

鉛-ビスマス冷却自然循環炉の熱流動特性解析

— MSG-COPD コードの開発及びプラントシステム解析への適用 —

(研究報告)



2002年3月

核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター

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

Inquiries 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)
2002

鉛-ビスマス冷却自然循環炉の熱流動特性解析

—MSG-COPD コードの開発及びプラントシステム熱流動解析への適用—

(研究報告)

岩崎 隆^{#1}, 堀 公明^{#2}, 江沼 康弘^{#3}, 水野 朋保^{#4}

要旨

サイクル機構では、高速増殖炉の実用化戦略調査研究として、多様な冷却材を対象とした幅広い実用化像に関する設計研究を進めている。そのフェーズ I 研究(H11~12)の中で、冷却材の一つの候補として、重金属である鉛-ビスマスの検討が実施された。鉛-ビスマスは比較的自然循環特性にすぐれるとともに水と急激に反応しないことから、自然循環による 2 次系を削除したタンク型炉が有望と評価された。

本研究では、鉛-ビスマスを冷却材とするタンク型の自然循環炉について、プラント動特性及び炉心再流量配分特性を評価するために、既存の多次元蒸気発生器解析コード(MSG)とフローネットワーク型のプラント動特性解析コード(Super-COPD)を結合し、統合型プラント動特性コード(MSG-COPD)を開発した。プラント動特性解析として、米国のアルゴンヌ国立研究所にて設計研究が進められている STAR-LM 炉を対象として、起動解析及びスクラン失敗時の除熱源喪失解析を実施した。また、サイクル機構にて概念設計研究が実施された鉛-ビスマス冷却自然循環中型炉を対象として、設計上の重要な課題となっているホットチャンネルへの再流量配分係数の定量化を実施した。

その結果、プラント動特性解析では、自然循環炉の核特性を考慮した起動から定格定常状態の評価、除熱源喪失時のスクラン失敗事象の評価に適用できることを確認した。さらに、除熱源喪失時のスクラン失敗事象では、下部プレナムに低温鉛-ビスマスが滞留することが判明した。

また、再流量配分特性解析では、浮力による炉心再流配分係数を径方向ピーキング係数及びシステムの圧力損失との関係で整理した評価手法の妥当性について検証した。さらに、炉心再流配分係数は、初装荷炉心と末期炉心の出力分布形状の相違による影響は小さく、局所の径方向ピーキング係数値に依存した傾向を示すこと等を確認した。

*1 原子力システム株式会社 *2 大洗工学センター 要素技術開発部 流体計算工学研究 Gr

*3 同システム技術開発部 FBR システム Gr *4 同システム技術開発部 炉心・燃料システム Gr

Thermal-hydraulic Analysis for the LBE-cooled Natural Circulation Reactor
—Development of the MSG-COPD Code and Application to the System Analysis—
(Research Document)

Takashi Iwasaki¹, Takaaki Sakai², Yasuhiro Enuma³, Tomoyasu Mizuno⁴

ABSTRACT

Thermal-hydraulic analysis for the Lead-Bismuth eutectic (LBE)-cooled natural circulation reactor has been conducted by using a combined plant dynamics code (MSG-COPD). MSG-COPD has been developed to consider the multi-dimensional thermal-hydraulics effect on the plant dynamics during transients.

Plant dynamics analyses for the LBE-cooled STAR-LM reactor, which has been designed by Argonne National Laboratory in U.S.A., have been performed to understand the basic thermal-hydraulic characteristics of the natural circulation reactor. As a result, it has been made clear that cold coolant remains in the lower plenum by the thermal stratification in case of the ULOHS condition with a severe temperature gradient at the stratified surface in the lower plenum.

In addition, the flow-redistribution effect in a core channels by the buoyancy force has been evaluated for a candidate LBE-cooled FBR plant concept (LBE-FR), which has been designed by JNC. A linear evaluation method for the flow-redistribution coefficient is proposed for the LBE-FR, and compared with the multi-dimensional results by MSG-COPD. In conclusion, the method shows sufficient performance for the prediction of the flow-redistribution coefficient for typical lateral power distributions in the core.

-
- 1) Nuclear Energy System Inc.
 - 2) Thermal-Hydraulics Research Group, OEC, Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC)
 - 3) FBR System Design Group, OEC, JNC
 - 4) Fuel and Core System Eng. Group, OEC, JNC

目次

1 緒言	1
2 コードの概要	3
2.1 MSG コード	3
2.2 Super-COPD コード	3
2.3 MSG-COPD コード	3
3 プラントシステムの過渡応答特性解析への適用	5
3.1 目的と背景	5
3.2 解析対象炉	5
3.3 解析モデル	5
3.4 解析対象事象及び解析ケース	6
3.5 起動解析	6
3.5.1 TH-STAR コードとの比較	6
3.5.2 伝熱式と被覆管温度及び平均燃料温度の関係	7
3.6 除熱源喪失時のスクラム失敗解析	8
3.6.1 TH-STAR コードとの比較	8
3.6.2 下部プレナムでのミキシング効果	8
3.7 まとめ	8
4 炉心流量再配分特性解析への適用	11
4.1 目的と背景	11
4.2 NC 再流配係数に関する簡易計算手法の検討	11
4.3 簡易計算手法の検証	13
4.3.1 解析対象炉及び解析ケース	13
4.3.2 1次元多チャンネルモデル及び解析結果	14
4.3.3 多次元モデル及び解析結果	14
4.4 簡易計算手法の出力依存性	15
4.4.1 簡易計算手法の検討	15
4.4.2 解析対象炉及び解析ケース	16
4.4.3 多次元モデル及び解析結果	16
4.5 まとめ	16
5 結言	19
参考文献	55
謝辞	57

表リスト

表 3.2 Steady State Nominal Operating Conditions and structures

表 3.4 STAR-LM 解析ケース一覧

表 4.3.1-2 Pb-Bi Cooled Middle Size Core

(natural circulation cooling system, Nitride fuel)

表 4.3.1-3 炉心再流量配分解析ケース一覧

表 4.4.1 自然循環炉の状態量間の関係式

表 4.4.2 出力依存性検討の解析ケース一覧

図リスト

- 図 2.1 MSG コードの概要
- 図 2.2 Super-COPD コードの概要
- 図 2.3 Outline of the MSG-COPD Code
- 図 3.2-1 Concept for Simplified, Modular, HMLC Natural Circulation Reactor
- 図 3.2-2 Illustration of Passive Reactor Exterior Cooling System
- 図 3.3-1 Pb-Bi 冷却自然循環炉(STAR-LM)解析モデル
- 図 3.3-2 想定炉心構成と MSG コードの解析モデル
- 図 3.5.1-1 TH-STAR コードと MSG-COPD による起動解析結果の比較
- 図 3.5.1-2 Borishanskii の式と Sleicher の式によるヌッセルト数の比較
- 図 3.5.1-3 Borishanskii の式と Sleicher の式による起動解析結果(1/2)
- 図 3.5.1-3 Borishanskii の式と Sleicher の式による起動解析結果(2/2)
- 図 3.5.2 Borishanskii の式と Sleicher の式による定格出力の温度分布
- 図 3.6.1-1 ULOHS 解析結果(短時間)
- 図 3.6.1-2 ULOHS 解析結果(長時間)
- 図 3.6.2-1 下部プレナムのミキシング促進モデル
- 図 3.6.2-2 下部プレナム軸方向温度分布
- 図 3.6.2-3 下部プレナムのミキシング効果
- 図 4.3.1-1 中型 Pb-Bi 冷却炉原子炉構造概念図(40 万 KWe)
- 図 4.3.1-2 中型 Pb-Bi 冷却炉平衡炉心第 1 サイクル初期集合体出力分布
- 図 4.3.1-3 中型 Pb-Bi 冷却炉平衡炉心第 8 サイクル末期集合体出力分布
- 図 4.3.1-4 各チャンネルの集合体 1 体当たりの出力分布
- 図 4.3.1-5 軸方向出力分布
- 図 4.3.2-1 1 次元多チャンネルコード(Super-COPD)による解析モデル(流動計算)
- 図 4.3.2-2 1 次元多チャンネルコード(Super-COPD)による解析モデル(熱計算)
- 図 4.3.2-3 簡易計算手法と Super-COPD による計算結果の比較(MSG コード圧力損失値)
- 図 4.3.2-4 簡易計算手法と Super-COPD による計算結果の比較(設計圧力損失値)
- 図 4.3.3-1 多次元コード(MSG-COPD)による解析モデル
- 図 4.3.3-2 簡易計算手法と MSG-COPD による計算結果の比較(非混合高さ未考慮)
- 図 4.3.3-3 集合体出口部の軸方向温度分布
- 図 4.3.3-4 簡易計算手法と MSG-COPD による計算結果の比較(非混合高さ 1.0m 考慮)
- 図 4.4.3-1 炉心流速及び NC 再流配係数の径方向分布(100% 及び 10% 出力)
- 図 4.4.3-2 出力と流量及び炉心出入口温度差の関係

1 緒言

サイクル機構は、1999年7月、電気事業者等の関係機関の参画を得て、オールジャパン体制でFBRの実用化戦略調査研究を開始し、2001年3月、フェーズⅠ^[1]を終了した。フェーズⅠにおいては、革新技術を採用した幅広い技術選択肢の検討を行ない、安全性の確保を前提とし、経済性、資源有効利用性、環境負荷低減性及び核拡散抵抗性の五つの視点から、FBRシステム及び燃料サイクルシステムの実用化候補概念を評価するとともに、フェーズⅡの開発課題を摘出した。

冷却材に関しては、ナトリウム、重金属、ガス、水及び溶融塩を対象に幅広く技術的成立性を評価している。特に、重金属冷却炉については、大型炉及び中型モジュール炉に冷却材として鉛及び鉛-ビスマスを組み合わせて検討された^[2]。その結果、炉型としては、大型タンク型炉は重量過大となり経済性の見込みがないこと等、また、大型ループ型炉は、高比重及び腐食のため配管の熱応力緩和方策が技術的に難しいことが判明した。冷却材としては、鉛は高融点のため高温でのメンテナンスが必要なこと、腐食に対する運転温度範囲が狭いこと等から、融点の低い鉛-ビスマスが抽出された。また、重金属は比較的自然循環に優れている特性を有しており^[3]、結果として、耐震性に対する課題が少ない中型モジュールで、物量の点で優れる自然循環方式の鉛-ビスマス冷却タンク型が候補概念とされた。

一方、鉛-ビスマス冷却自然循環炉の熱流動特性を評価するためには、タンク型の容器内において、自然循環によって形成される2次流れ及び温度成層化等の多次元的な熱流動を考慮した解析が重要と考えられた。そこで、多次元蒸気発生器熱流動解析コード（MSG）と1次元プラント動特性解析コード（Super-COPD）を連結し、統合型プラント動特性解析コード（MSG-COPD）を開発するとともに、それを用いて鉛-ビスマス（以下Pb-Biと記す）冷却自然循環炉のプラントシステムの過渡応答特性及び炉心再流量配分特性を評価した。

本報告では、2章においてMSG-COPDコードの概要について示し、3章では、典型的な自然循環炉の挙動解析を目的に、米国のアルゴンヌ国立研究所にて設計研究が進められているSTAR-LM炉を対象として、起動時及び除熱源喪失時のスクラム失敗事象を評価した。4章では、自然循環炉の炉心特性評価上重要な、浮力による炉心再流配特性について検討した。さらに、5章にてまとめと今後の課題について述べる。

2 コードの概要

2.1 MSG コード

”MSG (Multi dimensional Steam Generator analysis) ” [4] は、蒸気発生器の定常、過渡時の詳細な空間温度分布、並びに自然循環などを含む低流量、及び低負荷での除熱特性を精度よく評価することを目的に開発された蒸気発生器動特性解析コードである。シェル側の流体(ここではナトリウム)を多次元で計算するとともに、ヘリカルコイルの各層毎にナトリウム側との熱の授受を考慮している点に特徴がある。

コードは、図 2.1 に示すナトリウム側多次元熱流動計算部、ナトリウム側一水／蒸気側熱交換計算部、水／蒸気側多チャンネル熱流動計算部の 3 つのグループからなる。ナトリウム側熱流動計算部は入口分配管から出口ノズルまで、水／蒸気側熱流動計算部は給水ヘッダから蒸気ドラムまでがモデル化の範囲で、ナトリウム側一水／蒸気側熱交換計算部では双方の計算結果より境界条件を作成する。

2.2 Super-COPD コード

”Super-COPD (Super Code on Plant Dynamics) ” [6], [7] は、もんじゅの安全解析、プラント熱過渡解析、並びにプラント制御特性解析に使用した実績のある COPD (Code on Plant Dynamics) の解析モデルをベースとして、モジュール化を図り種々のループ型 FBR プラント概念に適用できる汎用 1 次元プラント動特性解析コードである。

コードでは、核、熱、流動、動的機器及び制御系と安全保護系の計算について、それらを応答時定数と境界条件となるプロセス量の種類という観点で整理し、図 2.2 に示す 5 つのグループに分類している。さらに、各グループについて実施すべき計算内容を適切に分割し、それぞれを独立したプログラムとして記述したモジュール構造を採用しているので、任意のプラントを入力データにより 1 次元のモデルとして組むことが可能である。また、熱交換器、ポンプ等も入力データにより指定でき、任意の制御系、安全保護系も入力データにより組むことが可能である。

2.3 MSG-COPD コード

タンク型の自然循環炉について、プラント動特性を評価する観点から、MSG と Super-COPD を結合した統合型の動特性解析コード(MSG-COPD)を開発した[8]。

MSG コードでは、多次元による詳細な冷却材の熱流動解析が可能であり、ナトリウム側一水／蒸気側熱交換計算部分は独立し、そこでのヒートフラックスを熱流動計算へ引き渡すモデルとなっている。MSG コードに種々の冷却材物性値計算を追加してモジュール化を行ない、Super-COPD コードに組み込み、Super-COPD コードの炉心及び熱交換器モジュールで計算したヒートフラックスを、MSG コードの多次元熱流動解析部分へ引き渡す結合を行った。これにより、核熱計算モジュール（炉心核計算、炉心熱計算、熱交換器熱計算等）と多次元熱流動計算を組み合わせた任意のタンク型炉の多次元プラント動特性解析が可能となった。これが MSG-COPD コードである。

MSG-COPD コードは核計算で、燃料温度、被覆管温度、冷却材温度変化等による反応度を考慮できる。また、任意の制御系、安全保護系を入力データで組むことにより制御特性も可能である。図

3 プラントシステムの過渡応答特性解析への適用

3.1 目的と背景

米国のアルゴンヌ国立研究所(Argonne National Laboratory、以下 ANL と記す)では、J N C との共同研究によりタンク型 Pb-Bi 冷却自然循環炉(STAR-LM : The Secure Transportable Autonomous Reactor-Liquid Metal)の動特性解析を進めている^{[9],[10]}。この研究/開発では、ANL が独自に実施している STAR-LM の設計研究について、1 次元のプラント動特性解析コード(TH-STAR)を用いて、起動、停止などの熱過渡解析や除熱源喪失時のスクラム失敗解析などのプラント動特性解析を行っている。本報告では、比較的設計/解析情報が得られている STAR-LM を対象とした動特性解析により MSG-COPD の検証を行うとともに、自然循環炉の基本的な熱流動特性について評価することとした。

3.2 解析対象炉

図 3.2-1 に STAR-LM の概念図を示す。表 3.2 に STAR-LM の主な仕様を示す。炉心で加熱された Pb-Bi 冷却材は、内筒内を上昇し、上部プレナムで外胴側へ入り、蒸気発生器によって冷却され、下降流となって外胴側を流下し、下部プレナムにて再び内筒内へ流入する。1 次冷却系に対する駆動機器は一切不要であり、炉心と SG の伝熱中心差に依存した自然循環流により冷却が行われる。ここで、炉心と SG の伝熱中心差は 6.25m である。

燃料は窒化物であり、炉心高さ 2m、直径 2.5m となっている。ピン径は 12.7mm の太めであり、圧力損失低減の観点から、燃料ピンピッチとピン径の比は 1.47 とやや大きめとなっている。炉心内の平均流速は 0.384m/s であり、比較的、低流速条件となっている。ただし、集合体に関する詳細は示されていない。炉心の入口温度 291°C、出口温度 474°C でありナトリウム冷却炉と比較して、やや低い温度のヒートバランスとなっている。

図 3.2-2 に炉外冷却システム(RECS)を示す。これは蒸気発生器による除熱が喪失したときに、炉壁を自然循環により冷却するシステムである。外気は、原子炉建屋上部の流入口からダクトを下降し、さらにコレクタ筒外側を下降する。コレクタ筒下端にて上昇流に転じて、高温の保護容器を冷却して、炉容器上部のダクトを上昇し、原子炉建屋上部から外部に放出される。

3.3 解析モデル

解析対象炉は周方向に対称性を有していることから、多次元熱流動計算の座標系は r-z の円筒 2 次元とし、炉心部、蒸気発生器部に相当する伝熱計算部分を 1 次元のモジュールが行うモデルとした。メッシュ体系、モジュールの構成及び各モジュール間の代表的なプール変数を図 3.3-1 に示す。解析では容器中心軸から冷却材外胴容器及びその外側の炉壁冷却流路までを考慮した。モデル作成において考慮した項目を以下に示す。

(1) 炉心

解析対象炉の炉心構成を図 3.3-2 のようにリングモデルとして設定した。多次元熱流動計算モジュールでは、リングモデルの各流路を独立したチャンネルとして取り扱うことから、径方向の冷却材混合を防ぐため、バーミアビリティをゼロとした。径方向を 9 分割、軸方向を 12 分割し、炉

心圧力損失係数を与えた。炉心多チャンネル熱計算モジュールでも、同様に径方向を 9 分割、軸方向を 12 分割でモデル化し、燃料及び被覆管温度、被覆管から冷却材へのヒートフラックスを計算して、多次元熱流動計算へ発熱量として引き渡すモデルとした。径方向の出力分布は各リング領域の出力割合とし、軸方向では暫定的に既存設計例を参照した。ただし、径方向最外層 1 メッシュは反射体、軸方向上部 2 メッシュはガスプレナム部を模擬して非発熱部とした。炉心発熱量は、核計算モジュールで一点近似として扱った。

(2) 蒸気発生器

多次元熱流動計算では、径方向を 10 分割、軸方向を 15 分割して、パーミアビリティ、ポロシティ、伝熱管管束部の圧力損失係数を与えた。水側の熱流動及び伝熱管へのヒートフラックスは、SG（蒸気発生器熱計算）モジュールで計算する熱交換器モデルとし、給水流量及び出口蒸気圧力を境界条件で与えた。多次元熱流動計算モジュールから SG モジュールへの境界条件となる Pb-Bi 流量は各入口メッシュ流量の合計、温度は各入口メッシュ流量と温度の加重平均より計算した。

(3) 炉心上部ライザーパー

径方向を 12 分割、軸方向を 33 分割とした。

(4) 蒸気発生器下部ダンカマ部

径方向を 11 分割、軸方向を 29 分割とした。

(5) 下部プレナム

径方向を 24 分割、軸方向を 9 分割とした。入口流配鏡板はポロシティ、パーミアビリティにより模擬した。

(6) 炉壁冷却システム

容器と接触する空気側流路は容器側軸方向メッシュ分割数と同等とし、熱通過を考慮できるモデルとした。

3.4 解析対象事象及び解析ケース

解析事象選定にあたっては、自然循環特性を把握することを目的に事故模擬事象として ULOH S を選択した。また、ULOH S 解析時の初期条件の確認及び過渡応答の検証を目的に起動解析を選択した。

解析の着眼点は

- ・同じ解析条件での TH-STAR コード(ANL)と MSG-COPD(JNC)の解析結果の比較
- ・被覆管～Pb-Bi の伝熱式の影響
- ・下部プレナムでの温度成層化の影響

を確認する観点から表 3.4 に示す 4 ケースを設定した。

3.5 起動解析

3.5.1 TH-STAR コードとの比較

TH-STAR コードでは、コードの計算機能確認を目的に 0.06% 出力状態から 5 秒間で 26.9% の正の反応度を印加して短時間の起動を試みている。MSG-COPD コードでは初期出力 0 からの同様の短時間

の起動を試みた。その結果(表3.4のケース名 STARTUP_ANL)を TH-STAR コードの結果と比較して図 3.5.1-1 に示す。MSG-COPD コードによる解析は初期出力 0 からの解析であり初期流量に違いがあるものの、双方の起動解析ではほぼ同じ過渡応答が得られた。

次に被覆管から Pb-Bi への伝熱相関式の感度を検討した。TH-STAR コードで使用している被覆管から Pb-Bi への伝熱相関式(Borishanskii の式)を以下に示す。

$$Nu = 24.15 \log_{10} \left[-8.21 + 12.76 \frac{p}{d} - 3.65 \left(\frac{p}{d} \right)^2 \right] \\ + 0.0174 \left[1 - \exp \left[-6.0 \left(\frac{p}{d} - 1 \right) \right] \right] (\text{Re Pr})^{0.9}$$

if $\text{Re Pr} \geq 200$; and

$$Nu = 24.15 \log_{10} \left[-8.21 + 12.76 \frac{p}{d} - 3.65 \left(\frac{p}{d} \right)^2 \right]$$

where

- Nu : Nusselt number,
- p : fuel rod/cladding triangle pitch,
- d : cladding outer diameter,
- Re : Reynolds number in core,
- Pr : Prandtl number,

これをレイノルズ数とヌセルト数の関係で整理した。結果を JNC で推奨している伝熱式とともに図 3.5.1-2 に示す。TH-STAR コードの伝熱相関式(Borishanskii の式)は、JNC で推奨している^[11]伝熱相関式(Sleicher の式)より被覆管から Pb-Bi への伝熱を 3 倍ほど高く評価していることが分かる。

そこで、燃料から冷却材への熱伝達を TH-STAR コードで採用している Borishanskii の式から、JNC 推奨式の Sleicher の式と同等である修正 Lyon に変更して起動解析(表3.4のケース名 STARTUP_JNC)を実施した。過渡応答を Borishanskii の式による結果(表3.4のケース名 STARTUP_ANL)とともに図 3.5.1-3 に示す。

