

KFK-231

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM  
KARLSRUHE**

Juni 1964

KFK 231

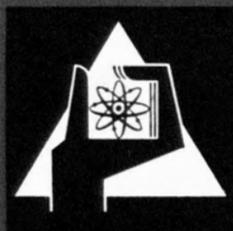
Abteilung Reaktorbetrieb

Nukleare Messungen am Reaktor FR 2 bei Nennleistung

H. W. Glauner, M. Diederichs, W. Eisermann

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.  
Zentralbibliothek

1. Nov. 1964



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.  
KARLSRUHE



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Juni 1964

KFK 231

Abteilung Reaktorbetrieb

Nukleare Messungen am Reaktor FR2 bei Nennleistung

H.W.Glauner, M.Diederichs, W.Eisermann

Gesellschaft für Kernforschung m.b.H.  
Zentralbücherei

13. Nov. 1964

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M.B.H.  
KARLSRUHE

## INHALT

	Seite
1.      Temperatureffekte von Uran und Moderator	1
2.      Spaltproduktvergiftung	7
3.      Temperaturmessungen und Ermittlung der Restleistung nach dem Abschalten	10
4. $\gamma$ - und Neutronendosismessungen im Reaktorcore	15
Anhang: 11 Abbildungen	

## Nukleare Messungen am Reaktor FR2 bei Nennleistung

Im Dezember 1962 ist der FR2 erstmalig mit Nennleistung betrieben worden. Neben den seither durchgeführten technischen Fertigstellungen, Prüfungen und Abnahmen einzelner Anlageteile wurde eine Reihe nuklearer Messungen bei Vollast durchgeführt, die in diesem Bericht beschrieben werden. Messungen im Nullenergiebereich sind vorher durchgeführt, sie finden sich unter [1, 2, 3, 4]. Den Beladungszustand des Cores während der Messungen zeigt Abb. 1. Es waren 156 BE<sup>+</sup>) in fast symmetrischer Anordnung, das Zentralloop 130  $\emptyset$  und 13 Isotopenkanaltauchrohre eingesetzt. Die Experimentierkanäle waren unbeladen und nach außen mit Stahlstopfen verschlossen.

### 1. Temperatureffekte

- 1.1 Die negativen Temperatureffekte von Uran und Moderator auf die Reaktivität stellen die maßgeblichen Größen dar für die dynamische Stabilität des bei höherer Leistung laufenden Reaktors. Während der Moderatoreffekt auch bei kleinerer Reaktorleistung gemessen werden kann, indem man den Moderator künstlich erwärmt -etwa durch Betrieb der Primärkreishauptpumpen bei abgeschaltetem Sekundärkühlkreis- gelingt die Bestimmung des Temperatureffekts von Uran nur durch einen echten Leistungsbetrieb, da hierbei immerhin einige 100<sup>o</sup>C im Inneren der Uranstäbe erzeugt werden sollen.

Der Uran-Temperatureffekt wurde jetzt wie folgt bestimmt:  
Nach einer längeren Abschaltpause wurde der Reaktor mit kleiner Leistung (12 kW) wieder in Betrieb genommen und die kritische Stabstellung der Trimmstäbe und des Regelstabs in Abhängigkeit

---

<sup>+</sup>) Im weiteren Textverlauf werden folgende Kurzbezeichnungen verwendet:  
BE-Brennelement, TA-Trimmschaltstab, FR-Feinregelstab

von der Moderatortemperatur aufgenommen. Zur Erhöhung der Moderatortemperatur dienten die Hauptpumpen im Primärkreislauf. Beim Betrieb von 3 Hauptpumpen wird ein Teil der Pumpenenergie in Wärme umgesetzt, die in das D<sub>2</sub>O geht. Hierdurch konnte - bei stillgesetztem Sekundärkreislauf - die Moderatortemperatur im Verlauf von ca. 2 Stunden von 18,5°C auf 35°C erhöht werden.

Tabelle 1 zeigt die gemessenen Werte:

Zeit	R-Leistung	D <sub>2</sub> O-Temperatur	Stabstellung		ε
			FR-Stab	TA-Stäbe	
11.50	12 kW	18,5°	0	1201	
12.00	12 kW	20,7°	0	1197	
13.00	12 kW	28,0°	0	1182,7	
14.00	12 kW	35,0°	0	1166	3,34 mk

Tabelle 1: krit. Stabstellung in Abhängigkeit von der Moderatortemperatur (Reaktorleistung 12 kW)

In Abb. 2, Kurve a) ist diese bei 12 kW gemessene TA-Stellung über der D<sub>2</sub>O-Temperatur aufgetragen.

Anschließend an diese bei 12 kW durchgeführten Messungen erfolgte das Hochfahren des Reaktors auf 12 MW, dabei waren Primär- und Sekundärkreislauf voll in Betrieb. In kurzen Zeitabständen wurden jetzt wieder D<sub>2</sub>O-Temperatur und kritische Stabstellung aufgeschrieben.

Die Ablesung der Meßwerte erfolgte von der in der Schaltwarte vorhandenen Betriebsinstrumentierung. Die Ableseunsicherheit liegt bei der D<sub>2</sub>O-Temperatur bei ca. 0,5°C, bei der TA-Stellung bei ca. 1 mm.

Der Zeitpunkt, zu dem 12 MW erreicht werden, ist naturgemäß nicht exakt zu bestimmen: 1. erfolgt durch den Regler ein allmähliches Einlaufen auf den vorgegebenen Nennwert, 2. tritt eine Zeitverzögerung zwischen nuklearer und thermisch abgegebener Leistung durch das build up der Spaltprodukte auf.

Tabelle 2 gibt die gemessenen Werte an:

Zeit	R. -Leistung	D <sub>2</sub> O-Temperatur	krit. Stabstellg.		ρ <sub>ex</sub> bei 35°C Mod. Temp.
			FR	TA	
16.48	12 kW	21°	0	1198	46,5 mk
16.53	12 MW				
16.55	12 MW	32°	0	1158	45,1
16.57	12 MW	34°	0	1156	45,4
17.00	12 MW	35°	0	1154	45,4
17.04	12 MW	36°	0	1152	45,4
17.10	12 MW	36,7°	0	1150	45,9
17.13	12 MW	37°	0	1149	45,3
17.20	12 MW	38°	0	1147	45,3
17.38	12 MW	39°	0	1143	45,1
18.00	12 MW	39,5°	0	1139	44,9
19.00	12 MW	39,5°	0	1130	44,1

Tabelle 2: krit. Stabstellung bei Leistungssteigerung auf 12 MW

Abb. 2, Kurve b) zeigt die TA-Stellung über der D<sub>2</sub>O-Temperatur zu verschiedenen Zeiten nach Erreichen der Nennleistung. Die zu einem Zeitpunkt 20 min nach Erreichen von 12 MW -also um 17.13 Uhr- ermittelte krit. Stabstellung dient zur Bestimmung des Uran-Temperatureffektes, der sich aus dem Abstand der beiden Kurven in Abb. 2 ergibt. In dieser Abbildung ist die Überschussreaktivität ρ<sub>ex</sub> bei verschiedenen krit. TA-Stellungen eingetragen. Man erhält damit den Uraneffekt

$$\rho_U = 1,15 \text{ mk} \pm 0,1 \text{ mk}$$

Zur Bestimmung des Uraneffekts wird der Zeitpunkt 20 min nach Erreichen der Nennleistung aus verschiedenen Gründen als geeignet angesehen:

- 1.) Die Xe-Vergiftung ist zu diesem Zeitpunkt < 0,1 mk, s. Abb. 10
- 2.) Etwa 20 - 30 Minuten Wartezeit sind für das Einlaufen der verzögerten Photoneutronen auf ihren rad. akt. Gleichgewichtszustand nötig, wenn die krit. Stabstellung als Maß für vergleichende Reaktivitätsbestimmungen benutzt wird.

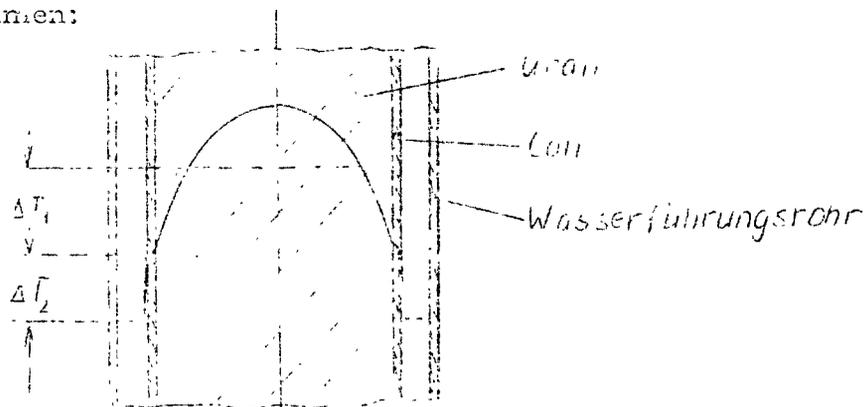
1.2 Der Temperatur-Koeffizient von Uran  $k_u$  läßt sich aus dem in Abs. 1.1 angegebenen Temperatureffekt ermitteln, wenn die zugehörige Erhöhung der Urantemperatur  $\Delta T_u$  bekannt ist. Dann ist  $k_u = \frac{\Delta \dot{Q}_u}{\Delta T_u}$

In Abs. 3 sind Temperaturmessungen an einem Brennelement beschrieben, das mit mehreren Thermoelementen versehen war. Dieses BE war auf der heißesten Coreposition (Pos. 50/22) eingesetzt.

Hier wurden bei 12 MW Reaktorleistung in 80 cm Abstand vom unteren Uranende -das ist annähernd im Flußmaximum- gemessen:

Temperatur in Uranmitte (auf der Achse)	263°C
Temperatur unter dem Can	59°C
mittlere D <sub>2</sub> O-Temperatur im Kühlspalt	32°C
spezifische Leistung am Meßort	700 W/cm
sowie die max./mittl. Leistung des Brennelements (s. Abb. 5)	1.61
(bei ganz ausgefahrenen Absorberstäben ist der theoretische Wert 1.34)	

Daraus wird die über sämtliche Brennelemente gemittelte Uran-Temperaturerhöhung  $\Delta T_u$  bestimmt. Sie setzt sich aus zwei Anteilen zusammen:



a) die gemittelte effektive Temperaturerhöhung von Can zur Uranmitte ist  $\Delta T_1 = \mu \cdot \Delta T_1^*$

Dabei ist  $\Delta T_1^* = 204^\circ \cdot \frac{352}{700} \cdot 0,5$  die einfache gemittelte Temperaturerhöhung

mit  $204^\circ =$  gemessene Temperaturdifferenz zwischen Uranmitte und Can

$\frac{352}{700}$  = Verhältnis der mittl. spez. Leistung sämtlicher BE zu  
der mittl. spez. Leistung am Einbauort des Thermoelements

0,5 = Faktor zur Mittlung der über den Uranstabquerschnitt  
annähernd rotationsparabolischen Temperaturverteilung

Der Faktor  $\mu$  ist der mittlere Reaktivitäts-Wichtungsfaktor für nicht gleichmäßig verteilte Störungen, der aus einer Störungsrechnung ermittelt werden kann. Für die gleichmäßige Temperaturerhöhung im Core wäre  $\mu = 1$ . Nimmt man an, daß die Temperaturdifferenz zwischen Uranmitte und Can an jeder Stelle prop. zum Neutronenfluß ist, so wird der Wichtungsfaktor über das ganze Core

$$\mu = \frac{\int_{\text{CORE}} \phi_T^2(r) \cdot \phi_T^*(r) dV}{\bar{\phi}_T \int_{\text{CORE}} \phi^2(r) dV}$$

mit  $\phi_T(r) =$  therm. Fluß  
 $\phi_T^*(r) =$  adjungierter Fluß  
 $\bar{\phi}_T =$  über das Core gemittelter Fluß

Für den FR2, dessen Fluß nicht durch teilweise eingefahrene Absorberstäbe gestört ist, errechnet man den Faktor  $\mu = 1,40$

In praxi treten durch die im Betrieb noch teilweise eingefahrenen TA-Stäbe Flußverwerfungen in den unteren Corebereich ein. Hierfür liegen ausführliche Flußmessungen an 22 repräsentativen BE des FR2 vor ([4], siehe auch Abb. 4).

