

# 原子炉自動制御系の解析

## The Analysis of the Automatic Control System of the Reactor

北之園 英博\* 水野 雄弘\*  
Hidehiro Kitanosono Katsushiro Mizuno

### 内 容 梗 概

原子炉の自動制御では安全性がすべてに先行し、制御の精度、過渡応答性は簡にして要を得た信頼性のある系の構成によって裏付けられたものでなければならない。

原子炉自動制御の対象としては中性子束、炉温度、炉圧力、炉周期などがあるが、ここでは 100 kW 日立教育訓練用原子炉 HTR<sup>(1)</sup> の熱中性子束定値制御系の解析について述べ、与えられた条件で所定の制御性を示す最適の制御系を求めた。

### 1. 緒 言

熱中性子束の定値制御系を構成するとき、炉温度、圧力などの制御系解析の場合に比べ応答が一般に速いから、炉の核的動特性のみの検討によりある程度の解析は可能であるが、ここでは特に解析結果の評価を重視して、熱系の動特性を含めた系の解析を行ない、熱系の変動が中性子束に対しどの程度の効果を有するか検討した。

### 2. 制御系解析上の問題点

自動制御系の精度は ±0.5(%) であるが、定値制御範囲における  $n/\gamma$  比、 $\gamma$  線レベルの変動、反応度外乱などの評価に基づき検出器として非補償形を用いても十分な制御性能が得られることが期待される。

制御対象の中性子束空間分布は各軸とも余弦で近似した。この近似には反射体節約と反射体があるための中性子束のひずみを考慮した。また制御要素の等価反応度の評価の場合もこれと同様に処理した。この近似については、中性子束の統計的な重みの効果を計算に入れる便宜上、計算の複雑さと結果の精度とを考慮して、妥当であると判断した。なおここで注意を要することは得られる各部温度には中性子束の統計的な重みがかかっていることである。

反応度の温度係数は温度の関数となるが、事故時の応答と異なり温度変化の幅が小さいから、ここでは定常時の温度における値に固定した。同様に熱伝導度、比熱、熱伝達係数も、それぞれ定常時の値を選んだ。

反応度外乱に対する制御要素の駆動速度については<sup>(8)</sup>、過渡応答性よりも安全性を優先し、かつ想定される外乱の時間特性を十分カバーできるように最大速度を設定した。調整用制御要素の等価反応度利得はあとで検討するように使用ストロークの範囲で数十%の変化を示すが、制御性に対する顕著な影響はない。

遅発中性子アバダンスに対する Effectiveness の評価<sup>(6)(7)</sup>はあとに示す処置をしたが、今回の自動制御の解析に関するかぎり計算精度の効果は見られない。

熱系の解析にあたり熱伝導の形で生体遮へいに漏えいする熱量の評価は行なわなかった。このことは解析の結果が厳しい側にかたより、かつその量が無視しうる程度に少ないことから許される。 $\gamma$  線の漏えいは各ユニットセルが中性子束レベルに応じて分担するものとし、それぞれの核分裂による発生熱量<sup>(9)</sup>の 5(%)とした。

想定される外乱としては、反応度外乱、流量外乱、入口温度外乱などがあるが、ここでは紙数の関係で反応度外乱に対する解析を述べる。なお炉入口温度変動による制御系の不安定性は見られなかった。

\* 日立製作所日立工場

第1表 HTR の 主 要 項 目

炉の形式:	濃縮ウラン軽水減速冷却形
燃 料:	濃縮度 10% 酸化ウランセラミック 初期装填量 約 4 kg (U <sup>235</sup> の重量) 平均燃料交換周期 約 10 年 燃料要素 ほう入量 55 本 寸 法 約 45×45×長さ約 770mm 燃料棒 4 本/要素
減 速 材:	冷却材 軽水
反 射 材:	黒鉛および軽水
炉 寸 法:	炉 心 約 500×500×650 mm 反 射 体 約 1,100×1,100×650 mm
炉 心 核 特 性:	100 kW における熱中性子束 炉 心 平 均 約 1.4×10 <sup>12</sup> (n/cm <sup>2</sup> ・s) 炉 心 中 心 約 2.7×10 <sup>12</sup> (n/cm <sup>2</sup> ・s) 最初の超過反応度 約 1.25% (JK/K) 内 訳 温 度 変 化 0.27% (JK/K) Xe Sm パーンアップ 0.70% (JK/K) RI 生産 実験 0.28% (JK/K)
熱 特 性:	初期燃料装填量 約 4.0kg U <sup>235</sup> 熱 出 力 100 kW 冷 却 方 法 水冷強制循環
制 御 要 素:	熱 出 力 100 kW シム安全棒 3 本 (ボロンステンレス鋼) 調 整 棒 1 本 (ステンレス鋼) 吸 収 反 応 度 シム安全棒 1.33% 調整棒 0.5%

### 3. 中性子束レベルの定値制御

HTR の主要性能を第 1 表に示す。

#### 3.1 制 御 の 条 件

##### 3.1.1 制 御 精 度

中性子束レベルの制御精度は、その炉の使用目的により決定されるが、HTR では 8 時間につき全出力の 1~100(%) の範囲で設定値に対して ±0.5% の制御精度が要求されている。

