

JAERI-M
8974

多目的高温ガス実験炉1次系動特性の
ハイブリッド・シミュレーション

1980年7月

白井 甫積・工藤和彦*

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

多目的高温ガス実験炉1次系動特性の
ハイブリッド・シミュレーション

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部
白井 甫積・工藤 和彦*

(1980年7月1日受理)

多目的高温ガス実験炉の基本概念設計にもとづいて、中間熱交換器までを含む原子炉1次系2ループの動特性シミュレータを開発した。シミュレーションには原子炉炉心部と中間熱交換器について1次元空間分布定数モデルを採用し、それをハイブリッド計算機においてCSDTの方法を用いて計算している。

本報告書には、採用した数式モデル、ハイブリッド・シミュレータの構成、基本的な動特性のシミュレーションの例について述べた。

* 九州大学工学部

Hybrid Computer Simulation of the Dynamics
of the Primary System of Experimental Multi-Purpose
High-Temperature Gas-Cooled Reactor

Hozumi USUI and Kazuhiko KUDO*

Division of Reactor Engineering,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received July 1, 1980)

A dynamics simulator of the primary system of Experimental Multi-Purpose High-Temperature Gas-Cooled Reactor including the intermediate heat exchanger has been developed based on the basic conceptual design of the reactor. A one-dimensional distributed parameter model is used for simulation and solved by CSDT (Continuous-Space-Discrete-Time) method using a hybrid computer.

In this report is described the mathematical model adopted, structure of the simulator, examples of dynamics simulation.

Keywords: Hybrid Simulation, VHTR Reactor, Continuous-Space-Discrete-Time Method, Dynamics Analysis, Nuclear Reactor

*) Department of Engineering, Kyushu University.

目 次

1. 緒 言	1
2. シミュレーションモデル	1
2.1 1次系数学モデル	1
2.2 CSDT法の適用	5
2.3 ハイブリッドシミュレーション	10
3. シミュレーションモデルの計算	18
3.1 ハイブリッド計算パラメータ	18
3.2 炉心部の特性計算	18
3.3 二重管部の特性計算	19
3.4 中間熱交換器の特性計算	19
3.5 1次系シミュレーションモデルの計算	19
4. 計算結果の検討	36
4.1 1次系の各構成要素モデルの評価	36
4.2 1次系システムモデルの評価	37
5. 結 言	41
謝 辞	42
参考文献	42
付録-A 変数・定数記号表	44
付録-B 1次系システムに関する入力データ	47

Contents

1. Introduction	1
2. Simulation model	1
2.1 Mathematical model of primary cooling loop system	1
2.2 Application of CSDT method to one dimensional distributed parameter model	5
2.3 Hybrid simulation	10
3. Computation of the simulation model	18
3.1 Parameters for hybrid computation	18
3.2 Dynamics of reactor core	18
3.3 Dynamics of coaxial piping	19
3.4 Dynamics of intermediate heat exchanger (IHX)	19
3.5 Dynamics of primary cooling loop system	19
4. Discussions on the computation results	36
4.1 Model of each components in primary system	36
4.2 Model of primary cooling loop system	37
5. Conclusion	41
Acknowledgements	42
References	42
Appendix - A Parameters of primary cooling loop system	44
Appendix - B Input data of primary cooling loop system for computation	47

1. 緒 言

原研において開発が進められている多目的高温ガス炉 (VHTR) は冷却材の原子炉出口温度が 1,000℃ という高温であるために、構造材の安全性確保の観点から冷却材温度を所定の値にできるだけ安定に制御することが要求される。また負荷として将来接続される熱利用系に対する供給熱の品質の観点からも冷却材の温度制御は重要である。

したがって、冷却材の温度制御に重点を置いた安定度の高い制御方式を開発することが重要であるが、そのためには原子炉プラントの動特性を特に温度に関してより詳細に解析できることが必要である。しかし、詳細な解析を行うには電子計算機の利用が不可欠であり、また余り詳細な動特性モデルを用いると計算に時間がかかりすぎてしまう。一方、制御方式の開発のためには原子炉プラント全体として精度のバランスがとれた動特性モデルを用いることが望ましく、部分的に必要な以上の精度の動特性モデルを用いることは無駄である。しかし、実際には精度の点でバランスがとれたプロセスの動特性モデルを作ることは容易でなく、かなり試行錯誤的に経験を積みながら動特性モデルの改良を進めざるを得ない。特に実プラントのデータがない場合はなおさらのことである。

多目的高温ガス実験炉の動特性シミュレータの開発を進めるに当たって、冷却材温度のシミュレーションに重点を置くために、原子炉炉心部および中間熱交換器部における熱交換動特性の模擬には、冷却材の流れ方向 1 次元分布定数系モデルを採用することとし、1 次元モデルの枠内でできるだけ詳細な温度分布を得ることを目的とした。これは今後この動特性シミュレータの改良を進める際の 1 つのベースラインを与えるのに有益であると考えられるからである。

動特性モデルに使用したパラメータは多目的高温ガス実験炉の基本概念設計を参考にした。現在のところ、シミュレーションの範囲は原子炉から中間熱交換器までを含む 1 次系 2 ループの動特性である。以下に動特性シミュレータに用いた数学モデルおよび基本的な動特性シミュレーションの例について述べる。

2. シミュレーションモデル

2.1 1 次系数学モデル

高温ガス炉 1 次系をシミュレートするにあたり、その数学モデルを決定する必要がある。その際問題となる点は計算の精度と計算の効率である。すなわちモデルは対象とするシステムについて精度よく計算できるものであるとともに、各種の応答計算、解析を行ううえで十分早い計算速度が得られるものでなければならない。本研究では最終的に蒸気発生器等の 2 次ループを含むシミュレーションを行うことを目的としているので、システムの各コンポーネントについてのモデルは適当に簡略化されたものを用いる。この簡略化が妥当なものであるかについて

1. 緒 言

原研において開発が進められている多目的高温ガス炉(VHTR)は冷却材の原子炉出口温度が1,000℃という高温であるために、構造材の安全性確保の観点から冷却材温度を所定の値にできるだけ安定に制御することが要求される。また負荷として将来接続される熱利用系に対する供給熱の品質の観点からも冷却材の温度制御は重要である。

したがって、冷却材の温度制御に重点を置いた安定度の高い制御方式を開発することが重要であるが、そのためには原子炉プラントの動特性を特に温度に関してより詳細に解析できることが必要である。しかし、詳細な解析を行うには電子計算機の利用が不可欠であり、また余り詳細な動特性モデルを用いると計算に時間がかかりすぎてしまう。一方、制御方式の開発のためには原子炉プラント全体として精度のバランスがとれた動特性モデルを用いることが望ましく、部分的に必要な以上の精度の動特性モデルを用いることは無駄である。しかし、実際には精度の点でバランスがとれたプロセスの動特性モデルを作ることは容易でなく、かなり試行錯誤的に経験を積みながら動特性モデルの改良を進めざるを得ない。特に実プラントのデータがない場合はなおさらのことである。

多目的高温ガス実験炉の動特性シミュレータの開発を進めるに当たって、冷却材温度のシミュレーションに重点を置くために、原子炉炉心部および中間熱交換器部における熱交換動特性の模擬には、冷却材の流れ方向1次元分布定数系モデルを採用することとし、1次元モデルの枠内でできるだけ詳細な温度分布を得ることを目的とした。これは今後この動特性シミュレータの改良を進める際の1つのベースラインを与えるのに有益であると考えられるからである。

動特性モデルに使用したパラメータは多目的高温ガス実験炉の基本概念設計を参考にした。現在のところ、シミュレーションの範囲は原子炉から中間熱交換器までを含む1次系2ループの動特性である。以下に動特性シミュレータに用いた数学モデルおよび基本的な動特性シミュレーションの例について述べる。

2. シミュレーションモデル

2.1 1次系数学モデル

高温ガス炉1次系をシミュレートするにあたり、その数学モデルを決定する必要がある。その際問題となる点は計算の精度と計算の効率である。すなわちモデルは対象とするシステムについて精度よく計算できるものであるとともに、各種の応答計算、解析を行ううえで十分早い計算速度が得られるものでなければならない。本研究では最終的に蒸気発生器等の2次ループを含むシミュレーションを行うことを目的としているので、システムの各コンポーネントについてのモデルは適当に簡略化されたものを用いる。この簡略化が妥当なものであるかについて

は、主として定常状態における熱収支に基づく計算誤差等から検討を行っている。

以下シミュレーションモデルを構成するさいに用いた前提条件について説明する。

(1) 核特性関係

核特性として1点炉近似、遅発中性子1群モデルを用いる。炉内においては燃料棒軸方向についての空間出力分布の形状を仮定し、1点炉近似の出力がこの分布曲線に従って熱として発生するものとする。また出力は燃料棒中のほか一部側部反射体にも生じる。

反応度の温度係数は定数とし、反応度効果は温度の初期値からのずれに比例する一次式で計算する。この反応度効果は燃料棒および黒鉛減速材の温度に依存し、出力の空間分布と同様炉心軸方向の分布曲線に従った重みをつけて計算される。

(2) 物性値関係

燃料、黒鉛の密度、比熱は一定とする。冷却材のHeについても比熱が一定であるとする。熱伝達係数は温度依存性をもつとして計算するが、3章で示されるように定数として取扱っても結果にあまり差がない。またHeガスの圧力、密度、温度は状態方程式に従った変化をするものとする。

(3) 炉心部の構成

炉心部は低温ブレナム、上部反射体、側部反射体、燃料チャンネル、下部反射体、高温ブレナムの各部より構成される。燃料チャンネル以外は1点近似のエネルギー関係式を用いる。燃料チャンネルは燃料、スリーブ、冷却材流路、黒鉛ブロックよりなり、軸方向に出力分布、温度反応度分布を仮定しているので時間、空間を考慮したエネルギー関係式を用いる。前述のように発熱は燃料棒、側部反射体でおこると仮定し、スリーブ、黒鉛ブロック部における発熱を無視する。また各構造材間の輻射伝達は無視する。

(4) 二重管部の構成

二重管部には1点近似のエネルギー関係式を用いる。二重管部は高温側流路、断熱壁、低温側流路からなり、向流型熱交換器の式が適用される。ただし、二つの流路間の熱伝達が悪く、双方の流体の入口、出口間の温度変化が小さいため、二重管全体を1点近似することにする。二重管の管長方向については熱輸送の時間遅れが存在するが、他のコンポーネントの時定数と比べてかなり短いものであるため、モデルではこれを無視する。

(5) 中間熱交換器(IHX)の構成

中間熱交換器のモデルは1次側流路、金属壁、2次側流路で構成されている。実機はヘリカルチューブ型のもので予定されているが、これを向流型熱交換器として近似する。冷却材流路方向についての温度分布を考慮した式を用いる。

(6) 外乱、制御系について

モデルに印加される外乱として、1次系には外部からの反応度変化、1次系ガス循環流量、1次系内ガス量があり、2次系には負荷変動(2次系ガス入口温度、流量、圧力変化)を考える。これらの外乱は計算途中で任意にモデルに入力される。制御系は制御棒操作を主体としたものが計画されているが、これも計算の各ステップにおいて外乱とともにモデルに加えられる。

以上の前提のもとに1次系数学モデルを定めたが、次にそれを示す。式中の文字については

付録の変数・定数対応表に説明している。式は Fig.2.1 に示す 1 次系を構成する各コンポーネントについて立てられる。二重管および中間熱交換器は同じものが 2 つずつあるが、それぞれ a ループ、b ループと呼んで区別する。

1 次 系 数 学 モ デ ル

(1) 核 特 性

出 力

$$\frac{d n}{d t} = \frac{\delta k - \beta}{\ell} n + \lambda_i c_i \quad (2.1)$$

遅発中性子

$$\frac{d c_i}{d t} = \frac{\beta}{\ell} n - \lambda_i c_i \quad (i = 1) \quad (2.2)$$

温度反応度

$$\delta k = a_f \int_0^{L_f} (\theta_f - \theta_{f0}) \xi(x) dx + a_b \int_0^{L_f} (\theta_b - \theta_{b0}) \xi(x) dx \quad (2.3)$$

$$\left(\int_0^{L_f} \xi(x) dx = 1 \right)$$

(2) 炉心部熱特性

低温プレナム

$$V_{pl} \rho_{pl} \frac{d \theta_{pl}}{d t} = W_{1a} (\theta_{dla} - \theta_{pl}) + W_{1b} (\theta_{dlb} - \theta_{pl}) \quad (2.4)$$

上部反射体

$$C_{ru} G_{ru} \frac{d \theta_{ru}}{d t} = W_1 C_c (\theta_{pl} - \theta_{ru}) \quad (2.5)$$

下部反射体

$$C_{rl} G_{rl} \frac{d \theta_{rl}}{d t} = W_c C_c (\theta_c - \theta_{rl}) + W_{rs} C_c (\theta_{rs} - \theta_{rl}) \quad (2.6)$$

側部反射体

$$C_{rs} G_{rs} \frac{d \theta_{rs}}{d t} = q_{rs} + W_{rs} C_c (\theta_{pl} - \theta_{rs}) \quad (2.7)$$

燃料チャネル

燃 料 棒

$$C_f S_f \rho_f \frac{d\theta_f}{dt} = q_f(x) + \beta_f h_f (\theta_s - \theta_f) \quad (2.8)$$

スリーブ

$$C_s S_s \rho_s \frac{d\theta_s}{dt} = B_f h_f (\theta_f - \theta_s) + B_s h_c (\theta_c - \theta_s) \quad (2.9)$$

冷却材

$$C_c S_c \rho_c \left(\frac{\partial \theta_c}{\partial t} + v_c \frac{\partial \theta_c}{\partial x} \right) = B_s h_c (\theta_s - \theta_c) + B_b h_c (\theta_b - \theta_c) \quad (2.10)$$

ブロック

$$C_b S_b \rho_b \frac{d\theta_b}{dt} = B_b h_c (\theta_c - \theta_b) \quad (2.11)$$

高温ブレナム

$$\theta_{ph} = \theta_{rl} \quad (2.12)$$

ただし

重量流量

$$W_1 = W_{1a} + W_{1b} = W_c + W_{rs} = Z S_c \rho_c v_c + W_{rs}$$

全発熱量

$$q = A n = Z \int_0^{L_f} q_f(x) dx + q_{rs}$$

燃料棒発熱量

$$q_f(x) = \frac{1}{Z} (q - q_{rs}) \eta(x) \quad \left(\int_0^{L_f} \eta(x) dx = 1 \right)$$

(3) 二重管部熱特性

高温側 (a ループ)

$$\frac{d\theta_{dha}}{dt} = \frac{W_{1a}}{S_{dh} \rho_{dh} L_d} (\theta_{ph} - \theta_{dha}) + \frac{h_{dh} L_d}{S_{dh} \rho_c C_c} (\theta_{dwa} - \theta_{dha}) \quad (2.13)$$

低温側 (a ループ)

$$\frac{d\theta_{dla}}{dt} = \frac{W_{1a}}{S_{dl} \rho_{dl} L_d} (\theta_{h10} - \theta_{dla}) + \frac{h_{dl} L_d}{S_{dl} \rho_c C_c} (\theta_{dwa} - \theta_{dla}) \quad (2.14)$$

断熱壁 (a ループ)

$$\frac{d\theta_{dwa}}{dt} = \frac{L_d}{S_{dw} \rho_{dw} C_{dw}} \{ h_{dh} (\theta_{dha} - \theta_{dwa}) + h_{dl} (\theta_{dl} - \theta_{dwa}) \} \quad (2.15)$$

(b ループについては添字 a が b に変わる)

(4) 中間熱交換器熱特性

1 次側 (a ループ)

$$C_c S_{h1} \rho_c \left(\frac{\partial \theta_{h1a}}{\partial t} + v_{h1a} \frac{\partial \theta_{h1a}}{\partial x} \right) = B_{h1} k_{h1} (\theta_{hwa} - \theta_{h1a}) \quad (2.16)$$

2 次側 (a ループ)

$$C_c S_{h2} \rho_c \left(\frac{\partial \theta_{h2a}}{\partial t} + v_{h2a} \frac{\partial \theta_{h2a}}{\partial x} \right) = B_{h2} h_{h2} (\theta_{hwa} - \theta_{h2a}) \quad (2.17)$$

金属壁 (a ループ)

$$C_{hw} S_{hw} \rho_{hw} \frac{d\theta_{hwa}}{dt} = B_{h1} h_{h1} (\theta_{h1a} - \theta_{hwa}) + B_{h2} h_{h2} (\theta_{h2a} - \theta_{hwa}) \quad (2.18)$$

(b ループについては添字 a が b に変わる)

(5) その他

ガス状態式

$$p = R \rho \theta \quad (2.19)$$

(系内の圧力は均一とする)

熱伝達係数 (燃料チャネル)

$$h_c = (0.167 \times 10^{-6} \theta_c^2 + 0.200 \times 10^{-3} \theta_c + 9.763) \times W_f^{0.8} \quad (2.20)$$

熱伝達係数 (中間熱交換器)

$$h_{h1} = Nu \frac{\lambda}{de} \quad (2.21)$$

(Nu : ヌセルト数, λ : 熱伝導率, de : 相当直径)

(h_{h2} も同様)

2.2 CSDT法の適用

前節に示した高温ガス炉の1次系の各コンポーネントのエネルギーバランス式の計算法について述べる。各式は常微分または偏微分方程式で表わされる。すなわち、1点炉近似で表わした炉心部核特性と1点近似した二重管部および炉本体、中間熱交換器の金属壁内の熱移動についての式は常微分方程式で表わされ、一方冷却材との熱交換を含む式は空間、時間についての微

分を含む偏微分方程式となる。このうち常微分方程式についてはアナログ又はデジタル計算によって容易に解くことができる。

偏微分方程式の計算のためには空間、時間のどちらかの変数についての差分をとる必要がある。筆者らは本研究より以前に、偏微分方程式のハイブリッド計算について基礎的な検討を行った¹⁾。この結果、空間微分・時間差分を用いるいわゆるCSDT法(Continuous-Space Discrete-Time)による解法は計算精度・計算時間などの点で有利であることがわかったので、本研究においてもこれを用いることにする。

シミュレーションに用いた具体的な方法については次節以降に述べるので、ここではCSDT法の基本的な計算方法を述べる²⁾。

前節に示された偏微分方程式は一階であり、(2.10)、(2.16)、(2.17)は次の基本形をもつ。

$$\frac{\partial X}{\partial t} = -V \frac{\partial X}{\partial u} + f(X, u) \quad (2.22)$$

(2.22)において、 $t = 0$ における X の初期分布

$$X(u, 0) = X_0(u) \quad (2.23)$$

が与えられているとき、 $u = 0$ の位置における X の変化

$$X(0, t) = X_0(t) \quad (2.24)$$

に対する解を求めることを考える。CSDT法では時間差分をとるので、時間軸および X を次式で表わす。

$$\begin{aligned} t^j &= j \Delta t & (j = 0, 1, 2, \dots) \\ X^j(u) &= X(u, t^j) \end{aligned} \quad (2.25)$$

これを用いると(2.22)の時間差分は

$$\frac{X^{j+1} - X^j}{\Delta t} = - \frac{dX^{j+1}}{du} + f(X^{j+1}, u) \quad (2.26)$$

上式で明らかなように、ここでは時間軸について後進差分の形をとっている。(2.26)を整理して

$$\frac{dX^{j+1}}{du} = - \frac{1}{V \Delta t} (X^{j+1} - X^j) - \frac{1}{V} f(X^{j+1}, u) \quad (2.27)$$

(2.27)をアナログ回路で解くには X^j すなわち時間幅 Δt だけ前の X の値を与えねばならない。このためにデジタル計算機のFunction Storage and Play Back機能を用いる。すなわち(2.27)で X^{j+1} を計算する毎にその前に格納していた X^j の値と入れかえ、この値を次の Δt 時間後における X^j として用いる。この際、デジタル値として値を格納するために

A/D変換器，アナログ量として X^j を再生するためにD/A変換器が使用される。

これらの計算法で安定に解が求まる条件，計算精度等については以前に報告しているので省略する¹⁾。計算回路の基本図を Fig. 2. 2 に示す。

以下前節に示した数学モデルの各式に基づいて，これらをハイブリット方式で解くときの式を示す。計算はアナログ回路(A)，デジタル計算(D)，CSDT法によるハイブリッド計算(B)で行われるが，各式の演算法をカッコ内の略号で表わす。アナログ計算についてはもとの式のスケールリングを行う必要がある。スケールリング後の変数については変数・定数対応表に説明している。

(1) 核特性

$$\begin{aligned} \frac{dN}{dT} &= \tau \frac{\delta k_{\max}}{\ell} \delta KN - \tau \frac{\beta}{\ell} N + \tau \frac{e_{i\max}}{n_{\max}} \lambda_i C_i \\ &= CN1 \delta KN - CN2 N + CN3 C_i \quad (A) \\ \frac{dC_i}{dT} &= \tau \frac{n_{\max}}{e_{i\max}} \frac{\beta}{\ell} N - \tau \lambda_i C_i \\ &= CN4 N - CN5 C_i \quad (i=1) \quad (A) \\ \delta K &= \frac{1}{\delta k_{\max}} \left\{ a_f \sum_{i=1}^{N_c} (\theta_{fi} - \theta_{f0i}) \xi(x_i) + a_b \sum_{i=1}^{N_c} (\theta_{bi} - \theta_{b0i}) \xi(x_i) \right\} \quad (D) \end{aligned}$$

(2. 28)

