ausgelegt, daß sie reaktivitätsmäßig einen maximalen nominalen Abbrand von 100 000 MW d/to Brennstoff (Metall) ermöglichen. D.h. am Ort der höchsten nominalen Leistungsdichte ohne Berücksichtigung von hot-spot Faktoren wird dieser Endabbrand erreicht. Wegen der verhältnismäßig hohen Anreicherung ( $a \approx 28\%$ ) und somit schlechten internen Konversion bedingt dieser Abbrand aber eine starke Reaktivitätsänderung, nämlich  $\frac{\Delta k}{k} = 11\%$  (siehe Abschnitt 3.5.7). Wollte man diesen Reaktivitätshub zusammen mit dem sonstigen Regelbedarf in Trimmstäben realisieren, so müßte man sehr viel Kernpositionen belegen, würde dadurch den Kern aufblähen und käme zu sehr hohen Reaktorleistungen. Daher wurde für den Referenzentwurf der Dreierzyklus gewählt. Im eingeschwungenen Zustand wird dann ein Trimmreaktivitätshub von  $\frac{\Delta k}{k} = 3,7\%$  benötigt. Der zusätzliche Reaktivitätshub von 3,7 % für den Einlaufvorgang wird nicht in Form von beweglichen Regelementen realisiert. Er müßte durch Sonderelemente oder durch eine entsprechende Beladung des Reaktors erreicht werden. Der Einlaufvorgang wurde in dieser Studie nicht im Detail betrachtet.

Der Regelbedarf für Experimente ist nicht so leicht vorauszusagen. Er wurde hier in folgender Weise abgeschätzt: Will man den Reaktor sowohl mit leerem wie auch mit maximal beladenem Testloop fahren können, so muß man einen Reaktivitätshub vorsehen, der einem Testobjekt mit dem höchstmöglichen Reaktivitätswert entspricht. Da das zentrale Natrium-Testloop für 24 MW ausgelegt ist, ist dies ein hochangereichertes Testobjekt in der Umgebung der Mittelebene des Kernes, welches soviel Spaltstoff enthält, daß eine Leistung von 24 MW erzeugt wird. Eine wesentlich höhere Anreicherung als in der Treibermischung ist kaum zu erwarten, so

daß der Reaktivitätswert dafür berechnet wurde. Es ergab sich

$$\left(\frac{\Delta k}{k}\right)_{\text{max Zentralloop}} = 3,8 \%$$

Eine entsprechende Rechnung für die peripheren Loops lieferte je

$$\left(\frac{\Delta k}{k}\right)_{\text{max periph. Loop}} = 0,6 \%$$

Dies ergibt gesamt

$$\left(\frac{\Delta k}{k}\right)_{\text{Experimente}} = 5,6 \%$$

Es ist weder vernünftig noch üblich die gesamte Reaktivität für Testobjekte mit dem Trimmsystem zu kompensieren, da man den Kern dem Versuchsprogramm entsprechend beladen kann. Wegen der Ungenauigkeit der Reaktivitätsvorhersage, des Abbrandes der Testobjekte und um kleinere nachträgliche Änderungen zu ermöglichen, muß jedoch ein gewisser Prozentsatz beweglicher Reaktivität vorhanden sein. Wird beim Umladen der Abbrand der Testobjekte berücksichtigt, so muß für einen Abbrand im Testobjekt von etwa 33 000 MW d/to Brennstoff bewegliche Reaktivität vorgesehen werden. Dies sind bei  $a = 0,28 \frac{\Delta k}{k} = 0,25 \%$ . Außerdem wurde angenommen, daß noch etwa 10 % der Testobjektreaktivität beweglich sein sollte, so daß insgesamt

$$\left(\frac{\Delta k}{k}\right)_{\text{Experimente}} = 0,9 \%$$

Weiterhin sollen die Trimmstäbe enthalten:

$\frac{\Delta k}{k} = 1 \%$  für Temperaturkoeffizienten vom kalten zum heißen Betriebszustand (einschließlich Verbiegung)

1 % als Regelreserve bei ausgefahrenen Trimmstäben

1 % für Unsicherheit in der Berechnung der Exzeßreaktivität und in der Wirksamkeit der Trimmstäbe.

Dies ergibt gesamt:

$$\left(\frac{\Delta k}{k}\right)_{\text{Trimmstäbe}} = 7,6 \%$$

Außer dem Trimmsystem sind zwei unabhängige Abschaltssysteme vorgesehen. Ihr Reaktivitätswert ergibt sich aus 2 Forderungen:

- (1) Jedes System muß die maximal bei einem Unfall auftretende Reaktivitätserhöhung kompensieren können. Diese wurde zu + 2 % angenommen.
- (2) Im abgeschalteten Zustand soll der Reaktor mindestens 2 % unterkritisch sein. Dabei ist auch der Reaktivitätsanstieg durch den Übergang von heiß nach kalt, der etwa 1 % beträgt, zu berücksichtigen. Nimmt man noch 1 % für Unsicherheiten in der Berechnung der Wirksam-



keit der Stäbe hinzu, so wird  $\frac{\Delta k}{k} = 6\%$  für jedes Abschaltssystem.

Mit diesem Wert reichen auch 2/3 der Stäbe eines Abschaltsystems aus, um den Reaktor gerade unterkritisch zu machen.

Beide Abschaltssysteme zusammen haben einen Reaktivitätswert, der größer als der des Trimmsystems ist, was man als weitere Bedingung auch fordern würde. Bei der Festlegung der erforderlichen Überschußreaktivität des Treibers und somit der Treiberleistung muß eine Annahme über das zu erwartende Testprogramm gemacht werden, denn der Reaktor muß für das reaktivitätsmäßig ungünstigste Testprogramm und somit die größte Treiberbelastung ausgelegt sein. Als ungünstigster Fall wurde angenommen, daß das zentrale Testloop keinen Brennstoff enthält, d.h. z.B. nur für die Bestrahlung von Strukturmaterial verwendet wird, daß aber die peripheren Loops mit Brennstoff beladen sind, und zwar so, daß 1/3 ihres Gesamtvolumens mit demselben Brennstoff wie der Treiber besetzt ist. Dies entspricht etwa der von der Konstruktion der Loops her gegebenen Möglichkeit. Alle Rechnungen und Leistungsangaben beziehen sich auf diesen Beladezustand. Da voraussichtlich normalerweise das zentrale Testloop mit Brennstoff besetzt sein wird, und die Einflußfunktion dort sehr groß ist, wird die tatsächliche Treiberleistung wesentlich geringer sein. Bei optimal mit Brennstoff beladenem Zentralloop ergäbe sich eine Leistungsverminderung von ca 80 MW, wenn man zum Reaktivitätsausgleich Brennelemente an der Peripherie des Kerns ausladen würde. Vermutlich wird man die Reaktivität aber eher durch eine Erhöhung der Anzahl der Kapselbestrahlungen ausgleichen.

In der Referenzbelastung sind 3 Brennelementpositionen für Kapselbestrahlungen vorgesehen. Diese Positionen enthalten keinen Brennstoff.

Als Reflektor wurde ein Uranbrutmantel sowie Stahl und Nickel betrachtet. Nickel liefert ein kleineres Corevolumen und eine flachere Leistungsverteilung als ein Uranbrutmantel. Daher wurde für den Referenzreaktor ein Nickelreflektor gewählt. Die Vor- und Nachteile sind im einzelnen in Abschnitt 3,5.6 behandelt. Die Stabdicke und der Kühlmittelanteil des Brutmantels wurden so festgelegt, daß bei maximalem Plutonium-Aufbau im Blanket die Wärme noch gut abgeführt werden kann. Der Nickelreflektor enthält den gleichen Kühlmittelanteil, ist also nicht optimiert. Die Dicke des radialen Reflektors betrug stets 40 cm. Wie die in Abb. 3,44 dargestellte Reaktivitätszunahme mit der Reflektordicke zeigt, lohnt es sich nicht, den Reflektor dicker zu machen. Die Dicke des axialen Reflektors betrug je 25 cm oberhalb und unterhalb des Cores. Im folgenden werden noch einige Festlegungen erwähnt, die bei den nuklearen Rechnungen getroffen wurden:

Im Prinzip müssten die Reaktoren im maximal abgebrannten Zustand und mit  $k_{\text{eff}} = 1.0$  gerechnet werden. Dies erfordert eine Kenntnis der Spaltproduktkonzentration und -Verteilung, die durch Abbrandrechnungen zu gewinnen wäre. Der Einfachheit halber wurden daher frisch beladene Reaktoren mit voll herausgezogenen Trimmstäben gerechnet und eine Exzeßreaktivität für den Abbrand vorgesehen. Als frisch beladene Reaktoren im Dreierzyklus wären solche anzusehen, bei denen je  $1/3$  der Brennelemente den Abbrand  $0$ ,  $1/3$  und  $2/3$  des Endabbrandes besitzen. Der mittlere Abbrand ist also  $1/3$ . Da auch dieser Reaktor die Kenntnis der Spaltproduktverteilung erfordert, wurde stets ein hypothetischer Reaktor berechnet, bei dem alle Brennelemente den Abbrand  $0$ , d.h. die Anfangsanreicherung und keine Spaltprodukte besitzen. Da der Zusammenhang zwischen Reaktivität und Abbrand sehr gut linear ist, erhält man in der Rechnung das richtige Kernvolumen, wenn man bei diesem Reaktor noch eine zusätzliche Überschüßreaktivität berücksichtigt, die einem Drittel des Gesamtabbrandes entspricht.

Außerdem ist in der Überschüßreaktivität noch der durch Temperatur und Strukturmaterialschwellen bedingte Unterschied zum gerechneten Reaktor zu berücksichtigen. Bei der Rechnung wurden die Dichten und Abmessungen verwendet, die einer Temperatur von  $375^{\circ}\text{C}$  entsprechen, für die Wirkungsquerschnitte des Brennstoffs wurden die Daten für  $900^{\circ}\text{C}$  genommen. Von daher wäre es nicht nötig, noch einen extra Reaktivitätswert kalt-heiß zu berücksichtigen. Nicht enthalten in der Rechnung ist jedoch der Effekt der Verbiegung durch Temperaturgradienten und differentiellen Strukturmaterialschwellen. Wie Rechnungen zeigten, kann dieser die Reaktivität bis zu  $0,5\%$  verringern. Es wurde aber in der Überschüßreaktivität  $1\%$  für Temperatureffekte vorgesehen, da die geometrische Approximation des Reaktors bei der Berechnung der Verbiegungseffekte nicht sehr gut war. Außerdem wurde in der Überschüßreaktivität noch  $1\%$  für Regelreserve vorgesehen, sowie  $1\%$  für die Ungenauigkeit der Berechnung.

Als Gesamtüberschüßreaktivität ergibt sich also

$\Delta k$	= 3,7 %	Abbrand $0 \rightarrow 1/3$
$\Delta k$	= 3,7 %	Abbrand $1/3 \rightarrow 2/3$
$\Delta k$	= 1,0 %	kalt $\rightarrow$ heiß
$\Delta k$	= 1,0 %	Regelreserve
$\Delta k$	= 1,0 %	Unsicherheiten
$\Delta k$	= 10,4 %	

Die Reaktoren wurden für  $k_{\text{eff}} = 1.104$  ausgelegt.

Wie schon in Abschnitt 3.5.1 erwähnt, wird die Anreicherung so festgelegt, daß bei einem Neutronenfluß von  $1.0 \cdot 10^{16}$  die maximale nominale Stabileistung erreicht wird. Da die Reaktoren auch mit dieser Anreicherung berechnet wurden und nicht mit einer mittleren Anreicherung, wie sie der 3-er Zyklus ergibt, ist es nicht nötig, einen zusätzlichen Heißstellenfaktor für die Ungleichmäßigkeit der Beladung einzuführen. Wird der Reaktor bei konstantem Fluß gefahren, so ist aus dem gleichen Grunde die berechnete Leistung stets um 5 % zu groß. Denn es gilt für die Leistung L etwa:

$$L \sim \phi \cdot a \quad (a = \text{Anreicherung})$$

und mit  $\phi = \text{const.}$

$$L_{\text{real}} = L_{\text{berechnet}} \cdot \frac{a_{\text{real}}}{a_{\text{berech.}}} = 0,95 L_{\text{berech.}}$$

(Siehe dazu Abschnitt 3.5.7).

Für die Bestimmung der Leistung wurde mit  $3,1 \cdot 10^{10}$  Spaltungen pro Wattsec gerechnet. Dies gibt etwa weitere 5 %, um die die berechnete Leistung zu hoch ist.

Beim Oxid-Reaktor wurde mit einer Pelletdichte von 85 % der theoretischen Dichte gerechnet. Die innerhalb der Hülle homogenisierte Dichte betrug dann 81 % ("Schmierdichte").

Da die freie Weglänge der Neutronen in schnellen Reaktoren groß gegen die Stabdurchmesser ist, wurden die Brennelemente für die Rechnung über Zellflächen homogenisiert. Eine Zelle enthält einen Brennelementkasten sowie den anteilmäßig zugehörigen Spalt. Abschalt- und Trimmstäbe wurden in derselben Weise homogenisiert.

Als Spaltstoff wurde eine Plutoniumzusammensetzung zugrunde gelegt, wie sie in Leichtwasserreaktoren entsteht. Die auf einer Extrapolation des Betriebes von Leichtwasserreaktoren basierende Zahl war:

$$\text{Pu}^{239} / \text{Pu}^{240} / \text{Pu}^{241} / \text{Pu}^{242} = 0,55 / 0,275 / 0,13 / 0,045.$$

### 3.5.3 Rechenmethoden

Es wurden praktisch alle Rechnungen in Diffusionstheorie durchgeführt. Da keine starken Flußsenken und große Flußgradienten auftreten, müsste dies eine sehr gute Näherung darstellen. Erfahrungsgemäß wird dabei  $k_{\text{eff}}$  etwas zu klein, und zwar um etwa 1 %. Bei der Berechnung der Trimmstäbe überschätzt die Diffusionsrechnung den Reaktivitätswert, da in den Stäben relativ hohe Flußgradienten auftreten.

Der Reaktor zeigt einen ausgesprochen heterogenen Aufbau, da die peripheren Loops im Vergleich zu den Coreabmessungen groß sind. Es wäre daher am günstigsten, ein solches System nuklear in 3-dimensionaler Geometrie zu berechnen.

Solche Rechnungen sind jedoch sehr zeitraubend und die entsprechenden Programme befanden sich zu Beginn dieser Studie noch in der Testphase.

Deshalb wurden Reaktoren dieser Studie mit dem zweidimensionalen Mehrgruppendifusionsprogramm DIXY/360<sup>40)</sup> durchgeführt. Zur Reduktion des eigentlich dreidimensionalen Problems auf ein zweidimensionales wurden folgende Näherungen angewendet.

(1) R-Z-Geometrie und Ringzonenhomogenisierung.

Dieses Verfahren zeichnet sich dadurch aus, daß Steuerstäbe, Abschaltstäbe, Rigs und periphere Loops zusammen mit Treiberelementen in Ringzonen verschmiert werden.

Für diese Rechnungen wurde angenommen, daß der Aufbau des Cores sowohl rotationssymmetrisch zur Zylinderachse als auch spiegelsymmetrisch zur Mittelebene des Reaktors ist. Letztere Annahme bedeutet, daß immer mit voll eingefahrenen oder voll ausgefahrenen Regelstäben gerechnet wurde. Dies ist schematisch in Abb. 3-45 dargestellt. Deshalb genügt es, nur den halben Reaktor zu berechnen.

Die Einteilung der Reaktorzonen, wie sie für die R-Z-Rechnungen verwendet wurde, zeigt Abb. 3-46.

Die innerste Zone umfaßt die zentrale Testloop-Zone, welche bis zum Innendurchmesser des inneren Loopdruckrohres reicht. Sie war bei den meisten nuklearen Rechnungen nur mit Natrium gefüllt. Die nächste Ringzone enthält die beiden Druckrohre des zentralen Testloops mit dem Heliumisolierspalt.

Die 3. Ringzone stellt den natriumgefüllten Spalt zwischen dem äußeren Druckrohr und der Innenberandung des Treibers dar. In der 4. Ringzone sind 30 Treiberelemente und 12 Stahlfolger der Trimmstäbe zur Treibermischung I verschmiert.

In der nächsten Zone, welche bis zum Treiberaußenrand reicht, sind Treiberelemente, die Natrium- bzw. Stahlfolger von 6 Abschaltstäben des 1. Abschaltsystems, 3 Rigs und die 3 peripheren Loops zur Treibermischung II verschmiert.

Die anschließende Ringzone enthält die homogenisierte Mischung des radialen Reflektors bzw. Brutmantels und hat meist eine Dicke von 40 cm.

<sup>40)</sup> W. Höbel, private Mitteilung

An die Treiberzonen I und II schließen sich nach oben die axialen Reflektorzonen I und II an, bei denen der Brennstoffvolumenanteil durch Nickel bzw. Uranbrutstoff ersetzt ist. Bei der Wahl der Höhe des axialen Reflektors zu 25 cm wurde ein Kompromiß getroffen zwischen Reflektorgewinn, d.h. Verkleinerung der Treiberleistung und Druckverlust im Kühlkanal.

Die Näherung der Ringzonenhomogenisierung hat den Vorteil, daß man bei den nuklearen Rechnungen die Zahl der berechneten Ortspunkte klein halten kann, ohne an Genauigkeit einzubüßen. Ferner gestattet diese Näherung eine Radieniteration bei vorgegebenem  $k_{\text{eff}}$ . Allerdings muß man bei einer Radieniteration die homogenisierte Mischung der zu iterierenden Zone iterativ approximieren.

Der Nachteil dieser Näherung liegt darin, daß der Einfluß brennstofffreier Zonen oder Zonen mit geringerer Brennstoffdichte, wie z.B. die Rigs und vor allem die großen peripheren Loops auf die Kritikalität des Reaktors durch die Homogenisierung je nach ihrer Lage über- oder unterschätzt wird. Bei der Berechnung des Referenzkernes wurde die Kritikalität mit dieser Näherung überschätzt.

(2) Rechnung in R-Z-Geometrie nach SPINKS.

Von N. SPINKS<sup>41)</sup> wurde ein Verfahren zur Bestimmung des Eigenwertes eines solchen dreidimensionalen Diffusionsproblems angegeben, welches nur eine R-Z-Rechnung erforderlich macht: die axial eingefahrenen Trimm- und Regelstäbe bzw. ihre Folger, die Rigs und die peripheren Loops werden zu volumengleichen konzentrischen Thoren umgewandelt. (Abb. 3-46 unten)

Wenn  $n$  die Anzahl der Stäbe ist und  $f$  deren Querschnitt, so ist das Gesamtvolumen der Stäbe  $n \cdot f \cdot H_c$ . Dieses soll gleich dem Gesamtvolumen der Ringe sein, welches  $2\pi \cdot r \cdot n' \cdot f$  ist. Der Radius  $r$  entspricht dem gemittelten Mittenabstand der jeweils umzuwandelnden Zellen (Abb. 3-47).

Hieraus folgt für  $n'$ , die Anzahl der Thoren,

$$n' = \frac{n \cdot H_c}{2\pi \cdot r}$$

Der axiale Abstand der Ringe wird so gewählt, daß er dem Kreisbogen der auf dem Radius  $r$  liegenden Stäbe entspricht.

Diese Näherung funktioniert umso besser, je größer die Zahl der Thoren wird, die sich bei der Umwandlung der Stäbe ergibt.

Bei der Umwandlung der peripheren Loops ergab sich nur 1 Thorus, bei

<sup>41)</sup> N. Spinks, AAEC/E 134 (1965)

dem außerdem der Querschnitt leicht reduziert werden mußte, um die Bedingung der Volumengleichheit nicht zu verletzen.

Es ist leicht einzusehen, daß eine solche Näherung den Fluß- und Leistungsverlauf in der Nähe der peripheren Loops weder in axialer noch in radialer Richtung gut beschreiben wird.

(3) Rechnung in X-Y-Geometrie (X-Y-Rechnungen).

Bei dieser Näherung werden die hexagonalen Zellen für einen Corequerschnitt in der Mittelebene des Reaktors in eine X-Y-Geometrie umgewandelt und der Reaktor in dieser Ebene zweidimensional berechnet. Die axiale Fluß- und Leistungsverteilung wird dabei durch geeignete axiale geometrische Bucklings beschrieben. Für die X-Y-Rechnungen wurde mit Hilfe einer zweidimensionalen R-Z-Rechnung ein mittleres universelles Buckling von  $B_{Ax}^2 = 7,256 \cdot 10^{-4}$  bestimmt.

Die einzelnen hexagonalen Zellen, mit dem Gitterabstand von 73,45 mm, wurden in flächengleiche Rechtecke mit den Kantenlängen 63,61 mm x 73,45 mm umgewandelt.

Wie Abb. 3-47 zeigt, wurde angenommen, daß das Core zu einer Achse, welche durch die Mitte eines peripheren Testloops und des zentralen Testloops läuft, spiegelsymmetrisch ist.

Die Umwandlung der Hexagonflächen in Rechtecke, wie oben beschrieben, stellt für schnelle Reaktorsysteme eine gute Näherung dar, da die freien Weglängen in dem für dieses System wichtigen Energiegebiet größer sind als die mit der Umwandlung verbundenen Änderung der mittleren Sehnenlänge  $l = 4F/u$  der Zelle.

Folgende Probleme wurden in X-Y-Geometrie berechnet:

Der Reaktivitätswert des gesamten Regel- und Abschaltsystems

Reaktivitätswert einzelner Regel- und Abschaltstäbe

Gegenseitige Beeinflussung von Regel- und Abschaltssystem

Reaktivitätswerte einzelner Brennelemente an verschiedenen Positionen im Reaktor

Gesamtfluß und schneller Fluß in den peripheren Loops

Der Gradient des schnellen Flusses über die peripheren Loops

Der Einfluß des eingefahrenen Trimmsystems auf den Fluß- und Leistungsverlauf über den Reaktor und die daraus resultierende Leistungsänderung bei konstant gehaltenem maximalen Gesamtfluß.

## Einfluß der Kerndaten

Alle nuklearen Rechnungen wurden mit dem Multigruppensatz NAPPMB<sup>42)</sup> durchgeführt. Dieser Gruppensatz ist speziell für natriumgekühlte Reaktoren vorgesehen. Seine Streumatrix ist gegenüber dem ABN-Satz<sup>43)</sup> mit einem für einen Na-gekühlten schnellen Reaktor typischen Stoßdichtespektrum neu berechnet. Um den Einfluß der Kerndaten zu prüfen, wurden vergleichende eindimensionale  $k_{\text{eff}}$ -Rechnungen nach der Diffusionstheorie und mit den 26-Gruppensätzen NAPPMB 001 und MOXTOT 001<sup>44)</sup> durchgeführt. Beim MOXTOT-Satz sind die Einfangquerschnitte von U238 gegenüber dem NAPPMB-Satz heruntergesetzt und der  $\alpha$ -Wert von Pu239 ist vergrößert worden. Der Vergleich zeigte, daß das mit dem MOXTOT-Satz berechnete  $k_{\text{eff}}$  für den Referenzkern etwa 2 ‰ unter dem mit dem NAPPMB-Satz berechneten liegt. Der relativ kleine Einfluß der Kerndaten auf das  $k_{\text{eff}}$  läßt sich dadurch erklären, daß die Reduktion der U238-Einfangquerschnitte und das Vergrößern des  $\alpha$ -Wertes von Pu239 zu zwei gegenläufigen Reaktivitätseffekten führt.

## Einfluß der Kondensation

Bei allen 2-dimensionalen Rechnungen wurden die 26-Gruppenquerschnitte auf 10 Gruppen kondensiert, um die Rechenzeiten zu reduzieren. Die Kondensation des 26-Gruppensatzes (NAPPMB 001) auf den verwendeten 10-Gruppensatz wurde mit Spektren durchgeführt, die für die einzelnen Reaktorzonen charakteristisch sind. Diese Spektren wurden teils aus 1-dimensionalen, teils aus 2-dimensionalen (R-Z-Geometrie) 26-Gruppen-Diffusionsrechnungen gewonnen.

Die Zuordnung der Gruppen war:

26-Gr. NAPPMB 001	1-2	3-4	5-6	7-8	9-10	11-12	13-14	15-16	17-19	20-26
10-Gr. NAPPMB 001	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10

Vergleichende  $k_{\text{eff}}$ -Rechnung mit dem 26- und 10-Gruppensatz zeigten, daß der Effekt der Kondensation bei der Ringzonenhomogenisierung immer unter 1 ‰ bleibt. Selbst bei den Berechnungen der Reaktivitätswerte der Trimm- und Abschaltstäbe in der heterogenen X-Y-Geometrie blieb der Einfluß der Kondensation unter 1 ‰, obwohl als Kondensationsspektrum der Absorbermischung das der umgebenden Treibermischung gewählt worden war.

## Diffusions- und SN-Näherung

Einen weit größeren Einfluß als die Kondensation hat bei dem sehr heterogen aufgebauten Kern die Diffusionsnäherung.

42) H. Huschke KFK-770, 43) L.P. Abagjan et al. KFK-tr-144

44) E. Kiefhaber und J.J. Schmidt KFK-969 (1970)

Um diesen Einfluß zu prüfen, wurden vergleichende Rechnungen in R-Z-Geometrie nach der Diffusionstheorie und der SN-Theorie durchgeführt. Bei den ersten Rechnungen, bei denen ein nickelreflektierter Kern untersucht wurde, ergab sich ein Unterschied von ca + 6 % in  $k_{\text{eff}}$  der SN-Näherung gegenüber der Diffusionsrechnung. Nun wurde aber festgestellt, daß der für die SN-Rechnungen verwendete flußgewichtete Transportquerschnitt STRTR bei hoch nickelhaltigen Mischungen nicht konsistent war mit dem stromgewichteten Transportquerschnitt STR, der bei den Diffusionsrechnungen verwendet wurde. Um den Effekt der Transportkorrektur herauszuarbeiten, wurden diese vergleichenden Rechnungen nochmals durchgeführt, jetzt aber mit einem Uranblanket reflektierten Kern. Die Transportkorrektur betrug + 3% bei den Rechnungen in R-Z-Geometrie.

#### 3.5.4 Parameteruntersuchungen

Bei der FR3-Durchführbarkeitsstudie wurden in der Regel spezielle Reaktoren gerechnet und es wurde keine breit angelegte Parameteruntersuchung durchgeführt, da die optimalen Reaktoren durch die Kühlungstechnik weitgehend festgelegt sind. Um aber Konsequenzen von Änderungen an den Entwürfen und Änderungen an den Annahmen schnell beurteilen zu können, wurden Parametervariationen für die Brennstofftypen Oxid, Karbid und Stahlcermet berechnet.

Die Aufgabe bestand hauptsächlich darin, für einen zu jedem Brennstofftyp fest vorgegebenen maximalen Fluß den Einfluß der Variation der diversen Reaktorparameter auf die Leistung des Reaktors zu ermitteln.

Die erforderlichen Rechnungen wurden eindimensional (radial) für eine vereinfachte Kerngeometrie ausgeführt. Die Testzone stand dabei zentral im ringförmigen Treiber, der seinerseits von einem 35 cm starken Uran-Brutmantel umgeben wurde. Die Zusammensetzungen der Test- und der Brutzone waren durch folgende Volumenanteile fixiert:

	Testzone	Brutzone
Brennstoff	12 %	54,2 %
Strukturmaterial	35 %	22,2 %
Natrium	53 %	23,6 %.

Für Cermet-Brennstoff stellt der Volumenanteil von 12 % in der Testzone nur einen Bruttowert dar, da dieser Brennstofftyp nur zu 35 v/o aus eigentlichem Brennstoff, zum restlichen Teil jedoch aus Stahlmatrix bestehend angenommen wurde.



Die Zusammensetzung der Treiber-Brennelemente wurde in Abhängigkeit von den nachfolgend beschriebenen Variationen mit einem thermodynamischen Heißkanal-Rechenprogramm ermittelt.

Als einzige Geometriegröße war der Treiber-Außenradius nicht frei variabel, sondern diente der Einstellung des jeweils gewünschten  $k_{\text{eff}}$ -Wertes mittels Radieniteration.

#### Variationsplan

Die in der Untersuchung als unabhängig behandelten Parameter sind:

- die Core-Höhe  $H_c$  (70, 80 cm)
- der axiale Formfaktor  $\varphi_{\text{ax}}$  (1.20, 1.265 bei  $H = 80$  cm)  
(1.19, 1.24 bei  $H = 70$  cm)
- der Radius der zentralen Testzone,  $R_1$  (13, 19.5, 23 cm)
- der Anteil der Absorberelemente am Volumen der Treiberzone (12.5, 20.0 v/o entsprechend einem Volumenanteil des Absorbers von 5.0, 8.0 v/o)
- der Reibungsbeiwert des Kühlkanals,  $\zeta$ , der die Kernzusammensetzung bestimmt
- die Brennstoffdichte  $\rho_{\text{Br}} = 100, 95, 90$  % der Pelletdichte  
Pelletdichte = 85 % theoretischer Dichte bei Oxid  
= 70 % theoretischer Dichte bei Karbid  
= 30 % theoretischer Dichte bei Cermet (ohne Matrix)
- der Multiplikationsfaktor  $k_{\text{eff}}$  (1.043, 1.07, 1.09, 1.12) zur mittelbaren Festlegung des lokalen Spitzenabbrandes
- die Anreicherung des Test- und Treiber-Brennstoffes  $a$  (nur in geringem Umfange; zur Ermittlung von  $\Delta\phi_{\text{max}}/\Delta a$  und  $\Delta L/\Delta a$ ).

Jeder der beiden benutzten Core-Höhen wurde nur ein Wert  $B_{\text{ax}}^2$  zugeordnet, und zwar

H	$B_{\text{ax}}^2$	$\hat{=}$	$\int_{\text{ax}}$
70 cm	0,000930 cm <sup>-2</sup>		16,5 cm
80 cm	0,000759 cm <sup>-2</sup>		17,0 cm

Für die maximale nominelle Stableistung  $\chi_{\text{max,nom}}$ , den Pelletdurchmesser  $d_p$  und den maximalen Fluß  $\phi_{\text{max}}$  galten die folgenden Festlegungen:

$\chi_{\text{max,nom}}$	$d_p$	$\phi_{\text{max}}$
Oxid 530 W/cm	0,4 cm	$1,0 \cdot 10^{16}$ n/cm <sup>2</sup> sec
Karbid 1300 W/cm	0,5 cm	$1,5 \cdot 10^{16}$ n/cm <sup>2</sup> sec
Cermet 1000 W/cm	0,5 cm	$1,5 \cdot 10^{16}$ n/cm <sup>2</sup> sec

## Abbrandabhängigkeit der Überschußreaktivität

Der Einfluß des lokalen Spitzenabbrandes auf die Reaktorauslegung macht sich in verschiedener Weise geltend. Im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen wurden diese verschiedenen Einflüsse bei der Anlage des Variationsplanes wie folgt berücksichtigt:

- Die Brennstoffdichte nimmt mit wachsendem Spitzenabbrand ab,
- der  $k_{\text{eff}}$ -Wert hat für einen Vergleich frischer Kerne die doppelte Abbrandreaktivität zu berücksichtigen (siehe 3.5.2)
- der Steuerstab-Volumenanteil am Treibervolumen wächst ebenfalls mit der dem Spitzenabbrand proportionalen Abbrandreaktivität, sofern das Belade-Management nicht geändert wird.

Unter Verwendung der in 3.5.7 angegebenen Näherungsgleichung für die Relation zwischen  $\Delta k_{\text{Abbr}}$  und Spitzenabbrand  $A$  wurden Werte für die Abbrandhöhe  $\Delta k_{\text{Abbr}}$  der drei Brennstofftypen unter Voraussetzung eines Dreierzyklus-Betriebes ermittelt. Sie führen zu folgenden  $k_{\text{eff}}$ -Werten:

$A$	Oxid	Karbid	Cermet
60 Gwd/toM	1,078	1,08	1,06
80 Gwd/toM	1,094	1,098	1,07
100 Gwd/toM	1,112	1,114	1,08
200 Gwd/toM	-	-	1,13

Die hier eingerahmten Zahlenwerte gehören zu Spitzenabbränden, die bei den betreffenden Brennstofftypen bislang als erreichbar betrachtet wurden. Selbst wenn sich hier eine Neueinschätzung durchsetzt, kann anhand dieser Tabelle leicht die neue Situation beurteilt werden.

## Ergebnisse, Parameterrelationen

Das Hauptgewicht wurde bei der Auswertung der zahlreichen Maschinenrechnungen auf die Erfassung der Einflüsse der verschiedenen Parametervariationen auf die Reaktorleistung (Treiberzone) gelegt.

Eine wichtige Größe ist die Änderung der Leistung mit  $k_{\text{eff}}$ , wenn man dies durch Zu- oder Entladen von Elementen an der Peripherie des Kernes variiert. Die relative Leistungserhöhung ist umso größer, je größer und flacher der Kern ist. Für den hier betrachteten Bereich gilt:

$$\frac{\frac{\Delta L}{L}}{\frac{\Delta k}{k}} = \begin{cases} 3,9 \pm 0,3 \text{ für Oxid} \\ 4,7 \pm 0,2 \text{ für Karbid} \\ 4,0 \pm 0,3 \text{ für Cermet} \end{cases} \quad (1)$$

Zur Vereinfachung der Schreibweise ist  $k_{\text{eff}} = k$  gesetzt.

Die Änderung der Leistung mit der Brennstoffdichte erwies sich als weitgehend unabhängig von der Brennstoffart zu

$$\frac{\Delta L}{L} = - (2,3 \pm 0,2) \frac{\Delta \rho_{\text{Br}}}{\rho_{\text{Br}}} \quad (2)$$

Die größeren Werte gelten wieder für flachere Reaktoren, also z.B.

$$2,1 \text{ für } H = 80 \text{ cm, } R_{\text{Loop}} = 13 \text{ cm}$$

$$2,4 \text{ für } H = 70 \text{ cm, } R_{\text{Loop}} = 23 \text{ cm.}$$

Durch Kombination mit (1) erhält man:

$$\frac{\frac{\Delta k}{k}}{\frac{\Delta \rho}{\rho}} = - \begin{cases} 0,59 \pm 0,07 & \text{für Oxid} \\ 0,49 \pm 0,07 & \text{für Karbid} \\ 0,58 \pm 0,07 & \text{für Cermet} \end{cases} \quad (3)$$

Bei Änderung von  $k_{\text{eff}}$  und  $L$  mit der Brennstoffdichte kompensieren sich teilweise die Effekte von Spaltstoff und Brutstoff. Daher gibt es etwas größere Gesamteffekte, wenn man nur die Spaltstoffkonzentration, d.h., die Anreicherung  $a$ , ändert. Und zwar ist

$$\frac{\frac{\Delta L}{L}}{\frac{\Delta a}{a}} = - \begin{cases} 2,5 \pm 0,3 & \text{für Oxid} \\ 3,1 \pm 0,4 & \text{für Karbid} \\ 2,6 \pm 0,3 & \text{für Cermet} \end{cases} \quad (4)$$

Mit (1) erhält man daraus:

$$\frac{\frac{\Delta k}{k}}{\frac{\Delta a}{a}} = \begin{cases} 0,64 (0,64) & \text{für Oxid} \\ 0,66 (0,65) & \text{für Karbid} \\ 0,65 (0,62) & \text{für Cermet} \end{cases} \quad (5)$$

Mit den in Abschnitt 3.5.7 abgeleiteten Eingruppen-Abschätzungsformeln kann man  $\frac{\Delta k}{k} / \frac{\Delta a}{a}$  auch direkt, d.h. ohne Parametervariation, gewinnen. Da  $a \sim N_f$  ist nach Gl. 3-18

$$\frac{\frac{\Delta k}{k}}{\frac{\Delta a}{a}} = 1 - \frac{k}{\eta \xi} \quad (3.10)$$

$\eta = \frac{\nu \sigma_f}{\sigma_a}$  hängt nur vom Spektrum, der Schnellspaltfaktor  $\xi$  auch noch von der Anreicherung ab, die Form und Größe des Reaktors gehen kaum ein. Die mit Gl. 3.10 berechneten Werte sind in (5) in Klammern angegeben. Sie weichen von den Werten ohne Klammern vermutlich ab, weil letztere aus (1) und (4) gewonnen wurden und Inkonsistenzen durch Verwendung verschiedener Reaktoren zur Mittelwertbildung enthalten.

Bei vorgegebener maximaler Stableistung  $\chi_{\max}$  ist das Produkt  $\phi_{\max} \cdot a$  konstant und unabhängig von der Anreicherung (siehe 3.5.1 (Gl.3.8)). Bei der Parameterstudie wurde aber stets eine Heißkanalrechnung durchgeführt, so daß  $\chi_{\max} \neq \text{const}$  und  $\phi_{\max} \cdot a$  variierte. Dabei war

	$\phi_{\max} \cdot a$	wenn	a
Oxid	0,268 - 0,270 · 10 <sup>16</sup>	25,0	- 27,0 %
Karbid	0,345 - 0,350 · 10 <sup>16</sup>	20,5	- 23,1 %
Cermet	0,845 - 0,861 · 10 <sup>16</sup>	48,9	- 57,4 %

Vernachlässigt man die Variation von  $\phi_{\max} \cdot a$  um wenige Prozent, so ist

$$\frac{d \phi_{\max}}{da} = - \frac{\phi_{\max}}{a} \text{ mit } \phi_{\max} = \begin{cases} 1,0 \cdot 10^{16} & \text{für Oxid} \\ 1,5 \cdot 10^{16} & \text{für Karbid} \\ 1,5 \cdot 10^{16} & \text{für Cermet} \end{cases}$$

### 3.5.5 Regel- und Abschaltlemente

Seitens der nuklearen Auslegung werden an die Regel- und Abschaltlemente folgende Forderungen gestellt:

- (1) Regel- und Abschaltssystem müssen die erforderlichen Reaktivitätshübe besitzen (siehe 3.5.2).
- (2) Regel- und Abschaltstäbe sollen möglichst wenig Kernpositionen bzw. möglichst wenig einflußreiche Kernpositionen besetzen, um die Leistung niedrig zu halten.
- (3) das Regelsystem soll die Flußverteilung in einer für die Bestrahlungseinrichtungen günstigen Weise beeinflussen.

Den höchsten Reaktivitätswert je Volumeneinheit liefern Stäbe aus <sup>10</sup>B, z.B. in der Form von Borkarbid. Um die aus (n,α)- und (n,γ)-Prozessen freiwerdende Wärme abzuführen, werden die Regelemente ähnlich wie Brennelemente aus Stäben aufgebaut, zwischen denen Kühlmittel strömt. Die Regelemente besetzen je eine Brennelementposition. Die Kühlungstechnik bestimmt den maximalen Volumenanteil des Absorbers. Er betrug beim Referenzreaktor 36,9 % B<sub>4</sub>C.

In Abb.3-48 ist für den Referenzreaktor die Reaktivitätswirkung von 6 B<sub>4</sub>C-Elementen als Funktion der <sup>10</sup>B-Anreicherung aufgetragen. Die Elemente stehen im Kern, etwa im gleichen Abstand von der Kernachse wie die peripheren Loops. Wegen der Selbstabschirmung wächst die Reaktivitätswirkung schwächer als linear mit der Anreicherung. Der erforderliche Trimmhub von  $\frac{\Delta k}{k} = 7,6\%$  könnte bei 6 Elementen mit 55 % <sup>10</sup>B erreicht werden.

Es ist jedoch noch der Abbrand des Bors zu berücksichtigen: Der über das mittlere Spektrum in einem Borelement mit 47 %  $^{10}\text{B}$  gemittelte Einfangsquerschnitt von  $^{10}\text{B}$  ergab sich zu  $\sigma_c = 1,59$  barn. Der zugehörige mittlere Fluß war  $\phi = 0,42 \cdot 10^{16}$  n/cm<sup>2</sup>sec für ein voll oder halb eingefahrenes Element. Die Änderung der Anreicherung mit der Zeit ist näherungsweise  $a(t) = a_0 \cdot e^{-\sigma_c \phi t}$ . Wird der Reaktor im 3-er Zyklus gefahren und werden nach einem vollen Zyklus (= 231 d) die Regelelemente gewechselt, so muß die Reaktivität von  $\frac{\Delta k}{k} = 7,6$  % beim letzten Zuladen von Elementen, d.h. bei  $t = \frac{2}{3} \cdot 231 = 154$  d vorhanden sein. Die erforderliche Anfangsanreicherung beträgt dann  $a_0 = 0,55 e^{\sigma_c \phi \cdot 154} = 0,60$ , der Anfangsreaktivitätshub  $\frac{\Delta k}{k} = 8,0$  %.

Die günstigste Position für Abschaltetelemente ist unmittelbar am Rand des Kernes. Da beim Betrieb des Reaktors die Abschaltstäbe voll gezogen sind und sie Nickel-Folger haben können, wirken sie wie Reflektorelemente und erzeugen keine Kernvergrößerung und Leistungserhöhung. Aus konstruktiven Gründen ist es beim Referenzreaktor aber nur möglich, 12 Randpositionen mit Abschaltetelementen zu besetzen. Verwendet man dort Bor mit 90 %  $^{10}\text{B}$ , so ergibt sich ein Reaktivitätshub von  $\frac{\Delta k}{k} = 7,0$  %. Man muß also noch ein zweites Abschaltensystem mit Positionen im Kern vorsehen. 5 Elemente mit 90 %  $^{10}\text{B}$  ergeben dort  $\frac{\Delta k}{k} = 8,6$  %. Es ist jedoch zu berücksichtigen, daß bei eingefahrenem Trimmsystem sich die Wirkung verringert, und zwar, wie die Rechnung zeigte, um den Faktor 0,83, so daß tatsächlich  $\frac{\Delta k}{k} = 7,1$  %.

Eine Kernkonfiguration, welche nach diesen Gesichtspunkten aufgebaut ist, zeigt Abb. 2-2. Im Gegensatz zum Referenzentwurf ist angenommen, daß auch unter den Rohrleitungen Regelstabantriebe angebracht werden können, was möglich zu sein scheint. Damit ergeben sich folgende Werte:

System	Position	Zahl der Elemente	$a_{^{10}\text{B}}$ (%)	$\frac{\Delta k}{k}$
1. Abschaltensystem	im Kern	5	90 %	7,1 %
2. Abschaltensystem	Kernrand	15	90 %	8,2 %
Trimmsystem frisch	im Kern	7	60 %	9,3 %
Trimmsystem nach 154 d	im Kern	7	55 %	8,9 %

Alle Reaktivitätswerte liegen um mindestens 15 % über dem was erforderlich ist, doch überschätzt die Diffusionsrechnung Regelstabeffekte.

Der Vorteil dieser Konfiguration liegt darin, daß die Trimmstäbe den Fluß dort unterdrücken, wo er nicht benötigt wird und daß sich eine Verteilung hohen Flusses um die Loops herum ausbildet. Dies ist aus Abb. 3-49.

zu ersehen, wo Kurven konstanter Leistungsdichte aus einer X-Y-Rechnung eingetragen sind. Bei einem maximalen Neutronenfluß von  $\phi_{\max} = 1.0 \cdot 10^{16} \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$  ergibt sich eine Leistung des Treibers von 410 MW.

Diese sehr günstige Trimmstabanordnung hat den Nachteil, daß sie nur mit Bor im Trimmssystem einen genügenden Reaktivitätshub liefert. Bor wirft aber durch die Heliumbildung bei der (n, $\alpha$ )-Reaktion und das dadurch verursachte Schwellen und den Druckaufbau konstruktive Probleme auf. Zwar sind die bisherigen Bestrahlungsergebnisse mit belüfteten  $B_4C$ -Trimmsäben ermutigend<sup>45)</sup>, doch schien es nicht möglich, Bor im Trimmssystem für den Referenzentwurf vorzusehen.

Als Alternative kommt am ehesten Tantal in Frage, doch haben Tantalabsorber nur etwa 2/3 des Reaktivitätswertes von Naturbor und nur 34 % des Reaktivitätswertes von Borelementen mit 55 %  $^{10}B$ -Anreicherung. Daher muß man mehr Elemente verwenden und sie auf einer Position mit größerem Einfluß einsetzen. Eine Anordnung, die konstruktiv möglich ist und für den Referenzentwurf gewählt wurde, zeigt Abb.2-1. 12 Tantal-Elemente umgeben das zentrale Testloop, 12  $B_4C$ -Elemente mit 90 %  $^{10}B$  am Kernrand bilden das zweite, 5  $B_4C$ -Elemente mit 90 %  $^{10}B$  im Kern das erste Abschaltssystem. Die Bezeichnungen "erstes" und "zweites" sind willkürlich und beinhalten keine Priorität. Die Reaktivitätswerte sind in der folgenden Tabelle zusammengefasst:

System	Position	Material	Zahl der Elemente	Trimm-system	$\frac{\Delta k}{k}$
Trimm	im Kern	Tantal	12	-	7,6 %
1. Abschalt	im Kern	90 % $^{10}B$	5	aus	8,4 %
1. Abschalt	im Kern	90 % $^{10}B$	5	ein	7,8 %
2. Abschalt	Kernrand	90 % $^{10}B$	12	aus	7,0 %
1 + 2 Abschalt	{ im Kern + Kernrand	90 % $^{10}B$	17	aus	13,5 %
1 + 2 Abschalt	{ im Kern + Kernrand	90 % $^{10}B$	17	ein	13,1 %

Man erkennt aus der Tabelle auch die Wechselwirkungseffekte: Bei eingefahrenem Trimmssystem verringert sich die Wirkung des Abschaltsystems im Kern um  $\frac{\Delta k}{k} = 0,6 \%$ . Beide Abschaltssysteme zusammen haben einen Reaktivitätshub von  $\frac{\Delta k}{k} = 13,5 \%$ , die Summe der Wirkungen der Einzelsysteme wäre  $\frac{\Delta k}{k} = 15,4 \%$ , die Wirkung des äußeren Abschaltsystems wird durch das Trimmssystem nicht verringert.

45)

G.P.Danielou, CEA, Saclay; persönliche Mitteilung

Alle Werte gelten für die Kernladung mit leerem Zentralloop. Ist dieses massiv mit Brennstoff beladen, so verringert sich die Kerngröße um etwa 18 Brennelemente. Damit verringert sich auch die Wirksamkeit des Abschaltsystems am Kernrand, da die Abschalt-element-Positionen nicht verändert werden können. Die relative Verringerung beträgt etwa 10 %.

Alle Reaktivitätswerte enthalten noch Fehler aus der in der Berechnung verwendeten Näherung und der Ungenauigkeiten der Kerndaten. Die größten Fehler stammen vermutlich aus der Diffusionsnäherung und der Vernachlässigung der ortsabhängigen Selbstabschirmung. Die Kondensation des Spektrums von 26 auf 10 Gruppen bedingt nur einen Fehler von  $\frac{\Delta k}{k} \approx 0,1$  %. Im Reaktivitätsbedarf der einzelnen Systeme waren je  $\frac{\Delta k}{k} = 1$  % für Unsicherheiten vorgesehen. Sollte dies nicht ausreichen, so müssten noch einige Trimm- oder Abschalt-Elemente zugesetzt werden.

Es ist auch noch zu untersuchen, wie weit die Abschaltstäbe oberhalb des Kernes stehen müssen, um Schwierigkeiten durch die  $^{10}\text{B}(n,\alpha)^7\text{Li}$ -Reaktion zu vermeiden.

### 3.5.6 Reflektor bzw. Brutelemente

Zu Beginn der Studie wurden vorwiegend Reaktoren mit Brutstoffreflektor untersucht. Für die Optimalisierung des Brutmantels wurden folgende Überlegungen gemacht:

Ab welcher Anreicherung des erbrüteten  $^{239}\text{Pu}$  lohnt es sich, einen Uranbrutmantel wiederaufzuarbeiten? In Gesprächen mit der AEG und NUKEM wurde festgestellt, daß sich bei einem Plutoniumpreis von DM 40,-/gr Pu die Wiederaufarbeitung bei einer Plutoniananreicherung von 3 % lohnt. Wie man leicht zeigen kann, läßt sich die Zeitabhängigkeit der Pu-Anreicherung schreiben:

$$a_{\text{Pu}} \approx \bar{\sigma}_c \cdot \bar{\phi} \cdot t$$

Mit  $\bar{\sigma}_c = 0,35$  /barn/, dem spektrumsgewichteten Einfangquerschnitt von  $^{238}\text{U}$ ,  $\bar{\phi} = 0,46$  /n/cm<sup>2</sup>sec/ dem mittleren Fluß in der ersten Blanketreihe und t der Standzeit. Setzt man die Standzeit t = 231 d für einen vollen Dreierzyklus ein, erhält man eine Anreicherung a = 3,2 %. D.h. nach einer vollen Standzeit von 231 Tagen des Kernes lohnt sich die Wiederaufarbeitung des radialen Brutmantels.

Für die Auslegung des Brutelementes wurde die Leistungsdichte am inneren Rand des Brutmantels am Ende seiner Standzeit berechnet. Hierbei wurden die Leistungsanteile durch Spaltung des erbrüteten  $^{239}\text{Pu}$ , des

$^{235}\text{U}$ -Gehaltes des Natururans und durch Schnellspaltung von  $^{238}\text{U}$  sowie die Leistungsanteile durch den Neutroneneinfang in  $^{238}\text{U}$  und durch die  $\gamma$ -Absorption berücksichtigt. Mit diesen Daten lieferten die Thermodynamikrechnungen<sup>45)</sup> ein Stabgitter mit 19 Stäben von 1,35 cm Durchmesser, was einem Brutstoffvolumenanteil von  $\omega_{\text{Brut}} = 0.493$  entspricht.

Für den Nickelreflektor, der bei den weiteren nuklearen Rechnungen verwendet wurde, wurden zunächst keine Optimalisierungsrechnungen durchgeführt, sondern die Volumenanteile vom Brutmantel übernommen, wobei  $\omega_{\text{Brut}} \hat{=} \omega_{\text{Ni}}$ .

Für die Entscheidung, ob für den FR3 ein Reflektor aus Nickel oder Brutstoff verwendet werden soll, wurden folgende Größen für die beiden Reflektoren verglichen:

- Die kritische Masse
- Die Treiberleistung
- Der Flußgradient in den peripheren Loops
- Der Reaktivitätshub des 2. Abschaltsystems an der Core-Blanketgrenze
- Plutoniumverbrauch der beiden Varianten.

Die Rechnungen zeigten, daß Nickel ein besserer Reflektor ist als Uran, d.h., man erhält mit einem Nickelreflektor kleinere Kernvolumina. Die Verwendung eines radialen Nickelreflektors brachte bei gleichen geometrischen Abmessungen einen Reaktivitätsgewinn von 2,4 % gegenüber Uran, der axiale Nickelreflektor einen Gewinn von 1 %.

Die Treiberleistung wird bei Verwendung eines Ni-Reflektors jedoch nicht im gleichen Maße kleiner wie das Kernvolumen. Nickel ist nämlich auch ein besserer Moderator als Uran, was zu einem weicherem Spektrum im Corerand führt. Dies bewirkt ein Anheben des Flusses an dieser Stelle und damit eine Abflachung der Leistungsdichteverteilung (Abbn.3-50, 3-51). Es überwiegt jedoch die Verringerung des Kernvolumens in ihrem Einfluß auf die Leistung beim Übergang vom Uran- zum Nickelreflektor, so daß man eine Leistungsreduktion von 550 MW auf 519 MW erhält.

Die Flußabflachung beim Nickelreflektor resultiert auch in einem kleineren Gradienten sowohl des Gesamtflusses  $\left(\frac{\phi_i - \phi_A}{\phi_M}\right)_{\text{Tot}}$  als auch des schnellen Flusses  $\left(\frac{\phi_i - \phi_A}{\phi_M}\right)_s$  in den peripheren Loops. Vor allem die Verringerung des Gradienten des schnellen Flusses von 0,51 bei Uran auf 0,44 bei Nickel ist von großer Bedeutung im Hinblick auf die Ausbiegung der Druckrohre

<sup>45)</sup> K.Doetschmann, persönl. Mitteilung



der peripheren Loops, welche durch das unterschiedliche Schwellen des Strukturmaterials unter der ungleichförmigen schnellen Neutronendosis hervorgerufen wird.

Eine weitere Folge des weicheren Neutronenspektrums am Rand des Reaktorkernes ist eine Erhöhung des Reaktivitätshubs des 2. Abschaltsystems, welches an der Kern-Blanketgrenze liegt, um den Faktor 1.16.

Für die Berechnung der Plutoniumproduktion im Uranblanket wurde angenommen, daß dieses nach einer Standzeit von 231 Tagen erneuert wird. Diese Zeit entspricht gerade einem vollen Dreierzyklus. Bei einem Spaltstoffinventar von 487 kg werden bei dem Reaktor mit Brutmantel 159,4 kg/a durch Spaltung verbraucht. Im Kern werden 58,4 kg/a im Blanket 87,3 kg erbrütet, so daß man einen Nettoverbrauch von 13,7 kg/a Spaltstoff erhält.

### 3.5.7 Abbrandrechnungen

#### Abschätzungsformeln

Werden eine große Zahl nuklearer Rechnungen für verschiedene Reaktorvarianten durchgeführt, so ist es nicht zweckmäßig, für jeden Fall eine aufwendige Abbrandrechnung durchzuführen. Man wird statt dessen versuchen, für die beiden wichtigsten Größen, Standzeit und Reaktivitätsänderung mit dem Abbrand, Näherungswerte aus Formeln zu finden, in die nur Daten aus der ohnehin durchgeführten nuklearen Rechnung eingehen.

#### (1) Standzeit

Wird der Reaktor mit konstanter Leistung gefahren und vernachlässigt man die Änderung des Flußformfaktors mit der Zeit, so wird er auch mit konstanter maximaler Stableistung gefahren. Für diesen Fall ist die Berechnung der Standzeit besonders einfach: Aus der Stableistung erhält man die Watt-pro-Gramm Brennstoff, aus dem vorgegebenen maximalen Abbrand die Watt-Tage pro Gramm Brennstoff, aus beiden zusammen also die Standzeit.

$$\frac{\chi_{\max}}{\xi \frac{\pi d_p^2}{4}} \cdot t = A = \text{Abbrand} \left[ \frac{\text{MWd}}{t_o} \right] = \left[ \frac{\text{Wd}}{g} \right]$$

$$\begin{aligned} \chi_{\max} &= \text{max. Stableistung } \left[ \frac{\text{W}}{\text{cm}} \right] \\ \xi &= \text{Brennstoffdichte im Pellet} = \frac{238,7}{270,7} \quad \xi_{\text{Pellet}} \\ d_p &= \text{Pelletdurchmesser } \left[ \text{cm} \right] \\ t &= \text{Standzeit in Tagen} \end{aligned}$$

Für den Referenzreaktor ergibt sich danach mit  $\chi_{\max} = 526 \text{ W/cm}$ ,  $d_p = 0,4 \text{ cm}$   
 $\rho_{\text{Pellet}} = 9,35 \text{ g/cm}^3$  für  $10^5 \text{ MWd/to}$  Brennstoff  $t = 200 \text{ d}$ .

Wird der Reaktor mit konstantem maximalen Fluß gefahren, so ist die Berechnung etwas komplizierter, da dann die Leistung mit der Zeit abnimmt. Man geht am besten aus von der zeitlichen Änderung der Spaltstoffdichte  $N_f$ :

$$\frac{d N_f}{dt} = - N_f \bar{\sigma}_f \phi (1 + \alpha) (1 - CR) \quad (3.11)$$

$$N_f(t) = N_f(0) e^{-\bar{\sigma}_f \phi (1 + \alpha) (1 - CR)t} \quad (3.12)$$

- $\phi$  = Fluß am Ort der Spaltstoffdichte  $N_f$   
 $\bar{\sigma}_f$  = über das Spektrum gemittelter Spaltquerschnitt  
 $\alpha = \frac{\sigma_{\text{capt}}}{\sigma_{\text{fiss}}}$   
 CR = Konversionsrate

Den gleichen zeitlichen Verlauf hat die Leistungsdichte im Brennstoff, soweit sie aus Spaltungen im Spaltstoff entsteht. Mit

$$\xi = \frac{\text{Spaltungen im Brennstoff}}{\text{Spaltungen im Spaltstoff}}$$

und den Abkürzungen

$$\frac{\chi_{\max}}{\rho \frac{\pi}{4} d_p^2} = q \sqrt{W/g}$$

$$\bar{\sigma}_f \phi_{\max} (1 + \alpha) (1 - CR) = \gamma \quad \text{wird}$$

$$\frac{1}{\xi} \int_0^{t_E} q(t) dt = \frac{A}{\xi} \quad (t_E = \text{Standzeit}) \quad (3.13)$$

wenn  $\xi$  näherungsweise als unabhängig vom Abbrand angenommen wird und somit

$$q(0) \cdot \frac{1 - e^{-\gamma t_E}}{\gamma} = A \quad (3.14)$$

Für den Referenzreaktor ergibt sich mit

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_f &= 1,948 \text{ barn} \\ \phi_{\max} &= 1,0 \cdot 10^{16} \text{ n/cm}^2 \text{ sec} \\ 1 + \alpha &= 1,190 \\ 1 - CR &= 0,633 \\ A &= 0,1 \frac{\text{MWd}}{\text{g}} \\ \gamma &= 1,27 \cdot 10^{-3} / \text{d} \\ t_E &= 230 \text{ Tage} \end{aligned}$$

Die genaue Abbrandrechnung lieferte 231 Tage.

(2) Reaktivitätsänderung mit dem Abbrand

Da der Reaktivitätseffekt der Spaltprodukte nicht groß ist und wenig von Einzelheiten des Reaktors abhängt, kann er pauschal berücksichtigt werden. Er beträgt etwa  $\Delta k = 1,8\%$  bei  $10^5$  MWd/to maximalem lokalem Abbrand.

Zu berechnen ist dann die Änderung der Reaktivität mit der Spaltstoffdichte  $N_f$ . Vernachlässigt man die Änderung des Spektrums mit dem Abbrand, so kann man eine Eingruppentheorie verwenden und erhält:

$$k_{\text{eff}} = k = \frac{\nu \sigma_f N_f \epsilon}{N_f \sigma_a^f + \Sigma_a + D B^2} \quad (3.15)$$

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{\eta \epsilon} + \frac{\Sigma_a + D B^2}{N_f \nu \sigma_f \epsilon} \quad (3.16)$$

wobei

$\sigma_a^f$  = mittlerer mikroskopischer Absorptionsquerschnitt des Spaltmaterials

$$\eta = \frac{\nu \sigma_f}{\sigma_a^f}$$

$\Sigma_a$  = makroskopischer Absorptionsquerschnitt des Brut- und Strukturmaterials

$$\frac{d \frac{1}{k}}{d \frac{1}{N_f}} = \frac{\Sigma_a + D B^2}{\nu \sigma_f \epsilon} = N_f \left( \frac{1}{k} - \frac{1}{\eta \epsilon} \right) \quad (3.17)$$

$$\frac{dk}{d N_f} = \frac{k^2}{N_f^2} N_f \left( \frac{1}{k} - \frac{1}{\eta \epsilon} \right) = \frac{1}{N_f} \left( k - \frac{k^2}{\eta \epsilon} \right) \quad (3.18)$$

Mit (3.11) wird

$$\frac{dk}{dt} = \left( k - \frac{k^2}{\eta \epsilon} \right) \sigma_f \phi (1 + \alpha) (1 - CR) \quad (3.19)$$

Die Größe  $k - \frac{k^2}{\eta \epsilon}$  variiert nur schwach mit  $k$ , nämlich um etwa 3% bei 10% Änderung von  $k$ . Die größte Schwierigkeit besteht in der Berechnung von  $\sigma_f \cdot \phi$ , da es sich um einen Mittelwert über den Reaktor handelt, der mit der Einflußfunktion gewichtet werden müßte. Die normale Reaktorrechnung liefert aber nicht diesen Wert, sondern nur  $\psi =$  maximale Leistungsdichte / mittlere Leistungsdichte. Verläuft die Adjungierte ähnlich wie der Fluß, so kann man näherungsweise setzen:

$$\sigma_f \phi = \bar{\sigma}_f \frac{\phi_{\text{max}}}{\psi_2} \quad (3.20)$$

Damit erhält man für den Referenzreaktor mit  $\eta = 2,49$  und  $k = 1,104$

$$\frac{dk}{dt} = 0,390 \cdot 10^{-3}/d$$

Bei einer Standzeit von 231 Tagen wird

$$\begin{aligned} \Delta k &= - 9,0 \% \text{ durch Spaltstoff} \\ \Delta k &= - \underline{1,8 \%} \text{ durch Spaltprodukte} \\ &- 10,8 \% \end{aligned}$$

Nach 1/3 der Standzeit im Dreierzyklus  $\Delta k = - \frac{10,8}{3} = - 3,6 \%$ .

Die genaue Abbrandrechnung lieferte dafür  $\Delta k = - 3,7 \%$ .

Die einfachen Formeln gelten nur dann, wenn gar nicht umgeladen wird oder, da nach Gl. (3.19)  $\frac{dk}{dt}$  zeitunabhängig ist, für lokales Umladen. Die Änderung des Flußformfaktors bleibt unberücksichtigt. Zonenweises Umladen, welches ortsabhängige Effekte enthält, kann nicht erfasst werden. Daher wurden für den Referenzreaktor eindimensionale Abbrandrechnungen durchgeführt, einmal um genauere Werte zu erhalten, zum anderen um die Vor- und Nachteile von lokalem Nachladen, zonenweisem Umladen und Unterschieden in der Zyklenzahl zu ermitteln. Die Rechnung lieferte Aussagen über die Abbrandreaktivität, den mittleren Entladeabbrand, die Zyklusdauer, die Chargenzahl sowie den Platzbedarf in den Abklingmagazinen.

#### Lokales Nachladen:

Die wichtigsten Ergebnisse für die betrachteten Betriebsvarianten mit lokalem Nachladen sind in Abb. 3-52 und 3-53 sowie in Tab. 3-18 dargestellt. Sie wurden aus radialen und axialen 1D-Abbrandrechnungen gewonnen.

Bei der Ermittlung der Abbrandreaktivität war als wesentlichster Punkt zu beachten, daß die radiale (axiale) Rechnung nicht den vollen Effekt liefert. Auch die jeweilige Transversalrichtung (axial bzw. radial) liefert einen Beitrag. Der Abbrandhub setzt sich ja zunächst aus zwei Anteilen zusammen. Der Grundbeitrag entspricht der Abnahme des Mittelwertes der Spaltstoffdichte jeder Zone. Der Zusatzterm berücksichtigt die auf diese mittlere Dichte bezogene abbrandbedingte Verlagerung des Spaltstoffs in die flußärmeren Randbereiche. Dieser zweite Anteil muß jedoch bei Verwendung eines eindimensionalen Rechenprogramms im Sinne der vorauszusetzenden Separierbarkeit des Kerns aus einem radialen und einem axialen Anteil zusammengesetzt werden. Denn eine radiale (axiale) Rechnung arbeitet auf der Rechenachse lokal mit den transversalen Mittelwerten der Isotopendichten. Natürlich hat man darauf zu achten, daß man den Grundterm nicht doppelt im Abbrandhub berücksichtigt.

Die Anreicherung für Nachladen im Gleichgewichtszyklus betrug 28,1 %.

#### Zonenweises Umladen:

Zonenweises Umladen wurde für den Dreier-Zyklus-Betrieb mit 90 MWd/to lokalem Spitzenabbrand untersucht. Entsprechend der Chargenzahl wurde dabei die Treiberzone in drei volumengleiche, konzentrische Ringzonen geteilt.

Die übersichtlichsten Umlademöglichkeiten sind diejenigen, bei denen die Chargenentnahme aus der innersten bzw. der äußersten Treiberteilzone erfolgt und die Frischnachladung in die äußerste bzw. die innerste Teilzone. Im ersten Fall rückt jede Charge nach jedem Zyklus um eine Zone weiter nach innen, im anderen Fall nach außen.

Das Umladen von außen nach innen verspricht zwar Vorteile in Richtung auf eine möglichst flache Flußform, jedoch konvergiert hier das Verfahren nicht auf eine stabile Gleichgewichts-Nachlade-Anreicherung. Dies liegt daran, daß  $k_{\text{eff}}$  beim Zuladen an der reaktivitätsmäßig wenig wirksamen Außenzone ausgeglichen wird und die starken Schwankungen der Anreicherung sich dann beim weiteren Umladen in den Innenzonen stark auswirken. Deshalb wird im folgenden nur das zonenweise Umladen von innen nach außen (d.h. das Entladen erfolgt am äußeren Corerand) betrachtet, dessen zeitlicher  $k_{\text{eff}}$ -Verlauf in Abb. 3-54 dargestellt ist.

Die Flußeinbuße am Ort der peripheren Loops beim Umladen von innen nach außen gegenüber dem Umladen von außen nach innen beträgt etwa 7 %. Der Gradient über dem Durchmesser der peripheren Loops erhöht sich jedoch nur unbedeutend um 2 % (relativ).

Die Rechnung wurde mit einer Erstkern-Anreicherung von 26,66 % eingeleitet. Dieser Wert ist identisch mit der Erstkern-Anreicherung bei lokalem Nachladen mit gleicher Chargenzahl und gleichem Spitzenabbrand.

Vom zweiten Zyklus an wurde die Anreicherung der jeweils nachzuladenden Charge mit Anreicherungs-Iteration so eingestellt, daß sämtliche Zyklen beim gleichen  $k_{\text{eff}}$ -Wert beginnen (Abb. 3-54).

#### Ergebnisse und Schlußfolgerungen:

In den Vergleich der Ergebnisse spielen einige Nebenbedingungen hinein, die zunächst zu erläutern sind.

#### Abbrandhub

Die Ergebnisdarstellung erfolgt für eine Auswahl möglicher höchstzulässiger  $\Delta k_{\text{Abbr}}$ -Werte. Diese sind 3,5, 4,0 und 4,5 %.

### Spitzenabbrand

Für den Spitzenabbrand gelten werkstofftechnische Beschränkungen, deren Wert ebenfalls im folgenden variabel gehalten ist (60, 80, 100 Gwd/to).

### Mittlerer Entladeabbrand

Das Verhältnis aus mittlerem Entladeabbrand und Abbrandhub ist nach Tab. 3-18 allein abhängig von der Chargenzahl. Man hat also eine möglichst hohe Chargenzahl zu wählen, um bei gegebener Regelreaktivität eine möglichst gute Brennstoffausnutzung zu gewährleisten.

### Zyklusdauer

Die aus Tab. 3-18 ebenfalls ersichtliche Konstanz des Abbrandhubs je Betriebstag zwingt im Interesse einer langen Betriebsdauer zur Wahl einer Betriebsform, mit der man dem höchstzulässigen Abbrandhub möglichst nahe kommt.

In Tab. 3-19 wurden die ausschließlich im Sinne dieser Bemerkungen günstigsten Betriebsmöglichkeiten zusammengestellt, d.h. sowohl hoher mittlerer Entladeabbrand als auch lange Standzeit. Liegt z.B. die Schranke für den Abbrandhub bei 4,5 % und ist ein Spitzenabbrand bis 100 Gwd/to zulässig, dann ist gemäß Tab. 3-18 das zonenweise Dreier-Zyklus Umladen (Z3) die günstigere Betriebsform gegenüber dem lokalen Dreier-Zyklus-Nachladen (L3), wegen des um 10 % höheren mittleren Entladeabbrandes und der längeren Standzeit.

Demgegenüber ist der Nachteil durch die um den Faktor 3 höhere Umladedauer nicht allzu schwerwiegend. Müßte dagegen aus anderweitigen Gründen dennoch auf zonenweises Umladen verzichtet werden, blieben mit lokalem Nachladen auch 10 % der möglichen Zyklusdauer sowie 0,5 - 0,6 % der verfügbaren Regelreaktivität ungenutzt.

Bei einer 4 %-Schranke für den Abbrandhub bleibt allein das L3-Nachladen, sofern man nicht auf noch höhere Chargenzahl ausweichen muß.

Für 4,5 % zulässigen Abbrandhub und 80 Gwd/to Spitzenabbrand bleibt nach wie vor Z3-Umladen günstiger als lokales Nachladen. Andererseits wäre mit L2-Nachladen eine um 25 % höhere Zyklusdauer zu erzielen. Vermutlich wiegt dieser Vorteil schwerer als der Nachteil des niedrigeren mittleren Entladeabbrandes, da er unmittelbar den Testqualitäten des Reaktors zugute käme.

Führen die Kriterien Entladeabbrand und Standzeit zu verschiedenen "günstigsten" Betriebsformen, so ist eine Fallunterscheidung gemacht.

Tab. 3-18 ERGEBNISVERGLEICH FÜR LOKALES UND ZONENWEISES UMLADEN

Merkmal	lokales Umladen		zonenweises Umladen i a	
Chargenzahl n	2	3	3	3
Spitzenabbrand A (Gwd/toM)	60	100	60	100
rad. Formfaktor einer Charge	1,195	1,195	1,08	1,08
mittl. Entladeabbrand A (Gwd/toM)	41	70	46	77
Abbrandhub $\Delta k_{\text{Abbr}}$ (%)	3,25	3,73	2,58	4,30
Zyklusdauer $t_z$ (d)	66	77	53	88
betriebstägl. Abbrandhub (%/d)	0,049 <sub>3</sub>	0,048 <sub>5</sub>		0,048 <sub>8</sub>
mittl. Entladeabbrand/n $\cdot \Delta k_{\text{Abbr}}$ (Gwd/toM $\cdot$ %)	6,2	6,2	6,0	6,0
Umsetzhäufigkeit (Verhältnis)	1,17	: 1	: 0,875	0,875
Umsetzdauer (Verhältnis)	1,5	: 1	: 3	3
Wechselplatzbedarf (Positionen) (nur Treiber-BE)	55	37	37	37

Tab. 3-19 AUFZÄHLUNG DER GÜNSTIGSTEN BETRIEBSFORM FÜR EINE AUSWAHL VON SCHRANKENWERTEN VON ABBRANDHUB UND SPITZENABBAND

$\Delta k_{\text{Abbr}} (\%)$ A (Gwd/toM)	3,5	4,0	4,5	5,0
100	-	L 3	Z 3	Z 3
80	Z 3	Z 3	L 2	L 2
60	$\left\{ \begin{array}{l} \text{L } 2^* \\ \text{Z } 3^{**} \end{array} \right.$	Z 2	Z 2	Z 2

(L = lokales, Z = zonenweises Umladen; 2, 3 = 2er-, 3er-Zyklus)

\* wenn Standzeit von größerer Bedeutung als Brennstoffausnutzung

\*\* wenn hohe Brennstoffausnutzung von größerer Bedeutung als hohe Standzeit

Natürlich treten zu den in Tab. 3-19 verarbeiteten Kriterien noch weitere hinzu, die den hier benutzten Begriff der "günstigsten" Betriebsform relativieren können. So ist die Möglichkeit des 2er-Zyklus noch von ihren konstruktiven Auswirkungen her zu klären. Immerhin müssen in diesem Fall 55 statt bei 3er-Zyklus nur 37 Brennelemente im Abklingmagazin Platz finden können. Bei der Entscheidung zwischen lokalem und zonenweisem Umladen werden ebenfalls mächerlei Argumente eine Rolle spielen, die nicht eigentlich von der Core-Physik herrühren, wie etwa Fragen des Einpassens von Elementen verschiedenen Krümmungsgrades in den Zonenverband.

### 3.5.8 Testloops

Bei den nuklearen Untersuchungen zum FR3, der ja eine Bestrahlungseinrichtung sein soll, galt großes Interesse dem Zusammenhang zwischen verfügbarem Testvolumen und der damit verbundenen Reaktorleistung.

Die Abhängigkeit der Reaktorleistung vom Durchmesser des zentralen Testloops wurde mit Hilfe von 1-dimensionalen Diffusionsrechnungen untersucht. Dabei wurde für den Kern eine Mischung verwendet, bei der 83 % Treiberelemente und 17 % Stahlfolger des Regel- und Abschalt-systems zu einer Mischung homogenisiert waren. Das Loop selbst enthielt keinen Brennstoff, sondern war nur mit Natrium gefüllt.



Die Ergebnisse sind in Abb. 3-55 dargestellt, in der die Reaktorleistung über dem Durchmesser des zentralen Testloops aufgetragen ist. Aus dem Ergebnis läßt sich eine wichtige Folgerung ableiten: Beim Übergang vom kleinen zentralen Testloop mit einem Durchmesser von 20,4 cm (entspr. 7 BE-Positionen), wovon ca 33 % als Testvolumen zur Verfügung stehen, zum großen zentralen Loop mit einem Durchmesser von 33,6 cm (entspr. 19 BE-Positionen), davon ca 37 % als Testvolumen verfügbar, vergrößert sich das effektive Testvolumen von 8,6 ltr auf 26,2 ltr, d.h. um einen Faktor 3. Die Leistung hingegen erhöht sich nur von 379 MW auf 500 MW, was nur einem Faktor von ca 1.3 entspricht.

Der Einfluß von 3 peripheren Loops auf die Reaktorleistung wurde nur für kleine Loops (entspr. 7 BE-Positionen) und nur für eine Positionierung untersucht, da aus konstruktiven Gesichtspunkten hierfür nur ein kleiner Spielraum bestand.

Nimmt man die peripheren Loops hinzu, erhöht sich das Testvolumen nochmals um 26,2 ltr auf 52,4 ltr, wenn man von dem großen zentralen Testloop ausgeht.

Beim Übergang vom kleinen Loopprogramm (1 kleines zentrales Testloop mit 20,4 cm Durchmesser) zum großen Loopprogramm (1 großes zentrales und 3 kleine peripheren Loops), was mit einer Erhöhung des Testvolumens um den Faktor 6 verbunden ist, erhöht sich die Reaktorleistung nur um einen Faktor 2.

Aus diesen Überlegungen folgt, daß es günstiger ist, einen großen Bestrahlungsreaktor mit einem großen Loopprogramm zu bauen als mehrere kleine mit nur kleinem Programm.

Da man in allen Loops möglichst hohe schnelle Neutronendosen erreichen will, ist es erstrebenswert, auch in den peripheren Loops einen möglichst hohen schnellen Fluß zu haben. Ferner ist man interessiert, einen möglichst kleinen Gradienten des schnellen Flusses über die Loops zu haben, weil eine ungleichförmige Dosis schneller Neutronen zu ungleichförmigem Schwellen und damit Ausbiegen der Looprohre führt. Der Brennstoffanteil in den peripheren Loops ist für den Fall eines optimalen Natriumtesteinsetzes etwa  $1/3$  des Brennstoffanteiles im Treiber. Um einen kleinen Gradienten über die Loops zu erhalten, war es daher erforderlich, diese mit Treiberelementen zu umgeben, welche die Spaltleistung am Außenrand der Loops und damit den Fluß wieder anheben. Die Wirkung solcher zusätzlichen Treiberelemente, des Nickelreflektors an-

stelle des radialen Brutmantels sowie der Einfluß der eingefahrenen Trimmstäbe sind in folgender Tabelle aufgezeigt.

Tab. 3-20 GESAMTFLUß  $\phi_{\text{Tot}}$ , SCHNELLER FLUß  $\phi(E > 0,1 \text{ MeV})$  UND GRADIENT DES SCHNELLEN FLUSSES IN DEN PERIPHEREN LOOPS

	umgeb. Treiberel.	Trimm-system	$\phi_{\text{Tot}}$ $\times 10^{16}$	$\phi(E > 0,1 \text{ MeV})$ $\times 10^{16}$	$\frac{\phi_{\text{s.i.}} - \phi_{\text{S.A.}}}{\phi_{\text{s}}}$
Brutmantel	ohne	aus	0,64	0,38	0,84
	ohne	ein	0,69	0,43	0,78
	mit	aus	0,77	0,48	0,51
	mit	ein	0,78	0,49	0,50
	m.erhöht. Anreich.	ein	0,81	0,52	0,45
Ni.Refl.	mit	aus	0,79	0,50	0,44
	mit	ein	0,91	0,58	0,36

### 3.5.9 Abschirmungen

Für eine erste Beurteilung der im FR3 vorliegenden Strahlungsfelder wurden Abschirmrechnungen mit dem Programm SABINE durchgeführt. Die für Flußberechnungen wichtigen Neutronenspektren konnten Kern-Abbrandrechnungen entnommen werden, die den Spaltstoffaufbau in den Uran-Brutmänteln und das Umsetzen der Brennelemente vollständig berücksichtigten.

In axialer Richtung nach oben besteht die Abschirmung hauptsächlich aus Kühlmittel, dem Wärmereflektor, dem Reaktordeckel und der Betondecke. Wie aus Abb. 3-56 ersichtlich, erreicht der gesamte Neutronenfluß im Bereich der Arbeitsbühne einen Wert von weniger als  $10^{-7}$  Neutronen/cm<sup>2</sup>sec und bleibt damit weit unterhalb der für die Aktivierung von Stahlkonstruktionen festgelegten Grenze von  $10^4$  Neutronen/cm<sup>2</sup>sec. Bereits im Zwischengeschoß über dem Reaktordeckel ist der gesamte Neutronenfluß auf  $10^{-1}$  abgesunken. Die Neutronendosisleistung ist mit weniger als  $10^{-9}$  mrem/h vernachlässigbar klein. Die ortsabhängigen Neutronenflüsse sind in der Abb. 3-56 und in den folgenden Abbildungen in drei Hauptgruppen zusammengefaßt. Der materialschädigende schnelle Fluß umfaßt den Energiebereich oberhalb 86,5 keV. Die energetische Grenze zwischen epithermischem und thermischem Fluß liegt bei 5,04 eV.

Axial nach unten wird die Reaktorstrahlung durch Kühlmittel, Bleche und die Reaktorgrube aus Schwerbeton abgeschirmt. Zum Schutz des Betons ist eine Wärmeisolation vorgesehen. Sie besteht aus Aluminium-Knitterfolie, wie sie zur Zeit auch in thermischen Reaktoren Verwendung findet. Aus Abb. 3-57 ist ersichtlich, daß der gesamte Fluß außerhalb der Reaktorgrube  $10^{-5}$  Neutronen/cm<sup>2</sup>sec beträgt; die Neutronendosisleistung wird an dieser Stelle  $5 \cdot 10^{-7}$  mrem/h erreichen. In Abb. 3-58 wird der ortsabhängige Verlauf der Gammaflüsse und Gammadosisleistung dargestellt. Letztere erreicht außerhalb der Reaktorgrube etwa  $2 \cdot 10^{-6}$  mrem/h.

Nach Abb. 3-59 ist die Abschirmung in radialer Richtung am schwächsten dimensioniert. Zum Schutz des Betons wurde hier zunächst eine borierte Graphitschicht<sup>47)</sup> und eine Isolation aus Aluminiumfolie vorgesehen. Der Gesamtfluß am Außenrand des Betons liegt zwischen  $10^3$  bis  $10^4$  Neutronen/cm<sup>2</sup>sec. Die Dosisleistung ist mit 228 mrem/h nicht mehr zu vernachlässigen; sie verringert sich jedoch durch zusätzlichen Einbau von Abschirmblechen. Der schnelle Fluß erreicht ohne Ringlager am Druckgefäß  $1,2 \cdot 10^{12}$  Neutronen/cm<sup>2</sup>sec, mit Ringlager (in Abb. 3-59 nicht eingezeichnet) verringert er sich auf  $7,6 \cdot 10^{11}$  Neutronen/cm<sup>2</sup>sec.

### 3.5.10 Referenzkern

Abgesehen von den Abschnitten 3.5.11, 3.5.12 und 3.5.13 beziehen sich alle Beschreibungen des Berichtes auf den Referenzkern. Die wichtigsten Daten sind außerdem in der Tabelle 2.9 zusammengefaßt.

Dieser Abschnitt enthält lediglich einige ergänzende Angaben sowie Daten, die für die nuklearen Rechnungen verwendet werden.

Angaben zur Geometrie:

Für die nuklearen Rechnungen wurde angenommen, daß der Kern sich isotherm bei einer Temperatur von 375 °C befindet. Alle Maßangaben und Dichten beziehen sich auf diese Temperatur.

---

<sup>47)</sup> u.U. muß die Graphitschicht durch Graugußplatten ersetzt werden zur Vermeidung der Aufweitung des Doppeltanks (dazu müssen voraussichtlich etwaige Procente Sauerstoff dem Stickstoff im Spalt zugesetzt werden).

Zellenweite	ZW	= 7.345 cm
Äquivalenter Kernradius	$R_K$	= 55.2 cm
Äquiv. Radius des zentralen Testloops	$R_i$	= 16.81 cm
Kernhöhe	$H_K$	= 80.0 cm
Dicke des radialen Reflektors	$d_{Rad.}$	= 35.0 cm
Dicke des axialen Reflektors	$d_{Ax}$	= 25.0 cm

## Angaben zur Materialzusammensetzung

Tab. 3-21 gibt die Volumenanteile für das homogenisierte, natriumgefüllte Zentralloop, die Treiberzelle, die homogenisierten peripheren Loops, die Rigs, die Trimm-Regelstäbe, die Abschaltstäbe und für den radialen Nickel-Reflektor.

Für die Berechnung der Teilchenzahlen wurden folgende Dichten benutzt:

Brennstoffdichte im Kern	$(0,809 \cdot \rho_{th})$	$\rho_{Brennst.} = 8,902 \text{ g/cm}^3$
Kühlmitteldichte		$\rho_{Na} = 0,863 \text{ g/cm}^3$
Strukturmaterialdichte		$\rho_{St.} = 7,756 \text{ g/cm}^3$
Dichte des Reflektormaterials		$\rho_{Ni} = 8,764 \text{ g/cm}^3$
Dichte des Kontrollstabmaterials		$\rho_{Ta} = 16,49 \text{ g/cm}^3$
Dichte des Abschaltstabmaterials $(0,8 \cdot \rho_{th})$		$\rho_{B_4C} = 2,01 \text{ g/cm}^3$

Als Strukturmaterial wurde in den physikalischen Rechnungen der Stahl X 8 Cr Ni Mo V Nb 1613 (Werkstoff-Nr. 4988) verwendet, der folgende Zusammenstellung hat:

Fe	67,8 %
Cr	16,1 %
Mo	1,2 %
Nb	1,1 %
Ni	13,1 %
Vd	0,7 %

Der Brennstoff war  $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$  mit einer Anreicherung von

$$a = \frac{N_{\text{Pu-Fiss}}}{\sum N_{\text{Pu}} + N_{\text{U-8}}} = 0,281$$

und folgender Isotopenzusammensetzung des Plutoniums

Pu-39	55 %
Pu-40	27,5 %
Pu-41	13 %
Pu-42	4,5 %

Tab. 3-21 ZUSAMMENSETZUNG DER EINZELNEN ZONEN DES REFERENZKERNES  
(ABB. 3-47)

Zonen Nr.	Bezeichnung	Natrium	Stahl	Brennstoff	Absorber	Nickel	Helium
1	Homog.zentr.Loop	0,820	0,086	-	-	-	0,094
2	Treiberzelle	0,400	0,237	0,363	-	-	-
3	Per. Loops	0,654	0,187	0,102	-	-	0,057
4	Rigs	0,500	0,500	-	-	-	-
5	Kontrollstäbe	0,346	0,224	-	0,408	-	0,022
6	Abschaltstäbe	0,370	0,239	-	0,369	-	0,022
7	Rad.Reflektor	0,21	0,18	-	-	0,610	-

### Nukleare Charakteristiken

In Abb. 3-60 sind Neutronenspektren aus dem Kern und dem Reflektor aufgetragen. Um die stärkere Moderation von Nickel zu zeigen, ist zum Vergleich das Spektrum in einem Brutmantel aufgetragen.

Für den Referenzkern ergab die Rechnung folgende Daten:

$$\begin{aligned} \text{Spektrumsgewichteter Spaltquerschnitt } \sigma_f &= 1,95 \text{ } \underline{\text{barn}} \\ \text{Schnellspaltfaktor } \xi &= 1,152 \\ \eta &= \nu \frac{(\sigma_f)_{\text{Spalt}}}{(\sigma_a)_{\text{Spalt}}} = 2,49 \end{aligned}$$

Konversionsfaktor

$$\text{CR} = 0,37$$

Maximaler Neutronenfluß

$$\phi_{\text{Max}} = 1,0 \times 10^{16} \text{ } \underline{\text{n/cm}^2 \text{ sec}}$$

In Abb. 3-61 ist der Fluß für Neutronen mit Energien  $E > E_g$  als Funktion von  $E_g$  aufgetragen.

Daten zur Reaktorkinetik:

$$\begin{aligned} \text{Prompte Neutronenlebensdauer } l &= 3,99 \times 10^{-7} \text{ } \underline{\text{sec}} \\ \text{Effektiver Anteil verzögerter Neutronen } \beta_{\text{eff}} &= 3,20 \times 10^{-3} \\ \text{Dopplerkoeffizient } D_c &= 2,42 \times 10^{-6} \text{ } \underline{\text{I/}^\circ\text{C}} \\ \text{Dopplerkonstante } C &= \frac{dk}{k} \frac{dT}{T} = -2,2 \times 10^{-3} \\ \text{Brennstoffausdehnung prompt } \Delta k/k &= -2,9 \times 10^{-6} \text{ } \underline{\text{I/}^\circ\text{C}} \\ \text{Isothermer Temperaturkoeffizient } \Delta k/k &= -18,4 \times 10^{-6} \text{ } \underline{\text{I/}^\circ\text{C}} \\ \text{Änderung der Aufheizspanne } \Delta k/k &= -16,0 \times 10^{-6} \text{ } \underline{\text{I/}^\circ\text{C}} \end{aligned}$$

### Leistungen und Leistungsverteilung

Die Leistungsdichteformfaktoren sind definiert als

$$\psi = \frac{\text{Maximale Leistungsdichte}}{\text{Mittlere Leistungsdichte}}$$

$$\begin{aligned} \psi_{\text{Axial}} &= 1,206 \\ \psi_{\text{X-Y}} &= 1,237 \quad (\text{Trimmsystem ausgefahren}) \\ \psi_{\text{X-Y}} &= 1,150 \quad (\text{Trimmsystem eingefahren}) \\ \psi_{\text{Gesamt}} &= \psi_{\text{Axial}} \psi_{\text{X-Y}} \end{aligned}$$

$\psi_{\text{X-Y}}$  ist der Formfaktor, wie er sich aus einer zweidimensionalen X-Y-Rechnung ergibt.

$\psi_{\text{Axial}}$  bezieht sich auf den Fall, daß die Trimm- und Abschaltelemente axial bis an den Kernrand heranreichen.

Mit dem Abbrand ändert sich sowohl die Spaltstoffkonzentration als auch die Stellung des Trimmsystems. Wird der Reaktor mit konstantem Fluß gefahren, so vermindert sich daher die Leistung. Es ist

$$\begin{aligned} L &= 528 \text{ MW} \quad (\text{Frischzustand, Trimmsystem ein}) \\ L &= 462 \text{ MW} \quad (\text{Endzustand, Trimmsystem aus}) \end{aligned}$$

Die letzte Zahl ist nur ein Anhaltswert, da in ihr die Änderung des Formfaktors mit dem Abbrand nicht enthalten ist.

Beim Referenzentwurf wurde ein 3er-Zyklus mit lokalem Nachladen gewählt. Dabei ergibt sich eine Standzeit von 231 Tagen und ein Reaktivitätshub von 3,7 % (siehe 3.5.7).

Der Reaktor wurde mit einer vorgegebenen Anreicherung von 28,1 % und einem  $k_{\text{eff}} = 1,104$  berechnet (siehe 3.5.2).

### 3.5.11 Alternativkern

Ein Nachteil des Referenzentwurfes liegt darin, daß die peripheren Loops nah am Kernrand stehen, wo der Neutronenfluß bereits niedrig und der Flußgradient groß ist. Daher wurde nach einer Alternative gesucht, bei der es nur 3 Loops gibt, welche dann aber möglichst zentral im Kern stehen. Es erwies sich als konstruktiv schwierig und äußerst unvorteilhaft, alle Loops kompakt in der Mitte des Kerns anzuordnen, günstiger sind dagegen 3 in einer Reihe stehende Loops in einem Kern mit etwa elliptischem Querschnitt (siehe Abb. 3-63). Zum Einsetzen der Loops müssen je 7 Elemente entfernt werden, doch ist die Schlüsselweite hier 9,15 cm statt 7,3 cm beim Referenzreaktor, so daß die Loops entsprechend größer als die peripheren Loops des Referenzreaktors sind.

Zum Trimmen wurden wieder Tantal-Elemente zum Abschalten  $B_4C$ -Elemente mit 90 %  $^{10}B$  gewählt. Bei Verwendung von Na-Folgeren an den Trimm- und Abschaltelementen ist es nicht möglich, den erforderlichen Reaktivitäts-  
hub zu erreichen, bei Verwendung von Stahlfolgeren ergeben 11 Trimmelemente  $\frac{\Delta k}{k} = 7,7 \%$  und 4 Abschaltelemente im Kern  $\frac{\Delta k}{k} \approx 7,5 \%$ . Schwierigkeiten ergeben sich dabei, genügend Reaktivität im Abschaltssystem am Kernrand unterzubringen. 12  $B_4C$ -Elemente am Kernrand bringen  $\frac{\Delta k}{k} = -3,2 \%$ . Nimmt man noch zwei Positionen im Kern hinzu, wozu es erforderlich ist, daß auch unter den Rohrleitungen Antriebe untergebracht werden können, so erhält man insgesamt  $\frac{\Delta k}{k} = -6,8 \%$  fürs zweite Abschaltssystem. Die Reaktivitätswerte bleiben etwas knapp, da beim Alternativkern mit einem höheren Volumenanteil Absorber in den Regel- und Abschaltelementen (41v/o) gerechnet wurde als beim Referenzentwurf (36,9 v/o).

Da der Alternativentwurf nicht so weit geführt und detailliert wurde wie der Referenzentwurf, mußten die Rechenwerte teilweise korrigiert werden, um einen Vergleich zu ermöglichen. Die Daten sind in Tab.3-22 angegeben.  $\phi_{PL}$  ist der Fluß in der Mitte der peripheren Loops,  $\phi_{ZL}$  der Fluß im unbeladenen zentralen Loop  $\left(\frac{\phi_i - \phi_a}{\phi}\right)_{PL}^S$  gibt die Differenz des schnellen Flusses ( $E > 0,1$  MeV) zwischen innerem und äußerem Rand der peripheren Loops bezogen auf den Fluß in der Loopmitte an. Eine Konstruktion von Loopeinsätzen wurde für den Alternativentwurf nicht durchgeführt. Daher wurde zum Vergleich der Bestrahlungsvolumina das gesamte Kernvolumen herangezogen, in dem der Brennstoff zum Einsetzen von Loops entfernt werden muß ( $V_{Bestr.}$ ). Es ist anzunehmen, daß der Bruchteil davon, der tatsächlich für Bestrahlungen zur Verfügung stehen wird, etwa in beiden Fällen der gleiche ist.

Der Alternativkern wurde nur mit Brutmantel gerechnet,  $k_{eff}$  war um 2,6 % kleiner als beim Referenzreaktor und eine Erweiterung der Brennelementkasten-Abstände um 2 mm, die beim Referenzentwurf eingeführt wurde, um das differentielle Schwellen zu berücksichtigen, ist beim Alternativentwurf noch nicht enthalten. Korrekturen für diese Unterschiede wurden mit den Formeln aus 3.5.4 und 3.5.6 angebracht.

Danach ist die Leistung beim Alternativentwurf um 7 % niedriger als beim Referenzreaktor. Die Flüsse sind auch in der Mitte der peripheren Loops etwa gleich, jedoch ist der Flußabfall über die peripheren Loops, der für das differentielle Schwellen dieser Loops maßgeblich ist, beim Alternativentwurf deutlich niedriger. Dafür sind die Bestrahlungsvolumina kleiner und es kann kein so großer Einsatz ver-

wendet werden wie im Zentralloop des Referenzreaktors.

Es handelt sich somit um eine echte Alternative zum Referenzreaktor, wobei die Unterschiede vor allem in den Bestrahlungseinrichtungen liegen.

Tab. 3-22 DATEN DES ALTERNATIVENTWURFS

Größe	Dimension	Alternativ	Referenz	$\frac{\text{Alternativ}}{\text{Referenz}}$
Leistung L	$\overline{[MW]}$	490	528	0,93
$\phi_{\text{Max}}^{\text{ZL}}$	$\overline{[n/cm^2 \text{ sec}]}$	$0,99 \cdot 10^{16}$	$0,99 \cdot 10^{16}$	1,00
$\phi_{\text{Max}}^{\text{ZL}}(E > 0,1 \text{ MeV})$	$\overline{[n/cm^2 \text{ sec}]}$	$0,59 \cdot 10^{16}$	$0,62 \cdot 10^{16}$	0,95
$\phi^{\text{PL}}$	$\overline{[n/cm^2 \text{ sec}]}$	$0,81 \cdot 10^{16}$	$0,80 \cdot 10^{16}$	1,01
$\phi^{\text{PL}}(E > 0,1 \text{ MeV})$	$\overline{[n/cm^2 \text{ sec}]}$	$0,51 \cdot 10^{16}$	$0,50 \cdot 10^{16}$	1,02
$\left(\frac{\phi_i - \phi_a}{\phi}\right)^{\text{PL}}_s$		0,40	0,44	0,91
$\psi_{x-y}$		1,50	1,22	1,23
$V_{\text{Bestr}}$	$\overline{[l]}$	122	147	0,83

### 3.5.12 Konischer Kern

Wie bereits in Abschnitt 3.5.1 erwähnt, ergeben sich bei einem zylindrischen Kern Schwierigkeiten mit dem Platzbedarf auf dem Deckel, weshalb die Möglichkeit untersucht wurde, die Brennelemente schräg einzusetzen, so daß sie sich nach oben hin fächerförmig auseinanderspreizen. Dadurch vergrößern sich die Abstände der Elemente auf dem Deckel.

Ohne die konstruktive Durchführbarkeit im Detail zu prüfen, wurde folgender Fall untersucht: An der Unterkante des Kernes haben die Elemente den gleichen Abstand wie beim zylindrischen Referenzentwurf, in 800 cm über der Kernunterkante beträgt der Abstand Elementmitte bis Elementmitte das 4-fache des Wertes an der Kernunterkante, d.h. bei idealisierter Darstellung in Form eines Kegelstumpfes gilt für die Radien  $R(z = 800) = 4 R(z = 0)$ , wobei  $z$  die Höhe über der Kernunterkante ist. Der untere axiale Reflektor behält die Zusammensetzung wie der Referenzentwurf, desgleichen der radiale Reflektor, dessen Dicke ebenfalls unabhängig von der Höhe sein soll. Der obere axiale Reflektor nimmt an der Spreizung teil, der Zwischenraum zwischen den Elementen wird mit Natrium gefüllt.



Sind maximaler Neutronenfluß und maximale Stableistung dieselben wie beim Referenzreaktor, so vergrößert sich die Leistung diesem gegenüber im wesentlichen als Folge einer Verringerung der mittleren Brennstoffdichte. Die Größe des Effektes kann man aus Gl. (2) Abschnitt 3.5.4 abschätzen: Bei der angenommenen Spreizung und einer Kernhöhe von 80 cm gilt

$$\begin{aligned} R_{\text{Kernoberkante}} &= 1,3 R_{\text{Kernunterkante}} \\ V_{\text{Konus}} &= \frac{4}{3} V_{\text{Zylinder}} \end{aligned}$$

und somit für die mittlere Brennstoffdichte

$$\rho_{\text{Konus}} = \frac{3}{4} \rho_{\text{Zylinder}}$$

Einsetzen in Gl. (2) Abschn. 3.5.4 gibt

$$\frac{\Delta L}{L} = -2,3 \frac{\Delta \rho}{\rho} = +2,3 \frac{0,25}{0,875} = +0,65$$

Die genauere numerische Rechnung lieferte

$$\frac{L_{\text{Konus}} - L_{\text{Zyl.}}}{L} = 0,56,$$

doch wurde sie für Reaktoren mit verhältnismäßig kleinem Radius durchgeführt, für die man nach Gl. (2)

$$\frac{\Delta L}{L} = 0,59$$

erhielte. Obwohl die einfache Formel weder die Verringerung der mittleren Strukturmaterialdichte noch den Flußformfaktor des Konus berücksichtigt, liefert sie die richtige Größenordnung des Effekts, so daß sie für andere Spreizungsfaktoren als Abschätzung verwendet werden kann.

Die numerische Rechnung wurde in (r-z)-Geometrie durchgeführt. Dazu wurde der Konus durch übereinander liegende Zylinderscheiben von wachsendem Radius approximiert. Ist z die Höhe über Kernunterkante, so gilt für den Radius des Konus:

$$r(z) = R_0 + \frac{3}{800} R_0 \cdot z \quad [z \text{ in cm}]$$

$R_0$  = Radius an der Kernunterkante.

Der Radius der Zylinderscheiben wurde so gewählt, daß jeweils

$$V_{\text{Zylinder}} = V_{\text{Kegelstumpf}}$$

Sind  $z_o$  und  $z_u$  der obere bzw. untere Wert von z der Zylinderscheibe, so ist deren Radius

$$R_{zs} = \sqrt{\frac{1}{3} (r^2(z_u) + r(z_u) r(z_o) + r^2(z_o))}.$$

Es wurde folgende Einteilung gewählt (siehe Abb. 3-64):

Höhenabschnitt	Bereich	$\frac{R_{zs}}{R_o}$	$\gamma$
0 - 20 cm	Kern	1,038	0,93
20 - 40 cm	Kern	1,113	0,81
40 - 60 cm	Kern	1,188	0,71
60 - 80 cm	Kern	1,263	0,63
80 - 105 cm	ax.Refl.	1,347	0,55

$\gamma$  ist der Faktor, um den sich der Volumenanteil von Brennstoff und Strukturmaterial dadurch verringert, daß dieselbe Anzahl von Elementen, Loops und Regelstabfolgern sich auf immer größere Querschnittsflächen verteilt

$$\gamma = \left( \frac{R_o}{R_{zs}} \right)^2$$

Für die Rechnungen wurden beim zylindrischen und beim konischen Kern die Zusammensetzungen des zentralen Loops, der peripheren Loops, der Regelstabfolger und der Brennelemente mit homogenen Mischungen approximiert, was zur Abschätzung der Haupteffekte ausreicht. Da bei dem so homogenisierten Reaktor mehr Brennstoff in dem zentralen Bereich des Kernes ist als beim heterogenen Kernaufbau, ergaben sich kleinere Kernradien als im heterogenen Fall. Um diesen Effekt etwas zu kompensieren, wurden noch Reaktoren berechnet, bei denen die Loops und Regelstabfolger mit weniger Brennelementen homogenisiert wurden. Dadurch wurde eine Brennstoffverdünnung und somit eine Vergrößerung des Kernradius erreicht. D.h. je kleiner die Anzahl der für die Homogenisierung verwendeten Brennelemente, desto größer wird der Kern. Zwei Ergebnisse sind in Tab. 3-23 angegeben:

Tab. 3.23 VERGLEICH KONISCHER UND ZYLINDRISCHER KERNE

Fall	Form des Reaktors	$\frac{\lambda_{max}}{[W/cm]}$	$\frac{M_{fiss}}{[kg]}$	$L$ [MW]
$k_{eff} = 1,0745$	konisch	531	548,1	585,7
$R_{Zyl} = 45,87$	zylindr.	528	320,0	326,4
$N = 80$	konisch zylindr.		1,71	1,79
=====				
$k_{eff} = 1,0717$	konisch	529	465,9	502,2
$R_{Zyl} = 41,94$	zylindr.	527	285,4	292,5
$N = 103$	konisch zylindr.		1,63	1,72

N ist die Zahl der Brennelemente, mit der die Homogenisierung erfolgte, dieses N bestimmt die Brennstoffkonzentrationen der homogenen Mischungen.  $R_{\text{Zyl}}$  ist der Radius des homogen zylindrischen Reaktors, wobei der  $k_{\text{eff}}$ -Wert mit dem des konischen übereinstimmt.

$$\frac{L_{\text{konisch}}}{L_{\text{zylindr.}}} = 1,79 \text{ bedeutet } \frac{\Delta L}{L} = \frac{0,79}{1,40} = 0,565.$$

Eine Extrapolation auf die Verhältnisse bei dem tatsächlichen effektiven Kernradius von  $R_o = 55 \text{ cm}$  und  $L_{\text{zyl}} = 528 \text{ MW}$  liefert mit den Werten der numerischen Rechnung  $L_{\text{Konus}} = 1030 \text{ MW}$ .

Dieser Wert ist für einen vernünftigen Testreaktor viel zu hoch, weshalb der konische Reaktor nicht weiter verfolgt wurde.

### 3.5.13 Reaktorkern mit Cermet-Treiber-BE

Will man mit einem Oxid-Stab-Brennelement mit 4 mm Pelletdurchmesser und einer maximalen Stableistung von 526 W/cm einen maximalen Neutronenfluß von  $1,5 \times 10^{16} \text{ /n/cm}^2 \text{ sec}$  erreichen, so muß man nach Gl. (3.8) die Anreicherung um den Faktor 1,5 gegenüber dem Reaktor mit  $\phi_{\text{Max}} = 1,0 \times 10^{16}$  herabsetzen. Dies führt zu einem stark abgeplatteten Kern und nach Abb. 3-43 zu einer Leistung von über 1000 MW. Für einen solchen Fluß kommen daher nur fortgeschrittene Brennelemente in Frage; z.B. Brennelemente, die bei gleichem Pelletdurchmesser eine größere Stableistung zulassen, wodurch die Anreicherung wieder angehoben werden kann. Dies kann durch Verwendung von Brennstoffen mit erhöhter Wärmeleitfähigkeit ermöglicht werden, z.B. durch Verwenden von Karbidischem- und Cermetbrennstoff.

Karbid zeigt in der Reaktorleistung keinen entscheidenden Vorteil gegenüber dem hier nicht aufgeführten Oxid-Stab. Dies liegt daran, daß die höhere Stableistung zum großen Teil durch den größeren Pelletdurchmesser kompensiert wird. Ein kleinerer Pelletdurchmesser ist bei dieser Stableistung aber nicht möglich, da sonst der Kühlmitteldruckverlust im Kern zu hoch würde. Andererseits ist wegen der höheren Brennstoffdichte des Karbids die Anreicherung niedrig, was zu einer hohen parasitären Absorption in  $^{238}\text{U}$  führt.

Bei den Cermet-Reaktoren ist die Lage günstiger, da voll angereicherter Brennstoff verwendet werden kann, der mit dem gut wärmeleitenden Matrixmaterial Chrom oder Molybdän verdünnt werden kann.

Für die nuklearen Rechnungen der Reaktoren mit Cermet-Brennstoff wurden folgende Daten zugrunde gelegt:

Geometrie und Zusammensetzung

Kern

Matrixmaterial	Chrom	(Molybdän)
Höhe	55,0 cm	
Zahl der Steuerstäbe	12	
Zahl der Abschaltstäbe	6	
Zahl der Rigs	3	
Zahl der peripheren Loops	keine	

Brennelement

Gitteranordnung	hexagonal	
Zellenweite	7,345 cm	
Zahl der Brennstäbe pro Brennelement	91	
Brennstabdurchmesser	0,55 cm	
Gitterabstand	0,66 cm	
Brennstoffdurchmesser	0,50 cm	
Brennstoff	PuO <sub>2</sub> -Cr	(PuO <sub>2</sub> -Mo)
Anreicherung des Brennstoffes ( $\text{Pu}_{\text{Fiss}}/\text{Pu}_{\text{Tot}}$ )	0,68	(volle Anreicherung)
Relative Dichte des Brennstoffes im Cermet	0,85	
Brennstoffanteil im Cermet	0,307	(0,332)
Dichte des Matrixmaterials	7,050 g/cm <sup>3</sup>	(10,14 g/cm <sup>3</sup> )
Hüllmaterial	Stahl	(4988)
Volumenanteile		
Cermet	0,387	
Stahl	0,235	
Kühlmittel (Na)	0,378	

Die Volumenanteile und Zusammensetzung der Steuerstäbe und der Abschaltstäbe bzw. ihrer Stahlfolger sowie der Rigs entsprechen denen des Referenzentwurfes.

Die Reaktoren besitzen wie der Referenzentwurf ebenfalls einen radialen und axialen Reflektor aus Nickel mit 40,0 bzw. 25,0 cm Dicke.

Die nuklearen Rechnungen wurden zweidimensional in R-Z-Geometrie durchgeführt. Für die Festlegung des Auslegungswertes für  $k_{\text{eff}}$  wurde eine Reaktivitätsbilanz durchgeführt, wie sie in Abschnitt 3.5.2 beschrieben ist, die zu einem Wert von  $k_{\text{eff}} = 1,104$  führte. Die Ergebnisse der Rechnungen sind in folgender Tabelle dargestellt.

Matrixmaterial		Chrom		Molybdän
Innerer äquivalenter Durchmesser	7,7 cm	20,4 cm	33,6 cm	20,4 cm
Äußerer äquivalenter Durchmesser	53,4 cm	54,3 cm	60,6 cm	68,9 cm
Zahl der Brennelemente	169	170	207	291
Aktives Kernvolumen	435 l	437 l	531 l	748 l
Testvolumen	0,9 l	6 l	18 l	6 l
Leistungsdichteformfaktor	1.709	1.635	1.468	1.640
Max. Leistungsdichte		1.970 MW/l		1.970 MW/l
Reaktorleistung (Zyklusstart)	527 MW	598 MW	885 MW	964 MW
Max. Fluß		$1,5 \cdot 10^{16}$ n/cm <sup>2</sup> sec		
Mittlerer Spaltquerschnitt $\bar{\sigma}_f$		2.009		1.883
Schnellspaltfaktor $\epsilon$		1.092		1.088

Wie schon beim Oxid-Pin-Treiber nimmt auch beim Cermet Reaktor die Leistung weit weniger stark zu als das Testvolumen. Es wäre also wie dort ebenfalls günstiger, einen großen Reaktor mit großem Testvolumen zu bauen als mehrere kleine mit kleinem Testvolumen. Da jedoch die vorgesehenen Kühlkreisläufe für eine Leistung von maximal 600 MW ausgelegt sind, wurden sowohl der Chrom-Cermet-Reaktor mit 18 l Testvolumen, als auch die Molybdän-Cermet-Variante mit 6 l Testvolumen nicht in Betracht gezogen.