##### 3.1.2 外 乱

反応度外乱は主として気送管のカプセルの出し入れによる 0.01(%) の STEP 状外乱と RI 生産またはシム棒移動による 0.01(%/秒) の RAMP 状外乱である。

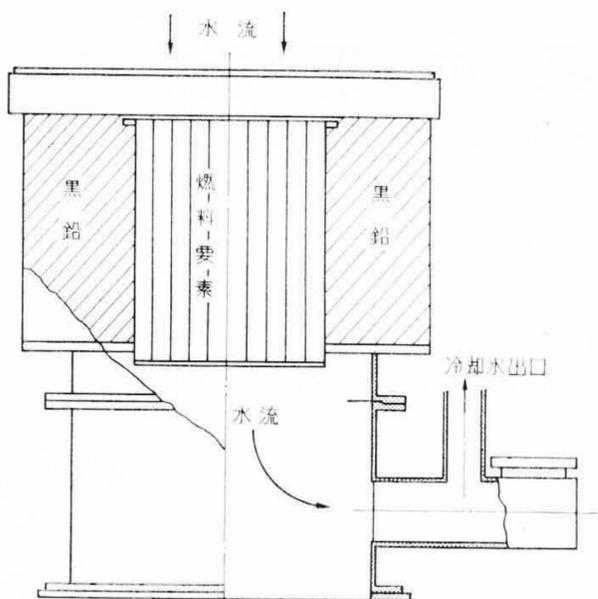
温度外乱は炉の起動に基づくものは、等価反応度として最大 0.27(%) であって約 1 時間の間に RAMP 状に加わる。冷却水温度の変化による外乱については、熱交換器を考慮することになるが、ここでは 2 次冷却水の温度が安定しており、また炉心入口と出口の温度差が少なく、1 次冷却水の容量が大きいことから炉心入口温度が一定であるとして解析を行なった。

#### 3.2 制御系各部の伝達関数および動特性方程式

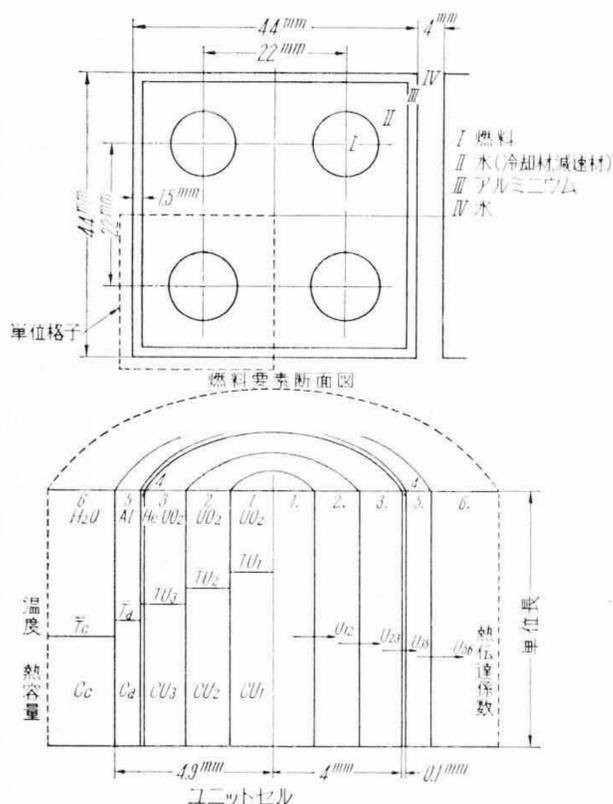
##### 3.2.1 原子炉の核的動特性

原子炉の核的動特性方程式としては、通常用いられている次式を用いた<sup>(1)</sup>。

$$\frac{dn(t)}{dt} = \frac{JK - \beta}{l} n(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t) \dots \dots \dots (1)$$



第1図 HTR炉心部構造略図



第2図 燃料要素断面図とユニットセル

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{\beta_i}{l} n(t) - \lambda_i C_i(t) \quad i=1, 2, \dots, 6 \dots (2)$$

$$JK = JK_d - \alpha_V J\bar{T}_a - \alpha_c J\bar{T}_c - JK_c \dots (3)$$

3.2.2 原子炉の熱的動特性<sup>(4)</sup>

原子炉内における熱伝達の方程式は基本的には次式で表現される。

$$\begin{aligned} & \text{単位体積中の熱量の変化分} = \text{発生熱量} \\ & + \text{伝達によって与えられた熱量} - \text{伝達によって失った熱量} \\ & \dots \dots \dots (4) \end{aligned}$$

HTR の炉心構造を第1図に、そのユニットセルを第2図に示す。このユニットセルについて次の仮定のもとに方程式をたてた。

- (1) 原子炉は本来分布定数系として取り扱うべきものであるが、第1表に示す程度の大きさのときは適当な平均化の操作によって集中定数化できる。
- (2) 中性子束分布はXYZ軸とも余弦分布である。
- (3) 燃料内での発生熱量と減速材中でのそれとの比は時間的に一定である。
- (4) ユニットセルについて考察する。セルの数が十分多いので隣接セル間の温度差は小さく、熱の出入りはない。
- (5) 輻射伝熱は無視する。この炉は軽水冷却でありかつ燃料中

