

多様な冷却系システムの熱流動評価
(研究報告)

2000年5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)
2000

多様な冷却系システムの熱流動評価

(研究報告)

大島 宏之¹ 堀 公明¹ 永田 武光¹ 山口 彰¹

西 義久² 植田 伸幸² 木下 泉²

要 旨

実用化戦略調査研究 Phase I の一環として、各種炉型における崩壊熱除去性能評価、炉心・燃料体熱流動評価、および伝熱流動相關式の調査を実施している。本報告書はこれらについて平成 11 年度の成果をまとめたものである。

崩壊熱除去性能評価については電力中央研究所との共同研究として実施し、プラント動特性解析によりナトリウム冷却炉炉壁冷却系 (RVACS) の除熱性能に対する各種設計パラメータの影響を把握するとともに、除熱限界の予備評価によりその適用上限を電気出力 50 万 ~ 60 万 kW 程度と推定した。また、ガス冷却炉および重金属冷却炉（鉛、鉛－ビスマス）用の動特性解析手法の整備を行うとともに、仮想プラントを対象として予備解析を実施し、定性的な過渡特性を把握した。さらに各プラントの自然循環力比較のための無次元数を導出した。

炉心・燃料体熱流動評価においては、重金属冷却炉やガス冷却炉のピン型燃料集合体、ヘリウムガス冷却炉の被覆粒子燃料体、ダクトレス炉心に対応する熱流動解析手法の整備を行った。また、予備解析として、鉛冷却炉とナトリウム冷却炉の燃料集合体内熱流力特性の比較、炭酸ガス・ヘリウムガス冷却炉の燃料体内熱流力特性の把握、およびナトリウム冷却炉における内部ダクト付燃料集合体内熱流力特性の把握を行った。

伝熱流動相關式の調査では、ガス冷却炉、重金属冷却炉に対して、主に炉心・燃料体の熱流動評価の際に必要となる圧力損失相關式や熱伝達相關式を、文献をベースに調査、比較検討を実施し、信頼性と利用しやすさの観点から層流領域から乱流領域までをカバーできる相關式群を推奨した。また、同時に詳細設計への適用には信頼性が不十分と思われるものを、今後データを充足すべき課題として摘出した。

1 : 大洗工学センター システム技術開発部 热流体技術開発グループ

2 : (財) 電力中央研究所 猿江研究所 原子力システム部

実用化戦略調査研究 WBS 番号 : I-1-E①

Thermal-Hydraulic Investigation on Several Fast Reactor Design Concepts

H. Ohshima¹, T. Sakai¹, T. Nagata¹, A. Yamaguchi¹
Y. Nishi², N. Ueda², I. Kinoshita²

ABSTRACT

The feasibility study (Phase I) is being carried out at JNC to build up new design concepts of practical fast reactors (FRs) from the viewpoint of economy, safety, effective use of resources, reduction of environmental burden and non-proliferation. This report describes the results of the investigation, related to decay heat removal, core/fuel-assembly thermal-hydraulics and thermal-hydraulic correlations, that was performed in fiscal 1999 as a part of the feasibility study.

In the study of the decay heat removal, the effects of several design parameters on the performance of the reactor vessel auxiliary cooling system (RVACS) in a middle-scale sodium-cooled FR were clarified by using a plant dynamic analysis code. The upper limit of RVACS performance was preliminarily estimated at approximately 0.5~0.6 MWe. Numerical methods for the plant dynamic analysis of gas- and heavy-metal-cooled FRs were also developed. They were applied to the preliminary calculations of the transition from scram to natural circulation and the transient characteristics in tentative plant design concepts were clarified. In addition, a dimensionless number indicating natural circulation performance was deduced for the comparison of several plant design concepts.

With respect to the core/fuel-assembly thermal-hydraulics, numerical analysis methods were improved for the pin-type fuel assembly of gas- and heavy-metal-cooled FRs, the coated-particle-type fuel assembly of helium-gas-cooled FR, and the ductless core of sodium- and heavy-metal-cooled FRs. As preliminary evaluations, thermal-hydraulics in the heavy-metal-cooled FR fuel assembly was compared with sodium-cooled one and thermal-hydraulic analyses of carbon-dioxide- and helium-gas-cooled FR fuel assemblies were performed. The analysis for the fuel assembly with inside duct of sodium-cooled FR was also carried out.

The correlations of pressure loss and heat transfer coefficient were investigated for the thermal-hydraulic analyses of the core and fuel assembly of gas- and heavy-metal-cooled FRs. Many kinds of correlations were picked up and examined. From the viewpoint of reliability and usability, the appropriate correlations, which can cover from laminar flow region to turbulent flow region, were recommended. At the same time, it was shown that experiments would be necessary to ensure reliability of some correlations.

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

< 目 次 >

要旨

図表リスト

第1章 緒言	1
第2章 各種炉型における崩壊熱除去系特性評価	3
2. 1 RVACS 除熱特性評価	3
2.1.1 フローネットワークコードによる感度解析	3
2.1.2 RVACS 除熱性能限界に関する検討	8
2. 2 ガス冷却炉崩壊熱除去特性評価	12
2.2.1 ガス高速炉崩壊熱除去系コンセプトの調査	12
2.2.2 プラント動特性予備解析	15
2.2.3 まとめ	21
2. 3 重金属冷却炉崩壊熱除去特性評価	22
2.3.1 解析手法の整備	22
2.3.2 適用解析	24
2.3.3 まとめ	29
第3章 実用炉炉心・燃料体の熱流動解析	73
3. 1 液体金属冷却炉燃料集合体内熱流力評価	73
3.1.1 解析体系	73
3.1.2 解析ケース及び解析体系	73
3.1.3 解析方法	74
3.1.4 解析結果	74
3.1.5 考察	76
3.1.6 まとめ	77
3. 2 ガス冷却炉燃料集合体内熱流力評価	79
3.2.1 解析体系	79
3.2.2 解析条件及び解析ケース	79
3.2.3 解析方法	79
3.2.4 解析結果	80
3.2.5 考察	82
3.2.6 まとめ	83

3. 3 被覆粒子燃料ベットの熱流力特性評価	84
3.3.1 解析条件	84
3.3.2 解析結果と考察	86
3.3.3 まとめと今後の課題	88
3. 4 内部ダクト付き燃料集合体の熱流力特性評価	89
3.4.1 解析体系	89
3.4.2 解析条件及び解析ケース	89
3.4.3 解析方法	89
3.4.4 解析結果	90
3.4.5 考察	90
3.4.6 まとめ	91
3. 5 ダクトレス炉心熱流動評価	92
3.5.1 2次元体系モデル	92
3.5.2 3次元体系モデル	95
3.5.3 まとめ	96
 第4章 伝熱流動相關式の調査	177
4. 1 ガス冷却炉伝熱流動相關式	177
4.1.1 平滑面伝熱流動相關式	177
4.1.2 粗面（リブ付き面）伝熱流動相關式	180
4. 2 鉛及び鉛－ビスマス冷却炉伝熱流動相關式	185
4.2.1 圧力損失相關式	185
4.2.2 熱伝達相關式	187
4. 3 グリッドスペーサの圧力損失及び熱伝達への効果	189
4.3.1 圧力損失への効果	189
4.3.2 熱伝達への効果	190
4. 4 まとめ	191
 第5章 まとめ	205
<謝辞>	207
<参考文献>	208

<図表リスト>

一第2章一

表 2.1-1	1 次冷却材最高温度	30
図 2.1-1	RVACS システム構成例	30
図 2.1-2	R/V 内部概略構造	31
図 2.1-3	RVACS 概略構造	32
図 2.1-4	計算体系	33
図 2.1-5	R/V 内部モデル化の概要	34
図 2.1-6	RVACS 部熱伝達計算のモデル	34
図 2.1-7	空気流路のモデル	34
図 2.1-8	流量変化（基本ケース）	35
図 2.1-9	RVACS 部温度（基本ケース）	35
図 2.1-10	空気温度、風速（基本ケース）	35
図 2.1-11	除熱量（基本ケース）	35
図 2.1-12	温度変化（基本ケース）	35
図 2.1-13	ふく射率の影響	36
図 2.1-14	空気側熱伝達性能の影響	36
図 2.1-15	液位差の影響	36
図 2.1-16	崩壊熱の影響	36
図 2.1-17	温度、CDF の推移	37
図 2.1-18	原子炉体積と 1 次冷却材最高温度の関係	37
図 2.1-19	本検討で仮定した条件の下での適用範囲	37
表 2.2-1	代表的ガス高速炉の主要仕様	38
表 2.2-2	補助炉心熱交換器の設計データ (GA-Demo)	39
表 2.2-3	補助炉心冷却系循環器の設計パラメータ	40
表 2.2-4	空冷熱交換器の設計パラメータ	40
表 2.2-5	補助炉心冷却熱交換器の設計データ	41
表 2.2-6	補助炉心冷却系循環機の設計データ	43
表 2.2-7	解析対象炭酸ガス冷却炉主要目	44
図 2.2-1	GBR4 1200MWe 原子炉概要図	45
図 2.2-2	GCFR demonstration plant の NSSS	46
図 2.2-3	GBR4 の冷却系	47
図 2.2-4	GCFR の崩壊熱除去系のシステム系統図	48

図 2.2-5 補助炉心冷却熱交換器(CACHE)の概念図	49
図 2.2-6 補助炉心冷却系循環機の概念図	50
図 2.2-7 代表的な減圧事故時の炉心出力、流量および圧力の過渡変化	51
図 2.2-8 燃料およびプランケットの最高ホットスポット被覆管温度変化	51
図 2.2-9 格納容器内圧力および温度変化	52
図 2.2-10 減圧事故時の被覆管最高温度変化	52
図 2.2-11 減圧事故時の窒素ガスチャージ	53
図 2.2-12 ヘリウムガスと炭酸ガスの自然循環による炉心性能比較	53
図 2.2-13 炭酸ガス冷却炉プラント動特性解析モデル	54
図 2.2-14 自然循環時の炉心通過流量および崩壊熱の過渡変化	56
図 2.2-15 自然循環時における燃料被覆管最高温度の過渡変化	56
図 2.2-16 自然循環時におけるホット／コールドプレナム温度の過渡変化	57
図 2.2-17 液体金属ナトリウム冷却高速炉自然循環時の過渡変化	57
図 2.2-18 減圧事故時における 1 次系流量、崩壊熱および圧力の過渡変化	58
図 2.2-19 減圧事故時における燃料被覆管最高温度の過渡変化	58
図 2.2-20 減圧事故時におけるホット／コールドプレナム温度の過渡変化	59
図 2.2-21 ポニーモーター強制循環時における 1 次系流量、崩壊熱および給水温度の過渡変化	59
図 2.2-22 ポニーモーター強制循環時における燃料被覆管最高温度の過渡変化	60
図 2.2-23 ポニーモーター強制循環時におけるホット／コールドプレナム温度の過渡変化	60
 表 2.3-1 鉛物性値に関する fitting 式	61
表 2.3-2 鉛－ビスマス合金物性値に関する fitting 式	61
表 2.3-3 重金属冷却炉及びナトリウム冷却炉の同等プラントの設定	62
表 2.3-4 Comparisons of system parameter for Sodium, Lead and Lead-Bismuth reactor	63
表 2.3-5 重金属とナトリウム冷却炉のグラスホフ数比較	64
図 2.3-1 Pb 物性 fitting 式と参照データ	65
図 2.3-2 Pb-Bi 物性 fitting 式と参照データ	66
図 2.3-3 鉛及び鉛－ビスマス合金の物性ルーチンの組込み	67
図 2.3-4 2 次系削除大型炉プラント概略図 (1500MWe)	68
図 2.3-5 2 次系削除大型炉プラント崩壊熱除去系概略図	68
図 2.3-6 主冷却系熱計算モデル	69
図 2.3-7 安全保護系	70
図 2.3-8 重金属とナトリウム冷却炉の強制循環による崩壊熱除去特性の比較	

(等価プラントによる比較)	71
図 2.3-9 重金属とナトリウム冷却炉の自然循環による崩壊熱除去特性の比較 (等価プラントによる比較)	72
 —第3章—	
表 3.1-1 集合体形状データ	98
表 3.1-2 解析ケース一覧	98
表 3.1-3 境界条件	98
表 3.1-4 軸方向メッシュ分割	99
表 3.1-5 各最高温度とバンドル圧損	99
表 3.1-6 各サブチャンネルの流路断面積及び水力等価直径（ペアバンドル）	100
表 3.1-7 ナトリウムと鉛の熱伝達比較	100
図 3.1-1 サブチャンネル分割図及び軸方向メッシュ分割図	101
図 3.1-2 軸方向出力分布	102
図 3.1-3 ケース1のピン表面温度と冷却材温度の比較	103
図 3.1-4 ケース2のピン表面温度と冷却材温度の比較	104
図 3.1-5 ケース3のピン表面温度と冷却材温度の比較	105
図 3.1-6 ケース4のピン表面温度と冷却材温度の比較	106
図 3.1-7 ケース5のピン表面温度と冷却材温度の比較	107
図 3.1-8 ケース6のピン表面温度と冷却材温度の比較	108
図 3.1-9 ケース1の水平断面温度及び軸方向流速分布	109
図 3.1-10 ケース2の水平断面温度及び軸方向流速分布	110
図 3.1-11 ケース3の水平断面温度及び軸方向流速分布	111
図 3.1-12 ケース4の水平断面温度及び軸方向流速分布	112
図 3.1-13 ケース5の水平断面温度及び軸方向流速分布	113
図 3.1-14 ケース6の水平断面温度及び軸方向流速分布	114
図 3.1-15 P/Dとバンドル圧損の関係（鉛冷却）	115
図 3.1-16 P/Dとバンドル平均流速の関係（鉛冷却）	115
図 3.1-17 P/Dとバンドル圧損の関係（鉛冷却 ϵ の影響）	116
図 3.1-18 P/Dと膜上昇温度の関係（鉛冷却）	116
図 3.1-19 P/D=1.5のピン表面温度と冷却材温度の比較	117
図 3.1-20 P/D=1.5の水平断面温度及び軸方向流速分布	118
 表 3.2-1 解析条件	119
表 3.2-2 炭酸ガス冷却解析ケース一覧	119

表 3.2-3	表面最高温度とバンドル圧損（炭酸ガス冷却）	120
表 3.2-4	ピン表面温度と膜上昇温度の比較（ヘリウム冷却）	120
図 3.2-1	サブチャンネル分割図及び軸方向メッシュ分割図（炭酸ガス冷却炉体系）	121
図 3.2-2	サブチャンネル分割図及び軸方向メッシュ分割図 (ヘリウム冷却炉体系)	121
図 3.2-3	ケース 1 のピン表面温度と冷却材温度の比較	122
図 3.2-4	ケース 2 のピン表面温度と冷却材温度の比較	123
図 3.2-5	ケース 3 のピン表面温度と冷却材温度の比較	124
図 3.2-6	ケース 4 のピン表面温度と冷却材温度の比較	125
図 3.2-7	ケース 5 のピン表面温度と冷却材温度の比較	126
図 3.2-8	ケース 6 のピン表面温度と冷却材温度の比較	127
図 3.2-9	ケース 1 の水平断面温度及び軸方向流速分布	128
図 3.2-10	ケース 2 の水平断面温度及び軸方向流速分布	129
図 3.2-11	ケース 3 の水平断面温度及び軸方向流速分布	130
図 3.2-12	ケース 4 の水平断面温度及び軸方向流速分布	131
図 3.2-13	ケース 5 の水平断面温度及び軸方向流速分布	132
図 3.2-14	ケース 6 の水平断面温度及び軸方向流速分布	133
図 3.2-15	ヘリウム冷却炉ピン表面温度と冷却材温度の比較	134
図 3.2-16	ヘリウム冷却炉水平断面温度及び軸方向流速分布	135
図 3.2-17	軸方向圧力変化（ヘリウム冷却）	136
図 3.2-18	軸方向メッシュ毎の圧力損失（ヘリウム冷却）	136
図 3.2-19	リブ高さとバンドル圧損の関係	137
図 3.2-20	リブピッチとバンドル圧損の関係	137
図 3.2-21	リブ幅とバンドル圧損の関係	138
図 3.2-22	リブ高さと膜上昇温度の関係	139
図 3.2-23	リブピッチと膜上昇温度の関係	139
表 3.3-1	解析ケース	86
表 3.3-2	圧力差割合	140
図 3.3-1	燃料体概要	141
図 3.3-2	解析評価メッシュ図	142
図 3.3-3	圧力分布—ケース 1 — (ポロシティ:0.5、流速ファクター:0.3)	144
図 3.3-4	圧力分布—ケース 2 — (ポロシティ:0.3、流速ファクター:1.0)	145
図 3.3-5	圧力分布—参考ケース—	146
図 3.3-6	燃料部相対圧力分布	147
図 3.3-7	軸方向流速分布—ケース 1 — (ポロシティ:0.5、流速ファクター:0.3)	148

図 3.3-8 軸方向流速分布－ケース 2－（ポロシティ:0.3、流速ファクター:1.0）	149
図 3.3-9 軸方向流速分布－参考ケース－	150
図 3.3-10 径方向流速分布－ケース 1－（ポロシティ:0.5、流速ファクター:0.3）	151
図 3.3-11 径方向流速分布－ケース 2－（ポロシティ:0.3、流速ファクター:1.0）	152
図 3.3-12 径方向流速分布－参考ケース－	153
図 3.3-13 燃料部流速ベクトル分布	154
図 3.3-14 燃料層径方向流速分布	155
 表 3.4-1 燃料集合体形状データ	156
表 3.4-2 解析ケース及び解析条件	156
表 3.4-3 各サブチャンネルの流路断面積及び水力等価直径	156
表 3.4-4 各ケースのピーク温度とバンドル圧損	157
表 3.4-5 タブを配置した場合の流路断面積及び水力等価直径	157
表 3.4-6 タブ配置ケースのピーク温度とバンドル圧損	157
図 3.4-1 127 本ピンバンドルをベースとした内部ダクト体系	158
図 3.4-2 軸方向発熱分布	158
図 3.4-3 127 本ピンバンドルサブチャンネル分割図	159
図 3.4-4 127 本ピンベース内部ダクト体系サブチャンネル分割図 (1/12 セクターモデル)	159
図 3.4-5 軸方向メッシュ分割図	160
図 3.4-6 127 本ピン体系と内部ダクト体系の比較	161
図 3.4-7 271 本ピン体系と内部ダクト体系の比較	162
図 3.4-8 内部ダクト体系タブ配置図	163
図 3.4-9 127 本ピン体系とタブ付き内部ダクト体系の比較	164
図 3.4-10 271 本ピン体系とタブ付き内部ダクト体系の比較	165
 図 3.5-1 ダクトレス炉心水平断面図	166
図 3.5-2 解析対象領域	167
図 3.5-3 2次元体系モデルイメージ	168
図 3.5-4 水平方向メッシュ分割イメージ（一部）	169
図 3.5-5 水平方向メッシュ分割	170
図 3.5-6 軸方向メッシュ分割	171
図 3.5-7 ギャップ流路のイメージ	172
図 3.5-8 燃料ピン伝熱構造モデル	173
図 3.5-9 水平方向メッシュ分割イメージ（一部）	174
図 3.5-10 水平方向メッシュ分割	175

図 3.5-11 スタガード 1/4 集合体モデルにおけるコントロールボリュームタイプ 176

—第 4 章—

表 4-1	グリッドスペーサ形状の試験条件	192
図 4-1	平滑面圧力損失係数の比較 (ETGBR 体系参照)	193
図 4-2	乱流領域における熱伝達率の比較 (ETGBR 体系参照)	193
図 4-4	SAGAPO コードによる計算値と試験値の比較 (圧力損失)	194
図 4-3	SAGAPO コードによる計算値と試験値の比較 (ピン表面温度)	194
図 4-5	粗い円管の摩擦係数 (Nikuradse の実験)	195
図 4-6	推奨された相関式による圧力損失係数 (ETGBR 体系参照)	195
図 4-7	推奨された相関式による圧力損失係数 (GBR4 体系参照)	196
図 4-8	推奨された相関式による熱伝達率 (ETGBR 体系参照)	196
図 4-9	推奨された相関式による熱伝達率 (GBR4 体系参照)	197
図 4-10	円管内の液体金属熱伝達 (ヌセルト数の理論値と実験値)	197
図 4-11	グリッドスペーサ形状	198
図 4-12	修正形状圧力損失係数 C_v の測定結果	199
図 4-13	グリッドスペーサ形状及びリブ設置位置	200
図 4-14	グリッドスペーサ圧力損失係数の測定値	201
図 4-15	リブ形状	202
図 4-16	グリッドスペーサの位置	202
図 4-17	グリッドスペーサ圧力損失係数及び修正形状圧力損失係数 C_v の測定値	203
図 4-18	グリッドスペーサのバンドル内熱伝達への影響	204

第1章 緒 言

核燃料サイクル開発機構（JNC）では、十分な安全性確保を前提とした上で、経済性、資源有効利用、環境負荷低減性および核不拡散性を評価の視点として高速炉サイクルの実用化候補概念を抽出することを目的に、実用化戦略調査研究を開始した。平成11年度から2カ年をPHASE 1と称し、幅広く技術選択肢の評価を行い、軽水炉と比肩する経済性を確保する上で有望と考えられる高速炉サイクルの候補概念を複数個具体化するとともに、実用化に向けた開発シナリオを策定する。また、次の5カ年（Phase 2）では、工学的視点も含めて技術的成立性を確認し、整合性を図ったシステムの絞り込みを行う予定である。ここでは、炉に関しては従来JNCの扱ってきたナトリウム冷却高速炉に加えて、選択肢としてヘリウムや炭酸ガスを利用するガス冷却炉、鉛や鉛－ビスマスの重金属冷却炉、水冷却炉等を、燃料に関しては、酸化物燃料、窒化物燃料、金属燃料等をそのスコープに取り入れ検討対象としている。

この実用化戦略調査研究Phase 1の一環として、熱流体技術開発グループでは次の二項目を実施している。

- ① 多様な冷却系システムの熱流動評価
- ② 安全系を局限化した実用炉の熱流動評価

実用化戦略調査研究において熱流動技術に求められるところは、各プラント設計概念に関してさまざまな熱流動現象の分析を実施し、それを相互比較することにより有望な高速炉概念の選定に資することであると考えている。それと同時に、各設計概念において設計のクリティカルパスとなる熱流動現象は何であるかを見極めて効率的な研究開発を進めることが肝要である。さらにPhase 2で実施される候補概念の絞込みを的確に行うためには、その判断材料を提供できるツールやデータを整備しておくこともまた必要である。これらの視点から、熱流体技術開発グループでは、Phase 1の具体的研究開発として以下の項目を実施している。

(1) 崩壊熱除去特性評価

プラントの成立性を左右するきわめて重要な課題である崩壊熱除去に関して、各種冷却材の自然循環特性の比較・評価を検討する。また崩壊熱除去系の多重性と多様性に対する考え方を整理する。機器・システムの簡素化が可能であり、受動的で信頼性が高くかつ安心感のある自然循環崩壊熱除去は実用化炉に不可欠である。（電力中央研究所との共同研究）

(2) 物性値や相関式、構成式の評価

熱流動解析評価に共通して不可欠なデータは物性値や伝熱流動相関式である。ナトリウムに関しては必要十分なデータがそろっているが、ガス冷却炉、重金属冷却炉に関

しては十分とはいえない。そこでガス冷却炉と重金属冷却炉に関して実用化候補技術の明確化に必要な物性値、伝熱流動相関式や構成方程式の調査を実施する。また、機器合体や安全系の局限化などに伴い安全設計評価において必要となる相関式を検討する。

(3) 重要な熱流動現象の分類と特性評価

安全系の局限化を追求したナトリウム冷却炉、炭酸ガスあるいはヘリウムを冷却材としたガス冷却炉、鉛あるいは鉛-ビスマスを冷却材に用いた重金属冷却炉に関して、その物理的/化学的性質や設計上の特質の違いから評価すべきと考えられる重要な熱流動現象を摘出する。

(4) 実用炉の熱流動解析

各種概念の高速炉の熱流動特性解析を実施し、各炉型の特徴を明確にして相互の定量的比較に資する。まず、炉心概念の成立性検討に必要な燃料体の伝熱流動特性の予備評価を実施する。

ここまで述べた計画には、プラントの仕様が固まらなければ実施できない項目がある。しかしながら、プラントの仕様が確定するのを待つことなく、その時点で重要と考えられる課題から検討を開始することとした。そのため、暫定的な設計条件や解析条件を与えざるを得ないので、既存の設計例を参照した。評価にあたっては、一般的に適用できる結果を抽出できるように考慮した。

本報告書は、熱流動技術開発に関する平成11年度の中間成果をまとめたものである。第2章では、崩壊熱除去特性評価に関して、炉壁冷却系の崩壊熱除去特性評価とその除熱限界の予備評価、ガス炉の崩壊熱除去評価手法の整備、重金属冷却炉の崩壊熱除去の予備解析について述べる。第3章では、各種炉型における炉心・燃料体の熱流動解析予備評価について、第4章では、熱流動解析に必要な相関式の調査結果について述べる。第5章には平成11年度の検討により得られた知見をまとめた。なお、「(3) 重要な熱流動現象の分類と特性評価」については、別報告書として別途まとめられているのでそちらを参照されたい。

第2章 各種炉型における崩壊熱除去特性評価

本研究は、各種炉型における崩壊熱除去系システムに注目し、それぞれの除熱特性を明らかにするとともに、設計パラメータの最適化に向けたデータベースの整備を行うことを目的とする。具体的には、大型ナトリウム冷却炉、重金属冷却炉、ガス冷却炉、および小型ナトリウム、重金属冷却炉等を対象として、各炉型における崩壊熱除去系システムの形態を調査するとともに、解析等により、炉型、崩壊熱除去系システムのタイプ、冷却材の差異などによる崩壊熱除去特性の違いを明らかにする。また、除熱能力に対する各種設計パラメータの感度を把握し、除熱性能向上の方向性を明らかにするとともに、安全性向上のための崩壊熱除去系の多様性・多重性の検討を行うものである。

平成11年度は、崩壊熱除去特性に関する知見が相対的に少ない炉型やシステムについて、優先的に解析手法の整備・評価を実施した。すなわち、炉壁冷却系(RVACS)、ガス冷却炉、および重金属冷却炉を対象としている。但し、評価については現時点ではプラントの仕様が十分に検討されていないことから、あくまで予備評価との位置付けで実施している。その範囲内で得られた知見について述べる。

2.1 RVACS 除熱特性評価

高速炉の崩壊熱除去系(Decay Heat Removal System : DHRS)の1つである炉壁冷却型補助冷却系(Reactor Vessel Auxiliary Cooling System : RVACS)は、動的な熱輸送系が使用できない事象においても除熱に期待することができる簡素でパッシブなDHRSである。このRVACSを採用し、動的なDHRSを合理化することができれば、プラント建設コストの低減の可能性が生じる。

ここでは、このRVACSを対象に、フローネットワークコードによる感度解析、プラント動特性解析コードCRRES⁽²⁻¹⁾による適用限界に関する検討を実施した。

2.1.1 フローネットワークコードによる感度解析

(1) RVACSのシステム構成

RVACSのシステム構成を図2.1-1に示す。RVACSを採用している炉では、原子炉容器(Reactor Vessel : R/V)内側近傍にベッセルライナー(Vessel Liner : V/L)を設置している。NSLは、このV/L上端よりも低い位置にある。R/VとV/Lの間のアニュラス空間はコールドプレナムに繋がっており、通常運転状態では、V/Lの内側がホットプレナム、V/L外側のアニュラス空間はコールドプレナムである。

動的な熱輸送機能の喪失といった事象においては、炉内温度の上昇に起因するナトリウムの膨張により、ナトリウム液位が上昇する。液位がV/L上端を超えると、中間熱交換器

(Intermediate Heat Exchanger : IHX) を経由する流路と別に、このアニュラス空間にホットプレナム、コールドプレナムを直結する流路ができる。

アニュラス空間は、R/V、原子炉安全容器 (Guard Vessel : G/V) を通して G/V 外側に存在する空気冷却流との熱交換部を構成する。ナトリウムの V/L 上端のオーバーフロー開始により、アニュラス空間にはそれまで存在した低温のナトリウムに代わり、高温のナトリウムが流入する。R/V と G/V 間での熱交換、および G/V と空気との熱交換では、熱ふく射、および自然対流が主要伝熱機構であり、この熱交換部が高温になると熱交換量が増加し、実質的に RVACS 除熱が開始する。

(2) RVACS を採用したプラントのモデル化

RVACS の除熱特性を評価するために、ノードジャンクション法によるフローネットワークコードを用いた過渡解析を実施する。解析の対象は、基本的には RVACS を採用した代表的なプラントである S-PRISM であるが、詳細設計データが不明なため、公開文献⁽²⁻²⁾をベースに多くの入力データを推測した。したがって、ここで得られる結果は、S-PRISM そのものの除熱特性を定量的に評価してはいない。

図 2.1-2 に R/V 内部構造を示す。R/V は、直径約 9.2m、高さ約 19.6m の比較的縦長の形状をしている。1 次冷却材 IHX 出口部および RVACS 热交換部の一部を構成するアニュラス空間（以降、ダウンカマーと呼ぶ）のナトリウム出口部は、炉心部上端より若干高い位置にある。IHX またはダウンカマーから流出する 1 次ナトリウムは、この高さでコールドプレナムに流入し、1 次主循環電磁ポンプを経由して炉心に流入する。

図 2.1-3 に RVACS に関する構造の概略を示す。スタックは 2 重の矩形ダクトと考える。スタック内部の矩形流路は排気用で外部は吸気流路である。オペレーションデッキ下部にはこのスタックに繋がる水平空気流路が広がっていると仮定した。G/V 外側の空気上昇部は幅 16.5cm のアニュラス状流路である。

(3) ネットワークモデル

計算体系を図 2.1-4 に示す。本検討では、1 次主冷却流路と RVACS 除熱システムを対象にモデル化している。ノード数 17、ジャンクション数 14 である。

R/V 内プレナム部モデル化の概要を図 2.1-5 に示す。ノード No.1 は、炉心出口から IHX 入口までの領域をモデル化しており、4 つのメッシュに分割している。第 3 メッシュで IHX 入口窓高さまで垂直に上昇し、その後、第 4 メッシュで水平に流れ、IHX 入口窓部に到達する。ノード No.2 は、IHX 入口窓部から NSL までの残りの上部プレナムをモデル化している。ノード No.3 は、通常運転状態ではナトリウムが存在せず体積膨張により発生する領域、およびナトリウムオーバーフロー部を対象にモデル化している。本解析では、この領域を過渡の最初からモデルに組み入れるもの、オーバーフロー以前は流動しないように大きな圧力損失を模擬的に加えておく。NSL からオーバーフローが有意にスタートするま

での液位差は、堰の切り込みの長さや、全体に対する切れ込みの存在割合に依存すると考えられるものの、公開文献の図よりほぼ 28cm~44cm 程度と推定される。また、ノード No.3 の流路面積に反映されるオーバーフロー時の液位は、継続してオーバーフローする場合の値を参考に 84cm とした。ノード No.4 はダウンカマーで RVACS 熱交換の計算を行う。ノード No.6 は IHX、No.8 はポンプである。

炉心部はノード No.15~No.17 で模擬する。No.15 がドライバー燃料、No.16 がブランケット燃料、No.17 が遮蔽体である。炉心、燃料要素などの詳細な構造については、一切不明であるため、これまでに検討例のある炉心の代表寸法を採用している。

ポンプ部については、電磁ポンプのフローコーストカーブが不明なため、やはり検討経験のある機械式ポンプの Q-H 特性カーブを用いた。ポンプヘッドについては、自然循環ヘッドに比して十分小さくなつた時点で計算を終了している。

形状圧損は炉心にのみ加味している。定常初期状態における炉心圧損から形状圧損係数を求めている。それ以外のノードでは、Re 数に基づいた摩擦損失係数を用いている。

定常初期状態においては、ノード No.4 の圧力損失は非常に大きな値に設定しておく。そのため、ナトリウムは完全に IHX 側に流れる。過渡においては、常に総ナトリウム体積・液位をモニターしておき、設定した高さを超えた時点で、圧力損失を通常値に徐々にもどす。これにより、V/L 上端のオーバーフロー開始を模擬している。

炉心発熱量は初期定常状態で 1000MW である。IHX の除熱量も初期定常状態は同様としている。IHX には 2 次ナトリウム系への熱移行をモデル化している。本解析では、2 次ナトリウム系を考慮していないため、IHX 除熱量は入力値となる。

炉心は先に述べたように 3 チャンネルの流路でモデル化している。この 3 チャンネルの P/F はすべて同じ値とした。

図 2.1-6 に RVACS 熱交換モデルを示す。R/V とノード No.4 との熱交換部には対流熱伝達と R/V の熱伝導を加味し、R/V の温度代表点は G/V に対向する面に設けている。また、G/V の温度代表点も R/V に対向する面に設定しており、G/V と空気との熱交換には G/V の熱伝導と空気側熱伝達を考慮して計算を行う。R/V と G/V の間にはふく射のみを考慮した。ノード No.4 とノード No.1 の間に熱伝導による熱交換を考慮している。S-PRISM の場合、空気側流路には熱伝達を促進するためのヒートコレクター、トリッパーを設置している。この空気側熱伝導の定量値に関しての情報はない。そこで、この空気側熱伝達に関して、定量値の明らかな既往研究の結果⁽²⁻³⁾（多孔質体を用いる伝熱促進法）として、ふく射と対流が考慮された式を用いる。RVACS 熱交換部はオーバーフロー以前も含め、過渡全般に亘り計算を実施している。

空気側流路のモデルを図 2.1-7 に示す。流路は 13 領域に分割し、それぞれの領域で圧力損失を考慮している。入口窓部（1）、スタック下部（3）、R/V 近傍下降部入口（5）、R/V 下部 U ターン部（7）、R/V 近傍ライザー終了部（9）、スタック下部（11）、スタック出口部（13）においては、曲がり、拡大縮小などの損失係数を考慮している。また、

それ以外の領域では、流動摩擦損失を考慮している。空気の流動に関しては、各タイムステップにおいて浮力と圧力損失の釣合いから流量を求めている。

(4) 解析条件

解析のための基本的な条件を以下に述べる。

- ・回転数半減時間 : 5.5 秒 (既往研究⁽²⁻³⁾で用いた機械式ポンプのコストダウンカーブによる)
- ・オーバーフロー開始液位 : 28cm
- ・IHX 除熱量 : IHX 流量に比例 (トリップ～50 秒)
線形補間 (50 秒～600 秒)
定格の 0.25% (600 秒～オーバーフロー開始)
オーバーフロー時点の IHX 流量に比例 (オーバーフロー開始～)
(ただし、定格の 0.1% 以下になった時点で 0)
- ・崩壊熱 : 既往研究で用いた MOX 炉心の値

解析事象は、RVACS 機能の特性を把握するといった観点から、動的な崩壊熱除去機能の喪失とした。また、本解析では、公開文献のデータを基に推測した入力データを用いており、先に述べたように、ここで得られる結果は PRISM そのものの除熱特性を定量的に評価しないため、判断条件は特に定めていない。

(5) 解析結果（基本ケース）

図 2.1-8 に流量の変化を示す。トリップから 1 時間 10 分後にオーバーフローが開始している。その後約 30 分で主流が IHX 側から RVACS 側へ移行している。移行後は、定格の約 0.5～0.6% の流量で安定して推移していることがわかる。

図 2.1-9、図 2.1-10 にダウンカマ流路内のナトリウム、R/V、G/V、空気温度および空気流速を示す。オーバーフロー開始後に熱いナトリウムがダウンカマ流路に流れ込み、全体の温度が上昇していることが分かる。このケースでは、R/V が約 540°C、G/V が約 350°C、空気出口温度が約 80°C、除熱区間での空気流速は約 3.3m/s である。R/V、G/V 間 および G/V、空気間の熱緩衝が比較的大きく評価されている。これらの部分の熱交換性能を向上させれば、全体としての除熱量をより大きくできる可能性を持つことが分かる。

図 2.1-11 に熱交換量を示す。オーバーフロー開始以前は IHX を経由しての除熱が主であるが、オーバーフロー開始とともに、RVACS 側の除熱が主になっていることが分かる。図中の点線は上部プレナムとダウンカマ内ナトリウムの熱交換量であるが、オーバーフロー開始後は、両者の温度差が減少し、その量が低下していることが分かる。全除熱量はトリップ後、約 22 時間で崩壊熱を超えていている。

図 2.1-12 にナトリウム温度を示している。1 次冷却材境界最高温度は 726°C である。

(6) 解析結果（パラメータサーベイ）

パラメータは、R/V・G/V 間のふく射率、スタック高さ、空気側流路圧損、空気側熱伝達性能、オーバーフロー開始液位、崩壊熱とした。なお、それぞれのパラメータは基本解析から独立に変化させている。

表2.1-1にそれぞれのパラメータ条件下でのホットプレナム最高温度を基本ケースからの差として示す。表より、R/V・G/V 間のふく射率、空気側熱伝達性能、崩壊熱の変化は、ホットプレナム最高温度に顕著に影響を与えることが分かる。それに比してスタック高さ、空気側流路圧損は、あまり大きな影響を与えない。これは、既往研究の結果⁽²⁻³⁾（20mm の増加で約 8°C の低下）と若干傾向が異なる。この理由としては、今回対象とした空気冷却流路では、比較的 G/V 温度が高く、熱交換全体に寄与するふく射の影響が大きく、対流の影響があまり現れないためであると考えられる。オーバーフロー開始液位は、ホットプレナム最高温度には大きな影響を与えていない。

図 2.1-13 に R/V・G/V 間のふく射率を変化させた場合の RVACS 周りの温度を示す。図より、ふく射率が大きくなると、R/V・G/V 間温度差が減少していることが分かる。しかし、除熱量の増大に伴い熱流束が増加し、ナトリウム温度・R/V 温度が低下するため、G/V の温度は大きくならない。ふく射率の変化の除熱量へ与える影響は大きく、ふく射率が 0.8 から 0.9 に増加すると、プレナム最高温度は 23°C 変化している。R/V・G/V 間の伝熱機構には、ふく射および自然対流が考えられるが、比較的高温な閉空間であることから、ふく射の寄与が支配的であると考えられる。しかし、より精度の高い予測には、自然対流の効果の加味も必要と考えられ、今後検討を加えたい。

図 2.1-14 に空気側熱伝達性能の影響を示す。空気側熱伝達性能の向上は、ホットプレナム最高温度低下に顕著に影響を与えることが分かる。特に、基本ケースから空気側熱伝達性能を向上させた場合よりもむしろ、空気側熱伝達性能を劣化させた場合に影響が大きい。これは、熱通過率の低下による伝熱量差の発生とともに、オーバーフロー流路の温度が上昇したことによるナトリウムの一巡ドラフト力の低下による流量の減少が影響しているものと考えられる。

図 2.1-15 にオーバーフロー開始液位の影響を示す。図から、オーバーフローのタイミングは液位 18cm と 38cm の場合で約 1 時間程度異なるものの、過渡に亘る温度変化には大きな影響を与えていないことが分かる。これは既往研究での結果⁽²⁻³⁾と同様で、オーバーフローのタイミングが遅くなった場合、ダウンカマ温度がその分上昇し、熱交換量が増加し、結果としてプレナム最高温度に影響を与えないためであると考えられる。

崩壊熱の影響を図 2.1-16 に示す。崩壊熱のプレナム最高温度に与える影響はもっとも顕著である。崩壊熱が 10% 増加（減少）すると、プレナム温度は 36°C 上昇（低下）する。崩壊熱が増加すると、プレナム温度も大幅に増加するが、同時に除熱量も増加している。これは、RVACS 熱交換部分で支配的であるふく射除熱量が増したためであると考えられる。

崩壊熱が変化しても、プレナム最高温度に到達するまでの時間はあまり変わらない。

(7) まとめ

公開文献をベースにRVACSの特性を評価することのできるプラント過渡解析モデルを作成した。

作成した過渡解析モデルを用いてプラント過渡解析を実施したところ以下が分かった。基本ケースでは、トリップから1時間10分後にオーバーフローが開始し、約30分で主流がIHX側からRVACS側へ移る。移った後は、定格の約0.5~0.6%の流量で安定して推移する。

オーバーフロー開始以前はIHXを経由しての除熱が主であるが、オーバーフロー開始とともに、RVACS側の除熱が主になる。全除熱量はトリップ後、約22時間で崩壊熱を超える。本解析モデルでは、1次冷却材境界最高温度は726°Cであった。

パラメータサーベイをR/V・G/V間のふく射率、スタック高さ、空気側流動圧損、空気側熱伝達性能、オーバーフロー開始液位、崩壊熱に対して実施した。その結果、R/V・G/V間のふく射率、空気側熱伝達性能、崩壊熱の変化は、ホットプレナム最高温度に顕著に影響を与えることが分かった。特に、崩壊熱の影響は大きい。このモデルの場合、スタック高さ、空気側流動圧損、オーバーフロー開始液位は、ホットプレナム最高温度には大きな影響を与えないことが分かった。

2.1.2 RVACS 除熱性能限界に関する検討

2.1.1で述べたように、RVACSの除熱量を増加させるためには、R/V、G/V間のふく射伝熱量を増加させること、空気側熱伝達性能（ふく射伝熱、対流熱伝達）を向上させることが有効である。

これらに加え、RVACSの適用性に大きく影響を与えるパラメータとして、R/V容積がある。R/V容積を増加させることは、熱交換を行うG/V表面積の増加、およびプレナム温度上昇の緩和に直接影響を与えるからである。そこで、本節では、プラント動特性解析コードCRRESを用い、比較的コンベンショナルな形状をしたタンク型FBRを対象に、R/V容積に着目したRVACS適用限界に関する検討を実施した。

(1) 解析・判断条件

RVACSの除熱特性を評価するための対象事象、および判断条件を以下のように設定した。

対象事象：動的な崩壊熱除去機能の喪失

判断条件：1次冷却材境界温度 650°C（構造健全性）

被覆管累積損傷和 (CDF) ≤ 0.5 (燃料健全性)

この事象は設計基準外事象とみなせるため、1次主冷却系自然循環を仮定し、ノミナルベースで評価を行った。なお、低流量運転が可能な場合には、自然循環時よりも被覆管最高温度、1次冷却材最高温度ともに低くなる。

また、炉心の健全性に関しては、被覆管温度は炉停止から数時間後に最高温度となり、その近傍での高温状態が長時間持続することから、CDFによる判定方法を採用した。CDFの算出に当たっては、金属燃料を標準炉心燃料とし、被覆管-燃料の液相形成（共晶反応）による減肉とクリープ損傷の両者を加味した。ただし検討した範囲では、後述するように構造健全性に関する判定基準のほうに先に抵触する。

電気出力 300MWe、プラント効率 38.5%、原子炉容器 (R/V) 直径 10m、高さ 14.4m のコンパクトなタンク型炉を基本ケースとした。冷却空気流路は、4箇所の半径 1m の入口ダクト、60cm の幅のアニュラス下降部、原子炉キャビティー最下部の曲り部、安全容器外側の幅 30cm のアニュラス加熱上昇部、そして 4 本の半径 1m、高さ 40m のスタックで構成された。また、越流堰とナトリウム液面との高さの差 20cm(定常時)、炉心出入口温度 510/355°Cである。伝熱促進体として空気側流路にふく射コレクター（多孔質体）を適用している。過渡開始とともに蒸気発生器は瞬時断熱とし、ナトリウム越流までは、中間熱交換器を介しての 2 次ナトリウム系への熱移行だけを期待する。また、従来型 R/V 形状をもつ FBR に対しての RVACS の適用可能範囲を評価するため、原子炉出力・原子炉容器体積の影響を検討した。パラメータは以下である。

ケース	30 万 KW 標準 (基本ケース)	30 万 KW 小型	45 万 KW 標準	45 万 KW 大型
原子炉出力	789MWt	789MWt	1170MWt	1170MWt
R/V 高さ	14.4m	13.2m	14.4m	16.2m
R/V 径	10m	10m	12m	12m

(2) 解析結果

図 2.1-17 に基本ケースにおける燃料上端部でのナトリウム温度、および、その値からグローバルホットスポットファクターを加味して計算される被覆管肉厚中心温度をプレナム温度とともに示す。初期温度ピークにより CDF の値は 0.002 程度増加するものの、ピークの解消とともに、その後暫くは増加がみられず、約 11 時間後によくやく増加を始めることが分かる。しかしながら、その増加後の値も 24 時間経過後に 0.035 程度で、炉心健全性には全く影響の無いことがわかる。この CDF の制限値までの余裕は、1 次冷却材境界温度余裕 ($\leq 650^{\circ}\text{C}$) に対しかなり大きく、以下の評価は冷却材温度に注目すれば良いと判断される。

ホットプレナム温度は炉心崩壊熱により徐々に上昇するものの、時間の経過と共に崩壊熱の減少と除熱量の増加の効果があいまって、その上昇率は低下し、判断条件である650°Cを若干下回る点で頭打ちになっていることが分かる。

各ケースにおける最高到達温度を図2.1-18に示す。ここで用いた原子炉容器体積(V)とは、以下に示す式より求められる近似的な体積である。

$$V = \pi H R^2$$

ここで、記号は以下の通り。

H : 原子炉容器下端からルーフスラブ下面までの高さ

R : R/V半径

図より、電気出力は同一のままで近似的原子炉容器体積が約10%程度増加すると、最高到達温度は30~40°C低減することがわかる。これは、原子炉容器表面積の増加とナトリウム容量増大の効果によるものと考えられる。図2.1-18から、RVACSが過渡時に至る1次冷却材最高温度が、ちょうど制限温度に相当する近似的原子炉容器体積Vを内外挿により求め、現在設計または建設されているタンク型FBRの近似的原子炉容器体積、出力と比較した結果が図2.1-19である。図中の破線より左の領域が、仮定した条件下でRVACSを適用できる炉出力範囲である。図の一点鎖線は、設計または建設されたFBRの近似的原子炉容器体積と熱出力の関係の平均値(Super-Phenixを除く)であり、実線は平均値から±20%の領域である。

(3) 適用限界に関する検討

図2.1-19での破線は本検討で仮定した条件下でのRVACS適用境界を示している。この適用境界は、幅を持つと考える必要がある。例えば、基本とした炉からR/V、G/V間のふく射率、空気側伝熱促進を行えば、適用範囲は拡大する。

図2.1-19には、同様の指標で表したS-PRISMも示している。図から、PRISM、S-PRISMとも適用境界付近にあることが分かる。これにより両者とも、RVACSの適用上限近傍で設計されていることが分かる。

S-PRISMは、仮定した条件で求めた適用境界をわずかに越えている。これは、R/V形状、GEでの解析条件や判断条件が本検討と異なっているためと考えられる。S-PRISMは本検討で基本とした炉に比べR/V高さが30%大きく細長い形状をしている。同一体積とした場合には、縦長形状とした方が表面積が大きくなり除熱量の増加を生む。S-PRISMの空気側伝熱促進方法(コレクターシリンダー、トリッパー)の定量的効果は不明であるが、このプレナム最高温度に与える影響は大きい。さらに、判断条件とした1次冷却材境界温度が650°Cよりも高いと思われる(ASME Service Level D [1400F(760°C) < 1hr, 1300F(704°C) > 1hr])。このことから少なくとも、S-PRISMを含んだ範囲までは、この適用境界に幅を持たせて考えるのが妥当である。

参考に、S-PRISMと、レファレンスとした炉の仕様の比較を以下に示す。

	30万KW 基本炉	S-PRISM
熱出力	789MW	1000MW
R/V 高さ	14.4m	約 19.58m
R/V 径	10m	約 9.1m
近似的体積	1130m ³	約 1273m ³
煙突高さ	40m	約 27.3m
伝熱促進	多孔質体	コレクターシリンダー、トリッパー
原子炉出口温度	510°C	510°C
空気側上昇部幅	30cm	約 17cm
原子炉容器厚さ	4cm	5cm
安全容器厚さ	3cm	2.5cm

RVACS の伝熱促進を図るために、出力の割に大きな（縦長の）R/V を採用すれば有効であるが、極端に大きな R/V は、経済的に見合わないものになる。図 2.1-19 には設計例のあるタンク型 FBR プラントの近似的体積をパラメータとしてプロットしているが、±20%程度から大きく外れるプラントは Super-Phenix 以外にはない。この範囲を合理的な設計と考えると、幅をもたせた適用境界から RVACS 適用範囲は電気出力 50~60 万 kW と推定される。また、本検討は動的な崩壊熱除去系の喪失を対象としており、RVACS 単独での除熱を想定しているが、他の崩壊熱除去系との組合せを行えば、より大型の炉にも適用が可能であると考えられる。

(4) まとめ

スタック高さ、原子炉容器形状などに一定の条件を与えた炉を対象に、1 次冷却材境界温度 650°C を判断条件として RVACS の適用限界を検討し、原子炉近似体積と熱出力の関係を求めた。

この関係は、仮定した条件下で求められた境界であり、幅をもつと考える必要があるが、S-PRISM および PRISM はこの適用境界付近にあり、両者とも RVACS の適用上限近傍で設計されていることが分かる。

S-PRISM は、仮定した条件下で求めた適用境界をわずかに越えている。これは先述のように検討の前提条件が異なるためと考えられる。基本ケースとの異なる条件の例として、細長い R/V 形状、空気側伝熱促進量、1 次冷却材境界判断条件温度が挙げられる。

合理的な設計範囲と、ある程度の幅を考慮した適用境界から、RVACS 適用の上限は電気出力 50 万~60 万 kW と推定される。また、本検討は動的な崩壊熱除去系の喪失を対象としており、RVACS 単独での除熱を想定しているが、他の崩壊熱除去系との組合せを行えば、より大型の炉にも適用が可能であると考えられる。

2.2 ガス冷却炉崩壊熱除去特性評価

ガス冷却炉の崩壊熱除去系について、そのコンセプトを把握するためこれまでの設計例の調査を行った。また、現時点では概念設計が固まっていないことから仮想的な設計を想定し、これに対して動特性解析を実施することにより、自然循環崩壊熱除去特性、減圧事故時の熱過渡特性、および定格からポンピーモータ運転に至る強制循環運転に関して予備的な検討を行った。

2.2.1 ガス高速炉崩壊熱除去系コンセプトの調査

ガス高速増殖炉として、現在入手できる情報が比較的多い GBR4(1200MWe)(図 2.2-1)および GA-Demo(360MWe)(図 2.2-2)を中心まとめた。主要仕様を表 2.2-1 にまとめる。

(1) 崩壊熱除去系の構成

a. GBR4

GBR4⁽²⁻⁴⁾⁽²⁻⁵⁾の冷却系の概念図を図 2.2-3 に示す。GBR4 では以下の 4 系統の炉心冷却手段を有している。

- ① 外部電源からの主循環機モーター駆動
- ② 3 補助タービン給電システム・・・それぞれ 2 基の蒸気発生器から蒸気を抽気してタービン発電をし、この電源で主循環機のポンピーモーターと非常給水ポンプに電力を常に供給している。原子炉がトリップしたときこれらのモーターを止めることなく運転を継続させることが出来る。
- ③ 3 緊急冷却系・・・ガス循環機は外部電源およびディーゼル発電機により駆動される。熱交換器の 2 次側は加圧水ループを形成し崩壊熱は空冷熱交によって外気に放出される。水ループおよび自然通風は自然循環および自然通風に依っている。除熱容量は崩壊熱の 50%/ループ⁽²⁻⁵⁾との記述がある。
- ④ 全自然循環冷却・・・上記緊急冷却系の炉室側も自然循環に期待したモード

b. GA-Demo

冷却系の概念図を図 2.2-4 に示す。Demo プラント⁽²⁻⁶⁾⁽²⁻⁷⁾では以下のような 3 つの独立した崩壊熱除去系を持っている。

- ① 通常の熱輸送系を使用するタービンバイパスコンデンサー(MLCS)
- ② 3 炉停止冷却系 (Shutdown Cooling System (SCS))・・・蒸気発生器と He 主循環機を利用した空冷熱交システム
- ③ 3 補助炉心冷却系 (Core Auxiliary Cooling System(CACS))

(2) 除熱容量の考え方

GBR4 では 50%除熱容量 x3 基とされている⁽²⁻⁵⁾。しかしながら、その根拠については不明である。一方 Demo では、1977 年までの 826MWT(300MWe)設計⁽²⁻⁸⁾では表 2.2-2 に示すように強制循環ベースで 20MW x3 基構成となっている。3 基で定格除熱量の約 7.3% (2.4%/基) を取るようになっている。また、減圧事故時ベースでは 1.8Bar で 16MW/基を取る設計としている。

(3) 系統の運用

Demo では以下のような運用が計画されていた⁽²⁻⁷⁾。

通常熱輸送系が運転可能の場合、崩壊熱除去はタービンバイパス系によって行われる。タービンバイパス弁を開きタービン止め弁を閉止し、蒸気発生器からの蒸気を減温器を通して主復水器に導く。ヘリウム循環は主循環機によって維持され、蒸気発生器への給水は主給水ポンプに依っている。長期冷却では、必要な蒸気は補助ボイラーより供給される。

通常熱輸送系の機器が使えないときは、安全系である炉停止冷却系(SCS)が自動起動する。SCS 運転モードではヘリウム主循環機はポニーモータで駆動し、蒸気発生器へは SCS Flood-Out Pump によって給水される。蒸気発生器からの熱は水／空気除熱系閉ループで空冷熱交から大気へ放出される。長期崩壊熱除去はこの水ループの循環によって達成される。水タンクは 20 分間の運転に耐えられる量を保有する。

上記両システムがいずれも使用できないときは、補助炉心冷却系(CACS)が使用される。独立な 3 ループ構成で、各ループは補助炉心冷却熱交換器(CAHE:Core Auxiliary Heat Exchanger), 補助ヘリウム循環機および補助炉心冷却水ループから構成されている。水ループは加圧サージタンク、水循環ポンプおよび空冷熱交から成っている。CACS は減圧事故を含む全ての設計基準事故時に十分な炉心冷却を可能にする。この系では動的機器が使えないときは、PCRV が加圧されているならば自然循環によって崩壊熱が採れるように機器の高低差を十分取っている。参考までに、CACS の循環器、空冷熱交換器、CAHE の設計データを表 2.2-3~2.2-5 に、CAHE と循環器の概念図を図 2.2-5, 2.2-6 に示す。

(4) 事故時の熱流力特性

ここでは、代表的な崩壊熱除去モードである減圧事故時および加圧時の炉内自然循環冷却について、おおよその事象の推移に関する過去の評価例を紹介する。

a. 減圧事故時の崩壊熱除去

まず GA-Demo の評価例⁽²⁻⁹⁾では、以下の通りである。

一次系圧力低、格納容器圧力高あるいは格納容器内放射線レベル高によって、原子炉がトリップし、格納容器が隔離される。ここで仮定している安全上のシーケンスは外電喪失で主冷却系が使えない。従って、外電喪失によって主循環機はコーストダウ

ンし非常用ディーゼル発電機が起動する。冷却材圧力が設定値以下(2.07MPa)になるとプラント保護系によって補助炉心冷却系(CACS)が起動する。

CACSの起動に至る圧力低下が緩慢な場合は、プラント保護系はまず安全冷却系(Safety Cooling System)を選択する。SCSのボニーモーターは主循環機の回転速度をSCS運転の設定値に維持する。圧力が低下するにつれてボニーモーターは加速し、最高速度になるまで等質量流量を確保する。設定圧力になると冷却モードは自動的にCACSに引き継がれる。CACSが起動すると補助循環機に最大トルクがかけられる。この補助循環機の圧力によって補助系ループの隔離弁が開き、主ループの隔離弁が閉じる。また、補助熱交換器(CACHE)と補助空冷熱交(ALC)の間の加圧水ループのポンプが起動する。ヘリウムガスによってCACHEに運ばれた崩壊熱は水によってALCに伝えられ最終的にはALCのファンあるいは自然通風によって外気に放散される。代表的な減圧事故時の炉心冷却流量、炉心発熱量、圧力変化を図2.2-7に示す。図2.2-8はこのときの燃料とプランケットピンの最高ホットスポット温度変化である。燃料ピン温度は暫定的な燃料損傷温度(1300°C)より100°C程度低い。

主冷却系の圧力は~3分程度で格納容器圧力と等しくなる。格納容器内の圧力と温度変化を図2.2-9に示す。

なお、格納容器との平衡圧力の依存性についてはドイツで開発されていたHe冷却1000MWe高速炉についての評価例⁽²⁻¹⁰⁾があり図2.2-10に示すように、平衡圧力が2barと3barでは被覆管最高温度が大きく影響することが紹介されている。また粒子燃料を用いたGBR2では減圧事故時に窒素ガスチャージによって炉心温度上昇を抑えるような評価例⁽²⁻¹¹⁾も示されている(図2.2-11)。

b. 自然循環による崩壊熱除去

GA-Demo⁽²⁻⁹⁾では起因事象としては主循環機の駆動力の全喪失で、主循環機は直ちにコーストダウンを開始する。高発熱/流量比によって炉もトリップする。ここでSCSボニーモーターは使えない。またCACS循環機も起動しないとする。主ループの隔離弁は重力によって閉じ、補助冷却系ループの隔離弁は開く程度の低流量となる。補助冷却系の温度分布によって炉心と補助熱交換器の間に自然循環が発達する。約3秒でヘリウム流量は0から定格の3.5%になる。同時にCACHEへの熱負荷によってCACS水ループの自然循環および空冷熱交での自然通風を増大させる。ホットスポット被覆管最高温度は620°C、またCACS水ループの最高温度は185°C(この系の飽和温度は302°C)となった。

自然循環に及ぼす冷却材の効果がヘリウムガスと炭酸ガスについて検討されている⁽²⁻¹²⁾。圧力比と除熱可能熱量割合が図2.2-12で示されている。これによって炉心とECCS熱交との間の伝熱中心差が10mあればヘリウム冷却では定格の5~6%の崩壊熱除去が可能であることや、炭酸ガスならばこの伝熱中心差を1/30~1/9程度に下げ

ることが可能であることが示されている。

2.2.2 プラント動特性予備解析

(1) 解析対象

既往のガス高速炉に関する設計検討においては、一次・二次主冷却系統についてスペックを定めたものがほとんどであり、崩壊熱除去系統（補助冷却系統）に関して設計データが公開されている例は希である⁽²⁻¹³⁾。よって本検討では仮想プラントを対象にプラント動特性予備解析を実施する。冷却材は炭酸ガスとし、プラント出力は 1300MWe クラスを想定する。表 2.2-7 に解析対象炭酸ガス冷却炉の主要目を示す。

(2) 解析範囲

原子炉容器内構造物、一次主冷却系および崩壊熱除去系を解析対象とする。また、炉心定格運転状態から事故事象へ至る過渡時については、ANS 標準の崩壊熱曲線より崩壊熱を求めることとする。以下に模擬対象を挙げる（図 2.2-13 参照）。

- ・燃料集合体
- ・蒸気発生器（以下 SG）
- ・ガスサーキュレーター
- ・崩壊熱除去補助冷却器
- ・崩壊熱除去二次系流量
- ・空気冷却器
- ・自然通風流量

(3) 使用解析コードと機能追加

本検討においては、ガス冷却高速炉用核熱結合炉心動特性コード MR-X⁽²⁻¹⁴⁾を使用する。このコードは、ピン燃料を用いるガス冷却型高速炉を対象として定常および非定常状態における原子炉内温度分布、炉心チャンネル（燃料集合体）流量配分および原子炉出力を求める核熱結合の炉心動特性解析コードである。

但し本コードには、補助冷却系、空気冷却器および自然通風に関する計算機能等は含まれないため、これらの機能を追加した。その内容を以下に示す。

a. 主冷却二次系

蒸気発生器の熱容量と、崩壊熱除去水単相運転時の二次系強制／自然循環を模擬するための冷却材循環ループモデルを追加する。MR-X コードでは、構造物の熱容量を考慮しつつ、その値が相対的に極端に小さい一次系冷却材ガスの熱容量は無視している。また、一次系冷却材運動方程式における非定常項を無視し、圧力損失と浮力の平衡により流量

配分を計算している。一方、主冷却二次系および崩壊熱除去二次系においては、加圧水が適用されるため、一次系とは逆に冷却材の熱容量が構造材の熱容量を上回る。よって、二次系ループの計算ルーチンにおいては、冷却材の熱容量を考慮することとした。すなわち、

$$\rho c_p \frac{\partial T_i}{\partial t} + c_p G(T_i - T_n) = Q + \alpha A_w (T_w - T_i) \quad (2.2.1)$$

ここで、

A_w	: 伝熱面積
c_p	: 冷却材の比熱
G	: 冷却材の質量流量
Q	: 発熱／吸熱量
T	: 温度
t	: 時刻
α	: 热伝達率
r	: 冷却材の密度

添字

i	: 着目計算格子点のインデックス
n	: 風上側の隣接計算格子点のインデックス

である。この式を離散化しループ内で連立させて冷却材温度分布を解くこととする。

また二次系ループ内の流量は、一次系と同じく非定常項を無視し、圧力損失と浮力の平衡を解いて求めることとした。すなわち、

$$\zeta \frac{1}{2} U^2 = g \beta \oint_{loop} (T - T_0) dx \quad (2.2.2)$$

より、

$$U = \sqrt{\frac{2}{\zeta} \sum_{i=1}^{i_{\max}} g_i \beta_i (T_i - T_0) \Delta x_i} \quad (2.2.3)$$

ここで、

g_i	: 計算セル i の重力加速度
-------	-------------------

T_0 : 基準温度
 U : キャスク-キャニスター間ギャップの平均流速
 Δx_i : 計算セル i の長さ
 β_i : 計算セル i における熱膨張係数
 ζ : ループの一巡圧力損失係数
 である。

b. 主冷却一次系コールドレグ流路モデル

元来 MR-X コードは、炉心チャンネル流量配分・温度分布計算を主眼として開発されたため、定格運転時にホットプレナムからコールドプレナム側へと流れるコールドレグ流路のモデル化には対応していないため、当該機能を主冷却二次系ループの導入に当たって追加した。

c. 崩壊熱除去二次系

加圧水を冷却材とする崩壊熱除去系の二次系ループモデルを追加した。冷却材温度分布および自然循環流量の計算は二次主冷却系と同じ方法とする。

d. 自然通風冷却系の追加

最終ヒートシンクである外気の自然通風流量・温度上昇を計算するための機能を追加した。冷却材温度分布および自然循環流量の計算は二次主冷却系と同じ方法とする。

e. 热交換器モデル

各系統を熱的に連成させるため、熱交換器モデルを追加する。一次系との取り合いは蒸気発生器および直接炉心冷却器の配管温度と各二次系冷却材が熱交換を行うようにした。また、二次系と通風系との取り合いは熱交換器内の両系統間の熱通過率および系統間温度差により熱流束を求める。なお、差分形式による交換熱量の誤差を避けるため、対数平均温度差を適用して交換熱量を求めることとした。

(4) 解析対象事象

a. 自然循環解析

全交流電源喪失時の定格運転状態からスクラム、自然循環状態に至る熱過渡現象を解析する。定格状態は、SG 二次側の温度を指定し、一次系内の温度分布を求める。継いで、スクラムと同時に二次系の熱容量を考慮するために SG 内保有水温度変化の計算、および崩壊熱除去二次系（加圧水系）の自然循環、空気冷却器の放熱ならびに自然通風の計算を開始する。崩壊熱は ANS 標準値の 1.2 倍を使用する。

解析は崩壊熱量と自然循環による除熱量が逆転するいわゆる二次ピークを過ぎる時

刻まで行うこととする。

b. 減圧事故解析

定格運転状態から、減圧開始、スクラムおよび緊急炉心冷却系作動に至る過渡現象を解析する。起因事象は一次系のバウンダリ破断とし、破断孔面積は 1cm^2 とした。原子炉は破断から 30 秒でスクラムされる。その後ガス循環器は、炉心冷却に必要な所定流量が得られるように運転され、スクラムから約 370 秒以降は定格条件の 3%に相当する質量流量が得られるように制御される。本事故では炉容器内圧力は初期の 4.2MPa から最終的には大気圧 0.1MPa まで低下するものとし、格納容器内圧力を大気圧に設定して破断孔からの漏えい流量を計算する。崩壊熱除去系はスクラムと同時に起動され、 100°C の加圧水が継続して供給されることとした。

c. 強制循環解析

定格運転状態からスクラム、ポンーモータ運転に至る熱過渡現象を解析する。フローコーストダウンは実証炉の想定条件を参照し、半減時間を 6.5 秒として、40 秒でポンーモーター運転条件である定格時の 15%の流量が供給される条件に至るものとした。

崩壊熱は二次系の加圧水により除去されることとする。本事象における一次主冷却系温度は、給水流量・温度の運用いかんによって大きく変化する。しかしながら、ガス炉における当該事象時の給水系の運用が未定であることから、本検討では、実証炉における水・蒸気系の運用を参考する。すなわち、給水流量はスクラム後 40 秒間で定格状態から定格比 20% まで減少する。また、給水温度はスクラム後 370 秒間は定格時と同じ 115°C 一定にて運用し、その後徐々に上昇させて 600 秒において 340°C に至るものとする。

(5) 解析結果と考察

<自然循環解析>

a. 一次冷却系自然循環流量

図 2.2-14 に一次系自然循環流量および崩壊熱の推移を示す。図には、崩壊熱 (Decay)、一次系一巡流量 (Ave. Flow)、および最高温度サブチャンネル流量 (Hottest Flow) を示した。

解析終了時の 1800 秒において、一巡流流量と崩壊熱はほぼ均衡している。また、最高温度サブチャンネルについては、約 300 秒以後において崩壊熱の対定格相対出力と比べて高い自然循環流量が確保されている。これは、浮力による流量再配分により、最高温度サブチャンネルの流量が炉心平均（一巡）流量を上回っているためである。

b. 燃料被覆管最高温度

図 2.2-15 に自然循環時における燃料被覆管最高温度の過渡変化を示す。図の曲線は、

最内層炉心領域燃料集合体平均の燃料被覆管最高温度 (Ave. Ch.)、および最高温度サブチャンネルにおける燃料被覆管最高温度 (Hottest Ch.) である。

ここで取り上げたは全交流電源喪失事故は、実証炉の事象区分IVに該当する。よってその時の燃料被覆管の制限目安温度 900°Cと本結果との比較を行う。本結果において燃料被覆管最高温度は約 165 秒にピーク値 786°Cを迎えており、制限目安温度を満足する結果となっている。よって炭酸ガス冷却炉においては、自然循環による崩壊熱除去が成立するものと判断される。

c. ホット／コールドプレナム温度

図 2.2-16 に自然循環時におけるホット／コールドプレナム温度の過渡変化を示す。ホットプレナム温度は燃料被覆管最高温度よりも遅れて、約 500 秒において最高温度 590 に達する。一方、コールドプレナム温度は 250~270°C の間で、ほぼ一定に推移する。

d. 液体金属ナトリウム冷却高速炉⁽²⁻¹⁵⁾との比較

図 2.2-17 に液体金属ナトリウム冷却高速炉自然循環時の過渡変化を示す。炉心出口最高温度はスクラム後約 150 秒において 636°C に達している。液体金属冷却炉の崩壊熱除去状態においては、顕著なインターラッパーフローが無い場合は、燃料被覆管温度はほぼ炉心出口温度と等しくなる。この場合もインターラッパーフローは解析上無視しているので、炉心出口温度は燃料被覆管温度を反映しているものと判断すると、本検討条件におけるガス炉の燃料被覆管最高温度 786°C は、ナトリウム冷却炉よりも 150°C 高い結果となっていることがわかる。

<減圧事故解析>

a. 一次冷却系流量および崩壊熱の過渡変化

図 2.2-18 に一次系流量および崩壊熱の推移を示す。図には、崩壊熱 (Decay)、一次系一巡流量 (Ave. Flow)、および最高温度サブチャンネル流量 (Hottest Flow) を示した。

計算結果における減圧時定数(66.7%応答)は約 300 秒であった。また本事象の設定条件として、プロアは、過渡事象を通して一次系質量流量の対定格比が崩壊熱のそれと同等あるいは上回るように制御されていることがわかる。

b. 燃料被覆管最高温度

図 2.2-19 に減圧事故時における燃料被覆管最高温度の過渡変化を示す。図の曲線は、最内層炉心領域燃料集合体平均の燃料被覆管最高温度 (Ave. Ch.)、および最高温度サブチャンネルにおける燃料被覆管最高温度 (Hottest Ch.) である。

一次系冷却材の漏えい開始から 30 秒間は炉心出力が 100%に保たれるため、燃料被

覆管温度は徐々に上昇し最高温度サブチャンネルにおいては、747°Cに達している。スクラム後は急激に温度が低下するが、再度上昇に転じ約350秒においてピークを迎える。この時の最高温度は682°Cであり、スクラム直前の最高温度(747°C)よりは低くなっている。この二次ピーク以降は流量割合が崩壊熱割合を上回るため、温度は単調に低下する。例えば本結果についても、実証炉の事象区分IVにおける燃料被覆管の制限目安温度900°Cと比較すると、炭酸ガス冷却炉の減圧事故においては、スクラムのタイミングおよびプロアの制御を適切に行うことにより、燃料被覆管最高温度は十分その制限目安温度を満足するといえる。

c. ホット／コールドプレナム温度

図2.2-20に減圧事故時におけるホット／コールドプレナム温度の過渡変化を示す。ホットプレナム温度はスクラム直前に当たる一次系バウンダリー破断後30秒において、最高温度約550°Cに達する。スクラム後は直ぐに温度が低下し、500°Cを上回ることは無い、また、コールドプレナム温度はやや上下するものの、概ね225～270°Cの間で推移する。

<強制循環解析>

a. 燃料被覆管最高温度

図2.2-21にポニーモーター強制循環時における一次系流量、崩壊熱および給水温度の過渡変化を示す。図において、左縦軸は定格比のパーセンテージを示しており、Decay、Ave. FlowおよびAlpha*Flowはそれぞれ、崩壊熱、一次主冷却系一巡流量および燃料被覆管最高温度発生箇所の熱伝達率と一次主冷却系一巡流量の積を表している。また右縦軸は温度であり、SG INLTはSG給水温度である。ガス冷却炉においては、冷却材の炉心入口-出口間の温度上昇(定格条件で275°C)に対して、発熱部局所の燃料被覆管温度と冷却材混合平均温度との差(定格条件で約100°C)が無視できない。後者を無視できる液体金属冷却炉と、無視できないガス炉との燃料被覆管温度挙動の比較において、この点で差異が生じることが考えられる。図2.2-21において、一巡流量は一貫して崩壊熱レベルよりも高い値を示しており、仮に液体金属冷却炉においてこのような条件が与えられた場合には、炉心入口温度が上昇しない限り、燃料被覆管温度は単調下降となる。ここで、図2.2-22に本検討対象であるガス炉における燃料被覆管最高温度の過渡変化を示す。燃料被覆管最高温度は、30秒前後から上昇に転じている。ちなみに炉心入口温度は、二次系給水温度が上昇し始める340秒まで下降を続けるので、被覆管の温度上昇は熱伝達率および一巡流量の低下の相乗効果によるものである。すなわち、図2.2-21において、約30秒を境に熱伝達率と一次主冷却系一巡流量(Alpha*Flow)が崩壊熱よりも相対的に低くなることが図2.2-22における温度上昇の原因である。その後、燃料被覆管最高温度が50秒あたりから再度下降し始めるのは、崩壊熱および炉心入口温度(後述図2.2-23

のコールドプレナム温度に該当) の低下によるものである。

以上の結果は、ガス炉の燃料被覆管温度の評価において、炉心通過流量のみならず熱伝達率も計算精度を左右する重要なパラメータであることを示している。

b. ホット／コールドプレナム温度

図 2.2-23 にポニーモーター強制循環時におけるホット／コールドプレナム温度の過渡変化を示す。ホットプレナム温度はスクラムから約 400 秒間に 300℃程度の降下を来している。既往研究におけるナトリウム冷却炉（実証炉）⁽²⁻¹⁵⁾の同一事象の解析では、約 500 秒間に凡そ 200℃の温度低下を生ずることが予測されている。したがって単位時間当たりの温度低下率は、本検討におけるガス炉がナトリウム炉よりも 2 倍程度急峻である。しかしながらガスは、液体金属よりも熱伝導率が三桁小さいことから熱伝達率も小さくなるため、温度低下率が大きくなつた以上にこの効果によりガス炉の系統熱過渡が構造健全性に及ぼす影響は液体金属冷却炉よりも小さくなるものと考えられる。加えて、ガスの熱容量が液体金属よりも小さいことも熱過渡時の熱荷重を低減する側に作用する。

本事象において液体金属冷却炉では、1) 系統熱過渡によるコールドショックがもたらす熱応力、および 2) ホットプレナムにおける温度成層化現象とその界面で生じる熱応力ならびに界面揺動による熱応力振幅が構造健全性維持の観点から技術課題となっている。冷却材熱伝導率の低いガス炉においては、前述のように前者 1) の影響は小さいと考えられるが、温度成層化現象についてはその影響を多次元解析を実施するなどして検討しておくことが重要と考えられる。

2.2.3 まとめ

ガス冷却炉の崩壊熱除去系を対象として、過去の日本および欧米における研究・開発関連文書を調査し、主な設計概念を明らかにした。また、プラント動特性解析コードを整備し、試計算を実施した。その結果、自然循環崩壊熱除去特性、減圧事故時の熱過渡特性、および定格からポニーモータ運転に至る強制循環運転に関して、解析結果のプラント挙動は物理的に妥当であった。また、ここで想定したプラントおよび境界条件に対しては、燃料被覆管最高温度は実証炉の制限目安値を満足し、今回検討した事象に対して炭酸ガス冷却炉が安全上成立することがわかった。

なお、これらの結果はあくまで予備解析であり、今後より詳細な伝熱相關式や解析モデルを用いて概念設計の進捗にあわせて評価を進めていく予定である。

2.3 重金属冷却炉崩壊熱除去特性評価

重金属冷却炉の崩壊熱除去特性に関して、鉛、及び鉛－ビスマス冷却炉の特性をナトリウム冷却炉との比較によって評価する。そのため、既存のプラント動特性解析コード(S-COPD)の整備を行うとともに、等価的なプラントを設定し、自然循環特性に着目した崩壊熱除去特性の比較評価を行う。

2.3.1 解析手法の整備

(1) 解析コードの整備方針

既存のプラント動特性解析コード(S-COPD)について、重金属冷却材（鉛及び鉛－ビスマス合金）を用いた解析を行うためコードの整備を行う。熱流動特性評価のため、冷却材の相違によって影響を受ける項目として、

- ・物性値
- ・圧力損失特性
- ・熱伝達特性

が挙げられる。物性値について、重金属冷却材はいずれも沸点が高く(約 1870°C)、通常利用範囲での気相状態は考慮する必要がないことから、非圧縮性流体として取り扱う。また、液体状態での物性値は圧力依存性が小さく、近似的に温度のみの関数として物性値式を作成可能である。したがって、既存の物性値データを調査し、それらに基づき、温度による物性値近似式を作成し解析コードへの組込みを行う。

圧力損失特性について、重金属冷却材のレイノルズ数は粘性係数がナトリウムの 5～8 倍大きいが、重金属冷却炉の水力等価直径は全般的にナトリウム冷却炉よりも大きいとともに、流速も小さいところから、レイノルズ数域はナトリウム冷却材と比較的同等の領域であり、同じ摩擦圧力損失関係式が利用可能と考えられる。ただし、重金属冷却材の密度はナトリウム冷却材の 12 倍に達することから、流動特性に関する摩擦圧力損失項の感度が大きく、予測精度については注意が必要である。

熱伝達特性について、重金属冷却材のプラントル数はナトリウム冷却材の 3～4 倍であるが 10^{-2} のオーダーである。一般的にプラントル数が 0.1 未満の流体はナトリウムと同じく低プラントル数流体と呼ばれ、表面状態が同じであれば同様の関係式が利用可能と考えられる。ただし、鉛は鉄を酸化することから、流路構造物表面に酸化膜を形成するため、それが熱抵抗となって熱伝達が低下することが指摘されている。また、金属表面に対する濡れ性が悪く、それも熱伝達の低下要因となる。重金属の熱伝達特性は現状情報が限られており、本解析では、酸化膜及び濡れ性の影響を考慮しない条件での熱伝達率を用いることとする。したがって、重金属冷却材に対する熱伝達関係式は、ナトリウムと同じものを用いることとする。

以上より、本解析コード整備では、物性値について、重金属冷却材の物性値の調査、及び温度を引数とする物性近似式の作成、並びにそれらの解析コードへの組込みを実施することとする。

(2) 重金属冷却材物性値データ

重金属冷却炉の崩壊熱除去特性解析に対して、プラント動特性解析コード S-COPD コードを用いる。S-COPD コードは、従来、ナトリウム冷却炉を対象としてコード開発が実施された。本解析では重金属冷却材を対象とした解析を実施するため、鉛及び鉛－ビスマス合金に関する物性式を新たに組込む作業を実施した。

鉛の物性値は、日本機械学会の伝熱ハンドブック^[2-16]及び Weeks らの論文^[2-17]を参照し、鉛－ビスマス合金 (Pb/Bi 比: 45/55) は伝熱工学資料^[2-18]のデータを参照した。

(3) 物性値 fitting 式

表 2.3-1,2 に解析コードに組み込んだ鉛及び鉛－ビスマス合金の物性値の fitting 式を示す。解析コードで使用する物性相関式は密度、低圧比熱、動粘性係数、プラントル数及び熱伝導率の 5 項目である。図 2.3-1,2 に参照データと fitting 曲線の比較を示す。鉛冷却材の場合、動粘性係数及び熱伝導率は適用温度条件範囲が狭く、334°C～527°C となっている。温度範囲の低温側については、凝固条件であるため必要ないが、高温側への外挿性については今後さらにデータの調査が進んだ段階で確認が必要である。鉛－ビスマス合金についても、適用温度範囲は 127°C～527°C としており、やはり、高温側への外挿性について確認が必要である。

(4) S-COPD コードへの物性値の組込み

S-COPD コードは、従来、ナトリウム冷却炉を対象として開発されたため、冷却材オプションは、ナトリウムと水－蒸気のみの取扱いとなっている。そのため、図 2.3-3 に示すように、冷却材選択ルーチン及び物性ルーチンを付加し、入力で冷却材を選択できるように各モジュールの修正を実施した。

(5) まとめ

重金属冷却材を対象とした解析コードの整備として、重金属冷却材の物性値について、利用可能なデータによる温度を引数とする fitting 曲線を作成し、参照データとの比較を実施した。また、作成した fitting 曲線のコードへの組込みを実施した。

2.3.2 適用解析

(1) 対象プラントシステム

本解析は、ナトリウムと重金属の冷却材の相違に起因する崩壊熱除去特性の特徴を比較整理することを第一の目的としている。自然循環等による崩壊熱除去特性を比較する際に、冷却材の相違に起因する特徴とプラントシステムの相違に起因する特徴を別個に議論することは困難である。しかしながら、Phase1段階として、幅広く様々な冷却材の特性を比較検討する観点から、ここで比較対象とするプラントは、個々の設計において最適化されたプラントではなく、できるだけ同等なシステムを設定することとした。重金属冷却炉の最大の特徴は、2次系を削除したプラント概念にある。そのため、比較対象とするナトリウム冷却炉として、図2.3-4に示すような2次系削除型のループ型大型炉（150万KWe）^[2-19]を設定した。本プラントは、1990年頃までに実用化設計研究として検討が進められたFBR実用化炉概念である。

崩壊熱除去に関しては、通常時はSGにより水系除熱が行われるが、図2.3-5に示すように、緊急時に崩壊熱除去系として浸漬型の直接炉心冷却系2系統と循環型の崩壊熱除去系2系統を有している。それぞれ空気冷却器により大気へ放熱する。循環型の崩壊熱除去系については、IHXを介して2次系により空気冷却器へ熱輸送を行う。方式の異なる2種の崩壊熱除去系によってより信頼性の高いシステムとなる。

この2次系削除型のナトリウム冷却大型炉について、S-COPDコードによるプラントデータを作成するとともに、同プラントを重金属冷却材のヒートバランスを設定した同等プラントに変更し、強制循環による崩壊熱除去及び自然循環による崩壊熱除去解析を行い、冷却材の相違に起因する崩壊熱除去特性の特徴を比較整理する。

(2) 同等プラント解析モデル

本解析では、冷却材の相違の基づく崩壊熱除去特性の相違を比較評価する観点から、特に、

- ・自然循環特性
- ・炉停止からの温度過渡変化特性

に着目した比較評価を行う。そのため、表2.3-3に示すような各プラントの設定方針に基づき、プラント条件を設定した。各炉は、規模を同等する観点から、炉容器径及び機器配置等はナトリウム冷却炉をそのまま参照することとした。熱的条件は、定格出力及び崩壊熱を同一とし、SGによる崩壊熱除去について除熱量を同一とした。したがって、ヒートソース及びヒートシンク条件は同等となっている。可能な限り同等の解析条件を目指すが、冷却材固有の特性は考慮することとし、鉛の原子炉入口温度は凝固温度を考慮し420℃に設定した。

鉛はナトリウムの12倍の密度があり圧力損失が非常に大きくなることから、炉心の成

立性の観点から、鉛大型炉心の設計例を参照し低圧損の炉心とした。また、自然循環特性を比較する観点から、一巡の圧力損失が同等となるように配管径を変更するとともに、炉心と SG の伝熱中心高さは同じにしている。鉛—ビスマスは鉛と同等の密度であるが、凝固温度が低いため原子炉出入口温度をナトリウム冷却炉と同等に設定可能（腐食温度特性は、ここでは考慮しない）である。その結果、ヒートバランスから求まる一次系流量が鉛冷却炉と比較して低くなり、配管径を変更することなくナトリウム冷却炉と同等の一巡圧損を設定可能である。過渡変化時の流動特性については、定格流量に対する流量半減時間が同じになるように設定した。

解析モデルのループ構成を図 2.3-6 に示す。4 ループ構成の 2 次系削除プラントであり、ポンプは SG と合体している。作図上、コールドレグが炉容器の下部に記述されているが、モデルの入口配管は、炉容器の上部より下部プレナムへ導かれている。

(3) 解析条件

各冷却材の崩壊熱除去時の自然循環特性等を比較する観点から、以下の 2 つの事象を共通解析条件とした。

- (a)手動トリップからのポニーモータ強制循環下の蒸気発生器による水系除熱
- (b)手動トリップからの自然循環条件下の蒸気発生器による水系除熱

同等プラントを対象とし、それぞれ、鉛、鉛—ビスマス合金、及び、ナトリウム冷却材を用いた 2 つの事象に関する過渡解析を行い、比較評価を実施する。尚、自然循環時の除熱側は、強制循環との比較の観点を明確化するため、SG 除熱により行うこととした。

(3-1)手動トリップ（蒸気発生器強制循環除熱）解析条件

1)初期状態

100% 定格運転状態とする。

2)過渡事象シーケンス

図 2.3-7 に示す安全保護系において、手動トリップ信号を与える。ただし、崩壊熱除去系起動信号をブロックし SG のみによる水系除熱を行う。以下に起動シーケンスを示す。

- I)手動トリップ信号により原子炉がトリップ。
- II)原子炉トリップ信号により主循環ポンプトリップ。その後、ポニーモータ運転による強制循環除熱。
 - ①主冷却系の流量半減時間を約 8 秒、ポニーモータ運転流量を約 10 % とする。
 - ②給水の流量半減時間を約 5.5 秒、再循環ポンプ運転流量を約 8 % とする。

3)主要境界条件

- I)蒸気発生器入口給水流量、給水温度
- II)蒸気発生器出口蒸気圧力

(3-2)自然循環による蒸気発生器除熱解析条件

1)初期状態

100%定格運転状態とする。

2)過渡事象シーケンス

図 2.3-7 に示す安全保護系において、手動トリップ信号をあたえる。ただし、ポンモータ起動信号をブロックする。以下にシーケンスを示す。

I)手動トリップ信号により原子炉がトリップ。ポンモータは起動せず。

①主冷却系の流量半減時間を約 8 秒とする。

②給水の流量半減時間を約 5.5 秒、再循環ポンプ運転流量を約 8 %とする。

3)主要境界条件

- I)蒸気発生器入口給水流量、給水温度
- II)蒸気発生器出口蒸気圧力

(4) 解析結果

(ア) 強制循環による崩壊熱除去解析結果

図 2.3-8 に各炉の流量及び原子炉容器出入口温度の過渡特性を示す。炉容器出口温度の炉停止後過渡変化は、ナトリウム冷却炉が時間に対する温度勾配が最も大きく、600 秒間に約 160°C 低下している。次に温度低下が大きいのは、鉛-ビスマス冷却炉であり、600 秒間に約 140°C 低下している。過渡変化時の温度低下が最も緩やかであったのは鉛冷却炉であり、600 秒間に約 110°C の温度低下であった。

(イ) 自然循環による崩壊熱除去解析結果

図 2.3-9 に各炉の流量及び炉心出入口温度の過渡特性を示す。ナトリウム冷却炉の自然循環流量は定格流量の 3%程度であるのに対して、鉛及び鉛-ビスマス冷却炉の自然循環流量は定格流量の 5%程度に達している。また、3つの冷却材のうち、ナトリウム冷却炉が最も高い温度の 2 次ピークを示している。鉛冷却炉及び鉛-ビスマス冷却炉はほぼ同等の 2 次ピーク温度を示している。

(5) 比較評価

(ア) 冷却材インベントリー

冷却材の相違に起因する崩壊熱除去特性の影響評価について、重要と考えられるいくつかのプラントパラメータを表2.3-4に示す。鉛冷却炉及び鉛-ビスマス冷却炉はナトリウム冷却炉と比較して炉心体積が倍増しているが、同一径の炉容器に収まる範囲である。鉛炉の配管体積が他炉と比較して増大しているのは、圧力損失低減のために太径配管としたためである。

原子炉出入口温度の平均温度で評価した冷却材全重量は、鉛がナトリウムの13.1倍、鉛-ビスマスがナトリウムの12.6倍である。

自然循環特性の観点から、水平配管内等の重金属冷却材の重量は、流体慣性としての影響が大きく、初期流速が見込めない系統では、自然循環の立ち上がりが遅くなることが考えられる。