Sleicher の式は Borishanskii の式より 7 割ほど伝熱性能が低下するので、出力は 242MW、炉心出口温度は 442°Cまでの上昇に留まり、ANLでの設計出力である 300MW、474°Cに達しなかった。

3.5.2 伝熱式と被覆管温度及び平均燃料温度の関係

JNC 推奨式の Sleicher の式と同等である修正 Lyon の式を採用して、定格出力である 300MW を得るために制御棒印加反応をさらに 0.055 \$ 追加した。炉心の冷却材及び被覆管の温度分布の比較を図 3.5.2 に示す。冷却材温度分布は一致するが、伝熱性能が低下することにより被覆管温度を高く評価する結果となっている。そのため、燃料平均温度も 24°Cほど上昇した。

3.6 除熱源喪失時のスクラム失敗解析

3.6.1 TH-STAR コードとの比較

除熱源喪失時のスクラム失敗解析の結果(表 3.4 のケース名 ULOHS_ANL)を図 3.6.1-1 に示す。1.0 時間において除熱源が喪失している。炉心出口温度及び燃料平均温度等は 0.2 時間以降も徐々に上昇している。これにより、各種反応度フィードバックも拡大傾向を示している。

図 3.6.1-2 に 300 時間までの MSG-COPD コードの解析結果(表 3.4 のケース名 ULOHS_ANL)を TH-STAR コードの解析結果とともに示す。双方とも時間軸を対数で表示し、1.0 時間において除熱源が喪失している。MSG-COPD コードによる解析では、事故後ほぼ 100 時間まで炉心出口温度が上昇し 1050°C に達するが、その後は炉壁冷却による除熱が崩壊熱を上回り、徐々に低下傾向を示す。TH-STAR コードの解析結果は、事故後 0.2 時間(図 5.1-2 の時間軸 1.2 の時点)以降に炉心入口温度が緩やかに下降している。ANL の報告書^[1]によるとその理由は、構造材の熱容量によるものと記されている。MSG-COPD コードでは構造材との熱交換がモデル化されていないので、事故後 0.2 時間以降も炉心出口温度が上昇するものと考えられる。

3.6.2 下部プレナムでのミキシング効果

1 次元コードと 2 次元コードの相違が発生する点は、温度成層化によるミキシング効果の違いが挙げられる。温度成層化は、高温流体の上部滞留によるもの及び低温流体の下部滞留の 2 通りがある。解析対象の STAR-LM は、炉壁冷却時に内筒上端を越流する流路が確保されるので、炉上部プレナムではミキシングが促進され温度成層化は発生しづらい。一方、下部プレナムでは、流入配管が無いためにミキシングが促進されず温度成層化が発生しやすい。

下部プレナムでのミキシング効果を比較するために、図 3.6.2-1 に示すミキシングを促進したモデルで ULOHS 解析(表 3.4 のケース名 ULOHS_ANL_MIX)を実施した。事故後 0.2 時間(図 3.6.1-1 の時間軸 1.2 の時点)での温度コンタ及び下部プレナムの軸方向温度を、ミキシングを促進しない解析結果(表 3.4 のケース名 ULOHS_ANL)とともに図 3.6.2-2 示す。ケース名 ULOHS_ANL では下部プレナムで低温 Pb-Bi が滞留しているが、ケース名 ULOHS_ANL_MIX ではこれが解消されていることが分かる。

双方の炉心入口温度の過渡応答を TH-STAR コードの解析結果とともに図 3.6.2-3 に示す。下部プレナムでミキシングが促進されることにより、炉心入口温度上昇は抑えられている。これは、下部プレナムで混合に寄与する Pb-Bi の熱容量が多くなったことによる。その結果、冷却材温度上限値の目安である 650°C に到達する時間に 0.45 時間の遅れが生じた。

3.7 まとめ

ANL にて設計研究が進められている鉛-ビスマス冷却自然循環炉(STAR-LM)を対象として、MSG-COPD コードにより起動及び除熱源喪失時のスクラム失敗解析を行ない、TH-STAR コードによる結果と比較するとともに、自然循環特性を検討した。その結果、

- (1) MSG-COPD コードによる起動解析は TH-STAR コードによる解析結果とほぼ同様の応答を示した。

- (2) 被覆管から Pb-Bi への伝熱相關式を Borishanskii の式から JNC が推奨している Sleicher の式に変えることにより、燃料平均温度は 24°C 上昇し、出力は 20% 低下した。
- (3) 多次元解析により、除熱源喪失時のスクラム失敗事象では、下部プレナムに低温 Pb-Bi が 滞留することが判明した。ただし、下部プレナムのミキシングを促進することにより、炉 心入口温度の上昇時間は抑えられることが明らかになった。

4 炉心流量再配分特性解析への適用

4.1 目的と背景

Pb-Bi 冷却自然循環炉の炉心設計精度向上の観点から、浮力効果によるホットチャンネルへの再流配係数（以下、NC 再流配係数）の定量化が重要な課題の一つとなっている。NC 再流配係数はシステム全体の自然循環特性の影響を受けることから、従来の強制循環炉で実施していたような炉心部流量配分と径方向ピーピングを別々に独立変数として取り扱う手法が適用できない。一方で、浮力効果によって高出力チャンネルに流量が多く配分されることから、初期炉心から末期炉心にかけての径方向出力ピーピング値の変化に伴った自律的流量再配分が行われ、燃焼とともに大きなピーピング変化を吸収する効果として期待される。

既に実施された円筒 2 次元モデルでの熱流動評価^[1]より、NC 再流配係数は径方向ピーピング係数に依存していることが明らかになっている。

本件では、Phase I にて概念設計研究が行われた中型自然循環炉（40 万 kWe）を対象として、Super-COPD コードを用いた 1 次元フローネットワークモデルおよび MSG-COPD コードを用いた円筒 2 次元モデルでの熱流動解析により炉心再流量配分効果を比較した。さらに、炉心設計精度向上に資するために、NC 再流配係数を径方向ピーピング係数およびシステムの圧力損失との関係で整理した簡易計算手法について提案し、その妥当性について評価した。

4.2 NC 再流配係数に関する簡易計算手法の検討

図のような自然循環炉の体系の NC 再流配係数について検討する。

全系の自然循環力： Δp_h は、炉心と SG の

伝熱中心高さ間距離： Δh に対する浮力より

求まるので、

$$\Delta p_h = \rho \beta \Delta T_0 \Delta h g \quad \text{----- (1)}$$

ここで、

ρ : 基準密度、

β : 体積温度膨張率、

g : 重力加速度

であり、温度差 ΔT_0 は

$$\begin{aligned} \Delta T_0 &= T_{core,out} - T_{core,in} \\ &= \frac{Q_0}{W_0 C_p} \end{aligned} \quad \text{----- (2)}$$

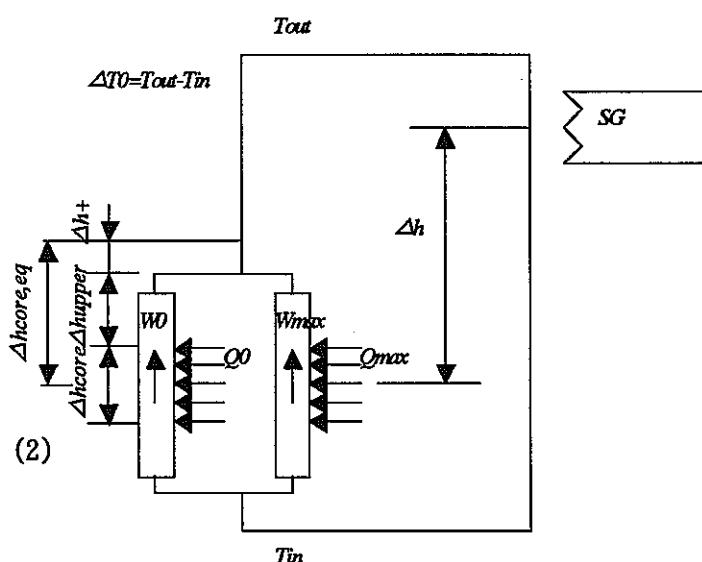
で示される。ここで、

Q_0 : 平均出力集合体の出力

W_0 : 平均出力集合体の流量

C_p : 定圧比熱

である。ループ一巡の圧力損失 Δp_{total} は



簡易計算モデル体系

$$\begin{aligned}\Delta p_{total} &= \Delta p_{core} + \Delta p_{loop} \\ &= C_1 W_0^2 + \Delta p_{loop}\end{aligned}\quad (3)$$

で示される。ここで、 C_1 は圧力損失計算に関する定数部、 Δp_{loop} は炉心部以外の全圧力損失である。

炉心部の圧力損失とループ一巡の圧力損失の比を $f_p = \frac{\Delta p_{core}}{\Delta p_{total}} = \frac{C_1 W_0^2}{C_1 W_0^2 + \Delta p_{loop}}$ とし、定数部につ

いて、 $\frac{\rho\beta g}{C_p} = C_2$ すると、(1) = (3) より

$$C_2 \Delta h \frac{Q_0}{W_0} = \frac{1}{f_p} C_1 W_0^2 \quad (4)$$

となる。一方、炉心部の差圧 $\Delta p_{core,h}$ について平均出力と最大出力の集合体について示すと、集合体の圧力損失係数が等しければ、

$$\Delta p_{core,h} = C_1 W_{max}^2 - \rho\beta g \Delta T_{max} \Delta h_{core,eq} \quad (5)$$

$$\Delta p_{core,h} = C_1 W_0 - \rho\beta g \Delta T_0 \Delta h_{core,eq} \quad (6)$$

ここで、 $\Delta h_{core,eq}$ は、チャンネル間の浮力項に関する高さであり、 $\Delta h_{core,eq} = \frac{1}{2} \Delta h_{core} + \Delta h_{upper}$ で示される。

チャンネル間の流量再配分は、これらのバランスが支配するので、(5) = (6) として、

$$\Delta T_{max} = \frac{Q_{max}}{W_{max} C_p}$$

によって ΔT を消去すると、

$$C_1 (W_{max}^2 - W_0^2) = C_2 \Delta h_{core,eq} \left(\frac{Q_{max}}{W_{max}} - \frac{Q_0}{W_0} \right) \quad (7)$$

と示される。(4) 式によって、 C_1 、 C_2 を消去して、

$$C_1 = \frac{f_p}{W_{max}^2} C_2 \Delta h \frac{Q_0}{W_0}$$

$$W_{max}^2 - W_0^2 = \frac{\Delta h_{core,eq}}{\Delta h} \left(\frac{Q_{max}}{Q_0} \frac{W_0}{W_{max}} - 1 \right) \frac{1}{f_p} W_0^2 \quad (8)$$

W_0^2 で両辺を割って、

$$\left(\frac{W_{\max}}{W_0}\right)^2 - 1 = \frac{\Delta h_{core,eq}}{\Delta h} \left(\frac{Q_{\max}}{Q_0} \frac{W_0}{W_{\max}} - 1 \right) \frac{1}{f_p} \quad \dots \quad (9)$$

が得られる。ここで、最大出力集合体の径方向ピーキング係数 $f_{Q,\max}$ 及び NC 再流量配分係数 $f_{w,\max}$ さらに、チャンネル間浮力に関する有効高さと系の伝熱中心間高さ距離の比 f_h をそれぞれ下式のように定める。

$$f_{w,\max} = \frac{W_{\max}}{W_0}, \quad f_{Q,\max} = \frac{Q_{\max}}{Q_0}, \quad f_h = \frac{\Delta h_{core,eq}}{\Delta h} \quad \dots \quad (10)$$

これを用いて、(9) 式を整理すると、

$$f_{w,\max}^3 - \left(1 - \frac{f_h}{f_p}\right) f_{w,\max} - \frac{f_h}{f_p} f_{Q,\max} = 0 \quad \dots \quad (11)$$

これは、最大出力集合体の NC 再流量配分係数 $f_{Q,\max}$ に関する 3 次方程式である。

3 次方程式の解をガルダノ解法によって求めると

$X^3+aX+b=0$ のとき、 $D=-27b^2-4a^3$ として、

$$U = \left\{ -\frac{b}{2} + \left(-\frac{D}{108} \right)^{\frac{1}{2}} \right\}^{\frac{1}{3}}, \quad V = \left\{ -\frac{b}{2} - \left(-\frac{D}{108} \right)^{\frac{1}{2}} \right\}^{\frac{1}{3}}$$

実根の 1 つは $U+V$ で与えられる。したがって、(11) 式より、

$$a = -\left(1 - \frac{f_h}{f_p}\right), \quad b = -\frac{f_h}{f_p} f_{Q,\max} \text{ とおくことによって、 } f_{w,\max} = U + V \text{ が得られる。}$$

4.3 簡易計算手法の検証

4.3.1 解析対象炉及び解析ケース

解析対象とする Pb-Bi 冷却自然循環炉の原子炉構造の概念図を図 4.3.1-1 に示す。流路構成は円筒上の 2 領域であり、内筒内下部に炉心を配置し、ヘリカルコイル型の SG が外胴側に配置されている。原子炉容器径は冷却材容積をできるだけ小さくする観点から約 8m に設定されている。SG 上部には 3 系統の崩壊熱除去系の熱交換器が設けられている。解析対象範囲は、炉心、崩壊熱除去系の熱交換器及び SG を含む主容器内とした。

解析対象炉の平衡炉心初期(BOEC : Beginning of Equilibrium Cycle)及び平衡炉心末期(EOEC : End of Equilibrium Cycle)での径方向ピーキング係数を、それぞれ、図 4.3.1-2 及び図 4.3.1-3 に示す。また、それらに基づき評価した多層円筒チャンネル(炉心 12ch、径ブラ 1ch)のリングモ

デル炉心データを表 4.3.1-2 に示す。ここでは、高出力集合体の径方向位置を実体系に合わせた CaseB データを使用することとした。

円筒リングモデルの各チャンネル集合体 1 体当たりの径方向分布出力を図 4.3.1-4 に示す。Ch.No. は中心チャンネルを No.1 とし、径ブラチャンネルが No.13 で示されている。BOEC では炉心中心部の出力が C/R によって抑えられているが、EOEC では最大ピーキングチャンネルが炉心の中心位置となっている。

軸方向の出力分布を図 4.3.1-5 に示す。軸方向の出力分布は円筒リングモデルの全チャンネルで同一とした。

解析ケースを表 4.3.1-3 に示す。解析ケースの設定にあたっては、システム全体の圧力損失と炉心圧力損失の違いが炉心再流量配分への影響を評価する観点から、1 次元炉心多チャンネルコード(Super-COPD)では炉心圧力損失をパラメータとした 2 ケースを設定した。また、多次元コード(MSG-COPD)では最大ピーキングの違いによる炉心再流量配分への影響を評価する観点からピーキングの異なる BOEC 及び EOEC をパラメータとした 4 ケースを設定した。

ここで、炉心圧力損失比 f_p は、炉心部の圧力損失 ΔP_{core} と一巡の圧力損失 ΔP_{total} の比、 $f_p = \Delta P_{core} / \Delta P_{total}$ として与えられ、後述する簡易計算法の入力変数の一つである。この値は、炉心部平均流速と圧力損失係数から手計算により求めた炉心部圧力損失と伝熱中心差から求めた自然循環力(=一巡の圧力損失)より算出した解析実績値である。 $f_{p,MAX}$ は、最大ピーキング係数である。

4.3.2 1 次元多チャンネルモデル及び解析結果

流動計算は、図 4.3.2-1 に示すように 1 次元フローネットワークにより炉容器内部をモデル化した。熱計算は図 4.3.2-2 に示すように、炉容器内部を各セクタに分割した混合モデルとした。炉心部 12 チャンネル及びプランケット 1 チャンネルには、ピーキング係数に従い径方向出力分布を与えた。軸方向出力に関しては図 4.3.1-6 に従った。

図 4.3.2-3 に NC 再流配係数($f_r = W_{ch} / W_0$: W_0 は炉心部(driver)平均流速)と径方向ピーキング係数の関係を、簡易計算手法の結果とともに示す。簡易計算手法、炉心圧力損失特性が変わっても 1 次元多チャンネルモデルの解析結果とよく一致することが確認できた。

4.3.3 多次元モデル及び解析結果

炉心部をチャンネル流路面積が対応するように、リング径に合わせた r-z 円筒 2 次元不等間隔で図 4.3.3-1 に示すようにメッシュ分割した。炉心部の横方向メッシュは透過率をゼロとすることによって環状流路を模擬した。各チャンネルの壁はフリースリップとし、圧力損失係数を与えた。但し、被覆管からの熱伝達は考慮せず、冷却材の内部発熱とした。

図 4.3.3-2 に NC 再流配係数($f_r = W_{ch} / W_0$: W_0 は炉心部(driver)平均流速)と径方向ピーキング係数の関係を簡易計算手法の結果とともに示す。簡易計算手法は最大出力チャンネルの NC 再流配係数を 3% 小さく予測し、低出力チャンネルを過大評価(例えば $f_r = 0.5$ を 8% 過大評価)する。

この原因として、①炉心圧力損失評価流速の選び方(現状、炉心部平均流速で評価)②チャン

ネル間浮力に関する非混合距離の影響が考えられた。①については、比較的感度が小さく、主として、②が影響を及ぼしていることが考えられた。

図 4.3.3-3 は、炉心出口における各チャンネル位置の軸方向温度分布を示している。集合体出口から 2.4m の高さに UIS 防振版を模擬した透過率ゼロのメッシュであることから、全てのケースについて、防振版の上部ではほぼ平均温度となっている。簡易評価手法モデルでは、集合体出口高さまでの密度差を考慮して浮力を評価しているが、炉心出口では広い温度分布幅を有して、集合体出口から冷却材が混合せずに上昇する場合、高温チャンネルには、より大きな浮力が働くことが考えられる（チムニー効果）。その効果を考慮するため、炉心部浮力に関する高さ $\Delta h_{core,eq}$ に非混合高さ Δh^+ を考慮する。 $\Delta h^+ = 1.0[m]$ とした場合の解析結果と簡易計算手法の比較を図 4.3.3-4 に示す。簡易計算手法は、ほぼ全ピーキング領域について NC 再流配係数を精度よく評価しており、ノミナルケースについては、1.0m 程度の非混合高さを考慮するとより予測精度が上がることが確認された。

4.4 簡易計算手法の出力依存性

4.4.1 簡易計算手法の検討

右図に示すような自然循環炉体系を対象とした 3 つの状態量、全循環流量 W_{total} 、炉心全出力 Q_{total} 及び炉心出入口温度差 ΔT_{core} について以下の関係が成り立つ。

炉心全出力とエンタルピ上昇のヒートバランスから、

$$Q_{total} = W_{total} \cdot Cp \cdot \Delta T_{core} \quad (1)$$

浮力と一巡圧力損失のバランスから、

$$\rho g \beta \Delta T_{core} = C_3 W_{total}^2 \quad (2)$$

よって、それぞれ、2 変数間の関係を求める

表 4.4.1 のように整理できる。

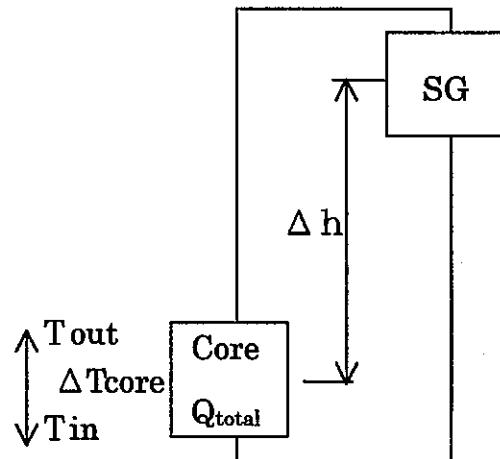
定格 100% 出力時の ΔT_{core} 及び W_{total} は既知であるので、この関係式のうち、(3) 式及び (5) 式より、10% 出力時の ΔT_{core} 及び W_{total} が算出される。

一方、4.2 項より NC 再流配係数は、次の 3 次式の解として得られる。

$$f_w^3 - \left(1 - \frac{f_h}{f_p}\right) f_w - \frac{f_h}{f_p} f_Q = 0 \quad (9)$$

ここで、 f_h と f_Q が変化しなければ、出力変化の影響を受ける可能性がある係数は、 f_p である。

f_p は、平均集合体の質量流量 W_0 を用いて次式であたえる。



$$f_p = \frac{\Delta P_{core}}{\Delta P_{total}} = \frac{C_1 \cdot W_0^2}{C_1 \cdot W_0^2 + \Delta P_{loop}} \quad (10)$$

全循環流量 W_{total} で示せば、係数部を見直すことにより、近似的には以下が成り立つ。

$$f_p = \frac{\Delta P_{core}}{\Delta P_{total}} = \frac{C_1' \cdot W_{total}^2}{C_1' \cdot W_{total}^2 + C' \cdot W_{total}^2} = \frac{C_1'}{C_1' + C'} \quad (11)$$

この (11) 式から、炉心圧力損失比 f_p は、自然循環流量に依存しない係数であることが分かる。

したがって、(9) 式は一巡流量変化に依存する係数は含まれないことになり、結果として NC 再流配係数 f_w は出力変化に依存しないことが分かる。

4.4.2 解析対象炉及び解析ケース

解析対象炉は 4.3.1 項で述べた Pb-Bi 冷却自然循環炉とする。解析ケースは、炉心出力 100% 条件である 4.3.1 項で述べた表 4.3.1-3 に示す MSG-COPD による多次元コード解析の 2 ケース及び出力依存性を比較する観点から炉心出力 10% 条件の 2 ケースの計 4 ケースとする。解析ケースを表 4.4.2 に示す。

4.4.3 多次元モデル及び解析結果

解析モデルは 4.3.1 項で述べたモデルとする。炉心出力 10% ケースの解析結果の流速分布について 100% の結果と比較して図 4.4.3-1 に示す。10% 出力条件では、各チャンネルの流速は、100% 条件に対して同じ割合 ($U_{10\%}/U_{100\%}=0.22$) で減少しており、NC 再流配係数は 100% 条件と等しくなっている。したがって、解析でも NC 再流配係数 f_w は出力変化に依存しないことが確認できた。