Aus diesen Flußverteilungen kann  $\mu$  berechnet werden, wenn man die Annahme macht, daß  $\phi_T^*(r)$  prop.  $\phi_T(r)$  ist. Durch numerische Integration erhält man dann  $\mu = 1,55$ .

Damit wird die gemittelte Temperaturerhöhung im Uran

$$\underline{\Delta T_1 = 79^\circ \text{C}}$$

b) Der gemittelte effektive Temperatursprung vom Kühlwasser zum Can ist  $\Delta T_2 = \mu_z \cdot \Delta T_2^*$

Dabei ist  $\Delta T_2^*$  der mittlere Temperatursprung zwischen Kühlwasser und Can. Es wird angenommen, daß wegen der Kühlflußkalibrierung<sup>+</sup> der Temperatursprung nur von der BE-Höhe  $z$  abhängt und bei sämtlichen BE gleich ist. Am Test-BE ist an der heißesten Stelle  $\Delta T_2^* = 27^\circ$  gemessen, mit dem oben angegebenen axialen Faktor 1,61 erhält man daraus ein Mittel  $\Delta T_2^* = 17^\circ$  für sämtliche BE.

Der Faktor  $\mu_z$  ist der Reaktivitäts-Wichtungsfaktor in axialer Richtung. Nur dieser ist zu ermitteln, da entsprechend der obigen Annahme das Temperaturprofil von  $T_2$  in radialer Richtung konstant sein soll, d. h.  $\mu_r = 1$ .

Für den ungestörten Reaktor, bei dem die Absorberstäbe ausgefahren sind, wird der axiale Wichtungsfaktor  $\mu_u = 1,12$  [5]. Durch die teilweise eingefahrenen Trimmstäbe und die damit verbundenen Flußverwerfungen erhöht sich dieser Wert auf  $\mu_z = 1,40$ .

Damit wird der gemittelte effektive Temperatursprung vom Kühlwasser zum Can  $\Delta T_2 = 23^\circ\text{C}$

Die über sämtliche BE gemittelte effektive Temperaturerhöhung liegt damit um  $\Delta T_u = \Delta T_1 + \Delta T_2 = 102^\circ\text{C}$  über der mittleren  $\text{D}_2\text{O}$ -Temperatur im Kühlpalt.

Bei 12 MW war der Urantemperatureffekt  $\epsilon_u = 1,15$  mk. Daraus folgt für den Temperaturkoeffizienten

$$k_u = \frac{\Delta \rho_u}{\Delta T_u} = 1,13 \cdot 10^{-5} \text{ [}^\circ\text{C}^{-1}\text{]}$$

Im Sicherheitsbericht ist  $1,0 \cdot 10^{-5} \text{ [}^\circ\text{C}^{-1}\text{]}$  angegeben.

<sup>+</sup> Hierbei erhalten die zentral stehenden BE mehr Kühlwasser als die weiter außen stehenden BE.

Im ungestörten Core wird dadurch die Kühlwasseraustrittstemperatur an sämtlichen BE gleich.

Die Unsicherheit in der Bestimmung von  $k_u$  liegt im wesentlichen in der Bestimmung von  $\Delta q_u$ . Die Trimmstabstellung, die zur Bestimmung von Reaktivitätswerten dient, ist auf 1 mm, entsprechend 0,1 mk genau ablesbar bzw. reproduzierbar. Die Temperaturmessung für Abs. 1.1 mußte mit der vorhandenen Schaltwarteninstrumentierung gemacht werden, wobei Unsicherheiten der Moderatorortemperatur von  $0,5^\circ\text{C}$  entsprechend 0,1 mk möglich sind.

- 1.3 Der Temperaturkoeffizient vom Moderator läßt sich aus Abb. 2, Kurve a), bestimmen. Diese Kurve enthält mit  $0,196 \cdot 10^{-3} [^\circ\text{C}^{-1}]$  den mittleren Temperaturkoeffizienten von Uran + Moderator. Nach Abs. 1.2 ist der Uran-Anteil  $0,0113 \cdot 10^{-3} [^\circ\text{C}^{-1}]$ , so daß für den Moderator-Koeffizienten

$$k_m = 0,185 \cdot 10^{-3} [^\circ\text{C}^{-1}]$$

verbleiben. Bei den Nullenergiemessungen [1] wurde ein etwas höherer Wert gefunden. Es waren dabei 4 Brennelemente anstelle des Zentralloops eingebaut.

## 2. Spaltproduktvergiftung

Von der ersten längeren Vollast-Betriebsphase vom 26.8. bis 24.9.1963 sind die kritischen Stabstellungen und die Moderatortemperaturen in Abb. 4 wiedergegeben. Aus betrieblichen Gründen mußte während dieser Betriebsphase der Reaktor einige Male für ein bis mehrere Stunden abgeschaltet werden -daraus ergeben sich gewisse Unstetigkeiten im Verlauf der aufgetragenen Kurven.

Durch die Verfolgung dieser Meßwerte bzw. der daraus resultierenden Überschußreaktivität können Aussagen über den Aufbau der Spaltproduktvergiftung gemacht werden. Die Überschußreaktivität  $\rho_{\text{ex}}$  wird aus der gemessenen Trimmstabstellung mit Hilfe einer Eichkurve (a. Abb. 3) bestimmt, dazu kommt eine Korrektur, durch die die Mo-

deratortemperatur auf 35°C normiert wird. Die Regelstabstellung war für die aufgenommenen Meßpunkte unverändert bei 0 mm Einfahrtiefe, sie bleibt deshalb in der Reaktivitätsbilanz unberücksichtigt. Den so ermittelten zeitlichen Verlauf von  $\rho_{ex}$  zeigt Abb. 4. Man kann hier folgende Abschnitte unterscheiden:

- 2.1 Der Uran-Temperatureffekt wirkt sich praktisch allein über die erste 1/2 Stunde Vollast-Betrieb aus. Vergiftungseffekte sind noch nicht bemerkbar.
- 2.2 Die Xe-Vergiftung wird nach ca. 1 Stunde bemerkbar und steigt in einigen Tagen auf ihren Endwert, der hier mit  $\rho_{xe} = 21$  mk bestimmt wird.

Mit der bekannten Gleichung für die Xe 135-Gleichgewichtskonzentration

$$(1) \quad \bar{N}_{xe} = \frac{(\gamma_j + \gamma_{xe}) \sum_f \bar{\Phi}_u}{\lambda_{xe} + \sigma_{xe} \bar{\Phi}_u}$$

und der Beziehung für den zugehörigen Reaktivitätsverlust

$$(2) \quad \bar{\rho}_{xe} = \frac{\bar{N}_{xe} \cdot \sigma_{xe} \cdot f}{\sum_u}$$

erhält man mit

$$\begin{aligned} \gamma_j &= 0,056 && \text{Spaltausbeute für Jod} \\ \gamma_{xe} &= 0,003 && \text{Spaltausbeute für Xenon} \\ \sum_f &= 0,157 \text{ cm}^{-1} && \text{für das FR2-Spektrum [6]} \\ \bar{\Phi}_u &= 8,6 \cdot 10^{12} \text{ cm}^2 \text{ sec}^{-1} && \text{über sämtliche BE gemittelter Fluß bei 12 MW} \\ \lambda_{xe} &= 2,09 \cdot 10^{-5} \text{ sec}^{-1} \\ \sigma_{xe} &= 3,0 \cdot 10^{-18} \text{ cm}^2 && \text{nach BNL 325} \\ f &= 0,97 && \text{therm. Nutzungsfaktor des FR2} \\ \sum_u &= 0,288 \text{ cm}^{-1} && \text{für das FR2-Spektrum [6]} \end{aligned}$$

für den Reaktivitätsverlust durch Xe 135 einen einfach gemittelten Wert

$$\underline{\bar{\rho}_{xe} = 17,3 \text{ mk}}$$

Rechnet man anstelle des mittl. Neutronenflusses und einer mittl. Xe 135-Konzentration mit dem ortsabhängigen Fluß und der ortsabhängigen Xe-Konzentration und geht damit in die Formel für den Reaktivitäts-Wichtungsfaktor

$$\mu = \frac{\int_{\text{LORE}} N_{\text{Xe}}(r) \cdot \phi(r) \cdot \phi^+(r) dV}{\bar{N}_{\text{Xe}} \int_{\text{LORE}} \phi^2(r) dV}$$

so erhält man unter der Annahme, daß  $\phi(r)$  prop.  $\phi^+(r)$  ist, für den ungestörten Reaktor  $\mu = 1,08$ .

Durch die teilweisen eingefahrenen Trimmstäbe und die damit verbundenen Flußverwerfungen erhöht sich der Wert auf  $\mu = 1,15$ . Zur numerischen Ermittlung von  $\mu$  wurde hierbei die gemessene Flußverteilung nach [4] benutzt.

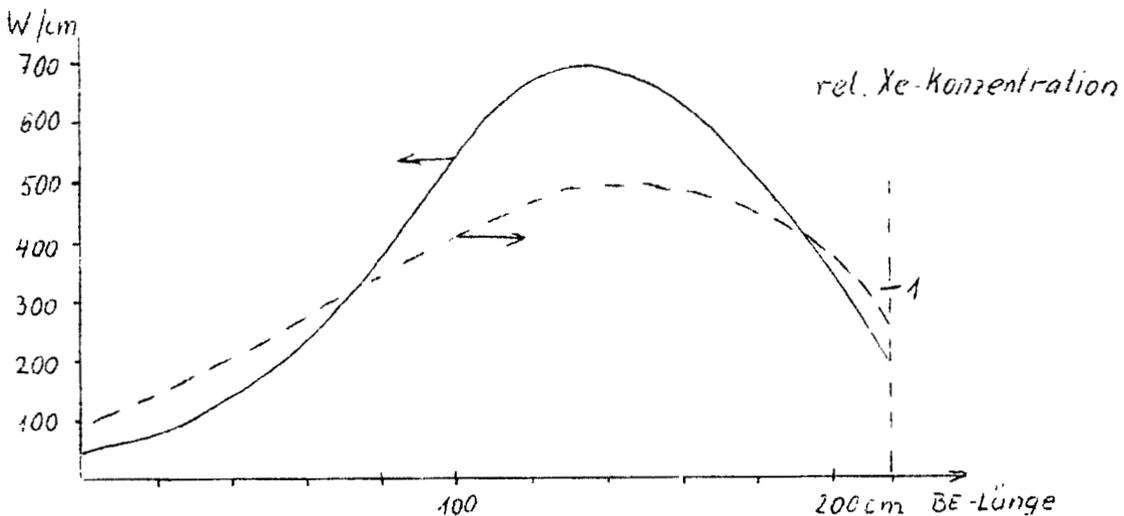
Damit ergibt sich

$$S_{\text{Xe}} = \mu \bar{S}_{\text{Xe}}$$

$$\underline{S_{\text{Xe}} = 20 \text{ mk}}$$

in guter Übereinstimmung mit der Messung.

