

崩壊熱除去系除熱性能評価に関する研究  
(共同研究報告書)



2001年7月

核燃料サイクル開発機構  
財団法人電力中央研究所

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松4番地49  
核燃料サイクル開発機構  
技術展開部 技術協力課

Inquires about copyright and reproduction should be addressed to:  
Technical Cooperation Section,  
Technology Management Division,  
Japan Nuclear Cycle Development Institute  
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184,  
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)  
2001

## 崩壊熱除去系除熱性能評価に関する研究

大島 宏之<sup>1</sup> 堀 公明<sup>1</sup> 山口 彰<sup>1</sup>  
植田 伸幸<sup>2</sup> 西 義久<sup>2</sup> 木下 泉<sup>2</sup>

### 要 旨

実用化戦略調査研究 Phase I の一環として、電力中央研究所と共同で各種炉型における崩壊熱除去性能評価を実施した。ここでは、Phase-I で概念設計が進められている原子炉システムを対象とし、最適な崩壊熱除去システム構築に必要な崩壊熱除去特性や各種設計・運動パラメータの影響感度を把握することを目的として、解析手法の整備およびプラント動特性解析を行った。本報告書は平成 12 年度の成果をまとめたものである。

ナトリウム冷却炉や重金属冷却炉に関しては、液体金属という観点からこれまでに蓄積されてきた知見をベースに、概念設計が進められている炉型の解析評価が可能となるよう、プラント動特性解析コードの改良・整備を実施した。また、これらを用いて予備解析を行い、コードの妥当性を確認するとともに定性的なプラント過渡挙動を把握した。

崩壊熱除去系システムの 1 つである炉壁冷却システム (RVACS) についても、S-PRISM の設計を例としてスクラム過渡解析及び設計パラメータ感度解析を実施した。これより、RVACS 単独で除熱成功基準を十分に満たせること、除熱性能向上には、放熱面積の拡大、炉容器ーガードベッセル間伝熱の促進、空気側熱伝達の向上が重要であることなどが判明した。また、合理的な範囲と考えられる原子炉容器形状で、RVACS 単独でホットプレナム最高温度を 650°C 以下に保持できる出力上限は、電気出力 55 万 KWe 前後と推定された。

ガス冷却炉については、動特性解析手法を整備するとともに、EGBR 設計案を対象に自然循環崩壊熱除去時、減圧事故時等の熱過渡特性を解析により把握した。原子炉トリップ時の自然循環崩壊熱除去能力は十分であるが、減圧事故の重ね合わせでは炉容器内圧力を数気圧以上に確保しない限り除熱困難であること、減圧事故時過渡変化においては 1 次ピーク被覆管温度を抑えることがポイントであることなどが判明した。また、パラメータ感度解析により、流量半減時間、伝熱中心差、崩壊熱除去系起動時間などの感度は、本解析の想定範囲内ではあまり高くないことが示された。

1 : 大洗工学センター 要素技術開発部 流体計算工学研究グループ

2 : (財) 電力中央研究所 狛江研究所 原子力システム部

実用化戦略調査研究 WBS 番号 : I - 1 - E①

## Numerical Investigation on Decay Heat Removal Characteristics of Several Fast Reactor Design Concepts

H. Ohshima<sup>1</sup>, T. Sakai<sup>1</sup>, A. Yamaguchi<sup>1</sup>  
N. Ueda<sup>2</sup>, Y. Nishi<sup>2</sup>, I. Kinoshita<sup>2</sup>

### ABSTRACT

Feasibility study on commercialized fast reactors is being carried out at Japan Nuclear Cycle Development Institute, in which wide spectrum of fluids, i.e., helium, carbon di-oxide, lead and alloy lead with bismuth are examined for the coolant of reactor as well as liquid sodium. As a part of this study, an investigation related to decay heat removal (DHR) characteristics in several kinds of reactor design concepts has been performed for the purpose of the reactor system optimization in cooperation with Central Research Institute of Electric Power Industry. This report describes the results of the investigation in fiscal year 2000.

The plant dynamics analysis code S-COPD and the multi-dimensional steam generator analysis code MSG were improved to analyze the sodium- and lead-bismuth-cooled fast reactors that are under consideration in the feasibility study, respectively. They were applied to the preliminary calculations and were verified.

With regard to the reactor vessel auxiliary cooling system (RVACS) that is one of candidates for the DHR system of sodium-cooled fast reactors, transient characteristics and the effects of several design and operation parameters on the DHR performance were clarified through the plant dynamic analyses based on the design of S-PRISM. The calculation results indicate that RVACS satisfies the DHR success criteria without any combination of other DHR systems and that available heating surface area of RV, heat transfer between RV and the guard vessel (GV), and heat transfer coefficient on the air side surface of GV have relatively large sensitivity for DHR performance. The upper limit of RVACS performance was estimated at approximately 0.55 MWe.

As to the gas-cooled fast reactors, a one-dimensional nuclear-thermal-hydraulics network analysis code was developed and applied to the simulation of EGCR with tentative specifications of DHR systems under the natural circulation DHR condition and the depressurization accident. It was shown that EGCR has enough potential of the DHR by natural circulation and that the primary peak temperature of the clad surface should be suppressed in the transient of the depressurization accident. Natural circulation DHR in the depressurization accident is difficult unless the pressure in the RV is kept at several times of atmospheric one. According to the sensitivity analysis, the transient behavior is not excessively sensitive to halving time of flow coast down, thermal center difference between the core and auxiliary core cooling heat exchanger, startup time of the decay heat removal system, as far as under the conditions examined in the present study.

- 
- 1: Thermal-Hydraulic Research Group, Advanced Technology Division, O-arai Engineering Center,  
Japan Nuclear Cycle Development Institute
  - 2: Nuclear Energy Systems Department, Komae Research Laboratory, Central Research Institute of  
Electric Power Industry

## &lt; 目 次 &gt;

要旨

図表リスト

## 第1章 緒言

1

## 第2章 RVACS の適用性評価

3

## 2. 1 S-PRISM 設計をベースとした崩壊熱除去特性解析評価

3

## 2.1.1 解析体系

3

## 2.1.2 RVACS の除熱モデル

4

## 2.1.3 SG 表面からの除熱特性 (SGACS モデル)

5

## 2.1.4 解析結果

7

## 2. 2 パラメータ感度解析

9

## 2.2.1 原子炉容器形状の効果

9

## 2.2.2 1次元フローネットワークコードによる設計パラメータの感度解析

10

## 2. 3 RVACS 除熱限界評価

10

## 2.3.1 フローネットワーク解析による評価

10

## 2.3.2 CERES コードによる評価

10

## 2. 4 RVACS 伝熱性能向上方策

12

## 2. 5 RVACS と他の方式の組み合せ

12

## 第3章 ナトリウム大型炉崩壊熱除去特性評価

46

## 3. 1 実施内容

46

## 3. 2 実施結果

46

## 3.2.1 2ループ系プラント動特性解析モデルの整備

46

## 3.2.2 炉上部プレナム周方向非対称解析モデルの整備

47

## 3.2.3 ホットレグ水平部の2次元解析モデルの整備

47

## 3. 3 まとめ

47

## 第4章 ガス冷却高速炉の崩壊熱除去特性評価

54

## 4. 1 解析条件

54

## 4.1.1 解析対象

54

## 4.1.2 解析範囲

54

## 4.1.3 使用解析コード

55

## 4.1.4 工学的安全係数

55

4. 2 解析モデル	56
4.2.1 炉心部（電熱流動相關式の組込み・検証）	56
4.2.2 热交換器部	57
4. 3 解析事象	62
4.3.1 自然循環崩壊熱除去	62
4.3.2 減圧事故	62
4.3.3 スクラムからの強制循環崩壊熱除去	63
4.3.4 パラメータ解析	64
4. 4 判断基準	66
4. 5 解析結果と考察	66
4.5.1 自然循環崩壊熱除去	66
4.5.2 減圧事故	67
4.5.3 スクラムからの強制循環崩壊熱除去	67
4.5.4 パラメータ解析	67
4.5.5 ヘリウムガス冷却と炭酸ガス冷却との比較	72
4. 6 まとめ	73
 第5章 重金属冷却炉崩壊熱除去特性評価	133
5. 1 実施内容	133
5. 2 実施結果	133
5.2.1 Pb-Bi 冷却中型自然循環炉の崩壊熱除去解析	133
5.2.2 統合型プラント動特性解析コードの構築と予備解析	134
5. 3 まとめ	135
 第6章 まとめ	147
<謝辞>	149
<参考文献>	150

## &lt;図表リスト&gt;

## -第2章-

- 表 2.1.1-1 S-PRISM の主要仕様  
 表 2.1.1-2 圧力損失評価式の係数  
 表 2.1.4-1 基準形状での除熱性能  
 表 2.1.4-2 静的除熱性能比較（最大値）  
 表 2.2.1-1 原子炉容器形状の影響  
 表 2.2.2-1 各種パラメータの 1 次冷却材最高温度に対する感度  
 表 2.5-1 構造健全性判断基準と設計目標  
 表 2.4-1 RVACS 除熱性能向上方策（案）  
 図 2.1.1-1 S-PRISM の CERES コードでのモデル概要  
 図 2.1.1-2 S-PRISM 原子炉容器構造の概要  
 図 2.1.1-3 RVACS 径方向構造  
 図 2.1.1-4 メッシュ分割図  
 図 2.1.1-5 S-PRISM の IHX 及び SG の構造図  
 図 2.1.1-6 S-PRISM 二次系配管引き回し図  
 図 2.1.1-7 RVACS 冷却空気流路構造  
 図 2.1.2-1 RVACS 部熱伝達計算のモデル  
 図 2.1.2-2 Re 数と Nu 数の関係（コレクター挿入時）  
 図 2.1.2-3 Re 数とコレクター温度の関係  
 図 2.1.3-1 SGACS 除熱量の関数  
 図 2.1.3-2 SGACS 除熱量の計算モデル  
 図 2.1.4-1(1) 除熱量変化（HP 高さのみ、RVACS+SGACS）  
 図 2.1.4-1(2) 除熱量変化（HP 高さのみ、RVACS のみ）  
 図 2.1.4-1(3) 除熱量変化（HP+CP 直胴部、RVACS+SGACS）  
 図 2.1.4-1(4) 除熱量変化（HP+CP 直胴部、RVACS のみ）  
 図 2.1.4-2(1) RVACS 各部温度変化（HP 高さのみ、RVACS+SGACS）  
 図 2.1.4-2(2) RVACS 各部温度変化（HP 高さのみ、RVACS のみ）  
 図 2.1.4-2(3) RVACS 各部温度変化（HP+CP 直胴部、RVACS+SGACS）  
 図 2.1.4-2(4) RVACS 各部温度変化（HP+CP 直胴部、RVACS のみ）  
 図 2.1.4-3(1) SG 出入口温度変化（HP 高さのみ、RVACS+SGACS）  
 図 2.1.4-3(2) SG 出入口温度変化（HP 高さのみ、RVACS のみ）  
 図 2.1.4-3(3) SG 出入口温度変化（HP+CP 直胴部、RVACS+SGACS）  
 図 2.1.4-3(4) SG 出入口温度変化（HP+CP 直胴部、RVACS のみ）

- 図 2.1.4-4(1) 各部冷却材流量変化 (HP 高さのみ、RVACS+SGACS)
- 図 2.1.4-4(2) 各部冷却材流量変化 (HP 高さのみ、RVACS のみ)
- 図 2.1.4-4(3) 各部冷却材流量変化 (HP+CP 直胴部、RVACS+SGACS)
- 図 2.1.4-4(4) 各部冷却材流量変化 (HP+CP 直胴部、RVACS のみ)
- 図 2.1.4-5(1) 各部冷却材温度変化 (HP 高さのみ、RVACS+SGACS)
- 図 2.1.4-5(2) 各部冷却材温度変化 (HP 高さのみ、RVACS のみ)
- 図 2.1.4-5(3) 各部冷却材温度変化 (HP+CP 直胴部、RVACS+SGACS)
- 図 2.1.4-5(4) 各部冷却材温度変化 (HP+CP 直胴部、RVACS のみ)
- 図 2.2.1-1 原子炉容器拡大形状
- 図 2.2.1-2 オーバーフロー上端温度の比較
- 図 2.2.1-3 ホットプレナ液位変化の比較
- 図 2.2.1-4 RVACS 除熱量の比較
- 図 2.2.1-5 ダウンカマー流量の比較
- 図 2.2.1-6 ダウンカマー出入口温度差の比較
- 図 2.3.1-1 RVACS の適用範囲
- 図 2.4-1 RVACS 除熱時のホットプレナム最高温度

### －第 3 章－

- 図 3.2-1 崩壊熱除去特性に関する Super-COPD コードと FAST-M コードの比較  
(手動トリップ、炉容器温度 (A ループ))
- 図 3.2-2 1 ループ逆流運転による崩壊熱除去モードに関するシーケンス
  - 図 3.2-3 1 ループ逆流運転による崩壊熱除去モードに関する解析結果
  - 図 3.2-4 定格運転時の上部プレナム内流路の流量
  - 図 3.2-5 切り込みの有無に関する炉上部プレナム内速度分布比較

### －第 4 章－

- 表 4.1-1 解析対象炭酸ガス冷却炉主要目
- 表 4.1-2 安全解析に使用した工学的安全係数
- 表 4.2-1 炉心摩擦損失相関式一覧
- 表 4.2-2 炉心伝熱相関式一覧
- 表 4.3-1 パラメータ解析ケースマトリクス
- 表 4.5-1 自然循環崩壊熱除去パラメーター解析結果の燃料被覆管最高温度一覧
- 表 4.5-2 冷却ガスによる定格状態の比較
- 図 4.1-1 EGCR 概念図

- 図 4.1-2 炭酸ガス冷却炉プラント動特性解析モデル
- 図 4.2-1 MR-X コード組込摩擦損失相関式の検証
- 図 4.2-2 ASFRE と MR-Xとの比較によるコード組込伝熱相関式の検証
- 図 4.2-3 低レイノルズ数領域のローフィン管熱伝達補正係数（文献[4-7]より引用）
- 図 4.5.1 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（初期）：基準ケース
- 図 4.5.2 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：基準ケース
- 図 4.5.3 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：基準ケース
- 図 4.5.4 減圧事故時の熱過渡挙動（短期）：開口面積 300cm<sup>2</sup>
- 図 4.5.5 減圧事故時の熱過渡挙動（長期）：開口面積 300cm<sup>2</sup>
- 図 4.5.6 手動停止後強制循環時の熱過渡挙動（初期）
- 図 4.5.7 手動停止後強制循環時の熱過渡挙動（中期）
- 図 4.5.8 手動停止後強制循環時の熱過渡挙動（長期）
- 図 4.5.9 定格運転時軸炉心方向温度分布の比較
- 図 4.5.10 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（初期）：径方向ピーキング係数=1.4
- 図 4.5.11 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：径方向ピーキング係数=1.4
- 図 4.5.12 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：径方向ピーキング係数=1.4
- 図 4.5.13 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（初期）：流量半減時間=10s
- 図 4.5.14 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：流量半減時間=10s
- 図 4.5.15 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：流量半減時間=10s
- 図 4.5.16 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（初期）：流量半減時間=60s
- 図 4.5.17 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：流量半減時間=60s
- 図 4.5.18 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：流量半減時間=60s
- 図 4.5.19 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（初期）：崩壊熱 1.2 倍
- 図 4.5.20 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：崩壊熱 1.2 倍
- 図 4.5.21 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：崩壊熱 1.2 倍
- 図 4.5.22 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：系統圧力損失係数 2 倍
- 図 4.5.23 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：系統圧力損失係数 2 倍
- 図 4.5.24 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：エアクーラー伝熱面積 2/3 倍
- 図 4.5.25 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：エアクーラー伝熱面積 2/3 倍
- 図 4.5.26 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：エアクーラー伝熱面積 2/3  
+伝熱中心差 11m
- 図 4.5.27 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：エアクーラー伝熱面積 2/3 倍  
+伝熱中心差 11m
- 図 4.5.28 二次ピーク発生時刻 120s における補助冷却器の配置による  
ホットレグおよびコールドレグの温度分布の比較
- 図 4.5.29 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（初期）：SG 瞬時隔離+起動遅れ 360s

- 図 4.5.30 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：SG 瞬時隔離+起動遅れ 360s
- 図 4.5.31 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：SG 瞬時隔離+起動遅れ 360s
- 図 4.5.32 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：独立流路式補助炉心冷却系
- 図 4.5.33 崩壊熱除去流路型式による自然循環圧力損失特性の比較
- 図 4.5.34 減圧事故最終質量流量 1.9%条件の運転計画
- 図 4.5.35 圧事故時の熱過渡挙動（短期）：開口面積 300cm<sup>2</sup>、最終質量流量 1.9%
- 図 4.5.36 減圧事故時の熱過渡挙動（長期）：開口面積 300cm<sup>2</sup>、最終質量流量 1.9%
- 図 4.5.37 減圧事故時の熱過渡挙動（短期）：開口面積 100cm<sup>2</sup>
- 図 4.5.38 減圧事故時の熱過渡挙動（長期）：開口面積 100cm<sup>2</sup>
- 図 4.5.39 減圧事故+全交流電源喪失時の熱過渡挙動：開口面積 100cm<sup>2</sup>
- 図 4.5.40 定格運転時軸炉心方向温度分布の冷却材による比較
- 図 4.5.41 全交流電源喪失時の熱過渡挙動の比較(初期)：径方向ピーピング係数=1.3
- 図 4.5.42 全交流電源喪失時の熱過渡挙動の比較(短期)：径方向ピーピング係数=1.3
- 図 4.5.43 全交流電源喪失時の熱過渡挙動の比較(長期)：径方向ピーピング係数=1.3

## －第 5 章－

- 図 5.2-1 Pb-Bi 冷却自然循環中型炉（40 万 KWe）解析メッシュ（MSG コード）
- 図 5.2-2 定常流動解析結果（流況及び温度分布、40 万 KWe）
- 図 5.2-3 Pb-Bi 冷却自然循環炉の蒸気出口温度及び給水流量分布
- 図 5.2-4 Pb-Bi 自然循環炉の崩壊熱除去特性 炉心出口の温度変化  
(PRACS 除熱、40 万 kWe)
- 図 5.2-5 Pb-Bi 自然循環炉の崩壊熱除去特性 炉心出口流量  
(PRACS 除熱、40 万 kWe)
- 図 5.2-6 Pb-Bi 自然循環中型炉の PRACS 崩壊熱除去時の温度分布コンター
- 図 5.2-7 ANL Pb-Bi 冷却自然循環炉解析モデル  
(統合型プラント動特性コード)
- 図 5.2-8 SG 除熱による崩壊熱除去（Pb-Bi 炉）
- 図 5.2-9 RVACS 除熱による崩壊熱除去（Pb-Bi 炉）
- 図 5.2-10 除熱源喪失時スクラム失敗事象（Pb-Bi 炉）
- 図 5.2-11 制御棒誤引き抜き時スクラム失敗事象（ULOHS+UTOP）
- 図 5.2-12 ANL STAR-LM 炉を対象としたプラント動特性解析  
(フィードバック反応度考慮)

## 第1章 緒 言

核燃料サイクル開発機構（JNC）では、経済性、安全性、資源有効利用、環境負荷低減性および核不拡散性を評価の視点として、高速炉サイクルの実用化候補概念を抽出することを目的に、実用化戦略調査研究を実施している<sup>[1-1]</sup>。平成11年度から2カ年にわたって実施したPhase-Iでは、幅広く技術選択肢の評価を行うとともに、高速炉サイクルの候補概念を複数個具体化した。次のPhase-II（5カ年）では、工学的視点も含めて技術的成立性を確認し、整合性を図ったシステムの絞り込みを行う予定である。ここでは、炉に関しては從来JNCの扱ってきたナトリウム冷却高速炉に加えて、選択肢としてヘリウムや炭酸ガスを利用するガス冷却炉、鉛や鉛－ビスマスを用いた重金属冷却炉、水冷却炉等を、燃料に関しては、酸化物燃料、窒化物燃料、金属燃料等をそのスコープに取り入れ検討対象としている。

いずれの炉型を選択するにせよ、崩壊熱除去はプラントの成立性を左右する極めて重要な課題である。安全性はもとより、その設計は経済性へのインパクトも大きい。本件は、複数の炉型における崩壊熱除去系システムに注目し、それぞれの除熱特性を明らかにするとともに、設計パラメータの最適化に向けたデータベースの整備を行うことを目的として、JNCと財団法人電力中央研究所（以下「電中研」と称する）との間で、平成11年12月から平成13年3月の1年4ヶ月にわたって共同研究として実施したものである。本報告書は平成12年度実施分についてとりまとめたものである。

評価の対象とした炉型は、実用化戦略調査研究Phase-Iで提案されたナトリウム冷却大型炉、鉛冷却大型炉、鉛－ビスマス完全自然循環炉、そして炭酸ガス冷却炉である。これらの評価作業は概念設計作業と並行に実施したため、設計値が未確定なものについては、過去の設計例をもとになるべく汎用的な結果を得られるような暫定値を設定している。崩壊熱除去モードとしては、機器・システムの簡素化が可能であり、受動的で信頼性が高い自然循環による崩壊熱除去を評価の中心とした。

ナトリウム冷却炉や重金属冷却炉に関しては、液体金属という観点からこれまでに蓄積してきた知見をベースに、また從来用いてきた解析手法を一部改良することによりプラント動特性解析を行った。さらに崩壊熱除去系システムの1つであり、多様性の確保から導入が検討されている炉壁冷却システム（RVACS）について、各種設計パラメータの影響とあわせて除熱性能を明らかにすることにより、適用限界の評価を行った。

炭酸ガス冷却炉については、これまで評価経験が少ないとことから、まず解析手法の整備から開始するとともに、自然循環崩壊熱除去特性のみならずガス炉特有の減圧事故時の熱過渡特性、および手動停止からボニーモーター運転に至る強制循環運転時特性を把握すべくプラント動特性解析を実施した。自然循環崩壊熱除去は、流体の熱物性から類推してナトリウム炉よりも厳しい結果に至る可能性がある。減圧事故については、ガス

炉の既往研究より、設計基準内事象の中で最も厳しいとの定見がある。これは、圧力と共にガスの密度が低下して熱輸送力が損なわれること、および密度低下（＝動粘性係数増加）がもたらすReynolds数の低下による熱伝達の劣化が同時に進行するためである。これらの特性を確認するとともに、燃料発熱ピーキング、補助冷却系容量、流量半減時間、補助冷却系起動時間等の設計および運転パラメータが自然循環崩壊熱除去特性および減圧事故時の熱過渡特性に及ぼす影響を把握した。

第2章では、RVACSの除熱性能評価および各種設計パラメータの感度解析評価を、第3章では、ナトリウム大型炉のプラント動特性解析評価について記す。また、第4章では炭酸ガス大型炉のプラント動特性解析および各種設計・運転パラメータの感度解析結果について述べるとともに、ヘリウム冷却炉についても無次元数等の考察からその特性を類推する。第5章では、鉛一ビスマス冷却炉の動特性解析について記す。

なお、液体金属冷却炉関連については詳細な内容を別文献[1-2],[1-3],[1-4]に、RVACS解析モデルについては一部昨年度報告書[1-5]にまとめているのでそちらも参照されたい。

## 第2章 RVACS の適用性評価

安全機能の局限化をねらった設計の一つとして、静的機能を積極的に導入した崩壊熱除去系の設計が考えられる。ここでは代表的な静的崩壊熱除去系である RVACS (Reactor Vessel Auxiliary Cooling System)の除熱性能特性を把握するため、S-PRISM<sup>[2-1]</sup>相当の設計を対象として崩壊熱除去特性解析を行うとともに、除熱性能に対する設計パラメータ感度解析、RVACS 除熱限界評価、多様性・多重性の検討、および除熱特性向上方策の検討を行った。

### 2.1 S-PRISM 設計をベースとした崩壊熱除去特性解析評価

#### 2.1.1 解析体系

中小型炉の代表例として、S-PRISM 相当の中型 FBR プラント (1000MWth) の自然循環による崩壊熱除去特性を、多次元プレナム流動解析コード CERES<sup>[2-2]</sup>を用いて評価した。

公開文献などを参考としてモデル化した S-PRISM の主要仕様を表 2.1.1-1 に、構造を図 2.1.1-1～7 に示す。図 2.1.1-1 は系統の概略とモデル化の形状を示す。解析では、給水流量と SG 出口蒸気を境界条件としている。除熱は、自然通風による安全容器表面の冷却 (RVACS) と SG 脳表面の冷却 (SGACS) とした。なお、過渡開始直後から SG 保有水のプローチ除熱を考慮している。原子炉容器内部のプレナム流動は R-Z 2 次元とし、他の部位は 1 次元でモデル化した。

図 2.1.1-2 に、原子炉容器の鉛直方向、水平方向の幾何形状を示す。自由液面が上昇すると、原子炉容器と内筒の間をオーバーフローした冷却材が流れ落ち、実質的に RVACS の除熱が開始される。自由液面とオーバーフロー堰の高さの差は 0.56[m] (=2.90-2.34) であるが、堰の上部には 0.28[m] の切り込みがあり、実質的なオーバーフロー堰の高さは 0.28[m] (=0.56-0.28) となる。

図 2.1.1-3 に径方向の配置を示す。プレナム流動解析は、原子炉容器内面 (9.095[m]) の範囲で解析した。その外側の構造は、RVACS モデルで考慮している。冷却空気は、安全容器とキャビティ壁の間の約 80[cm] の流路幅を流れる。空気の流路には、伝熱促進体である 7.6[cm] 厚のヒートコレクター (多孔質体) が挿入されている。

図 2.1.1-4 に原子炉容器内の解析用の 2 次元メッシュ分割を示す。オーバーフローした冷却材は、最外周 1 メッシュのダウンカマーを経てコールドプレナムへ至る。実機では、安全容器全体が空気で冷却されるが、解析コードでは、アニュラス形状のオーバーフロー流路を形成する直胴部のみから除熱するとしてモデル化した。

除熱に寄与する直胴部高さはホットプレナム部で 10.46[m]、コールドプレナム部で 5.06[m] であり、原子炉容器外表面での側面積はそれぞれ 302 [m<sup>2</sup>]、146[m<sup>2</sup>] である。

図 2.1.1-5 に IHX (右図) および SG (左図) の概略構造を示す。この IHX の形状とともに、原子炉容器内計算メッシュでの体積占有率、冷却材通過率を求めている。体積占有率は、3 次元的な形状・配置から求められる占有率を、周方向に平均している。冷却材通過率は、半径方向、軸方向ともに、メッシュ断面における値を周方向に平均している。

SG では、SG 胴外直径は 4.57[m]であるが、内部の構造については情報が不足しているため、温度条件、蒸気条件と熱交換量からモデル化した。SG 胴外表面からの自然通風除熱 (SGACS) モデル化については、別項で述べる。

図 2.1.1-6 に SG、2 次ポンプと原子炉容器の配置、および、2 次系配管の引き回しを示す。左の高位に位置するのが SG と 2 次ポンプ (SG の側部に 2 基)、右下が原子炉容器 (上部に IHX から 2 次系配管出入り) である。2 次系構成は 1 ループでモデル化した。IHX は 2 基分の伝熱面積・流量を与えた。2 次ポンプも 2 基分の流量でモデル化した。2 次系配管は、コールドレグ、ホットレグ、ミドルレグのいずれも、2 ループを 1 本にまとめてモデル化した。なお、1 次系ポンプは、4 基分をまとめている。

圧力損失は、以下の式で評価している。各部の係数を表 2.1.1-2 に示す。

$$\Delta P = \xi \frac{\rho}{2g} \left( \frac{G}{\rho} \right)^{1+\alpha} \quad (2.1.1-1)$$

炉心部は、集合体をグルーピングした代表チャネル (単ピン) でモデル化している。ドライバ部 7 チャネル、径方向遮蔽体 3 チャネルで構成している。

図 2.1.1-7 には、冷却空気の流路構成を示す。四隅にあるスタックの上部は、空気取り入れ口と吐出口を兼用している。側部から取り入れ、中央部から吐出する。流入した空気は、ルーフスラブ下面とキャビティ上面の間の共通空間を流れ、キャビティ壁に沿って下降する。キャビティ下端で反転し、安全容器表面で熱を受け取りながら上昇し、スタックへ至る。

## 2.1.2 RVACS の除熱モデル

伝熱促進体である多孔質体のヒートコレクターを挿入した RVACS の除熱特性のモデル化について説明する。

原子炉容器内側を流れ落ちるナトリウムから、安全容器外表面を流れる空気までの熱伝達モデルを図 2.1.2-1 に示す。

まず、安全容器表面温度と空気温度の関係を示す。ヒートコレクターを挿入しない場合の Nu 数は、対向面 (キャビティ壁) の輻射の寄与と対流熱伝達の合計として得られる。

$$Nu_{conv} = 0.042 \cdot Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (2.1.2-1)$$

次に、コレクターを挿入したときの輻射の効果を求める。これは、電中研における実験 [2-3] より得られており、安全容器外表面温度  $T_g$  ( $T_w$ ) とヒートコレクター温度  $T_c$  から導かれる。Re 数に依存した  $T_g$  と  $T_c$  の関係式は図 2.1.2-3 に示すようにフィッティングした

(図中の実線)。

$$T_c = \left( 3.2 \times 10^{-4} - 1 \times 10^{-6} T_g \right) \cdot Re + 0.3 T_g + 190 \text{ [K]} \quad (2.1.2-2)$$

また、輻射は以下の式

$$Q_{rad} = F' \cdot \sigma \cdot (T_g^4 - T_c^4) \quad (2.1.2-3)$$

$$\alpha_{rad} = \frac{Q_{rad}}{T_g - T_a} \quad (2.1.2-4)$$

$$Nu_{rad} = \alpha_{rad} \frac{D}{\lambda_a} \quad (2.1.2-5)$$

で表されることにより、コレクターを挿入したときの Nu 数は

$$Nu_{total} = Nu_{rad} + Nu_{conv} \quad (2.1.2-6)$$

で示すことができる。これを、図 2.1.2-2 に示す (図中の実線は(2.1.2-6)式)。なお、 $Nu_{rad}$  は、ヒートコレクター挿入による輻射増大分を意味している (輻射の効果のみではない)。 $F'$  は、キャビティ壁での射出率、多孔質体への吸収率、および、多孔質体挿入時の断熱面 (実験時の矩形流路の側面) への熱流束減少効果が含まれている。フィッティングの結果、 $F' = 0.53$  を採用している。

今回の S-PRISM の解析にあたっては、原子炉構造のメッシュ分割モデルを図 2.1.1-4 のようにしたが、IHX と 1 次ポンプの領域が中間プレナムのような状態でダウンカマーパーと接している。この部分は、コールドプレナムと連通しているものの、スタグンナントに近い状態であるため温度変化が鈍く、また、ホットプレナム温度とも独立している。そのため、ダウンカマーパーと、内筒を介した熱交換を行うことができるよう今までの RVACS モデルを改修した。

### 2.1.3 SG 表面からの除熱特性 (SGACS モデル)

SG 胴表面を自然通風で除熱するシステムである SGACS の、動特性解析コードへのモデル化について説明する。

動特性解析コード内では、SG 胴表面からの熱流束を SG 胴内部にある冷却材ナトリウムの温度の関数 (図 2.1.3-1) としてモデル化した。この冷却材ナトリウムは、SG 伝熱管と熱交換する部分のものである。この関数の導出について説明する。

図 2.1.3-2 に、SGACS 周辺の構造を示す。

評価したい SG 胴内部にある冷却材ナトリウムの温度  $T_{Na}$  に対する見かけ上の伝熱量  $q_{convl}$  を求める方法を以下に説明する。まず、空気流速  $v_{air}$  と空気出口温度  $T_{air,out}$  を仮定して、対流による SG 外胴表面からの熱量  $q_{convl}$  を求める。

$$\begin{aligned} q_{conv1} &= A_{SG} \cdot h \cdot (T_{Na} - T_{air,ave}) \\ &= A_{SG} \cdot \frac{\lambda_{SG}}{d_{SG}} (T_{Na} - T_{SG}) \end{aligned} \quad (2.1.3-1)$$

$$\frac{1}{h} = \frac{1}{h_{conv} + h_{rad}} + \frac{d_{SG}}{\lambda_{SG}} \quad (2.1.3-2)$$

$$h_{conv} = Nu \frac{\lambda_{air}}{D_{air}} \quad (2.1.3-3)$$

$$Nu = 0.66 \cdot Pr^{1/3} Re^{1/2} \quad (2.1.3-4)$$

$$h_{rad} = \frac{q_{rad}}{A_{SG} \cdot (T_{SG} - T_{air,ave})} \quad (2.1.3-5)$$

$$T_{air,ave} = \frac{T_{air,in} + T_{air,out}}{2} \quad (2.1.3-6)$$

上記のうち、対流による SGACS 内面（空気流路を形成する SG 脳の対向面）からの熱量  $q_{rad}$  だけが未定である。

次に、SGACS 内面の温度  $T_{CAV}$  を仮定して、SG 脳と SGACS 内面との間の平板間の輻射熱量を計算する ( $\varepsilon = 0.85$ )。

$$q_{rad} = \sigma \cdot \frac{T_{SG}^4 - T_{CAV}^4}{2/\varepsilon - 1} A_{SG} \quad (2.1.3-7)$$

SGACS 内面での熱収支から、

$$q_{rad} = q_{conv2} = A_{CAV} \cdot h_{conv} \cdot (T_{CAV} - T_{air,ave}) \quad (2.1.3-8)$$

が言える。この関係が成り立つように  $T_{CAV}$  を定める。その後、得られた  $q_{rad}$  から (2.1.3-1~5) 式により  $q_{conv1}$  を求める。

得られた  $q_{conv1}$  から、 $T_{air,out}$  を再計算する。

$$T_{air,out} = T_{air,in} + \frac{q_{conv1}}{C_{p,air} \cdot \rho_{air} \cdot A_{air} \cdot v_{air}} \quad (2.1.3-9)$$

さらに、空気側の浮力と空気流路圧損 ( $v_{air}$  依存) から  $v_{air}$  を求める。このようにして、 $v_{air}$  と  $T_{air,out}$  を逐次計算により求める。最終的に  $T_{Na}$  に対する  $q_{conv1}$  が得られる。

CERES の解析では、SG を軸方向にメッシュ分割してナトリウム-水・蒸気の伝熱計算を行っているが、その軸メッシュにあわせて、SGACS の計算を行っている。

種々の  $T_{Na}$  に対する熱流束を求め、これらをフィッティングにより関数を得る。関係式の整理には、熱流束  $q_{conv1}/A_{SG}$  を用いている。

動特性解析においては、SG 脳内部の冷却材ナトリウムの温度  $T_{Na}$  は、水・蒸気伝熱管との熱交換領域の値を適用している。実機の詳細な構造は不明であるが、伝熱管部と SG 外脳の間には、内筒とスタグナントなナトリウムが存在すると考えられる。正確には、これらの熱抵抗を考慮すべきであるが、計算の結果、SG 脳表面での対流と輻射の熱伝達（約 25(W/m²K)）に比べ大きいため（約 500(W/m²K)）モデルの上の誤差を考慮すると無視

できると考えた。

冷却空気のスタックのモデル化における、出口部の圧力損失係数を異なる2つの値で評価した。

$$\ddot{q}_{conv1} = 0.0013018 \cdot T_{Na}^{1.4547} \quad (\text{煙突損失係数} = 5) \quad (2.1.3-10)$$

$$\ddot{q}_{conv1} = 0.0012688 \cdot T_{Na}^{1.4778} \quad (\text{煙突損失係数} = 3) \quad (2.1.3-11)$$

SG 胴表面からの除熱は、解析では、図 2.1.3-1 図の煙突出口損失係数=5 を使用した。

SG 胴表面の放熱に寄与する面積は、単位高さ当り  $14.14[\text{m}^2/\text{m}]$  とした。熱交換部高さは  $10.4[\text{m}]$  であり、総面積は  $147[\text{m}^2]$  である。

## 2.1.4 解析結果

解析は、まず、SGACS を考慮した場合と考慮しない場合の2ケースを実施し、SGACS の効果を評価した。RVACS の放熱面としては、HP のみと、HP と CP の両方を含めた直胴部の2ケースを行った。両者の組み合せで4ケースの解析を行った。解析の結果得られたホットプレナム最高温度を、表 2.1.4-1 に示す。SGACS を考慮した場合のホットプレナムの最高温度は  $592^\circ\text{C}$ 、 $555^\circ\text{C}$  で、いずれも過渡開始後約 23 時間を経過した時点で到達している。一方、SGACS 考慮しない場合は、プラント全体の除熱量が低下するため温度が上昇し、 $658^\circ\text{C}$ 、 $601^\circ\text{C}$ （過渡開始後約 30 時間）まで上昇した。

図 2.1.4-1(1)～(4)に崩壊熱と除熱量の関係を示す。

- (1) HP 高さのみ、RVACS+SGACS
- (2) HP 高さのみ、RVACS のみ
- (3) HP+CP 直胴部、RVACS+SGACS
- (4) HP+CP 直胴部、RVACS のみ

図 2.1.4-2(1)～(4)に RVACS に関する温度の変化を示す。本図の Na 上端とは、図 2.1.1-4 に示す、オーバーフロー上端位置を、Na 下端とは、RVACS としてモデル化した原子炉容器内側プレナムメッシュの最下端を意味している。R/V 上下端、G/V 上下端は、Na 上下端と同じ高さの原子炉容器、安全容器の肉厚中心温度を示す。

オーバーフロ一直後は、ダウンカマ一部の流速が上昇するため除熱量が急峻に上昇するが、系統一巡の自然循環が安定するにつれ流量が低下し、その後は徐々に除熱量が増大する。SGACS を考慮しなかった場合の方が冷却材温度は上昇するため、RVACS 単独での除熱量は上回っている。(1)の SGACS ありの場合、24 時間の段階で崩壊熱は約  $6.27\text{MW}$ 、RVACS と SGACS の除熱量の合計は約  $5.90\text{MW}$  ( $3.71\text{MW}$ 、 $2.18\text{MW}$ ) とほぼバランスしている。平均の熱流束は、それぞれ  $12.3$ 、 $14.8[\text{kW}/\text{m}^2]$  である。また、24 時間の段階でほぼ除熱のピークに達している。なお、RVACS の最大値は、オーバーフロ一直後のピーク

( $21.27[\text{kW}/\text{m}^2]$ ) を除いている。

(2)の SGACS なしの場合、除熱量が最大となる約 30 時間の段階で崩壊熱は約 5.81MW、RVACS の除熱量は約 4.67MW で、除熱量が不足しているが 2 次系の熱容量によりホットプレナム温度は整定している。熱流束は  $15.4[\text{kW}/\text{m}^2]$  で、SGACS ありの場合よりは大きくなっている。

ケース(3)、(4)を含めて、RVACS と SGACS の最大除熱量としての性能を表 2.1.4-2 に示す。

表 2.1.1-1 に示した崩壊熱除去システムの形式および除熱性能、RVACS で 5.6(MWth)、SGACS で 4.4(MWth) は文献値である。その値と、表 2.1.4-2 の値を比較すると、RVACS ではケース(4)がほぼ同等の値になっているのに対して、SGACS では半分以下の値となっている。除熱性能の定義についても不明なため、一概には比較できない可能性がある。

図 2.1.4-3(1)～(4)に SG 出入口温度の変化を示す。SGACS を考慮した場合は、ホットプレナム温度に時間遅れがある状態で変化し、最高温度はほぼ同じである。2 次系配管および SG の構造材にフェライト系鋼を適用する場合には、温度制限の観点から配慮が必要である。

図 2.1.4-4(1)～(4)に各部冷却材流量を示す。図中の「1 次側」は「IHX 1 次」と「RVACS」の合計値である。SGACS ありの場合は、2 次系が冷却されていることから低温の冷却材が IHX に供給され、IHX 1 次側に順流方向の自然循環ヘッドが確保されている。そのため、オーバーフロー開始後も、RVACS 流量の増大は顕著ではない。一方、SGACS なしの場合は、IHX 1 次側の自然循環ヘッドが十分でないため、オーバーフロー直後に逆流が発生している。熱過渡的には、温度差がないことと、早期に順流に回復することから問題はないと考えられる。

放熱面のモデル化についての影響について考察する。従来は、HP のみ高温となって RVACS の除熱に寄与しやすいことと、保守的な想定から HP 高さのみを放熱面としてモデル化していた。放熱面としては、HP : CP は約 2 : 1 であり、CP 部追加は 5 割増加の効果がある。温度低減の効果としては、RVACS の諸パラメータの感度解析の結果に比較すると大きい。

図 2.1.4-5(1)～(4)に各部温度の比較を示す。オーバーフロー流路上端は自由液面の最外層で、下端は HP 下端の最外層である。図 2.1.4-5 にあるように、オーバーフローが発生する以前に CP の平均温度に相当する炉心入口温度と RVACS 下端温度 (HP 下端出口温度) が逆転している。オーバーフロー流路が CP 下端まで 1 次元流路を形成している場合には、原子炉容器内面に接する冷却材温度が徐々に低下して除熱性能が低下する。CP 部が多次元的に流れている場合には、オーバーフロー流路下端の温度が低くても、周辺プレナムからの移流により温度の高い状態が維持されて除熱性能は低下しない。CP の温度が上昇する理由は、図 2.1.4-1 に示すように IHX を経由する流量が大きく、HP の冷却材が

直接 CP に流入するためである。IHX 部ではほとんど温度勾配がなく、自然循環ヘッドはないが、炉心部で発生している自然循環ヘッドにより循環している。オーバーフロー部では、除熱による循環ヘッドが生じているが、IHX 部と RVACS 部の流量比は、両流路の圧損に依存している。なお、質量流速で見ると、ほぼ一定流量となっている 24 時間の段階で、IHX 1 次、RVACS オーバーフロー部でそれぞれ、 $26[\text{kg}/\text{m}^2/\text{s}]$ 、 $13[\text{kg}/\text{m}^2/\text{s}]$  となっている。

本解析を通して、S-PRISM 相当の炉では、RVACS のみで「ホットプレナム最高温度で  $650^\circ\text{C}$  以下。ただし、短時間の超過は許容する」という判断基準はクリヤーしていることが分かった。SGACS を考慮した場合には、当然ながらより低温で推移することが明らかであったが、材料強度とあわせて適用できる事象区分を明確にすることが必要である。

## 2. 2 パラメータ感度解析

### 2. 2. 1 原子炉容器形状の効果

原子炉容器形状の変更に伴う形状パラメータの違いと、解析結果を表 2.2.1-1 に示す。

径方向の変更では、半径を  $4.55[\text{m}]$  から 1.2 倍の  $5.46[\text{m}]$  に拡大した。径方向メッシュのうち、内側 10 メッシュは炉心領域と重なるため、サイズの変更にはこの部分を除いた。また、オーバーフロー流路の形状を維持するため、流路幅に相当するこのメッシュ幅も変更しなかった。結果、11~18 メッシュの 8 メッシュの分割幅を変更した。

軸方向（高さ）の変更では、直胴部高さを  $15.27[\text{m}]$  から約 1.2 倍の  $18.63[\text{m}]$  に延長した。これも径方向の変更と同様に、炉心部を含む CP 部のメッシュ幅は変更せず、オーバーフローの計算に関連する最上部メッシュを除く HP 部の軸方向メッシュのみ（21~56）変更した。また、IHX の吸い込み窓の高さ方向位置は変更しなかったため、結果として、IHX 窓よりも上部のプレナムが増大した形状となっている（図 2.1.1-4、図 2.2.1-1 参照）。

形状パラメータと解析結果を表 2.2.1-1 に示す。放熱面積がほぼ同一になるように形状を変化させている。表中の体積は、原子炉容器内の体積ではなく、解析で用いた原子炉容器内の冷却材占有体積（機器などの占める割合を除いたもの）である。

ホットプレナム最高温度に相当する、RVACS ダウンカマーフロー路上端の温度履歴を図 2.2.1-2 に示す。オーバーフロー開始までは、実際の最高温度よりも低温で推移する。図 2.2.1-3 に、液位の変化の比較を示す。冷却材体積が増大したことにより、容器径拡大のケースでは、オーバーフローのタイミングは遅くなっている。

解析の結果は、約 2 割の形状拡大にもかかわらず、温度低減効果は SGACS を考慮した場合を下回っている。径方向と高さ方向の効果としては、HP 最高温度としては差がない。

図 2.2.1-4 に RVACS 除熱量の比較を示す。これから、径方向拡大では除熱性能にあまり差はなく、HP 最高温度の差は熱容量によるものと考えられる。一方、高さ方向に拡大したケースでは、除熱性能は約 1 割増大している。高さ方向拡大のケースでは、径方向拡大

に比べて熱容量が小さいためにオーバーフローするタイミングでの HP 温度は高いが、除熱性能が高いため結果として HP 最高温度は同程度の温度となっている。高さ拡大の設計では、HP 温度がなるべく高くならない、早いオーバーフロータイミングとなるように設計することで、HP 最高温度の低減が可能であることが分かった。

図 2.2.1-5 に、オーバーフロー後のダウンカマーフロー（面積当たりではなく、絶対値）の比較を示すが、高さ方向に拡大したケースでの流量増大が顕著である。これは、高さが拡大されたことによる自然循環ヘッドの増大によるものと考えられる。図 2.2.1-6 にダウンカマーフローの出入口温度差を示すが、RVACS 除熱性能が向上するにつれ、温度差は小さくなっている。除熱性能は、温度差 × 流量にほぼ比例しているが、流路面積の増大よりも循環ヘッドの増大が効果的な結果となっている。

以上の結果からは、原子炉容器の面積が同一でも、高さ方向に拡大されている形状、すなわちアスペクト比が大きい（細長い）形状が有利であることが分かった。S-PRISM 自体、こうした傾向の形状となっている。

## 2.2.2 1次元フローネットワークコードによる設計パラメータの感度解析

1次元フローネットワークコードの概要および境界条件等については文献[1-4]を参照されたい。ここではパラメータは、R/V・G/V 間のふく射率、スタック高さ、空気側流路圧損、空気側熱伝達性能、オーバーフロー開始液位、崩壊熱とした。表 2.2.2-1 にそれぞれのパラメータ条件下でのホットプレナム最高温度を示す。表より、R/V・G/V 間のふく射率、空気側熱伝達性能、崩壊熱の変化は、ホットプレナム最高温度に顕著に影響を与えることが分かる。それに比してスタック高さ、空気側流路圧損、オーバーフロー開始液位は、ホットプレナム最高温度には大きな影響を与えていない。以上の解析結果から、RVACS の性能向上には、R/V・G/V 間の熱の移動の促進（ふく射率向上のみならずバージガスの自然対流効果の促進など）および空気側熱伝達性能の向上が、ポイントと考えられる。

## 2.3 RVACS 除熱限界評価

### 2.3.1 フローネットワーク解析による評価

原子炉体積に対する HP 温度の感度解析を行い、これらの結果の内外挿により RVACS を適用できる炉出力範囲を導出した<sup>[1-4]</sup>。これを既存の原子炉（設計のみも含む）の炉出力と炉容器体積の関係とあわせて、図 2.3.1-1 に示す。この解析においては、合理的な設計範囲とある程度の幅を考慮した適用境界から、RVACS 適用の上限は電気出力 50~60 万 KWe と推定される。

### 2.3.2 CERES コードによる評価

2.2.2 節で示したように、1次元フローネットワークコードによる感度解析から、ホット

プレナム最高温度は崩壊熱増加量の絶対値にほぼ比例していることがわかる。

S-PRISM 相当を基本とした多次元流動解析で、原子炉容器径を 1.2 倍した形状（2.2.1 節参照）に対して、崩壊熱を 1.25 倍（40 万 kW→50 万 kW に出力上昇を模擬）した解析を実施した。ホットプレナム最高温度は 626°C となり、650°C 以下の判断基準を満足している。この場合、径方向に拡大したケースを基準状態と考えると、その温度上昇量は、49°C である (=626-577)。この場合も、崩壊熱上昇の絶対量に比例すると考えると、650°C に対応する崩壊熱上昇割合は 1.37 倍 (=1.25/49\*(650-577)) となり、電気出力 55 万 kW (=40\*1.37) に対応する。

こうした評価は、崩壊熱だけを増加させており、炉心の保有エンタルピーの増大を考慮していないため、出力上限値は過大評価の傾向がある。

50 万 kW 相当の評価では、解析上の原子炉容器内の体積（全てを含む）は 1323[m<sup>3</sup>] であるが、昨年度の報告書で定義している近似体積である  $V = \pi HR^2$  を用いて適用限界を評価する。直径は 9.92[m]、高さはもとの大きさである 19.58[m]（自由液面からの高さではなく、ルーブスラブ上部からの高さ）から、近似体積は 1834[m<sup>3</sup>] となる。これを図 2.3.1-1 に示した適用限界の図に加えてみる。S-PRISM 相当と同様に、2.3.1 節の評価で定義した限界線の近傍をやや離れたところに位置する。

適用限界線とのすれば、原子炉容器形状のアスペクト比の違いや、RVACS の放熱面として考慮した範囲の違いによるものと考えられる。

以上から、先行炉の設計から推定して合理的な範囲と考えられる原子炉容器形状で、RVACS 単独でホットプレナム最高温度を 650°C 以下に保持できる出力上限は、55 万 kW 前後と評価される。

なお、フローネットワーク解析と CERES コードの解析の差異は、モデル化などの種々の要因が考えられるが、炉心流量の差異が一番大きなものと考えられる。すなわち、安定冷却の状態での炉心流量は、ネットワーク解析で約 0.5%、CERES コードで約 3.7% である。

図 2.4-1 に、S-PRISM と原子炉容器形状はやや異なるが、同程度の出力 (840MWth) の原子炉での、炉心流量に依存したホットプレナム最高温度を示す。RVACS 除熱性能の指標であるホットプレナム最高温度を示す<sup>[2-4]</sup>。図から、上記流量差に相当する温度差は約 75°C である。一方、フローネットワークの解析結果は 726°C であり、これに対応する CERES コードの解析結果は、表 2.1.4-1 に示されている [HP 高さのみ、RVACS のみ] の結果である 658°C である。その差は 68°C である。

炉心流量が異なると、HP 温度の変化と RVACS 除熱領域のオーバーフロー流量が変化する。炉心流量に一意的に変化するものではないが、二つの解析の差はほぼ妥当な結果となっている。

## 2.4 RVACS 伝熱性能向上方策

2.2.2 節にまとめた伝熱特性に関連した感度解析のうち、伝熱性能に関連するものは、以下の2項目であった。

a)原子炉容器 (R/V)、安全容器 (G/V) の輻射率

b)安全容器外表面での伝熱促進 (Nu 数)

a)を向上させることは、原子炉容器外表面と安全容器内表面の熱輸送を増大させることである。そのため、輻射率以外にも、不活性ガス ( $N_2$ ) が充填されているこの領域を、伝熱のよい物質で充填する方策が考えられる。その方法としては、(1)不活性ガスの圧力を上げてして密度を増大させる、(2)液体を充填する、(3)金属球を充填する、が挙げられる。

(1)の場合、低圧系であることから薄肉化されている原子炉容器に対して、外部から高い圧力が作用することになるため、座屈を防止できる範囲に制限される。(2)の場合、RVACS と SGACS の除熱性能の比較でも分かるように、相当の性能向上が図られることができると期待できるが、通常時に復帰するためのドレン設備が必要となる。また、1次冷却材保持のために設けられている安全容器が、その機能を維持しているかどうかを連続的に確認できるよう設計する必要がある。

b)の観点では、S-PRISM でも検討されているように、安全容器外表面に乱流促進体を設けることで、伝熱促進を図る方法がある。この場合、乱流を引き起こす突起などを、安全容器外表面に溶接するため、その部分からの亀裂発生を防止する対策が必要となる。

また、現在レファレンスとしている多孔質体の伝熱促進体を改良することで、性能向上を図ることも考えられる。この場合、多孔質体であれば、そのポロシティや厚み、材質、設置位置の最適化を図ることになる。他に、輻射率が大きく実効面積の大きな伝熱促進体の開発も考えられる。

感度解析の結果では、大きな感度を持たなかった空気側については、湿分を混合して水の潜熱を利用する方法が考えられる。この場合は、湿分の混入を受動的に行う必要があり、そのシステムの開発が必要となる。

以上の改良方策を、表 2.4-1 に示す。性能向上の程度としては、R/V-G/V 間での改良が最も大きいと期待される。

## 2.5 RVACS と他の方式の組み合せ

RVACS および他の崩壊熱除去系と組み合わせた系統の適用性について検討する。

当初、RVACS は国内の設計では設計基準を超える事象と位置付けられる、全交流電源喪失（自然循環除熱）時に、炉心崩壊を防止しつつ冷却材境界の健全性を維持する、アクシデントマネージメント的な系統としての成立性の検討がなされてきた。その後、PRISM の設計にあるように、より高頻度な事象、すなわち、設計基準事象に対応する系統として

の検討がなされてきた。

表 2.5-1 に事象区分と判断基準、そして評価条件を示す。先行炉を参考として、事象は、設計基準を 2 区分とした。判断条件も、先行炉を参考とした。評価条件は、設計基準では保守性が加味され、設計基準を超える事象ではノミナル評価を想定した。炉心流量は、設計基準では基本的に強制循環が可能（1 次主循環ポンプの一部が健全）としたが、今後の設計合理化を考慮して、強制循環力を喪失している条件を「事故 2」として設定した。

2.3 節の図 2.4-1 に、炉心流量に依存した RVACS 除熱性能の指標であるホットプレナム最高温度を示したが、保守性を考慮した場合と、ノミナル評価の 2 ケースが示されている。対象とした原子炉は、電気出力 30 万 kW 級 (840MWt) である。保守性としては、炉心崩壊熱を 1.15 倍、原子炉容器と安全容器の射出率を 0.85 から 0.80 へ、安全容器外側伝熱特性相関式の Nu 数を 0.8 倍としたものである。1 次主循環ポンプの半分が健全な場合、そのポンピーモーター相当運転により、故障ループへの逆流を考慮しても、7% 流量が確保できる設計としている。

図より、保守性を考慮した場合には、40~50°C の上昇となる。そのため、「事故 2」相当で判断基準 650°C を満足するためには、ノミナル評価で 600~610°C 以下を確保する必要がある。この値を、表 2.4-1 に、「設計の目安」として示した。

一方、1 次主循環ポンプに強制循環力に期待ができる場合には、RVACS の除熱性能が向上し、20~30°C の低減が可能となる。この低減分を RVACS へのマージンとして与えると、「設計の目安」は 630°C となる。さらに、異常な過渡変化を満足させるためには、判断基準が 50°C 低減することから、580°C となる。

S-PRISM 相当の構造に対する 2.1.4 節の解析結果、および原子炉容器形状を拡大した 2.2.1 節の解析結果から、異常な過渡変化での判断条件を満足するためには、以下のことが結論できる。

- 1) RVACS のみで満足するためには、S-PRISM 基本形状では除熱量が不足している。
- 2) SGACS を付加した場合には、基本形状でも満足する。ただし、2 次系以降の健全性維持（最高使用温度の 1.4 倍以下）が必要である。
- 3) 形状を拡大した場合には、RVACS のみでも満足できる。

このように、電気出力 40 万 kW 程度であれば、静的な崩壊熱除去系のみで設計基準の事象に対応することが可能である。

しかしながら、安全上は満足できてもプラント運用上は大きな問題を残している。すなわち、ホットプレナム最高温度に達するまでに約 1 日を要すること、その後、定格相当の温度に低下するまでにも、ほぼ同様に 1 日を要すること、さらに、温度低下に伴い除熱量が低下するとともにオーバーフローが停止するため、高温で整定することが挙げられる。

プラントを再起動するためにはスタンバイ状態まで降温させる必要があり、そのための系統が必要となる。これを水・蒸気系で行う方策は、以下の問題点がある。

- 1) プラント停止後の早い段階で運用するためには、安全系とする必要がある。
- 2) 非安全系とする場合には、RVACS+SGACS による除熱安定後に運用することとなり、SG での流動安定性を解決するほかに、再起動時間が長くなる。

一方、水・蒸気系の代わりに、DRACS などを適用する設計も考えられる。例えば 1 系統の DRACS を導入する場合、オーバーフローによる RVACS の作動がなくなる可能性と、作動した場合でもホットプレナム最高温度は低減できるとともに、すばやく低温状態に以降が可能となる。系統が 1 系統であることにより、单一故障による機能喪失の可能性もあるが、その場合には、対象とする事象が「異常な過渡変化」から「事故」に移行するものとの考え方もある。

このように DRACS のような系統を導入することにより、高頻度事象でのプラント運用が楽になるが、その反面、RVACS と組み合わせた崩壊熱除去系の性能は過剰なものとなる。低頻度事象での性能には変わりはないが、より高頻度の事象へ対応させる努力が無駄なものとなる。

これは、「安全」とプラント運用に関連した「経済性」が合理的に整合しないためである。「経済性」を向上させるための系統（上記の DRACS）が、従来概念の安全系とは異なる区分（グレードを低減できる）ものと位置付けられれば、崩壊熱除去系全体としてのコストが低減できる可能性がある。

表 2.1.1-1 S-PRISM の主要仕様

設計コンセプト	モジュラー型-タンク型	
発電ブロック／プラントの数	2	
モジュール／発電ブロックの数	2	
原子炉の数	4	
原子炉の定格出力 (MWe)	402	
プラントの定格出力 (MWe)	1608	
プラントの全炉心出力(MWt)	4000	
増殖比	1.23	
プラント設計寿命(年)	60	
炉心出口温度(℃)	510	
炉心入口温度(℃)	366	
2次系コールドレグ温度(℃)	325	
2次系ホットレグ温度(℃)	485	
主蒸気温度(℃)	462	
給水温度(℃)	215	
主蒸気圧力(atg)	165	
タービン発電機の型式	TC-4F 3600 rpm	
原子炉容器の数	1×4モジュール	
原子炉容器デッキの高さ(m)	0.46	
中間熱交換器の数	2×4モジュール	
中間熱交換器の熱交換容量 (MWt)	502	
1次ポンプの数	4×4モジュール	
2次ポンプの数	2×4モジュール	
蒸気発生器の数	1×4モジュール	
蒸気発生器の熱交換容量 (MWt)	1005	
崩壊熱除去システムの型式		
	RVACS (MWt)	5.6×4モジュール
	ACS (MWt)	4.4×4モジュール
燃料交換間隔(月)	23	
燃料交換バッチ数	3	
燃料交換方法	IVTM + FHM	
格納容器ガードベッセル	2 1/4 Cr-1 Mo	
	外径(m)	9.6
	容器長(m)	19.6
	容器肉厚(cm)	2.5
原子炉容器	SS316	
	外径(m)	9.2
	容器長(m)	19.4
	容器肉厚(cm)	5.0
RVACS	HP部(m <sup>2</sup> )	302
	CP部(m <sup>2</sup> )	146
原子炉容器蓋		
	外径(m)	10.06
	厚さ(cm)	45.7
中間熱交換器 (IHX)		
	定格熱交換容量 (MWt)	502
	伝熱面積 (m <sup>2</sup> ) (外径基準)	2000
	伝熱管本数	5519
	伝熱管外径(cm)	1.6
	伝熱管肉厚さ(cm)	0.09
	伝熱管長 (m)	7.3

