

各種燃料炉心の事故後熱除去特性比較解析作業

(核燃料サイクル開発機構 契約業務報告書)



2000年3月

新型炉技術開発株式会社

各種燃料炉心の事故後熱除去特性比較解析作業
(核燃料サイクル開発機構 契約業務報告書)

大山 一弘* 渡辺 収* 小山 和也*

要 旨

FBR サイクル開発戦略調査研究では、従来から開発が進んでいる MOX 燃料-ナトリウム冷却の高速増殖炉のみではなく、燃料については金属、窒化物等、冷却材についてはガス、水、鉛冷却等を組み合わせた種々の増殖炉概念についての比較検討が行われている。

本作業では、技術的には考えられないが、影響の大きさの点で重要な事象である炉心崩壊事故を炉容器内で終息させるための事故後崩壊熱除去能力の解析を、開発戦略調査研究で候補として挙げられている種々の概念について行い、種々の増殖炉概念についての比較検討を安全面から行うことを目的としている。

本作業では予備的評価として、燃料及び冷却材の違いが事故後崩壊熱除去に与える影響の大きさを把握するため、実用化炉心候補と考えられる燃料/冷却材の概念(3種類の燃料(MOX、金属、窒化物)と4種類の冷却材(ナトリウム、鉛、水、炭酸ガス)の組み合わせについて、損傷炉心が堆積した状態を想定し、継続して除熱、保持の可能な堆積厚さを評価して比較検討を行った。

なお解析には、DEBRIS-MD コードを1次元モジュール化したコードを使用した。DEBRIS-MD コードは、ナトリウム冷却材向けに開発されたものであり、鉛冷却材、水冷却材及び炭酸ガス冷却材も解析対象とするため、別途、物性値データ及び熱伝導モデル式の修正を行い、解析に使用した。

また、デブリ冷却用の流路構成を自由に選べる1次元フローネットワークコードを開発し、上記の1次元モジュール化したコードと結合することによって、炉容器内に堆積したデブリの状態を炉容器及び冷却系内の熱輸送とともに解析するコード「DEBNET」を整備した。さらに、DEBNETの基本的な解析機能を確認する目的で600MWe級の大型FBRを対象とした試計算を行い、妥当性を確認した。

本報告書は、新型炉技術開発株式会社が核燃料サイクル開発機構との契約により実施した業務成果に関するものである。

機構担当部課室：大洗工学センター システム技術開発部 リスク評価技術開発グループ

* 新型炉技術開発株式会社 技術部

Analytical works on post accident heat removal characteristics for the reactor cores using various fuels

Kazuhiro Ohyama, Osamu Watanebe, Kazuya Koyama*

Abstract

In the Strategic Research to Commercialize Fast Breeder Reactor Cycle plan, various breeder reactor core concepts are studied which are not restricted to the MOX-sodium combination. Metal and nitride are studied for fuels and gas, water, and lead for coolants.

The objectives of this study is to compare the safety characteristics of the various breeder reactor cores by assuming the situation of the post-accident heat removal after hypothetical core disruptive accident.

As a preliminary evaluation, coolable limit of core debris beds, which are formed after hypothetically disrupted core, was evaluated for the combinations of three types of fuels, MOX, metal and nitride, and four types of coolants, liquid sodium, lead, water and carbon dioxide gas.

For the evaluation, a one-dimensional version of the DEBRIS-MD code which models the temperature distribution in a debris bed was used. Although the original code can handle only sodium coolant, special versions have been developed to handle lead, water and carbon dioxide gas coolants.

Furthermore, the computer code for calculating debris bed temperature distribution was integrated in a newly developed coolant flow calculation model. It can handle arbitrary combination of coolant flow paths by using one dimensional flow network modeling. The computer code, named DEBNET was successfully used to analyze the post-accident heat removal in a 600MWe class FBR plant.

This work was performed by Advanced Reactor Technology Co., Ltd. under the contract with Japan Nuclear Cycle Development Institute, JNC.

JNC liaison: Nuclear System Safety Research Group, System Engineering Technology Division,
O-arai Engineering Center.

* Engineering department, Advanced Reactor Technology Co., Ltd.

目 次

I. 各種燃料炉心の事故後熱除去特性比較解析作業（その1）

1.	はじめに	I-1
2.	デブリ熱計算モデル	I-2
2.1	概要	I-2
2.2	解析モデル	I-2
2.3	数値解法	I-6
3.	実用化候補炉心における事故後熱除去能力の比較	I-7
	評価	
3.1	概要	I-7
3.2	検討条件	I-7
3.2.1	解析対象	I-7
3.2.2	解析コード	I-7
3.2.3	解析条件	I-7
3.2.4	解析パラメータ	I-8
3.3	検討結果	I-9
3.3.1	Reference 条件での解析結果	I-7
3.3.2	パラメータ解析結果	I-9
4.	まとめ	I-33
5.	参考文献	I-35

付録1 使用記号一覧

II. 各種燃料炉心の事故後熱除去特性比較解析作業（その2）

フローネットワークコードの開発

1.	はじめに	II-1
2.	フローネットワークコード	
2.1	開発方針	II-2
2.2	基礎式と解法	II-3
3.	DEBRIS モジュールの組み込みと試計算	
3.1	DEBRIS-MD 1次元モジュールの組み込み	II-14
3.2	試計算の実施	II-18
4.	まとめ	II-32
5.	謝辞	II-33

付録1 フローネットワークコードの入力データ説明

付録2 フローネットワークコード試計算用入力データ

表・図目次

I. 各種燃料炉心の事故後熱除去特性比較解析作業（その1）

表 3.2.3-1	Reference 解析条件	I-17
表 3.3.1-1	各種燃料別、長期に継続して除熱保持可能なデブリベッド堆積厚さ		I-18
表 3.3.1-2	構造材溶融を制限条件に加えた場合の保持可能デブリ厚さへの影響 (鉛冷却材)	I-19
図 3.3.1-1	デブリベッド堆積厚さーデブリベッド温度の関係 (ナトリウム冷却材)	I-20
図 3.3.1-2	デブリベッド堆積厚さとデブリベッド等価熱伝導率、飽和度 (ポロシテイ 0.5、発熱密度 10MW/m ³)	I-21
図 3.3.1-3	デブリベッド堆積厚さーデブリベッド温度の関係 (鉛冷却材)	..	I-22
図 3.3.1-4	デブリベッド堆積厚さーデブリベッド温度の関係 (炭酸ガス冷却材)		I-23
図 3.3.1-5	デブリベッド堆積厚さーデブリベッド温度の関係 (炭酸ガス冷却材)		I-24
図 3.3.1-6	鉛冷却材、MOX 燃料、窒化物燃料の密度ー温度の関係	I-25
図 3.3.1-7	各種燃料の熱伝導率と温度の関係	I-26
図 3.3.2-1	ポロシテイ/発熱密度とデブリベッド堆積厚みの関係 (ナトリウム冷却材)	I-27
図 3.3.2-2	ポロシテイ/発熱密度とデブリベッド堆積厚みの関係 (鉛冷却材)		I-28
図 3.3.2-3	ポロシテイ/発熱密度とデブリベッド堆積厚みの関係 (水冷却材)		I-29
図 3.3.2-4	ポロシテイ/発熱密度とデブリベッド堆積厚みの関係 (炭酸ガス冷却材)	I-30
図 3.3.2-5	デブリベッド粒子径とデブリベッド堆積厚みの関係 (ナトリウム冷却材)	I-31
図 3.3.2-6	デブリベッド粒子径とデブリベッド堆積厚みの関係 (炭酸ガス冷却材)	I-32

II. 各種燃料炉心の事故後熱除去特性比較解析作業（その2）

フローネットワークコードの開発

表 3.2-1	Volume 関連データ	II-22
表 3.2-2	Flow Path 関連データ	II-23
図 3.1-1	コード概略フロー(1/3)	II-15
図 3.1-1	コード概略フロー(2/3)	II-16
図 3.1-1	コード概略フロー(3/3)	II-17
図 3.2-1	炉容器及び一次冷却系のフローネットワーク計算体系	II-21
図 3.2-2	炉容器及び冷却系内の流量変化（ケース 1）	II-24
図 3.2-3	炉容器及び冷却系内の温度変化（ケース 1）	II-25
図 3.2-4	下部高圧プレナム仕切板上のデブリ温度分布（ケース 1）	II-26
図 3.2-5	上部隔離壁上のデブリ温度分布（ケース 1）	II-27
図 3.2-6	炉容器及び冷却系内の流量変化（ケース 2）	II-28
図 3.2-7	炉容器及び冷却系内の温度変化（ケース 2）	II-29
図 3.2-8	下部高圧プレナム仕切板上のデブリ温度分布（ケース 2）	II-30
図 3.2-9	上部隔離壁上のデブリ温度分布（ケース 2）	II-31

I. 各種燃料炉心の事故後熱除去特性比較解析作業（その1）

1. はじめに

FBR サイクル開発戦略調査研究では、従来から開発が進んでいる MOX 燃料-ナトリウム冷却の高速増殖炉のみではなく、燃料については金属、窒化物等、冷却材についてはガス、水、鉛冷却等を組み合わせた種々の増殖炉概念についての比較検討が行われている。

本作業では、技術的には考えられないが、影響の大きさの点で重要な事象である炉心崩壊事故を炉容器内で終息させるための事故後崩壊熱除去能力の解析を、開発戦略調査研究で候補として挙げられている種々の概念について行い、種々の増殖炉概念についての比較検討を安全面から行うことを目的としている。

本作業では、予備評価として、以下の作業を実施した。

燃料及び冷却材の違いが事故後崩壊熱除去に与える影響の大きさを把握するため、実用化炉心候補と考えられる以下の燃料/冷却材の概念について、損傷炉心が堆積した状態を想定し、継続して除熱、保持の可能な堆積厚さを評価して比較検討した。具体的には、DEBRIS-MD コード⁽¹⁾を1次元モジュール化したデブリ熱計算モデルを用い、冷却材温度を境界条件(パラメータ)として堆積物(損傷燃料ベッド)の温度計算を行った。燃料/冷却材の違いは、燃料、冷却材の熱的物性値及び発熱密度の違いとして反映する他、既存の実験データ等の知見を考慮して粒径、堆積物のポロシティの違いとして反映した。

- ①MOX 燃料-ナトリウム冷却材
- ②金属燃料-ナトリウム冷却材
- ③窒化物燃料-ナトリウム冷却材
- ④MOX 燃料-鉛冷却材
- ⑤金属燃料-鉛冷却材
- ⑥窒化物燃料-鉛冷却材
- ⑦MOX 燃料-水冷却材
- ⑧MOX 燃料-炭酸ガス冷却材
- ⑨金属燃料-炭酸ガス冷却材
- ⑩窒化物燃料-炭酸ガス冷却材

2. デブリ熱計算モデル

2.1 概要

本章では、DEBRIS-MDコード⁽¹⁾を1次元モジュール化したデブリ熱計算モデルについて説明する。デブリベッド内の冷却材の温度条件により、サブクール状態、沸騰状態、ドライアウト状態に分けて取扱う。

2.2 解析モデル

(1) 基礎式

デブリベッド内の流れは全て等価的な熱伝導でモデル化することから、以下のエネルギー式を解くことになる。

$$(\rho C_p)_B \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} K_B \frac{\partial}{\partial z} T + S \quad (2.2-1)$$

ここで、 $(\rho C_p)_e$ は、デブリベッド及びベッド内冷却材の熱容量であり、以下のように求める。

$$(\rho C_p)_B = s \cdot \varepsilon (\rho C_p)_{Na} + (1 - \varepsilon) (\rho C_p)_{MIX} \quad (2.2-2)$$

$$(\rho C_p)_{MIX} = \alpha (\rho C_p)_f + (1 - \alpha) (\rho C_p)_s \quad (2.2-3)$$

式中の α はデブリベッド中の燃料の体積比、 ε はポロシティ、 s は飽和度である。デブリベッドを構成する燃料あるいはスチール粒子の再溶融がない限り冷却材の相状態を問わずに適用することができる。また等価熱伝導率 K_B については、相状態によって扱いが異なるため、以下に列挙する。

(2) 等価熱伝導率

①サブクール時 ($T < T_{sat}$)

等価熱伝導率は、デブリベッド中の燃料の体積比 α を用いて表す。

$$K_B = \alpha K_{e,f} + (1 - \alpha) K_{e,s} \quad (2.2-4)$$

$$K_{e,f} = K_C \left\{ 1 - \frac{(1 - \varepsilon)(1 - K_F / K_C)}{K_F / K_C + (1 - \varepsilon)^{1/3}(1 - K_F / K_C)} \right\} \quad (2.2-5)$$

$$K_{e,s} = K_C \left\{ 1 - \frac{(1 - \varepsilon)(1 - K_S / K_C)}{K_S / K_C + (1 - \varepsilon)^{1/3}(1 - K_S / K_C)} \right\} \quad (2.2-6)$$

ここで、

$$Ra_j < Ra_{crit} (=0.76) \text{ または、 } dT/dz > 0$$

$$Nu = 1$$

$$\underline{K'_{R,subcool}} = K_R \quad (2.2-7)$$

$Ra_i \geq Ra_{crit} (=0.76)$ または、 $dT/dz < 0$

$$\underline{K'_{R,subcool}} = K_R \cdot Nu \quad (2.2-8)$$

$$Nu = \left(\frac{Ra_i}{0.76} \right)^{0.34} \quad (2.2-9)$$

$$Ra = \frac{K_l \rho_l g \beta_l \kappa SL^3}{2K_B^2 \alpha_l \mu_l} = \frac{\rho_l^2 C_{pl} g \beta_l \kappa SL^3}{2K_B^2 \mu_l} \quad (2.2-10)$$

但し、デブリベッド下部で沸騰が生じている場合、サブクール域に対するRaは次式で求める。

$$Ra = \frac{K_l \rho_l g \beta_l \kappa SL^2 (L_{sub})}{2K_B^2 \alpha_l \mu_l} = \frac{\rho_l^2 C_{pl} g \beta_l \kappa SL^2 (L_{sub})}{2K_B^2 \mu_l} \quad (2.2-11)$$

この時の液単相域の長さは、温度分布から求められる上部液単相部の長さとする。

②沸騰時 ($T \geq T_{sat}$ and $s > s_{dry} = 0.015$)

沸騰時は、デブリベッド内で毛管力による活発な対流熱輸送が発生しているため、デブリ個々の熱伝導は無視できる。

$$K_{B,boil} = \frac{h_{lv}}{\kappa'_l + \kappa'_v} \cdot \left(\frac{\partial P_v}{\partial T} \right)_{sat} \quad (2.2-12)$$

$$\kappa'_l = \frac{1}{\kappa_l} \cdot \frac{\mu_l}{\rho_l} = 150(1-\varepsilon)^2 / (d^2 \varepsilon^3 s^3) \cdot \frac{\mu_l}{\rho_l} \quad (2.2-13)$$

$$\kappa'_v = \frac{1}{\kappa_v} \cdot \frac{\mu_v}{\rho_v} = 150(1-\varepsilon)^2 / \{d^2 \varepsilon^3 (1-s)^3\} \cdot \frac{\mu_v}{\rho_v} \quad (2.2-14)$$

$$s = \left[1 + \left\{ \frac{T - T_{sat}}{\sigma} \left(\frac{\partial P_v}{\partial T} \right)_{sat} \sqrt{\frac{5K}{\varepsilon}} \right\}^{\frac{1}{0.175}} \right]^{-1} \quad (2.2-15)$$

$$\underline{K'_{R,boil}} = Nu \cdot [s \cdot K_R + (1-s) \cdot K_{B,boil}] \quad (2.2-16)$$

③ドライアウト時 ($T \geq T_{sat}$ and $s < s_{dry}$)

ドライアウト後は蒸気単相状態となる。Voltmayerモデルによる放射を考慮した単相域の式とデブリの実験を考慮した以下の式を用いる。(沸騰時熱伝導率モデル式と同じ)

$$K_{B,dry} \equiv K_{B,boil} \quad (2.2-17)$$

$$K'_{B,dry} = Nu \cdot [s \cdot K_B + (1-s) \cdot K_{B,dry}] \quad (2.2-18)$$

④底板の扱い

将来多次元流動コードに組み込むことを考慮し、デブリが堆積する底板についても計算体系に入れ、構造材の熱容量及び熱伝導率を与えて計算する。また、底板底面の熱伝達率は、上面加熱条件となるため、通常の強制対流の式が扱えるようにしておく。

(3) 飽和温度超過分の補正

デブリベッドにおける沸騰による相変化をデブリベッド（固体及びナトリウム）の温度変化を用いて計算し、過渡状態において飽和温度を越えた場合、その超過温度分が相変化に寄与するという考え方で温度補正を行う。ここで、1ステップ前の温度をTとし、求められた現ステップの温度を T_N とする。

なお、 ρC_p ($\rho C_{p,old}$) の計算には、超過温度補正前の温度を用いる。

① $T < T_{sat}$ の場合（前ステップがサブクール状態の場合）

相変化に費やされる見かけのエネルギーは、

$$\Delta E = (\rho C_p)_{T=T-\Delta\tau} (T_N - T_{sat}) = (\rho C_p)_{old} (T_N - T_{sat}) \quad (2.2-19)$$

ΔE を相変化分 Δs でみると、

$$\Delta s = \Delta E / HB \quad (2.2-20)$$

$$HB = (\rho C_p)_{sat} (T_{dry} - T_{sat}) + \varepsilon \rho_{Na} h_{lv} \quad (2.2-21)$$

よって、 T_N に相当する飽和度 s は、

$$s = s_{T=T_{sat}} - \Delta s \quad (2.2-22)$$

この s を用いて、新しい温度 T'_N を現在の温度として求める。

(a) $s < s_{T_{dry}}$ （過熱域）

$$T'_N = T_{T_{dry}} + (s_{T_{dry}} - s) \cdot HB / (\rho C_p)_{old} \quad (2.2-23)$$

(b) $s_{T_{dry}} \leq s \leq s_{T_{sat}}$ （2相域）

$$T'_N = T_{NF}(s) \quad (2.2-24)$$

ここで、 $T_{NF}(s)$ は超過温度と飽和度の関数であり、

$$T_{NF} = T_{sat} + \left\{ \sigma \times \sqrt{\frac{\varepsilon}{5K}} \times \left(\frac{1}{s} - 1 \right)^{0.175} \right\} / \left(\frac{dP}{dT} \right)_{sat} \quad (2.2-25)$$

(c) $s_{Tsat} < s$ (サブクール域)

液単相時の熱伝導モデルを適用

② $T_{sat} < T < T_{Tdry}$ の場合 (前ステップが2相状態の場合)

$$s = s_{old} - (\rho C_p)_{old} \cdot (T_N - T) / HB \quad (2.2-26)$$

(a) $s < s_{Tdry}$ (過熱域)

$$T'_N = T_{Tdry} + (s_{Tdry} - s) \cdot HB / (\rho C_p)_{old} \quad (2.2-27)$$

(b) $s_{Tdry} < s < s_{Tsat}$ (2相域)

$$T'_N = T_{NF}(s) \quad (2.2-28)$$

(c) $s_{Tsat} < s$ (サブクール域)

$$T'_N = T_{sat} + (s_{Tsat} - s) \cdot HB / (\rho C_p)_{old} \quad (2.2-29)$$

③ $T_{dry} < T$ の場合 (前ステップが過熱状態の場合)

$$s = s_{Tdry} - (\rho C_p)_{old} \cdot (T_N - T_{dry}) / HB \quad (2.2-30)$$

(a) $s < s_{Tdry}$ (過熱域)

蒸気単相時の熱伝導モデルを適用

(b) $s_{Tdry} < s < s_{Tsat}$ (2相域)

$$T'_N = T_{NF}(s) \quad (2.2-31)$$

(c) $s_{Tsat} < s$ (サブクール域)

$$T'_N = T_{sat} + (s_{Tsat} - s) \cdot HB / (\rho C_p)_{old} \quad (2.2-32)$$

以上の計算に用いられる沸騰域の熱容量(ρC_p)は、

$$(\rho C_p) \rightarrow (\rho C_p)_{Boil} = s \cdot \varepsilon (\rho C_p)_{Na} + (1 - \varepsilon) (\rho C_p)_{UO_2} \quad (2.2-33)$$

(4) 境界条件

① デブリベッド頂部

$$Nu = 0.0785 Ra_T^{0.32} \quad (2.2-34)$$

$$Ra_T = \frac{\rho_l g \beta_l q_T D^4}{K_l \alpha_l \mu_l} = \frac{\beta_l g \rho_l^2 C_{pl} \Delta T D^3}{K_l \mu_l} \quad (2.2-35)$$

これらより、ベッド上面温度は以下となる。

$$T_i = T_{BULK} + 6.874 \left(\frac{\beta_l g \rho_l^2 C_{pl}}{\mu_l} \right)^{-0.242} (K_l)^{-0.515} (D)^{-0.03} (\Delta T)^{0.758} \quad (2.2-36)$$

$$q_T = K_{B,T}(T_{t-1} - T_t) > 0 \quad (2.2-37)$$

②デブリベッド底板下面

$$T_b = T_{bulk} + \frac{q_B}{h_B} \quad (2.2-38)$$

但し、

$$h_B = Nu \frac{K_1}{De} \quad (2.2-39)$$

$$Nu = Nu_0 + Nu_1 Re^{N_R} Pr^{N_P} \quad (2.2-40)$$

$$q_T = K_{B,T}(T_{t-1} - T_t) > 0 \quad (2.2-41)$$

2.3 数値解法

数値解法の概要は以下の通りである。

- ①軸方向メッシュ分割は、保存性を満足させやすいコントロールボリューム法を使用する。
- ②温度（飽和度）と熱容量はセルセンタで、等価熱伝導率はセルフェイスで定義する。
- ③等価熱伝導率の計算に必要なフェイス上の温度（飽和度）は、内挿計算によって求める。
- ④時間差分は、陽解法を用いる。

3. 実用化候補炉心における事故後熱除去能力の比較評価

3.1 概要

燃料及び冷却材の違いが事故後崩壊熱除去に与える影響の大きさを把握するため、実用化炉心候補と考えられる燃料／冷却材の概念について、損傷炉心が堆積した状態を想定し、継続して除熱、保持の可能な堆積厚さを評価して比較検討を行った。

3.2 検討条件

3.2.1 解析対象

実用化炉心候補と考えられる以下の燃料／冷却材の組み合わせを解析対象とする。

- ①MOX 燃料－ナトリウム冷却材
- ②金属燃料－ナトリウム冷却材
- ③窒化物燃料－ナトリウム冷却材
- ④MOX 燃料－鉛冷却材
- ⑤金属燃料－鉛冷却材
- ⑥窒化物燃料－鉛冷却材
- ⑦MOX 燃料－水冷却材
- ⑧MOX 燃料－炭酸ガス冷却材
- ⑨金属燃料－炭酸ガス冷却材
- ⑩窒化物燃料－炭酸ガス冷却材

