

ナトリウム冷却炉の検討

(研究報告)

2000年6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

ナトリウム冷却炉の検討

(研究報告)

新部 信昭^{*1}、島川 佳郎^{*1}、石川 浩康^{*1}、早船 浩樹^{*1}

久保田健一^{*1}、笠井 重夫^{*1}、一宮 正和^{*1}

要 旨

ナトリウム冷却大型炉については、国内外に多くの研究・運転実績があり、これに基づく豊富な知見がある。本実用化戦略調査研究では、ループ型炉1概念、タンク型炉3概念について経済性向上を主眼にプラント基本概念の検討を実施した。

具体的なコストダウン方策としては、ナトリウムの特長を活かした機器の大型化、系統数削減、機器の集合・合体化などを採用している。これらの革新的な設計については、その技術的成立性に関して更なる確認を必要とするが、いずれの炉型においても経済性目標（20万円/kWe）を達成できる見通しが得られた。

また、ナトリウム炉の更なる経済性向上策として、以下の項目を抽出しコストダウンの可能性を検討した。

- ・更なる高温・高効率化追求
- ・建設工期短縮
- ・検出系高度化による安全系局限化
- ・SG-ACS

*1:大洗工学センター システム技術開発部 FBRシステムグループ

WBS番号：I-1-A-①

本研究は、実用化戦略調査研究の一環として実施したものである。

Studies on Sodium Cooled Fast Breeder Reactor

Nobuaki.Nibe^{*1}, Yoshio.Shimakawa^{*1}, Hiroyasu.Ishikawa^{*1}, Hiroki.Hayahune^{*1}

Kenichi.Kubota^{*1}, Shigeo.Kasai^{*1}, Masakazu.Ichimiya^{*1}

Abstract

Large sized sodium-cooled fast breeder reactors of large-size are being studied and have been operated in Japan and many countries. In this feasibility study, evaluation was made on technical feasibility for design concepts or 1 loop type and 3 pool types, specially from the viewpoint of improvement of economical competence.

The design concepts include the ideas of cost reduction measures such as large-scaled components, reduction of loop number and integration of components on the basic of utilization of sodium characteristics. From the results of the evaluation, it may be possible for all the concepts to attain the economical target of 200 thousands yen per kilowatt, though further confirmation should be made for technical feasibility of those concepts.

In addition, the following items were listed up as further cost-reduction measures.

- Higher temperature cooling system and steam cycle efficiency
- Shortening of construction term
- Reduction of safety systems by using measuring instruments with high performance
- Adoption of SG-ACS

*1: FBR System Engineering Group, OEC, JNC

目 次

1 緒言	1
2 検討の背景及び設計要求	2
2. 1 検討の背景	2
2. 2 設計要求	2
3 検討方針	6
3. 1 予備検討	6
3. 1. 1 建設コスト低減ポテンシャルの高いプラント概念の調査	6
3. 1. 2 シーズ技術の調査	6
3. 1. 3 実証炉と軽水炉の建設コスト分布比較	7
3. 1. 4 モジュール型炉の建設コスト分析	8
3. 2 本研究における新たな着眼点	8
3. 2. 1 Na 冷却炉のコスト低減方策の検討	8
3. 2. 2 スケールメリットの追求	10
3. 2. 3 共有化・習熟効果等の追求	10
3. 3 プラント概念検討の方針まとめ	10
参考文献	11
4 検討内容	20
4. 1 プラント概念の検討	20
4. 1. 1 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）	20
4. 1. 2 タンク型炉（2次系機器合体・ループ数削減）	76
4. 1. 3 タンク型炉（機器合体・集中配置）	224
4. 1. 4 タンク型炉（機器・系統コンパクト化）	268
4. 2 ナトリウム炉の経済性向上策	276
4. 2. 1 更なる高温・高効率化追求	276
(1) 蒸気条件の改善による効率化	276
(2) 水銀-水・蒸気コンバインドサイクル発電	283
参考文献	291
4. 2. 2 建設工期短縮	300
参考文献	306
4. 2. 3 検出系高度化による安全系局限化	308
4. 2. 4 SG-A C S	312
参考文献	328
5 中間段階評価	362
6 結言	375

表リスト

表 3-1	Na の持つ特性の分析とコストダウンへの方策検討	12
表 4.1.1-1	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の基本仕様	42
表 4.1.1-2(1/3)	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の設計要求事項への適合性	43
表 4.1.1-2(2/3)	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の設計要求事項への適合性	44
表 4.1.1-2(3/3)	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の設計要求事項への適合性	45
表 4.1.2-1	2次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の基本仕様	120
表 4.1.2-2	炉心の主要目	121
表 4.1.2-3	基準炉心の炉心および燃料集合体の主要仕様	122
表 4.1.2-4	基準炉心の燃料組成	123
表 4.1.2-5	平衡炉心（基準炉心）のボイド反応度（輸送補正後）	124
表 4.1.2-6	各流量領域毎の集合体最大出力と流量配分結果	125
表 4.1.2-7	各流量領域毎の集合体圧損評価結果	126
表 4.1.2-8	サブチャンネル解析結果	127
表 4.1.2-9	遮蔽体部への冷却材漏えいの影響	128
表 4.1.2-10	被覆管最高温度評価用工学的安全係数	129
表 4.1.2-11	被覆管最高温度（ホットスポット値）評価結果	130
表 4.1.2-12	炉心周り遮へい仕様と高速中性子照射量	131
表 4.1.2-13	1次主冷却系機器の基本仕様	132
表 4.1.2-14	2次主冷却系機器の基本仕様	133
表 4.1.2-15	二次系 EMP-SG を合体する場合と分離設置場合の比較	134
表 4.1.2-16	残留熱除去系（崩壊熱除去系）の基本仕様	135
表 4.1.2-17	PRACS 1次ナトリウム－2次ナトリウム熱交換器設計主要目	136
表 4.1.2-18	検討用長円胴の寸法	137
表 4.1.2-19	空気冷却器の設計主要目	138
表 4.1.2-20	高強度 12Cr 系鋼の適用範囲	139
表 4.1.2-21	高強度 12Cr 系鋼の引張り強さ	140
表 4.1.2-22	材料コストの推定	140
表 4.1.2-23	燃料交換工程と短縮条件	141
表 4.1.2-24(1)	燃料取扱いに係わる主要設備への要求機能(1/2)	142
表 4.1.2-24(2)	燃料取扱いに係わる主要設備への要求機能(2/2)	143
表 4.1.2-25	ULOF 事象の感度解析結果	144
表 4.1.2-26	従来炉心と $k \infty$ 一定炉心の主要仕様及び特徴の比較	145
表 4.1.2-27	2次系機器合体・ループ数削減プラントの設計要求に対する適合性	146
表 4.1.2-28	物量の概略	147
表 4.1.2-29	2次系機器合体・ループ数削減タンク型炉実用化のためのR & D課題一覧(1/2)	148
表 4.1.2-29	2次系機器合体・ループ数削減タンク型炉実用化のためのR & D課題一覧(2/2)	149

表 4.1.3-1	機器合体・集中配置タンク型炉の基本仕様	238
表 4.1.3-2	機器合体・集中配置タンク型炉炉心の主要目	239
表 4.1.3-3	炉心主要目	240
表 4.1.3-4	機器合体・集中配置タンク型炉の設計要求に対する適合性	241
表 4.1.3-5	機器合体・集中配置タンク型炉の保守・補修性に関する対応方針	242
表 4.1.4-1	E F R と比較した経済性向上ポテンシャル	272
表 4.2.1-1	水銀 水蒸気コンバインドサイクルの熱効率（概算値）	292
表 4.2.1-2	水銀タービンの概要（米国での実機運転プラント）	293
表 4.2.1-3	宇宙電源用水銀タービンの概要	293
表 4.2.2-1	実証炉フェーズ 2 (H10)建設工程表	307
表 4.2.3-1(1/2)	検出系の性能限界に起因して予想される安全設計上の問題点	310
表 4.2.3-1(2/2)	検出系の性能限界に起因して予想される安全設計上の問題点	311
表 4.2.4-1	ヘリカルコイル型蒸気発生器の主要仕様	329
表 4.2.4-2	直管型蒸気発生器の主要仕様	330
表 4.2.4-3	SG-ACS 簡易除熱計算の検討条件	331
表 4.2.4-4	SG-ACS の除熱量のまとめ	332
表 4.2.4-5	検討対象実用化プラントの主要目	333
表 4.2.4-6	解析ケース一覧	334
表 4.2.4-7	外面空気冷却型蒸気発生器の伝熱管仕様、伝熱面積（従来設計ベースに基づく伝熱管肉厚）	335
表 4.2.4-8	外面空気冷却型蒸気発生器の伝熱管仕様、伝熱面積（将来期待できる知見に基づく伝熱管肉厚）	336
表 4.2.4-9	外面空気冷却型蒸気発生器の物量	337
表 4.2.4-10	外面空気冷却型蒸気発生器のコスト	338
表 5.1-1	ナトリウム大型炉経済性向上の為のプラント設計の方策（案）	370
表 5.1-2	Na 大型炉検討概念のコストダウン方策	371
表 5.1-3	ナトリウム冷却大型炉の物量比較	371

図リスト

図 2-1	軽水炉に比肩する経済性を目指す Na 炉の建設費低減	5
図 3-1	実証炉と軽水炉のコスト分布比較	13
図 3-2	ループ数削減	14
図 3-3	機器合体	15
図 3-4	受動的安全機能	16
図 3-5	Na 漏洩対策設備簡素化	17
図 3-6	炉上部／燃料取扱設備簡素化	18
図 3-7	スケールメリットの追求	19
図 4.1.1-1	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）のプラント概念	46
図 4.1.1-2	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の炉心主要部	47
図 4.1.1-3	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の被覆管最高温度履歴	48
図 4.1.1-4	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の炉心燃料集合体概念	49
図 4.1.1-5	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の燃料交換方法の概念	50
図 4.1.1-6	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の燃料交換・出し入れシステム概念	51
図 4.1.1-7	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の炉停止系概念	52
図 4.1.1-8	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の原子炉構造概念	53
図 4.1.1-9	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の原子炉容器上部の断熱・冷却概念	54
図 4.1.1-10	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）のプラントヒートバランス	55
図 4.1.1-11	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の全体系統概念図	56
図 4.1.1-12	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の機器高低関係図	57
図 4.1.1-13	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の IHX・1次ポンプ合体機器の概念図及び主要仕様	58
図 4.1.1-14	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の2次ポンプの概念図及び主要仕様	59
図 4.1.1-15	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の SG の概念図及び主要仕様	60
図 4.1.1-16	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の直管型 SG の概念図及び主要仕様	61
図 4.1.1-17	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の Na 漏洩対策	62
図 4.1.1-18	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の燃料取扱システム概念	63
図 4.1.1-19	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の原子炉建屋配置（立面）	64
図 4.1.1-20	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の原子炉建屋配置（平面）	65
図 4.1.1-21	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）のプロットプラン	66
図 4.1.1-22	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の格納容器概念	67
図 4.1.1-23	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の全体建設工程	68
図 4.1.1-24	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の定期検査工程	69
図 4.1.1-25	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の耐震性評価（原子炉構造）	70
図 4.1.1-26	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の1次系ホットレグ配管の耐熱成立性及び引き廻し形状の設定	71

図 4.1.1-27	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の I H X ・ 1次ポンプ合体機器の 伝熱管磨耗量評価	72
図 4.1.1-28	2 ループプラントと 3 ループプラントの安全性の概略比較	73
図 4.1.1-29	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の「1次ポンプ軸固定」の解析結果	74
図 4.1.1-30	ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の再臨界排除方策及び損傷炉心 物質安定冷却のための設計方策	75
図 4.1.2-1	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉のプラント概念図	150
図 4.1.2-2	プラントヒートバランス（定格時）	151
図 4.1.2-3	平坦化の考え方と炉心概略図（1バッチ炉心）	152
図 4.1.2-4	炉心の垂直断面概略図	153
図 4.1.2-5	炉心水平断面配置図	154
図 4.1.2-6	基準炉心の径方向線出力分布の燃焼変化	155
図 4.1.2-7(1)	基準炉心の平衡炉心初期各領域ピーク位置の軸方向線出力分布	156
図 4.1.2-7(2)	基準炉心の平衡炉心末期各領域ピーク位置の軸方向線出力分布	156
図 4.1.2-8	軸方向積算出力の径方向分布（燃焼中期）	157
図 4.1.2-9	最大引抜き反応度を有する制御棒の S 字曲線	158
図 4.1.2-10	流量領域 1 の出力最大集合体炉心上端断面における冷却材温度分布	159
図 4.1.2-11	流量領域 4 の出力最大集合体炉心上端断面における冷却材温度分布	160
図 4.1.2-12	炉心燃料集合体構造図	161
図 4.1.2-13	主炉停止系制御棒構造図	162
図 4.1.2-14	溶融燃料排出チャンネル（炉内 GEM 付）構造図	163
図 4.1.2-15	溶融燃料排出チャンネル（浮上がり吸収体付き炉内 GEM）構造図	164
図 4.1.2-16	漏えい防止機能付遮へい体構造図	165
図 4.1.2-17	2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の原子炉構造概念	166
図 4.1.2-18	バウンダリ概念図	167
図 4.1.2-19	炉内構造物概念図	168
図 4.1.2-20	1 次主冷却系系統概念図	169
図 4.1.2-21	1 次冷却系機器（中間熱交換器、一次主循環ポンプ）概念図	170
図 4.1.2-22	2 次主冷却系系統概念図	171
図 4.1.2-23	2 次主冷却系機器（蒸気発生器、二次主循環ポンプ）概念図	172
図 4.1.2-24	崩壊熱除去系系統概念図	173
図 4.1.2-25	崩壊熱除去系自然循環時及び強制循環時の除熱特性	174
図 4.1.2-26	事象区分毎の冷却材最高温度と除熱量との関係	175
図 4.1.2-27	ヘリカルコイル型空気冷却器構造	176
図 4.1.2-28	二次系配管構造	177
図 4.1.2-29	評価モデルの考え方（I H X 上部配管分割配置）	178
図 4.1.2-30	評価モデルの考え方（I H X 上部配管 2 重管）	179
図 4.1.2-31	C/L 配管の熱膨張応力（I H X 上部配管分割配置）	180