(イ) 冷却材熱容量

表2.3-4に示すように、冷却材の全熱容量は、鉛がナトリウムの約1.6倍、鉛-ビスマスがナトリウムの約1.4倍である。図2.3-8に示した強制循環による崩壊熱除去時の過渡変化は、熱容量が小さい冷却材から順に、初期の温度低下幅が大きくなっていること、冷却材の熱容量が支配的であると考えられる。

(ウ) 自然循環力と一巡圧損

自然循環流量に関しては、等価プラントとして、各炉の一巡圧損を等しくしていることから、冷却材密度差による自然循環力がそれぞれの自然循環流量を支配している。表2.3-4に示すように、炉心とSGの伝熱中心差から自然循環力を概算した場合、鉛冷却炉はナトリウム冷却炉の3.8倍、鉛-ビスマス冷却炉は5倍の自然循環力を有することが分かる。

(6) 無次元数による比較

自然循環の冷却材依存性について、無次元数による比較を試みる。プラントの自然循環を支配する要因は、浮力と慣性力と粘性力のバランスであり、それぞれ、以下で示される。

浮力 F_b ;

$$F_b = \rho_{av} \beta \Delta T g A H \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (2.3-1)$$

ここで、 ρ_{av} : 平均密度 [kg/m³]

β : 体積膨張率 [-]

ΔT : 温度差 [K]

g : 重力加速度[m/s²]

A : 流路断面積 [m²]
 H : 伝熱中心差 [m]

慣性力 F_i ;

ここで、 u ：流速 [m/s]

粘性力 F_v :

ここで、 μ : 粘性係数 [Pa・s]、 L : ループ一巡距離[m]

したがって、グラスホフ数 Gr は、

$$Gr = \frac{F_b F_i}{F_v^2} = \frac{\rho_{av} \beta \Delta T g A H \cdot \rho_{av} u^2 A}{(\mu L u)^2} \dots \dots \dots \quad (2.3-4)$$

によって示される。ここで、流路断面積は等価直径 d_e の 2 乗に比例することから、

$$Gr = \frac{\rho_{av}^2 \beta \Delta T g d_e^4 H}{(\mu L)^2} \dots \dots \dots \quad (2.3-5)$$

また、 $\rho_{av}\beta\Delta T = \rho_{Low} - \rho_{High}$ (ρ_{Low} ：低温域流体密度、 ρ_{High} ：高温域流体密度) であるので、

$$Gr = \frac{\rho_{av}(\rho_{Low} - \rho_{High}) g d_e^4 H}{(\mu L)^2} \dots \dots \dots \quad (2.3-6)$$

このグラスホフ数は、ループタイプのプラントに関する自然循環の程度を表す無次元数である。このグラスホフ数に対して、代表長さについて、 H :炉心—SG 伝熱中心間距離、 de :コールドレグ内径、 L :ループ一巡距離、を選び、それぞれの炉型に対する比較を実施した。その結果を表 2.3-5 に示す。このグラスホフ数は、表 2.3-4 に示した自然循環力と一巡圧損の比の傾向及び動特性解析結果での自然循環流量の大小関係を適切に表しており、冷却材及びプラント条件に依存した自然循環性能の比較に有用である。

2.2.3 まとめ

重金属冷却炉（鉛、及び鉛－ビスマス合金）について、崩壊熱除去特性に関するナトリウム冷却炉との比較評価を実施した。2次系削除型プラントを等価プラントとして設定し、強制循環及び自然循環による崩壊熱除去特性のプラント動特性解析を行い比較した結果、以下のことが明らかになった。

- (ア) 重金属冷却材は、同容積のナトリウムと比較して熱容量が大きくなることから、炉停止後の温度低下が比較的緩やかとなる傾向にある。
- (イ) 重金属冷却材は、同温度でのナトリウムと比較して、高温部と低温部の密度差が大きく、比較的大きな自然循環能力を有する。
- (ウ) 重金属冷却材は、流体慣性が大きくなることから、流速ゼロからの自然循環流量の立ち上がり特性に注意を要する。
- (エ) 鉛冷却材は凝固温度(融点)が比較的高い(327)ことから、崩壊熱除去系2次側の温度制御が重要となる。

表2.1-1 1次冷却材最高温度

$\epsilon = 0.95$	$\epsilon = 0.90$	$\epsilon = 0.85$	$\epsilon = 0.80$	$\epsilon = 0.75$
-21	-11	726	+12	+25
	50m	スタック高さ30.07m		
	-3	726		
$\times 0.6$	$\times 0.8$	空気流路圧損	$\times 1.2$	$\times 1.5$
-4	-2	726	+1	+3
$\times 1.5$	$\times 1.2$	空気側Nu(実験式)	$\times 0.8$	$\times 0.5$
-19	-10	726	+14	+53
	18cm	オーバーフロー液位差28cm	38cm	
	+3	726	+3	
$\times 0.8$	$\times 0.9$	崩壊熱	$\times 1.1$	$\times 1.2$
-70	-36	726	+36	+71

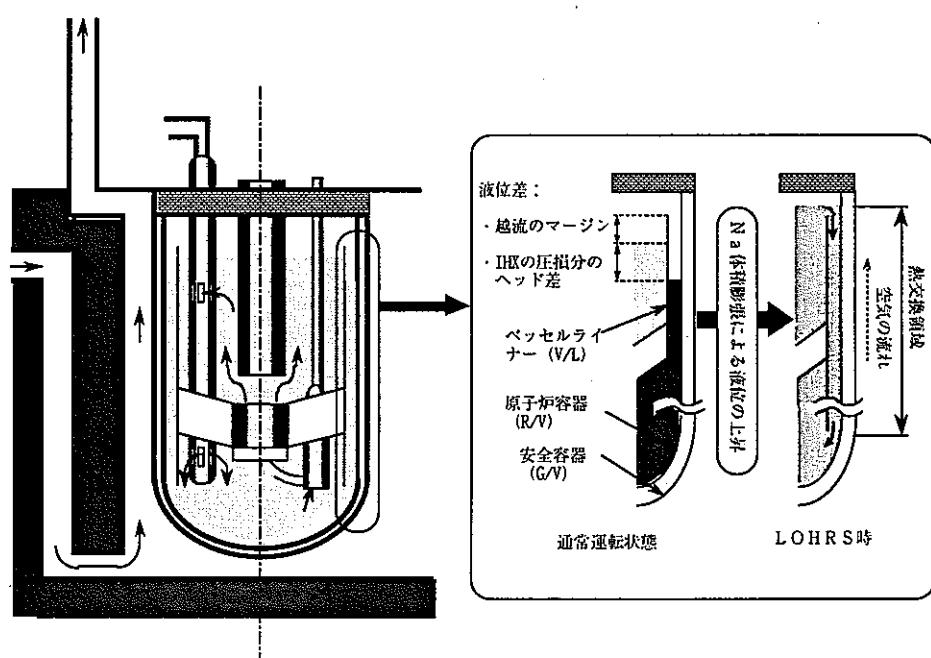


図2.1-1 RVACSシステム構成例

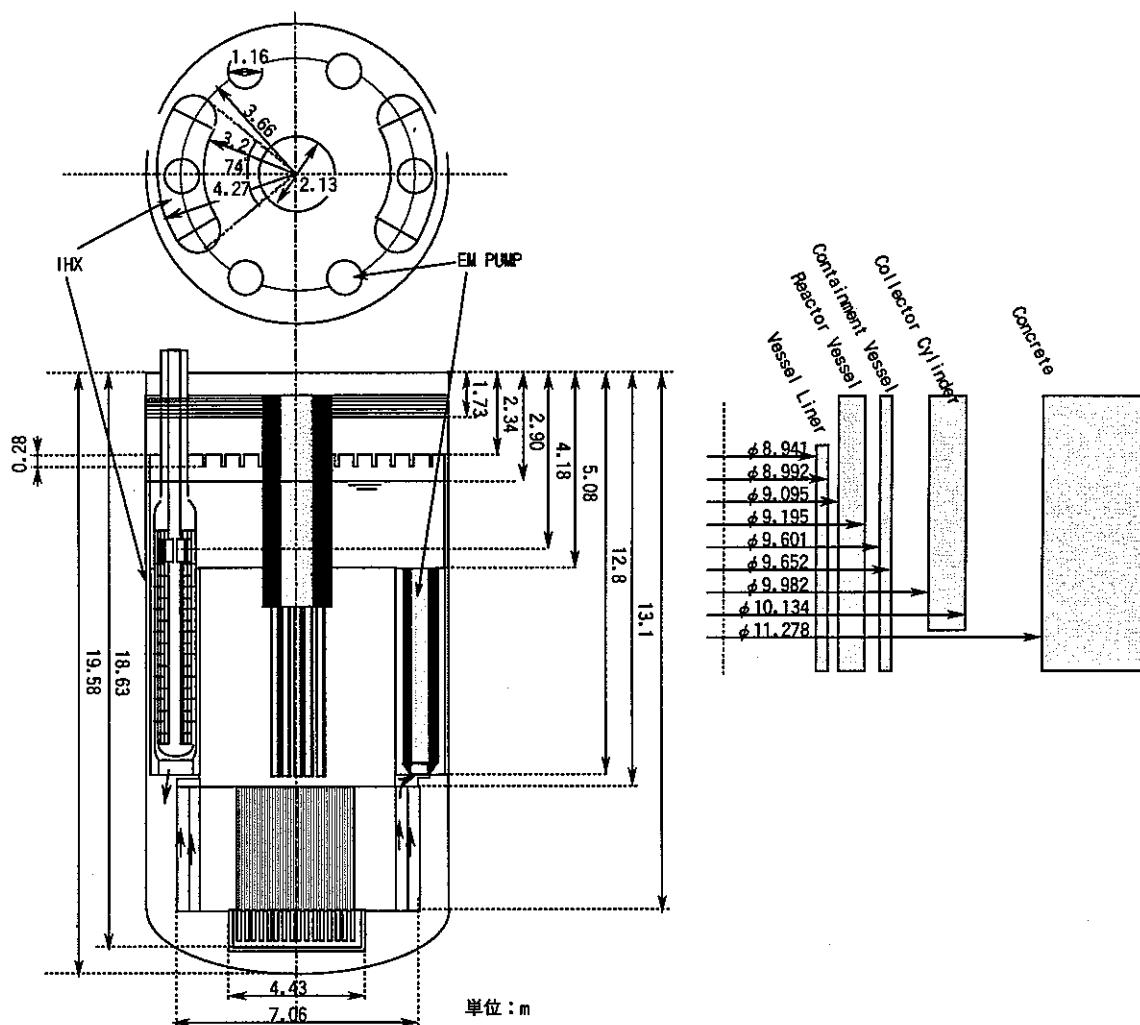


図2.1-2 R/V内部概略構造

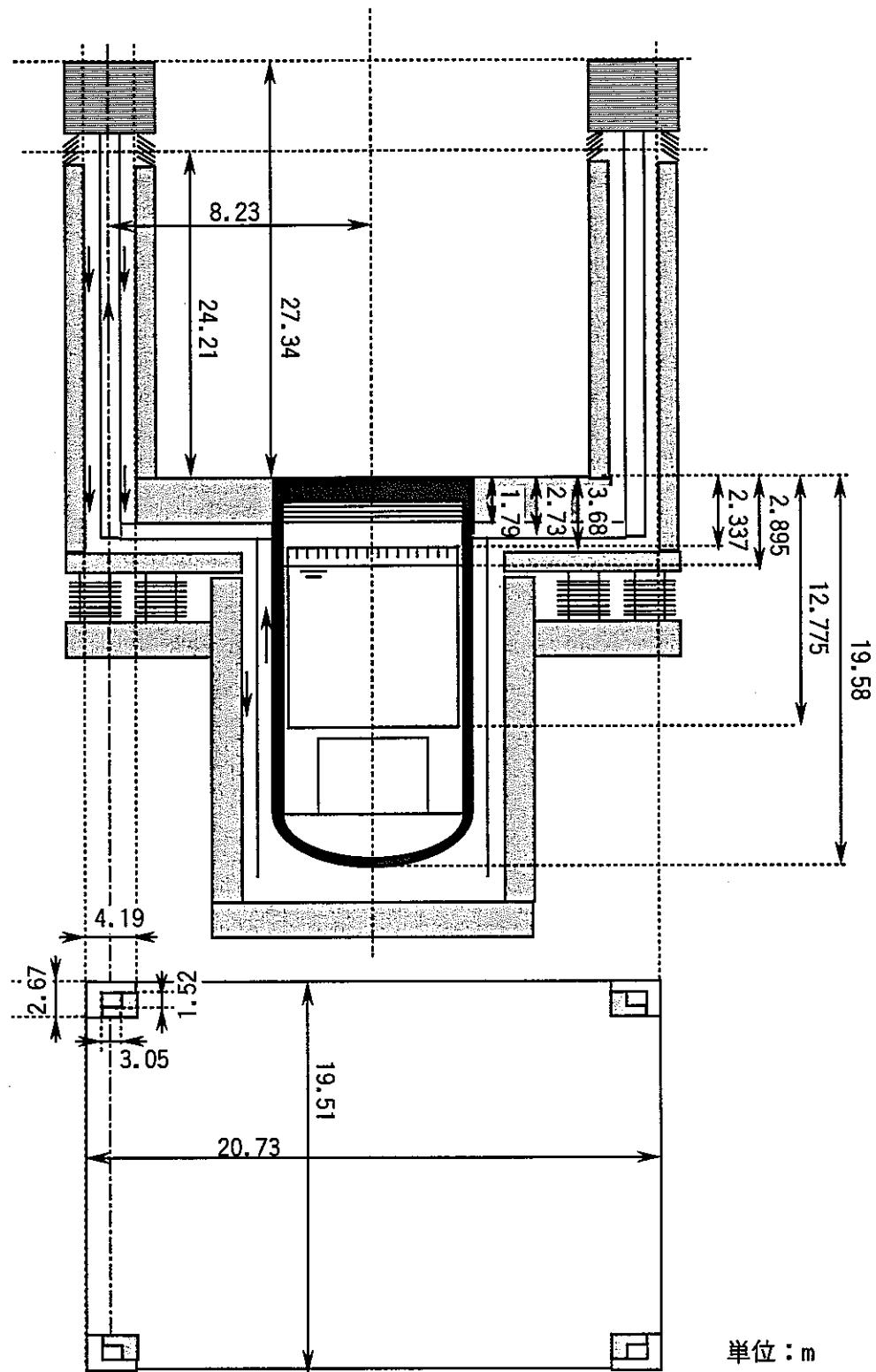
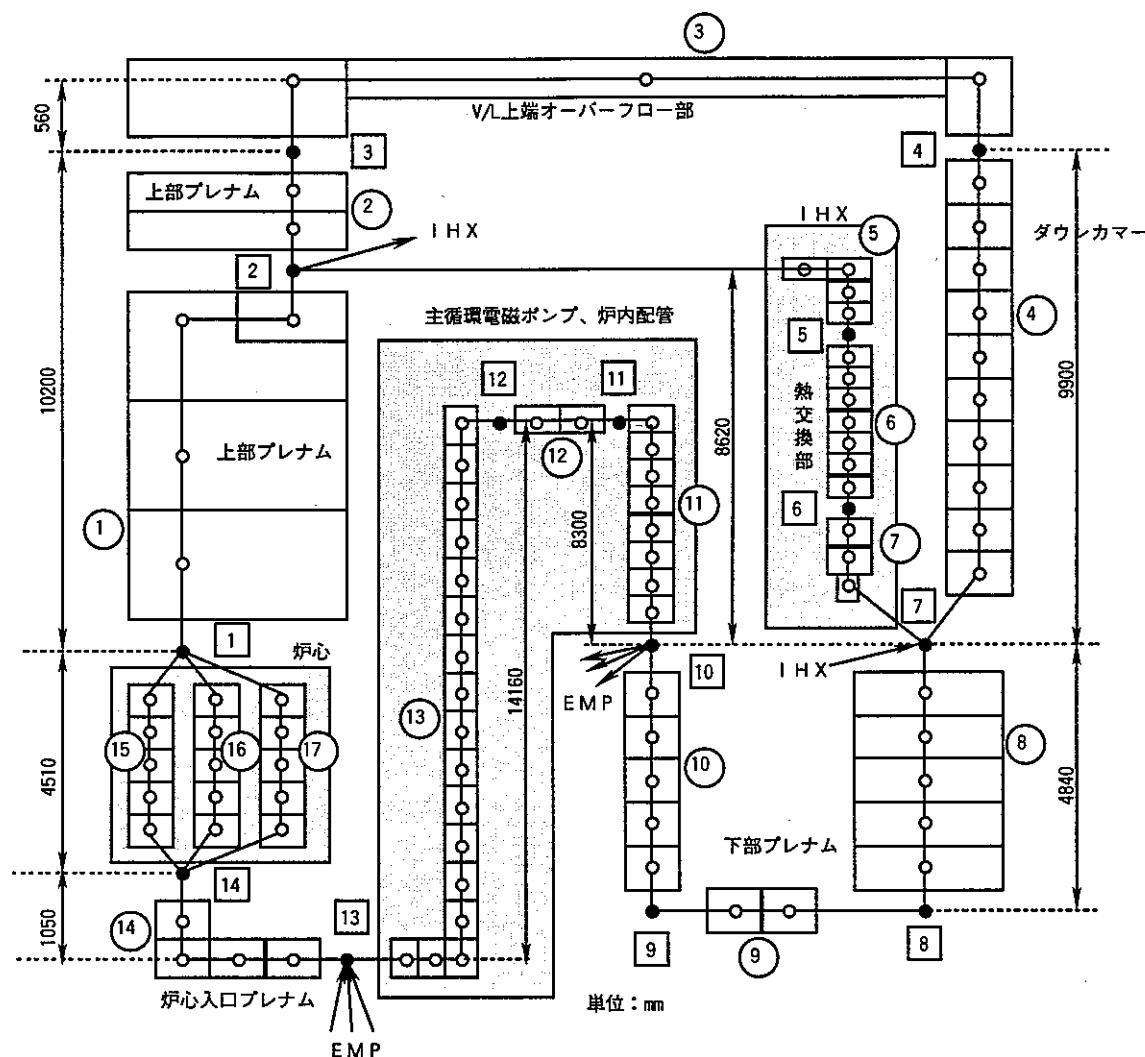


図2.1-3 RVACS概略構造



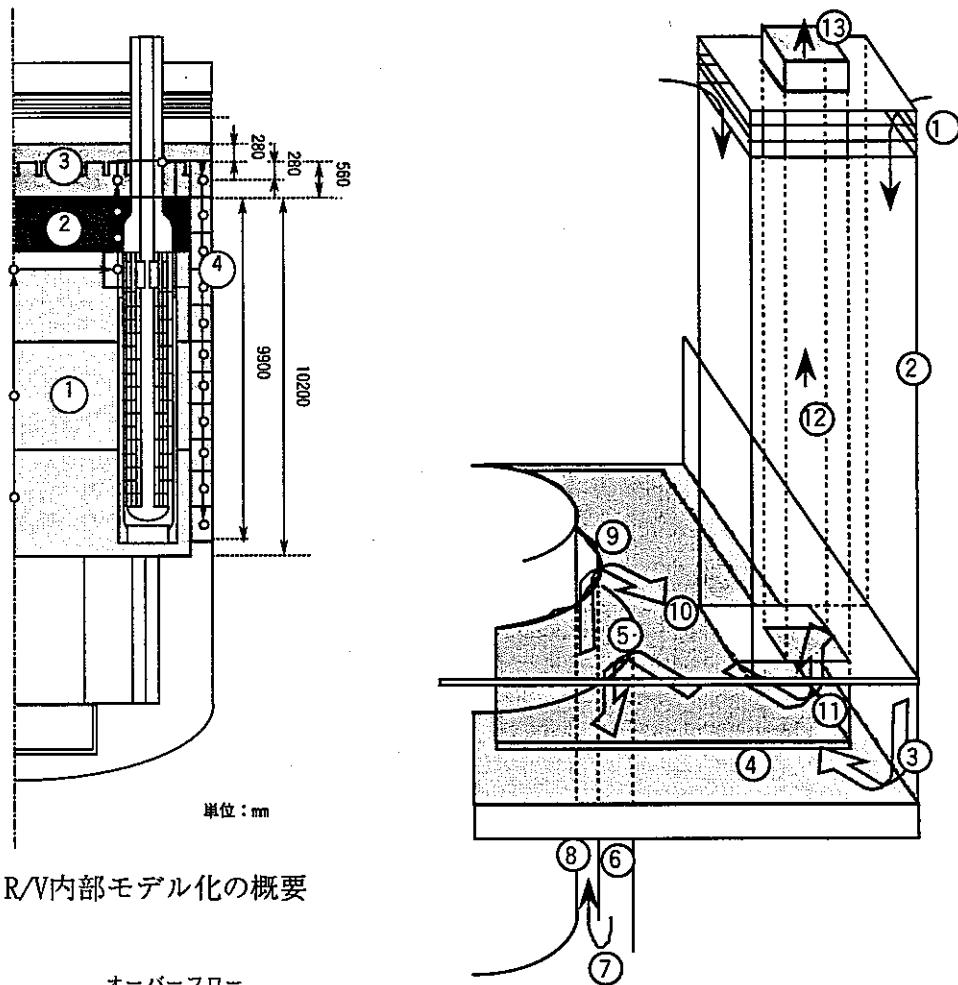


図2.1-5 R/V内部モデル化の概要

図2.1-7 空気流路のモデル

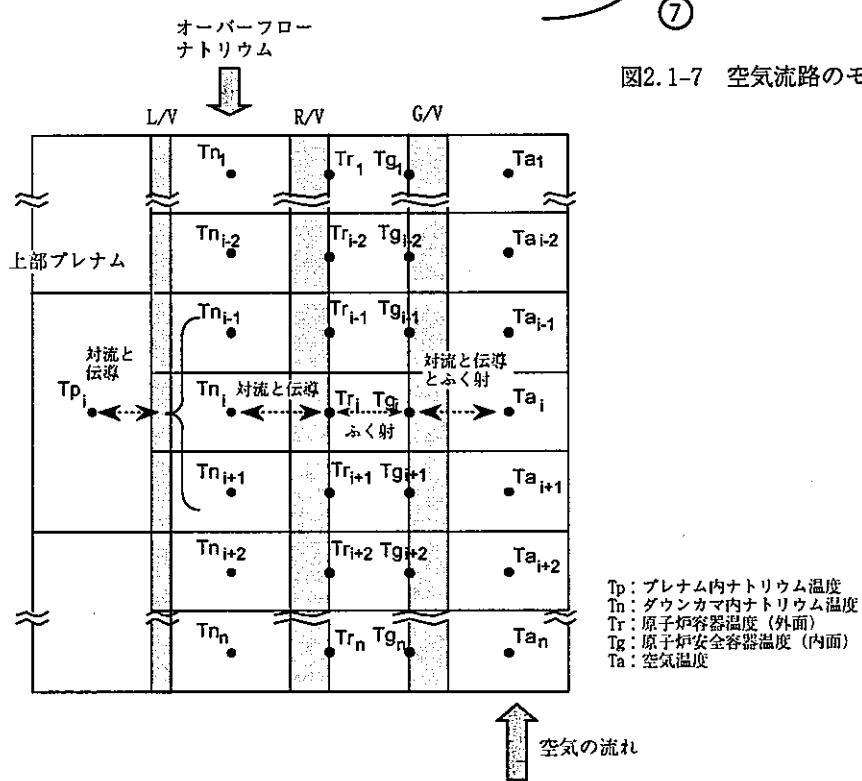


図2.1-6 RVACS部 热伝達計算のモデル

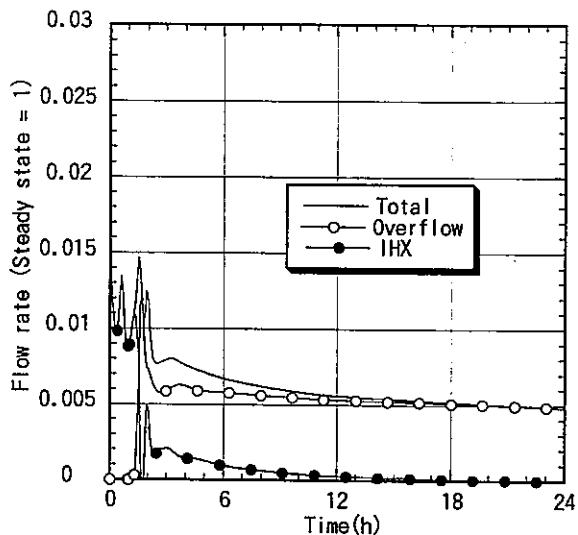


図2.1-8 流量変化（基本ケース）

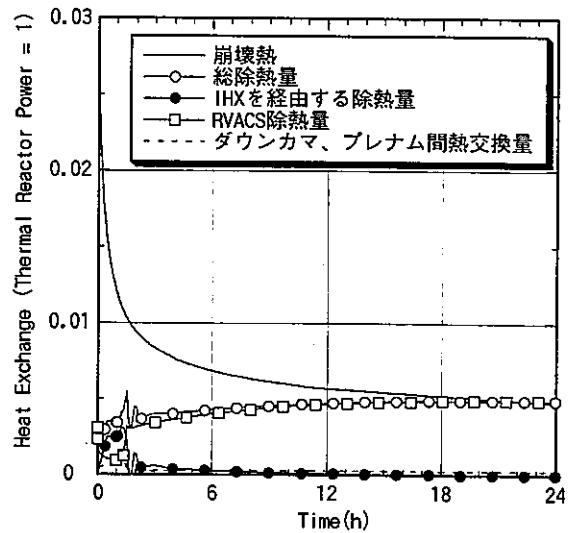


図2.1-11 除熱量（基本ケース）

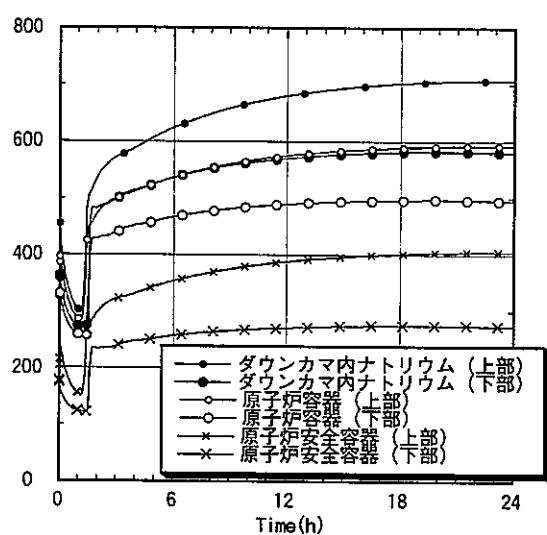


図2.1-9 RVACS部温度（基本ケース）

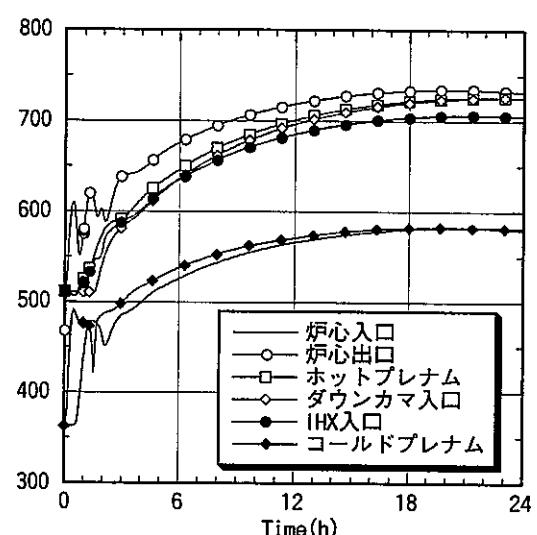


図2.1-12 温度変化（基本ケース）

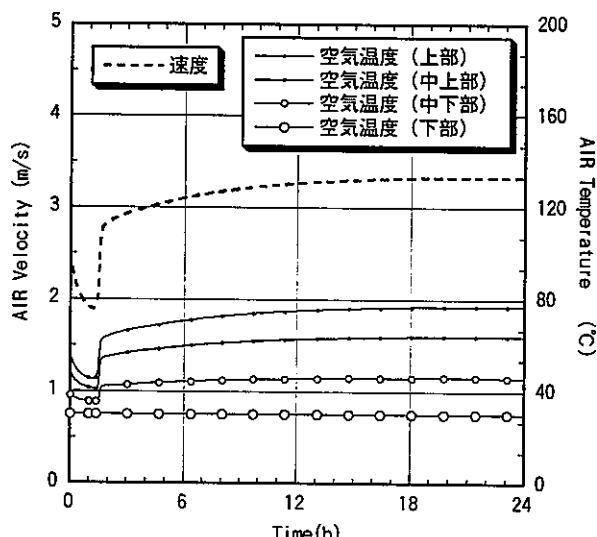


図2.1-10 空気温度、風速（基本ケース）

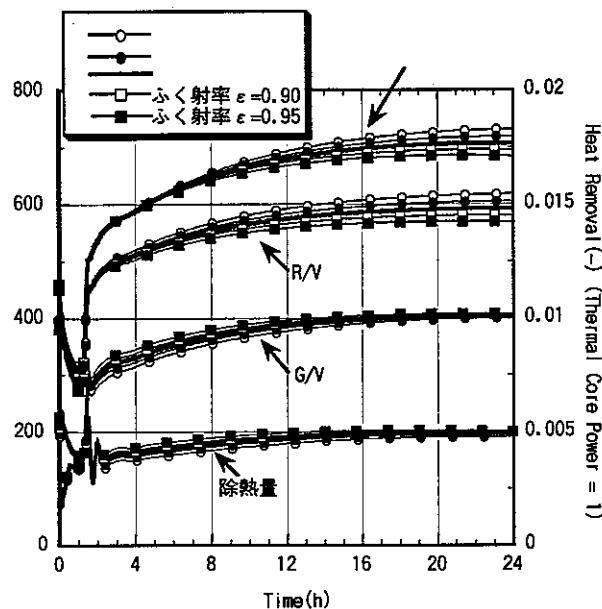


図2.1-13 ふく射率の影響

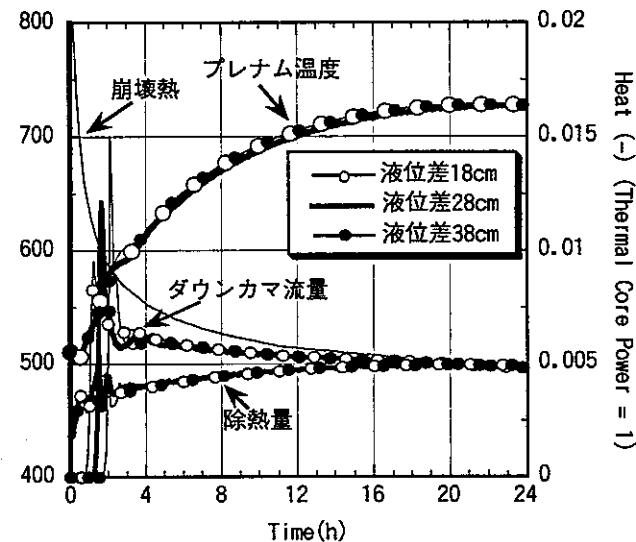


図2.1-15 液位差の影響

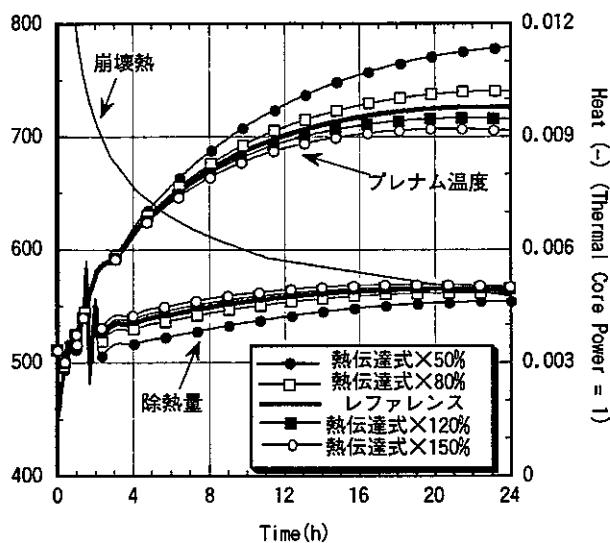


図2.1-14 空気側熱伝達性能の影響

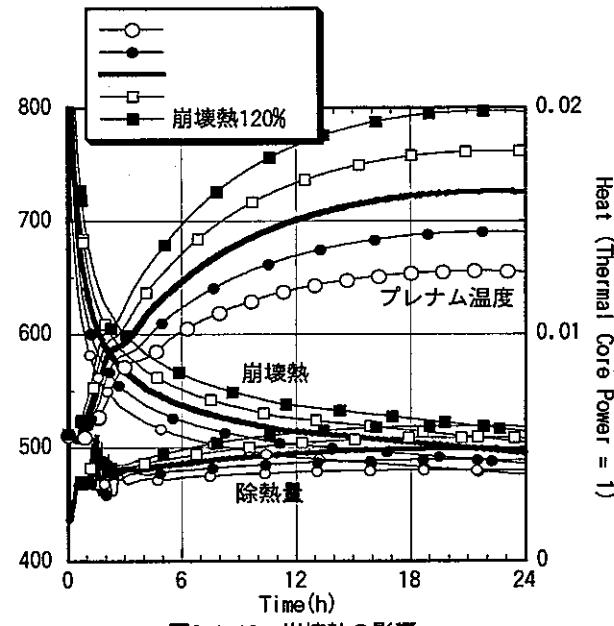


図2.1-16 崩壊熱の影響

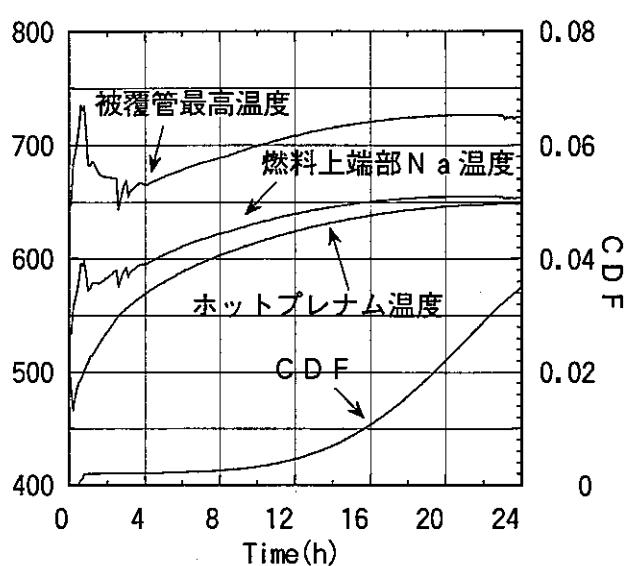


図2.1-17 温度、CDFの推移

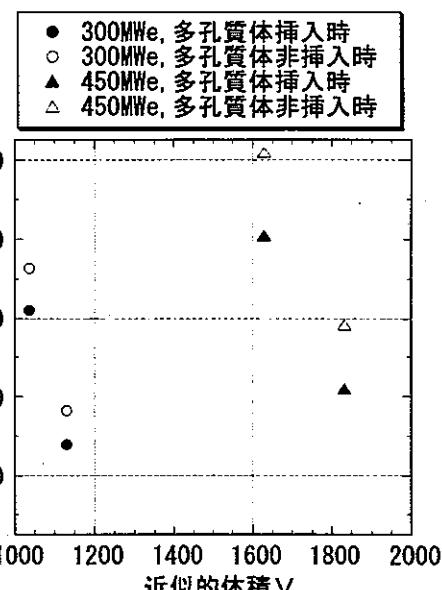


図2.1-18 原子炉体積と1次冷却材最高温度の関係

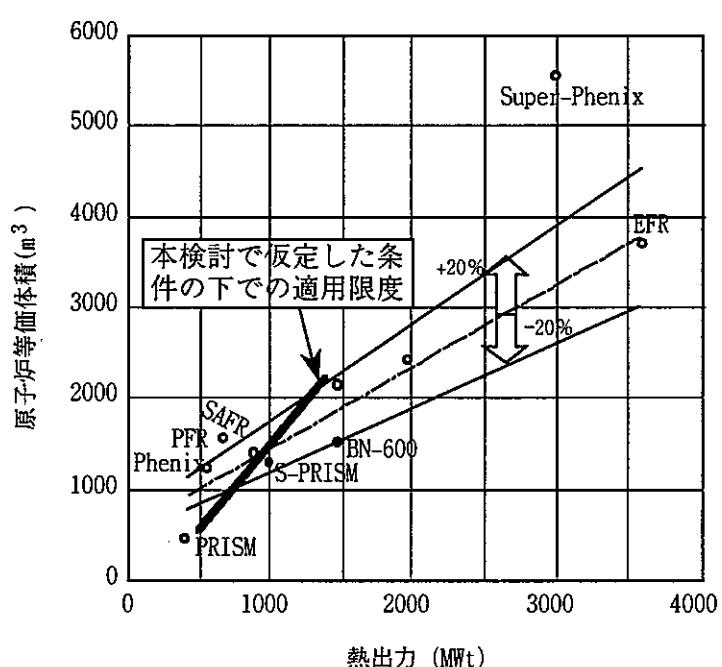


図2.1-19 本検討で仮定した条件の下での適用範囲
(同様な指標で表したS-PRISMも示す)

表 2.2-1 代表的ガス高速炉の主要仕様

項目	G B R 4 ⁽²⁾⁽³⁾	GA-Demo ⁽⁴⁾⁽⁵⁾	
	120万、90bar、ペント、マグ	36万、105bar、ペント、シングル	
全般	熱出力 電気出力 熱効率 冷却材 冷却材圧力 冷却材入口温度 冷却材出口温度	3430MWt 120万kWe 0.35 He 90bar 260°C 560°C	1090MWt 36.万kWe 0.33 He 105bar 298°C 520°C
燃料	燃料種類 燃料型式 燃焼度 発熱密度 増殖率 炉心圧損	MOX ペント型 10万MWD/t 400W/cm 1.4 2.4bar	MOX ペント型 10万MWD/t 400W/cm 1.35 1.83bar
PCRV	型式 外形 炉室 SG室 DHX室	マルチキャビティ PCRV Φ32.5m×h35m Φ7.8m Φ4.3m Φ2.9m	シングルキャビティ PCRV Φ26 m× h 25 m — — —
SG	基数 交換熱量 蒸気条件 ガス流量 胴外径	6 606MW 533°C / 112bar 370kg/s 3.682m	3 363MW 485°C / 107bar kg/s 3.81m
ガス循環機	基数 回転数 インベラ径 ガス流量 体積流量 (300°C) 昇圧 負荷	6 3500rpm 1.6m 370kg/s 2775. m3/min 3.6bar 19.7MWe	3 3600 rpm — — — 2.9bar 13.9MWe
安全	崩壊熱除去系 炉停止系 格納容器 再臨界排除	3系統(高圧時自然循環可能) 下部駆動 2系統 300kPa コアキャッチャ+冷却	3系統(高圧時自然循環可能) 炉室壁水冷却(自然循環可能) 下部駆動 2系統 ~200 kPa コアキャッチャ+冷却

表 2.2-2 補助炉心熱交換器の設計データ(GA-Demo⁽⁸⁾)

Parameters (One Loop)	Pressurized Primary System	Depressurized Primary System
Thermal duty, MW (Btu/hr)	20.2 (68.9×10^6)	16.1 (55.0×10^6)
Primary system flow, kg/s (lb/hr)	14.7 (117,000)	9.07 (72,000)
Primary gas molecular weight, g/g-mole (lb/lb-mole)	4.0 (4.0)	7.54 ^(a) (7.54)
Primary gas specific heat, J/kg-K (Btu/lb-°F)	5200 (1.242)	2910 ^(a) (0.695) ^(a)
Primary gas inlet temperature, °C (°F)	604 (1120)	832 (1530)
Primary gas outlet temperature, °C (°F)	341 (645)	221 (430)
Primary system pressure, MPa (psia)	8.8256 (1280)	0.1793 (26.0)
Maximum primary side ΔP, kPa (psi)	-	1.724 (0.25)
Cooling water flow, kg/s (lb/hr)	75.9 (602,300)	75.9 (602,300)
Cooling water inlet temperature, °C (°F)	234 (453)	132 (270)
Cooling water outlet temperature, °C (°F)	288 (550)	182 (359)
Cooling water average pressure, MPa (psia)	8.964 (1300)	8.964 (1300)
Maximum water-side ΔP, MPa (psi)	0.241 (35)	0.241 (35)

(a) Helium-air mixture at 5 min following DBDA.

表 2.2-3 補助炉心冷却系循環機の設計パラメータ⁽⁶⁾
AUXILIARY CIRCULATOR REFERENCE DESIGN PARAMETERS

Parameters (One Loop)	Pressurized Primary System	Depressurized Primary System
Mass flow, kg/s (lb/hr)	14.7 (117,000)	9.12 (72,370)
Molecular weight, g/g-mole, (lb/lb-mole)	4 (4)	5.9 ^(a) (5.9)
Inlet temperature, °C (°F)	341 (645)	221 (430)
Inlet pressure, MPa (psia)	8.8256 (1280)	0.1744 (25.3)
Outlet pressure, MPa (psia)	8.8267 (1280.16)	0.1896 (27.5)

(a) Helium-air mixture at 5 min following DBDA.

表 2.2-4 空冷熱交換器の設計パラメータ⁽⁶⁾

CACWS REFERENCE DESIGN PARAMETERS

Parameters (One Loop)	Depressurized Primary System ^(a)
Water flow, kg/s (lb/hr)	75.89 (602,300)
Cooling water inlet temperature, °C (°F)	182 (359)
Cooling water outlet temperature, °C (°F)	132 (270)
Air flow, m ³ /s at 38°C and 89.6 kPa (CFM at 100°F and 13 psia)	331.3 (702,000)
Air flow, kg/s (lb/hr)	332.64 (2.64×10^6)
Air inlet temperature, °C (°F)	36 (100)
Coolant UA, ^(b) MW/°C (Btu/hr-°F)	0.17 (321,600)
Thermal duty, MW (Btu/hr)	16.1 (55.0×10^6)

(a) Parameters for pressurized cooling were not computed. However, it has been established that the DBDA case determines the CACWS design.

(b) U = overall heat transfer coefficient,
A = heat transfer area.

表 2.2-5 据助炉心冷却熱交換器の設計データ⁽⁶⁾

DESIGN DATA FOR CAHE

	Pressurized Cooldown	DBDA	Standby
Helium Frontal Area, m ² (ft ²)	3.08 (33.18)	3.08 (33.18)	
Heat Duty, MW (Btu/hr)	20.1 (68.7×10^6)	16.21 (55.3×10^6)	0.557 (1.9×10^6)
Logarithmic Mean Temperature Dif- ference, °C (°F)	176 (349)	261 (501)	
Overall Heat Transfer Coeffi- cient, W (Btu/hr-ft ² -°F)	24.06 (82.1)	13.48 (46.0)	
Heat Transfer Area, m ² (ft ²)	222.96 (2400)	222.96 (2400)	
<u>Helium Side</u>			
Flow rate kg/s (lb/hr)	14.7 (117,000)	9.07 (72,000)	1.13 (9,000)
Inlet tempera- ture, °C (°F)	604 (1120)	832 (1530)	316 (600) ^(a)
Outlet tempera- ture, °C (°F)	342 (647)	218 (424)	221 (430)
Average pres- sure, MPa (psia)	8.8256 (1280)	0.1793 (26)	
Pressure drop, kPa (psi)	0.1379 (0.02)	1.172 (0.17)	
<u>Water Side</u>			
Flow rate, kg/s (lb/hr)	75.9 (602,300)	75.9 (602,300)	2.39 (19,000)
Inlet tempera- ture, °C (°F)	234 (454)	132 (270)	149 (300)
Outlet tempera- ture, °C (°F)	289 (550)	182 (359)	204 (400)
Average pres- sure, MPa (psia)	8.9632 (1300)	8.9632 (1300)	
Pressure drop, MPa (psi)	0.2365 (34.3)	0.2068 (30.0)	

(a) Helium gas reverse flow.

表 2.2-5 補助炉心冷却熱交換器の設計データ⁽⁶⁾(続き)

	Pressurized Cooldown	DBDA	Standby
<u>Tube</u>			
Number of tubes	50	50	
Tube size, m (in.)	0.0318 x 0.0034 (1.25 x 0.135)	0.0318 x 0.0034 (1.25 x 0.135)	
Tube length, m (ft)	44.71 (146.7)	44.71 (146.7)	
Longitudinal tube pitch, m (in.)	0.0508 (2.0)	0.0508 (2.0)	
Transverse tube pitch, m (in.)	0.0508 (2.00)	0.0508 (2.00)	
Tube bundle height, m (ft)	0.1560 (6.14)	0.1560 (6.14)	

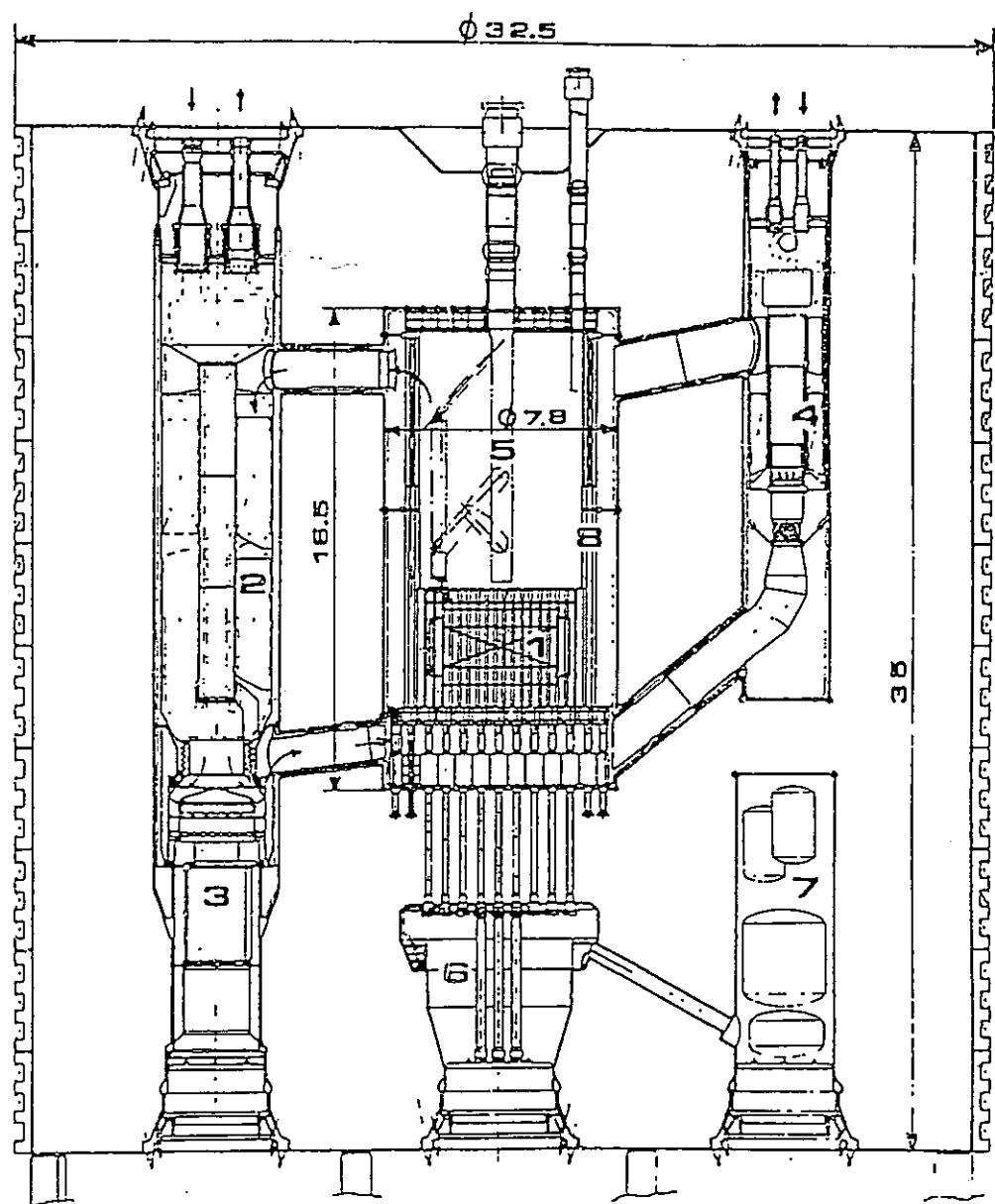
表 2.2-6 補助炉心冷却系循環機の設計データ⁽⁶⁾

AUXILIARY HELIUM CIRCULATOR DESIGN DATA

	Depressurized Primary System	Pressurized Primary System
Type	Centrifugal	Centrifugal
Drive	Electric	Electric
Fluid	Helium/air	Helium
Speed, rpm	3600	640
Inlet temperature, °C (°F)	221 (430)	341 (645)
Inlet pressure, MPa (psia)	0.1744 (25.3)	8.8256 (1280)
Outlet pressure, MPa (psia)	0.1896 (27.5)	8.8270 (1280.2)
Mass flow, kg/s (lb/sec)	9.12 (20.1)	14.74 (32.5)
Efficiency, %	80	
Tip diameter, d_2 , m (in.)	1.344 (52.9)	
Tip width, w, m (in.)	0.088 (3.47)	
Eye diameter, d_{1s} , m (in.)	0.767 (30.2)	
Hub diameter, d_{1h} , m (in.)	0.305 (12)	
Power, kW (hp)	794 (1064.8)	2.98 (4.0)

表 2.2-7 解析対象炭酸ガス冷却炉主要目

炉心熱出力	(MWt)	3600
冷却材ガス圧力	(MPa)	4.2
原子炉出口／入口温度	(°C)	525／250
燃料集合体		
集合体体数	(体)	550
燃料ピン本数	(本／集合体)	169
燃料ピン径	(mm)	8.2
有効発熱長	(mm)	1400
二次系ループ数		12
SG		
基数	(基)	12
崩壊熱除去系		
基数	(基)	12



- | | |
|---------------------------|------------------------------|
| 1. Reactor core | 5. Fuel manipulator |
| 2. Main steam generator | 6. Control cavity |
| 3. Main gas circulator | 7. Helium purification plant |
| 4. Emergency cooling loop | 8. Neutron shield |

図 2.2-1 GBR4 1200MWe 原子炉概要図(4)

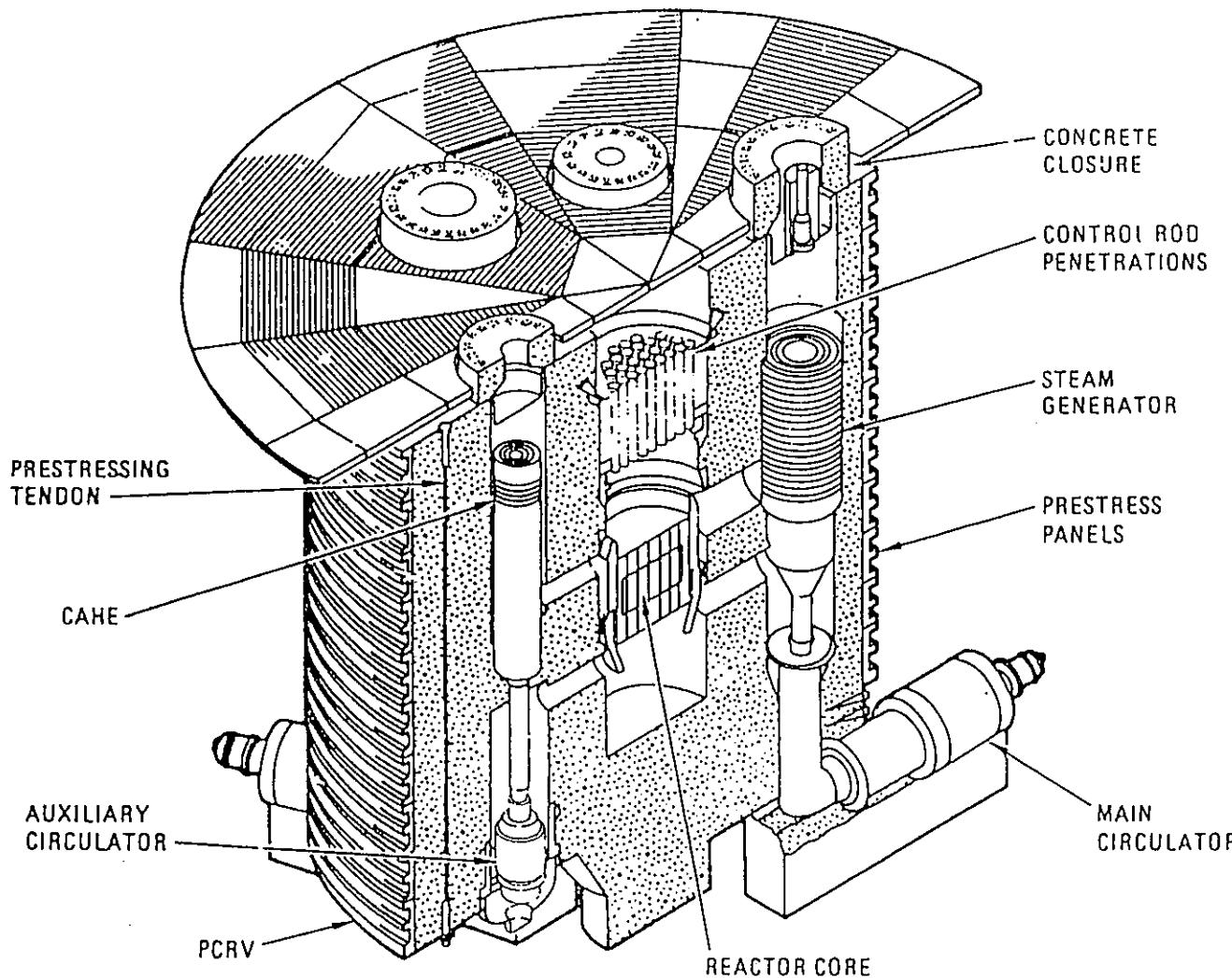


図 2.2-2 GCFR demonstration plant の NSSS(6)

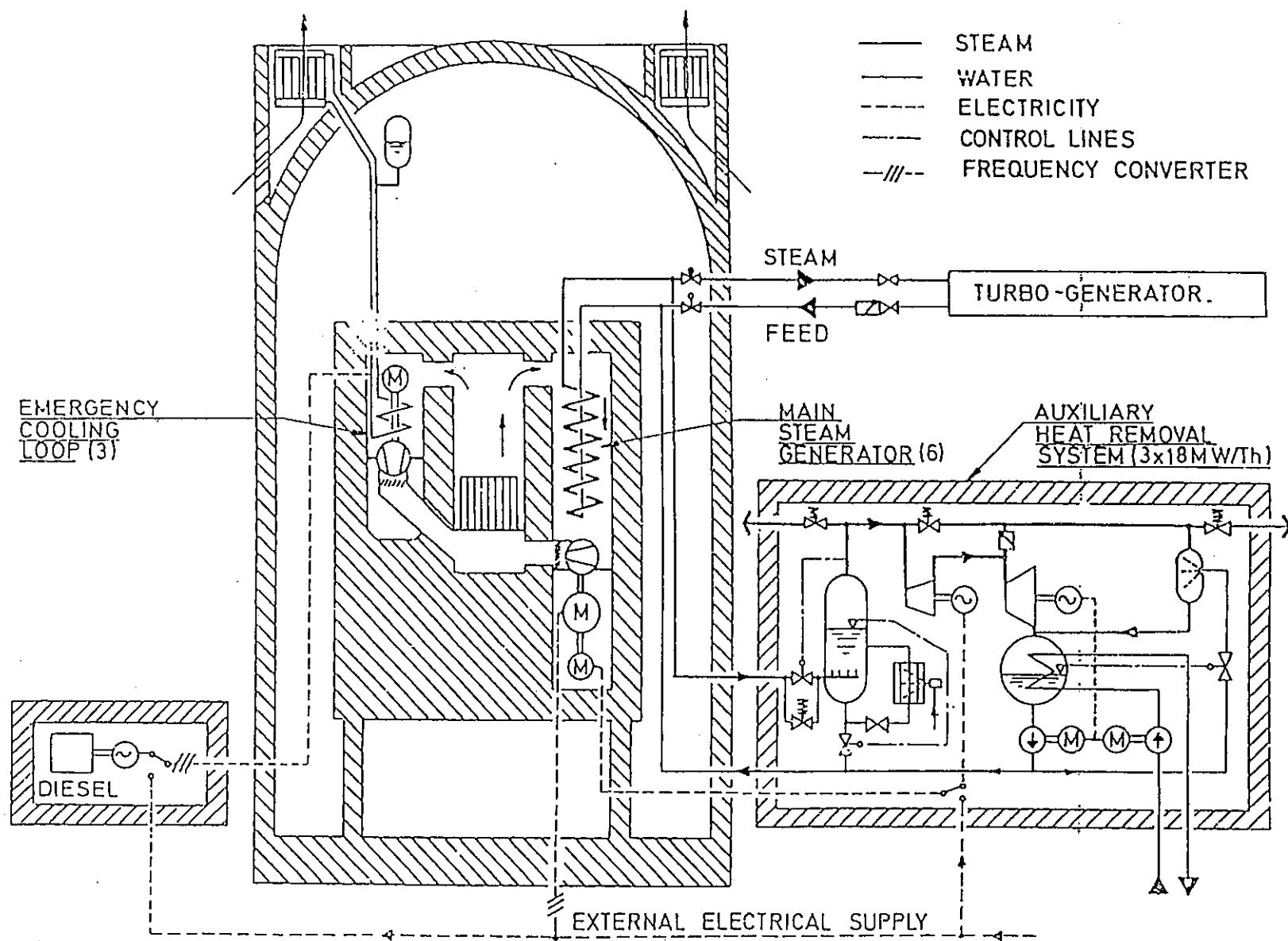


図 2.2-3 GBR4 の冷却系(4)

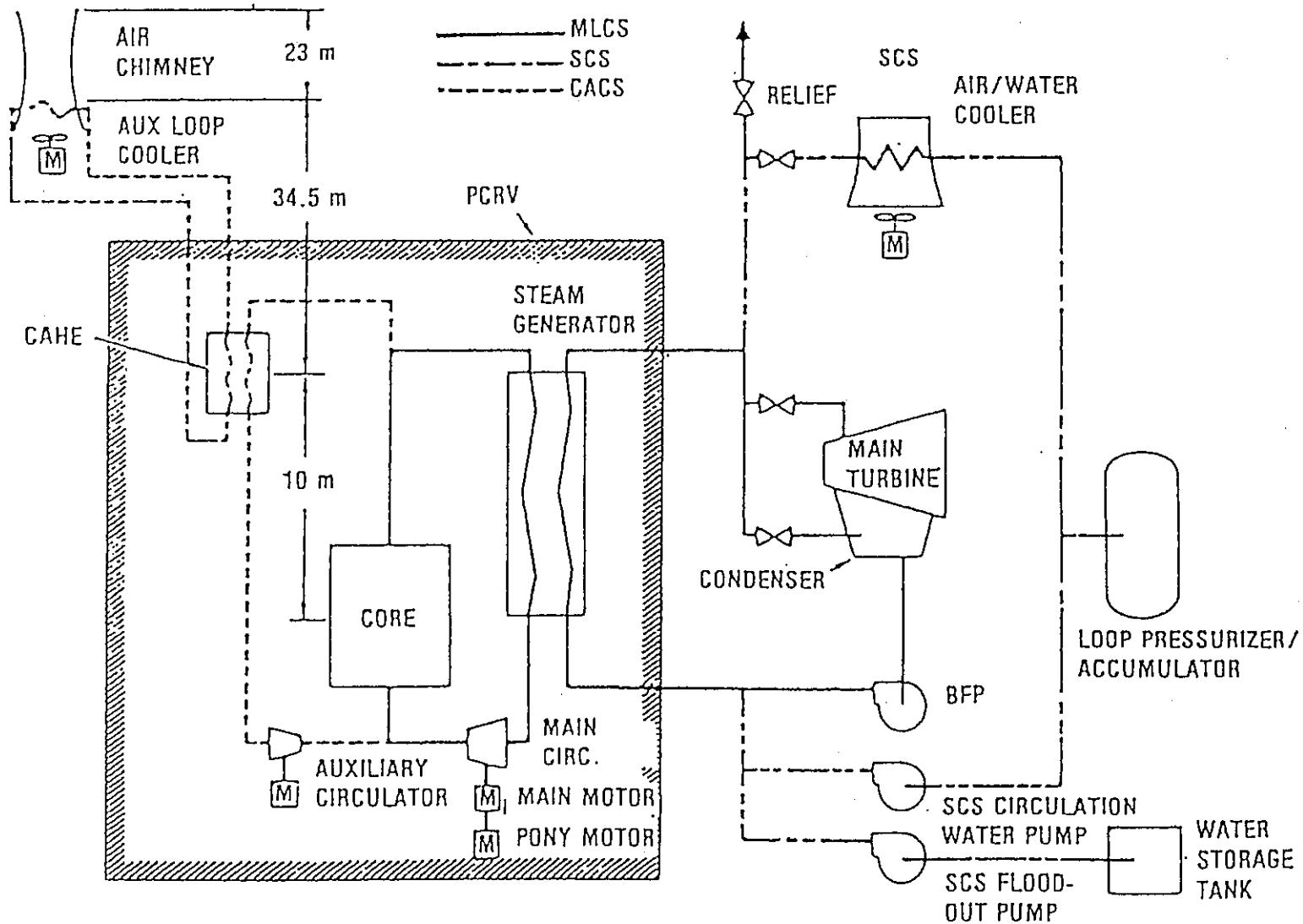


図 2.2-4 GCFR の崩壊熱除去系のシステム系統図(9)

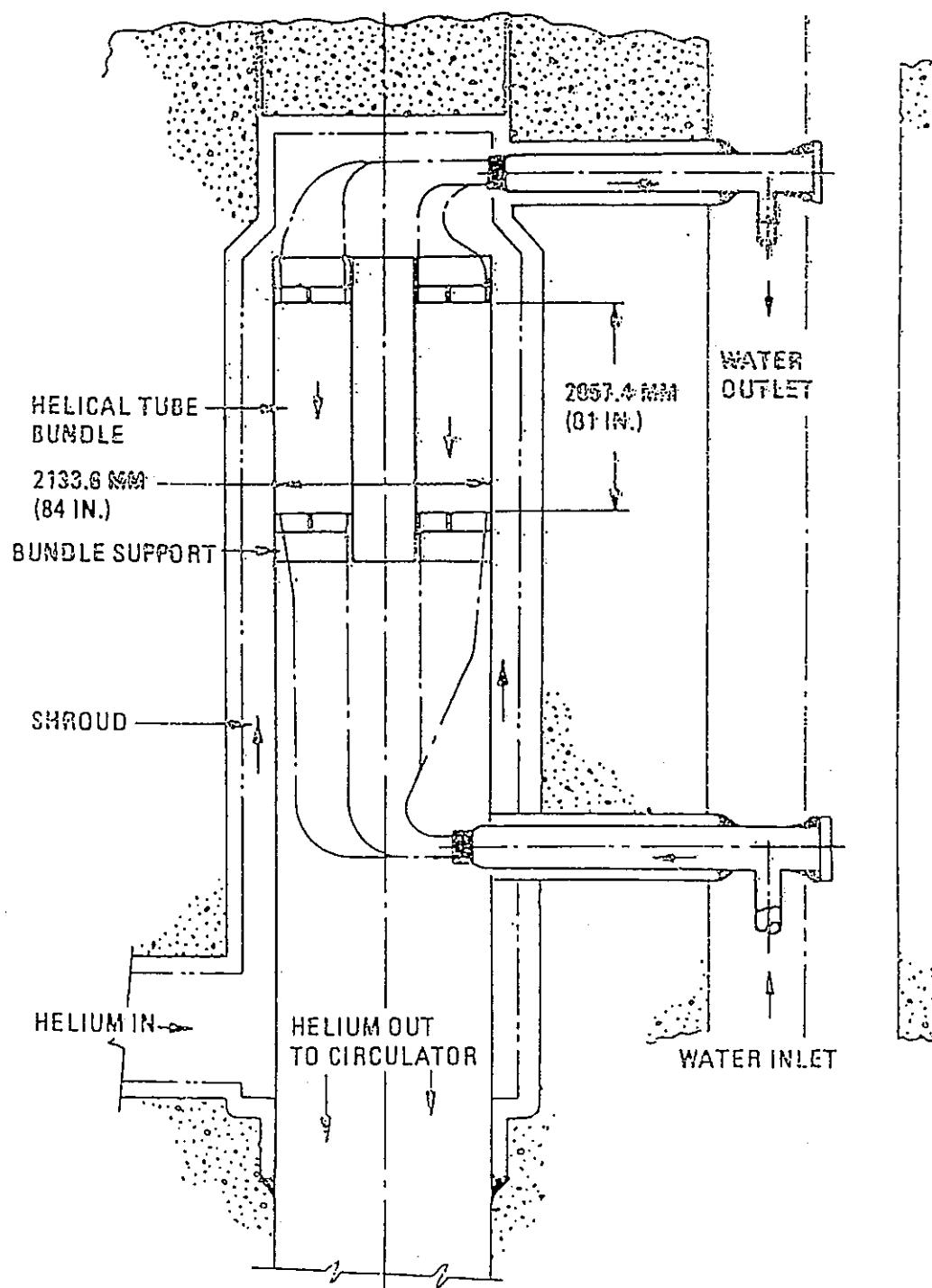


図 2.2-5 補助炉心冷却熱交換器 (CACHE) の概念図(6)

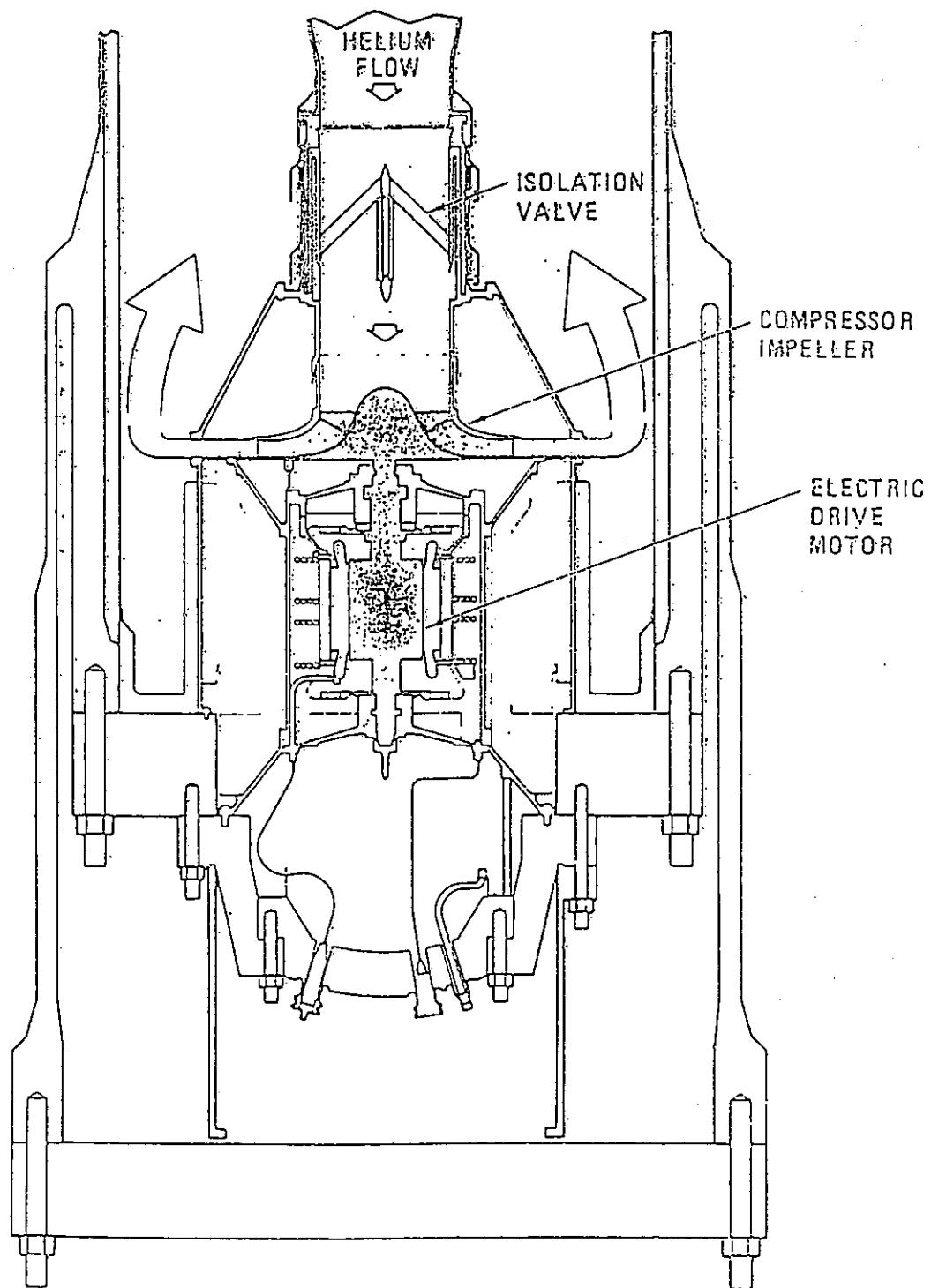


図 2.2-6 補助炉心冷却系循環機の概念図(6)

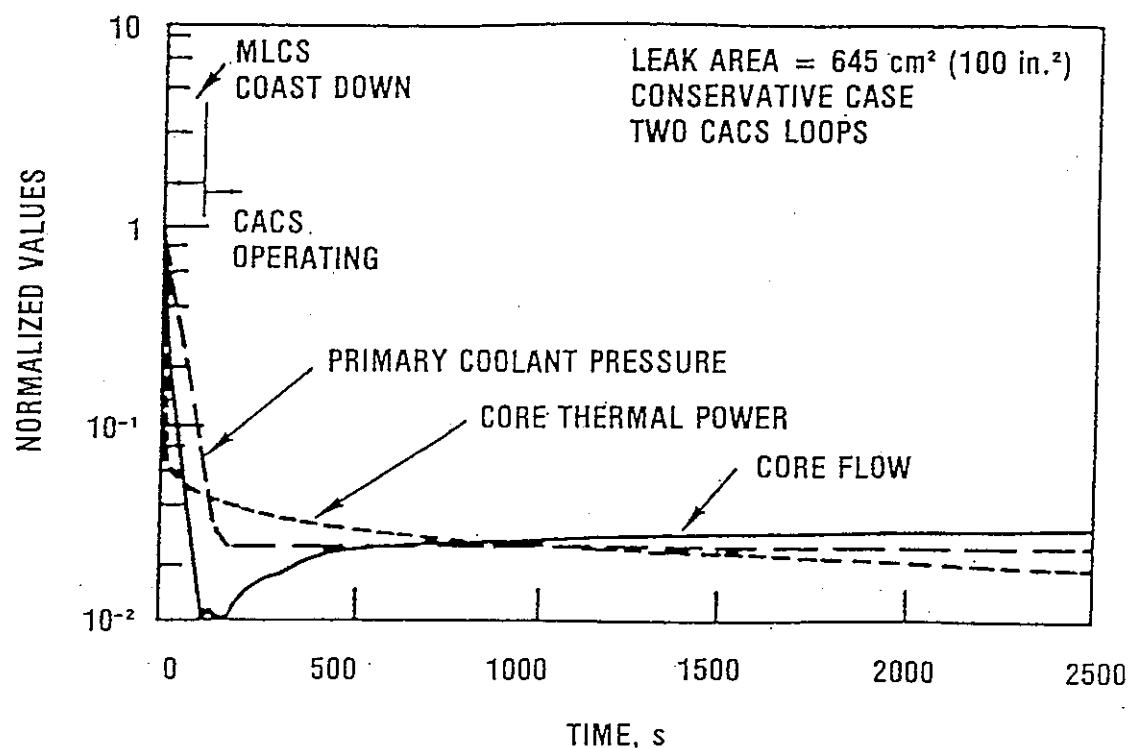


図 2.2-7 代表的な減圧事故時の炉心出力、流量および圧力の過渡変化(9)

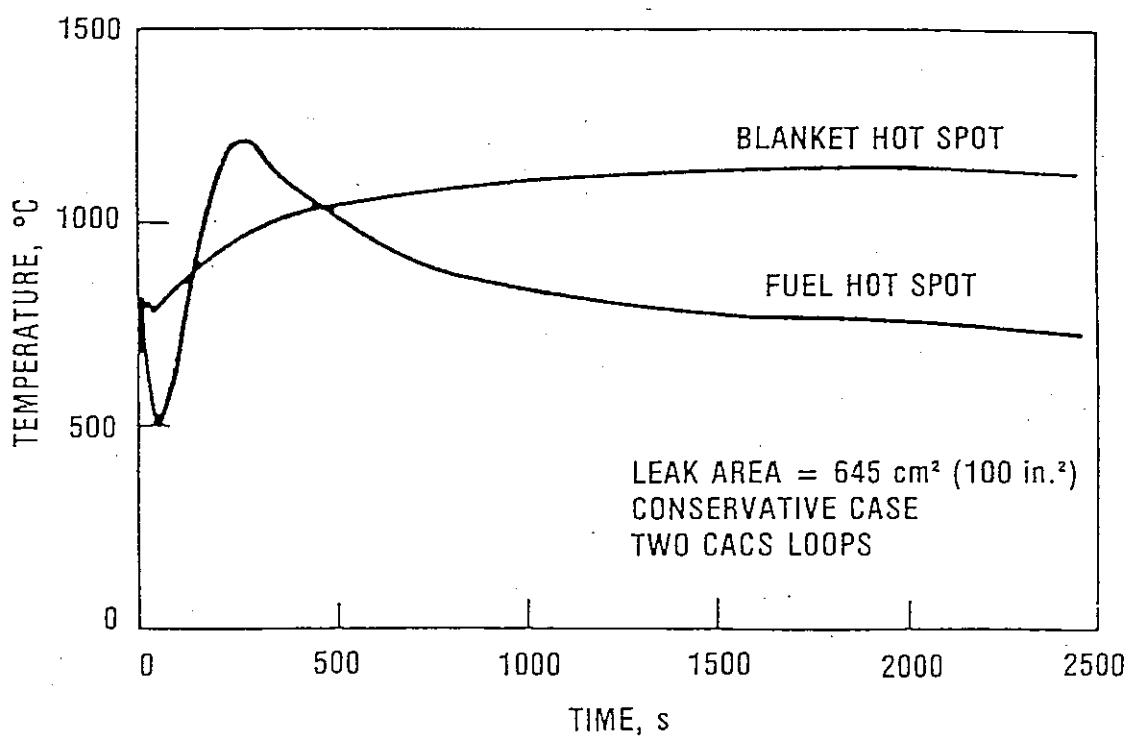


図 2.2-8 燃料およびブランケットの最高ホットスポット被覆管温度変化(9)

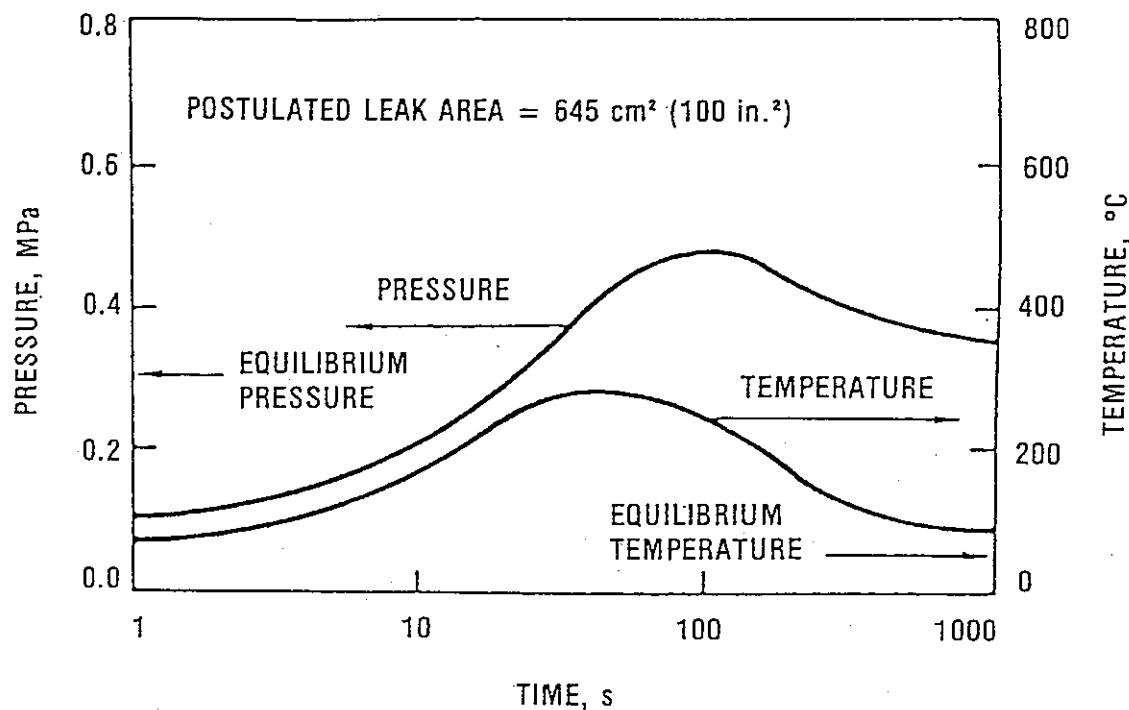


図 2.2-9 格納容器内圧力および温度変化(9)

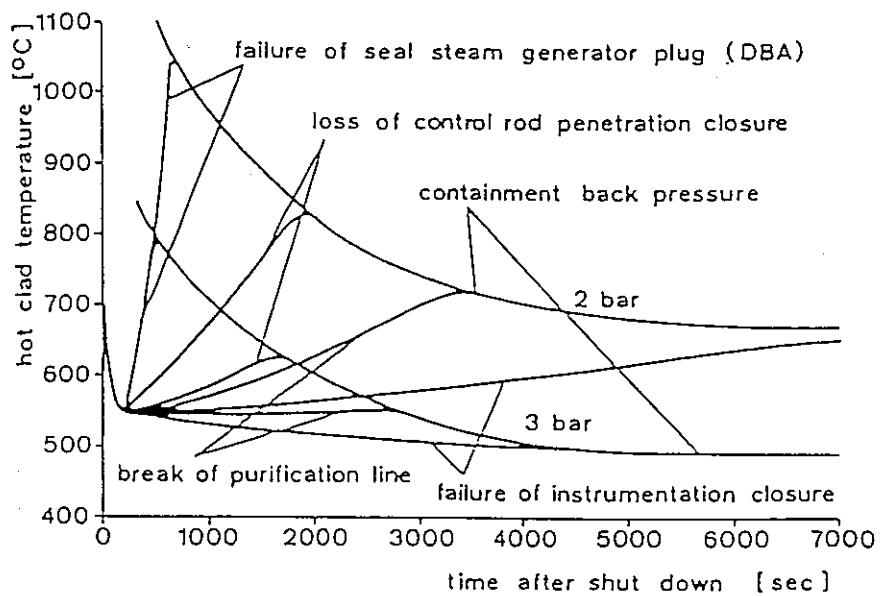


図 2.2-10 減圧事故時の被覆管最高温度変化(10)

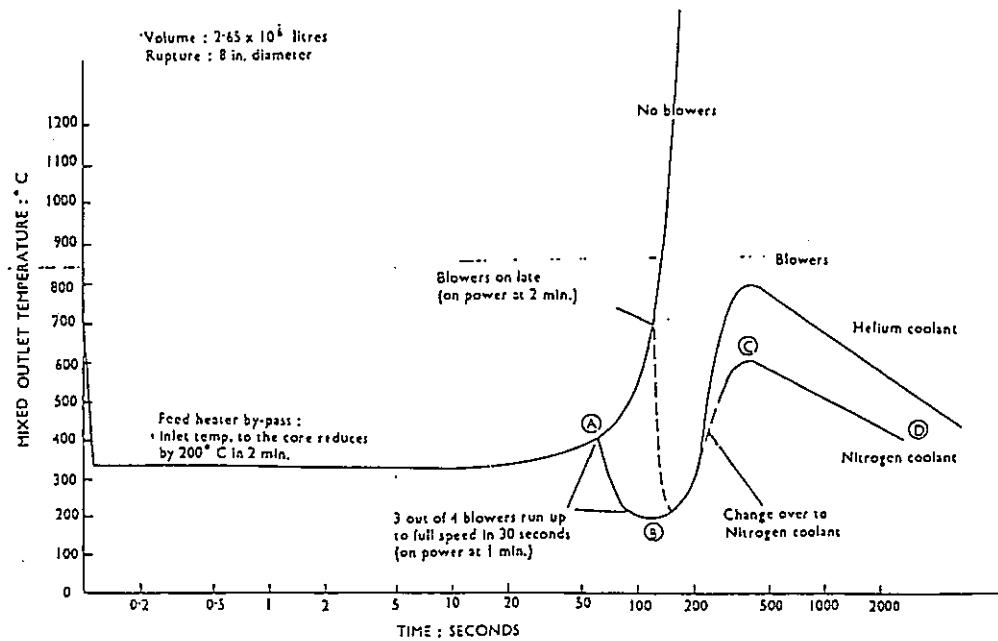


図 2.2-11 減圧事故時の窒素ガスチャージ(11)

