

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

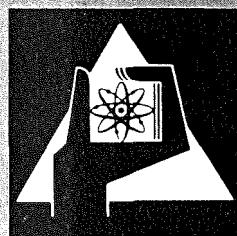
Februar 1977

KFK 2385

Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik
Projekt Schneller Brüter

**Berechnung, Messung und Analyse der
Übertragungsfunktion zwischen der Reaktivität
und der Leistung an der Kompakten
Natriumgekühlten Kernenergieanlage KNK I**

P. Hoppé, F. Mitzel



**GESELLSCHAFT
FÜR
KERNFORSCHUNG M.B.H.**

KARLSRUHE

Als Manuskript vervielfältigt

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.
KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 2385

Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik
Projekt Schneller Brüter

Berechnung, Messung und Analyse der Übertragungs-
funktion zwischen der Reaktivität und der Leistung
an der Kompakten Natriumgekühlten Kernenergieanlage
KNK I

P. Hoppé, F. Mitzel

Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe

Berechnung, Messung und Analyse der Übertragungsfunktion
zwischen der Reaktivität und der Leistung an der Kompakten
Natriumgekühlten Kernenergieanlage KNK I

Zusammenfassung

Die Übertragungsfunktion zwischen der Reaktivität und der Leistung der Kompakten Natriumgekühlten Kernenergieanlage (KNK I) wurde gemessen und mit theoretischen Ergebnissen verglichen. Zur Messung wurden mit dem Regelstab binäre pseudostatistische Reaktivitätsschwankungen erzeugt. Die Übertragungsfunktion wurde aus den Reaktivitäts- und Neutronenflußsignalen durch Berechnung der entsprechenden autospektralen Leistungsdichte und kreuzspektralen Dichte bestimmt. Durch Anpassung von Reaktivitätskoeffizienten konnte die Übereinstimmung zwischen der experimentell und theoretisch bestimmten Übertragungsfunktion verbessert werden.

Anwendungen, welche sich aus diesen Messungen in bezug auf die Reaktorüberwachung und Schadenfrüherkennung ergeben, werden diskutiert. Dabei kommt es wesentlich auf die erzielbare Meßgenauigkeit an. Eine ausführliche Fehleranalyse zeigte, daß die inhärente Instabilität des untersuchten unregulierten Reaktors und die Rückkoppelung durch den Primärkreislauf zu relativ großen systematischen Fehlern führen kann. Aus den Meßergebnissen und theoretischen Betrachtungen wurden Bedingungen zur Minimalisierung dieser Fehler abgeleitet. Daraus ergaben sich auch allgemeine Folgerungen für die Anwendung bei schnellen natriumgekühlten Reaktoren: Durch ihre inhärente Stabilität lassen sich die systematischen Fehler wesentlich reduzieren.

Computation, Measurement and Analysis of the Reactivity-
to-Power-Transfer-Function for the Sodium Cooled Nuclear
Power Plant KNK I

Abstract

The Reactivity-to-Power-Transfer-Function for the sodium cooled nuclear power plant KNK I (Kompakte Natriumgekühlte Kernenergieanlage) has been measured and compared with theoretical results. The measurements have been performed with the help of pseudostochastic reactivity perturbations. The transfer function has been determined by computing the auto- and cross-power-spectral-densities for the reactivity- and neutron flux signals. The agreement between the experimental and theoretical transfer function could be improved by adjusting the reactivity coefficients.

The applications of these measurements with respect to reactor diagnosis and malfunction detection are discussed. For this purpose the accuracy of the measured transfer function is of great importance. Therefore an extensive error analysis has been performed. It turned out, that the inherent instability of the reactor without control system and the feedback by the primary coolant system were the reasons for comparatively big systematical errors. The conditions have been derived under which these types of errors can be considerably reduced. The conclusions can also be applied to analogical measurements at fast sodium cooled reactors. Because of their inherent stability the systematical errors will be reduced.

Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Problemstellung	1
2. Berechnung der Übertragungsfunktion	2
2.1 Angaben zur Berechnung	2
2.1.1 Kühlkanalmodell	3
2.1.2 Wärmeübergangszahlen	4
2.1.3 Kühlmitteldurchsatz und Kühlmittel- temperaturen	6
2.1.4 Reaktivitätskoeffizienten	7
2.2 Rechenergebnisse	8
2.2.1 Ergebnis und Diskussion der berechneten Übertragungsfunktion	8
2.2.2 Parametervariationen	11
3. Messung der Übertragungsfunktion H	12
3.1 Auswahl des Meßverfahrens	12
3.2 Beschreibung der Versuchsdurchführung, Instrumentierung und Datenanalyse	14
3.3 Einfluß externer Reaktivitätsrück- wirkungen	16
4. Vergleich der experimentell und theoretisch bestimmten Reaktivitätsübertragungsfunktion und Schlußfolgerungen	24
Nomenklatur	29
Literatur	33

Anhang

I	Zusammenstellung der Eingabedaten für die HETRA Rechnungen	36
II	Berechnung der Zeitkonstanten für den Wärmeübergang vom Moderator zum Kühlmittel	41
III	Ableitung der verwendeten Übertragungsfunktionen	46
IV	Fehleranalyse	54
V	Berechnung der spektralen Leistungsdichte $S_{z\dot{z}}$ der Regelstabbewegung	67
	Tabellen	69
	Abbildungen	72

1. Problemstellung

Die Übertragungsfunktion $H(f)$ zwischen der Reaktivität und der Leistung bzw. dem Neutronenfluß eines Reaktors ist durch wichtige nukleare und thermohydraulische Eigenschaften der Anlage bestimmt. Daher lassen sich durch Messung und Analyse dieser Übertragungsfunktion Reaktivitätskoeffizienten überprüfen, Eichdaten für Reaktivitätsmeter und Regelstäbe bei Leistung ermitteln sowie Aussagen zur Dynamik und Stabilität eines Reaktors machen. Diese Informationen sind wichtig im Hinblick auf Sicherheit und Überwachung von Reaktoren. Bisher wurden zur Messung von $H(f)$ vorwiegend deterministische Verfahren angewandt, wie z.B. Oszillatorexperimente /1/ oder Rod-Drop Messungen /2/. Beide Verfahren lassen sich nicht während des normalen Reaktorbetriebes durchführen. Außerdem muß für erstere extra ein Oszillator in den Reaktorkern eingebaut werden, wodurch das Experiment sehr kostspielig wird.

Durch die Spektralanalyse von kleinen, pseudostochastischen Reaktivitäts- und Leistungsschwankungen in Verbindung mit der Korrelationstechnik ist es aber auch möglich, $H(f)$ ohne Störung des regulären Reaktorbetriebes mit der üblichen Betriebsinstrumentierung zu bestimmen /3,4/. Die Anwendbarkeit dieser Methode hängt jedoch von verschiedenen, vom Reaktortyp beeinflussten Bedingungen ab, wie z.B. vom Untergrund des Neutronenflußrauschens oder den jeweils vorliegenden Stabilitätsverhältnissen. Da diesbezügliche Erfahrungen mit natriumgekühlten Reaktoren bisher nur in sehr beschränktem Maße vorliegen, wurde dieses Verfahren im Hinblick auf weitere Anwendungsmöglichkeiten (z.B. für KNK II, SNR 300) erprobt. Außerdem wurde zur qualitativen Interpretation von Neutronenflußrauschmessungen an KNK I eine möglichst genaue Bestimmung von $H(f)$ benötigt.

Zum Druck eingereicht am: 9.2.1977

2. Berechnung der Übertragungsfunktion

Für Messungen von $H(f)$ interessant ist nur der niederfrequente Bereich, in welchem die interne Rückführung durch die Reaktivitätskoeffizienten der Temperatur bzw. der Leistung wirksam sind. In diesem Bereich ist $H(f)$ eine Funktion der Leistung und unterscheidet sich von der Reaktornulleistungsübertragungsfunktion. Letztere hängt dagegen nur von der prompten Neutronenlebensdauer und den Parametern für die verzögerten Neutronen ab und kann mit befriedigender Genauigkeit berechnet werden. Zur Bestimmung dieses Frequenzbereiches wurde $H(f)$ zunächst mit dem in /5/ beschriebenen Rechenprogramm HETRA für verschiedene Leistungsstufen berechnet. Außerdem wurden Parameterstudien mit diesem Programm durchgeführt, um festzustellen, von welchen Reaktorparametern $H(f)$ wesentlich beeinflusst wird.

2.1 Angaben zur Berechnung

Das verwendete Rechenprogramm HETRA ist in /5/ ausführlich beschrieben. Eine vollständige Zusammenstellung aller Eingabedaten sowie die Berechnung der Zeitkonstanten für den Wärmeübergang vom Moderator zum Kühlmittel befinden sich in Anhang I bzw. II.

Im folgenden Abschnitt wird das KNK I-spezifische Modell für den Kühlkanal beschrieben. Außerdem enthält er Bemerkungen zu Eingabedaten, welche nicht direkt aus vorhandenen bzw. zitierbaren Unterlagen entnommen werden konnten.

2.1.1 Kühlkanalmodell

Abb. 1 zeigt einen Querschnitt des ringförmigen Brennelementes (BE) von KNK I. Es besteht aus zwei ringförmig angeordneten Reihen von insgesamt 44 Brennstäben. Die Brennstabreihen befinden sich zwischen einem inneren zylindrischen und einem äußeren ringförmigen Moderatoranteil aus Zirkonhydridformkörpern, die mit dünnwandigen Stahlrohren umgeben sind. Die Hohlräume zwischen diesen Hüllrohren und den Moderatorformkörpern sind mit Natrium gefüllt. Die Brennstäbe wurden durch das im Ringkanal zwischen den beiden Moderatoren strömende Natrium gekühlt, die Moderatoren zusätzlich noch durch Natrium, welches zwischen den Brennelementen bzw. durch den Innenmoderator strömte.

Das Programm HETRA sieht einen für die Core-Zone repräsentativen Kühlkanal vor, welcher das Kühlmittel, den Brennstoff und zwei Strukturmaterialien enthält. Dabei wird der Wärmefluß vom Brennstab zum Kühlmittel zeitabhängig in Zylindergeometrie behandelt. Dagegen wird die Wärmeleitung von den Strukturmaterialien zum Kühlmittel nur durch ihre mittlere Temperatur, durch die Wärmekapazität sowie durch den Wärmewiderstand zum Natrium beschrieben (sog. "lumped Model"). Die Wärmeleitung innerhalb der Strukturmaterialien wird dabei nicht betrachtet. Diese einfachere Behandlung ist für Strukturmaterialien praktisch immer ausreichend, da sie im Vergleich zu den Brennstäben im allgemeinen nur ein schwach ausgeprägtes Temperaturprofil aufweisen.

Zur Behandlung der Übertragungsfunktion mit dem Programm HETRA wurde folgender für das Core repräsentativer Kühlkanal definiert: Er enthält im Zentrum einen der 44 Brennstäbe eines BE. Diesem wird eine konzentrische Kühlmittelfläche S_1 zugeordnet, welche $1/44$ von der vom Natrium eingenommenen Querschnittsfläche des ringförmigen Brennstabkanals beträgt. Infolge der Unsicherheit bezüg-

lich der Strömungsgeschwindigkeit des Natriums im Zentralkanal des Innenmoderators sowie im Ringkanal zwischen dem inneren BE Stützrohr und dem Innenmoderator wurde wie in /7/ angenommen, daß die gesamte im Innenmoderator erzeugte Wärmemenge durch den Brennstabkanal (siehe Abb. 1) abgeführt wird. Dementsprechend wurde 1/44 von der Masse des Innenmoderators dem repräsentativen Kühlkanal zugeordnet. Für den äußeren Moderatorring wurde wie in /7/ angenommen, daß die in ihm erzeugte Wärme zu gleichen Teilen nach innen und außen abfließt. Unter dieser Voraussetzung weist der äußere Moderatorring beim Radius $R_s = \sqrt{\frac{R_a^2 + R_i^2}{2}}$ eine Wärmescheide d.h. ein Temperaturmaximum auf. Für die Modellrechnung wird daher der Außenmoderator eines BE in 2 durch den Radius R_s definierte Ringe aufgespalten (siehe Abb. 18). Der innere wird dem repräsentativen Kühlkanal für das Core zugeordnet (d.h. 1/44 seiner Masse bezogen auf einen Brennstab). Der äußere Ring des Außenmoderators sowie das zwischen den BE befindliche Kühlmittel wird in einem gesonderten Kühlkanal berücksichtigt.

Da alle drei Moderatoranteile unterschiedliche Wärmekapazitäten C und unterschiedliche Wärmewiderstände W zum Kühlmittel aufweisen, wurden auch die Zeitkonstanten τ für den Wärmeübergang von den Moderatoren zum Kühlmittel, nämlich

$$\tau = W \cdot C \quad (1)$$

für alle drei Anteile gesondert berechnet (siehe Anhang II).

2.1.2 Wärmeübergangszahlen

Die Wärmeübergangszahlen h für den Wärmeübergang vom Brennstoffcladding bzw. vom Moderatorhüllrohr zum Kühlmittel wurden mit Hilfe der Beziehung

$$h = \frac{Nu \cdot \lambda_{Na}}{D_e} \quad (2)$$

bestimmt, wobei D_e der charakteristische Durchmesser ist:

$$D_e = 4 \frac{\text{durchströmte Querschnittsfläche}}{\text{benetzter Umfang}} \quad (3)$$

Bedingt durch die geometrische Anordnung müssen Brennstäbe und Moderatoren separat betrachtet werden.

Brennstäbe:

mit $D_e = 0,94$ cm ergibt sich eine Reynoldszahl

$$Re = \frac{D_e v \cdot \rho_{Na}}{\eta_{Na}} = 5,42 \cdot 10^4 \quad (4)$$

d.h. es handelt sich um eine turbulente Strömung;

für die Pécletzahl ergibt sich

$$Pe = \frac{D_e \cdot v \cdot \rho_{Na} C_{Na}}{\lambda_{Na}} = 237 \quad (5)$$

Mit diesem Wert und dem Verhältnis $\frac{p}{d} = 1,28$ (p = Brennstababstand und d = Brennstabdurchmesser) ergibt sich nach /8/ eine Nusseltzahl von $Nu = 13$. Aus Gl. (2) erhält man damit eine Wärmeübergangszahl von $h = 9,5$ ($W/cm^2 \text{ } ^\circ K$).

Für den Innenmoderator gilt

$$D_e = 4 \frac{(R_i^2 - r_a^2)}{2(R_i + r_a)} = 2(R_i - r_a) \quad (6)$$

damit ergibt sich mit Gl. (4) eine Reynoldszahl $Re = 3,1 \cdot 10^5$.

Für die Prandtlzahl

$$Pr = \frac{\eta_{Na} \cdot c_p}{\lambda_{Na}} \quad (7)$$

ergibt sich $Pr = 4,38 \cdot 10^{-3}$.

Für diese Werte von Re , Pr und mit $\frac{r_a}{R_i} = 0,47$ ergibt sich nach /9/ * für den Innenmoderator

$$Nu = 6,8 \text{ und daraus mit Hilfe der Gln. (6) und (2)} \\ h = 0,86 \text{ (W/cm}^2 \text{ } ^\circ K)$$

*) Tabelle 24

Für den inneren Ring des Außenmoderators ergibt sich analog ebenfalls nach /9/

$$\begin{aligned} \text{Nu} &= 6,4 \text{ und daraus mit Hilfe der Gln. (6) und (2)} \\ h &= 0,81 \text{ (W/cm}^2 \text{ }^\circ\text{K)} \end{aligned}$$

Die Wärme des äußeren Ringes des Außenmoderators fließt in das zwischen den Brennelementen befindliche Natrium.

Für diesen Fall ergibt sich mit Gl. (3)

$$D_e = R_a \left(\sqrt{3} - \frac{\pi}{2} \right) \quad (8)$$

Nach /8/ läßt sich für den Fall von aneinanderliegenden Stäben ($\frac{p}{d} = 1$) die Nusseltzahl nach folgender Beziehung berechnen

$$\text{Nu} = 0,120 \cdot \text{Pe}^{0,4} \quad (9)$$

Hieraus ergibt sich durch Einsetzen der Gln. (5) und (8) der Wert $\text{Nu} = 1,104$. Mit diesem Wert bekommt man aus Gl. (2)

$$h = 0,774 \frac{\text{W}}{\text{cm}^2 \text{ }^\circ\text{K}}$$

Für den Wärmeübergang vom Brennstoff zum Cladding wurde nach /7/ die Übergangszahl $h_{\text{gap}} = 1,1 \text{ (W/cm}^2 \text{ }^\circ\text{K)}$ benutzt.

2.1.3 Kühlmitteldurchsatz und -temperaturen

Das Rechenprogramm ermöglicht die Aufspaltung des axialen Kühlmittelstromes in zwei Komponenten für zwei Kühlkanäle. Die Makroverteilung des Durchsatzes in KNK ist jedoch in eine größere Zahl von Teilströmen aufgespalten: Der Hauptanteil (93,4%) strömt durch die 66 Brennelemente, der Rest verteilt sich auf Blindelemente, Stationärabsorber, Stellstäbe, den Nebenstrom außerhalb des Reflektors und die sogenannte Antisiphonleitung.

Deshalb wurde für die Rechnungen der gesamte Durchsatz um den Faktor 0,934 reduziert. Dieser reduzierte Anteil wurde nach Angabe von /7/ aufgeteilt in 97,5 % für die BE Ringkanäle und 2,5 % für den Raum zwischen den BE. Die mittlere Kühlmitteltemperatur θ_{10} liegt infolge der unsymmetrischen Leistungsverteilung etwas über dem arithmetrischen Mittelwert aus der Coreintritts- und Austrittstemperatur (θ bzw. θ_2). Diese Unsymmetrie wird in HETRA durch den Wichtungsfaktor g (nach /6/ betrug $g = 1,2$) und folgender Beziehung berücksichtigt:

$$\theta_{10} = \theta_{210} + \frac{1}{2} g (\theta_2 - \theta) \quad (10)$$

2.1.4 Reaktivitätskoeffizienten

Brennstofftemperaturkoeffizient: C_{1A}

Im Sicherheitsbericht /7/ ist die Dopplerreaktivität als Funktion der Brennstofftemperatur dargestellt. Da diese Rechnungen überholt sind, wurde der Dopplerkoeffizient aus analogen, aber dem neuesten Stand entsprechenden Diagrammen entnommen /6/, wobei die Brennstofftemperaturen mit HETRA für verschiedene Leistungsstufen berechnet wurden. Die auf diese Weise für einen mittleren Abbrand bestimmten Dopplertemperaturkoeffizienten galten zunächst nur für eine isotherme Core-Aufheizung. Zur Berücksichtigung der Leistungsverteilung (Wichtung mit $\phi\phi^+$) wurden diese Dopplerkoeffizienten noch mit einem in /7/ angegebenen Korrekturfaktor 1,47 multipliziert. Für den Brennstofftemperaturkoeffizient wurde außer dem Dopplereffekt noch ein Beitrag für die axiale thermische Ausdehnung berücksichtigt. Für diese ergab sich nach /6/ ein von der Leistung unabhängiger Beitrag von $-0,025$ ($1/^\circ\text{K}$). Der gesamte Brennstofftemperaturkoeffizient sowie der Dopplertemperaturkoeffizient sind in Tab. 1 für verschiedene Reaktorleistungsstufen (bzw. mittlere Brennstofftemperaturen) angegeben.

Moderatortemperaturkoeffizient: C_{Mod}

Der Moderatortemperaturkoeffizient hängt von der Moderator-temperatur, dem Abbrand und vom Xe- und Sm-Aufbau ab. Die Moderatortemperatur lag nach /6/ immer 39°C über der mittleren Kühlmitteltemperatur. Da letztere entsprechend der Durchsatzregelung für alle Leistungsstufen konstant war, wurde auch der Moderatortemperaturkoeffizient für alle Leistungsstufen konstant angenommen. Nach /6/ betrug er für einen mittleren Abbrand und Xe- und Sm-Gleichgewicht $0,62 (\text{¢}/^{\circ}\text{C})$. In diesem Wert ist bereits eine über das gesamte Core durchgeführte Wichtung (mit $\phi\phi^+$) berücksichtigt.

2.2 Rechenergebnisse

2.2.1 Ergebnisse und Diskussion der berechneten Übertragungsfunktion

Mit der zuvor beschriebenen Eingabe für das Rechenprogramm HETRA wurde $H(f)$ für verschiedene Reaktorleistungen zwischen 39 % und 100 % berechnet. In Abb. 2 sind die Rechenergebnisse als Bodediagramme aufgetragen. Durch Vergleich von $H(f)$ mit der bekannten, ebenfalls in Abb. 2 dargestellten Nulleistungsübertragungsfunktion $K(f)$ läßt sich der gesuchte Frequenzbereich angeben, in dem die Reaktivitätsrückwirkungen $F(f)$ Abweichungen zwischen $H(f)$ und $K(f)$ bewirken. Demnach muß bei der Messung von $H(f)$ der Frequenzbereich unterhalb von $0,1 \text{ Hz}$ betrachtet werden. Diese obere Grenzfrequenz wird im wesentlichen durch die Zeitkonstanten des Wärmeüberganges vom Brennstoff und vom Moderator zum Kühlmittel bestimmt.

Verwendet man das in Abb. 3 dargestellte Blockdiagramm, so gilt mit den oben angegebenen Bezeichnungen

$$H(j\omega) = \frac{K(j\omega)}{1 - K(j\omega)F(j\omega)} \quad (11)$$

$$\omega = 2\pi f \quad (12)$$

Durch einfache Betrachtungen des Grenzwertes von H für ω bzw. $f \rightarrow 0$ lassen sich wesentliche Eigenschaften von H erkennen. Für $f \rightarrow 0$ wird $|K(f)| \rightarrow \infty$ und man erhält aus Gl. (11) für diesen Grenzfall

$$|H(f \rightarrow 0)| = \left| \frac{1}{F(f \rightarrow 0)} \right| \quad (13)$$

Dies ist der Reziprokwert des statischen Leistungskoeffizienten der Reaktivität L, d.h.

$$\left| \frac{1}{H(f \rightarrow 0)} \right| = F(f \rightarrow 0) = L \quad (14)$$

für Phase α von H(f) ist

$$\alpha = \angle H(f) = \angle K(f) - \angle 1 - K(f)F(f)$$

für $f \rightarrow 0$ gilt

$$\alpha \rightarrow \angle K(f \rightarrow 0) + \angle K(f \rightarrow 0) + \angle F(f \rightarrow 0) \quad (15)$$

und mit

$$\angle K(f \rightarrow 0) \rightarrow -90^\circ \quad (16)$$

$$\angle F(f \rightarrow 0) \rightarrow -0^\circ \quad (17)$$

bekommt man

$$\alpha = -180^\circ \quad (18)$$

Die Beziehung (16) gilt allgemein (vgl. z.B. /3/), dagegen folgt die Beziehung (18) aufgrund des an KNK I dominierenden positiven Reaktivitätskoeffizienten des Moderators. Zur einfachen Untersuchung des Stabilitätsverhaltens von $H(j\omega)$ wird eine Ersatzfunktion

$$G(j\omega) = \frac{1}{L} \frac{a}{j\omega - a} \quad (19)$$

definiert, die für niedrige Frequenzen einen ähnlichen Verlauf wie $H(j\omega)$ aufweist (vgl. Abb. 2 und Abb. 4). In der s -Ebene - wobei s der Laplace Operator ist - hat die Funktion $G(s)$ entsprechend Gl. (19) einen Pol bei $s_0 = + a$ (s. Abb.5), d.h. in der rechten s -Halbebene.

Für ein δ -förmiges Eingangssignal gibt $G(s)$ direkt die Antwortfunktion des Systems an. Durch die inverse Laplace Transformation bekommt man aus Gl. (19) für den Zeitbereich

$$G(t) = \frac{a}{L} e^{at} \quad (20)$$

d.h. die zugehörige Impulsantwortfunktion wächst exponentiell mit der Zeit an. Aus der Existenz von mindestens einem Pol mit positivem Realteil für $H(s)$ folgt außer der Instabilität des unregulierten Reaktors auch, daß er ein Nichtminimumphasensystem darstellt /10/. Das bedeutet, daß dieses System für eine beliebige Frequenz nicht die kleinste mögliche Phase aufweist. Außerdem existiert keine eindeutige und umkehrbare Beziehung zwischen dem Betrag und der Phase der Übertragungsfunktion, wie es bei einem Minimumphasensystem der Fall wäre /11/. Falls über die Lage der Pole von $H(s)$ überhaupt nichts bekannt wäre, könnten Stabilitätsuntersuchungen auch durch Betrachtung des offenen Systems $K(s) \cdot F(s)$ unter Verwendung des Nyquist-Diagrammes durchgeführt werden /10/.

2.2.2 Parametervariationen

Sowohl für die Berechnung als auch für die Bedeutung der Messung ist die Kenntnis wichtig, von welchen Parametern $H(f)$ besonders stark abhängt. Diese Parameter lassen sich dann am besten aus der gemessenen Übertragungsfunktion bestimmen, wobei natürlich nur solche von Interesse sind, deren Genauigkeit noch verbesserungsbedürftig ist. Deshalb wurden verschiedene Berechnungen von $H(f)$ durchgeführt, wobei jeweils einer der wichtigsten Reaktivitätskoeffizienten oder der thermodynamischen Parameter verändert wurde. Die Größe der Veränderungen entsprach etwa der abgeschätzten Fehlergrenze der Daten. Die Abb. 6 zeigt den Einfluß auf $H(f)$, den eine Reduzierung des Brennstoffreaktivitätskoeffizienten um 20 % bewirkt. Sowohl der Betrag als auch die Phase ändern sich im niederfrequenten Bereich. Zum Vergleich zeigt dieselbe Abb. auch eine Reaktivitätsleistungsübertragungsfunktion, welche mit einem um 20 % reduzierten Moderatorreaktivitätskoeffizienten berechnet wurde. Im Gegensatz zum vorhergehenden Fall ändert sich die Phase in entgegengesetzter Richtung. Außerdem macht sich der Einfluß auf die Amplitude praktisch nur für $f < 2 \cdot 10^{-2}$ Hz deutlich bemerkbar.