(2) 炉心低温プレナム部特性

$$\begin{aligned} \frac{d\Theta_{pl}}{dT} &= \left\{ \frac{\tau (\theta_{\max} + k) R W_{1a}}{V_{pl} P} \Theta_{dla} + \frac{\tau (\theta_{\max} + k) R W_{1b}}{V_{pl} P} \Theta_{dlb} \right. \\ &\quad \left. - \frac{\tau (\theta_{\max} + k) R (W_{1a} + W_{1b})}{V_{pl} P} \Theta_{pl} \right\} \Theta_{pl} \\ &= (CPL1 \Theta_{dla} + CPL2 \Theta_{dlb} + CPL3 \Theta_{pl}) \Theta_{pl} \quad (A) \end{aligned}$$

(2. 29)

(3) 炉心上部反射体，下部反射体，側部反射体特性

$$\begin{aligned} \frac{d\Theta_{ru}}{dT} &= \frac{\tau C_c W_1}{C_{ru} G_{ru}} (\Theta_{pl} - \Theta_{ru}) = CRU1 (\Theta_{pl} - \Theta_{ru}) \quad (D) \\ \frac{d\Theta_{rl}}{dT} &= \frac{\tau C_c W_1}{C_{rl} G_{rl}} (\Theta_c - \Theta_{rl}) = CRL1 (\Theta_c - \Theta_{rl}) \quad (D) \end{aligned}$$

$$\frac{d\Theta_{rs}}{dT} = \frac{\tau q_{rs} \max}{(\theta_{\max} + k) C_{rs} G_{rs}} Q_{rs} + \frac{\tau C_c W_{rs}}{C_{rs} G_{rs}} (\Theta_{pl} - \Theta_{rs}) \quad (D)$$

$$= CRS1 Q_{rs} + CRS2 (\Theta_{pl} - \Theta_{rs})$$

(2.30)

(4) 炉心燃料チャネル特性 (燃料棒, スリーブ, ブロック, 冷却材)

$$\frac{d\Theta_{fi}}{dT} = \frac{\tau q_f \max}{(\theta_{\max} + k) C_f S_f \rho_f} Q_f(x_i) + \frac{B_f h_f}{C_f S_f \rho_f} (\Theta_{si} - \Theta_{fi})$$

$$= CF1 Q_f + CF2 (\Theta_{si} - \Theta_{fi}) \quad (D)$$

$$\frac{d\Theta_{si}}{dT} = \frac{\tau B_f h_f}{C_s S_s \rho_s} (\Theta_{fi} - \Theta_{si}) + \frac{\tau B_s h_c}{C_s S_s \rho_s} (\Theta_{ci} - \Theta_{si})$$

$$= CS1 (\Theta_{fi} - \Theta_{si}) + CS2 (\Theta_{ci} - \Theta_{si}) \quad (D)$$

$$\frac{d\Theta_{bi}}{dT} = \frac{\tau B_b h_c}{C_b S_b \rho_b} (\Theta_{ci} - \Theta_{bi}) = CB1 (\Theta_{ci} - \Theta_{bi}) \quad (D)$$

(i = 1 ~ Nc)

$$\frac{d\Theta_c^{j+1}}{dX} = - \frac{\alpha S_c p}{(\theta_{\max} + k) \Delta t W_f R} \frac{\Theta_c^{j+1} - \Theta_c^j}{\Theta_c^{j+1}} + \frac{\alpha B_s h_c}{C_c S_f} \Theta_s^{j+1}$$

$$+ \frac{\alpha B_b h_c}{C_c W_f} \Theta_b^{j+1} - \frac{\alpha (B_s h_c + B_b h_c)}{C_c W_f} \Theta_c^{j+1}$$

$$= - CC1 \frac{X_c^{j+1} - X_c^j}{X_c^{j+1}} + CC2 X_s^{j+1} + CC3 X_b^{j+1}$$

$$- CC4 X_c^{j+1} \quad (H)$$

(j : 時間きざみ)

(2.31)

(5) 二重管部特性 (冷却材, 断熱壁)

$$\frac{d\Theta_{dha}}{dT} = \left\{ \frac{\tau (\theta_{\max} + k) R W_{1a}}{S_{dh} L_d P} (\Theta_{ph} - \Theta_{dha}) + \frac{\tau (\theta_{\max} + k) R h_{dh} L_d}{S_{dh} C_c P} (\Theta_{dma} - \Theta_{dha}) \right\} \Theta_{dha}$$

$$= \{ CH1 (\Theta_{ph} - \Theta_{dha}) + CH2 (\Theta_{dma} - \Theta_{dha}) \} \Theta_{dha} \quad (A)$$

$$\frac{d\Theta_{dla}}{dT} = \left\{ \frac{\tau(\theta_{max} + k)RW_{1a}}{S_{dl}L_d P} (\Theta_{h10} - \Theta_{dla}) + \frac{\tau(\theta_{max} + k)Rh_{dl}L_d}{S_{dl}C_c P} (\Theta_{dwa} - \Theta_{dla}) \right\} \Theta_{dla}$$

$$= \{ CL1(\Theta_{h10} - \Theta_{dla}) + CL2(\Theta_{dwa} - \Theta_{dla}) \} \Theta_{dla} \quad (A)$$

$$\frac{d\Theta_{dwa}}{dT} = \frac{\tau h_{dh}L_d}{S_{dw}\rho_{dw}C_{dw}} (\Theta_{dha} - \Theta_{dwa}) + \frac{\tau h_{dl}L_d}{S_{dw}\rho_{dw}C_{dw}} (\Theta_{dla} - \Theta_{dwa})$$

$$= CM1(\Theta_{dha} - \Theta_{dwa}) + CM2(\Theta_{dla} - \Theta_{dwa}) \quad (D)$$

(2.32)

(b ループについては添字 a が b に変わる)

(6) 中間熱交換器特性 (冷却材, 金属壁)

$$\frac{d\Theta_{h1a}^{j+1}}{dX} = - \frac{\alpha_h S_{h1} P}{(\theta_{max} + k)\Delta t RW_{1a}} \frac{\Theta_{h1a}^{j+1} - \Theta_{h1a}^j}{\Theta_{h1a}^{j+1}} + \frac{\alpha_h B_{h1} h_{h1}}{C_c W_{1a}} (\Theta_{hwa}^{j+1} - \Theta_{h1a}^{j+1})$$

$$= -CI1 \frac{\Theta_{h1a}^{j+1} - \Theta_{h1a}^j}{\Theta_{h1a}^{j+1}} + CI2 (\Theta_{hwa}^{j+1} - \Theta_{h1a}^{j+1}) \quad (H)$$

$$\frac{d\Theta_{h2a}^{j+1}}{dX} = - \frac{\alpha_h S_{h2} P_{2a}}{(\theta_{max} + k)\Delta t RW_{2a}} \frac{\Theta_{h2a}^{j+1} - \Theta_{h2a}^j}{\Theta_{h2a}^{j+1}} + \frac{\alpha_h B_{h2} h_{h2}}{C_c W_{2a}} (\Theta_{hwa}^{j+1} - \Theta_{h2a}^{j+1})$$

$$= -CO2 \frac{\Theta_{h2a}^{j+1} - \Theta_{h2a}^j}{\Theta_{h2a}^{j+1}} + CO2 (\Theta_{hwa}^{j+1} - \Theta_{h2a}^{j+1}) \quad (H)$$

(j : 時間きざみ)

$$\frac{d\Theta_{hwa}}{dT} = \frac{\tau B_{h1} h_{h1}}{S_{hw} C_{hw} \rho_{hw}} (\Theta_{h1a} - \Theta_{hwa}) + \frac{\tau B_{h2} h_{h2}}{S_{hw} C_{hw} \rho_{hw}} (\Theta_{h2a} - \Theta_{hwa})$$

$$= CK1(\Theta_{h1a} - \Theta_{hwa}) + CK2(\Theta_{h2a} - \Theta_{hwa}) \quad (D)$$

(2.33)

式(2.28)~(2.33)の各式の右辺において、定数として用いられている大文字の英数字は計算プログラム中に用いられている定数名と一致させた。また、式(2.28)~(2.33)の計算のためのアナログ回路および論理回路については次節で説明する。

なお微分方程式のデジタル計算(記号Dをつけているもの)にはルンゲ・クッタ・ギル法(RKG法)を用いている。

以上の計算についての概念図をFig.2.3に示す。白枠部はアナログおよびハイブリッド計算、斜線部はデジタル計算を表わす。

2.3 ハイブリッドシミュレーション

(1) アナログ回路

VHTRの2ループ1次系ハイブリッドシミュレーションモデルは数学モデルに従い、炉心部を中心として左右に二重管モデルと中間熱交換器モデルを配した対称な回路となる。そのブロック図をFig.2.3に示す。

炉心モデルは燃料チャンネルを主体に上部反射体、下部反射体、側部反射体、低温プレナム、高温プレナム、核特性、反応度温度特性からなり、燃料チャンネルは燃料、スリーブ、冷却材、ブロックに4区分し模擬をする。

二重管モデルは低温側流路、断熱壁、高温側流路に3区分し、模擬をする。

中間熱交換器は1次側流路、金属壁、2次側流路に3区分し、模擬をする。

ハイブリッドシミュレーションでは数学モデルの解法において、ハイブリッド計算機のもつ機能の割当て方がシミュレーションの良否を決める程で、機能分担の決定には注意を要する。ハイブリッド計算機はアナログ演算部、デジタル演算部とこれらを結ぶA/D変換、D/A変換の要素をもつリンケージ部、そのほか、論理回路や演算制御回路の機能も用意されているためアナログ演算とデジタル演算の混合演算の利用で比較的精度が良く、その上、高速演算の能力をもっている。

VHTRの2ループ1次系システムのハイブリッドシミュレーションにおいても、このハイブリッド機能を大いに活かし、組立てた回路がFig.2.4である。この回路で使用している解法はアナログ演算要素によるアナログ演算、アナログ演算要素、リンケージ要素およびデジタル演算要素によるCSDT(Continuous-Space-Discrete-Time)演算、デジタル演算要素のみによるデジタル演算の3つに分けることができる。炉心モデルでは、核特性と低温プレナムの特性計算にアナログ演算を用い、燃料チャンネルにCSDT演算をあてはめ軸方向の分布計算を可能にしている。上部反射体、側部反射体、下部反射体、高温プレナム、反応度温度特性の特性計算はデジタル演算で行われる。二重管モデルは低温側流路と高温側流路の特性計算をアナログ演算で行い、断熱壁の特性計算はデジタル演算で行われ、中間熱交換器モデルではCSDT演算をあてはめ軸方向の分布計算を可能にしているとともに1次・2次出口温度の過渡特性計算が精度良く行える。

このVHTR2ループ1次系システムのブロック図ではハイブリッド解法のアナログ演算のみを表記しているため、アナログ演算とCSDT演算との区別がつけにくい、後に述べる論理回路を用いたハイブリッド演算制御回路でプログラムを制御し、CSDT、デジタル、アナログ各演算の順で計算が行われており、CSDT演算は距離方向の計算において時間を一時停止させた状態で、アナログ演算、デジタル演算、A/D、D/A変換機能を使って連続的に計算する点がアナログ演算と異なり、次にすすむには独立変数が時間のみで微小時間進め計算して得られた値を用い、微小時間経過した軸方向の分布計算が連続ですすめられる。ただし、A/D、D/A変換される値は不連続でありCSDT演算時には連続値に近づける手段として適当な補間または、多量のサンプリングデータを必要とする。CSDT解法を用いた炉心部の燃料チャンネルと中間熱交換器のアナログ回路は全く同じ回路であり、軸方向のデータ

はA-D変換器によって区分数に等しい数のデータが微小時間 Δt 毎の軸方向計算時にデジタル的に記憶され、同時に Δt 以前のデータがD/A変換器からアナログ回路に与えられ、アナログ回路は軸方向に連続に計算が行われる。中間熱交換器は1次側と2次側を同時に演算し、その計算においてA/D変換された軸方向の両分布値から金属壁の温度をデジタル計算で外挿して記憶し、次の Δt 後の計算には1次・2次の温度分布とともに金属壁の温度分布としてD-A変換器から区分数だけ順次アナログ回路に与えてCSDT演算がすすめられる。炉心モデルの燃料チャンネルは冷却材の温度のみアナログ回路を用いて連続的に軸方向の計算が行われるが、燃料、スリーブ、ブロックの温度については数学モデルが軸方向の関数として表現されていないので、冷却材温度分布の区分数と同数に分け、その区分毎の熱収支をルンゲ・クッタ・ギル法を用いたデジタル方式で微分方程式を解き、その値をそれぞれの温度分布として記憶しておく。勿論、CSDT解法開始前に、1次系システムの初期条件から熱収支が計算され、燃料チャンネルと中間熱交換器の初期温度分布を計算し設定されている。現在の計算コードでは軸方向に100分割までの分布計算ができるようにプログラムされている。なお、CSDT解法のアナログ回路中にある関数発生器(DCFG)は軸方向の熱伝達係数発生用であり、単に温度の関数のみとしている。また、Dと記入された係数設定器はデジタル的に瞬時に値の設定が可能な係数器で、積分器の初期値設定以外の係数器の係数値には、流量の変数を含ませているので、流量を変化させる場合はこの係数を変更することになる。

次にアナログ演算回路のみで計算している部分は低温プレナムと原子炉の核特性であり、二重管モデルは断熱壁の部分をデジタル演算で行っているものの、1次・2次側流路とも同じアナログ演算制御下にある。これは数学モデルが集中定数系で表記されているため、ハイブリッド演算下では、アナログ演算モードのHOLD特性を活かし、CSDT演算、デジタル演算時に一時計算を停止させ、次のアナログ計算までアナログ値のまま記憶しておく方式をとった。この方式は Δt 毎の最終値の確保と初期値設定に使用する予定のA/D、D/A変換器が不要になり、節約できた反面、積分コンデンサーによるアナログ記憶方式であるため、コンデンサーのHOLD特性によって精度が左右されやすい点はあるが、実時間演算の10倍の速度に相当する積分コンデンサー(1 μ F)以上を使用するかぎり、A/D、D/A変換器を使用して、 Δt 毎に初期値設定を行う方式よりも精度がすぐれているので採用した。原子炉の核特性モデルは遅発中性子1群近似式で模擬しており、一般的な原子炉シミュレータである。低温プレナムは流量の変数を係数に含ませたため、流量の変更を瞬時に行えるよう、初期値設定用を除きデジタル制御係数器を使用している。

二重管モデルで使用しているデジタル制御係数器も流量を変化させることができるとともに、矢印をもった係数器は Δt 毎にCSDT解法によって得られる中間熱交換器の出口温度変化および二重管断熱壁のデジタル計算によって得られる温度変化を係数の変化として設定し、アナログ値になおした上でアナログ回路に与えられる。

最後に、デジタル演算のみで模擬している部分が上部反射体、側部反射体、下部反射体、高温プレナム、反応度温度特性であり、主に炉心モデルに集中している。これらの部分はアナログ演算も十分に可能であるが、これらの温度特性が非常に緩慢な動きを示すため、アナログ回路の係数として非常に小さな値を設定することとなり、十分な精度が得られないところから

ルンゲ・クッタ・ギル法によるデジタル解法を採用した。

(2) ロジック回路

ハイブリッドシミュレーションにおけるロジック回路の役割はCSDT, デジタル, アナログの各演算を混乱なく規則的に行われるように時間を制御することであり, アナログ演算における微少時間変化 Δt の正確な設定と演算モードの切換えおよびCSDT法における軸方向の長さを区分数で割った値に対応する時間を決める回路である。Fig.2.5にロジック回路とロジックタイムチャートを示す。

回路図において, タイマーによって作られ, 端子SL0から出るパルスはCSDT解法に使われ, BCDカウンタで作られてSL1の端子から得られるパルスはアナログ演算に使われる。アナログ演算モードはこのロジック回路により制御され, アナログ演算開始前に一度IC(初期値状態)モードになる以外はハイブリッド演算が終了するまでOP(演算)モードとH(ホールド)モードを繰返す。一方, CSDT演算は, ロジック回路とフォートランプログラムによって動くアナログ計算機の主演算モードの制御下でありICモードとOPモードを交互に演算終了まで繰返す。これらの動きを示すハイブリッド演算のタイムチャートをFig.2.6に示す。

(3) フローチャート

本コードのフローチャートをFig.2.7に示す。本コードはすべてフォートラン言語によって記述され, ハイブリッド演算用の特殊なルーチンはすべてCall文によって呼べるようにサブルーチン化されておりシステムプログラム同様, ハイブリッド計算機に付属しているルーチンを使用した。VHTR1次系ハイブリッドシミュレーションコードは計算が開始されると変数, 定数, 配列等の宣言を行い, すぐ, 入力データカードの読込みを行い, そのデータをすべてラインプリンターに印字する。入力データは主に定数であるが, 温度, 圧力, 流量等の変数も含まれている。初期値計算ではアナログ演算回路に与える初期値を計算するとともに, 燃料チャンネルと中間熱交換器に初期分布を計算して与え, それらを印字する。初期設定1では先に計算した初期値や係数などをハイブリッドルーチンで係数器やD/A変換器に自動設定し, ハイブリッド演算の準備を整える。ここで設定されるServo pot, DCFG, D/A CONV.は演算中変化することはない。初期設定2はDCA(デジタルコントロールアッテネータ), D/A CONV.に初期値が設定され, 微少時間 Δt 毎に値が設定する必要から高速で設定が可能な係数器とD/A変換器を使用する。計算1は炉心部冷却材, IHX, 1, 2次側の空間分布特性を解くため, CSDT法による軸方向の積分とD/A, A/D変換を行うルーチンである。計算2はルンゲ・クッタ・ギル法により微分方程式を解くルーチンであり, 燃料チャンネルの燃料体, スリーブ, ブロックとIHXの金属壁については, 微少時間 Δt 毎に微少空間 Δx の方程式を解き, 反射体と断熱壁については微少時間 Δt 毎の方程式を解く。計算3は核特性, 低温ブレナム, 二重管流路のアナログ計算を Δt sec行い, ロジックコントロールにより値を次の演算までホールドする。このことはアナログ演算は連続で行われているが反応度等の入力値は演算中即ち Δt の間は一定値が加わるだけである。計算3が終了すると計算値が印刷されるとともにディスクにファイルされる。データのファイルや印刷はセンススイッチによって選択ができる。ここまでの計算時間 t_{max} のうちの Δt だけ計算が終了したことになり, t_{max} まで初期設定2にもどり Δt すすめた計算が繰返えされる。