図 4.1.2-32	H／L配管の熱膨張応力（IHX常備配管分割配置）	181
図 4.1.2-33	C／L配管の熱膨張応力（IHX上部配管2重管）	182
図 4.1.2-34	H／L配管の熱膨張応力（IHX上部配管2重管）	183
図 4.1.2-35	格納容器概念図	184
図 4.1.2-36	1次ナトリウム純化系系統概念図	185
図 4.1.2-37	2次ナトリウム純化系系統概念図	186
図 4.1.2-38	燃料取扱基本フロー(1/2)	187
図 4.1.2-39	燃料取扱基本フロー(2/2)	188
図 4.1.2-40	炭酸ガス循環系の基本概念	189
図 4.1.2-41	炭酸ガスによるナトリウム安定化槽の基本構造概念	190
図 4.1.2-42	新燃料洗浄設備の基本系統構成	191
図 4.1.2-43	新燃料貯蔵ラックの基本概念	192
図 4.1.2-44	燃料出入機の冷却系統の概要	193
図 4.1.2-45	ULOF事象・ケース1の挙動解析結果(1)	194
図 4.1.2-46	ULOF事象・ケース1の挙動解析結果(2)	195
図 4.1.2-47	ULOF事象・ケース1の挙動解析結果(3)	196
図 4.1.2-48	安全性向上策の感度解析結果	197
図 4.1.2-49	GEM反応度増加の効果	198
図 4.1.2-50	上部ナトリウムプレナム反応度増加の効果	199
図 4.1.2-51	GEM反応度改善の効果（流量半減時間：6.5秒）	200
図 4.1.2-52	起因過程の事象推移	201
図 4.1.2-53	遷移過程の事象推移	202
図 4.1.2-54	再臨界防止構造概念図	203
図 4.1.2-55	建屋3次元免震の水平方向地震応答解析モデル	204
図 4.1.2-56	建屋3次元免震の上下方向地震応答解析モデル	205
図 4.1.2-57	水平方向の入力地震動（リファレンスS2波）	206
図 4.1.2-58	原子炉構造据付位置の加速度応答スペクトル（水平成分）	207
図 4.1.2-59	原子炉構造据付位置の加速度応答スペクトル（回転成分）	207
図 4.1.2-60	原子炉構造据付位置の加速度応答スペクトル（上下成分）	207
図 4.1.2-61	耐震解析モデル（水平動）	208
図 4.1.2-62	耐震解析モデル（上下動）	209
図 4.1.2-63	原子炉容器上端の応力	210
図 4.1.2-64	炉上部デッキ（フランジリブ）の応力	210
図 4.1.2-65	炉心支持板加速度（燃料集合体浮き上がり評価）	211
図 4.1.2-66	制御棒-炉心の相対変位（反応度投入）	211
図 4.1.2-67	プラント概念図（断面A-A）	212
図 4.1.2-68	プラント概念図（断面B-B）	213
図 4.1.2-69	プラント概念図（断面C-C）	214

図 4.1.2-70	プラント概念図（平面 地上1階）	215
図 4.1.2-71	プラント概念図（平面 地上2階）	216
図 4.1.2-72	プラント概念図（平面 地上3階）	217
図 4.1.2-73	プラント概念図（平面 オペフロ階）	218
図 4.1.2-74	プラント概念図（平面 屋上階）	219
図 4.1.2-75	プラント概念図（平面 地下1階）	220
図 4.1.2-76	プラント概念図（平面 地下2階）	221
図 4.1.2-77	プラント概念図（平面 地下3階）	222
図 4.1.2-78	プラントプロットプラン	223
図 4.1.3-1	機器合体・集中配置タンク型炉の建屋配置図	243
図 4.1.3-2	機器合体・集中配置タンク型炉の建屋断面図	244
図 4.1.3-3	炉心概念図	245
図 4.1.3-4	機器合体・集中配置タンク型炉の概念図（崩壊熱除去系フロー）	246
図 4.1.3-5	P L A Mによる出力制御の概念	247
図 4.1.3-6	機器合体・集中配置タンク型炉の原子炉構造	248
図 4.1.3-7	機器合体・集中配置タンク型炉の原子炉断面図	249
図 4.1.3-8	径方向中性子束	250
図 4.1.3-9	溶融燃料排出バス構造図	251
図 4.1.3-10	炉心燃料集合体断面図	252
図 4.1.3-11	プラント制御系の概略図	253
図 4.1.3-12	高速増殖原型炉のプラント制御系の概略図	254
図 4.1.3-13	2次系主循環電磁ポンプ及び給水ポンプトリップ時の事象推移（P L A M無し）	255
図 4.1.3-14	2次系主循環電磁ポンプ及び給水ポンプトリップ時の事象推移（P L A M有り）	256
図 4.1.3-15	給水流量 120%増大時の事象推移	257
図 4.1.3-16	原子炉構造縦断面図	258
図 4.1.3-17	原子炉構造上面配置図	259
図 4.1.3-18	原子炉炉内断面図	260
図 4.1.3-19	2次主冷却配管構造概念図	261
図 4.1.3-20	一体型1次主循環ポンプ・中間熱交換器概念	262
図 4.1.3-21	一体型2次主循環ポンプ・蒸気発生器概念	263
図 4.1.3-22	リニアモータ型長ストローク制御棒駆動機構概念	264
図 4.1.3-23	後備炉停止系概念	265
図 4.1.3-24	燃料交換機概念	266
図 4.1.3-25	燃料出入機概念	267
図 4.1.4-1	タンク型炉・機器／系統コンパクト化 冷却系概念図	273
図 4.1.4-2	タンク型炉・機器／系統コンパクト化 原子炉容器内機器配置概念	273
図 4.1.4-3	タンク型炉・機器／系統コンパクト化 崩壊熱除去系概念図	274
図 4.1.4-4	E F Rと本概念の原子炉容器内機器レイアウトの比較	275

図 4.2.1-1	タービン形式とタービンプラントの熱効率	294
図 4.2.1-2	炉心流量の再循環方式の概念（炉心入口温度の高温化）	295
図 4.2.1-3	原子炉入口温度による諸特性の変化（超臨界圧条件）	296
図 4.2.1-4	再循環係数とミスマッチファクタの関係（超臨界圧）	296
図 4.2.1-5	原子炉入口温度による諸特性の変化（亜臨界圧条件）	297
図 4.2.1-6	再循環係数とミスマッチファクタの関係（亜臨界圧）	297
図 4.2.1-7	ヒートバランス（超臨界圧：538°C／538°C、246kg/cm ² G）	298
図 4.2.1-8	ヒートバランス（亜臨界圧：566°C／538°C、169kg/cm ² G）	298
図 4.2.1-9	水銀タービン採用システム概要	299
図 4.2.1-10	水銀 水蒸気タービンの検討事例	299
図 4.2.4-1	外面空気冷却型蒸気発生器の基本構成	339
図 4.2.4-2	空気冷却部での伝熱性向上概念	340
図 4.2.4-3	SG-ACS 全体の計算体系	341
図 4.2.4-4	縦フィン方式における蒸気発生器胴外側の伝熱パス	342
図 4.2.4-5	環状リブ方式における蒸気発生器胴外側の伝熱パス	343
図 4.2.4-6	縦フィン方式の蒸気発生器外側温度分布（レファレンス条件、3 MW）	344
図 4.2.4-7	環状リブ方式の蒸気発生器外側温度分布（レファレンス条件、3 MW）	345
図 4.2.4-8	蒸気発生器胴径の影響	346
図 4.2.4-9	各ヒートコレクタ方式における蒸気発生器胴温度の比較	347
図 4.2.4-10	蒸気発生器胴－外容器間隔、充填ガス種類の影響	348
図 4.2.4-11	放射率の影響（レファレンス条件、3 MW）	349
図 4.2.4-12	スタック長の影響（レファレンス条件、3 MW）	350
図 4.2.4-13	縦フィン及び環状リブ間隔の影響	351
図 4.2.4-14	縦フィン方式 SG-ACS の除熱量	352
図 4.2.4-15	環状リブ方式 SG-ACS の除熱量	353
図 4.2.4-16	一次主冷却系自然循環解析モデル図	354
図 4.2.4-17	二次主冷却系自然循環解析モデル図	355
図 4.2.4-18	一次冷却系自然循環流量及び崩壊熱の推移（短期）	356
図 4.2.4-19	一次冷却系自然循環流量及び崩壊熱の推移（長期）	357
図 4.2.4-20	炉心出口温度の推移（短期）	358
図 4.2.4-21	炉心出口温度の推移（長期）	359
図 4.2.4-22	想定事象時の炉心温度及び SG-ACS 除熱量の推移	360
図 4.2.4-23	ブースタ及び外容器への環状リブ設置によるコスト影響	361
図 5.1-1	検討概念の NSSS 主要機器物量比較	372
図 5.1-2	検討概念の建屋容積の比較	372
図 5.1-3	検討概念の系統別主要機器物量比較	372
図 5.1-4	ループ型のループ数削減効果（NSSS 主要機器物量）	373
図 5.1-5	ループ型のループ数削減効果（建屋容積）	373

図 5.1-6	実証炉フェーズ 1 とループ型との物量比較 (NSSS 主要機器物量)	373
図 5.1-7	実証炉フェーズ 1 とループ型との物量比較 (建屋容積)	373
図 5.1-8	単回転プラグ+切り欠き式 UIS による原子炉容器縮小のポテンシャル.....	374

1. 緒言

実用化戦略調査研究の中では、経済性目標を達しうる革新的技術を取り入れたプラント概念を検討している。本研究の目的は、将来の軽水炉サイクルと比肩する経済性ポテンシャルを有する FBR サイクルの実用化概念の構築及び実用化に向けた開発シナリオの策定を行うことである。また本研究では、FBR サイクル全体にわたり革新的技術の導入を図り、システムの経済性向上を図ることにより、将来の軽水炉サイクルと比肩し得る経済性を達成でき、併せて将来のエネルギー資源の確保、環境負荷の低減などの長期展望に対応できる実用化候補概念を構築する。

本報告書は、各種冷却材を用いた炉システム概念のうち、ナトリウム冷却大型炉についてまとめたものである。ナトリウム冷却大型炉については、我が国の「もんじゅ」、実証炉等をはじめ諸外国での種々の設計・運転実績による豊富な知見により、技術的成立性の見通しがあることから、経済性向上を主眼に複数の有望なプラント概念を抽出することとした。

尚、本検討においては、プラントシステム全体が評価されている実証炉最適化設計（フェーズ1）を基に、コストダウン方策を検討し経済性向上を図り、個々の課題評価についてはそれ以降の研究成果も参考にして検討を実施した。

2. 検討の背景及び設計要求

2.1 検討の背景

我が国のFBR開発は、実験炉「常陽」、原型炉「もんじゅ」と着実に進められ、次のステップである実証炉の基本設計もほぼ終了している状態であるが、建設費については軽水炉に比べてかなり高く、今後更なる経済性向上を図る必要がある（図2-1参照）。

軽水炉の建設費は現状約30万円/kWeであると推定されるが、2030年頃には出力の増大等により20万円/kWe程度に低減すると想定される。一方、ナトリウム冷却高速炉の建設費は実証炉フェーズ1で約44万円/kWe(100万kWe換算)に至ったが、依然として割高であることから、まずは軽水炉と同等の20万円/kWe程度まで建設費を低減する必要がある。また、将来的にFBRで軽水炉をリプレースするためにも更なるコストダウンを追及しなければならない。

2.2 設計要求

プラントの基本概念を検討するにあたり、検討のベースとなる設計要求を設定した。

2.2.1 基本方針

実用化戦略調査研究においては、安全性を前提とし、1)経済性向上を最優先に、2)資源の有効利用性、3)環境負荷低減性、4)核拡散抵抗性を有した高速増殖炉システムの開発を目標とした。

経済性については、軽水炉と比肩しうる経済性を有し、代替電源(ACC等)とも競合できることを目標とする。資源の有効利用性については、需要に応じた柔軟な核分裂性核種の生成(増殖)あるいはその消費が可能であることを目標とする。環境負荷低減性については、TRU燃焼及び主要なFPの核変換により、放射性廃棄物を少なくすることを目標とする。核拡散抵抗性については、核燃料物質が核兵器に転用される可能性を極力低減したシステムであることとする。安全性については、軽水炉と同等ないしは、それ以上の安全性を確保するとともに、受動安全等を活用し、より安心感の持てるシステムとした。

なお、プラント設計は、1)を主目的とした。

また、検討にあたっては既存設計からの飛躍的な向上を期すため、従前の知見にとらわれることなく、アイデア募集、メーカー提案等の新規情報を積極的に活用するとともに、自ら創意工夫して、ブレークスルーを図ることとした。

2.2.2 検討にあたっての前提条件

- (1) 炉心燃料の検討対象は、MOX燃料とした。
- (2)原子炉出力は、スケールメリットを追求し、極力大きくした。
- (3)使用済み燃料貯蔵プール設備は、軽水炉並（4炉心分）とした。
- (4)プラント寿命は40年をリファレンスとした。

2.2.3 設計要求事項

- (1) 経済性

FBR の本格実用化段階で、発電単価 5 円/kWh(耐用年数で減価償却)、建設費 20 万円/kWe、を達成できる見込みがあること。

ただし、発電単価は、建設費、運転維持費、燃料費、廃止措置費の区分で検討する。

以下に、経済性向上に関する項目について設計要求を示す。

- (i) 燃焼度：15 万 MWD/t 程度を目標とする。
- (ii) 連続運転期間：12～24 ヶ月程度を目標とする。
- (iii) 炉心出口温度：冷却材、燃料形態との関係において適正に定める。
- (iv) 稼働率：同世代の軽水炉の稼働率を考慮し 90% 程度を目標とする。
- (v) 建設工期：実証炉設計研究で設定した、岩盤検査から運転開始までの建設工期が 50 ヶ月以内を目標とする。

(2) 資源の有効利用

- (i) 増殖比：増殖炉心として、低増殖から高増殖まで柔軟に対応できること。
高増殖としては、増殖比 1.2 程度を目標とする。なお、増殖比及び TRU 燃焼に関する炉心設計検討と整合をとる。

(3) 環境負荷低減

- (i) 施設からの放射性廃棄物の発生量低減と、放射性廃棄物の管理及び処分のし易さに配慮したシステムとする。
- (ii) 将来の廃止措置を考慮し、廃止措置のし易さ（解体性）と廃止に伴う廃棄物発生量の少なくなるよう配慮した設計とする。
- (iii) MA、FP 燃焼に関する炉心設計検討と整合をとる。

(4) 核拡散抵抗性

- (i) 核拡散抵抗性向上の観点から、燃料取扱設備は核物質防護及び保障措置の対応を考慮した設計とする。なお、低除染燃料の適用等については炉心設計検討と整合をとる。