3.2.2 解析コード

前章で説明した、DEBRIS-MD コード⁽¹⁾を1次元モジュール化したデブリ熱計算モデル（以下、1次元モジュールと略称する）を使用した。このコードは、ナトリウム冷却材向けに開発されたものであり、本研究で鉛冷却材、水冷却材及び炭酸ガス冷却材も解析対象とするため、物性値データ及び熱伝導モデル式等の修正を行った^{(2),(3),(4),(5)}。

3.2.3 解析条件

- (a) 表 3.2.3-1 に、reference としたケースの主要な解析条件を示す。
- (b) 冷却材がナトリウム及び水の場合は、デブリベッド内の冷却材が沸騰した状態での除熱をモデル化して解析した。（2章のサブクール状態～沸騰状態～ドライアウト状態の熱伝導計算モデルを適用）
冷却材が鉛及び炭酸ガスの場合は、デブリベッド内の冷却材が未沸騰状態での除

熱をモデル化して解析した。(2章のサブクール状態の熱伝導計算モデルを適用)

(c) ナトリウム冷却材及び水冷却材の沸点温度は、以下としている。

①ナトリウム冷却材：930℃（大気圧に加えてナトリウム冷却材約 6m 分の水頭圧を考慮したもの。(炉心下部での PAHR の条件としては、多少保守的な想定であり、冷却材沸騰を早めに見積もると考えられる。)

②水冷却材：355℃（17MPa：PWR の 1 次冷却材圧力を参考に設定）

(d) 損傷炉心が堆積した状態での長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さの評価は、以下の要領で行う。

①発熱量は、初期値一定で与える。

②デブリベッド堆積厚さを徐々に増加させながら計算を行い、定常状態でのデブリベッド最高温度を確認する。

③以下の判断条件を満足する最大のデブリベッド堆積厚さを、長期に継続して除熱・保持の可能な堆積厚さとする。

○ナトリウム冷却材及び水冷却材の場合、定常状態でのデブリベッド最高温度が『沸騰状態→ドライアウト状態*1』に至った時点

○鉛冷却材の場合、定常状態でのデブリベッド最高温度が、MOX 燃料及び窒化物燃料の場合『鉛冷却材の沸騰状態』に至った時点（デブリ下部の構造材温度がスチール融点に至った時点も検討）、金属燃料の場合『燃料融点』に至った時点

○炭酸ガス冷却材の場合、定常状態でのデブリベッド最高温度が、『燃料融点』に至った時点

注*1)ドライアウト状態：デブリベッド温度*2が飽和温度以上、かつ、飽和度 0.015 未満となる状態

*2)デブリベッド温度：鉛直方向 1 次元の温度。

3.2.4 解析パラメータ

a. 解析パラメータは、以下のとおりである。

ナトリウム冷却材は、ポロシティ・発熱密度・デブリ粒子径について、鉛冷却材、水冷却材は発熱密度について、炭酸ガス冷却材はポロシティ・発熱密度・デブリ粒子径（MOX 燃料のみ）について感度評価した。

①ポロシティ（デブリベッドの冷却材割合）

0.3、0.5 (reference)、0.7

○ポロシティ 0.5 は、MOX 燃料のデブリベッド評価に用いられている値である。

○ポロシティ 0.7 は、金属燃料を熔融状態からナトリウム中で固化させた試験結果を踏まえて選定した。

②発熱密度（ポロシティを除いた、デブリのみの占める体積内での発熱密度）

○ナトリウム、鉛：5MW/m³、10MW/m³ (reference)、15MW/m³、30MW/m³

○水：2MW/m³、5MW/m³、10MW/m³ (reference)

○炭酸ガス：0.15MW/m³、5MW/m³、10MW/m³ (reference)、15MW/m³、30MW/m³

○ 図 3.2.4-1 に、実証炉級 FBR で使用された崩壊熱の定格出力に対する割合を炉停止後の時間に対して示す。図中の「補正」とは、PAHR に至るまでに揮発性の FP がデブリを構成する燃料から放出されてデブリベッド内の発熱には寄与しない効果を考慮したもので、希ガス 100%とヨウ素 50%の発熱の寄与を除いてある。また、事故解析に使われる保守側の値ではなく、ノミナル値をベースとしている。

※ ナトリウム、鉛冷却材の場合、典型的な MOX 炉心 FBR の定格運転時出力密度は、約 500MW/m³であることから、解析条件とした 15MW/m³、10MW/m³、5MW/m³ は各々 100s、1000s、10000s 後の崩壊熱レベルに対応する。これに、炉停止直後の出力密度を多少保守側に丸めた 30MW/m³ のケースを解析した。

※ 水冷却材の場合、PWR の定格運転時出力密度である約 100MW/m³ の約 1/50 に相当する 2MW/m³ を設定した。

※ 炭酸ガス冷却材の場合、AGR の定格運転時出力密度である約 2.5MW/m³ の約 1/20 に相当する 0.15MW/m³ を設定した。

③デブリベッド粒子径

4×10⁻⁴m (reference)、1.2×10⁻³m、3.6×10⁻³m

3.3 検討結果

3.3.1 Reference 条件での解析結果

(1) ナトリウム冷却材のケース

(a) 表 3.3.1-1 に、各種燃料における、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベ

ッド堆積厚さを整理して示す。図 3.3.1-1 に、reference 条件でのデブリベッド堆積厚さとデブリベッド最高温度の関係を示す。図 3.3.1-2 に reference 条件でのデブリベッド堆積厚さと鉛直方向熱伝導率・飽和度の関係を示す。また、図 3.3.1-7 に、各種燃料の熱伝導率と温度の関係を示す。

- (b) reference 条件での長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さは、『金属燃料>窒化物燃料>MOX 燃料』の順で大きく、燃料の熱伝導率の大きさに対応している。但し、10~20%程度の差である。
- (c) ナトリウムの沸騰により、デブリベッド内の熱伝導が数桁上昇し、熱輸送量は増大するが、ナトリウムの供給が不足し、10%程度の堆積厚さの増加で、ドライアウト状態に至る。
- (d) ナトリウムの熱伝導度はいずれの燃料の熱伝導度と比べても大きいため、デブリベッドの除熱には、液体ナトリウムの熱伝導が重要である。従って、燃料による差は大きく現れていない。更に、デブリベッド内での自然循環効果によるデブリベッド上部への熱輸送も重要である。
- (e) 各種燃料の解析結果の概要は、以下のとおりである。

①MOX 燃料-ナトリウム冷却材

図 3.3.1-1 より、デブリベッド堆積厚さ 0.122m から 0.134m までの範囲は、ナトリウム冷却材沸点近傍で推移しており、沸騰による除熱効果によるものと考えられる。図 3.3.1-2 より、デブリベッド堆積厚さ 0.122m 付近で、デブリベッド等価熱伝導率の急激な上昇及び飽和度の低下がみられ、沸騰状態に至り、その後、デブリベッド堆積厚さ 0.134m 付近で、デブリベッド等価熱伝導率及び飽和度の急激な低下がみられ、ドライアウト状態に至っている。(沸騰による除熱効果のみられる堆積厚さ増加分：約 1.2×10^{-2} m)

②金属燃料-ナトリウム冷却材

図 3.3.1-1 より、デブリベッド堆積厚さ 0.134m から 0.148m までの範囲は、ナトリウム冷却材沸点近傍で推移しており、沸騰による除熱効果によるものと考えられる。図 3.3.1-2 より、デブリベッド堆積厚さ 0.134m 付近で、デブリベッド等価熱伝導率の急激な上昇及び飽和度の低下がみられ、沸騰状態に至り、その後、デブリベッド堆積厚さ 0.148m 付近で、デブリベッド等価熱伝導率及び飽和度の急激な低下がみられ、ドライアウト状態に至っている。(沸騰による除熱効果の

みられる堆積厚さ増加分：約 $1.4 \times 10^{-2} \text{m}$)

③窒化物燃料－ナトリウム冷却材

図 3.3.1-1 より、デブリベッド堆積厚さ 0.134m から 0.146m までの範囲は、ナトリウム冷却材沸点^{*)} 近傍で推移しており、沸騰による除熱効果によるものと考えられる。図 3.3.1-2 より、デブリベッド堆積厚さ 0.134m 付近で、デブリベッド等価熱伝導率の急激な上昇及び飽和度の低下がみられ、沸騰状態に至り、その後、デブリベッド堆積厚さ 0.146m 付近で、デブリベッド等価熱伝導率及び飽和度の急激な低下がみられ、ドライアウト状態に至っている。(沸騰による除熱効果のみられる堆積厚さ増加分：約 $1.2 \times 10^{-2} \text{m}$)

(2) 鉛冷却材のケース

(a) MOX 燃料、窒化物燃料及び鉛冷却材の密度－温度の関係を図 3.3.1-6 に示す。

この図より、燃料ペレットのポロシティ (0.05 程度) が気泡であるとした場合、MOX 燃料は鉛冷却材と極めて近接した密度となる。一方、窒化物燃料は鉛冷却材よりも重い見通しである。(尚、この図では、窒化物燃料の密度は温度依存性をもたず、一定としている)。MOX 燃料、窒化物燃料いずれも、鉛冷却材中でデブリベッドとして堆積する状態は想定しうる。

(b) 表 3.3.1-1 に、各種燃料における、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さを整理して示す。図 3.3.1-3 に、reference 条件でのデブリベッド堆積厚さとデブリベッド最高温度の関係を示す。

(c) reference 条件での損傷炉心が堆積した状態での長期に継続して除熱・保持の可能な MOX 燃料及び窒化物燃料のデブリベッド堆積厚さは、鉛冷却材の沸点が高いため、ナトリウム冷却材の場合よりも大きい。但し、MOX 燃料及び窒化物燃料の差違はほとんどみられない。

(d) 金属燃料は、燃料融点を評価条件としたが、沸騰で決まるナトリウム冷却材の場合とほぼ同等である。

(e) 各種燃料の解析結果の概要は、以下のとおりである。

①MOX 燃料－鉛冷却材

図 3.3.1-3 より、デブリベッド温度は、デブリベッド堆積厚さ 0.258m 付近で鉛冷却材の沸点に達している。

ナトリウム冷却材の場合と比べて、鉛冷却材の沸点が高いため、長期に継続し

て除熱・保持可能なデブリベッド堆積厚さは、約 2 倍に増加している。

②金属燃料－鉛冷却材

図 3.3.1-3 より、デブリベッド温度は、デブリベッド堆積厚さ 0.132m 付近で金属燃料の融点に達している。

ナトリウム冷却材の場合と比べて、金属燃料の融点はナトリウム冷却材の沸点より高いが鉛冷却材の熱伝導率が悪いいため、長期に継続して除熱・保持可能なデブリベッド堆積厚さは、約 10% 減少している。

③窒化物燃料－鉛冷却材

図 3.3.1-3 より、デブリベッド温度は、デブリベッド堆積厚さ 0.252m 付近で鉛冷却材の沸点に達する。

MOX 燃料の場合と同様、ナトリウム冷却材の場合と比べて、継続して除熱、保持可能なデブリベッド堆積厚さは、約 2 倍に増加している。

(3) 水冷却材のケース

(a) 表 3.3.1-1 に、各種燃料における、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さを整理して示す。

(b) reference 条件での長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さは、ナトリウム冷却材の場合に比べて 1/3 程度と小さい (約 $4 \times 10^{-2} \text{m}$)。これは、ナトリウム冷却材に比べて、熱伝導が小さくまた沸騰までの温度差が小さいためである。

(4) 炭酸ガス冷却材のケース

(a) 表 3.3.1-1 に、各種燃料における、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さを整理して示す。図 3.3.1-4 に、reference 条件でのデブリベッド堆積厚さとデブリベッド最高温度の関係を示す。

(b) reference 条件での損傷炉心が堆積した状態での長期に継続して除熱・保持の可能な MOX 燃料及び窒化物燃料のデブリベッド堆積厚さは、ナトリウム冷却材の場合に比べて 1/6 程度と小さい (約 $2 \times 10^{-2} \text{m}$)。デブリベッドの冷却効果は、冷却材がガスであり熱伝導が小さいためであると考えられる。

(c) 金属燃料は、燃料融点が低いため、一層除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さが小さい。

3.3.2 パラメータ解析結果

(1) ポロシティの感度解析

ナトリウム及び鉛冷却材について、reference条件のケースから、ポロシティを0.3、0.7と変えて、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さを評価した。

a. ナトリウム冷却材のケース

(a) 表 3.3.1-1 に、ポロシティをパラメータとした場合の各種燃料における、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さを整理して示す。図 3.3.2-1 に、ポロシティとデブリベッド堆積厚みの関係を示す。

(b) ポロシティを0.5 (reference) →0.7に増加すると、ベッド内液体ナトリウム量増加により、ベッド内液体ナトリウムの対流除熱効果がさらに促進され、ナトリウムの熱伝導による除熱量が増加する影響（デブリベッド内での自然循環効果）で、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さが増加する。

(c) ポロシティを増加させると、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さが増加し、且つ、その厚さに含まれる燃料量は、ポロシティ増大とともに増加する。例えば、金属燃料の場合、70%ポロシティの0.46m厚さのデブリベッドには、50%ポロシティの0.148m厚さのデブリベッドに比べて、約2倍の燃料が含まれることになる。従って、大量の炉内燃料を限られた空間で保持冷却する観点から、ポロシティの大きなデブリベッドは有利である。（ポロシティの大きなデブリベッドでは、自然対流に効く代表長さが大きくなることにより、除熱が促進されている。）

b. 鉛冷却材のケース

(a) 表 3.3.1-1 に、ポロシティをパラメータとした場合の各種燃料における、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さを整理して示す。図 3.3.2-2 に、ポロシティとデブリベッド堆積厚みの関係を示す。

(b) ポロシティを増加させた時の効果は、ナトリウム冷却材の場合と同様である。

c. 炭酸ガス冷却材のケース

(a) 表 3.3.1-1 に、ポロシティをパラメータとした場合の各種燃料における、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さを整理して示す。図 3.3.2-4 に、ポロシティとデブリベッド堆積厚みの関係を示す。

(b) ポロシティを増加させた時の効果は、ナトリウム及び鉛冷却材の場合と比べて小

さい。この要因としては、ガスの熱伝導度がナトリウム等比べて小さいため、除熱が燃料粒子の熱伝導度に依存し、ポロシティを増加させても、冷却効果は増大しない点が挙げられる。

(2) 発熱密度の感度解析

ポロシティ 0.5 の条件で、発熱密度（一定値）を変えて、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さを評価した。

a. ナトリウム冷却材のケース

(a) 表 3.3.1-1 に、ナトリウム冷却材での各種燃料における、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さを整理して示す。図 3.3.2-1 に、発熱密度とデブリベッド堆積厚みの関係を示す。

(b) 発熱密度を増加させると、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さは、減少傾向となっている。（発熱密度 3 倍でデブリベッド厚さ約 1/2 に減少。発熱密度 6 倍でデブリベッド厚さ約 1/3 に減少。）

b. 鉛冷却材のケース

(a) 表 3.3.1-1 に、鉛冷却材での各種燃料における、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さを整理して示す。図 3.3.2-2 に、発熱密度とデブリベッド堆積厚みの関係を示す。

(b) 発熱密度を増加させると、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さは、ナトリウム冷却材のケースと同様に、減少傾向となっている。（ナトリウム冷却材と同様に、発熱密度 3 倍でデブリベッド厚さ約 1/2 に減少。発熱密度 6 倍でデブリベッド厚さ約 1/3 に減少。）

c. 水冷却材のケース

(a) 表 3.3.1-1 に、水冷却材での MOX 燃料における、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さを整理して示す。図 3.3.2-3 に発熱密度とデブリベッド堆積厚みの関係を示す。

(b) 発熱密度を 2MW/m^3 に低下させると（現実的な条件）、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さは $7 \times 10^{-2}\text{m}$ となる（ 10MW/m^3 に対して 1.8 倍に増加）。

d. 炭酸ガス冷却材のケース

(a) 表 3.3.1-1 に、炭酸ガス冷却材での MOX 燃料における、長期に継続して除熱・

保持の可能なデブリベッド堆積厚さを整理して示す。図 3.3.2-4 に、発熱密度とデブリベッド堆積厚みの関係を示す。

- (b) 発熱密度を 0.15MW/m^3 に低下させると（現実的な条件）、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さは $2.6 \times 10^{-2}\text{m}$ となる（ 10MW/m^3 に対して 10 倍に増加）。

(3) デブリベッド粒子径の感度解析

ポロシテイ 0.5、発熱密度 10MW/m^3 （一定値）の条件で、ナトリウム冷却材の場合、デブリベッド粒子径を $1.2 \times 10^{-3}\text{m}$ 、 $3.6 \times 10^{-3}\text{m}$ の 2 ケース、炭酸ガス冷却材の場合、 $3.6 \times 10^{-3}\text{m}$ の 1 ケースについて感度解析を行い、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さを評価した。

a. ナトリウム冷却材のケース

- (a) 表 3.3.1-1 に、ナトリウム冷却材での各種燃料における、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さを整理して示す。図 3.3.2-5 にデブリベッド粒子径とデブリベッド堆積厚みの関係を示す。
- (b) 長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さに対するデブリベッド粒子径の効果は大きく、粒子径 3 倍でデブリベッド堆積厚さは約 2 倍に増加する。これは、デブリベッド粒子径の増大がデブリベッド内での自然循環効果によるデブリベッド上部への熱移送量増大に繋がるためであると考えられる。

b. 炭酸ガス冷却材のケース

- (a) 表 3.3.1-1 に、水冷却材での MOX 燃料における、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さを整理して示す。図 3.3.2-6 にデブリベッド粒子径とデブリベッド堆積厚みの関係を示す。
- (b) デブリ粒子径を 9 倍の $3.6 \times 10^{-3}\text{m}$ に増加した場合、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さは、ほとんど変わらない。デブリベッド粒子径の大きさは、デブリベッドの熱伝導率に関係する。但し、炭酸ガス自体の熱伝導が悪いので、デブリベッド粒子径を大きくしても、デブリベッド堆積厚さ増大には直接関与しないことが考えられる。

(4) 構造材溶融を制限条件に加えた場合の影響

以上の解析では、冷却材ドライアウトあるいは燃料の熔融のいずれかが生じた場合にデブリベッドの冷却保持が失敗すると考えて実施した。しかし、燃料の熔融に至る以前にデブリベッドの下面の構造材温度がスチールの融点を越える場合があることが分かったので、その影響を解析で確認した。このようなケースは鉛冷却材と、炭酸ガス冷却材の場合に生じているが、鉛冷却材の場合について解析を実施した。炭酸ガス冷却材の場合には、保持可能なデブリベッド厚さが小さく、構造材温度が制限となった場合には現実的な燃料インベントリの保持ができない。従って、コアキャッチャーのような、耐熱性の構造上でデブリを保持する設計対応が必要となる可能性が大きい。

表 3.3.1-2 に解析結果を、構造材温度を制限に入れないケースと比較して示す。MOX 燃料および窒化物燃料の場合に違いが生じており、発熱密度の大きな場合ほど構造材温度制限により保持可能なデブリベッド厚さが減少するが、最も影響の大きな窒化物燃料の 30MW/m³ のケースでも、15%程度の影響に止まっている。

表 3.2.3-1 Reference 解析条件

項目	データ			
	ナトリウム冷却材	鉛冷却材	水冷却材	炭酸ガス冷却材
発熱密度	10MW/m ³ (一定)	←	←	←
底板厚さ	0.1m	←	←	←
デブリ上面境界温度	600°C	600°C	330°C	550°C
底板下面境界温度	400°C	400°C	290°C	250°C
底板/デブリ初期温度	600°C	600°C	330°C	550°C
冷却材沸点温度	930°C	1737°C	355°C	—
MOX 燃料 融点	—	2800°C	—	2800°C
金属燃料 融点	—	1135°C	—	1135°C
窒化物燃料 融点	—	2500°C	—	2500°C
デブリベッド粒子径	4.0×10 ⁻⁴ m	←	←	←
デブリ粒子中の steel 割合	0.363	0.363	0.363	0.363
ポロシティ	0.5	←	←	←
底板/下面冷却材 熱伝達率	1.0×10 ³ W/m ² °C	1.0×10 ³ W/m ² °C	1.10×10 ³ W/m ² °C	1.0×10 ³ W/m ² °C
デブリ/上面冷却材 熱伝達率	1.0×10 ⁶ W/m ² °C	1.0×10 ⁶ W/m ² °C	1.0×10 ⁶ W/m ² °C	1.0×10 ⁶ W/m ² °C
ドライアウト状態での飽和度	0.015	—	0.015	—

表3.3.1-1 各種燃料別、長期に継続して除熱保持可能なデブリベッド堆積厚さ

(a)ナトリウム冷却材の場合

		MOX燃料			金属燃料			窒化物燃料		
		ポロシティ			ポロシティ			ポロシティ		
		0.3	0.5(ref)	0.7	0.3	0.5(ref)	0.7	0.3	0.5(ref)	0.7
発熱密度	5 (MW/m ³)		0.2			0.22			0.21	
	10(ref) (MW/m ³)	0.056	0.134	0.36	0.068	0.148	0.44	0.064	0.146	0.38
	15 (MW/m ³)		0.09			0.1			0.098	
	30 (MW/m ³)		0.056			0.066			0.062	
デブリ 粒子径	4.0E-4(ref)(m)		0.134			0.148			0.146	
	1.2E-3(m)		0.26			0.27			0.265	
	3.6E-3(m)		0.605						0.65	

(b)鉛冷却材の場合

		MOX燃料			金属燃料			窒化物燃料		
		ポロシティ			ポロシティ			ポロシティ		
		0.3	0.5(ref)	0.7	0.3	0.5(ref)	0.7	0.3	0.5(ref)	0.7
発熱密度	5 (MW/m ³)		0.41			0.215			0.405	
	10(ref) (MW/m ³)	0.122	0.258	0.695	0.076	0.182	0.335	0.112	0.252	0.645
	15 (MW/m ³)		0.192			0.098			0.186	
	30 (MW/m ³)		0.118			0.058			0.114	

*デブリ粒子径：4.0E-4(m)

(c)水冷却材の場合

		MOX燃料		
		ポロシティ		
		0.3	0.5(ref)	0.7
発熱密度	2 (MW/m ³)		0.072	
	5 (MW/m ³)		0.048	
	10(ref) (MW/m ³)		0.04	

*デブリ粒子径：4.0E-4(m)

(d)炭酸ガス冷却材の場合

		MOX燃料			金属燃料			窒化物燃料		
		ポロシティ			ポロシティ			ポロシティ		
		0.3	0.5(ref)	0.7	0.3	0.5(ref)	0.7	0.3	0.5(ref)	0.7
発熱密度	0.15 (MW/m ³)		0.26			0.1			0.24	
	5 (MW/m ³)		0.031							
	10(ref) (MW/m ³)	0.019	0.02	0.023	0.007	0.008	0.0084	0.022	0.023	0.025
	15 (MW/m ³)		0.016							
	30 (MW/m ³)		0.011							
デブリ 粒子径	4.0E-4(ref)(m)		0.02							
	3.6E-3(m)		0.02							

*表中の数値は、長期に継続して除熱・保持可能なデブリベッド堆積厚さ。(単位 m)

表3.3.1-2 構造材溶融を制限条件に加えた場合の保持可能デブリ厚さへの影響 (鉛冷却材)