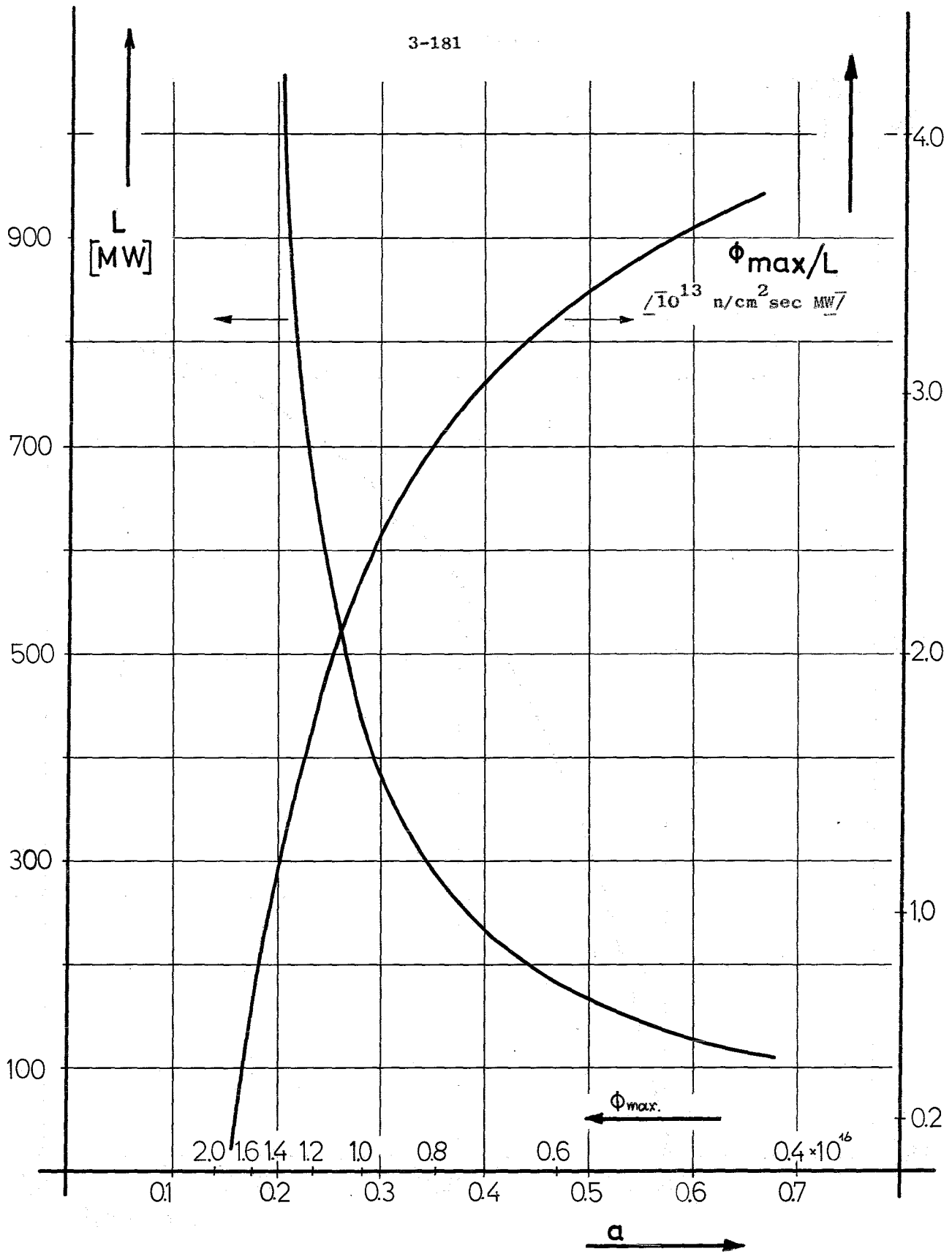


Abb. 3-43 REAKTORLEISTUNG UND  $\phi/L$  IN ABHÄNGIGKEIT VON DER ANREICHERUNG  $a$  BZW. DEM MAXIMALEN FLUSS  $\phi_{MAX}$

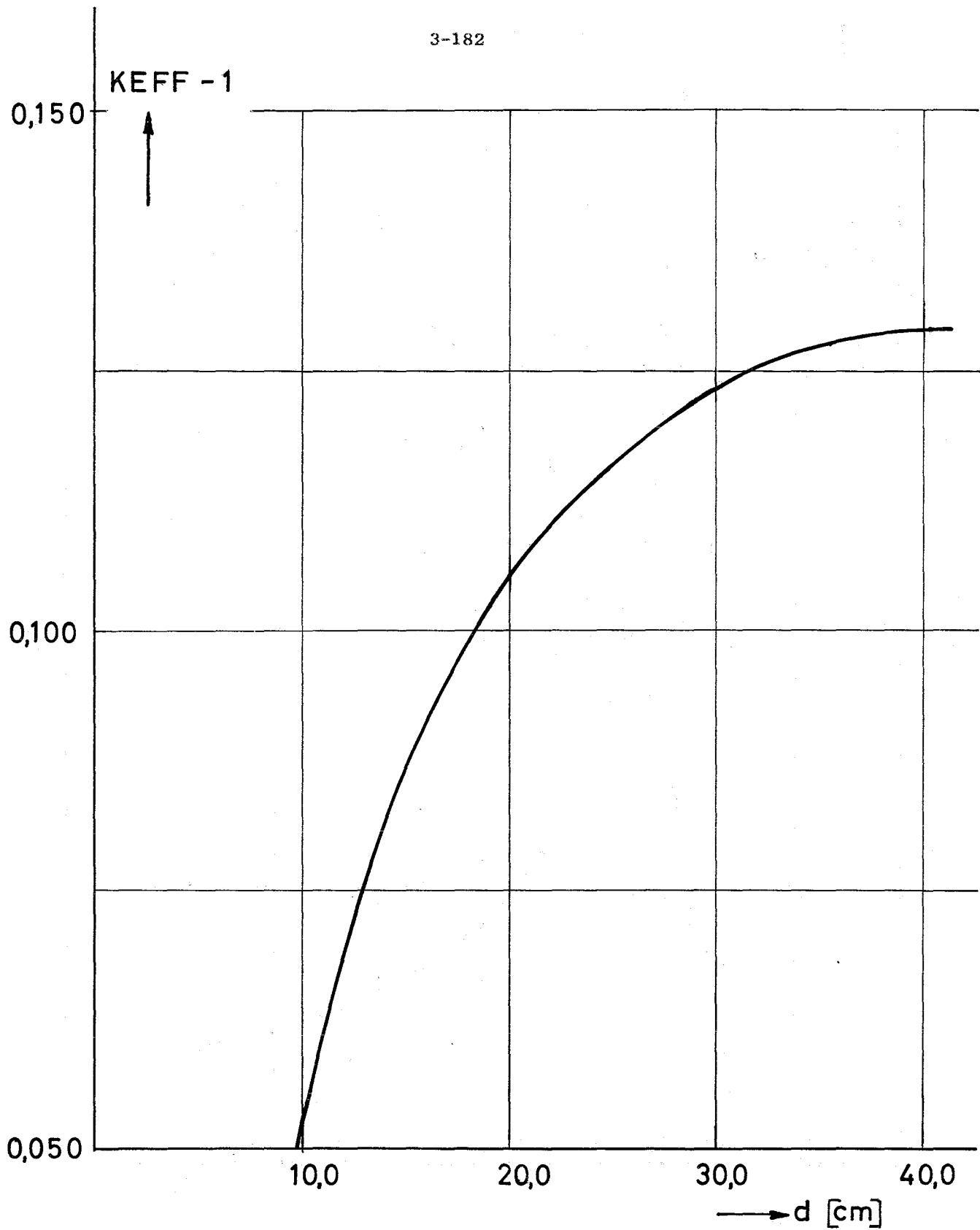
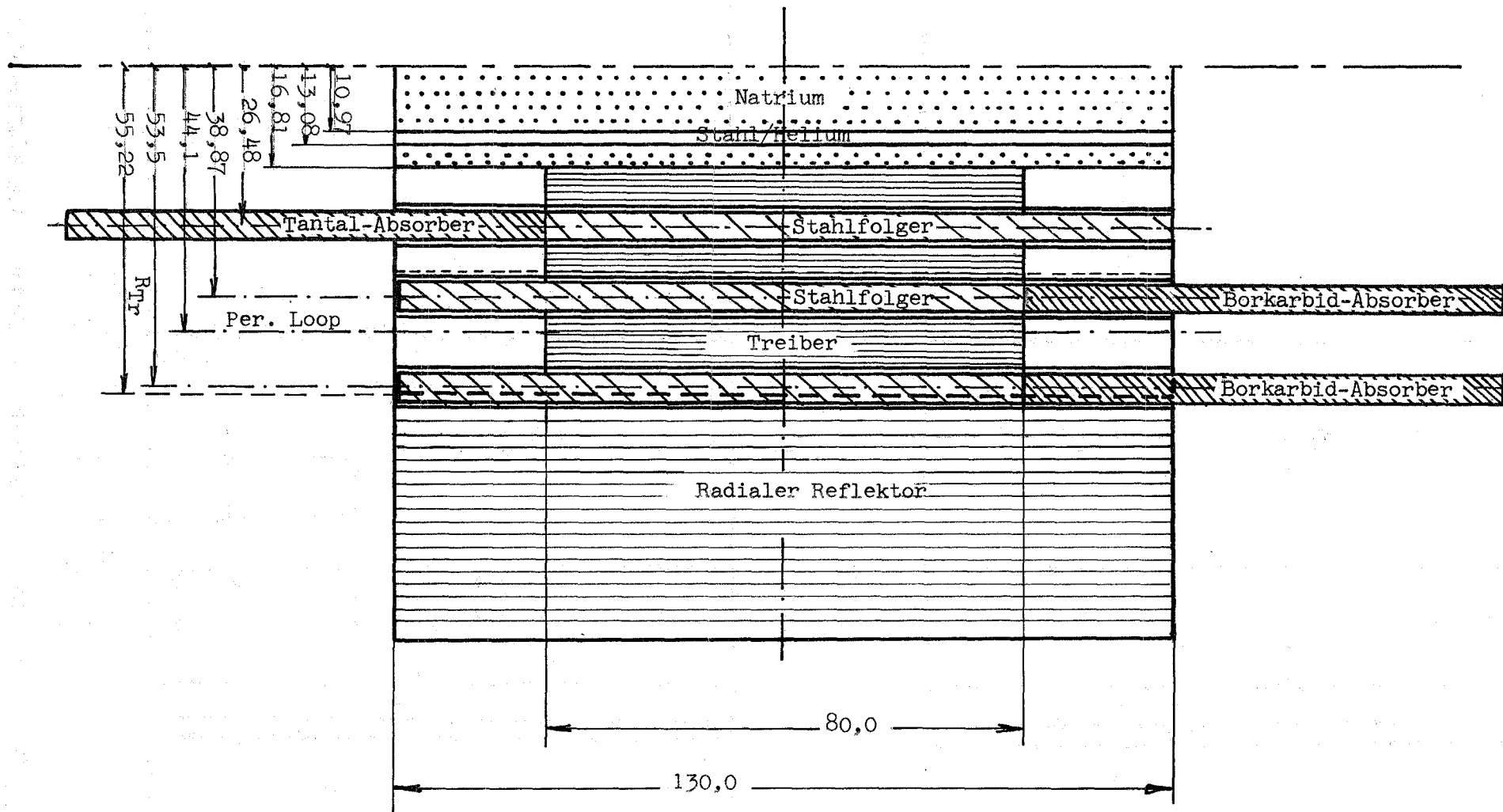


Abb. 3-44 REAKTIVITÄT ALS FUNKTION DER REFLEKTORDICKE d

Abb. 3-45 SCHEMATISCHER AXIALSCHNITT DURCH DEN REAKTOR





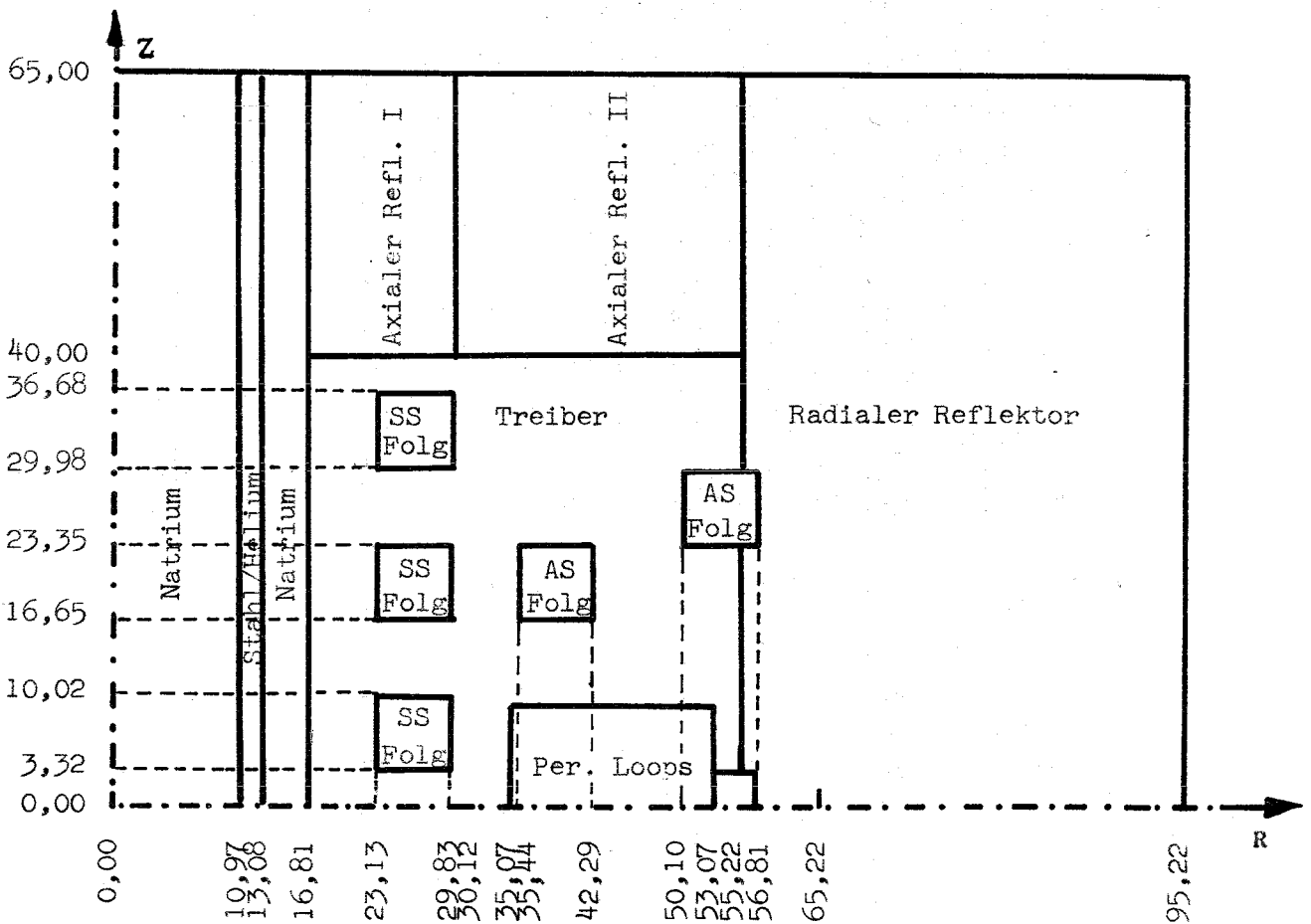
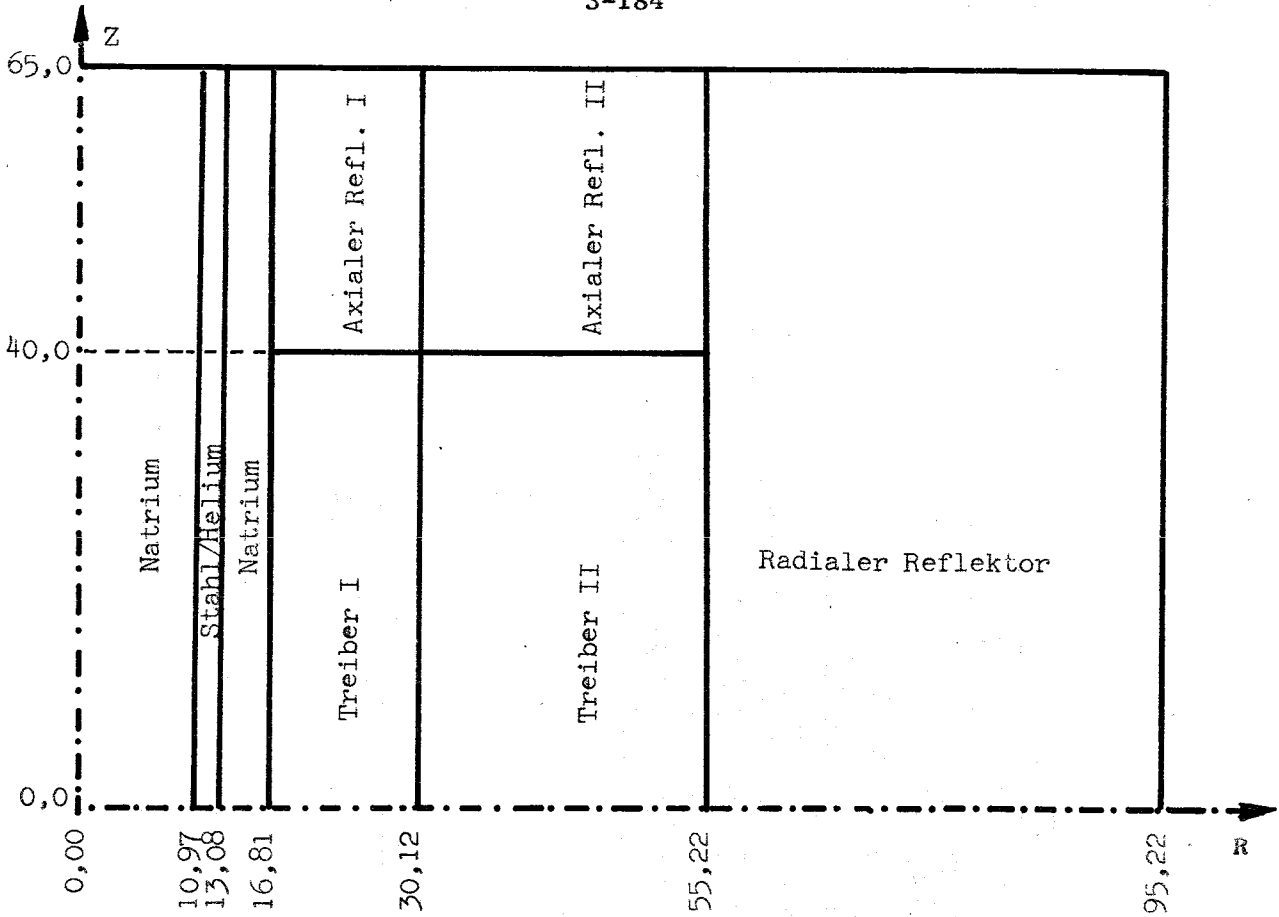


Abb. 3-46 EINTEILUNG DER ZONEN IN R-Z-GEOMETRIE FÜR RINGZONENHOMOGENISIERUNG UND SPINKS-METHODE.

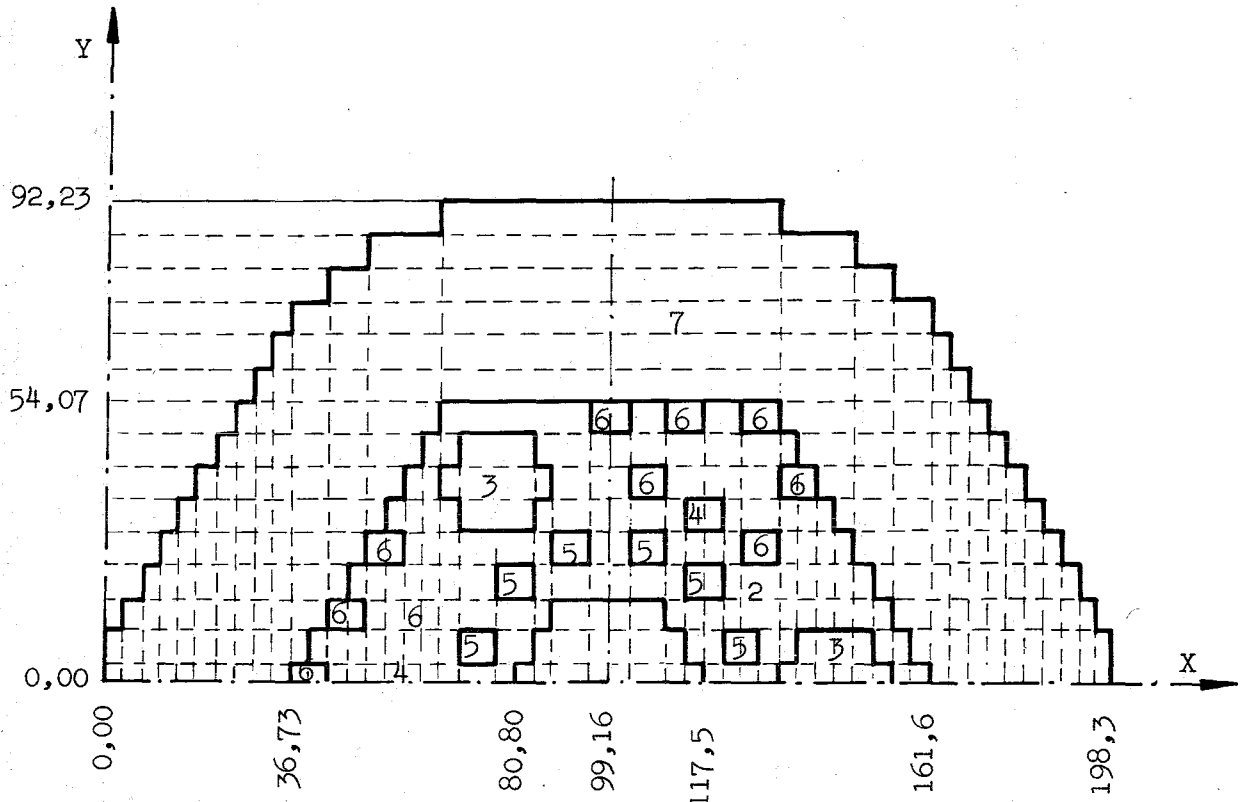
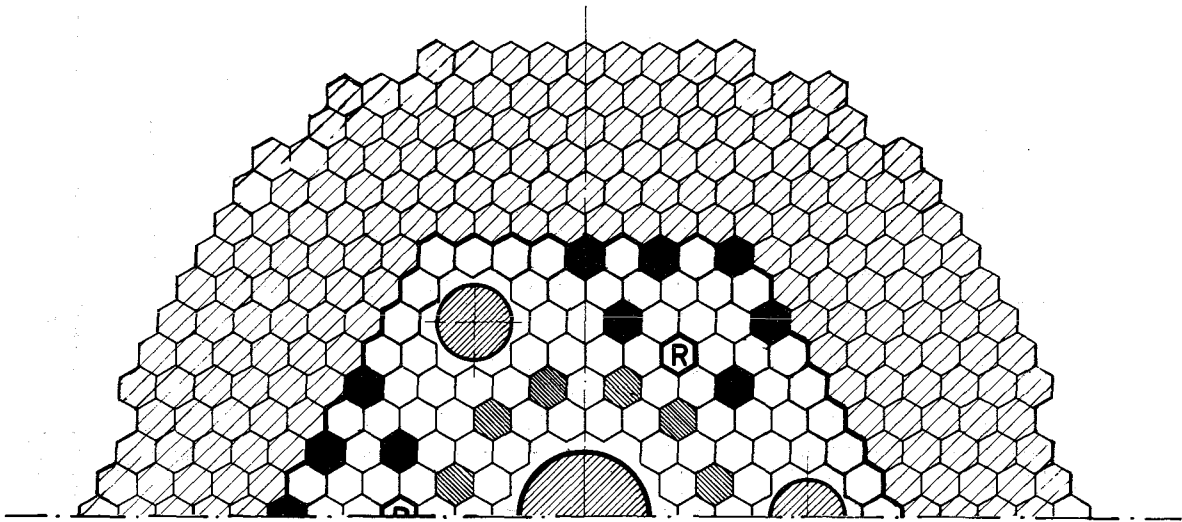


Abb. 3-47 DARSTELLUNG DES KERNQUERSCHNITTES IN X-Y-GEOMETRIE

Mischung:

- 1 Homog. zentr. Testloop
- 2 Treiber
- 3 Homog. peripheres Testloop
- 4 Rigs
- 5 Steuerstab bzw. Stahlfolger
- 6 Abschaltstab bzw. Stahlfolger
- 7 Rad. Reflektor

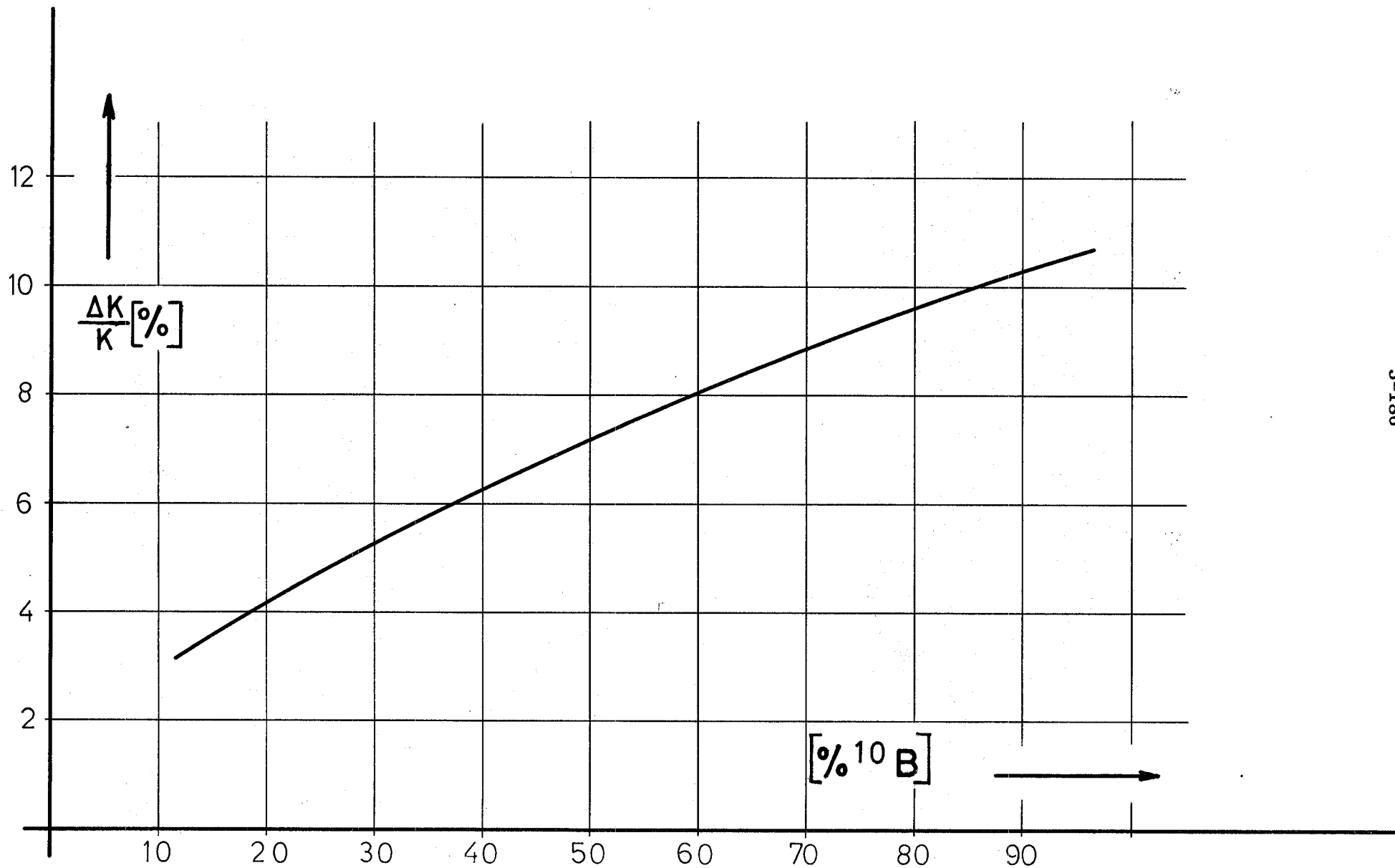


Abb. 3-48 REAKTIVITÄT VON  $6 \text{ B}_4\text{C}$ -ELEMENTEN IM KERN ALS FUNKTION DER  $^{10}\text{B}$ -ANREICHERUNG

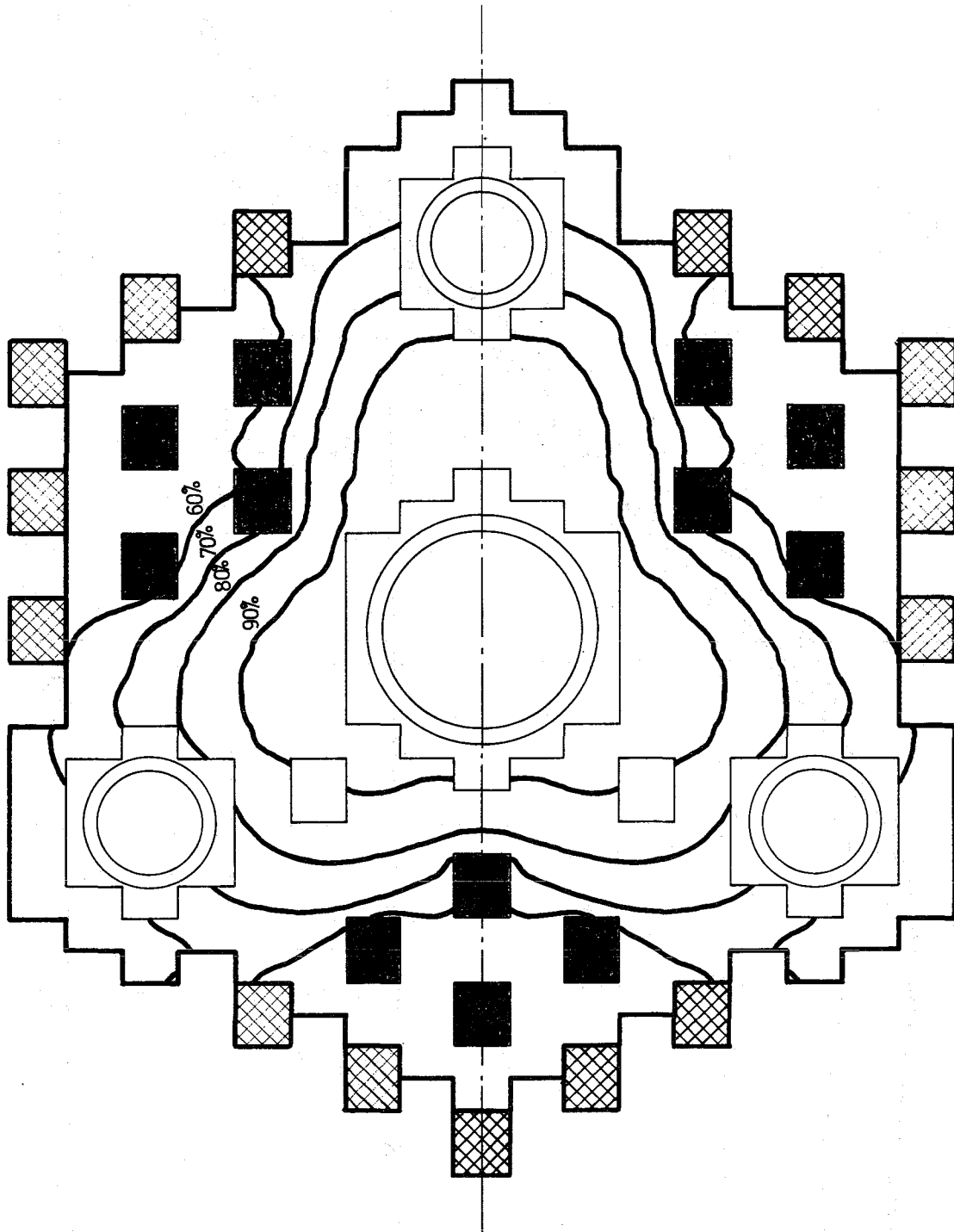
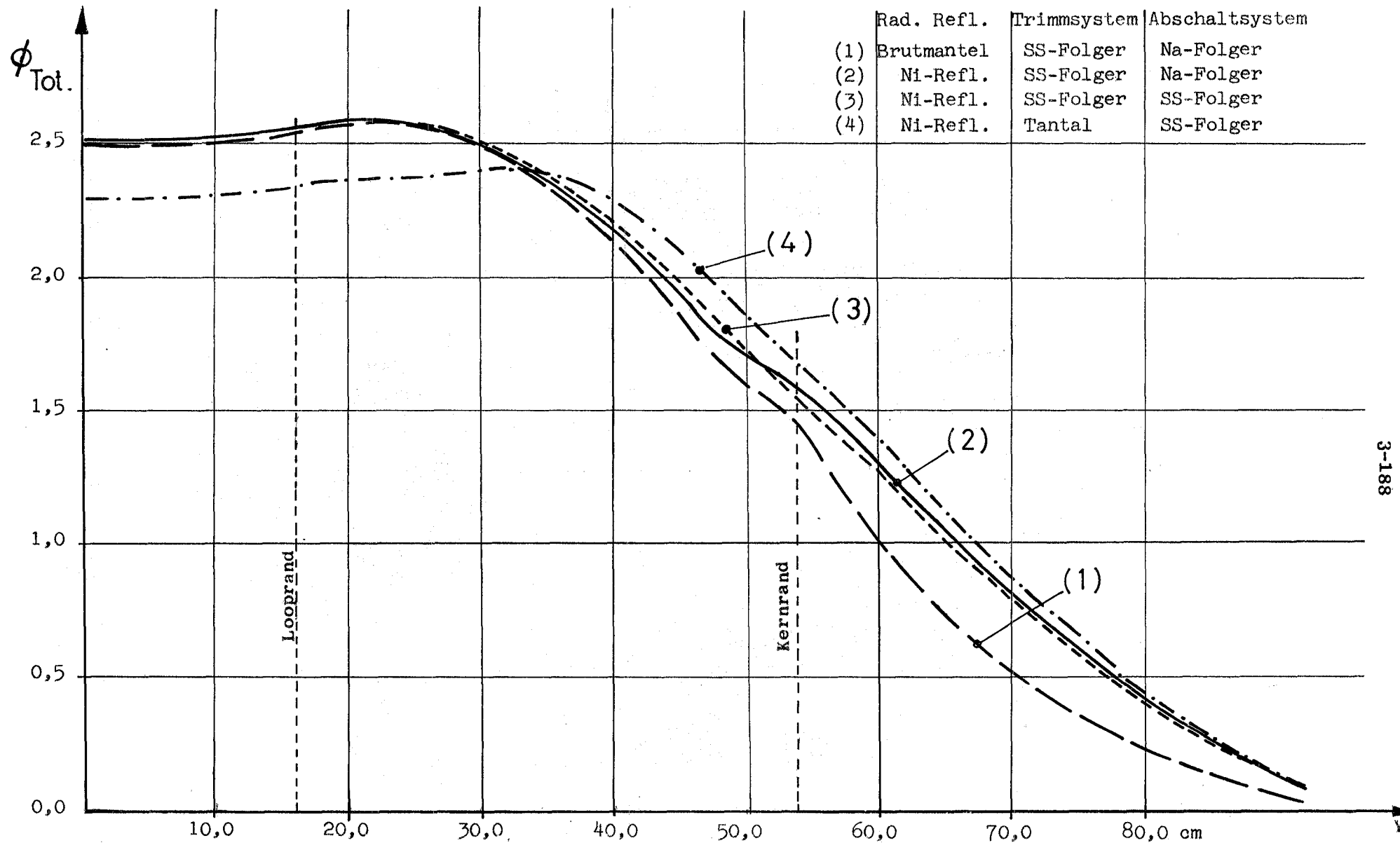


Abb. 3-49 LINIEN KONSTANTER SPALTQUEELLDICHTE FÜR DEN KERN MIT  $B_4C$  TRIMMSTABGRUPPEN



3-188

Abb. 3-50 VERTEILUNG DES GESAMTFLUSSES IN RADIALRICHTUNG (HIER Y-RICHTUNG BEI X=99.16 CM ENTSPRECHEND Abb. 3-47) FÜR REAKTOREN MIT BRUTMANTEL (1) UND NICKELREFLEKTOR (2)-(4).

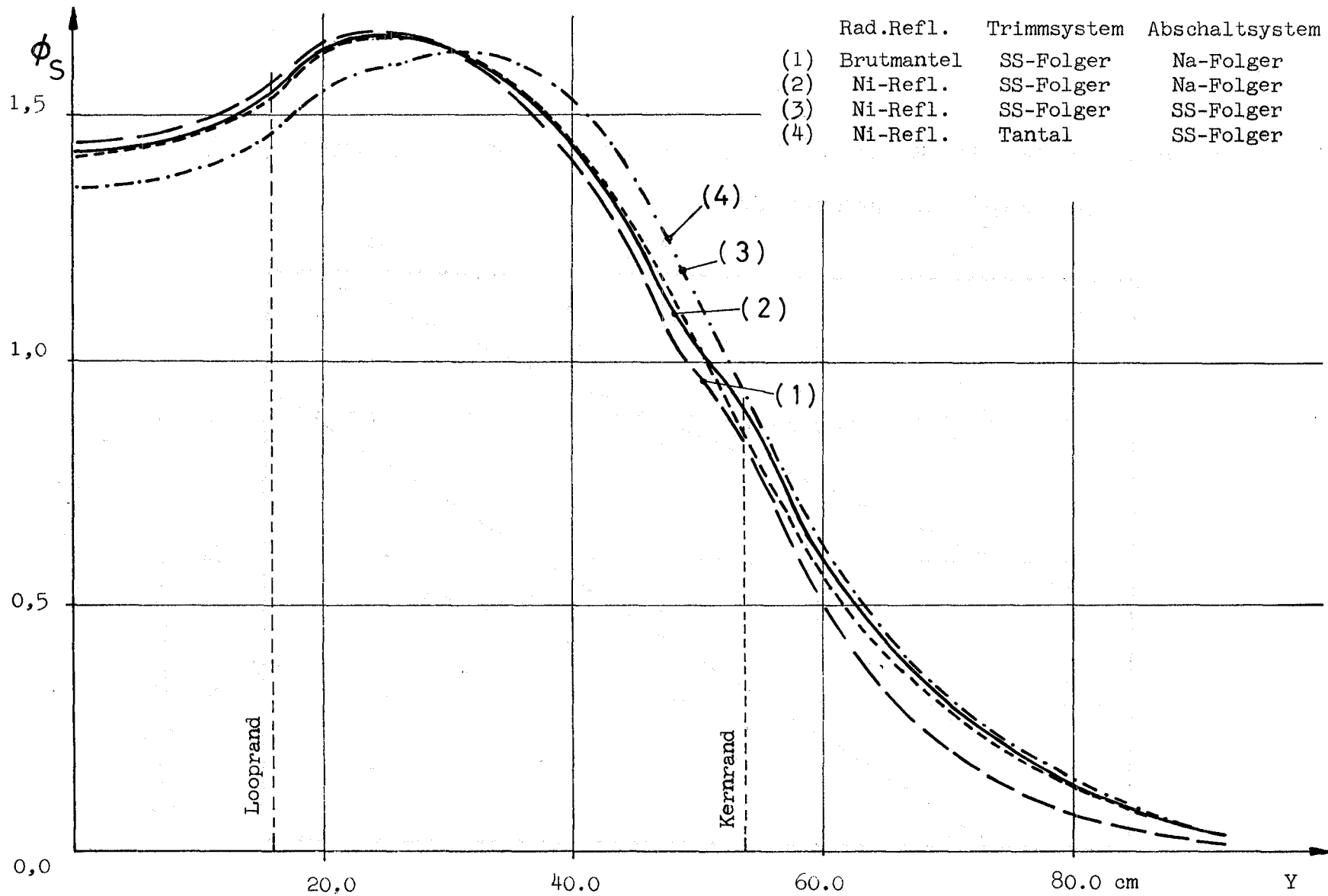


Abb. 3-51 VERTEILUNG DES SCHNELLEN FLUSSES ( $E > 0,1 \text{ MeV}$ ) IN RADIALRICHTUNG (HIER Y-RICHTUNG bei  $X=99,16 \text{ cm}$  ENTSPRECHEND Abb. 3-47) FÜR REAKTOREN MIT BRUTMANTEL (1) UND NICKELREFLEKTOR (2)-(4).

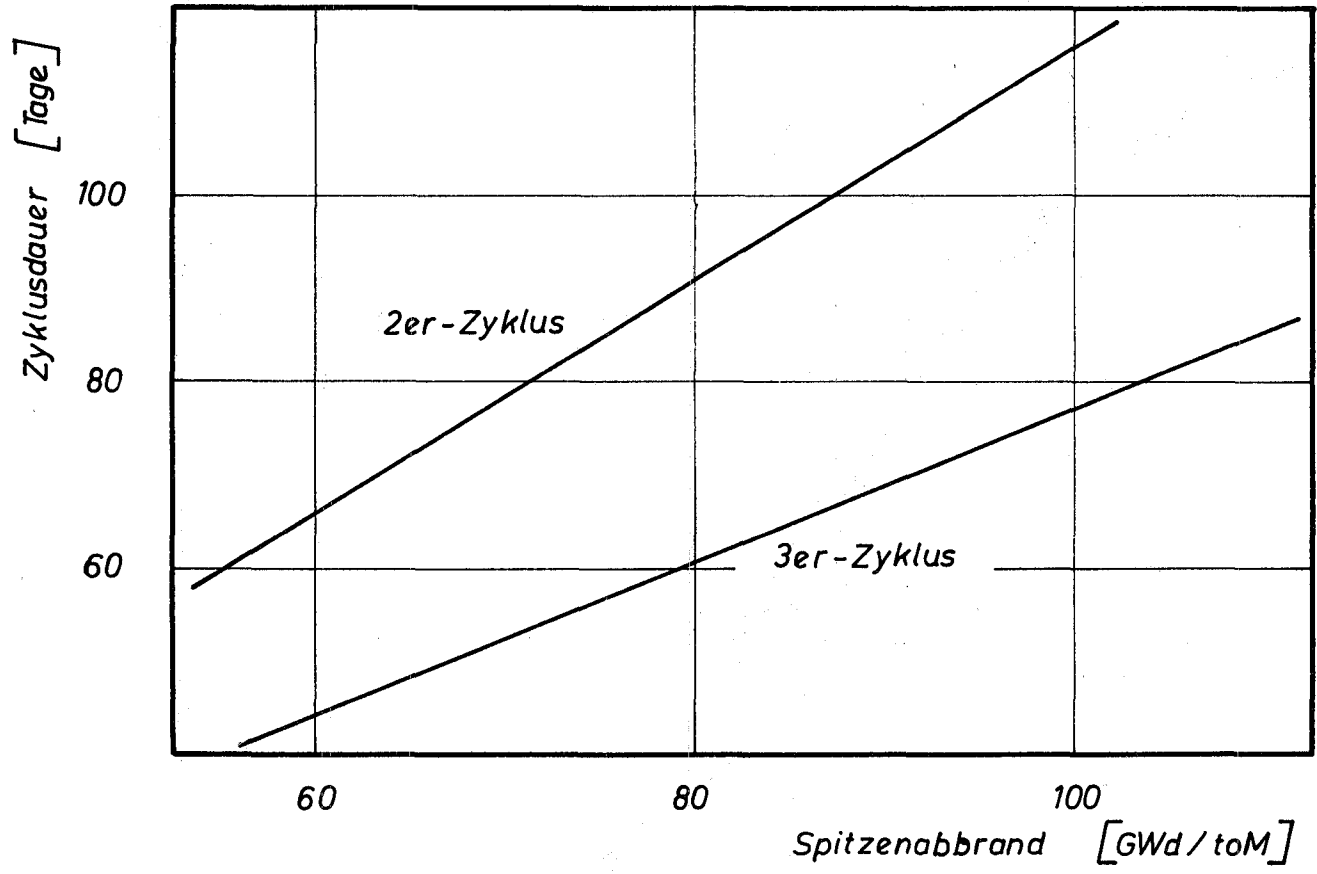


Abb. 3-52 ZYKLUSDAUER BEI LOKALEM NACHLADEN ALS FUNKTION VON CHARGENZAHL UND SPITZENABBRAND.

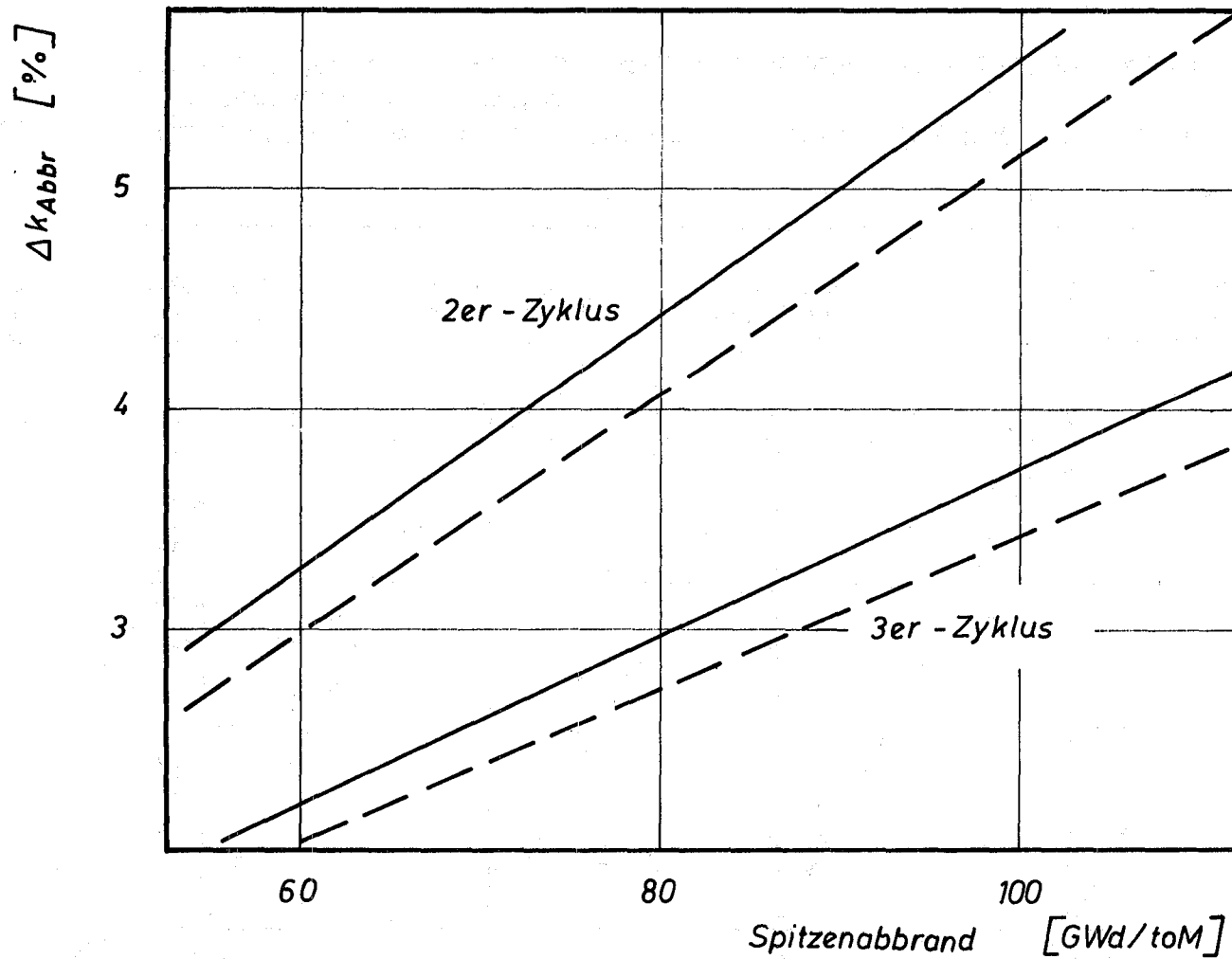


Abb. 3-53 ABBRANDREAKTIVITÄT BEI LOKALEM NACHLADEN ALS FUNKTION VON SPITZENABBRAND UND CHARGENZAHL. DIE DURCHGEZOGENE KURVE STELLT DEN GESAMTWERT DAR, DIE GESTRICHELTE KURVE ENTHÄLT NICHT DEN AXIALEN ZUSATZANTEIL.



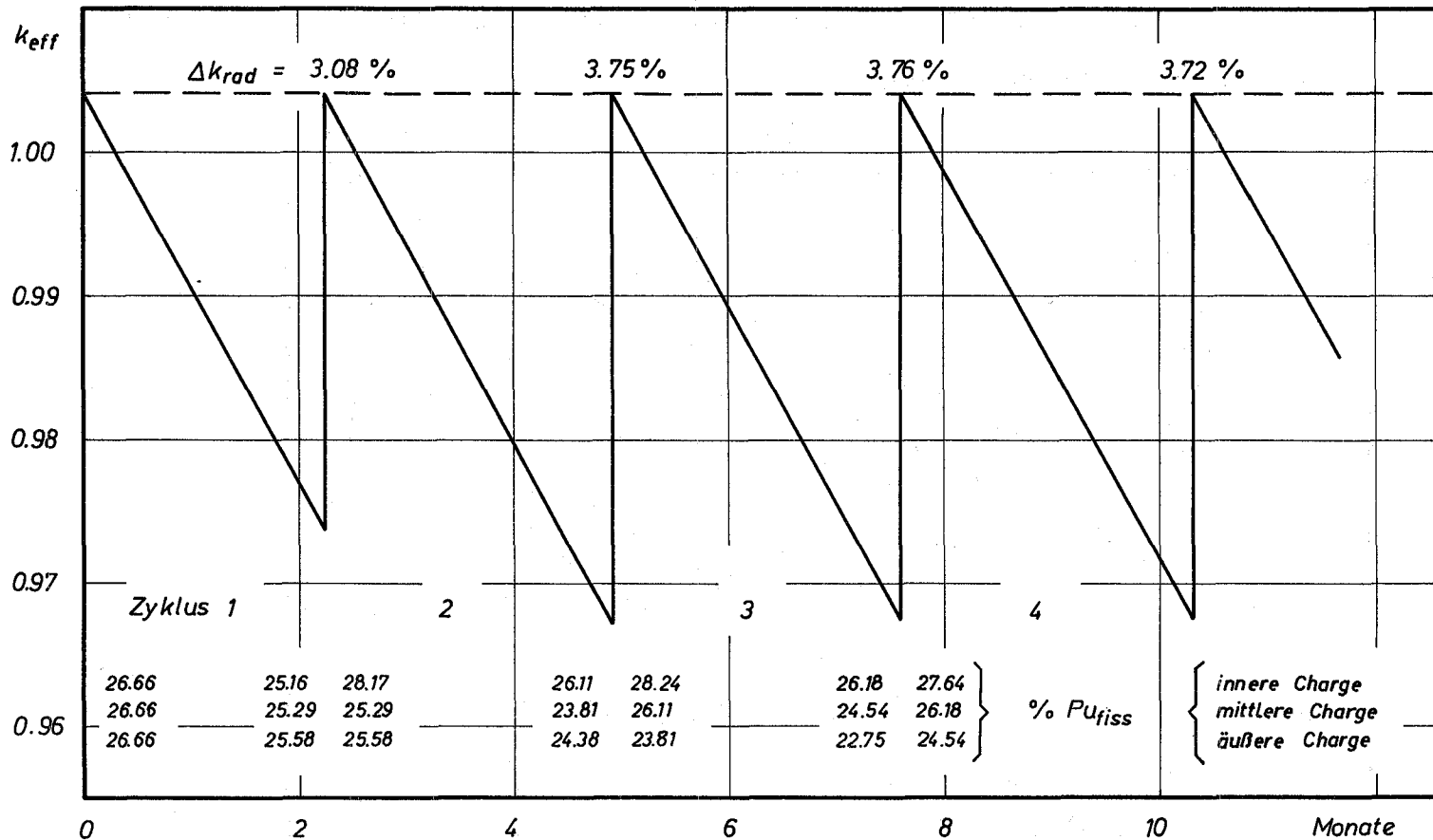
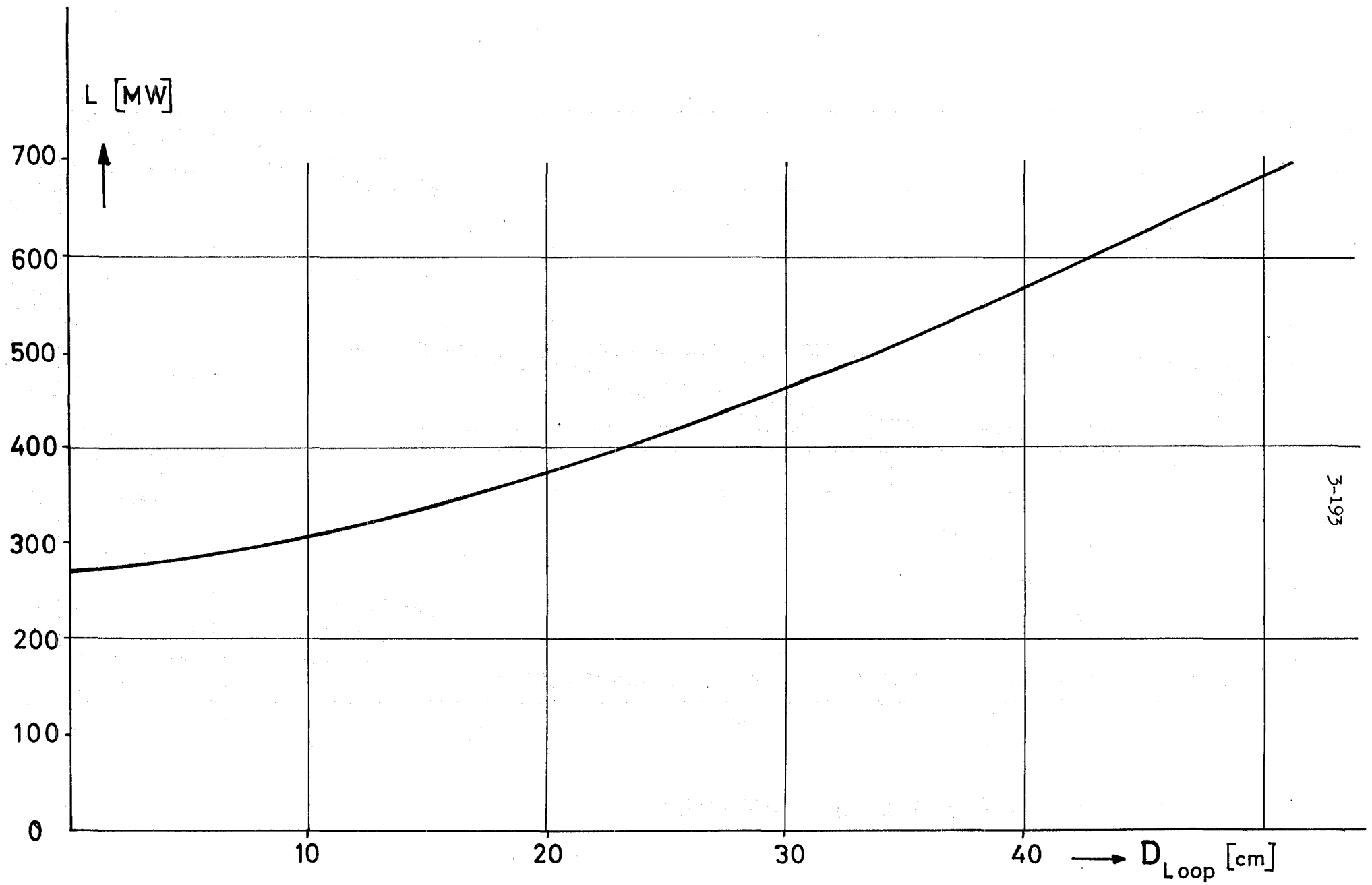


Abb. 3-54 ZEITLICHER  $k_{eff}$ -VERLAUF BEI ZONENWEISEM UMLADEN VON INNEN NACH AUSSEN MIT 90 Gwd/toM SPITZENABBRAND IM 3er-ZYKLUS.  
UNTEN: DIE ZYKLUS-ANFANGS- UND -ENDANREICHERUNGEN DER EINZELNEN CHARGEN.



3-193

Abb. 3-55 TREIBERLEISTUNG IN ABHÄNGIGKEIT VOM DURCHMESSER DES ZENTRALEN TESTLOOPS.

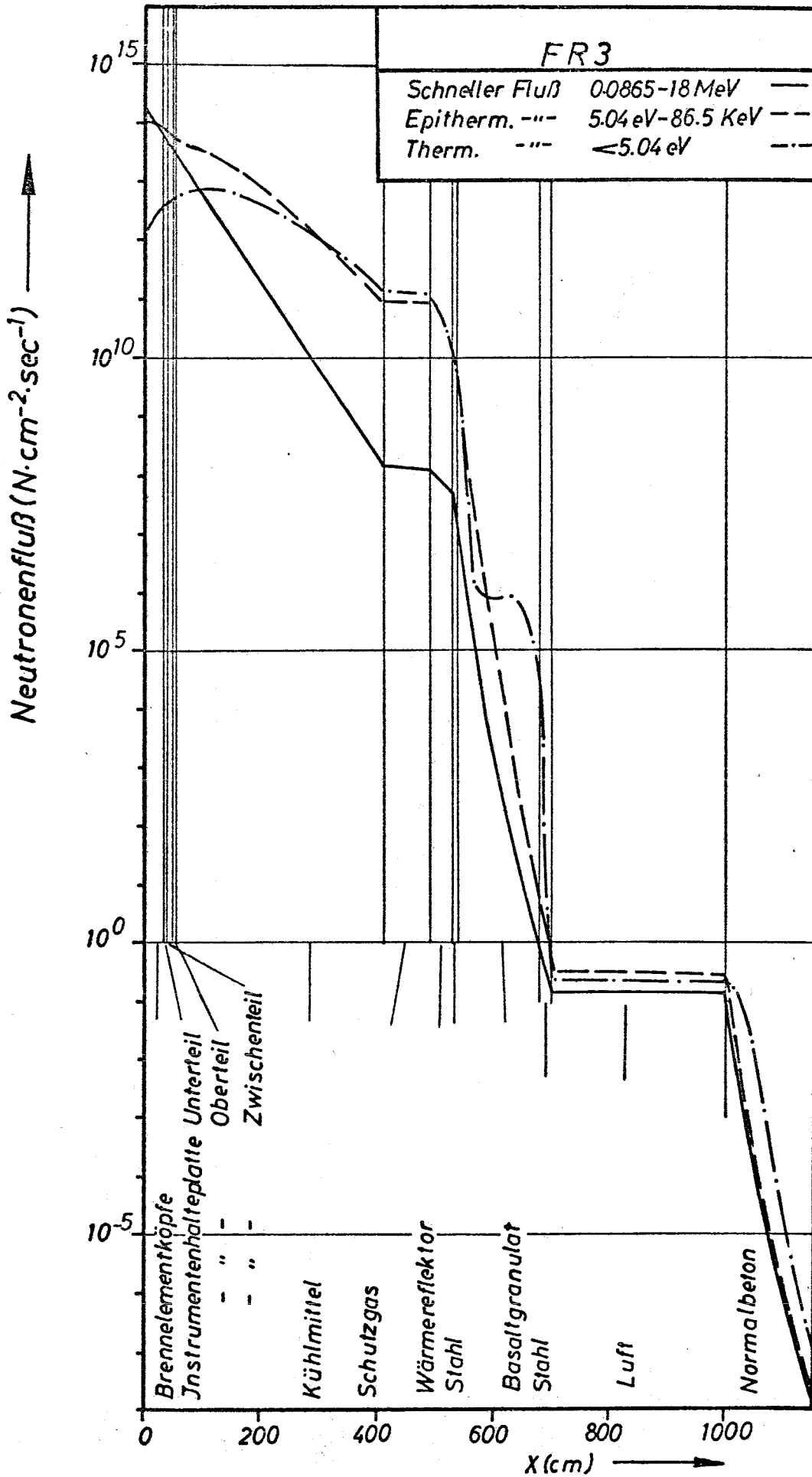


Abb. 3-56

NEURONENFLUSSVERLAUF IN AXIALER RICHTUNG NACH OBEN.

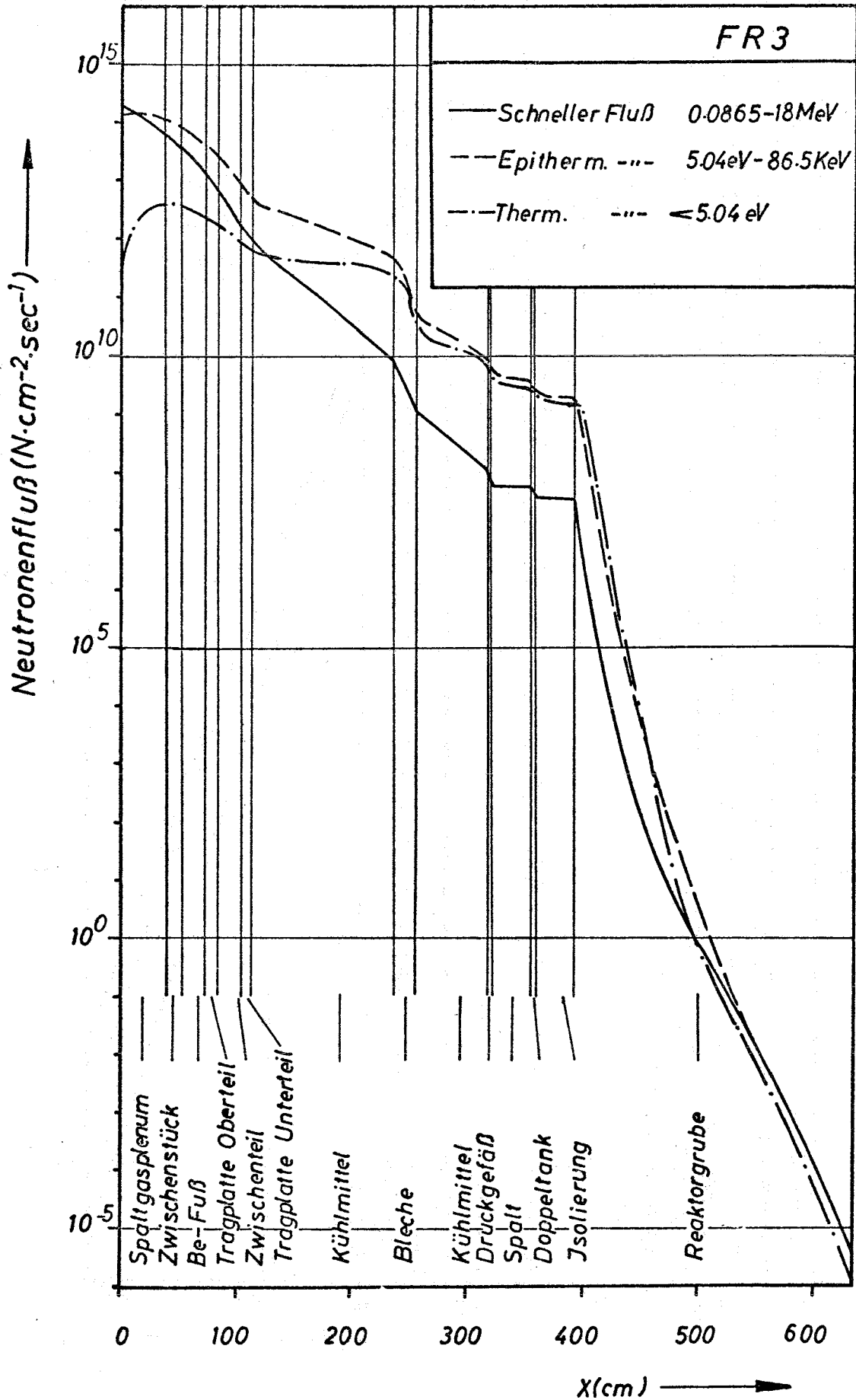


Abb. 3-57

NEUTRONENFLUSSVERLAUF IN AXIALER RICHTUNG NACH UNTEN.

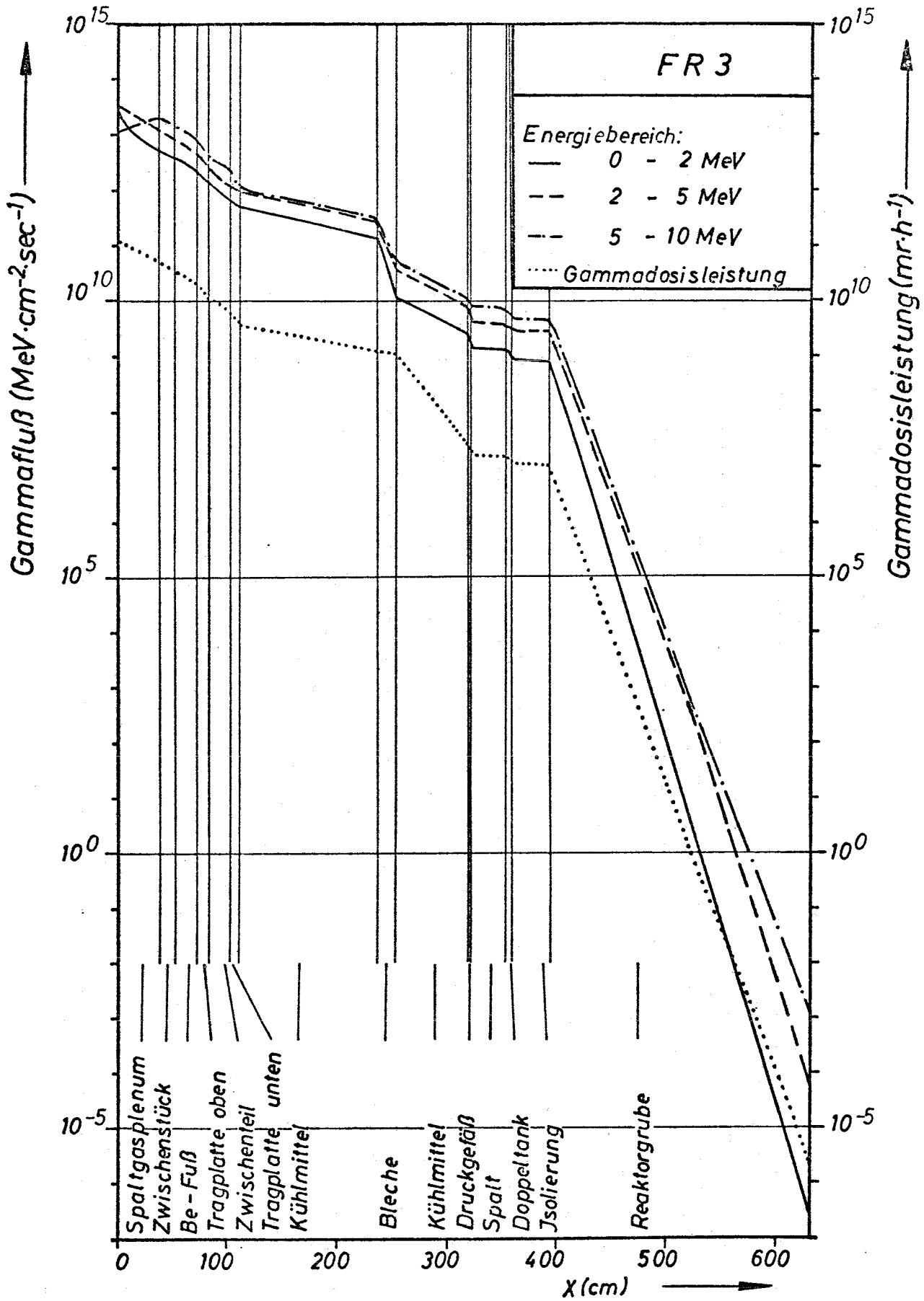


Abb. 3-58

VERLAUF VON GAMMAFLÜSSEN UND GAMMADOSISLEISTUNGEN  
 IN AXIALER RICHTUNG NACH UNTEN.

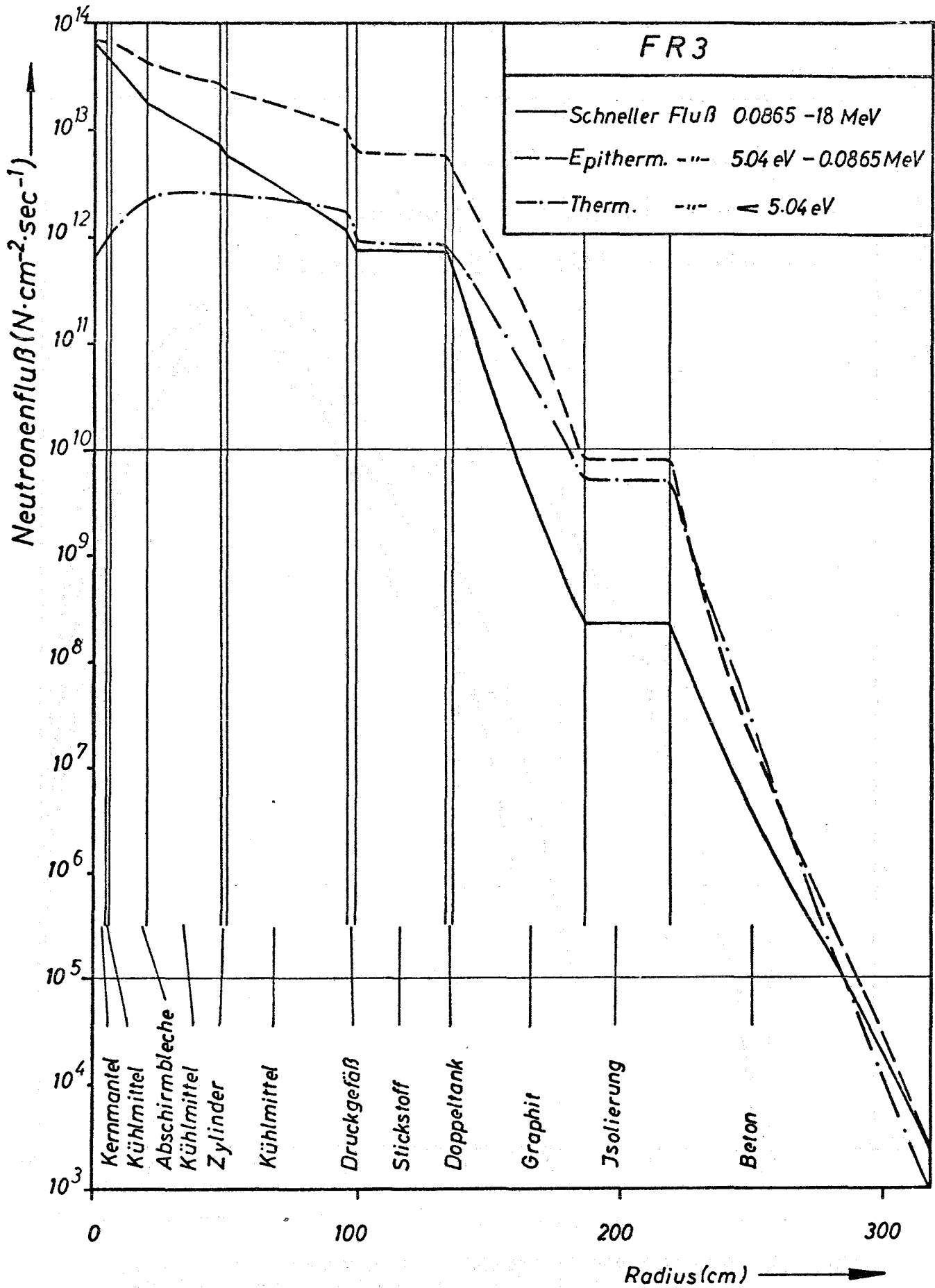


Abb. 3-59 NEUTRONENFLUSSVERLAUF IN RADIALER RICHTUNG OHNE RINGLAGER.

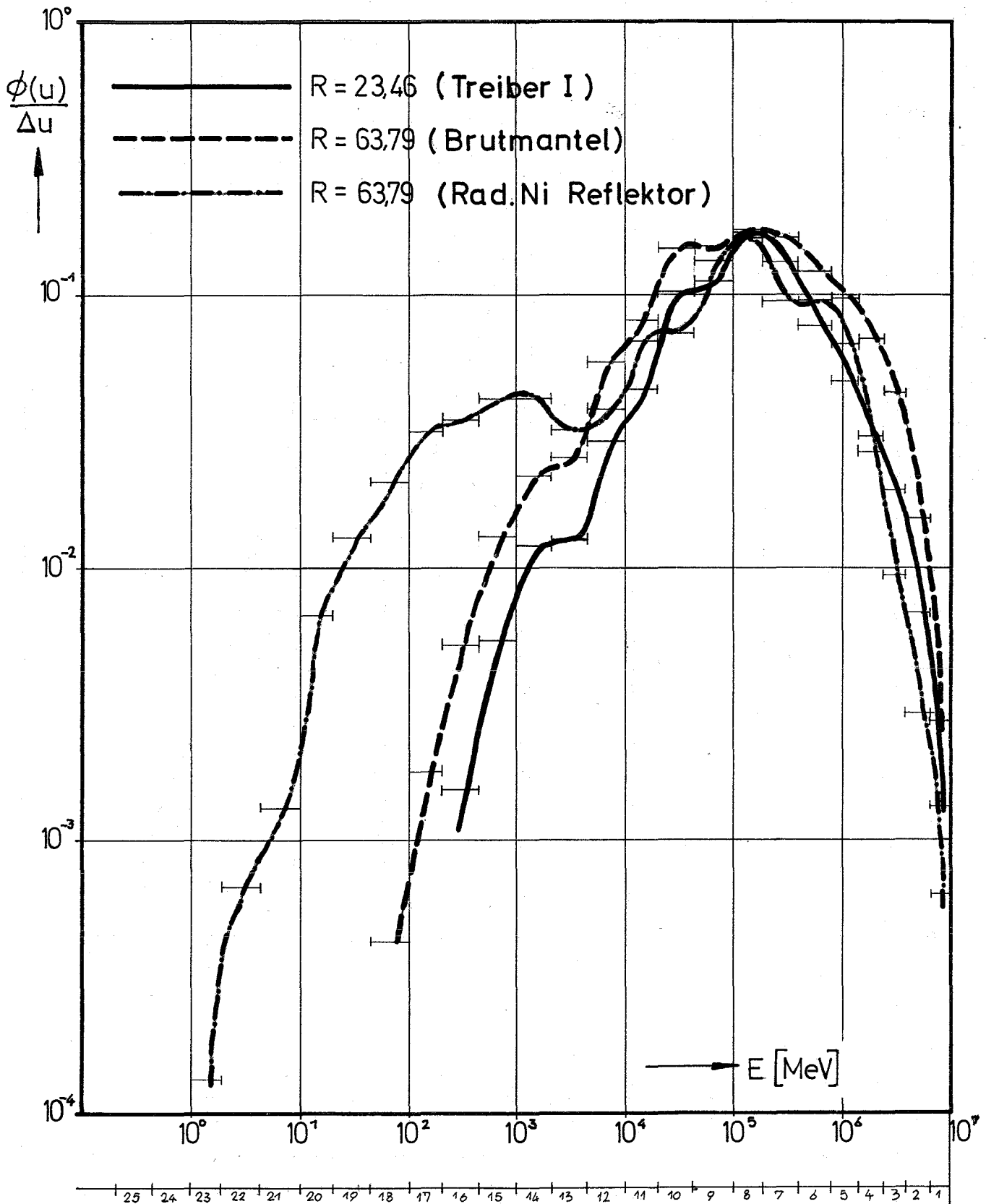


Abb. 3-60 NEUTRONENSPEKTREN FÜR DEN REFERENZENTWURF IM TREIBER UND REFLEKTOR: ZUM VERGLEICH IST AUCH DAS SPEKTRUM IN EINEM BRUTMANTEL AUFGETRAGEN.

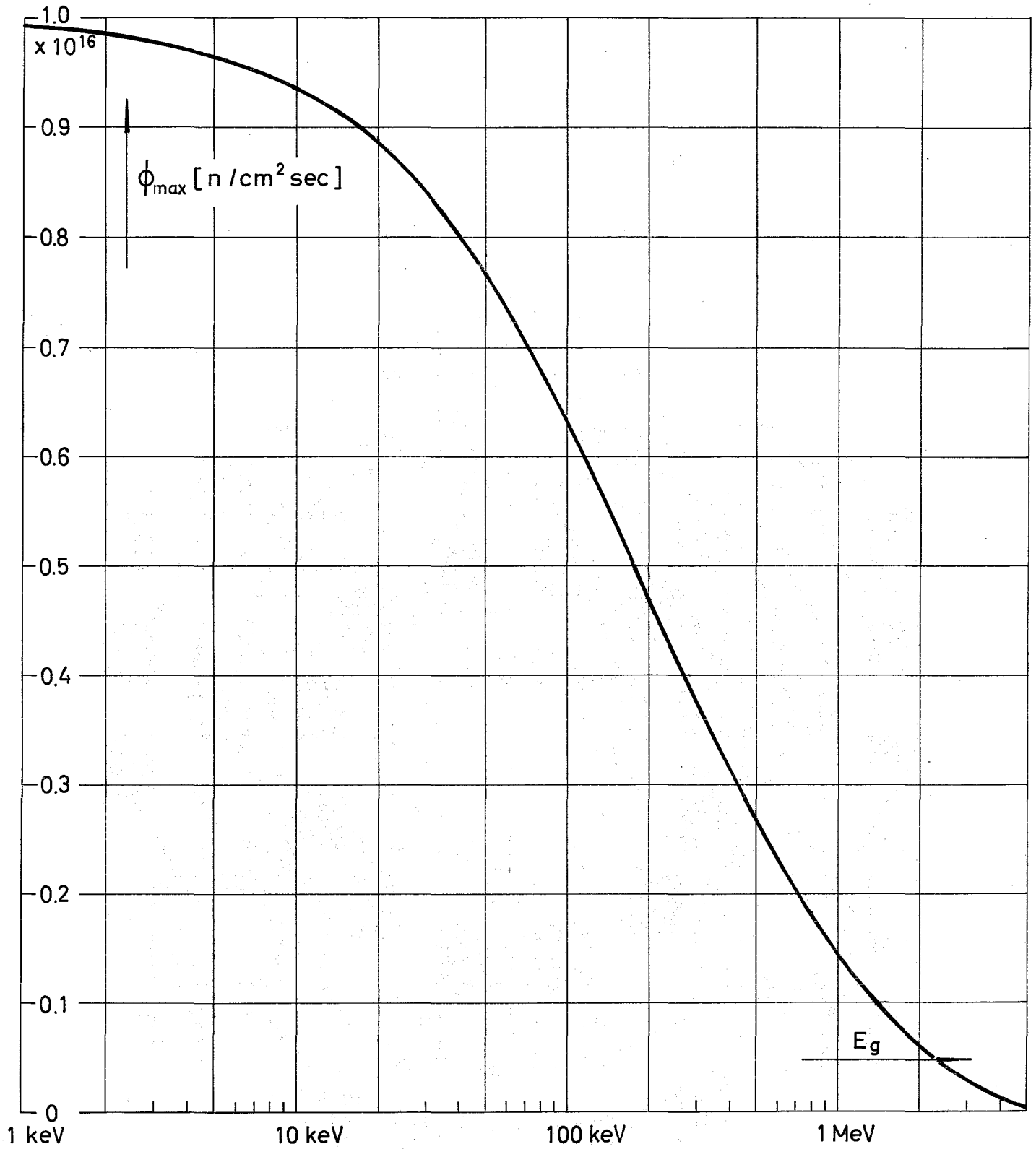


Abb. 3-61 NEUTRONENFLUSS MIT ENERGIEN  $E > E_g$  ALS FUNKTION VON  $E_g$  AM ORT DES MAXIMALEN FLUSSES.



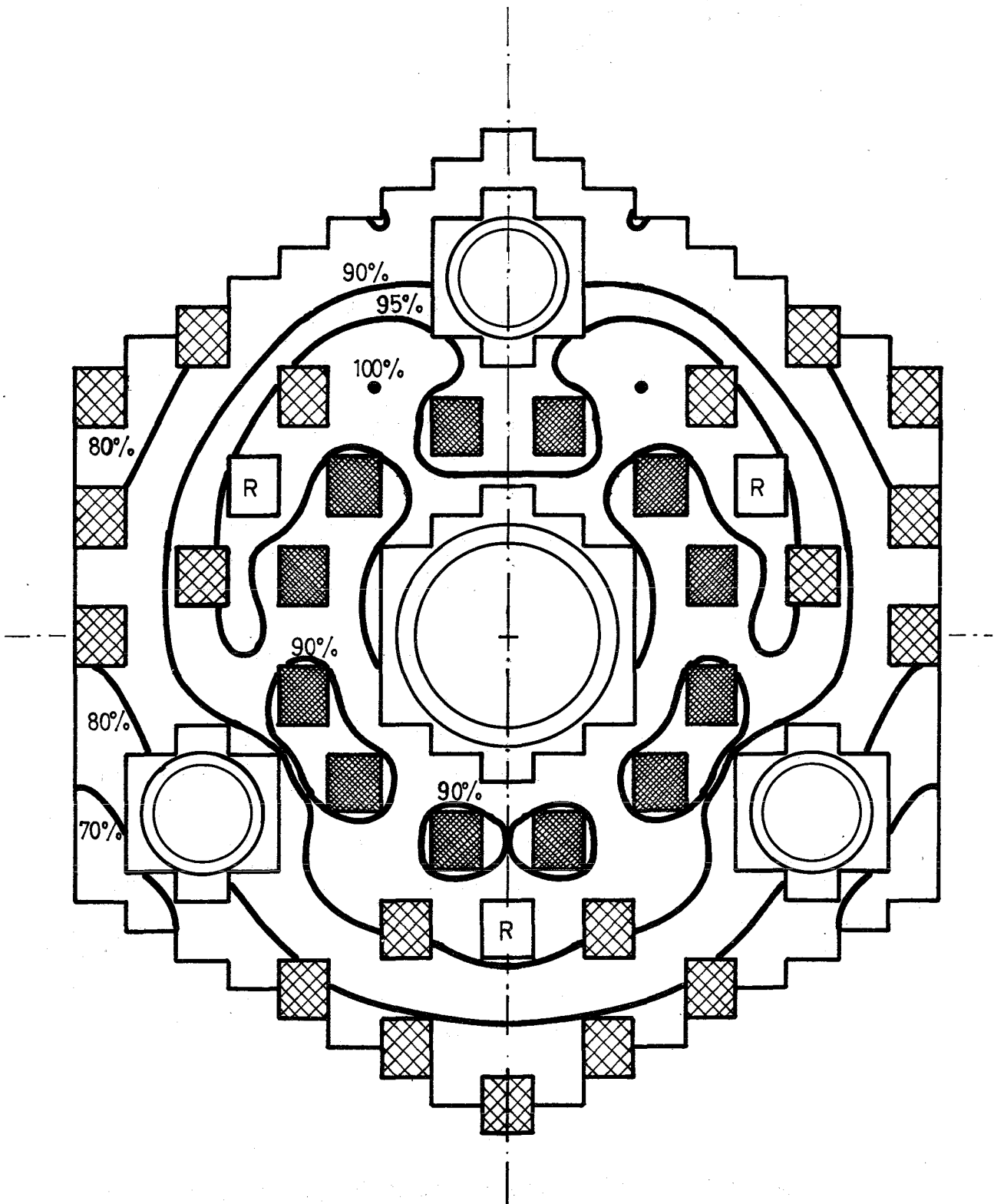


Abb. 3-62 LINIEN KONSTANTER SPALTQUELLDICHTE FÜR DEN REFERENZENTWURF IN X-Y GEOMETRIE.

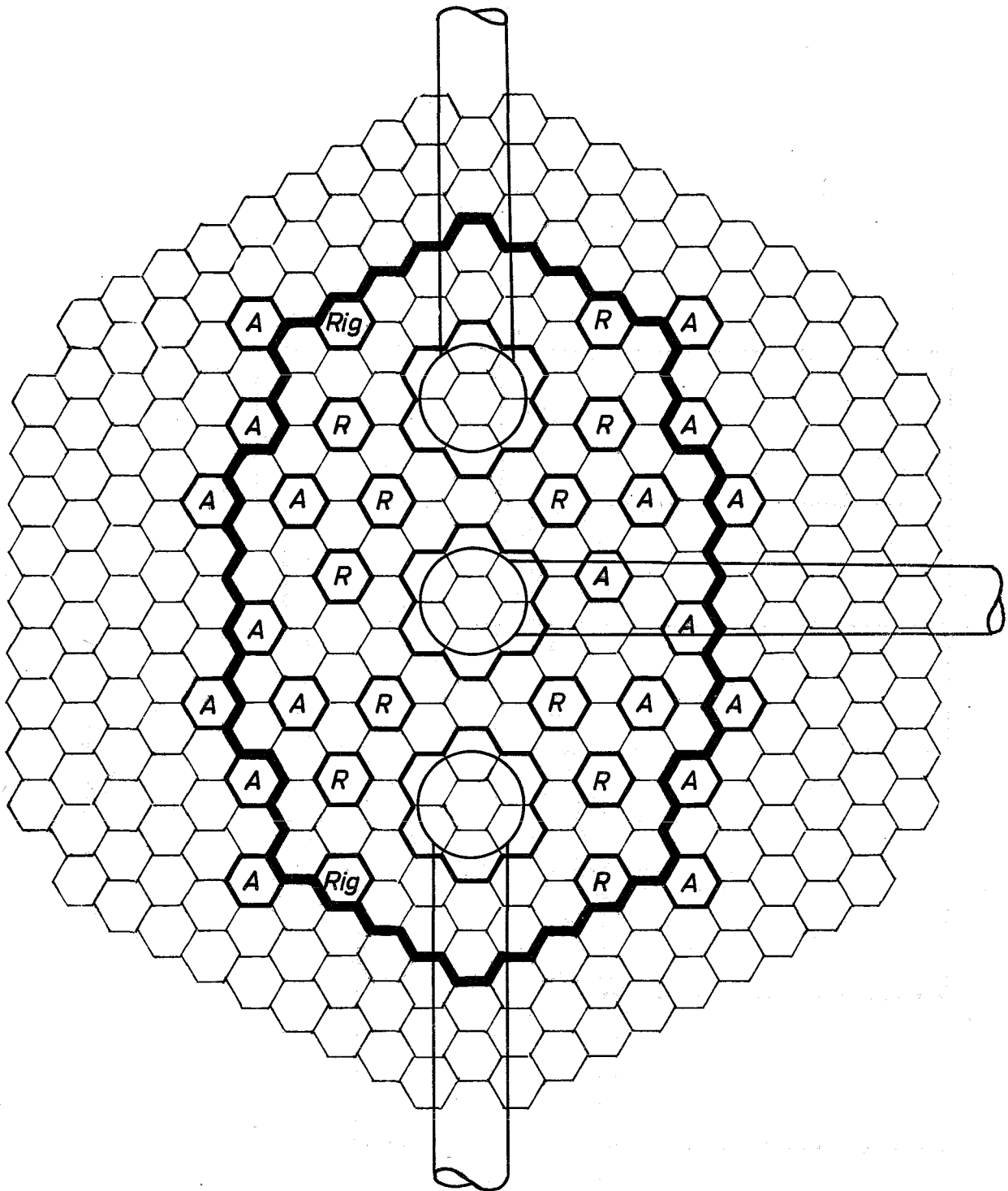


Abb. 3-63 SCHEMATISCHER QUERSCHNITT DURCH DEN ALTERNATIVKERN.

R REGELSTAB

A ABSCHALTSTAB

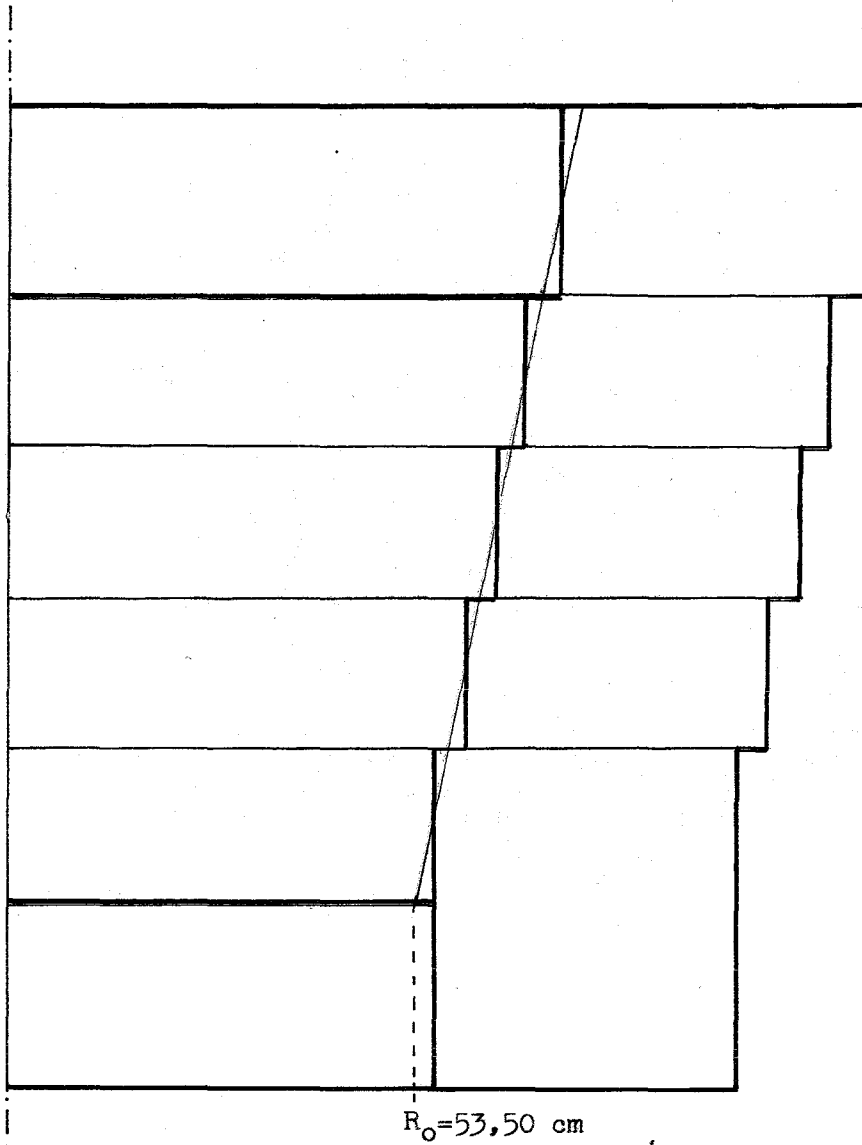


Abb. 3-64 AXIALSCHNITT DURCH DIE APPROXIMATION EINES KONISCHEN REAKTORS  $R_0 = 53,50 \text{ cm}$  MASSTAB 10:1.

### 3.6 REAKTORTANK MIT EINBAUTEN

(U.Hitzschke, R.A.Müller)

Im Reaktorbehälter sind die gesamten Core-Bauteile und 3 Tankmagazine in der Tragstruktur gelagert. Außerdem enthält der Tank fast das gesamte Primärnatrium und spezielle Einbauten. Die wichtigsten davon sind Mischkammer, Instrumententragplatte und Kernverspannungskomponenten.

#### 3.6.1 Reaktortank

Der Reaktortank ist ein zylindrischer Behälter aus dem warmfesten un-stabilisierten austenitischen Stahl X 6 Cr Ni 1811 (Werkstoff-Nr. 1.4948), aus dem auch die Einbauten gefertigt sind.

Der Tankaußendurchmesser beträgt 4550 mm, die Wandstärke des zylindrischen Teils 25 mm (mit Ausnahme besonders verstärkter Bereiche) und die Länge des Tanks vom Boden bis zum Flansch 12 000 mm.

Der Reaktortank (Abb. 3-2 ) besteht von oben nach unten aus einem ringförmigen Flansch, dem zylindrischen Tankmantel, einem Zwischenstück und dem Klöpperboden.

Der umlaufende Flansch dient zur Tankabstützung. Die Lagerung erfolgt über einzelne Auflageelemente. Wärmedehungen können frei nach unten erfolgen, radiales Expandieren wird im oberen Bereich durch einen Spalt zwischen Tankwand und Tragstruktur ermöglicht. Die Einleitung der Lagerkräfte erfolgt über einen Ringträger in die Betontragstruktur. Der Tankmantel enthält die Stützen für die Leitungen des Primärsystems sowie einige kleinere Stützen für die Notkühlung, die Ablassysteme, Niveauehaltung und Schutzgassystem. Die Berechnungswerte von Druck und Temperatur liegen bei 0,8 atü und 530 °C.

Das Zwischenstück im mittleren Tankbereich ist über einen konischen Mantel mit der Tragstruktur für Core, Reflektor, thermische Schilde und Tankmagazine verbunden.

Den unteren Abschluß des Behälters bildet der Klöpperboden. Er enthält die Coreniederschmelzwanne, die im Falle des Niederschmelzens das Corevolumen aufnehmen muß. Sie ist zwecks Oberflächenvergrößerung gerippt ausgeführt. Außerdem sind noch Flanschstücke an der unteren Tankwand

angebracht, auf die die Traversen im Falle einer Auswechslung abgesetzt werden können. An der tiefsten Stelle des Bodens ist die Tankentleerungsleitung befestigt.

Je 4 Eintritts- und Austrittsleitungen durchstoßen in der gleichen Höhe von 3 700 mm über Core-Mitte den Behälter. Die Anschlußstutzen sind trichterförmig ausgebildet, so daß die Temperaturunterschiede zwischen den Leitungen und der Tankwand über eine gewisse Strecke abklingen können. Desweiteren ermöglichen die trichterförmigen Stutzen der Eintrittsleitungen im oberen und unteren Tankbereich eine gute Beweglichkeit der Leitungen. Außerhalb des Tanks sind die Leitungen von einem Doppelrohr umgeben, das im Falle eines Lecks im Primärrohr die Na-Zuführung in den Tank aufrechterhält. Das Doppelrohr wird von einer Isolierschicht umgeben, um die Betonwand vor einer unzulässigen Aufheizung zu schützen. Die Eintrittsleitungen münden in den Hochdruckraum und sind im Tankinnern ebenfalls doppelwandig ausgeführt, um im Falle eines Lecks im Rohr oder einer Undichtheit an den Schweißstellen das Eindringen von Na in den Niederdruck-Bereich zu verhindern.

Der Na-Betriebsspiegel befindet sich 5580 mm über Core-Mitte. Bei einem Leck im Primärsystem kann der Spiegel maximal um 2500 mm absinken. Die Austrittsleitungen tauchen in diesem Fall noch 500 mm in das Na ein.

Zwischen Betriebsspiegel und Deckelunterkante (800 mm) befindet sich zur Abdeckung der freien Na-Oberfläche Schutzgas. Ein separater Kreislauf hält das Argon immer auf einem bestimmten Reinheitsgrad.

Am oberen Ende wird der Tank durch den Reaktordeckel verschlossen. In axialer Richtung wird er von einem Doppeltank, der Graphitabschirmung, der Wärmeisolierung und der Betonabschirmung umgeben.

### 3.6.2 Reaktordeckel

Der Reaktortank wird von einem ortsfesten Reaktordeckel abgeschlossen, der mit dem Tragring gasdicht verschweißt ist.

Die Funktionen des Deckels sind Abschirmung, Wärmedämmung, Abdichtung der Reaktoratmosphäre sowie Bildung einer Führung und Tragstruktur für verschiedene Einbauten wie Manipulatoren, Tankmagazine, Abschaltstäbe, Hubsäulen und Loops. Bestimmende Faktoren für den Aufbau in axialer Richtung sind Abschirmung und Wärmedämmung.

Von unten nach oben besteht der Deckelkörper aus Stahlabschirmung, Wärmereflektor, Kühleinrichtung, Basaltabschirmung und Deckelplatte. Der Deckeldurchmesser beträgt 5800 mm, die Höhe 1850 mm.

Die 3 unteren Stahlplatten dienen zur  $\gamma$ -Abschirmung und als Schutz des Deckels gegen Wasserhammer-Effekte. Das Gewicht der 50 mm starken Platten wird über Zuganker vom oberen Deckelteil getragen. Der Wärmereflektor hält die Aufwärmung des Deckels in Grenzen, die durch die Strahlung der heißen Natriumoberfläche auftritt. Er besteht aus 40 aufeinandergeschichteten Austenitblechen von je 2 mm Dicke, die im Abstand von 8 mm angeordnet sind. Die Zwischenräume sind im Betriebszustand mit Argon gefüllt. Oberhalb des Wärmereflektors wird der Deckel mit Stickstoff zwangsgesüht. Der Stickstoff strömt durch ein Rohrsystem, das im Abschirmschild eingebettet ist.

Basaltbereich und Stahlplatten übernehmen die Abschirmung der Neutronen- und Gammastrahlung. Die Basaltabschirmung erhält eine dichte Ummantelung aus Stahlplatten, wodurch ein Eindringen von Natrium einerseits und das Verschmutzen des Na durch Abschirmmaterial andererseits vermieden wird. Um das Gewicht des Deckels klein zu halten und im Tank eine ausreichende Bauhöhe für die Arbeiten des Manipulators zu erhalten, ist die Abschirmung soweit ausgelegt, daß an der Oberkante des Deckels keine Stahlaktivierung mehr entsteht. Die übrige Abschirmung für die Reaktorhalle übernimmt die Grubenabdeckung.

Zur Abschirmung der Strahlung durch vorhandene Spalte wird der Deckel und die darin eingesetzten Stopfen und Durchführungen mit Abstufungen versehen.

Der Deckel wird von verschiedenen Bauteilen durchdrungen. Das sind:

- 4 Loops
- 18 Abschaltstäbe
- 3 Hubsäulen
- 3 Manipulatoröffnungen
- 3 Tankmagazinöffnungen

Wegen der geringen Abstände zwischen den Abschaltstäben sind die zugehörigen Durchführungen jeweils zu Blöcken zusammengezogen.

### 3.6.3 Unterer Sammelraum

Der Hochdruckraum befindet sich zwischen den beiden Gurten der Kerntragplatte. Das Primär-Natrium strömt über die Eintrittsleitungen, deren geometrische Anordnung im Reaktorquerschnitt (Abb. 3-3 ) zu sehen ist, in diesen Zwischenraum.

Die spezielle, nur teilsymmetrische Aufteilung ergibt sich aus der Positionierung der Tankmagazine, denen aus Platzgründen nur die Na-Austrittsleitungen benachbart werden können.

Der Außendurchmesser der Druckraum-Ummantelung beträgt 2600 mm, die Wandstärke 75 mm und der Druck im Innenraum ca. 8 at. Die Druckraumhöhe wurde mit 400 mm festgelegt.

Um die Reflektorelemente vor einem direkten Aufprallen des Kühlmittels zu schützen und eine gleichmäßige Verteilung zu erreichen, wird um die äußerste Elementreihe ein Zylindermantel gelegt. Er enthält Bohrungen für den Übertritt des Natriums in den Zentrumsbereich, ist mit den beiden Tragplatten verschweißt und mit diesen austauschbar. Die Forderung nach Austauschbarkeit hatte die Trennung von Kerntragplatte und Stützstruktur zur Folge, wobei die Berührungsstellen mit Kolbenringen abgedichtet werden müssen. Die Dichtungen sind in die Tragplatte verlegt und mit dieser austauschbar.

Die Kerntragplatte besteht aus Ober- und Untergurt, die durch den bereits erwähnten Zylindermantel und die Rohrstützen verbunden sind, die zur Aufnahme der Brennelement-, Reflektor- und Abschaltstabfüße sowie zur Durchführung der Trimmstäbe dienen. Die Rohrstützen sind im Unter- und Obergurt eingeschweißt und im unteren Bereich eingeschnürt, um die Querschnittsfläche für die radiale Natriumzufuhr zu vergrößern. Im Oberteil sind Längsschlitz für den Na-Eintritt in den Fuß angebracht. Die Rohrstützen, die sich direkt unter den Loops befinden, werden durch Stopfen verschlossen, da die Loops eine eigene Kühlung haben. Ein Stopfen befindet sich zwecks Zentrierung am Loop selbst, die restlichen an der Grundplatte der Verdrängerkörper.

Das Tragplattenoberteil wird mit der Stützstruktur verschraubt. Zur Abstützung der im Core an Testloops angrenzenden Brennelemente dienen Verdrängerkörper, die für jede Testloopöffnung in einem elastischen Traggerüst zusammengefaßt sind und in der Kerntragplatte stehen. Die Verdrängerkörper können jeweils als ganzes gehandhabt und ausgewechselt werden.

### 3.6.4 Mischkammer

Mischkammer, Instrumententragplatte und Kernverspannungsteile stellen eine Baueinheit dar.

Die Mischkammer (Abb. 3-65 und 3-66) hat die Aufgabe, den "kalten" Na-Strom aus dem Reflektor ( $230^{\circ}\text{C}$ ) mit dem heißen Strom aus den Treiberbrennelementen (ca.  $500^{\circ}\text{C}$ ) zu vermischen und insbesondere die Hubsäulen vor Thermoschocks zu schützen, die aus diesem Grund auf dem Mischkammerdeckel befestigt sind und damit aus der Mischzone herausgehalten werden.

Testloops und Abschaltstäbe durchdringen die Mischkammer und werden durch Schockbleche geschützt, die die Profilierung der durch die Loops ersetzten Elemente haben. Im Falle einer Auswechslung müssen die Verdrängerkörper durch die Schockbleche herausgezogen werden können, die mit den beiden Tragplattengurten verschweißt sind. Gleichzeitig verhindern sie ein Abreißen der Instrumentenführungsrohre beim Einsetzen eines neuen Testloops.

Der Mischkammer-Mantel enthält Bohrungen, ebenso der Mischkammer-Deckel, durch die das Na austreten kann.

In Abb. 3-65 sind zwei Varianten aufgeführt:

Der Randbereich des Obergurts, unter dem die Reflektorelemente liegen, ist als Lochplatte ausgeführt. Das dort einströmende "kalte" Natrium wird von einem am Mantel angeschweißten Kegelstumpf in das Zentrum gelenkt und vermischt sich mit dem heißen Na. Zwecks Montage und Zugänglichkeit ist der Mantel über einen Flansch mit dem Tragplattenoberteil verschraubt. Der ebenfalls mit dem Mantel verschraubte Deckelflansch trägt die Hubsäulen und enthält die Na-Austritts-Bohrungen. Der zentrale Deckel ist über die Schockbleche mit der Tragplatte verbunden.

Der Nachteil dieser Anordnung besteht darin, daß das Tragplattenoberteil starken Thermoschocks ausgesetzt ist. Um diesen Nachteil zu umgehen, wurden bei der zweiten Variante die Tragplatten getrennt. Der zentrale Teil ist über die Schockbleche mit dem eine Einheit darstellenden Deckel verbunden. An diesen wiederum wird der Mantel angeflanscht, an dessen unterem Ende der Tragplatten-Außenring angeschweißt ist. Dieser Ring befindet sich über dem Reflektorbereich und trägt eine Vielzahl von Rohrstützen, die das relativ "kalte" Natrium aus dem radialen Reflektor und den Kontrollstäben in den heißen Bereich leiten.



### 3.6.5 Instrumententragplatte

Um eine möglichst gute Coreüberwachung zu erreichen, wird beim FR 3 jedes einzelne Treiberbrennelement instrumentiert. Gemessen werden die Kühlmittelaustrittstemperatur und der Kühlmitteldurchsatz. Durchflußmesser und Thermoelemente sind jeweils in einem Meßkopf zusammengefaßt.

Die Instrumententragplatte (Abb. 3-67) besteht aus zwei Lochplatten, die durch Rohrstützen miteinander verbunden sind. In diesen Rohren werden über Rippen die Meßsonden der Treiberinstrumentierung gehalten. Auf dem oberen Stützring sind die Instrumentenführungsrohre angeschweißt, die als Führungsweg bei einem erforderlichen Auswechseln der Sonden dienen. Die Verlegung dieser Rohrleitungen bereitet insofern Schwierigkeiten, als die Testloops und Abschaltstäbe Hindernisse darstellen, die umgangen werden müssen. Wegen der geforderten guten Auswechselbarkeit der Sonden muß ein bestimmter Krümmungsradius eingehalten werden. Die Bauhöhe der Mischkammer wird durch die Rohrverlegung bestimmt und geht in die Höhe des Reaktortanks ein, da für das Brennelement-Umsetzen Mischkammer und Rohrleitungen über die Hubsäulen bis dicht unterhalb vom Reaktordeckel angehoben werden müssen. Der Beschickungsmanipulator benötigt ein Freimaß von 3500 mm um ungehindert arbeiten zu können.

Der Krümmungsradius wurde für den vorliegenden Entwurf auf 1000 mm festgelegt.

Mischkammer und Instrumententragplatte hängen an drei Hubsäulen von 320 mm  $\varnothing$  und werden im Reaktorstillstand von drei Hubspindeln, die sich in den Hubsäulen befinden, um 3,5 m angehoben, so daß Platz für die Manipulatoren zum Elementwechsel geschaffen wird. Am unteren Ende der Hubsäulen sind gelenkige Zwischenglieder eingebaut, die eine thermische Dehnung der Mischkammer gegenüber der Aufhängung im Reaktordeckel ohne Zwängung zulassen. Durch die Ausrichtung der Zwischenglieder ist die zentrische Lage der Mischkammer und Tragplatte über dem Kern sichergestellt. Während des Reaktorbetriebes hängen Mischkammer und Tragplatte an den Hubsäulen und damit am Reaktordeckel, während der Reaktorkern auf seiner Tragkonstruktion aufliegt. Daher sind gegenseitige Bewegungen dieser Teile zu erwarten.