(5) 安全性

- (i) 原則として、現行軽水炉に適用される基準、指針類及び「もんじゅ」の安全審査で適用された基準、指針類、高速増殖実証炉の安全基準に関する考え方を参考にし、選定した冷却材の特徴を考慮した設計とする。

- (ii) 上記の基準、指針類の適用に加え、実用化時代に要請される安全要求として、以下の対策を講じた設計とする。

- ・ 代表的な炉心損傷の起因事象に対して、短時間で炉心損傷に至る場合には、受動的な炉停止能力を有するか、あるいは、受動的機構により事象進展を緩和し、運転員の介在により事象終息を図ることが可能な設計とする。なお、短時間で炉心損傷に至らないシステムの場合には、運転員の介在により炉心損傷が防止できることを示すことにより、受動的な炉停止機能を不要とすることができる。

- ・ 短時間（24 時間程度をめやす）の全交流動力電源喪失に対して、原子炉

を安全に停止し、かつ、停止後の崩壊熱除去を自然循環により達成できる設計とする。

・代表的な炉心損傷事象に対しては、急激なエネルギー放出の原因を排除できる設計とする。

(iii) (i)及び(ii)を考慮した設計により、炉心損傷の発生頻度が $10^{-6}/ry$ 未満となる見通しを得る。

(6) 運転・保守・補修性

(i) 運転・保守・補修性について軽水炉と同等にするための考え方を明らかにする。

(ii) 保守・補修をする機器について補修区分を検討し、必要なアクセスルート・スペースを確保するとともに適切な生体遮蔽等の設計を行う。

(iii) 運転の簡素化、自動化、運転制御系の高度化、メンテナンスし易い設計等により、運転・保守作業におけるヒューマンエラーの防止、保守作業量の低減、運転員・保守員の省力化、保守作業員の被ばく低減を図る。

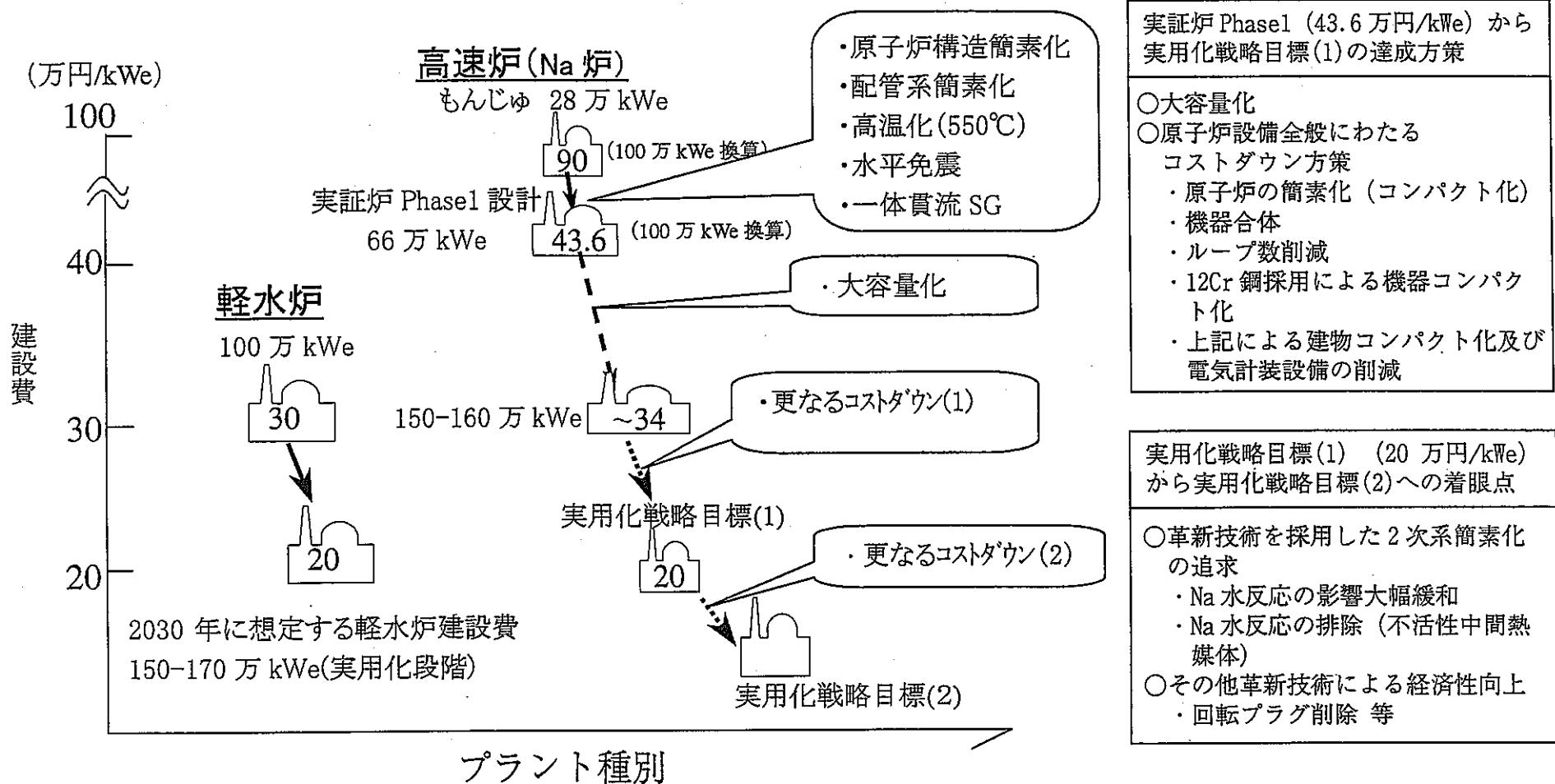


図 2-1 軽水炉に比肩する経済性を目指す Na 炉の建設費低減

3. 検討方針

3.1 予備検討

FBR サイクルの実用化のためには 2.2 節で述べたとおり、種々のユーザ要求（設計条件）を満たす必要がある。Na 冷却炉は 30 年間に渡るコールド試験施設による研究開発、及び「常陽」、「もんじゅ」を活用した開発・実証により、技術的な成立性については十分に確認されている。実用化に向けての Na 冷却炉の最大の課題は、軽水炉に比肩できる経済性を達成することであると考えられる。

そこで、Na 冷却炉概念の検討では、個別のプラント概念の検討に先立ち、検討方針を摘出する目的で、経済性向上、特に建設コスト 20 万円/kWe 達成に主眼を置き、以下の予備的な検討を実施した。

3.1.1 建設コスト低減ポテンシャルの高いプラント概念の調査

H10 年度に実施した実用化戦略調査研究予備調査^[1]では、建設コスト低減を目標とし、そのポテンシャルを有する概念をサーベイする目的で、プラント設備のコンパクト化に主眼を置いて概念検討を実施した。

検討は、建設コストを軽水炉（最新軽水炉の建設コスト実績約 33 万円/kWe）を 20% 削減することを目標として、物量削減による目標達成の目安として原子炉建屋容積 20 万 m³とした。検討の結果、建設コストを低減するポテンシャルを有し、かつ技術的成立性、開発コストが現実的であること等の実現性を有する Na 冷却プラント概念として以下が摘出された。プラント概念の詳細は調査報告書^[1]参照。

- ①(ループ型大型炉)側部又は上部流出入型原子炉+1 次系機器合体+2 次系機器合体
- ②(タンク型大型炉)原子炉・1 次系機器集合化+2 次系機器合体
- ③(タンク型炉)原子炉・1 次系機器一体化（炉容器内 IHX+1 次 EMP 合体）+2 次系機器合体
- ④(2 次系削除ループ大型炉)上部流出入型原子炉+2 重管 SG/主循環ポンプ合体
- ⑤S-PRISM に代表される経済性を向上させた中型モジュール炉

3.1.2 シーズ技術の調査

前節の Na 冷却炉の経済性向上検討に加え、新たなシーズ技術を摘出するために、以下の調査を実施した。

(1) 革新的な技術による安全性及び経済性向上方策

従来のプラント概念にとらわれることなく、革新的な技術を導入して安全性と経済性を向上させることを目標として、以下の技術について検討し、FBR への適用性を検討した。

(2) 2 次系簡素化による安全性と経済性の向上

Na 冷却炉では、系統の簡素化によるコスト低減が考えられる。従来から、2 次系簡素化の方策の一つとして 2 重管 SG による 2 次系削除概念が検討されている。

2重管SGによる2次系削除に関しては、R&Dを重ねれば具体化可能とは考えるが、一方で、より分かりやすい安全ロジックに基づく2次系の簡素化も求められている。そこで、本検討では、従来の2次系削除よりも高い安全性（安心感）を目指して概念を検討した。

2次系簡素化プラントで安全上のクリフエッジとなる事象は、Na-水反応発生の可能性と、発生後の事象拡大の可能性、と考えられる。分かりやすい安全ロジックに基づく安全性の確保の方法については、Na-水反応に対して、以下の安全ロジックが構築可能であるか否かが要点である。

①Na-水反応影響の大幅緩和

Na-水反応の発生の可能性は十分に低く抑えた上で、さらに、万一Na-水反応が発生したとしても、事象の拡大や炉心への影響を大幅に緩和可能なシステムとし、Na-水反応の発生を安全上のクリフエッジとしない。

②Na-水反応排除

共通の原因及び单一の事象に従属して起こる事象によってNa-水反応が原理的に発生しないシステムとし、Na-水反応発生を想定不要とする。

③革新的な発電方式によるNa-水反応排除

発電ループを水以外の流体で構成し、Na-水反応を想定不要とする。

これらの考え方を具現化するシステムのアイデアを構築した。

(3) 革新的経済性向上方策による経済性の向上

経済性の向上のためのプラント設計としては、物量削減やシステムの簡素化を目指した検討を実施しているが、一方で、物量増大やシステムの複雑化を招いても、それを上回る経済上のメリットがあれば、経済性は向上可能である。その観点から、FBRプラントに適用可能な革新的技術を検討した。検討の方向性としては、熱効率の大幅向上、建設工程の大幅削減、検出系の高度化による安全系の簡素化、等である。

3.1.3 実証炉と軽水炉の建設コスト分布比較

従来のFBRシステムについて建設コスト削減の要点を摘出することを目的に、FBRと軽水炉の建設コスト分布を比較した。検討では、最初に、Na冷却FBRの代表例である実証炉と軽水炉のコスト分布の比較を行った。その結果、原子炉構造及び冷却系のコストが軽水炉に比較して大きく、NSSS全般のコスト低減が必要であることが明らかとなった（図3-1）。

また、将来の軽水炉のコスト低減方策としては、大出力化（150～170万kWe）、標準化、等が検討されており、FBR実用炉に反映可能な方策としては、大出力化によるスケールメリット追求が摘出できる。

3.1.4 モジュール型炉の建設コスト分析

Na 大型炉に反映可能なコスト低減方策を摘出する目的で、モジュール型炉のコストの分析した。分析対象としたのは、40 万 kW_e 級原子炉 4 基で構成される 160 万 kW_e プラント (S-PRISM) で、概念検討を行った米 GE 社の評価値では 20 万円 /kW を下回る建設コストと評価されている^[2]。その結果、大型炉へ反映可能な点として、以下が摘出された。

- ・間接費・建中利子が少ない。この差は建設期間（大型炉 60 ヶ月、モジュール炉 42 ヶ月）に起因する。大型炉でも建設工期短縮がコスト低減効果が大きい。
- ・受動安全性 (RVACS 等) を活用して系統簡素化するというコンセプトが保持できる範囲で最大限の大出力化を図っている。また、冷却系機器に関しても大容量化によるスケールメリットを活用している。大型炉においても、冷却系機器の大容量化と、大出力化を追求すべき。
- ・RVACS、SG-ACS 等の活用により系統の単純化を図り物量を削減している。RVACS の大型炉への適用は、炉心出力に対する原子炉容器表面積の割合が小さいため、不可能であるが、SG-ACS による冷却系統簡素化は検討すべき。
- ・設備共有を大規模に行うとともに、多数基を建設することによる習熟効果（量産効果）を活用する。大型炉においても可能な範囲で設備共有を活用することがコスト低減に効果がある。

3.2 本研究における新たな着眼点

前節の予備調査及び予備検討結果を踏まえて、Na 冷却炉の建設コスト低減のための着眼点として、以下を摘出した。

3.2.1 Na 冷却炉のコスト低減方策の検討

前項の検討結果から、Na 大型炉のコスト低減方策を以下のとおり纏める。

(1) NSSS のコスト低減方策

軽水炉とのコスト比較等から Na 冷却炉の建設コスト削減のためには、NSSS 設備のコスト低減が必要である。NSSS は軽水炉等の既存技術や先行炉の知見を活用することができない部分であり、Na 冷却炉として特有の方策を持ってコストを低減しなければならない。

NSSS について、Na 冷却材の基本的性質を分析と、予備調査によって得られた最新の設計知見を併せて検討し、コスト低減方策を検討することとした。表 3-1 に Na 冷却材の持つ特性とそれを活用できる設計上の特徴、及びコスト低減に向けての方策を示す。これらの分析・検討から得られた、Na 冷却材の長所を活用するコスト低減方策としては以下のとおり整理できる。

①ループ数削減 (図 3-2 参照)

軽水炉等の高圧システムでは LOCA 時の流出流量が設計の制限条件となるた

め配管口径（＝開口面積）を大きくすることが困難であるが、低圧系のシステムである Na 炉では制限条件とならないため、比較的大きな口径の配管及び大容量の系統が構成できる。また、Na は伝熱性能に優れることと、水に比較して高沸点であることを利用した高温での運転により、熱交換器はコンパクトにすることが可能である。これらの特性を利用して、冷却ループの大容量化を図り、ループ数を削減することを検討すべきである。

②機器合体（図 3-3 参照）

Na は伝熱性能に優れることと、高温での運転により、熱交換器はコンパクトにすることが可能である。さらに、電磁流体として良好な特性を持つことから、静的機器である電磁ポンプを主循環ポンプとして利用することが可能である。これらの特性を利用して、ポンプと熱交換器の機器合体を行い、配管の削除、配置スペースの削減等の経済性メリットを追求すべきである。

③発電効率向上

Na の低圧・高沸点の特性を利用して、水・蒸気系の蒸気条件を向上させ、熱効率の向上（発電量の増大）を図るべきである。その際には、火力発電等で蓄積された知見・技術をそのまま流用し、開発コストを削減できる方策を探るべきである。