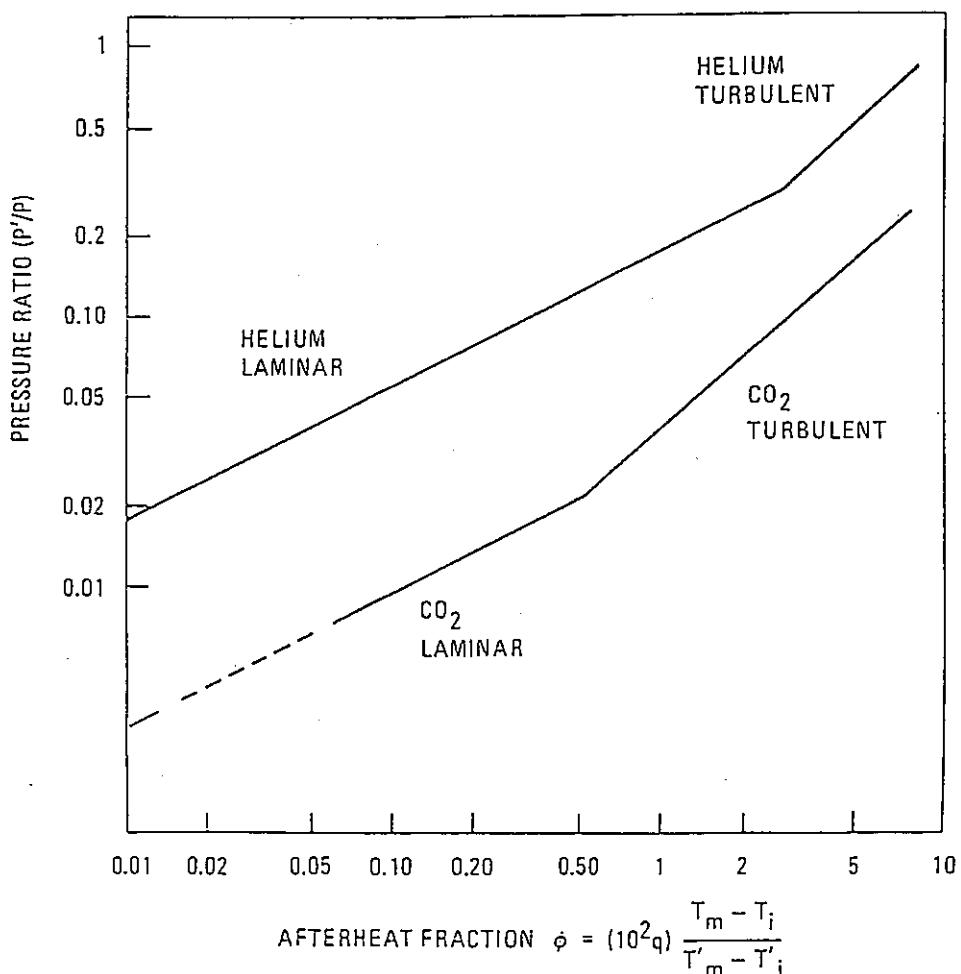
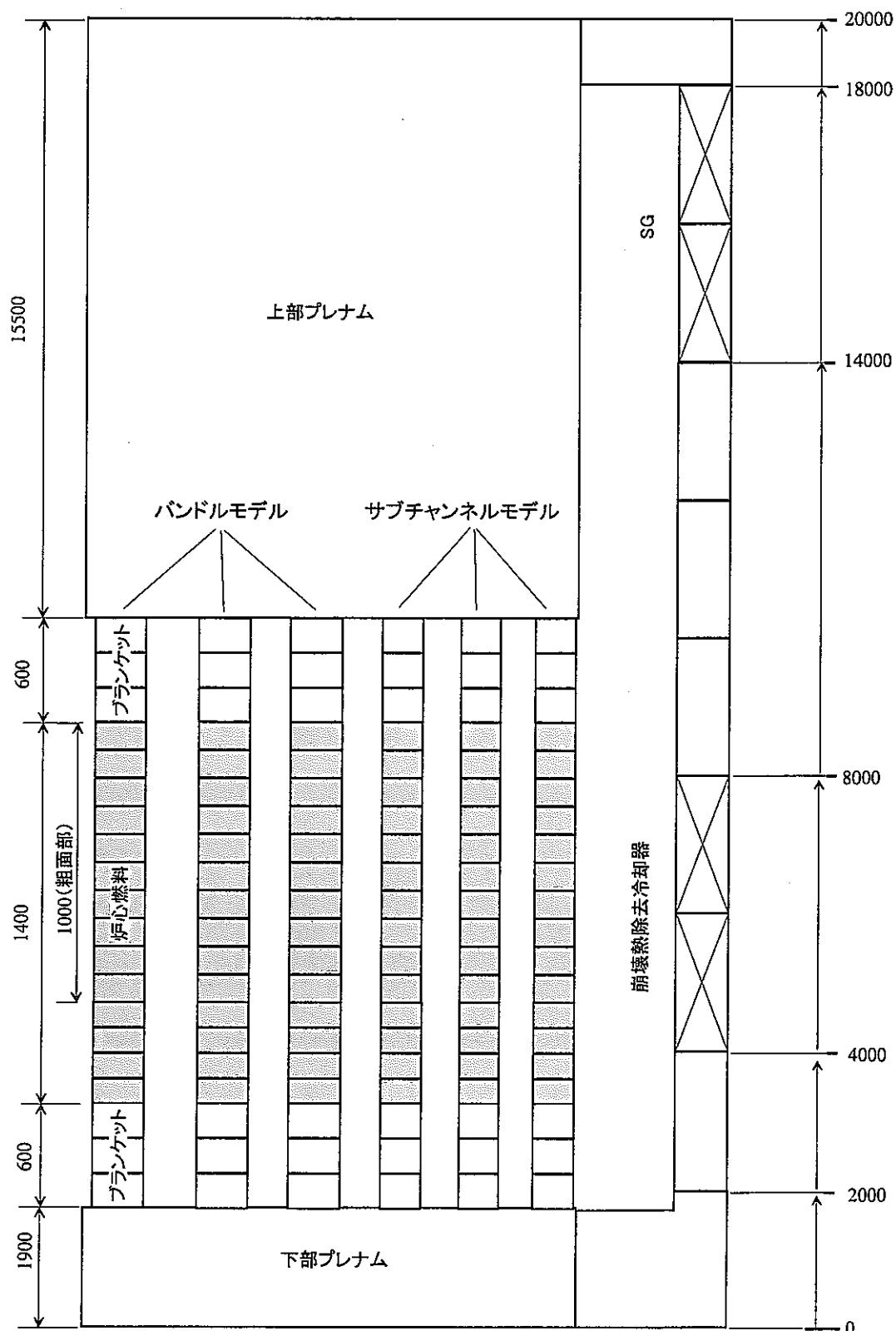
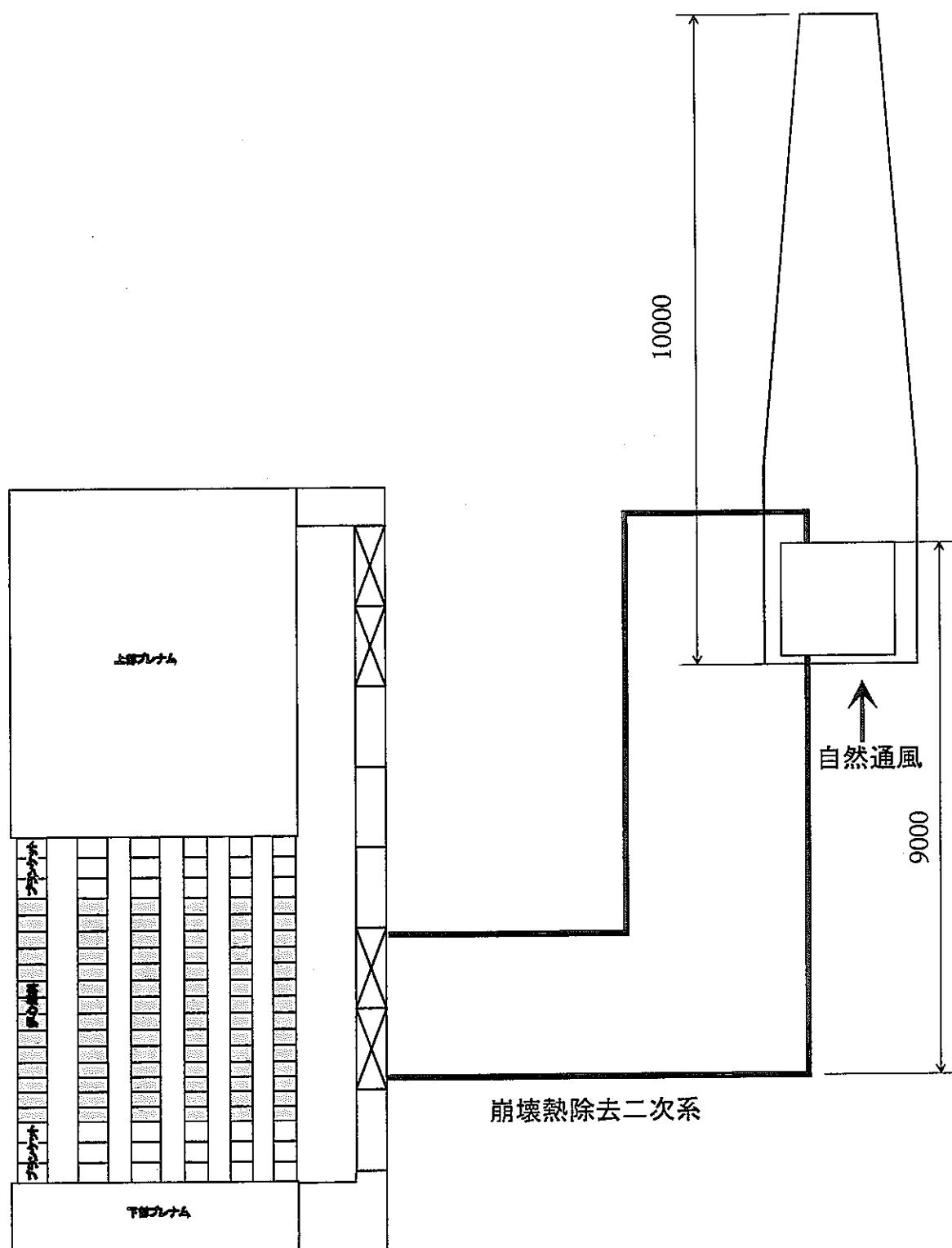


図 2.2-12 ヘリウムガスと炭酸ガスの自然循環による炉心性能比較(12)



(a) 炉心および一次主冷却系
図 2.2-13 炭酸ガス冷却炉プラント動特性解析モデル (1/2)



(b) 崩壊熱除去系
図 2.2-13 炭酸ガス冷却炉プラント動特性解析モデル (2/2)

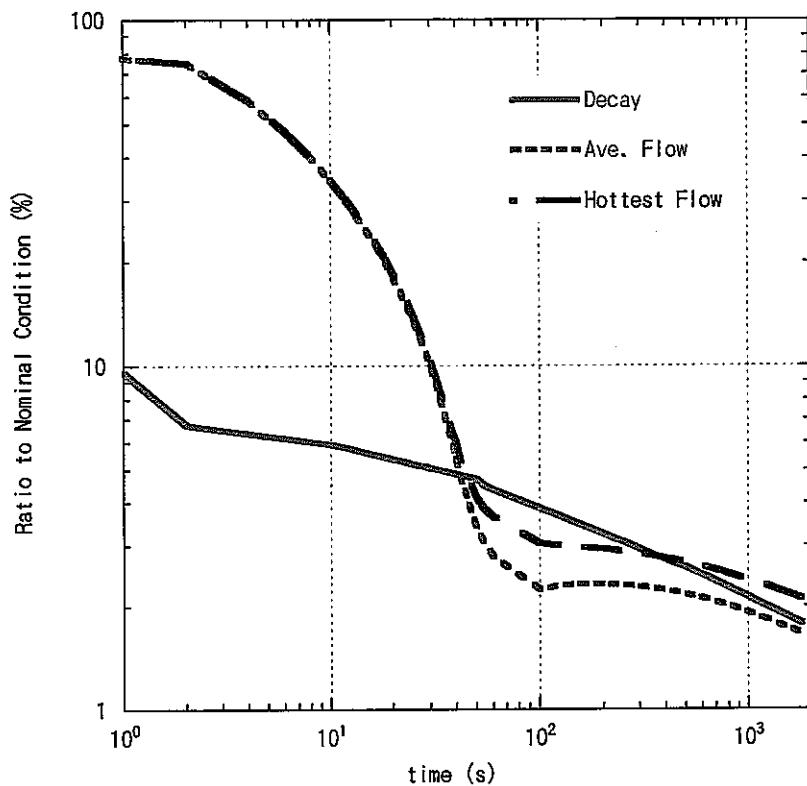


図 2.2-14 自然循環時の炉心通過流量および崩壊熱の過渡変化

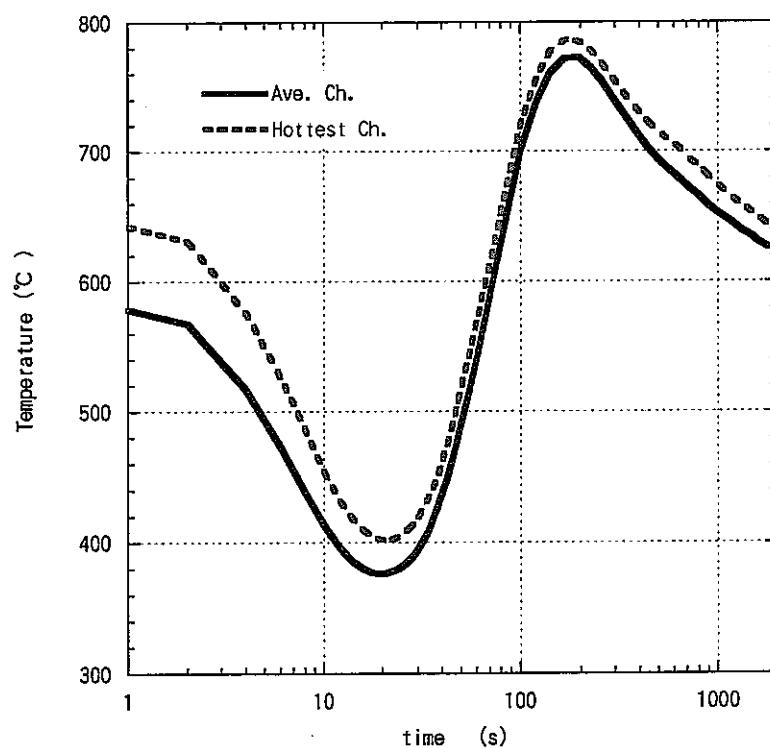


図 2.2-15 自然循環時における燃料被覆管最高温度の過渡変化

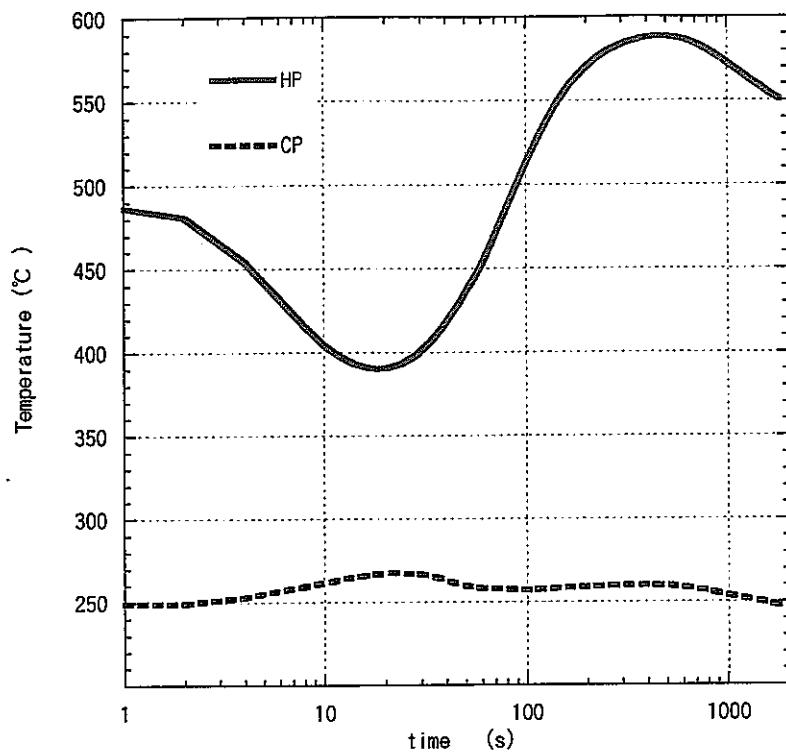


図 2.2-16 自然循環時におけるホット／コールドプレナム温度の過渡変化

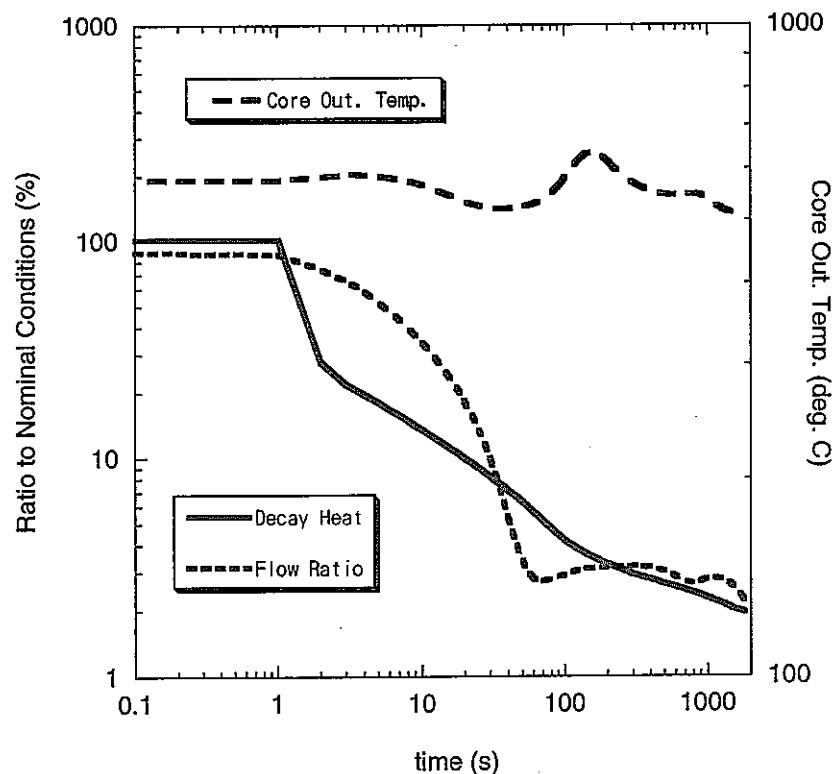


図 2.2-17 液体金属ナトリウム冷却高速炉自然循環時の過渡変化

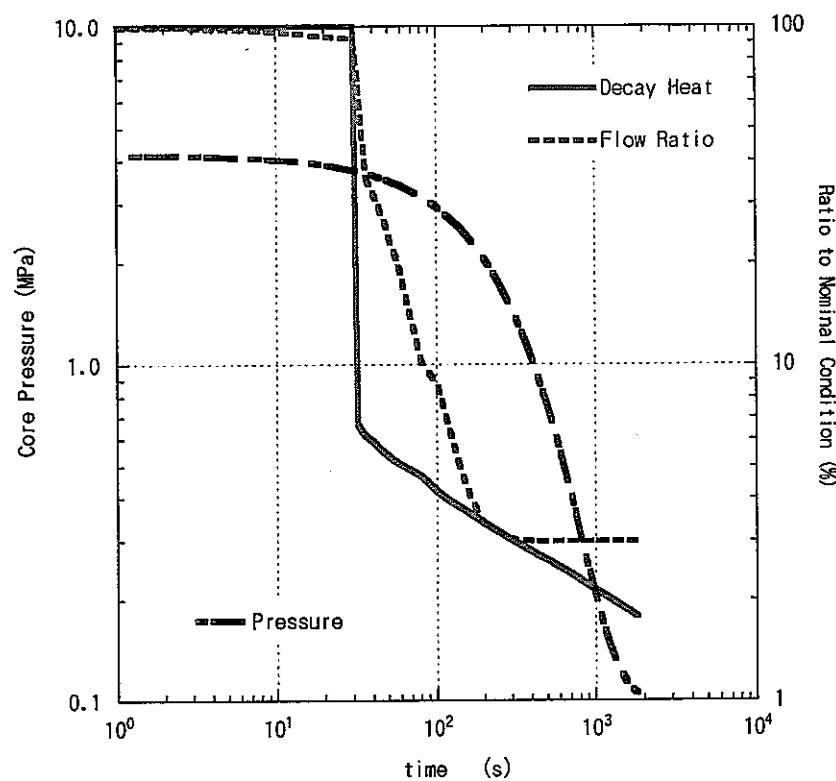


図 2.2-18 減圧事故時における一次系流量、崩壊熱および圧力の過渡変化

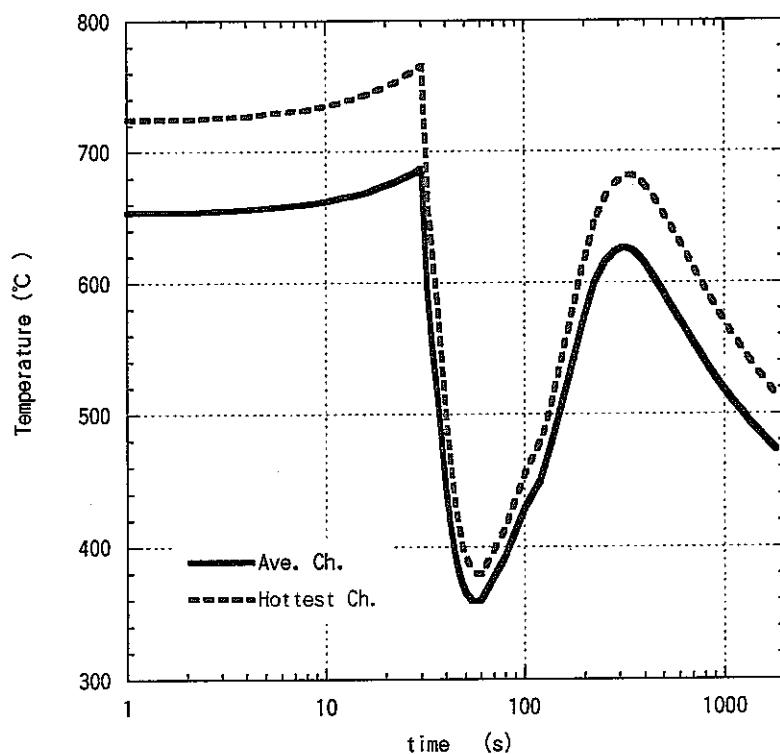


図 2.2-19 減圧事故時における燃料被覆管最高温度の過渡変化

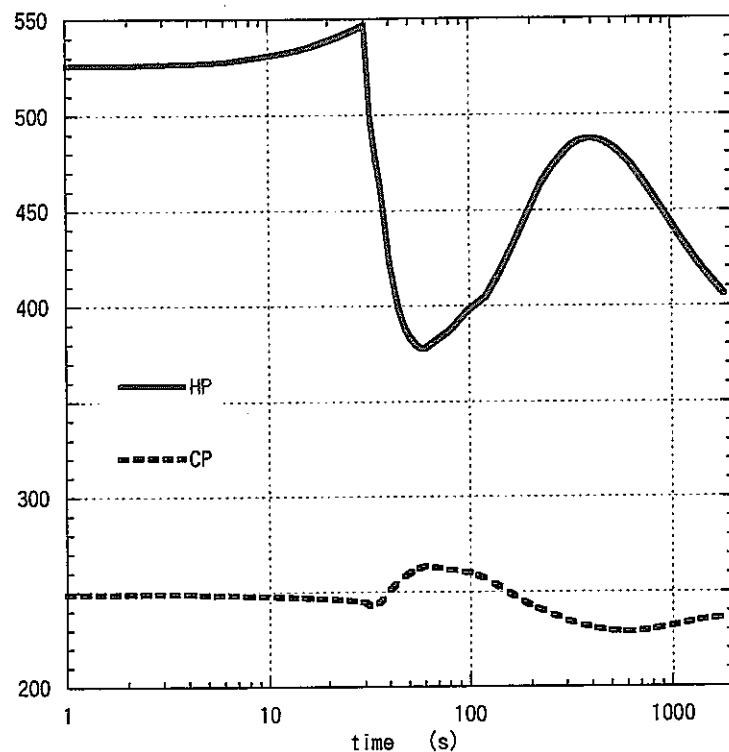


図 2.2-20 減圧事故時におけるホット／コールドプレナム温度の過渡変化

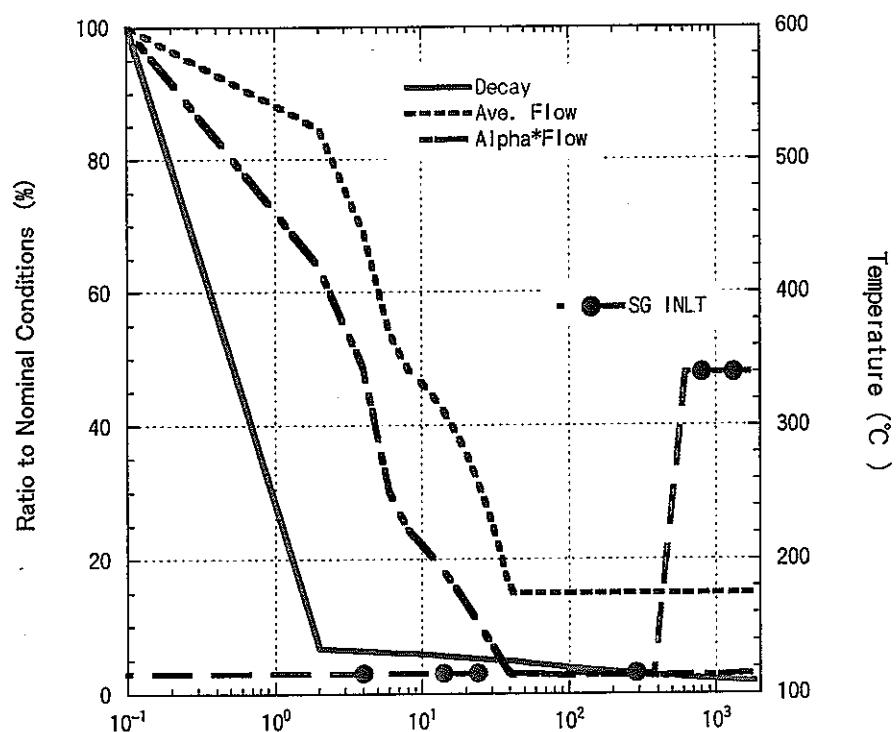


図 2.2-21 ポニーモーター強制循環時における一次系流量、崩壊熱および給水温度の過渡変化

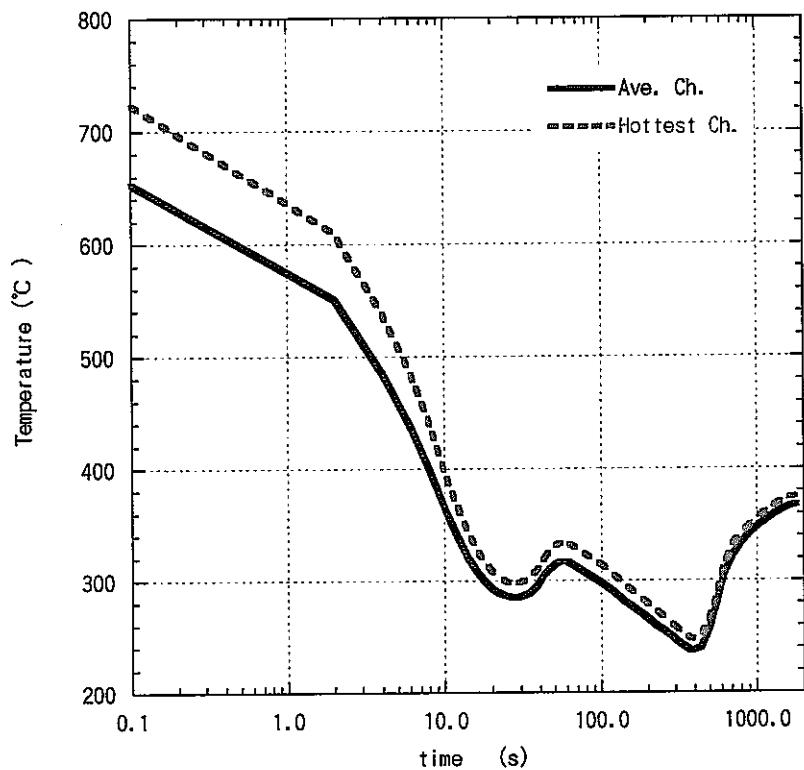


図 2.2-22 ポニーモーター強制循環時における燃料被覆管最高温度の過渡変化

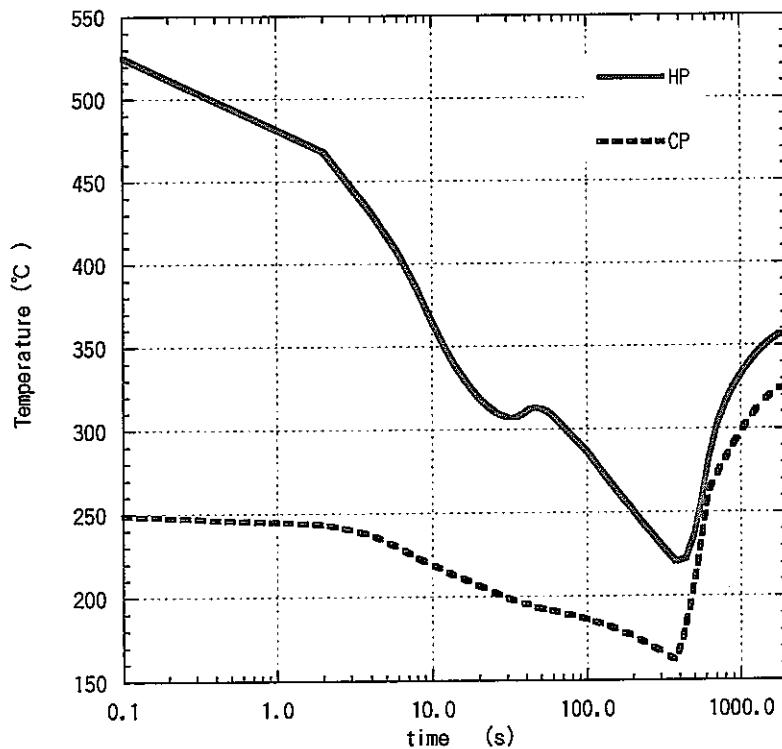


図 2.2-23 ポニーモーター強制循環時におけるホット／コールドプレナム温度の過渡変化

表 2.3-1 鉛物性値に関する fitting 式

項目	物性値 fitting 式	単位	適用範囲
密度 ρ	$\rho = 1.0983 \times 10^4 - 1.178 \cdot T$	kg/m ³	圧力条件：大気圧(0.10Mpa) 温度条件：334°C ~ 1000°C
定圧比熱 C_p	$C_p = 0.038$	kcal/kg · °C	圧力条件：大気圧(0.10Mpa) 温度条件：334°C ~ 527°C
動粘性係数 ν	$\nu = 3.8657 \times 10^{-7} - 4.1527 \times 10^{-10} \cdot T$	m ² /s	圧力条件：大気圧(0.10Mpa) 温度条件：334°C ~ 527°C
プラントル数 Pr	$Pr = 3.9236 \times 10^{-2} - 4.0105 \times 10^{-5} \cdot T$	—	圧力条件：大気圧(0.10Mpa) 温度条件：334°C ~ 527°C
熱伝導率 λ	$\lambda = 4.2589 \times 10^{-3} - 1.1118 \times 10^{-6} \cdot T$	Kcal / m · s · °C	圧力条件：大気圧(0.10Mpa) 温度条件：334°C ~ 527°C

表 2.3-2 鉛-ビスマス合金物性値に関する fitting 式

項目	物性値 fitting 式	単位	適用範囲
密度 ρ	$\rho = -1.218 \cdot T + 1.073 \times 10^4$	kg / m ³	温度条件：127°C ~ 527°C
定圧比熱 C_p	$C_p = 0.035$	kcal/kg · °C	温度条件：127°C ~ 527°C
動粘性係数 ν	$\nu = -4.4167 \times 10^{-15} \cdot T^3 + 5.5558 \times 10^{-12} \cdot T^2 - 2.5096 \times 10^{-9} \cdot T + 5.5796 \times 10^{-7}$	m ² /s	温度条件：127°C ~ 527°C
プラントル数 Pr	$Pr = -7.6261 \times 10^{-10} \cdot T^3 + 9.6001 \times 10^{-7} \cdot T^2 - 4.3333 \times 10^{-4} \cdot T + 8.64 \times 10^{-2}$	—	温度条件：127°C ~ 527°C
熱伝導率 λ	$\lambda = 2.3885 \times 10^{-6} \cdot T + 2.3004 \times 10^{-3}$	Kcal / m · s · °C	温度条件：127°C ~ 527°C

表 2.3-3 重金属冷却炉及びナトリウム冷却炉の同等プラントの設定

	ナトリウム冷却炉	鉛冷却炉 (同等プラント)	鉛一ビスマス冷却炉 (同等プラント)
定格熱出力	3750MWt	ナトリウム炉に同じ	ナトリウム炉に同じ
崩壊熱特性	設計値	ナトリウム炉に同じ	ナトリウム炉に同じ
炉心入口/出口温度[℃]	395/550	420/530 凝固考慮	ナトリウム炉に同じ
流量[kg/s]	1.9E4 設計値	出入口温度より設定	出入口温度より設定
炉心部圧力損失	設計値	P/D=1.4 相当まで低減	P/D=1.4 相当まで低減
一巡圧損	設計値	ナトリウム炉に同じ	ナトリウム炉に同じ
配管内径	設計値	約1.1倍に拡大 (同等一巡圧損とするため)	ナトリウム炉に同じ
給水温度[℃]	240 設計値	340 凝固考慮	240 ナトリウム炉に同じ
給水流量	設計値	除熱量が Na と同等となるよ うに設定	除熱量が Na と同等となるよ うに設定
コーストダウンカーブ	流量半減時間8秒	ナトリウム炉に同じ	ナトリウム炉に同じ
炉心—SG 伝熱中心差[m]	5.1m 設計値	ナトリウム炉に同じ	ナトリウム炉に同じ

Table2.3-4 Comparisons of system parameter for Sodium , Lead and Lead -Bismuth reactor

		Na- Reactor (1500MWe)	Pb -Reactor (Equivalent plant)	Pb/Na	Pb -Bi Reactor (Equivalent plant)	PbBi /Na
Geometries	Δh ; core-SG	5.1	5.1	1.00	5.1	1.00
Coolant Inventory	Core[m^3]	7	15	2.14	15	2.14
	other volume [m^3]	744	736	0.99	736	0.99
	R/V total[m^3]	751	751	1.00	751	1.00
	Steam generator[m^3]	636	696	1.09	696	1.09
	Cold leg piping[m^3]	68	84	1.24	68	1.00
	Hot leg piping[m^3]	28	35	1.25	28	1.00
Total [m^3]		1483	1566	1.06	1543	1.04
Fluid Properties	Fluid Density [kg/m^3]	839	10418	12.42	10154	12.10
	Specific heat [kJ/kgK]	1.32	0.16	0.12	0.146	0.11
	ρH [kg/m^3]	820	10347	12.62	10060	12.27
	ρL [kg/m^3]	857	10488	12.24	10249	11.96
Total Weight [kg]		1.24E+06	1.63E+07	13.11	1.57E+07	12.59
Total Heat Capacity [kJ/K]		1.64E+06	2.61E+06	1.59	2.29E+06	1.39
NC head($\rho_L - \rho_H$)* Δh *9.8[Pa]		1.85E+03	7.05E+03	3.81	9.45E+03	5.11
Total Frictional Pressure Loss [Pa]		7.25E+05	7.25E+05	1.00	7.25E+05	1.00
(NC head / T.F.P.L)*100 [%]		0.26%	0.97%	3.81	1.30%	5.11

表 2.3-5 重金属とナトリウム冷却炉のグラスホフ数比較

項目	記号	ナトリウム炉	鉛炉	Pb/Na	Pb-Bi 炉	PbBi/Na
高温側温度(構造要因)[°C]	T _{H1}	550	550	1.0	550	1.0
低温側温度 2(Pb 凝固要因)[°C]	T _{L2}	420	420	1.0	420	1.0
レベル差(core-SG)[m]	H ₂	5.1	5.1	1.0	5.1	1.0
一巡距離[m]	L _{loop}	64.35	64.35	1.0	64.35	1.0
代表径(コールドレグ配管)[m]	d _{e2}	0.9114	1.019	1.1	0.9114	1.0
Core-SG ベース/統一条件(Na;TH1,TL2,H2,de2)						
高温側密度[kg/m ³]	ρ _H	820	10335	12.6	10060	12.3
低温側密度[kg/m ³]	ρ _L	851	10488	12.3	10218	12.0
平均密度[kg/m ³]	ρ _{av.}	836	10412	12.5	10139	12.1
粘性係数[Pa*s]	μ	2.48E-04	1.93E-03	7.8	1.46E-03	5.9
密度差循環力	H(ρ _L -ρ _H)g	1.56E+03	7.65E+03	4.9	7.91E+03	5.1
グラスホフ数 Gr	Hd ⁴ ρ _{av.} (ρ _L -ρ _H)g / μ ² L _{loop} ²	3.52E+09	5.58E+09	1.6	6.29E+09	1.8

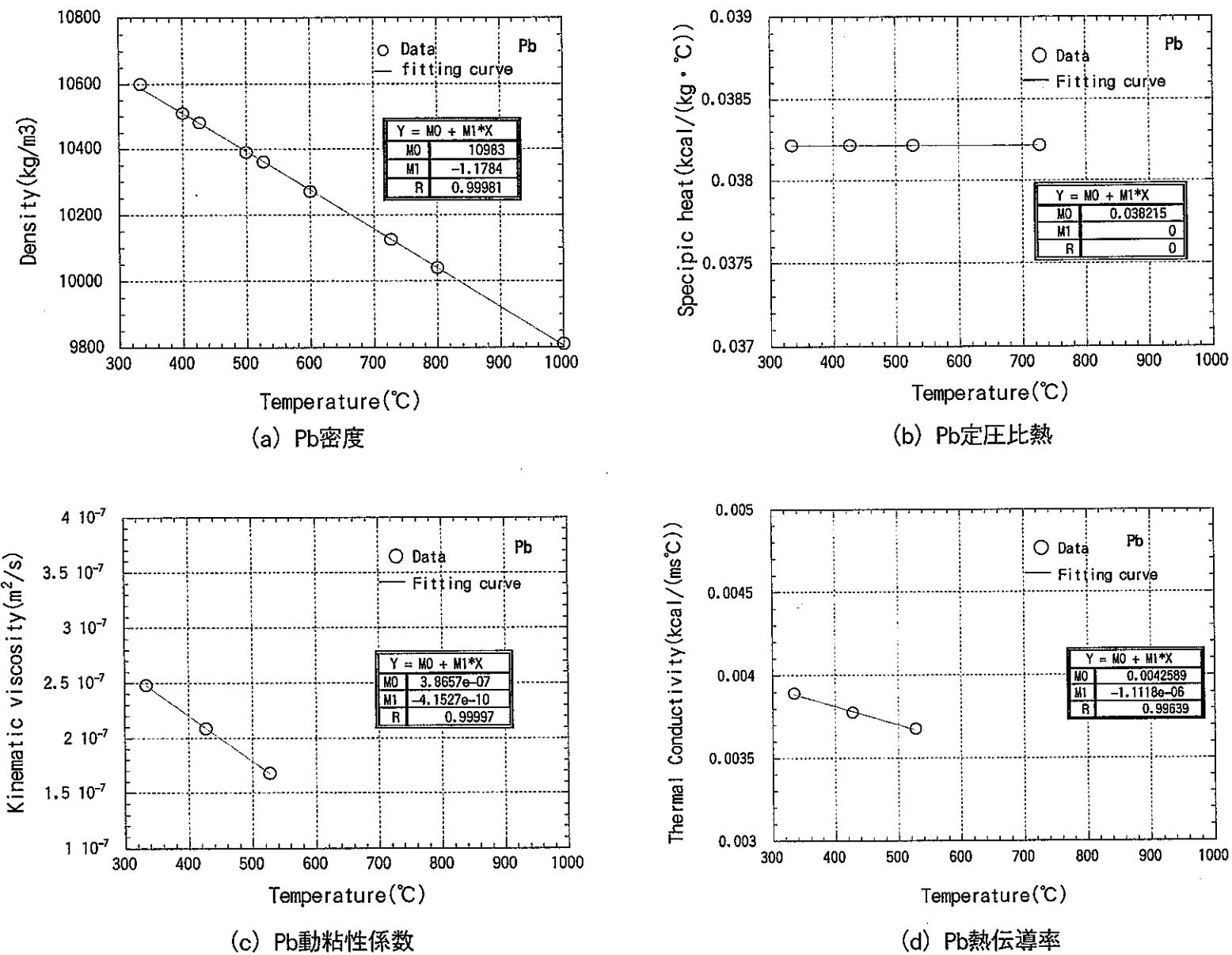


図 2.3-1 Pb物性fitting式と参照データ

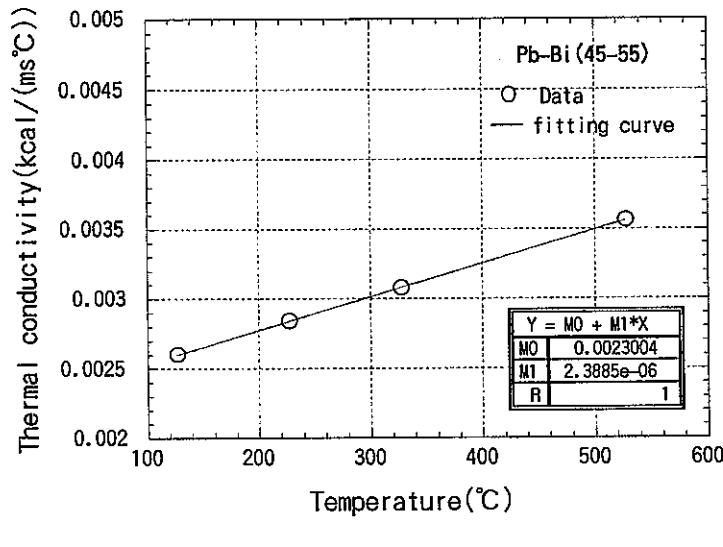
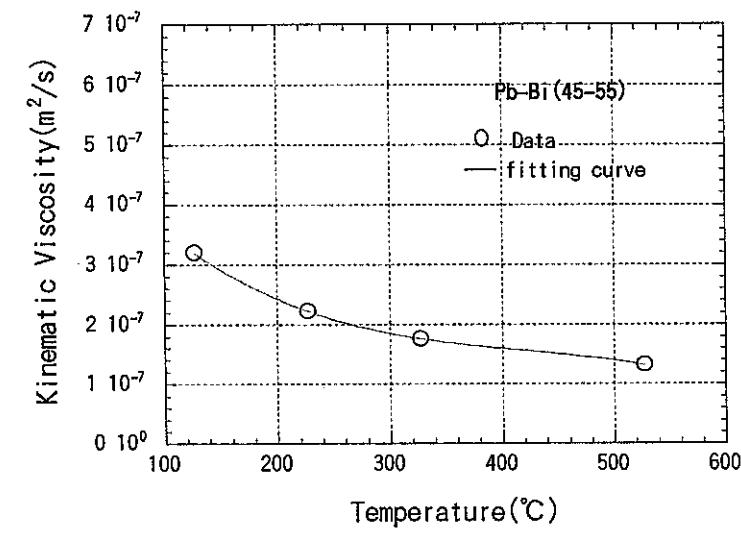
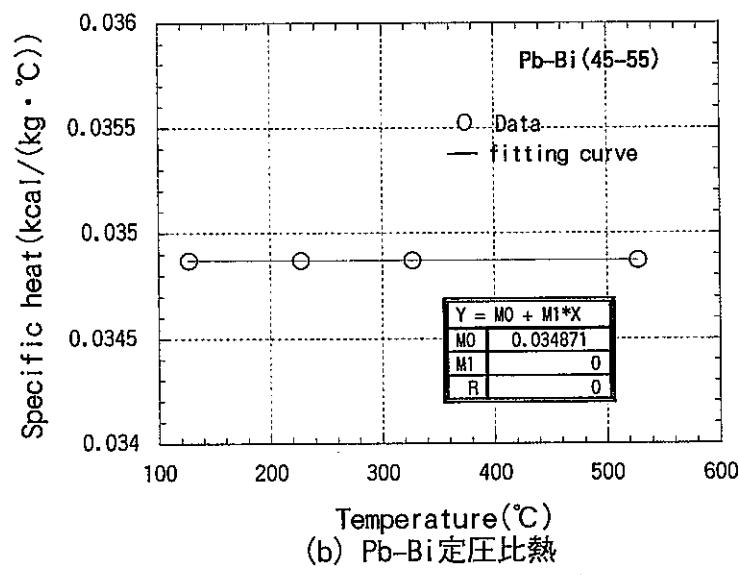
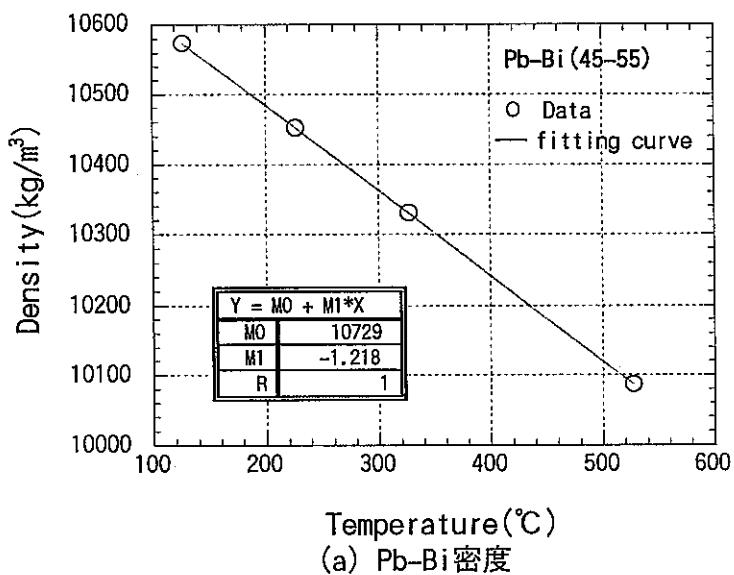


図 2.3-2 Pb-Bi 物性 fitting 式と参照データ

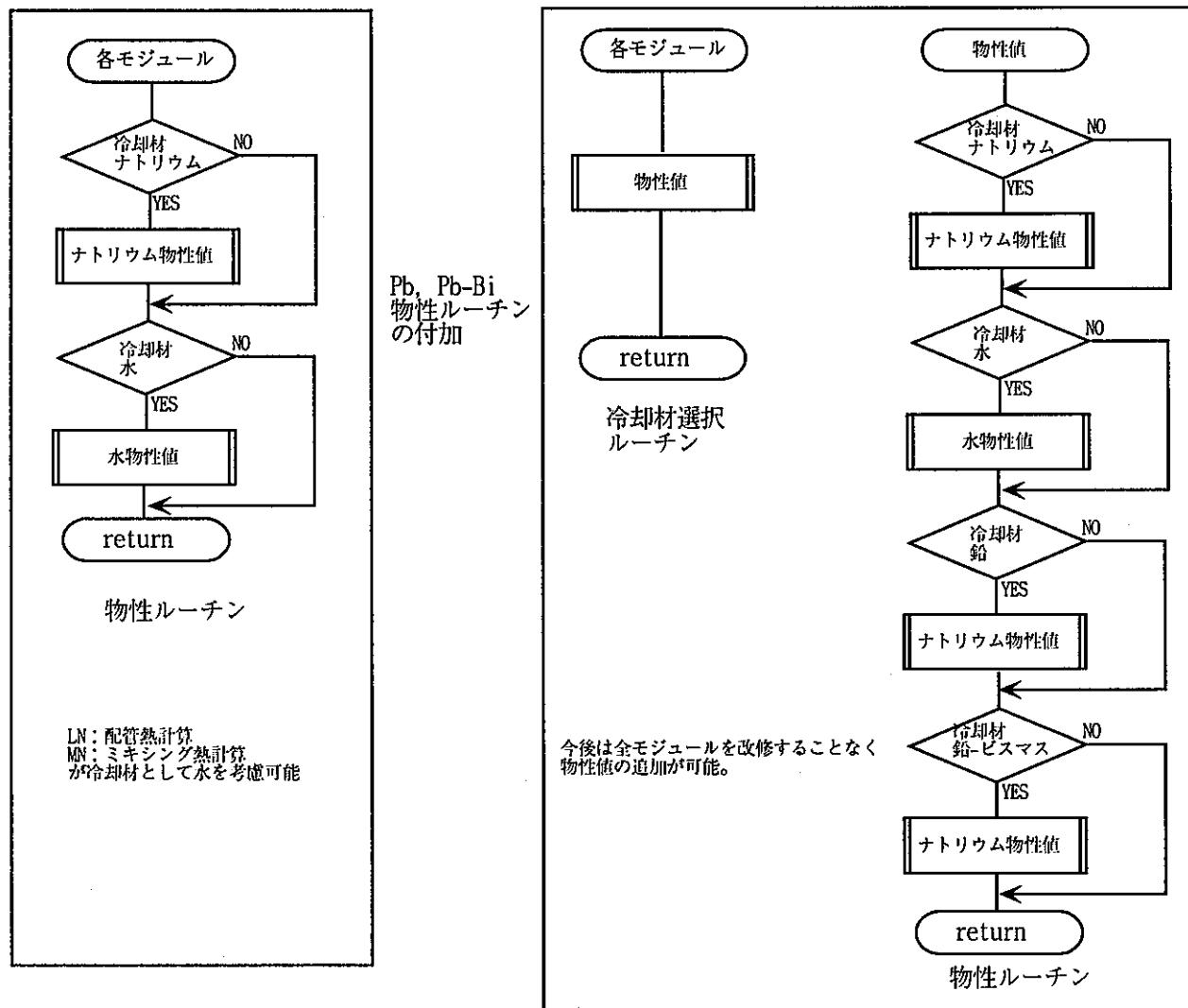


図2.3-3 鉛及び鉛-ビスマス合金の物性ルーチンの組込み

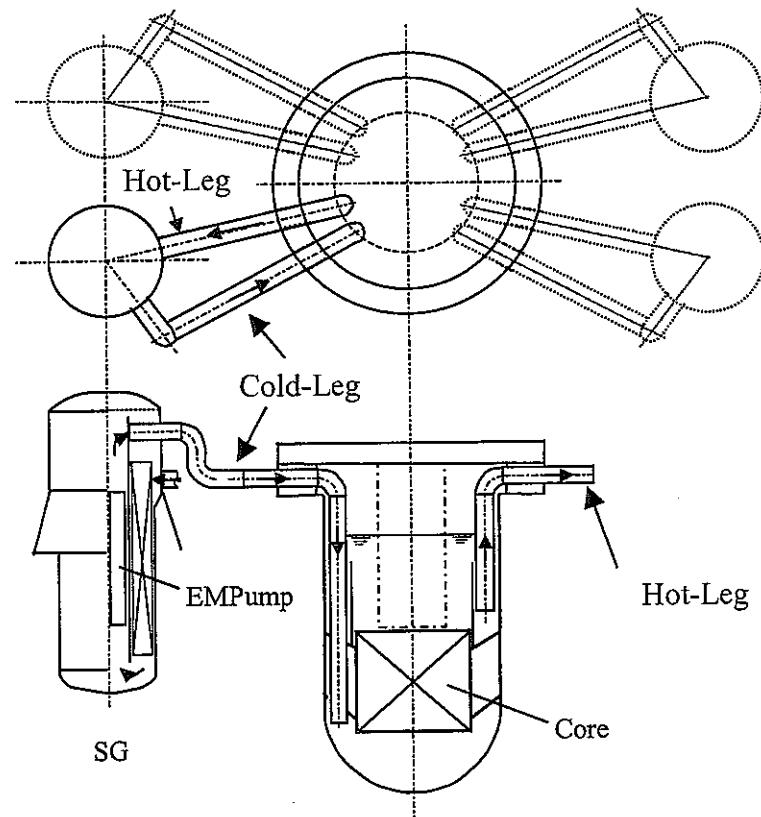


図 2.3-4 2次系削除大型炉プラント概略図(1500MWe)

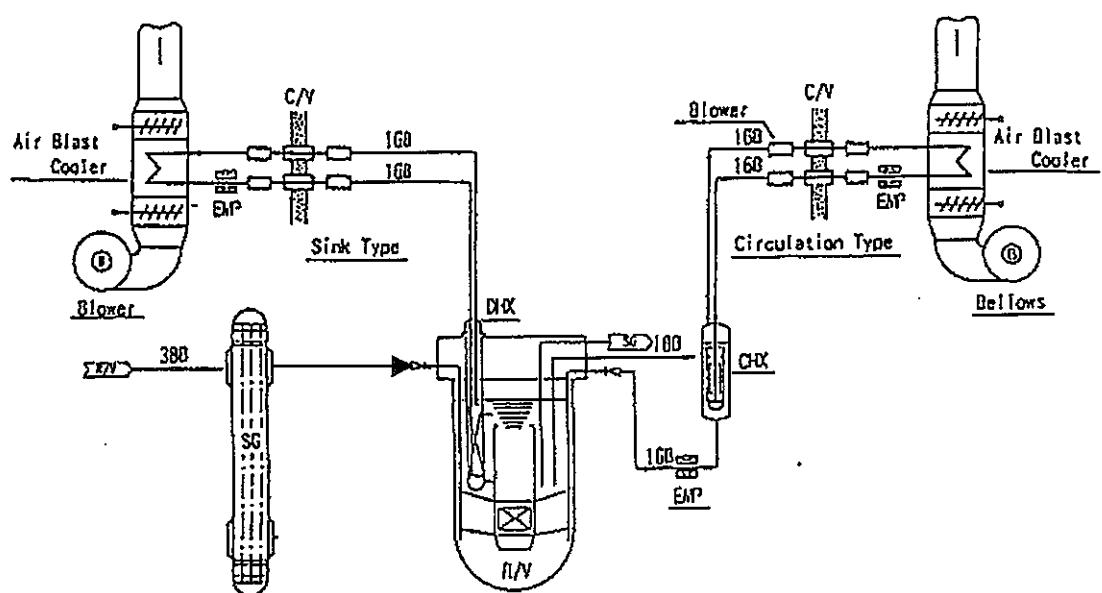


図 2.3-5 2次系削除大型炉プラント崩壊熱除去系概略図

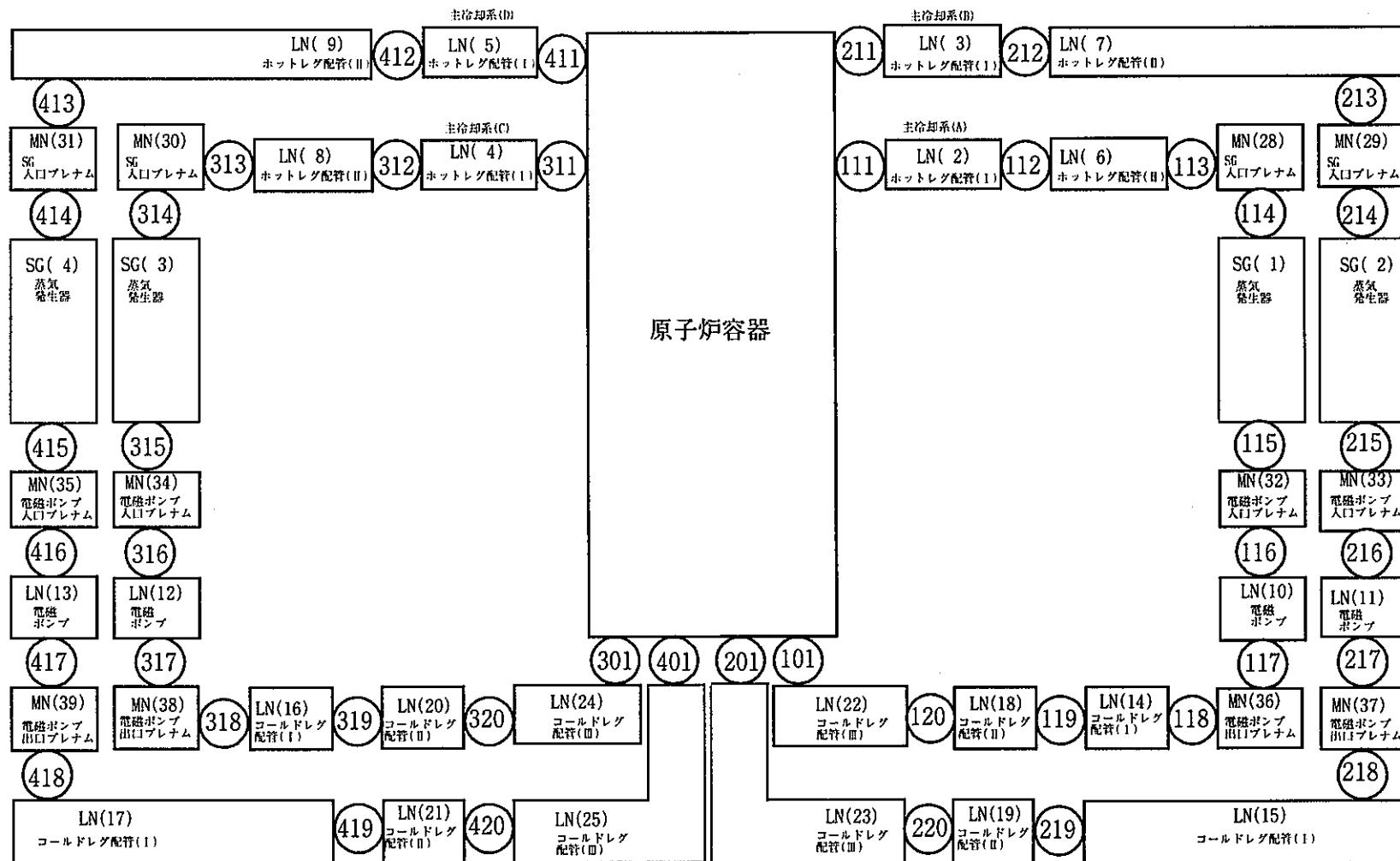


図 2.3-6 主冷却系熱計算モデル

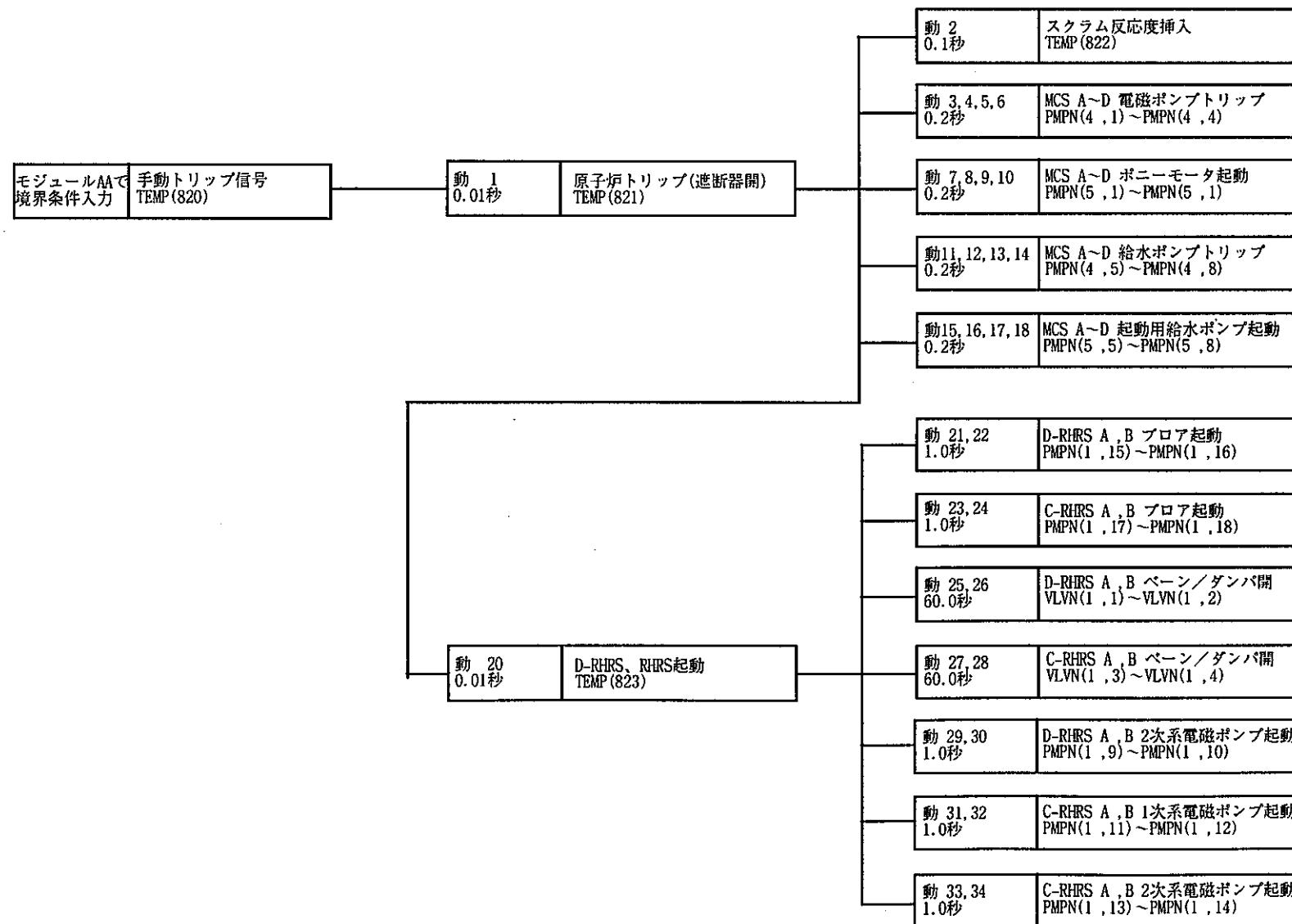


図2.3-7 安全保護系

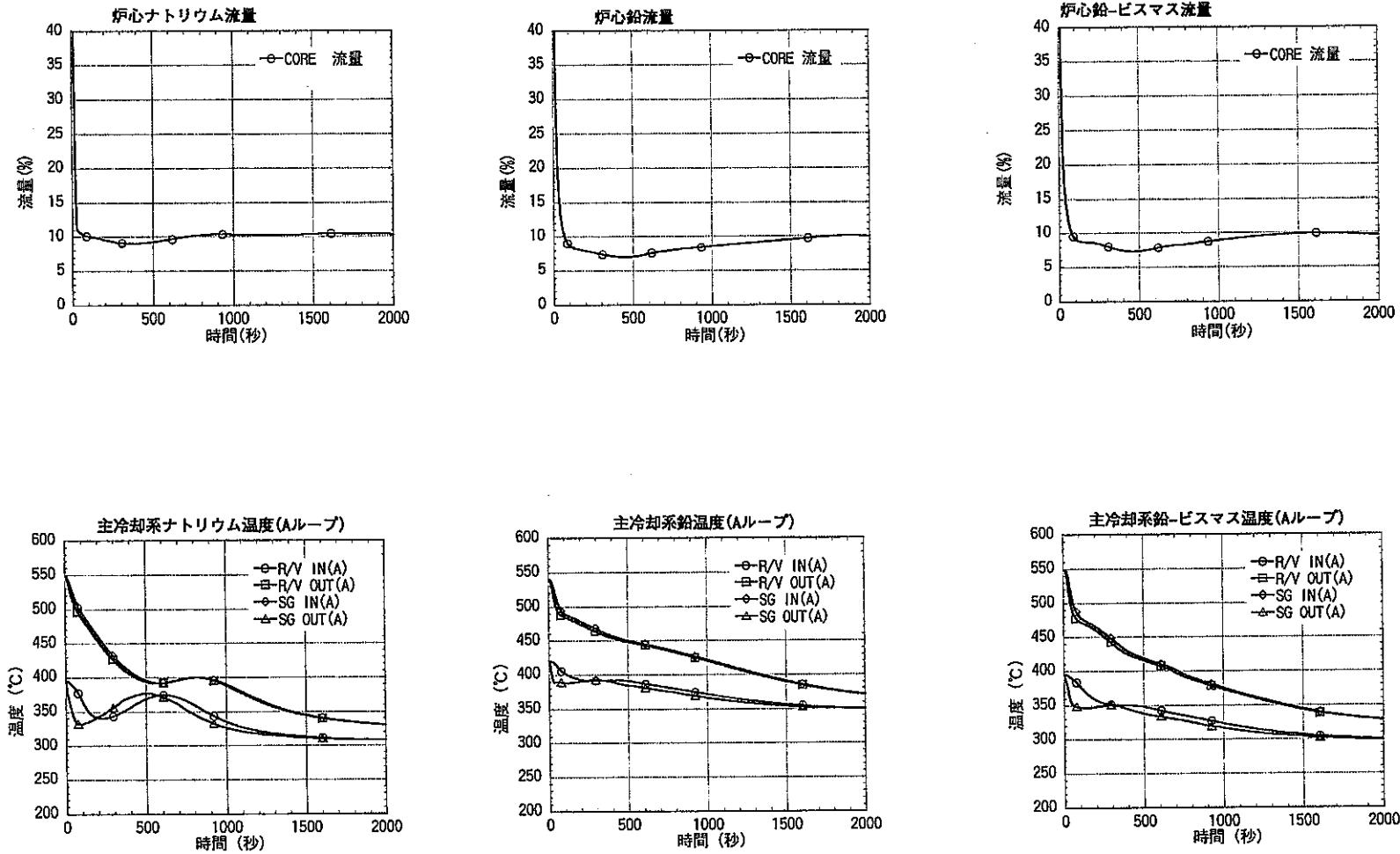


図2. 3-8重金属とナトリウム冷却炉の強制循環による崩壊熱除去特性の比較
(等価プラントによる比較)

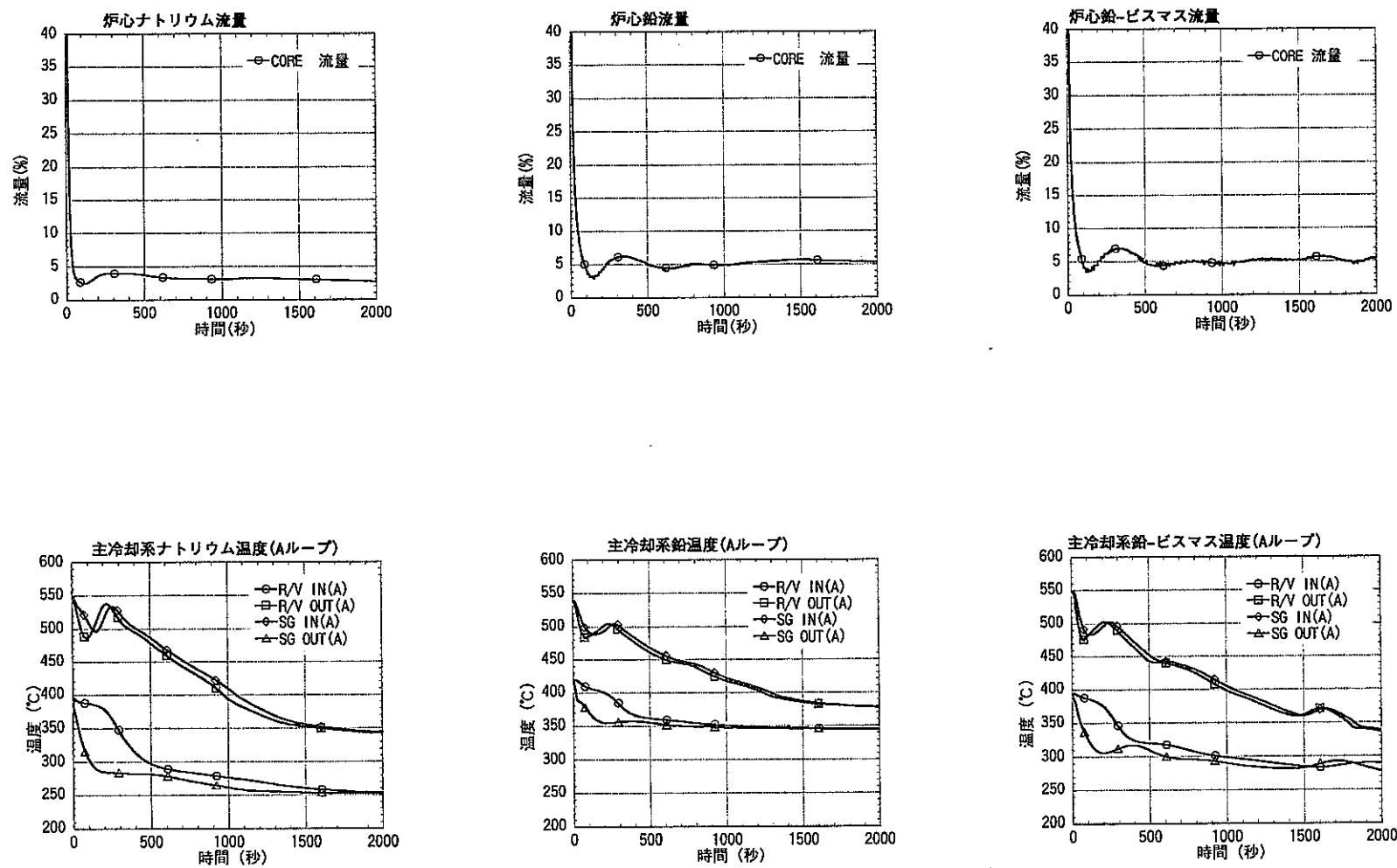


図2.3-9重金属とナトリウム冷却炉の自然循環に関する崩壊熱除去特性の比較
(等価プラントによる比較)

第3章 実用炉炉心・燃料体の熱流動解析

実用化戦略調査研究 Phase 1においては、炉心燃料設計ワーキンググループが設置され、高速炉の各種概念における炉心・燃料体の設計成立性評価研究を実施している。本章では、これらの研究の一環として、平成 11 年度に熱流体技術開発グループが行った各種炉心・燃料体熱流動特性解析について述べる。

3.1 液体金属冷却炉燃料集合体内熱流力評価

実用化戦略調査研究の中で検討対象とされる高速炉概念のうち、液体金属を冷却材とするものは、これまで開発対象であったナトリウム冷却炉に加えて、鉛冷却炉および鉛－ビスマス冷却炉がある。ここでは、冷却材の差異の影響を把握する観点から、ナトリウム冷却炉と鉛冷却炉に注目し、それぞれの燃料集合体内における温度分布特性や圧力損失特性を評価することを目的として、解析手法の整備および予備解析を実施した。

解析手法としては、JNC で開発したサブチャンネル解析コード ASFRE を用いた⁽³⁻¹⁾。ASFRE コードは、ナトリウム冷却炉の燃料集合体、特にワイヤースペーサ型燃料ピンバンドル体系に対して多くの検証実績と適用例を持つ⁽³⁻²⁾。また、グリッドスペーサ型燃料ピンバンドル体系へも適用可能である。

手法整備として、この ASFRE コードに対して、解析に必要な物性値・伝熱相関式の組み込みを行うとともに、水試験データを用いた簡易グリッドスペーサモデルの機能検証を実施した。ASFRE コードでは詳細なグリッドスペーサモデルも使用可能であるが、現時点ではそのモデルに適用できる相関式が存在しないため、ここでは適用していない。燃料集合体仕様が確定した時点で、必要に応じて数値実験等による相関式の導出を行い、より精度の高い解析評価を実施する。

3.1.1 解析体系

もんじゅ燃料集合体の仕様（ワイヤースペーサ使用 169 本ピンバンドル体系）をベースとして同一の燃料集合体形状を設定し解析を実施した。また、鉛冷却炉についてはナトリウム冷却炉に比べ多大な圧力損失が予想されるため、圧力損失が小さくなるように流路面積を大きくした体系も設定した。表 3.1-1 に集合体形状データを示す。

3.1.2 解析ケース及び解析条件

ナトリウム冷却炉の場合、一般にワイヤースペーサが使用されるが、鉛冷却炉の場合、BREST-300⁽³⁻³⁾のようにグリッドスペーサが使用されることが多い。このため、ナトリウム

冷却炉と鉛冷却炉の違い、ワイヤースペーサとグリッドスペーサの違いを比較検討するため、表 3.1-2 に示す 6 ケースを設定した。

解析条件については、ナトリウム冷却炉はもんじゅ定格運転相当の条件を設定した。鉛冷却炉は、ナトリウム冷却炉と基本的には同一の条件としたが、流量については炉心上昇温度（200°C を設定）がナトリウム冷却炉と同じになるように設定した（鉛冷却炉の流速はナトリウムに比べて小さな値となる）。表 3.1-3 に境界条件を示す。グリッドスペーサは、上下プランケットを含む発熱部で 9 箇所に設置されているとし、グリッドによる流路減少割合を 34%とした。

3.1.3 解析方法

図 3.1-1 にサブチャンネル分割及び軸方向メッシュ分割図を、表 3.1-4 に軸方向メッシュ分割の詳細を示す。また、圧力損失及び熱伝達に関しては、以下のモデルを使用した。

圧力損失モデル

ワイヤースペーサ型バンドル :	分布抵抗モデル (D.R.M) [3-4]
グリッドスペーサ型バンドル :	Cheng-Todreas モデル [3-5] (ペアバンドル部) Rehme のモデル [3-6] (グリッド部)

熱伝達モデル

ナトリウム :	FFTF 相関 [3-7]
鉛 :	Sleicher の式 [3-8]

3.1.4 解析結果

図 3.1-3～3.1-8 に各ケースのピン表面温度と冷却材温度の軸方向分布を、図 3.1-9～3.1-14 に各ケースの水平断面温度分布及び軸方向流速分布を示す。更に、表 3.1-5 に各ケースのピン表面最高温度、ピン表面と冷却材の温度差（以下、膜上昇温度）の最大値、解析区間の圧力損失を示す。また、各ケースの炉心上昇温度が等しいことを確認するため、炉心出口温度も併せて示した。

(1) 炉心上昇温度の確認

表 3.1-5 に示した炉心出口温度を見ると、ナトリウム冷却炉が約 599°C、鉛冷却炉が約 596°C となっている。約 3°C の違いが出ているが、炉心上昇温度が約 200°C であるため、各ケースの上昇温度はほぼ同等と考えて良いと思われる。

(2) ナトリウム冷却炉の結果（ケース 1,2）

図 3.1-3、図 3.1-4 に示すように、冷却材温度及びピン表面温度の軸方向の変化はスペーサタイプの影響はあまり無く、ほぼ同等の結果となった。但し、ワイヤースペーサタイプのケース 1 では、ワイヤーの存在による流路変化により、ピン表面温度が波打つ形で上昇していることが分かる。

図 3.1-9、図 3.1-10 に示した水平断面の分布を見ると、流速分布はスペーサタイプの違いが顕著に現れている。温度分布についてもスペーサタイプによるミキシングの違いで、ラッパ管からバンドル中心にかけての温度勾配に違いが出ている（ワイヤースペーサタイプのケース 1 の方が温度勾配が緩やか）。

最高温度については、発熱上端のバンドル中心に現れており、表 3.1-5 に示すように、冷却材、ピン表面ともにケース 1 の方が高くなっている。これは最高温度の発生位置であるバンドル中心側の流量割合が、ケース 1 の方がワイヤースペーサが存在する影響で低いためである。膜上昇温度はほぼ同じであるが、ケース 1 の方が流速が速いため、若干低い値となった。なお、膜上昇温度の最大値は発熱中央のバンドル中心に現れており、冷却材及びピン表面温度の最高位置とは異なる。

バンドル圧損については、グリッドスペーサタイプのケース 2 の方が高い結果となった。但し、グリッドスペーサの圧損は、形状、閉塞率、段数により大きく変わるために、グリッドスペーサの方がワイヤースペーサよりも圧損が大きいとは一概には言えない。

(3) 鉛冷却炉の結果（ケース 3~6）

まず、ナトリウム冷却炉と同じ燃料集合体形状を採用したケース 3,4 の結果を示す。

図 3.1-3、図 3.1-4 に示すように、冷却材温度及びピン表面温度の軸方向の変化はナトリウム冷却炉と同様の傾向を示しているが、膜上昇温度は鉛冷却炉の方が大きくなっていることがわかる。

図 3.1-11、図 3.1-12 に示した水平断面の分布を見ると、流速分布は密度などの物性が異なるため、ナトリウム冷却炉よりも低い流速分布になっている。但し、傾向としては温度分布とともにナトリウム冷却炉と同等となっている。

最高温度については、発生位置はナトリウム冷却炉と同様に、発熱上端のバンドル中心に現れており、表 3.1-5 に示すように、ピン表面温度はナトリウム冷却炉よりもやや高くなっている。膜上昇温度はナトリウム冷却炉の 2 倍以上となっており、熱伝達の観点からはナトリウムより劣る結果となった。酸化皮膜の形成により、さらに悪化することが予想される。

バンドル圧損については、ナトリウム冷却炉に比べ 5 倍以上の圧損となっており、かなり圧損が高いことが示された。

次に、ケース 3,4 の流路を約 1.3 倍に広げたケース 5,6 の結果を示す。参考に、解析体

系 1,2 の流路断面積及び水力等価直径を表 3.1-6 に示した。

軸方向及び水平断面の温度分布は、流路を広げたことによる変化はあまり現れていない。但し、流路を広げたことにより流速が低くなるため、膜上昇温度は約 10°C 上昇した。

流路拡大のバンドル圧損に与える影響は大きく、表 3.1-6 に示すように、流路を約 1.3 倍広げたことにより、圧損が約半分に減少した。

3.1.5 考察

(1) ナトリウム及び鉛の熱伝達

もんじゅ体系(解析体系 1)の解析を行った結果、鉛冷却炉はナトリウム冷却炉に比べ、膜上昇温度が約 2 倍となった。双方の熱伝達の違いを比較するため、もんじゅ体系の発熱ピーク位置(発熱中央、線出力 400 [W/cm]、冷却材温度 497 [°C])における熱伝達パラメータの比較を行った。結果を表 3.1-7 に示す。なお、表中のヌセルト数は以下の相関式を用いて求めた。

ナトリウム FFTF 相関 (P/D > 1.2 の場合)

$$Nu = 4 + 0.16(P/D)^5 + 0.33(P/D)^{3.8} \cdot (Pe/100)^{0.86} \quad (3.1.1)$$

鉛 Sleicher の式

$$Nu = 6.3 + 0.0167Pe^{0.85} Pr^{0.08} \quad (3.1.2)$$

表に示すように、ヌセルト数は鉛の方が約 2 倍となっているが、熱伝導率はナトリウムの方が約 5 倍となっている。このため、熱伝達率としてはナトリウムの方が大きい結果となった。

(2) P/D の影響

もんじゅ体系での解析の結果、鉛冷却炉はナトリウム冷却炉に比べ、約 5 倍のバンドル圧損となった。しかし、P/D を 1.21 から 1.28 にして(ピン直径 D を固定し、ピンピッチ P を 7.87 から 8.32 に拡大) 流路断面積を約 1.3 倍にするとバンドル圧損が約半分に減少した。

ここでは、P/D が圧損にどの程度影響するか検討してみる。まず、P/D (D は固定) を横軸に取りバンドル圧損を縦軸に取ったグラフを図 3.1-15 に示す。このグラフの圧損は、グリッドスペーサ付きのバンドル圧損について一次元(バンドル平均値を用いて)で概算したものである。また、概算の精度を確認するため、解析で求まったバンドル圧損を併せ

てプロットした。

図を見ると、解析結果の圧損は概算のグラフに乗っており、概算の精度としては十分と思われる。P/D が大きくなると、流路断面積が大きくなるため、バンドルの平均流速が小さくなり（図 3.1-16 参照）、且つ水力等価直径が大きくなるため、バンドル圧損は減少する。P/D を 1.2 から 1.5 にした場合、圧損が約 1/10 にまで減少した。

図 3.1-15 から、鉛冷却炉でナトリウム冷却炉相当の圧損（3kgf/cm² 程度）とするためには、P/D を 1.42 程度にすればよい結果となった。

今回の解析では、もんじゅ試作グリッドスペーサの形状を採用し、グリッドの面積閉塞率（以下 ϵ ）を 0.34 とした。しかし、BREST-300 のグリッドは ϵ が約 0.2 であるため、 ϵ の影響も確認した。

図 3.1-17 に ϵ を 0.2 としたバンドル圧損を、 ϵ を 0.34 したものと併せて示す。また概算の精度を確認するため、P/D=1.28 と P/D=1.5 解析を実施し、併せてプロットした。図に示すように、 ϵ の影響は大きく、P/D=1.35 程度でナトリウム冷却炉相当の圧損となった。

最後に図 3.1-18 に P/D と膜上昇温度の関係を示す。概算に用いた熱伝達相関式は、今回の解析に用いた Sleicher の式と、比較として液体金属に一般的に使用される Subbotin の式である。また、概算の精度を確認するため、P/D=1.21、1.28、1.5 の解析結果を併せてプロットした。両式の膜上昇温度の勾配はほぼ等しくなっており、両式とも P/D の影響を大きく受ける結果となった。

最後に、概算の精度確認のために解析を実施した P/D=1.5 の解析結果を図 3.1-19～20 に示す。図に示すように冷却材温度とピン表面温度の差がかなり広がり、熱伝達が悪いことが示された。膜上昇温度は概算のグラフにも示したように、約 90°C となった。

3.1.6 まとめ

ナトリウム及び鉛の熱流力特性の違いを評価するため、もんじゅ体系をベースとしたパラメータ解析を実施した。得られた結果を以下にまとめる。

- ・ ナトリウム冷却炉、鉛冷却炉ともにピン表面最高温度は発熱上端で、ピン表面温度と冷却材温度差の最大値は発熱中央付近に発生する。
- ・ 同一の集合体形状の場合、鉛冷却炉は熱伝達及び圧力損失とともに、ナトリウム冷却炉より厳しくなる（今回の条件では膜温度上昇、圧力損失は、それぞれ約 2 倍、約 5 倍）
- ・ ワイヤースペーサとグリッドスペーサを比較したところ、グリッドスペーサを採用した場合には、相対的に径方向温度分布のフラット化が図られ、ピーク温度が幾分低減することがわかった。圧損については、グリッド段数および流路減少割合によってそ

の増減が決まり、必ずしもグリッドスペーサがワイヤースペーサに比べて有利というわけではない。

- ・鉛冷却炉に関して、流路を広げることによりバンドル圧損をかなり軽減させることが出来るが、熱伝達率も劣化する。

なお、これらの結果はあくまで予備評価であり、使用する伝熱相關式の精度によっては、定性的な傾向は変わらないものの、評価値が変わる可能性があることを付け加えておく。特にデータの乏しい鉛の場合、物性値や熱伝達相關式の精度確認が必要である。また、被覆管表面に発生する酸化皮膜の影響を考慮する必要がある。

3.2 ガス冷却炉燃料集合体内熱流力評価

本節では、炭酸ガス冷却炉およびヘリウムガス冷却炉燃料体の熱流動解析解析を実施し、その特性予備評価を行った。

3.2.1 解析体系

炭酸ガス冷却については 169 本ピン燃料集合体を、ヘリウムガス冷却については 271 本ピン燃料集合体を設定した。

3.2.2 解析条件及び解析ケース

代表的な設計例を基に解析条件を設定した。表 3.2-1 に解析条件を示す。

解析ケースについては、炭酸ガス冷却炉は、リブ高さ及び P/D (ピンピッチ/ピン直径) をパラメータとして、6 ケースを設定した。表 3.2-2 に解析ケース一覧を示す。ヘリウム冷却炉については、1 ケースのみ解析を実施した。

3.2.3 解析方法

解析には、サブチャンネル解析コード ASFRE を使用した。図 3.2-1 及び図 3.2-2 に示すように、各解析体系のサブチャンネル分割及び軸方向メッシュ分割を行った。また、圧力損失及び熱伝達に関しては、以下のモデルを適用した。

圧力損失モデル

滑らかな管群	:	Martelli の式 ^[3-9]
粗面の管群	:	Baumann の式 ^[3-10]
グリッド	:	Rehme の式 ^[3-6]

熱伝達モデル

滑らかな管群	:	Sparrow の式 ^[3-11]
粗面の管群	:	Webb の式 ^[3-12]

3.2.4 解析結果

(1) 炭酸ガス冷却炉

図 3.2.3～3.2.8 に各ケースのピン表面温度と冷却材温度の軸方向分布を、図 3.2.9～3.2.14 に各ケースの水平断面温度分布及び軸方向流速分布を示す。また、表 3.2.3 に各ケースのピン表面最高温度、ピン表面温度と冷却材温度の最大差、リブ設置区間の圧力損失を示す。

リブの影響

スムースなペアを条件としたケース 1 では、図 3.2.3 に示すようにピン表面温度と冷却材温度の差（以下、膜上昇温度）が非常に大きく、最大で 666 [°C] となった。ナトリウム冷却の場合、膜上昇温度は 10 [°C] 程度であることを考えると非常に熱伝達が悪いことが示された。

また、図 3.2.9 にも示すように、ピン表面温度及び冷却材温度ともコーナーサブチャンネルが最も高くなった。コーナーサブチャンネルは中心サブチャンネルに比べ、発熱ピンとの接触面積が 1/3 であるが、流路断面積も 1/3 となる設定としたため、低い流速のコーナーが最も高い温度となった。

リブ高さを 0.1 [mm] としたケース 2 では、膜上昇温度が 233 [°C]、リブ高さを 0.15 [mm] としたケース 3 では、膜上昇温度が 214 [°C] となり、リブが膜上昇温度減少にかなり有効であることが示された。しかし、圧力損失に与える影響も大きく、ケース 3 の圧力損失がケース 1 に対して 3 倍以上になった。また、グリッドによる圧損を除いた場合は、約 6 倍の圧損となった。

また、リブを設置したケースでは、コーナー及びエッジの周辺サブチャンネルの圧損が中心に比べて相対的に下がるため（ダクト表面にはリブは無いため）、冷却材が周辺側に流れやすくなり、コーナーサブチャンネルの温度上昇が抑えられる結果となつた。

流路断面積の影響

ケース 3 の条件を基準として、P/D（ピンピッチ／ピン直径、ケース 3 は P/D=1.55）を 10% 小さくしたケース 4（P/D=1.40）、P/D を 10% 大きくしたケース 5（P/D=1.70）、更に、周辺のギャップ幅を拡大したケース 6、それぞれの比較について以下に示す。

流路を縮小したケース 4 では、流速大きくなるため熱伝達が良くなり、膜上昇温度が 154 [°C] とケース 3 よりも 60 [°C] 低くなった。しかし、バンドル圧損は 1.42×10^6 となり、ケース 3 の約 2.5 倍になった。流路を拡大したケース 5 では、流速が低くなるため、熱伝達が悪くなり膜上昇温度が 282 [°C] となった。しかし、バンドル圧損はケース 3 に対して約半分に減少した。周辺の流路を拡大したケース 6 では、冷却材が

周辺側に流れやすくなるため、周辺側の温度が低く中心側が高い温度分布となった。

(2) ヘリウムガス冷却炉

図 3.2-15 にピン表面温度と冷却材温度の軸方向分布を、図 3.2-16 に水平断面温度分布及び軸方向流速分布を示す。また、表 3.2-4 にリブ直下、発熱中央、発熱上端におけるピン表面最高温度、膜上昇温度を示す。

ピン表面温度と冷却材温度

図 3.2-15 の軸方向温度分布を見ると、各サブチャンネルとも発熱下端である高さ 1100 [mm]からピン表面温度が急激に上昇し、高さ 1500 [mm]のところでコーナーサブチャンネルでは約 740 [°C]となっている。この位置での膜上昇温度は 390 [°C]となっており、炭酸ガス冷却同様熱伝達が悪いことが分かる。高さ 1500~2500 [mm]のリブが設置してある区間では、各サブチャンネルとも膜上昇温度が 100 [°C]程度まで減少し、リブが熱伝達に大きく影響する結果となった。

ピン表面温度のピーク位置は、リブ直下と発熱上端に現れ、エッジ及びコーナーサブチャンネルはリブ直下の方が高く、中心サブチャンネルでは発熱上端の方が高い結果となった。炭酸ガス冷却では、発熱部全区間にリブを設置して検討したが、この結果から、リブを全区間設置しなくても良い可能性が示された。

圧力損失

図 3.2-17 に水平断面平均圧力の軸方向分布を示す。図を見ると、リブの領域において圧力変化の勾配が大きくなっていることが分かる。また、グリッドの影響で波打つ圧力変化となっていることも分かるが、更にはっきりと確認するために、各軸方向メッシュ毎の圧力差を図 3.2-18 に示す。この図は、上流のメッシュの圧力から下流のメッシュの圧力を引き算したものである。

まず、非発熱区間の高さ 0~1100 [mm]においては、ペアバンドル部の圧損が約 1000 [Pa]、グリッド部の圧損が約 4700 [Pa]となっている。発熱区間の高さ 1100 [mm]以降は流速が増すため圧損が徐々に増えていることが分かる。高さ 1500~2500 [mm]のリブ領域においてはペアバンドル圧損も 7000~9000 [Pa]となり、リブのない領域に対して約 5 倍の圧損となっている。炭酸ガス冷却同様、リブは熱伝達を高める効果は大きいが、圧損を増大させる効果も大きいことが分かった。また、今回の解析体系全長約 3.5 [m]における圧力損失は 2.9×10^6 [Pa] であった。

3.2.5 考察

(1) リブ形状パラメータの影響

炭酸ガス冷却及びヘリウム冷却の解析を行った結果、リブがバンドル圧損及び熱伝達に多大な影響を与えることが分かった。ここでは、リブの形状パラメータがどの程度影響するか検討してみる。