心においてもその温度は100°C程度であるために、輻射伝熱は伝導伝熱に比して十分小さい。

- (6) 燃料およびアルミニウムシース中でのZ軸方向の熱伝達はない。これはZ軸方向の温度こう配が小さいためである。
- (7) 減速材および燃料の温度が反応度に及ぼす影響はその点の熱中性子束の2乗に比例する。
- (8) 燃料とアルミニウムシース間のヘリウムボンダの熱容量は十分小さいので単に熱抵抗として方程式の中に取り入れる。

ユニットセルの燃料領域、アルミニウムシース領域、冷却材領域について方程式をたてると次のようになる。

$$C_{U1} \frac{\partial T_{U1}}{\partial t} = a_1 H_{\max} \cos \frac{\pi}{L_{X1}} x \cos \frac{\pi}{L_{Y1}} y \cos \frac{\pi}{L_{Z1}} z - U_{12}(T_{U1} - T_{U2}) \dots (5)$$

$$C_{U2} \frac{\partial T_{U2}}{\partial t} = a_2 H_{\max} \cos \frac{\pi}{L_{X1}} x \cos \frac{\pi}{L_{Y1}} y \cos \frac{\pi}{L_{Z1}} z + U_{12}(T_{U1} - T_{U2}) - U_{23}(T_{U2} - T_{U3}) \dots (6)$$

$$C_{U3} \frac{\partial T_{U3}}{\partial t} = a_3 H_{\max} \cos \frac{\pi}{L_{X1}} x \cos \frac{\pi}{L_{Y1}} y \cos \frac{\pi}{L_{Z1}} z + U_{23}(T_{U2} - T_{U3}) - U_{35}(T_{U3} - T_a) \dots (7)$$

$$C_a \frac{\partial T_a}{\partial t} = U_{36}(T_{U3} - T_a) - U_{56}(T_a - T_c) \dots (8)$$

$$C_c \left( \frac{\partial T_c}{\partial t} + v \frac{\partial T_c}{\partial z} \right) = U_{56}(T_a - T_c) + b H_{\max} \cos \frac{\pi}{L_{X1}} x \cos \frac{\pi}{L_{Y1}} y \cos \frac{\pi}{L_{Z1}} z \dots (9)$$

仮定(7)により中性子束の2乗の重みをつけた平均値をもって温度の平均値とする。すなわちXの平均値  $\bar{X}$  は次式で定義される。

$$\begin{aligned} \bar{X} &= \int_{-\frac{1}{2}L_X}^{\frac{1}{2}L_X} \int_{-\frac{1}{2}L_Y}^{\frac{1}{2}L_Y} \int_{-\frac{1}{2}L_Z}^{\frac{1}{2}L_Z} \cos^2 \frac{\pi}{L_{X1}} x \cos^2 \frac{\pi}{L_{Y1}} y \cos^2 \frac{\pi}{L_{Z1}} z dx dy dz \\ &= \int_{-\frac{1}{2}L_X}^{\frac{1}{2}L_X} \int_{-\frac{1}{2}L_Y}^{\frac{1}{2}L_Y} \int_{-\frac{1}{2}L_Z}^{\frac{1}{2}L_Z} X \cos^2 \frac{\pi}{L_{X1}} x \cos^2 \frac{\pi}{L_{Y1}} y \cos^2 \frac{\pi}{L_{Z1}} z \\ &\quad \times dx dy dz \dots (10) \end{aligned}$$

したがって(5)~(9)式は次のように整理される。

$$\frac{d\bar{T}_{U1}}{dt} = \frac{a_1 \kappa}{C_{U1} L_X L_Y L_Z} H - \frac{U_{12}}{C_{U1}} (\bar{T}_{U1} - \bar{T}_{U2}) \dots (11)$$

$$\begin{aligned} \frac{d\bar{T}_{U2}}{dt} &= \frac{a_2 \kappa}{C_{U2} L_X L_Y L_Z} H + \frac{U_{12}}{C_{U2}} (\bar{T}_{U1} - \bar{T}_{U2}) \\ &\quad - \frac{U_{23}}{C_{U2}} (\bar{T}_{U2} - \bar{T}_{U3}) \dots (12) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{d\bar{T}_{U3}}{dt} &= \frac{a_3 \kappa}{C_{U3} L_X L_Y L_Z} H + \frac{U_{23}}{C_{U3}} (\bar{T}_{U2} - \bar{T}_{U3}) \\ &\quad - \frac{U_{35}}{C_{U3}} (\bar{T}_{U3} - \bar{T}_a) \dots (13) \end{aligned}$$

$$\frac{dT_a}{dt} = \frac{U_{35}}{C_a} (\bar{T}_{U3} - \bar{T}_a) - \frac{U_{56}}{C_a} (\bar{T}_a - \bar{T}_c) \dots (14)$$