④受動的崩壊熱除去（図 3-4 参照）

Na の自然循環能力の大きさと、熱伝達能力の大きさを利用して、受動的な除熱系統で信頼性が高く簡素な崩壊熱除去システムを構成すべきである。

また、Na の短所をカバーし、コスト低減を図る設計方策としては以下の項目が挙出できる。

⑤Na 漏洩対策設備簡素化（図 3-5 参照）

原型炉等の Na 冷却炉では、Na 漏洩対策設備として、GV+1 次系セルライナ+窒素雰囲気、急速ドレン+2 次系キャッチパンライナ+隔離+窒素ガス注入系、等数多くの設備を持ち、手厚い対策を講じている。これに対し、コスト削減からのアプローチとしては、Na バウンダリ面積の極小化による漏洩範囲の極小化、またエンクロージャ等による漏洩 Na 及びエアロゾルの影響範囲の極小化によりコストを低減する必要がある。

⑥炉上部/燃料取扱設備簡素化（図 3-6 参照）

Na 冷却炉では空気と化学的に活性な冷却材を用いることから、軽水炉と同様な炉上部開放による燃料交換が不可能であり、カバーガスを密閉したまま燃料交換を行う必要がある。更に、耐震性、CDA 等に対するシール対策を兼ね備えていなければならない。その結果、回転プラグ等の複雑な炉上部構成となり、コストを増加させている。免震技術の導入、再臨界回避を採用して炉心での急激なエネルギー放出を考慮不要としたこと、等により炉上部構造を軽量・簡素な構造とすることが求められる。

⑦ 2次系簡素化

S G における Na-水反応対策として装備されている 2 次 Na 系統に関して、Na-水反応を大幅に緩和する方策、原理的に Na-水反応を排除できる方策、革新的発電方式等を用いて、2 次系を簡素化する方策が経済性向上に有効である。

⑧ ISI 補修技術の高度化

ISI 機器、Na 中可視化技術等を開発し、保守・補修コストを削減する方策を開発すべきである。

3.2.2 スケールメリットの追求（図 3-7 参照）

現在の計画では、将来の軽水炉発電所の出力は 150～170 万 kWe と更なる大型化が図られ、スケールメリットが活用される。Na 冷却 FBR は、大型炉心の特性等、大出力化に際して確認すべき事項はあるものの、プラントシステムとして同等の大出力化は可能であると考えられる。よって、グリッド電源として許容される範囲で、可能な限り大出力化をはかり、スケールメリットを追求することが有効である。

更に、モジュール型プラントの分析の結果、熱交換器等のプラント内の設備に関しても、システム構成上、製造上可能な限り大容量化し、機器単体のスケールメリットを追求することが経済性向上に効果があることが判った。熱交換器等の大容量化については、前項の検討においても Na 冷却材の特性として有利な点であることが指摘されている。

3.2.3 共有化・習熟効果等の追求

モジュール型プラントの分析の結果、プラント設備の共有や建設繰り返しによる習熟効果、及び建設工期の短縮は建設コスト低減に効果があることが判った。また、Na 冷却炉の特性を考慮すると、軽水炉システムと異なり燃料取扱経路が水路ではなく気中取扱のため、燃料取扱系のプラント間共有が行いやすい、等、軽水炉システムよりプラント間での設備共有可能な範囲が広いと考えられる。ただし、大型炉での共有・習熟効果活用を多数基のセットで想定することは、立地条件及びユーザニーズに合致しないことを考慮する必要がある。

そこで、軽水炉発電所でも採り入れられている概念である、原子炉 2 基を 1 つのセットとするツインプラントの概念で設備共有及び習熟効果を活用るべきと考える。

3.3 プラント概念検討の方針まとめ

ここまで議論をまとめ、概念検討の方向性を以下に整理する。これらの知見を基に、次節以降にプラント概念の検討を進める。プラント概念検討方針は以下のとおりである。

大型炉は、実証炉の設計研究及び欧州 EFR 設計研究の成果を踏まえて、ス

ケールメリットを生かしたシステム概念として、ループ発展型及びタンク発展型の2つの大型炉概念に、更なるコストダウン方策と高速炉としての特徴を生かした方策を取り込み、設計要求に適合するシステム概念の検討と経済性評価を実施する。この場合、双方の概念での2次系削除の方策と解決すべき課題についても併せて検討を行う。なお、経済性評価については、物量ベースの評価のみならず、スケールメリットの妥当性、物量を削減できる新材料単価の影響などを適切に評価する。本年度は、Na冷却大型炉の可能性を追求するために、設計要求を満足するために有効な種々の技術の適用性をその優先順位とともに摘出し、その採用による効果、開発要素の解決方策について具体的に調査整理する。

また、3.1.1項で摘出した経済性向上のポテンシャルを有するプラント概念を検討の起点として、以下の方向性で検討を実施することとした。

(1) Naの長所を活かし、短所をカバーする方策

- ①ループ数削減
- ②機器合体
- ③発電効率向上
- ④受動的崩壊熱除去の活用
- ⑤Na漏洩対策簡素化
- ⑥炉上部構造の簡素化
- ⑦2次系簡素化
- ⑧ISI及び補修技術の高度化

(2)スケールメリットの追求

- ⑨プラントの大出力
- ⑩機器の大容量化

(3)共有化・習熟効果等の追求

- ⑪設備の共有（ツインプラント）
- ⑫習熟効果（量産効果）の活用（ツインプラント）
- ⑬建設工期の短縮

3章参考文献

- [1]：早船、等、「実用化戦略調査研究（FBR プラント）－平成 10 年度予備調査結果要約の取りまとめ」、JNC TN9420 99-004、1999年6月
- [2]：Charles E. Boardman, Marvin Hui, "A Competitive Integral Fast Reactor with Enhanced Diversion Resistance", Global '99, 1999

表 3-1 Na の持つ特性の分析とコストダウンの方策検討

Na の基本的性質	設計上の特徴	長所/ 短所	コストダウンに向けた方策 (■長所の活用/□短所のカバー)
融点:約 100℃	□予熱設備要	×	—
沸点:約 900℃	■低圧系での運転可能	○	■機器の大型化・大容量化 (スケールメリットの追求)
	■バウンダリ破損時に 冷却材は沸騰喪失せず かつ漏洩流は低圧流体	○	■漏洩冷却材収納・格納設備の簡素化
	■沸騰までの温度余裕 大	○	■冷却材の高温化可能
比熱:常温水の 1/3	□冷却材流量大	×	—
密度:常温水の約 0.8 倍	□ポンプ駆動力小	○	—
温度による密度変化大	■自然循環能力大	○	■受動的な崩壊熱除去概念の採用
熱伝導率:常温水の約 100 倍	■伝熱能力大	○	■熱交換器の高性能化・コンパクト化
	□熱衝撃大	×	—
粘性係数:常温水の約 1/4	□ポンプ駆動力小	○	—
電気伝導度:高	■電磁流体	○	■静的な電磁ポンプ採用可
化学的性質:水や空気と 激しく反応	□Na 火災対策設備要	××	□漏洩冷却材収納・格納設備の簡素化
	□Na 水反応対策設備要	××	□Na 水反応の排除可能なシステムの構築
	□カバーガス系必要	×	—
その他	□不透明	××	□ISI・補修技術高度化

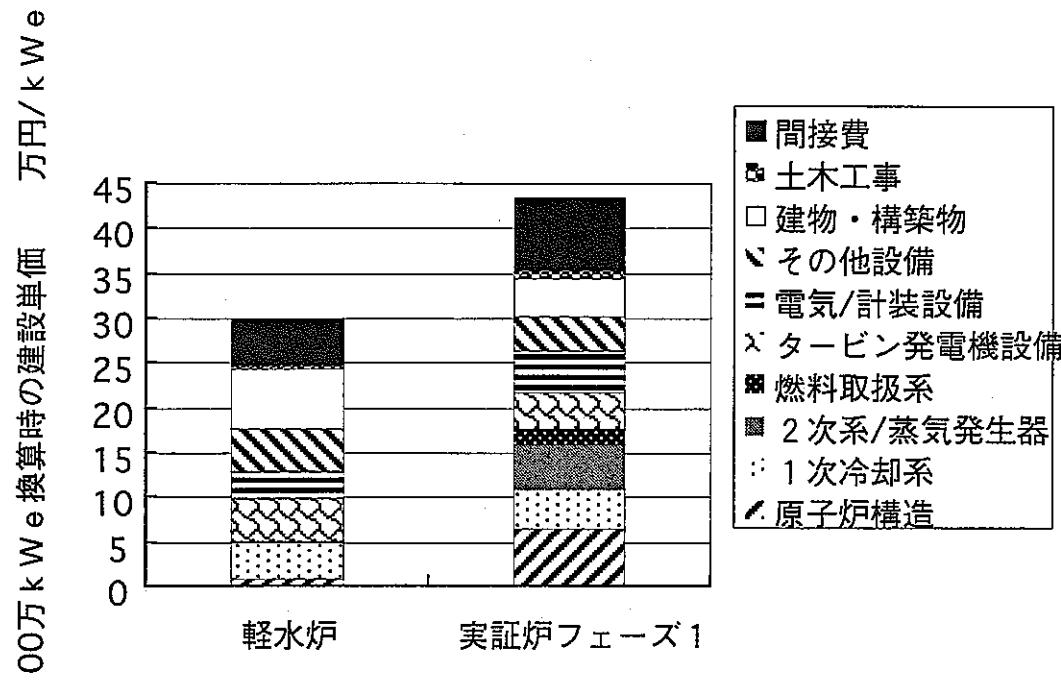


図 3-1 実証炉と軽水炉のコスト分布比較

(コマンドコストデータを参考にした評価値による)