リブの形状パラメータとしては、リブ高さ、リブピッチ、リブ幅の3つとなるが、それぞれのパラメータを変化させた場合（1つのパラメータを変化させ、他のパラメータは固定）、圧損及び熱伝達（膜上昇温度）がどう変化するか概算した。結果を図3.2-19～3.2-23に示す。これらのグラフは、炭酸ガス冷却の解析ケース3の条件から、解析で使用した相関式（圧損：Baumannの式、熱伝達：Webbの式）を用い一次元（バンドル平均値を用いて）で概算したものである。バンドル圧損に関しては、グリッドを含むリブ区間1.5[m]の圧損を、熱伝達に関しては、発熱ピーク位置での膜上昇温度をプロットした。また、概算の精度を確認するため、解析で求まったバンドル圧損又は膜上昇温度の最大値を併せてプロットした。

圧力損失に与える影響

まず図3.2-19に示すリブ高さとバンドル圧損の関係を見ると、リブ高さが0.01[mm]の時、 1×10^5 [Pa]強の圧損となっている。但し、 1×10^5 [Pa]のグリッド圧損も含んでいるため、リブの圧損は低いものとなっている。リブ高さが大きくなるにつれ圧損が上昇し、リブ高さが0.1[mm]ではグリッド圧損も含め約 5×10^5 [Pa]まで圧損が上昇している。0.1[mm]以降は勾配がやや緩やかになり、0.3[mm]では約 7×10^5 [Pa]の圧損となった。

概算値が解析結果よりも高くなっているが、概算ではダクト表面の平滑面は考慮せず、一律粗面として扱ったためである。

次に図3.2-20に示すリブピッチの影響を見ると、1.8[mm]に圧損のピークが現れている。圧損に対する影響を最大にするリブピッチが存在することがわかる。更に、図3.2-21に示すリブ幅の影響を見ると、リブ幅が小さいほど圧損が大きい結果となった。

熱伝達に与える影響

熱伝達に関しては、概算に使用したWebbの式がリブ幅を変数として使用しないため、リブ高さとリブピッチの効果について概算した。

図3.2-22に示すリブ高さと膜上昇温度の関係を見ると、リブ高さが0.01[mm]の時、約400℃の膜上昇温度となっている。リブ高さが大きくなるにつれ膜上昇温度が低下し、リブ高さが0.1[mm]では約230[℃]となっている。0.1[mm]以降は膜上昇温度

し、リブ高さが 0.1 [mm]では約 230 [°C]となっている。0.1 [mm]以降は膜上昇温度低下への寄与が少なくなり、0.3 [mm]で 180°C 弱となった。概算値が解析結果よりも低くなっているが、三次元で評価した解析に対し、概算では一次元で評価したためである。

図 3.2-23 に示したリブピッチの影響を見ると、リブピッチが小さいほど膜上昇温度が低くなっていることが分かる。但し、リブ高さに比べると膜上昇温度に対する影響は少ない結果となった。

上記の検討をまとめると、

- ・リブ高さは高いほど圧損及び熱伝達が大きくなる。
- ・リブピッチは熱伝達に与える影響は少なく、圧損に対しては極大値が存在する

(2) ヘリウムガスと炭酸ガスの比較

ヘリウムと炭酸ガスの除熱能力について検討してみる。

ヘリウムガスは炭酸ガスに比べ密度が小さい。それぞれの分子量が 4 と 44 であるため、同じ圧力下においては 1:11 の割合となる。しかし、比熱はヘリウムの方が大きく炭酸ガスの約 5 倍となっている。

除熱量を等しくする場合は、熱容量として考えると、炭酸ガスに対してヘリウムは 1/5 の流量を与えれば良いことになる。但し密度は 1/11 であるため、流速は約 2 倍となる。流速を等しくする場合はヘリウムガスの圧力を炭酸ガスの倍にすればよいことになる。

3.2.6 まとめ

ガス冷却の特性評価として炭酸ガス冷却炉及びヘリウム冷却炉の解析を行った。その結果、炭酸ガス冷却及びヘリウムガス冷却とも、ナトリウム冷却に比べかなり熱伝達が悪いことが分かった。

但し、リブを設置することにより膜上昇温度が半分以下に減少し、リブが熱伝達に与える影響が大きいことが分かった。しかし、圧力損失に対する影響も大きく、平滑面に対して 5 倍程度圧損が大きくなった。

3.3 被覆粒子燃料ベットの熱流動特性評価

ヘリウムガス冷却炉で提案されている被覆粒子燃料の熱流動特性を把握することを目的として、多次元熱流動解析コード AQUA⁽⁹⁻¹³⁾を用いた予備解析を実施した。現時点では、具体的な燃料体概念設計がなされていないことから、ここでは仮想的な燃料体構造を想定して解析評価を行った。

3.3.1 解析条件

(1) 解析対象

図 3.3-1 に基本体系の燃料体概念図を示す。基本体系は円筒の燃料体容器内にある燃料を下部から流入させるヘリウムガスによって冷却するものである。被覆粒子燃料は図のような燃料層内径 0.12 m、燃料層外径 0.278 m、高さ 1.5 m のアニュラス部に封入される。燃料部上下には、被覆粒子軸方向プランケットおよび黒鉛反射体がある。黒鉛反射体には冷却材流路が設けられ、下部では中央 1 流路、上部では 7 流路ある。

冷却材であるヘリウムガスは、下部黒鉛反射体中央流路から流入し、下部被覆粒子プランケット部内を通過、燃料体容器内面と燃料部外周面に囲まれたアニュラス部に入り、燃料部、内筒部、上部プランケット部の順に流れ、上部黒鉛反射体流路より流出する。解析の対象としても同様に下部黒鉛反射体中央の流路部から上部黒鉛反射体の流路部までをその範囲とした。

以下に主な形状寸法等（暫定値）を示す。

燃料体内径	: 0.302 m
黒鉛反射体高さ	: 0.5 m (上部)、0.5 m (下部)
軸方向プランケット高さ	: 0.3 m (上部)、0.3 m (下部)
軸方向プランケット上下ギャップ高さ	: 0.03 m
燃料部高さ	: 1.5 m
被覆粒子燃料層内径	: 0.12 m
被覆粒子燃料層外径	: 0.278 m
燃料層厚さ	: 0.079 m
被覆粒子燃料直径	: 0.003 m
被覆粒子プランケット燃料直径	: 0.003 m
燃料領域出力密度（平均）	: 123.4 W/cc

(2) 解析モデル

解析モデルは、下部黒鉛反射体部の流路直径を 0.12 m、上部黒鉛反射体部の 7 流路を直径 0.12 m の中央 1 流路とし、燃料排出管を非考慮とした z 軸対称円筒 ($r \cdot \theta \cdot z$ 系) の 2 次元体系モデルである。

図 3.3.2 に解析モデルのメッシュ分割図を示す。座標系分割数は、 r 方向 \times θ 方向 \times z 方向 = $19 \times 1 \times 292$ である。軸方向メッシュ分割数は、入口領域 35 メッシュ、プラ

ンケット上下のギャップ 3 メッシュ、上下プランケット 30 メッシュ、燃料領域 150 メッシュである。径方向メッシュ分割は、中央部流路 6 メッシュ、燃料領域 10 メッシュ、燃料体容器と燃料部外管との燃料層外側領域が 3 メッシュである。

被覆粒子で構成される燃料部および上下プランケット部流路は、ポーラスボディアプローチで模擬するとともに、圧力損失相関式としてポーラス状流路に一般に用いられる Ergun の式⁽³⁻¹⁴⁾を適用した。

(3) 数値計算条件および境界条件

- ・解析コード : 多次元熱流動解析コード AQUA
- ・数値計算アルゴリズム : 完全陰解法
- ・乱流モデル : 使用せず
- ・被覆粒子部圧力損失相関式 : Ergun の式

$$F = \left(\frac{\Delta P}{\Delta z} \right) = 150 \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} \frac{\mu v}{D_p^2} + 1.75 \frac{(1-\varepsilon)}{\varepsilon^3} \frac{\rho |v| v}{D_p}$$

ε	: ボリュームポロシティ	[-]
μ	: 粘性係数	[Pa·s]
v	: 見かけの流速 (=CVEL1 × ε v)	[m/s]
CVEL1	: 見かけの流速を調整するための流速ファクター	[-]
ρ	: 密度	[kg/m ³]
D_p	: 充填物代表直径	[m]

・冷却材条件

- 作動流体 : ヘリウム

ヘリウム物性値関数^{*1}を以下に示す。(*1 詳細は添付資料 A3.3.1 を参照)

エンタルピー	: $h = 5.191 \times 10^3 + 1.0 \times 10^{10} T_c$	[J/kg]
密度	: $\rho = 5.3358 - 3.2286 \times 10^{-3} T_c$	[kg/m ³]
熱伝導率	: $\lambda = 0.17035 + 2.2678 \times 10^{-4} T_c$	[W/m°C]
粘性係数	: $\mu = 2.023 \times 10^{-5} + 3.639 \times 10^{-8} T_c$	[Pa·s]

ここで示す T_c は、流体温度である。

・境界条件

- 冷却材流入流速 : 110 (一様流速、流量 4.88 kg/s と等価) [m/s]

(流入流速は、燃料体出入口温度差 400 °C、発熱量約 10MW と仮定して算出)

冷却材流入温度	: 450	[°C]
冷却材出口圧力	: 6 (質量流量連続)	[MPa]
上下しきり板	: 非スリップ、断熱	
黒鉛反射体壁	: 非スリップ、断熱	

燃料体容器内壁 : 非スリップ、断熱
 その他界面 : スリップ、断熱

(4) 解析ケース

解析はまず流動場を把握するために非発熱条件で行った。解析ケースとして、表 3.3- 1 に示すように燃料部のポロシティと圧力相関式に使用する流速ファクターをパラメータとした 3 ケースを設定した。ケース 1 は基準ケースとして、燃料層およびプランケット層の燃料を円筒形状に装荷した想定としてポロシティ 0.5 を、Ergun の式に対して使用する流速ファクターをポーラス状流路閉塞モデルを用いた検証解析⁽³⁻¹⁵⁾より得られた妥当な値 0.3 を設定したものである。ケース 2 は、燃料層被覆粒子燃料を最密充填で装荷した設定としてポロシティを 0.3 とし、さらに流速ファクターを考慮せず、全体系の圧力損失を最大限に想定した保守側設定である。また、ケース 3 は参考ケースとして、燃料部の燃料層が無い場合にどのような流況が得られるかを確認するための設定である。

表 3.3- 1 解析ケース

解析ケース	燃料層 ポロシティ	プランケット部 ポロシティ	流速ファクター
ケース 1	0.5	0.5	0.3
ケース 2	0.3	0.5	1.0
参考ケース	1.0	0.5	0.3

3.3.2 解析結果と考察

(1) 圧力の空間分布

それぞれの解析ケースにおける圧力分布を図 3.3- 3 ~ 5 に示す。また、各領域における圧力差割合を表 3.3- 2 に示す。

ケース 1 における燃料体出入口圧力差は約 0.33 MPa である。大きな圧力差割合を示した主な領域は、上部プランケット領域(約 0.13 MPa) および下部プランケット領域(約 0.10 MPa) である。これらの領域で圧力差が異なる原因としては、燃料部を抜けて上部プランケットへ流入する冷却材の流速が、一部下部プランケットへ流入する流速より速いために圧損が大きくなつたと考えられる。また、燃料部については、上端付近で燃料層外側の圧力上昇と燃料層内側の圧力低下が見られ、その径方向圧力差は約 0.06 MPa であった。燃料層外側アニュラー領域では、燃料部上端に近づくにつれて圧力が大きく上昇している。この圧力分布によって、冷却材は燃料部を径方向内側へ均一に流れず、燃料部上部でのみ径方向に速い流れを生じている。

ケース 1 よりも燃料装荷密度を密としたケース 2 については、燃料体出入口圧力差は約 1.82 MPa、上部プランケット領域で約 0.88 MPa、下部プランケット領域で約 0.85 MPa である。ケース 1 と比較すると、プランケット部のポロシティを変えず、流速ファクターを考慮していないことから、これらの圧力差が大きく増加している。このようにプランケット領域の圧力差が上昇したのに対して、燃料部では燃料装荷密度をケース 1 より密としたにもかかわらず、燃料部出入口圧力差の上昇が 0.01 MPa 程度の小さいものであった。

燃料層を非考慮とした参考ケースでは、ケース 1 とほぼ同様の圧力分布であるが燃料体出入口圧力差がケース 1 より約 0.02 MPa 高い約 0.35 MPa であった。これは、燃料部上端で冷却材が中央へ向って流れることによって燃料部出口流路面積が実質狭められ、上部プランケットへ流入する冷却材流速がケース 1 よりもやや速くなったことが影響していると考えられる。燃料部の出入口圧力差については、圧力差割合が約 1 割とケース 1 と同程度であり、プランケット部の圧力差割合に比べ小さいことがわかる。

図 3.3-6 に示すように燃料部では、各ケースとも燃料部上端付近で圧力ピークを生じた。燃料層における流動抵抗が増加するにつれて（燃料層上端部内外の圧力差が大）、圧力勾配の大きな領域（等圧線が密）が燃料層上端から燃料部中央付近まで拡大している。

(2) 流速分布

各解析ケースにおける軸方向流速分布を図 3.3-7～9、径方向流速分布を図 3.3-10～12 に示す。但し、見易くするため径方向流速ベクトルを 5 倍のスケール長さで表している。

ケース 1 の流況は、図 3.3-7, 10 に示されるように、入口流路を約 110 m/s の速度で上昇し、下部プランケット下部ギャップ領域で径方向外側へ広がり、下部プランケット内中央領域を約 35 m/s の速度でほぼ均一に上昇した後、下部プランケット上部ギャップ領域で縮流となり、燃料部入口を約 160 m/s の速度で通過する。燃料部では、冷却材が上端付近のみで燃料層外側から内向きに通過し、上部プランケットへ向う流れと一部燃料部内筒を下降する流れに分かれる。燃料部内筒を下降する流れは、図 3.3-7, 10 に示す燃料部軸方向位置で流速の変動が見られることから、内筒内で複数個の循環渦を形成していると思われる。燃料部径方向最大流速は、燃料部上端の燃料層内側で生じ 95.7 m/s である。

ケース 2 においては、図 3.3-8, 11 に見られるように、燃料部軸方向位置が燃料部上端へ近づくにつれて燃料層外側アニュラス領域の流速が低下し、燃料層内側内筒領域では流速が増加している。燃料層の外側から内向きの径方向流れを示す領域は、図 3.3-11 に示す軸方向高さ D 位置で内向き流れを生じていることから、ケース 1 のそれよりも拡大していることがわかる。燃料部上端での径方向流速は、燃料層内粒子燃料の流動抵抗が増加するのに伴って径方向へ流れる領域高さが拡大、すなわち実効通過断面積が大きくなることから、径方向内側向きの最大流速値がケース 1 より遅くなっている。

参考ケースの流況は、ケース 1 と比較すると入口部および出口部ではほぼ同様であるが、燃料層外側領域では上昇速度を保持した状態で燃料部上端付近に達し、その後燃料部領域をほぼ一巡する大きな循環流を形成している。また、上部ブランケット部へ流入した冷却材の流速はケース 1 が約 111 m/s であるのに対して、参考ケースのそれが約 141 m/s と速いものであった。

各ケースの燃料部流速ベクトル分布比較を図 3.3-13 に示す。

図に示すように、ケース 1 からケース 2 のように流動抵抗が大きくなると、燃料層での径方向流れを生じる領域が拡大する。しかし、図 3.3-14 に示すように燃料層下部領域の径方向流速は、上端部流速に比べかなり遅く、冷却材がほとんど停滞する領域が存在する。従って、この径方向流速の遅い領域では燃料層燃料の発熱を除去することが困難であると考えられる。

3.3.3 まとめと今後の課題

AQUA コードを用いて、被覆粒子燃料を用いたガス冷却炉燃料体流動解析を実施した。現時点では燃料体設計が確定していないため、解析においては仮想的な燃料体構造を対象とした。この仮想的構造に対して得られた知見を以下にまとめる。

- ・ブランケット部における圧力損失割合が燃料層部に比べて大きくなるため、燃料径、流路など設計に工夫が必要である。
- ・燃料部出入口の縮流・拡流での圧力損失の低減工夫が必要である。
- ・燃料部の圧力損失をかなり大きくしない限り、燃料層外側アニュラス部の圧力が均一化せず、その結果冷却材通過領域が上部のみに限定され局所的に除熱が行われない可能性がある。燃料部を通過する冷却材流量をなるべく均一化するためには、燃料部の圧力損失係数に空間分布を持たせるような被覆粒子燃料の構成とするか、あるいはアニュラス部の流路断面積を流れ方向に沿って徐々に狭めるなど設計上工夫が必要である。

3.4 内部ダクト付き燃料集合体の熱流力特性評価

高速炉の安全上の課題である再臨界排除に対して、燃料集合体内に内部ダクトを設置して燃料排出機構として機能させることが検討されている。ここでは、内部ダクトを有する燃料集合体の熱流力特性を把握することを目的として、ASFRE コードに対して内部ダクトを模擬するための改良を行うとともに、127 本ピン及び 271 本ピン燃料集合体をベースとした体系を想定し、通常の燃料集合体との熱流力特性の差異について比較検討を行った。

3.4.1 解析体系

内部ダクト付き燃料集合体と通常の燃料集合体の比較検討、更に燃料集合体規模の影響を見るため、次の 4 つの体系を設定した。

- ・ 127 本ピン燃料集合体をベースとした内部ダクト体系
- ・ 271 本ピン燃料集合体をベースとした内部ダクト体系
- ・ 127 本ピン燃料集合体（通常体系）
- ・ 271 本ピン燃料集合体（通常体系）

燃料ピン径、ピンピッチ等の集合体形状は、もんじゅ燃料集合体形状を採用した。表 3.4-1 に燃料集合体形状データを示す。また、内部ダクトは中心から 4 列目、37 本ピンの領域を内部ダクトとして設定した。内部ダクト付き燃料集合体のイメージを図 3.4-1 に示す。

3.4.2 解析条件及び解析ケース

もんじゅ定格運転相当の条件を基に解析条件を設定した。上記に設定した体系の燃料ピン 1 本当たりの発熱量を同一とし、集合体出入口温度差が等しくなるように、集合体発熱量及び冷却材流量を設定した（出力／流量比一定条件）。表 3.4-2 に解析ケース及び解析条件を示す。また、軸方向発熱分布を図 3.4-2 に示す。

3.4.3 解析方法

圧力損失及び熱伝達に関して以下の相関式を用いて解析を実施した。

- | | |
|------|--------------------------------|
| 圧力損失 | : Cheng-Todreas のワイヤーバンドル圧損モデル |
| 熱伝達 | : FFTF 相関式 |

メッシュ分割については、通常の燃料集合体については図 3.4-3 に示すようにサブチャンネル分割した。内部ダクト体系については、内部ダクト側の流路が通常の燃料集合体とは異なるため、図 3.4-4 に示すようにサブチャンネル分割した。図に示すように、対称性を考慮し 1/12 セクターモデルを使用した。なお、内部ダクト側の流路は、外側のダクトに接するエッジサブチャンネルと同等の流路と見なし、エッジサブチャンネルと同じ扱い（同じ圧力損失相関式及び熱伝達相関式を使用）とした。また、軸方向については図 3.4-5 に示すようにメッシュ分割した。

3.4.4 解析結果

図 3.4-6、図 3.4-7 に発熱中央及び発熱上端（燃料部上端）における冷却材温度及び軸方向流速の径方向分布を示す。

まず図 3.4-6 に示した 127 本ピンをベースとした体系の結果を見ると、内部ダクト体系の方が発熱上端及び発熱中央ともに冷却材温度のピークが高くなっていることが分かる。これは、流速分布図に示されるように、ピークが発生する位置（内部ダクトから 3 点目）での軸方向流速が通常の体系に比べ低いためである。

流速が低くなる原因としては、内部ダクト体系では中心サブチャンネルの割合が減少し、流路断面積が大きいエッジサブチャンネルの割合が増えたためである。表 3.4-3 に各サブチャンネルの流路断面積及び水力等価直径を示す。流路断面積及び水力等価直径が大きいエッジサブチャンネルの割合が高いため、中心サブチャンネルの流量が減少し、冷却材温度のピークが高くなる結果となった。

次に図 3.4-7 に示した 271 本ピンをベースとした体系の結果を見ると、傾向としては 127 本ピンをベースとした体系と同様であるが、冷却材温度のピークの差及び軸方向流速の差は少なくなっている。このことから、今回設定した内部ダクト体系の流況は、ベースとする燃料集合体の規模に依存することが分かった。

最後に各ケースの冷却材最高温度及びバンドル圧損を表 3.4-4 に示す。また、各ケースの発熱量と流量の割合が等しいことを確認するため、集合体出口温度も併せて示した。

まず、各ケースの集合体出口温度はほぼ等しい値となっており、発熱量と流量の割合が等しいことが確認できた。ピーク温度についてはケース 1 が最も高く、次いでケース 2 と 3 がほぼ同じ値、ケース 4 が最も低い値となった。バンドル圧損についてはケース 1 が最も低く、次いでケース 2 と 3 がほぼ同じ値、ケース 4 が最も高い値となり、ピーク温度と逆順となった。

3.4.5 考察

今回設定した内部ダクト体系の解析を実施した結果、通常のバンドルに比べ 5~9°C 高い

冷却材ピーク温度となった。ピーク発生位置での流量が低いことが原因だったため、通常の燃料集合体に近い流量配分となるように、タブ（ワイヤーの妨げとならないように三角形の突起物を設定）を配置して解析を実施した。タブ配置の内部ダクト体系サブチャンネル分割を図 3.4-8 に、タブを設置したサブチャンネルの流路断面積及び水力等価直径を表 3.4-5 に示す。

解析結果として、図 3.4-9、図 3.4-10 に発熱中央及び発熱上端（燃料部上端）における冷却材温度及び軸方向流速の径方向分布を示す。また、冷却材最高温度及びバンドル圧損を表 3.4-6 に示す。

図に示されるように、タブを設置することにより温度分布、流速分布ともに通常の燃料集合体に近づく結果となった。ピーク温度の低減も図られ通常の燃料集合体と同等の結果となった。但し、バンドル圧損に関しては 1 割程度上昇した。

3.4.6 まとめ

今回の解析により、内部ダクトがある体系では、通常体系（出力／流量比一致条件）と比較して、内部ダクトに隣接するサブチャンネルへの流量配分が多くなり冷却材温度が低下すること、この影響により温度ピークが高くなること、その傾向はピン本数が少ないほど強くなること、内部ダクト隣接サブチャンネルの流路面積を狭める工夫で緩和できることなどを明らかにした。

3.5 ダクトレス炉心熱流動評価

ナトリウム冷却炉、重金属冷却炉では、ダクトレス炉心も選択肢の1つである。このため炉心内冷却材流量配分や温度分布特性を解析する手法の整備を実施した。ここではダクトレス炉心設計例（ナトリウム冷却高速炉）を対象として、多次元熱流動解析コードAQUAコードを適用すべく、パラメータ解析用として2次元モデルを、詳細解析用として3次元モデルの作成を行った。

解析対象としたナトリウム冷却高速炉の炉心の水平断面図を図3.5-1に示す。また図3.5-2に解析領域イメージを示す。ここでは流量配分の観点から炉心領域ごとに炉心高さおよび燃料ピン径が異なった設計としている。

3.5.1 2次元体系モデル

2次元体系モデルは、炉心内を中心から同心円状に分割し同心円内の集合体を同一のコントロールボリューム(CV)として扱うリングモデルとした。ダクトレス炉心では集合体間にギャップがあり、このギャップにおける流動状況を把握するために集合体間のギャップ部も一つのCVとしてモデル化を行った。なお、周方向の流れは均一であると仮定した。制御棒および溶融燃料排出チャンネルはダクトにて流路が構成されていることから、炉心領域とは別領域の1次元でそれぞれのチャンネルをモデル化した。炉心領域とは伝熱構造体を介する伝熱パスで接続した。2次元体系モデルの解析イメージを図3.5-3に示す。

メッシュ分割

炉心領域における水平断面メッシュ分割イメージの一部を図3.5-4に、水平方向メッシュ分割を図3.5-5に、軸方向メッシュ分割を図3.5-6にそれぞれ示す。径方向は各層の集合体を3メッシュ、集合体間ギャップ部を1メッシュとなるように分割した。メッシュ幅は、集合体部は集合体の対面間距離、ギャップ部はギャップ幅に設定した。別領域として制御棒および溶融燃料排出チャンネルをそれぞれ1領域で模擬した。

流路面積及び多孔率、透過率

(1) 炉心領域

各層における実際の流路面積は多孔率にて調整する。集合体部は、同じ層に制御棒あるいは溶融燃料排出チャンネルがある場合は、その領域を流路面積から差し引いた。下部構造物及び遮蔽体部は詳細な構造が決定していないため、ピンバンドル部と同様の多孔率を設定した。軸方向の透過率は多孔率と同様の値を設定した。径方向の透過率は以下に示す値を設定した。

$$\gamma_x = \frac{P - D}{P} \quad P: \text{ピンピッチ} \quad D: \text{ピン外径}$$

図 3.5-7 にギャップ流路の設定イメージを示す。図に示した各層間のギャップの合計をギャップ流路面積として設定した。制御棒及び溶融燃料排出チャンネルのダクトに隣接する部分は、ダクトにてギャップの半分が埋まっていると仮定してギャップ部の流路面積を半分とした。なお、ギャップ部の流路は燃料ピン間としたので、ギャップ部に燃料ピンは含まれない。

(2) 制御棒及び溶融燃料排出チャンネル

この領域の流路面積は、各層における制御棒及び溶融燃料排出チャンネルの個数を合計した面積とした。この流路面積から等価円を求めてその半径をメッシュ幅とした。流路としては1次元のパイプモデルとなっている。

流動抵抗モデル

(1) ピンバンドル部

・軸方向

燃料集合体のサブチャンネル解析用に多くの試験データをベースに開発された、Cheng-Todoreas⁽³⁻⁵⁾モデルにおけるワイヤースペーサ無しピンバンドルに対するサブチャンネル (interior) 流動抵抗評価式を適用する。

$$f = C / \text{Re}^{0.18}$$

$$C = 0.1458 + 0.03632(P/D - 1) - 0.03333(P/D - 1)^2$$

・径方向

径方向のクロスフローに対する流動抵抗としては、HEDH⁽³⁻¹⁶⁾の式を適用する。インライン及びスタガード方向に対する相関式を以下に示す。

$$\text{インライン方向 } f = 312 \cdot \text{Re}^{-0.29}$$

$$\text{スタガード方向 } f = 262 \cdot \text{Re}^{-0.29}$$

本解析ではピンバンドルに対する流れの方向性を限定できないことから、インライン方向及びスタガード方向の係数を平均化した以下の値を使用した。

$$f = 287 \cdot \text{Re}^{-0.29}$$

なお、前述した通りピンバンドル領域には径方向の表面透過率として、

$$\gamma_x = \frac{P - D}{P} \quad P: \text{ピンピッチ} \quad D: \text{ピン外径}$$

を設定していることから Re 数の代表速度として表面透過率を考慮した流速が設定されるので、相関式の適用に支障はない。Re 数を算出する代表長さとしては、各炉心領域における燃料ピンの外径を設定した。

(2) 集合体間ギャップ部

集合体間ギャップ部は燃料ピンが存在しないことから、流動抵抗モデルは特に設定していない。

(3) 制御棒及び燃料排出チャンネル

現状は詳細設計が行われていないことから、実証炉での流量配分を考慮した流速を設定するので特に流動抵抗は設定しない。各領域における設定流速は境界条件の項に示す。

(4) グリッドスペーサ

グリッドスペーサはハニカム形状として、流動抵抗は Rehme⁽³⁻⁶⁾ のモデルを適用する。

$$\zeta = C_v \cdot \varepsilon^2$$

$$C_v = 7$$

$\varepsilon = Asp / A$ (Asp : スペーサ投影面積、 A : スペーサが無い場合の流路面積)

ε としては 0.2 を使用することから ζ は以下の値となる。

$$\zeta = 0.28$$

伝熱モデル

(1) 燃料ピン

燃料ピンの伝熱モデルを図 3.5-8 に示す。各集合体内の燃料ピンは均一な発熱量であると仮定した。燃料ペレットは径方向に 2 分割、燃料被覆管は径方向に 3 分割している。燃料被覆管 - 冷却材間の伝熱相関式には、以下の修正 Lyon の式⁽³⁻¹⁷⁾を用いる。

$$Nu = 7.0 + 0.025(\psi \cdot Pe)^{0.8}$$

$$\psi = 0.5$$

伝熱相関式に使用する代表長さとしてはサブチャンネルの等価直径を使用した。

(2) 制御棒及び溶融燃料排出チャンネル

制御棒及び溶融燃料排出チャンネルはダクトにて流路が構成されるので、ダクトを伝熱構造体としてモデル化し炉心領域の冷却材と接続させる。ダクトの肉厚は、実証炉設計と同等とする。

ダクト - 冷却材間の伝熱相関式には、以下の Subbotin の式⁽³⁻¹⁸⁾を用いる。

$$Nu = 5 + 0.025 \cdot Pe^{0.8}$$

伝熱相関式に使用する代表長さとしては、炉心領域側はサブチャンネルの等価直径とし、制御棒及び溶融燃料排出チャンネルはダクトの等価直径とした。伝熱面積としては解析メッシュよりも実際の伝熱面積の方が大きくなることから、AQUA における伝熱構造体のインプットで伝熱面積を調整した。

3.5.2 3次元体系モデル

3次元体系モデルとしては、実行可能な解析セル数を考慮してスタガード 1/4-集合体モデルを採用した。解析領域は炉心の対称性を考慮して 1/4 セクタモデルとした。

メッシュ分割

水平断面メッシュ分割の一部を図 3.5-9 に、全体のイメージを図 3.5-10 に示す。このメッシュは、集合体内部と集合体間のギャップを分ける形でメッシュ分割し、ポーラスボディ近似により各 CV を模擬したモデルである。軸方向のメッシュ分割は 2 次元モデルと同様に 63 分割とした。水平断面のメッシュ数は 40×36 、軸方向メッシュ数は 63 となることから総メッシュ数は 90720 メッシュとなる。

制御棒及び溶融燃料排出チャンネルは、炉心領域と同じ領域としているがダクトを模擬する壁を設定して 1 次元の流路を構成した。炉心領域との接続は 2 次元モデルと同様に伝熱構造体を介して伝熱パスを設定した。

3次元体系モデルでは第 3 炉心領域外側の遮蔽体領域もモデル化しているが、本解析では第 3 領域の外側に隔壁を設けて流動及び伝熱の接続は考慮していない。

流路面積及び多孔率

各 CV は図 3.5-11 のように、4 タイプに分けられる。TYPE1 をピンバンドルで構成される内部サブチャンネルとし、TYPE2~4 を集合体間ギャップ部となるように多孔率にて調整した。炉心領域の上部にある Na プレナム部は 2 次元体系モデルと同様に 6 本のタイロッドのみとした。また、下部構造物及び遮蔽体部も同様にピンバンドル部の多孔率を設定した。ダクトで流路が形成されている制御棒及び溶融燃料排出チャンネルと隣接しているギャップ部も流路としては他のギャップ部と同様の流路が確保されているとして扱った。第 3 炉心領域と遮蔽体領域の隔壁と接するギャップ部に関しても同様とした。

集合体部と集合体間ギャップ部の間には透過率を設定した。TYPE2 における X 方向の透過率はメッシュ幅に対するギャップ幅とし、Y 方向の透過率は 2 次元体系モデルと同様に P-D/P を設定した。TYPE3 及び TYPE4 における各方向の透過率は TYPE2 と逆の関係になっている。

流動抵抗モデル

流動抵抗モデルに関しては、以下の領域に関してのみ適用した。

(1) 内部サブチャンネル部

2 次元モデルで使用した、Cheng-Todreas モデルにおけるワイヤースペーサ無しピンバンドルに対するサブチャンネル (interior) 流動抵抗評価式を適用する。設定値等

に関しては2次元モデルと同様である。

(2) ダクト及び第3炉心領域外側の隔壁との隣接部

Cheng-Todreas モデルにおけるワイヤースペーサ無しピンバンドルに対するサブチャンネル (edge) 流動抵抗評価式を適用する。

$$f = C / \text{Re}^{0.18}$$

$$C = 0.1430 + 0.04199(P/D - 1) - 0.04428(P/D - 1)^2$$

なお、Re 数を算出する代表長さとしては、サブチャンネルの等価直径を使用した。各領域における抵抗係数及び代表長さを以下に示す。

	第1炉心領域	第2炉心領域	第3炉心領域
C	0.14854	0.14772	0.14722
Re の代表長さ (m)	0.004755	0.004753	0.004795

(3) 集合体間ギャップ部

集合体間ギャップ部は2次元モデルと同様に燃料ピンが存在しないことから、流動抵抗モデルは特に設定していない。

(4) 制御棒及び燃料排出チャンネル

現状は詳細設計が行われていないことから、実証炉での流量配分を考慮した流速を設定するので特に流動抵抗は設定しない。

(5) グリッドスペーサ部

2次元モデルと同様にRehme のモデルを適用する。設定値等に関しては2次元モデルと同様である。

伝熱モデル

(1) 燃料ピン

2次元モデルと同様とする。

(2) 制御棒

2次元モデルと同様とする。

3.5.3 まとめ

1つのダクトレス炉心設計例をもとに、パラメータ解析用としての2次元体系モデルと、詳細解析の3次元体系モデルを作成した。今後は、これらを用いてダクトレス炉心内の流

量配分や温度分布の特性を把握するとともに、各炉心領域の高さや燃料ピン径、グリッドスペーサといった設計パラメータ、および入口流量分布などの境界条件の影響を確認し、熱流動的に最適な設計の方向性を明らかにしていく予定である。

表 3.1-1 集合体形状データ

	解析体系 1 (もんじゅ形状)	解析体系 2 (鉛冷却のみ)
ピン本数	169	同左
ピン径	6.5 [mm]	同左
ピンピッチ	7.87 [mm]	8.32 [mm]
外周ピン-ダクト間		
ギャップ幅	1.34 [mm]	1.79 [mm]
スペーサタイプ	ワイヤ又はグリッド	同左
ワイヤ直径	1.32 [mm]	1.77 [mm]
ワイヤ巻きピッチ	307 [mm]	同左
グリッド間隔	200 [mm]	同左
グリッド面積閉塞率	0.34 ^{*1}	同左
発熱部長	1580 [mm]	同左

1：もんじゅ水流動試験^[]で使用したグリッドスペーサを採用

表 3.1-2 解析ケース一覧

解析ケース	解析体系	冷却材	スペーサタイプ
ケース 1	体系 1	ナトリウム	ワイヤ
ケース 2	体系 1	ナトリウム	グリッド
ケース 3	体系 1	鉛	ワイヤ
ケース 4	体系 1	鉛	グリッド
ケース 5	体系 2	鉛	ワイヤ
ケース 6	体系 2	鉛	グリッド

表 3.1-3 境界条件

集合体出力	5.373 [MW]
最大線出力	400 [W/cm]
軸方向発熱分布	チョップドコーサイン ^{*1}
集合体入口温度	397 [°C]
集合体流量	ナトリウム：21.0 [kg/sec] 鉛 : 167.9 [kg/sec] ^{*2}
集合体出口圧力	2.43×10^5 [MPa]

*1：図 3-1-2 に分布を示す。

*2：炉心上昇温度がナトリウムと同じになるように設定。

表3.1-4 軸方向メッシュ分割

軸方向 ブロック No.	メッシュ No.	メッシュ数	メッシュ長 [mm]	ブロック長 [mm]	備考
1	1~15	15	20.0	300.0	下部非発熱部
2	16	1	20.0	20.0	下部プランケット部
3	17~38	22	15.0	330.0	下部プランケット部
4	39~100	62	15.0	930.0	燃料部
5	101~120	20	15.0	300.0	上部プランケット部
6	121~135	15	20.0	300.0	上部非発熱部

グリッドスペーサは軸方向メッシュ No.15,28,41,55,68,81,95,108,121 に配置。

表 3.1-5 各最高温度とバンドル圧損

	ピン表面 最高温度 [°C]	冷却材 最高温度 [°C]	膜上昇 最高温度 [°C]	炉心出口 冷却材温度 [°C]	バンドル圧損 ^{*1} [Pa]
ケース 1	637.3	632.8	17.2	599.4	2.73×10^5
ケース 2	629.7	625.0	18.0	599.4	2.98×10^5
ケース 3	643.4	628.4	36.8	596.1	1.39×10^6
ケース 4	637.1	621.0	38.7	596.0	1.60×10^6
ケース 5	650.8	630.3	47.3	596.5	7.66×10^5
ケース 6	643.1	620.5	49.9	596.4	8.14×10^5

*1：解析区間 2.17 [m]の圧損。静水圧含まず。

表 3.1-6 各サブチャンネルの流路断面積及び水力等価直径（ペアバンドル）

	流路断面積 [m ²]		水力等価直径 [m]	
	体系 1	体系 2	体系 1	体系 2
中心サブチャンネル ^{*1}	1.02×10^{-5}	1.34×10^{-5}	4.01×10^{-3}	5.24×10^{-3}
エッジサブチャンネル	1.95×10^{-5}	2.56×10^{-5}	4.32×10^{-3}	5.52×10^{-3}
コーナーサブチャンネル	6.64×10^{-6}	9.31×10^{-6}	3.05×10^{-3}	4.02×10^{-3}
バンドル全体	3.87×10^{-3}	5.07×10^{-3}	4.06×10^{-3}	5.28×10^{-3}

*1：サブチャンネル 1 個当たり

表 3.1-7 ナトリウムと鉛の熱伝達比較（線出力：400 [W/cm]、冷却材温度：497 [°C]）

	ナトリウム	鉛
密度 [kg/m ³]	833.0	10392.9
流量 [kg/sec]	21.0	167.9
流速 [m/sec]	6.5	4.2
比熱 [J/kgK]	1262.8	160.0
熱伝導率 [W/mK]	67.0	15.5
レイノルズ数	9.27×10^4	9.36×10^4
プラントル数	4.48×10^{-3}	1.9×10^{-2}
ペクレ数	415.2	1818.0
ヌセルト数	6.74	13.49
熱伝達率 [W/m ² K]	1.11×10^5	5.14×10^4
膜上昇温度 [°C]	17.7	38.1

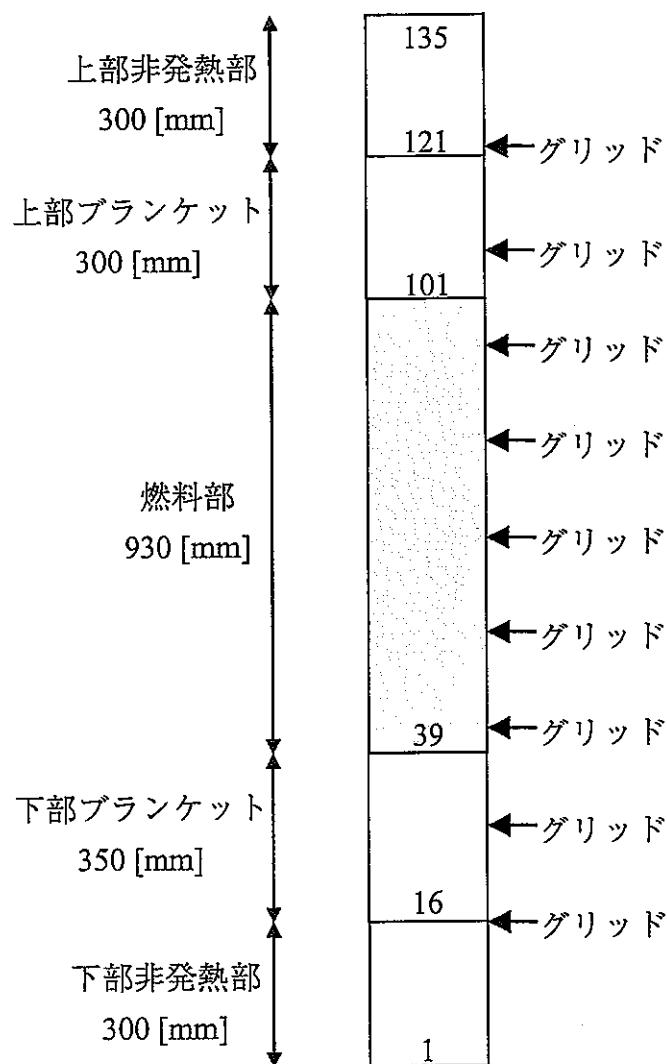
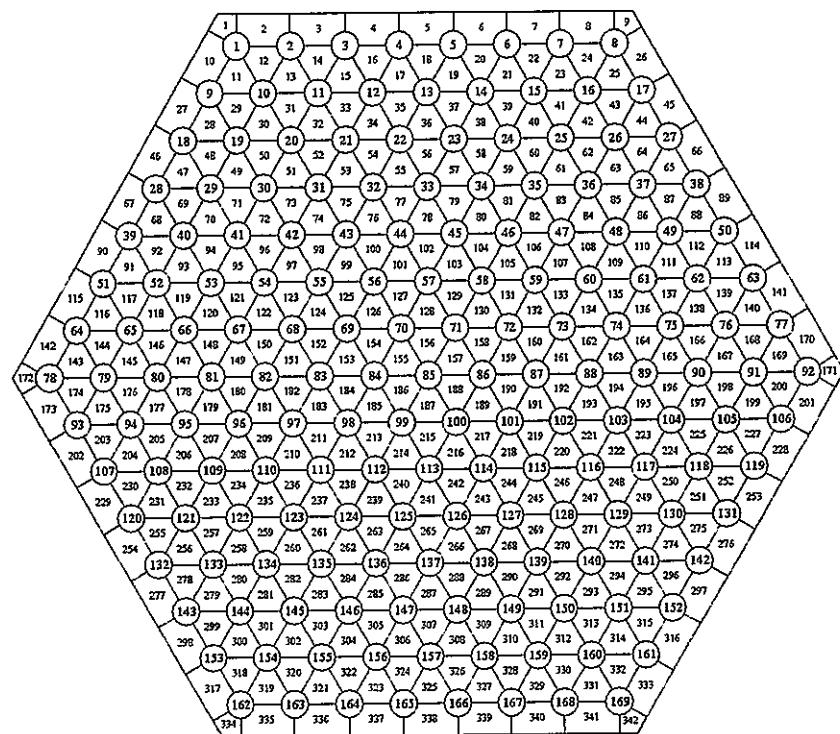


図 3.1-1 サブチャンネル分割図及び軸方向メッシュ分割図

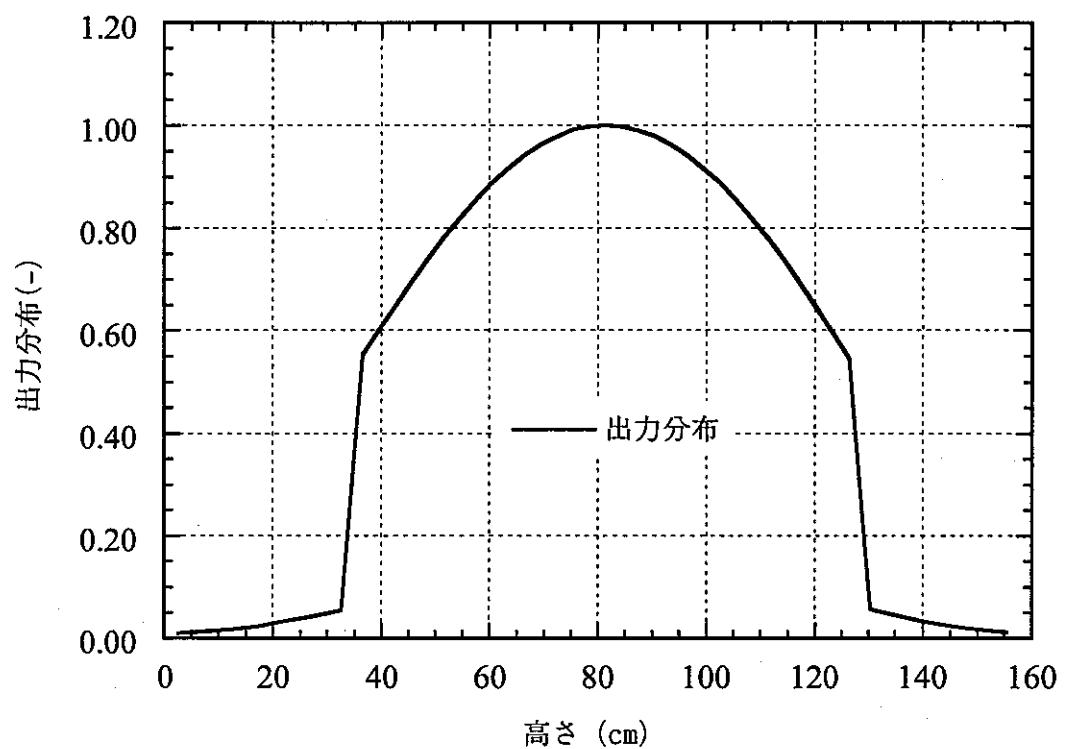


図 3.1-2 軸方向出力分布

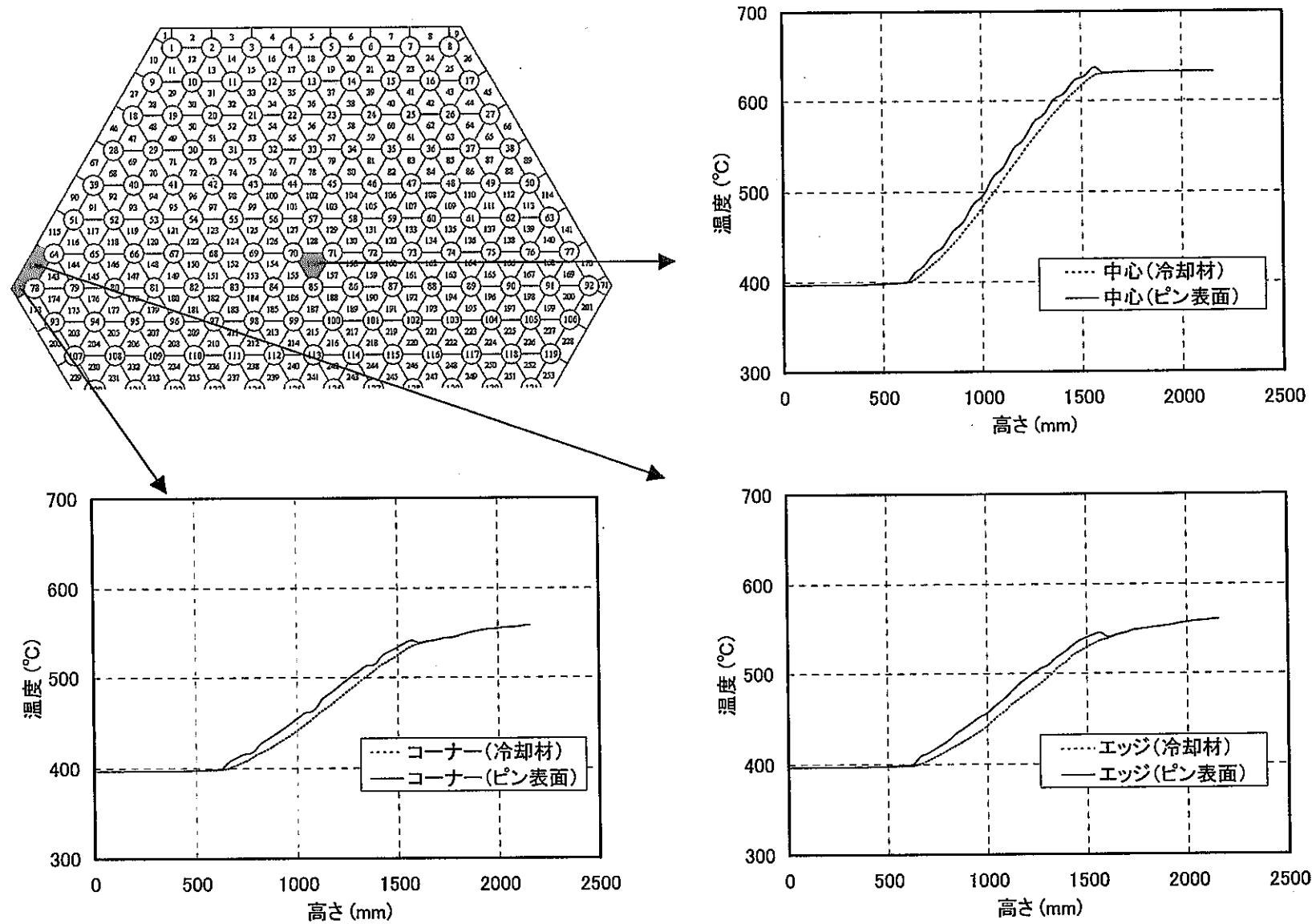


図3-1-3 ケース1のピン表面温度と冷却材温度の比較

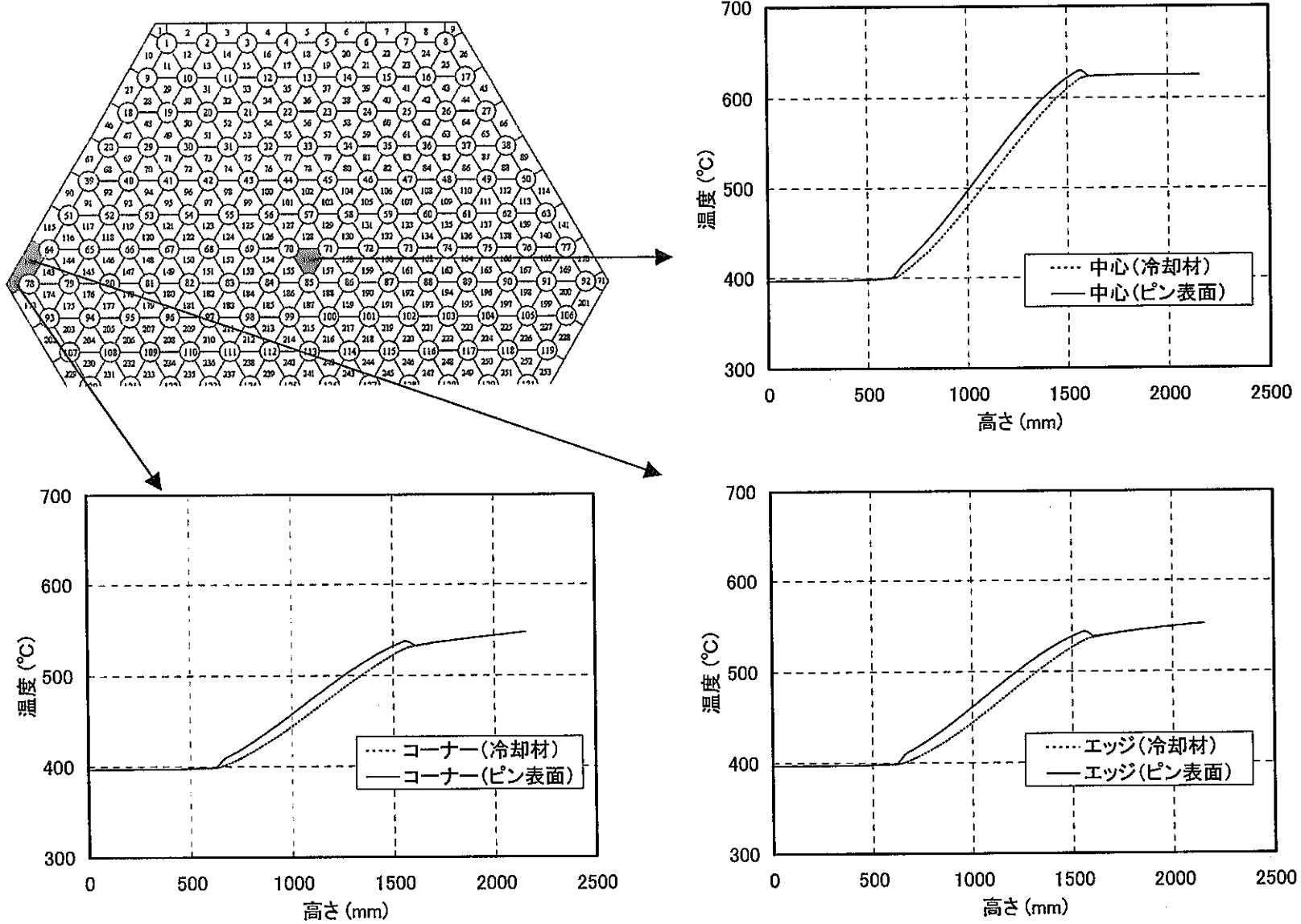


図3.1-4 ケース2のピン表面温度と冷却材温度の比較

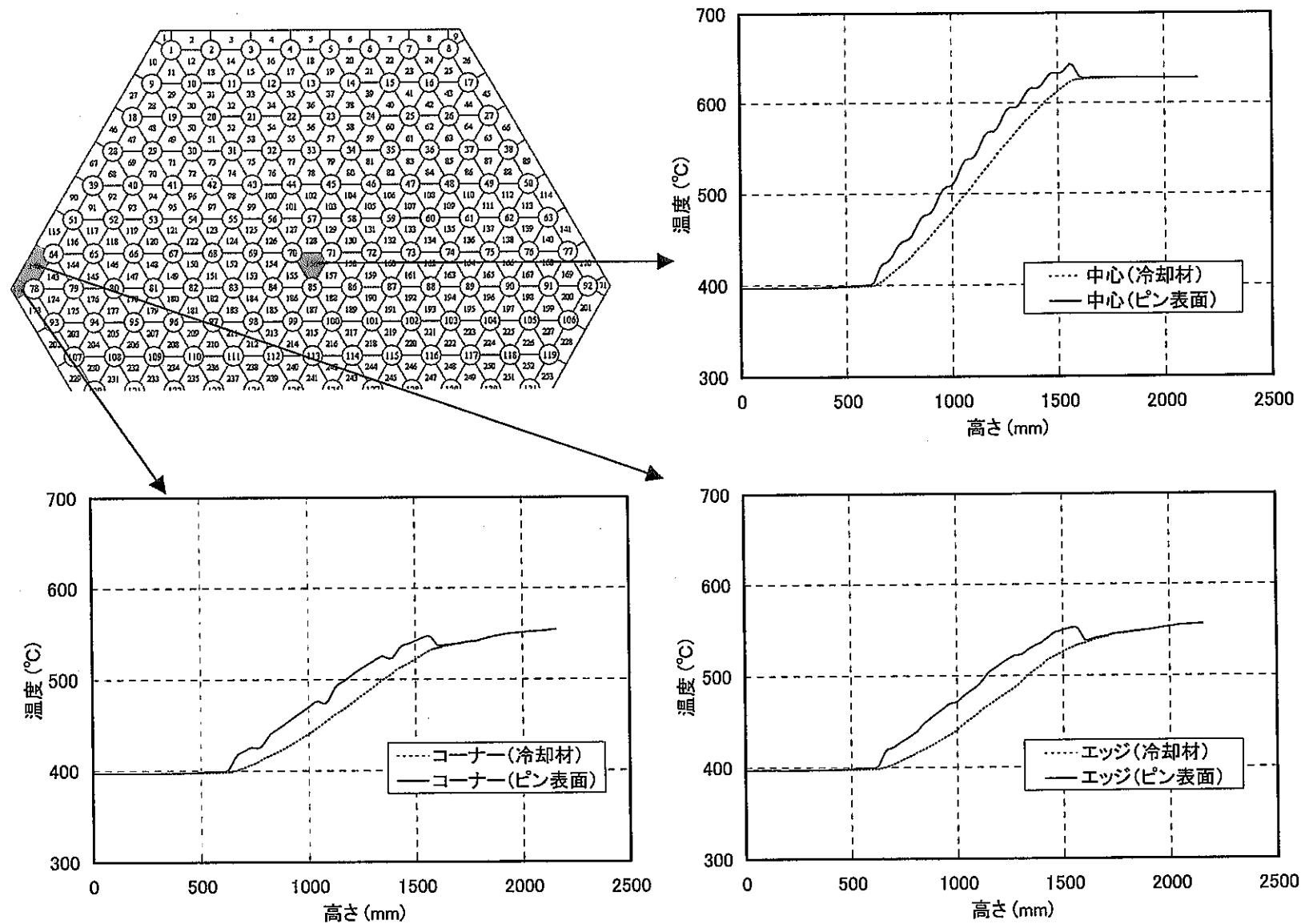


図3.1-5 ケース3のピン表面温度と冷却材温度の比較

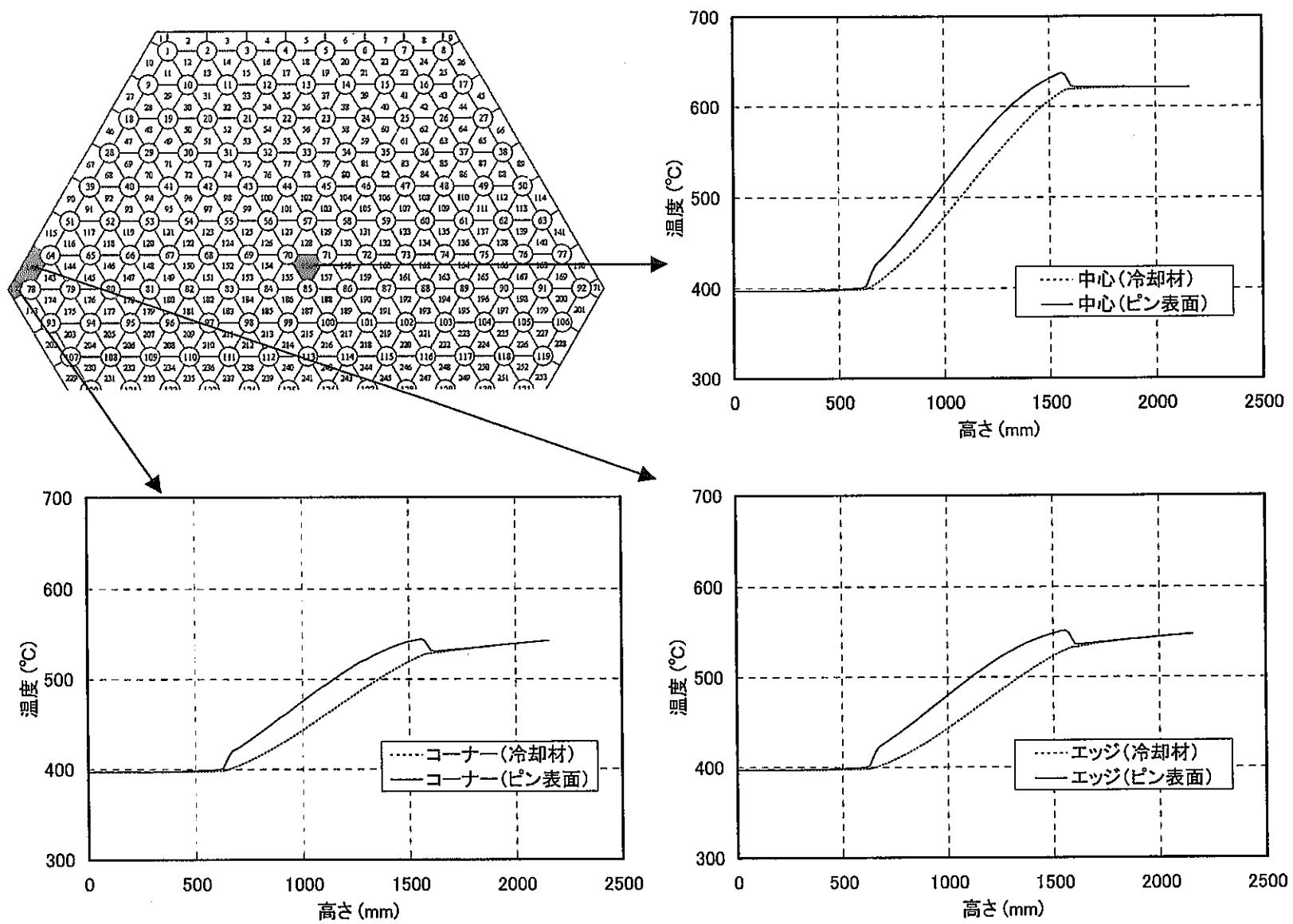


図3.1-6 ケース4のピン表面温度と冷却材温度の比較

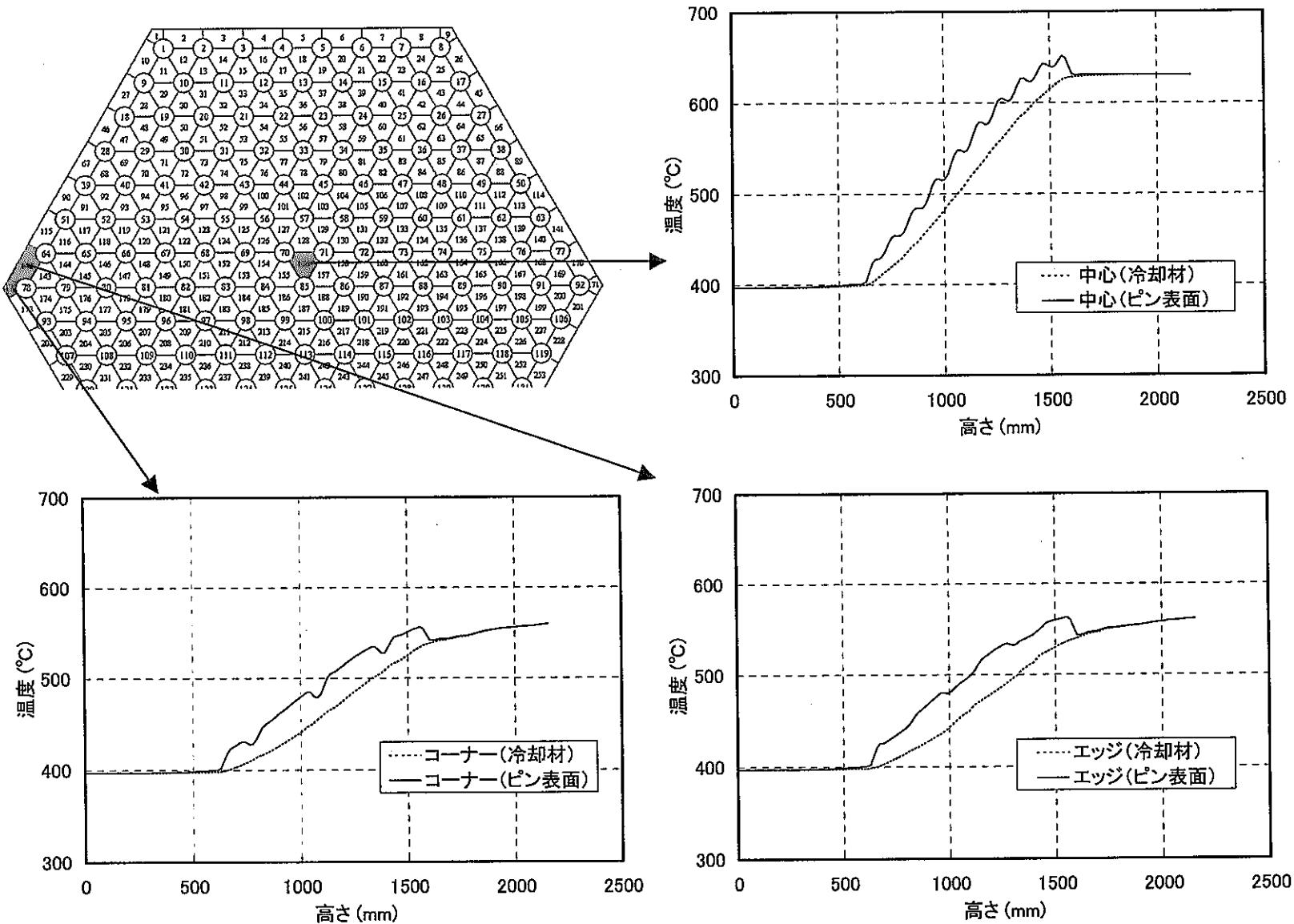


図3.1-7 ケース5のピン表面温度と冷却材温度の比較

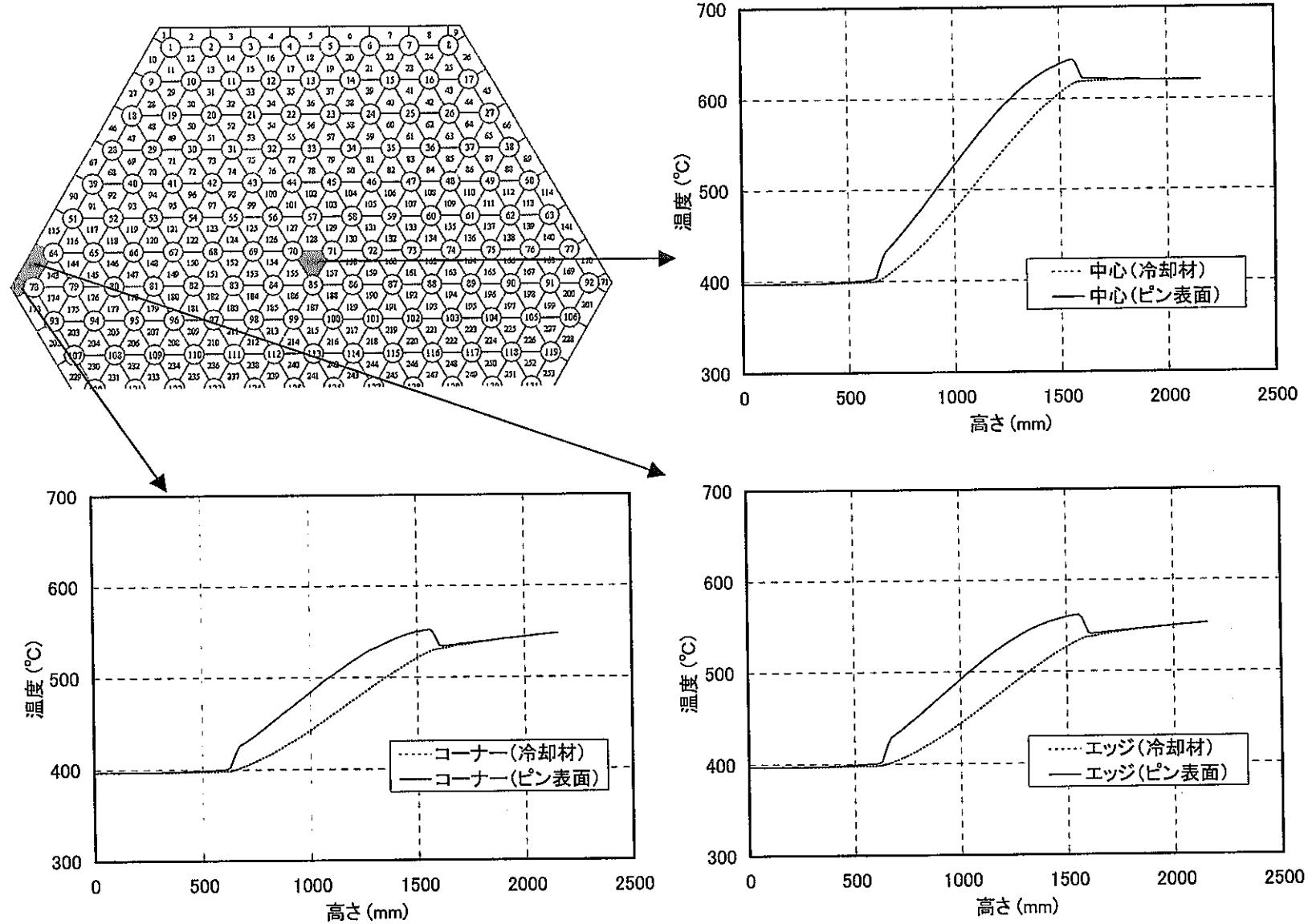
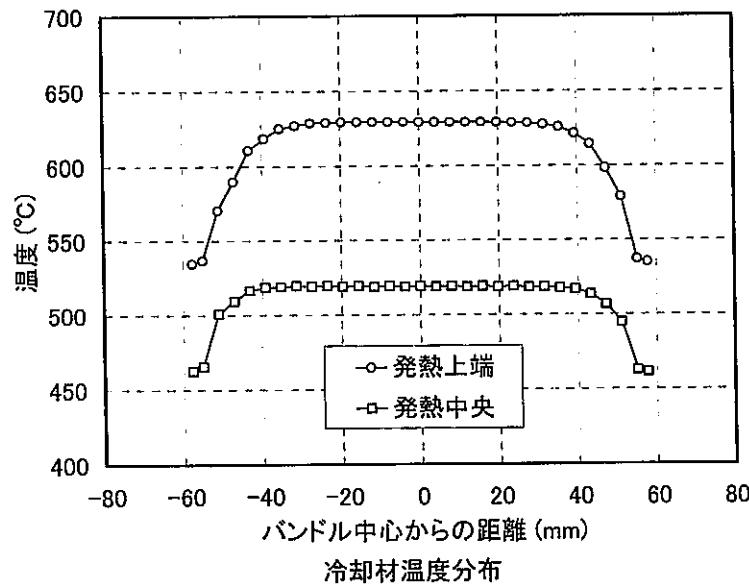
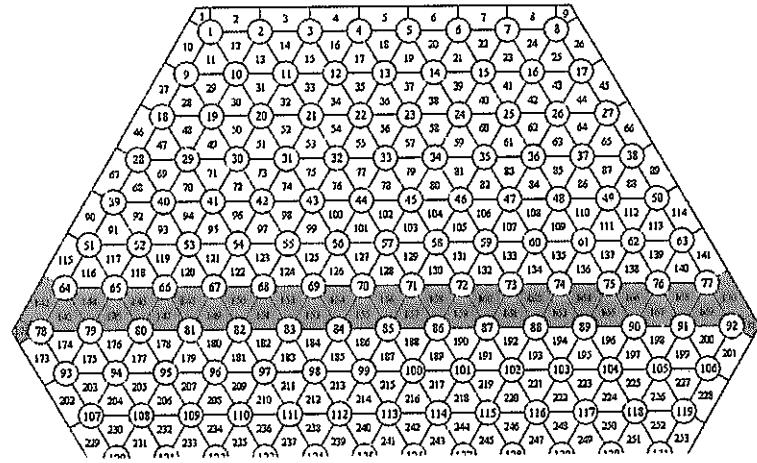
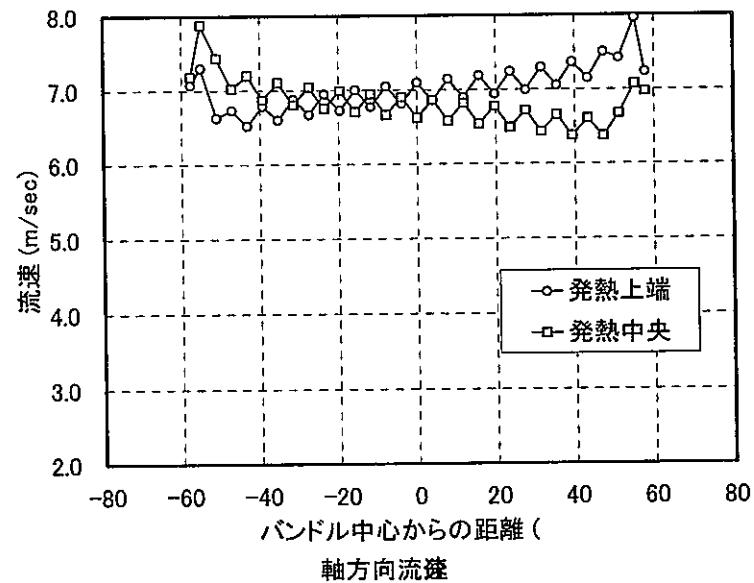


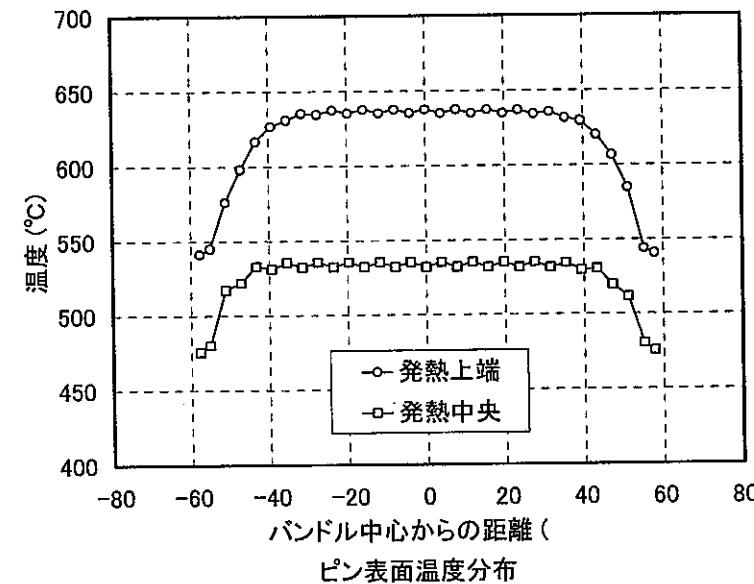
図3.1-8 ケース6のピン表面温度と冷却材温度の比較



冷却材温度分布



軸方向流速



ピン表面温度分布

図3.1-9 ケース1の水平断面温度及び軸方向流速分布

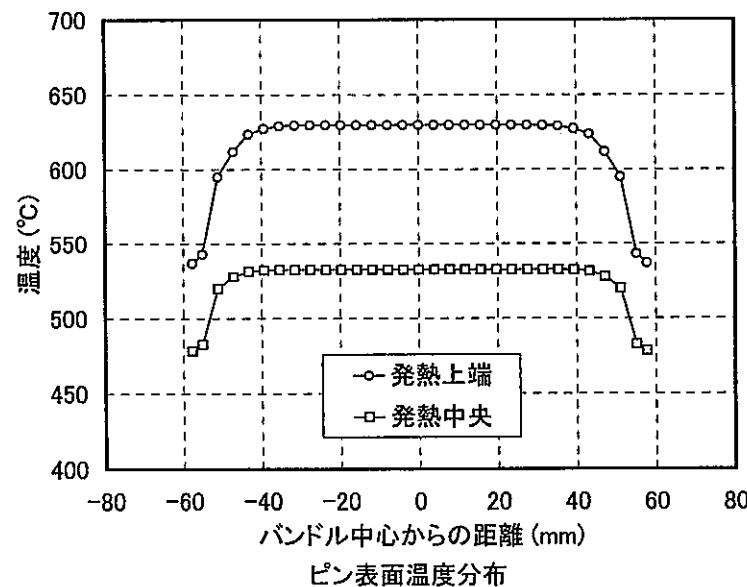
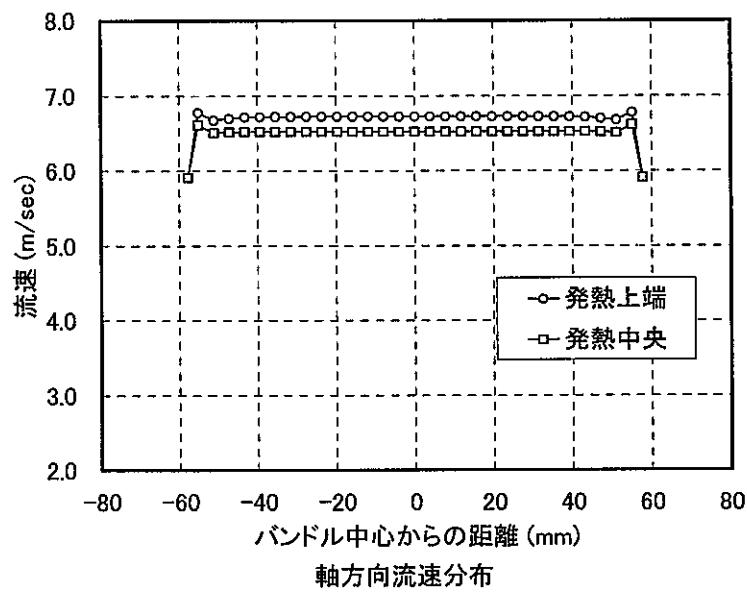
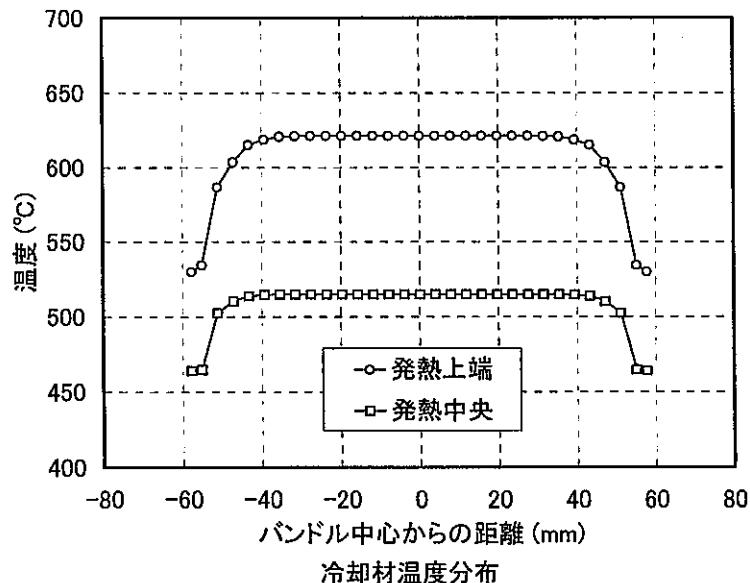
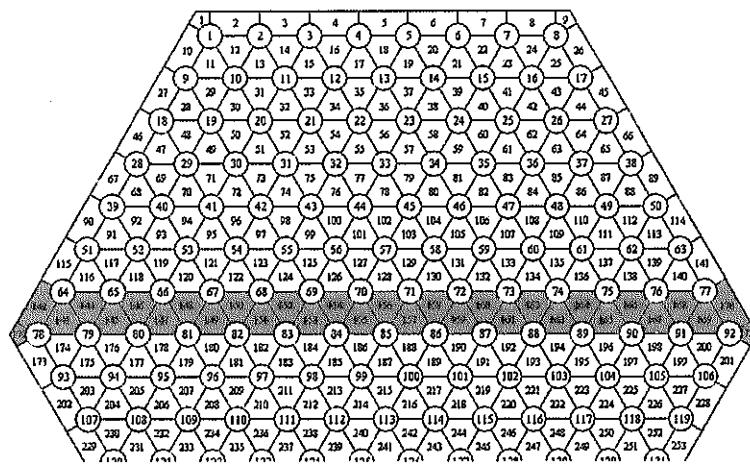


図3.1-10 ケース2の水平断面温度及び軸方向流速分布

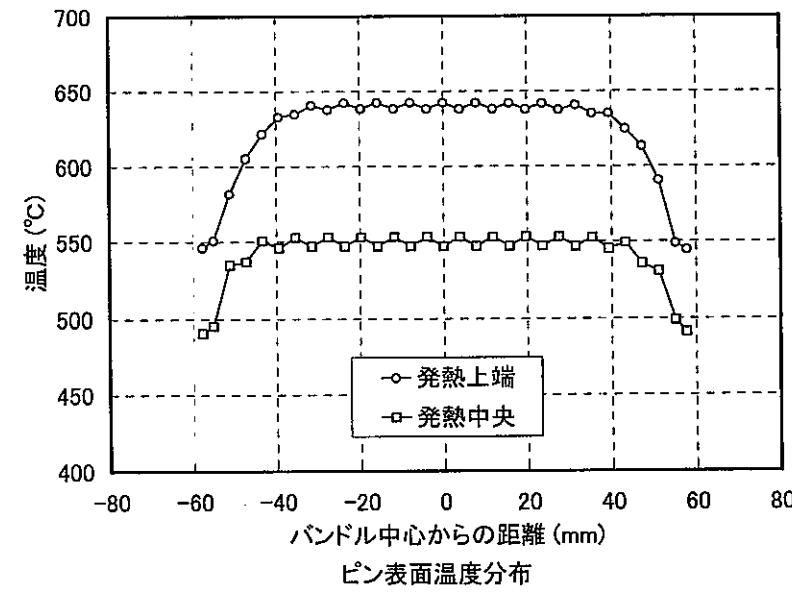
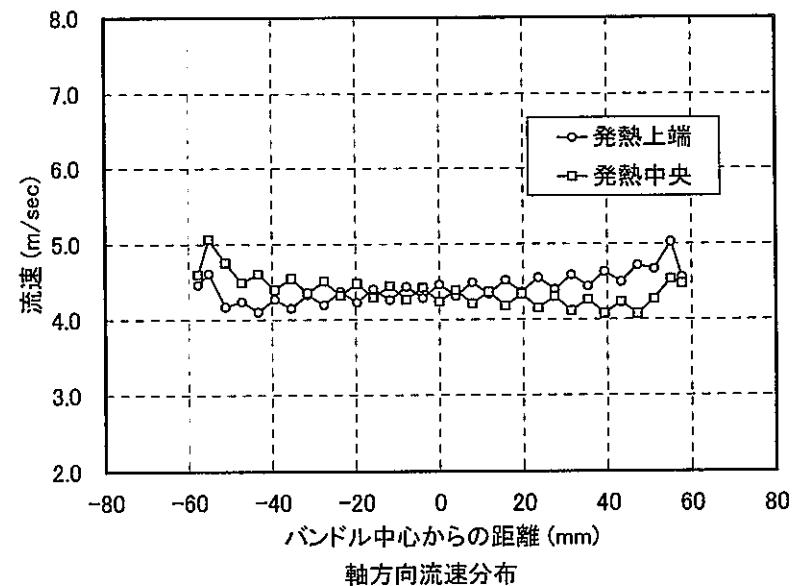
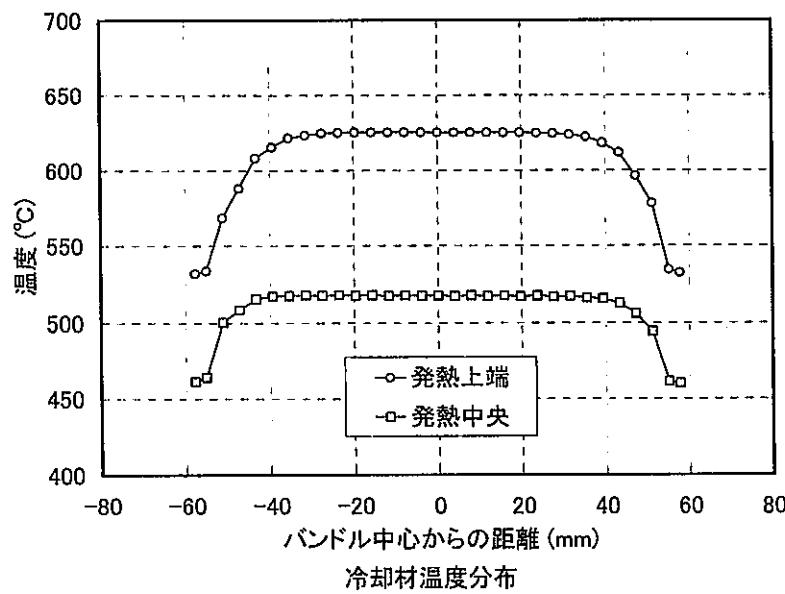
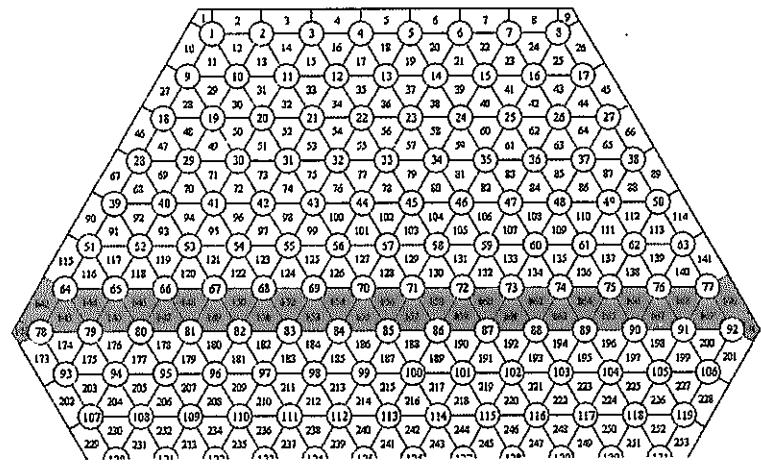