冷却材沸騰あるいは燃料溶融を制限条件とした場合

		MOX燃料			金属燃料			窒化物燃料		
		ポロシテイ			ポロシテイ			ポロシテイ		
		0.3	0.5(ref)	0.7	0.3	0.5(ref)	0.7	0.3	0.5(ref)	0.7
発熱密度	5 (MW/m ³)		0.41			0.215			0.405	
	10(ref) (MW/m ³)	0.122	0.258	0.695	0.076	0.132	0.335	0.112	0.252	0.645
	15 (MW/m ³)		0.192			0.098			0.186	
	30 (MW/m ³)		0.118			0.058			0.114	

*デブリ粒子径：4.0E-4(m)

構造材温度(スチール融点以上)を制限条件に加えた場合

		MOX燃料			金属燃料			窒化物燃料		
		ポロシテイ			ポロシテイ			ポロシテイ		
		0.3	0.5(ref)	0.7	0.3	0.5(ref)	0.7	0.3	0.5(ref)	0.7
発熱密度	5 (MW/m ³)		0.41			0.215			0.405	
	10(ref) (MW/m ³)	0.11	0.258	0.695	0.076	0.132	0.335	0.11	0.242	0.645
	15 (MW/m ³)		0.188			0.098			0.172	
	30 (MW/m ³)		0.106			0.058			0.098	

*デブリ粒子径：4.0E-4(m)

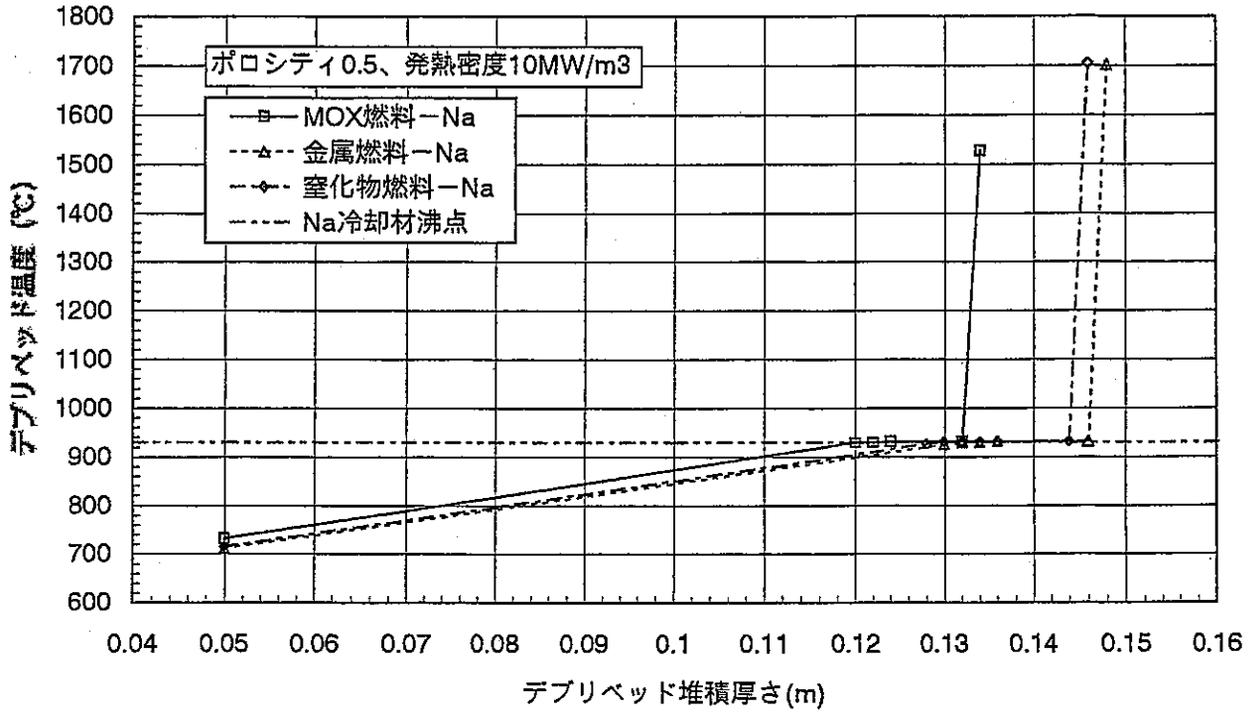


図3.3.1-1 デブリベッド堆積厚さ-デブリベッド温度の関係 (ナトリウム冷却材)

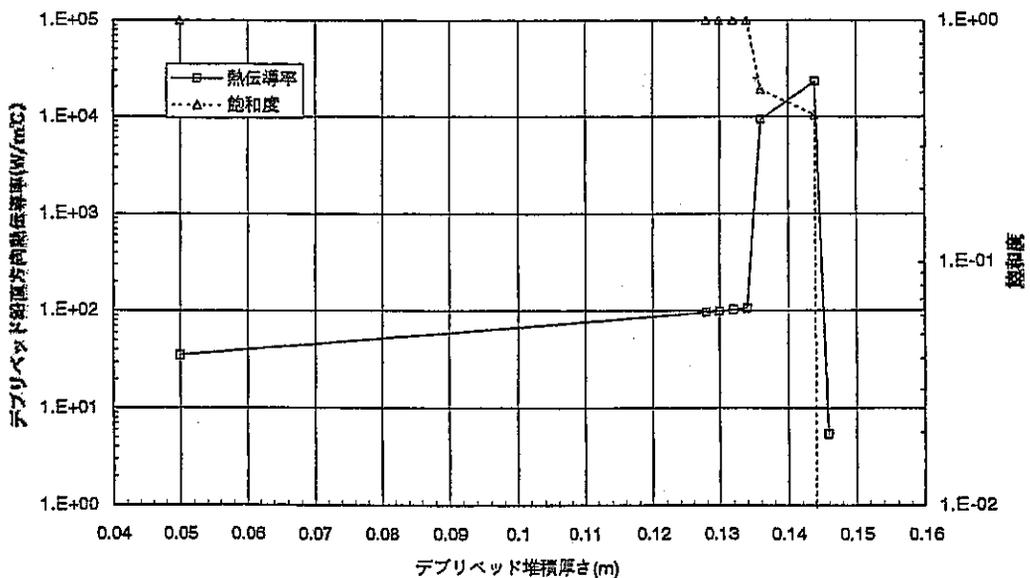
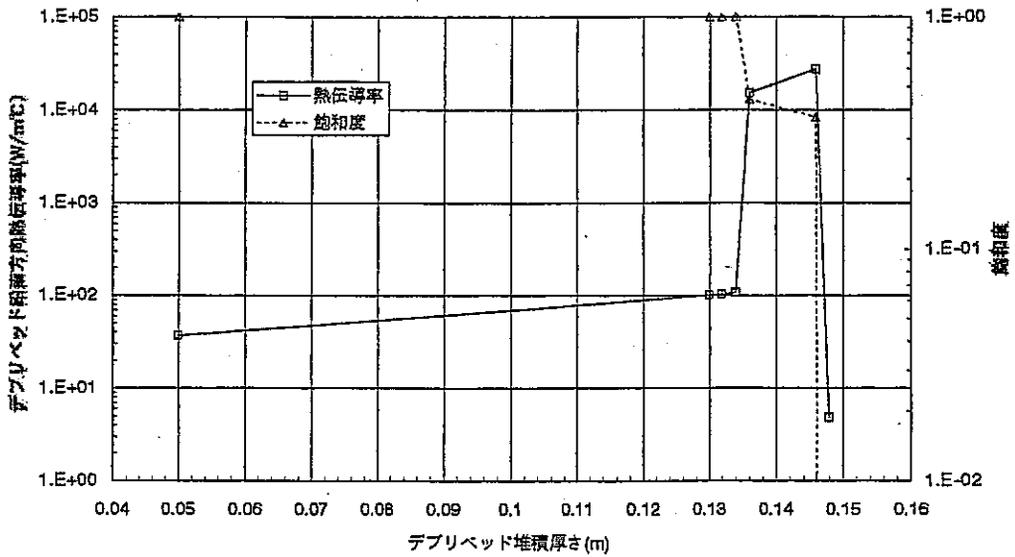
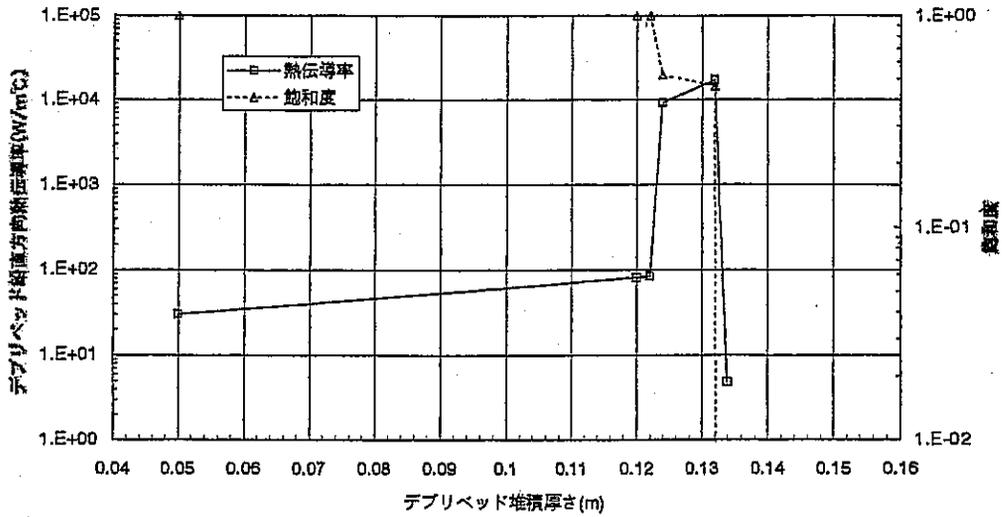


図3.3.1-2 デブリベッド堆積厚さとデブリベッド等価熱伝導率、飽和度の関係 (ポロシティ0.5、発熱密度10MW/m³)

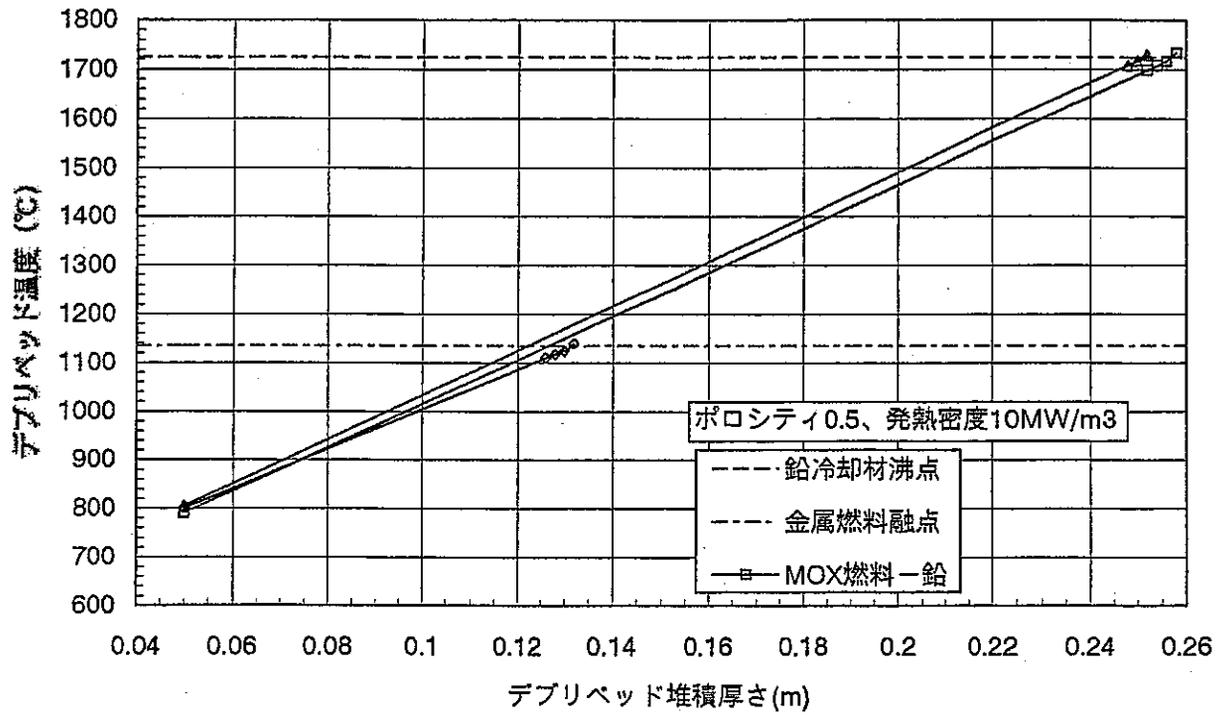


図3.3.1-3 デブリベッド堆積厚さ-デブリベッド温度の関係 (鉛冷却材)

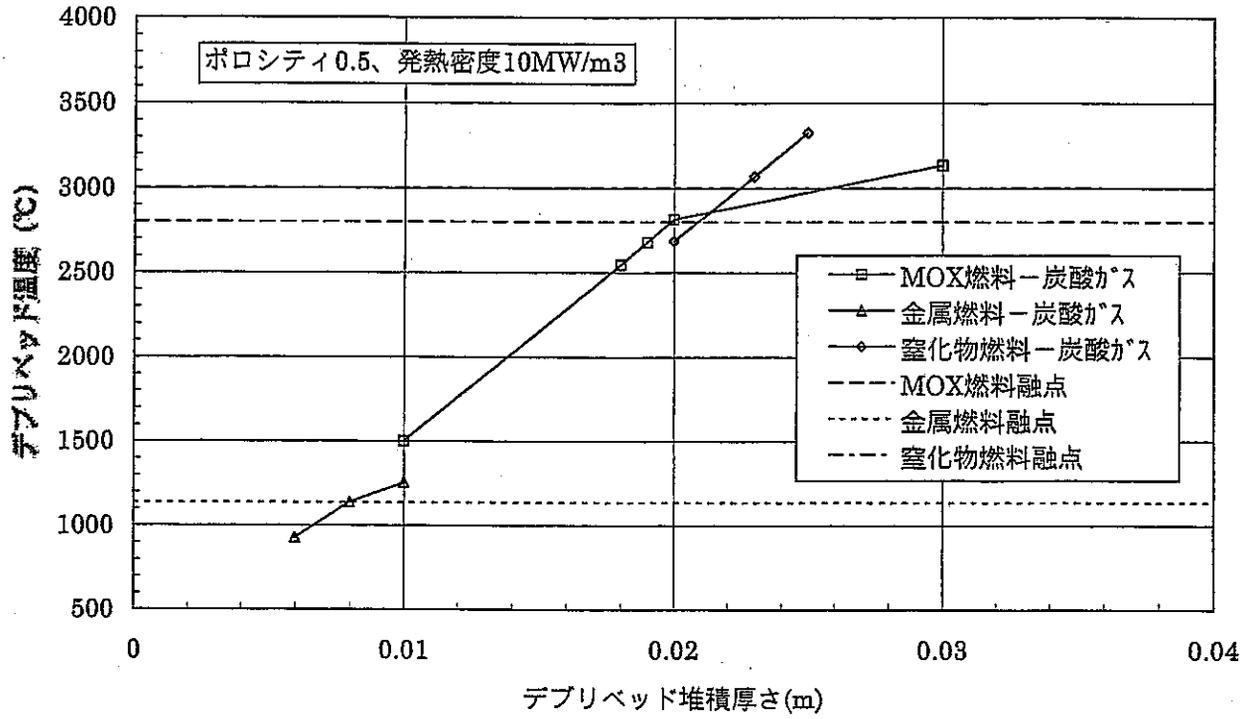


図3.3.1-4 デブリベッド堆積厚さ-デブリベッド温度の関係 (炭酸ガス冷却材)

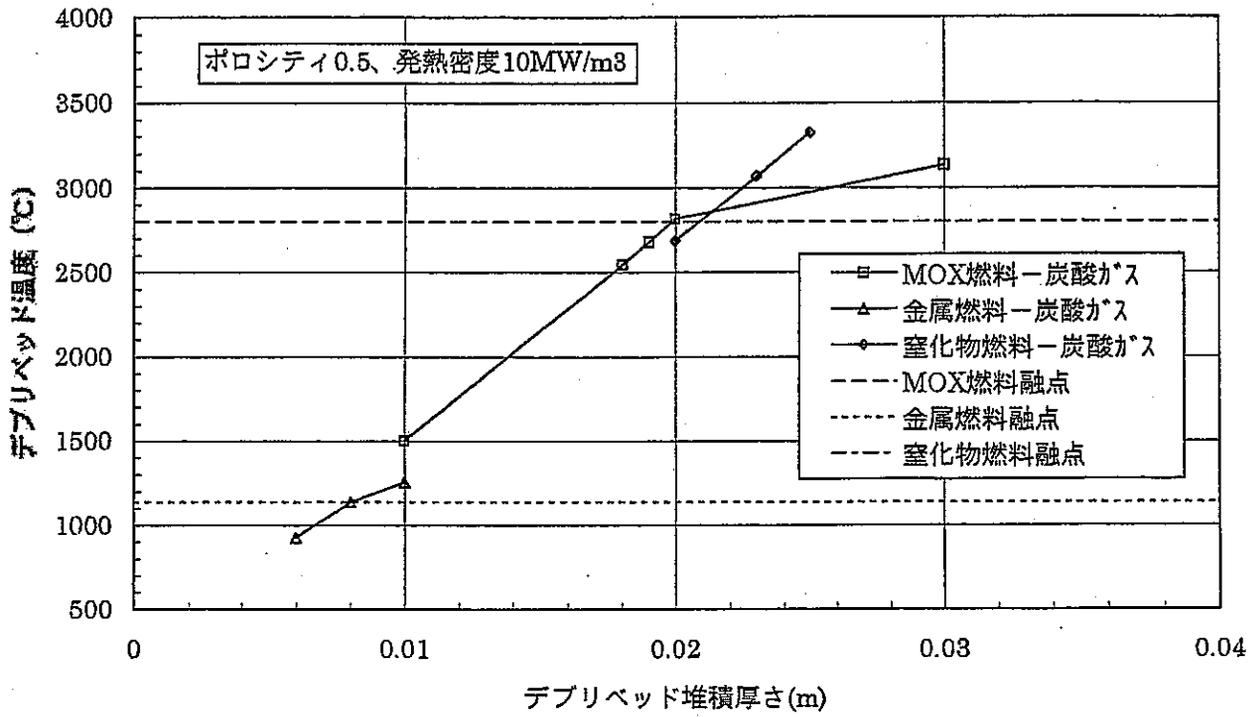


図3.3.1-5 デブリベッド堆積厚さ-デブリベッド温度の関係 (炭酸ガス冷却材)