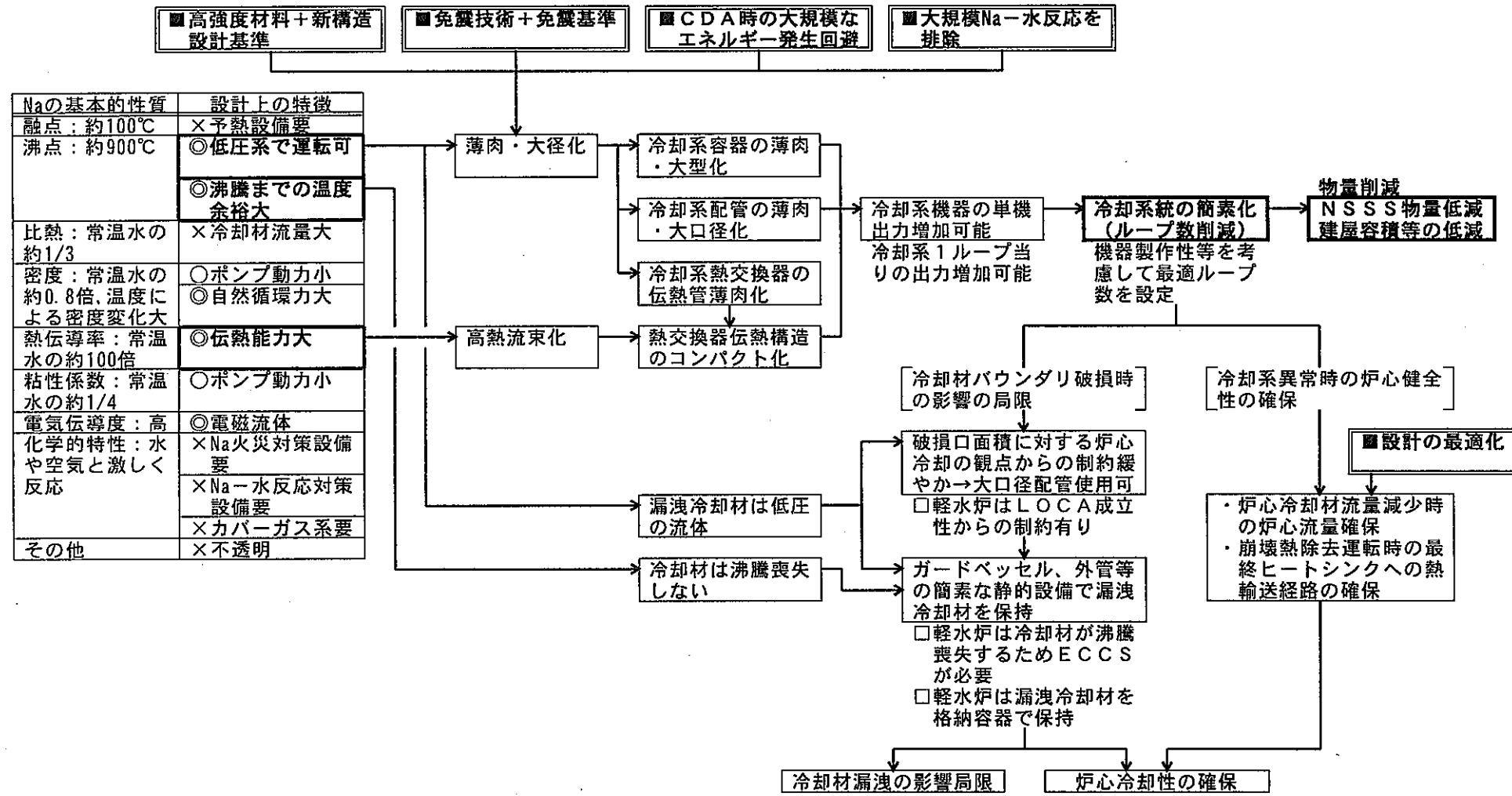


図3-2 ループ数削減

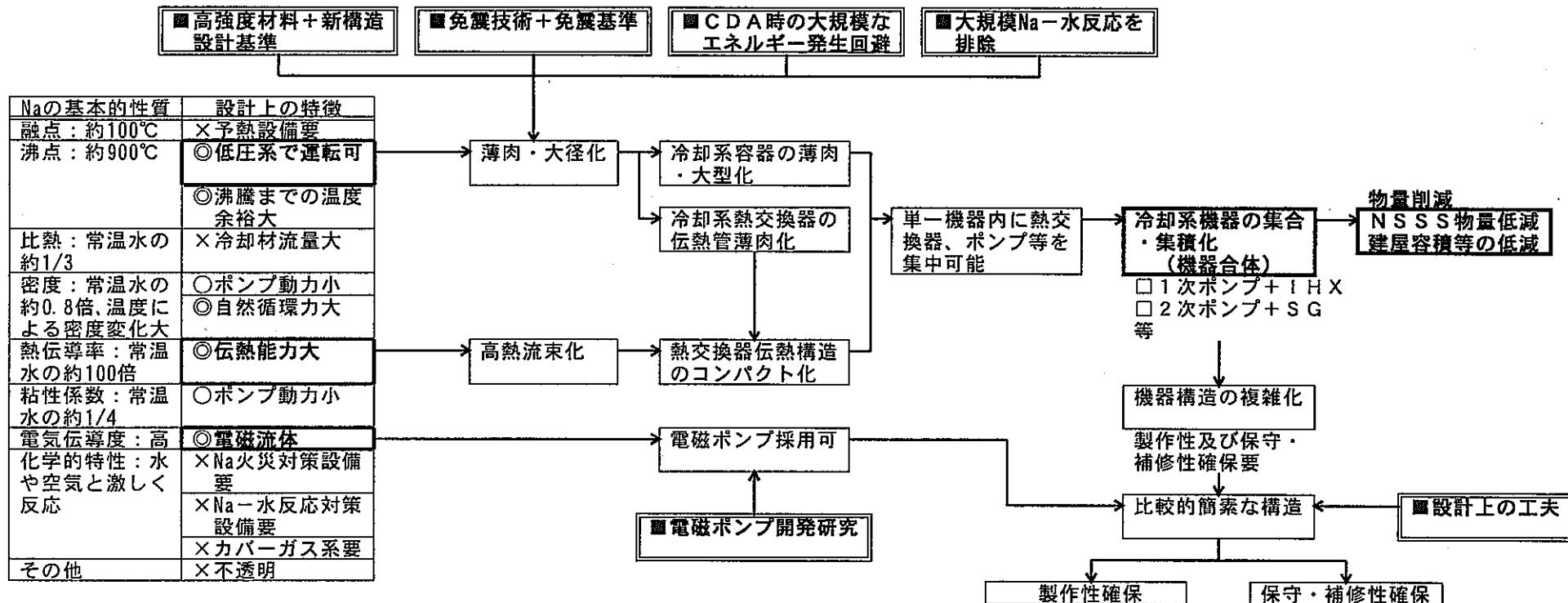


図3-3 機器合体

Naの基本的性質	設計上の特徴
融点：約100°C	×予熱設備要
沸点：約900°C	◎低圧系で運転可 ◎沸騰までの温度余裕大
比熱：常温水の約1/3	×冷却材流量大
密度：常温水の約0.8倍、温度による密度変化大	○ポンプ動力小 ◎自然循環力大
熱伝導率：常温水の約100倍	◎伝熱能力大
粘性係数：常温水の約1/4	○ポンプ動力小
電気伝導度：高	◎電磁流体
化学的特性：水や空気と激しく反応	×Na火災対策設備要 ×Na-水反応対策設備要 ×カバーガス系要
その他	×不透明

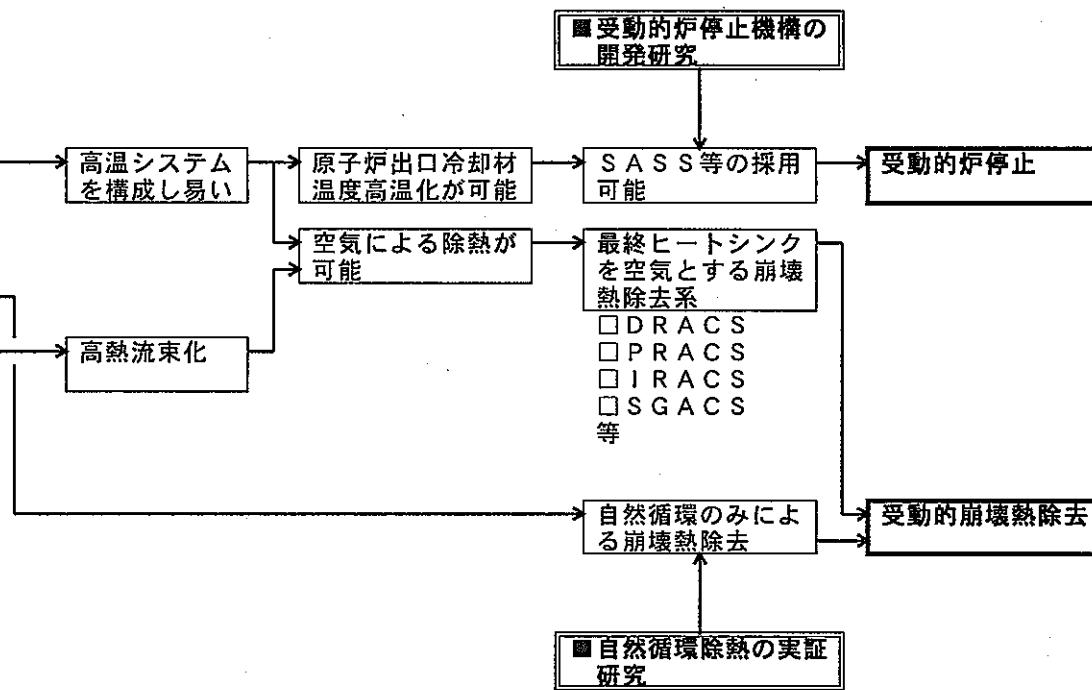


図3-4 受動的安全機能

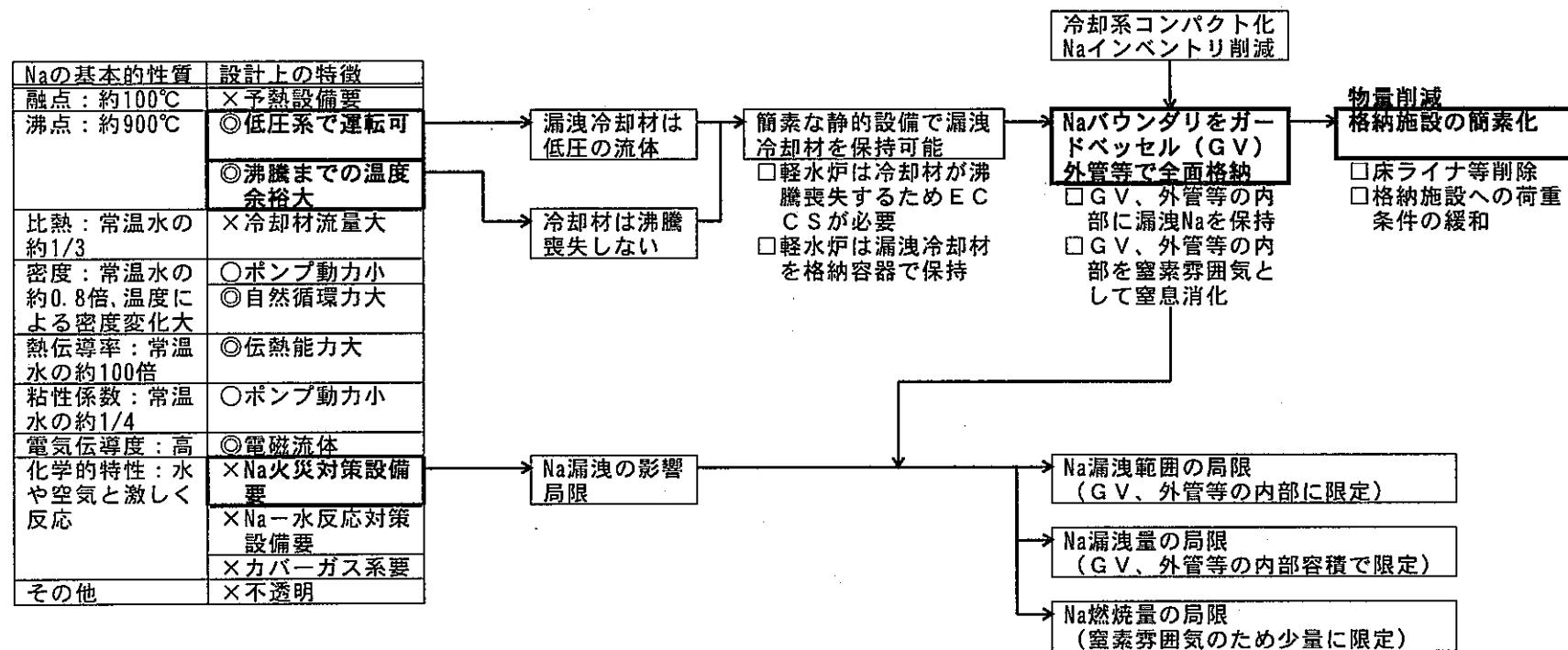


図3-5 Na漏洩対策設備簡素化

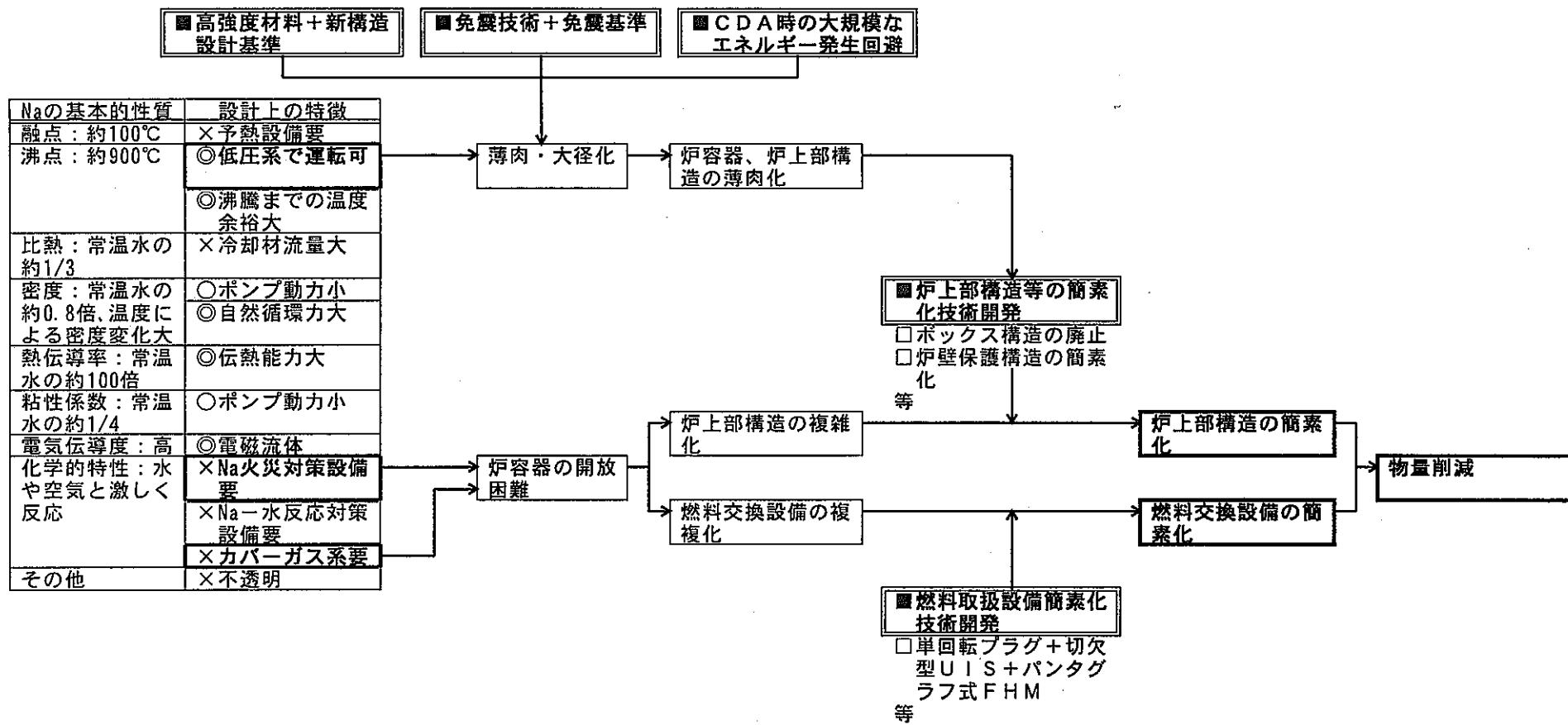


図3-6 炉上部／燃料取扱設備簡素化

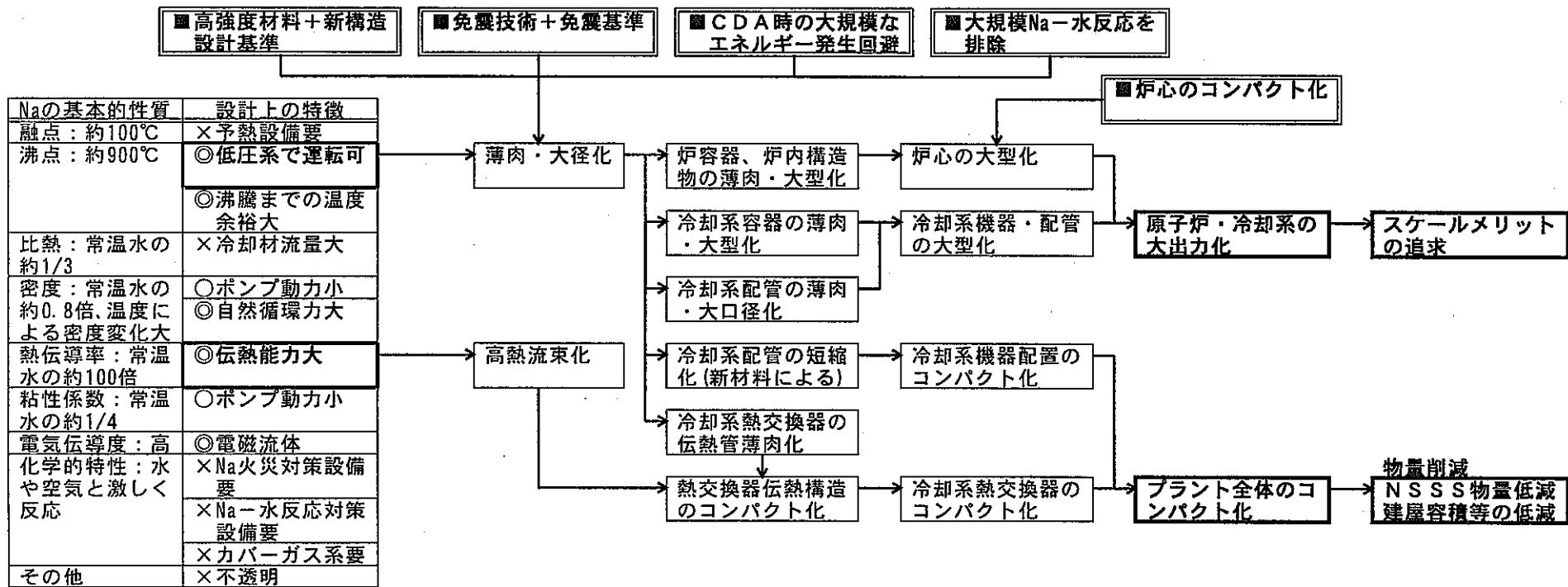


図3-7 スケールメリットの追求

4. 検討内容

4.1 プラント概念の検討

4.1.1 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）

(1) 基本概念

本プラントは、これまでの日本のFBR技術（もんじゅ、実証炉等）を継承したループ型プラントである。

本プラントでは、Na冷却炉に固有の特長（①沸騰までの温度余裕が大きく低圧系での運転が可能であること、②熱伝導率が高く伝熱能力に優れていること等）を活用するとともに高強度鋼（12Cr系鋼）の採用、免震技術の採用等により冷却系機器の大容量化・薄肉化、熱交換器伝熱構造のコンパクト化を進め、それにより冷却系ループ数の削減（2ループ化）や冷却系機器合体（1次ポンプとIHXとの合体）といった系統簡素化方策を可能とし、物量の削減を図っている。その他、炉心の小型化・低圧損化、燃料取扱設備の簡素化、ツインプラント化などの経済性向上方策を採用している。