Infolge thermischer Ausdehnung und Schwellen ändern sich die Abstände zwischen den Brennelementköpfen und der Instrumententragplatte. Zum

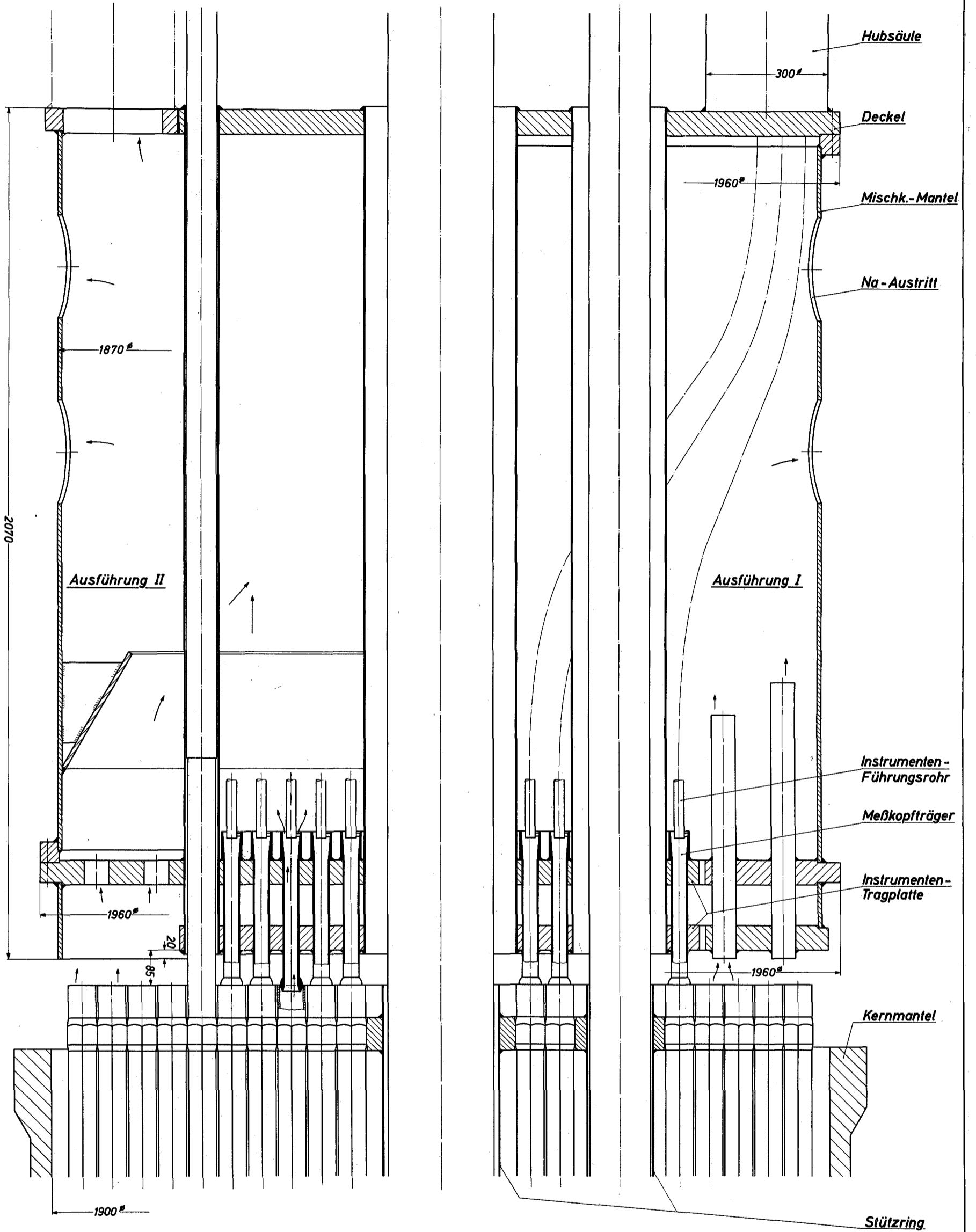
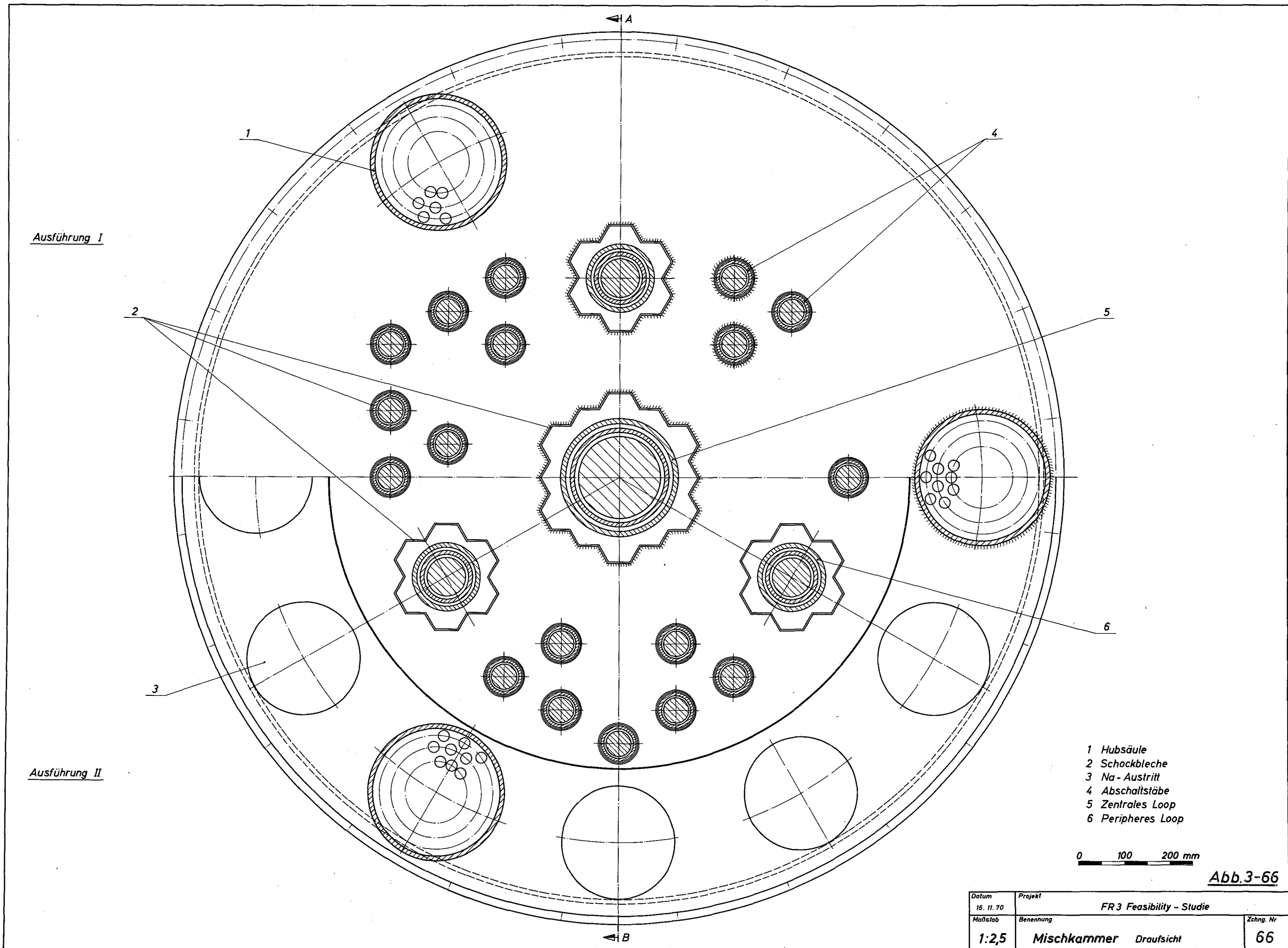


Abb. 3-65

Datum	Projekt
16.11.70	FR 3 Feasibility - Studie
Maßstab	Berechnung
1:2,5	Mischkammer Schnitt A-B
Zeich. Nr.	
65	



Ausführung I

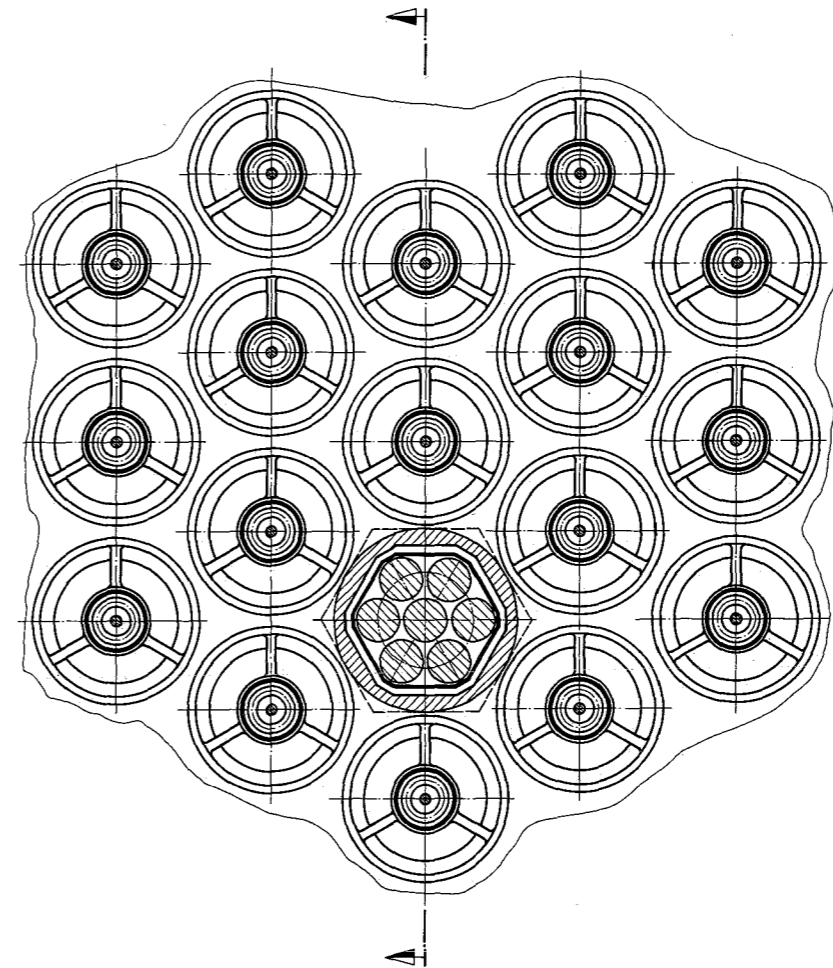
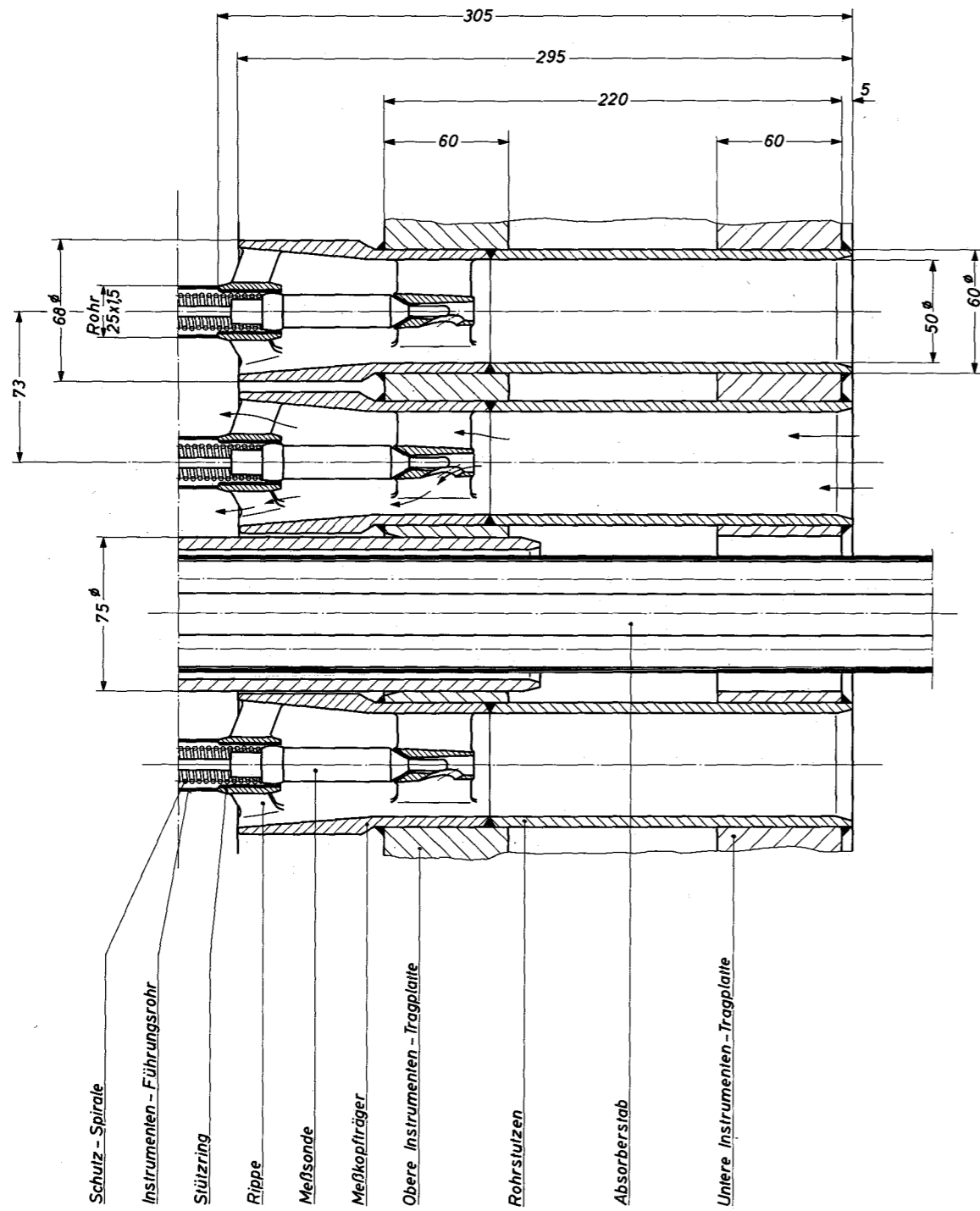
Ausführung II

- 1 Hubsäule
- 2 Schockbleche
- 3 Na - Austritt
- 4 Abschaltstäbe
- 5 Zentrales Loop
- 6 Peripheres Loop

0 100 200 mm

Abb. 3-66

Datum	Projekt		Zchng. Nr
16. 11. 70	FR 3 Feasibility - Studie		66
Maßstab	Benennung		
1:2,5	Mischkammer Draufsicht		



0 100mm

Abb.3-67

Datum 16. 11. 70	Projekt FR 3 Feasibility-Studie	Zchg. Nr. 67
Maßstab 1:1	Benennung Instrumenten-Tragplatte (Ausschnitt)	

Ausgleich dieser Änderung ist als Verbindung zwischen Brennelementkopf und Instrumententragplatte ein kurzes, bewegliches Rohrstück vorgesehen, das an der Tragplatte gelenkig angeschlossen ist. Es erlaubt den Brennelementen eine seitliche Abweichung bis 3 mm und eine senkrechte Bewegung von 20 mm.

Die gleichen Bewegungen wie sie das Brennelement macht, werden auch von den sechseckigen Führungsrohren der Abschaltetelemente vollzogen. Da der bewegte Absorberteil eines Abschaltetelementes in seiner Wartestellung um 400 mm über das Führungsrohr hinausragt, ist in der Instrumententragplatte für jedes Abschaltetelement eine Führungsrohrverlängerung vorgesehen, die mit Federdruck auf dem Führungsrohr des Abschaltetelementes aufsitzt. Damit ist der Absorberteil auf seinem ganzen Wege geführt.

Mischkammer und Instrumententragplatte werden mit Hilfe der Hubsäulen vom Kern abgehoben. Die Hubsäulen selbst werden mit Zugspindeln in auf dem Reaktordeckel angebrachte Ständerrohre eingefahren. In den Hubsäulen befinden sich außer der Zugspindel noch ein Schutzrohr für die Spindel und die Führungsrohre für die Meßköpfe. Eine Abdichtung der bewegten Hubsäulen gegen den höheren Druck im Reaktor erfolgt durch Hutmanschetten, zwischen denen eine Sperrgaskammer eingebaut ist.

### 3.6.6 Neutronenfluß-Instrumentierung

#### Grundsätzliche Anforderungen

Die Neutronenfluß-Instrumentierung dient zur betrieblichen und sicherheitsmäßigen Überwachung des Reaktor-Kerns. Sie wird für folgende Aufgaben vorgesehen:

- Überwachung der Kritikalität beim ersten Beladen
- Überwachung der Kritikalität bei betriebsmäßigen Brennelement-Umladungen im abgeschalteten Reaktor
- Reaktorstart und Reaktorbetrieb im Nullenergiebereich ( $< 1\%$  Nennleistung)
- Reaktorbetrieb im Leistungsbereich

Meßpositionen

Zur Überwachung der ersten Brennstoff-Beladung werden im Reflektor Meßpositionen vorgesehen. Dazu wird jeweils ein Reflektorelement entfernt und von oben durch den Reaktor ein Führungsrohr in die freigewordene Position eingesetzt. Das Führungsrohr dient zur Aufnahme eines Neutronenzählrohres, das nach Beendigung der Messungen wieder herausgefahren wird.

Mit dem Zuladen von Brennelementen steigt der Multiplikationsfaktor und der Neutronenfluß. Die vorgesehenen Meßpositionen sollen mindestens den Bereich  $0 \leq k \leq 0,95$  erfassen, wobei ein Neutronenfluß  $0 < \phi_s < 5 \times 10^5$  erwartet wird. Beim weiteren Zuladen bzw. höheren Neutronenfluß übernehmen die weiter außen liegenden Zählrohre die Messungen.

Die betriebsmäßige Überwachung der Unterkritikalität beim Brennelement-Umladen erfolgt durch Neutronenflußmessungen mit statischer oder dynamischer Auswertung (z.B. durch einen Rechner). Für die Messungen werden 2 peripher versetzte Positionen auf der inneren Seite der Graphitabschirmung vorgesehen, die von oben durch Röhre zugänglich sind und in denen Zählrohre eingesetzt werden. In einem bei  $k = 0,95$  abgeschalteten Reaktor wird an der vorgesehenen Meßposition ein Fluß  $\phi_{th} = 2 \text{ n/cm}^2\text{sec}$  erreicht. Die hier eingesetzten Zählrohre werden nach dem Reaktorstart nach oben zurückgezogen.

Für den Reaktorstart werden zuerst die vorn beschriebenen Zählrohre benutzt, bis der Fluß am Meßort etwa  $\phi_{th} = 10^4$  erreicht hat. Gleichzeitig werden an 3 peripher um  $120^\circ$  versetzten Positionen im Graphitschirm Neutronendetektoren betrieben, deren Arbeitsbereich zwischen  $10^3 \phi_{th} < 10^{10}$  liegt und die Messungen der o.a. hochempfindlichen Zählrohre übernehmen. Die Meßsignale dienen in diesem - allgemein logarithmisch benannten - Bereich bis zu  $N \leq 10^{-2} N_n$  zur Ermittlung der Reaktorperiode und zur Aufschaltung auf das Regelsystem sowie auf das Sicherheitssystem.

Die Messungen im Leistungsbereich  $10^{-2} N_n < N \leq N_n$  werden von 3 Neutronen-Ionisationskammern übernommen, die auf gleichem Radius wie die Startkammern im Graphitschirm liegen. Der Neutronenfluß überstreicht hierbei den Bereich  $1,2 \times 10^8 < \phi_{th} < 1,2 \times 10^{10}$ .

Die Meßsignale dienen ebenfalls zur Aufschaltung auf das Regelsystem und

auf das Sicherheitssystem, sowie zur Ermittlung schnell oder langsam auftretender Reaktivitätsanomalien.

Weiterhin sollen die Meßpositionen im Reflektor auch im Leistungsbetrieb zugänglich sein, um hier spezielle Einrichtungen zur Coresicherheitsüberwachung einzusetzen. Hierbei wird an Einrichtungen zur Überwachung des Na-Siedens gedacht; die zugehörigen Meßverfahren (nukleare, akustische) werden zur Zeit untersucht.

Für den sicheren Betrieb der Start- und Leistungsinstrumentierung werden folgende weiteren konstruktiven Maßnahmen vorgenommen:

- Die Temperatur am Einsatzort der Detektoren wird auf  $\leq 200$  °C gehalten
- Der  $\gamma$ -Fluß am Meßort wird durch zusätzliche Abschirmungen auf  $D_{\gamma} \leq 10^5$  r/h gebracht. Ohne Abschirmung ist  $D_{\gamma} \approx 3 \times 10^5$  r/h.

#### Signalauswertung

Zur Erkennung von Störungen werden geeignete Signale aus den Flußmessungen abgeleitet und auf ein Alarm- und Abschaltystem geführt. Hierzu gehören:

- Periodenmessung im Nullenergiebereich
- Grenzwertüberwachung im Leistungsbereich
- Überwachung des linearen Flußanstiegs im Leistungsbereich

Hierzu stehen bewährte Einrichtungen zur Verfügung. Darüber hinaus fordern die besonderen Verhältnisse am FR 3 (hohe Leistungsdichte) einige zusätzliche Auswertungen wie:

- Erkennung kurzzeitiger Flußanomalien, z.B. durch Na-Sieden
- Erkennung langfristig auftretender Störungen durch laufende Erstellung von Reaktivitätsbilanzen; hierzu ist die Erfassung einer Reihe weiterer Daten wie R.Leistung, Kerntemperatur u.a. nötig.

#### 3.6.7 Kernverspannung

In diesem Kapitel wird nur auf das Konstruktionsprinzip eingegangen, die zugehörigen Grundlagenprobleme sind in Abschn. 3.3.8 behandelt.

Ausgangspunkt für den Entwurf einer Kernverspannung ist die Bedingung, daß keine zusätzlichen Antriebseinheiten benötigt und Bauteile wie Rollen, Hebel, Gelenke usw. nach Möglichkeit vermieden werden.

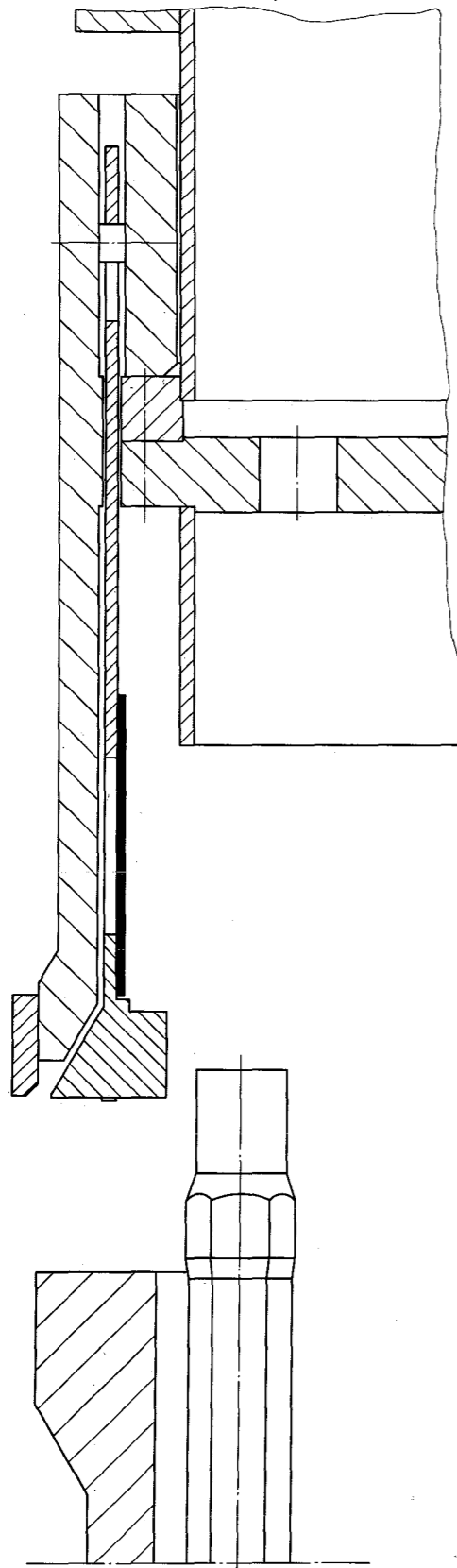
Die hier konzipierte Kernverspannung sieht deshalb vor, daß die erforderlichen Verspannungskräfte mittels eines Gewichtsringes aufgebracht werden. Abb. 3-68 zeigt das Prinzip der Kernverspannung in 3 Schrittfolgen. Nach der erstmaligen Corebeschickung und nach jedem Brennelement-Umsetzvorgang wird die Instrumententragplatte einschließlich Mischkammer aus ihrer oberen Wartestellung in die Arbeitsposition gefahren und damit auch das auf einem Flansch der Instrumententragplatte sitzende Gewicht. Es besteht aus 2 Ringen unterschiedlicher Größe, die an mehreren Stellen durch angeschweißte Bolzen verbunden sind. Zwischen den beiden Gewichtsringen befindet sich ein Mittelstück, an dessen unterem Ende über jeweils 2 Biegefedern ein Spannbacken befestigt ist. Am Umfang der äußeren Reflektorreihe sind 12 solcher Spannbacken verteilt, die einheitlich mit Hilfe des Gewichts verschoben werden. Die beiden Biegefedern an jedem der Mittelstücke sollen nach dem Anheben des Gewichtsstückes die Verspannung lösen, d.h. die Spannbacken zurückholen.

Während des Absenkens wird das Mittelstück von den Verbindungsbolzen getragen und hängt frei zwischen den beiden Gewichtsringen (1.Schritt). Danach setzt die Unterkante des Zwischenstücks auf den Kernmantel auf und der Gewichtsring folgt nach, bis er den Konus der Spannbacken erreicht (2.Schritt). Anschließend wird die Instrumententragplatte in ihre Endposition gefahren und dabei werden die Spannbacken durch das Gewicht mittels der Biegefedern an die Elemente geführt. Die Vertikalbewegung des Gewichtsringes wird durch das Abgleiten auf der Keilfläche in eine horizontale Bewegung der Spannbacken umgewandelt. Das erforderliche Spiel ergibt sich aus den in Abschn. 3.3.8 genannten Bedingungen. Um ein Anheben des Gewichtes bei großen, von den Reflektorelementen nach außen gerichteten Kräften zu vermeiden, ist am Mischkammermantel ein Flansch angeschweißt, der im verspannten Zustand (3.Schritt) direkt über dem Gewichtsring sitzt.

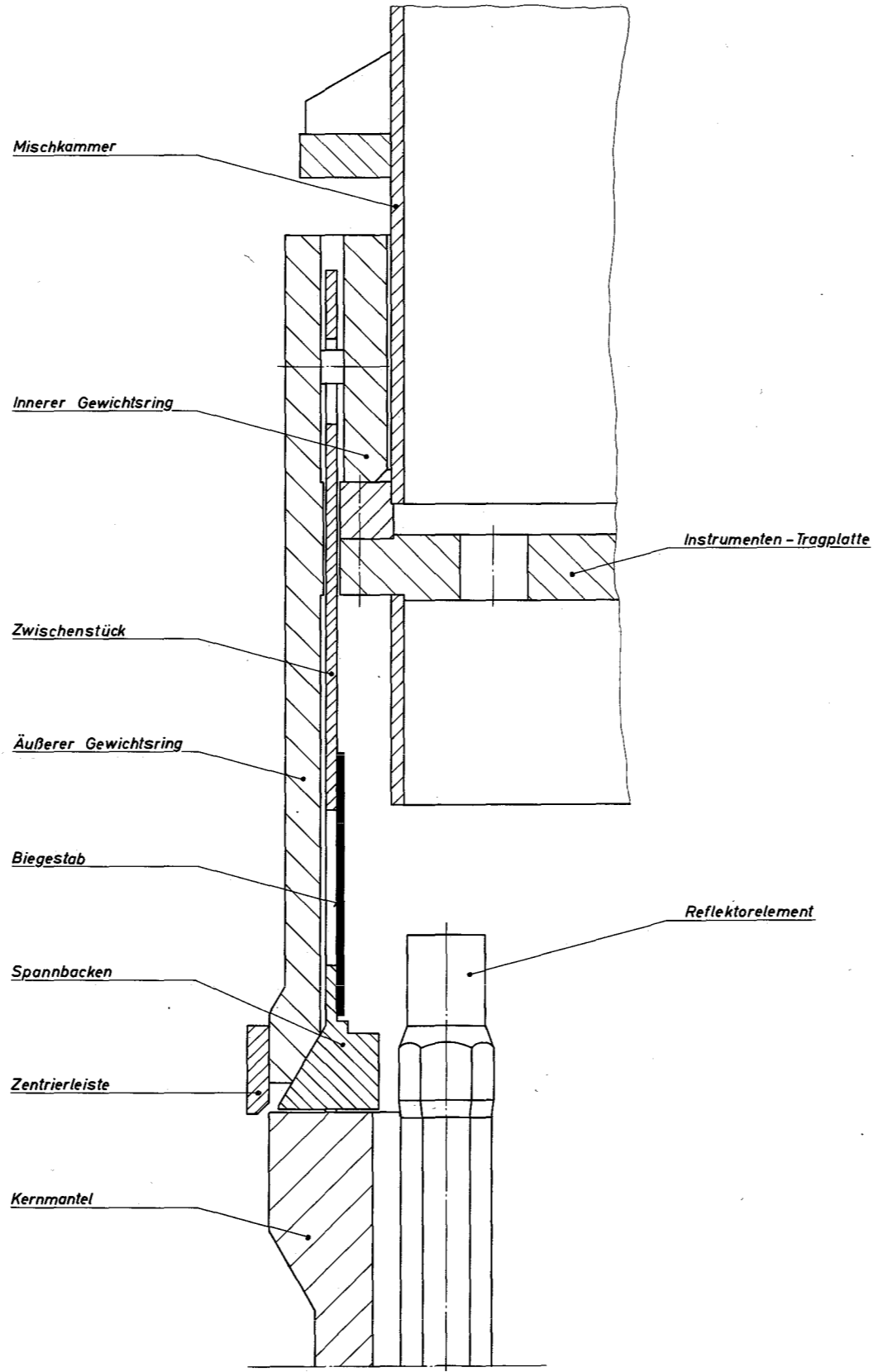
Beim Lösen der Kernverspannung gilt die umgekehrte Schrittfolge.



Absetzen der Instrumenten - Tragplatte mit aufsitzendem Gewichtsring.



Aufsetzen des Gewichtsrings auf die Spannbacken



Verspannter Zustand

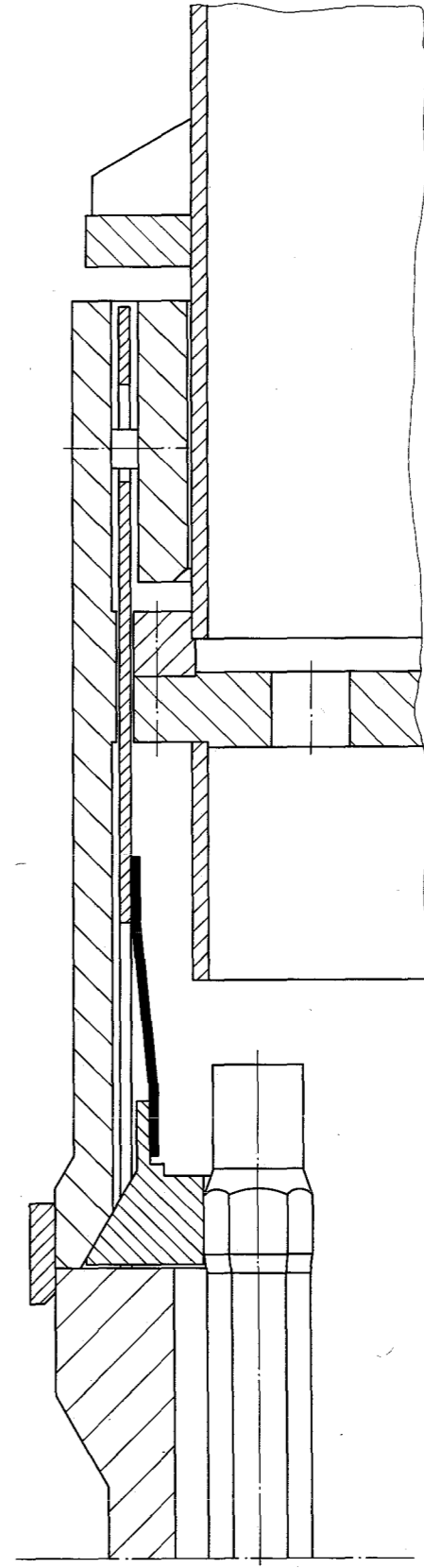


Abb.3-68

Datum 16. 11. 70	Projekt FR 3 Feasibility - Studie	Zchn. Nr.
Maßstab %	Benennung Prinzip der Kernverspannung	68

### 3.6.8 Doppeltank und Abschirmung

Der Doppeltank hat die Aufgabe, bei evtl. Leckagen im Behälter das austretende Natrium aufzufangen. Er umgibt den Reaktortank konzentrisch in einem Abstand von 350 mm. Der Durchmesser beträgt 5280 mm (außen), die Wandstärke 15 mm und die Gesamtlänge ca. 11 400 mm. Nach oben ist der Doppeltank offen, da in diesem Bereich keine Dichtheitsanforderungen gestellt werden. Die Auflagerung erfolgt im unteren Bereich über einen zylindrischen Mantel, der sich auf der unteren Betonstruktur abstützt.

Am Boden des Doppeltanks befindet sich ein Stutzen, der Natriumleckagen aufnimmt, die über ein Leckanzeigegerät festgestellt werden können. Die angeschlossene Leitung dient zur Auswechslung dieses Detektors. Außerdem ist noch eine Entleerungsleitung am Stutzen angebracht, die im oberen Bereich aus dem Tank herausführt.

Der Spalt zwischen Tank und Doppeltank erlaubt eine Inspektion der Tankwände mit speziellen Prüfgeräten.

Nach dem Doppeltank folgt radial nach außen eine Graphit- oder Graugußschicht (500 mm stark), die zur Abschirmung dient. Zwischen Graphit und Beton befindet sich noch eine ca. 300 mm dicke Isolierschicht, die ein Aufheizen der Betonwand verhindern soll. Abschirmrechnungen für Neutronen- und Gammastrahlung wurden axial nach oben, axial nach unten und radial nach außen gemacht, die in Kapitel 3.5.9 diskutiert werden.

### 3.7 BRENNLEMENTWECHSEL IM REAKTORTANK

(H.Grundmann u.a. (AEG), U.Hitzschke)

Nach jedem Brennstoffzyklus erfolgt bei Reaktorstillstand ein Ent- und Beladen der Treiberzone. Dieser Vorgang wird allgemein als Brennelementwechsel bezeichnet. Beim FR 3 werden die abgebrannten Treiber-Brennelemente im Reaktortank zwischengelagert, damit die anfangs vorhandene relativ große Nachwärme noch innerhalb des Reaktortanks abgeführt wird. Dafür sind drei Magazine an der Peripherie angeordnet. Der Transport der abgebrannten Brennelemente aus der Treiberzone in die Magazine erfolgt mit einer auf dem Reaktordeckel installierten Vorrichtung. Nach jedem Abstellen eines abgebrannten Brennelementes wird ein neues Brennelement dem Magazin entnommen, über die leere Kernposition gefahren und eingesetzt.

#### 3.7.1 Referenzlösung

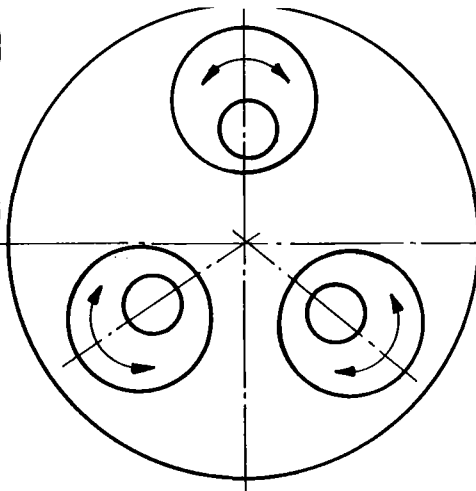
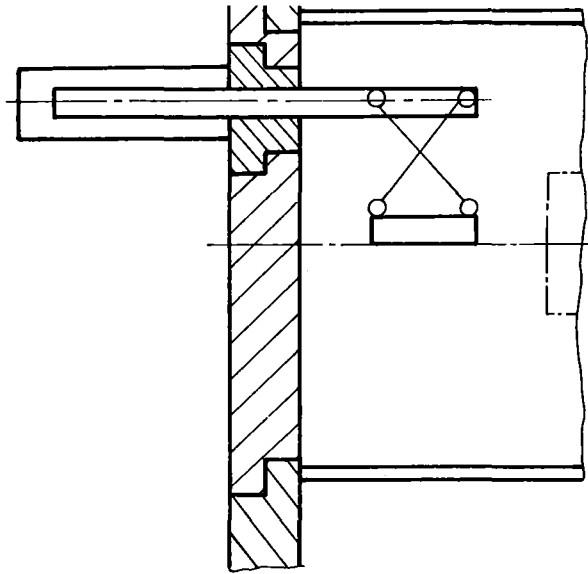
Die Vorarbeiten befaßten sich zunächst mit einer Systemanalyse für den Reaktordeckel da beim FR 3 der Reaktordeckel aufgrund der Bestrahlungsloops, der Regel- und Abschaltantriebe und der Hubsäulen für die Instrumententragplatte eine erhebliche Anzahl von Durchbrüchen aufweist. Es wurden untersucht, siehe auch Abb. 3- 69

- stationärer Deckel
- drehbarer Ringdeckel
- stationärer Deckel mit 3 kleinen Drehdeckeln

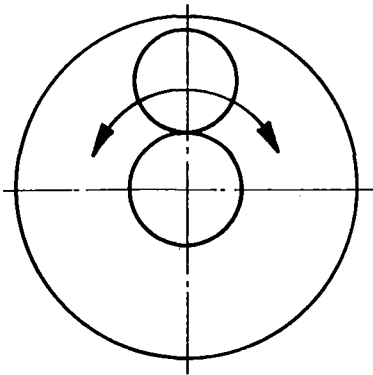
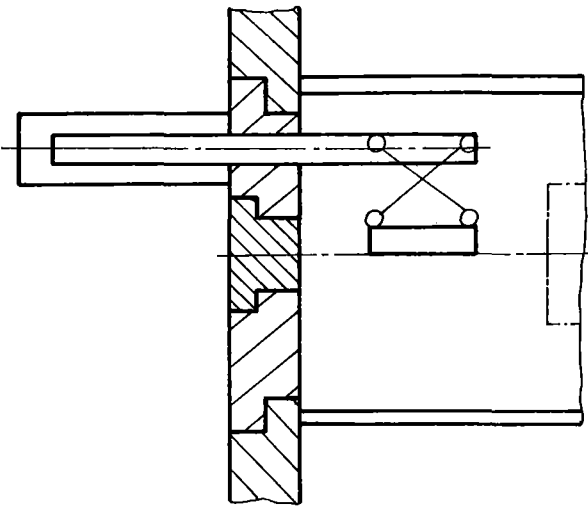
Die Ergebnisse der Untersuchungen werden im folgenden kurz zusammengefaßt:

Stationärer Deckel:

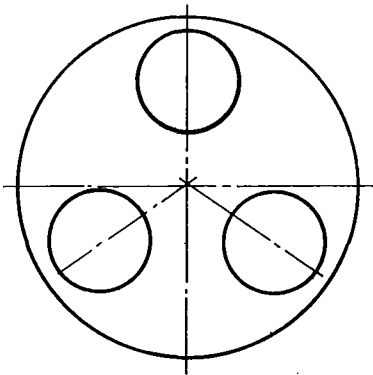
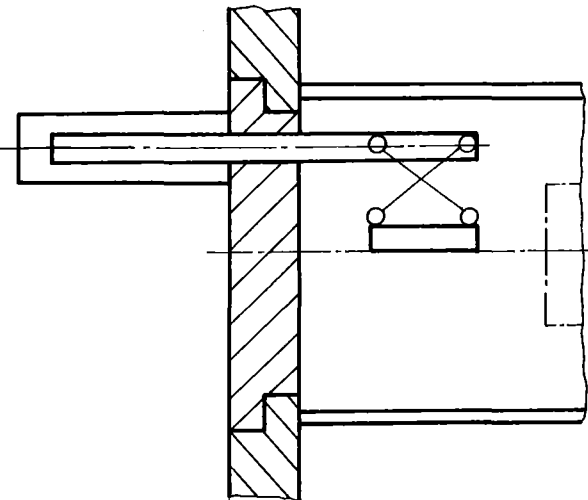
Alle Kühlrohrleitungen für die Testloops und den Reaktordeckel sowie alle Meßleitungen können frei verlegt werden. Relativ gute Anordnungsmöglichkeit für die Regel- und Abschaltantriebe und Hubsäulen der Instrumententragplatte. Die Wechselvorrichtung muß einen variablen Greifradius von 0 bis  $r_{\max}$  haben.



Stationärer Deckel  
mit 3 Drehdeckeln



Ringdrehdeckel



Stationärer Deckel

**Abb. 3-69**

Datum 16.11.70	Projekt FR 3 Feasibility-Studie	
Maßstab	Benennung <b>Reaktordeckel-Varianten</b>	Zchng.Nr. 69

### Drehbarer Ringdeckel:

Der zentrale Deckel muß in diesem Fall gegen Mitnahme gesichert sein. Verlegung der Kühlrohre und Meßleitungen nur an einer bestimmten Stelle möglich. Begrenzte Platzverhältnisse für die Regel- und Abschaltantriebe und Hubsäulen der Instrumententragplatte. Die Wechselvorrichtung arbeitet nur mit einem konstanten Radius. Kühlmittel- und Dichtprobleme für den Reaktordeckel.

### Stationärer Deckel mit 3 kleinen Drehdeckeln:

Alle Kühlrohrleitungen für die Loops und den Reaktordeckel sowie alle Meßleitungen können frei verlegt werden. Beschränkte Anordnungsmöglichkeit für die Regel- und Abschaltantriebe und Hubsäulen der Instrumententragplatte. Die Wechselvorrichtung arbeitet mit einem konstanten Radius. Kühlmittel und Dichtprobleme für die drei kleinen Deckel. Größerer Gefäßdurchmesser erforderlich.

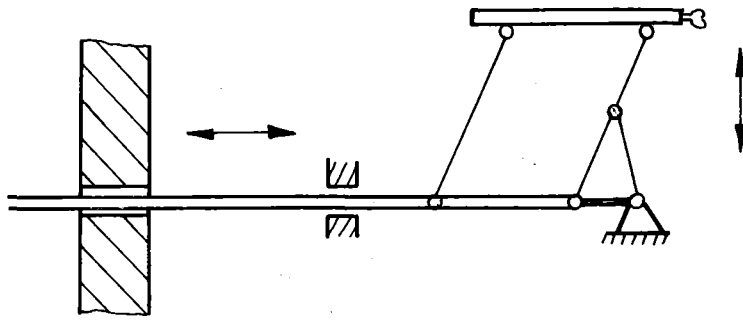
Aus diesen, hier knapp zusammengefaßten Gesichtspunkten resultiert, daß der stationäre Deckel den vorhandenen engen Platzverhältnissen am besten gerecht wird und daher den anderen beiden Varianten vorzuziehen ist. Zu beachten ist jedoch die schwierigere Ausführung der Wechselvorrichtung.

Unter Zugrundelegung des stationären Deckels wurde eine Analyse über eine den hier vorliegenden speziellen Anforderungen gerecht werdende Wechselvorrichtung durchgeführt. Es wurden diskutiert, siehe Abb. 3-70

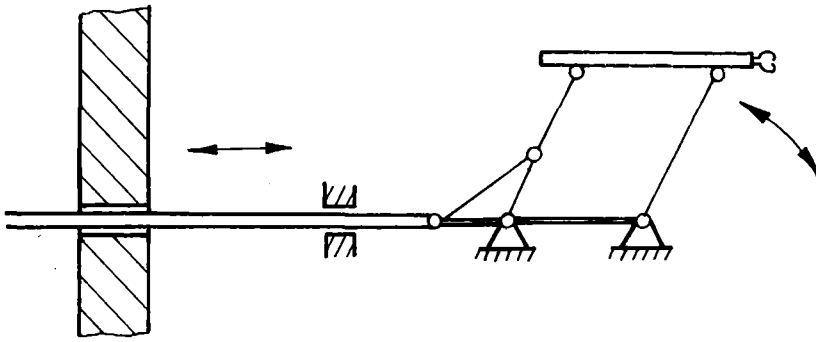
- konstanter Ausleger
- Scheren-Ausleger
- fester Ausleger
- beweglicher Ausleger

Es zeigte sich, daß der bewegliche Ausleger alle Vorteile der im einzelnen betrachteten Auslegervarianten aufweist, einschließlich der wichtigen Forderung der Verstellung des Radius und der Möglichkeit auf konstanter Höhe in radialer Richtung zu fahren.

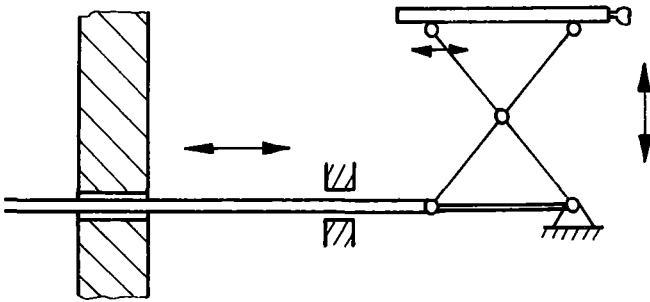
Infolge der auf dem Reaktordeckel befindlichen Komponenten und der 3 Reaktormagazine werden 3 Wechselvorrichtungen - im weiteren Verlauf Manipulatoren genannt - vorgesehen. Jedem Manipulator sind ein Drittel



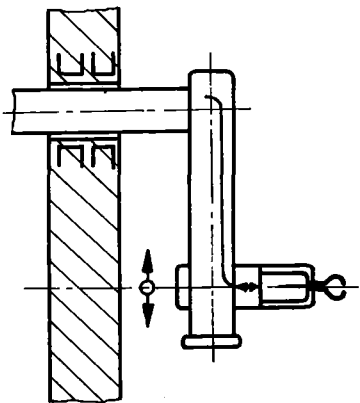
Beweglicher  
Ausleger



Fester  
Ausleger



Scheren-  
Ausleger



Konstanter  
Ausleger

Abb. 3-70

Datum 16.11.70	Projekt FR 3 Feasibility-Studie	
Maßstab	Benennung Manipulator-Varianten	Zchnng. Nr. 70

des Kernes und ein Reaktormagazin für den Wechselvorgang zugeordnet.

Aufgrund der baulichen Gegebenheiten oberhalb des Reaktortanks stehen für die Anordnung der Manipulatoren 7 m Bauhöhe zur Verfügung. Um ein Minimum an Reaktorstillstandszeit zu erreichen, wurden die Parkpositionen der Manipulatoren direkt auf dem Reaktordeckel gewählt. Das bedeutet, daß die erforderlichen Abschirmstopfen für das Schließen der Manipulatoröffnungen im Reaktordeckel nicht eingesetzt werden können. Anstelle der Stopfen wurden horizontal bewegliche Abschirmschieber mit einer Gesamthöhe von 0,8 m vorgesehen. Das bedeutet eine Reduzierung der vorhandenen Bauhöhe auf 6,2 m. Für diese Randbedingung wurde ein Manipulator entworfen, der in Abschnitt 3.7.1.1 beschrieben wird.

### 3.7.1.1 Manipulator

Der Manipulator hat folgende Bewegungen durchzuführen:

- Ein- und Ausfahren der Tragrohre
- Drehen des inneren Manipulatorgehäuses
- Verfahren der Ausleger
- Hubbewegung des Spannkopfes
- Spannbewegung des Greifers
- Drehung des Brennelementes

#### Aufbau:

Abb. 3-71 zeigt den Manipulator mit ausgefahrenem Ausleger 1, der über zwei gleichlange Auslegerarme 2 in Form eines Gelenkvierecks mit der Verbindungsstange 3 über Drehgelenke verbunden ist. Die Verbindungsstange ist axial im zweiteiligen Tragrohr 4 gelagert und wird am oberen Ende des Tragrohres angetrieben. Ein Stützhebel 5 verbindet den Fuß des Tragrohres über Drehgelenke mit dem unteren Auslegerarm so, daß durch axiale Verschiebung der Verbindungsstange gegenüber dem Tragrohr der Auslegerradius verstellt wird. Der Ausleger bewegt sich dabei auf einer Horizontalen. Die vertikale Bewegung des Tragrohres beim Einfahren in das innere Manipulatorgehäuse 6, wird über ein Hubseil 7 gesteuert. Die Drehung des inneren Manipulatorgehäuses wird durch ein im äußeren Manipulatorgehäuse 8 angeordnetes Schneckengetriebe erreicht. Die Steuerungen für die Hub-, Spann- und Drehbewegung des Brennelementes erfolgen über Kardangelenkanordnungen 9. Die dafür erforderlichen Stellmotoren sind übereinander im Tragrohr angeordnet. Das Brennelement wird durch ein Greif-Hubwerk 10 vertikal in der Führungshülse 11 bewegt. Die durch den Hebelarm des aufgehängten Brennelementes erzeugten Horizontalkräfte werden über Führungsrollen in die seitlich im Ausleger angebrachten Führungsschienen geleitet. Im unteren Bereich des ausgefahrenen Tragrohres werden die Seitenkräfte von einem Spurkranzsegment gegen die Reaktorgefäßwand abgestützt. Mit dem Stellmotor wird der Verdrehwinkel des Auslegers eingestellt. An der oberen Stirnseite des inneren Manipulatorgehäuses befindet sich der Hubantrieb, dessen Abtriebswelle die Ausgleichsrolle für die Zuleitungskabel der unteren Stellmotoren trägt. Der Deckeneinsatz dichtet die Montageöffnung der Zwischendecke ab. Für Transportzwecke befindet sich unterhalb des



Manipulatorgehäuses ein Absperrschieber.

Die Steuerung der Spannbewegung für den Greifer erfolgt über Zahnradanordnung, Kugelumlaufspindel und durch axiale Verschiebung der unteren Traverse gegenüber der oberen. Eine Drehbewegung des Brennelementes ( $\max. \pm 30^\circ$ ) wird über eine Zahnradkombination übertragen. Die Bewegungen für Spannen und Drehen des Brennelementes sind durch Kombination von axial gegeneinander verschiebbaren Vielkeilwelle und Gleitbuchse von der Stellung der Traverse unabhängig.

Der Spannkopf, Abb. 3-72, besteht aus einem Greifdorn 1 und einer Hülse 2. Beide sind mit um  $120^\circ$  versetzten Ausfräsungen versehen die ineinandergreifen. In drei vorgesehenen Gleitbohrungen der Hülse werden drei Spannkugeln 3 bewegt. Beim Heben der Traghülse fallen die Kugeln in den schrägen Bohrungen der Hülse nach innen und der Spannkopf kann in den Kopf des Brennelementes abgesenkt werden. Beim weiteren Heben drücken sich die Kugeln gegen den im Innern des Brennelementkopfes befindlichen Kragen und das Eigengewicht bewirkt eine Verspannung. Das Kardangelenk erlaubt eine Winkelabweichung des Spannkopfes von der Vertikalen um ca.  $5^\circ$ . Dadurch kann sich der Greiferkopf den Abweichungen des Brennelementkopfes von der vertikalen Sollstellung anpassen. Nach dem Spannvorgang wird ein Versagen des Greifers - Herausfallen des Brennelementes während der Transportbewegung - durch die Selbsthemmung der Spannkugeln im Brennelementkopf vermieden. Das Lösen dieser Spannverbindung ist erst wieder nach dem Absetzen des Brennelementes möglich, wenn die Spannung des Eigengewichtes aufgehoben ist.

Mit der unteren Stirnseite der BE-Führungshülse am Fuß des Auslegers werden beim Entladevorgang die umliegenden Brennelemente niedergehalten.

Eine Alternative hierzu stellt das bekannte Prinzip des Fingergreifers dar, das hier nicht beschrieben werden soll. Diese Alternative wird bereits unter Natrium-Bedingungen erprobt (48), (49).

#### Literatur:

- 48) D.Althaus, F.Mohm, J. Wagner:  
Design criteria, description and test program of the SNR  
prototype fuel handling system  
IAEA-SM-130/44, Monaco, March 1970
- 49) P.H.Delves: Mechanism in sodium, IAEA-130/14, Monaco March 1970

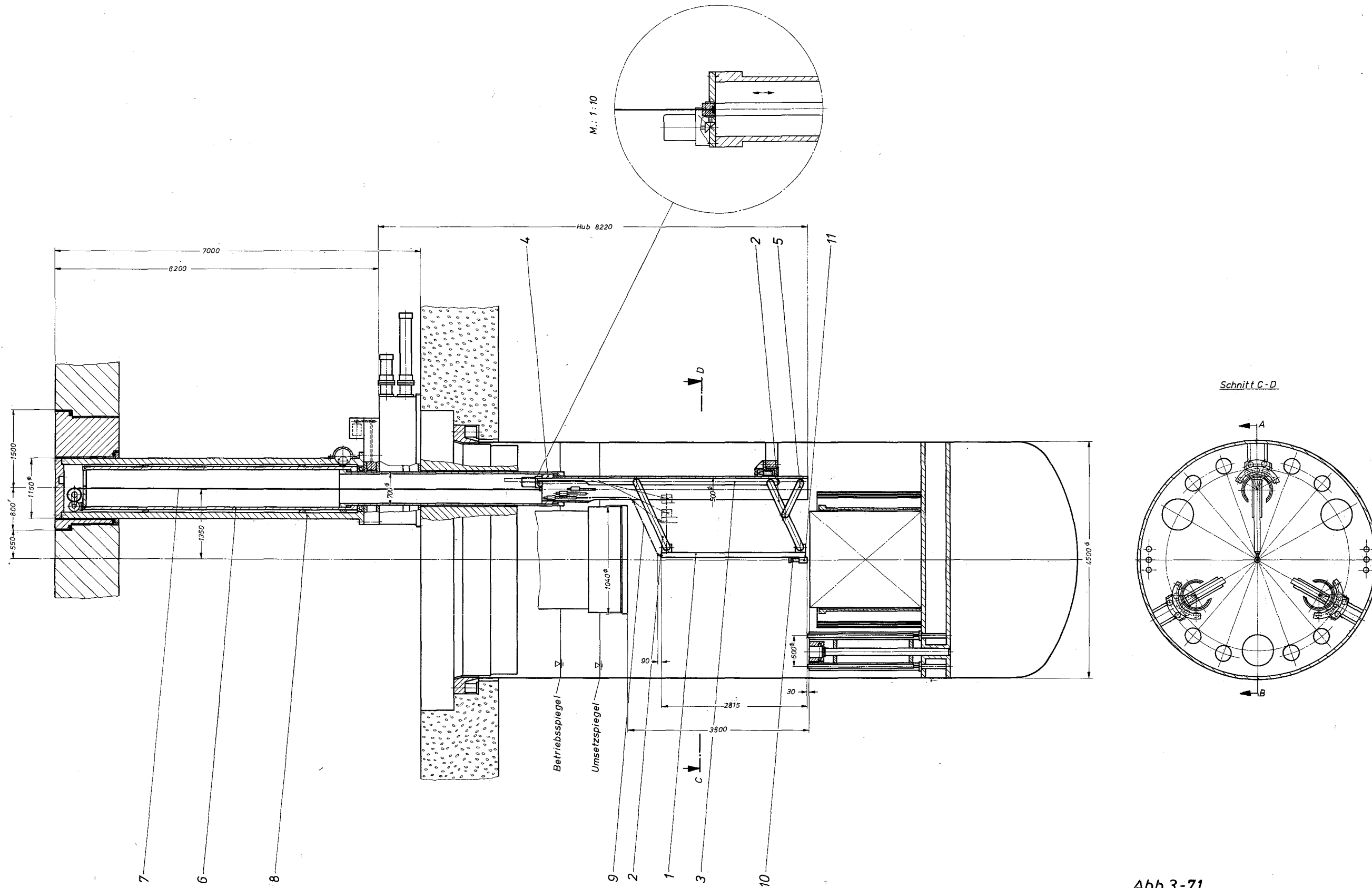


Abb.3-71

Datum	Projekt	Zchng.Nr.
16.11.70	FR3 Feasibility-Studie	71
Maßstab	Benennung	
1:25 1:10	Treiber-BE Umsetzvorrichtung	

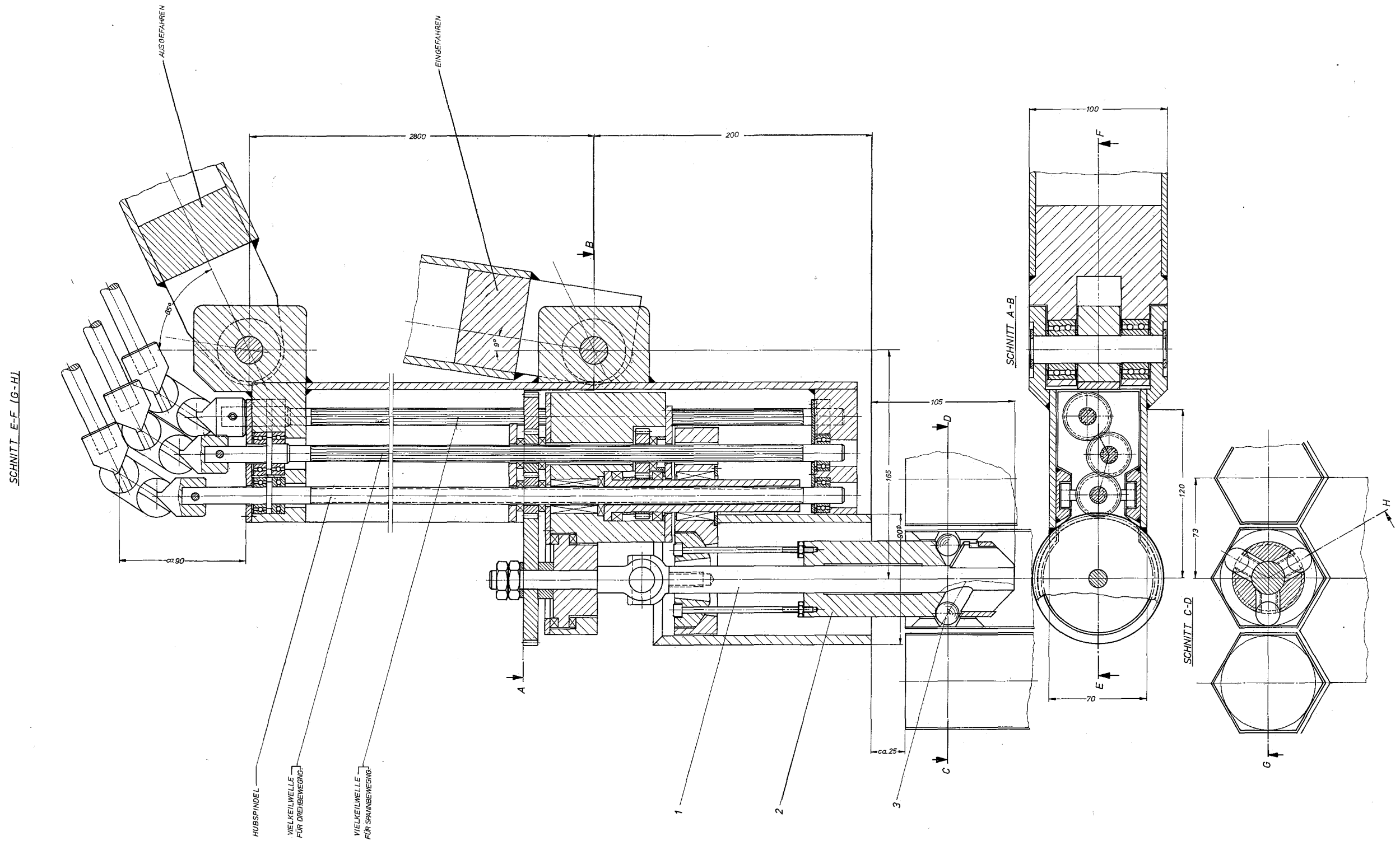


Abb. 3-72

Datum	16.11.70	Projekt	FR 3 Feasibility-Studie
Maßstab	1:1	Benennung	Treiber-BE Greifvorrichtung
		Zchnng.Nr.	

#### Steuerung:

Die Werte der Polarkoordinaten des Coregitters werden in das Koordinatensystem für den Auslegerarm umgerechnet und als analoge Informationen in einem Speicher festgehalten. Die Bewegungsvorgänge für die Brennelement-Manipulation laufen im Schrittprogramm ab und werden am Steuerpult angezeigt. Das Wechseln der Elemente erfolgt nach einem vorbestimmten Programm. Alle Bewegungsvorgänge werden zentral überwacht. Die vorgesehenen weggeregelten Gleichstromantriebe werden durch einen Programmautomaten gesteuert, der die Rückmeldung der Istwerte erhält. Der Rechner druckt das gefahrene Programm aus, so daß es jederzeit geprüft werden kann. Die einzelnen Bewegungsschritte werden dem Rechner rückgemeldet und auf Grenzwertüberschreitungen hin untersucht. Die Überlastschalter arbeiten unabhängig vom Rechner. Die Handsteuerung kann entweder als Korrektur für den Programmautomaten oder auch bei abgeschnittenem Programmautomaten betrieben werden. Für die Eingaben von Hand werden die Werte tabelliert. Die Umschaltung von Handsteuerung auf Automatik kann nur bei Manipulator-Nullstellung erfolgen.

#### Kühlung:

Die in den Innenraum des Manipulatorgehäuses aufsteigenden Natriumdämpfe werden durch von oben nach unten strömendes Argon aus der zentralen Versorgung niedergehalten. Das Argon dient gleichzeitig zur Kühlung der innenliegenden Stellmotoren.

#### Betriebsstörungen:

Bei Ausfall der Stellmotoren können durch Öffnen des Manipulatorgehäuses die Antriebe durch mechanische Eingriffe von außen betätigt werden. Im Hinblick auf evtl. Verklemmungen im Ausleger ist zu empfehlen, die Lagerungen derart auszubilden, daß bei erhöhter Leistungsaufnahme die eingeleitete Bewegung trotzdem noch ausgeführt werden kann. Ein erneutes genaues Anfahren ist allerdings infolge der beschädigten Lagerung nicht mehr möglich. Der beschädigte Manipulator kann jedoch durch einfache Maßnahmen ausgewechselt werden.

### 3.7.1.2 Tankmagazin

Für die Zwischenlagerung von abgebrannten Treiber-Brennelementen innerhalb des Reaktortanks bestehen 3 Möglichkeiten:

- stationäres Ringlager
- drehbares Ringlager
- drehbare, periphere Magazine

Diese Varianten sind untersucht worden und der durchgeführte Vergleich zeigte, daß für den FR 3 drehbare, periphere Magazine vorteilhaft erscheinen.

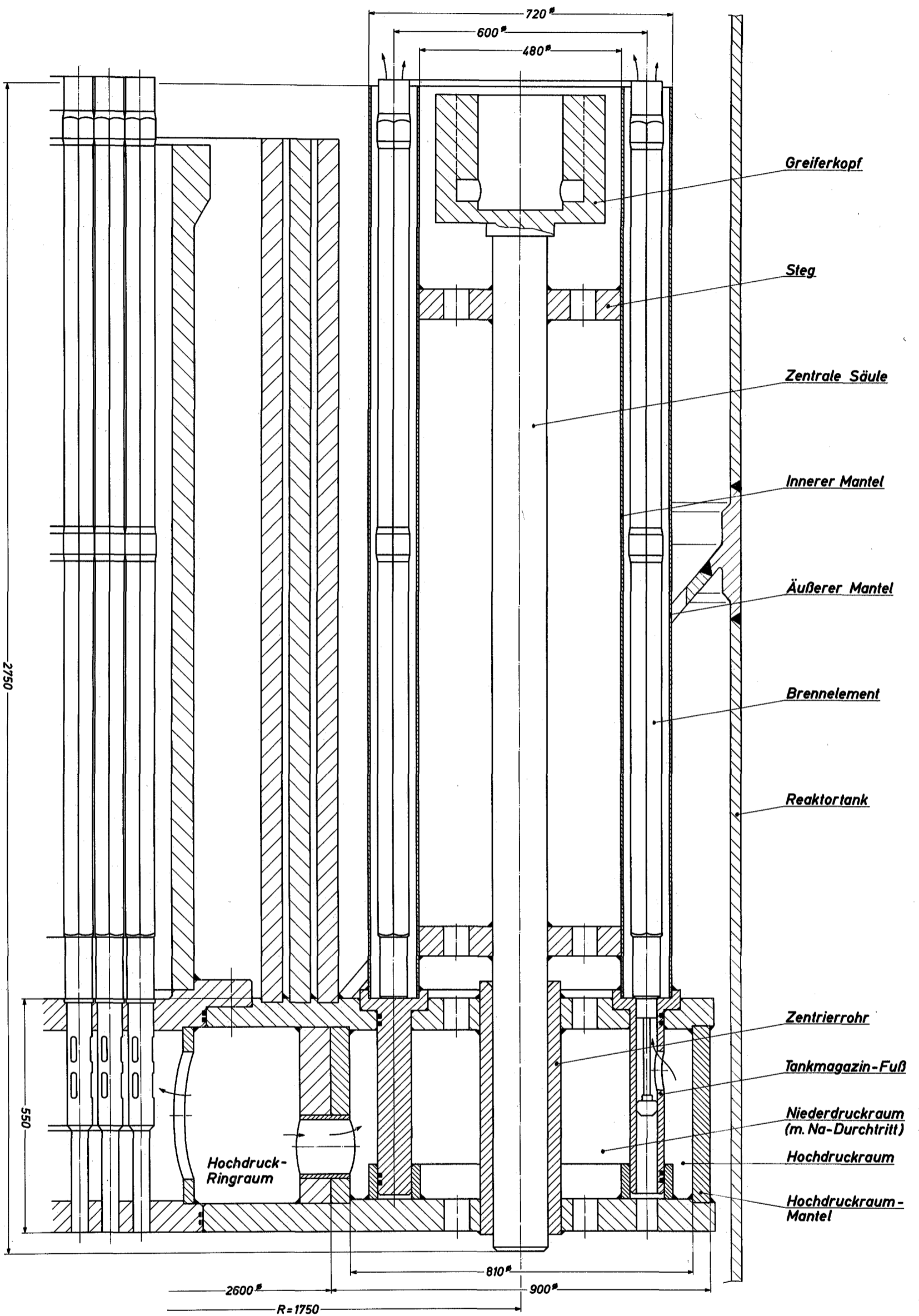
Die Gründe dafür sind:

Durch den Einbau von Magazinen wird der Wechsel einzelner Brennelemente während des Reaktorbetriebes möglich. Ein zusätzlicher Vorteil besteht darin, daß die Magazine weniger Aufwand für eine Inspektion erfordern bzw. überhaupt einen Aus- und Einbau eher zulassen, da der Reaktordeckel nicht extra entfernt werden muß. Außerdem können durch den Einbau von Tankmagazinen die erforderlichen Öffnungen im Reaktordeckel an der Peripherie angeordnet werden, so daß eine maximale Entfernung vom Kern erreicht wird. Eine Lagerung im heißen Natrium entfällt für das Drehmagazin, da es über den von der Reaktor Bühne gesteuerten Greifer bewegt wird.

Für die Entnahme der abgeklungenen Brennelemente aus dem Reaktortank stehen 2 Konzepte gleichrangig nebeneinander, die mit dem vorliegenden Entwurf beide praktikabel sind:

- Wechseln einzelner Elemente während des Reaktorbetriebes
- Wechseln des gesamten Tankmagazins bei abgeschaltetem Reaktor

Insgesamt enthält das Core 144 Treiberelemente. Beim Brennelement-Wechsel soll jeweils  $1/3$  der Core-Beladung ausgetauscht werden, so daß bei 3 Tankmagazinen in jedem mindestens 16 Positionen vorhanden sein müssen. Die Zwischenlager wurden für 20 Elemente ausgelegt, da noch Reservepositionen gebraucht werden, um beschädigte Brennelemente sofort umsetzen zu können. Der Teilkreisdurchmesser eines Magazins, der in den Durchmesser des Reaktortanks eingeht, beträgt 600 mm. Bei 20 Positionen ergibt sich eine Teilung von  $94,2$  mm, das Eckmaß der Elemente



Datum	16. 11. 70	Projekt	FR 3 Feasibility-Studie
Maßstab	1:2,5	Bearbeitung	Tankmagazin
Zeich.-Nr.	73		

Abb. 3-73

0 100 200 mm

ist 84,3 mm. Damit bleibt genügend Platz zwischen den Brennelementen frei. Die physikalischen Berechnungen ergaben, daß auch eine dichte Packung möglich ist.

Das Magazin (Abb. 3-73) wird von 2 Hohlzylindern gebildet, zwischen denen die Brennelemente gelagert werden. Der innere Mantel ist über Stege mit der zentralen Säule verschweißt, deren Oberteil als Greiferkopf für die Wechselmaschine ausgebildet ist. Am unteren Ende sind die beiden Mäntel mit einem massiven Ring, dem Tankmagazinfuß verbunden, der 20 Bohrungen enthält, in die die Brennelemente eingesetzt werden. Das Tankmagazin sitzt in einer Aussparung der Tragstruktur, zwischen deren oberer und unterer Platte ein zylindrischer Mantel eingeschießt ist, der mit dem Magazinfuß den Hochdruckraum bildet und über ein Rohrstück mit dem eigentlichen Hochdruckringraum verbunden ist. Das Natrium kann über Bohrungen im Tankmagazinfuß in die Brennelemente eintreten und strömt dort zwischen den Brennstäben aufwärts.

Die abgebrannten Brennelemente im Tankmagazin werden während des Betriebes über den Natrium-Bypaß gekühlt. Bei abgeschaltetem Reaktor wird die Kühlung durch Naturumlauf erreicht.

In den Stegen und Stützstrukturen sind Bohrungen vorgesehen, um dort keine Hohlräume entstehen zu lassen.

Die Treiber-Brennelemente verbleiben eine Standzeit (70 Tage) im Zwischenlager.

Im Falle des Wechsels einzelner Elemente muß das Magazin mit dem Greifer etwas angehoben werden, bevor es gedreht werden kann.

Bei der zweiten Wechselmethode wird das gesamte Tankmagazin mit dem Greifwerkzeug aus dem Reaktortank entnommen.

3.7.1.3 Bewegungs-Zeitstudie

Zeitabschnitt	Bewegungsvorgang (siehe Abb. 3-74)	Zeitablauf (min)
A	Parkstellung des Manipulators auf dem Reaktordeckel.	-
B	Die Absperrschieber werden geöffnet und die Teleskop-Tragrohre werden nach unten in das Reaktorgefäß ausgefahren. Der Ausleger befindet sich in Null-Stellung.	0 - 10
C	Der Ausleger befindet sich in Arbeitsstellung. Es werden 15 abgebrannte Brennelemente aus dem Kern entnommen und gegen 15 neue Brennelemente aus dem Tankmagazin gewechselt.	10 - 380
D	Der Ausleger befindet sich in Null-Stellung. Die Teleskop-Tragrohre werden nach oben eingefahren. Die Absperrschieber werden geschlossen.	380 - 392
E	Parkstellung des Manipulators auf dem Reaktordeckel.	-

Wechselzeit für 15 Brennelemente: ca. 7 h  
=====

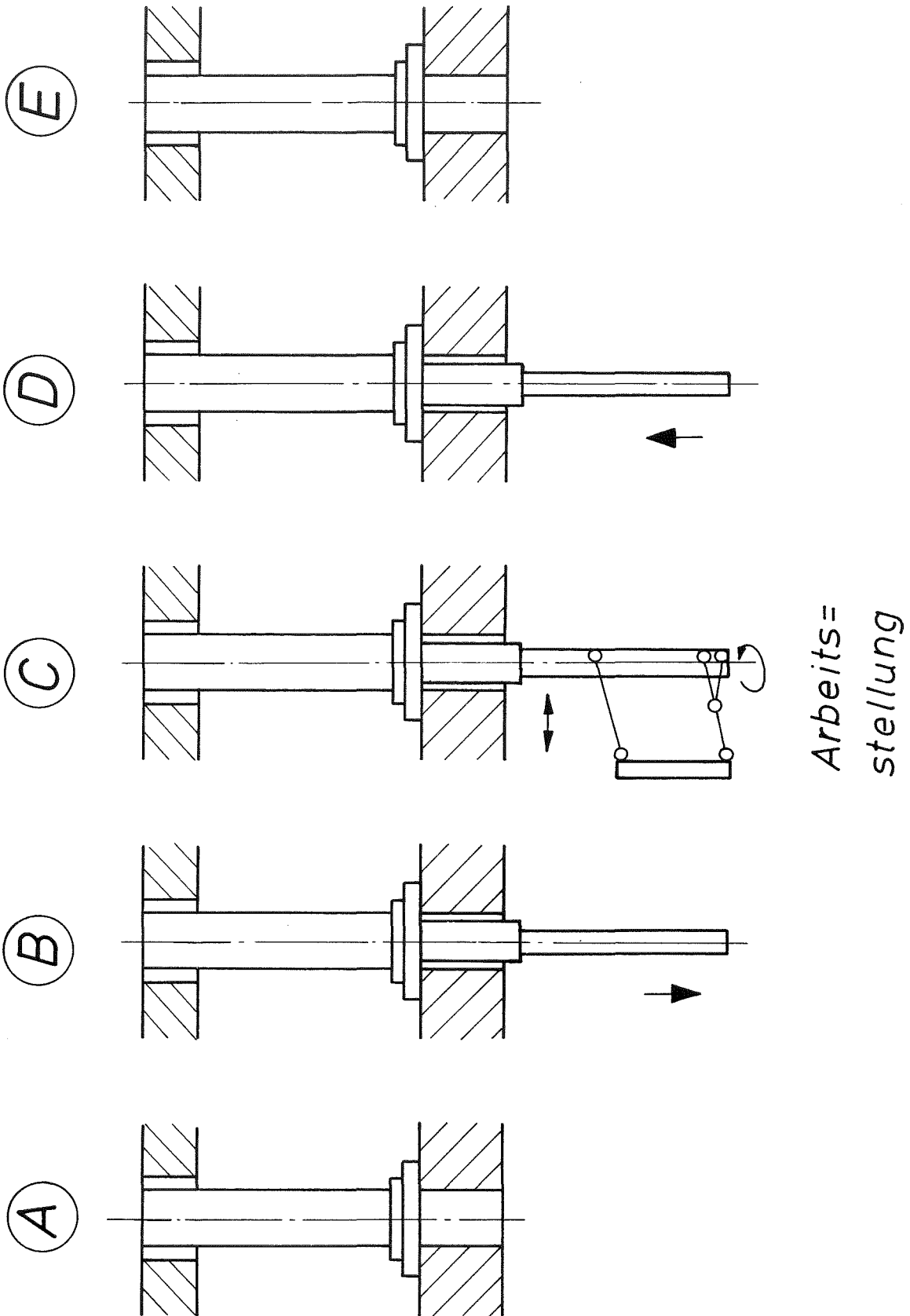
Eine schematische Darstellung zeigt Abb. 3-75

Die gesamte Wechselzeit für 3 x 15 Brennelemente beträgt:

$$3 \times 7 = 21 \text{ h.}$$

=====





**Abb. 3-74**

Datum 16.11.70	Projekt FR 3 Feasibility-Studie	
Maßstab	Benennung <b>Manipulator-Bewegungsstudie</b>	Zchnng.Nr. 74

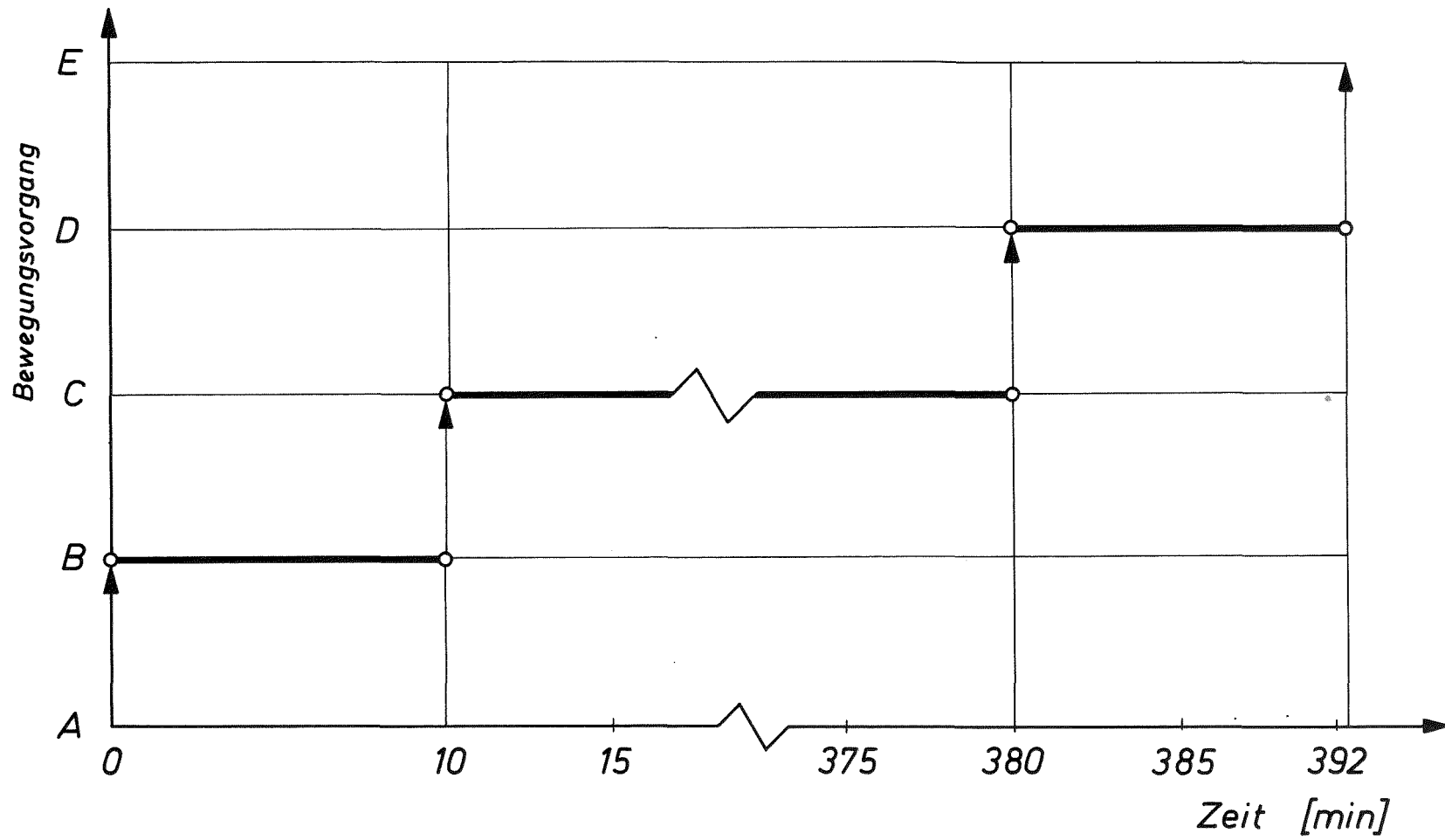


Abb.3-75: Schematische Manipulator - Bewegungsstudie

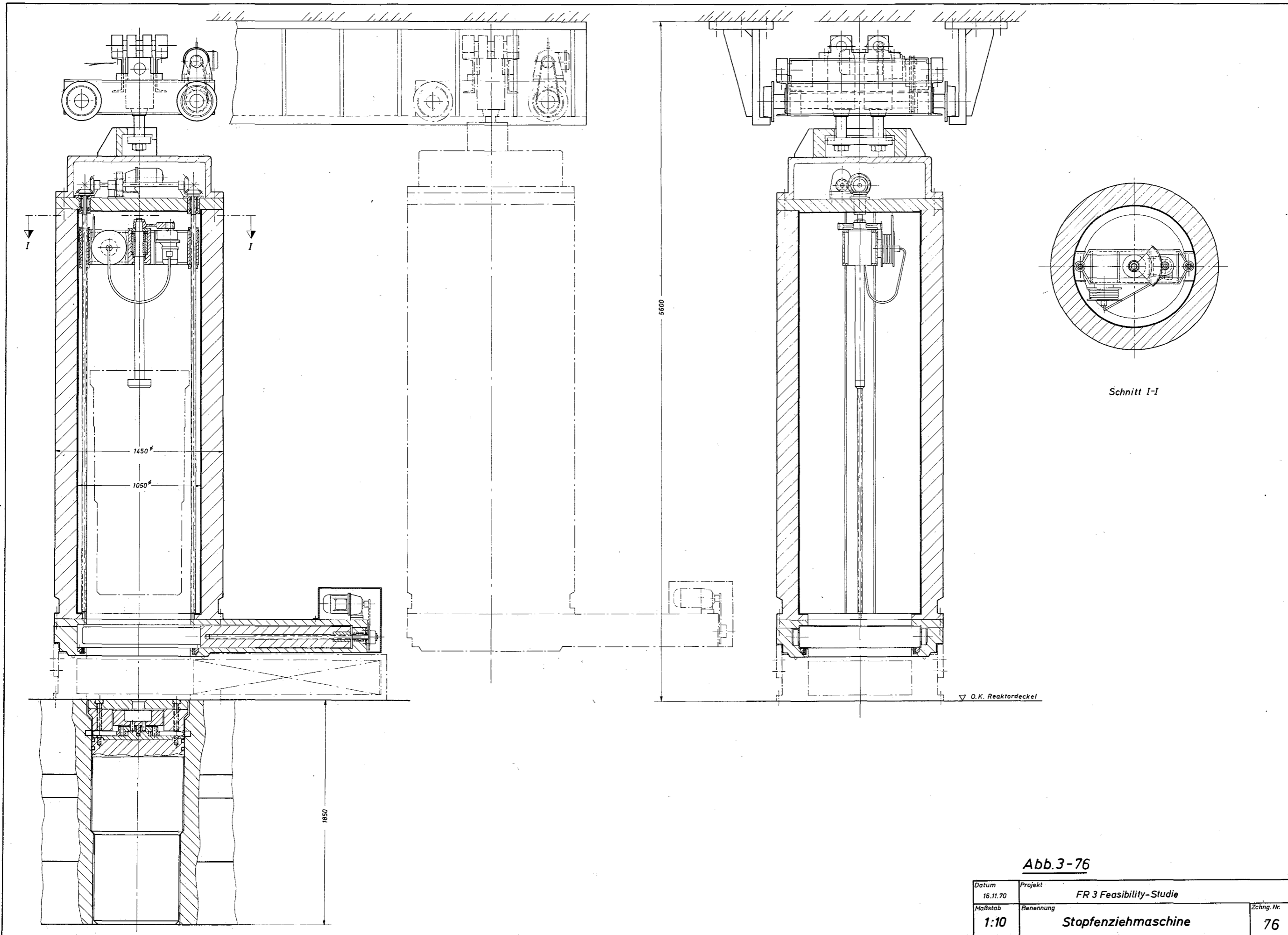


Abb.3-76

Datum	Projekt	FR 3 Feasibility-Studie	Zchg. Nr.
16.11.70			
Maßstab	Benennung	Stopfenziehmaschine	76
1:10			

### 3.7.2 Alternativ-Entwürfe

Parallel zu der in Abschnitt 3.7.1 beschriebenen Konzeption mit einem kombinierten Abschirm- und Absperrschieber wurde eine Variante mit Parkposition auf der Zwischendecke - und nicht direkt auf dem Reaktordeckel - untersucht.

Bei dieser Lösung verlängert sich die Vorbereitungszeit infolge Aufsetzen des Manipulators und Justieren des Auslegers beträchtlich. Die Ausführung des Manipulators entspricht nahezu dem in Abschnitt 3.7.1.1 beschriebenen Manipulator. Die Öffnung im Reaktordeckel wird hierbei durch einen Verschlußstopfen verschlossen. Zum Herausziehen und Einsetzen der drei Verschlußstopfen wurde eine Maschine entworfen, die bei Reaktorstillstand von einer Parkposition aus über die Deckelöffnung gefahren und abgesenkt wird.

Die Stopfenmaschine, Abb. 3-76, besteht aus einer Wechselflasche, die an einer Laufkatze hydraulisch aufgehängt und horizontal verfahrbar ist.

Das Heben und Senken des Stopfens erfolgt durch einen hammerförmigen Hubstempel, der in einer Traverse gelagert ist. Die Traverse wird im Innern der Wechselflasche an zwei Gewindespindeln elektromotorisch vertikal verfahren. Der Hubstempel fährt in unterster Stellung in eine Verriegelung im Stopfenoberteil. Durch Drehen des Hammerkopfes mit Hilfe eines in der Traverse befindlichen Getriebemotors wird die Verriegelung des Stopfens im Reaktordeckel gelöst. Nach Herausziehen des Verschlußstopfens aus dem Reaktordeckel werden die Schieber geschlossen und die Stopfenmaschine kann verfahren werden. Beim Einsetzen des Stopfens in den Reaktordeckel wird durch Drehen des Hammerkopfes die Verriegelung gesperrt, und der Hammerkopf wird aus der Aussparung im Stopfenoberteil herausgefahren. Unterhalb der Wechselflasche befindet sich ein elektromotorisch betätigter Absperrschieber.

### 3.8 REGEL- UND ABSCHALTSYSTEME

(M.Grundmann (AEG), U.Hitzschke)

Bei den hier vorliegenden sehr beengten Raumverhältnissen auf dem Reaktordeckel mußte der Nachweis geführt werden, daß Kontrollstabantriebe mit einem minimalen Außendurchmesser von 130 mm gebaut werden können. Diesem Problem wurde besondere Beachtung gewidmet. Sowohl bei AEG als auch bei GfK wurden bewußt unabhängig voneinander zwei Entwürfe für derartige Kontrollstabantriebe durchgeführt.

Beide unterscheiden sich in ihrer technischen Konzeption, zeigen jedoch übereinstimmend, daß sich keine grundsätzlichen Schwierigkeiten aufwerfen.

#### 3.8.1 Regel- und Abschaltantriebe

Die Regel- und Abschaltantriebe dienen zur axialen Bewegung der Absorberelemente im Reaktorkern. Die Trimm-Regelantriebe bewirken das Einstellen von Reaktorleistung und Leistungsverteilung über den gesamten Abbrandzyklus hinweg und benötigen dafür einen Mechanismus zur relativ langsamen Verstellung der Einfahrtiefe des Trimm-Regелеlementes im Kern. Die Abschaltantriebe bewirken durch das Einschließen der Abschaltelemente in den Reaktorkern eine bei Störfällen geforderte Schnellabschaltung.

Dem Vorentwurf für die Regel- und Abschaltantriebe liegt die Annahme zugrunde, daß sich die Antriebe auf dem Reaktordeckel befinden und mit diesem fest und dicht verbunden sind. Das Arbeiten mit dem Brennelement-Manipulator bei Reaktorstillstand erfordert ein Hochziehen der Antriebsgestänge um ca. 3500 mm. Weiterhin ist eine kompakte Bauweise für beide Antriebe aufgrund der Teilung des Core-Gitters von ca. 140 mm notwendig.

Aus vorgenannten Bedingungen heraus wurde ein pneumatischer Schnellabschaltantrieb entworfen, der die geforderte Beschleunigung und Geschwindigkeit erreicht und aus jeder Stellung heraus eine Abschaltung gestattet. Die Rückholung des Abschaltelementes aus der eingefahrenen Stellung wurde mechanisch gelöst, da eine pneumatische Rückholung die Dichtigkeitsprobleme im Antrieb wesentlich erhöht und die angestrebte Kühlung problematisch wird.

Da vom Trimm-Regelantrieb keine zusätzlichen Schnellabschaltungen gefordert werden, kann hier eine rein elektromechanische Ausführung verwendet werden.

Beide Antriebe sind so konzipiert, daß alle Bewegungsvorgänge bei geschlossenen Antriebsgehäusen unter Kühlgasdruck ausgeführt werden können. Damit ist gewährleistet, daß kein Gas aus dem Reaktor austreten kann.

Aus Vereinfachungsgründen wurden für beide Antriebe gleiche Gehäuseabmessungen gewählt. Der Gehäuseboden und das Antriebsgehäuse sind durch Schraubverbindung miteinander verbunden und gestatten bei Bedarf einen Gehäuse- und Gestängewechsel, ohne daß benachbarte Antriebe aufgrund der beengten Platzverhältnisse in Mitleidenschaft gezogen werden.

Während sämtlicher Manöver und im Ruhezustand wird den Antrieben Kühlgas zugeführt, das über eine Reduzierstation dem jeweiligen Reaktordruck angepaßt wird.

#### Abschaltantrieb

Der konzipierte Abschaltantrieb arbeitet nach einem kombinierten pneumatisch-mechanischen Prinzip, Abb. 3-77. Das Einschließen der Absorberelemente aus der scram-Ausgangsposition erfolgt mit Argonschutzgas von gleicher Art wie das Reaktorschutzgas. Das Rückholen der Elemente aus der eingeschossenen Position erfolgt durch ein Zugband. Während des Ausfahrvorganges ist ein erneutes Einschließen des Elementes möglich, jedoch wird dann die für den scram aus der Anfangsposition vorgesehene Beschleunigung nicht voll erreicht.

Im Abschaltantrieb wird für die scram-Bewegung des Abschaltstabes ein pneumatischer Vordruck benutzt, der konstant im Druckzylinder ansteht. Beim scram wird die Stahlbandrolle durch den scram-Befehl freigegeben, so daß der Druckkolben die Beschleunigung aufnehmen kann. Den pneumatischen Teil des Antriebes übernimmt der unter Druck stehende Treibkolben, der starr mit dem Gestänge verbunden ist. Das Gestänge und das Abschalt-element sind durch eine Sicherheitskupplung miteinander verbunden.

Im scram-Fall wird das ganze System und damit auch die Motorbremse stromlos, wodurch der Treibkolben freigegeben wird und sich in Richtung Reaktorkern bewegen kann. Dabei bewegt sich der Kolben mit der von der Auslegung her vorgegebenen Geschwindigkeit und trifft am Ende des Hubes auf eine als Tellerfeder ausgebildete Bremsfeder, die die Beschleunigung entsprechend abbremst. Zusätzlich wird die Beschleunigung gegen Ende des Hubes durch die Ausströmung des von dem Treibkolben verdrängten Gasvolumens in Richtung Reaktor so gedämpft, daß unzumutbare Belastungen des Materials

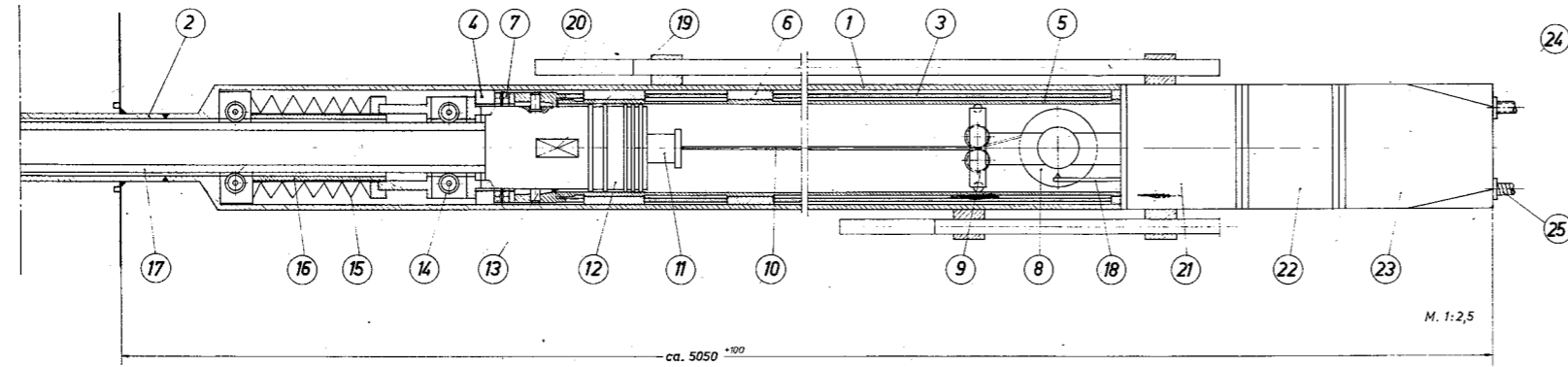
verhindert werden. Da die Bremsfeder in einem Gasmedium arbeitet, ist am Ende des Hubes nach Zusammendrücken der Feder mit erheblichen Reaktionskräften zu rechnen. Diese werden durch das Ausströmen des noch unter Überdruck im Druckzylinder stehenden Treibgases gebremst. Die Restkräfte werden durch im Kolben angeordnete, federbelastete Sperrbolzen, die in das Verstellrohr eingreifen, aufgefangen. Durch die Bolzensperre wird der Antriebsstab gleichzeitig in seiner unteren Stellung fixiert. Damit ist gewährleistet, daß sich das Absorberelement nicht selbständig aus dem Kern entfernen kann.

Die Ankunft des Abschaltstabes nach erfolgter Schnellabschaltung in seine untere Lage, d.h. voll im Reaktorkern eingefahren, wird von einem Geber auf die Warte übertragen und angezeigt. Dabei wird der Geber als Relais von einem Magneten betätigt.

Diese Meldung ist maßgebend für den Entkupplungsbefehl, d.h. die Verstellung des Gestänges durch das Verstellrohr zur Entkupplung um  $45^\circ$  kann nur dann erfolgen, wenn die Verriegelung aufgrund der erreichten unteren Stellung des Abschaltelementes freigegeben wird. Ist die Entkupplung vollzogen, wird die Verriegelung des Hubes für das Gestänge freigegeben, um das Gestänge so hoch anzuheben, bis der Raum für die Betätigung des Brennelement-Manipulators frei ist. Eine Meldung hebt dann die Verriegelung des Manipulators auf.

Im oberen Teil des Druckzylinders ist der Stahlbandhaspel angeordnet, auf dem das Stahlband zum Rückholen von Element, Gestänge und Druckkolben aufgespult wird. Beim Rückholmanöver zieht das Stahlband zunächst die Ausklingvorrichtung für die beiden Sperrbolzen an, so daß diese aus den Nuten im Verstellrohr gezogen werden und der Treibkolben frei wird. Danach erfolgt der Hub auf scram-Ausgangsstellung oder bis auf die Arbeitshöhe für den Manipulator.

Der Stahlbandhaspel wird durch eine vom Stellgetriebe abgehende Stirnrad - Ritzel - Kombination angetrieben. Der Hubvorgang kann bei gekuppeltem Abschaltelement nur in Normallage (Nullage) ausgeführt werden. Bei entkuppeltem Element kann das Gestänge sowohl in Normallage, als auch um  $45^\circ$  verdreht gezogen werden, wobei letztere Stellung (entkuppelt) der Normalfall ist. Die Verdrehung von Kolben und Gestänge durch das Verstellrohr wird vom gleichen Getriebe und Motor über eine verriegelte Kupplung und ein Antriebsritzel vorgenommen.



- 1 ANTRIEBSGEHÄUSE
- 2 ANTRIEBSGEHÄUSEBUND
- 3 VERSTELLROHR
- 4 ANSCHLAG BREMSFEDERVORRICHTUNG
- 5 DRUCKZYLINDER
- 6 DISTANZHALTER FÜR DRUCKZYLINDER
- 7 LAGERUNG FÜR VERSTELLROHR
- 8 STAHLBANDROLLE
- 9 STAHLBANDFÜHRUNG
- 10 STAHLBAND
- 11 TREIBKOLBENEINSATZ FÜR SPERRE
- 12 TREIBKOLBEN
- 13 SPERR- UND VERSTELLBOLZEN
- 14 ROLLENFÜHRUNG FÜR ELEMENTGESTÄNGE
- 15 BREMSFEDER
- 16 BREMSFEDERBÜCHSE
- 17 ELEMENTGESTÄNGE
- 18 MESSTASTER
- 19 MAGNET FÜR STELLUNGSANZEIGE
- 20 GEBER FÜR STELLUNGSANZEIGE
- 21 MESS- UND ANTRIEBSGETRIEBE
- 22 VERSTELLGETRIEBE
- 23 ANTRIEBSMOTOR
- 24 ANSCHLUSS FÜR KÜHLGAS
- 25 KABELANSCHLUSS

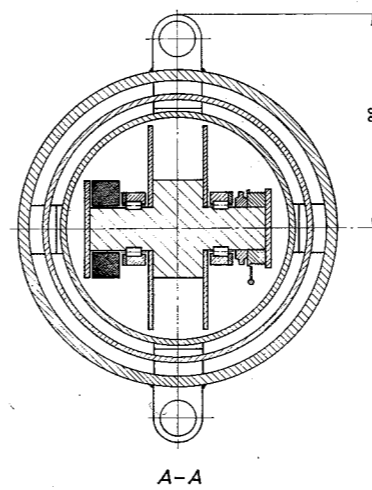
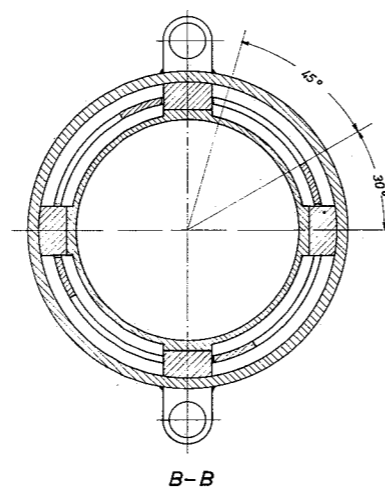
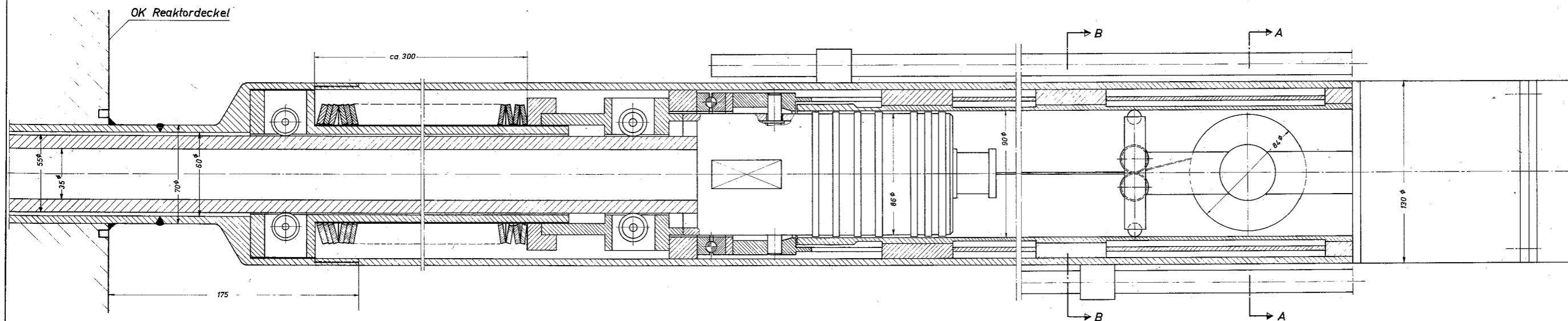


Abb.3-77

Datum 16.11.70	Projekt FR 3 Feasibility-Studie	
Maßstab 1:1 1:2,5	Benennung Abschaltelement- Antrieb	Zchnng.Nr. 77



Der Treibkolben wird beim normalen Betrieb über das Stahlband und den Haspel durch den durch Bremsen blockierten Antriebsmotor gehalten. Beim Anheben des Elementes aus dem Reaktorkern kann ein erneuter scram aus jeder Stellung eingeleitet werden. Dabei wird Gas aus den Druckbehältern über ein dem Druckhalteventil parallel geschaltetes Magnetventil in den Druckzylinder gegeben und der Antrieb durch Stromlosmachung der Motorbremse freigegeben. Der Kolben wird wieder beschleunigt und der scram eingeleitet. Da der Druck im Druckzylinder erst aufgebaut werden muß, wird die Beschleunigung des normalen Einschusses nicht voll erreicht. Das Stahlband ist so ausgelegt, daß es infolge des einstellbaren höheren Gasdruckes im Druckzylinder bei Störungen im Motor oder Getriebe über die Bruchlast hinaus belastet wird und damit der Einschub nicht gefährdet wird.

Untere und obere Abschaltstellung sowie die Freigabemeldung für den Manipulator werden durch Geber auf der Warte gemeldet. Außerdem wird die jeweilige Elementstellung über ein Potentiometer bzw. Drehfeldgeber, gekuppelt mit dem Meßgetriebe, angezeigt und die Schaltfunktionen werden ausgelöst. Zur Erhöhung der Sicherheit für die zu erteilenden Befehle ist ein analog arbeitendes Tastpotentiometer vorgesehen.

Tab. 3-24: DATENTABELLE

ANTRIEB

Betriebsdruck	16 atü
Enddruck nach Schnellabschaltung	2 atü
Fahrbereich - Schnellabschaltung	900 mm
Fahrbereich - Freigabe Manipulator	3500 mm
Verdrehungswinkel für Kupplung	45°
Motorleistung	0,6 kW
Kühlgastemperatur	40 °C
Kühlgas	Argon

ANTRIEBSGEHÄUSE

Auslegungsdruck	20 atü
Auslegungstemperatur	500 °C

SCHNELLABSCHALTUNG

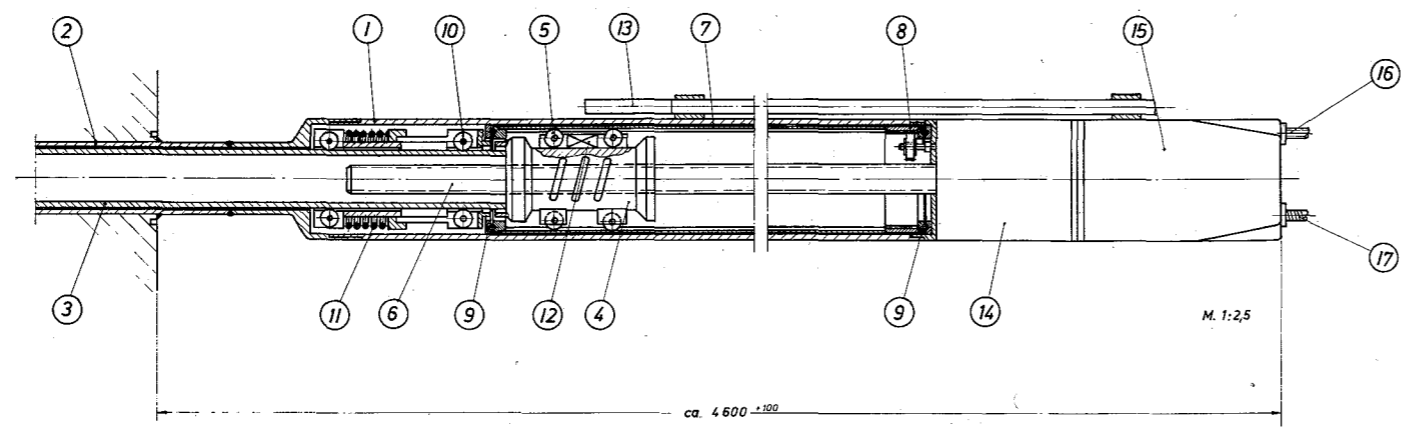
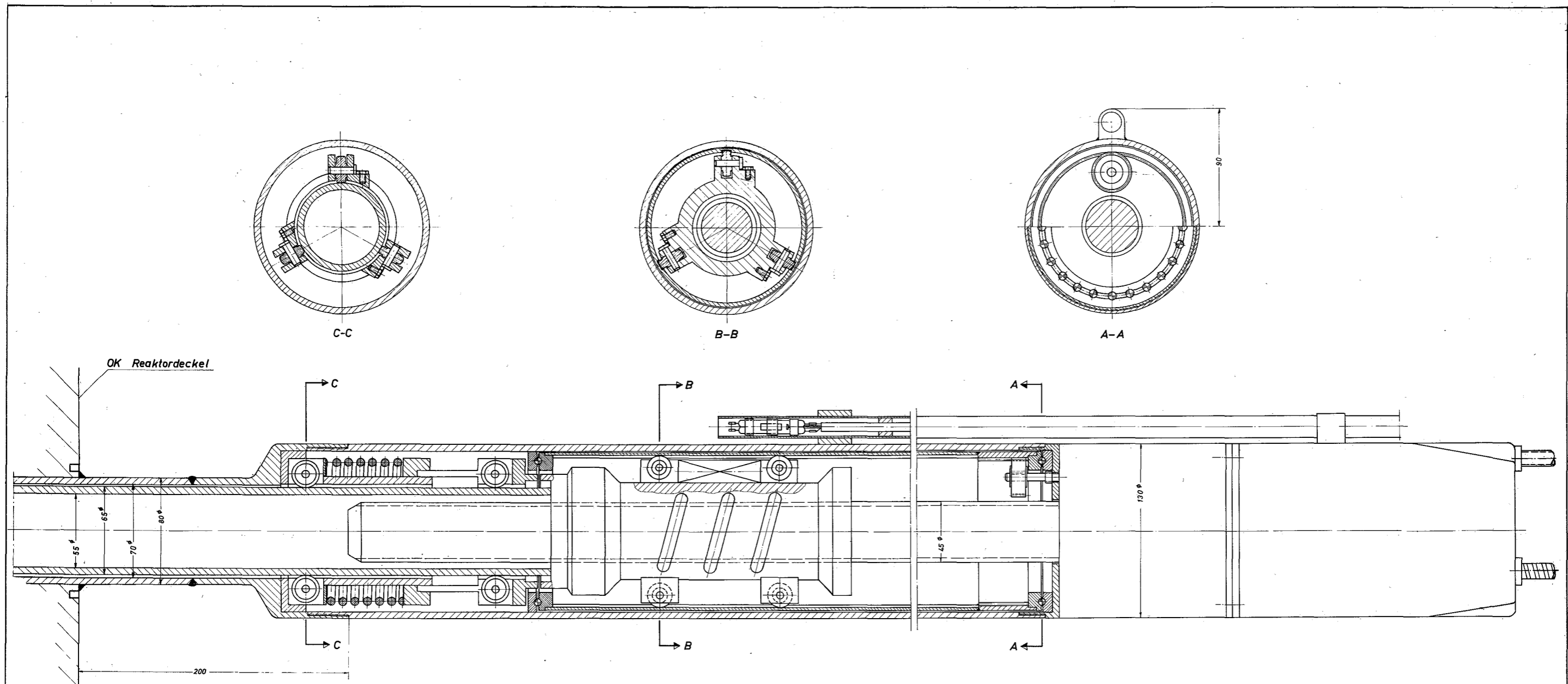
Einschießzeit	0,4 sec
Beschleunigung	2,5 g
Fahrgeschwindigkeit - Freigabe Manipulator	20 mm/s
max. Verzögerungskraft beim Abbremsen (Gestänge und Element)	ca. 5000 kp
Anzahl der Schnellabschaltungen	5 x 10 <sup>2</sup>

Regelantrieb

Der konzipierte Regelantrieb arbeitet nach einem rein mechanischen Prinzip mit kontinuierlicher Kühlung durch Argon-Schutzgas, Abb. 3-78. Die Verstellung der Regelstäbe in die jeweils gewünschte Position erfolgt über einen mechanischen Spindelantrieb.

Im Regelantrieb wird für die Bewegung des Regelstabes eine elektromotorisch angetriebene Kugelumlaufspindel verwendet, die eine Gewindemutter axial bewegt. Gewindemutter und Regelementgestänge sind starr miteinander verbunden, während Regelement und Gestänge durch eine Sicherheitskupplung miteinander verbunden sind.

Da bei dem vorliegenden Entwurf des Regelstabantriebs angenommen wurde, daß der Antrieb auf dem Reaktordeckel steht, ist die Gewindespindel fest



- |                                  |                                |
|----------------------------------|--------------------------------|
| 1 ANTRIEBSGEHÄUSE                | 10 GESTÄNGEFÜHRUNGSROLLEN      |
| 2 ANTRIEBSGEHÄUSEBUND            | 11 DÄMPFUNGSFEDER              |
| 3 STEUERELEMENT-GESTÄNGE         | 12 MAGNET FÜR STELLUNGSANZEIGE |
| 4 KUGELUMLAUFMUTTER              | 13 GEBER FÜR STELLUNGSANZEIGE  |
| 5 FÜHRUNGSROLLEN D. UMLAUFMUTTER | 14 GETRIEBEGEHÄUSE             |
| 6 KUGELUMLAUFSPINDEL             | SPINDELGETRIEBE M. KUPPLUNG    |
| 7 VERSTELLROHR M. LEITNUTEN      | VERSTELLGETRIEBE M. KUPPLUNG   |
| 8 VERSTELLRITZEL                 | 15 ANTRIEBSMOTOR               |
| 9 LAGERUNGEN F. VERSTELLROHR     | 16 ANSCHLUSS FÜR KÜHLGAS       |
|                                  | 17 KABELANSCHLUSS              |
|                                  | MESSLEITUNGEN                  |
|                                  | STEUERLEITUNGEN                |

Abb. 3-78

Datum 16.11.70	Projekt FR 3 Feasibility-Studie	Zchnng.Nr. 78
Maßstab 1:1 1:2,5	Benennung <b>Regelement-Antrieb</b>	

mit einem Planetenrad des Getriebes verbunden und das unter dem Ritzel befindliche Lager als Fixpunkt vorgesehen. Die zweite Lagerung der Spindel ist praktisch die Kugelumlaufspindel. Um ein Festfahren von Spindel und Mutter im unteren Endpunkt zu vermeiden, ist eine Dämpfungsfeder angeordnet, die die Kugelumlaufmutter auffängt und eine Abschaltung des Antriebes vor Festfressen oder Verbiegen der Spindel ermöglicht und damit den Antrieb vor Zerstörung schützt.

Die Spindel und das Verstellrohr werden von einem druckdicht gekapselten Elektromotor über ein Antriebsgetriebe und ein angekuppeltes Verstellrohrgetriebe angetrieben und verstellt.

Beim Regelvorgang gestattet die Analoganzeige die Bestimmung des jeweiligen Standortes des Elementes. Nur wenn das Element voll in den Reaktorkern eingefahren und die entsprechende Meldung erfolgt ist, wird die Verriegelung für den Kupplungsvorgang des Antriebes frei. Erst dann kann das Verstellrohr um  $45^\circ$  gedreht werden.

Dadurch, daß die Gewindemutter mittels Rollen in Nuten des Verstellrohres geführt wird, kann die Drehung der Mutter mit dem Gestänge ausgeführt werden, womit die Kupplung oder das Entkuppeln getätigt wird.

Nach der Entkupplung kann das Gestänge mit Hilfe von Spindel und Gewindemutter so hoch ausgefahren werden, damit der Brennelement-Manipulator arbeiten kann. Bei erreichter Höhe erfolgt eine Meldung und die Verriegelung des Manipulators wird freigegeben.

Tab. 3-25 : DATENTABELLEANTRIEB

Fahrbereich - Regelbetrieb	900 mm
Fahrbereich - Freigabe Manipulator	3500 mm
Verdrehungswinkel für Kupplung	45 °C
Motorleistung	0,6 kW
Kühlgastemperatur	40 °C
Kühlgas	Argon

ANTRIEBSGEHÄUSE

Auslegungsdruck	20 atü
Auslegungstemperatur	500 °C

REGELBETRIEB

Stellgeschwindigkeit	20 mm/s
Fahrgeschwindigkeit - Freigabe Manipulator	20 mm/s
Anzahl der Lastspiele	$5 \times 10^5$

3.8.2 Konzeption des Trimmregelsystems

Als Konsequenz der beengten Raumverhältnisse auf dem Reaktordeckel (s. Abb. 3- 4 ) werden die Trimmregelstäbe auf tiefliegenden Quertraversen befestigt. Diese Traversen werden von Antrieben bewegt, die im Randbereich des Deckels liegen.

Insgesamt sind 12 Trimmstäbe vorgesehen, von denen jeweils 4 Stück auf einer Traverse gefahren werden. Startposition ist die obere Hubstellung, d.h. die Trimmstäbe werden von oben nach unten durch das Core gefahren. Diese Anordnung gewährleistet, daß im Falle eines plötzlichen Absinkens der Traversen die Stäbe voll in das Core einfahren.

Auf dem mittleren Teil der Traverse befinden sich 4 Trimmstäbe, die im unteren Bereich abkuppelbar sind, um ein Auswechseln zu ermöglichen. Das Traversen-Mittelstück ist mit den beiden seitlichen Stützarmen verschraubt, an deren äußeren Enden die Antriebsgestänge gekuppelt sind, die wiederum in Schutzrohren geführt werden.

Die seitliche und axiale Führung der Traversen wird über Stege erreicht, die an der Tragstruktur (seitliche Führung) und den Stützarmen befestigt sind.

Aufgrund der Dreiteilung der Traverse ist ein Auswechseln möglich. Dazu müssen aber alle Einbauten über den Traversen, also das gesamte Core, die Kerntragplatte, Mischkammer und der Reaktordeckel entfernt werden.

Noch wesentlich günstiger im Hinblick auf das Flußleistungsverhältnis und das Flußniveau in den 3 peripheren Loops ist die in Abb. 2-2 gezeigte Coreanordnung. Bei diesem Konzept ist es evtl. möglich, die Trimmregelstäbe in gleicher Weise wie die Abschaltstäbe von oben in das Core einzufahren und oberhalb des Reaktordeckels anzutreiben. Der Vorteil dieses Regelsystems besteht darin, daß auf Traversen verzichtet werden kann, die aufgrund der ca. 10 m langen Hubgestänge unter Umständen störanfällig sind. Es werden jeweils 4 Trimmstäbe mit einer Traverse gefahren, die bei einer Störung gleichzeitig ausfallen. Beim Wegfall der Traversen befinden sich im gesamten unteren Reaktortank keine beweglichen Teile, so daß der Raum unterhalb der Tragstruktur als Hochdruckzone ausgebildet werden könnte.

Die in Abb. 2-2 gezeigte Coreanordnung kann jedoch lediglich als Alternative betrachtet werden, da die Baumöglichkeiten für solche Antriebe der Abschaltssysteme noch ungeklärt sind.

B E S T R A H L U N G S E I N R I C H T U N G E N

(E.Bojarsky, H.Deckers, A.Fiege, H.Petersen, H.Reiser, H.Rehn (AEG))

## 4.1 EINLEITUNG

Für den FR3, der einen neuartigen, besonderen Testreaktor darstellt, sind außergewöhnlich aufwendige Bestrahlungseinrichtungen vorgesehen. Es handelt sich im wesentlichen um geschlossene Testloops großer Leistungsfähigkeit, in denen Bestrahlungsexperimente auch an kompletten Brüter-Brennstabbündeln durchgeführt werden können. Der hohe schnelle Neutronenfluß, die sehr großen thermischen Leistungen in den einzelnen Loops sowie die ungewöhnlichen Dimensionen der Bestrahlungseinsätze führen zu besonderen Auslegungsproblemen.