Diese Beispiele machen den Vorteil von dynamischen Messungen deutlich: Infolge der unterschiedlichen Zeitkonstanten für den Wärmeübergang vom Brennstoff bzw. vom Moderator zum Kühlmittel können sich trotz ihres unterschiedlichen Vorzeichens Fehler der Reaktivitätskoeffizienten des Brennstoffs und des Moderators in $H(f)$ nicht kompensieren. Da alle übrigen Reaktivitätskoeffizienten einschließlich des Bowingkoeffizienten noch wesentlich kleiner sind, wurden für sie keine Parametervariationen durchgeführt.

Von den thermodynamischen Größen wurden variiert: die Leitfähigkeit und die Wärmekapazität von Uranoxyd und Zirkonhydrid sowie die Wärmeübergangszahlen zwischen beiden Materialien und dem Kühlmittel. Die Einflüsse jeweils eines Parameters auf $H(f)$ waren sämtlich kleiner als die in Abb. 6 für den Brennstoff- und Moderator-koeffizienten gezeigten. Das bedeutet, daß sich letztere am ehesten aus der an KNK I gemessenen Übertragungsfunktion bestimmen lassen. Dieses Ergebnis ist natürlich nicht direkt auf schnelle natriumgekühlte Reaktoren übertragbar. Hierfür sind zumindest für einen Prototyp analoge Rechnungen mit Parametervariationen nötig.

Sämtliche Rechenergebnisse dieser Art müssen aber noch mit der erzielbaren Meßgenauigkeit für $H(f)$ verglichen werden, um qualitative Aussagen für eine Parameterbestimmung zu ermöglichen. Diesbezügliche Probleme werden im folgenden Kapitel behandelt.

3. Messung der Übertragungsfunktion H

3.1 Auswahl des Meßverfahrens

Die zur Bestimmung von H in Frage kommenden Meßverfahren lassen sich hinsichtlich der verwendeten Testsignale (deterministisch, periodisch, nicht periodisch, stochastisch) und hinsichtlich der Auswertungsart (Zeit- oder Frequenzbereich, mit und ohne Korrelationsverfahren sowie Anwendung verschiedener Filtertechniken) unterscheiden /12-14/. Bei der Auswahl eines Meßverfahrens sind die Bedingungen, welche durch die Eigenschaften und den Betrieb der Anlage gestellt werden und die speziellen Versuchsziele zu berücksichtigen. Für die Messungen an KNK I bedeutete dies im einzelnen:

- a) Betriebsmäßig bedingte Anforderungen:
keine Unterbrechung der Leistungserzeugung;
möglichst geringe Abweichung vom normalen Reaktorbetrieb;
keine konstruktiven Änderungen am Reaktor und
möglichst keine zusätzliche Instrumentierung.

Diese Forderungen werden in ähnlicher Form auch für derartige Messungen an zukünftigen Reaktoren zu erwarten sein.

- b) Anforderungen bedingt durch das Versuchsziel:
Durch die Messungen sollte die Übertragungsfunktion H mit solcher Genauigkeit bestimmt werden, daß Vergleiche mit dem mathematischen Modell und entsprechende Parameterstudien (s. Kap. 2.2.2) sinnvoll wurden. Neben der Überprüfung des mathematischen Modells soll durch Messung von H die Genauigkeit von Reaktorparametern verbessert bzw. eventuelle zeitliche Änderungen kontrolliert werden. Dies ist für die Reaktorauslegung und Reaktorsicherheit wichtig.

Als Testsignal zur Messung von H wurden schließlich stochastische Bewegungen des Regelstabes YA10 (siehe Abb. 7) gewählt, da

- a) hierdurch die betriebsmäßig bedingten Anforderungen am besten erfüllt wurden,
b) das mathematische Modell, mit dem die Messungen verglichen werden sollten, Ergebnisse im Frequenzbereich liefert und sich die gewählten Testsignale ebenfalls im Frequenzbereich gut beschreiben lassen.

Die stochastischen Bewegungen des Regelstabes werden i.a. extern vorgegeben sein; prinzipiell können jedoch auch unter gewissen, in Kapitel 3.3 näher diskutierten Umständen, die inhärenten Bewegungen des Regelstabes zur Bestimmung von H verwendet werden.

3.2 Beschreibung der Versuchsdurchführung, Instrumentierung und Datenanalyse

Beim Versuch, die inhärenten Bewegungen des Regelstabes zur Bestimmung von H zu verwenden, wurde in den normalen - d.h. automatisch geregelten - Reaktorbetrieb nicht eingegriffen; (Betriebsweise A, inherent noise). Bei dieser Betriebsweise wurde der Regelstab dann bewegt, wenn die Kühlmitteltemperatur am Coreaustritt ($\approx 560^{\circ}$ C) um 0,6 grd über- bzw. unterschritten wurde. Im Gegensatz hierzu wurde bei der stochastisch angeregten Betriebsweise (Betriebsweise B, injected noise) das automatische Regelsystem ausgeschaltet. Durch den Operateur wurde der Regelstab entsprechend einer pseudo-statistischen binären Folge bewegt, die mit Hilfe der üblichen Pseudoräuschgeneratoren (PRG) erzeugt wurde. In Abb. 20 ist zur näheren Erläuterung der angeregten Betriebsweise ein kurzes Zeitintervall aus dem Versuchsablauf gezeichnet. Die Signale zum Ein- bzw. Ausschalten des Regelstabantriebs wurden dem Operateur optisch und akustisch übermittelt.¹⁾ Die wesentlichen Daten des verwendeten PRG's und der erzeugten Zufallsfolge sind in Tab. 2 zusammengestellt. Zusätzliche Regelstabbewegungen mußten vom Operateur immer dann veranlaßt werden, wenn die Abweichungen der Kühlmitteltemperatur am Coreaustritt vom Sollwert etwa ± 5 grd betragen. Diese Eingriffe waren unerläßlich, da der KNK I-Reaktor ohne externe Rückführung instabil ist. Bei der Auswertung muß dies berücksichtigt werden. In Betriebsweise B wurden jeweils mehrere Messungen mit Regelstabhüben von ± 1 bzw. ± 2 mm gegenüber der kritischen Stabstellung des Regelstabes bei verschiedenen Reaktorleistungen durchgeführt. Durch die Regelstabbewegungen wurden Reaktivitätsschwankungen von etwa $\pm 0,3$ bzw. $\pm 0,6$ ρ erzeugt. Die zugehörigen Leistungs-

1) Eine direkte Ansteuerung des Regelstabantriebes durch die Zufallsfolge war aus genehmigungsrechtlichen und technischen (instabiler Reaktor) Gründen nicht möglich; für KNK II ist sie vorgesehen.

schwankungen waren kleiner als etwa 1 % und stellten demnach eine verhältnismäßig geringfügige Störung des normalen Leistungsbetriebes dar. Die Versuche in Betriebsweise A erstreckten sich über etwa 8 h; die in Betriebsweise B über eine Periode der verwendeten Zufallsfolge, d.h. 2,2 h (s. Tab. 2). Die folgenden Signale wurden analog auf Magnetband aufgezeichnet:

Positionssignal des Regelstabes h:

In Betriebsweise A konnte das Ansteuersignal für den Motor des Regelstabantriebes verwendet werden und daraus das Signal h berechnet werden. In Betriebsweise B mußte das Signal h durch Decodierung der Stabstellungsanzeige (Endwert 999 mm, Auflösung: 1 mm) gebildet werden. Dadurch erhält man den in Abb. 20c dargestellten stufenförmigen Verlauf für h bzw. $\rho_{z, mess}$

Neutronenfluß φ :

Der Neutronenfluß wurde zu Vergleichszwecken mit mehreren Detektoren gemessen: Mit drei an der Innenseite des Schwerbetonschildes aber außerhalb des Cores befindlichen Ionisationskammern (B10-Belegung, davon eine mit γ -Kompensation), die zur normalen Betriebsinstrumentierung gehörten. Außerdem wurde noch eine im Core befindliche Miniaturspaltkammer (100 mm Länge, 9 mm ϕ , ^{235}U -Belegung) verwendet, die ebenfalls als Ionisationskammer betrieben wurde. Abb. 7 zeigt den Querschnitt des Reaktors und die Positionen von Regelstab und Neutronenflußaufnehmern. Bei der Auswertung zeigte sich, daß für die hier interessierenden Frequenzen bis etwa 0,5 Hz alle Aufnehmer gleiche Signale lieferten.

Kühlmitteldurchsatz μ :

Der Natriumdurchsatz für das Core wurde mit Hilfe der permanentmagnetischen Durchflußmesser an den Hauptkühlmittelrohren (NW 200) gemessen (Betriebsinstrumentierung).

Coretemperaturen:

Zur Messung der Temperaturen am Coreein- bzw. -austritt wurden CrNi-Cr Mantelthermoelemente mit 1,5 mm Durchmesser verwendet (Betriebsinstrumentierung).

Der Gleichanteil in den Signalen dieser Meßaufnehmer wurde kompensiert, die Fluktuationen verstärkt, gefiltert und auf Magnetband aufgezeichnet. Die Auswertung wurde mit Hilfe eines umfangreichen Fouriersystems vorgenommen.

3.3 Einfluß externer Reaktivitätsrückwirkungen

Für das einfache in Abb. 8 dargestellte System mit der Übertragungsfunktion $H(f)$ und den meßbaren stochastischen Signalen x und y am Ein- und Ausgang gelten folgende Beziehungen /15/:

$$S_{xx} = |H(f)|^2 S_{yy} \quad (21)$$

$$S_{xy} = H(f) S_{xx} \quad (22)$$

Dabei stellt S_{xx} , S_{yy} die autospektrale Leistungsdichte (SLD) der Signale x bzw. y und S_{xy} die kreuzspektrale Dichte (KSD) zwischen x und y dar. Zur Bestimmung von $H(f)$ ist die Beziehung (22) vorteilhafter, weil sich aus ihr Betrag und Phase von $H(f)$ ergeben. Zudem werden am Eingang auftretende und nicht meßbare Störsignale $s(f)$ bei der Bildung der KSD dann eliminiert, wenn die Signale x und s nicht miteinander korreliert sind (vgl. Anhang IV). Am Reaktor werden solche Störsignale durch nicht mitgemessene Reaktivitätsschwankungen hervorgerufen. Demnach kann diese Voraussetzung bei den Messungen am Reaktor erfüllt werden, wie aus dem Blockschaltbild in Abb. 9 a ersichtlich ist. Es zeigt die Verknüpfung der Reaktivitätsleistungs-

Übertragungsfunktion $H(f)$ des Reaktors mit den Komponenten des Primärkühlkreislaufes und der Reaktivitätsregelung. Alle nicht meßbaren oder auch nicht definierbaren Reaktivitätsschwankungen werden durch ρ_x repräsentiert. Während des normalen Reaktorbetriebes (Betriebsweise A) wurde die Brennelementaustrittstemperatur λ mit Hilfe eines Dreipunktreglers Re über die Regelstabbreaktivität konstant gehalten (gestrichelter Zweig in Abb. 9a). Für die "angeregten" Messungen (Betriebsweise B) wurde diese Regelung abgeschaltet. Da während dieser Messungen der Operateur Abweichungen von λ um mehr als 5 grd vom Sollwert durch Regelstabbewegungen ρ_R (zusätzlich zu den pseudostatistischen Signalen ρ_Z) kompensieren mußte, bestand aber auch während dieser Messungen eine Rückkoppelung P . Die automatische wie die manuelle Regelung bilden eine stark nichtlineare Rückführung. Die entsprechenden Übertragungsglieder $Re(f)$ und $P(f)$ im Blockdiagramm stellen aber definitionsgemäß nur lineare Ersatzkenngrößen dar, die sog. äquivalenten Verstärkungen /18/. Da deshalb die zugehörigen Ausgangssignale (ρ_L bzw. ρ'_L) nur die zum jeweiligen Eingang linear korrelierten Anteile enthalten, müssen zur vollständigen Beschreibung der tatsächlich auftretenden Ausgangssignale noch unkorrelierte Anteile (ρ_S bzw. ρ'_S) in diesem Blockdiagramm als zusätzliche Eingänge hinzugefügt werden.

Das Übertragungsverhalten des Zwischenwärmeaustauschers $A(f)$ ist für die betrachteten Signalamplituden zwar linear. Trotzdem wurden auch am Ausgang von A zusätzliche Signale θ_S und u_S eingeführt, welche die inhärenten stochastischen Schwankungen der Kühlmittelintrittstemperatur bzw. des Durchsatzes berücksichtigen.

Für dieses im Vergleich zu Abb. 8 komplizierte System gilt, wie im Anhang III gezeigt wird, anstelle von Gl. (22) folgende Beziehung:

$$S_{\rho_O, \varphi} = H(f) \cdot S_{\rho_O \rho_O} (1 + \eta) \quad (23)$$

wobei

$$\eta = \frac{1}{S_{\rho_O \rho_O}} (S_{\rho_O, \theta}^R + S_{\rho_O, u}^M + S_{\rho_O, \rho_x}) \quad (24)$$

Direkt meßbar sind $S_{\rho_0 \rho_0}$ (SLD der Regelstabreaktivität ρ_0) und $S_{\rho_0, \gamma}$ (KSD zwischen der Regelstabreaktivität ρ_0 und dem Neutronenfluß γ). Zur Bestimmung von $H(f)$ aus Gl. (23) könnten die Terme $S_{\rho_0, \theta} R$ und $S_{\rho_0, \mu} M$ durch zusätzliche Messung von θ und μ und durch Verwendung der Übertragungsfunktionen R und M berücksichtigt werden. Letztere müssen aber meist ebenfalls als unbekannt betrachtet werden, wenn $H(f)$ als unbekannte Größe gilt. Die Analyse von Rauschmessungen /17/ zeigte ferner, daß auch nicht identifizierte Reaktivitätsschwankungen ρ_x existieren, welche z.B. durch mechanische Schwingungen von Regel- oder Brennstäben bedingt sein können. Deshalb müßte auch noch die unbekannte KSD $S_{\rho_0, x}$ berücksichtigt werden. Diese Schwierigkeiten könnten durch Erfüllung folgender Bedingungen vermieden werden:

- a) Wenn außer dem eigentlichen Testsignal ρ_z oder ρ_0 noch zusätzliche, nicht meßbare Reaktivitätsschwankungen ρ_x existieren, dann darf das System bezüglich ρ_0 nicht linear rückgekoppelt sein (d.h. es muß gelten $\rho_L = \rho_L' = 0$).
- b) Wenn auch ρ_θ und ρ_μ d.h. $S_{\rho_0, \theta} R$ und $S_{\rho_0, \mu} M$ nicht bestimmbar sind (weil z.B. R und M unbekannt sind), dann darf zwischen γ und diesen Reaktivitätseingängen ebenfalls keine lineare Rückkoppelung bestehen, d.h. die Rückkoppelung durch den Primärkreislauf müßte ebenfalls eliminiert werden.
- c) Falls die Bedingungen a) und b) nicht erfüllbar sind, müssen zur Bestimmung von $H(f)$ mit Gl. (23) alle auf das System einwirkenden Reaktivitätseingänge ($\rho_0, \rho_\theta, \rho_\mu, \rho_x$) berücksichtigt werden, weil sie dann alle miteinander korreliert sind.

Nur bei Erfüllung der Bedingungen a) und b) wird $\eta = 0$ und Gl. (23) geht wieder in Gl. (22) über, d.h. mit der in Abb. 9a verwendeten Nomenklatur in

$$S_{\rho_0, \gamma} = H(f) S_{\rho_0 \rho_0} \quad (22')$$

Keine der genannten Möglichkeiten ist in der Praxis vollkommen realisierbar. Es muß daher in jedem Fall entschieden werden, durch welche Maßnahmen diese Bedingungen näherungsweise so zu erfüllen sind, daß die daraus resultierenden Fehler akzeptabel bleiben.

Im allgemeinen muß davon ausgegangen werden, daß der Reaktor extern rückgekoppelt ist (durch den Kühlkreislauf und durch Regelvorgänge) und daß unbekannte oder nicht meßbare Reaktivitätsschwankungen ρ_x vorhanden sind.

Zur Bestimmung von $H(f)$ aus den gemessenen Leistungsdichten muß die Bedingung

$$\eta \ll 1 \quad (25)$$

erfüllt sein bzw.

$$\frac{|S_{\rho_0, \rho_x}|}{S_{\rho_0, \rho_0}} = \eta_x \ll 1 \quad (26)$$

und

$$\frac{|S_{\rho_0, \theta}^R + S_{\rho_0, \mu}^M|}{S_{\rho_0, \rho_0}} = \frac{|S_{\rho_0, \rho_0} + S_{\rho_0, \rho_\mu}|}{S_{\rho_0, \rho_0}} = \eta_k \ll 1 \quad (27)$$

wobei $\eta_x + \eta_k = \eta$ +) (28)

Wie im Anhang III gezeigt wird, gilt

$$\eta_x = \frac{S_{\rho_0, \rho_x}}{S_{\rho_0, \rho_0}} = \frac{S_{\rho_L, \rho_x}}{S_{\rho_0, \rho_0}} = \frac{S_{\rho_x, \rho_x} + S_{\rho_0, \rho_x} + S_{\rho_\mu, \rho_x}}{S_{\rho_0, \rho_0}} \cdot \frac{H^+V^+P^+}{1-H^+V^+P^+} \quad (26')$$

+) Der Parameter η tritt auch in der im Anhang III eingeführten multiplen Kohärenz auf.

und

$$\frac{S_{\rho_0, \rho_\theta}}{S_{\rho_0 \rho_0}} = \frac{1}{\frac{1}{R} - A(HVR+W)} \left[HWA + \frac{S_{\rho_\theta s, \rho_\theta s}}{S_{\rho_0, \rho_0}} P^+ \frac{H^+ V^+ + U^+}{\frac{1}{R} + (1 - H^+ V^+ P^+) - (H^+ V^+ R^+ + W^+) \dot{A}} \right] \quad (27')$$

Demnach hängt η_x sowohl von dem Verhältnis $\frac{S_{\rho_x \rho_x}}{S_{\rho_0 \rho_0}}$ ab als auch von dem Einfluß der linearen Rückkoppelung ρ_L d.h. von $H^+ V^+ P^+ / (1 - H^+ V^+ P^+)$. Da ρ_x nicht beeinflussbar ist, kann es nur durch eine große Testsignalamplitude (ρ_z d.h. ρ_0) und durch eine möglichst geringe lineare Rückführung $P(f)$ verringert werden. Aus Gl. (27) und Abb. 9a ist ersichtlich, daß der Einfluß des externen Kühlsystems nur durch völlige Entkoppelung vom Primär- (und damit auch vom Sekundärkreislauf) eliminiert werden kann, d.h. R (und M) müssen gegen Null gehen. Er kann jedoch ebenfalls durch große Testsignale (ρ_0) und eine geringe lineare Rückführung $P(f)$ klein gehalten werden. ⁺⁾

Im folgenden Abschnitt wird erläutert, in welchem Umfang diese Forderungen bei den Messungen an KNK I erfüllt werden konnten: Für die Betriebsweise A (automatisch geregelter Reaktor) konnte das Verhältnis $S_{\rho_x \rho_x} / S_{\rho_0, \rho_0}$ aus der Analyse von Rauschmessungen abgeschätzt werden. Hierbei ergab sich $S_{\rho_x \rho_x} / S_{\rho_0 \rho_0} \approx 1$. Auf den Abb. 10 und 11 werden die SLD der Regelstabreaktivität bzw. des Neutronenflusses bei Betriebsweise A (Kurven A) und bei angeregter Betriebsweise (Kurven B, mit Amplitude der Stabbewegung $\pm 0,6 \%$) miteinander verglichen. Man erkennt die Erhöhung während des Experimentes um maximal über zwei Größenordnungen. Entsprechend verringert sich dann $S_{\rho_x, \rho_x} / S_{\rho_0, \rho_0}$ (bzw. nach den Gln. (26) und (26') auch η_x).

⁺⁾ Da alle Übertragungsfunktionen komplexe Größen darstellen, müssen auch für Größenabschätzungen Phasendifferenzen berücksichtigt werden. Diese sind jedoch im niederfrequenten Bereich gering.

Wegen der inhärenten Instabilität des unregulierten Reaktors (vgl. Abschnitt 2.2.1) konnte während der Messungen trotz Abschaltung der automatischen Regelung ($\text{Re} = 0$) der Regelstab nicht völlig nach der gewählten pseudostochastischen Zufallsfolge bewegt werden. (Die SLD dieses Signales ($S_{\rho_z \rho_z}$) ist in Abb. 10 durch die gestrichelte Kurve dargestellt). Zur Vermeidung unzulässig großer Temperaturschwankungen am BE-Austritt mußten abweichend von ρ_z zusätzliche Regelstabbewegungen $\rho_s + \rho_L$ vorgenommen werden. Das erklärt die großen Unterschiede bei $f = 10^{-2}$ Hz in Abb. 10 zwischen $S_{\rho_z \rho_z}$ und $S_{\rho_o \rho_o}$. Da letztere aber aus Messung der tatsächlichen Regelstabbewegung bestimmt werden konnte, beeinträchtigt der Unterschied zwischen $S_{\rho_o \rho_o}$ und $S_{\rho_z \rho_z}$ die Analyse nicht. Störend ist nur, daß ein Teil der Abweichungen, nämlich ρ_L , durch die Rückkoppelung über den Operateur linear von ρ abhängt bzw. mit ρ korreliert ist /14,17,18/. Daher ist auch nach Gl. (26') $S_{\rho_o \rho_x} = S_{\rho_L \rho_x}$. Durch den Ersatz der automatischen Regelung ($\text{Re}(f)$) durch die manuelle des Operateurs ($P(f)$) konnte dieser linear rückgekoppelte Anteil ρ_L und damit auch η_x verringert werden. Dies ist plausibel, da der Operateur wesentlich größere Austrittstemperaturschwankungen zuließ ($\Delta \rho = \pm 5^\circ\text{C}$) als die automatische Regelung ($\Delta \rho = \pm 0,6^\circ\text{C}$). Dies kann auch quantitativ nachgewiesen werden, wenn man die manuelle Regelung des Operateurs durch das Verhalten eines Dreipunktschalters mit großer toter Zone approximiert /20/.

Der Einfluß der Testsignalamplitude und der verringerten linearen Rückkoppelung auf η_k konnte direkt überprüft werden. Dieser Parameter wurde aus Meßdaten für ρ_o, θ und μ sowie aus den berechneten Funktionen R und M bestimmt. Die Abb. 12 zeigt einen Vergleich von $|\eta_k|$ für die Betriebsweise A mit Betriebsweise B. Bei letzterer liefert die Rückkoppelung über die Kühlkreisläufe nur noch einen Anteil von weniger als 7 % zum Testsignal für $f \geq 5 \cdot 10^{-3}$ Hz.

Bei Erfüllung der Bedingungsgleichungen (26) und (27) ist der Einfluß von zusätzlich zum Testsignal ρ_o auftretenden Reaktivitätseinwirkungen (ρ_x, ρ_o, ρ_μ) gering. Dann folgt für die normale Kohärenzfunktion

$$\gamma_{\rho_o, \psi}^2 = \frac{|S_{\rho_o, \psi}|^2}{S_{\rho_o \rho_o} \cdot S_{\psi \psi}} \approx 1 \quad (29)$$

Sie ist ein Maß für den Korrelationsgrad zwischen ρ_o und ψ und durch folgenden Ausdruck gegeben (vgl. Anhang III)

$$\gamma_{\rho_o, \psi}^2 = \frac{|S_{\rho_z \rho_z} + S_{\rho_s \rho_s} + S_{10} + S_{11}|^2}{(S_{\rho_z \rho_z} + S_{\rho_s \rho_s} + S_{20} + S_{21})(S_{\rho_z \rho_z} + S_{\rho_s \rho_s} + S_{30} + S_{31})} \quad (30)$$

mit

$$\begin{aligned} S_{10} &= S_{\rho_L \rho_k} + S_{\rho_L \rho_x} + S_{\rho_s \rho_k} \\ S_{11} &= S_{\rho_L \rho_z} + S_{\rho_z \rho_k} \\ S_{20} &= S_{\rho_k \rho_k} + S_{\rho_x \rho_x} + S_{\rho_k \rho_x} + S_{\rho_x \rho_k} + S_{\rho_s \rho_k} + S_{\rho_k \rho_s} \\ S_{21} &= S_{\rho_z \rho_k} + S_{\rho_k \rho_z} \\ S_{30} &= S_{\rho_L \rho_L} \\ S_{31} &= S_{\rho_z \rho_L} + S_{\rho_L \rho_z} \end{aligned} \quad (31)$$

Bei der Reaktorbetriebsweise A ist $\rho_z = 0$ und man bekommt

$$\gamma_{\rho_o, \psi}^2 = \frac{|S_{\rho'_s \rho'_s} + S_{10}|^2}{(S_{\rho'_s \rho'_s} + S_{20})(S_{\rho'_s \rho'_s} + S_{30})} \quad (32)$$

Da für Betriebsweise A die automatische Regelung gut linear approximiert werden kann und daher der nicht lineare und unkorrelierte Signalanteil ρ'_s relativ klein ist /19/, erwartet man für diesen Fall $\gamma_{\rho_0, \gamma}^2 < 1$. Bei Betriebsweise B kann durch die gewählte Amplitude des Testsignales ρ_z und durch die stark nicht lineare Rückkoppelung (d.h. $P(f) \ll \text{Re}(f)$) folgende Bedingung erfüllt werden

$$S_{\rho_z \rho_z} + S_{\rho_s \rho_s} \gg S_{10}; S_{11}; S_{20}; S_{21}; S_{30}; S_{31} \quad (33)$$

Damit wird nach Gl. (30) $\gamma_{\rho_0, \gamma}^2 \approx 1$. Diese Erwartung wurde durch Messung von $\gamma_{\rho_0, \gamma}^2$ für beide Betriebsarten weitgehend bestätigt, wie Abb. 11 zeigt. Nur für $f < 5 \cdot 10^{-3}$ Hz und für $f > 2 \cdot 10^{-1}$ Hz wird $\gamma_{\rho_0, \gamma}^2 < 1$. Ersteres ist durch den Einfluß der Kühlmittelkreisläufe bedingt, wie auch Abb. 12 zeigt, evtl. auch durch ρ_x , und letzteres durch systematische Ungenauigkeiten (Diskretisierungsfehler) bei der Signalaufzeichnung für ρ_0 (vgl. Fehleranalyse, Anhang IV). Damit konnte nachgewiesen werden, daß bei der angeregten Betriebsweise B die Bedingungsgleichung (24) nur im sehr niederfrequenten Bereich nicht mehr gut erfüllt wird. Aus diesem Grund wurde zur Bestimmung von $H(f)$ Gl. (22') verwendet, wobei aber der Frequenzbereich auf $f \geq f_{\underline{u}} = 4 \cdot 10^{-3}$ Hz beschränkt wurde. Die obere Grenze des verwertbaren Frequenzbereiches ($f_0 = 0,4$ Hz) wurde durch Signalwiedergabefehler bei ρ_0 , welche mit der Frequenz zunahm, bestimmt.

