

JAERI - M
87-213

自己加圧一体型船用炉の動特性解析コード
(ISPDYN) の作成と加圧方式の検討

1988年1月

楠 剛・横村 武宣・鍋島 邦彦・
島崎 潤也・篠原 慶邦

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division
Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-
mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1988

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 いばらき印刷㈱

自己加圧一体型船用炉の動特性解析コード
(ISPDYN) の作成と加圧方式の検討

日本原子力研究所原子力船研究開発室

楠 剛・横村 武宣・鍋島 邦彦⁺・島崎 潤也⁺・篠原 慶邦⁺

(1987年12月22日受理)

本報告書は自己加圧一体型船用炉の動特性解析コード ISPDYN の作成と、これを用いて行った自己加圧方式の負荷追従特性の検討について述べたものである。

改良船用炉の一炉型として試設計を行った自己加圧一体型船用炉の動特性解析コード ISPDYN を作成した。本解析コードを用いて DRUCK コードと比較計算を行ったところ良好な結果が得られた。また、いくつかのパラメータについて感度解析を行った。本解析コードは計算時間が実時間の約 1/5 と極めて短いという特徴を持つ。

ISPDYN コードを用いて、自己加圧一体型船用炉とこれに圧力制御を行った場合の比較を、急速な負荷減少及び負荷増加について行い、自己加圧方式の特性に関して有用な知見が得られた。

Development of Plant Dynamic Analysis Code for Integrated
Self-Pressurized Water Reactor (ISPDYN), and
Comparative Study of Pressure Control Methods

Tsuyoshi KUSUNOKI, Takeyoshi YOKOMURA
Kunihiko NABESHIMA⁺, Junya SHIMAZAKI⁺ and Yoshikuni SHINOHARA⁺

Office of Nuclear Ship Research and Development
Japan Atomic Energy Research Institute
Toranomon, Minato-ku, Tokyo

(Received December 22, 1987)

This report describes the development of plant dynamic analysis code (ISPDYN) for integrated self-pressurized water reactor, and comparative study of pressure control methods with this code.

ISPDYN is developed for integrated self-pressurized water reactor, one of the trial design by JAERI. In the transient responses, the calculated results by ISPDYN are in good agreement with the DRUCK calculations. In addition, this report presents some sensitivity studies for selected cases. Computing time of this code is very short so as about one fifth of real time.

The comparative study of self-pressurized system with forced-pressurized system by this code, for rapid load decrease and increase cases, has provided useful informations.

Keywords: Dynamic Analysis, ISPDYN Code, Transient Response,
Sensitivity Study, Pressure Control Method, Self-pressurization

⁺ Department of Reactor Engineering, Tokai Research Establishment

目 次

| | |
|--------------------------------------|----|
| 1. 緒 言 | 1 |
| 2. 解析モデル | 3 |
| 2.1 解析モデルの概要 | 3 |
| 2.2 中性子動特性 | 3 |
| 2.2.1 中性子動特性方程式 | 3 |
| 2.2.2 燃料温度による反応度 | 3 |
| 2.2.3 制御棒による反応度 | 4 |
| 2.2.4 減速材による反応度 | 4 |
| 2.3 核熱出力 | 5 |
| 2.4 燃料温度 | 5 |
| 2.5 炉心熱水力特性 | 7 |
| 2.5.1 炉心解析モデル作成の前提条件 | 7 |
| 2.5.2 炉心チャンネル入口流量 | 7 |
| 2.5.3 炉心チャンネル領域 | 7 |
| 2.5.4 炉心バイパス領域 | 9 |
| 2.5.5 炉心クオリティの計算 | 9 |
| 2.5.6 ホットチャンネルの熱水力特性 | 10 |
| 2.6 一次ループの熱水力特性 | 10 |
| 2.6.1 解析モデル作成の前提条件 | 10 |
| 2.6.2 上部プレナム | 11 |
| 2.6.3 蒸気発生器入口 | 11 |
| 2.6.4 蒸気発生器 | 11 |
| 2.6.5 ポンプ入口部 | 12 |
| 2.6.6 アニュラス部及び下部プレナム | 12 |
| 2.7 自己加圧器の熱水力特性 | 12 |
| 2.7.1 解析モデル作成の前提条件 | 12 |
| 2.7.2 自己加圧器の質量及びエネルギーバランスと圧力計算 | 13 |
| 2.7.3 構造材と蒸気の熱伝達 | 14 |
| 2.7.4 ガス加圧 | 16 |
| 2.7.5 蒸気ドーム内の蒸発, 凝縮 | 16 |
| 2.7.6 サージ量 | 17 |
| 2.8 加圧器の熱水力特性 (強制加圧一体型炉の場合) | 17 |
| 2.8.1 解析モデル作成の前提条件 | 17 |
| 2.8.2 加圧器の質量及びエネルギーバランスと圧力計算 | 17 |

| | | |
|--------|----------------------------------|-----|
| 2.8.3 | 蒸気ドーム内の蒸発, 凝縮 | 19 |
| 2.9 | 蒸気発生器の熱水力特性 | 19 |
| 2.9.1 | 解析モデルの概要 | 19 |
| 2.9.2 | 蒸気発生器各領域の解析モデル | 20 |
| 2.10 | 蒸気系統動特性 | 21 |
| 2.10.1 | 蒸気系統の概要 | 21 |
| 2.10.2 | 主機タービン入口圧力 | 21 |
| 2.10.3 | タービン系統蒸気流量 | 22 |
| 2.11 | 原子炉プラントの制御系 | 23 |
| 2.11.1 | 原子炉出力制御系 | 23 |
| 2.11.2 | 給水制御系 | 23 |
| 2.12 | 初期定常状態の計算 | 23 |
| 2.12.1 | 自己加圧一体型炉蒸気ドーム部 | 23 |
| 2.12.2 | 自己加圧一体型炉一次ループ | 25 |
| 2.12.3 | 自己加圧一体型炉二次ループ | 26 |
| 2.12.4 | 強制加圧一体型炉 | 26 |
| 3. | 性能評価解析 | 38 |
| 3.1 | 解析モデルと解析条件 | 38 |
| 3.2 | 解析ケース | 38 |
| 3.3 | 解析結果の検討と評価 | 39 |
| 3.4 | 各種パラメータ, オプションに対する応答特性 | 40 |
| 3.4.1 | 減速材密度計算手法 | 40 |
| 3.4.2 | 蒸気ドーム壁からの除熱 | 40 |
| 3.4.3 | ギャップ熱伝達係数と燃料棒温度 | 41 |
| 3.4.4 | 上部プレナムのボイドの分離率とポンプ部リーク水量 | 41 |
| 3.4.5 | ガス加圧 | 41 |
| 3.4.6 | 蒸気発生器モデルを用いた場合 | 42 |
| 4. | 加圧方式の検討 | 64 |
| 4.1 | 解析モデルと解析条件 | 64 |
| 4.2 | 解析ケース | 65 |
| 4.3 | 解析結果の検討と評価 | 65 |
| 5. | 結論 | 79 |
| | 謝辞 | 79 |
| | 参考文献 | 80 |
| | 付録1 入力データ形式 | 81 |
| | 付録2 入出力例 | 93 |
| | 付録3 模擬関数 y_0, y_m, g, g_1 の決定法 | 100 |

Contents

| | |
|--|----|
| 1. Introduction | 1 |
| 2. Analytical Models | 3 |
| 2.1 General of Analitical Model | 3 |
| 2.2 Neutron Kinetics | 3 |
| 2.2.1 Neutron Kinetics Equation | 3 |
| 2.2.2 Doppler Coefficient of Reactivity | 3 |
| 2.2.3 Rod Worth of Reactivity | 4 |
| 2.2.4 Moderator Density Coefficient of Reactivity | 4 |
| 2.3 Nucler and Thermal Output Power | 5 |
| 2.4 Fuel Temperature | 5 |
| 2.5 Core Thermodynamics | 7 |
| 2.5.1 General of Core Analytical Models | 7 |
| 2.5.2 Core Channel Inlet Flow Rate | 7 |
| 2.5.3 Core Channel Region | 7 |
| 2.5.4 Core Bypass Region | 9 |
| 2.5.5 Quality in Core Region | 9 |
| 2.5.6 Hot Channel Thermo-Hydraulics | 10 |
| 2.6 Primary Loop Thermo-Hydraulics | 10 |
| 2.6.1 General of Analytical Model | 10 |
| 2.6.2 Upper Plenum Region | 11 |
| 2.6.3 Steam Generator Inlet Region | 11 |
| 2.6.4 Steam Generator Region | 11 |
| 2.6.5 Pump Inlet Region | 12 |
| 2.6.6 Annulus Region and Lower Plenum Region | 12 |
| 2.7 Self-Pressurizer Thermo-Hydraulics | 12 |
| 2.7.1 General of Analytical Model | 12 |
| 2.7.2 Mass and Energy Balance, and Numerical solution scheme for pressure | 13 |
| 2.7.3 Heat Transfer between Steam and Steam Dome Wall | 14 |
| 2.7.4 Gas Pressure | 16 |
| 2.7.5 Evaporation and Condensstion in Steam Dome Region | 16 |
| 2.7.6 Surge Flow Rate | 17 |

| | | |
|--------|--|----|
| 2.8 | Pressurizer Thermo-Hydraulics (Integrated Pressurized Water reactor) | 17 |
| 2.8.1 | General of Analytical Model | 17 |
| 2.8.2 | Mass and Energy Balance, and Numerical Solution Scheme for Pressure | 17 |
| 2.8.3 | Evaporation and Condensation in Steam Dome Region | 19 |
| 2.9 | Steam Generator Thermo-Hydraulics | 19 |
| 2.9.1 | General of Analytical Model | 19 |
| 2.9.2 | Analytical Model for Each Region | 20 |
| 2.10 | Steam Line Flow Dynamics | 21 |
| 2.10.1 | General of Steam Line | 21 |
| 2.10.2 | Main Turbine Inlet Pressure | 21 |
| 2.10.3 | Steam Flow in Turbine System | 22 |
| 2.11 | Control System Description | 23 |
| 2.11.1 | Control Rod Control System | 23 |
| 2.11.2 | Feed Water Control System | 23 |
| 2.12. | Steady State Initialization | 23 |
| 2.12.1 | Steam Dome Region : | |
| | Integrated Self-Pressurized Water Reactor | 23 |
| 2.12.2 | Primary Loop : | |
| | Integrated Self-Pressurized Water Reactor | 25 |
| 2.12.3 | Secondary Loop : | |
| | Integrated Self-Pressurized Water Reactor | 26 |
| 2.12.4 | Integrated Pressurized Water Reactor | 26 |
| 3. | Example of Code Performance Check Calculation | 38 |
| 3.1 | Model and Conditions of Analysis | 38 |
| 3.2 | Selected Analysis Cases | 38 |
| 3.3 | Results of Analysis | 39 |
| 3.4 | Sensitivity Study for Selected Parameters | 40 |
| 3.4.1 | Calculation Method of Moderator Density | 40 |
| 3.4.2 | Heat Removal Rate of Steam Dome Wall | 40 |
| 3.4.3 | Gap Conductance and Fuel Temperature | 41 |
| 3.4.4 | Bubble Separation Factor and Leak Flow from Pump | 41 |
| 3.4.5 | Gas Pressure | 41 |
| 3.4.6 | Steam Generator Model in Use | 42 |

| | |
|--|-----|
| 4. Comparison of Pressurization Methods | 64 |
| 4.1 Model and Conditions of Analysis | 64 |
| 4.2 Selected Analysis Cases | 65 |
| 4.3 Results of Analysis | 65 |
| 5. Conclusion | 79 |
| Acknowledgment | 79 |
| References | 80 |
| | |
| Appendix 1 Input Data Description | 81 |
| Appendix 2 Example of Calculation | 93 |
| Appendix 3 Fitting Parameters y_0, y_m, g, g_1 | 100 |

1. 緒 言

本報告書は、昭和58年～60年度において原子力船研究開発室が行った改良船用炉の試設計^{*1}に対して行った評価作業のうち特に自己加圧一体型炉の加圧特性に関して行った検討結果を記したものである。

従来、自己制御性が良いとされてきた自己加圧方式の負荷追従性の検討評価を、自己加圧一体型炉とこれに圧力制御を施した強制加圧一体型炉との比較により行った。

この作業のために、自己加圧一体型炉の動特性解析コード (ISPDYN) を作成した。

本解析コードは、EFDR型の自己加圧一体型炉及びこれに圧力制御を施した形での強制加圧一体型炉について過渡応答の評価解析を目的として開発された。

解析モデルの作成にあたっては、PWRDYN⁽¹⁾及びDRUCK⁽²⁾の解析モデルを参照した。

PWRDYNは原研において開発された高速なPWR動特性解析用コードで実測値との検証はなされていないが、詳細な事故解析用コードであるRETRANとの比較計算によりその有効性が示されている。DRUCKは西独GKSSで開発された自己加圧一体型炉の動特性解析用コードである。DRUCKは一次系を対象とした一点近似動特性解析コードで原子力船「オットハーン」の実測データにより検証されている。⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁵⁾⁽⁶⁾また、「オットハーン」に続く継承プロジェクト⁽⁷⁾においても用いられた実績がある。日立造船株式会社は、60年度、このDRUCKに対して貫流型蒸気発生器モデル、原子炉制御系、蒸気発生器制御系のモデルを新たに作成し、原研における改良船用炉試設計に用いた。このDRUCKを使用する場合には、炉心計算コードDYNAMITによる補正パラメータ $y_m \cdot y_o$ 、貫流型蒸気発生器の設計コードDAUSの出力が必要である。

自己加圧一体型炉の動特性解析が可能な汎用コードとしては詳細な事故解析用コードRELAP-5、RETRANがあるが、これらはLOCA解析用のコードを動特性解析用に改造したものであり、計算には長時間を要する。また、過去にRETRANを用いて自己加圧一体型炉の解析を行った結果、チムニー部での気泡分離がうまく表現できなかった。

RETRANコードが計算に長時間を要するのはモーメンタムの式を場所依存で解いているためであるが、LOCAを解析対照としない場合モーメンタムの式は極めて簡略化しても現実的な評価精度を失わない。また、DRUCKコードはモーメンタムの式を解いていないが、実測値と良い一致を示す。

以上のことを考慮して開発されたISPDYNは次のような特徴を有する。

- 1) 主冷却ループは単一ループで代表する。
- 2) 一次系圧力は蒸気ドーム部の圧力(ガス加圧)に等しいとする。
- 3) 炉心チャンネル領域は軸方向一次元で取り扱い炉心出口では半径方向熱出力分布を考慮する。

*1 原子力船研究開発室；「改良船用炉試設計報告書(自己加圧一体型炉)」JAERI-memo 61-326,
 原子力船研究開発室；「改良船用炉試設計報告書(半一体型炉)」JAERI-memo 61-327,
 原子力船研究開発室；「改良船用炉試設計報告書(一体型炉)」JAERI-memo 61-328
 すべて未公刊資料

- 4) ヘリカルコイル貫流式の蒸気発生器モデルは概略を模擬する程度とする。
- 5) 主な制御系はモデル化する。

本報告書は第2章において解析モデルの記述を行った。第3章ではいくつかのケースについて ISPDYN コードと DRUCK コードの解析結果の比較、及び各種パラメータに対する過渡応答解析を実施し、問題点の整理を行った。第4章では、自己加圧一体型炉と強制加圧一体型炉との加圧方式の検討を行った。第5章では、加圧方式の検討結果とコードの問題点等についてまとめた。付録1として入力データ形式を、付録2として入出力例を、付録3として減速材反応度を求めるための模擬関数の決定法を示した。

2. 解析モデル

2.1 解析モデルの概要

対象とした解析モデルの構成を Fig. 2.1 及び Fig. 2.2 に示す。図に示した原子炉は改良船用炉試設計において日立造船株式会社（以下日造と略す）によって提案された EFDR 型の自己加圧一体型炉である。

自己加圧一体型炉の冷却設備は、原子炉圧力容器（RPV）、炉内構造物、蒸気発生器および二次冷却水循環ポンプから構成され、炉心で発生した熱を蒸気発生器を通じて二次冷却系へ伝達する。別置きの加圧器は存在しない。

一次冷却水は炉心を下から上へ流れ、炉心で発生した熱を受け取り、炉心支持構造物の円筒の上方に設けられた穴から外側に流出し、蒸気発生器の下部に流入する。蒸気発生器で伝熱管内の二次冷却水に炉心で発生した熱を与えたのち一次冷却水は、一次冷却水循環ポンプで駆動され、蒸気発生器外筒と原子炉圧力容器の間のアニュラス部へ吐出される。アニュラス部を下降した一次冷却水は、炉心支持構造物下部の円錐部分に設けられた穴から、再び炉心の下方に流入する。炉心で発生したボイドは上部プレナムで分離されチムニーを上昇しドーム部に至る。また、蒸気発生器を出た一次冷却水の一部がポンプシール部よりドーム部水相へリークする。

本解析コードにおいては、この自己加圧一体型炉と同じ冷却水の流を持つ炉型について計算を行うことができる。

自己加圧一体型炉の詳細については「改良船用炉試設計報告書」に記されている。

2.2 中性子動特性

2.2.1 中性子動特性方程式

中性子の挙動は一点近似で取り扱い、遅発中性子は6群とする。記号については、記号表参照のこと。

$$\frac{dc_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\ell} n - \lambda_i c_i \quad (i=1, \dots, 6) \quad (2.2.1)$$

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\rho - \beta}{\ell} n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i c_i \quad (2.2.2)$$

反応度 ρ ($= \Delta k/k$) は、減速材密度、燃料温度（ドップラー）及び制御棒によるものを扱っている。

2.2.2 燃料温度による反応度

燃料温度による反応度 $\Delta \rho_f$ は、次式で表される。

$$\Delta \rho_f = (T_f - T_{f0}) \times \rho_f(T) \quad (2.2.3)$$

$\rho_f(T)$; 入力値 ($\Delta k/k/^\circ\text{C}$)

2.2.3 制御棒による反応度

制御棒による反応度は、原子炉制御系（制御棒制御系）をモデル化したブロック内で計算する。原子炉制御系の出力は反応度となる。原子炉制御系の詳細については、2.12.1を参照のこと。

2.2.4 減速材による反応度

減速材密度による反応度 $\Delta\rho_w$ の計算には、2種類の方法が用意されている。1つはDRUCKの手法にならい、模擬関数を導入し炉心の部分沸騰を考慮して反応度を求める方法である。もう1つは炉心を分割し、各領域の比容積を計算して、炉心領域の減速材平均密度より反応度を求める方法である。

(1) DRUCKの手法により求める場合

第1の方法は、DRUCKの手法に基づき炉心の部分沸騰を模擬するために無次元関数 $f(y)$ を用いる方法である。 $f(y)$ は炉心のかわき度 \bar{X} を、炉心出入口エンタルピ差と炉心入口でのサブクール度から求めるもので、次式で定義する。

$$\bar{X} = \frac{h_{\text{court}} - h_{\text{cin}}}{h_{fg}} \cdot f(y) \quad (2.2.4)$$

ここで、関数 $f(y)$ は次式で表される。

$$\begin{aligned} f(y) &= 0 & (y > y_m) \\ f(y) &= \frac{y_0}{y_m} \left[(y_m + y_0) \ell_n \left(\frac{y_m + y_0}{y + y_0} \right) - y_m + y \right] & (0 < y < y_m) \\ f(y) &= \frac{y_0}{y_m} \left[(y_m + y_0) \ell_n \left(\frac{y_m}{y_0} + 1 \right) - y_m \right] - y & (y < 0) \end{aligned} \quad (2.2.5)$$

上式で y は

$$y = \frac{h_f - h_{\text{cin}}}{h_{\text{court}} - h_{\text{cin}}} \quad (2.2.6)$$

であり、 y_m, y_0 は炉心に特有のパラメータで、DRUCKにおいては炉心計算コードDYNAMIT⁽¹¹⁾による計算結果より得られる。 y_m, y_0 の求め方を付録3に示す。炉心計算コードは必ずしもDYNAMITである必要はない。

減速材密度による反応度 $\Delta\rho_w$ は炉心の平均減速材密度 ρ (ρ_0 は初期値) の関数として、次式で表される。

$$\begin{aligned} \Delta\rho_w &= \rho_w(f) (\bar{\rho} - \bar{\rho}_0) \\ &= \rho_w(f) \left(\frac{1}{v_f + (v_g - v_f) \cdot \bar{X}} + \frac{g_1 - 1}{v_f} - \frac{\partial v}{\partial h} \cdot \frac{1}{v_f^2} \cdot \Delta_i \cdot g \right) \end{aligned} \quad (2.2.7)$$

ここで、 ΔT は以下のように定義する。

$$\Delta T = (h_{\text{court}} - h_{\text{cin}}) (f(0) - y) - h_{fg} \cdot \bar{X} \quad (2.2.8)$$

また、 g はサブクール度の重み因子[-]、 g_1 は飽和水の密度の重み因子[-]である。 $\rho_w(f)$ は補正を行った減速材密度反応度係数である。 $g, g_1, \rho_w(f)$ の求め方は付録3に示す。

(2) 炉心領域の減速材平均密度より求める場合

炉心領域を i_{max} 個のチャンネルに分割し、軸方向に j_{max} 個のノードに分割すると、チャンネル

i, ノード j の体積要素 ij における減速材のエンタルピ h_{ij} は次式で与えられる。

$$h_{ij} = h_{ij-1} + Q \cdot f_i / f_j / (i_{\max} \cdot j_{\max}) \quad (2.2.9)$$

ただし, $j=1$ の場合, $h_{ij-1} = h_{cin}$ とする。

要素体積 ij の比容積 v_{ij} は, サブクール領域ではエンタルピと比容積の表より求められ, $h_{ij} > h_f$ では次式により与えられる。

$$v_{ij} = (1 - X_{ij}) v_f + X_{ij} \cdot v_g \quad (2.2.10)$$

ここで, X_{ij} は要素 ij におけるクォリテイであり

$$X_{ij} = \frac{h_{ij} - h_f}{h_{fg}} \quad (2.2.11)$$

である。

この要素における比容積より, 炉心領域の減速材平均密度 $\bar{\rho}$ は次式で与えられる。

$$\bar{\rho} = \sum_i \sum_j \frac{1}{v_{ij}} / (i_{\max} \cdot j_{\max}) \quad (2.2.12)$$

炉心の減速材反応度は, 炉心領域の減速材平均密度 $\bar{\rho}$ ($\bar{\rho}_0$ は初期値) より

$$\Delta \rho_w = (\bar{\rho} - \bar{\rho}_0) \times \rho_w(f) \quad (2.2.13)$$

$\rho_w(f)$; 入力値 ($\Delta k/k/kg/m^3$)

2.3 核熱出力

中性子束 n の核分裂により放出される熱量 q_n は, 燃料棒内, チャネル内, チャネル外での発熱割合をそれぞれ R_{nf} , R_{nc} , R_{nl} とすれば,

$$q_n = (R_{nf} + R_{nc} + R_{nl}) K_n \cdot n \quad (2.3.1)$$

ここで, K_n は定数である。また, 炉心平均中性子束 n_0 で長時間運転した場合の崩壊熱 q_{dh} は, その後の数十分を ANS の標準式を模擬して次式で表す。

$$q_{dh} = R_{dh} \left(\frac{0.204}{1+15S} + \frac{0.216}{1+40S} + \frac{0.580}{1+1100S} \right) n_0 \quad (2.3.2)$$

ここで S はラプラス演算子, R_{dh} は崩壊熱の出力に占める割合である。崩壊熱はすべて燃料内で発熱したと仮定し, (2.3.1) 式の熱発生量を項目別に表すと

$$Q_{nf} = (1 - R_{dh}) R_{nf} K_n n \quad (2.3.3)$$

$$Q_{nc} = (1 - R_{dh}) R_{nc} K_n n \quad (2.3.4)$$

$$Q_{nl} = (1 - R_{dh}) R_{nl} K_n n \quad (2.3.5)$$

ここで, Q_{nf} , Q_{nc} , Q_{nl} はそれぞれ燃料棒内, 炉心チャネル内, 炉心チャネル外での発熱量である。

2.4 燃料温度

燃料ペレットと被覆材間のギャップに含まれるガスの熱容量を無視し, ペレット軸方向の熱伝導はないものと仮定する。半径方向にペレットを i_{\max} 等分, 被覆材を 1 領域にするとペレット

領域 i と被覆材についてバランス式は以下の通りである。軸方向には j_{\max} 等分するが各領域でのバランス式は同じである。

$$\rho_{fi} C_{pi} V_{fi} \frac{\partial}{\partial t} T_{fi} = A_{fi-1-i} H_{fi-1-i} (T_{fi-1} - T_{fi}) - A_{fi,i+1} H_{fi,i+1} (T_{fi} - T_{fi+1}) + q_{fi} \quad (2.4.1)$$

$$\rho_f C_{pc} V_c \frac{\partial}{\partial t} T_c = A_{fcj} H_{fc} (T_{fi\max} - T_c) - A_{cw} H_{cw} (T_c - T_w) \quad (2.4.2)$$

燃料ペレット内の熱伝達係数は隣接する領域の熱伝導度を体積を重みとして平均した値を用いる。

$$H_{fi,i+1} = \frac{V_{fi} k_{fi} + V_{fi+1} k_{fi+1}}{\Delta r_f (V_{fi} + V_{fi+1})} \quad (2.4.3)$$

燃料ペレットから被覆管への熱伝達係数は

$$\frac{1}{H_{fc}} = \frac{\Delta r_f}{2 k_{fi\max}} + \frac{1}{H_g} + \frac{\Delta r_c}{2 k_c} \quad (2.4.4)$$

ここで Δr_f は i_{\max} 等分された燃料ペレットの半径方向距離、 Δr_c は被覆管厚さ、 H_g はギャップ熱伝達係数、 k_f 、 k_c はそれぞれ燃料及び被覆管の熱伝導度である。

被覆管表面熱流束 q_{cs} は被覆管表面熱伝達係数を H_w 、被覆管表面温度を T_{cs} 、冷却材温度を T_w とすれば

$$q_{cs} = (T_{cs} - T_w) H_w \quad (2.4.5)$$

被覆管外径を r_{co} 、被覆管中心までの半径を r_{cc} とすれば被覆管表面温度 T_{cs} は定常状態では次式で表される。

$$T_{cs} = T_c - \frac{q_{cs} r_{co}}{K_c} \ell_n \frac{r_{cc}}{r_{co}} \quad (2.4.6)$$

被覆管は 1 領域で扱うので被覆管の平均温度で式を立てる。被覆管の熱伝導度は大きく、かつ被覆管厚さが小さいことから過渡状態においてもこの関係が成り立つとすると表面熱流束は (2.4.5)、(2.4.6) 式から T_{cs} を消去して次式で表される。

$$q_{cs} = (T_c - T_w) H_{cw} \quad (2.4.7)$$

$$\frac{1}{H_{cw}} = \left(\frac{1}{r_{co} H_w} + \frac{1}{K_c} \ell_n \frac{r_{cc}}{r_{co}} \right) r_{co} \quad (2.4.8)$$

被覆管から冷却材への実効的な熱伝達係数は (2.4.8) により求める H_{cw} である。 H_{cw} を求めるのに必要な被覆管表面での熱伝達 H_w は、Jens - Lottes⁽⁸⁾ の式を用いる。

$$H_w = \frac{q_{cs}}{\Delta T_{sat}} \quad (2.4.9)$$

$$\Delta T_{sat} = \frac{60 (q_{cs}/10^6)^{1/4}}{\exp(p/900)} \quad (2.4.10)$$

ここで、 ΔT_{sat} ; 壁温と飽和温度との差 (°F)

$$(T_{cs} - T_{sat})$$

q_{cs} ; 熱流束 (Btu / hr · ft²)

P ; 圧力 (psia)

である。

なお、(2.4.9)式の適用範囲は次の通りである。

圧力 ; 85 ~ 2,500 psia (5.98 ~ 175 kgf/cm²)

水温 ; 300 ~ 600 °F (148 ~ 315.5 °C)

熱流束 ; ~ 2,500,000 Btu/hr·ft²
; (~ 9.2 × 10⁵ kcal/hr·m²)

質量流量 ; 8,000 ~ 7,650,000 lb/hft²
(1.6 × 10³ ~ 1.57 × 10⁶ kg/m²h)

2.5 炉心熱水力特性

2.5.1 炉心解析モデル作成の前提条件

解析モデル作成にあたって次の前提条件を用いた。

- ① 冷却水の粘性、運動量は考慮しない。
- ② 1次冷却系の圧力分布は考慮しない。
- ③ 要素体積内では冷却水の状態量は一様とする。

2.5.2 炉心チャネル入口流量

炉心入口の流量を W_c としバイパスへの流量配分率を η とすれば、炉心チャネル内を流れる流量 W_{cc} とバイパス流量 W_{c1} は次式で表される。

$$W_{cc} = (1 - \eta) W_c \quad (2.5.1)$$

$$W_{c1} = \eta W_c \quad (2.5.2)$$

2.5.3 炉心チャネル領域

炉心チャネル領域を軸方向に、Fig.2.3のように j_{\max} 等分する。区間 j の入口位置を $j(-1)$ とし、出口位置を $j(+1)$ とする。冷却水が流路の区間 j において得るエネルギーは、区間 j の炉心チャネル領域で発生するエネルギーに等しいとすれば、この区間 j のエネルギーバランスは次式で表せる。

$$\begin{aligned} d/dt (m_j \cdot h_j) = & Q_j + W_{j(-1)} \cdot h_{j(-1)} \\ & - W_{j(+1)} \cdot h_{j(+1)} + P (V_j / J) \end{aligned} \quad (2.5.3)$$

上式において記号表にないものの意味は次の通り。

\dot{P} ; 圧力変化 [kg/m²·s]

J ; 仕事等量 [kgm/kcal]

要素体積へ流入する冷却水量 $W_{j(-1)}$ と流出する冷却水量 $W_{j(+1)}$ には次の関係がある。

$$\dot{m}_j = W_{j(-1)} - W_{j(+1)} \quad (2.5.4)$$

要素体積内の冷却水の質量 m_j は次式で表される。

$$m_j = V_j / v_j \quad (2.5.5)$$

V_j ; 要素体積 j の体積 [m^3]

v_j ; 要素体積 j 内の冷却水の比容積 [m^3/kg]

要素体積内の時間変化率 \dot{m}_j は次式で与えられる

$$\dot{m}_j = \frac{-V_j \left(\frac{\partial v}{\partial p} \dot{P} + \frac{\partial v}{\partial h} \dot{h}_j \right)}{v_j^2} \quad (2.5.6)$$

質量、エンタルピの時間変化率を冷却水がサブクール状態の場合と、沸騰している場合について示す。

(1) 冷却水がサブクール状態の場合 ($h_j \leq h_f$)

冷却水がサブクール状態の場合、(2.5.6) 式は次のようになる。

$$\dot{m}_j = \frac{-V_j \left(\frac{\partial v_w}{\partial p} \dot{P} + \frac{\partial v_w}{\partial h_w} \dot{h}_j \right)}{v_j^2} \quad (2.5.7)$$

$$d/dt (m_j \cdot h_j) = \dot{m}_j \cdot h_j + m_j \cdot \dot{h}_j$$

$$\dot{h}_j = \{ d/dt (m_j \cdot h_j) - \dot{m}_j \cdot h_j \} / m_j$$

上記よりエンタルピの変化率 \dot{h}_j は、次のようになる。

$$\begin{aligned} \dot{h}_j &= \frac{1}{m_j} \left\{ \left(Q_j + W_{i-1} h_{j-1} - W_i h_j + \dot{P} \frac{V_j}{j} \right) - (W_{i-1} - W_i) h_j \right\} \\ &= \frac{1}{m_j} \left\{ Q_j + W_{i-1} (h_{j-1} - h_j) + \dot{P} \frac{V_j}{j} \right\} \end{aligned} \quad (2.5.8)$$

(2) 冷却水が沸騰している場合 ($h_j > h_f$)

冷却水が沸騰している場合、2相全体の比容積 v_j は乾き度を X_j とすると次式で表せる。

$$v_j = (1 - X_j) v_f + X_j \cdot v_g \quad (2.5.9)$$

比容積の時間変化率 \dot{v}_j は、次のようになる。

$$\begin{aligned} \dot{v}_j &= (1 - X_j) \frac{\partial v_f}{\partial P} \dot{P} - \dot{X}_j v_f + X_j \frac{\partial v_g}{\partial P} \dot{P} + \dot{X}_j v_g \\ &= \left\{ (1 - X_j) \frac{\partial v_f}{\partial P} + X_j \frac{\partial v_g}{\partial P} \right\} \dot{P} + \dot{X}_j v_{fg} \end{aligned} \quad (2.5.10)$$

(2.5.5) 式より質量 m_j は、次式で表せる。

$$m_j = \frac{V_j}{\{(1 - X_j) v_f + X_j \cdot v_g\}^2} \quad (2.5.11)$$

質量の変化率 \dot{m}_j は、次式で与えられる。

$$\dot{m}_j = \frac{-V_j \left[\left\{ (1 - X_j) \frac{\partial v_f}{\partial P} + X_j \frac{\partial v_g}{\partial P} \right\} \dot{P} + \dot{X}_j v_{fg} \right]}{\{(1 - X_j) v_f + X_j v_g\}^2} \quad (2.5.12)$$

乾き度 X_j は次式により求めることができる。

$$X_j \begin{cases} = \frac{(h_i - h_f)}{h_{fg}} & (h_j > h_f) \\ = 0 & (h_j \leq h_f) \end{cases} \quad (2.5.13)$$

乾き度の時間変化率 \dot{X}_j は、次のようになる。

$h_j \geq h_f$ のとき

$$\begin{aligned} \dot{X}_i &= \frac{\left(\dot{h}_j - \frac{\partial h_f}{\partial P} \dot{P} \right) h_{fg} - (h_i - h_f) \left(\frac{\partial h_g}{\partial P} - \frac{\partial h_f}{\partial P} \right) \dot{P}}{h_{fg}^2} \\ &= \frac{h_{fg} \cdot \dot{h}_j + \left\{ \frac{\partial h_f}{\partial P} (h_f - h_g) + \frac{\partial h_g}{\partial P} (h_f - h_j) \right\} \dot{P}}{h_{fg}^2} \end{aligned} \quad (2.5.14)$$

$h_j < h_f$ のとき

$$\dot{X}_j = 0$$

エンタルピー変化率 \dot{h}_j は、(2.5.8) 式で与えられる。

2.5.4 炉心バイパス領域

炉心バイパス領域は、炉心チャンネル領域の周囲を流れるバイパス流の領域で、解析モデルでは 1 点近似で扱う。バイパス領域の平均のエンタルピーを h_{clav}

$$\frac{dh_{clav}}{dt} = \{ W_{cl} (h_{clout} - h_{clin}) + Q_{cl} \} \frac{v_{cl}}{V_{cl}} \quad (2.5.15)$$

出口のエンタルピー h_{clout} は、

$h_{clav} = (h_{clout} + h_{clin}) / 2$ の式にエンタルピーの輸送遅れを考慮して次式で表される。

$$\begin{aligned} h_{clout} &= \frac{2 h_{clav}}{1 + \frac{\tau_{cls}}{2}} - \frac{h_{clin}}{1 + \tau_{cls}} \\ \tau_{cl} &= \frac{V_{cl}}{V_{cl} \cdot W_{cl}} \end{aligned} \quad (2.5.16)$$

炉心バイパス部を出た冷却材は蒸気発生器入口で炉心チャンネル領域と上部プレナムを通過してきた冷却材と混合する。

2.5.5 炉心クオリティの計算

炉心に於て発生するボイドは、バルク沸騰により生じるもののみを取り扱う。

炉心領域を i 個の半径方向のチャンネルに分割し f_i を平均密度に対する i チャンネルの出力比とするとチャンネル出口のクオリティ $X_{i,jmax(+1)}$ は次式で求めることができる。

$$X_{i,jmax(+1)} = \frac{(f_i \cdot Q_{CAV})}{W_i - \Delta i} \cdot SF \left\{ \left(f_i \cdot \frac{Q_{CAV}}{W_i} \right) - \Delta i \right\} \quad (2.5.17)$$

$$\text{ここで, } SF(y) \begin{cases} = 1 & y > 0 \\ 0 & y \leq 0 \end{cases} \quad (2.5.18)$$

$$\Delta i = h_f - h_{in}$$

出力分布は過渡時においても不変とし、炉心出口において冷却材の混合が全く起きないと仮定

すると、炉心出口の平均クオリティ \bar{X} は次式で表される。

$$\bar{X} = \frac{\sum_i (X_{i, \text{jmax}+1}) \cdot W_i}{\sum_i W_i} \quad (2.5.19)$$

2.5.6 ホットチャンネルの熱水力特性

ホットチャンネルにおける熱水力特性計算は厳密な計算は行わず、前述の解析モデルを用いてホットチャンネルだけ独立に計算する。即ち、2.4節の燃料棒温度はホットチャンネル係数を用いた発熱量で計算し、2.5.3節の方法で冷却材エンタルピを計算する。限界熱流束はWH社のW-3相関式⁽⁹⁾を用いて計算する。

等価一様DNB熱流束は

$$\begin{aligned} q_{\text{DNB.EU}} = & [(2.022 - 6.119 \times 10^{-3} P) + (0.1722 - 1.4 \times 10^{-3} P) e^{(18.18 - 5.873 \times 10^{-2} P) X}] \\ & \times [(0.1484 - 1.5696 x + 0.1729 x |x|) G \times 2.048 \times 10^{-7} + 1.037] \\ & \times [1.157 - 0.869 x] [0.2664 + 0.8357 e^{-124.1 D_e}] \\ & \times [0.8258 + 1.429 \times 10^{-3} (h_f - h_{i,n})] \times 2.713 \times 10^6 \end{aligned} \quad (2.5.20)$$

ここで、P : 圧力 $\text{kg/cm}^2 \cdot \text{a}$

G : 流量 $\text{kg/m}^2 \cdot \text{h}$

D_e : 等価直径 m

x : クオリティ (負の値も用いる)

h : エンタルピ kcal/kg

非一様DNB熱流束は $q_{\text{DNB.EU}}$ を F-因子で除する。

$$q_{\text{DNB.NE}} = q_{\text{DNB.EU}} / F \quad (2.5.21)$$

$$F = \frac{C}{q_{\text{DNB}} (1 - e^{-l_{\text{DNB}}})} \int_0^{l_{\text{DNB}}} a(z) e^{-C(l_{\text{DNB}} - z)} dz \quad (2.5.22)$$

$$C = 17.32 \frac{(1 - X^{\text{DNB}})^{2.9}}{(2.048 \times 10^{-7} G)^{1.72}} \quad (2.5.23)$$

ここで、

l_{DNB} = 入口からDNB点までの距離 m

$q(z)$ = z 点の熱流束 $\text{kcal/m}^2 \cdot \text{h}$

DNBRは燃料表面熱流束 q との比であるので次のように計算できる。

$$\text{DNBR} = \frac{q_{\text{DNB.NE}}}{q} \quad (2.5.24)$$

2.6 一次ループの熱水力特性

2.6.1 解析モデル作成の前提条件

解析モデルの作成は次の前提条件のもとで行った。

- ① 一次ループはFig. 2.4に示す1ループで代表させる。

- ② ループの熱損失はないものとし、ポンプシール水等の枝管からの冷却水の出入りは無視する。ポンプ出口からチムニーへの冷却水のリークについては考慮する。
- ③ 冷却水の粘性、運動量は考慮しない。
- ④ 要素体積内では冷却水の状態量は一様である。

次節以降において解析モデルの各ノード毎のエネルギー及びマスバランスについて記述する。

2.6.2 上部プレナム

上部プレナムでは、Fig. 2.4 に示すように冷却材が炉心より流入し、蒸気発生器入口部へ流出する。また、ここにおいて冷却材中に含まれるボイドの一部が分離して、チムニーにエネルギーを与える。このボイド分離率を β で表し一定と仮定すると、チムニーを上昇するボイドによって運ばれるエネルギー Q_A は次式で表される。

$$Q_A = \beta (\bar{X} \cdot W_{cc}) h_{fg} \quad (2.6.1)$$

上部プレナムでは以下の関係式が成り立つ。各記号については Fig. 2.4 参照のこと。

$$\begin{aligned} d/dt (h_{op} \cdot m_{op}) = & W_{c\text{out}} \cdot h_{c\text{out}} - W_{o\text{pout}} \cdot h_{o\text{pout}} - Q_A - W_{s1} \cdot h_{op} \\ & + W_{s2} \cdot h_w + \dot{P} (V_{op} / J) \end{aligned} \quad (2.6.2)$$

$$m_{op} = W_{c\text{out}} - W_{o\text{pout}} - W_{s1} + W_{s2} \quad (2.6.3)$$

ここで、 W_{s1} : 上部プレナムからチムニーへの流量 (kg/sec)

W_{s2} : チムニーから上部プレナムへの流量 (kg/sec)

チムニーからのサージ流量を W_{sur} とすると

$$W_{sur} \geq 0 \text{ のとき, } W_{s1} = 0, W_{s2} = W_{sur}$$

$$W_{sur} < 0 \text{ のとき, } W_{s1} = -W_{sur}, W_{s2} = 0$$

なお、(2.6.3) の \dot{m}_{op} は別途 (2.5.6) 式と同じ式で与えられる。

2.6.3 蒸気発生器入口

蒸気発生器入口では Fig. 2.4 に示すように上部プレナムから流入した冷却材と炉心バイパスから流入した冷却材との混合が起こり、次の関係式を得る。

$$\begin{aligned} d/dt (h_{sgin} \cdot m_{sgin}) = & W_{o\text{pout}} \cdot h_{o\text{pout}} + W_{c\text{lout}} \cdot h_{c\text{lout}} - W_{s\text{gin}} \cdot h_{s\text{gin}} \\ & + \dot{P} (V_{s\text{gin}} / J) \end{aligned} \quad (2.6.4)$$

$$\dot{m}_{sgin} = W_{o\text{pout}} + W_{c\text{lout}} - W_{s\text{gin}} \quad (2.6.5)$$

なお、(2.6.5) 式の \dot{m}_{sgin} は別途 (2.5.6) と同じ式で与えられる。

2.6.4 蒸気発生器

蒸気発生器では一次側から二次側への熱伝達が行われる。伝熱量 Q_i は次式により計算される。

$$\frac{d}{dt} (h_{pump} \cdot m_{pump}) = W_{s\text{gout}} \cdot h_{s\text{gout}} - (W_A + W_L) h_{pump} + \dot{P} \frac{V_p}{J} \quad (2.6.6)$$

$$\dot{m}_p = W_{s\text{gout}} - W_A - W_L \quad (2.6.7)$$

ここで、 H_{1u} は一次側の熱伝達係数で、 H_1 は (2.4.9) 式より、 H_u は蒸気発生器伝熱管の熱伝導度より求める。蒸気発生器伝熱管の平均温度 T_{ui} は、体積、密度をそれぞれ V_u 、 ρ_u とすれ

ば次式で与えられる。

$$\begin{aligned} V_u \rho_u C_{pu} (dT_{ui}/dt) \\ = Q_j - H_{u2} A_2 (T_{ui} - T_{hi}) \end{aligned} \quad (2.6.8)$$

ここで、 T_{hi} は二次側加熱領域の伝熱管の温度である。二次側の熱伝達係数には自然循環の式 Clark - rohseow の式⁽¹⁰⁾を用いる。

$$H_2 = 4.55 \times 10^5 \frac{G^3 T_{sat}^2 \mu}{h_{fg}^2 \cdot P_r^{5.1}} \sqrt{\frac{\rho_f - \rho_g}{\sigma}} \quad (2.6.9)$$

ここで、 C_p : 比熱 (kcal/kg)

μ : 粘性係数 (kgs/m²)

σ : 表面張力 (kg/m)

2.6.5 ポンプ入口部

ポンプ入口では、Fig. 2.4 に示すように冷却水の一部がチムニーに流出し、残りがアニュラス部へ流れ次の関係式を得る。

$$d/dt (h_{\text{pump}} \cdot m_{\text{pump}}) = W_{\text{SGout}} \cdot h_{\text{SGout}} - (W_A + W_L) h_{\text{pump}} + \dot{P}(V_p/J) \quad (2.6.10)$$

$$\dot{m}_p = W_{\text{SGout}} - W_A - W_L \quad (2.6.11)$$

なお、(2.6.7) 式の \dot{m}_p は別途 (2.5.6) 式と同じ式で与えられる。

2.6.6 アニュラス部及び下部プレナム

アニュラス部及び下部プレナムでは流路の分岐はないので、炉心チャネル領域の式 (2.5.3) と同じ形となる。

$$d/dt (h_j \cdot m_j) = Q_j + W_{j(-1)} \cdot W_{j(-1)} - W_{j(+1)} \cdot W_{j(+1)} + \dot{P}(V_p/J) \quad (2.6.12)$$

ここで、 Q_j は流路に存在する滞留水等との熱の授受である。

2.7 自己加圧器の熱水力特性

2.7.1 解析モデル作成の前提条件

解析モデルの作成は次の前提条件のもとで行った。

- ① 状態量は液相部 (チムニー)、気相部 (蒸気ドーム) 各 1 点で近似する。
- ② 蒸気の過熱状態を考慮する。
- ③ ガス加圧を考慮する。
- ④ チムニーを上昇するボイドによる質量の移動は無視し、エネルギーのみ移動することとする。
- ⑤ 一次冷却水循環ポンプシール部からのコールドレグ水のリークによる質量及びエネルギーの移動を考慮する。
- ⑥ 構造材と蒸気の熱伝達を考慮する。
- ⑦ 一次系の圧力分布は考慮せず、圧力は場所に依存しない。

自己加圧器の質量、エネルギー、体積バランスを Fig. 2.5 に示す。

2.7.2 自己加圧器の質量及びエネルギーバランスと圧力計算

(1) 質量バランス

自己加圧器の液相部及び気相部のエネルギーバランスは次式で与えられる。

$$\dot{M}_w = W_{\text{cond}} - W_g + W_L + W_{S1} - W_{S2} \quad (2.7.1)$$

$$\dot{M}_D = W_g - W_{\text{cond}} - W_r \quad (2.7.2)$$

(2) エネルギーバランス

自己加圧器の液相部及び気相部のエネルギーバランスは次式で与えられる。

$$\begin{aligned} d/dt(M_w \cdot h_w) = (W_{S1} \cdot h_{op} - W_{S2} \cdot h_w) + W_{\text{cond}} \cdot h_f - W_g \cdot h_g \\ + Q_A + W_L \cdot h_{\text{pump}} + \dot{P} (V_w / J) \end{aligned} \quad (2.7.3)$$

$$d/dt(M_D \cdot h_D) = W_g - W_{\text{cond}} \cdot h_f - W_r \cdot h_D + \dot{P} (V_D / J) - Q_D \quad (2.7.4)$$

(3) エンタルピー変化

自己加圧器の液相部及び気相部の質量バランスの式及びエネルギーバランスの式を次に示す。

$$d/dt(M \cdot h) = \dot{M} \cdot h + M \cdot \dot{h}$$

$$\dot{h} = \{d/dt(M \cdot h) - \dot{M} \cdot h\} / M$$

液相部及び気相部のエンタルピー変化は、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \dot{h}_w = \frac{1}{M_w} \left\{ W_{S1} (h_{op} - h_w) + W_{\text{cond}} (h_f - h_w) + W_g (h_w - h_g) \right. \\ \left. + Q_A + W_L (h_{\text{pump}} - h_w) + \frac{V_w}{J} \dot{P} \right\} \end{aligned} \quad (2.7.5)$$

$$\dot{h}_D = \frac{1}{M_D} \left\{ W_g (h_g - h_D) + W_{\text{cond}} (h_D - h_f) - Q_D + \frac{V_D}{J} \dot{P} \right\} \quad (2.7.6)$$

(4) 体積バランス

自己加圧器の液相部及び気相部の体積は次の関係にある。

$$V_w = M_w \cdot M_w \cdot v_w \quad (2.7.7)$$

$$V_D = M_D \cdot M_D \cdot v_D \quad (2.7.8)$$

$$V_w + V_D = M_w \cdot v_w + M_w \cdot v_w + M_D \cdot v_D + M_D \cdot v_D = 0 \quad (2.7.9)$$

また、液相部及び気相部の比容積変化は、次式で与えられる。

$$\dot{v}_w = \frac{\partial v_w}{\partial h_w} \cdot \dot{h}_w + \frac{\partial v_w}{\partial P} \dot{P} \quad (2.7.10)$$

$$\dot{v}_D = \frac{\partial v_D}{\partial h_D} \cdot \dot{h}_D + \frac{\partial v_D}{\partial P} \dot{P} \quad (2.7.11)$$