Bemerkenswert ist der kleine  $\mu$ -Wert für Xe im Vergleich zu dem in Kap. 1 angegebenen  $\mu$ -Wert der Urantemperatur. Das erklärt sich daraus, daß die Xe-Konzentration nicht prop. zur spez. Leistung  $N(r)$  wie die Urantemperatur ist. Es tritt sozusagen ein Xe-flattening ein.



Verteilung der spez. Leistung und der Xe-Konzentration am BE 54/22

Es wird noch auf den Verlauf der Xe-Vergiftung nach einer mehrstündigen Abschaltphase am 13.9.1963 sowie nach der Leistungserniedrigung auf 8 MW am 16.9.1963 hingewiesen. Die für diese Zeit dargestellte 'Feinstruktur' wurde über die krit. Regelstabstellung aufgenommen, die in Abb. 4 nicht mit eingetragen ist.

- 2.3 Die Sm-149 Vergiftung kann aus Abb. 4 aus dem Verlauf der  $q_{ex}$ -Kurve vom 2.9. bis 13.9. erkannt werden. In dieser Zeit werden etwa 2 mk vom Sm-149 aufgebaut, die übrigen Spaltprodukte wirken sich noch nicht aus.

Anhang: Zum qualitativen Vergleich des Aufbaus von Vergiftungs-Spaltprodukten dient Abb. 10 im Anhang. Hier sind für einen gemittelten Fluß  $\bar{\phi}_u = 8,6 \cdot 10^{12}$  die  $q$ -Verluste von Xe 135, von Sm 149 sowie von der Summe der übrigen Spaltprodukte als Funktion der gefahrenen MWd aufgetragen. Die letztere ist nach [7] für 24 Gruppen von Spaltprodukten mit Absorptionsquerschnitten von 5 bis  $2 \cdot 10^5$  barn berechnet.

### 3. Temperaturmessungen an einem FR2-Brennelement

- 3.1 Die FR2-Brennelemente haben nat. Uran als Spaltstoff. Die Uranvollstäbe haben 32 mm  $\phi$  und 2160 mm Länge. Sie sind mit einem Can von 1 mm Wandstärke umgeben. Drei in Längsrichtung verlaufende Rippen von 4 mm Höhe halten das Wasserführungsrohr, durch den 4 mm breiten Ringspalt wird das Brennelement mit  $D_2O$  gekühlt. (s. Abb. 5). Am oberen Ende des Wasserführungsrohres ist ein Meßeinsatz eingebaut, mit dem die  $D_2O$ -Austrittstemperatur und die  $D_2O$ -Durchflußmenge gemessen werden.

Für die maximale Belastbarkeit des Reaktors ist das am stärksten belastete Brennelement maßgebend. Für die maximale Belastung eines BE sind zwei Temperaturen wichtig:

1. die maximale Temperatur im Inneren des Uranstabes soll genügend weit unter dem Phasenumschlagspunkt von  $660^\circ$  liegen
2. die Canoberflächentemperatur

Diese beiden Fragen können rein rechnerisch für einen Reaktor ohne eingefahrene Absorberstäbe beantwortet werden, sie sollten jedoch durch Messungen gestützt werden, durch die vor allem die Flußverwerfung in dem unteren Corebereich durch die teilweise eingefahrenen Trimmstäbe berücksichtigt werden. Wir haben deshalb ein Brennelement mit zusätzlichen Thermoelementen versehen und in einer Coreposition, in der maximale Leistungsdichte erwartet wurde, eingesetzt und ausgemessen. Diese Coreposition ist aus vorausgehenden Messungen ermittelt worden, bei denen die Leistungsverteilung über einen Sektor von 22 BE gemessen wurde [4].

3.2 Das Test-Brennelement war an folgenden Positionen mit Thermoelementen bestückt: (s. Abb. 5)

Meßstelle 1: im Kühlpalt an der  $D_2O$ -Zulaufseite, gemessen wurde die  $D_2O$ -Zulauftemperatur

Meßstelle 2: auf der Achse des Uranstabes in 80 cm Abstand vom unteren Ende, dieser Punkt liegt unterhalb der halben Corehöhe. Es war aus anderen Messungen bekannt [4], daß durch die teilweise eingefahrenen Trimmstäbe das Fluß- bzw. Temperaturmaximum in dieser Höhe auftritt. Für diese Meßstelle mußte eine Bohrung zur Uranachse gemacht werden. Nachdem Versuche mit konventionellen Bohrmethoden fehlgeschlagen waren, konnte mit Hilfe einer Funken-Erosionsmaschine<sup>+</sup> auf leichte Weise das gewünschte Loch von ca. 1,1 mm  $\varnothing$  hergestellt werden. Die Bohrung verlief unter  $30^\circ$  zur Uranachse.

Meßstelle 3: im Aluminium-Can, genauer, in einer der Längsrippen in 80 cm Abstand vom unteren Uranende.

Meßstelle 4: auf der  $D_2O$ -Auslaufseite im Wasserführungsrohr, gemessen wird die  $D_2O$ -Auslauftemperatur.

---

<sup>+</sup> vom Institut für Reaktorbauelemente zur Verfügung gestellt

Die Meßstellen 1 bis 3 waren zusätzlich angebracht. Verwendet wurden V4A-ummantelte Ni/CrNi Thermoelemente von 1 mm Außendurchmesser (Philips), die ohne Ausgleichsleitungen über die gesamte Länge von Meßort bis zum Meßgerät verlegt wurden. Der relativ hohe Innenwiderstand der Thermoleitungen -ca.  $200\Omega$  - ist bei der Verwendung eines Komp.-Schreibers noch zu vernachlässigen. Vor dem Einbau wurden die Thermoelemente zwischen  $0^{\circ}$  und  $327^{\circ}\text{C}$  (Schmelzpunkt von Blei) geeicht.

### 3.3 Temperaturmessungen bei Lastbetrieb.

Die Uran- und Cantemperaturen wurden in Abhängigkeit von der Reaktorleistung bzw. der spez. BE-Leistung bestimmt. Unter spez. BE-Leistung soll die Leistung pro cm Länge verstanden werden. Sie konnte aus zwei Messungen bestimmt werden: bei niedriger Leistung wurde der relative Neutronenflußverlauf längs der Test-BE mit Cu-Bandsonden gemessen, im Lastbetrieb konnte durch Messung der  $\text{D}_2\text{O}$ -Temperaturen im Zu- und Auslauf des Test-BE sowie der  $\text{D}_2\text{O}$ -Durchflußmenge die absolute BE-Leistung ermittelt werden; daraus ergibt sich die Leistungsverteilung in Abb. 5. Man erhält z.B. bei 12 MW Reaktorleistung am Test-BE eine spez. Leistung von 700 W/cm im Maximum. Bei den angegebenen Leistungen handelt es sich um die durch Wärmeleitung vom BE abgegebene Leistung. Diese ist etwa 94 % der gesamten Spaltleistung. <sup>+</sup>)

Abb. 6 zeigt die gemessenen Temperaturen am Test-BE in Abhängigkeit von der Leistung. Die Vergrößerung der Wärmeleitzahl von Uran mit steigender Temperatur ist aus der Krümmung der oberen Kurve ersichtlich.

### 3.4 Restleistung des ausgebauten Test-BE

Für betriebliche Maßnahmen ist die Kenntnis der Restleistung nach dem Abschalten des Reaktors wichtig. Die Ermittlung der Restleistung nach bestimmten Betriebs- und Abschaltphasen erfolgt nach einem Kurvenblatt, s. Abb. 11.

---

<sup>+</sup>) Die übrigen 6 % werden durch  $\gamma$ -Strahlung vorwiegend direkt in den Moderator übertragen.

Von den einige Tage bei Nennlast im FR2 betriebenen Test-BE wurde nach dessen Ausbau die Restleistung zu verschiedenen Zeiten ermittelt und mit den Ergebnissen aus Abb. 11 verglichen. Dazu wurde wie folgt vorgegangen:

Das Test-BE hing im Naßlager des Absatzblocks; nach dem Ablassen des Kühlwassers über ein Bodenventil wurde der Temperaturanstieg im Uran registriert, dabei wird nach einigen Stunden ein stationärer Grenzwert erreicht. Die Restleistung  $N_R$  wird nun bestimmt aus dem gemessenen Anfangs-Temperaturanstieg und der Wärmekapazität des BE, gemäß

$$(4) \quad N_R = G \cdot c \cdot \frac{dT(0)}{dt}$$

dabei ist  $G$  = Brennelement-Gewicht  
 $c$  = spez. Wärme

Die Verteilung der Restleistung über die Stablänge ist nicht konstant, sondern verläuft entsprechend der Flußverteilung in Abb. 5. Die Gl. (4) wird deshalb für ein kleines Intervall  $\Delta z$  angesetzt, nämlich für eine 'Scheibe' Brennelement von 1 cm Länge. Dazu werden folgende Annahmen gemacht:

1. Es tritt keine Wärmeleitung in axialer Richtung (z-Richtung) auf, sondern nur in radialer Richtung. Diese Annahme wird durch die Lösung der Wärmeleitungsgleichung gestützt. Sie ergibt für ein FR2-Brennelement in axialer Richtung eine 'Aufwärmezeitkonstante' von mehreren Stunden, in radialer Richtung von ca. 4 sec.
2. Infolge der geringen Restleistung und der kurzen radialen Zeitkonstante haben Uranmitte und Can praktisch zu jedem Zeitpunkt die gleiche Temperatur. Durch Messungen an einer Attrappe wurde weiterhin festgestellt, daß bei Temperatursteigerungen des Can von 0,2 bis 5<sup>0</sup>C/min die Temperatur

des Wasserführungsrohres synchron mit der Cantemperatur ansteigt; in die Wärmekapazität wird deshalb die des Wasserführungsrohres einbezogen.

Man erhält dann für die Wärmekapazität/cm BE

Uran	=	4,550	cal/°C · cm
Can + Rippen	=	0,748	
Wasserrohr	=	<u>1,200</u>	
		6,498	cal/°C · cm

Das Test-BE war vom 18.11. bis 21.11. im Reaktor. Abb. 7 zeigt die Betriebs- und Abschaltzeiten während dieser Tage sowie die Restleistung nach dem Abschalten. Sie ergibt sich als Summe der Restleistungen der einzelnen Betriebsphasen - ermittelt mit Hilfe der Kurventafel Abb. 11 Nach dem Umsetzen des Test-BE vom Reaktor zum Naßlager wurden hier nach dem Absenken des Kühlwassers die Temperaturanstiege  $\frac{dT}{dt}$  gemessen. Daraus ergibt Gl (4) die spez. Restleistung  $N_R$  am Einbauort der Thermoelemente 2 und 3. Bei 12 MW Reaktorleistung war die spez. Leistung  $N_o = 700$  W/cm. In Abb. 7 ist das aus den Messungen bestimmte Verhältnis  $\frac{N_R}{N_o}$  eingetragen. Die Meßwerte liegen gut mit dem aus der Kurventafel ermittelten Verlauf zusammen

Datum	Temp. -Anstieg im Uran nach Absenken d. Kühlwass.	spez. Restleistung $N_R$	$N_R / N_o$
21.11. 16 <sup>00</sup>	5,5 °C/min	2,5 W/cm	$3,67 \cdot 10^{-3}$
22.11. 12 <sup>25</sup>	2,3	1,05	$1,53 \cdot 10^{-3}$
	2,2	1,0	$1,47 \cdot 10^{-3}$
25.11. 9 <sup>30</sup>	0,75	0,34	$0,5 \cdot 10^{-3}$
28.11. 12 <sup>00</sup>	0,5	0,23	$0,33 \cdot 10^{-3}$

Tabelle 3: Temperaturanstieg des Test-BE nach dem Absenken des Kühlwassers  
Einsatz des BE im Reaktor vom 18.11. 20<sup>00</sup> Uhr - 21.11. 8<sup>00</sup> Uhr

3.5 Fehlerdiskussion: Die Unsicherheiten in der Bestimmung der Uran-temperatur sind klein.

Eine Exzentrizität der Meßstelle 2 um 1 mm von der Uranachse ergibt rechnerisch etwa 0,4 % Fehler.