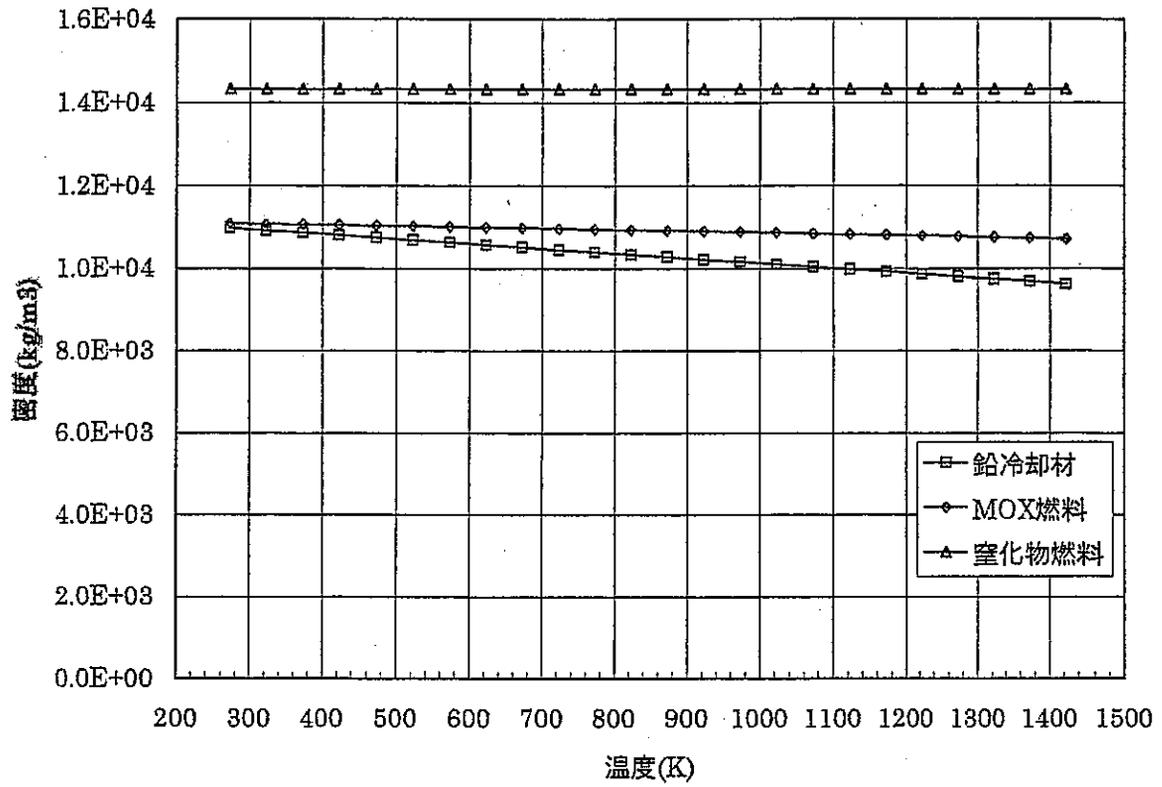


図3.3.1-6 鉛冷却材、MOX燃料、窒化物燃料の密度—温度の関係

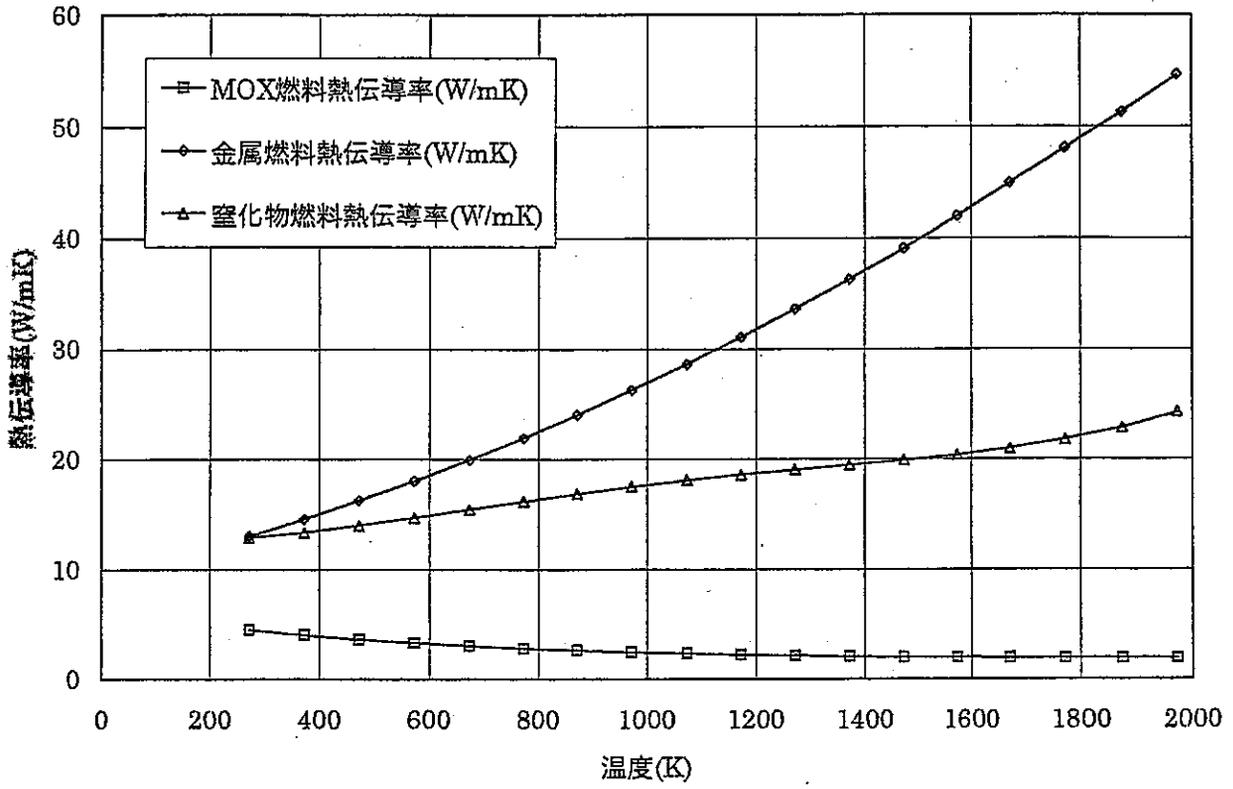


図3.3.1-7 各種燃料の熱伝導率と温度の関係

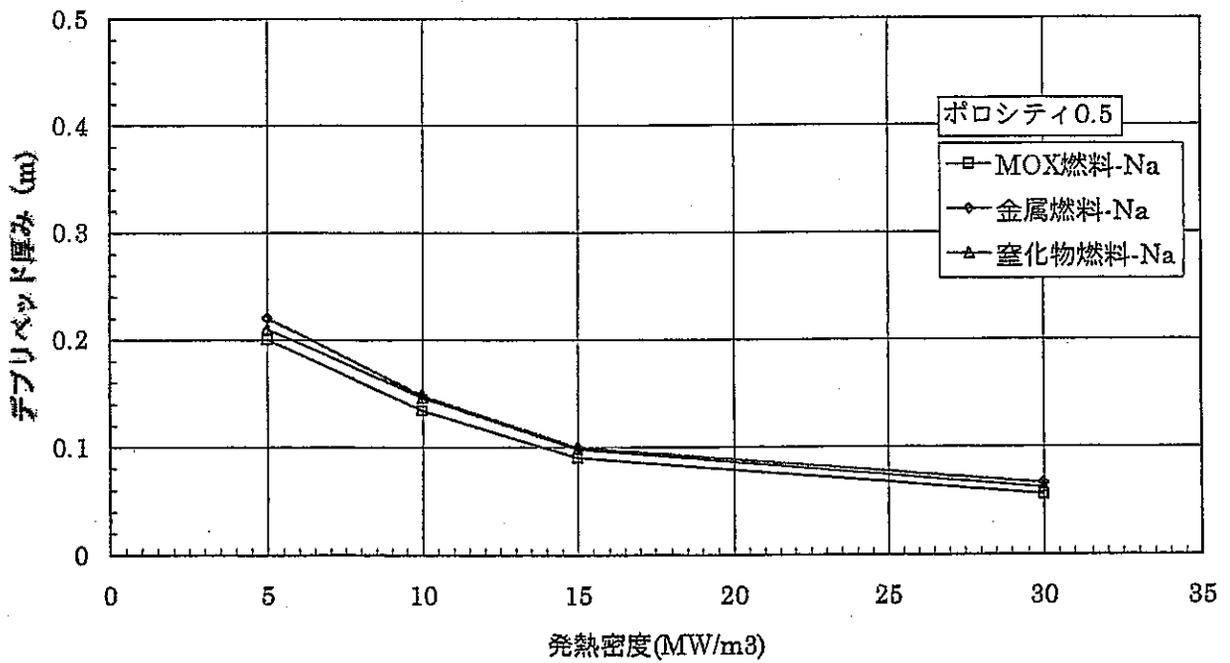
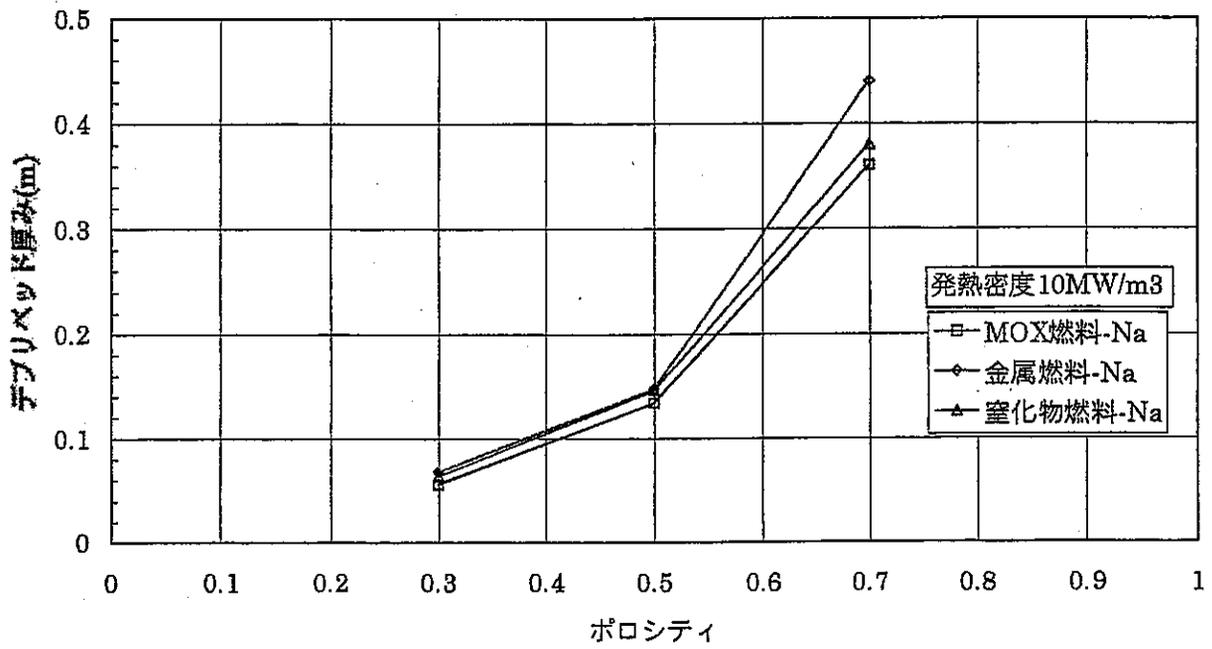


図3.3.2-1 ポロシティ/発熱密度とデブリベッド堆積厚みの関係 (ナトリウム冷却材)

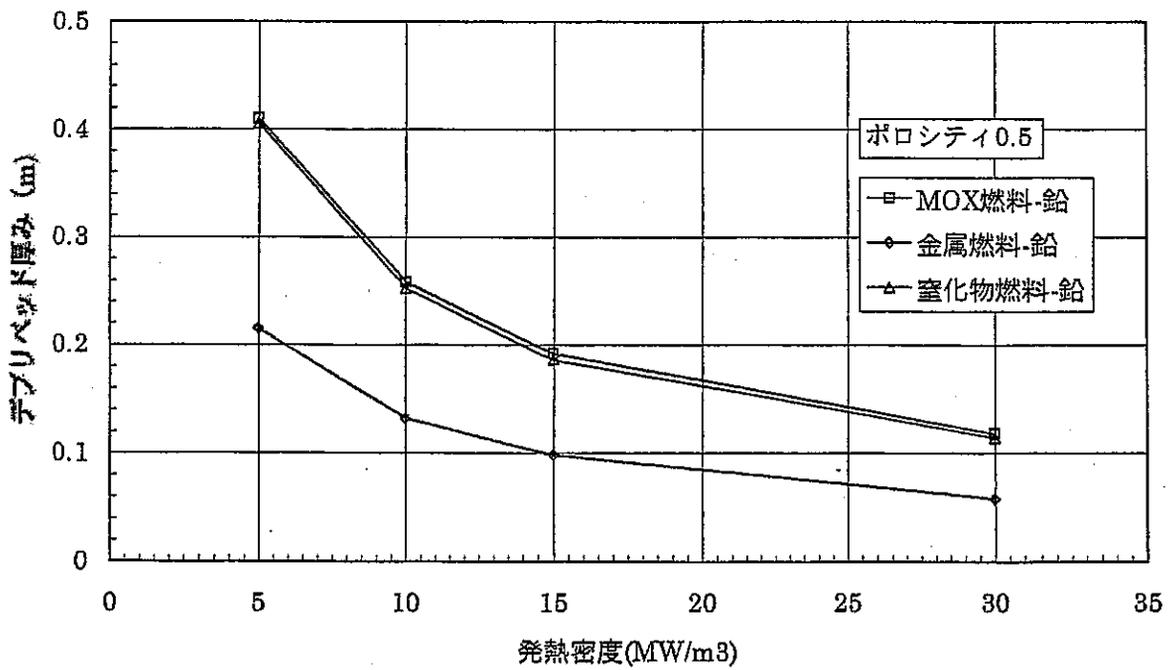
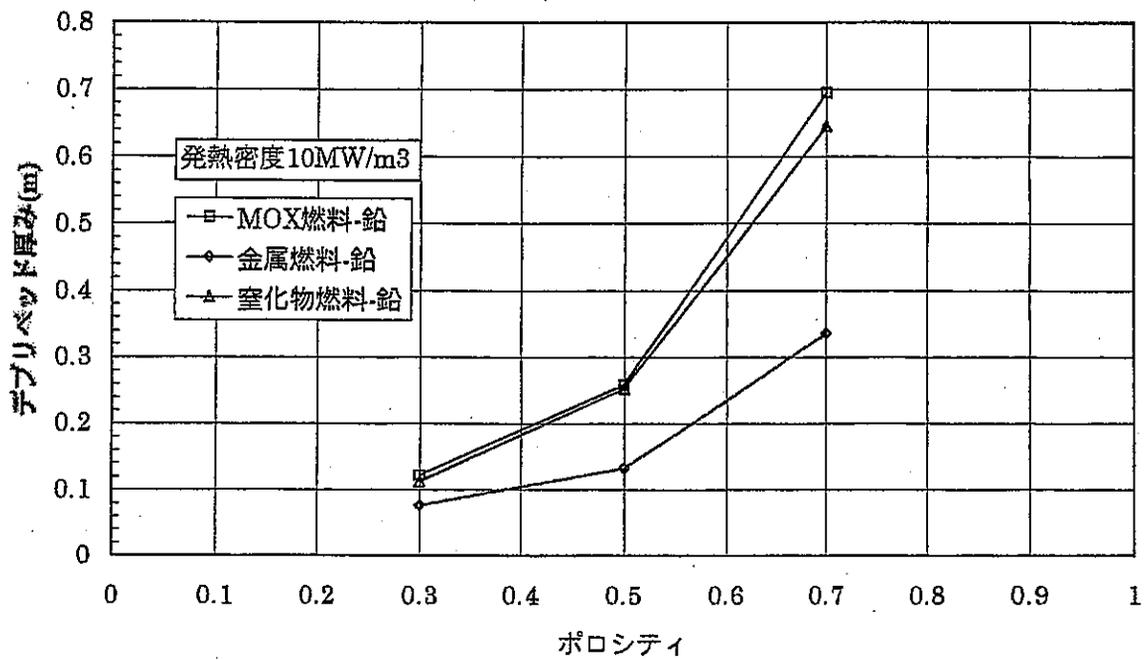


図3.3.2-2 ポロシティ/発熱密度とデブリベッド堆積厚みの関係 (鉛冷却材)

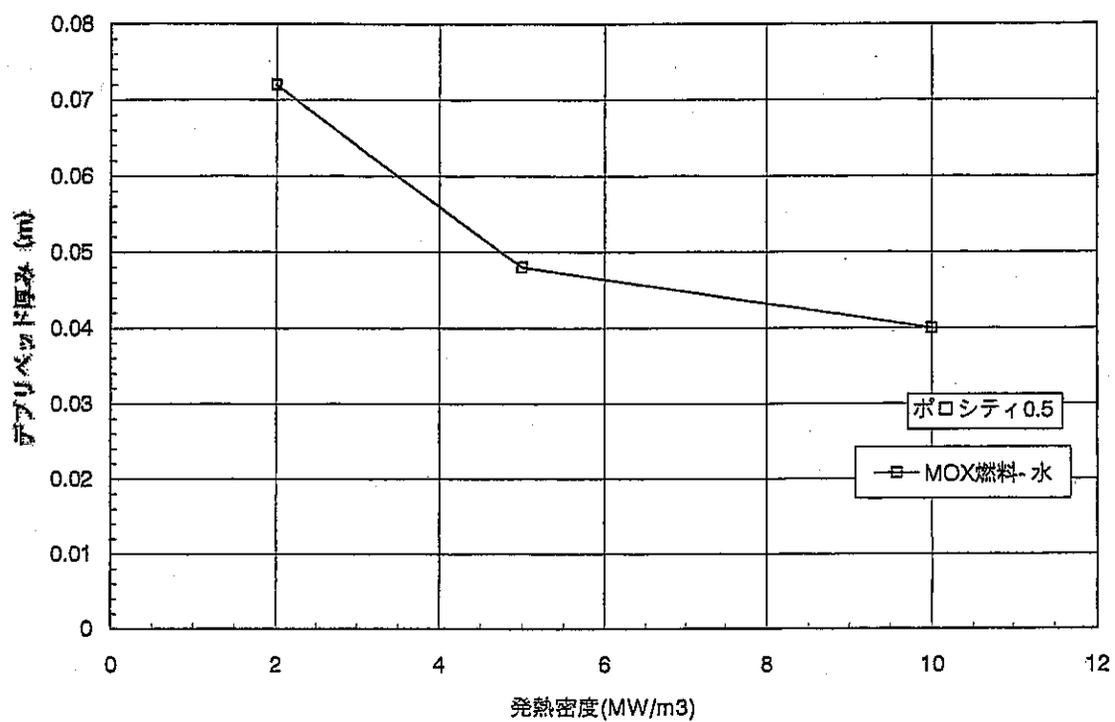


図3.3.2-3 ポロシティ/発熱密度とデブリベッド堆積厚みの関係 (水冷却材)

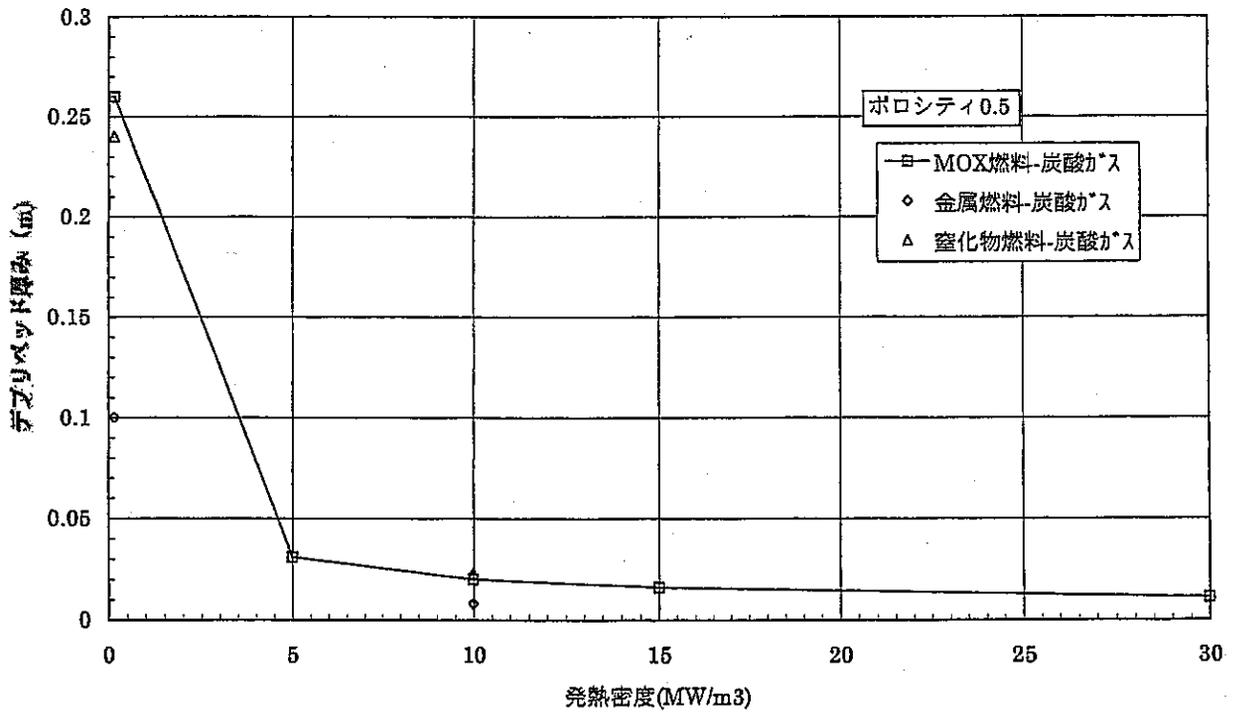
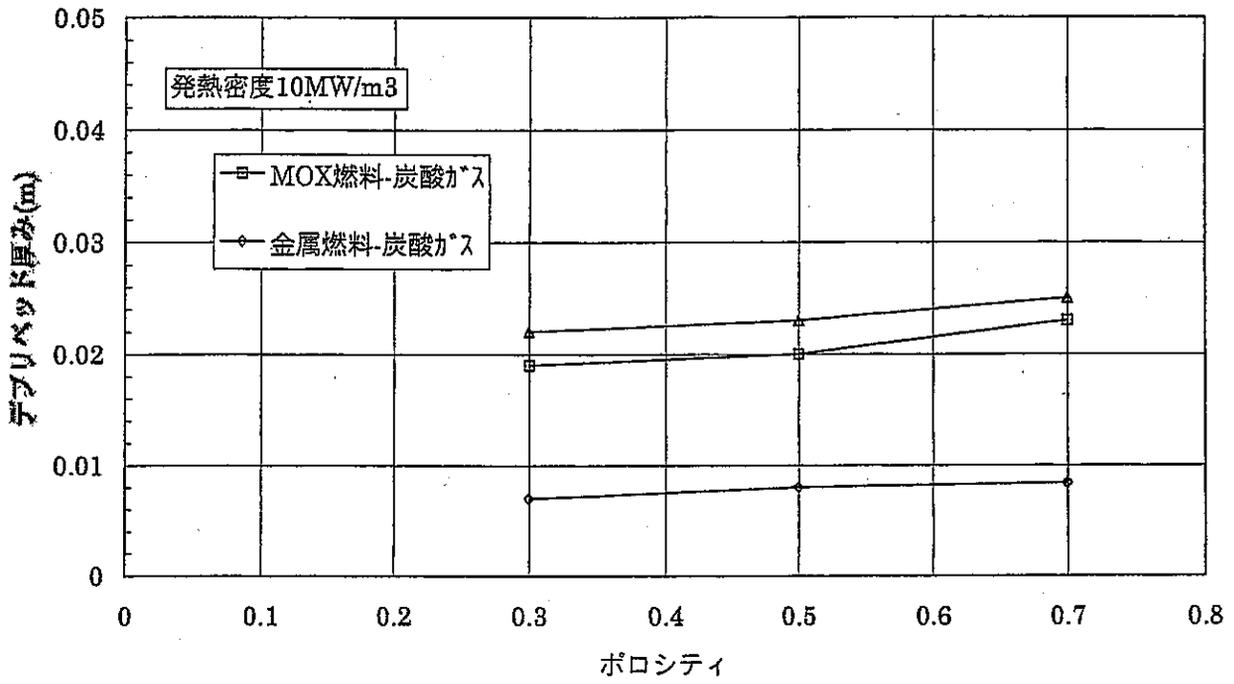


図3.3.2-4 ポロシティ/発熱密度とデブリベッド堆積厚みの関係 (炭酸ガス冷却材)

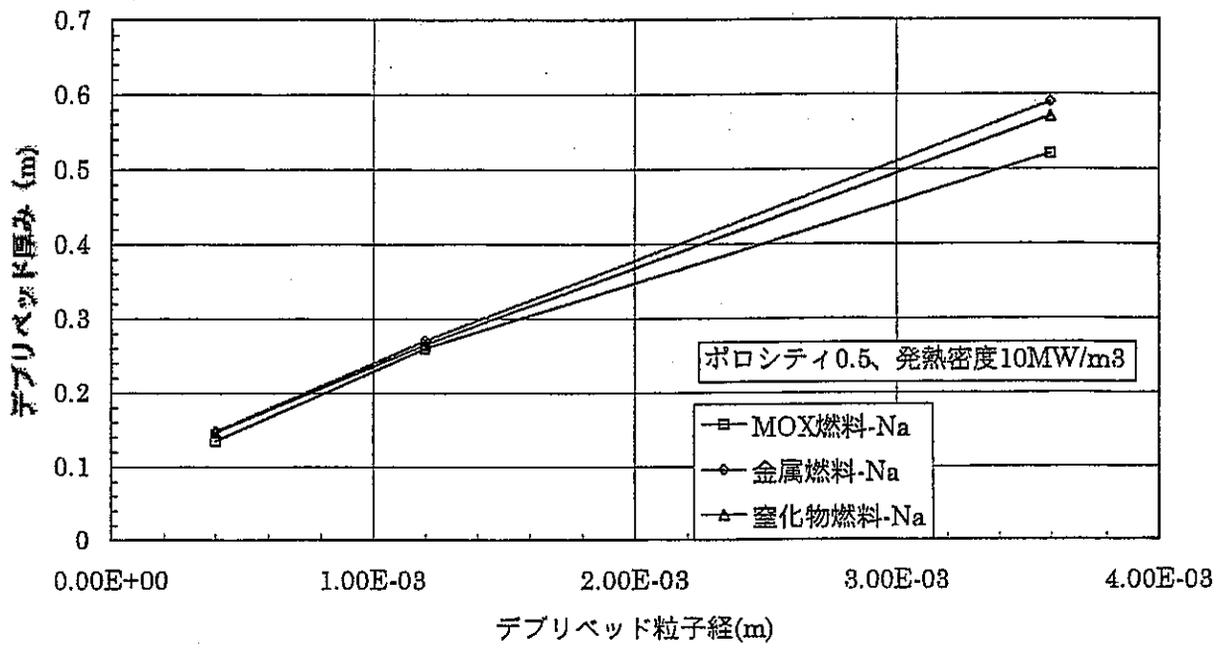


図3.3.2-5 デブリベッド粒子径とデブリベッド堆積厚みの関係 (ナトリウム冷却材)