これらの式を (2.7.9) 式に代入すると整理すると以下のようになる。

$$\begin{aligned}
 \dot{P} & \left[M_w \left(\frac{\partial v_w}{\partial P} + \frac{v_w}{J} \cdot \frac{\partial v_w}{\partial h_w} \right) + M_D \left(\frac{\partial v_D}{\partial P} + \frac{v_D}{J} \cdot \frac{\partial v_D}{\partial h_D} \right) \right] \\
 & + W_g \left[-v_w + \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_w - h_g) + v_D + \frac{\partial v_D}{\partial h_D} (h_g - h_D) \right] \\
 & + W_{cond} \left[v_w + \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_f - h_w) - v_D + \frac{\partial v_D}{\partial h_D} (h_D - h_f) \right] \\
 & + W_{S1} \left[v_w + \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_{op} - h_w) \right] - W_{S2} \cdot v_w - W_r \cdot v_D \\
 & + W_L \left[v_w + \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_{pump} - h_w) \right] + \frac{\partial v_w}{\partial h_w} Q_A - \frac{\partial v_D}{\partial h_D} Q_D = 0 \quad (2.7.12)
 \end{aligned}$$

自己加圧器内のチムニ一部及び蒸気ドーム部の比容積 v_w , v_D は次式で与えられる。

$$v_w = v_j - \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_f - h_w) \quad (2.7.13)$$

$$v_D = v_i - \frac{\partial v_D}{\partial h_D} (h_g - h_D) \quad (2.7.14)$$

したがって、圧力変化 \dot{P} は、次式で与えられる。

$$\dot{P} = - \frac{
 \begin{aligned}
 & W_g \left(v_{fg} - \frac{\partial v_w}{\partial h_w} h_{fg} \right) - W_{cond} \left(v_{fg} - \frac{\partial v_D}{\partial h_D} h_{fg} \right) \\
 & + W_{S1} \left\{ v_f - \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_f - h_{op}) \right\} \\
 & - W_{S2} \left\{ v_f - \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_f - h_w) \right\} \\
 & - W_r \left\{ v_g - \frac{\partial v_D}{\partial h_D} (h_g - h_D) \right\} \\
 & + W_L \left\{ v_f - \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_f - h_{pump}) \right\} \\
 & + \frac{\partial v_w}{\partial h_w} Q_A - \frac{\partial v_D}{\partial h_D} Q_D
 \end{aligned}
 }{
 M_w \left(\frac{\partial v_w}{\partial P} + \frac{v_w}{J} \cdot \frac{\partial v_w}{\partial h_w} \right) + M_D \left(\frac{\partial v_D}{\partial P} + \frac{v_D}{J} \cdot \frac{\partial v_D}{\partial h_D} \right)
 } \quad (2.7.15)$$

2.7.3 構造材と蒸気の熱伝達

蒸気ドーム構造材壁と蒸気ドーム内蒸気の熱伝達量の計算には、2種類の方法が用意されている。1つは初期定常時に蒸気ドーム構造材と蒸気ドーム内蒸気の熱伝達量をNusseltの膜状凝縮熱伝達式を用いて計算する方法である。もう1つは初期定常時に蒸気ドーム構造材温度、蒸気温度、熱伝達係数を入力値として熱伝達量を求める方法である。

(1) Nusseltの膜状凝縮熱伝達の式を用いる方法

このモデルにおいては次の前提条件を用いている。

- ① 構造材への熱伝達は蒸気から構造材への熱のみを考慮する。
- ② 蒸気は膜状凝縮するものとする。
- ③ 封入ガス (N₂) の熱伝達係数に及ぼす影響は無視できる。

構造材と蒸気の熱伝達量は次式から求められる。

$$Q_D = H \cdot S \cdot (T_o - T_s) \quad (2.7.16)$$

ここで、H : 熱伝達係数 (kcal/m² s °C)

S : 蒸気ドーム内面積 (m²)

T_s : 蒸気ドーム内温度 (°C)

T_o : 蒸気温度 (°C)

熱伝達係数Hは、Nusseltの膜状凝縮熱伝達の式により求める。

$$H = \frac{4}{3} \left(\frac{K_f^3 \cdot \rho_f^2 \cdot h_{fg} \cdot g}{3 \mu (T_{sat} - T_{ws}) l} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (2.7.17)$$

K_f : 熱伝導率 (kcal/m · s · °C)

h_{fg} : 凝縮潜熱 (kcal/kg)

μ : 粘性係数 (kg/ms)

g : 重力加速度 (m/s²)

l : 伝達面の鉛直方向長さ (m)

T_{SAT} : 飽和温度 (°C)

T_{ws} : 壁面温度 (°C)

ρ_f : 飽和水の密度 (kg/m³)

構造材壁面の温度T_{ws}は以下の式により求められる。

$$\dot{T}_{ws} = \frac{1}{M_{ws}} (Q_D - Q_{DO}) \quad (2.7.18)$$

$$Q_{DO} = Q_{DOi} \cdot \frac{T_{ws} - T_o}{T_{wsi} - T_o} \quad (2.7.19)$$

ここで、Q_{DO} : 蒸気ドーム部壁面からの熱放出率 (kcal/s)

Q_{DOi} : 蒸気ドーム部壁面からの熱放出初期の初期値 (kcal/s)

T_{ws} : 壁温 (°C)

T_{wsi} : 壁温初期値 (°C)

T_o : 外部温度 (一定) (°C)

M_{wsi} : 壁の熱容量 (kcal/°C)

T_{wsi}は、次式の繰り返し計算により求める。

$$T_{wsi} = T_{DD} - \frac{Q_{DOi}}{H(T_{wsi})} \quad (2.7.20)$$

(2) 熱伝達係数を入力する方法

構造材と蒸気の熱伝達量は(2.7.16)式より求められる。この式中のHを入力データにより与える。

蒸気ドーム構造材の内面温度は、蒸気ドーム構造材の熱容量を考慮しており次式で表される。

$$T_s = T_{si} + \int_0^t \frac{Q_D(t)}{M_{ws}} dt \quad (2.7.21)$$

ここで, T_{si} : 蒸気ドーム構造材温度 (°C)

M_{ws} : 蒸気ドーム構造材の熱容量 (kcal/°C)

2.7.4 ガス加圧

自己加圧器のガス加圧モデルの作成にあたっては次の前提条件を用いた。

- ① 封入ガスと水蒸気は常に平衡状態にある。
- ② 蒸気ドーム内では分圧の法則が成り立つ。
- ③ 封入ガスは1次冷却水へ溶融しない。
- ④ 封入ガスは理想気体として扱う。

一次系の圧力 P は分圧の法則により次式で表される。

$$P = P_D + P_N \quad (2.7.22)$$

P : 一次系圧力 (kg/cm²)

P_D : 水蒸気分圧 (kg/cm²)

P_N : 封入ガス分圧 (kg/cm²)

封入ガス分圧は次式により求める。

$$P_N(t) = P_N(0) \cdot \frac{V_D(0)}{V_D(t)} \cdot \frac{T(t)}{T(0)} \quad (2.7.23)$$

V_D : 蒸気ドーム気相部の体積 (m³)

T : 蒸気ドーム気相部の温度 (K)

(t): 時刻 (s)

時刻 t での一次系圧力 $P(t)$ は、次のようになる。

2.7.5 蒸気ドーム内の蒸発, 凝縮

蒸気ドーム内の蒸発, 凝縮率は次式で近似する。ここで, h_f , h_g は水蒸気分圧に対する物性値が与えられる。

(1) 蒸発

$$W_g \begin{cases} = \frac{m_w}{\tau_g h_{fg}} (h_w - h_f) & h_w > h_f \\ = 0 & h_w \leq h_f \end{cases} \quad (2.7.24)$$

(2) 凝縮

$$W_{cond} \begin{cases} = \frac{m_D}{\tau_{cond} h_{fg}} (h_g - h_D) & h_D \leq h_g \\ = 0 & h_D > h_g \end{cases} \quad (2.7.25)$$

ここで, τ_g : 蒸発の遅れ時間

τ_{cond} : 凝縮の遅れ時間

蒸気が過熱蒸気となる場合には, 蒸気ドーム部内での凝縮は起こらないものとする。

2.7.6 サージ量

チムニー、蒸気ドーム以外の一次冷却水流路での冷却水の膨張、収縮によりサージが生じる。したがって、サージ量 \dot{V}_{sur} は、次式により求められる。

$$\dot{V}_{sur} = \sum_i \left\{ \left(h_i \frac{\partial v}{\partial h} + \dot{P} \frac{\partial v}{\partial p} \right) m_i \right\} \quad (2.7.26)$$

V_{sur} と W_{s1} 及び W_{s2} の関係は次の通り。

$$\begin{aligned} \dot{V}_{sur} \geq 0 \text{ の時, } \dot{V} W_{s1} &= \dot{V}_{sur}, \quad W_{s2} = 0 \\ \dot{V}_{sur} < 0 \text{ の時, } \dot{V} W_{s1} &= 0, \quad W_{s2} = -\dot{V}_{sur} \end{aligned} \quad (2.7.27)$$

ポンプ部からチムニー部へのリーク水 W_L を考慮するとサージ量 W_{sur} は次式により求められる。

$$W_{sur} = -\dot{V}_{sur} + W_L$$

W_{sur} と W_{s1} 及び W_{s2} の関係は次の通り。

$$\begin{aligned} W_{sur} \geq 0 \text{ の時, } W_{s1} &= 0, \quad W_{s2} = W_{sur} \\ W_{sur} < 0 \text{ の時, } W_{s1} &= W_{sur}, \quad W_{s2} = 0 \end{aligned} \quad (2.7.28)$$

2.8 加圧器の熱水力特性（強制加圧一体型炉の場合）

2.8.1 解析モデル作成の前提条件

この加圧器モデルは自己加圧一体型炉のチムニー、蒸気ドーム部を加圧器とみなし、圧力制御のためにスプレーとヒータを装備したものである。加圧器を装備した強制加圧一体型炉の解析モデルをFig. 2.6に示す。加圧器モデルは基本的には自己加圧一体型炉の自己加圧器と同じモデルであるが以下の点が異なる。

- ① 一次冷却水循環ポンプシール部から蒸気ドーム部へのリークがない。
- ② 蒸気ドーム部にスプレーが行われる。
- ③ 上部プレナムからのボイドの分離による熱の授受がない。
- ④ チムニー部に相当する場所において電気ヒータによる加熱を行う。
- ⑤ ガス加圧を考慮しない。

強制加圧器の質量、エネルギー及び体積バランスをFig. 2.7に示す。

2.8.2 加圧器の質量及びエネルギーバランスと圧力計算

(1) 質量バランス

加圧器の液相部及び気相部の質量バランスは次式で与えられる。

$$M_w = W_{cond} - W_g + W_{sp} - W_{s1} - W_{s2} \quad (2.8.1)$$

$$M_D = W_g - W_{cond} - W_r \quad (2.8.2)$$

(2) エネルギーバランス

加圧器の液相部及び気相部のエネルギーバランスは次式で与えられる。

$$\begin{aligned} d/dt (M_w \cdot h_w) &= W_{s1} \cdot h_{op} - W_{s2} \cdot h_w + (W_{cond} + W_{csp}) h_f - W_g \cdot h_g \\ &\quad + (W_{sp} - W_{csp}) h_{sp} + Q_h + \dot{P} (V_w / J) \end{aligned} \quad (2.8.3)$$

$$\begin{aligned} d/dt (M_D \cdot h_D) &= W_g \cdot h_g - W_{\text{cond}} (h_f - h_w) \\ &+ W_{\text{csp}} (h_f - h_{\text{sp}}) + W_{\text{sp}} (h_{\text{sp}} - h_w) \\ &+ W_g (h_w - h_g) + Q_H + \dot{P} (V_w / V) \end{aligned} \quad (2.8.4)$$

(3) エンタルピーバランス

質量バランスの式及びエネルギーバランスの式より、加圧器の液相部及び気相部のエンタルピー変化は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \dot{h}_w &= \frac{1}{M_w} \{ W_{s1} (h_{op} - h_w) + W_{\text{cond}} (h_f - h_w) + W_{\text{csp}} (h_f - h_{\text{sp}}) \\ &+ W_{\text{sp}} (h_{\text{sp}} - h_w) + W_g (h_w - h_g) + Q_H + \dot{P} V_w / J \} \end{aligned} \quad (2.8.5)$$

$$\begin{aligned} \dot{h}_D &= \frac{1}{M_D} \left\{ W_g (h_g - h_D) + W_{\text{cond}} (h_D - h_f) - Q_D + \dot{P} \frac{V_D}{J} \right. \\ &\quad \left. - W_{\text{csp}} (h_f - h_{\text{sp}}) \right\} \end{aligned} \quad (2.8.6)$$

(4) 体積バランス

加圧器の液相部及び気相部の体積は次の関係にある。

$$V_w = M_w \cdot v_w \quad (2.8.7)$$

$$V_D = M_D \cdot v_D \quad (2.8.8)$$

$$V_w + V_D = \dot{M}_w \cdot v_w + M_w \cdot \dot{v}_w + \dot{M}_D \cdot v_D + M_D \cdot \dot{v}_D = 0 \quad (2.8.9)$$

また、液相部及び気相部の比容積変化は、次式で与えられる。

$$\dot{v}_w = \frac{\partial v_w}{\partial h_w} \cdot \dot{h}_w + \frac{\partial v_w}{\partial P} \dot{P} \quad (2.8.10)$$

$$\dot{v}_D = \frac{\partial v_D}{\partial h_D} \cdot \dot{h}_D + \frac{\partial v_D}{\partial P} \dot{P} \quad (2.8.11)$$

これらの式を(2.8.9)式に代入し整理すると以下のようなになる。

$$\begin{aligned} \dot{P} &\left[M_w \left(\frac{\partial v_w}{\partial P} + \frac{v_w}{J} \cdot \frac{\partial v_w}{\partial h_w} \right) + M_D \left(\frac{\partial v_D}{\partial P} + \frac{v_D}{J} \cdot \frac{\partial v_D}{\partial h_D} \right) \right] \\ &+ W_g \left[-v_w + \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_w - h_g) + v_D + \frac{\partial v_D}{\partial h_D} (h_g - h_D) \right] \\ &+ W_{\text{cond}} \left[v_w + \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_f - h_w) - v_D + \frac{\partial v_D}{\partial h_D} (h_D - h_f) \right] \\ &+ W_{s1} \left[v_w + \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_{op} - h_w) \right] - W_{s2} \cdot v_w - W_r \cdot v_D \\ &+ W_{\text{sp}} \left[v_w + \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_{\text{pamp}} - h_w) \right] + \frac{\partial v_w}{\partial h_w} Q_H - \frac{\partial v_D}{\partial h_D} Q_D \\ &+ W_{\text{csp}} \left[\frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_f - h_{\text{sp}}) - \frac{\partial v_D}{\partial h_D} (h_f - h_{\text{sp}}) \right] = 0 \end{aligned} \quad (2.8.12)$$

圧力変化 \dot{P} は、次式で与えられる。

$$\dot{P} = \frac{\left[\begin{aligned} &W_g \left(v_{fg} - \frac{\partial v_w}{\partial h_w} h_{fg} \right) - W_{cond} \left(v_{fg} - \frac{\partial v_D}{\partial h_D} h_{fg} \right) \\ &+ W_{s1} \left\{ v_f - \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_f - h_{op}) \right\} \\ &- W_{s2} \left\{ v_f - \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_f - h_w) \right\} \\ &- W_r \left\{ v_g - \frac{\partial v_D}{\partial h_D} (h_g - h_D) \right\} \\ &+ W_{sp} \left\{ v_f - \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_f - h_{sp}) \right\} \\ &+ W_{cp} \left\{ \left(\frac{\partial v_w}{\partial h_w} - \frac{\partial v_D}{\partial h_D} \right) (h_f - h_{sp}) \right\} \\ &+ \frac{\partial v_w}{\partial h_w} Q_H - \frac{\partial v_D}{\partial h_D} Q_D \end{aligned} \right]}{M_w \left(\frac{\partial v_w}{\partial P} + \frac{v_w}{J} \cdot \frac{\partial v_D}{\partial h_w} \right) + M_D \left(\frac{\partial v_D}{\partial P} + \frac{v_D}{J} \cdot \frac{\partial v_D}{\partial h_D} \right)} \quad (2.8.13)$$

2.8.3 蒸気ドーム内の蒸発、凝縮

蒸気ドーム内の蒸発、凝縮は次式で近似する。

(1) 蒸 発

自己加圧器の場合と同じ。(2.7.24)式参照

(2) 凝 縮

強制加圧器の凝縮量 W_{condt} は気相部蒸気がスプレーによって凝縮される量 W_{csp} と、液相部で凝縮する量 W_{cond} の和とする。

$$W_{condt} = W_{csp} + W_{cond} \quad (2.8.14)$$

$$W_{csp} = \frac{h_g - h_{sp}}{\tau_{csp} \cdot h_{fg}} \cdot W_{sp} \quad (2.8.15)$$

$$W_{cond} \begin{cases} = \frac{m_D}{\tau_{cond} \cdot h_{fg}} (h_g - h_D) & h_D \leq h_g \\ = 0 & h_D > h_g \end{cases} \quad (2.8.16)$$

サージ量の計算は自己加圧の場合と同じである。

2.9 蒸気発生器の熱水力特性

2.9.1 解析モデルの概要

一体型炉では、原子炉圧力容器内に貫流型蒸気発生器を内装する。この蒸気発生器部分については本コードでは蒸気発生器における除熱量を直接入力する方法と、簡易蒸気発生器モデルを用いる方法が用意されている。簡易モデルでは、Fig.2.2に示すように蒸気発生器を過熱領域と蒸

気ドーム領域に分割した。蒸気発生器解析モデルの概要は次の通りである。

- ① Uチューブ型蒸気発生器のダウンカマ領域に相当する部分は考慮せず、給水が加熱領域に直接流入するモデルとする。
- ② 二次系水は加熱領域において、予熱、沸騰、過熱が行われる。
- ③ ライザー領域は考慮せず、加熱領域を出た蒸気は直接蒸気ドーム領域に至りここより蒸気系統へ供給されるモデルとする。

2.9.2 蒸気発生器各領域の解析モデル

(1) 加熱領域

加熱領域では、Fig. 2.8 に示すように軸方向に対して I_{MAX} 等分し、各領域に質量、体積、エネルギーの保存則を適用すると隣接ノードとの間に次式を得る。

$$(v_f + v_{fg} x_{hi}) W_{hi} - (v_f + v_{fg} x_{hi-1}) W_{hi-1} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(D_{hi} \frac{dP}{dt} - Q_{hi} \right) SF_{hi} = 0 \quad (2.9.1)$$

ここで、 D_{hi} は次式で表される。

$$D_{hi} = \left(\frac{\partial h_f}{\partial P} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_f}{\partial P} \right) M_{fhi} + \left(\frac{\partial h_g}{\partial P} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial P} \right) M_{ghi} - \frac{V_{hi}}{J} \quad (2.9.2)$$

SF_{hi} は飽年度を表すファクターで (2.9.3) 式で計算される。この SF_{hi} を用いて全ノードに対して (2.9.1) 式を適用する。

$$SF_{hi} \begin{cases} = 1 & : h_f \leq h_{hi}, h_{hi-1} \\ = (h_{hi} - h_f) / (h_{hi} - h_{hi-1}) & : h_{hi-1} \leq h_f < h_{hi} \\ = 0 & : h_{hi-1}, h_{hi} < h_f \end{cases} \quad (2.9.3)$$

エンタルピは質量及びエネルギーバランス式を各領域に適用することにより次式により求められる。

$$M_{t,hi} \frac{d h_{hi}}{d t} = W_{hi-1} (h_{hi-1} - h_{hi}) + Q_{hi} + SF_{hi} \frac{V_{hi}}{J} \cdot \frac{d p}{d t} \quad (2.9.4)$$

伝熱量 Q_{hi} は (2.6.8) 式の第二項より次のように表わせる。

$$Q_{hi} = H_{u2} A_2 (T_{ui} + T_{u2 \max - i + 1} - 2 T_{hi}) \quad (2.9.5)$$

各領域のボイド率 α_{hi} は質量保存則より次式で表わされる。

$$\alpha_{hi} = \frac{1}{V_{hi} \left(\frac{1}{v_f} - \frac{1}{v_g} \right)} \int (W_{hi} - W_{hi-1}) dt \quad (2.9.6)$$

各領域のクオリティ X_{hi} は次式により計算する。

$$X_{hi} = (h_{hi} - h_f) / h_{fg} \quad (2.9.7)$$

各領域の水及び蒸気の質量は次の各式による。

$$M_{fhi} = \frac{(1 - d_{hi})}{v_f} V_{hi} \quad (2.9.8)$$

$$M_{ghi} = \frac{d_{hi}}{v_g} V_{hi} \quad (2.9.9)$$

$$M_{thi} = M_{fhi} + M_{ghi} \quad (2.9.10)$$

各領域の出口蒸気流量は次式で求められる。

$$W_{ghi} = X_{hi} W_{hi} \quad (2.9.11)$$

(2) 蒸気ドーム領域

加熱領域から蒸気ドーム領域へは蒸気のみが流入するし、この領域での蒸気の凝縮は生じないものとしている。したがって、この領域に質量、体積、エネルギーの各法則を適用してまとめると次式を得る。

$$\frac{h_{fg}}{v_{fg}} \left\{ v_g (W_{gh} - W_s) - \frac{dV_d}{dt} \right\} - D_d \frac{dP}{dt} = 0 \quad (2.9.12)$$

ここで、 D_d は次式で表わされる。

$$D_d = \left\{ \left(\frac{\partial h_g}{\partial P} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial P} \right) \frac{1}{v_g} - \frac{1}{J} \right\} V_d \quad (2.9.13)$$

蒸気圧力の変化率 \dot{P}_{sg} は次式であたえられる。

$$\dot{P}_{sg} = \frac{1}{D_d} \cdot \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \left\{ v_g (W_{gh} - W_s) - \frac{dV_d}{dt} \right\} \quad (2.9.14)$$

2.10 蒸気系統動特性

2.10.1 蒸気系統の概要

蒸気発生器から流出する蒸気流量は、タービン流量 W_{st} 、蒸気ダンプ流量 W_{sd} 、逃がし弁流量 W_{srf} 、系の熱損失を蒸気流量に換算した量 W_{loss} により次式で表わされる。

$$W_s = W_{st} + W_{sd} + W_{srf} + W_{loss} \quad (2.10.1)$$

蒸気発生器を出た蒸気は蒸気管をへてタービン制御弁へ達する。タービン制御弁入口圧力の求め方には2種類の方法が用意されている。一つは、主蒸気管部の動特性を分割した領域ごとに計算し求める方法である。もう一つは、蒸気発生器出口からタービン制御弁入口までの圧損が蒸気流量の2乗に比例して変化するとして求める方法である。

2.10.2 主機タービン入口圧力

(1) 主蒸気管部を考慮する方法

蒸気発生器出口からタービン制御弁入口までの主蒸気管内の蒸気の挙動を考慮する場合に用いる。

Fig. 2.9 に示すように、蒸気発生器出口から主蒸気隔離弁までを1領域とし、そこからター

ビン入口制御弁までを i_{\max} 等分する。蒸気逃がし弁の流量はドーム圧力 P_{SG} を用いて計算し、蒸気ダンプ弁は最終領域に含めて取り扱う。

質量保存則より次式が成立する。

$$\frac{\partial M_{si}}{\partial t} = W_{si-1} - W_{si} \quad (2.10.2)$$

体積保存則より次式が成立する。

$$v_g \frac{\partial M_{si}}{\partial t} + M_{si} \frac{\partial v_g}{\partial P} \frac{dP_i}{dt} = 0 \quad (2.10.3)$$

(2.10.2), (2.10.3) より領域 i の圧力変化は次式であらわせる。

$$\frac{dP_i}{dt} = \frac{v_g}{\frac{\partial v_g}{\partial P} M_{si}} (W_{si} - W_{si-1}) \quad (2.10.4)$$

領域間の蒸気流量は差圧の $1/2$ 乗に比例するものとする。

$$W_{si} = K_i \sqrt{P_{i-1} - P_i} \quad (2.10.5)$$

K_i は定数である。最終領域の蒸気流量はタービン制御弁の開度とタービン入口圧力と背圧により求められる。

(2) 主蒸気管による圧力効果のみを考慮する方法

主蒸気管部の蒸気の挙動を考慮しない場合に用いる。圧力の伝播速度は極めて速いので主蒸気管内の圧力分布が直ちに平行に達すると仮定すれば、主蒸気管による圧力損失を考慮することによりタービン制御弁入口圧力を求めることができる。主蒸気管の圧損は蒸気流量の 2 乗に比例して変化するものとする。

$$P_t = \{V_{iso}(P_{SG} + 1) - 1\} - K \Delta P_t^* \cdot (W_{st} + W_{sd})^2 \quad (2.10.6)$$

ΔP_t^* は定格出力時の主蒸気管の圧損であり、 K は定数である。 V_{iso} は主蒸気隔離弁の効果を表わす。

$$V_{iso} \begin{cases} = 1 & : \text{全開} \\ = f_{iso} & : \text{閉進行中} \\ = 0 & : \text{全閉} \end{cases} \quad (2.10.7)$$

2.10.3 タービン系統蒸気流量

タービン制御弁の開度と蒸気流量は直線的であるものとする。同一開度では蒸気流量 W_{st} はタービン制御弁の入口圧力と背圧の差圧に比例するので次式で表わせる。

$$W_{st} = K_{st} V_{tcv} \frac{P_{to} + 1}{P_{to}^* + 1} \quad (2.10.8)$$

$$P_{to} = V_{tcv} (P_t + 1) - 1 \quad (2.10.9)$$

個々で、 K_{st} は定数、 V_{tcv} はタービン制御弁開度、 P_t はタービン制御弁入口圧力、 P_{st} はタービン制御弁の下流側圧力である。

タービン制御弁開度は入力により与える。負荷の変化はタービン制御弁開度のほかに、蒸気流量変化を入力する方法、蒸気発生器での除熱量を入力する方法が用意されている。

主機タービンをバイパスする蒸気ダンプ弁流量はダンプ弁開度と主蒸気管最終領域の圧力により決まる。主蒸気管最終領域の圧力はタービン制御弁入口圧力と同じである。

$$W_{sd} = K_{sd} V_{sd} \frac{P_t + 1}{P_t^* + 1} \quad (2.10.10)$$

K_{sd} は定数、 V_{sd} はダンプ弁開度、 P_t は主蒸気管最終領域圧力である。

大気への放出を行う蒸気逃がし弁からの蒸気流量は逃がし弁開度と蒸気発生器圧力により決まる。蒸気発生器圧力としては蒸気ドーム領域の圧力を用いる。

$$W_{srf} = K_{srf} V_{srf} \frac{P_{sg} + 1}{P_{sg}^* + 1} \quad (2.10.11)$$

K_{srf} は定数、 V_{srf} は逃がし弁開度、 P_{sg} は蒸気発生器圧力である。

2.11. 原子炉プラントの制御系

2.11.1 原子炉出力制御系

試設計自己加圧一体型炉においてはFig. 2.10 に示すように原子炉圧力を一定に保つことにより、炉心出口温度を一定にする制御を行っている。

解析モデルにおいてはこの原子炉出力制御系をFig. 2.11 に示すように簡略化して扱っている。解析モデルではフィードバック付3位置制御器及びアクチュエータまでを含めてPI特性で近似した。

2.11.2 給水制御系

給水制御系は、蒸気圧力と基準圧力との偏差をバイアスとしてもつ蒸気流量に給水流量を一致させる制御を行う。Fig. 2.12 に給水制御系のブロックダイアグラムを示す。

給水制御弁は動作の時間遅れを考慮して1次遅れ要素として模擬する。給水流量は給水制御弁の開度に比例し、給水圧力にはよらないものとする。

給水エンタルピは一定とし、入力により与える。

2.12 初期定常状態の計算

2.12.1 自己加圧一体型炉蒸気ドーム部

過渡解析に移る前に一次系及び二次系のヒートバランスを整合させる必要がある。初期定常状態の設定では、まず一次系の設定圧力より蒸気ドーム部の状態量を求める。次に、炉心入口温度を設定し、蒸気発生器への伝熱量を定める。

まず、一次系圧力より蒸気ドーム部の初期状態量をもとめる。蒸気ドーム部の蒸気による初期圧力 P_{Do} は一次系圧力 P_o 及び加圧用ガス圧力 P_{No} より求められる。

$$P_{Do} = P_o - P_{No} \quad (2.12.1)$$

初期定常状態では蒸気ドーム部はエネルギー、質量ともバランスしているので(2.7.2), (2.7.4), (2.7.6)より次式が成り立つ。

$$\dot{M}_D = d/dt (M_D \cdot h_D) = \dot{h}_D = 0 \quad (2.12.2)$$

逃がし弁流量 W_r , 圧力変化 \dot{P} は零なので次の各式が成り立つ。

(2.7.2) 式より

$$W_g = W_{\text{cond}} \quad (2.12.3)$$

(2.7.4) 式より

$$\begin{aligned} Q_D &= W_g \cdot h_g - W_{\text{cond}} \cdot h_f \\ &= W_g \cdot h_{fg} \end{aligned} \quad (2.12.4)$$

(2.7.6) より

$$\begin{aligned} W_g (h_g - h_D) + W_{\text{cond}} (h_D - h_f) &= Q_D \\ &= W_g (h_g - h_D + h_D - h_f) = Q_D \\ &= W_g \cdot h_{fg} - Q_D = 0 \end{aligned} \quad (2.12.5)$$

蒸気ドーム内の蒸発、凝縮の式 (2.7.24), (2.7.25) に (2.12.4) を代入すると蒸気ドーム部及びチムニ一部の初期エンタルピー h_w, h_D

$$W_g = \frac{m_w}{\tau_g \cdot h_{fg}} (h_w - h_f) = \frac{Q_D}{h_{fg}} \quad (2.12.6)$$

$$W_{\text{cond}} = \frac{m_D}{\tau_{\text{cond}} \cdot h_{fg}} (h_g - h_D) = \frac{Q_D}{h_{fg}} \quad (2.12.7)$$

$$\therefore h_w = h_f + \frac{Q_D}{m_w} \cdot \tau_g \quad (2.12.8)$$

$$h_D = h_g - \frac{Q_D}{m_D} \tau_{\text{cond}} \quad (2.12.9)$$

チムニ一部の定常状態を考えると (2.7.1), (2.7.3), (2.7.6) 式において次式が成り立つ。

$$\dot{M}_w = d/dt (M_w \cdot h_w) = \dot{h}_w = 0$$

定常状態では $W_{s1} = 0$, $W_{s2} = W_L$ を仮定しているので次の各式が成り立つ。

(2.7.1) 式より

$$W_{s2} = W_L \quad (2.12.10)$$

(2.7.3) 式より

$$\begin{aligned} W_L (h_{\text{pump}} - h_w) - W_{\text{cond}} \cdot (h_w - h_{\text{pump}}) &= 0 \\ \therefore Q_A &= W_{\text{cond}} \cdot h_{fg} + W_L \cdot (h_w - h_{\text{pump}}) \end{aligned} \quad (2.12.11)$$

(2.7.6) 式より

$$\begin{aligned} W_{\text{cond}} (h_f - h_w) + W_g (h_w - h_g) + Q_A + W_L (h_{\text{pump}} - h_w) \\ = W_{\text{cond}} (h_f - h_w + h_w - h_g) + Q_A + W_L (h_{\text{pump}} - h_w) \end{aligned} \quad (2.12.12)$$

これらの式を (2.7.15) 式に代入すると分子は下記のように零となり、したがって $\dot{P} = 0$ で平行状態が成立する。

$$\begin{aligned}
 (2.7.15) \text{ 式の分子} &= W_{\text{cond}} \left\{ v_{fg} - \frac{\partial v_w}{\partial h_w} h_{fg} - v_{fg} + \frac{\partial v_D}{\partial h_D} h_{fg} \right\} \\
 &+ W_L \left\{ -v_f + \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_f - h_w) + v_f - \frac{\partial v_w}{\partial h_w} (h_f - h_{\text{pump}}) \right\} \\
 &+ \frac{\partial v_w}{\partial h_w} \{ W_L (h_w - h_{\text{pump}}) + W_{\text{cond}} \cdot h_{fg} \} - \frac{\partial v_D}{\partial h_D} \cdot W_{\text{cond}} \cdot h_{fg} \\
 &= W_{\text{cond}} \cdot h_{fg} \left\{ \left(\frac{\partial v_w}{\partial h_w} + \frac{\partial v_D}{\partial h_D} \right) + \left(\frac{\partial v_w}{\partial h_w} - \frac{\partial v_D}{\partial h_D} \right) \right\} \\
 &+ W_L \cdot \frac{\partial v_w}{\partial h_w} \{ (h_{\text{pump}} - h_w) + (h_w - h_{\text{pump}}) \} \\
 &= 0 \tag{2.12.13}
 \end{aligned}$$

2.12.2 自己加圧一体型炉一次ループ

蒸気ドーム部の初期設定を行った後に、炉心入口エンタルピの設定を行う。
原子炉出力と炉心入口及び出口エンタルピの間には次の関係が成立する。

$$h_{\text{cool}} - h_{\text{cin}} + \frac{Q}{W_{\text{cc}}} = 0 \tag{2.12.14}$$

ここで、 Q は炉心出力、 W_{cc} は炉心流量である。

チムニー部を上昇するボイドのエネルギー Q_A に対しては次のエネルギーバランスが成立する。

$$Q_A = Q_{\text{sur}} - Q_L + Q_D \tag{2.12.15}$$

ここで、 Q_{sur} はサージ流のエネルギー、 Q_L はポンプリーク水のエネルギー、 Q_D は蒸気ドームからの放熱のエネルギーである。

ポンプリーク水のエネルギー Q_L は初期定常状態において次式で表わされる。

$$Q_L = h_{\text{cin}} \cdot W_c \cdot \alpha_L \tag{2.12.16}$$

ここで、 w_c は一次系流量、 α_L はポンプのリーク率である。

サージ流のエンタルピはチムニーと同様に一次系圧力の飽和エンタルピに等しいと仮定すれば次式で表わされる。

$$Q_{\text{sur}} = h_{\text{sat}} \cdot W_c \cdot \alpha_L \tag{2.12.17}$$

h_{cin} は (2.12.15), (2.12.16), (2.12.17) 式を満たすように繰り返し計算を行い決定する。得られた h_{cin} を用いて次式の Δh を求め、この Δh が設定値以下になるように (2.12.19) 式を用いて h_{cin} を修正する。

$$\Delta h = 1 - \frac{Q_A(h_{\text{cin}})}{Q_{\text{sur}}(h_{\text{sat}}) - Q_L(h_{\text{cin}}) + Q_D} \tag{2.12.18}$$

$$h_{\text{cin}} = h_{\text{cin}} (\Delta h \cdot R_t + 1) \tag{2.12.19}$$

(2.12.19) 式において右辺の h_{cin} は繰り返し計算により得られた入口エンタルピであり、左辺の h_{cin} は $(\Delta h \cdot R_t + 1)$ により修正された最終的な入口エンタルピである。 R_t は重みで $0 < R_t < 1$ である。この重みはボイド分離率、ポンプリーク率、初期設定出力により異なる。

2.12.3 自己加圧一体型炉二次ループ

最後に蒸気発生器への伝熱量を求める。蒸気発生器での伝熱量 W_{hi} と蒸気ドーム部からの放熱 W_D の合計は原子炉出力 Q に等しい。このとき蒸気発生器二次側温度も伝熱量の関数となっているので二次側の熱バランスも同時に決定する必要がある。

$$\sum_i Q_{hi} - (Q - Q_D) = 0 \quad (2.12.20)$$

$$\sum_i Q_{hi} + h_{fd} \cdot W_{fd} - h_g \cdot W_s = 0 \quad (2.12.21)$$

ここで、 $\sum_i Q_{hi}$ は蒸気発生器二次側蒸気が得る熱量、 h_{fd} は給水のエンタルピ、 h_g は蒸気のエンタルピ、 W_{fd} は給水流量、 W_s は蒸気流量である。

初期定常状態では、給水流量と蒸気流量は等しい。

$$\sum_i Q_{hi} = W_{fd} (h_g - h_{fd}) \quad (2.12.22)$$

給水エンタルピを与えると出口の蒸気エンタルピは一意的に定める。

$$h_g = \frac{Q}{W_{fd}} + h_{fd} \quad (2.12.23)$$

一方蒸気発生器加熱領域の温度分布を蒸気表を用いて求める。求めた温度分布より伝熱量 $\sum Q_{hi}$ を計算し次式により $(Q - Q_D)$ との相対誤差 ΔQ を得る。この ΔQ が設定値以下となるように蒸気発生器の熱伝達係数 H_u を求め (2.12.25) 式により修正を行う。

$$\Delta Q = \frac{(Q - Q_D)}{\sum_i Q_{hi}} - 1 \quad (2.12.24)$$

$$H_u = H_u (\Delta Q \cdot R_g + 1) \quad (2.12.25)$$

(2.12.25) 式において、右辺の H_u は蒸気発生器加熱領域の温度分布より求めた熱伝達率であり、左辺の H_u は $(\Delta Q \cdot R_g + 1)$ により修正された最終的な熱伝達係数である。 R_g は重みで $0 < R_g < 1$ である。

2.12.4 強制加圧一体型炉

強制加圧一体型炉の初期設定では、設定出力に対する炉心入口温度を設定し、次に蒸気発生器への伝熱量を求める。

まず、設定出力に対する炉心入口温度を設定し一次冷却系各部の初期状態量を決定する。強制加圧炉では一次冷却材の平均温度が設定されており次の2式を満足せねばならない。

$$T_{cin} + T_{cout} - 2T_{av} = 0 \quad (2.12.26)$$

$$h_{cout} - h_{cin} - (Q/W_{cc}) = 0 \quad (2.12.27)$$

ここで、 T_{av} は入力により与えられる冷却材の平均温度であり、 h_{cin} 及び h_{cout} は炉心入口及び出口温度より計算される炉心入口及び出口のエンタルピである。

(2.12.26)、(2.12.27) 式を満たすために h_{cin} は次の手順で挟み打ち法により求められる。 h_{cin} が決まれば h_{cout} は一意的に定まる。得られた炉心入口及び出口エンタルピより相対誤差 Δh を求める。この Δh が設定値以下になるように (2.12.29) により修正を行う。

$$\Delta h = \frac{h_{cout} - h_{cin}}{Q} - 1 \quad (2.12.28)$$

$$T_{cin} = T_{cin} (\Delta h \cdot R_t + 1) \quad (2.12.29)$$

(2.12.29) 式において右辺の T_{cin} は挟み打ち法により求められた炉心入口温度であり、左辺の T_{cin} は $(\Delta h \cdot R_t + 1)$ により修正された最終的な炉心入口温度である。

蒸気発生器における伝熱量及び2次系ループの初期状態量の設定は自己加圧一体型炉の場合と同じ方法で行う。

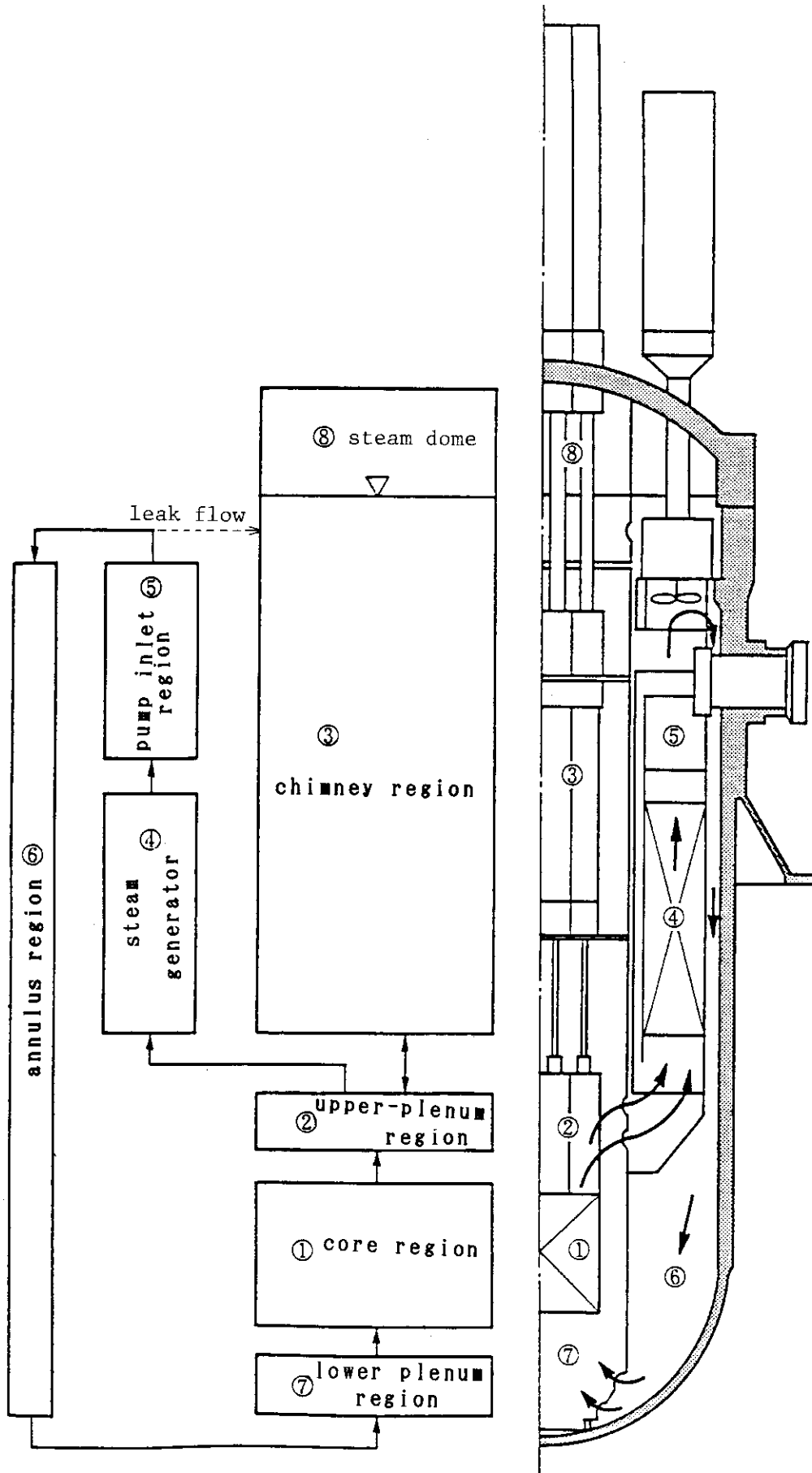


Fig. 2.1 Analytical model of primary loop

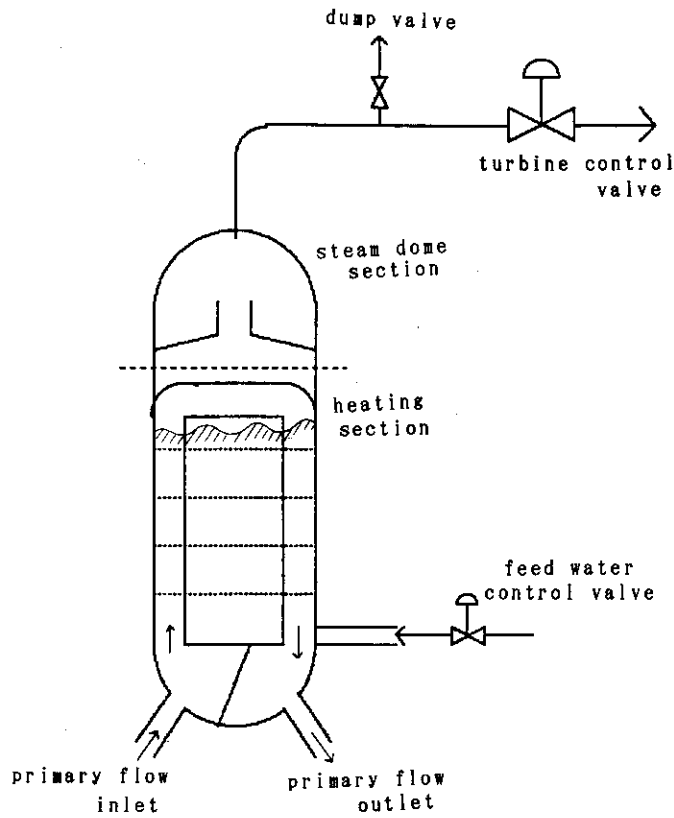


Fig. 2.2 Analytical model of SG

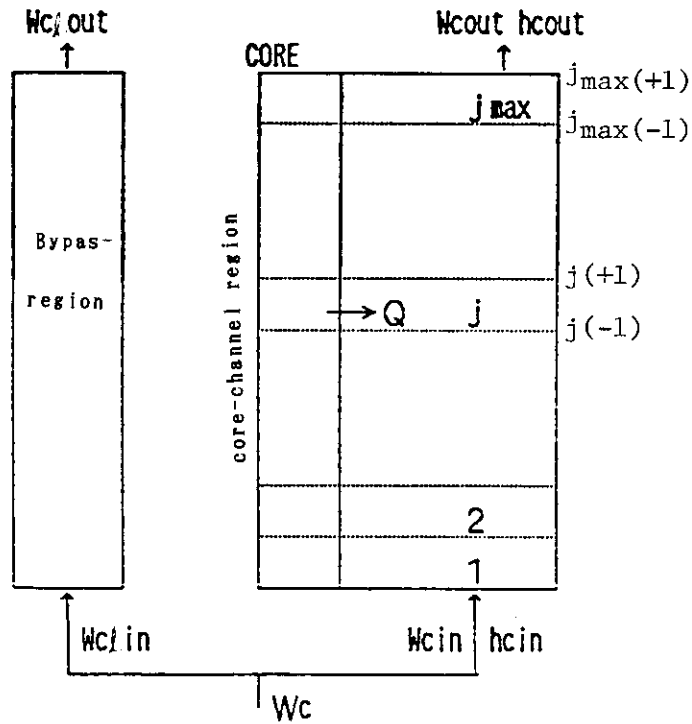


Fig. 2.3 Analytical model of core region

⇐ energy and mass removal
 ← only energy removal

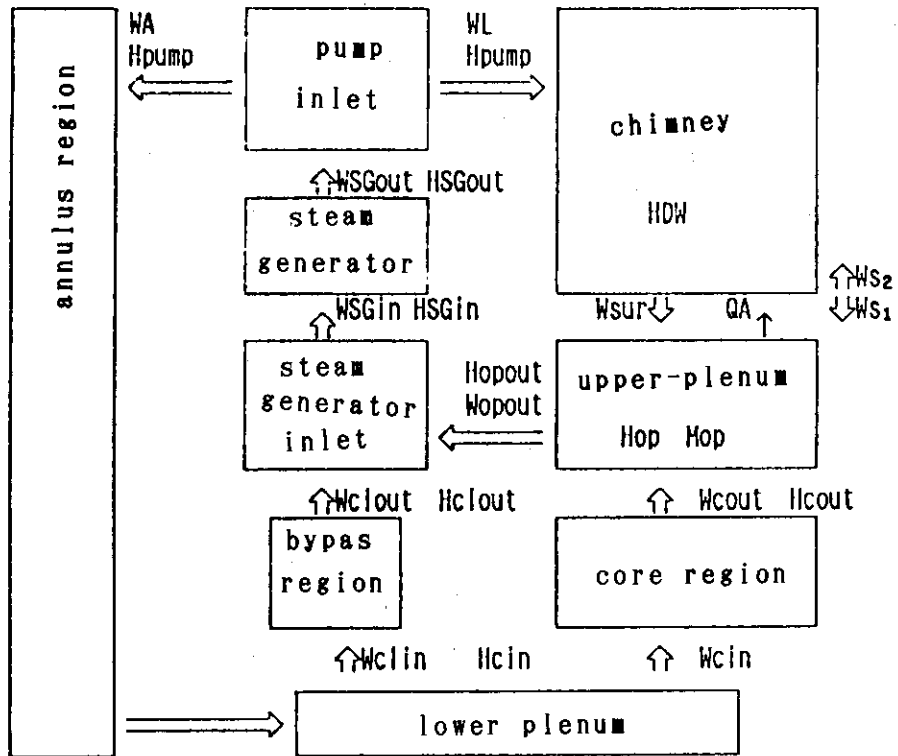
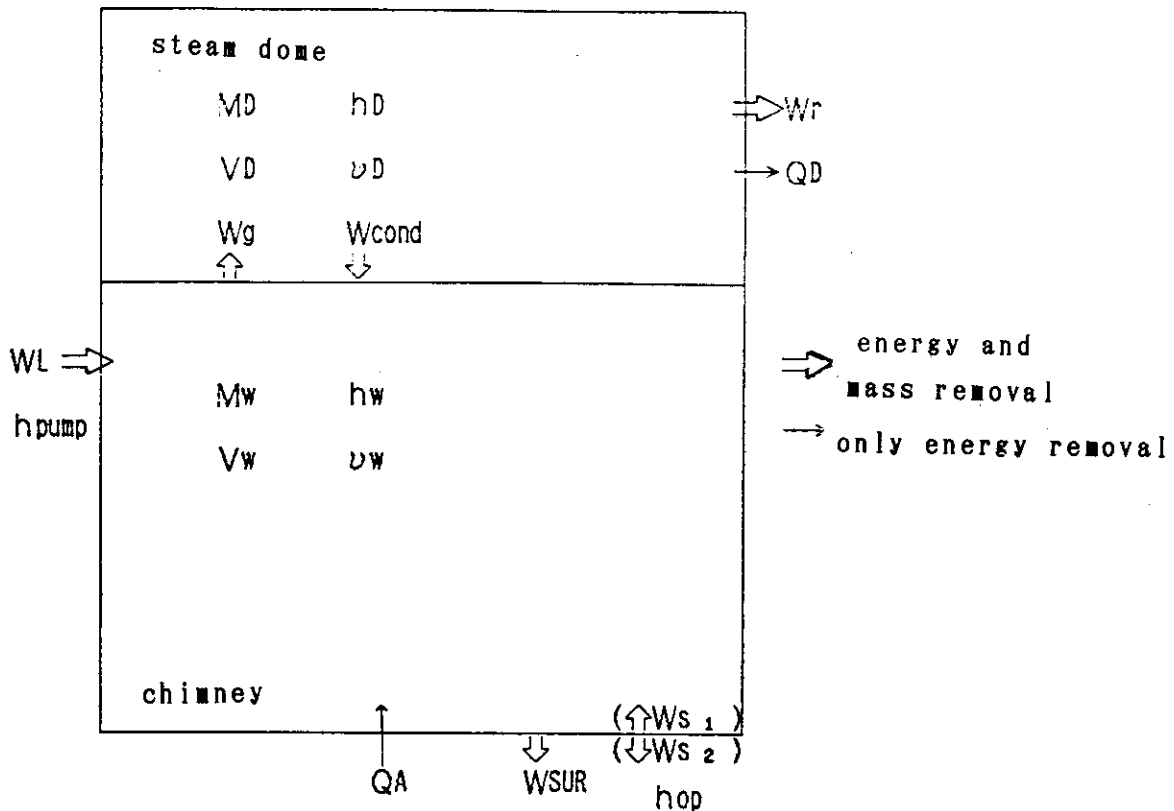