表 2.1.1-1 S-PRISM の主要仕様 (続き)

1次ナトリウムポンプ		
	流量( $m^3/min$ )	97
	流量(kg/s)	5460
	外側ステータ外径(m)	1.02
	内側ステータ外径(m)	0.38
	ステータ長(m)	4.8
炉内配管		
	配管数	8
	配管内径(cm)	45.7
	配管長(m)	14.0
中間熱輸送系配管		SS316/304
	外径(cm)	72.0
	配管肉厚さ(cm)	1.25
2次ナトリウムポンプ		
	流量( $m^3/min$ )	171
	外側ステータ外径(m)	1.28
	内側ステータ外径(m)	0.56
	ステータ長(m)	4.0
	ポンプ容器外径(m)	1.5
	ポンプ容器長(m)	6.6
ナトリウム貯蔵タンク		
	プラント当たりの基數	2
	タンク外径(m)	6.1
	タンク長(m)	15.8
分離タンク		
	プラント当たりの基數	4
	タンク外径(m)	3.1
	タンク長(m)	4.9
蒸気発生器		Mod.9 Cr-1 Mo
	定格熱交換容量(MWt)	1005
	伝熱面積( $m^2$ )(外径基準)	5383
	伝熱管本数	556
	伝熱管外径(cm)	3.15
	伝熱管肉厚(cm)	0.34
	管束高さ(m)	10.4
	蒸気発生器容器外径(m)	4.5
	蒸気発生器容器長(m)	18.9
	SGACS面積( $m^2$ )	147
圧力損失		
	炉心(kgf/cm <sup>2</sup> )	4.00
	IHX1次(kgf/cm <sup>2</sup> )	1.78
	2次系一巡(kgf/cm <sup>2</sup> )	4.12

表 2.1.1-2 圧力損失評価式の係数

部 位	$\xi$	$\alpha$
集合体出入口部	1.0	1.0
集合体バンドル部	Re 数依存	1.0
1 次ポンプ入口	0.5	1.0
1 次ポンプ出口	1.0	1.0
IHX 1 次入口窓	0.5	1.0
IHX 1 次管東部	440.0	1.0
2 次ポンプ入口	1.0	1.0
2 次ポンプ出口	0.5	1.0
IHX 2 次入口	1.0	1.0
IHX 2 次出口	20.0	1.0
SG 入口	1.0	1.0
SG 出口	1100.0	1.0
CL 配管入口	1.0	1.0
CL 配管出口	1.0	1.0
ML 配管入口	1.0	1.0
ML 配管出口	1.0	1.0
HL 配管入口	1.0	1.0
HL 配管出口	1.0	1.0

表 2.1.4-1 基準形状での除熱性能

	ホットプレナム最高温度	
	RVACS+SGACS [°C]	RVACS のみ [°C]
HP 高さのみ	592	658
HP+CP 直胴部	555	601

表 2.1.4-2 静的除熱性能比較（最大値）

	RVACS		SGACS	
	除熱量[MWth]	熱流束[kW/m <sup>2</sup> ]	除熱量[MWth]	熱流束[kW/m <sup>2</sup> ]
ケース(1)	3.72	12.3	2.18	14.9
ケース(2)	4.67	15.4	-	-
ケース(3)	4.93	11.0	1.97	13.4
ケース(4)	5.69	12.7	-	-

表 2.2.1-1 原子炉容器形状の影響

	半径[m]	高さ[m]	面積[m <sup>2</sup> ]	体積[m <sup>3</sup> ]	HP 最高温度 [°C]
基準体系	4.55	15.52	448	906	601
容器径拡大	5.46	15.52	537	1354	577
容器高さ拡大	4.55	18.63	538	1070	576

半径は原子炉容器内半径

高さは冷却材で満たされている直胴部の高さ（全高さから鏡板部の高さを除く）

面積は原子炉容器外表面

表 2.2.2-1 各種パラメータの 1 次冷却材最高温度に対する感度

パラメータ減少	◀	基準ケースのパラメータ値	▶	パラメータ増加
$\varepsilon = 0.85$	$\varepsilon = 0.80$	輻射率 $\varepsilon = 0.85$	$\varepsilon = 0.90$	$\varepsilon = 0.95$
+25	+12	726°C	-11	-21
		スタック高さ 30.07m	50m	
		726°C	-3	
$\times 0.6$	$\times 0.8$	空気流路圧損	$\times 1.2$	$\times 1.5$
-4	-2	726°C	+1	+3
$\times 0.5$	$\times 0.8$	空気側Nu(実験式)	$\times 1.2$	$\times 1.5$
+53	+14	726°C	-10	-19
	18cm	オーバーフロー液位差 28cm	38cm	
	+3	726°C	+3	
$\times 0.8$	$\times 0.9$	崩壊熱	$\times 1.1$	$\times 1.2$
-70	-36	726°C	+36	+71

上段：パラメータ変更値

下段：パラメータ変更による温度変化 (°C)

表 2.4-1 RVACS 除熱性能向上方策（案）

	部 位	方 策	課 題
1	R/V-G/V 間	ガス密度を増大させる	R/V の外圧座屈防止
2	R/V-G/V 間	ナトリウムを充填する	Na 漏洩・火災対策 通常時への復帰
3	R/V-G/V 間	金属球を充填する	液体に比べて熱抵抗が大きい
4	G/V 外表面	乱流促進体を設ける	表面の溶接部が増すことによる構造健全性
5	G/V 外表面	伝熱促進体の改良	性能を最適化する R&D
6	冷却空気	冷却空気に湿分を混合	受動的な作動システムの実現 腐食などの劣化対策

表 2.5-1 構造健全性判断基準と設計目標

	判断基準	保守性	強制循環	設計の目安
異常な過渡変化	600°C	○	○	580°C
事故 1	650°C	○	○	630°C
事故 2		○	—	600~610°C
設計基準を超える事象	650°C	—	—	650°C

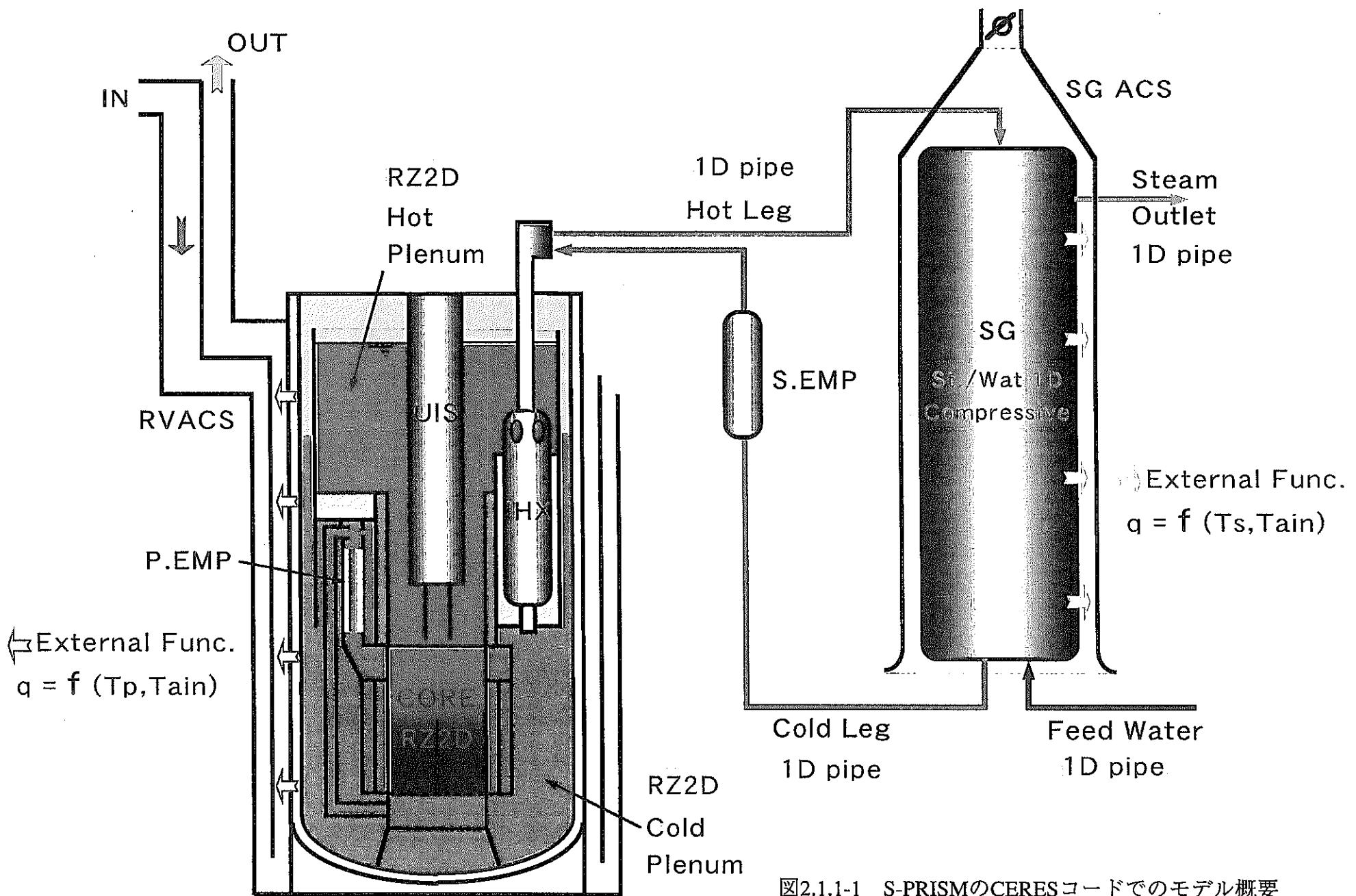


図2.1.1-1 S-PRISMのCERESコードでのモデル概要

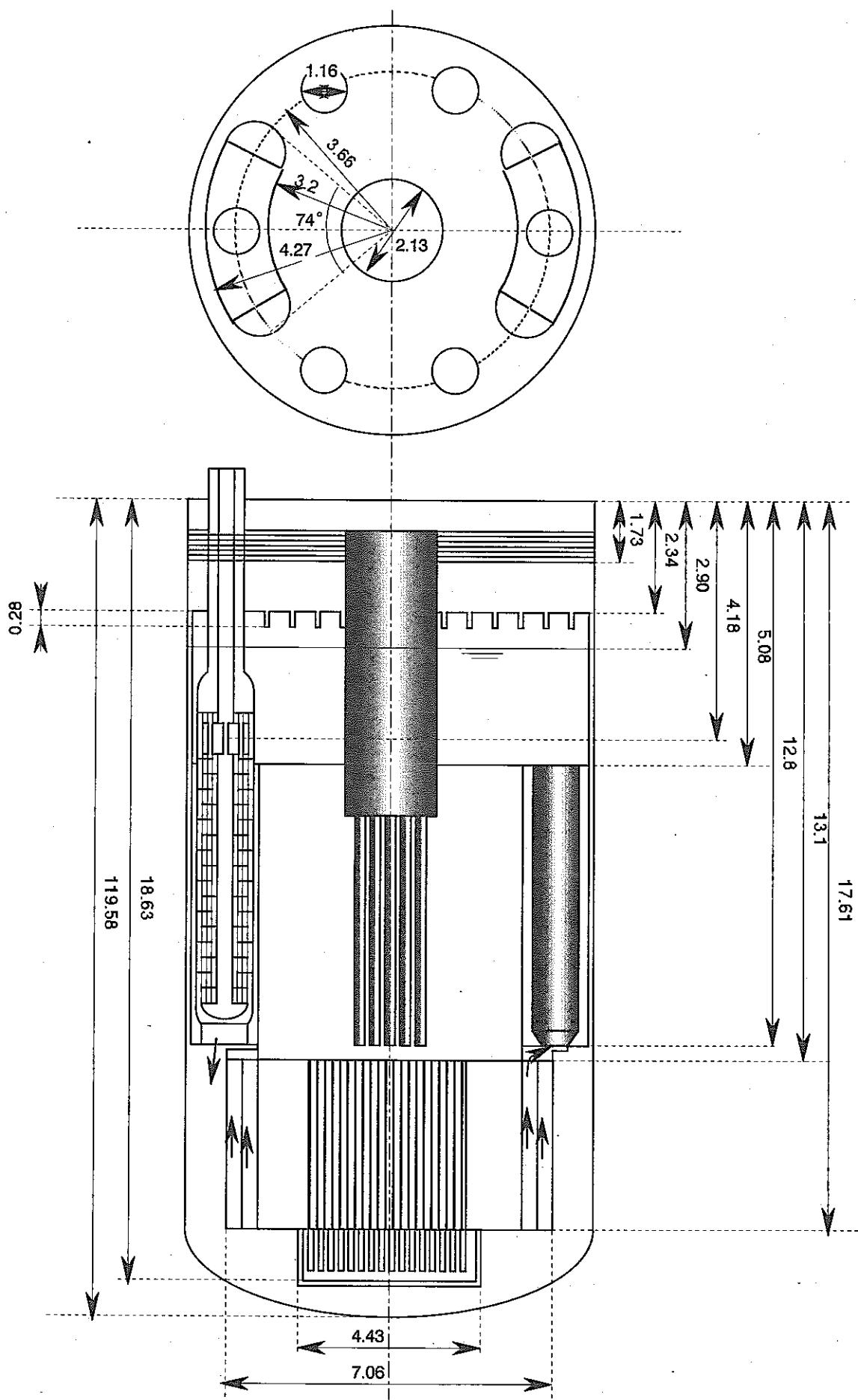


図2.1.1-2 S-PRISM原子炉容器構造の概要

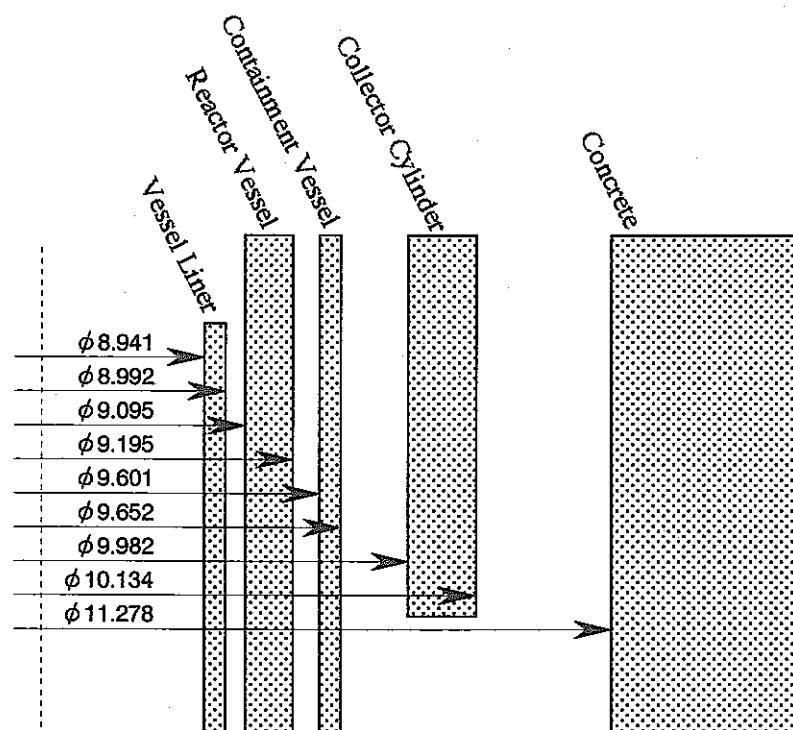


図 2.1.1-3 RVACS径方向構造

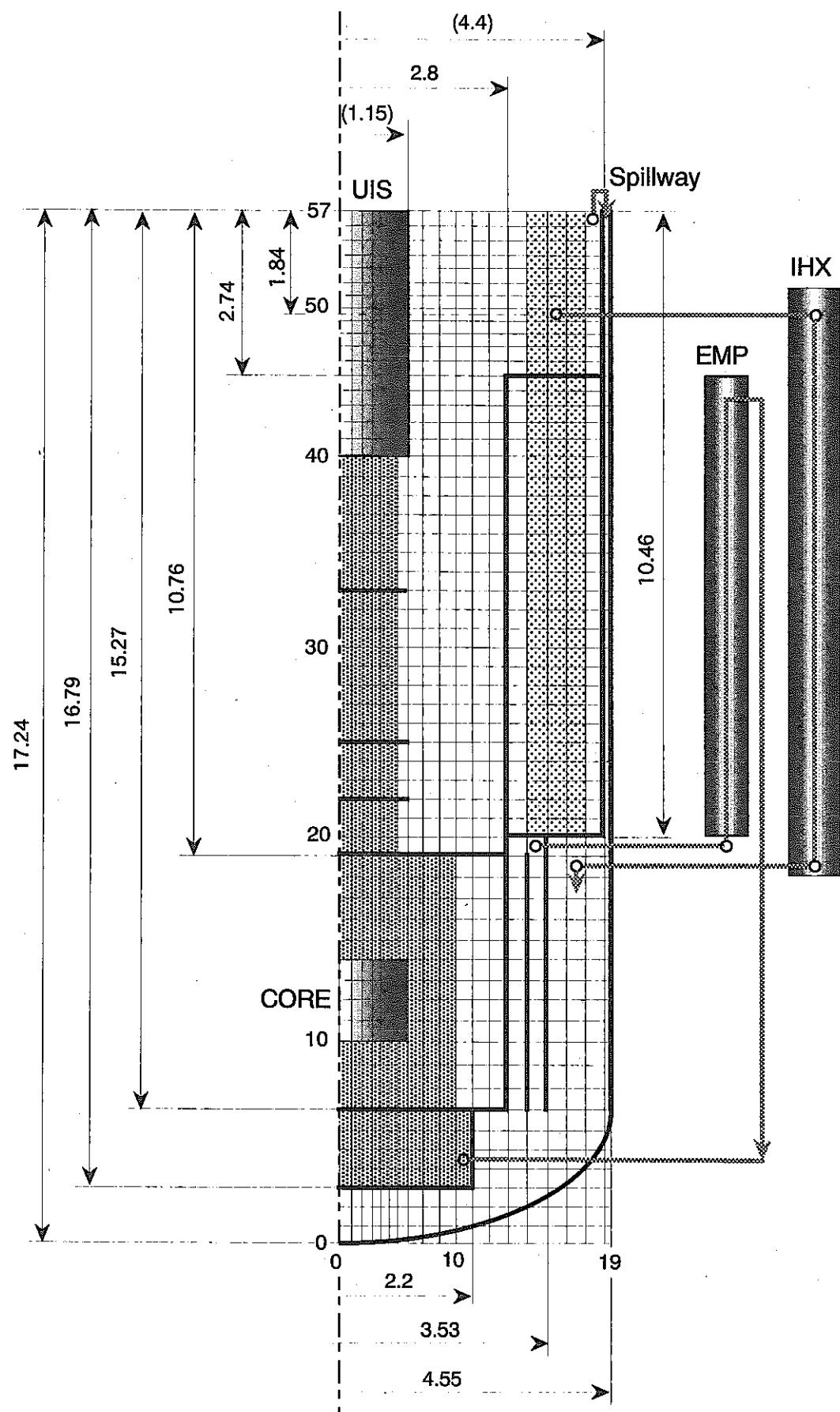


図2.1.1-4 メッシュ分割図（単位：m）

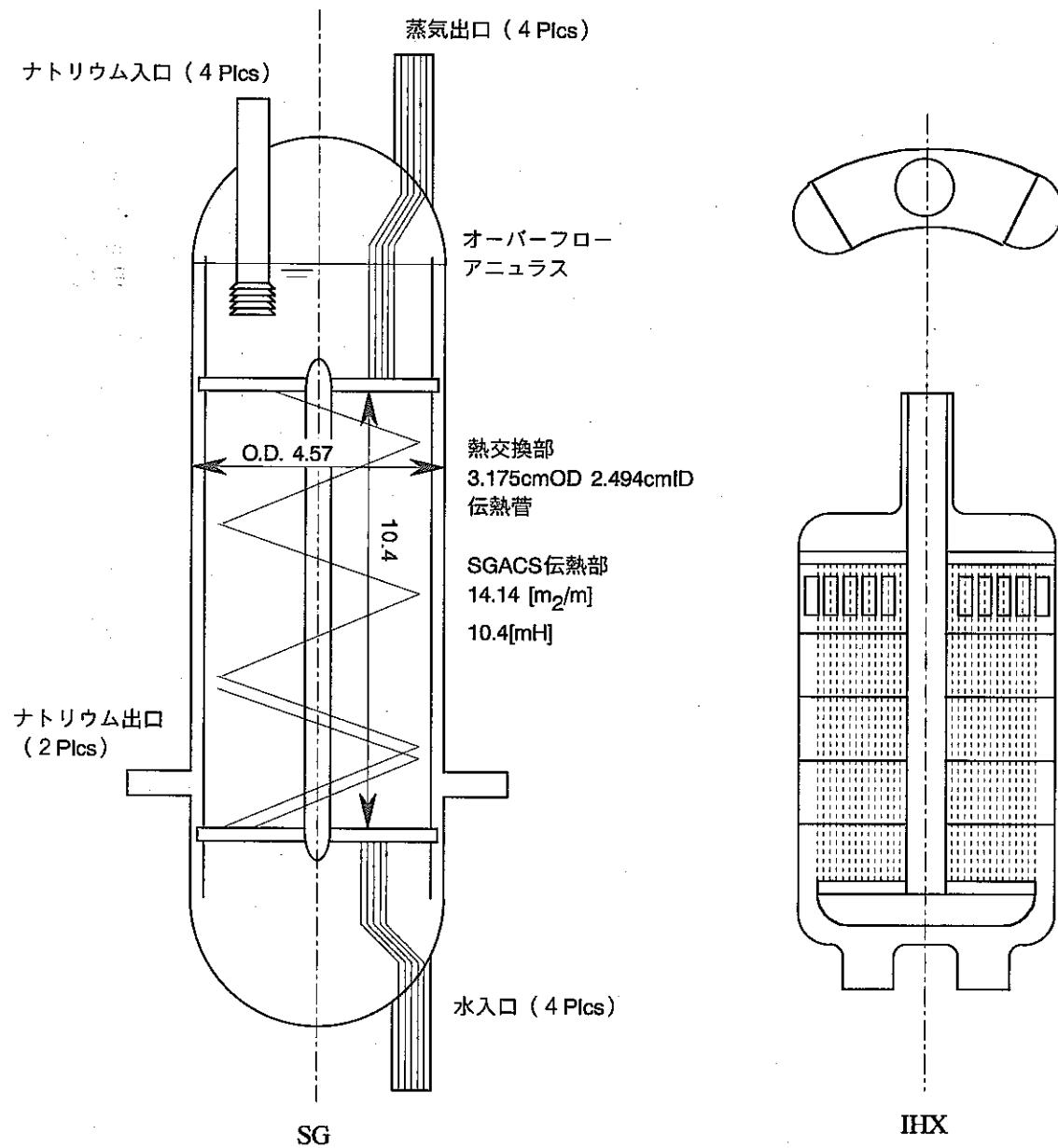


図2.1.1-5 S-PRISMのIHX及びSGの構造図

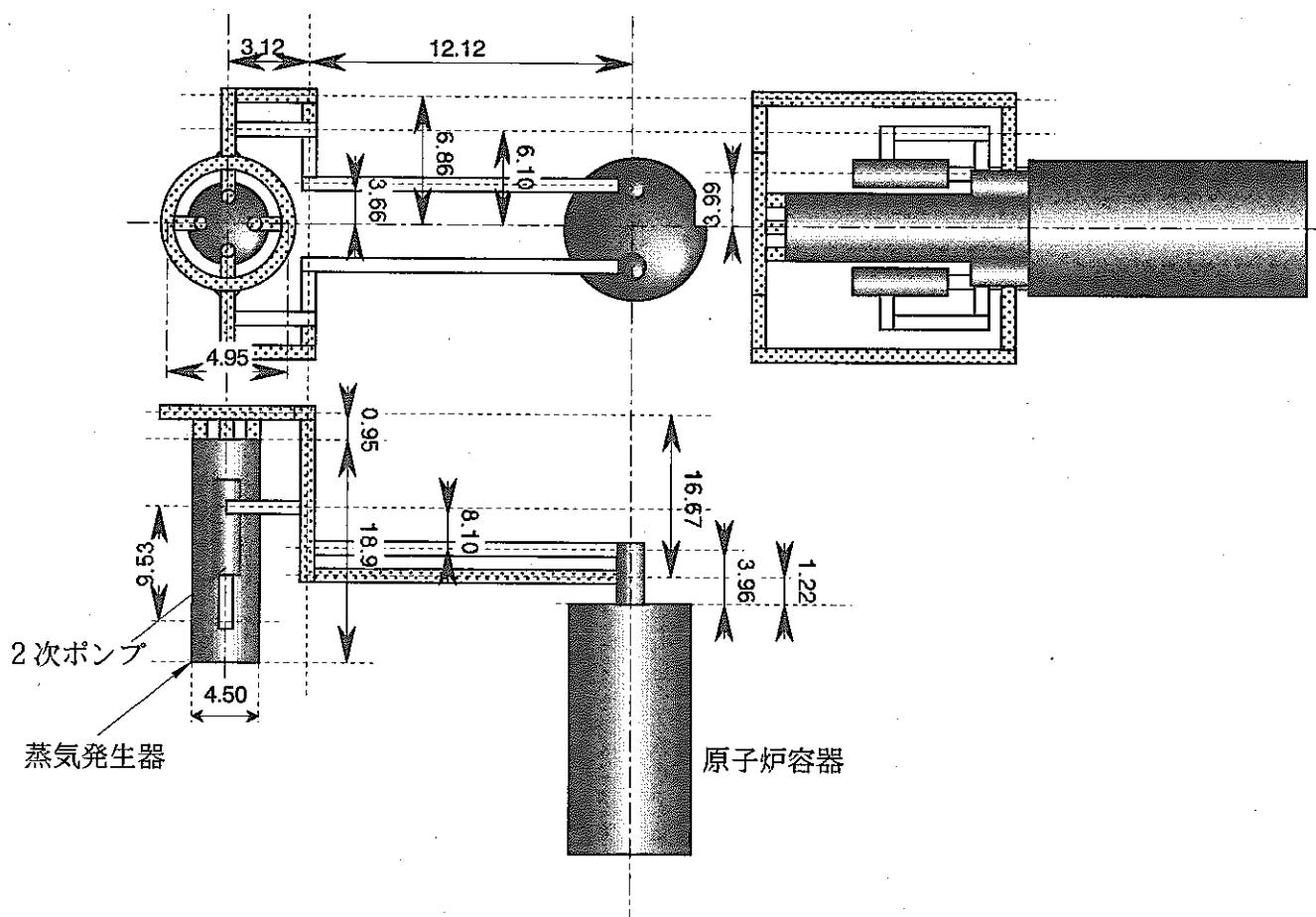


図2.1.1-6 S-PRISM二次系配管引き回し図

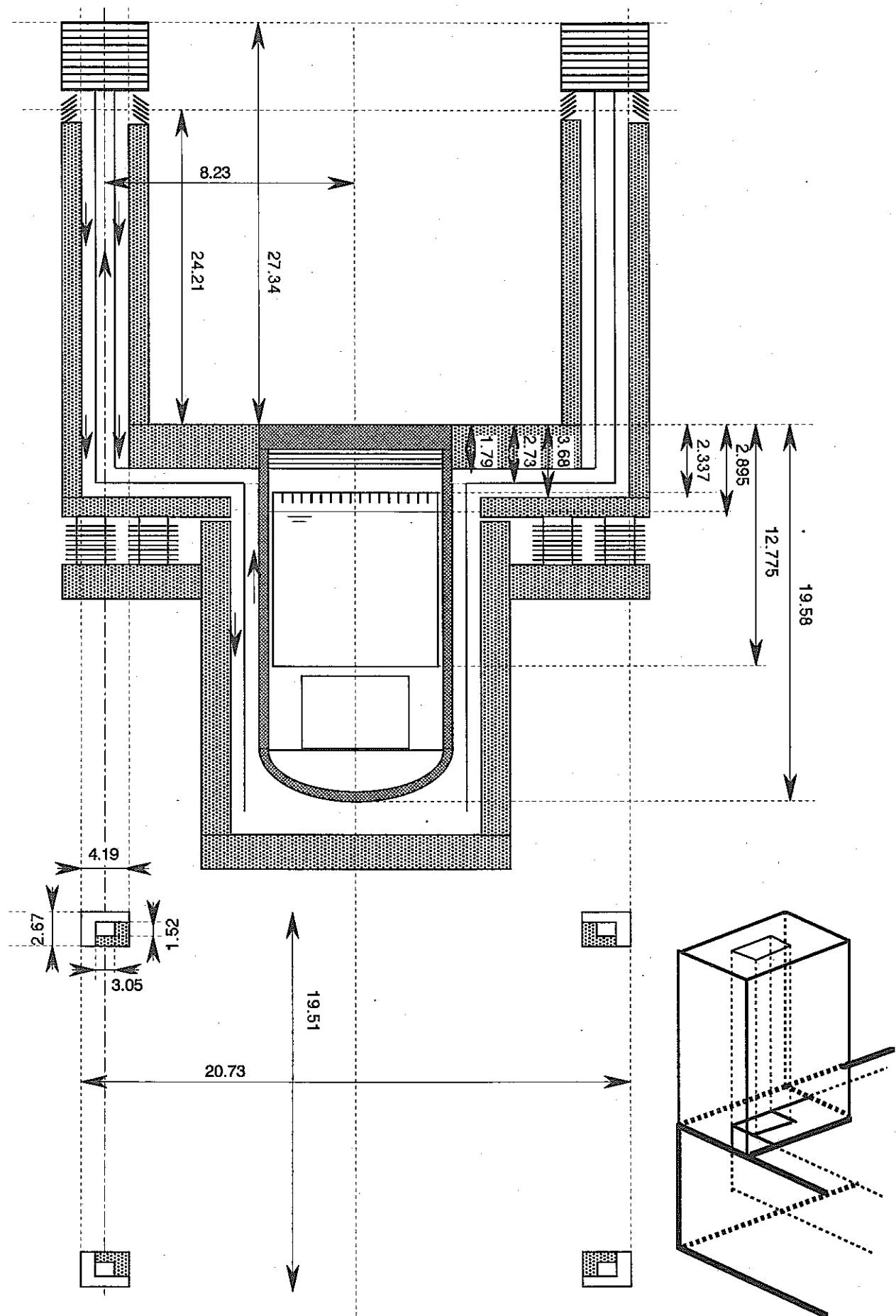


図 2.1.1-7 RVACS冷却空気流路構造

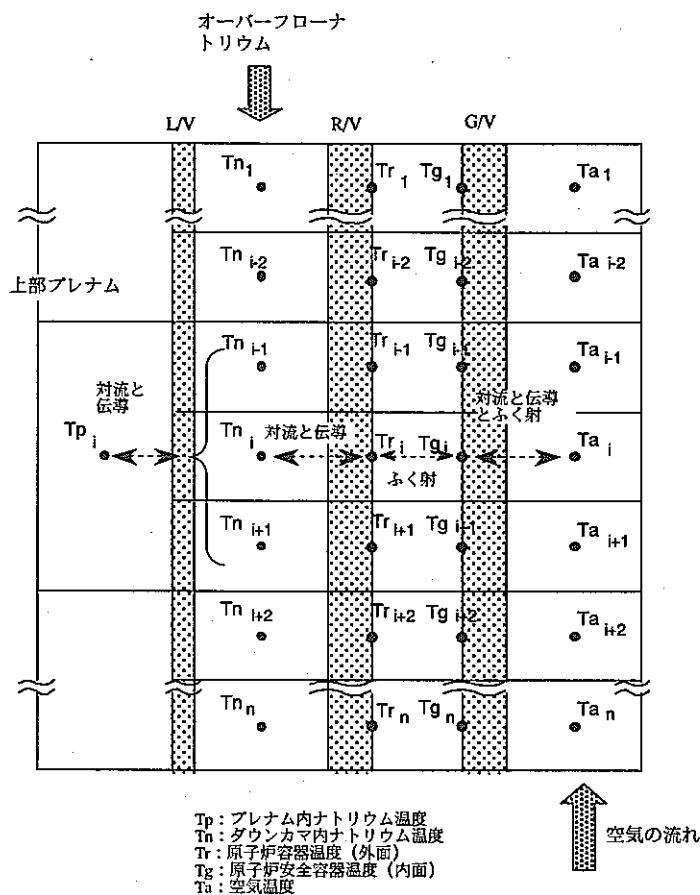


図 2.1.2-1 RVACS部 热伝達計算のモデル

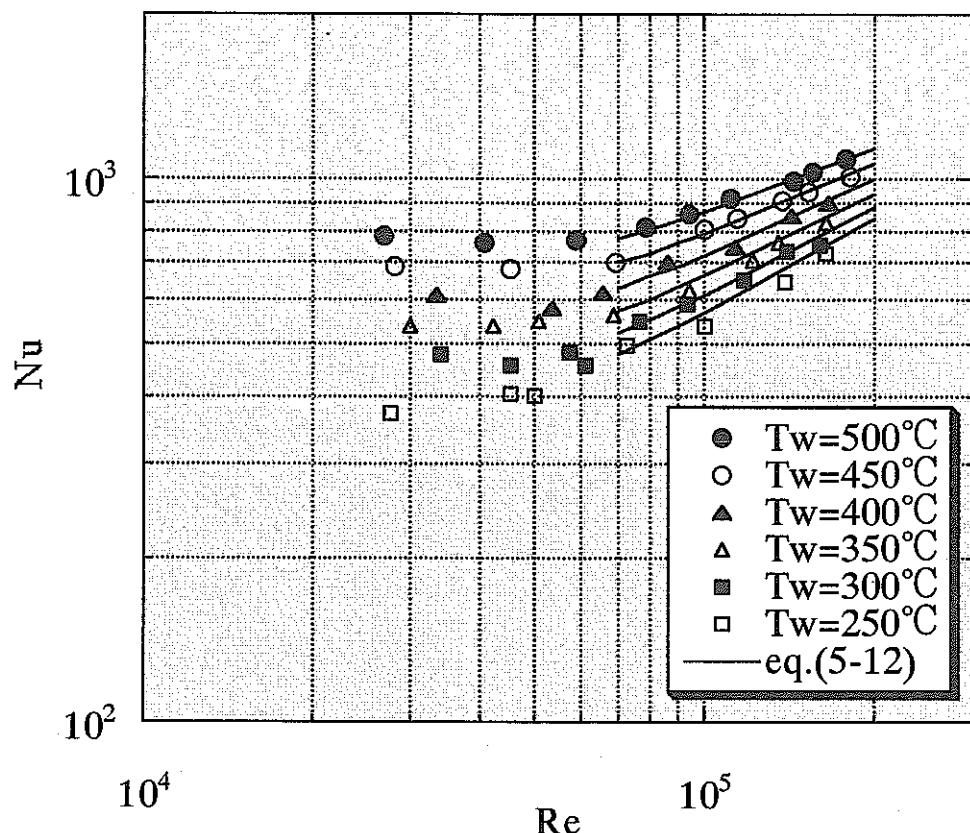


図2.1.2-2 Re数とNuの関係（コレクター挿入時）

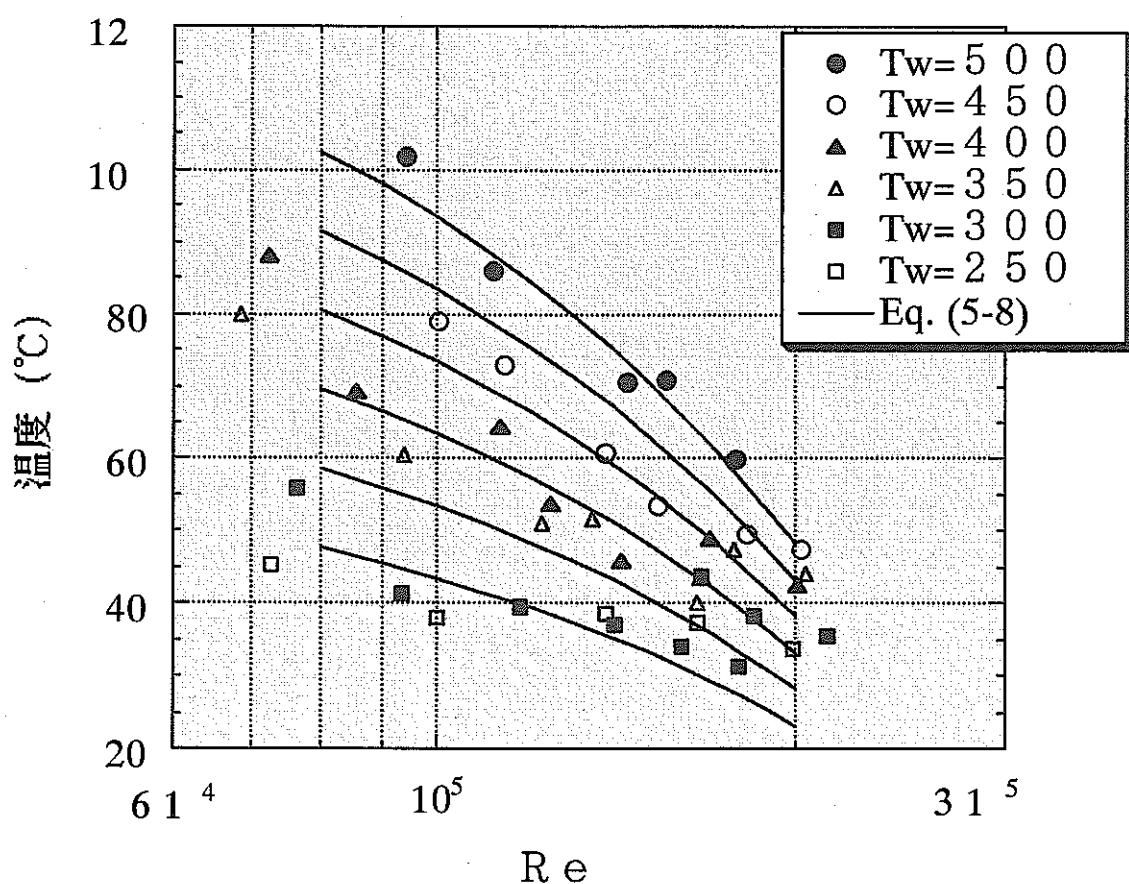


図2.1.2-3 Re数とコレクター温度の関係

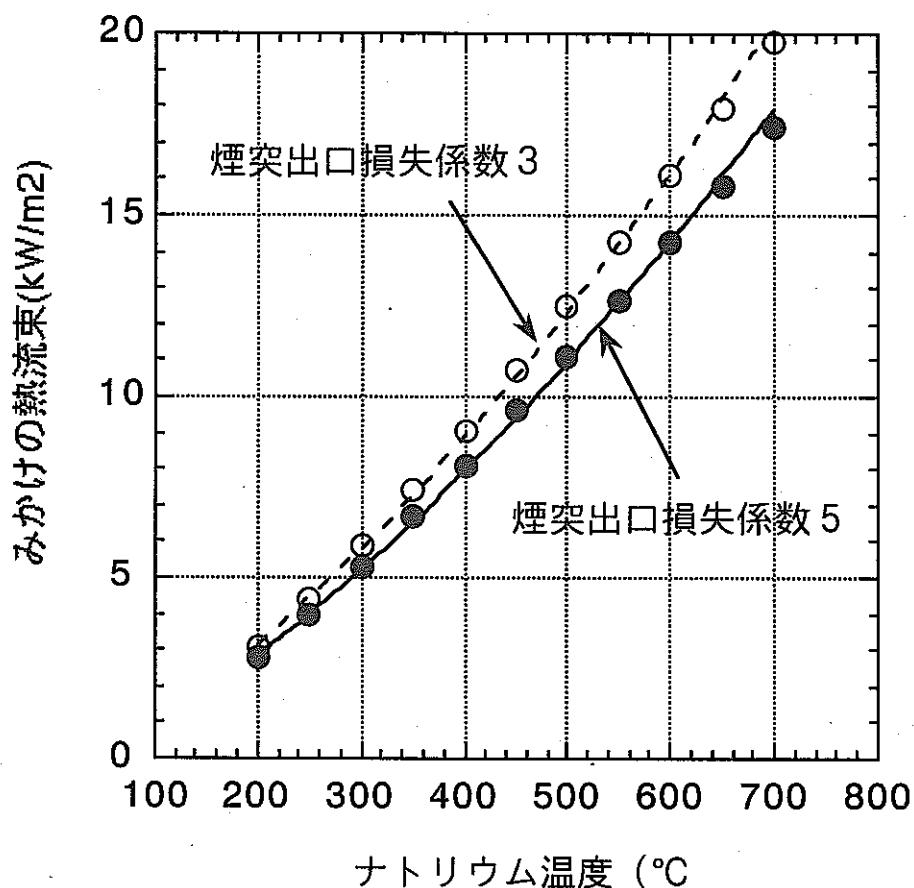


図2.1.3-1 みかけの熱流束とナトリウム温度の関係

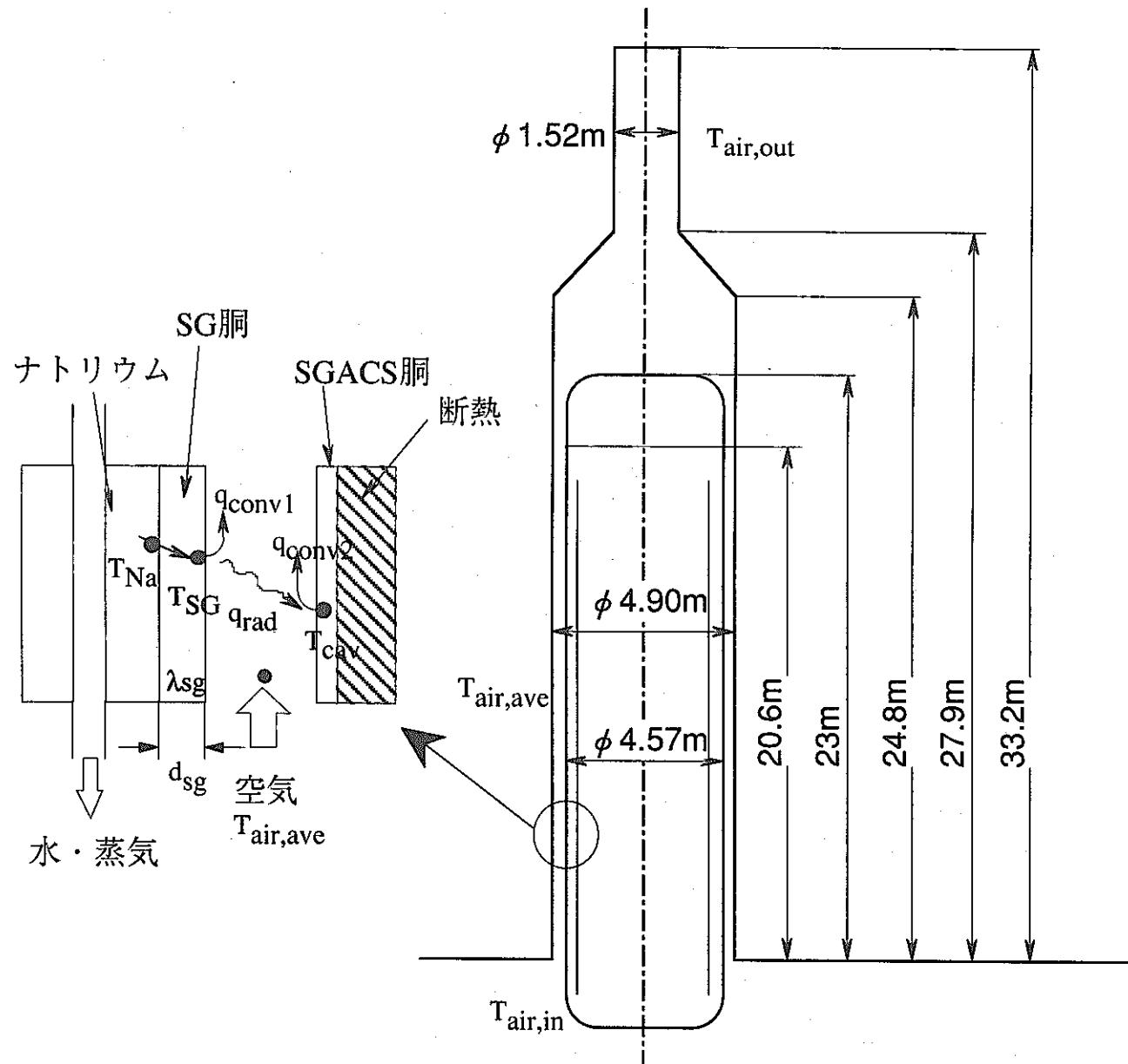


図2.1.3-2 SGACS除熱量の計算モデル

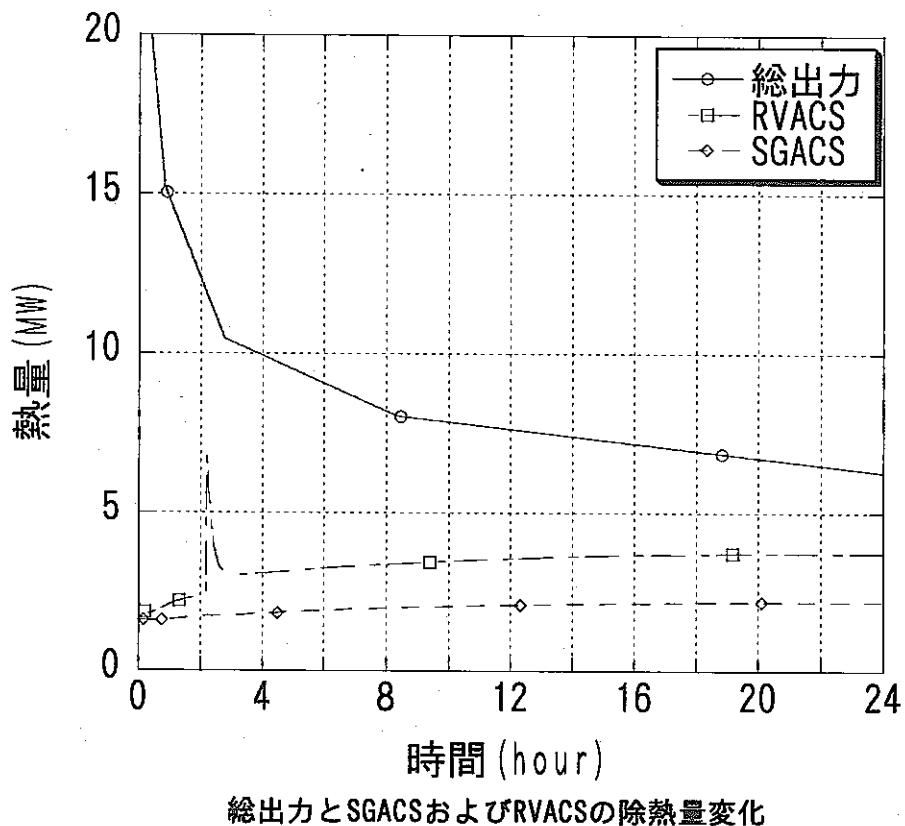


図2.1.4-1(1) 除熱量変化 (HP高さのみ、RVACS+SGACS)

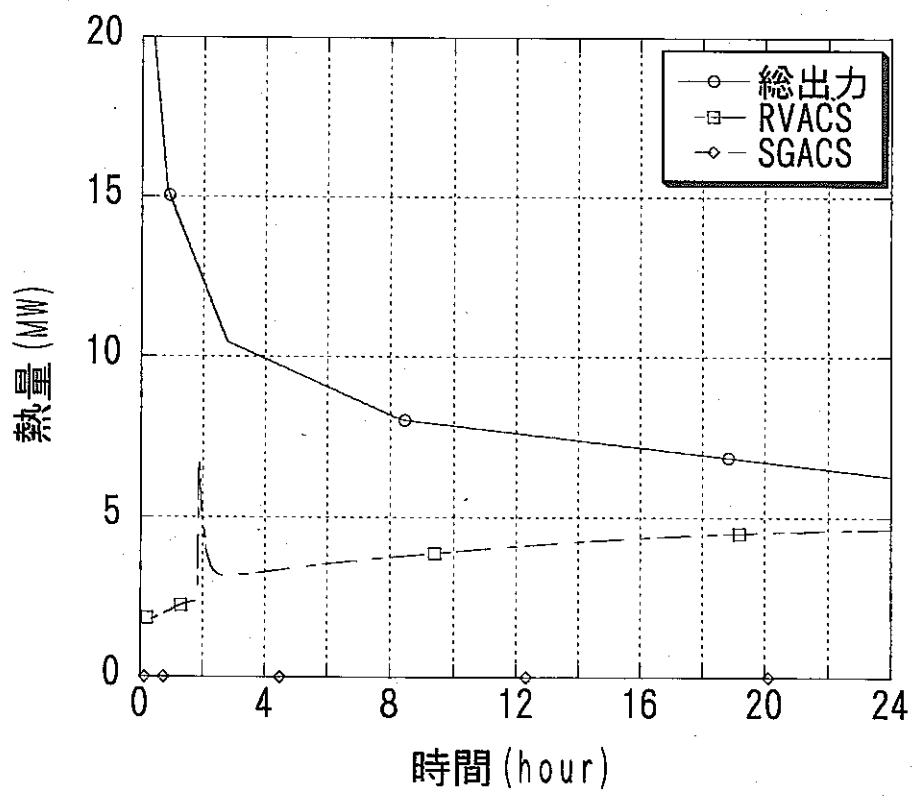


図2.1.4-1(2) 除熱量変化 (HP高さのみ、RVACSのみ)

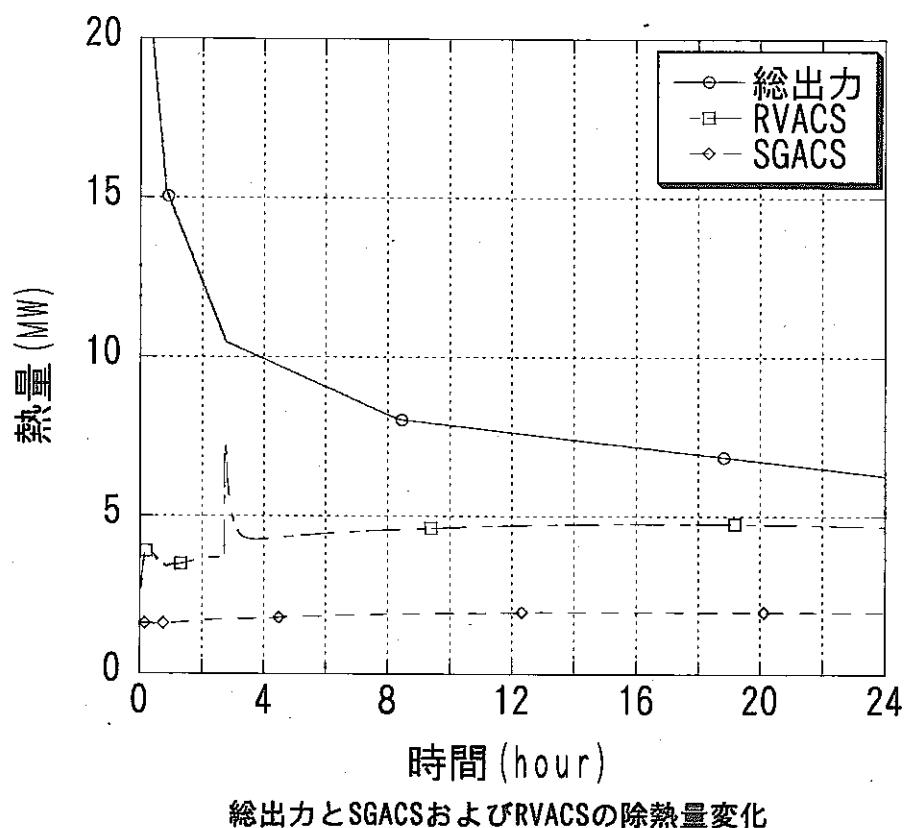


図2.1.4-1(3) 除熱量変化 (HP+CP直胴部、RVACS+SGACS)

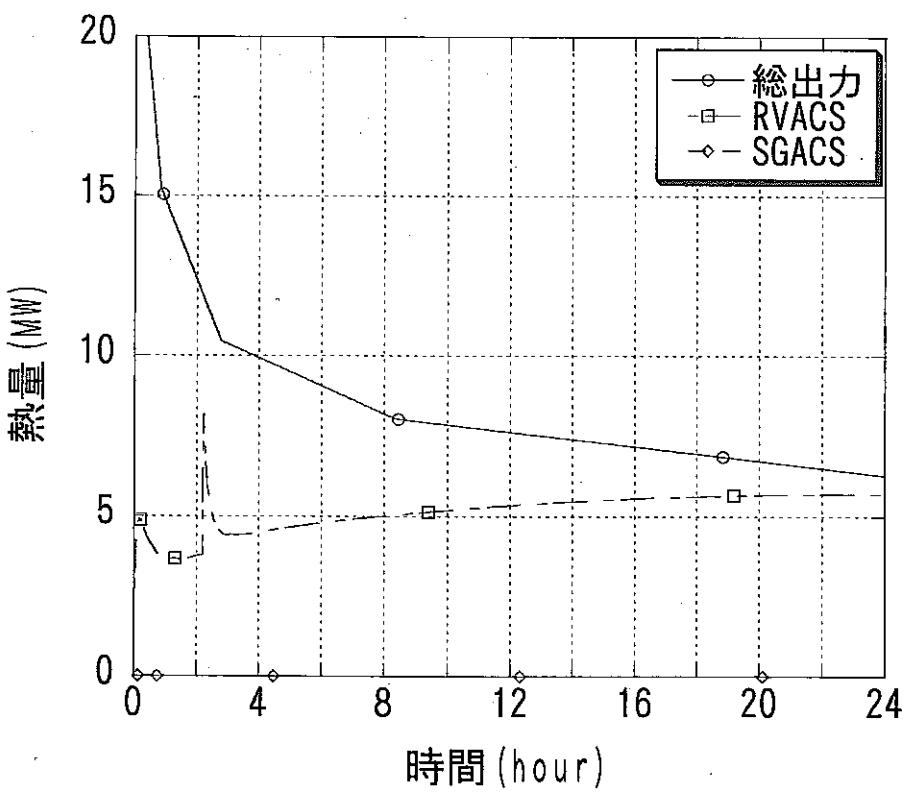


図2.1.4-1(4) 除熱量変化 (HP+CP直胴部、RVACSのみ)

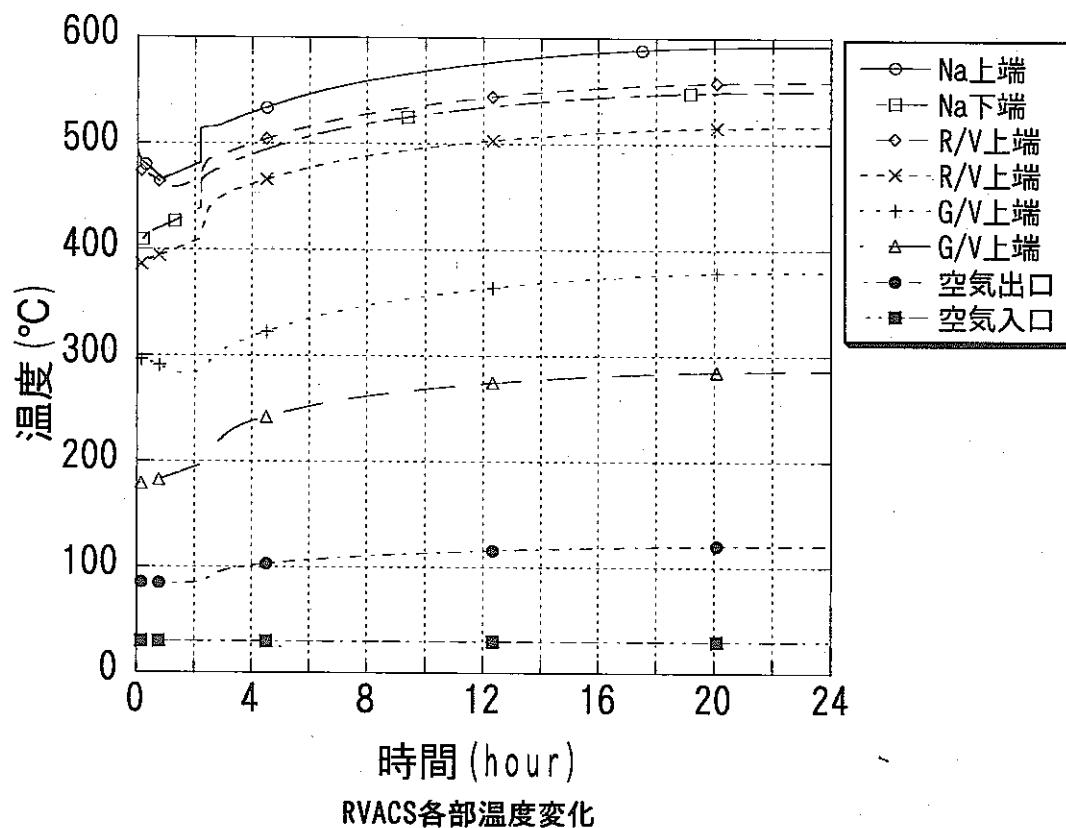


図2.1.4-2(1) RVACS各部温度変化 (HP高さのみ、RVACS+SGACS)