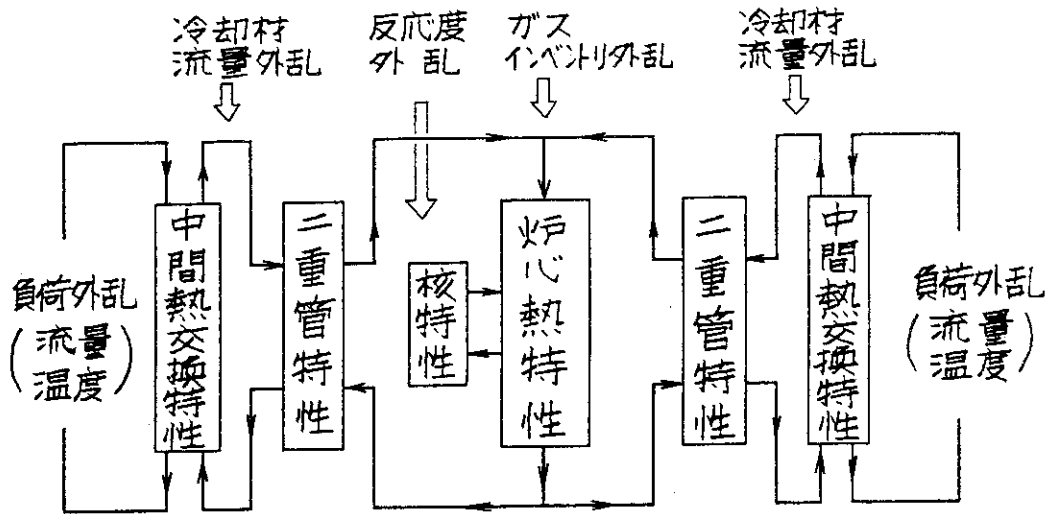


Fig. 2.1 Schematic diagram of primary cooling loop system of VHTR

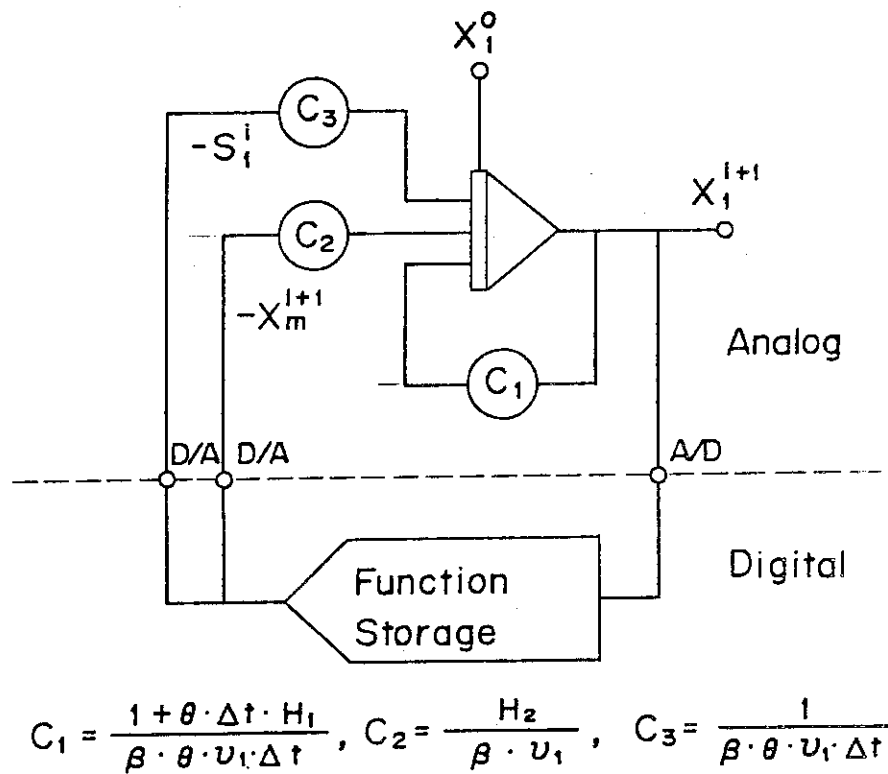


Fig. 2.2 Hybrid computer set up for CSDT method

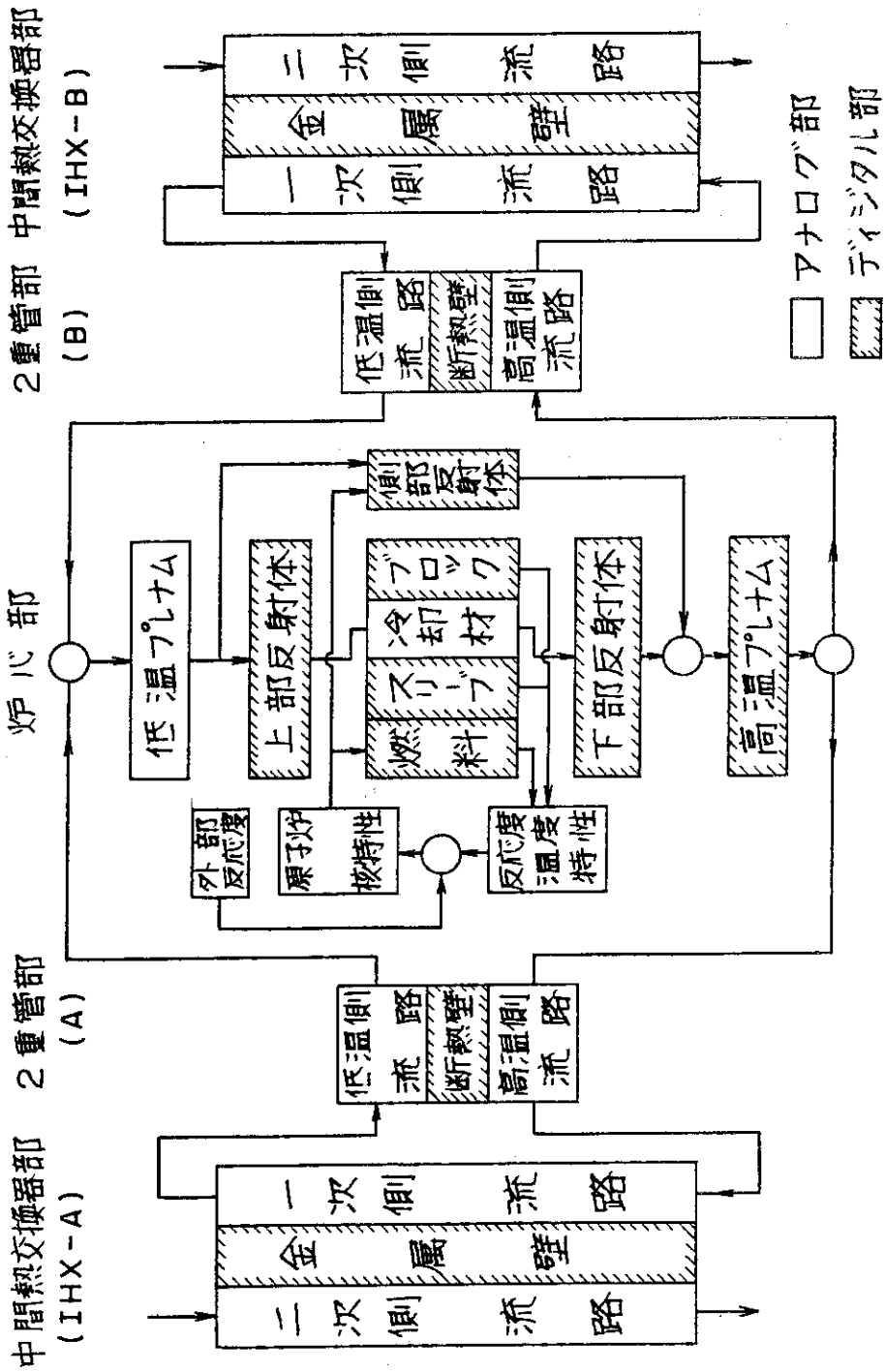


Fig. 2.3 Simplified hybrid simulation of primary cooling loop system of VHTR

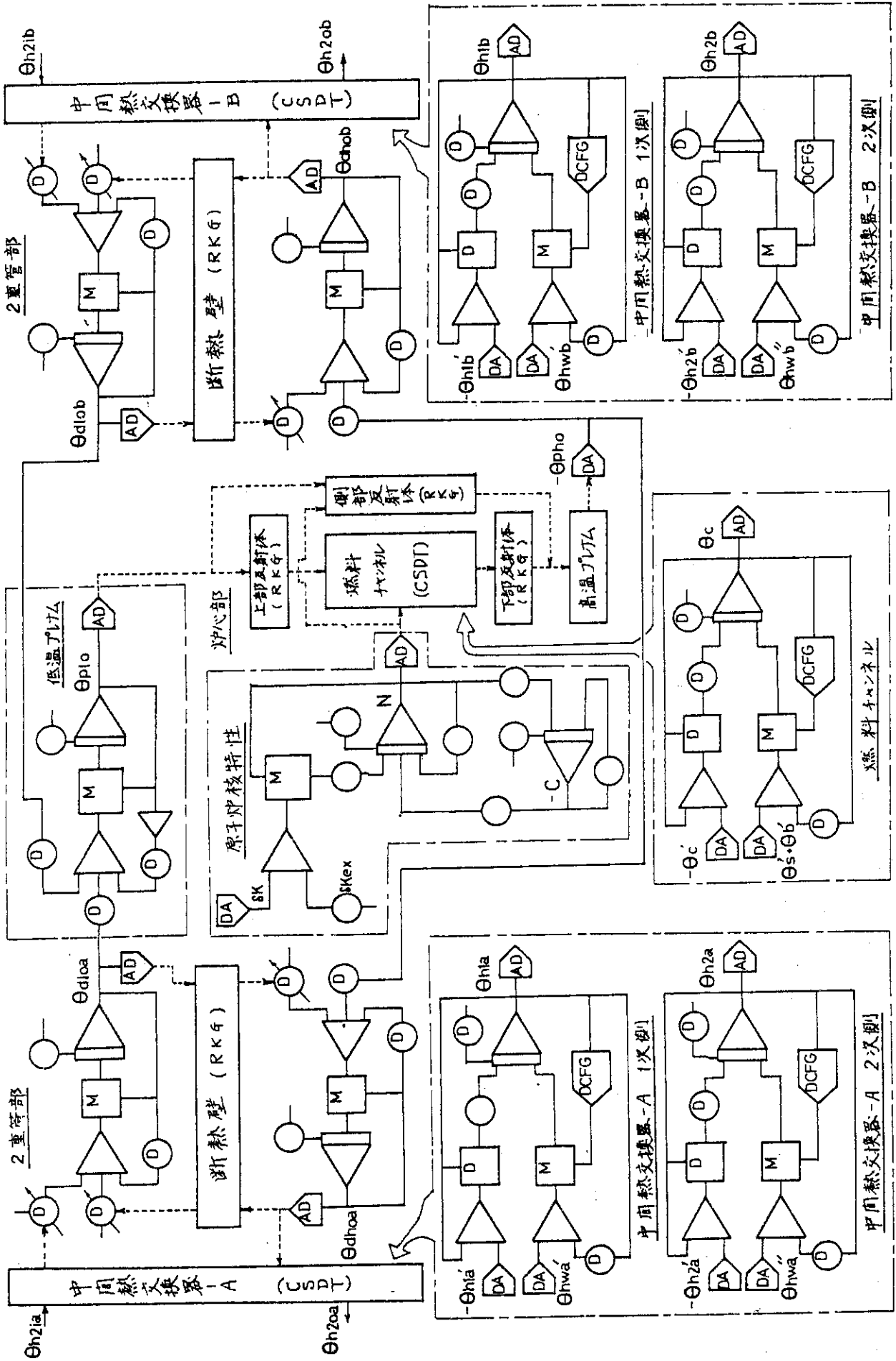


Fig. 2.4 Hybrid computer set up for CSDT method

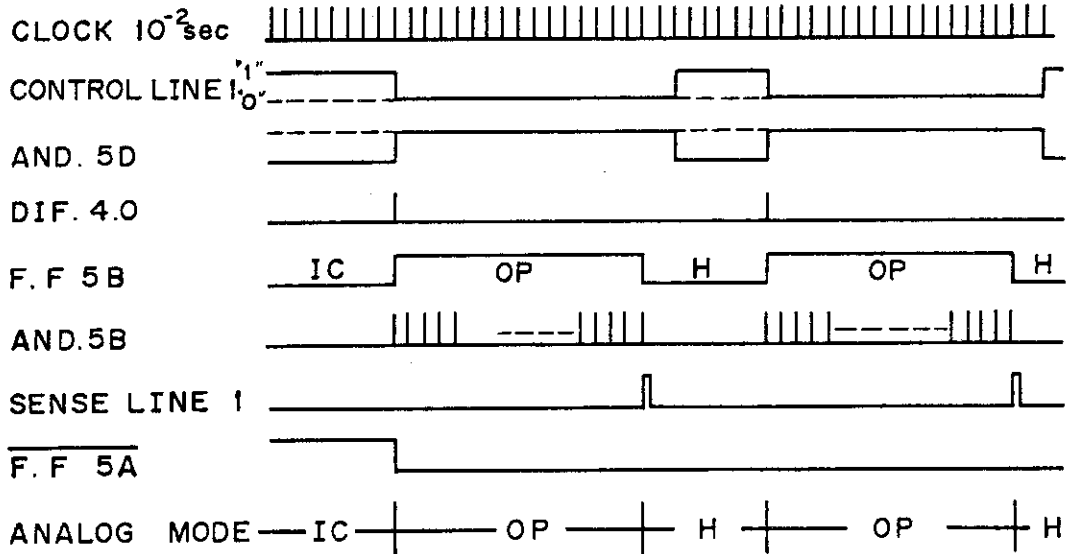
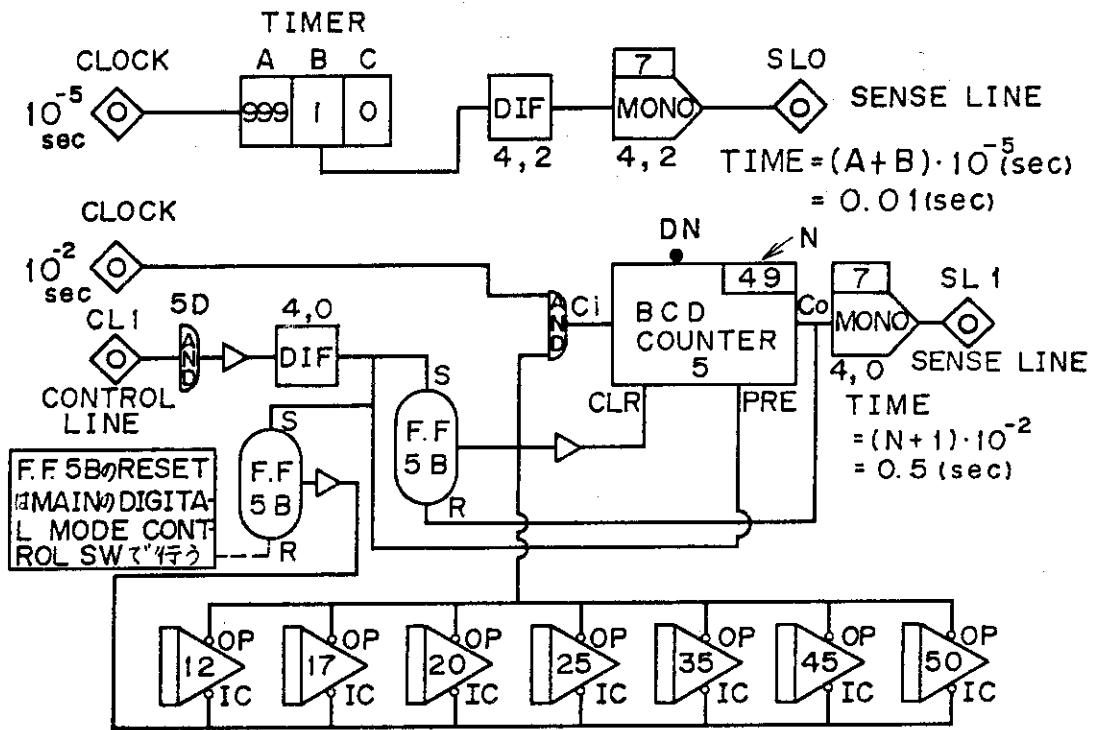


Fig. 2.5 Logic diagram for hybrid simulation of VHTR

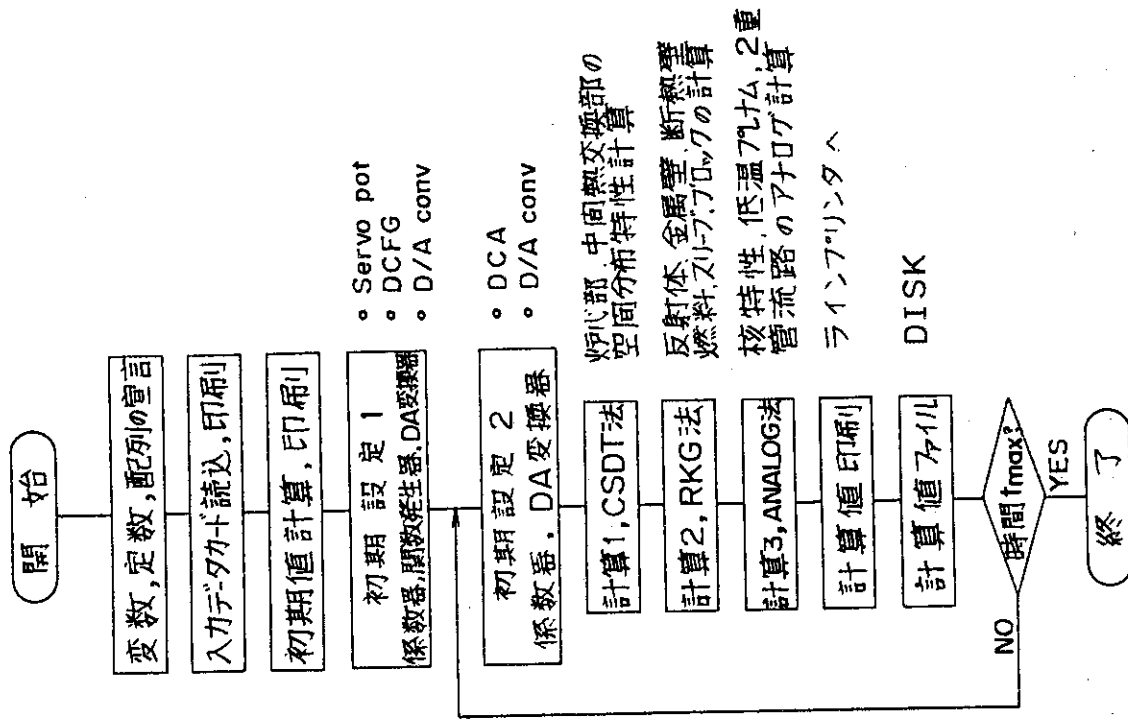


Fig. 2.7 Flow chart of hybrid solution for primary cooling loop system of VHTR

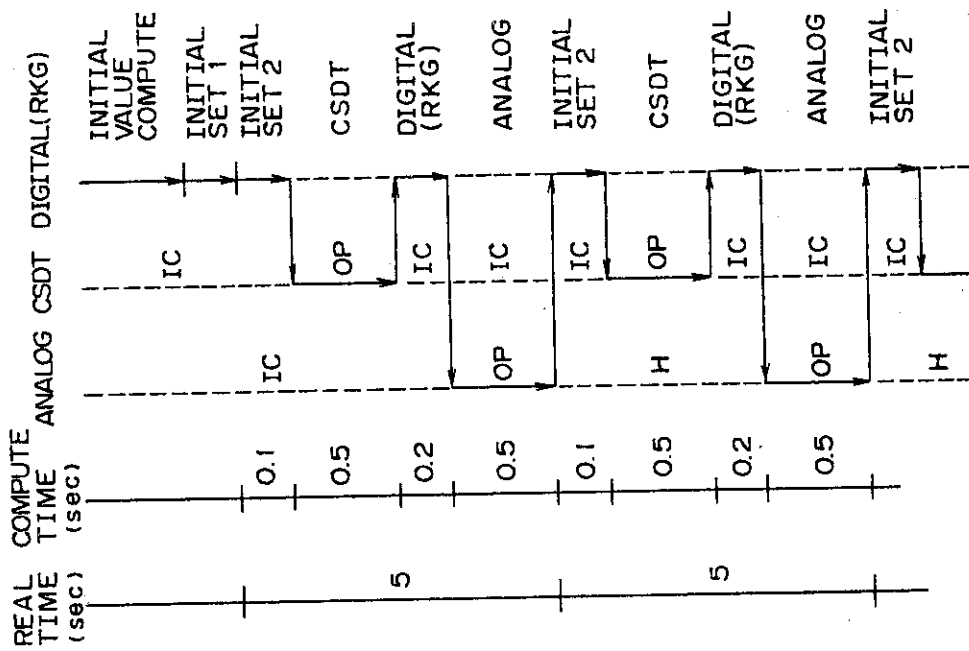


Fig. 2.6 Time chart of hybrid simulation of VHTR primary cooling loop system

3. シミュレーションモデルの計算

本節では前に示したモデルの計算結果を示す。計算はまず原子炉のコンポーネント毎に独立して行い、次に全コンポーネントを結合して計算したので、ここでもその順序で結果を示す。

3.1 ハイブリット計算パラメータ

原子炉の設計上与えられる各部の寸法等の仕様以外に式(2.28)~(2.33)に示しているように計算のためのパラメータがいくつかある。これらは τ , α , α_h , n_{max} , c_{imax} , δk_{max} , q_f^{max} , q_{rs}^{max} , θ_{max} , Δt および Δx である。このうち δk_{max} , n_{max} , c_{imax} , θ_{max} , q_f^{max} , q_{rs}^{max} は係数器の設定のさいにその値が大きいことが望ましいので、それぞれ使用される値の範囲内で大きめのものを用いる。一方 τ , α , α_h , Δt および Δx は計算時間に影響を与える。たとえば Δt は小さいほうが精度が上がると考えられるが、余り小さくなると計算が遅くなる。また τ , α , α_h は大きいほうが計算が早くなるが、係数器の設定上の制限がある。また Δx は冷却材の通る流路についてCSDT法によりハイブリット計算をする際の流路軸方向の分布を格納する分割幅であるが、この選び方により計算時間、精度が変わってくる。以前の検討結果を参考に、ここでは $\Delta t = 5 \text{ sec}$, 冷却材の流路の分割数 $N_c = L/\Delta x$ (L は流路の長さ)を炉心部、中間熱交換器ともに50とする。以後特に断らない限り計算にはこの値を用いる。

式中の係数について補足しておく。(2.31)で計算される燃料棒温度 Θ_f を求める際に、核特性から計算される熱出力 Q_f が使われる。燃料棒の軸方向については中性子束分布があるのでこれを考慮して出力分布を決める必要がある。この出力分布曲線をFig.3.1に示す。(2.31)の $Q_f(x_i)$ は(2.28)で計算される核特性の出力値にこの分布曲線の重みをつけて軸方向の各分割幅 Δt ごとに計算される。また(2.28)で温度反応度を計算し、出力計算の中に用いているが、 $\xi(x_i)$ は燃料棒および黒鉛ブロックの温度反応度係数の軸方向についての分布を示す曲線である。この形状をFig.3.2に示す。

熱伝達係数の温度依存性を仮定すると h_c , h_{h1} , h_{h2} に式(2.20)および(2.21)を用いる必要がある。両式とも温度について整理して、あらかじめ関数発生器(DCFG)に設定しておく。 h_c の形状をFig.3.3, h_{h1} , h_{h2} の形状をFig.3.4に示す。両曲線とも横軸の0~0.1 [MU]の間で大きな傾斜を持っているが、この部分は計算と関係せず、DCFGへの入力はその右の傾斜の小さい範囲で変化する。

3.2 炉心部の特性計算

炉心部単体の計算ブロック図をFig.3.5に示す。冷却材の炉心入口温度が定格値の400℃の場合、およびそれから100℃上下した場合の燃料チャンネル部における燃料棒および冷却材の軸方向温度分布をFig.3.6に示す。Fig.3.7およびFig.3.8は外乱として反応度 $\pm 30 \text{ } \rho$,