図3.1-11 ケース3の水平断面温度及び軸方向流速分布

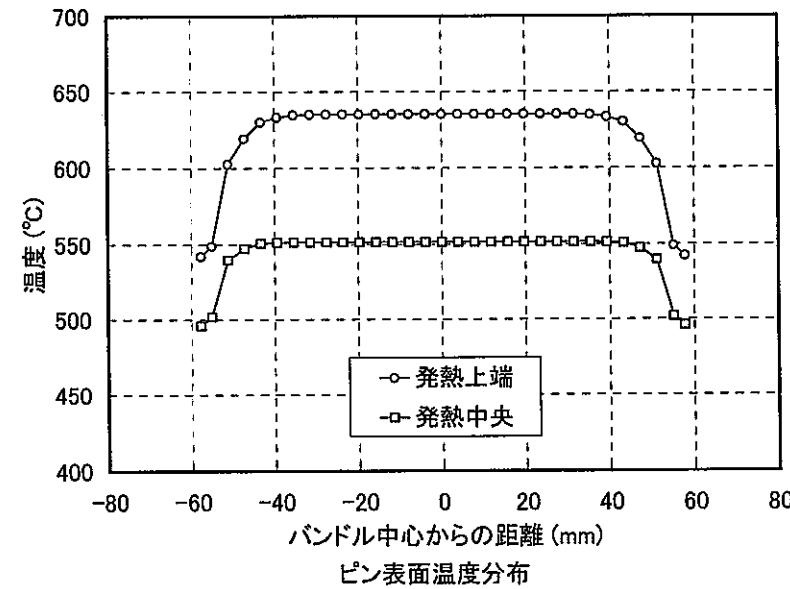
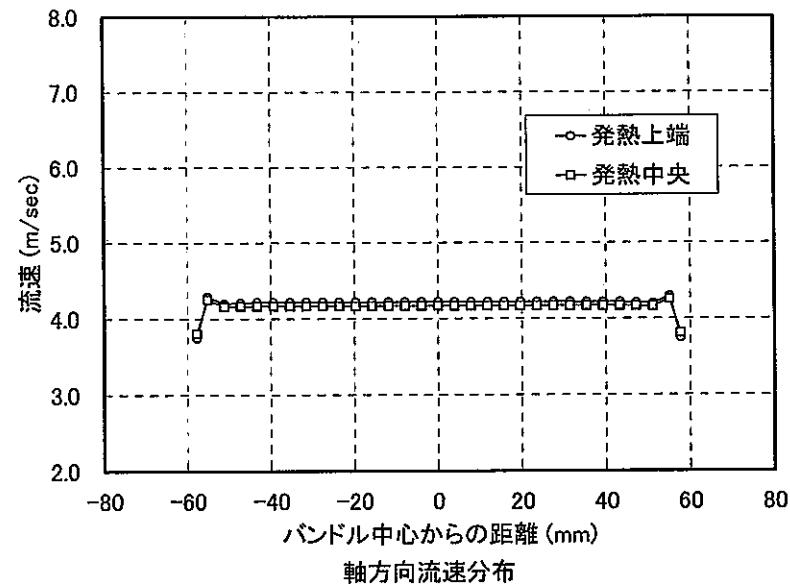
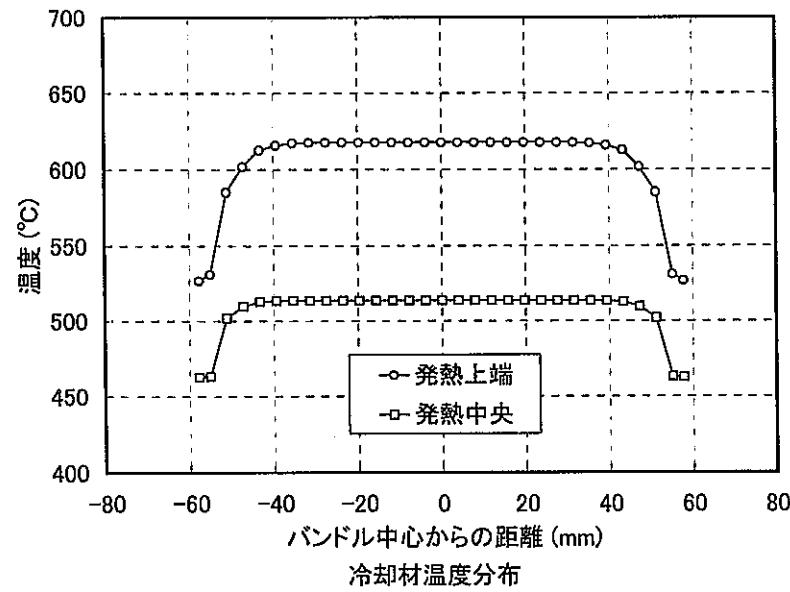
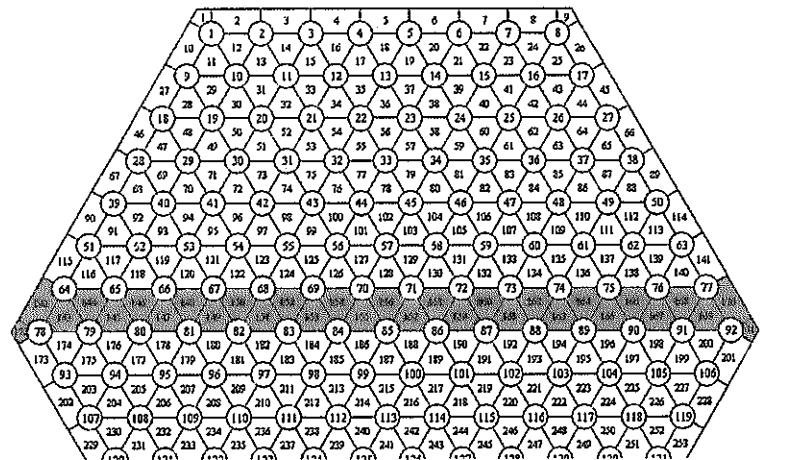


図3.1-12 ケース4の水平断面温度及び軸方向流速分布

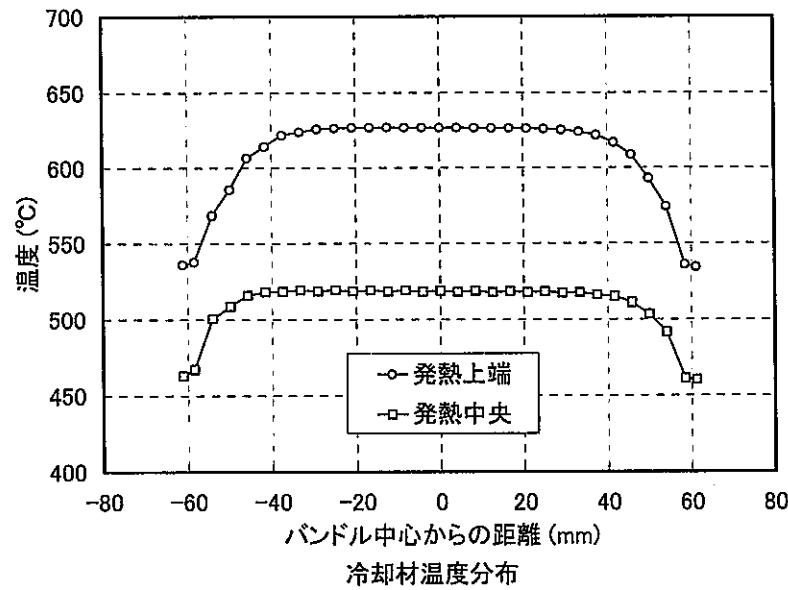
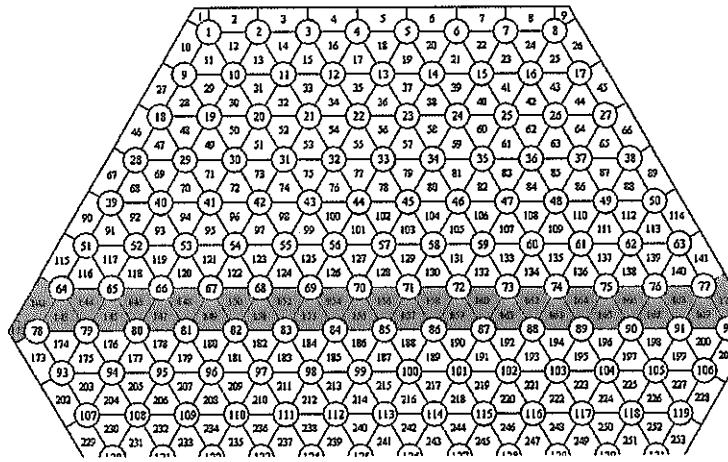
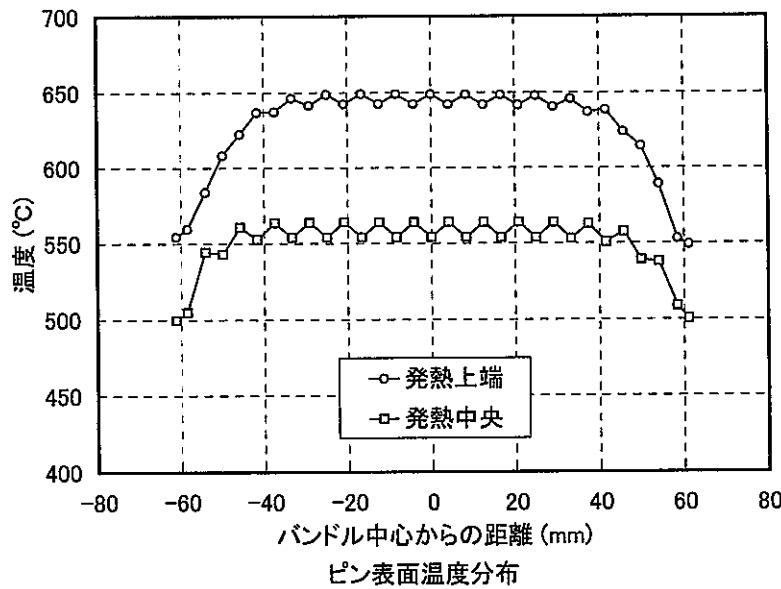
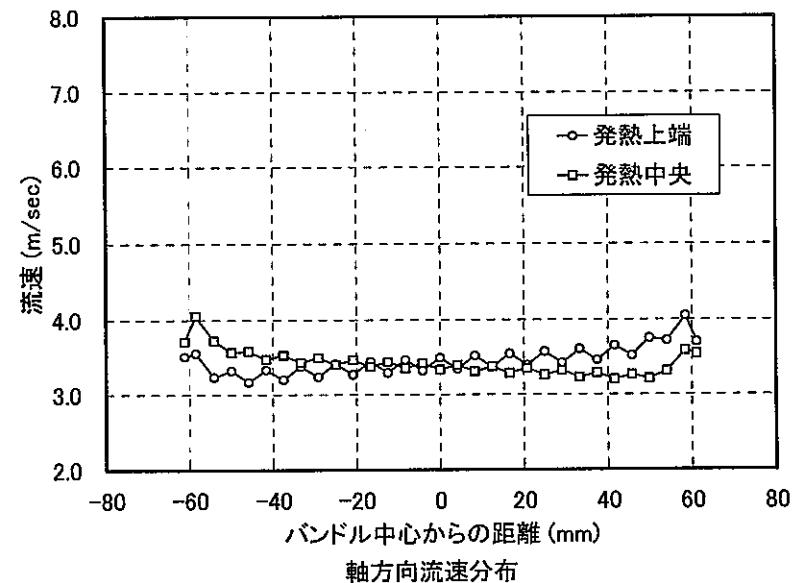


図3.1-13 ケース5の水平断面温度及び軸方向流速分布



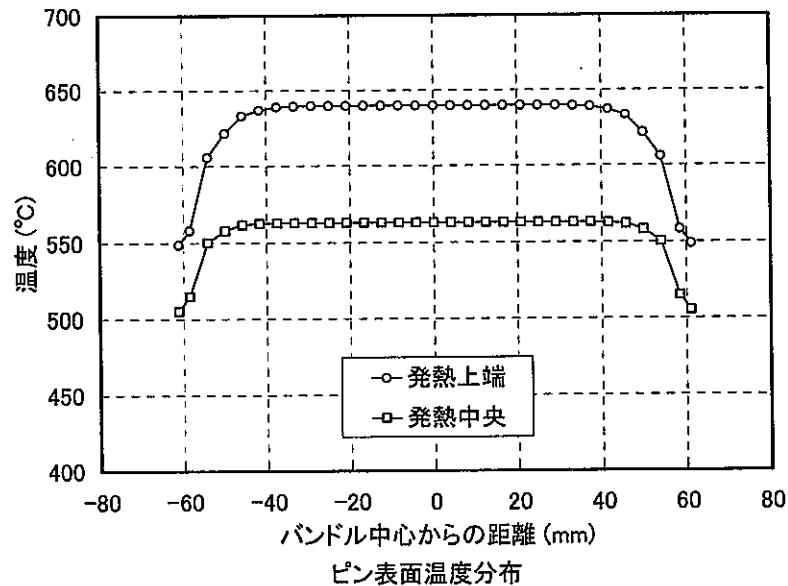
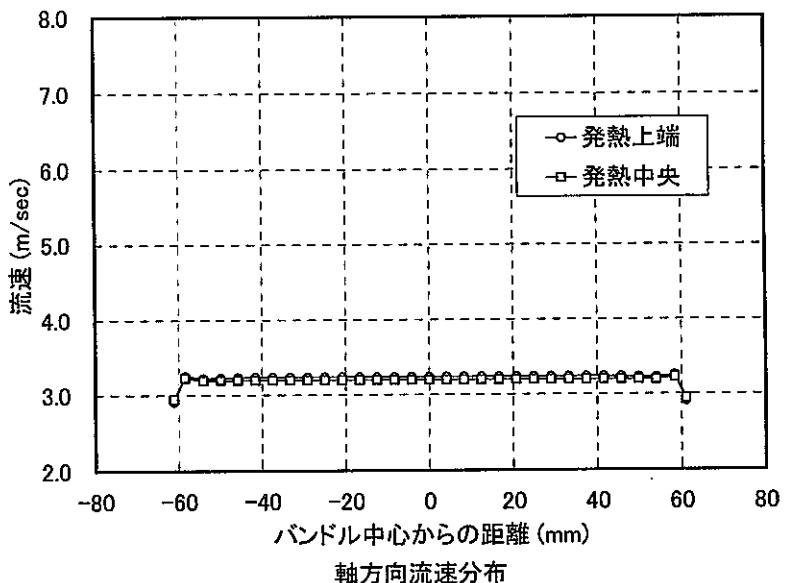
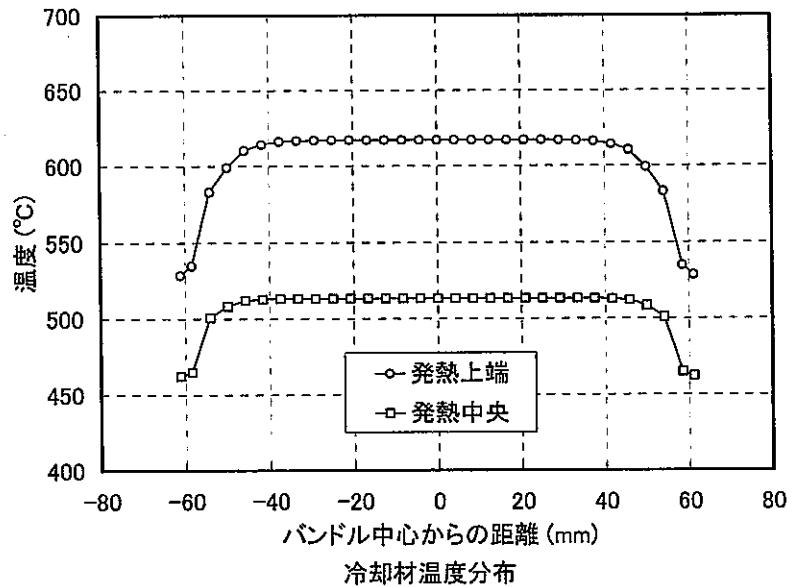
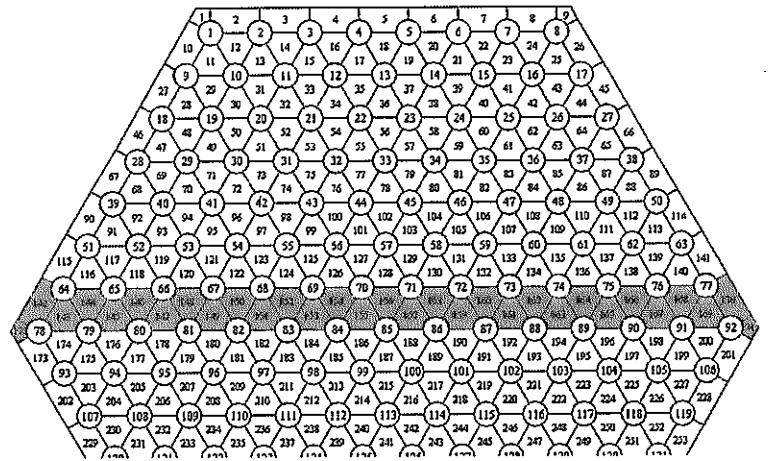


図3.1-14 ケース6の水平断面温度及び軸方向流速分布

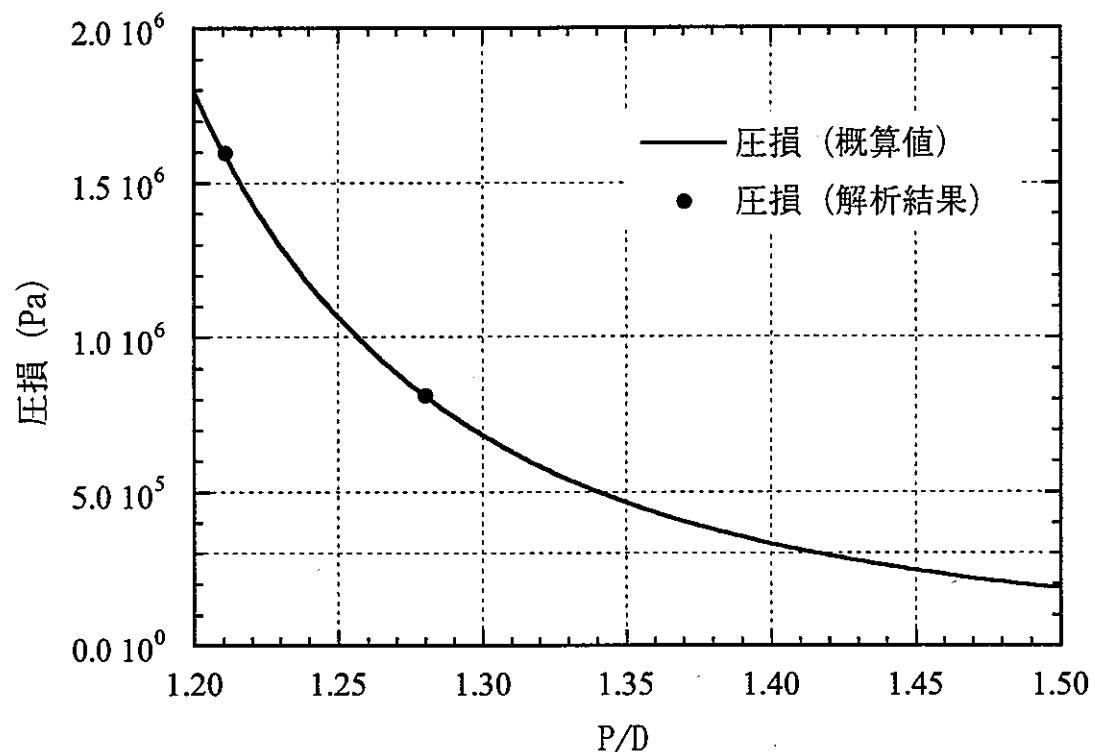


図 3.1-15 P/D とバンドル圧損の関係（鉛冷却）

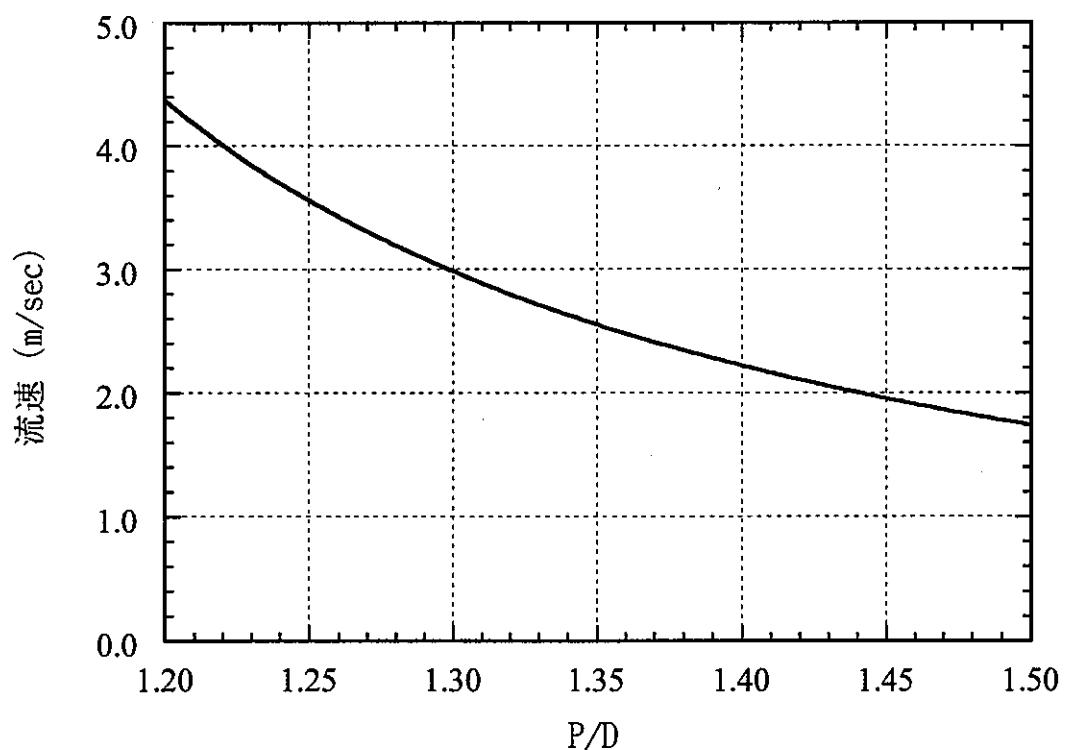


図 3.1-16 P/D とバンドル平均流速の関係（鉛冷却）

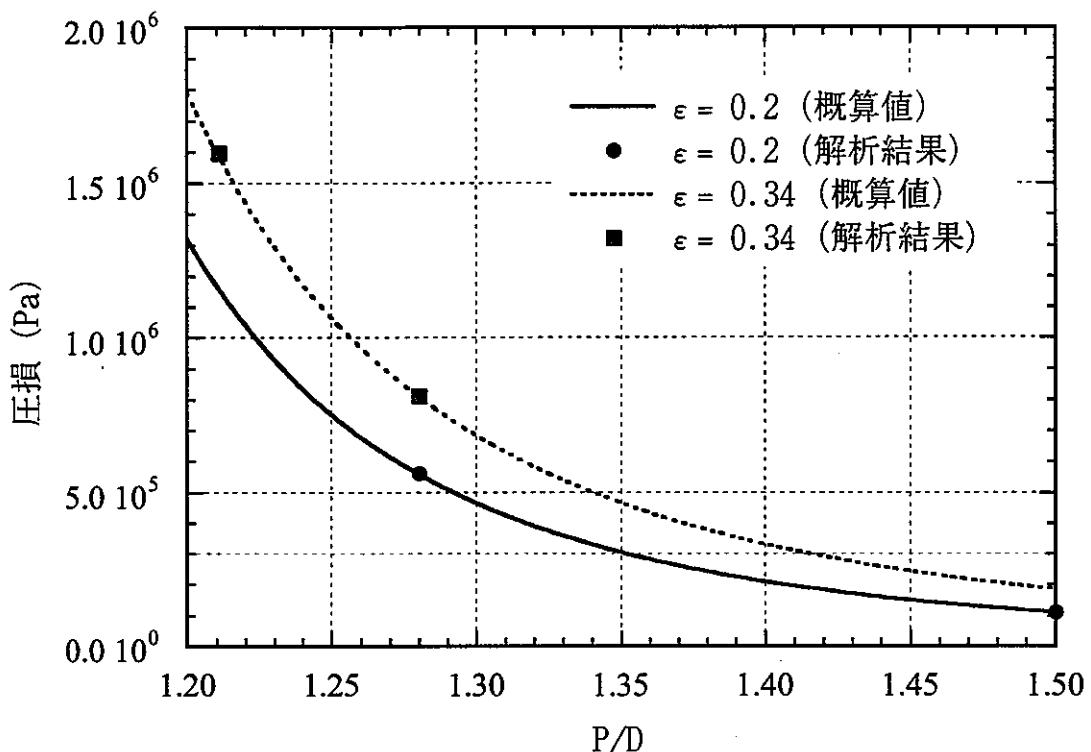
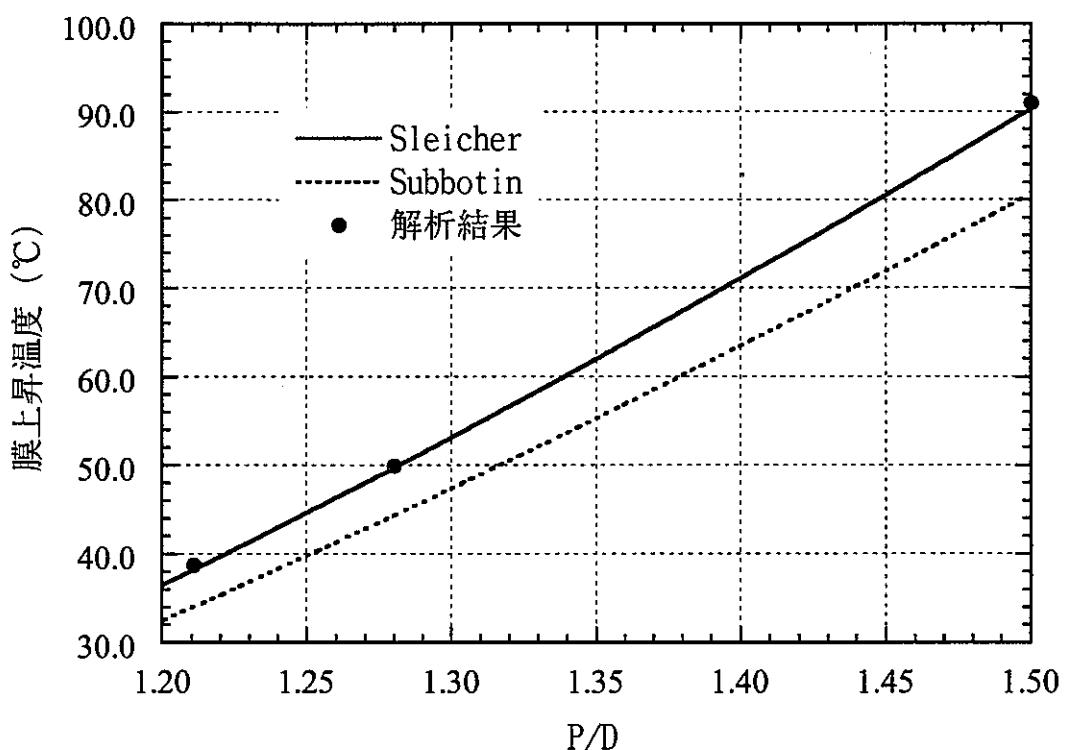
図 3.1-17 P/D とバンドル圧損の関係（鉛冷却 ϵ の影響）

図 3.1-18 P/D と膜上昇温度の関係（鉛冷却）

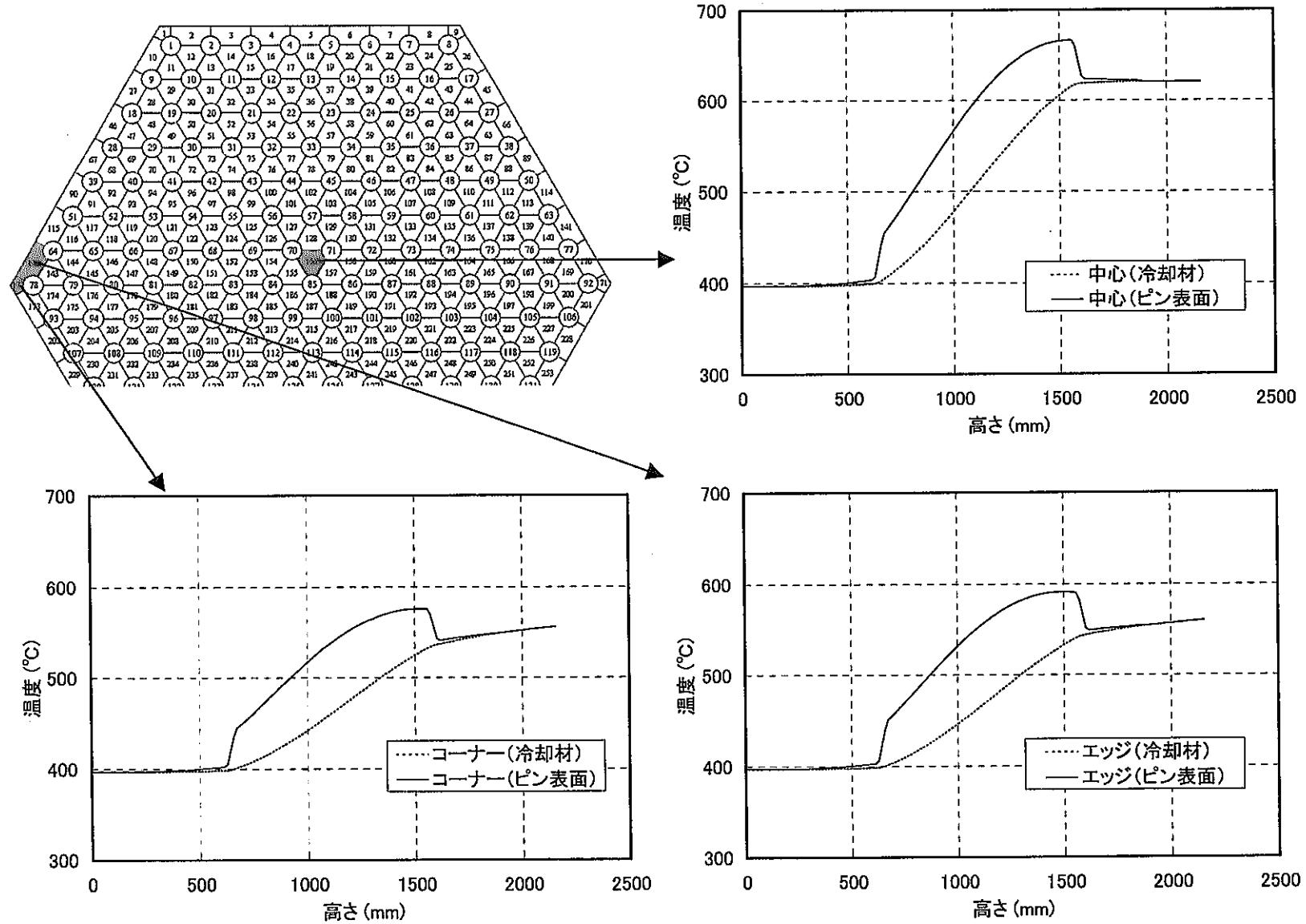


図3.1-19 P/D=1.5のピン表面温度と冷却材温度の比較

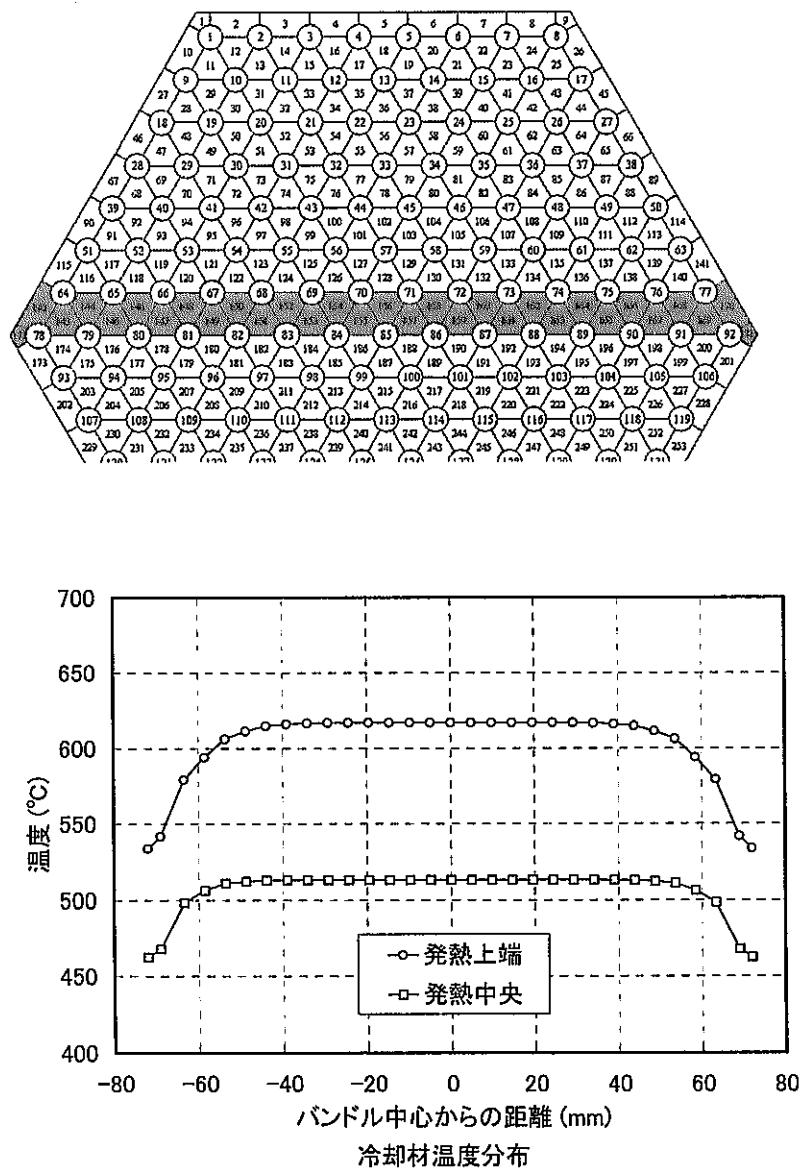


図3.1-20 P/D=1.5の水平断面温度及び軸方向流速分布

表 3.2-1 解析条件

	炭酸ガス冷却	ヘリウム冷却
最大線出力	410 [W/cm]	400 [W/cm]
軸方向発熱分布	チョップドコーサイン	同左
集合体発熱量	8.76 [MW]	14.2 [MW]
集合体入口温度	240 [°C]	260 [°C]
集合体流量	27.13 [kg/sec]	9.12 [kg/sec]
冷却材平均圧力	4.2 [MPa]	9.0 [MPa]

表 3.2-2 炭酸ガス冷却解析ケース一覧

	リブ高さ [mm]	P/D	備考
ケース 1	-	1.55	リブ無し
ケース 2	0.1	1.55	
ケース 3	0.15	1.55	
ケース 4	0.15	1.40	P/D 約 10% 減
ケース 5	0.15	1.70	P/D 約 10% 増
ケース 6	0.15	1.55	周辺の流路を拡大

表 3.2-3 表面最高温度とバンドル圧損（炭酸ガス冷却）

	ピン表面最高温度 [°C]	ピン表面-冷却材 最大温度差 [°C]	バンドル圧損 ^{*1} [Pa]
ケース 1	1092.7	666.1	1.78×10^5
ケース 2	661.4	232.8	4.78×10^5
ケース 3	645.5	214.3	5.66×10^5
ケース 4	606.2	154.2	1.42×10^6
ケース 5	754.9	282.3	2.60×10^5
ケース 6	704.4	238.3	4.37×10^5

*1：リブ設置区間（発熱部）1.5m の圧力損失

表 3.2-4 ピン表面温度と膜上昇温度の比較（ヘリウム冷却）

	ピン表面温度 [°C]			膜上昇温度 [°C]		
	リブ直下	発熱中央	発熱上端	リブ直下	発熱中央	発熱上端
中心	617.2	548.1	660.4	275.7	127.5	102.4
エッジ	655.0	524.3	628.0	315.4	111.2	89.2
コーナー	742.5	547.1	645.4	383.9	111.3	87.3

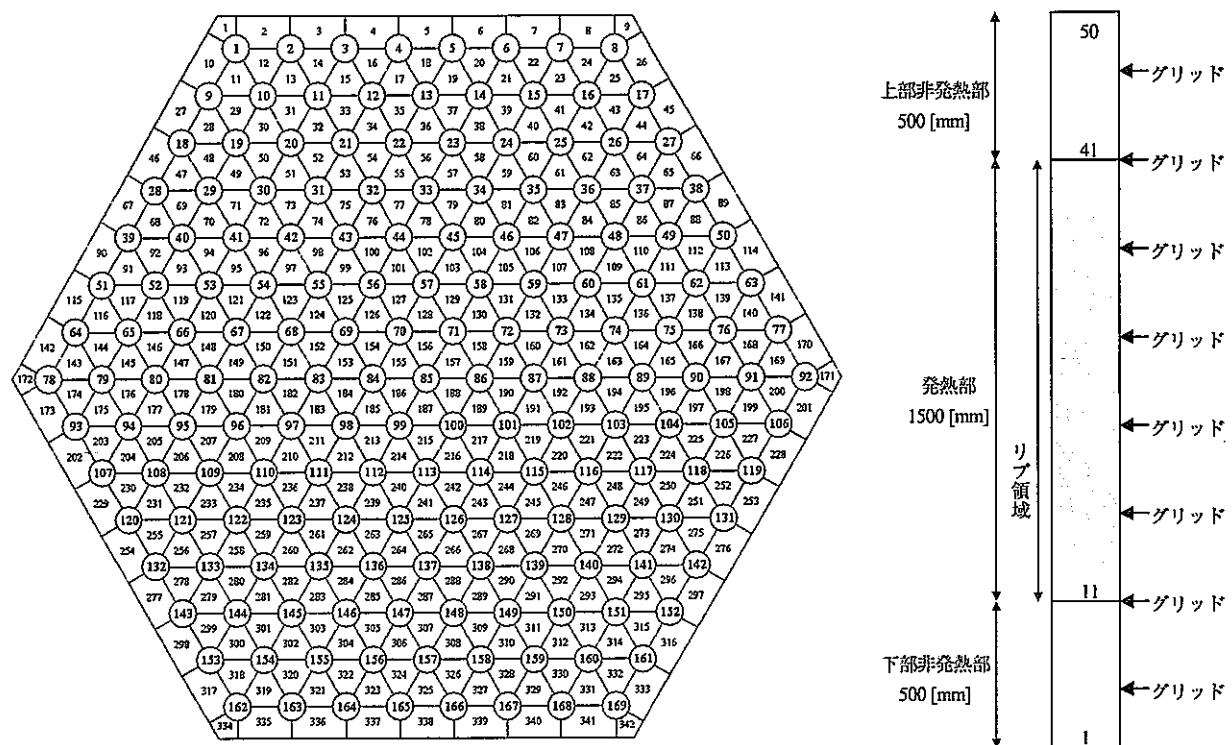


図 3.2-1 サブチャンネル分割図及び軸方向メッシュ分割図（炭酸ガス冷却炉体系）

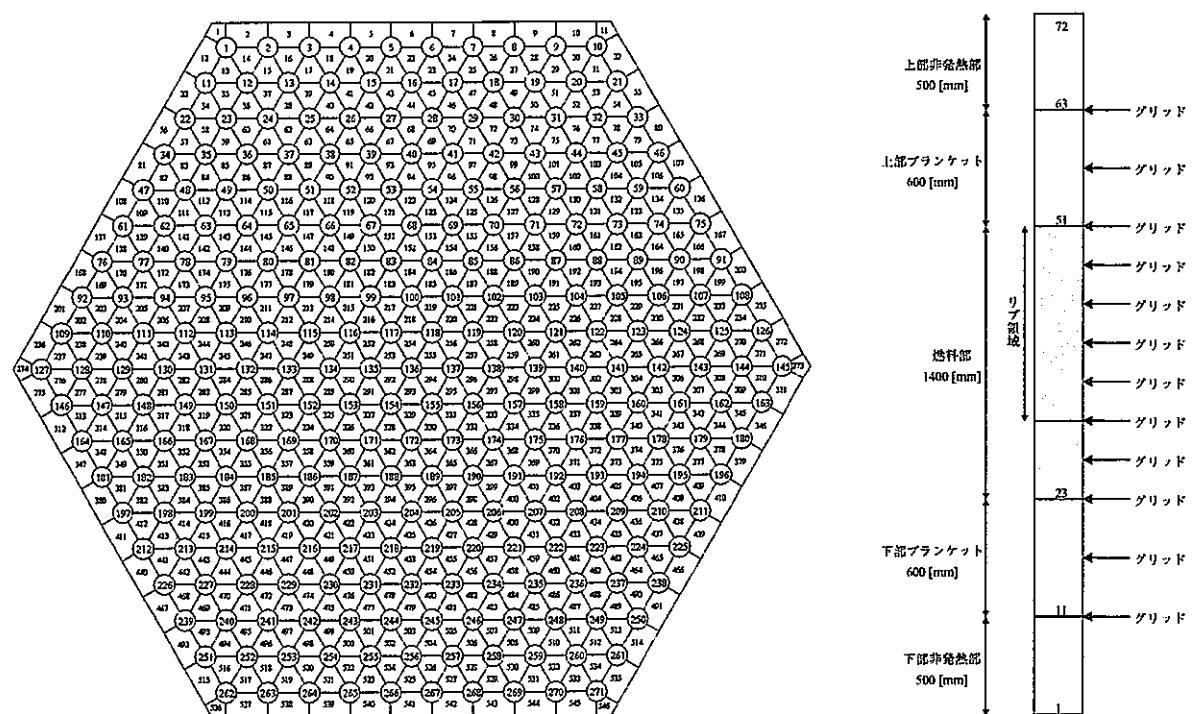


図 3.2-2 サブチャンネル分割図及び軸方向メッシュ分割図（ヘリウム冷却炉体系）

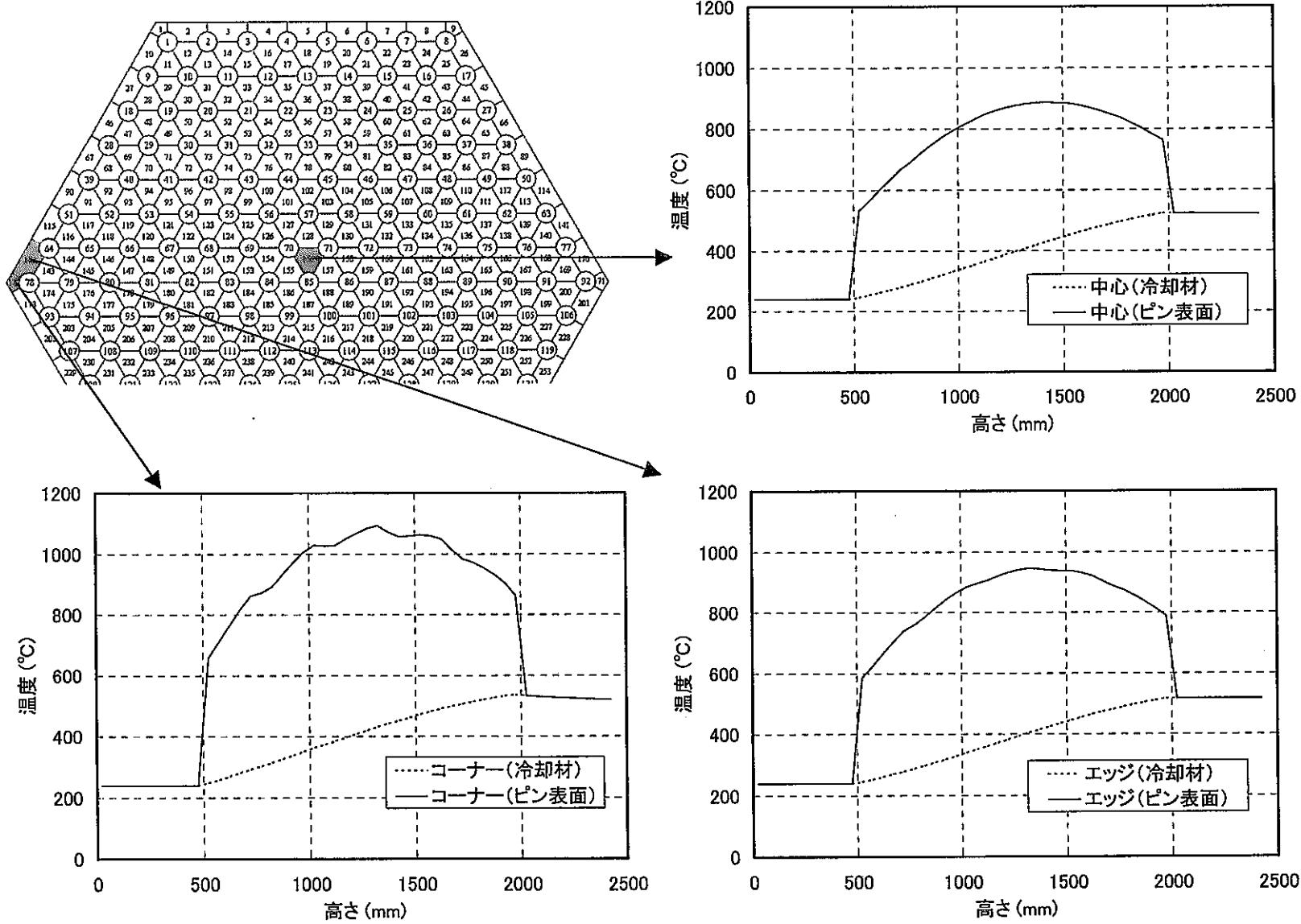


図3.2-3 ケース1のピン表面温度と冷却材温度の比較

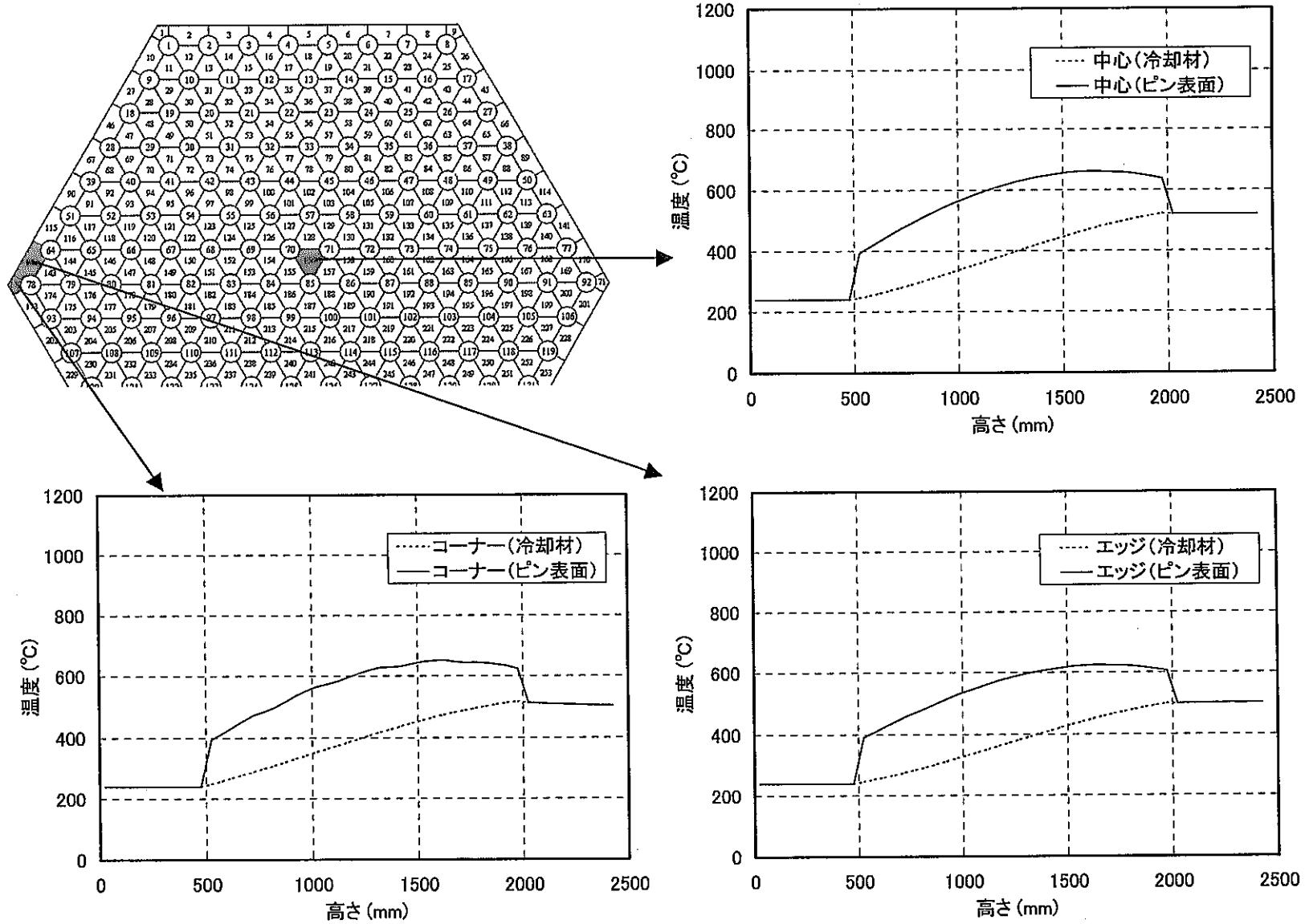


図3.2-4 ケース2のピン表面温度と冷却材温度の比較

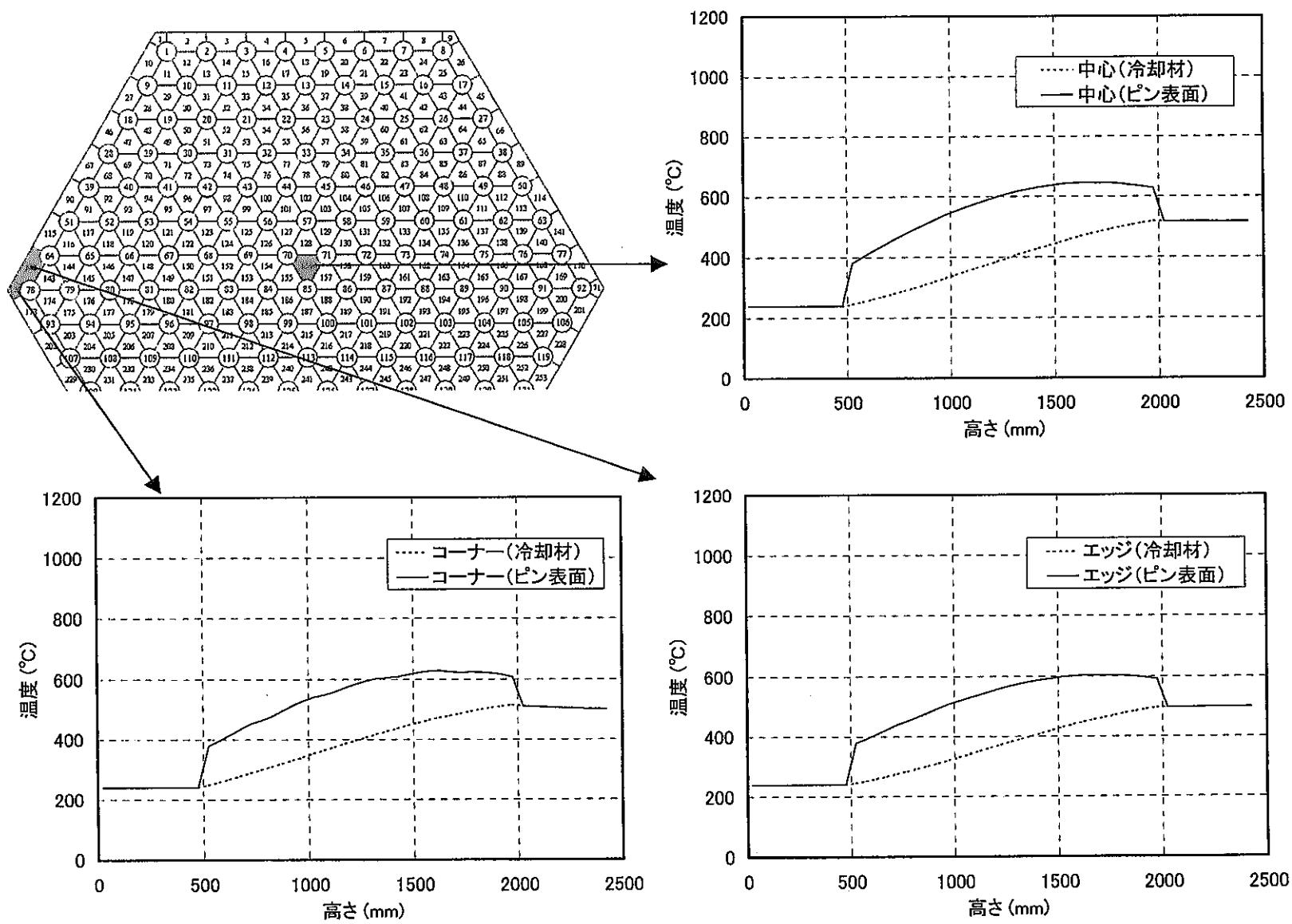


図3.2-5 ケース3のピン表面温度と冷却材温度の比較

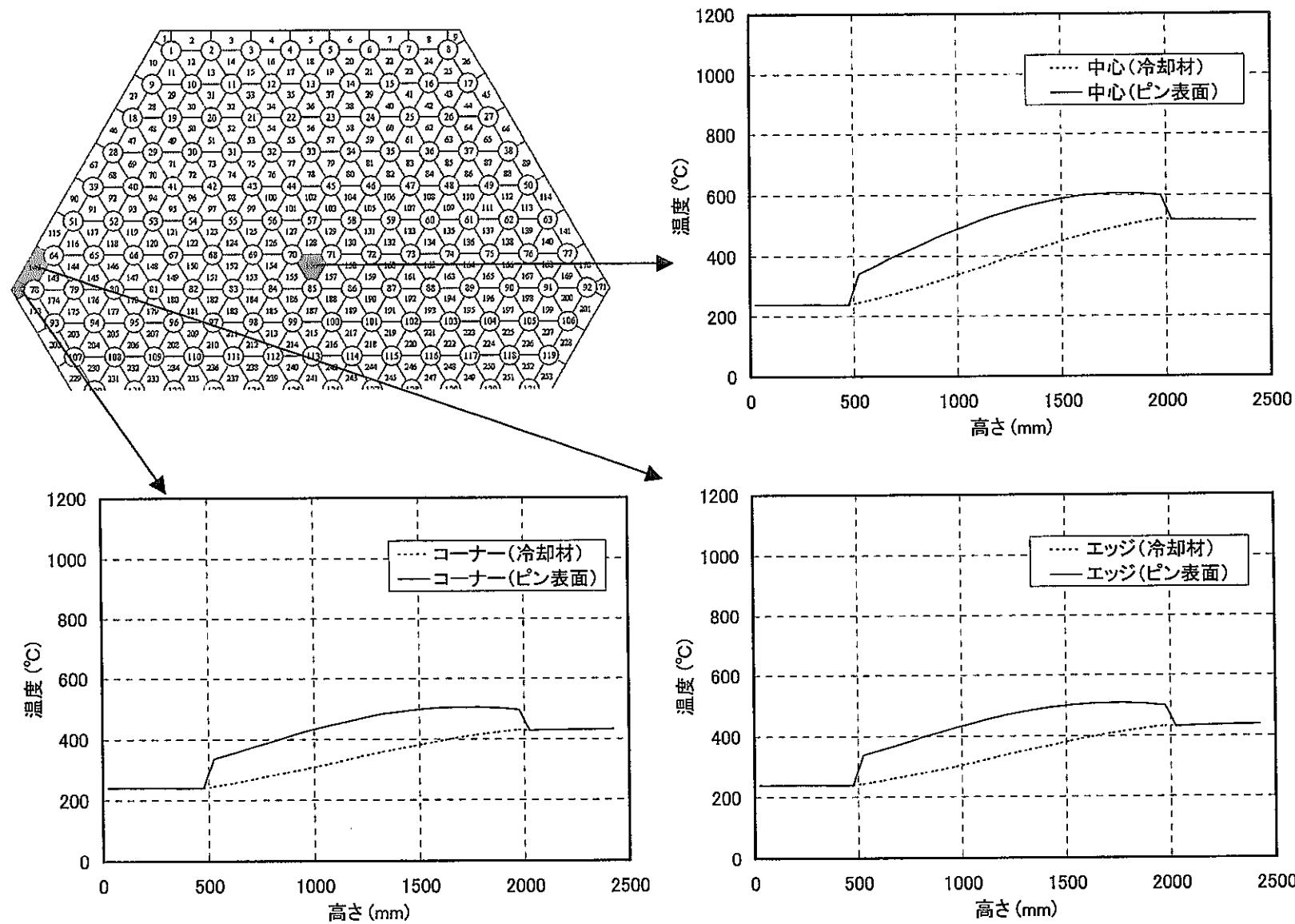


図3.2-6 ケース4のピン表面温度と冷却材温度の比較

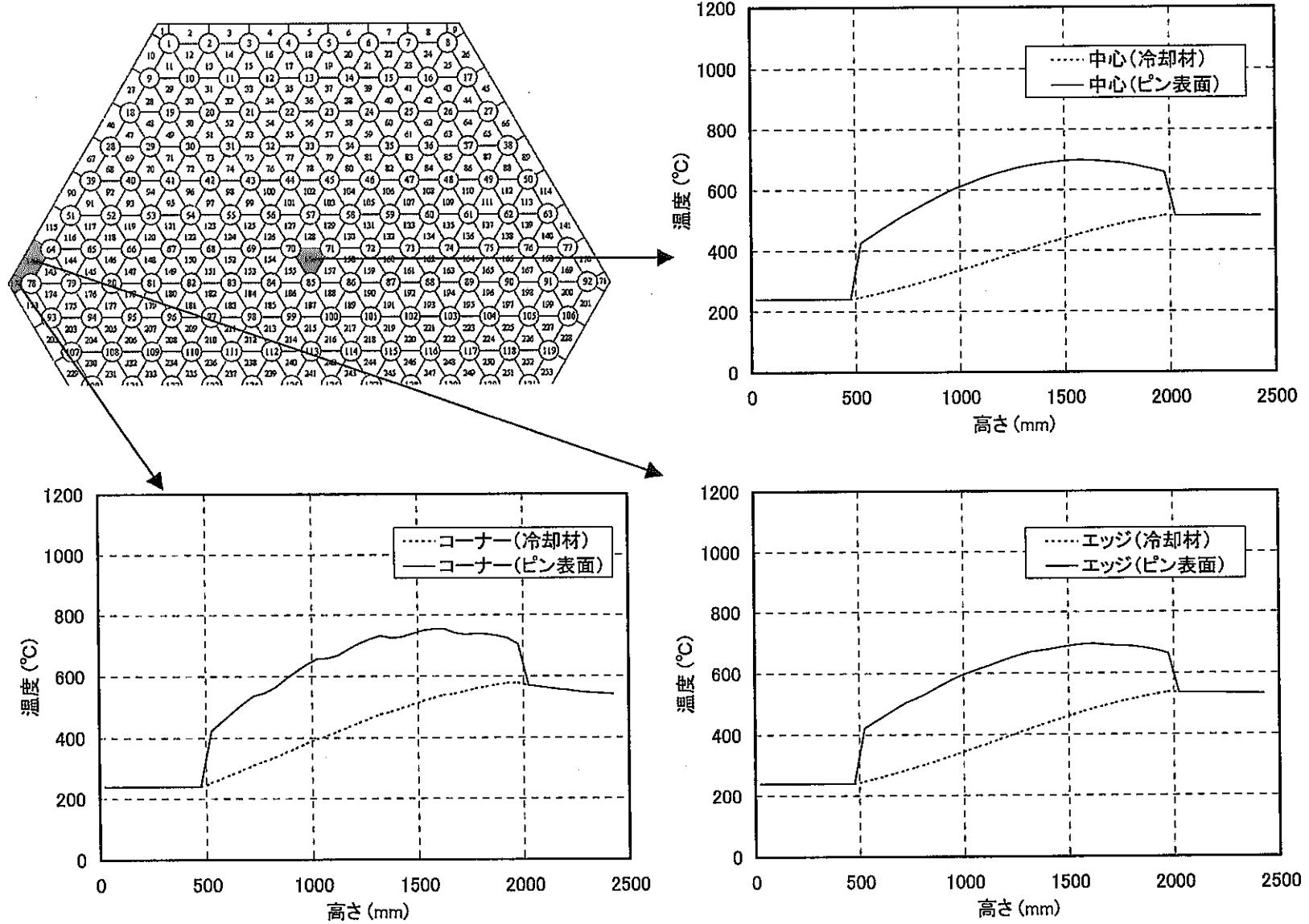


図3.2-7 ケース5のピン表面温度と冷却材温度の比較

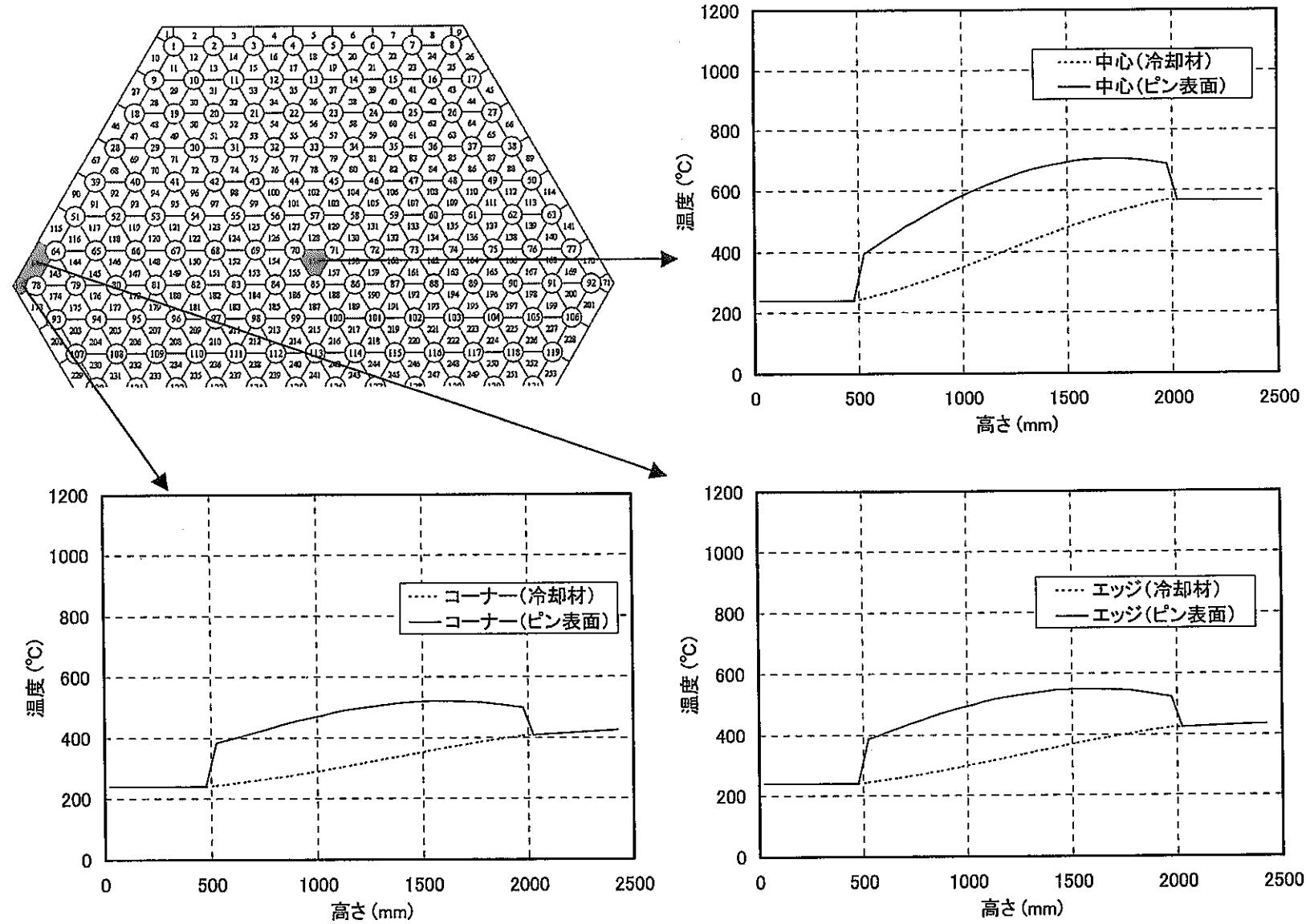


図3.2-8 ケース6のピン表面温度と冷却材温度の比較

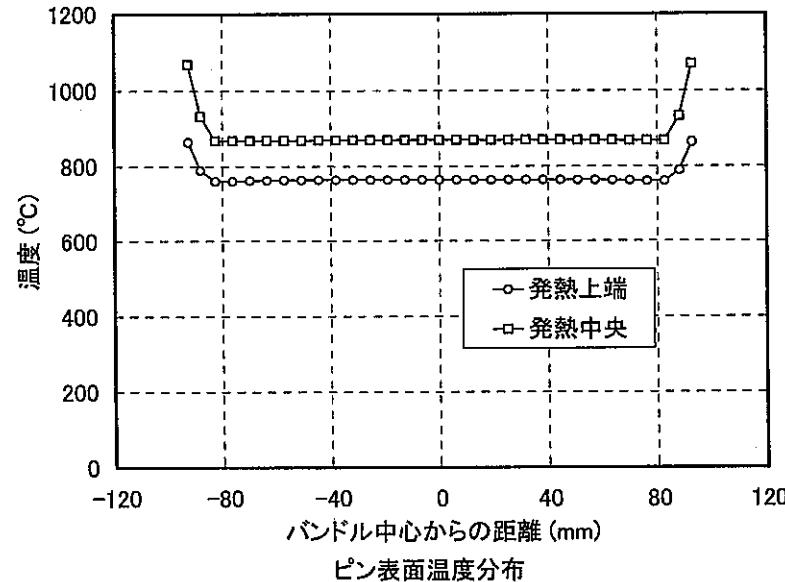
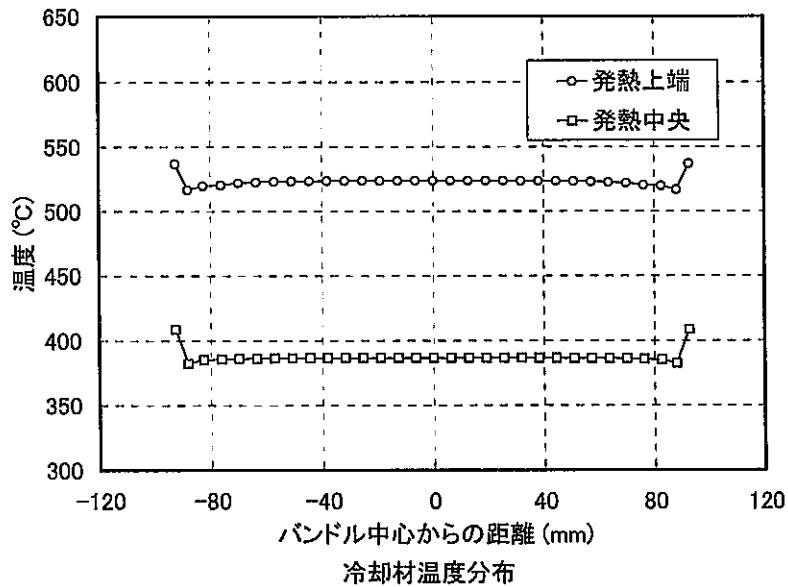
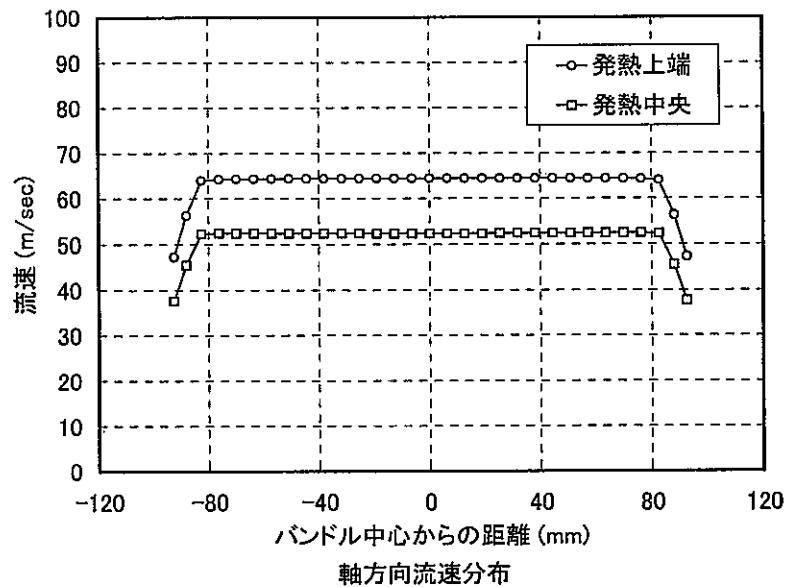
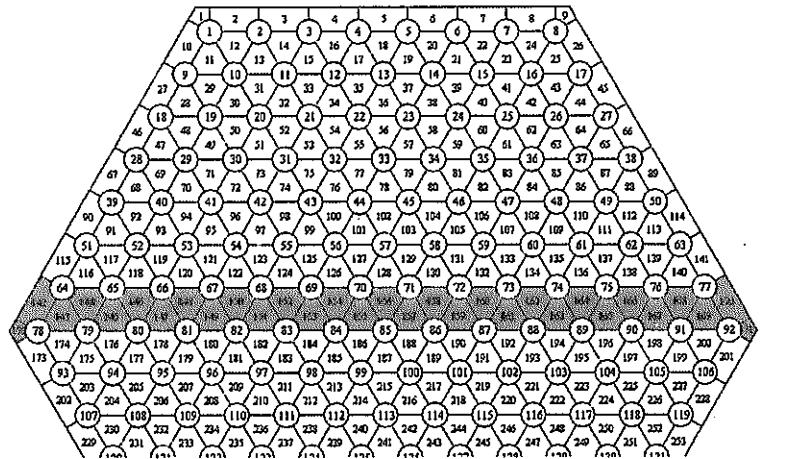


図3.2-9 ケース1の水平断面温度及び軸方向流速分布

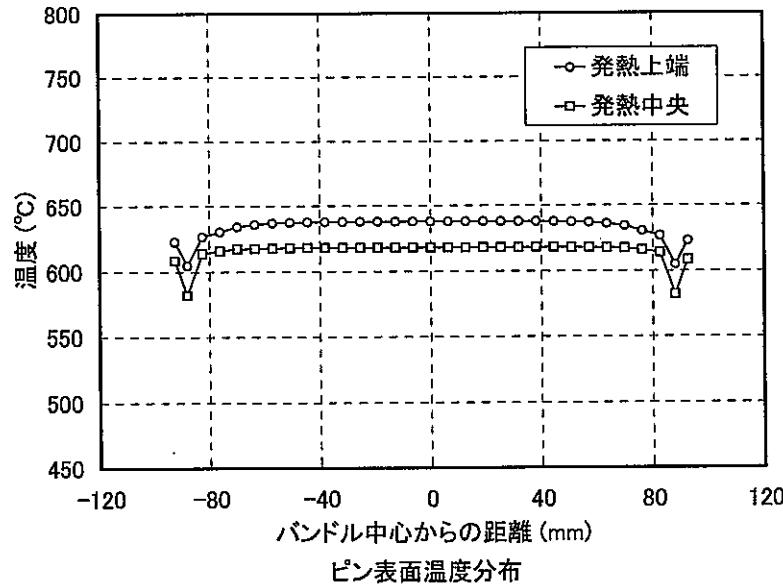
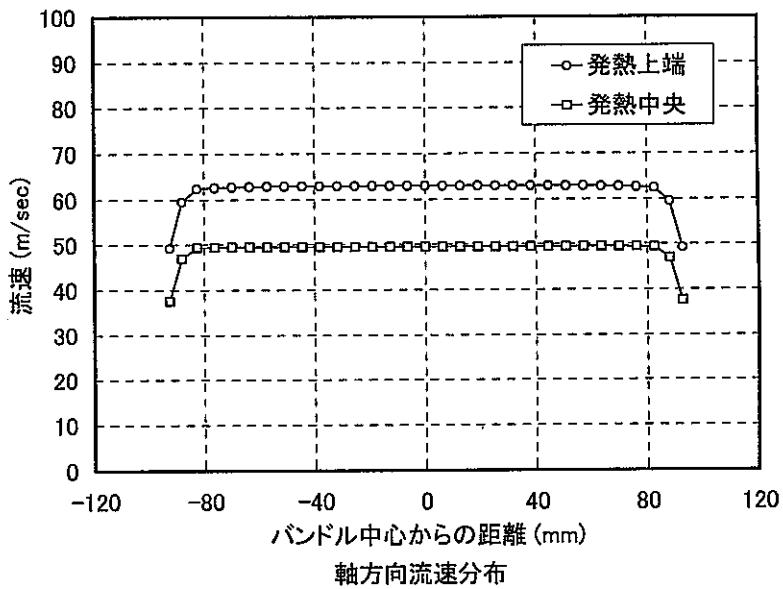
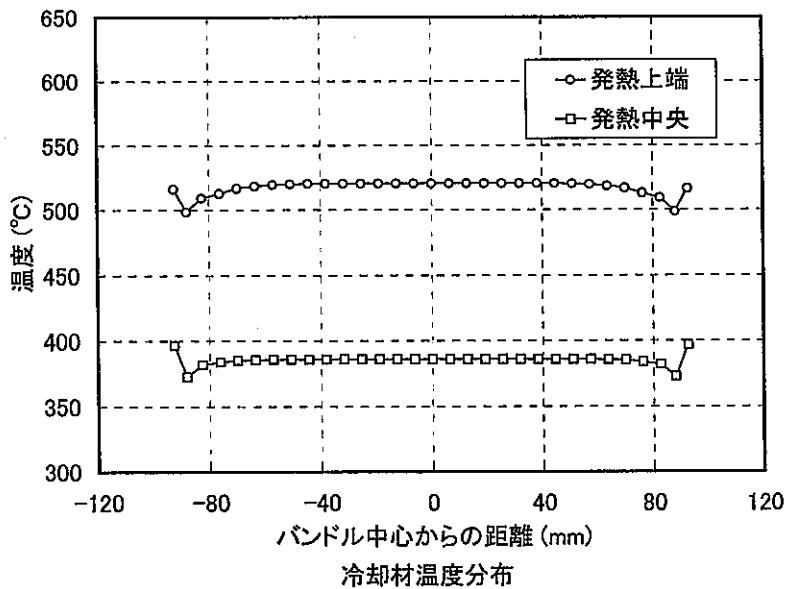
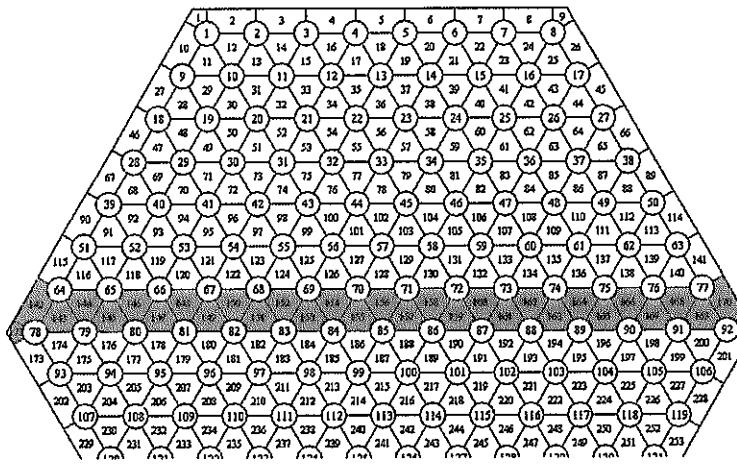


図3.2-10 ケース2の水平断面温度及び軸方向流速分布

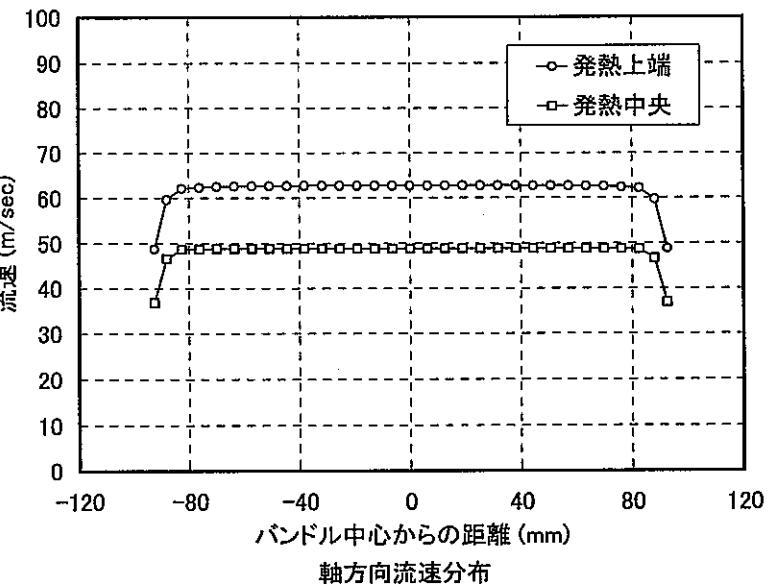
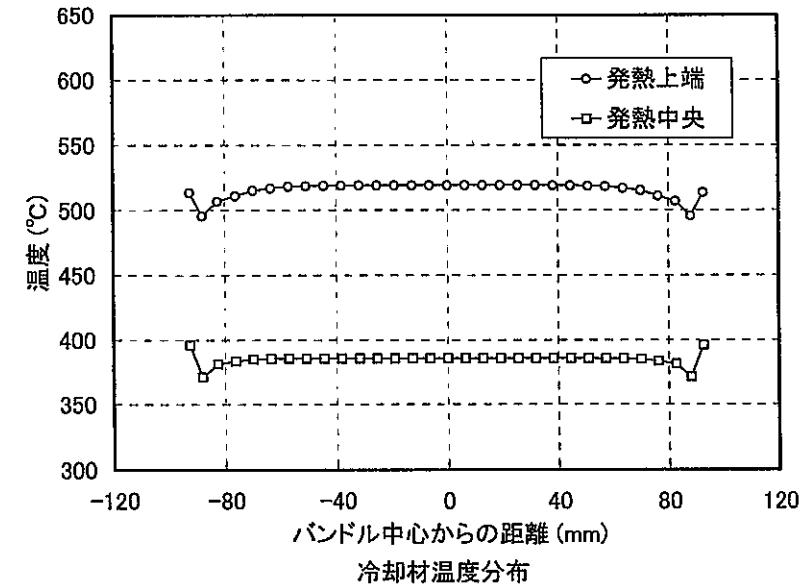


図3.2-11 ケース3の水平断面温度及び軸方向流速分布

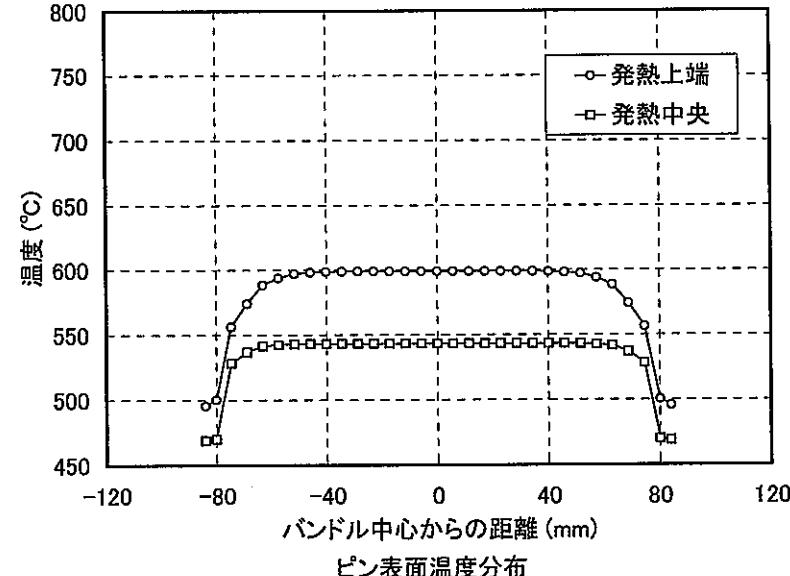
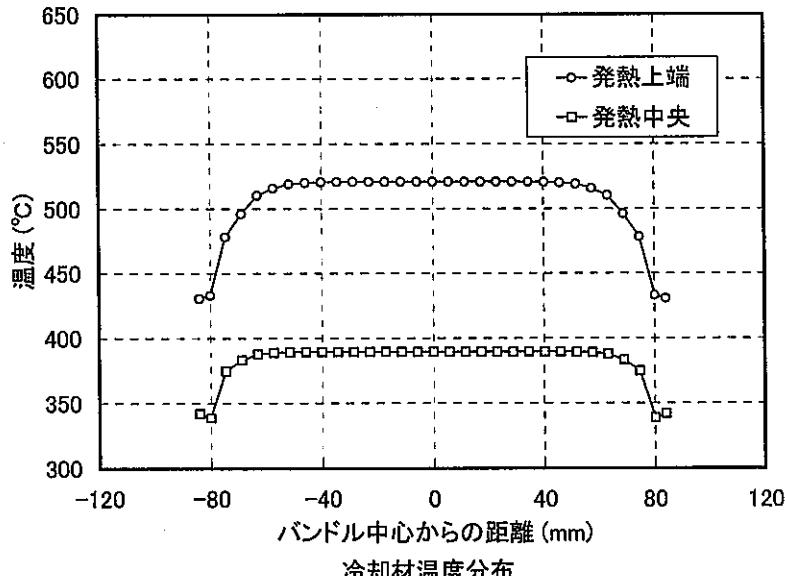
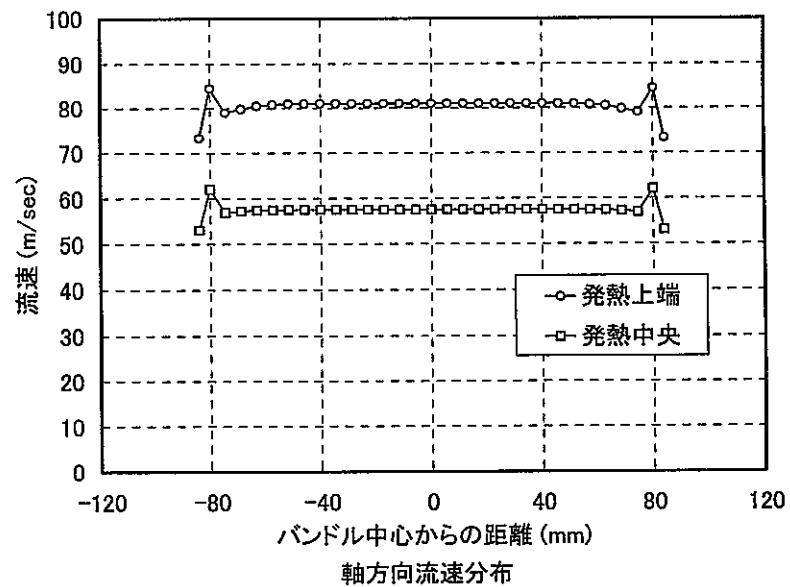
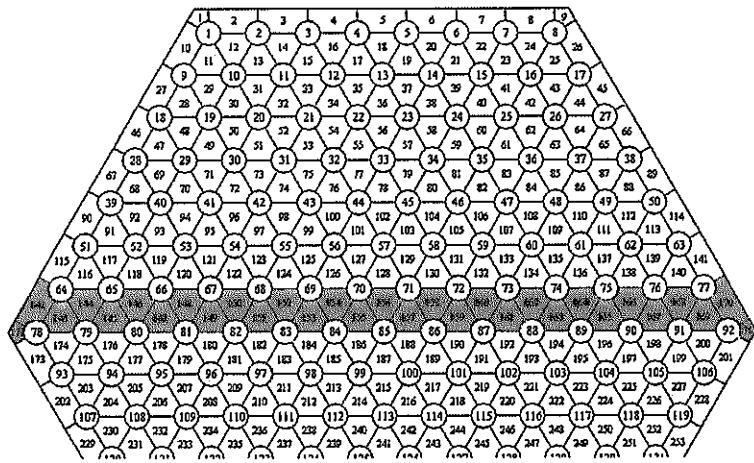


図3.2-12 ケース4の水平断面温度及び軸方向流速分布

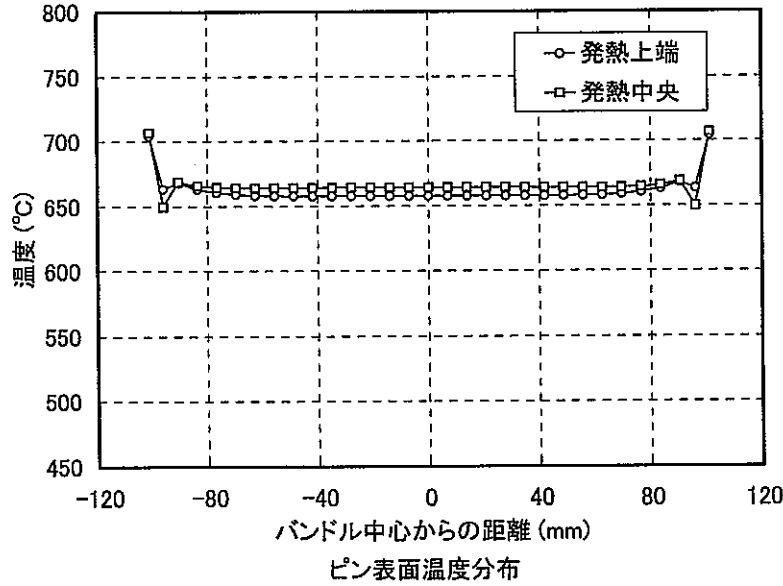
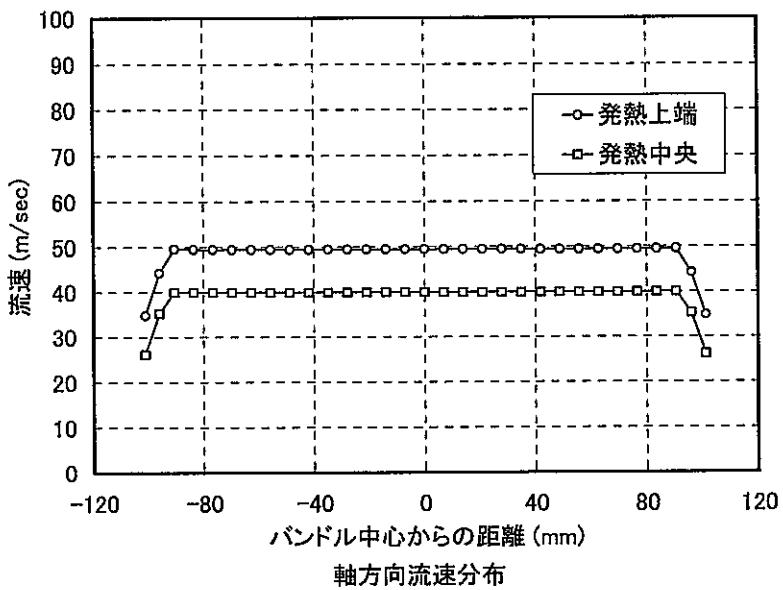
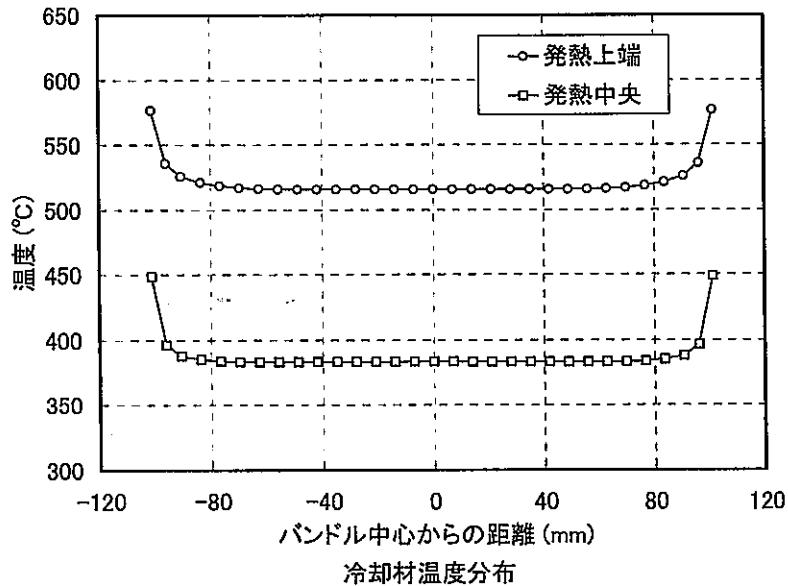
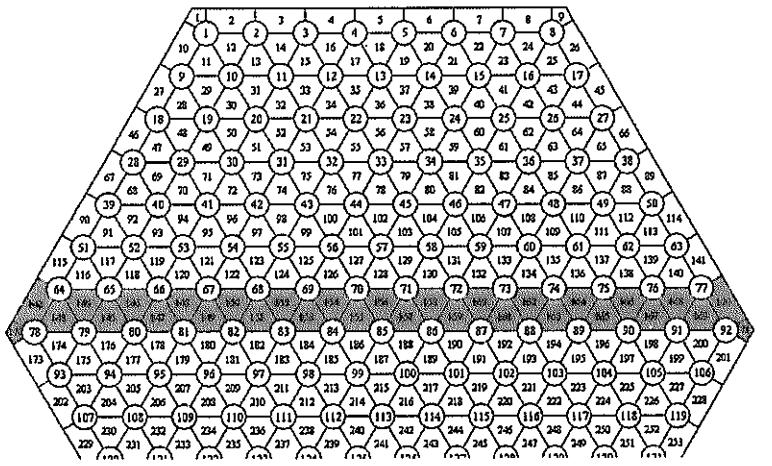