Als allgemeine Anforderungen an die Bestrahlungseinrichtungen und damit auch an den Testreaktor selber sind zu stellen:

- Die Bestrahlungspositionen im Reaktor-Core sollen - innerhalb gewisser Grenzen - in der Größe variabel sein und mit verschiedenartigen Bestrahlungseinrichtungen wie auch ganz oder teilweise mit Treiber-elementen besetzt werden können.
- Es müssen geschlossene Testloops mit verschiedenen Kühlmitteln, insbesondere Natrium und Helium, vorgesehen werden. Sie müssen für die Erprobung von großen Brennstabbündeln sowie auch für Einzeluntersuchungen an Brennstoff- und Strukturmaterialproben unter variablen, einstellbaren Kühlbedingungen geeignet sein.
- Alle Bestrahlungseinsätze der Testloops sollen, abgesehen von der Erfassung der Kühlmittelparameter, eine umfangreiche direkte Instrumentierung der Testobjekte ermöglichen.
- Das Auswechseln der Testobjekte sowie der kompletten Reaktoreinsätze muß, auch nach einer größeren Beschädigung, schnell und sicher, und zwar unter Kühlung und Abschirmung möglich sein.

Auf der Grundlage der genannten Forderungen wurde ein in sich geschlossenes Konzept für die Gestaltung der Testloops, deren Anordnung im Reaktorbereich und die Auswechslung erarbeitet. Es wurde weiterhin eine eingehende Studie bezüglich der Beanspruchung der Loop-Druckrohre im Corebereich durchgeführt. Hierbei steht die kombinierte Beanspruchung durch Innendruck und Eigenspannungen infolge von Temperaturgradienten und Materialschwellens im Vordergrund. Wegen der derzeit noch vorhandenen Unsicherheit bezüglich des Materialschwellens im schnellen Neutronenfluß waren die Untersuchungen überwiegend auf die Problemanalyse gerichtet. Sie führten zu vorläufigen Auslegungsdaten, die zeigen, daß im Verlauf der weiteren Entwicklung durch entsprechende Material-Auswahl und konstruktive Gestaltung eine befriedigende und sicherheitstechnisch vertretbare Lösung gefunden werden kann.

Für die Testloop-Druckrohre, die im Flußgradienten nahe dem Rand des Cores angeordnet werden sollen, wurde insbesondere die Verbiegung durch Temperatur- und Schwelleffekte berechnet. Auch hier sind befriedigende Lösungen möglich.

## 4.2 KONZEPTION DER BESTRAHLUNGSEINRICHTUNGEN

### 4.2.1 Anordnung und Auslegung der Testloops

Es wurden zwei verschiedene Konzepte für die Positionierung der Bestrahlungseinrichtungen im Reaktor untersucht.

Im Vordergrund stand die Forderung nach einer möglichst großen zentralen Testposition, die wahlweise durch ein Test-Loop mit Natrium- oder Heliumkühlung von 260 mm Außendurchmesser besetzt werden kann, und nach drei weiteren Testpositionen von 152 mm Außendurchmesser - bevorzugt für Natrium-Testloops - an der Peripherie des Cores, siehe Abb.2-1 . Zwei Treiberbrennelement-Positionen sind für Bestrahlungsrigs vorgesehen. Diese Konzeption diente als Grundlage für die folgenden Überlegungen zur Ausführung der Testloops, zur Auslegung der Druckrohre und zur Durchführung der Auswechslvorgänge.



Parallel dazu wurden Untersuchungen für eine alternative Anordnung der Testloops in der Treiberzone durchgeführt. Es handelt sich in diesem Falle um eine zentrale und zwei seitlich dazu angeordnete Testpositionen für ein Helium-Loop und zwei Natrium-Loops von je 200 mm Außendurchmesser. Hierbei können drei Treiberbrennelement-Positionen mit Bestrahlungsrigs besetzt werden. Die Bestrahlungseinsätze der Testloops werden vertikal von oben in den Reaktor eingebaut. Sie enden über der Coretragplatte. Alle Testloops werden daher in Fingerhutform mit koaxialer Kühlmittelführung ausgeführt. Diese Anordnung hat den Vorteil, daß die Coretragplatte nicht durchbrochen wird, daß also Bestrahlungseinsätze verschiedener Größe eingesetzt werden können, wobei nichtbenötigter Bestrahlungsraum mit Treiberbrennelementen besetzt werden kann. Die Köpfe der Testloops sind über dem Reaktordeckel in einem Zwischendeck so angeordnet, daß sie jederzeit zu Inspektionszwecken oder zum Testobjektwechsel von der Reaktorhalle aus zugänglich sind.

Bei der thermohydraulischen Auslegung der Testloops wurde angestrebt, daß die Betriebsbedingungen der Testbrennelemente denen in künftigen Hochleistungsbrütern weitgehend angeglichen werden können.

In den folgenden Tabellen werden die Auslegungsdaten bzw. -grenzen für das Helium-Testloop von 260 mm Außendurchmesser und für die Na-Testloops von 260 mm und 152 mm Außendurchmesser angegeben. Eine Begrenzung der Kühlmitteldurchsatzmengen nach oben ist im allgemeinen durch das Anwachsen der Druckverluste in den über 10 m langen Hin- und Rückführkanälen der Testloops innerhalb des Reaktors und an den Kühlmittlein- und Austrittsstutzen gegeben. Eine absolute, feste Grenze besteht jedoch nicht, die folgenden Zahlenangaben sind daher als Richtwerte aufzufassen.

Als Auslegungsgrenzen für das helium-gekühlte Testloop im Corezentrum ergeben sich etwa folgende Werte:

Testloop-Außendurchmesser maximal	260 mm
Eckmaß des Testelement-Kastens außen maximal	175 mm
Thermische Leistung des Testelementes maximal	12 MW
Kühlmitteldruck	100 at
Kühlmitteldurchsatz maximal	30 to/h
Druckverlust im Testeinsatz maximal	14 at

In diesem gasgekühlten Testloop kann beispielsweise das folgende heliumgekühlte Brennelement bestrahlt werden.<sup>1)</sup>

Stabzahl des Testbündels	127
Brennstabdurchmesser/-teilung	8,35 mm/ 12,5 mm
Stableistung maximal nominell	1300 W/cm
Kühlmittel-Eintrittstemperatur	425 °C
Kühlmittel-Austrittstemperatur	685 °C
max. Hüllrohrtemperatur (außen, nominell)	765 °C
Druckverlust im Bündel	8,7 at

Für das natriumgekühlte Testloop im Corezentrum sollen folgende Begrenzungen gelten:

Testloop Außendurchmesser maximal	260 mm
Eckmaß des Testelement-Kastens außen maximal	203 mm
Thermische Leistung des Testelementes maximal	24 MW
Kühlmitteldurchsatz maximal	300 to/h
Druckverlust im Testelement maximal	8 at
Druckverlust im gesamten Testeinsatz	14 at

Die Kühlmittelaufheizspanne würde bei diesen Betriebsdaten ca. 230 °C betragen.

In dem Testloop könnten z.B. bei 8 mm Brennstabdurchmesser und ca. 10 mm Brennstabteilung<sup>2)</sup> 217 Brennstäbe bei einer maximalen nominellen Stableistung von 1650 W/cm oder 271 Brennstäbe bei 1300 W/cm bestrahlt werden.

Die 3 peripheren Testloops von jeweils 152 mm Außendurchmesser sind zwar ebenfalls für die Bestrahlung von Brennstabbündeln ausgelegt, jedoch sollen zwei der drei Testloops auch für die Bestrahlung von Einzelproben, insbesondere auch von Strukturmaterialien geeignet sein.

1) M.Dalle Donne, E.Eisemann, K.Wirtz: Latest calculations for a gas cooled fast reactor with a vanadium clad pin core, KFK 1198.

2) F.Amon et al.: Karbid als Brennstoff eines natriumgekühlten Hochleistungsbrüters, Reaktortagung Berlin 20.-22. April 70, Brosch.2497-1970-S. 609, Deutsches Atomforum e.V. (DAtF)

Die Auslegung im Hinblick auf Bündelbestrahlungen erfolgte analog zum großen zentralen Natrium-Loop. Die entsprechenden Daten sind:

Testloop-Außendurchmesser maximal	152 mm
Eckmaß des Testelement-Kastens außen maximal	108 mm
Thermische Leistung des Testelementes maximal	8 MW
Kühlmitteldurchsatz maximal	100 to/h
Druckverlust im Testelement maximal	8 at
Druckverlust im gesamten Testeinsatz	14 at

Für die Bestrahlung von Stabbündeln bei voller Loopauslastung (z.B. 91 Stäbe mit 1300 W/cm max. Stableistung) ergibt sich eine Kühlmittel-aufheizspanne von ca. 230 °C.

Für reine Strukturmaterialbestrahlungen in diesen peripheren Testloops soll die Kühlmitteltemperatur von ca. 400 °C bis 600 °C einstellbar sein.

Beim Alternativkonzept sollen 3 Testloops gleichen Durchmessers in möglichst zentraler Lage in der Treiberzone angeordnet werden. Es wurde die Anordnung gemäß Abb. 3-63 gewählt.

Bei der Auslegung wurde von folgenden Annahmen ausgegangen:

In den Testloops sollen Brennelemente mit sehr unterschiedlicher Auslegung getestet werden. Die veränderlichen Auslegungsgrößen sind die Stabzahl, Stableistung, Aufheizspanne und der Stabdurchmesser. Es wurde eine Parameterstudie durchgeführt, um festzustellen, welchen Raumbedarf die verschiedenen Testelemente haben.

Variiert wurden:

Stableistung	$\chi_{\max}$ = 500 - 1000 - 1500 - 2000 W/cm
Stabdurchmesser	$d_s$ = 6 - 8 - 10 mm
nom. Aufheizspanne	$\Delta S$ = 150 - 200 - 300 °C
Stabzahl	Z = 91 - 127 - 169

Für die Dimensionierung der Loops wurden in Anlehnung an die Brennelementauslegung fortschrittlicher Reaktorkonzepte (karbidischer Brennstoff) folgende Parameter ausgewählt:

Stableistung	$\chi_{\max}$	= 2000 W/cm
Stabdurchmesser	$d_s$	= 8 mm
nom. Aufheizspanne	$\Delta T$	= 200 °C
Stabzahl	Z	= 127

Ein Brennstabbündel dieser Auslegung erfordert ein Testloop von etwa 200 mm Außendurchmesser, das in der Treiberzone untergebracht werden muß.

Für die Wahl der Abstände zwischen den Testloops waren konstruktive Gründe maßgebend (Unterbringung der Sicherheitshülle um die Loopköpfe über dem Reaktordeckel und der Kühlmittelleitungen, Ausbaubarkeit der Testloops usw.).

Die Schlüsselweite der Treiberbrennelemente wurde der Geometrie gemäß Abb. 3-63 angepaßt.

Pro Testloop müssen sieben Treiberelemente wegfallen. Die Elementteilung beträgt 91,5 mm bei 217 Brennstäben pro Element, gegenüber 70,1 mm und 127 Stäben beim Referenzentwurf. Anordnung und Zahl der Regel- und Abschaltetelemente wurden entsprechend den physikalischen Rechnungen nach Abschnitt 3.5.11 gewählt. Die Kühlkanalgeometrie der Treiberelemente entspricht genau der des Treiberbrennelementes nach Abschn. 3.3.5.

#### 4.2.2 Ausführung der Testloops und anderer Bestrahlungseinsätze

##### a) Allgemeines zum Aufbau der Testloops

Die Testloop-Einsätze sind fingerhutförmig ausgebildet. Sie werden auf dem Reaktordeckel befestigt und in der Core-Tragplatte durch Zentrierzapfen geführt. Die Loopköpfe durchdringen die Abschirmdecke über dem Zwischendeck und sind daher von der Reaktorhalle her zugänglich. Zwischen dem Reaktordeckel und der Abschirmdecke, d. h. im Bereich des Zwischendecks, sind sämtliche Loops von einer Sicherheitshülle umgeben. Die Loopeinsätze

bestehen jeweils aus Druckrohr und Bestrahlungseinsatz, die durch Conoseal-Kupplungen druckdicht miteinander verbunden werden. Wegen der großen Baulänge der Loopeinsätze (ca. 16,5 m) werden die Druckrohre zweiteilig ausgeführt. Das obere, ca. 6 m lange Teilstück wird nicht aktiviert und kann deshalb auf Grund der Teilung mehrmals verwendet werden.

Die Kühlmittleitungen der Loops sind in einer Höhe von ca. 3 m über dem Reaktordeckel seitlich an den Druckrohren angeflanscht. Alle Druckrohre werden innerhalb des Reaktors zwangsgekühlt. Die doppelwandigen Druckrohre der zentralen Loops werden durch spezielle Kühlkreisläufe, deren Kühlmittelanschlüsse sich etwa 1 m über dem Reaktordeckel befinden, gekühlt. Bei den peripheren Loops ist es zweckmäßig, das Druckrohr direkt durch das Reaktor-Primärnatrium zu kühlen, das durch den Zentrierzapfen in einen Ringkanal eintritt und ca. 1 m oberhalb des Cores wieder austritt.

Die Zufuhr des Loopkühlmittels zu den Testobjekten erfolgt über Ringkanäle und konzentrisch zueinander angeordnete Rohre, die gegeneinander thermisch zu isolieren sind.

Sämtliche Testloops sind instrumentiert und mit Einrichtungen versehen, die die sichere Abfuhr der Nachwärme beim Auswechselfvorgang der Testobjekte ermöglichen.

#### b) Zentrales heliumgekühltes Testloop

Abb. 4-1 zeigt einen Schnitt durch den zentralen Helium-Testloop-Einsatz, und zwar mit angekuppeltem Hubwerksgreifer zu Beginn des Auswechselfvorganges. Der Loopeinsatz besteht aus Druckrohr und Bestrahlungseinsatz. Beide sind im Betriebszustand durch eine 10" Conoseal-Kupplung miteinander verbunden und durch eine zusätzliche Vorrichtung im Inneren des Loop-Kopfes miteinander verriegelt.

Ein besonderes Problem ist die Abfuhr der Nachwärme während des Auswechselfvorganges und beim Transport des Testelementes. Dieses Problem kann bei allen Testloops wie folgt gelöst werden:

Beim Ankuppeln des Greifers wird ein Rückschlagventil nach unten gedrückt und dadurch gleichzeitig die Verriegelung zwischen Druckrohr und Einsatz gelöst sowie die Kühlmittelaustrittsöffnung durch einen speziellen Schieber geschlossen.

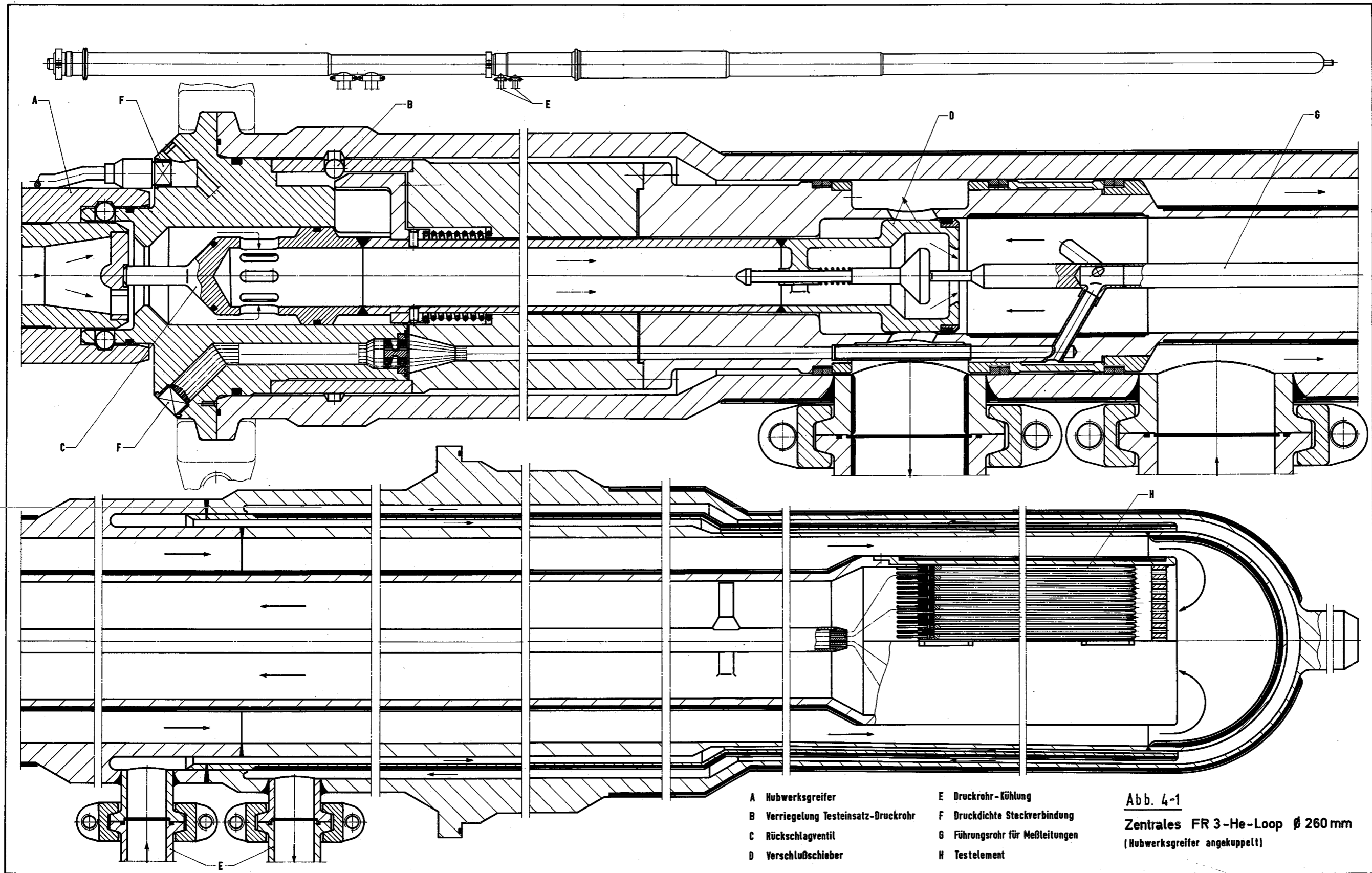
Bei diesem Vorgang öffnet sich selbsttätig ein Ventil im Schieber. Dadurch wird der Gas-Kühlkreislauf der Wechsellaschine über den Hubwerksgreifer und das Testelement freigegeben.

Besondere Aufmerksamkeit muß bei den hohen Kühlmitteltemperaturen und Temperaturdifferenzen (ca.  $250^{\circ}\text{C}$ ) zwischen den Kühlmittelkanälen der Vermeidung unzulässiger Wärmespannungen gewidmet werden. Die Hauptkühlmittelleitungen mit einer Nennweite von 120 mm münden daher in ringförmigen Kanälen, um Wärmespannungen möglichst zu vermeiden. Aus den gleichen Gründen werden alle kritischen Stellen, wie z.B. Kühlmittelaustrittsstutzen und inneres Gasführungsrohr, mit einer hochtemperaturbeständigen Isolierung (z.B. Graphitgewebe) versehen. Durch den großen Abstand der Kühlmittelleitungen vom Testloop-Kopf bestand die Möglichkeit, hier erprobte Dichtungen (Viton-O-Ringe) einzusetzen.

Die Meßleitungen (insgesamt 60 Meßstellen) werden durch ein Zentralrohr zu vier druckdichten Steckverbindungen im Deckel des Bestrahlungseinsatzes geführt. Eine der Steckverbindungen wird beim Auswechsellvorgang mit dem Hubwerk der Wechsellaschine gekuppelt, so daß einige wichtige Meßwerte auch während des Transportes zur Heißen Zelle überwacht werden können.

#### c) Natriumgekühltes Testloop

Das große zentrale und die etwas kleineren peripheren natriumgekühlten Testloops sind nach dem gleichen Prinzip ausgeführt wie das zentrale heliumgekühlte Testloop nach Abb. 4-1. Es muß jedoch bei den Natriumloops darauf geachtet werden, daß das Bestrahlungseinsatz-Oberteil (oberhalb der Kühlmittel-Austrittsöffnung) nicht mit dem Kühlmittel Natrium in Berührung kommt. Es soll nämlich verhindert werden, daß die Dichtungen der Conoseal-Verbindung und außerdem die beweglichen Teile der Verriegelung zwischen Testeinsatz und Druckrohr und des Verschlussschiebers, siehe Abb. 4-1, durch das Kühlmittel in ihrer Funktion beeinträchtigt werden. Dazu wird während des Betriebes ständig eine kleine Argon-Menge mit geringem Überdruck gegenüber dem Kühlmittel in das Bestrahlungseinsatz-Oberteil eingespeist. Ein Vordringen von Natrium durch die Dichtelemente oberhalb des Austrittsstutzens wird dadurch verhindert. Die geringen Argon-Mengen, die in das austretende Kühlmittel gelangen können, müssen dann im Test-Kreislaufsystem wieder abgeschieden werden.



- |   |                                    |   |                               |
|---|------------------------------------|---|-------------------------------|
| A | Hubwerksgreifer                    | E | Druckrohr-Kühlung             |
| B | Verriegelung Testeinsatz-Druckrohr | F | Druckdichte Steckverbindung   |
| C | Rückschlagventil                   | G | Führungsrohr für Meßleitungen |
| D | Verschlusschieber                  | H | Testelement                   |

Abb. 4-1  
 Zentrales FR 3-He-Loop  $\varnothing$  260 mm  
 (Hubwerksgreifer angekuppelt)

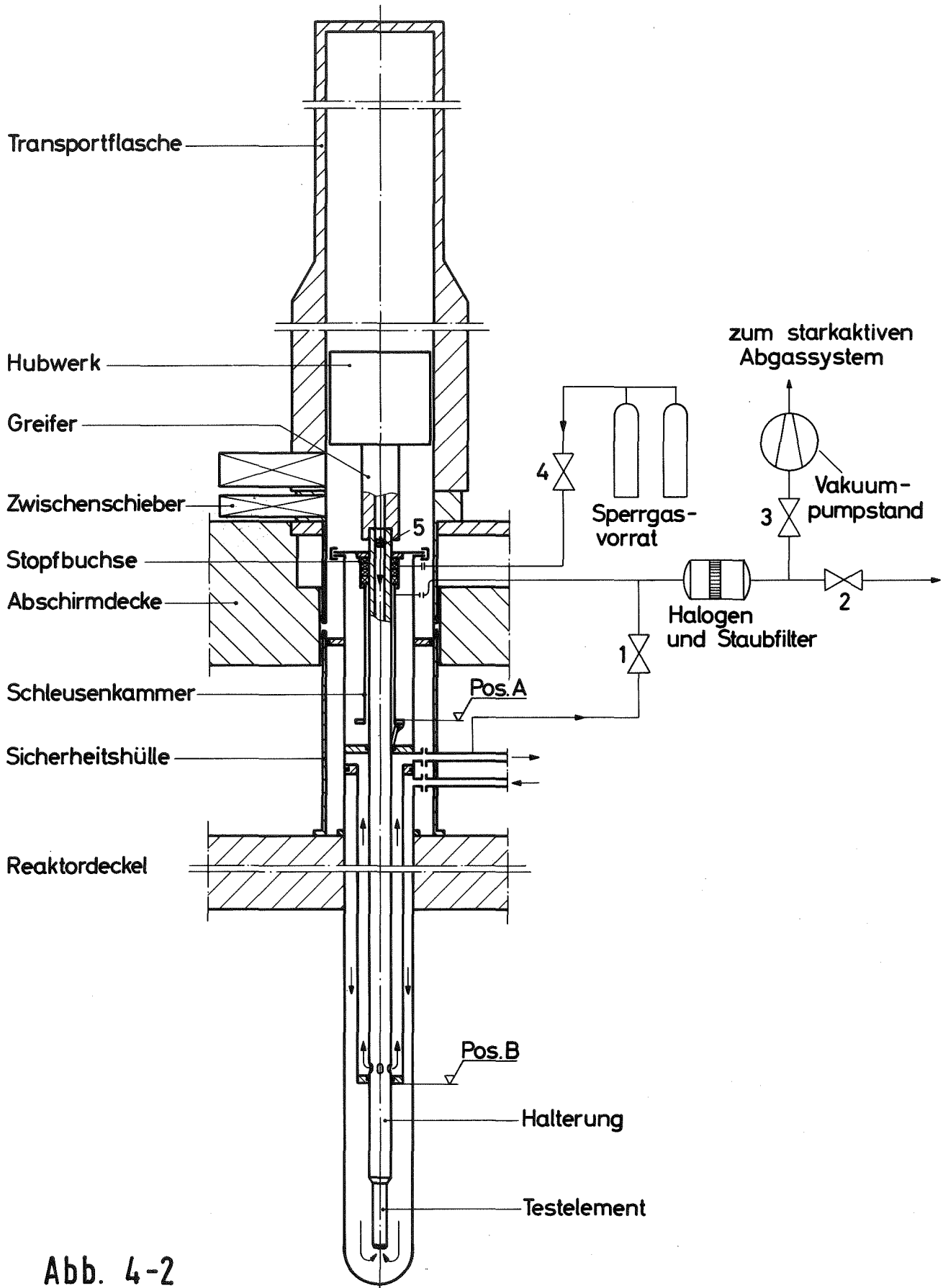


Abb. 4-2

Peripherer FR3 Loopeinsatz für zyklische Bestrahlungen



## d) Loopeinsatz für zyklische und Kurzzeit-Bestrahlungen

Es wurden Überlegungen angestellt, in welcher Weise Kurzzeit-Bestrahlungen - auch mit zyklischen Lastwechseln - an kleineren Testobjekten (Einzelstäbe und kleinere Teststab-Bündel) im FR3 durchgeführt werden können. Dazu ist es notwendig, daß Testobjekte für zyklische Belastungen während des Reaktorbetriebs axial im Core bewegt werden können bzw. für Kurzzeittests während des Reaktorbetriebs ausgewechselt werden können.

Für derartige Bestrahlungen wäre ein peripheres Testloop mit Helium-Kühlung gut geeignet. Abb. 4-2 zeigt das Prinzip einer Kurzzeit-Bestrahlungseinrichtung. Die Loopwechselmaschine wird während des Bestrahlungsvorganges über dem Testloop positioniert. Die Halterung des Testobjektes ist mit dem Hubwerk der Transportflasche gekuppelt und kann verfahren werden, während der Testeinsatz mit dem Druckrohr durch eine Conoseal-Flanschverbindung druckdicht verbunden ist. Die Meßleitungen des Testobjektes werden ebenfalls über das Hubwerk nach außen geführt. Das Kühlsystem des Testloops ist gegen die Wechselmaschine durch eine Stopfbuchskombination im Loopeinsatz-Kopf und ein Rückschlagventil, Nr. 5 in Abb. 4-2, in der Testobjekt-Halterung gedichtet. Unterhalb der Stopfbuchse ist eine Schleusenkammer eingebaut, die das Ein- und Ausfahren einer Kurzzeitprobe bei vollem Kühlmitteldruck ermöglicht.

Der Einfahrvorgang eines Bestrahlungsobjektes läuft wie folgt ab, vergl. Abb. 4-2:

Die Wechselmaschine steht über dem Loopeinsatz. Die geschlossene Klappe der Schleusenkammer in Pos. A ist mit dem vollen Kühlmitteldruck beaufschlagt. Wechselmaschine und Schleusenkammer stehen unter Argon bei Normaldruck. Das Hubwerk senkt das Testobjekt durch die Stopfbuchse in die Schleusenkammer ab. Über Ventil 4 wird die Stopfbuchse mit Sperrgas versorgt, über Ventil 1 erfolgt der Druckausgleich zwischen Schleusenkammer und Kühlsystem. Das Testobjekt wird bis unterhalb Pos. B abgesenkt (etwa 1,5 m oberhalb des Cores). Hier setzt die volle Kühlung ein. Nach entsprechenden Kontrollen der Testinstrumentierung kann die vorgesehene Bestrahlungsposition angefahren werden. Nach Beendigung der Bestrahlung wird wiederum Pos. B angefahren. Hier verbleibt das Testobjekt unter voller Kühlung solange, bis freie Konvektion zur Abfuhr der Nachwärme ausreicht.

Anschließend kann die Schleusenkommer, Pos. A, angefahren werden. Durch schnelles Öffnen von Ventil 2 wird die federbelastete Klappe der Schleusenkommer geschlossen und diese druckentlastet. Nach Schließen von Ventil 2 und Öffnen von Ventil 3 setzt die Absaugung der Schleusenkommer ein. Dabei wird Argon aus der Wechselmaschine über Ventil 5 angesaugt. Anschließend kann die Halterung mit Testobjekt vollends in die Transportflasche gezogen werden.

#### 4.3 AUSLEGUNGSPROBLEME DER TESTLOOP-DRUCKROHRE

##### 4.3.1 Einleitung

Wie bei allen Reaktorbauteilen, die hohen Dosen schneller Neutronen ausgesetzt sind, können auch bei den Loop-Druckrohren die im schnellen Fluß zu erwartenden Strahlenschäden (Versprödung, Strukturmaterialschwellen) nicht mehr außer acht gelassen werden. Abgesehen von der u.U. erheblichen Volumenzunahme durch integrales Schwellen können z.B. in den Druckrohren des zentralen Loops infolge der durch  $\gamma$ -Heizung und beidseitigen Kühlung erzeugten Temperaturprofile und der starken Temperaturabhängigkeit der Schwellraten durch differentielles Schwellen Eigenspannungen erzeugt werden, die um eine Größenordnung über den reinen thermischen Spannungen liegen. Bei den peripheren Loops, die im Temperatur- und Flußgradienten stehen, kann es außerdem durch das differentielle Schwellen zu einer unzulässigen Verbiegung der Looprohre kommen. Diese Erscheinungen führen zwangsläufig einerseits zu einer Begrenzung der Wandstärke und damit des zulässigen Kühlmitteldruckes und andererseits zu einer Beschränkung der zulässigen Schwellrate, also der Standzeit. Für die Bestrahlungsexperimente und auch im Hinblick auf die entstehenden Kosten besteht jedoch der Wunsch nach möglichst langen Loop-Standzeiten und im Falle des Helium-Loops nach hohen Betriebsdrücken.

Eine sorgfältige Analyse der Druckrohrbelastungen infolge von Innendruck, Wärmedurchgang und Materialschwellen mit dem Ziel, eine optimale Lösung bei diesen gegensätzlichen Forderungen zu finden, wird dadurch erschwert, daß zur Zeit noch keine fundierten Beziehungen über das Schwellverhalten des Strukturmaterials und über die Änderungen seiner Festigkeitseigenschaften vorliegen.

Die an verschiedenen Stellen aufgestellten Beziehungen, die das integrale Schwellen nichtstabilisierter austenitischer Stähle in Abhängigkeit von Dosis und Temperatur angeben, wie zum Beispiel die sogenannten FFTF-, IA/IMF- und BNWL-Korrelationen, müssen zur Zeit noch als reine Arbeitshypothesen betrachtet werden.

Bei den im folgenden dargelegten Untersuchungen kann es sich daher noch nicht um eine exakte und endgültige Auslegung der Loops handeln, sondern lediglich um eine Abschätzung, unter welchen Voraussetzungen eine angestrebte Standzeit von 210 Volllasttagen erreicht werden kann.

#### 4.3.2 Beanspruchung der Druckrohre des zentralen Helium-Testloops, Auslegung

Die folgenden Ausführungen beziehen sich zunächst auf das große zentrale He-Loop mit 260 mm Außendurchmesser, das in Abb. 4-3 schematisch dargestellt ist.

##### Ausgangsdaten

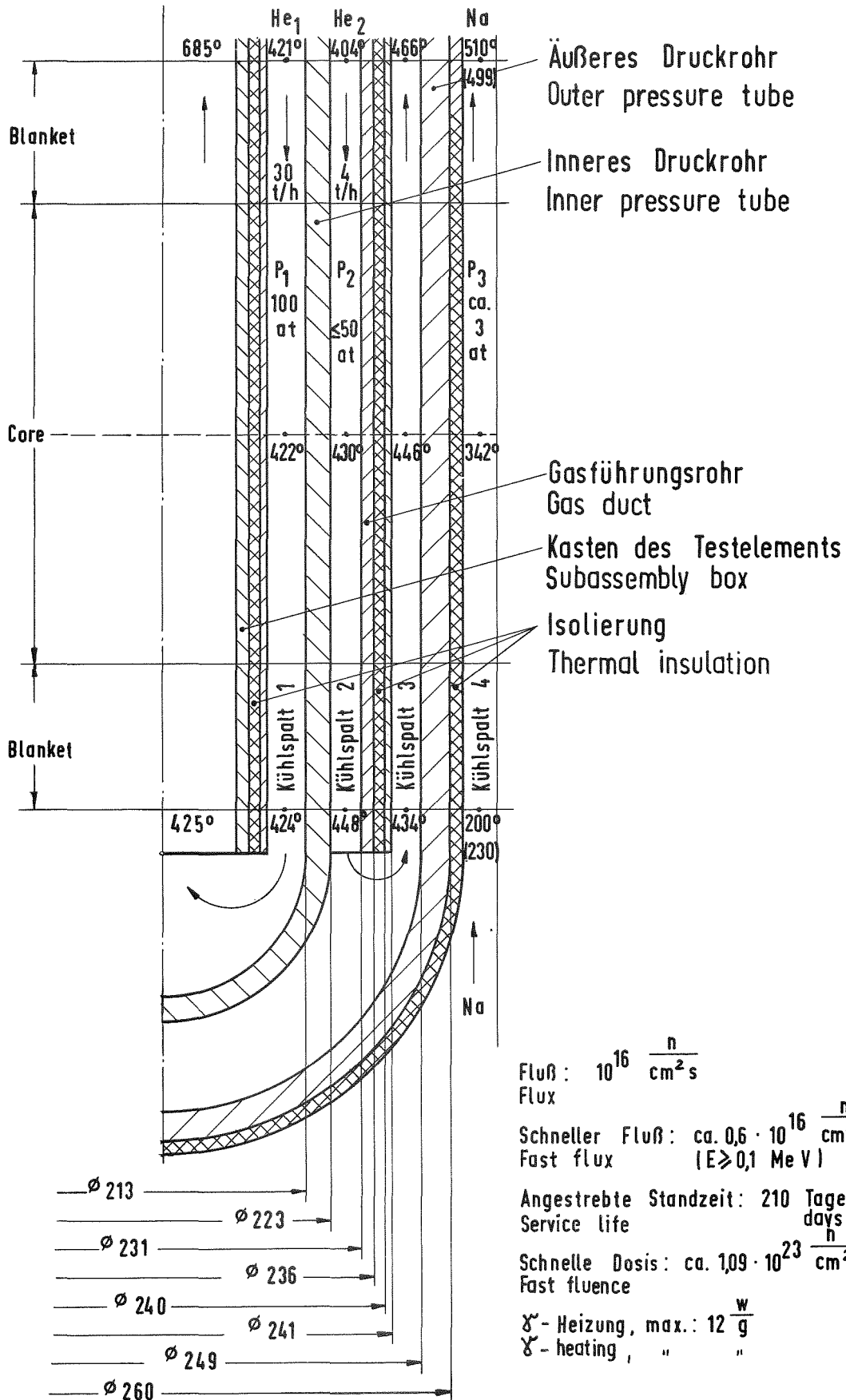
Als Auslegungsdruck wurde zunächst ein maximaler Betriebsdruck  $p_1$  von 100 at angesetzt. Zu diesem Druck gehören entsprechend der Spezifikation des Testbündels ein Heliumdurchsatz durch das Testelement  $M_{\text{Hel}} = 30 \text{ t/h}$  und eine Eintrittstemperatur in das Testelement von  $425^\circ \text{C}$ .

Der Temperaturverlauf im Natriumspalt zwischen dem äußeren Druckrohr und den benachbarten Treiberbrennelementen kann bei der gewählten Konzeption entsprechend der Temperaturverteilung in der Treiberzone angenommen werden. Der Druck  $p_3$  in diesem Natriumspalt beträgt nur wenige Atmosphären (ca. 3 at) und kann gegenüber den Drücken  $p_1$  und  $p_2$  vernachlässigt werden.

Als  $\gamma$ -Heizung wurde im inneren und äußeren Druckrohr bei einem maximalen Gesamtfluß  $\dot{\phi} = 1,0 \cdot 10^{16} \text{ n/cm}^2\text{s}$  ein Betrag von 12 W/g angesetzt. Ausserdem wurde angenommen, daß der axiale Verlauf der  $\gamma$ -Heizung näherungsweise dem Flußverlauf entspricht.

Abb. 4-3

Zentrales He-Loop im FR 3  
 Schema des Loop-Einsatzes



Werkstoff

Als Druckrohrwerkstoff wurde stabilisierter austenitischer Stahl vorgesehen, weil dieser unter den Betriebsbedingungen eines schnellen natriumgekühlten Reaktors von den heute verfügbaren Strukturwerkstoffen bezüglich Festigkeit, Korrosionsverhalten, Versprödung, Schwellen, Schweißbarkeit und Wirtschaftlichkeit den besten Kompromiß darstellt.

Unter den in Frage kommenden Austeniten wurde der Sandvikstahl 12 R 72 HV (X10CrNiMoTi 1515) ausgewählt, der im Rahmen der Gasbrüterentwicklung vor allem auch bezüglich seines Bestrahlungsverhaltens ausführlich untersucht wird.

Als Festigkeitswerte wurden die zur Zeit erreichbaren Daten bei 15 % Kaltverformung und geeigneter Wärmeverbehandlung

$$\sigma_{0,2/650^{\circ}\text{C}} = 34,7 \text{ kp/mm}^2$$

$$\sigma_{0,5/10000 \text{ h}/650^{\circ}\text{C}} \approx 16 \text{ kp/mm}^2$$

zugrunde gelegt.<sup>3)</sup>

Belastung durch Gasdruck

Da zunächst angenommen werden mußte, daß die Temperaturen in den Rohrwänden Werte erreichen würden, bei denen Kriechvorgänge nicht mehr vernachlässigt werden können ( $\geq 550^{\circ}\text{C}$ ), erfolgte die Festlegung der Wandstärken nach zwei Gesichtspunkten:

- Dauerbetrieb mit  $p_1 - p_2$  (inneres Druckrohr) bzw.  $p_2 - p_3$  (äußeres Druckrohr)

Maßgeblicher Stoffwert: Zeitdehngrenze  $\sigma_{0,5/10000 \text{ h}} = 16 \text{ kp/mm}^2$

- Kurzzeitige Belastung sowohl des inneren als auch des äußeren Druckrohres mit dem vollen Innendruck  $p_1$  (bei Wegfall des Entlastungsdruckes  $p_2$  bzw. nach dem Bruch des inneren Druckrohres).

Maßgeblicher Stoffwert: Streckgrenze:  $\sigma_{0,2} \approx 34,7 \text{ kp/mm}^2$ .

---

<sup>3)</sup> M. Dalle Donne et al.: Gasbrütermemorandum, Ergebnisse einer Untersuchung über die Realisierbarkeit und Wirtschaftlichkeit eines gasgekühlten Schnellen Brüters, KFK 1375, EUR 4575d, JUL 744 RG, Febr. 71

Wegen der Dünnwandigkeit der Rohre ( $s/d_i < 0,05$ ) ist es in beiden Fällen zulässig, die Spannungsverteilung in der Rohrwand als gleichmäßig, d.h. die tangentialen, radialen und axialen Hauptspannungen als konstant und mit der Spannung der mittleren Wandfaser identisch zu betrachten.<sup>4)</sup>

Unter dieser vereinfachenden Annahme errechnet sich die für die Festlegung der Wandstärke maßgebliche Tangentialspannung nach der Formel:

$$\sigma_t = \frac{p_i \cdot d_i}{200 \cdot s} \quad \left[ \frac{\text{kp}}{\text{mm}^2} \right] \quad (4-1)$$

$p_i$  = Innendruck,  $\text{kp}/\text{cm}^2$

$d_i$  = Innendurchmesser, mm

$s$  = Rohrwandstärke, mm

Hieraus ergibt sich für die Berechnung der Wandstärke  $s$  die Beziehung:

$$s = \frac{p_i \cdot d_i \cdot S}{200 \cdot \sigma_K} \quad \left[ \text{mm} \right] \quad (4-2)$$

$S$  = Sicherheitsabstand

$\sigma_K$  = kennzeichnender Festigkeitswert (Streckgrenze bzw. Zeitdehngrenze).

Unter Zugrundelegung eines Sicherheitsabstandes  $S = 1,5$  und eines Entlastungsdruckes  $p_2 = 50$  at ergeben sich die Wandstärken:

Inneres Druckrohr :  $s_1 = 5$  mm

Äußeres Druckrohr :  $s_2 = 5,5$  mm

---

<sup>4)</sup> H.Buchter: "Apparate und Armaturen der chemischen Hochdrucktechnik"  
Springer-Verlag Berlin / 1967

Eine Nachrechnung des kritischen Einbeuldruckes  $p_k$ <sup>5)</sup> nach der Gleichung

$$p_k = \frac{0,25 \cdot E \cdot \left(\frac{s}{r}\right)^3}{1-\nu^2} \quad (4-3)$$

$E$  = Elastizitätsmodul,  $\text{kp/mm}^2$

$s$  = Wandstärke, mm

$r$  = Radius, mm

$\nu$  = Querzahl

ergab, daß bei Ausfall des Betriebsdruckes  $p_1$  und voller Belastung mit dem Außendruck  $p_2 = 50$  at die Gefahr des Einbeulens besteht ( $p_k = 47$  at). Dieser Störfall kann jedoch durch ein geeignetes Druckausgleichssystem ausgeschlossen werden.

#### Belastung durch Eigenspannungen

Den in der Rohrwand durch Gasdruck erzeugten und über die Wanddicke als konstant angenommenen Spannungen überlagern sich die Eigenspannungen, die durch behinderte Wärmedehnungen und differentielles Schwellen hervorgerufen werden.

Unter der vereinfachenden Annahme eines ebenen Spannungszustandes mit zwei gleich großen Hauptspannungen in Axial- und Tangentialrichtung lassen sich die Wärmespannungen  $\sigma_w$  in einem beliebigen Wandquerschnitt in der üblichen Weise nach dem Ansatz

$$\sigma_{ax_w} \approx \sigma_{t_w} = - \frac{E}{1-\nu} \cdot \alpha (\mathcal{T} - \mathcal{T}_m), \quad [ \text{kp/mm}^2 ] \quad (4-4)$$

bestimmen.<sup>5),6)</sup>

$\sigma_w$  = Wärmespannungen,  $\text{kp/mm}^2$

$E$  = Elastizitätsmodul,  $\text{kp/mm}^2$

$\alpha$  = lin. Ausdehnungskoeffizient,  $1/^\circ\text{C}$

$\nu$  = Querzahl

$\mathcal{T}$  = örtliche Temperatur,  $^\circ\text{C}$

$\mathcal{T}_m$  = mittlere Temperatur, bei der das Rohr spannungsfrei ist.  $^\circ\text{C}$ .

5) Hütte I, 28. Auflage 1955

6) Auch die festigkeitstechnische Auslegung von Leichtwasserreaktoren erfolgt auf dieser Basis.

Die Berechnung der durch differentiell Materialschwellen erzeugten Eigenspannungen erscheint zur Zeit noch sehr problematisch. Der physikalische Vorgang des Strukturmaterialschwellens ist noch unzureichend erforscht. Es existieren bisher nur verschiedene Korrelationen wie die IA/IMF-<sup>7)</sup> und FFTF-Formeln<sup>8)</sup>, die die Abhängigkeit des integralen Schwellens von Dosis und Temperatur in erster Näherung zeigen. Diese Korrelationen können in der vorliegenden Form lediglich als Arbeitshypothesen betrachtet werden, vergl. Abb. 4-4 und 4-5.

Um wenigstens die Größenordnung der Schwellspannungen abschätzen zu können, erscheint es zunächst vertretbar, die Schwellspannungen  $\sigma_{sch}$  mit einem ähnlichen Ansatz wie die Wärmespannungen zu berechnen:

$$\sigma_{ax_{sch}} \approx \sigma_{t_{sch}} = - \frac{E}{1-\nu} \cdot \frac{1}{3} \left[ \left( \frac{\Delta V}{V} \right)_{\mathcal{T}} - \left( \frac{\Delta V}{V} \right)_{\mathcal{T}_m^*} \right], \quad \left[ \frac{\text{kp}}{\text{mm}^2} \right] \quad (4-5)$$

$\mathcal{T}$  = Örtliche Temperatur  
 $\mathcal{T}_m^*$  = Temperatur, bei der die mittlere Schwellrate auftritt  
 $\left( \frac{\Delta V}{V} \right)_{\mathcal{T}}$  = Örtliche Schwellrate  
 $\left( \frac{\Delta V}{V} \right)_{\mathcal{T}_m^*}$  = Mittlere Schwellrate

Bei einer derartigen Bestimmung der differentiellen Schwelldehnungen wird vorausgesetzt, daß die Dosis  $\phi \cdot t$  wegen der Dünnwandigkeit des Rohres als konstant betrachtet werden kann. Außerdem wird angenommen, daß die lokalen Schwelldehnungen unabhängig von den Temperatur- und Spannungsgradienten in den Wänden der Looprohre sind.

Besonders einfache und übersichtliche Verhältnisse ergeben sich, wenn man die Schwellkurven in begrenzten Temperaturbereichen linearisiert. In diesem Falle ist die Temperatur  $\mathcal{T}_m^*$  mit der Temperatur  $\mathcal{T}_m$  identisch, und es gilt:

$$\sigma_{ax_{sch}} \approx \sigma_{t_{sch}} = - \frac{E}{1-\nu} \cdot \frac{1}{3} \left[ \left( \frac{\Delta V}{V} \right)_{\mathcal{T}} - \left( \frac{\Delta V}{V} \right)_{\mathcal{T}_m} \right] \left[ \frac{\text{kp}}{\text{mm}^2} \right] \quad (4-6)$$

7) INTERATOM, interne Mitteilung

8) R.J. Jackson: "Impact of Swelling Model on FTR Core Design"  
BNWL-1240/Nov. 1969



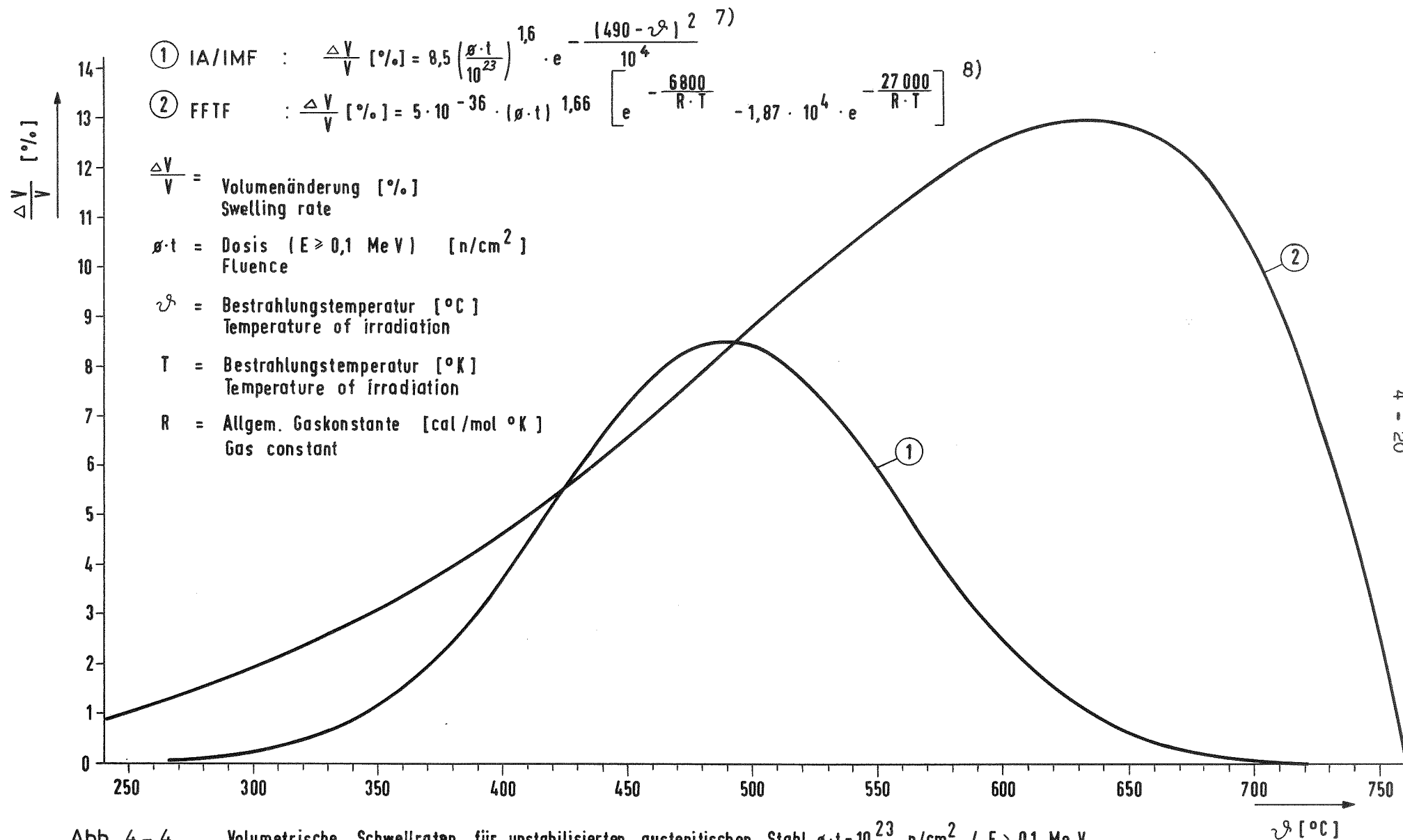


Abb. 4-4 Volumetrische Schwellraten für unnormalisierten austenitischen Stahl.  $\varphi \cdot t = 10^{23} n/cm^2 / E \geq 0,1$  MeV

Volumetric swelling rates for non-normalized austenitic steel

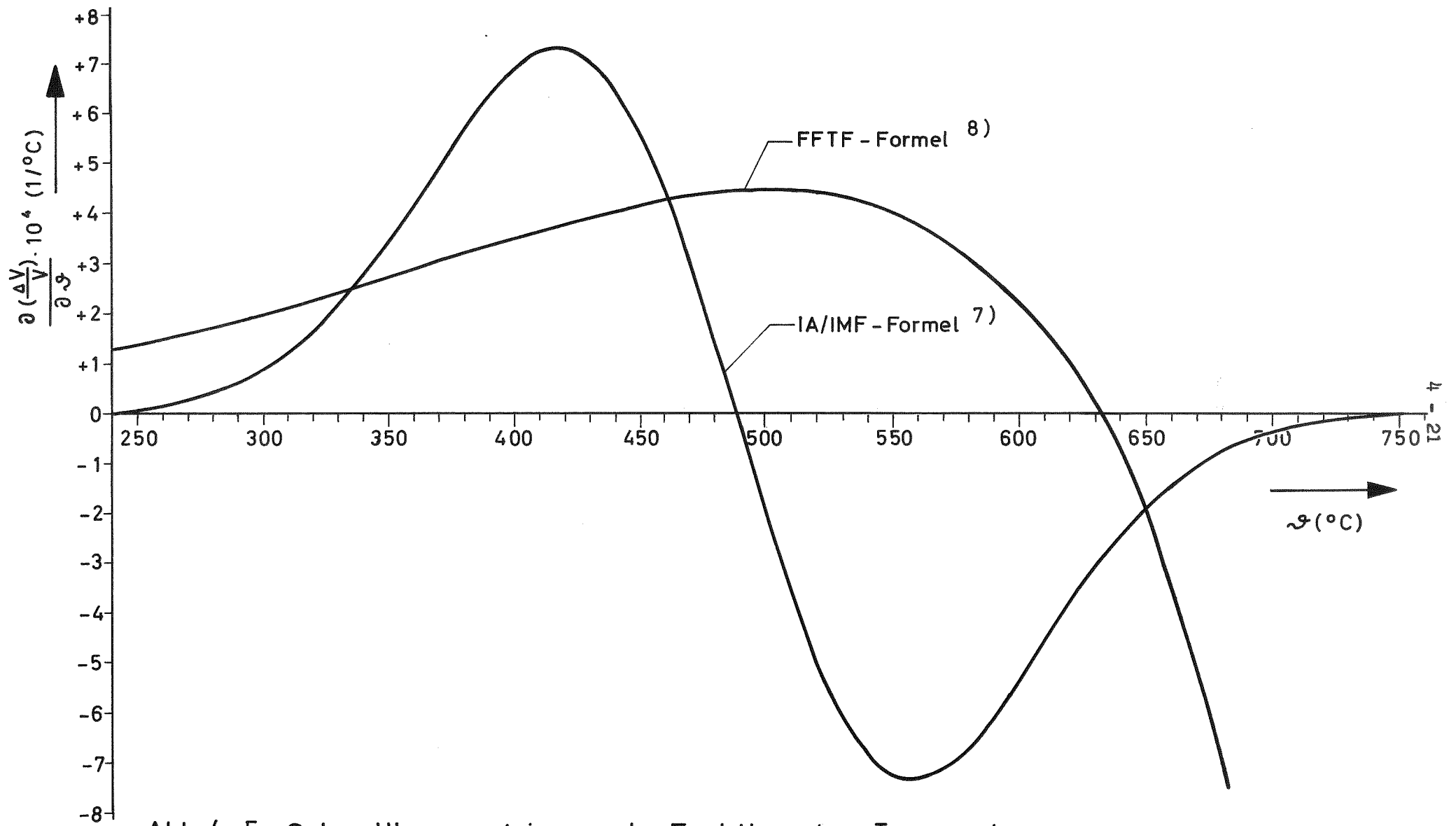


Abb. 4-5 Schwellkurvensteigung als Funktion der Temperatur  
 $\phi \cdot t = 10^{23} \text{ n/cm}^2$ ,  $E \geq 0,1 \text{ MeV}$

Außerdem läßt sich zeigen, daß in diesem Falle die Schwellspannung allein von der Steigung der linearisierten Schwellkurve  $\frac{\partial(\frac{\Delta V}{V})}{\partial \mathcal{T}}$  und der Temperaturdifferenz  $\mathcal{T} - \mathcal{T}_m$  abhängt.

Damit erhält die Gleichung (4-6) die Form

$$\sigma_{ax_{sch}} \approx \sigma_{t_{sch}} = - \frac{E}{1-\nu} \cdot \frac{1}{3} \cdot \frac{\partial(\frac{\Delta V}{V})}{\partial \mathcal{T}} \cdot (\mathcal{T} - \mathcal{T}_m), \quad \text{[kp/mm}^2\text{]} \quad (4-7)$$

Aufgrund der relativ geringen Temperaturdifferenzen in der Rohrwand und der Tatsache, daß die höchsten Schwellspannungen im Bereich der größten Schwellgradienten auftreten - d.h. in einem Bereich, wo die Schwellkurven nahezu linear verlaufen -, ist der Fehler vernachlässigbar klein, wenn die kritischen Schwellspannungen nach Gl. (4-7) berechnet werden.

Sieht man jetzt noch weiter von der Tatsache ab, daß Wärmespannungen und Schwellspannungen physikalisch nicht gleichartig sind (Wärmespannungen werden z.B. nach dem Abschalten des Reaktors wieder abgebaut, Schwellspannungen dagegen nicht!), so lassen sich beide im Sinne einer groben Überschlagsrechnung nach folgender Gleichung berechnen:

$$\sigma_{ax_{w+sch}} \approx \sigma_{t_{w+sch}} = - \frac{E}{1-\nu} \left[ \left( \alpha + \frac{1}{3} \frac{\partial(\frac{\Delta V}{V})}{\partial \mathcal{T}} \right) \cdot (\mathcal{T} - \mathcal{T}_m) \right] \quad (4-8)$$

$\mathcal{T}_m$  ist in dieser Gleichung der integrale Mittelwert des Temperaturverlaufes in der Wand. Es wird der Einfachheit wegen angenommen, daß die Tangente an die Schwellkurve für den Abszissewert  $\mathcal{T}_m$  in begrenzten Temperaturbereichen als linearisierte Schwellkurve betrachtet werden kann.

#### Ableitung einer plastischen Vergleichsdehnung

Da Näherungsrechnungen gezeigt haben, daß die nach Gleichung (4-8) errechneten Spannungen weit oberhalb der Streckgrenze des Druckrohrwerkstoffes liegen können und dann also plastisch abgebaut werden, erschien es sinnvoll, eine plastische Vergleichsdehnung einzuführen, die direkt mit der Bruchdehnung des Werkstoffes verglichen werden kann.

Hierbei werden Kriechvorgänge vernachlässigt, weil sich herausstellte, daß das Temperaturniveau in den Druckrohren unter 550 °C lag.

Nach der Gestaltänderungsenergiehypothese von v. Mises <sup>4),9)</sup> gilt, solange man sich im elastisch-plastischen Bereich befindet, für die plastische Vergleichsdehnung  $\epsilon_{pv}$  die Beziehung

$$\epsilon_{pv} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\epsilon_t - \epsilon_{ax})^2 + (\epsilon_{ax} - \epsilon_r)^2 + (\epsilon_r - \epsilon_t)^2} \quad (4-9)$$

Geht man von der konservativen Annahme aus, daß die Eigenspannungen, die sich den Spannungen infolge Gasdrucks überlagern, voll plastisch abgebaut werden ( $\epsilon_{sch+w} = \epsilon_p$ ), und setzt man ferner

$$\epsilon_{t_{sch+w}} = \epsilon_{ax_{sch+w}} = \epsilon_p \quad (\text{ebener Spannungszustand})$$

sowie

$$\epsilon_{t_{sch+w}} + \epsilon_{ax_{sch+w}} + \epsilon_{r_{sch+w}} = 0 \quad (\text{Volumenkonstanz bei plastischer Verformung})$$

so ergibt sich:

$$\epsilon_{pv} = 2 \epsilon_p$$

$$\text{bzw. } \epsilon_{pv} = \frac{2(1-\nu)}{E} \cdot \sigma_{sch+w}. \quad (4-10)$$

Diese plastische Vergleichsdehnung kann mit der Bruchdehnung des Werkstoffes verglichen werden und ist damit ein Kriterium dafür, ob die Belastung infolge Schwellens und thermischer Dehnungen innerhalb der zulässigen Grenzen bleibt.

Die Bruchdehnung des bestrahlten Sandvikstahls 12R 72HV ist zur Zeit noch nicht genau bekannt. Man muß daher vorläufig noch auf die bekannten Daten ähnlicher Stähle zurückgreifen.

9) I.Szabo: "Höhere Technische Mechanik"

Springer-Verlag, Berlin, 1964

10)

Nach einem Bericht von R. Carlander über EBR II-Bestrahlungsergebnisse beträgt für SS 304 bis zu einer Temperatur von 550 °C die Gesamtbruchdehnung im Kurzzeitversuch noch ca. 2 %, während gleichzeitig die Streckgrenze bis auf ca. 50 kp/mm<sup>2</sup> ansteigt. Wichtig ist, daß diese Werte ab einer Dosis von ca.  $2 \cdot 10^{22}$  n/cm<sup>2</sup> annähernd konstant bleiben, also offenbar für einen Sättigungszustand gelten, (höchste gemessene Dosis ca.  $9 \cdot 10^{22}$  n/cm<sup>2</sup>). Sie können damit auch hier für die angestrebte Dosis von  $1,09 \cdot 10^{23}$  n/cm<sup>2</sup> erwartet werden. Das Ansteigen der Streckgrenze ist ein zusätzlicher Sicherheitsfaktor, der in den Rechnungen nicht berücksichtigt wird.

### Rechengang

Wie bereits einleitend erwähnt, ist die Auslegung der Druckrohre ein komplizierter iterativer Vorgang mit dem Ziel, einen möglichst optimalen Kompromiß zwischen den Forderungen nach möglichst hohen Betriebsdrücken und Standzeiten einerseits und der Forderung nach ausreichender Betriebssicherheit andererseits zu erreichen.

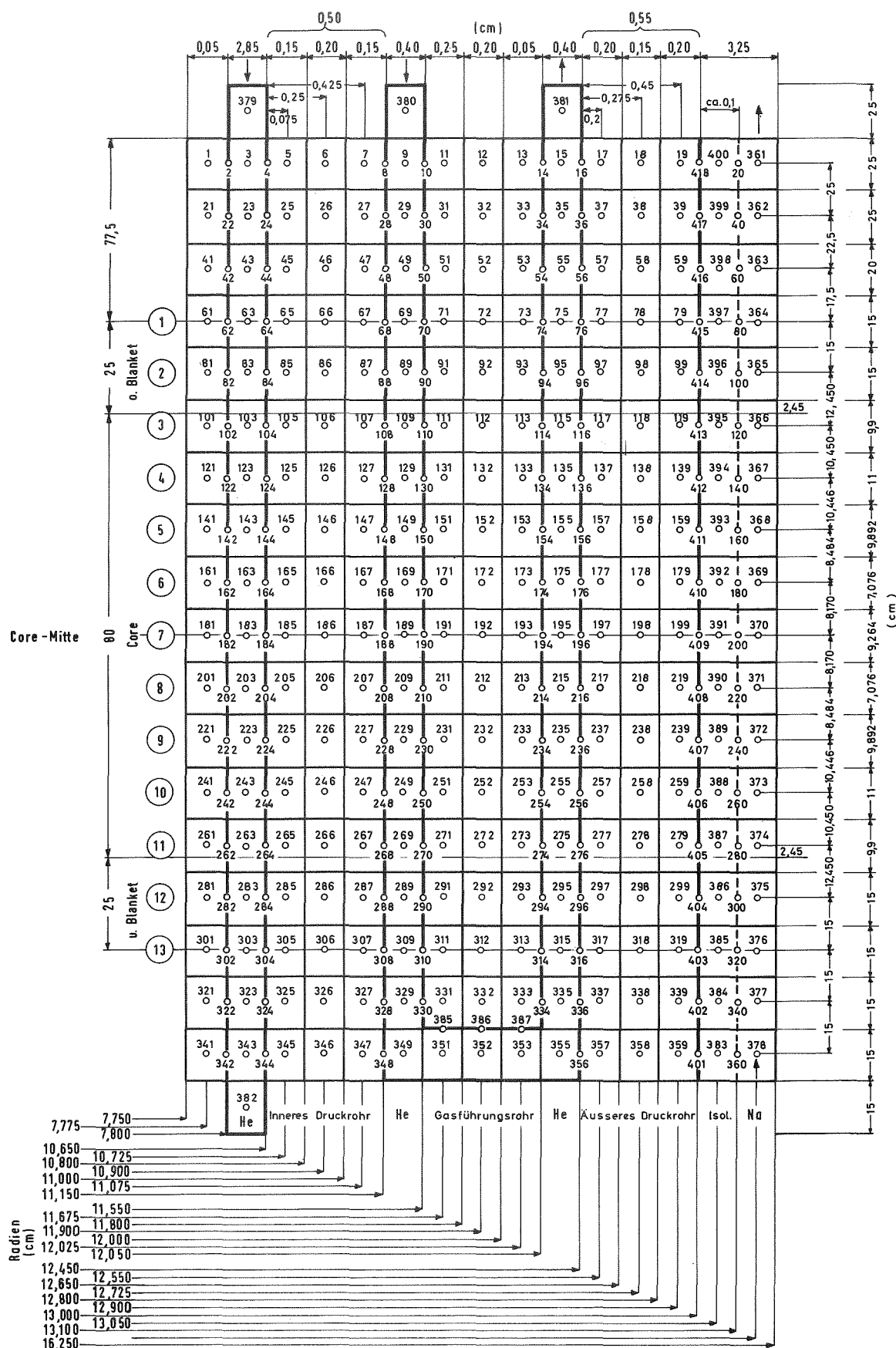
Grundsätzlich erfolgt die Rechnung nach folgendem Schema:

- 1.) Festlegung eines maximalen Betriebsdruckes (Auslegungsdruck)  $p_1$ .
- 2.) Berechnung der Wandstärken der Druckrohre nach Gleichung (4-2) unter Berücksichtigung von Langzeit- und Kurzzeitverhalten.
- 3.) Berechnung der Temperaturverteilung in Strukturmaterial und Kühlmittel des Loopeinsatzes mit Hilfe des digitalen Rechenprogrammes TIGER V<sup>11)</sup> (Abb. 4-6).
- 4.) Einstellung der Kühlverhältnisse im Spalt zwischen den beiden Druckrohren derart, daß sich im inneren Druckrohr in Core-Mitte ein symmetrisches Temperaturprofil und damit ein möglichst günstiger Eigenspannungsverlauf einstellen.

---

10) R.Carlander: "Effects of Irradiation on Type 304 Stainless Steel" ANL-7606, 1969, S.84-86

11) Y.S.Hoang: "TIGER V, Temperaturberechnung in einem dreidimensionalen System" KFK, DVZ-Programmbeschreibung Nr. 234



**Abb. 4 - 6** Zentrales He-Loop im FR 3  
 Mathematisches Modell des Loop-Einsatzes zur Berechnung des  
 Temperaturfeldes mit dem digitalen Programm TIGER  $\bar{V}B.$  11)

- 5.) Ermittlung des ebenen Eigenspannungszustandes infolge Strukturmaterialschwellens und thermischer Dehnungen sowie der plastischen Vergleichsspannungen entsprechend den Gleichungen (4-8) und (4-10) unter Zugrundelegung der IA/IMF-Formel und der FFTF-Formel (jeweils für 9 Querschnitte im Corebereich und 2 Querschnitte im oberen und unteren axialen Reflektor).
- 6.) Gegebenenfalls Vorsehen einer Isolierung an der Außenseite des äußeren Druckrohres und Bestimmung ihrer Wärmeleitfähigkeit derart, daß sich im kritischen Querschnitt des äußeren Druckrohres wieder ein symmetrisches Temperaturprofil einstellt.

### Ergebnisse

In Tabelle 4-1 sind die Ergebnisse einer solchen Rechnung für ein Helium-Loop nach Abb. 4-3 mit Druckrohren von 5 bzw. 5,5 mm Wandstärke zusammengefaßt. Als Eintrittstemperaturen für das Treiberkühlmittel wurden  $200^{\circ}\text{C}$  bzw.  $230^{\circ}\text{C}$  angenommen.

### Diskussion der Ergebnisse

Rein qualitativ fällt sofort auf, daß die nach der IA/IMF-Beziehung und die nach der FFTF-Korrelation errechneten plastischen Vergleichsdehnungen  $\epsilon_{pv}$  stark voneinander abweichen können. Ein Vergleich der Abbildungen 4-4 und 4-5 verdeutlicht die Ursache: Während z.B. im Bereich von ca.  $400\text{-}500^{\circ}\text{C}$  die globalen Schwellbeträge nach beiden Formeln noch recht gut übereinstimmen (Abb. 4-4), zeigen die für das differentielle Schwellen maßgeblichen Schwellkurvensteigungen erhebliche Unterschiede (Abb. 4-5). Solange also noch Unsicherheit darüber besteht, welche Schwellkurve die wirklichen Verhältnisse am besten wiedergibt, sollte man bestrebt sein, die nach beiden Formeln errechneten Vergleichsdehnungen innerhalb zulässiger Grenzen zu halten.

Beim inneren Druckrohr erreichen die plastischen Vergleichsdehnungen durch Abbau der Eigenspannungen, die sich den Dehnungen infolge Gasdruckes ( $\leq 0,2\%$ ) überlagern, Werte von maximal  $0,45\%$ . Der Sicherheitsabstand gegen die angenommene Bruchdehnung von ca.  $2\%$  erscheint ausreichend. Beim äußeren Druckrohr ohne Isolation überschreitet jedoch die plastische Vergleichsdehnung mit  $\epsilon_{pv} \approx 2,34$  deutlich die Bruchdehnung.

Tab. 4 - 1

Großes zentrales He - Loop (entspr. Abb. 4 - 3 und 4 - 6)

4-27/28

Eigenspannungen und plastische Vergleichsdehnungen in den Druckrohren.

Dosis  $\Phi \cdot t = 1,09 \cdot 10^{23} \text{ n/cm}^2 \text{ (E} \geq 0,1 \text{ MeV)}$

Testelement - Kühlung			Kühlung zwischen den Druckrohren					Treiber - Kühlmittel			Isolierung des Außenrohres		Druckrohrwerkstoff	ID = Inneres Druckrohr AD = Äusseres Druckrohr	Druckrohrwandstärke, mm	Schwellformel	Kritischer Querschnitt, Nr.	$\phi_m$ im kritischen Querschnitt	Eigenspannungen $\sigma$ und plastische Vergleichsdehnungen $\epsilon_{pv}$ infolge differentiellen Schwellens und thermischer Dehnungen					
He - Durchsatz	Eintrittstemp. in Kühlpalt 1	Austrittstemp. aus Kühlpalt 1	He - Durchsatz	Eintrittstemp. in Kühlpalt 2	Austrittstemp. aus Kühlpalt 2	Eintrittstemp. in Kühlpalt 3	Austrittstemp. aus Kühlpalt 3	Na - Durchsatz	Eintrittstemp. in Kühlpalt 4	Austrittstemp. aus Kühlpalt 4	Dicke der Isol., mm	Wärmeleitzahl $\lambda$ , W/cm °C							$\sigma_{\text{schwell}} + \sigma_{\text{therm}}$		nur $\sigma_{\text{schwell}}$		nur $\sigma_{\text{therm}}$	
$M_{\text{He1}}$ t/h	$\vartheta$ °C	$\vartheta$ °C	$M_{\text{He2}}$ t/h	$\vartheta$ °C	$\vartheta$ °C	$\vartheta$ °C	$\vartheta$ °C	$M_{\text{Na}}$ t/h	$\vartheta$ °C	$\vartheta$ °C									$\sigma_{\text{max}}$ kp/mm <sup>2</sup>	$\epsilon_{pv}$ %	$\sigma_{\text{max}}$ kp/mm <sup>2</sup>	$\epsilon_{pv}$ %	$\sigma$ kp/mm <sup>2</sup>	$\epsilon_{pv}$ %
30	421	424	4	404	448	424	438	ca.1,5	200	510	1	0,0175	Sandvikstahl 12 R 72 HV	ID	5	FFTF	7	487	55,4	0,45	50,3	0,41	5,1	0,04
						IA/IMF	4							464		30,9	0,25	26,4	0,21	4,5	0,04			
						AD	5,5							FFTF	8	408	160,3	1,25	142,3	1,11	18,0	0,14		
						IA/IMF								8	408	300,0	2,34	282,0	2,20	18,0	0,14			
						AD	5,5							FFTF	6	532	82,5	0,69	74,5	0,63	8,0	0,06		
						IA/IMF								10	455	78,5	0,63	69,2	0,56	9,3	0,07			
						AD	5,5							FFTF	8	422	152,7	1,20	136,3	1,07	16,4	0,13		
						IA/IMF								8	422	279,0	2,20	262,6	2,07	16,4	0,13			
						AD	5,5							FFTF	6	538	84,6	0,71	76,3	0,64	8,3	0,07		
						IA/IMF								11	433	64,2	0,51	54,9	0,43	9,3	0,08			
						AD	5,5							BNWL/V	8	484	6,2	0,06	4,3	0,04	1,9	0,02		
						AD								BNWL/V	9	376	17,3	0,16	9,6	0,09	7,7	0,07		
AD	BNWL/V	9	392	16,5	0,15	9,5		0,09	7,0	0,06														



Es war daher notwendig, diesen Wert durch Anbringen einer Isolierung auf ein tragbares Maß zu reduzieren.

Der bei einer Isolierung von 1 mm Stärke und einer Wärmeleitfähigkeit von ca.  $0,018 \text{ W/cm}^{\circ}\text{C}$  erreichte Wert von  $\epsilon_{pv} = 0,71$  erscheint im Hinblick auf einen ausreichenden Sicherheitsabstand gegen die Bruchdehnung gerade noch zulässig. Es muß noch einmal darauf hingewiesen werden, daß die mitgeteilten Werte für  $\epsilon_{pv}$  als das Ergebnis einer konservativen Abschätzung zu betrachten sind.

Folgende Umstände lassen erwarten, daß die Verhältnisse in Wirklichkeit günstiger sein werden als die Ergebnisse der Tabelle 4-1:

- 1.) Die verwendeten Schwellkurven (IA/IMF und FFTF) gelten für nicht-stabilisierten austenitischen Stahl. Es wird erwartet, daß die Schwellbeträge bei stabilisiertem und kaltverformtem Austenit geringer sein werden (evtl. um den Faktor 2).
- 2.) Bei der Berechnung der Schwellspannungen wurde angenommen, daß die Schwellraten von den Temperatur- und Spannungsgradienten in der Rohrwand unabhängig sind.  
Man kann jedoch annehmen, daß in den Außenschichten der Wand, in denen starke Temperatur- und Spannungsgradienten herrschen, das Phänomen des differentiellen Schwellens durch diffusionsbedingte Leerstellen- und Porenwanderung gemildert wird.
- 3.) Die Berechnung der plastischen Vergleichsdehnung unter Zugrundelegung eines ebenen Spannungszustandes mit zwei gleich großen Hauptspannungen in Axial- und Tangentialrichtung beinhaltet ebenfalls einen gewissen Sicherheitsfaktor.  
Da die Axialspannung des Rohres in Wirklichkeit kleiner als die Tangentialspannung ist, wird die plastische Vergleichsdehnung zu groß errechnet (Fehler  $\leq 30 \%$ ).
- 4.) Auch die Annahme, daß die Eigenspannungen voll plastisch abgebaut werden, ist konservativ, weil die Streckgrenze des Werkstoffes wegen des eingehaltenen Sicherheitsabstandes S durch die Belastung mit dem Gasdruck nicht erreicht wird. Schließlich sei noch darauf hingewiesen, daß die mitgeteilten Werte für  $\epsilon_{pv}$  nur in den äußersten Wandschichten erreicht werden. Zur Wandmitte hin fallen sie stark ab.

Den größten Unsicherheitsfaktor in der vorgelegten Überschlagsrechnung stellen neben den eingesetzten Werten für die  $\gamma$ -Heizung und die Bruchdehnung des bestrahlten Werkstoffes die verwendeten Schwellkurven dar.

Ausgehend vom derzeitigen Stand der Entwicklung, d.h. unter Zugrundelegung der zur Zeit vorliegenden Schwellkurven, erscheint es bei dem vorgeschlagenen Konzept sinnvoll, wegen der entstehenden Eigenspannungen in den vorgesehenen Temperaturbereichen die Wandstärke im Interesse eines ausreichenden Sicherheitsabstandes zur Bruchdehnung nicht über 5 bzw. 5,5 mm zu steigern. Dies führt unter Zugrundelegung einer Betriebszeit von 210 Tagen zu einer Beschränkung des maximalen Betriebsdruckes auf ca. 100 at. Hierbei ist allerdings zu beachten, daß der Sicherheitsfaktor S gegen die Streckgrenze mit 1,5 knapp bemessen ist und eventuell erhöht werden muß, wenn sich das zur Zeit noch nicht bekannte Streckgrenzenverhältnis  $\sigma_{0,2}/\sigma_B$  als zu ungünstig erweisen sollte.

Will man unter Beibehaltung der hier vorgeschlagenen Konzeption und der getroffenen Annahmen den Betriebsdruck erhöhen, so bleibt nur die Möglichkeit, entweder die Standzeit der Loopdruckrohre herabzusetzen oder aber Werkstoffe mit günstigerem Schwellverhalten einzusetzen.

In diesem Zusammenhang wird die Entwicklung von Vanadinlegierungen im Rahmen der Gasbrütererentwicklung aufmerksam verfolgt.

Gegenüber den austenitischen Stählen zeichnen sich Vanadinlegierungen durch bessere Festigkeitseigenschaften, geringere Versprödungsneigung, höhere Wärmeleitfähigkeit sowie geringeren E-Modul und geringere Wärmeausdehnungszahl aus. Das Schwellverhalten von Reinvanadin und Vanadinbasislegierungen unter hohen Dosen schneller Neutronen ist zur Zeit noch weitgehend unbekannt. Bisher wurden lediglich zwei Versuchsergebnisse mitgeteilt:

Nach Wiffen und Stiegler<sup>12)</sup> wurde in Reinvanadin nach einer Dosis  $\phi \cdot t = 1,7 \cdot 10^{22}$  ( $E > 0,1$  MeV) und bei einer Bestrahlungstemperatur von  $600^\circ\text{C}$  eine Volumenzunahme von ca. 0,1 % festgestellt.

---

<sup>12)</sup> F.W.Wiffen, "Irradiation Damage in Vanadium at  $600^\circ\text{C}$ "  
J.O.Stiegler: ANS Transactions 12, 1, Juni 1969.

Unter der Annahme, daß für die kubisch-raumzentrierten Vanadinlegierungen derselbe Mechanismus für die Porenbildung zu erwarten ist wie bei den kubisch-flächenzentrierten Austeniten, muß man bei einer Dosis von  $1 \cdot 10^{23}$  n/cm<sup>2</sup> mit einer Schwellrate von ca. 2 % rechnen.

Nach Harkness <sup>13)</sup> konnte bei der Legierung V-20 Ti für eine Dosis von  $\phi \cdot t = 2 \times 10^{22}$  n/cm<sup>2</sup> und bei einer Bestrahlungstemperatur von 550 °C kein Schwellen festgestellt werden.

Ganz allgemein erwartet man, daß Vanadinlegierungen ein besseres Bestrahlungsverhalten (geringere Versprödung, geringere Schwellbeträge) im schnellen Fluß haben als austenitische Stähle.

In der Tabelle 4-1 sind die Ergebnisse einer Vergleichsrechnung für Druckrohre aus der Vanadinbasislegierung V-3Ti-1Si zusammengestellt, wobei mangels einer fundierten Vanadinschwellkurve die Schwellkurve nach BNWL-941 <sup>14)</sup> so korrigiert wurde, daß der Meßwert von Wiffen und Stiegler wiedergegeben wird.

Die bei Verwendung einer Vanadinlegierung zu erwartenden plastischen Vergleichsdehnungen liegen hier mindestens um den Faktor 5 unter den Werten für Stahl.

Unzureichend geklärt sind zur Zeit zwar noch das Schweiß- und Korrosionsverhalten von Vanadinlegierungen sowie ein gesichertes Rohrherstellungsverfahren, entsprechende Untersuchungen laufen jedoch zur Zeit an verschiedenen Stellen <sup>15)</sup>. Abschließend sei noch auf die Möglichkeit hingewiesen, notfalls unter Aufgabe der vorgeschlagenen Konzeption nach Abb. 4-3 die Schwierigkeiten der Schwellspannungen dadurch zu umgehen, daß man das Temperaturniveau radikal so weit absenkt, bis kein Schwellfluß mehr zu befürchten ist.

---

13) S.D.Harkness: "Voids in EBR II Control Rod Shroud and Irradiated Vanadium Alloys"  
ANL-7457, Mai 1968

14) J.L.Straalsund / H.R.Brager,  
BNWL-941, S. 5.21-5.28

15) Institut für Material- und Festkörperforschung (IMF), Kernforschungszentrum Karlsruhe; Metallgesellschaft AG, Frankfurt

Hierzu muß man entweder die Eintrittstemperatur in das Testelement absenken oder unter Beibehaltung dieser Temperatur durch geeignete Isolierungen und entsprechende Einstellung der Spaltkühlung die Druckrohre "kalt" halten. Derartige Untersuchungen wurden z.B. von AEG bei der Auslegung des etwas kleineren zentralen He-Loops von 200 mm Außendurchmesser bei der Alternativ-Lösung durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen werden im folgenden dargestellt:

#### Alternativkonzept der AEG

Für den Alternativkern des FR 3 mit einem zentralen Heliumloop von 200 mm Außendurchmesser und zwei peripheren Natriumloops von gleichfalls 200 mm Außendurchmesser wurden folgende Loopvarianten untersucht:

- 1.) Doppelrohrkonzept ohne Isolierung nach Abb. 4-7a
- 2.) Doppelrohrkonzept mit zwei Isolierschichten nach Abb. 4-7b
- 3.) Doppelrohrkonzept mit einer Isolierschicht und einer Natriumspaltkühlung nach Abb. 4-7c
- 4.) Einrohrkonzept mit Natriumspaltkühlung nach Abb. 4-7d.

#### Auslegungsdaten

Die Auslegung der Wandstärken für die Druckrohre des zentralen Heliumloops mit 200 mm Außendurchmesser erfolgte für einen Genehmigungsdruck von 150 at. Für das innere Looprohr ergab sich bei Verwendung von Sandvikstahl 12R 72HV eine Wandstärke von 6,2 mm, für das äußere Looprohr eine Wandstärke von 5,2 mm. Als Kühlmiteleintrittstemperatur wurden beim Doppelrohrkonzept ohne Isolierung 200°C, bei den übrigen Loopkonzepten 425 °C angesetzt. Für die Natriumtemperatur im Elementzwischenraum wurde ein linearer Anstieg von 200 °C auf 500 °C angenommen. Gerechnet wurde mit einem max. Neutronenfluß  $> 0,1 \text{ MeV}$  von  $0,65 \cdot 10^{16} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$ . Die Bestrahlungszeit  $t$  ist 210 Tage.

Die plastischen Vergleichsdehnungen  $\epsilon_{pv}$  wurden mit der Beziehung ermittelt:

$$\epsilon_{pv} = 2 \left\{ \alpha (T - T_M) + \frac{1}{3} \left[ \frac{\Delta V}{V} - \left( \frac{\Delta V}{V} \right)_M \right] \right\} \quad (4-11)$$

Vergl. Gl. 4-4, 4-5, 4-10.

$\frac{\Delta V}{V}$  = örtliche Schwellrate

$\left( \frac{\Delta V}{V} \right)_M$  = mittlere Schwellrate

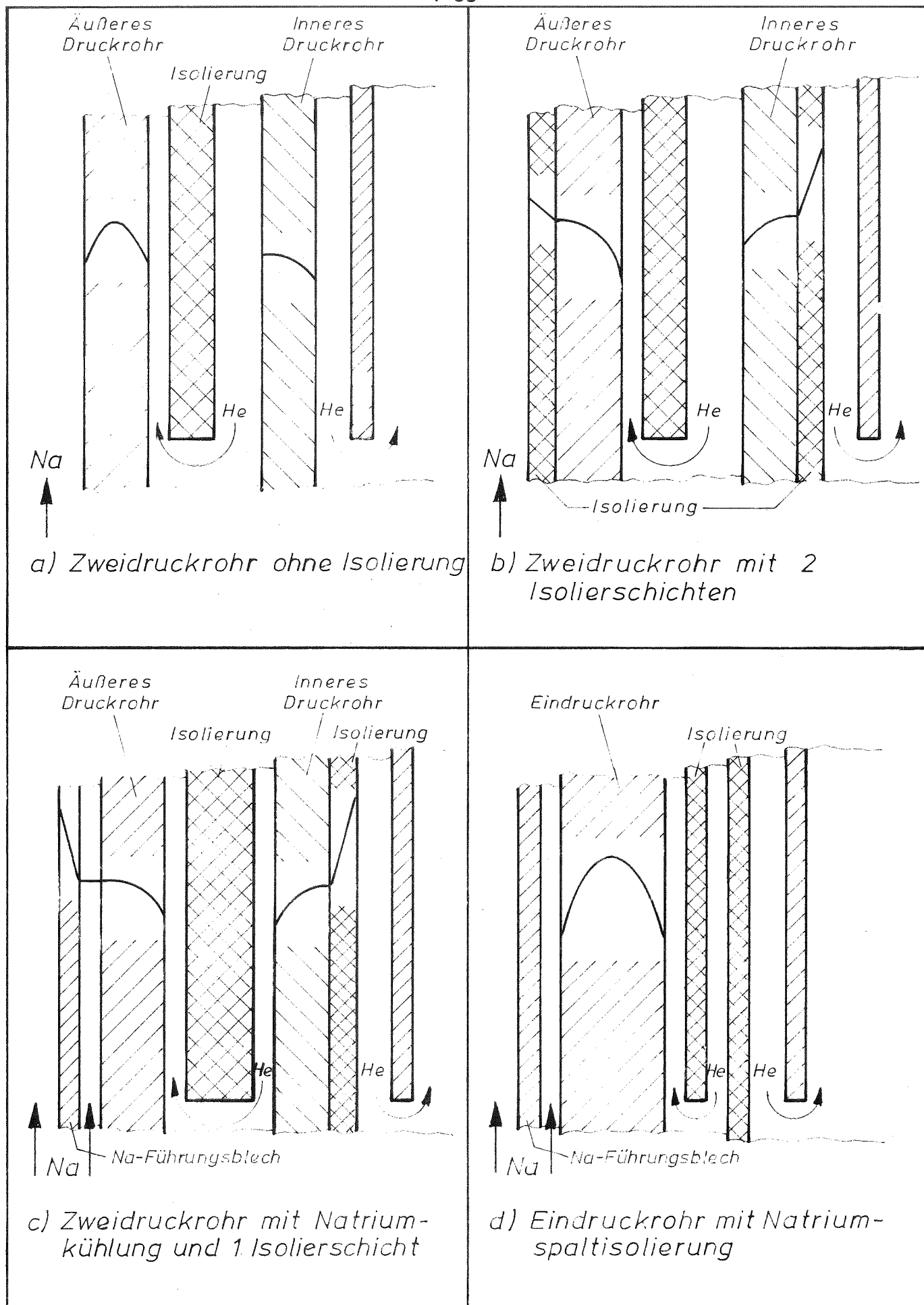


Abb. 4-7

Loopvarianten  
des Alternativkonzeptes

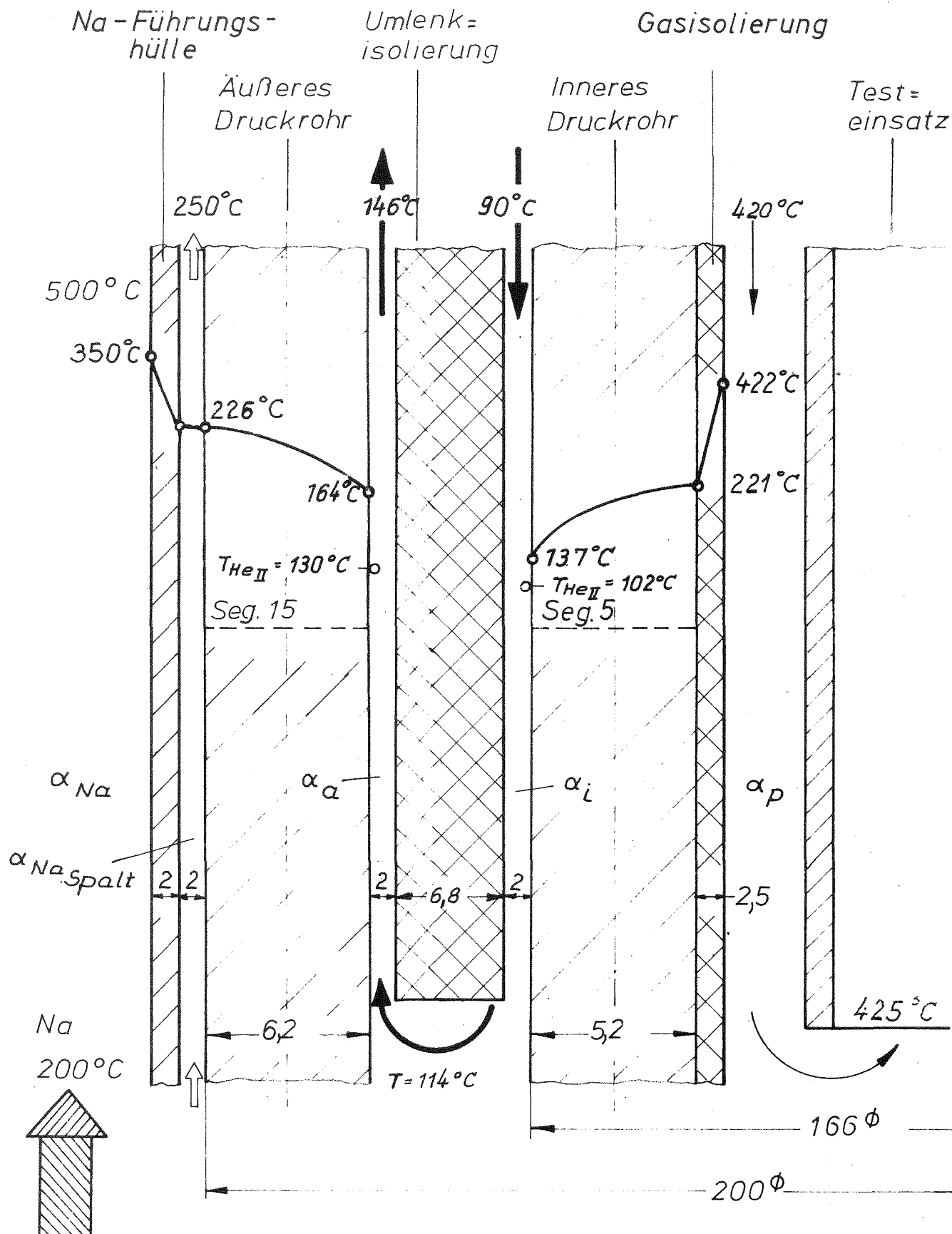


Abb. 4-8

He-Loop des Alternativkonzeptes  
Natriumspaltkühlung des äußeren Druckrohres –  
Innenisolation des Innenrohres

Temperaturen gemäß Tab. 4-3 Fall 3

Die Berechnung der Schwellraten erfolgte nach der IA/IMF-Formel und nach der FFTF-Korrelation. Unter Zugrundelegung einer Bruchdehnung von ca. 2 % sollte die plastische Vergleichsdehnung  $\epsilon_{pv}$  an keiner Stelle der Druckrohre den Grenzwert von ca. 0,5 % wesentlich überschreiten.

### Ergebnisse

Die Berechnung der Dehnungen in den Druckrohren erfolgte mit einem zu diesem Zwecke aufgestellten Rechenprogramm, wobei die Temperaturverteilung in den Druckrohren iterativ bestimmt wurde.

Die Ergebnisse sind in den Tabellen 4-2 und 4-3 zusammengestellt. Sie zeigen eine sehr starke Abhängigkeit von den verwendeten Schwellformeln und gewählten Randbedingungen:

1.) Doppelrohrkonzept ohne Isolierung (Abb. 4-7a).

Für dieses Konzept kann unter den angenommenen Randbedingungen der geforderte Grenzwert für die Vergleichsdehnung nicht eingehalten werden.  $\epsilon_{pv} = 0,75 \%$ .

2.) Doppelrohrkonzept mit zwei Isolierschichten (Abb. 4-7b)

In Tabelle 4-2 sind Rechenergebnisse dargestellt, unter Zugrundelegung der IA/IMF-Formel für eine Eintrittstemperatur des Testelementkühlmittels von 420 °C und unter Annahme einer einfachen bzw. fünffachen Isolierbeschichtung. Es zeigt sich dabei der Einfluß der verschiedenen Sekundärheliumparameter.

So folge der Einfluß der aus einem Vergleich von Fall Nr.

- Heliumeintrittstemp.	- 1 und 2 bzw. 3 und 4
- Kühlmitteldurchsatz	- 4 und 5
- Isolierschichtdicke	- 1 und 3
- Führungsspaltbreite	- 4 und 6

Eine befriedigende Lösung ist nur bei Anwendung der IA/IMF-Formel möglich.  $\epsilon_{pv} = 0,4 \%$ .

Tab. 4-2: HE-LOOP DES ALTERNATIVKONZEPTES, LOOPVARIANTE NACH ABB. 4-7b

		Sekundär - Kühlung			Wärmedurchgangszahl der Isolierung		max. Eigen- spannung	max. plastische Vergleichsdehnung		
Laufnd.Nr. Nr.	Segment Nr. Nr.	Kühlmit- telmenge	Ein/Austritts- temperatur	Spaltbreite innen/außen	innen/außen	Schwellformel	$\sigma_{max}$  $\frac{kp}{mm^2}$	durch Temp.Einfl.	durch Schwellen	gesamt
		M $\frac{kg}{h}$	TE/TA  °C	Si/Sa  mm	Ki/Ka  $\frac{kcal}{m^2 h °C}$			$\epsilon_{therm}$  %	$\epsilon_{schwell}$  %	$\epsilon_{gesamt}$  %
1	6	5000	140/204	5,5/2	271/256	IA/IMF	75,35	0,17	0,40	0,57
	16						82,73	0,24	0,37	0,61
2	6	5000	120/182	5,5/2	271/256	IA/IMF	53,25	0,172	0,225	0,397
	16						61,29	0,25	0,2	0,45
3	6	5000	140/202	5,5/2	55/55	IA/IMF	62	0,16	0,31	0,47
	16						76,2	0,24	0,33	0,57
4	6	5000	120/182	5,5/2	55/55	IA/IMF	42,7	0,162	0,157	0,32
	16						55,1	0,23	0,17	0,4
5	6	4000	120/196	5,5/2	55/55	IA/IMF	69	0,16	0,35	0,51
	17						71,7	0,23	0,3	0,53
6	6	5000	120/182	5,5/3	55/55	IA/IMF	42,7	0,162	0,157	0,32
	16						78,7	0,25	0,35	0,6



Tab. 4-3: HE-LOOP DES ALTERNATIVKONZEPTES, LOOPVARIANTEN NACH ABB. 4-7b und 4-7c

Laufnd. Nr.	Segment Nr.	Sekundär - Kühlung			Wärmedurchgangszahl der Isolierung	Schwellformel	max. Eigen- spannung	max. plastische Vergleichsdehnung		
		Kühlmit- telmenge M $\frac{\text{kg}}{\text{h}}$	Ein/Aus- trittstemp. TE/TA $^{\circ}\text{C}$	Spaltbreite innen/außen Si/Sa mm	innen/außen Ki/Ka $\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h } ^{\circ}\text{C}}$		$\sigma_{\text{max}}$ $\frac{\text{kp}}{\text{mm}^2}$	durch Temp.Einfl. $\epsilon_{\text{therm.}}$ %	durch Schwellen $\epsilon_{\text{schwell}}$ %	gesamt $\epsilon_{\text{gesamt}}$ %
* 1	6	5000	140/204	5,5/2	271/256	FFTF	137,2	0,17	0,85	1,02
	16						176,3	0,26	1,12	1,38
* 2	6	5000	50/113	5,5/2	55/55	FFTF	24,3	0,17	0,01	0,18
	16						96,8	0,25	0,44	0,69
** 3	6	5000	90/146	2/2	55/-	FFTF	58	0,16	0,25	0,41
	16						70	0,16	0,34	0,5

\* Anordnung gemäß Abb. 4-7b mit 2 Isolierschichten

\*\* Anordnung gemäß Abb. 4-7c mit Natriumspaltkühlung außen

- 3.) Doppelrohrkonzept mit einer Isolierschicht und einer Natriumspaltkühlung (Abb. 4-7c)

Dieses Konzept ermöglicht für beide Schwellformeln die Einhaltung der geforderten Grenzwerte für  $\xi_{pv}$ . Siehe Tabelle 4-3 letzte Zeile.  $\xi_{pv} = 0,5 \%$ .

Eine typische Temperaturverteilung zeigt Abb. 4-8.

- 4.) Eindruckrohr mit Natriumspaltkühlung (Abb. 4-7d)

Beim Eindruckrohr mit Natriumspaltkühlung läßt sich mit gut definierten Randbedingungen ein symmetrisches Temperaturprofil auf niedrigem Niveau einstellen. Trotzdem läßt sich eine den gestellten Bedingungen genügende Lösung nur finden, wenn man die IA/IMF-Formel der Rechnung zugrundelegt.  $\xi_{pv} = 0,4 \%$ .

#### 4.3.3 Beanspruchung der Druckrohre des zentralen Natrium-Testloops, Auslegung

In seinem grundsätzlichen Aufbau entspricht der Einsatz des Na-Loops dem in Abb. 4-3 dargestellten He-Loopeinsatz. Da es aus fertigungstechnischen Gründen nicht sinnvoll erscheint, die Wandstärke der Druckrohre noch geringer als 5 mm zu wählen, wurde zunächst die Geometrie des He-Loopeinsatzes übernommen. Auf eine Isolierung des äußeren Druckrohres wurde verzichtet, als Kühlmittel für den Spalt zwischen den beiden Druckrohren wurde Natrium vorgesehen, das unter dem gleichen Druck steht wie das Kühlmittel des Testelementes. Bezüglich des Rechenganges und der Modellvorstellungen gelten die gleichen Überlegungen wie sie im Abschn. 4.3.2 für das zentrale Heliumloop ausführlich erläutert wurden.

Die wichtigsten Druckrohrdaten sind in Tabelle 4-4 zusammengestellt.

Tabelle 4-4 FR 3-ZENTRALLOOP, ZUSAMMENSTELLUNG DER WICHTIGSTEN DRUCKROHRDATEN

	Zentrales He-Loop (mit Isolierung)		Zentrales Na-Loop	
	Äußeres Druckrohr			
Außendurchmesser, mm	260,0			
Wandstärke, mm	5,5			
Inneres Druckrohr				
Außendurchmesser, mm	223,0			
Wandstärke, mm	5,0			
Schneller Fluß $\phi$ , n/cm <sup>2</sup> s ( $E \geq 0,1$ MeV)	$0,6 \cdot 10^{16}$			
Standzeit t, d	210			
Schnelle Dosis $\phi \cdot t$ , n/cm <sup>2</sup>	$1,089 \cdot 10^{23}$			
max. $\gamma$ -Heizung, W/g	12			
Drücke, at				
p <sub>1</sub>	100		20	
p <sub>2</sub>	50		20	
p <sub>3</sub>	ca.3		ca. 3	
Temperaturen, °C				
Eintrittstemp. Kühlpalt 4	200	230	200	230
Austrittstemp. " 4	510	499	510	499
Eintrittstemp. Kühlpalt 1	421	421	398	398
Austrittstemp. " 1	424	424	399	399
(≙ Eintrittstemp. in das Testelement)				
Eintrittstemp. Kühlpalt 2	404	404	352	352
Austrittstemp. " 2	448	448	425	425
Eintrittstemp. Kühlpalt 3	434	436	377	426
Austrittstemp. " 3	466	469	383	433
Kühlmitteldurchsätze, t/h				
Kühlpalt 1	30	30	343	343
Kühlpalt 2 und 3	4	4	10	10
Kühlpalt 4	ca.1,5	ca.1,5	ca.1,8	ca.1,8

## Ergebnisse

In Tab. 4 - 5 sind die Ergebnisse für Eintrittstemperaturen in das Testelement von 399 und 425 °C zusammengestellt.

Als Eintrittstemperatur des Treiberkühlmittels wurden 200 °C bzw. 230 °C angenommen. Die Rechnungen wurden für die Druckrohrwerkstoffe Sandvikstahl 12 R 72 HV und V-3Ti-1Si durchgeführt.

## Diskussion der Ergebnisse

Im inneren Druckrohr erreichen die Werte der plastischen Vergleichsdehnung bei Sandvikstahl nach der FFTF-Formel 0,46 % und nach der IA/IMF-Formel 0,85 %. Im Hinblick darauf, daß das innere Druckrohr im Normalbetrieb druckentlastet ist und bei Wegfall des Entlastungsdruckes  $p_2$  kurzzeitig nur mit  $p_1 = 20$  at beaufschlagt werden kann ( $\sigma_{2oat} = 4,3 \text{ kp/mm}^2$ ) erscheinen diese Werte unter Zugrundelegung einer Bruchdehnung von ca. 2 % zulässig.

Im äußeren nicht isolierten Druckrohr erhält man nach der FFTF-Formel für  $\epsilon_{pv_{max}} = 0,83$  und nach der IA/IMF-Formel  $\epsilon_{pv_{max}} = 1,48$  %.

Wie bereits in Abschn. 4.3.2. ausführlich erläutert wurde, sind diese Ergebnisse als konservative Abschätzung zu betrachten. Hinzu kommt, daß die Druckrohrwandstärken beim Na-Loop aus fertigungstechnischen Gründen überdimensioniert wurden. (Unter Zugrundelegung eines Differenzdruckes  $p_2 - p_3 = 17$  at, einer Zeitdehngrenze  $\sigma_{0,5/10000h} = 16 \text{ kp/mm}^2$  und eines Sicherheitsabstandes  $S = 3$  reicht für das äußere Druckrohr eine Wandstärke  $s = 4$  mm). Außerdem treten die genannten Vergleichsdehnungen in Höhe von maximal 1,48 % nur in den äußersten Wandschichten auf und nehmen zur Wandmitte hin sehr schnell ab. Infolge der Überdimensionierung der Druckrohre besteht also beim Na-Loop auch angesichts der relativ hohen plastischen Vergleichsdehnungen keine Gefahr.

Bei Verwendung der Vanadinbasislegierung V-3Ti-1Si liegen die Werte der plastischen Vergleichsdehnung ähnlich wie beim He-Loop um eine Größenordnung unter den Werten für Sandvikstahl. Ein wesentliches Problem ergibt sich allerdings aus der heute noch unzureichenden Korrosionsbeständigkeit der Vanadinlegierungen in strömendem Natrium mit Sauerstoffgehalten über ca. 5 ppm, wie sie nach dem derzeitigen Stand der Natriumtechnologie im Reaktor zu erwarten sind.

Tab. 4 - 5

Großes zentrales Na-Loop (analog Abb. 4-3 und 4-6)

4-41/42

Eigenspannungen und plastische Vergleichsdehnungen in den Druckrohren.

Dosis  $\Phi \cdot t = 1,09 \cdot 10^{23} \text{ n/cm}^2$  ( $E \geq 0,1 \text{ MeV}$ )

Testelement - Kühlung			Kühlung zwischen den Druckrohren				Treiber - Kühlmittel			Isolierung des Außenrohres		Druckrohrwerkstoff	ID = Inneres Druckrohr AD = Äusseres Druckrohr	Druckrohrwandstärke, mm	Schwellformel	Kritischer Querschnitt, Nr.	$\varnothing_m$ im kritischen Querschnitt	Eigenspannungen $\sigma$ und plastische Vergleichsdehnungen $\epsilon_{pv}$ infolge differentiellen Schwellens und thermischer Dehnungen												
Na - Durchsatz	Eintrittstemp. in Kühlpalt 1	Austrittstemp. aus Kühlpalt 1	Na - Durchsatz	Eintrittstemp. in Kühlpalt 2	Austrittstemp. aus Kühlpalt 2	Eintrittstemp. in Kühlpalt 3	Austrittstemp. aus Kühlpalt 3	Na - Durchsatz	Eintrittstemp. in Kühlpalt 4	Austrittstemp. aus Kühlpalt 4	Dicke der Isol., mm							Wärmeleitzahl $\lambda$ , W/cm °C	$\sigma_{\text{schwell}} + \sigma_{\text{therm}}$		nur $\sigma_{\text{schwell}}$		nur $\sigma_{\text{therm}}$							
M Na1 t/h	°C	°C	M Na2 t/h	°C	°C	°C	°C	M Na3 t/h	°C	°C									$\sigma_{\text{max}}$ kp/mm <sup>2</sup>	$\epsilon_{pv}$ %	$\sigma_{\text{max}}$ kp/mm <sup>2</sup>	$\epsilon_{pv}$ %	$\sigma$ kp/mm <sup>2</sup>	$\epsilon_{pv}$ %						
343	398	399	10	352	425	377	426	ca.1,8	200	510	/	/	Sandvikstahl 12 R 72 HV	5	FFTF	6	412	58,4	0,46	51,9	0,41	6,5	0,05							
																IA/IMF	6	412	109,2	0,85	102,8	0,80	6,4	0,05						
															AD	5,5	FFTF	5	426	104,8	0,83	92,3	0,73	12,5	0,10					
																		IA/IMF	5	426	186,8	1,48	174,3	1,38	12,5	0,10				
															AD	5,5	FFTF	5	435	100,4	0,80	88,7	0,70	11,7	0,10					
																		IA/IMF	5	435	168,2	1,34	156,5	1,24	11,7	0,10				
	424	425		377	451	397	437		200	510				200	510	/	/	/	5	FFTF	6	438	63,0	0,50	56,5	0,45	6,5	0,05		
																					IA/IMF	5	433	105,4	0,84	98,2	0,78	7,2	0,06	
																				AD	5,5	FFTF	9	367	117,0	0,89	99,8	0,76	17,2	0,13
																							IA/IMF	8	384	177,5	1,37	164,8	1,27	12,7
																				AD	5,5	FFTF	9	382	110,4	0,84	95,1	0,73	15,3	0,11
																							IA/IMF	9	382	185,3	1,43	170,0	1,32	15,3
398	399	358	426	368	424	200	510	200	510	/	/	/	5	BNWL /V	9	422	7,9	0,07	4,8	0,04	3,1	0,03								
															4	433	14,7	0,13	8,0	0,07	6,7	0,06								

Zur Zeit laufen jedoch aussichtsreiche Versuche zur Entwicklung von Vanadinbasislegierungen mit Chromzusatz zwecks Verbesserung der Korrosionsbeständigkeit in Natrium. Notfalls könnte man allerdings auch die Vanadin-Druckrohre mit dünnen Stahlrohren umgeben, die mechanisch nicht belastet werden und lediglich die Korrosion der Vanadinlegierungen verhindern.

#### Alternativkonzept der AEG

Von AEG wurden zwei Natriumloopvarianten mit 200 mm Außendurchmesser untersucht:

1. Doppelrohrkonzept ohne Isolierung nach Abb. 4-7a.
2. Doppelrohrkonzept mit zwei Isolierschichten nach Abb. 4-7b.

Die Wandstärken für die Druckrohre der Natriumloops wurden konstruktiv zu 4 mm gewählt und liegen damit weit über dem rechnerisch erforderlichen Wert. Infolge dieser relativ geringen Wandstärken und der im Vergleich zum Core-Zentrum etwas geringeren Strahlenbelastung ( $\phi_{\max} > 0,1 \text{ MeV} = 0,574 \cdot 10^{16} \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$ ) sind die Werte für die plastischen Vergleichsdehnungen  $\epsilon_{pv}$  deutlich geringer als beim Heliumloop mit 200 mm Außendurchmesser:

Bei Isolierung der Rohre nach Abb. 4-7b (angenommene Isolierung in diesem Fall: Einschichtisolierung) ergibt sich eine maximale Vergleichsdehnung bei Berechnung mit beiden Schwellformeln, die unter dem festgelegten Wert liegt.  $\epsilon_{pv} = 0,28 \%$ .

Ohne Isolierung der Rohre ergäbe sich  $\epsilon_{pv} = 0,6 \%$ .

#### 4.3.4 Verbiegung des peripheren Na-Testloops durch differentiell- strukturmaterialschwellen und Temperaturgradienten

Bei der Auslegung der peripheren Na-Testloops ergeben sich Probleme insbesondere dadurch, daß der radiale Fluß- und Temperaturgradient eine Verbiegung der Loopeinsätze verursacht. Wegen der beengten Raumverhältnisse im Core und der Schwierigkeiten, die sich beim Ausbau der Loops durch bleibende Verbiegung infolge des Materialschwellens ergeben, sollte die maximale Ausbiegung der Rohre möglichst 10 mm nicht überschreiten, wodurch die freie Auslenkung über der Kerntragplatte auf ca. 12 mm begrenzt würde.

Neben den Verbiegungen wurden an den verschiedenen untersuchten Ausführungs­möglichkeiten auch die Eigenspannungen in den Rohrwänden infolge differentiellen Schwellens und behinderter thermischer Ausdehnung sowie die plastischen Vergleichsdehnungen bestimmt, die aber, wie die Rechnung zeigt, für die Auslegung der Looprohre nicht kritisch sind.

a) Beschreibung der untersuchten Bauformen (Abb. 4-9)

Bei der Konzeption I ist das Trennrohr zwischen Loop- und Reaktorkühl­mittel doppelwandig ausgeführt. Der Spalt zwischen innerem und äußerem Druckrohr ist mit stagnierendem Gas (z.B. Helium) gefüllt.

Bei Konzeption II entfällt das äußere Druckrohr. Der Testelementkasten ist gegen das Testelementkühl­mittel, das Druckrohr gegen das Treiber­kühl­mittel isoliert. Über die Isolierschicht wird ein dünnes und biege­weiches Schutzrohr geschoben.

Nach Konzeption III wird das Testloop doppelwandig gebaut. Das äußere Rohr wird an der Außenseite gegen das Treiberkühl­mittel, das innere Druckrohr wird an der Innenseite gegen das Testelementkühl­mittel isoliert. Über die Isolierung wird wieder ein dünnes Schutzrohr geschoben. Der Testeinsatz mit dem Testobjekt wird bei dieser Bauform biege­weich ausgeführt.