(9)式は次式のように変形されるが

$$\begin{aligned} C_c \left[ \frac{d\bar{T}_c}{dt} + \frac{\kappa_z v (\bar{T}_{co} - T_{ci})}{L_Z} + \frac{2v\pi}{L_Z L_{Z1} \left( 1 + \frac{L_{Z1}}{\pi L_Z} \sin \frac{\pi L_Z}{L_{Z1}} \right)} \right. \\ \left. \times \int_{-\frac{1}{2}L_Z}^{\frac{1}{2}L_Z} \left\{ \bar{T}_c - \frac{(\bar{T}_{co} - T_{ci}) \sin \frac{\pi}{L_{Z1}} z}{2 \sin \frac{\pi L_Z}{2 L_{Z1}}} \right\} \sin \frac{2\pi}{L_{Z1}} z dz \right] \\ = \frac{b \kappa H}{L_X L_Y L_Z} + U_{56} (\bar{T}_a - \bar{T}_c) \end{aligned}$$

注:  $\bar{T}_{co}$  は XY 方向の加重平均

ここで過渡状態においても冷却材の温度分布は定常状態と相似であるとの仮定を設けると左辺の積分は0となり、さらに次式が成立する。

$$\bar{T}_{co} - T_{ci} = 2(\bar{T}_c - T_{ci})$$

したがって最終的な方程式は

$$\frac{d\bar{T}_c}{dt} = \frac{b\kappa}{C_c L_X L_Y L_Z} H + \frac{U_{56}}{C_c} (\bar{T}_a - \bar{T}_c) - \frac{2\kappa_Z v}{L_Z} (\bar{T}_c - T_{ci}) \dots\dots\dots (15)$$

となる。以上の(11)～(15)式が炉の熱特性を示す方程式である。

3.2.3 自動制御系の伝達関数

原子炉は反応度変化から中性子束変化への利得が中性子束レベルに比例して変化するという非線形性を有するために、各種の方法でその補償が行なわれている。HTRの場合、設定レベルは1:100変化するので、通常の設定回路では自動制御系のループの利得が1:100変化することとなり制御上不都合である。このために設定レベルによる利得の変化を完全に補償すること、設定の再現性が高いことから電離箱の負荷抵抗を切り替えるという設定機構を採用した<sup>(5)</sup>。

8時間についての精度±0.5(%)の要求を満たすために増幅器類は特にドリフトに注意して設計製作され、制御棒駆動機構のデッドバンドやバックラッシュが小さくなるようにくふうされた。中性子束が設定値の±0.1(%)以下の偏差であっても制御棒は十分移動を開始する。サーボ増幅器としては信頼度の高い磁気増幅器を使用した。

制御棒駆動用電動機には信頼性のある2相誘導電動機を用いている。伝達関数はすべて一次遅れによって表現した。速度発電機を用いたマイナードバックには比例+不完全微分回路を用いて系の安定化と応答性の改善を図った。

3.2.4 各係数の算出

遅発中性子に関するβ<sub>i</sub>およびλ<sub>i</sub>の値はKeepinの値を用いたが実効的なβについてはこの炉の特性によって定まる補正係数γを考慮してβ=0.00755とした<sup>(6)(7)</sup>。

二酸化ウラニウムの熱伝導率はARFの5(%)Porosityの実験値より

$$K_{UO_2} = 0.002 + \frac{5}{T+273} \text{ (cal/cm}\cdot\text{s}\cdot\text{°C)} \dots\dots\dots (16)$$

を用いた。

またヘリウムの熱伝導率はReactor Handbookより

$$K_{He} = \left(34 + \frac{33}{500} T\right) \times 10^{-5} \text{ (cal/cm}\cdot\text{s}\cdot\text{°C)} \dots\dots\dots (17)$$

を用いた。

アルミニウムシースと水との間の熱伝達係数についてはSIDER-TATEの実験式

$$h = 0.023 \frac{K_{H_2O}}{d_e} Re^{0.8} Pr^{\frac{1}{3}} \left(\frac{\mu_m}{\mu_w}\right)^{0.14} \text{ (cal/cm}^2\cdot\text{s}\cdot\text{°C)} \dots (18)$$

を用いた。

これらの熱伝達に関する物性値はすべて温度の関数であるが、

第2表 熱的定数と定常状態の温度 (出力100kW)

熱容量 (cal/°C·cm)	C <sub>V1</sub>	C <sub>V2</sub>	C <sub>V3</sub>	C <sub>a</sub>	C <sub>c</sub>
	0.034	0.102	0.170	0.1195	4.37
熱伝達係数 (cal/°C·s·cm)	U <sub>12</sub>	U <sub>23</sub>	U <sub>35</sub>	U <sub>56</sub>	
	0.0917	0.1834	0.0858	0.0859	
定常状態の温度 (°C)	T <sub>V10</sub>	T <sub>V20</sub>	T <sub>V30</sub>	T <sub>a0</sub>	T <sub>c0</sub>
	131.2	127.4	119.6	79.8	40

アナログ計算機を用いて解析するときは複雑になるわりに収獲が少ない。そこでまず定常状態において各部の温度を算出し、そのときの熱伝達係数を用いて計算を行なった。あとの計算結果にも示されるように自動制御系が働いているときは、各部の温度変化は非常に小さく、たとえば酸化ウランの場合その温度変化による熱伝導率の変化は0.03%以下にすぎない。これは計算機の精度を考えに入れて、十分小さい値である。したがってこのような仮定において解析することはまったく正しいのである。