Die Störung der Temperatur an der Meßstelle 2 durch die Bohrung von 1,1 mm  $\phi$  wird durch 2 Anteile verursacht: durch fehlendes Spaltmaterial in der Bohrung und durch Wärmeableitung durch das Thermoelement. Der erste Effekt wird vernachlässigt; für den zweiten ergibt eine Abschätzung, daß die gemittelte Wärmeleitfähigkeit des aus CrNi, V4A und einem Isolierstoff bestehenden Thermoelements annähernd der Wärmeleitfähigkeit vom Uran entspricht. Die flach verlaufende Bohrung -unter 30° zur Uranachse- bringt hierbei weitere Sicherheit.

#### 4. $\gamma$ -Dosismessungen im Reaktorcore mit Phosphatglasdosimetern

4.1 Silber-aktivierte Phosphat-Gläser sind für Kernstrahlung empfindlich.

Bei Belichtung mit UV-Strahlen senden die neuen, unbestrahlten Gläser eine Fluoreszenzstrahlung bei 3800 Å aus, nach Bestrahlung im Reaktor wird eine weitere Fluoreszenzstrahlung bei 6400 Å angeregt. Diese zweite Fluoreszenzstrahlung wird zur Bestimmung von Dosisleistungen benutzt. Die erste Strahlung wird durch geeignete Filter ausgeblendet, die zweite Fluoreszenzstrahlung gelangt auf einen Photomultiplier mit folgendem  $\mu$ A-Meter, dessen Anzeige proportional der Bestrahlungsdosis ist. Die Empfindlichkeit der Glassonde ist in dem für uns wichtigen Bereich 0,1 MeV ... 3 MeV konstant.

Durch Ausheizen (Erwärmen) können die Gläser wieder rekombiniert und damit für neue Messungen verwendet werden.

Im FR2 wurde mit diesen Glassonden die  $\gamma$ -Dosis im Core und im Zentralloopkanal gemessen. Weiterhin konnte aus Differenzmessungen die Dosis thermischer Neutronen an den gleichen Positionen ermittelt werden.

4.2 Zur Messung der  $\gamma$ -Dosis im Reaktor wurden silberaktivierte Metaphosphatgläser nach Yokota verwendet. Diese Gläser sind wegen des großen Li- und B-Anteils (50 %  $\text{LiPO}_3$  und 3 %  $\text{B}_2\text{O}_3$  + 8 %  $\text{AgPO}_3$ ) auch gegenüber langsamen Neutronen empfindlich. Eine  $\gamma$ -Dosisbestimmung im Reaktor ist daher nur über ein System von zwei Glasdosimetern möglich. Hierbei können zwei Gläser mit unterschiedlicher Metallfilterung in der Weise abgedeckt werden, daß beide Dosimeter gegenüber  $\gamma$ -Strahlung gleich empfindlich sind, gegenüber langsamen Neutronen jedoch eine unterschiedliche Empfindlichkeit ergeben. Aus der Differenz der zwei Meßwerte läßt sich dann der Meßwertanteil der langsamen Neutronen bestimmen.

Bei dem hier verwendeten Doppeldosimetersystem wurde das eine Glas mit einem Cd-Filter, das andere Glas mit einem gewichtsäquivalenten Sn-Filter abgedeckt. Bei der gewählten Filterdicke (1 mm Cd) erhält man eine Dosisanzeige (Messung der Fluoreszenzintensität), die oberhalb einer  $\gamma$ -Energie von ca. 100 KeV unabhängig von der  $\gamma$ -Energie ist, während das ungefilterte Glas bei etwa 50 KeV um den Faktor 6 empfindlicher, bezogen auf die gleiche Dosis einer  $\text{Co}^{60}$   $\gamma$ -Strahlung, ist. Mit einem Yokota-Glas  $8 \times 8 \times 4,7 \text{ mm}^3$  können  $\gamma$ -Dosen von 50 mr bis 3000 r gemessen werden. Für Messungen größerer Dosen, z.B. im Reaktor-Core, wurden auch 1 mm  $\emptyset \times 6 \text{ mm}$  Glasstäbchen bestrahlt.

Das Glasdosimeter in der Sn-Kapsel ist für thermische Neutronen etwa 4 mal empfindlicher als 1,2 MeV  $\gamma$ -Strahlung. Demgegenüber werden durch die Cd-Kapsel thermische Neutronen unter 0,5 eV absorbiert und über die entstehende Einfang- $\gamma$ -Strahlung zum Teil wieder nachgewiesen. Die Trennung des Neutronenanteils vom  $\gamma$ -Anteil wird über eine experimentelle Kalibrierung erhalten. Hierbei wurde die Fluoreszenzlichtintensität  $F$  ( $\mu\text{A}$ ) proportional zur Dosis  $D$  (r) angesetzt:

$$(1) \quad F_{\text{Sn}} = f_{\gamma} \cdot D_{\gamma} + f_{\text{th}} \cdot D_{\text{th}}$$

während der Dosisanteil der thermischen Neutronen proportional zur Meßwertdifferenz ( $F_{\text{Sn}} - F_{\text{Cd}}$ ) ist:

$$(2) \quad f_{th} \cdot D_{th} = A \cdot (F_{Sn} - F_{Cd})$$

$$(3) \quad f_{\gamma} \cdot D_{\gamma} = F_{Sn} - A (F_{Sn} - F_{Cd})$$

Das Doppeldosimeter wurde in der thermischen Säule des FR2 kalibriert. Hierbei wurden folgende Werte erhalten:

$$A = 1,5$$

$$f_{th} = 500 \left( \frac{\mu A}{rem} \right) \quad \frac{F_{Sn} - F_{Cd}}{D_{th}} = 334 \left( \frac{\mu A}{rem} \right)$$

$$f_{th}/f_{\gamma} = 3 \left( \frac{r}{rem} \right)$$

Die Dosis thermischer Neutronen wurde auf eine Energieabsorption im gewebeäquivalenten Material bezogen. Die RBW-Dosis (relative biologische Wirkungsdosis) ergibt sich aus den maximal zulässigen Neutronenflußwerten, die für den beruflichen Umgang mit Neutronenstrahlung angenommen wurde. Der RBW-Dosis von 1 rem entsprechen hierbei für thermische Neutronen  $9,6 \times 10^8 \text{ n/cm}^2$ , für schnelle Neutronen  $2,5 \times 10^7 \text{ n/cm}^2$ .

Zur Bestimmung der  $\gamma$ -Dosis wurde die Meßwertdifferenz ( $F_{Sn} - F_{Cd}$ ) gebildet, der  $\gamma$ -Dosisanteil ergab sich aus Gl. (3), ein Dosisanteil thermischer Neutronen aus Gl. (2). Abb. 8 zeigt die erhaltene  $\gamma$ -Dosisleistung, bezogen auf eine Reaktorleistung von 1 kW für den Zentralkanal, sowie für den Isotopenkanal 53/11 in Abhängigkeit vom Meßort.

Ein Vergleich des zur gleichen Zeit aus einer Folienaktivierung bestimmten thermischen Neutronenflusses (2 Folienmethode) mit dem Meßwert des Glasdosimeters zeigt Abb. 9. Beide Messungen stimmen im Reaktorcore gut überein, während am Ausgang des Experimentierkanals der Meßwert des Glasdosimeters bis um den Faktor 2 größer wird. Diese Unterschiede sind wohl darauf zurückzuführen, daß das Glasdosimeter durch den relativ geringen Anteil an Li, B und Ag ein wenig effektiver  $1/v$ -Absorber ist. Die Indiumfolie ist hingegen eine effektive Resonanzsonde, die am anisotropen Neutronenfluß außerhalb des Cores eine größere Selbstabsorption und Richtungsabhängigkeit zeigt.

Bei der  $\gamma$ -Dosisbestimmung wurde der Meßwertanteil mittelschneller

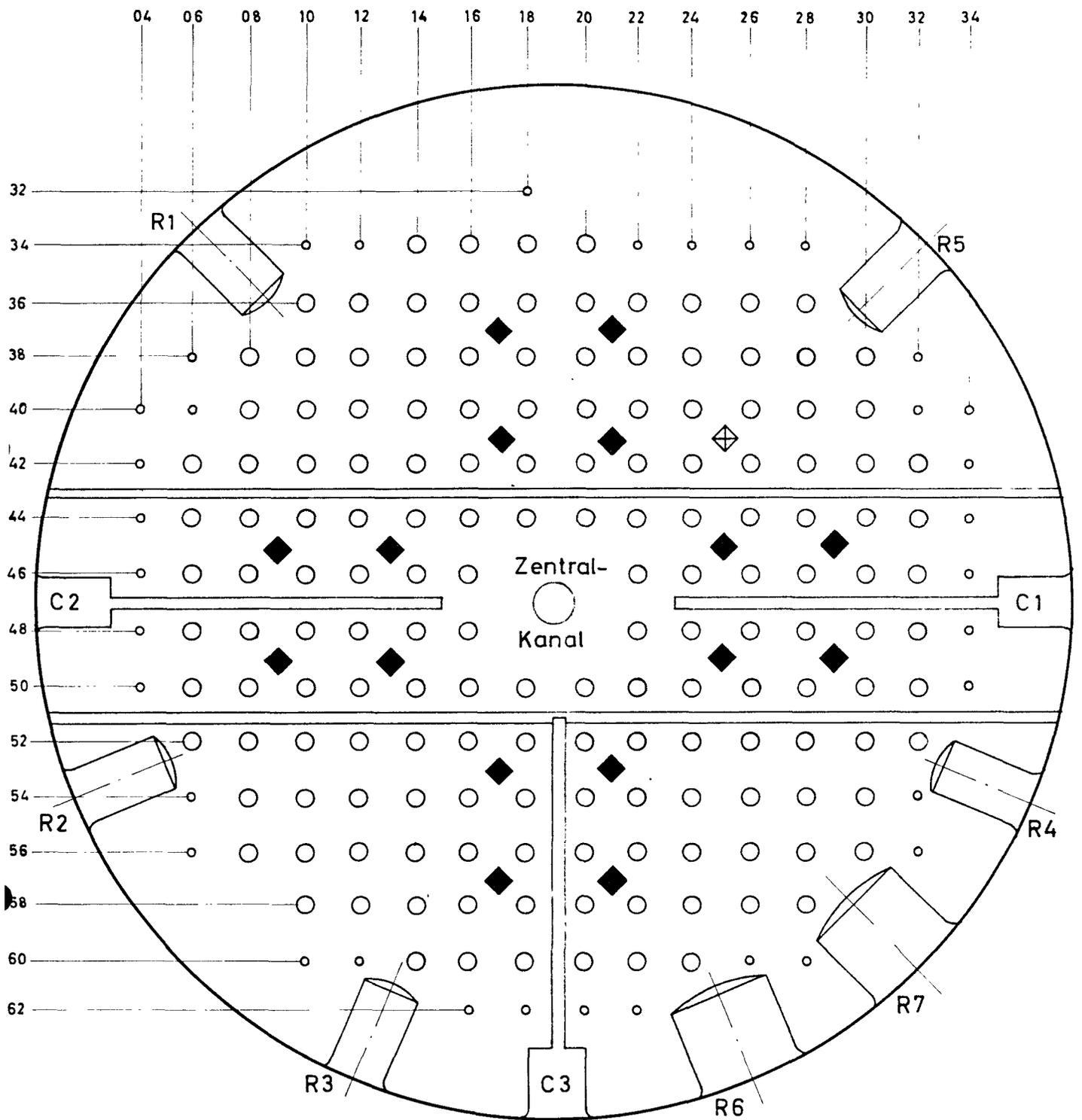
Neutronen nicht berücksichtigt. Mit dem Reaktorspektrum (proportional  $1/E$ ) und dem mit zunehmender Neutronenenergie kleiner werdenden Wirkungsquerschnitt von  $\text{Li} + \text{B}$  liegt die Dosisempfindlichkeit mittelschneller Neutronen bei ca. 4 % der  $\gamma$ -Dosisempfindlichkeit. Dieser Meßwertanteil wurde als  $\gamma$ -Dosis gewertet.