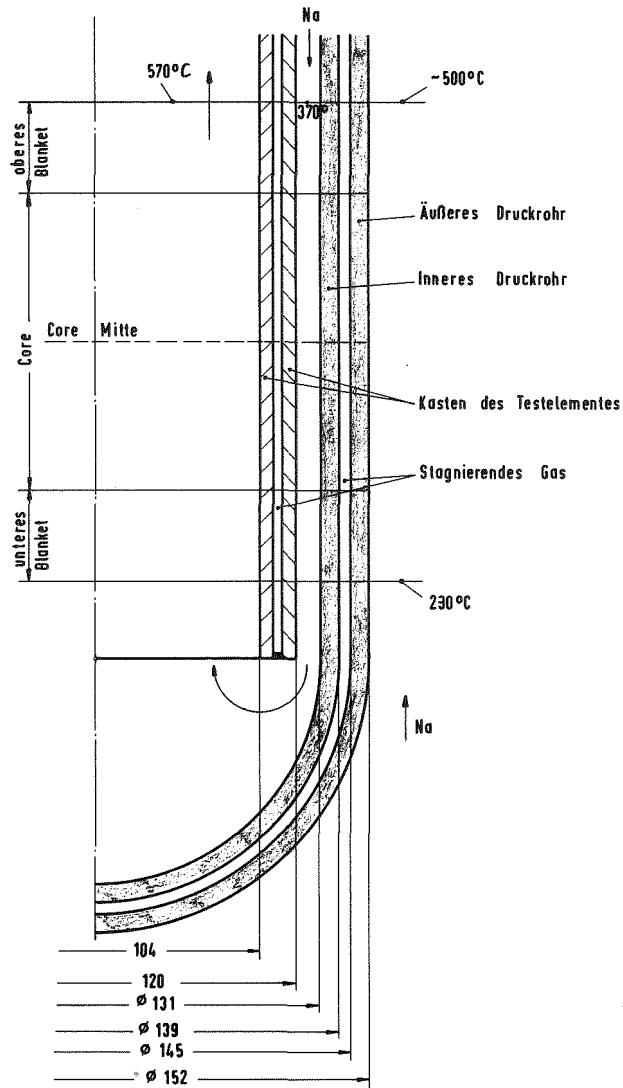
Im Spalt zwischen innerem und äußerem Looprohr strömt primäres Natrium zur Kühlung der Looprohre. Der Kühl­mittelstrom im Spalt wird durch eine im Loop-Fuß angeordnete Drossel vom Reaktor-Primärnatrium abgezweigt und ca. 1 m oberhalb des Cores durch Austrittsöffnungen im äußeren Looprohr wieder in den Primärkreis zurückgespeist.

b) Berechnung der Verbiegung

Die Verbiegungsrechnungen für die drei vorgestellten Konstruktionsfor­men wurden mit einem Programm durchgeführt, das die freien Auslenkun­gen der einzelnen Looprohre infolge differentiellen Schwellens und des radialen Temperaturgradienten ermittelt.<sup>16)</sup> Als Werkstoff für die Rohre aller drei Bauformen ist die Legierung X8 CrNiMo V Nb 1613 mit der Werk­stoff-Nr. 4988 vorgesehen. Als Alternative wurde für das Konzept III eine Vanadinlegierung untersucht.

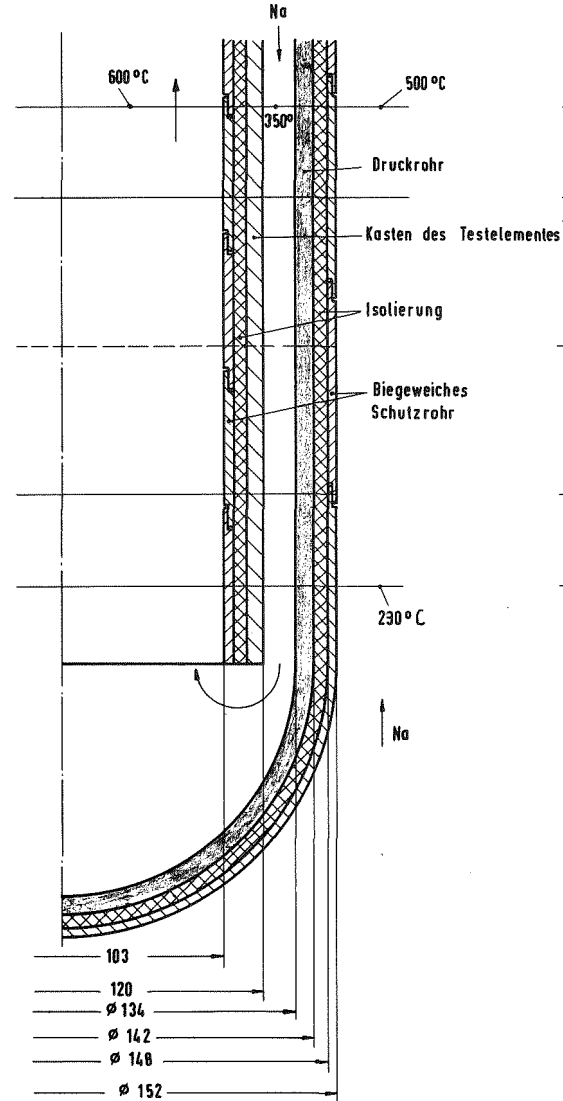
---

16) Y.S.Hoang, persönliche Mitteilung



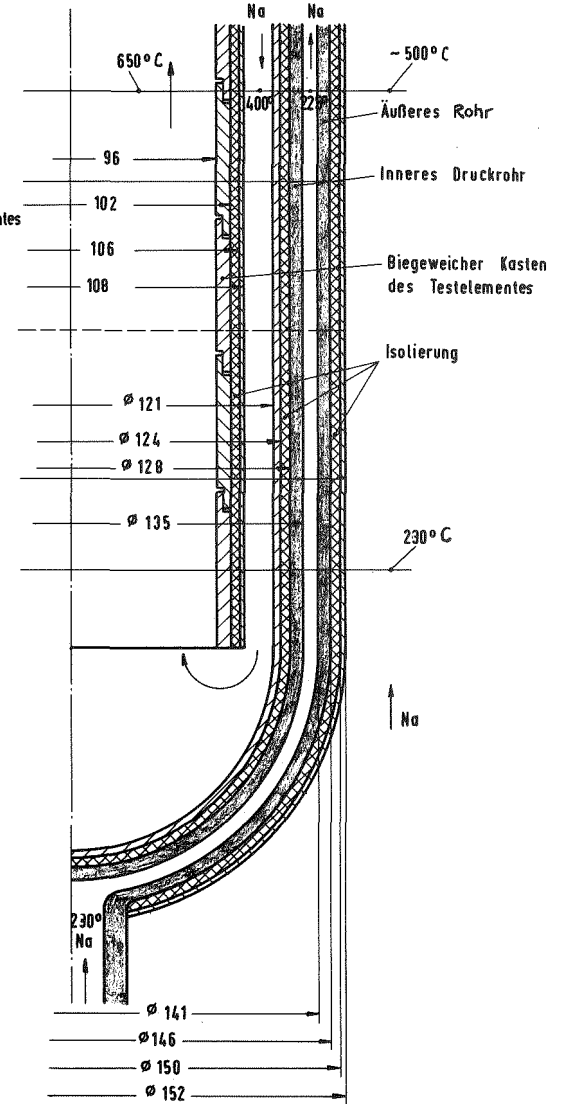
Ausführung I

Doppelwandiges Druckrohr



Ausführung II

Isoliertes Druckrohr mit  
isoliertem Testeinsatz



Ausführung III

Doppelwandiges Druckrohr  
mit Natrium-Kühlspalt

Abb. 4-9 Peripheres Na-Loop im FR3  
Schema der Loop-Einsätze



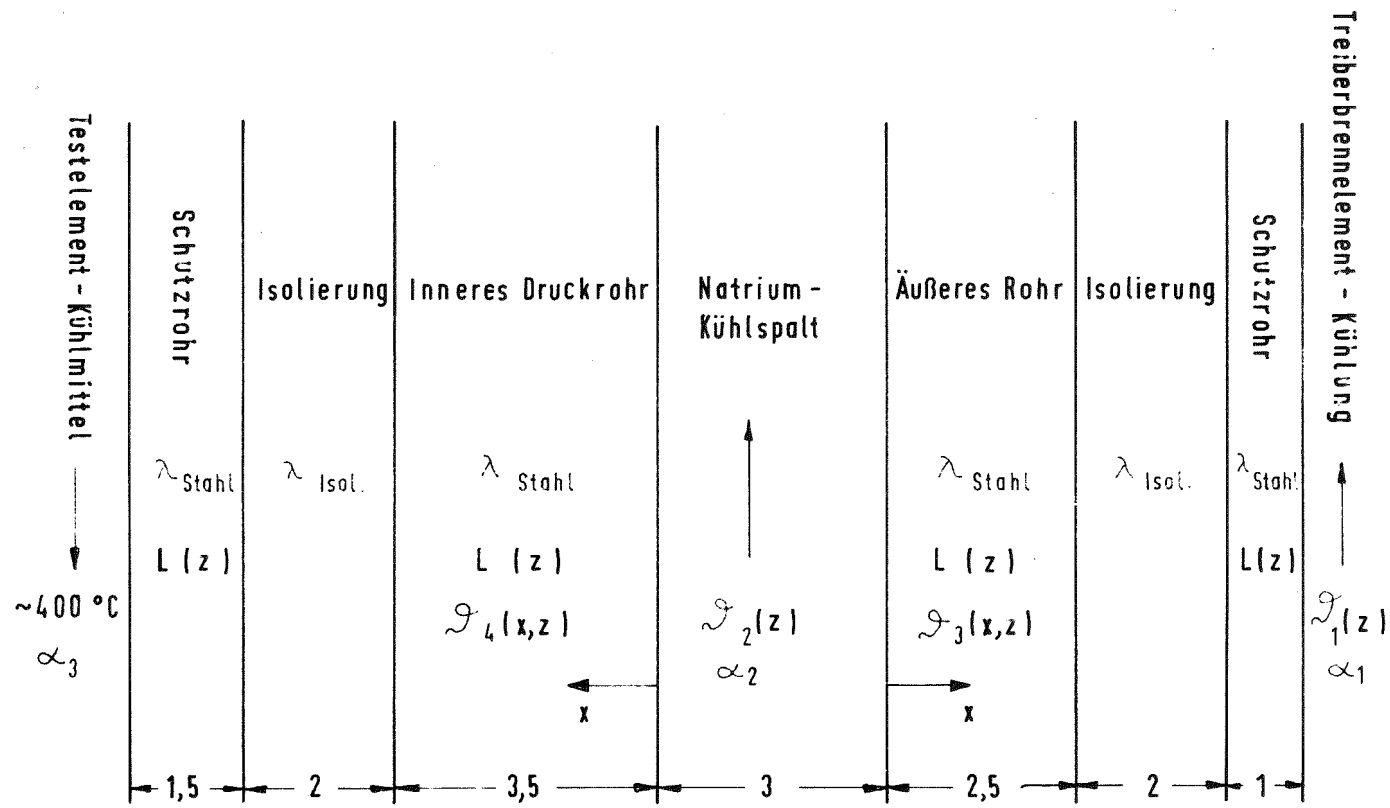


Abb. 4-10 Rechenmodell für Konzeption III gemäß Abb. 4-9

Die Schwellraten der Stahlrohre wurden mit der IA/IMF- bzw. der FFTF-Schwellkorrelation berechnet. Da für Vanadinlegierungen noch keine Schwellbeziehung existiert, wurde die Schwellformel nach BNWL-941<sup>14)</sup> durch einen Korrekturfaktor so abgeändert, daß der für Reinvanadin mitgeteilte Meßwert<sup>12)</sup> wiedergegeben wird. Diese Beziehung wurde als Arbeitshypothese für die Berechnung des Schwellverhaltens von Vanadin-Rohren verwendet.

Die der Verbiegungsrechnung zugrunde liegende mittlere Temperatur der Rohrwände errechnet sich aus dem von der  $\gamma$ -Heizung erzeugten Temperaturprofil  $\mathcal{J}(X)$  in der Wand von der Dicke  $D$  nach der Beziehung

$$\mathcal{J}_m = \frac{1}{D} \int_0^D \mathcal{J}(X) dx \quad (4-12)$$

Für die  $\gamma$ -Heizung wurde an der dem Corezentrum zugewandten Seite mit dem hohen Neutronenfluß 8 - 10 W/g Stahl Wärmeleistung in die Rechnung für den Fall eingesetzt, daß der radiale Reflektor als Brutmantel ausgebildet ist. Der radiale und axiale Verlauf der  $\gamma$ -Heizung wurde proportional zur Neutronenflußverteilung angenommen. Die Werte für den schnellen Neutronenfluß betragen bei Ausführung des Reflektors als Brutmantel:

$$\phi_{E > 0,1 \text{ MeV}} = 0,53 \cdot 10^{16} \text{ n/cm}^2\text{s auf der Seite gegen Core-Mitte und}$$

$\phi_{E > 0,1 \text{ MeV}} = 0,23 \cdot 10^{16} \text{ n/cm}^2\text{s auf der Seite gegen den radialen Brutmantel. Wird ein Ni-Reflektor verwendet und werden gleichzeitig an der Reflektor-Seite der peripheren Loops jeweils noch zusätzlich fünf Treiberbrennelemente angeordnet, dann ergeben sich die Werte für den schnellen Fluß zu}$

$$\phi_{E > 0,1 \text{ MeV}} = 0,64 \cdot 10^{16} \text{ n/cm}^2\text{s bzw. } \phi_{E > 0,1 \text{ MeV}} = 0,51 \cdot 10^{16} \text{ n/cm}^2\text{s.}$$

Der radiale und axiale Temperaturverlauf in den Rohrwänden wurde nach einem Rechenmodell bestimmt, wie es Abb. 4-10 für die Konzeption III zeigt. Die Rechnungen für die Konzeptionen I und II wurden nach ähnlichen Modellen durchgeführt.

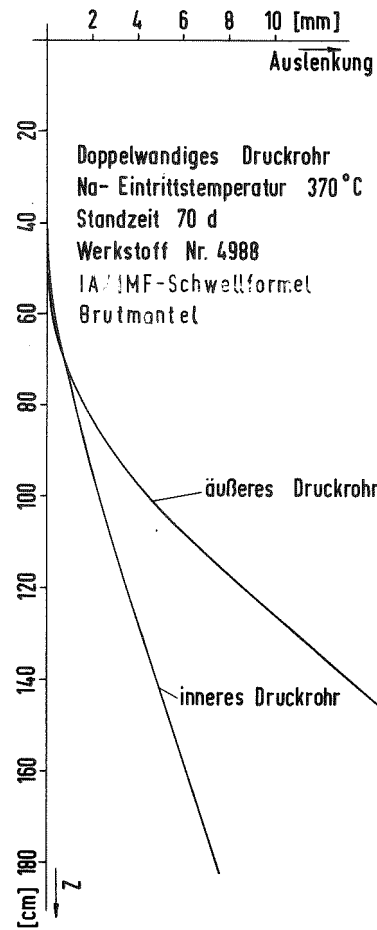
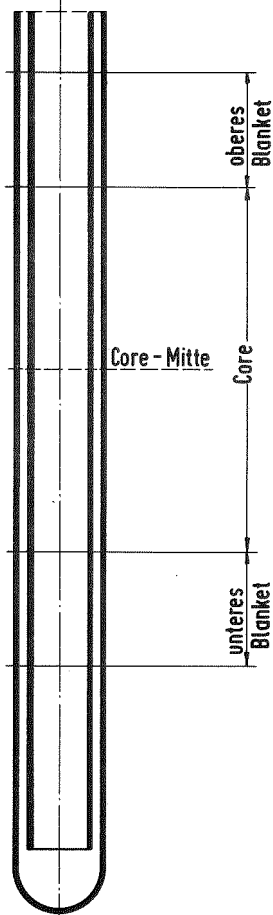
Für die Ein- und Austrittstemperaturen des Testloop-Kühlmittels wurden die Werte gemäß Abb. 4-9 in die Rechnung eingesetzt. Die Stoffdaten für Na entsprechen den Werten in 17).

17) A.Pee; Stoffdaten von Natrium, KFK 924

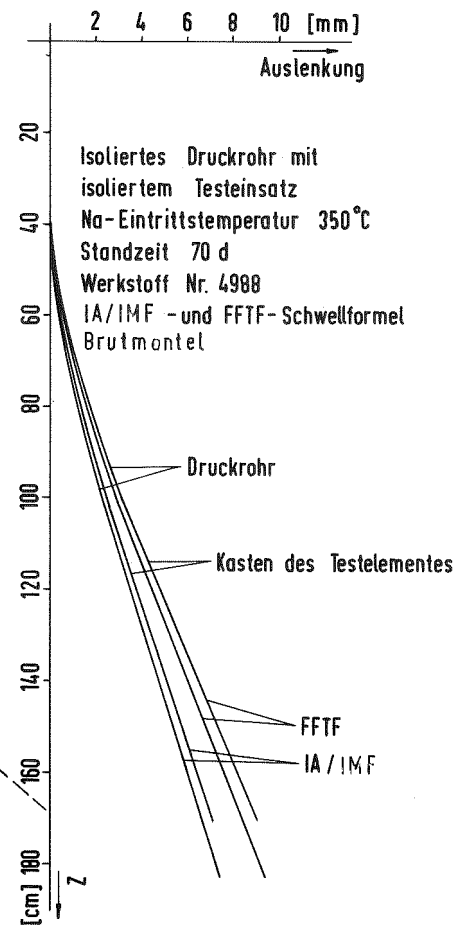
Die Wärmeleitfähigkeiten wurden mit  $\lambda = 0,17 \text{ W/cm}^\circ\text{C}$  für Stahl und mit  $\lambda = 0,007 \text{ W/cm}^\circ\text{C}$  für die Isolierung der Rechnung zugrunde gelegt.

Ausgangspunkt der Untersuchungen war die Ausführung I. Die Wandtemperatur des inneren Druckrohres wird im wesentlichen von der Natriumeintrittstemperatur in das Testelement bestimmt. Es ergibt sich analog zum Gradienten der  $\gamma$ -Heizung ein gewisser Temperaturgradient über dem Durchmesser und der Länge des Rohres. Für die Berechnung der Wandtemperatur im äußeren Rohr wurde angenommen, daß die im äußeren Druckrohr freigesetzte  $\gamma$ -Heizungswärme bei einer mittleren Aufheizspanne des Natriums abgeführt wird, die gleich der mittleren Aufheizspanne des Treiberkühlmittels ist. Diese Annahme bewirkt einen großen Temperaturgradienten in radialer Richtung im Core-Natrium, das das Looprohr umströmt, und damit auch einen großen Gradienten im Verlauf der Wandtemperaturen über den Durchmesser des Rohres. In axialer Richtung steigt die Temperatur im äußeren Trennrohr von  $230^\circ\text{C}$  am unteren Blanket auf einen mittleren Wert von ca.  $500^\circ\text{C}$  im oberen Blanket an, während sie im inneren Trennrohr relativ konstant verläuft. Infolge dieser unterschiedlichen Temperaturverläufe ergeben sich stark voneinander abweichende und nicht ähnliche Verläufe der freien Ausbiegungen der einzelnen Rohre, wie Abb. 4-11 zeigt. Die Größe dieser Auslenkungen würde die Standzeit der Looprohre auf weniger als 70 d beschränken, während vom Bestrahlungsexperiment her der Wunsch nach wesentlich längeren Standzeiten (d.h. z.B. 3 Corezyklen oder etwa 210 Vollasttage) besteht. Außerdem führt bei der Anordnung I schon bei einer Standzeit von 70 d die Ausbiegung des Verbundes, inneres und äußeres Trennrohr ineinander gesteckt und gegenseitig abgestützt, aufgrund der Rückstellkräfte zu Biegespannungen in den Trennrohren bis zu ca.  $35 \text{ kp/mm}^2$ , die nicht mehr zugelassen werden können.

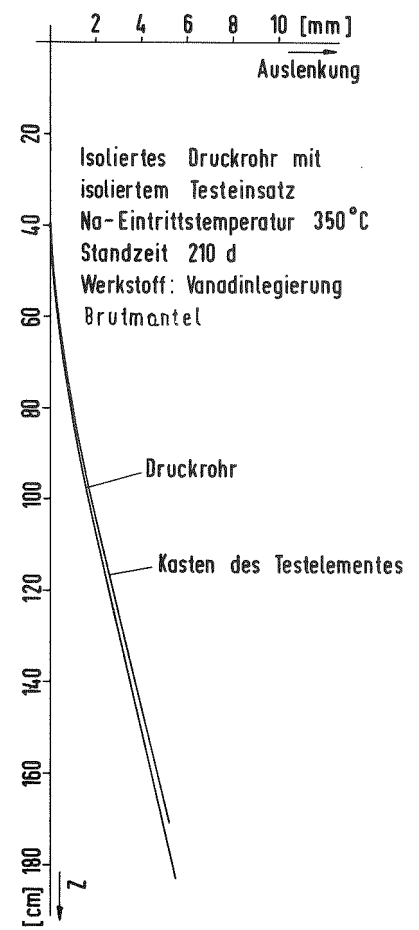
Eine Möglichkeit, mechanische Spannungen zu vermeiden, besteht darin, das Loop mit nur einem Druckrohr nach Ausführung II zu bauen, vergl. Abb. 4-9. Die Isolierung bewirkt, daß sowohl das Führungsrohr des Testeinsetzes wie auch das Druckrohr ungefähr gleiche Temperatur, nämlich Natriumeintrittstemperatur haben und damit auch etwa gleiche Ausbiegungen aufweisen. Wie allerdings Tab. 4-6 und Abb. 4-11 zeigen, liegen die Werte der Auslenkungen ungefähr in der gleichen Höhe wie die des inneren Druckrohres bei Ausführung I, was bedeutet, daß auch bei dieser Konstruktion die Standzeit nicht größer als 70 d sein wird.



Ausführung I

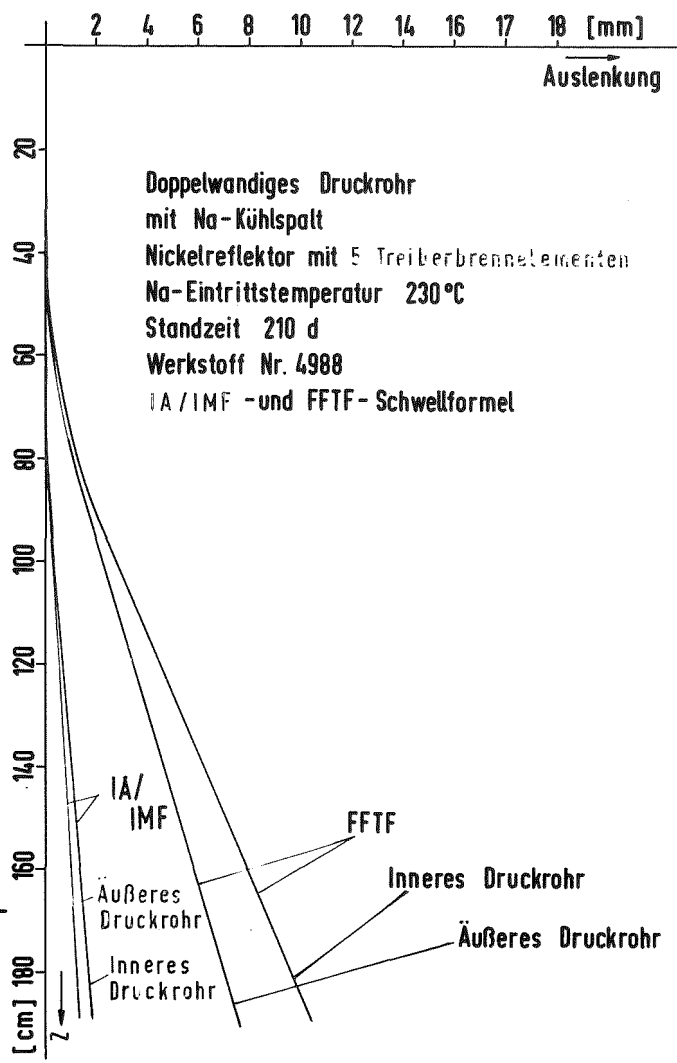
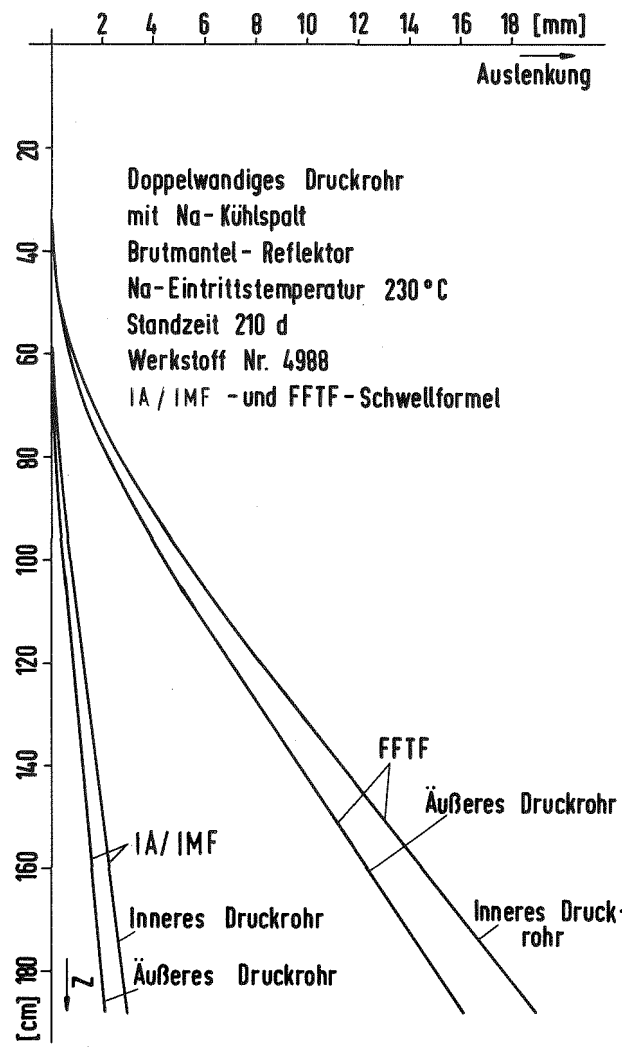
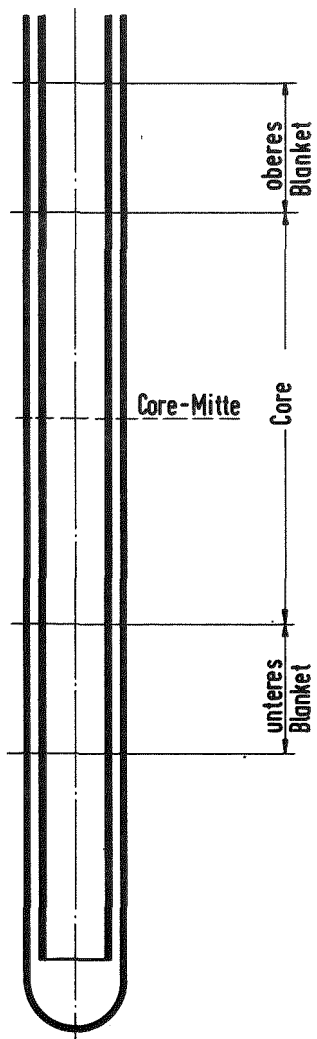


Ausführung II



Ausführung III

**Abb. 4 - 11** Peripheres Na - Loop im FR-3  
 Freie Auslenkung der Loopeinsätze infolge  
 Temperaturgradienten und differentiellen Schwellens



Ausführung III

**Abb. 4-12** Peripheres Na-Loop im FR 3  
 Freie Auslenkung der Loopcinsätze infolge  
 Temperaturgradienten und differentiellen Schwellens

Verbiegungswerte, Eigenspannungen und plastische Vergleichsdehnungen in den Rohren.

Ausführung des peripheren Loops	Werkstoff	Reflektor	Na - Eintritts-temperat. °C	Standzeit Tage	Schwell-formel	Freie Auslenkung über Kern = tragplatte mm		Maximale Ausbiegung bei gelenkiger Befestigung mm		$\sigma_{therm} + \sigma_{schwell}$ kp/mm <sup>2</sup>		$\sigma_{therm}$ kp/mm <sup>2</sup>		$\sigma_{schwell}$ kp/mm <sup>2</sup>		$\epsilon_{pv}$ %		$\epsilon_{pv_{therm}}$ %		$\epsilon_{pv_{schwell}}$ %	
						Äußeres Rohr	Inneres Rohr	Äußeres Rohr	Inneres Rohr	Äußeres Rohr	Inneres Rohr	Äußeres Rohr	Inneres Rohr	Äußeres Rohr	Inneres Rohr	Äußeres Rohr	Inneres Rohr	Äußeres Rohr	Inneres Rohr	Äußeres Rohr	Inneres Rohr
Doppel-wandiges Druckrohr Konzeption I	4988	Brutmantel	370	70	IA/IMF	25,66	7,97	-21,1	-6,5	19,6	22,2	5,9	7,2	13,7	15,0	0,15	0,17	0,05	0,05	0,11	0,12
					FFTF	27,43	9,60	-22,5	-7,9	12,4	14,5			6,6	7,3	0,10	0,11			0,05	0,06
Isoliertes Druckrohr mit isoliertem Testeinsatz	4988	Brutmantel	350	70	IA/IMF	7,80	8,23	-6,4	-6,8	29,6	24,3	10,2	8,6	19,4	15,7	0,23	0,19	0,08	0,07	0,15	0,12
					FFTF	9,87	10,49	-8,1	-8,6	20,1	16,9			9,9	8,3	0,15	0,13			0,08	0,06
Konzeption II	Vanadin-legierung	Brutmantel	350	210	abgewandelte BNWL-Formel	6,02	6,40	-4,9	-5,3	6,9	6,0	3,1	2,8	3,8	3,2	0,06	0,05	0,03	0,02	0,03	0,03
Doppel-wandiges Druckrohr mit Na-Kühlspalt	4988	Brutmantel	230	210	IA/IMF	2,10	2,93	-1,7	-2,4	11,1	21,9	7,9	13,2	3,2	8,7	0,08	0,16	0,06	0,10	0,02	0,06
					FFTF	16,10	18,84	-13,2	-15,5	29,5	53,4			21,6	40,3	0,21	0,39			0,16	0,29
Konzeption III		Nickel = reflektor +5 Treiber = brenn = elemente	230	210	IA/IMF	1,26	1,89	-1,0	-1,6	13,8	30,2	8,7	14,9	5,1	15,3	0,10	0,22	0,06	0,11	0,04	0,11
					FFTF	10,80	12,90	-8,9	-10,6	42,0	78,9			33,3	64,0	0,30	0,57			0,24	0,47

Um eine Standzeit von 210 d verwirklichen zu können, müssen Wege gefunden werden, das Schwellen der Loop-Trennröhre zu reduzieren. Eine Möglichkeit wäre natürlich, einen Werkstoff zu verwenden, der relativ geringe Schwellbeträge aufweist. Z.B. lassen Vanadinlegierungen ein günstigeres Schwellverhalten erwarten als stabilisierter Austenit. Es wurde daher eine Vergleichsrechnung für einen Testeinsatzkasten und ein Druckrohr durchgeführt, die aus einer Vanadinlegierung hergestellt werden und die gleichen Abmessungen und thermischen Isolierungen aufweisen wie die in Abb. 4-9 gezeigte Konzeption III. Wie Abb. 4-11 und Tab. 4-6 zeigen, sind die Auslenkungen der Vanadinrohre für eine Standzeit von 210 d geringer als die von Stahlrohren für eine Standzeit von 70 d.

Eine andere Alternative, das Schwellen, insbesondere bei Stahlrohren, zu reduzieren, besteht darin, die Temperatur der tragenden Teile so niedrig zu halten, daß das integrale wie das differentielle Strukturmaterialschwellen weitgehend unterdrückt wird. Die konstruktive Ausführung zeigt Konzeption III in Abb. 4-9.

Es zeigt sich, daß die IA/IMF-Schwellbeziehung günstigere Werte für die Ausbiegungen der Looprohre liefert als die verwendete FFTF-Korrelation Standzeiten von etwa 210 Volllasttagen erscheinen mit einer solchen Loopkonstruktion erreichbar.

Eine weitere Verminderung des Verbiegens der Looprohre erreicht man durch eine Flußabflachung im Gebiet der peripheren Loops. Wird statt des Brutmantels ein Ni-Reflektor verwendet und werden an der Reflektorseite der peripheren Loops jeweils 5 Treiberbrennelemente gruppiert, so wird hierdurch der Faktor  $\phi_1 - \phi_a / \phi_m$  für den schnellen Fluß von  $\sim 0,75$  beim Brutmantel auf  $\sim 0,25$  gesenkt. Ein kleinerer Flußgradient verringert über die Dosisabhängigkeit der Schwellraten das differentielle Schwellen und über die proportionale Abhängigkeit der  $\gamma$ -Heizung vom Flußverlauf den Gradienten des Temperaturverlaufes über dem Durchmesser der Röhre, wodurch sich gleichzeitig die thermische Verbiegung und die Schwellverbiegung verringern.

Wie Abb. 4-12 und Tab. 4-6 zeigen, werden die nach der IA/IMF-Beziehung erhaltenen und ohnehin schon günstigen Verbiegungswerte noch weiter verbessert, während die Werte, die man mit der FFTF-Formel erhält, zwar noch

wesentlich über den Werten der IA/IMF-Formel liegen, aber konstruktiv doch bereits beherrschbar sind. Bei gelenkiger Befestigung in der Kerntragplatte und mit der Annahme, daß die Aufhängung im Reaktordeckel ebenfalls als gelenkig betrachtet werden kann, verschiebt sich der Ort der maximalen Ausbiegung in den Bereich zwischen Core-Mitte und oberem axialen Reflektor.

c) Berechnungen der Eigenspannungen und der plastischen Vergleichsdehnungen

Mit den in Abschn. 4.3.2 angegebenen Beziehungen wurden die Eigenspannungen  $\sigma_{\text{schwell}}$  und  $\sigma_{\text{therm}}$  ermittelt sowie aus diesen theoretischen Spannungen eine plastische Vergleichsdehnung  $\epsilon_{\text{pv}}$ , die mit der Bruchdehnung des Werkstoffes verglichen werden kann, bestimmt, wobei die konservative Annahme getroffen wurde, daß die Eigenspannungen voll plastisch abgebaut werden. Für die Bruchdehnung wurde analog zu Abschn. 4.3.2. der Wert  $\epsilon_{\text{B}} = 2\%$  als zutreffend angenommen. Wie aus Tab. 4-6 zu ersehen ist, liegen die Vergleichsdehnungen bei allen drei Konstruktionsformen weit unter dem kritischen Wert von  $\epsilon_{\text{B}}$ .

d) Zusammenfassung

Die analytischen Untersuchungen ergeben, daß man eine Standzeit von 210 d für die peripheren Looprohre nur erreichen kann, wenn man entweder die Konstruktion nach Konzeption II mit einer Vanadinlegierung ausführt oder das Loop nach Konzeption III mit dem Werkstoff Nr. 4988 baut. Um bei der Ausführung III auch nach der FFTF-Schwellbeziehung noch erträgliche Verbiegungswerte zu erhalten, ist es erforderlich, einen Ni-Reflektor zu verwenden und 5 Treiberbrennelemente an der Reflektorseite der peripheren Testloops anzuordnen. Da für Looprohre aus Vanadinlegierungen die Herstellbarkeit, die Schweißbarkeit, das Korrosionsverhalten und die Wirtschaftlichkeit noch einer eingehenden Klärung bedürfen, wird für die Loop-Ausführung das Konzept III mit dem Werkstoff Nr. 4988 vorgeschlagen.



#### 4.4 KÜHLUNG DES HELIUM-TESTLOOPS NACH STÖRFÄLLEN

Bei der Auslegung des Helium-Wärmeabfuhrsystems gemäß Abschn. 6.5 soll sichergestellt sein, daß bei jeder denkbaren Kühlungsstörung in diesem System - d.h. z.B. auch bei Bruch einer Hauptkühlmitteleitung - die Abfuhr der Nachwärme aus dem Test-Brennelement möglich ist und daß somit eine unzulässige Temperaturerhöhung verhindert wird, die zum Abschmelzen des Testelementes führen würde. Abgesehen von einem eigenen Notkühlverdichter, der den als relativ wahrscheinlich anzunehmenden Ausfall der Hauptverdichter abdecken wird, wurde eine zusätzliche Hilfskühlung vorgesehen. Bei einem totalen Ausfall des Wärmeabfuhrsystems wird über eine eigene, vom übrigen Wärmeabfuhrsystem unabhängige Leitung sehr schnell Kühlmittel zunächst aus einem Vorratstank, kurz danach durch ein inzwischen in Betrieb gesetztes Hilfsgebläse dem Testeinsatz zugeführt. Das Kühlmittel wird dabei im Kopf des Bestrahlungseinsatzes eingespeist und durchströmt das Teststabbündel in zur Normalkühlung umgekehrter Richtung.

Eine stufenweise Auslösung der dem jeweiligen Störfall angemessenen Sicherheitsmaßnahmen soll automatisch durch Grenzwertmelder erfolgen. Hierzu sind - neben der in pile-Instrumentierung des Testelementes- im Kühlsystem, insbesondere am Kühlmittelleintritt in den Testeinsatz, geeignete Meßstellen für Kühlmitteldurchsatz und -druck vorzusehen.

Da also außer der normalen Testelementkühlung eine zuverlässig funktionierende Notkühlung und außerdem noch eine Hilfs- oder Sicherheitskühlung vorgesehen sind, ist das Niederschmelzen eines ganzen Testbündels oder auch nur eines Teiles davon in hohem Maße unwahrscheinlich. Trotzdem soll jedoch hier auch der Fall diskutiert werden, daß ein gewisser Teil der Brennstäbe des heliumgekühlten Test-Brennelementes zerstört wird und niederschmelzen kann. In diesem Fall tropft das Gemisch aus geschmolzenem Brennstoff und Strukturmaterial in den halbkugelförmigen Abschluß des inneren Druckrohres, dessen Innenauskleidung mit hochtemperaturbeständigem Isoliermaterial (z.B. Sigratherm-Kohlefilz mit einer maximal zulässigen Betriebstemperatur von  $3000^{\circ}\text{C}$ ) das Durchschmelzen des inneren Druckrohres verhindert. Der Reaktor wird bei einem solchen Schaden des Testobjektes sofort abgeschaltet (Scram).

Die Nachwärme des niedergeschmolzenen Brennstoffes kann dabei durch die Loop-Kühlung abgeführt werden. Sollte es trotzdem zu einem Durchschmelzen des inneren Druckrohres kommen, weil z.B. die Isolierung des inneren Druckrohres versagt oder weil die Kühlung durch das Loopkühlmittel nicht ausreicht, so wird die Schmelze in dem ebenfalls mit Isoliermaterial ausgekleideten Abschluß des äußeren Druckrohres aufgefangen, das nun allerdings im ungünstigsten Falle kurzzeitig mit dem vollen Innendruck  $p_1$  beaufschlagt wird. Durch die Natriumströmung an der Außenseite des äußeren Druckrohres, die im Normalbetrieb zur Abfuhr eines Teiles der  $\gamma$ -Wärme dient, können ca. 85 kW sicher abgeführt werden, ohne daß die Temperatur in der Wand des äußeren Druckrohres den bei der Auslegung zugrundegelegten Wert von ca. 650 °C überschreitet. Voraussetzung ist dabei, daß der niedergeschmolzene Brennstoff durch geeignete hochtemperaturfeste Einbauten so verteilt wird, daß die Heizflächenbelastung in der Wand des äußeren Druckrohres nicht größer als ca. 80 W/cm<sup>2</sup> wird. Geht man davon aus, daß von der nicht mehr im Corebereich befindlichen Schmelze Nachwärme infolge Zerfalls der Spaltprodukte in Höhe von maximal ca. 6 % der Normalleistung (Nachwärme unmittelbar nach der Schnellabschaltung) erzeugt wird, so folgt daraus, daß ca. 12 % des Brennstoffes bzw. ca. 15 der 127 Stäbe des Testbündels abschmelzen können, ohne daß das äußere Druckrohr gefährdet wird.

#### 4.5 BESCHICKUNG UND AUSWECHSELN DER TESTLOOPS

Das Konzept für die Beschickung und Auswechslung der Testloops sieht vor, daß der normale Testobjektwechsel etwa 1 Woche nach Reaktorabschaltung innerhalb eines Tages durchgeführt werden kann.

##### Prinzip des Auswechselforganges

Es wurde folgendes Auswechselformat gewählt:

- Für das Auswechseln der Bestrahlungseinsätze ist eine Wechselformat vorgesehen, die frei verfahrbar auf der Abschirmdecke angeordnet ist.
- Testeinsatz und Druckrohr werden normalerweise getrennt ausgewechselt. Im Notfall muß es möglich sein, auch den kompletten Loopeinsatz (Testeinsatz plus Druckrohr) aus dem Reaktor auszubauen.

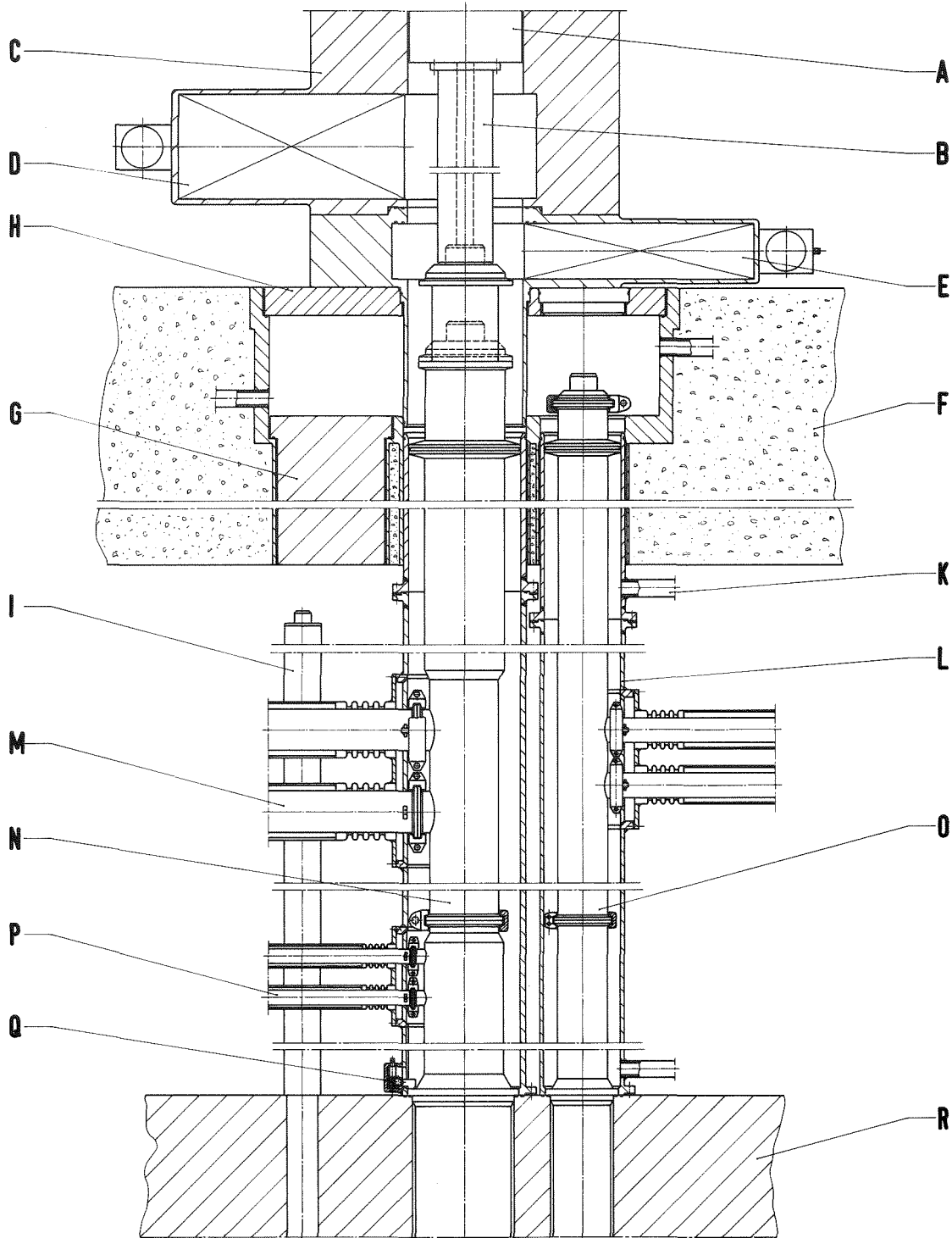
- Der Ausbau der Testeinsätze soll etwa 8 Tage nach dem Abschalten des Reaktors erfolgen. Die Nachwärmeerzeugung beträgt dann noch etwa 3 %<sub>c</sub> der Ausgangsleistung, d.h. beim großen Natriumloop max. etwa 72 kW.
- Die Kühlung der Testeinsätze während des Ziehens aus dem Reaktor und in der Transportflasche erfolgt durch Argon unter einem Druck von ca. 1 bis 2 atü im geschlossenen Kreislauf. Der Argon-Kühlkreislauf ist auf dem Oberwagen der Wechselmaschine fest installiert.

#### Situation über dem Reaktordeckel

Die Abb. 4-13 und 4-14 zeigen die Situation über dem Reaktordeckel im Bereich der Testloops. Die Loopköpfe befinden sich in einer Nische der Abschirmdecke, die von der Reaktorhalle aus zugänglich ist. Das heißt, daß die Flanschverbindung zwischen Testeinsatz und Druckrohr direkt von Hand bedient werden kann. Dazu wird normalerweise nur der Stopfen der Nischenabdeckung gezogen. Im Bedarfsfall kann aber auch die gesamte Nischen-Abdeckung entfernt werden. Im Normalbetrieb wird die gegenüber der Reaktorhalle abgedichtete Nische mit Frischluft gespült.

Die Sicherheitshüllen der Testloops zwischen Reaktordeckel und Abschirmdecke (mit Spülung und Kühlung) verhindern im Betrieb und während der Auswechsellvorgänge den Austritt von Aktivitäten in das Zwischendeck. Aus Montagegründen sind die Sicherheitshüllen zweiteilig ausgeführt. Sie werden mit Pratzen auf den Reaktordeckel gasdicht aufgeschraubt. Die Befestigung des Druckrohres in seiner Sicherheitshülle erfolgt durch spezielle Niederhalter, die die Sicherheitshülle gasdicht durchdringen. Zum Ausbauen des Druckrohres muß das Zwischendeck betreten werden. Vorher sind zur Reduzierung der Strahlenbelastung die Kühlmittelleitungen aller Natrium-Testloops zu entleeren (siehe Abschnitt 4.7).

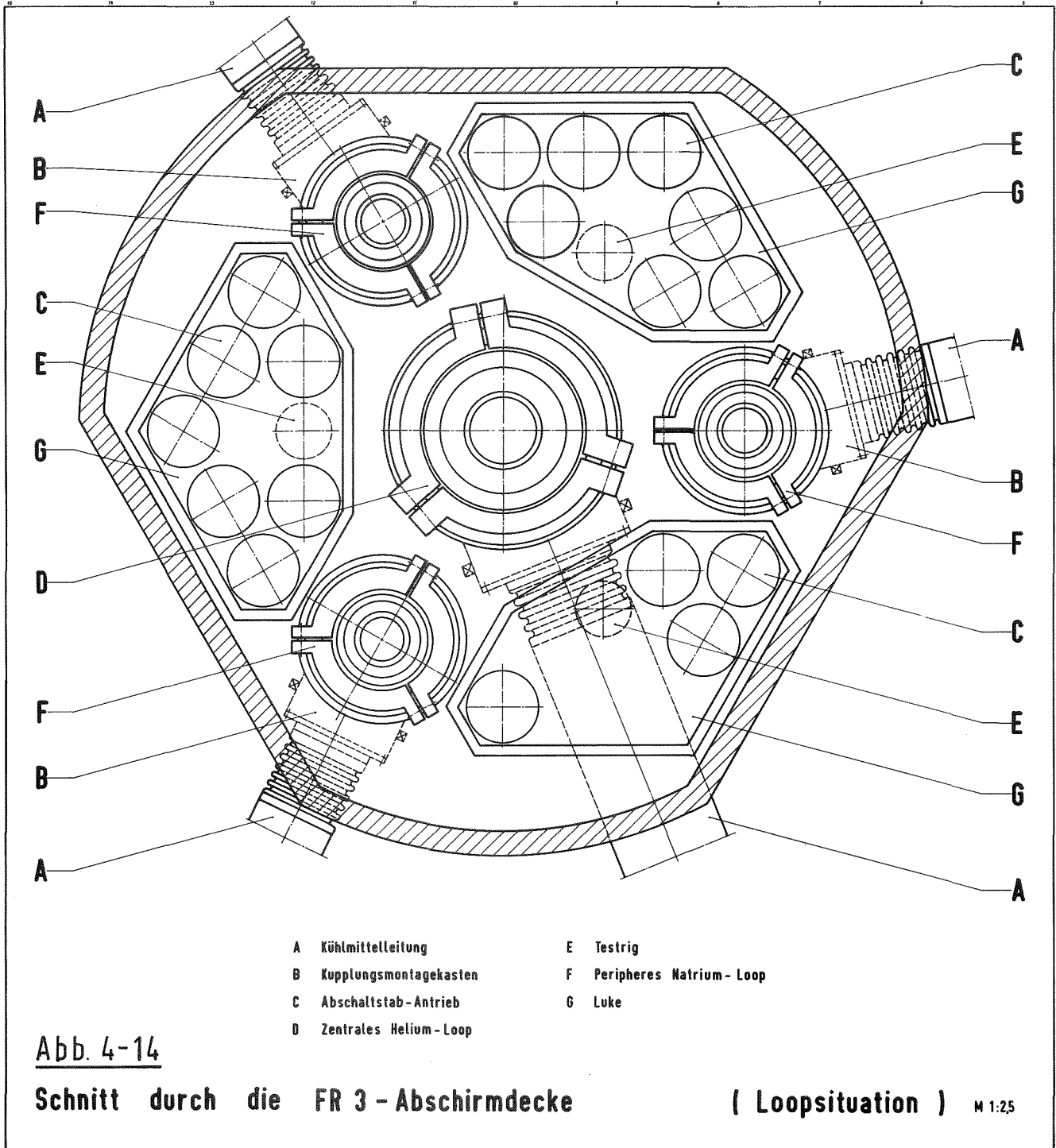
Das Öffnen der Kühlmittelleitungen erfolgt über dichte Werkzeugdurchführungen an Montagekästen der Sicherheitshülle. Zum Anschluß der Kühlmittelleitungen an ein neues Druckrohr müssen die Flanschverbindungen kontrolliert und u.U. neue Dichtungen eingesetzt werden. Dazu können die Deckel der Montagekästen entfernt werden.



- |                    |                                   |                          |
|--------------------|-----------------------------------|--------------------------|
| A Hubwerk          | G Luke                            | N Zentrales He-Loop      |
| B Greifer          | H Verschlussdeckel                | O Peripheres Na-Loop     |
| C Transportflasche | I Regelstabantrieb                | P Druckrohr-Kühlung      |
| D Flaschenschieber | K Kühl-bez. Spülleitung           | Q Druckrohr-Niederhalter |
| E Zwischenschieber | L Sicherheitshülle                | R Reaktordeckel          |
| F Abschirmdecke    | M Doppelwandige Kühlmittelleitung |                          |

Abb.4-13 FR 3-Loopsituation über dem Reaktordeckel

M 1:5



In Abb. 4-13 ist das periphere Loop (rechts) in Betriebszustand dargestellt, während beim Zentralloop der Teseinsatz ausgewechselt wird. Für den Auswechsellvorgang wird durch einen Schieber mit Zwischenrohr eine gasdichte Verbindung zwischen der Sicherheitshülle und der Transportflasche hergestellt. Vor dem Aufsetzen des Schiebers muß die Kupplung zwischen Testeinsatz und Druckrohr von Hand entfernt werden. Eine Verriegelung im Kopf des Bestrahlungseinsatzes verhindert hierbei, daß Kühlmittel austritt. Erst durch das spätere Aufsetzen des Hubwerk-Greifers der Transportflasche wird diese Verriegelung geöffnet.

#### Kühlung der Testobjekte beim Auswechseln

Im folgenden wird auf den Auswechsellvorgang eines Natrium- gekühlten Testelementes von 24 MW Ausgangsleistung Bezug genommen.

Es sind hierbei 2 Phasen des Auswechsellvorganges zu unterscheiden, während der eine Kühlung des Testeinsatzes aufrechterhalten werden muß, und zwar:

- zu Beginn des Auswechsellvorganges, wenn der Bestrahlungseinsatz vom Kreislaufsystem abgetrennt wird und das Testelement in stagnierendem Natrium steht
- und zum anderen beim Ziehen des Testelementes, wenn die Kühlung durch den Gaskreislauf der Wechselmaschine erfolgt.

Zwischen dem Abschalten der Natrium-Zwangskühlung und dem Ziehen des Testeinsatzes in die Wechselmaschine wird ein Zeitraum von einigen Stunden liegen. Eine Überschlagsrechnung ergab, daß in dieser Phase des Auswechsellvorganges die Temperatur im Teststab-Bündel nicht über ca. 400 °C ansteigt. Voraussetzung hierfür ist lediglich, daß das Druckrohrkühlsystem bei einer Eintrittstemperatur von ca. 200 °C in Betrieb gehalten wird. Beim Ziehen des Testelementes muß nun mit einer kurzen Zeit des Trockenstehens des Testelementes gerechnet werden, und zwar zwischen dem Auftauchen der Brennstoffzone und dem Auftauchen der Unterkante des Testelementkastens über den freien Natriumspiegel. Die Temperaturerhöhungsgeschwindigkeit durch Speichern der Nachwärme im Brennstoff ist mit max. ca. 3,5 bis 4 grd/sec anzusetzen. Legt man eine Hubgeschwindigkeit in dem kritischen Bereich von 4-5 cm/sec zugrunde, so ergibt sich bis zum Einsetzen der Gaskühlung ein Temperaturanstieg um ca. 150 °C auf max. ca. 550 °C.

Ein Klemmen des Testelementes in dem kritischen Bereich ist äußerst unwahrscheinlich, da sich das Testelement wenigstens 5 m oberhalb seiner ursprünglichen Stellung im Reaktor befindet.

Die Gaskühlung des Testelementes erfolgt in der Art, daß Argon von der Transportflasche her durch den Greifer des Hubwerkes in den Testeinsatz eingespeist und im Ringraum zwischen Testeinsatz und Druckrohr durch das Zwischenrohr hindurch in die Wechselmaschine zurückgeleitet wird. (Der Austrittskanal des Testeinsatzes ist durch einen Schieber verschlossen worden). Das Kühlgas durchströmt dann in der Wechselmaschine zuerst ein Filter zur Grobabscheidung von halogenförmigen Spaltprodukten und festen Partikeln. Es folgt der doppelwandige Wärmetauscher, in dem die Nachwärme über ein Zwischenmedium, z.B. Helium, im Spalt der Doppelrohre an die Hallenluft abgeführt wird, und schließlich die Verdichter.

Für die Auslegung des Argon-Kühlsystems ist bestimmend, daß die Gastemperatur auf max. ca.  $230^{\circ}\text{C}$  begrenzt ist, weil im Kühlsystem der Wechselmaschine Kunststoff-Dichtelemente verwendet werden sollen. Eine Überschlagsrechnung ergab folgende mögliche Auslegung des Kühlsystems:

Kühlmitteldurchsatz	4200 kg/h
Kühlmittelaufheizung	$110^{\circ}\text{C}$ auf $230^{\circ}\text{C}$
Erforderliches Verdichtungsverhältnis	ca. 4 ata / 1,5 ata
Adiab. Verdichtungsleistung	2 x 62,5 kW

Für die Verdichtung des Kühlgases bieten sich u.U. 2 in Reihe geschaltete gasgelagerte Verdichter hoher Drehtzahl ( $> 10\ 000$  Upm) an. Aus Sicherheitsgründen wäre ein weiterer Reserve-Verdichter vorzusehen. Der Möglichkeit, daß das Kühlmittel Spaltprodukte enthält, soll durch zweifache Abdichtung gegen die Raumluft und durch Strahlenabschirmung der Kreislaufteile Rechnung getragen werden.

#### Manipulationen beim Auswechseln der Testeinsätze und Druckrohre

Mit Hilfe der Abb. 4-15 soll der zeitliche Ablauf der wichtigsten Verfahrensschritte beschrieben werden, die zum Auswechseln

a) eines natriumgekühlten Testeinsatzes,

- b) eines heliumgekühlten Testeinsatzes und
- c) eines Testeinsatzes mit Druckrohr

erforderlich sind.

- a) Ausbau eines natriumgekühlten Testeinsatzes

Wenn die Nachwärme des Testelementes nach etwa 1 Woche genügend abgeklingen ist, wird die Kühlung abgeschaltet und der Loopeinsatz vom Kreislaufsystem getrennt (Ventile 1 und 2). In Betrieb bleibt jedoch die Kühlung zwischen dem inneren und äußeren Druckrohr. Durch Öffnen der Ventile 3 und 4 sowie 5 werden die Hauptkühlmittelleitungen und der obere Teil des Einsatzes von Natrium entleert. Nun wird nach Abnehmen des Stopfens in der Abdeckung der Nische die Kupplung zwischen Druckrohr und Testeinsatz von Hand entfernt, wobei der Loopeinsatz keinen Überdruck mehr aufweist. Der Zwischenschieber wird aufgesetzt, evakuiert und mit Argon geflutet, die Transportflasche wird über das Testloop gefahren und aufgesetzt. Das Argonkühlsystem der Wechsellmaschine ist schon vorher über eine Bypass-Leitung in Betrieb genommen worden. Nun werden die beiden Schieber geöffnet. Das Hubwerk der Transportflasche senkt den Greifer auf den Testeinsatz ab. Beim Einkuppeln des Greifers in den Zapfen des Testeinsatzes wird der Weg für das Kühlgas vom Greifer in den Testeinsatz freigegeben, gleichzeitig verschließt ein Kolben die Kühlmittelaustrittsschlitze des Testeinsatzes, und die Verriegelung zwischen Testeinsatz und Druckrohr wird freigegeben. Der Einsatz wird so weit gezogen, bis der Testelementfuß aus dem Natrium völlig aufgetaucht ist. Jetzt schließt der Bypass im Argon-Kühlsystem der Flasche, und die Gaskühlung setzt ein. Wenn sich der Testeinsatz vollständig in der Transportflasche befindet, werden beide Schieber geschlossen und der Totraum zwischen den Schiebern evakuiert. Die Maschine kann abheben und den Testeinsatz in eine gekühlte Absetzposition des Heißen-Zellen-Blockes absenken. Anschließend wird normalerweise - analog zum Ausbavorgang - ein neuer Testeinsatz, u.U. auch ein Abschirmstopfen, in das Druckrohr eingebaut.

- b) Ausbau des heliumgekühlten Testeinsatzes

Der Ausbau des heliumgekühlten Testeinsatzes erfolgt prinzipiell in der eben beschriebenen Art. Jedoch erfolgt die Abfuhr der Nachwärme bis zum

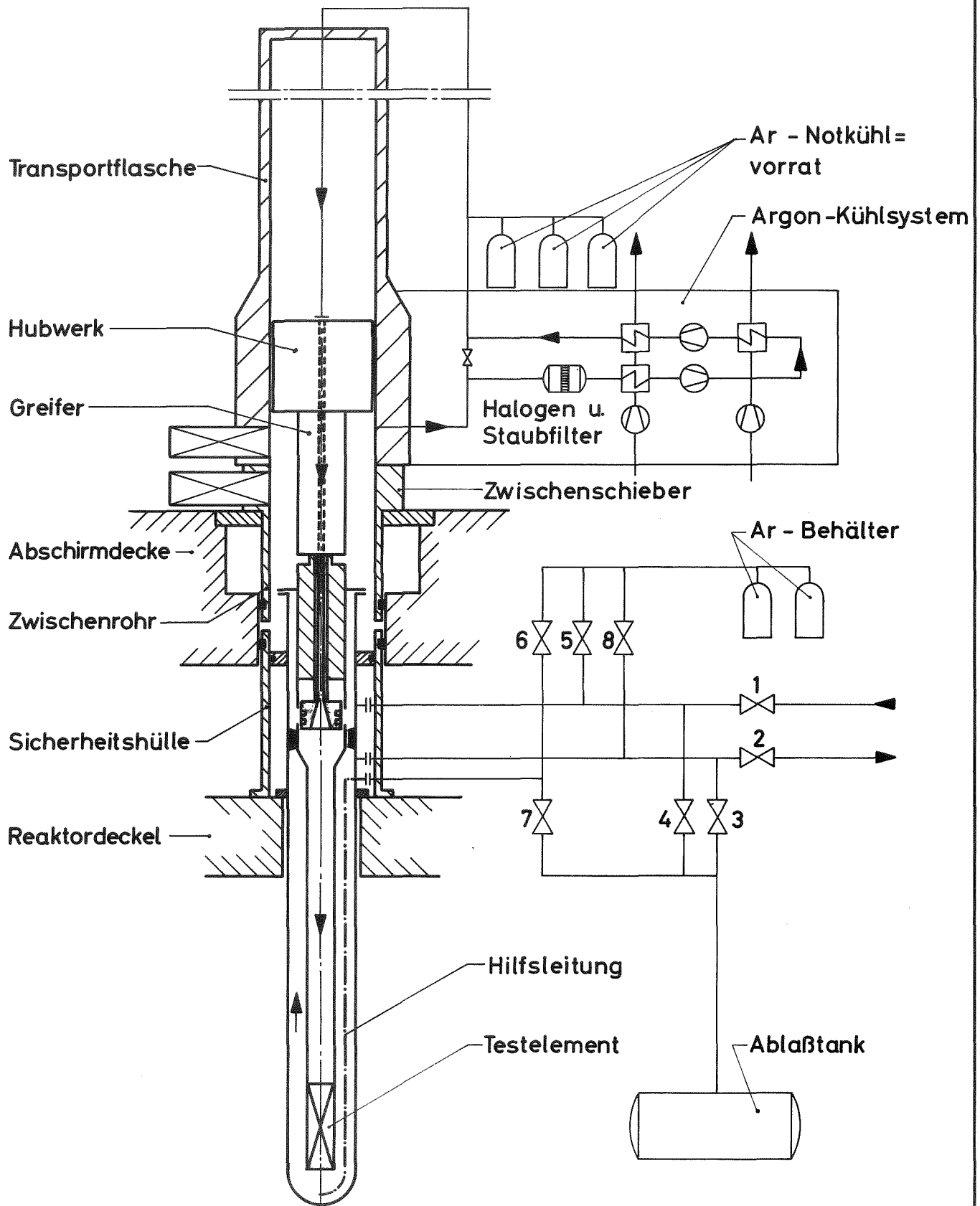


Ankuppeln des Greifers an den Testeinsatz durch das Hauptwärmeabfuhrsystem bei einem stark reduzierten Betriebsdruck von ca. 1 atü. Ebenfalls in Betrieb bleibt die Druckrohrkühlung. Beim Aufsetzen des Greifers wird der Kühlmittelaustrittskanal wieder versperrt. Gleichzeitig werden selbsttätig die Ventile 1 und 2 geschlossen und das Ventil 3 in der Verbindungsleitung zu einem unter Vakuum stehenden Auffangtank geöffnet. Dadurch wird die Heliumfüllung des Testeinsatzes in den Tank gespült und gleichzeitig das Testelement gekühlt. Nun beginnt das Ziehen des Testeinsatzes. Nach etwa 20 cm Hub wird Ventil 3 automatisch geschlossen, und der Argon-Kühlkreislauf der Wechselmaschine übernimmt wie beim Ausbau des natriumgekühlten Testeinsatzes die weitere Wärmeabfuhr.

c) Ausbau eines Testeinsatzes mit Druckrohr

Der Ausbau des Testeinsatzes mit Druckrohr ist erforderlich bei einem größeren Schaden des Testelementes oder aber im Falle eines Festsitzens des Testeinsatzes im Druckrohr.

Zunächst wird beim natriumgekühlten Testloop der Natriumspiegel wie unter a) beschrieben abgesenkt. Die Kupplung zwischen Testeinsatz und Druckrohr wird von Hand entfernt und durch eine Hilfskupplung ersetzt. Nun öffnet man die Anschlüsse für Haupt- und Druckrohrkühlung über die Werkzeugdurchführungen der Sicherheitshüllen. Durch Öffnen der Ventile 5 und 8 wird der Druck im Einsatz und damit auch in der Sicherheitshülle dem Druck im Argonkühlkreislauf der Wechselmaschine angeglichen. Es folgt wieder die Montage des Zwischenschiebers, das Absenken der Transportflasche und das Kuppeln des Greifers an den Zapfen des Testeinsatzes. Nun werden die Druckrohr-Niederhalter am Reaktordeckel geöffnet. Nach Öffnen von Ventil 7 entleert sich das restliche Natrium aus dem Testeinsatz in den Abblasttank. Der Bypass im Argon-Kühlkreislauf wird geschlossen und der Testeinsatz zusammen mit dem Druckrohr angehoben. Nach etwa 10 cm Hubweg setzt die Gaskühlung voll ein, da der Schiebesitz des Druckrohres die Sicherheitshülle verläßt.



**Abb. 4-15**

**Wechselsystem für FR 3 Bestrahlungseinsätze**

#### 4.6 THERMISCHE ISOLIERUNG DER BESTRAHLUNGSEINRICHTUNGEN

Im Rahmen der Loop-Entwicklung für den FFTF wurde in den USA ein umfangreiches Programm zur Entwicklung geeigneter In-Core-Isolierungen eingeleitet, das auf früheren Arbeiten für die Reaktoren CANDU und Enrico Fermi aufbaut<sup>18)</sup>.

Ziel ist in allen Fällen die weitgehende thermische Entkopplung der Loops vom Reaktorkühlmittel bzw. die Vermeidung unzulässiger Temperaturgradienten und Spannungen in den Looprohren.

Zur Zeit konzentrieren sich die Untersuchungen auf das Konzept eines doppelwandigen Rohres, dessen Zwischenraum mit einem gut isolierenden Medium gefüllt wird, das folgenden Anforderungen genügen muß:

- Hohe Temperaturbeständigkeit (bis ca. 750 °C)
- Gutes Isoliervermögen zur Erzielung großer Temperaturgradienten mit dünnen Isolierschichten.
- Unempfindlichkeit gegen hohe Temperaturgradienten und damit verbundene thermische Spannungen.
- Keine oder nur eine unwesentliche Störung der Neutronenökonomie des Reaktors.
- Verträglichkeit mit dem Reaktorkühlmittel.
- Möglichst eine mit der Temperatur steigende Wärmeleitfähigkeit, damit für den Fall von Loopkühlmittelstörungen Wärme an das Reaktorkühlmittel abgeführt werden kann.
- Eine Wärmeausdehnungszahl, die mit der Wärmeausdehnungszahl der Stahlrohre verträglich ist.
- Geringe Dichte zur Vermeidung zusätzlicher  $\gamma$ -Wärme.
- Leichte Verarbeitbarkeit.
- Zuverlässigkeit.

Von den verfügbaren Isoliermedien, die diese Forderungen erfüllen (Vakuum, Inertgas bzw. Inertgasgemisch, feste Isolierstoffe in Form von Fasern, Filzen, Folien, Guß-, Preß- und Sinterwerkstoffen) sind vor

---

<sup>18)</sup> G.R.Sawtelle: "Insulation of the FFTF Closed Loop Tubes"  
BNWL-755, Nov. 1968

allem die auf der Basis  $Al_2O_3 + SiO_2$  hergestellten Fasern und Filze, die unter den Firmennamen Fiberfrax, Cerafelt und Refrasil kommerziell verfügbar sind, von Interesse.<sup>18)</sup>

Die maximale Betriebstemperatur dieser Stoffe liegt bei ca. 1250 °C, die Wärmeleitfähigkeit in Helium für 870 °C bei ca. 0,45 kcal/mh°C.

Neuerdings wird als Isolierwerkstoff für den Corebereich auch gesinterter Edelstahl vorgeschlagen, dessen Wärmeleitfähigkeit ca. 3 kcal/mh°C beträgt<sup>19)</sup>.

Derartige Isolierstoffe können auch im FR3 zur Isolierung der Looprohre vorgesehen werden. Außerdem können selbstverständlich auch bei den Looprohren Isolierungen aus argongefüllten aufwickelbaren Stahlbändern Verwendung finden, wie sie z.B. im Abschnitt 3.3.6 zur thermischen Isolierung der Führungsrohre der Trimmregel- und Abschaltetelelemente diskutiert werden. Lediglich zur Auskleidung der Druckrohrabschlüsse und des Testelementkastens des zentralen He-Loops, die in gewissen Störfällen mit geschmolzenem Brennstoff von ca. 2700°C in Berührung kommen können, müssen Isolierstoffe mit höherer Temperaturbeständigkeit eingesetzt werden. Für diese Zwecke stehen z.B. unter dem Handelsnamen "sigratherm" Kohlenstoff-Filze zur Verfügung, die unter Helium bis über 3000 °C beständig sind<sup>20)</sup> und die gegebenenfalls noch durch ein dünnes Schutzrohr aus Tantal abgedeckt werden können.

#### 4.7 ABSCHIRMUNG DER TESTLOOP-LEITUNGEN IM ZWISCHENDECK

In Abschn. 4.5 wurde erwähnt, daß für den Ausbau der Loopdruckrohre das Zwischendeck über dem Reaktordeckel zur Durchführung von Montagearbeiten betreten werden muß. Im Interesse der Reaktorverfügbarkeit soll der Druckrohrwechsel unmittelbar nach Ausbau des bestrahlten Testelementes, also ca. 8 bis 10 Tage nach Abschaltung des Reaktors erfolgen. Dabei ist mit einer gewissen Strahlenbelastung von den Kühlmittleitungen der Natrium-Testloops her zu rechnen.

---

19) FFTF Conceptual System Design Description für the Closed Loop System No. 61, BNWL-755, Nov. 1968

20) "Sigratherm, Sigrapor, Sigraflex - Sonderwerkstoffe aus Kohle und Graphit", Fa. Sigri, Meitingen, b. Augsburg - BRD.

Eine ausreichende Abschirmung der Natrium-führenden Leitungen mit z.B. Blei ist wegen der beengten Raumverhältnisse und im Interesse der Zugänglichkeit der Anschlußflansche usw. nicht möglich.

Es wurde daher eine Abschätzung der bei Arbeiten in der Nähe der Loop-Kühlmittleitungen zu erwartenden Strahlenbelastung durchgeführt. Es zeigte sich zunächst, daß praktisch nur die Na<sup>24</sup>-Aktivität, nicht dagegen die Na<sup>22</sup>-Aktivität und Korrosions- und Spaltprodukt-Aktivität (mit Annahme des Falles von etwa 1 % defekten Brennstäben) von Bedeutung sind.

Die Rechnung ergab, daß nach ca. 10 Tagen (entspr. ca. 15 T 1/2 für Na<sup>24</sup>) noch eine Abschirmdicke von 5 cm für einen Daueraufenthalt erforderlich wäre, wenn alle Kühlmittleitungen mit Natrium gefüllt sind.

Werden dagegen alle Natrium-führenden Leitungen im Bereich des Zwischen-decks vor Beginn der Montagearbeiten entleert, so kann auf eine Abschirmung verzichtet werden. Es ergab sich zum Beispiel unter Annahme einer Entleerung bis auf einen Natriumrest von 1/2 % des ursprünglichen Volumens (entsprechend einer ca. 0,2 mm starken Benetzung der Rohrwände) schon nach 6,5 Tagen (entspr. 10·T 1/2 für Na<sup>24</sup>) nur noch eine Strahlenbelastung von ca. 7 mr/h in dem am meisten gefährdeten Bereich am Anschlußflansch des zentralen Testloops. Dieser Wert liegt in der Größenordnung der für Daueraufenthalt zulässigen Belastung von 2,5 mrem/h. Die erforderliche Aufenthaltsdauer von einigen Stunden ist also gewährleistet.

## V.

H A N D H A B U N G S - U N D T R A N S P O R T S Y S T E M E5.1 KONZEPTION  
(G.Böhme)

Da im Zwischengeschoß oberhalb des Reaktordeckels die Köpfe der Bestrahlungseinsätze mit den Kühlmittel-Zu- und -Ableitungen, die Brennelement-Manipulatoren und die Meßleitungen der Reaktorinstrumentierung liegen, muß der Wechsel von Brennelementen und Bestrahlungseinrichtungen vom darüber liegenden Deck aus vorgenommen werden.

Die Wechselmaschine für Brennelemente ist zur Minimalisierung der Reaktorstillstandszeit für den gleichzeitigen Transport einer ganzen Magazinladung (15 BE) ausgelegt. Dagegen braucht die Wechselmaschine für Testloop-Einsätze nur jeweils einen Einsatz von größerer Länge zu transportieren. Weil es nur schwer möglich ist, diese beiden Forderungen mit einer Maschine zu erfüllen, werden zwei getrennte Wechselmaschinen mit Selbstfahrwerk (Oberwagen) vorgesehen, die wahlweise auf einem gemeinsamen schienengebundenen Unterwagen fahren können.

Beim unter 5.2 ausführlich beschriebenen Brennelementwechsel werden die abgebrannten Treiberelemente aus dem Reaktor gezogen und in die zwischen den Schienen des Unterwagen liegenden Abklinglager eingesetzt. Diese Operationen erfolgen bei abgeschaltetem Reaktor. Der weitere Abtransport kann während der nächsten Reaktorbetriebsphase erfolgen. Dazu wird ein BE-Transportbehälter<sup>1)</sup> auf einem Schienenfahrzeug durch die Schwertransportschleuse in das Reaktorgebäude eingefahren, mit dem Rundlaufkran abgehoben und in vertikaler Lage

---

<sup>1)</sup> G.Böhme, K.Gast, D.Gupta et al., Transport bestrahlter Brennelemente aus schnellen Brutreaktoren, KFK-Bericht 666, 1969, Seite 160 ff

in einem Ladeschacht im Fahrbereich der Wechselmaschine abgelassen. Er wird über die Wechselmaschine mit Brennelementen aus dem Abklinglager beladen und in gleicher Weise wieder aus dem Reaktorgebäude abtransportiert. Dichtigkeits- und Kontaminationskontrolle sowie das Umsetzen auf ein zum Transport auf öffentlichen Verkehrswegen geeignetes Schienen- oder Straßenfahrzeug lassen sich in der nach außen an die Schwertransportschleuse anschließenden Halle durchführen.

Die Testloop-Einsätze werden bei abgeschaltetem Reaktor mit der zugehörigen Wechselmaschine wie in 4.6 beschrieben aus dem Reaktor gezogen und in das Abklinglager abgesenkt. Von dort aus können sie nach entsprechender Abklingzeit wieder durch die Wechselmaschine in eine der vertikalen Beladeöffnungen der Demontagezellen im Reaktorgebäude oder in die Öffnung des zu den Zerlegungszellen außerhalb der Sicherheitshülle führenden Ausschleusschachtes umgesetzt werden.

Die kleinere der beiden Demontagezellen dient zur visuellen, röntgenografischen und autoradiografischen Inspektion der Bestrahlungseinsätze und auch anderer Reaktoreinbauten; in der größeren können Längen- und Gerademessungen durchgeführt, Demontagen wie z.B. Abtrennung des Teststabbündels vom Einsatzoberteil oder Entfernen des Druckrohres vorgenommen und Bestrahlungskapseln ausgetauscht werden. Es ist grundsätzlich möglich, die Testloop-Einsätze oder Teile davon aus den Zellen für weitere Bestrahlung wieder in den Reaktor einzubringen.

Für fernbediente Arbeiten, die mit größerer Aktivitätsfreisetzung verbunden sind und damit für die Serviceräume der Heißen Zellen ein höheres Kontaminationsrisiko zur Folge haben, sind die beiden Zerlegungszellen vorgesehen. In der ersten können Na-Wäsche und Abtrennung von Strukturmaterial mit Hilfe spangebender Bearbeitungsverfahren vorgenommen werden. Die zweite Zelle dient zur Zerlegung und Auftrennung von Brennelementen und Teststäben, die danach für eingehendere Nachbestrahlungsuntersuchungen in Abschirmbehälter umgeladen und anderen, nicht zum FR 3 gehörenden Heißen Zellen zugeführt werden.

Alle Zellen sind gasdicht und werden unter Schutzgasatmosphäre mit Unterdruck betrieben. Die Bedienung erfolgt mittels handgesteuerter uni- und bilateraler Manipulatoren, die Beobachtung durch Strahlenschutzfenster sowie Periskope und die Be- und Entladung mittels kontaminationshemmender Schleustechniken.

Wegen ihrer zentralen Bedeutung sind insbesondere die Möglichkeiten der Handhabung und des Transportes der Brennelemente zwischen Reaktorgefäß und Abklinglager im Detail untersucht worden. Die Ergebnisse sind in den folgenden Abschnitten kurz zusammengefaßt.

## 5.2 HANDHABUNG UND TRANSPORT ABGEBRANNTER UND NEUER BRENNELEMENTE (M.Grundmann (AEG))

Unter Brennelementwechsel versteht man allgemein das Ent- und Beladen des Reaktorkerns, d.h. im Normalfall Entnahme eines abgebrannten Brennelementes aus dem Kern und Einsetzen eines neuen Brennelementes in den Kern.

In Abschnitt 3.8 wurde dieser Vorgang für den Brennelementwechsel innerhalb des Reaktortanks bereits dargestellt. Dabei transportieren Manipulatoren die abgebrannten und neuen Brennelemente vom Reaktorkern in die Reaktormagazine bzw. umgekehrt. In diesem Abschnitt werden die Wechselsysteme für die Entnahme und Beschickung der Reaktormagazine von außen diskutiert. Diese Aufgabe muß von einer dafür konzipierten Wechselmaschine durchgeführt werden.

### 5.2.1 Wechselvorgang einzelner Brennelemente

Aus Gründen einer hohen Verfügbarkeit des Reaktors für Testzwecke sollte der Wechselvorgang ein Minimum an Reaktor-Stillstandszeit erfordern. Die bekannteste Wechselart besteht im Wechsel eines einzelnen Brennelementes, die allerdings ein Maximum an Reaktor-Stillstandszeit erfordert. Bei Einbau eines Revolvers zur Aufnahme



von 15 Brennelementen innerhalb der Wechselflasche können jedoch zumindest die Transportwege der Wechselflasche von 15mal An- und Abfahrt auf 1mal An- und Abfahrt reduziert werden. Die hierbei entstehenden Wechselzeiten zeigt die folgende Bewegungs-Zeitstudie.

Bewegungszeitstudie für Elementwechsel

Zeitabschnitt	Bewegungsvorgang (siehe Abb. 5-1)	Zeitablauf (min)
A	Die Wechselflasche befindet sich über dem Lager für neue Brennelemente. Der Revolver in der Wechselflasche wird mit 15 neuen Brennelementen beladen.	0 - 135
B	Die Wechselflasche fährt über eine der 3 Beschickungsöffnungen, die sich im Reaktordeckel befinden und entnimmt den Abschirmstopfen, der in den Revolver eingezogen wird.	135 - 158
C	Die neuen Brennelemente werden aus dem Revolver nach unten in das Reaktormagazin einzeln entladen. Bei jedem Hochziehen des Greifgestänges wird ein abgebranntes Brennelement dem Reaktormagazin entnommen und in die frei gewordene Position im Revolver abgestellt. Die Drehbewegung des Revolvers erfolgt von der Wechselflasche selbst, die des Reaktormagazins von einem dafür auf dem Reaktordeckel befindlichen Antrieb.	158 - 440

Zeitabschnitt	Bewegungsvorgang (siehe Abb. 5 -1)	Zeitablauf (min)
D	Nach Beendigung des Wechsellvorgangs wird der Abschirmstopfen in den Reaktordeckel wieder eingesetzt und die Wechselmaschine fährt zum Abklinglager.	440 - 464
E	Nachdem der dortige Abschirmstopfen in den Revolver eingezogen ist, erfolgt das Entladen des Revolvers in das ebenfalls drehbare Abklinglagergestell.	464 - 594
F	Nach Beendigung des Vorgangs wird der Abschirmstopfen in das Abklinglager eingesetzt und die Wechselmaschine fährt wieder zum Lager für neue Elemente. Der Wechsel ist abgeschlossen.	594 - 610

Wechselzeit für 15 Brennelemente: ca. 11 Std.

Eine schematische Darstellung zeigt Abb. 5 - 3.

Die gesamte Wechselzeit für 3 x 15 Brennelemente beträgt:

$$3 \times 11 = 33 \text{ Stunden}$$

=====

### 5.2.2 Wechselvorgang ganzer Magazine

Weitere Überlegungen hinsichtlich Zeitersparnis führten zu einer völlig neuen Wechselart: Das Wechseln ganzer Reaktormagazine. Die im Reaktor, in den Abklinglagern und Vorratslagern eingesetzten Magazine sind gleich groß und können daher wahlweise durch die Wechselmaschine ausgetauscht werden.

Die folgende Bewegungszeitstudie gibt Aufschluß über dabei erreichbare Wechselzeiten.

#### Bewegungszeitstudie für Magazinwechsel

Zeitab- abschnitt	Bewegungsvorgang (siehe Abb. 5 - 2)	Zeitablauf (min)
A	Die Wechselmaschine steht über dem Abklinglager und entnimmt den Abschirmstopfen und fährt zum Stopfenlager.	0 - 17
B	Abstellen des Abschirmstopfens im Stopfenlager. Die Wechselmaschine fährt zum Reaktor.	17 - 35
C	Die Wechselmaschine steht über einer der 3 Beschickungsöffnungen des Reaktors und zieht den Abschirmstopfen in die Wechselflasche ein und fährt zum Stopfenlager.	35 - 49
D	Der Abschirmstopfen wird im Stopfenlager abgesetzt. Die Wechselmaschine fährt wieder über die Beschickungsöffnung des Reaktors.	49 - 76

Zeitabschnitt	Bewegungsvorgang (siehe Abb. 5 - 2)	Zeitablauf (min)
E	Die Wechselmaschine zieht ein Magazin mit 15 abgebrannten Brennelementen in die Wechselflasche ein und fährt zum Abklinglager.	76 - 102
F	Abstellen des Magazins im Abklinglager und Holen des Abschirmstopfens vom Stopfenlager und Absetzen desselben im Abklinglager. Die Wechselmaschine fährt zum Vorratslager.	102 - 166
G	Die Wechselmaschine zieht ein Magazin mit 15 neuen Brennelementen in die Wechselflasche ein und fährt zum Reaktor.	166 - 184
H	Das neue Magazin wird durch die Beschickungsöffnung in das Reaktorgefäß abgelassen und für das Be- und Entladen durch den Manipulator gedreht, bis die 15 neuen Brennelemente gegen 15 abgebrannte Brennelemente ausgetauscht sind.	184 - 564
J	Das Magazin wird durch das Hubgestänge in die untere Tragplatte des Reaktorgefäßes abgesetzt und das Greifgestänge eingefahren. Die Wechselmaschine fährt zum Stopfenlager und holt den Abschirmstopfen, der in den Reaktordeckel abgesetzt wird. Der Wechselvorgang ist abgeschlossen.	564 - 618

Wechselzeit für 1 Magazin mit 15 Brennelementen: ca. 11 Std.

Eine schematische Darstellung zeigt Abb. 5 - 4.

Die gesamte Wechselzeit für 3 Magazine mit insgesamt 45 Brennelementen beträgt:

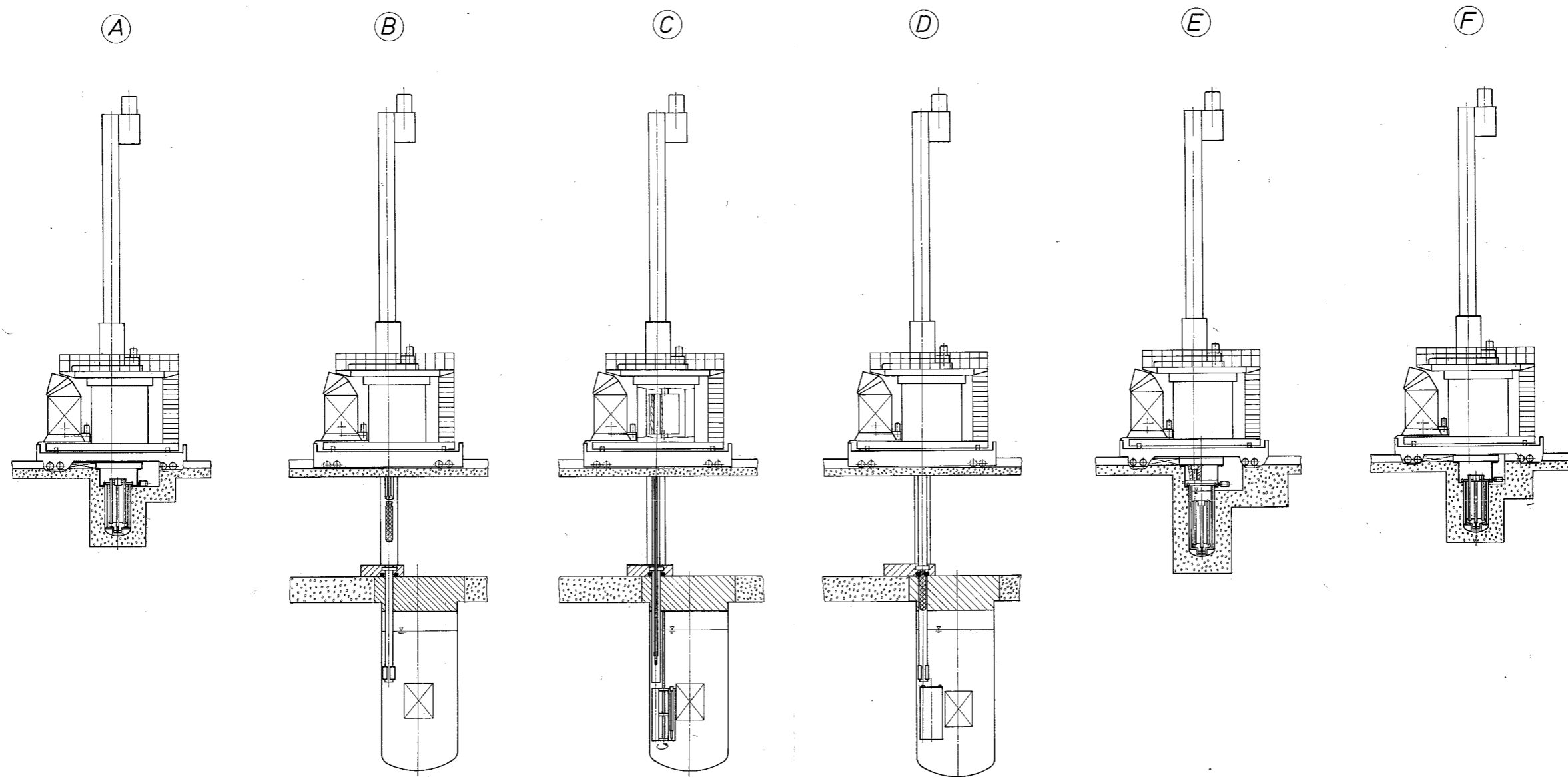
$$3 \times 11 = 33 \text{ Stunden}$$

=====

Einen zeitlichen Vergleich der beiden Wechselarten zeigt Abb. 5 - 5, wobei der einzelne Brennelementwechsel gegenüber dem Magazinwechsel den Vorteil hat, daß er möglicherweise auch während des Reaktorbetriebes durchgeführt werden kann, was eine wesentliche Reduzierung der Reaktor-Stillstandszeit zur Folge haben würde.

#### Erläuterungen zu Abb. 5 - 5

	Wechselart:	Wechselzeit:
1.1	Brennelementwechsel (einzelne BE) bei Reaktorstillstand.	Nach der Wechselmaschinenzeit schließt sich jeweils die Manipulatorzeit an.
1.2	Brennelementwechsel (einzelne BE) bei Reaktorbetrieb.	Die Wechselmaschinenzeit kann bei Reaktorbetrieb frei gewählt werden und wird daher nicht berücksichtigt. Anrechenbar ist nur die Manipulatorzeit.
2.	Magazinwechsel (15 BE) bei Reaktorstillstand.	Die Manipulatorzeit ist in der Wechselmaschinenzeit integriert.



**Abb. 5-1**

Datum 16.11.70	Projekt FR 3 Feasibility-Studie	
Maßstab 1:100	Benennung Bewegungsstudie für Elementwechsel.	Zchg.Nr. 1

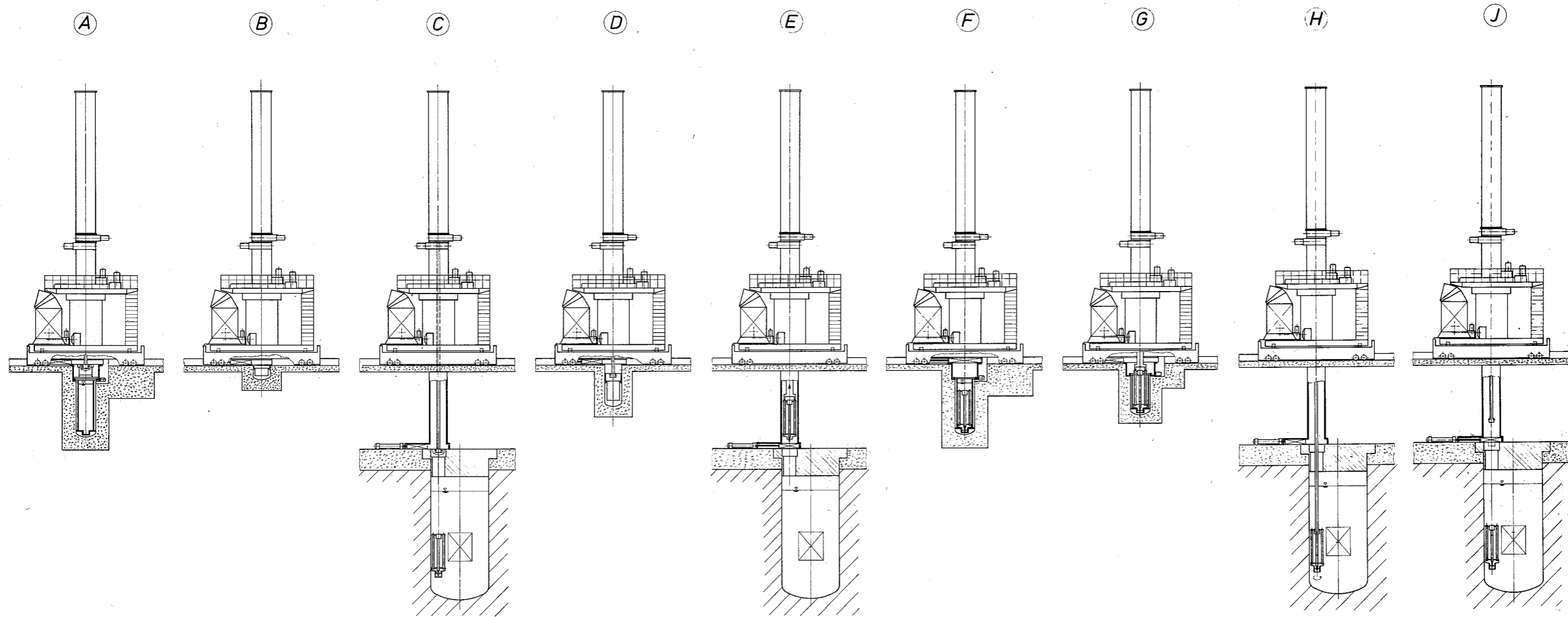


Abb. 5-2

Datum	Projekt	
16.11.70	FR 3 Feasibility-Studie	
Maßstab	Benennung	Zchnng.Nr.
1:100	Bewegungsstudie für Magazinwechsel	2

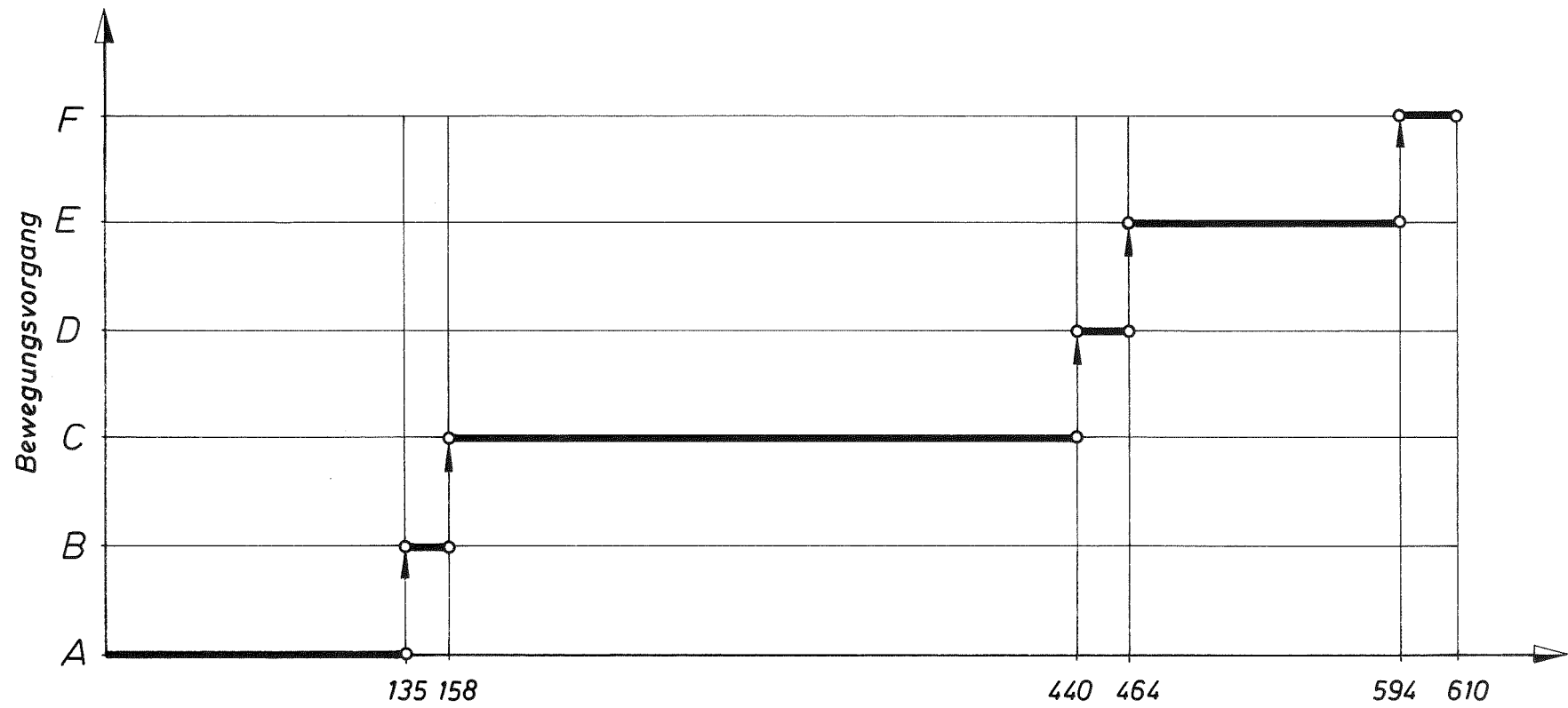


Abb. 5-3: SCHEMATISCHE BEWEGUNGSSTUDIE FÜR DEN BRENNELEMENTWECHSEL



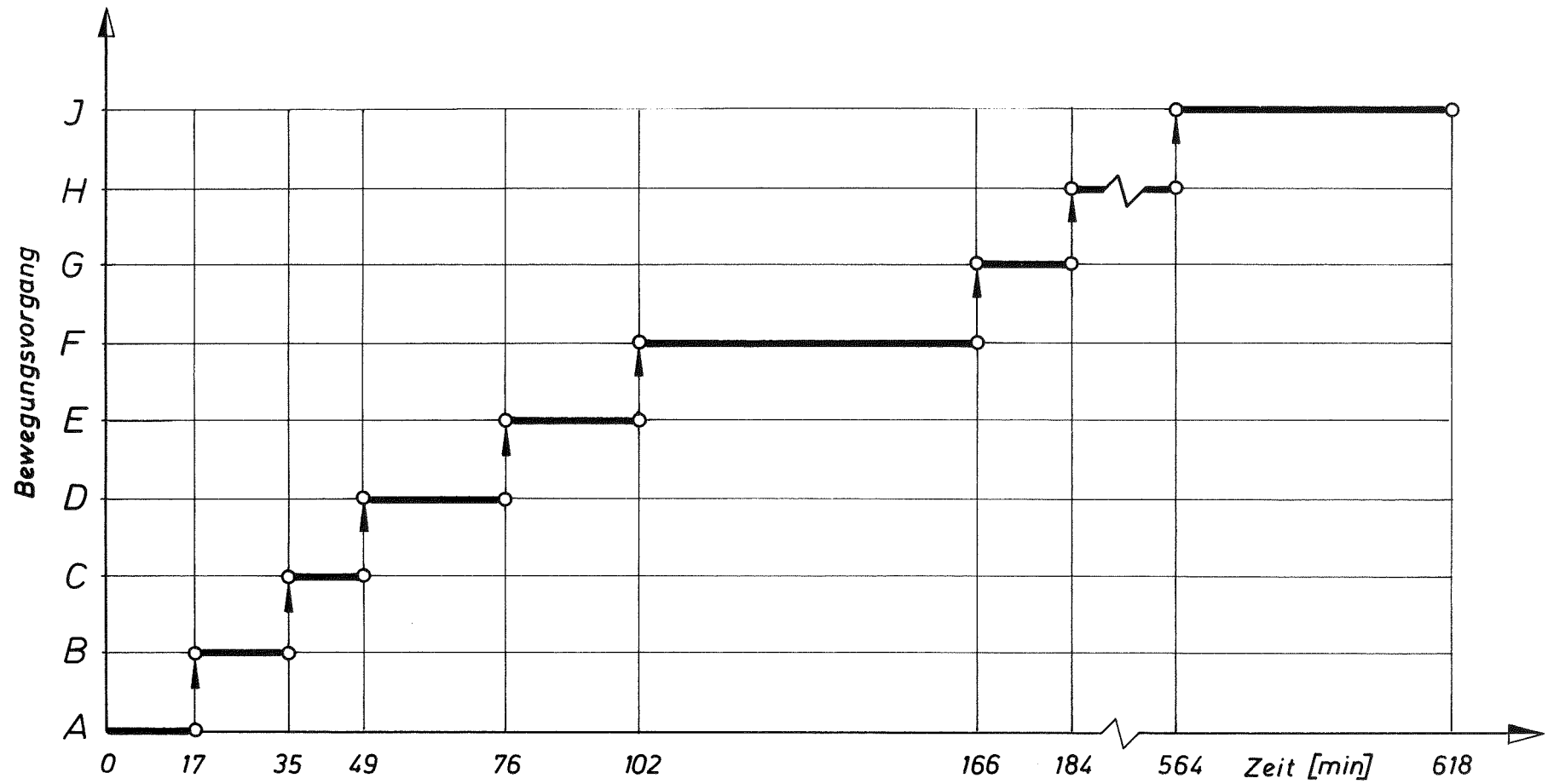


Abb. 5-4: SCHEMATISCHE BEWEGUNGSSTUDIE FÜR DEN MAGAZINWECHSEL

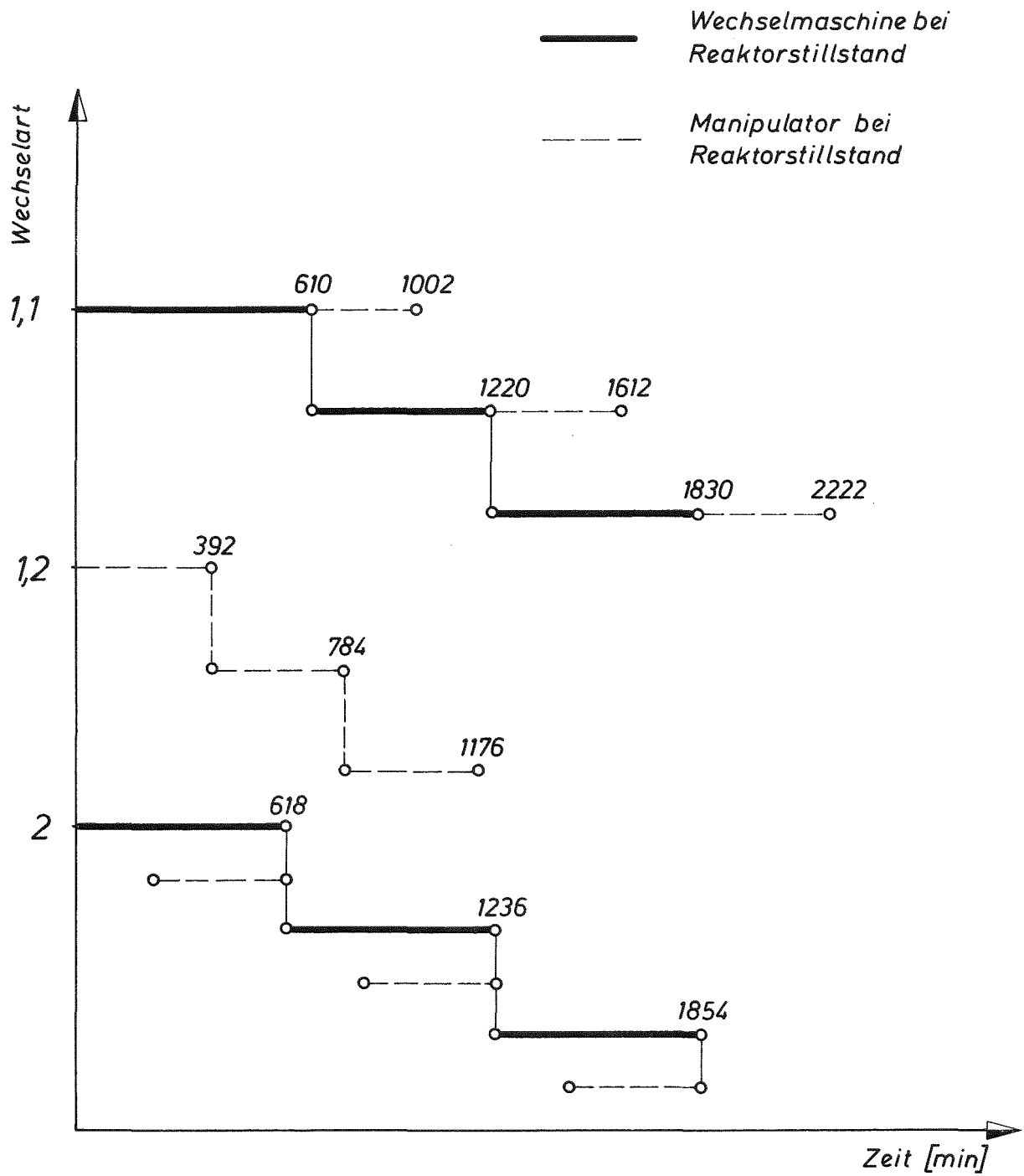


Abb. 5-5: ZEITLICHER VERGLEICH DER WECHSELARTEN

### 5.2.3 Kühlung während des Wechsellvorganges

#### Einleitung

Abgebrannte Treiberbrennelemente werden aus dem Reaktorkern in Magazine am inneren Rande des Reaktortanks umgesetzt. Dort wird die freiwerdende Nachwärme der Elemente durch Zwangskühlung mit Natrium abgeführt. Nach einer Abklingzeit von ca. 70 Tagen, je nach Zyklusdauer, werden die Elemente aus dem Natrium des Reaktortanks in die Wechselmaschine gezogen. Dabei müssen die Elemente gekühlt werden können, auch dann, wenn durch unvorhergesehene Ereignisse Verzögerungen während des Transportes entstehen. Die Kühlung der Elemente muß mit Primärnatrium und Reaktorschutzgas (Argon) erfolgen. Sowohl das Ausschleusen einzelner Brennelemente aus dem Reaktortank als auch - alternativ dazu - das Wechseln der Magazine mit 15 Brennelementen ist vorgesehen. Das Ausschleusen einzelner Brennelemente aus dem Reaktortank soll auch während des Reaktorbetriebs möglich sein.

#### Daten und Annahmen

##### Nachwärme:

Ein Treiberbrennelement mit einer Nennleistung von 4,4 MW im Reaktorkern leistet nach 70 Tagen Abklingzeit noch etwa 4,5 kW.

##### Natriumtemperaturen:

Bei Reaktorstillstand hat das Primärnatrium eine Temperatur von 200°C, bei Reaktorbetrieb von ca. 500°C.

##### Argontemperaturen:

Das Reaktorschutzgas hat beim Brennelementwechsel eine Temperatur von ca. 200°C. Um die Dichtungen in der Wechselmaschine nicht zu gefährden, wird die maximale Argontemperatur auf 230°C begrenzt. Als unterer Wert für die Argontemperatur wurde mit Rücksicht auf den Erstarrungspunkt des Natriums 110°C festgelegt. Damit steht eine Aufheizspanne von 120°C zur Verfügung.

Ablauf des Brennelementwechsels:

In Tabelle 5 - 1 sind die für die Kühlung der Treiberbrennelemente wesentlichen Schritte des Wechselvorganges zusammengestellt.

Tab. 5 - 1    SCHRITTE BEIM WECHSELN DER TREIBERBRENNELEMENTE

Position der Treiberbrennelemente	Wärmeabfuhr	Kühlmittel
1 Abklingposition	erzwungene Konvektion	Primärnatrium
2 Abklingposition bis Natriumoberfläche	Wärmeleitung und natürliche Konvektion	Primärnatrium
3 Brennelementköpfe oberhalb Natriumoberfläche	Wärmeleitung, da natürliche Konvektion unterbrochen	Primärnatrium
4 Brennelementköpfe oberhalb Natriumoberfläche, Argonzufuhr angeschlossen	Wärmeleitung erzwungene Konvektion	Primärnatrium Argon, aus Reaktor
5 Natriumoberfläche bis Wechselmaschine	erzwungene Konvektion	Argon, aus Reaktor
6 Wechselmaschine Schieber geschlossen	erzwungene Konvektion	Argon, intern in der Wechselmaschine umgewälzt

### Ergebnisse

Die überschlägige Berechnung der Kühlung während des Treiberbrennelementwechsels erfolgte für die in Tabelle 5 - 1 genannten Schritte 3 und 5:

- Brennelementköpfe oberhalb der Natriumoberfläche, Kühlung der Elemente durch Wärmeleitung im Natrium
- Brennelement zwischen Natriumoberfläche und Wechselmaschine, Kühlung durch erzwungene Konvektion mit Argon.

Diese Überlegungen können stellvertretend für die restlichen Schritte stehen, da sie die schwierigeren Kühlungsprobleme während des Brennelementwechsels behandeln.

Bei Schritt 4 reicht es für den normalen Verlauf des Wechselvorganges aus, die Argonzufuhr einzuschalten, wenn das Element bereits vollständig aus dem Natrium herausgezogen ist (Temperaturerhöhung im Element während der Übergangsphase von ca. 2 min beträgt etwa  $20^{\circ}\text{C}$ ).

Bei Störungen des Wechselvorganges kann durch Heben oder Senken des Natriumspiegels Schritt 4 in 3 oder 5 überführt werden, wenn ein Einblasen von Reaktorschutzgas in das Natrium vermieden werden soll.

Kühlung nur durch Wärmeleitung im Natrium:

Für den Fall der Nachwärmeabfuhr nur durch radiale Wärmeleitung (Fall 3 in Tab. 5 - 1, z.B. bei Unterbrechung des Wechselvorganges) wurde eine vereinfachte Rechnung in dem Sinne durchgeführt, daß das Brennelement als homogener Körper (Zylinder) mit Wärmequellen behandelt wurde ("verschmierte Brennelementanteile"). Ein solches Brennelement soll sich im Magazin in einem Aufnahmerohr, das mit stagnierendem Natrium gefüllt ist, befinden. Das Aufnahmerohr wird von Primärnatrium umspült. Beim Wechseln einzelner Elemente fehlt das Aufnahmerohr, wodurch die Verhältnisse günstiger werden.

Unter diesen Annahmen ergibt sich zwischen dem umgebenden Natrium und der Achse des Brennelementes eine Temperaturdifferenz von ca.  $25^{\circ}\text{C}$ . Das heißt, daß beim Wechsel aus dem Reaktorstillstand die Temperatur im Brennelement um ca.  $25^{\circ}\text{C}$  höher ist als die Temperatur des umgebenden Primärnatriums von  $200^{\circ}\text{C}$ .

Beim Wechsel während des Reaktorbetriebes liegen entsprechend der höheren Temperatur des Primärnatriums von  $500^{\circ}\text{C}$  die maximalen Temperaturen im Brennelement bei  $525^{\circ}\text{C}$ .

Kühlung durch Argon:

Während des Weges von der Natriumoberfläche zur Wechselmaschine wird das Treiberelement durch Argon von der Wechselmaschine aus gekühlt. Das gilt sowohl für den Wechsel einzelner Elemente als auch für den Wechsel von Magazinen mit jeweils 15 Elementen. Das Kühlgas wird von dem auf der Wechselmaschine installierten Kühlsystem durch die Elemente gedrückt und tritt in den Schutzgasraum des Reaktors aus. Von dort wird es über Filter und eventuell Zwischenkühler wieder von dem Verdichter der Wechselmaschine angesaugt. Eine überschlägige Berechnung der Brennelementkühlung in dieser Phase und des Kühlsystems erfolgt im nächsten Abschnitt 5.2.4.

#### 5.2.4 Kühlung während des Transportes

##### Einleitung

Während des Transportes der Treiberbrennelemente vom Reaktortank zum Abklinglager muß die freiwerdende Nachwärme kontinuierlich abgeführt werden. Um die Wechselmaschine unabhängig von Schlauchverbindungen zu machen, wird die Nachwärme vom Kühlmittel Argon über einen Wärmetauscher mit Doppelrohren (Helium im Ringspalt) an die Gebäudeluft abgegeben. Im folgenden wird die Auslegung der Komponenten des Kühlsystems zusammengefaßt.