図3.2-13 ケース5の水平断面温度及び軸方向流速分布

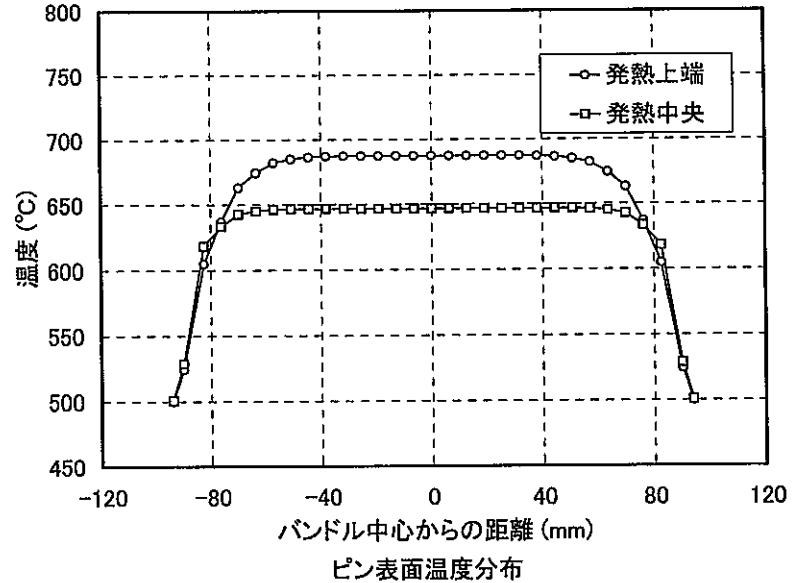
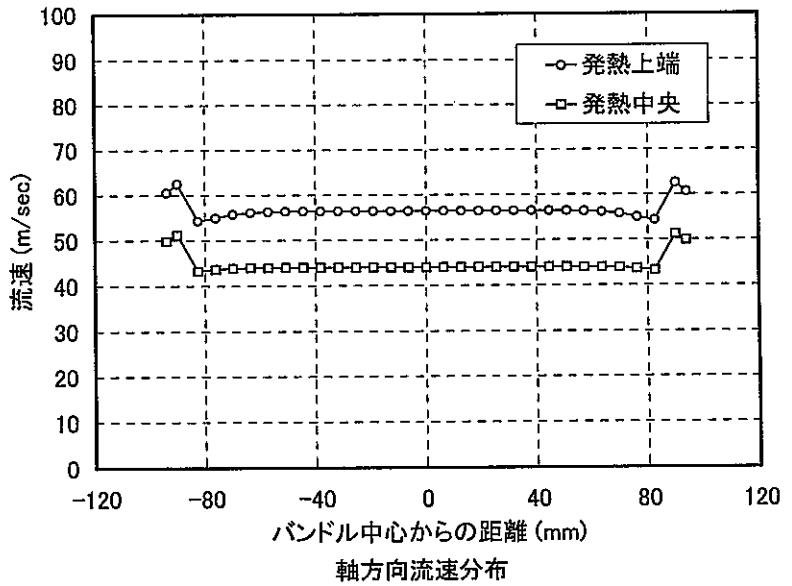
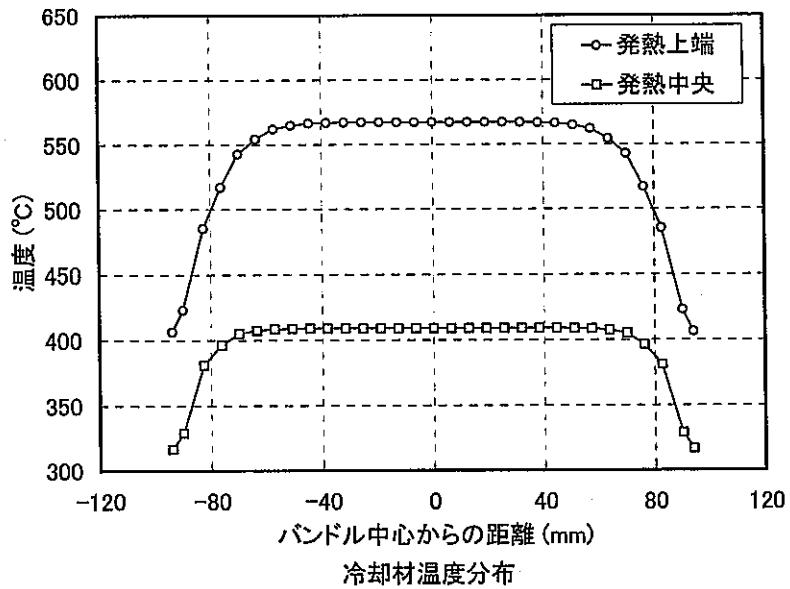
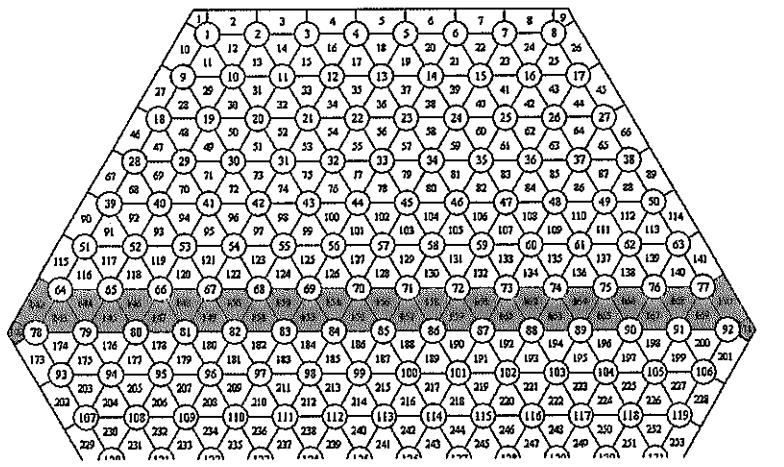


図3.2-14 ケース6の水平断面温度及び軸方向流速分布

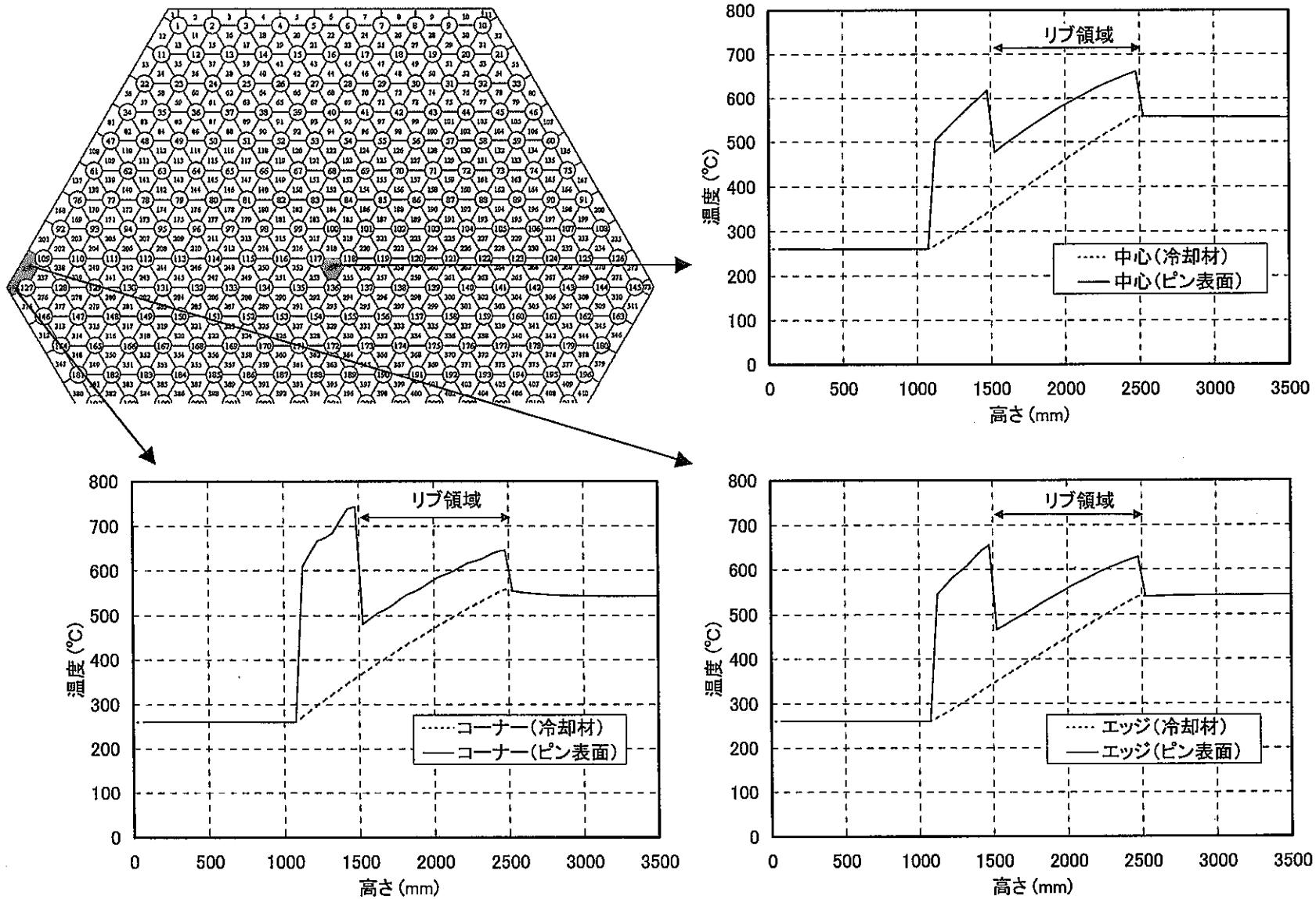


図3-2-15 ヘリウム冷却炉ピン表面温度と冷却材温度の比較

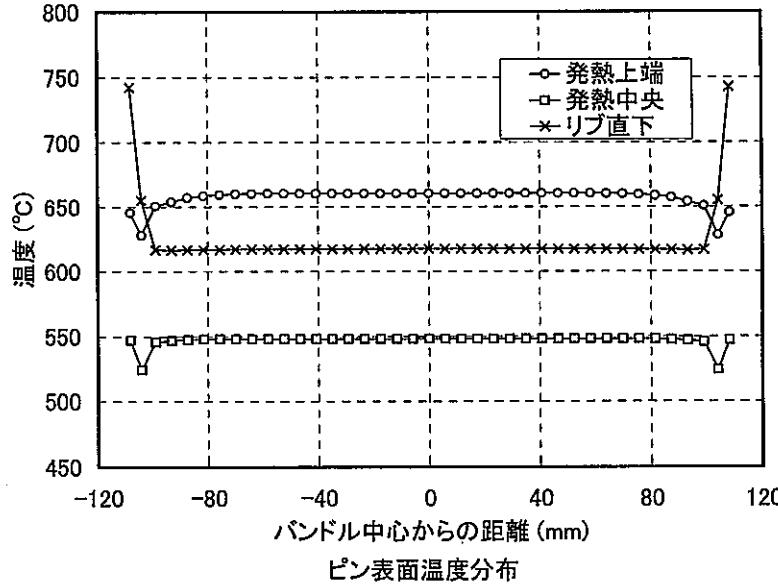
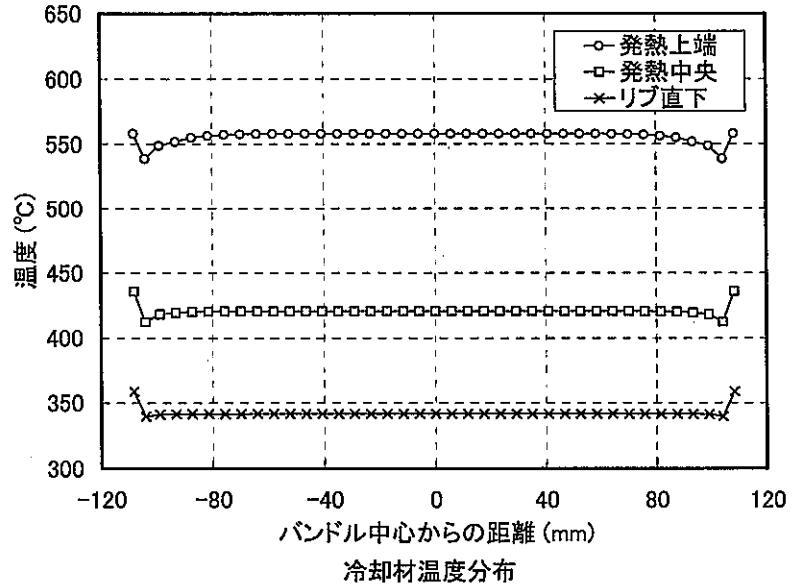
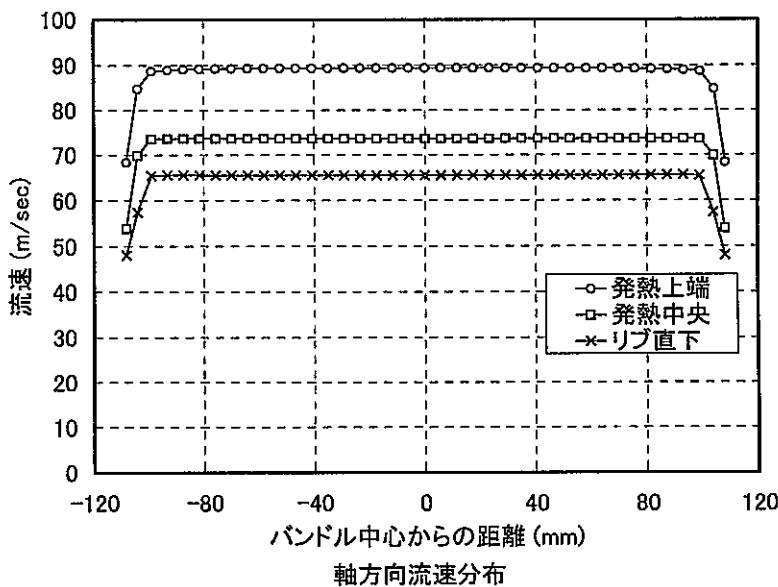
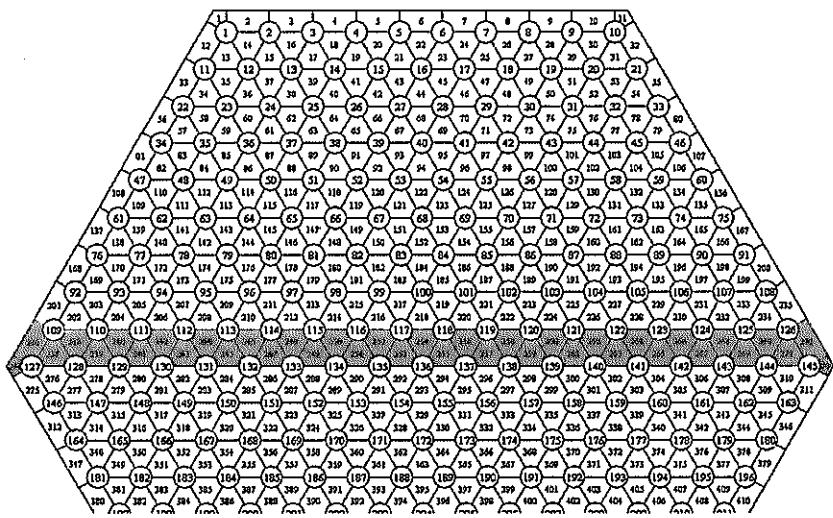


図3-2-16 ヘリウム冷却炉水平断面温度及び軸方向流速分布

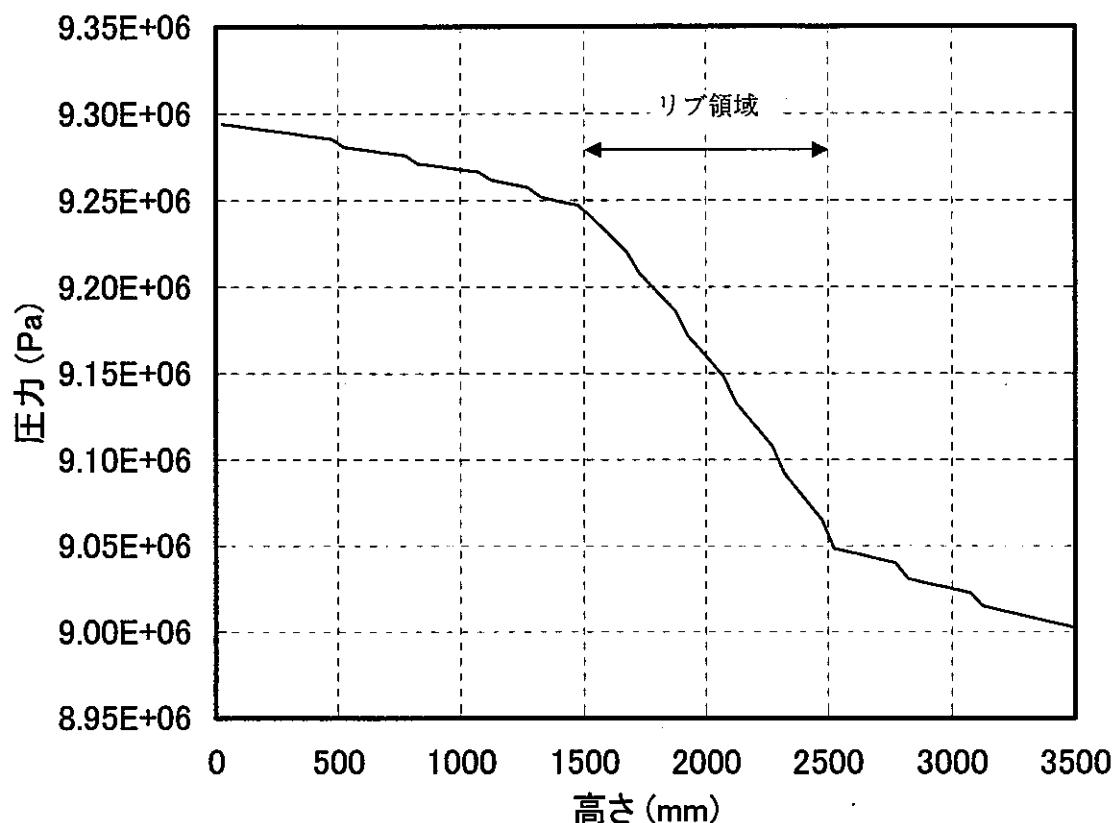


図 3.2-17 軸方向圧力変化（ヘリウム冷却）

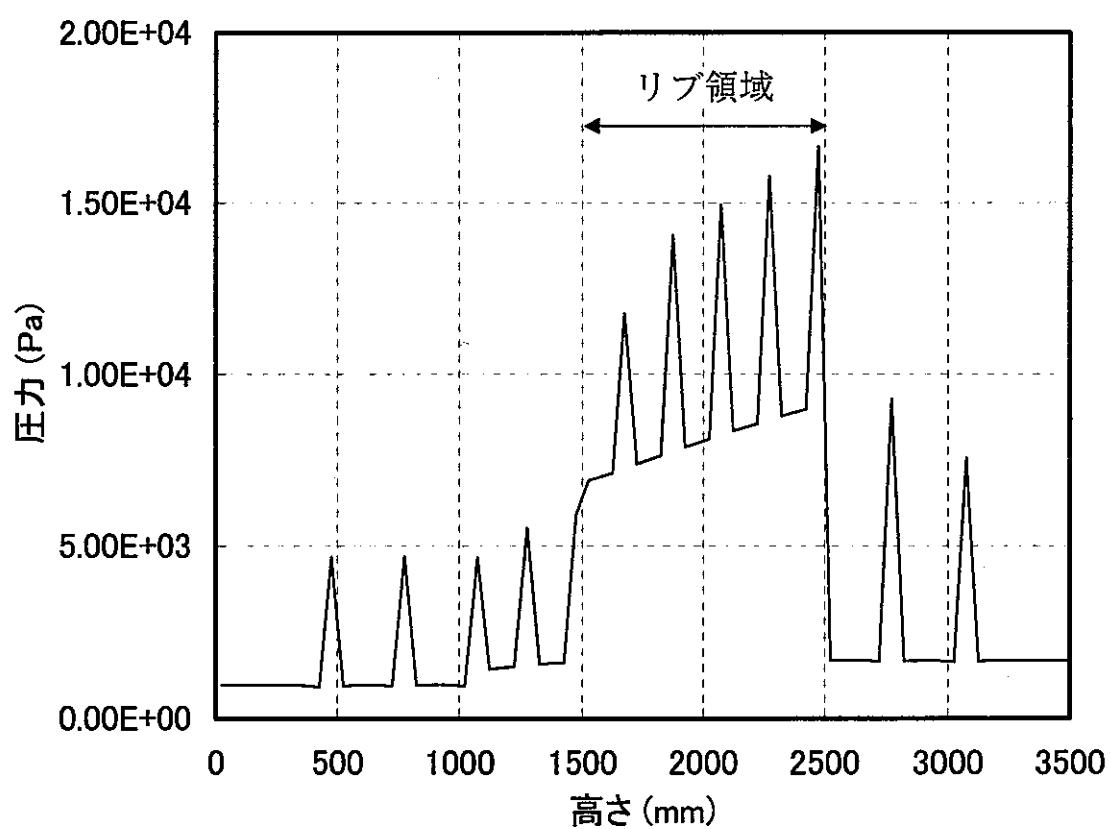


図 3.2-18 軸方向メッシュ毎の圧力損失（ヘリウム冷却）

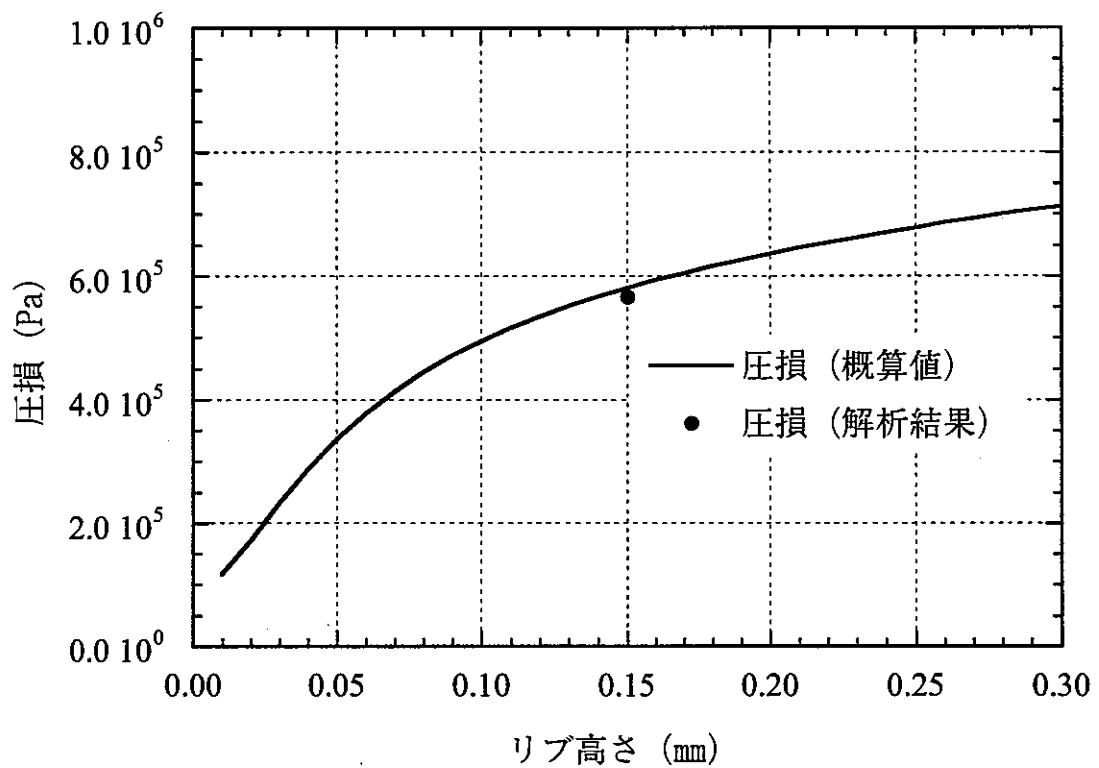


図 3.2-19 リブ高さとバンドル圧損の関係

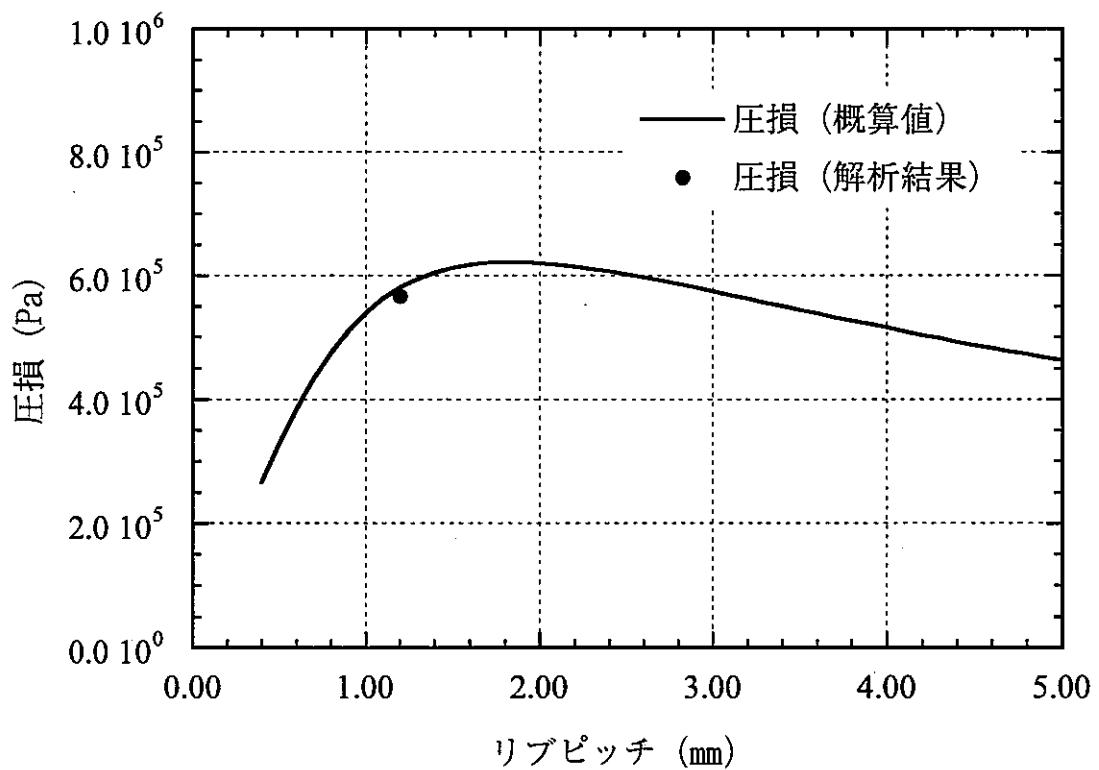


図 3.2-20 リブピッチとバンドル圧損の関係

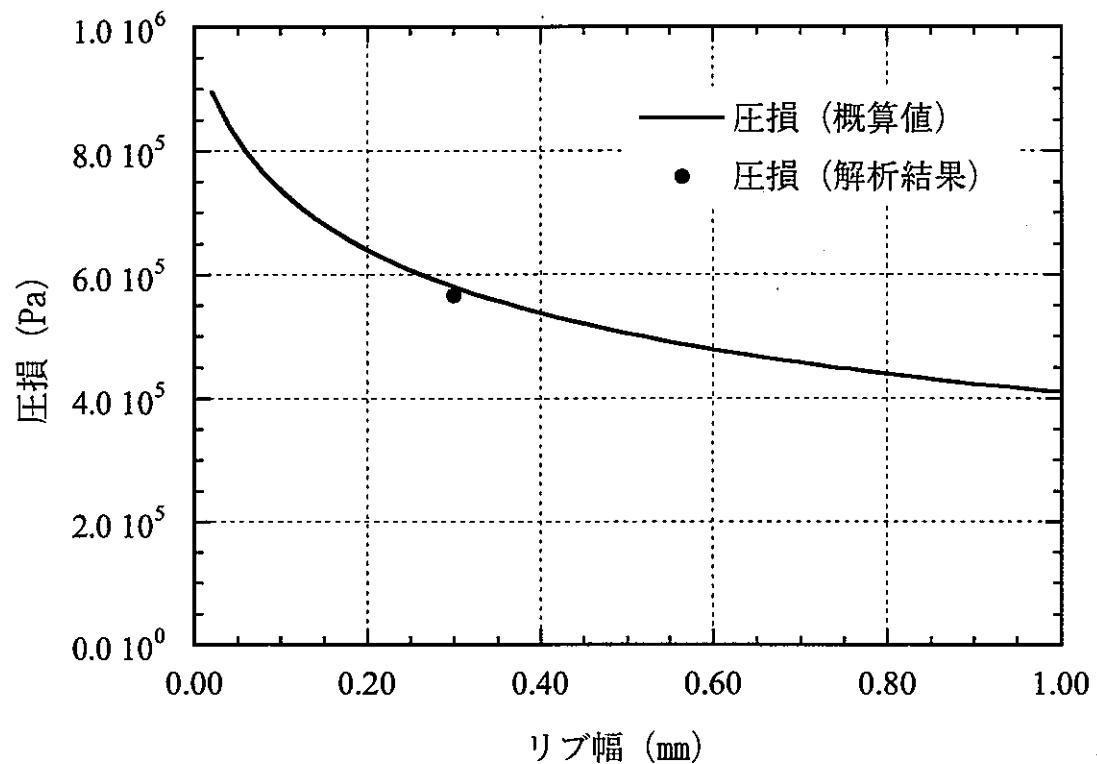


図 3.2-21 リブ幅とバンドル圧損の関係

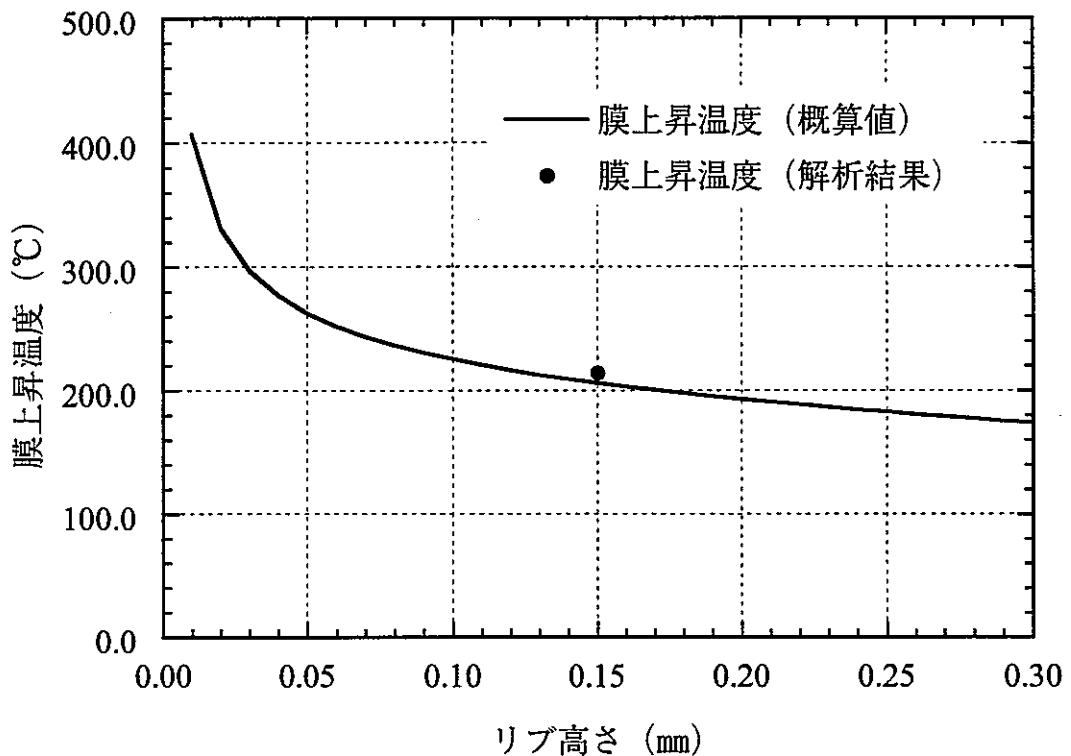


図 3.2-22 リブ高さと膜上昇温度の関係

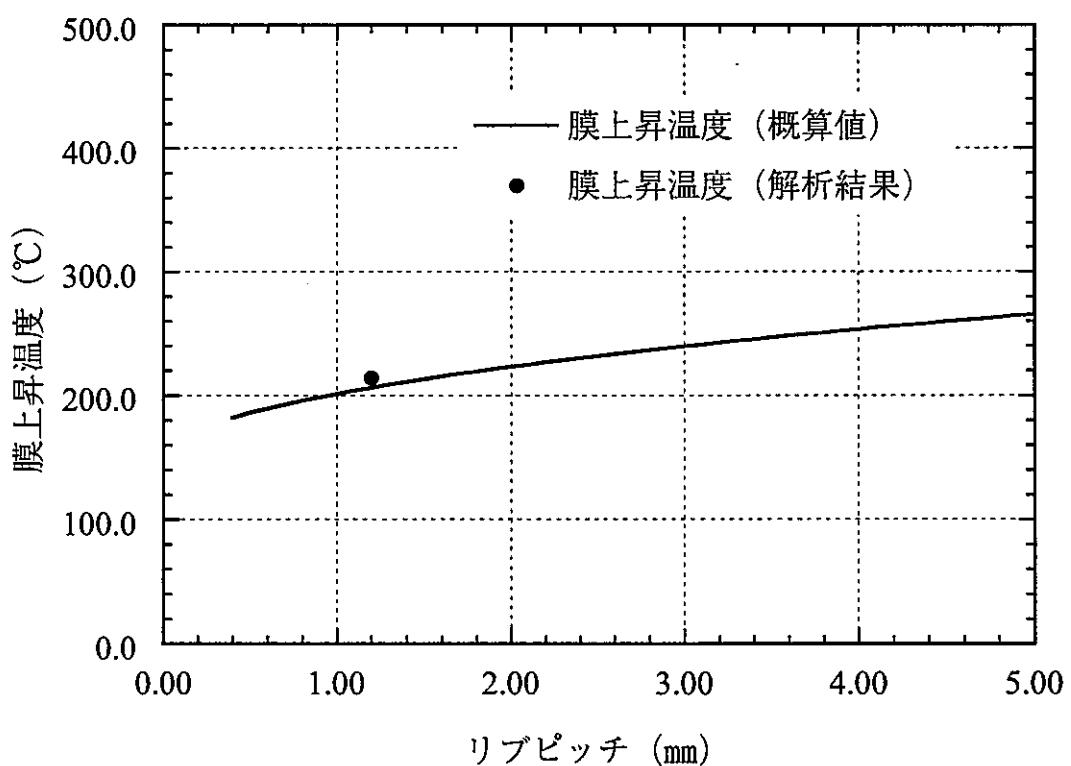
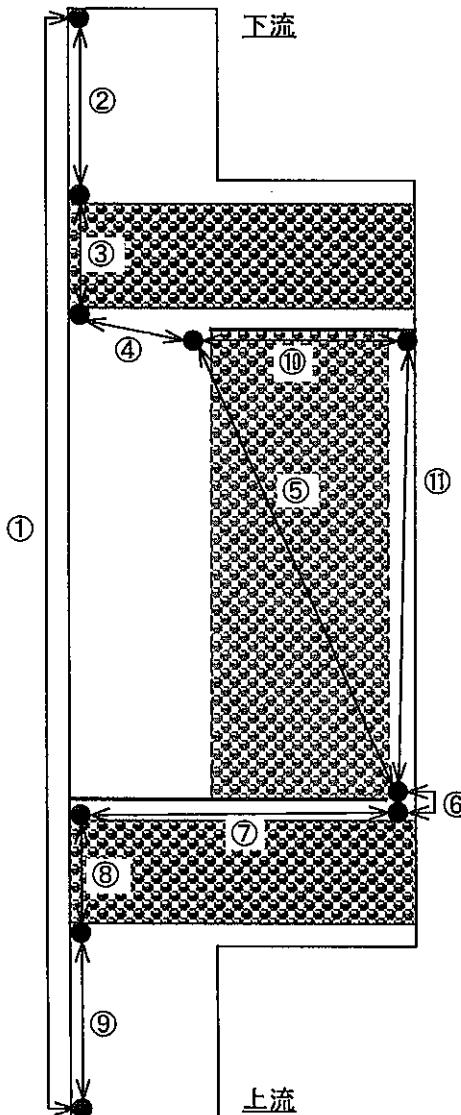


図 3.2-23 リブピッチと膜上昇温度の関係

表 3.3-2 压力差割合

指示位置	圧力差指示名称	圧力差 [Pa]			圧力差割合 [%]			主な要因
		ケース1	ケース2	参考ケース	ケース1	ケース2	参考ケース	
①	入口ー出口	3.27E+05	1.82E+06	3.54E+05				
②	ギャップー出口	4.53E+04	5.03E+04	4.53E+04	13.9	2.8	12.8	流路縮小
③	上部プランケット部	1.28E+05	8.75E+05	1.69E+05	39.1	48.1	47.7	流動抵抗
④	燃料部出口ーギャップ	-2.21E+04	-4.06E+04	-3.85E+04	-6.8	-2.2	-10.9	流路拡大
⑤	燃料部出入口	3.64E+04	4.77E+04	3.83E+04	11.1	2.6	10.8	動圧上昇
⑥	燃料部入口	4.02E+04	4.14E+04	4.06E+04	12.3	2.3	11.5	流路縮小
⑦	ギャップー燃料部入口	1.67E+04	1.90E+04	1.66E+04	5.1	1.0	4.7	動圧上昇
⑧	下部プランケット部	9.72E+04	8.46E+05	9.72E+04	29.7	46.5	27.5	流動抵抗
⑨	入口-ギャップ	-1.45E+04	-1.85E+04	-1.45E+04	-4.4	-1.0	-4.1	流路拡大
⑩	燃料層外側上部ー内側	7.53E+04	9.55E+04	7.35E+04	23.0	5.2	20.8	流動抵抗
⑪	燃料部入口ー燃料層外側上部	-3.89E+04	-4.78E+04	-3.53E+04	-11.9	-2.6	-10.0	動圧低下
備考		正の値:圧力低下 負の値:圧力上昇						



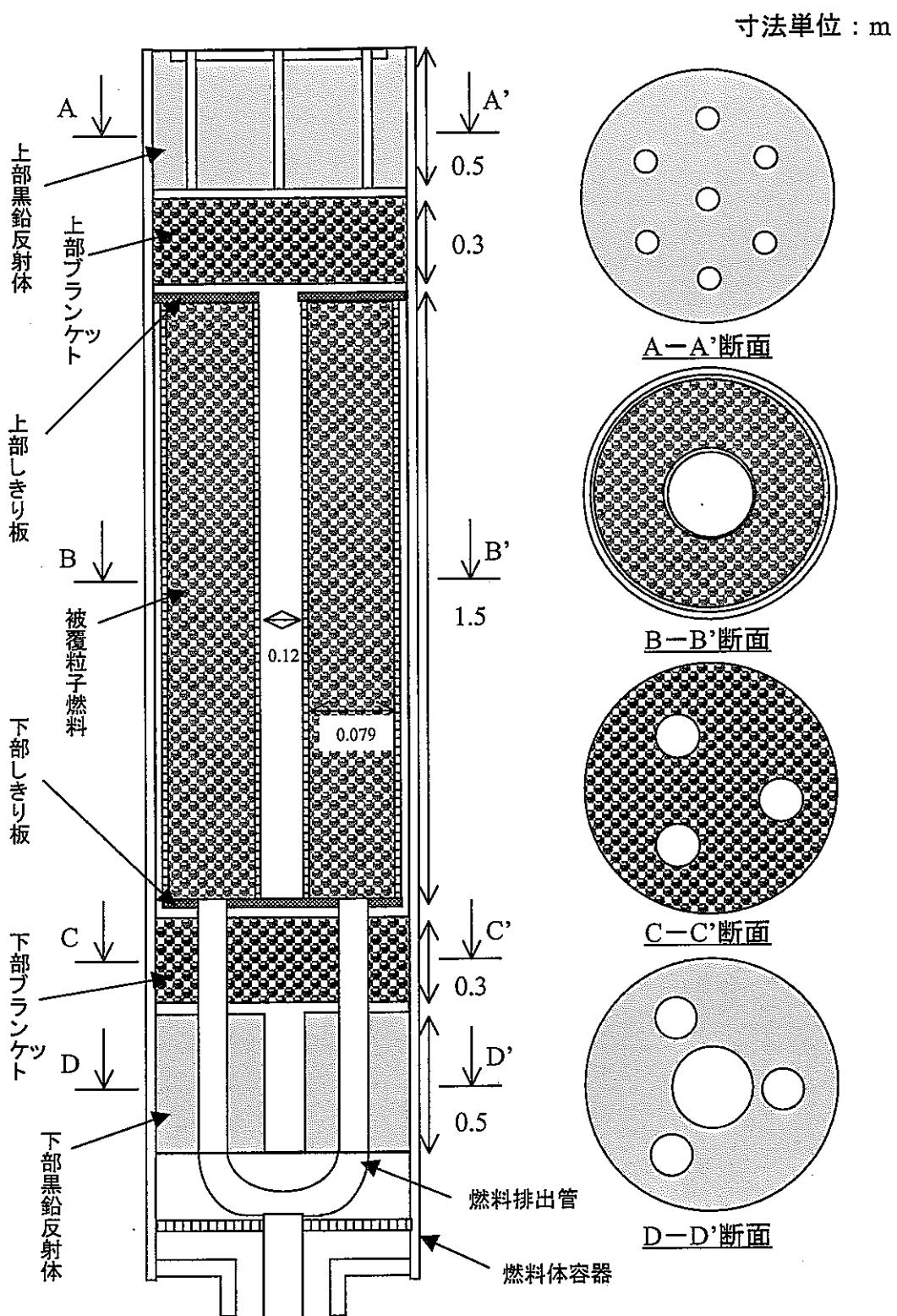


図 3.3-1 燃料体概要

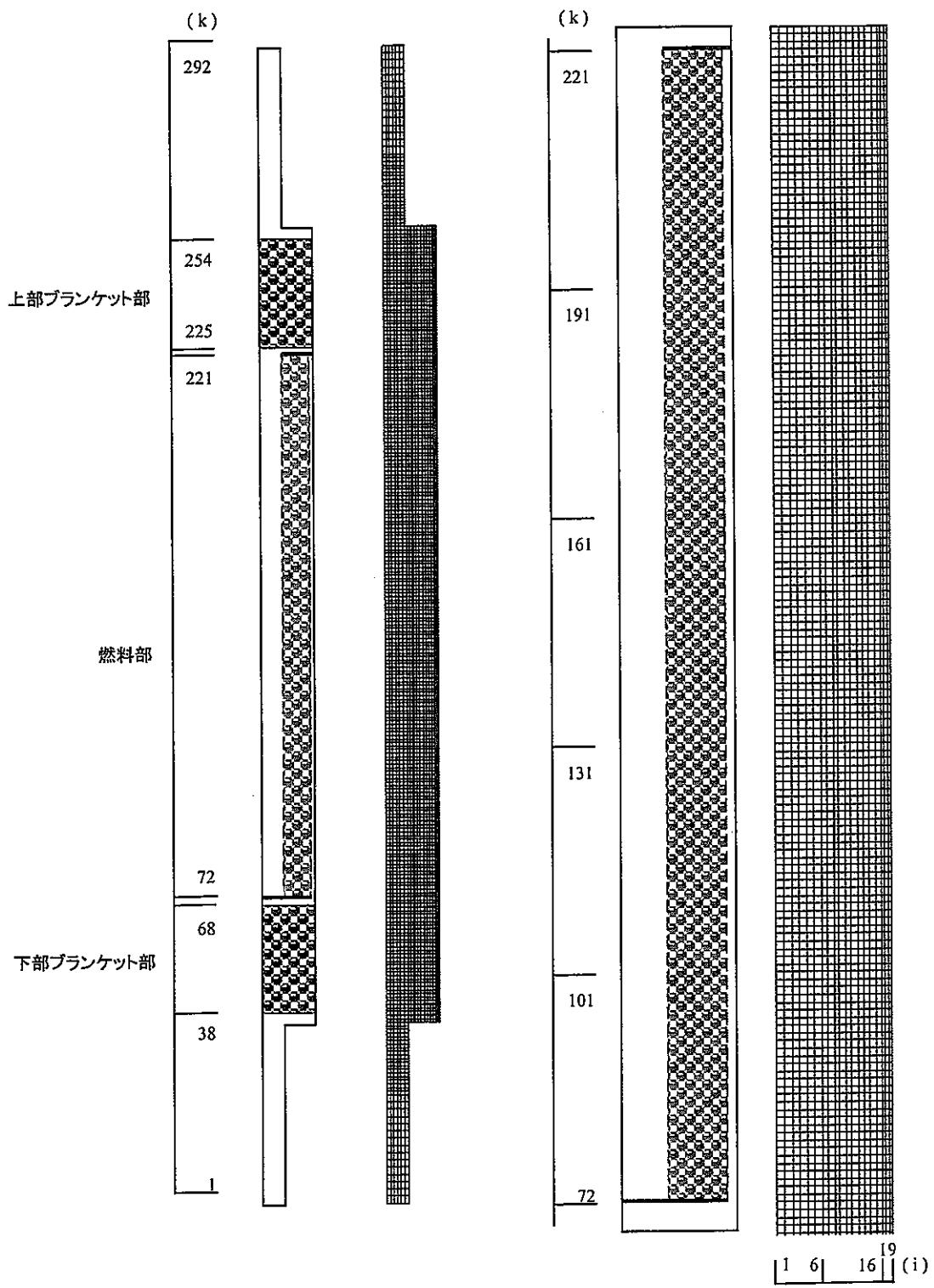
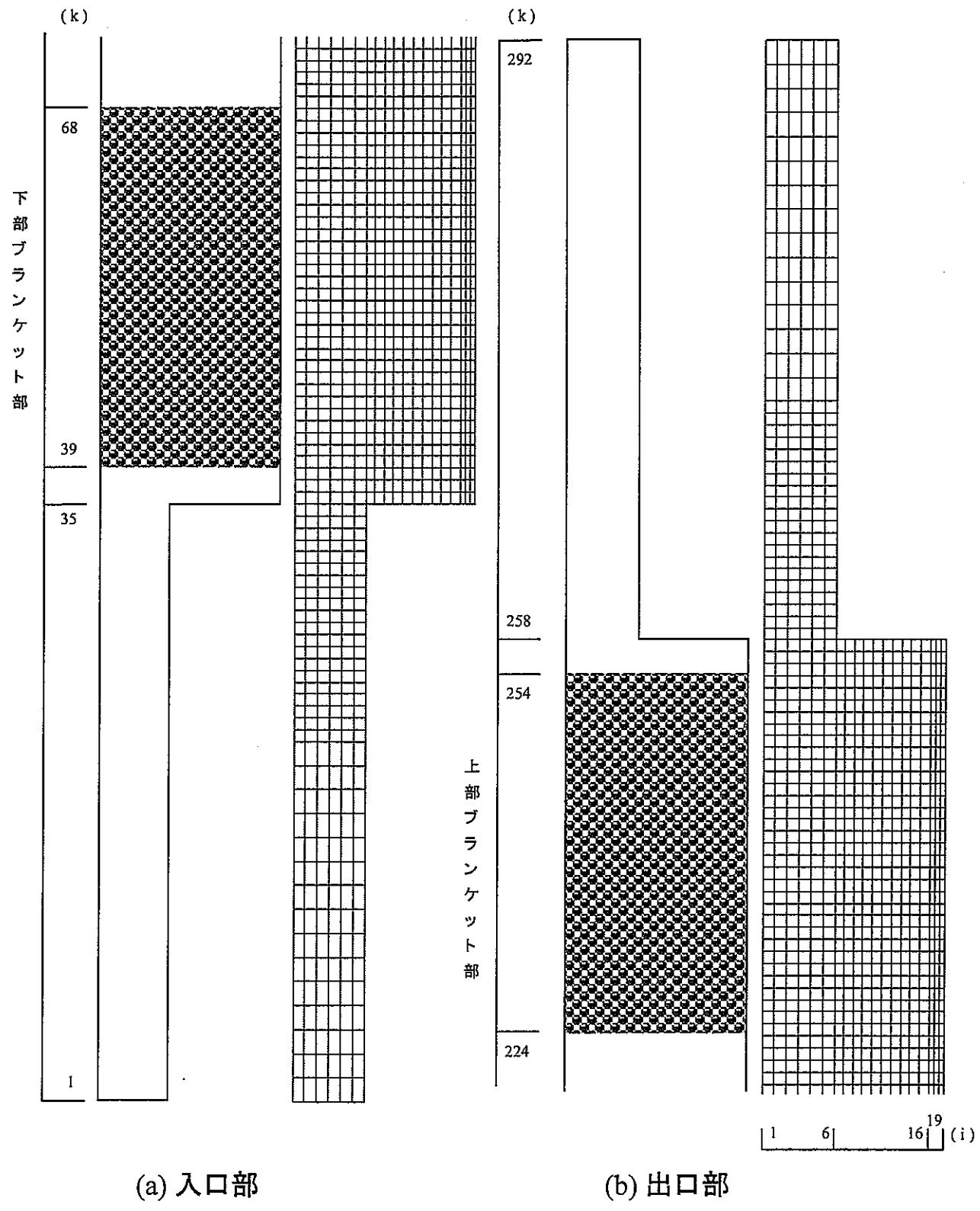


図 3.3-2 (1/2) 解析評価メッシュ図



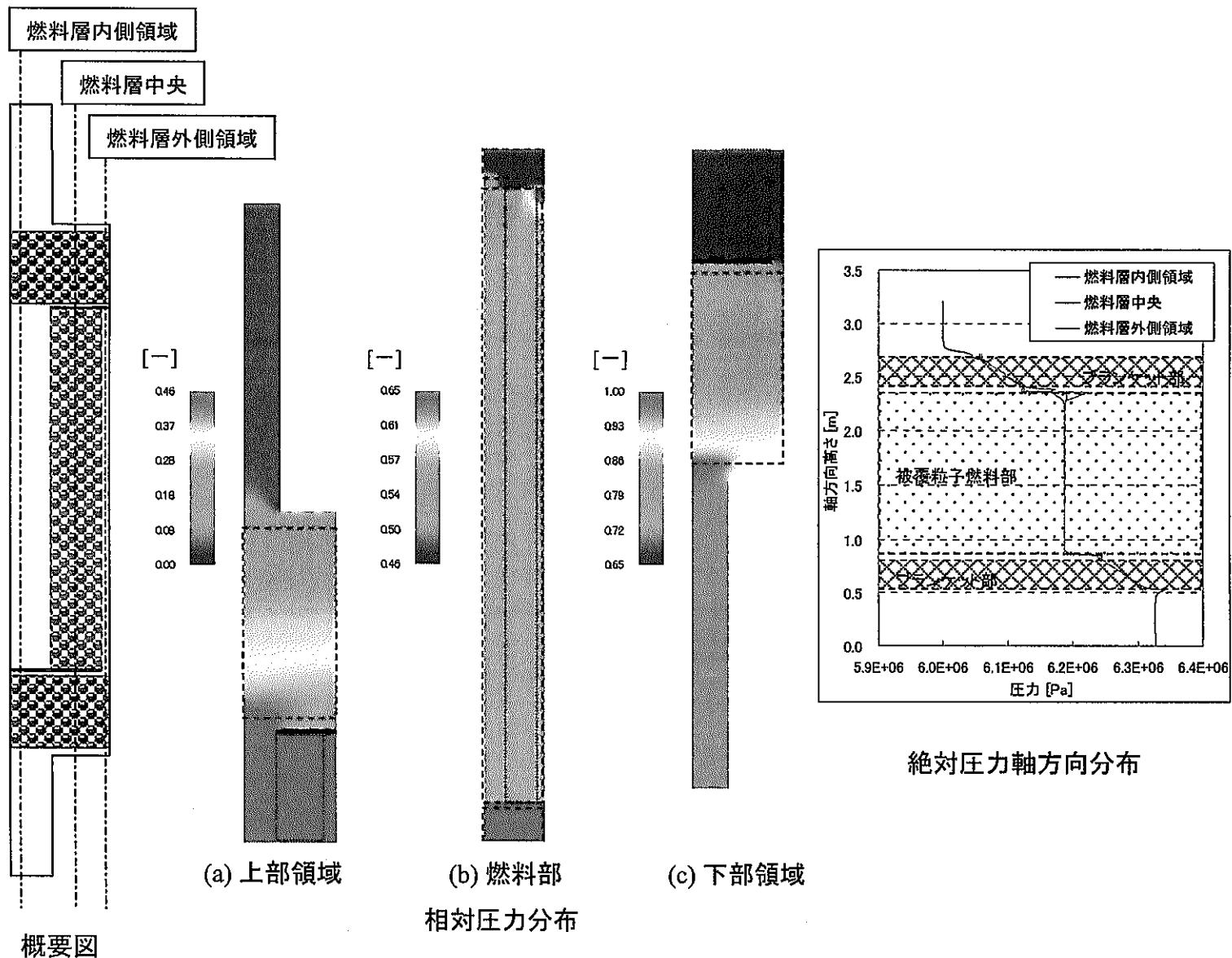


図 3.3-3 圧力分布－ケース1－（ポロシティ：0.5、流速ファクター：0.3）

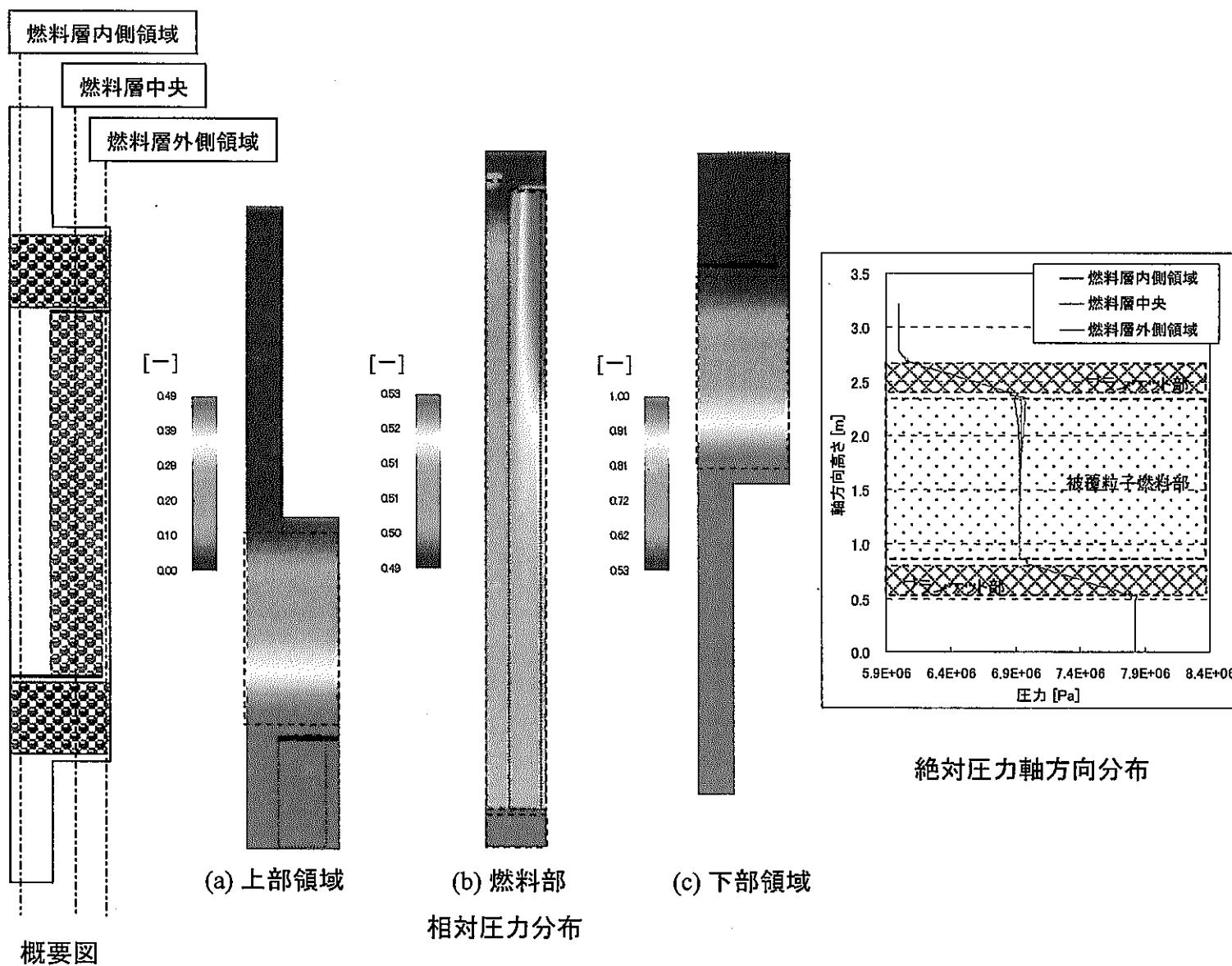


図 3.3-4 圧力分布 一ケース2 ー(ポロシティ : 0.3、流速ファクター : 1.0)

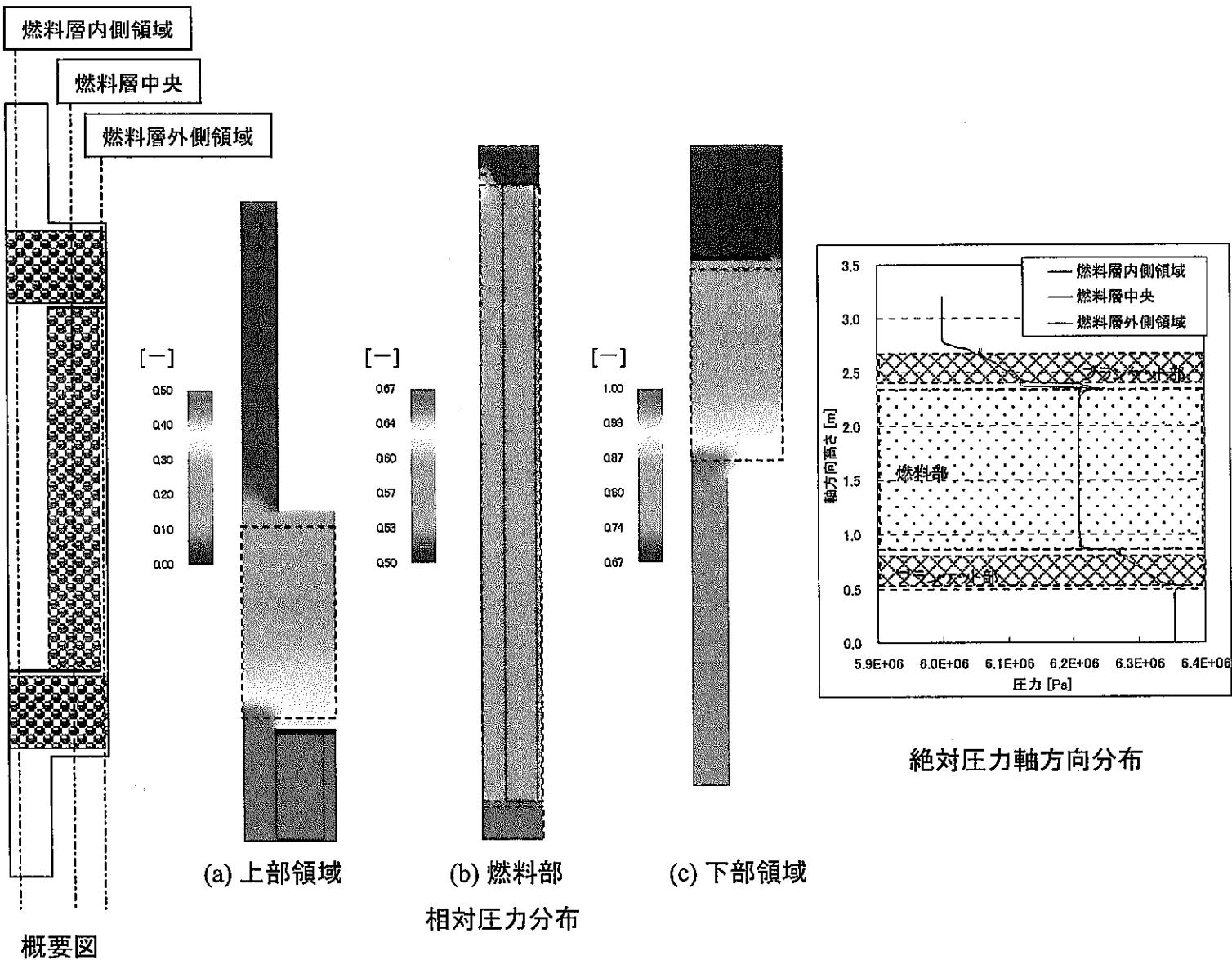


図 3.3-5 圧力分布－参考ケース－

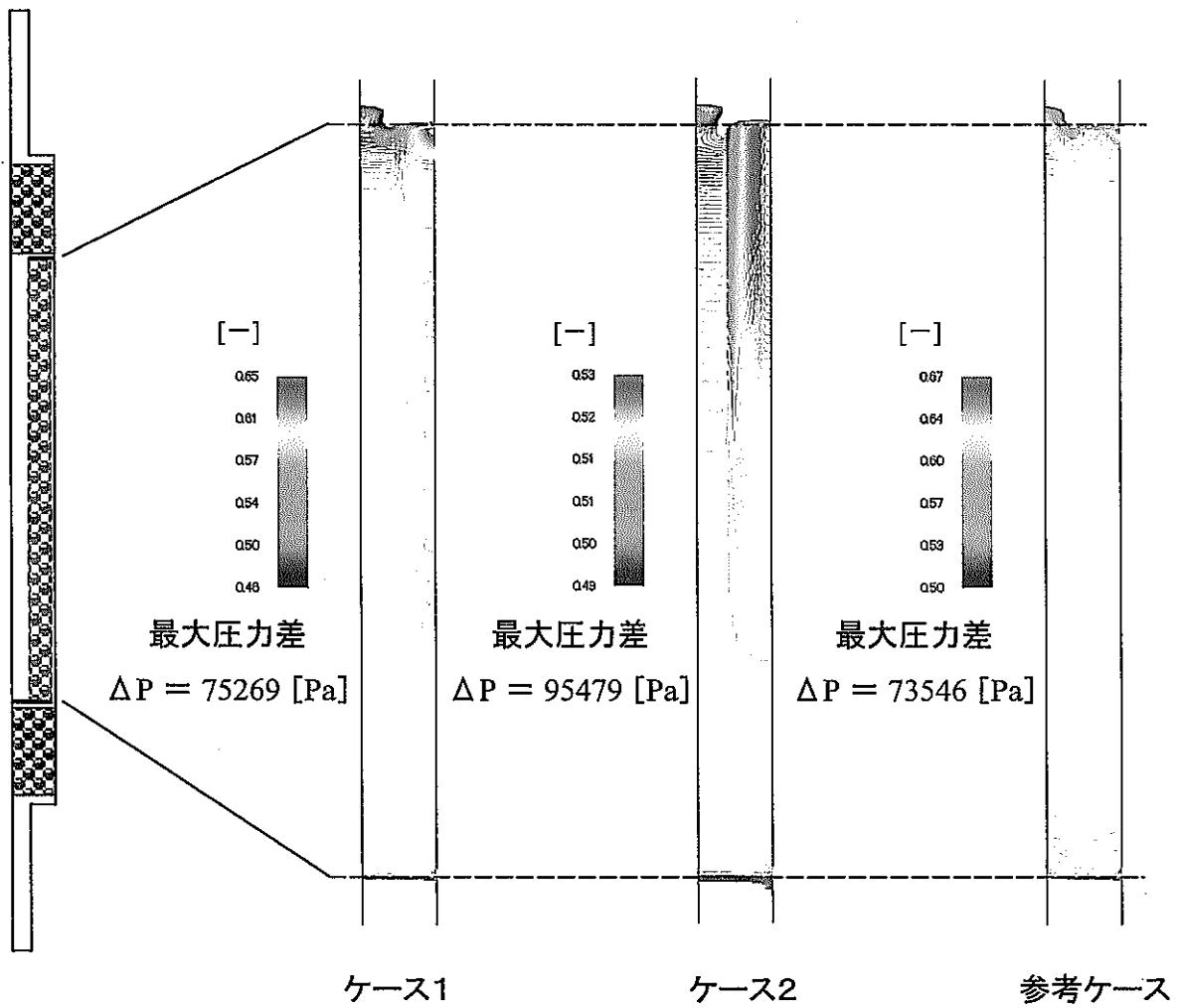


図 3.3-6 燃料部相対圧力分布

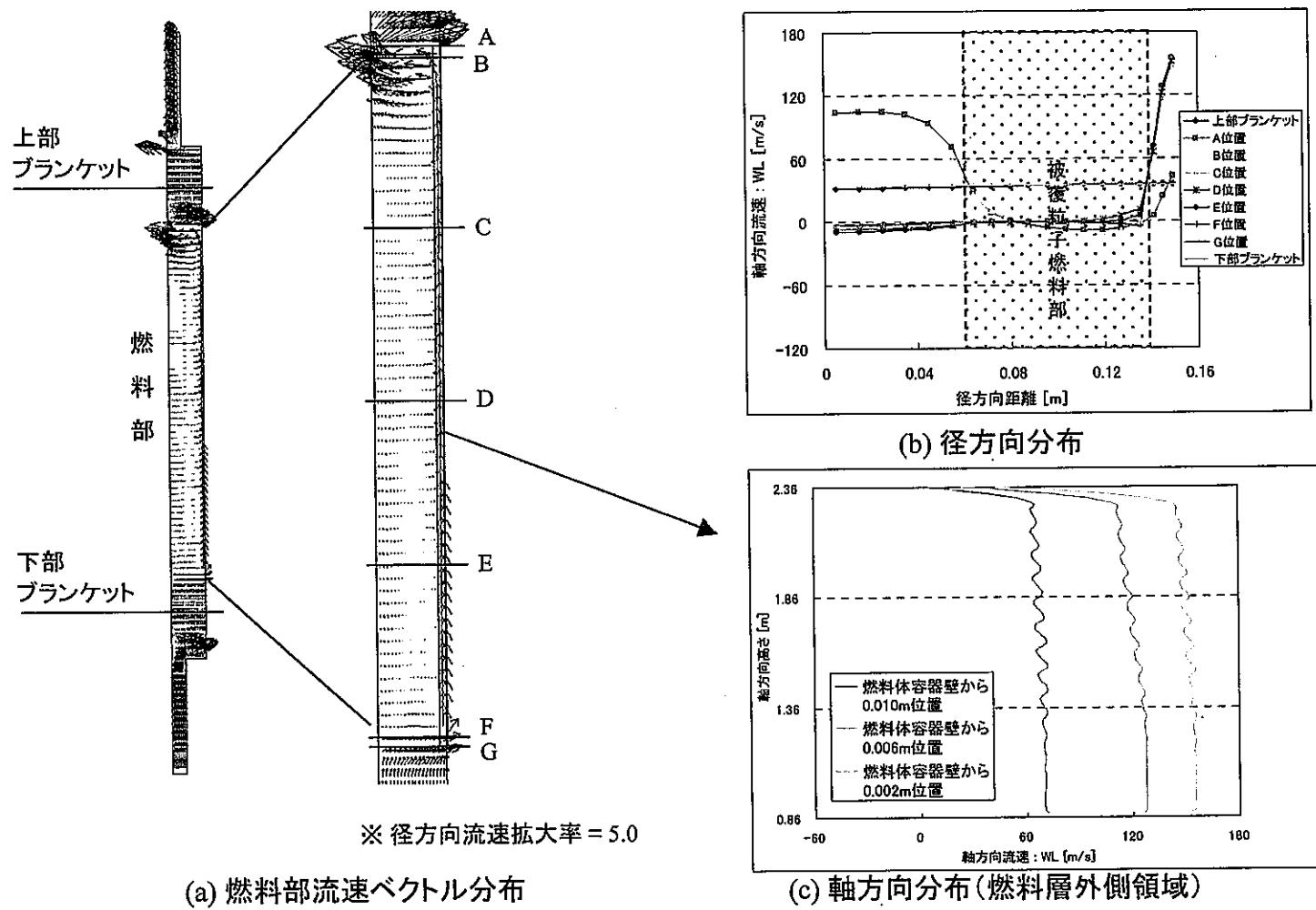


図 3.3-7 軸方向流速分布 一ケース1ー(ポロシティ : 0.5、流速ファクター : 0.3)

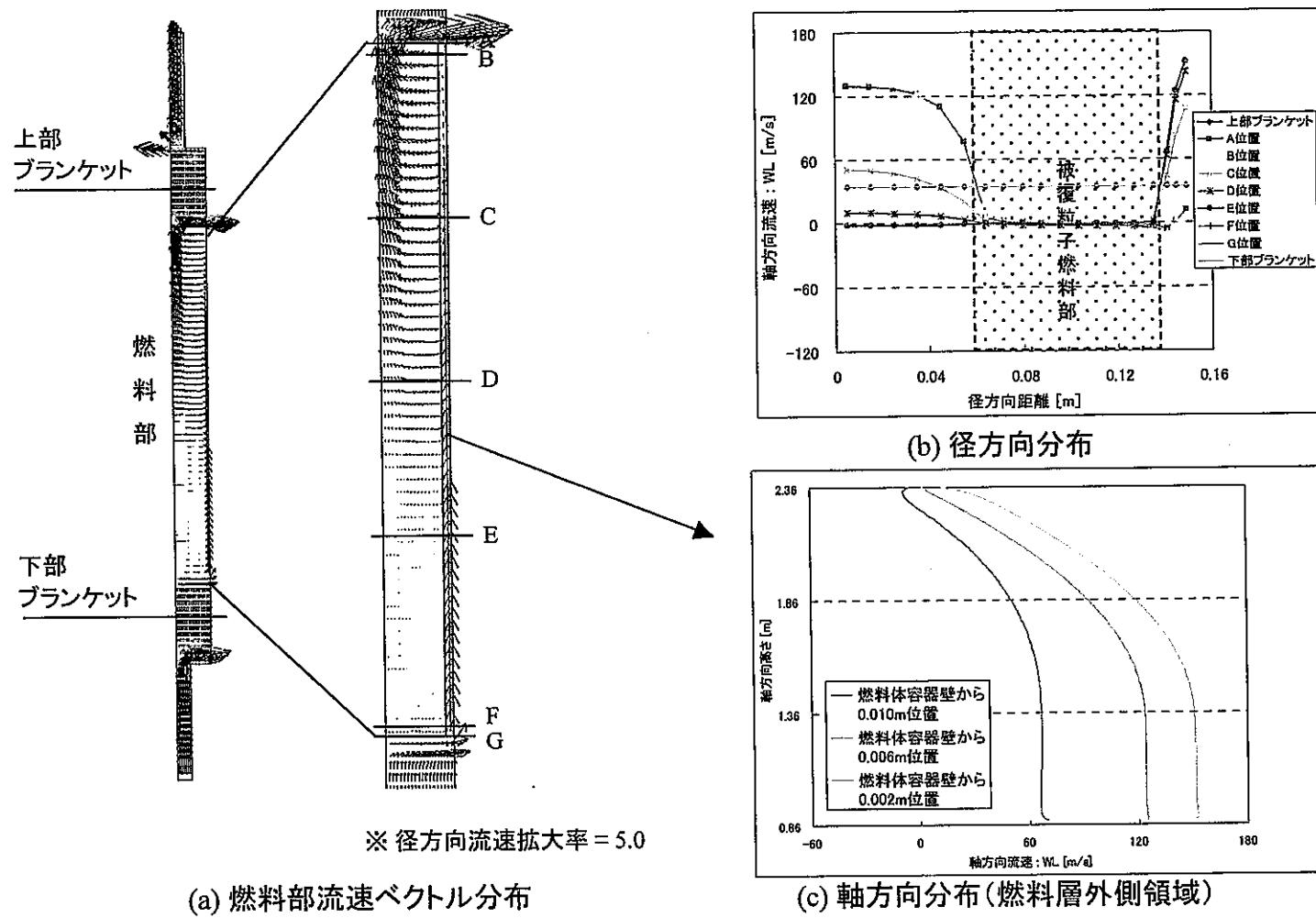
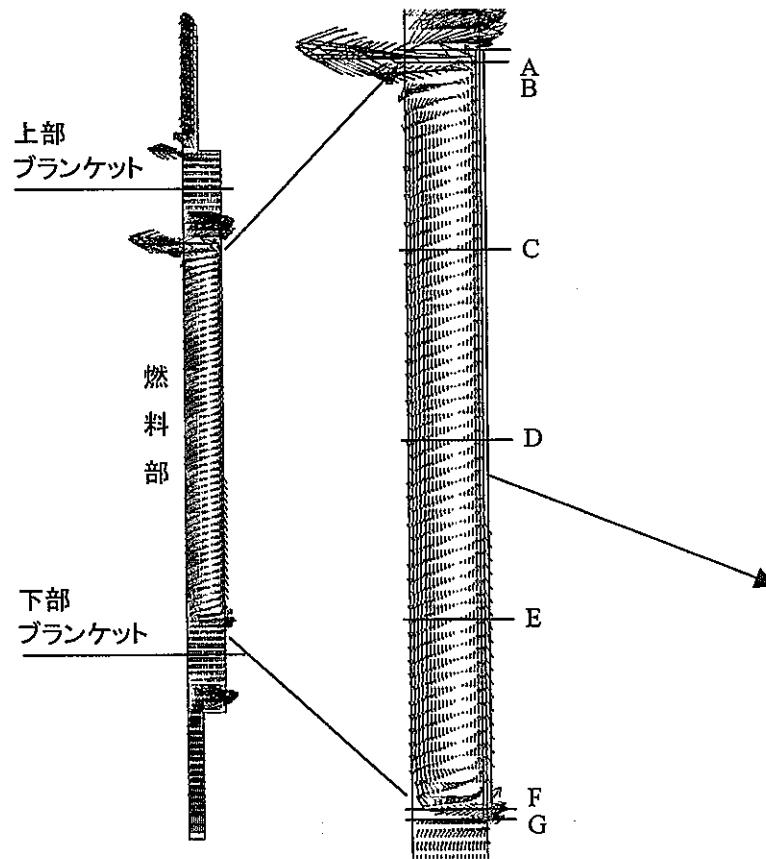
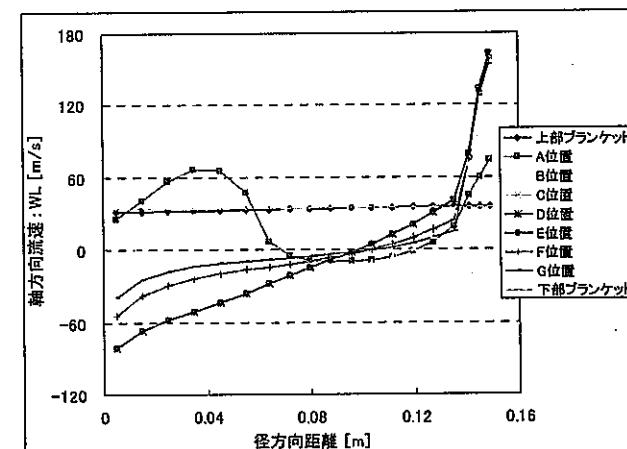


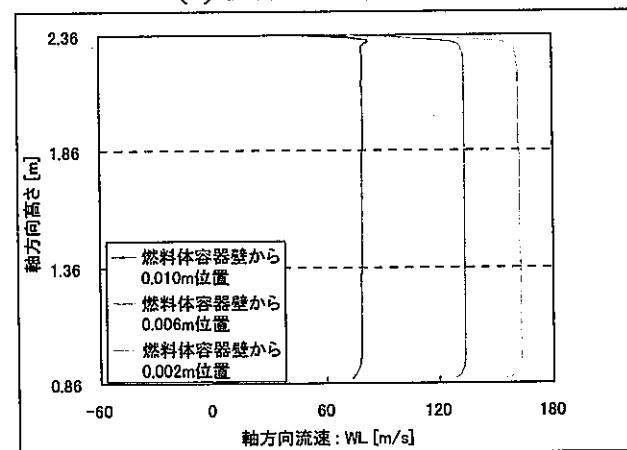
図 3.3-8 軸方向流速分布 一ケース2ー(ポロシティ: 0.3、流速ファクター: 1.0)



(a) 燃料部流速ベクトル分布



(b) 径方向分布



(c) 軸方向分布(燃料層外側領域)

図 3.3-9 軸方向流速分布 -参考ケース-

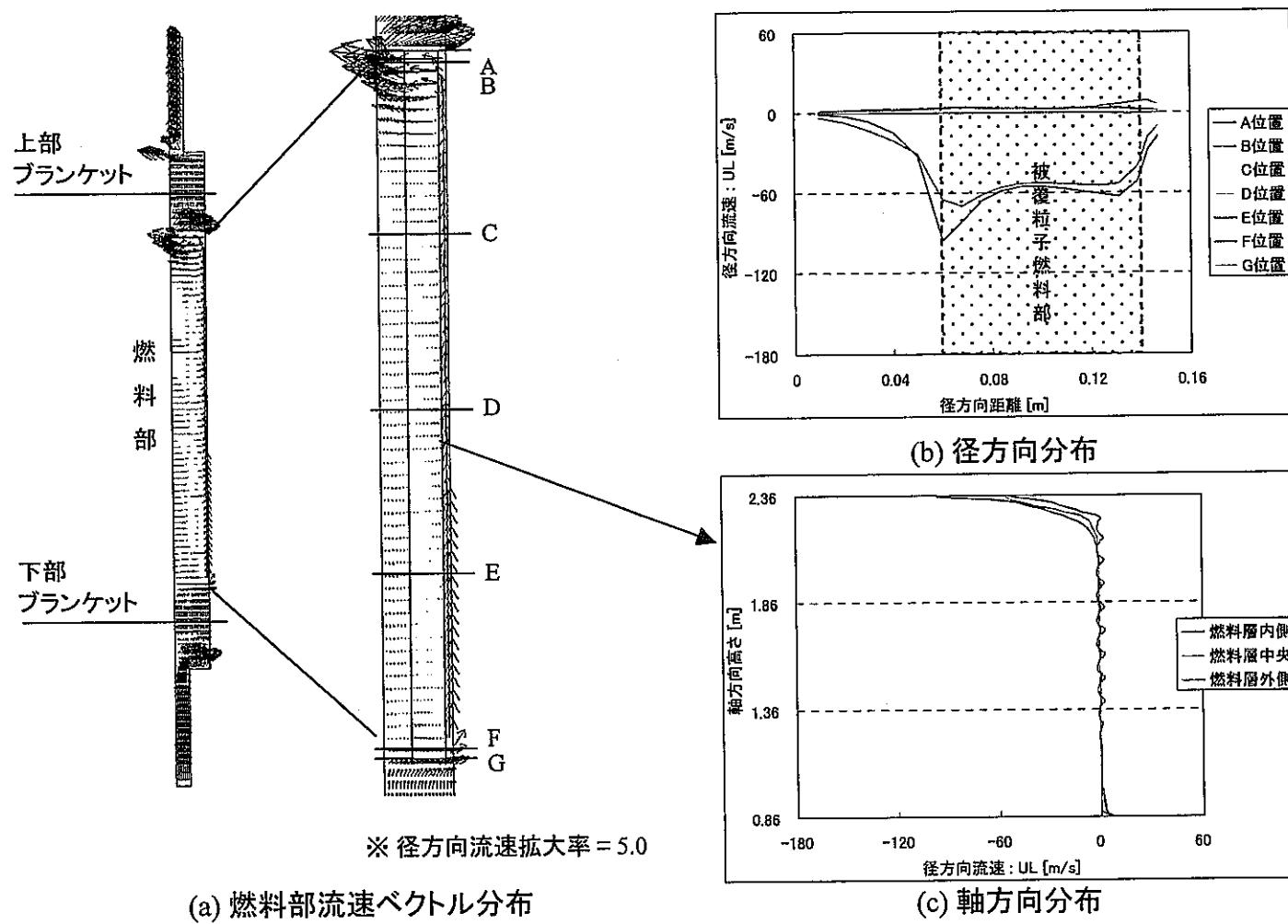


図 3.3-10 径方向流速分布 一ケース1一(ポロシティ: 0.5、流速ファクター: 0.3)

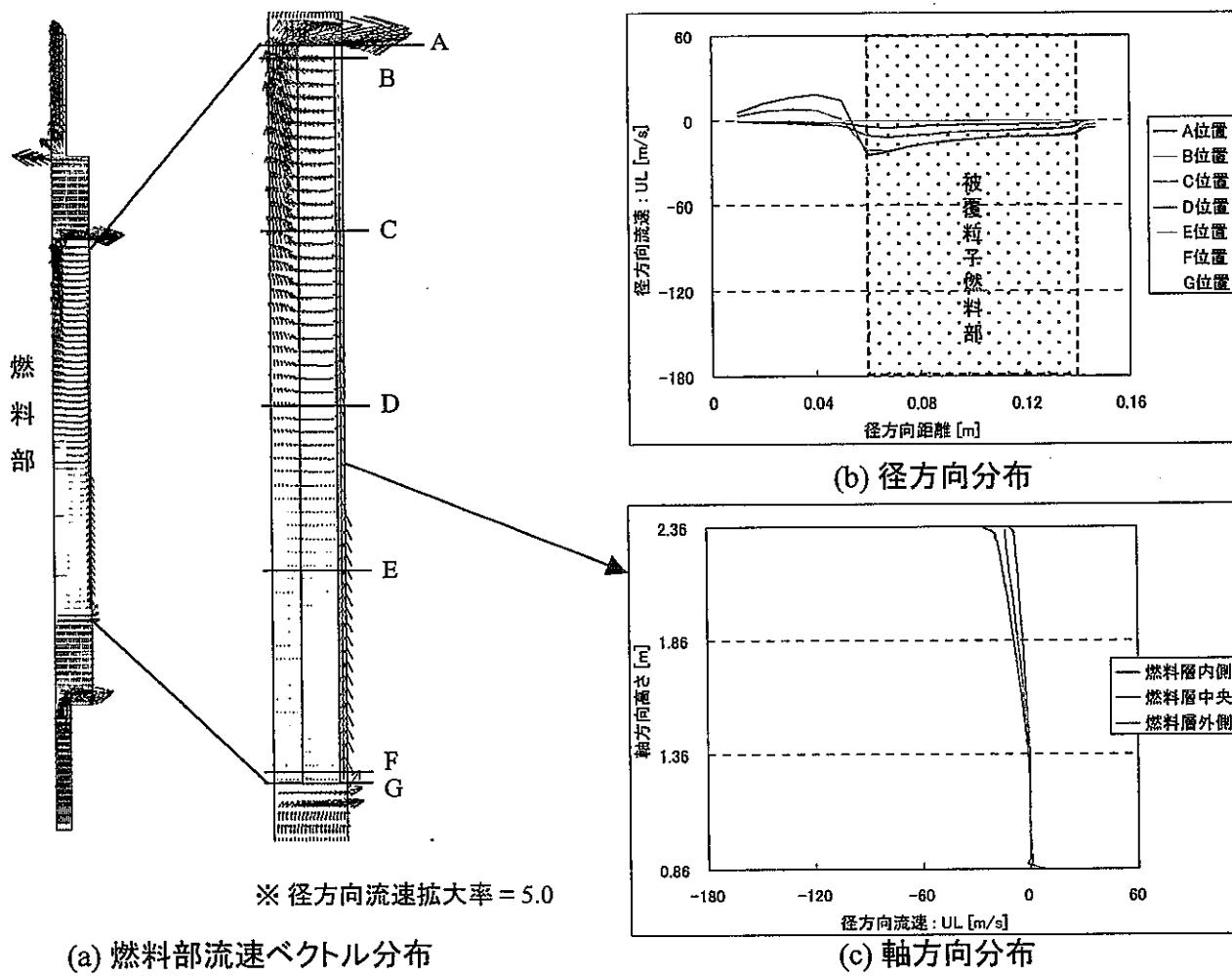


図 3.3-11 径方向流速分布－ケース2－(ポロシティ: 0.3、流速ファクター: 1.0)