Fig. 2.4 Energy and mass balance of primary loop



- QD : Radiate heat from steam dome wall (kcal/s)
 QA : Heat removal with bubble separation (")
 $WSUR$: Surge flow (kg/s)
 $WSUR \geq 0, W_{s1} = 0, W_{s2} = WSUR /$
 $WSUR < 0, W_{s1} = -WSUR, W_{s2} = 0$
 WL : Leak flow (kg/s)
 Wg : Evaporation rate (")
 $Wcond$: Condensation rate (")
 Wr : Relief valve flow rate (")
 MD, Mw : Steam dome region and chimney region mass (kg)
 VD, Vw : Steam dome region and chimney region volume (m^3)
 hD, hw : Steam dome region and chimney region entalpy (kcal/kg)
 vD, vw : Steam dome region and chimney region specific volume (m^3/kg)
 $hpump$: leak flow enthalpy (kcal/kg)

Fig. 2.5 Mass, energy, volume valance of self-pressurizer

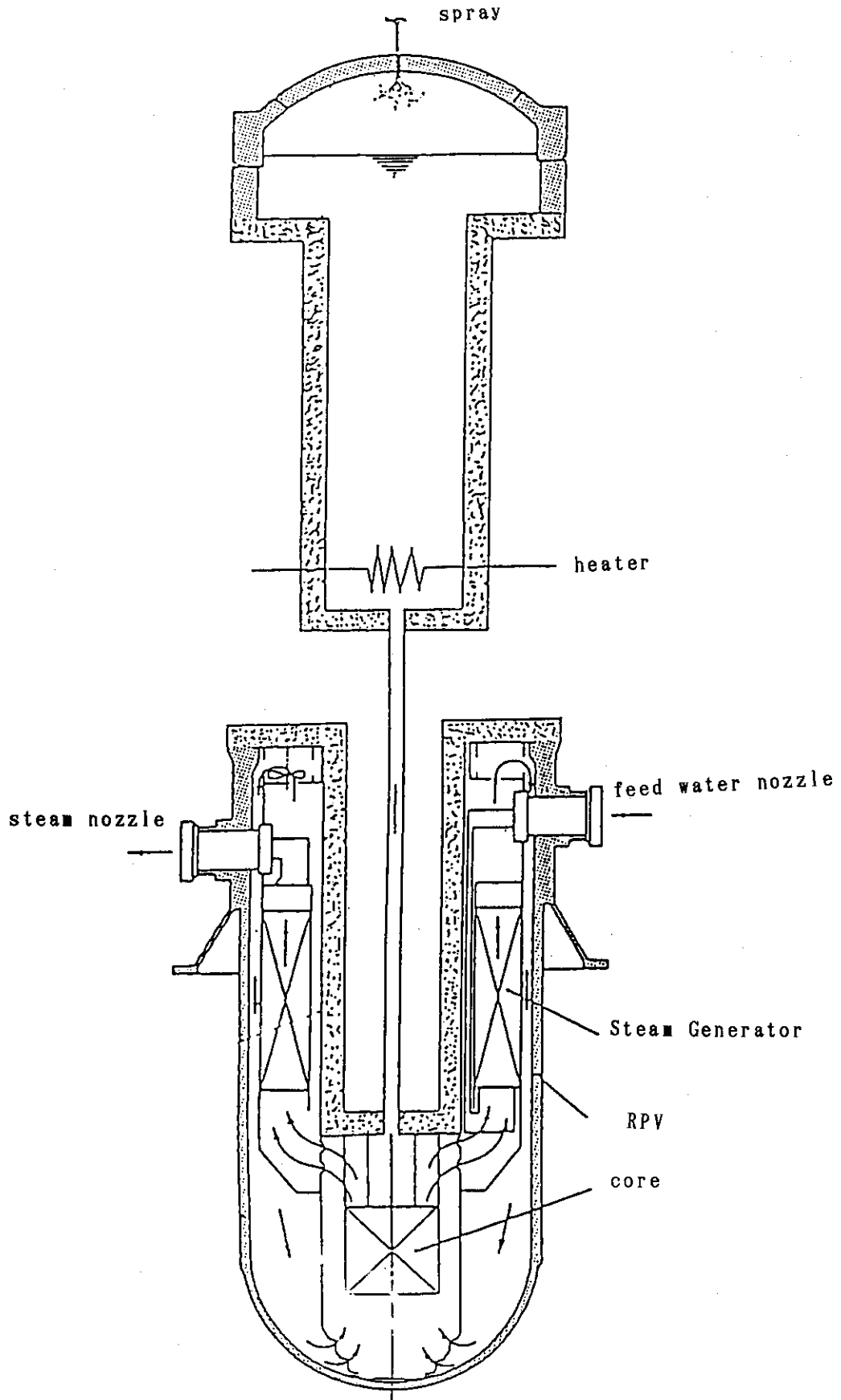
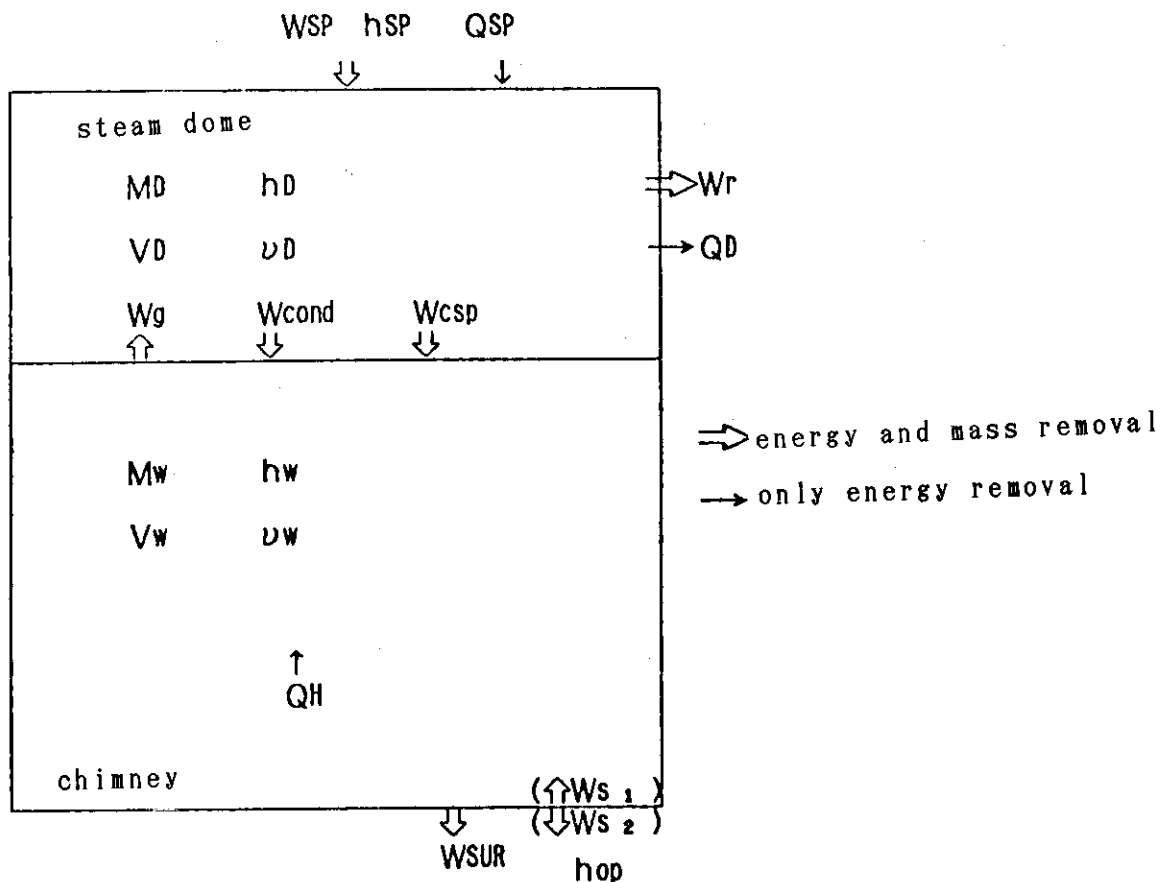


Fig. 2.6 Analytical model of pressurizer



- ここで、
- QD : Radiate heat from steam dome wall (kcal/s)
 - QH : pressurizer heater output (")
 - QSP : heat of condensation with spray (")
 - WSUR : Surge flow (kg/s)
 $WSUR \geq 0, Ws_1 = 0, Ws_2 = WSUR$
 $WSUR < 0, Ws_1 = -WSUR, Ws_2 = 0$
 - WSP : spray flow rate (kg/s)
 - Wg : Evaporation rate (")
 - Wcond : Condensation rate of liquidus phase (kg/s)
 - Wcsp : Condensation rate with spray (")
 - Wr : Relief valve flow rate (")
 - MD, Mw : Steam dome region and chimney region mass (kg)
 - VD, Vw : Steam dome region and chimney region volume (m³)
 - hD, hw : Steam dome region and chimney region entalpy (kcal/kg)
 - vD, vW : Steam dome region and chimney region specific volume (m³/kg)
 - hSP : leak flow enthalpy (kcal/kg)

Fig. 2.7 Mass, energy, volume valance of pressurizer

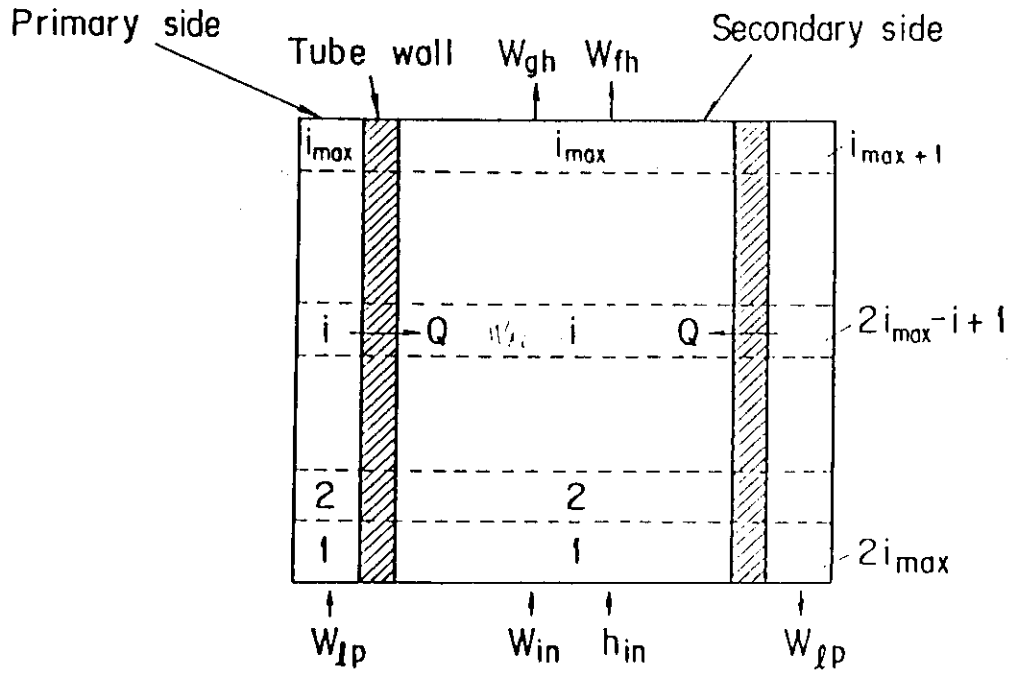


Fig. 2.8 Analytical model of SG heating section

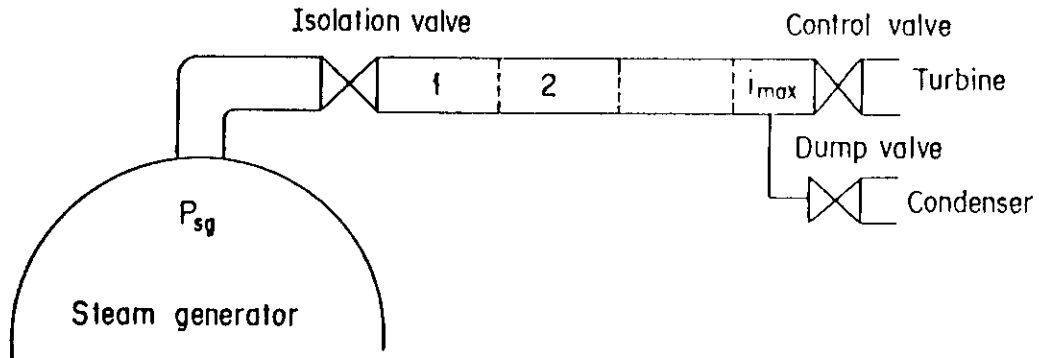


Fig. 2.9 Analytical model of steam line

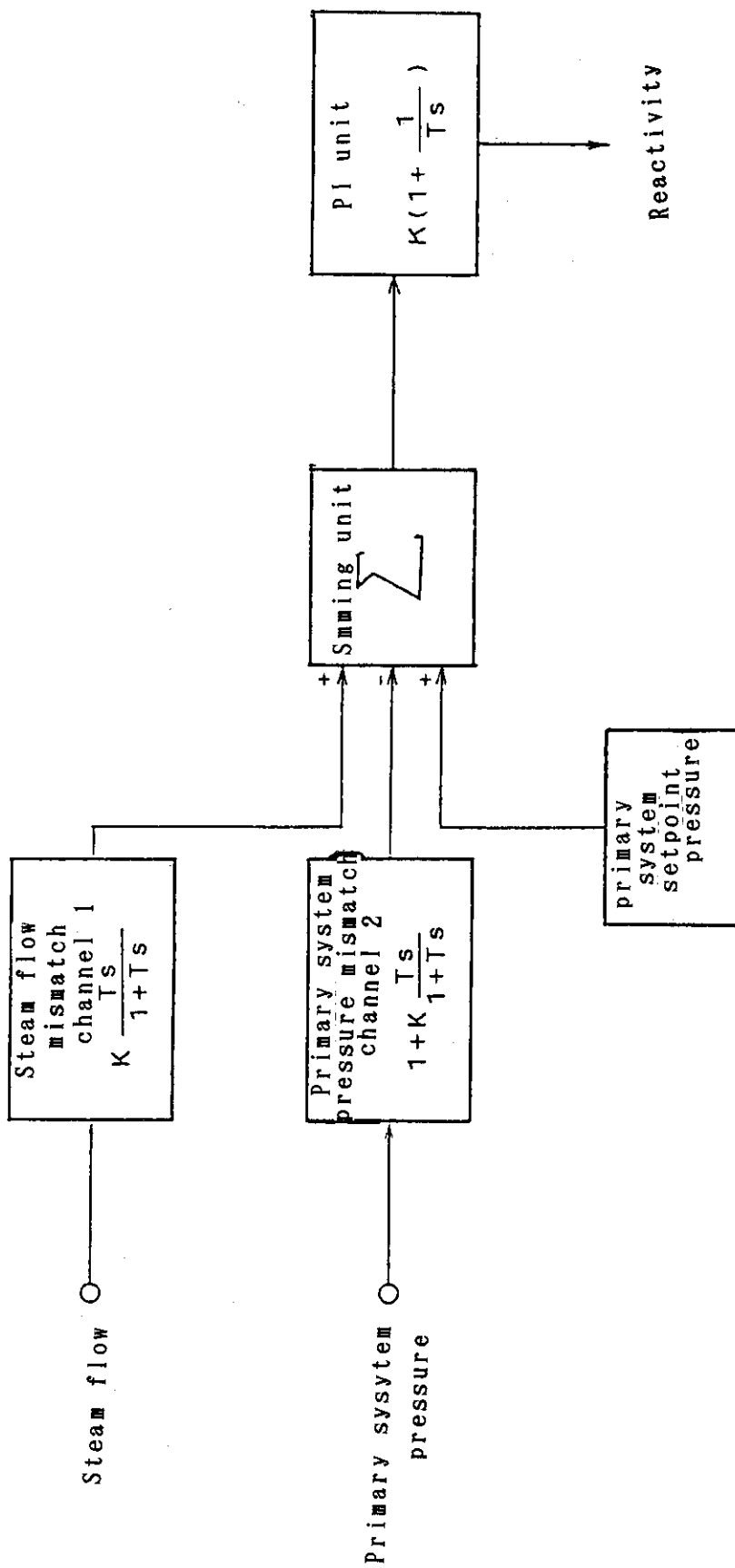


Fig. 2.11 Block diagram of control rod control system (Analytical model.)

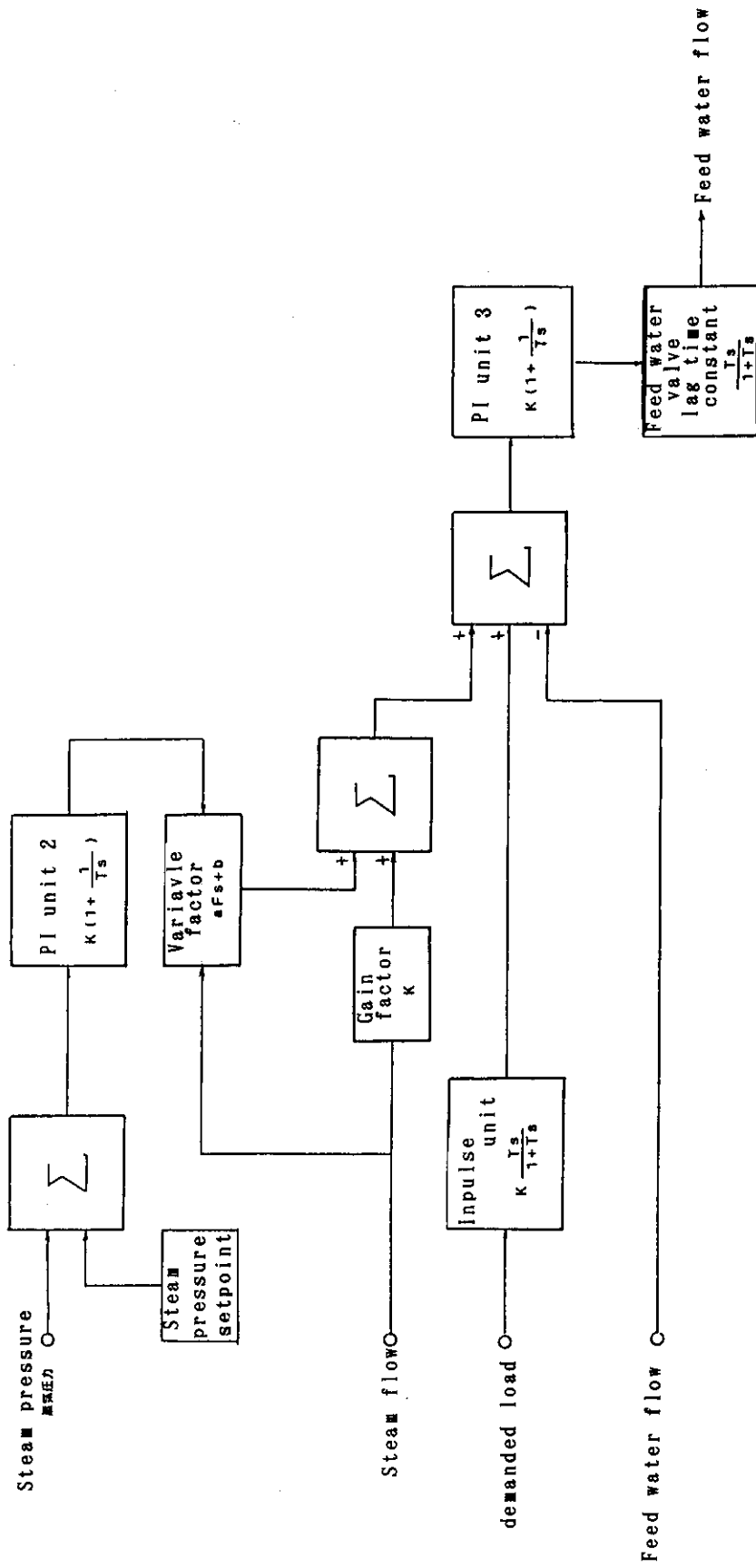


Fig. 2.12 Block diagram of feed water control system

3. 性能評価解析

3.1 解析モデルと解析条件

作成した動特性解析コードの性能評価のために試設計自己加圧一体型炉プラントを対照に DRUCK コードとの比較計算を行った。自己加圧一体型炉の主要目は Table 3.1 に、炉心パラメータは Table 3.2 に示す通りである。

解析モデルの概略図を Fig. 2.1 に示す。原子炉出力制御系および給水制御系のブロック線図を Fig. 2.10, 2.11 に示す。制御系の諸定数を Table 3.3 に示す。

比較計算では、1次系の応答のみに着目した。まず、DRUCK コードを用いてタービン制御弁の位置を入力とした解析を行った。次に、この計算結果より得られた蒸気発生器における除熱量を入力として ISPDYN による解析を行った。これより、一次系に対する負荷の要求が同じ場合の応答計算を比較した。ISPDYN コードによる二次系を含めた計算については、3.4.6 章において検討する。

また、ISPDYN の減速材密度による反応度の計算において DRUCK の手法 (2.2.4 章) を用いている。炉心領域減速材平均密度より求める手法については 3.4.1 章において検討する。

蒸気ドーム部からの放熱は熱伝達係数を入力するモデルを用い、熱伝達係数は $1.9 \text{ kcal/m}^2 \text{ s } ^\circ\text{C}$ 、蒸気ドーム部の熱容量は $4246 \text{ kcal/}^\circ\text{C}$ とする。蒸気ドーム部からの放熱量の影響は 3.4.2 章において検討する。

このほか、3.4.3 章においてギャップ熱伝達係数と燃料棒温度の影響を、3.4.4 章において上部プレナムのボイドの分離率とポンプ部リーク水量による影響を、3.4.5 章においてガス加圧の影響を検討する。

3.2 解析ケース

解析ケースは次の 4 ケースである。

① 主機トリップ

全負荷 (100%) $\xrightarrow{(1 \text{ s})}$ 基底負荷 (10%)

② 急速出力上昇

基底負荷 (10%) $\xrightarrow{(26.7 \text{ s})}$ 常用負荷 (90%)

③ 後前進切換

後進全負荷 (80%) $\xrightarrow{(5 \text{ s})}$ 基底負荷 (10%, 50 s 保持) $\xrightarrow{(30 \text{ s})}$ 全負荷 (100%)

④ 急速前後進切換

全負荷 (100%) $\xrightarrow{(15 \text{ s})}$ 50% 負荷 $\xrightarrow{(15 \text{ s})}$ 40% 負荷 $\xrightarrow{(15 \text{ s})}$ 後進全負荷 (80%)

この4ケースについてDRUCKコードにより解析を行ったFig. 3.1～3.4に示す蒸気流量及び蒸気発生器における除熱量を得た。この除熱量がISPDYNコードの入力である。

3.3 解析結果の検討と評価

蒸気発生器における除熱量を同じにした場合のDRUCKコードとISPDYNコードの一次系の解析結果を比較する。

(1) 主機トリップ

主機タービンがトリップし、1秒で蒸気需要が100%から10%に減少した場合である。Fig. 3.1に破線で除熱量を示す。タービン制御弁は1秒間で完全に閉となるが蒸気ダンプ弁の働きにより一次系に対する負荷の変動はかなり緩やかなものとなっている。

計算結果をFig. 3.5～Fig. 3.10に比較して示す。炉出力 (Fig. 3.5), 原子炉圧力 (Fig. 3.6), 炉心入口/出口温度 (Fig. 3.7) はよい一致を示している。制御棒の挙動 (Fig. 3.8) は、ISPDYNにおいて急速挿入後の引き抜き量が少し大きい傾向としてよく一致している。蒸気ドーム内水位 (Fig. 3.9), 燃料棒温度 (Fig. 3.10) も若干の差はあるもののほぼ一致している。

主機トリップ時の急速な負荷減少に対して両コードの結果はかなり良い一致を示した。

(2) 急速出力上昇

蒸気需要が10%の基底負荷より26.7sで90%の常用負荷まで変化した場合である。このときの除熱量をFig. 3.2に示す。両コードの計算結果をFig. 3.11～Fig. 3.14に比較して示す。炉出力 (Fig. 3.11), 原子炉圧力 (Fig. 3.12) 及び制御棒の挙動 (Fig. 3.13) については、60秒以降若干の差が生じている。原子炉出力で最大約10%, 原子炉圧力で最大約 1 kg/cm^2 である。しかし、両者の差は130秒以降小さくなりつつある。制御棒の挙動については後半も差は小さくはなっていないが、全体と同じ傾向にある。蒸気ドーム内水位はよく一致している。

全体としては、概ね同じ結果を与えている。

(3) 後前進切換

後進全負荷より基底負荷で50秒保持した後全負荷へ移行する場合である。このときの除熱量をFig. 3.3に示す。両コードの計算結果をFig. 3.15～Fig. 3.18に示す。炉出力 (Fig. 3.15) は90～120秒において多少のずれがあるもののかなり良い一致を示している。原子炉圧力 (Fig. 3.16), 90秒まではよく一致しており90秒以降の少しの間差を生じているが次第に同じ値に収束しつつある。制御棒の挙動 (Fig. 3.17), 蒸気ドーム内水位 (Fig. 3.18) についても両コードの計算結果は同じ傾向を示している。

全体として後前進切換に対する両コードの結果はよく一致している。

(4) 急速前後進切換

全負荷にて前進中、主機タービン前進側制御弁と後進側制御弁をオーバーラップさせ急速に主機を反転させる場合である。この場合、Fig. 3.4に示すように一次系に対する負荷の変化は後前進切換の場合に比べ緩やかである。両コードの計算結果をFig. 3.19～Fig. 3.22に示す。炉出力 (Fig. 3.19) について70秒程度まではよく一致しているが70秒以降炉出力の変動にずれ

が生じている。傾向としてはDRUCKコードによる結果の方が約20秒先行している。炉出力の70秒以降の最大値は両者の間で約10%程の差がある。原子炉圧力 (Fig. 3. 20) については65秒あたりで両者の間に最大約 2 kg/cm^2 の差がある。しかし、炉出力についても、圧力についてもその差は次第に小さくなりほぼ同じ値に落ちつきつつある。制御棒の挙動 (Fig. 3. 21), 蒸気ドーム内水位 (Fig. 3. 22) についても大きな差はなく、ほぼ同じ傾向である。

(1)から(4)を通じて両コードの計算結果は概ね良い一致を示した。DRUCKコードは原子力船「オットハーン」の実測データにより検証されており、また「オットハーン」の継承プロジェクトにおいても用いられた実績を持つ。このDRUCKコードとほぼ同じ結果を与えることからISPDYNコードは自己加圧一体型炉の解析において妥当な結果を与えるものと考えられる。

3. 4 各種パラメータ、オプションに対する応答特性

3. 4. 1～3. 4. 5章における計算はFig. 3. 1のケースについて行っており、二次系の応答は含まない。3. 4. 6章においては二次系の応答を検討する。

3. 4. 1 減速材密度計算手法

減速材密度による反応度 $\Delta\rho_w$ の計算には、2種類の方法が用意されている。一つはDRUCKにならった方法であり、もう一つは減速材平均密度を用いる方法である。(2. 2. 4章参照)

本3. 4. 1章では、減速材密度による反応度の計算方法が結果に与える影響を見る。Fig. 3. 1の主機トリップの場合の計算結果をFig. 3. 23～3. 24に示す。

平均密度モデルでは高出力チャンネルのバルク沸騰は考慮されるがサブクール沸騰は考慮されない。一方、DRUCKモデルではサブクール沸騰と部分沸騰を模擬するために無次元関数 $f(y)$ とサブクール度の重み因子 g 、飽和水の重み因子 g_1 を用いている。これらの導入関数の影響は炉心計算コードの計算結果により決まる。試設計自己加圧一体型炉については出力密度がきわめて大きく、部分沸騰の影響が大きい。このため、炉出力 (Fig. 3. 23) は、平均密度モデルではDRUCKモデルより若干速く低下しており、このため原子炉圧力 (Fig. 3. 24) は平均モデルではDRUCKモデルよりも低くなっている。原子炉圧力の最大値は平均密度モデルではDRUCKモデルより約 1.2 kg/cm^2 小さい。試設計自己加圧一体型炉に関してはDRUCKモデルを用いる方が安全側の解析といえる。

3. 4. 2 蒸気ドーム壁からの除熱

蒸気ドーム部壁面からの放熱は原子炉圧力に大きな影響を与える。ここでは、2. 7. 3(2)章に示した熱伝達係数を入力するモデルを用いる。

計算ケースはFig. 3. 1に示す主機トリップの場合で、3. 3章の計算において $1.9 \text{ kcal/m}^2 \text{ s } ^\circ\text{C}$ とした熱伝達係数 h_w を $h_w = 0.5, 1.195 \text{ kcal/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ として行った計算結果をFig. 3. 25～Fig. 3. 26に示す。

熱伝達係数の違いが炉出力に与える影響はFig. 3. 25に見られるように極めて小さいが、原子炉

圧力に与える影響はFig. 3.26に見られるようになり大きい。炉出力への影響は圧力の差が制御棒の挙動の若干の違いを介して現われたものである。スプレーを持たない自己加圧炉においては、とりわけ急速な負荷減少時の自己加圧器蒸気ドーム部における蒸気の圧縮による圧力上昇は重要な課題である。蒸気ドーム部からの放熱が行われない場合、この領域において断熱圧縮が行われ、蒸気ドーム部圧力は大きく上昇し、また過渡変化終了後もなかなか低下しない。

この蒸気ドーム部からの放熱を正しく見積ることは自己加圧一体型炉の設計においては重要な項目であるが現在のところ定常時及び過渡変化時の放熱をうまく模擬できる方法は組み込まれていない。

3.4.3 ギャップ熱伝達係数と燃料棒温度

3.3章においては、初期定常時の燃料温度をISPDYNとDRUCKとにおいて一致させている。この時のISPDYNのギャップ熱伝達係数 hg_{gap} は、 $0.77 \text{ kcal/cm}^2 \text{ s } ^\circ\text{C}$ であった。この熱伝達係数を 0.41 、 $0.92 \text{ kcal/cm}^2 \text{ s } ^\circ\text{C}$ とした主機トリップの場合の計算結果をFig. 3.27～Fig. 3.28に示す。燃料棒温度の相違によりドップラー効果の反応度フィードバックが異なり、炉出力に差が生じていることがわかる。

3.4.4 上部プレナムのボイド分離率とポンプ部リーク水量

試設計自己加圧一体型炉において炉心を出た冷却水は、上部プレナムから蒸気発生器入口へ向かう。炉心を出た冷却水はかなりの水蒸気（ボイド）を含んでいる。Fig. 2.4に示すようにボイドの一部は上部プレナム部で分離して、チムニーを上昇し熱を与える。また、ポンプ部のコールドレグ水の一部がチムニー部へ流入することによりこの部分の温度を下げる。原子炉の圧力はこのボイドの分離率とポンプ部リーク水の影響を受けることは明かである。

3.3章では、試設計自己加圧一体型炉のボイド分離率とリーク水量が明かではないため、この両者を零と仮定して計算を行った。

本3.4.4章では、主機トリップの場合についてボイド分離率およびポンプリーク水量をパラメータとして計算を行った。計算結果を、Fig. 3.29～Fig. 3.30に示す。

リーク水量は0%の場合と3%の場合について行ったが流量が少なく有為な影響は見られない。

ボイド分離率については、発生したボイドの持つ熱量のうちチムニーに与えられる量が、0%の場合と20%の場合について行った。チムニーへのボイド分離率を考慮すると自己加圧一体型炉の原子炉圧力は考慮しない場合に比べて明らかに上昇する。また、ボイドの分離率を考慮すればしない場合に比べて炉心入口温度が過渡的に低くなり炉出力の低下が少し遅くなる。

このように、自己加圧一体型炉の設計においてボイド分離率を正しく見積ることは重要である。しかし、現在のところボイド分離率を定量的に求めるに十分なデータは得られていない。

3.4.5 ガス加圧

試設計自己加圧一体型炉は N_2 ガスにより 0.4 kg/cm^2 の加圧が計画されている。3.3章の解析ではこのガス加圧を 0.0 kg/cm^2 として行った。ここでは、 0.4 kg/cm^2 のガス加圧を考慮して計算を行ったが有為な差は見られなかった。

3.4.6 蒸気発生器モデルを用いた場合

2.9章に示した蒸気発生器モデルを用いて Fig. 3.1 に示す主機トリップの計算を行った。DRUCKの計算結果とあわせて Fig. 3.31 ~ Fig. 3.36 に示す。

炉出力 (Fig. 3.31) 及び制御棒の挙動 (Fig. 3.34) はよい一致を示している。これは 50 秒までの過渡変化初期においては、制御棒の駆動信号である原子炉圧力及び蒸気流量の変化が両者において差はあるものかなり急速なため制御棒による反応度の投入が駆動装置の駆動速度に制限されたためである。また、50 秒以降においては原子炉圧力が、どちらも同じ時点より低下しはじめており全体の傾向は良く似ていることによる。

原子炉圧力は 30 秒以前の過渡変化において変化の様子が異なる。これは明らかに、Fig. 3.36 に見られるように蒸気流量の変化が両者において異なり、Fig. 3.33 に示す蒸気発生器出口温度の変化に差があることによる。

Fig. 3.35 に蒸気発生器圧力を、Fig. 3.36 に蒸気発生器の給水流量、蒸気流量を示す。ISPDYN による蒸気発生器圧力は DRUCK の値よりもかなり大きくなっている。また、蒸気流量の変化は両者においてかなり異なる。蒸気流量の差が生じる最大の原因は、蒸気ダンプ弁の作動が異なることである。DRUCK においては主蒸気管部が 1 領域で模擬されており、その圧力は蒸気発生器圧力に近い。これに対し、ISPDYN では主機タービン制御弁手前の圧力を用いているために蒸気ダンプ弁の挙動に差が生じている。ISPDYN の蒸気ダンプ弁を蒸気発生器圧力により作動させた場合の蒸気発生器圧力、蒸気流量を Fig. 3.37, Fig. 3.38 に示す。蒸気発生器圧力の変化は ISPDYN の方が若干遅れるが最大値はほぼ一致する。蒸気流量もまたかなり良く似た変化を示すようになる。一次系の挙動においては大きな差は生じなかった。

蒸気発生器モデルを用いて急速な負荷変動の解析を行った場合、炉出力はほぼ両コードにおいて一致するが、原子炉圧力は若干の差が生じる。しかし、一次系の全体としての傾向はほぼ一致している。蒸気発生器モデルは簡易モデルであり、更に改良すべき部分はあるが当面加圧特性の検討を行うために使用することは可能とかがえる。

Table 3.1 Prant design parameter

| V a r i a b l e | N o r m i n a l v a l u e |
|----------------------------|-------------------------------------|
| Primary coolant mass flow | 3,770 t/h |
| primary system pressure | 97.4 kg/cm ² g /308 °C |
| RPV inside diameter | 3,770 mm |
| RPV height | 11,400 mm |
| SG type | helical coiled tube once through SG |
| number | 3 |
| SG output | 1 0 0 M W |
| coolant temperature | |
| primary side inlet/outlet | 308 °C / 292 °C |
| secondary side feed water | 210 °C |
| secondary side steam | 282 °C |
| secondary side pressure | |
| secondary side feed water | 57.4 kg/cm ² g |
| secondary side steam | 43.8 kg/cm ² g |
| full load steam flow | 180 t/h |
| heat transfer tubes number | 8813 |
| main coolant pump type | vertical, wet motor type |
| number | 3 |
| normal capacity, each | 2,100 m ³ /h |
| suction head | 16 m |
| N P S H | 3 m |

Table 3.2 Neutron kineti-s parameters

| parameter | value |
|--------------------------|--|
| delayed neutron fraction | 7.0×10^{-3} (-) |
| neutreon lifetime | 2.05×10^{-5} (s) |
| doppler coefficient | $-5.5 \times 10^{-5} \sim -2.3 \times 10^{-5}$ ($\Delta k/k / ^\circ C$) |
| coolant density coeff | 3.7×10^{-4} ($\Delta k/k / kg/m^3$) |
| control rod coefficient | 4.9×10^{-2} ($\Delta k/k / \text{■}$) |

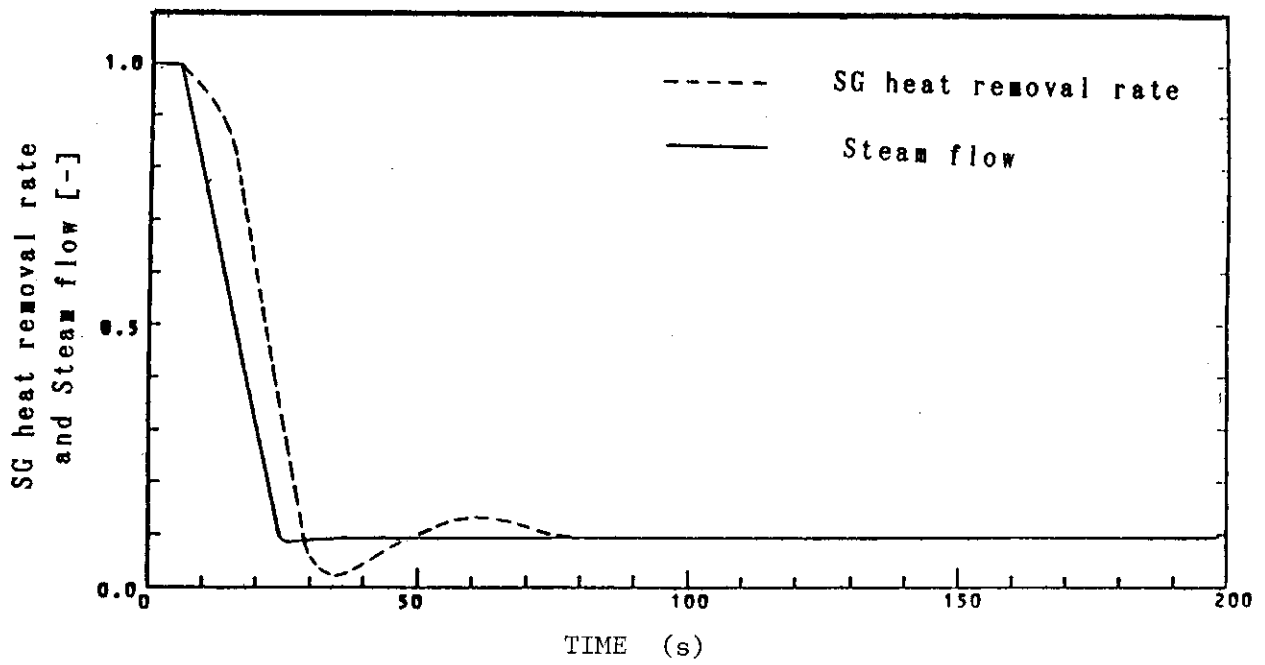


Fig. 3.1 Main turbine trip

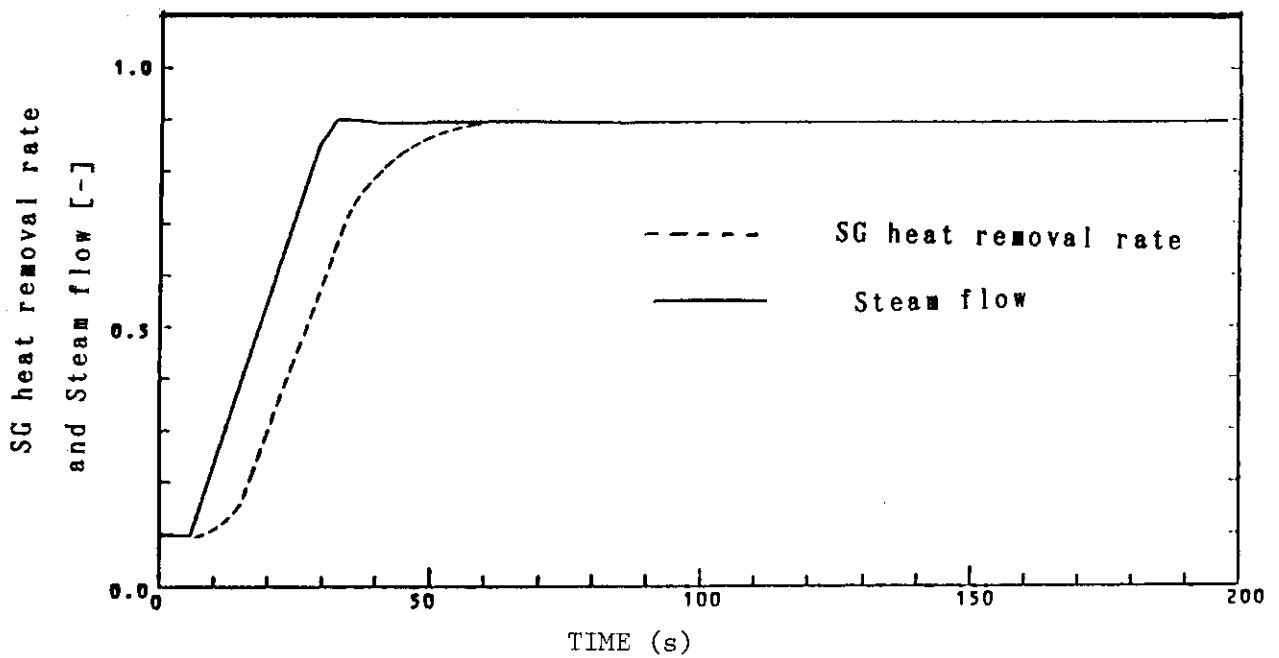


Fig. 3.2 Rapid load increase

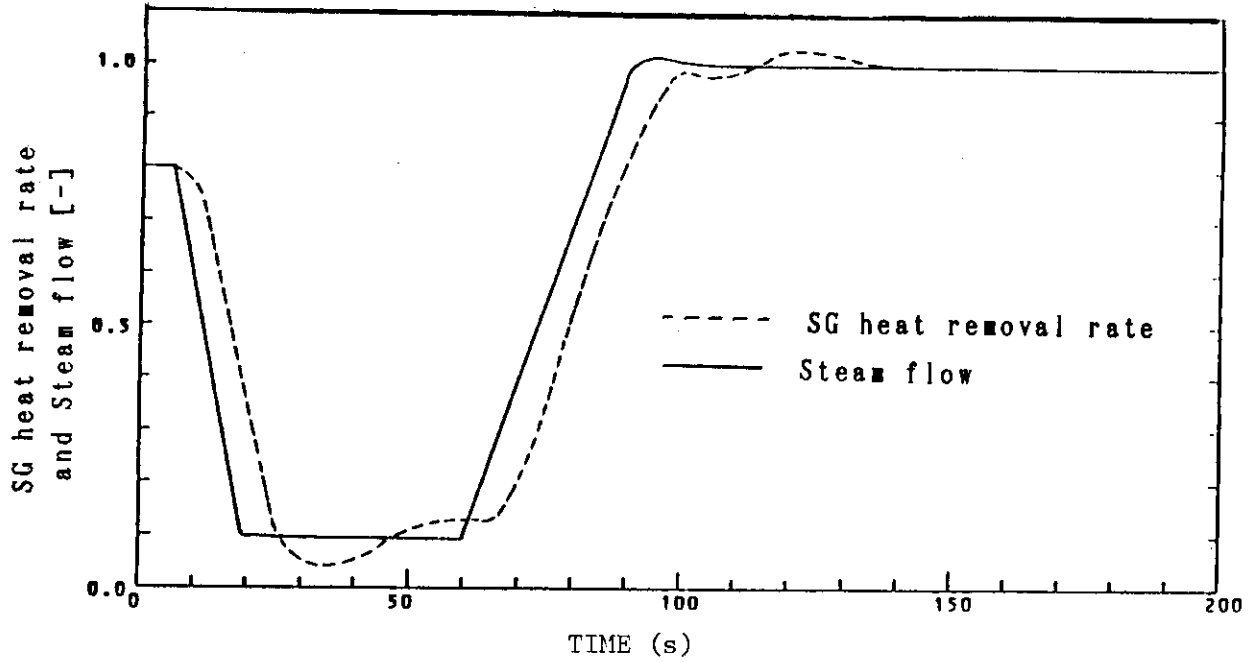


Fig. 3.3 Astern to ahead

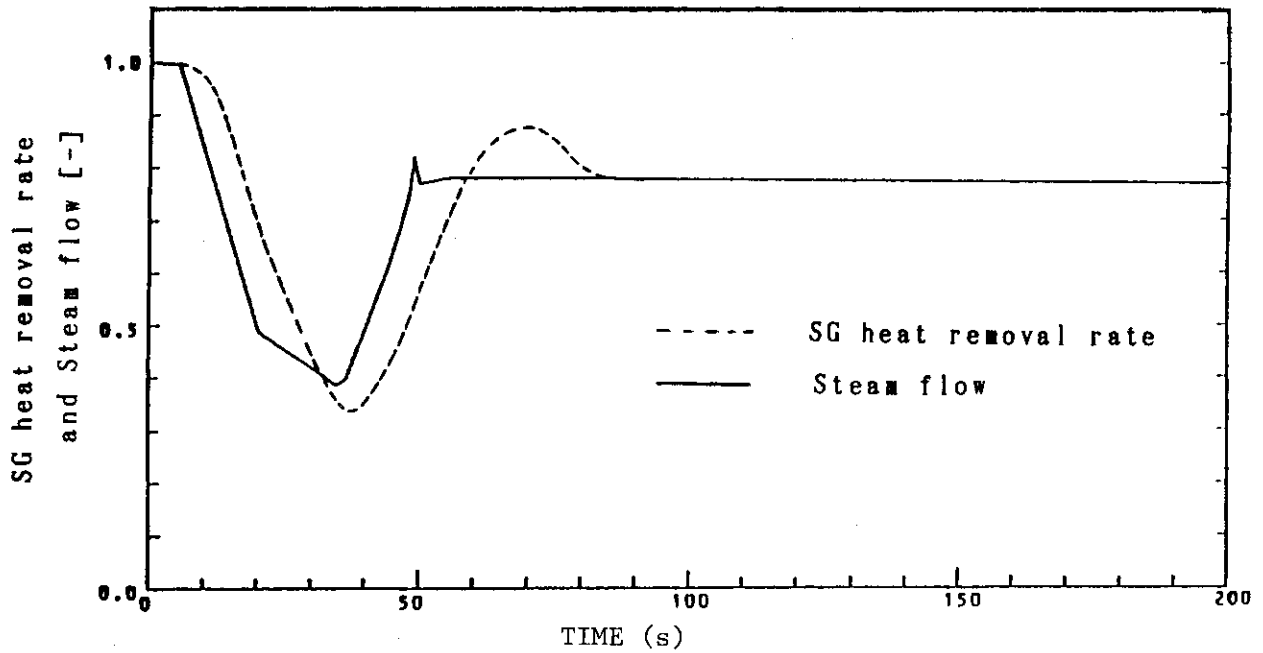


Fig. 3.4 Crash astern

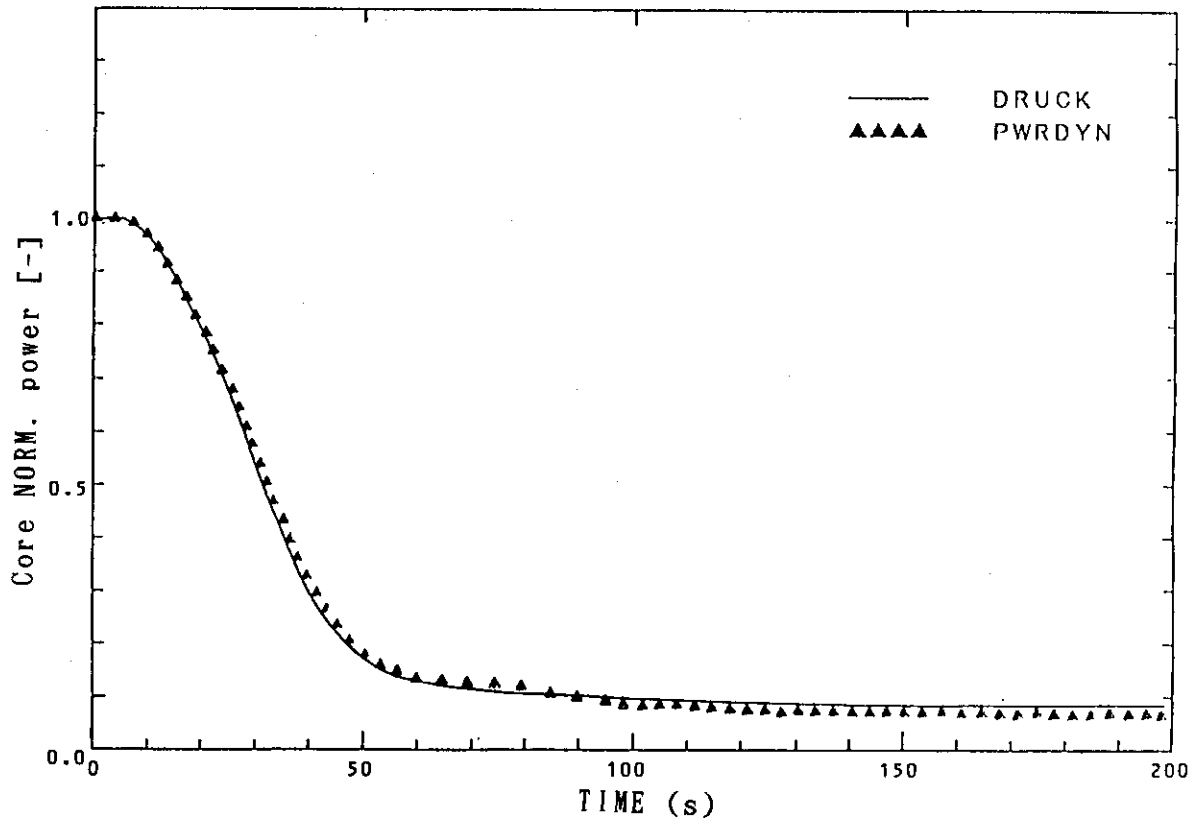


Fig. 3.5 Core NORM. power (Main turbine trip)