4. Vergleich der experimentell und theoretisch bestimmten

Reaktivitätsleistungsübertragungsfunktion und Schlußfolgerungen

Die Abb. 13 bis 16 zeigen einen Vergleich zwischen den gemessenen und berechneten Übertragungsfunktionen $H(f)$. Die Normierung von $H(f)$ kann mit Hilfe der Reaktivitätseichung des Regelstabes durch Periodenmessung und mit Hilfe der gemessenen Beziehung zwischen der stationären Reaktorleistung und der Gleichstromkomponente des Neutronenflusses erfolgen. Da sich aber $H(f)$ bei $f_0 = 0,4$ Hz praktisch nicht mehr von der Nullleistungsübertragungsfunktion $K(f)$ unterscheidet, wurden die gemessenen Funktionen $H(f)$ bei dieser Frequenz auf die theoretischen Kurven normiert. Dadurch konnten auch teilweise die Signalwiedergabefehler bei ρ_0 eliminiert werden (vgl. Anhang IV). Die Meßergebnisse enthalten ebenfalls Phasenkorrekturen für die elektronischen Filter und für Verzögerungen des Regelstabantriebes.

Bei allen Leistungsstufen zeigten sich systematische Unterschiede zwischen den experimentellen und theoretischen Ergebnissen (gestrichelte Kurven), welche mit den in Abschnitt 2 angegebenen Reaktivitätskoeffizienten berechnet wurden. Wie in Abschnitt 2.2 erläutert, wird $H(f)$ von den Reaktivitätskoeffizienten des Brennstoffs C_{1A} und des Moderators C_{Mod} relativ stark beeinflusst. Aus Abb. 6 ist ersichtlich, daß durch eine Verringerung von C_{1A} zwar $|H(f)|$ besser an die Meßdaten angepaßt werden kann, gleichzeitig sich aber bei der Phase die Diskrepanz vergrößert. Nur durch gleichzeitige Verringerung von C_{1A} und C_{Mod} kann bei der Amplitude und bei der Phase eine bessere Übereinstimmung zwischen berechneten und gemessenen Werten erzielt werden. Dies zeigen die ausgezogenen Kurven auf den Abb. 13 bis 16, welche mit um 20 % reduzierten Koeffizienten C_{1A} und C_{Mod} berechnet wurden.⁺⁾ Sie stellen jedoch noch nicht eine optimale Anpassung dar. Es wurde hier

^{+) Diese Anpassung ändert jedoch nicht das in Abschnitt 2 beschriebene Stabilitätsverhalten.}

darauf verzichtet, eine solche zu erreichen, da das Hauptziel nicht in einer möglichst genauen Bestimmung der Reaktivitätskoeffizienten in KNK I bestand. Aus den theoretisch bestimmten Übertragungsfunktionen wurde nach Gl. (13) aus $H(f=0)$ der statische Leistungskoeffizient berechnet. Die Ergebnisse sind in Tab. 3 für die verschiedenen Leistungsstufen dargestellt. Die zweite und dritte Spalte zeigen die Daten, welche sich unter Verwendung der in Abschnitt 2 angegebenen Reaktivitätskoeffizienten ergeben und die vierte und fünfte Spalte die Ergebnisse, welche mit den angepaßten Reaktivitätskoeffizienten berechnet wurden. In beiden Fällen liegt der Bereich des Leistungskoeffizienten (in Abhängigkeit von der Leistung) innerhalb des in /7/ angegebenen (zwischen 1 ϕ und 55 ϕ).

Nach der in Anhang IV durchgeführten Fehleranalyse spielen neben den statistischen auch systematische Fehler bei diesen Messungen eine wesentliche Rolle. Letztere werden verursacht durch die ungenaue Aufzeichnung der Regelstabbewegung ρ_z sowie durch zusätzlich zum Testsignal auftretende Reaktivitätsschwankungen ρ_x , ρ_θ und ρ_μ . Die statistischen Fehler (und ein Teil der systematischen Fehler) nehmen mit abnehmender Frequenz zu, so daß bei den niedrigsten Frequenzen die größten Fehler zu erwarten sind. Bei $f = 0,004$ Hz beträgt der Amplitudenfehler $\epsilon = \frac{|\hat{H} - H|^2}{H^2} = 16 \%$ und der Phasenfehler mindestens 6° (bei 1 σ Vertrauensgrenze). Mit wachsender Frequenz nimmt der Fehler ab, doch führt die unvollkommene Aufzeichnung des Regelstab-signales bei $f \geq 0,1$ Hz wieder zu Phasenfehlern. Die größte Meßgenauigkeit wurde im mittleren Frequenzbereich erzielt (mit $\epsilon \approx 3 \%$). Da KNK I keine für schnelle Reaktoren typischen Eigenschaften aufwies, wurden auch keine speziellen Fehlerrechnungen für die Bestimmung von wichtigen Reaktorparametern (wie z.B. des Brennstoffkoeffizienten oder des Bowing-Koeffizienten) aus $H(f)$ durchgeführt. Im Hinblick auf schnelle natriumgekühlte Reaktoren können diese Angaben aus der Berechnung der Reaktivitätsleistungsfunktion für einen Prototyp mit anschließender Parametervariation erhalten werden.

Diese Arbeit konzentrierte sich hauptsächlich auf die Bestimmung der Reaktivitätsleistungsübertragungsfunktion selbst sowie auf die Anwendung einer Meßmethode, die möglichst ohne zusätzliche Hilfsmittel am Reaktor auskommt und den normalen Reaktorbetrieb nicht stört. Mit einigen, im folgenden erwähnten Einschränkungen gelten die diesbezüglichen Ergebnisse auch für schnelle natriumgekühlte Reaktoren.

Der Einfluß auf den Kühlkreislauf ist aus Abb. 17 ersichtlich. Diese Abbildung zeigt die Unterschiede von Schwankungen des Kühlmitteldurchsatzes sowie der Kühlmittelintritts- und Kühlmittelaustrittstemperaturen, die sich während der Messungen im Vergleich zur normalen Betriebsweise ergaben. Diese Schwankungen wurden mittels ihrer auf den jeweiligen Mittelwert normierten spektralen Leistungsdichten dargestellt. Vor allem im niederfrequenten Bereich zeigen sich deutliche Unterschiede bei den Kühlmitteltemperaturen. Die entsprechenden Effektivwerte der Differenz betragen jedoch nur $\Delta\theta_{\text{eff}} \approx 0,3^\circ \text{C}$ und $\Delta\lambda_{\text{eff}} \approx 2^\circ \text{C}$. Diese Änderungen stellen keine Beeinträchtigung des normalen Reaktorbetriebes dar.

Wesentlich erschwert wurden die Messungen durch die inhärente Instabilität des unregulierten Reaktors. Diese Instabilität bewirkte während der Messungen ein Abdriften der Reaktorleistung und der Kühlmitteltemperaturen. Das erforderte während der Messungen Reaktivitätskompensationen zusätzlich zu den pseudo-statistischen Testsignalen ρ_z . Durch diese stabilisierende Rückkoppelung durch den Operateur (in Abb. 9 a durch die Funktion $P(f)$ charakterisiert) wurden alle zusätzlich zu ρ_0 existierenden Reaktivitätseingänge ($\rho_\theta, \rho_u, \rho_x$) mit dem eigentlichen Testsignal korreliert. Um den dadurch bedingten systematischen Fehler klein zu halten (d.h. $\eta \ll 1$ in Gl. (23)), mußte ρ_0 entsprechend groß gewählt und außerdem der auswertbare Frequenzbereich eingeschränkt werden (untere Frequenzgrenze $f_u = 4 \cdot 10^{-3}$ Hz). Trotzdem mußte dadurch ein Fehler von maximal 13 % in Kauf genommen werden.

Diese Umstände bewirkten auch maßgeblich die vorher erläuterten Abweichungen der Reaktorbetriebsweise während der Messungen. Entsprechende Messungen von $H(f)$ ohne besonderes Testsignal, sondern nur unter Verwendung der automatischen Regelstabbewegungen während des normalen Betriebes sind daher ebenfalls nicht möglich. Dies wird auch durch die kleine Kohärenz $\gamma_{\rho_0, \varphi}^2$ während des normalen Betriebes bestätigt (vgl. Abb. 11 und Anhang IV). Man könnte jedoch analoge Messungen ohne besonderes Testsignal durchführen, wenn durch Vergrößerung der toten Zone des Reglers R_e die lineare Rückführung ρ_L' verringert und dadurch gleichzeitig der nicht lineare und unkorrelierte Anteil ρ_S' vergrößert wird.

Bei einem prototypischen natriumgekühlten schnellen Brutreaktor mit inhärenter Stabilität existieren diese Probleme nur teilweise, da wegen der inhärenten Stabilität die Rückkoppelung P durch den Operateur während der Messungen entfällt. In diesem Fall wird $\eta_x = 0$ und die Rückkoppelung erfolgt dann nur noch über den Primärwärmeaustauscher (η_k). Wie aus Gl. (26') ersichtlich, spielen in diesem Fall die unbekannt Reaktivitätseinflüsse ρ_x keine Rolle mehr ($S_{\rho_0, \rho_x} = 0$) und $H(f)$ könnte nach Gl. (23) bestimmt werden, wenn $S_{\rho_0, \theta}$ und $S_{\rho_0, \mu}$ ebenfalls gemessen werden (dabei muß allerdings R und M bekannt sein). Die Messung von $H(f)$ kann daher für diesen Fall auch noch auf kleinere Frequenzen ausgedehnt werden, was besonders für die Bestimmung von Leistungskoeffizienten mit großer Zeitkonstante wichtig ist. Gleichzeitig wird der durch η bedingte systematische Fehler verringert. Es müssen allerdings auch bei inhärent stabilen Reaktoren Reaktivitätstestsignale verwendet werden. Regelstabbewegungen, welche während des normalen Betriebes auftreten, sind auch in diesem Fall nicht verwendbar, weil dann ebenfalls eine Rückkoppelung R_e besteht, wodurch unbekannt Reaktivitätsschwankungen wieder mit der Stabreaktivität korreliert werden. Andererseits hilft in diesem Fall auch nicht eine Vergrößerung der toten Zone des Reglers, weil dann infolge der inhärenten Stabilität des Reaktors nur noch geringfügige Regelstabbewegungen stattfinden. ⁺⁾

⁺⁾ Das inhärent instabile Reaktorsystem kann - in Verbindung mit dem nicht linearen Regelsystem - Bewegungen mit Grenzyklus ausführen /10/.

Die vorhandenen systematischen Fehler aufgrund der unvollkommenen Signalwiedergabe von ρ_0 können durch meßtechnische Verbesserungen eliminiert werden. Bei Durchführung analoger Versuche an schnellen natriumgekühlten Brutreaktoren (wie z.B. an KNK II oder SNR) könnten deshalb Meßfehler praktisch auf den statistischen Fehler beschränkt werden. Dieser hängt wesentlich von der multiplen Kohärenz γ_{ψ, ρ_t}^2 ab (vgl. Anhang IV), welche wiederum von der Größe und dem Korrelationsgrad der zusätzlichen Reaktivitätseffekte (ρ_μ und ρ_θ) beeinflusst wird. Die Größe dieser Reaktivitätseinflüsse war an KNK I prototypisch für natriumgekühlte Reaktoren. Bei schnellen natriumgekühlten Reaktoren wird aber, wegen ihrer inhärenten Stabilität, die Korrelation zwischen den verschiedenen Reaktivitätseinwirkungen verringert und damit γ_{ψ, ρ_t}^2 vergrößert. Dadurch wird der statistische Fehler reduziert bzw. bei gleichem statistischem Fehler eine Verkleinerung der Testsignalamplitude ermöglicht.

Nomenklatur

A(f)	Übertragungsfunktion des Zwischenwärmeaustauschers
a	Pol der Ersatzfunktion G(s)
A,B	Integrationskonstanten
BE	Brennelement
B _e	Frequenzauflösung der gemessenen SLD bzw. KSD
C	Wärmekapazität
c	spezifische Wärmekapazität
c _p	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
C _{1A}	Reaktivitätstemperaturkoeffizient des Brennstoffs
C _{Mod}	Reaktivitätstemperaturkoeffizient des Moderators
D _e	Charakteristischer Durchmesser
d	Brennstabdurchmesser
F _{n₁,n₂,α}	Verteilungsfunktion
F(f)	Reaktivitätsrückkoppelung
f	Frequenz
f _u	untere Grenzfrequenz für die Analyse
f _o	obere Grenzfrequenz für die Analyse
f ⁺	Halbwertsbreite für die Testimpulsfolge
f ⁻	kleinste Frequenz der Testimpulsfolge
f _c	Taktfrequenz für den Pseudorausgangsgenerator
G(s)	Ersatzfunktion für H(s)
g	Wichtungskoeffizient für die axiale Kühlmitteltemperaturverteilung
h	Positionssignal des Regelstabes
h	Wärmeübergangszahl
j	$\sqrt{-1}$
H(f)	Reaktivitätsleistungsübertragungsfunktion
K(f)	Nulleistungsübertragungsfunktion
KSD	kreuzspektrale Dichte
L	statischer Reaktivitätsleistungskoeffizient des Reaktors
M(f)	Übertragungsfunktion zwischen Kühlmitteldurchsatz und Reaktivität
n	Anzahl der Freiheitsgrade
n _H	zu f ⁺ gehörende Oberwelle der Testimpulsfolge
Nu	Nusseltzahl

$P(f)$	Übertragungsfunktion für den Operateur zwischen der Kühlmittelaustrittstemperatur und der Regelstabreaktivität
P	Dauer der pseudostatistischen Testimpulsfolge
Pe	Pécletzahl
Pr	Prandtlzahl
\bar{p}	Mittenabstand zweier Brennstäbe
p	Länge des Schieberegisters
q	Wärmestromdichte
q	Anzahl der Eingangssignale
$R(f)$	Übertragungsfunktion zwischen der Kühlmittel-eintrittstemperatur und der Reaktivität
Re	Reynoldszahl und Übertragungsfunktion des Reglers
R_i	Innenradius des Außenmoderators
R_a	Außenradius des Außenmoderators
r_i	Innenradius des Innenmoderators
r_a	Außenradius des Innenmoderators
r	Variable für den Moderatorradius
R_s	Radius der Wärmescheide des Außenmoderators
S_1	repräsentativer Kühlkanalquerschnitt für HETRA-Rechnungen
S_{xx}	Autospektrale Leistungsdichte des Signales x
S_{xy}	Kreuzspektrale Leistungsdichte zwischen den Signalen x und y
s	Laplace Operator
$s(t)$ bzw. $s(f)$	Störsignal
SLD	autospektrale Leistungsdichte
T	Variable für die Temperatur
T_m	mittlere Temperatur des Moderators
T_s	äußere Oberflächentemperatur des Innenmoderators
T_{si}	Oberflächentemperatur des Außenmoderators (im B.E. Kanal)
T_{sa}	Oberflächentemperatur des Außenmoderators (Außenseite)
t	Variable für die Zeit

$U(f)$	Übertragungsfunktion zwischen dem Kühlmittel- durchsatz und der Kühlmittelaustrittstemperatur
$V(f)$	Übertragungsfunktion zwischen dem Neutronenfluß und der Kühlmittelaustrittstemperatur
v	Kühlmittelgeschwindigkeit
$W(f)$	Übertragungsfunktion zwischen der Kühlmittel eintritts- und der Kühlmittelaustrittstemperatur
W	Wärmewiderstand Moderator/Kühlmittel
x y }	allgemeine Variable für Signalfunktionen
Z	Periodenlänge der pseudostatistischen Testimpulsfolge
α	Phase von $H(s)$
α	Parameter der F-Verteilungsfunktion
γ_{xy}	Kohärenzfunktion zwischen den Signalen x und y
Δ	kleinstes Zeitintervall der Testimpulsfolge
ΔZ	Längenelement
δ	Diracfunktion
ϵ	relativer Amplitudenfehler
η_{Na}	dynamische Viskosität des Natriums
η	Verhältnis von Reaktivitätseffekten (Definitionsgl.24)
η_x	" " " (" 26)
η_k	" " " (" 27)
θ_{10}	mittlere Kühlmitteltemperatur im BE Kanal
θ	mittlere Kühlmitteltemperatur am Coreeintritt
θ_{40}	mittlere Kühlmitteltemperatur zwischen den BE
θ	Kühlmittelaustrittstemperatur
λ	Wärmeleitfähigkeit
μ	Kühlmitteldurchsatz
ζ	Verhältnis von Reaktivitätskoeffizienten (Definitionsgl. (A IV-7))
ρ	Dichte
ρ_a	Amplitudeninkrement der Reaktivität ρ_z
ρ_z	Reaktivitätssignal der pseudostatistischen Pulsfolge des Regelstabes
ρ_{z0}	Amplitude der pseudostatistischen Pulsfolge des Regelstabes
$\rho_{z,mess}$	Meßsignal der Pulsfolge des Regelstabes

ρ_0	Summe aller bekannten externen Reaktivitätseingänge
ρ_R	durch den Operateur rückgekoppelte Reaktivität
ρ_s	nicht linearer Anteil von ρ_R
ρ_L	linearer Anteil von ρ_R
ρ_{Re}	durch den Regler rückgekoppelte Reaktivität
ρ_θ	Reaktivitätsschwankung, bedingt durch $\Delta\theta$
ρ_μ	Reaktivitätsschwankung, bedingt durch $\Delta\mu$
ρ'_L	linearer Anteil von ρ_{Re}
ρ'_s	nicht linearer Anteil von ρ_{Re}
ρ_x	Summe der unbekannt Reaktivitätseingänge
ρ_t	Summe aller Reaktivitätsänderungen
ρ'_z	Reaktivitätssignal der pseudostatistischen binären Pulsfolge
σ	Standardabweichung
τ	Zeitkonstante für den Wärmeübergang vom Moderator zum Kühlmittel
τ	Verzögerungszeit bei der Messung von ρ_z
ϕ	Neutronenfluß
ϕ^+	adjungierter Neutronenfluß
\mathcal{Y}	Neutronenfluß (Meßgröße)
$\omega = 2\pi f$	Kreisfrequenz

Indizes:

s	Störquelle
*	konjugiert komplexe Funktion
—	zeitliche Mittelung
^	Schätzwert

Literatur

- /1/ L. Noble, D. Wilkinson
Final Specifications for the SEFOR Experimental Program
GEAP-5576, 1968
- /2/ I.A. Engen :
A new technique for investigating feedback and stability
of nuclear reactors.
ANL-7686, 1970
- /3/ T.W. Kerlin :
Frequency response testing in nuclear reactors
in Nuclear Science and Technology Monographs Series
Academic Press New York, London 1974
- /4/ M. Kolb, A. Raschti, E. Robinson, A. Weber :
Noise Analysis and pseudostochastic perturbation
techniques for reactor parameter estimation,
Nuclear Power Plant Control and Instrumentations
IAEA Symposium Prag 1973
- /5/ C. Caldarola, P. Ferranti, F. Mitzel :
Fast reactor transfer functions with special reference
to the nonlinearities and to the spatial dependence
of the heat transfer process,
KFK 2027, 1974
- /6/ Persönliche Mitteilung von Interatom
- /7/ Sicherheitsbericht KNK I, (1969) unveröffentlicht
- /8/ O.E. Dwyer :
Recent developments in liquid metal heat transfer,
Atomic Energy Review Vol. IV, No. 1 IAEA
Vienna 1966

- /9/ W. Rohsenow, J. H. Hartnelt :
Handbook of heat transfer
MacGraw Hill, New York - Düsseldorf (1973)
- /10/ J.J. D'Azzo, C.H. Houpis :
Feedback control system, analysis and synthesis,
McGraw-Hill Tokyo, 1966
- /11/ W. Solodownikow
Einführung in die statistische Dynamik linearer
Regelssysteme.
R. Oldenbourg, VEB Berlin, 1963
- /12/ E. Welfonder, O. Hasenkopf :
Vergleich deterministischer und statistischer
Verfahren zur Systemanalyse gestörter industrieller
Regelstrecken.
Brennst.-Wärme-Kraft 22 (1970) Nr. 6, Juni
- /13/ H. Unbehauen :
Übersicht über Methoden zur Identifikation dynamischer
Systeme.
Regelungstechnik und Prozeßdatenverarbeitung
21 (1973) Nr. 1
- /14/ K.J. Åström, P. Eykhoff :
System-Identification - A Survey, Automatica Vol. 7
pp. 123-162, Pergamon Press (1971)
- /15/ J.S. Bendat, A.G. Piersol
Random Data, Analysis and measurement procedures,
Wiley-Interscience, New York (1971)
- /16/ KNK I-Versuchsprogramm, Abschlußbericht. (1976)
unveröffentlicht

- /17/ E.E. Fisher :
The identification of linear systems.
In: Joint Automatic Control Conference
Session XVII, Paper 4 (1965) S. 473-475
- /18/ H. Schlitt :
Theorie geregelter Systeme, Stochastische Vorgänge
in linearen und nicht linearen Regelkreisen,
Vieweg, Braunschweig (1968)
- /19/ T.W. Kerlin :
The pseudo-random binary signal for frequency
response testing.
ORNL-TM-1662, Sept. 1966
- /20/ R.E. Uhrig :
Random noise techniques in nuclear reactors systems.
Ronald Press, New York (1970)

1. NUCLEAR DATA

ISOTOP	U235		
GROUP	BETA	LAMBDA(1/SEC)	AI= BETAI/BETA
1	3.2199989E-04	3.1599998E+00	4.4828095E-02
2	8.960007E-04	1.1800003E+00	1.2473905E-01
3	2.8329999E-03	3.0599999E-01	3.9440382E-01
4	1.3860001E-03	1.1299998E-01	1.9295573E-01
5	1.5209999E-03	3.0600000E-02	2.1175015E-01
6	2.2500000E-04	1.2600001E-02	3.1323988E-02

PROMPT NEUTRON LIFETIME L(SEC)= 2.540000E-05

BETA= 7.182993E-03

2. ZONE 1: CORE

A. GEOMETRY

LENGTH (CM)	L1= 105.25000
NUMBER OF FUEL PINS	N1= 2904
COOLANT CROSS SECTION ASSOCIATED TO A FUEL PIN (CM**2)	S1= 0.69500
COOLANT FLOW PERCENTAGE IN CORE	DELTA1= 0.97500
INNER FUEL CLADDING RADIUS (CM)	RIBI= 0.43000
OUTER FUEL CLADDING RADIUS (CM)	RIBE= 0.47000

B. FUEL

TOTAL MASS OF FUEL (GR) MA= 1.902000E+06

SPECIFIC HEAT CAPACITY COEFFICIENTS:

CHI1 (WATT SEC / K G) = 2.900000E-01
CHI2 (WATT SEC / K**2 G) = 3.159999E-05
CHI3 (WATT SEC K**3 / G) = -9.120000E+02

THERMAL CONDUCTIVITY(WATT/CM K):

TA(K) = 5.450000E+03
C(CM/WATT K) = 6.750000E-06

Anhang I
Zusammenstellung der Eingabedaten für die
HETRA Rechnungen

FUEL/CLADDING HEAT TRANSFER COEFFICIENT:

A0(WATT/CM**2 K) = 1.100000E+00
 A1(CM/K) = 0.0
 A2(CM**4/WATT K)= 0.0
 A3(CM**7/WATT**2 K)= 0.0
 B1(WATT/CM K) = 0.0
 PERCENTAGE OF POWER ALFA1A = 9.230000E-01

C. CLADDING

DENSITY (GR/CM**3)
 SPECIFIC HEAT CAPACITY (WATT SEC/K GR)
 THERMAL CONDUCTIVITY (WATT/CM K)

RO1B= 7.84000
 CHI1B= 0.52000
 LAMBDA1B= 0.19700

D. CORE STRUCTURE 1ST MATERIAL

TOTAL MASS (GR)
 SPECIFIC HEAT CAPACITY (WATT SEC/K GR)
 TIME CONSTANT (SEC)
 PERCENTAGE OF POWER
 (T1C0 - TETA1C)MAX=

M1C= 6.340000E+05
 CHI1C= 0.77800
 TAU1C= 17.60001
 ALFA1C= 0.01890
 39.00000

Innenmoderator

E. CORE STRUCTURE 2ND MATERIAL

TOTAL MASS (GR)
 SPECIFIC HEAT CAPACITY (WATT SEC/K GR)
 TIME CONSTANT (SEC)
 PERCENTAGE OF POWER
 (T1D0 - TETA1D)MAX=

M1D= 7.430000E+05
 CHI1D= 0.77800
 TAU1D= 5.45000
 ALFA1D= 0.02220
 39.00000

Außenmoderator
 (Innenring)

TIME CONSTANTS FOR BOWING EFFECTS:
 CORE COOLANT INLET TEMPERATURE (SEC)
 CORE COOLANT TEMPERATURE RISE (SEC)

TAUF= 0.0
 TAU1G= 0.0

F. COOLANT

DENSITY (GR/CM**3)
 SPECIFIC HEAT CAPACITY (WATT SEC/K GR)
 THERMAL CONDUCTIVITY (WATT/CM K)
 NUSSELT NUMBER COEFFICIENTS:

ROE= 0.84500
 CHIE= 1.27500
 LAMBDAE= 0.69000
 NU1= 11.10000
 NU2= 0.02500
 NU3= 0.80000

G. REACTIVITY COEFFICIENTS:

FUEL (C/K)	C1A= -2.030000E-01
CLADDING (C/K)	C1B= 0.0
COOLANT (C/K)	C1E= 6.1999999E-02
STRUCTURE FIRST MATERIAL (C/K)	C1C= 1.780000E-01
STRUCTURE SECOND MATERIAL (C/K)	C1D= 2.080000E-01
BOWING COEFFICIENT/CM COOLANT INLET TEMPERATURE (C/K)	C1F= 0.0
BOWING COEFFICIENT/CM CORE COOLANT TEMPERATURE RISE(C/K)	C1G= 0.0