3.3 アナログ計算機による計算<sup>(12)</sup>

3.3.1 アナログ計算機のプログラム

計算は日立低速形アナログ計算機を用いて行なった。計算に際しては計算の都合上適当な変数変換を行ない、さらに中性子束の代りに熱出力を用い、計算は定常点回りの変化分について行なうこととし、すべての変数はJ付とした。具体的な数値として熱出力100kWの場合を例として微分方程式に代入すると次のようになる。

$$\frac{dJP}{dt} = 19,600 JK JP - 148 JP + 1,960,000 JK + 4.89 J\zeta_1 + 32.4 J\zeta_2 + 29.0 J\zeta_3 + 58.5 J\zeta_4 + 17.0 J\zeta_5 + 6.22 J\zeta_6 \dots\dots\dots (19)$$

$$\frac{dJ\zeta_1}{dt} = -0.0124 J\zeta_1 + 0.0124 JP \dots\dots\dots (20)$$

$$\frac{dJ\zeta_2}{dt} = -0.0305 J\zeta_2 + 0.0305 JP \dots\dots\dots (21)$$

$$\frac{dJ\zeta_3}{dt} = -0.111 J\zeta_3 + 0.111 JP \dots\dots\dots (22)$$

$$\frac{dJ\zeta_4}{dt} = -0.301 J\zeta_4 + 0.301 JP \dots\dots\dots (23)$$

$$\frac{dJ\zeta_5}{dt} = -1.13 J\zeta_5 + 1.13 JP \dots\dots\dots (24)$$

$$\frac{dJ\zeta_6}{dt} = -3.00 J\zeta_6 + 3.00 JP \dots\dots\dots (25)$$

$$\frac{dJ\bar{T}_{U1}}{dt} = 0.108 JP - 2.7 J\bar{T}_{U1} + 2.7 J\bar{T}_{U2} \dots\dots\dots (26)$$

$$\frac{dJ\bar{T}_{U2}}{dt} = 0.1035 JP + 0.898 J\bar{T}_{U1} - (0.898 + 1.8) J\bar{T}_{U2} + 1.8 J\bar{T}_{U3} \dots\dots\dots (27)$$

$$\frac{dJ\bar{T}_{U3}}{dt} = 0.1085 JP + 1.08 J\bar{T}_{U2} - (1.08 + 0.505) J\bar{T}_{U3} + 0.505 J\bar{T}_a \dots\dots\dots (28)$$

$$\frac{dJ\bar{T}_a}{dt} = 0.718 J\bar{T}_{U3} - (0.718 + 0.718) J\bar{T}_a + 0.0718 J\bar{T}_c \dots\dots\dots (29)$$

$$\frac{dJ\bar{T}_c}{dt} = 0.000391 JP + 0.0195 J\bar{T}_a - (0.0195 + 0.8688) J\bar{T}_c \dots\dots\dots (30)$$

$$J\bar{T}_U = 0.101 J\bar{T}_{U1} + 0.317 J\bar{T}_{U2} + 0.582 J\bar{T}_{U3} \dots\dots\dots (31)$$

$$JK = JK_d - 0.0000077 J\bar{T}_U - 0.0000838 J\bar{T}_c - JK_c \dots (32)$$

自動制御系の各要素の時定数については単体で試験を行なって実測した値を用いた。

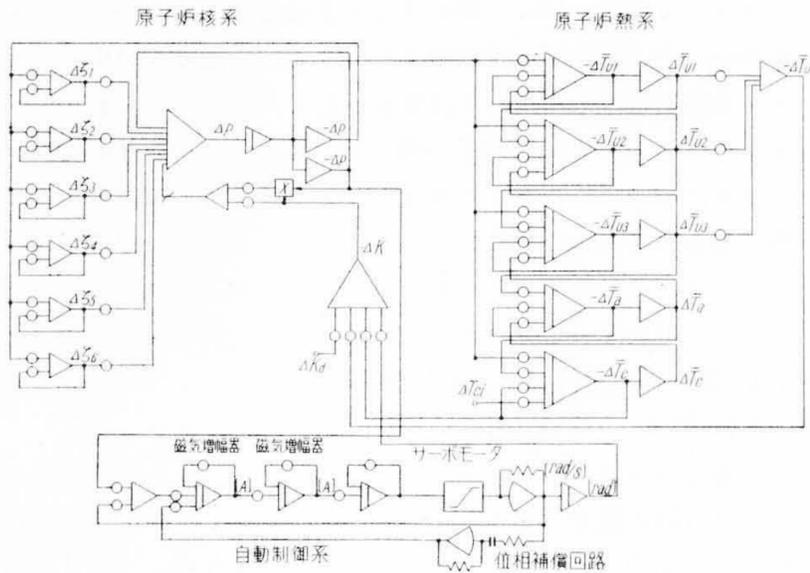
計算に用いたアナログ計算機のプログラムは第3図に示すようなものである。

3.3.2 計算の手順<sup>(10)</sup>

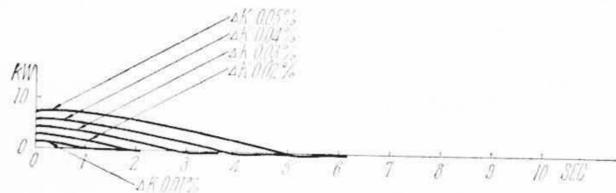
まず最初自動制御系のみを切り離して計算し、最良の応答を示すように、マイナーのループゲインおよび位相補償回路の選定を行なった。次の段階では原子炉を零出力の伝達関数で表現し、最良の応答を示すようにふたたびループゲインや位相補償を行なった。この手順はサーボ増幅器の試作が完成し、サーボ機構と組合試験が行なわれてその特性が明らかになったときに再度くり返された。一方この計算の過程において、原子炉の安全の面から調整