##### Daten und Annahmen

Kühlmitteldurchsätze:

Bei einer Nachwärme von  $4,5 \text{ kW}$  pro Element und den in Abschnitt 5.2.3 genannten Randbedingungen erhält man die in Tabelle 5 - 2 angegebenen Kühlmitteldurchsätze.

Tab. 5 - 2 AUSLEGUNGSWERTE FÜR DIE ARGONKÜHLUNG  
DER WECHSELMASCHINE

	1 Element	15 Elemente	
Nachwärme	4,5	68	kW
Durchsatz	0,074	1,22	kg/s
Argon-Eintrittstemperatur	110	110	°C
Argon-Austrittstemperatur	230	230	°C
Argon-Geschwindigkeit im Element	40	40	m/s
Druckverlust im Brennelement	0,4	0,4	at
maximale Hüllrohrtemperatur	300	300	°C

#### Wärmeabfuhr aus der Wechselmaschine:

Die Nachwärme, die während des Wechsels der Treiberbrennelemente frei wird, muß über einen Wärmetauscher an die Gebäudeluft abgegeben werden. Dabei darf die zur Wärmeabfuhr herangezogene Gebäudeluft von 25°C auf 60°C aufgeheizt werden. Der Wärmetauscher wird zur Sicherheit gegen austretendes kontaminiertes Argon als Doppelrohrwärmetauscher ausgeführt. Im Ringspalt befindet sich Helium.

Zusätzlich zur Nachwärme muß für den eventuellen Fall des Brennelementwechsels während des Reaktorbetriebes die im heißen Brennelement (evtl. max. 500°C) gespeicherte Wärmemenge von ca. 1000 kcal je Brennelement in der Wechselmaschine abgeführt werden.

#### Kühlung im Abklinglager:

Aus der Wechselmaschine werden die Treiberbrennelemente in das natriumgefüllte Abklinglager abgesetzt, wo die Nachwärme der Brennelemente durch Wärmeleitung abgeführt werden kann. Über ein Kühlsystem wird die Temperatur des Natriums im Abklinglager eingestellt.

Ergebnisse

Die im folgenden genannten Ergebnisse gelten sowohl für den Transport einzeln gewechselter Brennelemente als auch für den Transport von gefüllten Magazinen (Wechsel bei Stillstand des Reaktors).

## Verdichter:

Das zur Kühlung der Elemente verwendete Argon wird von einem Verdichter umgewälzt. Die Förderhöhe muß ausreichen, um die in dem Kreislauf nach Abb. 5 - 6 auftretenden Strömungswiderstände zu überwinden. Im einzelnen treten die in Tabelle 5 - 3 angegebenen Druckverluste auf.

Tab. 5 - 3 DRUCKVERLUSTE IM ARGONKREISLAUF NACH ABB. 5 - 6

Brennelement	0,4	(0,4)	at
Wärmetauscher	0,4	(0,3)	at
Filter	0,1	(0,1)	at
Rohrleitungen	0,6	(0,2)	at
gesamt:	1,5	(1,0)	at

Die Werte in der Klammer stellen optimistische Werte dar, die durch geeignete Konstruktion der Komponenten erreicht werden könnten.

Für diese Förderhöhen und den Argon-Durchsatz von 1,22 kg/s (einschließlich 10% Leckage) erhält man eine adiabate Verdichterleistung von 120 (90) kW. Mit einem geschätzten Gesamtwirkungsgrad des Verdichteraggregates von  $\eta = 0,58$  ergibt sich eine zu installierende Motorleistung von 200 (150) kW.



## Wärmetauscher:

Das zur Kühlung der Brennelemente benötigte Argon wird während des Einschleus-Vorganges des abgebrannten Brennelementes in die Wechselmaschine dem Reaktor über Filter und evtl. Zwischenkühler entnommen. Die anfallende Nachwärme von 68 kW wird über einen Wärmetauscher an die Gebäudeluft abgegeben. Abb. 5 - 6 zeigt ein Schema des Argonkreislaufes bei geschlossener Wechselmaschine.

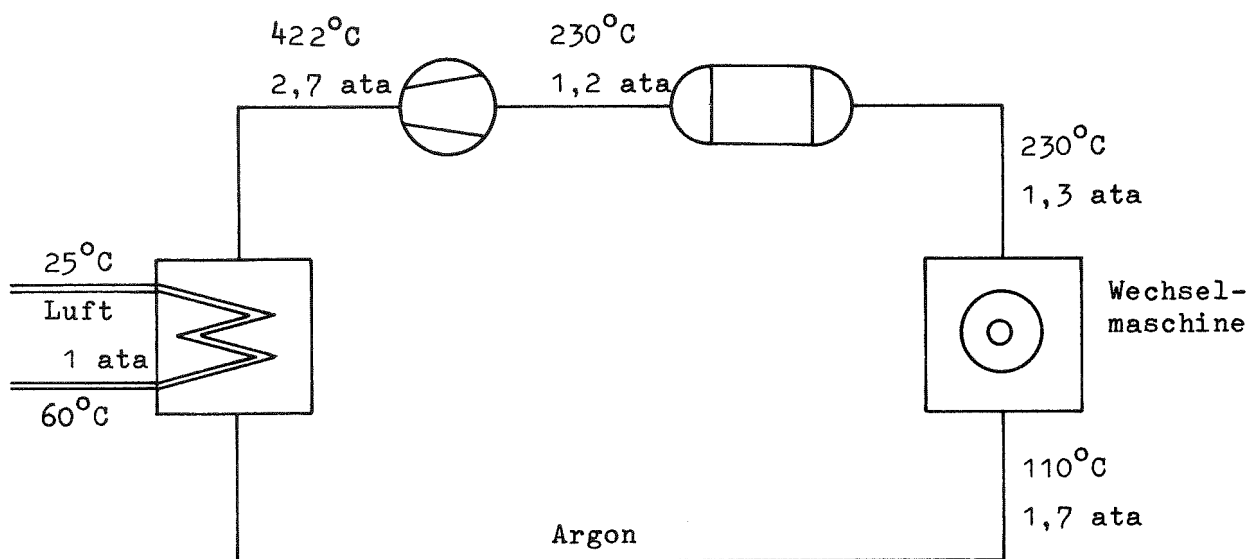


Abb. 5 - 6 SCHALTBILD DES ARGONKREISLAUFES BEI GESCHLOSSENER WECHSELMASCHINE

Zur Ermittlung des ungefähren Raumbedarfs des Wärmetauschers wurde dieser überschlägig ausgelegt. Der Wärmetauscher wird als Doppelrohrwärmetauscher ausgeführt, um im Schadensfalle den Austritt von kontaminiertem Argon zu verhindern. Als Sperrgas dient Helium. Das zu kühlende Argon strömt in den Rohrschlangen von oben nach unten und gibt seine Wärme an die quer zu den Rohrschlangen strömende Gebäudeluft ab. Der Wärmeaustausch erfolgt im Kreuz-Gegenstrom, siehe Abb. 5 - 7. Die pro Zeiteinheit abzuführende Wärmemenge setzt sich aus der Nachwärme der Brennelemente und der bei der adiabaten Verdichtung des Argon zugeführten Arbeit und der Verlustarbeit des Antriebsmotors zusammen. Die wärmetechnische Auslegung des Wärmetauschers erfolgte nach VDI-Wärmeatlas. Bei der Berechnung der Heizfläche wurden Unsicherheiten der Auslegung mit 20% berücksichtigt. Die in Tabelle 5 - 4 genannten Zahlen gelten für den Fall der höchsten Verdichterleistung, entsprechend einer Förderhöhe des Verdichters von 1,5 at.

Kühlung von Brennelementen, die während des Reaktorbetriebes entladen werden:

Bei Reaktorbetrieb entladene Treiberbrennelemente sind u.U. etwa  $500^{\circ}\text{C}$  heiß. Bis zum stationären Betrieb der Wechselmaschinenkühlung müssen die Elemente auf ca.  $250^{\circ}\text{C}$  abgekühlt werden. Dabei darf das umgewälzte Kühlmittel wegen der verwendeten Dichtungen nicht über  $230^{\circ}\text{C}$  erhitzt werden. Diese Forderung kann erfüllt werden, da die Elemente einzeln im Abstand von etwa 20 Minuten in die Wechselmaschine eingeschleust werden. Solange die Maschine noch nicht vollständig beladen ist, kann das Kühlmittel heißer, frisch eingezogener Brennelemente mit im by-pass strömenden kalten Argon in einer Mischkammer gemischt werden. Eine Abschätzung der Wärmeabfuhr über die Beladezeit der Wechselmaschine zeigt, daß die Brennelemente sehr schnell abgekühlt werden. Nach dem Einschleusen des letzten Brennelementes liegt die momentan abzugebende Wärmemenge nur etwa 10% über der stationär freiwerdenden Nachwärme von 68 kW. Eine besondere Auslegung wurde deshalb nicht vorgenommen.

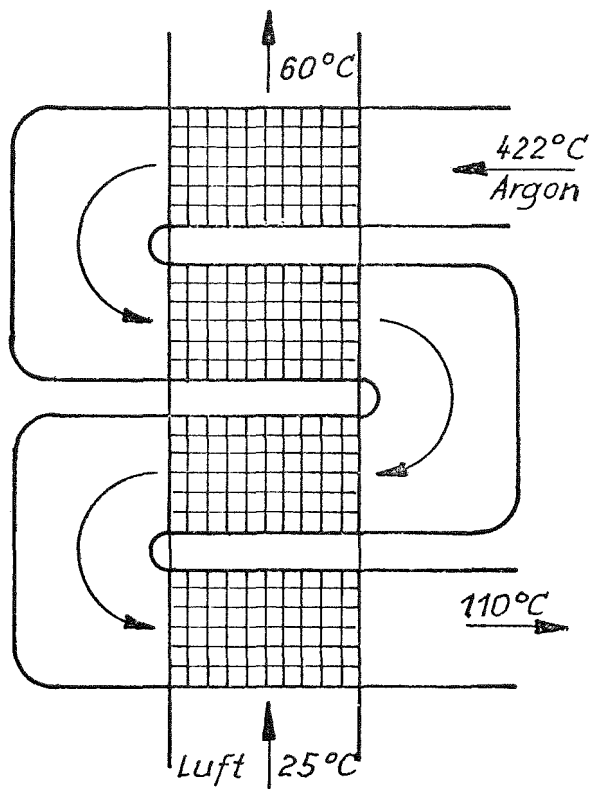
Tab. 5 - 4 AUSLEGUNGSWERTE FÜR DEN ARGON-LUFT-WÄRMETAUSCHER

Wärmetechnische Werte

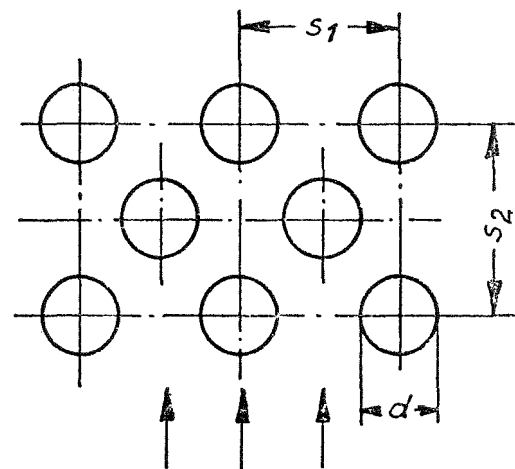
abzuführende Wärmemenge	244	kW
Argon (primärseitig)		
- Durchsatz	1,22	kg/s
- Eintrittstemperatur	422	°C
- Austrittstemperatur	110	°C
- Druckverlust	0,4	at
Luft (sekundärseitig)		
- Durchsatz	6,26	kg/s
- Eintrittstemperatur	25	°C
- Austrittstemperatur	60	°C
- Druckverlust	100	mm WS
Wärmedurchgangszahl der Rohrschlange einschließlich Heliumspalt	20	$\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h } ^\circ\text{C}}$
mittlere Grädigkeit	180	°C
Heizflächenbelastung	2950	$\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h}}$
Heizfläche (mittlere)	70	m <sup>2</sup>

Geometrie

Innendurchmesser des Doppelrohres	26	mm
Wandstärke	2	mm
Heliumspalt	3	mm
Außendurchmesser des Doppelrohres	40	mm
Wandstärke	2	mm
Querteilung	86	mm
Längsteilung	100	mm
Anordnung der Rohrschlangen	versetzt	
Heizfläche (mittlere)	70	m <sup>2</sup>
Volumen	3,3	m <sup>3</sup>

Kreuzgegenstrom  $n=20$ 

Bündelanordnung



$$s_1 = 83$$

$$s_2 = 100$$

$$d = 40$$

Abb.5-7 Schematische Darstellung und Bündelanordnung des Wärmetauschers

### 5.3 BRENNELEMENTWECHSELMASCHINE

(M.Grundmann (AEG))

#### Wechseln ganzer Magazine

Die Wechselmaschine für den Magazinwechsel hat folgende Aufgaben:

- Transport der Abschirmstopfen von Reaktordeckel und Abklinglager
- Drehen der Magazine beim Be- und Entladevorgang im Reaktor
- Transport der Magazine mit neuen und abgebrannten Brennelementen von und zum Reaktor hin
- Kühlung der Magazine während des Transportes mit abgebrannten Brennelementen.

Die verfahrbare Wechselmaschine ist auf einem ebenfalls verfahrbaren Unterwagen aufgesetzt, so daß durch ein Verfahren in beiden Richtungen bestimmte Positionen im Koordinatensystem angesteuert werden können.

Die Wechselmaschine, siehe Abb. 5 - 8, besteht aus einem unteren Tragrahmen auf dem die Wechselflasche und alle zugehörigen Aggregate aufgebaut sind. Am oberen Ende der Wechselflasche sind die Antriebe für die Dreh- und Hubbewegungen der Teleskopsäulen sowie der Antrieb für die Kühlgaszuführung angeordnet.

Die untere Maschinenbühne trägt die abgeschirmten Argon-Helium-Luft-Wärmeaustauscher mit den dazugehörigen Luftgebläsen und Argonverdichtern. Die Antriebsmotore und Getriebe befinden sich außerhalb der Abschirmung. Ferner sind auf dieser Bühne das Steuerpult und die Hilfsanlagen aufgestellt.

Unter dem Tragrahmen am unteren Ende der Abschirmflasche ist eine vertikal bewegliche Aufnahmeglocke angeordnet, die je einen Absperr- und Abschrimschieber und eine Auffangwanne für Natrium trägt. Beim Magazinwechsel wird die Aufnahmeglocke hydraulisch abgesenkt, so daß die Absperrschieber der Wechselflasche und der Entnahmeöffnung eine Abdichtung gewährleisten.

Das Heben und Senken des Magazins erfolgt durch drei ineinander verfahrbare Teleskopsäulen. Das Greifen des Magazins wird durch Verdrehen der inneren Säule erreicht, die über einen Bajonettverschluß mit dem Magazin gekuppelt wird. Die Drehbewegung für den Be- und Entladevorgang wird von der äußeren Säule über einen Drehkranz eingeleitet.

Konzentrisch zur inneren Teleskophubsäule erfolgt die Kühlgasführung. Das Kühlgas tritt oben in die Wechselflasche vom Verdichter kommend ein und wird über eine Kühlgaslanze den Brennelementen zugeführt.

Am oberen Teil der Wechselflasche ist eine Arbeitsbühne für die Wartung der Antriebsaggregate angebracht, die von der unteren Maschinenbühne aus über eine Leiter begehbar ist.

#### Wechseln einzelner Brennelemente

Die Wechselmaschine für den Wechsel einzelner Brennelemente hat folgende Aufgaben:

- Entnehmen und Einsetzen der Abschirmstopfen von Reaktordeckel und Abklinglager
- Aufnahme von 15 Brennelementen im Revolver
- Transport von neuen und abgebrannten Brennelementen zwischen Abklinglager und Reaktortank
- Kühlung der abgebrannten Brennelemente während des Transportes.

Die Wechselmaschine besteht auch hier aus je einem verfahrbaren Ober- und Unterwagen und entspricht im Aufbau zum großen Teil der Magazinwechselmaschine. Die Hub- und Greifvorrichtungen sind wesentlich kleiner dimensioniert, da nur jeweils ein Brennelement in den in der Wechselflasche befindlichen Revolver eingezogen wird. Der Revolver ist für die Aufnahme der Abschirmstopfen und von 15 Brennelementen ausgelegt und wird oberhalb der Wechselflasche von außen angetrieben.

Der Teleskop-Gestängegreifer befindet sich im eingefahrenen Zustand in einem schlanken zylindrischen Gehäuse, das auf der Wechselflasche aufgeflanscht ist. Für die Wartung der oben liegenden Antriebsaggregate ist eine Arbeitsbühne vorgesehen.

Unterhalb des Tragrahmens ist die hier allerdings wesentlich kleinere absenkbare Aufnahmeglocke mit je einem Absperr- und Abschirmschieber für den Durchgang eines einzelnen Brennelementes angeordnet.

Die äußeren Dimensionen der Wechselmaschine entsprechen ungefähr der in Abb. 5 - 8 dargestellten Magazin-Wechselmaschine.

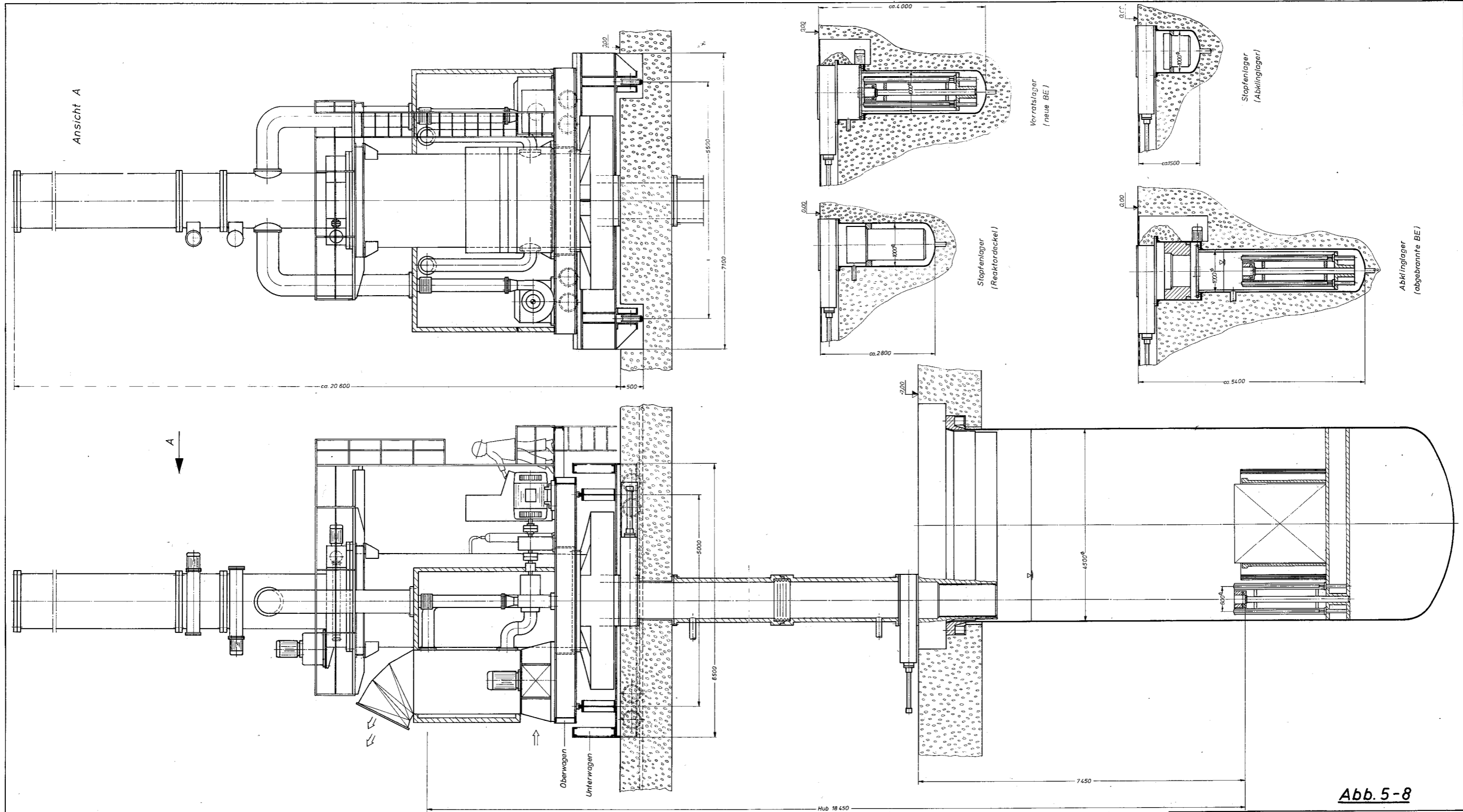


Abb. 5-8

Datum	Projekt	FR 3 Feasibility-Studie	Zchnng.Nr.
16.11.70			
Maßstab	Benennung	Magazin-Wechselmaschine	8
1:25			

Hub 18 450



## VI.

W Ä R M E Ü B E R T R A G U N G S S Y S T E M E

(J. Palmowski (IA), H.Reiser)

## 6.1 AUFGABE UND GRUNDSÄTZLICHER AUFBAU

Die im Reaktor und den Testloops erzeugte Wärme soll an die Außenatmosphäre abgeführt werden. Bestimmend für die Auslegung des Wärmeübertragungssystems sind die Anforderungen an das System und die Eigenschaften des gewählten Wärmeübertragers.

Das Wärmeübertragungssystem muß die folgenden Aufgaben erfüllen:

- Abfuhr der im Reaktor frei werdenden Wärme von  $541 \text{ MW}_{\text{th}}$  bei einem Fluß von  $1,0 \cdot 10^{16} \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$  und  $650 \text{ MW}_{\text{th}}$  bei einem Fluß von  $1,5 \cdot 10^{16} \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$
- Abfuhr der in den Testloops frei werdenden Wärme von etwa  $50 \text{ MW}_{\text{th}}$
- Abfuhr der anfallenden Nachwärme des abgefahrenen Reaktors
- Aufrechterhaltung der betriebsbedingten Kühlmitteltemperatur
- Sicherstellung der Wärmeabfuhr von  $510 \text{ MW}$  bei Störungen im Wärmeübertragungssystem

Für den FR 3 wurde als Wärmeübertragungsmedium Natrium gewählt.

Aufgrund der Eigenschaften von Natrium läßt sich ein Niederdrucksystem verwirklichen. Allerdings muß der erforderlichen Abschirmung, Inertisierung und Reinheit große Aufmerksamkeit geschenkt werden.

Bedingt durch die Bildung radioaktiver Isotope bei Neutronenbestrahlung und aktivierter Korrosionsprodukte, muß aus Gründen der Sicherheit von einem direkten Wärmetransport zwischen Reaktor, bzw. Testloopeinsatz und der Außenatmosphäre abgesehen werden. Das Wärmeübertragungssystem wird daher folgendermaßen aufgegliedert:

- Primär-Treiber-Wärmeübertragungssystem
- Primär-Testloop-Wärmeübertragungssystem
- Sekundär-Wärmeübertragungssystem

Durch diese Aufteilung und einen höheren Basisdruck auf der Sekundärseite erreicht man, daß das Sekundär-Na praktisch inaktiv bleibt. Bedingt durch das Druckgefälle können Leckagen vom Primär- in das Sekundärsystem ausgeschlossen werden. Aktivitäten können daher nicht über das Sekundärsystem nach außen gelangen.

Im Hinblick auf Redundanz und eine möglichst hohe Reaktorverfügbarkeit werden die Wärmeübertragungssysteme auf der Primärtreiber- und Sekundärseite in jeweils vier gleichartige, parallele Kreise aufgeteilt. Tritt bei der max. möglichen Reaktorleistung (650 MW) in einem Primär- oder Sekundärsystem eine Störung auf, dann können bei Ausfall eines Kreises noch 510 MW abgeführt werden. Diese Einschränkung kann in Kauf genommen werden, da bei Normalbetrieb nur mit einer Reaktor-Leistung von ca. 510 MW (Neutronenfluß  $1,0 \cdot 10^{16}$ ) gefahren wird.

Das Wärmeübertragungssystem wurde als Loopkonzept ausgeführt. Das im Reaktor erwärmte Natrium wird durch eine im heißen Strang angeordnete Umwälzpumpe zum ZWT gefördert, gibt dort seine Wärme ab und fließt zurück zum Reaktor (Abb. 3 - 5). Beim Primär-Testloopkreis wird das im Testloopeinsatz erwärmte Na, innerhalb eines geschlossenen Kreises, von einer im kalten Strang angeordneten Umwälzpumpe zum ZWT gefördert, gibt dort seine Wärme ab und fließt wieder dem Testeinsatz zu. Das im ZWT erwärmte Na des Sekundärsystems strömt über die Hauptleitung zum Kühlturm, gibt dort seine Wärme an die Außenatmosphäre ab und fließt zum ZWT zurück. Im Bypass zu den Treiber-ZWT liegt die Ringleitung für den Testloop-ZWT, d.h. die in den Primär-Testloopkreisen anfallende Wärme wird gemeinsam mit der Reaktorwärme, über getrennte ZWT, an das Sekundärsystem und von diesem an die Außenatmosphäre abgegeben.

Die Wärmeübertragungssysteme sind so ausgelegt, daß auch die Nachwärme mit diesen Kreisläufen abgeführt werden kann. Voraussetzung ist allerdings, daß die Kreisläufe entsprechend den Anforderungen abgefahren werden können und die Funktionsfähigkeit über längere Zeit erhalten bleibt. Um eine einwandfreie Abfuhr der Nachwärme in jedem Fall sicherzustellen, wird ein separates Nachwärme- und Notkühlsystem vorgesehen. Dieses Kühlsystem ist ebenso wie das Hauptwärmeübertragungssystem aufgeteilt. Aufbau und Anordnung ist ebenfalls analog dem Hauptsystem. Aus Redundanzgründen ist hier ein 2 von 4 System vorgesehen.

Durch konstruktive Gestaltung der Haupt- und Notkühlkreisläufe ist ein Unterschreiten des min. Na-Spiegels bei Na-Leckagen ausgeschlossen.

Sämtliche Systeme, die aktives Na führen, sind innerhalb des Sicherheitsbehälters in abgeschirmten, inertisierten Zellen angeordnet.

Für die Na-führenden Anlagenteile ist der Werkstoff X 6 Cr Ni 1811 (W.-Nr. 1.4948) vorgesehen.

Alle Na-führenden Komponenten und Rohrleitungen sind mit einer Begleitheizung versehen.

## 6.2 PRIMÄR-TREIBER-SYSTEM (Abb. 6 - 1)

### 6.2.1 Auslegung

- Abzuführende Wärmemenge	541 MW <sub>th</sub> / 650 MW <sub>th</sub>
. je Kreis bei 3-Kreisbetrieb	180 MW <sub>th</sub> / -
. je Kreis bei 4-Kreisbetrieb	135 MW <sub>th</sub> / 162,5 MW <sub>th</sub>
- Umgewälztes Kühlmittel	6140 $\frac{t}{h}$ / 7210 $\frac{t}{h}$
. je Kreis bei 3-Kreisbetrieb	2047 $\frac{t}{h}$ / -
. je Kreis bei 4-Kreisbetrieb	1535 $\frac{t}{h}$ / 1803 $\frac{t}{h}$
- Reaktoreintrittstemperatur	230 °C
- Reaktoraustrittstemperatur	476 °C
- Nennweite der Saugleitung	NW 400
- Nennweite der Druckleitung	NW 400
- Strömungsgeschwindigkeit	5,5 m/sec
- Schutzgasdruck im Reaktortank	1,3 ata
- Betriebsdruck max. zul.	12 atü
- Förderhöhe der Umwälzpumpe	140 m FLS
- Förderleistung der Umwälzpumpe	2235 t/h
- Kupplungsleistung der Umwälzpumpe	1150 kW
- Drehzahl der Umwälzpumpe	1450 1/min

- NPSH-Wert der Umwälzpumpe	7 m FlS
- Wirkungsgrad der Umwälzpumpe	0,75
- Kühlmittelvolumen einschl. RT;	270 m <sup>3</sup>
- Länge der Hauptrohrleitung NW 400;	85 m
- Wärmetauscherfläche eines ZWT	628 m <sup>2</sup>
- Werkstoff-Nr. 1.4948	

### 6.2.2 Aufbau

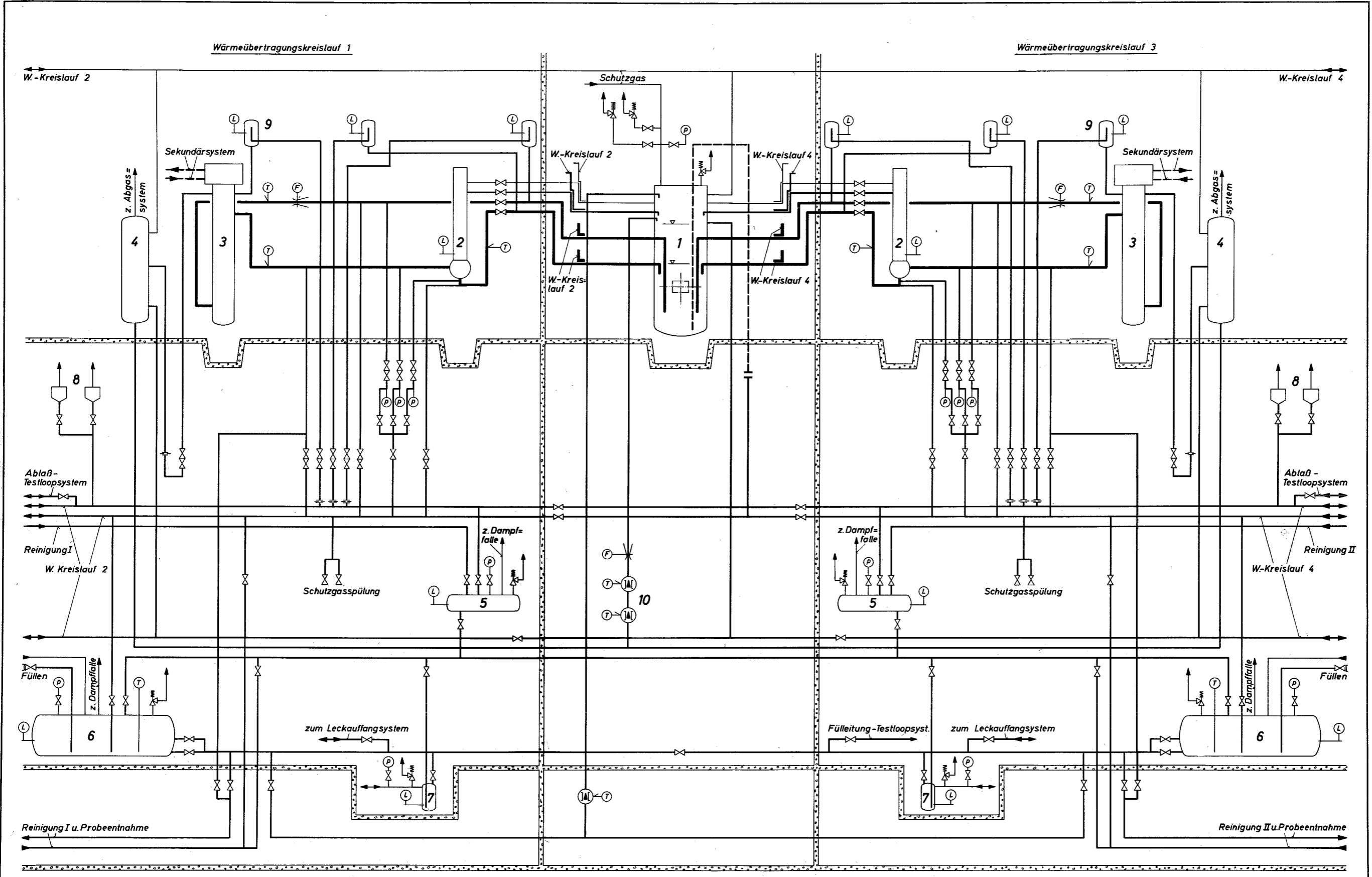
Für die Anordnung der Kreisläufe und Ausbildungen der Zellen war die Notspiegelhaltung im Reaktortank entscheidend.

Unter dem Notspiegel versteht man den Spiegel, der nach einem Leck die Nachwärmeabfuhr auch dann noch gewährleistet, wenn die max. zu erwartende Na-Menge aus dem defekten Kreis ausgelaufen ist.

Um bei einem Schadensfall die ausgeworfene Na-Menge möglichst gering zu halten, werden alle Komponenten der Kreisläufe, soweit wie technisch realisierbar, oberhalb des Notspiegels, einschl. der Pumpenförderrhöhe bei Nachwärmeabfuhr, angeordnet.

Die tiefliegenden Komponenten (teilweise Pumpen, ZWT, Rohrleitungen) sind in lecksicheren Stahlwannen angeordnet. Die Komponentenwannen werden nicht von Rohrleitungen durchbrochen. Abflüsse und Wannentleerungen werden nach oben über den Notspiegel einschl. der Pumpenförderrhöhe bei Nachwärmeabfuhr gezogen und dann erst über separate Wannen nach unten geführt. Durch diese separaten Wannen werden evtl. Leckagen begrenzt. Normalerweise erfolgt die Abfuhr der Nachwärme im Zwangsumlauf über separate Notkühlkreisläufe. Durch Einplanung einer Höhendifferenz von ca. 3000 mm zwischen Kernmitte und Mitte ZWT wurden konstruktive Voraussetzungen einer Nachwärmeabfuhr im Naturumlauf, über die Hauptkreisläufe, geschaffen. Um das Abreißen der Strömung auszuschließen, tauchen die Ansaugrohre der Pumpen mindestens 250 mm in den Notspiegel ein.

Die Saugleitung wird oberhalb des Notspiegels durch den Reaktortank und nach Durchdringung der Reaktorgrube zunächst nach oben geführt und dann oberhalb des Betriebsspiegels durch die Ringwand. Durch diese Maßnahme werden die Reaktordurchbrüche abgeschirmt und



- |                            |                          |
|----------------------------|--------------------------|
| 1 Reaktortank              | 6 Na - Ablaßbehälter     |
| 2 Umwälzpumpe              | 7 Na - Tiefbehälter      |
| 3 Zwischenwärmeaustauscher | 8 Dampffallen            |
| 4 Druckentlastungsbehälter | 9 Entgasungsbehälter     |
| 5 Na - Überlaufbehälter    | 10 Spiegelhaltungspumpen |

Abb. 6-1

Datum 16. 11. 70	Projekt FR 3 Feasibility - Studie	Zchg. Nr. 1
Maßstab %	Benennung Primär - Wärmeüber- tragungs - System mit Nebenanlagen	

die Aktivierung des Strukturmaterials bzw. des Sekundärnatriums durch Neutronenstrahlung im Bereich der Primärzelle verhindert.

Die Hauptleitungen und Pumpenrücklaufleitungen sind mit Absperrarmaturen versehen. Man kann so jeden Kreislauf vom Reaktortank trennen. Die Umwälzpumpen sind im heißen Strang angeordnet. Der erforderliche Reaktor-Schutzgasdruck kann dadurch sehr gering gehalten werden, ohne daß die Pumpen im Kavitationsbereich fahren. Die Zwischenwärmetauscher werden als Geradrohrkonstruktion ausgebildet. Das Primär-Natrium strömt auf der Mantelseite. Im kalten Strang nach dem ZWT ist ein Durchflußmesser vorgesehen.

Jedem Kreislauf steht der Reaktortank, die Pumpe und der Druckentlastungsbehälter als Ausdehnungsgefäß zur Verfügung. Verschiebungen des Na-Spiegels im Reaktortank, z.B. durch Temperaturänderungen werden mit dem Spiegelhaltesystem in tolerierbaren Grenzen gehalten. Primärpumpen und Reaktortank sind an eine gemeinsame Schutzgasversorgung angeschlossen. Ein Druckaufbau bei Spiegelschwankungen wird dadurch vermieden. Allerdings kann jeder Kreis getrennt und unabhängig mit Schutzgas versorgt werden.

Bei Entleerung der Kreisläufe wird Schutzgas über die Pumpen und ZWT eingespeist und das Na abgedrückt.

Der Begehbarkeit einzelner Anlagenbereiche wurde weitgehend Rechnung getragen.

Der Antrieb und das Laufzeug der Pumpe kann bei gegebener Anordnung von der Zellendecke ausgewechselt werden. Beim ZWT ist der obere Bereich als Reparaturkopf ausgebildet. Dieser Kopf durchdringt die Zellendecke, sodaß Reparaturen am ZWT ohne Aufenthalt in der Primärzelle durchgeführt werden können.

Bei Reparaturen an den übrigen Komponenten muß meist der Primärkreis geöffnet und damit der Reaktor abgeschaltet werden.

Im Ringraum zwischen Reaktorgrube und Ringwand, sind die Druckentlastungs- und Spiegelhaltebehälter angeordnet. Eine Begehung dieses Raumes ist nicht erforderlich.

Die Nebenanlagen sind in separaten Räumen untergebracht und direkt mit den Hauptkreisläufen verbunden. Armaturen und Meßstellen dieser

Systeme sind außerhalb der Primärzellen installiert. Auf diese Weise lassen sich die Reparaturen bei Reaktorbetrieb durchführen.

An den höchsten Punkten der Kreisläufe - vor den Absperrarmaturen - sind Entgasungsleitungen angeordnet. Alle Entgasungsbehälter werden volumenmäßig für eine diskontinuierliche Entgasung in die Überlaufbehälter ausgelegt. Auslegungsgrundlage war der max. mögliche Gasanfall innerhalb von 8 Stunden. Der ZWT wird außerdem kontinuierlich, durch Aufrechterhaltung eines Bypasses zum Spiegelhaltesystem, entgast.

### 6.2.3 Komponenten

#### 6.2.3.1 Zwischenwärmetauscher

Die Zwischenwärmetauscher werden als Geradrohrkonstruktion ausgeführt, d.h. um an jeder Stelle des ZWT die Dichteänderung im Sinne einer sicheren Naturkonvektion verlaufen zu lassen, wurde ein senkrechtstehender Gegenstrom-Apparat gewählt. Das heißere Primär-Natrium fließt im Außenraum eines Rohrbündels von oben nach unten, während das Sekundär-Natrium durch ein Zentralrohr zum unteren Rohrboden geführt wird, anschließend im Gegenstrom von unten nach oben durch die Rohre strömt und dabei die Wärme vom Primär-Na aufnimmt. Unterschiedliche Wärmedehnungen zwischen Rohrbündel und Mantel werden durch die untere, schwimmende Rohrplatte ausgeglichen.

Das Rohrbündel ist ausbaubar. Die Stellen, die thermischen Spannungen ausgesetzt sind, werden durch Isolierungen und Schockbleche geschützt.

#### 6.2.3.2 Rohrleitungen

Für die Hauptleitungen sind längsnahtgeschweißte Rohre nach DIN 2458 vorgesehen.

Die Rohrbogen werden aus Halbschalen gefertigt.

Die Auslegungskriterien für die Rohrleitungen wurden entsprechend den Beanspruchungen bei Normalbetrieb festgelegt.

Pumpen und ZWT sind als Systemfestpunkte ausgebildet. Die Rohrleitungen zwischen den Festpunkten Reaktortank, Pumpe und ZWT erfordern zur Begrenzung der Wärme-Spannungen die Verlegung mit Kompensationsbögen.

### 6.2.3.3 Pumpen

Die Umwälzpumpen sind im heißen Strang angeordnet. Der erforderliche Reaktor-Schutzgasdruck kann dadurch sehr gering gehalten werden, ohne daß die Pumpen im Kavitationsbereich fahren. Es handelt sich um mechanische, einstufige drehzahlgeregelte Radial-Kreiselpumpen mit zweifach gelagerter vertikaler Welle und einer freien Na-Oberfläche mit Schutzgasüberdeckung. Die Welle besitzt am oberen Ende ein ölgeschmiertes Wälzlager, auf der Gegenseite ein Na-geschmiertes hydrostatisches Loslager. Die Abdichtung der Wellendurchführung zwischen Schutzgasbereich und Außenatmosphäre wird aus Sicherheitsgründen in 2 Systeme aufgegliedert, eine sogenannte Primär- und Sekundärabdichtungseinheit. Die Instrumentierung ist so ausgelegt, daß alle Meßstellen auf die Meßwarte gelegt wurden - vor Ort sind nur einfache Anzeigeräte - .

Die erforderliche Strahlenabschirmung ist aufgeteilt in eine untere Hauptabschirmung und eine obere Zusatzabschirmung.

Die Hauptabschirmung ist zwischen der oberen Lagerpartie und den Wärmedämmscheiben angeordnet. Über der Lagerpartie ist die Zusatzabschirmung angebracht. Sie dient als Strahlenschutz bei evtl. anfallendem aktivem Schutzgas, welches zwischen Welle und Wellendurchführung der Hauptabschirmung in den oberen Lagerraum diffundieren kann.

Als Abschirmung wird eine Bleikugelschüttung in einem entsprechenden Stahlstopfen verwendet.

### 6.2.3.4 Armaturen

Die einzelnen Verbindungsleitungen der Komponenten mit dem Reaktor sind mit Absperrarmaturen versehen. Sie haben die Aufgabe:

- bei einer Reparatur am Kreislauf, diesen vom Reaktortank zu trennen,
- bei Betrieb der anderen Kreisläufe im stillgelegten eine Strömungs-umkehr zu verhindern.

Die Hauptabsperrarmaturen sind Drehklappenarmaturen mit Gefrierdichtungen.

Die Innenbauteile der Armaturen können nach Lösen einer Flanschverbindung und einer Dichtschweißnaht zusammen mit dem Oberteil ausgebaut



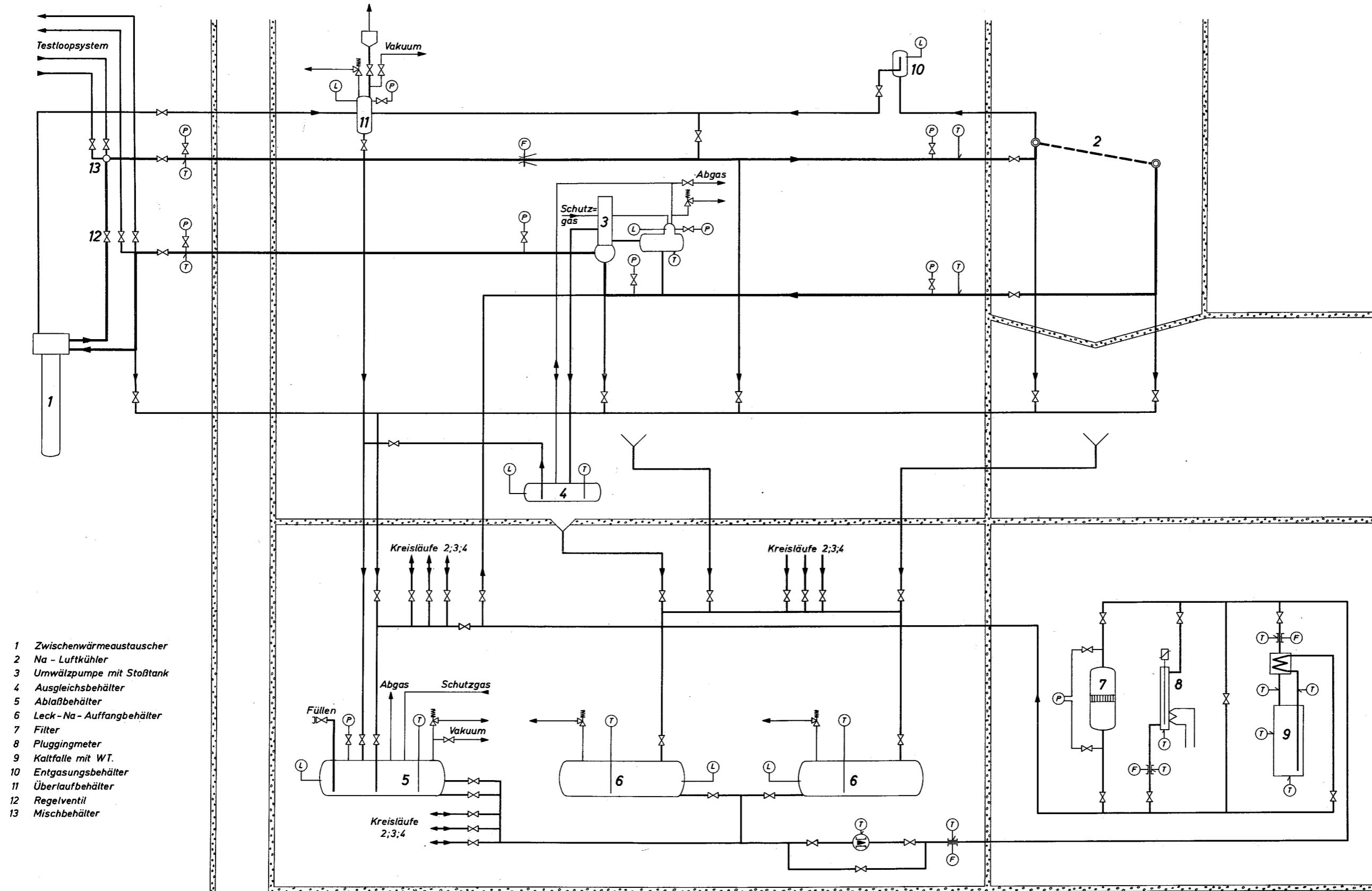
werden. Das Armaturenoberteil wird durch die Abschirmung in den begehbaren Bereich geführt. Die Gasdichtheit und Strahlungsabschirmung gegen die Primärzellen bleibt dabei gewährleistet.

Die Antriebe liegen damit zugänglich in begehbaren Räumen.

### 6.3 SEKUNDÄRSYSTEM (Abb. 6 - 2)

#### 6.3.1 Auslegung

- Abzuführende Wärmemenge	590 MW <sub>th</sub> / 700 MW <sub>th</sub>
. je Kreis bei 3-Kreisbetrieb	197 MW <sub>th</sub> / -
. je Kreis bei 4-Kreisbetrieb	147,5 MW <sub>th</sub> / 175 MW <sub>th</sub>
- Umgewälztes Natrium	6860 t/h / 7750 t/h
. je Kreis bei 3-Kreisbetrieb	2287 t/h / -
. je Kreis bei 4-Kreisbetrieb	1715 t/h / 1938 t/h
- ZWT-Eintrittstemperatur	200 °C
- ZWT-Austrittstemperatur	446 °C
- Na-Luftkühler-Eintrittstemperatur (Na-Seite)	460 °C
- Na-Luftkühler-Austrittstemperatur (Na-Seite)	200 °C
- Wärmetauscherfläche der Na-Luftkühler	28 000 m <sup>2</sup>
- Nennweite der Saugleitung	NW 400
- Nennweite der Druckleitung	NW 400
- Strömungsgeschwindigkeit	5,8 m/sec
- Schutzgasdruck im Stoßtank	6,5 ata
- Betriebsdruck           max. zul.	16 atü
- Förderhöhe der Umwälzpumpe	110 m FlS
- Förderleistung der Umwälzpumpe	2200 t/h
- Kupplungsleistung der Umwälzpumpe	1000 kW
- Drehzahl der Umwälzpumpe	1450 1/min
- NPSH-Wert der Umwälzpumpe	10 m FlS
- Wirkungsgrad der Umwälzpumpe	0,75



- 1 Zwischenwärmeaustauscher
- 2 Na - Luftkühler
- 3 Umwälzpumpe mit Stoßtank
- 4 Ausgleichsbehälter
- 5 Ablaßbehälter
- 6 Leck - Na - Auffangbehälter
- 7 Filter
- 8 Pluggingmeter
- 9 Kaltfalle mit WT.
- 10 Entgasungsbehälter
- 11 Überlaufbehälter
- 12 Regelventil
- 13 Mischbehälter

Abb. 6-2

Datum 16. 11. 70	Projekt FR 3 Feasibility - Studie	Zchnng. Nr.
Maßstab %	Benennung Sekundär - Wärmeüber = tragungs - System mit Nebenanlagen	2

- Kühlmittelvolumen der 4 Kreise	185 m <sup>3</sup>
- Länge der Hauptrohrleitung NW 400	250 m
- Werkstoff-Nr. 1.4948	

### 6.3.2 Aufbau

Die vier Sekundärkreisläufe sind räumlich getrennt. Jeder Kreislauf wird nochmals in drei Bereiche unterteilt.

- Bereiche zwischen Reaktorgebäude und Kühltürme
- Bereich der Na-Pumpen und Stoßtanks einschl. Nebenanlagen
- Bereich der Kühltürme

Die Hauptleitungen werden mittels kompensierter Ummantelung elastisch durch den Sicherheitsbehälter und außerhalb des Sicherheitsbehälters stufenförmig nach oben geführt. Man erreicht dadurch eine Abschirmung des Primärzellendurchbruches. Zwischen Reaktorgebäude und Kühlturmgebäude werden die Leitungen in einem getrennten Rohrkanal verlegt.

Die einzelnen Kreisläufe sind mit entsprechenden Armaturen versehen.

Bei Ausfall eines Sekundärkreises kann dieser abgeschiebert werden.

Die einzelnen Testloops können durch Abschiebern ebenfalls einfach aus dem Kreislauf genommen werden. Durch einen Hochtemperatur-Bypaß, der heißes Na vom Testloop-ZWT-Ausgang mittels EM-Pumpe über eine Mischstrecke dem Testloop-ZWT wieder zugeführt, kann jede Temperatur eingestellt werden. Die Abfuhr der Nachwärme kann kurzzeitig über die Hauptkreisläufe erfolgen. Für die Sekundärkreisläufe gibt es kein Notspiegelproblem.

Durch entsprechende Anordnung aller Komponenten und Rohrleitungen des Sek.-Treibersystems ist die Abfuhr der Nachwärme durch eine einmal angelaufene Naturkonvektion gewährleistet, d.h. die Kühltürme werden höher als die ZWT angeordnet, dadurch kann die Abfuhr der Nachwärme nach Abschalten des Reaktors bei Ausfall der Treiberpumpen und des sep. Nachwärmesystems immer noch durch Naturkonvektion erfolgen.

Die temperaturbedingte Volumenänderungen des Sekundärnatriums werden von den Pumpen und Stoßtanks aufgenommen, ohne daß Natrium zugefüllt oder abgelassen werden muß. Mit dem Gasraum der Pumpe und des Stoßtanks ist ein Ausgleichsbehälter durch Überlaufleitungen verbunden, der bei Vorreinigungsbetrieb das im Stoßtank überlaufende Natrium aufnimmt. Durch Anordnung des Stoßtanks auf der Pumpensaugseite konnten die Pumpen im kalten Strang angeordnet werden.

Im Na-Pumpenraum des Kühlturmhauses sind die Pumpen und Stoßtanks auf der Hauptbühne verankert. ZWT, Kühlturm und Pumpe sind Festpunkte. Die Verbindungsleitungen sind mit Dehnschenkeln versehen.

Alle Ablass-, Überlauf- und Leckablaufleitungen der Bodenwannen führen in die Nebenanlagen im Kellerbereich.

In den Zellen auf dem Dach des Gebäudes sind die Luft-Kühltürme der Kreisläufe angeordnet. Die heiße Zuleitung wird in der Zelle über die Komponentenanschlüsse geführt. Die Austrittsleitung liegt unterhalb der Komponenten. Die Kühltürme sind in einer Stahlkonstruktion angeordnet, vgl. Abschn. 8 - 2.

Die Armaturen, Instrumentierung und Antriebe sind so angeordnet, daß eine gute Zugänglichkeit gewährleistet ist.

Alle Hochpunkte des Systems (Kühlturm, ZWT, evtl. Rohrleitungen), an denen Gasausscheidungen stattfinden können, werden durch Öffnen der entsprechenden Armaturen mit dem Überlaufbehälter verbunden, d.h. zwischen die höchsten Stellen der Kühltürme (absolut höchste Punkte der Sekundärsysteme) und den Überlaufbehältern ist ein Entgasungsbehälter geschaltet. Wird die Gasausscheidung im Entgasungsbehälter zu groß, kann dieser in den Überlaufbehälter entleert werden. Die Entgasung wird nach einer entsprechenden Höhenstandsanzeige im Entgasungsbehälter eingeleitet.

Außerdem wird der ZWT durch einen Bypass zum Stoßtank ständig entgast.

Um zu vermeiden, daß bei einem Leck im ZWT hochaktives Natrium aus dem Primär- oder Testloopsystem in das Sekundärsystem gelangen kann, wird im Sekundärsystem der Systemdruck so hoch gewählt, daß er mit ausreichender Sicherheit über den entsprechenden Drücken der Primär- und Testloops liegt.

Durch das Druckgefälle können Leckagen von der Loopseite und Primärseite in das Sekundärsystem ausgeschlossen werden.

Der Gasdruck wird auf 6,5 ata festgelegt. Hierbei liegt der sekundäre Druck im ZWT bei jedem Betriebszustand der Primär- und Testloopsysteme um mindestens 2 at über diesen.

### 6.3.3 Komponenten

#### 6.3.3.1 Na-Luftkühler

Die gesamte Wärme des Reaktors und der Testloops muß von den Na-Luftkühlern an die Außenatmosphäre abgegeben werden. Fällt 1 Kreis mit seinen 2 Kühlsektoren aus, dann führen die Kühltürme der 3 ungestörten Kreise die entsprechende Wärmemenge ab.

In Zusammenarbeit mit der Fa. Halberg, Mannheim, wurde ein Konzept erarbeitet, bei dem die Kühltürme auf dem Dach des 92 m langen und 27 m breiten Kühlturmgebäudes so angeordnet sind, daß sich auf jeder Längsseite 4 Kühlsektoren befinden. In der Mitte des Gebäudes ist ein 10 m breiter Montage- und Reparaturgang vorgesehen. Jeder Kühlsektor wird durch eine Wand vom anderen abgeschaltet.

Die einzelnen Kühlelemente stehen senkrecht. Sie werden bei Aufheizung durch Jalousien abgedeckt, vgl. Abb. 6 - 3.

Die senkrechte Anordnung der Kühltürme ermöglicht eine völlige Entleerbarkeit bei geringem Platzbedarf und den Ausschluß starker Witterungseinflüsse auf die Kühlturmelemente. Die Kühlelemente selbst sind 2-flutig im Kreuz-Gegenstrom geschaltet. Bei einer Na-Geschwindigkeit von 5,5 m/sec ergibt sich ein Druckverlust je Kühlturm von 2 at. Je Kühlsektor sind 4 Ventilatoren von 4,9 m Durchmesser angeordnet. Die Antriebsleistung je Ventilator beträgt 70 kW. Bei Betrieb der vier Kühltürme ist ein Leistungsbedarf von 2,2 MW erforderlich. Die Ventilatoren sind in waagrechten Ebenen drückend, angeordnet. Dem Witterungsschutz wurde weitgehend Rechnung getragen.

Die Jalousien sind in Kühlstellungen geöffnet. Die Kühlluft wird durch die Ventilatoren angesaugt und durch die Kühlelemente gedrückt. Bei Beheizung der Komponenten werden die Jalousien der Elemente und Ventilatoren weitgehend geschlossen. Durch ein Gebläse mit Heizeinrichtung wird die Luft auf ca. 300 °C erhitzt und im Umwälzbetrieb durch die

aufzuheizenden Elemente gedrückt. Jeder einzelne Sektor kann für sich aufgeheizt werden. Für den Notfall ist eine zweite Heizeinrichtung in den Kreislauf eingeschaltet. Die Heizaggregate sind am Boden angeordnet. Der Leistungsbedarf für 1 Sektor beträgt ca. 80 kW.

#### 6.3.3.2 Rohrleitungen

Ebenso wie beim Primärsystem, werden für die Hauptleitungen längsnahtgeschweißte Rohre nach DIN 2458 vorgesehen.

Die Rohrbogen werden ebenfalls aus Halbschalen gefertigt.

Pumpen, ZWT und Na-Luftkühler sind auch hier als Systemfestpunkte ausgebildet.

Die Rohrleitungen zwischen den Festpunkten sind zur Begrenzung der Wärmespannungen mit Kompensationsbögen versehen.

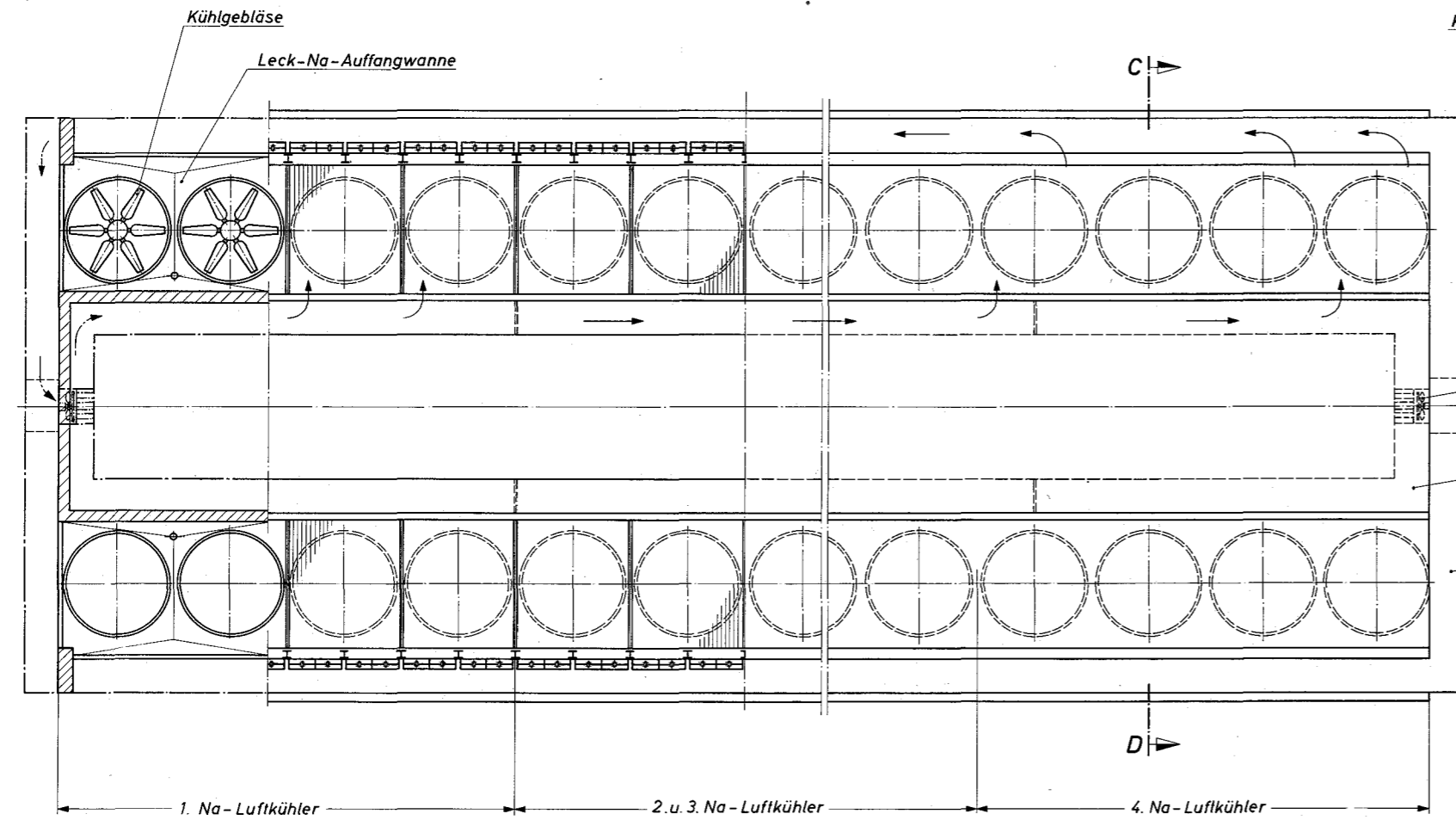
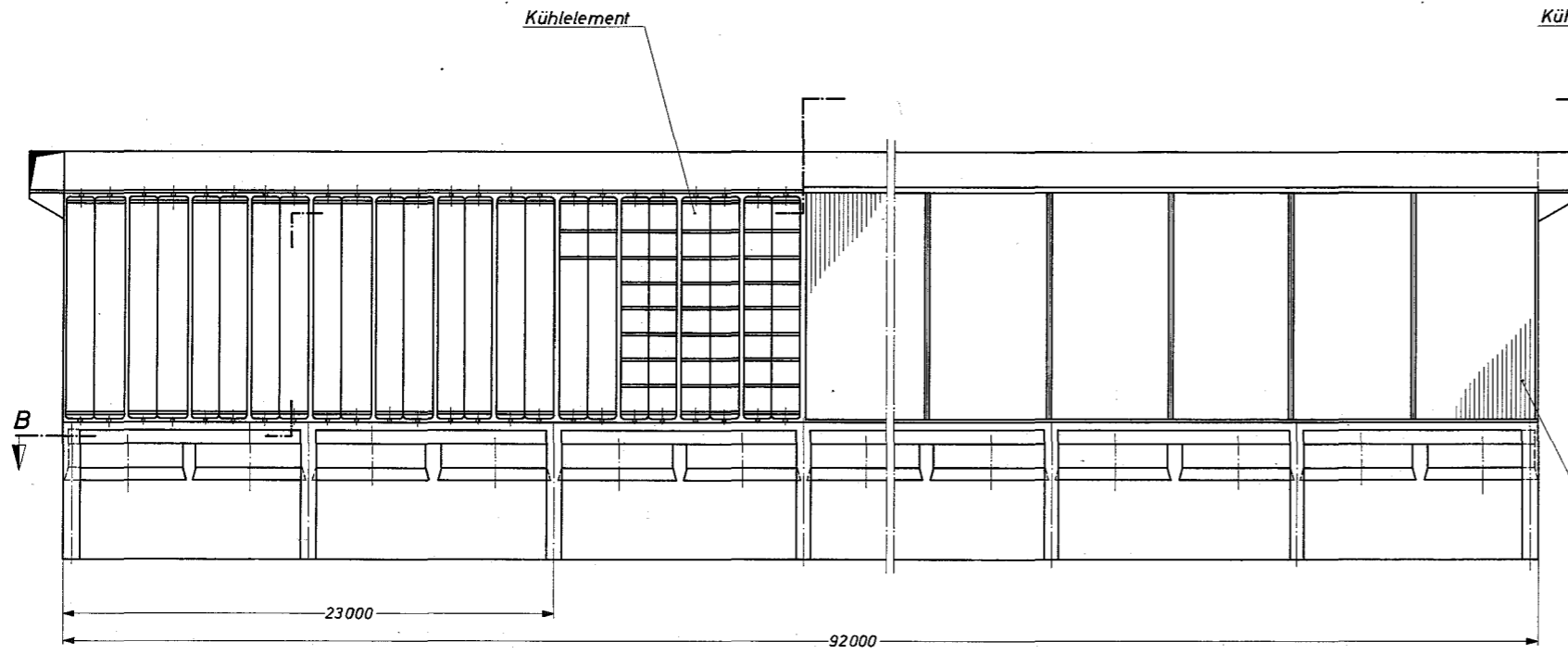
#### 6.3.3.3 Sekundärpumpen

Die Sekundärpumpen sind vom gleichen Typ wie die Primärpumpen. Deshalb werden hier nur die Abweichungen an den Sekundärpumpen gegenüber den Primärpumpen beschrieben.

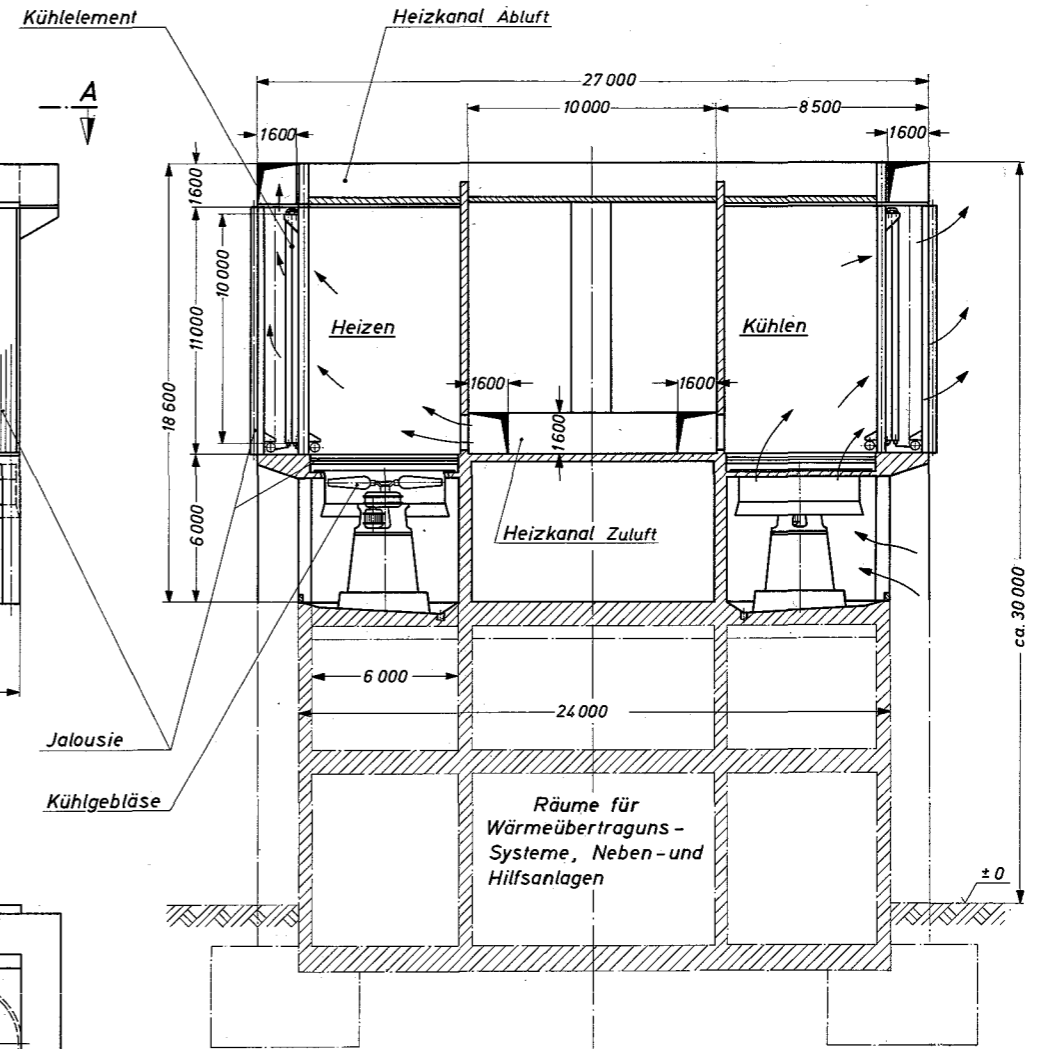
Da die Sekundärpumpen nichtaktives Kühlmittel fördern, wird auf eine Abschirmung verzichtet. Die Abdichtung der Welle wird vereinfacht, d.h. es wird nur 1 System mit 2 Gleitringdichtungen vorgesehen. Bei einer evtl. Gasleckage tritt das nichtaktive Gas in den Raum aus.

Die Gaspendelleitung zwischen Pumpen- und Stoßtankschutzgasraum sorgt für vollen Druckausgleich. Die Gaseinspeisung wird bei der Pumpe unabhängig vom Stoßtank durch einen zweiten Gasstutzen vorgenommen. Ebenso wie bei der Primärpumpe stellt sich eine freie Na-Oberfläche oberhalb des Laufrades bzw. hydrostatischen Lagers im Pumpengehäuse ein. Die Rückführung des Natriums zum Stoßtank erfolgt durch die Überlaufleitung.

Diese Überlaufleitung liegt etwa auf der Höhe des min. Na-Spiegels. Steigt die Natriumoberfläche in der Pumpe durch ein unvorhergesehenes Ereignis, dann fließt in Höhe des max. Na-Standes das Natrium über die Ausgleichsleitung in den Ausgleichsbehälter ab.



Schnitt: A-B



Schnitt: C-D

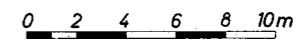


Abb.6-3

Datum	Projekt	FR 3 Feasibility-Studie	Zchn. Nr.
16. 11. 70			
Maßstab	Benennung	Na - Luftkühler Gebäude und Anordnung	3
1:100			

#### 6.3.3.4 Armaturen

Im Sekundärsystem werden prinzipiell die gleichen Armaturen verwendet wie im Primärsystem, jedoch mit dem Unterschied, daß die Antriebe, falls es die räumlichen Verhältnisse erlauben, direkt mit den Armaturen verbunden sind.

Fernantriebe werden nur dort verwendet, wo direkter Zugang zur Armatur schwierig ist.

Zusätzlich zu den Armaturen des Primärkreises kommen

- Drosselschieber und
- Absperrventil

Die Drosselschieber dienen zum Trimmen des Hauptstromes vom ZWT-Rücklauf des Hauptzwischenwärmetauschers. Man kann dadurch ein Teilstrom der Testloops entsprechend variieren.

Die Armaturen sind als Parallelplattenschieber ausgebildet.

Die Spindelabdichtung erfolgt über eine Gefrierstrecke und zusätzliche Sicherheitsstopfbuchse.

Die Absperrventile werden für die Hochtemperatur-Bypässe verwendet.

### 6.4 NA-TESTLOOPSYSTEME (Abb. 6 - 4)

#### 6.4.1 Auslegung

Vorgesehen sind 3 periphere Na-gekühlte Testloops und 1 zentrales Na-gekühltes, bzw. He-gekühltes Testloop.

Die Daten des He-gekühlten Testloops sind in einem getrennten Absatz, Pos. 6.5, aufgeführt.

#### - Abzuführende Wärmemengen

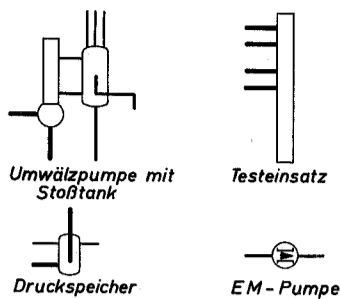
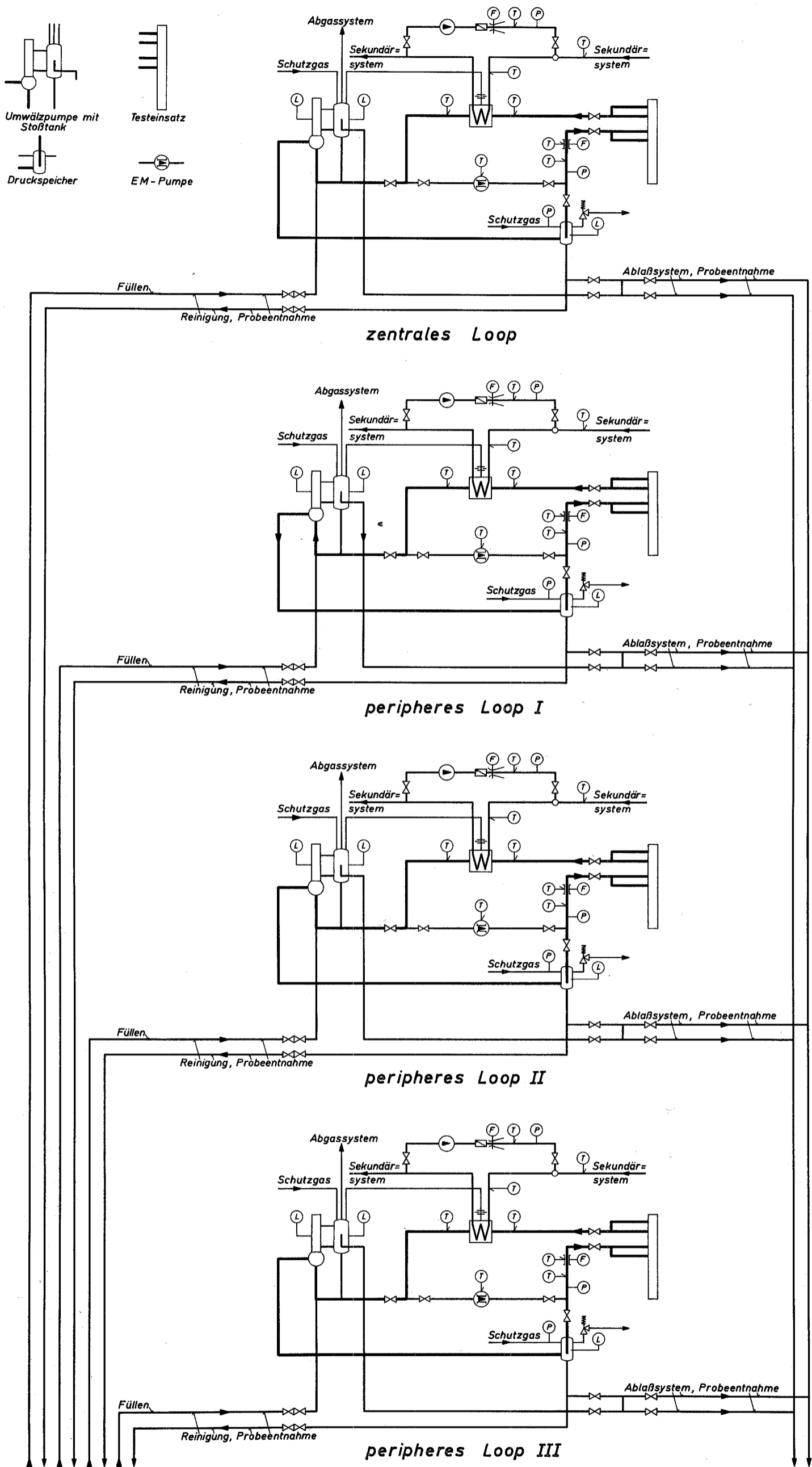
- |  |                     |
|--|---------------------|
| . 1 zentrales, Na-gekühltes Testloop                           | 24 MW <sub>th</sub> |
| . 3 periphere, Na-gekühlte Testloops, 3 x 8 MW <sub>th</sub> ; | 24 MW <sub>th</sub> |

#### - Umgewälzte Natriummenge

- |                                      |         |
|--------------------------------------|---------|
| . zentrales Testloop                 | 300 t/h |
| . 3 periphere Testloops, 3 x 120 t/h | 300 t/h |



- Testloopeintrittstemperatur	
. zentrales Testloop	400 °C
. 2 periphere Testloops	400 ÷ 600 °C
. 1 peripheres Testloop	400 °C
- Testloopaustrittstemperatur	630 °C
- Wärmeaustauschfläche des ZWT	
. zentrales Loop	76 m <sup>2</sup>
. peripheres Loop	28,5 m <sup>2</sup>
- Nennweite der Druckleitung	
. zentrales Testloop	NW 150
. peripheres Testloop	NW 100
- Nennweite der Saugleitung	
. zentrales Testloop	NW 150
. peripheres Testloop	NW 100
- Strömungsgeschwindigkeiten	6 m/sec
- Schutzgasdruck im Stoßtank	1,3 ata
- Betriebsdruck           max. zul.	25 atü
- Förderhöhe der Umwälzpumpe	
. zentrales Testloop	217 m FLS
. peripheres Testloop	220 m FLS
- Kupplungsleistung	
. zentrales Testloop	275 kW
. periphere Testloops	105 kW
- NPSH-Wert der Umwälzpumpe	10 m FLS
- Kühlmittelvolumen	
. zentrales Testloop	25 m <sup>3</sup>
. 3 periphere Testloops, 3 x 20 m <sup>3</sup>	60 m <sup>3</sup>



Datum	16. 11. 70	Projekt	FR 3 Feasibility - Studie
	Maßstab		
Benennung		Na - Testloopsystem	
Zehng. Nr.		4	

Abb. 6-4

- Länge der Hauptrohrleitung

- |                                 |       |
|---------------------------------|-------|
| . zentrales Testloop            | 80 m  |
| . periphere Testloops, 3 x 80 m | 240 m |

#### 6.4.2 Aufbau

Die Wärmeübertragungskreisläufe der Loops bestehen aus drei gleichartigen peripheren Kreisläufen und einem im Aufbau ähnlichen Kreislauf für das zentrale Testloop.

Als Verbindungsglied zwischen den Testkreisläufen kann nur die sekundärseitige Ringleitung angesehen werden.

Das in den Loops erwärmte Na strömt zum Zwischenwärmetauscher, gibt dort seine Wärme ab und strömt zurück zum Loopeinsatz.

Da die in den Testloops erzeugte Wärme von jedem Loop sep. an das Sekundärsystem abgegeben wird, besteht die Möglichkeit, die Temperaturen, Drücke und Durchsätze eines jeden Kreises zu variieren. Die einzelnen Kreisläufe sind mit entsprechenden Armaturen versehen.

Mit den Armaturen kann Hauptkreis oder Bypaß gefahren werden. Durch Anordnung des Stoßtanks am O-Punkt des Systems konnte die Pumpe im kalten Strang angeordnet werden. Der Stoßtank dient als Überlaufbehälter für den Pumpenrücklauf und mit der Pumpe zusammen als Druck- und Volumenausgleichsbehälter. Die bei Temperaturänderungen auftretende Volumenänderung wird von Pumpe und Stoßtank ohne Na-Überlauf oder Zuspeisung aufgenommen. Bei Vorreinigungsbetrieb und einem evtl. Unfall übernimmt eine Überlaufleitung am Stoßtank die Gewährleistung, daß ein max. Na-Stand nicht überschritten wird. Man kann durch diese Maßnahme die Pumpenbaulänge sehr kurz halten. Das Na-Niveau im Stoßtank wird überwacht.

Der Basisdruck des Sekundärsystems liegt über dem des Testloops. Durch das Druckgefälle können Leckagen von der Loopseite in das Sekundärsystem ausgeschlossen werden.

Pumpe und Stoßtank sind an eine gemeinsame Schutzgasversorgung angeschlossen. Jeder Kreis hat seine eigene Schutzgasversorgung. Bei Entleerung wird Schutzgas über Pumpe und Stoßtank eingespeist und das Natrium abgedrückt. Zur Glättung evtl. Druckstöße wurde auf der Druckseite der Pumpe ein Druckspeicher vorgesehen.

Bei einem Schaden innerhalb eines Loops muß der Reaktor in seiner Leistung abgefahren werden. Die ausgeworfene Na-Menge wird durch entsprechende Gestaltung der Rohrleitung und Anordnung der Komponenten soweit wie möglich eingeschränkt. Alle Komponenten sind innerhalb einer Auffangwanne angeordnet. Die Verbindungsleitungen zwischen den Komponenten sind mit einem Doppelmantel versehen. Die Kreisläufe sind so gestaltet, daß ein Leerhebern der Anlage ausgeschlossen ist. Zur Sicherstellung der Nachwärmeabfuhr bei einem Schaden der Umwälzpumpe wurde im Bypass eine EM-Pumpe angeordnet.

Die entsprechenden Absperrarmaturen der Hauptleitungen stellen die Abtrennung der Umwälzpumpe vom Bypass sicher, sodaß nach entsprechenden Maßnahmen eine Reparatur der Pumpe bei Nachwärmeabfuhr möglich ist.

Die Kreislaufkomponenten sind außerdem so angeordnet, daß im Prinzip die Nachwärme auch im Naturumlauf abgeführt werden kann.

Durch die Auffangwanne werden keine Leitungen nach unten geführt. Alle Leitungen werden über die Wanne gezogen.

Pumpen mit Stoßtank, Zwischenwärmetauscher und Druckausgleichsbehälter sind als Systemfestpunkte ausgebildet.

Da die Loops aktives Na erhalten, sind die Kreisläufe in abgeschirmten Zellen angeordnet.

Der Begehbarkeit einzelner Anlagenbereiche wurde jedoch weitgehend Rechnung getragen.

Der Antrieb und das Laufzeug der Pumpe kann von der Zellendecke aus ausgewechselt werden.

Beim Zwischenwärmetauscher ist der obere Bereich als Reparaturkopf ausgebildet. Dieser Kopf durchdringt die Zellendecke und ermöglicht Reparaturen ohne Zellenbegehung. Höhenstandssonden sind ebenfalls ohne Zellenbegehung austauschbar. Alle Meßstellen und deren Absperrarmaturen wurden, soweit möglich, außerhalb der Zellen angeordnet, so daß Reparaturen bei Betrieb vorgenommen werden können.

Bei Reparaturen an den übrigen Komponenten muß jedoch meist der Kreis abgeschaltet und geöffnet werden.

### 6.4.3 Komponenten

#### 6.4.3.1 Zwischenwärmetauscher

Die vier ZWT der Testloopsysteme - je ein ZWT pro Testkreislauf - dienen zur Übertragung der in den Testloops erzeugten Wärme an die Sekundärkreisläufe und bilden gleichzeitig das Trennglied zwischen aktivem Primär-Na und nichtaktivem Sekundär-Na.

Die Konstruktion entspricht der der Treiber-ZWT. Eine weitere Beschreibung erfolgt daher nicht.

#### 6.4.3.2 Rohrleitungen

Für die Hauptleitungen sind nahtlos gezogene Rohre nach DIN 2448 vorgesehen.

Die Auslegungskriterien für die Rohrleitungen wurden entsprechend den Beanspruchungen bei Normalbetrieb festgelegt.

Pumpen und ZWT sind als Systemfestpunkte ausgebildet. Die Rohrleitungen zwischen den Festpunkten Testeinsatz, Pumpe und ZWT erfordern zur Begrenzung der Wärmespannungen die Verlegung mit Kompensationsbögen. Zur Abdeckung von Leckagen werden die Kreislauf-Rohrleitungen als Doppelrohre ausgeführt.

#### 6.4.3.3. Pumpen

##### Hauptumwälzpumpen

Die Testloop-Pumpen sind vom gleichen Typ wie die Primärpumpen. Abweichend von diesen ist nur die, aufgrund großer Forderhöhe bedingte, zweistufige Ausführung und die Anordnung im kalten Strang. Auf der Pumpensaugseite ist ein Stoßtank angebracht. Eine Gaspendelleitung zwischen Pumpen- und Stoßtankschutzgasraum sorgt für vollen Druckausgleich.

Die Gaseinspeisung wird bei der Pumpe unabhängig vom Stoßtank durch einen zweiten Gasstutzen vorgenommen. Ebenso wie bei der Primärpumpe stellt sich eine freie Na-Oberfläche oberhalb des Laufrades bzw. hydrostatischen Lagers im Pumpengehäuse und im Stoßtank ein. Die Rückführung des überlaufenden Na zum System erfolgt durch eine Überlaufleitung zum Stoßtank, in den die Pumpensaugleitung mündet.

Die Überlaufleitung liegt etwa auf der Höhe des min. Na-Spiegels. Steigt die Na-Oberfläche in der Pumpe durch ein unvorhergesehenes Ereignis, dann fließt über eine Ablaufleitung in Höhe des max. Betriebsspiegels, das Na über eine Ausgleichsleitung in den Überlauf-Behälter ab.

#### EM-Pumpen

Bei Ausfall der Hauptumwälzpumpe muß die Abfuhr der Nachwärme sichergestellt werden.

Gefordert sind:

- Betriebssicherheit
- geringer Platzbedarf
- kein Wartungsaufwand
- keine Leckagen

Da bei Nachwärmeabfuhr die Fördermenge nur 1/10 bis 1/20 des Normaldurchsatzes beträgt und der Wirkungsgrad eine untergeordnete Rolle spielt, bietet sich die Verwendung einer EM-Pumpe an. Die Pumpe besteht aus dem Pumpenrohr und den erforderlichen Magnetgestellen mit Trafo und Kondensatoren. Das Pumpenrohr wird zwischen die Rohrleitungen geschweißt.

Die EM-Pumpe nützt die durch die Wirkung eines beweglichen magnetischen Wechselfeldes auf einen Leiter erzeugten Kräfte aus. Der Wirkungsgrad liegt bei 20 - 30 %. Die Pumpe fördert ständig eine kleine Na-Menge bei Normalbetrieb und ist daher immer betriebsbereit.

#### 6.4.3.4 Armaturen

Im Testloopsystem werden prinzipiell die gleichen Armaturen wie im Primär- und Sekundärsystem verwendet. Bis NW 100 sind Faltenbalgventile vorgesehen. Ab NW 100 jedoch Absperrschieber mit Gefrierstopfbüchsen.

Die Armaturen werden über mechanische Fernantriebe, bestehend aus Gelenkwellen und Winkelgetriebe von begehbaren Räumen aus angetrieben. Die Wellendurchführungen sind gasdicht.

## 6.5 HELIUM-TESTLOOP-SYSTEM

Das Heliumkühlsystem dient zur Abfuhr von 12 MW Wärmeleistung aus dem Testeinsatz.

Als Hauptdaten für die Kühlung des Testelementes wurden angenommen

Druck am Testelement-Eintritt:	100 at
Druckverlust über den Testeinsatz:	14 at
Heliumeintrittstemperatur:	425 °C
Heliumaustrittstemperatur:	685 °C
Heliumdurchsatz:	30 t/h

Abb. 6 - 5 zeigt ein vereinfachtes Fließschema des Helium-Testloop-Systems. Für den normalen, ungestörten Betrieb sind zwei Primärkühl-systeme vorgesehen: Das Hauptkühlsystem für den Testeinsatz beim vollen Betriebsdruck von 100 at und das Druckrohrkühlsystem, das ca. 0,4 MW abführen soll und bei einem niedrigeren Druck, z.B. ca. 50 at oder noch weniger, betrieben wird.

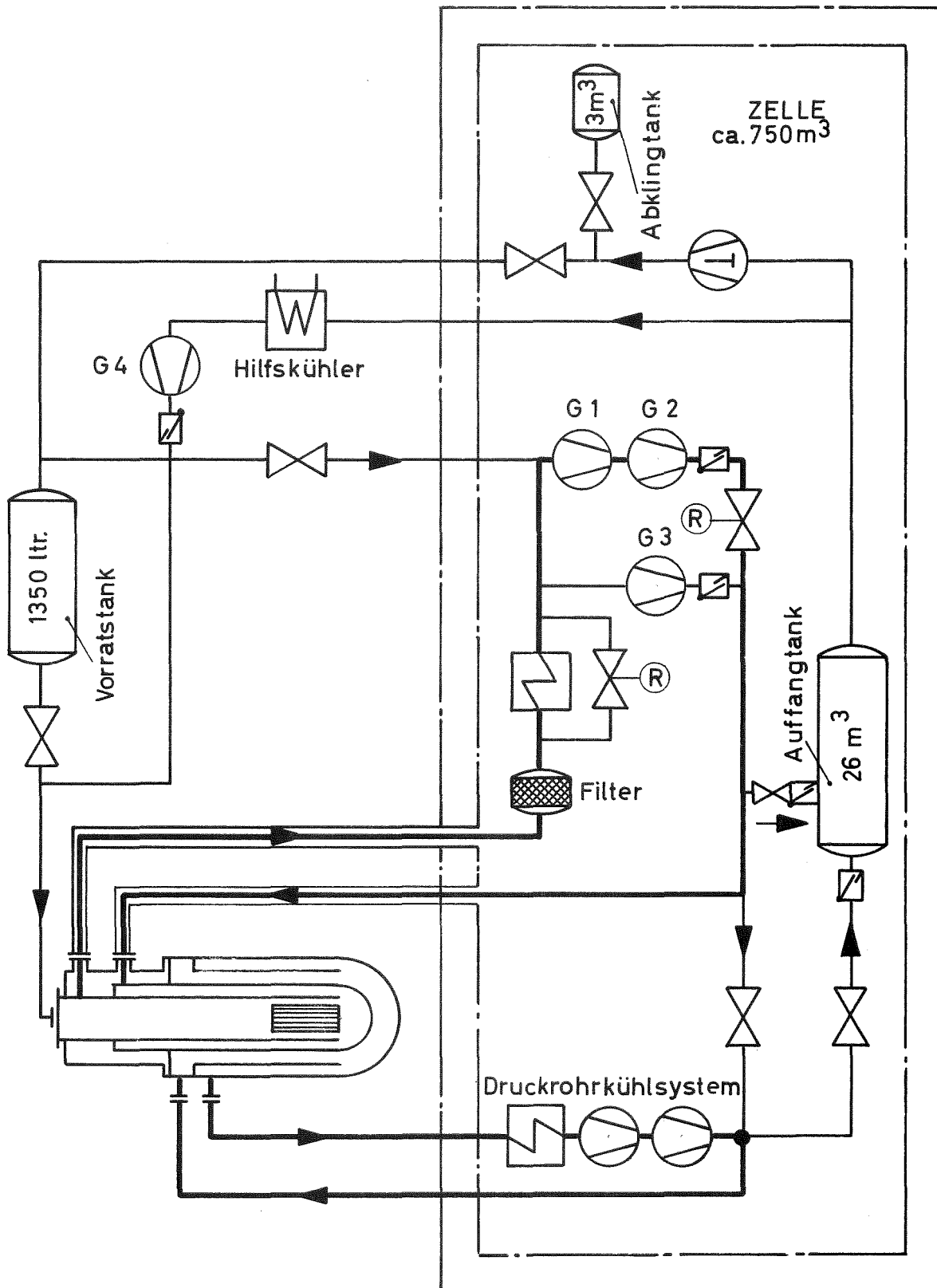
Im Hauptkühlsystem wird am Testeinsatz-Austritt ein mechanisches Filter erforderlich sein, damit bei Hüllenschäden die Kontamination des Systems durch Pu-Stäube in Grenzen bleibt. Gegebenenfalls könnte zusätzlich noch ein Halogenabscheider vorgesehen werden.

Zum Umwälzen des Kühlmittels im Hauptsystem sind 2 Verdichter (G 1 und G 2) in Reihe geschaltet. Die erforderliche Gesamtförderhöhe wird etwa 16 at betragen. Dafür wird es erforderlich sein, die mehrstufigen Verdichter bei höherer Drehzahl - 10 000 bis 15 000 Upm - zu betreiben. Die verlustlose Verdichterleistung beträgt insgesamt ca. 2 MW.

Ein dritter Verdichter sollte als Reserve vorgesehen werden.

Automatisch arbeitende Regelungen für Kreislauf-temperatur und Massendurchsatz im Testeinsatz sind vorgesehen.

Der Wärmeaustauscher zur Abfuhr der Wärmeleistung von 12 MW an den Natrium-Sekundärkreislauf muß so ausgeführt werden, daß bei Leckagen keine Aktivitäten in Richtung des Druckgefälles vom Helium-System in das Natrium-Sekundärsystem gelangen können. Es ist daher vorgesehen das Helium-führende System des Wärmetauschers doppelwandig auszuführen, wobei sich als wärmeübertragendes Medium Natrium anbietet.



**Abb. 6-5 Helium - Testloop - Kühlsystem**



Die Hauptverdichter können wegen ihrer großen Leistungsaufnahme nicht mit Notstrom versorgt werden. Es muß daher mit ihrem Ausfall gerechnet werden. Für diesen Fall steht ein Notkühlkreislauf mit Verdichter G 3 zur Verfügung, der mit unterbrechungslosem Notstrom versorgt wird und der die Abfuhr der Nachwärme unmittelbar nach dem Scram des Reaktors ermöglicht. Er könnte etwa für 6000 kg/h (entsprechend 20 % des normalen Durchsatzes) bei vollem Druck (100 at) ausgelegt werden. Seine Förderhöhe müßte dabei etwa 2 at und die verlustlose Verdichterleistung etwa 50 kW betragen.

Für den Fall, daß auch der Notkühlverdichter nicht mehr einsatzfähig sein sollte, soll eine sichere Hilfskühlung das Abschmelzen des Testelementes verhindern. Dazu ist vorgesehen, zunächst aus einem Vorratsbehälter Kühlgas über eine eigene Leitung in den Testeinsatz zu leiten und in einem Auffangtank zu speichern. Nach ausreichendem Abklingen der Wärmeerzeugung könnte ein Hilfsgebläse (64) die weitere Kühlung im geschlossenen Kreislauf übernehmen.

Nun kann man z.B. den Vorratsbehälter mit ca.  $1,35 \text{ m}^3$  so dimensionieren, daß - einen Anfangsdruck von 200 at vorausgesetzt - sein Gasinhalt zur Abfuhr der Nachwärme während der ersten 20 sec nach Reaktor-Scram ausreicht. (Während dieser Zeit fällt die Nachwärmeentwicklung auf weniger als 8 % der Ausgangsleistung ab.) Der Auffangtank kann dann mit einem Volumen von  $26 \text{ m}^3$  die gesamte Gasfüllung des Vorrats-tanks und des Kreislaufsystems aufnehmen, ohne daß der Druck des Gesamtsystems 30 at überschreitet. Dabei wurde ein Volumen des Hauptkühl-systems von ca.  $4 \text{ m}^3$  zugrunde gelegt.

Im normalen Loopbetrieb wird zur Druckregulierung des Hauptsystems bei Bedarf aus dem Vorratstank Gas entnommen bzw. in den Auffangtank abgegeben. Ein Hochdruckverdichter fördert die entsprechende Gasmenge wieder vom Druckniveau des Auffangtanks - etwa 1 bis 2 at - auf das des Vorratstanks - 200 at - zurück.

Ein weiteres Behältersystem wird erforderlich sein für den Fall, daß das kontaminierte Kühlmittel nach einem Störfall bis zur Abgabe an die Atmosphäre gelagert werden soll. Das Volumen dieses Abkling-tanks zur Aufnahme der gesamten Gasmenge aller Systeme bei 200 at beträgt ca.  $3 \text{ m}^3$ .

Wie in Abschnitt 4.4 erwähnt wurde, soll bei der Auslegung und Anordnung des Kreislaufsystems vorausgesetzt werden, daß ein großes Leck in einer Rohrleitung (Extremfall Leitungsbruch) beherrscht werden kann. Hierbei kann das Kühlgas durch Spaltprodukte usw. kontaminiert sein. Dabei sollen weder das Bedienungspersonal noch die Umgebung des Reaktorgebäudes gefährdet werden.

Aus diesem Grund ist das gesamte Kreislaufsystem, soweit es kontaminiertes Kühlmittel enthalten kann und dabei unter einem größeren Überdruck steht, in einer weitgehend dichten Zelle als "Second Containment" untergebracht. Ebenfalls sind die Hauptkühlmittelleitungen zwischen Testeinsatz und Loopzelle - ebenso wie der Bestrahlungseinsatz selbst - doppelwandig ausgeführt.

Bei einem größeren Leck an irgendeiner Stelle des Kühlsystems würde das austretende Kühlmittel in die Loopzelle geleitet.

Die Nachwärme des Testelementes würde bei diesem Störfall-nach der kurzzeitigen Übergangskühlung aus dem Vorratstank - mit Hilfe des oben erwähnten Hilfsgebläses abgeführt werden. Das Hilfsgebläse wäre aus Sicherheitsgründen außerhalb der Loopzelle zu installieren.

## 6.6 TREIBER-NACHWÄRMEABFUHR- UND NOTKÜHLSYSTEM

### 6.6.1 Auslegung (Annahme: 2 und 4 Schaltung)

- Abzuführende Wärmemenge	50 MW <sub>th</sub>
. je Kreis bei 2-Kreisbetrieb	25 MW <sub>th</sub>
- Umgewälzte Na-Menge	500 t/h
. je Kreis bei 2-Kreisbetrieb	250 t/h
- Reaktoreintrittstemperatur	230 °C
- Reaktoraustrittstemperatur	486 °C
- Wärmeübertragungsfläche eines ZWT	90 m <sup>2</sup>
- Na-Luftkühler-Eintrittstemperatur	456 °C
- Na-Luftkühler-Austrittstemperatur	200 °C
- Nennweite der Rohrleitungen	NW 150
- Strömungsgeschwindigkeit	5,25 m/sec

- Gasdruck primär / sekundär 1,3 ata
- Betriebsdruck max. zul., primär / sekundär 13 / 15 atü
- Förderhöhe der Umwälzpumpe primär / sekundär 1,2 / 1,5 m FlS
- Förderleistung der Umwälzpumpe  
primär / sekundär 255 t/h
- Kupplungsleistung primär / sekundär 5 kW
- Drehzahl der Umwälzpumpe 1450 1/min
- NPSH-Wert der Umwälzpumpe 10 m FlS
- Wirkungsgrad der Umwälzpumpe ca. 0,75
- Länge der Rohrleitung NW 150 primär/sekundär 60 m/Kreis
- Werkstoff-Nr. 1.4948

#### 6.6.2 Aufbau

Ausgehend von den Forderungen auf vollständige Unabhängigkeit von den Hauptkühlsystemen, gliedert sich das Nachwärme- und Notkühlsystem folgendermaßen auf:

- Primärnachwärmeabfuhr
- Sekundärnachwärmeabfuhr

Als Kühlmittel für das Primär- und Sekundär-Nachwärme-Kühlsystem wird Na verwendet. Auf eine separate Beheizung des Primärkreises wird verzichtet, da diese Funktion vor der Na-Füllung und von dem erhitzten Schutzgas des Reaktortankes übernommen wird.

Relativ große Rohre (NW 150) und kurze Leitungslängen lassen, bei umgewälztem Natrium ein Zusetzen der Rohrleitungen im Vorreinigungsbetrieb unwahrscheinlich erscheinen. Für Sonderfälle kann eine Beheizung durch erhitztes Schutzgas über den Doppelmantel erfolgen. Alle Rohrleitungen und Komponenten des Primärkreises sind mit einem Doppelmantel versehen.

Die Ummantelung bei diesen Abmessungen ist beherrschbar, eventuelle Leckagen werden durch die Ummantelung abgedeckt.

In Richtung des Wärmeflusses enthält, jeder Primär-Kühlkreislauf folgende Komponenten:

- eine Absperrarmatur im heißen Strang
- eine Umwälzpumpe im heißen Strang
- ein ZWT
- einen Durchflußmesser im kalten Strang
- eine Absperrarmatur im kalten Strang
- die entsprechende Rohrleitung

Als Umwälzpumpe wird eine mechanische, einstufige Kreiselpumpe des Types "Free Surface" vorgesehen. Um die Anlage möglichst einfach und wartungsfrei auszuführen, wird an Stelle der Ölschmierung auf Fettschmierung übergegangen. Auf diese Weise entfällt das aufwendige Ölsystem. Die Pumpe ist im Ringraum zwischen Reaktortank und Kreislaufzelle so angeordnet, daß die Saugleitung und die Pumpe sich bis zum Saugmund des Laufrades unterhalb des Notspiegels befindet, d.h. die Saugstutzen der Treiber-Hauptkühlkreise tauchen ca. 250 mm in den Notspiegel ein. Nochmals 250 mm tiefer als diese Saugstutzen der Hauptkühlkreise befinden sich die Saugstutzen der Nachwärme- und Notkühlkreise. Diese Saugleitungen werden unterhalb des Notspiegels mit einer kompensierten Doppelmantelleitung durch den Reaktortank und Doppelmantel des RT geführt. Dieser Doppelmantel der Rohrleitung mündet in eine geschlossene Komponentenwanne für die Pumpe und den Zwischenwärmetauscher. Tritt ein Leck an der Rohrleitung oder den Komponenten auf, so füllt sich zwar der Doppelmantel und die Wanne, die Na-Menge kann aber nachgespeist werden. Der Kreislauf ist weiter funktionsfähig, da Saugleitungen und Laufradsaugmund unterhalb des Notspiegels angeordnet sind. Aufgrund der Druckerhöhung unterhalb des Na-Spiegels, kann von einer diskontinuierlichen Entgasung mit ihren Störquellen abgesehen werden. Ein bestimmter Schutzgasdruck im Reaktor ist nicht nötig. Eine einfache Schutzgasüberdeckung reicht aus. Durch eine Gaspendelleitung zwischen Tank- und Pumpenplenum kann auf eine eigene Schutzgasversorgung verzichtet werden.

Die Pumpendruckleitung wird innerhalb der Wanne, über einen Kompensationsbogen, direkt zu dem ebenfalls in der Komponentenwanne angeordneten ZWT geführt.

Die Pumpen und ZWT sind so ausgeführt, daß bei Störungen die Reparaturen durch einfaches Ziehen der Einbauten durchgeführt werden können. Um das Nachwärme- und Notkühlsystem ständig betriebsbereit

zu halten und Temperaturschocks bei Inbetriebnahme zu vermeiden, läuft das System ständig im Bypass mit. Die Pumpen sind so ausgelegt, daß im Normal-Treiberbetrieb nur ein kleiner Durchsatz mit einer Förderhöhe > der Förderhöhe der Treiberkreise gefahren wird. Fallen die Treiberkreise aus oder werden betriebsmäßig abgefahren, dann rutscht der Betriebspunkt auf der Pumpenkennlinie auf ein Niveau größeren Durchsatzes und kleinerer Förderhöhe bis die Nennwerte erreicht sind.

Beim Sekundärsystem kann auf eine Beheizung der Rohrleitungen und Komponenten nicht verzichtet werden. Abweichend vom Primärsystem besteht kein Notspiegelproblem. Auf eine Ummantelung der Rohrleitungen und Komponenten kann daher verzichtet werden. In Richtung des Wärme- flusses enthält jeder Sekundärkreislauf folgende Komponenten:

Einen Na-Luftkühler, eine Umwälzpumpe mit Stoßtank im kalten Strang, einen Durchflußmesser im kalten Strang, eine Temperaturmessung im kalten Strang und die entsprechende Rohrleitung.

Der Na-Luftkühler für das Nachwärme- und Notkühlssystem wird aus Sicherheitsgründen unterirdisch angeordnet. Es handelt sich um eine Tischkonstruktion, leicht schräg geneigt mit Zwangskonvektion.

Die Umwälzpumpe entspricht bis auf Details der Primärpumpe. Durch Anordnung des Stoßtanks auf der Saugseite konnte diese im kalten Strang angeordnet werden. Ein Gasvordruck ist nicht erforderlich. Es genügt eine einfache Schutzgasüberdeckung. Bei Betrieb sind Leckagen im ZWT vom Primär- zum Sekundärsystem infolge eines Druckgefälles zur Primärseite ausgeschlossen. Bei abgesperrtem Primärsystem ist dieses Druckgefälle aufgrund des geodätischen Höhenunterschiedes gegeben. Eine Freisetzung von Aktivitäten über den ZWT zum Sekundärkreis ist daher nicht zu erwarten.

Zusammengefaßt kann gesagt werden, daß durch Verwendung eines separaten Nachwärme- und Notkühlsystems die Anlage betriebssicherer und in den Nebenanlagen teilweise stark vereinfacht wird. So kann z.B. auf eine diskontinuierliche Entgasung verzichtet werden. Das Problem der Fremdversorgung für die hydrost. Lager der Hauptpumpen bei Nachwärmeabfuhr ist ebenfalls beseitigt, da diese Pumpen oberhalb der kritischen Lagerbelastung abgeschaltet werden. Eine Vereinfachung ergibt sich außerdem für die Regelung der Hauptpumpen, deren Regelbereich kleiner ist.

VII.

REAKTORNEBENANLAGEN

(J. Palmowski (IA))

7.1 NEBENANLAGEN DES PRIMÄR-TREIBERSYSTEMS

7.1.1 Ablaßsystem (Abb. 6-1)

Das Ablaßsystem hat folgende Aufgaben:

- Aufnahme des gesamten Natriums der Treibersysteme
- geringer Platz- und Investitionsbedarf
- Sicherstellung der vollständigen Entleerung aller Komponenten der Treiber-Kreisläufe
- eine evtl. Abklingmöglichkeit durch Zwischenlagerung zu schaffen.

Das Ablaßsystem umfaßt:

- Zwei Ablaßtanks mit einem Fassungsvermögen von  $85 \text{ m}^3/\text{Stück}$
- Zwei Überlaufbehälter mit einem Fassungsvermögen von  $6 \text{ m}^3/\text{Stück}$
- Zwei Tiefbehälter mit einem Fassungsvermögen von  $0,2 \text{ m}^3/\text{Stück}$
- Rohrleitungen und Armaturen

Jeder Treiberkreislauf ist mit den Ablaßtanks und Überlaufbehältern über eine Sammelleitung verbunden.

Jeder Kreislauf kann in jeden Ablaßtank entleert werden.

Durch die Aufteilung und räumliche Trennung des Ablaßsystemes besteht die Möglichkeit, bei entsprechenden Maßnahmen, Reparaturen durchzuführen.

Die Ablaßleitungen der Treiberkreisläufe werden zusammengefaßt und in separaten Durchführungen in die Ablaßräume geführt.

Die einzelnen Ablaßleitungen sind mit Doppelarmaturen versehen.

Um den Einbruch von Argon und damit den Syphonbreaker-Effekt in nachführende Leitungen zu vermeiden, münden die Ablaßleitungen unterhalb

des min. Na-Spiegels in die Abblaßtanks. Jeder Abblaßtank erhält am tiefsten Punkt einen Anschluß für die vollständige Entleerung in die Tiefbehälter. Eine vollständige Entleerung aller Rohrleitungen und Komponenten ist, mit Ausnahme der mit Doppelarmaturen versehenen Leitungen, durch Schwerkraft in einen der beiden Abblaßtanks möglich. Die nicht durch Schwerkraft vollständig entleerbaren Komponenten und Leitungen werden durch Druckbeaufschlagung der Pumpen und ZWT leer gedrückt.

Für die Entleerung des Reaktortanks ist eine abgeblindete Abblaßleitung vorhanden. Falls der Reaktortank entleert werden muß, ist erst diese Verbindung herzustellen. Man kann dadurch eine unbeabsichtigte Entleerung verhindern.

Das Natrium eines Abblaßtanks kann durch Abdrücken in den zweiten Abblaßtank oder in den Leck-Na-Behälter gedrückt werden.

#### 7.1.2 Reinigungssystem (Abb. 7-1)

Das Reinigungssystem hat die folgenden Aufgaben:

- Reduzierung der im Na enthaltenen Verunreinigungen auf ein zulässiges Maß.
- Sicherstellung dieser Funktion auch bei Ausfall einer Komponente.
- Gute Austauschbarkeit einzelner Komponenten.

Die Verunreinigungen des Na müssen durch die Reinigung auf ein zulässiges Maß reduziert werden, da

- Korrosion
- Verstopfungen in engen Spalten
- Versprödung von austenitischen Komponenten
- und Schäden durch feste Teile

vermieden werden müssen.

Das Reinigungssystem ist für Vorreinigungs- und Normalbetrieb ausgelegt. Um die Anlage bei Wartung und Reparatur begehen zu können, wird das Reinigungssystem in zwei, räumlich getrennte Einheiten aufgeteilt.

Teilsystem 1 enthält folgende parallele Komponenten:

- 1 Feinstfilter
  - 1 Pluggingmeter
  - 1 Kühlfalle mit Wärmetauscher
- sowie eine vorgeschaltete EM-Pumpe

Teilsystem 2:

- 1 Kohlenstofffalle
  - 1 Pluggingmeter
  - 1 Kühlfalle mit Wärmetauscher
- sowie eine vorgeschaltete EM-Pumpe

Die Wärmeübertragungskreisläufe sind mit den Reinigungsteilsystemen über Sammelleitungen verbunden. Zur Reinigung des Natriuminhalts eines Kreises fördert die betreffende Primärnatriumpumpe eine Teilmenge des Natriums unter Umgehung des Zwischenwärmetauschers in das Teilsystem 1 oder 2 der Reinigungsanlage und von dort zurück in den Pumpensaugstutzen, während die Hauptmenge durch den Zwischenwärmetauscher und den Reaktor gepumpt wird. Bei sehr niedrigen Lasten und beim Nachwärmebetrieb übernimmt eine der beiden EM-Pumpen mit einer Fördermenge von je  $5 \text{ m}^3/\text{h}$  die Natriumwälzung durch die Reinigungsanlage. Diese Pumpen fördern auch beim Vorreinigungsbetrieb den Natriuminhalt der Abblä tanks durch die Reinigungsanlage in die Tanks zurück oder pumpen bei einem Leck während des Reaktorbetriebes den Natriuminhalt eines Abblä tanks in den anderen. Da EM-Pumpen nicht selbst ansaugen können, werden sie unterhalb des minimalen Spiegels im Zuflußbehälter angeordnet. Während des Leistungs- und Nachwärmebetriebes wird ständig ein Pluggingmeter betrieben; Kohlenstoff- und Kühlfallen werden nur dann zugeschaltet, wenn der durch Probenentnahme ermittelte Kohlenstoffgehalt im Primärnatrium bzw. die gemessene Pluggingtemperatur zu hoch ist.

Das Feinstfilter mit einer Maschenweite von ca.  $20 \mu\text{m}$  dient ausschließlich zur Ausscheidung der vom Natrium mitgeführten festen Teilchen während des Vorreinigungsbetriebes. Es werden diejenigen Teilchen abgeschieden, die sich nicht beim vorangegangenen Kühlfallenbetrieb in der Kühlfalle absetzten. Ein späterer Betrieb des Feinstfilters ist nicht vorgesehen. Ebenso wenig ist mit Ausnahme des Vorreinigungsbetriebes, bei dem beide Kühlfallen parallel betrieben werden,



ein gleichzeitiges Durchströmen beider Teilsysteme oder der Kühlfallen und der Kohlenstofffallen vorgesehen.

### 7.1.3 Füllsystem

Dieses System umfaßt alle Einrichtungen, Rohrleitungen und Armaturen, die zur Übernahme des angelieferten Natriums erforderlich sind.

Über die Füllstation erfolgt auch der Abzug nicht mehr verwendbaren Natriums. Die Wärmeübertragungssysteme selbst werden von den EM-Pumpen des Reinigungssystems unter Umgehung der Komponenten dieses Systems gefüllt.