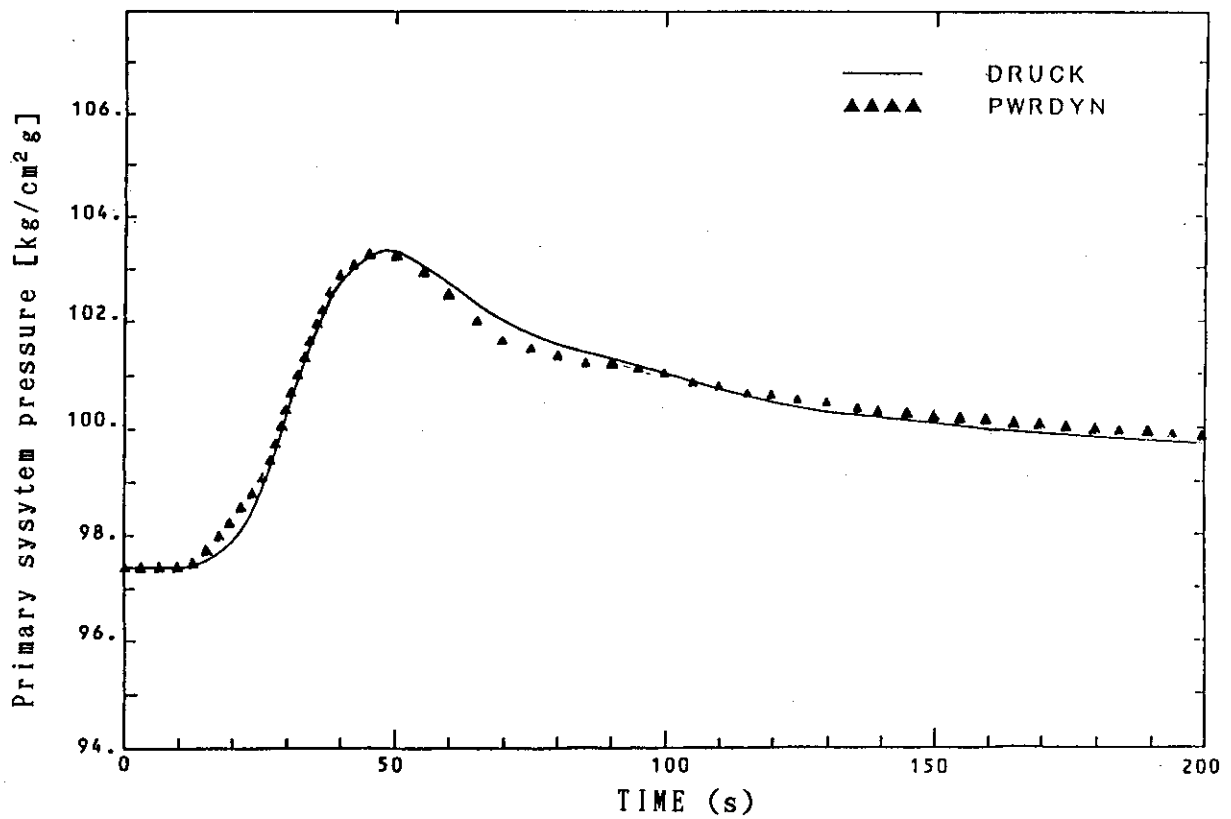


Fig. 3.6 Primary system pressure (Main turbine trip)

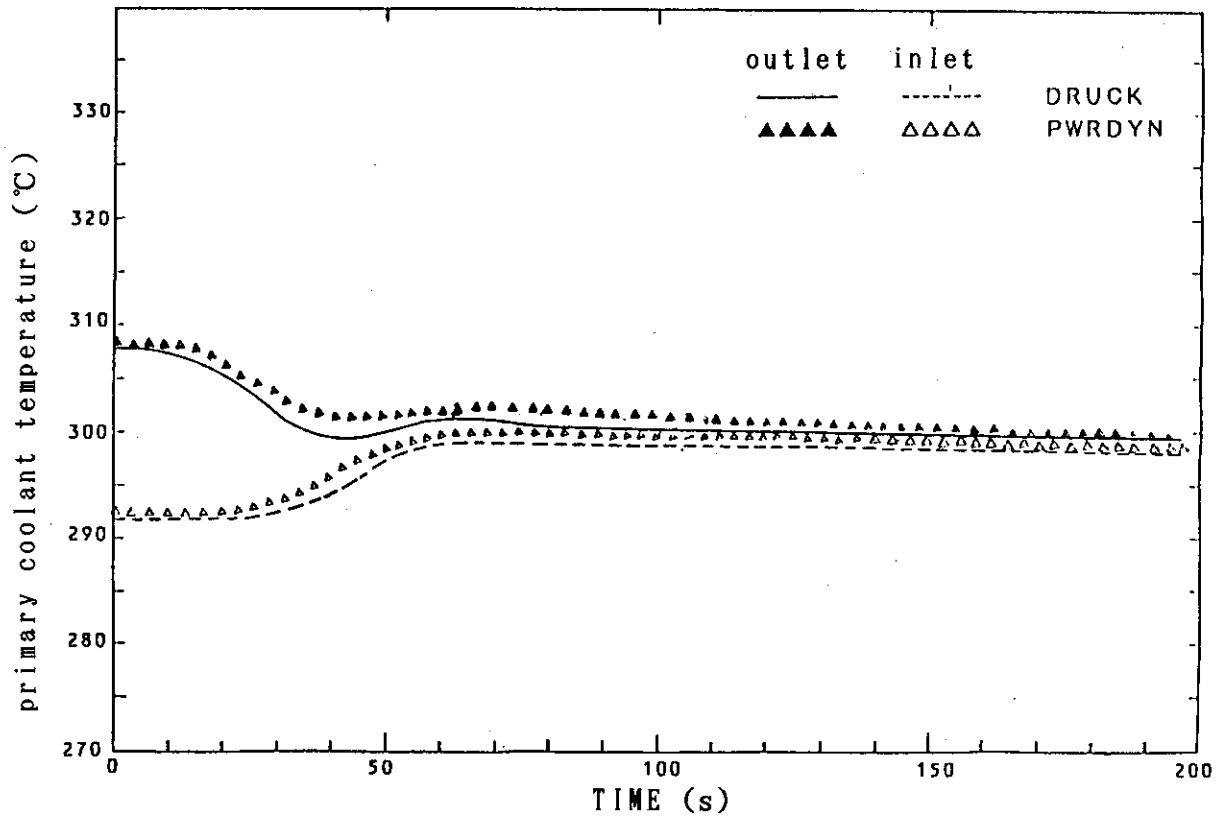


Fig. 3.7 Core inlet/outlet temperature (Main turbine trip)

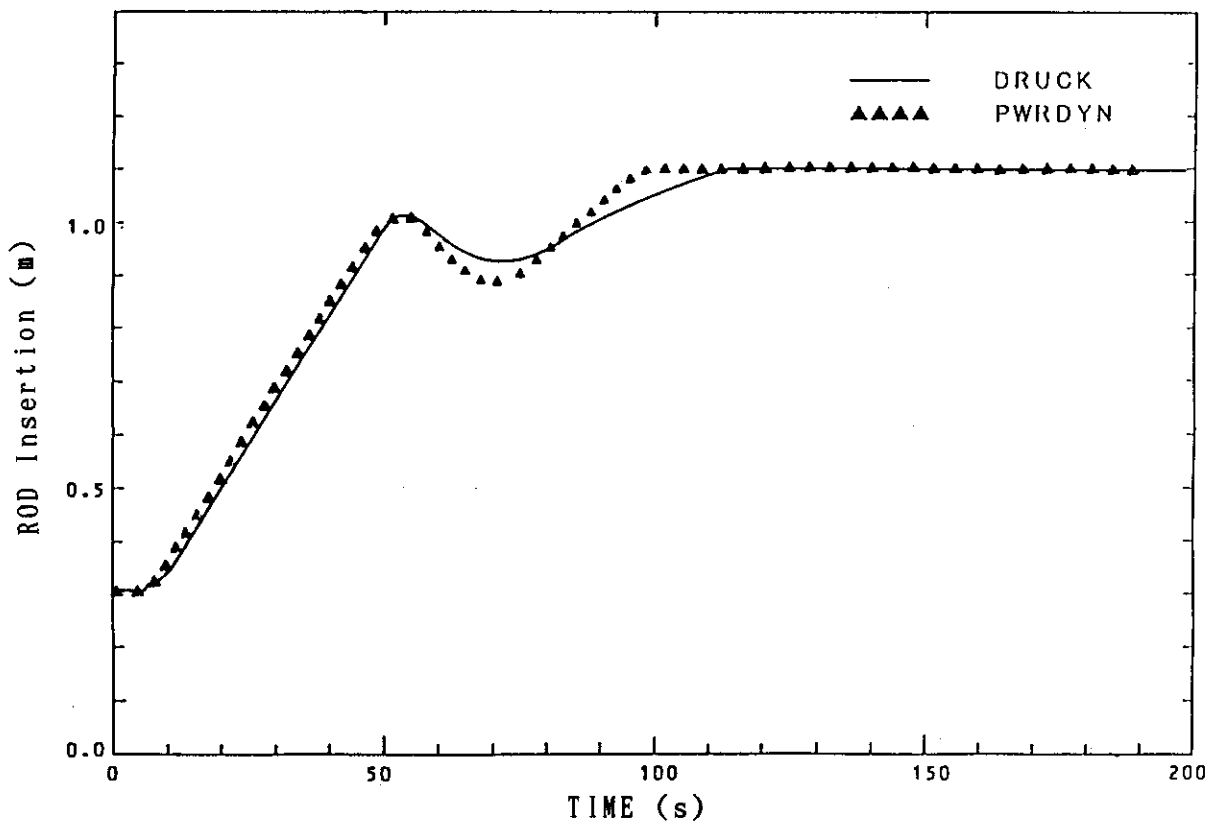


Fig. 3.8 ROD insertion (Main turbine trip)

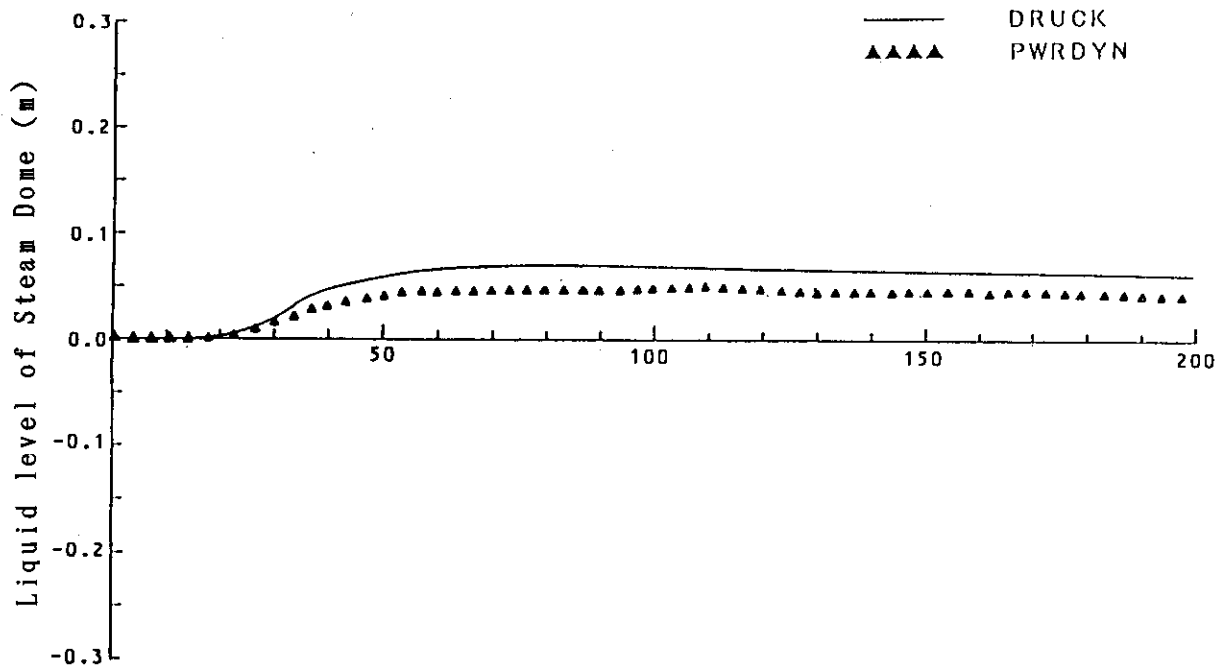


Fig. 3.9 Liquid level of steam dome (Main turbine trip)

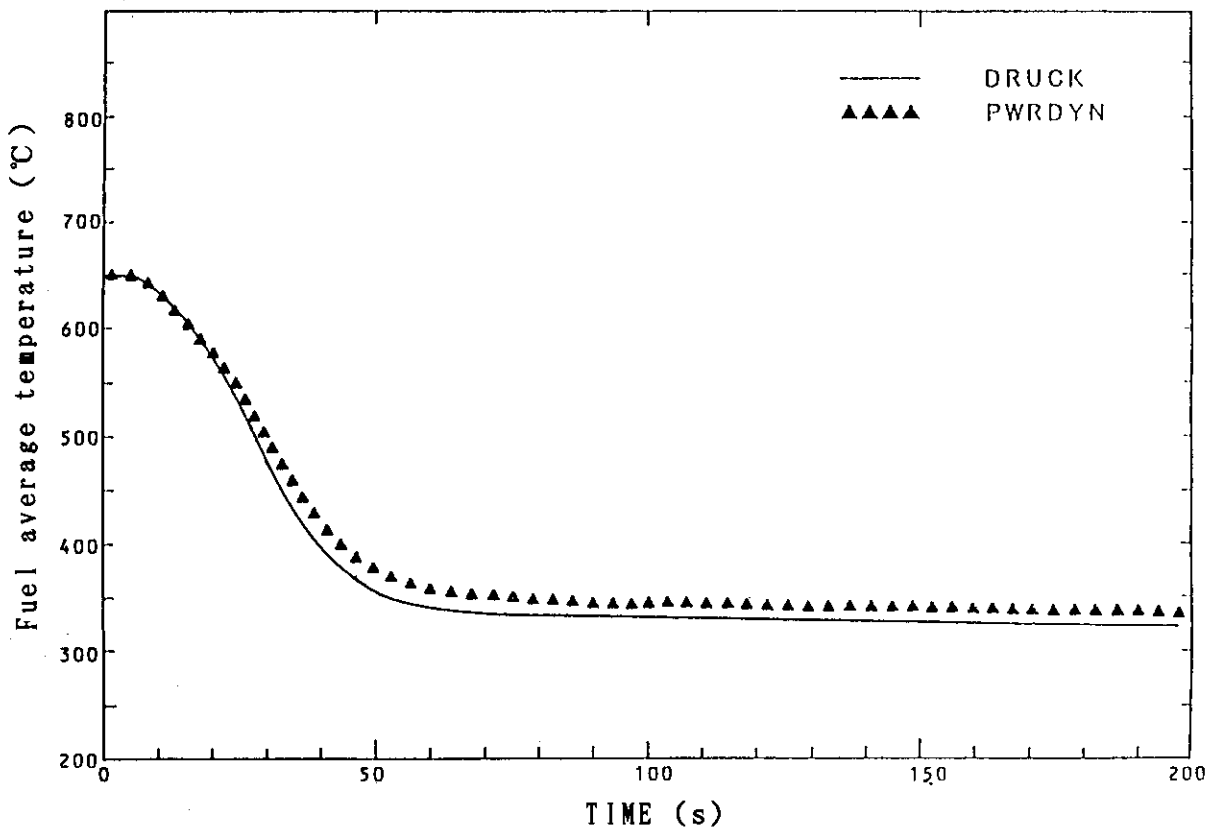


Fig. 3.10 Fuel average temperature (Main turbine trip)

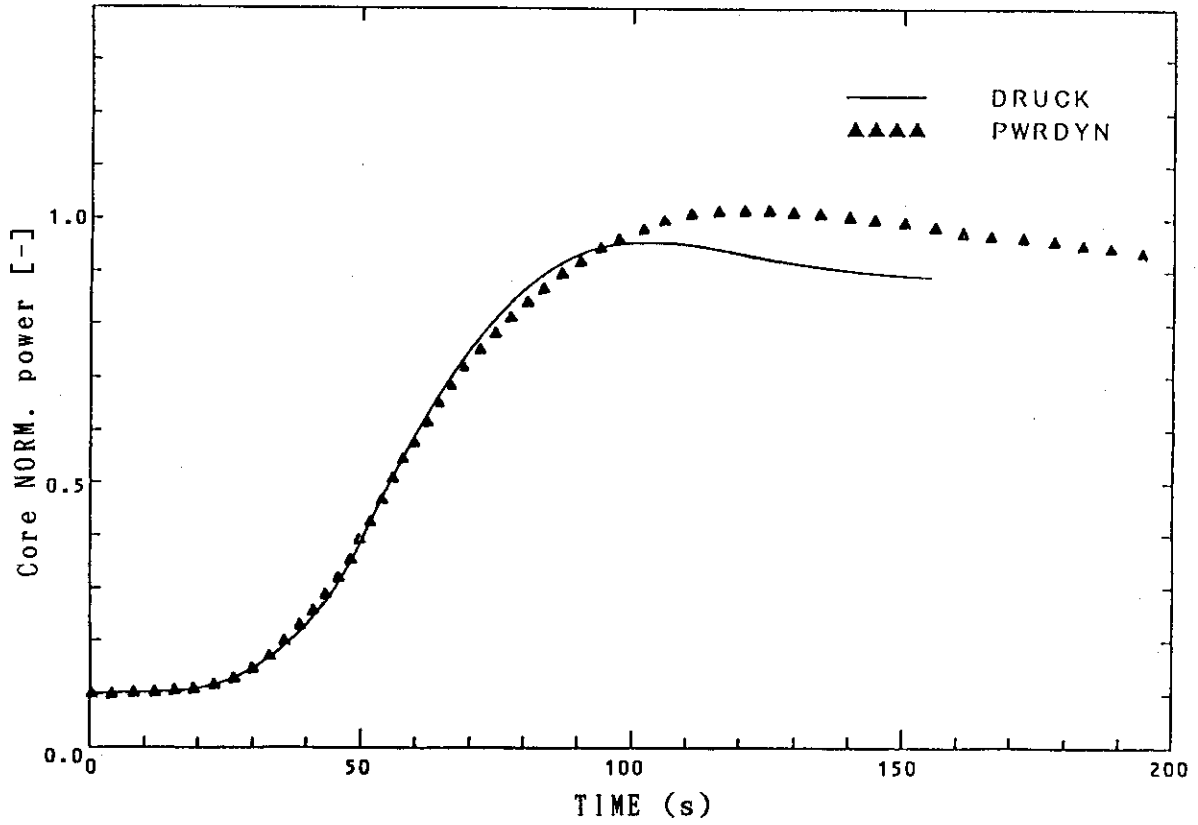


Fig. 3.11 Core NORM. power (Rapid load increase)

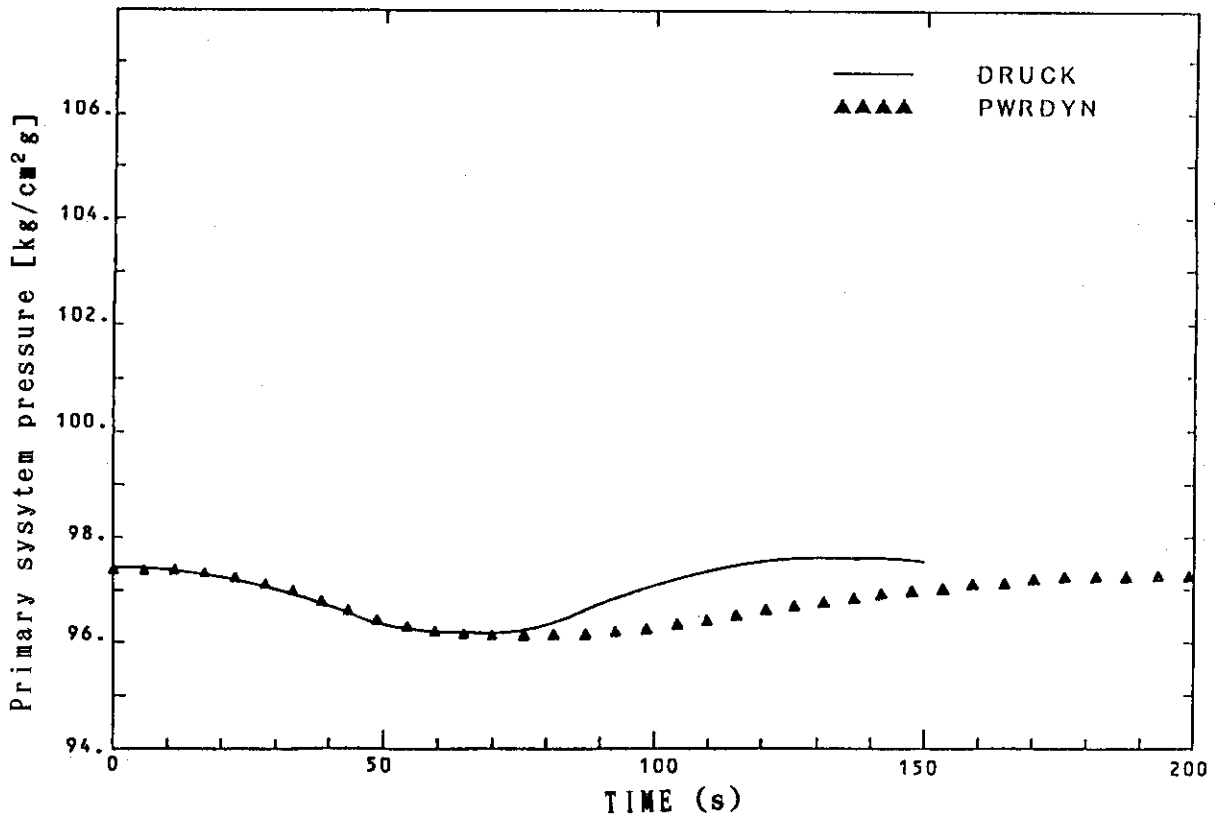


Fig. 3.12 Primary system pressure (Rapid load increase)

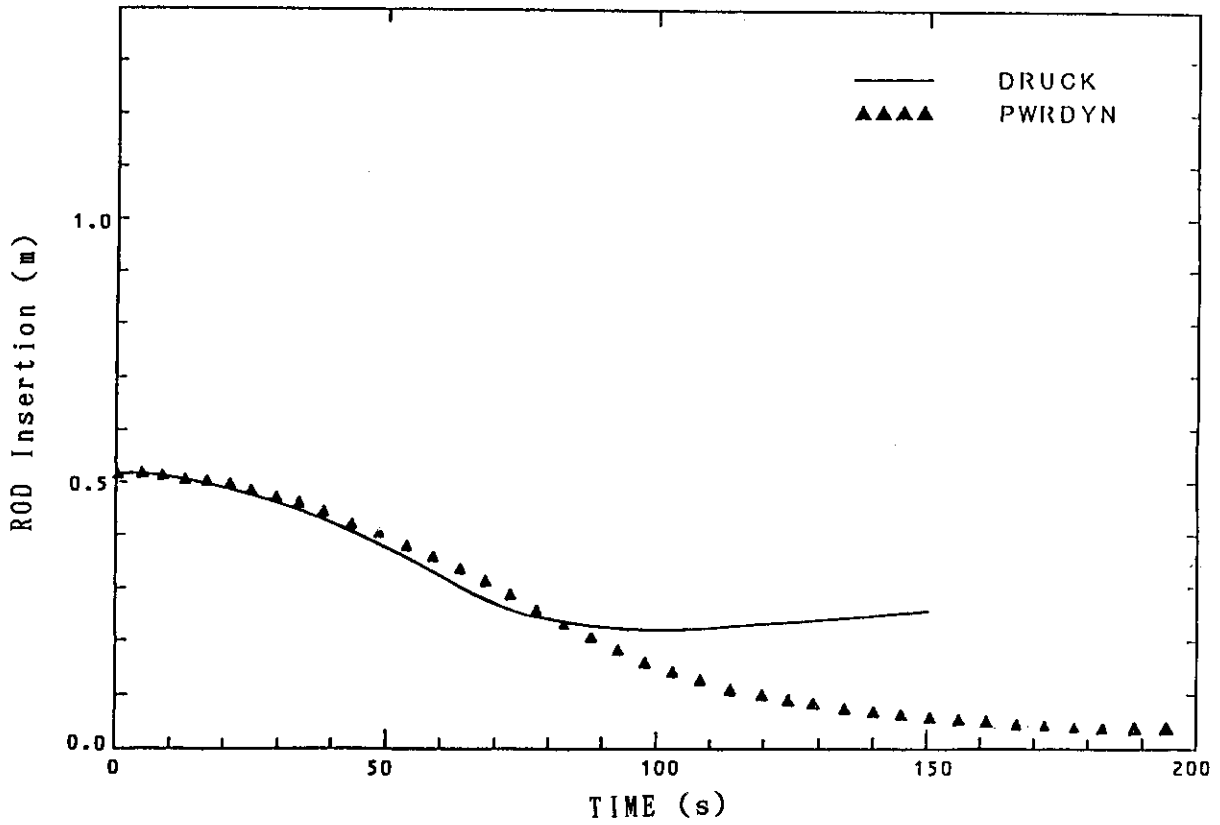


Fig. 3.13 ROD insertion (Rapid load increase)

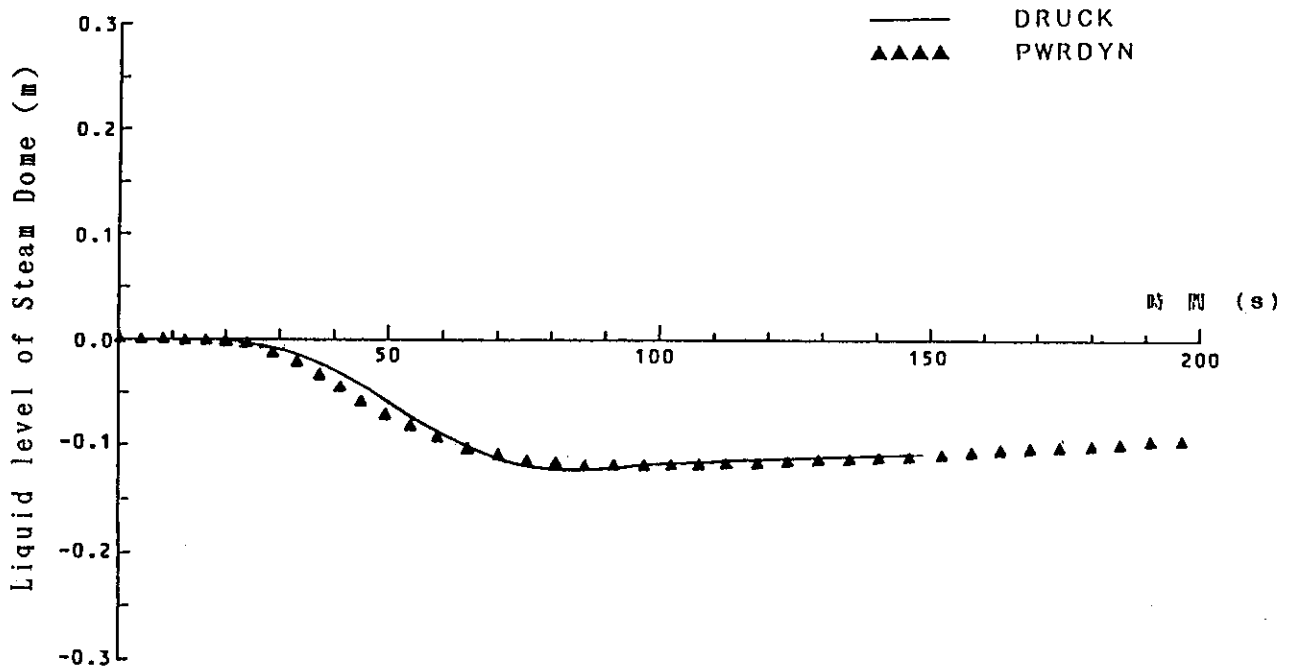


Fig. 3.14 Liquid level of steam dome (Rapid load increase)

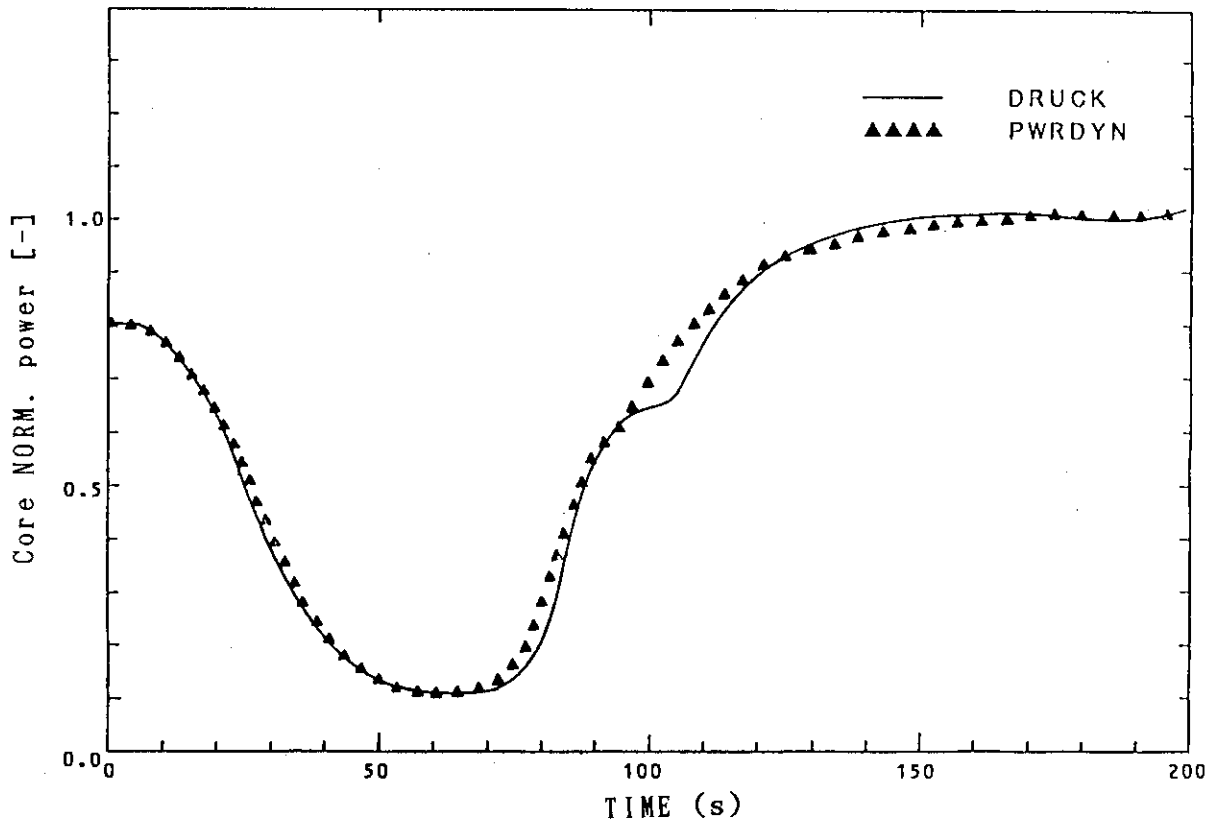


Fig. 3.15 Core NORM. power (Astern to ahead)

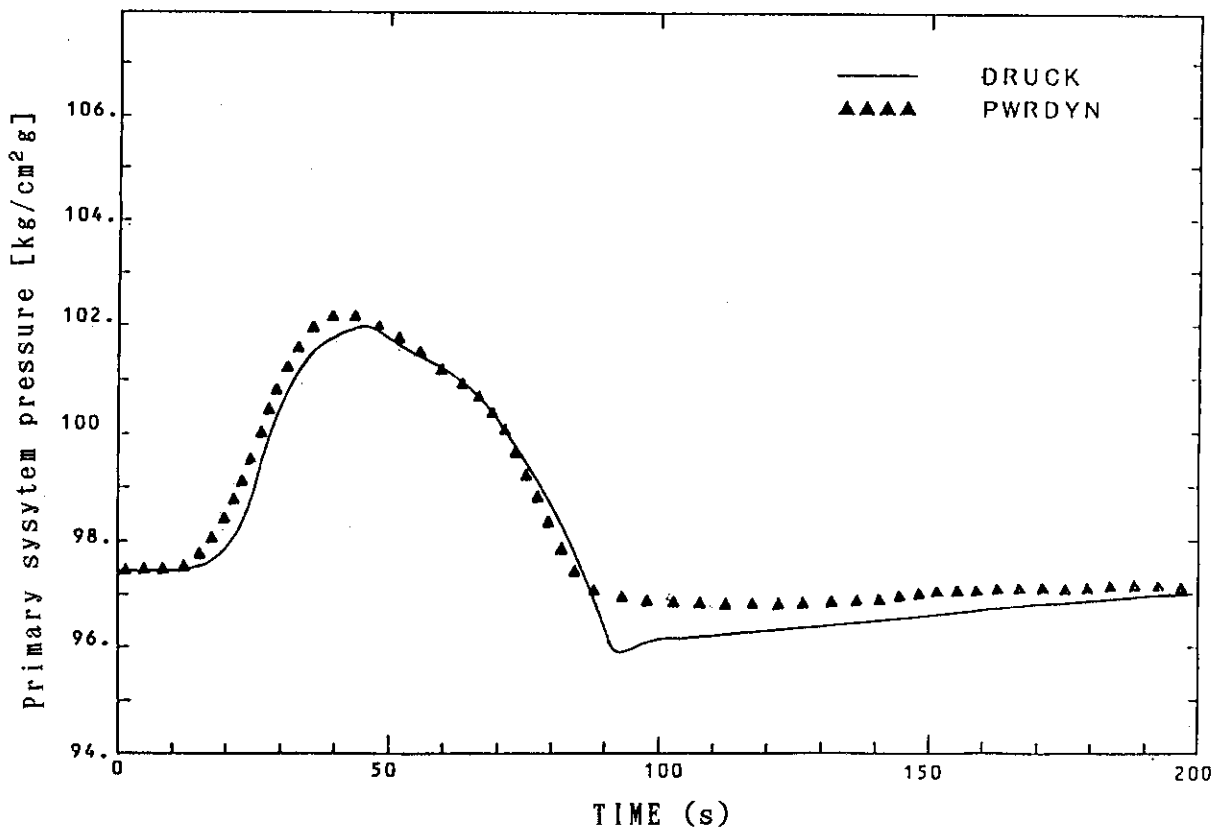


Fig. 3.16 Primary system pressure (Astern to ahead)

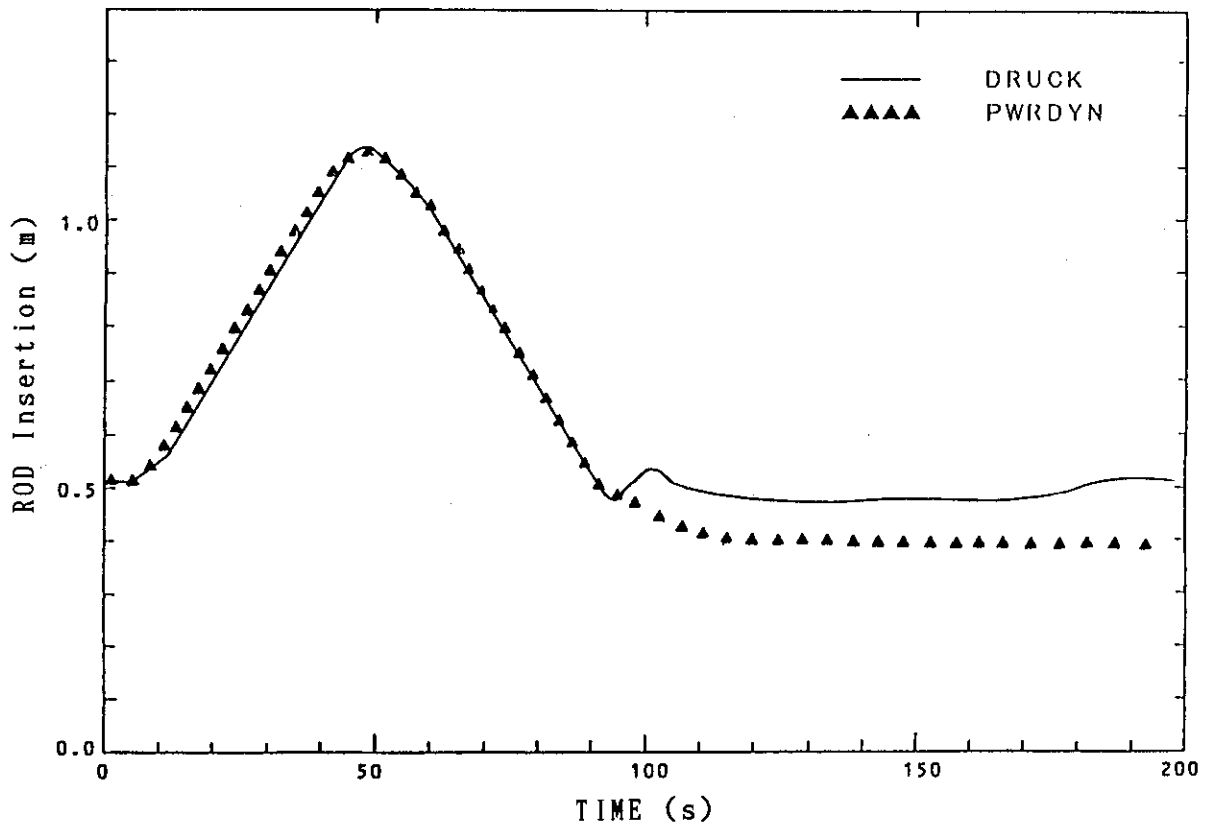


Fig. 3.17 ROD insertion (Astern to ahead)

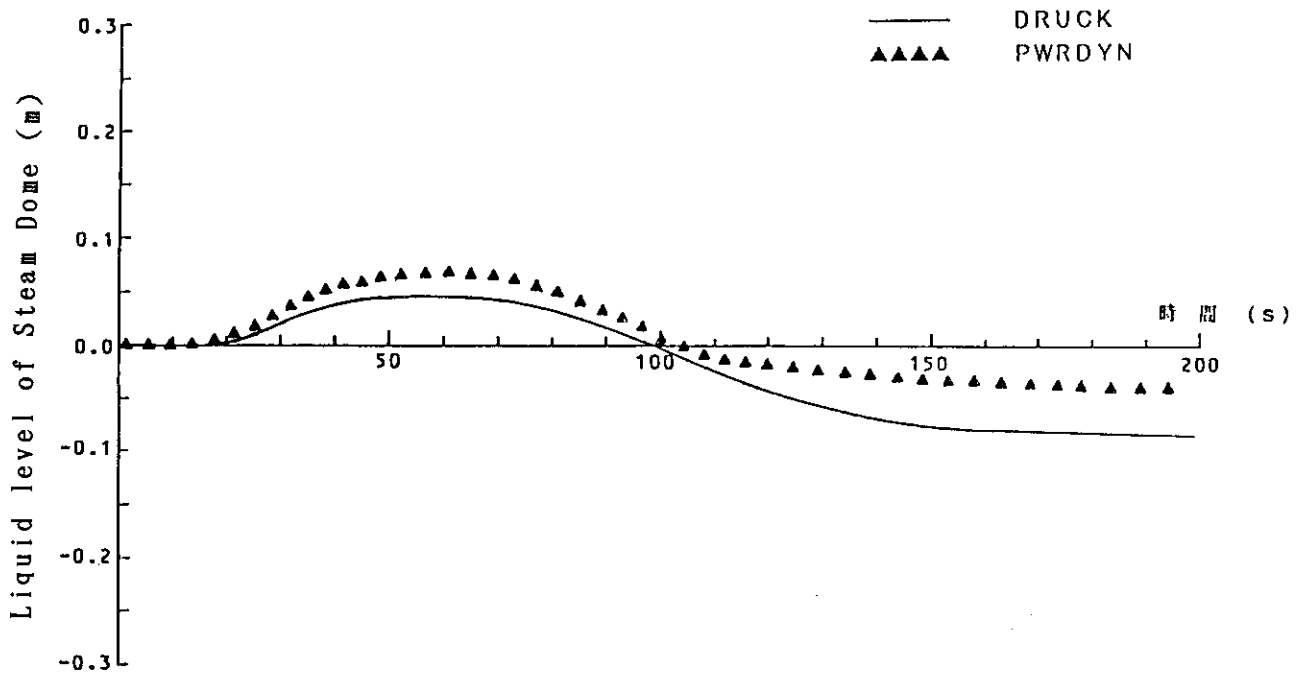


Fig. 3.18 Liquid level of steam dome (Astern to ahead)

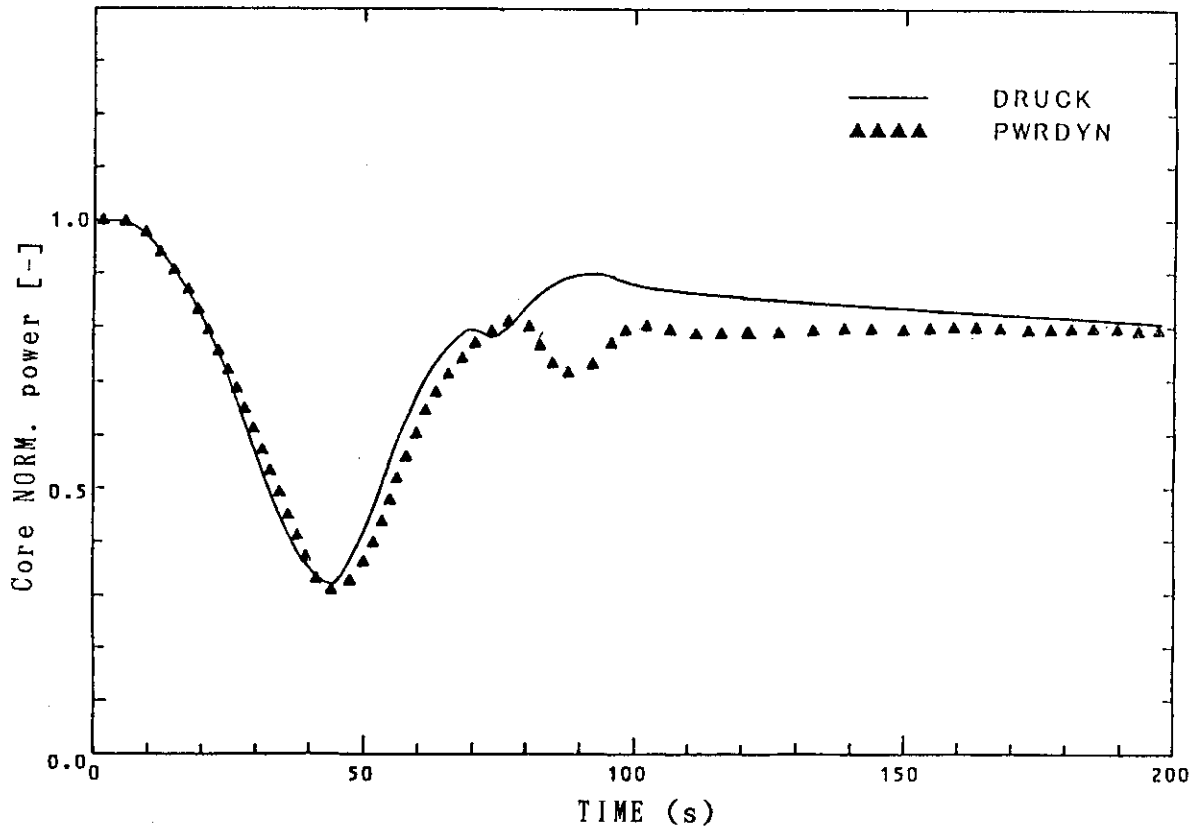


Fig. 3.19 Core NORM. power (Crash astern)

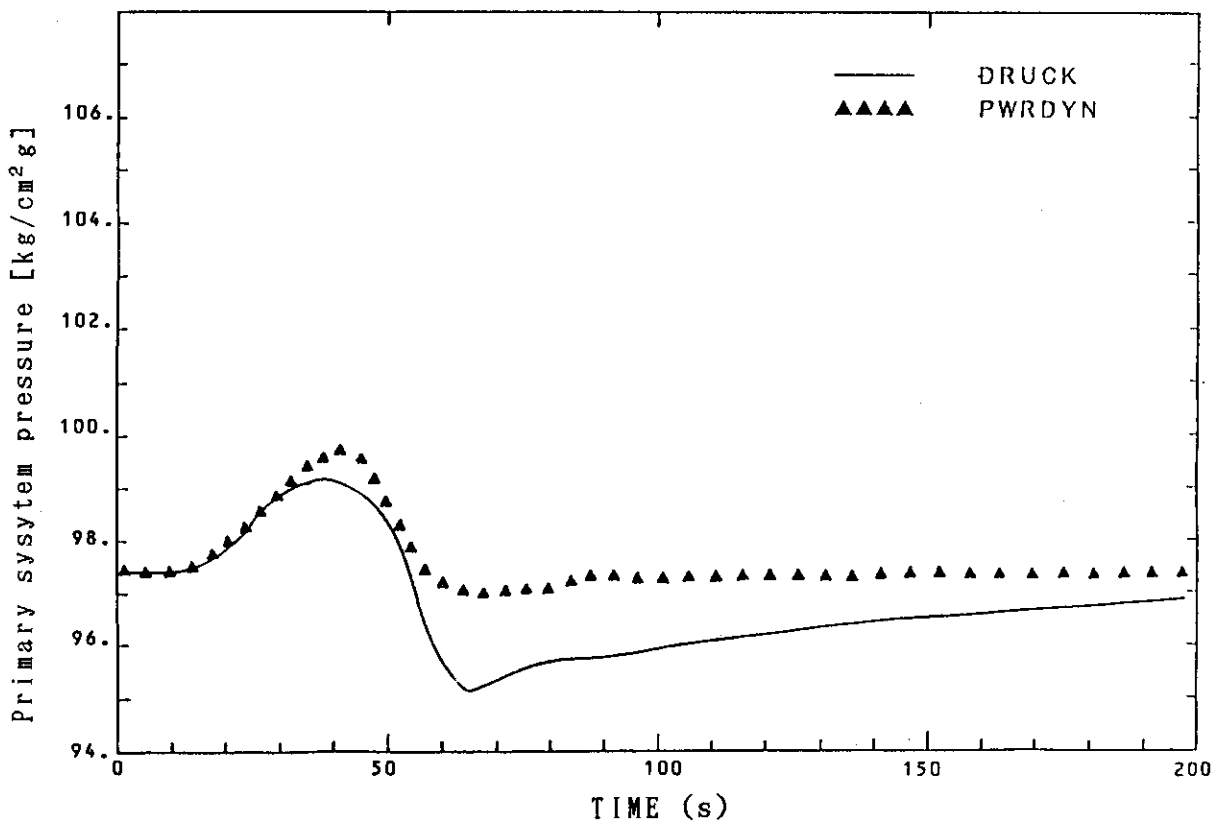


Fig. 3.20 Primary system pressure (Crash astern)