Eine Bestimmung des thermischen Neutronenanteils in solchen Fällen ist nicht möglich, wo das ursprüngliche Reaktorspektrum durch borhaltige Abschirmungen oder Cadmiumschichten am Meßort selbst verändert wurde.

Hn. E. Piesch von der Strahlenmeßabteilung danken wir für die Eichungen und Auswertungen der bestrahlten Glassonden.

Ref.:

- 1 Glauner, Kühle: Reaktivitätsmessungen am FR2  
INR-Bericht 34/62
- 2 Meister, Glauner, Hagen: Flußmessungen am FR2  
Interner Arbeitsbericht 61/124
- 3 Diederichs et al.: Borvergiftung am FR2  
KFK-Bericht 130
- 4 Glauner, Hagen, Diederichs: Messungen am FR2  
KFK-Bericht 177
- 5 D. Wintzer: private Mitteilung
- 6 H. Kunze: Ortsabhängige Neutronenspektren in het. Reaktoren  
INR-Bericht 23/61
- 7 Galanin: Theorie der Thermischen Kernreaktoren  
Teubner, Leipzig 1959



- BE-Pos., leer
- BE-Pos., beladen
- ◆ TA
- ◈ FR

## Corebeladung bei den Messungen

Abb. 1

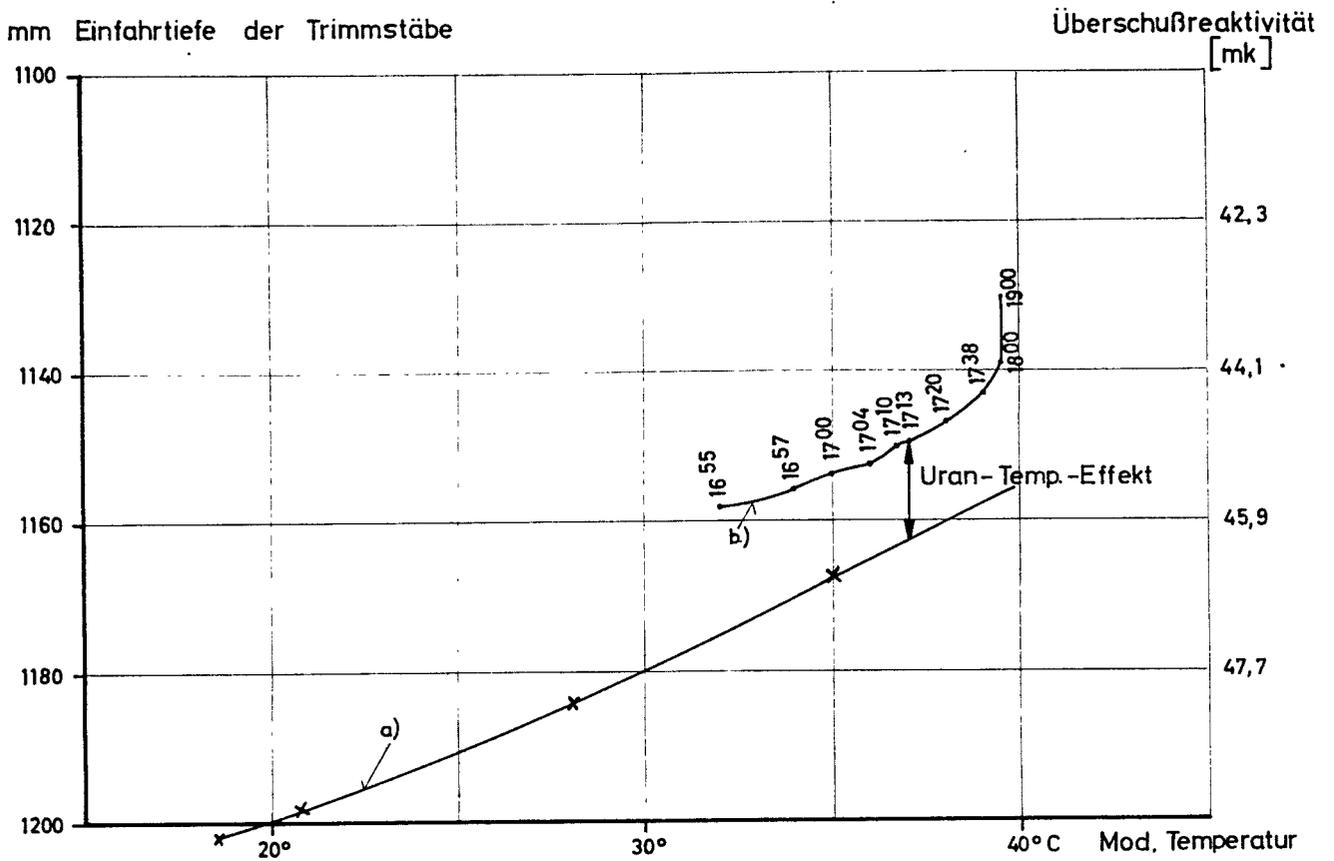


Abb.2: Bestimmung des Temperatureffekts vom Uran (s.Kap.1)  
 Kurve a) Krit. TA-Stellung bei 12 kW  
 Kurve b) Krit. TA-Stellung bei 12 MW in Abhängigkeit von der  
 Zeit nach Erreichen der Nennleistung um 16<sup>53</sup> Uhr.  
 Abbrand zum Zeitpunkt der Messung : 6 MWd/t