H. REACTIVITY CORRECTION COEFFICIENTS:

FUEL (C/K)	B1A= 0.0
CLADDING (C/K)	B1B= 1.000000E+00
COOLANT (C/K)	B1E= 1.000000E+00
STRUCTURE FIRST MATERIAL (C/K)	B1C= 1.000000E+00
STRUCTURE SECOND MATERIAL (C/K)	B1D= 1.000000E+00

3. ZONE 2: LOWER AXIAL BLANKET

LENGTH (CM)	L2= 0.0
MASS (G)	M2A= 0.0
SPECIFIC HEAT CAPACITY (WATT SEC/G K)	CHI2A= 0.0
TIME CONSTANT (SEC)	TAU2A= 0.0
BLANKET REACTIVITY COEFFICIENT (C/K)	C2A= 0.0
COOLANT REACTIVITY COEFFICIENT (C/K)	C2E= 0.0
PERCENTAGE OF POWER	ALFA2A= 0.0
MAXIMAL DIFFERENCE BETWEEN BLANKET AND COOLANT AVERAGE TEMPERATURE (K)	0.0

4. ZONE 3: UPPER AXIAL BLANKET

LENGTH (CM)	L3= 0.0
MASS (G)	M3A= 0.0
SPECIFIC HEAT CAPACITY (WATT SEC/G K)	CHI3A= 0.0
TIME CONSTANT (SEC)	TAU3A= 0.0
BLANKET REACTIVITY COEFFICIENT (C/K)	C3A= 0.0
COOLANT REACTIVITY COEFFICIENT (C/K)	C3E= 0.0
PERCENTAGE OF POWER	ALFA3A= 0.0
MAXIMAL DIFFERENCE BETWEEN BLANKET AND COOLANT AVERAGE TEMPERATURE (K)	0.0

5. ZONE 4: RADIAL BLANKET

A. GEOMETRY

LENGTH (CM)	L4= 105.2500
NUMBER OF PINS	N4= 2904.
COOLANT CROSS SECTION ASSOCIATED TO ONE PIN(CM**2)	S4= 0.7540

B. BLANKET

MASS (G)	M4A= 8.330000E+05	Außenmoderator
SPECIFIC HEAT CAPACITY (WATT SEC/G K)	CHI4A= 0.77800	(Außenring)
TIME CONSTANT (SEC)	TAU4A= 5.15000	
BLANKET REACTIVITY COEFFICIENT (C/K)	C4A= 0.23400	
PERCENTAGE OF POWER	ALFA4A= 0.02490	
MAXIMAL DIFFERENCE BETWEEN BLANKET AND COOLANT AVERAGE TEMPERATURE (K)	=39.00000	

C. STRUCTURE MATERIAL

MASS (G)	M4B= 0.0	
SPECIFIC HEAT CAPACITY (WATT SEC/G K)	CHI4B= 0.0	
TIME CONSTANT (SEC)	TAU4B= 0.0	
BLANKET REACTIVITY COEFFICIENT (C/K)	C4B= 0.0	
PERCENTAGE OF POWER	ALFA4B= 0.0	
MAXIMAL DIFFERENCE BETWEEN AVERAGE CORE STRUCTURE AND COOLANT TEMPERATURE (K)	= 0.0	

D. COOLANT

REACTIVITY COEFFICIENT (C/K)	C4E= 0.06200
------------------------------	--------------

6. ZONE 5 AND 8: LOWER AND LATERAL PLENUMS

MAXIMAL TIME DELAY (SEC)	T85= 0.50000
TIME CONSTANT FOR THE MATERIALS (SEC)	TAU85= 1.0000
GRID PLATE TIME CONSTANT (SEC)	TAU5A= 40.00000
COOLANT REACTIVITY COEFFICIENT IN THE LATERAL PLENUM (C/K)	C8E= 0.0
COOLANT REACTIVITY COEFFICIENT IN LOWER PLENUM (C/K)	C5E= 0.0
GRID PLATE REACTIVITY COEFFICIENT (C/K)	C5A= 0.0
COOLANT TEMPERATURE IN THE LATERAL PLENUM (K)	TETA80= 631.00

7. ZONE 7: STATIC SODIUM BETWEEN CORE AND SHROUD

SODIUM REACTIVITY COEFFICIENT (C/K) C7E= 0.0
DIFF STATIC NA AND LAT PLENUM TEMP/DIFF AV COOL CORE AND LAT PLENUM TEMP ALFA17= 0.0
TIME CONSTANT FOR MATERIAL BETWEEN CORE AND STATIC NA TAU17= 0.0
TIME CONSTANT FOR MATERIAL BETW LATERAL PLENUM AND STATIC NA TAU87= 0.0

8. ZONE 9: RADIAL REFLECTOR

AVERAGE COOLANT TEMPERATURE (K) TETA90= 631.000
MAXIMAL TEMP DIFFERENCE BETWEEN REFLECTOR AND COOLANT = 10.000
REFLECTOR TIME CONSTANT (SEC) TAU9A= 10.00000
REACTIVITY COEFFICIENT (C/K) C9A= 0.0
PERCENTAGE OF POWER ALFA9A= 0.01100

MAXIMAL TOTAL POWER (WATT)

PMAX= 5.800000E+07

MAXIMUM COOLANT FLOW (CM**3/SEC)

NUMAX= 2.960000E+05

Anhang II

Berechnung der Zeitkonstanten für den Wärmeübergang vom Moderator zum Kühlmittel

Im verwendeten Rechenprogramm HETRA wird die Wärmeleitung von einem Strukturmaterial zum Kühlmittel im Rahmen des sog. "lumped model" behandelt, d.h. beide Komponenten wurden als Wärmequelle bzw. als Wärmesenke betrachtet, ohne Berücksichtigung der internen Wärmeleitung. Die Zeitkonstante des Wärmeüberganges ist eine Eingabegröße für das Programm. Bei der Berechnung wurde der Moderator als Strukturmaterial behandelt. Da der Temperaturreaktivitätskoeffizient des Moderators einen wesentlichen Anteil zum gesamten Reaktivitätskoeffizienten liefert, war eine genaue Bestimmung der Zeitkonstanten für den Wärmeübergang von den zylinderförmigen Moderatoren zum Kühlmittel notwendig. Sie wurden folgendermaßen unter Beachtung der speziellen für das BE gültigen Randbedingungen analytisch berechnet:

Allgemein gilt für die Zeitkonstante τ folgende Beziehung /5/

$$\tau = W \cdot C = \frac{T_m - \theta_{10}}{q} \rho c = \left[(T_m - T_s) + (T_s - \theta_{10}) \right] \frac{\rho c}{q} \quad (\text{A II-1})$$

Die mittlere Temperatur des Hohlzylinders ergibt sich aus

$$T_m = \frac{1}{(r_a^2 - r_i^2) \pi} \int_{r_i}^{r_a} T(r) r dr \quad (\text{A II-2})$$

wobei $T(r)$ die radiale Temperaturverteilung im Hohlzylinder angibt:

$$T(r) = A + B \ln r - \frac{q}{4\lambda} r^2 \quad (\text{A II-3})$$

Die Konstanten A und B hängen von den Randbedingungen für die Oberflächentemperaturen des Zylinders ab. Hierfür wurden die im Sicherheitsbericht /7/ angegebenen Bedingungen verwendet, wobei zwischen dem äußeren und inneren Moderatorring unterschieden werden muß.

Innenmoderator

Wie in /7/ angegeben, wurde angenommen, daß die gesamte im Innenmoderator erzeugte Wärmemenge durch den Brennstabkanal abgeführt wird. Dementsprechend ergibt sich im Innenmoderator die in Fig. 18 schematisch dargestellte Temperaturverteilung. Daraus folgen für Gl. (A II-3) die Randbedingungen:

$$T_s = A + B \ln r_a - \frac{q}{4\lambda} r_a^2 \quad (\text{A II-4})$$

$$\left(\frac{dT(r)}{dr} \right)_{r=r_i} = B \frac{1}{r_i} - \frac{q}{2\lambda} r_i = 0 \quad (\text{A II-5})$$

damit ergibt sich für

$$A = T_s - \frac{q}{2\lambda} r_i^2 \ln r_a + \frac{q}{4\lambda} r_a^2 \quad (\text{A II-6})$$

$$B = \frac{q}{2\lambda} r_i^2 \quad (\text{A II-7})$$

Mit Hilfe der Gln. (A II-3), (A II-6) und (A II-7) läßt sich nun das Integral in Gl. (A II-2) berechnen und man bekommt

$$T_m - T_s = \frac{q}{8\lambda} \left\{ r_a^2 + r_i^2 \left[\frac{4 r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} \ln \frac{r_a}{r_i} - 3 \right] \right\} \quad (\text{A II-8})$$

Zur Bestimmung von $(T_s - \theta_{10})$ wird die Wärmebilanz zwischen dem Moderator und Kühlmittel für ein Längenelement Δz betrachtet

$$(T_s - \theta_{10}) 2r_a \pi \cdot h \cdot \Delta z = (r_a^2 - r_i^2) \pi q \cdot \Delta z \quad (\text{A II-9})$$

daraus ergibt sich

$$(T_s - \theta_{10}) = \frac{r_a^2 - r_i^2}{r_a} \frac{q}{2h} \quad (\text{A II-10})$$

Einsetzung der Gln. (A II-8) und (A II-10) in (A II-2) ergibt

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{\rho c}{8\lambda} \left\{ r_a^2 + r_i^2 \left[\frac{4 r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} \ln \frac{r_a}{r_i} - 3 \right] \right\} + \frac{\rho c}{2h} \frac{r_a^2 - r_i^2}{r_a} \\ &= \tau_1 + \tau_2 \end{aligned} \quad (\text{A II-11})$$

Die beiden Terme τ_1 und τ_2 in Gl. (A II-11) beschreiben die Anteile der Zeitkonstanten für den Wärmeübergang im BE (τ_1) und vom BE zum Kühlmittel (τ_2). Mit Gl. (A II-11) wurden folgende Werte berechnet:

$$\begin{aligned} \tau_1 &= 11,70 \text{ s} \\ \tau_2 &= 5,89 \text{ s} \\ \tau &= 17,59 \text{ s} \end{aligned}$$

Außenmoderator

Wie in /7/ wurde angenommen, daß die im äußeren Moderatorring erzeugte Wärme zu gleichen Teilen nach innen und außen abfließt. Da das im Innen- und Außenraum des Moderators befindliche Natrium verschiedenen Kühlkanälen zugeordnet wurde, mußte auch entsprechend der äußere Moderatorring durch eine Wärmescheide (Zylinderfläche mit dem Radius R_s) in 2 konzentrische Ringe aufgeteilt werden (Fig. 18). Dabei fließt die in den Ringen erzeugte Wärme jeweils nur in das angrenzenden Kühlmittel ab. Aus obiger Voraussetzung ergibt sich

$$R_s = \sqrt{\frac{R_a^2 + R_i^2}{2}} \quad (\text{A II-12})$$

Für den äußeren Ring des Außenmoderators gelten dann die Randbedingungen

$$T_{sa} = A + B \ln R_a - \frac{q}{4\lambda} R_a \quad (\text{A II-13})$$

und

$$\left[\frac{dT(r)}{dr} \right]_{r=R_s} = B \frac{1}{R_s} - \frac{q}{2\lambda} R_s = 0 \quad (\text{A II-14})$$

daraus ergibt sich

$$A = T_{sa} - \frac{q}{2\lambda} R_s^2 \ln R_a + \frac{q}{4\lambda} R_a^2 \quad (\text{A II-15})$$

$$B = \frac{q}{4\lambda} R_s^2 \quad (\text{A II-16})$$

mit den Gln. (A II-3), (A II-15) und (A II-16) erhält man durch Integration von Gl. (A II-2)

$$T_m - T_{sa} = \frac{q}{8\lambda} \left\{ R_a^2 + R_s^2 \left[\frac{4 R_s^2}{R_a^2 - R_s^2} \ln \frac{R_a}{R_s} - 3 \right] \right\} \quad (\text{A II-17})$$

Für die Temperaturdifferenz $T_{sa} - \theta_{40}$ erhält man analog zu Gl. (A II-10)

$$T_{sa} - \theta_{40} = \frac{R_a^2 - R_s^2}{R_a} \frac{q}{2h_{sa}}$$

Aus Gl. (A II-1) ergibt sich somit

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{\rho c}{8\lambda} \left\{ R_a^2 + R_s^2 \left[\frac{4 R_s^2}{R_a^2 - R_s^2} \ln \frac{R_a}{R_s} - 3 \right] \right\} + \frac{\rho c}{2h_{sa}} \frac{R_a^2 - R_s^2}{R_a} \quad (\text{AII-18}) \\ &= \tau_1 + \tau_2 \end{aligned}$$

Mit Gl. (A II-18) ergibt sich

$$\begin{aligned} \tau_1 &= 1,72 \text{ s} \\ \tau_2 &= 3,42 \text{ s} \\ \tau &= 5,14 \text{ s} \end{aligned}$$

Für den inneren Ring des Außenmoderators gelten die Randbedingungen

$$T_{si} = A + B \ln R_i - \frac{q}{4\lambda} R_i^2 \quad (\text{A II-19})$$

$$\left[\frac{dT(r)}{dr} \right]_{R=R_s} = B \frac{1}{R_s} - \frac{q}{2\lambda} R_s = 0 \quad (\text{A II-20})$$

daraus ergibt sich

$$A = T_{si} - \frac{q}{2\lambda} R_s^2 \ln R_i + \frac{q}{4\lambda} R_i^2 \quad (\text{A II-21})$$

$$B = \frac{q}{2\lambda} R_s^2 \quad (\text{A II-22})$$

mit den Gln. (A II-3), (A II-21) und (A II-22) erhält man durch Integration von Gl. (A II-2)

$$T_m - T_{si} = \frac{q}{8\lambda} \left\{ R_i^2 + R_s^2 \left[\frac{4 R_s^2}{R_s^2 - R_i^2} \ln \frac{R_s}{R_i} - 3 \right] \right\} \quad (\text{A II-23})$$

Für die Temperaturdifferenz $T_{si} - \theta_{10}$ erhält man analog zu Gl. (A II-10)

$$T_{si} - \theta_{10} = \frac{R_s^2 - R_i^2}{R_s} \frac{q}{2h_{si}} \quad (\text{A II-24})$$

Aus Gl. (A II-1) ergibt sich somit

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{\rho c}{8\lambda} \left\{ R_i^2 + R_s^2 \left[\frac{4 R_s^2}{R_s^2 - R_i^2} \ln \frac{R_s}{R_i} - 3 \right] \right\} + \frac{\rho c}{2h_{si}} \frac{R_s^2 - R_i^2}{R_s} \quad (\text{AII-25}) \\ &= \tau_1 + \tau_2 \end{aligned}$$

Mit Gl. (A II-25) erhält man die Werte

$$\begin{aligned} \tau_1 &= 1,99 \text{ s} \\ \tau_2 &= 3,46 \text{ s} \\ \tau &= 5,45 \text{ s} \end{aligned}$$

Anhang III

Ableitung der verwendeten Übertragungsfunktionen

Das in Abb. 9a dargestellte Strukturdiagramm von KNK I berücksichtigt den eigentlichen Reaktor, den Primärkühlkreislauf sowie das Regelsystem unter Verwendung der entsprechenden Übertragungsfunktionen bzw. äquivalenten Verstärkungen für die nicht linearen Glieder. Die im Diagramm angegebenen Signale bedeuten bereits die *fouriertransformierten* Zeitfunktionen, sie sind daher alle Funktionen der Frequenz. Unter diesen Voraussetzungen gelten folgende Beziehungen:

$$\left. \begin{aligned} \rho_t &= \rho_o + \rho_\mu + \rho_\theta + \rho_x \\ &= \rho_z + \rho_s + \rho_L + \rho_\mu + \rho_\theta + \rho_x \end{aligned} \right\} \text{(A III-1)}$$

$$\rho_\theta = \theta \cdot R \quad \text{(A III-2)}$$

$$\rho_\mu = \mu \cdot M \quad \text{(A III-3)}$$

$$\dot{Y} = H \rho_t = H(\rho_o + \theta R + \mu M + \rho_x) \quad \text{(A III-4)}$$

Für die KSD zwischen der Regelstabreaktivität ρ_o und dem Neutronenfluß \dot{Y} gilt

$$\begin{aligned} S_{\rho_o, \dot{Y}} &= \overline{\rho_o^* \dot{Y}} = \overline{\rho_o^* H(\rho_o + \theta R + \mu M + \rho_x)} \\ S_{\rho_o, \dot{Y}} &= H(S_{\rho_o, \rho_o} + S_{\rho_o, \theta R} + S_{\rho_o, \mu M} + S_{\rho_o, \rho_x}) \\ S_{\rho_o, \dot{Y}} &= H S_{\rho_o, \rho_o} (1+r) \end{aligned} \quad \text{(A III-5)}$$

$$\begin{aligned} \text{mit } \eta &= \frac{1}{S_{\rho_0 \rho_0}} (S_{\rho_0, \theta^R} + S_{\rho_0 \mu^M} + S_{\rho_0, \rho_x^*}) \\ &= \frac{1}{S_{\rho_0 \rho_0}} (S_{\rho_0 \rho_e} + S_{\rho_0 \rho_\mu} + S_{\rho_0 \rho_x}) \end{aligned} \quad (\text{A III-6})$$

Dabei bedeutet "+" die konjugiert komplexe Größe und der Querstrich symbolisiert die zeitliche Mittelung.

In Gl. (A III-5) ist S_{ρ_0, ρ_x} prinzipiell unbekannt. Außerdem müssen im allgemeinen R und M ebenfalls als unbekannt vorausgesetzt werden, wenn H als unbekannt gilt, da erstere von denselben Parametern abhängen wie H . Zur Bestimmung von H mit Gl. (A III-5) muß also folgende Bedingung erfüllt sein

$$\eta \ll 1 \quad (\text{A III-7})$$

Im folgenden Abschnitt soll η abgeschätzt werden:
Aus dem Strukturdiagramm in Abb.9a folgt

$$\rho_0 = \rho_z + \rho_s + \rho_L \quad (\text{A III-8})$$

damit ergibt sich

$$S_{\rho_0, \rho_x} = \overline{\rho_0^* \rho_x} = \overline{(\rho_z^* + \rho_s^* + \rho_L^*) \rho_x} = S_{\rho_s, \rho_x} + S_{\rho_z, \rho_x} + S_{\rho_L, \rho_x} \quad (\text{A III-9})$$

Per Definition ist ρ_s der Anteil, der durch den Operator erzeugten Rückkoppelung ρ_R , welcher mit der BE-Austrittstemperatur nicht korreliert ist. Daher gilt

$$S_{\rho_s, \rho_x} = 0 \quad (\text{A III-10})$$

Das pseudostatistische Signal ρ_z ist ebenfalls mit ρ_x nicht korreliert, folglich gilt

$$S_{\rho_z, \rho_x} = 0 \quad (\text{A III-11})$$

Damit folgt aus Gl. (A III-9)

$$S_{\rho_O, \rho_X} = S_{\rho_L, \rho_X} ; \quad (\text{A III-12})$$

mit $\rho_L = \rho_t \cdot \text{HVP}$ (A III-13)

und den Gln. (A III-1) und (A III-12) ergibt sich

$$\begin{aligned} S_{\rho_O, \rho_X} &= S_{\rho_L, \rho_X} = \overline{\rho_L^*} = \overline{(\rho_O^* + \rho_\theta^* + \rho_\mu^* + \rho_X^*) H^* V^* P^* \rho_X} \\ &= H^* V^* P^* (S_{\rho_O, \rho_X} + S_{\rho_\theta, \rho_X} + S_{\rho_\mu, \rho_X} + S_{\rho_X, \rho_X}) \\ S_{\rho_O, \rho_X} &= (S_{\rho_X, \rho_X} + S_{\rho_\theta, \rho_X} + S_{\rho_\mu, \rho_X}) \frac{H^* V^* P^*}{1 - H^* V^* P^*} \end{aligned} \quad (\text{A III-14})$$

Zur Berechnung der Korrelation zwischen der gemessenen Regelstabreaktivität ρ_O mit der durch den Primärkreislauf bedingten Reaktivitätsrückwirkung während der Messung wurde ρ_X vernachlässigt sowie ρ_s und ρ_z zusammengefaßt. Man erhält dann das in Abb. 9 b dargestellte Blockdiagramm mit den für die folgende Rechnung eingeführten Symbolen.

$$\begin{aligned} x_1 &= \rho_O \\ x_2 &= \rho_\theta \\ s_1 &= \rho_z + \rho_s \\ s_2 &= \theta_s ; \end{aligned} \quad (\text{A III-15})$$

folgende Beziehungen sind dem Diagramm direkt zu entnehmen :

$$x_1 = (x_{HV} + x_2 W) P + s_1 \quad (\text{A III-16})$$

$$x_2 = [(x_{HV} + x_2 W) A + s_2] R \quad (\text{A III-17})$$

$$x = x_1 + x_2 \cdot R \quad (\text{A III-18})$$

aus den Gln. (A III-16) und (A III-17) folgt:

$$x_1 = \frac{1}{1-HVP} x_2 P (HVR + U) + s_1 \quad (A III-19)$$

und aus den Gln. (A III-17) und (A III-18) folgt

$$\frac{x_2}{R} = (x_1 + x_2 R) HVA + x_2^{WA} + s_2 \quad (A III-20)$$

Setzt man Gl. (A III-19) in (A III-20) ein, erhält man nach Umformung

$$x_2 = \frac{1}{\frac{1}{R}(1-HVP) - (HVR+W)A} [s_1^{HVA} + s_2(1-HVP)] \quad (A III-21)$$

mit der Gl. (A III-21) kann $S_{x_1 x_2}$ berechnet werden:

$$S_{x_1 x_2} = \overline{x_1^* x_2} = \frac{1}{\frac{1}{R}(1-HVP) - (HVR+W)A} [S_{x_1 s_1}^{HVA} + S_{x_1 s_2}^{(1-HVP)}] \quad (A III-22)$$

In dieser Gleichung sollen $S_{x_1 s_1}$ und $S_{x_1 s_2}$ durch $S_{x_1 x_1}$ und $S_{x_1 x_2}$ ausgedrückt werden.

Dazu berechnet man aus Gl. (A III-19)

$$S_{x_1 x_1} = \overline{x_1^* x_1} = x_1^* \left[\frac{1}{1-HVP} x_2 P (HVR+W) + s_1 \right]$$

$$S_{x_1 x_1} = \frac{1}{1-HVP} \left[S_{x_1 x_2} P (HVR+W) + S_{x_1 s_1} \right]$$

$$S_{x_1 s_1} = S_{x_1 x_1} (1-HVP) - S_{x_1 x_2} P (HVR+W) \quad (A III-23)$$

sowie

$$S_{x_1 s_2} = \overline{x_1^* s_2} = \left[\frac{1}{1-HVP} x_2 P (HVR+W) + s_1 \right]^* s_2$$

$$S_{x_1 s_2} = \frac{1}{1-H^* V^* P^*} S_{x_2 s_2} P^* (H^* V^* R^* + W^*) \quad (A III-24)$$

aus Gl. (A III-21) ergibt sich

$$S_{x_2 s_2} = \overline{x_2^* s_2} = \frac{1 - H^* V^* P^*}{\frac{1}{R^*} (1 - H^* V^* P^*) - (H^* V^* R^* + W^*) A^*} S_{s_2 s_2} \quad (\text{A III-25})$$

Gl. (A III-25) in (A III-24) eingesetzt, gibt

$$S_{x_1 s_2} = \frac{P^* (H^* V^* + W^*)}{\frac{1}{R^*} (1 - H^* V^* P^*) - (H^* V^* R^* + W^*) A^*} S_{s_2 s_2} \quad (\text{A III-26})$$

Durch Einsetzen der Gln. (A III-23) und (A III-26) in Gl. (A III-22) ergibt sich nach Umformung

$$\frac{S_{x_1 x_2}}{S_{x_1 x_1}} = \frac{1}{\frac{1}{R} - A(HVR+W)} \left[HVA + \frac{S_{s_2 s_2}}{S_{x_1 x_1}} P^* \frac{H^* V^* + U^*}{\frac{1}{R^*} (1 - H^* V^* P^*) - (H^* V^* R^* + W^*) A^*} \right] \quad (\text{A III-27})$$

oder mit der ursprünglichen Nomenklatur in Abb. 9 a

$$\frac{S_{\rho_o \rho_\theta}}{S_{\rho_o \rho_o}} = \frac{1}{\frac{1}{R} - A(HVR+W)} \left[HVA + \frac{S_{\rho_\theta s_1, \rho_\theta s_2}}{S_{\rho_o \rho_o}} P^* \frac{H^* V^* + U^*}{\frac{1}{R^*} (1 - H^* V^* P^*) - (H^* V^* R^* + W^*) A^*} \right] \quad (\text{A III-28})$$

Wie aus Gl. (A III-28) und auch aus Abb. 9b direkt ersichtlich ist, folgt für $R \rightarrow 0$

$$\frac{S_{\rho_o \rho_\theta}}{S_{\rho_o \rho_o}} = 0 \quad (\text{A III-29})$$

Für völlige Eliminierung der Regelung ergibt sich $P \rightarrow 0$

$$\frac{S_{\rho_o \rho_\theta}}{S_{\rho_o \rho_o}} = \frac{HVA}{\frac{1}{R} - A(HVR+W)} \quad (\text{A III-30})$$

In diesem Fall hängt das Verhältnis nur noch von der Rückführung über den Wärmeaustauscher ab.