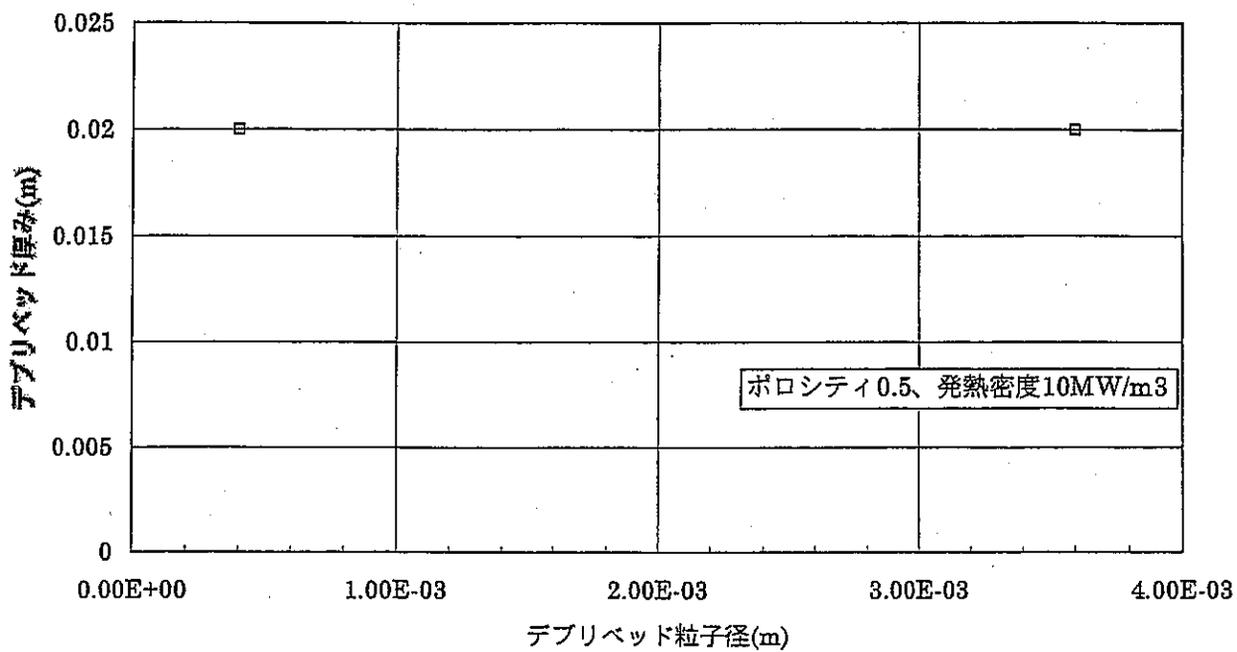


図3.3.2-6 デブリベッド粒子径とデブリベッド堆積厚みの関係（炭酸ガス冷却材）

4. まとめ

燃料及び冷却材の違いが事故後崩壊熱除去に与える影響の大きさを把握するため、実用化炉心候補と考えられる燃料（MOX、金属、窒化物）／冷却材（ナトリウム、鉛、水、炭酸ガス）の概念について、損傷炉心が堆積した状態を想定し、継続して除熱、保持の可能な堆積厚さを評価して比較検討を行い、以下の成果が得られた。

(1) ナトリウム冷却材

- (a) 長期冷却可能なデブリベッド堆積厚さは、 $10 \times 10^{-2} \text{m}$ のオーダーで『金属燃料＞窒化物燃料＞MOX 燃料』の順に大きい。但し、その差は10～20%程度である。
- (b) ナトリウムの沸騰により、デブリベッド内の熱伝導が数桁上昇し、熱輸送量は増大するが、ナトリウムの供給が不足し、10%程度の堆積厚さの増加で、ドライアウト状態に至る。
- (c) デブリベッドの除熱には、液体ナトリウムの熱伝導とデブリベッド内での自然循環効果によるデブリベッド上部への熱移送が重要である。例えば、ポロシティを増加させるとその効果がさらに促進され、長期冷却可能なデブリベッド堆積厚さが増加し、その厚さに含まれる燃料量はポロシティ増大とともに増加する。従って、大量の炉内燃料を限られた空間で保持冷却する観点から、ポロシティの大きなデブリベッドは有利である。
- (d) 発熱密度を増加させると、長期冷却可能なデブリベッド堆積厚さは減少傾向となる。
- (e) 長期冷却可能なデブリベッド堆積厚さに対するデブリベッド粒子径の効果は大きく、粒子径3倍でデブリベッド堆積厚さは約2倍に増加する。

(2) 鉛冷却材

- (a) MOX 燃料及び窒化物燃料の場合、長期冷却可能なデブリベッド堆積厚さは、ナトリウム冷却材の約2倍大きい ($20 \times 10^{-2} \text{m}$ のオーダー)。但し、双方の差違はほとんどみられない。金属燃料の場合、燃料融点を判断条件としたが、沸騰で決まるナトリウム冷却材の場合とほぼ同等である。
- (b) ポロシティ及び発熱密度を増加させた時の効果は、ナトリウム冷却材の場合と同様である。

(3) 水冷却材

- (a) MOX 燃料における長期冷却可能なデブリベッド堆積厚さは、ドライアウト状態

に至る判断条件として水の沸点を 355℃ (17MPa: PWR の 1 次冷却材圧力を参考に設定)とした場合、ナトリウム冷却材の場合に比べて 1/3 程度と小さい (約 $4 \times 10^{-2} \text{m}$)。これは、ナトリウム冷却材に比べて、ガス状態での熱伝導が小さく自然循環効果による冷却効果が小さいためであると考えられる。

- (b) 発熱密度を PWR の定格条件より設定した現実ベースで評価すると (2MW/m^3)、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さは $7 \times 10^{-2} \text{m}$ となる。但し、ナトリウム冷却材に比べて、約 1/2 である。

(4) 炭酸ガス冷却材

- (a) MOX 燃料及び窒化物燃料の場合、長期冷却可能なデブリベッド堆積厚さは、ナトリウム冷却材の場合に比べて 1/6 程度と小さい (約 $2 \times 10^{-2} \text{m}$)。デブリベッドの冷却効果は、冷却材がガスであるため、水冷却材の要因と同様に、ガス状態における自然循環効果が小さいためであると考えられる。

- (b) 金属燃料の場合、燃料融点を判断条件としたが、沸騰で決まるナトリウム及び鉛冷却材の場合とほぼ同等である。

- (c) ポロシティを増加させた時の効果は、ナトリウム及び鉛冷却材の場合と比べて小さい。また、発熱密度を先行炉の定格条件より設定した現実ベースで評価すると (0.15MW/m^3)、長期に継続して除熱・保持の可能なデブリベッド堆積厚さは $2.6 \times 10^{-2} \text{m}$ となる。

- (d) デブリ粒子径を増加させた時の効果は、ほとんどみられない。

5. 参考文献

- (1) Nakamura.H.,:Proc. Int. Topical Mtg. on Fast Reactor Safety, Knoxville.
Vol.1 767-773 (1985).
- (2) 日本機械学会：伝熱工学資料 改訂第4版 1986年
- (3) A.A.Bauer: "Nitride Fuels:Properties and Potentials",Reactor Technology,Summer
1992
- (4) 金属燃料物性値集(T90912) 平成3年5月 電力中央研究所
- (5) T.C.Chawla, eta al.: Nuclear Engineering and Design 67(1981)pp57-74
- (6) Matzke: Science of Advanced LNFBR Fuel(1986)

付録 1

使用記号一覧(1/2)

A : 伝熱面積 (m^2)

$C_{p,l}$: Na (液) 比熱 ($J/kg^\circ C$)

D : チャンネル径(m)

d: デブリベッド粒径 (m)

HB、HS : 全相変化分のエンタルピ (J/kg)

HF : 熔融潜熱 (J/kg)

h_{bot} : 底板/下面冷却材 熱伝達率 ($W/m^2^\circ C$)

h_{lv} : 沸騰状態のエンタルピ (J/kg)

h_{side} : デブリベッド/側部構造材 熱伝達率 ($W/m^2^\circ C$)

$h_{SL,F}$: 熔融状態のエンタルピ (J/kg)

h_{top} : デブリベッド/上面冷却材 熱伝達率 ($W/m^2^\circ C$)

J : Leverett 関数

K_B : 等価熱伝導率 ($W/m^\circ C$)

K_{BED} : 燃料粒子、ステンル鋼粒子及び冷却材からなるデブリベッド等価熱伝導率 ($W/m^\circ C$)

K_c : Na (液) 熱伝導率 ($W/m^\circ C$)

K_{boll} : 沸騰時の等価熱伝導率 ($W/m^\circ C$)

K_d : デブリ熱伝導率 ($W/m^\circ C$)

K_{dry} : ドライアウト時の等価熱伝導率 ($W/m^\circ C$)

$K_{e,f}$: 燃料粒子と冷却材との等価熱伝導率 ($W/m^\circ C$)

$K_{e,s}$: ステンレス鋼粒子と冷却材との等価熱伝導率 ($W/m^\circ C$)

K_l : Na (液) 熱伝導率 ($W/m^\circ C$)

K_s : 定常計算に使用される沸騰状態のベッド等価熱伝導率 ($W/m^\circ C$)

K_T : 過渡計算に使用される沸騰状態のベッド等価熱伝導率 ($W/m^\circ C$)

L: ベッド高さ(m)

L_{sub} : サブクール領域厚み (m)

m : ベッドの蒸気吹き上げに対する抵抗力を表す係数

Nu : ヌッセルト数

- N_c : チャンネル密度 (kg/m^3)
- P_v : 気相圧力(Pa)
- P_l : 液相圧力(Pa)
- P_{out} : ベッド上面圧力 (Pa)
- q_T : 鉛直方向全熱流束 (W/m^2)
- Ra_l : ベッド内部のレイリー数
- S、Q: 発熱密度 (W/m^3)
- s: 飽和度
- s_{dry} : ドライアウト時飽和度
- T_{bot} : ベッド下部温度 ($^{\circ}\text{C}$)
- T_{bulk} : ベッド上面バルク Na 温度 ($^{\circ}\text{C}$)
- T_{NF} : 沸騰領域における超過温度と飽和度の関数
- T_{sat} : Na 飽和温度 ($^{\circ}\text{C}$)
- T_i : ベッド上表面境界温度 ($^{\circ}\text{C}$)
- T_{top} : ベッド上部温度 ($^{\circ}\text{C}$)
- V_c : チャンネル内蒸気流速(m/s)
- α : 熱伝達率 ($\text{W}/\text{m}^2\text{K}$)、燃料とステンレス鋼粒子の体積比
- α_l : ベッド熱拡散係数 (m^2/s)
- β_l : Na (液) 膨張率
- σ : 表面張力(N/m)
- ε : ポロシティ
- ρ_l : Na (液) 密度 (kg/m^3)
- ρ_v : Na (気) 密度 (kg/m^3)
- κ : パーミアビリティ
- κ' : 流動抵抗
- μ_l : Na (液) 粘性係数 ($\text{Pa} \cdot \text{s}$)
- μ_v : Na (気) 粘性係数 ($\text{Pa} \cdot \text{s}$)

II. 各種燃料炉心の事故後熱除去特性比較解析作業（その2）

フローネットワークコードの開発

1. はじめに

炉心崩壊事故後に炉容器内に堆積したデブリの冷却能力を評価するためには、デブリ内の現象と炉容器及び冷却系内の熱輸送を適切にモデル化した解析コード必要がある。また、事故後長期にわたった熱除去特性や冷却手段等をパラメトリックに評価する場合には、演算時間の少ない簡便な手法が適当である。

そこで、デブリ冷却用の流路構成を自由に選べる1次元フローネットワークコードを開発し、DEBRIS-MDの1次元モジュールと結合することによって、炉容器内に堆積したデブリの状態を炉容器及び冷却系内の熱輸送とともに解析するコード「DEBNET」を整備した。また、DEBNETの基本的な解析機能を確認する目的で600MWe級の大型FBRを対象とした試計算を行った。

本報告書では、開発したフローネットワークコード、DEBRIS-MDの1次元モジュールとの結合及びこれを用いた試計算結果について示す。

2. フローネットワークコード

2.1 開発方針

事故後デブリ冷却用フローネットワークコードのモデルイメージを図2-1に示す。開発に当たっては、デブリ内の現象と炉容器及び冷却系内の熱輸送を解析する上で必要となる以下の基本的な機能を先ず作成し、各種冷却系機器モデルの詳細化については、今後の必要性に応じて整備・改良して行くこととした。

(1) 基本モデル

系内の流体はナトリウム単相の非圧縮性と仮定し、各部の流量及び温度変化を時間依存の運動量式、エネルギー式及び連続条件式を解くことによって求める。自然循環力はエネルギー式から得られる温度（密度）分布を各流路ごとに重力方向積分し、浮力として運動量式に加える。

数値計算法は、多次元コードで良く用いられるSemi-Implicit法を適用し、圧力方程式は反復（SOR）法で解く。これによって、多くの圧力点を持つ計算体系にもフレキシブルに対応できるようにする。

(2) 要素モデル

① 圧力損失

設計値を使用し易いように、基準圧損： ΔP_0 と基準流量： W_0 で入力し、以下のよう疑似線形化して解く。

$$\Delta P = \Delta P_0 (|W^n / W_0|^c) / |W^n| \cdot W^{n+1}$$

ここで、 c は圧力損失特性を模擬するときの指数値、 n は計算時間ステップである。

② ポンプヘッド

詳細なポンプ特性は用いず、ポンプ回転数でポンプヘッドを変化させる方法とした。以下の $f(t)$ を時間テーブルで入力することによって、フローコストダウンやポニーモータ流量が概略模擬できる。

$$H_p = H_{p0} \cdot f^2(t)$$

③ DHXの除熱量

設計での除熱量： QD_0 をそのまま用いる形とし、除熱量の温度補正には大気からの温度差： $(T_{lin} - T_a)$ を用いた。

$$QD = QD_0 (T_{lin} - T_a) / (T_{lin0} - T_a)$$

2.2 基礎式と解法

(1) 基礎式

(a) 運動量の式

各流路要素について以下の1次元運動量式を適用する。

$$\frac{1}{A} \int_L \frac{d}{dt} W dl = P_m - P_{out} - \zeta \frac{|W|W}{2\rho A^2} + \int_L \rho \bar{g} dl \quad (1-1)$$

但し、

W	: 流量(kg/s)	P	: 圧力(Pa)
A	: 流路面積(m ²)	ρ_s	: 流体密度(kg/m ³)
t	: 時間(hr)	L	: 流路長さ(m)
ζ	: 流路内の全圧力損失係数		

(b) 連続条件式

各流路分岐・合流点についての連続条件は非圧縮性を仮定した以下の質量保存則を用る。

$$\begin{aligned} \operatorname{div}(\rho v) &= -\frac{\partial \rho}{\partial t} = 0 \\ \rho_0 \int_A v dA / V &= 0 \\ &\Downarrow \\ \sum_k W_k &= 0 \end{aligned} \quad (1-2)$$

v : 流体流速

A : 流路面積

(c) エネルギー式

非圧縮性を仮定した以下の式を用いる。

$$A\rho \frac{\partial h}{\partial t} + W \frac{\partial h}{\partial l} = \frac{\partial}{\partial l} Q \quad (1-6)$$

流路方向に積分して

$$Al\rho \frac{\partial h}{\partial t} + W(h_{in} - h_{out}) = Q \quad (1-7)$$

但し、

h : エンタルピ (J=N・m)

Q : 入熱・発熱量 (J/sec)

(2) 解 法

本プログラムでは、流量網の結合関係を固定化せず、入力データによって制御できるネットワークシステムで扱うこととし、対象形状の変更に対応できる様にする。

以下、これらを構成させるための、流動要素個々の部分モデル、差分式及び結合方法について述べる。

(a) 流動モデルの解法

1 流路区分について式(1-1)を差分化する。

$$S_k \frac{W_k^{n+1} - W_k^n}{\Delta t} = P_i^{n+1} - P_o^{n+1} - R_k^n W_k^{n+1} \quad (2-1)$$

ここで

$$S_k = \frac{L}{A} \quad (2-2)$$

$$R_k^n = \xi \frac{|W_k|^n}{2\rho_g A^2} + \Delta P_v(P_{in}^n, P_{out}^n, W_k^n) / |W_k^n| \quad (2-3)$$

但し、

n; 時間ステップ

k; 流路識別番号

次に分岐点jに対する連続条件として式(1-2)を用いる。

$$\sum_{k \in C_j} W_k^{n+1} = 0 \quad (2-4)$$

また、式(2-1)より、

$$W_k^{n+1} = \left(\frac{S_k W_k^n}{\Delta t} + P_{jI,k}^{n+1} - P_{jO,k}^{n+1} \right) / \left(\frac{S_k}{\Delta t} + R_k^n \right) \quad (2-5)$$

さらに整理して

$$W_k^{n+1} = X_k^n (P_{jI,k}^{n+1} - P_{jO,k}^{n+1}) + F_k^n \quad (2-6)$$

$$F_k^n = \frac{S_k W_k^n}{\Delta t} \cdot X_k^n \quad (2-7)$$

$$X_k^n = 1 / \left(\frac{S_k}{\Delta t} + R_k^n \right) \quad (2-8)$$

式(2-6)を式(2-4)に代入して

$$\sum_{k \in C_j} X_k^n (P_{jI,k}^{n+1} - P_{jO,k}^{n+1}) = - \sum_{k \in C_j} F_k^n \quad (2-9)$$

式(2-9)を P_j^{n+1} について解き、それらを式(2-6)に代入すれば、 W_k^{n+1} が各時間ステップ毎に得られる。

ここで、 C_j は分岐点 j における接続流路の集合であり、式(2-9)は、分岐点圧力 P_j^{n+1} に関する連立一次方程式となる。

さらに、式(2-9)を時間ステップを省略してマトリクス表示すれば、

$$\{C_{jk}\} \{X_{kj}\} (P_j) = - \{C_{jk}\} (f_k) \quad (2-10)$$

ここで、

$\{C_{jk}\}$; 分岐合流点での結合関係を示す係数行列

$$j = KMA_{1,k} \quad \rightarrow \quad C_{jk} = - NLP_k$$

$$j = KMA_{2,k} \quad \rightarrow \quad C_{jk} = + NLP_k$$

$$\left. \begin{array}{l} j \neq KMA_{1,k} \\ j \neq KMA_{2,k} \end{array} \right\} \rightarrow c_{jk} = 0$$

{x_k} ; 流路の入口、出口結合点（圧力点）を示す係数行列

$$X_{k, KMA_{1,k}} = + X_k$$

$$X_{k, KMA_{2,k}} = - X_k$$

$$X_{k, j \neq KMA_{1or2,k}} = 0$$

但し、

(p_j) ; 接合点圧力ベクトル

(f_k) ; =F_k ベクトル

KMA_{m,k} ; 流路入口、出口の接合点番号配列

m=1 ; 入口側、m=2; 出口側

NLP_k ; ループ数ベクトル

(k 流路が相似に NLP 個存在する時に用いる

仮に遮断される様な時は 0 とする。)

となり、式(2-10)の行列演算を行えば、

$$\{a_{jl}\} \{P_j\} = \{b_j\} \quad (2-11)$$

となる。ここで、

$$a_{jl} = \sum_{k=1}^K C_{jk} x_{kl} \quad (j=1 \dots J, l=1 \dots J) \quad (2-12)$$

$$b_j = - \sum_{k=1}^K C_{jk} f_k \quad (j=1 \dots J, l=1 \dots J) \quad (2-13)$$

さて、式(2-11)の解法であるが、{a_{jl}} が疎な正値対象行列となることから、直接法は避け、オーバヘッドの小さいSOR法を用いる。

先ず、連立方程式の解法部分を一般化（独立化）させるために、スケー

リングと同時にサフィックスの付け替えを行う。

$$a_{ij}^{(new)} = a_{j\ell}^{(old)} / a_{jMAX} \quad (2-14)$$

$$b_i^{(new)} = b_j^{(old)} / a_{jMAX} \quad (2-15)$$

$$a_{jMAX} = \text{MAX}(|a_{j,1}| \cdots |a_{j,\ell}| \cdots |a_{j,j}|) \quad (2-16)$$

$$\begin{aligned} i^{(new)} &= j && (= 1, \dots, N) \\ j^{(new)} &= \ell && (= 1, \dots, N) \\ x_i &= P_j \\ &&& (new) \quad (old) \end{aligned}$$

N=J ; 接合点数

$$x_i^{(new)} = P_j^{(old)}$$

ここで、スケーリング後の方程式は、次式となる。

$$\{a_{ij}\}(x_i) = (b_i) \quad (2-17)$$

次に、式(2-17)をSOR法で解く。

$$\begin{aligned} x_i^{(1)} &= x_i^{(0)} \\ r_i^{(1)} &= b_i - \{a_{ij}\}x_i^{(1)} = b_i - \sum_{j=1}^N a_{ij} x_j^{(1 \rightarrow 2)} \end{aligned} \quad (2-18)$$

$$x_i^{(2)} = x_i^{(1)} + \omega \left\{ \left(r_i^{(1)} + a_{ii} x_i^{(1)} \right) / a_{ii} - x_i^{(1)} \right\} \quad (2-19)$$

ここで、()内は反復回数を示し、 r は誤差ベクトルであり、

$$|r_i^k| \leq ERR_i \left(= \varepsilon_w |a_{iMAX}| \right) \quad (2-20)$$

の時、収束したとして、式(2-17)～式(2-19)の収束計算ループを出る。また、 ω は加速因子であり、通常1.7程度が与えられ、誤差判定値 ε_w は、流量 (kg/sec) の単位となる。

(b) 熱計算モデルの解法

(i) 流れ方向 1 次元要素の熱計算

流動形態が 1 次元的で他からの流入、他への分岐がない部分について適用する。

式(1-7)を差分化して、

$$\begin{aligned} & A_{ik} \Delta Z_{ik} \bar{\rho}_{ik} \frac{h_{ik}^{n+1} + h_{i-1k}^{n+1} - (h_{ik}^n + h_{i-1k}^n)}{2\Delta t} \\ & = W_k^{n+1} (h_{i-1k}^{n+1} - h_{ik}^{n+1}) + Q_{ik}^{n+1} \end{aligned} \quad (2-35)$$

h_{ik}^{n+1} について解けば、

$W_k^{n+1} \geq 0$ の時、

$$\begin{aligned} h_{ik}^{n+1} & = \left\{ A_{ik} \Delta Z_{ik} \bar{\rho}_{ik} (h_{ik}^n + h_{i-1k}^n - h_{i-1k}^{n+1}) / 2\Delta t + W_k^{n+1} h_{i-1k}^{n+1} + Q_{ik}^{n+1} \right\} \\ & \quad / (A_{ik} \Delta Z_{ik} \bar{\rho}_{ik} / 2\Delta t + W_k^{n+1}) \end{aligned} \quad (2-36)$$