±10%が印加されたときの核出力値および冷却材の炉心出口温度の時間変化である。

また Fig. 3.9 は冷却材の炉心入口温度が 400°C からステップ的に 100°C 上下した時の炉出力および冷却材出口温度, Fig. 3.10 は冷却材の流量が定格値 15.92 [kg/sec] から 25% 増加または減少した時の炉出力および冷却材出口温度の時間変化である。これらの計算についての理論値との比較を Table 3.1 に示す。

3.3 二重管部の特性計算

二重管部単体は Fig. 3.11 のようにモデル化される。この特性の計算にあたり、1点近似の式を用いるか、偏微分方程式として CSDT 法を用いるか検討した。Fig. 3.12 ~ Fig. 3.14 は CSDT 法を用い、軸方向に 50 分割して計算した結果である。Fig. 3.12 は高温側および低温側の冷却材入口温度がそれぞれ 100°C 上昇した場合の出口温度の時間変化である。Fig. 3.13 は流量が 20% 増加した時の温度変化である。Fig. 3.14 は Fig. 3.12 の高温側の温度変化を拡大したものである。

これらの結果から明らかなように、断熱壁のため一方の側の変動が他方の側に与える影響はかなり小さい。従って定常状態では高温側および低温側ともに入口から出口についての軸方向の温度変化はいずれもかなり小さい。軸方向の分割数を 50 ~ 1 の間で変えて計算した結果、値の変化は 1°C 程度しかなく、他のコンポーネントの計算精度と比較して二重管を分割数 1 すなわち 1 点近似で計算しても差し支えないと考えた。

以上より 1 次系のシステムシミュレーションには (2.13) ~ (2.15) に示す常微分方程式を用いる。また断熱壁の式の係数は他の係数に比べかなり小さく、アナログ回路で計算するには小さすぎるので、デジタル計算を行っている。計算精度の一例を Table 3.2 に示す。

3.4 中間熱交換器の特性計算

中間熱交換器単体の概念図を Fig. 3.15 に示す。Fig. 3.16 は定格状態における 1 次側、2 次側の冷却材および金属壁の軸方向温度分布である。

また Fig. 3.17 ~ Fig. 3.20 は外乱のステップ入力に対する 1 次側および 2 次側の冷却材出口温度の時間変化である。Fig. 3.17 は 1 次側入口温度の 25% 下降, Fig. 3.18 は 2 次側入口温度の 25% 上昇, Fig. 3.19 は 1 次側流量の 25% 増加, Fig. 3.21 は 2 次側流量の 25% 増加の外乱をそれぞれ与えた結果である。計算結果の精度を Table 3.3 に示す。

3.5 1 次系ループシミュレーションモデルの計算

各コンポーネントを結合して計算を行うとき、単体計算のときと一部計算が変わる。それは以下の点である。

- 1) 外乱として制御棒反応度、炉心 1 次側冷却材流量および系内の冷却材量、中間熱交換器 2 次側冷却材入口温度および流量が考えられ、これらの値が変わるときそれを処理するプ

プログラムが必要である。

2) 炉心1次側冷却材は密閉された状態で循環される。従って系内の平均温度の変動によって系内の圧力が変わる。圧力は式(2.29)~(2.33)の各式の係数として入っているので、計算ステップ毎にこれを設定する必要がある。

3) 中間熱交換器が2系統となり、燃料チャネルと合わせて3系統のCSDT計算を同時に行う。このためA/D, D/A変換のタイミング設定に注意が必要である。

またモデルの簡略化のため、3.2~3.4に示した各コンポーネントの計算と次の点を変えている。

1) 二重管部を1点近似とした式を用いる。

2) 熱伝達係数の温度依存性を無視して、定格時の温度分布の midpoint における温度に対する熱伝達係数を定数として用いる。

計算結果を Fig.3.21~Fig.3.25 に示す。これらは各種の外乱が加った時の核出力および各部冷却材温度の時間変化である。Fig.3.21 は反応度外乱(±30Φ, ±10Φ), Fig.3.22, Fig.3.23 は2次側冷却材の入口温度のステップ状上昇および下降, Fig.3.24, Fig.3.25 は2次側冷却材流量のステップ状増加および減少を与えたものである。

この1次系のモデルについて、定常状態における熱収支をもとに求めた各部の計算誤差を Table 3.4, Table 3.5 に示す。

Table 3.1 Static accuracy of hybrid simulation of reactor

条 件	温度・誤差	炉心出口温度(℃)		誤 差(%)
		理 論 値	シミュレーション値	
定 格 定 常 値		1005.3	1003.2	- 0.21
炉心入口温度	25%上昇時	945.4	950.4	+ 0.53
"	25%下降時	1072.1	1062.1	- 0.93
炉 心 流 量	25%増加時	976.1	983.5	+ 0.84
"	25%減少時	1040.2	1032.3	- 0.76

Table 3.2 Static accuracy of hybrid simulation of coaxial piping

条 件	出口温度 (°C)	1 次 側 (高温側)			2 次 側 (低温側)		
		理 論 値	シミュレ- ション値	誤 差	理 論 値	シミュレ- ション値	誤 差
定 格 定 常 値 1次側入口1005.3°C 2次側入口 400.0°C		987.7 °C	987.7 °C	0 %	417.6 °C	418.2 °C	+0.14 %
1 次 側 入 口 温 度 100°C 上昇時		1084.8	1084.5	+0.03	420.5	421.0	+0.12
2 次 側 入 口 温 度 100°C 上昇時		990.6	990.6	0	514.7	515.4	+0.14
流 量 20%増加 7.96→9.55 kg/s		990.5	990.6	+0.01	414.8	415.2	+0.096
流 量 20%減少 7.96→6.36 kg/s		983.4	983.5	+0.01	421.9	422.4	+0.12

Table 3.3 Static accuracy of hybrid simulation of IHX.

条 件	出口温度 (°C)	1 次 側			2 次 側		
		理 論 値	シミュレ- ション値	誤 差	理 論 値	シミュレ- ション値	誤 差
定 格 定 常 値		385.0 °C	387.5 °C	+0.6 %	927.0 °C	924.6 °C	-0.25 %
1 次 側 入 口 温 度 25% 下 降		364.0	367.7	+1.0	714.5	709.9	-0.64
2 次 側 入 口 温 度 25% 下 降		325.5	327.8	+0.7	927.5	922.0	-0.6

Table 3.4 Static accuracy of hybrid simulation
of primary cooling loop system

項 目 \ 値	理 論 値	シミュレーション値 (6000 sec)	誤 差 (%)
原 子 炉 出 力 (MW)	50.00	49.76	-0.48
反 応 度 ($\Delta k/k$)	0.00000	-0.000031	-
燃 料 温 度 ($^{\circ}\text{C}$)	1152.0	1148.8	-0.27
ス リ ー プ 温 度 ($^{\circ}\text{C}$)	1066.1	1063.5	-0.23
ブ ロ ッ ク 温 度 ($^{\circ}\text{C}$)	999.2	997.1	-0.21
冷 却 材 温 度 ($^{\circ}\text{C}$)	1005.3	1003.2	-0.21
高 温 プ レ ナ ム 温 度 ($^{\circ}\text{C}$)	1005.3	1003.2	-0.21
低 温 プ レ ナ ム 温 度 ($^{\circ}\text{C}$)	400.0	404.2	+1.10
上 部 反 射 体 温 度 ($^{\circ}\text{C}$)	400.0	403.8	+0.95
下 部 反 射 体 温 度 ($^{\circ}\text{C}$)	1005.0	1003.1	-0.22
IHX-A 1次側出口温度 ($^{\circ}\text{C}$)	382.3	385.8	+0.92
IHX-A 2次側出口温度 ($^{\circ}\text{C}$)	933.2	935.0	+0.19
IHX-B 1次側出口温度 ($^{\circ}\text{C}$)	382.3	384.2	+0.50
IHX-B 2次側出口温度 ($^{\circ}\text{C}$)	933.2	932.7	-0.05
2重管A高温側出口温度 ($^{\circ}\text{C}$)	987.7	985.8	-0.19
2重管A低温側出口温度 ($^{\circ}\text{C}$)	400.0	401.8	+0.45
2重管B高温側出口温度 ($^{\circ}\text{C}$)	987.7	986.6	-0.11
2重管B低温側出口温度 ($^{\circ}\text{C}$)	400.0	401.2	+0.30
圧 力 (kg/cm^2)	40.00	40.16	+0.40

Table 3.5 Static accuracy of hybrid simulation
of primary cooling loop system

定常時出力 条 件	核 出 力		炉 心 出 力		IHX 2次側 熱 出 力	
	MW	Kcal/sec	Kcal/sec	誤差	Kcal/sec	誤差
定 格 定 常 值 定常計算値 10660 秒後	48.81	11665.6	11739.5	% -0.63	11413.8	% -2.2
反 応 度 +30 Φ 印加時	52.31	12502.1	12485.5	-0.13	12128.7	-2.98
反 応 度 -30 Φ 印加時	45.59	10896.0	11044.0	+1.4	110745.4	-1.4
IHX-A 2次側入口温度 25% 上昇時	44.58	10654.6	10804.1	+1.4	10413.6	-2.3
IHX-A 2次側入口温度 25% 下降時	53.33	12745.9	12769.1	+0.18	12471.9	-2.1
IHX-A 2次側流量 25% 増加時	52.01	12430.4	12464.1	+0.27	12091.6	-2.7
IHX-A 2次側流量 25% 減少時	41.84	9999.8	10185.4	+1.9	9930.0	-0.69

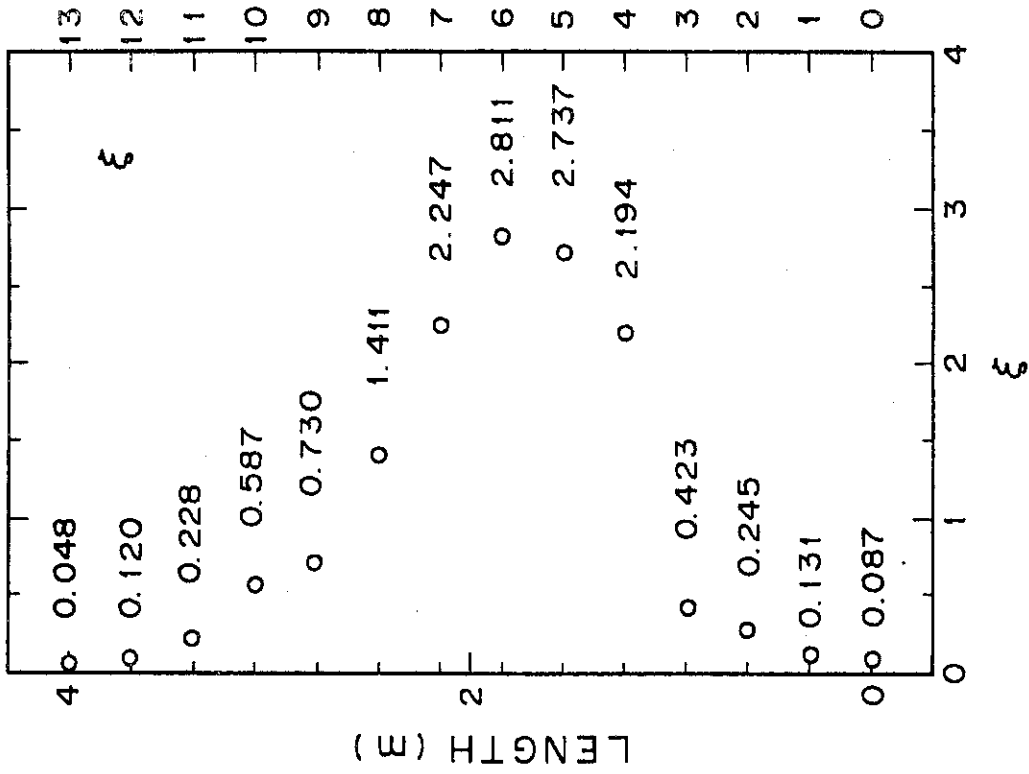


Fig. 3.2 Axial distribution of temperature coefficient of reactivity of fuel and graphite moderator

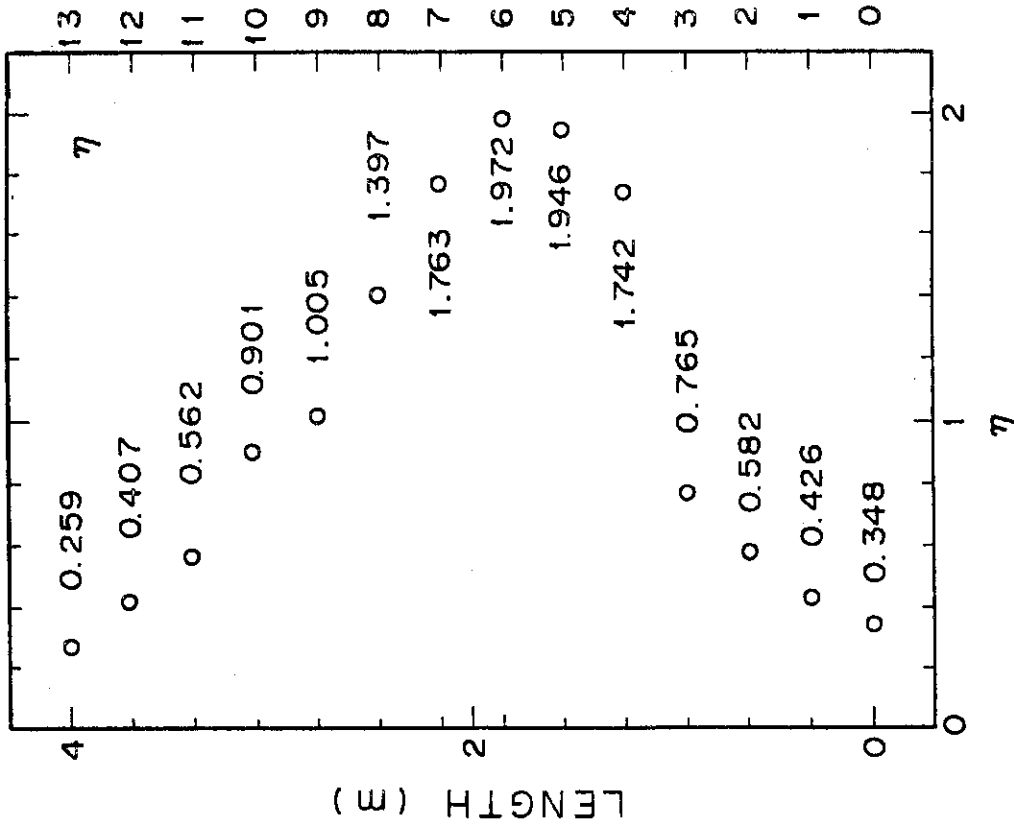


Fig. 3.1 Axial distribution of power density coefficient of fuel

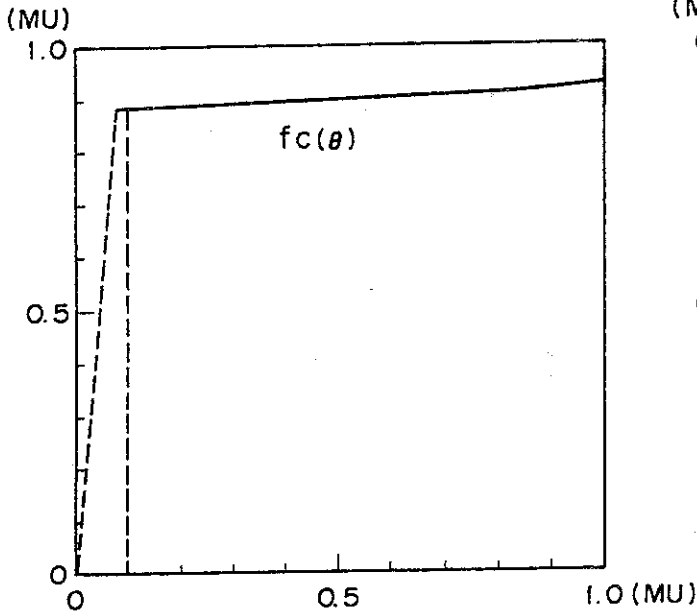


Fig. 3.3 Function of fuel temperature for heat transfer coefficient

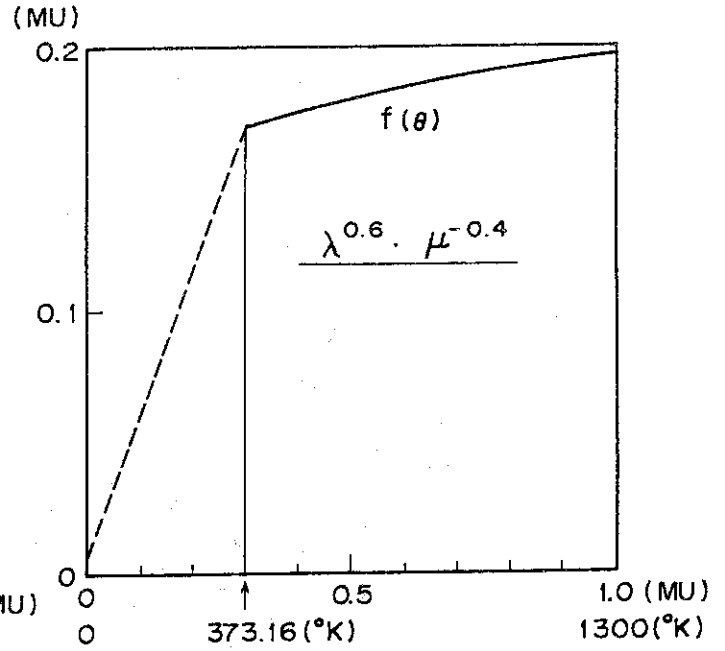


Fig. 3.4 Function of IHX coolant temperature for heat transfer coefficient

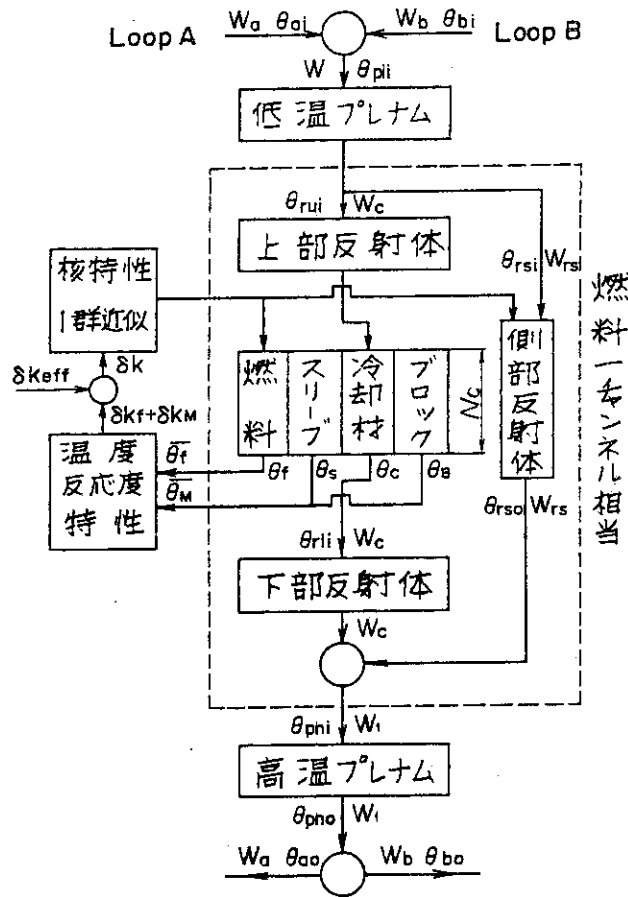


Fig. 3.5 Simplified hybrid simulation diagram of reactor for VHTR

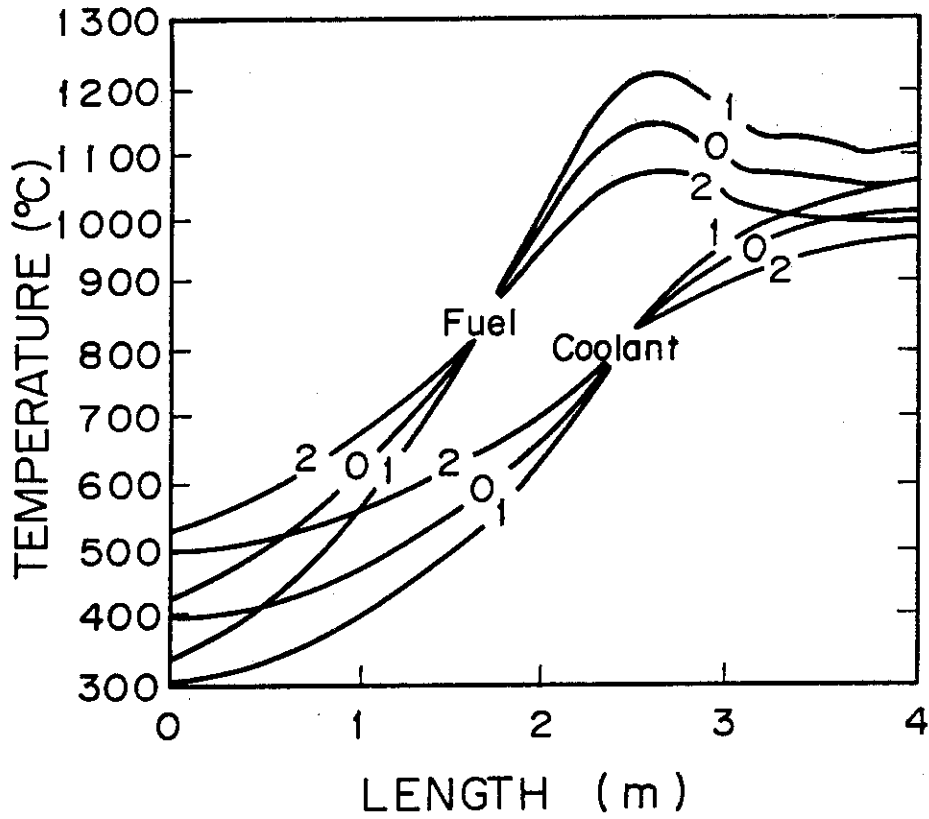


Fig. 3.6 Temperature distribution change of fuel channel to step change in reactor inlet temperature