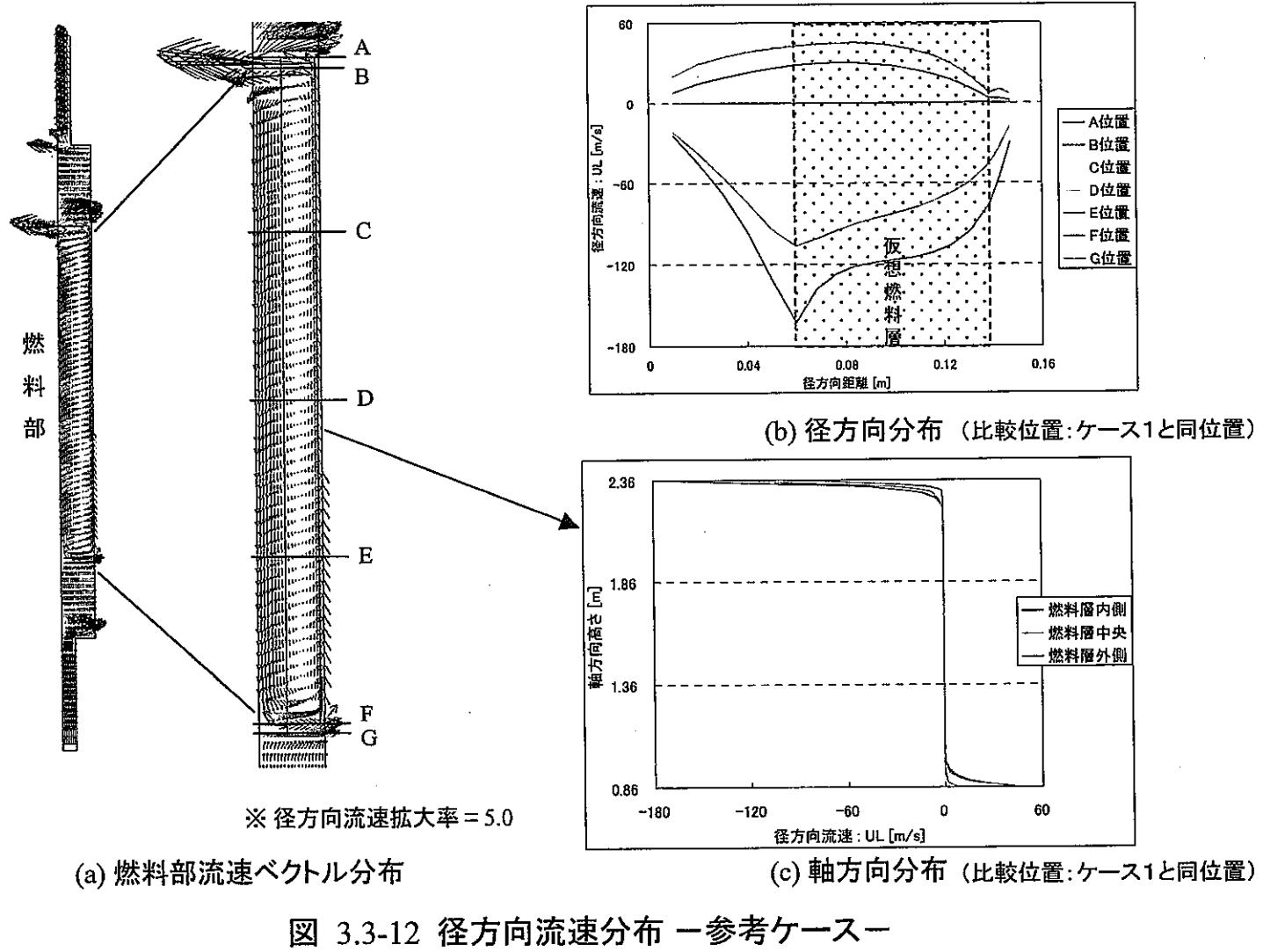
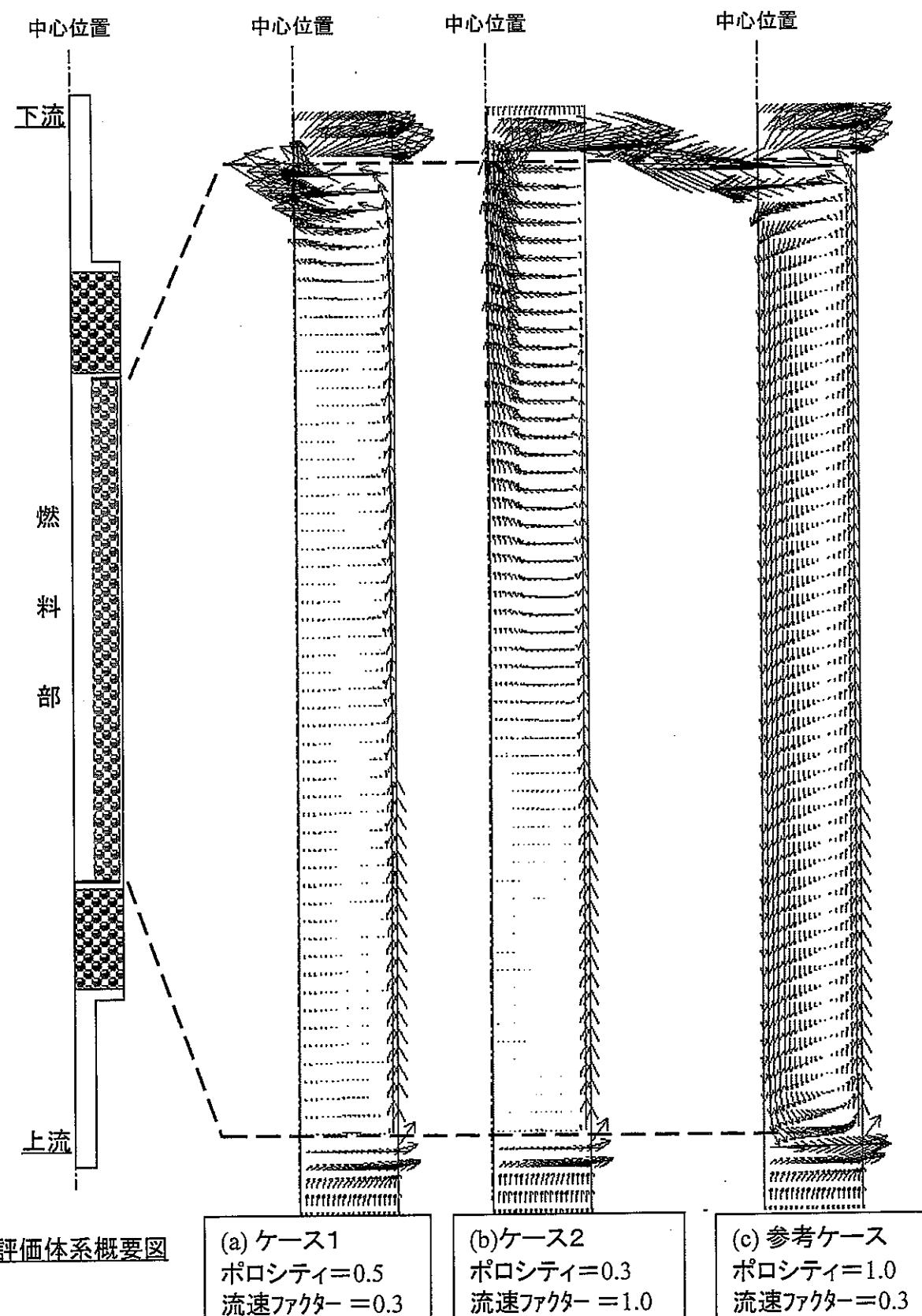


図 3.3-12 径方向流速分布－参考ケース－



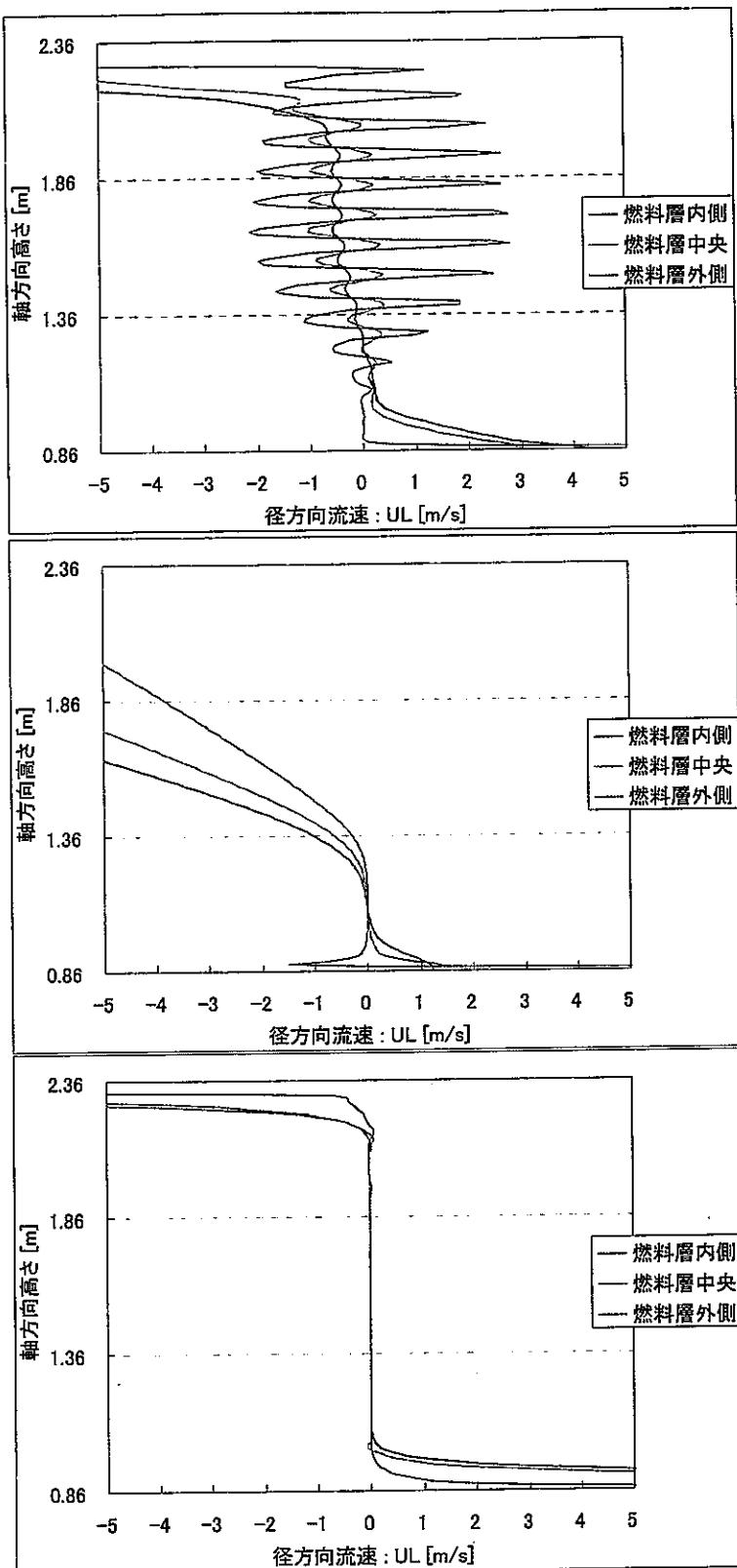


図 3.3-14 燃料層径方向流速分布

表 3.4-1 燃料集合体形状データ

ピン径	6.5 [mm]
ピンピッチ	7.87 [mm]
外周ピン-ダクト間ギャップ	1.34 [mm]
スペーサタイプ	ワイヤ
ワイヤ直径	1.32 [mm]
ワイヤ巻きピッチ	307 [mm]
発熱部長	燃料部：930 [mm] 上／下ブランケット部：300／350 [mm]

表 3.4-2 解析ケース及び解析条件

	ケース 1 内部ダクト体系 127 本ピンベース	ケース 2 内部ダクト体系 271 本ピンベース	ケース 3 127 本ピン 燃料集合体	ケース 4 271 本ピン 燃料集合体
集合体発熱量	238.4 [kW]	619.96 [kW]	4.04 [MW]	8.616 [MW]
最大線出力	400 [W/cm]	同左	同左	同左
軸方向発熱分布	チョップド コーサイン ^{*1}	同左	同左	同左
集合体入口温度	397 [°C]	同左	同左	同左
集合体流量	0.932 [kg/sec]	2.423 [kg/sec]	15.78 [kg/sec]	33.67 [kg/sec]

*1：図 3.4-2 参照。

表 3.4-3 各サブチャンネルの流路断面積及び水力等価直径

	流路断面積 [m ²]	水力等価直径 [m]
中心サブチャンネル	9.5415×10^{-6}	3.1054×10^{-3}
エッジサブチャンネル	1.8851×10^{-5}	3.7402×10^{-3}
コーナーサブチャンネル	6.4081×10^{-6}	2.7275×10^{-3}
内部エッジ ^{*1}	1.5647×10^{-5}	4.0481×10^{-3}

*1：内部ダクト側の台形のエッジサブチャンネル。

表 3.4-4 各ケースのピーク温度とバンドル圧損

	ピーク温度 [°C]	バンドル圧損 [Pa]	集合体出口 温度 [°C]	備考
ケース 1	635.3	2.04×10^5	599.6	内部ダクト体系 127 本ピンベース
ケース 2	629.9	2.59×10^5	599.7	内部ダクト体系 2 271 本ピンベース
ケース 3	630.3	2.65×10^5	599.4	127 本ピン体系
ケース 4	620.9	2.83×10^5	599.4	271 本ピン体系

表 3.4-5 タブを配置した場合の流路断面積及び水力等価直径

	流路断面積 [m^2]	水力等価直径 [m]
エッジサブチャンネル	1.4663×10^{-5}	2.6420×10^{-3}
内部エッジ	1.1459×10^{-5}	2.6190×10^{-3}

表 3.4-6 タブ配置ケースのピーク温度とバンドル圧損

	ピーク温度 [°C]	集合体出口温度 [°C]	バンドル圧損 [Pa]
内部ダクト体系 127 本ピンベース	630.3	599.6	2.33×10^5
内部ダクト体系 271 本ピンベース	623.3	599.7	2.75×10^5

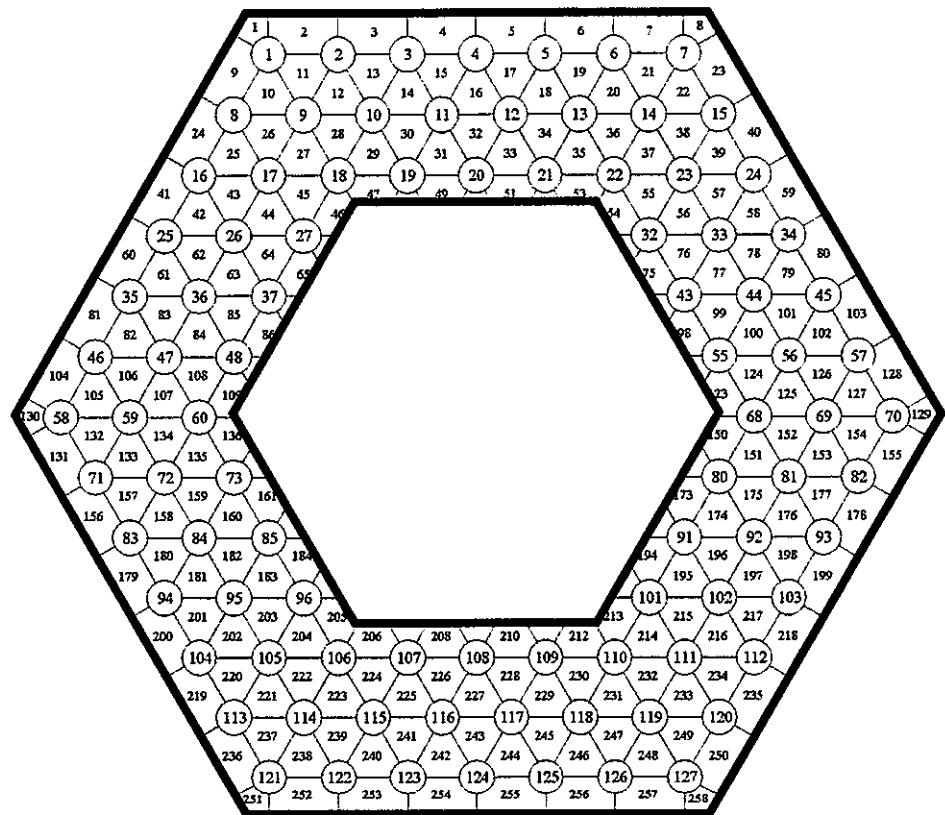


図 3.4-1 127 本ピンバンドルをベースとした内部ダクト体系

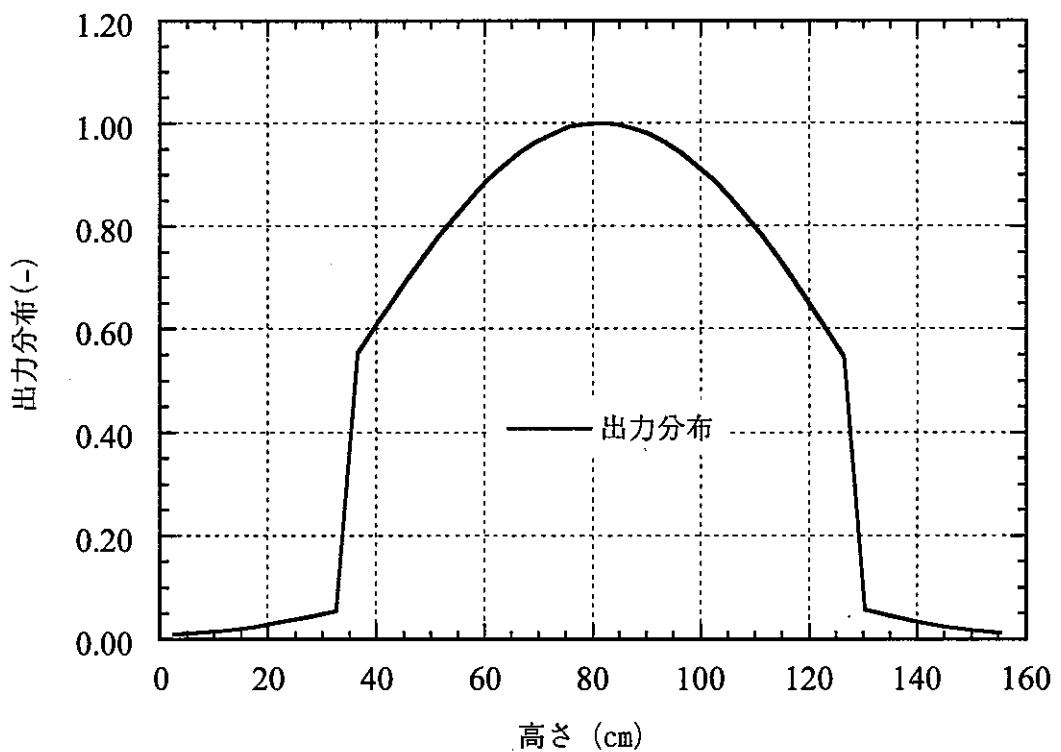


図 3.4-2 軸方向発熱分布

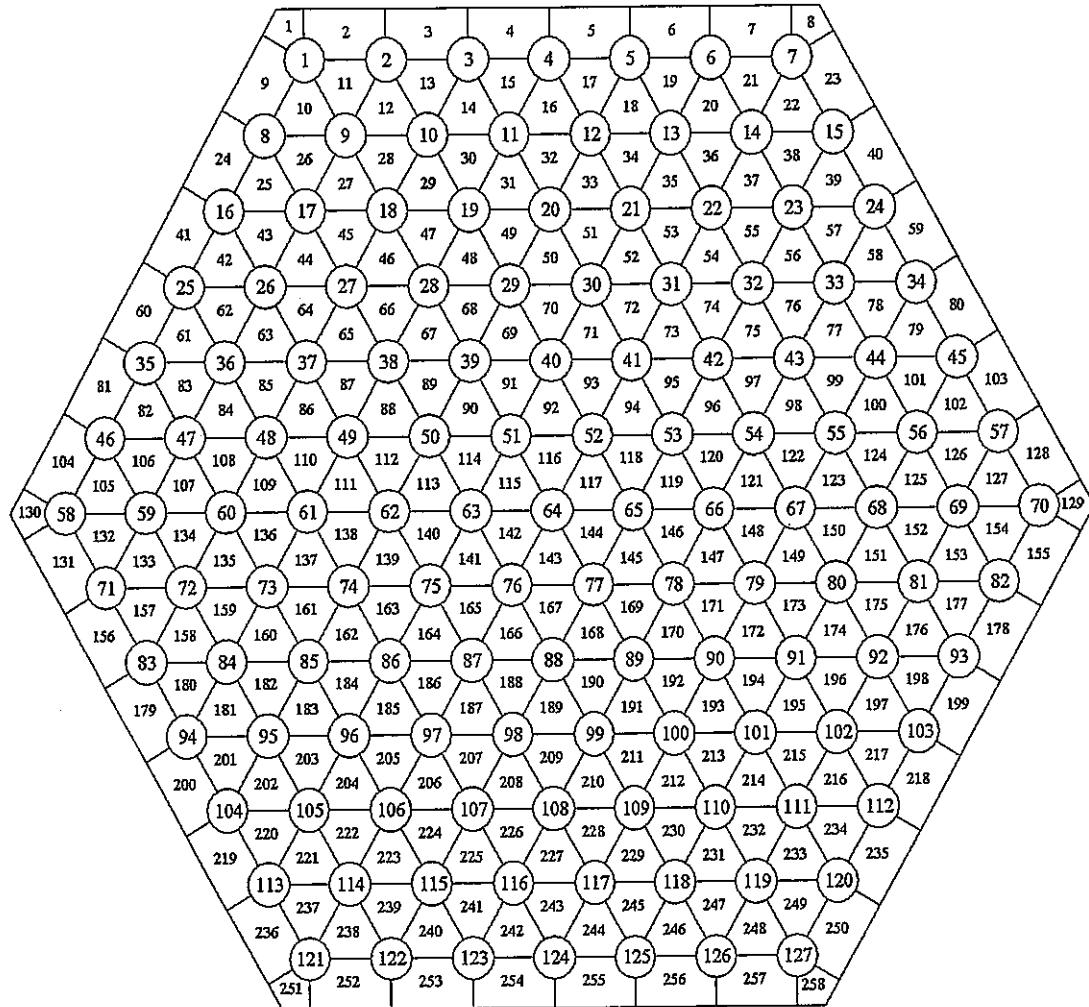


図 3.4-3 127 本ピンバンドルサブチャンネル分割図

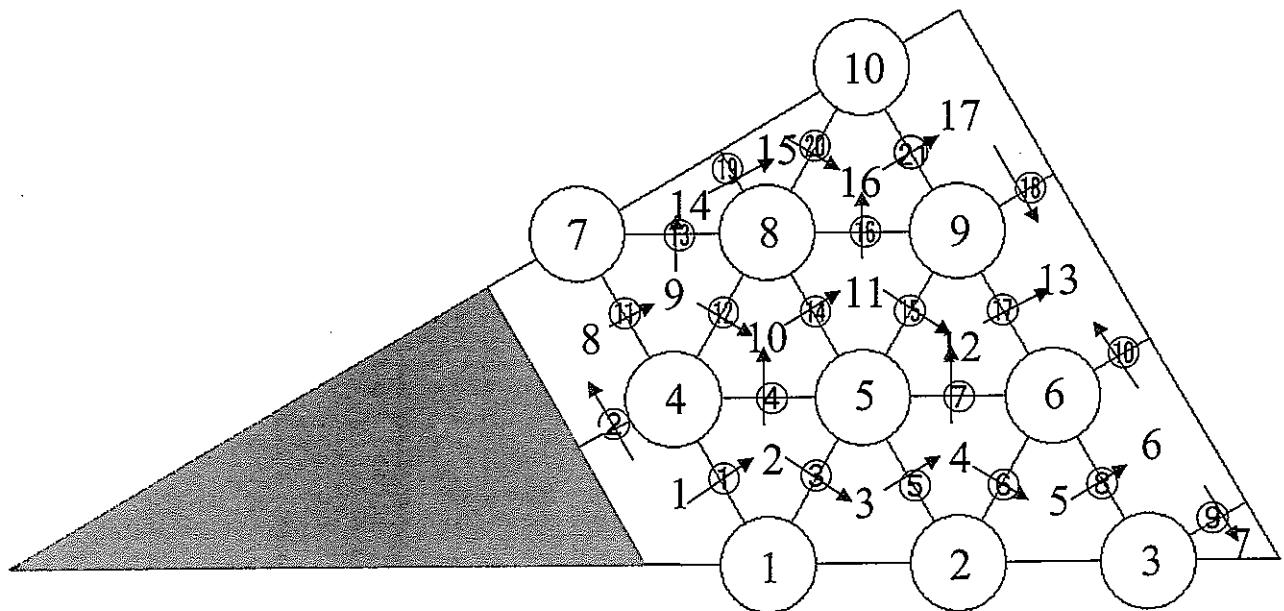


図 3.4-4 127 本ピンベース内部ダクト体系サブチャンネル分割図 (1/12 セクターモデル)

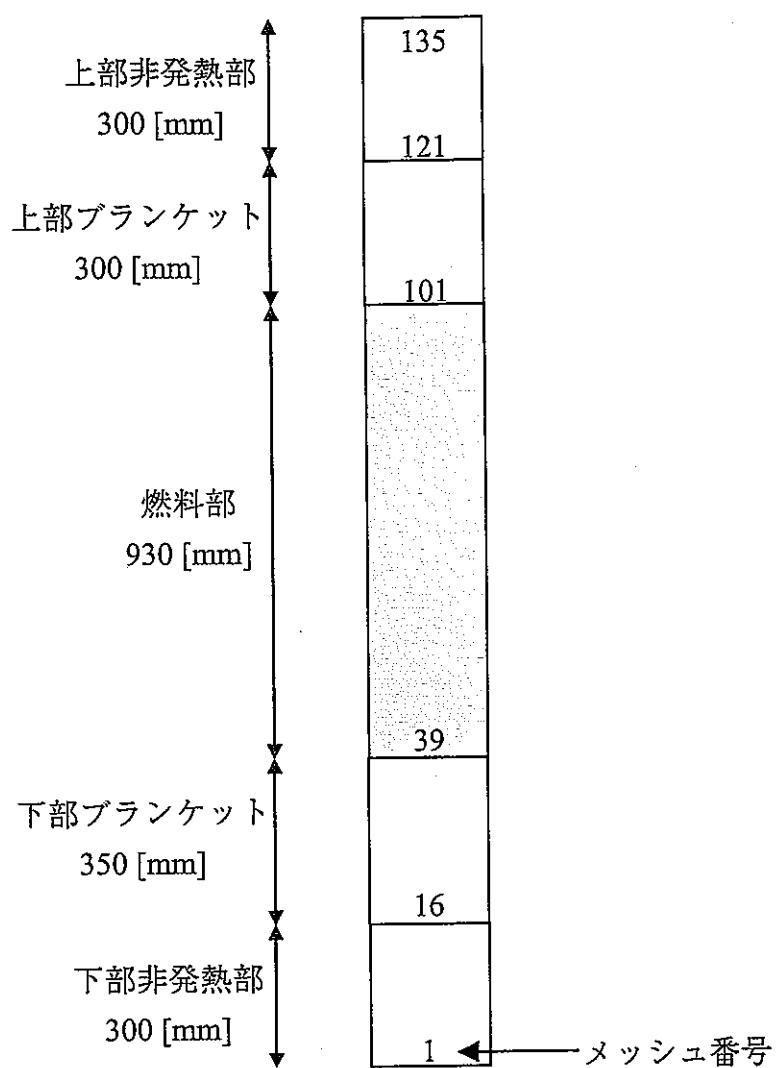


図 3.4-5 軸方向メッシュ分割図

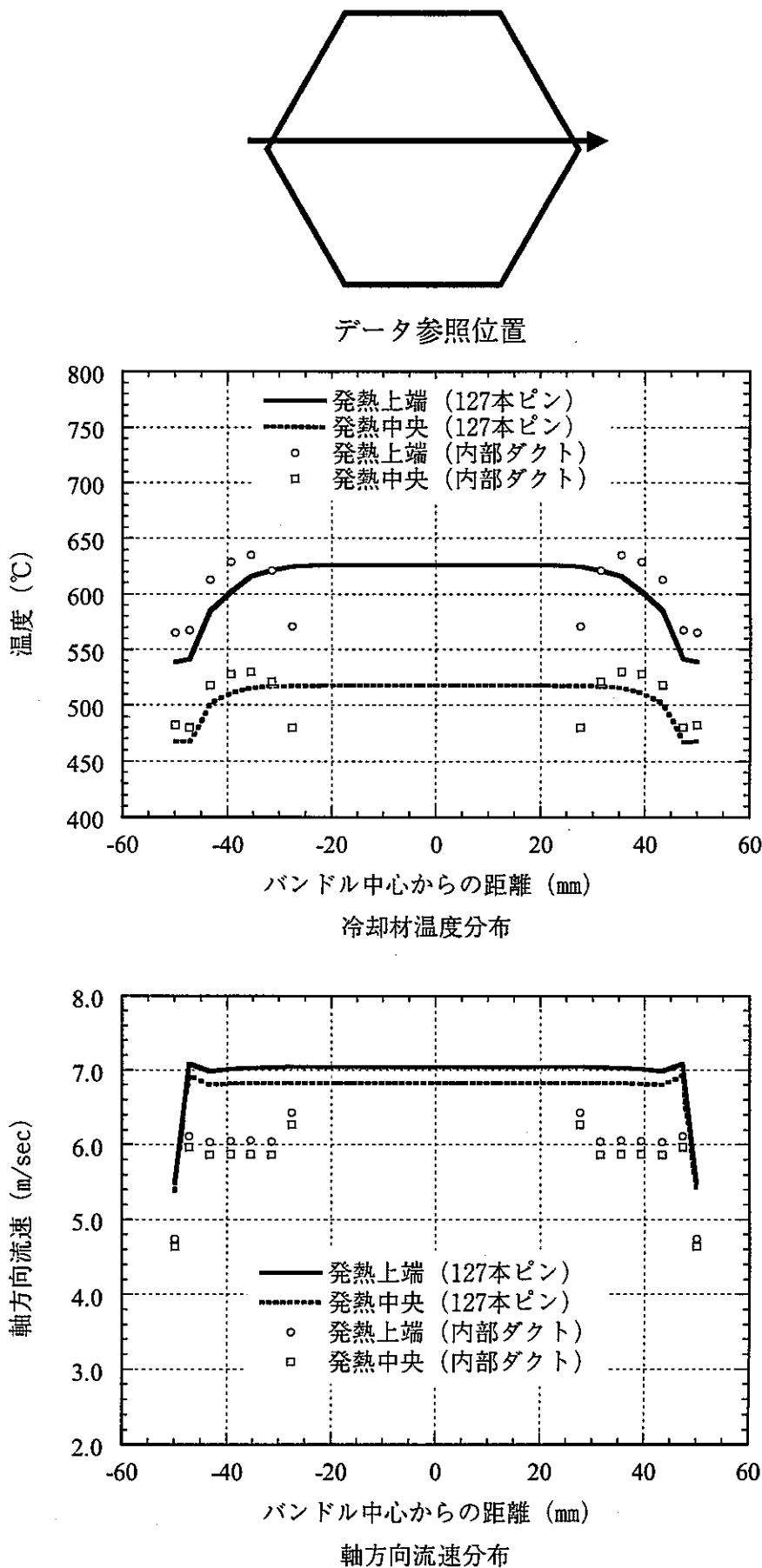
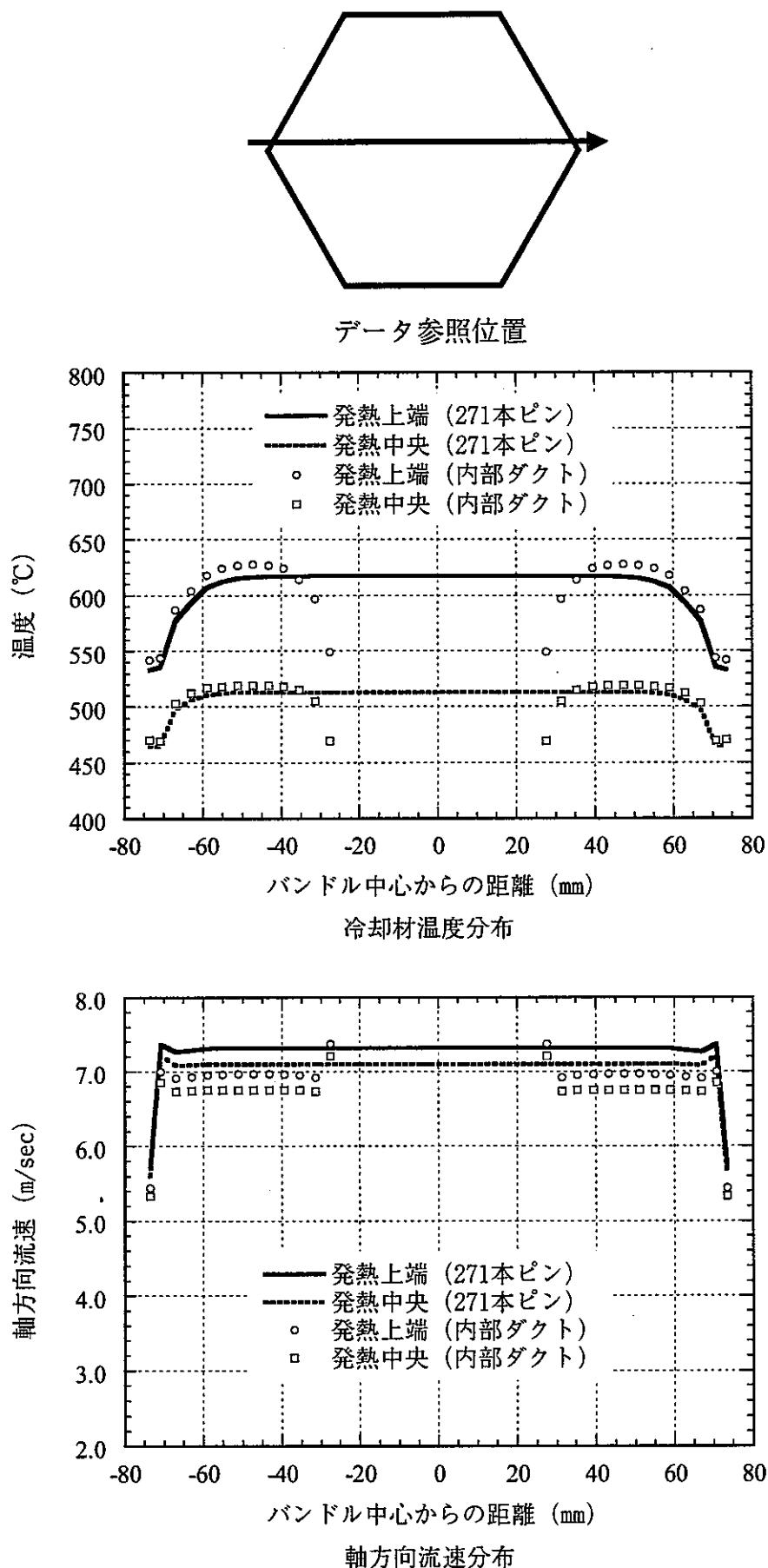


図 3.4-6 127 本ピン体系と内部ダクト体系の比較



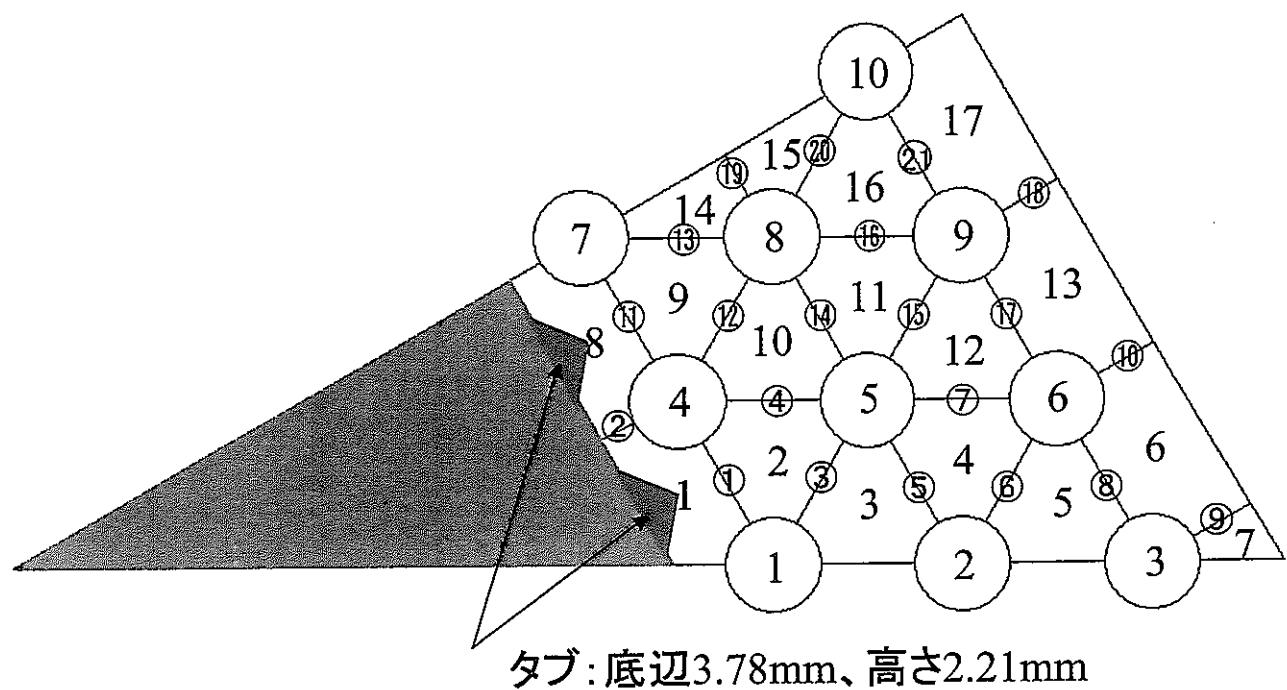


図 3.4-8 内部ダクト体系タブ配置図

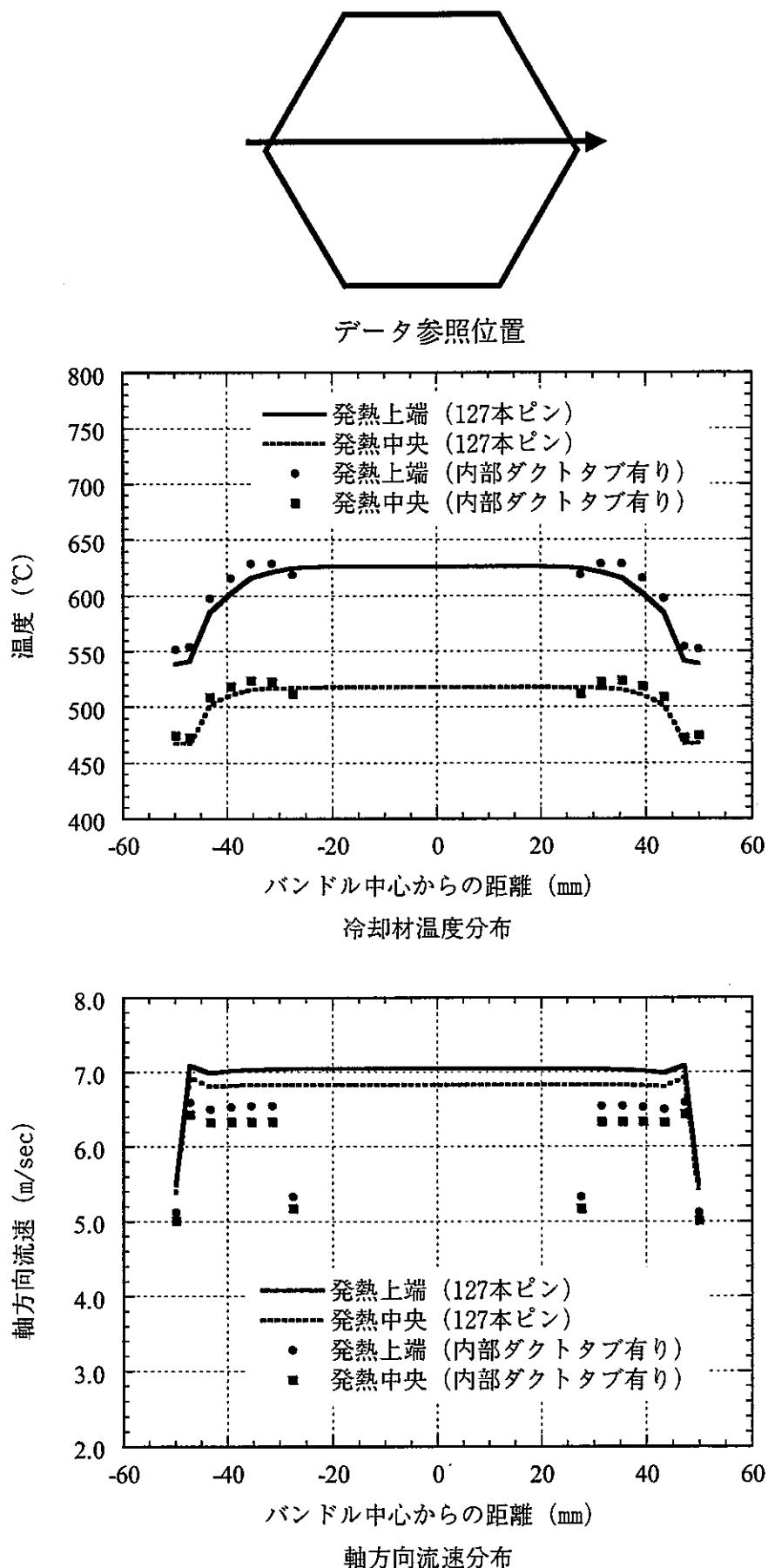


図 3.4-9 127 本ピン体系とタブ付き内部ダクト体系の比較

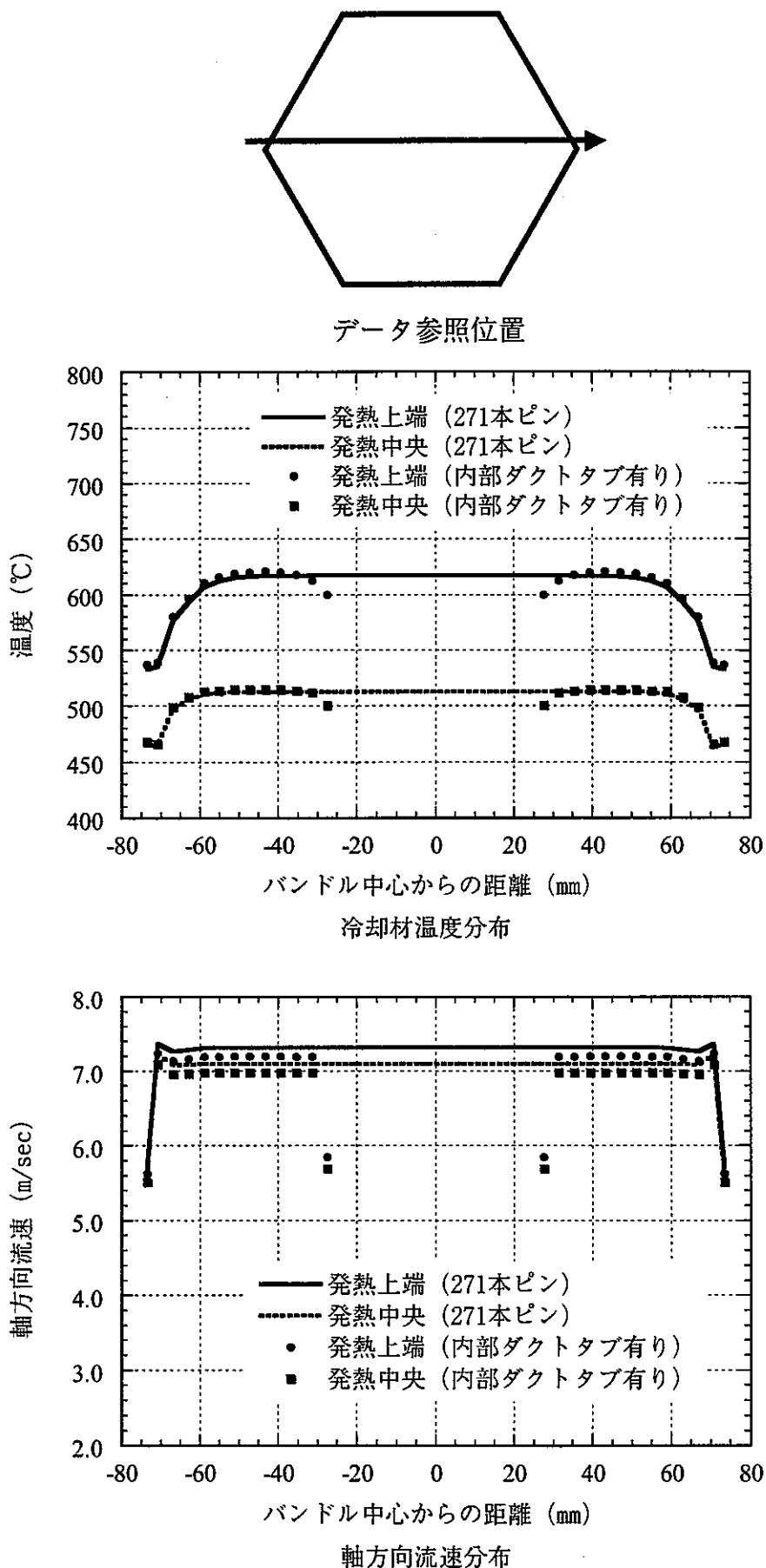
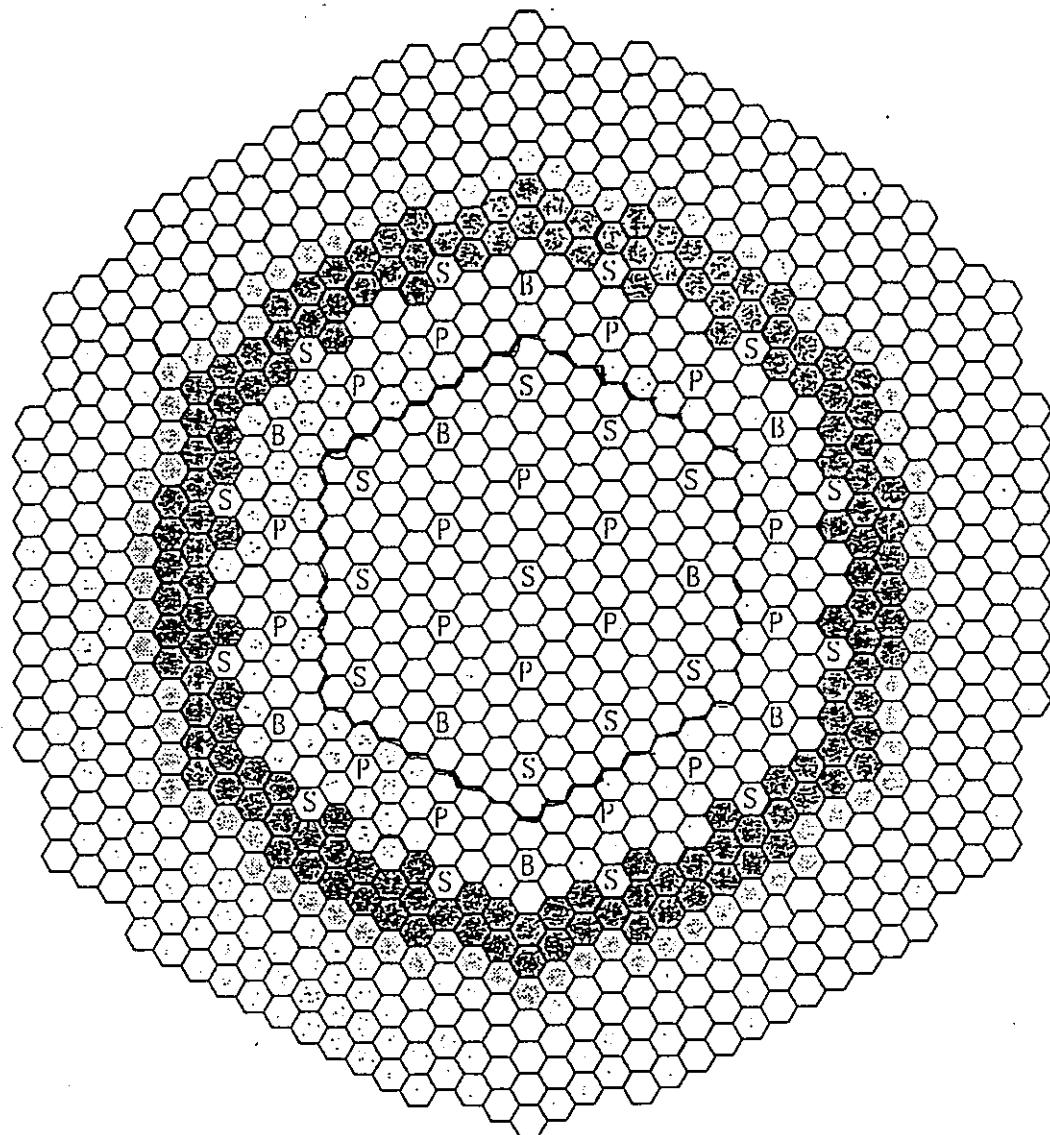


図 3.4-10 271 本ピン体系とタブ付き内部ダクト体系の比較



- | | | | |
|--------------|------|----------------|------|
| ○ 第1領域炉心 | 150体 | ○ 漏えい防止機能付き遮蔽体 | 84体 |
| ○ 第2領域炉心 | 156体 | ○ SUS遮蔽体 | 186体 |
| ● 第3領域炉心 | 150体 | ○ B4C遮蔽体 | 210体 |
| ◎ 溶融燃料排出チャネル | 22体 | | |
| ◎ 主炉停止系制御棒 | 18体 | | |
| ◎ 後備炉停止系制御棒 | 9体 | | |

図3.5-1 ダクトレス炉心水平断面図

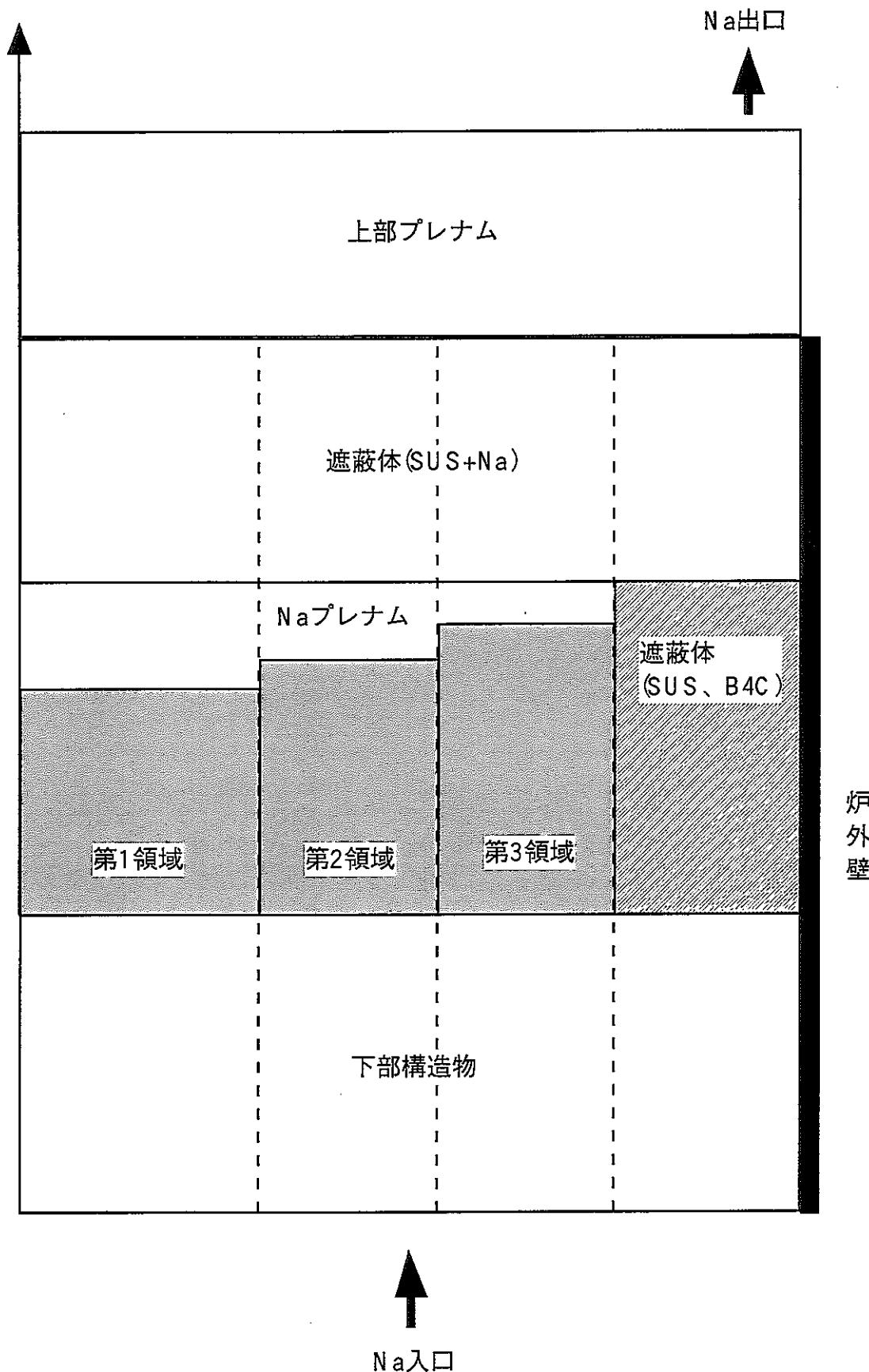


図3.5-2 解析対象領域

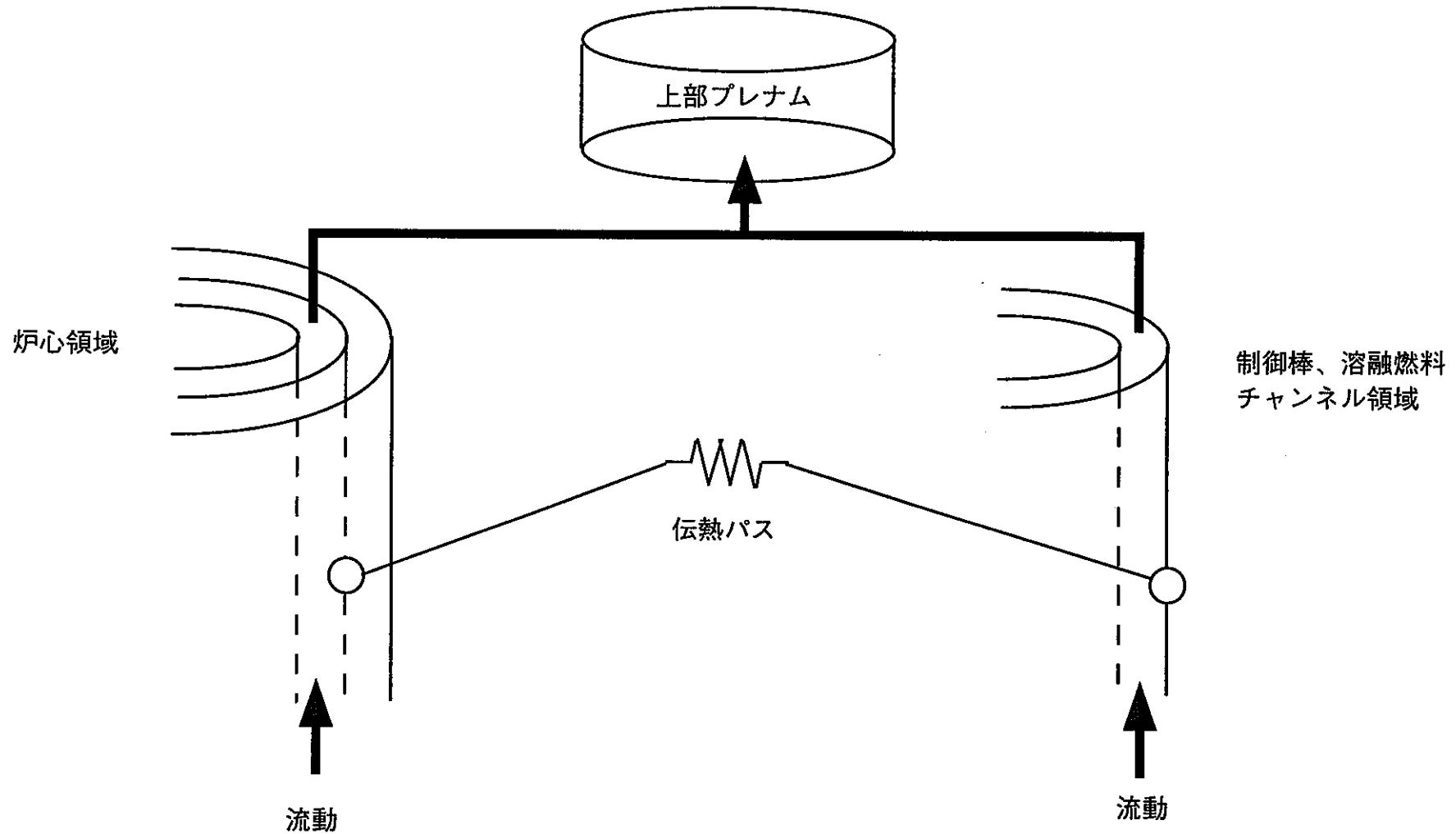


図3.5-3 2次元体系モデルイメージ

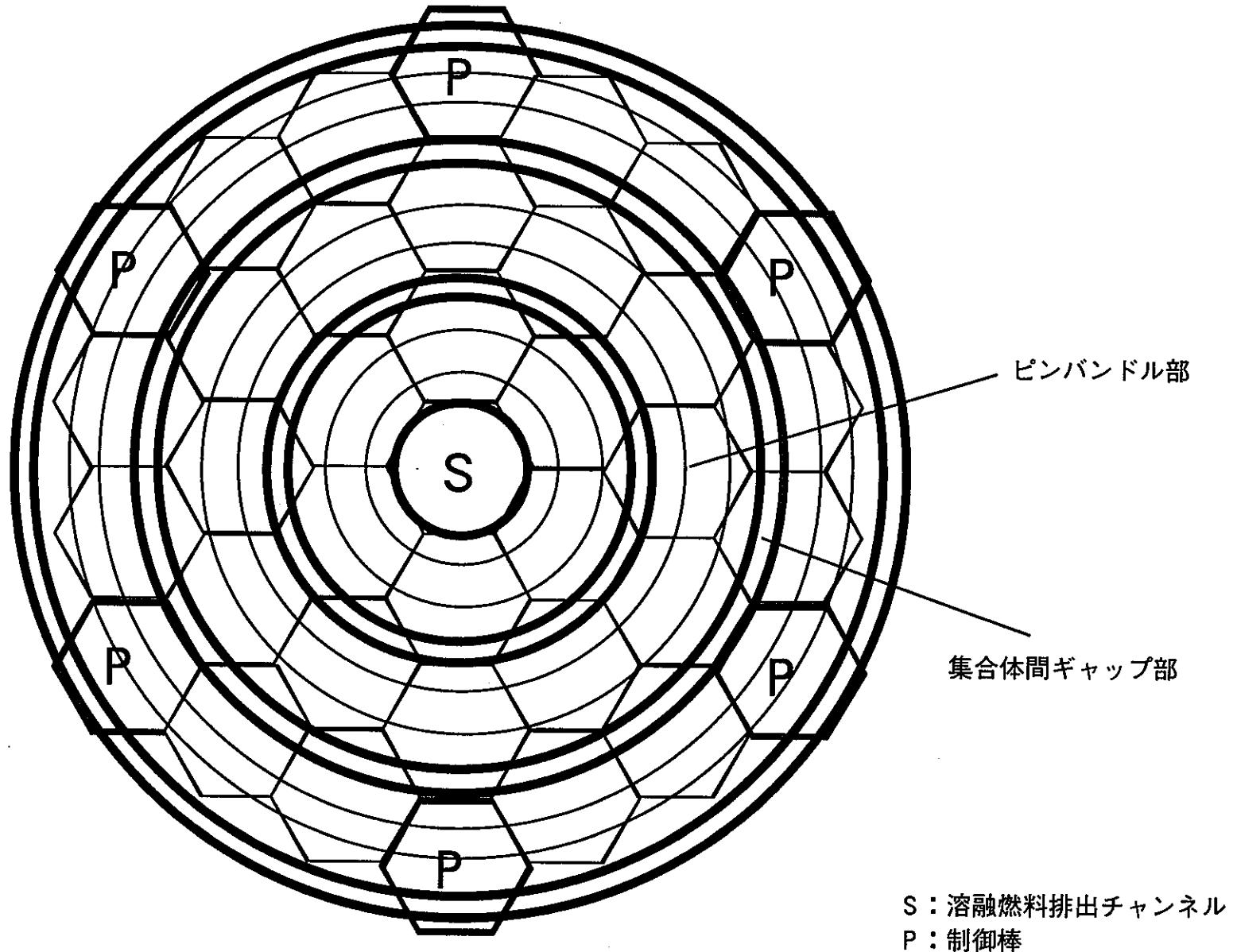
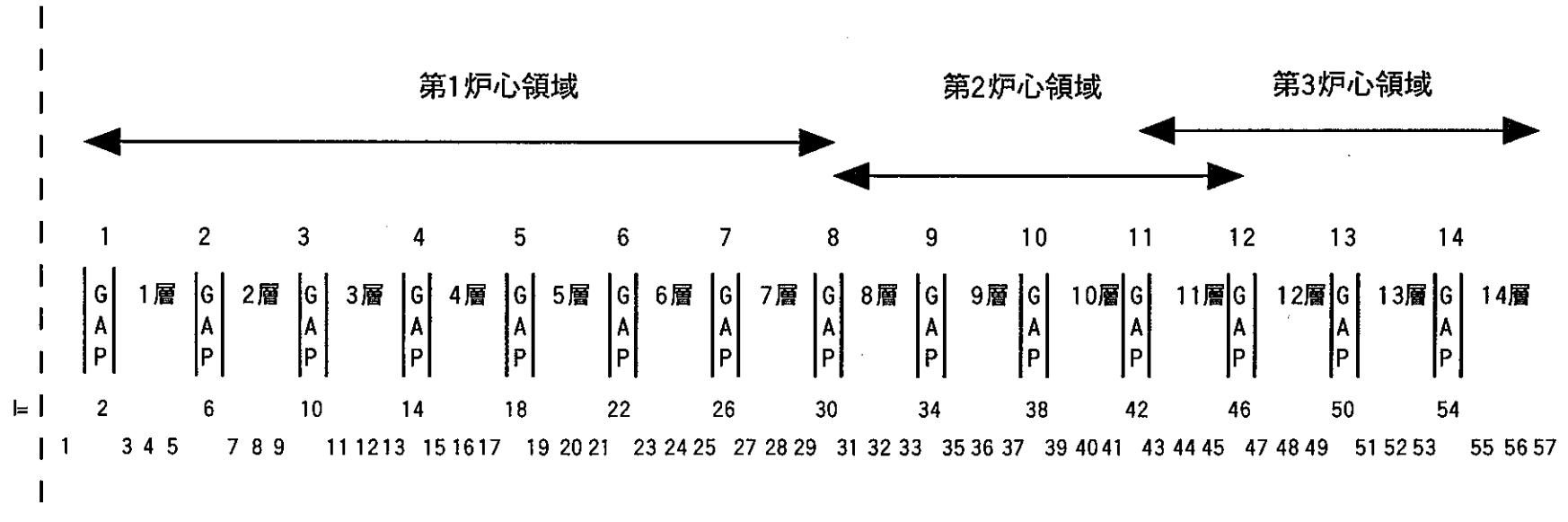
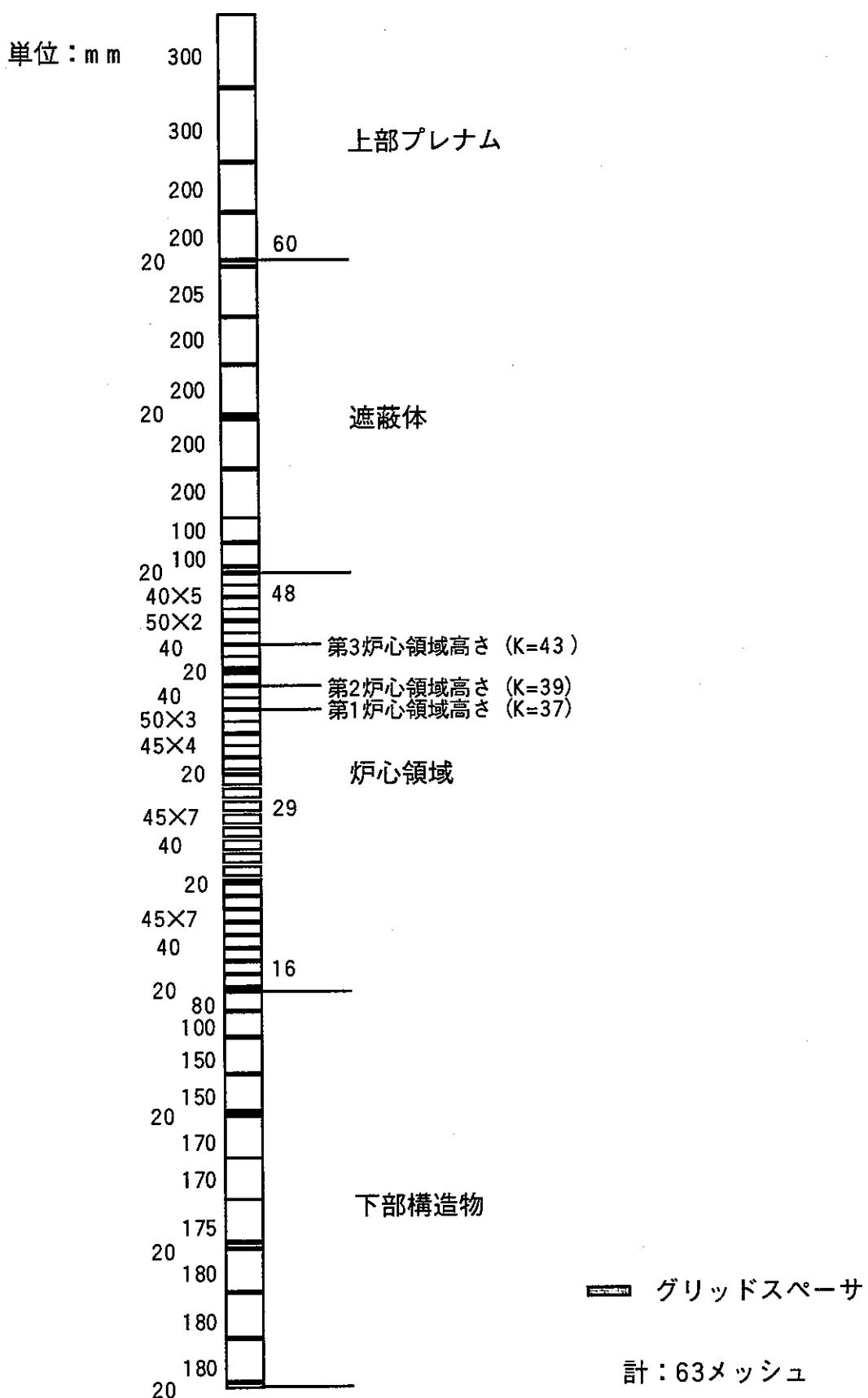


図3.5-4 水平方向メッシュ分割イメージ（一部）



*図中下側の数字はメッシュ番号

図3.5-5 水平方向メッシュ分割



* 図中右側の数字はメッシュ番号

図3.5-6 軸方向メッシュ分割

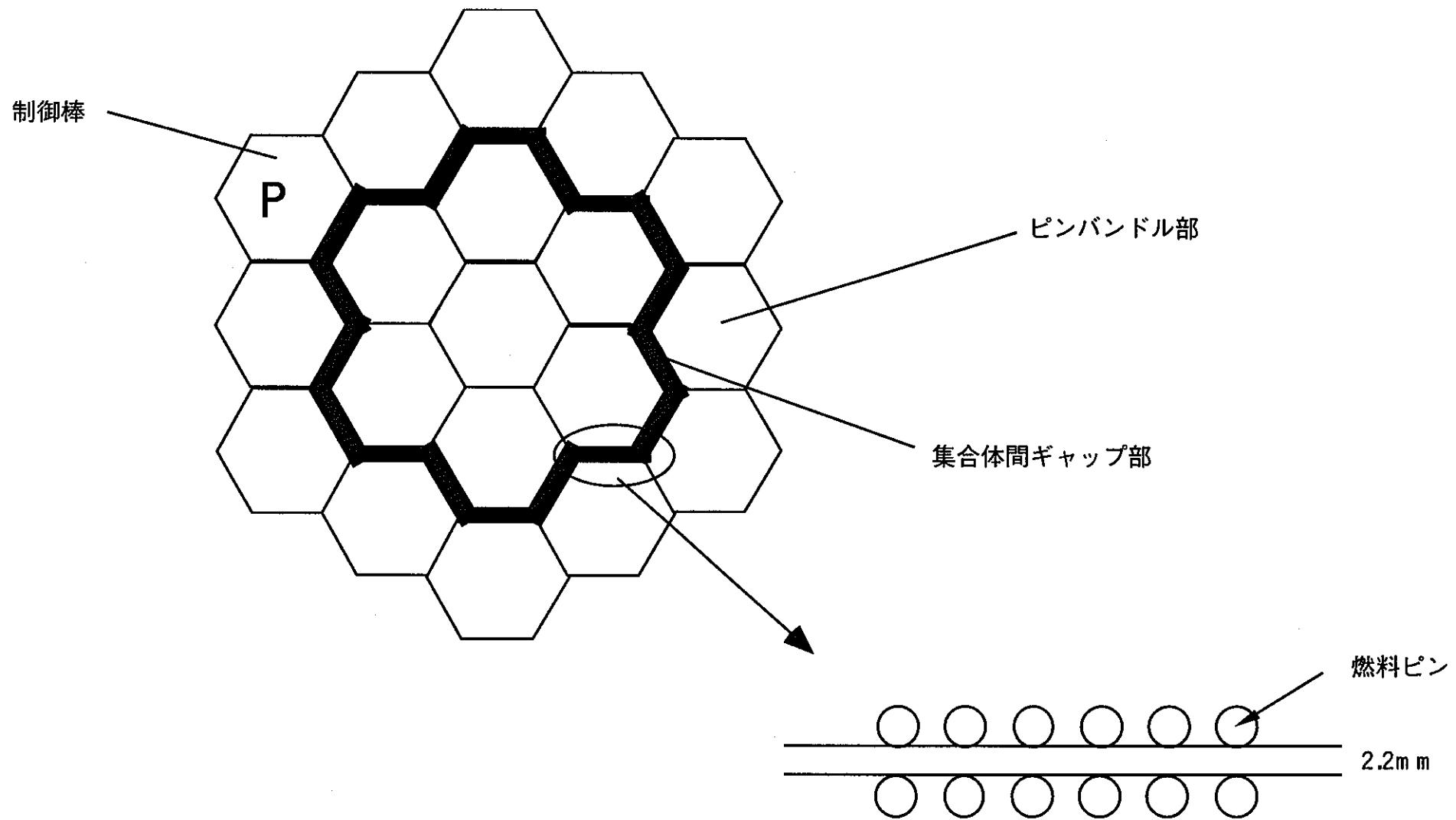


図3.5-7 ギャップ流路のイメージ

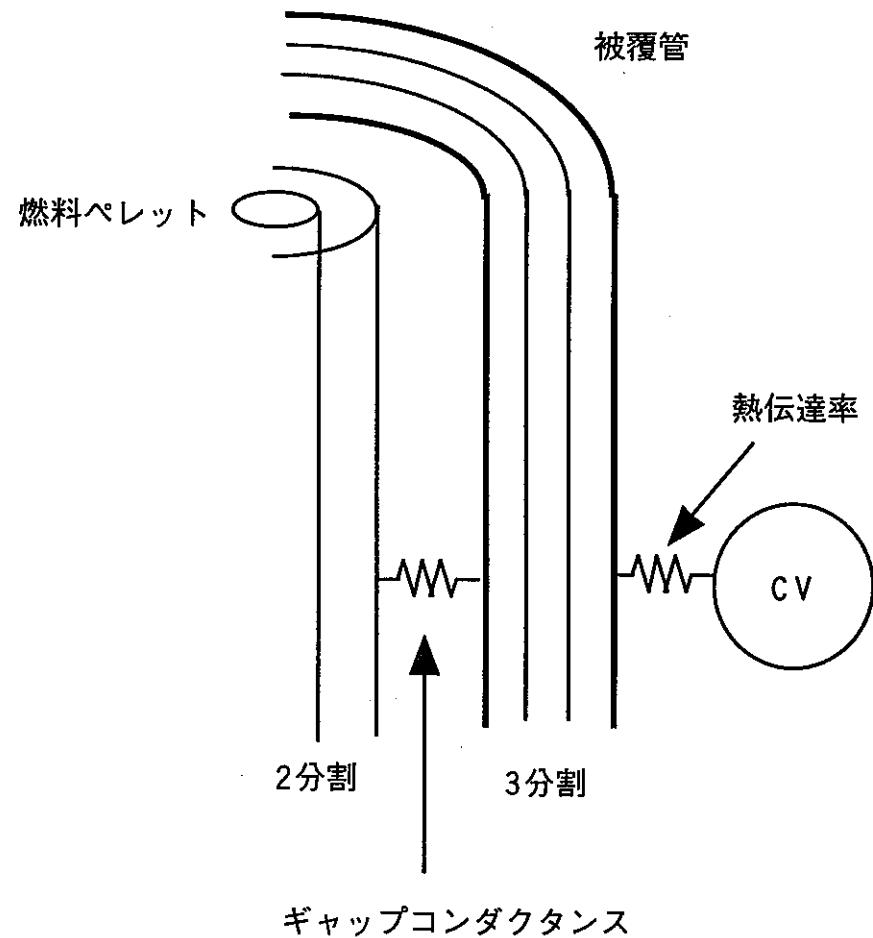


図3.5-8 燃料ピン伝熱構造モデル

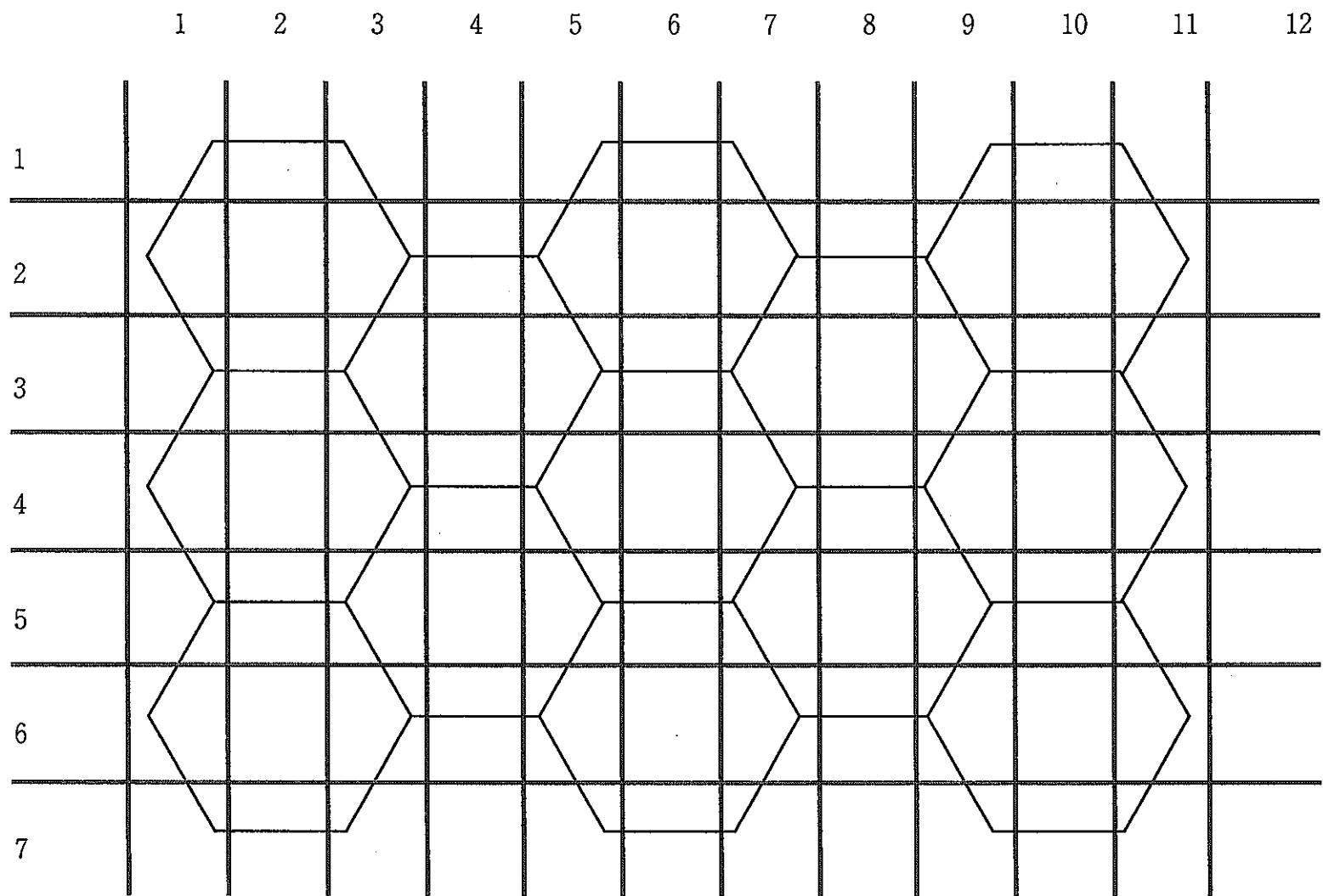


図3.5-9 水平方向メッシュ分割イメージ（一部）

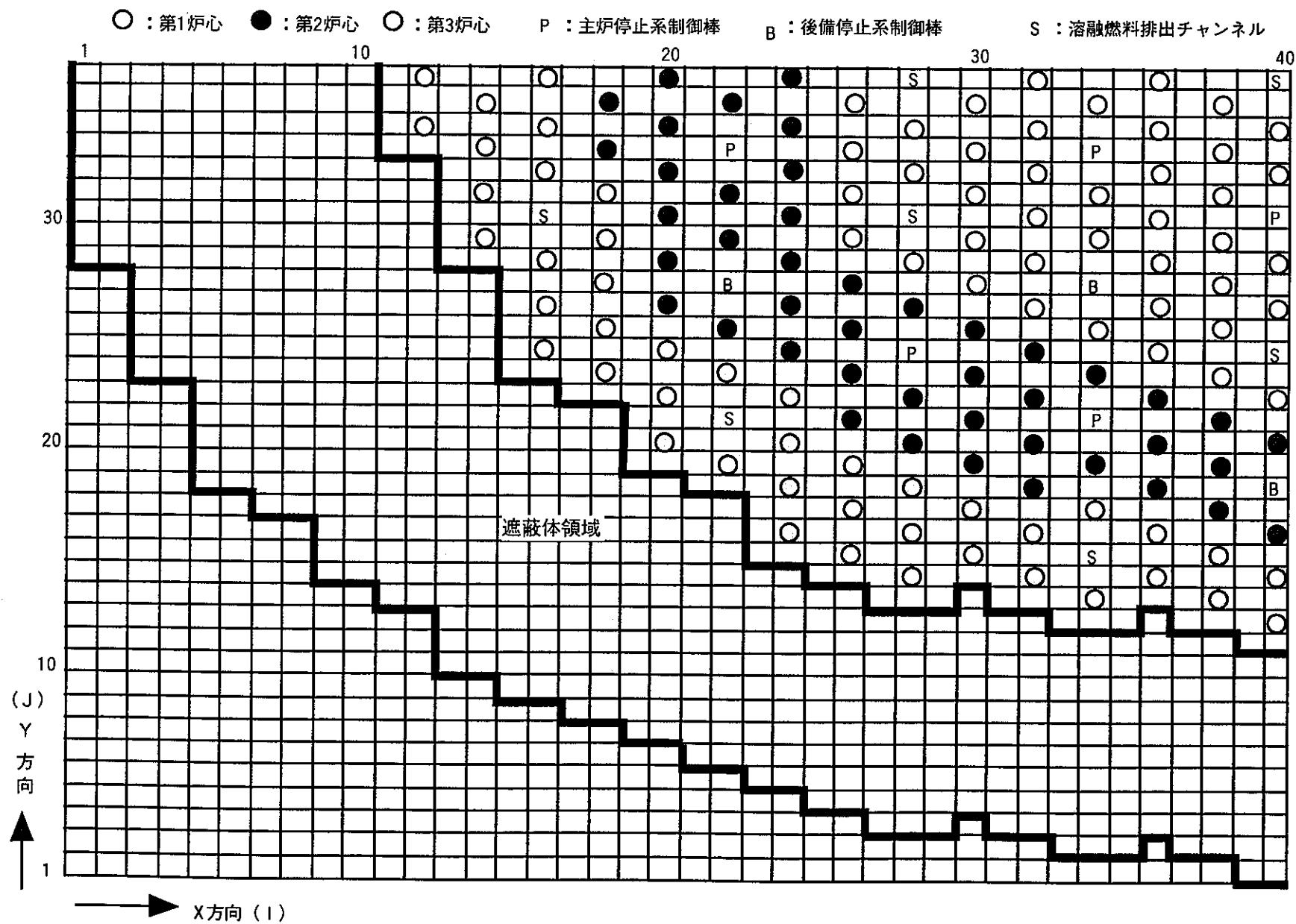


図3.5-10 水平方向メッシュ分割

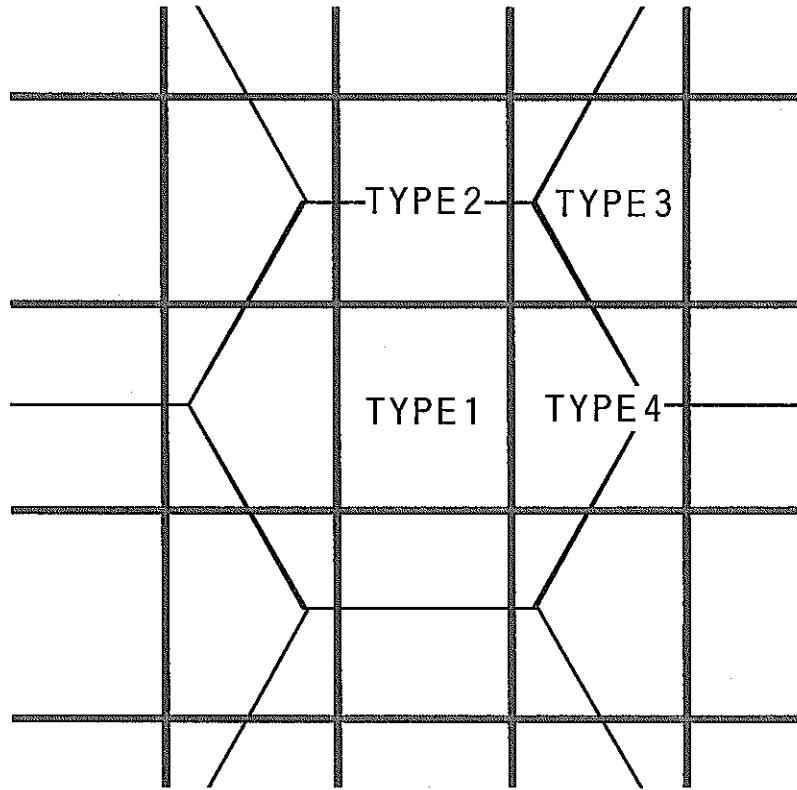


図3.5-11 スタガード1/4集合体モデルにおけるコントロールボリュームタイプ

第4章 伝熱流動相関式の調査

各種炉型における炉心燃料設計やプラント動特性解析、安全評価解析に必要となる圧力損失、熱伝達率といった伝熱相関式を整備することを目的として、主に文献をベースとした調査を実施した。調査対象は、既にデータを有するナトリウム以外とし、炭酸ガス冷却炉、ヘリウムガス冷却炉、液体鉛冷却炉の炉心部圧力損失相関式および熱伝達相関式とした。各炉いずれも燃料はピンバンドル体系を前提とし、層流から乱流領域をカバーする相関式を求めた。燃料バンドル部に関しては、グリッドスペーサ、リブなどの効果を考慮する式を含めて調査した。