Zur Berechnung der einfachen Kohärenzfunktion $\gamma_{\rho_0, \mathcal{Y}}^2$ zwischen der gemessenen Regelstabreaktivität ρ_0 und dem Neutronenfluß \mathcal{Y} wird das ursprünglich in Abb. 9 a angegebene System zugrundegelegt: Die einfache Kohärenzfunktion zwischen ρ_0 und \mathcal{Y} ist folgendermaßen definiert:

$$\gamma_{\rho_0, \mathcal{Y}}^2 = \frac{|S_{\rho_0, \mathcal{Y}}|^2}{S_{\rho_0 \rho_0} S_{\mathcal{Y} \mathcal{Y}}} \quad (\text{A III-31})$$

Die einzelnen in Gl. (A III-31) auftretenden Faktoren können folgendermaßen berechnet werden:

Aus $\mathcal{Y} = \rho_t H$ (A III-32)

folgt mit den Gln. (A III-1), (A III-8) und bei Verwendung der Abkürzung

$$\rho_\theta + \rho_\mu = \rho_k$$

$$\mathcal{Y} = (\rho_z + \rho_s + \rho_L + \rho_k + \rho_x) H \quad (\text{A III-33})$$

Ersetzt man in Gl. (A III-33) ρ_L durch

$$\rho_L = \mathcal{Y} VP \quad (\text{A III-34})$$

dann erhält man

$$\mathcal{Y} = \frac{H}{1-VP} (\rho_z + \rho_s + \rho_k + \rho_x) \quad (\text{A III-35})$$

Unter Verwendung der Gln. (A III-8) und (A III-35) bekommt man

$$S_{\rho_0, \mathcal{Y}} = \overline{\rho_0^* \mathcal{Y}} = \left[S_{\rho_z \rho_z} + S_{\rho_s \rho_s} + S_{\rho_L \rho_z} + S_{\rho_L \rho_k} + S_{\rho_L \rho_x} + S_{\rho_z \rho_k} + S_{\rho_s \rho_k} \right] \frac{H}{1-VP} \quad (\text{A III-36})$$

Aus Gl. (A III-35) folgt

$$S_{\varphi\varphi} = \overline{\varphi^* \dot{\varphi}} = \left| \frac{H}{1-VP} \right|^2 (S_{\rho_z \rho_z} + S_{\rho_s \rho_s} + S_{\rho_k \rho_k} + S_{\rho_x \rho_x} + S_{\rho_k \rho_x} + S_{\rho_k \rho_s} + S_{\rho_x \rho_k} + S_{\rho_z \rho_k} + S_{\rho_s \rho_k} + S_{\rho_k \rho_z}) \quad (\text{A III-37})$$

Aus Gl. (AIII-8) folgt

$$S_{\rho_o \rho_o} = \overline{\rho_o^* \rho_o} = S_{\rho_z \rho_z} + S_{\rho_s \rho_s} + S_{\rho_L \rho_L} + S_{\rho_z \rho_L} + S_{\rho_L \rho_z} \quad (\text{AIII-38})$$

Bei der Berechnung der Gln. (A III-36 bis 38) wurde berücksichtigt, daß die Signale ρ_z, ρ_s, ρ_x untereinander und zum Teil mit ρ_L unkorreliert sind und folglich gilt:

$$S_{\rho_z \rho_s} = S_{\rho_z \rho_x} = S_{\rho_s \rho_x} = S_{\rho_s \rho_z} = S_{\rho_L \rho_s} = 0 \quad (\text{A III-39})$$

Dasselbe gilt für die konjugiert komplexen KSD.

Setzt man die Gln. (A III-36 bis 38) in Gl. (A III-31) ein, bekommt man für die Kohärenzfunktion

$$\gamma_{\rho_o \rho_o}^{-2} = \frac{|\int \rho_z \rho_z + \int \rho_s \rho_s + \int \rho_L \rho_L + \int \rho_z \rho_L + \int \rho_L \rho_z + \int \rho_z \rho_s + \int \rho_s \rho_z + \int \rho_z \rho_k + \int \rho_k \rho_z + \int \rho_s \rho_k + \int \rho_k \rho_s|}{(\int \rho_z \rho_z + \int \rho_s \rho_s + \int \rho_k \rho_k + \int \rho_x \rho_x + \int \rho_L \rho_L + \int \rho_z \rho_L + \int \rho_L \rho_z + \int \rho_s \rho_k + \int \rho_k \rho_s + \int \rho_k \rho_z + \int \rho_z \rho_k)} \cdot \frac{1}{\int \rho_z \rho_z + \int \rho_s \rho_s + \int \rho_L \rho_L + \int \rho_z \rho_L + \int \rho_L \rho_z} \quad (\text{A III-40})$$

Beim normalen Reaktorbetrieb (Betriebsweise A) ist $\rho_z = 0$
 und der Ausdruck für die Kohärenz vereinfacht sich zu

$$\gamma_{\rho_0, \rho_0}^2 = \frac{|S_{\rho_s \rho_s} + S_{\rho_L \rho_k} + S_{\rho_L \rho_x} + S_{\rho_s \rho_k}|^2}{(S_{\rho_s \rho_s} + S_{\rho_k \rho_k} + S_{\rho_x \rho_x} + S_{\rho_k \rho_x} + S_{\rho_x \rho_k} + S_{\rho_s \rho_k} + S_{\rho_k \rho_s})(S_{\rho_s \rho_s} + S_{\rho_L \rho_L})}$$

(A III-41)

Anhang IV

Fehleranalyse

Statistische und systematische Fehler müssen berücksichtigt werden. Letztere sind sowohl durch das Auswerteverfahren als auch durch die Meßtechnik bedingt.

1. Statistische Fehler

Nach /15/ ergibt sich der statistische Fehler für die aus $S_{\rho_o \rho_o}$ und S_{yy} nach Gl. (23) bestimmte Übertragungsfunktion für ein System mit mehreren, teilweise korrelierten Eingängen zu

$$\left| \hat{H}(f) - H(f) \right|^2 \leq \frac{2q}{n-2q} F_{n_1, n_2, \alpha} \frac{\left[1 - \hat{\gamma}_{y, \rho_t}^2(f) \right] \hat{S}_{yy}(f)}{1 - \hat{\gamma}_{\rho_o \rho_j}^2(f) \hat{S}_{\rho_o \rho_o}(f)} \quad (\text{A IV-1})$$

und dem Fehler bei der Phase

$$\Delta \underline{H} = \arcsin \left[\frac{|\hat{H} - H|}{H(f)} \right] \quad (\text{A IV-2})$$

Hierbei bedeuten:

q = Anzahl der Eingänge

n = Anzahl der Freiheitsgrade

$F_{n_1, n_2, \alpha}$ = Wert einer F-Verteilungsfunktion /15/ mit $n_1 = 2q$ und $n_2 = n - 2q$ Freiheitsgraden bei der statistischen Sicherheit $1 - \alpha$

$\hat{\gamma}_{y, \rho_t}^2(f)$ = Schätzwert der multiplen Kohärenzfunktion zwischen dem Ausgang y und allen Eingängen
 $\rho_j = \rho_o, \rho_u, \rho_\theta, \rho_x$

$\hat{\gamma}_{\rho_0, \rho_j}^2$ = Schätzwert der multiplen Kohärenzfunktion zwischen dem Eingang ρ_0 und allen anderen Eingängen
 $\rho_j = \rho_\theta, \rho_\mu, \rho_x$

Nach /15/ gilt für den hier betrachteten Fall

$$\hat{\gamma}_{\rho_0, \rho_t}^2(f) = \frac{H(f) (S_{\rho_0 \rho_0} + S_{\rho_0 \rho_\theta} + S_{\rho_0 \rho_\mu} + S_{\rho_0 \rho_x})}{S_{\rho_0 \rho_0}} \quad (\text{A IV-3})$$

Unter Berücksichtigung der Gln. (A III-4) folgt

$$\begin{aligned} \overline{S_{\rho_0}^* [H(\rho_0 + \rho_\theta + \rho_\mu + \rho_x)]} &= \overline{\rho_0^* \rho_0} \\ H(S_{\rho_0 \rho_0} + S_{\rho_0 \rho_\theta} + S_{\rho_0 \rho_\mu} + S_{\rho_0 \rho_x}) &= S_{\rho_0 \rho_0} \\ H &= \frac{S_{\rho_0 \rho_0}}{(S_{\rho_0 \rho_0} + S_{\rho_0 \rho_\theta} + S_{\rho_0 \rho_\mu} + S_{\rho_0 \rho_x})} \end{aligned} \quad (\text{A IV-4})$$

Gl. (A IV-4) in (A IV-3) eingesetzt, ergibt

$$\hat{\gamma}_{\rho_0, \rho_t}^2(f) = \frac{S_{\rho_0 \rho_0} (S_{\rho_0 \rho_0} + S_{\rho_0 \rho_\theta} + S_{\rho_0 \rho_\mu} + S_{\rho_0 \rho_x})}{S_{\rho_0 \rho_0} (S_{\rho_0 \rho_0} + S_{\rho_0 \rho_\theta} + S_{\rho_0 \rho_\mu} + S_{\rho_0 \rho_x})} \quad (\text{A IV-5})$$

Diese Beziehung läßt sich folgendermaßen umformen

$$\hat{\gamma}_{\rho_0, \rho_t}^2(f) = \frac{\frac{|S_{\rho_0 \rho_0}|^2}{S_{\rho_0 \rho_0} S_{\rho_0 \rho_0}} + \frac{S_{\rho_0 \rho_0} (S_{\rho_0 \rho_\theta} + S_{\rho_0 \rho_\mu} + S_{\rho_0 \rho_x})}{S_{\rho_0 \rho_0} S_{\rho_0 \rho_0}}}{1 + \frac{S_{\rho_0 \rho_\theta} + S_{\rho_0 \rho_\mu} + S_{\rho_0 \rho_x}}{S_{\rho_0 \rho_0}}} = \hat{\gamma}_{\rho_0, \rho_t}^2(f) \frac{1 + \xi}{1 + \eta} \quad (\text{A IV-6})$$

$$\text{mit } \zeta = \frac{S_{\gamma \rho_0} + S_{\gamma \rho_\mu} + S_{\gamma \rho_x}}{S_{\gamma \rho_0}} \quad (\text{A IV-7})$$

Für die einfache und multiple Kohärenzfunktion gilt nach /16/

$$\left. \begin{aligned} 0 < \hat{\gamma}_{\rho_0, \gamma}^2 < 1 \\ 0 < \hat{\gamma}_{\gamma, \rho_t}^2 < 1 \end{aligned} \right\} \quad (\text{A IV-8})$$

In dem analysierten Frequenzbereich von $f_u = 4 \cdot 10^{-3}$ Hz bis $f_0 = 0,4$ Hz war

$$\hat{\gamma}_{\rho_0, \gamma}^2 \approx 1 \quad (\text{A IV-9})$$

Damit folgt aus den Gln. (A IV-6) und (A IV-8)

$$\hat{\gamma}_{\gamma, \rho_t}^2 \approx \hat{\gamma}_{\rho_0, \gamma}^2 \quad (\text{A IV-10})$$

d.h. $\zeta \ll 1$
 und $\eta \ll 1$ +) (A IV-11)

Analog zu Gl. (A IV-5) gilt

$$\hat{\gamma}_{\rho_0, \rho_j}^2 = \frac{S_{\rho_\theta \rho_0}}{S_{\rho_\theta \rho_\theta} + S_{\rho_\theta \rho_\mu} + S_{\rho_\theta \rho_x}} \cdot \frac{S_{\rho_0 \rho_\theta} + S_{\rho_0 \rho_\mu} + S_{\rho_0 \rho_x}}{S_{\rho_0 \rho_0}}$$

mit $j \neq 0$

$$\hat{\gamma}_{\rho_0, \rho_j}^2 = \frac{S_{\rho_\theta \rho_0}}{S_{\rho_\theta \rho_\theta} + S_{\rho_\theta \rho_\mu} + S_{\rho_\theta \rho_x}} \cdot \eta \quad (\text{A IV-12})$$

mit $j \neq 0$

+) Die Gültigkeit dieser Beziehung wurde schon in Abschnitt 3 erläutert (vgl. Gln. (24) und (25))

Ferner gilt

$$\frac{\hat{S}_{\rho_0 \rho_0 \mathcal{Y}}}{\hat{S}_{\rho_0 \rho_0}} = \frac{|\hat{S}_{\rho_0 \rho_0 \mathcal{Y}}|^2}{\hat{S}_{\rho_0 \rho_0}^2} \cdot \frac{\hat{S}_{\rho_0 \rho_0} \cdot \hat{S}_{\mathcal{Y} \mathcal{Y}}}{|S_{\rho_0 \rho_0 \mathcal{Y}}|^2} = \hat{H}^2 \cdot \frac{1}{\hat{\gamma}_{\rho_0, \mathcal{Y}}^2} \quad (\text{A IV-13})$$

Durch Einsetzen der Gln. (A IV-6), (A IV-12) und (A IV-13) in Gl. (A IV-1) folgt

$$\frac{|\hat{H}-H|^2}{H^2} = \epsilon^2 - \frac{2q}{n-2q} F_{n_1, n_2, \alpha} \cdot \frac{1}{\hat{\gamma}_{\rho_0, \mathcal{Y}}^2} \frac{1 - \hat{\gamma}_{\rho_0, \mathcal{Y}}^2 \frac{1+\xi}{1+\eta}}{1 - \frac{S_{\rho_\theta \rho_\theta} S_{\rho_\theta \rho_\theta}}{S_{\rho_\theta \rho_\theta} + S_{\rho_\theta \rho_\theta \mu} + S_{\rho_\theta \rho_\theta \chi}} \cdot \eta} \quad (\text{A IV-14})$$

unter Berücksichtigung von Gl. (A IV-11) folgt daraus

$$\epsilon^2 \leq \frac{2q}{n-2q} F_{n_1, n_2, \alpha} \frac{1}{\hat{\gamma}_{\rho_0, \mathcal{Y}}^2} (1 - \hat{\gamma}_{\rho_0, \mathcal{Y}}^2) \quad (\text{A IV-15})$$

Für den betrachteten Frequenzbereich gilt demnach wegen Gl. (A IV-9)

$$\epsilon \approx 0 \quad (\text{A IV-16})$$

Im Bereich der unteren Grenzfrequenz ist jedoch folgende Einschränkung nötig: Hier war die Gl. (A IV-9) nicht mehr gut erfüllt ($\hat{\gamma}_{\rho_0, \mathcal{Y}}^2(f_u) \approx 0,9$). Deshalb soll für $f_u = 0,004$ Hz der Fehler abgeschätzt werden. Da $\hat{H}(f)$ mit Hilfe der Gl. (22') bestimmt wurde (anstatt mit Gl. (23)), wird für diese Fehlerabschätzung nicht Gl. (A IV-6) verwendet, sondern folgende Beziehung, welche nach /15/ für ein System mit nur einem Eingangssignal (ρ_0) und einem Ausgangssignal (\mathcal{Y}) gilt.

$$|\hat{H}-H|^2 \leq \frac{2}{n-2} F_{2,n-2,\alpha} [1-\hat{\gamma}_{\rho_0, \mathcal{J}}^2] \frac{S_{\mathcal{J}\mathcal{J}}}{S_{\rho_0 \rho_0}} \quad (\text{A IV-17})$$

mit Gl. (A IV-13) folgt hieraus

$$\frac{|\hat{H}-H|^2}{|\hat{H}|^2} = \epsilon^2 \leq \frac{2}{n-2} F_{2,n-2,\alpha} \left[\frac{1-\hat{\gamma}_{\rho_0, \mathcal{J}}^2}{\gamma_{\rho_0, \mathcal{J}}^2} \right] \quad (\text{A IV-18})$$

Außerdem gilt nach /16/ für diesen Fall

$$\Delta/\hat{H} = \arcsin \epsilon \quad (\text{A IV-19})$$

Der Fehler, welcher durch die Vernachlässigung von η in Gl. (23) bedingt ist, wird dann als systematischer Fehler gesondert betrachtet (vgl. Abschnitt 2.1.2).

Mit folgenden im vorliegenden Fall verwendeten Parametern

$$q = 3$$

$$n = 2 \cdot B_e \cdot T = 33$$

$$\alpha = 0,3175 \text{ (d.h. } 1-\alpha = 0,6825; 1\sigma \text{ Vertrauensgrenze)}$$

$$\gamma_{\rho_0, \mathcal{J}}^2 = 0,9$$

ergibt sich nach den Gln. (A IV-18) und (A IV-19)

$$\epsilon_1 = 6 \%$$

$$\Delta/\hat{H} = 3,5^\circ$$

Mit wachsender Frequenz nimmt dieser Fehler ab und verschwindet schließlich bei $f = 2 \cdot 10^{-2}$ Hz.

2. Systematische Fehler

2.1 Durch das Auswerteverfahren bedingte systematische Fehler

2.1.1 Verwendung von pseudostatistischen Testsignalen

Im Gegensatz zu echten statistischen Signalen hat das verwendete pseudostatistische Testsignal kein vollkommen kontinuierliches Frequenzspektrum, sondern ein Linienspektrum. Deshalb müssen bei der Analyse entweder nur solche Frequenzen gewählt werden, welche auch im Linienspektrum auftreten /19/ oder man wählt die Frequenzauflösung so, daß immer über mehrere Spektrallinien gemittelt wird. Da $H(f)$ einen flachen Kurvenverlauf aufweist, wurde hier letzteres Verfahren angewandt.

Nach /20/ und Tab. 2 beträgt bei den verwendeten Testimpulsen der Abstand zweier benachbarter Spektrallinien

$$f^- = \frac{1}{Z \cdot \Delta} = 1,2 \cdot 10^{-4} \text{ Hz}$$

Bei der Analyse betrug das kleinste Frequenzintervall $B_e = 10^{-3}$ Hz. Es wurde daher immer mindestens über acht Spektrallinien der Testimpulsfolge gemittelt.

2.1.2 Fehler durch Eingangssignale, welche mit dem gemessenen Eingangssignal korreliert sind

Diese Fehler treten auf, wenn außer dem eigentlichen Testeingangssignal ρ_o noch weitere, mit ρ_o korrelierte Eingangssignale existieren. Um sie zu vermeiden, mußte zur Bestimmung von $H(f)$ anstelle von Gl. (22') die Gl. (23) benutzt werden. Das ist jedoch nur bedingt möglich, da zumindest S_{ρ_o, ρ_x} nicht meßbar ist. In Abschnitt 3.3 wurde aber gezeigt, daß durch die genügend groß gewählte Testsignalamplitude und durch die geringe lineare Rück-

koppelung P der Einfluß von S_{ρ_0, ρ_x} vernachlässigbar wurde. Der Einfluß der weiteren korrelierten Reaktivitätseingänge (η_k , vgl. Gl. (27)) wurde aus berechneten und gemessenen Daten bestimmt und in Abb. 12 dargestellt. Danach beträgt dieser Fehler maximal $\frac{\Delta H}{H} \approx 13\%$ bei $f_u = 0,004$ Hz. Er nimmt mit zunehmender Frequenz ab und verschwindet bei $2 \cdot 10^{-2}$ Hz. Dieser Fehler gehört zu den in /15/ aufgezählten und diskutierten "Bias"-Fehlern. Die anderen dort beschriebenen "Bias"-Fehler spielen im vorliegenden Fall keine Rolle. Im folgenden Abschnitt soll jedoch ein weiterer "Bias"-Fehler beschrieben und seine Vernachlässigung begründet werden.

2.2 Meßtechnisch bedingte systematische Fehler

2.2.1 Fehler durch externe Störquellen an den Meßstellen

Bei den bisherigen Betrachtungen wurde immer vorausgesetzt, daß die Meßgrößen störungsfrei registriert werden können. Es können jedoch apparativ bedingte oder externe Störquellen ohne Einfluß auf das Übertragungssystem nur die Meßgrößen beeinflussen, wie in Abb. 19 schematisch dargestellt. Für dieses System gilt:

$$\begin{aligned} x_m &= x + x_s \\ y_m &= y + y_s \end{aligned} \quad (\text{A IV-19})$$

$$\begin{aligned} S_{x_m x_m} &= S_{xx} + S_{x_s x_s} \\ S_{y_m y_m} &= S_{yy} + S_{y_s y_s} \end{aligned} \quad (\text{A IV-20})$$

$$S_{x_m y_m} = \overline{(x^* + x_s^*)(y + y_s)} = S_{xy} \quad (\text{A IV-21})$$

Die gemischten Terme verschwinden in den Gln. (A IV-20) und (A IV-21), weil die Störquellen x_s und y_s unkorreliert sein sollen. Ferner gilt für die gewünschte Übertragungsfunktion H

$$y = Hx \quad (\text{A IV-22})$$

$$y_m = Hx + y_s \quad (\text{A IV-23})$$

$$S_{xy} = HS_{xx} \quad (\text{A IV-24})$$

$$S_{yy} = HS_{yx} \quad (\text{A IV-25})$$

und für die gemessene Übertragungsfunktion \hat{H}

$$S_{x_m y_m} = \hat{H} S_{x_m x_m} = S_{xy} \quad (\text{A IV-26})$$

$$S_{y_m y_m} = \hat{H} S_{y_m x_m} = \hat{H} S_{yx} \quad (\text{A IV-27})$$

$$\gamma_{x_m y_m}^2 = \frac{|S_{x_m y_m}|^2}{S_{x_m x_m} \cdot S_{y_m y_m}} = \frac{S_{xy} S_{yx}}{S_{x_m x_m} S_{y_m y_m}} \quad (\text{A IV-28})$$

Aus den Gln. (A IV-26) und (A IV-24) folgt

$$\hat{H} = \frac{S_{xy}}{S_{x_m x_m}} = H \frac{S_{xx}}{S_{x_m x_m}}$$

$$\text{oder } H = \hat{H} \left(1 + \frac{S_{x_s x_s}}{S_{xx}} \right) \quad (\text{A IV-29})$$

$$\text{und } \left| \frac{\hat{H} - H}{H} \right| = \frac{S_{x_s x_s}}{S_{x_m x_m}} \quad (\text{A IV-30})$$

Aus den Gln. (A IV-23) und (A IV-21) folgt

$$\hat{H} = \frac{S_{Y_m Y_m}}{S_{YX}} = S_{Y_m Y_m} \frac{H}{S_{YY}}$$

$$\text{oder } H = \hat{H} \frac{1}{\frac{S_{Y_s Y_s}}{1 + \frac{S_{Y_s Y_s}}{S_{YY}}}} \quad (\text{A IV-31})$$

$$\text{und } \left| \frac{H - \hat{H}}{\hat{H}} \right| = \frac{S_{Y_s Y_s}}{S_{Y_m Y_m}} \quad (\text{A IV-32})$$

Die Gln. (A IV-29) bis (A IV-32) zeigen, daß der Meßfehler von \hat{H} entweder vom Störsignal am Eingang oder am Ausgang abhängt, je nach der verwendeten Bestimmungsgleichung. Es muß deshalb möglich sein, Störsignale vollkommen zu eliminieren, die entweder nur am Eingang oder nur am Ausgang auftreten. Falls die Störung nur am Eingang auftritt (d.h. $Y_s = 0$), folgt

$$\text{aus Gl. (A IV-31)} \quad H = \hat{H} \quad (\text{A IV-33})$$

oder aus den Gln. (A IV-26), (A IV-28) und (A IV-25)

$$\hat{H} = \frac{S_{X_m Y_m}}{S_{X_m X_m}} = S_{XY} \frac{\gamma_{X_m Y_m}^2 \cdot S_{YY}}{S_{XY} \cdot S_{YX}} = H \gamma_{X_m Y_m}^2$$

$$\text{oder } H = \hat{H} \frac{1}{\gamma_{X_m Y_m}^2} \quad (\text{A IV-34})$$

Falls die Störung nur am Ausgang auftritt (d.h. $x_s = 0$), folgt

$$\text{aus Gl. (A IV-29)} \quad H = \hat{H} \quad (\text{A IV-35})$$

oder aus den Gln. (A IV-27), (A IV-28) und (A IV-24)

$$\hat{H} = \frac{S_{y_m y_m}}{S_{y_m x_m}} = \frac{1}{S_{yx}} \frac{S_{xy} \cdot S_{yx}}{S_{xx} \cdot \gamma_{x_m y_m}^2} = H \cdot \frac{1}{\gamma_{x_m y_m}^2}$$

$$H = \hat{H} \cdot \gamma_{x_m y_m}^2 \quad (\text{A IV-36})$$

Durch die geeignete Wahl der Bestimmungsgleichungen, nämlich Gl. (A IV-26) für $x_s = 0$ $y_s \neq 0$ und (A IV-27) für $x_s \neq 0$ $y_s = 0$ wird also in diesen beiden Fällen das Störsignal automatisch eliminiert. Falls jeweils die andere Bestimmungsgleichung für \hat{H} gewählt wird, ist nachträglich eine Korrektur mit der Kohärenzfunktion gemäß den Gln. (A IV-34) und (A IV-36) möglich. Bei den vorliegenden Messungen waren solche statistischen Störsignale nur beim Neutronenfluß zu erwarten, d.h. es war

$$x_s = 0 \quad \text{und} \quad y_s = \mathcal{Y}_s$$

Die Bestimmung von H erfolgte daher nach Gl. (22'), welche der Gl. (A IV-26) entspricht (weil $x \rightarrow \rho$ und $y \rightarrow \mathcal{Y}$). Da aber im betrachteten Frequenzbereich (mit geringer Ausnahme) $\gamma_{x_m y_m}^2 = \gamma_{\rho_0}^2 \approx 1$, wäre dieser "Bias"-Fehler ohnehin fast immer vernachlässigbar gewesen.