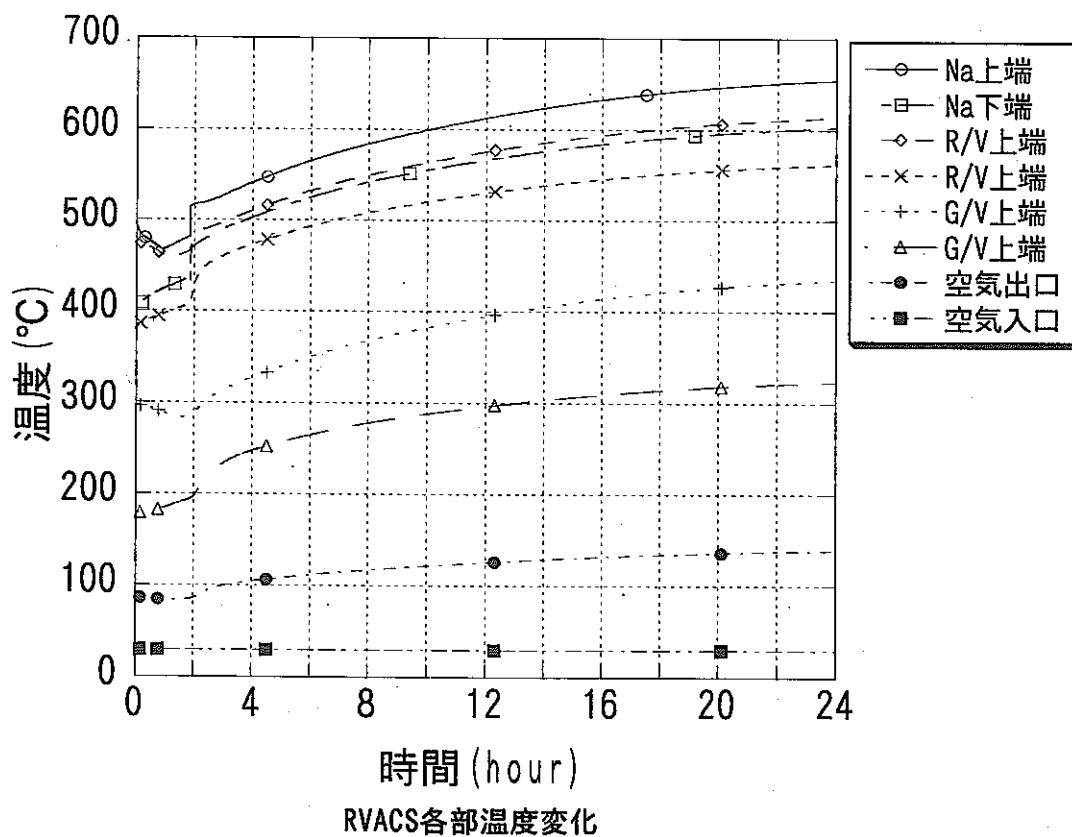


図2.1.4-2(2) RVACS各部温度変化 (HP高さのみ、RVACSのみ)

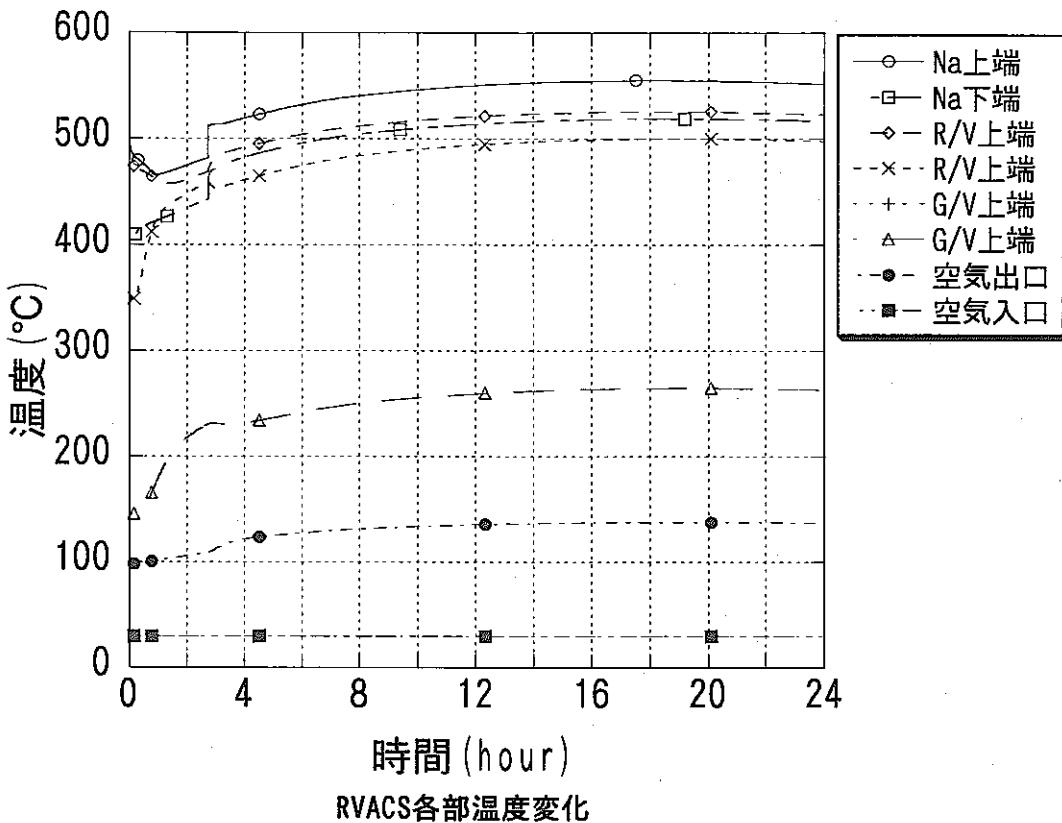


図2.1.4-2(3) RVACS各部温度変化 (HP+CP直胴部、RVACS+SGACS)

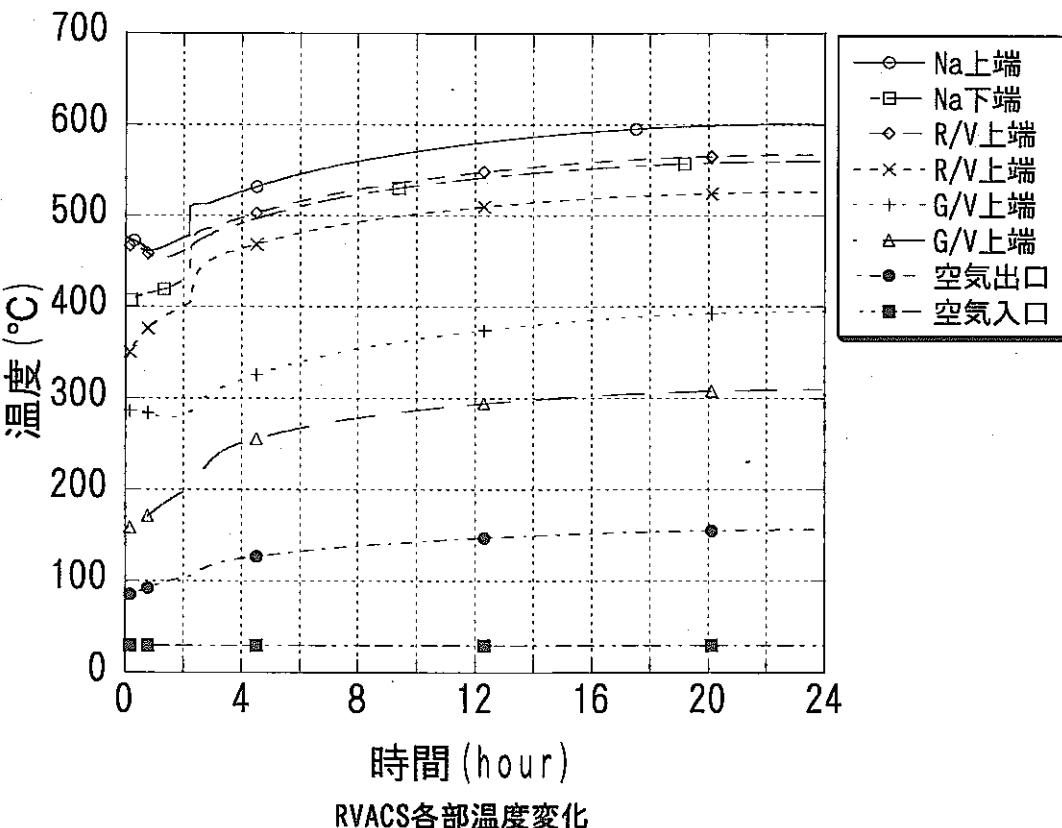


図2.1.4-2(4) RVACS各部温度変化 (HP+CP直胴部、RVACSのみ)

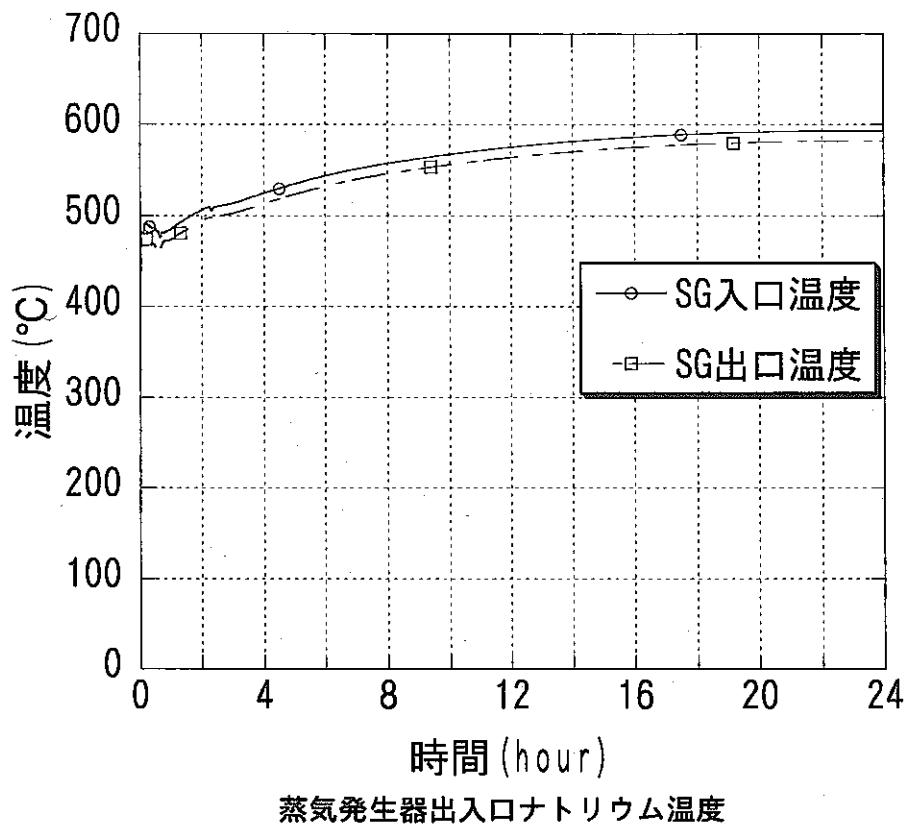


図2.1.4-3(1) SG出入口温度変化 (HP高さのみ、RVACS+SGACS)

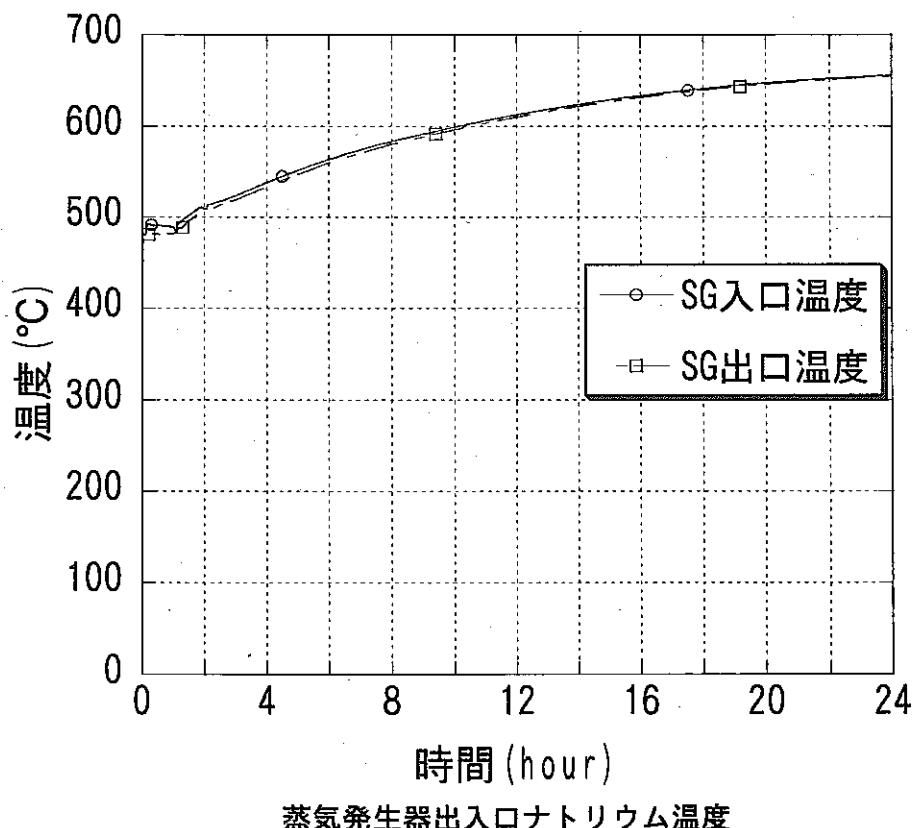


図2.1.4-3(2) SG出入口温度変化 (HP高さのみ、RVACSのみ)

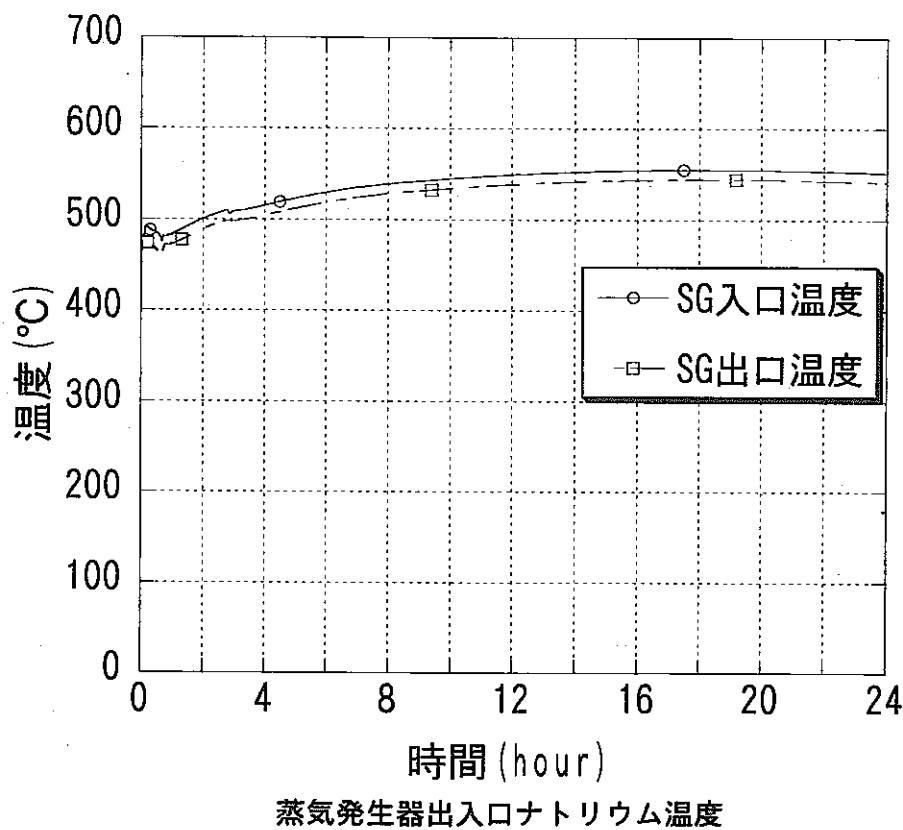


図2.1.4-3(3) SG出入口温度変化 (HP+CP直胴部、RVACS+SGACS)

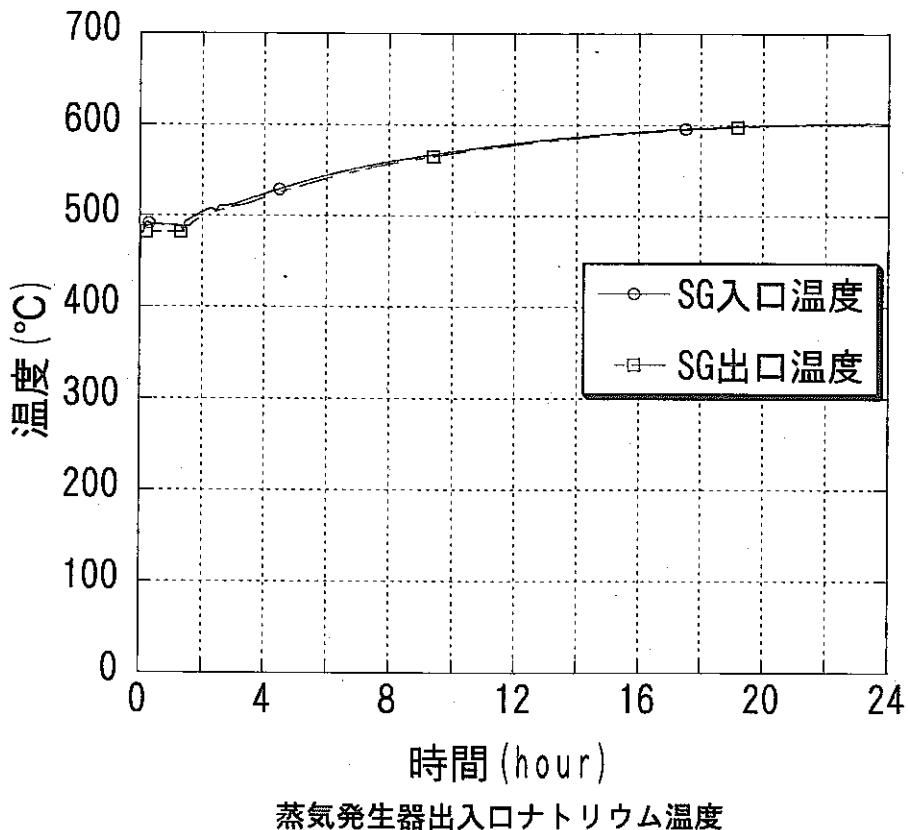


図2.1.4-3(4) SG出入口温度変化 (HP+CP直胴部、RVACSのみ)

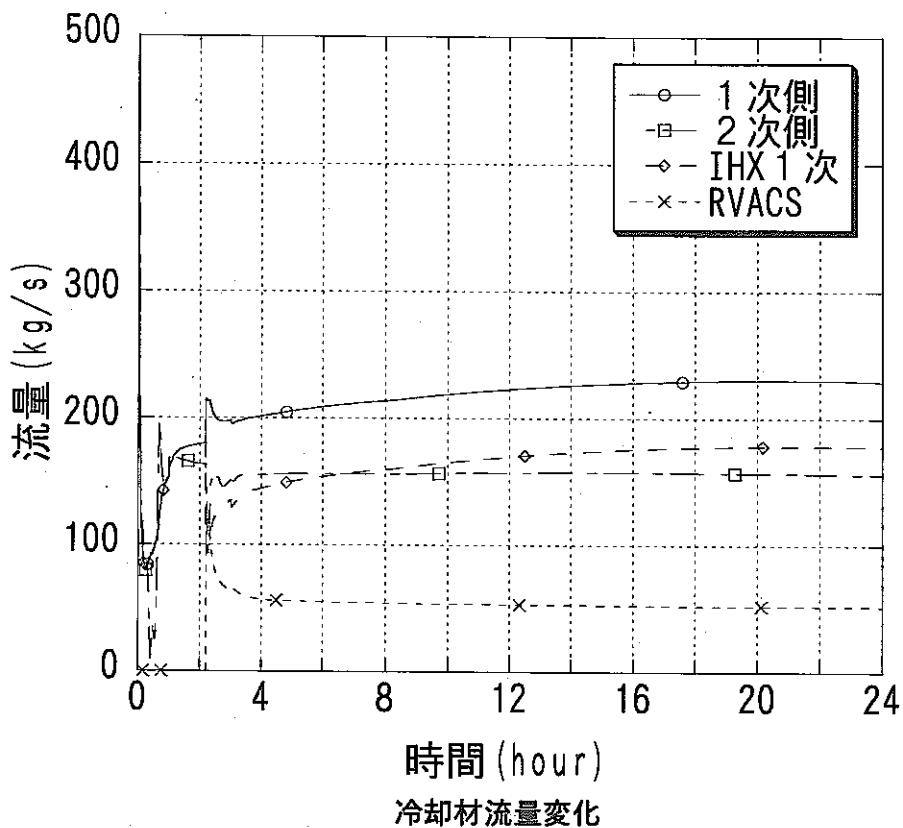


図2.1.4-4(1) 各部冷却材流量変化 (HP高さのみ、RVACS+SGACS)

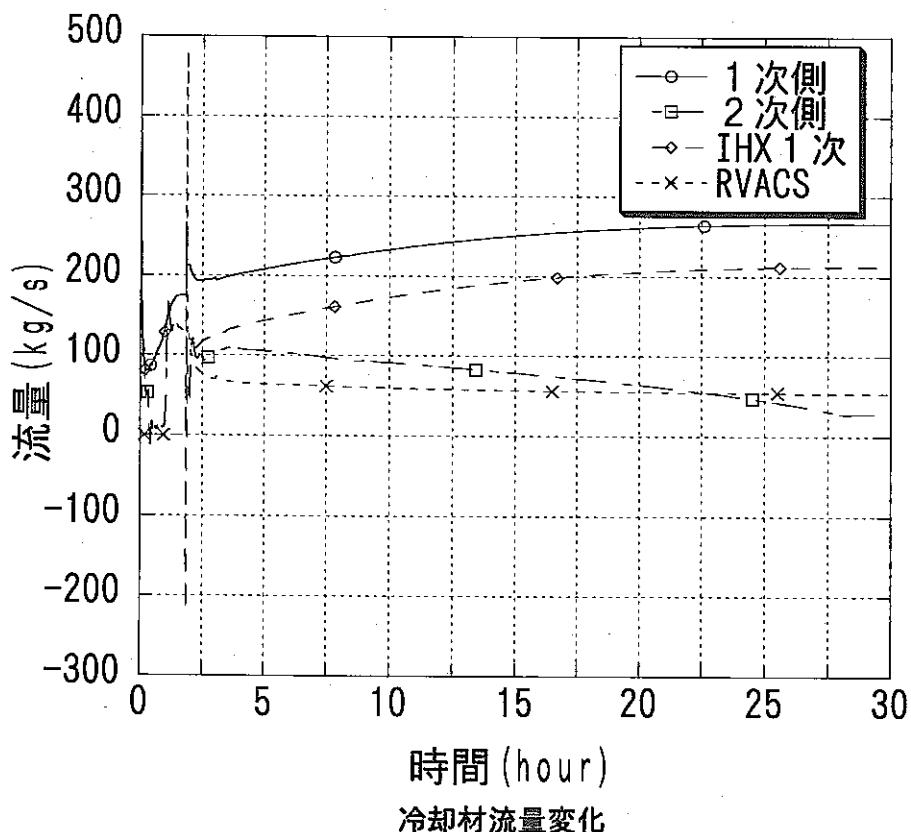


図2.1.4-4(2) 各部冷却材流量変化 (HP高さのみ、RVACSのみ)

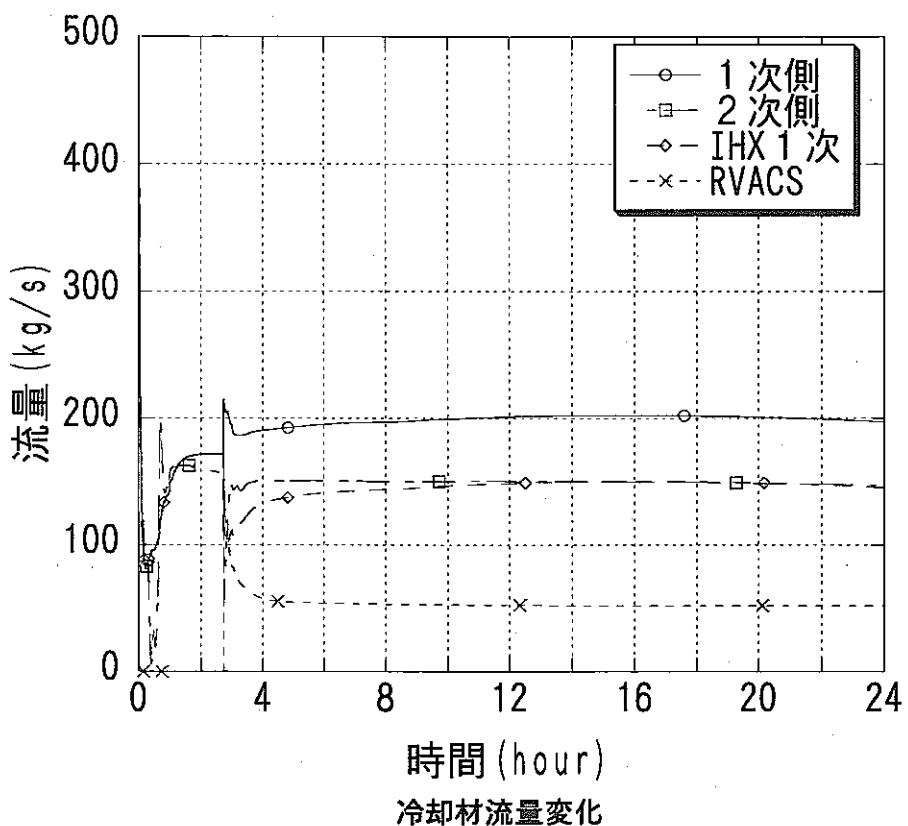


図2.1.4-4(3) 各部冷却材流量変化(HP+CP直胴部、RVACS+SGACS)

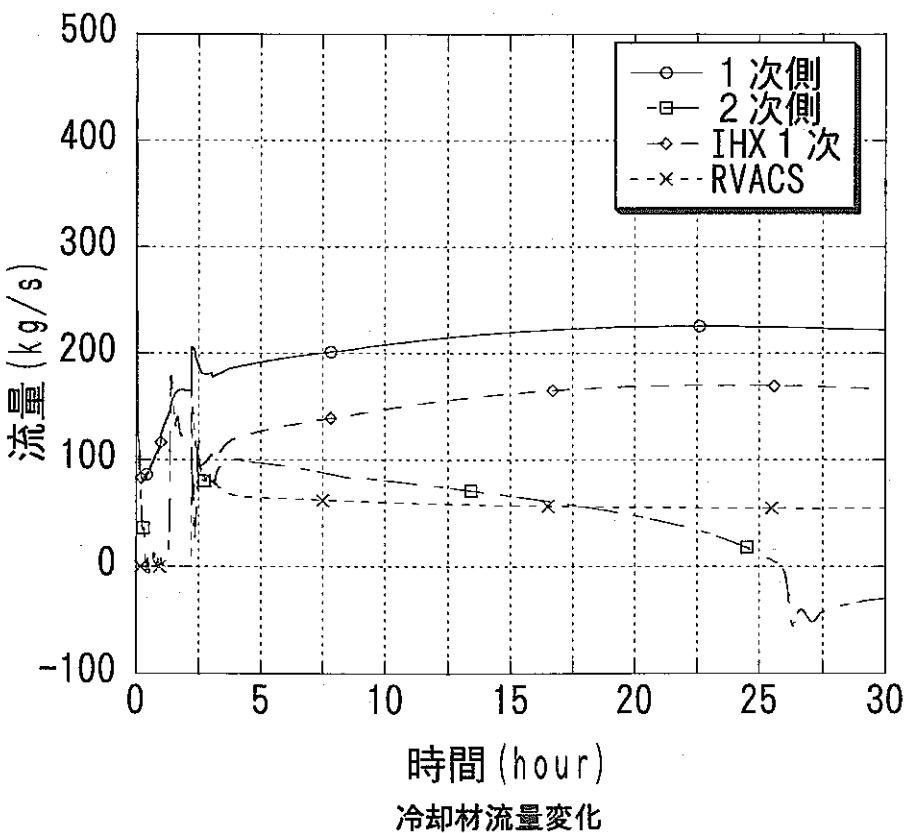


図2.1.4-4(4) 各部冷却材流量変化 (HP+CP直胴部、RVACSのみ)

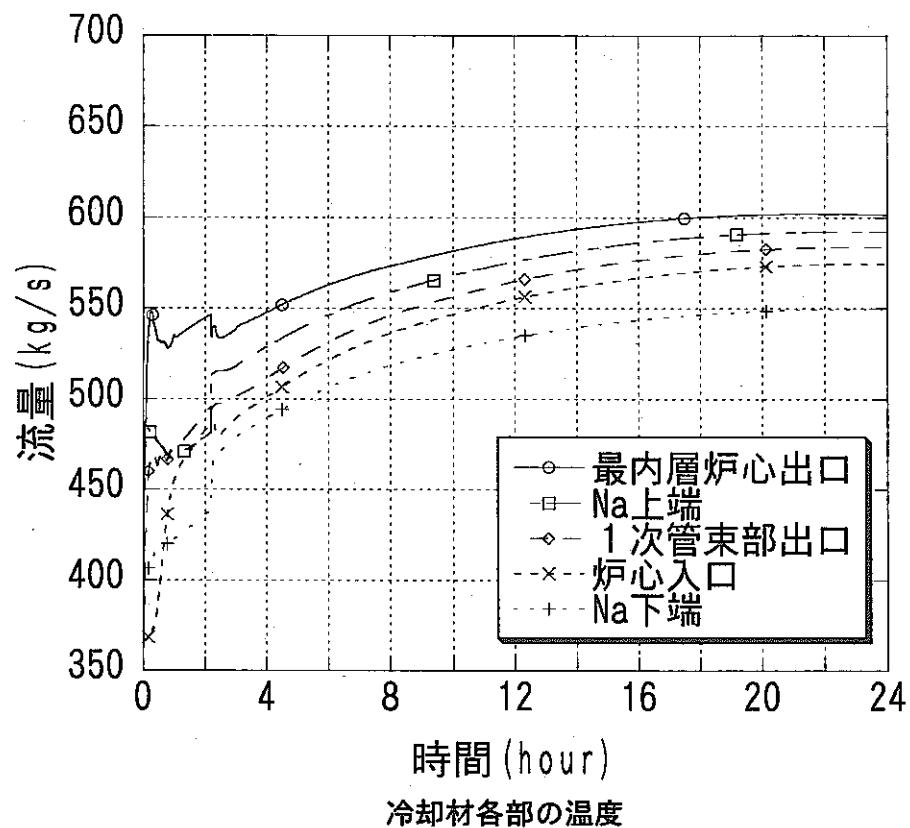


図2.1.4-5(1) 各部冷却材温度変化(HP高さのみ、RVACS+SGACS)

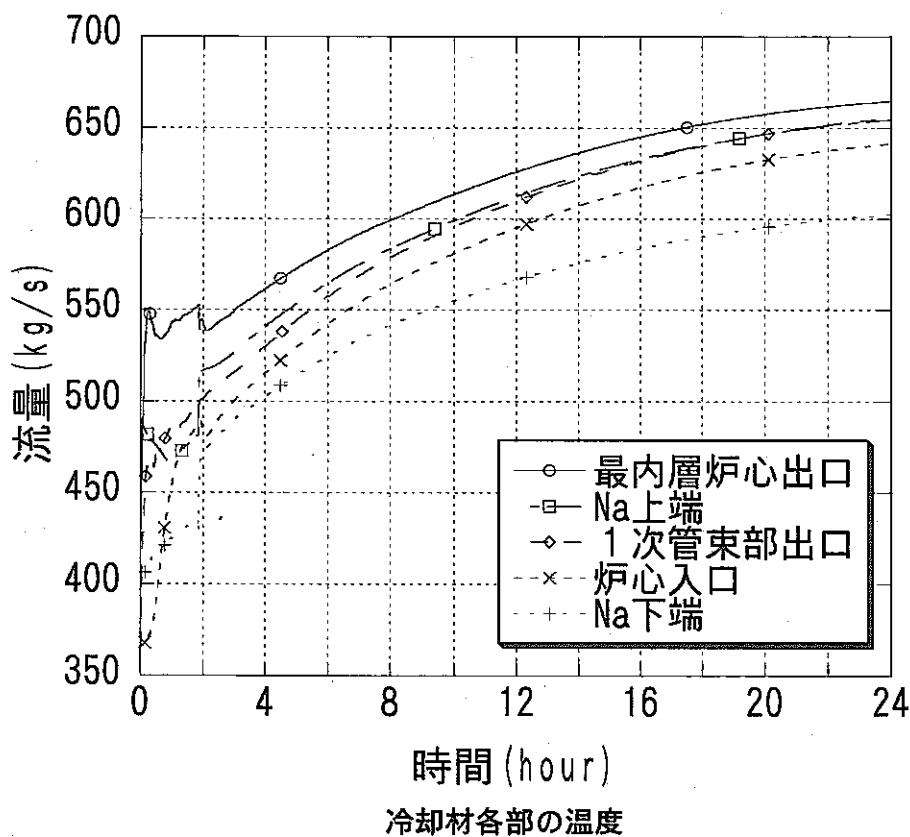
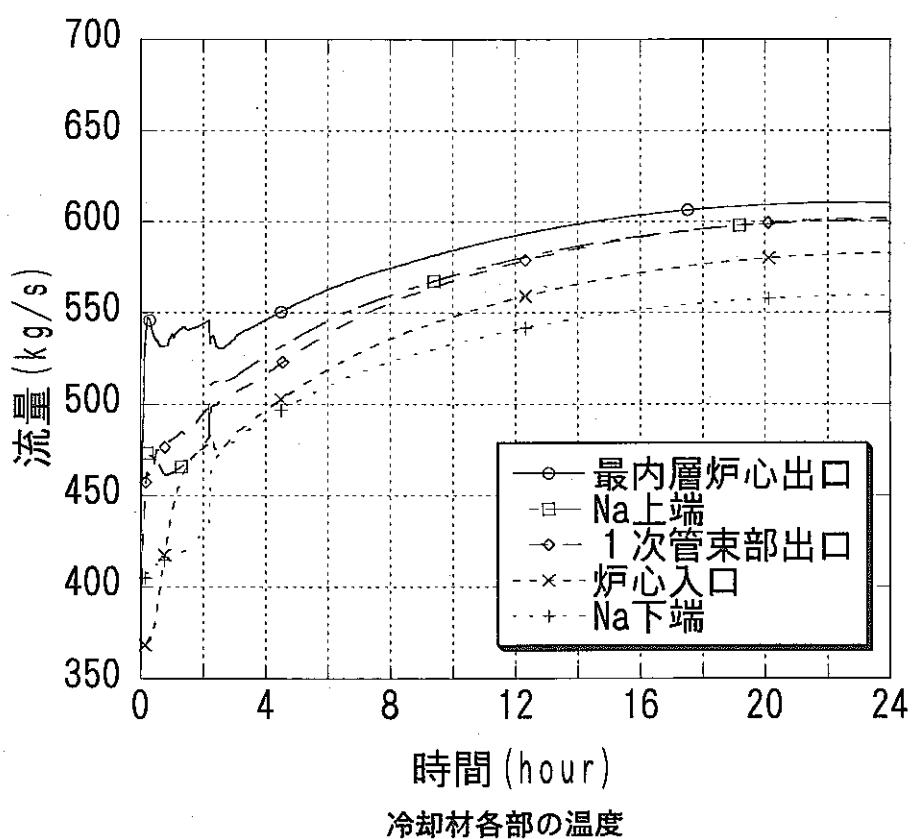
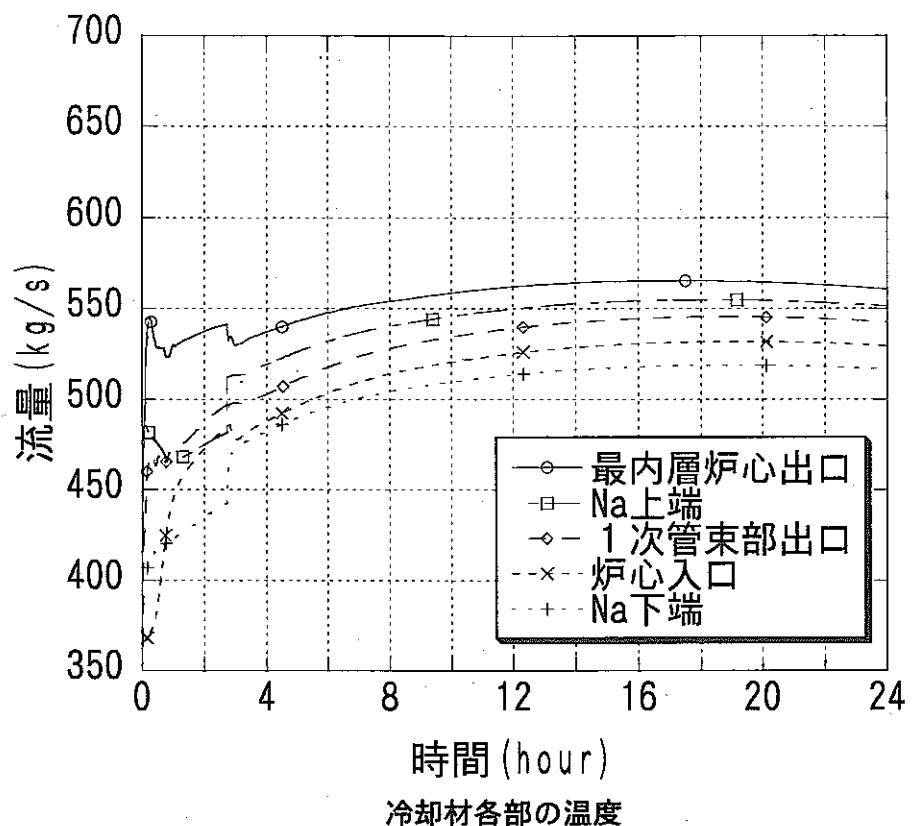


図2.1.4-5(2) 各部冷却材温度変化 (HP高さのみ、RVACSのみ)



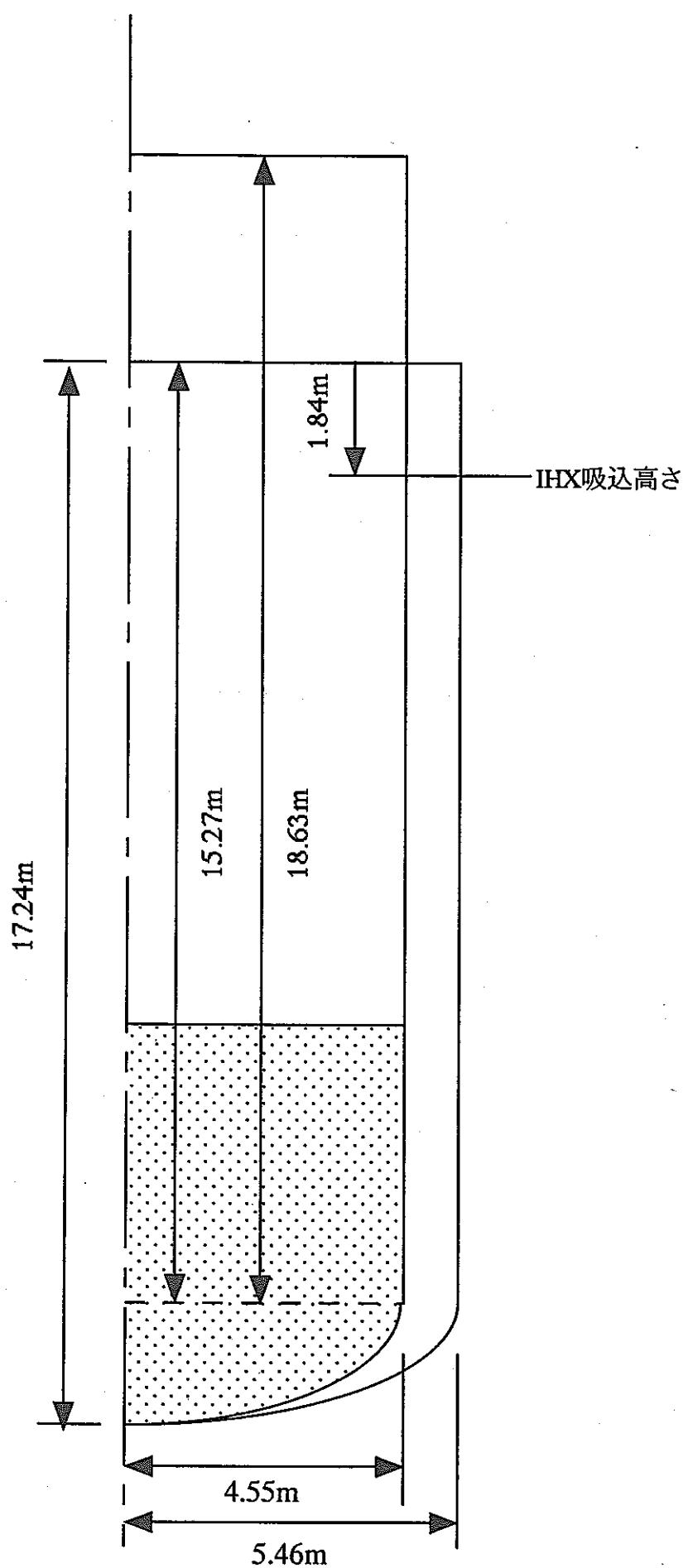


図2.2.1-1 原子炉容器拡大形状

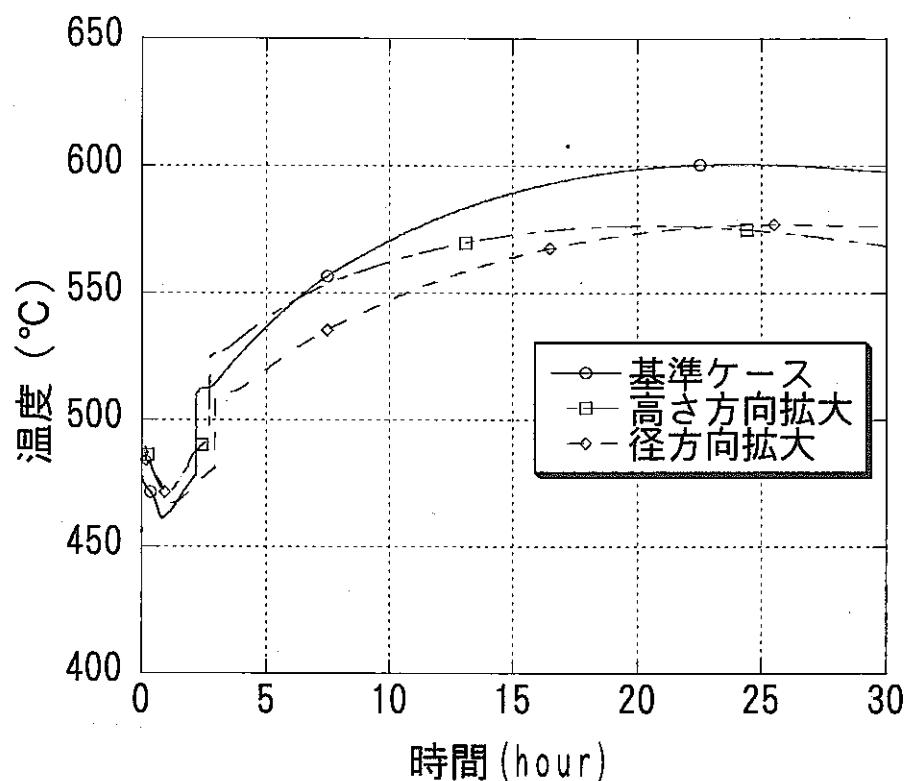


図2.2.1-2 オーバーフロー上端温度の比較

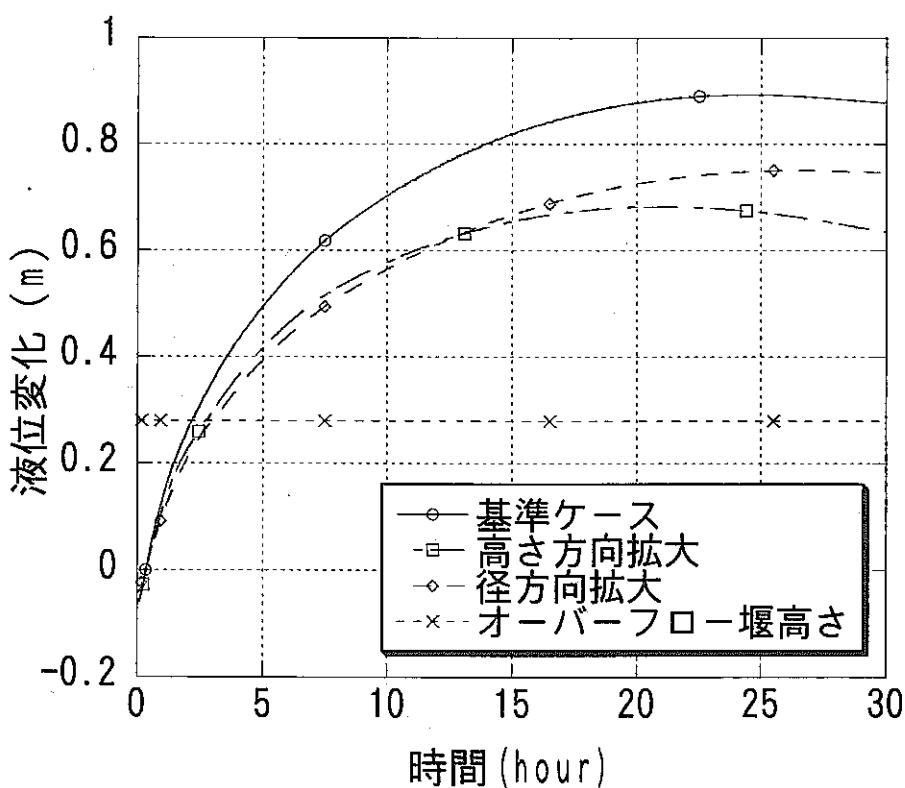


図2.2.1-3 ホットプレナム液位変化の比較

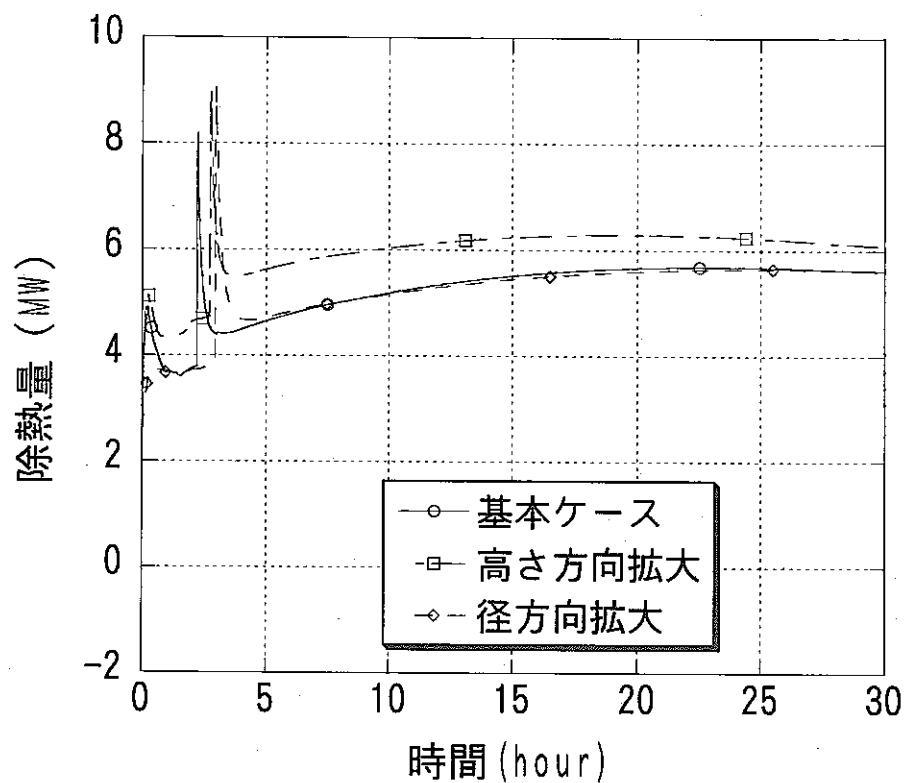


図2.2.1-4 RVACS除熱量の比較

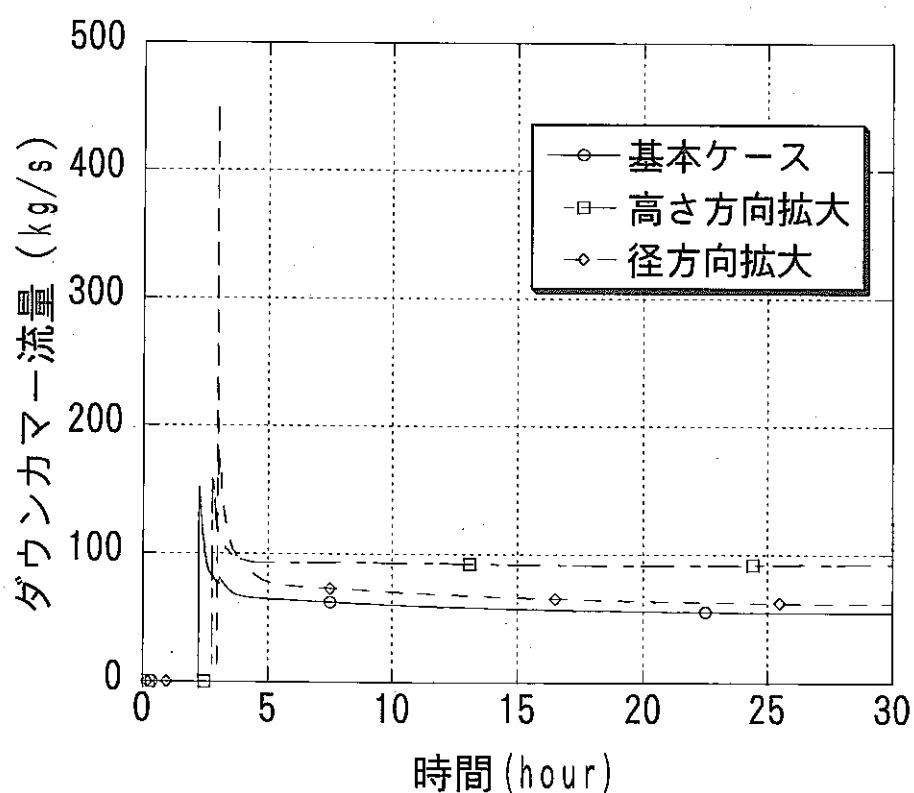


図2.2.1-5 ダウンカマー流量の比較

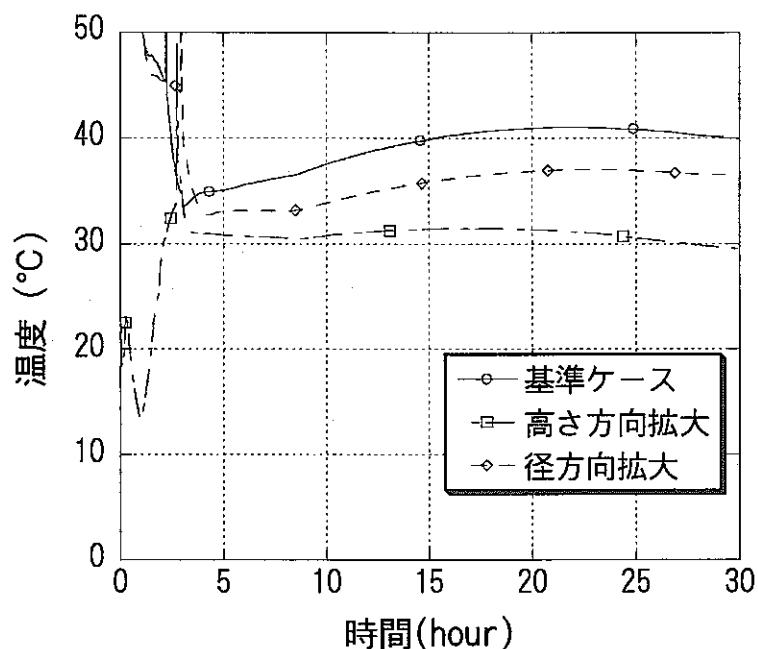


図2.2.1-6 ダウンカマー出入口温度差の比較

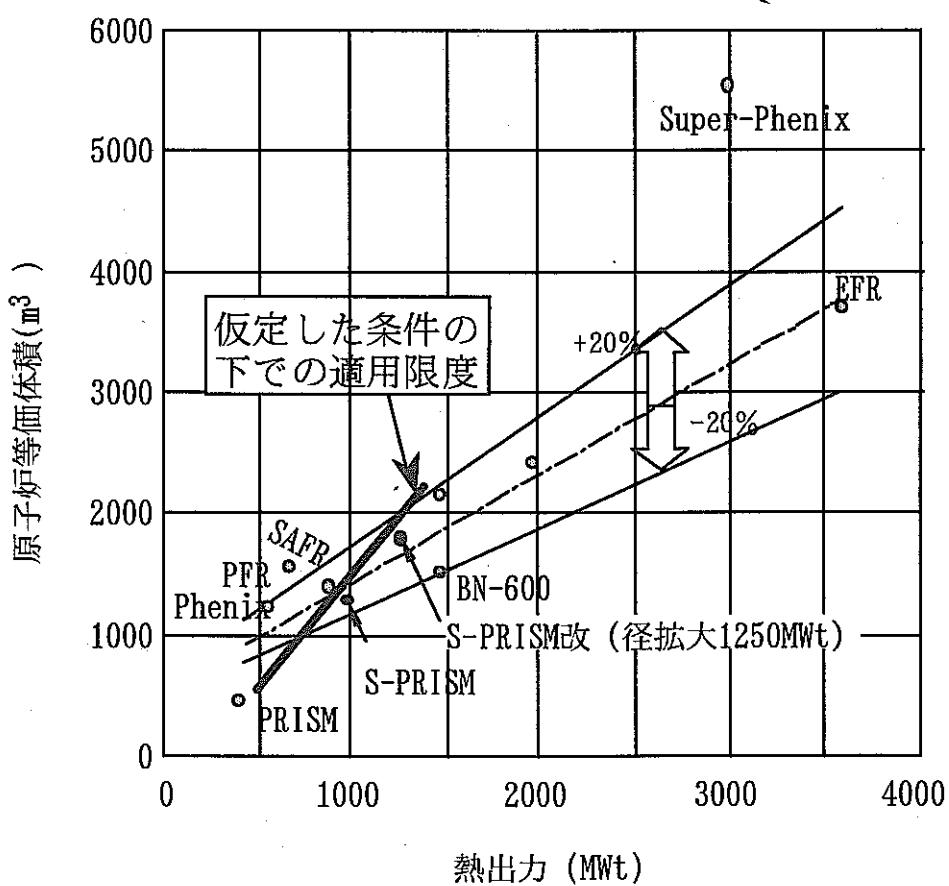


図 2.3.1-1 RVACS の適用範囲

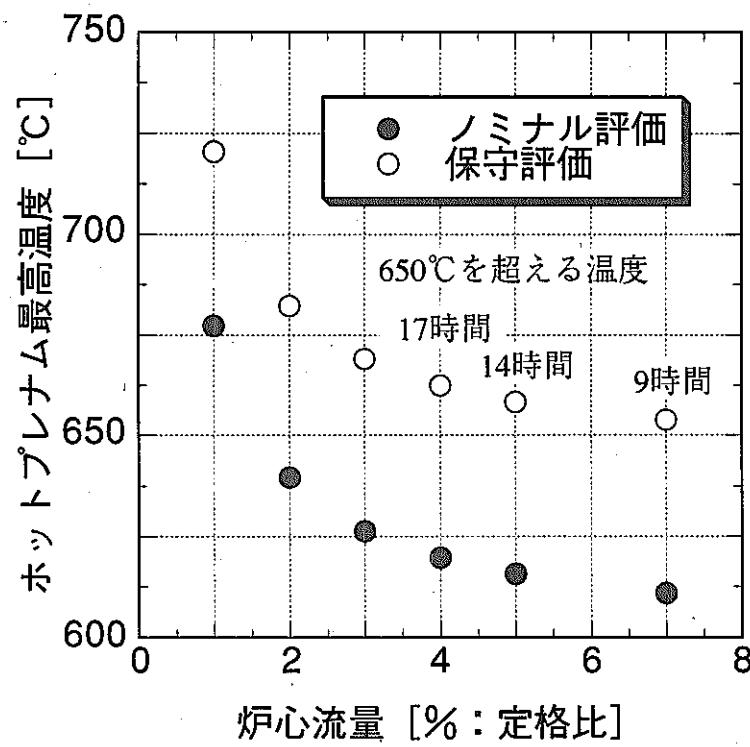


図2.4-1 RVACS除熱時のホットプレナム最高温度

## 第3章 ナトリウム大型炉崩壊熱除去特性評価

ナトリウム大型炉（アドバンストループ型炉：旭）の崩壊熱除去(DHR)特性評価の観点から、プラント動特性解析手法の整備を進めている。旭炉<sup>[3-1]</sup>については、主冷却系2ループ構成及び1系統のDRACSとIRACSの共存等、「もんじゅ」及び実証炉設計とは異なる概念のDHRSとなる点、並びに、炉上部プレナム内の機器・構造物非対称配置及び大口径ホットレグ配管等、DHR熱流動特性評価上、新たに留意するべき多くの項目が挙げられている。

現状、設計検討では、実証炉設計に用いられたFAST-Mコード(MHI)<sup>[3-2]</sup>がプラント動特性解析に用いられているが、上記の留意点を考慮した独自の詳細解析モデルを構築する観点から、Super-COPDコード<sup>[3-3]</sup>を用いてプラント動特性解析モデルの整備を実施した。

### 3. 1 実施内容

①2ループ構成による逆流を含む非対称除熱モードを考慮する観点、②DHXの上部プレナム内非対称配置の影響を考慮する観点、③ホットレグの太径配管(50B)内の温度成層化等を考慮する観点から、以下の項目の解析モデルの整備を行った。