摘出された伝熱相関式は、必要に応じて解析コードに組み込み簡易解析を通して、その適用性の吟味を行った。ガス冷却炉については、適用可能な複数の相関式を摘出した。一例として乱流領域における滑らかな燃料ピン表面に対する圧力損失係数・熱伝達率相関式候補の比較を図 4-1、4-2 に示す。これらの中から、使用実績、データの信頼性、保守性、使い易さといった観点から、適用候補を絞り込んだ。一方、鉛そのものに関しては情報が少なく、NaK や水銀など液体金属のデータも加味することにより、現時点で妥当と思われる伝熱相関式を選定した。ただし、被覆管表面に酸化皮膜が形成されると熱伝達率が大きく減少するという知見にも注意すべきである。また、乱流領域の相関式と層流領域の相関式を連続に接続する関数を導入することにより、定格運転状態からスクラム過渡自然循環といった広い流量範囲の解析を可能とした。以下、摘出した伝熱流動相関式について述べる。

4.1 ガス冷却炉伝熱流動相関式

ガス冷却材の熱伝導率は他の冷却材と比較し極端に低いため、燃料ピン表面と冷却材間の温度差が大きくなる。この補正のため一般のガス伝熱流動評価式には壁温度が考慮されている場合が多い。従ってガス冷却材の伝熱流動評価をする際に、以下に推奨する相関式もこの例外ではなく、通常の冷却材伝熱流動相関式と比較して煩雑な手続きを踏む必要がある。

4.1.1 平滑面伝熱流動相関式

(1) 滑面圧力損失相関式

平滑面圧力損失の評価をする上で、層流域、遷移流域、乱流域のそれぞれの Re 数領域に対する圧損相関式を用いて行うこととなる。これら領域の境界 Re 数については Cheng-Todreas が、 Re_L を層流領域と遷移流領域の境界 Re 数、 Re_T を遷移流領域と乱流域の境界 Re 数としてバンドル体系に依存する次の評価式を提案している^[4-1]。

$$\text{Re}_L = 300 \times 10^{1.7(P/D-1.0)} \quad (4-1)$$

$$\text{Re}_T = 10000 \times 10^{0.7(P/D-1.0)} \quad (4-2)$$

ここで、 P はピンピッチ、 D はピン径である。

ガス冷却材に対してこの評価式を適用し、各 Re 数領域の閾値とした。

(a) 層流領域 ($0 < \text{Re} \leq \text{Re}_L$)

次の Sparrow の式を用いる^{[4-2], [4-3]}。

$$f = \frac{K}{\text{Re}} \left(\frac{T_w}{T_b} \right) \quad (4-3)$$

$$K = -128 + 260(P/D) - 60(P/D)^2 \quad (4-4)$$

ここで、 P はピンピッチ、 D はピン径、 T_w は被覆管壁の温度、 T_b は冷却材のバルク温度である。適用範囲は、 $1.3 < P/D < 1.5$ 。

(b) 乱流領域 ($\text{Re} \geq \text{Re}_T$)

次の Martelli の式を使用する^[4-2]。

$$f = 1.04 \left(0.0056 + 0.5 \text{Re}^{-0.32} \right) \quad (4-5)$$

適用範囲は、 $\text{Re} > 10^4$ 、 $1.3 < P/D < 1.5$ 。

(c) 遷移流領域 ($\text{Re}_L < \text{Re} < \text{Re}_T$)

Cheng-Todreas により提案された方法を用いて補完した次式 f_{TR} を使用する^[4-1]。

$$f_{TR} = (1 - \psi)^\gamma f_L + \psi^\gamma f_T \quad (4-6)$$

$$\psi = \frac{\log_{10} \text{Re} - \log_{10} \text{Re}_L}{\log_{10} \text{Re}_T - \log_{10} \text{Re}_L} \quad (4-7)$$

$$\gamma = 9/10 \quad (4-8)$$

ここで、 f_L は修正 Sparrow 式より求める圧損係数、 f_T は Martelli 式より求める圧損係数である。また、 γ の値に対しては、修正 Sparrow 式と Martelli 式を滑らかに補完

するため Cheng-Todreas の推奨値 $\gamma = 1/3$ とは異なる値を採用した。

(2) 平滑面熱伝達相關式

平滑面熱伝達性能の評価をする上で、層流域、遷移流域、乱流域のそれぞれの Re 数領域に対する相關式を用いることとなるが、これら領域の境界 Re 数については圧損評価に使用した閾値と同様、Cheng-Todreas 提案の評価式 4-1 式、4-2 式を用いる。

(a) 層流領域 ($0 < Re \leq Re_L$)

Miyatake の式を用いる^{[4-2],[4-4]}。

$$Nu = \frac{3.1(P/D - 1)^{0.1} + 324(P/D - 1)^{1.6}}{1 + 69.5(P/D - 1)^{2.4}} \quad (4-9)$$

ここでの Nu 数の代表長さはピン径である。適用範囲は、 $1.1 \leq P/D \leq 4.0$ 。

(b) 乱流領域 ($Re \geq Re_T$)

修正 Petukhov の式を使用する^{[4-2],[4-5]}。

$$Nu = Nu_{cir} [1 - \phi(\Pr)] \left[\frac{D_2}{D_1} \right]^{n(\Pr)} \left(\frac{T_w}{T_{in}} \right)^{-0.2} \quad (4-10)$$

$$Nu_{cir} = \frac{(\xi/8) Re \Pr}{k + 12.7\sqrt{(\xi/8)(\Pr^{2/3} - 1)}} \quad (4-11)$$

$$\xi = (1.82 \log_{10} Re - 1.64)^{-2} \quad (4-12)$$

$$k = 1.07 + 900/Re - 0.63/(1+10\Pr) \quad (4-13)$$

$$\phi(\Pr) = 0.45/(2.4 + \Pr) \quad (4-14)$$

$$n(\Pr) = 0.16 \Pr^{-0.15} \quad (4-15)$$

$$D_2 = \sqrt{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}} P \quad (4-16)$$

$$Re = \frac{u_m(D_2 - D_1)}{\nu}, \Pr = \frac{\nu}{\alpha} \quad (4-17)$$

ここで、 u_m は冷却材平均流速、 D_1 はピン径、 T_w は管壁の温度、 T_{in} は流路の入口部冷却材温度である。適用範囲は、 $4 \times 10^3 < Re < 6 \times 10^5$ 、 $0.6 < \Pr < 1.5$ 。

(c) 遷移流領域 ($\text{Re}_L < \text{Re} < \text{Re}_T$)

Cheng-Todreas により提案された方法を用いて補完した、遷移流領域熱伝達率 h_{TR} を使用する。

$$h_{TR} = (1 - \psi)^\gamma h_L + \psi^\gamma h_T \quad (4-18)$$

$$\psi = \frac{\log_{10} \text{Re} - \log_{10} \text{Re}_L}{\log_{10} \text{Re}_T - \log_{10} \text{Re}_L} \quad (4-19)$$

$$\gamma = 1.0 \quad (4-20)$$

ここで、 h_L は Sparrow の式より求めた熱伝達率、 h_T は修正 Petukhov 式より求めた熱伝達率である。また、 γ の値に対しては h_L と h_T を滑らかに補完するため 1.0 の値を採用した。

4.1.2 粗面（リブ付き面）伝熱流動相関式

粗面（リブ付き）伝熱流動評価をする上で定評ある相関式は、下に示す Dalle Donne の式である^[4-6]。Dalle Donne の式は環状円管内で実施された実験データから相関式化した半経験式であり、内壁が粗面の流動現象に特有な、流体力学的に滑面から粗面に移る領域、流体力学的に完全粗面の領域に適用可能である。

実際、当相関式はガス冷却材伝熱流動解析コード SAGAPO の伝熱流動相関式として採用されている。ヘリウム冷却材 12 本ピンバンドル体系の試験が、BR2(Belgian Reactor)の伝熱流動に関する設計と computer code SAGAPO の開発を目的に行われ、この試験結果を SAGAPO コードによる解析結果が比較的良好に再現していることから、当相関式の信頼性を確認することができる^[4-7]。圧力損失に関する解析結果と試験結果、さらに、中心サブチャンネルにおけるピン表面温度の解析結果と試験結果の比較を図 4-3, 4-4 に示す。

$$\sqrt{8/f} = R(h_w^+) + 2.5 \ln \left(\frac{r_0 - r}{h} \right) - \frac{3.75 + 1.25r_0/r}{1 + r_0/r} \quad (4-21)$$

$$St = \frac{f/8}{1 + \sqrt{f/8} [G(h_w^+) - R(h_w^+)]} \quad (4-22)$$

$$R(h_w^+) = R_0 + 0.4 \ln \left(\frac{h}{0.01(r_0 - r)} \right) + \frac{5}{\sqrt{h_w^+}} \left(\frac{T_w}{T_b} - 1 \right)^2 + \frac{5100}{h_w^{+3}} \quad (4-23)$$

$$R_0 = 9.3 \left(\frac{p-w}{h} \right)^{-0.73} - \left[2 + \frac{7}{(p-w)/h} \right] \log_{10} \left(\frac{h}{w} \right) \quad \text{for } 1 \leq \frac{p-w}{h} \leq 6.3 \quad (4-24)$$

$$R_0 = 1.04 \left(\frac{p-w}{h} \right)^{0.46} - \left[2 + \frac{7}{(p-w)/h} \right] \log_{10} \left(\frac{h}{w} \right) \quad \text{for } 6.3 \leq \frac{p-w}{h} \leq 160 \quad (4-25)$$

$$G(h_w^+) = G_0 \Pr^{0.44} (T_w / T_b)^{0.5} \left[\frac{h}{0.01(r_0 - r)} \right]^{0.053} \quad (4-26)$$

$$G_0 = K_1 h_w^{+K_2} \quad (4-27)$$

$$K_1 = 3.0 + 0.3 R_0 \quad (4-28)$$

$$K_2 = 0.32 - 0.017 R_0 \quad (4-29)$$

$$h_w^+ = h u^+ / \nu_w = (h / D_{vol}) \text{Re}_w \sqrt{f/8} \quad (4-30)$$

$$\text{Re} = \frac{u_m D_{vol}}{\nu}, \quad \Pr = \frac{\nu}{\alpha} \quad (4-31)$$

$$D_{vol} = \frac{2(r_0^2 - r_{vol}^2)}{r_{vol}}, \quad r_0 = \sqrt{\frac{\sqrt{3}}{2\pi}} P \quad (4-32)$$

ここで、 $R(h_w^+)$ 、 $G(h_w^+)$ はラフネスパラメータ、 r はピン半径、 r_0 はピン中心からせん断応力が零となる位置までの距離、 r_{vol} はリブを考慮した体積平均によるピン半径、 D_{vol} はリブを考慮した体積平均による水力等価直径、 h はリブ高さ、 p はリブピッチ、 w はリブ幅である。下付き文字については、 b は冷却材バルク温度 T_b で、 w は壁温度 T_w で見積もることを示している。

適用範囲は、 $\text{Re}_w \geq 3000$ 、 $h_w^+ \geq 6$ 、 $2 \leq (p-w)/h \leq 20$ 、 $0.25 \leq h/w \leq 2$ 、 $0.008 \leq h/(r_0 - r) \leq 0.235$ である。また、 $R(h_w^+)$ が $2.5 \ln h_w^+ + 5.5$ より大きい場合は $R(h_w^+) = 2.5 \ln h_w^+ + 5.5$ に置き換え、 $G_0 < 10$ のときは G_0 を10と置く。

(1) 粗面(リブ付面)圧力損失相関式

管表面に砂状粒子、リブ等が施されている場合の Re 数に対する圧力損失係数依存性については、通常の平滑面管内のそれとは異なるふるまいをする。図4-5はNikuradseが管表面に砂状粒子を貼り付けた円管の圧力損失係数を測定した実験結果である^{[4-8],[4-9]}。この図で特徴的なことは、粗面圧力損失係数が層流領域から遷移流領域まで平滑面圧力損失係数と同じ Re 数依存性を示すが、乱流領域内のある Re 数から平滑面圧損式である Blasius の式より逸脱し、増大しながらやがて Re 数依存のない一定な値となることである。さらに

この図より平滑面圧損係数から逸脱する Re 数と、一定値となる Re 数が砂状粒子の粗さにより異なることが理解される。Nikuradse はラフネスレイノルズ数 h^+ （代表長さを等価粗さ、代表速度を摩擦速度とした Re 数）を導入しこれを用いて、粗面管に特徴的な流動領域を次の三つに分割した。

$$\cdot \text{流体力学的に滑らかな領域 } (0 < h^+ \leq 5) \quad (4-33)$$

$$\cdot \text{流体力学的に滑らかな領域から完全粗面に移行する領域 } (5 < h^+ < 70) \quad (4-34)$$

$$\cdot \text{流体力学的に完全粗面の領域 } (h^+ \geq 70) \quad (4-35)$$

従って、粗面(リブ付き面)圧力損失を評価する際には、Re 数よりもむしろリブ高さに依存するラフネスレイノルズ数 h^+ により流動領域を区分し、各領域に対する相関式を使用することとなる。

(a) 流体力学的に滑らかな領域 ($0 < h^+ \leq 5$)

平滑面に対して推奨された熱伝達相関式を用いる。但し、リブを考慮した体積平均による水力等価直徑を用いる^[4-10]。

(b) 流体力学的に完全粗面の領域 ($h^+ \geq 70$)

次の Baumann の式を用いる^[4-11]。Baumann 式のラフネスレイノルズ数に関する適用範囲は $h^+ > 100$ であるが、ここでは流体力学的に完全粗面の領域の流動領域範囲として Nikuradse 提案による $h^+ \geq 70$ を採用しているため、 $70 \leq h^+ \leq 100$ の領域に対しても、完全粗面の領域に適用される（圧力損失係数の Re 数依存性がない。）当相関式を用いることとする。

$$\sqrt{8/f} = 2.5 \ln(L/h) + R - G \quad (4-36)$$

$$R_0 = a_1(p/h)^{a_2} + a_3(p/h)^{a_4} \quad (4-37)$$

$$a_1 = 18.5(h/w)^{-0.9473} \quad (4-38)$$

$$a_2 = -1.143(h/w)^{-0.147} \quad (4-39)$$

$$a_3 = 0.33(h/w)^{0.1483} \quad (4-40)$$

$$a_4 = 0.758(h/w)^{-0.11} \quad (4-41)$$

$$R_{k1,k2} = 2.900 + 1.490(h/L) - 1.972(h/L)^2 \quad (4-42)$$

$$R_{0k1,k2} = 2.900 \quad (4-43)$$

$$R = R_0 + (R_0/R_{0k1,k2})(R_{k1,k2} - R_{0k1,k2}) \quad (4-44)$$

$$G = 3.75 \quad (4-45)$$

$$L = D_{vol}/2 \quad (4-46)$$

$$h^+ = hu^*/\nu = (h/D_{vol}) \text{Re} \sqrt{f/8} \quad (4-47)$$

ここで、 h^+ はラフネスレイノルズ数、 u^* は摩擦速度、 D_{vol} はリブを考慮した体積平均による等価直径、 p はリブピッチ、 h はリブ高さ、 w はリブ幅である。
適用範囲は、 $R_0 < 10$ 、 $1 < p/h < 40$ 、 $0.3 < h/w < 8$ 。

(c) 流体力学的に滑らかな領域から完全粗面に移行する領域 ($5 < h^+ < 70$)

移行領域に対する圧力損失評価式として、 $\phi - 1$ の幕級数で 3 次の項まで展開し $5 < h^+ < 70$ 領域の境界に対して Re 数に関する勾配が $0 < h^+ \leq 5$ と $h^+ \geq 70$ の各領域に対する圧力損失式の勾配に等しいという条件を課すことにより、滑らかに補間した次式 f を暫定的に使用する。

$$f = f_R(\text{Re}_R) + [3\{f_s(\text{Re}_s) - f_R(\text{Re}_R)\} + C \text{Re}_s \dot{f}_s(\text{Re}_s)](\phi - 1)^2 + [2\{f_s(\text{Re}_s) - f_R(\text{Re}_R)\} + C \text{Re}_s \dot{f}_s(\text{Re}_s)](\phi - 1)^3 \quad (4-48)$$

$$\text{Re}_s = \text{Re}(h^+ = 5) \quad (4-49)$$

$$\text{Re}_R = \text{Re}(h^+ = 70) \quad (4-50)$$

$$\dot{f}_s(\text{Re}) = \frac{d}{d(\text{Re})} f_s(\text{Re}) \quad (4-51)$$

$$\phi = \frac{\log_{10} \text{Re} - \log_{10} \text{Re}_s}{\log_{10} \text{Re}_R - \log_{10} \text{Re}_s} \quad (4-52)$$

$$C = (\log_{10} \text{Re}_R - \log_{10} \text{Re}_s) \ln 10 \quad (4-53)$$

$\text{Re}(h^+ = 5)$ と $\text{Re}(h^+ = 70)$ の値は、繰り返し法を用いて以下の式を解くことにより求め
る

$$\text{Re}(h^+ = 5) : (h/D_{vol}) \text{Re} \sqrt{f_s(\text{Re})/8} - 5 = 0 \quad (4-54)$$

$$\text{Re}(h^+ = 70) : (h/D_{vol}) \text{Re} \sqrt{f_R(\text{Re})/8} - 70 = 0 \quad (4-55)$$

$f_R(\text{Re})$ は Baumann の式、 $f_s(\text{Re})$ は推奨された平滑面圧力損失相関式である。但し、
ここでの $f_s(\text{Re})$ はリブを考慮した体積平均による水力等価直径を用いる。

(2) 粗面熱伝達相関式

粗面熱伝達性能の評価をする上で、粗面管内に特徴的な各流動流域に対する相関式を用い
ることとなるが、これら領域の境界ラフネスレイノルズ数 h^+ については粗面圧損評価に使

用した閾値と同様に、Nikuradse 提案の値（4-33 式, 4-34 式, 4-35 式）を用いる。

(a) 流体力学的に滑らかな領域 ($0 < h^+ \leq 5$)

平滑面に対して推奨された熱伝達相関式を用いる。但し、リブを考慮した体積平均による水力等価直径を用いる^[4-10]。

(b) 流体力学的に完全粗面の領域 ($h^+ \geq 70$)

次の Webb の式を用いる^{[4-12], [4-13]}。

$$St = \frac{\xi/8}{1 + \sqrt{\xi/8} [4.5(h^+)^{0.28} \text{Pr}^{0.57} - 0.95(p/h)^{0.53}]} \quad (4-56)$$

$$\sqrt{8/\xi} = 2.5 \ln[D_{eq}/2h] - 3.75 + 0.95(p/h)^{0.53} \quad (4-57)$$

$$h^+ = hu^*/\nu = (h/D_{eq}) \text{Re} \sqrt{\xi/8} \quad (4-58)$$

ここで、 h^+ はラフネスレイノルズ数、 u^* は摩擦速度、 D_{eq} は等価直径、 h はリブ高さ、 p はリブピッチである。適用範囲は、 $0.004 < h/D_{eq} < 0.08$ 、 $10 < p/h < 40$ 、 $0.71 < \text{Pr} < 37.6$ 。

(c) 流体力学的に滑らかな領域から完全粗面に移行する領域 ($5 < h^+ < 70$)

平滑面に対して推奨された熱伝達相関式と Webb 式を Cheng-Todreas 提案の方法で補間した、移行領域熱伝達率 h を暫定的に使用する。

$$h = (1-\phi)^\gamma h_s + \phi^\gamma h_R \quad (4-59)$$

$$\phi = \frac{\log_{10} \text{Re} - \log_{10} \text{Re}_s}{\log_{10} \text{Re}_R - \log_{10} \text{Re}_s} \quad (4-60)$$

$$\gamma = 1.0 \quad (4-61)$$

$$\text{Re}_s = \text{Re}(h^+ = 5) \quad (4-62)$$

$$\text{Re}_R = \text{Re}(h^+ = 70) \quad (4-63)$$

h_s は推奨された熱伝達相関式より求めた熱伝達率である。但し、ここでの h_s はリブを考慮した体積平均による水力等価直径を用いる。 h_R は Webb 式より求めた熱伝達率である。 $\text{Re}(h^+ = 5)$ と $\text{Re}(h^+ = 70)$ の値は、4-54 式、4-55 式を用いて解く。また、 γ の値については h_s と h_R を滑らかに補完するため 1.0 の値を採用した。

以上の各流動流動領域に対して推奨された相関式による Re 数に対する圧力損失係数と Nu 数の変化を、図 4-6, 4-7, 4-8, 4-9 に示す。各図では Dalle Donne の式と前述した推奨式が比較されている。ここでは ETGBR, GBR4 体系を参考とし、冷却材バルク温度 T_b 、圧力 P 、及び Q/F (発熱量/質量流量) 一定条件で Re 数をパラメータとしている(中心サブチャンネルを対象とし、平均流速としてバンドル平均流速を使用した。)。リップ形状については、Rehme らによる実験(37 ピンバンドル体系)の中で用いられた GCFR 体系の模擬条件 [4-7],[4-14]を使用した。また、冷却材の物性値として炉燃 Gr 提示の相関式を採用した。

4.2 鉛及び鉛-ビスマス冷却炉伝熱流動相関式

鉛及び鉛-ビスマス冷却材は、ナトリウムと比較しその密度の大きさから圧力損失が大きくなる。従って通常の LCFR は燃料集合体内の流路断面積は広く P/D が 1.4 ~ 1.6 の値をとり、燃料ピン配列は四角配列を構成している。しかしながらフェーズ 1 の設計段階においては、三角配列に対する相関式も要求される。よって、以下に推奨する伝熱流動相関式は、燃料ピン配列が三角配列及び四角配列を構成している場合に分けて提案されている。

また、鉛及び鉛-ビスマス冷却材は、冷却材内における酸化物等の不純物によりその伝熱性能が大きく変化することが知られている。図 4-10 は、Lubarsky-Kaufman によって入手された様々な液体金属の熱伝達に関する実験データを整理したものである[4-15],[4-16]。この図より、実験データのほとんどが液体金属に対する熱伝達理論式、Lyon-Martinelli の式よりも低いことが分かる。この理論式と実験データの誤差原因については現在も明確な説明がなされていないが、水銀、鉛-ビスマス等の非アルカリ金属については、冷却材中の不純物が伝熱管表面の濡れ性に影響を与えることにより、その熱伝達性能が変化することが知られている[4-17],[4-18],[4-19],[4-20]。ここで推奨熱伝達相関式は、冷却材中の純度管理が行われている場合を想定している。

4.2.1 圧力損失相関式

鉛及び鉛-ビスマス冷却材圧力損失の評価をする上で層流域、遷移流域、乱流域のそれぞれの Re 数領域に対する圧損相関式を用いるが、各領域の境界 Re 数についてはガス冷却材と同様、Cheng-Todreas 提案の評価式 4-1 式、4-2 式を用いる。

(1) 三角配列に対する圧力損失相関式

(a) 層流領域 ($0 < Re \leq Re_L$)

次の Cheng-Todreas の式を用いる^[4-1]。

$$f = C / \text{Re} \quad (4-64)$$

$$C = 62.97 + 216.9(P/D - 1) - 190.2(P/D - 1)^2 \quad (4-65)$$

適用範囲は、 $\text{Re} \leq \text{Re}_L$ 、 $1.1 < P/D < 1.5$ 。

(b) 乱流領域 ($\text{Re} \geq \text{Re}_T$)

次の Cheng-Todreas の式を使用する^[4-1]。

$$f = C / \text{Re}^{0.18} \quad (4-66)$$

$$C = 0.1458 + 0.03632(P/D - 1) - 0.03333(P/D - 1)^2 \quad (4-67)$$

適用範囲は、 $\text{Re} \geq \text{Re}_T$ 、 $1.1 < P/D < 1.5$ 。

(c) 遷移流領域 ($\text{Re}_L < \text{Re} < \text{Re}_T$)

Cheng-Todreas により提案された方法を用いて補完した次式 f_{TR} を使用する^[4-1]。

$$f_{TR} = (1 - \psi)^\gamma f_L + \psi^\gamma f_T \quad (4-68)$$

$$\psi = \frac{\log_{10} \text{Re} - \log_{10} \text{Re}_L}{\log_{10} \text{Re}_T - \log_{10} \text{Re}_L} \quad (4-69)$$

$$\gamma = 2/3 \quad (4-70)$$

ここで、 f_L は層流領域の圧損係数、 f_T は乱流領域の圧損係数である。また、 γ の値に対しては f_L と f_T を滑らかに補完するため $2/3$ の値を採用した。

(2) 四角配列に対する圧力損失相関式

(a) 層流領域 ($0 < \text{Re} \leq \text{Re}_L$)

次の Cheng-Todreas の式を用いる^[4-1]。

$$f = C / \text{Re} \quad (4-71)$$

$$C = 35.55 + 263.7(P/D - 1) - 190.2(P/D - 1)^2 \quad (4-72)$$

適用範囲は、 $\text{Re} \leq \text{Re}_L$ 、 $1.1 < P/D < 1.5$ 。

(b) 乱流領域 ($\text{Re} \geq \text{Re}_T$)

次の Cheng-Todreas の式を使用する^[4-1]。

$$f = C / \text{Re}^{0.18} \quad (4-73)$$

$$C = 0.1339 + 0.09059(P/D - 1) - 0.09926(P/D - 1)^2 \quad (4-74)$$

適用範囲は、 $\text{Re} \geq \text{Re}_T$ 、 $1.1 < P/D < 1.5$ 。

(c) 遷移流領域 ($\text{Re}_L < \text{Re} < \text{Re}_T$)

Cheng-Todreas により提案された方法を用いて補完した次式 f_{TR} を使用する^[4-1]。

$$f_{TR} = (1 - \psi)^\gamma f_L + \psi^\gamma f_T \quad (4-75)$$

$$\psi = \frac{\log_{10} \text{Re} - \log_{10} \text{Re}_L}{\log_{10} \text{Re}_T - \log_{10} \text{Re}_L} \quad (4-76)$$

$$\gamma = 2/3 \quad (4-77)$$

ここで、 f_L は層流領域の圧損係数、 f_T は乱流領域の圧損係数である。また、 γ の値に対しては、 f_L と f_T を滑らかに補完するため $2/3$ の値を採用した。

4.2.2 熱伝達相関式

熱伝達性能の評価を行う上で、層流域、遷移流域、乱流域のそれぞれの Re 数領域に対する相関式を用いることとなるが、これら領域の境界 Re 数については圧損評価に使用した閾値と同様、Cheng-Todreas 提案の評価式 4-1 式、4-2 式を用いる。

(1) 三角配列に対する熱伝達相関式

(a) 層流領域 ($0 < \text{Re} \leq \text{Re}_L$)

次の Miyatake の式を用いる^[4-4]。

$$Nu = \frac{3.1(P/D - 1)^{0.1} + 324(P/D - 1)^{1.6}}{1 + 69.5(P/D - 1)^{2.4}} \quad (4-78)$$

ここでの Nu 数の代表長さはピン径である。適用範囲は、 $1.1 \leq P/D \leq 4.0$ 。

(b) 乱流領域 ($\text{Re} \geq \text{Re}_T$)次の Sleicher の式を使用する^[4-21]。

$$Nu = 6.3 + 0.0167Pe^{0.85} \Pr^{0.08} \quad (4-79)$$

適用範囲は、 $10^4 < \text{Re} < 10^6$ 、 $0.004 < \Pr < 0.1$ 。(c) 遷移流領域 ($\text{Re}_L < \text{Re} < \text{Re}_T$)Cheng-Todreas により提案された方法を用いて補完した、遷移流領域熱伝達率 h_{TR} を使用する。

$$h_{TR} = (1 - \psi)^\gamma h_L + \psi^\gamma h_T \quad (4-80)$$

$$\psi = \frac{\log_{10} \text{Re} - \log_{10} \text{Re}_L}{\log_{10} \text{Re}_T - \log_{10} \text{Re}_L} \quad (4-81)$$

$$\gamma = 1.0 \quad (4-82)$$

ここで、 h_L は Miyatake の式より求めた熱伝達率、 h_T は Sleicher の式より求めた熱伝達率である。また、 γ の値に対しては、Miyatake 式と Sleicher 式を滑らかに補完するため 1.0 の値を採用した。

(2) 四角配列に対する熱伝達相關式

(a) 層流領域 ($0 < \text{Re} \leq \text{Re}_L$)次の Miyatake の式を用いる^[4-4]。

$$Nu = \frac{3.6(P/D-1)^{0.2} + 32.2(P/D-1)^{1.5}}{1 + 9.1(P/D-1)^{2.2}} \quad (4-83)$$

ここでの Nu 数の代表長さはピン径である。適用範囲は、 $1.2 \leq P/D \leq 4.0$ 。(b) 乱流領域 ($\text{Re} \geq \text{Re}_T$)Sleicher の式 (4-79 式) を使用する^[4-21]。(c) 遷移流領域 ($\text{Re}_L < \text{Re} < \text{Re}_T$)

Cheng-Todreas により提案された方法を用いて補完した、遷移流領域熱伝達率 h_{TR} を使用する。

以上の各流動領域に対して推奨された相関式による Re 数に対する圧力損失係数と Nu 数の変化を、図 4-11、4-12 に示す。図 4-12においては、層流領域のヌセルト数として $Nu_L = Nu(D_{eq}/D)$ と変換した (Nu は 4-83 式、 D_{eq} は燃料ピン四角配列における中心サブチャンネルの水力等価直径、 D はピン径である)。また、ここでは BREAST300 体系を参照し、冷却材バルク温度 T_b 、圧力 P 、及び Q/F (発熱量/質量流量) 一定条件で Re 数をパラメータとしている(中心サブチャンネルを対象とし、平均流速としてバンドル平均流速を使用した。)。冷却材の物性値として炉燃 Gr 提示の相関式を採用した。

4.3 グリッドスペーサの圧力損失及び熱伝達への効果

グリッドスペーサの設計は様々であり、任意のバンドル体系及びリブ形状による圧力損失と熱伝達への効果について、汎用性ある評価法を提案することはできないが、以下に示す資料に基づき保守側の観点から暫定値を決めるのが妥当と思われる。

4.3.1 圧力損失への効果

n 個のスペーサが設置されている条件の下での圧力損失 ΔP は以下のように表される。

$$\Delta P = \Delta P_0 + n\Delta P_{sp} \quad (4-84)$$

$$\Delta P_{sp} = \xi \frac{1}{2} \rho v_m^2 \quad (4-85)$$

ここで、 ΔP_0 はペアバンドルの圧力損失、 ΔP_{sp} はスペーサによる圧力損失、 ξ はスペーサによる圧力損失係数、 ρ は冷却材密度、 v_m は冷却材のバンドル内平均流速を表す。

スペーサの圧力損失係数 ξ は、形状依存性が大きく試作による測定が設計評価上不可欠であるが、Rehme[4-22]の整理方法を用いれば概算は可能と考えられる。これは、圧力損失係数 ξ を修正形状圧損係数 C_p とスペーサ領域においてスペーサが流路を塞ぐ割合 ε を用いて、以下のように表すことで整理し易くしたものである。

$$\xi = C_v \cdot \varepsilon^2 \quad (4-86)$$

ここで、 ε はスペーサによる閉塞率であり、 $\varepsilon = A_{sp} / A$ (A_{sp} :スペーサ投影面積、 A :スペーサがない場合の流路断面積) で定義される。

Rehme は、三角ピッチ配列、四角ピッチ配列のバンドル体系を用いて、多くの種類のスペーサ形状に対し水試験を実施した。図 4-11 にこのときのスペーサ形状、表 4-1 に試験条件、図 4-12 に Re 数に対する修正形状圧損係数 C_v の測定結果を示す。 ξ そのものの値はスペーサ形状によって大きくばらつくが、 C_v はある程度まとまった傾向を示し、例えば三角ピッチ配列では $Re > 2 \times 10^4$ において $C_v = 6 \sim 7$ となっている。また、Swiss Federal Institute for Reactor Research[4-23]では、炭酸ガスによるバンドル圧力損失および熱伝達測定試験を実施している。スペーサ形状および軸方向に設置されたリブの位置を図 4-13 に示す。結果として得られたスペーサ部での圧力損失係数を図 4-14 に示す。損失係数は、 $Re > 10^4$ で 0.5 ~ 1.0 程度の値であり、Rehme によるスペーサ試験のうち比較的閉塞率の小さなものと同等の値となっている。

設計評価においては、図 4-12 をもとに C_v を決定し、(4-84 式)、(4-85 式)よりグリッドスペーサの圧力損失を評価すればよいと考える。

リブとグリッドスペーサの関係は、Rehme[4-24]の水を作動流体としたグリッドスペーサの圧力損失測定試験から把握できる。ここでは、GCFR の設計を考慮し、ピン表面に人工的に施されたリブがある場合と、ピン表面が滑らかな場合に対する測定が行われている。図 4-15 にピン表面のリブの形状、図 4-16 に軸方向に設けられたスペーサの位置を示す。測定は図 4-16 の一つのスペーサを含む A~B の領域に対し行われた。図 4-17 にリブがある場合と無い場合の、Re 数に対する修正形状係数 C_v の測定結果を示す（圧損係数 ξ もあり）。 $10^4 < Re < 7 \times 10^4$ の範囲で、リブがある場合の修正形状係数 C_v の方が、無い場合に比べて 26%から 34%高い値となっている。

4.3.2 熱伝達への効果

グリッドスペーサの熱伝達に対する影響が Zhukov らの文献[4-25]の中で報告されている。燃料ピン四角配列構成の試験体内に設置されたグリッドスペーサはハニーカムタイプ型であり、集合体入口部より 400[mm]に設定されている。設置部ではスペーサの閉塞により流路

断面積が 10% 減少している。 P/D が 1.46 に対して、 $Pe = 670, 961, 1236, 1700, 2150$ の 5 つの Nu 数実験データが与えられている。この実験データを図 4-18 に示す。 $Pe > 1000$ の場合、グリッドスペーサの後方部において約 20% の増大が確認され、総じてスペーサによる燃料ピン表面の温度上昇はないと報告している。

4.4 まとめ

Phase 1 の後半では、ここで推奨した伝熱相関式を用いて様々な解析評価を実施していく予定である。Phase 2においては、ある程度詳細設計が進み技術的成立性を高精度に評価する必要があるので、有望な燃料集合体形態に関して実験により伝熱相関式の精度を確認することが必須である。特に、リブ付き被覆管やグリッドスペーサ型燃料集合体の圧力損失や熱伝達は、リブ、ラッパー管隅部の設計に影響を受けるので重要である。鉛冷却炉に関しては適切な相関式のデータがないため、物性値および酸化皮膜の影響を含めた伝熱相関式の検討を行う必要がある。

表 4-1 グリッドスペーサ形状の試験条件

Geometrical Parameters of the Configurations Considered

	Tria-n-gular Spacer Grid	Spacer Coils	Rhombus-Type Spacer Grid	Ring-type Spacer Grid	Honeycomb-Type Spacer Grid	Axially Con-nected Tube Spacers	Transver-sally Con-nected Tube Spacers	Honeycomb-Type Spacers
Number of rods, n	37	37	37	37	169	25	25	36
Diameter of rod, D (mm)	12	12	12	12	6	12	12	12
Width across flats of hexagonal (tetragonal) channel, SW (mm)	103.8	103.8	98.1	110.6	105.2	87.8	87.8	87.8
Pitch-to-diameter ratio of rods, P/D	1.392	1.392	1.275	1.417	1.317	1.297	1.313	1.213
Ratio of wall distance, W/D	1.209	1.209	1.275	1.417	1.285	1.565	1.532	1.127
Relative plugging of flow cross section, $\epsilon = A_s / A$,	0.229	0.536	0.250	0.203	0.441	0.433	0.149	0.254
Height of grid, h (mm)	5	14	10	8	8	10	10/40	12
Number of supporting points per grid and rod	3	4	4	4	3	4	4	4 (every other rod)

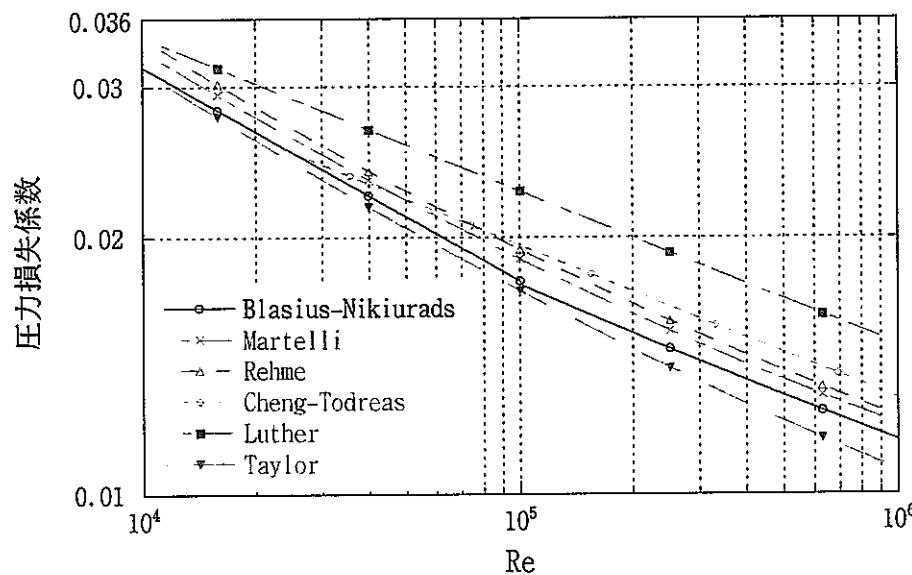


図 4-1 平滑面圧力損失係数の比較 (ETGBR 体系参照)

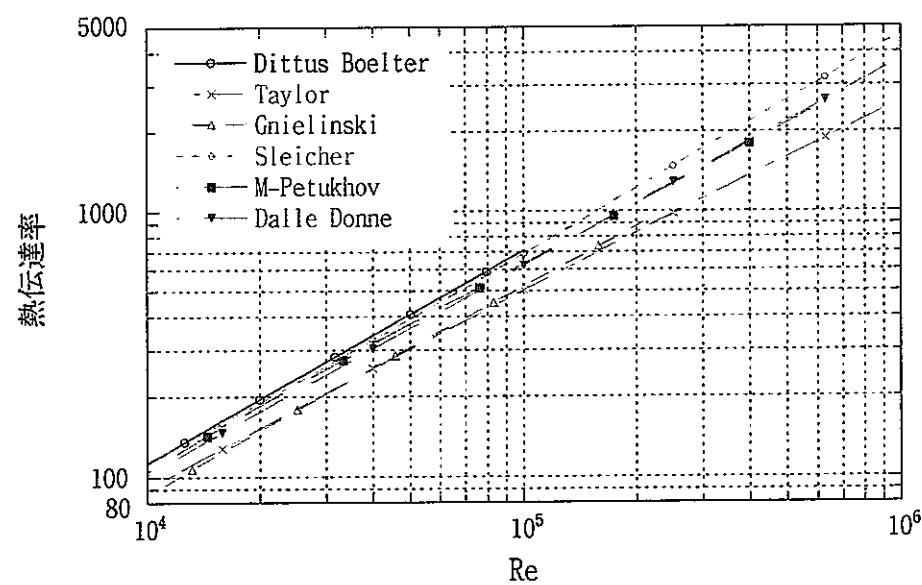


図 4-2 乱流領域における熱伝達率の比較 (ETGBR 体系参照)

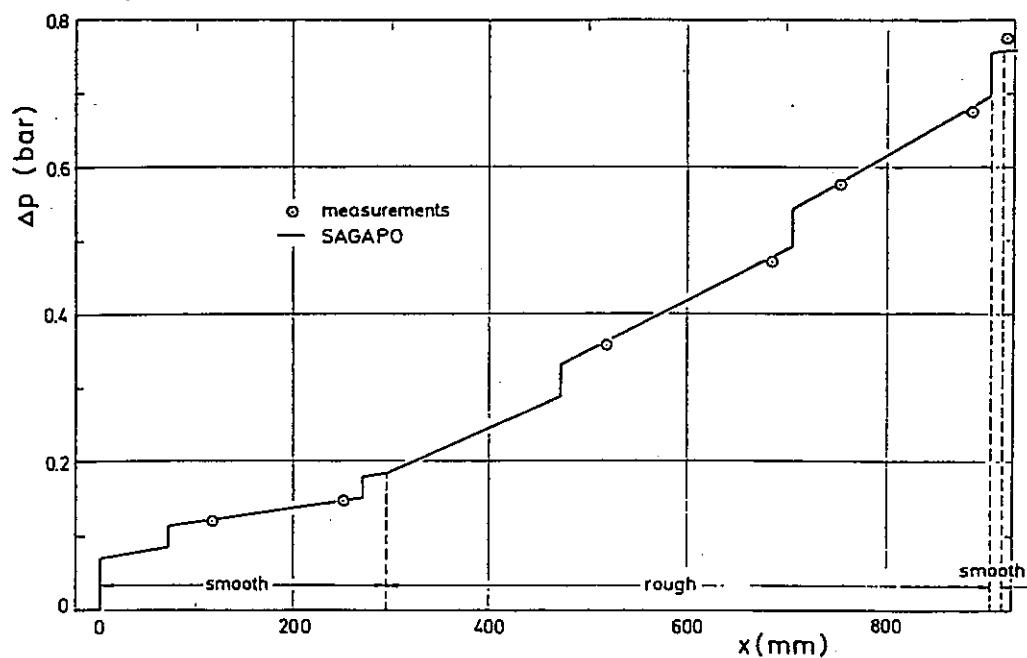


図 4-3 SAGAPO コードによる計算値と試験値の比較（圧力損失）

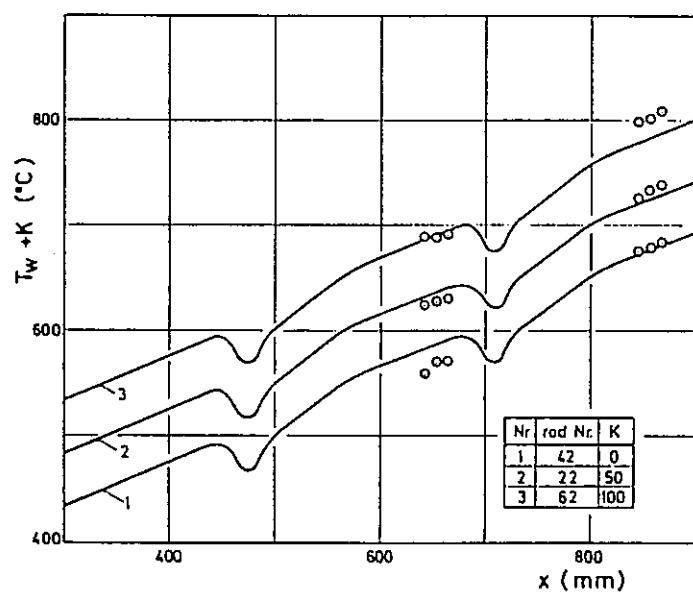


図 4-4 SAGAPO コードによる計算値と試験値の比較（ピン表面温度）

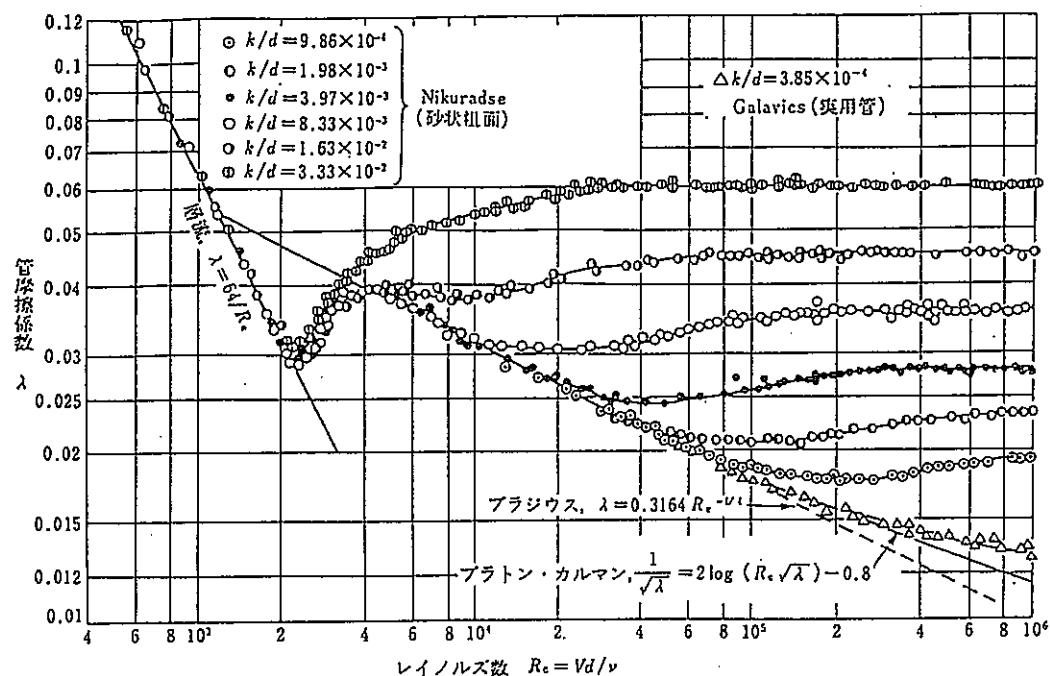


図 4-5 粗い円管の摩擦係数 (Nikuradse の実験)

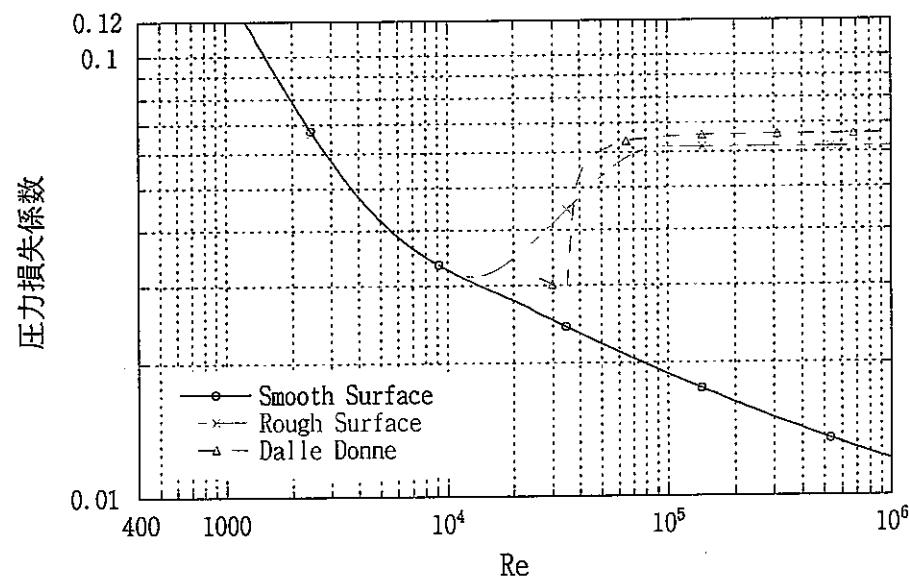


図 4-6 推奨された相関式による圧力損失係数 (ETGBR 体系参照)

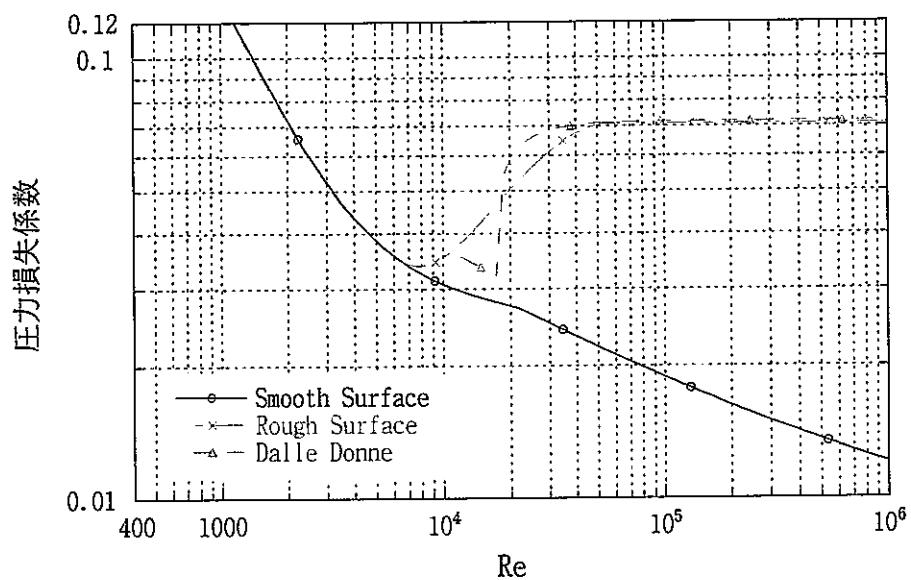


図 4-7 推奨された相関式による圧力損失係数 (GBR4 体系参照)

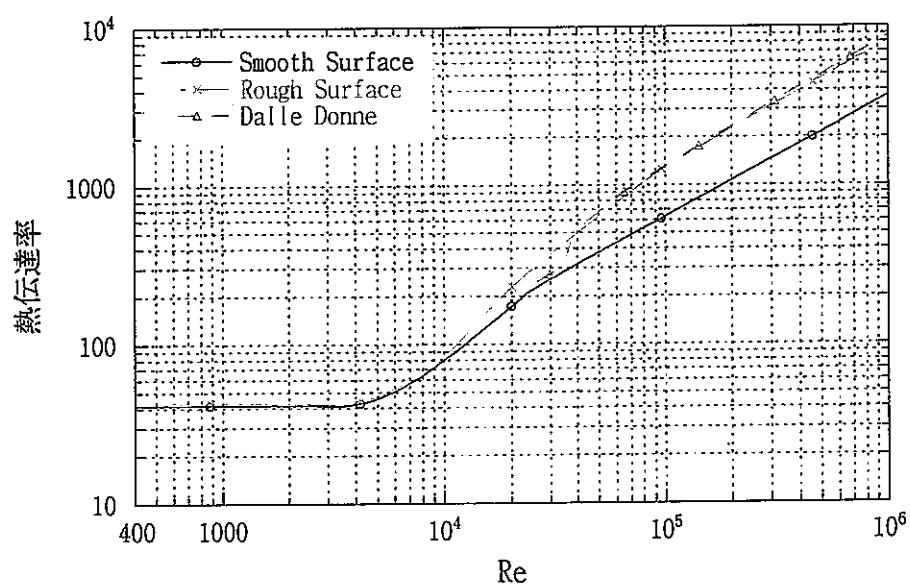


図 4-8 推奨された相関式による熱伝達率 (ETGBR 体系参照)

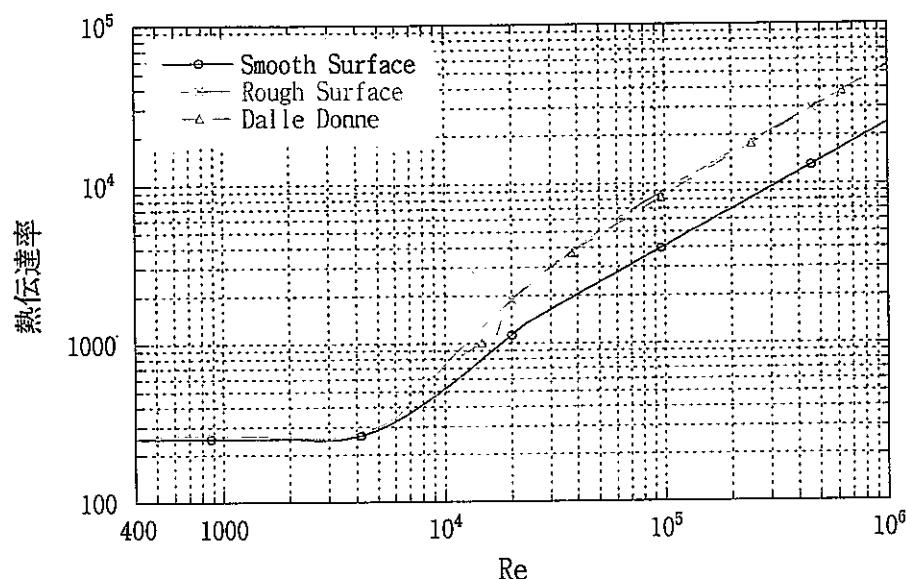


図 4-9 推奨された相関式による熱伝達率 (GBR4 体系参照)

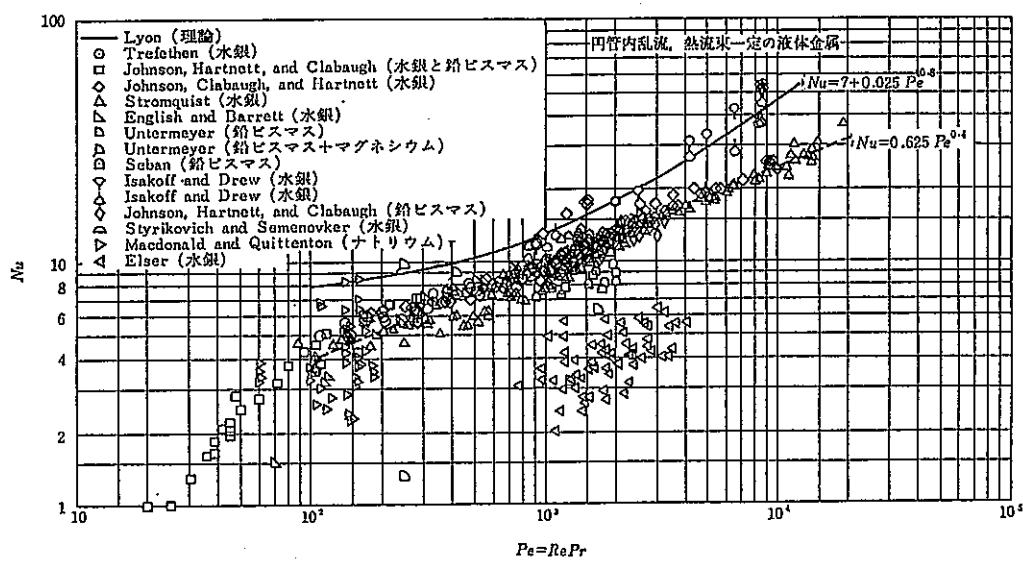


図 4-10 円管内の液体金属熱伝達 (ヌセルト数の理論値と実験値)

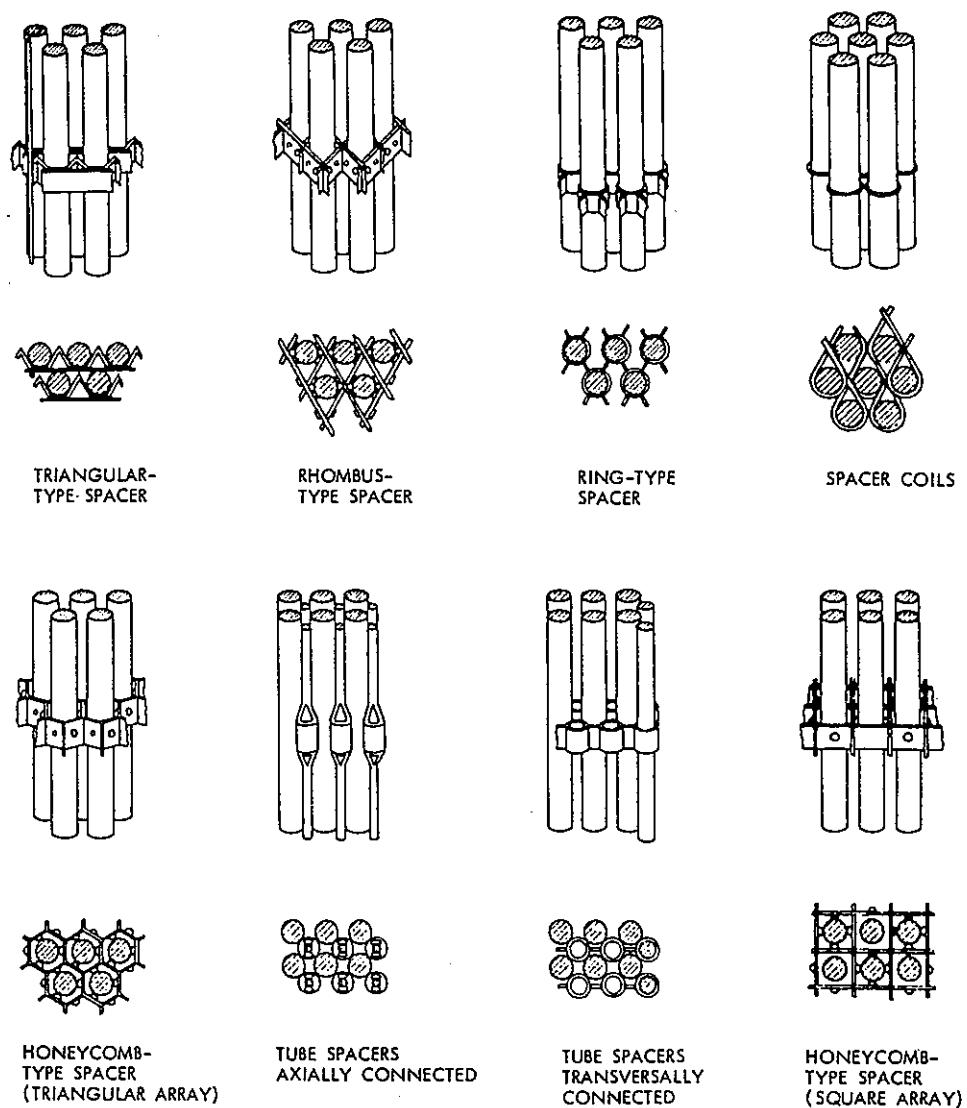
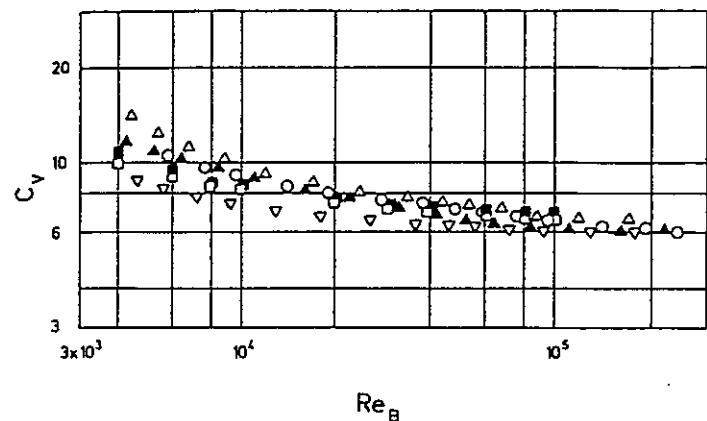
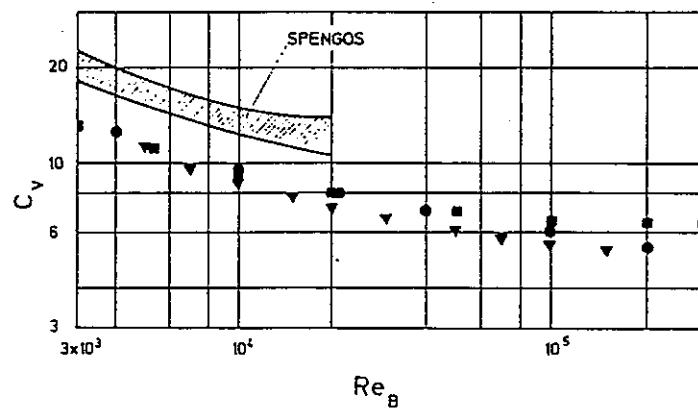


図 4-11 グリッドスペーサ形状



TRIANGULAR ARRAY

- ▽ SPACER COILS
- HONEY-COMB-TYPE SPACER, n=1
- HONEY-COMB-TYPE SPACER, n=2
- △ TRIANGULAR-TYPE SPACER
- ▲ RHOMBUS-TYPE SPACER
- RING-TYPE SPACER



SQUARE ARRAY

- TUBE SPACERS TRANSVERSALLY CONNECTED
- ▼ TUBE SPACERS AXIALLY CONNECTED
- HONEY-COMB-TYPE SPACER

図 4-12 修正形状圧力損失係数 C_v の測定結果

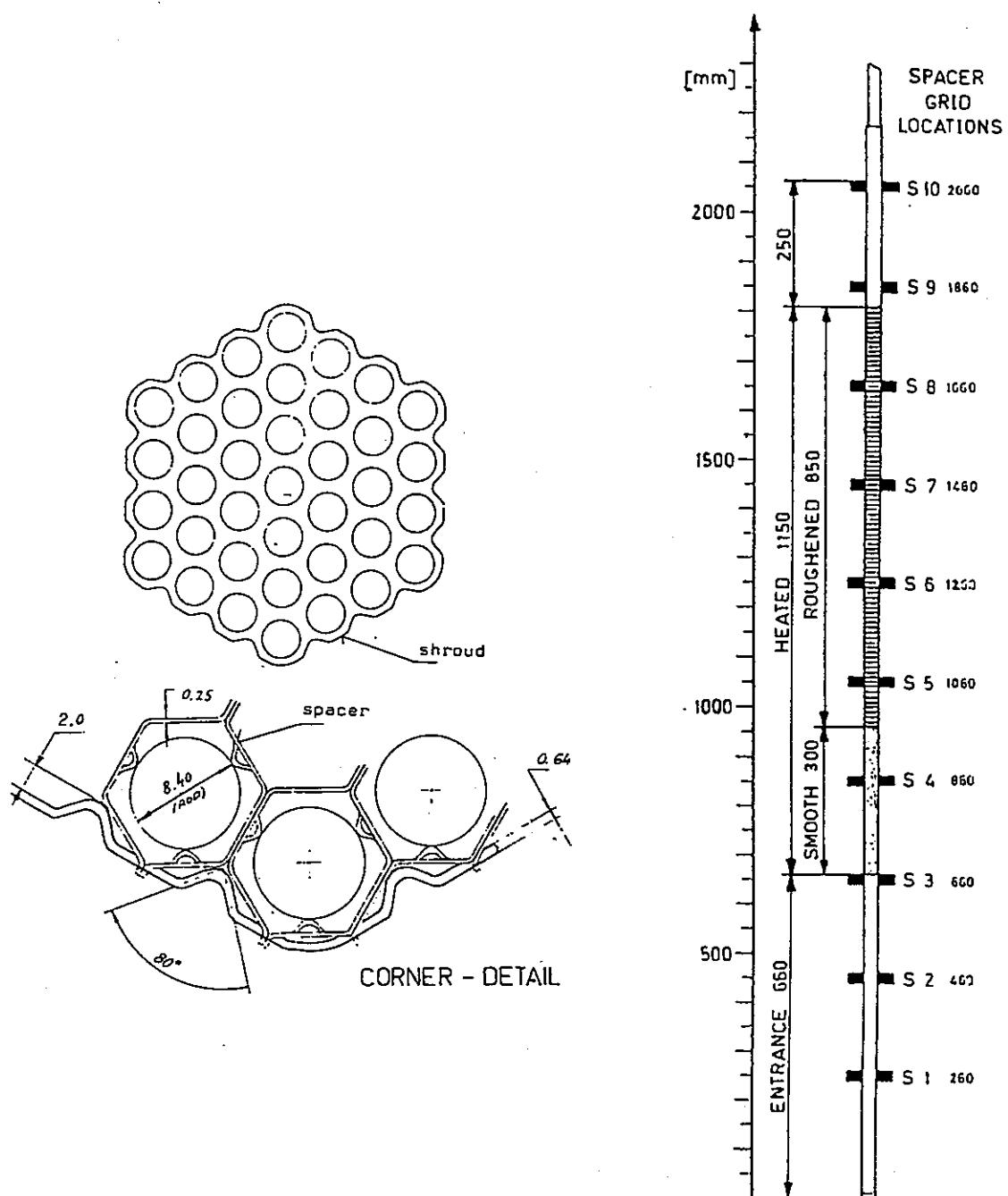


図 4-13 グリッドスペーサ形状及びリブ設置位置

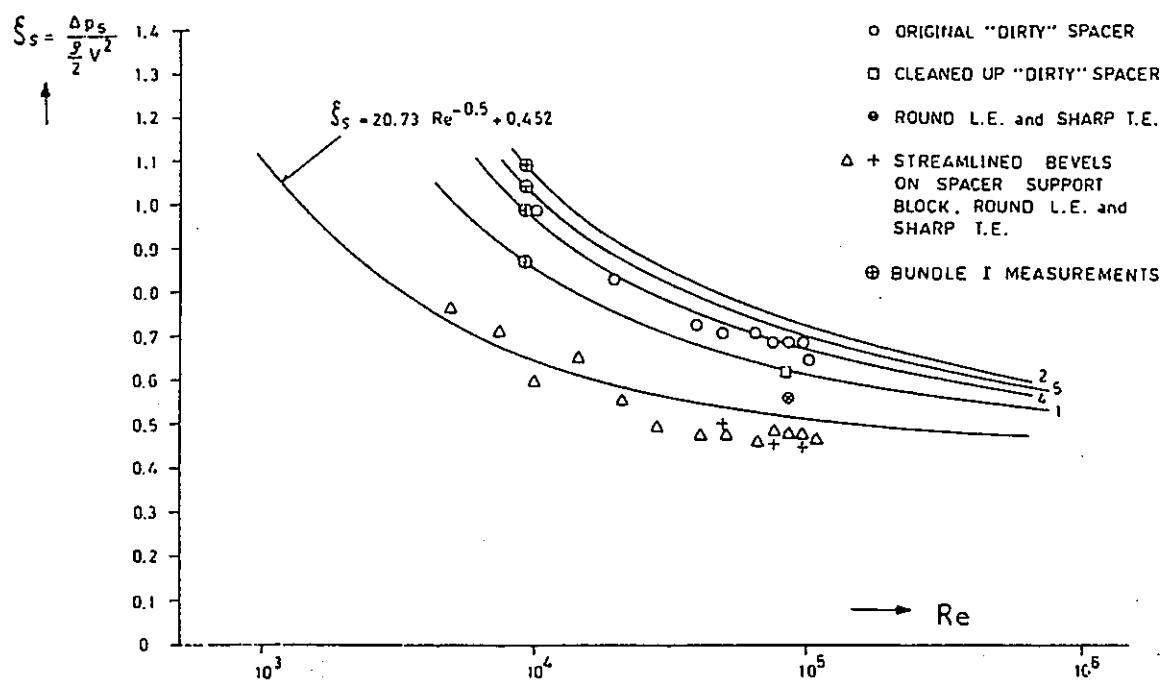


図 4-14 グリッドスペーサ圧力損失係数の測定値

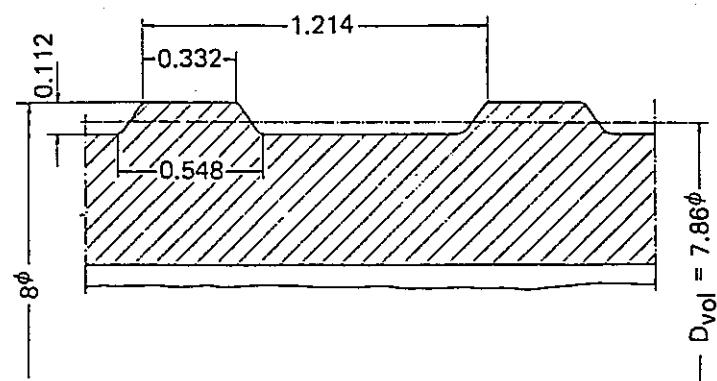


図 4-15 リブ形状

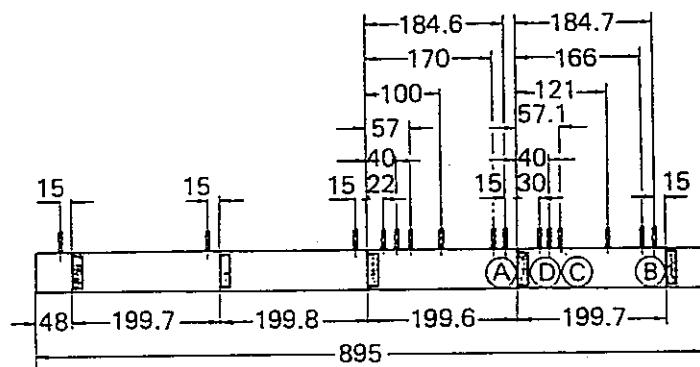


図 4-16 グリッドスペーサの位置

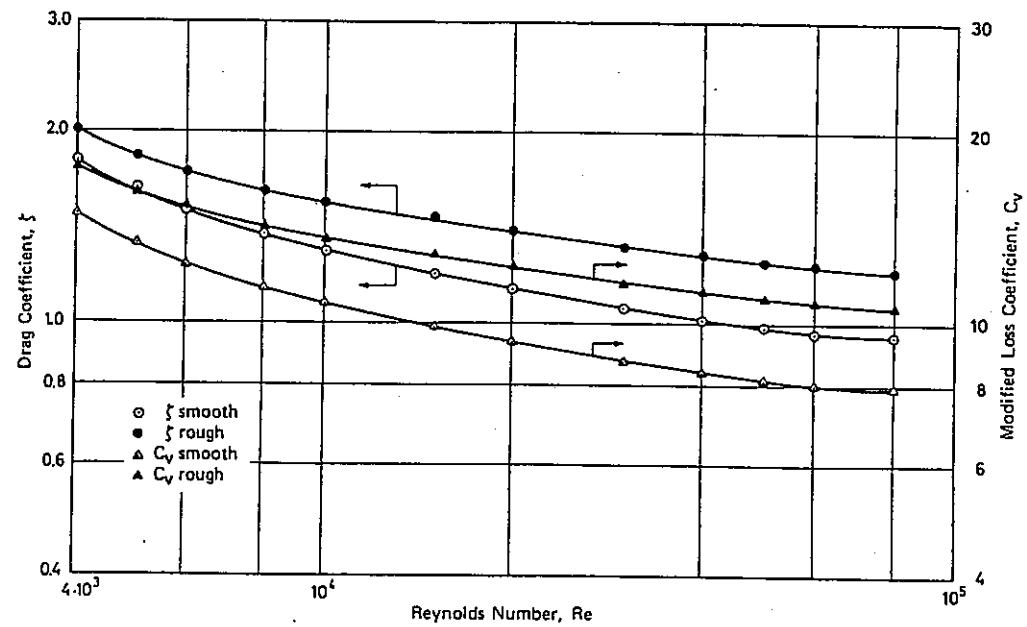
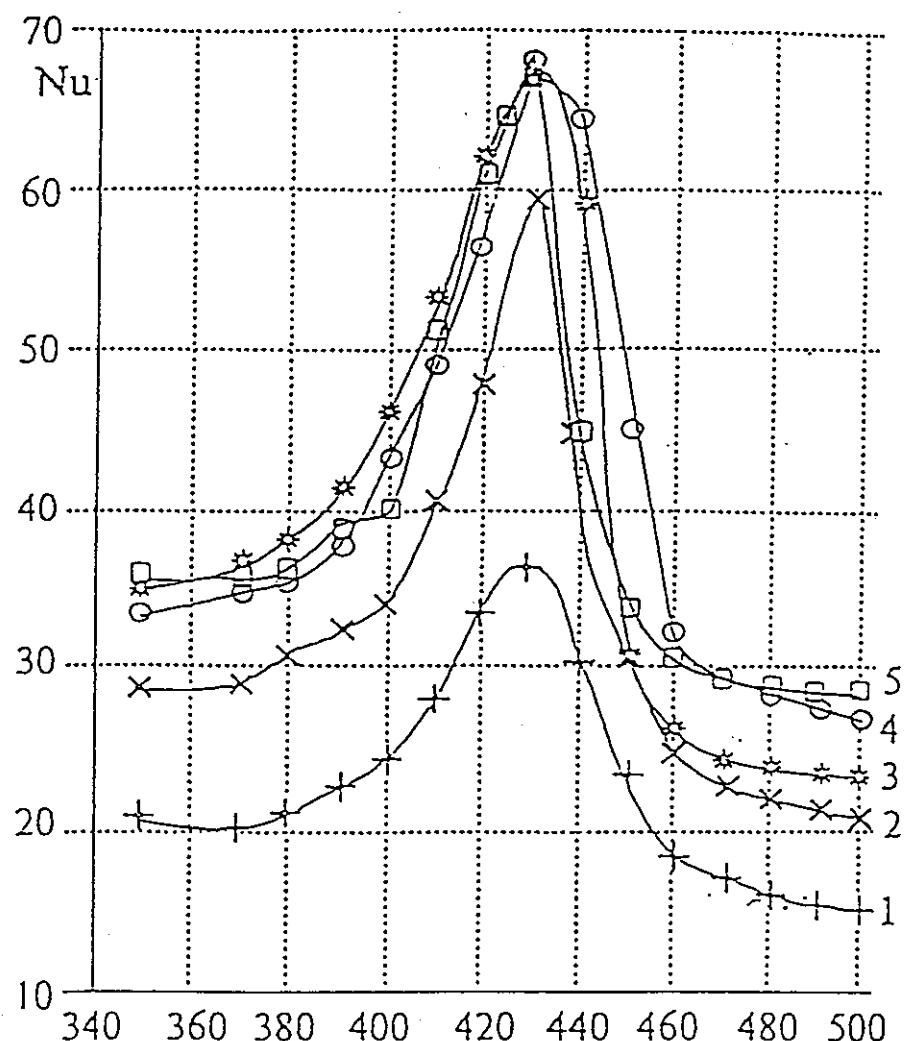


図 4-17 グリッドスペーサ圧力損失係数及び修正形状圧力損失係数 C_v の測定値



The influence of spacer grid on the Nusselt number for $s/d=1.46$ and Peclets numbers:

1 - $Pe=670$; 2 - $Pe=961$;

3 - $Pe=1236$; 4 - $Pe=2150$.

図 4-18 グリッドスペーサのバンドル内熱伝達への影響

第5章 まとめ

多様な冷却材を用いた場合のシステムの熱流動評価ならびに、経済性を向上とシステムの簡素化を図るために安全系の局限化を採用した実用炉の熱流動評価を実施した。検討の対象としたプラントの仕様は、現段階で利用可能な設計例に基づいて設定した。その制約の中で、評価結果を汎用的に利用できるように条件設定を行った。以下、平成11年度作業内容を項目別にまとめる。

(1) 崩壊熱除去特性評価

実用化炉の崩壊熱除去系設計の最適化に資することを目的として、RVACS、ガス冷却炉、および重金属冷却炉を対象として崩壊熱除去特性の予備検討を実施した。現時点では、プラントの仕様が確定していない段階であり、それぞれの炉型に関して崩壊熱除去評価手法の整備を優先して実施した。

RVACS に関しては除熱限界を定量的に示すとともに、今後の課題にも言及した。RVACS 適用の上限は電気出力 50 万~60 万 KWe 以下であると推定されるが、本検討では RVACS 以外の除熱源を考慮していないので、他の崩壊熱除去系との組合せにより除熱限界の拡大を検討すること、RVACS の性能向上のため、原子炉容器と安全容器間の熱移行の促進（ふく射率向上方策やバージガスの自然対流効果の考慮など）および空気側熱伝達性能の向上が課題である。

ガス冷却炉と重金属冷却炉に関しては解析手法の整備を実施した。重金属冷却炉とナトリウム冷却炉と比較する観点からほぼ同一のプラント仕様を想定して予備解析を実施した。崩壊熱除去特性を比較評価する指標に関しても予備検討を行った。今後はプラント仕様が定まるのにあわせて、崩壊熱除去評価を行うとともに、冷却材の特性に配慮した崩壊熱除去系の構成と除熱限界、多重性や多様性の考え方について検討を実施する予定である。

(2) 実用炉の熱流動解析

各種燃料体の伝熱流動特性の予備評価を実施した。特に、グリッドスペーサ型燃料、リップ付き被覆管燃料、ダクトレス炉心、被覆粒子型燃料は知見が少ないとことから、これらを重点的に手法の整備と解析検討を進めた。評価手法としては設計研究において検討中の燃料体に関して揃え、今後の定量評価が可能となった。

(3) 伝熱流動相関式の調査と評価

ガス冷却炉、鉛冷却炉に関して、実用化候補技術の明確化に必要な伝熱流動相関式の調査を実施した。摘出された伝熱流動相関式は、必要に応じて解析コードに組み込み簡易解析を通して、その適用性の吟味を行った。ガス冷却炉については、適用可能な複数の相関式を摘出し、その中から、使用実績、データの信頼性、保守性、使い易さといった観点か

ら、適用候補を絞り込んだ。鉛炉に関しては情報が少なく、NaK や水銀など液体金属のデータも加味することにより、現時点で妥当と思われる伝熱流動相関式を選定した。また、乱流領域の相関式と層流領域の相関式を連続に接続する関数を導入することにより、定格運転状態からスクラム過渡自然循環といった広い流量範囲の解析を可能とした。選択された設計概念に関してその成立性を高精度に評価するため、実験により伝熱相関式の精度を確認する必要がある。

<謝 辞>

本研究を実施するにあたり、ガス冷却炉の動特性解析手法の整備および予備解析では、川崎重工業株式会社の前川勇氏および西村元彦氏より様々なご助言をいただくとともに、崩壊熱除去性能評価および炉心・燃料体熱流動解析では、株式会社エヌデーターの橋本昭彦氏、原子力システム株式会社の岩崎隆氏、後藤博政氏に、プログラムコーディング作業やデバッグ作業、解析作業で多大なご支援をいただきました。謹んでここ感謝の意を表します。

<参考文献>

一第2章参考文献一

- [2-1] 植田伸幸、西 義久、木下 泉、「二重タンク小型炉の安全設計」、電力中央研究所研究報告 T92009、1992-10
- [2-2] たとえば、C.E. Boardman, Marvin Hui, "A COMPETITIVE INTEGRAL FAST REACTOR WITH ENHANCED DIVERSION RESISTANCE(S-PRISM), Proc. of GLOBAL' 99, 1999-8
- [2-3] 西 義久、木下 泉、植田伸幸、古谷正裕、「高速増殖炉における炉壁冷却崩壊熱除去系の伝熱性能改善に関する研究」、電力中央研究所総合報告 T45、1996-10
- [2-4] J. M. Yellowlees, et al., "The Progress of the GBR Association in the Design and Development of the Gas-cooled Fast Breeder Reactor," GBR Association Study Group, 1982.
- [2-5] 吉田弘幸、「ガス冷却高速増殖炉」、JAERI-M 82-084, 1982.
- [2-6] GCFR Development Status Report, GA-A15857, 1980.
- [2-7] A. E. Walter and A.B. Reynolds, "Fast Breeder Reactors," Pergamon Press, 1981.
- [2-8] J. H. Khoe, et al., "GCFR Core Auxiliary Cooling System Design Study," GA-A14758, 1978.
- [2-9] G. Schueter, C. B. Baxi and F. O. Bennett, "GCFR Core Thermal-Hydraulic Design," GA-A15909, 1980.
- [2-10] M. Dalle Donne, "Safety Considerations for Large GCFRs," NED 40, 1977.
- [2-11] C. P. Gratton, et al., "The gas-cooled fast reactor in 1981," Nuclear Energy, No.4, pp.287, 1981.
- [2-12] G. Mellesse D'hospital and C. B. Baxi, "Comparison of Carbon Dioxide and Helium for Natural Circulation Cooling of GCFRs, Decay Heat Removal and Natural Convection in Fast Breeder Reactors," edited by A. K. Agrawal and J. G. Guppy. Hemisphere, 1981.
- [2-13] G. Mellesse and R. Katz, "Gas-cooled Fast Breeder Reactor Thermal Hydraulics; in Thermal Flow Design of Helium-cooled Reactors" ANS, p.319, 1984.
- [2-14] 小林 武、藤井 貞夫、「ガス冷却高速炉用核熱結合炉心動特性コード取り扱い説明書」, 社内資料, 川崎重工業株式会社, 1979.
- [2-15] 飯塚 透、西村 元彦、上出 英樹、「高速炉の冷却系に関する総合試験計画 -1次系およびDRACS系構造が動特性に与える影響の検討」, JNC TN9400 99-012, 1999.
- [2-16] 日本機械学会、「伝熱ハンドブック」、1993.
- [2-17] J.R. Weeks, "Lead, Bismuth, Tin and their Alloys as Nuclear Coolant", Nucl. Eng.

and Design, 15, pp.363, 1971.

- [2-18] 日本機械学会, 「伝熱工学資料 改訂第4版」, 1986
- [2-19] K.Maeda, et al., "Design study of the large scale FBR without intermediate heat transport system", Proc. of Int. conf. fast reactor and related fuel cycles(FR'91), Kyoto, Japan, pp. 9.10-1, 1991.

—第3章参考文献—

- [3-1] H. Ohshima, H. Ninokata, "Thermal-Hydraulic Analysis of Fast Reactor Fuel Subassembly with Porous Blockages," Proc. of 4th Int. Seminar on Subchannel Analysis, Tokyo, pp.323, 1997.
- [3-2] 大高 雅彦、大島 宏之、「サブチャンネル解析コード ASFRE-III の検証」、日本原子力学会 1996 年春の年会、C21、1996.
- [3-3] E. O. Adamov, V. V. Orlov, et al., "Progress in Lead-Cooled Fast Reactor Design," Proc. of Int. Conf. on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plant Vol.2, Tokyo, 1992.
- [3-4] H.Ninokata, et al., "Distributed Resistance Model of Wire-Wrapped Rod Bundles," Nucl. Eng. Design, 104 pp.93, 1987.
- [3-5] S. Cheng and N. E. Todreas, "Hydrodynamic Models and Correlations for Bare and Wire-Wrapped Hexagonal Rod Bundles – Bundle Friction Factors, Subchannel Friction Factors and Mixing Parameters," Nucl. Eng. Design, 92 pp.227, 1986.
- [3-6] K. Rehme, Nucl. Tech. Vol.17, pp.15, 1973.
- [3-7] M.S. Kazimi, M. D. Carrelli, "Heat Transfer Correlations for Analysis of CRBRP Assemblies," CRBRP-ARD-0034, 1976.
- [3-8] C. A. Sleicher, A. S. Awad and R. H. Notter, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 16, pp. 1565, 1973.
- [3-9] A. E. Walter and A. B. Reynolds, Fast Breeder Reacter, Pergamon Press, 1981.
- [3-10] W. Baumann and K. Rehme, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 18, pp.1189, 1975.
- [3-11] E. M. Sparrow and A. L. Loeffler, Jr., H. A. Hubbard, J. Heat Transfer vol 83, pp.56, 1961.
- [3-12] R. L. Webb, E. R. G. Eckrt and R. J. Goldstein, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 14, pp.601, 1971.
- [3-13] 前川 勇、村松 寿晴、松本 雅彦、「単相多次元熱流動解析コード AQUA」、PNC TN9520 87-012、1987.
- [3-14] S. Ergun, "Fluid Flow Through Packed Columns," Chem. Eng. Progress Vol.48, 2,

pp.89, 1952.

- [3-15] 大島 宏之、「サブチャンネル解析コード ASFRE-III の整備・改良－ボーラス状閉塞モデルの高度化」、PNC TN9410 96-128、1996.

一第4章参考文献一

- [4-1] S. Cheng and N. Todreas, Nucl. Eng. Design vol. 92, pp. 227, 1986.
- [4-2] A. E. Walter and A. B. Reynolds, Fast Breeder Reactor, Pergamon Press, 1981.
- [4-3] E. M. Sparrow and A. L. Loeffler, Jr., AIChE Journal, 5, pp. 325, 1959.
- [4-4] O. Miyatake, H. Iwashita, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 34, pp.322, 1991.
- [4-5] B. S. Petukhov and L. I. Roizen, High Temp., 12, pp.935, 1975
- [4-6] M. Dalle Donne and L. Meyer, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 20, pp.583, 1977.
- [4-7] M. Dalle Donne, Nucl. Eng. Design 40, pp. 143, 1977.
- [4-8] J. Nikuradse, Translation NACA TM 1292, 1993.
- [4-9] 宮井 善弘、木田 輝彦、仲谷 仁志、水力学、森北出版株式会社、1983.
- [4-10] AEA Technology, A Review of Heat Transfer and Pressure Drop Correlation for GCFRs, AEA/R/NS/0027, 2000.
- [4-11] W. Baumann and K. Rehme, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 18, pp.1189, 1975.
- [4-12] R. L. Webb, E. R. G. Eckrt and R. J. Goldstein, Int. J. Heat Mass Transfer vol.14, pp. 601, 1971.
- [4-13] R. L. Webb, E. R. G. Eckrt and R. J. Goldstein, Int. J. Heat Mass Transfer vol.15, pp.180, 1972.
- [4-14] M. Hudina, Nucl. Eng. Design 40, pp .133, 1977.
- [4-15] B. Lubarsky and S. J. Kaufman, NACA TN, pp.3336, 1955.
- [4-16] 萩 三二、熱伝達の基礎と演習、東海大学出版会, 1975.
- [4-17] P. S. Lykoudis et al., Trans. of the ASME, pp.653, 1958.
- [4-18] R. J. Hoe,D. Dropkin and O. E. Dwyer, Transactions of the ASME, pp.899, 1957-5.
- [4-19] C. L. Rickard, O. E. Dwyer and D. Dropkin, Transactions of the ASME, pp.646, 1958-4.
- [4-20] V. I. Subbotin, et al, Int. J. Heat Mass Transfer, vol.4, pp.79, 1961.
- [4-21] C. A. Sleicher, A. S. Awad and R. H. Notter ,Int. J. Heat Mass Transfer vol. 16, pp.1565, 1973.
- [4-22] K. Rehme, Nucl. Tech. Vol.17, pp.15, 1973.
- [4-23] M. Hudina and G. Markoczy, Nucl. Eng. Design 40, pp.121, 1977.
- [4-24] K. Rehme, Nucl. Tchnology vol.33, pp.314, 1977.

- [4-25] A. Zhukov, A. Sorokin, et. al, "Heat transfer in lead-cooled fast reactor(LCFR)," Proc. of Int. Topical Mtg. on Advanced Reactor Safety Vol.1, pp66, Pittsburgh, 1994.