付表 記号表

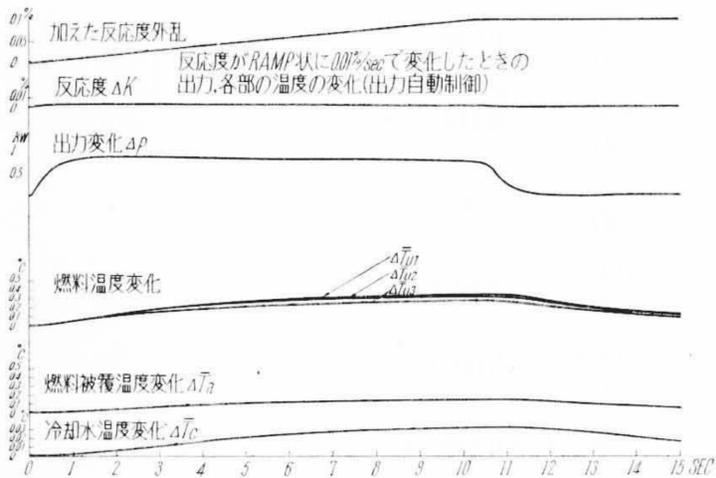
$a_1$ :	第1領域における熱の発生の全発生熱量に対する比
$a_2$ :	第2領域における熱の発生の全発生熱量に対する比
$a_3$ :	第3領域における熱の発生の全発生熱量に対する比
$b$ :	減速材における熱の発生の全発生熱量に対する比
$a_1 + a_2 + a_3 + b = 1$	
$C_a$ :	アルミニウムシースの熱容量 (単位長当り) (cal/°C·cm)
$C_c$ :	冷却材の熱容量 (単位長当り) (cal/°C·cm)
$C_i$ :	$i$ 番目の遅発中性子先行核密度 (n/cm <sup>3</sup> )
$C_{U1}$ :	第1領域のUO <sub>2</sub> の熱容量 (単位長当り) (cal/°C·cm)
$C_{U2}$ :	第2領域のUO <sub>2</sub> の熱容量 (単位長当り) (cal/°C·cm)
$C_{U3}$ :	第3領域のUO <sub>2</sub> の熱容量 (単位長当り) (cal/°C·cm)
$d_c$ :	流路等価直径 (cm)
$H$ :	全発生熱量 (cal/s)
$H_{max}$ :	単位長当りの発生熱量の最大値 (cal/s·cm)
$K$ :	反応度
$K_{H_2O}$ :	水の熱伝導率 (cal/cm·s·°C)
$K_{He}$ :	ヘリウムの熱伝導率 (cal/cm·s·°C)
$K_{UO_2}$ :	二酸化ウランの熱伝導率 (cal/cm·s·°C)
$l$ :	高速中性子の平均有効寿命
$L_X$ :	炉心のX軸方向の長さ (cm)
$L_Y$ :	炉心のY軸方向の長さ (cm)
$L_Z$ :	炉心のZ軸方向の長さ (cm)
$L_{X1}$ :	X軸方向の外そう距離 (cm)
$L_{Y1}$ :	Y軸方向の外そう距離 (cm)
$L_{Z1}$ :	Z軸方向の外そう距離 (cm)
$n$ :	熱中性子密度 (n/cm <sup>3</sup> )
$P$ :	熱出力 (kW)
$Pr$ :	プラントル数
$Re$ :	レイノルズ数
$T_a$ :	アルミニウムシースの温度 (°C)
$T_c$ :	冷却材の温度 ( $i$ は入口, $o$ は出口を示す) (°C)
$T_{U1}$ :	第1領域のUO <sub>2</sub> の温度 (°C)
$T_{U2}$ :	第2領域のUO <sub>2</sub> の温度 (°C)
$T_{U3}$ :	第3領域のUO <sub>2</sub> の温度 (°C)
$U_{12}$ :	第1領域から第2領域への熱伝達係数 (cal/°C·s·cm)
$U_{23}$ :	第2領域から第3領域への熱伝達係数 (cal/°C·s·cm)
$U_{35}$ :	第3領域から第5領域(アルミニウムシース)への熱伝達係数 (cal/°C·s·cm)
$U_{56}$ :	第5領域(アルミニウムシース)から第6領域(冷却材)への熱伝達係数 (cal/°C·s·cm)
$v$ :	冷却材の流速 (cm/s)
$h$ :	アルミニウムシースと水との間の熱伝達率 (cal/cm <sup>2</sup> ·s·°C)
$\beta_i$ :	$i$ 番目の遅発中性子発生の割合
$\lambda_i$ :	$i$ 番目の遅発中性子先行核の崩壊定数 (s <sup>-1</sup> )
$\xi_i$ :	$\frac{l\lambda_i}{\beta_i} C_i$
$\alpha_U$ :	燃料温度による反応度変化の係数 (JK/K/°C)
$\alpha_c$ :	減速材温度による反応度変化の係数 (JK/K/°C)
$JK_d$ :	反応度外乱 (JK/K)
$JK_c$ :	自動制御系による反応度制御量 (JK/K)
$\kappa$ :	次式によって定義される定数
$\frac{\left(5 + \cos \frac{\pi L_X}{L_{X1}}\right) \left(5 + \cos \frac{\pi L_Y}{L_{Y1}}\right) \left(5 + \cos \frac{\pi L_Z}{L_{Z1}}\right)}{27 \left(1 + \frac{L_{X1}}{\pi L_X} \sin \frac{\pi L_X}{L_{X1}}\right) \left(1 + \frac{L_{Y1}}{\pi L_Y} \sin \frac{\pi L_Y}{L_{Y1}}\right) \left(1 + \frac{L_{Z1}}{\pi L_Z} \sin \frac{\pi L_Z}{L_{Z1}}\right)}$	
$\kappa_Z$ :	次式によって定義される定数
$\frac{5 + \cos \frac{\pi L_Z}{L_{Z1}}}{3 \left(1 + \frac{L_{Z1}}{\pi L_Z} \sin \frac{\pi L_Z}{L_{Z1}}\right)}$	
$\mu_m$ :	水平平均粘性係数
$\mu_w$ :	壁面温度の水粘性係数