(I=1~J_{Mk})

$$h_{0,k}^{n+1} = h_{B1,k} \quad (2-37)$$

$W_k^{n+1} < 0$ の時、

$$\begin{aligned} h_{i-1k}^{n+1} & = \left\{ A_{ik} \Delta Z_{ik} \bar{\rho}_{ik} (h_{ik}^n + h_{i-1k}^n - h_{i-1k}^{n+1}) / 2\Delta t - W_k^{n+1} h_{i-1k}^{n+1} + Q_{ik}^{n+1} \right\} \\ & \quad / (A_{ik} \Delta Z_{ik} \bar{\rho}_{ik} / 2\Delta t - W_k^{n+1}) \end{aligned} \quad (2-38)$$

(I=J_{Mk}~1)

$$h_{J_{Mk},k}^{n+1} = h_{B2,k} \quad (2-39)$$

ここで、

$$\bar{\rho}_{ik} = (\rho_{i-1k} + \rho_{ik}) / 2 \quad (2-40)$$

$$\rho_{ik} = \rho(\bar{P}_k, h_{ik}^n) \quad (2-41)$$

$$\bar{P}_k = (P_{KMA1,k}^n + P_{KMA2,k}^n) / 2. \quad (2-42)$$

(ii) 混合要素の熱計算

流路が接合される圧力計算点のエンタルピは各流路への入口エンタルピを与える上で、また、接合点がプレナム領域となる場合に求めておく必要がある。

式(2-7)を1点近似すれば、

$$\rho_{P_j} V_{P_j} \frac{h_{P_j}^{n+1} - h_{P_j}^n}{\Delta t} = CWH_j - CW_j h_{P_j}^{n+1} + Q_j^{n+1} \quad (2-43)$$

$$CWH_j = \sum_{k=1}^K C_{jk} W_k^{n+1} h_{\frac{B}{2} + \frac{1}{2} \text{sign}(W_k^{n+1}), k} \quad (2-44)$$

($C_{jk} W_k^{n+1} \geq 0.0$ について)

$$CW_j = \sum_{k=1}^K |C_{jk} W_k^{n+1}| \quad (2-45)$$

($C_{jk} W_k^{n+1} < 0$ について)

式(2-43)を $h_{P_j}^{n+1}$ について解けば、

$$h_{P_j}^{n+1} = \left(\frac{\rho_{P_j} V_{P_j} h_{P_j}^n}{\Delta t} + CWH_j + Q_j^{n+1} \right) / \left(\frac{\rho_{P_j} V_{P_j}}{\Delta t} + CW_j \right) \quad (2-46)$$

$$\rho_{P_j} = \rho(P_j, h_{P_j}^n)$$

エンタルピが求まる。ここで、 $V_{P_j} = 0$ とした場合、遅れ要素なしの混合エンタルピが求まる。

(c) 流動と熱の関係

流動と熱モデルの相互に受け渡されるプロセス量は、以下の通りである。

(i) 流動から熱モデルへ

熱モデル1次元要素及び混合要素には各々通過する流量と出入りする流量とが必要になる。これらは、流路数分の1次元モデルと、接合点数分の混合モデルを、適用の有無を問わず領域を確保し、サフィックスを共有させれば、自動的に受け渡すことができる。

また、熱モデルは、熱モデル相互に境界エンタルピを受け渡す必要がある。本プログラムでは、流路毎に $h_{Bm,k}$ を持たせ、時間ステップの更新に合わせて、設定することにする。

$h_{B1,k}$; k 流路入口側エンタルピ

$$W_k^{n+1} \geq 0 ; h_{B1,k} = h_{Pkma1,k}^n \quad (2-47)$$

$$W_k^{n+1} < 0 \ \& \ J_{Mk} \geq 1 ; h_{B1,k} = h_{0,k}^n \quad (2-48)$$

$$W_k^{n+1} < 0 \ \& \ J_{Mk} = 0 ; h_{B1,k} = h_{Pkma2,k}^n \quad (2-49)$$

$h_{B2,k}$; k 流路出口側エンタルピ

$$W_k^{n+1} \geq 0 \ \& \ J_{Mk} \geq 1 ; h_{B2,k} = h_{J_{Mk,k}}^n \quad (4-50)$$

$$W_k^{n+1} \geq 0 \ \& \ J_{Mk} = 0 ; h_{B2,k} = h_{Pkma1,k}^n \quad (4-51)$$

$$W_k^{n+1} < 0 ; h_{B2,k} = h_{Pkma2,k}^n \quad (4-52)$$

但し、

J_{Mk} : k 流路中1次元熱モデルのメッシュ分割数 (= 0, モデルなし)

$h_{1,k}$: k 流路中1次元熱モデルのノード点エンタルピ (I=0 から J_{Mk})

h_{Pj} : j 接合点のエンタルピ

(ii) 熱から流動モデルへ

流動モデルには、浮力項及び圧力損失計算用の密度分布等が必要になる。しかし、1次元熱モデルと流路中のサブメッシュとは、必ずしも対応をとることはできない。

そこで、流動計算に必要となる量を求める基準量であるエンタルピに着目し、熱モデルで求められるエンタルピを用いて、流路入口を起点とする分布関数（線形テーブル）を作り、これを流動計算部分に渡す。流動部分では、流動計算に必要となる、メッシュ点の座標をその分布関数に与え、エンタルピを得、これを用いて必要な諸量を求めることとする。

ここで、1流路がすべて1次元熱モデルで扱われる場合、エンタルピテーブルはそのメッシュ分割長さより、

$$\left. \begin{aligned} Z_{l,k}^{TB} &= 0, (\Delta Z_{1,k}), (Z_{2,k}^{TB} + \Delta Z_{2,k}), \dots, (Z_{l-1,k}^{TB} + \Delta Z_{l-1,k}), \dots, (Z_{JMk,k}^{TB} + \Delta Z_{JMk,k}) \\ h_{l,k}^{TB} &= h_{0,k}, h_{1,k}, h_{2,k}, \dots, h_{l,k}, \dots, h_{JMk,k} \end{aligned} \right\} \quad (2-53)$$

$$(l=1, \dots, JMk+1)$$

とセットすることができる。

しかし、出入口に混合要素を持つ場合、

$$\left. \begin{aligned} Z_{l,k}^{TB} &= 0, (\Delta Z_{P1,k}), (Z_{2,k}^{TB} + \Delta Z_{1,k}), (Z_{3,k}^{TB} + \Delta Z_{2,k}), \dots, (Z_{l-1,k}^{TB} + \Delta Z_{l-2,k}), \\ &\dots, (Z_{JMk+1,k}^{TB} + \Delta Z_{JMk,k}), \dots, (Z_{JMk+2,k}^{TB} + \Delta Z_{P2,k}) \\ h_{l,k}^{TB} &= (h_{P_{kma1,k}}), h_{0,k}, h_{1,k}, \dots, h_{l-2,k}, \\ &\dots, h_{JMk,k}, \dots, h_{P_{kda2,k}} \end{aligned} \right\} \quad (2-54)$$

となり、テーブル情報の中に、出入接合点ボリュームの長さ及びエンタルピ情報をネストする必要がある。そのネスティックの有無は、接合点ボリューム V_{Pj} が正か零かで判断することができる。ここで、 $\Delta Z_{m,k}$ は、k流路入口側 (m=1)、出口側 (m=2) の混合モデル長である。

3. DEBRISモジュールの組み込みと試算

3.1 DEBRIS-MD1次元モジュールの組み込み

(1) 境界条件の受け渡し

DEBRIS-MD1次元モジュールは、その上面と下面より熱を発生する。従って、1次元モジュール側から見たフローネットワーク側接触セルインデックスを入力し、1次元モジュール側から発生熱量を、フローネットワーク側から上下面の流体温度を受け渡すこととした。

(2) プログラムの結合

図3.1-1に示すようにフローネットワークコードの中からDEBRIS-MD1次元モジュールを呼び出す形とした。デブリはフローネットワーク計算体系の中に数個存在するため、DEBRIS-MD1次元モジュール内のデブリ温度や等価熱伝導率、飽和度と言った主要な変数については、個数インデックスを与えるために全て配列（スカラー⇒1D配列、1D配列⇒2D配列）を増やした。但し、DEBRIS-MD1次元モジュールのメインプログラムから2階層下のサブルーチンは仮引数でデータの受け渡しがなされているため、これらについては、コール側の仮引数をインデックスコントロールし、オリジナルプログラムは、境界条件部（上下面の発生熱量計算部分）を除き、基本的に修正しない方針とした。従って、DEBRIS-MD1次元モジュールのバージョンアップが今後なされた場合、この階層以下を入れ替えることで、結合コードとのバージョン合わせができるようにした。

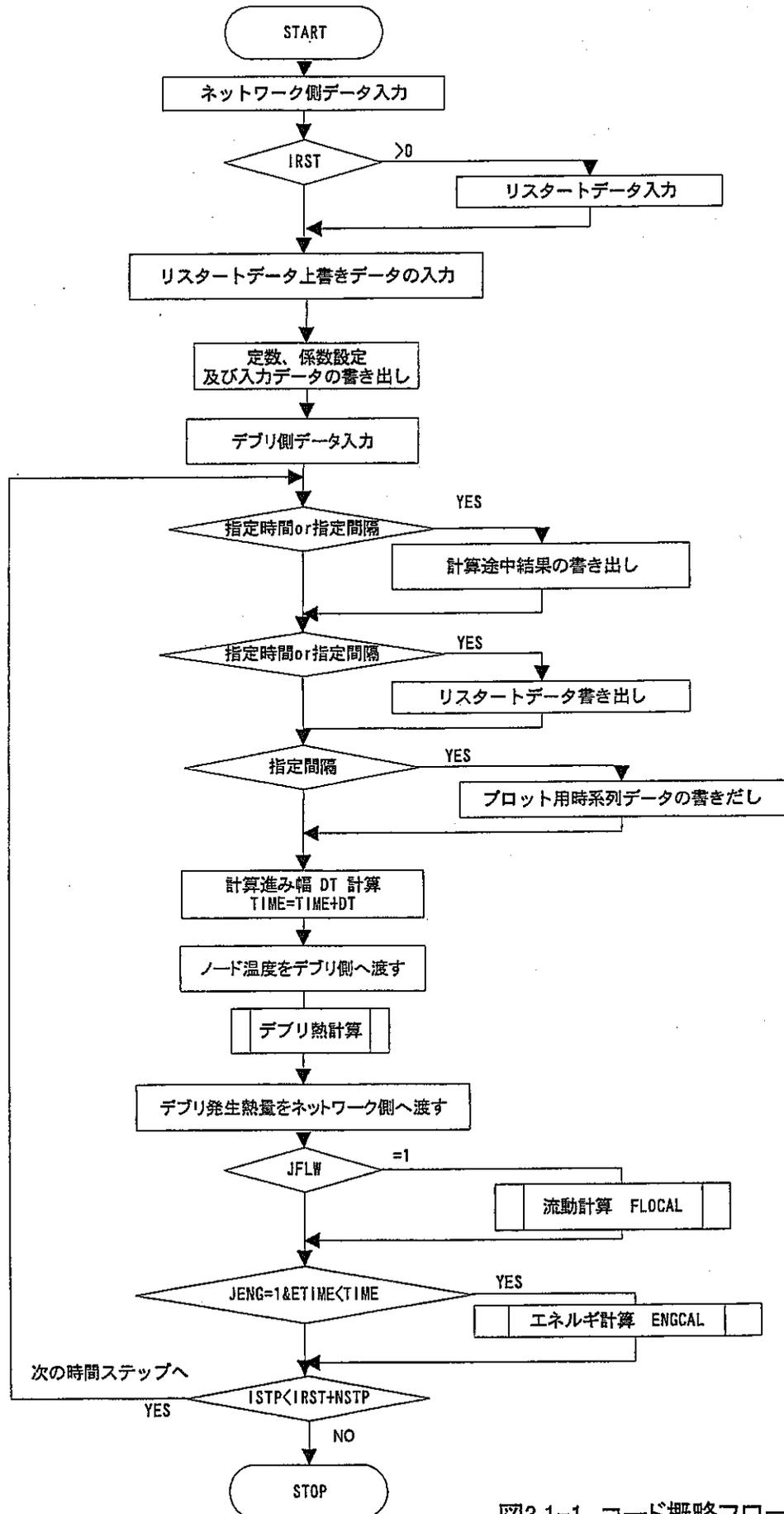


図3.1-1 コード概略フロー(1/3)

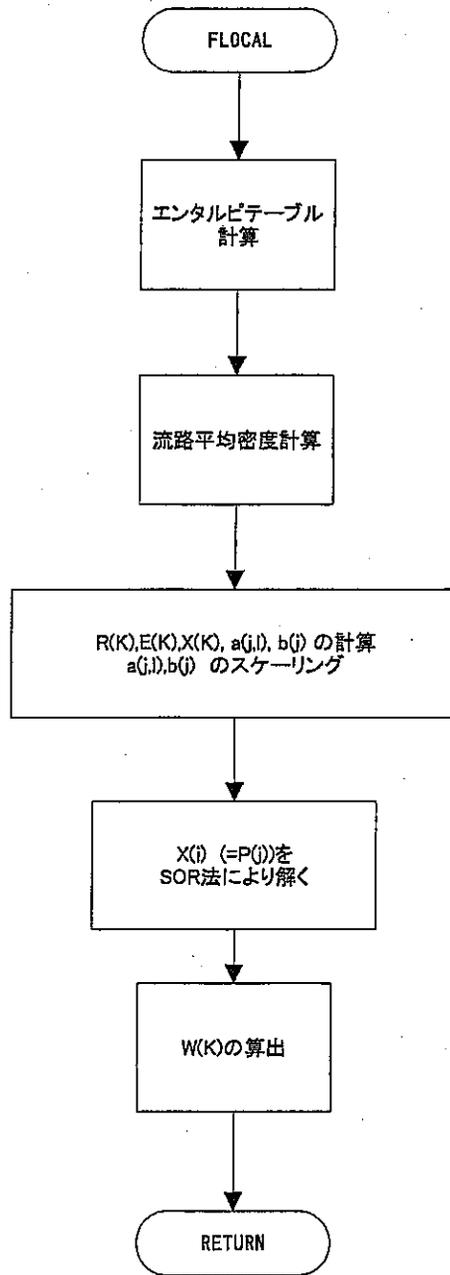


図3.1-1 コード概略フロー(2/3)

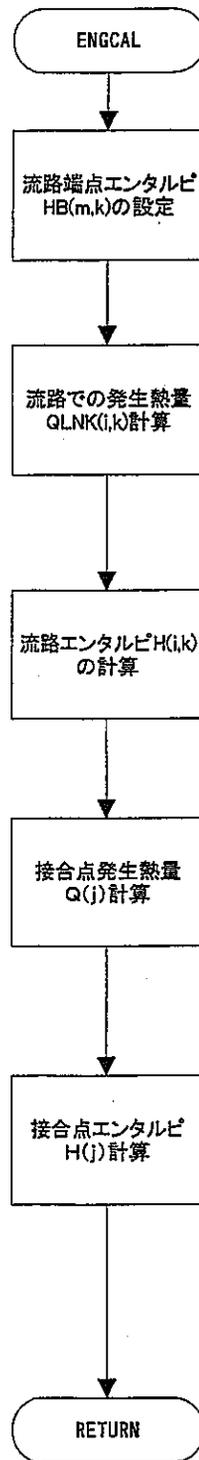


図3.1-1 コード概略フロー(3/3)

3.2 試計算の実施

1次元フローネットワークコードとDEBRIS-MDの1次元モジュールを結合したDEBNETコードの基本的な解析機能を確認する目的で600MWe級の大型FBRを対象とした試計算を行った。以下、計算条件及び結果について記載する。

(1) 計算条件

事故後、炉心部にあった燃料は構造材とともに粒子化し、炉上部隔壁及び炉心下部高圧プレナム上に堆積することを想定した。堆積したデブリの内、上部隔壁上のデブリはDHX出口からの低温冷却材によって直接冷却される。下部高圧プレナム底板上のデブリの場合、中性子遮蔽体から潜り込んだ低温冷却材が低圧プレナム底板に生じた破損口より流入し、デブリ上面を冷却するパスと、検査機器案内管を通過して下部鏡板部に流下した低温冷却材が下部高圧プレナム底板を介してデブリを冷却するパスによって直接冷却される。試計算では、これに1次冷却系パスを接続し、自然循環状態下の解析を以下の条件で行うこととした。

(a) デブリ用計算条件

DEBRIS-MDモジュール側の計算条件は次のような想定の下に設定した。炉心事故発生から約200秒間程度経過すると、初期段階でのデブリの堆積はほぼ終了すると考えられている。この時点で、隔壁上には約 3.9 m^3 のデブリが厚さ約7cmでドーナツ状に堆積し、約17.6MWの発熱を持つ。また、CRGTを通過して炉心下部高圧プレナムに流出した燃料は、約 4.5 m^3 のデブリとなり、厚さ約9.3cmで円盤状に堆積し、約20MWの発熱を持つ。試計算では、二つのデブリに対し、支持板を10メッシュ、デブリ部を67メッシュに分割し、フローネットワーク側から求まってくる上下面のナトリウムと熱交換させた。また、二つのデブリの初期温度は周辺ナトリウム温度とし、上・下各々、 517°C ・ 585°C で一様、発熱は一定とした。

(b) フローネットワーク用計算条件

図3.2-1に炉容器及び一次冷却系のフローネットワーク計算体系を示す。分割ボリューム数は15、流路数は18で、デブリは2個含まれている。ボリューム15及び流路数18は圧力境界を与えるためのものである。1次系は1ループで代表させ、CRGT及び中性子遮蔽体は各々、下降/上昇を模擬する2流路を設けた。この計算に用いた、ボリューム分割、流路データを表3.2-1及び表3.2-2（詳細は付録-2）に示す。尚、初期状態における各部の流量は0としている。

(c) 計算ケース

ケース1：全自然循環

ケース2：1次系ポニーモータ強制循環

(2) 計算結果

(a) ケース1：全自然循環

ケース1の計算は初期状態から約18000秒間行い、この時の演算時間は、EWS (DEC- α クラス)で約10分程度を要した。ケース1の計算で得られたフローネットワーク各部の流量(W)及び温度変化(TJNK)を図3.2-2及び図3.2-3に示す。計算開始とともにDHX出口流量(W(13))は増加、DHX出口温度(TJNK(11))は低下し、上部隔壁上のデブリ上面冷却が開始される。これに伴い、上部隔壁上面のナトリウム温度(TJNK(8))は数100秒以降は低下傾向となり、初期温度以下の500℃程度に落ち着く。一方、下部高圧プレナム内のナトリウム温度(TJNK(4))は上昇を続け、約18000秒で約790℃に達する。中性子遮蔽体部の流量(W(5),W(7))は、圧損が大きいために合計で約50kg/secに留まり、下部高圧プレナム内のデブリ上面の冷却は上部隔壁上のデブリに比べて弱い。(尚、この合計流量は1次系流量(W(14))に等しい。)また、下部プレナム温度(TJNK(1))は、上部隔壁下面及び下部高圧プレナム下面からの入熱で徐々に上昇し、約9200秒で隔壁上のナトリウム温度(TJNK(8))を越える。約1万秒付近で検査機器案内管の流量(W(1),W(3))が正負に別れ、検査機器案内管温度(TJNK(2),TJNK(3))が相違し始めるのは、この温度逆転が原因である。

図3.2-4及び図3.2-5に、部高圧プレナム内及び上部隔壁上のデブリの鉛直方向温度分布を示す。下部高圧プレナム内のデブリは上面冷却が弱く、下方には支持板の大きな熱抵抗があるため、約5000秒を越えた頃から沸騰状態に入る。(但し、計算時間内にはドライアウトには至っていない。)一方、上部隔壁上のデブリ温度は、DHXによる強い上面冷却があるため、デブリ上面はナトリウム温度(TJNK(8))に引っぱられ、400秒以降は低下傾向となる。このため、デブリ内は沸騰温度以下のナトリウム単相冷却が保たれる。

(b) ケース2：1次系ポンプモータ強制循環

ケース2の計算で得られたフローネットワーク各部の流量(W)及び温度変化(TJNK)を図3.2-6及び図3.2-7に示す。ケース1との主な相違は、中性子遮蔽体部の流量(W(5),W(7))が各々約140kg/s、合計で約280kg/s(これは1次系流量口印で、図中でスケールオーバー)とケース1の約6倍大きいことである。このため、下部高圧プレナム内のナトリウム温度(TJNK(4))は低く、640℃程度に納まっている。また、図3.2-8に示した下部高圧プレナム内のデブリ温度は、18000秒後においても液単相状態を保っている。一方、図3.2-9に示した上部デブリ内の温度は、強制循環

によって下部デブリの発熱が炉上部プレナム内に運ばれるため、若干ではあるがケース1に比べて高い。

以上の結果は定性的な整合性が保たれており、また、デブリ上下面温度がフローネットワーク側のナトリウム温度に追従していることから、今回開発したフローネットワークコード及びDEBRIS-MD 1次元モジュールとの結合コード「DEBNET」は、適切なものと考えられる。