本プラントで採用している主なコストダウン方策を以下にまとめる。

- (i) 回字型炉心（後述）の採用及び高性能遮蔽体の採用により炉心を小型化し、炉容器径をその製造単価が大きく上昇しない範囲（φ9m台）に抑える。また、炉心支持構造及び炉上部構造を簡素化する。
- (ii) 炉心の低圧損化、全冷却系機器への12Cr系鋼の採用、現行基準の持つ余裕代を合理化した構造設計基準の高度化、原子炉建屋への水平免震の採用等により、機器のコンパクト化、配管短縮化を図る。
- (iii) 冷却系ループ数を削減して2ループ構成とする。また、1次ポンプとIHXを合体する。これらの方策により主冷却系統を簡素化する。
- (iv) 使用済燃料を炉心から直接取り出し、高発熱燃料を水プールで貯蔵する簡素化燃料取扱設備を採用し、EVST及びその冷却系を削除する。
- (v) ツインプラント化により、設備の共用化、設備容量の削減を図る。

なお、ループ型プラントには更なる経済性向上のポテンシャルである2次系削除にも移行しやすいという特長がある（タンク型プラントで2次系を削除してSGをタンク内に設置する場合、スペース的な制約で、ループ数削減や機器合体といった物量低減方策の採用が困難となる）が、現時点では2次系削除の方策として最善のものが定まっておらず、また、その技術的検討も十分詰まっていないとの判断から、本プラントは2次系を有するシステムとしている。

(2) プラント設計の概要

本プラントの基本仕様を表4.1.1-1に、プラント概念図を図4.1.1-1に示す。

本プラントは、熱出力3570MWt、電気出力1500MWeのループ型プラントであり、主冷却系は2ループで構成するとともに、1次ポンプとIHXを合体し、主冷却系統の簡素化を図っている。

以下、本プラントの設計の概要をまとめる。

(i) 炉心・燃料

(a) 炉心・燃料設計の基本的考え方

本プラントの炉心・燃料設計の基本的考え方は以下のとおりである。

- ① 燃焼度、プラント運転サイクル長さ、増殖比等に関する設計要求事項を満たした上で、炉心径方向サイズのコンパクト化（目標：炉心槽内径 6.5m）及び炉心圧損の低減（目標：バンドル部圧損約 2kg/cm^2 ）を図り、原子炉及び冷却系の物量削減に繋げる。
- ② これを実現するため、回字型炉心（2領域均質炉心において内側炉心上下部に外側炉心と同じ高富化度領域を設けた炉心）を採用する。また、炉心圧損低減のため燃料ピン配列ピッチを拡大する。
- ③ また、炉心サイズ（炉心槽径）を小さくするため、径方向遮蔽体に ZrH を遮蔽材とする高性能遮蔽体を採用する。
- ④ 制御棒配置は、燃料取扱システムと整合するよう、UISの中に燃料交換機が進入することを想定した配置とする。
- ⑤ 再臨界回避方策として、炉心損傷時の溶融燃料の炉外への排出を促進するため、燃料集合体中心部の燃料ピン（37ピン）内の上下軸方向ブランケットペレットを削除した構造を採用する。
- ⑥ 増殖性に対する柔軟性には、運転サイクル期間及び燃焼度を変化させる方式で対応する。

(b) 炉心核特性

炉心特性の解析では、炉心性能に関する設計要求事項を満たし、同時に、炉心コンパクト化及び炉心圧損低減に関する目標を達成できる炉心・燃料仕様をサーベイ・設定した。また、設定した炉心仕様について炉心燃焼特性解析、炉心反応度特性解析及び制御棒設計解析を行い、炉心の主要特性を評価した。

図 4.1.1-2 に炉心構成及び炉心主要目を示す。

基準炉心及び増殖性増大炉心の性能は下記のとおりであり、炉心性能に関する設計要求事項をほぼ満足している。また、炉心槽内径は約 6.5m に収まり、後述するように炉心バンドル部圧損も約 2.1kg/cm^2 であることから、原子炉及び冷却系の物量削減に向けたプラント設計との取り合い条件（目標）もほぼクリアしている。

- ① 基準炉心（運転サイクル約 16 ヶ月、4 バッチ方式）
 - a. 取出平均燃焼度：約 15 万 MWd/t
 - b. 増殖比 : 約 1.09
- ② 増殖性増大炉心（運転サイクル約 12 ヶ月、4 バッチ方式）
 - a. 取出平均燃焼度：約 11 万 MWd/t
 - b. 増殖比 : 約 1.15

なお、本炉心のボイド反応度は 5.6 \$（高燃焼度軽水炉取出の Pu 組成）で

あり、CDA起因過程における即発臨界による急激なエネルギー放出を回避することが可能な範囲に抑えられている。但し、MAの混入やC/E補正の不確かさを考慮すると、ボイド反応度は更に大きくなると考えられるので、今後、ボイド反応度を低減する方向で炉心仕様の最適化を図る必要がある。

(c) 炉心熱特性

炉心の燃焼・出力分布解析に基づき、炉心流量配分を行って、各流量配分領域における被覆管の最高温度及びその履歴を評価した。図4.1.1-3に示すように、被覆管肉厚中心最高温度は熱的制限値(700°Cと暫定)以下で推移しており、燃料の熱的成立性に対する見通しが確認されている。

(d) 炉心廻りの遮蔽解析

炉心廻りの遮蔽解析を行って、炉心槽の高速中性子($E > 0.1\text{MeV}$)照射量の制限値($2 \times 10^{21}\text{nvt}$)をクリアできる径方向遮蔽体3層の構成を設定した。解析の結果、遮蔽体構成は、図4.1.1-2に示すように、内側からSUS遮蔽体、ZrH遮蔽体、B₄C遮蔽体としている。

(e) 燃料集合体設計

高燃焼度化(15万MWd/t)、原子炉出口温度高温化(550°C)に対応できる燃料被覆管の仕様を設定した。被覆管材としてODS鋼を使用することを前提に、ガスプレナム長及び被覆管肉厚をそれぞれ1200mm及び0.6mmとしている。この寸法条件にて評価した定格運転時の被覆管CDF値(図4.1.1-3に示す被覆管最高温度履歴に基づく)は、いずれの流量領域においても0.1以下であり、燃料の健全性が十分に確保されることが確認された。

なお、ここで定めた燃料被覆管の仕様と前述の炉心流量配分から炉心バンドル部の最大圧損を評価すると、約2.1kg/cm²となる。

以上の検討に基づいて定めた燃料集合体構造を図4.1.1-4に示す。同図に示すように、再臨界回避方策として、燃料集合体中心部の燃料ピン(37ピン)内の上下軸方向プランケットペレットが削除されている。

(ii) 原子炉構造

(a) 原子炉構造設計の基本的考え方

本プラントの原子炉構造設計の基本的考え方は以下のとおりである。

- ① 技術的成立性があり、経済性に優れるコンパクトな原子炉構造概念を設定する。特に、炉容器径を、リング鍛造が可能なサイズ(目標: $\phi 9\text{m}$ 台)に抑える。
- ② 簡素な燃料交換システム(単回転プラグ+コラム型UIS+パンタグラフ式燃料交換機)を設定して炉上部構造を簡素化し、炉容器径縮小に資する。
- ③ 炉容器の上方から配管を差し込む上部流入方式を採用する。本方式は、炉容器の側部にノズルを設ける側部流入方式に比べて炉容器径が大きくなるが、側部流入方式のように炉容器の下部プレナム全体を高圧にする

必要がないため、物量的には同等になる。また、本方式には配管（特にコールドレグ）のメンテナンス性に優れるというメリットがある。

- ④ 炉心支持方式は下部支持方式を採用する。これ方式は実証炉フェーズ1のような側部支持方式と比べて物量を小さくできるメリットがある。なお、炉心支持方式は、後述するCDA時のPAHR評価の結果等を反映して、今後、見直し・調整を行う必要がある。
- ⑤ CDA時の急激なエネルギー発生の回避（再臨界回避）等により炉容器の壁を薄肉化（30mm）し、物量を削減する。炉壁を薄肉化することにより、構造設計基準の合理化（許容値の拡大）と合わせてサーマルライナのみで耐熱性を確保できるようにし、重装備の炉壁保護構造を削除する。
- ⑥ ガス巻き防止対策及びスロッシング抑制対策として、ディッププレートを採用する。

(b) 燃料交換システム概念

本プラントの燃料交換方法の概念を図4.1.1-5に、燃料交換・出し入れシステム概念及び燃料交換手順を図4.1.1-6に示す。前述のように、「単回転プラグ+コラム型UIS+パンタグラフ式燃料交換機」を採用して、炉上部構造を簡素化している。

本システムの特徴を以下にまとめておく。

- ① ルーフデッキの貫通孔φ5.6mの中に取り付けることができる小口径の単回転プラグを採用。
- ② 燃料交換機がUISのCRDM案内管群の中を炉心中心位置まで入って行くことができるコラム型のUISを採用。従来のような円筒胴を削除するとともに、ホールドダウンプレートなどの水平板の燃料交換機取り付け方向に幅340mmの切り欠きを設ける。
- ③ UISのCRDM案内管群の中を移動するため、スリムなパンタグラフ式の燃料交換機を採用。
- ④ 炉容器内と燃料出入機との間の燃料の受け渡しを行う炉内中継槽及び炉内中継装置を設置。炉容器径を小さくするため、燃料の出し入れには垂直昇降式を採用。

(c) 制御棒及びCRDMの概念

制御棒は、長寿命化を図るため、ナトリウムボンド方式を採用するとともに、制御棒ペレットのリロケーションによる被覆管破損を防止できるよう、制御棒ペレットと被覆管との間にペレットを内包・保持するシュラウド管を設けた設計とする。CRDMの基本概念を図4.1.1-7に示す。炉停止に関する多様性を確保するため主炉停止系と後備炉停止系の2系統とし、かつ、後備炉停止系はキュリー点利用のSASS機能を有する設計とした。

(d) 原子炉構造概念

本プラントの原子炉構造概念を図4.1.1-8に示す。前述のように、本プラ

ントの原子炉構造は、上部流出入方式の配管型式の採用、炉心下部支持方式の採用、炉壁薄肉化等による重装備の炉壁保護構造の削除といった特徴を有しており、検査性と補修性を確保しつつ、物量の大幅な削減（炉心構成要素を除いて約870t）を可能とし、かつ、炉容器径を鍛造材の適用及び一体での工場製作が可能なサイズ（ $\phi 9.6\text{m}$ ：目標の $\phi 9\text{ m}$ 台）に抑えている。

なお、異材溶接部の保護等のため、以下のような炉容器上部の断熱・冷却概念としている（図4.1.1-9参照）。

- ① 炉容器からの放熱を抑制するため、ガードベッセル外面に断熱材を設置。
- ② ルーフデッキとの接合部や異材継手部の健全性確保のため、炉容器上部を外面冷却するシステムを設置して温度上昇を抑える。
- ③ 液面近傍部の健全性確保のため、ガードベッセル内の対応部分に自然対流防止板を設置して炉容器外面からの放熱を抑える。

(iii) 冷却系

(a) 冷却系設計の基本的考え方

本プラントの冷却系設計の基本的考え方は以下のとおりである。

- ① 経済的に最も優れたループ型炉概念を選定するため、下記の項目について物量、保守・補修性、製作性、安全性等を総合的に比較評価し、仕様を設定する。

a. 冷却系ループ数	: 2 ~ 4 ループ
b. 1次系配管方式	: 上部流出入方式／側部流出入方式
c. 機器合体方式	: IHXと1次ポンプとの合体又は分離、SGと2次ポンプとの合体又は分離

比較評価の結果については「(b) 系統構成の最適化」で詳述するが、経済的に最も優れたループ型炉概念として、「冷却系2ループ+上部流入方式+IHX・1次ポンプ合体+SG・2次ポンプ分離」を選定する。

なお、主循環ポンプとして機械式ポンプあるいは電磁ポンプを選択するオプションがあるが、大容量（実証炉の4倍程度）の電磁ポンプの開発に長期間を要すると考えられること、比較的軽量で高効率な機械式ポンプの方が物量低減・所内負荷低減の観点から有利であることから、本プラントでは、1次系、2次系とも機械式ポンプを採用している。

- ② 冷却系概念の選定を受けてプラントヒートバランスを設定し、系統設計を実施して配管口径、系統圧損、圧力分布、機器高低関係等を検討し、プラント仕様を定める。
- ③ プラント仕様に基づいて主要冷却系機器(IHX・1次ポンプ合体機器、SG等)の伝熱流動計算を行い、機器仕様を設定する。IHXは、機器のコンパクト化を図るため無液面ジグザグ流式直管型を採用し、SGは、もんじゅや実証炉での実績に基づいて有液面ヘリカルコイル管型（一体貫流方式）を採用する。

なお、SGに関しては、更なる物量低減が可能と考えられる直管型SGを採用した場合の検討も行い、その経済性向上効果と開発課題を明らかにする。

- ④ ループ数を削減し、2ループ構成とした冷却系に適合する崩壊熱除去系の構成及び除熱量を設定する。また、1次系及び2次系のNa漏洩対策を具体化する。

(b) 系統構成の最適化

冷却系ループ数、1次系配管方式及び機器合体方式について比較評価を行い、経済的に最も優れたループ型炉概念として、「冷却系2ループ+上部流入方式+IHX・1次ポンプ合体+SG・2次ポンプ分離」を選定した。