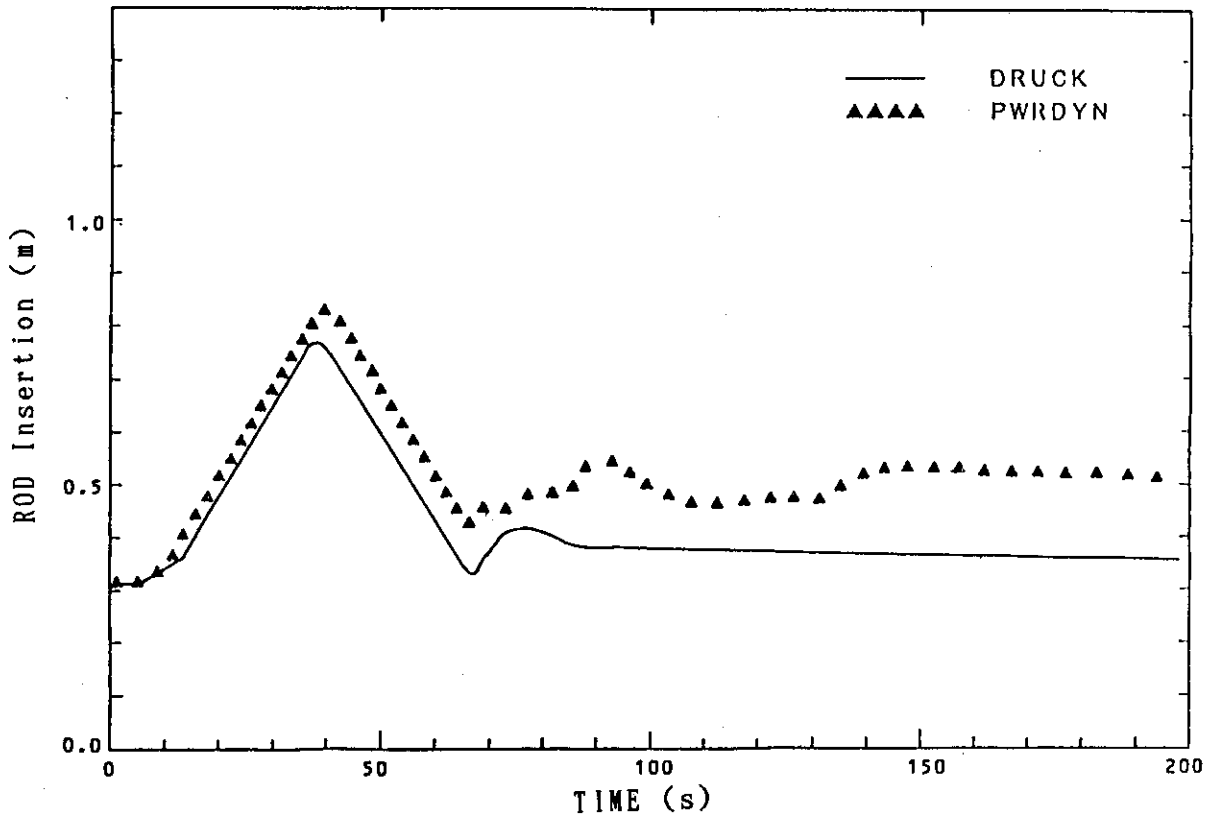


Fig. 3.21 ROD insertion (Crash astern)

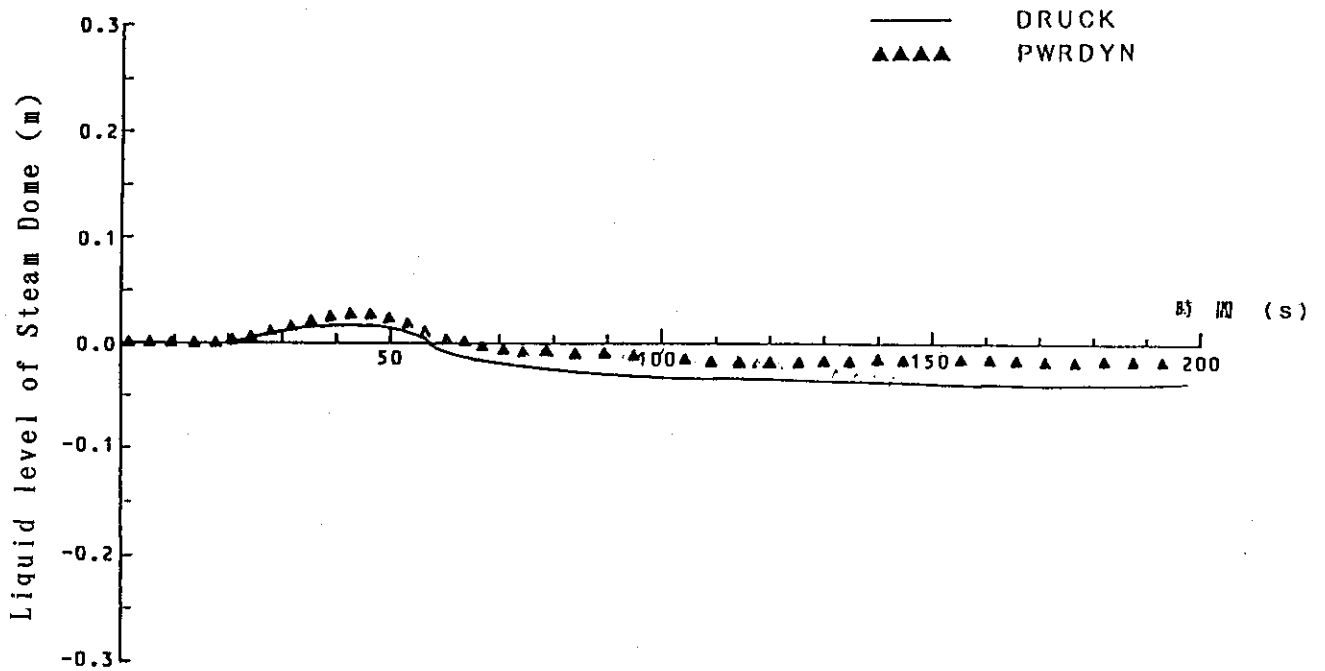


Fig. 3.22 Liquid level of steam dome (crash astern)

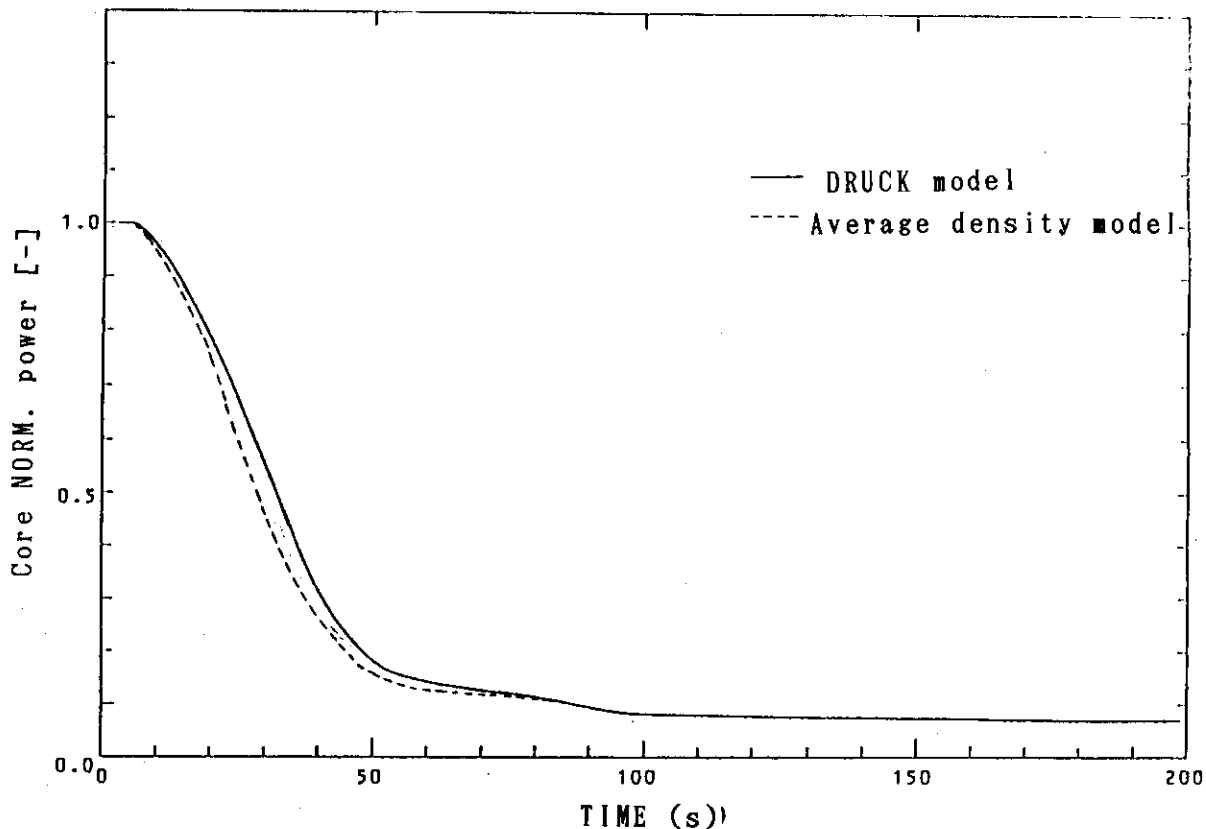


Fig. 3.23 Core NORM. power (Main turbine trip)
(in use moderator average density coefficient model)

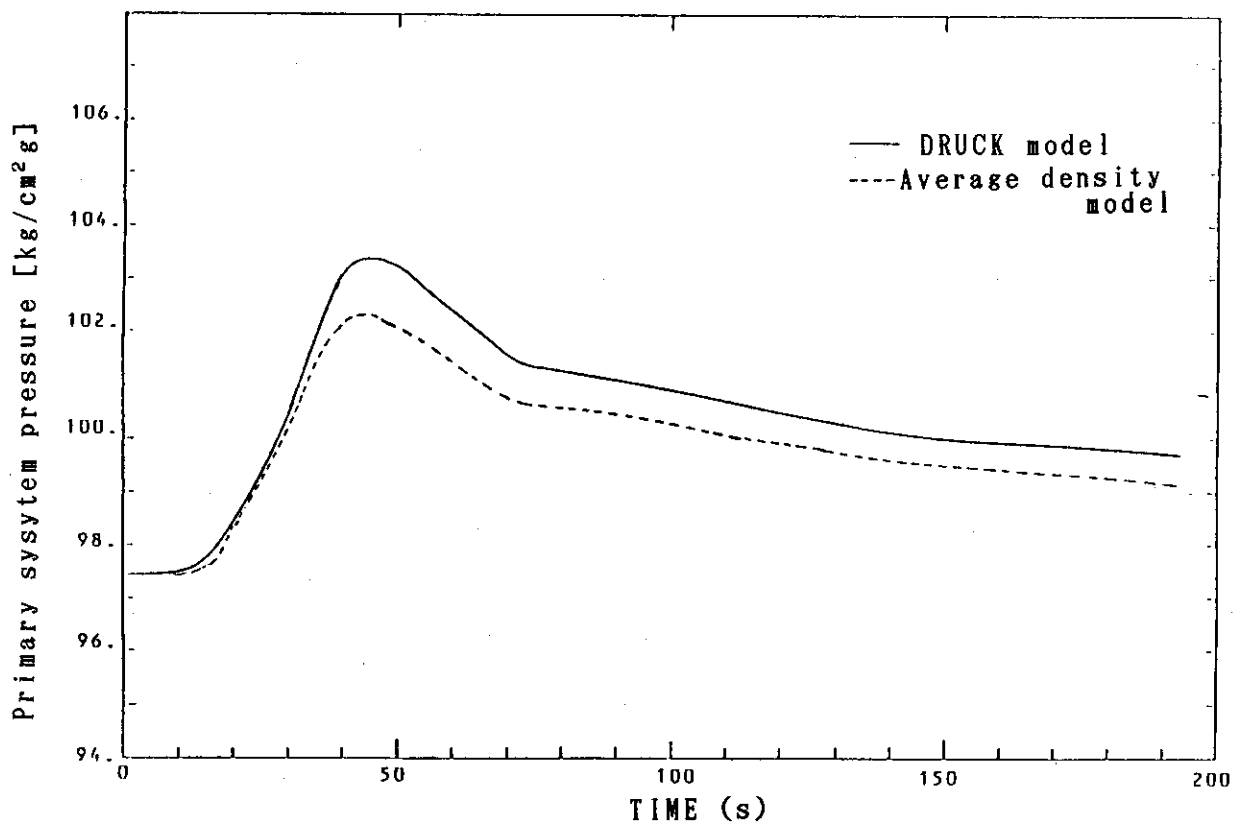


Fig. 3.24 Primary system pressure (Main turbine trip)
(in use moderator average density coefficient model)

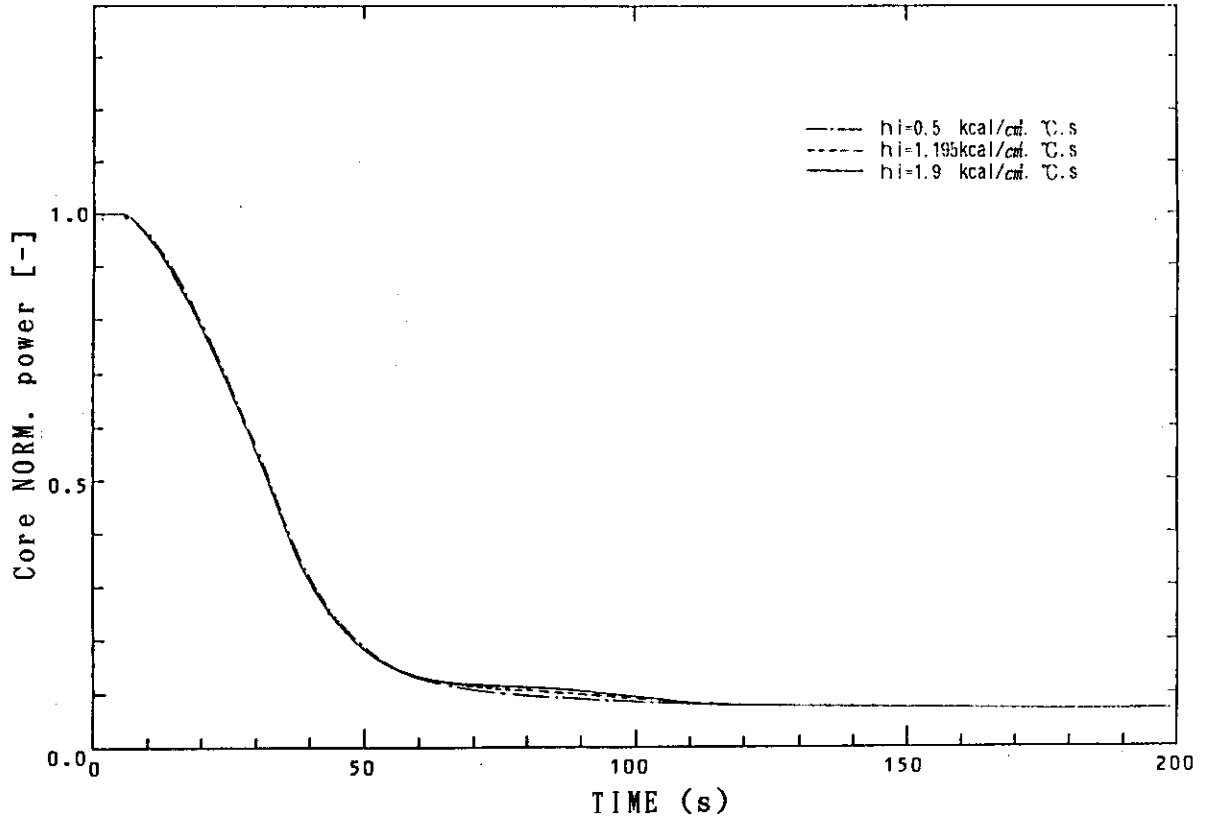


Fig. 3.25 Core NORM. power (Main turbine trip)
(Parameter; coefficient of heat transfer)

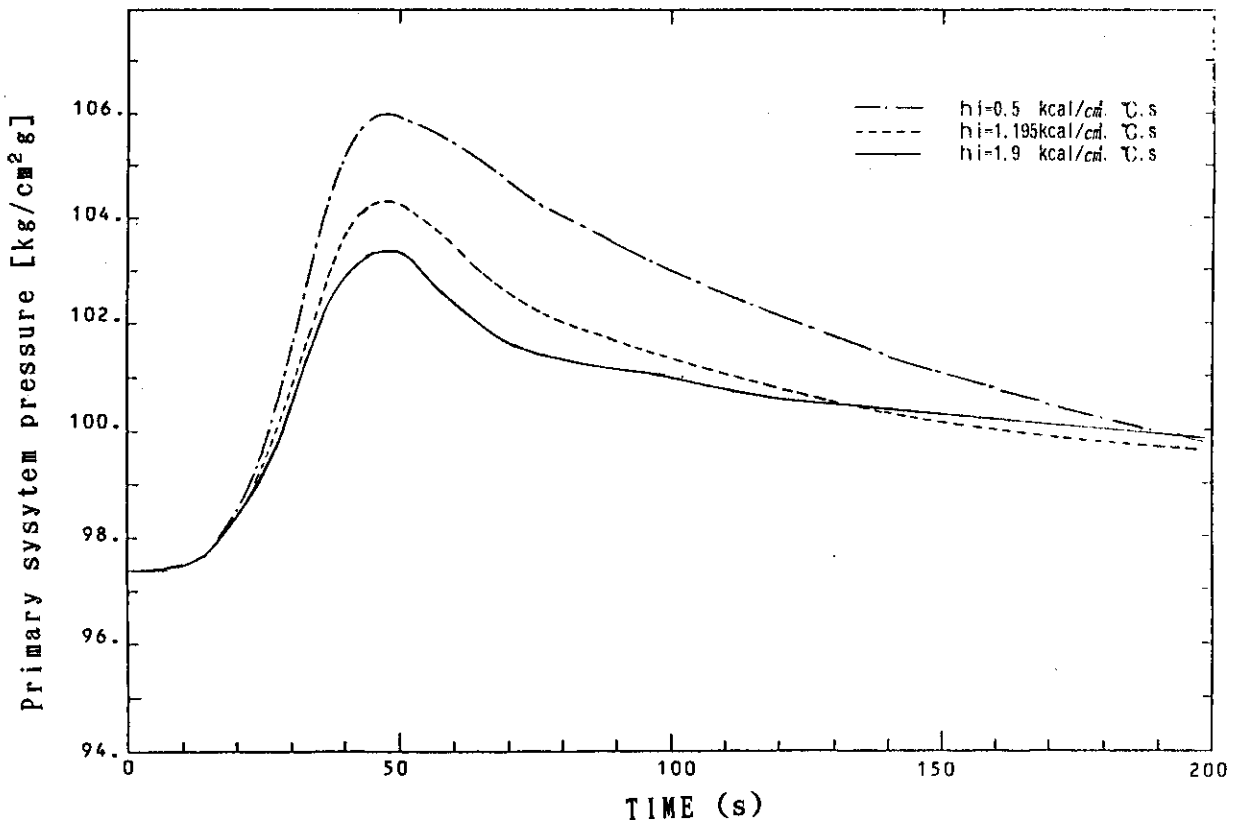


Fig. 3.26 Primary system pressure (Main turbine trip)
(Parameter; coefficient of heat transfer)

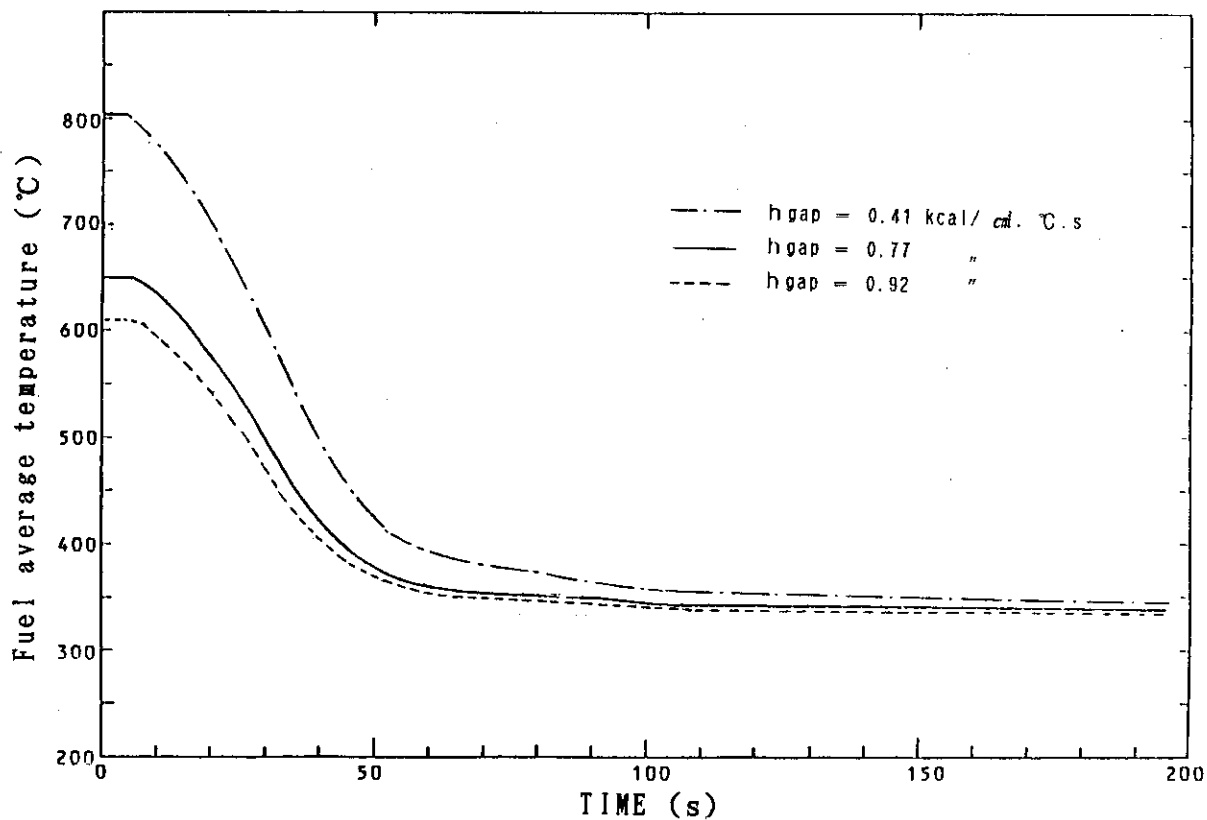


Fig. 3.27 Fuel average temperature (Main turbine trip)
(Parameter; Gap conductance)

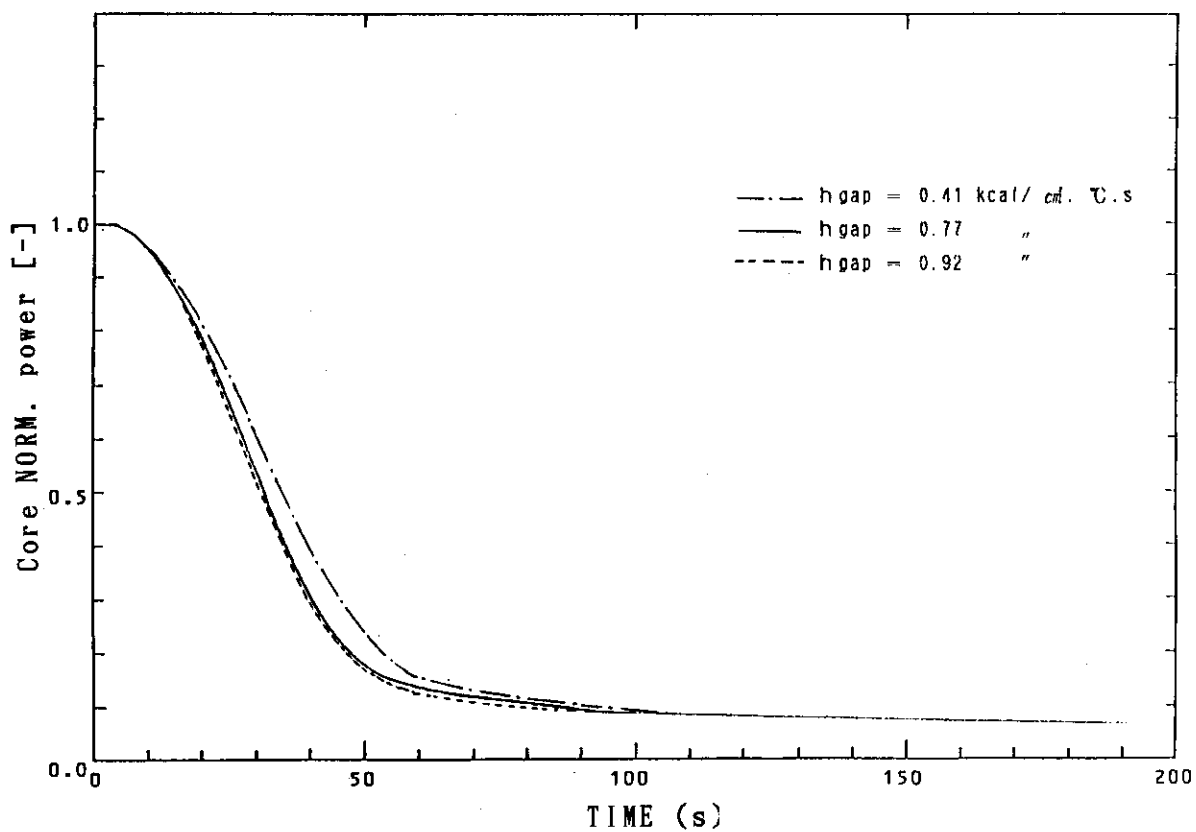


Fig. 3.28 Core NORM. power (Main turbine trip)
(Parameter; Gap conductance)

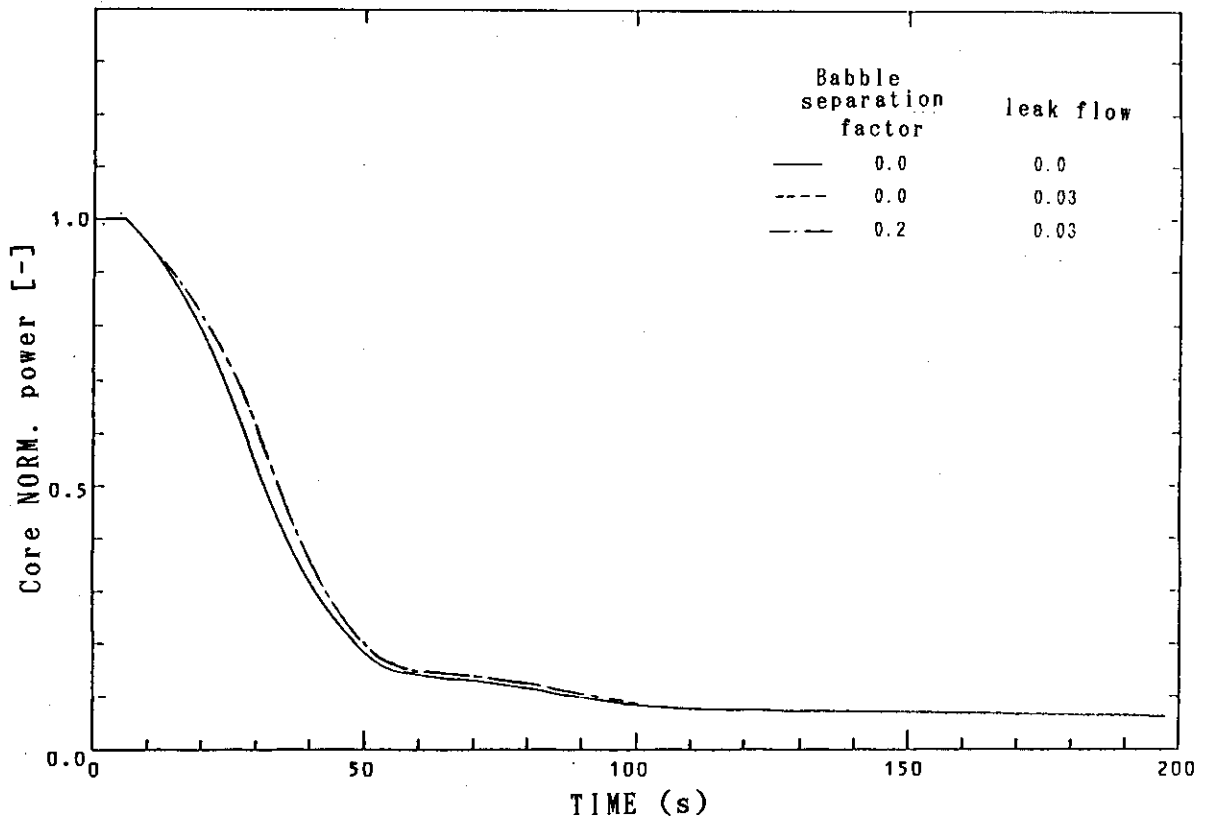


Fig. 3.29 Core NORM. power (Main turbine trip)
(Parameter; Babble separation factor, leak flow)

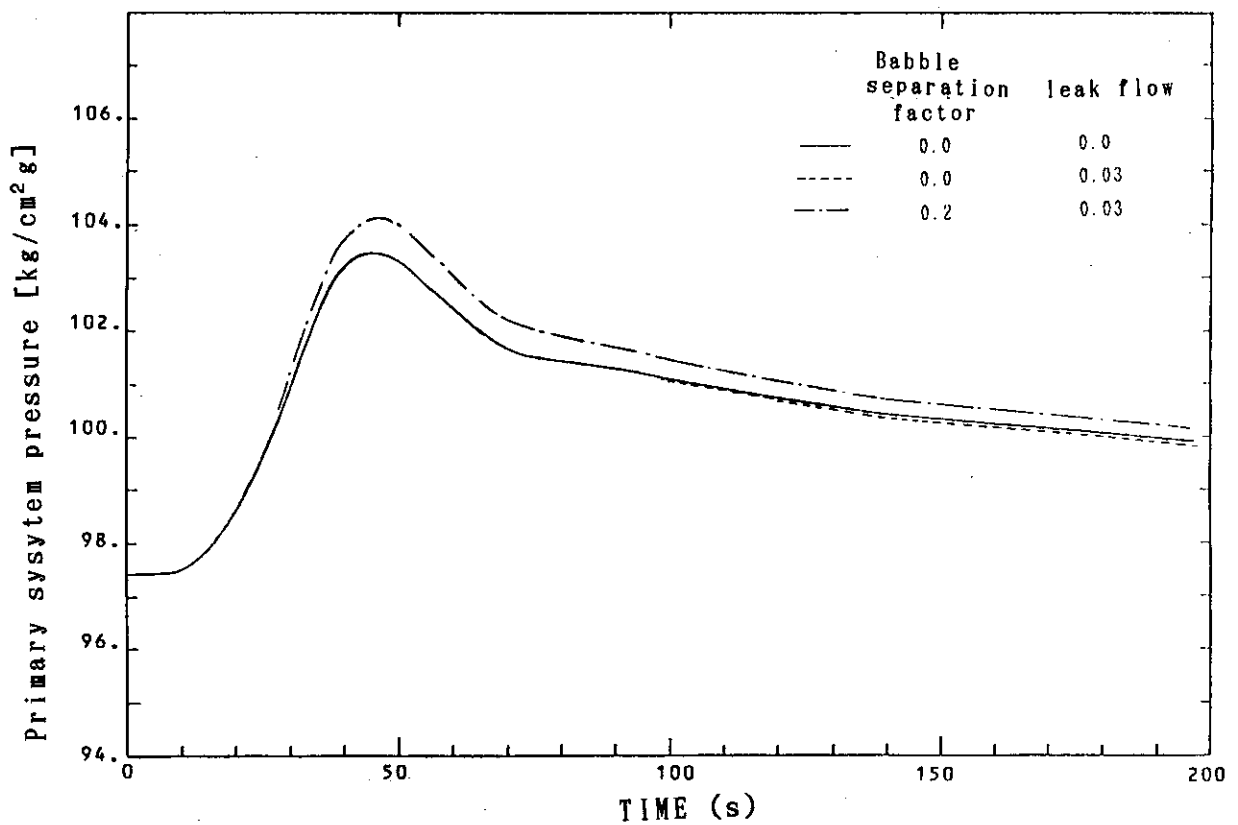


Fig. 3.30 Primary system pressure (Main turbine trip)
(Parameter; Babble separation factor, leak flow)

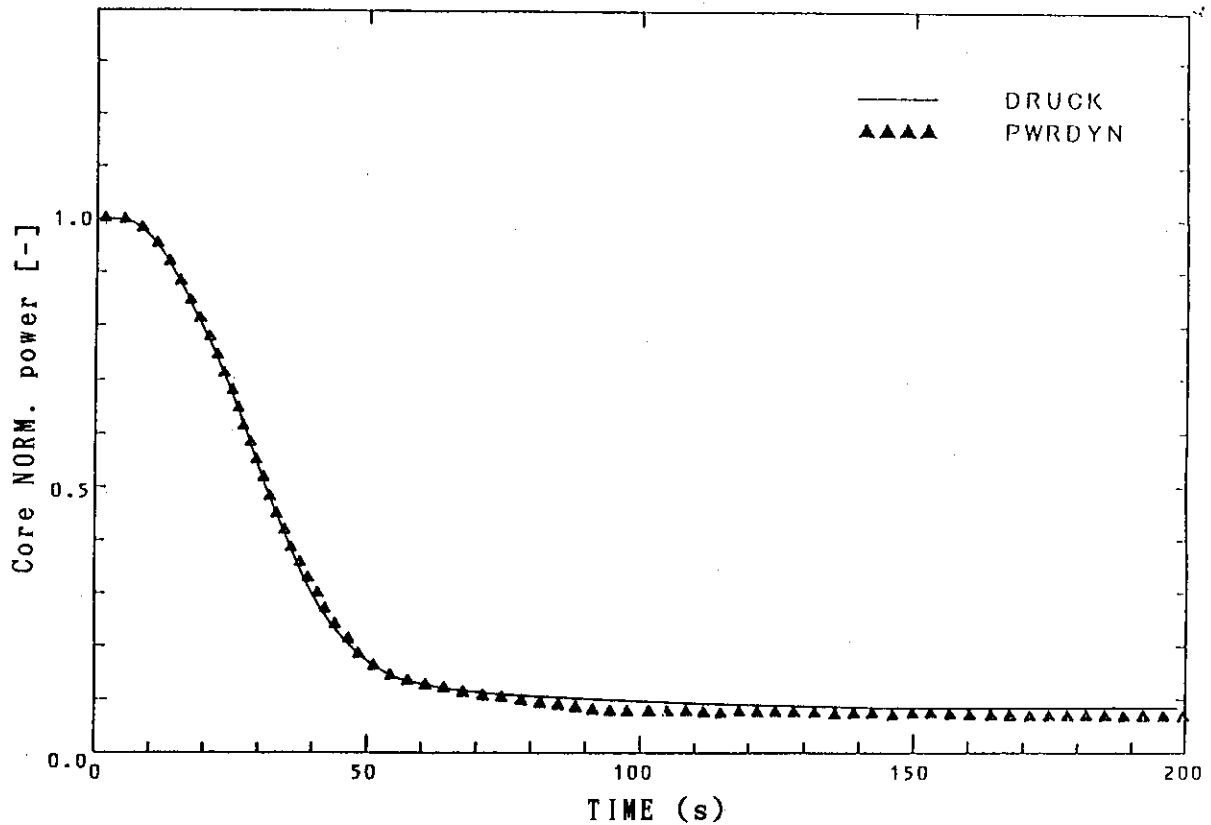


Fig. 3.31 Core NORM. power (Main turbine trip)
(In use steam generatormodel)

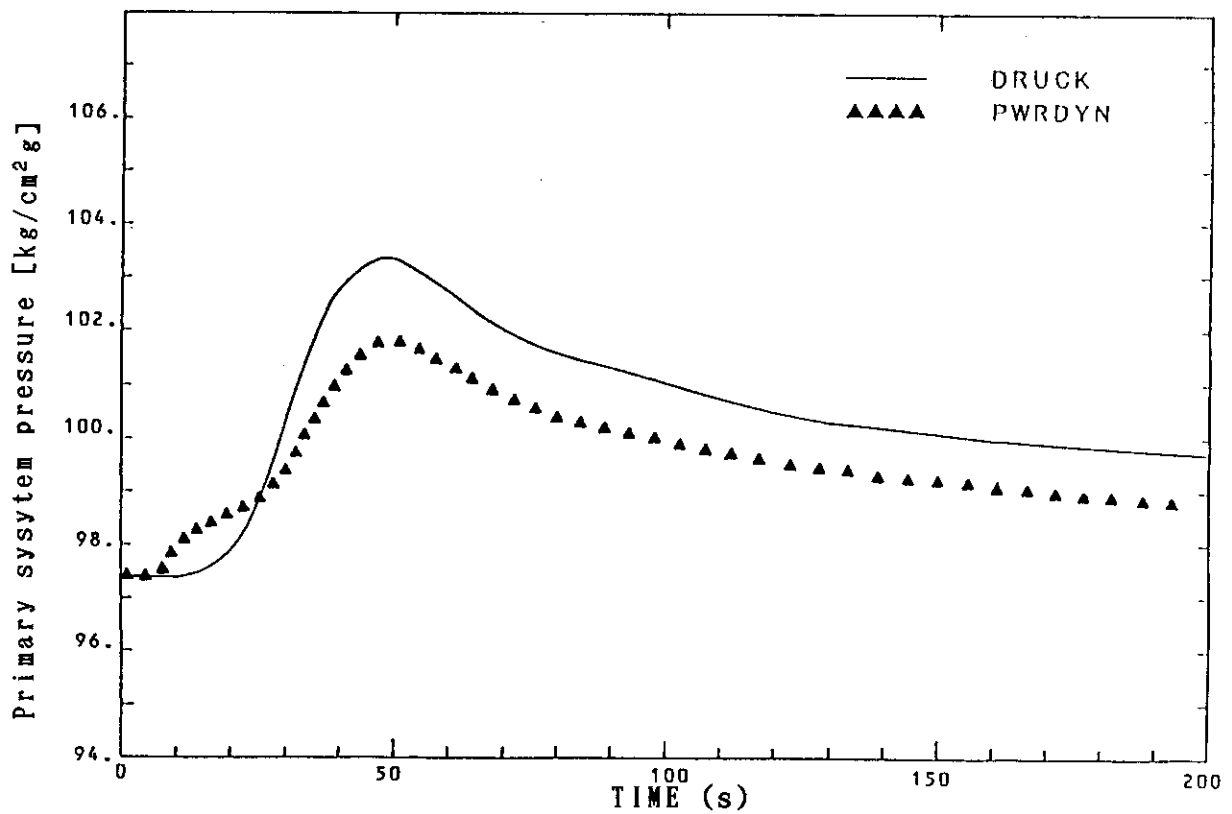


Fig. 3.32 Primary system pressure (Main turbine trip)
(In use steam generatormodel)

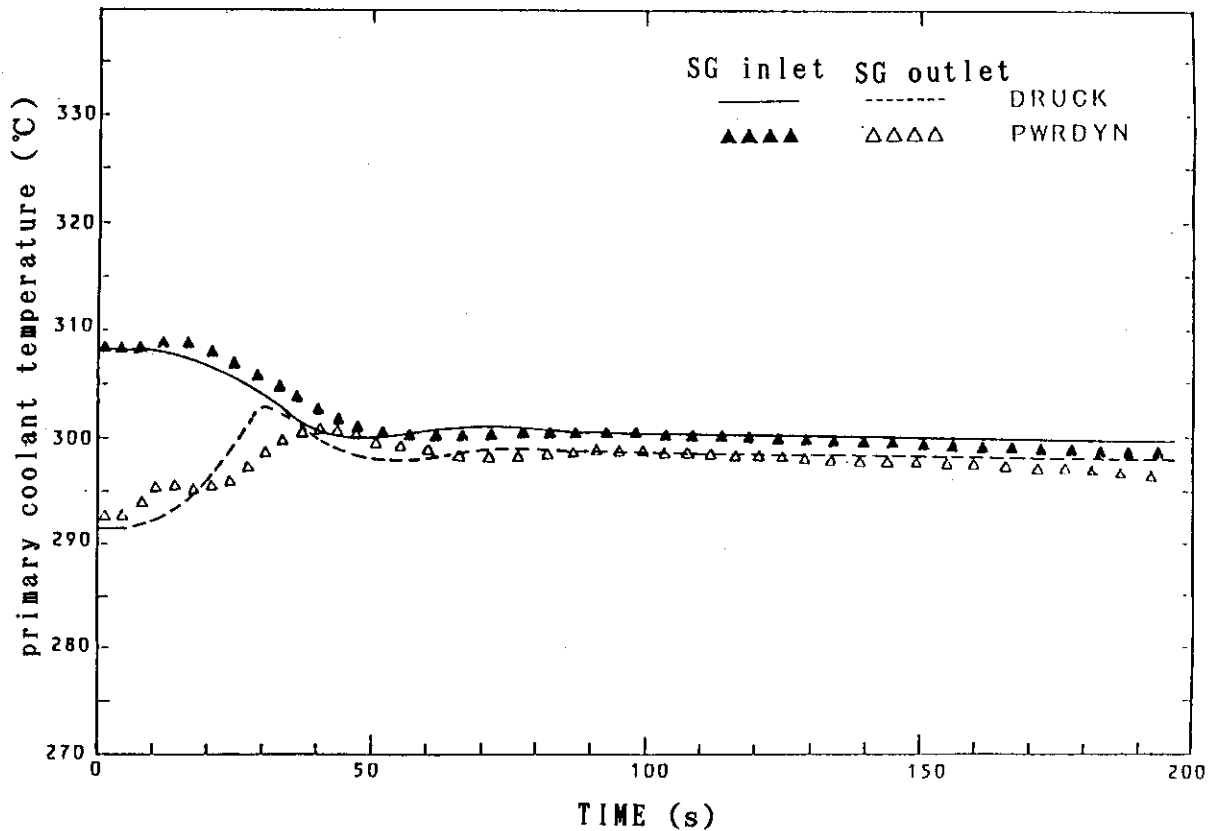


Fig. 3.33 SG inlet/outlet temperature (Main turbine trip)
(In use steam generatormodel)

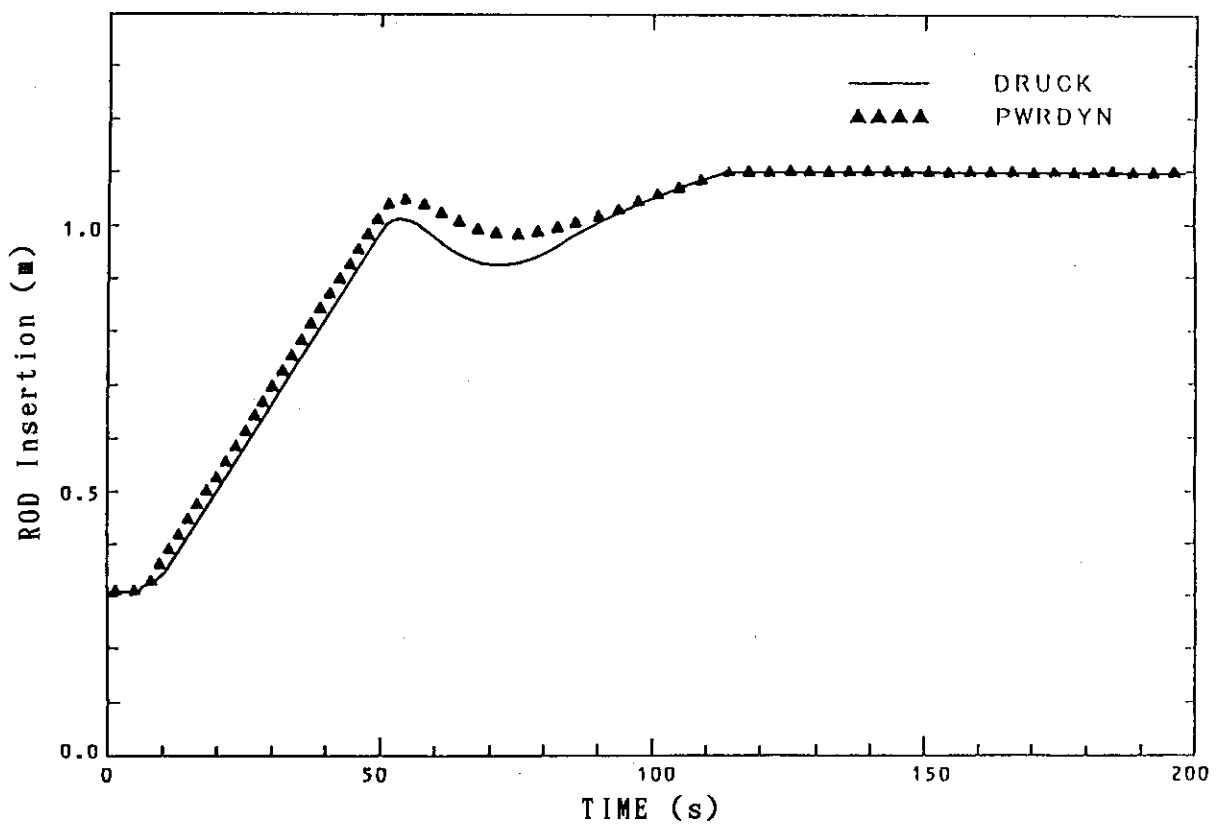


Fig. 3.34 ROD insertion (Main turbine trip)
(In use Steam generatormodel)

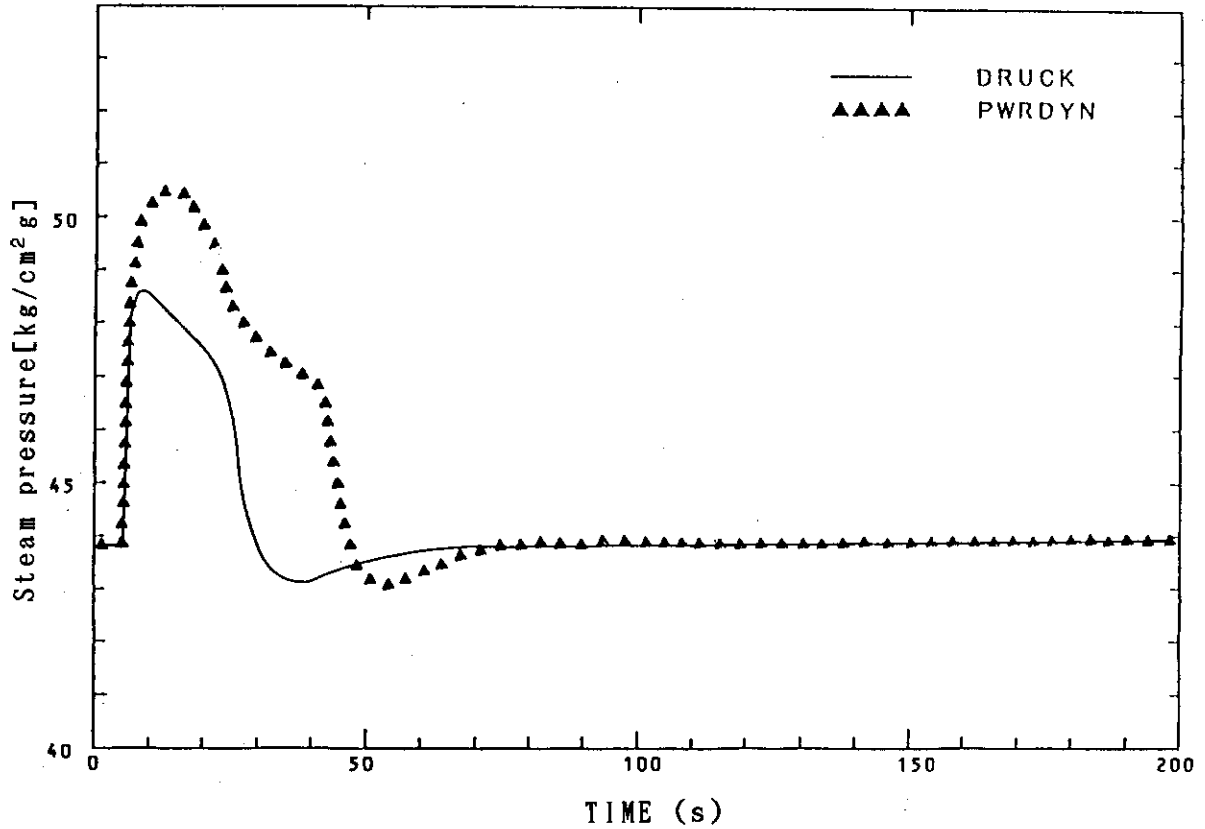


Fig. 3.35 Steam pressure (Main turbine trip)
(In use steam generatormodel)