2.2.2 Fehler durch Digitalisierung der Regelstabbewegung

Zusätzlich zu der in Abschnitt 3.3 diskutierten Abweichung ρ_R von dem binären pseudostatistischen Testsignal ρ'_z (vgl. Abb. 9a) gab es eine weitere, welche durch die endliche Fahrgeschwindigkeit des Regelstabes bedingt war: Statt des in Abb. 20a gezeigten Rechtecksignales ρ'_z zeigte die tatsächliche Regelstabbewegung

eine trapezförmige Zeitfunktion ρ_z (vgl. Abb. 20b). Auch diese Abweichung hätte die Meßgenauigkeit nicht beeinträchtigt, wenn diese trapezförmige Zeitfunktion auch für die Auswertung zur Verfügung gestanden wäre. Aus technischen Gründen ⁺⁾ konnte bei Betriebsweise B jedoch statt der tatsächlichen Regelstabbewegung ρ_z nur $\rho_{z,mess}$ (Abb. 20c) auf Magnetband gespeichert werden. Dadurch ist $\rho_{z,mess}$ mit Amplituden- und Phasenfehlern behaftet. Unter der Voraussetzung, daß die Amplitudenfehler für alle Intervalllängen dieselbe Verteilungsfunktion aufweisen, wurden diese Fehler aber durch die Normierung von $H(f)$ bei $f_0 = 0,4$ Hz bereits eliminiert. Das bedeutet, daß die als bekannt vorausgesetzte prompte Neutronenkinetik zur Normierung der nur ungenau gemessenen Amplitude des Reaktivitätssignales diene. Der Fehler in der Phase läßt sich durch folgende Rechnung abschätzen: Man betrachtet einen Puls mit rampenförmigem Anstieg (entsprechend der Stabbewegung ρ_z) und einen um die Zeit τ verzögernd einsetzenden mit sprungförmigem Anstieg (entsprechend dem registrierten Signal $\rho_{z,mess}$ siehe Abb. 21). Die Fouriertransformationen für $\rho_{z,mess}$ und ρ_z sind:

$$\rho_z(\omega) = \frac{\rho_a}{T_0} \int_0^{\tau} \frac{1}{\tau} t e^{-j\omega t} dt + \frac{\rho_a}{T_0} \int_0^{T_0} e^{-j\omega t} dt \quad (\text{A IV-37})$$

$$\rho_{z,mess}(\omega) = \frac{\rho_a}{T_0} \int_0^{T_0} e^{-j\omega t} dt \quad (\text{A IV-38})$$

Aus den Gln. (A IV-37) und (A IV-38) ergibt sich für das Verhältnis

$$\frac{\rho_z(\omega)}{\rho_{z,mess}(\omega)} = \frac{\frac{1}{j\omega\tau} (1 - e^{-j\omega\tau}) - e^{-j\omega T_0}}{e^{-j\omega\tau} - e^{-j\omega T_0}} = \frac{Z}{N} \quad (\text{A IV-39})$$

⁺⁾ Handsteuerung des Regelstabes und Digitalisierungsfehler bei der Regelstabanzeige

Für die Phasen φ_Z und φ_N des Zählers Z und des Nenners N ergibt sich:

$$\varphi_Z = \operatorname{arctg} \frac{\cos(\omega\tau) + \omega\tau \sin(\omega T_0) - 1}{\sin(\omega\tau) - \omega\tau \cos(\omega T_0)} = \frac{\cos(\omega\tau) - 1}{\sin(\omega\tau) - \omega\tau} \quad (\text{A IV-40})$$

$$\varphi_N = \operatorname{arctg} \frac{\sin(\omega T_0) - \sin(\omega\tau)}{\cos(\omega\tau) - \cos(\omega T_0)} = \frac{\sin(\omega\tau)}{1 - \cos(\omega\tau)}$$

wenn $T_0 = \frac{2\pi}{\omega}$ gewählt wird.

Für $\omega\tau < 1$ folgt daraus

$$\varphi_Z - \varphi_N = 90^\circ - 90^\circ = 0 \quad (\text{A IV-41})$$

Aus Gl. (A IV-40) folgt die Bedingung für kleine Phasenfehler, nämlich

$$\omega\tau \ll 1 \quad (\text{A IV-42})$$

Im vorliegenden Fall ($\tau = 0,3$ s) ergibt sich nach Gl. (A IV-42) als Bedingung für kleine Phasenfehler: $f \ll 0,5$ Hz. Für $f = 0,4$ Hz beträgt nach Gln. (A IV-40) die Phasendifferenz ($\varphi_Z - \varphi_N$) etwa 2° . Dieser Fehler war nur durch die speziellen meßtechnischen Bedingungen am Reaktor bedingt. Da es grundsätzlich möglich ist, diesen Fehler durch entsprechende meßtechnische Maßnahmen ohne größeren Aufwand zu vermeiden, wurde auf eine genauere Berechnung des Fehlers verzichtet.

3. Zusammenfassung

Obige Abschätzungen zeigen, daß die statistischen Fehler und die in Kapitel 3.3 sowie im Anhang IV 2.12 beschriebenen systematischen Fehler die wesentliche Rolle spielen. Beide nehmen mit abnehmender Frequenz zu und bestimmen praktisch die untere Grenze f_u des verwertbaren Frequenzbereiches.

Bei $f_u = 0,004$ Hz beträgt der Fehler der Amplitude $\epsilon = \sqrt{\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2} = 14,4$ % (für 1 σ Vertrauensgrenze) und der Fehler der Phase Δ/H etwa 4° . Bei der oberen Grenzfrequenz f_o dominieren Phasenfehler, welche durch die unvollständige Testsignalaufzeichnung bedingt waren. Diese hatte zwar auch im gesamten Frequenzbereich Amplitudenfehler zur Folge, welche aber durch die Normierung von H bei $f = 0,04$ Hz auf die berechnete Funktion eliminiert wurden. Infolge Ungenauigkeiten bei der Normierung muß noch für den gesamten Frequenzbereich ein Fehler von etwa 3 % veranschlagt werden.

Anhang V

Berechnung der spektralen Leistungsdichte $S_{\rho_z \rho_z}$ der
Regelstabbewegung

Nach /3/ ist das Leistungsspektrum einer pseudostatistischen binären Zufallsfolge durch folgenden Ausdruck gegeben

$$L_k = \frac{2(z+1)\rho_{z0}^2}{z^2} \left[\frac{\sin \frac{k\pi}{z}}{\frac{k\pi}{z}} \right]^2 \quad \text{für } k \neq 0 \quad (\text{A V-1})$$

und

$$L_k = 0 = \frac{\rho_{z0}^2}{z^2} \quad \text{für } k = 0 \quad (\text{A V-2})$$

Dabei gibt k die Ordnung der Oberwelle an. (Die übrigen Bezeichnungen entsprechen denen in Tab. 2.) Für die spektrale Leistungsdichte der Pulsfolge ergibt sich

$$S_{\rho'_z \rho'_z} = \frac{L_k}{B_e} = L_k \cdot z \cdot \Delta \quad (\text{A V-3})$$

Wie bereits in Anhang IV erläutert, besteht zwischen der binären Zufallsfolge ρ'_z und der tatsächlichen Stabbewegung ρ_z der in den Abb. 9 a und 20b dargestellte Unterschied. Nach /4/ besteht zwischen den entsprechenden beiden autospektralen Leistungsdichten $S_{\rho_z \rho_z}$ und $S_{\rho'_z \rho'_z}$ folgende Beziehung

$$S_{\rho_z \rho_z} = S_{\rho'_z \rho'_z} \left[\frac{\sin \left\{ \frac{k\pi\tau}{z\Delta} \right\}}{\frac{k\pi\tau}{z\Delta}} \right]^2 \quad (\text{A V-4})$$

Unter Verwendung der Gln. (A V-1) bis (A V-3) ergibt sich damit für die SLD der Regelstabreaktivität $S_{\rho_z \rho_z}$

$$S_{\rho_z \rho_z} = 2\rho_{z0}^2 \Delta \left[\frac{\sin\left(\frac{k\pi}{Z}\right)}{\frac{k\pi}{Z}} \cdot \frac{\sin\left(\frac{k\pi\tau}{Z\Delta}\right)}{\frac{k\pi\tau}{Z\Delta}} \right]^2 \quad \text{für } k \neq 0 \quad (\text{A V-5})$$

$$S_{\rho_z \rho_z} = \frac{\rho_{z0}^2}{Z} \cdot \Delta \quad \text{für } k = 0 \quad (\text{A V-6})$$

Mit den Gln. (A V-5) und (A V-6) wurde die in Abb.10 dargestellte SLD der vorgegebenen pseudostochastischen Funktion $S_{\rho_z \rho_z}$ berechnet. Sie enthält demnach bereits die in Gl. (A V-4) angegebene Korrektur für die endliche Stabfahrgeschwindigkeit.

Tabelle 1 Brennstofftemperaturkoeffizienten und Dopplerkoeffizienten für verschiedene Leistungsstufen

Reaktorleistung		mittlere Brennstofftemperatur [°C]	Doppler-temperaturkoeffizient [ϕ/°C]	Brennstofftemperaturkoeffizient C _{1A} [ϕ/°C] berechnete Werte /6/	Brennstofftemperaturkoeffizient C _{1A} [ϕ/°C] angepaßte Werte
MW _{th}	%				
59	100	718	- 0,190	- 0,203	- 0,170
53	90	689	- 0,197	- 0,208	- 0,174
48	80	652	- 0,207	- 0,210	- 0,178
33,5	55	567	- 0,216	- 0,2195	- 0,186
22	37	505	- 0,1935	- 0,228	- 0,194

Tabelle 2 Zusammenstellung der Daten des binären Pseudo-Rauschgenerators und der erzeugten Zufallsfolge

Zahl der Stufen des Schieberegisters	$p = 11$
Zahl möglicher Zustände	$Z = 2^p - 1 = 2047$
Taktfrequenz	$f_c = \frac{1}{\Delta} = 0,25 \text{ Hz}$
Periodendauer	$P = Z \cdot \Delta = 2,2 \text{ h}$
Frequenzauflösung	$f^- = \frac{1}{P} \approx 10^{-4} \text{ Hz}$
Oberwelle, bei der die Amplitude noch die Hälfte der Grundwelle beträgt	$n_H \approx 0,44 Z$
zugehörige Frequenz	$f^+ = n_H f^- = 0,125 \text{ Hz}$

Tabelle 3 Berechnete Leistungskoeffizienten

Reaktorleistung	$H(f=0) \left[\frac{\Delta P/P}{\phi} \right]^{1)}$	$L = \frac{1}{H(f=0)} [\phi]^{1)}$	$H(f=0) \left[\frac{\Delta P/P}{\phi} \right]^{2)}$	$L = \frac{1}{H(f=0)} [\phi]^{2)}$
100 %	$4,88 \cdot 10^{-2}$	20,4	6,34	15,7
80 %	3,61 "	27,7	4,71	21,2
55 %	2,99 "	33	3,78	26,5
37 %	2,88 "	35	3,61	27,7

1) mit theoretischen Reaktivitätskoeffizienten berechnet

2) mit angepaßten Reaktivitätskoeffizienten berechnet

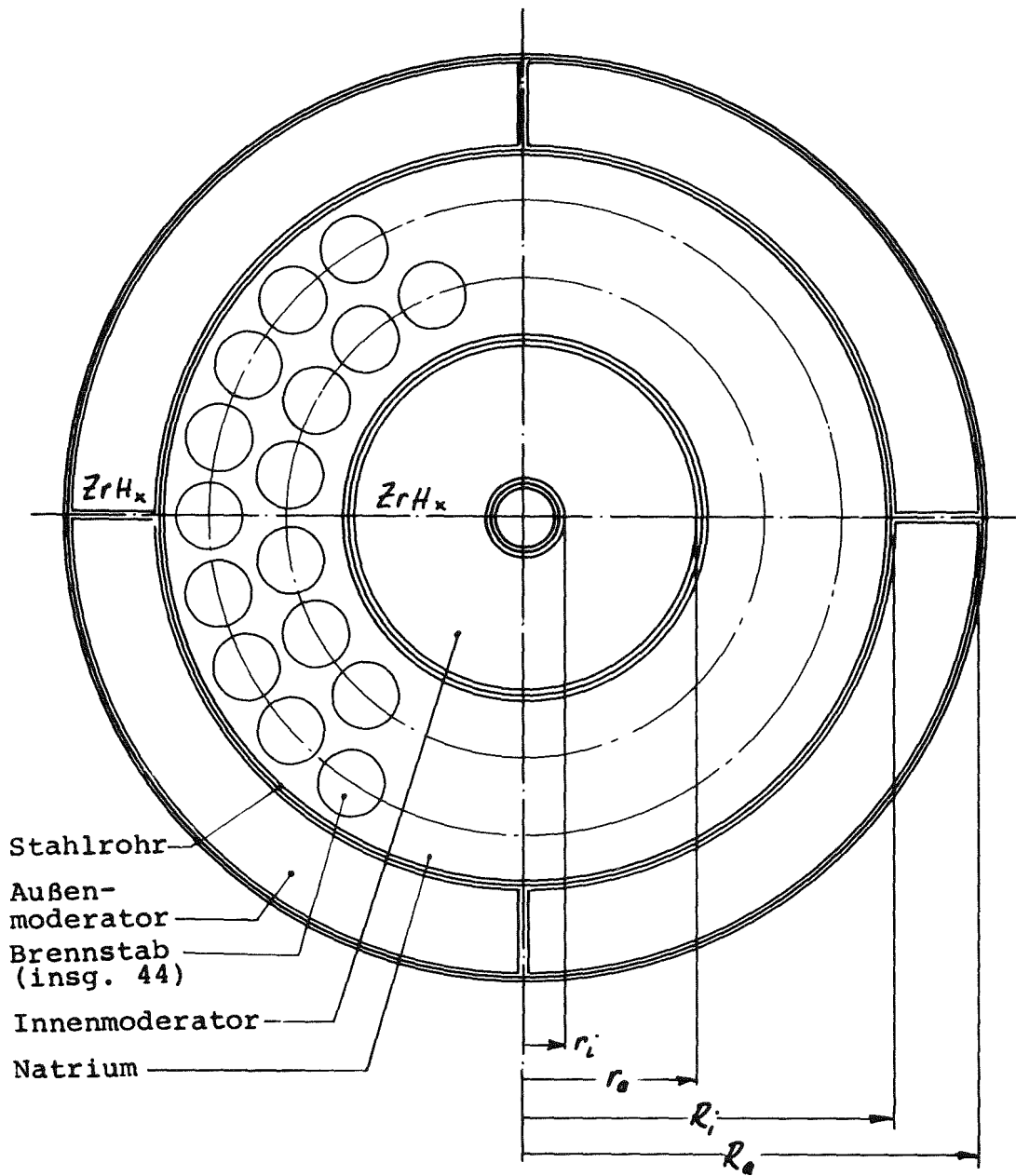


Abb. 1 Querschnitt durch ein KNK I Brennelement

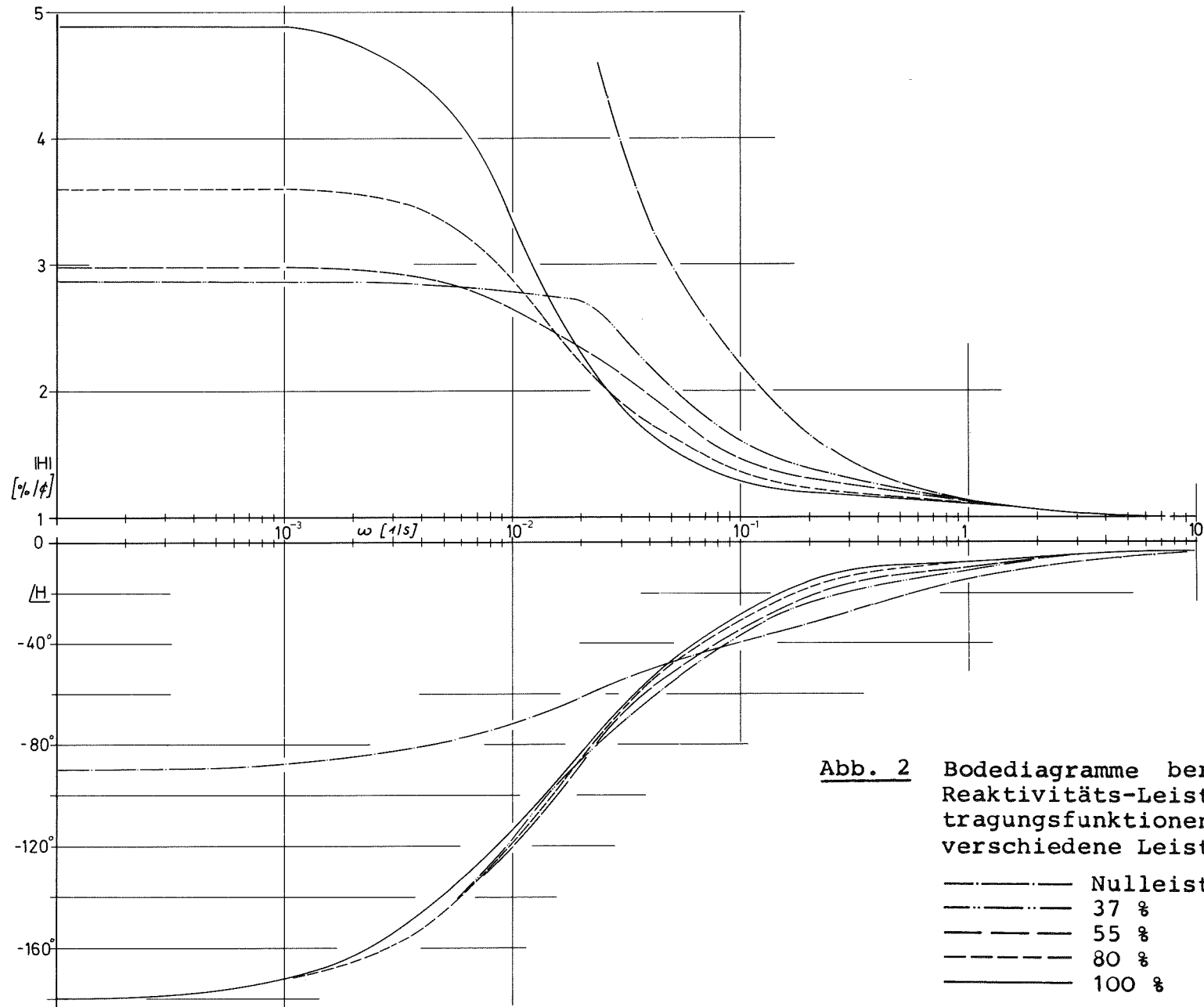


Abb. 2 Bodediagramme berechneter Reaktivitäts-Leistungsübertragungsfunktionen $H(\omega)$ für verschiedene Leistungsstufen:

- Nulleistung
- .-.-.-.- 37 %
- 55 %
- 80 %
- 100 %

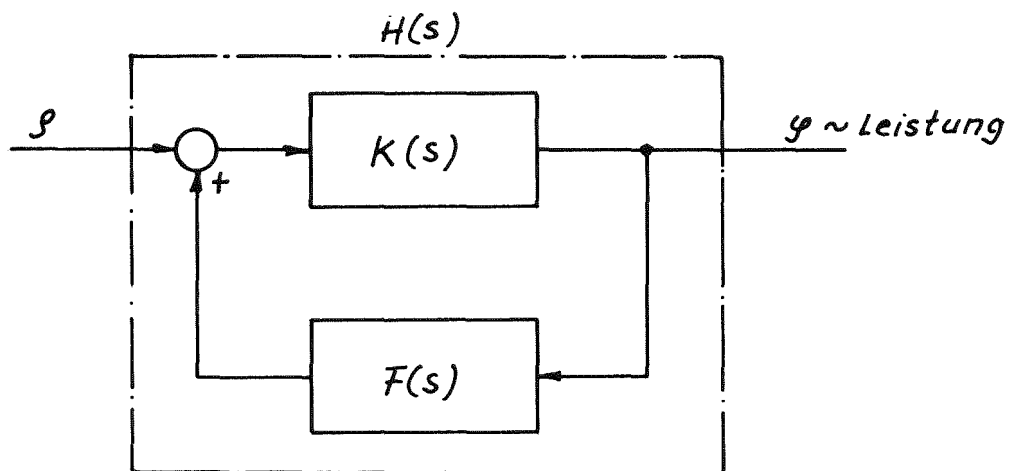


Abb. 3 Blockdiagramm des rückgekoppelten Leistungsreaktors

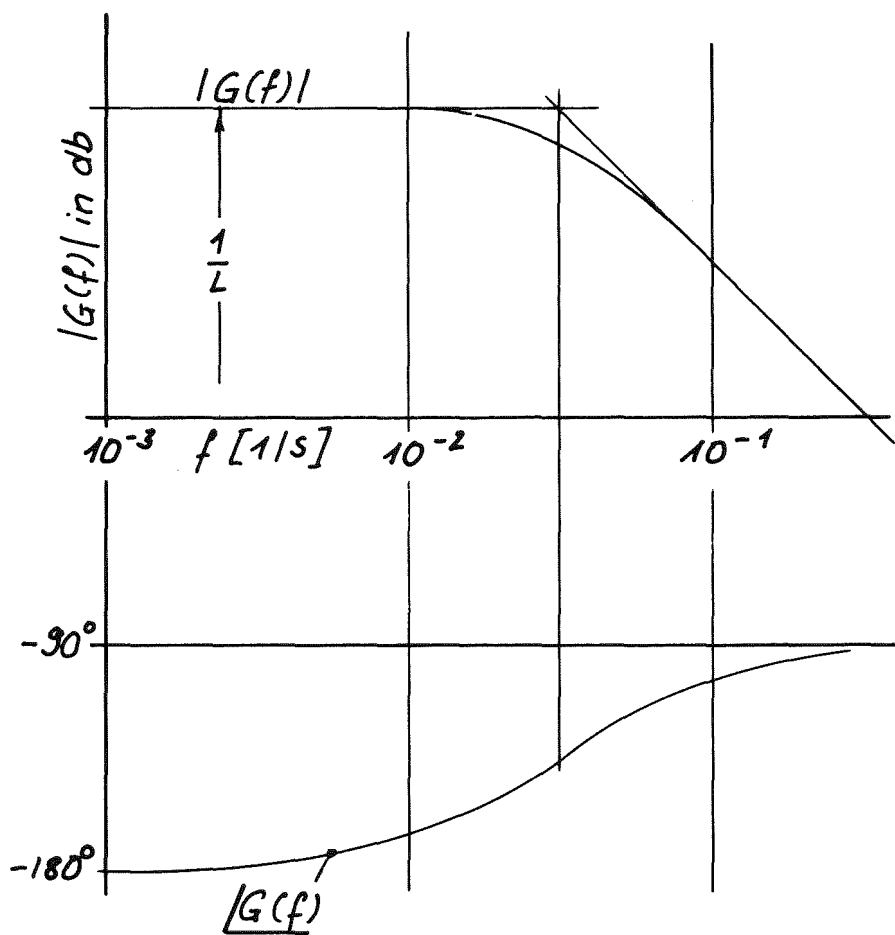


Abb. 4 Bode-Diagramm der Ersatzfunktion $G(f)$

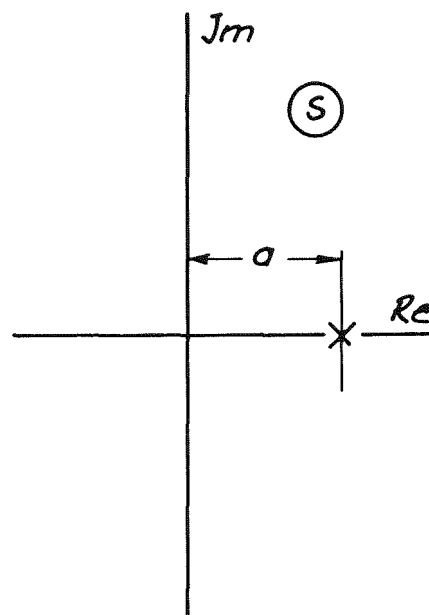


Abb. 5 Polstelle von $G(s)$ in der komplexen s -Ebene

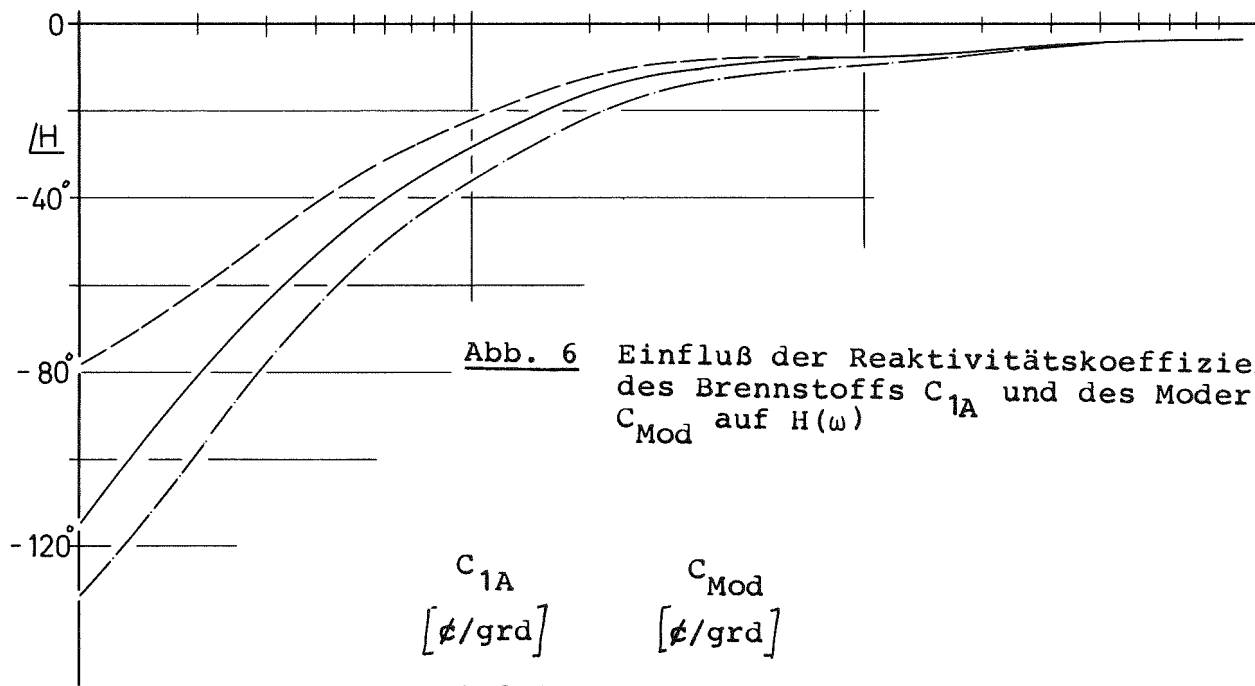
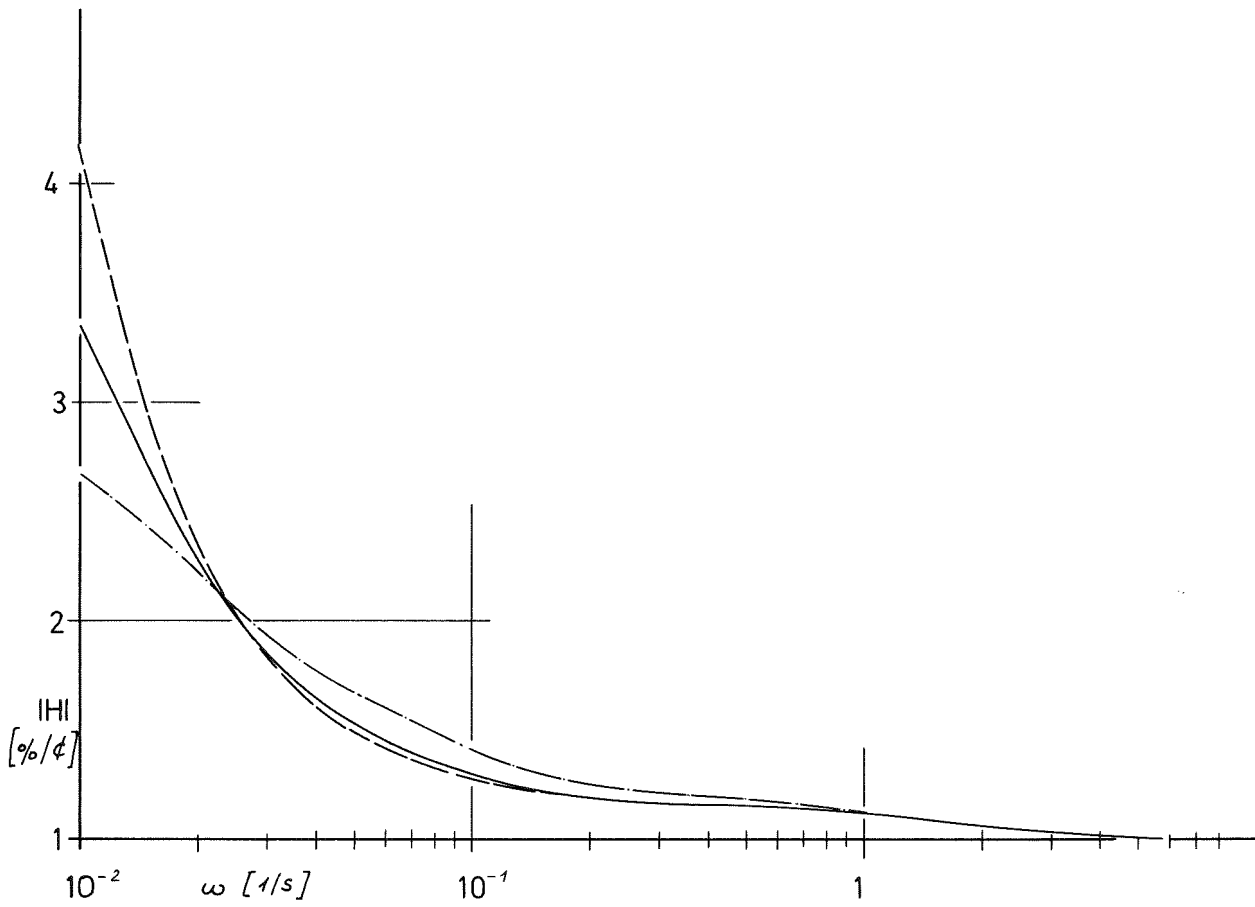
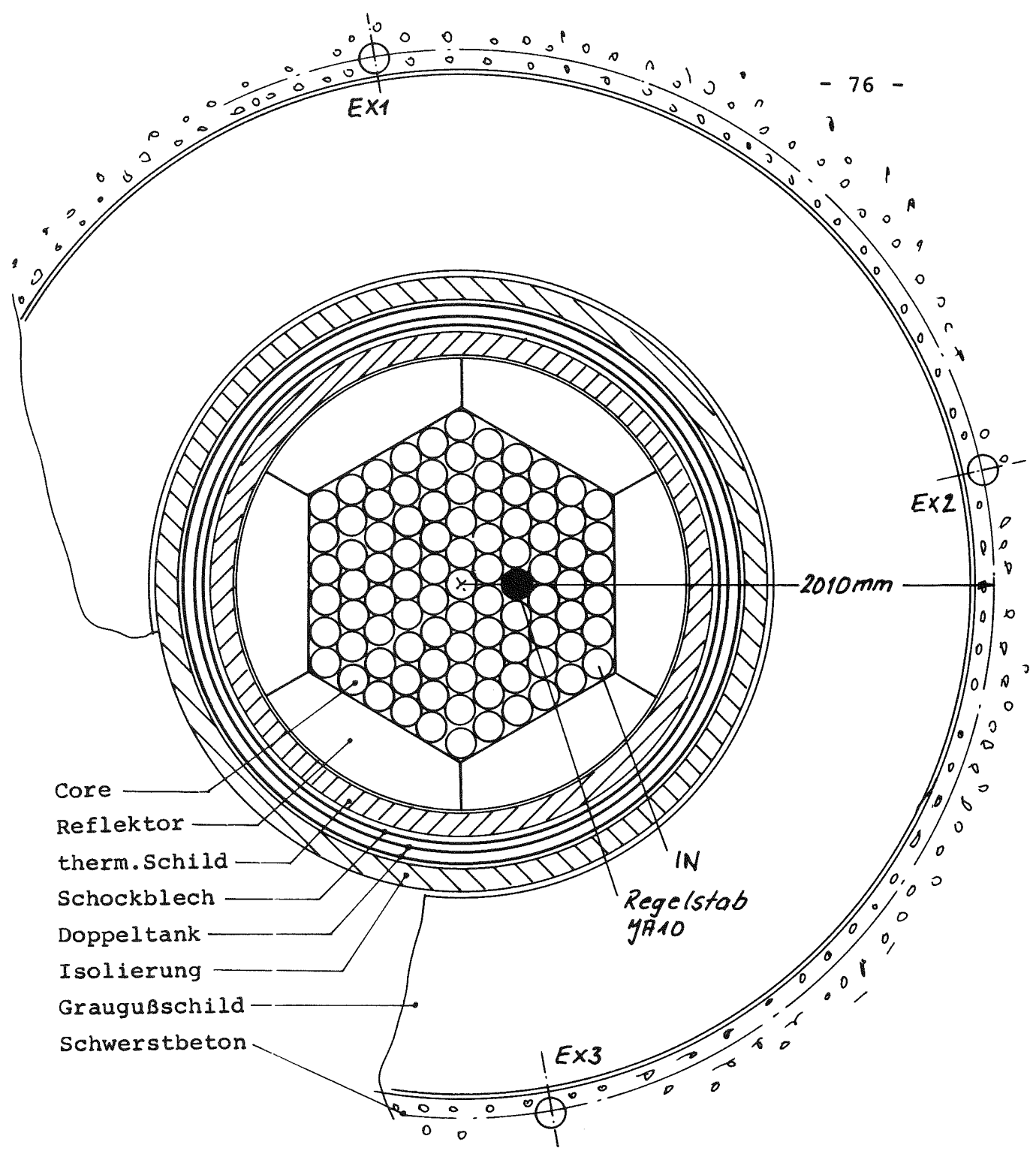


Abb. 6

Einfluß der Reaktivitätskoeffizienten des Brennstoffs C_{1A} und des Moderators C_{Mod} auf $H(\omega)$

	C_{1A} [φ/grad]	C_{Mod} [φ/grad]	
—	-0,203	0,620	theoretische Werte für Eingabe
- · - · -	-0,170	0,620	
- - - -	-0,203	0,496	



- Core
- Reflektor
- therm. Schild
- Schockblech
- Doppeltank
- Isolierung
- Graugußschild
- Schwerstbeton

IN
Regelstab
YR10

2010mm

EX1

EX2

EX3

Abb. 7 Querschnitt: KNK I-Core und Abschirmung (radial)
EX1, EX2: unkomp. Ionisationskammern, EX3:
komp. Ionisationskammer, IN: In-Core-Kammer

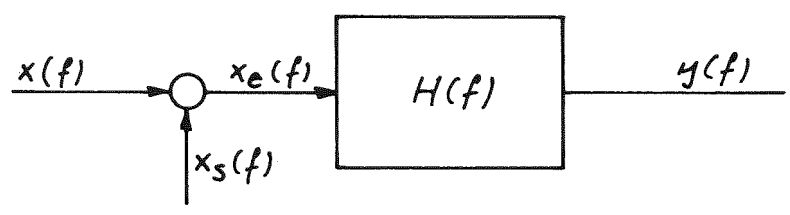


Abb. 8 Blockdiagramm zur Messung der Übertragungsfunktion H(f)

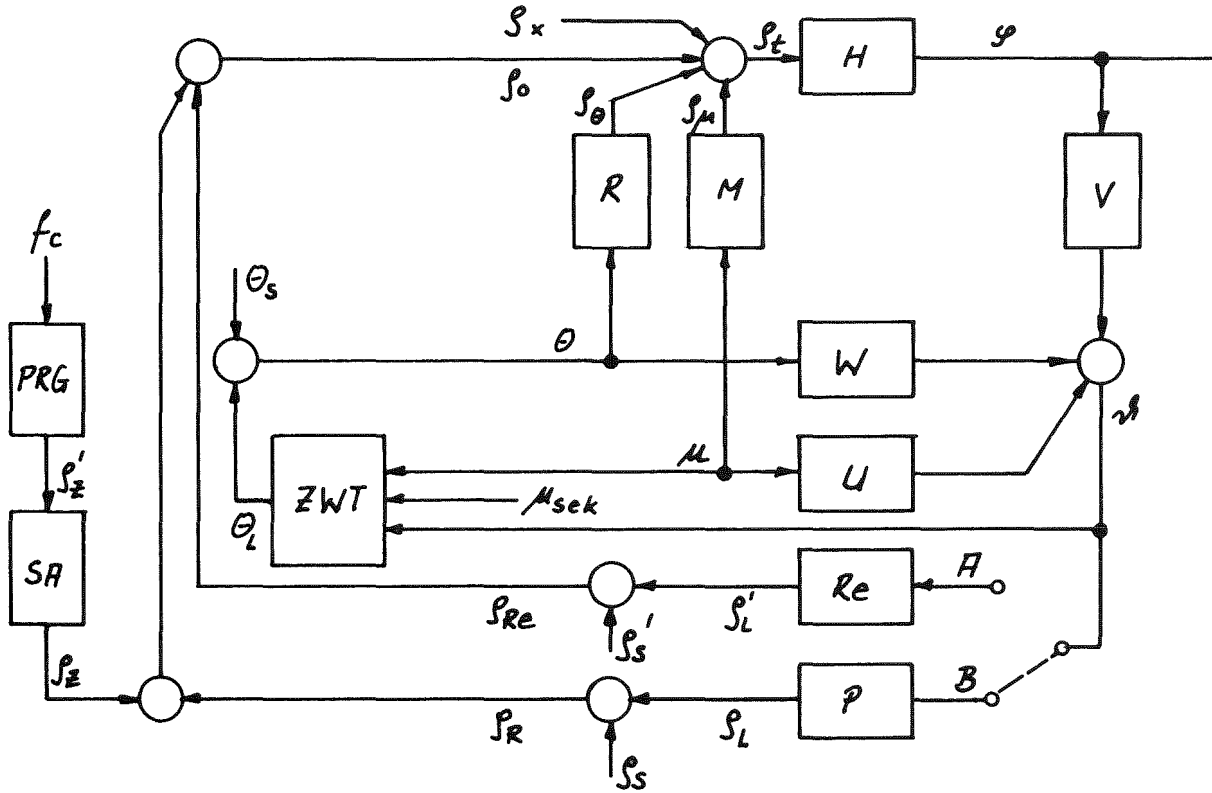


Abb. 9 a Blockdiagramm KNK I bei Betriebsweise A (automatisch geregelt) und Betriebsweise B (angeregt)

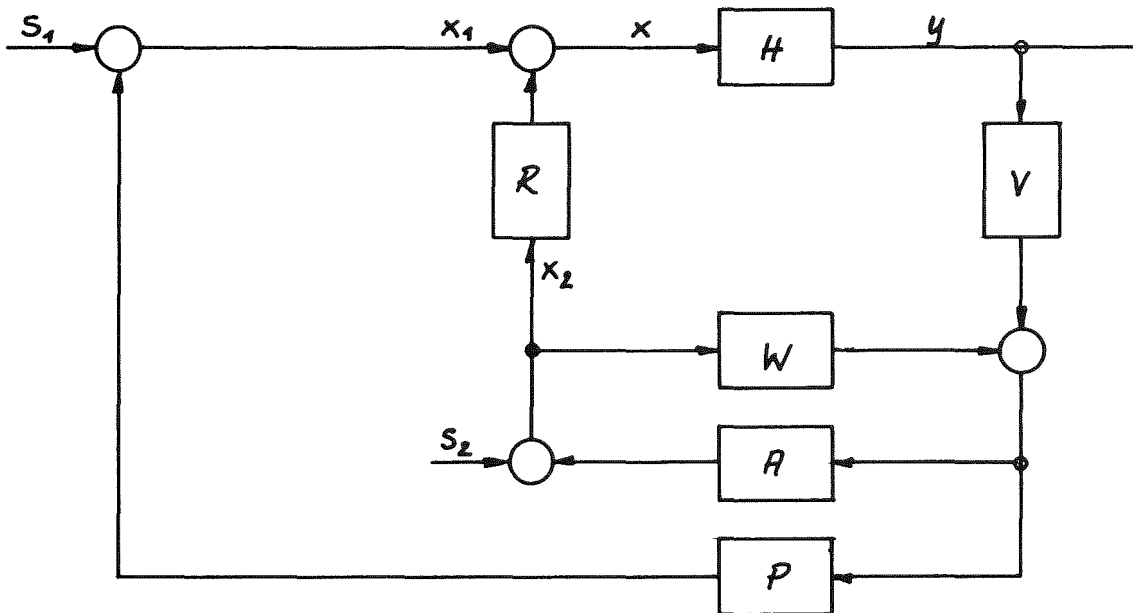


Abb. 9 b Vereinfachtes Blockdiagramm für Berechnungen im Anhang III

Bezeichnungsweise: PRG: Pseudo-Rauschgenerator
 SA : Stabantrieb
 ZWT: Zwischenwärmetauscher
 μ_{sek} : Sekundär Na-Durchsatz
 restliche Bezeichnungen siehe Text und Nomenklatur (9.29)

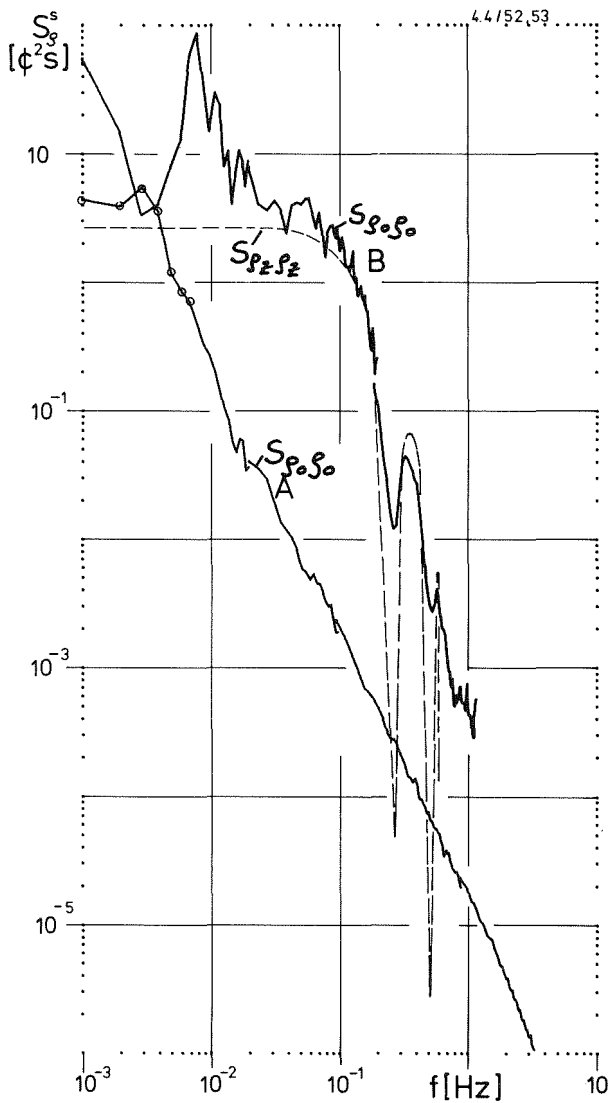


Abb. 10

Durch die Bewegung des Regelstabes YA10 bewirkte SLD der Reaktivität $S_{\rho_0 \rho_0}$ bei automatisch geregelter Betriebsweise (A) und angeregter Betriebsweise (B).

$S_{\rho_z \rho_z}$ ist die SLD der vorgegebenen pseudostochastischen Funktion.

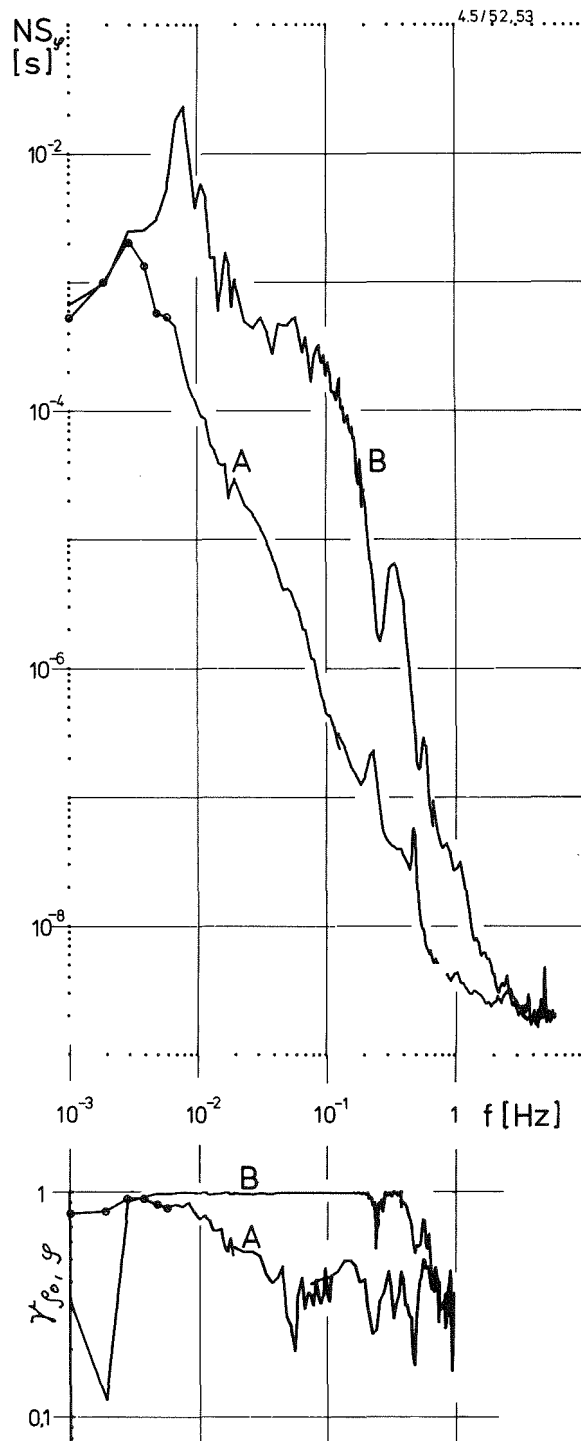


Abb. 11

Normierte SLD des Neutronenflusses (oben) und Kohärenzfunktion zwischen Neutronenfluß und Regelstab, jeweils für Betriebsweise A und B