定格 100% 出力時の Δt_{core} 及び W_{total} を既知として、表 4.4.1 の関係のうち、(3)式及び(5)式より、10% 出力時の Δt_{core} 及び W_{total} を算定し、解析結果との比較を実施した。図 4.4.3 に示すように、簡易評価式によって、温度差及び自然循環流量は精度よく予測されている。出入口温度差は炉心出力の 2/3 乗、自然循環流量は出力の 1/3 乗に比例して変化する。

4.5 まとめ

Phase I にて概念設計研究が行われた中型自然循環炉 (40 万 kWe) を対象として、Super-COPD コードを用いた 1 次元フローネットワークモデル及び MSG-COPD コードを用いた円筒 2 次元モデルでの熱流動解析により炉心再流量配分効果を比較した。さらに、炉心設計精度向上に資するために、NC 再流配係数を径方向ピーキング係数及びシステムの圧力損失との関係で整理した簡易計算手法について、その妥当性を評価した。その結果、

(1) NC 再流量配分係数は、BOEC、EOEC の出力分布形状の相違による影響は小さく、局所の径方向ピーキング係数値に依存した傾向を示す。

- (2) 簡易計算手法により N C再流量配分係数を予測できることを確認できた。ただし、簡易計算手法は N C再流量配分係数をやや小さく(保守側)に評価する。簡易計算手法の精度向上のためには、炉心出口非混合高さを考慮する必要がある。
- (3) N C再流量配分係数は、B O E C、E O E Cいずれにおいても 10%条件と 100%条件では一致しており、N C再流量配分係数は炉心出力の影響を受けない。

5 結言

Pb-Bi 冷却自然循環炉のシステム動特性を評価することを目的に、多次元蒸気発生器熱流動解析コード (MSG) を 1 次元プラント動特性解析コード (Super-COPD) に組み込み、タンク型高速炉用の多次元プラント動特性解析コードを (MSG-COPD) 開発した。

それを用いて、ANL にて設計研究が進められている STAR-LM 炉を対象として、起動解析及び除熱源喪失時のスクラム失敗解析を実施した。また、実用化戦略調査研究で概念設計研究が実施された自然循環方式の中型タンク型炉を対象として、設計上の重要な課題となっているホットチャンネルへの再流量配分係数の定量化を実施した。

その結果、以下の成果が得られた。

- (1) MSG-COPD コードによる起動解析は、TH-STAR コードによる解析結果とほぼ同様の応答を示した。
- (2) 被覆管から Pb-Bi への伝熱相関式を ANL が採用している Borishanskii の式から JNC が推奨している Sleicher の式に変えることにより、燃料平均温度は 24°C 上昇した。
- (3) 多次元解析により、除熱源喪失時のスクラム失敗事象では、下部プレナムに低温 Pb-Bi が滞留することが判明した。ただし、下部プレナムのミキシングを促進することにより、炉心入口温度の上昇時間は抑えられる。
- (4) NC再流量配分係数は、BOEC、EOEC の相違による影響は小さく、径方向ピーキング係数値に依存した傾向を示す。
- (5) 簡易計算手法により NC再流量配分係数を予測できることを確認できた。ただし、簡易計算手法は NC再流量配分係数をやや小さく(保守側)に評価する。簡易計算手法の精度向上のためには、炉心出口非混合高さを考慮する必要がある。
- (6) NC再流量配分係数は、BOEC、EOEC いずれにおいても 10% 条件と 100% 条件では一致しており、NC再流量配分係数が炉心出力の影響を受けない。

表 3.2 Steady State Nominal Operating Conditions and structures

Coolant	Lead-Bismuth	
Fuel Material	UN	
Power	300	MWt
Core inlet/outlet Temperature	291/474	°C
Core Coolant Flow-rate	11210	kg/s
Steam Generator Feed Water Inlet Temperature	265.9	°C
Steam Generator Steam Outlet Temperature	374.2	°C
Steam Generator Feed-water Flow-rate	155	kg/s
Steam Generator Operating Pressure	7.0	MPa
Active Core Height	2.0	m
Core Diameter	2.5	m
Cladding Outer Diameter	1.27	cm
Fuel Pellet Diameter	0.87	cm
Fuel Rod Triangular Pitch to Diameter Ratio	1.475	
Steam Generator Tube Height	3.0	m
Number of Steam Generators	12	
Number of Steam Generator Tubes	26720	

表 3.4 STAR-LM 解析ケース一覧

解析ケース	解析内容	被覆管～Pb-Bi の伝熱式	下部プレナムの混合効果
STARTUP_ANL	起動解析	Borishanskii の式相当	無
STARTUP_JNC	〃	修正 Lyon の式	〃
ULOHS_ANL	除熱源喪失時のスクラム失敗	Borishanskii の式相当	〃
ULOHS_ANL_MIX	〃	〃	有

表 4.3.1-2 Pb-Bi Cooled Middle Size Core (natural circulation cooling system, Nitride fuel)

BOEC

Channel No. (Not ring location No.)	SA number	Channel power (MW)	Average power of each SA (MW)	Channel cross section (cm ²)	Note	case A			case B		
						channel location as rings (case A) (ring number)	ring's outermost radius [case A] (cm)	ring thickness (cm)	channel location as rings (case B) (ring number)	ring's outermost radius [case B] (cm)	ring thickness (cm)
1	54	155.654	2.882	22306.409	Inner Core	4	86.573	66.711	2	85.040	73.573
2	76	204.455	2.690	31394.205	Inner Core	5	132.242	45.669	3	131.244	46.204
3	48	122.349	2.549	19827.919	Inner Core	6	154.270	22.028	5	153.844	22.100
4	72	170.019	2.361	29741.879	Inner Core	7	182.391	28.121	6	182.030	28.187
5	20	57.177	2.859	8261.633	Outer Core	8	189.463	7.072	8	189.463	7.072
6	33	83.857	2.541	13631.694	Outer Core	9	200.587	11.124	9	200.587	11.124
7	57	121.661	2.134	23545.654	Outer Core	10	218.472	17.885	10	218.472	17.885
8	57	96.124	1.686	23545.654	Outer Core	11	235.000	16.528	11	235.000	16.528
9	1	3.105	3.105	413.082	SA no.156 (IC) *	1	11.467	11.467	4	131.744	0.500
10	1	2.765	2.765	413.082	SA no.6 (IC) *	2	16.217	4.750	1	11.467	11.467
11	1	3.067	3.067	413.082	SA no.312 (OC) *	3	19.861	3.645	7	182.391	0.361
12	6	8.019	1.336	2478.490	minimum power SAs (OC)	12	236.673	1.673	12	236.673	1.673
core total	426	1028.553	2.414	175972.782							
13	132	24.747	0.1875	54526.777	RB	13	270.870	34.197	13	270.870	34.197

EOEC

Channel No. (Not ring location No.)	SA number	Channel power (MW)	Average power of each SA (MW)	Channel cross section (cm ²)	Note	case A			case B		
						channel location as rings (case A) (ring number)	ring's outermost radius [case A] (cm)	ring thickness (cm)	channel location as rings (case B) (ring number)	ring's outermost radius [case B] (cm)	ring thickness (cm)
1	53	166.015	3.132	21893.327	Inner Core	4	85.810	65.949	2	84.264	72.797
2	45	127.029	2.823	18588.674	Inner Core	5	115.240	29.430	3	114.093	29.830
3	74	192.688	2.604	30568.042	Inner Core	6	151.692	36.452	5	151.258	36.590
4	78	186.285	2.388	32220.368	Inner Core	7	182.391	30.599	6	182.030	30.772
5	27	71.539	2.650	11153.204	Outer Core	8	191.877	9.486	8	191.877	9.486
6	35	81.330	2.324	14457.858	Outer Core	9	203.516	11.639	9	203.516	11.639
7	39	79.416	2.036	16110.184	Outer Core	10	215.747	12.231	10	215.747	12.231
8	66	105.812	1.603	27263.389	Outer Core	11	235.000	19.253	11	235.000	19.253
9	1	2.630	2.630	413.082	SA no.156 (IC) *	1	11.467	11.467	4	114.668	0.575
10	1	3.417	3.417	413.082	SA no.6 (IC) *	2	16.217	4.750	1	11.467	11.467
11	1	2.256	2.256	413.082	SA no.312 (OC) *	3	19.861	3.645	7	182.391	0.361
12	6	7.205	1.201	2478.490	minimum power SAs (OC)	12	236.673	1.673	12	236.673	1.673
core total	426	1025.623	2.408	175972.782							
13	132	27.377	0.2074	54526.777	RB	13	270.870	34.197	13	270.870	34.197

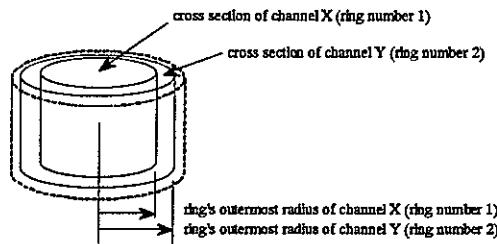


表 4.3.1-3 炉心再流量配分解析ケース一覧

解析コード	炉心時期	最大ピーキング $f_{Q,\max}$	炉心圧力損失割合 fp	備考
Super-COPD 1 次元多チャンネルコード	EOEC	1.419	0.7518	設計圧力損失データ
	EOEC	1.419	0.2309	MSG コード採用 圧力損失データ
MSG-COPD 多次元コード	BOEC	1.286	0.2152	MSG コード採用 圧力損失データ
	EOEC	1.419	0.2152	"

表 4.4.1 自然循環炉の状態量間の関係式

式	係数
$\Delta T_{core} = C_4 Q_{total}^{\frac{2}{3}}$ (3)	$C_4 = \left(\frac{C_3}{\rho g \beta \Delta h} \right)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{1}{C_p} \right)^{\frac{2}{3}}$
$Q_{total} = \left(\frac{1}{C_4} \right)^{\frac{3}{2}} \Delta T_{core}^{\frac{3}{2}}$ (4)	
$W_{total} = C_5^{\frac{1}{3}} Q_{total}^{\frac{1}{3}}$ (5)	$C_5 = \left(\frac{\rho g \beta \Delta h}{C_3 C_p} \right)$
$Q_{total} = \frac{1}{C_5} W_{total}^3$ (6)	
$\Delta T_{core} = C_6 W_{total}^2$ (7)	$C_6 = \left(\frac{C_3}{\rho g \beta \Delta h} \right)$
$W_{total} = \left(\frac{1}{C_6} \right)^{\frac{1}{2}} \Delta T_{core}^{\frac{1}{2}}$ (8)	

表 4.4.2 出力依存性検討の解析ケース一覧

	炉心時期	最大ピーキング $f_{Q,\max}$	炉心圧力損失割合 fp	備考
炉心出力 10%出力	BOEC	1.419	0.2152	新たに実施
	EOEC	1.419	0.2152	
炉心出力 100%出力	BOEC	1.286	0.2152	4.3.3 項 で実施済み
	EOEC	1.419	0.2152	