- 0: Inlet temperature $\theta_{pli} = 400^\circ\text{C}$ const.
- 1: Inlet temperature $\theta_{pli} = 400^\circ\text{C} \rightarrow 300^\circ\text{C}$ step
- 2: Inlet temperature $\theta_{pli} = 400^\circ\text{C} \rightarrow 500^\circ\text{C}$ step

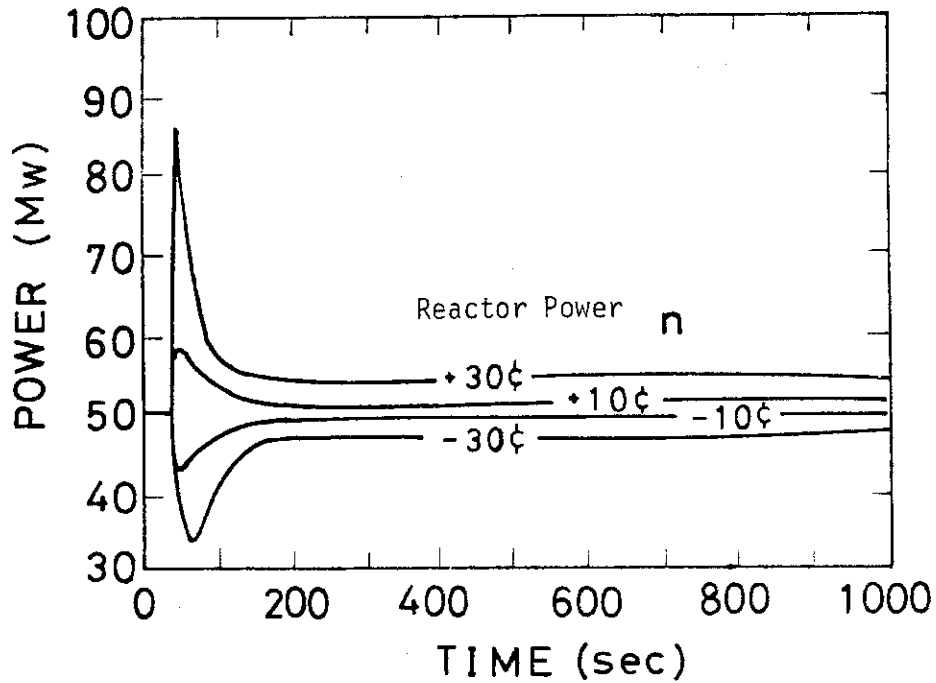


Fig. 3.7 Response of reactor power to step change in external reactivity

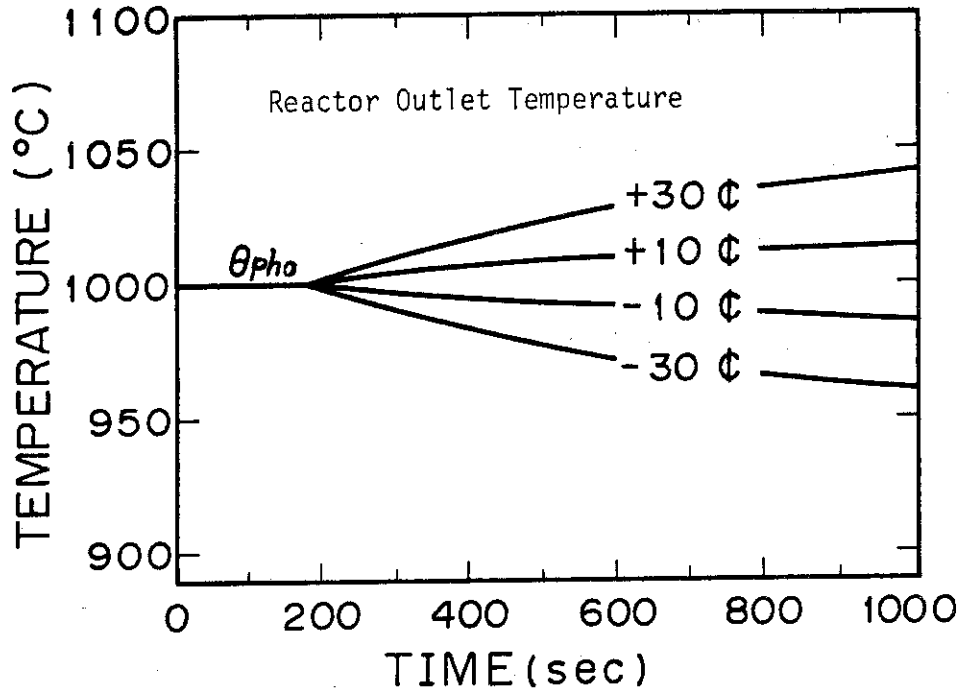


Fig. 3.8 Response of reactor outlet temperature to step change in external reactivity

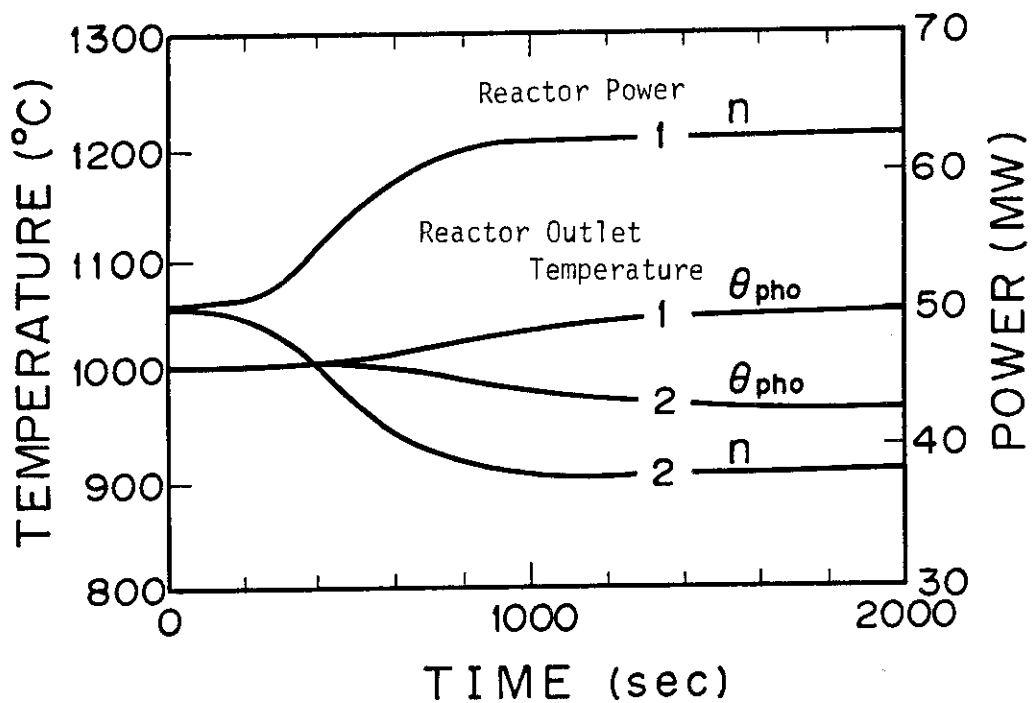


Fig. 3.9 Response of reactor power and reactor outlet temperature to step change in reactor inlet temperature

- 1: Inlet temperature $\theta_{pli} = 400^{\circ}\text{C} \rightarrow 300^{\circ}\text{C}$ step
- 2: Inlet temperature $\theta_{pli} = 400^{\circ}\text{C} \rightarrow 500^{\circ}\text{C}$ step

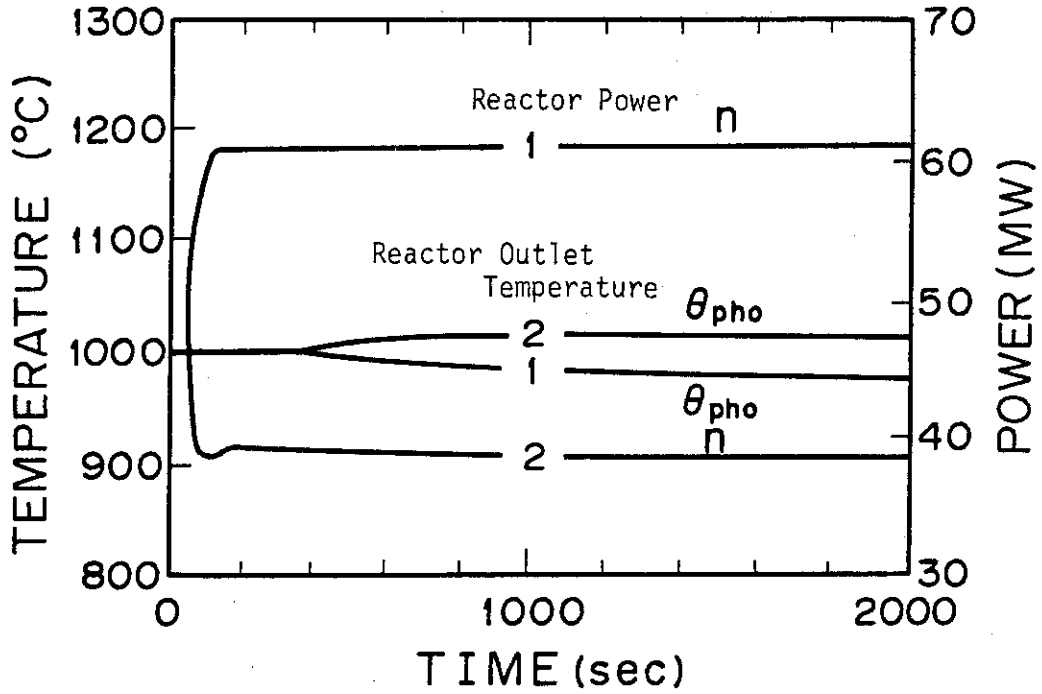


Fig. 3.10 Response of reactor power and reactor outlet temperature to step change in reactor inlet flow rate

- 1: Inlet flow rate $W_1 = 15.92 \rightarrow 19.90$ Kg/s step
- 2: Inlet flow rate $W_1 = 15.92 \rightarrow 11.94$ Kg/s step

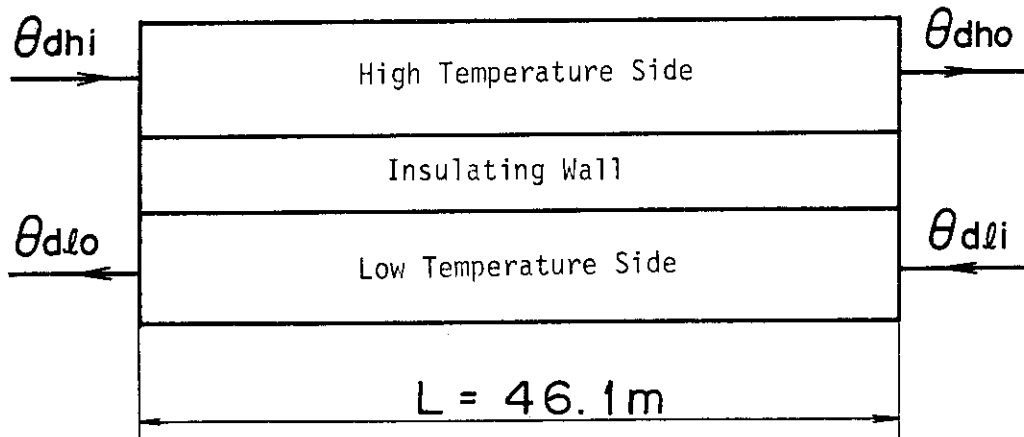


Fig. 3.11 Coaxial pipe schematic

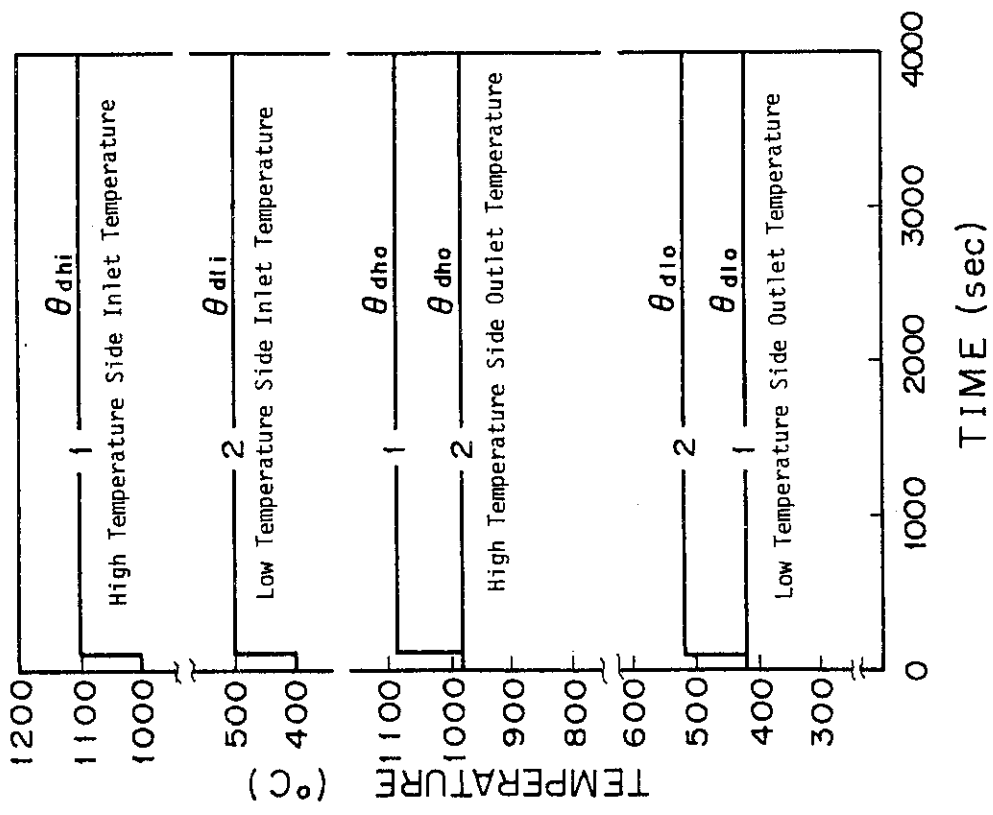


Fig. 3.12 Response of coaxial pipe to step change in high temperature side inlet temperature
 1: Inlet temperature $\theta_{dhi} = 1000 \rightarrow 1100$ °C step
 2: Inlet temperature $\theta_{dli} = 400 \rightarrow 500$ °C step

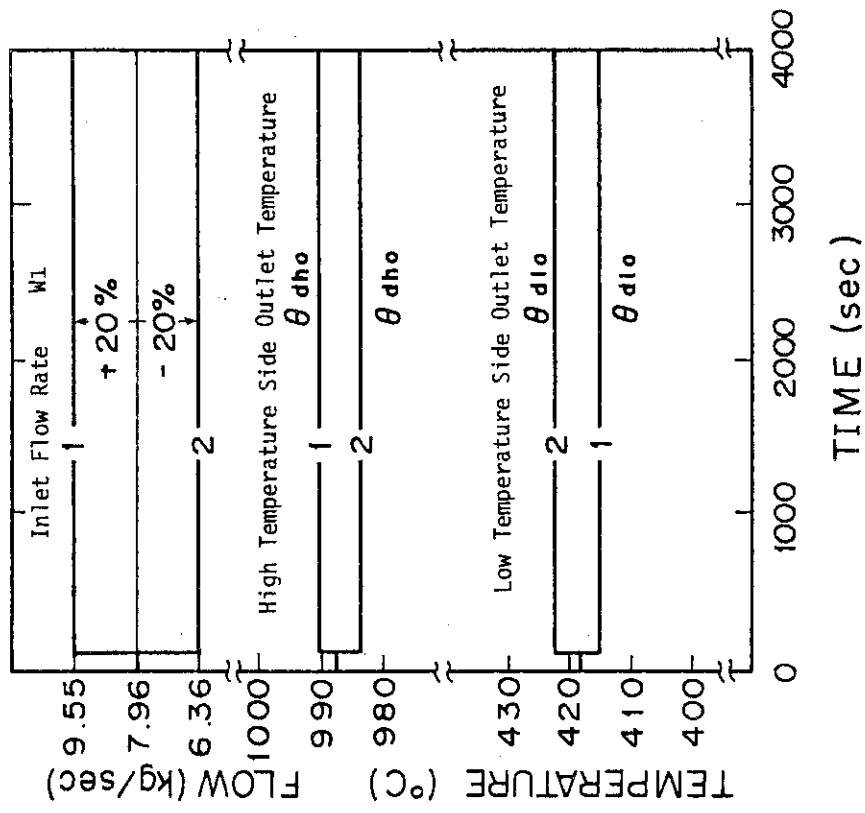


Fig. 3.13 Response of coaxial pipe to step change in inlet flow rate
 1: Inlet flow rate $W_1 = 7.96 \rightarrow 9.55$ Kg/s step
 2: Inlet flow rate $W_1 = 7.96 \rightarrow 6.36$ Kg/s step

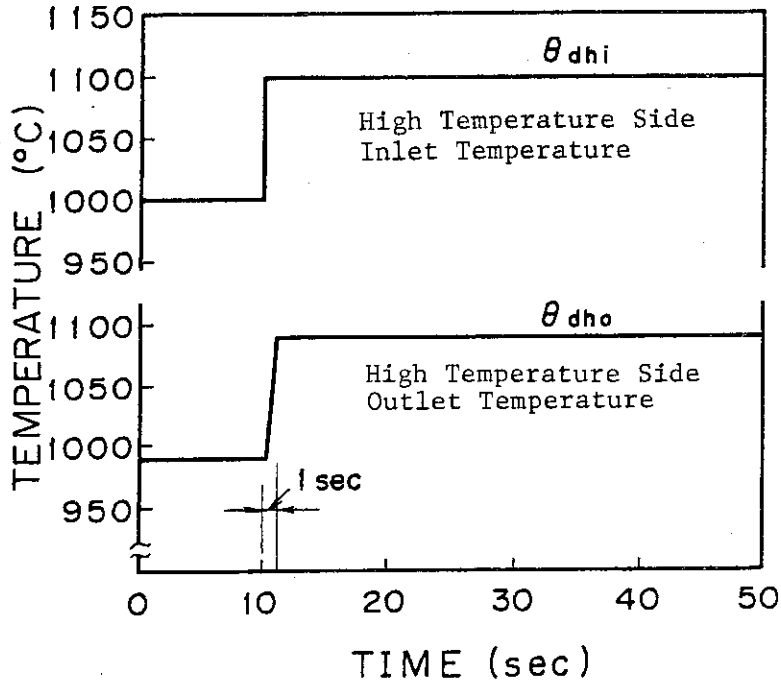


Fig. 3.14 Response of coaxial pipe to step change in high temperature side inlet temperature