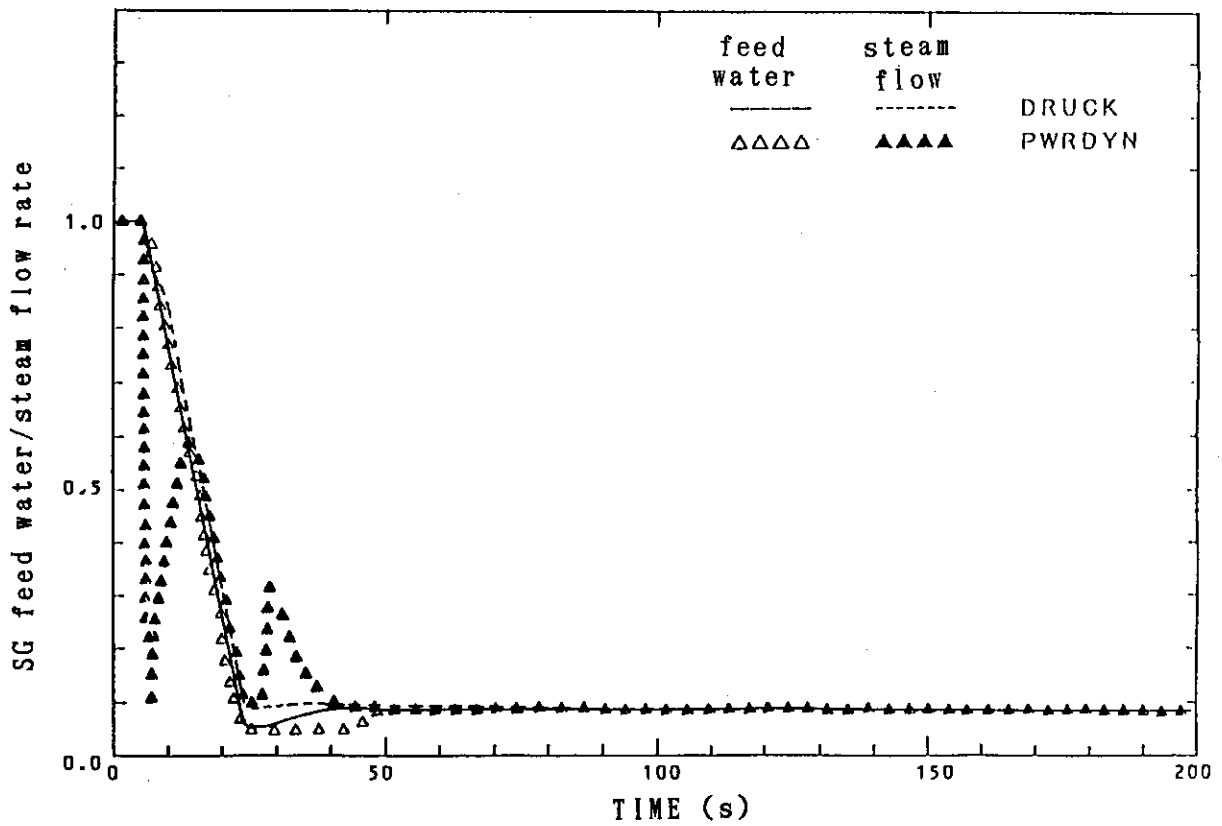


Fig. 3.36 SG feed water/steam flow rate (Main turbine trip)
(In use steam generatormodel)

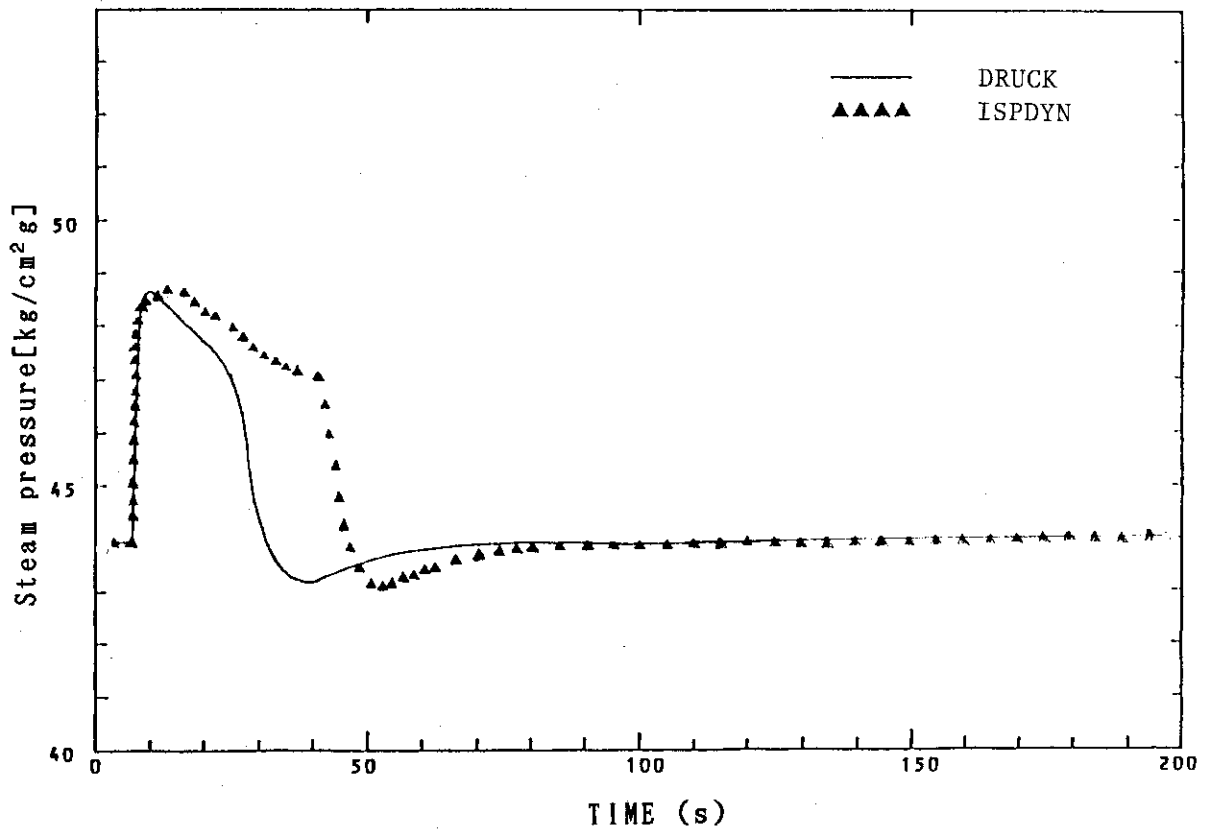


Fig. 3.37 Steam pressure (Main turbine trip)
 (In use steam generator model, dump valve controlled with SG press)

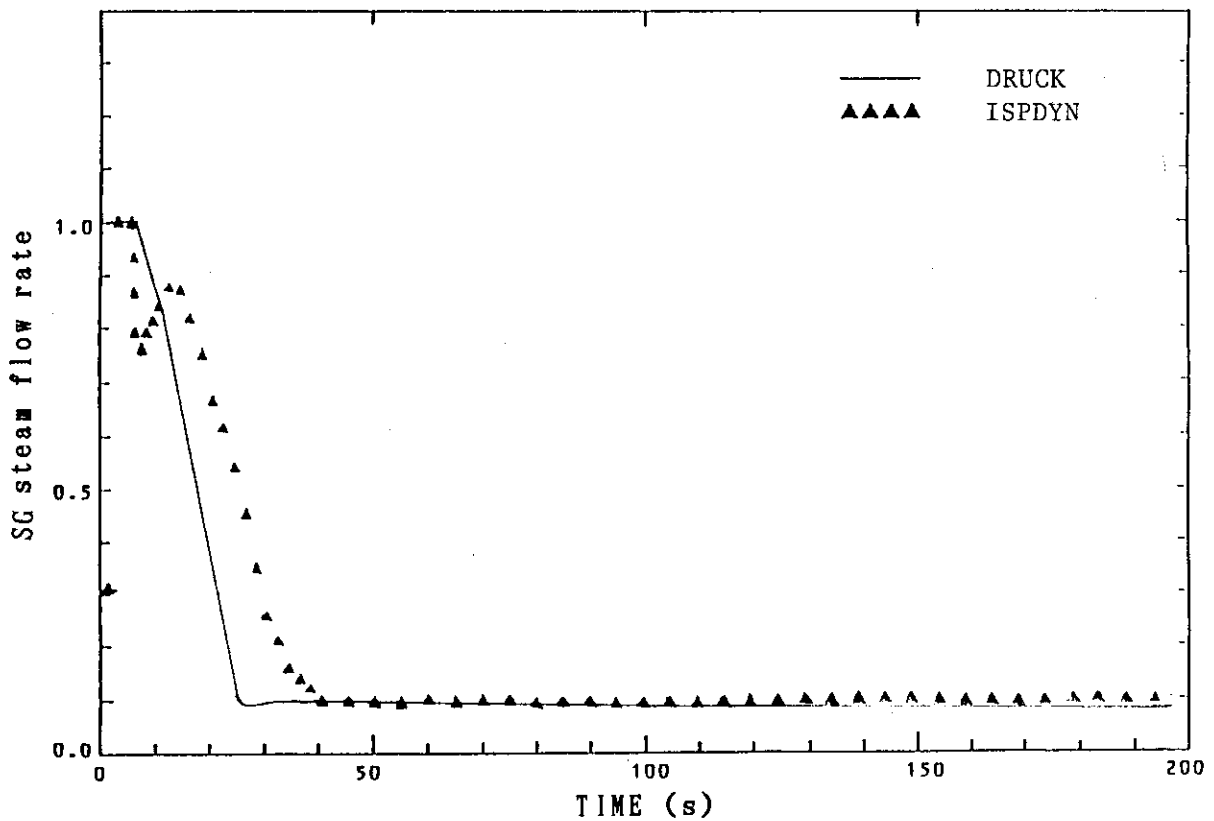


Fig. 3.38 SG steam flow rate (Main turbine trip)
 (In use steam generator model, dump valve controlled with SG press)

4. 加圧方式の検討

4.1 解析モデルと解析条件

ISPDYNコードを用いて自己加圧一体型炉とこれに圧力制御を施した強制加圧一体型炉との負荷追従性の比較を行う。

自己加圧一体型炉の解析モデルをFig. 4.1に示す。自己加圧一体型炉の冷却設備は、原子炉圧力容器 (RPV)、炉内構造物、蒸気発生器および一次冷却水循環ポンプから構成され、炉心で発生した熱を蒸気発生器を通じて二次系へ伝達する。別置きの加圧器は存在せず、炉心で発生したボイドが上部プレナムで分離されチムニーを上昇し、蒸気ドームに至り圧力を保持する。

比較に用いる強制加圧一体型炉の解析モデルをFig. 4.2に示す。上記の自己加圧一体型炉のチムニー、蒸気ドームを加圧器に置き換え、スプレイ、ヒータを設置することにより圧力制御を行う。各部の体積は自己加圧一体型炉の各部の体積を保存し、運転圧力を上げ、加圧器部に圧力制御設備を設けることにより作成した比較用のモデルである。この強制加圧一体型炉解析モデルにおいても一次系からの放熱は加圧器の蒸気ドーム部から行われるもののみを考える。

両解析モデルの主なパラメータをTable 4.1(1/2)(2/2)に示す。Table 4.1に見られるように本強制加圧一体型炉モデルの加圧器体積は自己加圧一体型炉のチムニー部と蒸気ドーム部の体積の和に等しい。試設計を行った3炉型のうち他の2炉型は強制加圧方式である。この2炉型において計画された加圧器と本解析に用いる加圧器モデルの要目をFig. 4.2に示す。本解析の加圧器モデルの容積は他の2加圧器に比べてかなり大きい。比例ヒータ及びバックアップヒータの計画値は大きな差はないが、スプレイ流量は他の試設計2炉型の加圧器に比べて約10倍の流量となっている。本解析モデルのスプレイ流量は、制御棒の不作動を仮定して主機トリップの解析を行った場合に、一次系圧力の最大値が $130 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 程度に抑えられる流量として定めた。自己加圧一体型炉は貫流式の蒸気発生器を採用しているためにこの解析ケースにおける一次系圧力の上昇はかなり大きい。運転温度等の条件が異なるので直接比較の対象とはならないが、再循環型蒸気発生器を採用する半一体型炉において同じく制御棒不作動時の主機トリップ解析を行った場合二次側の熱インベントリーが大きいので一次系の最大圧力は $120 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 程度に抑えられる。本解析の用いる加圧器モデルは強制加圧を前提として最適化を図ったものではなく、できるだけ試設計の自己加圧一体型炉と条件を同じくして加圧方式の違いによる影響を比較することを目的としている。

解析においては、原子炉に固有な特性を見るために制御棒の不作動を仮定した。給水制御系はFig. 2.12に示すブロック線図の通りで制御定数はTable 3.3に示す値を用いた。蒸気発生器モデルは、2.9章に示すモデルを用い、負荷変動は蒸気流量の変化として与えた。自己加圧一体型炉の設定において、気泡分離係数 (Bubble separation rate)、ポンプ部からのリーク水 (leak flow) は0%とした。

加圧器逃がし弁、加圧器安全弁は不作動とした。

4.2 解析ケース

解析ケースは次の2ケースで蒸気流量の変化で与える。

- ① 主機トリップ
全負荷 (100%) $\xrightarrow{(1\text{ s})}$ 基底負荷
- ② 急速出力上昇
基底負荷 (10%) $\xrightarrow{(26.7\text{ s})}$ 常用負荷

4.3 解析結果の検討と評価

解析結果を Fig. 4.3 ~ Fig. 4.16 に示す。

(1) 主機トリップ

主機タービンがトリップし、蒸気需要が急速に減少した場合である。

炉出力 (Fig. 4.3) は制御棒の不作動を仮定してもほぼ要求された値に落ちついていることがわかる。強制加圧方式の場合は炉出力は単調に減少しているが、自己加圧方式においては25秒付近までいったん上昇した後減少に転ずる。これは、蒸気発生器出口で高温になった一次冷却水が炉心に到達する以前に、一次冷却水の膨張により原子炉圧力が上昇し、炉心のボイドを減少させて一時的に反応度が添加されるために生ずる。この際、高温となった一時冷却水が炉心に到達し、多量のボイドを発生させて負の反応度を添加するため炉出力は急速に減少する。この現象は温度の伝達が圧力の伝播に遅れることにより生じていると考えられる。

蒸気ドーム部の水位もしくは加圧器の水位は両方式において大きな差はない。

原子炉圧力は両方式ともに大きく上昇する。Fig. 4.5 に示す自己加圧一体型炉の蒸気ドーム部圧力は $97.4\text{ kg/cm}^2\text{ g}$ より $123\text{ kg/cm}^2\text{ g}$ に約 25 kg/cm^2 上昇している。蒸気ドーム部は断熱圧縮されて過熱状態になる。この場合、蒸気ドーム部からの放熱が適切にモデル化されなければ蒸気圧力の最大値は非常に大きくなり圧力の低下も長時間を要するという結果が得られた点は各時刻の蒸気ドーム部の温度より求めた飽和圧力である。この図にみられるように、約30秒時点から200秒にかけて蒸気ドーム圧力が飽和圧力を上回り、蒸気ドーム部は過熱状態になっていることがわかる。この場合、蒸気ドーム部からの放熱が適切にモデル化されなければ蒸気圧力の最大値は非常に大きくなり圧力の低下も長時間を要するという結果が得られる。蒸気ドーム部からの放熱の影響は3.4.2に示した通りである。現在のモデルではこの放熱量を計算するために蒸気ドーム部熱伝達係数を別途求めて与えてやらなければよい結果が得られないので、加圧器部の熱的挙動に関しては更に検討を行い改良を施すことが望ましい。Fig. 4.6には強制加圧方式の加圧器圧力を示している。圧力の上昇はスプレイの働きにより約 20 kg/cm^2 程度に抑えられているが、加圧器の容積が極めて大きいため 50 kg/s もの流量を必要としている。この加圧器は自己加圧一体型炉のチムニー部の体積を含んでいる。チムニーは上部プレナムと加圧器の役目をする蒸気ドーム部を連結しており、気泡はチムニー部分をその大きさ、密度によって上昇したり、消滅したりしている。しかし、圧力制御を行う加圧器の一部としては有効な領域ではない。圧力制御を前提として加圧器の最適化を行えばスプレイ

の流量はずっと少なくてもよく一次系全体を小型化することができるものと思われる。当然、システムは自己加圧方式に比べれば複雑になる。

一時冷却水炉心出口温度の上昇は両方式の間で大きな差はない。自己加圧一体型炉では、炉心出口温度はその時の圧力のほぼ飽和温度となっているので一次系圧力にしたがって変化している。

この過渡変化時のスプレイ及びヒータの作動状況は Fig. 4.9 に示すとおりである。比例ヒータは加熱をやめスプレイが 50 秒以降全流量で行われている。

制御棒が作動しない場合の自己加圧方式と強制加圧方式の比較では、自己加圧方式において過渡的に若干の炉出力の逆応答が見られることが明かとなった。これは、一次冷却水の温度の伝達と圧力の伝達との差に起因するものがあるので、原子炉が大型になるほど深刻な問題になると考えられる。逆に考えれば、一時冷却水の循環サイクルの短い小型の炉にとってはその影響は小さくなる。

(2) 急速出力上昇

基底負荷から急速に基底負荷（10%）から常用負荷（90%）まで蒸気需要が増加した場合である。このケースでは制御棒が作動していないため、炉出力（Fig. 4.10）は両方式とも要求された常用負荷（90%）に対応する出力まで上昇せず約 50% 出力付近で平衡に達したように見える。両方式を比較すれば、自己加圧方式は強制加圧方式に比べて炉出力がより速く上昇し、若干高い出力まで達している。自己加圧方式では初期定常状態時に炉心出口温度を飽和温度を少し超えたあたりに保っているため炉心においていくらかのボイドを含んでおり、負荷の増加に伴って炉心入口温度が低下しボイドを減少させ減速材密度を増加させて正の反応度が添加される。この初期定常時のボイドの持つ反応度分自己加圧方式は負荷の上昇に対応できることになる。

加圧器の水位（Fig. 4.11）は一次冷却水の温度低下が強制加圧方式の方が大きいため、自己加圧方式の蒸気ドーム水位の低下を上回る。

原子炉圧力の変化（Fig. 4.12, 4.13）は自己加圧方式で約 1.5 kg/cm^2 の低下、強制加圧方式で約 2.7 kg/cm^2 の低下でいずれの方式でも大きな変化は生じていない。急速出力上昇は主機トリップに比べれば緩やかな事象である。

一次冷却水路心出口温度（Fig. 4.14, 4.15）は自己加圧方式で約 $1.5 \text{ }^\circ\text{C}$ に対し強制加圧方式では約 $8 \text{ }^\circ\text{C}$ 低下し明らかに変化幅は大きい。これは自己加圧方式の炉心出口温度が一次系の圧力と密接に関連しているためである。

この過渡変化時のスプレイ及びヒータの作動状況は Fig. 4.16 に示すとおりである。スプレイは行われず、比例ヒータは全出力で加熱を行うがバックアップヒータは作動していない。強制加圧方式の一次系圧力の低下は比例ヒータの出力を大きくする、バックアップヒータの作動設定点を高くすることにより小さくできるが炉心保護の観点からは現在の設定で十分である。

制御棒が作動しない場合の比較では自己加圧方式は強制加圧方式に比べると負荷の増加により良く追従することがわかった。しかし、その差は大きなものではなく、試設計自己加圧一体型炉の炉心特性では、いずれの方式を用いても要求された負荷に追従することはできない。原子炉の健全性に関しては、急速出力上昇の解析ケースにおいて両方式ともに問題は見られない。

Table 4.1 Comparison of parameters (1/2)

| parameter | | self-pressurized | pressurized |
|---------------------------|--------|---------------------------|----------------------------|
| primary system pressure | | 97.4 kg/cm ² g | 110.0 kg/cm ² g |
| primary coolant flow | | 3,770 t/h | 3,770 t/h |
| coolant temperature | | | |
| primary side inlet/outlet | | 308.4 °C / 292.5 °C | 308.8 °C / 291.3 °C |
| SG output | | 100 MW | 100 MW |
| full load steam flow | | 180 t/h | 180 t/h |
| secondary side feed water | | 210 °C | 210 °C |
| secondary side pressure | | 43.8 kg/cm ² g | 43.8 kg/cm ² g |
| spray flow rate | | ———— | 50 kg/s |
| proportional heater | | ———— | 40 kw |
| back up heater | | ———— | 320 kw |
| VOLUME and LENGTH | | self-pressurized | pressurized |
| Core region | VOLUME | 0.9 [m ³] | 0.9 [m ³] |
| | LENGTH | 1.25 [m] | 1.25 [m] |
| Upper-Plenum region | VOLUME | 10.7 [m ³] | 10.7 [m ³] |
| | LENGTH | 1.75 [m] | 1.75 [m] |
| Steam Generator region | VOLUME | 6.2 [m ³] | 6.2 [m ³] |
| | LENGTH | 2.40 [m] | 2.40 [m] |
| Pump Inlet region | VOLUME | 12.9 [m ³] | 12.9 [m ³] |
| | LENGTH | 2.00 [m] | 2.00 [m] |
| Annulus region | VOLUME | 24.6 [m ³] | 24.6 [m ³] |
| | LENGTH | 8.20 [m] | 8.20 [m] |
| Lower Plenum region | LENGTH | 2.3 [m ³] | 2.3 [m ³] |
| | VOLUME | 0.80 [m] | 0.80 [m] |
| Chimney region | VOLUME | 20.9 [m ³] | ———— |
| | LENGTH | 6.15 [m] | ———— |
| Steam Dome region | VOLUME | 7.8 [m ³] | ———— |
| pressurizer | VOLUME | ———— | 28.7 [m ³] |

Table 4.1 Comparison of parameters (2/2)

| Neutron kinetics parameter | self-pressurized | pressurized |
|--|---|---|
| Delayed neutron fraction | 7.0×10^{-3} (-) | 7.0×10^{-3} (-) |
| neutron lifetime | 2.05×10^{-5} (-) | 2.05×10^{-5} (-) |
| Doppler coefficient ($\Delta k/k/^\circ\text{C}$) | -5.5×10^{-5} $\sim -2.3 \times 10^{-5}$ | -5.5×10^{-5} $\sim -2.3 \times 10^{-5}$ |
| coolant density coeff ($\Delta k/k/\text{kg}/\text{m}^3$) | 3.7×10^{-4} | _____ |
| coolant temperature coeff ($\Delta k/k/^\circ\text{C}$) | _____ | -1.5×10^{-4} $\sim -1.2 \times 10^{-4}$ |
| Other parameters | self-pressurized | pressurized |
| Bubble separation factor | 0 % | _____ |
| Leak flow | 0 % | _____ |
| Gap conductance | $0.77 \text{ kcal}/\text{cm}^2 \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C}$ | $0.77 \text{ kcal}/\text{cm}^2 \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C}$ |
| SteamDome heat conductance | $1.9 \text{ kcal}/\text{m}^2 \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C}$ | $1.9 \text{ kcal}/\text{m}^2 \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C}$ |

Heater and spray control

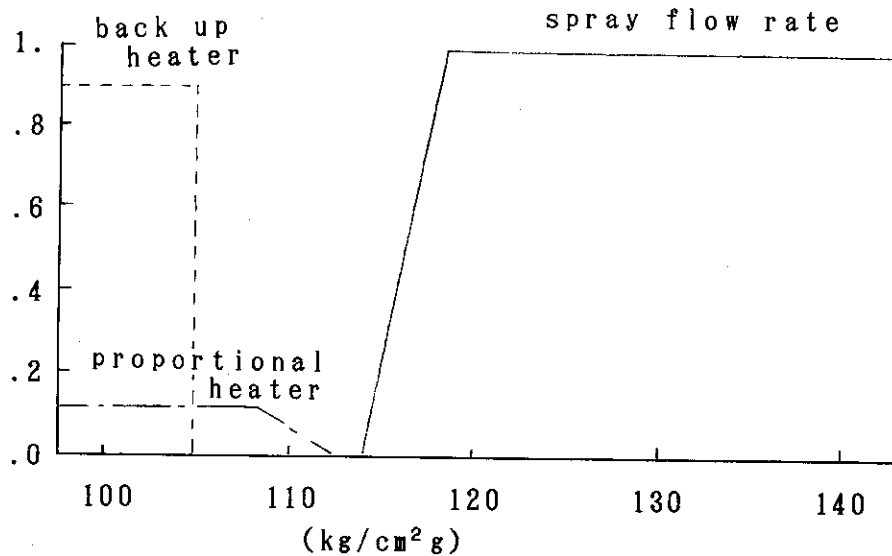


Table 4.2 Comparison of pressurizer parameters

| parameters | Analytical - MODREL | INTEGRAL TYPE | SEMI-INTEGRAL TYPE |
|--------------------------------|------------------------|------------------|-----------------------|
| Steam VOLUME [m ³] | 7.8 | 2.37 | 2.8 |
| Water VOLUME [m ³] | 20.9 | 2.54 | 4.2 |
| Total VOLUME [m ³] | 28.7 | 4.91 | 7.0 |
| proportional heater [kw] | 40.0 | 44.6 | 31.25 |
| back up heater [kw] | 320.0 | 195.4 | 218.75 |
| spray flow [kg/s] | 50.0 | 5.0 | 5.4 |

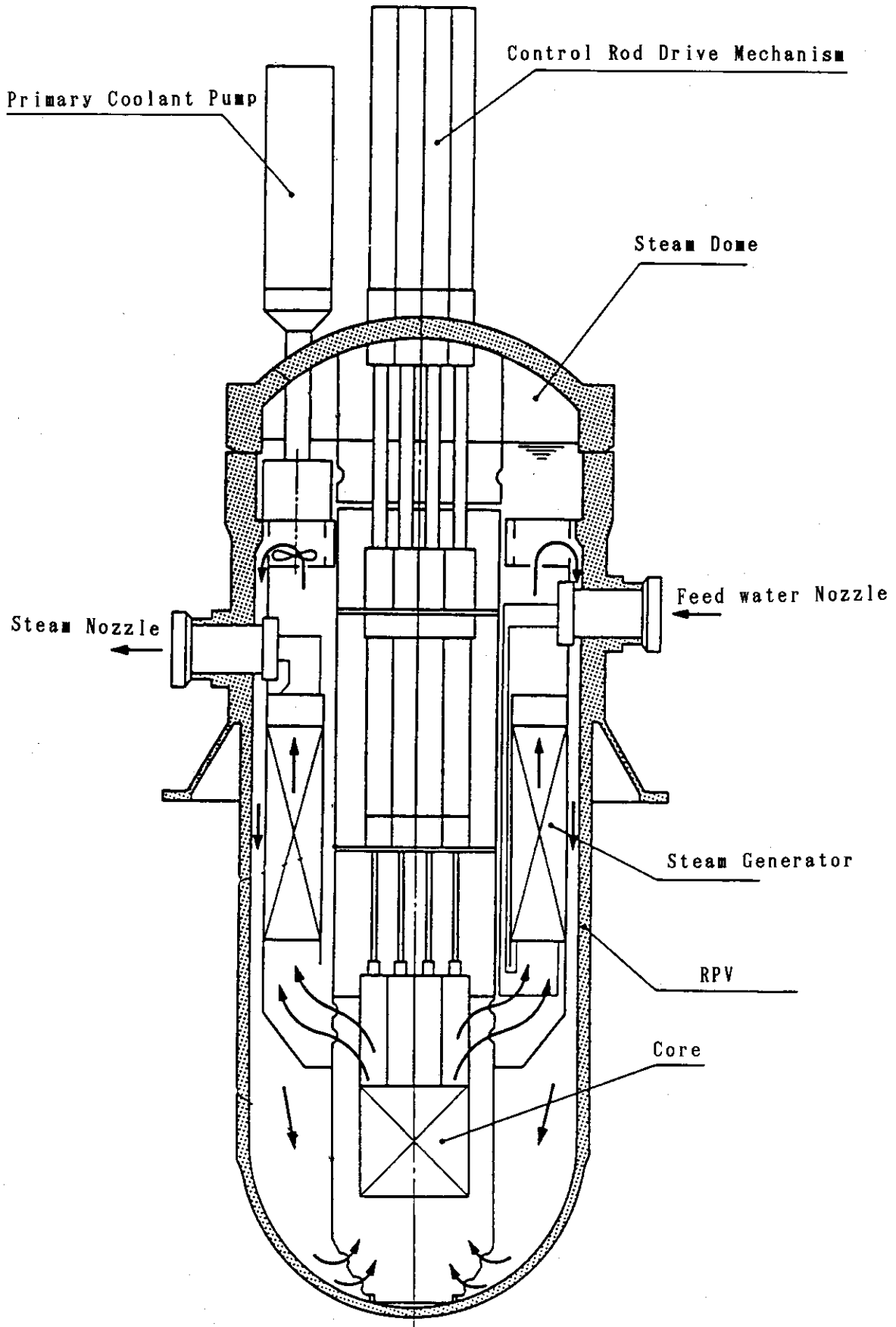


Fig. 4.1 Analytical model of self-pressurized type

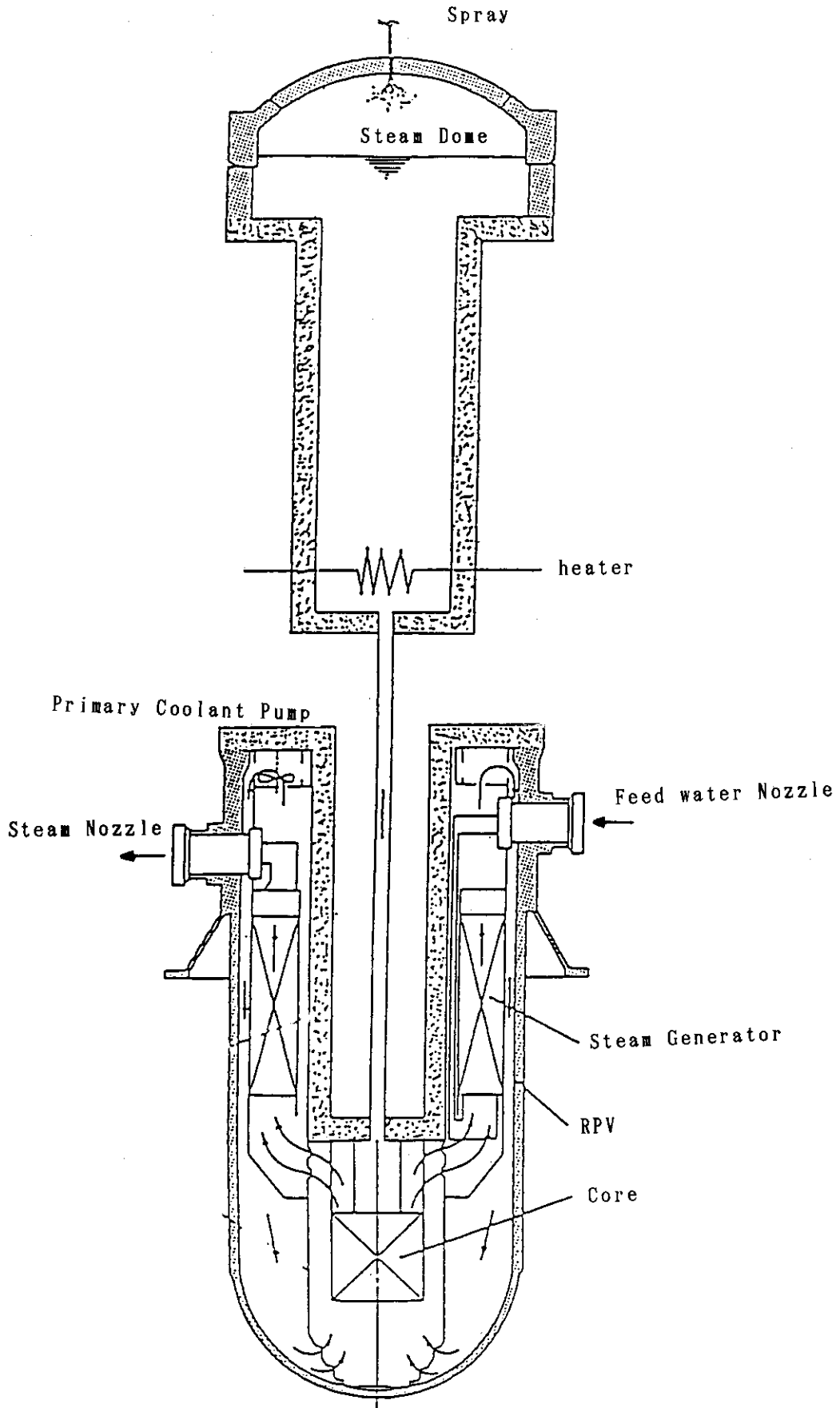


Fig. 4.2 Analytical model of pressurized type

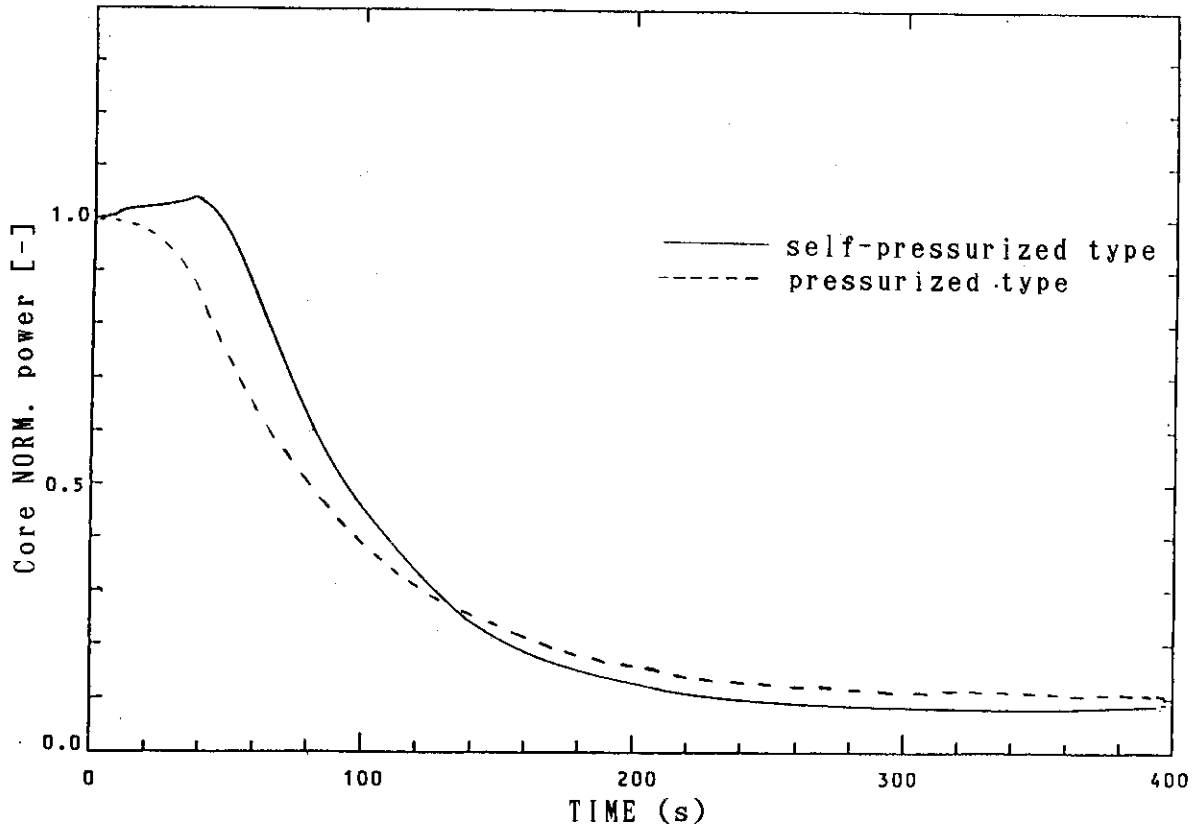


Fig. 4.3 Core NORM. power (Main turbine trip)

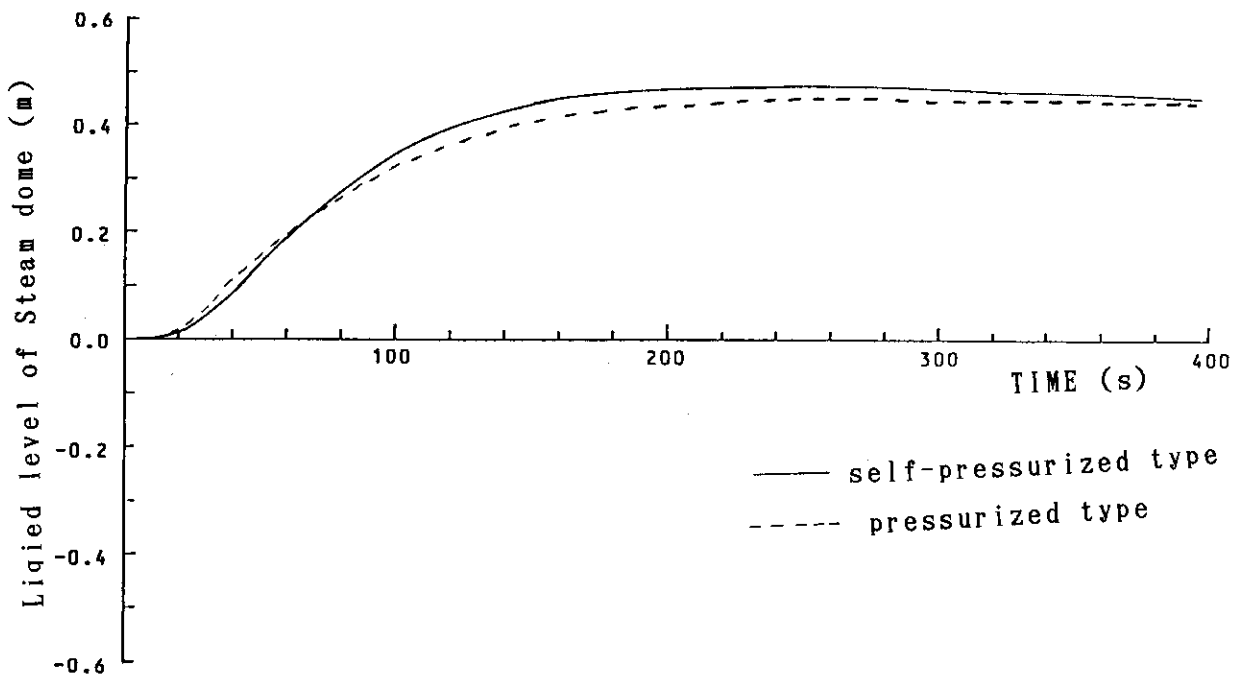


Fig. 4.4 Liquid level of steam dome (Main turbine trip)

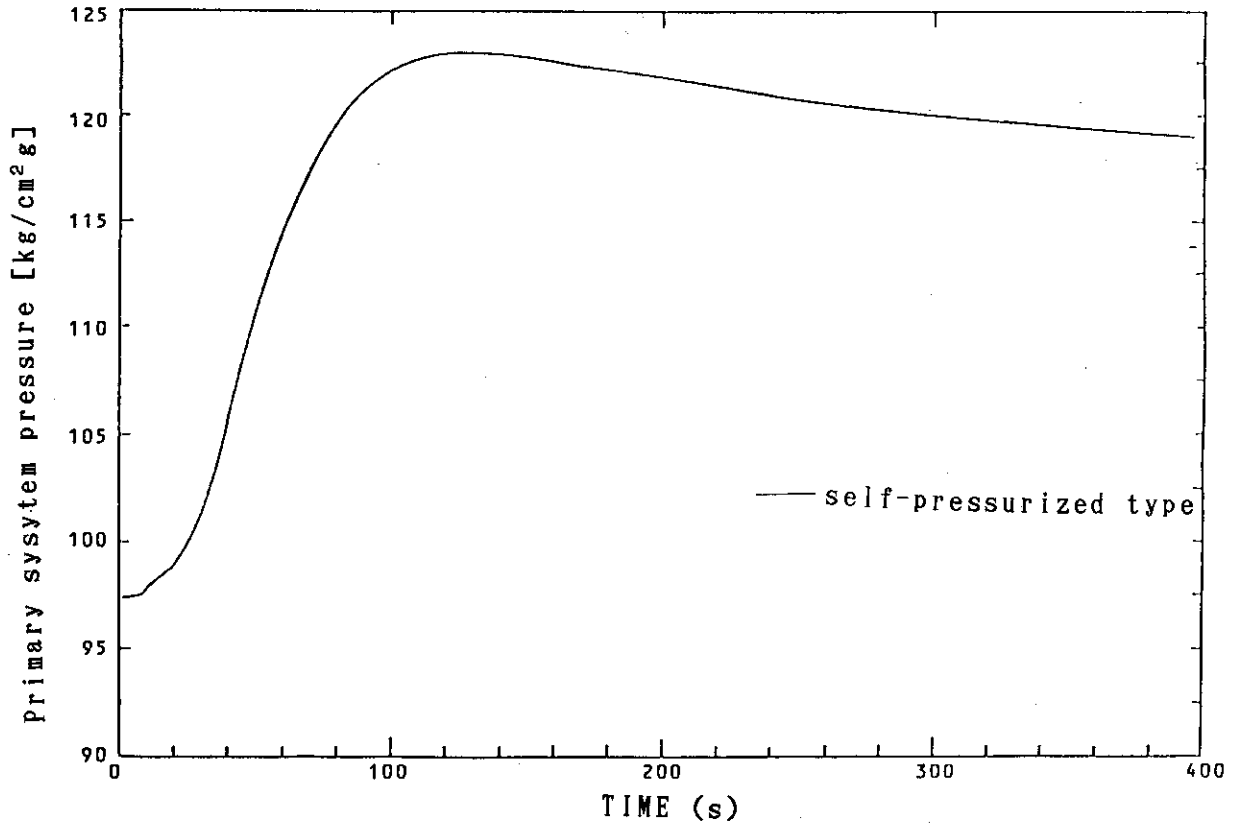


Fig. 4.5 Primary system pressure (Main turbine trip)

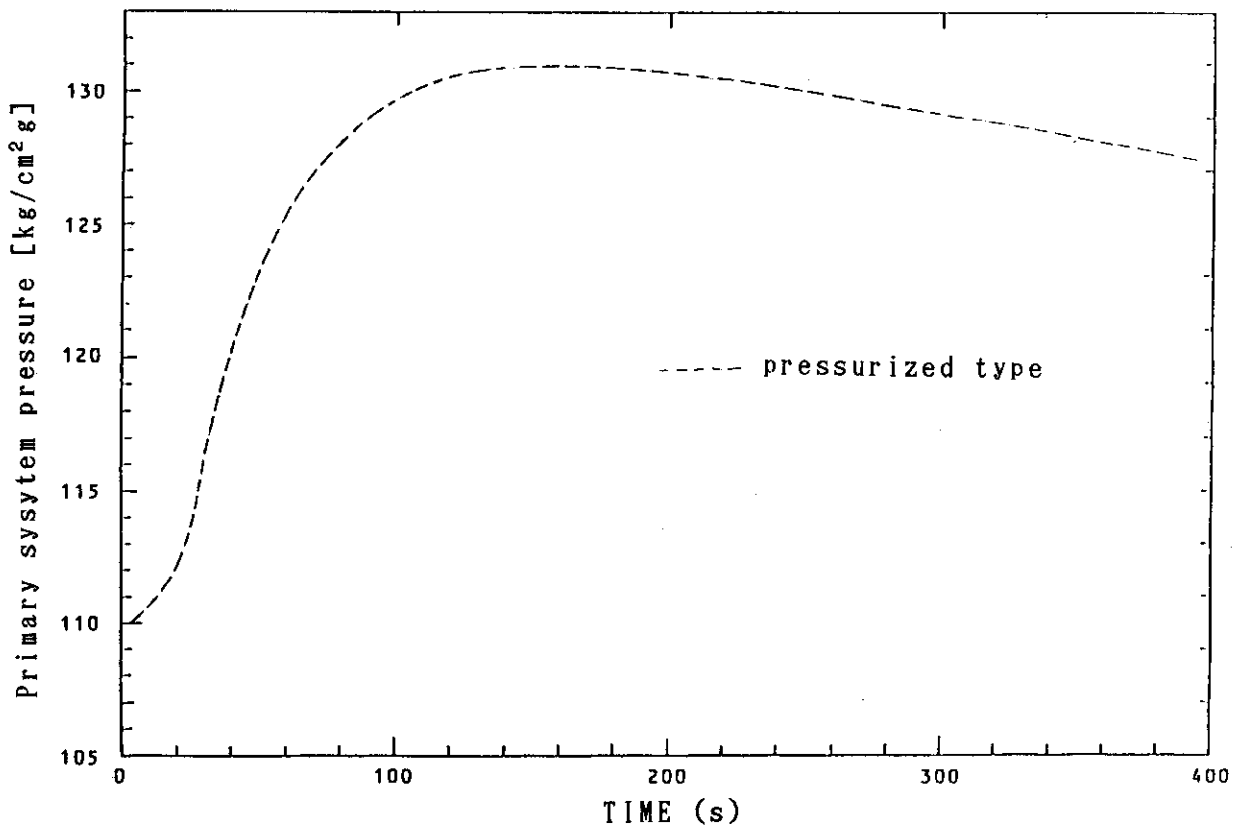


Fig. 4.6 Primary system pressure (Main turbine trip)

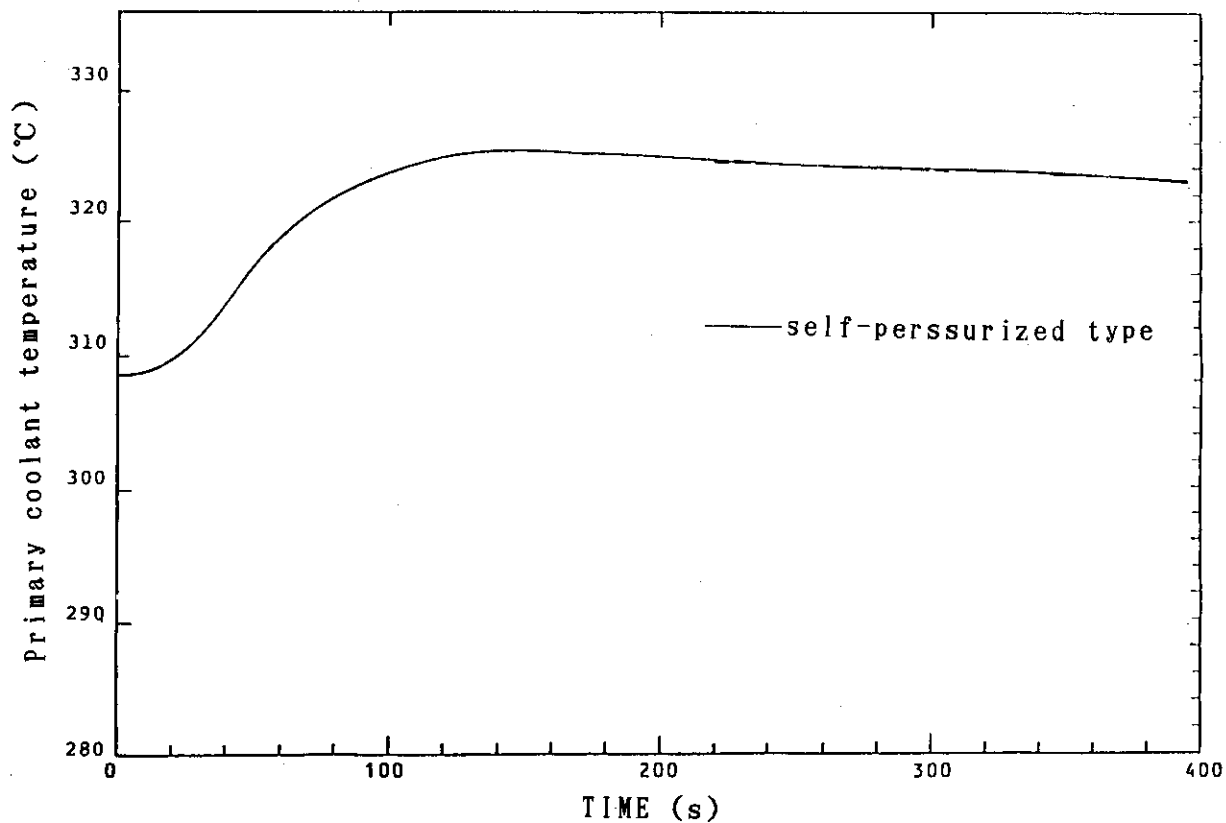


Fig. 4.7 Core outlet temperature (Main turbine trip)