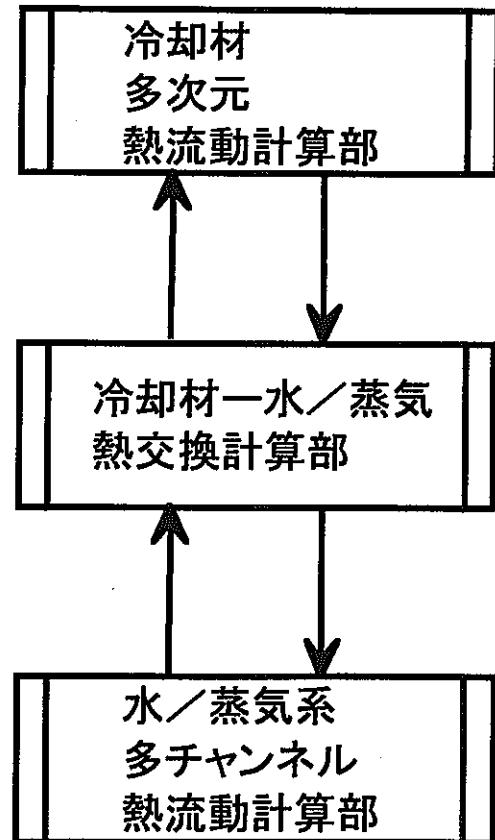


図 2.1 MSG コードの概要

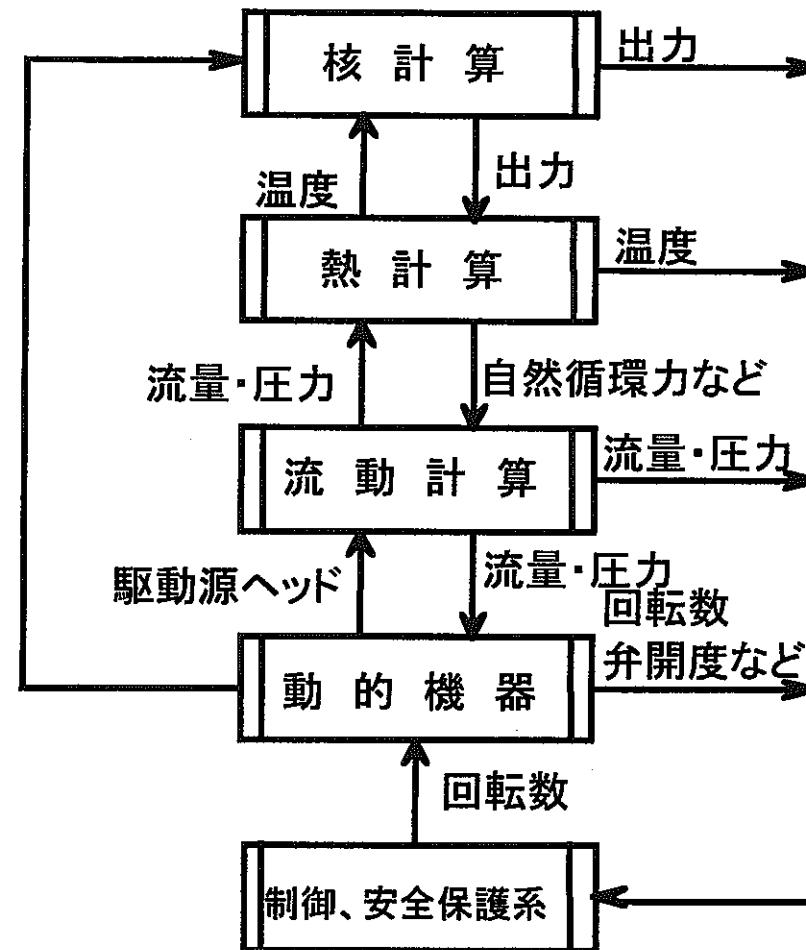


図 2.2 Super-COPD コードの概要

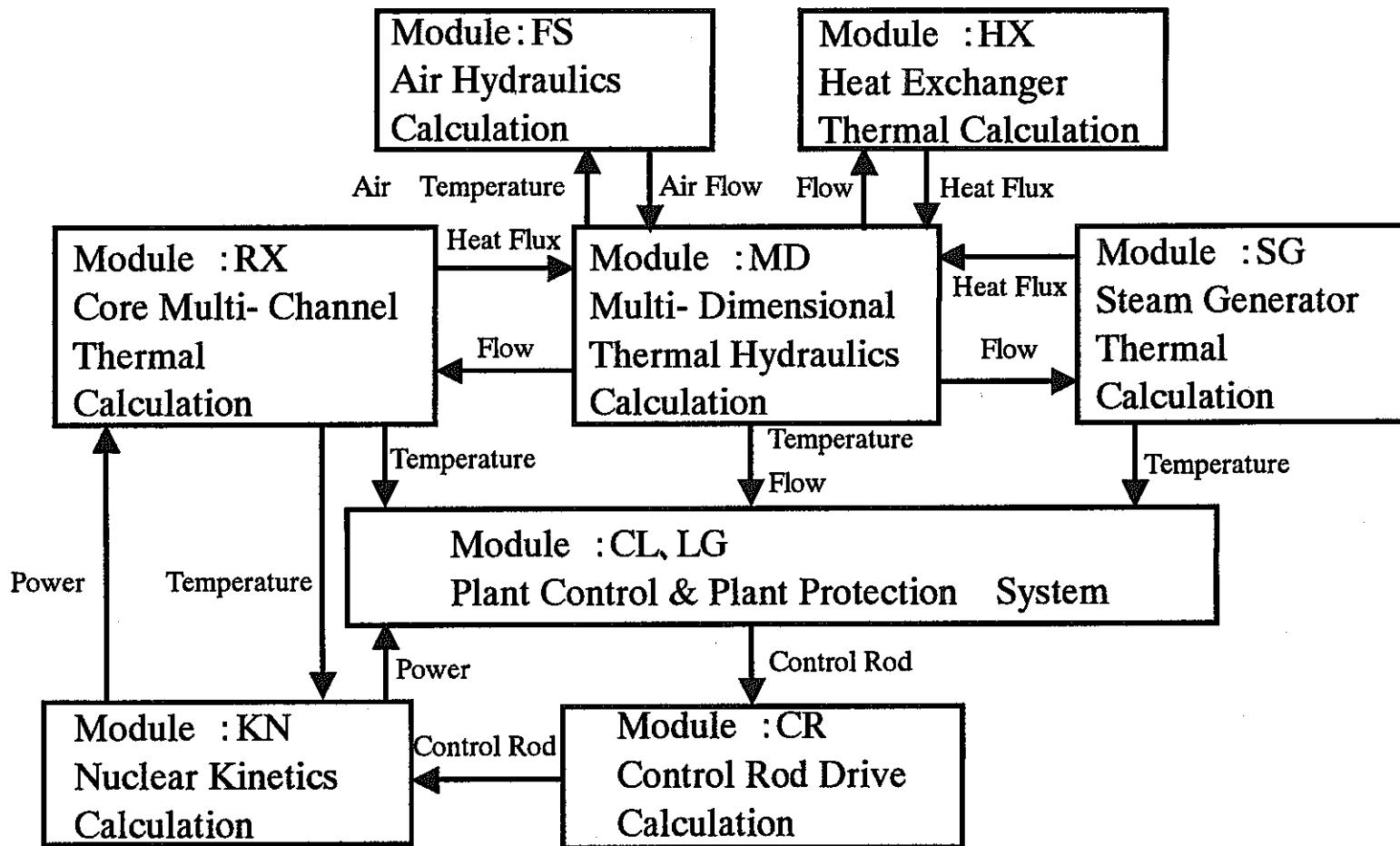


図 2.3 Outline of the MSG-COPD Code

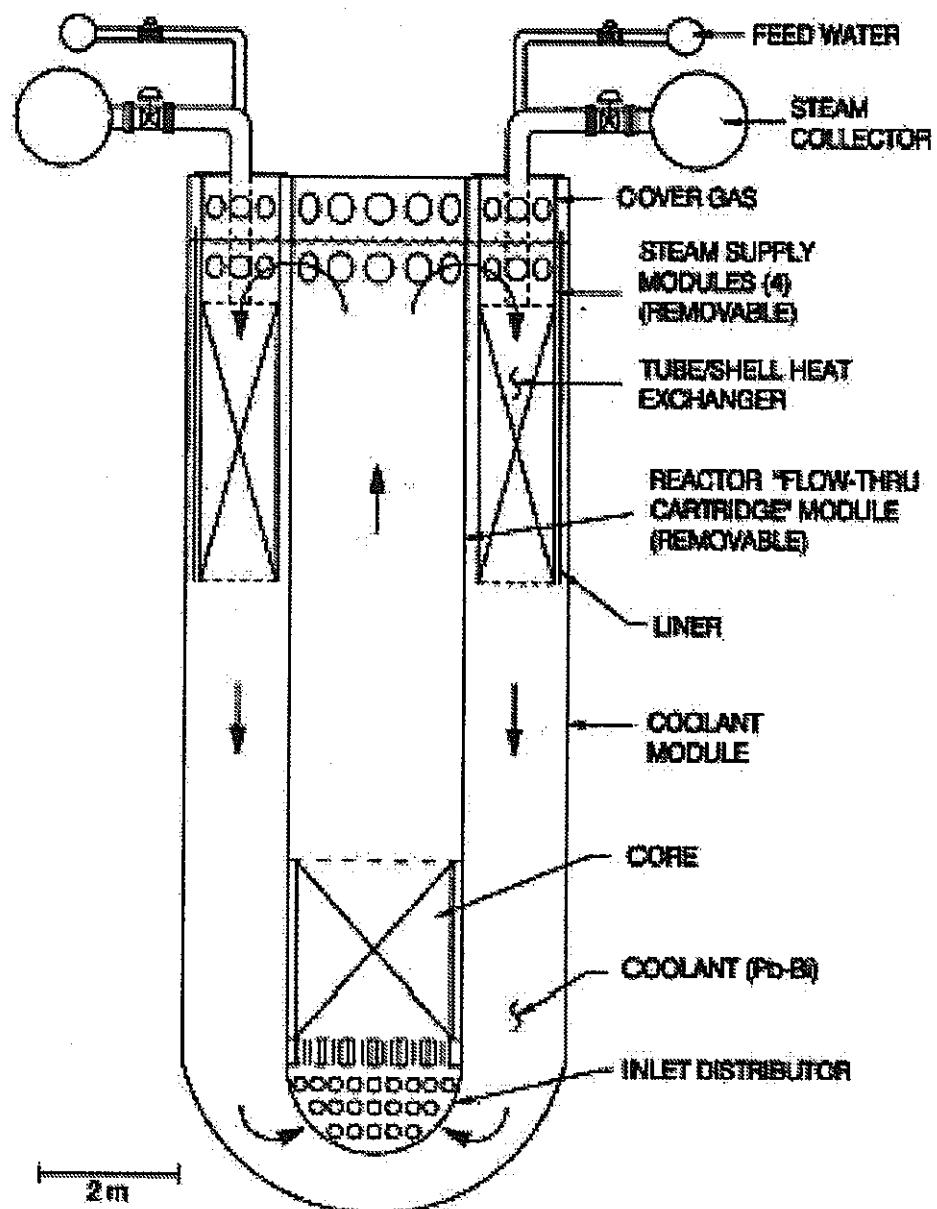


Fig. 3.2-1 Concept for Simplified, Modular, HLMC Natural Circulation Reactor

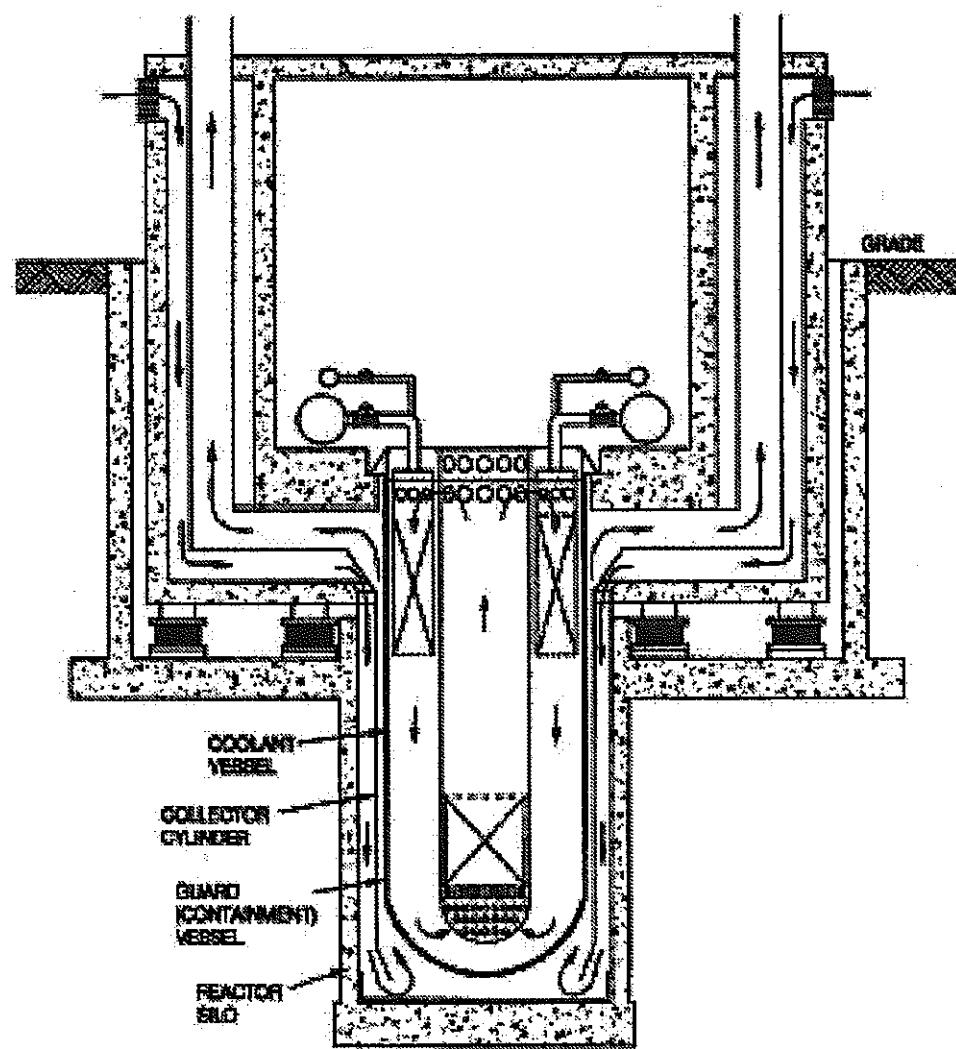


Fig. 3.2-2 Illustration of Passive Reactor Exterior Cooling System(RECS)

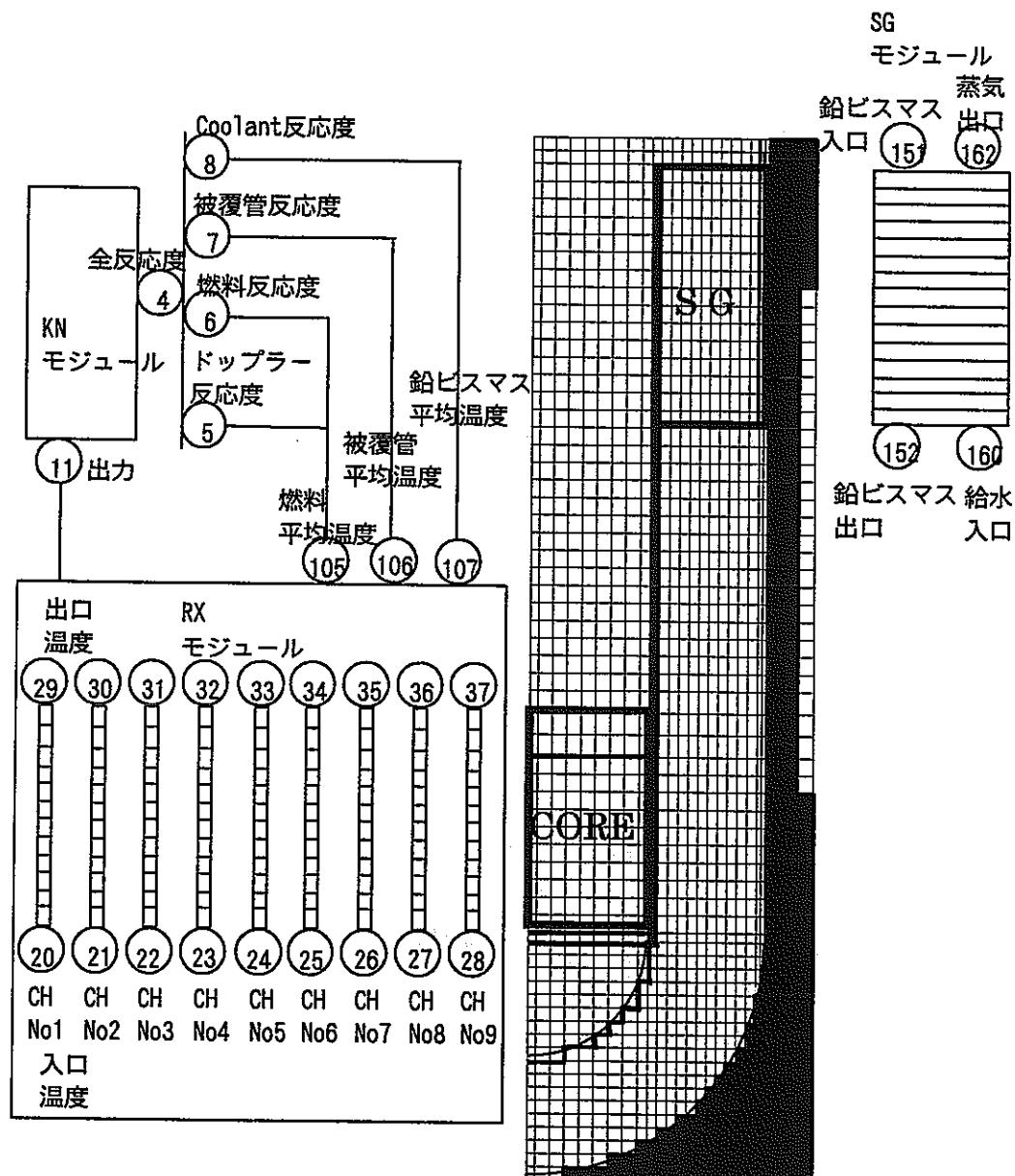


図 3.3-1 Pb-Bi 冷却自然循環炉(STAR-LM)解析モデル

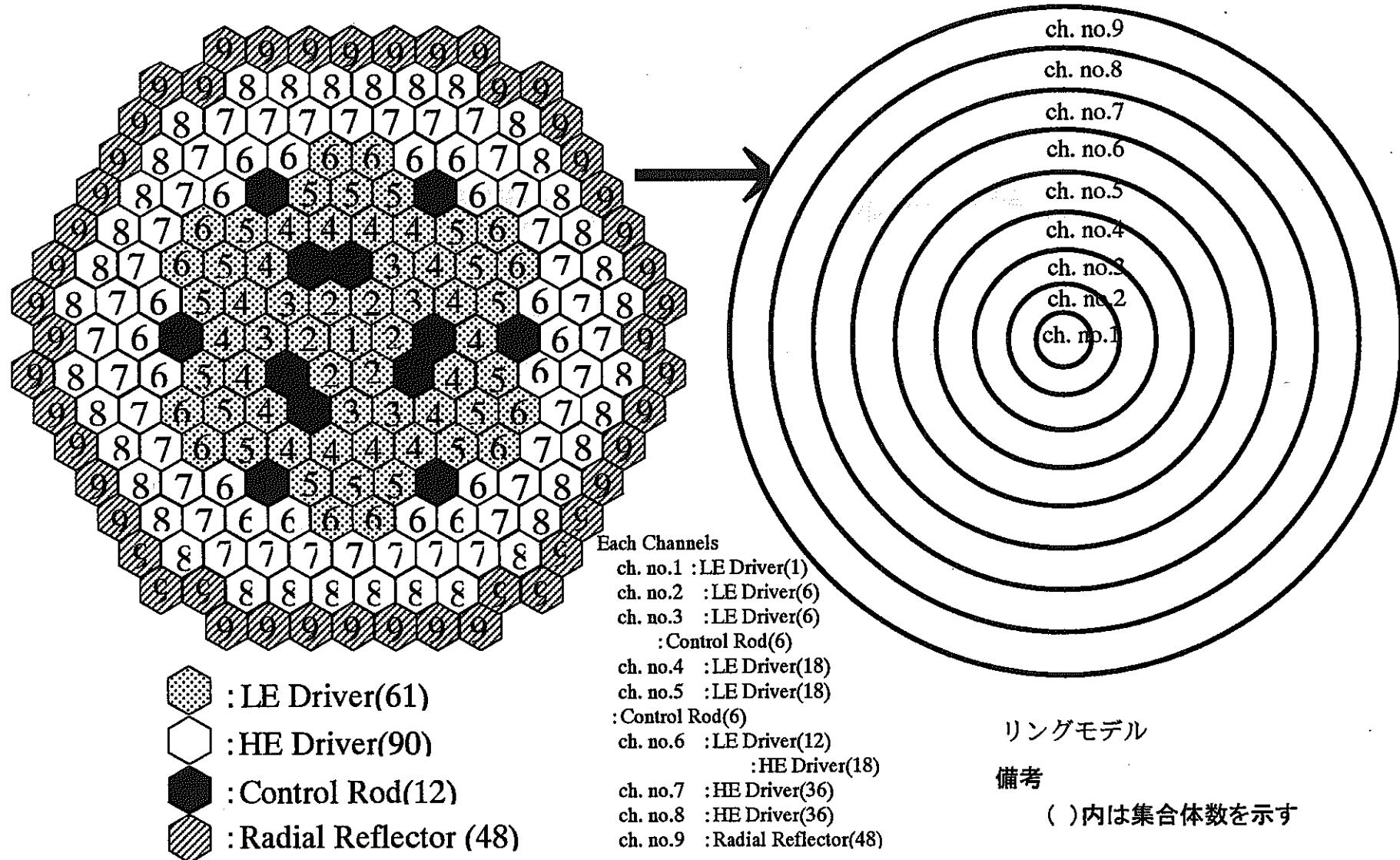


図 3.3-2 想定炉心構成と MSG コードの解析モデル

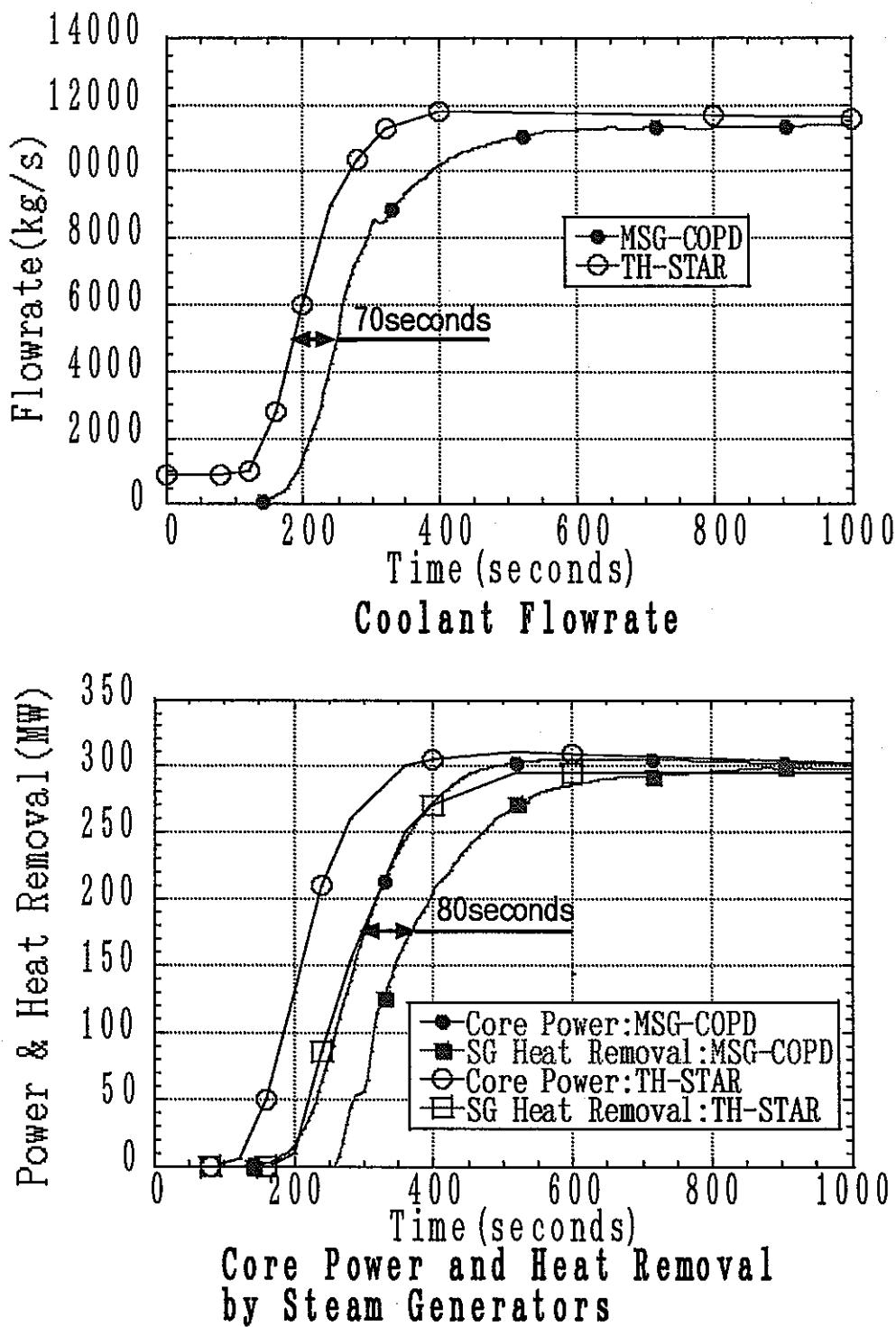


図 3.5.1-1 TH-STAR コードと MSG-COPD による起動解析結果の比較

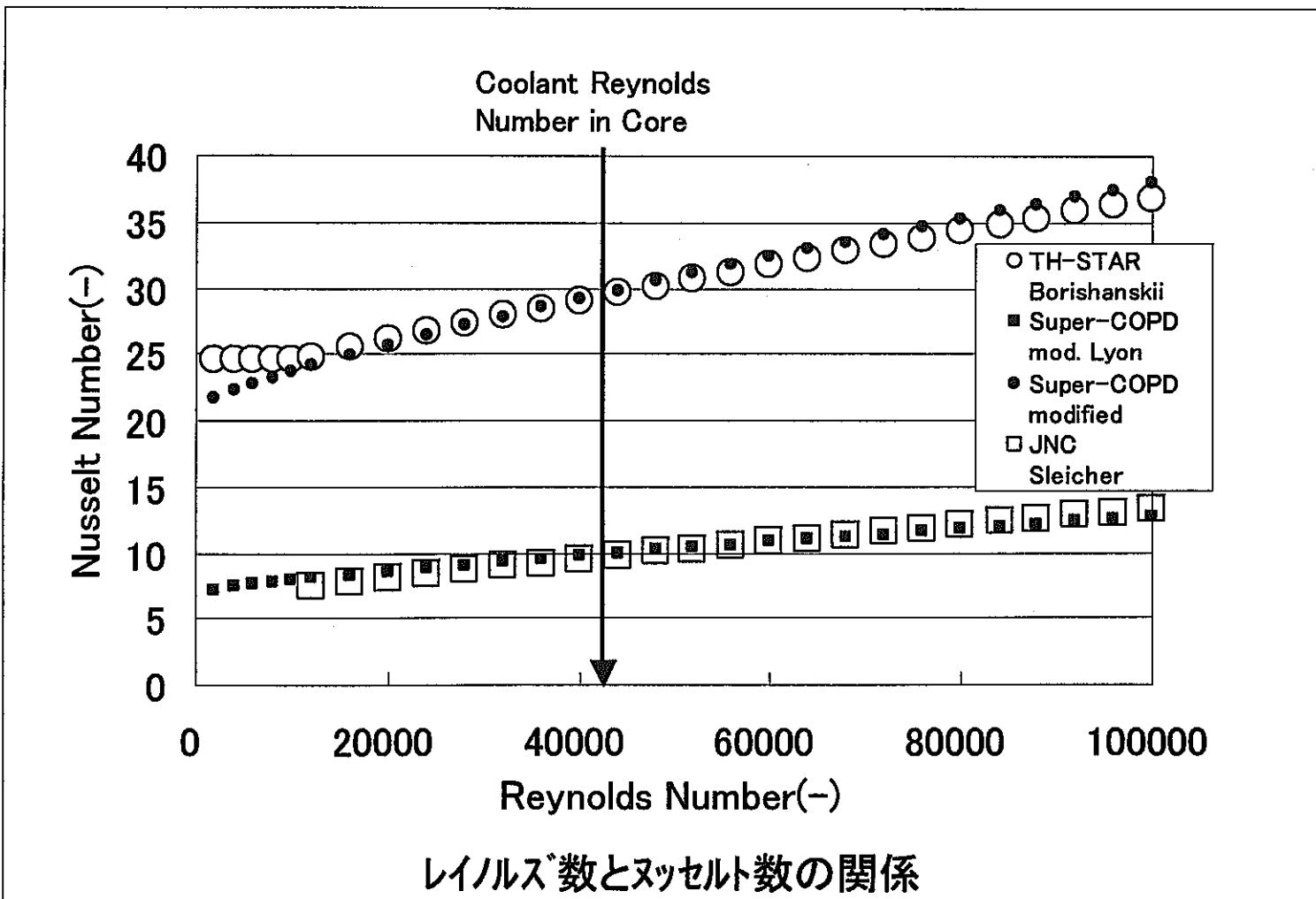


図 3.5.1-2 Borishanskii の式と Sleicher の式によるヌッセルト数の比較

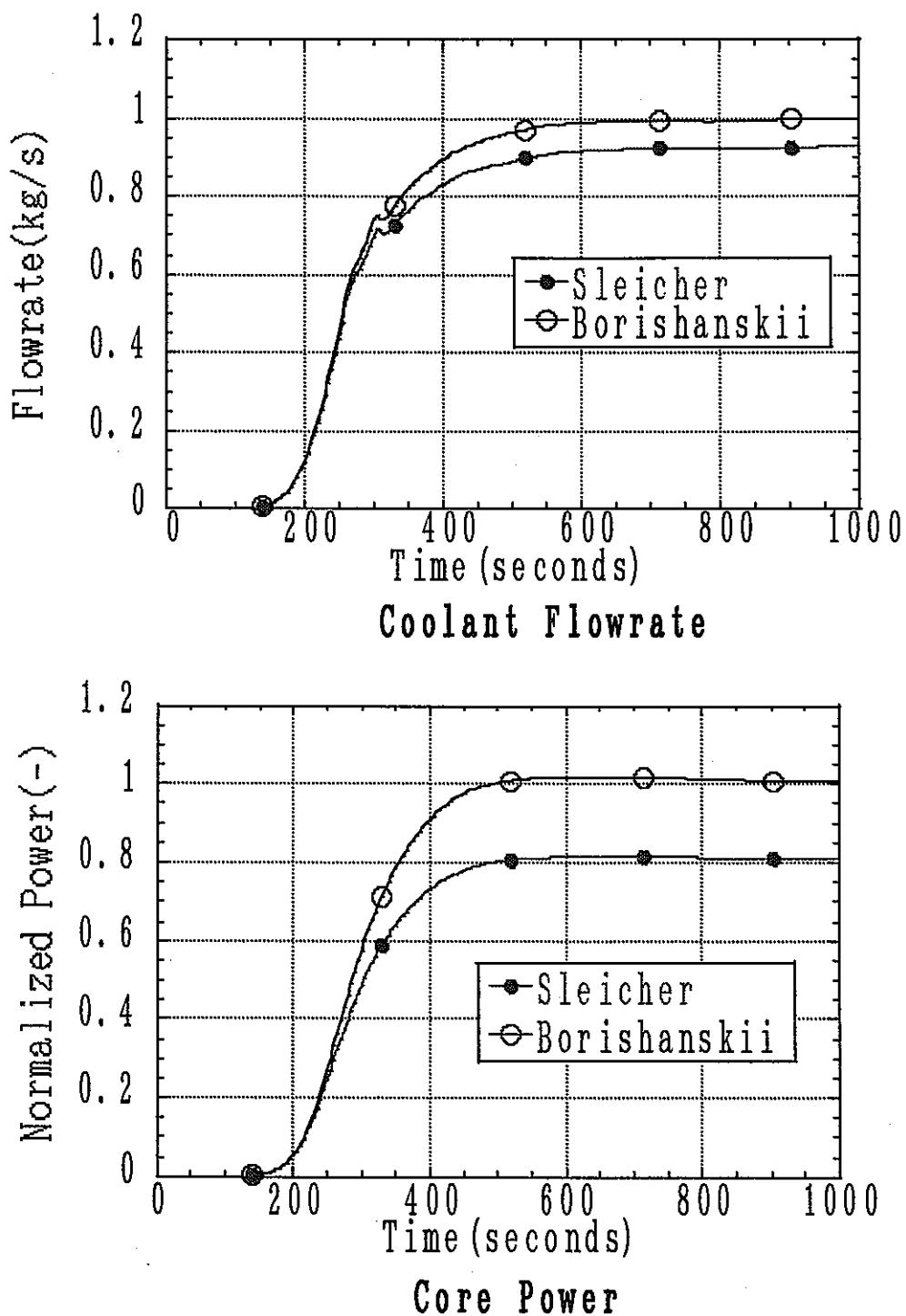


図 3.5.1-3 Borishanskii の式と Sleicher の式による起動解析結果(1/2)