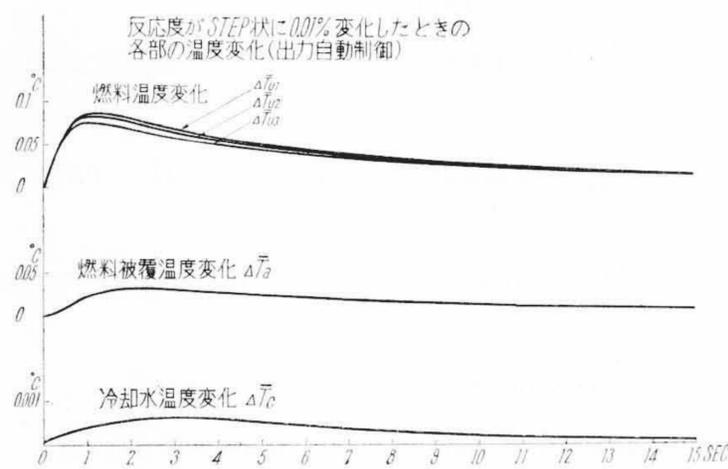
第3図 アナログ計算機のプログラム



第4図(a) STEP 外乱に対する応答



第4図(b) STEP 外乱に対する応答



第5図 RAMP 外乱に対する応答

棒駆動速度に対して  $10^{-4}$  (JK/K/秒) という制限が設けられ、これによって減速比の設計が行なわれた。最後に熱系を考えた全系統に対して計算を行ないその応答が最良となるようにした。

### 3.3.3 計算結果の検討

計算結果を第4図と第5図とに示す。外乱は反応度であって、0.01(%)のSTEP変化と0.01(%/s)のRAMP変化とである。最大の出力偏差は1.4(kW) (1.4%)であって、0.7(s)後には要求精度内に収まる。この値は炉を使用しての実験から要求される性能を満足している。燃料温度は出力偏差が0となる約1秒後に最高に達し、その後は熱系の時定数で定常状態にもどってゆく。燃料

被覆の温度と冷却材温度は熱伝達の時間遅れがあるので最高に達する時刻が少しずつずれている。

RAMP 外乱の場合は、出力偏差は外乱の加わっている間持続し、外乱のなくなってから0.7秒後には要求精度内にはいる。また各部の温度変化は、STEP外乱のときと同じような傾向になっている。

燃料および減速材の温度変化による反応度への効果は、STEP状外乱の場合1秒後に最大となり  $6.5 \times 10^{-5} \% JK/K$  である。これは加えた外乱に対して0.65%に相当する。RAMP 状外乱の場合11秒後に最大となり  $5.1 \times 10^{-4} \% JK/K$  である。これは加えた外乱の総計に対して0.51%に相当する。したがって現在予想している程度の反応度外乱では定中性子束制御系の安定度、過渡応答、精度などに対する熱系の影響は誤差の範囲内で十分無視しうる。

計算結果は考えられる最大外乱に対して、十分満足な応答速度を示している。

制御棒のきき方はその先端が炉中心にある場合と両端にある場合とでは違うので、制御棒のきき方が中心部より30(%)さがるところまで自動制御に使用している。制御棒のきき方のこの程度の変化ではSTEP外乱に対する応答にはほとんど影響がなかった。RAMP外乱が長時間続くと制御容量の点で問題となるが、実際にはRI生産用一個のカプセルの持つ等価反応度を0.07%と制限されているので運転上はさしつかえない。シム棒移動によるRAMP外乱についてはこの問題はない。