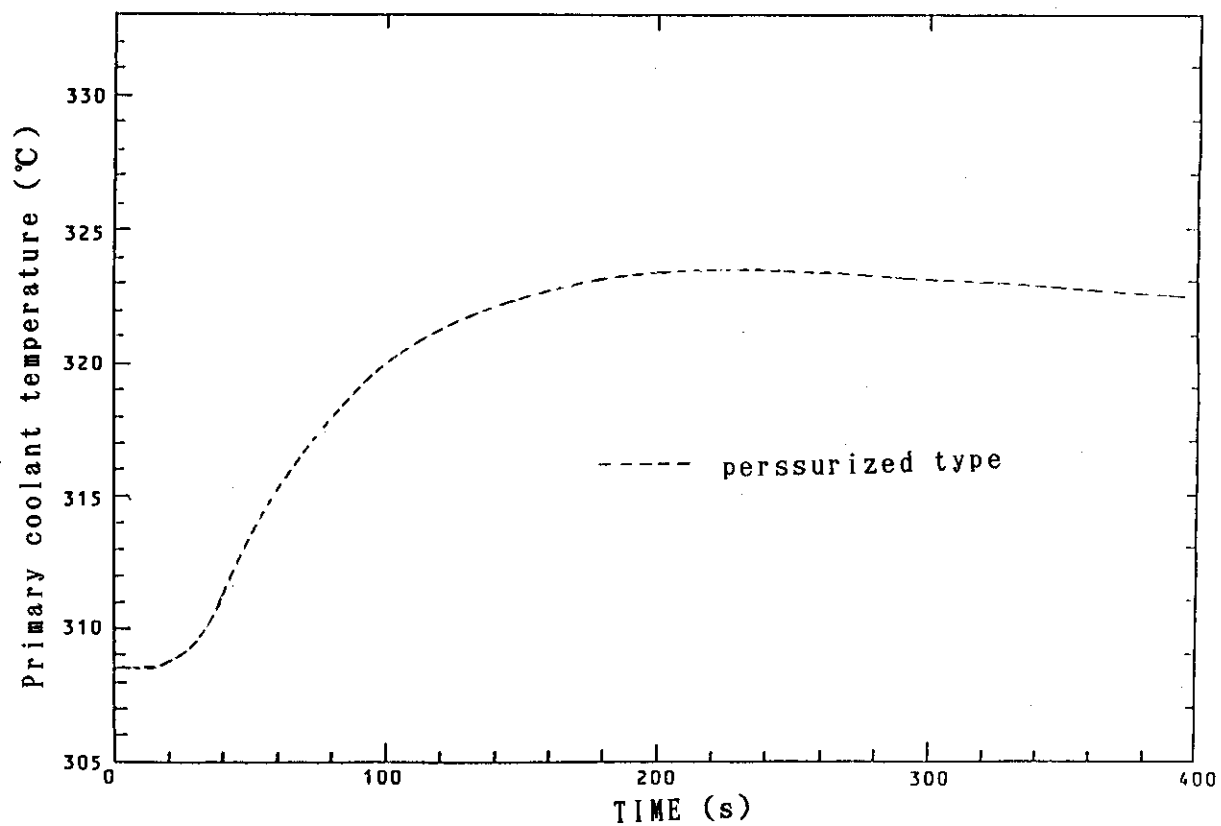


Fig. 4.8 Core outlet temperature (Main turbine trip)

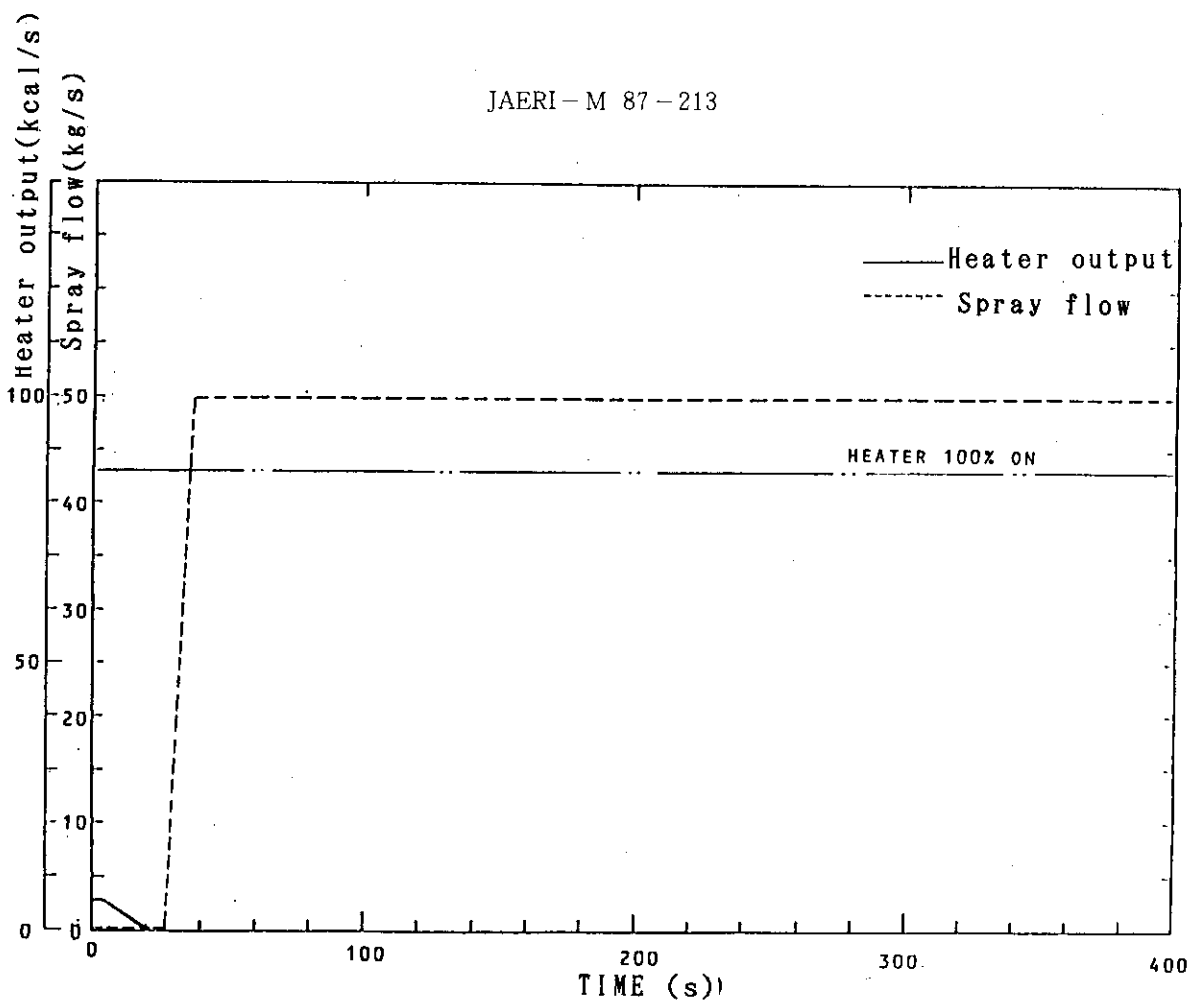


Fig. 4.9 Spray flow and heater output (Main turbine trip)

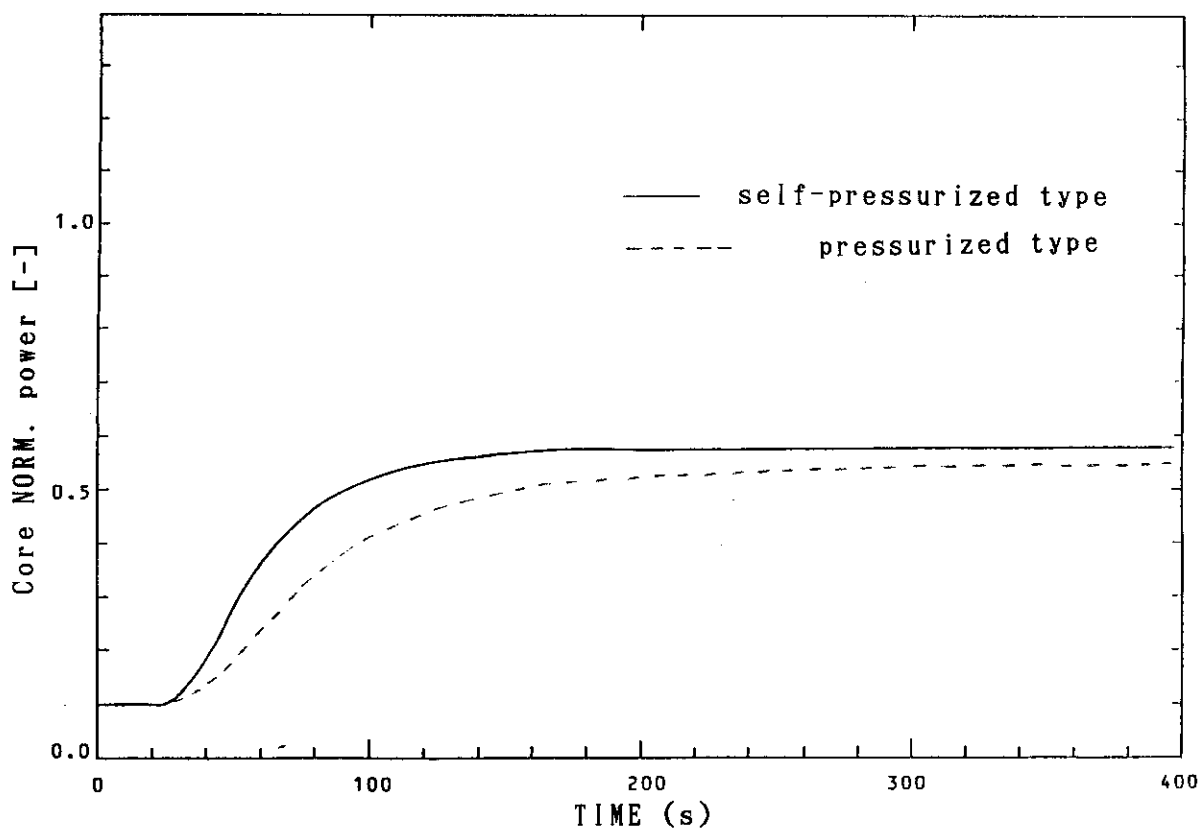


Fig. 4.10 Core NORM. power (Rapid load increase)

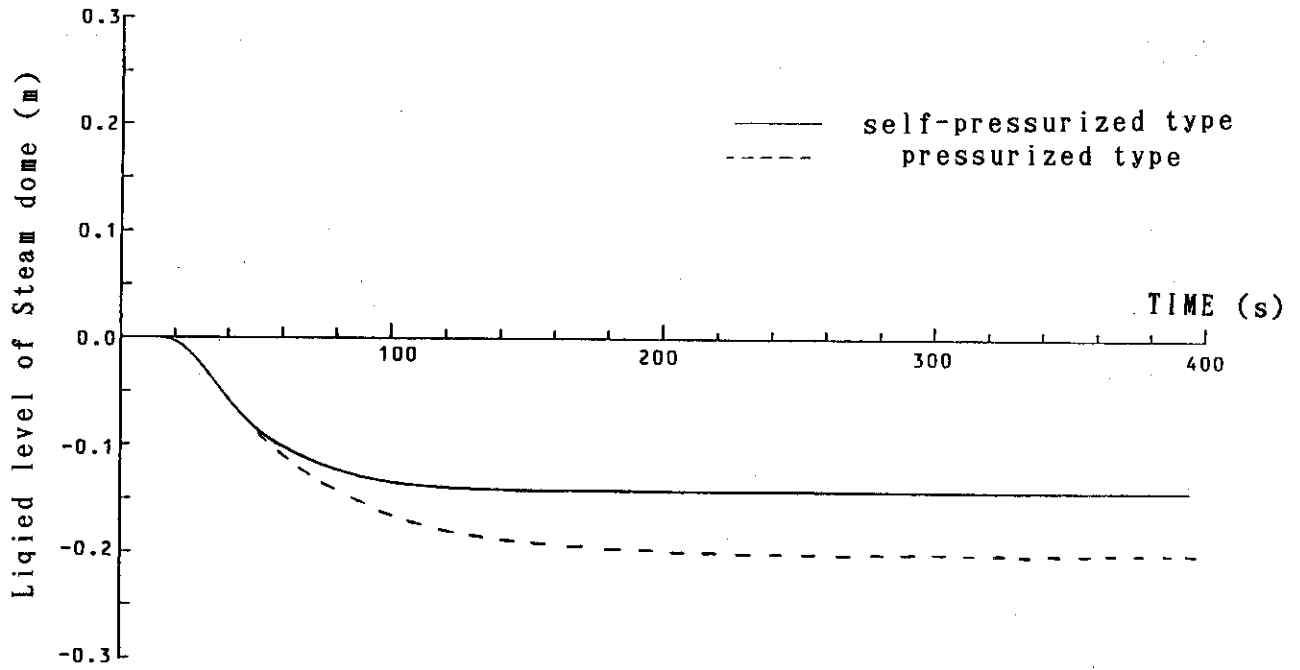


Fig. 4.11 Liquid level of steam dome (Rapid load increase)

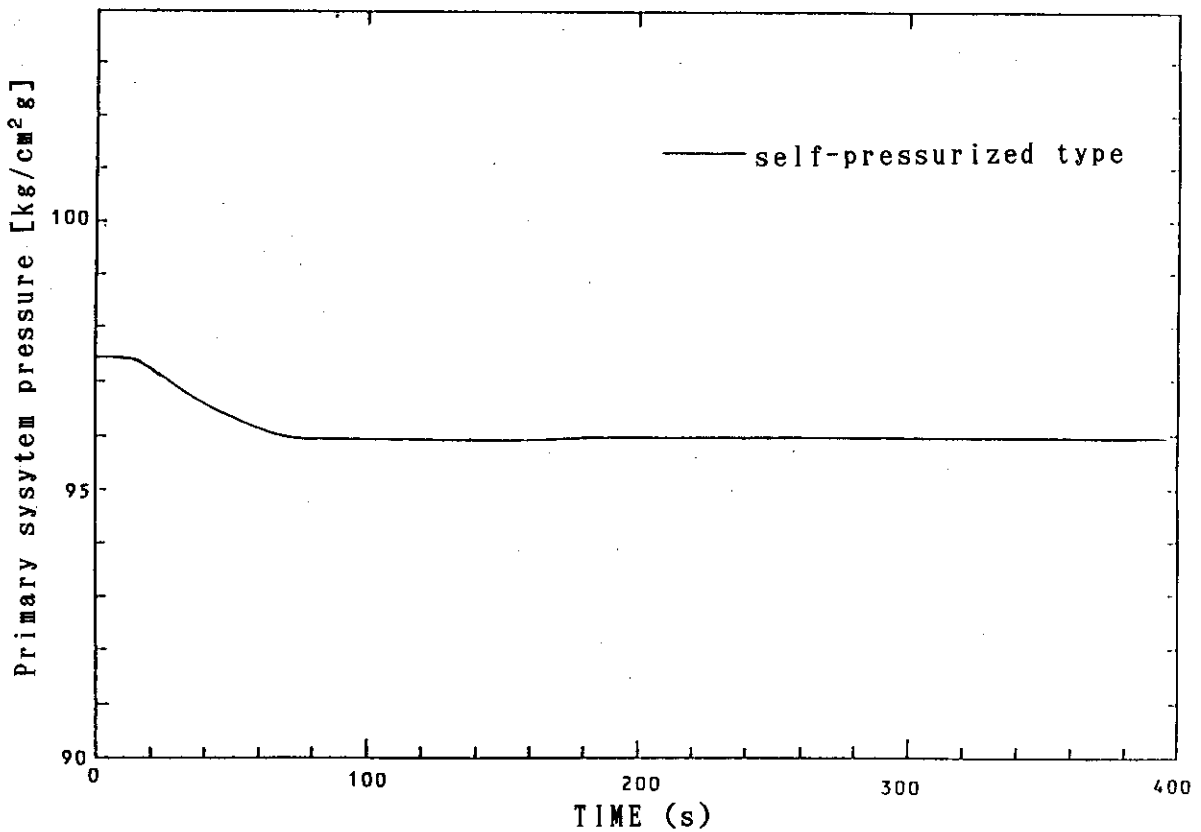


Fig. 4.12 Primary system pressure (Rapid load increase)

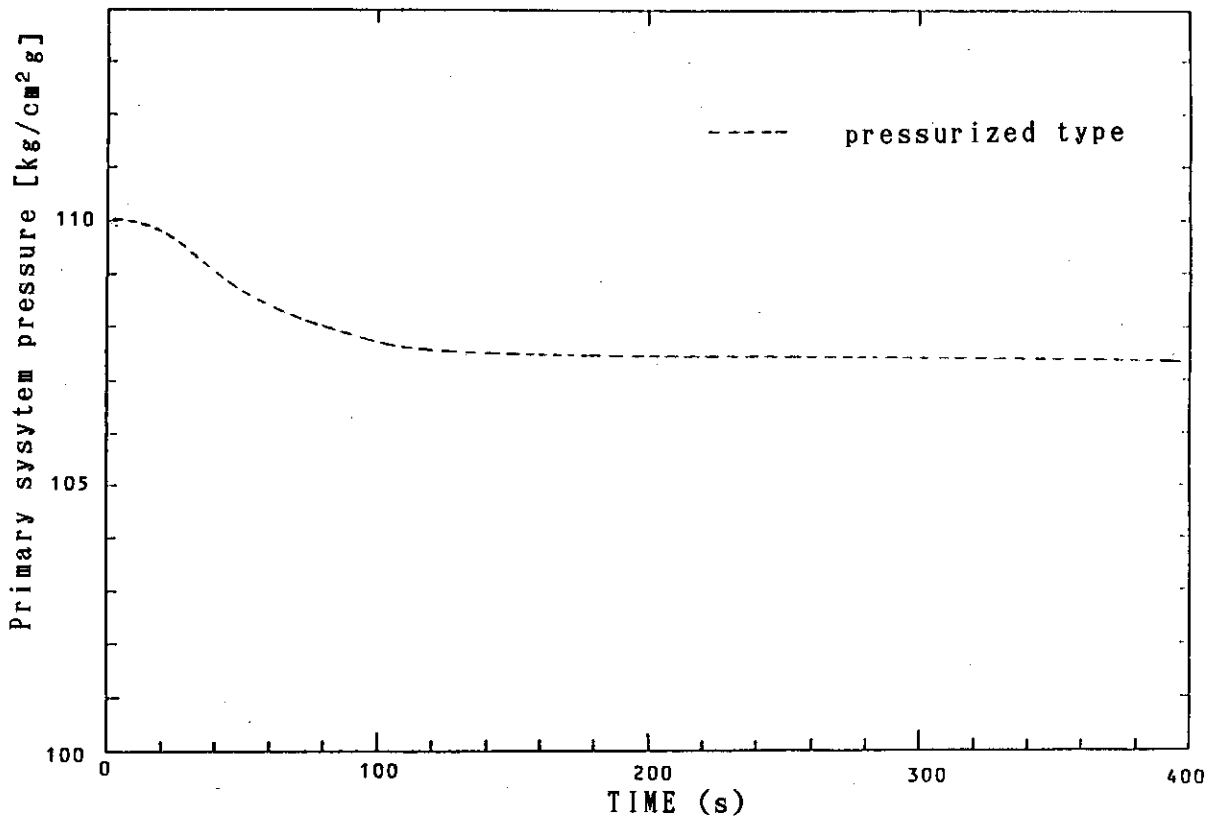


Fig. 4.13 Primary system pressure (Rapid load increase)

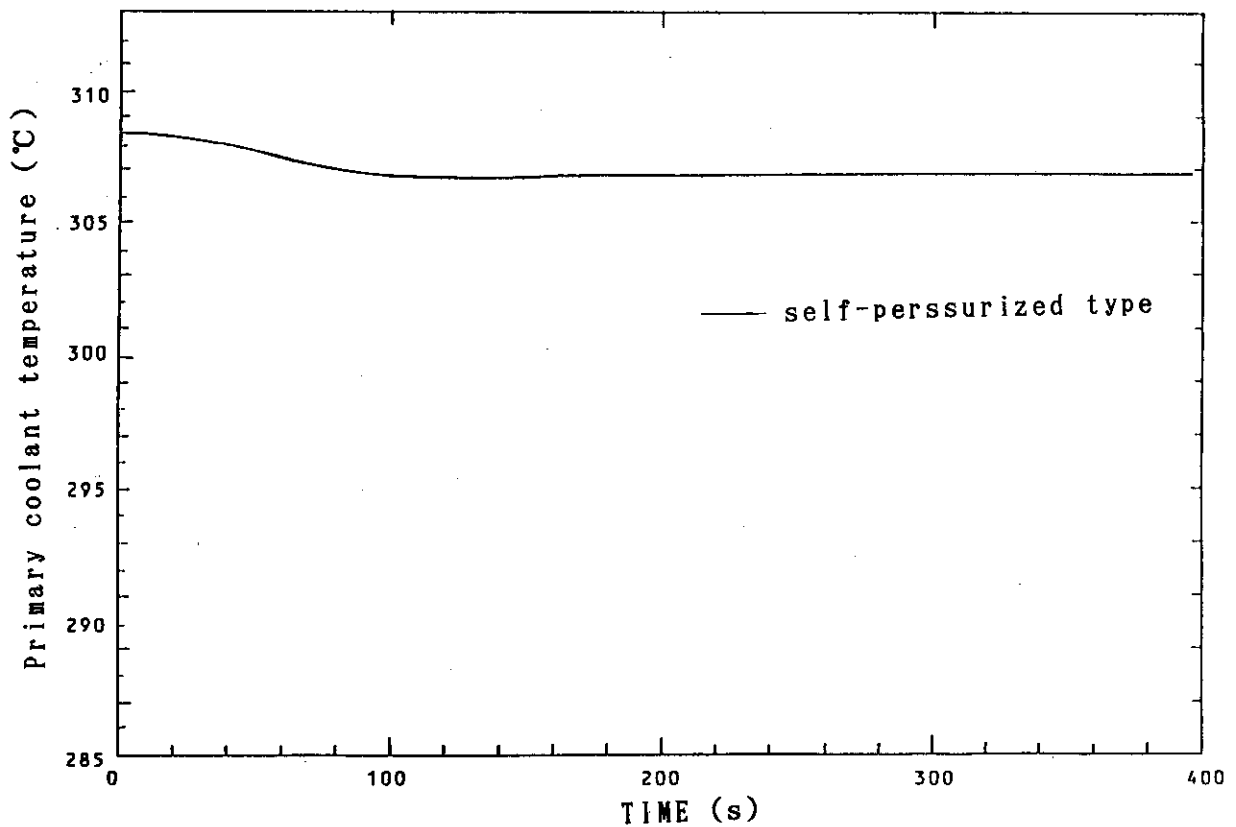


Fig. 4.14 Core outlet temperature (Rapid load increase)

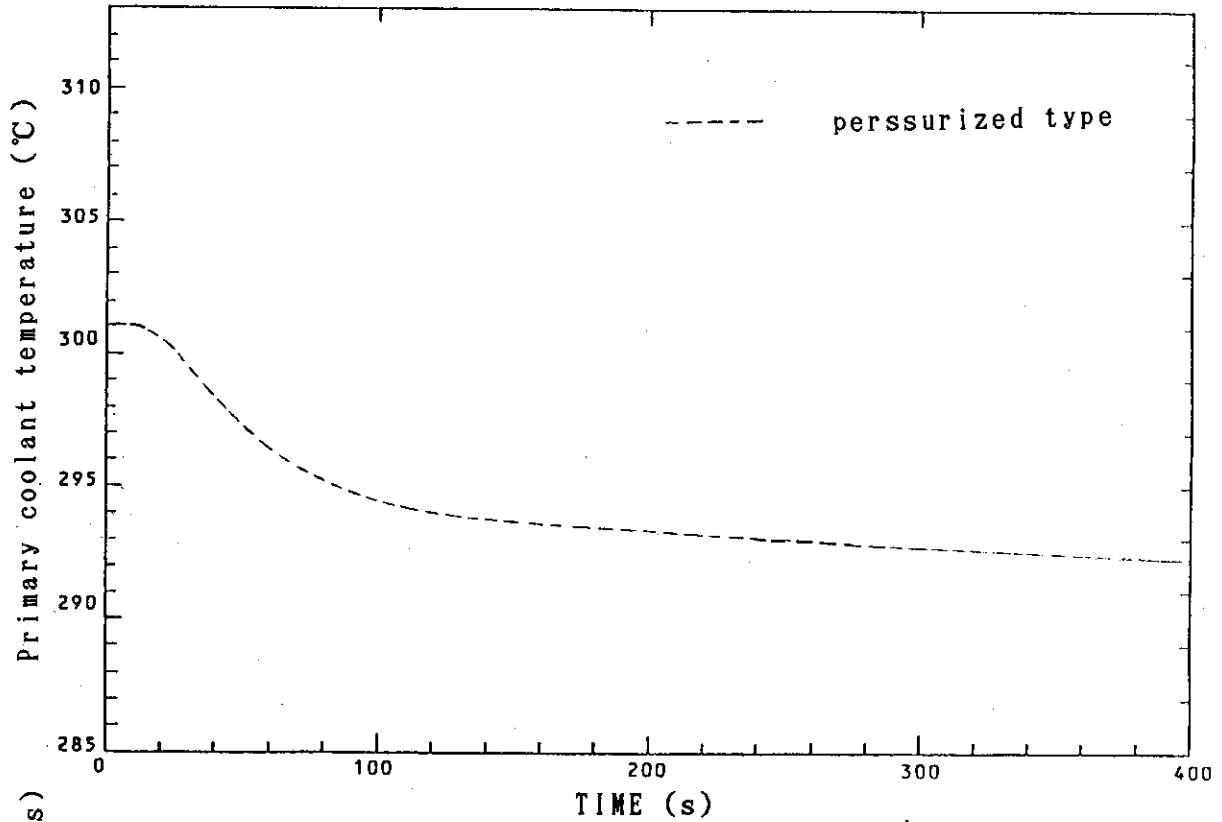


Fig. 4.15 Core outlet temperature (Rapid load increase)

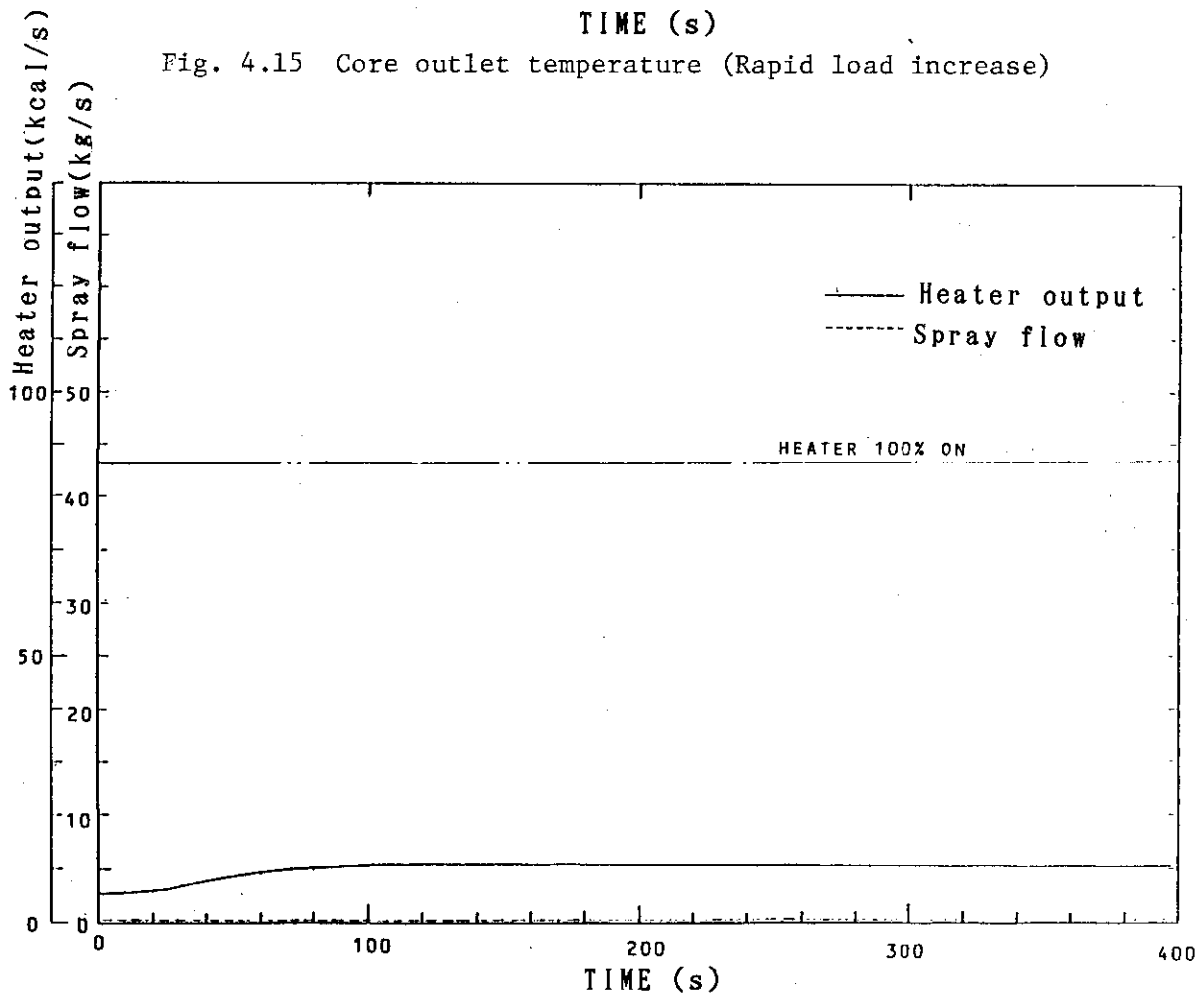


Fig. 4.16 Spray flow and heater output (Rapid load increase)

5. 結 論

自己加圧一体型炉の動特性解析コード ISPDYNを作成し、主機トリップ、急速出力上昇、後前進切換、急速前後進切換の場合について DRUCKコードとの比較計算を行った。ISPDYNの計算結果は DRUCKの結果と良好な一致を示しており、ほぼ妥当なものと考えられる。このコードを用いることにより試設計自己加圧型一体型炉の加圧方式の検討が可能である。

このコードを改良船用炉の設計研究に広く使用するためには次のような改良を行わなければならない。

- ① 蒸気ドーム部からの放熱量を明らかにしコード内で求められるようにする。
- ② 上部プレナム部でのボイドの分離を把握し、これを正しく模擬できるモデルを作成する。
- ③ 蒸気発生器の解析モデルを正確にヘリカルコイル貫流形蒸気発生器を模擬したモデルに改める。

上記の①②については、実験により必要なデータの取得、圧力モデルの確立を行うことが必要である。

加圧方式の検討では、自己制御性に優れているとされてきた自己加圧一体型炉の加圧特性について、制御棒不作動を仮定した場合の強制加圧方式との比較の結果、次の結論を得た。

- ① 負荷が急速に上昇する場合、自己加圧方式は強制加圧方式よりも良好な追従特性を示すが両方式とも要求された負荷を満足する出力には至らない。これは自己加圧方式では通常運転時に炉心に若干の気泡を含むことに起因する。
- ② 負荷が急速に減少する場合、温度変化が炉心に到達するまでの時間と圧力が炉心に伝播するまでの時間の差により自己加圧方式では過渡的に炉出力が若干逆応答して上昇する。この傾向は出力が大きくなるほど顕著になるものと予想される。
- ③ 自己加圧一体型炉に圧力制御を施した場合、チムニー部等がその機能と目的を失うため不用品領域となる。圧力制御を行い最適化すればこの部分を除くことができ一次系全体を小型化できる。但し、システムは複雑になる。

本解析コードは、計算時間がCPU時間で実時間の約1/5と短く、今後原子力船研究開発室で予定されている船用炉の概念確立設計において、パラメトリックな解析を行うのに適している。そのためには、実験により加圧特性を正確に把握し、圧力モデルを整備しておく必要がある。また、自己加圧方式において各部の体積が運転性能に与える影響を定量的に把握すること、強制加圧方式において制御方式の検討は今後の重要な課題である。

謝 辞

自己加圧一体型船用炉の動特性コード作成及び加圧特性の解析にあたり、日立造船株式会社山田信行氏、田村量太郎氏に御協力、御支援を戴いた。ここに記し、感謝の意を表します。

5. 結 論

自己加圧一体型炉の動特性解析コード ISPDYNを作成し、主機トリップ、急速出力上昇、後前進切換、急速前後進切換の場合について DRUCKコードとの比較計算を行った。ISPDYNの計算結果は DRUCKの結果と良好な一致を示しており、ほぼ妥当なものと考えられる。このコードを用いることにより試設計自己加圧型一体型炉の加圧方式の検討が可能である。

このコードを改良船用炉の設計研究に広く使用するためには次のような改良を行わなければならない。

- ① 蒸気ドーム部からの放熱量を明らかにしコード内で求められるようにする。
- ② 上部プレナム部でのボイドの分離を把握し、これを正しく模擬できるモデルを作成する。
- ③ 蒸気発生器の解析モデルを正確にヘリカルコイル貫流形蒸気発生器を模擬したモデルに改める。

上記の①②については、実験により必要なデータの取得、圧力モデルの確立を行うことが必要である。

加圧方式の検討では、自己制御性に優れているとされてきた自己加圧一体型炉の加圧特性について、制御棒不作動を仮定した場合の強制加圧方式との比較の結果、次の結論を得た。

- ① 負荷が急速に上昇する場合、自己加圧方式は強制加圧方式よりも良好な追従特性を示すが両方式とも要求された負荷を満足する出力には至らない。これは自己加圧方式では通常運転時に炉心に若干の気泡を含むことに起因する。
- ② 負荷が急速に減少する場合、温度変化が炉心に到達するまでの時間と圧力が炉心に伝播するまでの時間の差により自己加圧方式では過渡的に炉出力が若干逆応答して上昇する。この傾向は出力が大きくなるほど顕著になるものと予想される。
- ③ 自己加圧一体型炉に圧力制御を施した場合、チムニー部等がその機能と目的を失うため不用品領域となる。圧力制御を行い最適化すればこの部分を除くことができ一次系全体を小型化できる。但し、システムは複雑になる。

本解析コードは、計算時間がCPU時間で実時間の約1/5と短く、今後原子力船研究開発室で予定されている船用炉の概念確立設計において、パラメトリックな解析を行うのに適している。そのためには、実験により加圧特性を正確に把握し、圧力モデルを整備しておく必要がある。また、自己加圧方式において各部の体積が運転性能に与える影響を定量的に把握すること、強制加圧方式において制御方式の検討は今後の重要な課題である。

謝 辞

自己加圧一体型船用炉の動特性コード作成及び加圧特性の解析にあたり、日立造船株式会社山田信行氏、田村量太郎氏に御協力、御支援を戴いた。ここに記し、感謝の意を表します。

参 考 文 献

- (1) 横林 正雄; 「PWRプラントの動特性解析コード: PWRDYN」, JAERI-M 82-064 (1982).
- (2) R. Fiebig; "DRUCK-Ein Programm zur Berechnug des dynamischen Verhaltens von Reactoren vom FDR-Typ", GKSS75/E/27, (1975)
- (3) Ulken, d.Kolb, M. Schumacher, W. Kostrewa, S. Andler, M.; "Further development and economic aspects of the integrated pressurized water reactor in the light of experience gained with the "OTTO HAHN"", paper A/CONF./49/P/376. In: "Peaceful Uses of Atomic Energy", Vol. 7, p.285, IAEA, Wien (1972)
- (4) R. Fiebig; "Untersuchungen zur Dynamik und Unfallverhalten des Reaktors des Kernergieschiffes "OTTO HAHN"", Atomkernernergie 20, (1972) s.263
- (5) R. Fiebig; "Untersuchungen zur Dynamik des Reaktors des Kenenergieschiffes OTTO HAHN, II", Teil. Atomernenergie 24, (1974) s.105
- (6) R. Fiebig, M. Kolb, E. Schwieger; "Experimentelle und theoretische Untersuchungen im zeitbereich zur Dynamik des Reaktors des NS OTTO HAHN mit dem 2." GKSS 80/E/30. Geesthacht (1980)
- (7) "NCS 80-Nukleares Container Schiff Sicherheitsbericht", GKSS/INTERATOM/Bremer VULKAN (1976)
- (8) Jens-Lottes; USAEC Report ANL-4627 (1951)
- (9) L.S. Tong; "Prediction of Departure from Nucleate Boiling for an Axially Non-Uniform Heat Flux Distribution", Journal of Nuclear Energy, 6, 21 (1967)
- (10) JSME; "Heat Transfer Engineering Data", (1978)

9. XCUI SG 2次側再循環流量のキャリアアンダー(%)
一体型炉(KPLANT=5,6)のとき0.1を入力のこと。
10. WLOSS 系の熱損失

CARD-5

1. LOOP 一次冷却ループ数
2. KETA 炉心入口流量配分の入力組数 (≤ 10)
3. KPLANT 強制加圧一体型炉 (= 5)
自己加圧一体型炉 (= 6)

CARD-6

1. ETAW(I), I = 1, KETA 炉心入口流量 (-)
2. ETAE (I), I = 1, KETA ETAW に対応する流量配分率 (-)

II. 反応度および組定数に関するデータ

CARD-7

1. RAMDA(I), I = 1, 6 遅発中性子崩壊定数 (sec^{-1})
2. ALIFE 中性子寿命 (sec)
3. BETA(I), I = 1, 6 遅発中性子割合 (-)
4. BETAEF 実効遅発中性子割合 (-)

CARD-8

1. KRMOD 減速材温度変化による反応度係数の入力組数 (≤ 10)
2. KRTF 燃料棒温度変化による反応度係数の入力組数 (≤ 10)
3. KRP 圧力変化による反応度係数の入力組合 (≤ 10)
4. KSCOND スクラム条件の種類 (≤ 10)
5. KSCR スクラム時の時間対挿入反応度の組数 (≤ 10)

CARD-9

1. ATM(I), I = 1, KRMOD 減速材温度 ($^{\circ}\text{C}$)
2. ARTM(I), I = 1, KRMOD 温度に対応する減速材温度係数 ($\Delta k/k/^{\circ}\text{C}$)
注) KPLANT = 6 の場合は減速材密度係数として
CARD-11-1 で入力されるので, ARTM(I) は計算
には用いられない。
3. ATF(I), I = 1, KRTF 燃料温度 ($^{\circ}\text{C}$)
4. ARTF(I), I = 1, KRTF ATF に対応する燃料温度係数 ($\Delta k/k/^{\circ}\text{C}$)
5. AP(I), I = 1, KRP 炉心部冷却材圧力 ($\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$)
6. ARP(I), I = 1, KRP AP に対する圧力係数 ($\Delta k/k/\text{kg}/\text{cm}^2$)

注) KPLANT=6 の場合は減速材密度係数として
CARD-11-1 で入力されるので、ARP(I) は計算
には用いられない。

CARD-10

- | | |
|------------------------|--|
| 1. RODSC | スクラム時の挿入反応度 ($\Delta k/k$) |
| 2. SCR(I), I=1, KSCOND | スクラム設定値を次の順序で入力する。 |
| 1 | 中性子高 (定格で 1.0) |
| 2 | 一次冷却水温度高 ($^{\circ}\text{C}$) |
| 3 | 加圧器圧力高 ($\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$) |
| 4 | 加圧器圧力低 ($\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$) |
| 5, 6 | 一次冷却水流量低 (定格で 1.0) |
| 7 | SG 水位低, 初期値からの変化分 (cm) |
| 8 | タービン発電機トリップ |

CARD-11

- | | |
|----------------------|---|
| 1. TSC(I), I=1, KSCR | スクラム時の挿入時間, スクラム信号ONを0秒とする。 |
| 2. RSC(I), I=1, KSCR | TSCに対応する挿入反応度, 但し $0 \leq \text{RSC} \leq 1$ 0: 全挿入 1: 挿入前 |

CARD-11-1

KPLANT ≤ 4 のとき不要

自己加圧一体型炉の減速材密度係数に関するデータ

- | | |
|---------|---|
| 1. DKDR | 減速材密度に対応する反応度係数 ($\Delta k/k/\text{kg}/\text{m}^2$) |
| 2. G1 | 飽和水密度の重み因子 |
| 3. G | サブクール度の重み因子 |
| 4. YM | フィッティングパラメータ |
| 5. YO | フィッティングパラメータ |
- G1, G, YM, YO は LOPT (21) = 1 のとき無視される。

Ⅲ. 燃料および炉心に関するデータ

CARD-12

- | | |
|----------|--|
| 1. RF | 燃料ペレット半径 (m) |
| 2. RCI | 被覆管内側半径 (m) |
| 3. RCO | 被覆管外側半径 (m) |
| 4. HROD | 燃料棒有効長 (m) |
| 5. FUELN | 燃料棒総数 |
| 6. HTGAP | ギャップ熱伝達係数 ($\text{kcal}/\text{m}^2\text{s } ^{\circ}\text{C}$) |

CARD-13

- | | |
|---------|----------------------------|
| 1. JMAX | 燃料半径方向分割メッシュ数 (≤ 5) |
| 2. KMAX | 燃料軸方向分割メッシュ数 (≤ 25) |

CARD-19

- | | |
|-------------------|-------------------------------------|
| 1. APQ(I), I=1, 3 | 主冷却ポンプの流量 (m^3/s) |
| 2. APH(I), I=1, 3 | APQ に対応する揚程 (m) |
- これらはポンプの流量対揚程の関係を 2 次式で模擬するために使用する。

N-I 自己加圧水炉の 1 次ループに関するデータ

CARD-19-1 KPLANT \leq 4 のとき不要

- | | |
|---------------------|--------------------------|
| 1. KFP | 炉心チャンネル分割数 (≤ 16) |
| 2. FP(I), I=1, KFP | 炉心チャンネル出力分布 (-) |
| 3. WFP(I), I=1, KFP | 炉心チャンネル流量分布 (-) |

CARD-19-2 KPLANT \leq 4 のとき不要

- | | |
|-----------|---|
| 1. ALPHA1 | 上部プレナムで分離上昇するボイドの割合 (-) |
| 2. ALPHA2 | ポンプのチムニーへのリーク率 (-) |
| 3. PN | 封入ガスの圧力 ($\text{kg}/\text{cm}^2\text{G}$) |

V-I 加圧器に関するデータ

CARD-20

加圧器ヒータ及びスプレイのデータは自己加圧一体型炉 (KPLANT=6) のとき無視される

- | | |
|-----------|----------------------------|
| 1. QPRZI | 加圧器ヒータ出力 (MWe) |
| 2. RQPRZ | 加圧器通常ヒータの割合 (-) |
| 3. VFPRZ | 加圧器液相部の体積 (m^3) |
| 4. VGPRZ | 加圧器気相部の体積 (m^3) |
| 5. APRZ | 加圧器気相断面積 (m^2) |
| 6. HPLV | 加圧器水位計取出し位置 (定常水位を基準) (cm) |
| | KPLANT \geq 5 のとき無視される |
| 7. WPRCND | 凝縮の時定数 |

CARD-21

- | | |
|-----------|--|
| 1. WPRFI | 加圧器逃し弁流量 (定格圧に対して) (kg/s) |
| 2. PRZRF1 | 加圧器逃し弁吹出し圧 ($\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$) |
| 3. PRZRF2 | 加圧器逃し弁吹止り圧 ($\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$) |
| 4. WPSVI | 加圧器安全弁流量 (定格圧に対して) (kg/s) |
| 5. PRZSV1 | 加圧器安全弁吹出し圧 ($\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$) |
| 6. PRZSV2 | 加圧器安全弁吹止り圧 ($\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$) |
| 7. WSPAI | 加圧器補助スプレイ流量 (kg/s) |

CARD-22

- | | |
|---------|---------------------|
| 1. KHN | 加圧器通常ヒータの作動特性データ組数 |
| 2. KHBU | 加圧器備後ヒータの作動特性のデータ組数 |

- | | |
|----------|-------------------------------|
| 3. KSPB | 加圧器補助スプレイの作動特性データ組数 |
| 4. KPRLV | 加圧器水位設定値のデータ組数 |
| | KPRLV は、KPLANT ≥ 5 のとき不要 |
| | 以上いずれも組数は10以下である。 |

CARD-23

- | | |
|------------------------|---|
| 1. PHN(I), I=1, KHN | 加圧器圧力 (kg/cm ² g) |
| 2. RHN(I), I=1, KHN | PHN に対応する通常ヒータの作動状況 $0 \leq RHN \leq 1$ (-) |
| 3. PHBU(I), I=1, KHBU | 加圧器圧力 (kg/cm ² g) |
| 4. RHBU(I), I=1, KHBU | PHBU に対応する備後ヒータの作動状況 $0 \leq RHBU \leq 1$ (-) |
| 5. PSPB(I), I=1, KSPB | 加圧器圧力 (kg/cm ² g) |
| 6. RSPB(I), I=1, KSPB | PSPB に対応する補助スプレイの作動状況 $0 \leq RSPB \leq 1$ (-) |
| 7. POWS(I), I=1, KPRLV | 主蒸気流量の規格化した値 (-) |
| 8. PRLV(I), I=1, KPRLV | POWS に対応する水位 (%) |
| | POWS(I), PRLV(I) は、KPLANT ≥ 5 のとき不要 |

IV - II 蒸気ドーム部の放熱に関するデータ

CARD-23-1

- | | |
|----------|---|
| 1. SDOME | 蒸気ドーム内表面積 (m ²) |
| 2. MWS | 蒸気ドーム構造材の熱容量 (kcal/°C) |
| 3. QDO | 初期放熱量 (kcal/s) |
| 4. T0 | 蒸気ドーム構造材外側表面温度 (°C) |
| 5. T1 | 蒸気ドーム構造材内側温度の補正温度 (°C) |
| 6. TAUDO | 蒸気ドーム内蒸気の温度上昇のおくれ (sec) |
| 7. HI | 蒸気ドーム部熱伝達係数を入力データとするとき入力 (kcal/m ² s °C) 入力しない時 0.0 |

VI 蒸気発生器に関するデータ

一体型炉ヘリカル型 SG

CARD-24

- | | | |
|----------|-----------------|-------------------|
| 1. DUO | ヘリカルチューブ外径 | (m) |
| 2. DUI | ヘリカルチューブ内径 | (m) |
| 3. UTN | SG 1 基当りのチューブ本数 | (m) |
| 4. HLUAV | ヘリカルチューブ平均長さ | (m) |
| 5. VSG | 一次系流路 SG 部体積 | (m ³) |
| 6. HLSG | 一次系流路 SG 部高さ | (m) |

| | |
|-----------|---------------------------------------|
| 7. JSMAX | ヘリカルチューブ長さ方向分割ノード数 (≤ 10) |
| CARD - 25 | |
| 1. VHR | 加熱領域体積 (m ³) |
| 2. VD | 蒸気ドーム領域体積 (m ³) |
| 3. VPIN | SG 出口から主蒸気隔離弁までの体積 (m ³) |
| 4. VPOUT | 主蒸気隔離弁からタービン入口までの体積 (m ³) |
| 5. AHR | 加熱領域流路断面積 (m ²) |
| 6. HIUAV | 加熱領域高さ (ヘリカルチューブ平均長さ) (m) |

Ⅶ 蒸気系統に関するデータ

CARD - 26

| | |
|---------------------|--------------------|
| 1. TAUST(I), I=1, 4 | タービン入口制御弁時定数 (sec) |
| 2. GTCV | " 利得 |
| 3. TCVUP | " 開度上限 (-) |

CARD - 27

| | |
|----------|---|
| 1. WSDI | 蒸気ダンプ弁流量 (kg/sec) |
| 2. WSRFI | SG 蒸気逃し弁流量 (kg/sec) |
| 3. KSDV | 蒸気ダンプ弁動作特性入力組数 圧力動作 (マイナス値入力), 平均温度動作 (プラス値 入力) |
| 4. KRFB | 蒸気逃し弁動作特性入力組数 |
| 5. PDIO | 蒸気ダンプ弁流量基準圧力 |

CARD - 28

| | |
|------------------------|---------------------------------------|
| 1. TSDV (I), I=1, KSDV | 平均温度 (°C) 又は圧力 (kg/cm ² g) |
| 2. WSDV (I), I=1, KSDV | TSDV に対応する流量 (-) |
| 3. PRFB (I), I=1, KRFB | 逃し弁動作圧力 (kg/cm ² g) |
| 4. WRFV (I), I=1, KRFB | PREV に対応する流量 (-) |

Ⅷ. 給水系統に関するデータ (Fig. 2.12 参照)

CARD - 29

| | |
|----------------------|-------------------|
| 1. GWF (I), I=1, 7 | 利得 |
| 2. TAUWF (I), I=1, 4 | 時定数 (sec) |
| 5 | SG 部除熱量の時定数 (sec) |

CARD - 30

| | |
|-----------|-----------------------------------|
| 1. WFRMIN | 給水制御弁の開度下限値 |
| 2. WFRMAX | 給水制御弁の開度上限値 |
| 3. WFPMAX | 給水制御弁の最大動作速度 (sec ⁻¹) |
| 4. F1MIN | 給水制御信号下限値 |