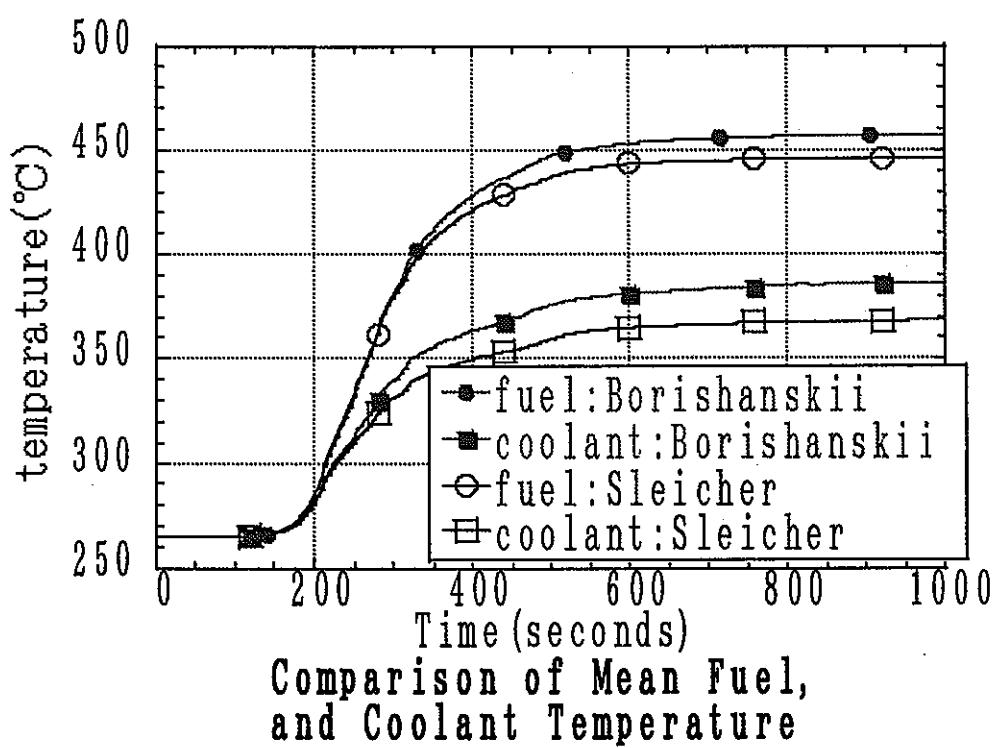
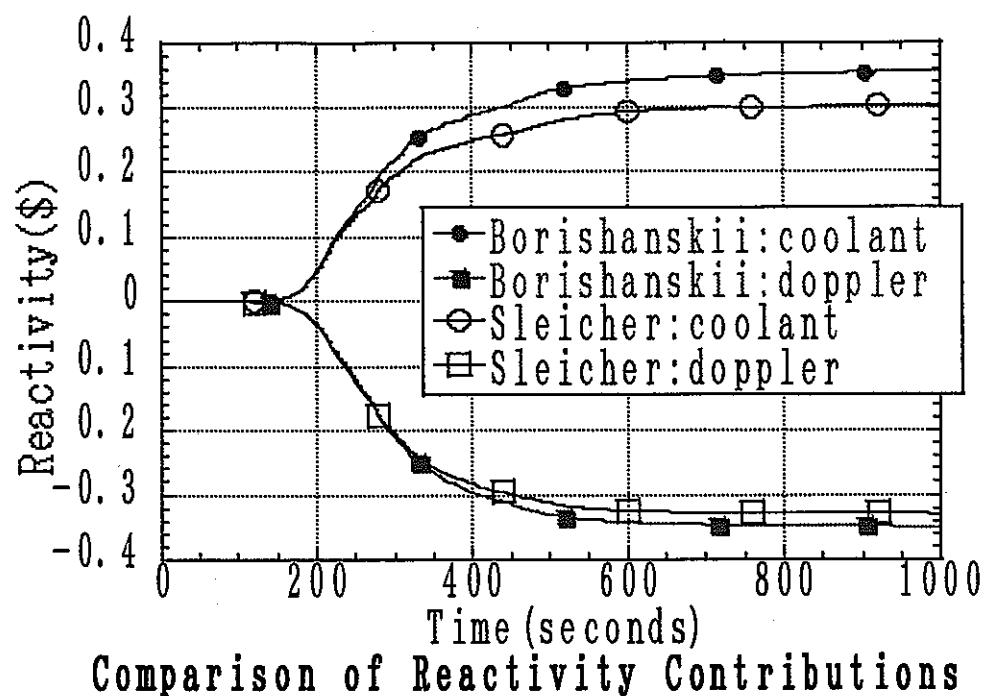


図 3.5.1-3 Borishanskii の式と Sleicher の式による起動解析結果(2/2)

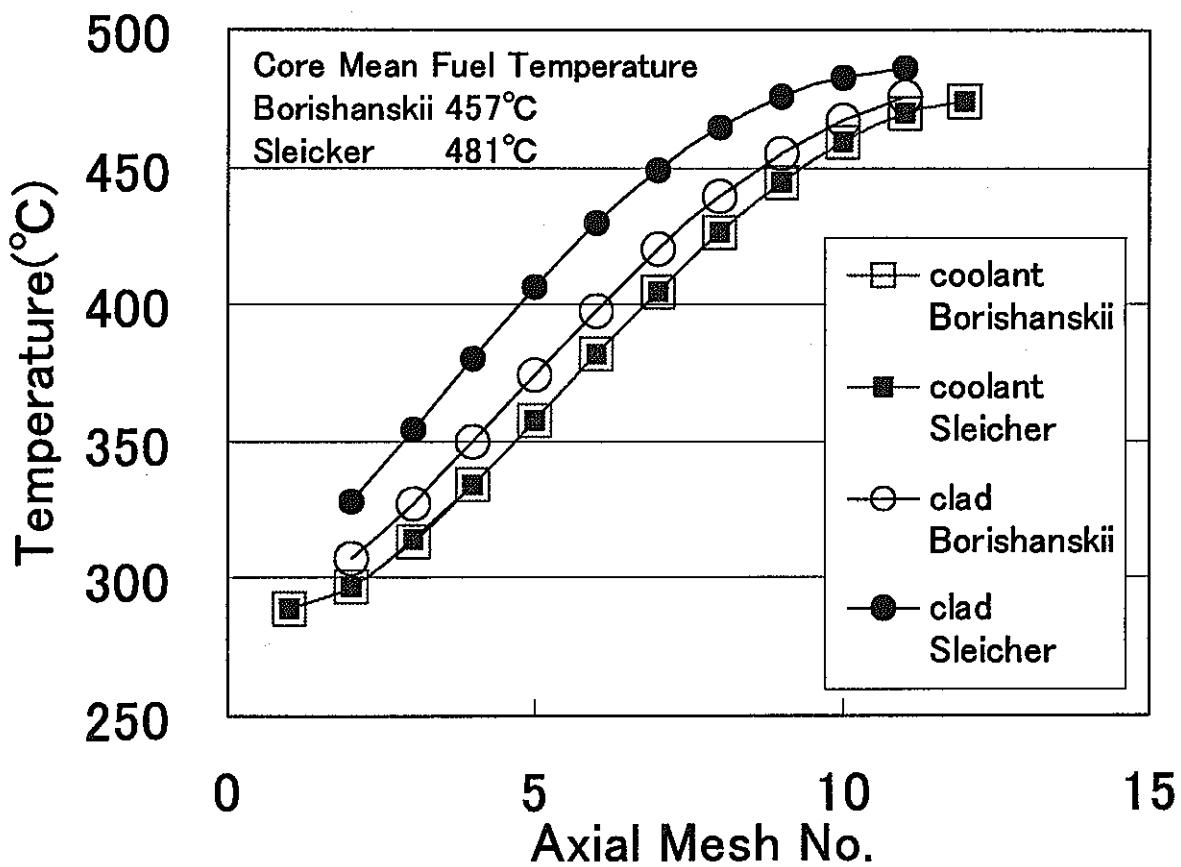


図 3.5.2 Borishanskii の式と Sleicher の式による定格出力の温度分布

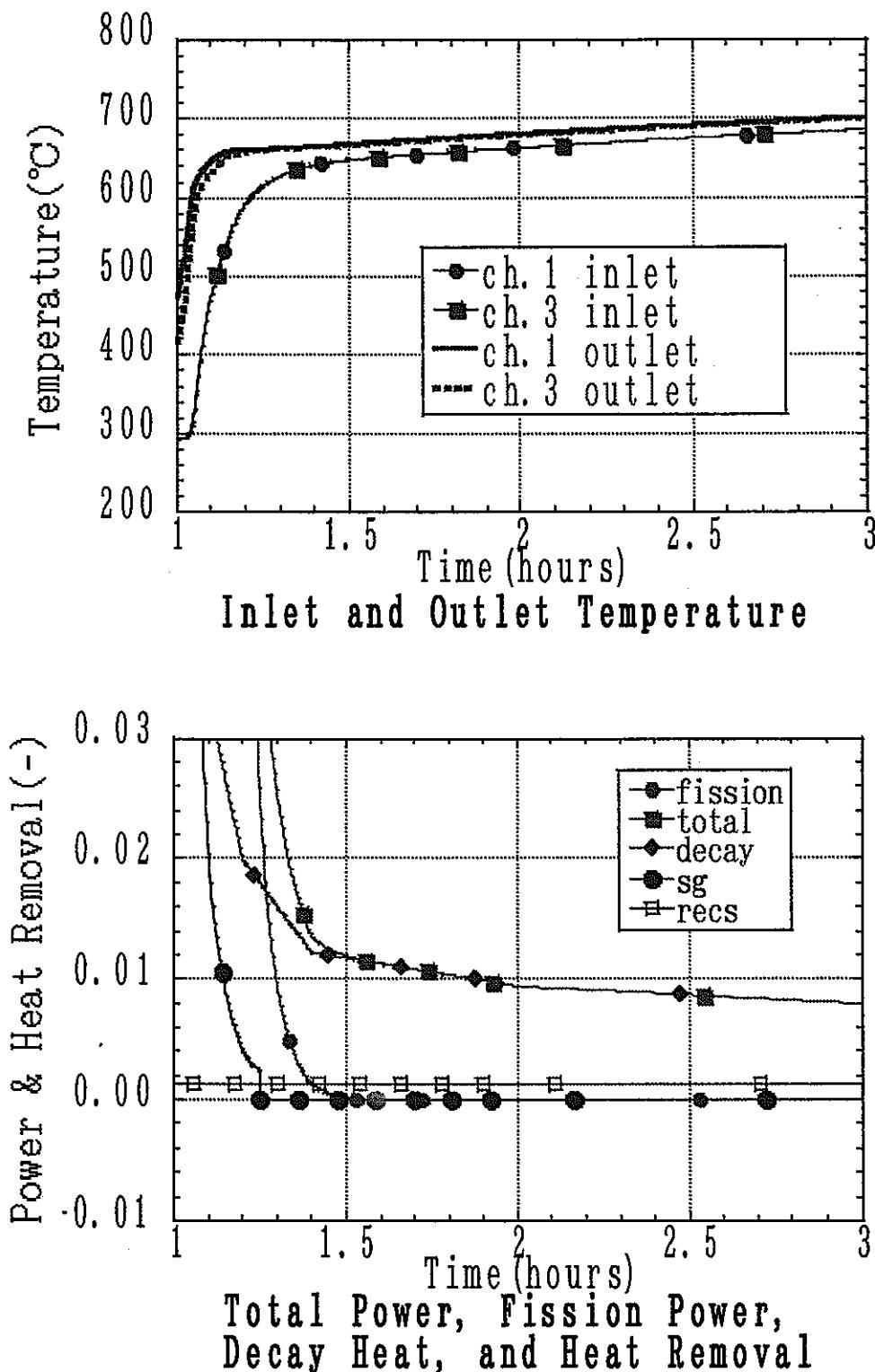


図 3.6.1-1 ULOHS 解析結果(短時間)

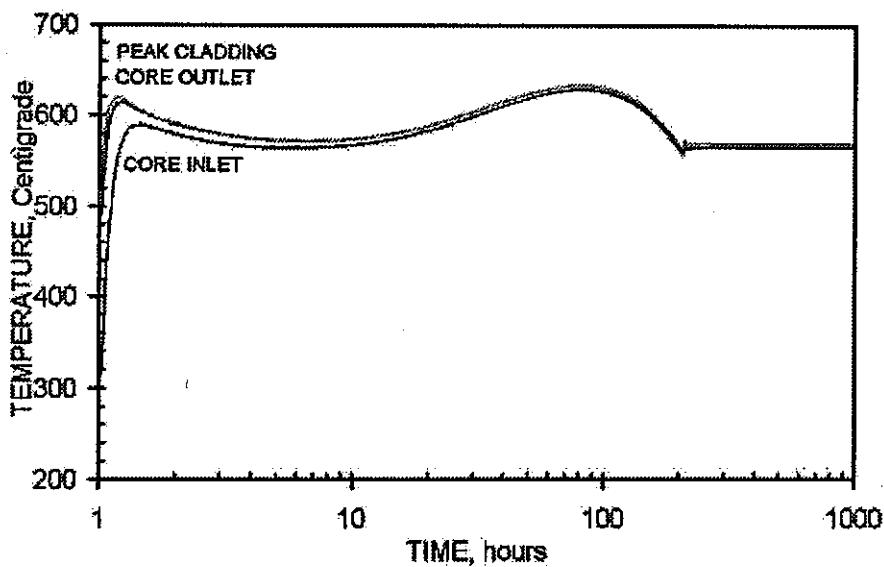


Fig.A TH-STAR コードによる解析結果(ANL)

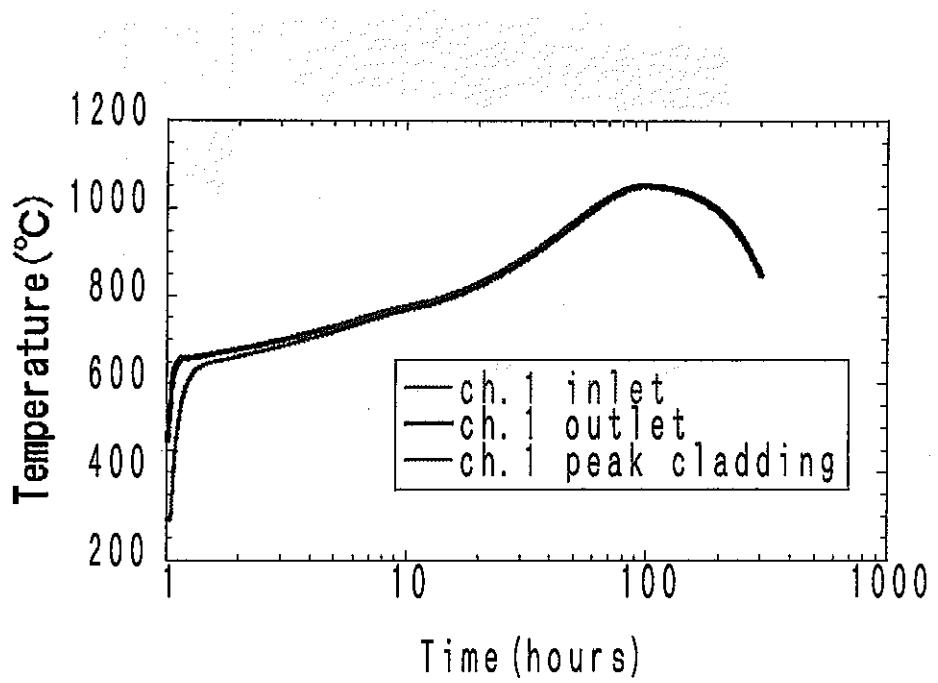


Fig.B MSG-COPD コードによる解析結果(JNC)

図 3.6.1-2 ULOHS 解析結果(長時間)

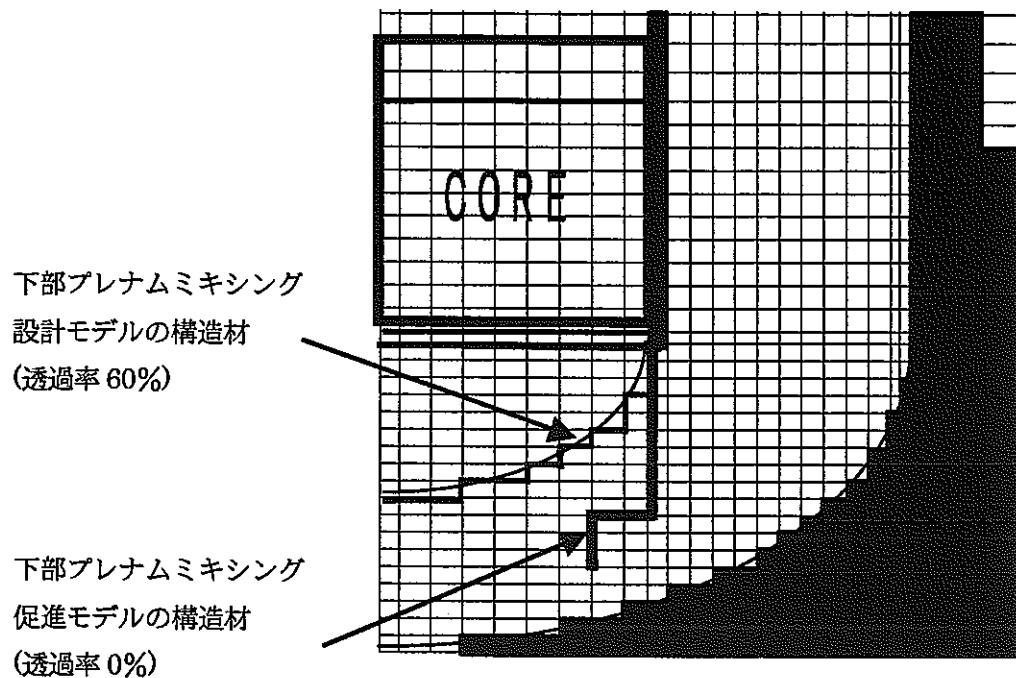


図 3.6.2-1 下部プレナムミキシング促進モデル

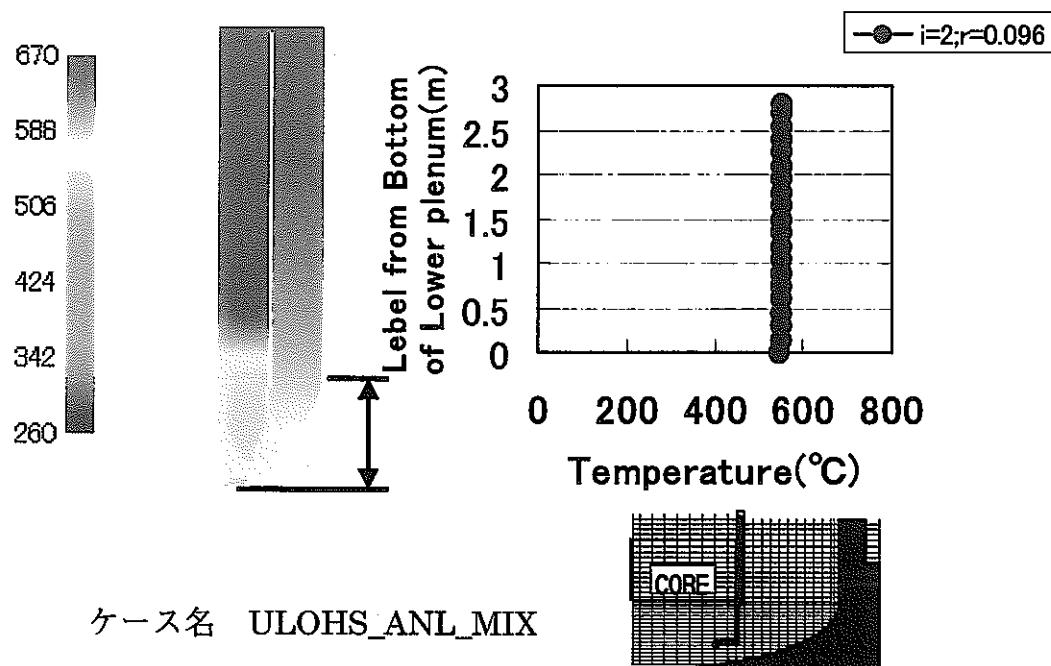
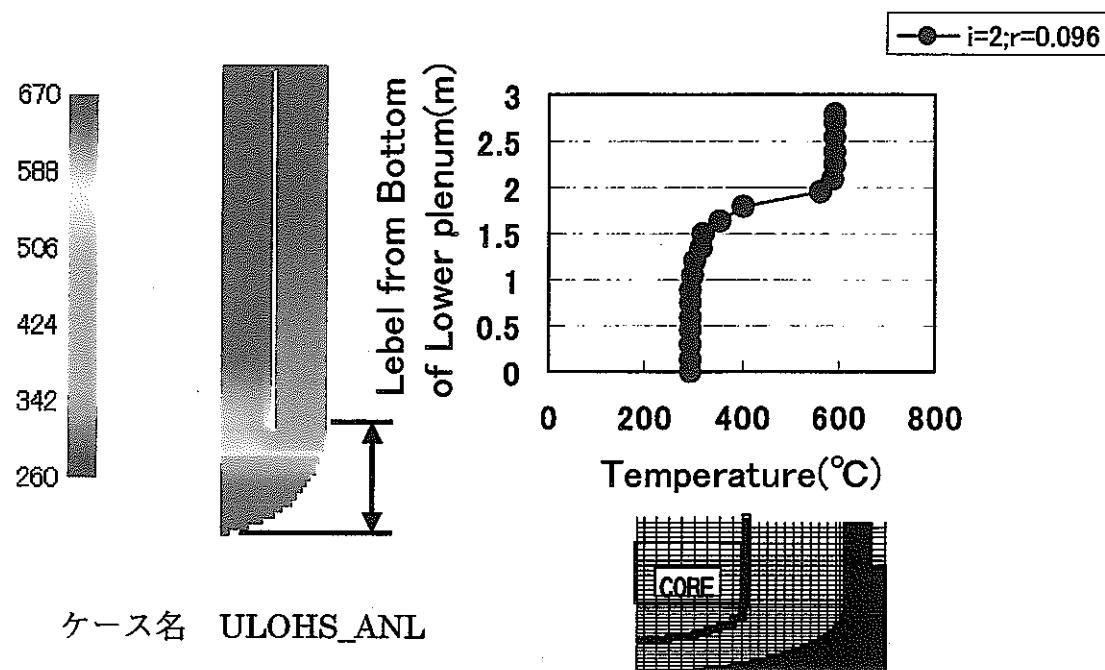