- 1) 2ループ系プラント動特性解析モデルの整備(IRACS:Na3次系含む)
- 2) 炉上部プレナム周方向非対称解析モデルの整備
- 3) ホットレグ水平部の2次元解析モデルの整備

### 3. 2 実施結果

#### 3. 2. 1 2ループ系プラント動特性解析モデルの整備

旭炉を対象として、Super-COPDコードを用いたプラント動特性解析モデルを整備するとともに、FAST-Mコードとの比較確認及び1ループ逆流運転によるDHRモードについて崩壊熱除去特性解析を実施した。

FAST-Mコードとの比較結果を図3.2-1に示す。一部、温度の応答に差が生じているが基本的には同等の解析結果が得られており、Super-COPDコード解析モデルは設計手法と同等の評価を行うことが確認された。

1ループ逆流運転によるDHRモードの例として、図3.2-2に示すような外電喪失からの多重故障シーケンスについてDHR解析を実施した。図3.2-3に結果を示す。Aループでは、ポンピーモータ及びIRACSが作動しないことから、1次系において5%流量程度の逆流が生じている。そのため、Aループでは、原子炉出入口温度の逆転が発生している。本解析によって、ループ間で非対称な運転モードに対する解析モデルの適用性が確

認された。

### 3.2.2 炉上部プレナム周方向非対称解析モデルの整備

旭炉の炉上部プレナムは、炉容器のコンパクト化が図られていること、2ループ化、DHX 1基の配置、切り込み付きコラム型 UIS など、炉上部プレナム内の周方向の非対称性が大きい構成となっている。従来、炉上部プレナムモデルについては、プラント動特性解析の観点からは、周方向非対称性は考慮していなかったが、より詳細な熱流動特性を検討する観点から、炉上部プレナム周方向非対称解析モデルを Super-COPD コードにより整備することとした。

図 3.2-4 に炉上部プレナム周方向非対称解析モデル図を示す（図中には定格条件における流量計算結果をあわせて記入）。炉上部プレナム内の流動特性を評価する上で支配的と考えられる①ホットレグ方向 (A ループ)、②ホットレグ方向 (B ループ)、③燃料交換機插入方向 (UIS 切り込み方向) ④直接炉心冷却系熱交換器 (DHX) 方向の 4 方向を考慮している。垂直方向には、UIS よりも下側の炉心出口領域、ホットレグ入口高さよりも下側の領域、ディッププレート下面までの 3 つの領域に分割し、隣接するそれぞれの領域についてネットワークを構成した。

作成した周方向非対称解析モデルについて、定格条件での定常計算を実施した。切り込みの有る場合と無い場合について解析を実施し、炉心から 4 つの領域に配分される流速を比較した。切り込みの有無は、流路面積比として、圧力損失に周方向の相違を与えて考慮した。図 3.2-5 にその結果を示す。比較のため、3 次元解析における各領域での流速概略値を図中にあわせて示している。切り込み方向を考慮した解析モデルの場合、切り込み方向の流速は、DHX 方向の 2 倍近い値となっており、3 次元解析での流速分布を定性的に予測可能であることが示された。

### 3.2.3 ホットレグ水平部の 2 次元解析モデルの整備

ホットレグ水平部の温度成層化について、旭炉は流速が大きく、温度成層化は比較的生じ難いと考えられるが、ホットレグには太径配管(50B)が採用されていることから、温度成層化の影響等を詳細に評価するため、ホットレグと IHX 入口プレナム部の 2 次元解析モデルの整備を進めている。これまで、Super-COPD コードの全系モデルと 2 次元モデルを正流、逆流を問わずカップリングした。今後、解析対象とする除熱モードを検討し、水平管内の温度成層化について評価する計画である。

## 3.3 まとめ

以上、ナトリウム大型炉（アドバンストループ型炉：旭）の崩壊熱除去特性評価の観点から、コンパクト化、2ループ化等のコストダウン方策に伴い、新たに考慮すべき熱流動課題を評価できるように、プラント動特性解析手法の整備とモデルの構築を実施した。今

後の Phase II 研究において、本解析手法を用いて、技術的成立性に係わる個々の課題の評価を行う。

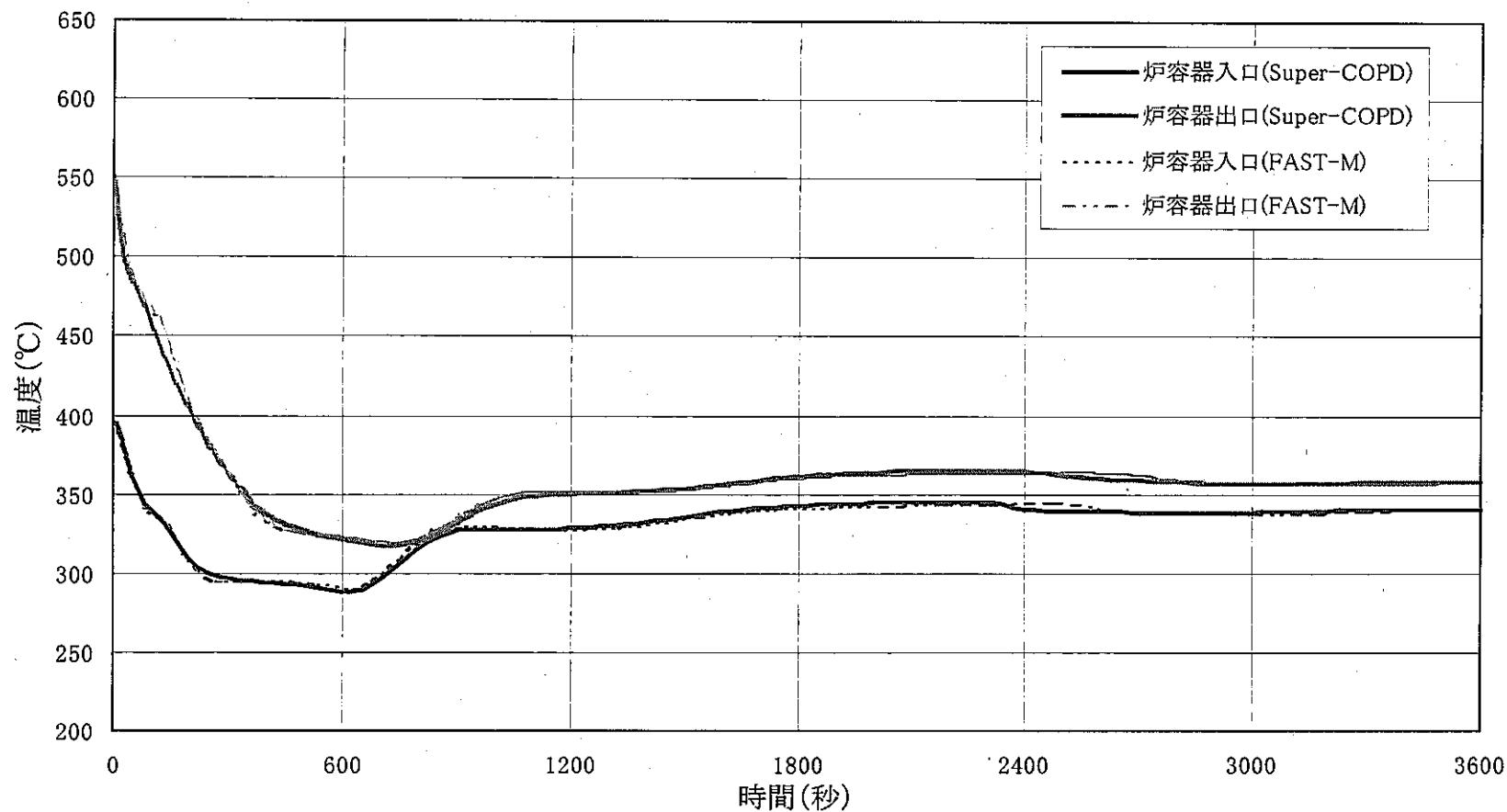


図3.2-1 崩壊熱除去特性に関するSuper-COPDコードとFAST-Mコードの比較  
(手動トリップ 炉容器温度(ANレープ))

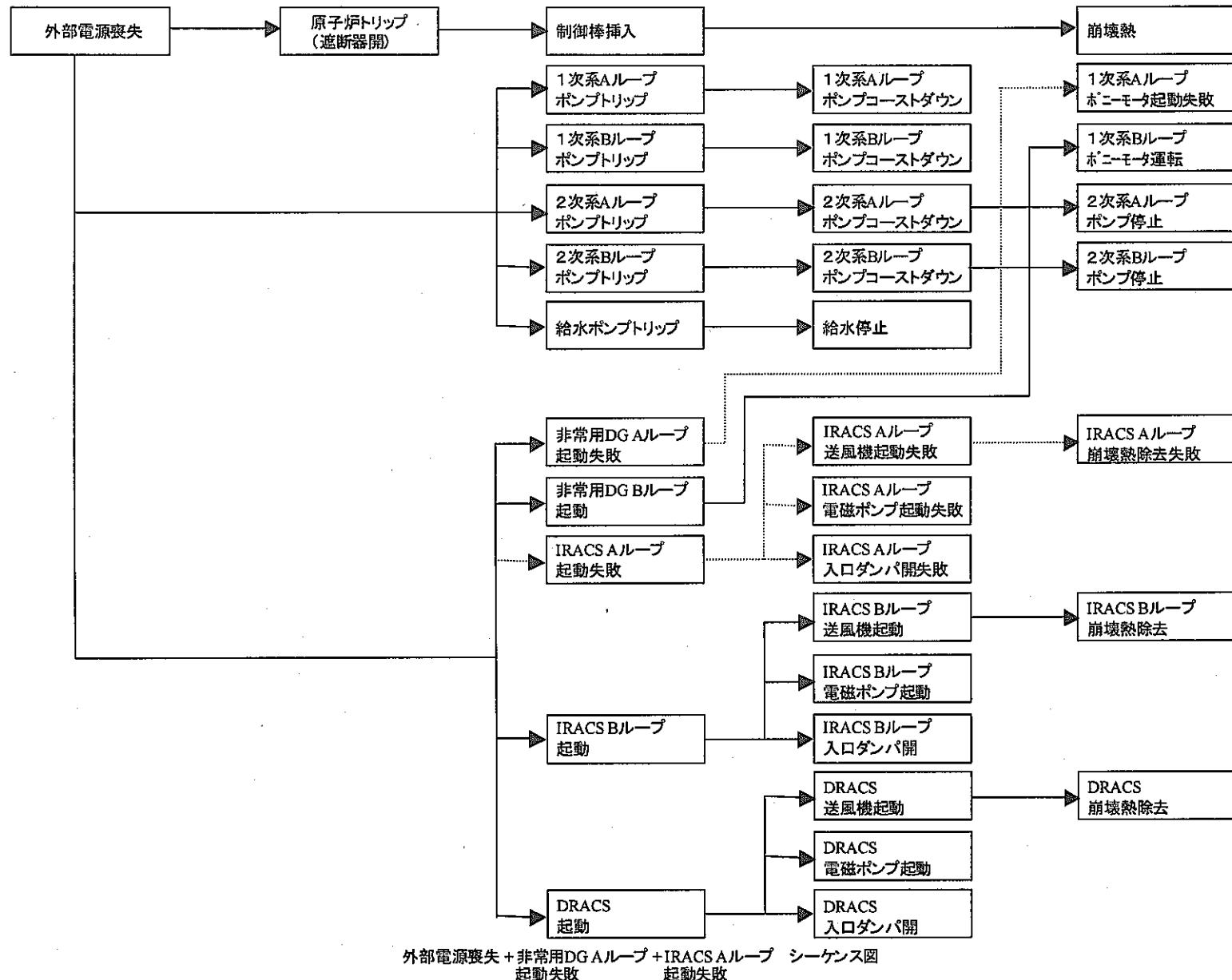


図3. 2-2 1ループ逆流運転による崩壊熱除去モードに関するシーケンス

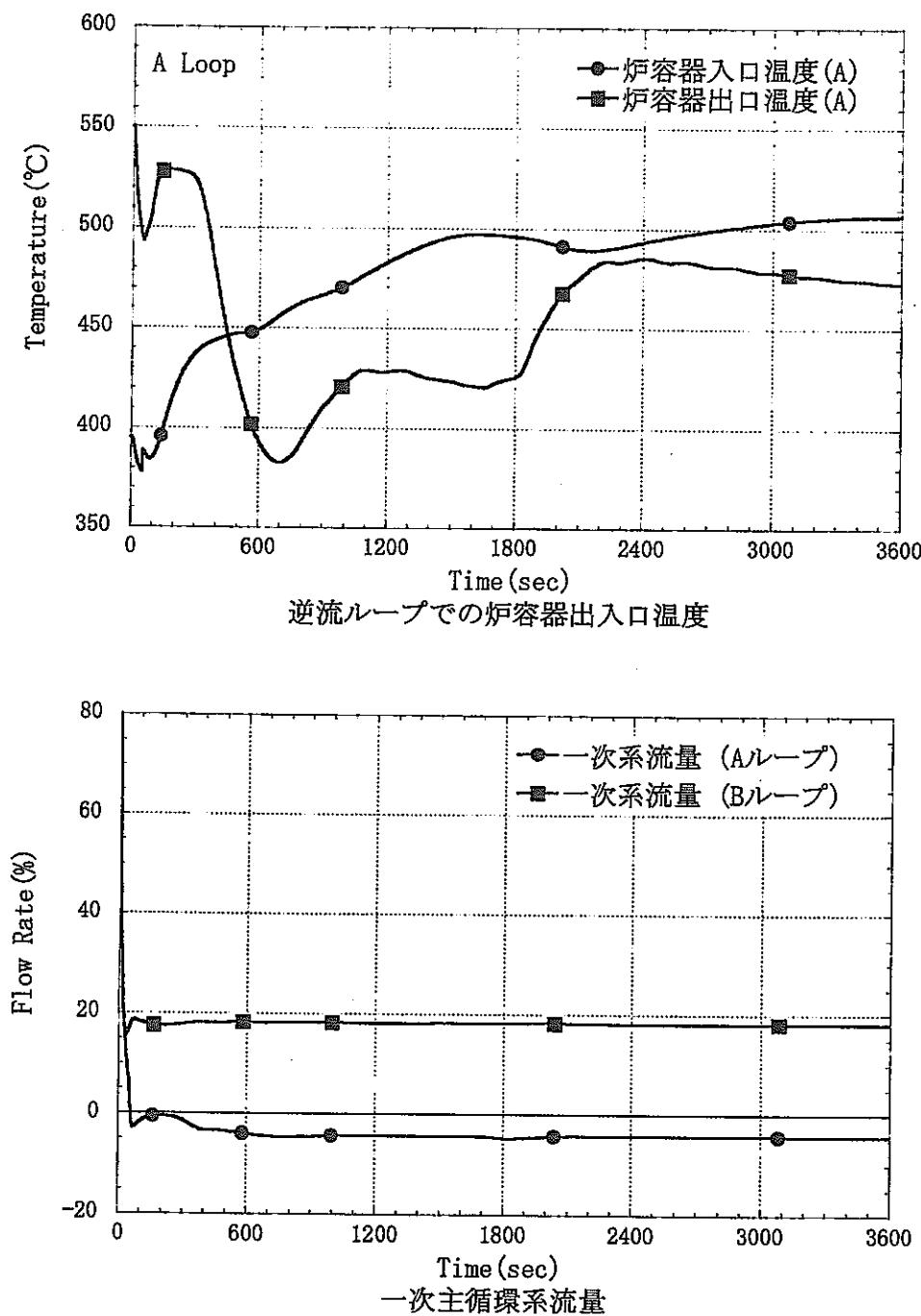


図 3.2-3 1 ループ逆流運転による崩壊熱除去モードに関する解析結果

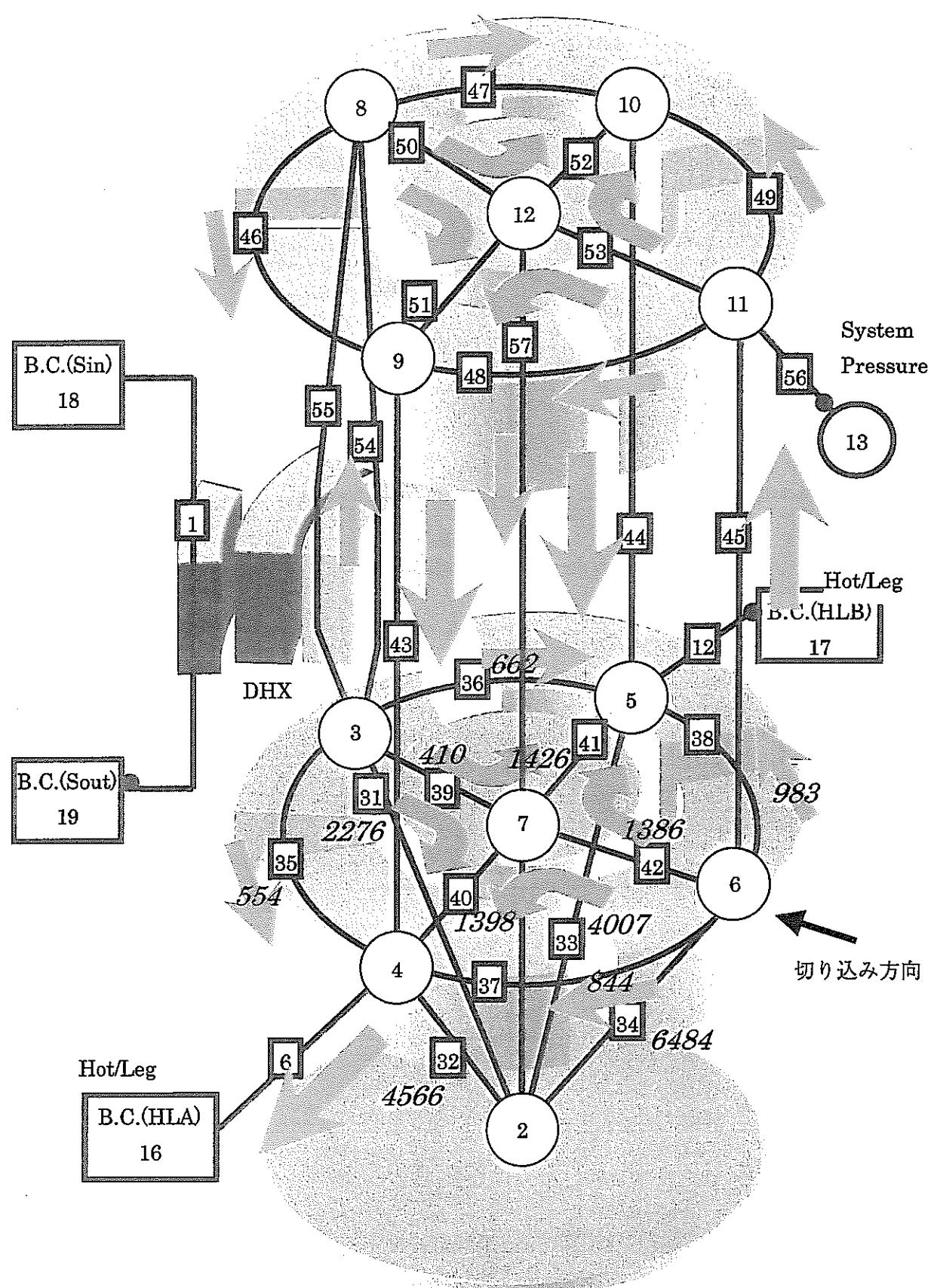


図 3.2-4 定格運転時の上部プレナム内流路の流量

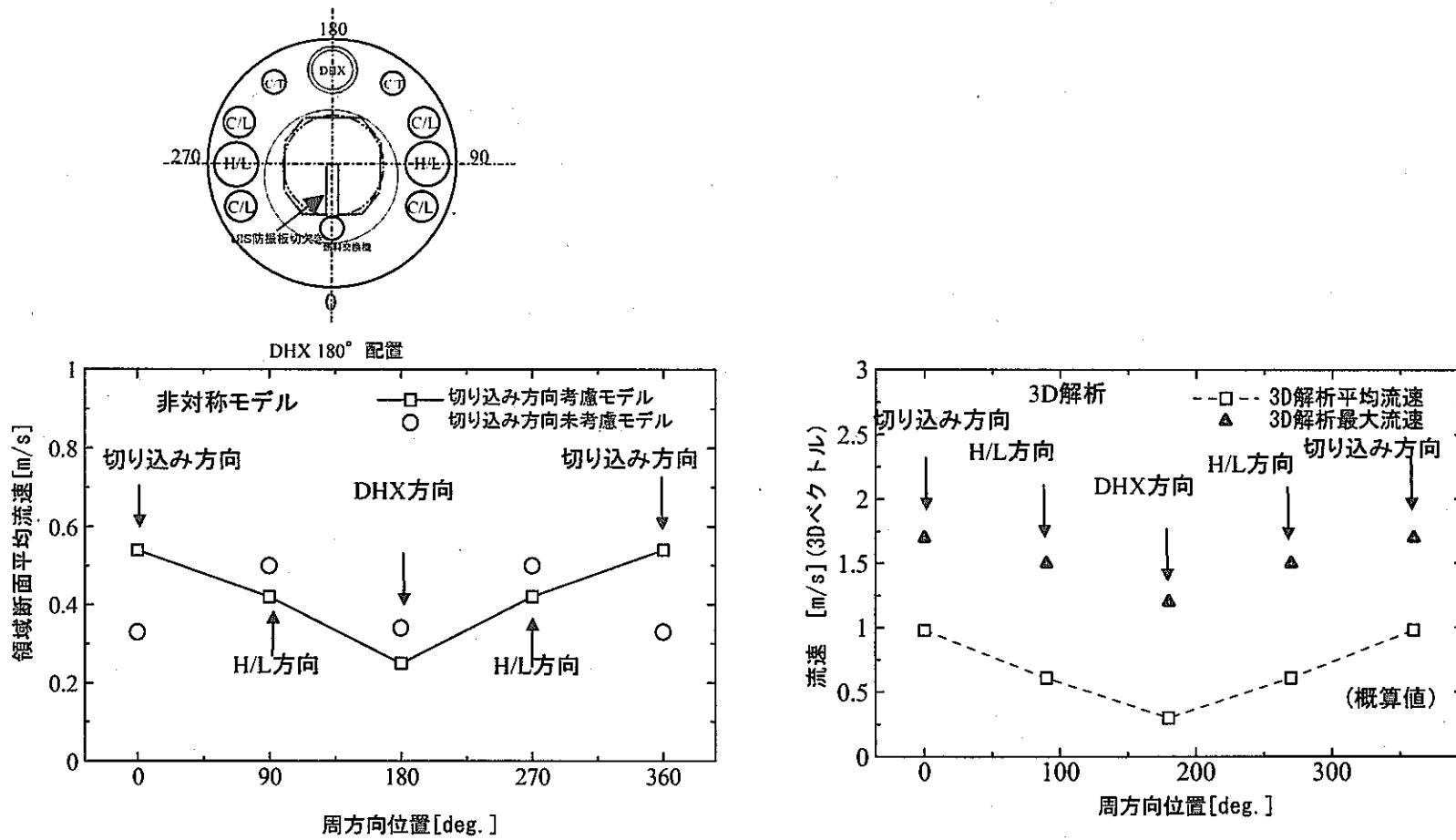


図2.2-5 切り込みの有無に関する炉上部プレナム内速度分布比較

## 第4章 ガス冷却高速炉の崩壊熱除去特性評価

炭酸ガス冷却高速炉を対象として、自然循環崩壊熱除去特性、減圧事故時の熱過渡特性および手動停止からボニーモーター運転に至る強制循環運転時特性について、解析的に評価を行う。また、燃料発熱ピーキング、補助冷却系容量、流量半減時間、補助冷却系起動時間等の設計および運転パラメータが、自然循環崩壊熱除去特性および減圧事故時の熱過渡特性に及ぼす影響を確認する。

### 4.1 解析条件

#### 4.1.1 解析対象

炭酸ガス冷却高速炉 EGCR<sup>[4-1]</sup>を対象とする。表 4.1-1 に解析対象主要目を、図 4.1-1 に EGCR 概念図を示す。なお現状では、EGCR の崩壊熱除去系二次系以降に関する公開設計データが無いため、本検討において仕様を暫定した。

#### 4.1.2 解析範囲

原子炉容器内構造物、一次主冷却系および崩壊熱除去系を解析対象とする。また、炉心定格運転状態から事故事象へ至る過渡時については、ANS 標準の崩壊熱曲線より崩壊熱を求めることとする。以下に模擬対象を挙げる（図 4.1-2 参照）。

##### (1) 燃料集合体

燃料集合体は、炉心流量配分を決定するためのノミナルな発熱量を与える平均チャンネルモデルと、ホットテストチャンネルを模擬するために径方向ピーキング係数および工学的安全係数を考慮した発熱量を与えるホットチャンネルモデルからなる。平均チャンネルモデルは、径方向の出力分布を考慮するため燃料炉心領域を 3 つに分けた各々の領域に対応する 3 チャンネル、およびブランケット集合体を模擬する 1 チャンネルの計 4 チャンネルからなる。これら平均チャンネルに対して、連続の式およびベルヌーイの式を連立させた一次元多チャンネル計算により流量配分を計算する。一方、ホットチャンネルは燃料炉心 3 領域個々に対して設定している。当モデルでは、中心領域のホットチャンネルが最高温度チャンネルに該当する。ホットチャンネルの流量は、平均チャンネルの流量配分により決定した炉心出入り口差圧と、ホットチャンネルの圧力損失が均衡するように求められる。

##### (2) 蒸気発生器（以下 SG）

SG 伝熱管および内部の保有水とその熱容量を考慮する。

## (3) ガス循環機

強制循環流量を境界条件として与えるものとし、陽にガス循環機の動特性を模擬することはしないこととする。

## (4) 崩壊熱除去系

補助炉心冷却器、崩壊熱除去二次系、空気冷却器および自然通風系を模擬する。

## 4.1.3 使用解析コード

本検討においては、ガス冷却高速炉用核熱結合炉心動特性コード MR-X<sup>[4-2]</sup>を使用する。このコードは、ピン燃料を用いるガス冷却型高速炉を対象として定常および非定常状態における原子炉内温度分布、炉心チャンネル（燃料集合体）流量配分および原子炉出力を求める核熱結合の炉心動特性解析コードである。

核的には、炉心を 1 点近似モデルで模擬し、原子炉出力は 1 点近似動特性方程式に従うものとする。反応度補償としては、ドップラ効果、制御棒挿入効果等を考慮できる。炉心への外乱は、制御棒引抜き等による反応度外乱、原子炉圧力の変動、送風機停止等による強制循環流量および冷却材入口温度の変動を扱うことができる。

但し本コードには、補助冷却系、空気冷却器および自然通風に関する計算機能等は含まれないため、これらの機能を追加した。その詳細は参考文献<sup>[4-3]</sup>に記載されている。

## 4.1.4 工学的安全係数

炉心主要諸元の誤差に起因するホットスポットの燃料被覆管肉厚中心温度を評価する。ここでは、電気出力 300MWe のヘリウムガス冷却高速炉に対する既往誤差評価データ<sup>[4-4]</sup>を参照し、前節の暫定諸元案の解析結果に適用する。表 4.1-2 に誤差要因および工学的安全係数を示す。工学的安全係数はサブチャンネル内のバルク温度上昇、境膜温度差、および被覆管肉厚部温度上昇に対し、それぞれ  $F_b$ 、 $F_f$  および  $F_{cl}$  が定められる。誤差要因は統計誤差および累積誤差に分類される<sup>[4-4]</sup>。統計誤差は寸法公差等ランダムに増減方向にふれる誤差であり、その誤差因子  $f_{sij}$  を加算することにより全統計誤差  $F_{si}$  が求まる。すなわち、

$$F_{si} = 1 + \sqrt{\sum_j (f_{sij} - 1)^2} \quad (4.1.1)$$

ここで、 $i$  は工学的安全係数の種類 b,f および cl であり、 $j$  は因子を表す。

一方、累積誤差は炉心入口温度やピーキング等全炉心に影響を及ぼす誤差であり、全累積誤差  $F_{ci}$  は、その因子  $f_{cij}$  を乗算することで求められる。

$$F_{ci} = \prod_j f_{cij} \quad (4.1.2)$$

そして、 $i$ に対する工学的安全係数  $F_{ci}$  は次式で与えられる。

$$F_i = F_{si} \cdot F_{ci} \quad (4.1.3)$$

さらに本解析では、安全係数を出力に関わる因子とそれ以外の因子に分けた。表中の斜体文字が出力に関わる因子である。出力に関わる安全係数は、サブチャンネル内の冷却材温度上昇、境膜温度差および燃料被覆管表面-中心温度差に対して異なる値を持つ項目もあるが、ここでは三者の最大値を基に算定する。その結果求められた出力に対する安全係数は 1.09 である。ホットテストチャンネルを代表する燃料の発熱率には、安全係数 1.09 に加えて局所効果による出力ピーピング係数 1.3 を乗じて解析を実施する。従って、ホットテストチャンネルの出力は  $1.3 \times 1.09 = 1.42$  倍した条件にて解析を実施する。さらに、燃料ペレットおよび被覆管の最高温度は、得られた解析結果の冷却材温度上昇、境膜温度差および燃料被覆管表面-中心温度差に対して、出力以外の安全係数として、それぞれ 1.030、1.152 および 1.020 を乗じて評価する。

## 4.2 解析モデル

### 4.2.1 炉心部（伝熱流動相関式の組込み・検証）

燃料炉心部を一次元多チャンネルモデルとし、代表する集合体モデルを 3 種類設けて集合体発熱量の炉心径方向分布を考慮した。また、プランケット集合体も模擬するチャンネルを付加した。さらに、先の工学的安全係数を発熱量に加味したホットスピンを模擬するための最高温度サブチャンネルを組み込んだ。炉心モデルの軸方向分割数はガスプレナム 1、下部プランケット 4、発熱部 14 および上部プランケット 4 とした。

炉心部の圧力損失および伝熱相関式には機構にて検証を行い選定したものを用いた<sup>[4-3]</sup>。表 4.2-1 に炉心摩擦損失相関式の一覧を、表 4.2-2 に炉心伝熱相関式の一覧を示す。詳細については参考文献[4-3]を参照願いたい。これらの伝熱流動相関式を MR-X コードに組み込みその計算機能チェックした。摩擦損失係数については、MR-X の計算結果と表 4.2-1 の層流および乱流域の相関式との比較を図 4.2-1 に示す。解析コードは相関式をトレースしており、また遷移域においても特異点や数値の急変など無いことから、摩擦損失係数を正常に計算しているものと判断した。伝熱相関式については、別途同じ相関式を組み込んだサブチャンネル解析コード ASFRE との比較により検証する。ASFRE の計算結果よ

り中心ピンの温度と、バンドル平均の結果を与える MR-X の結果との比較を図 4.2-2 に示す。ASFRE と MR-X の結果は良く一致しており、MR-X に伝熱相関式が正しく組み込まれていることが確認できた。

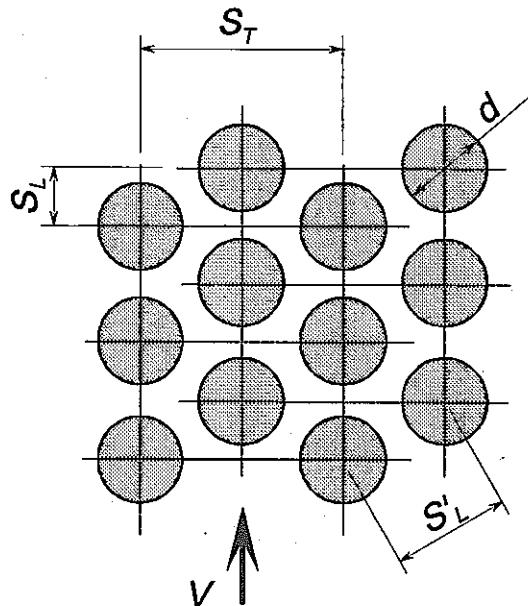
#### 4.2.2 热交換器部

##### (1) SG および補助炉心冷却器

###### ① 洞側 1 次系

###### a. 圧力損失相関式

当熱交換器の洞側直交流に対して、HEDH<sup>[4-5]</sup>の千鳥配列管群直交流の圧力損失相関式を適用する。すなわち、



$$\Delta P = \zeta \frac{\rho}{2} u_{\max}^2 \quad (4.2.1)$$

ここで、 $\zeta$ : 圧力損失係数

$$\zeta = N_t \text{Eu} \quad (4.2.2)$$

$\rho$ : 流体密度

$N_t$ : 管列数

Eu : Euler 数

$7000 < \text{Re}$

$$\text{Eu} = 5.2 \left( \frac{1}{S_T/d - 1} \right)^{0.25} \text{Re}^{-0.29} \quad (4.2.3)$$

$\text{Re} \leq 7000$

$$\text{Eu} = 1.42 \left( \frac{1}{S_T/d - 1} \right)^{0.33} \text{Re}^{-0.15} \quad (4.2.4)$$

Re : Reynolds 数

$$Re = \frac{u_{\max} d}{\nu} \quad (4.2.5)$$

$u_{\max}$  : 最大流速

$$u_{\max} = \frac{S_T}{2(S'_L - d)} V \quad (4.2.6)$$

$V$  : 管群が無い場合の見かけの流速

$d, S_T, S_L, S'_L$  : 前頁の図参照

である。EGCR では、メインボイラおよび崩壊熱ボイラ共に、 $d, S_T, S_L$  ならびに  $S'_L$  はそれぞれ、30.0、64.36、30.0 および 44.0mm である。また、伝熱管肉厚  $t$  は 3.75mm である。

### b. 伝熱相関式

管外表面熱伝達率は次式で定義される。

$$\alpha = Nu \frac{\lambda}{d} \quad (4.2.7)$$

ここで、

レイノルズ数 1000 以上の領域では管群直交流の相関式を、1000 以下の領域については管群に対して整理・検証された相関式が無いため円柱直交流の相関式を用いることとする<sup>[4-6]</sup>。なお本解析対象において、レイノルズ数が 1000 以下となるのは減圧事故と自然循環崩壊熱除去の重ね合わせ事象のみである。

Nu : Nusselt 数

$$2 < S_T / S_L, 1000 < Re < 2.0 \times 10^5$$

$$Nu_t = 0.40 Re^{0.60} Pr^{0.36} \left( \frac{Pr}{Pr_w} \right)^{0.25} \quad (4.2.8)$$

$$40 < Re$$

$$Nu_t = 0.51 Re^{0.50} Pr^{0.37} \left( \frac{Pr}{Pr_w} \right)^{0.25} \quad (4.2.9)$$

$$Re \leq 40$$

$$Nu_t = 0.75 Re^{0.40} Pr^{0.37} \left( \frac{Pr}{Pr_w} \right)^{0.25} \quad (4.2.10)$$

$$Nu = \max[4.36, Nu_t] \quad (4.2.11)$$

Pr : Prandtl 数

$\lambda$  : 流体の熱伝導率

$d$  : 伝熱管外径

添字

w : 壁面（管外面）における値

である。

## ② 管側 2 次系

### a. 圧力損失相關式

円管内流の摩擦損失相關式として、層流の理論解および Blasius の式を適用する。すなわち、

$$\Delta P = f \frac{L}{d_i} \frac{\rho}{2} u^2 \quad (4.2.12)$$

ここで、

$f$  : 摩擦損失係数

$$f_t = 0.3164 Re^{-0.25} \quad (4.2.13)$$

$$f_l = \frac{64}{Re} \quad (4.2.14)$$

$$f = \max[f_t, f_l] \quad (4.2.15)$$

$L$  : 流路長

$u$  : 管内流速

$d_i$  : 管内径

である。EGCR のメインボイラにおける  $d_i$  は 22.5 である。崩壊熱ボイラについても暫定的に同じ値を用いることとする。なお、二次系の設計データが未定である

ため、伝熱管部以外の圧力損失係数として二次主冷却系および補助冷却二次系にそれぞれ、50 および 30 を与えた。この値は、ナトリウム冷却炉二次系圧力損失係数の典型的な値である。補助系は主系統よりも配管引き回しが単純であり、タービン、弁、エルボ等圧力損失の要因となる機器類も少ないため小さい値を適用した。ちなみに、発熱量が与えられた境界条件下の自然循環流量は圧力損失係数の 1/3 乗に比例するので、圧力損失係数の見積精度に対する自然循環一巡流量の感度は小さい。但し、炉心など流量配分が関わる部分の圧力損失係数は正確に見積もある必要がある。

#### b. 伝熱相関式

層流 Nusselt 数の理論解および円管内の流れに対する Dittus-Boelter の相関式を用いる。すなわち、

$$\alpha = \text{Nu} \frac{\lambda}{d_i} \quad (4.2.16)$$

ここで、

Nu : Nusselt 数

$$\text{Nu}_t = 0.023 \text{Re}^{0.8} \text{Pr}^{0.4} \quad (4.2.17)$$

$$\text{Nu} = \max[ 4.36, \text{Nu}_t ] \quad (4.2.11)$$

$d_i$  : 伝熱管内径

である。

#### c. SG 水側温度の取扱

定格運転時（定常時）の SG 内温度分布は、一次側冷却材である炭酸ガスの SG 出口温度が炉心入口温度と一致するように、指定値として与えた。また、過渡計算開始と同時に、SG 内保有水の加熱による温度上昇を考慮した。この時、SG 水側は滞留したままで自然循環はしないものとした。すなわち、スクラム後の過渡計算開始から SG が隔離操作されるまでの間は、SG 内保有水の熱容量を考慮する取扱とした。よって伝熱管内の容積も模擬した。

## (2) 空気冷却器自然通風系

## ① 圧力損失相関式

空気冷却器の伝熱管にはローフィン管が用いられるものと暫定し、冷却風はこれに直交するものとする。ローフィン管に直交する流れの圧力損失は、経験的に次式により見積もられる<sup>[46]</sup>、

$$\zeta_f = 1.4 \zeta_p \quad (4.2.18)$$

ここで、

$\zeta_f$  : ローフィン管直交流の圧力損失係数

$\zeta_p$  : フィンが無い場合の管群直交流の圧力損失係数

である。当解析では  $\zeta_p$  の評価に (4.2.1) ~ (4.2.6) 式を適用する。ただし、代表径には  $d$  の代わりに次の等価直径  $d_{eq}$  を用いる。

$$d_{eq} = d_{fr} + 2L_{fh}N_f L_{fs} \quad (4.2.19)$$

ここで、

$d_{fr}$  : フィン基部の管外径 (mm)

$L_{fh}$  : フィン高さ (mm)

$L_{fs}$  : フィンの幅 (mm)

$N_f$  : 単位長さ当たりのフィン枚数 (1/mm)

である。当計算において伝熱管は千鳥配列とし諸寸法は、 $d_{fr}, S_L, S_L, S_L$  および  $t$  に関してそれぞれ 30.00、45.00、38.97、45.00 および 3.75mm とする。また、フィン間連の寸法は  $L_{fh}$ 、 $L_{fs}$  および  $N_f$  に関してそれぞれ 5.0、2.0 および 0.25 と暫定する。よって  $d_{eq} = 35.0\text{mm}$  となる。

## ② 伝熱相関式

乱流域については、 $d$  の代わりに  $d_{eq}$  を (4.2.7) および (4.2.8) 適用して熱伝達率を求ることとする。 $Re < 1000$  の層流域においては、(4.2.9) ~ (4.2.11) 式に対してシェルアンドチューブ型熱交換器に適用される補正係数を転用すること

とする。すなわち、

$$Nu_f = J_f Nu_p \quad (4.2.20)$$

ここで、

$Nu_p$  : 平滑管の Nusselt 数

$Nu_f$  : ローフィン管の Nusselt 数

$J_f$  : 層流域における熱伝達補正係数

である。通常  $J_f$  は図 4.2-3<sup>[4-6]</sup> によって与えられるが、自然通風時においても Reynolds 数が 1000 以下となる条件あるいは期間は希であることを勘案し、ここでは保守的に  $J_f = 0.55$  とする。

#### 4. 3 解析事象

##### 4.3.1 自然循環崩壊熱除去

全交流電源喪失時の定格運転状態からスクラム、自然循環状態に至る熱過渡現象を解析する。定格状態は、SG 二次側の温度を指定し、一次系内の温度分布を求める。ガス循環機トリップから自然循環に至るシーケンスおよび解析条件は次の通りとする。

- 0.0 秒 : ガス循環機トリップ、半減時間 5 秒
- 1.5 秒 : 原子炉スクラム
- 60 秒 : 崩壊熱除去系空気冷却器ダンパー全開
- 600 秒 : SG 隔離 (SG 保有水との熱交換停止)

流量の半減時間は、EGCR において 4~10 秒が想定されていること、実証炉において 5.5 秒となっていることを鑑み、かつバラメータ解析において半減時間 10 秒および 60 秒を取り上げることも考慮して、5 秒を暫定基準値とした。解析は崩壊熱量と自然循環による除熱量が逆転するいわゆる三次ピークを過ぎる時刻まで行うこととする。

##### 4.3.2 減圧事故

定格運転状態から、減圧開始、スクラムおよび緊急炉心冷却系作動に至る過渡現象を解析する。起因事象は一次系のバウンダリ破断とし、破断孔面積は 300cm<sup>2</sup> とし

以下のシーケンスを仮定し動特性解析を行う。破断孔面積は EGCR の設計検討<sup>[4-1]</sup>に採用されている値を参照した。ガス循環機の運転曲線は GBR-4 のものを参考した<sup>[4-2]</sup>。

- 0 秒 : 定格圧力 4.2MPa において 1 次系バウンダリ破断発生
- 30 秒 : 原子炉スクラム、ガス循環機流量低下
- 90 秒 : 崩壊熱除去 2 次系定格運転 (100°C一定)
- 370 秒 : 強制循環質量流量 3%
- 630 秒 : SG 隔離 (SG 保有水との熱交換停止)
- 最終圧力 : 大気圧

炉内圧力の低下は、格納容器内圧力を大気圧として破断孔からの冷却材が音速にて漏えいするものとして以下により計算する。

$$P = P_g \cdot \exp(-K_s \cdot A \cdot t) + P_a \quad (4.3.1)$$

ここで、

- $P$  : 炉内絶対圧
- $P_g$  : 炉内ゲージ圧
- $P_a$  : 格納容器絶対圧
- $K_s$  : 音速損失係数、 $K_s = c/V = 425/3000 = 0.1417$
- $A$  : 破断孔面積 ( $=300 \text{ cm}^2$ )
- $c$  : 音速
- $t$  : 時刻
- $V$  : PCRV 内容積

である。ガス循環機はスクラムと同時にトリップした後、再起動され、最終的に定格比質量流量が 3%に到達するよう制御されるものとした。

#### 4.3.3 スクラムからの強制循環崩壊熱除去

定格運転状態からスクラム、ボニーモーター運転に至る熱過渡現象に関して、以下のシーケンスを暫定して解析を実施する。

- 0.0 秒 : ガス循環機流量低下 (半減時間 5 秒)
- 1.5 秒 : 原子炉スクラム
- 14 秒 : 一次系定格比 15% 強制循環流量到達、SG 給水流量 20%
- 370 秒 : SG 給水温度 115°C より上昇開始
- 600 秒 : SG 給水温度 340°C

本事象においては、崩壊熱除去系は使用しない。

#### 4.3.4 パラメータ解析

ガス冷却高速炉の自然循環時および減圧時時の崩壊熱除去特性に及ぼす冷却系設計パラメータ、運転手順等の影響を調べるため、表4.3-1に示す解析を実施する。本検討では各パラメータの影響を明確化するために、一度に複数のパラメータは変更せず、着目パラメータ単独の変更を行うこととする。以下にパラメータの選定趣旨を示す。

##### 4.3.4.1 自然循環崩壊熱除去

###### (1) 径方向ピーピング係数

径方向ピーピング係数は、燃料交換時のシャッフルリング等による低減目標暫定値として1.3を基準値とし、大型ナトリウム高速炉炉心にて想定される1.4をパラメータとして取り上げる。

###### (2) 流量半減時間

実証炉の流量半減時間は約5秒であり、EGCRでは4~10秒が想定されている。本検討では5秒を基準とし、ガス循環機の慣性モーメントを増すためのバースト取り付け等による延長を考慮したケースとして10秒を、さらにガスターイン直接発電においては、タービンおよびコンプレッサーの慣性モーメントが非常に大きく、1分程度の半減時間が想定されることから60秒をパラメータに取り上げる。

###### (3) 崩壊熱レベル

前述の径方向ピーピング係数が局所的に作用するパラメータであることに対して、崩壊熱レベルのファクターは炉心出力を冷却系容量に対して相対的に大きくする意味合いを持つ。ここでは、基準ケースの1.0倍に対して、熱過渡挙動の感度を調べる目的により1.2倍としたケースを解析する。

###### (4) 系統圧力損失係数

本解析において燃料ピン粗面の圧力損失相関式として採用したBaumannの式はDalle Donne式よりも圧力損失を低めに評価するとの報告がある<sup>[47]</sup>。そこで、基準値1.0倍に対して、感度評価の観点から一次系内の圧力および摩擦損失係数を一律2.0倍する。崩壊熱除去二次系については基準ケースと同じとする。

###### (5) 崩壊熱除去系除熱容量

最終ヒートシンクである空気冷却器の伝熱面積を基準の1.0倍に対して2/3倍としたケースを検討する。

###### (6) 伝熱中心差

炉心と補助炉心冷却器との伝熱中心差をパラメータとした。補助炉心冷却器を

SG下部に配置した場合を基準ケースとし、対して補助炉心冷却器をSG上方に配置した場合をパラメータ解析とする。なお、崩壊熱除去系二次系の伝熱中心差は補助炉心冷却器の設置場所に関わらず16mに統一した。

#### (7) 崩壊熱除去系起動遅れ時間

実証炉では、空気冷却器のダンパー開動作に60秒要するものと想定している。本検討においてもこの点を踏襲し、空気冷却器のダンパーが60秒にて全開となる運転手順を基準ケースとする。一方、崩壊熱除去系の起動が遅れたケースとして、空気冷却器ダンパー開の発信が300秒遅れ、360後に全開となる場合を解析する。この場合崩壊熱除去二次系の加圧水は、スクラム直後から温度上昇による自然循環を開始するものとする。一方SGは、スクラム直後から二次系を断熱条件とし、伝熱管の熱容量のみがヒートシンクになるものとする。

#### (8) 崩壊熱除去系の型式

EGCRで採用されているSGケーシング内に補助炉心冷却器を配し、両者を共通の流路に直列配置した場合を基準ケースとする。一方、GBR-4等マルチキャビティ型のPCRVを採用しているガス高速炉では、補助炉心冷却系の流路をSGとは独立とする方式が採られる場合があるので、これをパラメータ解析に選定する。独立流路内の補助冷却器位置はレファレンスケースと同じ炉心との伝熱中心差約0.5mに該当する下置きのケース、および伝熱中心差を約11mとした上置の2ケースについて検討を行う。独立流路方式の解析に用いたフローネットワークを図4.1.2(b)に示す。圧力損失係数の条件設定は、基準ケースとの比較を鑑み、管本数、流路面積等の補助冷却器仕様は基準ケースと同じとした。また、停止したガス循環器等の流路パスによる熱交換器部以外の圧力損失係数も基準ケースに合わせ20.5を使用した。従って、補助冷却系を独立流路に設けることによる流动上の差異はSGによる圧力損失が省かれる点に限定される。このような流路・補助炉心冷却器配置構成をEGCRにおいて実施するためには、SGシュラウドーPCRV間ギャップのアニュラス部を補助冷却系用独立流路とするように流路切替弁を設置する等の方策が考えられる。

既往ガス冷却炉において流路切替弁は差圧駆動方式が一般的であるため、コールドレグ流路の主冷却系から補助系への切替は、ガス循環機による強制循環流量がほぼ0に達するスクラム後40sに切り替わるものとする。その他の冷却器、ダンパー等の運用は基準ケースと同じ条件を適用する。

#### 4.3.4.2 減圧事故

##### (1) 事故後最終質量流量

減圧事故後の燃料被覆管最高温度は、ガス循環機の運転方法に依存する。当解

析では、GBR-4で想定された運転曲線を基準ケースとする。この運転条件では減圧後の最終質量流量を3%に設定しており、循環機回転数は定格比120%相当となる。一方、減圧後の動力系への負荷を低減するには、最終質量流量を低く設定した方が望ましいので、パラメータ計算として最終質量流量1.9%、循環機回転数80%相当の条件を設定し解析する。

### (2) 流出口面積

EGCRの概念設計では、減圧事故時の流出口面積300cm<sup>2</sup>を想定しており、これを基準ケースとする。一方、PCRVの配管貫通部の圧力バウンダリーを多重化し、かつバウンダリー破損時の流出口面積を制限する、いわゆる流出抑制機構を設置することが考えられている。ここでは、流出抑制機構を設けた場合の流出口面積暫定値として100cm<sup>2</sup>とした場合のパラメータ解析を実施し、流出抑制機構による最高温度の低減効果を検討する。

### (3) 格納容器雰囲気圧力

想定外の過酷事象として、減圧事故と全交流電源喪失事故を重ね合わせた事象の熱過渡を解析する。ガスの自然循環力は圧力に強く依存するため、格納容器内雰囲気圧力すなわち減圧事故後の最終圧力および補助炉心冷却器伝熱面積をパラメータとする。

## 4.4 判断基準

燃料ペレット最高温度の制限目安は融点の2650°Cとする。また、燃料被覆管最高温度は定格時830°C、設計基準事象に対して900°C、および設計基準外事象は暫定1200°Cを安全性成立の制限目安とする。

## 4.5 解析結果と考察

### 4.5.1 自然循環崩壊熱除去

図4.5.1～4.5.3に全交流電源喪失時の自然循環による崩壊熱除去熱過渡挙動を示す。初期挙動において、スクラム遅れに起因する燃料及び被覆管の温度上昇および一次ピークが見られ、約1.5秒間にそれぞれ約70°Cおよび約50°C程度上昇した後、炉停止後は速やかに温度は下降する。その後各部の温度は、流量が出力に対して相対的に大きくなるため下降し続け、30秒前後から上昇に転じ、約100秒にて二次ピークを迎える。この時の燃料被覆管最高温度は564°Cであり、EGRが採用している事故時の制限目安温度900°Cよりも十分低い。二次ピーク以降下降した温度は約600秒にて極小値に至り、再び上昇へと転じる。これはSGの隔離を600秒にて行った影響である。その後炉心は約17000秒において三次ピークに到達し、この時の燃料被覆管最高温度は738°Cである。三次ピ

ーク後は崩壊熱除去系による除熱量が崩壊熱を上回るので各部の温度は単調下降する。

#### 4.5.2 減圧事故

減圧事故時の熱過渡挙動を図 4.5.4 および 4.5.5 に示す。一次系冷却材の漏えい開始から 30 秒間は炉心出力が 100%に保たれるため、燃料被覆管温度は徐々に上昇し最高温度サブチャンネルにおいては、948°Cに達している。30 秒における炉内圧力は定格時に対して 10%以上降下していることから、圧力センサーによる減圧の検知は十分行えスクラム信号の発信も可能と考えられる。また炉心出口温度は約 12 秒で定格値よりも 50°C以上高くなっているので、炉心出口温度高による、より早い異常検出・炉停止も可能と考えられる。ちなみに 12 秒時点での燃料及び被覆管の最高温度はそれぞれ 2522°Cおよび 877°Cであり、各々の制限目安 2650°Cおよび 900°C以下である。スクラム後の各部の温度は急激に低下し、50 秒前後から再上昇し約 340 秒においてピークを迎える。この時の最高温度は 742°Cであり、スクラム直前の最高温度よりも低くなっている。

#### 4.5.3 手動停止からの強制循環崩壊熱除去

図 4.5.6～4.5.8 に手動停止後強制循環時の熱過渡挙動を示す。ホットレグ温度はスクラム後 30 秒間に 208°C低下している。燃料被覆管最高温度は 390 秒で極小値を示し、その後若干の上昇を見るものの 700 秒まで 350°C以下で推移する。約 400 秒からの温度上昇は SG の給水温度上昇によるものである。3600 秒以降における各部の温度は 350～400°Cの範囲内にありほぼ一定で推移する。

#### 4.5.4 パラメータ解析

##### 4.5.4.1 自然循環崩壊熱除去

表4.5-1に自然循環崩壊熱除去パラメータ解析における燃料被覆管最高温度一覧を示す。

###### (1) 径方向ピーピング係数

図 4.5.9 に定格運転時炉心軸方向温度分布の比較を示す。ピーピング係数を 1.4 とした場合には、ホットテストサブチャンネルの燃料ペレットおよび燃料被覆管最高温度は、平均チャンネルと比較してそれぞれ 844°Cおよび 113°C高くなっている。また、ピーピング係数を 1.4 とした場合の、燃料ペレットおよび燃料被覆管最高温度は、ピーピング係数 1.3 の場合と比較してそれぞれ 302°Cおよび 54°C高くなっている。ガス冷却では燃料被覆管表面の境膜温度差が大きいため、ピーピング係数増大に対する燃料温度上昇を厳しくしている。

全交流電源喪失時の熱過渡挙動を図 4.5.10～4.5.12 に示す。熱過渡初期から長期にかけてのトレンドは、ピーピング係数による大きな差はない。ピーピング係数が 1.3 から 1.4 に増大した場合、二次および三次ピーク温度はそれぞれ 19°Cおよび 5°C上昇

する結果であり、定格条件の場合ほど大きな差は見られない。

#### (2) 流量半減時間

全交流電源喪失時の熱過渡挙動に関して流量半減時間を 10 秒および 60 秒とした場合の解析結果を、それぞれ図 4.5.13～15 および図 4.5.16～18 に示す。流量半減時間の影響は、自然循環流量が立ち上がる直前のいわゆる二次ピーク温度に顕著に現れている。当解析結果では、流量半減時間 10 秒の場合が 5 秒の場合よりも二次ピーク温度は高くなる傾向がある（表 5.1 参照）。直感的には逆の傾向との印象を受けるが、流量半減時間が 10 秒のケースでは強制循環流量減衰後のコールドレグ温度が高くなるため、自然循環ヘッドが相対的に小さくなり、従って自然循環流量の立ち上がりも緩慢になるため二次ピーク温度が高くなっている。流量半減時間 60 秒のケースでは、二次ピーク発生時刻に該当する 120 秒前後における流量が 25%程度あるため、二次ピークは発生せず、他のケースよりも低温を維持している。三次ピークについては流量半減時間の実質的な影響は無い。

#### (3) 崩壊熱レベル

図 4.5.19～21 に崩壊熱を ANS 基準値の 1.2 倍にした場合の自然循環崩壊熱除去熱過渡特性を示す。基準ケース（図 4.5.2 および 4.5.3）と比較して全体のトレンドに差異は無いが、崩壊熱増の影響として二次および三次ピークはそれぞれ 53°C (564→617°C) および 99°C (738→837°C) 高くなっている。いずれのピーク温度も制限目安 900°Cまで余裕があり、崩壊熱除去に関しては炉心出力の増大あるいは崩壊熱除去系容量の削減を行える余裕がある。

#### (4) 系統圧力損失係数

一次系全体の系統圧力損失を 2 倍とした場合の解析結果を図 4.5.22 および 23 に示す。圧力損失の増加による二次および三次ピークの上昇は、それぞれ 62°C (564→626°C) および 52°C (738→790°C) であり、事故時の制限目安温度を満足している。この温度上昇幅は崩壊熱レベルを 1.2 倍とした場合よりも軽微であり、自然循環崩壊熱除去の熱過渡特性は、圧力損失係数に対しては比較的鈍感であることがわかる。

#### (5) 崩壊熱除去系除熱容量

図 4.5.24 および 25 にエアクーラー伝熱面積を 2/3 倍とした場合の解析結果を示す。先に崩壊熱レベルを 1.2 倍とした場合に除熱能力に余裕が有ったことから推察できるように、エアクーラーの伝熱面積を 2/3 倍に削減しても極端な温度上昇はない。基準ケースからの温度上昇は、除熱容量の影響が顕著な三次ピークに関して 40°C である。

#### (6) 伝熱中心差

補助炉心冷却器を SG 下方設置から SG 上方設置に変更し、一次系内の伝熱中心差を 0.5m から 11m へと拡大した場合の解析結果を図 4.5.26 および 27 に示す。本ケースもエアクーラーの伝熱面積を 2/3 倍としているので、同条件にて補助炉心冷却器を SG 下方設置としたケース（表 4.5.1 パラメータ番号 5、図 4.5.24 および 25 に該当）との比較を行う。意外なことに、二次ピーク温度は伝熱中心差を拡大したにも関わらず、554°C から 680°C に上昇している。この原因を探るために、図 4.5.28 にホットチャンネルおよびコールドレグの温度分布を示す。図において、SG におけるコールドレグ温度の低下が大きい。従って、スクラム後 600 秒までは SG 保有水による冷却が主であり、補助炉心冷却器を上方設置したケースでは SG と炉心との伝熱中心差が小さくなり、自然循環ヘッドおよび流量が減少した結果、補助炉心冷却器を SG の上方に設置したケースの二次ピーク温度が高くなったものと考えられる。

三次ピークが発生する時刻においては、炉内の冷却は崩壊熱除去系のみにより行われており、その結果伝熱中心差の大きいケースの方がピーク温度はやや低く（778 → 750°C）なっている。

#### (7) 崩壊熱除去系起動遅れ時間

SG をスクラム後瞬時に隔離し、かつエアクーラーのダンパー開操作を 300～360 秒に行う運転手順下の熱過渡挙動を図 4.5.29～31 に示す。

ヒートシンクであるエアクーラーからの除熱は 300 秒以前では無効であり、SG 保有水による冷却も存在しない条件であるにも関わらず、二次ピーク温度の上昇は 40°C（542 → 582°C）に留まっている。これは崩壊熱除去系の保有水による冷却が有効なためである。基準ケースとの比較において二次／三次ピーク温度の上昇は 68°C（564 → 632）／24°C（738 → 762°C）となっており影響は小さい。