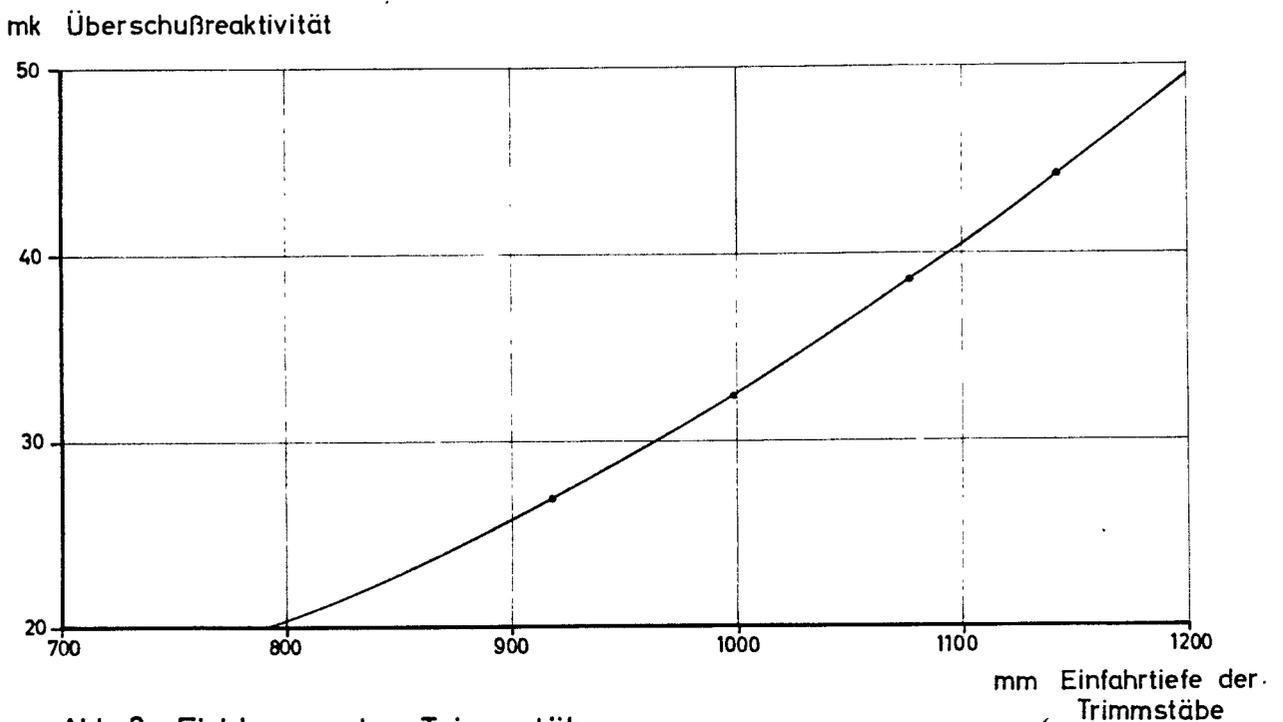


Abb.3: Eichkurve der Trimmstäbe

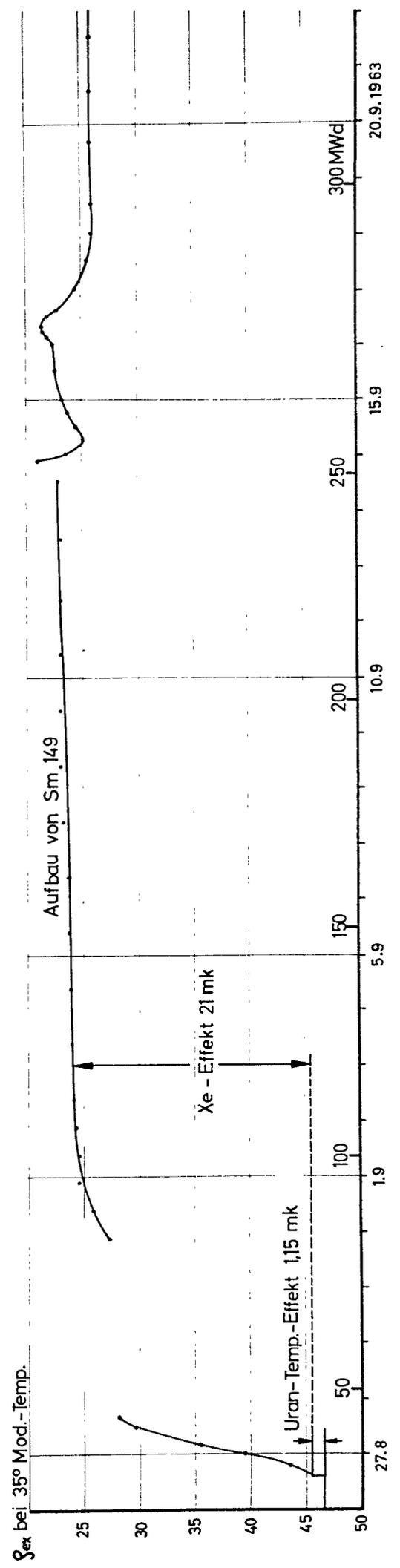
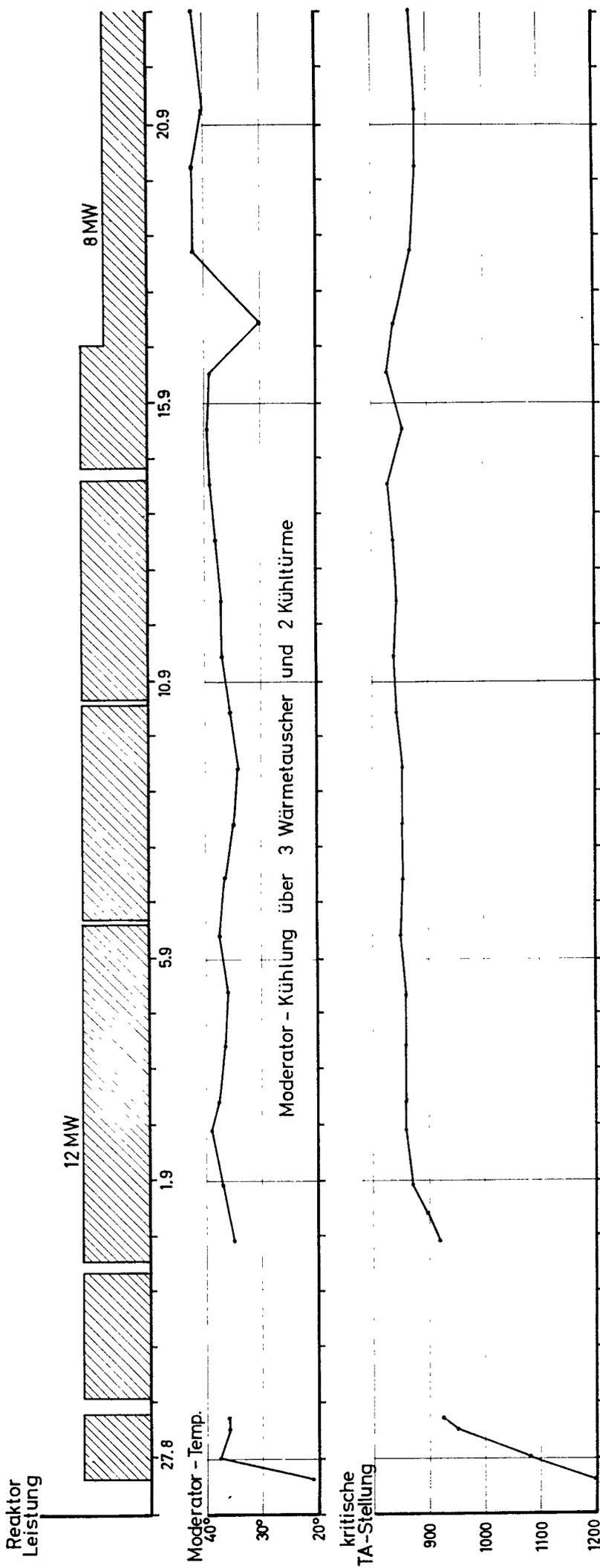


Abb. 4: Aufbau der Spaltproduktvergiftung bei Lastbetrieb

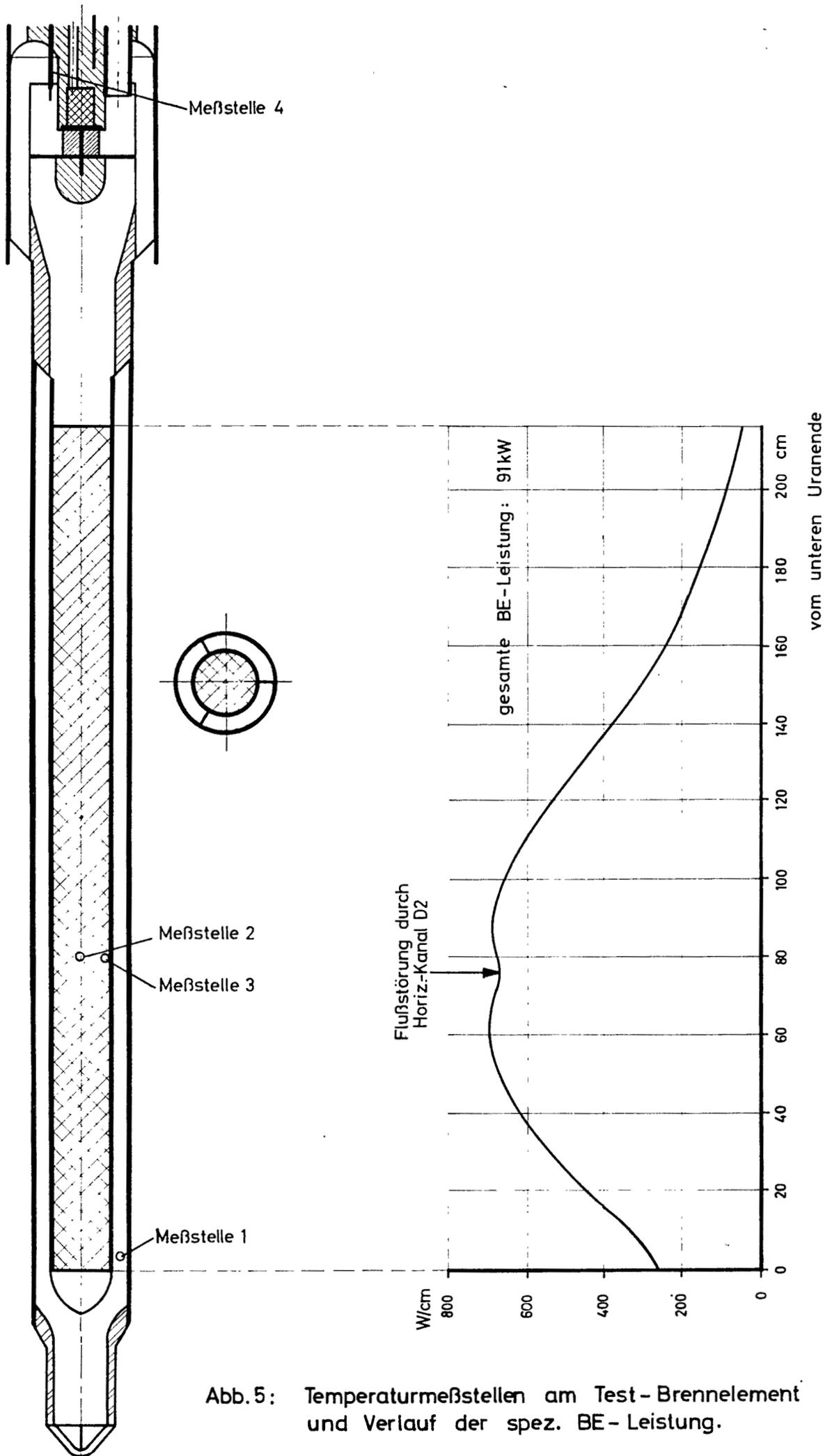


Abb. 5: Temperaturmeßstellen am Test-Brennelement und Verlauf der spez. BE-Leistung.

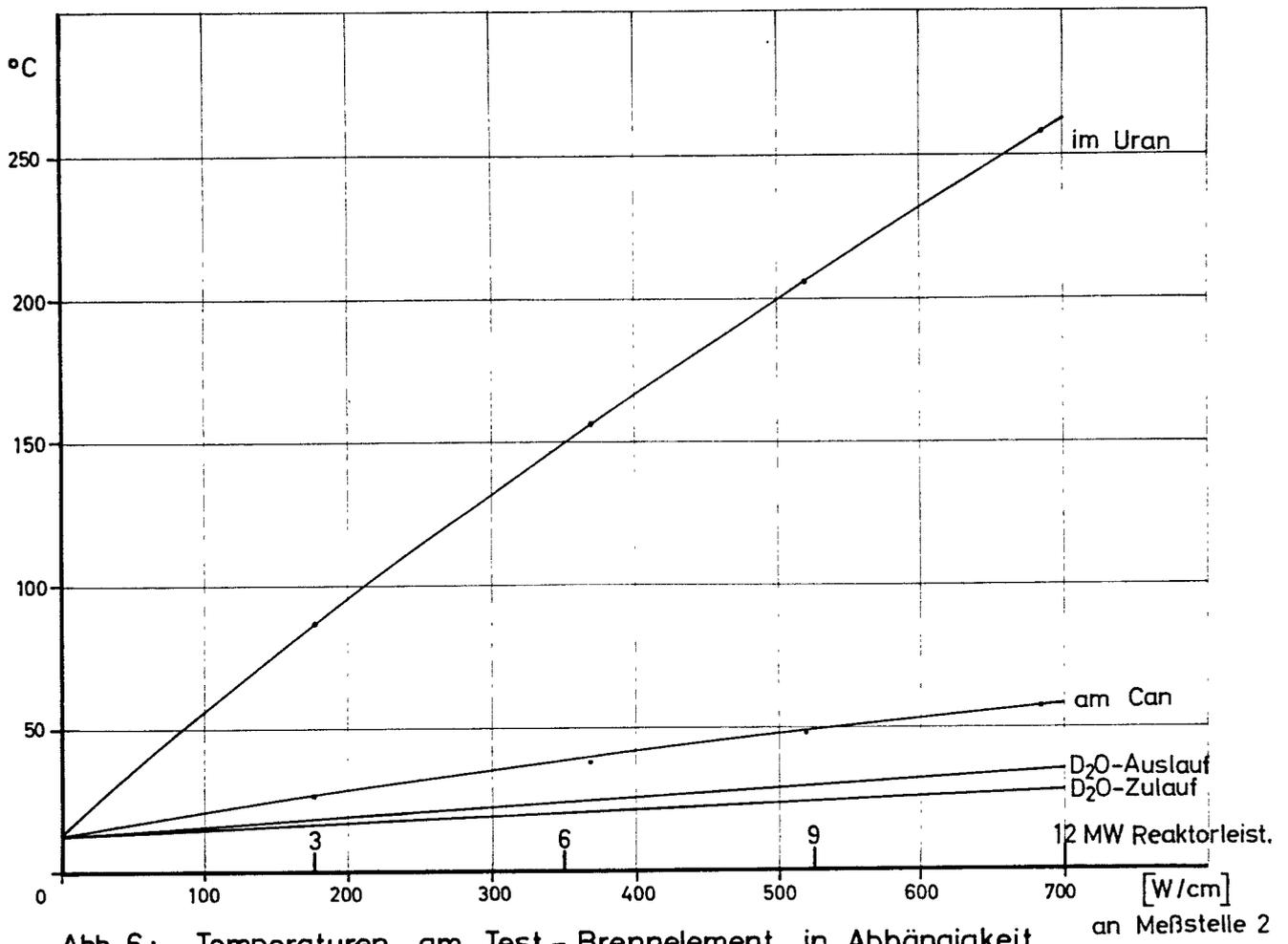


Abb. 6: Temperaturen am Test - Brennelement in Abhängigkeit von der Leistung, Test-BE in Coreposition 50/ 22.