5. F1 MAX 給水制御信号上限値
- CARD-31
1. THWF1 給水エンタルピの一次遅れ時定数 (sec)
2. THWF2 給水エンタルピのむだ時間 (sec)
3. KHWF 給水流量対エンタルピの入力組数 (≤ 10)
- CARD-32
1. HFW(I), I=1, KHWF 給水流量 (-)
2. HWFH(I), I=1, KHWF HFWに対応する給水エンタルピ (kcal/kg)

IX. 原子炉自動制御系

一体型炉 (KPLANT=5, 6) のとき (Fig. 2.11 参照). CARD-33~CARD-35 入力。
強制加圧一体型炉 (KPLANT=5) の炉制御はできないが、ダミー値入力のこと。

- CARD-33
- TAUACS(I), I=1, 3 時定数 (sec)
- CARD-34
- GACS(I), I=1, 3 利得
- CARD-35
1. RODW 制御棒反応度 ($\Delta k/k/cm$)
2. RP MAX 制御棒による反応度変化の制限値 ($\Delta k/k/s$)
3. RST MAX 制御棒添加反応度制限値 ($\Delta k/k$)

X. 計算条件に関するデータ

- CARD-36
- Q 規格化出力 (-)
- CARD-37
1. KTCV タービン入口圧力制御モード 0:自動 1:手動
2. KACS 原子炉自動制御系 0:手動 1:自動
3. KSCRAM スクラムモード 0:スクラムなし 1:条件に従ってスクラム 2:手動スクラム
4. KWF 給水制御系 0:自動 1:手動 2:給水ポンプトリップ 3:給水ポンプトリップ及び再起動
5. KPTRIP 主冷却水ポンプを停止させるとき 1, 通常 0
6. KRFP R 加圧器逃し弁の作動計算条件, 通常 0, 条件に達しても作動させないとき 1, 特定の時間だけ作動させるときはその時間の入力個数を入力する ($2 \leq KRFP R \leq 10$)
7. KRFSG SG 逃し弁の作動計算条件, 通常 0, 条件に達しても作動させないとき 1, 特定の時間だけ作動させるときはその時間の入力個数を入力する ($2 \leq KRFSG \leq 10$)

8. KSDSG 蒸気ダンプ弁の作動計算条件, 通常0, 条件に達しても作動させないときは1, 特定の時間だけ作動させるときはその時間の入力個数を入力する。
($2 \leq KSDSG \leq 10$)
9. KSATDC SG ダウンコマ領域に2相流モデルを用いるとき1, 通常0
10. KSPIPE 主蒸気管の動特性モデルを用いるとき, 管の分割ノード数を入力する。(≤10) 但し, 用いないときは0
11. KHOT ホットチャンネルの計算をするとき1, 通常0
12. KDELAY 通常0
13. LAGFLO SG 加熱領域, ライザ領域にボイド上昇のモデルを用いるとき1, 通常0
14. KOPT サブルーチンのデバッグデータを出力するとき1, 通常0
- CARD-38 KSCRAM ≠ 2 のとき不要
TIMSC 手動スクラムさせる時間 (sec)
- CARD-39 KWF ≤ 1 のとき不要
1. TWF 1 給水ポンプトリップ開始から停止までの時間 (sec)
 2. TWF 2 給水ポンプトリップ開始から再起動開始までの時間 (sec)
 3. TWF 3 再起動開始から通常状態になるに要する時間 (sec)
 4. TFWPLS 給水ポンプトリップ開始時間 (sec)
 5. WFP 1 給水ポンプトリップ後の流量 (規格化した値) (-)
 6. WFP 2 再起動後の流量 (-)
- CARD-40 KPTRIP = 0 のとき不要
1. TMCPLS 主冷却水ポンプトリップ時間 (sec)
 2. PNSET トリップ後保持させたいポンプ回転数 (規格化した値) (-)
- CARD-41 KRFPR ≤ 1 のとき不要
TRFPR(I), I=1, KRFPR 加圧器逃し弁の開閉時間 (sec)
- CARD-42 KRFSG ≤ 1 のとき不要
TRFV(I), I=1, KRFSG SG 逃し弁の開閉時間 (sec)
- CARD-43 KSDSG ≤ 1 のとき不要
TSDV(I), I=1, KSDSG 蒸気ダンプ弁の開閉時間 (sec)
- CARD-43-1 KOPT = 0 のとき不要 (24 I 3)
LOPT(I), I=1, 24 サブルーチンデバッグオプション。整数値入力でその数値の繰り返しごとにサブルーチンの詳細なデータが印字される。以下に LOPT(I) の内容を記す。
入力形式は (24 I 3) である。

| | | |
|-----------|--------------------------|--|
| LOPT (1) | STEADY | 定常状態に関するサブルーチン。-1を入力することにより、初期定常状態の収束をとる重みを指定することができる。 |
| LOPT (2) | FTEMP | 燃料温度に関するサブルーチン |
| LOPT (3) | PRIZER | 加圧器に関する " |
| LOPT (4) | RCORE | 炉心熱水力に関する " |
| LOPT (5) | UTUBE | U字管部に関する " |
| LOPT (6) | LPTEMP | 一次系流路に関する " |
| LOPT (7) | PCFLOW | 一次系流れに関する " |
| LOPT (8) | SGDYN | SGに関する " |
| LOPT (9) | SUBWS | 蒸気制御系に関するサブルーチン |
| LOPT (10) | STLINE | 主蒸気管に関する " |
| LOPT (11) | SUBWF | 給水制御に関する " |
| LOPT (12) | SREACT | 反応度に関する " |
| LOPT (13) | CONVSG | SG内部の自然対流に関する " |
| LOPT (14) | SUBACS | 炉制御系に関する " |
| LOPT (15) | GRAPH | グラフに関する " |
| LOPT (16) | VOID | ボイド上昇によるエネルギーに関する " |
| LOPT (17) | DOME | 蒸気ドームからの放熱に関する " |
| LOPT (18) | - | 空き |
| LOPT (19) | - | 空き |
| LOPT (20) | | SG除熱量のデータを入れて1次系の動特性を見るためのオプション1. 通常0 (KPLANT \geq 5のとき) |
| LOPT (21) | | 一体型炉において炉心平均密度で反応度を計算するとき1, 通常0 (KPLANT \geq 5のとき) |
| LOPT (22) | | SG部の圧力計算をさせないとき1, 通常0 (KPLANT \geq 5のとき) |
| CARD-43-2 | | LOPT(1) \neq -1のとき不要。 |
| 1. | DH 10 | 一次系エンタルピ収束の重み |
| 2. | DQ 10 | SG伝熱量収束の重み |
| 3. | DP 10 | SG二次側圧損収束の重み |
| CARD-44 | | |
| | KCHANG(I), I=1, 9 | 外乱を与えるとき1, 与えないとき0 (Iの内訳は後述同時に複数の外乱を与えることができる。) |
| CARD-45 | | KCHANG(I) = 0のとき不要 |
| | KSET(I) | 外乱の時間対変化幅の組数 (\leq 10) |
| CARD-46 | | |
| 1. | TSP (J, I), J=1, KSET(I) | 外乱の時間変化 (sec) |

2. ASP (J. I), J=1, KSET(I) TSP に対応する変化幅
ここで I の内訳と変化幅の単位を示す。

- 1: タービン主塞止弁開度, タービン又は発電機トリップのとき使用, 2 を入力するとタービン制御弁開度が, 3 を入力すると発電機負荷が, 4 を入力すると蒸気流量が変更される (-)
- 2: 原子炉自動制御系温度設定点変更 (°C)
- 3: 加圧器備後ヒーター出力の変更 (-)
- 4: 反応度挿入 (\$)
- 5: 給水制御系水位設定点の変更 (cm)
- 6: 主蒸気隔離弁閉 (-)
- 7: 主冷却流量の変更 (-)
- 8: 給水エンタルピの変更 (kcal/kg)
- 9: 加圧器スプレイ弁の開閉 (-)

CARD-47

- 1. DT タイムメッシュ (sec)
- 2. DT1 途中で変えるときのタイムメッシュ (sec)
- 3. TIMAX 計算時間 (sec)
- 4. TIMDT1 タイムメッシュをDTからDT1に変えるときの時間(sec)

CARD-48

- 1. DPRNT 計算結果を詳細に書出すときの時間々隔 (sec)
- 2. DPRNT1 途中で変えるときの書出し間隔 (sec)
- 3. TIMPRT DPRNT から DPRNT1 に変えるときの時間 (sec)

CARD-49

- 1. DWRIT 主要パラメータを連続に書出すときの時間々隔 (sec)
- 2. DWRIT1 途中で変えるときの書出し間隔 (sec)
- 3. TIMWRT DWRIT から DWRIT1 に変えるときの時間 (sec)

XI. 図形出力に関するデータ

CARD-50

- 1. DPLOT1 図形出力のときのプロット間隔 (sec)
- 2. DPLOT2 途中で変えるときのプロット間隔 (sec)
- 3. TPLOT DPLOT1 から DPLOT2 へ変えるときの時間 (sec)
- 4. DPRPRT プリンタプロットさせるときの時間々隔 (sec)
- 5. NPLOT 計算値と比較するデータを入力するとき 1, 通常 0
- 6. KGH グラフを書かせるとき 1, 書かせないとき 0

CARD-51

KGH=0 のとき不要

- 1. HIGHT Y軸の長さ (mm)
- 2. XLENG X軸方向のグラフの間隔 (mm)

- | | |
|-----------|--|
| 3. YLENG | Y 軸方向のグラフの間隔 (mm) |
| 4. FCTR | グラフの大きさのスケーリング, 実寸大のとき 1.0 |
| 5. KFIG | 1 シートに書くグラフの数, 1, 2, 3, 6 のどれかを 入力する。 |
| 6. JGMAX | グラフの数 (≤ 20) |
| 7. JGMAX1 | プロット変数の総数, $JGMAX1 \geq JGMAX$, 不等号 は 1 つのグラフに複数個プロットするとき。 |

CARD - 52

KGH = 0 のとき不要

次の変数は同一カード上に入力し, それを JGMAX 1 枚のグラフの順番に入力する。
但し 3 ~ 5 は JGMAX までで良い。

- | | |
|--------------|---|
| 1. JGH(I) | グラフの順番を 1 から順に入力する。同じグラフに複 数の変数を書かせるときは JGMAX の後へ入力する。 (付録の入力例参照) |
| 2. TT(I) | 変数名 |
| 3. YSLOW(I) | グラフの Y 軸の最小値と最大値, 0 を入力すると任意 のスケーリングになる。 |
| 4. YSHIGH(I) | |
| 5. UN | プロットデータを保存するとき使用 (現在未使用) |
| 6. FACTOR | プロットデータの値に乗ずる任意定数 (現在未使用) |

付録2 入出力例

自己加圧一体型炉の動特性解析の入出力例を示す。

入力に際しては、炉心チャンネル出力分布と炉心チャンネル流量分布について注意が必要である。

(1) 炉心半径方向出力分布

入力データに用いた試設計自己加圧一体型炉の炉心チャンネル出力分布を Fig. A-1 に示す。Fig において炉出力は各燃料集合体ごとに4点与えられているが、入力では集合体ごとの平均した値を用いる。試設計炉の燃料集合体数は16体であるが出力分布は点対象であるので8体の燃料集合体の値を用いる。この入力の順序は場所によらないが炉心チャンネル流量分布とは対応していなければならない。

(2) 炉心チャンネル流量分布

入力データに用いた試設計炉の炉心流量分布を Fig. A-2 に示す。炉心半径方向出力分布と同様に集合体ごとの平均した値を用いる。

```

CASE 1 ( STEAM FLOW -0.9 CHANGE 5S-6S )
* POWER RQC RQCC RQCL RQDH 00010014
100.0 0.975 0.025 0.0 0.08 00020000
* WCI WSI WFI TAVI PRZI PSGI PSGO 00030024
1048. 50.0 50.0 300.0 97.4 43.8 43.8 00040000
* PTI XCUI WLOSS 00050000
41.8 0.1 0. 00060000
* LOOP KETA KPLANT 00070000
1 2 6 00080000
* ETAW 0.0 1.0 0.0001 0.0001 00090000
* RAMDA 0.0124 0.0305 0.1110 0.3010 1.130 3.000 ALIFE 00100000
* BETA 0.033 0.219 0.196 0.395 0.115 0.042 7.0 E-3 00110030
* REACTIVITY DATA ----- 00120000
* KRMOD KRTF KRP KSCOND KSCR 00130000
6 10 5 6 5 00140000
* ATM(I) & ARTM(I) 00150000
255. 265. 275. 285. 295. 305. 00160000
-5.614E-4 -6.025E-4 -6.479E-4 -7.076E-4 -7.827E-4 -8.827E-4 00170000
* ATF(I) & ARTF(I) 00180000
200. 300. 400. 500. 600. 700. 800. 00190000
900. 1000. 1200. 00200000
-4.500E-5 -4.089E-5 -3.773E-5 -3.521E-5 -3.313E-5 -3.138E-5 -2.988E-5 00210000
-2.858E-5 -2.744E-5 -2.551E-5 00220000
* AP(I) & ARP(I) 00230000
102.5 107.5 117.5 137.5 157.5 00240000
7.91E-5 7.93E-5 7.98E-5 7.29E-5 6.90E-5 00250000
* SCRAM CONDITION 00260000
* SCR.REA FLUX TEMP PRZ LEV.P FLOW LEV.SG 00270000
0.562 1.10 319. 120. 75. 0.72 -82.9 00280000
* TSC(I) 00290000
0.0 0.500 0.600 1.500 2.000 00300001
* RSC(I) 00310000
1.0 1.0 0.92 0.10 0.00 00320000
* DKDR G1 G YM YO 00330000
3.515E-4 1.00527 1.3698 1.611 0.52324 00401009
* FUEL AND CORE DATA ----- 00402009
* RF RCI RCO HROD FUELN HGAP 00410000
4.45E-3 4.600E-3 5.400E-3 1.25 5840. 0.77 00420000
* JMAX KMAX NFA(1) NFA(2) FPEAK 00430000
4 10 11 11 1.47 00440014
00450000
00460000

```

```

*
* AVERAGE CHANNEL POWER DISTRIBUTION FNA(I,1)
0.34 0.53 0.75 1.04 1.19 1.33 1.42
1.33 1.15 0.84 0.67
*
* HOT CHANNEL POWER DISTRIBUTION FNA(I,2)
0.40 0.52 0.72 0.94 1.12 1.29 1.38
1.36 1.32 0.94 0.72
* VCC VCL AC HDCC
0.9125 1.65 0.73 0.0133
*
* PRIMARY LOOP DATA -----
* KLP1 KLP2 KLP3
2 1 2
*LP(I) VLP(I) HLP(I) VSTAG(I) ASTAG(I) GNOTE(I)
*-----
1 2.442 1.000 0.0 0.0 CORE UPPER PLENUM
2 8.270 0.750 0.0 0.0 SG INLET
3 12.941 2.000 0.0 0.0 SG OUTLET
4 24.613 -8.165 0.0 0.0 DOWNCOMER
5 2.250 0.800 0.0 0.0 CORE LOWER PLENUM
*
* SUMIO SUMIP FRICO PPI NPI GD2 ELOSS
20.06 0.01 0.2 1.60E+04 1160. 14.65 135.
* APQ(I) APH(I)
0.917 1.5 1.75 21. 20. 16.
*
* CORE POWER & FLOW DISTRIBUTION
* KFP
8
* FP(I)
0.97 1.255 1.04 0.76 1.255 1.22 0.46
1.04
* WFP(I)
1.01 0.97 0.995 1.03 0.97 0.97 1.06
0.995
*
* VOID SEPARATION & PUMP LEAKE RATE & N2GAS
* ALPHA1 ALPHA2 PN
0.0 0.00 0.0
*
* PRESSURIZER DATA -----
*
* QPRZ RQPRZ VFPRZ VGPRZ APRZ HPLV WPRCND
0.361 0.125 20.916 7.84 10.12 1.088 1.0
* WPRFI PRZRF1 PRZRF2 WPSVI PRZSV1 PRZSV2 WSPAI
30.0 125. 122. 30.0 139.4 132.0 20.0
* KHN KHBU KSPB
4 4 4
* PHN(I) & RHN(I)
100. 108. 112. 120.
0.125 0.125 0.0 0.0
* PHBU(I) & RHBU(I)
100. 105.0 105.01 120.0
0.875 0.875 0.0 0.0
* PSPB(I) & RSPB(I)
100.0 114.0 119.0 130.
0. 0. 1.0 1.0
* PRESSURIZER DOME HEAT TRANSFER DATA
* SDOME MWS QDO TO T1 TAUDO HI
41.654 4246. 0.0 100.0 1.0 100.0 1.9
*
* STEAM GENERATOR DATA -----
* DUG DUI UTN HLUAV VSG HLSG JSMAX
0.0217 0.0165 264. 59.2264 6.151 2.365 5
* VHR VD VPIN VPOUT AHR HIUAV
3.3433 1.314 0.815 1.630 0.0564 59.2264
*
* MAIN STEAM SYSTEM DATA -----
* TAUCV(I)
1.0 0.0 0.0 0.1 GTCV TCVUP
1.0 1.0 1.2
* WSDI WSRFI KSDV KRFV
50.0 10.0 -4 4
* TSDV(I) & WSDV(I)
44.0 47.0 49.0 70.0
0.0 0.0 1.0 1.0
* PRFV(I) & WRFV(I)
48.0 65.0 65.01 80.0
0.0 0.0 1.0 1.0
*
* FEEDWATER CONTROL SYSTEM DATA -----
* GWF(I)
0.5 0.5 0.5 0.8 1.0 0.5 0.0
* TAUWF(I)
10.0 10.0 5.0 0.1 10000.
* WFMIN WFMAX WFPMAX FMIN F1MAX
0.05 1.3 0.05 -1.8 2.2
* THWF1 THWF2 KHWF
50.0 10.0 2
* HWFW(I) & HWFH(I)
0.0 1.0
214.6 214.6

```



```

*
* TAV AUTOMATIC CONTROL SYSTEM ----- 01690000
* TAUACS(I) 01700000
  1.0 1.0 1.65 01710000
* GACS(I) 01720000
  50.0 90.0 0.0003 01730000
* RODW RPTMAX RSTMAX 01740000
  0.00049 0.0008167 0.0398 01750009
* 01760009
* 01870000
* 01880000
* CALCULATION CONDITION INPUT ----- 01890000
* Q 01900000
  1.0 01910000
* KTCV KACS KSCRM KWF KPTRI KRFP KRFS KSDS KSAT KSPI KHOT KDL LAGF KOPT 01920000
  1 1 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 1 01930000
* LOPT(I) 5 10 15 20 01940000
  0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 1 0 01950031
*0.015 1.0 0.9 01951031
*ST 01960000
  0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 20 0 AC 01970000
* KCHANG(I) 01980000
* TCV TREF PRZH ROW LSET ISO RCF HWF 01990000
  4 0 0 0 0 0 0 0 0 01990000
* STEAM FLOW CHANGE DATA 02000000
  4 02010000
  0.0 5.0 6.0 100.0 02020000
  0.0 0.0 -0.9 -0.9 02030000
* DT DT1 TIMAX TIMDT1 02040000
  0.05 0.05 200.0 8.0 02050000
* DPRNT DPRNT1 TIMPRT 02060028
  10.0 20.0 30.0 02070000
* DWRT DWRT1 TIMWRT 02080016
  1.0 2.0 100. 02090000
* 02100019
* 02110000
* PLOTTER DATA ----- 02120000
* DPLOT DPLOT1 TIMPLT DPRPRT NPLOT KGH 02130000
  0.1 0.1 80.0 2.0 0 1 02140024
*HIGHT XLENG YLENG FCTR KFIG JGMAX JGMAX1 02150000
  50.0 30.0 25.0 1.0 3 12 14 02160000
* JDH TT YSLOW YSHIGH GNAME 02170001
* 02180001
  1 PRZ 0.0 0.0 PRESSURIZER PRESSURE (KG/CM2.G) 02190001
  2 TCOT 0.0 0.0 CORE EXIT TEMPERATURE (DEG.C) 02200001
  3 TCIN 0.0 0.0 CORE INLET TEMPERATURE (DEG.C) 02201009
  4 FLUX 0.0 0.0 NEUTRON FLUX & STEAM FLOW(-) 02210009
  5 PSG 0.0 0.0 SG PRESSURE (KG/CM2.G) 02220009
  6 TDW 0.0 0.0 CHIMNY TEMPERATURE (DEG.C) 02230009
  7 WF 0.0 0.0 FEEDWATER FLOW RATE (RATED) 02240009
  8 TAV 0.0 0.0 LOOP TEMPERATURE (DEG.C) 02250009
  9 DRD 0.0 0.0 ROD REACTIVITY (-) 02260009
  10 DMOD 0.0 0.0 MODERATOR REACTIVITY (-) 02270009
  11 ROW 0.0 0.0 REACTIVITY (-) 02290009
  12 QFS 0.0 0.0 HEAT TRANSFER TO CORE & SG (%) 02300001
  4 WS 0.0 0.0 POWR 02310009
  12 QSG 0.0 0.0 POWR 02320001
* CASE1 02330000
* KSG 02340000
  10 02350000
* SGT(I) 02351004
  0.0 5.0 10.0 22.0 30.0 34.0 38.0 02360000
  62.0 80.0 200.0 02370000
* SGG(I) 02371004
  1.0 1.0 0.9521 0.5277 0.0664 0.0267 0.0306 02372004
  0.1357 0.095 0.0945 02373004
* KWS 02380000
  7 02390000
* WTIM(I) 02400000
  0.0 5.0 24.0 28.0 40.0 50.0 200.0 02410000
* WSTS(I) 02420000
  1.0 1.0 0.09 0.09 0.09 0.095 0.095 02430000

```

PWRDYN CASE 1 (STEAM FLOW -0.9 CHANGE 5S-6S)
 *** MAIN NUMERICAL VALUE AT NORMAL OPERATION ***

----- PRIMARY SYSTEM -----

POWER 23888.90 KCAL/SEC (100.0 MW)
 PRESSURE 97.40 KG/CM2.G (1399.6 PSIA)
 TOTAL COOLANT FLOW (1 LOOPS) 1048.00 KG/SEC (3772.8 T/H)
 TEMPERATURE OF CORE INLET 292.50 DEG.C (309.85 KCAL/KG)
 OUTLET 308.35 DEG.C (332.65 KCAL/KG)
 AVERAGE 300.00 DEG.C (319.50 KCAL/KG)

----- STEAM GENERATOR -----

PRESSURE 43.80 KG/CM2.G (637.2 PSIA)
 STEAM FLOW 50.00 KG/SEC (180.00 T/H)
 FEEDWATER FLOW 50.00 KG/SEC (180.00 T/H)
 ENTHALPY 214.60 KCAL/KG (209.81 DEG.C)
 RECIRCULATION FLOW 50.00 KG/SEC (180.00 T/H)
 INLET ENTHALPY OF HEAT-R. 214.60 KCAL/KG (209.81 DEG.C)
 INLET SUBCOOLING OF HEAT-R. 51.70 KCAL/KG (46.14 DEG.C)

----- FLOW DISTRIBUTION OF SG (KG/SEC) -----

| | | | | | |
|-----------------|------------------|-----------------|-----------------|-------------|-------------|
| INLET | HEATING SECTION | OUTLET | RISER | SWIRL VANE | SAT. REG. |
| WIN= 5.0000E+01 | WTHR= 5.0000E+01 | WTR= 5.0000E+01 | WTR= 5.0000E+01 | WFSR= 0.0 | WFSR= 0.0 |
| | WFHR= 0.0 | WFR= 0.0 | WFR= 0.0 | WGSV= 0.0 | WGSV= 0.0 |
| | WGHR= 5.0000E+01 | WGR= 5.0000E+01 | WGR= 5.0000E+01 | (XSR= 0.10) | (XSR= 0.10) |
| | (XHR=100.00) | (XR=100.00) | (XCU= 0.10) | | |

----- STEAM TABLE AT NORMAL PRESSURE -----

| | | | | |
|-----------------|------------|------|----------|----------|
| PRESSURE | (KG/CM2.G) | P | 97.40 | 43.80 |
| TEMPERATURE | (DEG.C) | TSAT | 308.35 | 235.95 |
| ENTHALPY | (KCAL/KG) | HF | 332.65 | 266.50 |
| | | HG | 652.96 | 668.37 |
| SPECIFIC VOLUME | (M3/KG) | HFG | 320.31 | 402.07 |
| | | VF | 0.001440 | 0.001266 |
| | | VG | 0.018846 | 0.045152 |
| | | VFG | 0.017406 | 0.043886 |

PWRDYN CASE 1 (STEAM FLOW -0.9 CHANGE 5S-6S)
 TIME= 0.0 (SEC)

----- CORE -----

POWER (NEUTRON FLUX) 100.00 %
 (HEAT FLUX) 100.00 %
 COOLANT FLOW RATE 100.00 %
 TEMPERATURE OF CORE INLET 292.50 DEG.C
 (309.85 KCAL/KG)
 OUTLET 308.35 DEG.C
 (332.65 KCAL/KG)
 AVERAGE 300.42 DEG.C
 (320.05 KCAL/KG)

----- PRESSURIZER -----

PRESSURE 97.40 KG/CM2.G
 PUMP LEAK FLOW RATE 0.0 KG/SEC
 VOID SEPARATION 0.0 KCAL/SEC
 SURGE FLOW RATE 0.00 KG/SEC
 WATER LEVEL (METER) 0.0 CM
 (MIXT.) 0.0 CM
 CONDENSATE RATE 0.0 KG/SEC
 VAPORIZATION RATE 0.0 KG/SEC

----- CORE AVERAGE CHANNEL -----

| EGION | POWER (W/CM) | FUEL C CLAD TEMPERATURE | ENTHALPY | HDOT (KCAL/KG.S) | MASS (KG) | MDOT (KG/S) | FLOW (KG/S) | QUALITY (-) | XDOT (-) |
|-------|--------------|-------------------------|----------|------------------|-----------|-------------|-------------|-------------|----------|
| 1 | 61.52 | 491.39 | 310.64 | 293.33 | 310.90 | 0.0021 | 0.0021 | 0.0 | 0.0 |
| 2 | 84.68 | 577.20 | 318.22 | 294.46 | 312.34 | 0.0004 | 0.0004 | 0.0 | 0.0 |
| 3 | 118.42 | 712.87 | 329.11 | 296.04 | 314.36 | 0.0005 | 0.0005 | 0.0 | 0.0 |
| 4 | 147.53 | 841.32 | 339.02 | 297.98 | 316.87 | 0.0002 | 0.0002 | 0.0 | 0.0 |
| 5 | 166.71 | 932.71 | 346.40 | 300.16 | 319.71 | 0.0003 | 0.0003 | 0.0 | 0.0 |
| 6 | 181.93 | 1009.21 | 352.85 | 302.52 | 322.81 | 0.0008 | 0.0008 | 0.0 | 0.0 |
| 7 | 181.93 | 1012.39 | 355.13 | 304.85 | 325.91 | 0.0008 | 0.0008 | 0.0 | 0.0 |
| 8 | 164.07 | 929.24 | 352.32 | 306.92 | 328.71 | 0.0037 | 0.0037 | 0.0 | 0.0 |
| 9 | 131.65 | 784.48 | 344.88 | 308.33 | 330.92 | 0.0010 | 0.0010 | 0.0 | 0.0 |
| 10 | 99.90 | 652.59 | 336.17 | 308.33 | 332.65 | 0.0028 | 0.0028 | 0.0 | 0.0 |

----- SG TUBE TEMP. -----

| REGION | ENTHALPY (KCAL/KG) | C. TEMP. (DEG.C) | TUBE TEMP. (DEG.C) | SG TEMP. (DEG.C) | Q. RATE (P) (KCAL/SEC) | HT. COEF (P) (KCAL/M2.S.DEG.C) | HT. COEF (S) (KCAL/SEC) |
|--------|--------------------|------------------|--------------------|------------------|------------------------|--------------------------------|-------------------------|
| 1 | 329.64 | 307.61 | 278.27 | 255.95 | 3158.14 | 1.328 | 3158.11 |
| 2 | 324.75 | 305.47 | 277.34 | 255.95 | 3027.26 | 1.328 | 3027.21 |
| 3 | 323.98 | 303.40 | 276.45 | 255.95 | 2900.61 | 1.328 | 2900.57 |
| 4 | 321.33 | 301.59 | 273.58 | 255.95 | 2778.11 | 1.328 | 2778.09 |
| 5 | 320.13 | 300.48 | 288.82 | 279.96 | 1254.64 | 1.328 | 1254.62 |
| 6 | 318.98 | 299.61 | 288.45 | 279.96 | 1201.04 | 1.328 | 1201.04 |
| 7 | 316.55 | 297.73 | 274.00 | 255.95 | 2554.11 | 1.328 | 2554.12 |
| 8 | 314.22 | 295.92 | 273.22 | 255.95 | 2443.54 | 1.328 | 2443.58 |
| 9 | 311.98 | 294.18 | 272.46 | 255.95 | 2337.05 | 1.328 | 2337.05 |
| 10 | 309.85 | 292.50 | 271.74 | 255.95 | 2234.47 | 1.328 | 2234.49 |

PWRDYN TIME= 0.0 (SEC) CASE 1 (STEAM FLOW -0.9 CHANGE 55-65)

----- LOOP TEMP. DISTRIBUTION -----

| REGION | VOLUME (CM3) | MASS (KG) | ENTHALPY (KCAL/KG) | TEMP. (DEG.C) | VL (KG/S) | QUALITY (-) | MDOT (KG/S) | HDOT (KG/KCAL/S) | NOTE |
|--------|--------------|-----------|--------------------|---------------|-----------|-------------|-------------|------------------|-------------------|
| 1 | 2.44 | 1723.16 | 332.65 | 308.35 | 1047.90 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | CORE UPPER PLENUM |
| 2 | 8.27 | 5835.63 | 332.65 | 308.35 | 1048.00 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | SG INLET |
| SG | 6.15 | 4474.47 | 319.26 | 299.82 | 1048.00 | 0.0 | -0.0003 | 0.0003 | STEAM GENERATOR |
| 3 | 12.94 | 9602.82 | 309.85 | 292.50 | 1048.00 | 0.0 | 0.0042 | -0.0002 | SG OUTLET |
| 4 | 24.61 | 18243.98 | 309.85 | 292.50 | 1048.00 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | DOWNCOMER |
| 5 | 2.25 | 1649.60 | 309.85 | 292.50 | 1048.00 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | CORE LOWER PLENUM |
| C | 0.91 | 660.33 | 321.40 | 301.45 | 1047.90 | 0.0 | -0.0022 | 0.0 | CORE BYPASS |
| B | 1.63 | 1224.38 | 309.83 | 292.50 | 0.10 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | CHEMNY |
| CH | 20.92 | 14759.01 | 332.65 | 309.82 | 0.00 | 0.0 | -0.0021 | 0.0 | STEAM DOME |
| D | 7.84 | 412.72 | 652.96 | 308.35 | 0.0 | 1.0000 | 0.0 | 0.0 | |

HT. COEF (P) (KCAL/M2.S.DEG.C) 1.900

----- REACTIVITY DATA -----

| ROD | FUEL | ROD |
|--------|------|--------|
| 0.0000 | 0.0 | 0.0000 |

----- STEAM GENERATOR -----

| HEAT TRANSFER TO SG | 100.00 % | PRESSURE | 43.80 KG/CM2.G |
|------------------------|-----------------|---------------------|----------------|
| HEAT-R INLET FLOW RATE | 50.00 KG/SEC | STEAM FLOW RATE | 100.00 % |
| ENTHALPY | 214.60 KCAL/KG | FEEDWATER FLOW RATE | 100.00 % |
| (209.81 DEG.C) | | ENTHALPY | 214.60 KCAL/KG |
| SUBCOOLING | (0.0 KCAL/KG) | WATER LEVEL (METER) | 0.0 CM |
| (46.14 DEG.C) | | TOTAL MASS | 0.0 TON |

----- BOILING BOUNDARY -----

| BOILING BOUNDARY | 0.0 M |
|-------------------|--------|
| TOTAL VOID VOLUME | 0.0 M3 |

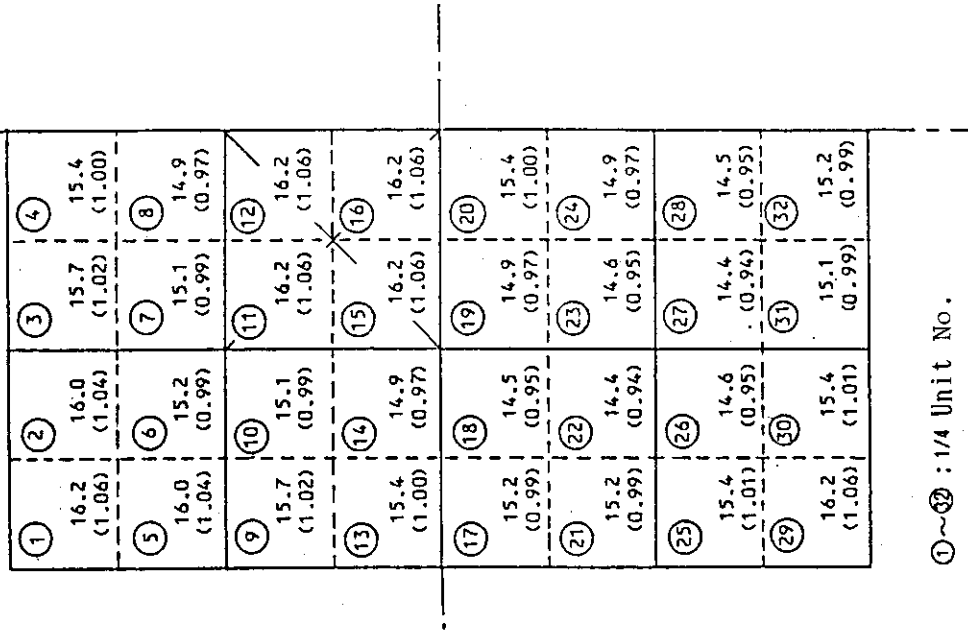


Fig. A-2 Radial flow distribution

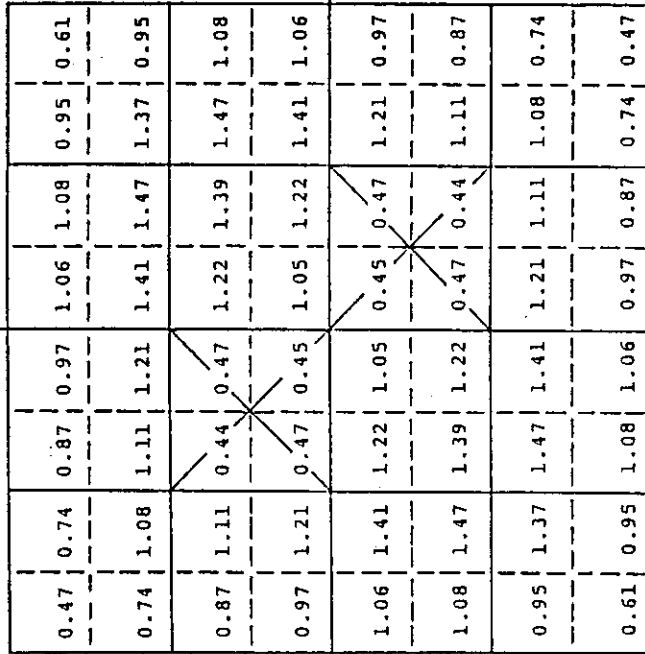


Fig. A-1 Radial power distribution

付録3 模擬関数 y_0, y_m, g, g_1 の決定法

減速材による反応度を、2.2.4章(2)のDRUCKにならった方法で計算する場合、次の手順により模擬関数を導入する。模擬関数の決定に必要な炉心熱水力計算の出力を試設計炉を例にとり、Table A-1, A-2に示す。試設計自己加圧一体型炉では炉心熱水力計算にはDYNAMITが用いられた。

(1) 部分沸騰模擬関数 $f(y)$ と fitting パラメータ

部分沸騰模擬関数 $f(y)$ は次のように定義される。

$$y = \frac{h_f - h_{cin}}{h_{cOOT} - h_{cin}} \dots\dots\dots (1)$$

$$f(y) = \frac{h_{fg} \cdot \bar{X}}{(h_{cOOT} - h_{cin})} \dots\dots\dots (2)$$

この $f(y)$ は、Table A-1 の計算結果を用いて次式が最少となる y_m, y_0 により表わされる (2.2.4章参照)。

$$\sum_{i=1}^{14} \left\{ f(y_i) - \frac{h_{fg} \cdot \bar{X}}{h_{cOOT} - h_{cin}} (i) \right\}^2 \quad i ; \text{Table A-1, 2 の各計算ケース}$$

試設計炉においては、 $y_m = 1.611, y_0 = 0.52324$ と求められた。ISPDYNコード内では、部分沸騰模擬関数 $f(y)$ よりかわき度 \bar{X} を求める。

(2) 炉心平均減速材密度 $\bar{\rho}$

炉心平均減速材密度 $\bar{\rho}$ は次の3つの変数の1次結合により近似的に表わされる。

$$\textcircled{1} \frac{1}{v_f + (v_g - v_f) \cdot \bar{X}}$$

$$\textcircled{2} \frac{1}{v_f}$$

$$\textcircled{3} \frac{\partial v_w}{\partial h_w} \cdot \frac{1}{v_f^2} \cdot \Delta \bar{i}$$

$$\begin{aligned} \bar{\rho} = & a_0 + a_1 \cdot \frac{1}{v_f + (v_g - v_f) \cdot \bar{X}} + a_2 \cdot \frac{1}{v_f} \\ & + a_3 \cdot \frac{\partial v_w}{\partial h_w} \cdot \frac{1}{v_f^2} \cdot \Delta \bar{i} \dots\dots\dots (3) \end{aligned}$$

$$\text{ここで、} \Delta \bar{i} = (h_{cOOT} - h_{cin}) (f(0) - y) - h_{fg} \cdot \bar{X} \dots\dots\dots (4)$$

Table A-2 に示す炉心熱水力計算結果より各項の係数を求めると次のようになる。

$$\begin{bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ a_2 \\ a_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 21.8261 \\ 0.955878 \\ 5.03921 \times 10^{-3} \\ 1.30936 \end{bmatrix} \dots\dots\dots (5)$$

(3) 反応度の決定

減速材密度による反応度は炉心の平均減速材密度 $\bar{\rho}$ の関数として次式で表わされる。

$$\Delta\rho = \rho_{w(f)} \cdot (\bar{\rho} - \bar{\rho}_0)$$

$$= \rho_{w(f)} \cdot \left(\frac{1}{v_f + (v_g - v_f) \cdot X} + \frac{g_1 - 1}{v_f} - \frac{\partial v}{\partial h} \cdot \frac{1}{v_f^2} \cdot \Delta i \cdot g \right) \dots\dots\dots (6)$$

$$\rho_{w(f)} = a_1 \cdot \rho_w \dots\dots\dots (7)$$

$$g_1 = \frac{a_2}{a_1} - 1 \dots\dots\dots (8)$$

$$g = \frac{a_3}{a_2} \dots\dots\dots (9)$$

- ここで、 $\Delta\rho_{w(f)}$; 減速材による反応度
 $\rho_{w(f)}$; 補正された減速材密度係数
 ρ_w ; 沸騰のない場合の減速材密度係数
 $\bar{\rho}$; 減速材密度
 $\bar{\rho}_0$; 減速材密度初期値

反応度の計算は、基準値からの偏差により行うので、 a_0 は無視できる。

試設計自己加圧一体型炉に対しては、 $\rho_w = 3.677 \times 10^{-4}$ が求まっているので、(5), (7), (8), (9)式より $\rho_{w(f)}$, g_1 , g は以下の値となる。

$$\begin{pmatrix} \rho_{w(f)} \\ g_1 \\ g \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 3.515 \times 10^{-4} \\ 1.005272 \\ 1.3698 \end{pmatrix} \dots\dots\dots (10)$$

Table A-1 Output of DYNAMIT; Thermal-hydraulic analysis of core (1)

| Power [MW] | h_{cin} [kcal/kg] | P_{cin} [ata] | ΔP [ata] | $\bar{\alpha}$ [-] | $\bar{\rho}$ [kg/m ³] | \bar{p}^* [ata] | h_f [kcal/kg] | h_g [kcal/kg] | ρ_g [kg/m ³] | \bar{x} [-] | $\frac{h_f - h_{cin}}{h_{cout} - h_{cin}}$ | $\frac{(h_g - h_f) \cdot \bar{X}}{h_{cout} - h_{cin}}$ |
|---------------|------------------------|--------------------|---------------------|-----------------------|--------------------------------------|----------------------|--------------------|--------------------|----------------------------------|------------------|--|--|
| .800000+02 | .3144410+03 | .9921840+02 | .2779750+00 | .3073770-01 | .6900900+03 | .9907940+02 | .3335330+03 | .6528410+03 | .5366210+02 | .2390200-02 | .9792270+00 | .3914370-01 |
| .1000000+03 | .3098790+03 | .9921840+02 | .2739790+00 | .3680000-01 | .6895730+03 | .9908140+02 | .3335350+03 | .6528400+03 | .5366350+02 | .2863820-02 | .9706440+00 | .3751980-01 |
| .1200000+03 | .3053170+03 | .9921840+02 | .2805240+00 | .4256430-01 | .6886260+03 | .9907810+02 | .3335320+03 | .6528420+03 | .5366130+02 | .3316830-02 | .9647410+00 | .3621280-01 |
| .1000000+03 | .3146560+03 | .9921840+02 | .2845260+00 | .6980000-01 | .6615790+03 | .9907610+02 | .3335300+03 | .6528430+03 | .5366600+02 | .5661400-02 | .7744260+00 | .7417340-01 |
| .1000000+03 | .3051020+03 | .9921840+02 | .2676830+00 | .1710000-01 | .7097560+03 | .9908450+02 | .3335380+03 | .6528390+03 | .5366560+02 | .1292950-02 | .1166770+01 | .1693910-01 |
| .1200000+03 | .3098790+03 | .9921840+02 | .2853890+00 | .7250000-01 | .6630860+03 | .9907570+02 | .3335290+03 | .6528430+03 | .5365970+02 | .5867000-02 | .8086740+00 | .6405610-01 |
| .1200000+03 | .2993460+03 | .9921840+02 | .2736920+00 | .1834660-01 | .7136990+03 | .9908150+02 | .3335350+03 | .6528400+03 | .5366380+02 | .1379490-02 | .1169030+01 | .1506100-01 |
| .8000000+02 | .3192180+03 | .9921840+02 | .2865400+00 | .6572590-01 | .6608720+03 | .9907510+02 | .3335290+03 | .6528430+03 | .5365930+02 | .5336590-02 | .7340060+00 | .8739780-01 |
| .8000000+02 | .3055790+03 | .9921840+02 | .2663410+00 | .1290000-01 | .7089580+03 | .9908520+02 | .3335390+03 | .6528390+03 | .5366600+02 | .9764920-03 | .1434000+01 | .1599140-01 |
| .1000000+03 | .3027130+03 | .9921840+02 | .2711430+00 | .1137050-01 | .7172040+03 | .9908280+02 | .3335370+03 | .6528400+03 | .5366440+02 | .8507920-03 | .1264700+01 | .1114640-01 |
| .1200000+03 | .2958820+03 | .9921840+02 | .2709390+00 | .1066600-01 | .7245030+03 | .9908290+02 | .3335370+03 | .6528400+03 | .5366450+02 | .7900390-03 | .1287490+01 | .8625380-02 |
| .1000000+03 | .3003250+03 | .9921840+02 | .2695110+00 | .7601550-02 | .7235470+03 | .9908380+02 | .3335370+03 | .6528390+03 | .5366500+02 | .5638020-03 | .1362740+01 | .7386460-02 |
| .1000000+03 | .3201490+03 | .1094160+03 | .2773630+00 | .3415710-01 | .6761720+03 | .1092770+03 | .3433820+03 | .6484370+03 | .6055800+02 | .3099110-02 | .9614640+00 | .3828460-01 |
| .1000000+03 | .2991070+03 | .8902120+02 | .2815440+00 | .9967540-01 | .7024670+03 | .8888050+02 | .3229390+03 | .6567960+03 | .4699680+02 | .2654380-02 | .9778450+00 | .3636070-01 |

*; $\bar{p} = P_{cin} - \Delta P / 2$

Table A-2 Output of DYNAMIT; Thermal-hydraulic analysis of core (2)

| output [MW] | h_{cin} [kcal/kg] | P_{cin} [ata] | ΔP [ata] | $\bar{\rho}$ [kg/m ³] | \bar{P} [ata] | V_F [m ³ /kg] | $\frac{\partial v_w}{\partial h_w}$ | $\frac{1}{v_f(v_g - v_f) \cdot \bar{X}}$ | $\frac{1}{v_f}$ | $\frac{\Delta I}{\Delta I}$ | $\frac{\partial v_w}{\partial h_w} \cdot \frac{1}{v_f^2} \cdot \Delta I$ |
|----------------|------------------------|--------------------|---------------------|--------------------------------------|--------------------|-------------------------------|-------------------------------------|--|-----------------|-----------------------------|--|
| 0.800000+02 | 0.3144410+03 | 0.9921840+02 | 0.2779750+00 | 0.6900900+03 | 0.9907940+02 | 0.1433300-02 | 0.3296980-05 | 0.6702360+03 | 0.6976920+03 | - .7646440+01 | - .1227160+02 |
| 0.100000+03 | 0.3098790+03 | 0.9921840+02 | 0.2739790+00 | 0.6895730+03 | 0.9908140+02 | 0.1433300-02 | 0.3234720-05 | 0.6745060+03 | 0.6976880+03 | - .9309290+01 | - .1465810+02 |
| 0.120000+03 | 0.3053170+03 | 0.9921840+02 | 0.2805240+00 | 0.6886260+03 | 0.9907810+02 | 0.1433290-02 | 0.3174180-05 | 0.6709830+03 | 0.6976940+03 | - .1096030+02 | - .1693490+02 |
| 0.100000+03 | 0.3146560+03 | 0.9921840+02 | 0.2845260+00 | 0.6615790+03 | 0.9907610+02 | 0.1433290-02 | 0.3377170-05 | 0.6533050+03 | 0.6976970+03 | - .5420360+01 | - .8910790+01 |
| 0.100000+03 | 0.3051020+03 | 0.9921840+02 | 0.2676630+00 | 0.7097560+03 | 0.9908450+02 | 0.1433320-02 | 0.3100940-05 | 0.6870230+03 | 0.6976630+03 | - .1358780+02 | - .2050970+02 |
| 0.120000+03 | 0.3098790+03 | 0.9921840+02 | 0.2853690+00 | 0.6630860+03 | 0.9907570+02 | 0.1433290-02 | 0.3306290-05 | 0.6518000+03 | 0.6976980+03 | - .7210170+01 | - .1160430+02 |
| 0.120000+03 | 0.2993460+03 | 0.9921840+02 | 0.2736920+00 | 0.7136990+03 | 0.9908150+02 | 0.1433310-02 | 0.3012830-05 | 0.6863260+03 | 0.6976680+03 | - .1631620+02 | - .2392860+02 |
| 0.800000+02 | 0.3192180+03 | 0.9921840+02 | 0.2865400+00 | 0.6608720+03 | 0.9907510+02 | 0.1433280-02 | 0.3443450-05 | 0.6557000+03 | 0.6976990+03 | - .3806040+01 | - .6379740+01 |
| 0.800000+02 | 0.3055790+03 | 0.9921840+02 | 0.2663410+00 | 0.7089580+03 | 0.9908520+02 | 0.1433320-02 | 0.3048450-05 | 0.6896010+03 | 0.6976820+03 | - .1606210+02 | - .2383390+02 |
| 0.100000+03 | 0.3027130+03 | 0.9921840+02 | 0.2711430+00 | 0.7172040+03 | 0.9908280+02 | 0.1433310-02 | 0.3037140-05 | 0.6906340+03 | 0.6976860+03 | - .1583330+02 | - .2340760+02 |
| 0.120000+03 | 0.2958820+03 | 0.9921840+02 | 0.2709390+00 | 0.7245030+03 | 0.9908290+02 | 0.1433310-02 | 0.2924910-05 | 0.6911330+03 | 0.6976860+03 | - .1959270+02 | - .2789500+02 |
| 0.100000+03 | 0.3003250+03 | 0.9921840+02 | 0.2695110+00 | 0.7235470+03 | 0.9908360+02 | 0.1433310-02 | 0.2975320-05 | 0.6929960+03 | 0.6976850+03 | - .1813100+02 | - .2625870+02 |
| 0.100000+03 | 0.3201490+03 | 0.1094160+03 | 0.2773630+00 | 0.6761720+03 | 0.1092770+03 | 0.1468220-02 | 0.3552370-05 | 0.6603940+03 | 0.6810950+03 | - .9103690+01 | - .1500210+02 |
| 0.100000+03 | 0.2991070+03 | 0.8902120+02 | 0.2815440+00 | 0.7024670+03 | 0.8888050+02 | 0.1399160-02 | 0.2944540-05 | 0.6887410+03 | 0.7147150+03 | - .9456540+01 | - .1422380+02 |