4. 結 言

以上自動制御系解析上の問題点、解析の一つの方法および結果の検討を行なった。結果的にはさきに掲げた精度と外乱の程度では熱系の効果はわずかであるが、外乱量の増加に伴い熱系の荷重が必然的に増大し、このような解析の必要性が出てくる。この解析にあたりいくつかの前提を設けたが、たとえば中性子束分布の複雑なものに対してはある程度のモディフィケーションが要求される。このような問題については別途検討する予定である。

最後に、終始ご指導いただいた日立製作所日立工場西一郎課長に深く感謝する。

参 考 文 献

- (1) Soodak H. and E. C. Campbell: "Elementary Pile Theory" John Wiley & Sons, Inc. (1950)
- (2) Harrer J. M., R. E. Boyer and D. Krucoff: "Transfer Function of Argonne CP-2 Reactor", Nucleonics, 10, No. 8, 32, (1952)
- (3) Goodman, C.: "The Science and Engineering of Nuclear Power," Vol. 142, Addison-Wesley Publishing Company (1947)
- (4) T. J. O'Neill: "Heat Transfer Transient Equations for Gas-cooled Graphite Reactor" p/21 UK p. 268, Peaceful Uses of Atomic Energy UN (1958)
- (5) D. C. Hanson: "ETR Nuclear Instrumentation Final Report" IDM-16566
- (6) Marvin J. Abrams: "Numerical Studies of Reactor Kinetic Equation Parameters" WAPD-TM-82
- (7) A. F. Henry: "Computation of Parameters Appearing in the Reactor Kinetics Equations" WAPD-142
- (8) H. W. Newson: "The Control Problem in Piles Capable of Very Short Periods" Mon P-271 (1947)
- (9) "Reactor Physics Constants" ANL-5800 (1958)
- (10) A. Gerba, Jr.: "Argonant Automatic Flux Controller Design Report," ANL-6110
- (11) 江頭ほか: 日立教育訓練用原子炉 日立評論 43, 5
- (12) 川合ほか: 原子力研究におけるアナログ計算機の応用 日立評論 別冊 No. 34 (昭35)



新 案 の 紹 介



登録新案第504111号

松本政吉・吉柳清美

原子炉燃料棒冷却調節装置

燃料棒1の冷却のため外筒2内の間げきを通す冷却媒体は、各燃料棒1が互いに均一な温度に保たれるようにその流量を調節された炉内温度分布に応じて各燃料棒につき流量をそれぞれ適当に調節されることが要求される。

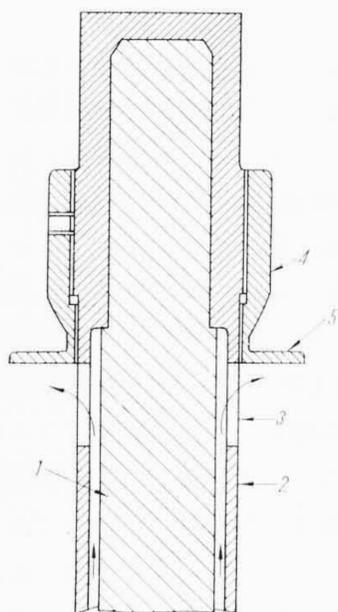
従来はこのために、外筒2の下部に調節口を設け、炉外において外筒2に冷却媒体を通じて試験し、その流量が所望値に一致するように調節している。しかしこの方法では、調節口を通じて下から外筒2内に通じる冷却媒体は、その流れを調節口によりかく乱され水頭損失を大きくし、冷却効果を不均等なものとし、上部開口部から噴出する冷却媒体が原子炉の上部遮へい体の内部に直接衝突するな

どの難点があった。

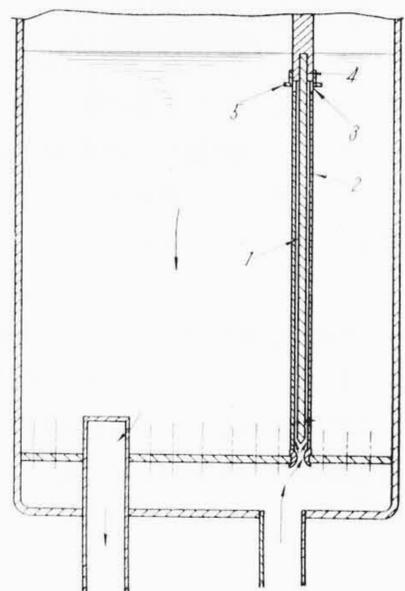
この考案は、燃料棒1の側面と冷却間げきを隔ててこれを包囲する外筒2の冷却間げき上部に開口部3を設け、下端部に鏝部5を有する調節筒4を前記外筒2の開口部3の上方に上下に位置を調節できるようにはめ込んだものである。

この考案によると冷却媒体の流量調整は、開口部3においてのみ行なわれることになり、ここでは流れをかく乱するようなものではなく、調節筒4の鏝部に案内されなめらかに流入する。したがって、前記したような従来のものにあった欠点が除かれる。

(丸山)



第1図



第2図