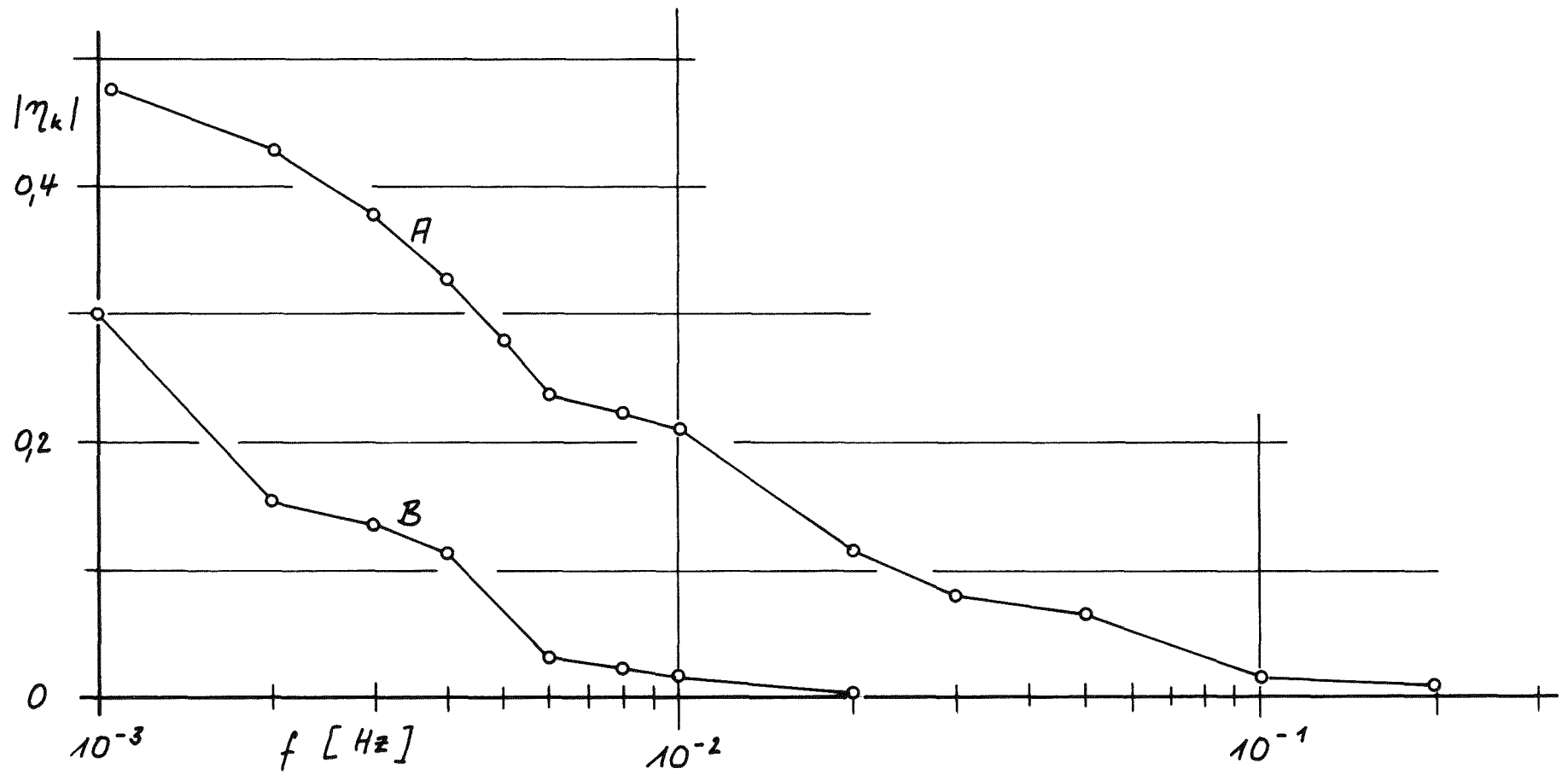
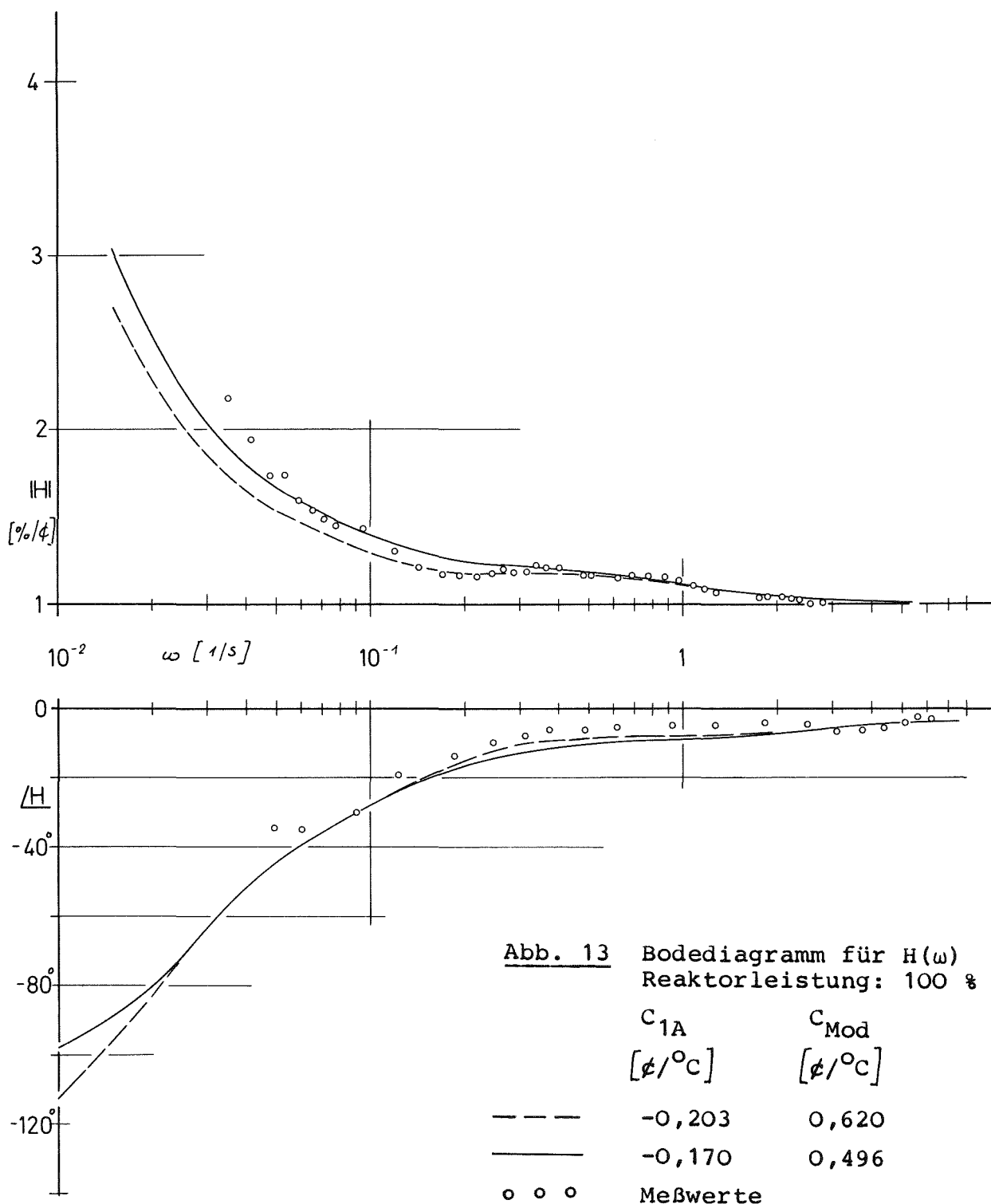
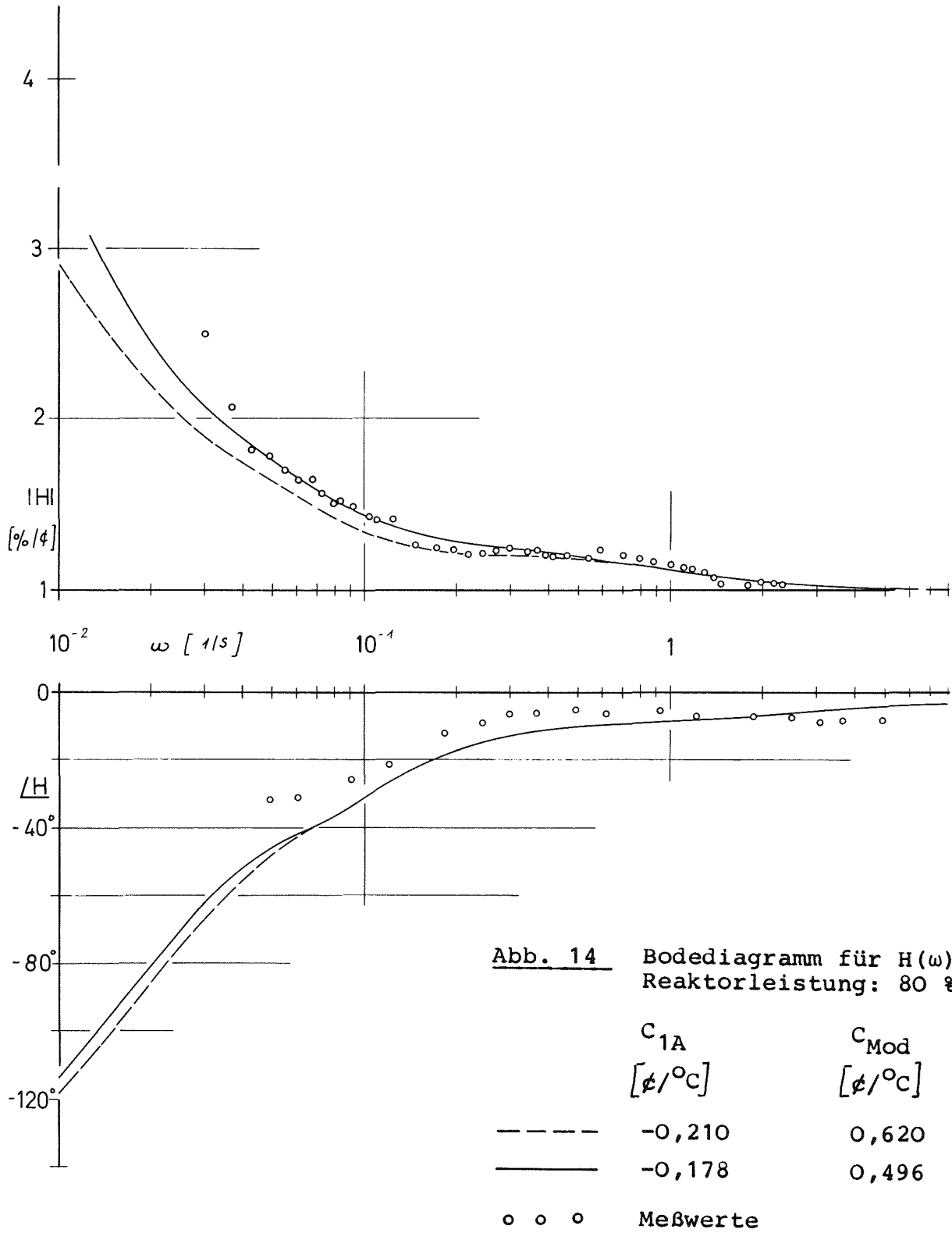
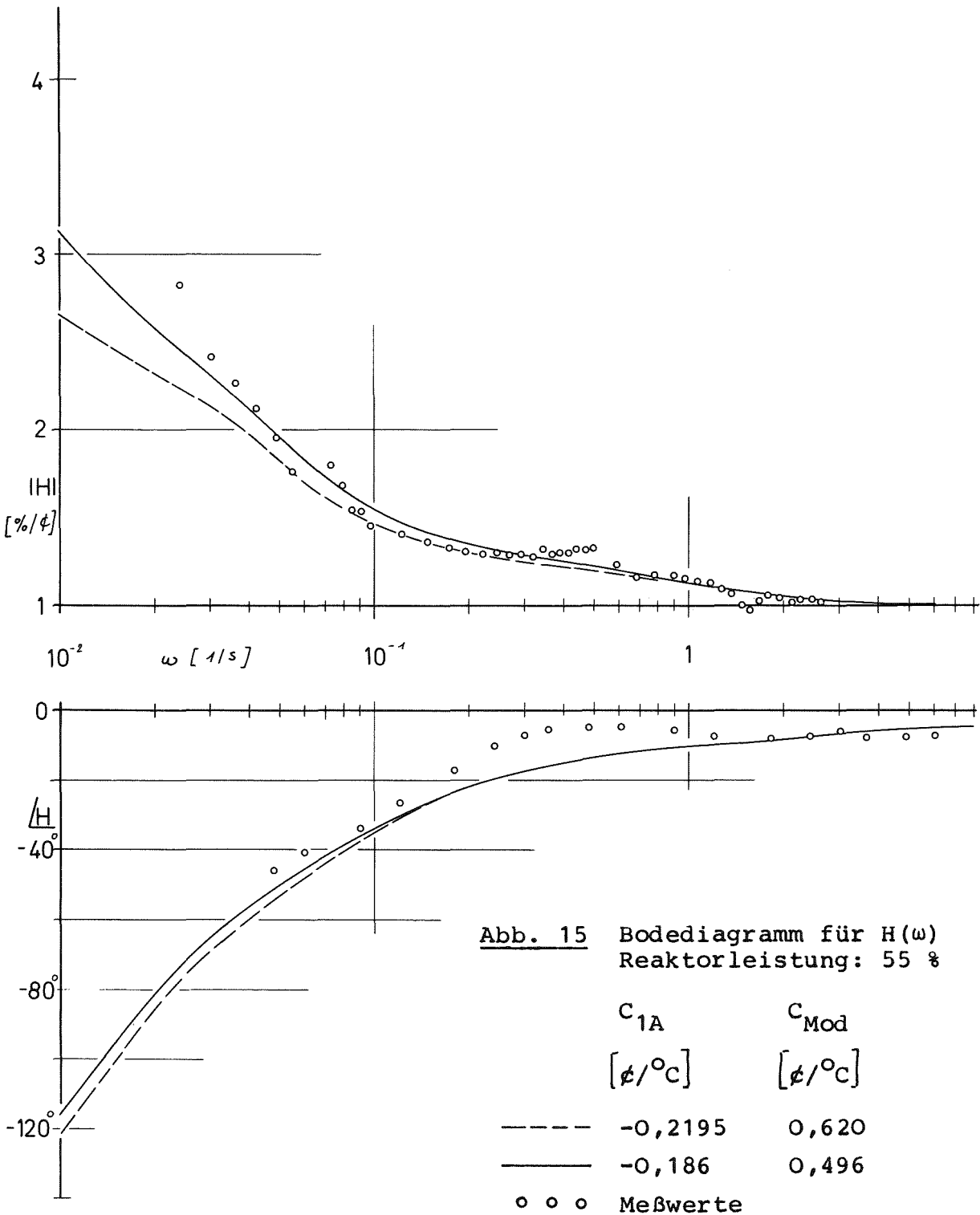
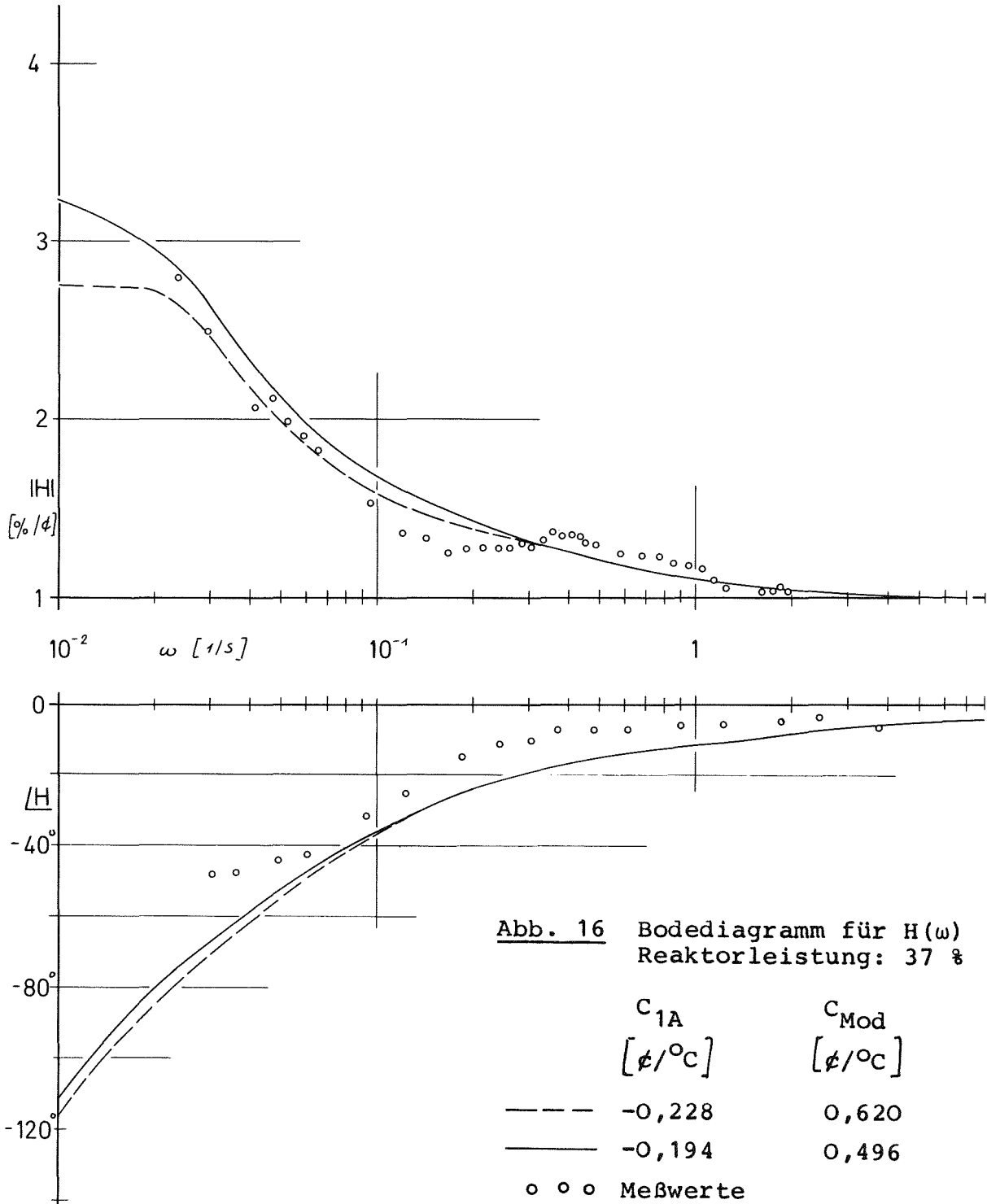


Abb. 12 Einfluß von zusätzlichen Reaktivitätseingängen bei Bestimmung von $H(f)$ nach Gl. 23
 A: automatisch geregelte Betriebsweise
 B: angeregte Betriebsweise









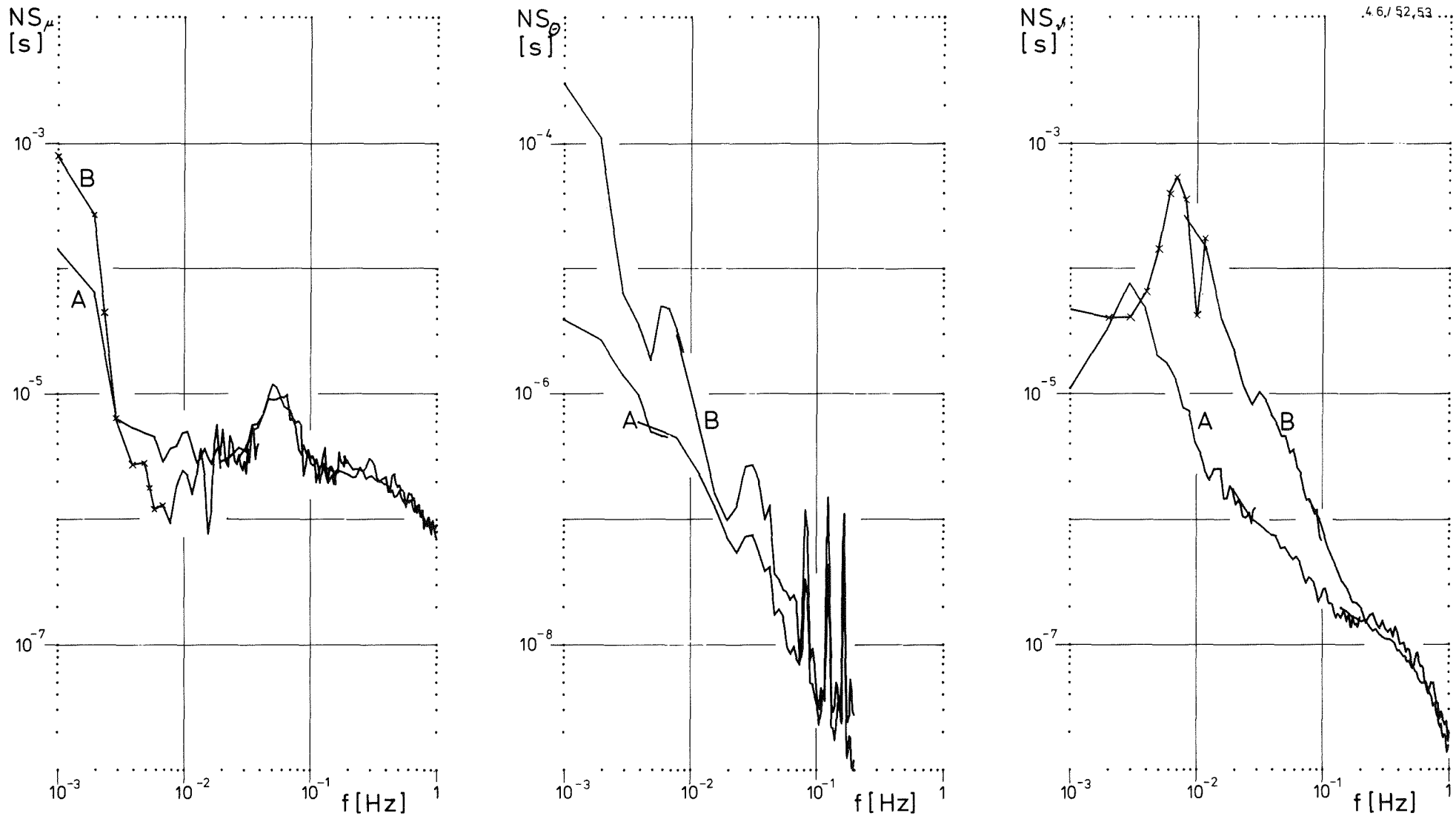


Abb. 17 Einfluß der Betriebsweise (A,B) auf die Rauschsignale des Na-Durchsatzes μ (links), der Na-Temperatur vor dem Coreeintritt θ (Mitte) sowie der Kühlmittelaustrittstemperatur ν (rechts). Aufgetragen sind jeweils die auf das Quadrat des zugehörigen Mittelwertes normierten SLD.

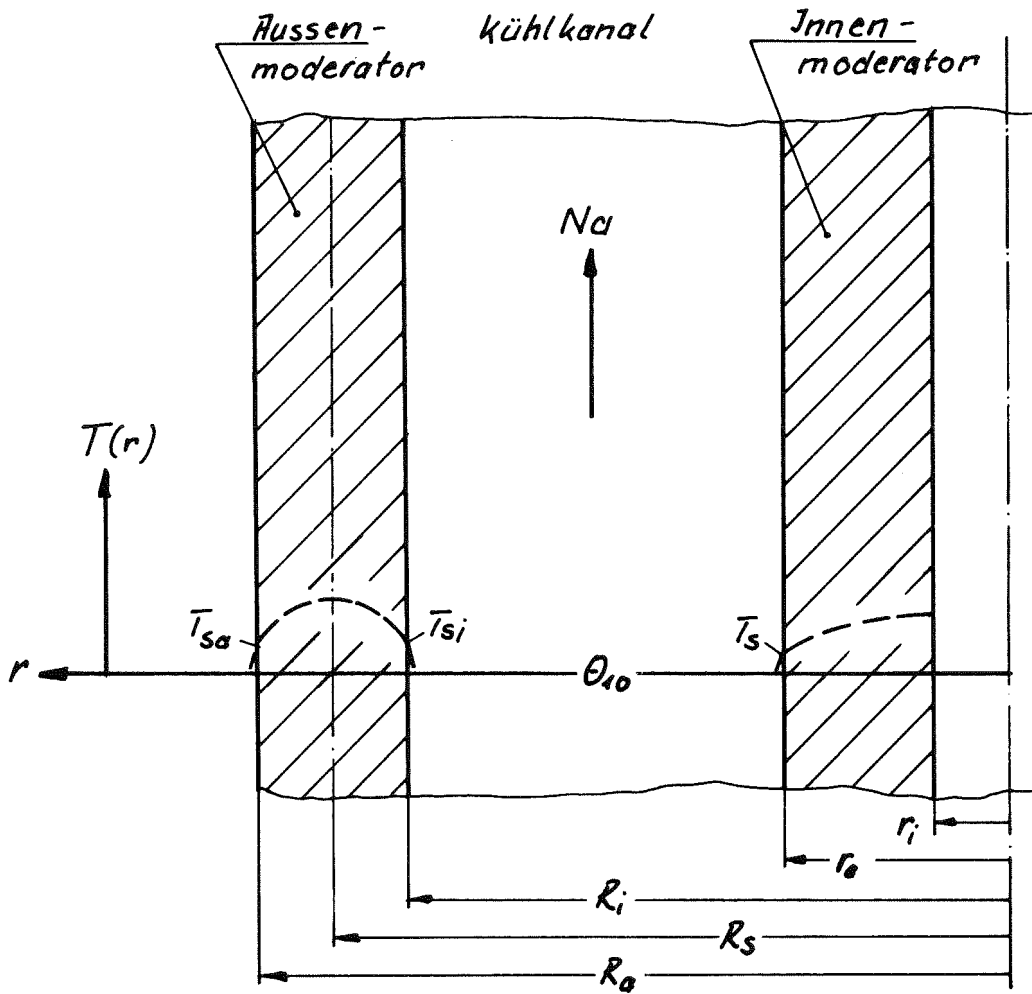


Abb. 18 Für HETRA-Rechnungen verwendete Temperaturverteilung in den Moderatoren

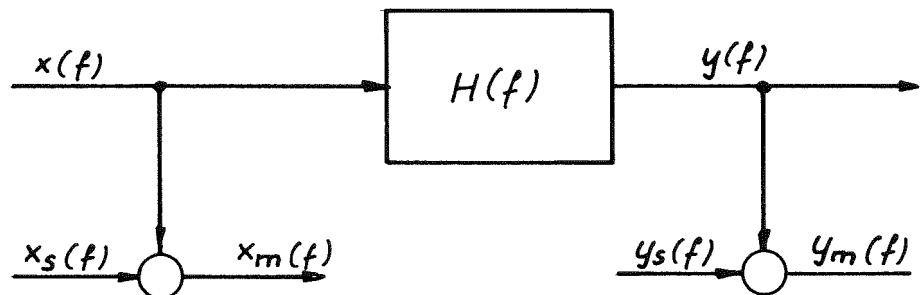


Abb. 19 Einfluß von Störquellen (extern, apparativ) auf Messung von H - zu Anhang IV, 2.2

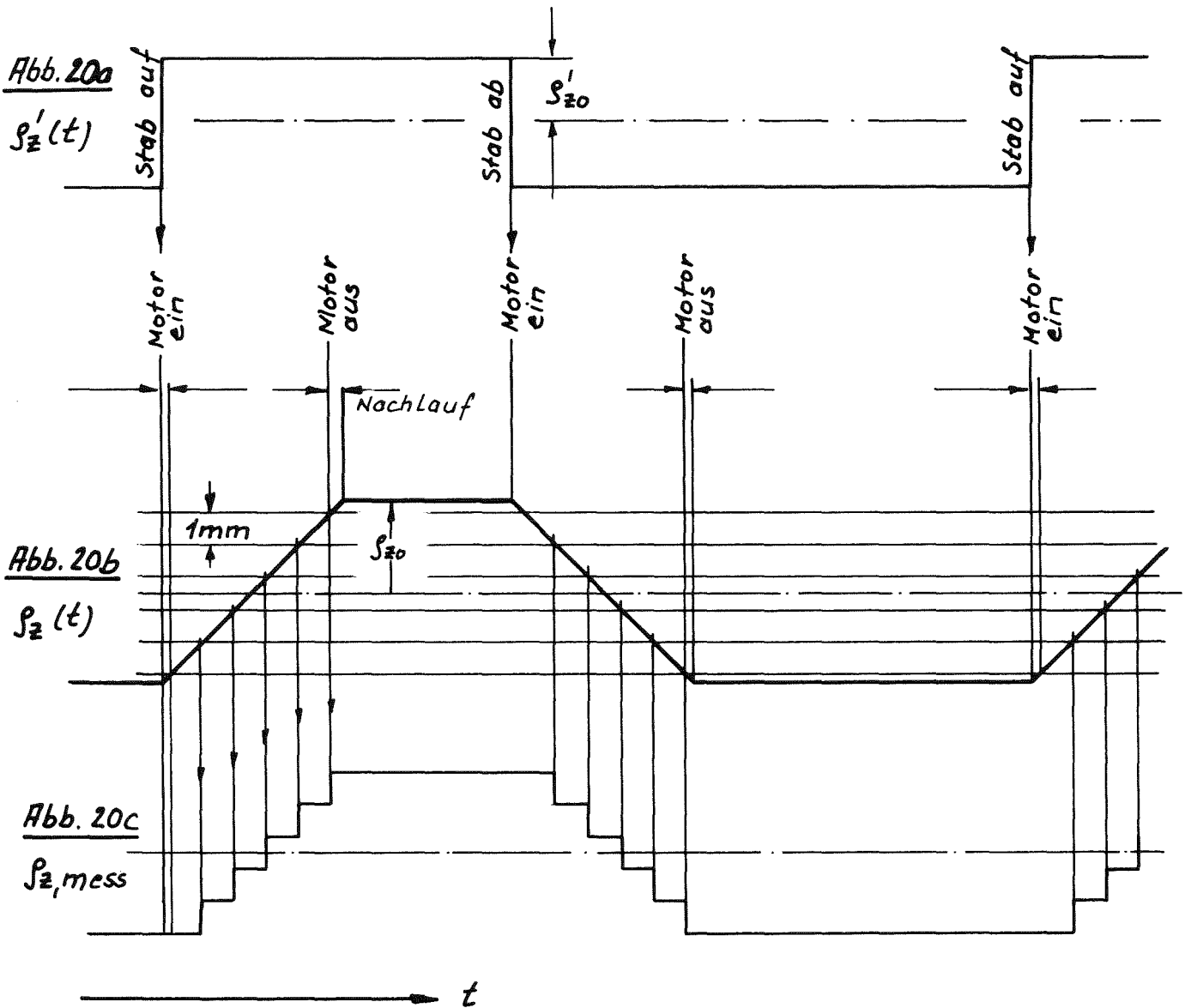


Abb. 20 Pseudostatistische binäre Pulsfolge (Abb. 20 a), Pulsfolge des Regelstabes (Abb. 20 b) und Meßsignal der Pulsfolge (Abb. 20 c)

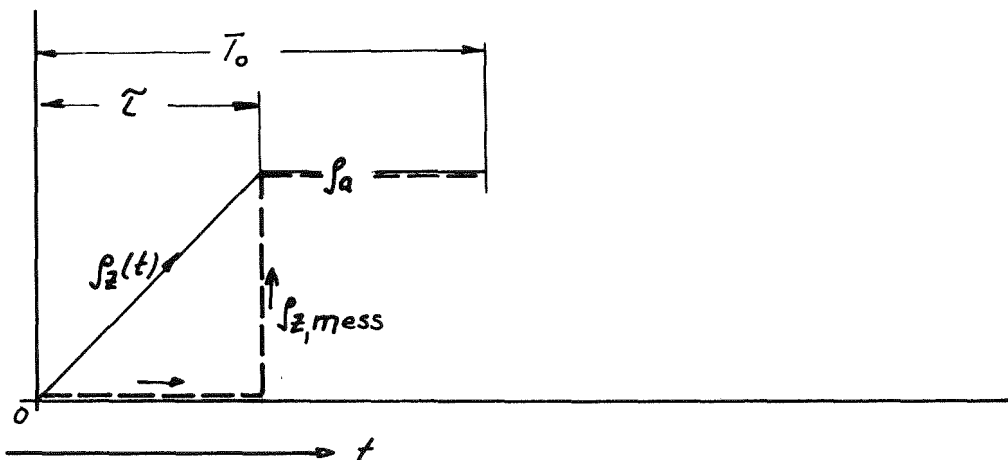


Abb. 21 Zur Abschätzung des Fehlers durch Verwendung von $p_{z,mess}$ statt p_z