#### (8) 崩壊熱除去系の型式

図 4.5.32 に独立流路式補助炉心冷却系を採用した場合の自然循環崩壊熱除去時の熱過渡挙動を示す。スクラム直後の出力／流量比が定格条件を越えて迎える一次ピークは基準ケースと同じである（図 4.5.1 参照）。独立流路式における特徴は、三次ピークがない点にある。これは、流路が補助冷却系に切り替わると、一次系および補助系の自然循環流量の立ち上がりと崩壊熱減少とのバランスが温度挙動を支配するので、ピークが発生する過渡的メカニズムが一度に限定されるためである。一方基準ケースでは、SG と補助冷却器が直列にコールドレグを形成しているため、過渡初期の冷却および自然循環ヘッドの供給は SG により行われる。このため、SG の除熱と自然循環流量の立ち上がりおよび崩壊熱の減少により二次ピークが発生する。その後、SG 内保有水が昇温し 600 秒に SG が隔離されると、補助冷却器二次系冷却水の昇温とこ

れに伴う一次系炭酸ガスの昇温が開始され、除熱量と崩壊熱との均衡をもって三次ピークを迎える。

もともと EGCR では熱過渡初期の自然循環ヘッドおよび冷却を SG に依拠しているが、これに対して補助冷却器を下置きとした独立流路方式では SG を迂回するため初期除熱量および自然循環流量を稼ぐことができず、ピーク時の燃料被覆管最高温度は制限目安の 900°C を越えている。一方、上置きの場合は自然循環ヘッドが稼げること、補助冷却器専用流路とすることで多段の管群が流動抵抗をなしていた SG が無くなうことにより、自然循環流量および除熱量の立ち上がりが基準ケースの SG 隔離後よりも速くなる。その結果、過渡時の燃料被覆管最高温度は 642°C となり自然循環の全解析ケース中最低となった。ここで、基準ケースも交えて、過渡ピーク温度発生時の浮力ヘッドおよび圧力損失特性等を比較して、崩壊熱除去流路型式の利害得失を考察する。図 4.5.33 に崩壊熱除去流路型式による自然循環圧力損失特性の比較を示す。基準ケースについては二次および三次の二つのピークを比較対照とする。浮力ヘッドは大きい順に、基準ケース二次ピーク（基準二次）→独立流路式上置二次ピーク（独立上置）→独立流路式下置二次ピーク（独立下置）→基準ケース三次ピーク（基準三次）である。基準二次の浮力ヘッドが最大である原因として、初期の SG の除熱により一次系内温度が低く保持され、他のケースよりも冷却材密度が大きくなっていることが挙げられる。圧力損失係数は炉心部が律速となっていることがわかる。補助冷却系を独立流路とした場合の熱交換器部圧力損失係数は、SG と流路を兼用した場合の 1/4 程度である。一方、炉心部の圧力損失係数は基準三次が他のケースと比べて 20% 減の値を示していることを除けばほぼ同じ値である。次に、ホットチャンネル流量に着目すると、大きい順に、基準二次→独立上置→独立下置→基準三次となっている。図(c)に併記した炉心入口流体密度を見ると、基準二次の流量が最多であることの主因は炉心入口、すなわち一次系内の温度が他のケースよりも低いためであることがわかる。これは SG の初期除熱に依る。基準ケースで過渡時最高温度を示しているのは三次ピーク (738°C) であり、この時の温度は独立上置のピーク温度 (642°C) よりも高い。これは基準三次においては浮力ヘッドが減少している割に炉心圧力損失係数の低下が小さく、自然循環流量が独立上置と比較して大幅に小さくなることによる。従って、過渡時ピーク温度を抑制する観点からは独立上置が基準ケースよりも優れているといえる。ただし、差圧駆動弁等の付帯設備と故障要因が増すことも勘案して独立系統採用のメリットを考えるべきである。三者の中では独立下置が最も高い過渡ピーク温度 (1003°C) を示した。これは、独立下置における過渡ピーク時の流量は基準三次よりも多いものの、ピーク発生時刻は 719 秒、崩壊熱量は 1.95% であり、基準三次の 17000 秒、0.76% よりも発熱条件が厳しいこと、過渡初期の除熱が不足していることが原因と考えられる。従って、補助冷却器を下置きとする場合は SG と直列の流路構成を採ることが必須と判断される。

#### 4.5.4.2 減圧事故

##### (1) 事故後最終質量流量

図4.5.34に減圧事故最終質量流量1.9%条件の運転計画を、図4.5.35および36に解析結果を示す。100秒手前のピークは定格比炉出力が定格比流量を上回るためである。また、1200秒手前までの温度上昇は、減圧に伴う熱伝達の低下および流量／炉出力比の低下によるものである。スクラム後の燃料被覆管ピーク温度は84秒の708°Cおよび1140秒の832°Cである。最終質量流量が3%となるケース(図4.5.4および5)ではスクラム後のピークは330秒においてのみ発生しており、その時の燃料被覆管最高温度は742°Cである。よって本ケースはやや厳しい結果となっているが、制限目安の900°Cは満足しているので、循環機および動力系への負荷を勘案すると、最終質量流量を低減した本運転計画は採用可能と考えられる。

##### (2) 流出口面積

流出抑制機構の敷設により、流出口面積を  $100\text{cm}^2$  相当に制限した場合の減圧事故事の過渡挙動を図4.5.37および38に示す。定格炉内圧力から半減するまでの時間は、流出口  $300\text{cm}^2$  および  $100\text{cm}^2$  に対して、それぞれ 170 秒および 510 秒である。本検討で適用した最終質量流量が 3%となる運転シーケンスにおいても、スクラム直前に最高温度(一次ピーク温度)に到達している。継いで、約 330 秒において二次ピークに達している。流出口面積  $300\text{cm}^2$  および  $100\text{cm}^2$  に対する燃料被覆管最高温度の一次／二次ピーク温度は、それぞれ 948/742°C および 945/711°C であり、流出抑制機構の効果としては二次ピーク温度低減への寄与が大きいことがわかる。しかしながら、以前としてスクラム直前の温度が制限目安を越えているため、この点を改善するためにはスクラムのタイミングをより早期に繰り上げる必要がある。5.2 項で述べたように、炉心出口温度高の信号により早期のスクラムは可能である。

##### (3) 減圧事故および全交流電源喪失事象重ね合わせ時の熱過渡挙動(設計基準外事象)

減圧事故に自然循環崩壊熱除去を重ね合わせた過酷事象に関して、格納容器内雰囲気圧力をパラメータとした解析を実施し成立点を求めた。その結果、格納容器内圧力を 0.7MPa、補助冷却器の伝熱面積を基本仕様の 4 倍に設定することにより、減圧事故においても炉心の冷却が可能であることがわかった。この熱過渡解析結果を図4.5.39 示す。ピーク温度は約 3100 秒において発生しており、この時の燃料被覆管最高温度は 1091°C である。よって、燃料被覆管の内圧クリープによる破損が発生する可能性はあるものの、被覆管の溶融までは 300°C 以上の余裕があり、冷却流路は保持され、事象は終息に向かうものと考えられる。

#### 4.5.5 ヘリウムガス冷却と炭酸ガス冷却との比較

##### 4.5.5.1 検討方針

冷却材物性値の違いが明確にわかるように、敢えて炉心の燃料ピン径、ピンピッチ、発熱密度等の仕様変更は行わない。従って、炉心は EGCR の仕様のまま、冷却材をヘリウムに置き換える。ただし、炉心出入り口温度を EGCR と合わせるために、ガス圧力を EGCR 4.0 MPa から、GBR-4 で採用されている 9.0 MPa に高め、一次主冷却系強制循環流量および SG の伝熱面積を調整する。冷却材による比較は、自然循環崩壊熱除去の基準ケースにて行うこととする。

##### 4.5.5.2 解析結果

炭酸ガスおよびヘリウムガス冷却における定格時の炉心出入り口温度は、以下の循環流量および SG 伝熱面積の変更により一致させた。なお解析モデル上は SG の伝熱面積のみ削減し、圧力損失に関わる伝熱管本数はそのままとした。

	炭酸ガス冷却炉	ヘリウムガス冷却炉
ガス循環流量 (kg/hr)	12,240	→ 2,552
SG 伝熱面積 (m <sup>2</sup> )	52,800	→ 28,050

表 4.5-2 に冷却ガスによる定格状態の比較を示す。炉心圧力損失は、炭酸ガス／ヘリウムガス冷却に対してそれぞれ、0.59／0.14 MPa である。炉心出口温度 525°C における密度で体積流量を求め、体積流量と炉心圧力損失の積により必要は動力を計算すると、炭酸ガス／ヘリウムガス冷却それぞれの炉心圧力損失相当動力は 263.5 MW／65.8 MW である。ちなみに単位圧力損失当たりの動力に換算すると、炭酸ガス／ヘリウムガス冷却それぞれについて、447／470 MW/Pa であり大きな差はない。ここでは EGCR の燃料ピン配置を踏襲した結果、ヘリウムガス冷却の圧力損失が小さくなっているが、実際には、循環機動力として許容される 0.4 MPa 程度の圧力損失が発生する程度に燃料ピンピッチを詰め、炉心のコンパクト化を図ることになる。コンパクト化の程度は、およそ、

$$\begin{aligned}
 \text{縮小後の炉心径} / \text{現状の炉心径} &= (\text{現状の炉心圧力損失} / \text{許容炉心圧力損失})^{1/4} \\
 &= (0.14 / 0.4)^{1/4} \\
 &\approx 1/1.3
 \end{aligned}$$

となり、3割程度の炉心径縮小が期待できる。炉心の流路面積は燃料ピンピッチの縮小は、定性的には熱伝達率および核特性の向上に繋がるのでコスト上のメリットとなる。一方でヘリウムガス冷却の場合、炭酸ガス冷却よりも炉内圧力を高く設定しているこ

と、PCRV 壁の厚さは炉内圧力とキャビティ内径（近似的に炉心径）との積に比例することにより、PCRV 壁厚さは炭酸ガス冷却の 1.6 倍程度となるため、物量面でのコストデメリットが発生する。

図 4.5.40 に燃料ピン軸方向温度分布の比較を示す。ホットテストピンの燃料ペレット／被覆管最高温度は、炭酸ガス冷却の  $2478/818^{\circ}\text{C}$  に対してヘリウムガス冷却は  $2354/762^{\circ}\text{C}$  と低くなっている。これは、ヘリウム冷却により熱伝達率が炭酸ガス冷却の 3 割増しとなったこと、および燃料の熱伝導率はその温度に反比例し、結果として温度の低い方がペレット内の温度勾配も小さくなるためである。また、ヘリウムガス冷却炉の境膜温度差は炭酸ガス冷却の 1/1.4 程度であり、燃料発熱ピーキングに対する耐性は格段に大きい。

図 4.5.41～43 に全交流電源喪失時の熱過渡挙動の比較を示す。初期、短期ともに両者の挙動はほぼ同様である。長期挙動については、ヘリウムガス冷却が炭酸ガス冷却よりも早く三次ピークを迎える。これは、補助炉心冷却器の伝熱面積と同じにした結果、熱伝達の良いヘリウムガス冷却においては炭酸ガス冷却より早期に除熱量が発熱量を越えたためである。二次・三次ピーク温度はヘリウムガス冷却が炭酸ガス冷却より高くなっている。この原因是、ヘリウムは炭酸ガスよりも粘性係数が大きく流動抵抗が炭酸ガスの 3 倍程度あり自然循環流量が低下していることがある。ちなみに、炭酸ガス／ヘリウムガス冷却の三次ピーク発生時刻の自然循環流量はそれぞれ約  $1.6/1.2\%$  である。ヘリウムガスでは自然循環流量は炭酸ガスよりも小さくなるものの、燃料ピン表面熱伝達率は倍近くあるので、ガスバルク温度が上昇している割に被覆管温度は高くならないことがわかる（図 4.5.43 参照）。

#### 4.6 まとめ

EGCR をベースとした炭酸ガス冷却高速炉に関して、自然循環崩壊熱除去、減圧事故およびスクラムからの強制循環を対象に動特性解析を通じた熱過渡挙動を評価した。特に、自然循環崩壊熱除去および減圧事故についてはパラメータ解析を行い、他の冷却材と比較して冷却能力が低いと考えられているガスによる冷却が、崩壊熱除去系の設計仕様および運転条件に対してどの程度の感度を有するかを検討した。これらより、以下の知見を得た。

- ・ 原子炉トリップ時の自然循環崩壊熱除去能力は十分である。一方、減圧事故を重ね合わせれば、格納容器内雰囲気圧力を高く維持し、かつ補助冷却器の伝熱面積を大きくしない限り、自然循環での崩壊熱除去は困難である。
- ・ 自然循環時の熱過渡挙動は、流量半減時間、炉心－補助炉心冷却器伝熱中心差、補助系起動遅れ時間および系統圧力損失の増減に対して敏感では無く、崩壊熱は除去される。一方、燃料被覆管最高温度は、径方向ピーキング係数、すなわちピンの発熱量に対して敏感である。従って、燃料発熱の局所ピーキングを抑制するとともに、高発熱

チャンネルへの適切な流量配分を確保することが肝要である。

- ・ 減圧事故時過渡変化においては、1次ピーク被覆管温度を抑えることがポイントであり、燃料集合体出口温度高あるいは1次系圧力低の信号で早期に炉停止する必要がある。その際、冷却材流出抑制機構の影響の検討も必要である。

また、以下にガス冷却高速炉の炉心冷却性評価に関わる主な研究課題をまとめる。

### 1) 粗面および共存・自然対流状態に対する伝熱流動相関式

粗面の熱伝達特性は、粗面要素の形態（突起、環状リブ、螺旋リブ等）および寸法（高さ、幅、ピッチ等）に依存し、普遍的な整理が困難である。さらに、乱流／層流および強制／共存／自然対流の流動様式を網羅して様々な粗面形態に関する評価式を求めるることは事実上不可能である。従って、設計の進捗を見計らって、有効と目される粗面形態数案に対して実験を行い、性能を確認すると同時に、圧力損失および熱伝達率に関する相関式を整備することが重要である。

一方、普遍的整理が困難な対象には、数値解析の援用による設計、安全評価手法が有効である。特に、サブチャンネルスケール程度の評価対象であれば、最新の乱流解析手法や、あるいは直接解析の適用も可能と考えられる。従って、実験においては、解析手法の検証に耐えるデータ取得を行うことが重要である。

### 2) 炉心多チャンネル間流量配分特性

ナトリウム冷却炉の自然循環崩壊熱除去時には、高温のチャンネルにより多くの冷却材流量が供給される流量再配分効果が存在することが知られている。これは、高温チャンネルほど浮力が大きく、かつ液体固有の特性として温度上昇により粘性係数が小さくなり流動抵抗が低減する相乗効果による。ところがガス冷却においては浮力の効果は液体と同じであるが、粘性係数および流動抵抗は高温のチャンネルの方が大きくなる。従って、ガス冷却では液体冷却ほど流量再配分効果は期待できない。この点で、ガス冷却による自然循環崩壊熱除去がどの程度厳しくなるのか、炉心の平均温度、径方向ピーピング等をパラメータとして確認することが重要である。

### 3) 放射伝熱の考慮

減圧事故と流量喪失を重ね合わせたような過酷事象においては、燃料被覆管最高温度が1000°Cを越えていることから、本来ならば被覆管同士およびサブチャンネル軸方向のストリーミングによる放射伝熱による冷却が期待できる。特に、炭酸ガス冷却ではヘリウムガスと比較して熱伝導率の低いので、放射伝熱の考慮による裕度拡大が期待できる。

灰色体放射伝熱の評価法は数学的に確立されており、物理モデルや相関式に頼っている乱流や共存対流熱伝達の評価法と比較して不確定性が小さい。従って、評価コードの

整備が求められると同時に、放射物性関連の情報充実が求められる研究課題である。

表 4.1-1 解析対象炭酸ガス冷却炉主要目

炉心熱出力	(MWt)	3600
冷却材ガス圧力	(MPa)	4.2
ガス循環流量	(kg/s)	12240
原子炉出口／入口温度	(°C)	525／266
燃料集合体		
集合体体数	(体)	550
燃料ピン本数	(本／集合体)	169
燃料ピン径	(mm)	8.2
燃料ピン肉厚	(mm)	0.42
ピンピッチ	(mm)	12.7
ラッパ管内対面距離	(mm)	171.2
有効発熱長	(mm)	1500
粗面長	(mm)	1500
リブ高さ	(mm)	0.112
リブ巾	(mm)	0.587
リブピッチ	(mm)	1.214
二次系ホットレグ／コールドレグ温度	(°C)	490／115
二次系ループ数		12
SG		
基数	(基)	12
交換熱量	(MW／基)	300
蒸気温度	(°C)	490
伝熱面積	(m <sup>2</sup> ／基)	4400
伝熱管外径	(mm)	30.0
伝熱管肉厚	(mm)	3.75
崩壊熱除去系		
補助炉心冷却器		
基数	(基)	12
強制循環時除熱量	(MW／基)	15
伝熱面積	(m <sup>2</sup> ／基)	119.6*
伝熱管外径	(mm)	30.0*
伝熱管肉厚	(mm)	3.75*
空気冷却器(ローフィンチューブ使用)		
基数	(基)	4*
強制循環時除熱量	(MW／基)	15*
伝熱面積(フィン込み)	(m <sup>2</sup> ／基)	2250*
伝熱管外径	(mm)	30.0*
伝熱管肉厚	(mm)	3.75*
給水圧力	(MPa)	10
給水温度	(°C)	100

\*: 暫定値

表 4.1-2 安全解析に使用した工学的安全係数

	誤差 3· $\sigma$	サブチャン ネル温度係 数	境膜温度差 係数	被覆管表面- 肉厚中心間
<b>統計誤差</b>				
<b>寸法公差</b>				
燃料棒ピッチ	0.50	1.011	1.001	1.000
グリッドスペーサー	1.00	1.000	1.000	1.000
彎曲	1.00	1.000	1.000	1.000
<b>燃料被覆管</b>				
外径	0.27	1.003	1.000	1.000
平均肉厚(内径)	0.31	1.000	1.000	1.034
肉厚の周方向分布	4.80	1.000	1.000	1.030
<b>ペレット</b>				
外径	0.64	1.015	1.015	1.014
密度(局所効果)	3.50	1.000	1.035	1.035
富化度(領域効果)	0.50	1.006	1.000	1.000
オリフィス校正誤差	5.00	1.050	1.040	1.000
粗面リブ高さ	10.00	1.016	1.000	1.000
ラッパー管のスウェリン ホットスポット発生位置		1.000	1.000	1.000
<b>相関式および物性値</b>				
<b>冷却材</b>				
比熱	0.50	1.000	1.002	1.000
密度	0.50	1.000	1.002	1.000
動粘性係数	4.50	1.000	1.030	1.000
熱伝導率	7.20	1.000	1.040	1.000
被覆管熱伝導率	10.00	1.000	1.000	1.000
熱伝達率(境膜係数)	10.00	1.000	1.100	1.000
摩擦係数	10.00	1.002	1.007	1.000
統計誤差の合計	3· $\sigma$	1.056	1.125	1.116
	2· $\sigma$	1.037	1.083	1.077
<b>累積誤差</b>				
熱流動解析	2.00	1.020	1.020	1.020
径方向ピーキング				
軸方向ピーキング		1.040	1.050	1.050
制御棒によるピーキング				
ガンマ発熱				
入口ブレナムの偏流	0.50	1.005	1.004	1.000
入口温度 <sup>b</sup>	6°C	1.005	1.004	1.000
熱伝達率の軸方向分布	-70.00	1.000	1.067	1.000
熱伝達率の燃料ピン周方向分布	-11.00	1.000	1.050	1.000
累積誤差の合計		1.071	1.210	1.071
工学的安全係数合計	3· $\sigma$	1.131	1.361	1.195
	2· $\sigma$	1.111	1.311	1.153
<b>工学的安全係数の分離</b>				
出力に関わる安全係数	3· $\sigma$		1.090	
	2· $\sigma$		1.077	
出力以外の統計誤差		1.000	1.000	1.000
出力以外の累積誤差		1.030	1.152	1.020
出力以外の安全係数		1.030	1.152	1.020

a : 1.000 に近い値

b : 工学的安全係数に加えて炉心入口温度に 6°C を加算する必要有り

表 4.2-1 炉心摩擦損失相関式一覧

	層流域 : $Re \leq Re_L$	遷移域 : $Re_L < Re < Re_T$	乱流域 : $Re \geq Re_T$
粗面	<p>層流-遷移域臨界レイノルズ数 (Cheng-Todreas の式)  <math>Re_L = 300 \times 10^{1.7(P/D-1.0)}</math>          記号は下記に同じ</p> <p>摩擦損失相関式          Modified-Sparrow の式</p> $f = \frac{K}{Re} \left( \frac{T_w}{T_b} \right)$ $K = -128 + 260(P/D) - 60(P/D)^2$ <p>ここで、  <math>P</math> : ピンピッチ、  <math>D</math> : ピン径、粗面の場合はリブの体積を考慮したピン外径 <math>d_{vol}</math> を用いる</p> $d_{vol} = 2r_{vol}$ $r_{vol} = 0.5\sqrt{(D-2h)^2 + D^2w/p - (D-2h)^2w/p}$ $T_w$ : 被覆管壁の温度、 $T_b$ : 冷却材のバルク温度 適用範囲: $1.3 < P/D < 1.5$	<p><math>5 &lt; h^+ &lt; 70</math> に対して</p> $f = f_R(Re_R) + [3\{f_s(Re_S) - f_R(Re_R)\} + CRe_S \dot{f}_s(Re_S)](\phi - 1)^2$ $+ [2\{f_s(Re_S) - f_R(Re_R)\} + CRe_S \dot{f}_s(Re_S)](\phi - 1)^3$ $Re_S = Re(h^+ = 5)$ $Re_R = Re(h^+ = 70)$ $\dot{f}_s(Re) = \frac{d}{d(Re)} f_s(Re)$ $\phi = \frac{\log_{10} Re - \log_{10} Re_S}{\log_{10} Re_R - \log_{10} Re_S}$ $C = (\log_{10} Re_R - \log_{10} Re_S) \ln 10$ <p>ここで、  <math>Re(h^+ = 5)</math> と <math>Re(h^+ = 70)</math> の値は、繰り返し法を用いて以下の式を解くことにより求める</p> $Re(h^+ = 5) : (h/D_{vol})Re \sqrt{f_s(Re)/8} - 5 = 0$ $Re(h^+ = 70) : (h/D_{vol})Re \sqrt{f_R(Re)/8} - 70 = 0$ <p><math>f_R(Re)</math> : Baumann の式による摩擦損失係数  <math>f_s(Re)</math> : 推奨された平滑面圧力損失相関式。但し、ここでの <math>f_s(Re)</math> はリブを考慮した体積平均による水力等価直径 <math>D_{vol}</math> を用いる。</p> $D_{vol} = \frac{2(r_0^2 - r_{vol}^2)}{r_{vol}}, r_0 = \sqrt{\frac{\sqrt{3}}{2\pi}}P, r_{vol} = 0.5\sqrt{(D-2h)^2 + D^2w/p - (D-2h)^2w/p}$	<p>遷移域-乱流臨界レイノルズ数 (Cheng-Todreas の式)  <math>Re_T = 10000 \times 10^{0.7(P/D-1.0)}</math>          記号は層流域の欄参照</p> <p><math>h^+ \geq 70</math> の完全粗面に対して</p> <p>Baumann の式</p> $\sqrt{8/f} = 2.5 \ln(L/h) + R - G$ $R_0 = a_1(p/h)^{a_2} + a_3(p/h)^{a_4}$ $a_1 = 18.5(h/w)^{-0.9473}$ $a_2 = -1.143(h/w)^{-0.147}$ $a_3 = 0.33(h/w)^{0.1483}$ $a_4 = 0.758(h/w)^{-0.11}$ $R_{k1,k2} = 2.900 + 1.490(h/L) - 1.972(h/L)^2$ $R_{0k1,k2} = 2.900$ $R = R_0 + (R_0/R_{0k1,k2})(R_{k1,k2} - R_{0k1,k2})$ $G = 3.75, L = D_{vol}/2$ $h^+ = hu^*/v = (h/D_{vol})Re \sqrt{f/8}$ <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li><math>u^*</math> : 摩擦速度</li> <li><math>D_{vol}</math> : リブを考慮した体積平均による等価直径</li> <li><math>p</math> : リブピッチ</li> <li><math>h</math> : リブ高さ</li> <li><math>w</math> : リブ幅</li> </ul> <p>適用範囲: <math>R_0 &lt; 10, 1 &lt; p/h &lt; 40, 0.3 &lt; h/w &lt; 8</math></p>
平滑面		<p>平滑面および粗面で <math>0 &lt; h^+ \leq 5</math> の場合</p> $f_{TR} = (1-\psi)^\gamma f_L + \psi^\gamma f_T, \gamma = 9/10$ $\psi = \frac{\log_{10} Re - \log_{10} Re_L}{\log_{10} Re_T - \log_{10} Re_L}$ <p>ここで、  <math>f_L</math> : 修正 Sparrow 式より求める圧損係数  <math>f_T</math> : Martelli 式より求める圧損係数          粗面の場合はリブを考慮した体積平均による水力等価直径を用いる</p>	<p>Martelli の式</p> $f = 1.04(0.0056 + 0.5 Re^{-0.32})$ <p>適用範囲: <math>Re &gt; 10^4, 1.3 &lt; P/D &lt; 1.5</math></p>

表 4.2-2 炉心伝熱相關式一覧

	層流域 : $Re \leq Re_L$	遷移域 : $Re_L < Re < Re_T$	乱流域 : $Re \geq Re_T$
粗面	<p>Miyatake の式</p> $Nu = \frac{3.1(P/D-1)^{0.1} + 324(P/D-1)^{1.6}}{1+69.5(P/D-1)^{2.4}}$ <p>ここで</p> $Nu = \alpha \frac{D}{\lambda}$ <p><math>D</math> : ピン径、粗面の場合はリブの体積を考慮したピン外径 <math>d_{vol}</math> を用いる</p> $d_{vol} = 2r_{vol}$ $r_{vol} = 0.5\sqrt{(D-2h)^2 + D^2 w/p - (D-2h)^2 w/p}$ <p>適用範囲 : <math>1.1 \leq P/D \leq 4.0</math></p>	<p><math>5 &lt; h^+ &lt; 70</math></p> $h = (1-\phi)^\gamma h_s + \phi^\gamma h_R$ $\phi = \frac{\log_{10} Re - \log_{10} Re_s}{\log_{10} Re_R - \log_{10} Re_s}$ $\gamma = 1.0$ $Re_s = Re(h^+ = 5) : (h/D_{vol}) Re \sqrt{f_s(Re)/8} - 5 = 0$ $Re_R = Re(h^+ = 70) : (h/D_{vol}) Re \sqrt{f_R(Re)/8} - 70 = 0$ <p>ここで、</p> <p><math>h_s</math> : 推奨された熱伝達関係式より求めた熱伝達率。但し、リブを考慮した体積平均による水力等価直径 <math>D_{vol}</math> (下欄参照) を用いる。</p> <p><math>h_R</math> : Webb 式より求めた熱伝達率</p>	<p><math>h^+ \geq 70</math> の完全粗面の場合 Webb の式</p> $St = \frac{\xi/8}{1 + \sqrt{\xi/8} [4.5(h^+)^{0.28} Pr^{0.57} - 0.95(p/h)^{0.53}]}$ $\sqrt{8/\xi} = 2.5 \ln[D_{eq}/2h] - 3.75 + 0.95(p/h)^{0.53}$ $h^+ = hu^*/\nu = (h/D_{eq}) Re \sqrt{\xi/8}$ <p>ここで、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li><math>h^+</math> : ラフネスレイノルズ数</li> <li><math>u^*</math> : 摩擦速度</li> <li><math>D_{eq}</math> : 等価直径</li> <li><math>h</math> : リブ高さ</li> <li><math>p</math> : リブピッチ</li> </ul> <p>適用範囲 : <math>0.004 &lt; h/D_{eq} &lt; 0.08</math>、<math>10 &lt; p/h &lt; 40</math>、<math>0.71 &lt; Pr &lt; 37.6</math></p>
平滑面		<p>平滑面および粗面で <math>0 &lt; h^+ \leq 5</math> の場合</p> $h_{TR} = (1-\psi)^\gamma h_L + \psi^\gamma h_T$ $\psi = \frac{\log_{10} Re - \log_{10} Re_L}{\log_{10} Re_T - \log_{10} Re_L}$ $\gamma = 1.0$ <p>ここで、</p> <p><math>h_L</math> : Sparrow の式より求めた熱伝達率</p> <p><math>h_T</math> : 修正 Petukhov 式より求めた熱伝達率</p> <p>粗面の場合はリブを考慮した体積平均による水力等価直径 <math>D_{vol}</math> を用いる。</p> $D_{vol} = \frac{2(r_0^2 - r_{vol}^2)}{r_{vol}}, \quad r_0 = \sqrt{\frac{\sqrt{3}}{2\pi}} P,$ $r_{vol} = 0.5\sqrt{(D-2h)^2 + D^2 w/p - (D-2h)^2 w/p}$	<p>修正 Petukhov の式</p> $Nu = Nu_{cir} [1 - \phi(Pr)] \left[ \frac{D_2}{D_1} \right]^{n(Pr)} \left( \frac{T_w}{T_{in}} \right)^{-0.2}$ $Nu_{cir} = \frac{(\xi/8) Re Pr}{k + 12.7 \sqrt{(\xi/8)} (Pr^{2/3} - 1)}$ $\xi = (1.82 \log_{10} Re - 1.64)^{-2}$ $k = 1.07 + 900/Re - 0.63/(1+10Pr)$ $\phi(Pr) = 0.45/(2.4 + Pr)$ $n(Pr) = 0.16 Pr^{-0.15}$ $D_2 = \sqrt{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}} P$ $Re = \frac{u_m(D_2 - D_1)}{\nu}, \quad Pr = \frac{\nu}{a}$ <p>ここで、<math>u_m</math> : 冷却材平均流速、<math>D_1</math> : ピン径、<math>T_w</math> : 管壁の温度、<math>T_{in}</math> : 流路の入口部冷却材温度</p> <p>適用範囲 : <math>4 \times 10^3 &lt; Re &lt; 6 \times 10^5</math>、<math>0.6 &lt; Pr &lt; 1.5</math></p>

表 4.3-1 パラメータ解析ケースマトリクス

パラメーター	単位	基準ケース	パラメーター解析ケース
<b>自然循環崩壊熱除去</b>			
径方向ピーリング係数	(-)	1.30	1.40
流量半減時間	(s)	5	10 60
崩壊熱レベル	(倍)	1.0	1.2
系統圧力損失	(倍)	1	2
崩壊熱除去系除熱容量:エアーラー伝熱面積	倍	1	2/3
伝熱中心差	(m)	約0.5	約11
崩壊熱除去系起動遅れ時間	(s)	60	360
崩壊熱除去系の型式	(-)	SG共通 コールドレグ	独立流路式 補助冷却器下置 伝熱中心差約 0.5m 独立流路式 補助冷却器上置 伝熱中心差約 11m
<b>減圧事故</b>			
事故後最終質量流量	(%)	3.0	1.9
流出口面積	(cm <sup>2</sup> )	300	100
格納容器雰囲気圧力(自然循環重ね合わせ)	(MPa)	-	除熱成立圧力・冷却器伝熱面積

表 4.5.1 自然循環崩壊熱除去パラメーター解析結果の燃料被覆管最高温度一覧

パラメーター	単位	基準ケース	パラメーター 解析ケース	一次ピーク温度 (°C)	二次ピーク温度 (°C)	三次ピーク温度 (°C)
基準ケース結果	—	—	—	867	564	738
以下パラメーター解析結果						
パラメーター番号						
1 径方向ピーピング係数	(-)	1.3	1.4 (1.08)*	926	585	743 (1.02)**
2 流量半減時間	(s)	5	10 (2.00) 60 (12.0)	848	574	738 (1.00)
3 崩壊熱レベル	(倍)	1.0	1.2 (1.20)	832	二次ピーク無し	740 (1.01)
4 系統圧力損失	(倍)	1	2 (2.00)	867	617	837 (1.46)
5 崩壊熱除去系除熱容量:エアクラー伝熱面	倍	1	2/3 (0.67)	908	626	790 (1.24)
6 伝熱中心差	(m)	約0.5	約11 (22.0)	867	565	779 (1.19)
7 崩壊熱除去系起動遅れ時間	(s)	60	360 (6.00)	867	680	750 (1.06)
8 崩壊熱除去系の型式	(-)	SG共通 コールドレグ SG共通 コールドレグ	独立流路式 補助冷却器下置 独立流路式 補助冷却器上置	867	632 1003	無し
				867	642	無し

\* : パラメーターの値の基準ケースとの比

\*\* : {パラメーター解析ピーク温度一定格炉心出口温度 (525) } / {基準ケースピーク温度 (738) 一定格炉心出口温度 (525) }

表 4.5.2 冷却ガスによる定格状態の比較

	炭酸ガス冷却炉	ヘリウムガス冷却炉
ガス圧力 (MPa)	4.2	9.0
炉心部圧力損失 (MPa)	0.59	0.14
サブチャンネル内流速 (m/s)	60.6	65.3
熱伝達率 (W/m <sup>2</sup> /K)	6057	8115
摩 擦 損 失 係 数	0.0634	0.0634
ガスバルク温度* (°C)	544	572
燃料被覆管最高温度 (°C)	818	762
燃料最高温度 (°C)	2478	2354
ガス熱伝導率** (W/m <sup>2</sup> /K)	0.0537	0.310
ガス動粘性係数 (m <sup>2</sup> /s)	1.13E-6	7.05E-6
ガス密度 (kg/m <sup>3</sup> )	27.4	5.43
ガス比熱 (J/kg/K)	1183	5192

\* : 燃料被覆管最高温度が発生した位置のガスバルク温度

\*\* : 炉心出口温度 525°C、炉内圧力における値

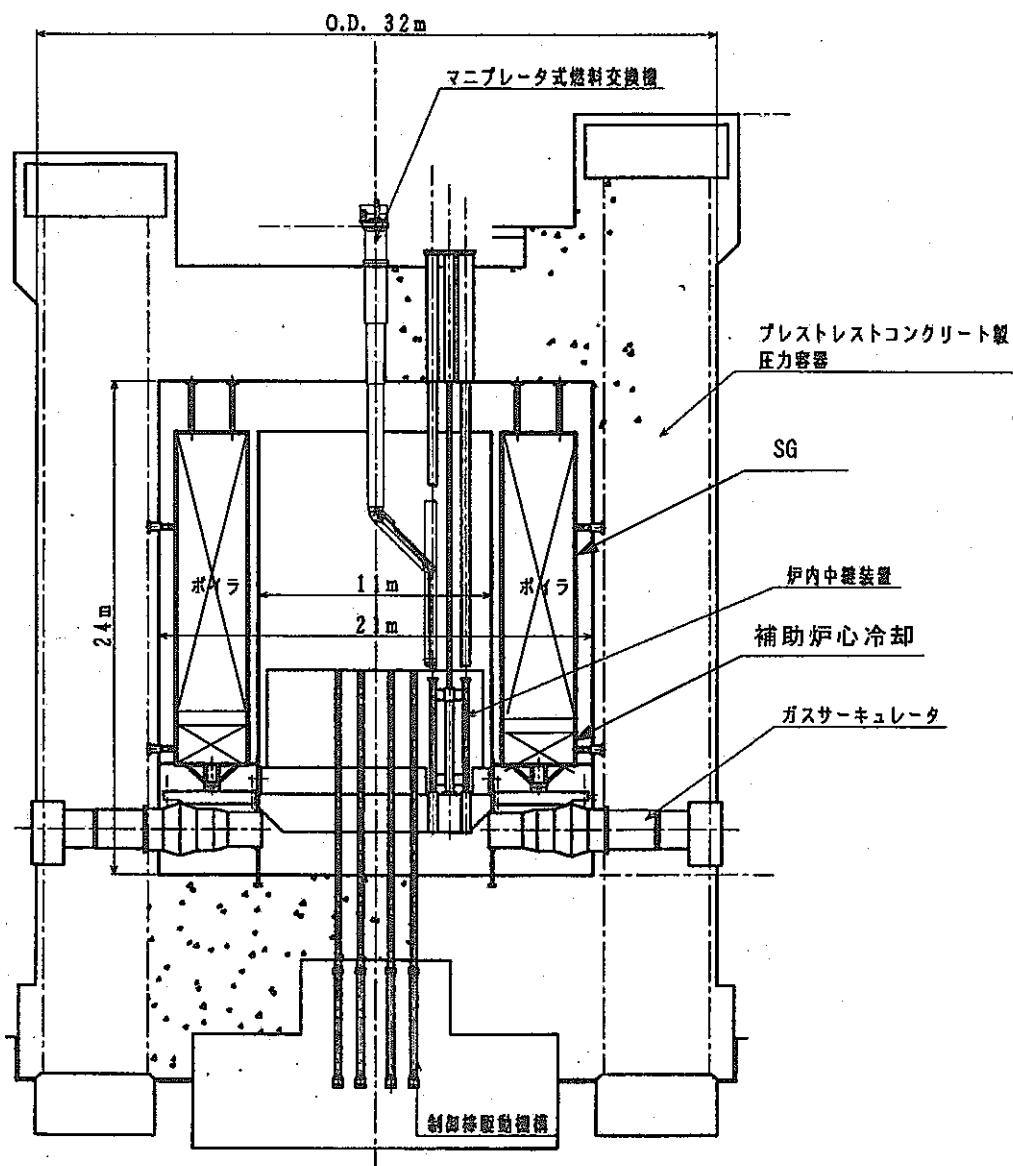
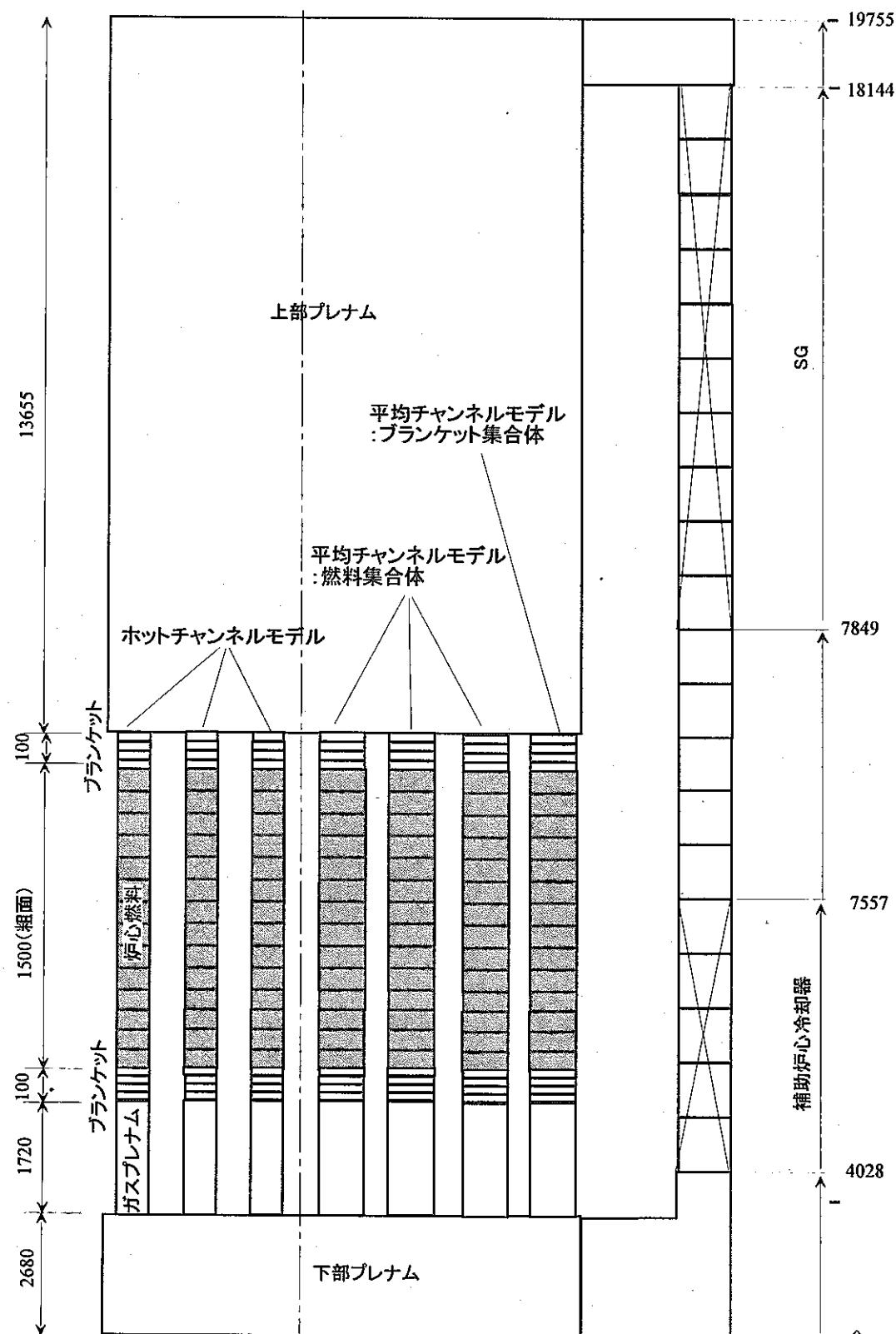
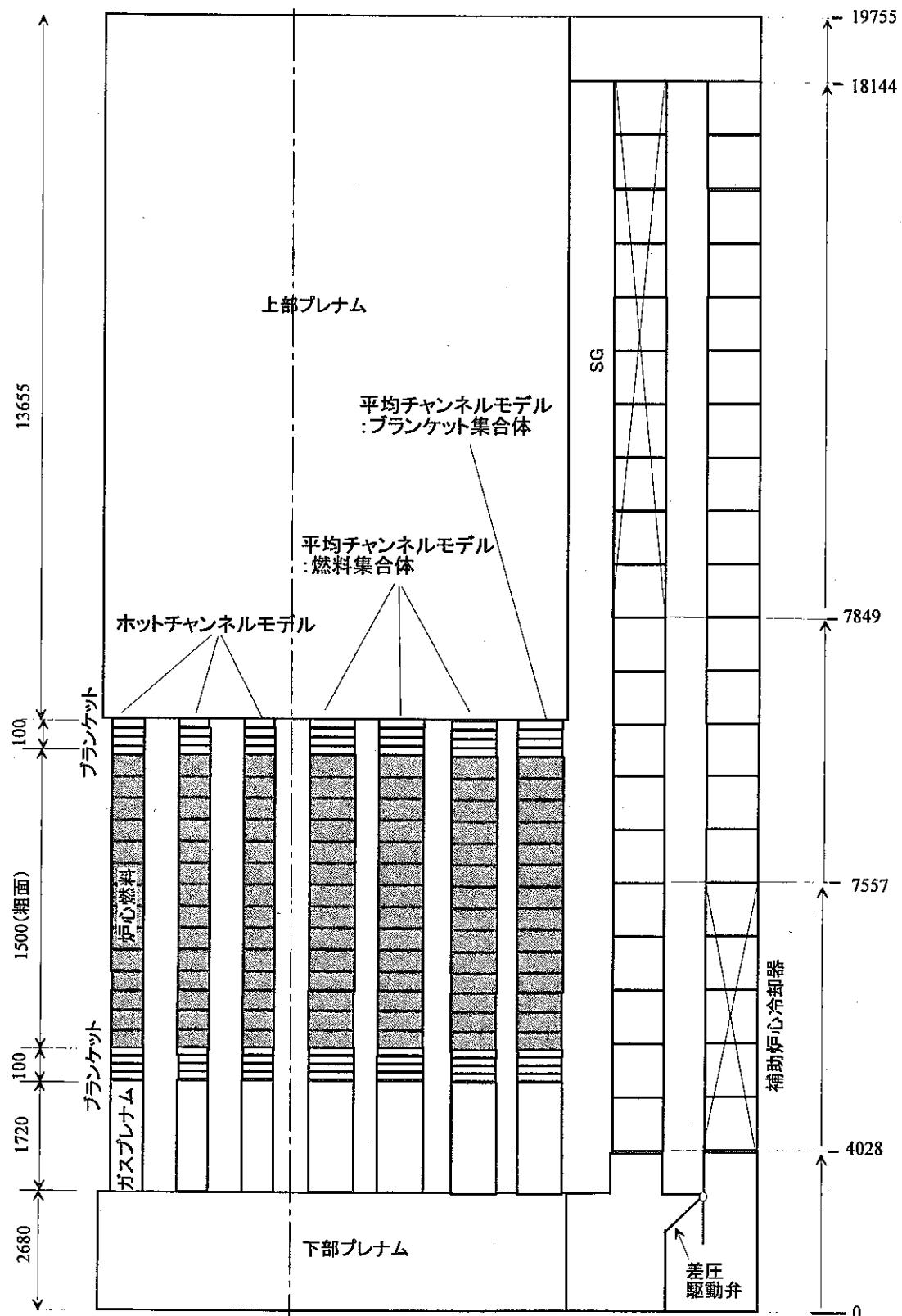


図 4.1-1 EGCR 概念図



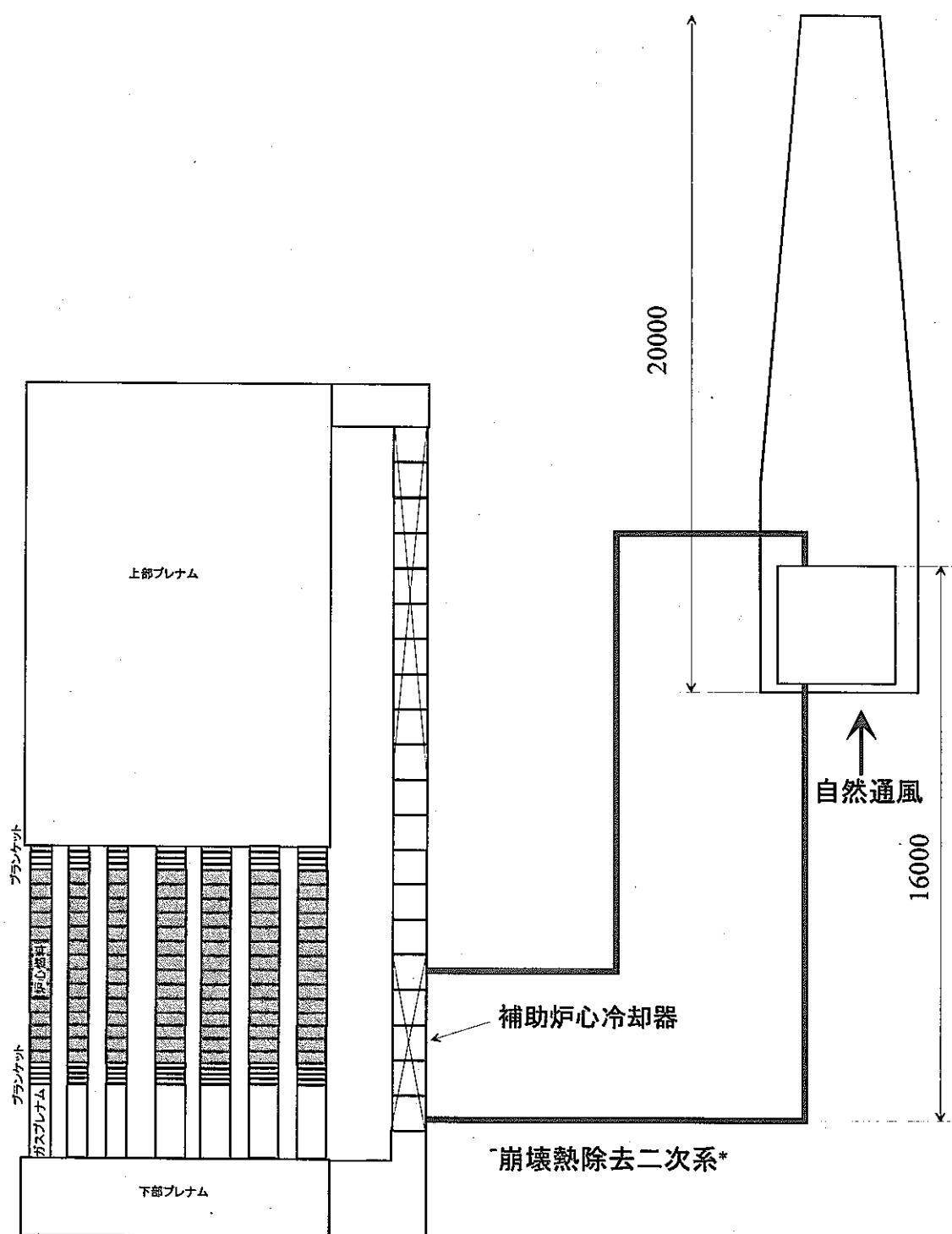
(a) 炉心および一次主冷却系：SG-補助炉心冷却器直列配置型式

図 4.1-2 炭酸ガス冷却炉プラント動特性解析モデル (1/3)



(b) 炉心および一次主冷却系：補助冷却系独立流路型式

図 4.1-2 炭酸ガス冷却炉プラント動特性解析モデル (2/3)



\*補助冷却系独立流路方式においても補助炉心冷却器が崩壊熱除去二次系と接続される

(c) 崩壊熱除去系

図 4.1-2 炭酸ガス冷却炉プラント動特性解析モデル (3/3)