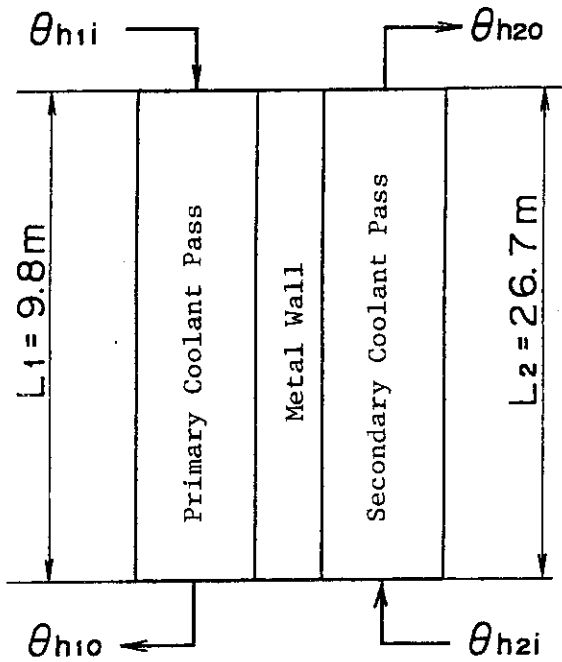


Fig. 3.15 IHX schematic

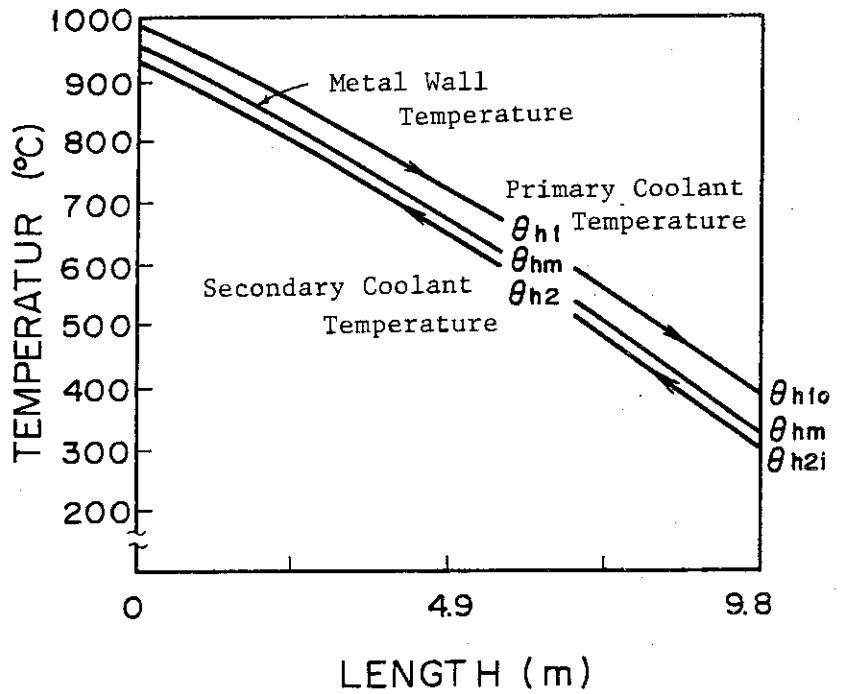


Fig. 3.16 Temperature distribution in IHX

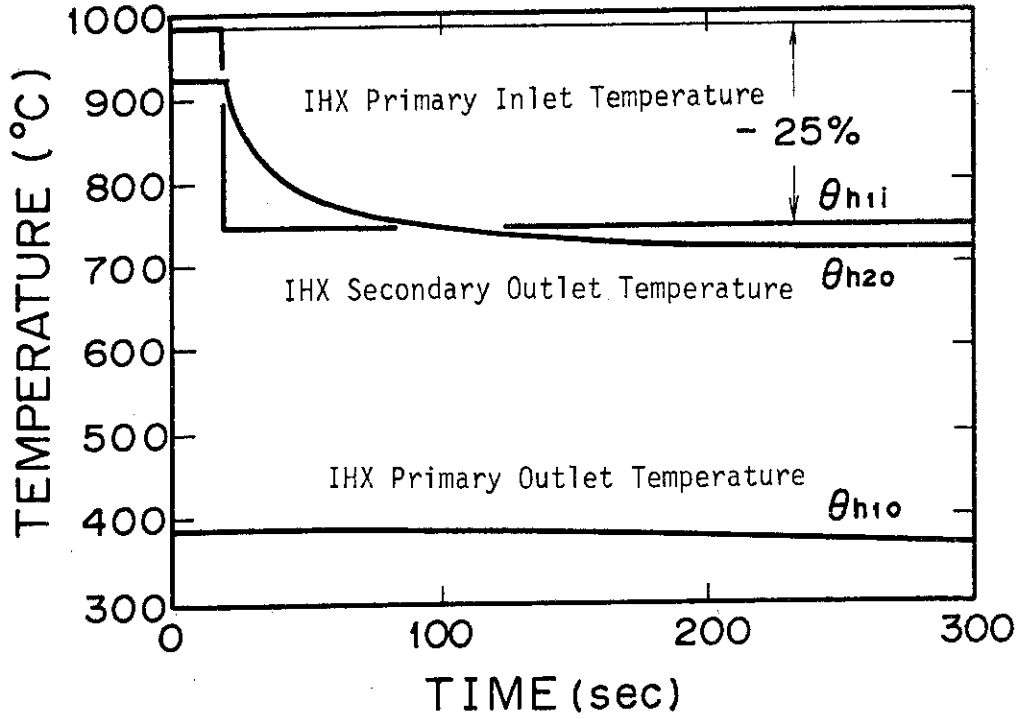


Fig. 3.17 Response of IHX outlet temperature to step change in IHX primary inlet temperature
 IHX primary inlet temperature θ_{h1i} = -25% step

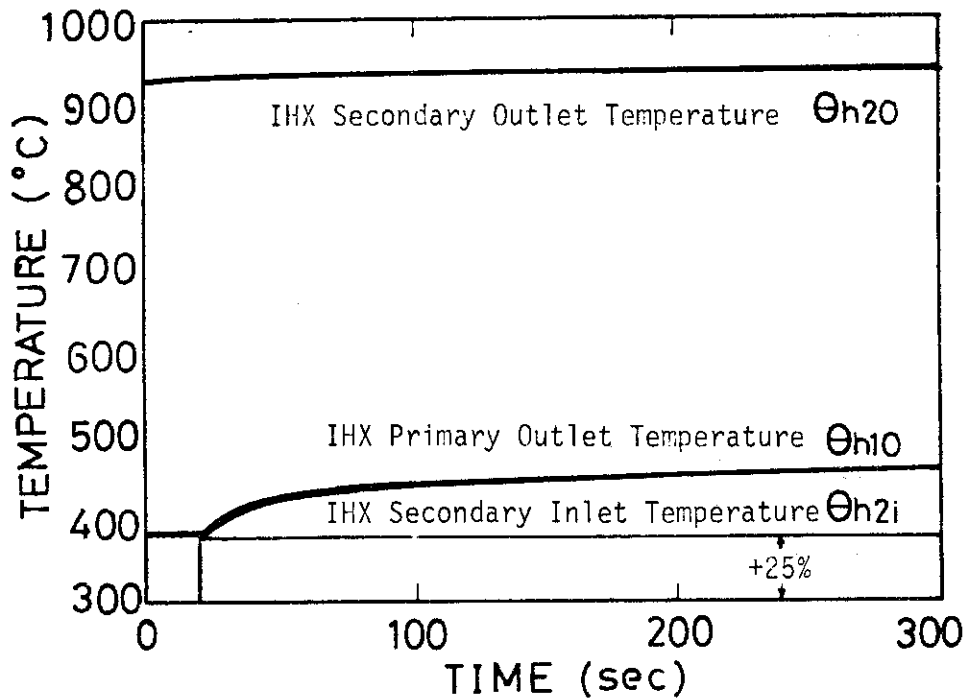


Fig. 3.18 Response of IHX outlet temperature to step change in IHX secondary inlet temperature

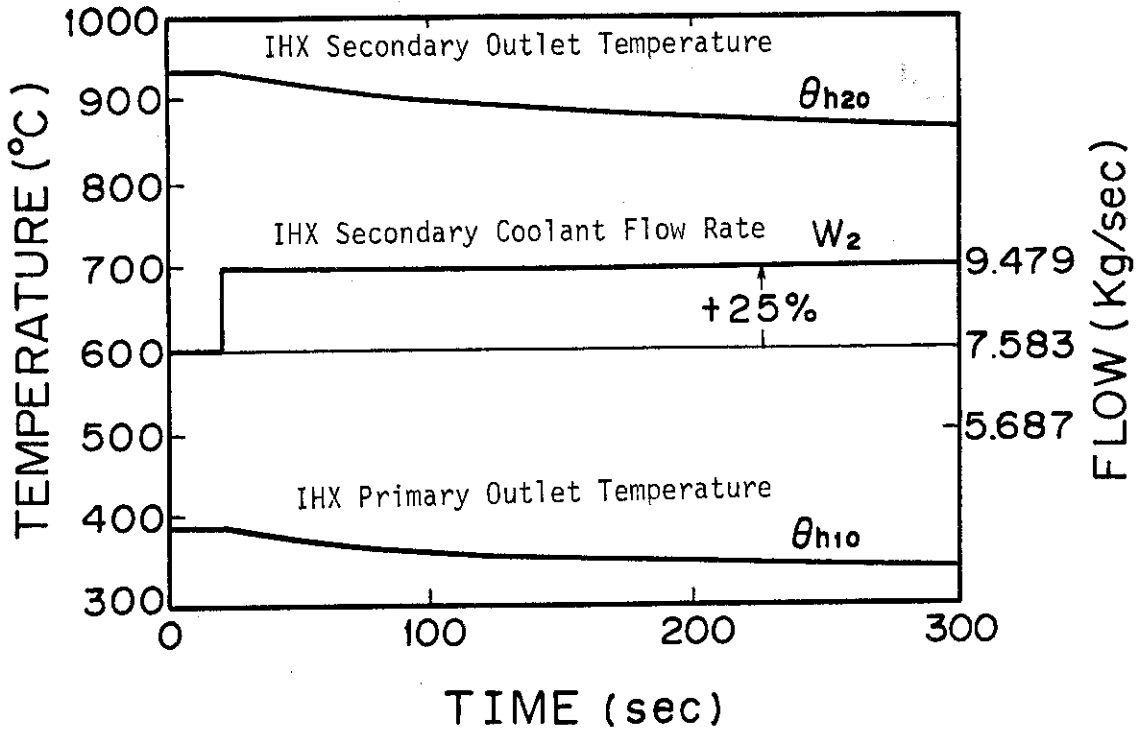


Fig. 3.19 Response of IHX outlet temperature to step change in secondary coolant flow rate
Secondary coolant flow rate $W_2 = +25\%$ step change

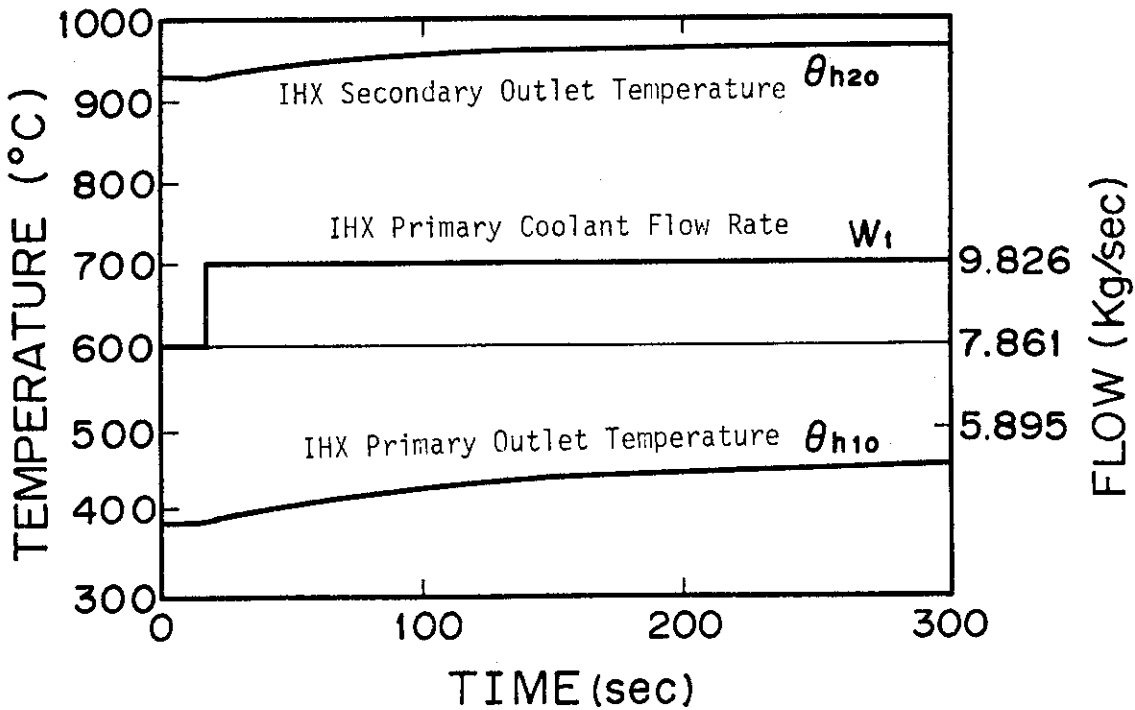


Fig. 3.20 Response of IHX outlet temperature to step change in primary coolant flow rate
Primary coolant flow rate $W_1 = +25\%$ step

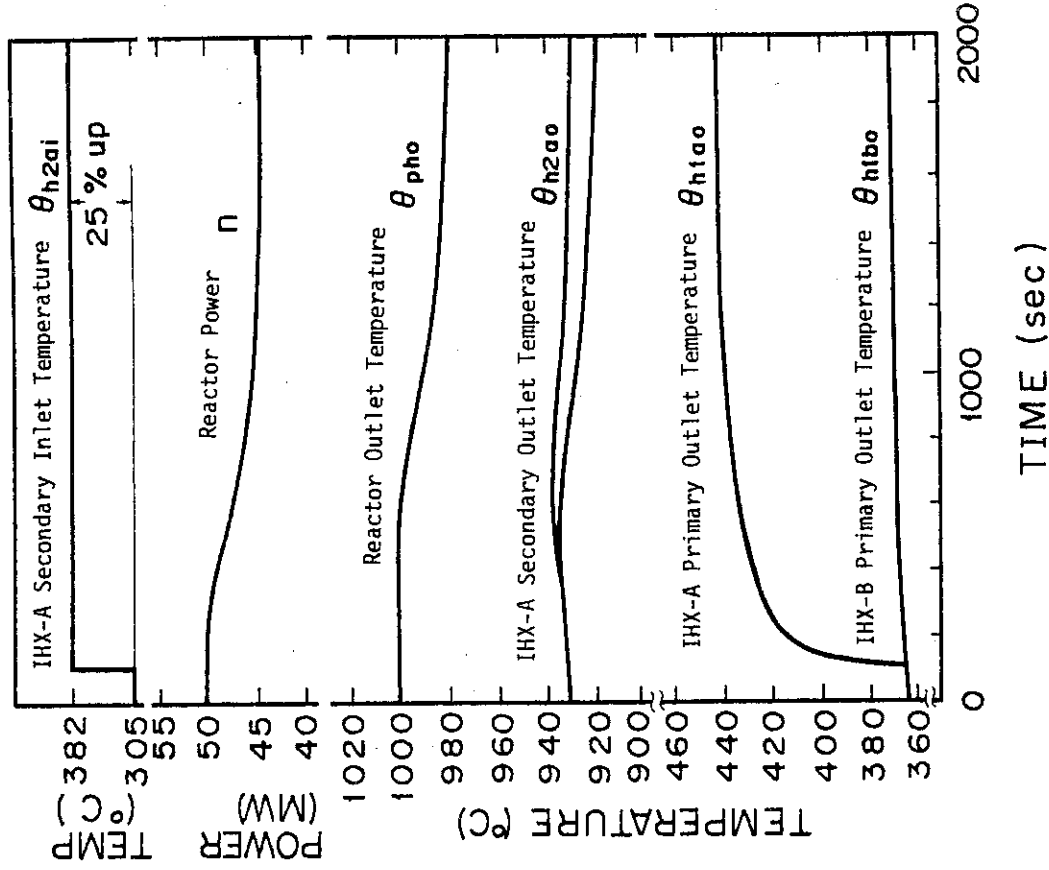


Fig. 3.22 Response of primary cooling loop system to step change in IHX-A secondary inlet temperature

IHX-A secondary inlet temperature $\theta_{h2ai} = +25\%$ step

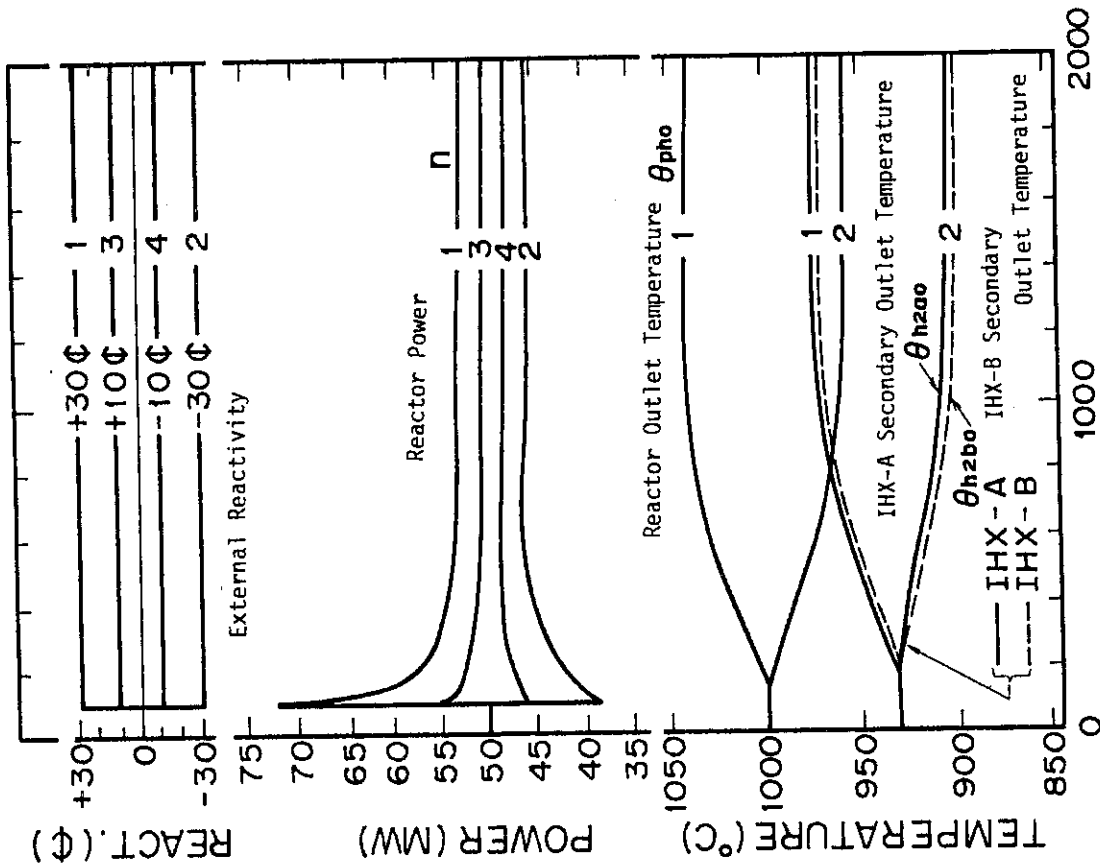


Fig. 3.21 Response of reactor power and reactor outlet temperature to step change in external reactivity

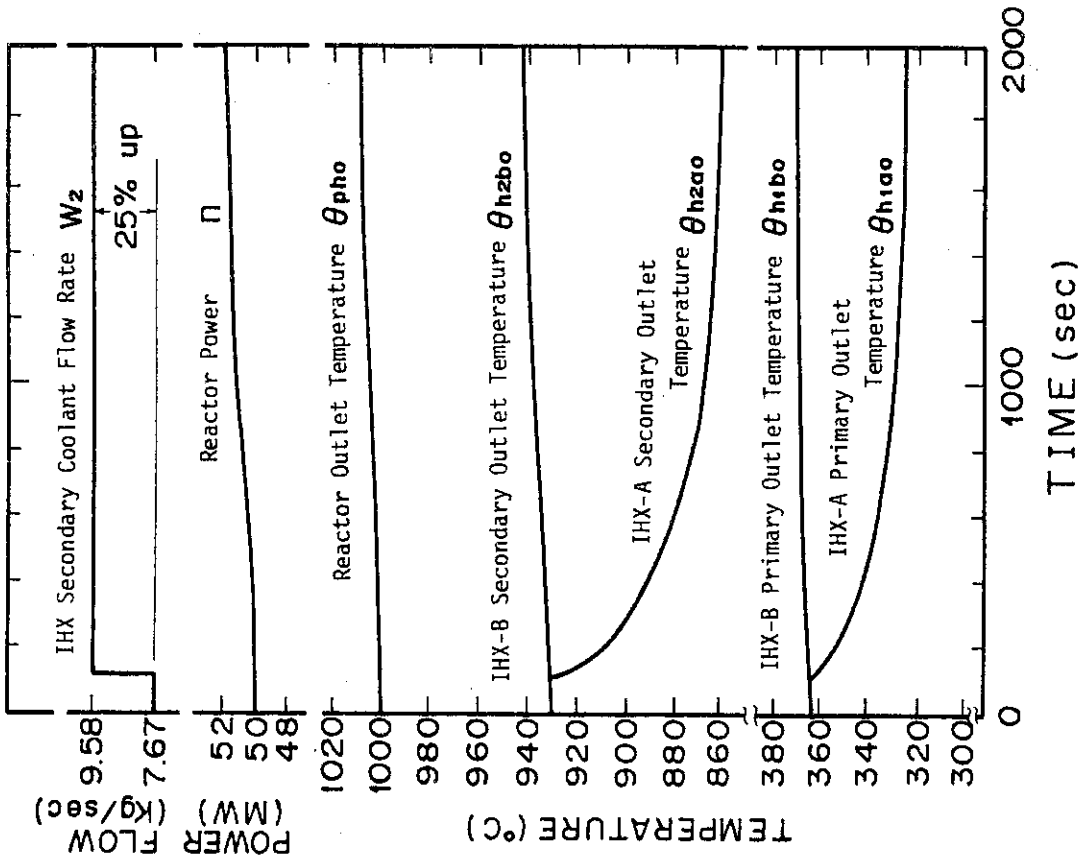


Fig. 3.24 Response of primary cooling loop system to step change in IHX secondary coolant flow rate
IHX secondary coolant flow rate $W_2 = +25\%$ step