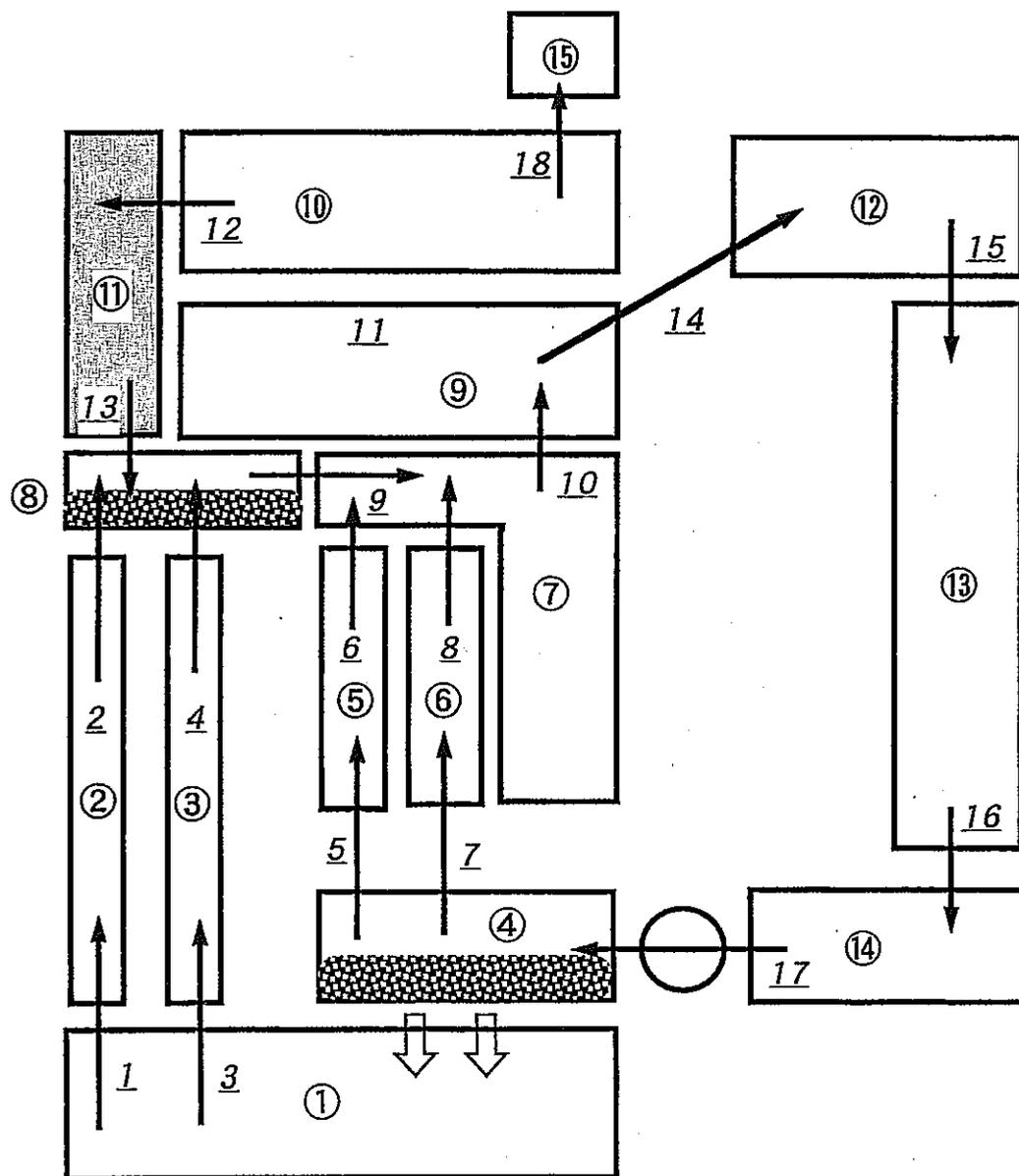


図3.2-1 炉容器及び一次冷却系のフローネットワーク計算体系

表3.2-1 Volume 関連データ

Volume No	面積 (m ²)	容積 (m ³)	高さ (m)	圧力 (Pa)	温度 (°C)	備考
1	-	467.9	11.86	420000	395	スタグントプレナム
2	0.06284	0.37704	14.855	400000	395	検査機器案内管 1
3	0.06284	0.37704	14.855	390000	395	検査機器案内管 2
4	0.06284	133.96	11.86	380000	517	炉心入口プレナム
5	1.4139	6.009075	14.855	370000	150	外側中性子遮蔽体
6	1.0997	4.673725	14.855	360000	153	内側中性子遮蔽体
7	7.0695	30.04538	19.75	350000	585	炉心部跡
8	14.47834	14.47834	17.7	340000	585	炉上部プレナム底部
9	-	309.3333	19.75	330000	585	炉上部プレナム下部
10	-	154.6667	21.25	320000	585	炉上部プレナム上部
11	0.475228	2.898888	19.475	310000	585	DHX
12	-	260.96	19.95	300000	550	ホットレグ
13	-	7.56	18.95	250000	500	IHX
14	-	470	17.65	257000	400	コールドレグ

表3.2-2 Flow Path 関連データ

Path No	面積	長さ	等価直径	圧損	基準流量	備考
1	0.06284	3	0.2	56.35	12	検査機器案内管1入口
2	0.06284	3	0.2	56.35	12	検査機器案内管1出口
3	0.06284	3	0.2	56.35	12	検査機器案内管2入口
4	0.06284	3	0.2	56.35	12	検査機器案内管2出口
5	1.4139	2.125	0.008	56.35	6	外側中性子遮蔽体入口
6	1.4139	2.125	0.008	56.35	6	外側中性子遮蔽体出口
7	1.0997	2.125	0.008	56.35	6	内側中性子遮蔽体入口
8	1.0997	2.125	0.008	56.35	6	内側中性子遮蔽体出口
9	18.84	3	1	0	10	炉心底部
10	28.26	6	3	0	10	炉心上部
11	28.26	3	3	0	10	炉上部プレナム
12	0.47523	3	0.025	392	158.889	DHX入口
13	0.47523	3	0.025	392	158.889	DHX出口
14	2.77332	19.12	0.9398	11760	10877.8	ホットレグ配管
15	16.6399	6	0.025	22540	10877.8	IHX
16	2.79224	25.27	0.943	15680	10877.8	ミドルレグ配管
17	0.17116	26.25	0.7398	135142	928.7	コールドレグ配管

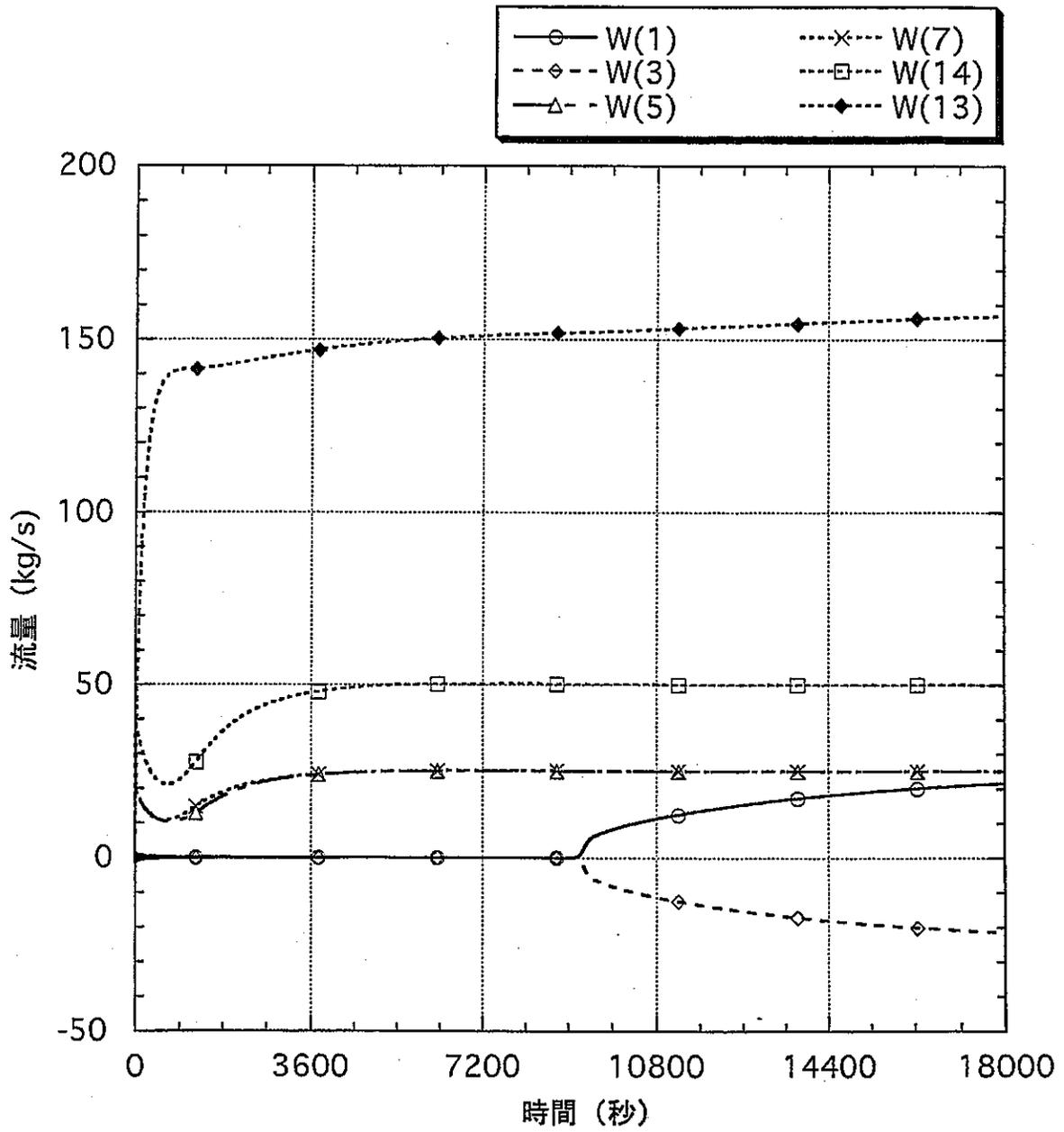


図3.2-2 炉容器及び冷却系内の流量変化 (ケース1)

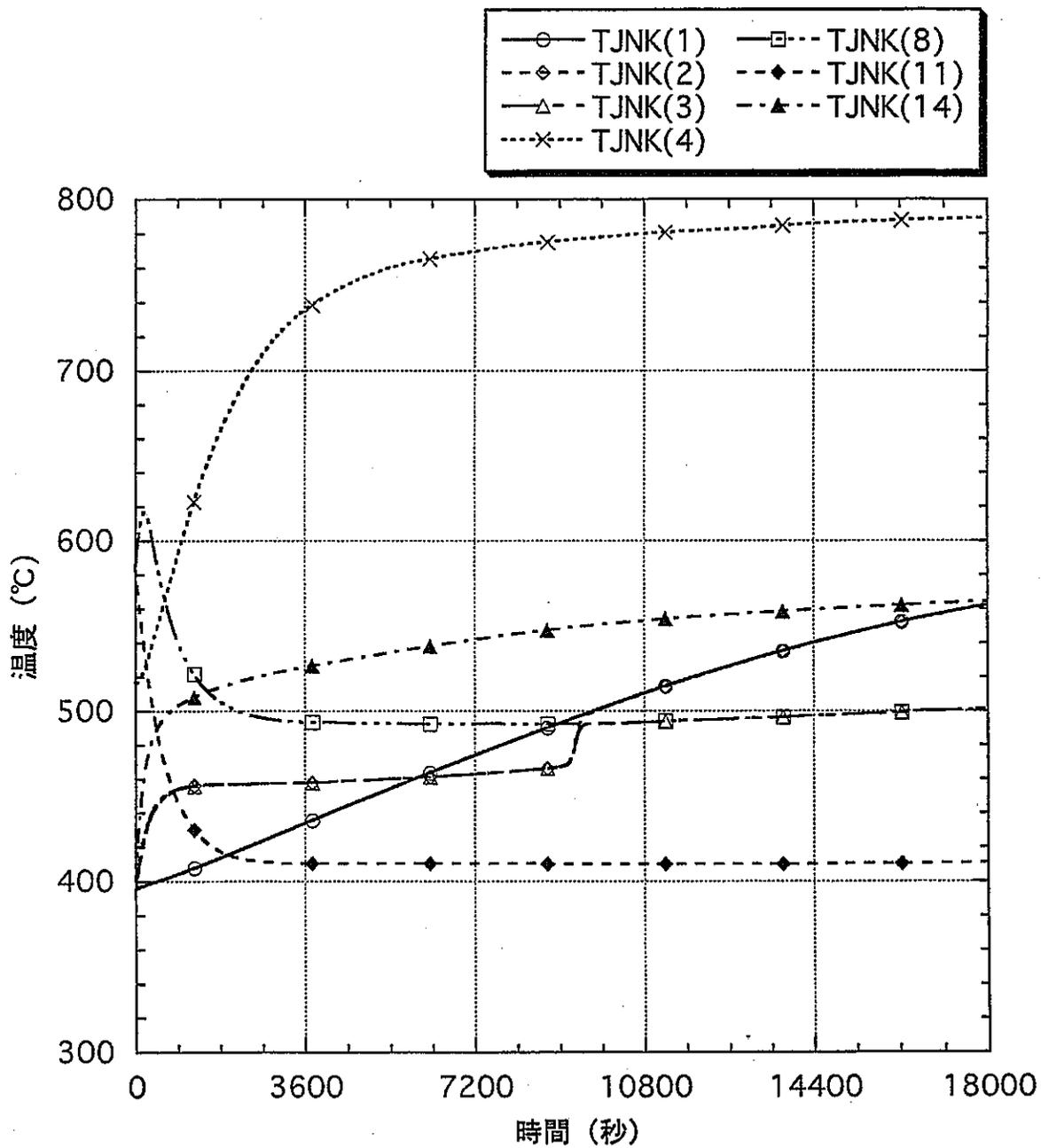


図3.2-3 炉容器及び冷却系内の温度変化 (ケース1)

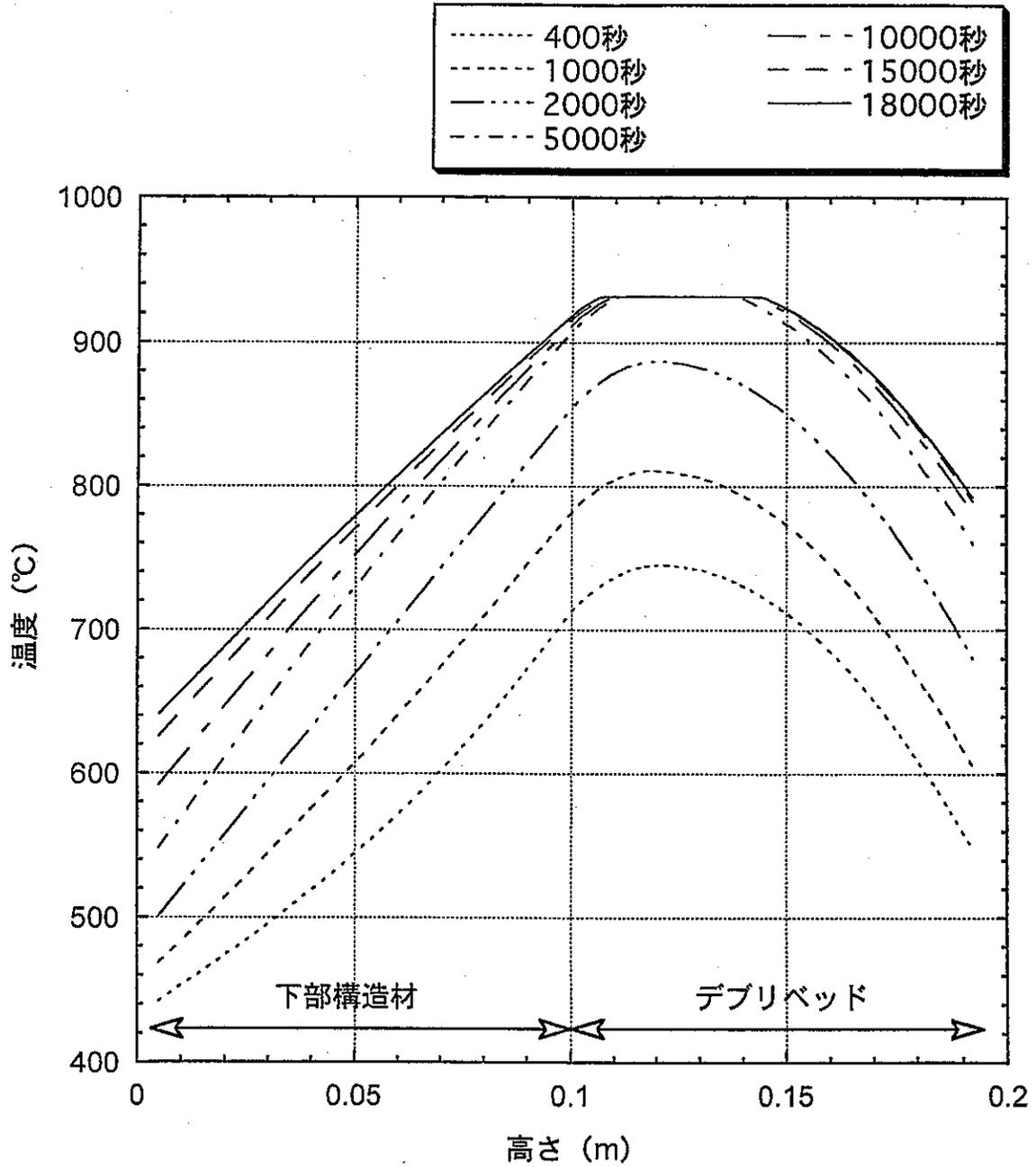


図3.2-4 下部高圧プレナム仕切板上のデブリ温度分布 (ケース1)

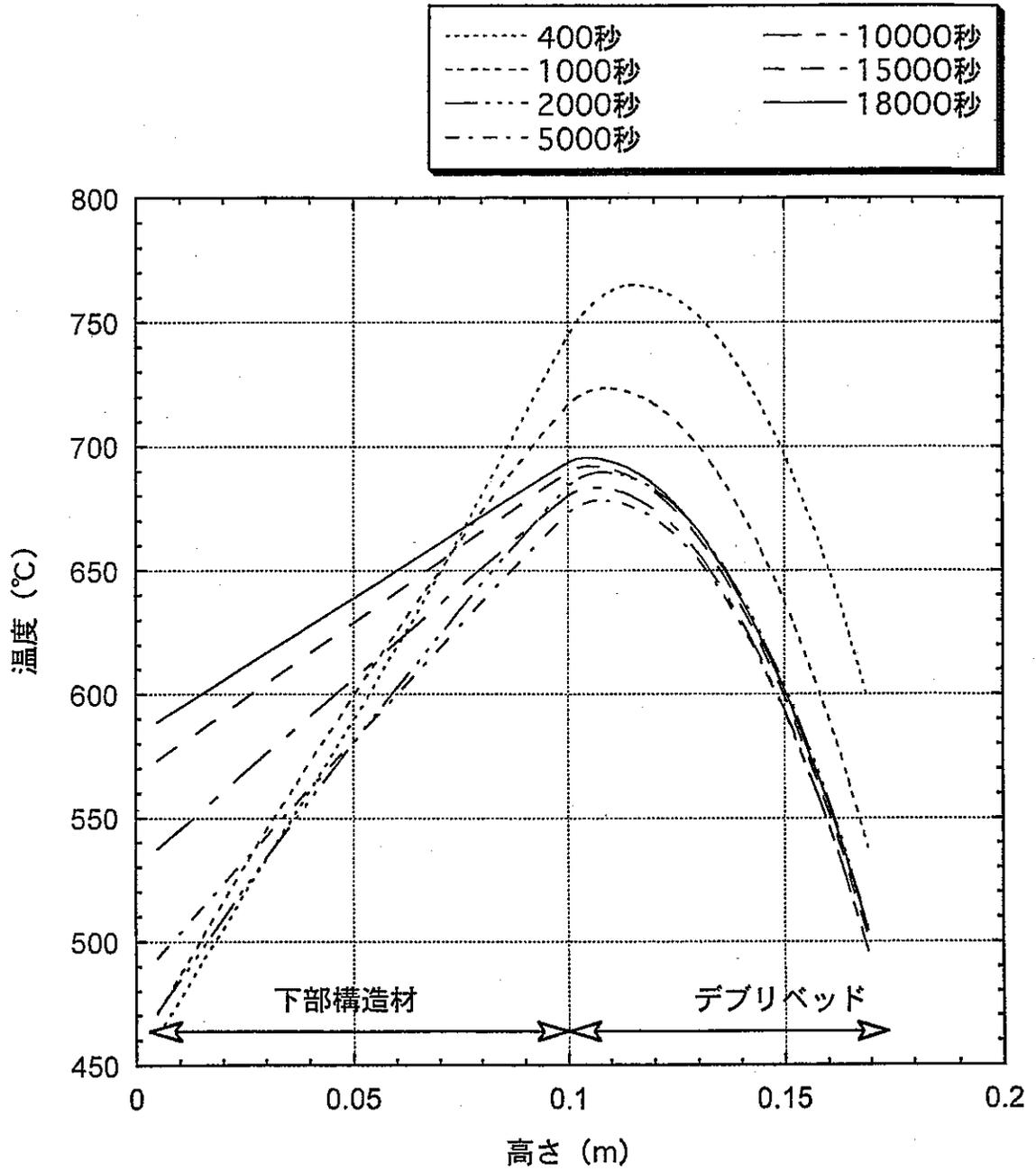


図3.2-5 上部隔壁上のデブリ温度分布 (ケース1)

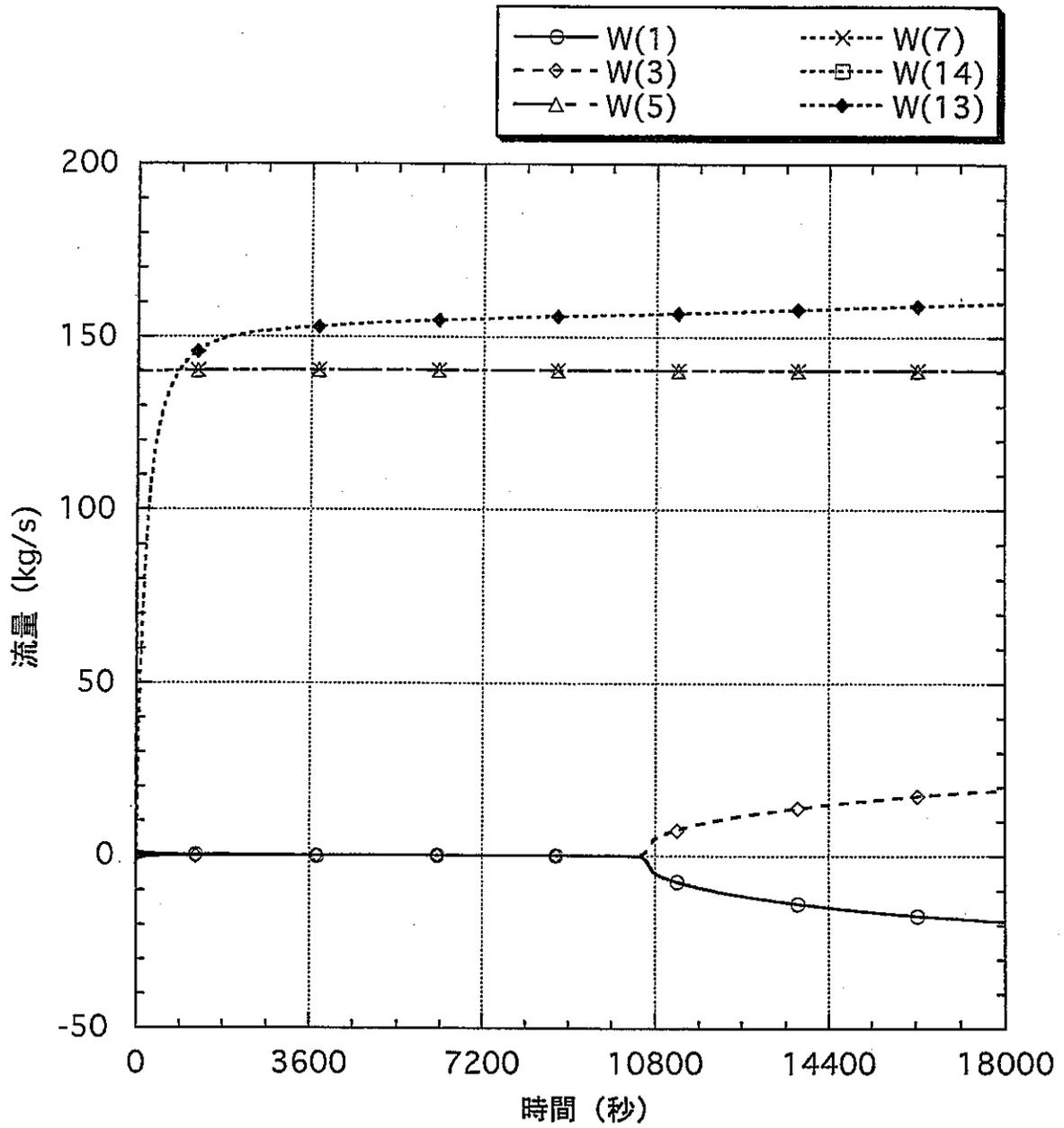


図3.2-6 炉容器及び冷却系内の流量変化 (ケース2)