%. Restleistung

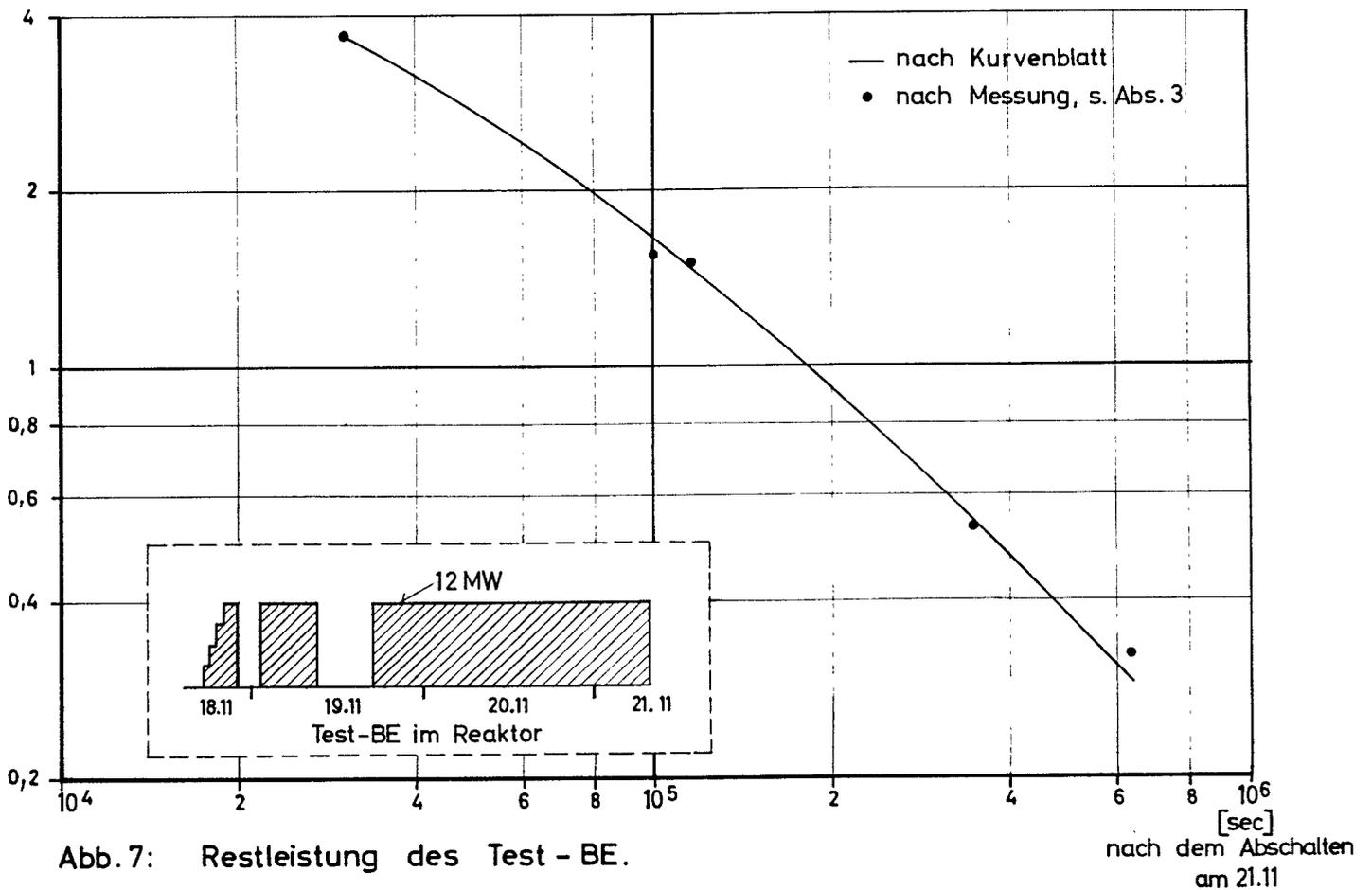


Abb. 7: Restleistung des Test - BE.

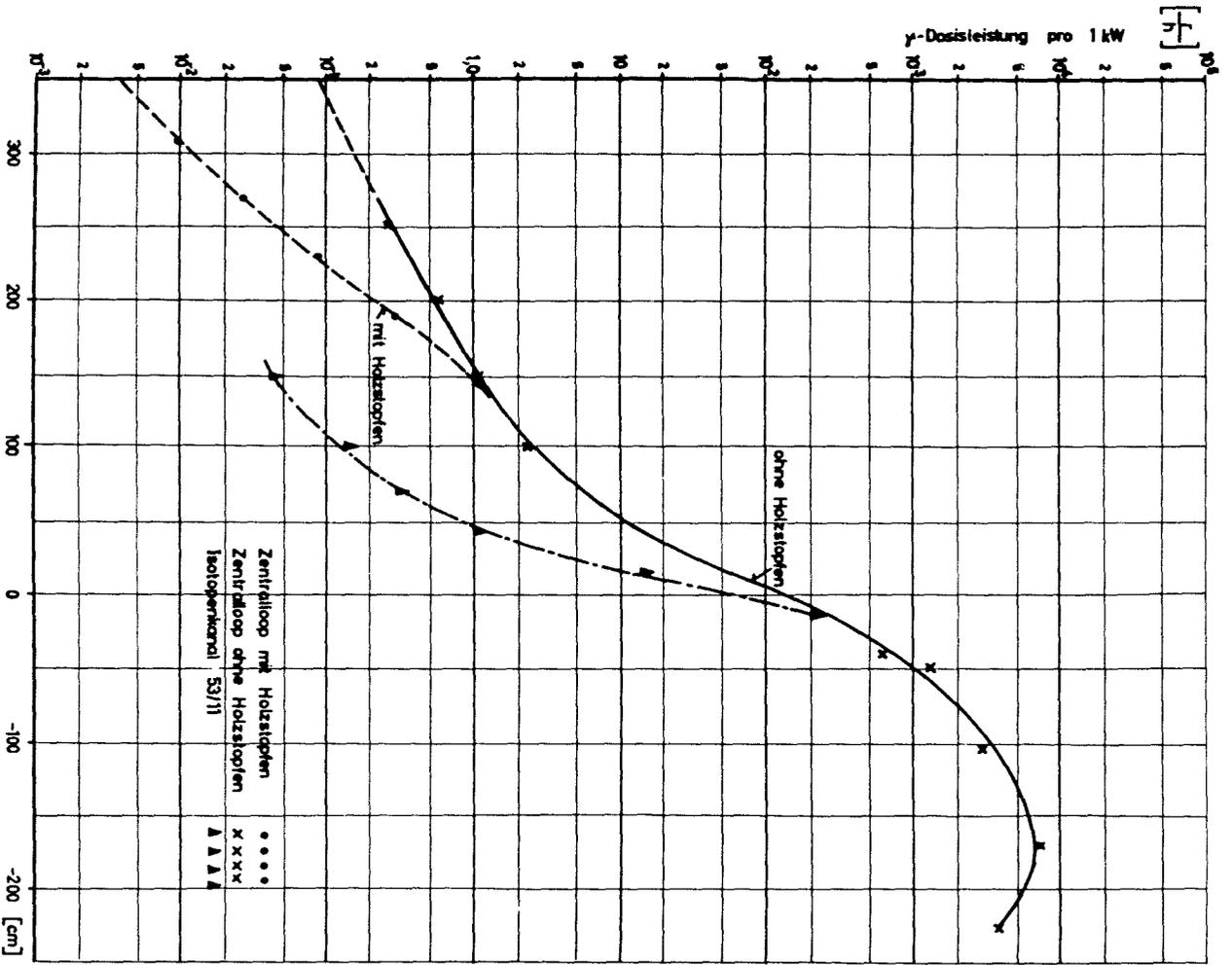


Abb. 8: Verteilung der  $\gamma$ -Dosisleistung im Zentralloop und im Isotopenkanal 53/11.

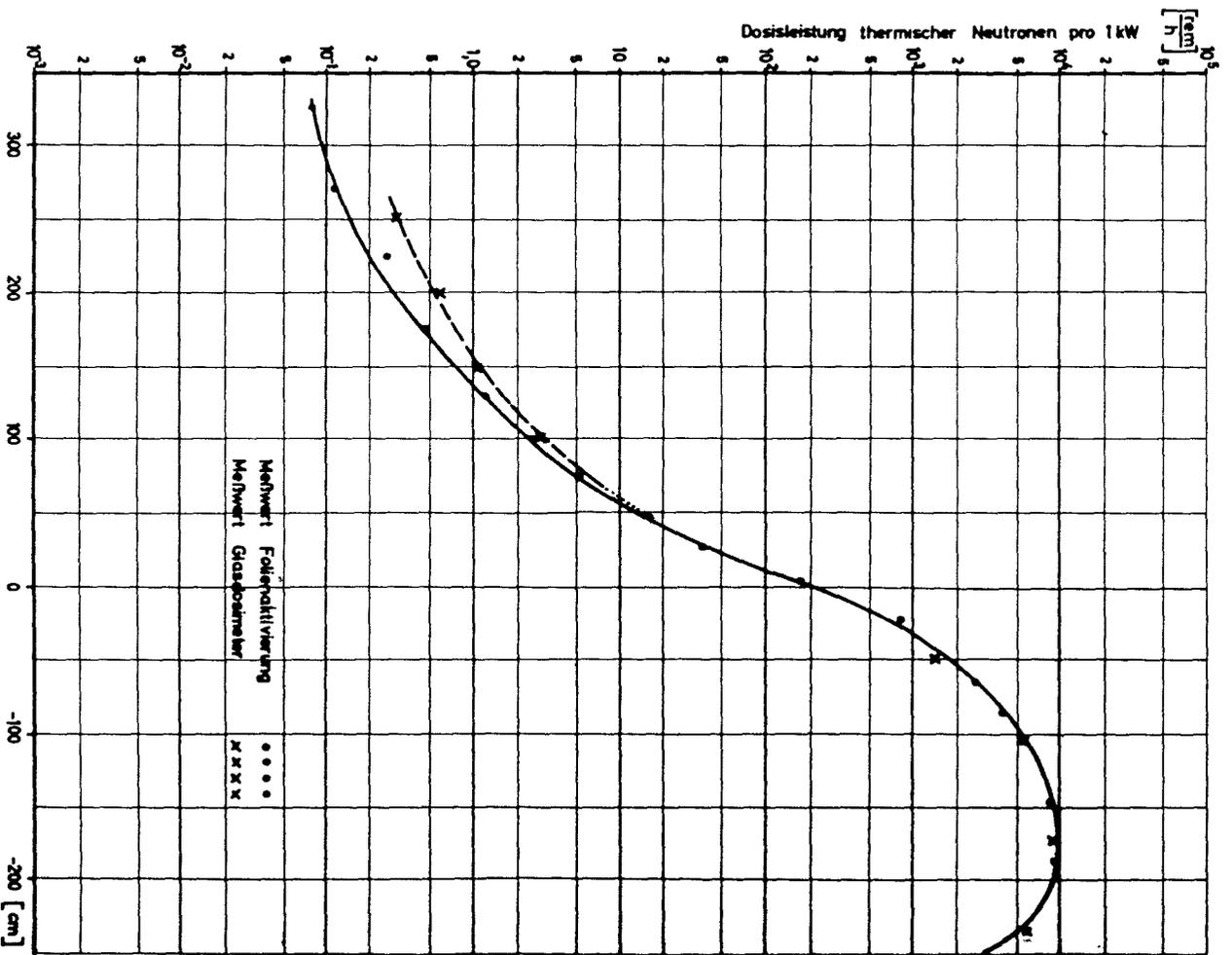


Abb. 9: Verteilung der Dosisleistung thermischer Neutronen im Zentralloop.