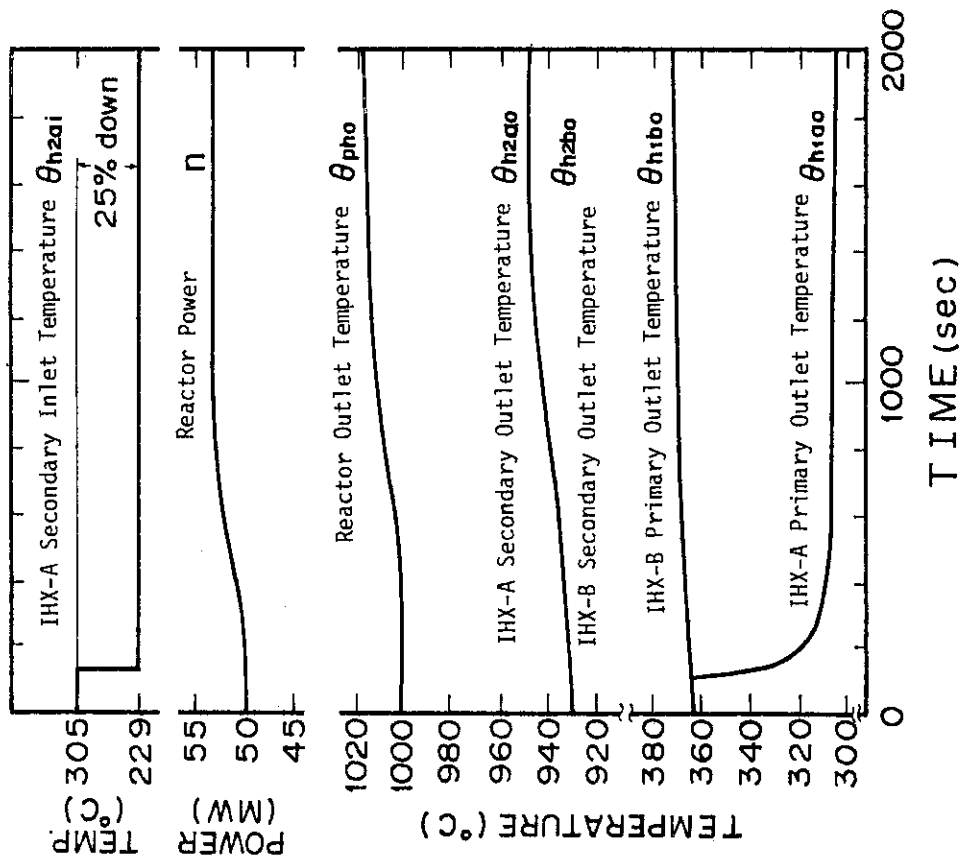


Fig. 3.23 Response of primary cooling system to step change in IHX-A secondary inlet temperature
IHX-A secondary inlet temperature $\theta_{h2ai} = -25\%$ step

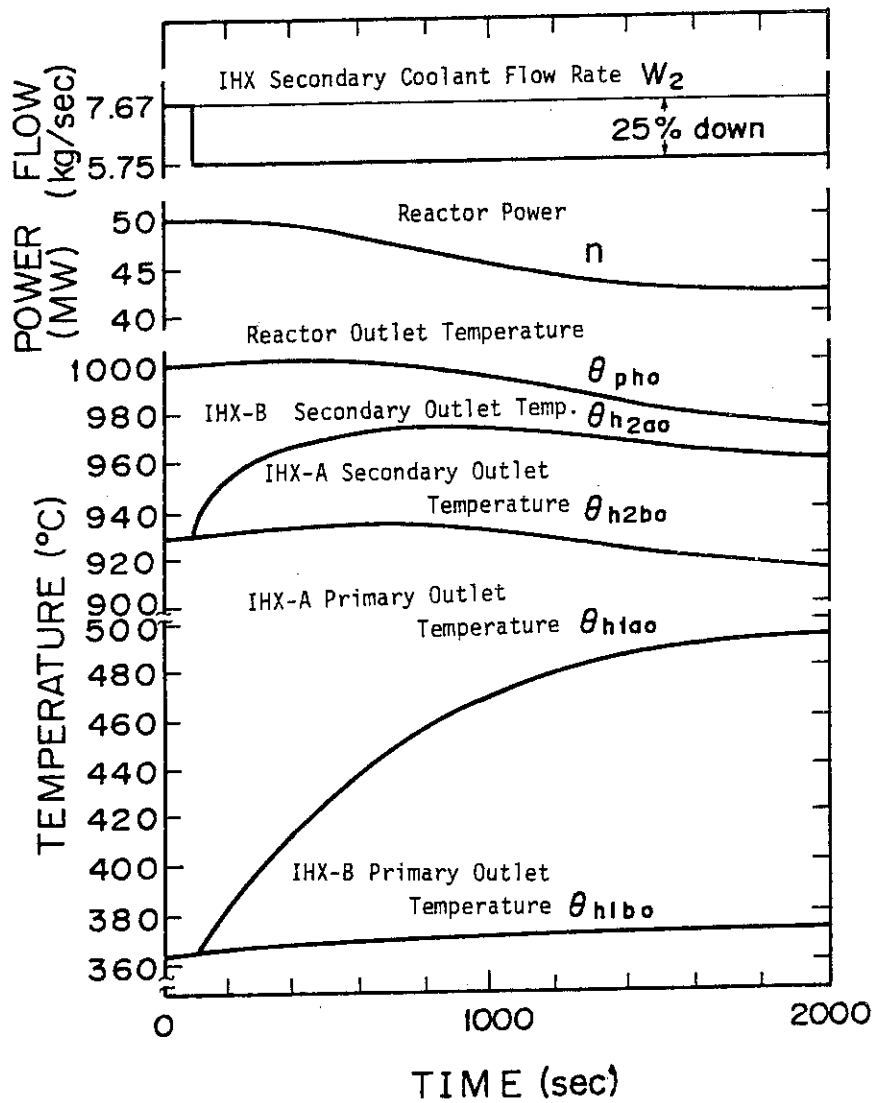


Fig. 3.25 Response of primary cooling loop system to step change in IHX secondary coolant flow rate
 IHX secondary coolant flow rate $W_2 = -25\%$ step

4. 計算結果の検討

4.1 1次系の各構成要素モデルの評価

ここでは1次系を構成する各要素について、単体で計算した結果を考察する。この場合要素の入口部の条件（冷却材温度、流量、圧力等）が変えられると、それに伴い出口部の状態が変わるが、1次系としてループをなしていないので、出口部の状態変化が入口部の条件に影響を与えることはない。従って要素固有の特性を的確に把握できる。このモデルの計算精度については次のように考える。ここで用いているようなモデルの過渡応答を解析的に求めることは困難であるが、以前の筆者らの検討により、定常状態における誤差が十分小さい計算においては、過渡応答についての誤差もかなり小さいという結果を得ている¹⁾。そこで本計算でも定常状態における熱収支にもとづいた誤差によって計算精度を評価する。

(1) 炉心部の計算結果

炉心部燃料チャネル中の温度分布はFig.3.6であるが、入口温度の変化に対し、出口温度はその逆の変化を示す。これは反応度の温度効果によるものである。また入口温度の変化幅に対し、燃料チャネル中の温度変化幅はそれよりも小さい。また入口温度の変化に対し温度変化を生じない点が燃料棒、冷却材ともにチャネルの中央部付近にある。これらの結果で見る限り、燃料棒の最高温度を推定するのに、冷却材の燃料チャネル出口部における温度を用いることができると思われる。ただしこれが過渡応答において当てはまるかは今後検討する必要がある。次に反応度外乱に対する応答は、核出力についてはFig.3.7のように比較的短時間で整定するが、炉心出口温度が落ちつくにはFig.3.8のように1000 sec以上かかる。これは側部および下部反射体の熱容量の大きさによるものである。冷却材の入口温度および流量変化に対する応答はFig.3.9, Fig.3.10であるが、これらについても、核出力は短時間で整定するのに対して、炉心出口温度の整定には2000 sec程度かかっている。

これらの計算の精度はTable 3.1にまとめているが、定常値と理論値との差はいずれも10℃以内である。

(2) 二重管部の計算

二重管部においては高温側、低温側とも冷却材の管路中の温度変化は小さく、定格状態で20℃以内である。また冷却材の流動による出入口間の時間遅れは流速から求めると高温側で1 sec、低温側で1.7 sec程度である。この遅れはFig.3.14にも現われているが、CSDT法による計算のため、入口温度のステップ状の変化が出口では波形のくずれを起こしている。またFig.3.12～Fig.3.13から明らかなように二重管中の一方の冷却材の状態変化が他方に影響を及ぼすにはかなりの時間がかかる。これは断熱壁の断熱性能に依存するものである。

以上の結果から我々は二重管部における時間遅れは他のコンポーネントの時定数と比べて無視しうるものとし、また温度分布の変化が小さいことからCSDT法ではなく1点近似の式を適用することとした。CSDT法による誤差はTable 3.2に示しているが全て1℃以内である。

1点近似の場合これより誤差は大きくはなるが、定常値で2℃以内であり他のコンポーネントに比べ十分精度高く計算される。

(3) 中間熱交換器 (I H X) の計算

定格定常状態における中間熱交換器中の温度分布は Fig.3.16 である。この分布はほぼ直線状であるが上向きにややふくらんでいる。このふくらみ方は1次側と2次側の冷却材の流量によって変わるものであり、1次側>2次側のときこのような分布をなす。1次側または2次側冷却材の入口条件が変わったとき、これらの曲線の傾斜および間隔が変わるが、定常状態では常に3本が並んだ分布となる。

次に過渡応答を検討するため、1次、2次側の冷却材出口温度の変化を調べる。Fig.3.17, Fig.3.18は入口温度のステップ変化に対する応答である。Fig.3.17は1次側を変えたものであるが、その影響は直ちに2次側に大きく現われ、入口温度が変わった1次側自身の出口温度はほとんど変化しない。Fig.3.18は2次側を変えたものであるが、この場合は1次側に大きい変化を生じる。定常温度分布が1次側、金属壁、2次側温度の曲線が並んだ状態となることを考えれば、このような応答がなされることは明らかである。また Fig.3.19, Fig.3.20はそれぞれ1次側および2次側の流量が増加したときの応答である。入口温度が変化する場合と異なり、この場合1次、2次側ともに変化が生じる。すなわち1次側の流量が増すと、中間熱交換器に持ち込まれる熱量が多くなることになるが、2次側の流量が前のままであると、余分に持ち込まれた熱量は1次側および2次側冷却材の温度上昇に使われる。このとき3本の温度分布曲線の上向きへのふくらみは大きくなる。また2次側の流量が増すと、中間熱交換器の除熱能力が増したことになり、上と逆に1次、2次側の冷却材の温度が下がる。このとき1次側流量<2次側流量となり温度分布曲線は下向きにふくらんだ形となる。

次に、中間熱交換器の定常値精度を Table 3.3 に示す。計算は $\Delta t = 5 \text{ sec}$, $n = 50$, とし 200 sec 後の定常値である。外乱は1次、2次ともに入口温度を25%ステップ状に下降させて得たもので、それぞれ、1%以下の値を示している。中間熱交換器に対してCSDT法を用いて解析するとなるとこの程度の誤差が生じる。CSDT法による中間熱交換器の解析において時間刻み Δt , 分布の軸方向分割数 n などについては詳細に検討した上で用いており、¹⁾ これらのパラメータによる誤差評価はここでは行っていない。

4.2 1次系システムモデルの評価

各コンポーネントを結合して、2ループ1次系システムモデルを構成して特性計算を行った結果について検討する。

(1) 定常値に関する評価

システムに最初に定格値を設定して、外乱を印加せずに長時間計算した結果が Table 3.4 である。この場合には使用している計算法による誤差およびアナログ回路に用いている要素の精度のみが影響してくると考えられる。特に二重管と中間熱交換器は2組あるが、全く同じ計算を行っているので、2ループのそれぞれ対応する部分における計算値の差異はアナログ要素そのものの精度を示すことになる。

Table 3.4によれば最大の誤差は低温プレナム部の4.2℃であり、これは定格値に対して1.1%、アナログ回路のフルスケール(±1200℃)に対して0.18%の誤差となる。また2ループの各部の温度を比較すると中間熱交換器2次側出口温度の差が最も大きく93.5.0 - 93.2.7 = 2.3℃である。これは定常値に対して0.60%、アナログ回路のフルスケールに対して0.096%の誤差となる。

次に定常状態のシステムに外乱を印加して、それが整定した後のシステムの熱収支についてまとめたものがTable 3.5である。表の右端の欄は中間熱交換器の2次側熱出力と核出力の差から求めた誤差であり、これがシステム内で最も離れた関係にある変数間の誤差である。これらのうちの最大値は核出力に対して3.2%であり、この値はアナログ回路のフルスケール(±100 MW)に対しては1.7%の誤差となる。

以上よりシステムの定常状態における誤差は熱収支にしてほぼ3%以内、各部温度にして20℃以内で求められるといえる。またアナログ回路の要素の特性による影響は温度にして3℃以下であると考えてよい。

熱収支にして3%程度の誤差は必ずしも小さいとはいえないが、70個以上のアナログ要素を用いた計算では止むを得ないものかもしれない。

(2) 空間温度分布に関する評価

1次系システムシミュレーションにおける空間分布の計算は炉心部燃料チャンネルとa, bループの中間熱交換器で行っており、CSDT法が用いられている。CSDT法は Δt 毎の時間刻みで分布計算が行われるため、時間関数の計算結果は不連続な値をとる。それに対して、空間分布の計算は連続な値をとる点がCSDTの特徴である。Fig.3.6, Fig.3.17に示した空間分布特性は炉心および中間熱交換器のそれぞれ単体で解析したときのものであるが、1次系システムシミュレーションでも同じ特性結果を得ている。

炉心部燃料チャンネルの空間温度分布特性を見ると、燃料の特性にピークが見られる。これはFig.3.1で与えた出力分布率が中央にピークを持つためと考えられる。

中間熱交換器の空間分布特性はほぼ直線で、わずかに上に凸の温度分布をもつ。金属壁の温度分布は1次側温度分布と2次側温度分布の間で、わずかに2次側寄りの分布を示す。

これらの分布特性について精度評価を行うことはハイブリッドシミュレーションだけではむずかしく、他の方法によって行う必要がある。しかし、各部の単体によるシミュレーションの定常値計算結果から推定して1%前後の精度と考えられる。次に過渡応答時の空間分布精度は系が複雑なため、解析的に求められないことから今後の検討が必要である。

(3) 過渡応答計算

1次系システムの過渡応答計算はシミュレータが物理変化範囲全域にわたって模擬しており、非線型特性を知るために大幅な変化の外乱を与えている。外乱としては、反応度外乱、2ループのうち一方から温度および流量外乱をステップ状に与えている。Fig.3.21は外部反応度を±30Φおよび±10Φステップ状に変化させたときの原子炉出力と外部反応度±30Φ変化時の炉心出口温度、中間熱交換器A, Bの出口温度の応答である。原子炉出力は反応度印加直後、急激に立ち上がるが、温度による負の反応度効果が働き、約500秒で定常値近くに達し、わずかなうねりを示しながら約1300秒で整定する。+30Φ印加時の最大出力は72 MW

で、50 MWからの差は22 MWであるのに対し、-30%印加時は38 MWまで下がるがその差が12 MWと明らかに非線形特性を示している。±10%印加時にも印加直後には非線形特性が見られる。しかし、定常状態に達した時点の出力レベル差はほぼ均等であり、温度による負の反応度効果が適切に働いている結果と思われる。±30%印加時の炉心出口温度は1000秒まで変化し、その後、定常値に達している。正負反応度による特性の差はほとんどみられず、線形な特性と見られる。中間熱交換器A、Bの2次側出口温度は1300秒近くまで徐々に変化してゆき、のちに定常値に達する。正負反応度による差が見られないのは炉心出口温度と同様であり、炉心出力が、a、bループに均等に分配されているためである。中間熱交換器A、Bの2次側出口温度に差が見られるが、本来なら同じ値を示す特性であり、アナログ回路を2ループのため2組用意しているので、アナログ演算要素の誤差の積み重ねが結果に現われている。その差は5℃以下である。以上の結果から、炉心出口温度の整定時間は約1000秒、中間熱交換器2次側出口までは約1300秒の整定時間を必要とする。

次に2ループのうち一方の中間熱交換器A、2次側入口温度をステップ状に上下させたときの応答をFig.3.23、Fig.3.24に示す。外乱は2次側入口温度305℃を229℃まで25%下げたときおよび305℃から382℃まで25%上げたときの応答であり、反応度化による応答と同様に線形な特性を示している。整定時間もほぼ同じ値であり、中間熱交換器の整定時間が約300秒であることが読みとれる。この特性で重要な点は中間熱交換器A、Bの2次側出口温度の関係である。まず、中間熱交換器Aの入口温度を下げたときの中間熱交換器A、B2次側出口温度を見ると中間熱交換器Aよりも中間熱交換器Bがわずかに高い温度を示している。また、中間熱交換器Aの入口温度を上げた場合、中間熱交換器Aよりも中間熱交換器Bが下がり変化が大きく出ていることである。これは明らかに外乱を与えたループの2次側出口温度変化より外乱を与えていないループの2次側出口温度の変化の割合が大きいことを示している。定性的に言えることは中間熱交換器Aの2次側入口温度を下げたことは中間熱交換器Aの1次側出口温度がすぐに下がり、この変化が二重管を通して、炉心入口に達し、炉心の温度を下げ、温度が下がることによって正の反応度が働き炉出力が上昇し、炉心温度が上がりはじめ、炉心出口温度も上昇するが、炉心温度の上昇にともない、負の反応度が働きはじめ、炉出力は一定値になるとともに、炉心出口温度も遅れて一定値に達する。一方、中間熱交換器Bは2次側入口温度を固定されているため、流量が一定であれば取り出せるエネルギーは一定であり、その状態のまま、炉心出口温度がa、bループに均等に分配され、二重管を通して中間熱交換器B、1次側入口に達し、2次側に伝えるため2次側温度が上昇する。そこで、中間熱交換器B側の温度が中間熱交換器A側の温度より変化が大きいということは、中間熱交換器A側の入口温度の外乱による温度の増減で生じるエネルギーの放出量に変化分に比例せず、そのしわ寄せが中間熱交換器Bの2次側出口温度に現われたと考えられる。考え方によっては中間熱交換器A、Bの2次側出口温度とも同じ値を示してもよいように思われるので今後、検討をすすめる。最後に、外乱として2次流量を±25%ステップ状に変化させたときの応答をFig.3.24、Fig.3.25に示す。2次流量の定格は7.67 kg/secでこれより+25%変化させると2次側から取出すエネルギーは増加し、中間熱交換器A2次出口温度は大幅に降下する。この変化はすぐに中間熱交換器A1次側に伝わり、炉心温度を下げ、その結果炉出力は上昇し、そ

の変化は中間熱交換器Bの2次側出口温度として現われる。このことは中間熱交換器A, 2次側入口温度変化と同様の経過をたどり, 入口温度を降下させること, 流量を増加させることが同じ傾向の特性変化に対応している。しかし, 流量変化は非線形特性が強く, 同じ25%の変化でも増加させた場合より, 減少させた場合の変化が大きいことを図が示している。ここでも, 中間熱交換器B, 2次側出口温度と中間熱交換器A, 2次側出口温度が近い値を示さず, さらに差が大きくなっている。中間熱交換器B, 2次側出口温度は炉心出口温度に近い変化を示している。流量変化が非線形特性を示すことは数学モデルから明らかであり, 大幅な流量変化によって熱伝達係数などの物性値に影響を与えることは十分に考えられることであり, 今後検討する必要がある。

(4) CSDT法に関する評価

1次系システムのシミュレーションは, ハイブリッド計算機を用いて空間分布特性を含む定常, 過渡特性を求めているが, その解法にCSDT法を用いたことによっていろいろな利点を生んでいる。1次系システムのうち, 燃料体, 中間熱交換器についての数学モデルが偏微分方程式で表わされており, この式の時間についての積分は不連続, 空間についての積分は連続に行っていることは前述のとおりである。この空間について連続に積分できることは空間分布特性を正確に表わせることの可能性を十分にもち, その結果, 空間分布特性の最後の計算値則ち, 中間熱交換器でいえば出口温度も正確に計算できることの可能性が十分にある。また, 時間が不連続であることから過渡応答を無視するならば時間刻み Δt を大幅に変化させてもよく, 一挙に無限大にしても定常分布特性は正確に計算できる。時間を連続で扱い, 空間をノードで分ける方法とちがひ, 積分要素が一つの空間について1台でよいが Δt 前の分布を記憶するためのデジタルメモリーと, アナログ量とデジタル量の変換のためにD/A, A/D変換器を必要とする。これがハイブリッド計算機を必要とする理由である。空間分布についての積分は連続であるが Δt 後に使われる分布は Δx でサンプリングされた値を用いることになり, 信号の補正が必要である。この補正の良否が Δx の大きさ即ち, サンプリング間隔の大小をきめることになり, それがメモリー数を決定する。補正の方式にもいろいろ考えられるが, 例えば1次補間にしてもアナログ方式ではCSDT解法に使われる積分要素よりも4倍も多い積分器を使うことになり, ハイブリッド方式にしてもデジタル量とアナログ量とを掛け合わせることでできる数の少ないD/A変換器を倍も使わなければならない。演算要素が少なくてすむCSDT法の利点がなくなるおそれがある。そのため, メモリー数と演算時間の増加をまねくが Δt を小さくして波形再生の精度を上げている。また, デジタル的に2点間の中点を取り補正を施している。一方, 不連続時間 Δt の大小は過渡応答に影響を与えることは明白であり, 過渡応答を正確にシミュレートするためには Δt を十分に小さくする必要がある。例えば, 中間熱交換器のように流体の流れについて考えると中間熱交換器の入口と出口の間に遅れ時間がともない, 過渡応答とともに正確にシミュレートするには微少空間 Δx , 微少時間 Δt , 流速 v との関係を十分に注意する必要がある³⁾。その関係は $\frac{\Delta x}{v\Delta t} \geq 5$ と報告されている。1次系システムで空間分布を連続で解いている部分は燃料チャネルの冷却材と, 中間熱交換器の1次側と2次側であるが, 燃料チャネルでは燃料, スリーブ, ブロックについて微少空間 Δx 毎に微分方程式をデジタル方式で解き, 中間熱交換器は金属壁を同様に解けるので, 全体としてはCS