### 7.1.4 Spiegelhaltesystem (Abb. 6-1)

Aufgaben des Systems sind,

- den von den Betriebsbedingungen abhängigen Na-Spiegel im Reaktortank in bestimmten Grenzen zu halten und
- als Druckspeicher für das Schutzgas bei Spiegelschwankungen zu dienen.

Für die 4 Wärmeübertragungskreise sind 4 Spiegelhalte- und Druckentlastungsbehälter vorgesehen.

Über kurze Verbindungsleitungen sind sie ohne Absperrarmaturen mit dem Reaktortank verbunden.

In Höhe des Betriebsspiegels mündet von jedem Behälter eine Überlaufleitung in den Reaktortank.

Überschüssiges Na strömt durch diese Leitungen zu den vier Spiegelhaltebehältern und wird von dort über eine Ringleitung mit redundanter EM-Pumpe dem Reaktortank wieder zugeführt.

In der Überlaufleitung wird eine Absperrarmatur vorgesehen. Man kann dadurch bei Handhabungsvorgängen den Na-Spiegel bis max. 800 mm anheben.

Kleine Lecks im System führen in den Spiegelhaltebehältern zu meßbaren Höhenänderungen. Unabhängig von der mittleren Na-Temperatur wird bei Unterschreitung der Grenzwerte Alarm gegeben.

Die Anlage wird anschließend abgefahren.

Die Grenzwerte für die Höhenstandsmesser sind so festgelegt, daß noch ausreichend Nachspeisevolumen in den Spiegelhaltebehältern bleibt.

Bei großen Leckagen werden die Spiegelhaltepumpen abgeschaltet und gleichzeitig Schnellschluß ausgelöst.

Durch Abschalten der Spiegelhaltepumpen schafft man sich das für die Nachwärmeabfuhr notwendige Na-Volumen.

Erst bei Überschreitung des Notspiegels werden die Spiegelhaltepumpen wieder zugeschaltet.

In die Druckentlastungs- und Spiegelhaltebehälter werden auch die Zwischenwärmetauscher kontinuierlich entgast.

Um die kontinuierliche Entgasung sicherzustellen, wird der max. Na-Spiegel unter dem Notspiegel des Reaktortanks gehalten.

Das anfallende Gas wird dem Gasreinigungssystem zugeführt, dort gereinigt, gespeichert und dem System bei Bedarf wieder zugeführt.

Beim diskontinuierlichen Entgasen des Systems in die Überlaufbehälter bzw. Abfallbehälter, werden dem System etwa  $5 \text{ m}^3$  Na abgezogen. Diese Menge wird von einer EM-Pumpe der Reinigungsanlage dem System wieder zugeführt.

#### 7.1.5 Leck-Na-System (Abb. 7-1)

Aufgaben des Leck-Na-Systems sind:

- Leck-Na aus den Auffangwannen in den Leck-Na-Behälter zu fördern
- Bei Entleerung des gesamten Wärmeübertragungssystems einen Na-Anteil aufzunehmen
- Verunreinigtes Na über die Reinigung in das Na-Abfallsystem fördern

- Aktives Na-zwischenlagern.
- Das gesamte Na zwischen Betriebs- und Notspiegel im Reaktortank aufzunehmen.

Das Auffangsystem besteht aus einem Leckauffangbehälter, einem Na-Tiefbehälter und den Verbindungsleitungen.

Von den einzelnen Auffangwannen des Leck-Natriums gehen Stichleitungen auf eine Sammelleitung, die mit dem Auffangbehälter verbunden ist.

Die Stichleitungen sind am höchsten Punkt mit Absperrarmaturen versehen.

Der Leckauffangbehälter ist mit einer Argonschutzgasversorgung und einer Vakuumpumpe mit nachgeschalteter Dampffalle ausgestattet. Beim Leckabzug aus den Auffangwannen wird nun nach Einstellen des Vakuums und Beheizung des Systems die entsprechende Absperrarmatur der Stichleitung angelüftet. Durch diese Maßnahme wird die Leitung entgast und mit Na gefüllt.

Die Absperrarmaturen werden voll geöffnet und das Leck-Na in den Auffangbehälter gezogen.

Beim Leckabzug aus den Ablass-Reinigungs- und Spiegelhalteräumen wird die entsprechende Armatur gleich zu Beginn des Leckabzuges voll geöffnet und die Leckage mit Hilfe des Vakuums in den Leckauffangbehälter gefördert.

Nach dem Leckabzug wird das in den Rohrleitungen befindliche Na in den Tiefbehälter abgelassen und von dort in den Leckauffangbehälter gedrückt. Die Entleerung des Leck-Na-Behälters erfolgt durch Abpressen in die Ablassbehälter.

#### 7.1.6 Probeentnahmesystem (Abb. 7-1)

Die Aufgaben der Probeentnahme sind:

- Überwachung der kontinuierlich arbeitenden Betriebsüberwachungsgeräte.

- Eichung dieser Geräte
- Bestimmung der quantitativen und qualitativen Verunreinigung
- Entnahme und Untersuchung des Natriums in jeder Betriebsphase
- Einfache Untersuchung und minimale Untersuchungszeit.

Als geeignetste Methode bietet sich eine diskontinuierliche Entnahme mit anschließender Destillation der Probe an, da sie die simultane Bestimmung fast aller interessierenden Verunreinigungen gestattet. Außerdem gestattet sie als einzige Methode hochaktives Na zu untersuchen.

Die Probeentnahme ist im Bypaß zur Reinigung angeordnet.

Die ersten Proben werden nach dem Füllen des Reinigungssystems entnommen, da vor dem Füllen der Wärmeübertragungssysteme die Arbeitsweise der Pluggingmeter und Kühlfallen kontrolliert werden muß.

Nach vorgegebener Spülzeit wird die Kolonne soweit entleert, daß nur noch die Probetiegel mit Na gefüllt sind.

Das Na wird ausgetrieben, die Probetiegel unter Schutzgas fernbedient entnommen und die Destillationsrückstände untersucht.

## 7.2 NEBENANLAGEN DES SEKUNDÄRSYSTEMS

### 7.2.1 Ablaßsystem (Abb. 6-2)

Die Aufgabe des Sekundärsystems ist ähnlich definiert wie beim Primärsystem.

Im einzelnen wurden folgende Forderungen erhoben:

- Aufnahme des gesamten Natriums eines Sekundärsystems
- Große Verfügbarkeit
- Ausdehnungs- und Lagermöglichkeiten für das Reinigungssystem

Eine eindeutige Trennung zwischen Reinigungs- und Ablaßsystem ist nicht möglich, da beide Systeme gemeinsame Rohrleitungen und Armaturen besitzen. Jeder Sekundärkreislauf besitzt ein eigenes Ablaßsystem.

Es enthält folgende Komponenten:

- den Abblaßtank mit einem Volumen von  $50 \text{ m}^3$
- den Überlaufbehälter mit einem Volumen von  $6 \text{ m}^3$
- Rohrleitungen und Armaturen

Der Abblaßtank ist zu Beginn des Füllvorganges des Wärmeübertragungs-kreislaufes zu 90 - 95 % gefüllt.

Die EM-Pumpe ist unterhalb des Natriumspiegels angeordnet. Das Natriumvolumen des gesamten Sekundärsystems kann durch Schwerkraft in die Abblaßtanks entleert werden. Die vier Abblaßtanks können das Natriumvolumen der vier Sekundärkreisläufe einschließlich der zugehörigen Reinigungssysteme, das sind insgesamt  $185 \text{ m}^3$  Natrium, aufnehmen. Im Abblaßtank herrscht ständig ein Argondruck von 1,1 ata.

Die Zulaufleitungen der vier Abblaßtanks werden durch eine Sammel-leitung miteinander verbunden. Bei Reaktorbetrieb sind die Abgänge von der Sammelleitung zu den einzelnen Kreisen durch Armaturen geschlossen.

Eine Ausdehnung des im Abblaß- und Reinigungssystem eingeschlossenen Natriumvolumens ist stets entweder über die Sekundärnatriumpumpe und den Stoßtank oder über den Abblaßtank durch entsprechende Schaltung der Armaturen möglich.

Die Abblaßleitungen münden unterhalb des minimalen Natriumspiegels in den Abblaßtank, um ein Eindringen von Argon in die natriumführenden Rohrleitungen zu vermeiden (Syphonbreaker-Effekt).

### 7.2.2 Reinigungssystem (Abb. 6-2)

Das Sekundärreinigungssystem hat im wesentlichen die gleichen Aufgaben zu erfüllen wie das Primärreinigungssystem. Der Einbau von Kohlenstofffallen ist jedoch wegen der niedrigeren Temperaturen im Sekundärsystem nicht erforderlich.

Jeder Sekundärkreislauf besitzt eine eigene Reinigungsanlage, die untereinander durch eine Sammelleitung verbunden sind. Sie gestattet während des Vorreinigungsbetriebes eine Reinigung aller Sekun-

därkreisläufe über eine oder mehrere Kühlfallen. Beim anschließenden Reaktorbetrieb sind außer bei Leckagen, die ein Umpumpen des Natriuminhaltes eines Abblastanks in den eines anderen Kreises erfordern, die Abgänge von der Sammelleitung zu den einzelnen Kreisen durch Armaturen geschlossen.

Die Reinigungsanlage des Sekundärsystems enthält die folgenden Komponenten:

- 1 Pluggingmeter
- 1 Kühlfalle mit zugehörigem Wärmetauscher
- 1 Feinstfilter sowie eine EM-Pumpe

Die Funktionsweise und Konstruktion der Reinigungskomponenten der Sekundärkreisläufe ist die gleiche wie die der Komponenten der Primärkreisläufe. Die Kühlfallen und das Pluggingmeter werden jedoch mit Luft anstelle von Stickstoff gekühlt.

Zur Reinigung des Natriuminhaltes eines Sekundärkreislaufes fördert die Sekundärnatriumpumpe einen Teilstrom des Natriums über die Reinigungsanlage zurück in den Pumpensaugstutzen.

Bei sehr niedrigen Lasten und beim Nachwärbetrieb übernimmt die EM-Pumpe mit einer Fördermenge von  $5 \text{ m}^3/\text{h}$  die Natriumumwälzung durch die Reinigungsanlage. Diese Pumpe fördert beim Vorreinigungsbetrieb den Natriuminhalt des Abblastanks durch die Reinigungsanlage in den Tank zurück. Bei Störungen an einem Abblastank pumpt sie dessen Natriuminhalt über die Sammelleitung der Reinigungsanlagen in einen anderen Abblastank. Außerdem wird sie zum Füllen des Sekundärsystems benutzt.

Während des Leistungs- und Nachwärbetriebes wird ständig das Pluggingmeter betrieben. Die Kühlfalle wird nur dann zugeschaltet, wenn die gemessene Pluggingtemperatur zu hoch liegt. Das Feinstfilter mit einer Maschenweite von ca.  $20 \mu\text{m}$  wird nur beim Vorreinigungsbetrieb durchströmt.

### 7.2.3 Füllsystem

Die Füllstation für das Sekundär-Natrium enthält die gleichen Einrichtungen wie die des Primär-Natriums.

Das Einfüllen und Abziehen von Natrium geschieht ebenfalls wie beim Primärsystem, so daß eine ausführlichere Beschreibung entfallen kann.

### 7.2.4 Spiegelhaltesystem (Abb. 6-2)

Das Spiegelhaltesystem der Sekundärkreise ist ähnlich dem der Primärkreise aufgebaut. Über eine Überlaufleitung ist die Pumpe mit einem Stoßtank verbunden. Temperaturbedingte Volumenänderungen des Sekundärnatriums werden von der Pumpe und dem Stoßtank aufgenommen, ohne daß Na abgelassen oder zugefüllt werden muß.

Für den Fall, daß am Na-Luftkühler bei Leckagen eine Reaktion Na-Regenwasser auftritt, der Druckstoß zu einem Anstieg des Na-Spiegels führen kann, mündet am max. zulässigen Na-Stand der Pumpe eine Ausgleichsleitung in die Pumpe. Die Ausgleichsleitung wird in den Ausgleichsbehälter geführt, der dann bei entsprechendem Na-Stand in den Abfaßbehälter entleert wird.

### 7.2.5 Leck-Na-System (Abb. 6-2)

Das Leckauffangsystem hat die Aufgabe, das infolge von Leckagen im Sekundärsystem in die Räume des Kühlturmhauses ausgeflossene Natrium aufzufangen.

Dazu sind alle Räume im Bereich des Sekundärsystems, in denen Natriumleitungen verlaufen oder in denen sich mit Natrium gefüllte Komponenten befinden, mit Stahlblechwannen ausgerüstet.

Um einen guten Ablauf der Natriumleckagen zu gewährleisten, sind die Böden dieser Stahlwannen trichterförmig ausgeführt und besitzen an den tiefsten Stellen einen Sumpf. Von den Bodenwannen führen Leitungen zu den Lecknatriumbehältern, in die das Natrium durch Schwerkraft ablaufen kann.

Sowohl im Bereich der Kühlturmzellen als auch des Pumpentraktes sind jeweils vier Behälter angeordnet.

Alle Lecknatriumbehälter sind über eine Sammelleitung miteinander verbunden. Die Abgänge zu den einzelnen Behältern sind normalerweise durch Armaturen verschlossen, die nur bei Leckagen, die das Fassungsvermögen eines Behälters übersteigen, geöffnet werden.

Jeder Behälter hat ein Fassungsvermögen von  $10 \text{ m}^3$ .

Das sekundäre Leckauffangsystem ist ein offenes System und mit Luft gefüllt.

#### 7.2.6 Probeentnahme (Abb. 6-2)

Ebenso wie bei der Probeentnahme des Primärsystemes wird eine diskontinuierliche Destillationskolonne im Bypaß zu der Reinigung der 4 Systeme gefahren. Ausführung und Aufbau sind gleich, so daß sich eine weitere Beschreibung erübrigt.

Allerdings entfällt aufgrund des nichtaktiven Natriums die Abschirmung und Fernbedienung.

### 7.3 NEBENANLAGEN DER TESTLOOPSYSTEME

#### 7.3.1 Ablaßsystem (Abb. 6-1)

Für die Testloops wird das Ablaßsystem der Primär-Treiberkreisläufe mit verwendet.

Die einzelnen Testloop-Kreisläufe sind über redundante Stichleitungen mit einer redundanten Ablaßsammelleitung verbunden, die wiederum an die Überlaufbehälter des Ablaßsystems anschließt.

Durch die gekoppelte Leitungsführung besteht die Möglichkeit, jedes Testloopsystem getrennt abzulassen.

Durch Anschluß an die evakuierten Überlaufbehälter können auch die tieferliegenden Komponenten vollständig entleert werden.



### 7.3.2 Reinigungssystem (Abb. 7-2)

Das Reinigungssystem entspricht im Prinzip dem des Primärtreibersystems.

Allerdings ist für jedes Testloopsystem eine getrennte Reinigung bestehend aus:

- EM-Pumpe
- Pluggingmeter
- Kaltfalle

vorgesehen.

Auf eine Kohlenstofffalle und ein Feinstfilter kann verzichtet werden, da die Vorreinigung mit der Reinigung des Treibersystems durchgeführt wird.

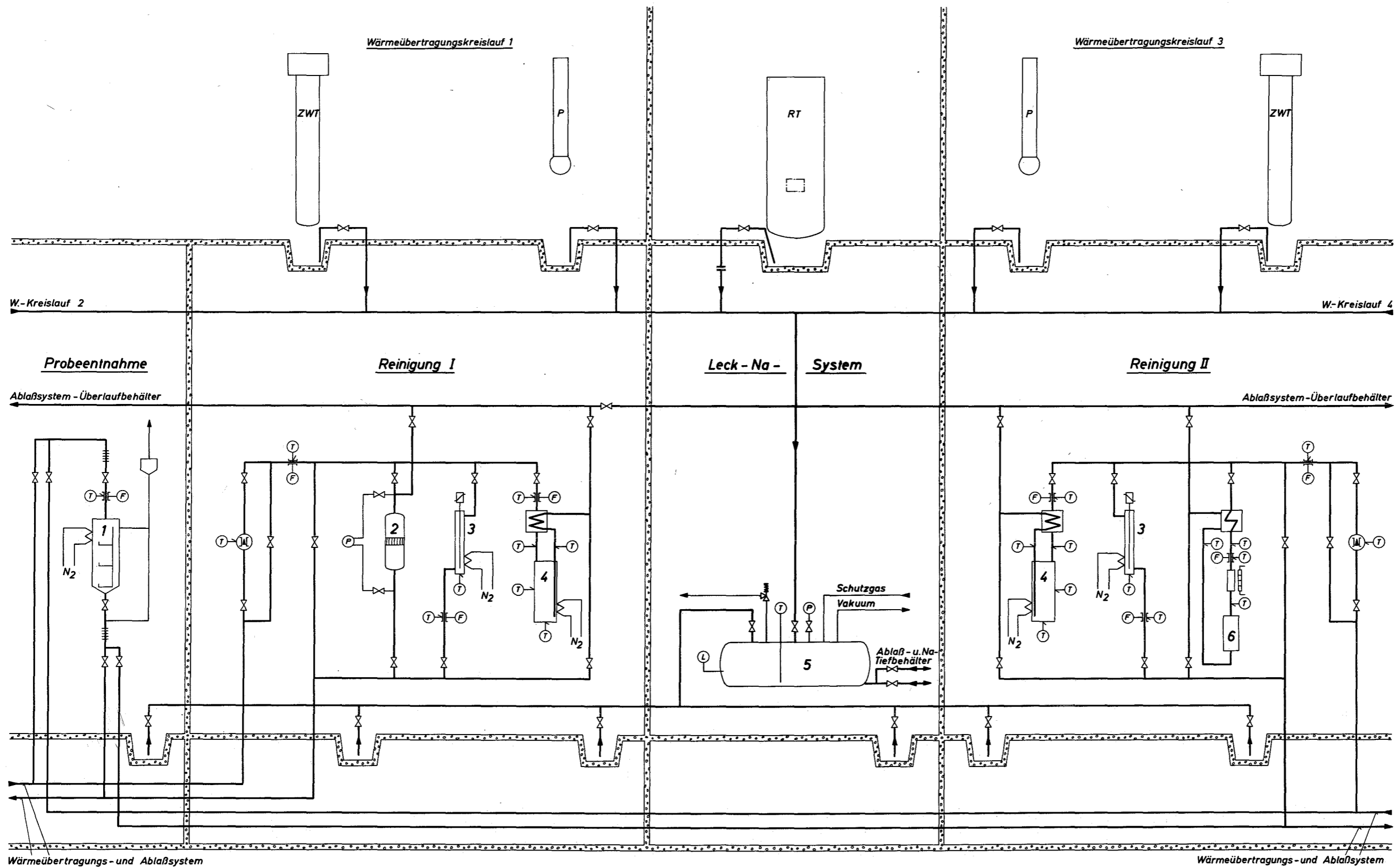
Die einzelnen Reinigungen der Testloops sind so geschaltet, daß bei Ausfall eines Reinigungskreises die anderen zugeschaltet werden können.

### 7.3.3 Füll- und Spiegelhaltesystem (Abb. 6-1; 7-2)

Die einzelnen Testloops werden von den EM-Pumpen des jeweiligen Reinigungssystems unter Umgehung der Reinigungskomponenten gefüllt, d.h. eine Sammelfülleitung ist mit der Verbindungsleitung der Abblaßtanks verbunden. Von dieser Sammelfülleitung gehen kurze Stichleitungen zur Saugseite jeder Reinigungspumpe, die dann über einen Bypass und der Reinigungsrücklauffeitung das Na in den Saugstutzen der Umwälzpumpen drückt.

Die Spiegelhaltung erfolgt wie beim Sekundär-Treibersystem, d.h. temperaturbedingte Spiegelschwankungen werden vom Stoßtank ohne Na-Nachspeisung oder Überlauf aufgefangen.

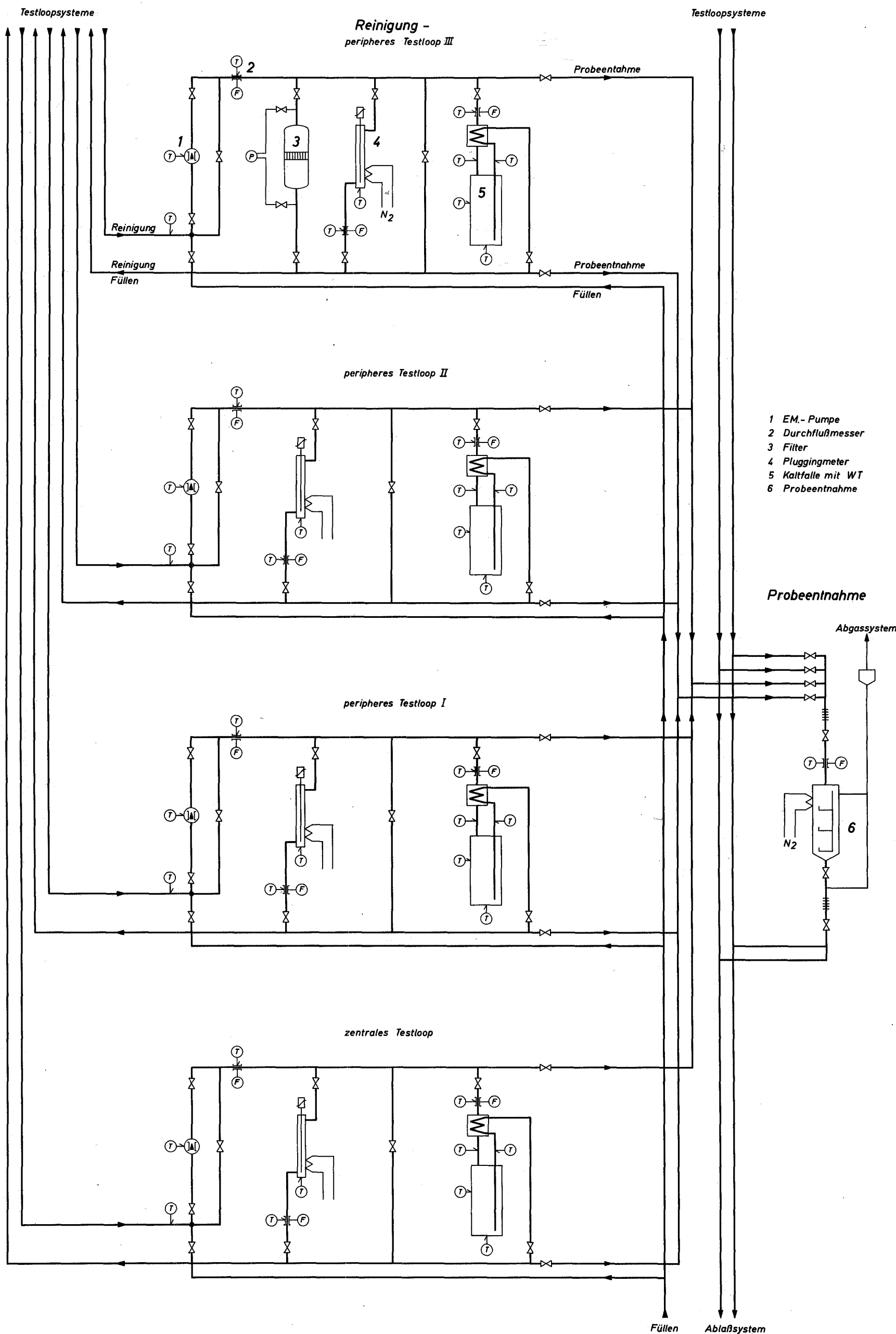
Bei Leckagen wird über das Füllsystem das entsprechende Na-Volumen nachgespeist.



- 1 Probeentnahme
- 2 Filter
- 3 Pluggingmeter
- 4 Kaltfalle
- 5 Leck-Na-Behälter
- 6 Kohlenstofffalle

Abb. 7-1

Datum 16.11.70	Projekt FR 3 Feasibility-Studie	Zchng. Nr. 1
Maßstab %	Benennung Primär-Na-Nebenanlagen Probeentnahme, Reinigung, Leck-Na-System	



- 1 EM.-Pumpe
- 2 Durchflußmesser
- 3 Filter
- 4 Pluggingmeter
- 5 Kaltfalle mit WT
- 6 Probeentnahme

Datum	16. 11. 70	Projekt	FR 3 Feasibility-Studie
Maßstab	%	Benennung	Na-Nebenanlagen für die Testloops Reinigung und Probeentnahme
			Zeich.-Nr.
			2

Abb.7-2

#### 7.3.4 Leck-Na-System (Abb. 7-1)

Dieses System ist mit dem des Primärtreibersystems verbunden. Ein getrenntes Leck-Na-System für die Testloops ist nicht vorgesehen.

#### 7.3.5 Probeentnahmesystem (Abb. 7-2)

Im Bypaß zu den Reinigungssystemen und den Abfließleitungen ist ein Probeentnahmesystem angeordnet.

Es handelt sich wie beim Treiber-Probeentnahmesystem um eine Vakuum-Destillationsanlage mit fernbedienter diskontinuierlicher Entnahme der Probetiegel. Eine ausführliche Beschreibung erfolgt aufgrund der Gleichartigkeit der Anlagen nicht.

## VIII.

G E B Ä U D E

(G.Böhme)

## 8.1 GESAMTKONZEPTION

Die Gebäudeanordnung trägt in gleicher Weise betrieblichen, sicherheitstechnischen und wirtschaftlichen Gesichtspunkten Rechnung. Daraus ergeben sich u.a. folgende wesentliche Forderungen:

- besondere Flexibilität und Erweiterungsmöglichkeit im Bereich der Anlagen für Vorbereitung, Betrieb und Nachuntersuchung von Bestrahlungsexperimenten
- begrenzte Erweiterungsmöglichkeit der Anlagen für den Reaktorbetrieb (z.B. für eine eventuelle spätere Leistungserhöhung)
- möglichst kurze Verbindungsleitungen und Verkehrswege
- Vermeidung von Parallelführungen elektrischer Meß- und Kraftstromleitungen,
- Begrenzung der Auswirkung von Unfällen in Nebenanlagen durch Anordnung in Einzelgebäuden mit Sicherheitsabstand (z.B. Na-Luft-Kühler) oder in durch Trennwände isolierten Anbauten (z.B. Abluftanlage oder Zerlegungszellen mit Schwertransport-schleuse)
- Zu- und Abtransport von Brennelementen und Bestrahlungseinsätzen während des Reaktorbetriebes zwecks Verkürzung von Abschaltperioden
- gute Zugänglichkeit der Kreislaufkomponenten.

Bei der gewählten Gebäudeanordnung, siehe Abb. 8 - 1, wird das Reaktorgebäude (Sicherheitsbehälter) teilweise vom Betriebsgebäude umschlossen, das im Süden die Räume für den allgemeinen Reaktorbetrieb und daran anschließend im Westen die zum Betrieb der Experimente notwendigen

Räume umfaßt. Am Ostende des Südbaus schließen die lufttechnischen Anlagen an; nördlich vom Westbau liegen Technikum und Werkstätten und östlich davon an der Nordseite des Reaktorgebäudes anschließend die Zerlegungszellen für Bestrahlungsexperimente und die Schwertransportschleuse. Das Na-Luft-Kühlergebäude im Osten ist ebenso wie die nördlich davon liegenden Gebäude für die elektrischen Umspannungs- und Schaltanlagen und die Notstromversorgung freistehend ausgeführt und über begehbare Bodenkanäle mit dem Reaktorgebäude verbunden.

## 8.2 REAKTORGEBÄUDE

Zum Schutz der Umgebung bei Störfällen ist das Reaktorgebäude, siehe Abb. 8 - 2, als doppelschaliger Sicherheitsbehälter für den Reaktor und seine primären Haupt- und Testkreisläufe ausgebildet (2. Containment). Die innere Schale bildet ein zylindrischer Stahlbehälter mit ca. 52 m Innendurchmesser (Leckrate  $< 1 \text{ Vol } \%/d$ ) mit unterem Korb- und oberem Halbkugelboden, der in der Lage ist, die bei Unfällen (z.B. Natriumbrand) entstehenden Überdrücke von max. ca. 3 bar aufzunehmen. Er wird allseitig von einem Betonbehälter (Leckrate  $< 1 \text{ Vol } \%/h$ ) umschlossen. Der Zwischenraum zwischen beiden Behältern wird ständig unter geringem Unterdruck gegenüber der Außenatmosphäre gehalten, so daß unkontrollierter Aktivitätsaustritt in jedem Fall verhindert wird. Zum Schutz der Umgebung vor unerwünscht hoher Strahlenbelastung bei störfallbedingter Aktivitätsfreisetzung im Innern des Sicherheitsbehälters beträgt die Wanddicke des Betonbehälters im zylindrischen Teil ca. 1 m.

Ebenso wie die Hauptpersonenschleuse liegt die Schwertransportschleuse etwa erdbodengleich, damit eine direkte Zufahrtsmöglichkeit mit Schienen- oder Straßenfahrzeugen gegeben ist, siehe Abb. 8 - 3.

Die Komponenten der primären Haupt- und Testkühlkreisläufe sind in gasdichten Einzelzellen mit ca. 1 m dicken Schwerbetonabschirmwänden möglichst dicht um den Reaktor herum angeordnet, siehe Abb. 8 - 4, 8 - 5. Zwischen ihnen liegt westlich des Reaktors außerdem das Zwischenlager für Treiber-, Reflektor- und Testbrennelemente, das eine Beladearge und eine vollständige Coreladung (d.h. insgesamt  $4/3$  Coreladung) aufnehmen kann.

Die Reaktorzelle und die sie umgebenden, mit Stickstoffatmosphäre inertisierten Räume bilden eine funktionelle und bauliche Einheit. Die äußere Begrenzung dieser Räume stellt das 1. Containment für den größten anzunehmenden Reaktorunfall dar. Bei diesem Auslegungsstörfall soll die aus Beton mit speziell zu entwickelnder Bewehrung bestehende und innen zusätzlich schockabsorbierend ausgebildete Reaktorzelle die mechanischen Effekte einer Reaktorexkursion im wesentlichen auffangen, nämlich die Schockwelle und die durch sie beschleunigten Kernbruchstücke und Kühlmittelmassen. Die aus verdampftem Kühlmittel bestehenden folgenden Gasmassen können durch die Kühlmittelöffnungen und durch die in der Reaktorzelle entstandenen Risse in die inertisierten Räume expandieren. Es erscheint möglich, die größtenteils ebenen Wände der Inneräume mit solcher Festigkeit und solchen Wärmespeichervermögen auszuführen, daß das 1. Containment unter diesen Beanspruchungen dicht erhalten bleibt und zwar wahrscheinlich ohne zusätzlichen Expansionsraum.

Zwei Heiße Zellen an der nordwestlichen Gebäudeperipherie dienen zur Inspektion und fernbedienten Demontage sowie Reinigung von Testloop-Einsätzen. Über einen abgeschirmten Schleusenschacht können Einzelkomponenten bis zu 11 m Länge vertikal in die Zerlegungszellen im nördlichen Anbau des Reaktorgebäudes ausgeschleust werden.

Das unterste Geschoß unter dem Reaktor, den Kreislaufzellen und den Lagern enthält die Na-Auffang- und Lagertanks sowie die Anlagen für Na- und Schutzgasreinigung, siehe Abb. 8 - 6.

### 8.3 BETRIEBSGEBÄUDE

Mit Rücksicht auf kurze Leitungswege zwischen Schaltwarte sowie Betriebs- und Testkreisläufen ist das Betriebsgebäude der äußeren Kontur des Reaktorgebäudes angepaßt, jedoch baustatisch von ihm getrennt. Es enthält im Kellergeschoß die für die Eigenversorgung notwendigen Elektro-, Wasser- und Heizungsverteilungen sowie Klimaanlage und Batterieräume, im Erdgeschoß die Hauptpersonenschleuse mit Umkleidepassagen, unter den Schaltwarten die Räume für Rangierverteiler sowie für Anschlüsse an die Sicherheitsbehälter-Kabeldurchführungen und im Außenbereich die Betriebswerkstätten und Lagerräume, im 1. Obergeschoß die Schaltwarten mit Nebenräumen und Betriebsbüros und im 2. Obergeschoß die Betriebslabors und oberhalb der Schaltwarten die Räume für die EDV des Reaktorbetriebes.

### 8.4 LUFTECHNISCHE ANLAGEN

Die südliche Hälfte des Lüftungsgebäudes ist zweigeschossig ausgeführt. Die Zuluftanlage liegt im Obergeschoß. Die Zuluftleitungen werden oberhalb der Hauptpersonenschleuse in das Reaktorgebäude eingeführt und erhalten ebenso wie die unterhalb der Hauptpersonenschleuse herausgeführten Abluftleitungen dicht schließende Schnellschlußklappen. In der nördlichen Gebäudehälfte sind die fernbedient und kontaminationssicher auswechselbaren Abluftfilter angeordnet und von Strahlenschutzwänden umgeben. Die Abluftgebläse liegen im Untergeschoß des Südteils. Eine unterirdische Luftleitung führt zum freistehenden Abluftkamin.

### 8.5 TECHNIKUM UND WERKSTÄTTEN

Für die Vormontage von Bestrahlungsexperimenten und die Kalterprobung der Testkreisläufe ist die zweiteilige Technikumshalle vorgesehen. Westlich davon liegen im Erdgeschoß die zugehörigen Werkstätten



und in den Obergeschossen die Räume für die Kalterprobung der Testloopinstrumentierung. Dieses Gebäude kann im Bedarfsfall erweitert werden.

## 8.6 ZERLEGUNGSZELLEN UND SCHWERTRANSPORTSCHLEUSE

Da im Bereich der Schwertransportschleuse die Sekundärabschirmung des Reaktorgebäudes unterbrochen ist, sind die Außenwände der Schleushalle als Abschirmwände ausgelegt.

In den Zerlegungszellen können die Testloop-Einsätze fernbedient aufgetrennt und die Testelemente oder Prüflinge entnommen und vermessen sowie zerstörungsfrei geprüft werden. Die einer weiteren Nachbestrahlungsuntersuchung zuzuführenden Teile werden herausgetrennt, in Abschirmbehälter eingeschleust und zu nicht zum FR 3 - Projekt gehörenden Heißen Zellen transportiert.

Die östlich der Zerlegungszellen liegende Schwertransportschleuse gestattet ein direktes Durchschleusen von Schienen- und Straßenfahrzeugen bis zu ca. 4 m Breite und Höhe. Der Schleusenkörper sitzt in der Abdeckplatte der Montageöffnung des Stahl-Sicherheitsbehälters und kann bei abgeschaltetem Reaktor mit ihr zusammen vom Schleushallenkran herausgenommen und seitlich abgesetzt werden, so daß nach Einlegen einer Brücke ein Durchtransport von bis zu ca. 6 m großen Komponenten ermöglicht wird.

## 8.7 ELEKTROVERSORGUNG

Die Einspeisung erfolgt über 110 kV-Freiluftleitungen mit ca. 30 MVA Anschlußleistung vom Norden her. In der Freiluft-Schalt- und Umspannanlage erfolgt eine Umspannung auf 20 kV und in der Hochspannungsschaltanlage eine Verteilung auf die z.T. in unmittelbarer Nähe der Hauptverbraucher liegenden Betriebsspannungstransformatoren. Insgesamt 3 ca. 1,5 MW-Notstromaggregate stehen für die auf etwa 3 MVA Anschlußleistung geschätzte Notstromversorgung der Reaktoranlage zur Verfügung.

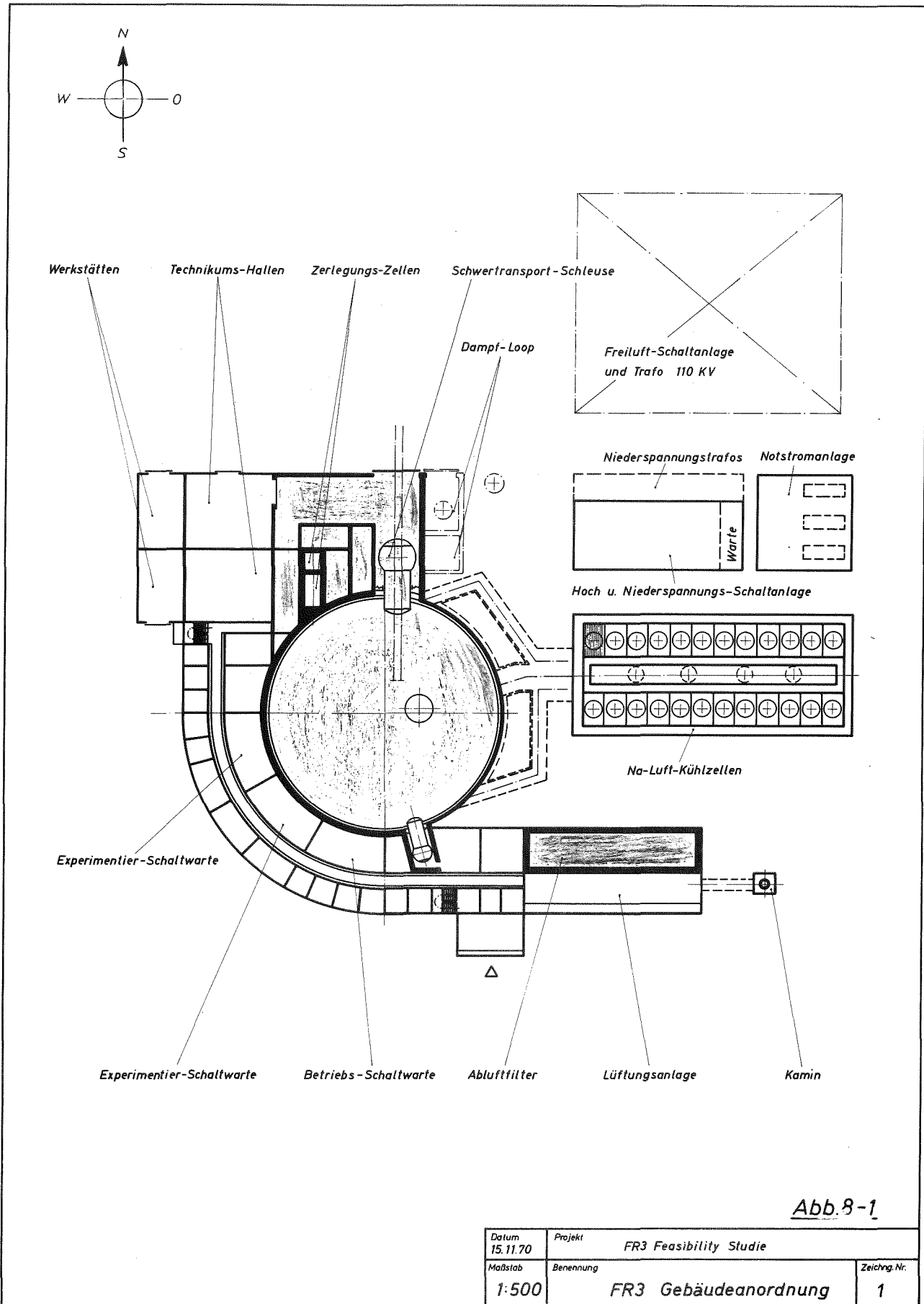


Abb. 8-1

Datum 15.11.70	Projekt FR3 Feasibility Studie	
Maßstab 1:500	Benennung FR3 Gebäudeanordnung	Zeichn. Nr. 1

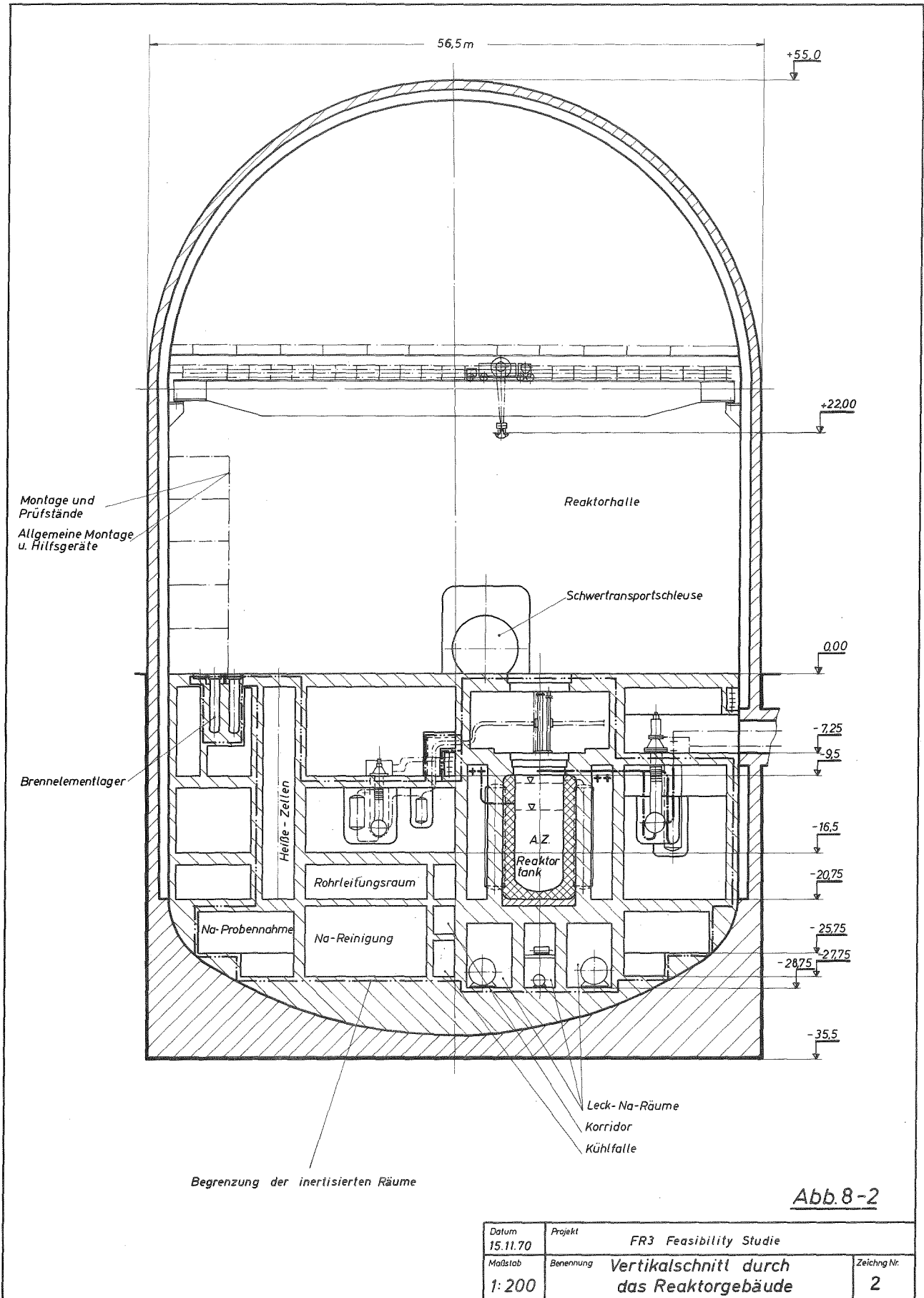


Abb. 8-2

Datum 15.11.70	Projekt FR3 Feasibility Studie	
Maßstab 1:200	Benennung Vertikalschnitt durch das Reaktorgebäude	Zeichng Nr. 2

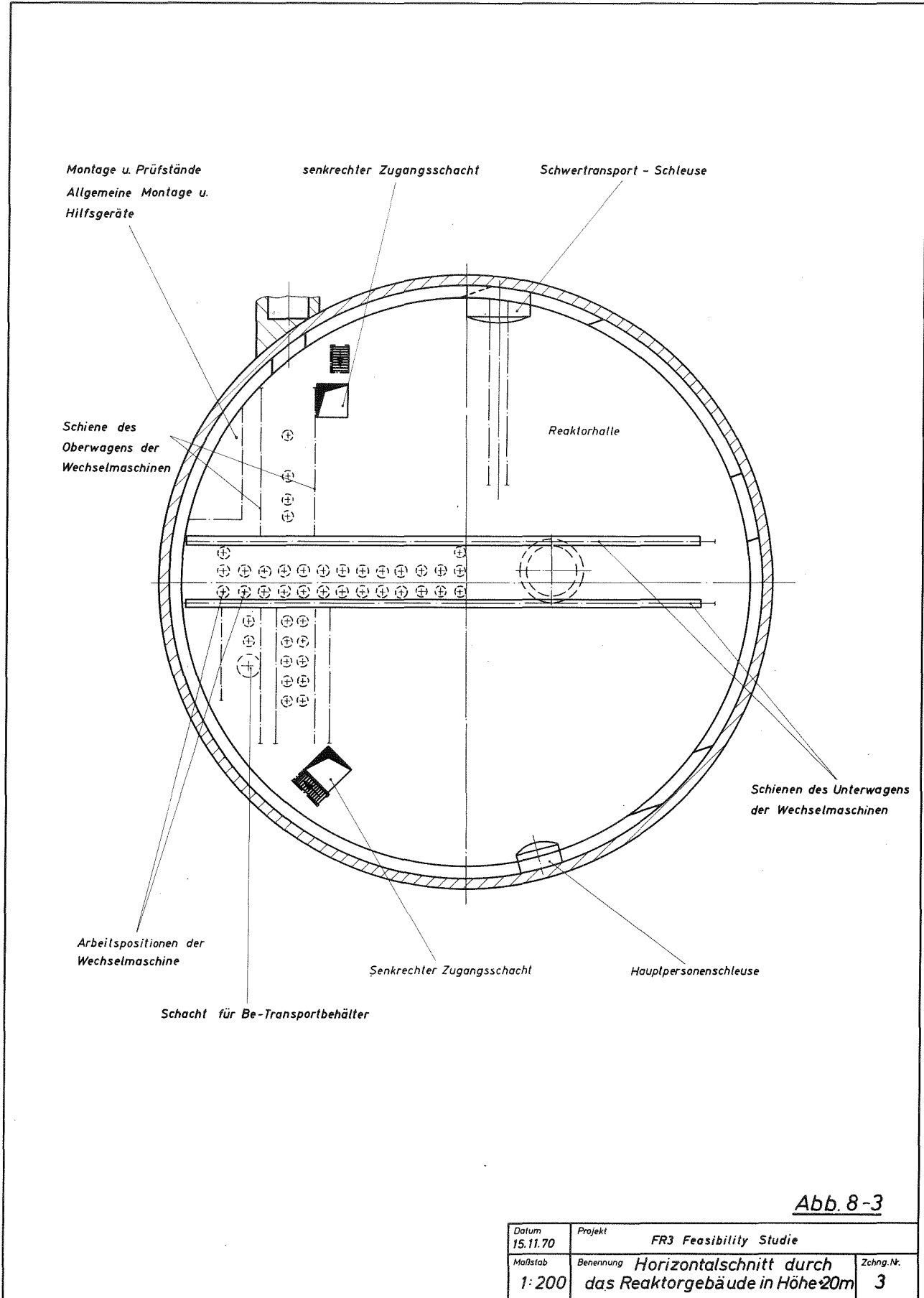


Abb. 8-3

Datum 15.11.70	Projekt FR3 Feasibility Studie	
Maßstab 1:200	Benennung Horizontalschnitt durch das Reaktorgebäude in Höhe 20m	Zchng.Nr. 3

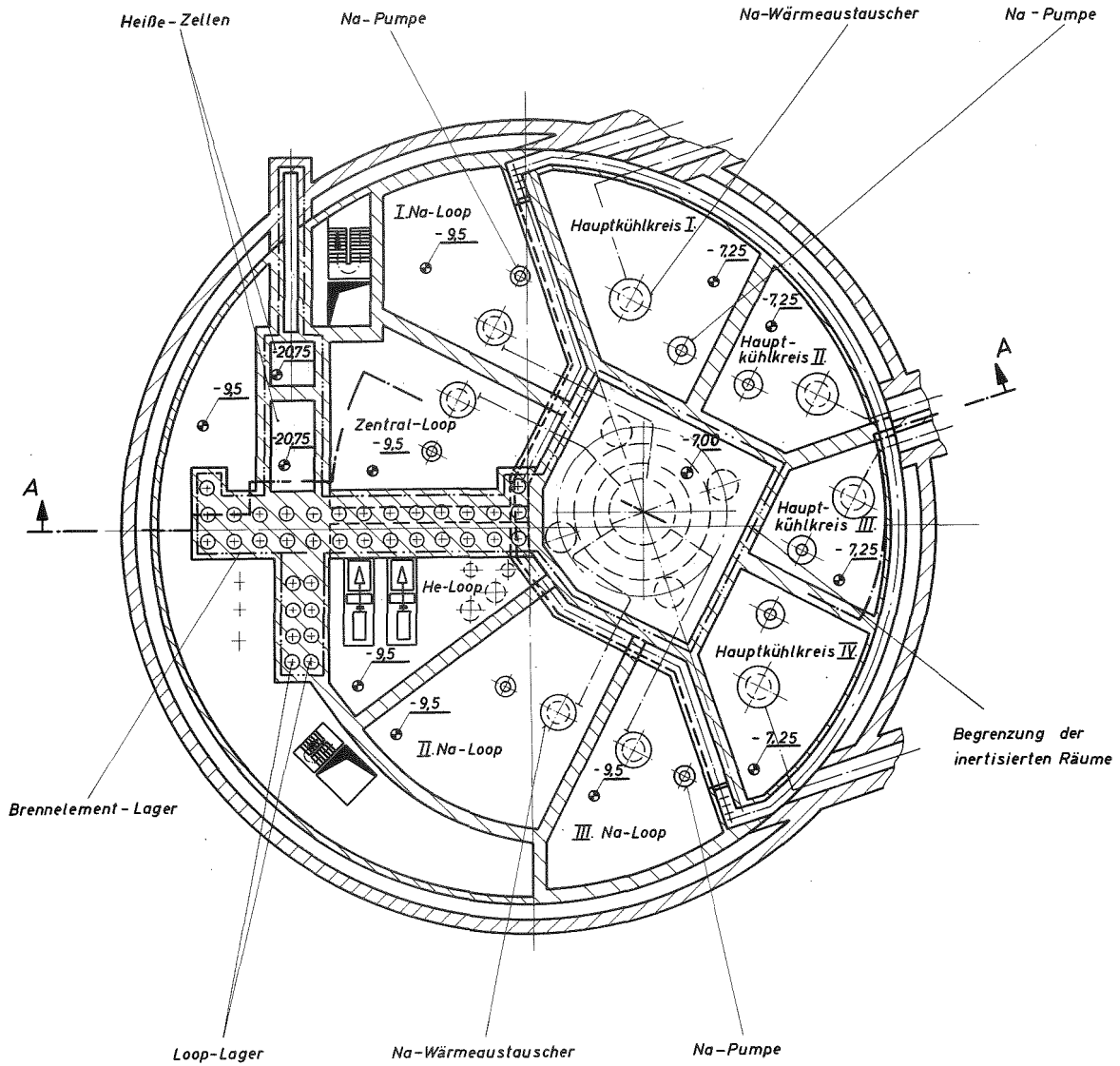


Abb. 8-4

Datum 15.11.70	Projekt FR3 Feasibility Studie		
Maßstab 1:200	Benennung Horizontalschnitte durch das Reaktorgebäude in Höhe -2m	Zchnng. Nr. 4	

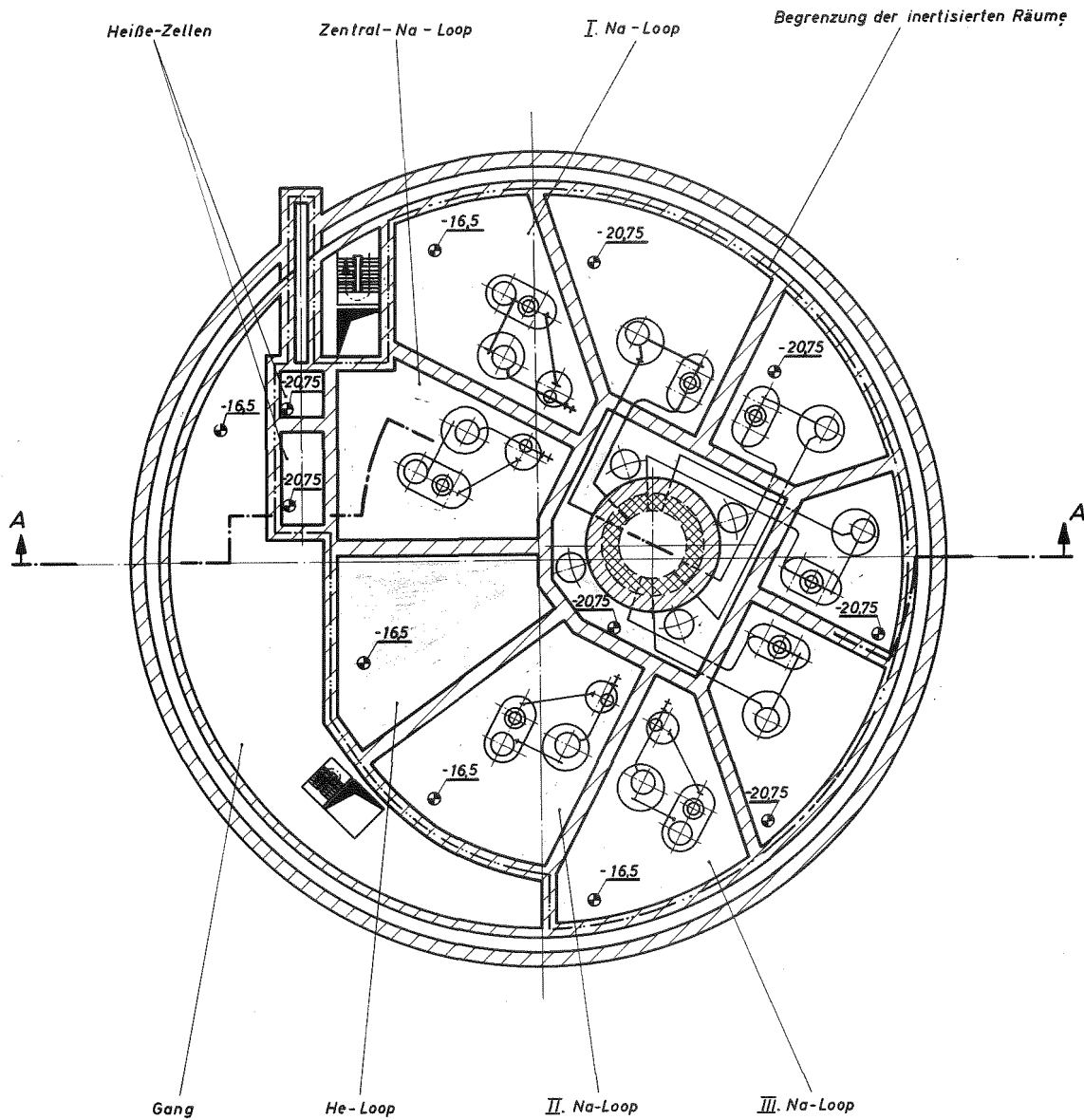
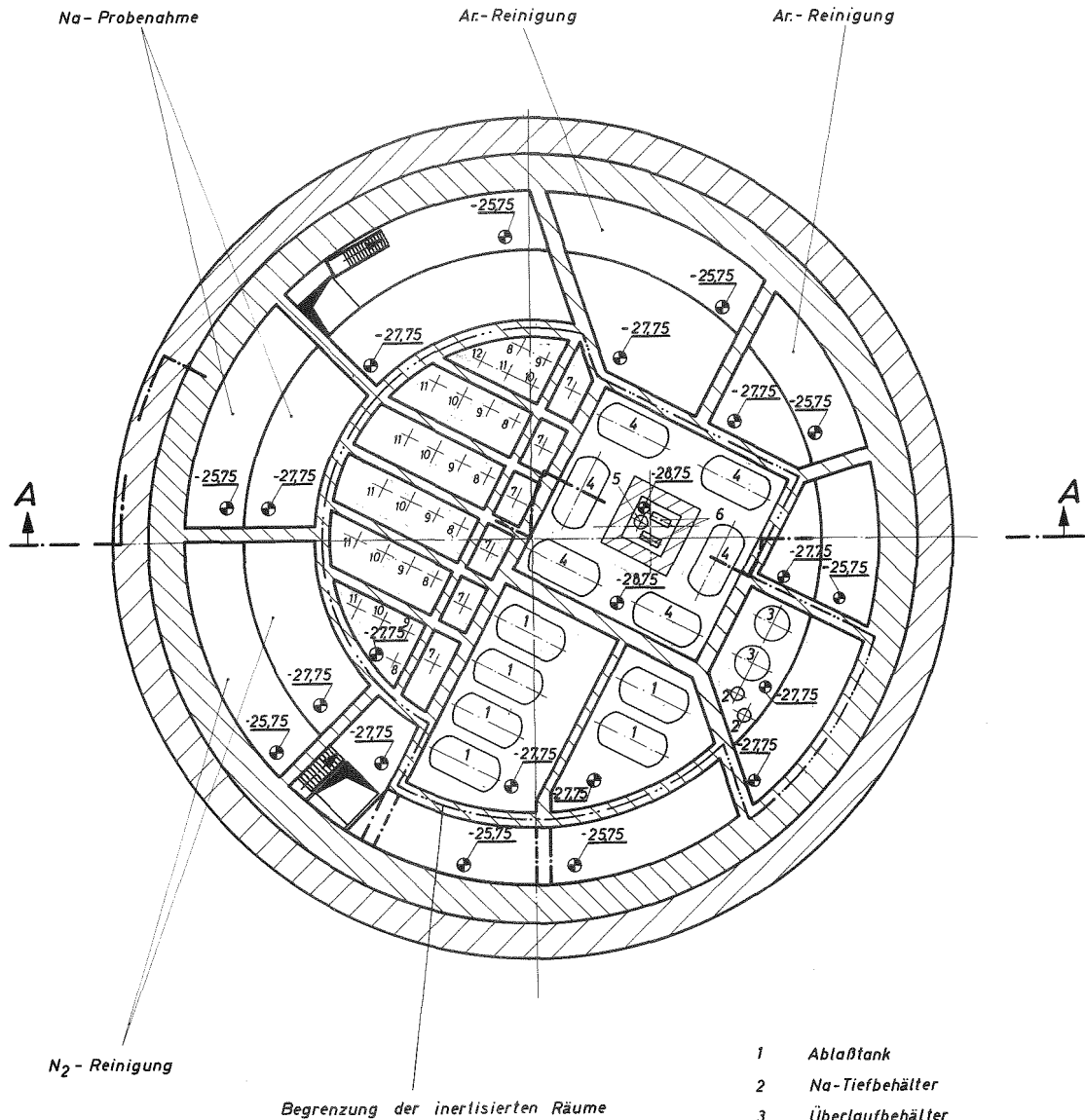


Abb. 8-5

Datum 15.11.70	Projekt FR3 Feasibility-Studie	
Maßstab 1:200	Benennung Horizontalschnitt durch das Reaktorgebäude in Höhe -10,5m	Zeichn. Nr. 5



- 1 Abfalltank
- 2 Na-Tiefbehälter
- 3 Überlaufbehälter
- 4 Leck-Na-Behälter
- 5 Leck-Na-Tiefbehälter
- 6 Leck-Na-Pumpe
- 7 Kühlfalle
- 8 Pluggingmeter
- 9 Kohlenstoffhalle
- 10 Rekuperator
- 11 Festfilter
- 12 Festfilter

**Abb. 8-6**

Datum 15.11.70	Projekt FR3 Feasibility-Studie	
Maßstab 1:200	Benennung Horizontalschnitt durch das Reaktorgebäude in Höhe-20m	Zeichn. Nr. 6

## IX.

E I N I G E S P E Z I F I S C H E  
F R 3 - S I C H E R H E I T S P R O B L E M E

(H. Ernst (AEG), J.L. de Francisco-Sainz, W. Helm,  
W. Hübschmann, B. Kuczera, H. Küsters, D. Struwe)

## 9.1 EINFÜHRUNG

In diesem Abschnitt werden einige Sicherheitsprobleme diskutiert, die wesentlich als spezifische Eigenschaften des Testreaktors verstanden sind. Es wird damit jetzt auch keine vollständige Sicherheitsanalyse des FR3 vorgelegt; sie bleibt einer späteren Phase der Entwicklungsarbeiten vorbehalten. So ist insbesondere auch ein Problemkreis nicht behandelt, der heute in den Diskussionen über die Sicherheit schneller natriumgekühlter Reaktoren eine dominierende Rolle spielt, nämlich die Möglichkeit einer raschen Propagation einer lokalen Störung im Reaktor mit der Gefahr einer thermischen Reaktion von heißem, geschmolzenen Brennstoff mit Natrium. Hier sei erwähnt, daß eine spontan und homogen angenommene Vermischung der Reaktionspartner zu sehr großen Energiefreisetzungen führt. Neuere Experimente <sup>1)</sup> deuten allerdings darauf hin, daß die zerstörende Arbeit nur ein kleiner Bruchteil der thermischen Energie ist, so daß die theoretisch angegebenen Werte zu pessimistisch erscheinen.

Hier werden einige nukleare Aspekte der Sicherheit, Durchsatzstörungen und Reaktivitätsunfälle (Rampenexkursionen) genauer untersucht. Die Tatsache, daß man bei vorgegebener Höhe des Reaktors und einer technisch beherrschbaren Stabileistung einen hohen schnellen Neutronenfluß will, führt bei tragbaren Leistungen des Systems auf eine relativ kompakte Anordnung mit einer im Vergleich zu schnellen prototypischen Leistungsreaktoren höheren Spaltstoffanreicherung. Dies führt u.a. zu einem relativ kleinen Dopplerkoeffizienten und einer Reduktion der positiven Komponente des Reaktivitätskoeffizienten bei partiellem Na-Verlust. Weiterhin hat man zu beachten, daß es ein legitimes Anliegen an einen Testreaktor sein wird, neuartige Brennelemente dieser Anlage u.U. bis zur Grenze ihrer Belastbarkeit zu testen, so daß eventuelle Störfälle häufiger auftreten können. Speziell ist bei einem Einbau eines unter Druck stehenden Gas-Loops die Frage nach möglichen Folgen eines Risses der Loopbemanntelung zu beantworten.

---

<sup>1)</sup> Transactions of the American Nuclear Society, Vol. 13. No. 2 (Nov. 1970)



## 9.2 NUKLEARE SICHERHEITSASPEKTE

### 9.2.1 Der Dopplereffekt

Als Folge der relativ hohen Spaltstoff-Anreicherung und des harten Neutronenspektrums wird der nukleare Dopplerkoeffizient  $DC = \frac{dk}{dT} \approx 2,4 \cdot 10^{-6} / ^\circ K$  relativ klein. Störungen der Betriebsphase des Systems, die mit einer Temperaturerhöhung verbunden sind, stellen dann kein Sicherheitsproblem dar, wenn die assoziierten Reaktivitätsänderungen in summa negativ sind. Und dies ist beim FR3 der Fall. Da bei natriumgekühlten schnellen Reaktoren eine Reduktion der Kühlmitteldichte bei Temperaturerhöhung vernachlässigbar ist, spielen nur noch Ausdehnungseffekte eine Rolle. Diese sind jedoch beim FR3 negativ. Damit entsteht also durch die Kleinheit des Dopplerkoeffizienten, dessen Wert auf etwa 10-20% genau berechnet werden kann, kein Sicherheitsproblem. Es sei hier darauf hingewiesen, daß im Bereich hypothetischer Unfallsituationen die Kleinheit des DC eventuell eine bedeutende Rolle spielt, siehe dazu 9.4.

### 9.2.2 Reaktivitätsänderung bei partiellem Na-Verlust

In großen schnellen Leistungsreaktoren führt eine Verdrängung von Na aus dem zentralen Corebereich zu Reaktivitätsänderungen, die größer als 1% sein können. Dies besagt zunächst nicht viel, solange man keine glaubhafte Möglichkeit angibt, unter welchen Bedingungen und mit welcher Häufigkeit das Kühlmittel aus einzelnen Corebereichen verschwindet. Die entsprechenden Auslösemechanismen und zugehörigen Unfallfolgesituationen sind in einer quantitativen Fehlerbaumanalyse zu diskutieren. Diese Untersuchung ist im einzelnen bisher nicht für den FR3 durchgeführt worden, ist im Prinzip natürlich den entsprechenden Untersuchungen bei großen Leistungsreaktoren ähnlich. Im Abschnitt 9.4 werden einige Fälle gesondert besprochen, im vorliegenden Abschnitt seien nur die Reaktivitätsänderungen durch Kühlmittelverdrängung im FR3 behandelt.

Je kleiner ein schnelles System wird, um so mehr nimmt bei Kühlmittelverlust der bezüglich der Reaktivität negative Beitrag der erhöhten Transparenz zu und kann schließlich sogar den bezüglich der Reaktivität positiven Beitrag infolge Spektrumshärtung bei reduzierter Moderation überwiegen.

Diese allgemeinen Bemerkungen lassen erwarten, daß die Reaktivitätsänderungen bei Kühlmittelverdrängung im FR3 relativ klein sind. Im folgenden wird dies genauer untersucht.

Die Reaktorgeometrie in den nuklearen Rechnungen:

Den physikalischen Rechnungen wurde eine zylindrische Geometrie zugrunde gelegt. Eine Skizze des Referenz-Reaktors ist in der Abb. 9-1 dargestellt. Das Reaktor-Core besitzt zwei Zonen. Die innere Zone besteht aus 30 Brennelementen und 12 Regelelementen; die äußere Zone besteht aus drei peripheren Loops, 5 Abschaltstäben, 3 Testpositionen und 79 Brennelementen. In den Rechnungen werden die Nachfolger der Steuerelemente zusammen mit den Brennelementen und peripheren Testloops homogenisiert. Die Treiberzone ist von einem radialen Blanket <sup>\*)</sup> von 40 cm Dicke und einem axialen Reflektor von 25 cm Dicke umgeben (Reflektormaterial: Nickel). Die Volumenanteile und weitere Größen jeder Zone des Reaktors sind im folgenden angegeben. Dabei wird zunächst die hauptsächlich untersuchte Variante eines Druckloops mit He-Kühlung beschrieben. Der Reaktor wird für die Rechnung in 8 radiale Zonen unterteilt. Die Volumenanteile jeder Zone sind in Tab. 9-1 angegeben. Weitere Angaben sind die folgenden:

Zellweite:	7.204 cm
Corehöhe des Reaktors:	80 cm
Dicke des radialen Blankets:	40 cm
Dicke des axialen Reflektors:	25 cm
Gesamte Höhe des Reaktors:	130 cm.

Weitere Angaben über die einzelnen Zonen des Reaktors:

Zentrales Testloop: Zonen 1 und 2 der Abb. 9-1

Das zentrale, heliumgekühlte Testloop ist beladen mit einem karbidischen Brennelement von 80 cm Höhe mit einem oberen und unteren axialen Ni-Reflektor. Der Radius dieser Zone beträgt 10.1 cm. Beim axialen Reflektor tritt Nickel an die Stelle des Brennstoffs. Daher ist der Volumenanteil des Ni im Reflektor gleich dem Volumenanteil des Brennstoffs im Brennelement. Die Plutoniumzusammensetzung wurde gewählt zu  $\text{Pu}_{239/240/241/242} = 0.55/0.275/0.13/0.045$ .

---

<sup>\*)</sup> Das radiale Blanket wurde im Referenzfall dieser Studie durch einen Ni-Reflektor ersetzt. Die in diesem Abschnitt angestellten Überlegungen werden davon praktisch nicht betroffen.

Tab. 9 - 1 : VOLUMENANTEILE DER REAKTORZONEN ALLER UNTERSUCHTER FÄLLE

Referenzfall							
Zonen des Reaktors	Nr. in Abb. 9-	$\alpha_{Na}$	$\alpha_{He}$	$\beta_{str.}$	$\beta_{Ni}$	$\omega_{fuel}$	Bemerkungen
Zentrales Testloop -Referenz-Core (Brennstoffbereich)	1	0.0	0.711	0.116	-	0.172	He-Druck = 100 at.
Zentrales Testloop -Referenz-Core (Ni-Reflektor)	2	0.0	0.711	0.116	0.172	0.0	"
Trennrrohr des zen- tralen Testloops mit He-Ringraum	3	0.0	0.4338	0.5662	-	0.0	He-Druck = 20 at.
Natriumspalt	4	1.0	0.0	0.0	0.0	0.0	$N_{Na} = 0.018986$
Core-Zone I	5	0.3679	0.0	0.3624	-	0.2698	
Core-Zone II	6	0.4356	0.0115	0.2560	-	0.2969	He-Druck in peri- pheren Loop = 1 at.
Ni-Axialreflektor	7	0.4356	0.0115	0.2560	0.2969	0.0	
Radial-Blanket	8	0.308	0.0	0.217	-	0.475	

Tab. 9 - 1 : VOLUMENANTEILE DER REAKTORZONEN ALLER UNTERSUCHTER FÄLLE  
(Fortsetzung)

Störfälle							
Zonen des Reaktors	Nr. in Abb. 9-	$\alpha_{Na}$	$\alpha_{He}$	$\beta_{str.}$	$\beta_{Ni}$	$\omega_{fuel}$	Bemerkungen
Zentrales Testloop (Brennstoffbereich)	1'	0.0 oder 0.7760	0.7760 oder 0.0	0.0902	-	0.1338	kleiner Bruch
Zentrales Testloop (Ni-Axialreflektor)	2'	"	"	"	0.1338	0.0	kleiner Bruch
Zentrales Testloop (Brennstoffbereich)	1'	0.0 oder 0.8748	0.8748 oder 0.0	0.0504	-	0.0748	mittlerer Bruch
Zentrales Testloop (Ni-Axialreflektor)	2'	"	"	"	0.0748	0.0	mittlerer Bruch
Zentrales Testloop (Brennstoffbereich)	1'	0.0 oder 0.9138	0.9138 oder 0.0	0.0347	-	0.0515	großer Bruch
Zentrales Testloop (Ni-Axialreflektor)	2'	"	"	"	0.0515	0.0	großer Bruch
Kompaktierte Zone des Cores	5'	0.0	0.0	0.5732	-	0.4268	großer Bruch
Kompaktierter Ni-Axial- reflektor (oberhalb der Zone)	7'	0.0	0.0	0.385	0.615	0.0	großer Bruch

Trennrrohr des zentralen Testloops: Zone 3 der Abb. 9-1

Diese Zone ist eine Doppelrohrzone, die aus zwei konzentrischen Rohren mit einem dazwischen liegenden Helium-Ringraum besteht. Die Radien der Rohre betragen:

$$\begin{array}{l} r_i = 10.10 \text{ cm} \\ r_a = 11.00 \text{ cm} \end{array} \left. \vphantom{\begin{array}{l} r_i \\ r_a \end{array}} \right\} \text{Erstes Trennrrohr}$$

$$\begin{array}{l} R_i = 12.25 \text{ cm} \\ R_a = 13.00 \text{ cm} \end{array} \left. \vphantom{\begin{array}{l} R_i \\ R_a \end{array}} \right\} \text{Zweites Trennrrohr}$$

Die Volumenanteile sind in der Tab. 9-1 angegeben.

Der Druck im Helium-Ringraum beträgt 20 at.

Natrium-Spalt: Zone 4 der Abb. 9-1

An das äußere Trennrrohr schließt ein Natrium-Spalt an. Die Radien dieses Spaltes betragen

$$\begin{array}{l} r_i = 13.0 \text{ cm} \\ r_a = 16.4 \text{ cm} \end{array}$$

Die Zonen 3 und 4 sind 130 cm hoch und erstrecken sich in axialer Richtung über den ganzen Reaktor.

Core-Zone I: Zone 5 der Abb. 9-1

Die Radien der ersten Zone betragen

$$\begin{array}{l} R_i = 16.49 \text{ cm} \\ R_a = 29.54 \text{ cm} \end{array}$$

Diese Zone enthält 30 Brennelemente und 12 Regelstäbe mit Stahlfolgern im Core.

Core-Zone II: Zone 6 der Abb. 9-1

Diese zweite Zone des Cores enthält die äußeren Abschaltstäbe, die peripheren Testloops und die restlichen Brennelemente. Die Radien dieser Zone betragen:

$$\begin{array}{l} R_i = 29.54 \text{ cm} \\ R_a = 49.17 \text{ cm} \end{array}$$

Die Anreicherung des Brennstoffs wurde für die nuklearen Rechnungen gleich der der Zone I des Cores gewählt. Die peripheren Testloops werden mit Helium gekühlt. Damit liegt der Unterschied zur Zone I nur in den Regelelementen und den Testloops. Die Rechnungen wurden für den frisch beladenen Zustand des Reaktors durchgeführt.

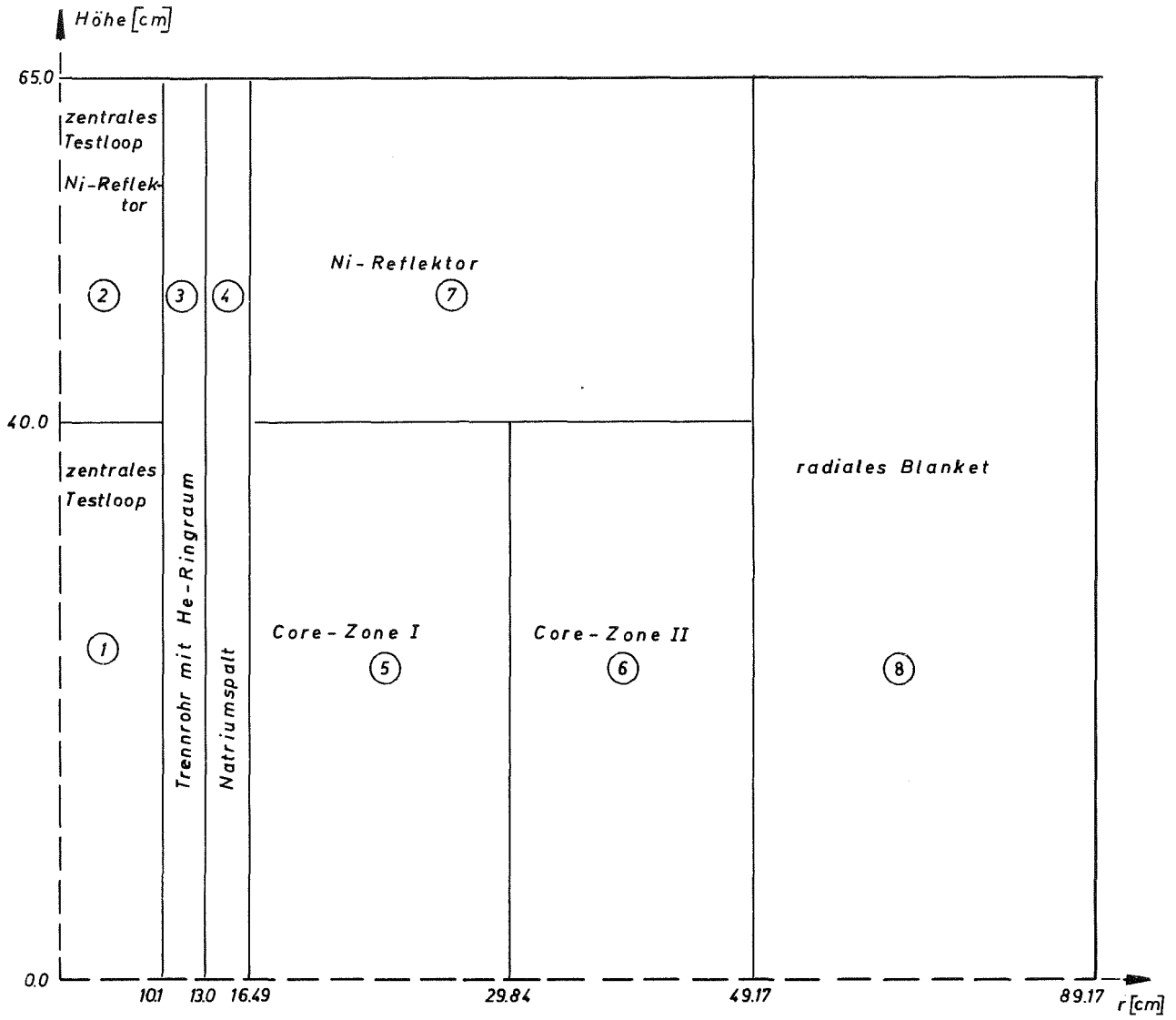


Abb. 9 - 1 SKIZZE DER REAKTORGEOMETRIE - REFERENZ-CORE

Axialer Reflektor: Zone 7 der Abb. 9-1

Der Volumenanteil des Nickels ist gleich dem des Brennstoffs in der zweiten Zone des Cores, die weitere Materialzusammensetzung entspricht der der zweiten Corezone. Die Dicke des Reflektors beträgt oberhalb und unterhalb des Cores 25 cm.

Radiales Uran-Blanket: Zone 8 der Abb. 9-1

Dicke:	40 cm
Innerer Radius:	49.17 cm
Höhe:	130 cm
Anteil des U235 im Uran:	0.002

Die Volumenanteile sind in Tab. 9-1 angegeben.

Rechenmethoden.

Der in Abb. 9-1 angegebene Referenzfall wurde nuklear in r-z-Geometrie mit dem Programm DIXY in 10 Energiegruppen durchgeführt. Als Gruppensatz wurde der NAPPMB-Satz verwendet, um an die mit diesem Satz bestimmten physikalischen Eigenschaften des Systems anschließen zu können.

Die radiale Verteilung des Natriumdichtekoeffizienten wurde in eindimensionaler Näherung mit anschließender Störungsrechnung ermittelt. Für die eindimensionale Rechnung wurde ein globales Buckling so bestimmt, daß der Neutronenmultiplikationsfaktor  $k_{eff}$  mit dem in der zweidimensionalen Rechnung gewonnenen Wert übereinstimmt. In der Störprobe wurde die Natriumdichte um  $2 \cdot 10^{-4}$  reduziert.

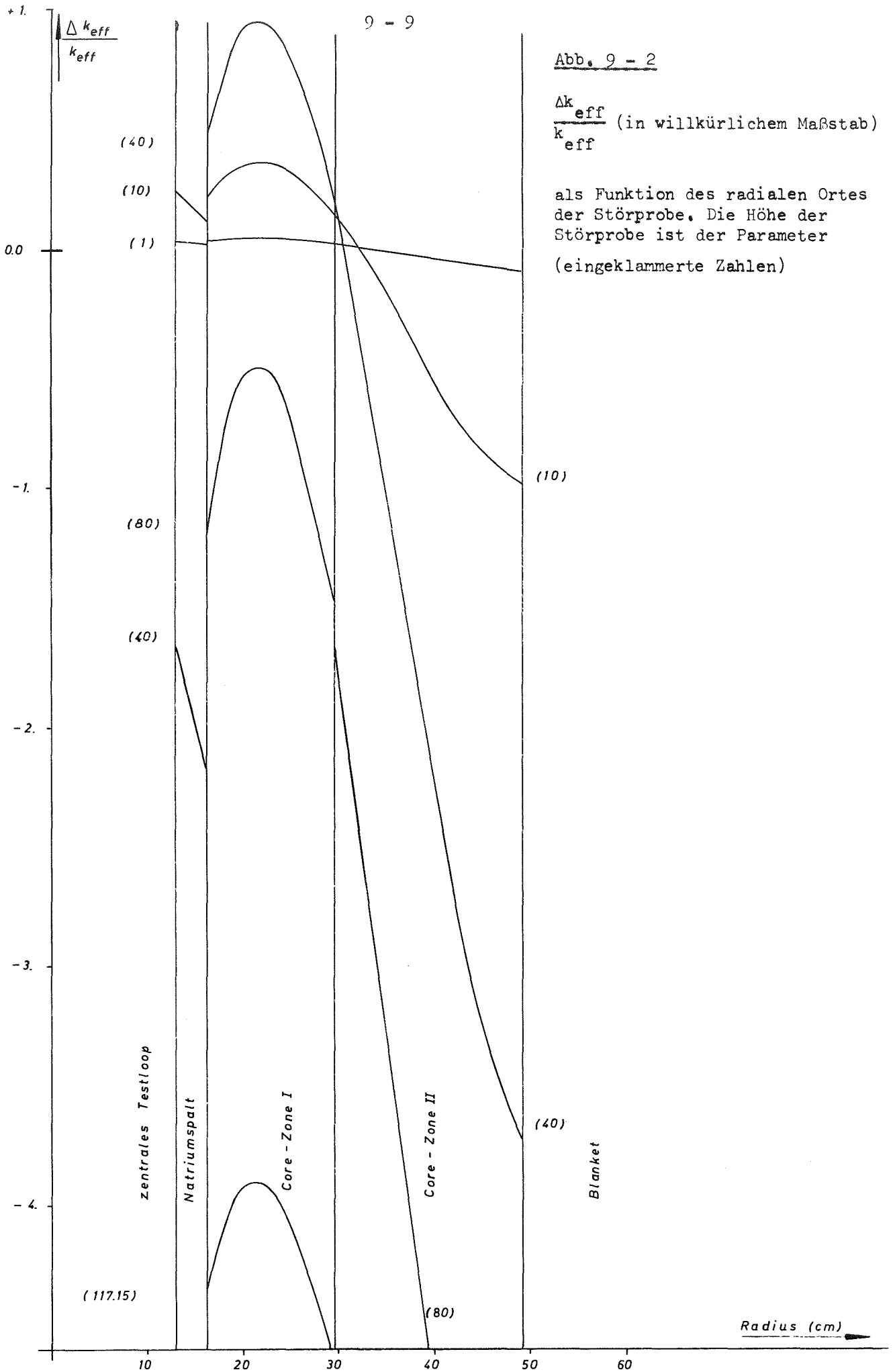
Ergebnisse.

Abb. 9-2 zeigt die relative Änderung von  $k_{eff}$  in Abhängigkeit von der radialen Position der Störprobe und deren Höhe. Daraus ist ersichtlich, daß bei einer Höhe von 40 cm und einer radialen Ausdehnung bis zum Radius  $R = 21.7$  cm die größte Änderung in  $k_{eff}$  erfolgt. Um einen ersten Überblick über die Größe der maximale Reaktivitätsänderung bei partiellem Na-Verlust zu erhalten, wurde das Na außerhalb des Testloops bis zum inneren Radius der Core-Zone II aus dem System entfernt (Innenradius  $r_i = 13$  cm, Außenradius  $r_a = 29.54$  cm). Die Höhe wurde variabel angenommen. Rechnerisch wurde das Ergebnis näherungsweise durch Integration der störungstheoretischen Resultate gewonnen und ist in Abb. 9-3 dargestellt. Dieses Ergebnis wurde später durch zweidimensionale Rechnungen bestätigt. Es ergibt sich als wesentlichstes Ergebnis, daß der maximale positive Reaktivitätseffekt bei einer Höhe der Na-Blase von etwa 40 cm eintritt, jedoch deutlich kleiner ist als 1%. Im Rahmen der verwendeten Rechengenauigkeit ergibt sich ein Betrag von ca. 0.2%. Es kann damit

Abb. 9 - 2

$\frac{\Delta k_{eff}}{k_{eff}}$  (in willkürlichem Maßstab)

als Funktion des radialen Ortes der Störprobe. Die Höhe der Störprobe ist der Parameter (eingeklammerte Zahlen)





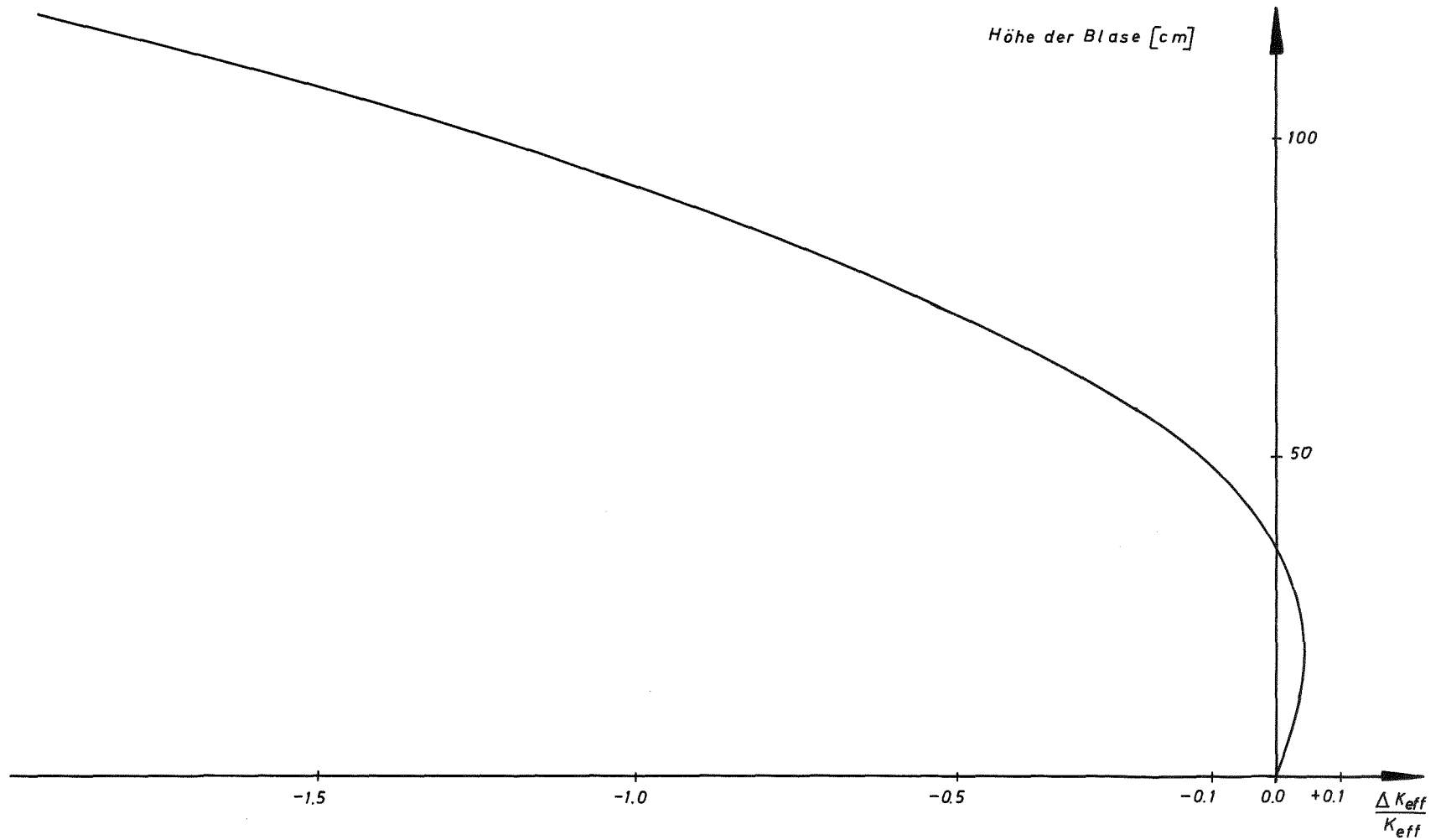


Abb. 9 - 3  $\frac{\Delta k_{\text{eff}}}{k_{\text{eff}}}$  als Funktion der Höhe einer zylindrischen Natriumdampfblase, die sich über die an das Trennrohr nach außen anschließende Natriumblase und die Core-Zone I erstreckt

im FR3 keine Unfallsituation eintreten, die bei Kühlmittelverdrängung zu einer überpromptkritischen Exkursion führt.

### 9.2.3 Schmelzen des Testobjekts

Es ist denkbar, daß beim Einsatz von nicht erprobtem Brennstoff dieser zu stark belastet wird, und ein Teil des Testbündels schmilzt. Wenn wir die assoziierten Reaktivitätseffekte suchen, so wollen wir die äußerst pessimistische Annahme treffen, daß die gesamte obere Hälfte des Testobjekts sich um die Mittelebene zu einem kompakteren Brennstoffbereich zusammenfindet. Die Rechnungen wurden für ein karbidisches Testobjekt im Gasloop durchgeführt und geben reaktivitätsmäßig den maximalen, physikalisch jedoch nicht realisierbaren Fall, an. Man registriert zwei gegenläufige Effekte: der positive Beitrag infolge der Bewegung des Brennstoffs zur Core-Mittelebene (Bereich größerer Neutronenimportance) wird praktisch im Rahmen der Rechengenauigkeit kompensiert durch die größere Ausflußwahrscheinlichkeit der Neutronen aus dem Loop. Dieser Fall von "slumping" des Brennstoffs ist also reaktivitätsmäßig völlig unproblematisch.

In einem Na-Loop führt Schmelzen des Brennstoffs bei Anwesenheit von Na zu einer thermischen Brennstoff-Natrium-Reaktion. Reaktivitätsmäßig wird sich dabei ein negativer Effekt einstellen, da infolge des auftretenden Drucks der Brennstoff mit großer Wahrscheinlichkeit an die Loopberandung befördert wird. Die Größe des auftretenden Drucks und damit auch der Belastung der Loop-Bemantelung hängen stark vom verwendeten Modell der Vermischung ab, sind aber wahrscheinlich aufgrund schon bereits genannter neuer Experimente nicht sehr hoch. Ein "slumping" des Brennstoffs ist jedenfalls nicht möglich bei Anwesenheit von Na. Die völlige Na-Entfernung allein aus dem Loop bringt einen negativen Reaktivitätseffekt von ca. 1%. Entfernung des Na aus den Mittelbereichen des Loops liefert im Rahmen der Rechengenauigkeit einen vernachlässigbaren Reaktivitätseffekt.

### 9.3 RAMPENEXKURSIONEN UND KÜHLMITTELDURCHSATZSTÖRUNGEN

Zur Untersuchung des dynamischen Betriebsverhaltens wurden im Rahmen der Durchführbarkeits-Studie zwei charakteristische Störfälle behandelt. Als maximal mögliche auftretende Störung wurde das Austreiben eines Trimmregelstabes angesehen, und es wurde untersucht, ob das Abschaltssystem die daraus folgende Leistungsexkursion abfangen kann. Als ein kritischer Punkt bei der Auslegung des FR 3 kann die Temperaturschock-Beanspruchung am Coreaustritt bei Schnellabschaltung angesehen werden. Bei der Untersuchung dieser Frage wurde das Pumpenverhalten nach der Schnellabschaltung als Parameter gewählt. Insbesondere wurde die notwendige Abbremsung der Pumpe ermittelt, die zu vertretbaren Temperaturgradienten am Coreaustritt führt.

Die Transienten-Rechnungen wurden mit dem digitalen Programm REX <sup>2)</sup> <sup>3)</sup> nach einem punktkinetischen Modell durchgeführt, das die thermische Rückwirkung zweidimensional zu behandeln erlaubt. Die Beschreibung der Thermodynamik und Rückwirkung in der Treiberzone wurde hier durch die eines repräsentativen mittleren Kanals angenähert. Damit bleiben die Heterogenitätseinflüsse der Loops und der Regel- und Abschaltstäbe sowie der Einfluß des Reflektors unberücksichtigt. Der mittlere Kanal wurde in sechs axiale Zonen, der Brennstoffpin in acht radiale aufgeteilt. Die Eingabedaten für die Punktkinetik stammen aus zweidimensionalen Diffusions- und Störungsrechnungen. Bei der thermodynamischen Rückwirkung wurden folgende Effekte berücksichtigt:

- a) Doppler
- b) Geometrieänderung (Corehöhe, Coreradius)
- c) Dichteänderungen (Brennstoff, Hüllrohr, Strukturmaterial, Kühlmittel)
- d) Änderungen der thermischen Verbiegung der Brennelemente

---

<sup>2)</sup> Hornyik, K. "Models, Methods and Digital Computer Programs for Analysis in Reactor Dynamics with Emphasis on Fast Breeder Reactors and Compressible Single-Phase Coolants"  
KFK - 799, Dez. 1969

<sup>3)</sup> Kuczera, B. "REX - ein digitaler Code zur Berechnung dynamischer Probleme schneller Reaktoren", KFK-Externer Bericht 8/71-1

Tab. 9 - 2 : DATEN FÜR DIE PUNKTKINETISCHEN RECHNUNGEN

Nennleistung (Treiber)	530 MW <sub>th</sub>
Kühlmittelstrom	1520 kg/sec
Kühlmitteleintrittstemperatur	230 °C
Pelletdurchmesser	4,00 mm
Brennstabdurchmesser	4,70 mm
Hüllrohrwandstärke	0,30 mm
Pelletdichte	0,85 ρ <sub>theor.</sub>
Vol.-Anteil Brennstoff	0,3634
Vol.-Anteil Kühlmittel	0,3998
Vol.-Anteil Hüllrohr	0,1380
Vol.-Anteil Strukturmaterial	0,0988
Anteil verzögerter Neutronen	3.187 · 10 <sup>-3</sup>
Dopplerkonstante (900 °K)	0,24
Reaktivitätswerte $\frac{\Delta k}{k} / \frac{\Delta Hc}{Hc}$	0.257
(relative Einheiten) $\frac{\Delta k}{k} / \frac{\Delta Rc}{Rc}$	0,50
	$(\frac{\Delta k}{k} / \frac{\Delta \rho}{\rho})$ Brennstoff + 0,532
	$(\frac{\Delta k}{k} / \frac{\Delta \rho}{\rho})$ Stahl - 0,004
	$(\frac{\Delta k}{k} / \frac{\Delta \rho}{\rho})$ Natrium - 0,013
Dichteabhängigkeit $(\frac{\Delta \rho}{\rho} / \Delta T)$ Brennstoff	- 1.05 · 10 <sup>-5</sup> $\frac{1}{^{\circ}C}$ (linear)
$(\frac{\Delta \rho}{\rho} / \Delta T)$ Stahl	- 1.736 · 10 <sup>-5</sup> $\frac{1}{^{\circ}C}$ (linear)
$(\frac{\Delta \rho}{\rho} / \Delta T)$ Natrium	- 2.23 · 10 <sup>-4</sup> $\frac{1}{^{\circ}C}$ (räumlich)

Tab. 9 - 3 : AXIALE VERTEILUNGSFUNKTIONEN

axiale Zone	Corehöhe [cm]	Leistungsverteilung (nicht normiert)	Reaktivitätswerte bei Dichteänderung infolge isothermer Aufheizung ( $\Delta Q/Q = 10^{-2}$ )			Reaktivitätswerte infolge therm. Verbiegung $\frac{\Delta k}{k}$	mittl. Aufheizspanne des Strukturmaterials $\Delta T_{Str}$ [°C]	$\frac{\Delta k}{k \Delta T_{Str}}$
			$(\frac{\Delta k}{k} / \frac{\Delta Q}{Q})_{Na}$	$(\frac{\Delta k}{k} / \frac{\Delta Q}{Q})_{Stahl}$	$(\frac{\Delta k}{k} / \frac{\Delta Q}{Q})_{fuel}$			$\frac{\Delta Q}{Q \cdot \Delta T_{Str}}$
1	0.00-13.33	0.080	$3.65 \cdot 10^{-3}$	$+3.3 \cdot 10^{-3}$	$72.7 \cdot 10^{-3}$	$-4.02 \cdot 10^{-4}$	16.3	1.420
2	13.33-26.67	0.100	$2.35 \cdot 10^{-3}$	$-2.0 \cdot 10^{-3}$	$98.3 \cdot 10^{-3}$	$-6.40 \cdot 10^{-4}$	56.4	0.651
3	26.67-40.00	0.109	$1.28 \cdot 10^{-3}$	$-3.1 \cdot 10^{-3}$	$92.1 \cdot 10^{-3}$	$-6.60 \cdot 10^{-4}$	105.4	0.363
4	40.00-53.33	0.109	$1.28 \cdot 10^{-3}$	$-3.1 \cdot 10^{-3}$	$92.1 \cdot 10^{-3}$	$-7.35 \cdot 10^{-4}$	158.9	0.265
5	53.33-66.67	0.096	$2.35 \cdot 10^{-3}$	$-2.0 \cdot 10^{-3}$	$98.1 \cdot 10^{-3}$	$-8.55 \cdot 10^{-4}$	210.4	0.236
6	66.67-80.00	0.074	$3.65 \cdot 10^{-3}$	$+3.3 \cdot 10^{-3}$	$72.7 \cdot 10^{-3}$	$-7.01 \cdot 10^{-4}$	254.1	0.161

### 9.3.1 Austreiben des Trimmregelstabes

Ein Trimmregelstab wird mit einer mittleren Geschwindigkeit von 3,6 m/sec aus der Treiberzone ausgeschwenkt. Der Reaktivitätswert eines solchen Stabes beträgt 2  $\beta$ . Nach 0,3 sec setzt die Schnellabschaltung ein (Abschaltreaktivität 18,8  $\beta$ , Beschleunigung 2,5 g).

Simulation des Störablaufs: Einbringung einer positiven Reaktivitätsrampe von 9  $\beta$ /sec begrenzt auf 2  $\beta$  externer Störreaktivität. Nach 0,3 sec Schnellabschaltung durch Einbringen der Scramreaktivität nach einer stückweise linearen Zeitfunktion, die der Regelstabcharakteristik folgt.

Die Rechnungen wurden nach zwei Modellvorstellungen durchgeführt:

- a) Die thermische Leistung wird ausschließlich im Brennstoff erzeugt.

Die Reaktorleistung (Abb. 9 - 4) nimmt entsprechend der steilen Reaktivitätsrampe (Abb. 9 - 5) zunächst sehr stark zu. Infolge des unmittelbaren Brennstofftemperaturanstieges bewirken der negative Doppler- und Dichtekoeffizient noch vor Erreichen des Gesamthubes von 2  $\beta$  ein Abfangen der Leistungsexkursion. Die maximale Leistung beträgt 3100 MW<sub>th</sub>. Der negative Rückwirkungseffekt des Strukturmaterials setzt infolge des Wärmeleitwiderstandes zeitlich verzögert ein. Aus Abb. 9 - 6 geht hervor, daß die Brennstoffzentraltemperatur während der Exkursion zwar erheblich ansteigt, aber auch in der Core-Mittelebene unterhalb der Schmelztemperatur bleibt. Die anschließende Schnellabschaltung reduziert das Leistungs- und Temperaturniveau.

- b) Zwei Prozent der thermischen Leistung werden durch  $\gamma$ -Strahlung im Hüll- und Strukturmaterial erzeugt.