図 3.6.2-2 下部プレナム軸方向温度分布

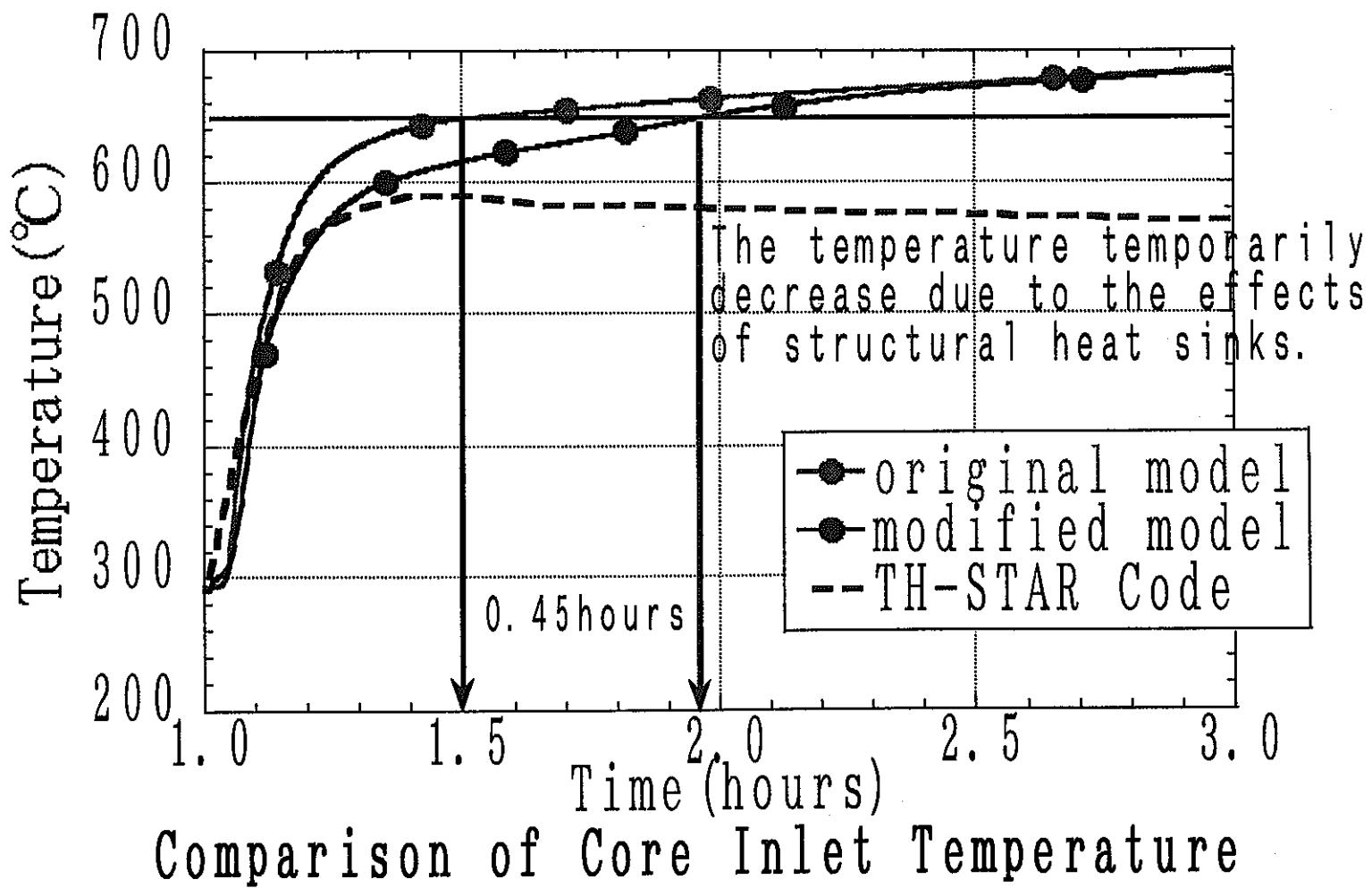


図 3.6.2-3 下部プレナムのミキシング効果

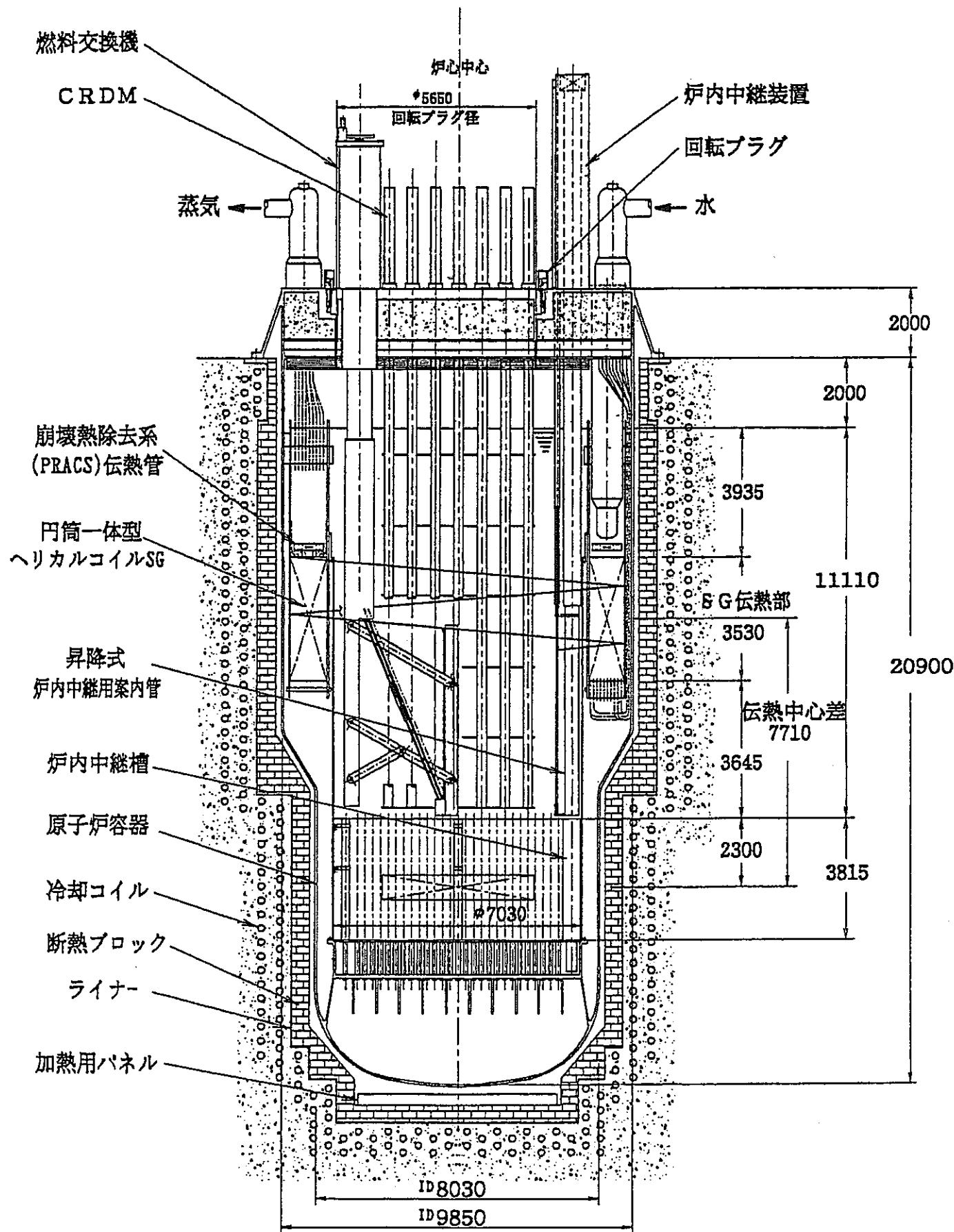


図 4.3.1-1 中型 Pb-Bi 冷却炉原子炉構造概念図(40 万 KWe)