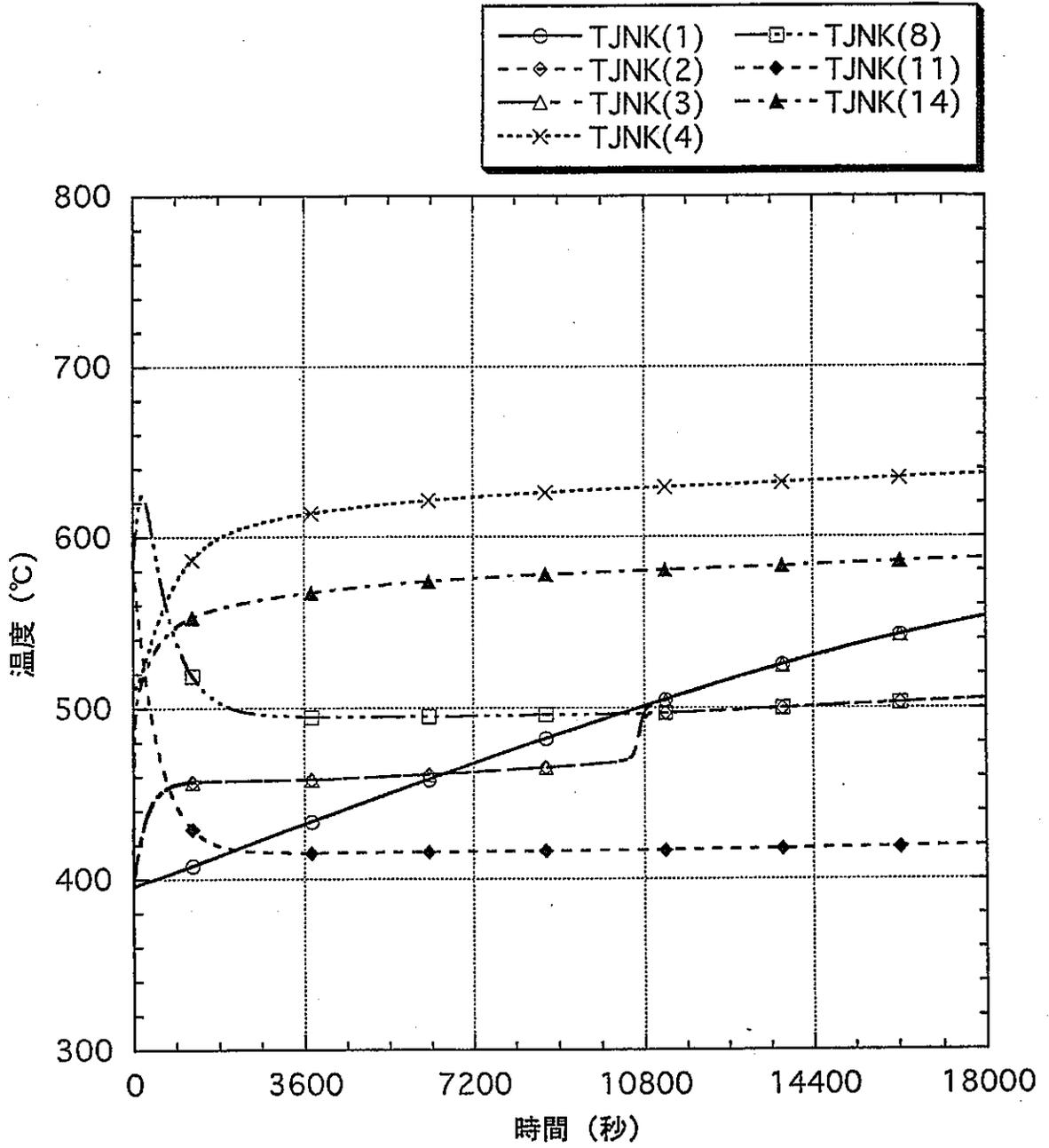


図3.2-7 炉容器及び冷却系内の温度変化 (ケース2)

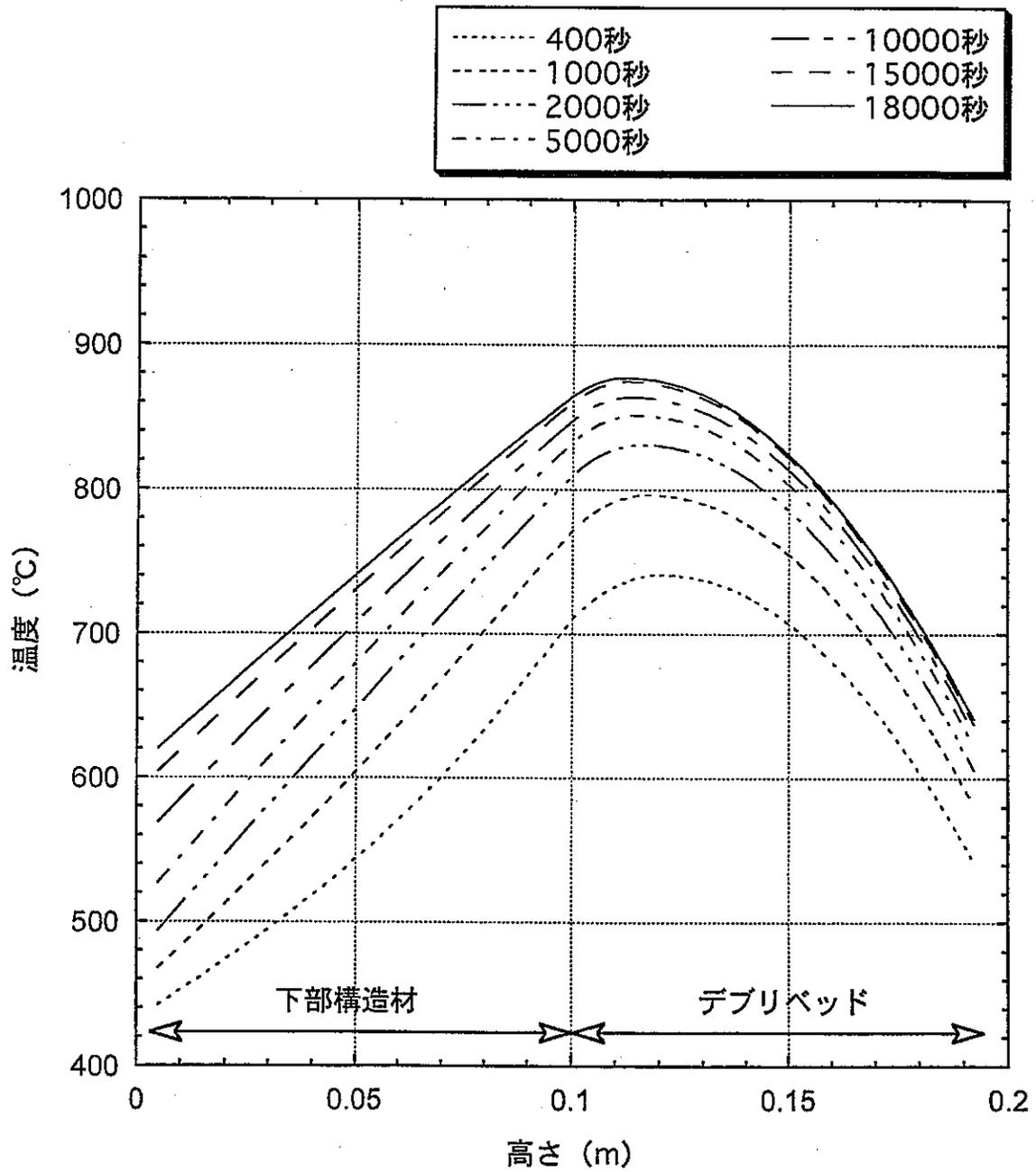


図3.2-8 下部高圧プレナム仕切板上のデブリ温度分布 (ケース2)

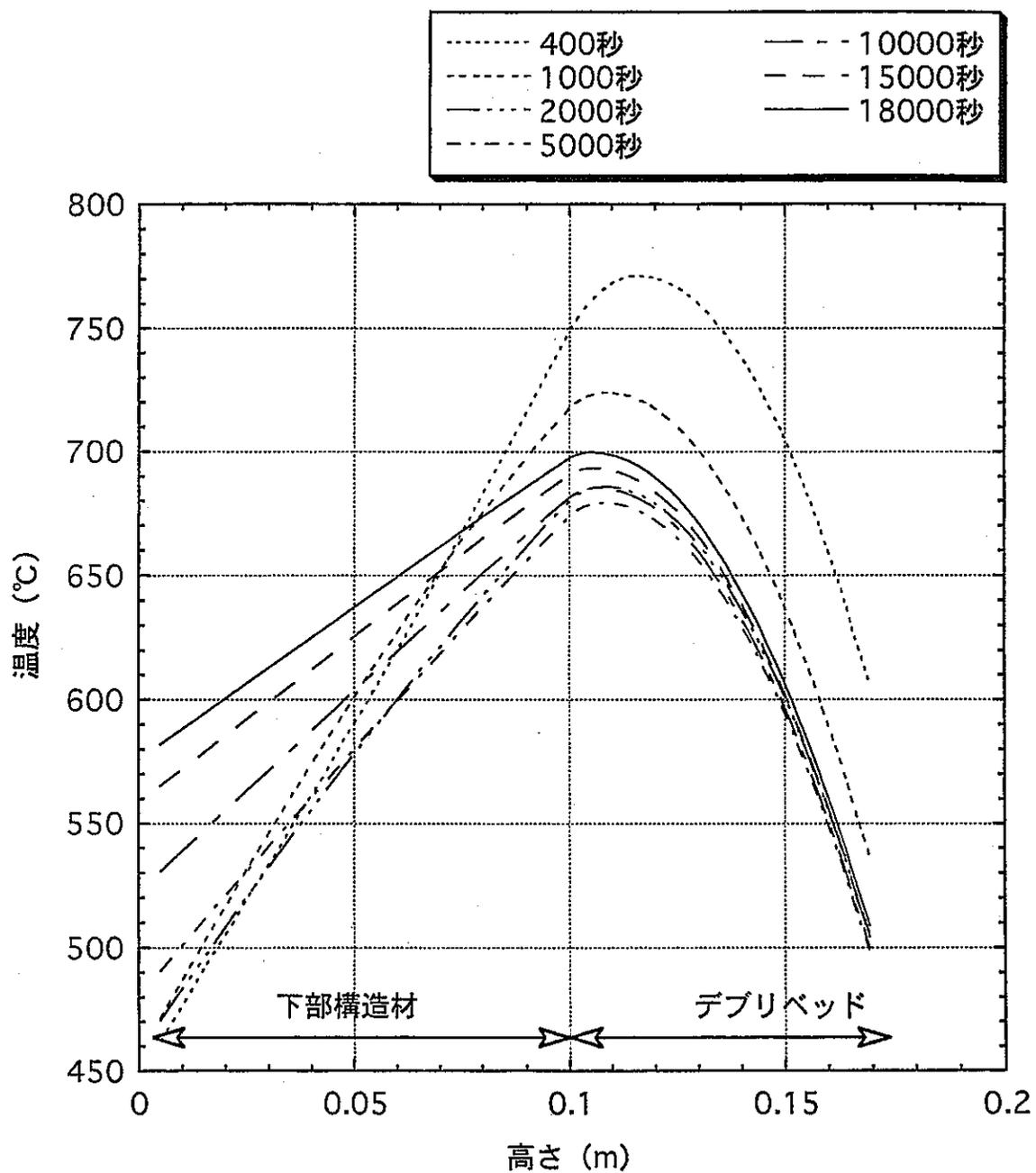


図3.2-9 上部隔壁上のデブリ温度分布 (ケース2)

4. まとめ

デブリ冷却用の流路構成を自由に選べる1次元フローネットワークコードを開発し、DEBRIS-MDの1次元モジュールと結合することによって、炉容器内に堆積したデブリの状態を炉容器及び冷却系内の熱輸送とともに解析するコード「DEBNET」を整備した。また、DEBNETの基本的な解析機能を確認するために、600MWe級の大型FBRを対象とした試計算をこなした。その結果、計算で得られたフローネットワーク各部の温度、流量及びデブリベッド内の温度分布には定性的な整合性が保たれ、また、デブリ上下面温度がフローネットワーク側のナトリウム温度に追従していることなどから、今回開発したフローネットワークコード及びDEBRIS-MD 1次元モジュールとの結合コード「DEBNET」は、適切なものと考えられる。

今後は、既往の詳細解析結果や試験結果等を対象とした比較解析を実施し、DEBNETの検証を進めるとともに、各種FBRの設計に対する事故後崩壊熱除去特性解析に役立てていくことが望まれる。

5. 謝辞

本研究の実施にあたって、核燃料サイクル開発機構大洗工学センター システム技術開発部の丹羽 元 GL には数々の御助言を戴きました。ここに深く感謝の意を表します。

付録1 フローネットワークコード使用変数の説明

パラメータ文による設定

/PFLNTW/				
変数名	型	単位	意味	数値
LNLNK	I	-	流路数	
LNJNK	I	-	ボリューム接点数	

/PFLGMT/				
変数名	型	単位	意味	数値
LNSLK	I	-	部分流路数	

/PTHGMT/				
変数名	型	単位	意味	数値
LNSMS	I	-	1次元熱モデルメッシュ数	

/PTBLIT/				
変数名	型	単位	意味	数値
LNTBL	I	-	テーブルデータ数	

入力データの説明 (2/10)

テーブル名 ; /CNTRL/			ページ
			1/2
変数名	型	単位	意味
TITLE(18)	CA	-	計算タイトル
IRST	I	-	=0 ; 初期ラン ≥1 ; リスタートラン リスタート開始ステップ番号 (ISTP)
JRST	I	-	リスタート時のみ意味がある。 =0 ; リスタート開始ステップ及びそのステップの 時間が引き継がれる。 =1 ; ISTP=0, TIME=TSTRT に初期化される。
TSTRT	R	sec	計算開始時間
TFIN	R	sec	計算終了時間
NSTP	I	-	計算ステップ打ち切り数 (1ラン中)
DTTBL (I, J) I=1, 10 J=1, 2	RA	sec sec	タイムステップコントロール (線形テーブル) I=1; 時間 I=2; タイムステップ
DTPRT	R	sec	プリント時間間隔
DTFOT	R	sec	プロット用時系列データ出力間隔
DTRST	R	sec	リスタートファイル作成時間間隔
TPRT (10)	RA	sec	プリント時間指定 DTPRT と重複した場合は一方のみ
TRST (10)	RA	sec	リスタートファイル作成時間指定 DTRST と重複した場合は一方のみ
DTHH	R	sec	≤0.0 ; 熱・流動共にタイムステップが DTTBL で制御 される。 >0.0 ; 熱計算のタイムステップを DTHH にセットす る。 ex. DTHH=1.0E+7 ; 定常計算

入力データの説明 (3 / 10)

テーブル名 ; /CNTRL/				ページ
				2/2
変数名	型	単位	意味	
JPRNT (I) I=1,10	IA	-	=1 ; プリントする =0 ; プリントしない I=1 ; ステップ、時間、計算進み幅、収束情報の出力 I=2 ; 圧力、流量出力 I=3 ; 温度出力 I=4 ; エンタルピ出力 I=5 ; 密度出力	
JFLW	I	-	= 1 ; 流動計算をする = 0 ; しない	
JENG	I	-	= 1 ; 熱計算をする = 0 ; しない	
EPSW	R	kg/sec	質量保存則判定条件	
OMG	R	-	質量保存則計算加速因子	
MXPIT	I	-	質量保存則計算繰り返し数	

入力データの説明 (5 / 10)

テーブル名 ; /FLGMT/			ページ
			1/1
変数名	型	単位	意味
NSLK (K)	IA	-	K 流路中の部分流路数
SLSL (I, K) I=1, LSLNK K=1, LNLNK	RA	m	K 流路中部分流路 I の長さ
FISL (I, K) I=1, LSLNK K=1, LNLNK	RA	radian	K 流路中部分流路 I の水平面との傾き角
ASLB (I, K) I=1, LSLNK K=1, LNLNK	RA	m ²	K 流路中部分流路 I の流路面積
DSLB (I, K) I=1, LSLNK K=1, LNLNK	RA	m	K 流路中部分流路 I の等価直径
IPBND (J) J=1, LNJNK	IA	-	=1 ; 圧力バウンダリ =0 ; 接合内点
GRVTY	R	m/s ²	重力加速度
ASLZ (I, K) I=0, LNSLK K=1, LNLNK	RA	m ²	I, K 部分流路端点部の流路面積
DZJNK (I, K) I=1, 2 K=1, LNLNK	RA	m	K 流路出入口の混合モデル長さ I = 1 ; 入口側 I = 2 ; 出口側
DZINT	R	m	エンタルピ分布積分用基準メッシュ幅

入力データの説明 (6 / 10)

テーブル名 ; /FLBND/			ページ
			1/1
変数名	型	単位	意味
PBND (J) J=1, LNJNK	RA	Pa	境界接合点圧力
DELPO (K) K=1, LNLNK	RA	Pa	K 流路の基準圧力損失
WR (K) K=1, LNLNK	RA	kg/s	K 流路の基準圧力損失の基準流量
CN (K) K=1, LNLNK	RA	-	K 流路の圧力損失計算指数
HPO (K) K=1, LNLNK	RA	Pa	K 流路のポンプヘッド
NPHEd (K) K=1, LNLNK			ポンプヘッド時間テーブル個数
THEAD (L, K) L=1, LNTBL K=1, LNLNK			ポンプヘッド時間テーブル時間
FHEAD (L, K) L=1, LNTBL K=1, LNLNK			ポンプヘッド時間テーブルヘッド係数 HPUMP (K) = HPO (K) * FCOF * FCOF ここで、FCOF は (THEAD (L, K), FHEAD (L, K)) より内挿計算

付録2 フローネットワークコード試計算入力データ

K	KMA(I, K)	NSLK(K)	SLSL(I, K)		FISL(I, K)	ASLB(I, K)	ASLZ(I, K)	DSLB(I, K)	DELPO(K)	WR(K)	DZJNK(I, K)
流路 番号	I=1; K流路入 口接点番号 I=2; K流路出 口接点番号	K流路中 の部分流 路数	K流路中 部分流路 I の 長さ (M)	流路高さ 上向き正 下向き負	K流路中 部分流路 I の 水平 面との傾き角 (rad)	K流路中 部分流路 I の 流路面積 (m ²)	I, K部分流 路端点部の 流路面積 (m ²)	流路中 部分流路 I の 等 価直径 (m)	K流路の基準 圧力損失 (Pa)	K流路の基準 圧力損失の 基準流量 (kg/s)	K流路出入口の 混合モデル長さ I=1; 入口側 I=2; 出口側
1	1, 2	2	0.3 2.7	2.995	$\sin \alpha$ =2.995/3 $\alpha=1.51305$	0.06284	0.06284	0.2	56.35	12	0.3 2.7
2	2, 8	2	2.7 0.3	2.845	$\sin \alpha$ =2.845/3 $\alpha=1.24794$	0.06284	0.06284	0.2	56.35	12	2.7 0.3
3	1, 3	2	0.3 2.7	2.995	$\sin \alpha$ =2.995/3 $\alpha=1.51305$	0.06284	0.06284	0.2	56.35	12	0.3 2.7
4	3, 8	2	2.7 0.3	2.845	$\sin \alpha$ =2.845/3 $\alpha=1.24794$	0.06284	0.06284	0.2	56.35	12	2.7 0.3
5	4, 5	2	0.3 2.7	2.995	$\sin \alpha$ =2.995/3 $\alpha=1.51305$	1.4139	1.4139	0.008	56.35	6	0.3 2.7
6	5, 7	2	5.4 0.6	4.895	$\sin \alpha$ =4.895/6 $\alpha=0.95417$	1.4139	1.4139	0.008	56.35	6	5.4 0.6
7	4, 6	2	0.3 2.7	2.995	$\sin \alpha$ =2.995/3 $\alpha=1.51305$	1.0997	1.0997	0.008	56.35	6	0.3 2.7
8	6, 7	2	5.4 0.6	4.895	$\sin \alpha$ =4.895/6 $\alpha=0.95417$	1.0997	1.0997	0.008	56.35	6	5.4 0.6

K	KMA (I, K)	NSLK (K)	SLSL (I, K)		FISL (I, K)	ASLB (I, K)	ASLZ (I, K)	DSLB (I, K)	DELPO (K)	WR (K)	DZJNK (I, K)
流路 番号	I=1 ; K流路入 口接点番号 I=2 ; K流路出 口接点番号	K流路中 の部分流 路数	K流路中部 分流路 I の 長さ (M)	流路高さ 上向き正 下向き負 (m)	K流路中部分 分流路 I の水平 面との傾き角 (rad)	K流路中部 分流路 I の 流路面積 (m ²)	I, K部分流 路端点部の 流路面積 (m ²)	流路中部分 分流路 I の等 価直径 (m)	K流路の基準 圧力損失 (Pa)	K流路の基準 圧力損失の 基準流量 (kg/s)	K流路出入口の 混合モデル長さ I=1 ; 入口側 I=2 ; 出口側
9	6, 7	2	1.5 1.5	2.05	$\sin \alpha$ =2.05/3 $\alpha=0.752319$	18.84	18.84	1.0	0	10	1.5 1.5
10	7, 9	2	0.6 5.4	0.0	0.0	28.26	28.26	3.0	0	10	0.6 5.4
11	9, 10	2	1.5 1.5	1.5	$\sin \alpha$ =1.5/3 $\alpha=0.523599$	28.26	28.26	3.0	0	10	1.5 1.5
12	10, 11	2	1.5 1.5	-1.775	$\sin \alpha$ =-1.775/3 $\alpha=-0.633125$	0.47523	0.47523	0.025	392	158.889	1.5 1.5
13	11, 8	2	2.7 0.3	-1.775	$\sin \alpha$ =-1.775/3 $\alpha=-0.633125$	0.47523	0.47523	0.025	392	158.889	2.7 0.3
14	9, 12	2	9.56 9.56	0.2	$\sin \alpha$ =0.2/19.12 $\alpha=0.010460$	2.77332	2.77332	0.9398	11760	10877.8	9.56 9.56
15	12, 13	2	0.6 5.4	-1.0	$\sin \alpha$ =-1.0/6 $\alpha=-0.167448$	16.6399	16.6399	0.025	22540	10877.8	0.6 5.4
16	13, 14	2	22.743 2.527	-1.3	$\sin \alpha$ =-1.3/25.27 $\alpha=-0.051467$	2.79224	2.79224	0.943	15680	10877.8	22.743 2.527
17	14, 4	2	13.125 13.125	-5.79	$\sin \alpha$ =-5.79/26.25 $\alpha=-0.22240$	0.17116	0.17116	0.7398	135142	928.7	13.125 13.125