Die  $\gamma$ -Aufheizung bewirkt bei der Exkursion eine prompte Temperaturänderung des Strukturmaterials und damit eine vergleichsweise unverzögerte Reaktivitätsrückwirkung durch den Strukturmaterialkoeffizienten (Abb. 9 - 8). Dadurch wird der Leistungsanstieg (Abb. 9 - 7) relativ frühzeitig abgeflacht und bereits bei 2200 MW<sub>th</sub> umgekehrt. Die Brennstoffzentraltemperatur liegt dementsprechend um ca. 120 °C unter den Werten der Rechnung (a). (Abb.9-9)

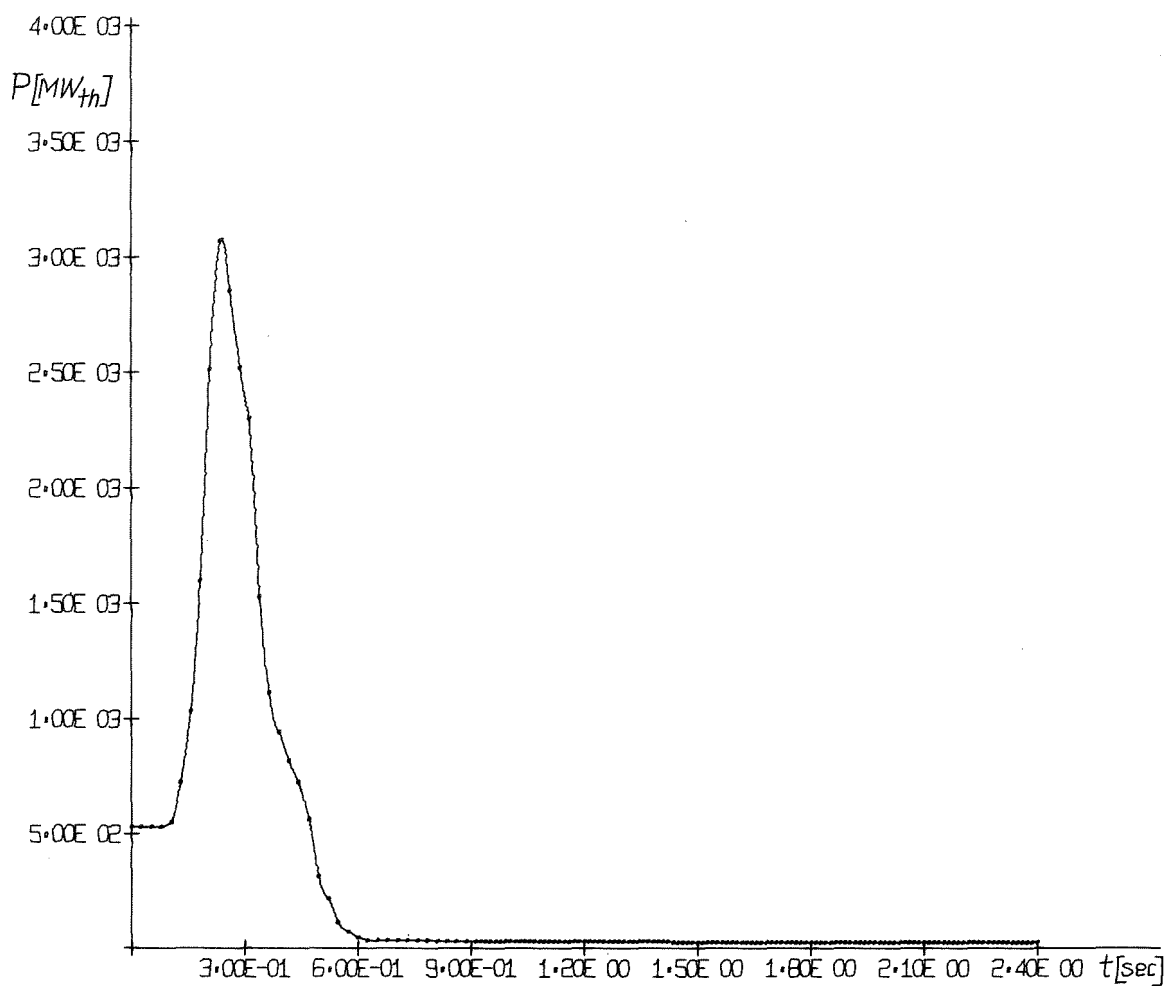


Abb. 9 - 4 RAMPENEXKURSION - FALL (a)

VERLAUF DER THERMISCHEN REAKTORLEISTUNG

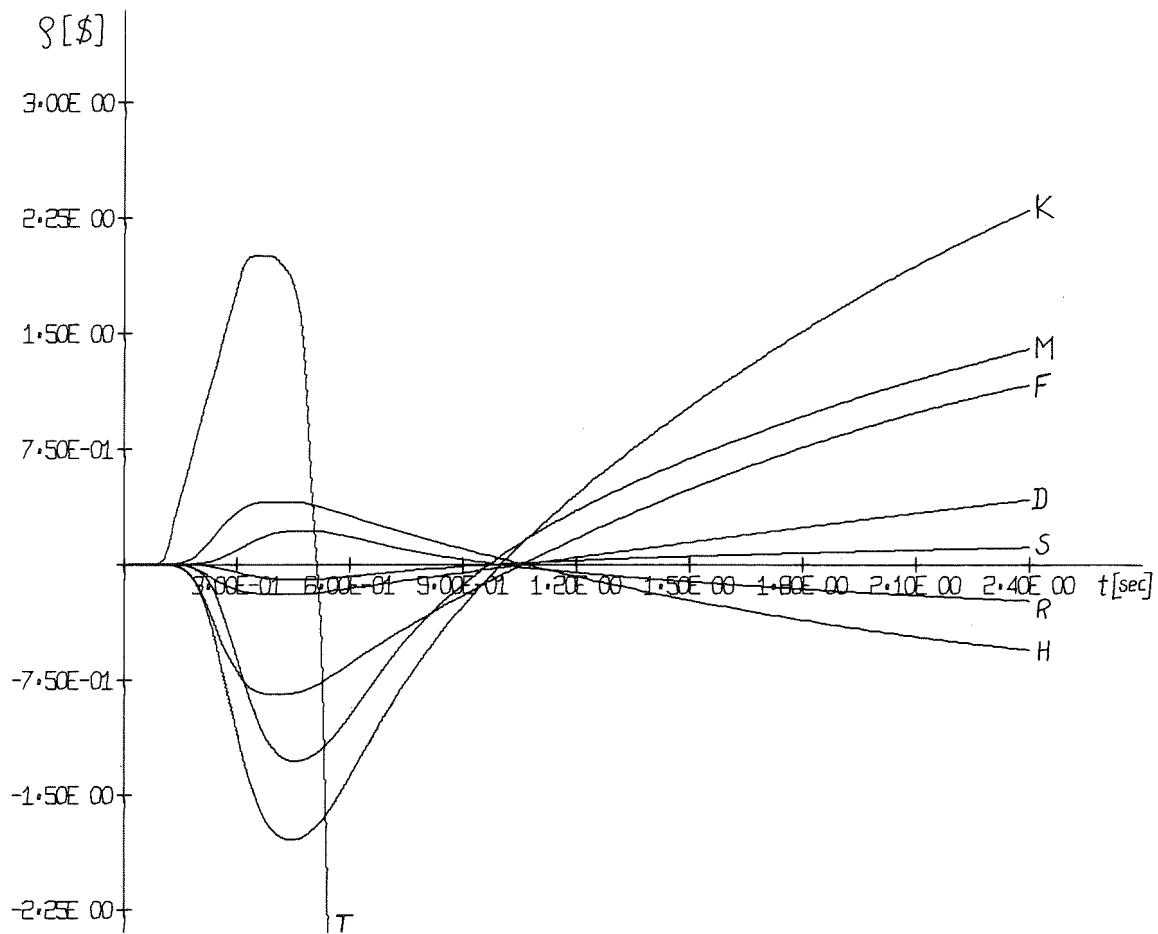


Abb. 9 - 5      RAMPENEXKURSION - FALL (a)  
 REAKTIVITÄTSVERLAUF

- T - externe Reaktivität
- D - Doppler-Rückwirkung
- F - Rückwirkung infolge Brennstoffdichteänderung
- S - Rückwirkung infolge Kühlmitteldichteänderung
- M - Rückwirkung infolge Strukturmat.-Temperaturänd.
- H - Rückwirkung infolge Corehöhenänderung
- R - Rückwirkung infolge Coreradiusänderung
- K - gesamte Reaktivitätsrückwirkung



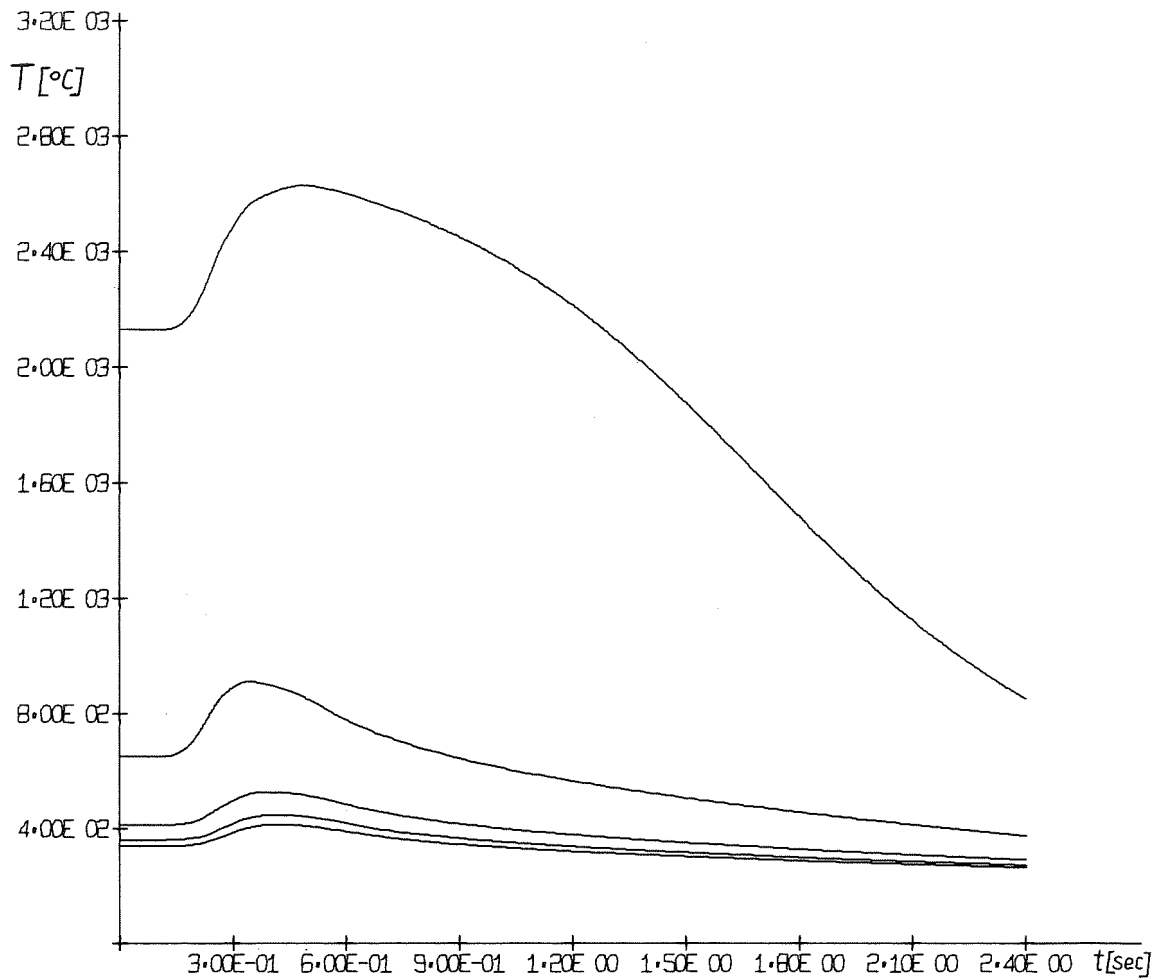


Abb. 9 - 6      RAMPENEXKURSION - FALL (a)  
TEMPERATURVERLAUF IN DER 3. AXIALEN ZONE

obere Kurve:    Brennstoffzentraltemperatur  
                   Brennstoffrandtemperatur  
                   Hüllrohrinnentemperatur  
                   Hüllrohraußentemperatur  
 untere Kurve:    Kühlmitteltemperatur

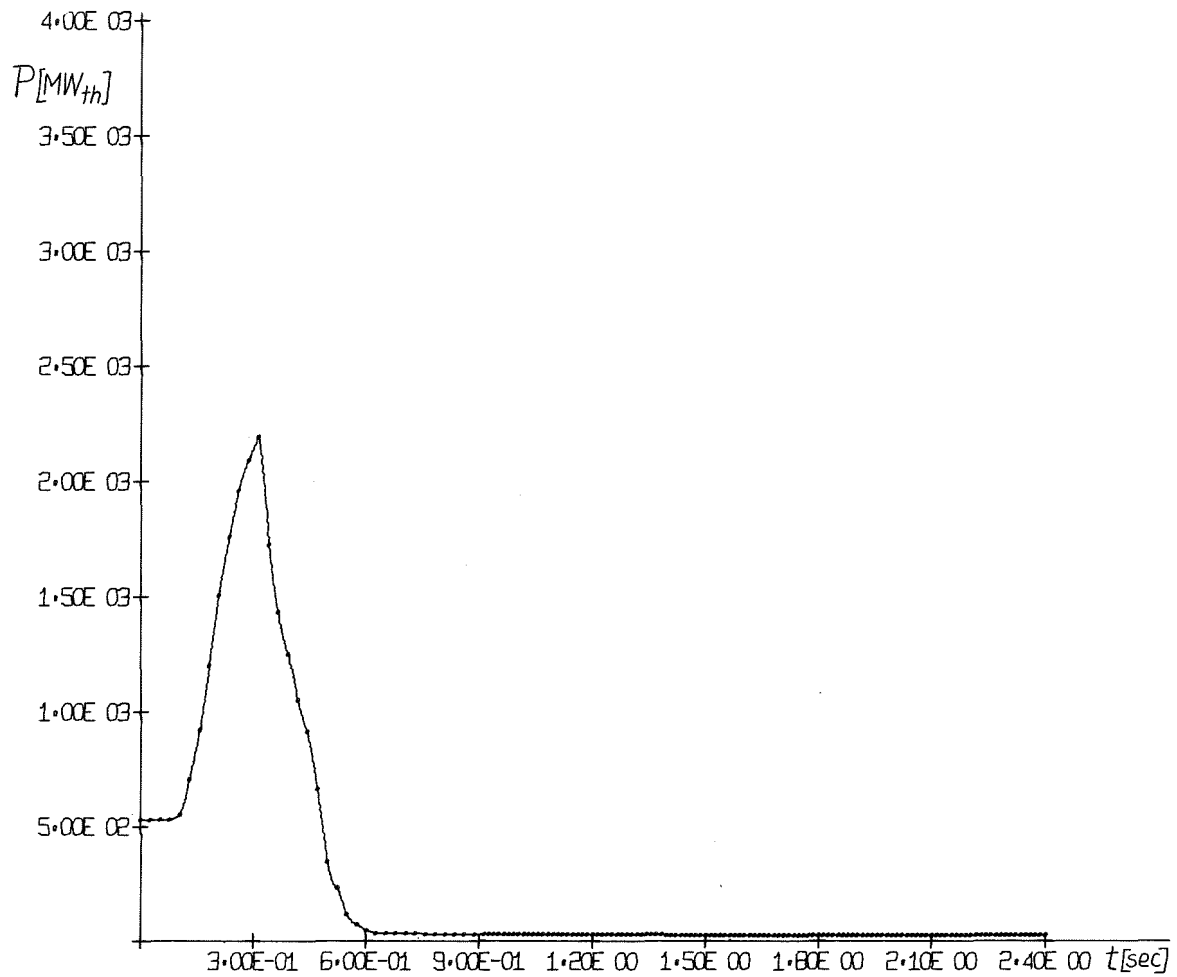


Abb. 9 - 7

RAMPENEXKURSION - FALL (b)

VERLAUF DER THERMISCHEN REAKTORLEISTUNG

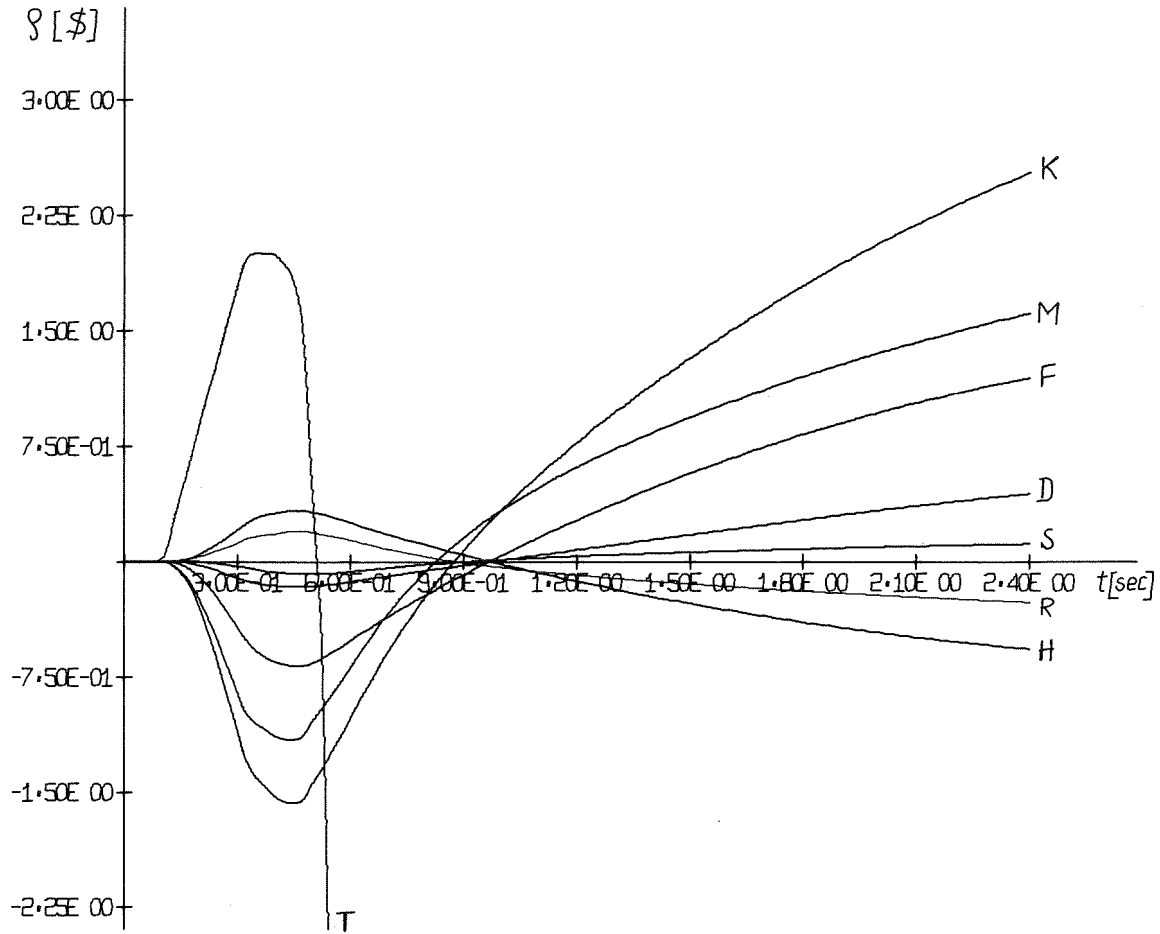


Abb. 9 - 8 RAMPENEXKURSION - FALL (b)  
 REAKTIVITÄTSVERLAUF

- T - externe Reaktivität
- D - Doppler-Rückwirkung
- F - Rückwirkung infolge Brennstoffdichteänderung
- S - Rückwirkung infolge Kühlmitteldichteänderung
- M - Rückwirkung infolge Strukturmat.-Temperaturänd.
- H - Rückwirkung infolge Corehöhenänderung
- R - Rückwirkung infolge Coreradiusänderung
- K - gesamte Reaktivitätsrückwirkung

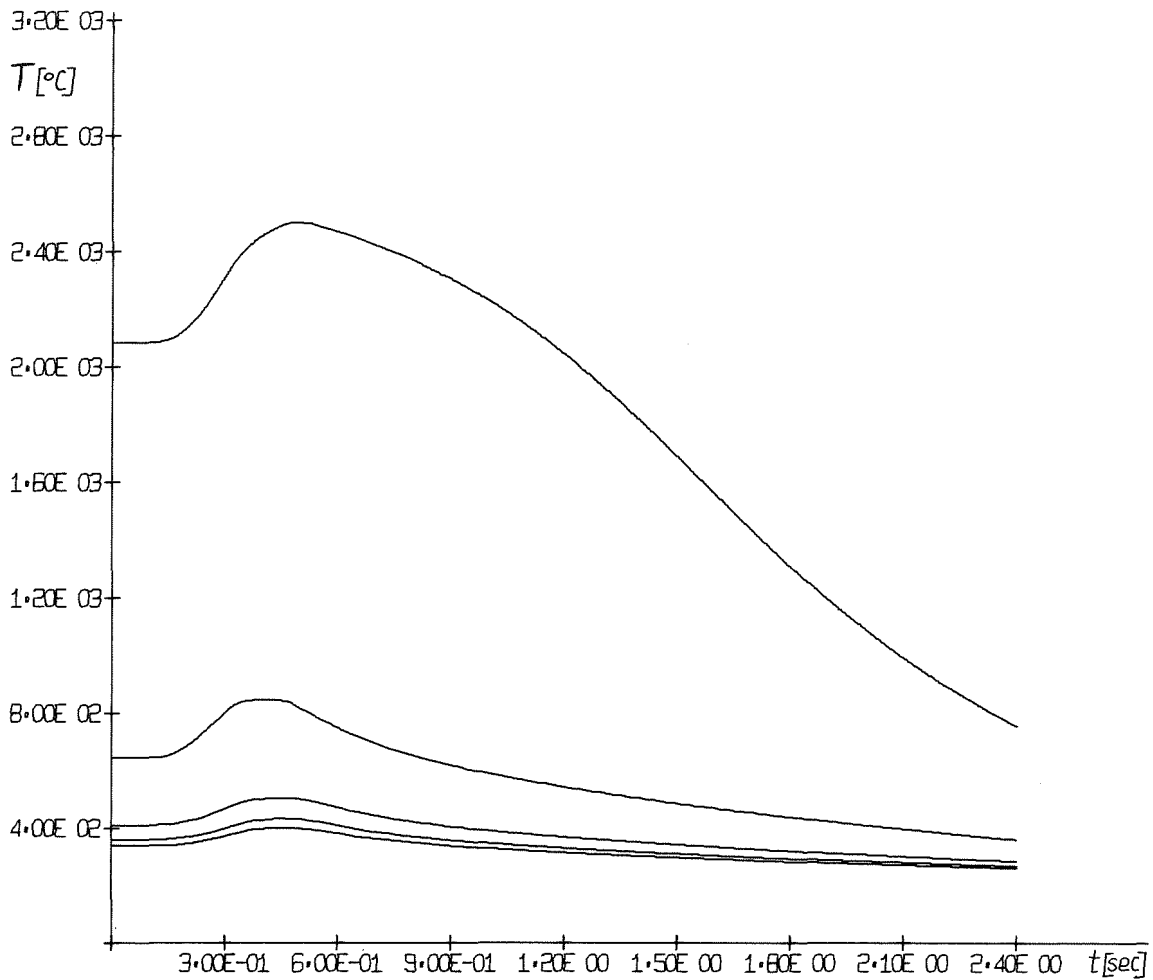


Abb. 9 - 9

RAMPENEXKURSION - FALL (b)

TEMPERATURVERLAUF IN DER 3. AXIALEN ZONE

obere Kurve: Brennstoffzentraltemperatur  
 Brennstoffrandtemperatur  
 Hüllrohrinnentemperatur  
 Hüllrohräußentemperatur  
 untere Kurve: Kühlmitteltemperatur

Die Angaben sind aufgrund der einfachen Modellvorstellungen quantitativ nicht uneingeschränkt zutreffend. Sie zeigen aber, daß eine solch extreme Reaktivitätsrampe (z.Zt. kann im FR 3 keine stärkere Reaktivitätsrampe definiert werden) mit dem vorgesehenen Abschaltssystem beherrschbar ist.

### 9.3.2 Kühlmitteldurchsatzstörungen

Bei einer Schnellabschaltung fällt die im Core an das Kühlmittel abgegebene Wärmemenge sehr rasch ab. Die Brennelement-Zeitkonstante ist etwa 1 sec. Die Kühlmittel-Aufheizspanne im Core hängt davon ab, in welchem Maße es gelingt, den Core-Durchsatz dem Leistungsverlauf anzupassen. Kann der Core-Durchsatz trotz Pumpenabschaltung dem Leistungsverlauf nicht folgen, so ist mit einer u.U. unzulässigen Temperaturschock-Beanspruchung der Reaktorkomponenten unmittelbar über dem Reaktorkern zu rechnen.

#### 9.3.2.1 Abschalten aller Pumpen bei Reaktorschnellschluß

Es wird untersucht, wie sich die Kühlmitteldurchsatzreduzierung bei Reaktorschnellabschaltung auswirkt.

Bei den Rechnungen wurde angenommen, daß die Druckverluste im Reaktorkern und in den Kreisläufen quadratisch vom Durchsatz abhängen, der dynamische Druckabfall im Reaktorkern und in den Schleifen wurde voll berücksichtigt. Die Förderhöhe der Pumpen wurde als Parabel über dem Durchsatz dargestellt, mit einer quadratischen Abhängigkeit von der Drehzahl. Der Wirkungsgrad wurde mit folgendem Ansatz beschrieben ( $\mu$  = rel. Durchsatz,  $\nu$  = rel. Drehzahl):

$$\eta = \frac{\mu}{\nu} \left[ \alpha_1 + \alpha_2 \frac{\mu}{\nu} + \alpha_3 \left( \frac{\mu}{\nu} \right)^2 \right] \cdot \left[ 1 - \exp(\alpha_4 \cdot \nu) \right]$$

Die Konstanten wurden so angepaßt, daß

- das Optimum von  $\eta$  im Betriebspunkt liegt,
- $\eta \equiv 0$  wird, wenn die Förderhöhe zu Null wird,
- die Konstante  $\alpha_4$  wurde so gewählt, daß das Wirkungsgradoptimum  $\eta_{\max}$  mit fallender Drehzahl mehr und mehr abnimmt.

Die Rechnungen ergaben, daß der Kerndurchsatz gleich nach dem Abschalten der Pumpenmotore mit einer Zeitkonstanten von 6,5 sec abfällt. Die Zeitkonstante verdoppelt sich nach ca. 10 sec. Der bis zu 20 sec integrierte Durchsatz beträgt  $13 \text{ m}^3$  bzw. 8,2 Nenndurchsatzsekunden. Somit ist der kurzfristige Anteil der kalten Natriummenge im oberen Plenum ca. 20 % (bezogen auf  $80 \text{ m}^3$ ).

Will man erreichen, daß die Pumpen schneller auslaufen, so bieten sich zwei Verfahrensmöglichkeiten an:

- a) Entkupplung von Motor und Pumpe bei Schnellabschaltung, wodurch sich das effektive Schwungmoment auf die Hälfte reduziert.
- b) Abbremsen der Pumpen  
z.B. durch eine hydraulische oder elektromagnetische Kupplung zwischen Motorwelle und Motorgehäuse, die bei Schnellabschaltung sehr rasch anspricht und ein einstellbares Bremsmoment entwickelt; bei kleinen Drehzahlen verringert sich die Bremswirkung, so daß der Leerlaufbetrieb zur Nachwärmeabfuhr nicht beeinträchtigt wird und sich ohne weitere aktive Maßnahmen inhärent einstellen kann.

Bei einer Entkupplung der Pumpe (Fall a)) erniedrigt sich der integrierte Durchsatz bez. auf 20 sec von 8,2 auf 5,8 Nenndurchsatzsekunden (bzw. von  $13$  auf  $9 \text{ m}^3$ ). In jedem Fall kommt es zu einer Temperaturschock-Beanspruchung der direkt über dem Reaktorkern gelegenen Instrumentenplatte sowie der Hub- und Führungsrohre. Der Reaktortank und Austrittsstutzen werden hingegen durch die große Menge an heißen Natrium ( $80 \text{ m}^3$ ) genügend geschützt.

Die aktive, berührungslose Bremsung (Fall b)) scheint sicherheitstechnisch günstiger zu sein, da durch sie die Nachwärmeabfuhr durch Zwangsumlauf nicht in Frage gestellt werden kann, während eine Pumpen-Motor-Entkupplung wieder zuverlässig rückgängig gemacht werden muß (aktive Maßnahme).

### 9.3.2.2 Temperaturgradienten am Coreaustritt bei Scram

Um abschätzen zu können, welche Temperaturgradienten am Coreaustritt bei der Schnellabschaltung zu erwarten sind, wurden drei Fälle mit dem REX-Code berechnet, die sich durch den jeweiligen Kühlmitteldurchsatzverlauf unterscheiden, (Abb. 9 - 10):

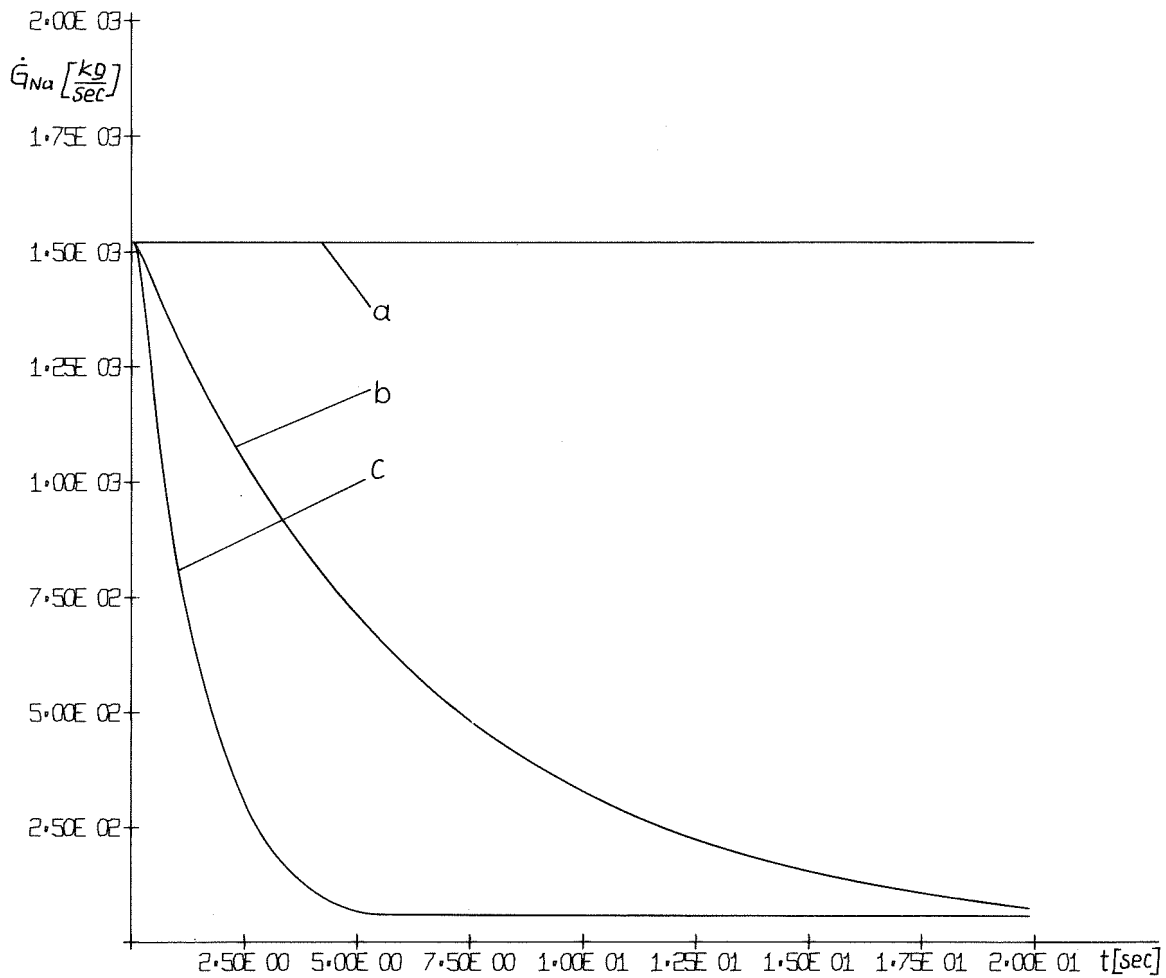


Abb. 9 - 10 KÜHLMITTELDURCHSATZVERLAUF BEIM SCRAM

- (a) - konstanter Kühlmittelstrom
- (b) - simultane Pumpenabschaltung ohne Bremsung
- (c) - simultane Pumpenabschaltung mit Bremsung

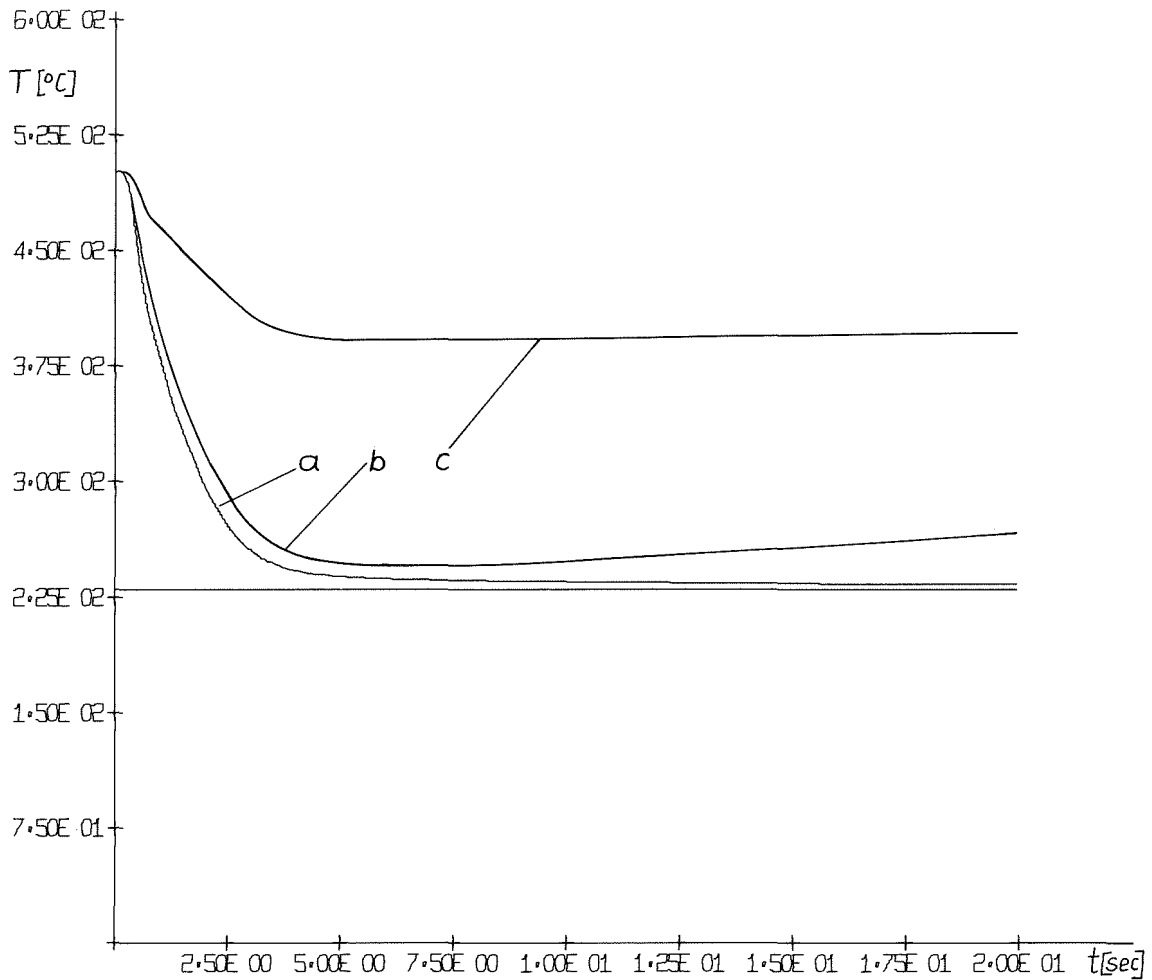


Abb. 9 - 11

VERLAUF DER KÜHLMITTELTEMPERATUR  
(COREAUSTRITT) BEIM SCRAM

- (a) - konstanter Kühlmittelstrom
  - (b) - simultane Pumpenabschaltung ohne Bremsung
  - (c) - simultane Pumpenabschaltung mit Bremsung
- untere Kurve: Kühlmittelintrittstemperatur



- a) der Kühlmitteldurchsatz bleibt unverändert, d.h. die Pumpen werden nicht abgeschaltet
- b) die Kühlmittelpumpen werden gleichzeitig mit dem Schnellschluß abgeschaltet und laufen ungebremst aus  $\dot{G} = \dot{G}_0 \cdot \exp(-0.154 t)$
- c) wie unter b), jedoch werden die Pumpen zusätzlich abgebremst.  
 (bis  $\dot{G} \geq 60 \text{ kp/cm}^2 \text{ sec}$ :  $\dot{G} = \dot{G}_0 \cdot \exp(-0.667 t)$ ,  
 anschließend:  $\dot{G} = 60 \text{ kp/m}^2 \cdot \text{sec} = \text{konst}$ )

Bei der Schnellabschaltung fällt die Reaktorleistung innerhalb 0,1 sec auf  $0,05 P_{\text{Nenn}}$  ab und sinkt dann monoton in 20 sec auf ca.  $0,01 P_{\text{Nenn}}$  ab. (Das Rechenmodell berücksichtigt nicht die Nachwärme, die durch den weiteren Zerfall der Spaltprodukte zu stabilen Kernen entsteht.)

In Abb. 9 - 10 ist der zeitliche Durchsatzverlauf für die drei verschiedenen Fälle dargestellt. Bleibt der Kühlmittelstrom konstant, so ist unmittelbar nach der Schnellabschaltung am Coreaustritt mit einem Temperaturgradienten von  $150 \text{ }^\circ\text{C/sec}$  zu rechnen (Abb. 9 - 11) was z.B. für die Instrumentenhalteplatte eine wahrscheinlich zu hohe Thermoschockbeanspruchung bedeutet. Bei gleichzeitiger Pumpenabschaltung ohne Abbremsung ergibt sich für den anfänglichen Temperaturgradienten ein Wert von etwa  $100 \text{ }^\circ\text{C/sec}$ . Bremst man zusätzlich das Pumpenaggregat derart ab, daß der Kühlmittelstrom im Sinn einer Exponentialfunktion ( $e^{-0.667 t}$ ) abnimmt, so verringert sich der Temperaturgradient von anfangs  $50 \text{ }^\circ\text{C/sec}$  rasch auf  $25 \text{ }^\circ\text{C/sec}$ .

### 9.3.2.3 Ausfall einer Kühlmittelpumpe

Bei Ausfall von nur einer Pumpe interessiert vor allem, ob der Reaktor in Betrieb gehalten werden kann, oder ob er wegen der Rückströmungsgefahr in der gestörten Schleife abgeschaltet werden muß.

Unter der Annahme, daß die anderen Pumpen mit konstantem Motordrehmoment weiterlaufen, zeigte die Rechnung, daß sich die Strömung in der gestörten Schleife innerhalb von ca. 4,5 sec umkehrt, um dann einen negativen Wert von  $-0,7 G_{\text{Nenn}}$  anzustreben. Es erscheint durchaus möglich, diese Strömungsumkehr innerhalb von 4,5 sec zu verhindern bzw. schnell genug zu beenden. Die Rechnungen lassen vernünftig erscheinen, eine Rückströmmenge von bis zu 2,5 Nenndurchsatzsekunden zuzulassen, da das kalte Natrium dann erst etwa die halbe Zwischen-

wärmetauscherhöhe mantelseitig hochgestiegen ist, der heiße Rohrboden also noch nicht erreicht ist. Die erforderliche Schieberschließzeit wäre in diesem Fall 11,5 sec, was durchaus ausreichend ist.

So kann im Interesse einer hohen Verfügbarkeit des Reaktors auf die automatische Schnellabschaltung bei Ausfall einer Pumpe verzichtet werden.

Bei der ersten Ausbaustufe ( $\varnothing_{\max} = 10^{16} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ ), mit der der FR 3 zunächst betrieben wird, kann die thermische Leistung auch von drei Pumpen abgeführt werden, da die Kreisläufe so ausgelegt sind, daß sie bei Nennlastbetrieb nur zu 75 % ihrer Auslegungskapazität beansprucht werden.

Bei der Höchstflußstufe von  $\varnothing_{\max} = 1,5 \cdot 10^{16} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$  werden alle vier Kreisläufe mit 100 % Auslegungsleistung gefahren. In diesem Fall ist es die Aufgabe der Regelung, die Leistung an den neuen Kerndurchsatz anzupassen, damit eine Schnellabschaltung durch die Anregung "Hohe Natriumtemperatur" vermieden wird. Es liegt dann im Ermessen der Operateure, den Reaktor abzufahren oder bei Teillast im Betrieb zu halten.

#### 9.4 HYPOTHETISCHE UNFÄLLE

In diese Klasse gehören Unfallsituationen, die eine äußerst geringe Auftretenswahrscheinlichkeit besitzen. Die Untersuchung derartiger Fälle erscheint deshalb sinnvoll, weil auf diese Weise die äußerste Grenze des Bereichs der Reaktorsicherheitsanalysen deutlicher sichtbar wird.

##### 9.4.1 Große Reaktivitätsunfälle mit Coreverformung

Zunächst sei in Erinnerung gebracht, daß durch Kühlmittelverdrängung keine wesentlichen positiven Reaktivitätseffekte auftreten können. Der Regelstabauswurf bleibt, wenn auch mit geringer Auftretenswahrscheinlichkeit, zu diskutieren. Dieser Unfall wurde bereits im vorhergehenden Abschnitt behandelt. Hypothetisch ist die Annahme, daß kein Scram erfolgt und damit über den erfolgenden Druckaufbau das Core deformiert wird. Die hierbei geleistete mechanische Arbeit hängt nun u.a. wesentlich von der Größe des DC ab: Der kleinere DC wird zu einer Vergrößerung dieser Energie führen. Da man i.a. die Einhüllende der in Abhängigkeit vom DC oszillierenden freigesetzten Energie zur Aussage heranzieht, dürfte keine wesentlich andere Situation auftreten als beim Prototyp SNR-300. Auch beim trockenen Niederschmelzen des Cores ist der DC einer kritischen Konfiguration aus kompaktem Brennstoff und eventuellem Strukturmaterial sowohl beim Prototyp wie beim FR3 sehr klein. Wegen der höheren Anreicherung im FR3 verglichen mit der im SNR-300 wird die Exzessenergie allerdings beim FR3 größer sein. Die entsprechenden Rechnungen sind einer späteren Phase vorbehalten.

##### 9.4.2 Blockade des Kühlmitteldurchsatzes im Testloop

Dieser Unfall ist zunächst sowohl von der Entstehung her wie auch von der Nicht-Detektion her hypothetisch, da anzunehmen ist, daß gerade beim sehr gut instrumentierten Loop eine Blockade angezeigt wird. Die Konsequenz eines derartigen Blockierens wäre ein Aussieden des Na aus dem Loop und damit Schmelzen des Testobjekts. Da man wohl nicht mit Gewißheit den Kontakt zwischen dem geschmolzenen Brennstoff und einem rückströmenden Natrium verhindern kann, kommt es zu einer Brennstoff-Natrium-Reaktion. Eine genauere Beschreibung dieses Phänomens steht noch aus; dabei sind insbesondere realistischere Modelle einzusetzen.

### 9.4.3 Bruch des Gasloops

Die Loopbemantelung ist doppelt ausgeführt, zwischen innerer und äußerer Trennwand sind z.B. 50 atm Druck, innen herrschen 100 atm. Jedes Druckrohr hält für sich 150 atm, bei kurzzeitiger Belastung mehr. Ein Bruch beider Rohre ist daher als hypothetisch anzusehen. Zunächst ist selbstverständlich, daß das Druckrohr riß-sicher zu sein hat, da andernfalls auch die Umgebung des Loops zerstört würde, wobei eine Propagation über das Core nicht ausgeschlossen werden kann. Wir betrachten hier nur die Frage, ob durch positive Reaktivitätsänderungen zusätzliche Schwierigkeiten entstehen. Eine umfassendere Untersuchung ist einer späteren Phase vorbehalten.

Es wurde eine Serie von Rechnungen gemacht, in denen der Riß beider Looprohre durch ein Aufweiten derselben dargestellt wurde. Dies ist bzgl. der Reaktivitätswirkung in jedem Fall pessimistisch. Im folgenden seien kurz die geometrischen Verhältnisse angegeben.

- a) Kleiner Bruch. Das innere Rohr des Trennrohres wird aufgeweitet bis zum äußeren Rohr, das innere Rohr berührt also das äußere. Das Helium wird aus dem Ringraum entfernt. Die inneren und äußeren Radien des Doppel-Trennrohres sind

$$r_i = 11.449 \text{ cm}$$

$$r_a = 13.0 \text{ cm}$$

Das Trennrohr besteht nur noch aus seinen beiden Wänden. Der Volumenanteil des Stahles beträgt 100%.

Die übrigen Abmessungen und Spezifikationen des Reaktors bleiben dieselben.

- b) Mittlerer Bruch. Von Fall a) ausgehend wird die Loopbemantelung direkt an das Core gedrückt, womit der Riß des zweiten Looprohres simuliert werden soll. Die inneren und äußeren Radien betragen:

$$r_i = 15.297 \text{ cm}$$

$$r_a = 16.49 \text{ cm}$$

Das hinter dem Trennrohr liegende Natrium wird entfernt. Alles übrige bleibt wie in Fall a).

c) Großer Bruch. Er besteht in einer noch größeren Verschiebung des Trennrohres als im vorhergehenden Fall. Die inneren und äußeren Radien des ausgedehnten Trennrohres betragen:

$$r_i = 18.46 \text{ cm}$$

$$r_a = 19.46 \text{ cm}$$

Ein Teil des Cores (Zone I) und des axialen Ni-Reflektors werden soweit zusammengeschoben, daß das Natrium aus den zusammengeschobenen Teilen des Cores und des Reflektors vollständig verdrängt wird. Die Volumenanteile der zusammengeschobenen Zonen betragen:

Zusammengeschobene Zone I des Cores:

$$\begin{aligned} \alpha_{\text{Na}} &= 0.0 \\ \beta_{\text{str.}} &= 0.5732 \\ \omega_{\text{fuel}} &= 0.4268 \end{aligned}$$

Zusammengeschobener Ni-Reflektor:

$$\begin{aligned} \alpha_{\text{Na}} &= 0.0 \\ \beta_{\text{str.}} &= 0.3850 \\ \beta_{\text{Ni}} &= 0.6150 \\ \omega_{\text{fuel}} &= 0.0 \end{aligned}$$

Das Ergebnis dieser Rechnungen ist in Tab. 9-4 enthalten. Man erkennt, daß reaktivitätsmäßig diese Störungen, die über der ganzen Reaktorhöhe vorliegen, negativ sind. Dies ist natürlich zu erwarten, da die Haupteffekte von der Entfernung des Natriums herrühren und die Verlagerung des Brennstoffs nur eine untergeordnete Rolle spielt.

Als weiterer Fall wurde ein endlich hoher Störbereich untersucht, siehe Abb. 9-12. Und zwar wurde für den oben beschriebenen großen Bruch die radiale Kompaktion beibehalten, die Höhe des Störbereichs jedoch variiert:  $H = 20 \text{ cm}$ ,  $H = 40 \text{ cm}$ ,  $H = 70 \text{ cm}$  und  $H = 130 \text{ cm}$  (identisch mit dem angegebenen großen Bruch). Die Abhängigkeit des Neutronenmultiplikationsfaktors  $k$  von der Höhe des Störbereichs ist in Abb. 9-13 angegeben. Man erkennt, daß eine praktisch vernachlässigbare Zunahme der Reaktivität bis zur Höhe von 40 cm eintritt.

Tab. 9 - 4: KRITIKALITÄT DER UNTERSUCHTEN FÄLLE

Fall	$k_{\text{eff}}$	
Referenz	1,084	*
kleiner Bruch	1,079	**
mittlerer Bruch	1,062	**
großer Bruch	1,029	**
großer Bruch	1,037	*

\* mit He im zentralen Testloop

\*\* ohne He im zentralen Testloop

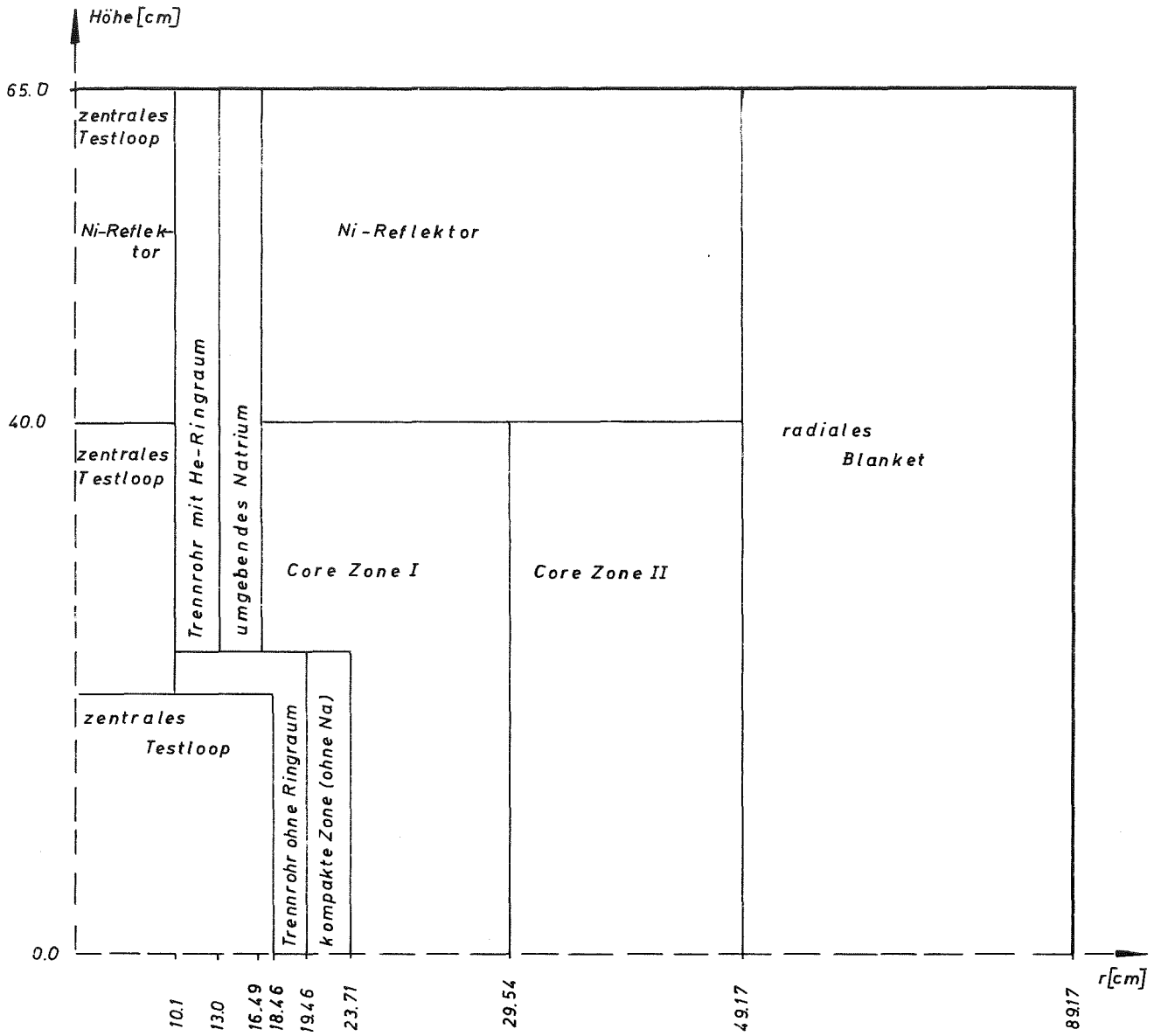


Abb. 9 - 12 ENDLICH HOHER STÖRBEREICH  
(großer Bruch)

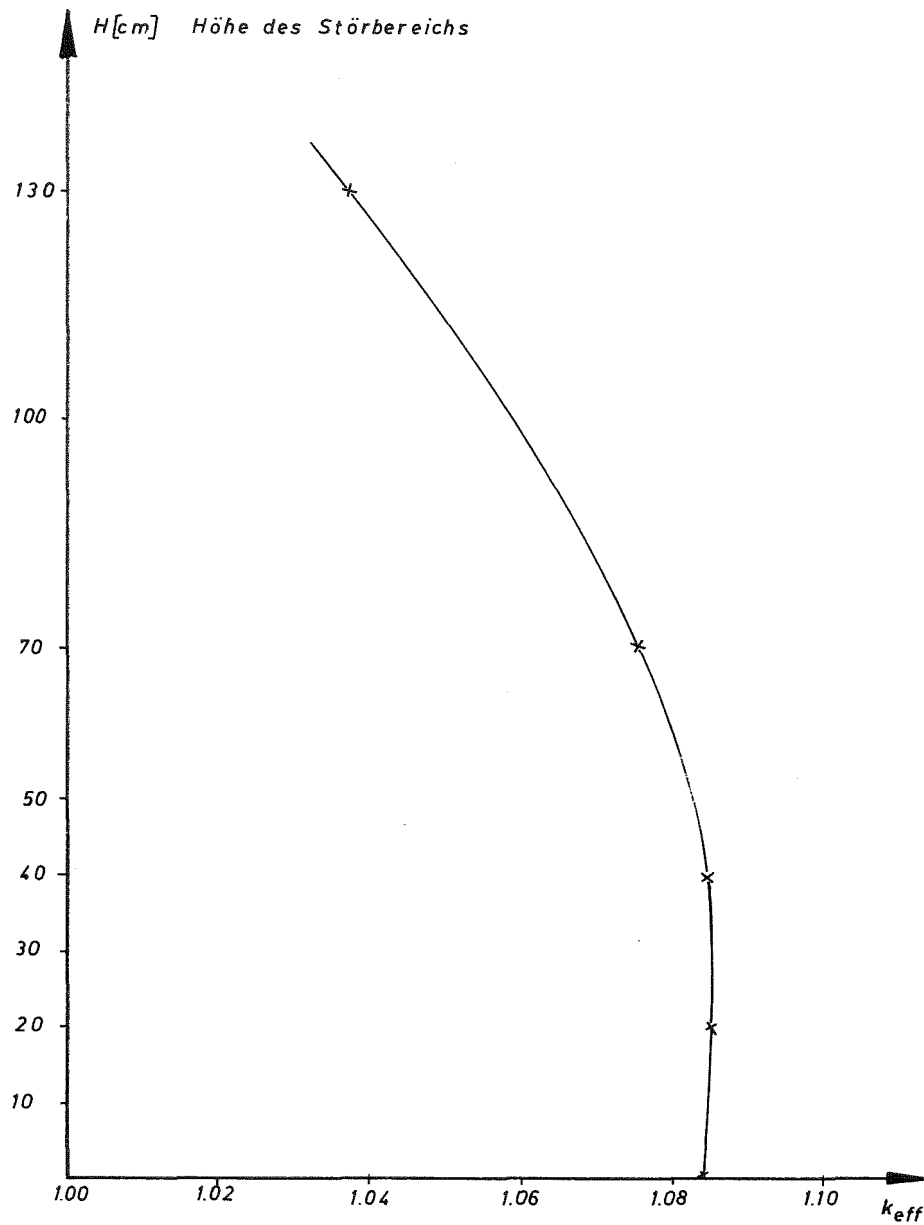


Abb. 9 - 13  $k_{eff}$  ALS FUNKTION DER HÖHE DER STÖRUNG  
(Die radiale Ausdehnung der Störung ist  
identisch mit der des großen Bruchs)



## 9.5 AKTIVITÄT IN DER ABLUFT

Die Aktivität der Abluft eines natriumgekühlten Reaktors entstammt im Normalbetrieb zum größten Teil dem Schutzgassystem. Ein weiterer Teil kann aus abgebrannten defekten Brennelementen freigesetzt werden, wenn diese in den heißen Zellen aufgearbeitet werden. Die folgende Untersuchung beschränkt sich auf diese beiden Quellen der Freisetzung radioaktiver Stoffe. Unfälle werden nicht betrachtet.

### 9.5.1 Argon-Schutzgas-System

Das Argon-Schutzgas steht über allen freien Natrium-Oberflächen des Primärkreises. Die Aufgabe des Schutzgas-Systems besteht darin,

- einen gleichbleibenden Druck über dem Natrium Spiegel aufrecht zu erhalten
- das Schutzgas laufend zu reinigen.

Im Schutzgas befinden sich folgende radioaktive Stoffe (siehe Tab. 9 - 5):

- a) im Reaktorraum aktiviertes Argon-41
- b) aus defekten Brennelementen freigesetzte Spaltgase (Kr, Xe und ein geringer Teil des J)

Alle anderen Aktivitäten des Primärkreises, das sind die übrigen Spaltprodukte sowie Korrosionsprodukte, verbleiben im reaktionsfreudigen Natrium. Es gibt prinzipiell drei Möglichkeiten, die Aktivitätsabgabe aus dem Schutzgas zu reduzieren:

- 1) langer Aufenthalt des Gases im Kreislaufsystem
- 2) Reduzierung der Leckage
- 3) Speicherung der langsam zerfallenden Restaktivität

Die dritte Möglichkeit, die Speicherung der Spaltedelgase, ist aufwendig und wird bisher nicht angewendet, zumal es sich nur um geringe Aktivitäten handelt, wie weiter unten gezeigt wird. Zu 1) stehen zwei Methoden zur Verfügung:

- 1 a) Speicherbehälter dienen sowohl zum Abklingen der Aktivität als auch als Pufferspeicher während des Betriebes.

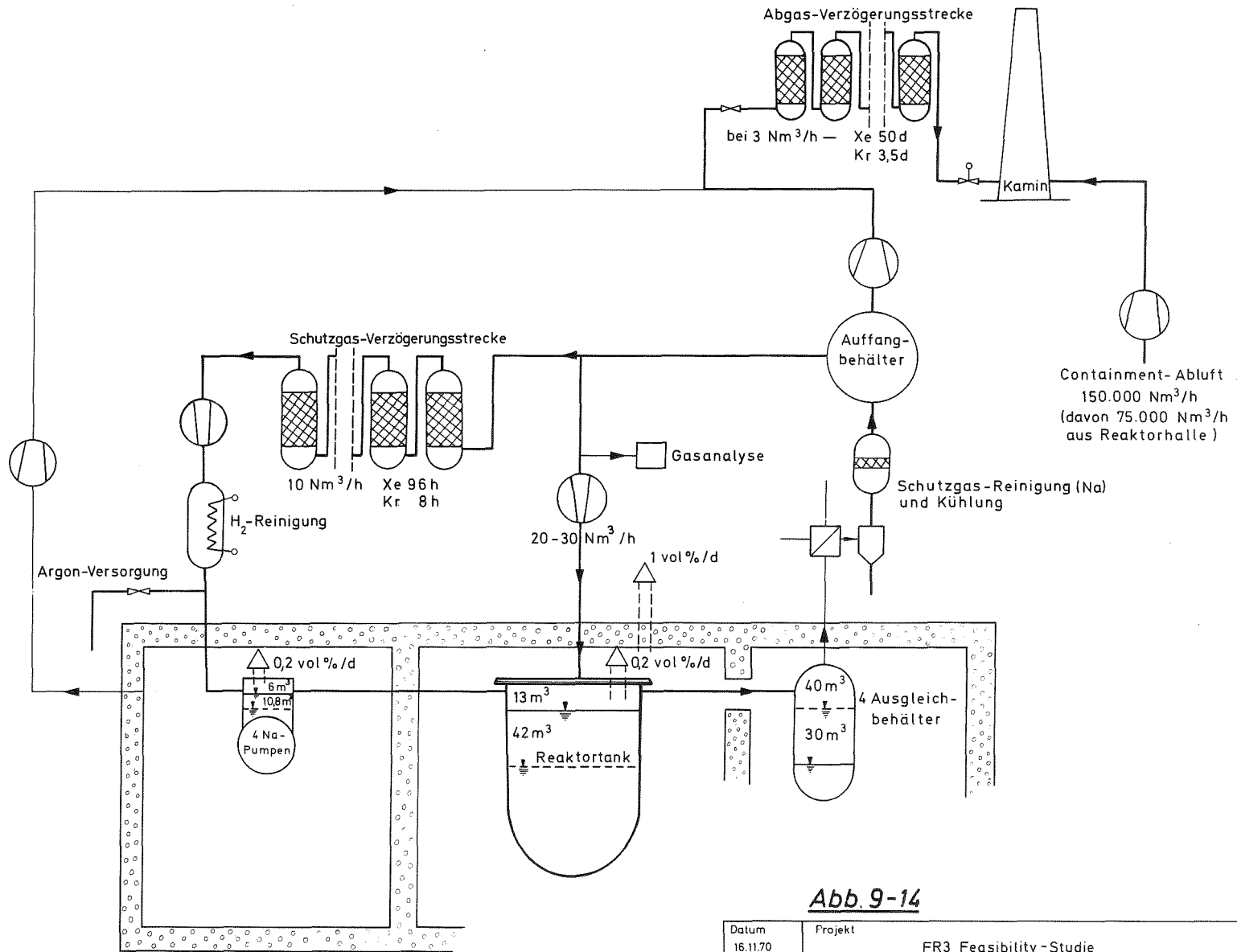
1 b) Aktivkohlefilter wirken als Verzögerungsstrecken für Spalt-  
edelgase; meist ist eine größere Anzahl solcher Filter in Serie  
geschaltet.

Der Reduzierung der Leckage sind technische Grenzen gesetzt. Die Dicht-  
heit der einzelnen Komponenten kann nur bis zu einem gewissen Grade  
vom Hersteller garantiert werden. Wird die Leckage aktiven Argons an  
Wellendurchführungen durch Spülen mit frischem Argon verhindert, so  
muß andererseits eine entsprechende Menge aktiven Argons über das  
Abgas-System abgegeben werden. Wird die Leckage durch Absaugen gesammelt  
und aufgefangen, so kann diese Leckagemenge, falls sie genügend klein  
ist, wieder über die Verzögerungsstrecke nach außen abgegeben werden.

Entsprechend den vorstehenden Überlegungen wurde das Schutzgas-System  
konzipiert. Das Ziel besteht darin, sowohl die Strahlenbelastung des  
Betriebspersonals als auch die Aktivitätsabgabe in die Umgebung mit  
vertretbarem Aufwand so gering wie möglich zu halten. Den vereinfachten  
Schutzgas-Kreislauf zeigt Abb. 9 - 14. Das gereinigte Schutzgas wird  
zunächst in die Pumpengehäuse, von dort in den Reaktortank und die Aus-  
gleichsbehälter geleitet. In diesen Behältern nimmt das Gas etwa die  
Temperatur des Natriums (400 - 500 °C) an. Das heiße Gas wird gekühlt  
und von Natriumdämpfen gereinigt. Der Auffangbehälter dient als Puffer-  
speicher. Von diesem Pufferspeicher (Unterdruckspeicher) aus strömt ein  
Teil des Gases durch die innere Verzögerungsstrecke und die H<sub>2</sub>-Rei-  
nigungsstation. Die innere Verzögerungsstrecke bewirkt bei einem Nenn-  
durchsatz von 10 Nm<sup>3</sup>/h eine mittlere Aufenthaltsdauer des Xenons von  
96 h, des Kryptons von 8 h. Dadurch wird die Aktivität des Schutzgases  
im stationären Betrieb um etwa eine Größenordnung reduziert.

Ein Kurzschluß-Strom wird direkt in den Reaktortank geleitet, um  
in den hochaktiven Behältern einen genügend großen Durchsatz zu gewähr-  
leisten. Überschüssige Schutzgas-Mengen werden über die äußere Ver-  
zögerungsstrecke in das Abgas geleitet. Diese Strecke bewirkt beim  
Nenndurchsatz von 3 Nm<sup>3</sup>/h eine um eine Größenordnung längere Ver-  
zögerung der Edelgase, nämlich 50 d für Xe, 3,5 d für Kr. Die Akti-  
vität des abgegebenen Schutzgases wird dadurch auf die des Kr-85 be-  
schränkt.

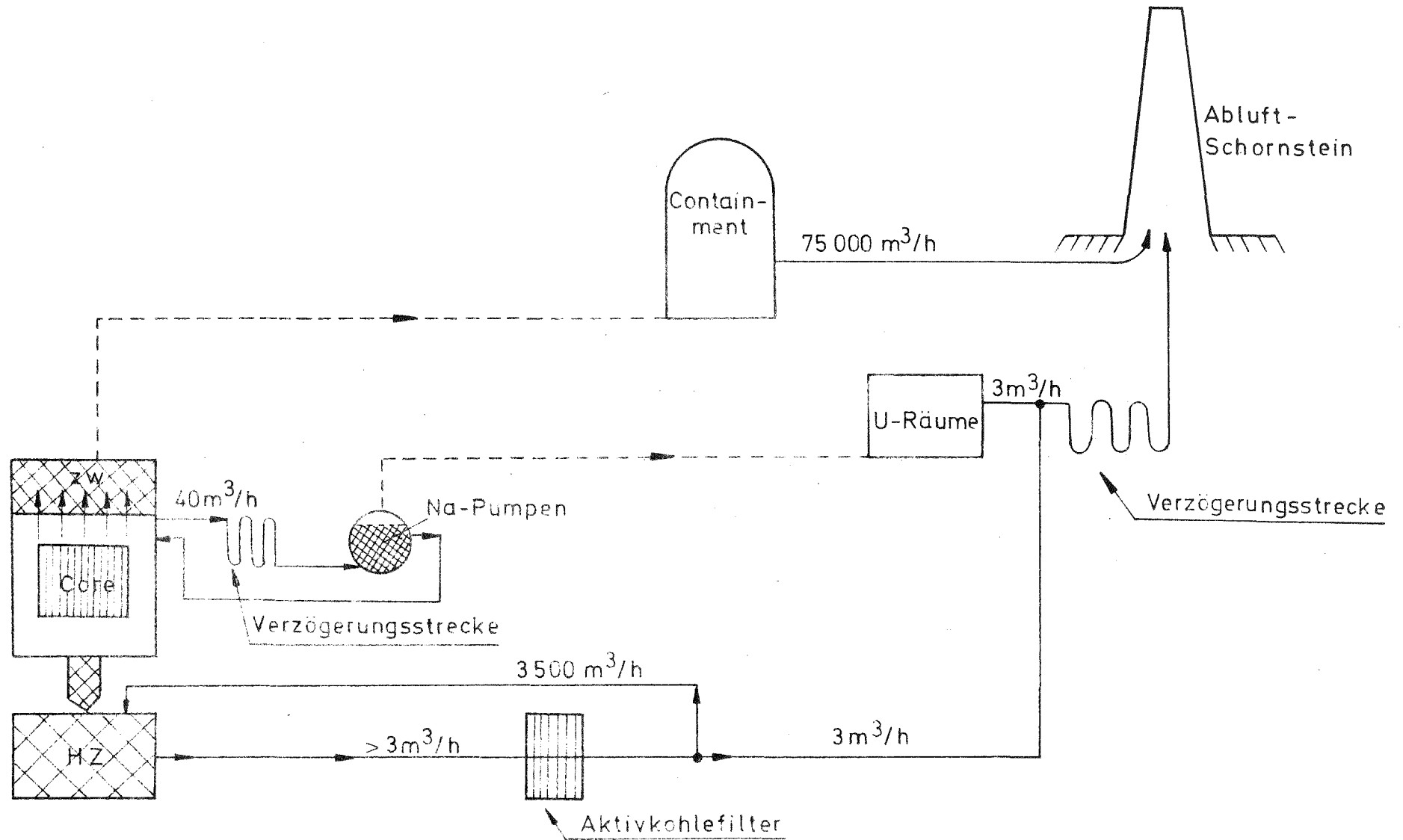
Die Wege, auf denen Leckagen zu erwarten sind, werden im Schema in  
Abb. 9 - 15 dargestellt. Die Natriumpumpen stehen mit ihrem oberen



**Abb. 9-14**

Datum 16.11.70	Projekt FR3 Feasibility-Studie	
Maßstab /	Benennung stark aktiver Schutzgaskreislauf	Zchnng. Nr. 14

10.11.70.48



9-37

Abb. 9-15 Fließschema der Leck- und Abgas-Aktivität

Teil, welcher Schutzgas-Anschlüsse trägt, in einem Raum, welcher unter Unterdruck gehalten wird. Dieser Raum soll so gut abgedichtet werden, daß die von außen hereindiffundierende Luft zusammen mit der Schutzgas-Leckage die in diesem Raum anfällt, im Normalfall über die äußere Verzögerungsstrecke geleitet werden kann. Dadurch belastet dieser Teil der Schutzgas-Leckage nicht das Betriebspersonal, und außerdem wird die abgegebene Aktivität gering gehalten. Die Leckage aus dem Reaktortank und den Ausgleichsbehältern tritt in einen Zwischenraum mit Stickstoff-Atmosphäre unter Überdruck s. Abb. 9 - 15. Durch den Aufenthalt des Schutzgases in diesem Zwischenraum wirkt dieser wie eine Verzögerungsstrecke auf die Aktivität des Schutzgases. Aus diesem Raum wird eine Leckage von 1 vol %/d in die Reaktorhalle angenommen. Dieser Teil der Leckage belastet das Betriebspersonal. Die Leckage aus dem Schutzgas-kreislauf wird mit 0,2 vol %/d angenommen. Diese Dichtigkeit wird als erreichbar angesehen, vorausgesetzt, die Fertigung und die Dichtigkeitsprüfungen werden sorgfältig durchgeführt.

#### 9.5.2 Berechnung der Aktivität und Dosisleistung

Tab. 9 - 5 enthält die entscheidenden Daten, die zur Berechnung der Dosisbelastung erforderlich sind.

In den Spalten 1 und 2 sind die Spaltnuklide mit ihren Halbwertszeiten aufgeführt, auf die man sich im Rahmen dieser Studie beschränken kann.

Dem Aktivitätsinventar des Kerns, 3. Spalte, liegen die FR 3-Auslegungsdaten sowie ein mittlerer Fluß  $\phi \approx 10^{14} \text{ cm}^{-2} \text{ s}^{-1}$  zugrunde. Letzterer wurde aus dem Flußspektrum bestimmt.

Als Berechnungsgrundlage für die Spaltprodukt-Aktivität dient die von Gupta et al <sup>4)</sup> angegebene Rechenvorschrift für das i-te Nuklid:

---

<sup>4)</sup> D. Gupta et al; "The Amounts of Fission Product Nuclides in Pu-239-Fuelled Fast Reactors."  
(KFK 722)

Tab. 9 - 5 AKTIVITÄT UND DOSISLEISTUNG DER SPALTEDELGASE UND DES JODS

Nuklid	HWZ	Aktivitätsinventar	Leckrate der Aktivität	Sättigs.-Akt. oberh.-Core	Aktiv.-Konz. i. Zwischenr.	Dosisleistung. i. Zwischenr.	Aktiv.-Konz. i. Containm.	Dosisleistung. i. Containm.	Abgas-Aktiv. a. Containm.	Aktiv.-Konz. i. U-Räumen	Dosisleistung. i. U-Räumen	Abgas-Akt. a. U-Räumen	Dosisleistung. 600 m ab Kam.	Aktiv.-Konz. i. den HZ	Abgas-Aktiv. aus den HZ	Dosisleistung. 600 m ab Kam.
		A (Ci)	$\alpha$ (Ci/s)	$A_{R, \infty}$ (Ci)	$K_{zw, \infty}$ (Ci/m <sup>3</sup> )	$D_{zw, \infty}$ (mrem/h)	$K_{o, \infty}$ (Ci/m <sup>3</sup> )	$D_{o, \infty}$ (mrem/h)	$\alpha_c^k$ (Ci/h)	$K_{u, \infty}$ (Ci/m <sup>3</sup> )	$D_{u, \infty}$ (mrem/h)	$\alpha_u^k$ (Ci/h)	$D_Y(600)$ (mrem/h)	$K_{HZ, max}$ (Ci/m <sup>3</sup> )	$\alpha_{HZ, max}$ (Ci/h)	$D_{Y, max}$ (mrem/h)
Kr-83m	1,9 h	2,2·10 <sup>6</sup>	8,06	1,2·10 <sup>4</sup>	1,4·10 <sup>-2</sup>	-	5,4·10 <sup>-8</sup>	-	3,9·10 <sup>-3</sup>	9,2·10 <sup>-8</sup>	-	-	-	-	-	-
-85m	4,4 h	6,0·10 <sup>6</sup>	2,6	5,5·10 <sup>3</sup>	1,5·10 <sup>-2</sup>	2,2·10 <sup>2</sup>	7,1·10 <sup>-8</sup>	2,8·10 <sup>-3</sup>	5,2·10 <sup>-3</sup>	1,7·10 <sup>-6</sup>	8,1·10 <sup>-3</sup>	-	5,2·10 <sup>-6</sup>	-	-	-
85	10,3 a	8,0·10 <sup>4</sup>	4,4·10 <sup>-5</sup>	8,0·10 <sup>2</sup>	3,3·10 <sup>-2</sup>	1,82	4,5·10 <sup>-6</sup>	2,1·10 <sup>-3</sup>	0,34	2,6·10 <sup>-3</sup>	0,14	7,8·10 <sup>-3</sup>	5,8·10 <sup>-7</sup>	11,4	34,2	5,7·10 <sup>-5</sup>
-87	1,3 h	1,1·10 <sup>7</sup>	16,2	2,1·10 <sup>4</sup>	1,7·10 <sup>-2</sup>	1,1·10 <sup>3</sup>	5,5·10 <sup>-8</sup>	1,2·10 <sup>-2</sup>	4,0·10 <sup>-3</sup>	6,6·10 <sup>-9</sup>	1,5·10 <sup>-4</sup>	-	3,9·10 <sup>-6</sup>	-	-	-
-88	2,8 h	1,5·10 <sup>7</sup>	10,0	1,8·10 <sup>4</sup>	3,1·10 <sup>-2</sup>	3,6·10 <sup>3</sup>	1,3·10 <sup>-7</sup>	4,1·10 <sup>-2</sup>	9,5·10 <sup>-3</sup>	1,5·10 <sup>-6</sup>	5,7·10 <sup>-2</sup>	-	1,2·10 <sup>-5</sup>	-	-	-
Xe-131m	12 d	1,2·10 <sup>5</sup>	7,9·10 <sup>-4</sup>	5,9	8,9·10 <sup>-4</sup>	16,1	4,9·10 <sup>-9</sup>	1,7·10 <sup>-4</sup>	3,6·10 <sup>-4</sup>	1,7·10 <sup>-6</sup>	6,7·10 <sup>-3</sup>	2,8·10 <sup>-7</sup>	3,6·10 <sup>-6</sup>	11,4	0,64	6,4·10 <sup>-4</sup>
-133m	2,3 d	6,3·10 <sup>5</sup>	2,3·10 <sup>-2</sup>	72,7	2,4·10 <sup>-3</sup>	60,7	1,3·10 <sup>-8</sup>	6,5·10 <sup>-4</sup>	1,0·10 <sup>-3</sup>	4,8·10 <sup>-7</sup>	2,7·10 <sup>-3</sup>	-	1,3·10 <sup>-6</sup>	10,9	3,3·10 <sup>-6</sup>	4,4·10 <sup>-9</sup>
-133	5,3 d	2,5·10 <sup>7</sup>	0,36	1,6·10 <sup>3</sup>	0,12	5,1·10 <sup>2</sup>	6,1·10 <sup>-7</sup>	1,0·10 <sup>-2</sup>	4,8·10 <sup>-2</sup>	1,1·10 <sup>-4</sup>	2,0·10 <sup>-2</sup>	4,9·10 <sup>-7</sup>	4,8·10 <sup>-5</sup>	1,5·10 <sup>3</sup>	2,3	2,3·10 <sup>-3</sup>
-135m	16 m	7,1·10 <sup>6</sup>	52,4	3,3·10 <sup>4</sup>	5,4·10 <sup>-3</sup>	35,3	6,8·10 <sup>-9</sup>	2,2·10 <sup>-4</sup>	5,1·10 <sup>-4</sup>	-	-	-	5,0·10 <sup>-8</sup>	-	-	-
-135	9,2 h	1,4·10 <sup>6</sup>	5,1	1,3·10 <sup>4</sup>	7,2·10 <sup>-2</sup>	99,7	3,7·10 <sup>-7</sup>	2,2·10 <sup>-2</sup>	2,7·10 <sup>-2</sup>	~ 5·10 <sup>-11</sup>	-	-	2,8·10 <sup>-5</sup>	6,3·10 <sup>-4</sup>	-	-
-138	17 m	2,2·10 <sup>7</sup>	6,6·10 <sup>2</sup>	8,5·10 <sup>4</sup>	1,5·10 <sup>-2</sup>	76,5	1,9·10 <sup>-8</sup>	3,6·10 <sup>-4</sup>	1,5·10 <sup>-3</sup>	-	-	-	1,2·10 <sup>-6</sup>	-	-	-
J-131	8,05 d	3,5·10 <sup>6</sup>	0,102	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	2,8·10 <sup>2</sup>	2,4·10 <sup>-3</sup>	-
-132	2,3 h	1,8·10 <sup>7</sup>	13,9	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
-133	20,8 h	2,6·10 <sup>7</sup>	2,4	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	13,7	-	-
-134	53 m	3,0·10 <sup>7</sup>	66,4	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
-135	6,7 h	2,4·10 <sup>7</sup>	7,0	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	1,9·10 <sup>-4</sup>	-	-
A-41	1,83 h	-	0,41	2,4·10 <sup>3</sup>	2,7·10 <sup>-3</sup>	81,1	1,0·10 <sup>-8</sup>	2,6·10 <sup>-3</sup>	7,5·10 <sup>-4</sup>	7,2·10 <sup>-6</sup>	0,22	2,2·10 <sup>-5</sup>	2,4·10 <sup>-7</sup>	-	-	-
		1,9·10 <sup>8</sup>		1,9·10 <sup>3</sup>		5,8·10 <sup>3</sup>		0,094	0,44		0,45		1,0·10 <sup>-4</sup>			

$$A_i(t, \tau) = 8,43 \cdot 10^2 \cdot \frac{B \cdot \lambda_i}{\rho \omega} \left[ y_i \frac{1 - e^{-(\lambda_i + \sigma_i \phi) \tau}}{\lambda_i + \sigma_i \phi} + y_M \frac{\sigma_M \cdot \phi}{\lambda_M + \sigma_M \cdot \phi} \right] \cdot e^{-\lambda_i t} \cdot \left[ \frac{1 - e^{-(\lambda_i + \sigma_i \phi) \tau}}{\lambda_i + \sigma_i \phi} - \frac{e^{-(\lambda_M + \sigma_M \phi) \cdot \tau} \cdot e^{-(\lambda_i + \sigma_i \phi) \tau}}{\lambda_i - \lambda_M + (\sigma_i - \sigma_M) \cdot \phi} \right]$$

Darin bedeuten:

Standzeit	- $\tau = 216$ d (entspricht 3 Zyklen a 72 d).
Abkühlzeit	- $t = 0$
Brennstoffanteil im Core	- $\omega = 0,394$ (Oxyd - BE)
Spezifische Leistung	- $B = 1650$ KW $\cdot$ l <sup>-1</sup>
Brennstoffdichte	- $\rho = 9,4$ kg $\cdot$ l <sup>-1</sup> (Pu O <sub>2</sub> )
Zerfallskonstante	- $\lambda_i$ bzw. $\lambda_M$ } des Nuklids "i" bzw.
Spaltausbeute	- $y_i$ bzw. $y_M$ } seines Mutternuklids.
Absorptionsquerschnitt	- $\sigma_i$ bzw. $\sigma_M$ }
Über das Spektrum gemittelter Fluß	- $\phi = 10^{14}$ cm <sup>-2</sup> s <sup>-1</sup>

Zur Abschätzung der freigesetzten Aktivität während des Normalbetriebs wird angenommen, daß 1 % der BE beschädigt ist und die Spaltedelgase aus diesen Brennelementen zu 100 % austreten.

Aus dieser Annahme ergibt sich eine Aktivitäts-Leckrate (Ci/sec), die für jedes Nuklid in der Spalte 4 aufgeführt wird.

Zur Bestimmung der Argon-Aktivität wurde die Flußverteilung des KNK <sup>5)</sup> zugrundegelegt, woraus für die Verhältnisse des FR 3 im Schutzgasraum ein thermischer Fluß  $\phi_{th} = 5 \cdot 10^{11}$  cm<sup>-2</sup>s<sup>-1</sup> abgeleitet werden kann.

5) Kompakte natriumgekühlte Kernreaktor-Anlage Karlsruhe

Unter Berücksichtigung der Wirkung des Schutzgas-Reinigungs-Kreislaufs stellt sich im Schutzgasraum oberhalb des Natriumspiegels eine Gleichgewichts-Aktivität der Spalteredelgase sowie des A-41 ein. Diese ist unter der Bezeichnung  $A_{R,\infty}(Ci)$  in der Spalte 5 der Tab. 9 - 5 aufgestellt.

Eine Leckage aus dem Schutzgasraum in das Containment ist über einen Zwischenraum denkbar, der von beiden Räumen durch eventuell leckanfällige Deckel getrennt zwischen Core und Reaktorhalle liegt. Unter der Annahme einer Leckage von 0,2 vol % /d zwischen Core und Zwischenraum und einer solchen von 1 vol % /d zwischen Reaktorhalle und Zwischenraum ist dann in diesem eine Aktivitätskonzentration zu erwarten, wie sie Spalte 6 unter der Bezeichnung  $K_{zw,\infty}(Ci/m^3)$  enthält.

Bei Zugrundelegung eines mit dem vorgegebenen Zwischenraum volumengleichen Halbkugelraums würde hierzu im Mittelpunkt eine Dosisleistung herrschen, wie sie der Spalte 7 unter  $\dot{D}_{zw,\infty}(mrem/h)$  entnommen werden kann.

Die Spalten 8 und 9 der Tabelle enthalten die für das Containment analogen Werte, wenn man für dessen Belüftung einen Durchsatz von 75 000 m<sup>3</sup>/h zugrunde legt. Die Konzentrationen in Spalte 8 ergeben dann eine Abgas-Aktivität von 0,44 Ci/h - sh. Spalte 10.

Die Leckage aus dem Schutzgas-Plenum der Natriumpumpen, dessen Aktivität die unter Unterdruck gehaltenen Pumpenräume belastet, soll auf 0,2 vol % /d beschränkt werden und hat unter Berücksichtigung der inneren Verzögerungsstrecke eine Aktivitätskonzentration  $K_u,\infty(Ci/m^3)$  - sh. Spalte 11 - in den Pumpenräumen zur Folge. Die Dosisleistung in diesen Räumen findet man unter  $D_u,\infty(mrem/h)$  in Spalte 12, wobei auch hier ein mit den tatsächlichen Räumen volumengleicher Halbkugelraum der Berechnung zugrundeliegt. Die Abgas-Aktivität hinter der Verzögerungsstrecke  $\alpha_u^k(Ci/h)$  ist in Spalte 13 zusammengestellt. Der Vergleich mit Spalte 10 zeigt, daß diese Abgasaktivität gegenüber der aus dem Containment vernachlässigbar ist.

So läßt sich mit Hilfe eines Programms <sup>6)</sup> ein Dosisleistungs-Maximum angeben, für welches der Aufpunkt bezüglich der Hauptwind-

---

<sup>6)</sup> W. Comper: Interne Mitteilung



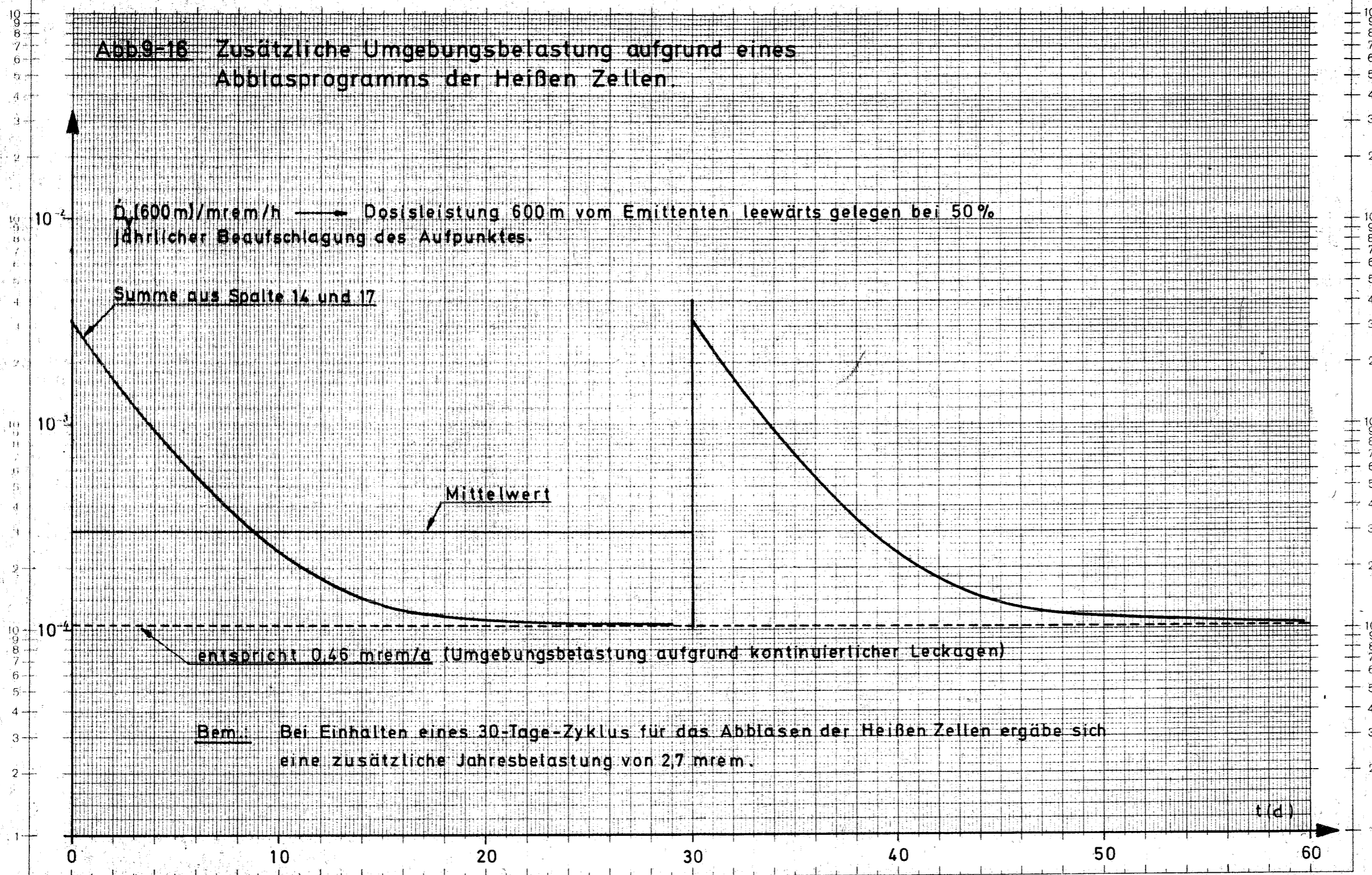
richtung 600 m leewärts vom Emittenten gelegen ist und im Zeitraum eines Jahres zu 50 % von diesem beaufschlagt wird. Die Resultate findet man in der Spalte 14. Ihre Summe entspricht einer Jahresdosis von 0,46 mrem.

Auf die Frage, ob und in welchem Ausmaß eine zyklisch vorgesehene Beladung der heißen Zellen zur Umgebungsbelastung beiträgt, wird in den Spalten 15 - 17 eingegangen. Dabei gilt die Bedingung, daß jede Beladung aus 80 kg Brennstoff entsprechend  $24 \text{ MW}_{\text{th}}$  besteht, der nach einer Abkühlzeit von  $\theta = 7 \text{ d}$  zur Aufarbeitung in die HZ gelangt, dessen Umhüllung dort total beschädigt worden ist und dessen Spaltprodukte vollständig austreten. Wie aus der Abb. 9-16 hervorgeht ist ferner ein Umluft-Filter-System vorgesehen, das mit einem Durchsatz von  $D = 3500 \text{ m}^3/\text{h}$  einen zehnmaligen stündlichen Luftwechsel ermöglicht und dessen Filterabscheidegrad  $\eta = 10^{-3}$  beträgt.

An einem der Aktivkohlefilter nachgeschalteten Verzweigungspunkt wird weiterhin mit einem Durchsatz von  $3 \text{ m}^3/\text{h}$  das von Radiojod größtenteils befreite Gasgemisch abgezogen und über eine Verzögerungsstrecke durch den Schornstein entlassen.

In den Spalten 15 - 17 findet man die Maximalwerte zu Beginn der Entlüftung der Heißen Zellen. Der zeitabhängige Verlauf der hierdurch zusätzlich hervorgerufenen Dosisleistung ist aus der Abb. 9 - 16 ersichtlich. Hierbei ist ein Abblase-Zyklus von 30 d dargestellt. Dies entspricht einer zusätzlichen Dosis von 0,22 mrem im oben beschriebenen Aufpunkt während dieses Zeitraums, wie aus dem Produkt von Zyklusdauer (h) und Mittelwert entnommen werden kann.

**Abb 9-16** Zusätzliche Umgebungsbelastung aufgrund eines Abblasprogramms der Heißen Zellen.



### 9.5.3 Helium als alternatives Schutzgas

Wird anstelle von Argon Helium als Schutzgas verwendet, so wird man mit einer Umgebungsbelastung durch H-3 rechnen müssen, wie sie nachfolgende Tabelle wiedergibt.

#### H-3

HWZ	$\alpha$ (Ci/s)	$A_R (\tau)$ (Ci)	$K_{zw} (\tau)$ (Ci/m <sup>3</sup> )	$K_c (\tau)$ (Ci/m <sup>3</sup> )	$\alpha_c^k$ (Ci/h)	$K_u (\tau)$ (Ci/m <sup>3</sup> )	$\alpha_u^k$ (Ci/h)
12,3 a	$6,2 \cdot 10^{-8}$	1,1	$1,05 \cdot 10^{-3}$	$6,1 \cdot 10^{-9}$	$4,54 \cdot 10^{-4}$	$3,13 \cdot 10^{-6}$	$9,4 \cdot 10^{-6}$

Hierbei wurde der schon oben beschriebene im Schutzgasraum herrschende Fluß zugrundegelegt. Wegen der langen Halbwerts von Tritium wird die Sättigungs-Aktivität nicht erreicht. In der Tabelle wurden daher die Verhältnisse wiedergegeben, die sich nach einer Standzeit von  $\tau = 216$  d einstellen. Man erkennt, daß die zur Wartung vorgesehenen Pumpenräume - Spalte 7 - als Kontrollbereiche aufgefasst werden müssen, da unter den vorgegebenen Annahmen über Leckage und Raumbelüftung in den Unterdruckräumen eine Tritium-Konzentration zu erwarten ist, die um den Faktor 1,5 über der gemäß ICRP-Empfehlungen zugelassenen MZK liegt ( $2 \cdot 10^{-6}$  Ci/m<sup>3</sup>). Im Containment dagegen liegt die Konzentration um den Faktor  $3 \cdot 10^{-3}$  unter dem MZK. Auf die technischen und thermodynamischen Aspekte der Verwendung von Helium als Schutzgas soll an dieser Stelle nicht weiter eingegangen werden.

X.

K O S T E N B E T R A C H T U N G E N

(GfK, Alkem, AEG, INTERATOM)

## 10.1 BRENNSTOFFZYKLUS- UND BETRIEBSKOSTEN

Zum gegenwärtigen Zeitpunkt können Brennstoffzykluskosten zukünftiger schneller Reaktoren nur relativ ungenau angegeben werden. In Diskussionen mit Brennelementherstellern - insbesondere mit der Firma Nukem/Alkem - wurde daher versucht, die Unsicherheiten in der Voraussage, insbesondere der Fabrikationskosten und Wiederaufarbeitungskosten so weit wie möglich einzuschränken.

Der Abschätzung der zu erwartenden Brennstoffzyklus- und Betriebskosten des FR 3 wurden aber auch die Kosten existierender Testreaktoren, insbesondere des BR 2 und des FR 2 sowie die zu erwartenden Kosten des SNR zugrunde gelegt.

10.1.1 Brennstoffzykluskosten

Die Brennstoffzykluskosten zerfallen in Fabrikations-, Wiederaufarbeitungs- und Spaltstoff-Kosten.

## 10.1.1.1 Fabrikationskosten

Fabrikationskosten des Oxid-Cores (Treiberzone)

Nach einer Untersuchung der Firma Nukem wird für eine voll wirtschaftliche Fabrikationsanlage für Schnellbrüterbrennstoff ein Jahresdurchsatz von 20 jato erforderlich. Eine solche Anlage wird für 1985 erwartet.

Der Beginn der Wirtschaftlichkeit liegt nach derzeitiger Beurteilung bei einem Durchsatz von 10 jato Schnellbrüterbrennstoff. Ein solcher Durchsatz wird voraussichtlich 1980 erreicht.

Langfristig werden für assemblierte Brüterbrennelemente mit Oxid-Brennstoff mit Pelletdurchmessern  $\geq 6$  mm Fabrikationskosten (ohne Spaltstoff) von 800 bis 1000 DM/kg Pu O<sub>2</sub> und U O<sub>2</sub> erwartet. Die Angebote für die ersten SNR-Cores liegen bei Fabrikationskosten  $> 3000$  DM/kg.

Für den FR 3 wurde angenommen, daß die ersten Cores ab 1980 herzustellen sind und ab 1982 ein eingeschwungener Testbetrieb vorhanden ist.<sup>1)</sup> Die folgenden Angaben beziehen sich daher nicht auf die ersten Core-Ladungen, jedoch auf voll assemblierte Treiber-Brennelemente.

Für assemblierte Brüterelemente mit 5 mm Pelletdurchmesser und 60 cm Corehöhe wurden auf der Kostenbasis 1969, für eine voll wirtschaftliche Fabrikationsanlage im Jahre 1985 mit einem Durchsatz von 20 jato Schnellbrüterbrennstoff, Fabrikationskosten von 1143 DM/kg geschätzt.

Im Falle des FR 3 sind daher noch folgende Zuschläge zu berücksichtigen:

- a) Unter der Annahme einer umgekehrt proportionalen Abhängigkeit vom Pelletdurchmesser der Faktor  $5/4$  (FR 3 hat 4 mm Pelletdurchmesser bei der 1. Flußstufe mit Mischoxid-Brennstoff)
- b) Unter der Annahme, daß 1980 ein Durchsatz von 10 jato Brüterbrennstoff vorliegt der Faktor  $\sqrt{2}$
- c) Für die Konversion (Ausfällen von Americium aus länger gelager-tem Pu von Leichtwasserreaktoren) 20 %
- d) Teuerungszuschlag für die Kostenbasis 1970 (von 1969 auf 1970) von 20 %.

Daraus folgt der Ansatz für die FR 3-Core-Fabrikationskosten  $C_f$  zu:

$$C_f = \frac{5}{4} \cdot \sqrt{2} \cdot 1,2 \cdot 1,2 \cdot 1143 \frac{\text{DM}}{\text{kg}} = 2920 \frac{\text{DM}}{\text{kg}_{\text{Brennstoff}}}$$

---

<sup>1)</sup> Zumindest das erste Core wird eine niedrigere Anreicherung erhalten als die späteren Cores im Gleichgewichtszustand.

Die z.Zt. für das FR 3-Oxid-Core geltenden Daten lauten:

	<u>Ni-Reflektor</u>	<u>U-Brutmantel</u>
Kritische Masse (Pu 39 und 41)	435 kg	493 kg
Pu-Verbrauch / Jahr	146 kg	165 kg
Pu-Erzeugung / Jahr:		
extern	0 kg	73,1 kg
intern	59,1 kg	60,2 kg
Pu-Nettoverbrauch / Jahr	87 kg	31,7 kg
Brennstoffmasse	1550 kg	1755 kg
Core-Standzeit	231 Tage	

Damit ergeben sich folgende Core-Fabrikationskosten:

- a) mit Nickelreflektor: 4,5 Mio DM
- b) mit Uran-Brutmantel: 5,1 Mio DM

Für ein solches Core aus Mischoxid-Vollpellets fallen praktisch keine Entwicklungskosten für die Fabrikation der Brennelemente an.

#### Fabrikationskosten des Cermet-Cores (Treiberzone)

Beim FR 3 wird unterschieden zwischen der ersten Flußstufe von  $1,0 \cdot 10^{16}$  n/cm<sup>2</sup>sec, d.h. einer Treiberzone aus Mischoxid-Vollpellets und einem Höchstflußcore mit Cermet- oder Ringspalt-Brennstäben für den maximalen Neutronenfluß von  $1,5 \cdot 10^{16}$  n/cm<sup>2</sup>sec.

Die für das Cermet-Core relevanten Daten lauten:

Cermet-Durchmesser	5 mm
Brennstab-Durchmesser	5,5 mm
<u>Pu-Nettoverbrauch</u> Standzeit	75,5 kg

Brennstoffmasse	459 kg
Spaltstoffmasse	312 kg Pu <sub>Metall</sub>
Anreicherung	0,68
Core-Höhe	55 cm
Core-Standzeit	113 d
Lokaler Spitzenabbrand	200 000 MWd/to

Nach einer Voruntersuchung wurden für ein solches Core Fabrikationskosten (ohne Spaltstoff) von ca. 6 Mio DM grob geschätzt. Dabei ist für die Herstellung der Cermet-Brennstäbe mit einem vorausgehenden Entwicklungsprogramm von ca. 15 Mio DM zu rechnen.

#### Fabrikationskosten für den radialen Brutmantel bzw. Reflektor

Für einen assemblierten radialen Uran-Brutmantel wird ein Betrag von 200 DM/kg UO<sub>2</sub> angesetzt. Die Kosten für einen assemblierten radialen Ni-Reflektor werden ebenfalls zu 200 DM/kg Ni<sup>2)</sup> abgeschätzt, wobei vorausgesetzt wurde, daß die Ni-Stäbe ebenfalls von einer austenitischen Hülle umgeben sind, trotz der voraussichtlich niedrigen Temperatur von  $\leq 300^{\circ}\text{C}$  des Kühlmittels im Reflektor. Ferner wurde angenommen, daß die an der Grenzfläche zur Treiberzone stehenden Reflektorelemente eine thermische Isolation erhalten müssen.

Für den radialen Reflektor bzw. Brutmantel ergeben sich folgende Fabrikationskosten:

Tab. 10-1: FABRIKATIONSKOSTEN FÜR REFLEKTOR UND BRUTMANTEL

(Mio DM)	pro Reflektor bzw. Brutmantel	pro Jahr
radialer Ni-Reflektor	3,124	-
radialer U-Brutmantel	2,38	2,38

<sup>2)</sup> Für Ni-Halbzeug (Ni 99,2) liegen die Kosten nur um etwa 6 DM/kg höher als für angereichertes Uran.

Fabrikationskosten für den axialen Brutmantel bzw. Reflektor

Für zukünftige Leistungsbrüter mit Mischoxid-Brennstoff werden je nach Stabdurchmesser für die Fabrikationskosten des axialen Brutmantels DM 150 - 200 je kg U angesetzt.

Beim FR 3 ist im Falle eines axialen U-Brutmantels daher in erster Linie der kleinere Stabdurchmesser zu berücksichtigen. Daraus ergeben sich Fabrikationskosten von etwa 300 DM/kg U.

Im Falle eines axialen Ni-Reflektors werden Ni-Pellets in die Hüllrohre der Treiber-Brennelemente eingefüllt. Hierfür wird ebenfalls mit einem Ansatz von etwa 300 DM/kg Ni für die Fabrikationskosten gerechnet, da die Kostendifferenz zwischen Ni und abgereichertem U nur gering ist.

10.1.1.2 Wiederaufarbeitungskosten

Auch nach 1980 können in den Wiederaufarbeitungsanlagen voraussichtlich nur Brennelement-Chargen mit einer mittleren Anreicherung von etwa 4 % verarbeitet werden.

Beim SNR z.B. kommt man durch ein gemischtes Core/Blanket-Management auf eine mittlere Anreicherung von 6 - 7 %, die dann durch Verdünnung noch auf 4 % abzusenken ist.

Die dabei anfallenden Wiederaufarbeitungskosten werden bei 250 - 300 DM pro kg Brennstoff liegen.

Bei abgebrannten Treiber-Brennelementen des FR 3 muß bei der Wiederaufarbeitung evtl. eine Vermischung mit abgebrannten Brennelementen anderer Reaktoren durchgeführt werden.

Die Wiederaufarbeitungskosten für die FR 3 - Treiberzone wurden incl. der zusätzlichen Vermischungsvorgänge wie folgt abgeschätzt:

Oxid-Treiberzone mit Vollpellets	3 Mio DM/Core
Cermet-Treiberzone mit Cr- oder Mo-Matrix	5 Mio DM/Core



## 10.1.1.3 Spaltstoffkosten

Bei einem Uranpreis von 10 \$/g  $U^{235}$  liegt die untere Grenze für den Plutoniumpreis bei etwa 7 \$/g  $Pu^{39+41}$ . Unter der Voraussetzung, daß dieser gegenwärtige Uranpreis im Lauf der Zeit auf 15 \$/g  $U^{235}$  ansteigt, erscheint nach 1980 ein Plutoniumpreis von 12 \$/g  $Pu^{39+41}$  bzw. 43,2 DM/g  $Pu^{39+41}$  realistisch.

Für den FR 3 ergeben sich daher die folgenden Spaltstoffkosten:

Tab. 10-2: SPALTSTOFFVERBRAUCH UND SPALTSTOFFKOSTEN PRO JAHR

	Oxid-Treiber mit Vollpellets		Cermet-Treiber mit Cr- od. Mo-Matrix Ni-Reflektor
	Ni-Refl.	U-Brutm.	
Spaltstoffverbrauch Pu $^{239+241}$ (kg/Jahr)	87	32	126
Spaltstoffkosten (Mio DM/Jahr)	3,76	1,38	5,4

## 10.1.1.4 Zusammenfassung der Brennstoffzykluskosten

Es wird davon ausgegangen, daß die Brennelement-Erstausrüstung für den eingeschwungenen Brennstoffzyklus<sup>3)</sup> zu den Anlagekosten gerechnet werden. Daher werden bei der Ermittlung der Brennstoffzykluskosten keine Plutonium-Zinsen angesetzt.

<sup>3)</sup> 7/3 Core-Ladungen beim 3-Zyklus, die sich wie folgt zusammensetzen:  
3/3 Core-Ladungen (mit den Abbrandzuständen 1/3, 2/3, 3/3) im Core,  
1/3 abgebrannt im Tankmagazin, 1/3 frische Brennelemente im Brennelementlager des Reaktorgebäudes, 2/3 Core-Ladungen in der Herstellung.

Für den FR 3 ergeben sich daher die folgenden Brennstoffzyklus-  
kosten:

Tab. 10-3: FR 3 - BRENNSTOFFZYKLUSKOSTEN PRO JAHR

(Mio DM/Jahr)	Mischoxid-Brennstäbe mit Vollpellets <sup>16</sup> $\phi_{\max} = 1,0 \cdot 10^{16}$		Cr- od. Mo-Cermet- Brennstäbe $\phi_{\max} = 1,5 \cdot 10^{16}$
	Ni-Refl.	U-Brutm.	Ni-Reflektor
Fabrikationskosten der Treiberzone	4,5	5,1	10
Fabrikationskosten für den radialen Brutm. bzw. Refl.	-	0,75	-
Fabrikationskosten für den axialen Brutm. bzw. Refl.	0,36	0,36	0,72
Wiederaufarbeitungs- kosten	2,85	2,85	8,3
Spaltstoffkosten	3,76	1,38	5,4
FR 3 - Brennstoff- zykluskosten	11,5	10,5	24,4

Bei BR 2 fallen vergleichsweise z.Zt. pro Jahr Brennstoffzykluskosten  
in Höhe von DM 4,4 Mio an.

### 10.1.2 Betriebskosten

Der Abschätzung der FR 3 - Betriebskosten werden Personalkosten, Verwaltungs- und Gemeinkosten, Wartungskosten und Energiekosten zugrunde gelegt. Zinsen für Anlagekosten und Abschreibung der Anlagen wurden nicht berücksichtigt.

#### 10.1.2.1 Personalkosten

Vorausgesetzt wird ein Schichtbetrieb mit 5 Schichten zu je 20 Mann sowie Gruppen für Elektrotechnik, Maschinenanlagen, Physik, Chemie und eine Infrastruktur wie z.B. in einem Kernforschungszentrum. Unter diesen Randbedingungen kann eine FR 3 - Betriebsmannschaft von ca. 250 Mann angenommen werden, die zumindest teilweise auch für Experimente zur Verfügung steht. Damit ergeben sich Personalkosten von etwa 9 Mio DM pro Jahr.

Zum Vergleich dazu werden die Personalkosten beim BR 2-Reaktor (159 Mann Betriebspersonal) für 1970 voraussichtlich bei 4,5 Mio DM liegen.

Versicherungen wurden nicht verrechnet, da das Risiko durch eine Bürgschaft der beteiligten Länder abgedeckt werden sollte.

#### 10.1.2.2 Verwaltungs- und Gemeinkosten

Unter der Voraussetzung einer entsprechend vorhandenen Infrastruktur werden wie beim FR 2 pro Jahr 3 Mio DM angesetzt.

Beim BR 2 wird für 1970 eine Verwaltungskosten-Pauschale von 1,1 Mio DM erhoben.

#### 10.1.2.3 Wartungskosten

Nach einer Erstausrüstung der Lager werden für den Materialverbrauch und für die Ausstattung kleinerer Experimente von der Reaktorseite beim FR 2 z.Zt. Mittel in Höhe von 1,2 Mio DM pro Jahr angesetzt.

Der BR 2 weist zum Vergleich für Wartungskosten im Jahr 1970 eine Summe von 3,9 Mio DM aus.

Für den FR 3 wurden daher auf heutiger Kostenbasis ca. 5 Mio DM incl. der Dekontaminationsarbeiten angesetzt.

#### 10.1.2.4 Energiekosten

Der elektrische Eigenenergiebedarf des FR 3 beträgt etwa 24 MW. Der Kostenbetrachtung wird im Hinblick auf spätere Erweiterungen 30 MW<sub>e</sub> zugrunde gelegt.

Es wurde untersucht, wie hoch bei einer Betriebszeit des Testreaktors von 10 Jahren die Kosten für 1 kWh liegen, wenn die Energie entweder

1. selbst erzeugt wird, nämlich
  - a) in einem ölgefeuerten Dampfkraftwerk
  - b) in einem Dieselgeneratorenkraftwerk
  - c) in einem Gasturbinenkraftwerkoder
2. von einem EVU bezogen wird.

Für die Untersuchung gelten folgende Randbedingungen:

- keine Verzinsung des investierten Kapitals
- Versicherungskosten 0,5 % pro Jahr der Kapitalkosten
- Betriebskosten  $1 \cdot 10^6$  DM pro Jahr; bei der offenen Gasturbine wegen der einfacheren Anlage  $0,8 \cdot 10^6$  DM pro Jahr
- Heizölpreis ( $H_n = 9700$  kcal/kg) incl. Transport 87,50 DM/t.

Damit ergeben sich folgende Kosten für den Eigenenergiebedarf:

Tab. 10-4: KOSTEN FÜR DEN EIGENENERGIE-BEDARF

	Spez. Kosten	Erzeugungskosten	Bezogen auf Fremdbezug	Bemerkung
	DM/kW	Dfg/kWh	%	
Dampfturbine	750	5,15	83,6	fallende Verfügbarkeit erhöht Stromkosten be- trächtlich
Dieselmotor	600			
a) ohne Berücksichtigung der Mineralölsteuer		3,59	58,3	billigste Lösung, wenn die Mineralölsteuer erlassen wird
b) mit Berücksichtigung der Mineralölsteuer		12,54	203,6	
Gasturbine				
a) offen	515	4,42	71,8	billigste Variante der Untersuchung, Verfügbarkeit 100 %
b) geschlossen	1090	4,71	76,5	
Fremdversorgung		6,16	100	Verfügbarkeit 100 % Kosten sind wahrschein- lich durch gute Verträge noch zu senken

Die Untersuchung der Energiekosten ergab, daß ein Kraftwerk mit offenen Gasturbinen die billigste Lösung ist. Auch die Wartung der Gasturbine bietet Vorteile. Der Personalbestand eines solchen Kraftwerkes könnte klein gehalten werden.

Auch ein Dieselkraftwerk weist geringe Kapitalkosten auf, hat jedoch im Gegensatz zur Gasturbine einen hohen Wirkungsgrad.

Bei Fremdbezug sind jedoch die Vorteile eindeutig:

- die Verfügbarkeit beträgt 100 %
- sehr geringe Kapitalkosten
- Praktisch keine Betriebskosten
- keine Versicherungskosten

Ein Maschinentrafo für 30 MVA kostet mit Aufstellen und Anschließen etwa 420 000 DM, sofern eine 110 kV-Schiene vorhanden ist.

Die Bereitstellungsgebühr für 25 MW beträgt jährlich  $3,5 \cdot 10^6$  DM, das entspricht 140 DM/kW. Der Arbeitspreis für 1 kWh beträgt 4 Dpf.

Bei 216 Vollasttagen im Jahr entstehen dadurch bei einem Strompreis von 6,16 Dpf/kWh Energiekosten für den FR 3 von 9,6 Mio DM pro Jahr.

Zusammengefaßt ergeben sich die folgenden jährlichen Betriebskosten für den FR 3 in Mio DM:

Personalkosten	8,75	DM
Verwaltungs- und Gemeinkosten	3	DM
Wartungskosten	5	DM
Energiekosten	9,6	DM
	<hr/>	
	26,4	DM
	=====	

## 10.2 ANLAGEKOSTEN

Die Anlagekosten des FR 3 wurden gemeinsam mit der Firma INTERATOM auf der Basis der FR 3 - Spezifikationen ermittelt. Die Preisbasis der Kostenschätzung liegt bei Anfang 1970. In den ermittelten Anlagekosten sind eingeschlossen:

- Sicherheitszuschläge für technisches Risiko, Schwierigkeiten beim Bau, unvollständige Unterlagen
- Gewinn- und Gemeinkosten
- Engineering während der Bauzeit
- 7/3 Core-Ladungen als Erstausrüstung incl. Spaltstoff.

Die elektrischen Anlagen (E-Teil) und die Kosten für die Handhabungseinrichtungen sind grobe Schätzkosten. Die Gebäudekosten wurden auf Abrechnungsbasis kalkuliert.

Zusammengefaßt ergeben sich die folgenden Schätzkosten in Mio DM:

1. Reaktor	8,7
2. Wärmeübertragungssysteme	59,9
3. Handhabungs-, Transport- und Lagereinrichtungen	32,5
4. Reaktornebenanlagen	18,3
5. Reaktorhilfsanlagen	23,9
6. Elektroanlagen	91,7
7. Instrumentierung und Regelanlagen	42,8
8. Schutzeinrichtungen (in 7 und 9 enthalten)	
9. Gebäude (einschl. Stahlbau und Sicherheitsbehälter)	132,0
	<hr/>
	409,8

Übertrag:	409,8
Regel- und Abschaltstäbe	5
Lufttechnische Anlagen	5
Natrium / Luft-Kühler	18
Abwasser	1
Engineering während der Bauzeit	44
Zentrales He-Testloop incl. Auswechsel- vorrichtung mit Zubehör	26
7/3 Core-Ladungen (Mischoxid-BE) als Erstausrüstung:	
Fabrikationskosten	11,5
Spaltstoffkosten	43,7
Prozeßrechner und Experiment- überwachung	10
<hr/>	
Summe Anlagekosten:	574 *****

Die Aufschlüsselung der Baugruppenkosten ergibt folgendes Bild:

	<u>Schätzkosten in Mio DM</u>
1. <u>Reaktor</u>	
1.1 Reaktortank	)
1.2 Doppeltank	)
1.3 Tragplatte	)
1.4 Kernmantel	) 5,9
1.5 Thermische Schilde	)
1.6 Mischkammer mit Instrumentierungsplatte	)



	<u>Schätzkosten in Mio DM</u>
1.7 Tankmagazin )	
1.8 Stützstruktur )	
1.9 Traversen )	
1.10 Reaktordeckel	2,8
	<u>8,7</u>
2. <u>Wärmeübertragungssysteme</u>	
2.1 Primär-Treibersystem	19,7
2.2 Primär-Testloopsystem )	
- Zentral-Loop (Na) )	6,1
- 3 periphere Loops (Na) )	
2.3 Primär-Notkühlkreislauf )	
	10,8
2.4 Sekundär-Notkühlkreislauf )	
2.5 Sekundärkreislauf für Treiber und Testloops (ausschließlich Na/Luft- kühler)	23,3
	<u>59,9</u>

In den unter 2.1 bis 2.5 genannten Kosten wurde ein 25 bis 30 %iger Preiszuschlag zu den Kosten der aufgelisteten Rohrleitungen angenommen. Dieser Preiszuschlag gilt für in der Auflistung der Hauptkomponenten nicht erfaßten Rohrleitungen. Die Isolierungskosten werden mit ca. 20 % der gesamten Rohrleitungskosten berechnet.

3. Handhabungs-, Transport- und Lagereinrichtungen

	<u>grobe Schätzkosten in Mio DM</u>
3.1 Wechselmaschinen )	
- BE-Wechselmaschine )	
- Wechselmaschine für Bestrahlungs- experimente )	
- Wechselmaschine für sonstige Komponenten )	11,3
3.2 Manipulatoren (3 Stück) )	
3.3 Lager im Sicherheitsbehälter und im Nebengebäude für BE, Experimental- einsätze, Stopfen, sonstige Lager- Absetzpositionen	7,2
3.4 Wechseleinrichtungen für Kreislauf- komponenten (Pumpenlaufz., Filter, Kühlfallen), Kerninstrumentierung und Reparaturreinrichtung für Zwischen- wärmetauscher )	
3.5 Zusätzliche Handhabungseinrichtungen wie Wartungsstand für Handhabungsein- richtungen, mechanische Einrichtungen für Na-Probeentnahme, Traversen für Gebäudekran, Wechselrohr für Na-Höhen- standsanzeige, Sonderwerkzeuge etc. )	14,0
3.6 Lagerung aktiver Abfälle, Verpackungs- station, 2 Zerlegungs- und Beobachtungs- zellen )	
	<hr/> 32,5

4. ReaktornebenanlagenSchätzkosten  
in Mio DM

4.1	Argon-Schutzgassystem	)	
	- Primärschutzgassystem	)	7,9
	- Sekundärschutzgassystem	)	
4.2	Na-Reinigungssysteme	)	
	- Primär-Treiber-Reinigung	)	
	- Sekundär-Reinigung	)	3,9
	- Primär-Testloop-Reinigung	)	
	- Probeentnahme	)	
4.3	Na-Ablaßsystem	)	
	- Primär-Treiber-Ablaßsystem	)	
	- Sekundär-Ablaßsystem	)	
4.4	Na-Füllsystem	)	
	- Primär-Treiber-Füllsystem	)	
	- Sekundär-Treiber-Füllsystem	)	
4.5	Na-Spiegelhaltesystem	)	
	- Primär-Treiber-Spiegelhaltesystem	)	6,5
4.6	Na-Leckauffangsystem	)	
	- Primär-Na-Leckauffangsystem	)	
	- Sekundär-Na-Leckauffangsystem	)	
4.7	Na-Probenentnahmesystem	)	
	- Primär-Na-Probeentnahme	)	
	- Sekundär-Na-Probeentnahme	)	

---

 18,3

5. HilfsanlagenSchätzkosten  
in Mio DM

5.1	Inertisierungssystem	)	
	- N <sub>2</sub> -Inertisierungssysteme im Reaktorgebäude und Reaktorgruppe	)	
	- N <sub>2</sub> -Inertisierungssysteme und -Kühlsysteme im Reaktornebengebäude	)	
5.2	Versorgungssysteme	)	
	- Argonsystem	)	
	- N <sub>2</sub> -System	)	11,2
	- Druckluftsystem	)	
	- Wassersystem (Heißwasser, Heißdampf, Druckwasser)	)	
5.3	Abgassystem	)	
	- Primärargon- und Primär-N <sub>2</sub> -Abgassystem	)	
5.4	Vorheiz- und Kühlsysteme	)	
	- N <sub>2</sub> - und Ar-Vorheizsystem	)	
	- Heizkreis für Vorwärmzelle	)	7,0
	- Pufferlagerkühlsystem	)	
	- Kälteanlage	)	
	- Komponentenkühlkreislauf	)	
5.5	Wasch- und Dekontaminationsanlage	)	
	- Primär-Wasch- und Dekontaminationsanlage	)	5,7
	- Sekundär-Waschanlage	)	
			<hr/> 23,9

6. Elektroanlagen

grobe Schätzkosten  
in Mio DM

- Eigenbedarfs- und Hochspannungsschaltanlagen
- Niederspannungstransformatoren
- Niederspannungsschaltanlage für Dreh- und Gleichstrom (für Normal- und Notstromnetz)
- Notstromdieselgeneratoren, Umschaltautomatiken
- Batterien, Umformer und Drehrichter
- gesamte Steuerung
- Motoren (Hochspannungs-, Drehstrom- und Gleichstrommotoren)
- E-Begleitheizung einschließlich Heizkörper
- gesamte Verkabelung
- allgemeine Installation
- Beleuchtung
- Melde- und Warnanlagen
- Erdungsanlagen

---

91,7

7. Instrumentierung und Regelanlagen

	<u>grobe Schätzkosten in Mio DM</u>
- Nuklearinstrumentierung )	
- Kerninstrumentierung	
. Sonde für Durchfluß- und Temperaturmessung und Verkabelung )	
. Sonstiges )	
- Strahlenschutzinstrumentierung )	21,3
- Prozeßinstrumentierung der	
. Hauptkreisläufe )	
. Testloopkreisläufe )	
. Na-Neben- und Hilfsanlagen (ohne Handhabung) )	
- Regelung der Hauptkreise, Neben- und Hilfsanlagen )	
- Prozeßrechner (Betriebsüberwachung) )	
- Sicherheitsrechner (Kerninstrumentierung) )	21,5
- Reaktorschutzsystem )	
- Gefahren- und Rauchmeldesystem )	
- Warten (Betriebs- und Notwarte) )	
	<hr/> 42,8

Die Angaben gelten für FR 3 - betriebszugehörige Instrumentierung und Regelanlagen. Experimentalausrüstung (Experimentalwarten, Rechner zur Experimentüberwachung, Testinstrumentierung etc.) sind hier nicht enthalten und werden gesondert in der Zusammenfassung unter "Prozeßrechner und Experimentüberwachung" erfaßt.

8. SchutzeinrichtungenSchätzkosten  
in Mio DM

- Brandschutz  
(in Punkt 7 enthalten)
- Strahlenschutz  
(in Punkt 7 (Strahlenschutzinstrumentierung)  
und Punkt 9 (Abschirmung) enthalten)

9. Gebäude<sup>4)</sup>

9.1	Reaktorgebäude	46,0
9.2	Betriebsgebäude )	
9.3	Lüftungsgebäude )	
9.4	Technikum, Werkstätten, ) Schwertransportschleuse )	25,0
9.5	E-Versorgungsgebäude )	
9.6	Kühlturmgebäude	9,0
9.7	Stahlbauanteile im:	
	- Reaktorgebäude	
	. Sicherheitsbehälter	18,5
	. Schleuse, Durchführungen, Kranbahnträger, Reinigung, Korrosionsschutz	4,0
	. Rundlaufkran, Kleinkräne, Aufzüge	3,2
	. Stahleinbauten (Cavities, Bühnen, Gerüste, Abschirmungen)	22,0
	- Reaktorhilfs- und Nebengebäude	4,3
		<hr/> 132,0

4) 9.1 bis 9.6 auf Abrechnungsbasis