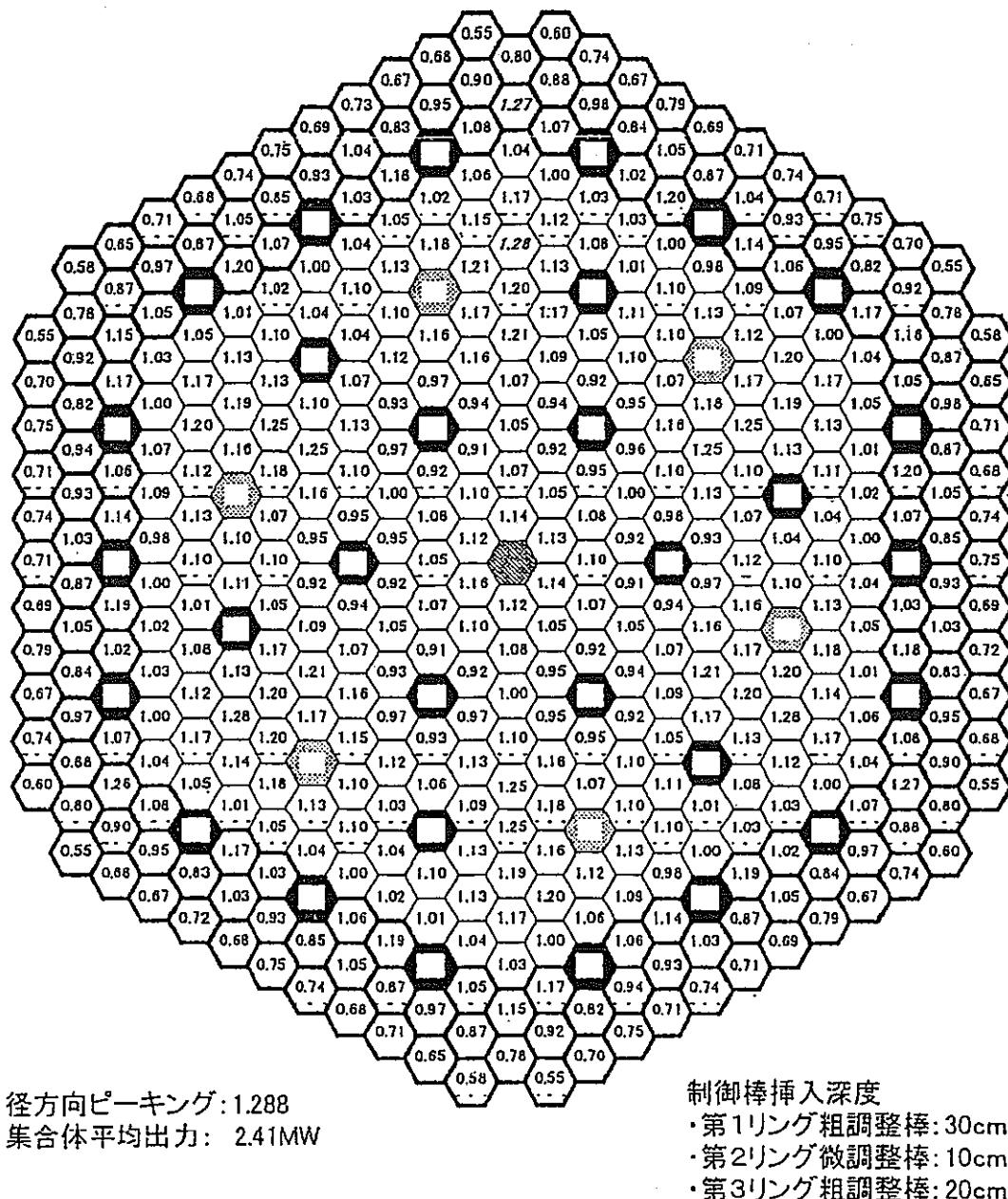


図 4.3.1-2 中型 Pb-Bi 冷却炉平衡炉心第 1 サイクル初期集合体出力分布

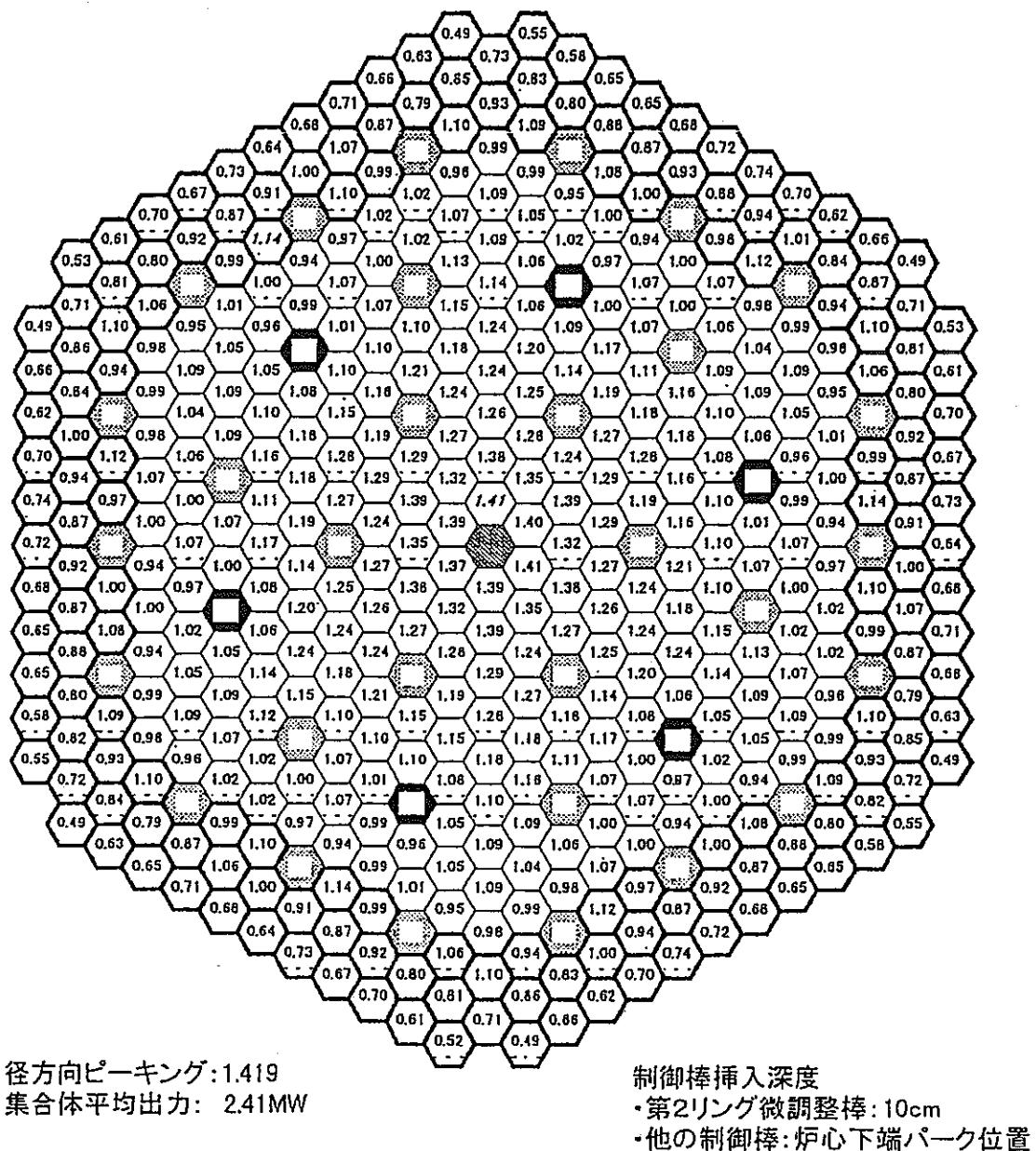


図 4.3.1-3 中型 Pb-Bi 冷却炉平衡炉心第 8 サイクル末期集合体出力分布

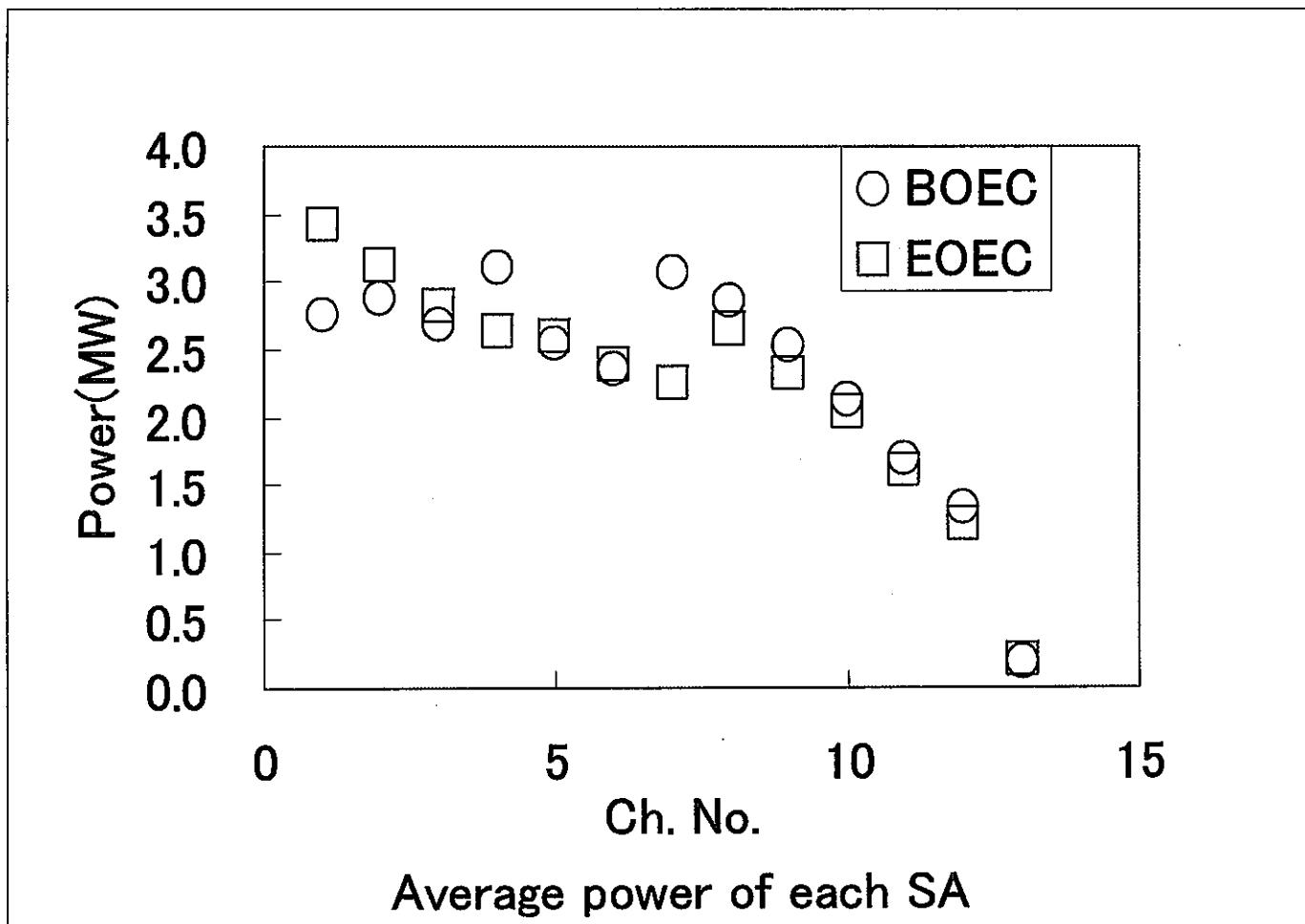


図 4.3.1-4 .各チャンネルの集合体 1 体当たりの出力分布

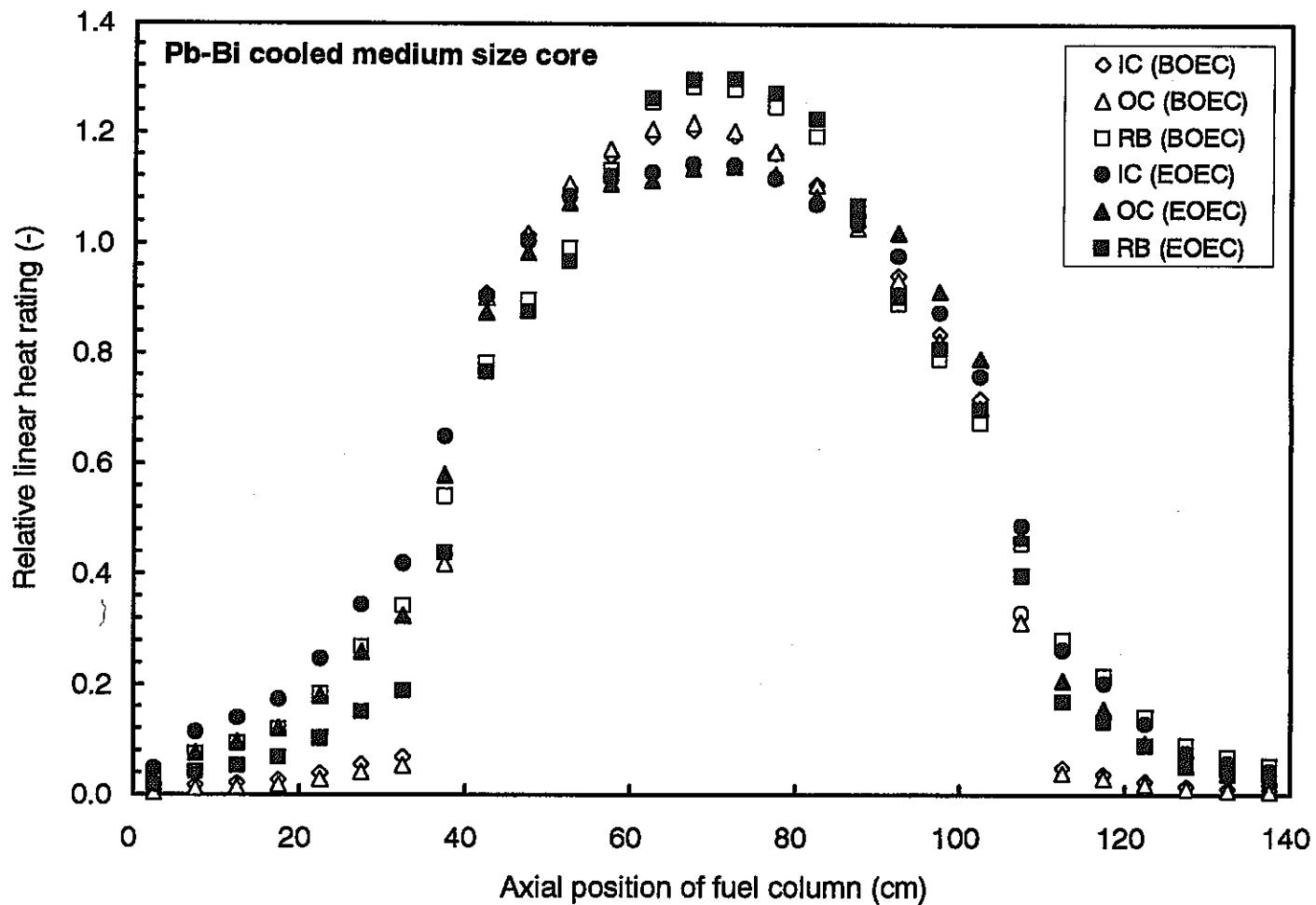


図 4.3.1-5 .軸方向出力分布

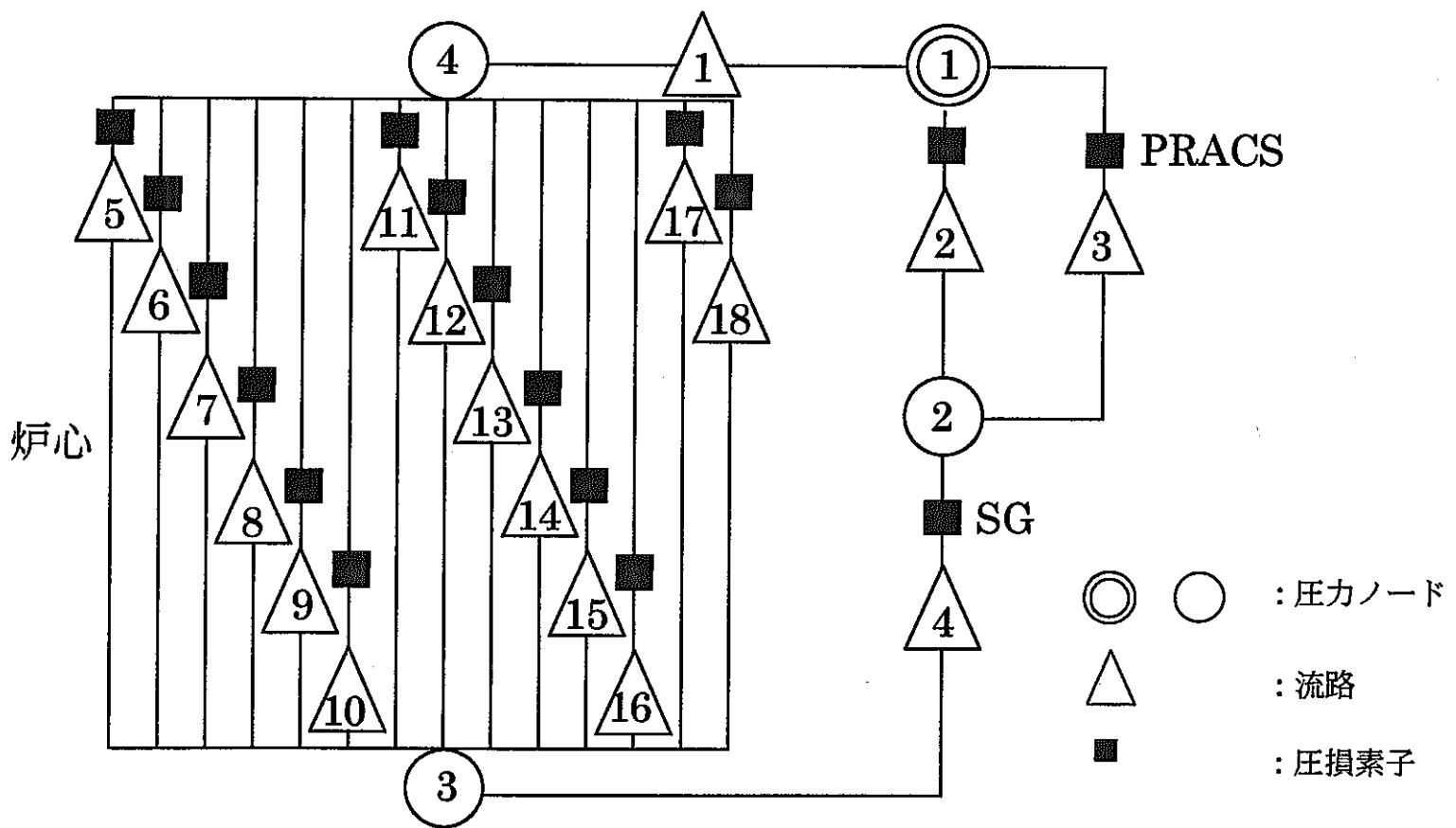
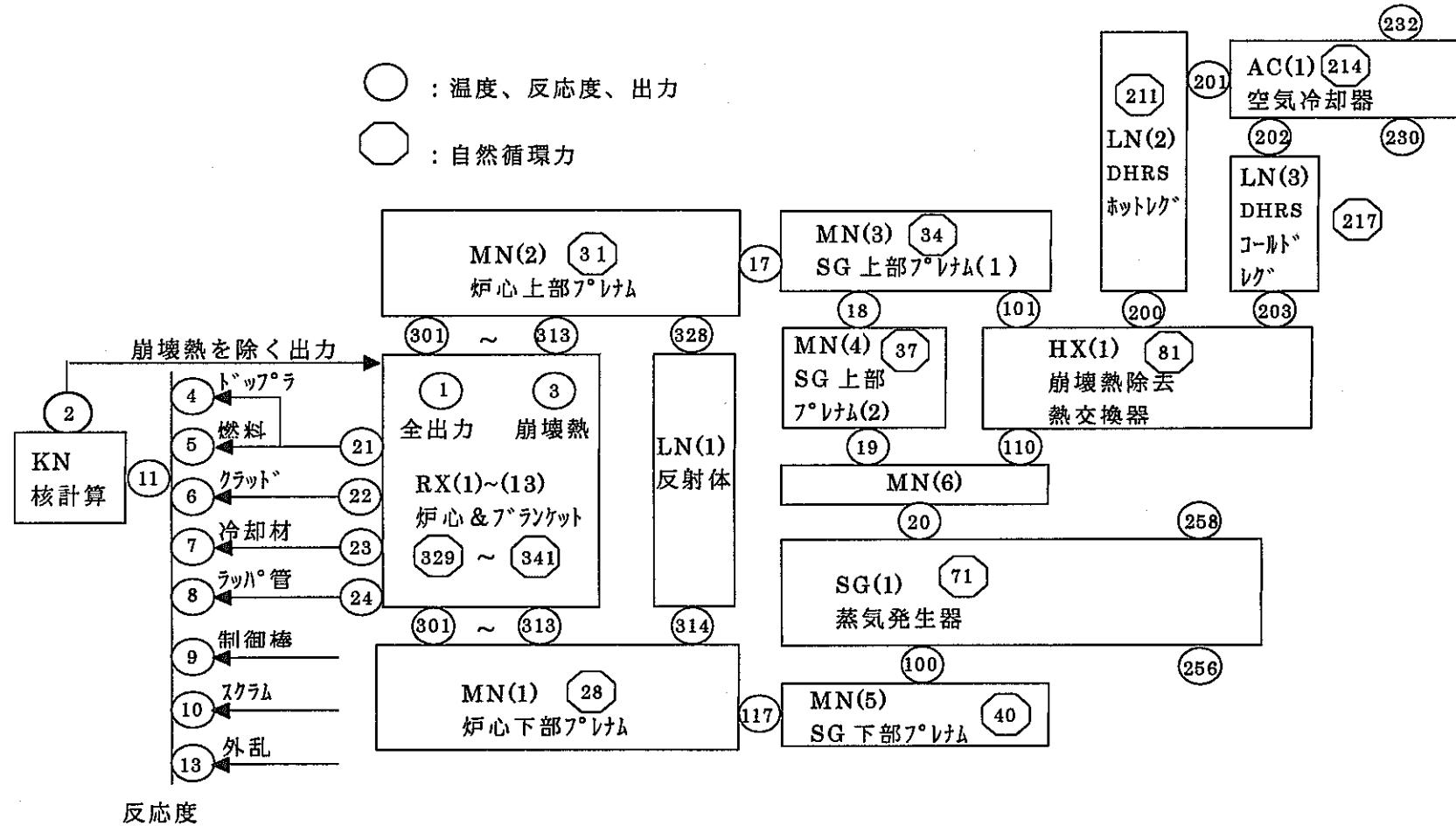


図 4.3.2-1 1次元多チャンネルコード(Super-COPD)による解析モデル(流動計算)



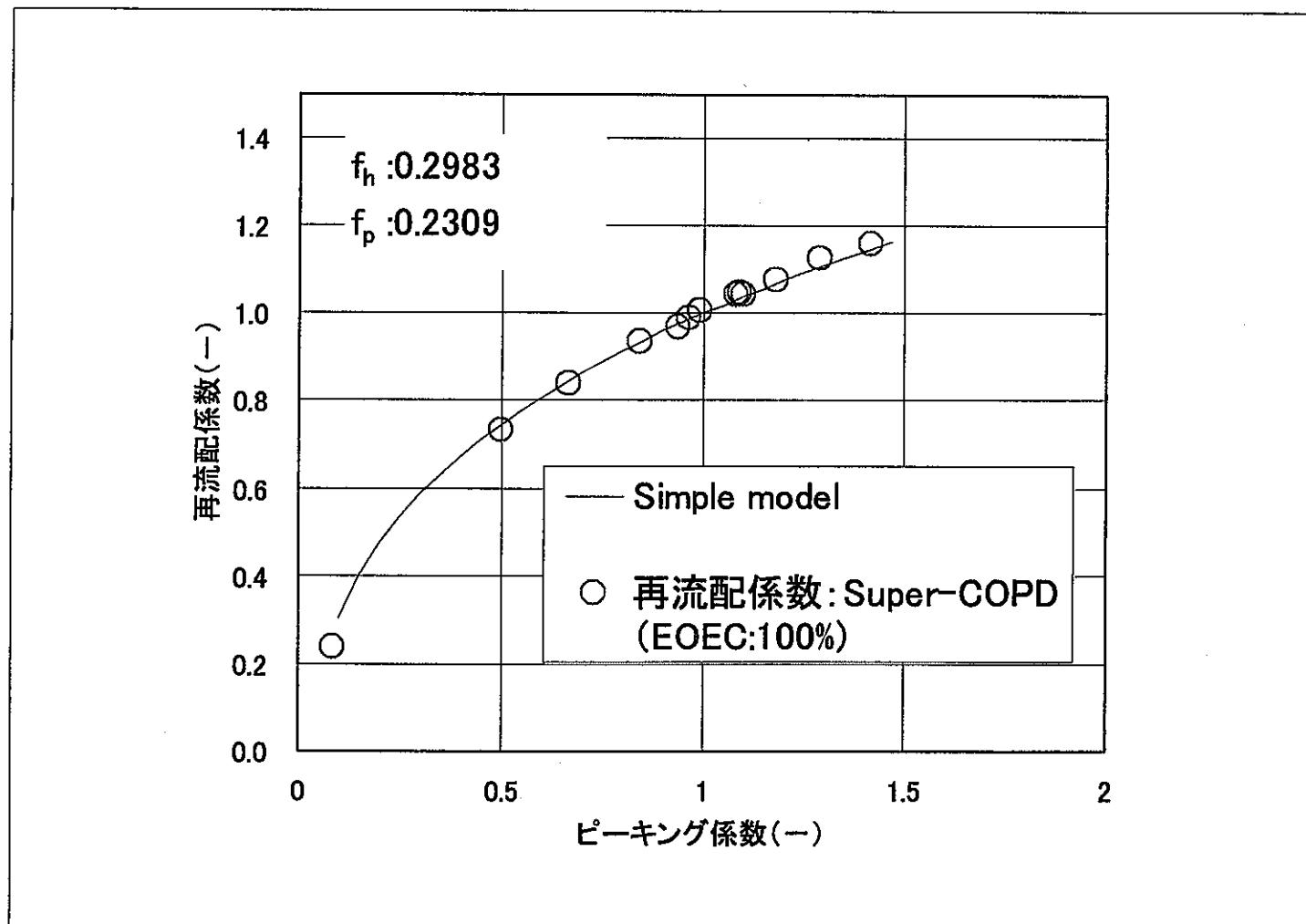


図 4.3.2-3 簡易計算手法と Super-COPD による計算結果の比較(MSG コード圧力損失値)

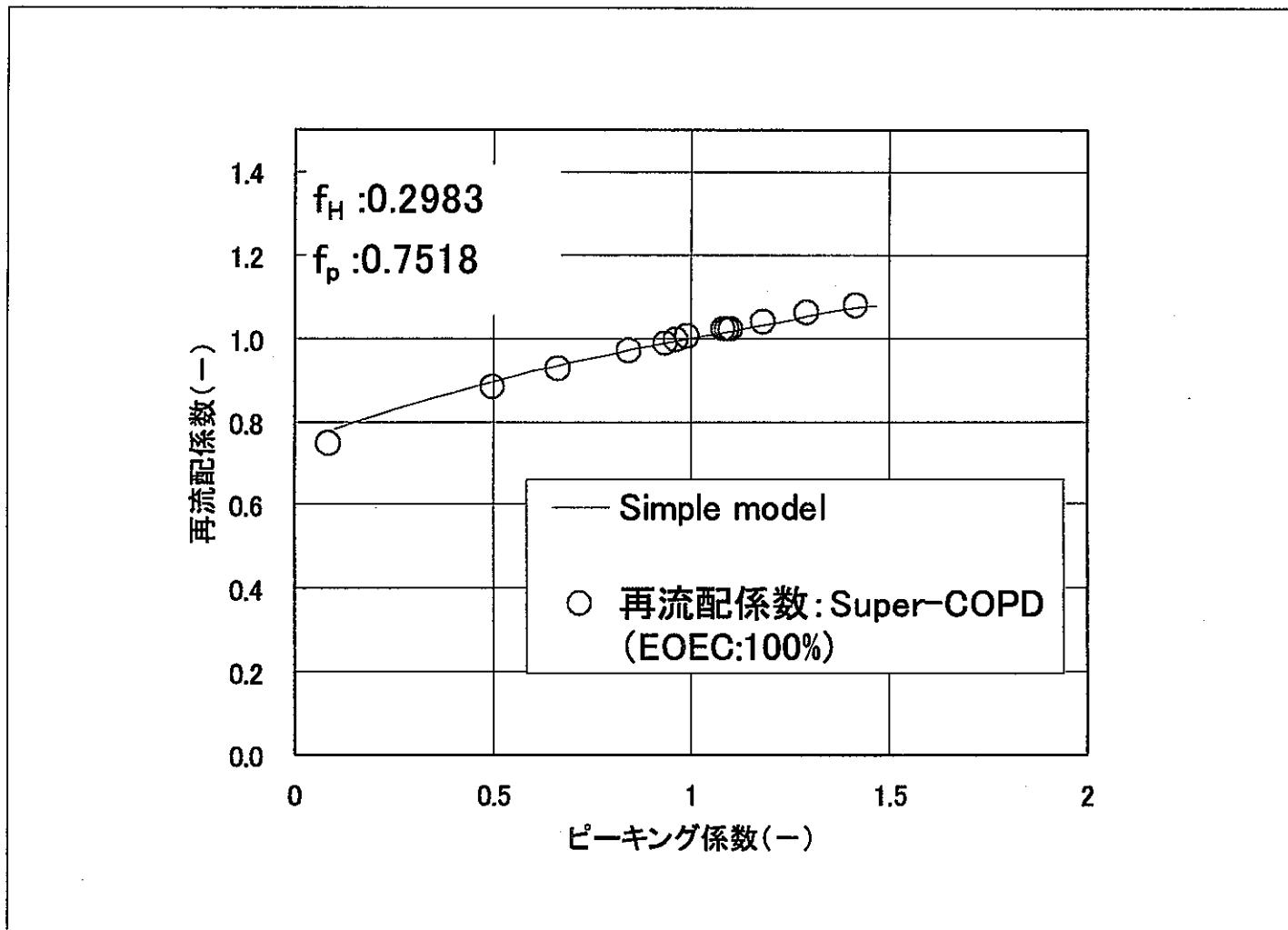


図 4.3.2-4 簡易計算手法と Super-COPD による計算結果の比較(設計圧力損失値)