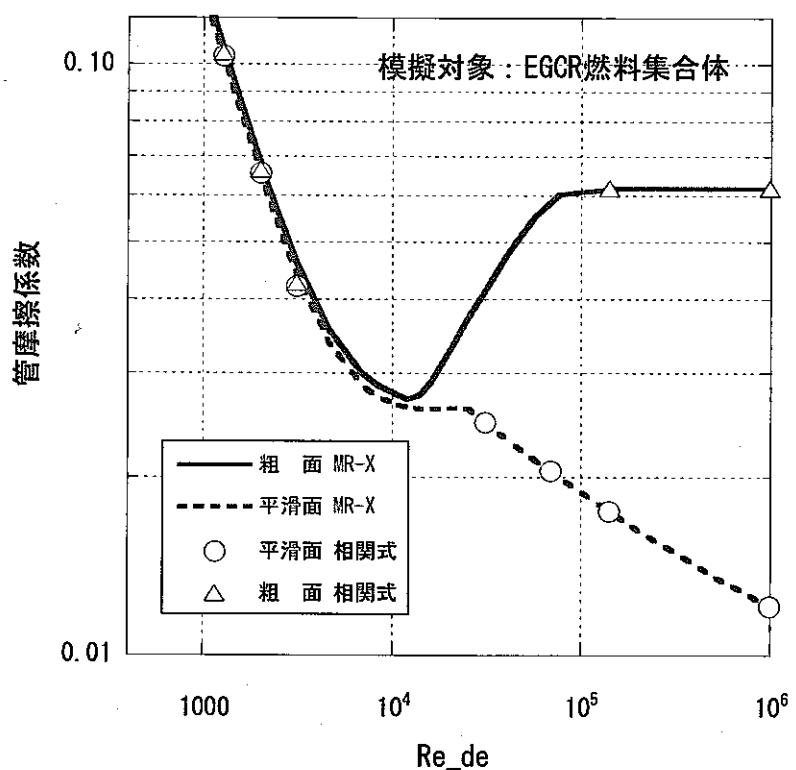


図 4.2-1 MR-X コード組込摩擦損失相関式の検証

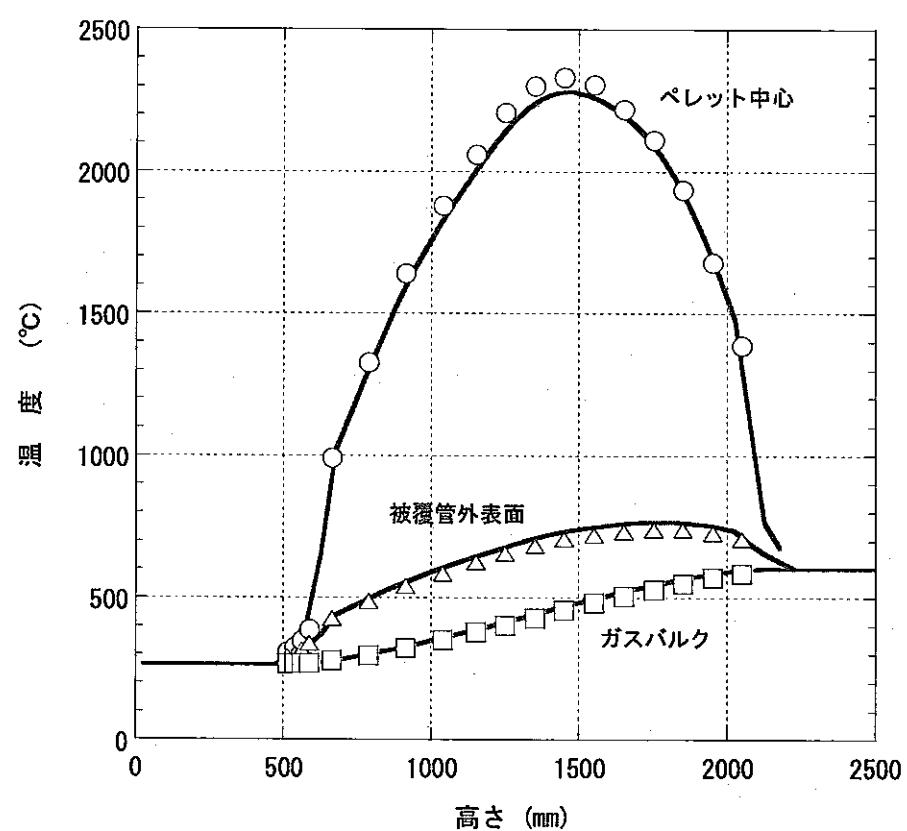


図 4.2-2 ASFRE と MR-X との比較によるコード組込伝熱相関式の検証

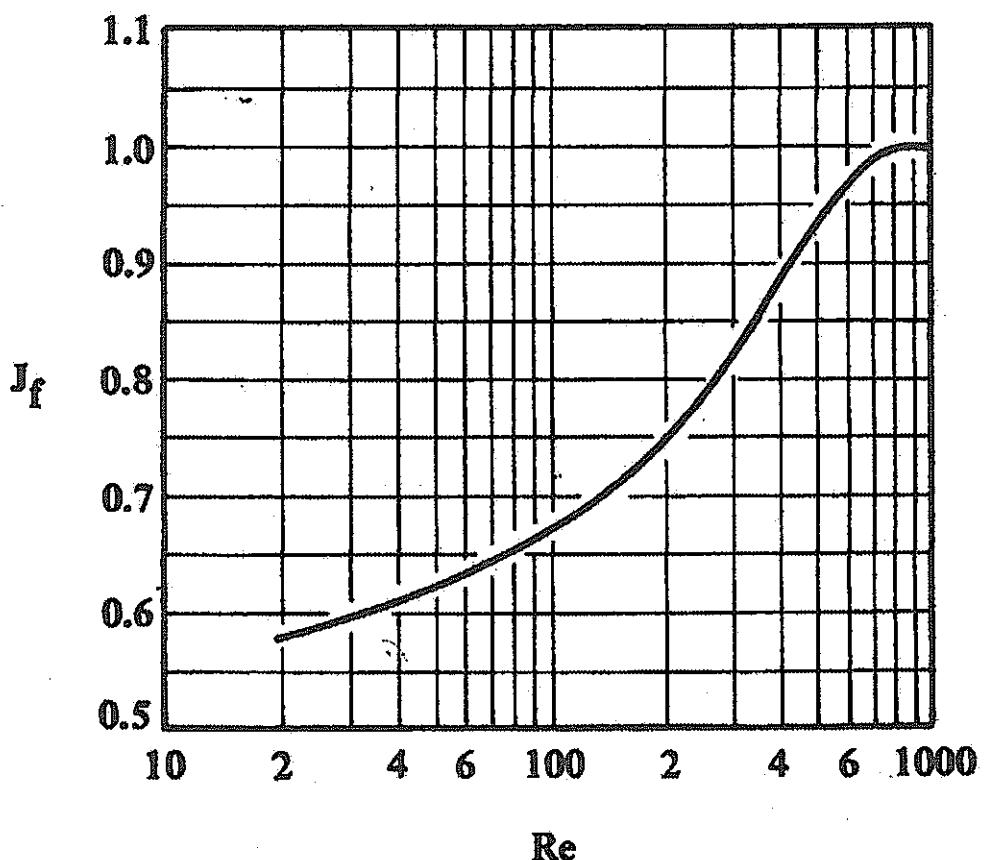


図 4.2-3 低レイノルズ数領域のローフィン管熱伝達補正係数（文献[4-7]より引用）

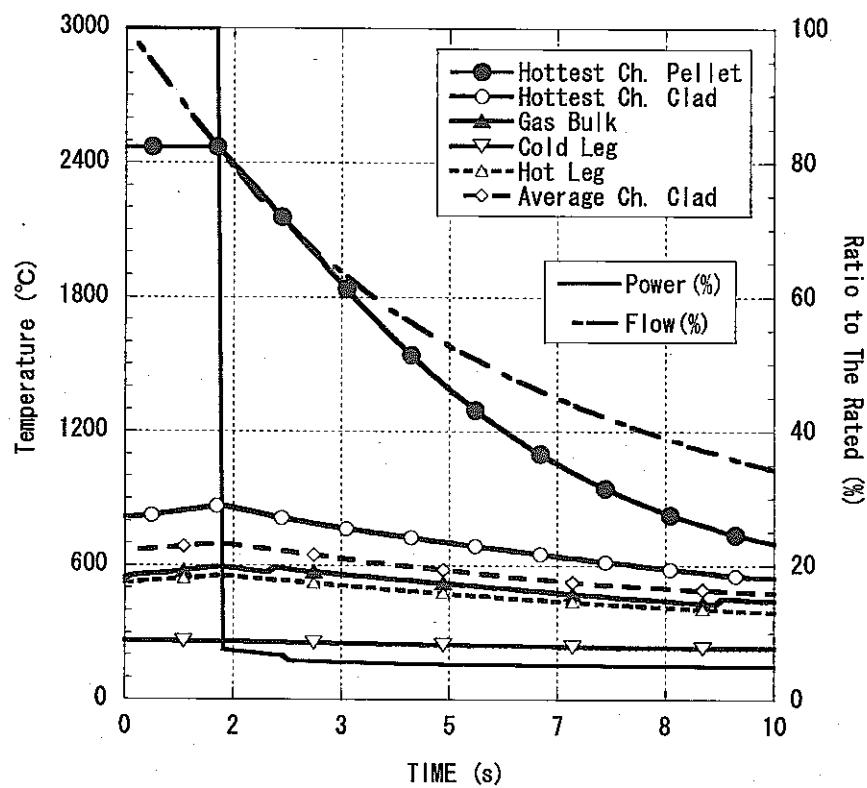


図 4.5.1 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（初期）：基準ケース

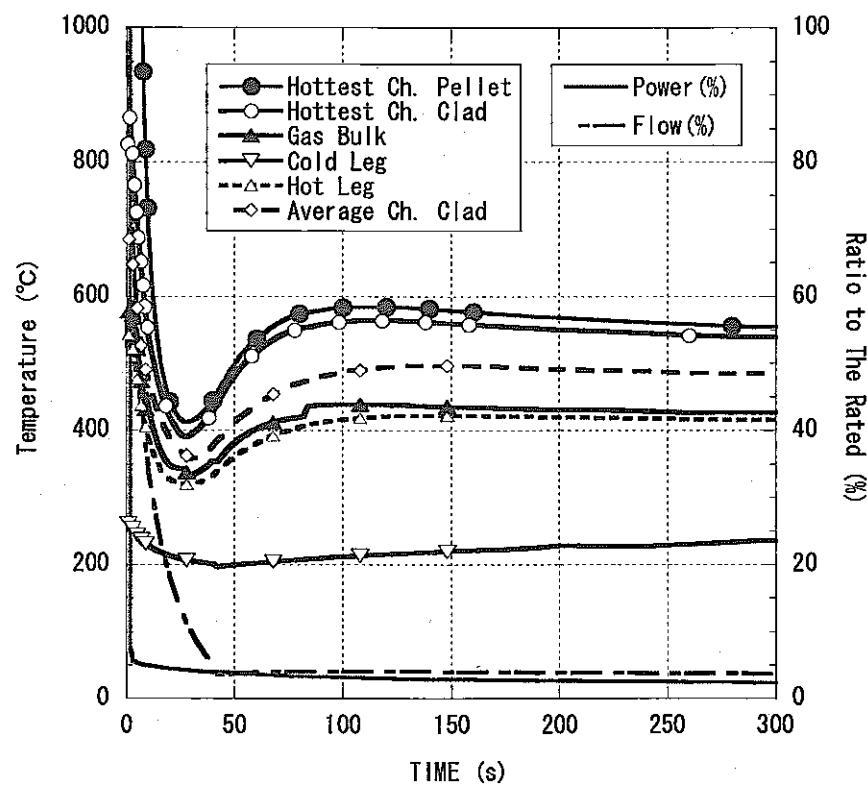


図 4.5.2 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：基準ケース

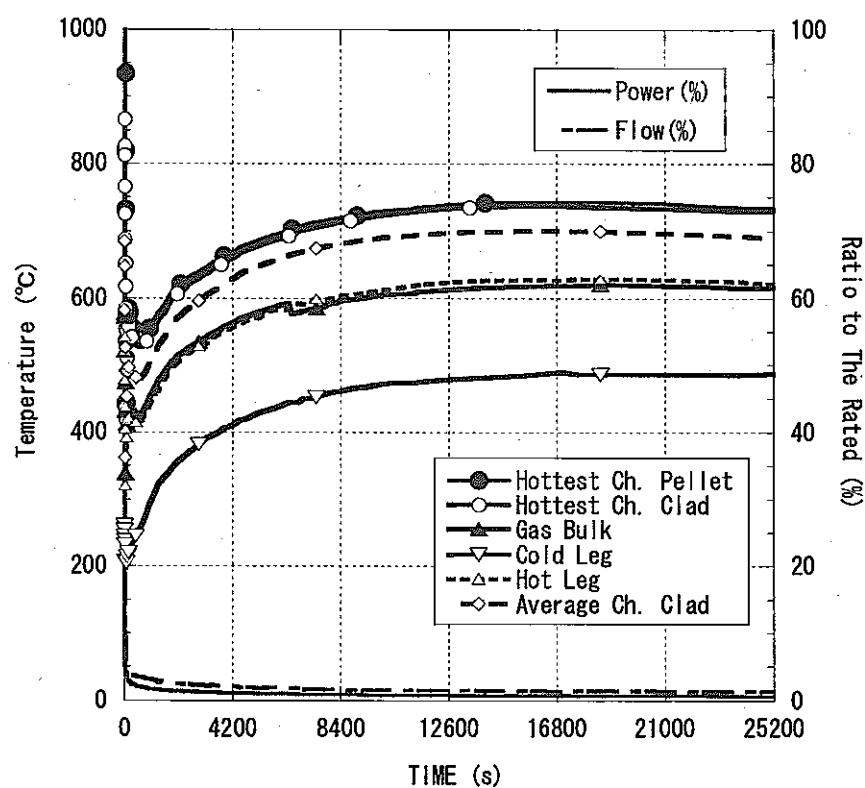


図 4.5.3 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：基準ケース

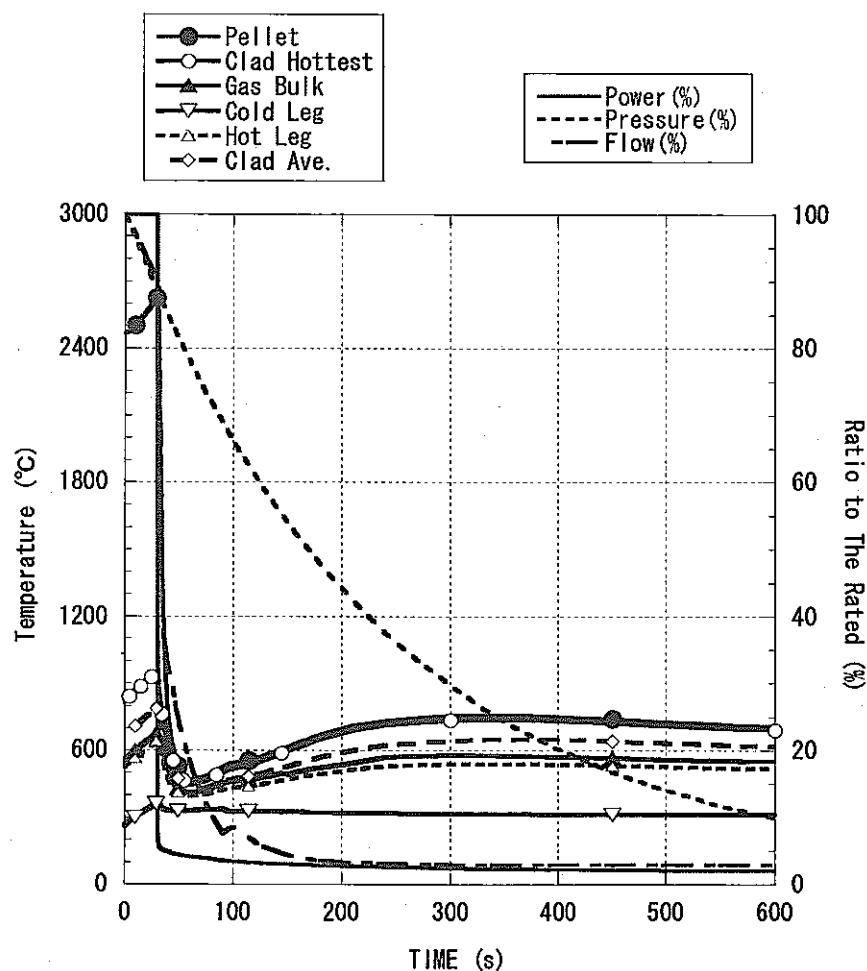


図 4.5.4 減圧事故時の熱過渡挙動（短期）：開口面積 300cm<sup>2</sup>

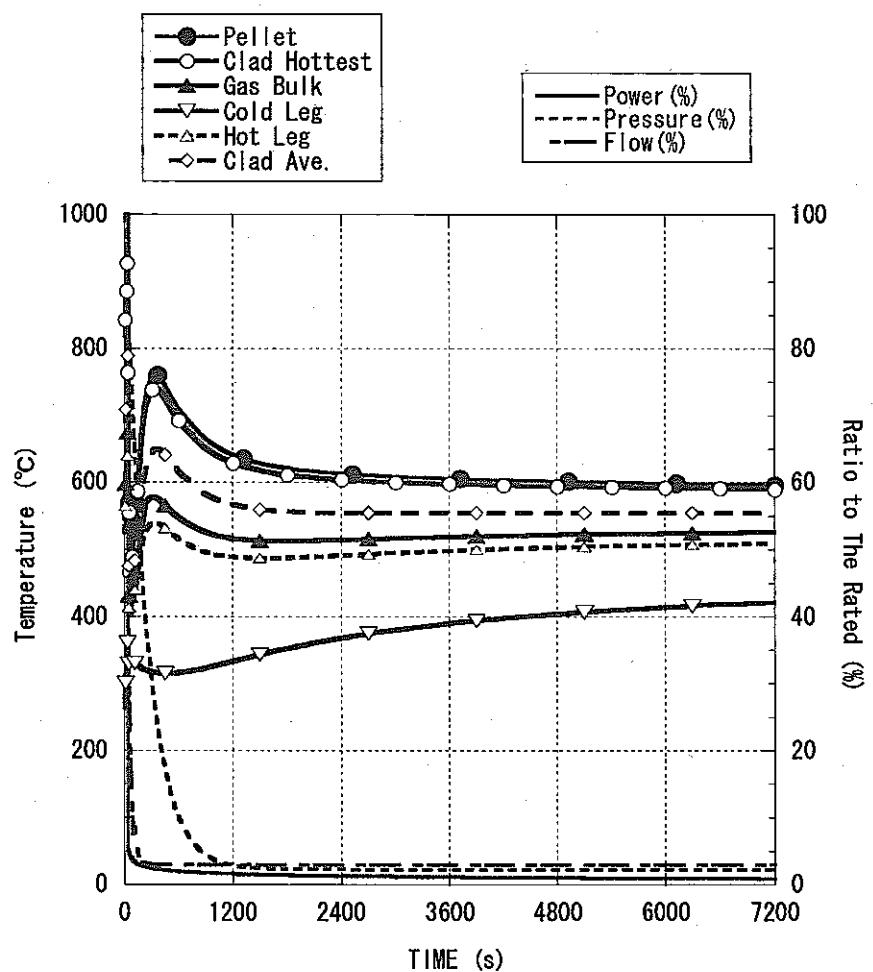


図 4.5.5 減圧事故時の熱過渡挙動（長期）：開口面積 300cm<sup>2</sup>

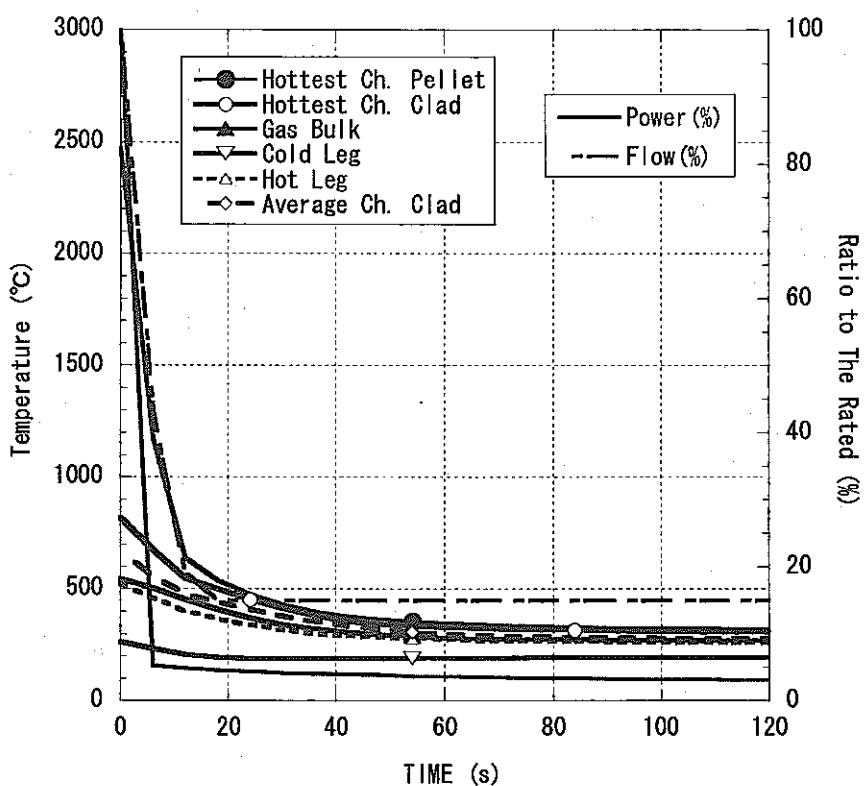


図 4.5.6 手動停止後強制循環時の熱過渡挙動（初期）

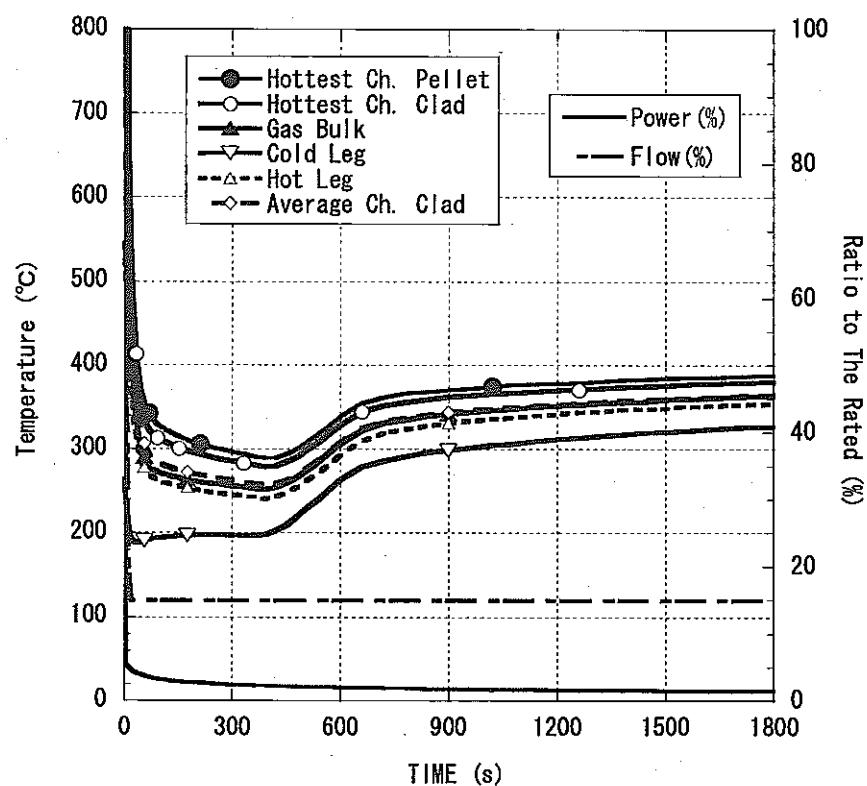


図 4.5.7 手動停止後強制循環時の熱過渡挙動（中期）

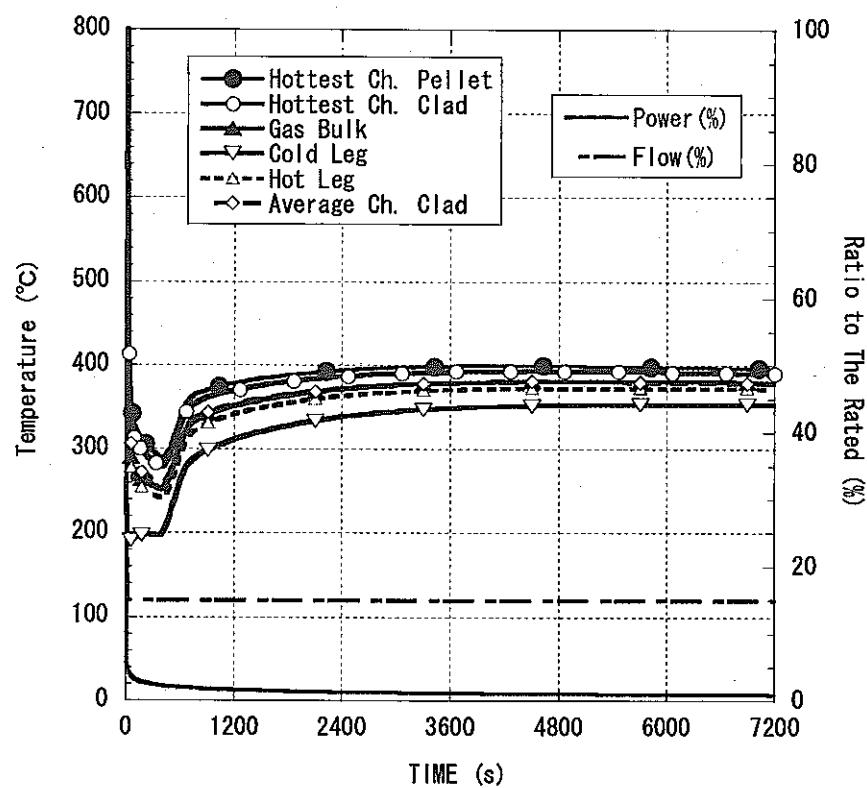
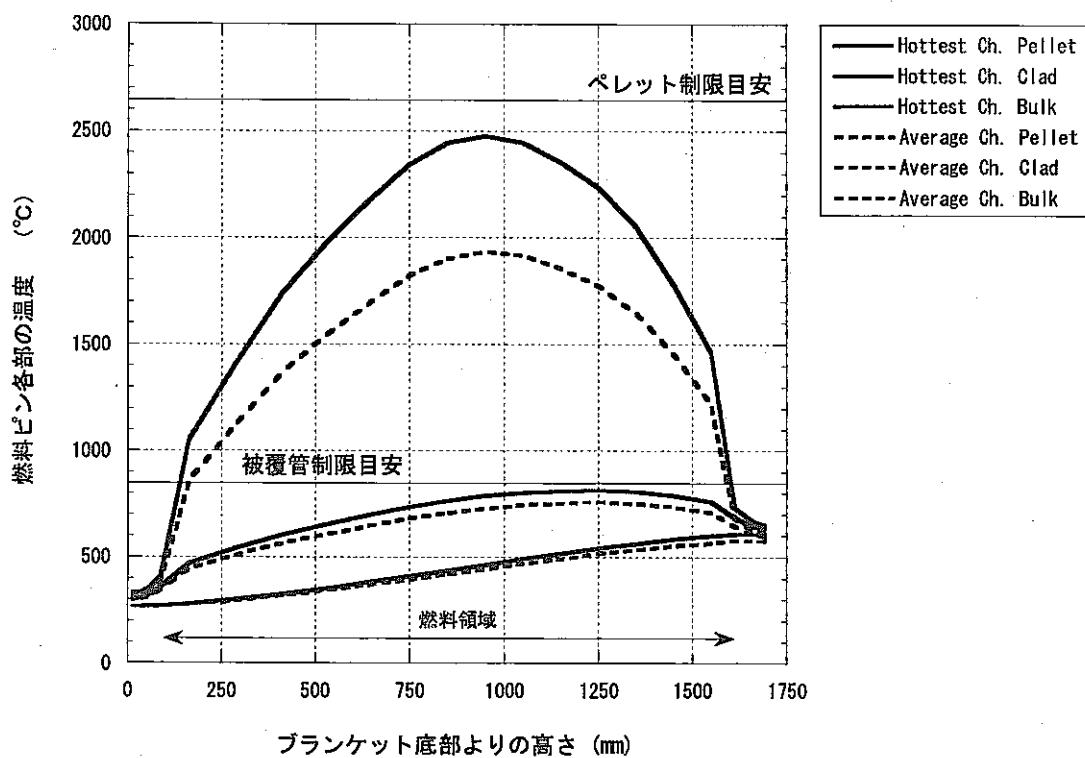
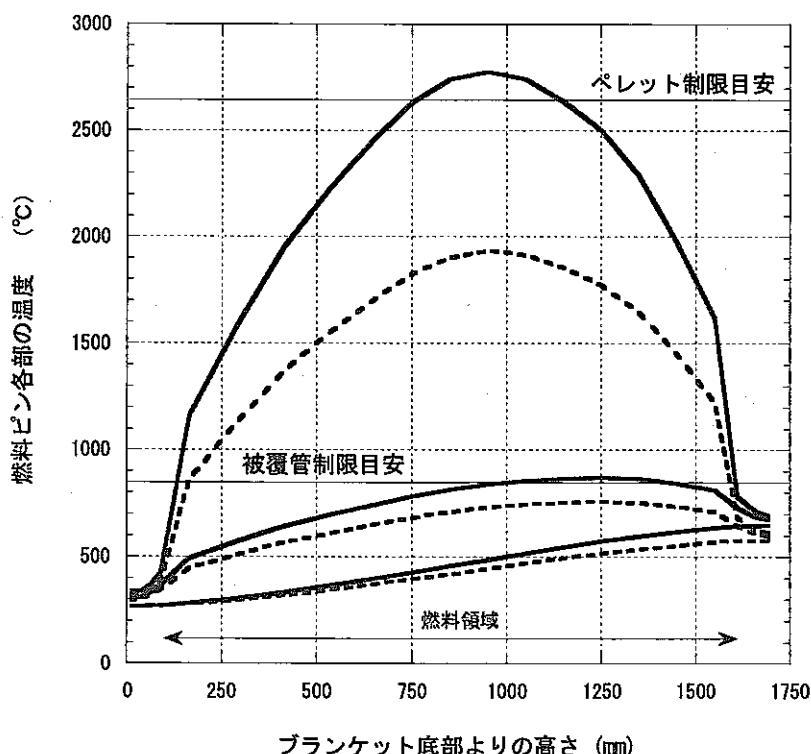


図 4.5.8 手動停止後強制循環時の熱過渡挙動（長期）



(a) ホッテスト燃料ピン軸方向温度分布：基準ケース（径方向ピーキング係数=1.3）



(b) ホッテスト燃料ピン軸方向温度分布：基準ケース（径方向ピーキング係数=1.4）

図 4.5.9 定格運転時軸炉心方向温度分布の比較

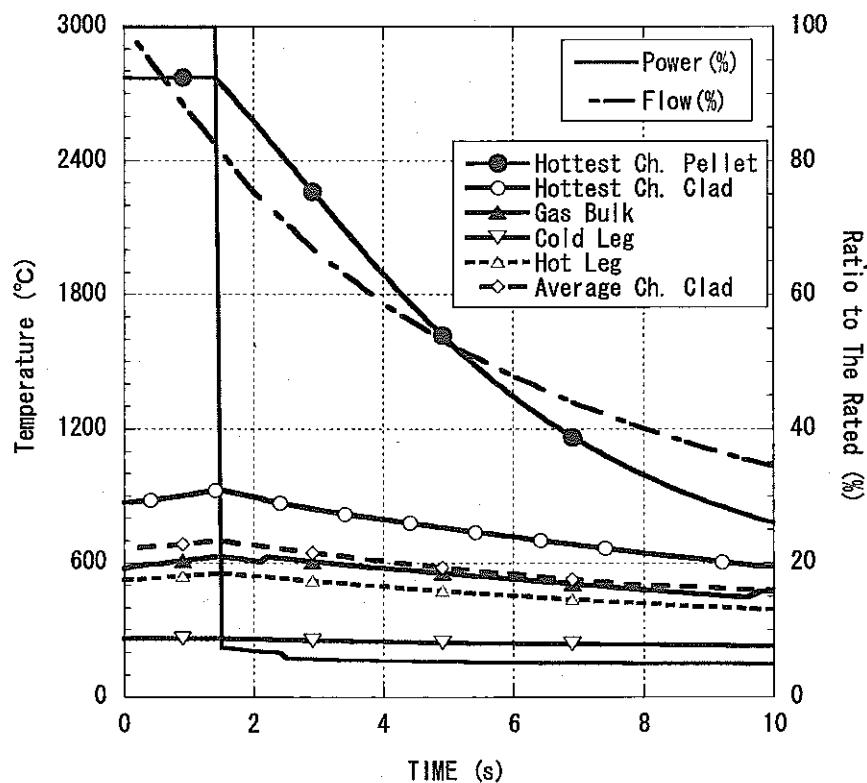


図 4.5.10 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（初期）：径方向ピーキング係数=1.4

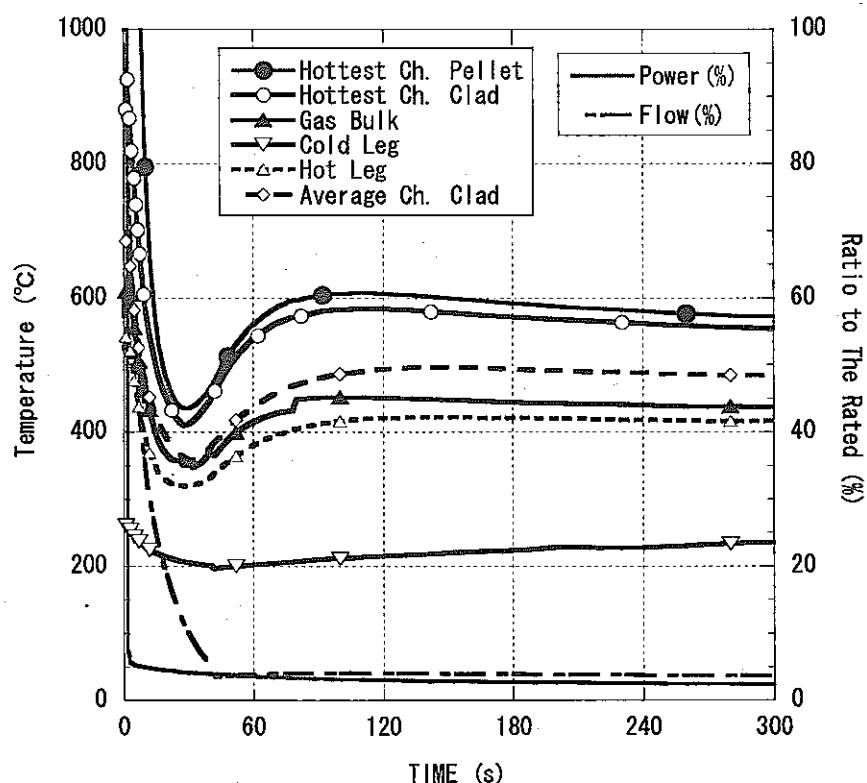


図 4.5.11 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：径方向ピーキング係数=1.4

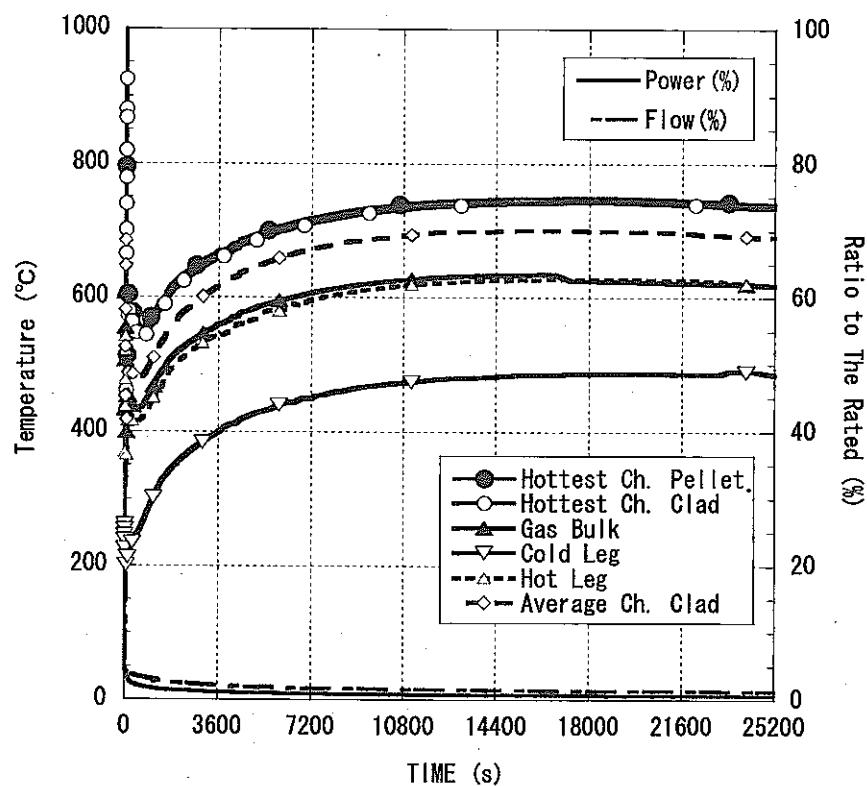


図 4.5.12 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：径方向ピーキング係数=1.4

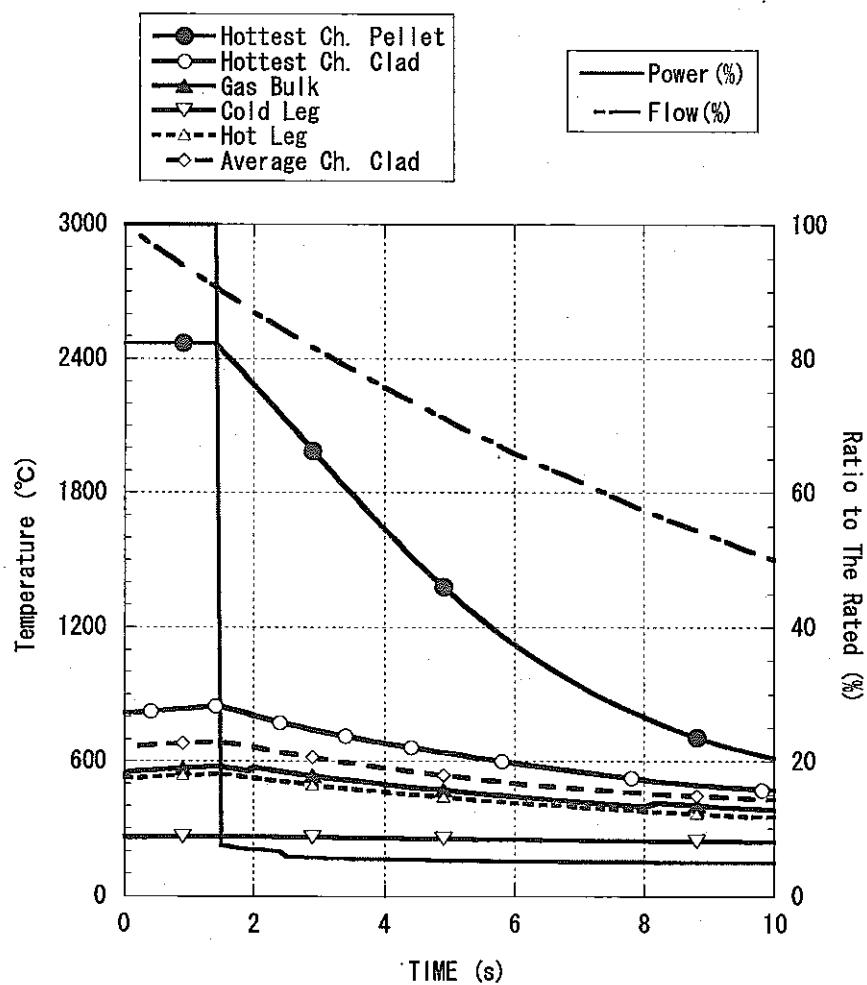


図 4.5.13 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（初期）：流量半減時間=10s

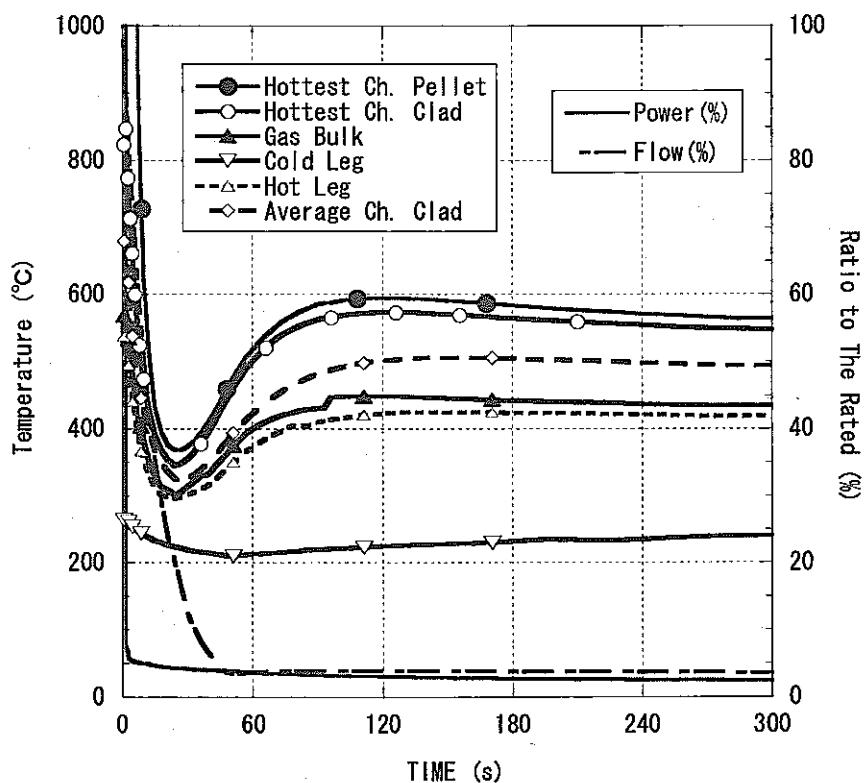


図 4.5.14 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：流量半減時間=10s

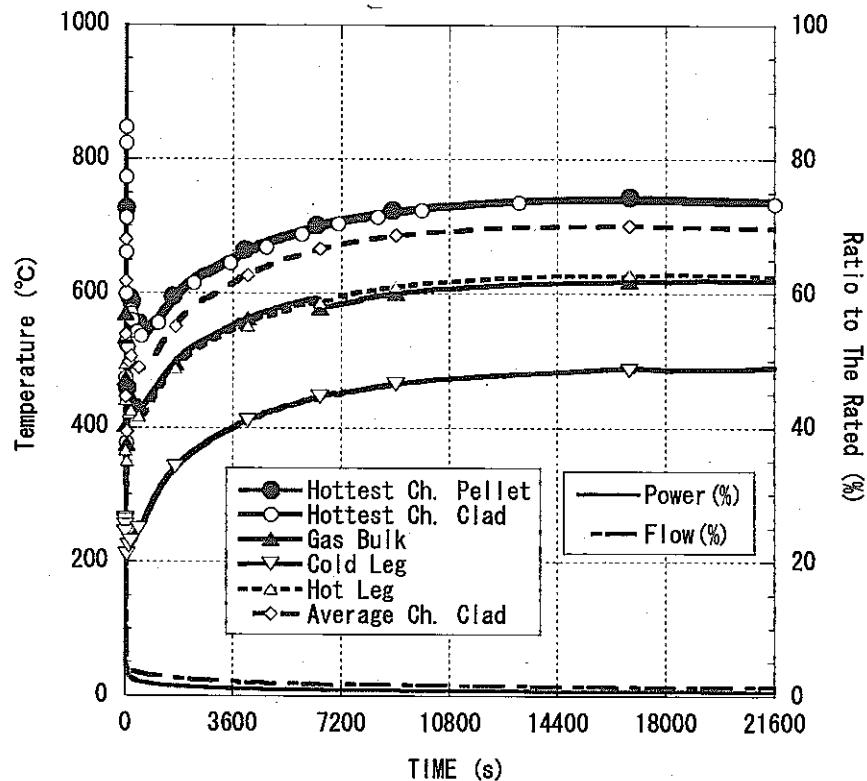


図 4.5.15 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：流量半減時間=10s

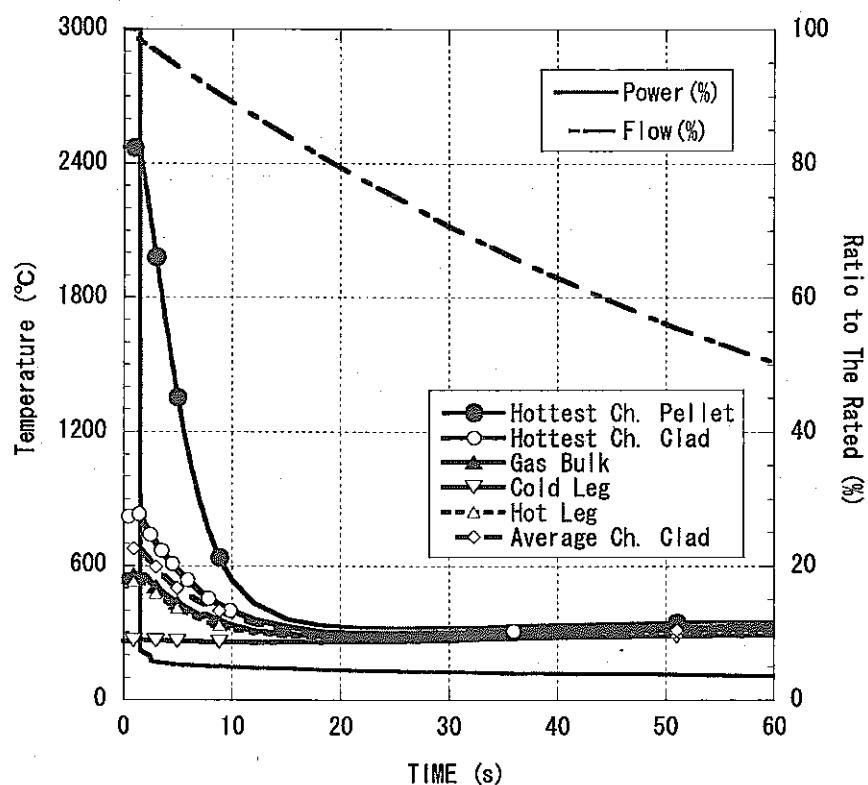


図 4.5.16 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（初期）：流量半減時間=60s

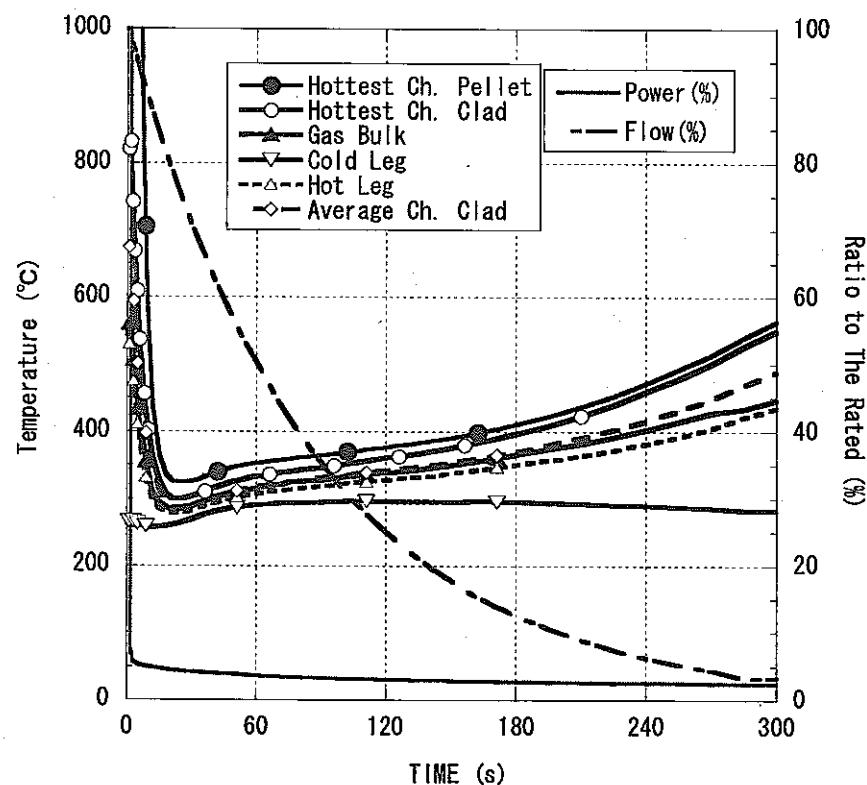


図 4.5.17 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：流量半減時間=60s

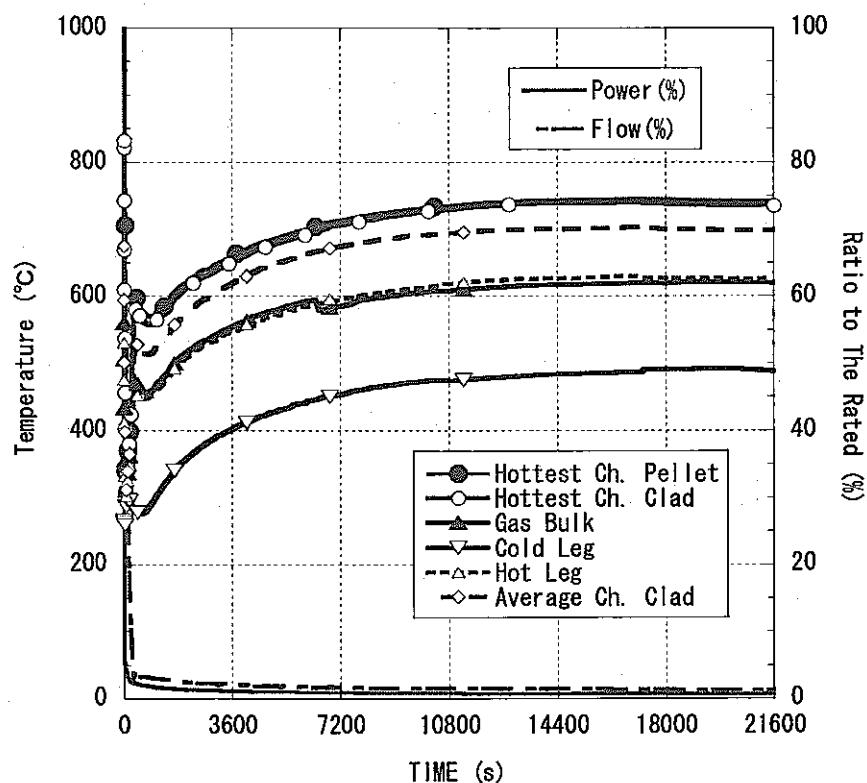


図 4.5.18 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：流量半減時間=60s

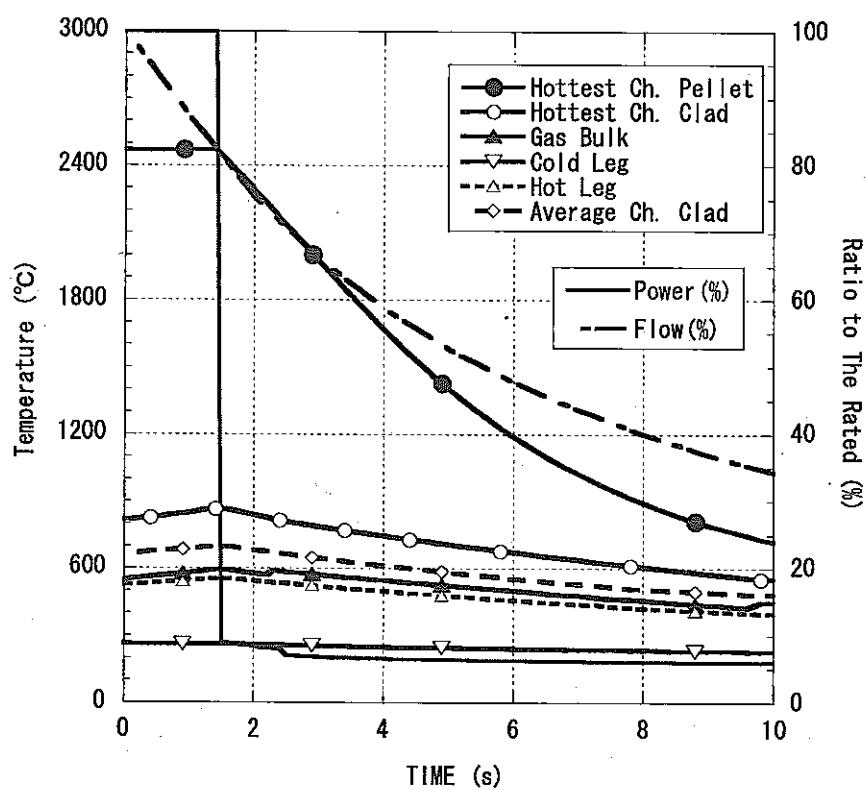


図 4.5.19 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（初期）：崩壊熱 1.2 倍

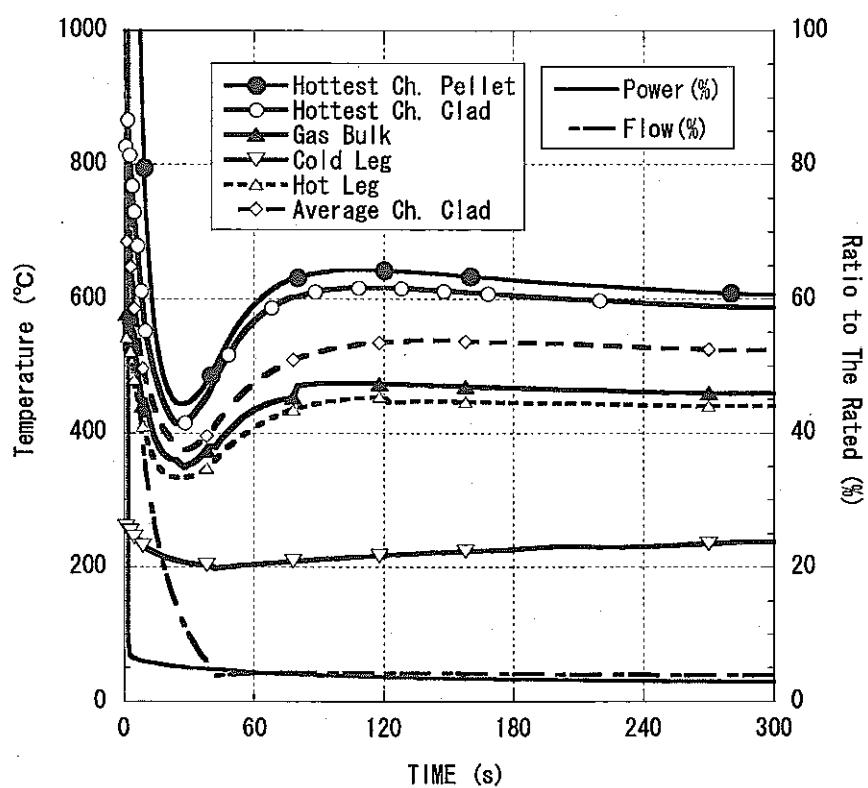


図 4.5.20 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：崩壊熱 1.2 倍

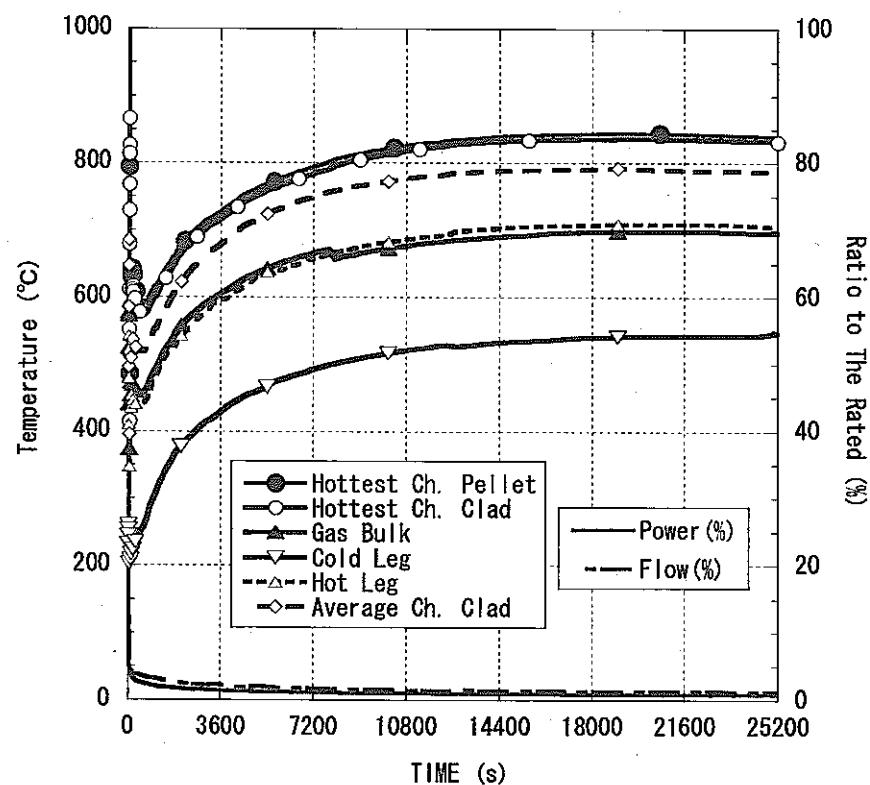


図 4.5.21 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：崩壊熱 1.2 倍

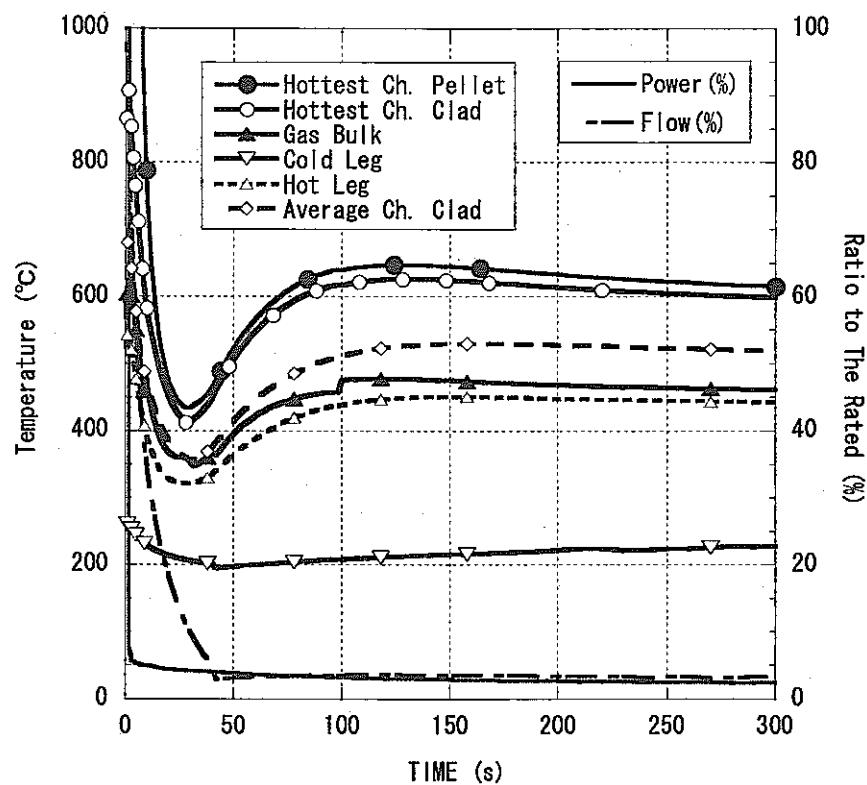


図 4.5.22 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：系統圧力損失係数 2 倍

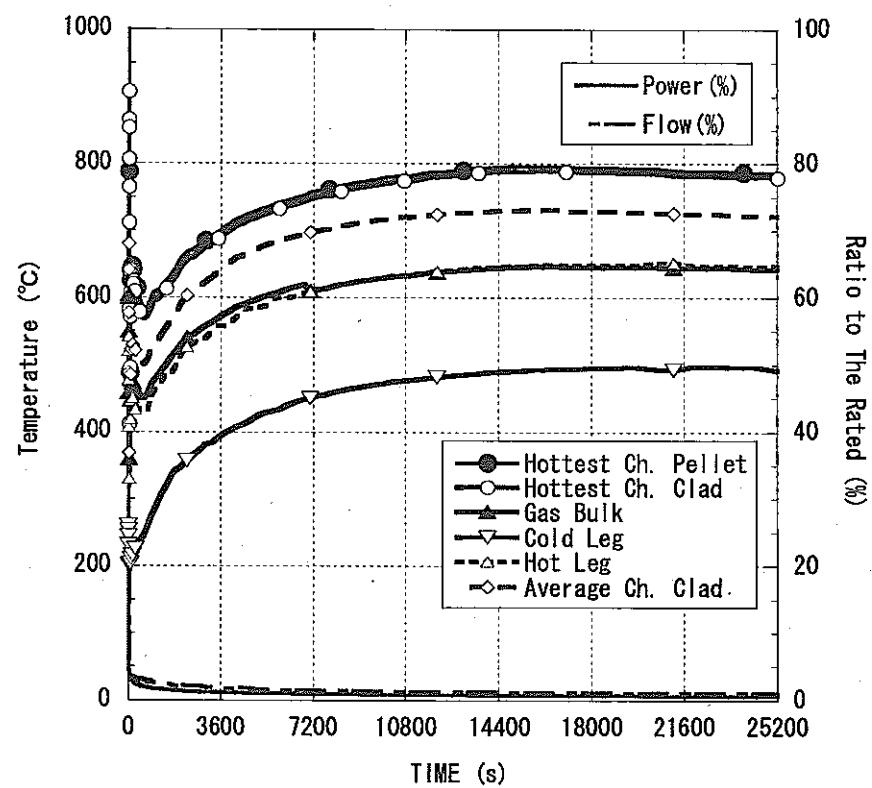


図 4.5.23 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：系統圧力損失係数 2 倍

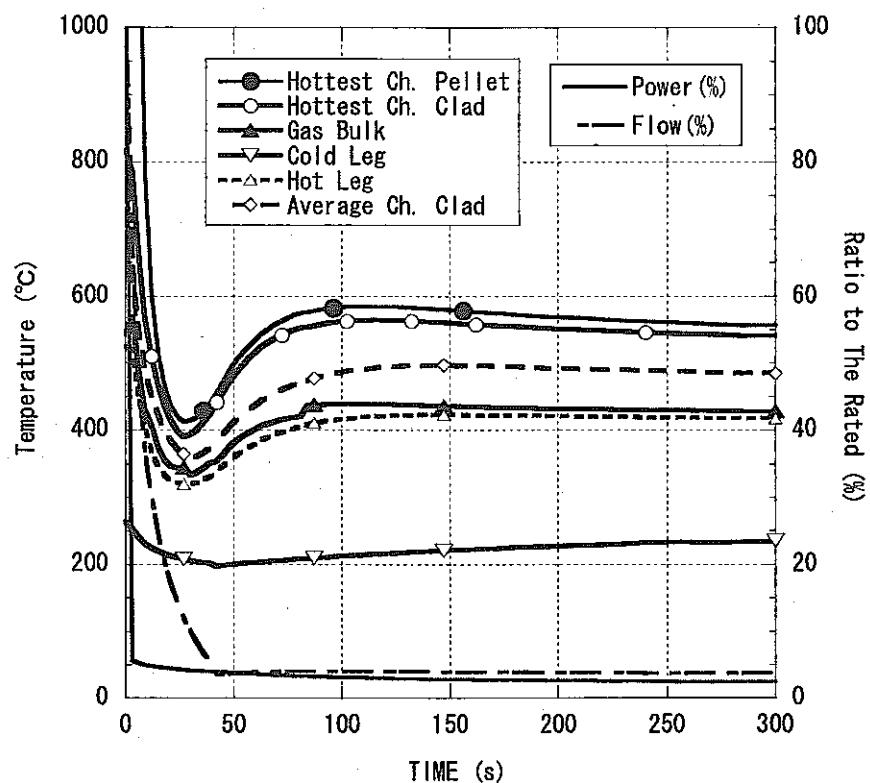


図 4.5.24 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（短期）：エアクーラー伝熱面積 2/3 倍