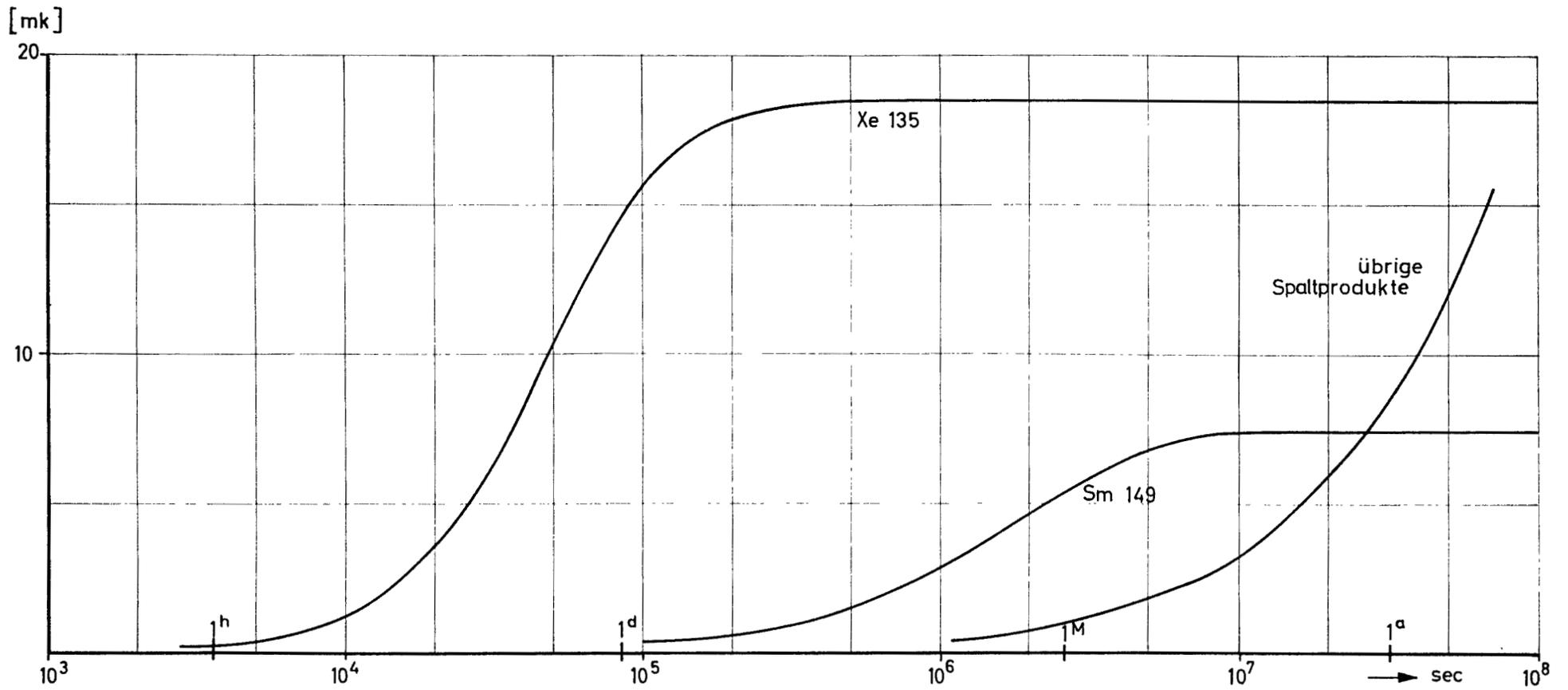


Abb. 10 : Reaktivitätsverlust durch Spaltproduktvergiftung bei 12 MW Reaktorleistung.  
 Abszisse: Betriebszeit des Reaktors.

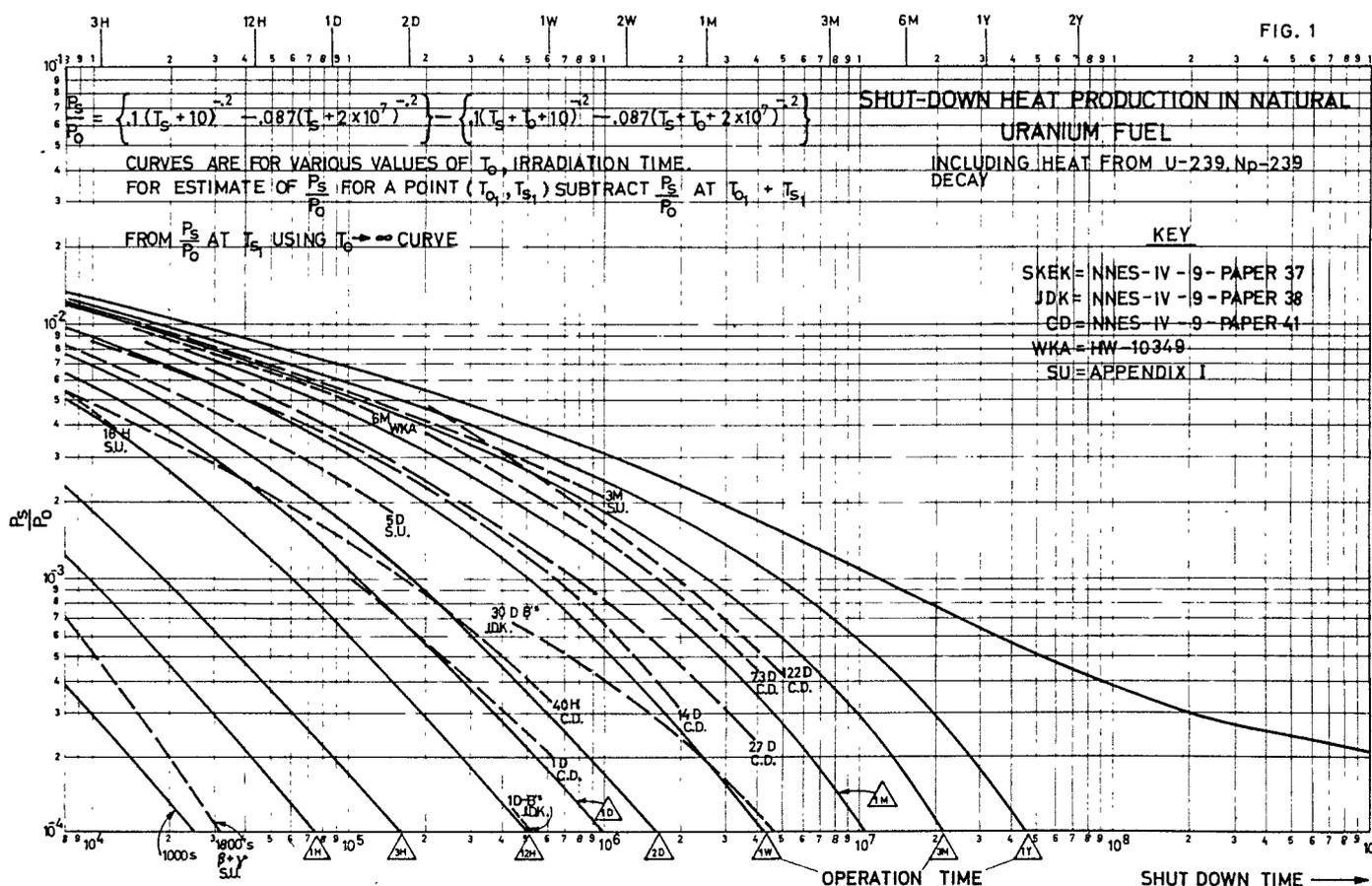
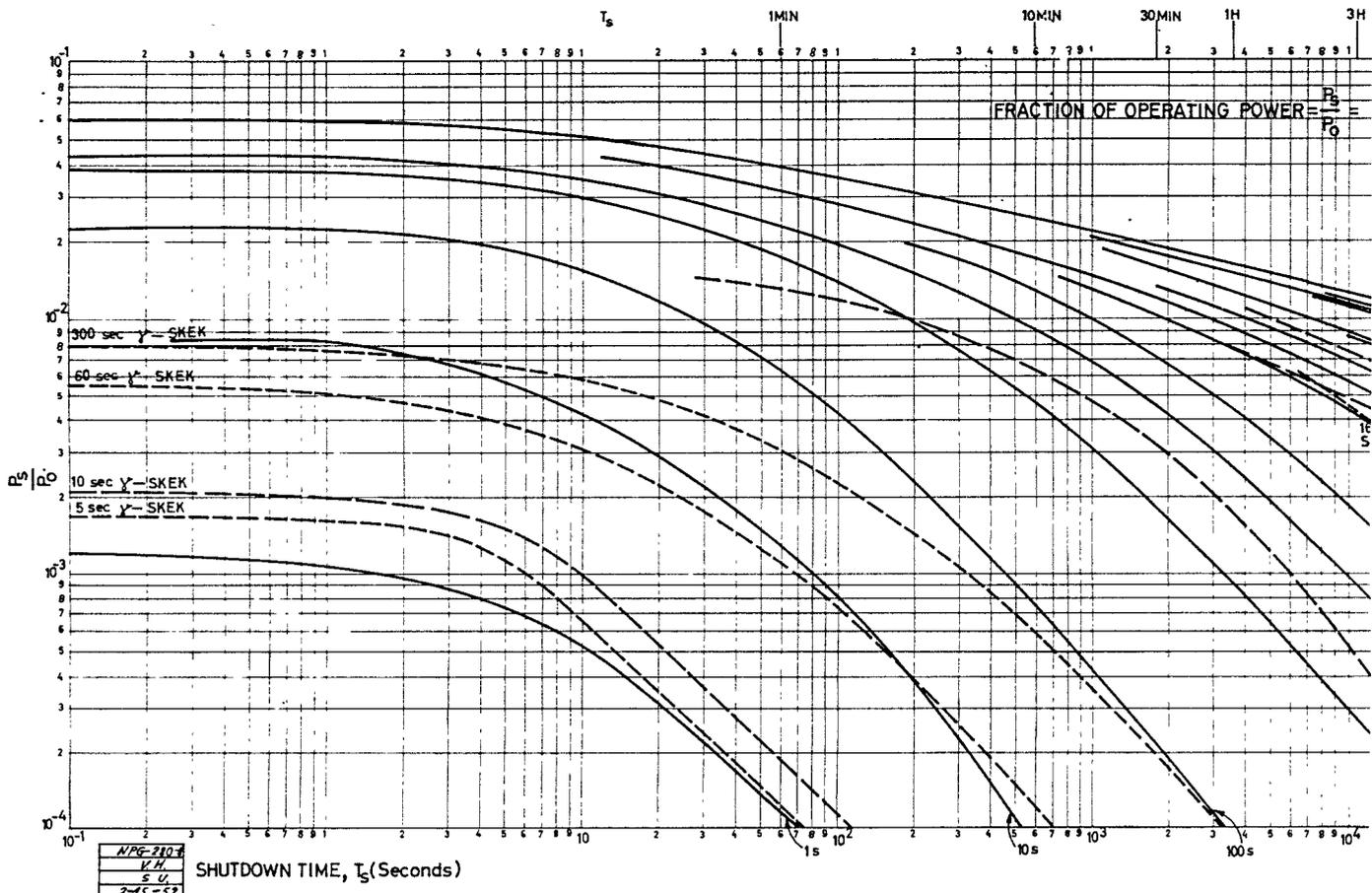


Abb.11: Restleistung nach dem Abschalten eines Reaktors.