DT法になっている。このCSDT法は二重管の分布計算にも用いられ、その結果、顕著な分布特性を示さないことがはっきりしたため、管の長さが長いにもかかわらず1次系のシミュレーションでは1点近似としている。

CSDT法は解く方向によって不安定になることが十分考えられるが安定に解く方法が報告されており、^{1),2),3)} 1次系システムシミュレーションにおいても安定に解が得られている。特に、中間熱交換器の解法において金属壁の特性が Δt では変化しないものとして1次、2次側のバッファとして扱い、1次側と2次側を同時に解く並列演算³⁾の採用によって安定に、また1次、2次を交互に解く直列方式¹⁾の半分の時間で計算ができる。

1次系システムのシミュレーションにCSDT法を取り入れることによって、 Δt 毎に燃料チャンネル、中間熱交換器の空間分布が計算され、分布の動きが見られるのは大きな特徴といえる。

5. 結 言

VHTRの1次系システムの動特性解析にハイブリッド計算機を用いたシミュレーションの方式と解析の結果について述べた。このシミュレータの特徴は空間分布の解析にCSDT法を採用している点であり、解析の結果も比較的精度がよく、定常値で1%以下の精度を有し、演算速度も精度と動作確認の容易さを重視して作られたにもかかわらず実時間の5倍以上の速度で計算できることなどCSDT法の長所が十分に生かされたと考えられる。過渡応答の精度については比較するデータがないので数値をあげることはできないが、CSDT法のパラメータである $\Delta t=10$ sec, $n=50$ 分割という数値から推定して、1次系の温度や出力の整定時間が1000秒以上であり、中間熱交換器等の比較的速い要素でも2~300秒の整定時間を必要としていることを考えれば比較的精度のよい値を示していると思われる。このパラメータについては熱交換器基本モデルのハイブリッド計算¹⁾の中に詳細に報告されており、ここで用いた数値は中間熱交換器単体のシミュレーション結果から決定されている。物性値のうち熱伝達係数は温度や流量など関数となるはずであるが、関数発生点から温度のみの関数とした。しかし、炉心部単体のシミュレータを用いて、温度関数と定数との比較を行った結果、大幅な温度変化に対しても顕著な差が見られないことから、1次系のシミュレーションでは熱伝達係数を定数として扱っている。

演算高速化の点はまだ改良の余地が残されており、計算手順の上ではアナログ計算とCSDTやデジタル計算を併行して行うこともでき、この改良だけで実時間の約10倍となる。その他、CSDT法のA/D, D/A変換による関数の記憶、再生時間の短縮、ルンゲ・クッタ・ギル法のデジタル計算の時間短縮なども残されている。

今後のCSDT法によるハイブリッドシミュレーションはVHTRの2次系について同様のシミュレーションを計画しており、1次系のシミュレーションの経験から蒸気発生器のような複雑な物理現象をとまなり要素についても、精度のよいシミュレーションができるものと思われる。またCSDT法によって、空間分布特性が容易に計算できることから、詳細な解析のため

DT法になっている。このCSDT法は二重管の分布計算にも用いられ、その結果、顕著な分布特性を示さないことがはっきりしたため、管の長さが長いにもかかわらず1次系のシミュレーションでは1点近似としている。

CSDT法は解く方向によって不安定になることが十分考えられるが安定に解く方法が報告されており、^{1),2),3)} 1次系システムシミュレーションにおいても安定に解が得られている。特に、中間熱交換器の解法において金属壁の特性が Δt では変化しないものとして1次、2次側のバッファとして扱い、1次側と2次側を同時に解く並列演算³⁾の採用によって安定に、また1次、2次を交互に解く直列方式¹⁾の半分の時間で計算ができる。

1次系システムのシミュレーションにCSDT法を取り入れることによって、 Δt 毎に燃料チャンネル、中間熱交換器の空間分布が計算され、分布の動きが見られるのは大きな特徴といえる。

5. 結 言

VHTRの1次系システムの動特性解析にハイブリッド計算機を用いたシミュレーションの方式と解析の結果について述べた。このシミュレータの特徴は空間分布の解析にCSDT法を採用している点であり、解析の結果も比較的精度がよく、定常値で1%以下の精度を有し、演算速度も精度と動作確認の容易さを重視して作られたにもかかわらず実時間の5倍以上の速度で計算できることなどCSDT法の長所が十分に生かされたと考えられる。過渡応答の精度については比較するデータがないので数値をあげることはできないが、CSDT法のパラメータである $\Delta t = 10 \text{ sec}$ 、 $n = 50$ 分割という数値から推定して、1次系の温度や出力の整定時間が1000秒以上であり、中間熱交換器等の比較的速い要素でも2~300秒の整定時間を必要としていることを考えれば比較的精度のよい値を示していると思われる。このパラメータについては熱交換器基本モデルのハイブリッド計算¹⁾の中に詳細に報告されており、ここで用いた数値は中間熱交換器単体のシミュレーション結果から決定されている。物性値のうち熱伝達係数は温度や流量など関数となるはずであるが、関数発生点から温度のみの関数とした。しかし、炉心部単体のシミュレータを用いて、温度関数と定数との比較を行った結果、大幅な温度変化に対しても顕著な差が見られないことから、1次系のシミュレーションでは熱伝達係数を定数として扱っている。

演算高速化の点はまだ改良の余地が残されており、計算手順の上ではアナログ計算とCSDTやデジタル計算を併行して行うこともでき、この改良だけで実時間の約10倍となる。その他、CSDT法のA/D、D/A変換による関数の記憶、再生時間の短縮、ルンゲ・クッタ・ギル法のデジタル計算の時間短縮なども残されている。

今後のCSDT法によるハイブリッドシミュレーションはVHTRの2次系について同様のシミュレーションを計画しており、1次系のシミュレーションの経験から蒸気発生器のような複雑な物理現象をとまなり要素についても、精度のよいシミュレーションができるものと思われる。またCSDT法によって、空間分布特性が容易に計算できることから、詳細な解析のた

め、変化分だけのシミュレータを使用する際に初期空間分布を求める手段として有効に利用できると思われる。最後に過渡応答の精度チェックのため、デジタルコードを開発して、比較を行うことを検討している。

謝 辞

本研究の実施に際して、現在、動力炉開発・安全性研究管理部次長・原 昌雄氏にはVHT Rモデルの決定と検討をお願いし、その上、計算に際しては適切な助言を頂いた。

同じく動安部・江崎正弘氏および同室員の方々には詳細データの検討に際して多くの協力を頂いた。

また、計算に際しては、ハイブリッド計算機システムの使用に際して原子炉制御研究室・渡辺光一氏に、結果の検討にあたっては同研究室・島崎潤也氏および動燃事業団・井爪昭忠氏から適切な助言を頂いた。なお、本報告書をまとめるにあたって、当研究室長・篠原慶邦氏には多大の力添えを頂いた。ここに深く感謝致します。

筆者のうち、工藤がこの研究に協力するに際して御配慮頂いた九州大学・太田正男教授に深く謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 工藤ほか：“熱交換基本モデルのハイブリッド計算(シミュレーション誤差の検討)”，JAERI-M6740(1976年10月)
- 2) R. Vichnevetsky：“Application of Hibrid Computers to the Integration of Partial Differential Equations of the First and Second Order”，IFIP Congress. 68 August 5-10(1968)
- 3) 島崎ほか：“ハイブリッド計算機による分布定数系のシミュレーション法”，JAERI-M5733,(1974年6月)
- 4) 三竹ほか：“多目的高温ガス実験炉の安全解析 — 基本概念設計に基づく平常時動特性ならびに事故時挙動の解析 — ”，JAERI-M6400,(1976年2月)
- 5) 下川ほか：“多目的高温ガス実験炉基本概念設計”，JAERI-M6141,(1975年6月)
- 6) 江崎ほか：“多目的高温ガス実験炉の安全保護機能 — 第1次概念設計に基づく — ”，JAERI-M6893(1977年1月)
- 7) 平野ほか：“多目的高温ガス実験炉の参考設計 — Mark III 炉心の核特性 — ”，JAERI-M8293(1979年6月)
- 8) R. D. Benhan 編：“EVALUATION OF HYBRID COMPUTER PERFORMANCE ON A CROSS SECTION OF SCIENTIFIC PROBLEMS”，

め、変化分のみシミュレータを使用する際に初期空間分布を求める手段として有効に利用できると思われる。最後に過渡応答の精度チェックのため、デジタルコードを開発して、比較を行うことを検討している。

謝 辞

本研究の実施に際して、現在、動力炉開発・安全性研究管理部次長・原 昌雄氏にはVHT Rモデルの決定と検討をお願いし、その上、計算に際しては適切な助言を頂いた。

同じく動安部・江崎正弘氏および同室員の方々には詳細データの検討に際して多くの協力を頂いた。

また、計算に際しては、ハイブリッド計算機システムの使用に際して原子炉制御研究室・渡辺光一氏に、結果の検討にあたっては同研究室・島崎潤也氏および動燃事業団・井爪昭忠氏から適切な助言を頂いた。なお、本報告書をまとめるにあたって、当研究室長・篠原慶邦氏には多大の力添えを頂いた。ここに深く感謝致します。

筆者のうち、工藤がこの研究に協力するに際して御配慮頂いた九州大学・太田正男教授に深く謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 工藤ほか：“熱交換基本モデルのハイブリッド計算(シミュレーション誤差の検討)”，JAERI-M6740(1976年10月)
- 2) R. Vichnevetsky：“Application of Hibrid Computers to the Integration of Partial Differential Equations of the First and Second Order”，IFIP Congress, 68 August 5-10(1968)
- 3) 島崎ほか：“ハイブリッド計算機による分布定数系のシミュレーション法”，JAERI-M5733,(1974年6月)
- 4) 三竹ほか：“多目的高温ガス実験炉の安全解析 — 基本概念設計に基づく平常時動特性ならびに事故時挙動の解析 — ”，JAERI-M6400,(1976年2月)
- 5) 下川ほか：“多目的高温ガス実験炉基本概念設計”，JAERI-M6141,(1975年6月)
- 6) 江崎ほか：“多目的高温ガス実験炉の安全保護機能 — 第1次概念設計に基づく — ”，JAERI-M6893(1977年1月)
- 7) 平野ほか：“多目的高温ガス実験炉の参考設計 — Mark III炉心の核特性 — ”，JAERI-M8293(1979年6月)
- 8) R. D. Benhan編：“EVALUATION OF HYBRID COMPUTER PERFORMANCE ON A CROSS SECTION OF SCIENTIFIC PROBLEMS”，

め、変化分のみシミュレータを使用する際に初期空間分布を求める手段として有効に利用できると思われる。最後に過渡応答の精度チェックのため、デジタルコードを開発して、比較を行うことを検討している。

謝 辞

本研究の実施に際して、現在、動力炉開発・安全性研究管理部次長・原 昌雄氏にはVHT Rモデルの決定と検討をお願いし、その上、計算に際しては適切な助言を頂いた。

同じく動安部・江崎正弘氏および同室員の方々には詳細データの検討に際して多くの協力を頂いた。

また、計算に際しては、ハイブリッド計算機システムの使用に際して原子炉制御研究室・渡辺光一氏に、結果の検討にあたっては同研究室・島崎潤也氏および動燃事業団・井爪昭忠氏から適切な助言を頂いた。なお、本報告書をまとめるにあたって、当研究室長・篠原慶邦氏には多大の力添えを頂いた。ここに深く感謝致します。

筆者のうち、工藤がこの研究に協力するに際して御配慮頂いた九州大学・太田正男教授に深く謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 工藤ほか：“熱交換基本モデルのハイブリッド計算(シミュレーション誤差の検討)”，JAERI-M6740(1976年10月)
- 2) R. Vichnevetsky：“Application of Hibrid Computers to the Integration of Partial Differential Equations of the First and Second Order”，IFIP Congress, 68 August 5-10(1968)
- 3) 島崎ほか：“ハイブリッド計算機による分布定数系のシミュレーション法”，JAERI-M5733,(1974年6月)
- 4) 三竹ほか：“多目的高温ガス実験炉の安全解析 — 基本概念設計に基づく平常時動特性ならびに事故時挙動の解析 — ”，JAERI-M6400,(1976年2月)
- 5) 下川ほか：“多目的高温ガス実験炉基本概念設計”，JAERI-M6141,(1975年6月)
- 6) 江崎ほか：“多目的高温ガス実験炉の安全保護機能 — 第1次概念設計に基づく — ”，JAERI-M6893(1977年1月)
- 7) 平野ほか：“多目的高温ガス実験炉の参考設計 — Mark III 炉心の核特性 — ”，JAERI-M8293(1979年6月)
- 8) R. D. Benhan 編：“EVALUATION OF HYBRID COMPUTER PERFORMANCE ON A CROSS SECTION OF SCIENTIFIC PROBLEMS”，

- BNWL-1278, UC-32. Mathematics and Computers. (January 1970)
- 9) International Association for Analog Computation 編: "Analog and hybrid computation applied to nuclear energy", International Symposium of Versailles, 16-18. (X-1968)
 - 10) Bakey ほか: "Hybrid Computation", (1968)

付録一 A 変数・定数記号表

記号	単位	名称	備考
t	sec	時間	$t = \tau T$
x	m	空間長	$x = \alpha X$
n	MW	原子炉出力	
e_i	MW	遅発中性子出力	
δk	$\Delta k/k$	反応度	$(k-1)/k$
ℓ	sec	中性子寿命	
β		遅発中性子割合	
λ	1/sec	遅発中性子崩壊定数	
q	Kcal/sec	発熱量	
θ	°C	常用温度	
w	kg/sec	重量流量	
v	m/sec	流速	
p	kg/cm ²	圧力	
A	Kcal/sec/MW	エネルギー変換定数	
k	°K	絶対温度バイアス	273.16°K
R	kg·m/kg·°K	ガス定数	
C	Kcal/kg·°C	比熱	
ρ	kg/m ³	密度	
h	Kcal/m ² ·sec·°C	熱伝達係数	
η		中性子出力分布率	
ξ		温度効果分布率	
a	$\Delta k/k/°C$	温度反応度係数	
G	kg	重量	
V	m ³	体積	
S	m ² /ch	断面積	ch : チャンネル
L	m	長さ	
B	m	幅	
Z		チャンネル数	
N _c		炉心軸方向分割数	
N _h		中間熱交換器軸方向分割数	

記号	単位	名称	備考
Δt		計算時間間隔	
τ		時間スケールファクター	$\tau = t/T$
a		空間スケールファクター	$a = x/X$
N		原子炉出力演算変数	n/n_{max}
C_i		遅発中性子出力演算変数	$c_i/c_{i max}$
δK		反応度演算変数	$\delta k/\delta k_{max}$
Q		発熱量 "	q/q_{max}
Θ		絶対温度演算変数	$\theta + k/\theta_{max} + k$
T		時間軸演算変数	
X		空間軸 "	

添字位置対応表

添字			名称	備考
第 1	第 2	第 3		
p			プレナム	
	ℓ		" 低温	
	h		" 高温	
r			反射体	
	u		" 上部	
	ℓ		" 下部	
	s		" 側部	
f			燃料体	
s			スリーブ	
c			冷却材	
b			ブロック	
d			二重管	
	h		" 高温側	
	ℓ		" 低温側	

添 字			名 称	備 考
第 1	第 2	第 3		
	w		二 重 管 断 热 壁	
h			中 间 热 交 换 器	
	1		“ 1 次 侧	
	2		“ 2 次 侧	
	w		“ 金 属 壁	
	i	i	入 口	
	o	o	出 口	
1	1	1	1 次 ル ー プ	
2	2	2	2 次 ル ー プ	
	a	a	a ル ー プ	
	b	b	b ル ー プ	

付録 - B 1次系システムに関するデータ

カード	記号	項目	単位	数値	備考
1	ICON	制御数値			16データ I5
2	SECDT	時間軸計算速度	sec	1.0	0 : N sec 1 : F sec 2 : Nmsec 3 : Fmsec
	SECCX	空間軸計算速度	sec	1.0	
	PMAX	出力スケーリング値	MW	100.	
	XMAX	温度スケーリング値	°C	1200.	
	DKMAX	反応度スケーリング値		0.0065	
3	CXLN	空間分布分割数		50.	燃料チャンネル
	XXLN	"		50.	中間熱交換器
4	DT	時間刻み幅	sec	10.	
	TIMDT	時間軸シミュレーション時間	sec	10.	
	TIMCX	空間軸刻み時間	sec/分割	0.07	
5	TIME	計算時間	sec	100.	
	TIMP	印字出力間隔	sec	10.	
6	PA	出力配分	MW	25.	
	PB	"	MW	25.	
7	WA	ガス流量配分	kg/sec	7.833	
	WB	"	kg/sec	7.833	
8	XPH	炉心ガス出口温度	°C	1000.	
	PPES	1次系圧力	kg/cm ²	40.	
9	PRESA	2次系圧力	kg/cm ²	43.	
	PRESB	"	kg/cm ²	43.	
9'	WOA	2次ループガス流量	kg/sec	7.666	
	WOB	"	kg/sec	7.666	
10	EL	中性子寿命 l	sec	0.000594	
	BETA	遅発中性子割合 β		0.00650	
	RAMDA	遅発中性子崩壊定数	1/sec	0.0755	
11	PTOT	換算定数	Kcal/sec/MW	239.0	MW→Kcal/sec
	RK	絶対零度	°K	273.15	
	ETA	ガス定数	kg·m/kg·°K	2120	
	CC	ガス比熱	Kcal/kg·°C	1.24	
12	CN	燃料チャンネル数		8130	

カード	記号	項目	単位	数値	備考
	QCORE	燃料チャンネル出力割合		0.9	
	ALF	燃料棒反応度温度係数	$\delta k / ^\circ\text{C}$	-0.00002	
	ALM	減速材 "	$\delta k / ^\circ\text{C}$	-0.00005	
13	CRU	比熱 上部反射体	$\text{Kcal}/\text{kg}\cdot^\circ\text{C}$	0.360	
	CRS	" 側部 "	"	0.390	
	CRL	" 下部 "	"	0.460	
	CF	" 燃料棒	"	0.48	at 1200°C
	CS	" スリーブ	"	0.47	at 1100°C
	CB	" ブロック	"	0.44	at 700°C
14	RRU	密度 上部反射体	kg/m^3	1800.0	
	RRS	" 側部 "	"	1800.0	
	RRL	" 下部 "	"	1800.0	
	RF	" 燃料棒	"	1650.0	
	RS	" スリーブ	"	1800.0	
	RB	" ブロック	"	1800.0	
15	CDM	二重管内壁 比熱	$\text{Kcal}/\text{kg}\cdot^\circ\text{C}$	0.135	
	RDM	" 密度	Kcal/m^3	1934.5	
	CXM	中間熱交換金属壁 比熱	$\text{Kcal}/\text{kg}\cdot^\circ\text{C}$	0.113	
	RXM	" " 密度	Kcal/m^3	8900.0	
16	UF	熱通過率, 燃料-スリーブ間	$\text{Kcal}/\text{m}\cdot\text{sec}\cdot^\circ\text{C}$	0.4399	
	UC	熱伝達係数, 冷却材	$\text{Kcal}/\text{m}^2\cdot\text{sec}\cdot^\circ\text{C}$	0.3750	
	UDH	熱通過率, 二重管内側	$\text{Kcal}/\text{m}\cdot\text{sec}\cdot^\circ\text{C}$	0.01284	
	UDL	" " 外側	"	0.01284	
	UXH	熱伝達係数, IHX 1次側	$\text{Kcal}/\text{m}^2\cdot\text{sec}\cdot^\circ\text{C}$	0.3750	中間熱交換器
	UXL	" " 2次側	"	0.3750	"
17	VPL	流路容積, 低温プレナム	m^3	78.245	
	VRU	" 上部反射体	"	0.0688	
	VRS	" 側部 "	"	0.46659	
	VRL	" 下部 "	"	0.0688	
18	MRU	重量 上部反射体	kg	8373.898	
	MRS	" 側部 "	"	47609.2656	
	MRL	" 下部 "	"	8373.8965	
19	AF	断面積, 燃料	m^2/ch	0.000763	ch:チャンネル
	AS	" スリーブ	"	0.000627	
	AC	" 冷却材	"	0.000302	
	AB	" ブロック	"	0.004316	

カード	記号	項目	単位	数値	備考
20	XLC	燃料チャンネル長	m	3.5	
	SS	スリーブ側伝熱面幅	"	0.1508	
	SB	ブロック側 "	"	0.1508	
21	ADH	二重管断面積, 内側	m ²	0.1046	
	ADL	" 外側	"	0.09572	
	ADM	" 断熱材	"	0.0980	
	XLD	二重管長	m	46.1	
22	AXH	IHX断面積, 1次側	m ²	0.986	IHX: 中間熱交
	AXL	" 2次側	"	0.0965	
	AXM	" 金属壁	"	0.0588	
	XLH	IHX伝熱面長, 1次側	m	7.37	
	XML	" 2次側	"	2.32	
23	SXH	IHX伝熱面幅, 1次側	m	90.12	
	SXL	" 2次側	"	22.56	