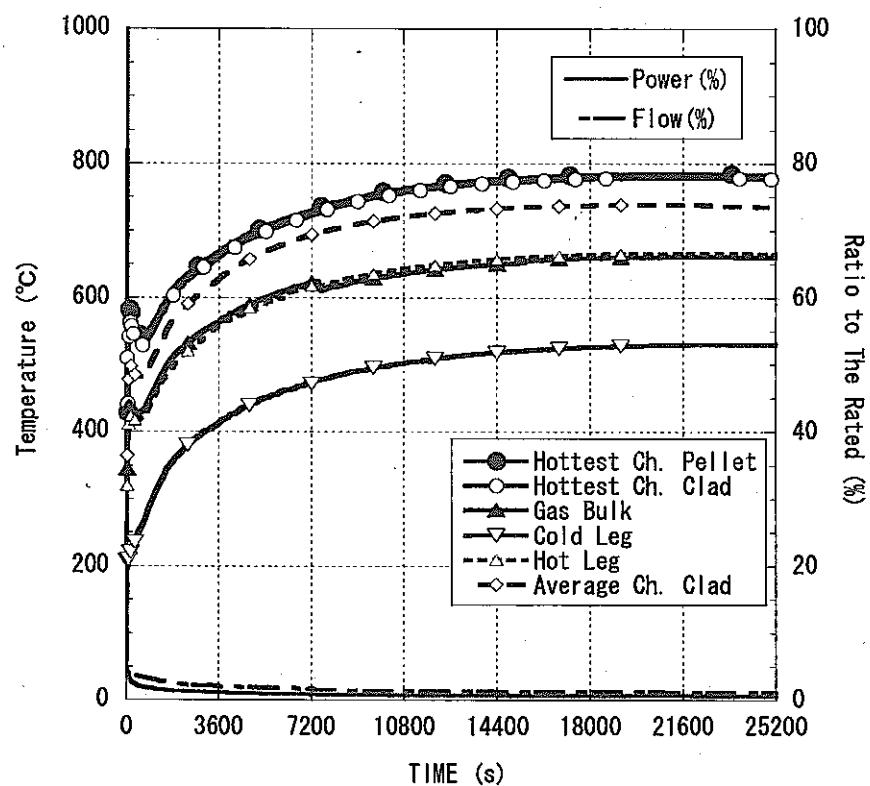


図 4.5.25 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：エアクーラー伝熱面積 2/3 倍

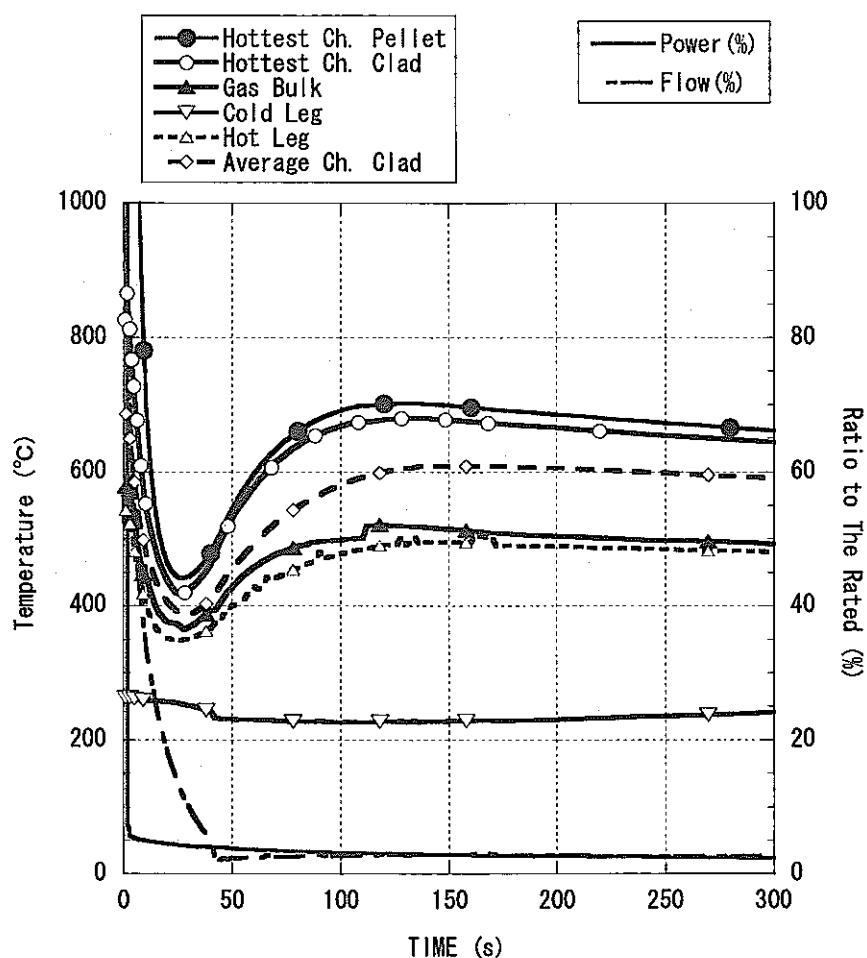


図 4.5.26 全交流電源喪失時の熱過渡挙動(短期): エアクーラー伝熱面積 2/3 倍  
+ 伝熱中心差 11m

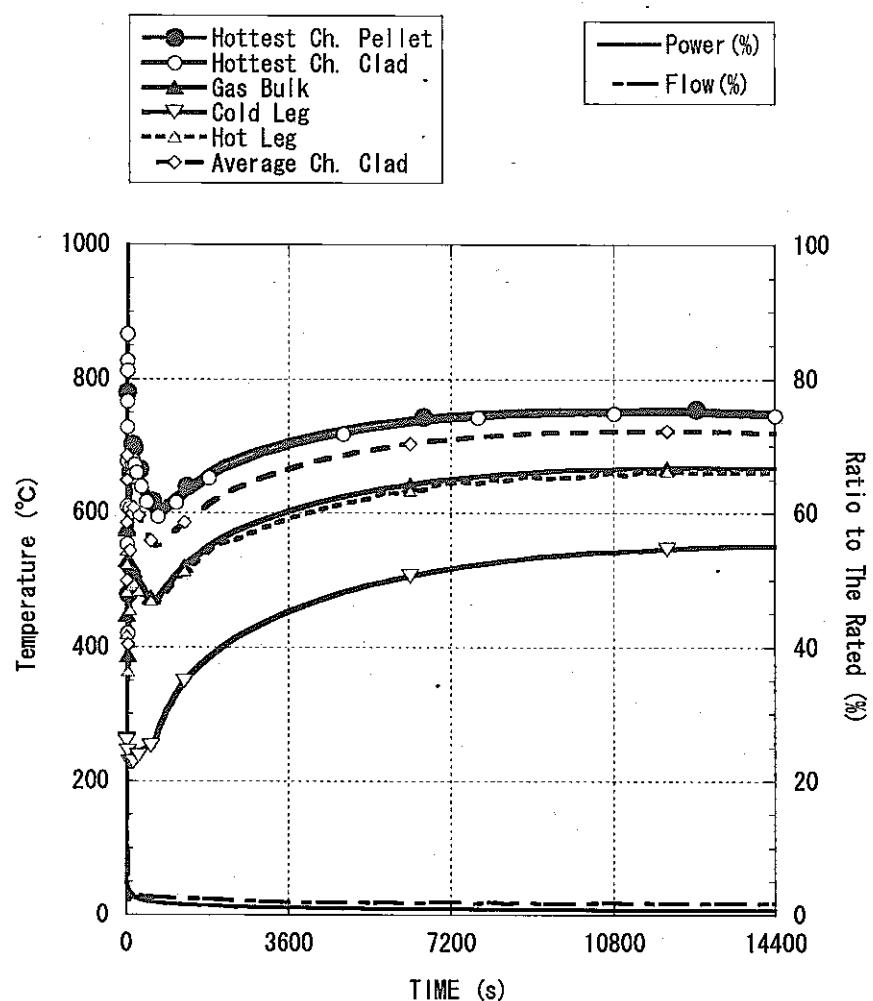


図 4.5.27 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：エアクーラー伝熱面積 2/3 倍  
+ 伝熱中心差 11m

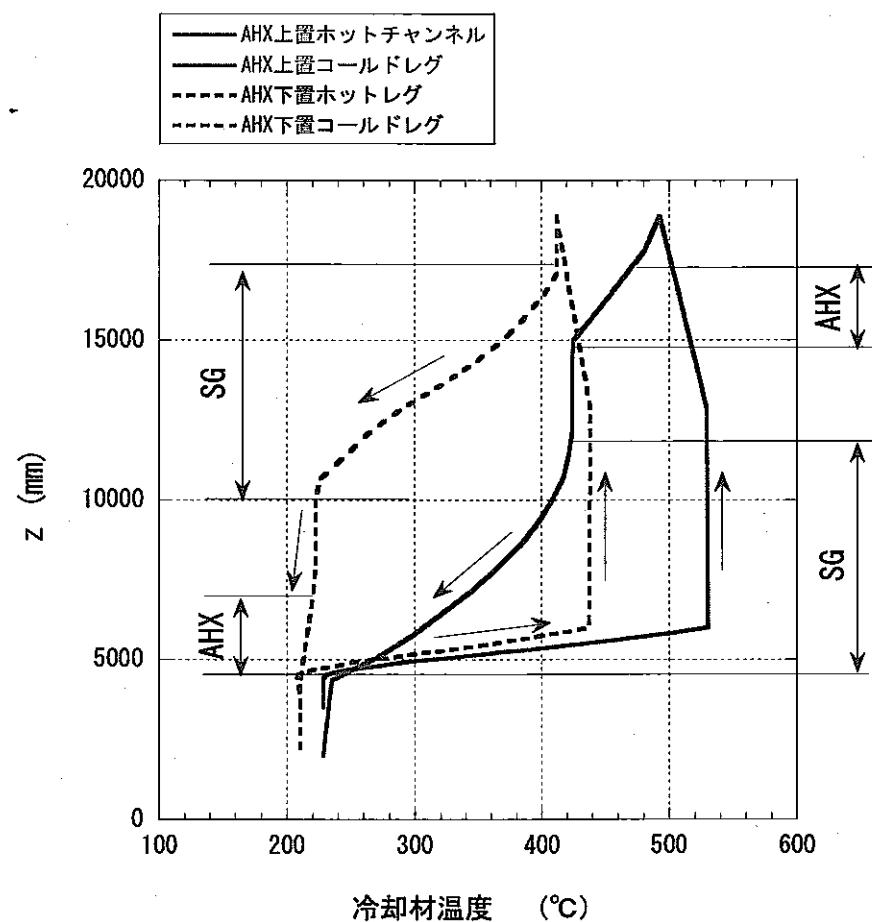


図 4.5.28 二次ピーク発生時刻 120s における補助冷却器の配置によるホットレグおよびコールドレグの温度分布の比較

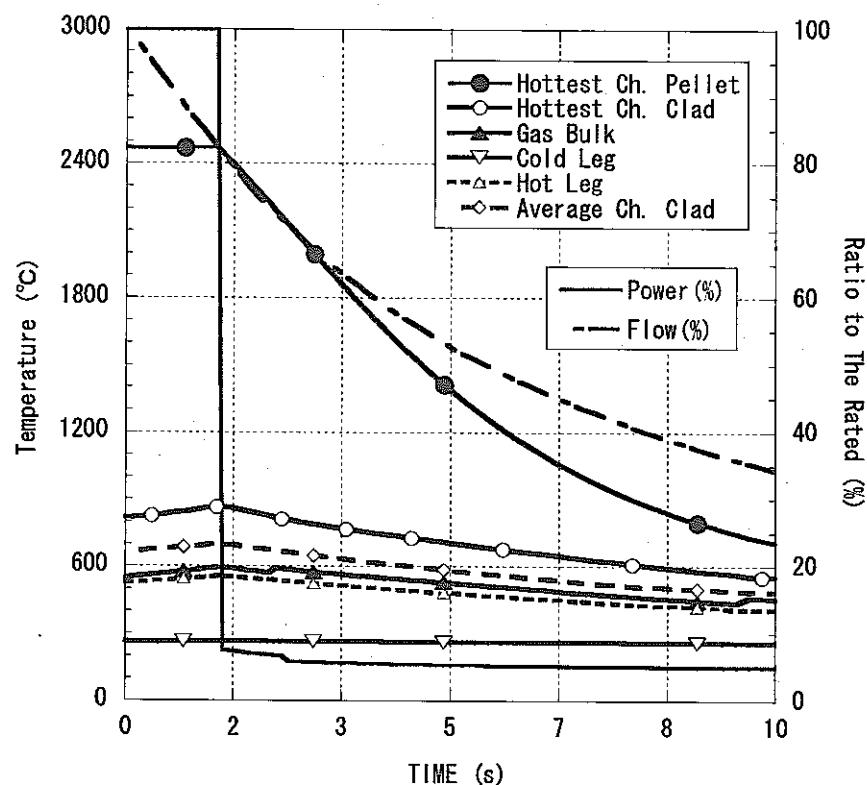


図 4.5.29 全交流電源喪失時の熱過渡挙動(初期): SG 瞬時隔離+起動遅れ 360s

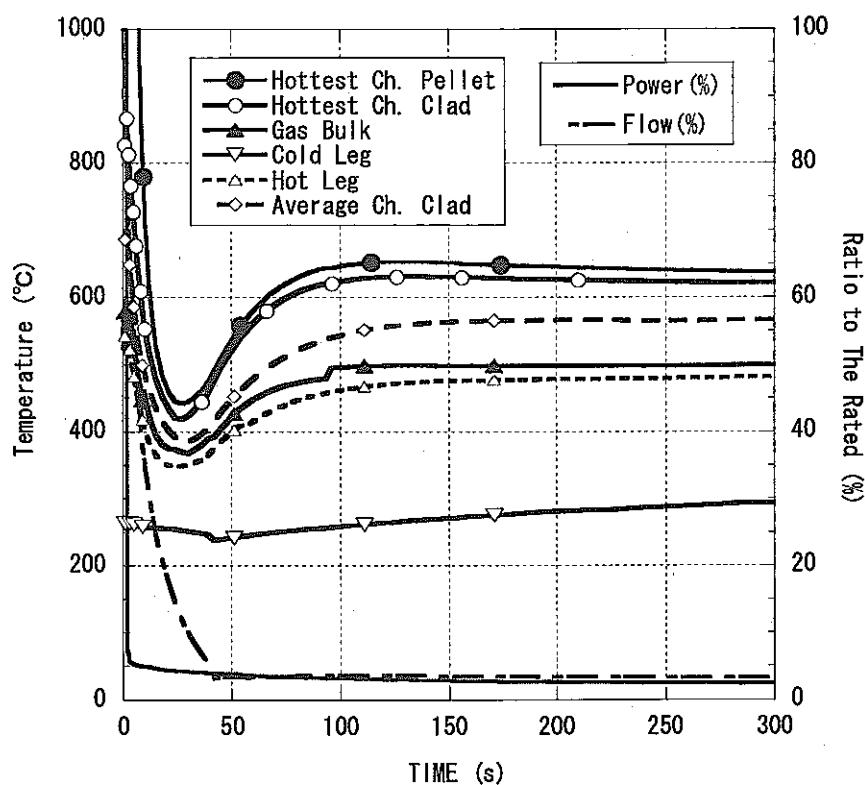


図 4.5.30 全交流電源喪失時の熱過渡挙動(短期) : SG 瞬時隔離 + 起動遅れ 360s

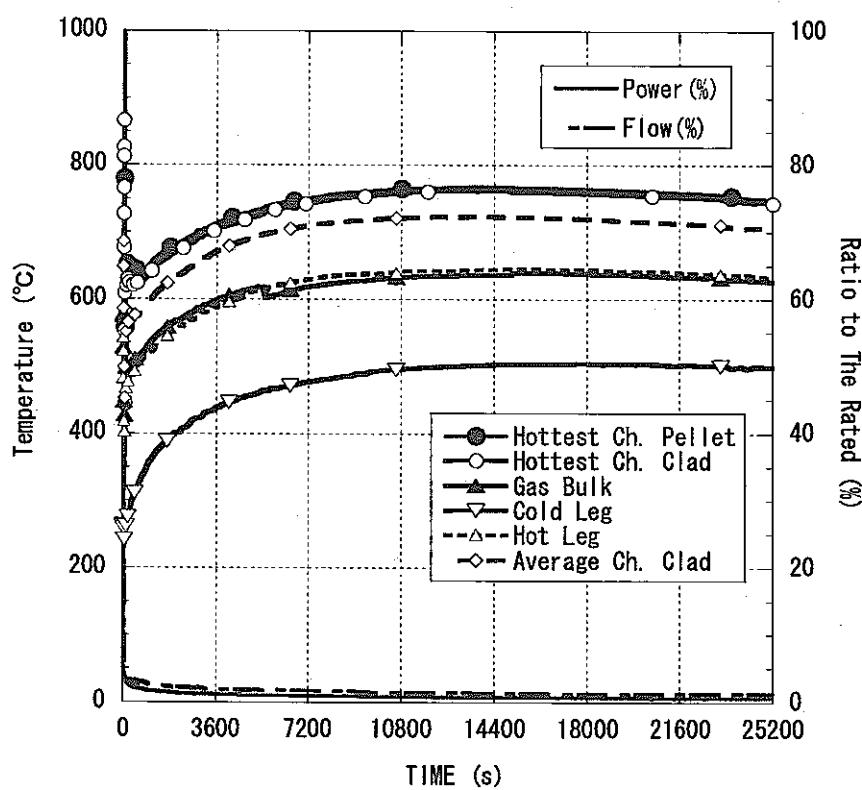
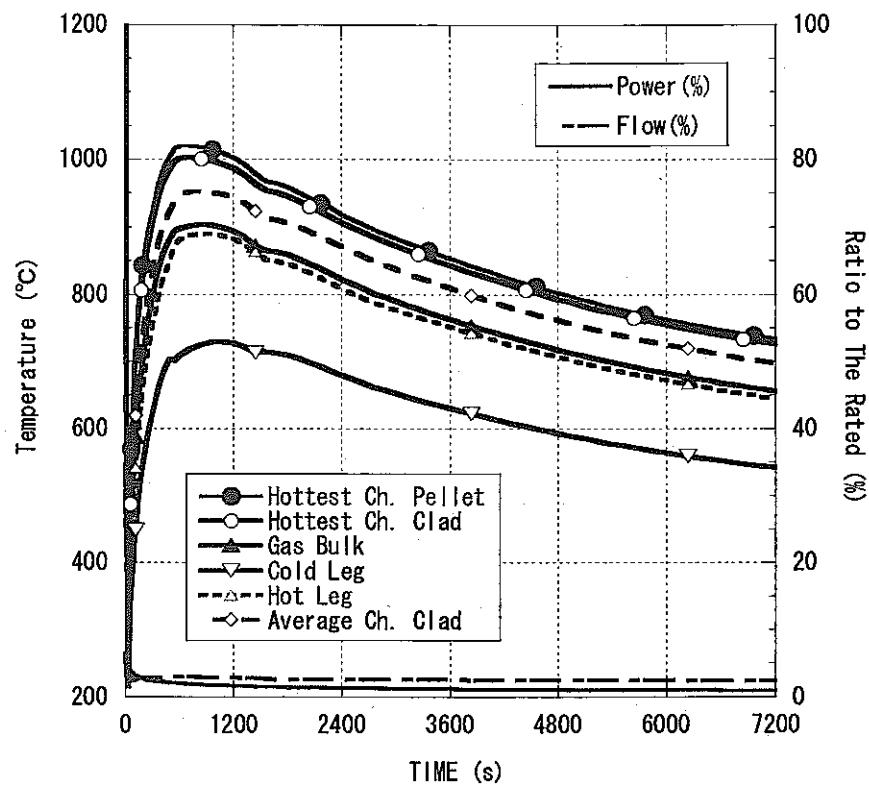
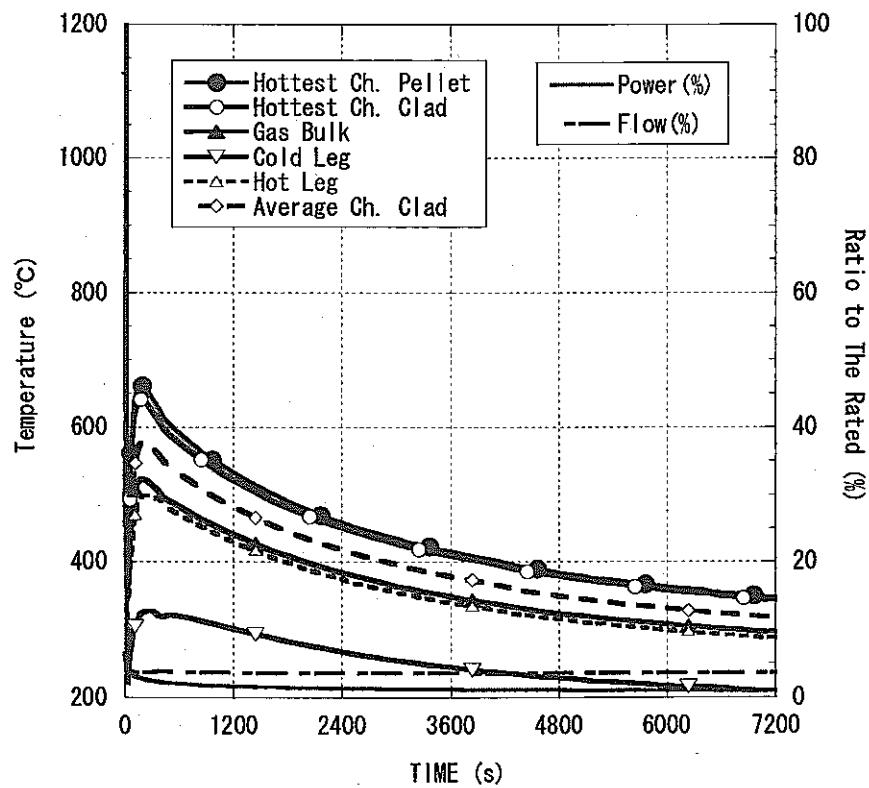


図 4.5.31 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：SG 瞬時隔離 + 起動遅れ 360s



(a) 補助冷却器下置：伝熱中心差約 0.5m



(b) 補助冷却器上置：伝熱中心差約 11m

図 4.5.32 全交流電源喪失時の熱過渡挙動（長期）：独立流路式補助炉心冷却系

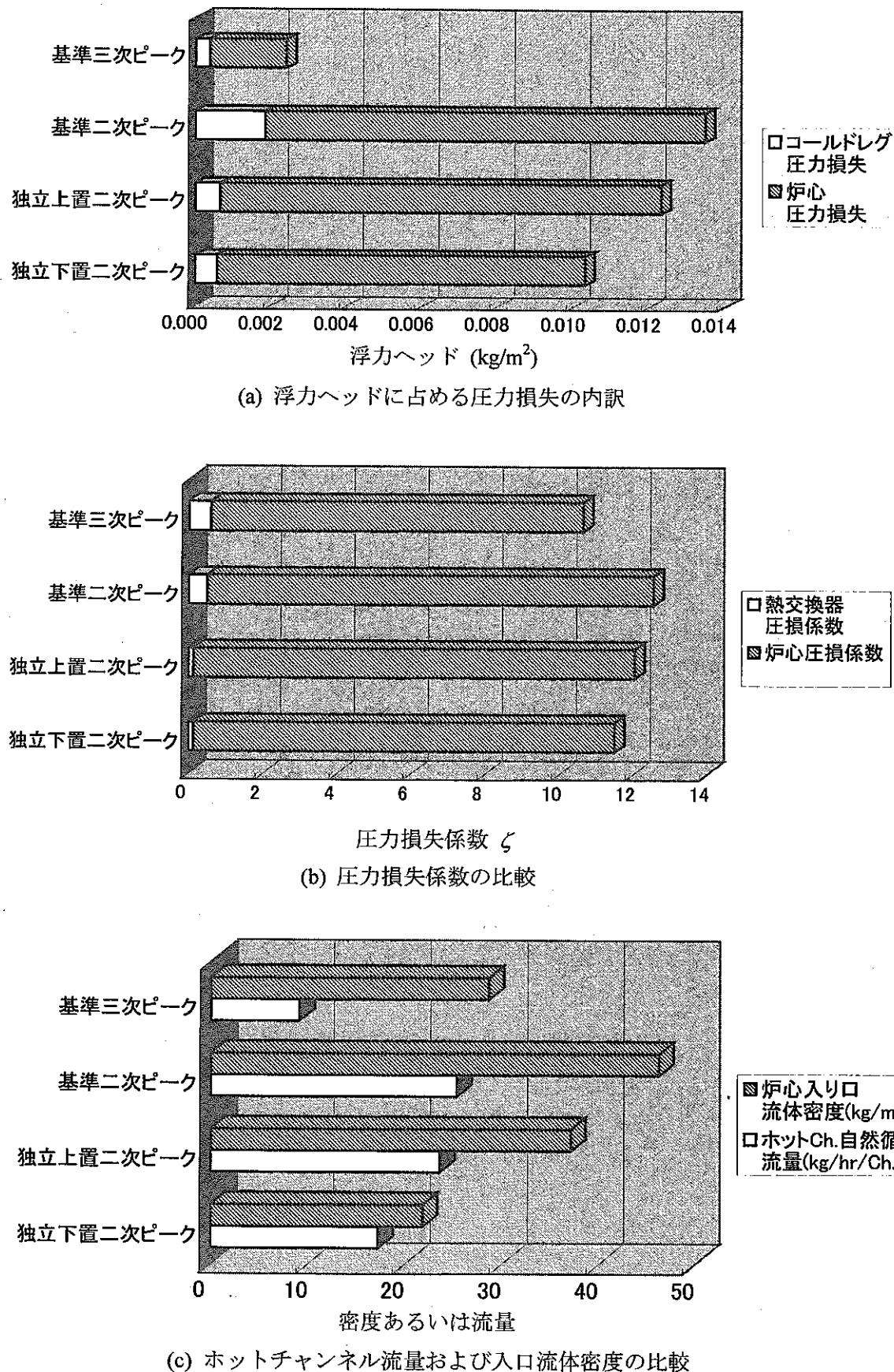


図 4.5.33 崩壊熱除去流路型式による自然循環圧力損失特性の比較

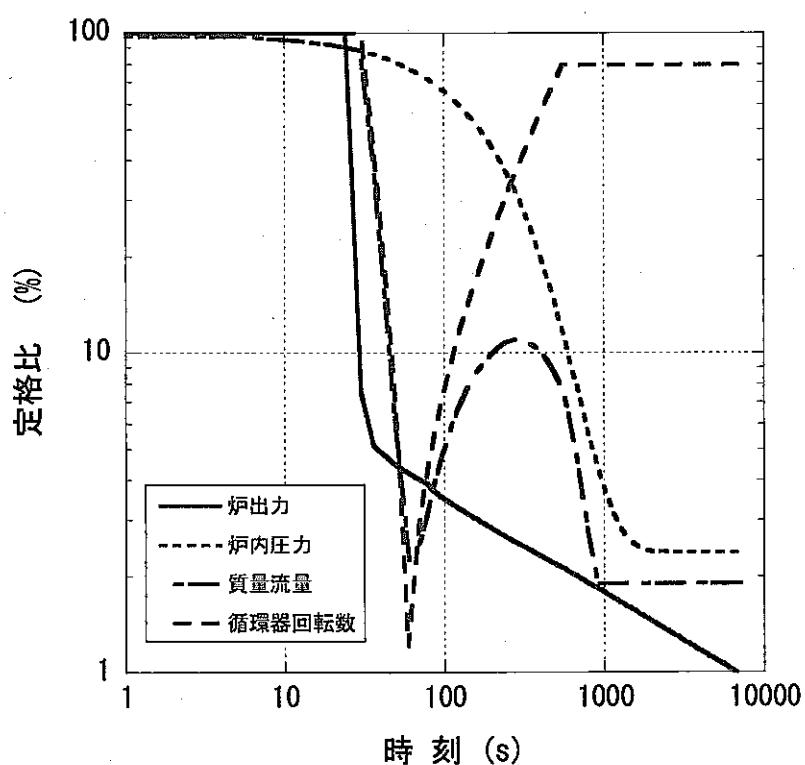


図 4.5.34 減圧事故最終質量流量 1.9% 条件の運転計画

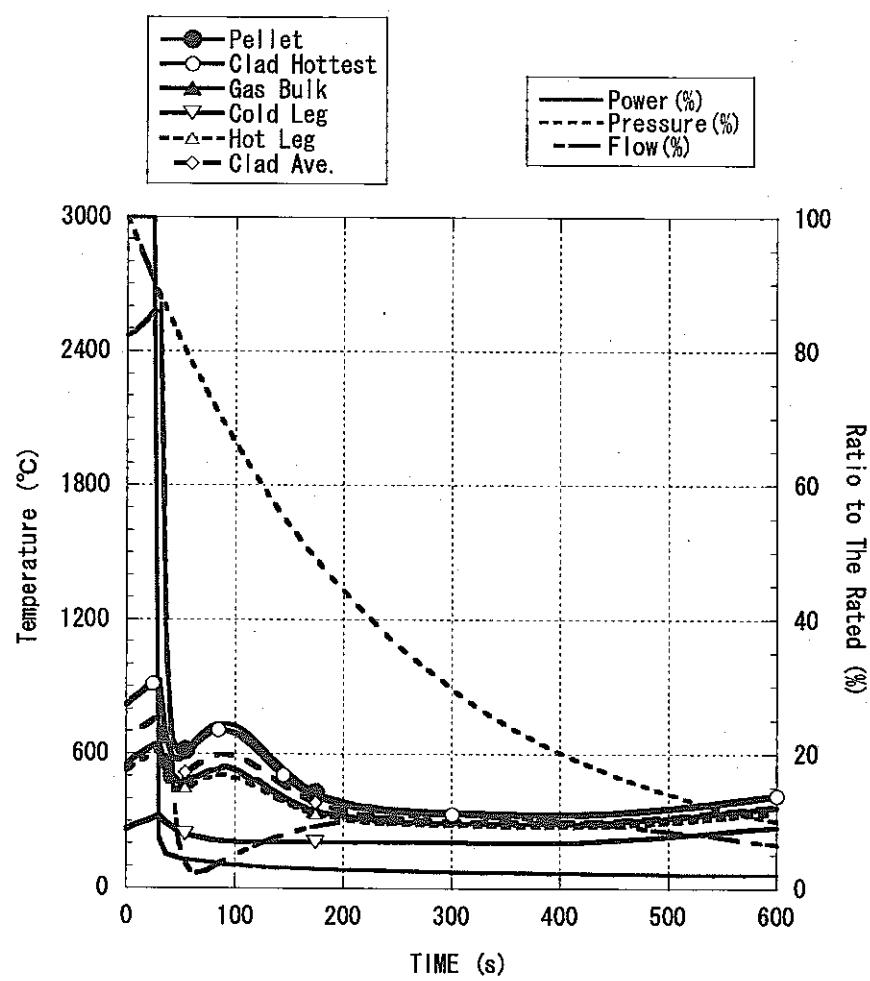


図 4.5.35 圧事故時の熱過渡挙動（短期）：開口面積 300cm<sup>2</sup>、最終質量流量 1.9%

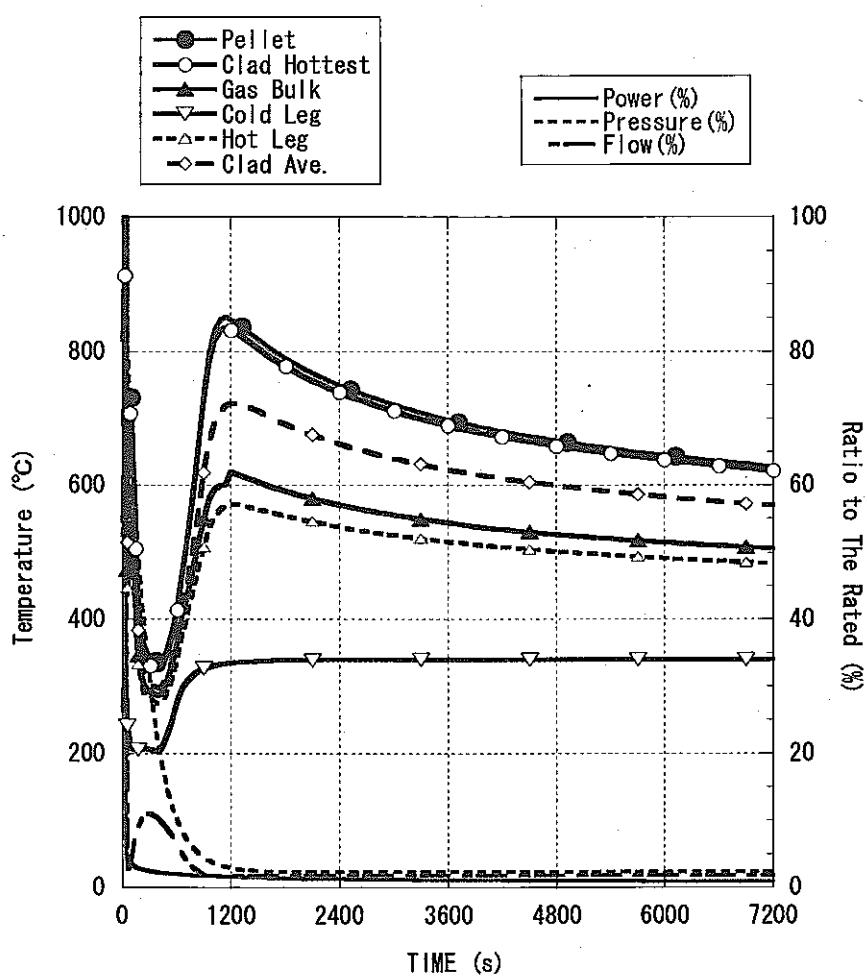


図 4.5.36 減圧事故時の熱過渡挙動（長期）：開口面積 300cm<sup>2</sup>、最終質量流量 1.9%

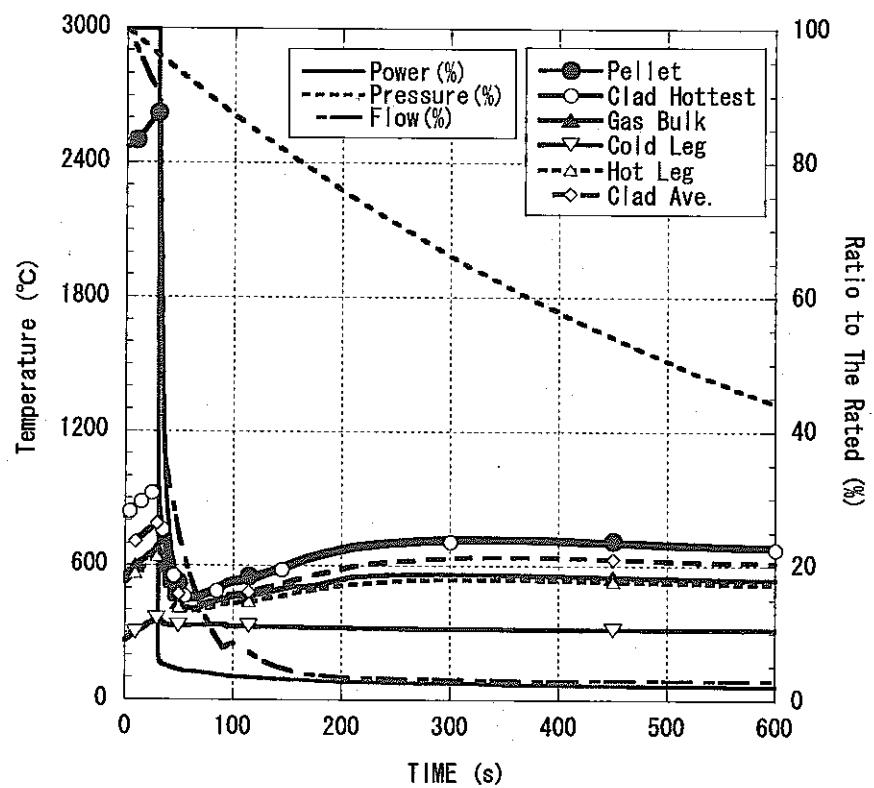


図 4.5.37 減圧事故時の熱過渡挙動（短期）：開口面積 100cm<sup>2</sup>

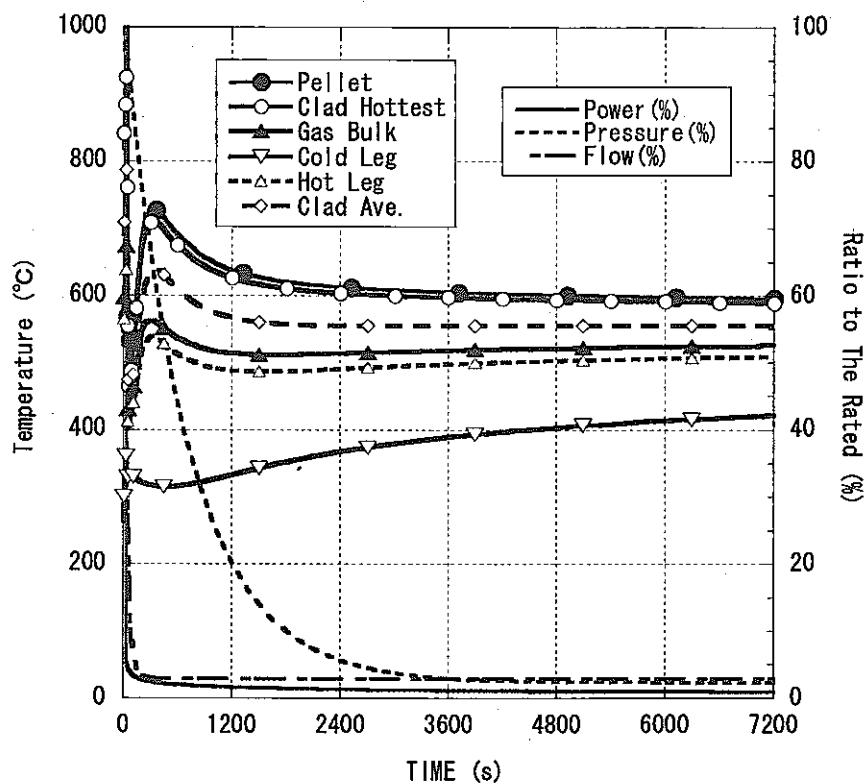


図 4.5.38 減圧事故時の熱過渡挙動（長期）：開口面積 100cm<sup>2</sup>

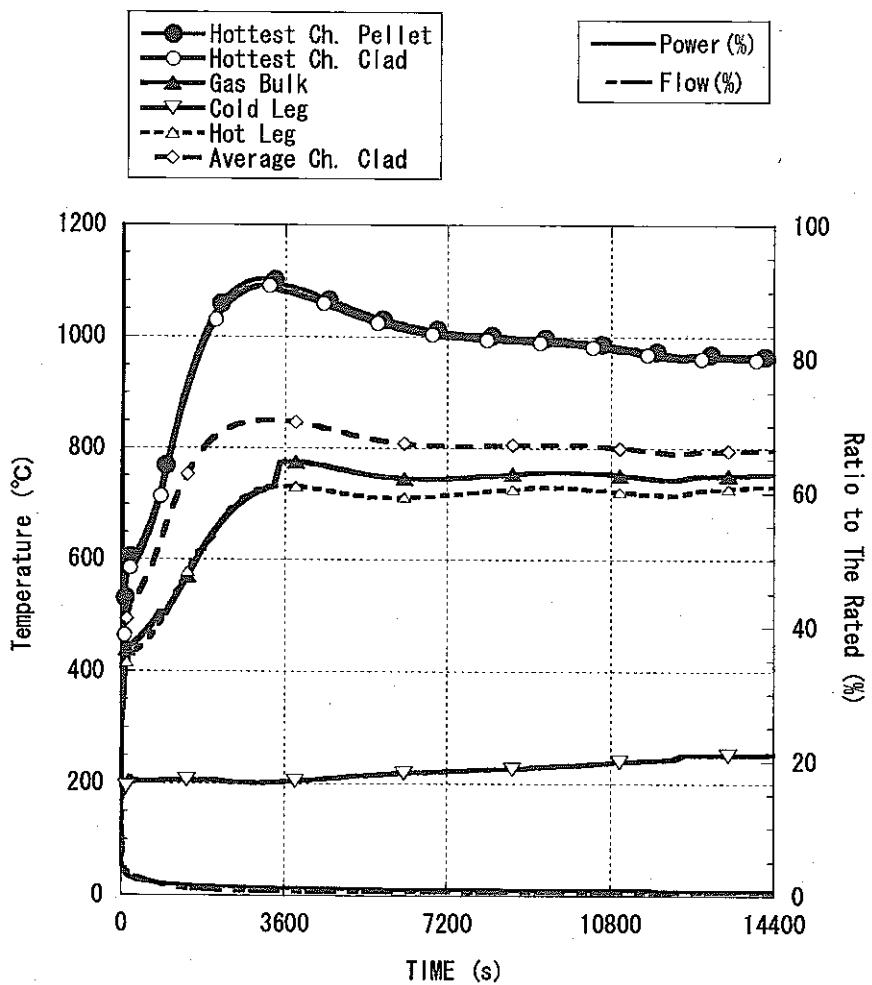


図 4.5.39 減圧事故+全交流電源喪失時の熱過渡挙動：開口面積  $100\text{cm}^2$

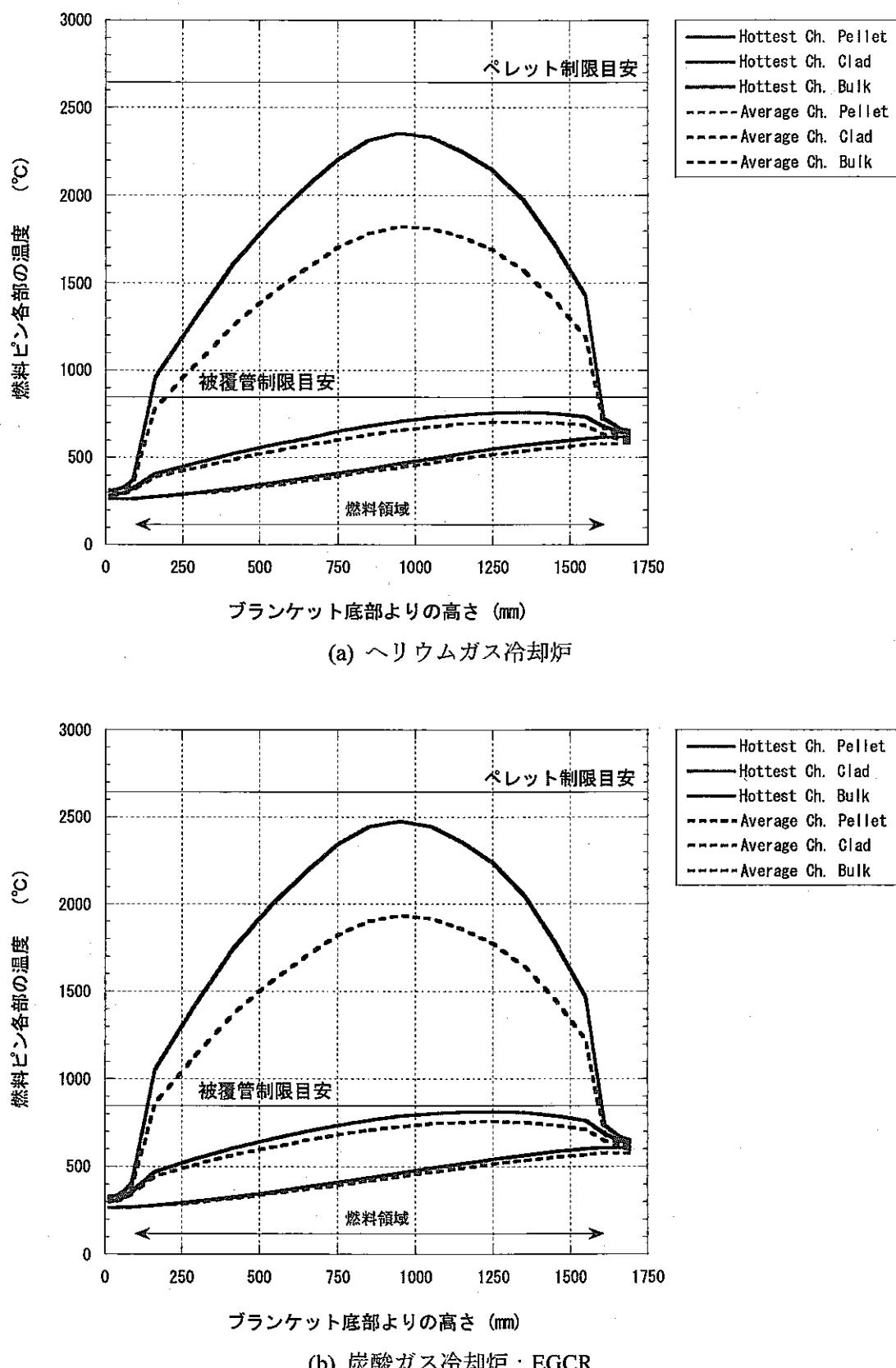
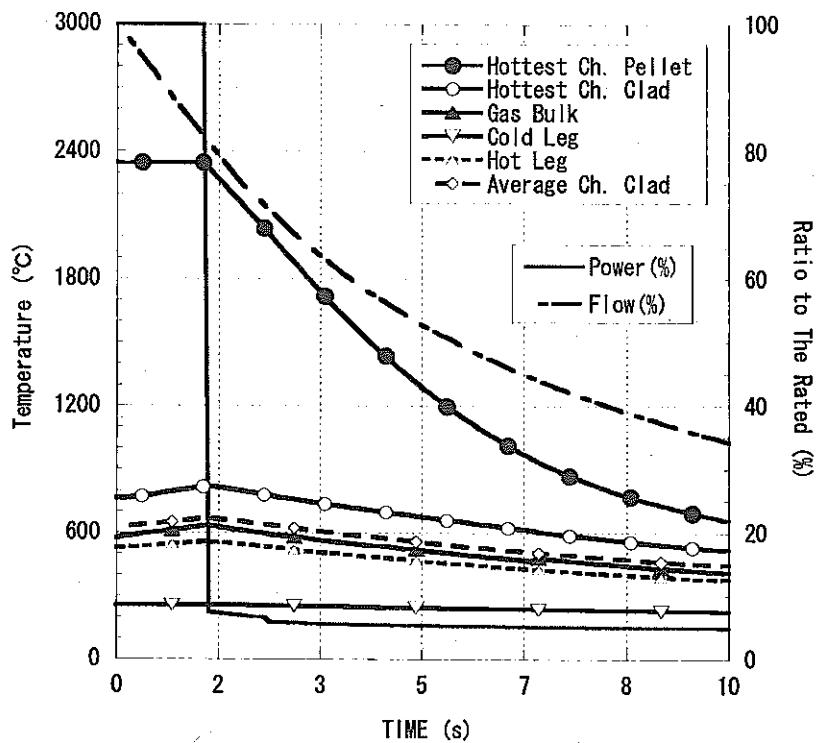
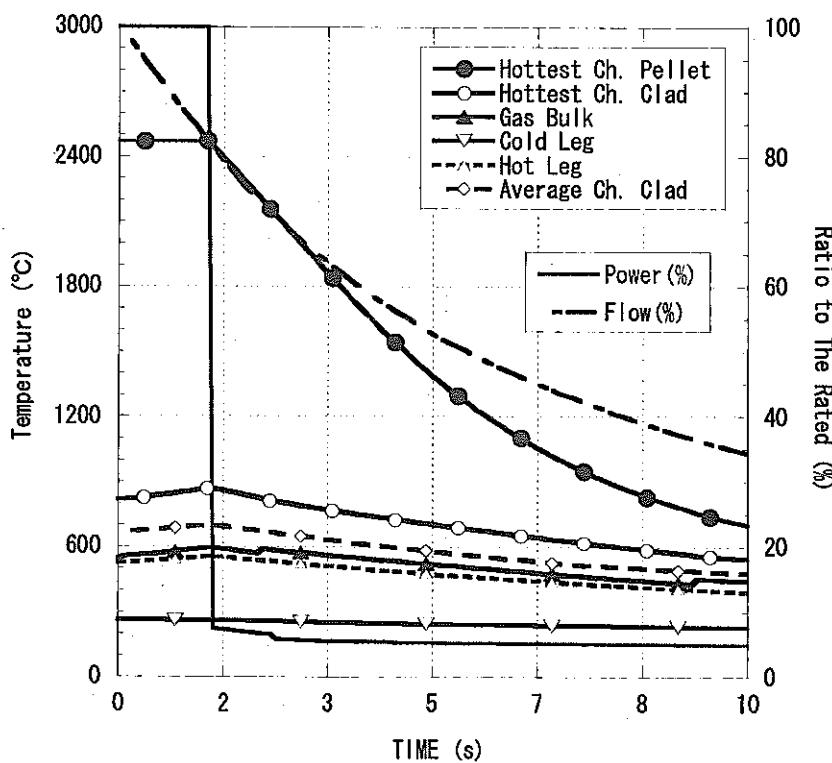


図 4.5.40 定格運転時軸炉心方向温度分布の冷却材による比較

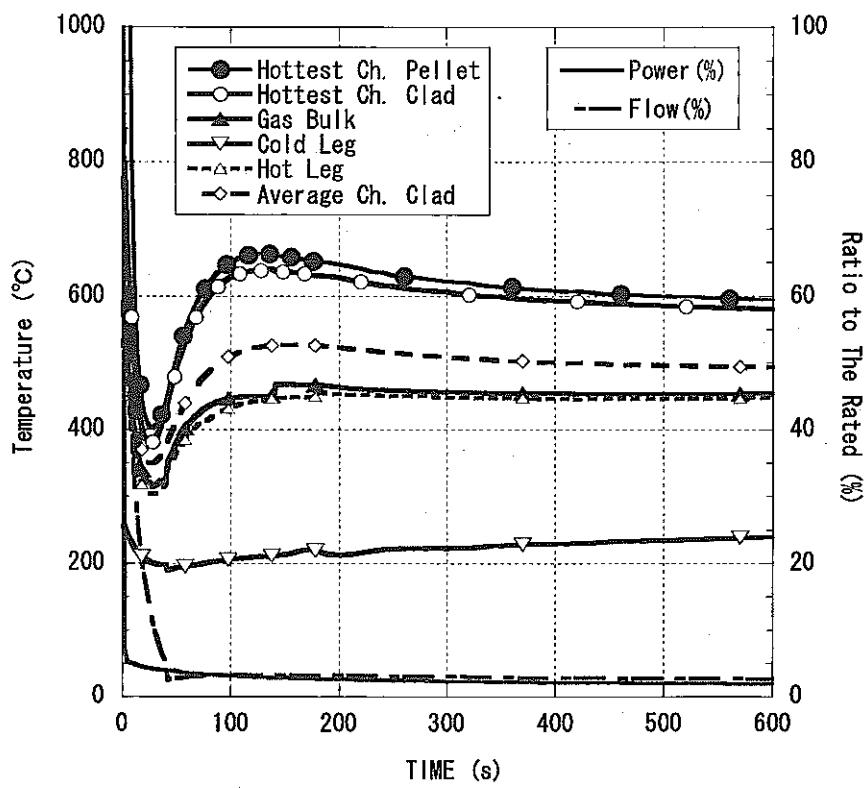


(a) ヘリウムガス冷却炉

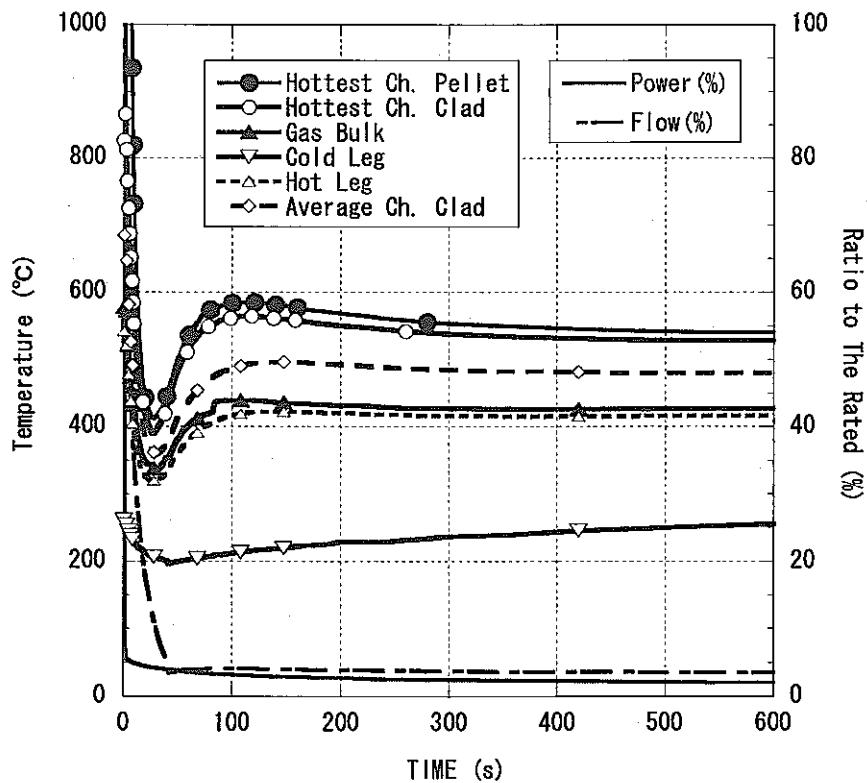


(b) 炭酸ガス冷却炉：EGCR

図 4.5.41 全交流電源喪失時の熱過渡挙動の比較（初期）：径方向ピーキング係数=1.3

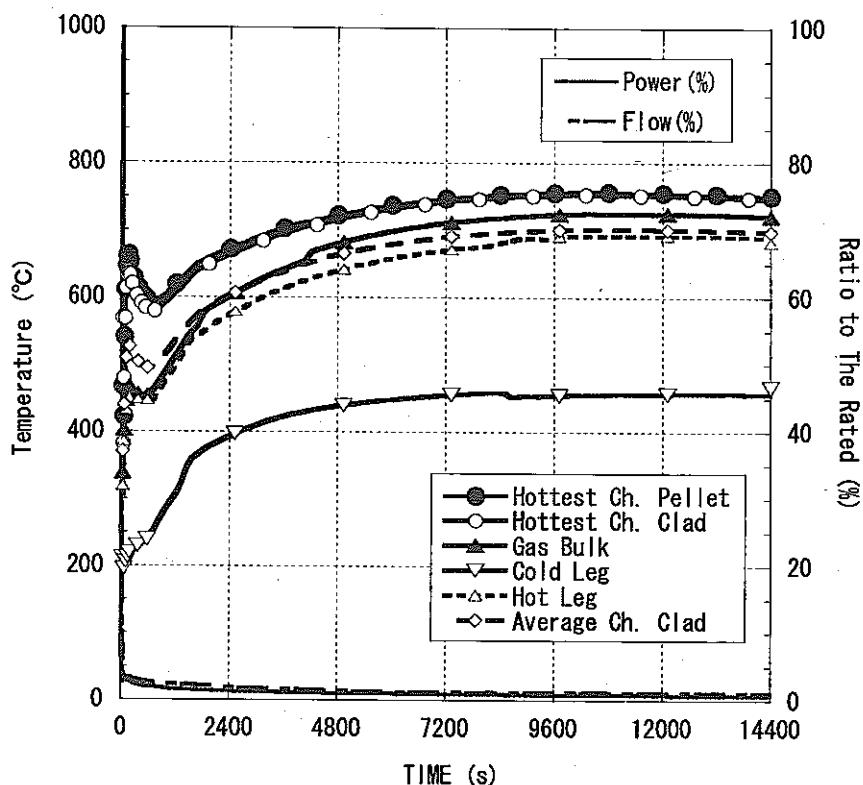


(a) ヘリウムガス冷却炉

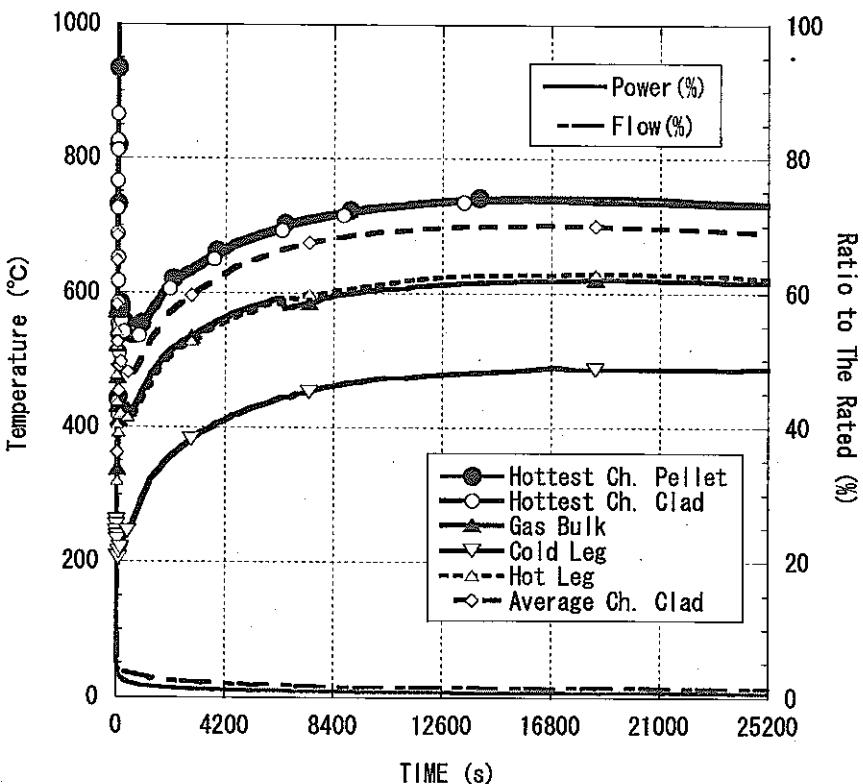


(b) 炭酸ガス冷却炉：EGCR

図 4.5.42 全交流電源喪失時の熱過渡挙動の比較（短期）：径方向ピーキング係数=1.3



(a) ヘリウムガス冷却炉



(b) 炭酸ガス冷却炉 : EGCR

図 4.5.43 全交流電源喪失時の熱過渡挙動の比較（長期）：径方向ピーキング係数=1.3

## 第5章 重金属冷却炉崩壊熱除去特性評価

Pb-Bi 自然循環炉の崩壊熱除去特性評価を行うことを目的として、多次元的な自然循環流動を考慮した統合型プラント動特性解析コードの整備を実施した。

従来、ループ型炉については、1次元フローネットワーク型の動特性解析コードを適用していたが、Pb-Bi 自然循環炉の崩壊熱除去特性解析を実施するためには、温度成層化や局所的な2次流れ等の多次元的な熱流動評価が重要と考えられた。そのため、多次元蒸気発生器コード(MSG)<sup>[5-1]</sup>を拡張整備し、設計検討が進められている Pb-Bi 冷却中型自然循環炉へ適用した。また、MSG コードと1次元プラント動特性解析コード(Super-COPD)<sup>[3-1]</sup>を結合し、自然循環炉の核特性を考慮した崩壊熱除去特性について予備解析を実施した。

### 5.1 実施内容

#### ① Pb-Bi 冷却中型自然循環炉の崩壊熱除去解析

設計検討が進められている Pb-Bi 冷却中型自然循環炉について、多次元蒸気発生器解析コード(MSG)を用いた崩壊熱除去特性解析を実施する。

#### ② 統合型プラント動特性解析コードの構築と予備解析

MSG コードと1次元プラント動特性解析コード(Super-COPD)を結合した、統合型プラント動特性解析コードを構築し、ANL で設計検討が進められている STAR-LM 炉<sup>[5-2]</sup>を対象として、自然循環炉の崩壊熱除去特性解析を予備評価する。

### 5.2 実施結果

#### 5.2.1 Pb-Bi 冷却中型自然循環炉の崩壊熱除去解析

Pb-Bi 冷却中型自然循環炉(40 万 kWe)は、原子炉容器外胴に、ダウンカマを有したヘリカルコイル型の蒸気発生器を有している。また、循環ポンプ、IHX 等の機器を有しないことから、単純で円周方向に対称性の高い流路構成となっている。本解析では、従来、蒸気発生器用に開発を進めてきた r-z 円筒 2 次元の熱流動特性解析コード(Multi-dimensional Steam Generator Analysis Code : MSG)を用いて、Pb-Bi 冷却中型自然循環炉の解析を実施することとした。MSG コードはヘリカルコイルの各層毎の熱交換を考慮しており、半径方向の温度分布について精度の高い解析が可能である。また、シェル側の流動についても、ダウンカマ領域、ヘリカルコイル領域、さらに、内筒内の領域を全て考慮可能であり、内筒内に炉心領域を設定することによって、容易に Pb-Bi 冷却中型自然循環炉の流路体系を構成することが可能である。

図 5.2-1 に r-z 円筒 2 次元による解析メッシュを示す。炉心領域は、横方向の透過率をゼロ

として、円筒のマルチチャンネルとした。ヘリカルコイル側のメッシュは伝熱管の全層数としており、比較的詳細なメッシュとなっている。SG の水・蒸気側はヘリカルコイル全層数を考慮したマルチチャンネルであり、ダウンカマ領域での熱交換も考慮している。UIS については多段のバッフルプレートを有する構造であり、縦方向の透過率によってそれらを考慮した。