① 冷却系ループ数

2ループと4ループについて比較評価を行った結果、2ループは4ループに比べて冷却系物量が10%強低減できることが分かった。一方、冷却系を2ループとした場合、下記のような安全性、構造健全性、製作性に関する課題が発生するが、各項目とも、概略評価（後述）により成立の見通しが得られている。したがって、冷却系ループ数として2ループを選択する。

- a. 「1次ポンプ軸固定」時の炉心安全性
- b. 崩壊熱除去運転時の最終ヒートシンクへの熱輸送経路の確保
- c. 大口径（50B）の1次系配管の構造健全性
- d. 大型化するIHX、SG等の製作性

② 1次系配管方式

上部流入出方式と側部流入出方式について比較評価を行った結果、「(ii) 原子炉構造」で述べたように、上部流入出方式は側部流入出方式に比べて炉容器径が大きくなるが、側部流入出方式のように炉容器の下部ブレナム全体を高圧にする必要がないため、物量的には同等であることが分かった。また、上部流入出方式には配管（特にコールドレグ）のメンテナンス性に優れるというメリットがある。したがって、1次系配管方式として上部流入出方式を選択する。

③ 機器合体方式（IHXと1次ポンプ）

IHXと1次ポンプとの合体／分離について比較評価を行った結果、合体方式は分離方式に比べて1次系物量が約10%低減できることが分かった。また、合体方式の場合、ミドルレグ配管が削除でき、IHXの補修性向上（伝熱管のインプレース補修が可能となる）が期待できる。一方、合体方式とした場合、下記のような構造健全性及び製作性に関する課題が発生するが、概略評価（後述）により成立の見通しが得られている。したがって、IHXと1次ポンプについては機器合体方式を選択する。

- a. ポンプ振動によるIHX伝熱管の構造健全性
- b. 大型化するIHX・1次ポンプ合体機器の製作性

④ 機器合体方式 (SGと2次ポンプ)

SGと2次ポンプとの合体／分離について比較評価を行った結果、2次ポンプとの合体によるSGの胴径増加の影響により、合体方式は分離方式に比べて逆に2次系物量が約10%増加することが分かった。また、合体方式の場合、ポンプのインペラミサイルによるSG伝熱管大破損が懸念される。したがって、SGと2次ポンプについては機器分離方式を採用する。

(c) ヒートバランスの設定

本プラントのヒートバランスを図4.1.1-10に示す。

- ① 原子炉出口冷却材温度は、燃料や冷却系機器の成立性を見通せる550°Cに設定した。
- ② 原子炉出口冷却材温度550°Cにおいて、発電効率をなるべく高くできる蒸気条件(SGの伝熱面積を増大させない観点では、16.6MPa、495°Cが最適条件)を設定した。本プラントの発電効率は、42%以上の高い値を維持している。

(d) プラント仕様の整備

本プラントの全体系統概念図を図4.1.1-11に示す。

① 配管口径

構造健全性や製作性を考慮するとNa流速を大きくして配管口径をなるべく小さくすることが望ましいが、エロージョン・コロージョンの発生防止等の観点からは、Na流速を無制限に大きくできない。ここでは、Na流速を9m/s台に抑えることとし、配管口径を以下のように設定した。

- | | | | |
|--------|---------|-------|--------------|
| a. 1次系 | : ホットレグ | 50B | (Na流速9.2m/s) |
| | コールドレグ | 34B×2 | (Na流速9.6m/s) |
| b. 2次系 | : ホットレグ | 44B | (Na流速9.8m/s) |
| | コールドレグ | 44B | (Na流速9.3m/s) |

② 系統圧損

1次系及び2次系の系統圧損は下記のとおりである。

- | | |
|--------|------------------------------------|
| a. 1次系 | : 0.63MPa (6.5kg/cm ²) |
| b. 2次系 | : 0.34MPa (3.5kg/cm ²) |

1次系の系統圧力は、ポンプ出口部で約0.72MPaであり、ポンプ入口に向けて徐々に低下する圧力分布となる。なお、「1次ポンプ軸固定」時の炉心流量確保の観点から、コールドレグ配管の出口ノズル部に絞り構造を設置し、逆流圧損が高くなるよう工夫している。

2次系の系統圧力は、ポンプ出口部で約0.45MPaであり、IHX入口部において約0.65MPaまで上昇(静ヘッドによる)した後、ポンプ入口に向けて徐々に低下する圧力分布となる。

③ 機器高低関係

本プラントの機器高低関係を図4.1.1-12に示す。炉心と主要な熱交換器

との間の伝熱中心差は下記のとおりであり、主冷却系、補助冷却系とも高い自然循環能力が期待できる設計となっている。

- a. 炉心-IHX (主冷却系) : 8.3m
- b. IHX-SG (主冷却系) : 9.0m
- c. 炉心-DHX (DRACS系) : 5.7m
- d. DHX-A/C (DRACS系) : 32.1m
- e. IHX-DHX (IRACS系) : 16.5m
- f. DHX-A/C (IRACS系) : 13.0m

④ 圧力分布

系統内での負圧発生の防止、及びポンプの有効吸込ヘッド (NPSHav) 確保のため、1次系及び2次系のカバーガス圧力を以下のように設定した。

- a. 1次系 : 0.147MPa (NPSHav : 25mNa を確保)
- b. 2次系 : 0.098MPa (NPSHav : 20mNa を確保)

なお、IHXの伝熱管破損時に1次系のNaが2次系に流出しないよう、IHXの伝熱管部において、2次系のカバーガス圧力が失われた場合でも2次系の圧力が1次系の圧力よりも高くなるように2次系の液面高さ(静ヘッド)を設定している。

(e) 冷却系機器仕様・構造概念の設定

① IHX・1次ポンプ合体機器

IHX・1次ポンプ合体機器の概念図及び主要仕様を図4.1.1-13に示す。構造上の主な特徴を以下にまとめた。なお、本機器のサイズは、Φ5.0m、15.5mHである。

- a. 管束部中央に1次ポンプを配置し、合体構造を形成する。なお、1次ポンプは使用実績の点で有利な単段片吸い込み型の機械式ポンプとする。
- b. 物量の削減及びシステム設計の容易性から、無液面式とする。
- c. 伝熱流型式としてジグザグ流式直管型を採用し、伝熱管材質に12Cr系鋼を採用することと併せて伝熱面積を縮小し、管束部の小型化を図る。

② 2次ポンプ

2次ポンプの概念図及び主要仕様を図4.1.1-14に示す。1次ポンプと同様、使用実績の点で有利な単段片吸い込み型の機械式ポンプを採用している。なお、本機器のサイズは、Φ2.5m、7.0mHである。

③ SG

SGの概念図及び主要仕様を図4.1.1-15に示す。構造上の主な特徴を以下にまとめた。なお、本機器のサイズは、Φ4.8m、21mHである。

- a. 水側流動方式は実証炉と同じ一体貫流方式とし、伝熱管はもんじゅ等で実績のあるヘリカルコイル管型を採用する。伝熱管材質に12Cr系鋼を採用して伝熱面積を縮小し、伝熱部の小型化を図る。
- b. SG伝熱管破損時のNa水反応による圧力上昇を緩和する観点から、

有液面式を採用する。

- c. I R A C S の熱交換器コイル及びコールドトラップ（2基）を上部胴に内蔵する。
- d. 管板は、応力緩和に有効な球形管板を採用する。高強度かつ低膨張率の12Cr系鋼の採用により構造健全性確保の見通しがあると考えられるため、管板は出入口各1個としている。

(f) 直管型SGの検討

さらなる物量低減が可能と考えられる直管型SGを採用した場合の検討を行い、その経済性向上効果と開発課題を明らかにした。

① 直管型SGの設計

従来の直管型SGの設計では、現状の伝熱管製造限界長さ（約20m）が設計上の制限条件となっていた。この制限の下で設計を行うと伝熱管1本当たりの熱交換量を稼ぐことができず、熱効率の低いSGになってしまう。

そこで、ここでは、伝熱管製造限界長さを現状の1.5倍に増加させ、35m程度の伝熱管を使用できることを前提に設計を行った。また、SG廻りのヒートバランスや伝熱管材料については、ヘリカルコイル管型SGと同じとした。直管型SGの概念図及び主要仕様を図4.1.1-16に示す。

② 経済性向上効果

直管型SGのサイズは、Φ2.46m、37mHとなった。また、重量は約320tであり、ヘリカルコイル管型SG（約405t）に比べ、20%程度物量を低減することが可能であることが分かった。

③ 開発課題

上記のような経済性向上のメリットはあるが、直管型SGには下記のような構造健全性や製作性に関する課題があり、その採用に当たっては、これらの課題解決の見通しを十分検討しておくことが必要である。

- a. 伝熱管製造長さ延長に関する製作性の検討及び設備投資
- b. 大型の熱膨張吸収用胴ペローズの製作性及び構造健全性
- c. 検査装置プローブ、溶接装置の開発（現実的な管板厚さとなるよう伝熱管径を小さくしているため）
- d. 耐震性の検討（長尺化及び胴ペローズ部により耐震性が低下するため）
- e. 径方向温度不均一による伝熱管座屈に関する検討

(g) 崩壊熱除去系の構成及び除熱量の設定

ループ数を削減し、2ループ構成とした冷却系に適合する崩壊熱除去系の構成及び必要除熱量を設定した。

① 崩壊熱除去系の構成

設計要求事項である「炉心損傷発生頻度 $10^{-6}/ry$ 未満」をクリアする見通しがある崩壊熱除去系の構成として、「I R A C S 2系統+D R A C S 1系統」と設定した。

② 崩壊熱除去系の必要除熱量

簡易的な動特性解析モデルを用いて、主要な事象における強制循環除熱量及び自然循環除熱量を概略評価し、崩壊熱除去系の必要除熱量として下記を定めた。その際の原子炉冷却材バウンダリ温度の制限値は、先行炉で設定した、事象Ⅲ：コールドレグ温度 550°C、事象Ⅳ：ホットレグ温度 650°C を基に、30°C の余裕を考慮して、それぞれ 520°C、620°C とした。

- a. IRACS 強制循環 (FC) 時 : 22MWt
自然循環 (NC) 時 : 11MWt
- b. DRACS 強制循環 (FC) 時 : 30MWt
自然循環 (NC) 時 : 11MWt

なお、上記の必要除熱量の設定に当たっては、本プラントの高い自然循環能力を考慮して、2次主冷却系を自然循環状態と仮定している。よって、本プラントでは、安全系としての2次系ポンーモータの設置は必要でない見通しである。

(h) Na漏洩対策の設定

1次系及び2次系のNa漏洩対策の概要を図4.1.1-17に示す。1次系については、Naバウンダリをガードベッセル及び外管で覆い、その内部を窒素ガス雰囲気とする。また、2次系についても1次系と同様に、エンクロージャでNaバウンダリを覆い、内部を窒素ガス雰囲気とする。これにより、2次系室にはライナを設置しないこととする。

(iv) 燃料取扱設備

(a) 燃料取扱設備設計の基本的考え方

本プラントの燃料取扱設備設計の基本的考え方は以下のとおりである。

- ① 炉外燃料貯蔵槽 (E V S T) 等によるNa中での燃料貯蔵をやめ、燃料洗浄設備と水中貯蔵設備のみからなる軽水炉並みの簡潔な燃料取扱システムとし、燃料取扱設備の大幅な物量削減を図る。
- ② 燃料洗浄システムとして、高温ガスによる乾式洗浄では除熱能力が不足するので、湿式洗浄方式を採用する。

(b) 燃料取扱設備概念

燃料取扱設備概念を図4.1.1-18に示す。

設計要求より、使用済燃料貯蔵ラックは4炉心×2(ツインプラント分)の容量を持たせている。また、新燃料貯蔵ラックは1/4炉心分(1バッチ分)の容量としている。

新燃料は、新燃料貯蔵ラックから台車式燃料出入機及び炉内中継装置により炉内に移送される。また、使用済燃料は、炉内中継装置及び台車式燃料出入機(1台)により炉内から燃料洗浄装置に移送され、そこで蒸気洗浄・水張洗浄された後、使用済燃料貯蔵ラックに移送される。

なお、今後、燃料交換に要する時間、破損燃料の取り扱い方法等について

検討する必要がある。

(c) 高発熱燃料集合体の除熱性能評価

E V S T 等の削除に伴い、高発熱燃料集合体の冷却（水プール中、裸状態での移送中）が課題となる。特に裸状態での移送中の冷却は重要な課題であり、それに対処するため、Ar ガスを燃料集合体内に強制通風する冷却システム、そのバックアップとして、燃料集合体を外部からガス冷却する冷却システムについて検討している。

高発熱燃料集合体の冷却に関する評価の概要は以下のとおりであり、冷却性に関する概略の見通しが得られている。ただし、現状の評価は簡易的なモデルを用いた定常評価に留まっており、今後、模擬集合体を用いた熱流動試験、詳細モデルによる解析評価（過渡評価）等により、本方式の成立性を確認してゆく必要がある。

① 水プール中の冷却

使用済燃料の発熱量 22.6kW（減衰期間 30 日）、水プール温度 40°C とし、簡易評価により水プール中での自然循環除熱時の温度評価を行った。その結果、集合体出口の水温度は約 61.5°C、被覆管表面の最高温度は約 69°C であり、水の沸騰までには十分な余裕がある見通しであることが示された。

② 裸状態での移送中の Ar ガス冷却

使用済燃料の発熱量 22.6kW とし、簡易評価により燃料集合体内への Ar ガス強制通風除熱時（燃料洗浄槽内）の温度評価を行った。その結果、流速 26m/s 程度の強制冷却で、被覆管の温度上昇を 200°C 程度に抑えられ、被覆管の健全性が確保される見通しであることが示された。

さらに、燃料集合体内への Ar ガス強制通風が喪失し、燃料集合体を外部からガス冷却する状況となった場合の温度評価を行っている。この場合、燃料バンドルの中心部の温度が顕著に上昇するが、Ar ガス流速 15m/s 程度の外部冷却で被覆管最高温度は約 1330°C であり、被覆管の溶融温度には達しないものの、余裕が小さいことが示された。今後、このような場合における被覆管温度を低減する方策について、更なる検討が必要である。