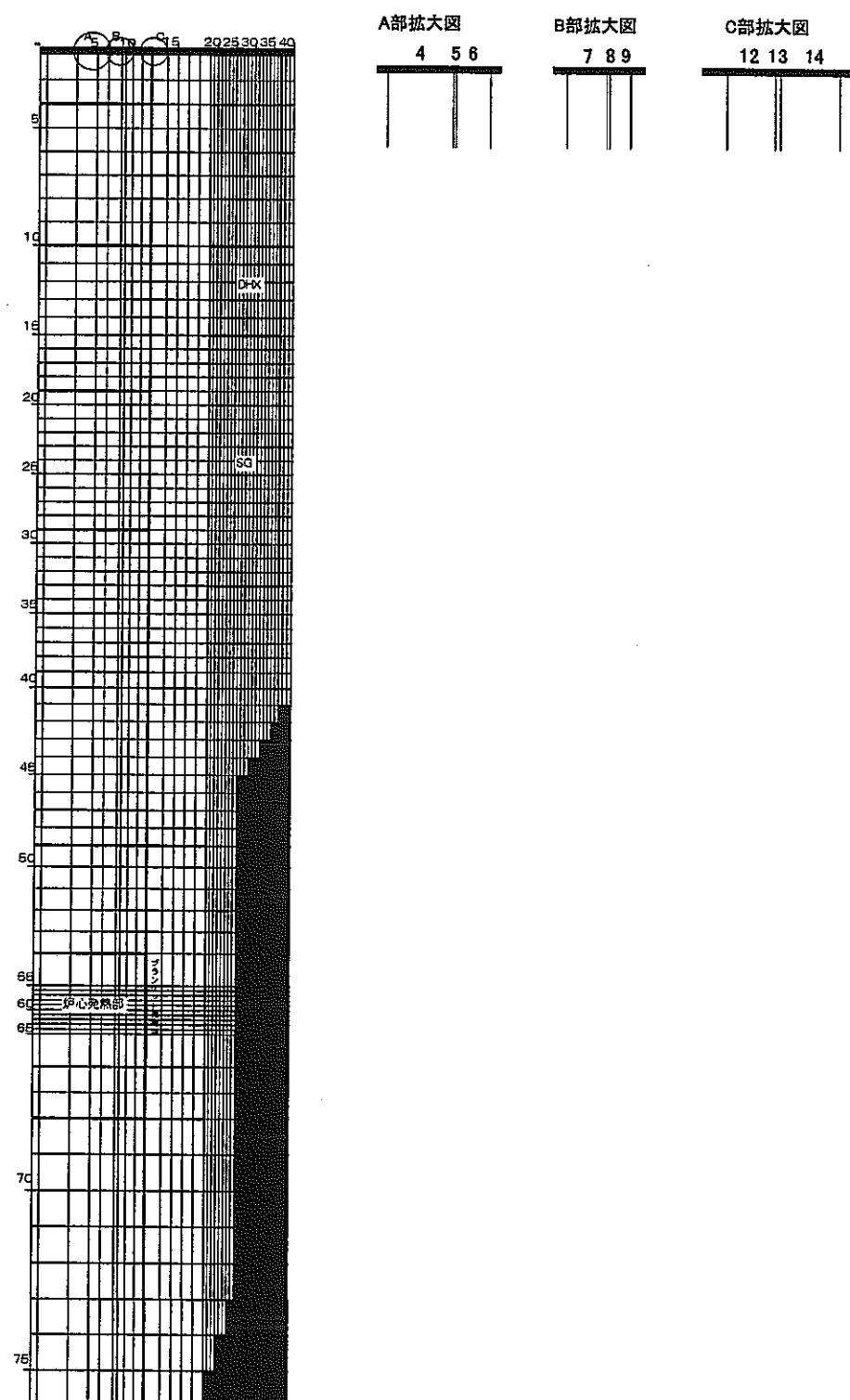


図 4.3.3-1 多次元コード(MSG-COPD)による解析モデル

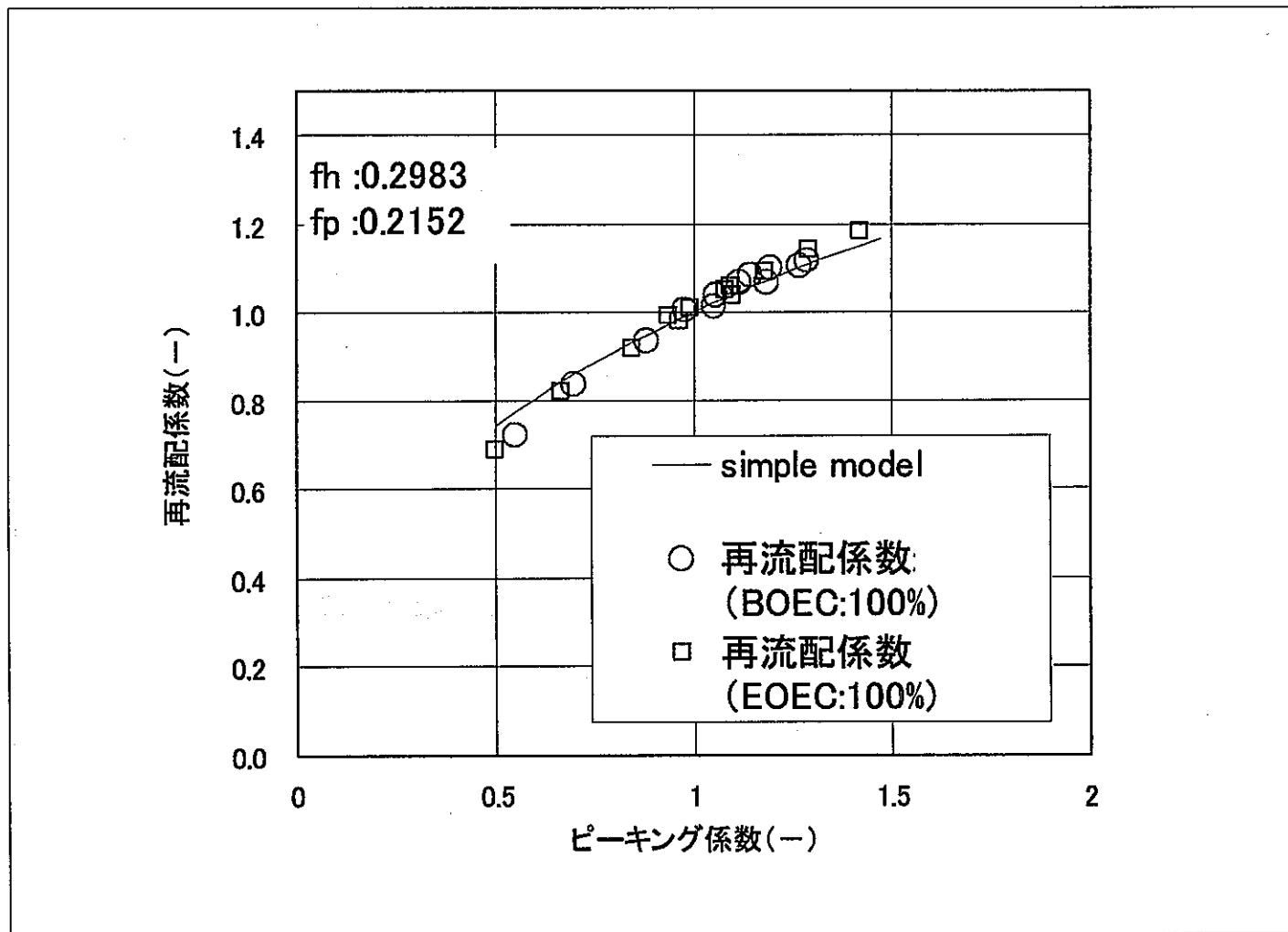


図 4.3.3-2 簡易計算手法と MSG-COPD による計算結果の比較(非混合高さ未考慮)

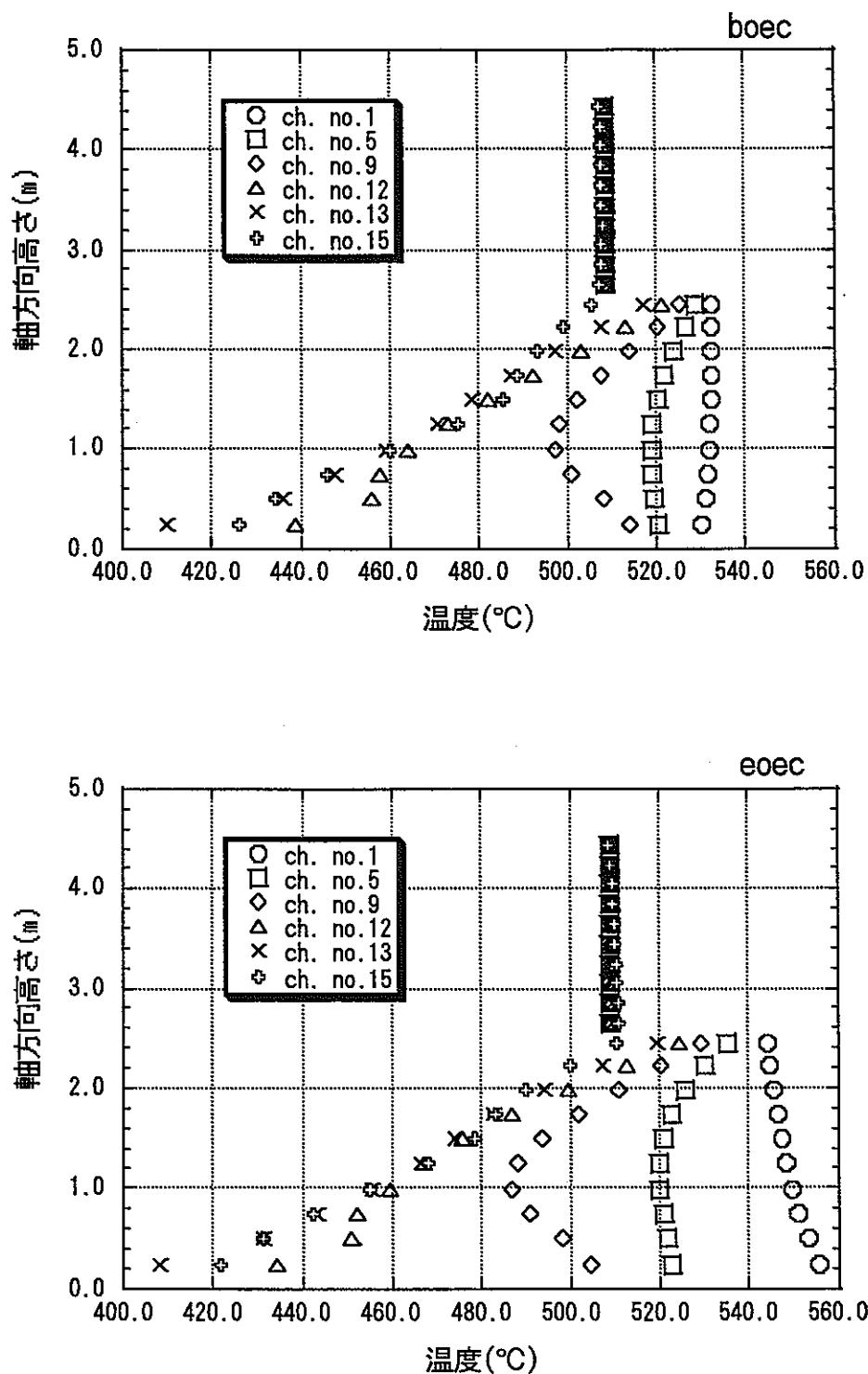


図 4.3.3-3 集合体出口部の軸方向温度分布

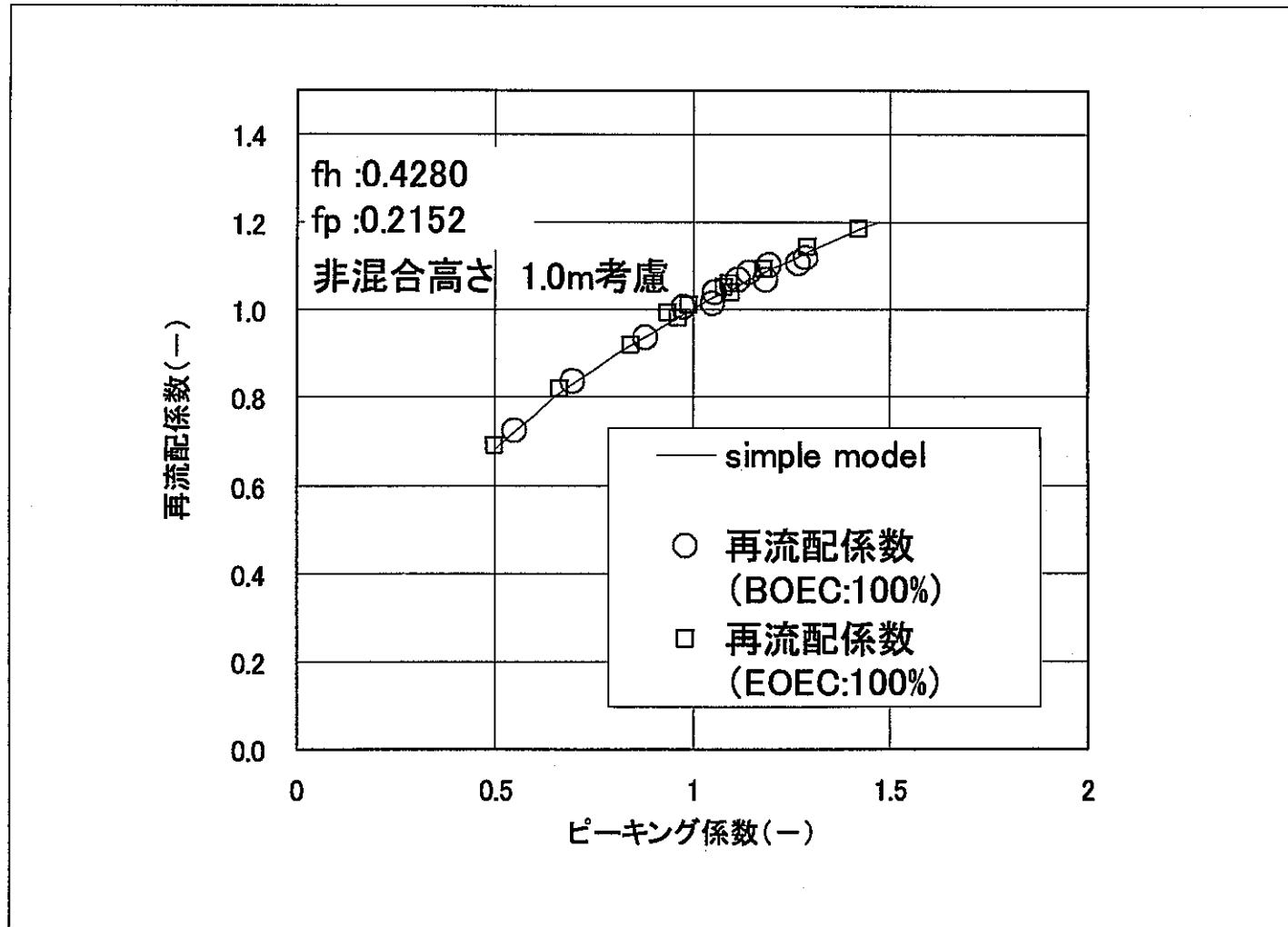
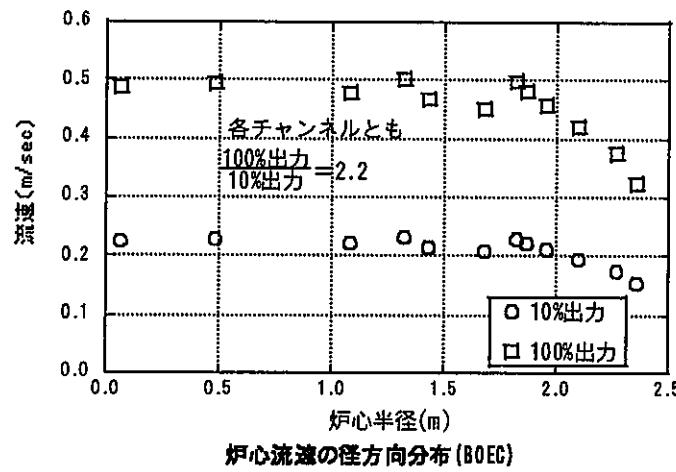
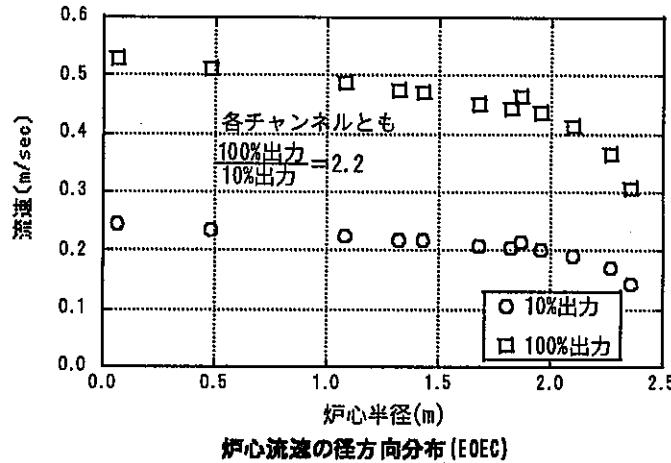


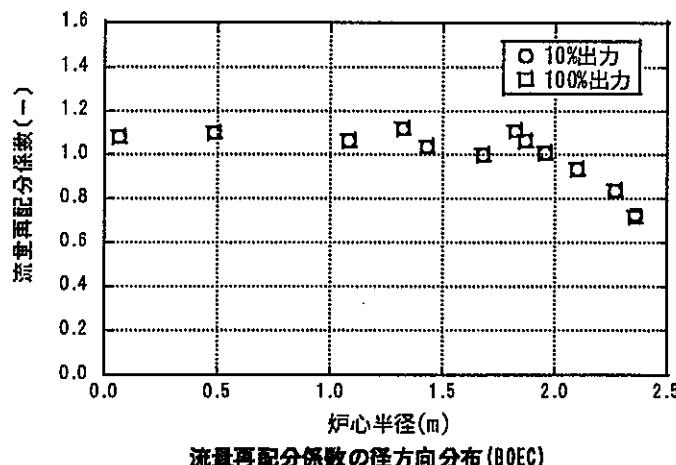
図 4.3.3-4 簡易計算手法と MSG-COPD による計算結果の比較(非混合高さ 1.0m 考慮)



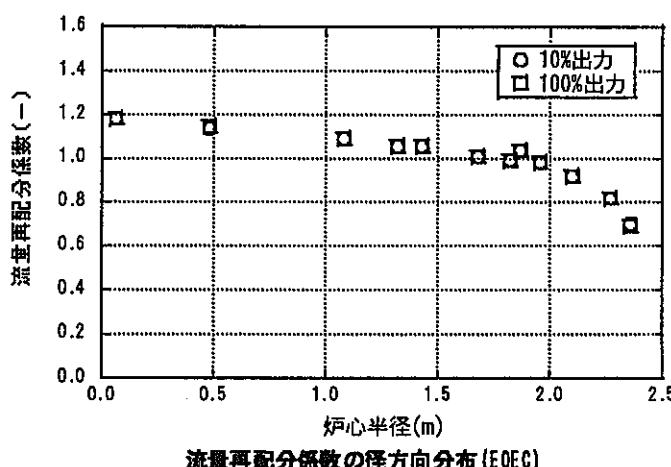
炉心流速の径方向分布 (BOEC)



炉心流速の径方向分布 (EOEC)



流量再配分係数の径方向分布 (BOEC)



流量再配分係数の径方向分布 (EOEC)

図 4.4.3-1 炉心流速及び NC 再流配係数の径方向分布(100% 及び 10% 出力)

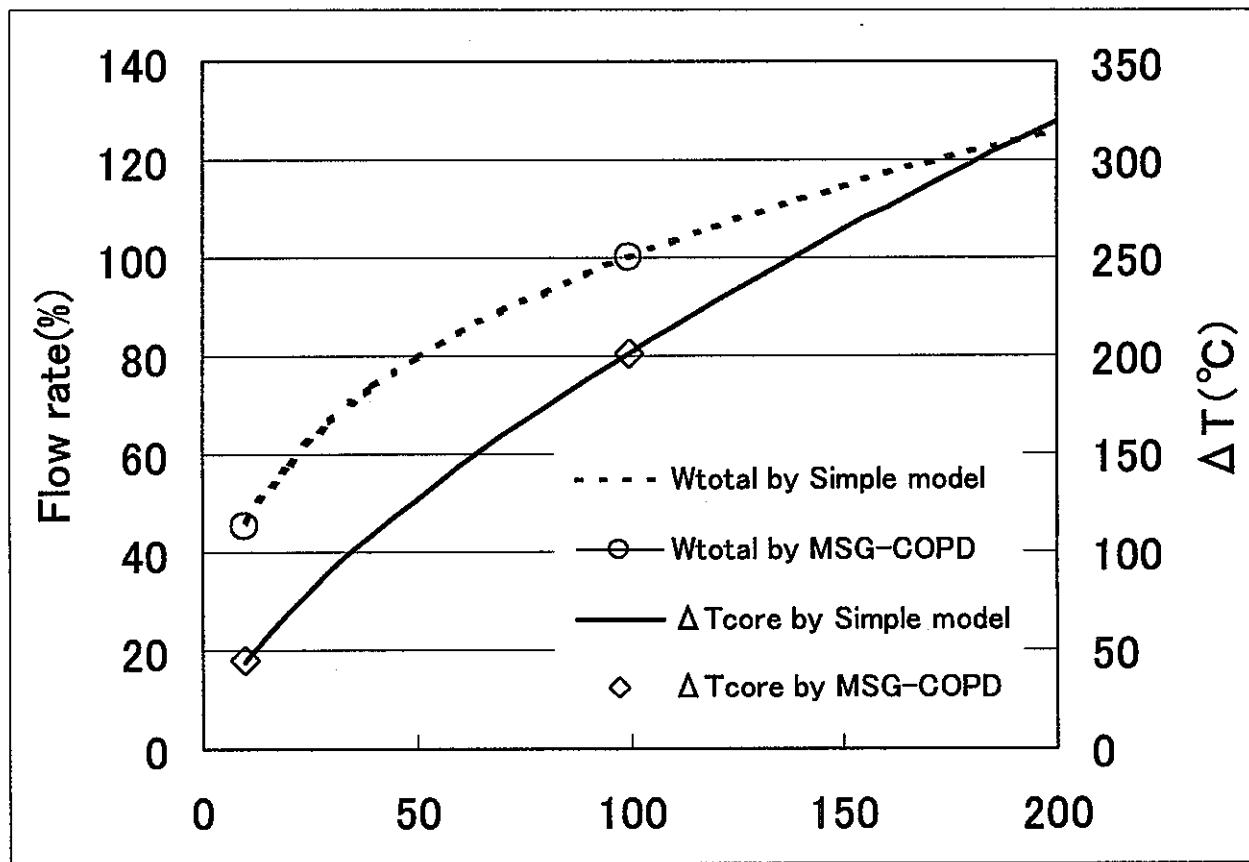


図 4.4.3-2 出力と流量及び炉心出入口温度差の関係

参考文献

- [1] 鈎 孝幸、佐藤 和次郎、他 「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究の概要」 , 2001年3月, サイクル機構技報 No.12 別冊
- [2] 三原 隆嗣、江沼 康弘、他 「重金属冷却炉の検討－平成11年度成果－」 , 2000年7月 ,JNC TN9400 2000-079
- [3] 堀 公明、岩崎 隆、他 「重金属冷却炉の崩壊熱除去特性解析－鉛、鉛-ビスマス、ナトリウム冷却炉の比較評価－」 ,2000年4月 ,JNC TN9400 2000-033
- [4] 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」 , 1999年 ,第36回日本伝熱シンポジウム講演論文集, Vol.II
- [5] P.Metz, S.Yoshikawa ,「Validation of the MSG(Multi-dimensional Thermal-hydraulics Analysis Code for Steam Generators)for CDF Modeling of Sodium Heated Steam Generators」,Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.38, No.12, December ,2001
- [6] 仲井 悟、岩崎 隆、他 「モジュール型プラント動特性解析コードの開発－Super-COPD コードの開発－」 , 1988年12月 ,動燃技報 No.68
- [7] 山田 文昭、西田 和弘、他 「もんじゅ実測データに基づく安全裕度評価」 , 2001年3月 ,サイクル機構技報 No.10
- [8] 堀 公明、岩崎 隆、他 「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－」 ,2001年5月 ,JNC TN9400 2001-052
- [9] J.J. Sienicki et al. 「Operational and Passive Safety Aspects of STAR-LM Natural Circulation —Study on Operational Aspects of a Natural Circulation HLMC Reactor(II)*」 ,Argonne National Laboratory September, 2001
- [10] R.H. Hill et al. 「Development of Small , Fast Reactor Core Designs Using Lead-Based Coolant」 , Argonne National Laboratory
- [11] 永田 武光、大島 宏之、他 「ガス、鉛及び鉛-ビスマス冷却材熱流動相関式の調査」 , 2000年6月 ,JNC TN9400 2000-078
- [12] 堀 公明、江沼 康弘、他 「重金属冷却高速増殖炉の崩壊熱除去特性解析(1)－Pb-Bi 冷却自然循環炉のプラント動特性解析手法の開発－」 ,日本原子力学会2001年秋の大会
- [13] 大山 一弘、堀 公明、他 「重金属冷却高速増殖炉の崩壊熱除去特性解析(2)－Pb-Bi 冷却自然循環炉の崩壊熱除去特性解析－」 ,日本原子力学会2001年秋の大会
- [14] 堀 公明、水野 朋保、他 「Pb-Bi 冷却自然循環炉の炉心内流量配分特性」 , 日本原子力学会2002年春の年会
- [15] T. Sakai et al. 「System Analysis for Decay Heat Removal in Lead-Bismuth Cooled Natural Circulated Reactors」 To be Published for the International Congress on Advanced Nuclear Power Plant (ICAPP) ,June 9-13, 2002

謝辞

本研究を実施するにあたり、FBR グループの惣万芳人研究主席はじめ各位より貴重なご助言を賜りました。また、流体計算工学グループの山口彰グループリーダ及びメンバーの方々より、研究の各段階においてご指導を賜りました。

ここに、感謝の意を表します。