図 5.2-2 に定格自然循環条件での冷却材速度ベクトル及び温度分布コンタを示す。炉心の径方向出力分布は均一としている。蒸気発生器ヘリカルコイルの出口蒸気温度について、半径方向温度と給水流量分布を図 5.2-3 に示す。各層の軸方向巻きピッチが等しい現在の設計では、内外層間の温度差がやや大きくなる傾向にあり、今後、設計作業の中で最適化を図る必要がある。

トリップ後ただちに SG を断熱し、PRACS による崩壊熱除去モードになるシーケンスについて、解析例を図 5.2-4 と図 5.2-5 に示す。図 5.2-5 に示すように、トリップ後、約 2500 秒程度まで、自然循環流量が非常に小さくなり、100 秒前後では瞬間に逆流が生じている。図 5.2-6 の温度センターに示すように、100 秒前後では内筒の内側と外側で、高さ方向の温度分布がほぼ同等なり、自然循環力が失われることがその原因と考えられる。低流量状態は温度成層化が解消される約 2500 秒まで継続し、それ以降では自然循環流量は 30%程度まで回復して安定な除熱状態となる。尚、燃料温度計算は実施していないが、逆流が発生する時点では既に出力が低下しており、冷却材と被覆管温度との膜温度上昇は 2~3 ℃程度と評価された。

設計検討が進められている Pb-Bi 冷却中型自然循環炉について、MSG コードによる崩壊熱除去特性解析を実施し、その結果、PRACS を用いた崩壊熱除去については、温度成層化解消までの時間に留意した評価が重要であることが明らかになった。

### 5.2.2 統合型プラント動特性解析コードの構築と予備解析

MSG コードと 1 次元プラント動特性解析コード (Super-COPD) を結合した、統合型プラント動特性解析コードを構築した。これによって、核計算（1 ポイント）、炉心熱計算（マルチチャンネル）、プレナム流動（r-z 円筒 2 次元）、SG ヘリカルコイル熱流動（層毎の熱交換考慮）が過渡条件において可能となった。

ANL で設計検討が進められている STAR-LM 炉を対象として、自然循環炉の崩壊熱除去特性解析を予備評価する。図 5.2-7 に解析モデルを示す。冷却材、燃料、被覆管の各温度反応度及びドップラー反応度のフィードバックが考慮可能である。解析ケースは以下の 4 ケースとした。

- (1) SG による崩壊熱除去
- (2) RVACS による崩壊熱除去
- (3) 除熱源喪失時スクラム失敗事象 (ULOHS)
- (4) 制御棒誤引抜時スクラム失敗事象及び除熱源喪失 (UTOP) + ULOHS

各ケースでの崩壊熱除去特性解析結果を図 5.2-8 から図 5.2-11 に示す。SG 除熱については、速やかに炉心出口温度が低下する。RVACS 除熱については、炉心出力が RVACS 除熱量より低下するまで一時的に温度が上昇し 2 次ピークを形成する。ULOHS 解析ではドップラー反応度によ

って急激な温度上昇が押さえられ、炉心出口温度が 750°Cに達するまでに 1000 秒程度必要となっている。

UTOP+ULOHS 事象については、引き抜き速度を非常に小さく設定した（自然循環起動操作の観点から、ゆっくりとした引き抜き条件を検討したため）ことから、比較的緩慢な温度挙動をしている。図 5.2-12 に示すように、事故時の ULOHS 及び UTOP 時には、炉容器下部において比較的温度差の大きい成層界面が形成されることを設計上留意するべきと考えられる。

### 5.3 まとめ

以上、重金属冷却自然循環炉について、温度成層化等の多次元熱流動を考慮した崩壊熱除去特性解析を実施し、それらの基本的な特性について、予備的に評価した。

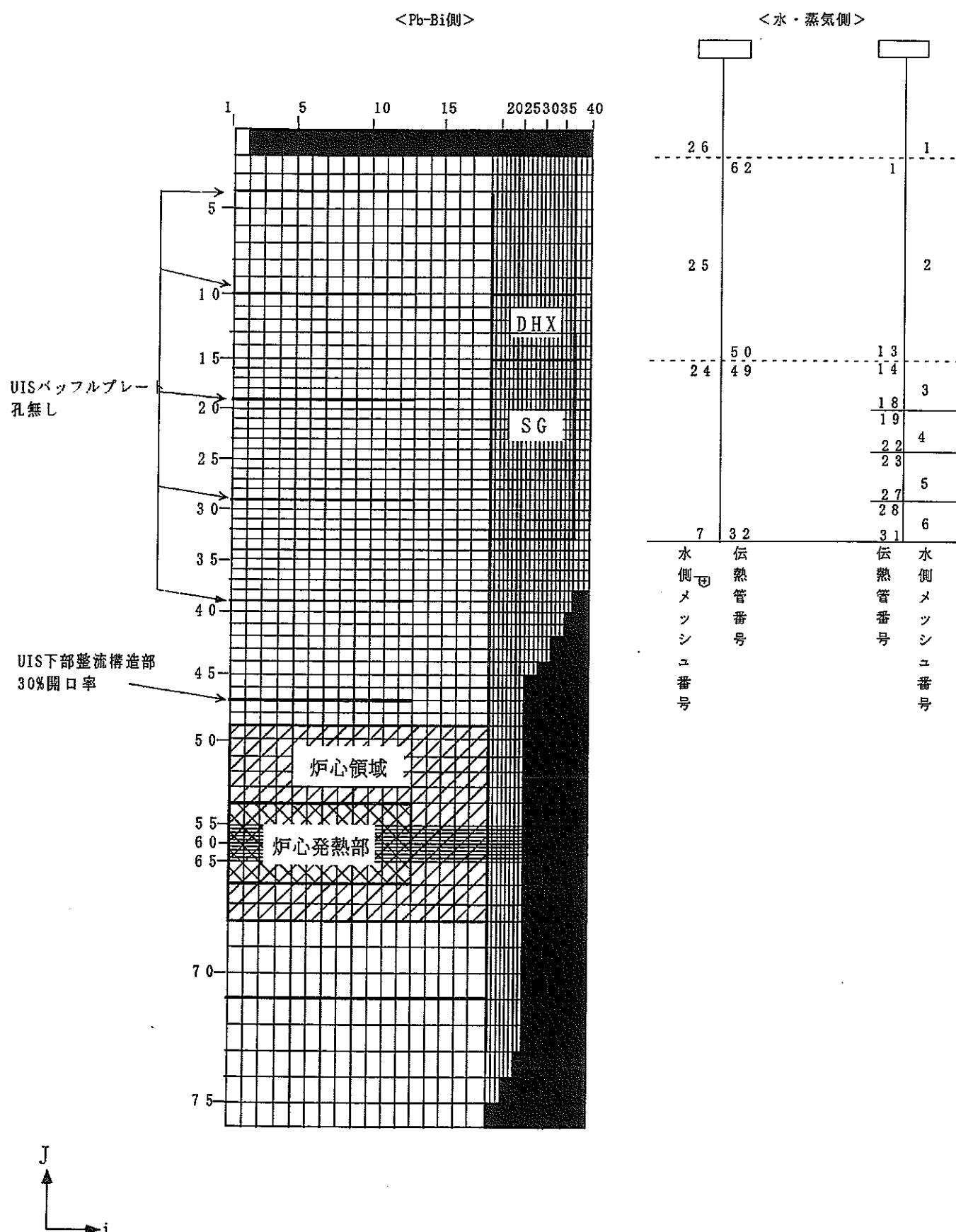


図 5.2-1 Pb-Bi 冷却自然循環中型炉（40 万 KWe）解析メッシュ（MSG コード）

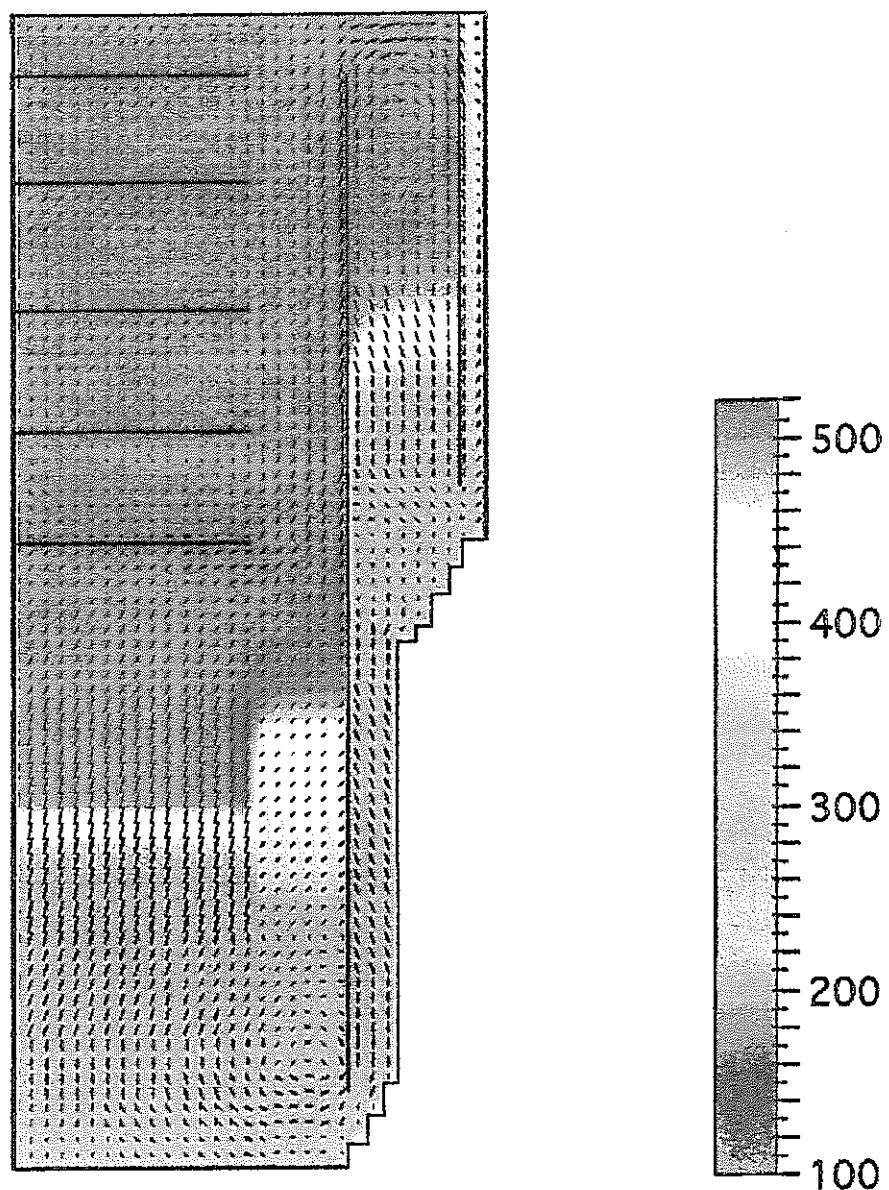


図 5.2-2 定常流動解析結果（流況及び温度分布、40 万 kW<sub>e</sub>）

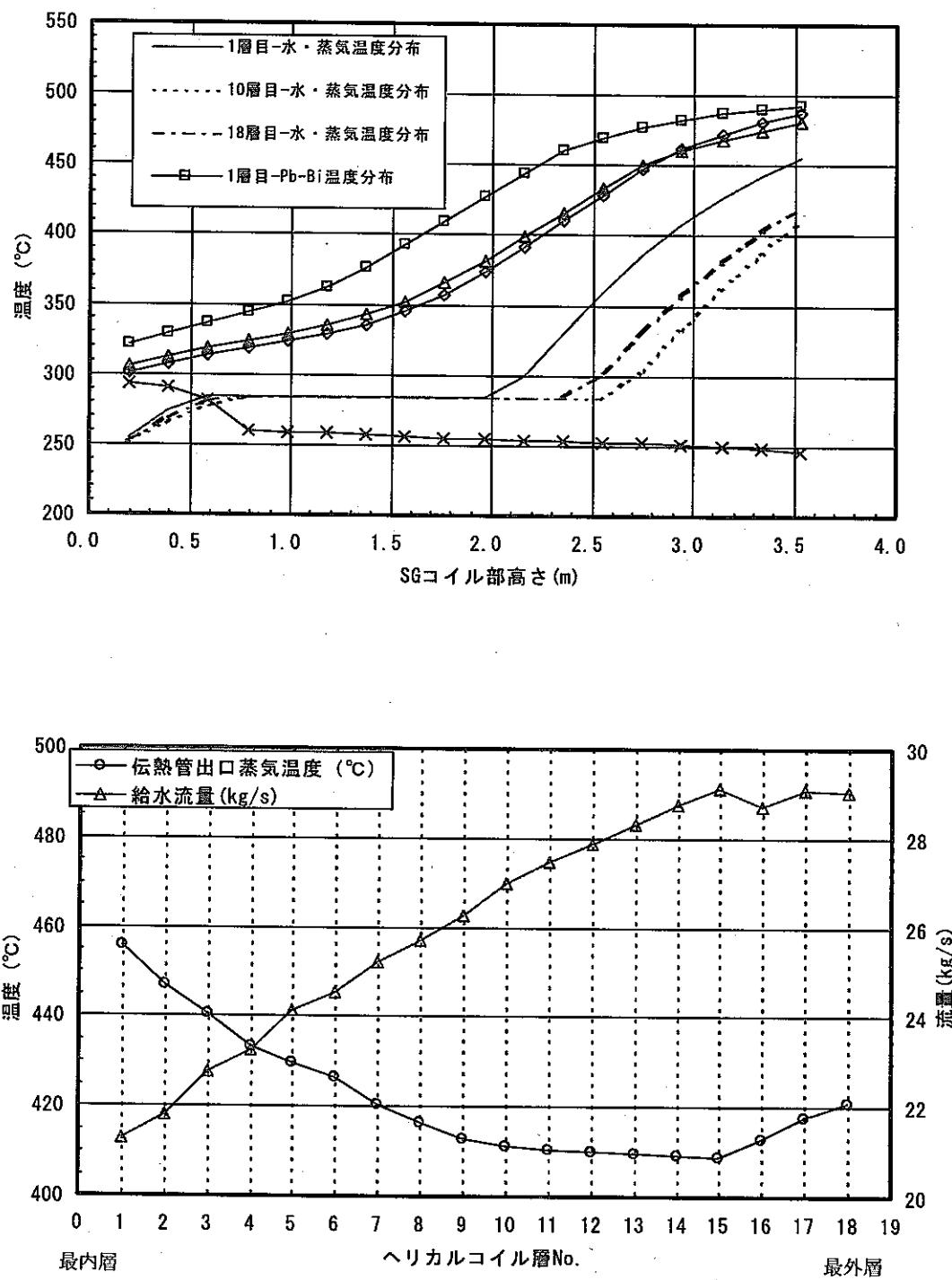


図 5.2-3 Pb-Bi冷却自然循環炉の蒸気出口温度及び給水流量分布

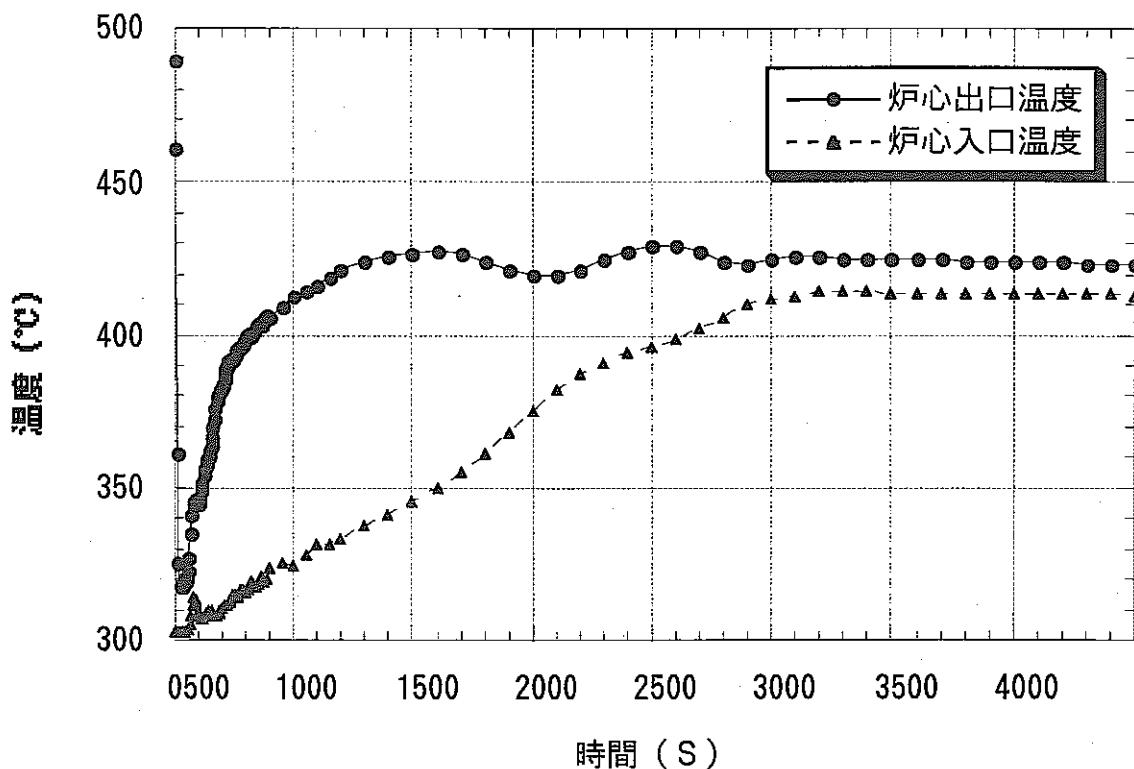


図5.2-41 Pb-Bi自然循環炉の崩壊熱除去特性  
炉心出口の温度変化 (PRACS除熱、40万kWe)

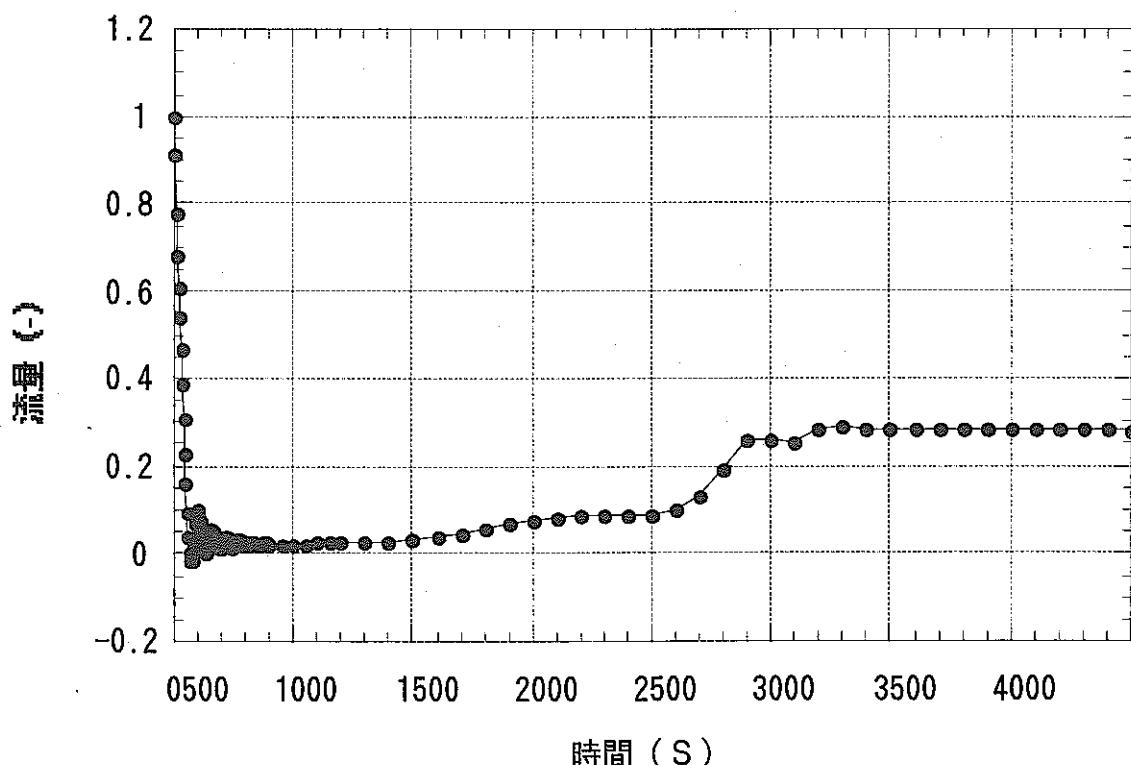


図5.2-5 Pb-Bi自然循環炉の崩壊熱除去特性  
炉心出口流量 (PRACS除熱、40万kWe)

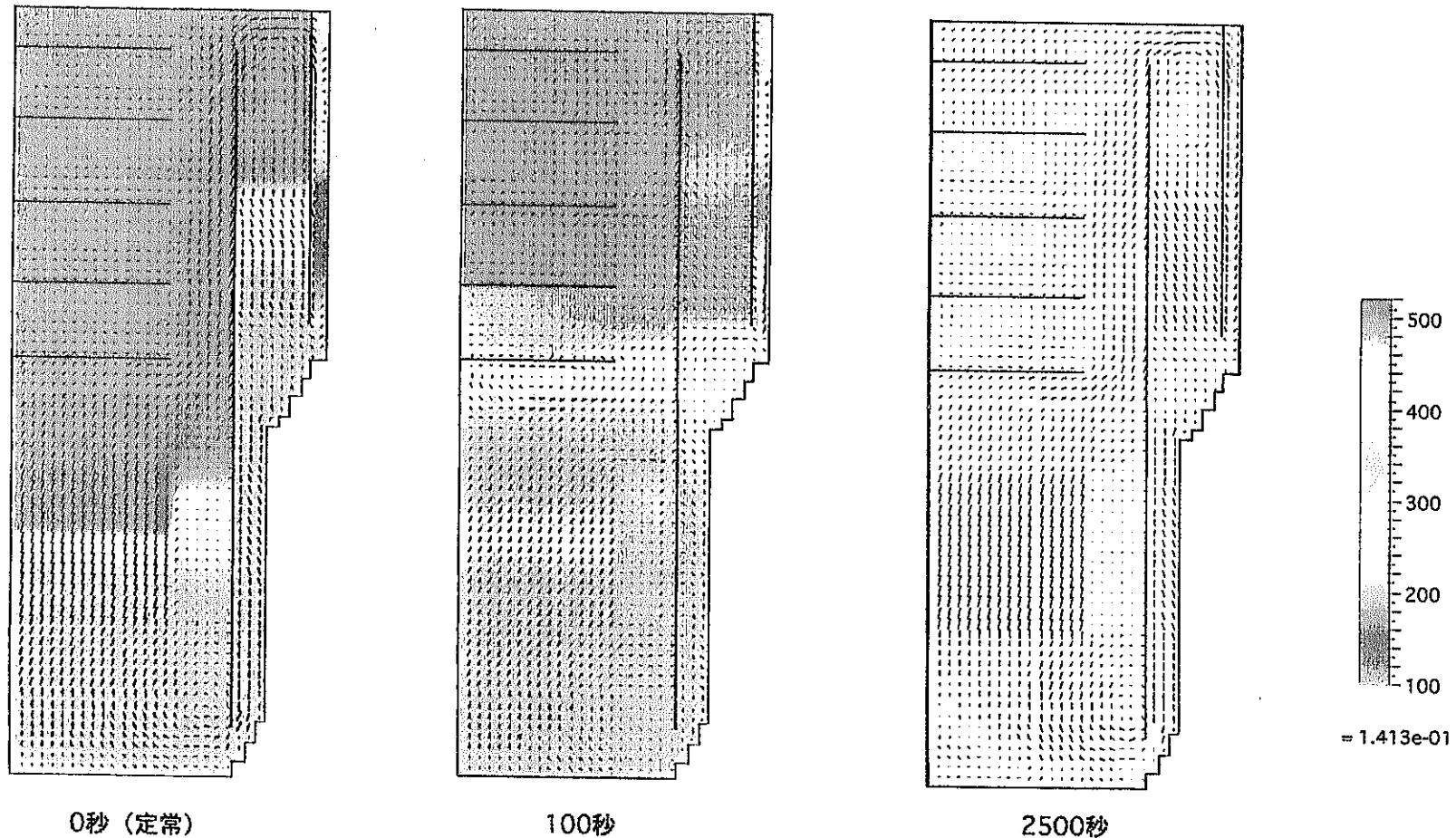


図5.2-6 Pb-Bi自然循環中型炉のPRACS崩壊熱除去時の温度分布コンタ-

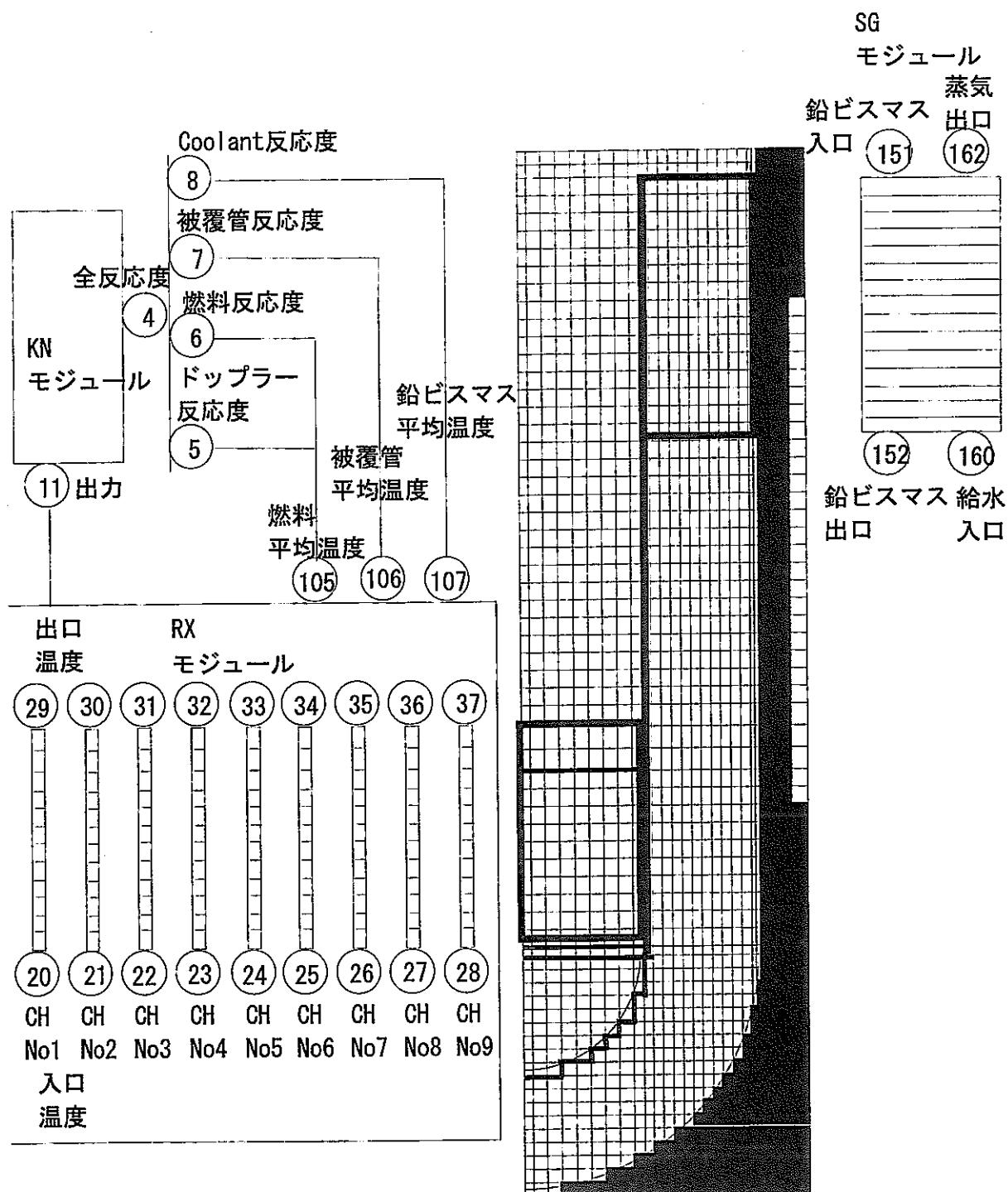
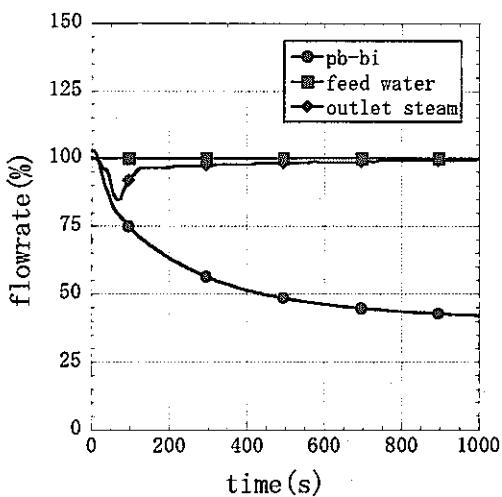
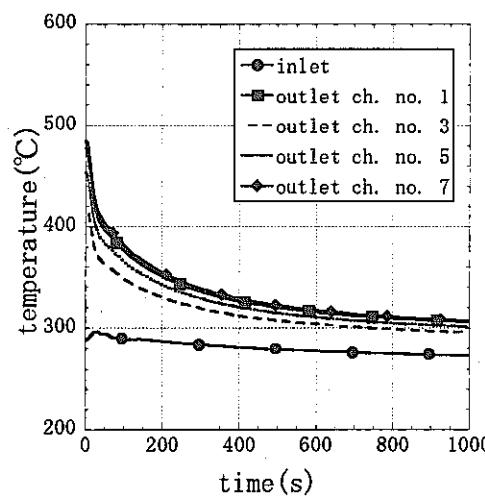


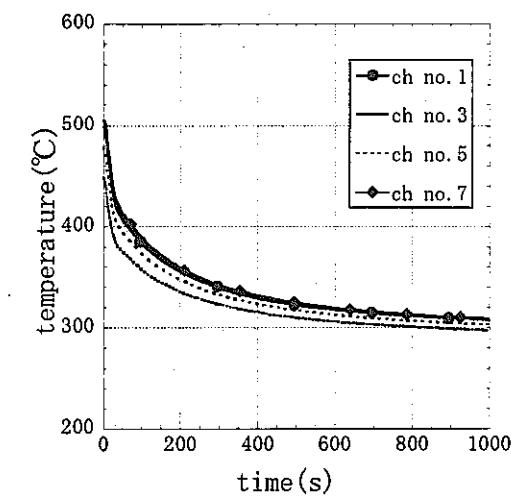
図5.2-7 ANL Pb-Bi冷却自然循環炉解析モデル  
(統合型プラント動特性解析コード)



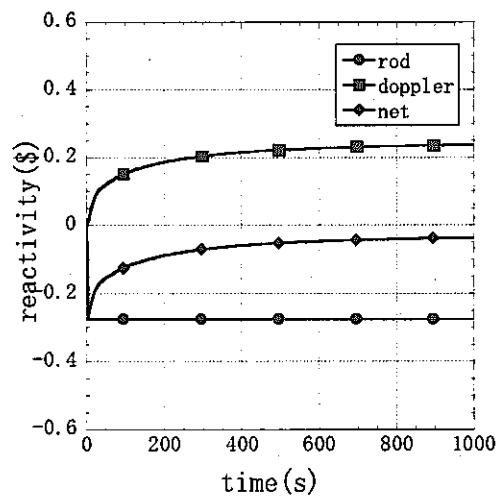
Pb-Bi Coolant, SG Feed Water  
and Outlet Steam Flowrate



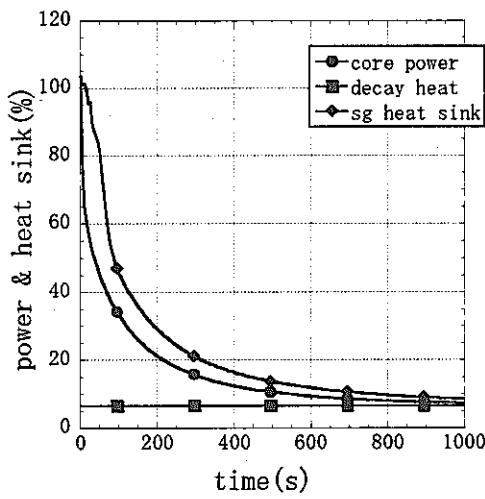
Core Inlet and  
Outlet Temperature



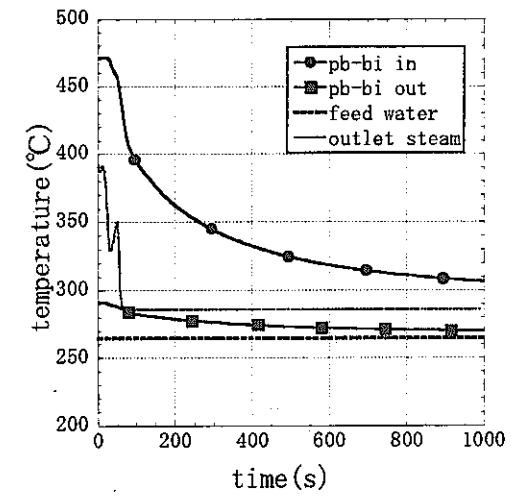
Peak Clad Temperature  
of Individual Channels



Individual Reactivity  
Contributions

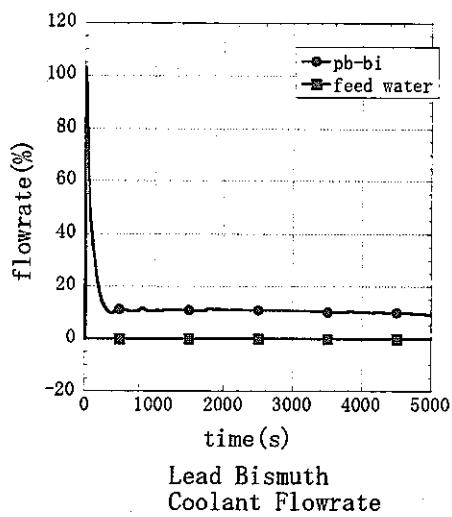
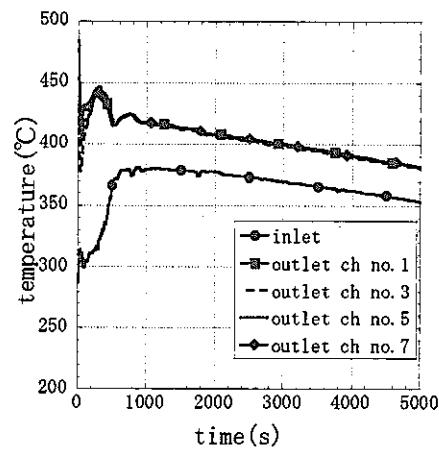
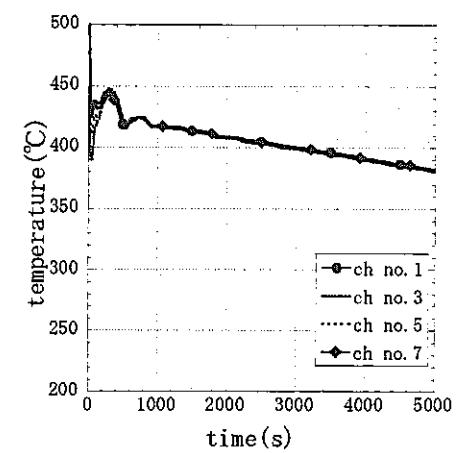
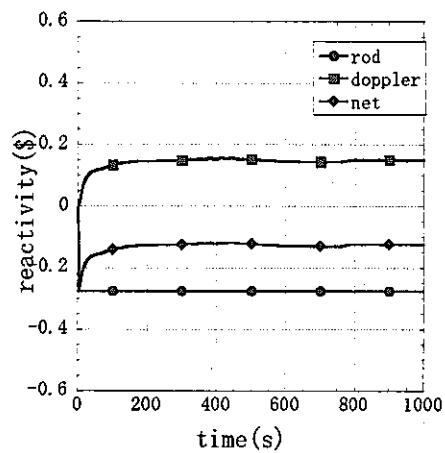
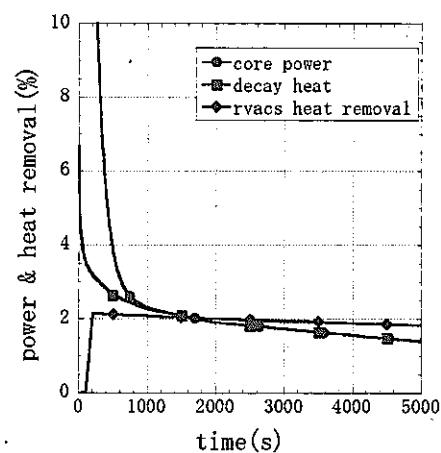
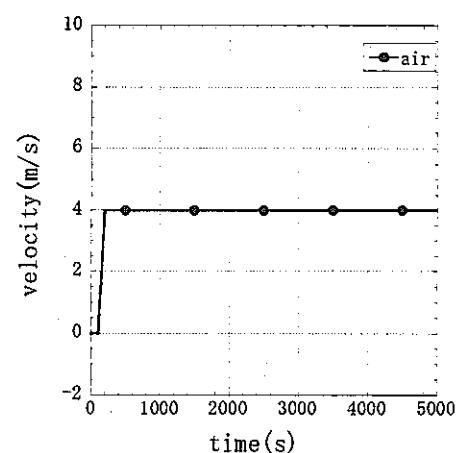


Core Power and Heat Removal  
by Steam Generator



Steam Generator Inlet  
and Outlet Temperature

図 5.2-8 SG 除熱による崩壊熱除去 (Pb-Bi 炉)

Lead Bismuth  
Coolant FlowrateCore Inlet and  
Outlet TemperaturePeak Clad Temperature of  
Individual ChannelsIndividual Reactivity  
ContributionsCore Power and Heat  
Removal by RVACS

Air Velocity of RVACS

図 5.2-9 RVACS 除熱による崩壊熱除去 (Pb-Bi 炉)

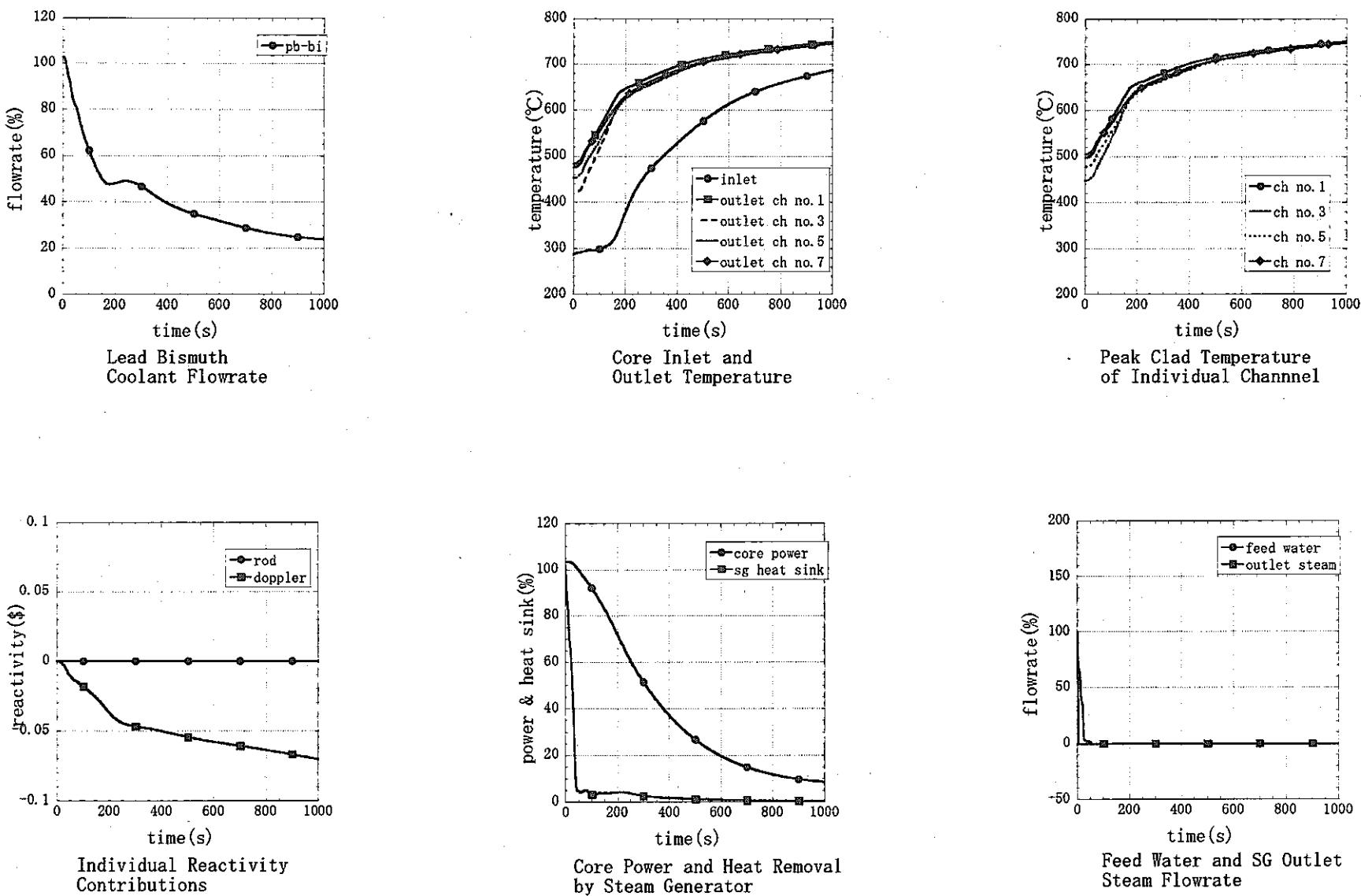


図 5.2-10 除熱源喪失時スクラム失敗事象 (Pb-Bi 炉)

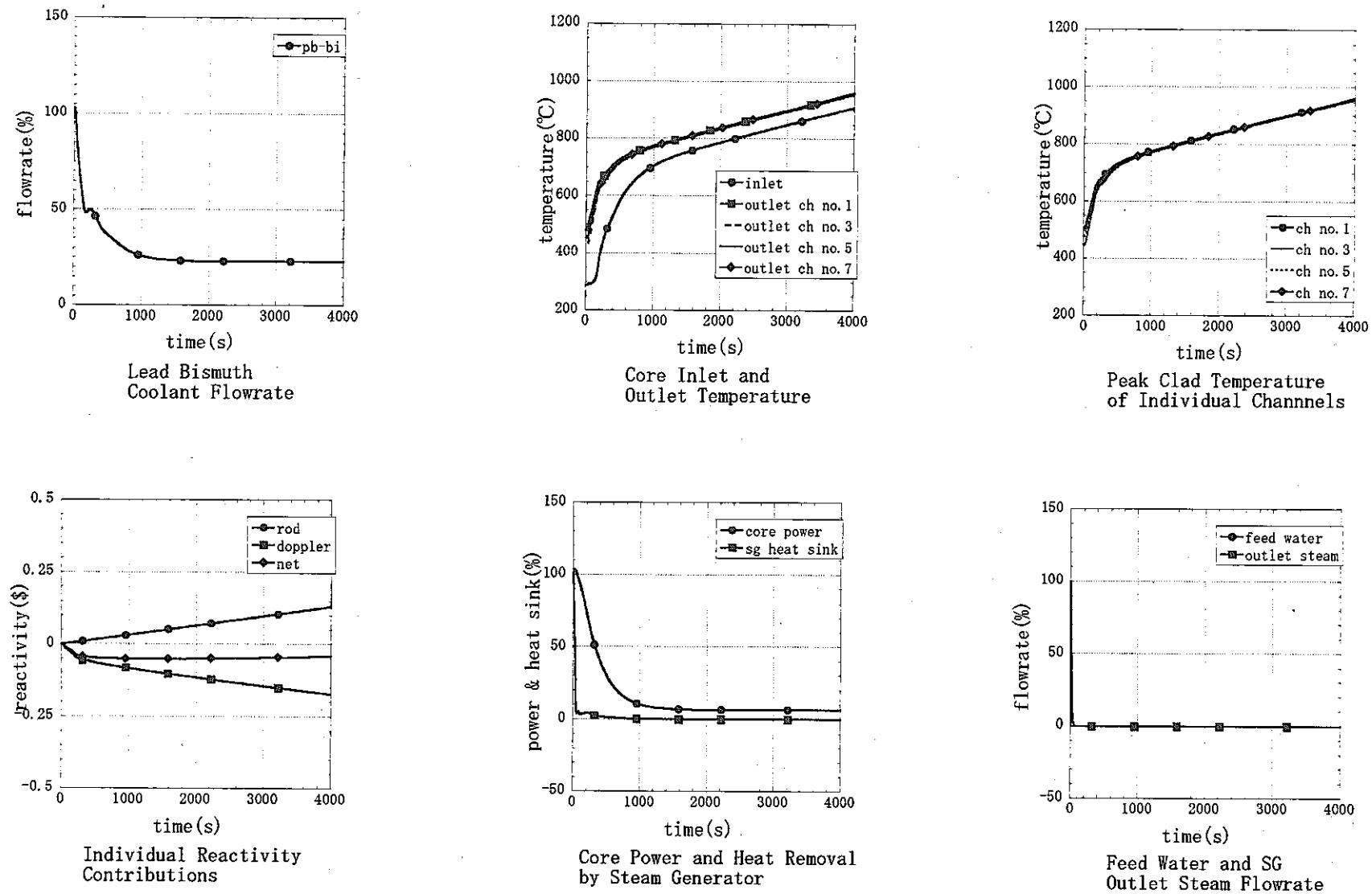


図 5.2-11 制御棒誤引き抜き時スクラム失敗事象 (ULOHS+UTOP)

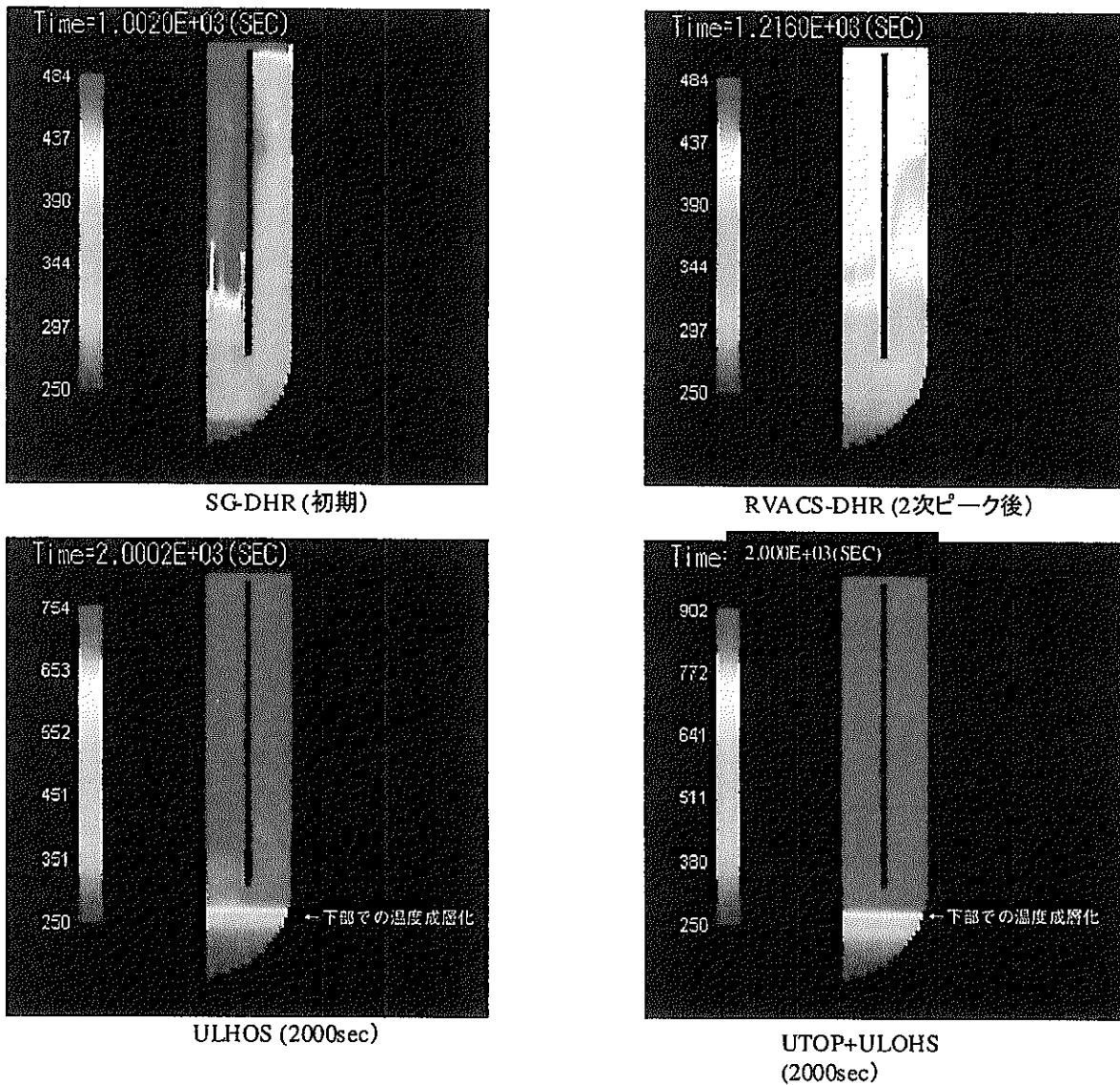


図 5.2-12 ANL STAR-LM 炉を対象としたプラント動特性解析(フィードバック反応度考慮)

## 第6章 まとめ

実用化戦略調査研究 Phase-I の一環として、電中研と共同で各種炉型における崩壊熱除去特性評価を実施した。ここでは、Phase-I で概念設計が進められている原子炉システムを対象とし、その最適な崩壊熱除去システムを構築するために必要な、崩壊熱除去特性や各種設計・運転パラメータの影響度を把握することを目的として、解析手法の整備およびプラント動特性解析を行った。

### (1) RVACS の適用性評価

S-PRISM の設計をベースとして炉容器内を多次元とした動特性解析を実施し、RVACS 単独および RVACS+SGACS の除熱性能評価を行った。その結果、炉容器内流動多次元効果を加味すれば実質炉容器伝熱面積が拡大し、RVACS 単独でも除熱成功基準を十分に満たせることができた。また、パラメータ解析から、放熱面積の拡大、炉容器ーガードベッセル間伝熱（輻射）の促進、空気側熱伝達の向上が除熱性能向上に効果があること、放熱面積が同一の場合高さ方向に拡大されている体系の方が有利となることが判明した。1 次元および多次元プラント動特性解析の結果を検討した結果、先行炉の設計から推定して合理的な範囲と考えられる原子炉容器形状で、RVACS 単独でホットプレナム最高温度を 650°C 以下に保持できる出力上限は、電気出力 55 万 kW<sub>e</sub> 前後と推定した。

### (2) ナトリウム大型炉崩壊熱除去特性評価

アドバンストループ型炉「旭」の崩壊熱除去特性評価の観点から、コンパクト化、2 ループ化等のコストダウン方策に伴い、新たに考慮すべき熱流動課題（炉容器内周方向非対称熱流動挙動や太径配管内温度成層化など）を評価できるよう、Super-COPD コードをベースにプラント動特性解析手法の整備とモデルの構築を実施した。

### (3) ガス冷却高速炉の崩壊熱除去特性評価

EGCR の概念設計をベースとした炭酸ガス冷却高速炉に関して、自然循環崩壊熱除去、減圧事故およびスクラムからの強制循環除熱を対象に動特性解析を通じて熱過渡挙動を評価した。その結果、原子炉トリップ時の自然循環崩壊熱除去能力は十分であるが、これに減圧事故を重ね合わせれば、格納容器内雰囲気圧力を高く維持し、かつ補助冷却器の伝熱面積を大きくするなどしない限り、自然循環での崩壊熱除去は困難であることがわかった。自然循環時の熱過渡挙動については、流量半減時間、炉心一補助炉心冷却器伝熱中心差、補助系起動遅れ時間および系統圧力損失の増減に対して、冷却材最高温度の感度は大きくなく、崩壊熱は除去される。一方、定格運転時の燃料被覆管最高温度は、径方向ピーピング係数、すなわちピンの発熱量に対して敏感である。従って、燃料発熱の局所ピーピングを抑制するとともに、高発熱チャンネルへの適切な流量配分を確保す

ることが肝要である。減圧事故時過渡変化においては、1次ピーク被覆管温度を抑えることがポイントであり、燃料集合体出口温度高あるいは1次系圧力低の信号で早期に炉停止する必要があること、その際、冷却材流出抑制機構の影響の検討も必要であることがわかった。

#### (4) 重金属冷却炉崩壊熱除去特性評価

設計検討が進められている Pb-Bi 冷却中型自然循環炉に対して、多次元蒸気発生器解析コード MSG を利用した崩壊熱除去特性予備的解析を実施した。原子炉トリップ直後に SG 断熱・PRACS 起動とする条件では、トリップ後しばらく自然循環流量が非常に小さい状態となる。これは内筒の内側・外側の軸方向温度分布がほぼ同等となり、自然循環力が無くなるためであり、温度成層化解消までの時間に留意した評価が重要であることがわかった。また、MSG コードと Super-COPD コードの結合を実施した。これにより、核計算、マルチチャンネル炉心熱計算、2次元プレナム流動、SG ヘリカルコイル熱流動（層毎の熱交換考慮）の取り扱いが過渡条件において可能となり、より正確な動特性解析を実施できるようにした。

今後 Phase II 研究においては、Phase-I で得られた知見や開発した解析手法を活用して、より詳細な各種炉型における崩壊熱除去特性評価を行っていくとともに、技術的成立性に係わる個々の課題評価を実施する予定である。

<謝 辞>

本研究を実施するにあたり、ガス冷却炉の動特性解析手法の整備および予備解析では、川崎重工業株式会社の前川勇氏および西村元彦氏より様々なご助言をいただいた。また、液体金属冷却炉の解析手法整備および動特性解析では、システム技術開発部 FBR システム Gr の江沼康弘氏、新型炉技術開発株式会社の大山一弘氏から有益なご助言をいただくとともに、原子力システム株式会社の岩崎隆氏にはプログラムコーディング作業や解析作業で多大なご支援をいただいた。謹んでここに感謝の意を表します。

<参考文献>

－第1章－

- [1-1] H. Noda, "Current status of fast reactor cycle system in Japan," Proc. of ICONE 8, Baltimore USA, (2000).
- [1-2] 堀 公明、岩崎 隆、大島 宏之、山口 彰、「重金属冷却高速増殖炉の崩壊熱除去特性解析」、JNC レポート JNC TN9400 2000-033、2000 年 4 月。
- [1-3] 堀 公明、江沼 康弘、岩崎 隆、大山 一弘、「重金属冷却高速増殖炉の崩壊熱除去特性解析 -Pb-Bi 冷却自然循環炉の熱流動特性評価手法整備-」、JNC レポート TN9400 2001-052、2001 年 5 月。
- [1-4] 堀 公明、大島 宏之、山口 彰、「重金属冷却高速増殖炉の崩壊熱除去特性 - Pb 及び Pb-Bi 合金と Na 冷却材の比較評価-」、日本原子力学会 2001 年秋の大会、E16, (2000)。
- [1-5] 大島 宏之、堀 公明、永田 武光、山口 彰、西 義久、植田 伸幸、木下 泉、「多様な冷却系システムの熱流動評価」、JNC レポート TN9400 2000-077, 2000 年 5 月。

－第2章－

- [2-1] たとえば、C.E. Boardman, Marvin Hui, "A COMPETITIVE INTEGRAL FAST REACTOR WITH ENHANCED DIVERSION RESISTANCE(S-PRISM)," Proc. of GLOBAL' 99, (1999).
- [2-2] 植田 伸幸、西 義久、木下 泉、「二重タンク小型炉の安全設計」、電力中央研究所研究報告 T92009、1992 年 10 月。
- [2-3] 西 義久、木下 泉、植田伸幸、古谷正裕、「高速増殖炉における炉壁冷却崩壊熱除去系の伝熱性能改善に関する研究」、電力中央研究所総合報告 T45、1996 年 10 月。
- [2-4] 植田 伸幸他、「金属燃料小型 FBR の安全性確保方策の検討」、電力中央研究所報告、T93301, 1993 年 6 月。

－第3章－

- [3-1] 大滝 明、大平 博昭、「プラント動特性解析コード Super-COPD の開発」、動燃技報 No.76、1990 年 12 月。

－第4章－

- [4-1] 小江秀保、木曾芳広、小林順、梅津陽一郎、一宮正和、「実用化戦略調査研究フェーズ I 平成 11 年度報告書 一ガス冷却炉の検討ー」、JNC TN9400 2000-073, サイクル機構研究報告書, 2000.
- [4-2] 小林 武、藤井 貞夫、「ガス冷却高速炉用核熱結合炉心動特性コード取り扱い説明書」社内資料、川崎重工業株式会社, 1979

- [4-3] 大島宏之, 堀公明, 永田武光, 山口彰, 西義久, 植田伸幸, 木下泉, 「多様な冷却系システムの熱流動評価(研究報告)」, JNC TN9400 2000-077, サイクル機構研究報告書, 2000.
- [4-4] G. Melese and R. Katz, Thermal and Flow Design of Helium-Cooled Reactors, ANS, 1985.
- [4-5] A. Zukauskas and R. Ulinskas, "Banks of plain and finned tubes, in Heat Exchanger Hand Book", Hemisphere Publishing Corp., pp.2.2.4-1-2.2.4-17 1983.
- [4-6] 伝熱工学資料, 日本機械学会編, pp.61-64, pp.257-258, 1986
- [4-7] M. Dalle Donne and L. Meyer, "Turbulent convective heat transfer from rough surfaces with two-dimensional rectangular ribs", Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 20, pp. 583-620, (1977).

#### —第5章—

- [5-1] 堀 公明、山口 彰、「液体金属ナトリウム加熱蒸気発生器に関する解析手法の研究」第36回日本伝熱シンポジウム講演論文集、Vol.II、熊本(1999).
- [5-2] B. W. Spencer, et al., "An advanced modular HLMS reactor concept featuring economy, safety and proliferation resistance", Proc. of ICONE-8, Baltimore, USA, ICONE-8145(2000).