(v) 建屋・配置

(a) 建屋・配置設計の基本的考え方

本プラントの建屋・配置設計の基本的考え方は以下のとおりである。

- ① 建設費低減の観点から、原子炉及び冷却系のコンパクト化、燃料取扱設備の大幅な合理化に合わせて、極効建屋のコンパクト化を図る。
- ② 建設費低減の観点から、ツインプラントとして計画し、B O P 設備等の共用化等を行い、物量の削減を図る。
- ③ 設計要求に沿った使用済燃料貯蔵プールの貯蔵ができるよう、配置スペースを確保する。
- ④ 建屋形式は 2 次元（水平）免震として計画する。

⑤ 原子炉及び冷却系は、Na漏洩対策としてガードベッセル、外管及びエンクロージャによる二重構造となっており、格納容器内の圧力が軽水炉のように高圧(0.2~0.5MPa)になることはない。したがって、格納容器は鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート製とする。

(b) 全体配置

原子炉建屋配置図(立面及び平面)を図4.1.1-19及び図4.1.1-20に示す。また、図4.1.1-21に本プラントのプロットプランを示す。建屋及び配置の特徴は以下のとおりである。

- ① 原子炉建屋と補助建屋は基礎一体として、補助建屋も免震構造(2次元免震)とする。原子炉建屋+補助建屋の全体寸法は89.7m×57.2m×H60.5mであり、建屋容積としては約23万m³(11.5万m³/プラント)である。
- ② 原子炉建屋には、原子炉容器、IHX・1次ポンプ合体機器、1次系ダンプタンク等を収納した格納容器と、SG、2次ポンプ、2次系ダンプタンク、崩壊熱除去系の空気冷却器、共用化できない安全系の補機設備(ディーゼル発電機など)を配置した。なお、1次系ダンプタンクの容量は1ループ分の50%×2基、2次系ダンプタンクの容量は1ループ分の100%×1基とした。
- ③ 補助建屋には、燃料取扱設備、廃棄物処理設備、メンテナンス設備、中央制御室を含む電気計測制御設備、換気空調設備等を配置した。
- ④ タービン建屋は、1/2号機のタービン軸線を一直線上に並べる所謂T型配置とした。
- ⑤ 使用済燃料貯蔵プールの貯蔵容量は、設計要求である4炉心×2(ツインプラント分)とする。なお、使用済燃料貯蔵水プール、プール移送台車、燃料出入機は1/2号機で共用とした。
- ⑥ 地震時に発生する免震部分と非免震部分(タービン建屋)との間の相対変位を考慮して、両者の間に適切な離隔距離を確保した。

(c) 格納容器概念

本プラントの格納容器概念を図4.1.1-22に示す。格納容器は、鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート製であり、基本的には直方体形状である。概略内寸法は13.4m×30.8m×H32mであり、容積は1.33万m³/プラント、ライナ面積は約3900m²である。

また、配管、ケーブル等の貫通部、ハッチ等を設けた部分はコンファインメントエリアで包囲し、その内部を通常微負圧に維持する。

(3) 設計要求に対する適合性

表4.1.1-2(1/3)~(3/3)に、設計要求事項に対する本プラントの設計の考え方と達成の見通しをまとめた。

(4) 評価

本プラントの経済性、構造健全性、安全性、製作建設性及び運転保守補修性に

に関する中間評価結果を以下まとめる。

(i) 経済性評価

(a) 原子炉及び冷却系の物量

原子炉構造、1次冷却系及び2次冷却系の物量は下記のとおりであり、合計物量は約2600tである。

- ① 原子炉構造 : 約870t (炉心構成要素を除く)
- ② 1次冷却系 : 約690t
- ③ 2次冷却系 : 約1040t

なお、主要な機器の寸法は、下記のとおりである。

- ① 原子炉容器 : $\phi 9.6\text{m} \times 17\text{mH}$ (容器径を $\phi 9\text{m}$ 台に抑え、単価を抑制)
- ② IHX : $\phi 5.0\text{m} \times 15.5\text{mH}$ (1次ポンプ合体)
- ③ SG : $\phi 4.8\text{m} \times 21\text{mH}$

(b) 建屋容積

ツインプラントの原子炉配置として建屋体積の縮小が図れるミラー配置を採用し検討した結果、原子炉建屋の容積は約11.5万 m^3 /プラントである。なお、格納施設の容積は約1.33万 m^3 /プラントである。

(c) 建設工期

本プラントの全体建設工程表を図4.1.1-23に示す。本プラントの建設工期は、実証炉(フェーズ2)の50ヶ月に対して4ヶ月程度短縮し、46ヶ月程度とすることが可能な見通しである。建設工期短縮の内訳は下記のとおりである。

① 機器数減少による総合機能試験期間の短縮

ループ数削減に伴って機器数が減少するので、総合機能試験における冷却系総合試験を0.5ヶ月程度短縮することができる。なお、機器の大型化によりハンドリング性が低下するので、機器数減少による据付期間の短縮は殆ど期待できない。

② Naインベントリ減少によるNaの充填・純化期間の短縮

本プラントのNaインベントリは約2000tと少なく(実証炉は約2500t)、Naの充填・純化期間を0.5ヶ月程度短縮することができる。

③ 建屋容積低減による建設工期の短縮

本プラントの原子炉建屋容積は約11.5万 m^3 /プラント(実証炉(フェーズ2)は約19万 m^3)であり、工事期間を3ヶ月程度短縮することができる。

(d) 所内負荷率

本プラントの所内負荷率は、実証炉(フェーズ2)の約5.9%に対して約4.6%に抑えることが可能な見通しである。所内負荷率を低減できる主な要因は以下のとおりである。

① 炉心低圧損化に伴う1次ポンプ動力の低減(約70%)

② 電磁ポンプを使用せず、機械式ポンプを採用したことによる2次ポンプ効率の向上（約50%）

③ E V S T削除による負荷低減（0%）

④ 建屋容積低減による換気空調系負荷の低減（約60%）

なお、カッコ内に記した数値は、それぞれの項目の所内負荷が単純に実証炉（フェーズ2）の電気出力倍（ $1500\text{MWe}/672.4\text{MWe} \approx 2.2$ 倍）になると仮定した場合を100%とし、それに対して、本プラントの所内負荷がどの程度に抑えられているかを示している。

(e) プラント稼働率

実証炉（フェーズ2）の定検期間は45日であるが、1次ポンプの分解点検、燃料交換等がクリティカルパスとなっている。それを踏まえて本プラントの定検期間を検討したが、以下のように定検期間の短縮は困難で、図4.1.1-24に示すように、実証炉と同じ約45日となる見通しである。

① 1次ポンプの分解点検

ループ数削減によりポンプ台数が減少しているのでその分解点検期間を短縮できるが、その場合でも原子炉容器及び炉内構造物の ISI がクリティカルとなり、定検期間の短縮には繋がらない。

② 燃料交換

実証炉に比べ、1定検当たりの燃料交換本数はやや少なくなる（大型燃料集合体の採用及び4バッチの交換を想定しているため）が、燃料交換期間の短縮に繋がるほどの有意な差ではない。

一方、本プラントの運転サイクルは16ヶ月と設定されている（4バッチ方式で、取出平均燃焼度約15万MWd/t、増殖比約1.09を達成する条件）。したがって、プラント稼働率は、 $16 \times 30 / (16 \times 30 + 45) \sim 0.91$ より、約91%となる見通しである。

(f) 建設単価

以上の結果より、プラント建設費をメーカ試算値である20万円/kWe以内に収めるポテンシャルを有していると考えられる。

(g) J N C炉心を搭載した場合の影響

本プラントに、J N Cにて検討を行っている炉心（J N C炉心）を搭載した場合、炉心バンドル部圧損は 2.1kg/cm^2 から 3.5kg/cm^2 に、炉心槽径は6.5mから6.8mにそれぞれ増加する。これによる物量等への影響は以下のとおりである。

① 所内負荷率

1次ポンプの揚程が約20%増加することにより、約4.6%から約5.0%に増加する見通しである。

② 原子炉及び冷却系の物量

原子炉容器径の増加、1次ポンプの揚程の増加に伴う1次ポンプ重量の

増加、IHX・1次ポンプ合体機器径の増加により、原子炉構造及び1次冷却系の物量がそれぞれ下記のように増加する。これにより、原子炉及び冷却系の合計物量は約2600tから約2700tに増加する。

- a. 原子炉構造 : 約870t → 約920t
- b. 1次冷却系 : 約690t → 約740t

(ii) 構造健全性評価（含む耐震性）

(a) 構造設計上の特徴

本プラントの構造設計の特徴は以下のとおりである。

① 建屋水平免震の採用

3次元免震は長期の開発期間を要すると予想され、コスト増の要因にもなることから、本プラントでは原子炉建屋に水平（2次元）免震を採用している。この場合、上下耐震が問題となるが、実証炉設計の地震条件（地盤条件、地震波）に基づく評価により、炉心の浮き上がりは有るもの、構造的には耐震性を有するとの見通しを得ている。今後とも、炉心健全性への影響（制御棒の挿入性と投入反応度の制限）に着目して、水平免震の十分性を確認して行く必要がある。

② 新材料、新基準の採用

IHX、SG等の熱交換器、1次・2次主配管の材料として高強度、高熱伝導率、低熱膨張率の12Cr系鋼を採用している。これにより、機器の薄肉・コンパクト化、配管の短縮化を図り、主要機器の物量を削減する。なお、現時点では12Cr系鋼の許容応力を暫定して（例：管台についてはLB-B成立性も視野に置き、降伏応力400MPaに対して許容応力を300MPaに暫定）構造設計を行っている。

今後に向けて、構造設計基準の高度化検討を進め、従来基準（BDS、DDS）の有する保守性を切り詰め、合理的なプラント設計を可能とする新たな基準（新構造設計基準）を整備して行く必要がある。現状において議論されている新構造設計基準の概要を以下に示す。

a. 短期的に開発する基準（FDS: FBR Design Standard）

従来のBDS及びDDSと基本的に同じ考え方で立脚しつつ合理化を図ろうとしているもので、以下の内容が考えられている。

- ア. 12Cr系鋼の適用（材料強度基準の整備）
- イ. 非弾性解析の全面的な採用（許容範囲の拡大）
- ウ. 1次応力の許容値の拡大（Smの定義をASMEの動きを先取りして1/3Su体系から1/2Su体系に見直す）
- エ. ひずみ制限の目的を明確にしてその許容範囲を拡大
- オ. 疲労評価の合理化（設計疲労曲線の保守性の切り詰め）
- б. 中・長期的に開発する基準（システム化規格）
- 7. 従来の基準は基本的に機器設計に限定した基準であり、製作、据付、

運転、I S I、補修等との関係は規定していない。そのため、個々の基準でそれぞれ安全側の設定を行うため、総合的には過度に保守的な健全性を確保することになる。

- イ. 新基準では、このような過度の保守性を排除するため、設計から運転開始後のI S I・補修に至るまでの段階を包括する基準体系（リスクベース評価手法）を構築する。
- ウ. すなわち、安全性及び経済性の観点から達成すべき目標リスク（各機器の許容破損確率など）を定め、設計、製作、据付、運転、I S I及び補修という一連のプロセスを通じてトータルとして目標リスクをクリアできるよう、目標達成のための要求事項（想定すべき荷重条件の詳細さ、強度評価上の裕度、I S Iへの要求等）を合理的に配分・設定する。

(b) 構造健全性確保の見通し

本プラントでは、2ループ化等に伴い機器が大型化するが、12Cr系鋼の採用等により、以下のように成立の見通しがある。

① 原子炉構造

炉容器の板厚を30mmに薄肉化したことに関連して、炉容器の耐座屈性、炉心部の耐震性（集合体の浮き上がり及び反応度投入）を評価している。原子炉構造の上下方向の応答解析モデル、入力した床応答曲線及び炉容器の軸圧縮座屈の評価結果を図4.1.1-25に示す。

同図に示すように、炉容器の耐座屈性に関しては、実証炉設計の地震条件（地盤条件、地震波）では問題はなく、更に厳しい地震条件（2.25倍の加速度）を想定しても、座屈評価を満足する見通しが得られた。

一方、炉心部の耐震性に関しては、実証炉設計の地震条件を超える地震条件を想定した場合、集合体の浮き上がり量及び反応度投入量が厳しくなり、何らかの対応（評価基準、評価条件等の合理化、あるいは機器上下免震または建屋3次元免震の採用）が求められることが分かった。今後とも、炉心健全性への影響に着目した水平免震の十分性の検討を継続する。

② 1次主配管（トップエントリー配管）

図4.1.1-26に示すように、ラチェット変形の防止、クリープ疲労損傷の制限及びLBBの成立性確保を考慮して設定した制限値を満足するように配管の引廻しを設定している。

③ 2次主配管（Z字配管）

2次主配管は1次主配管より引廻し長が長く、発生応力が低くなるので、1次主配管に比べ成立性は容易となる。

④ 蒸気発生器

本プラントの蒸気発生器の熱交換量は実証炉の3.3倍程度に達しているため、球形管板も大型化して、管板径は実証炉の約1.4倍（1300mm程度）

となる。しかしながら、管板材料として、実証炉で採用している改良 9Cr 鋼よりも高強度で、かつ熱膨張率の低い 12Cr 系鋼を採用していることから、構造健全性確保の見通しがある。

⑤ 1 次ポンプ

1 次ポンプと IHX の合体に伴い、合体した機械式ポンプの振動による IHX 伝熱管のフレッティング摩耗が懸念される。そのため、PWR におけるフレッティング摩耗評価を参考に、合体機器のポンプ振動による伝熱管摩耗量を以下のような手順で評価する評価手法（図 4.1.1-27 参照）が開発されている。

- ポンプ励振力（メカニカル振動及びポンプ内流体振動）と管外 Na の流体励振力による伝熱管管板部の応答を解析する。なお、この解析手法は実証炉の 1/6 スケールの水試験を通じて開発されたものである。
- 伝熱管の支持条件と接触形態を考慮して押し付け力を評価し、ワーカーレート（単位時間当たりの衝突荷重と摺動距離の積分値）を算出する。
- 比摩耗量のデータ（現状、SUS316 について得られている）とワーカーレートから伝熱管の摩耗体積、摩耗深さを求める。

本評価手法に基づいて評価した実証炉の IHX 伝熱管の摩耗深さから概略予測した結果は約 0.18mm であり、伝熱管の許容摩耗代が 0.23mm であることから成立の見通しがある。なお、ポンプケーシングの高剛性化などによる励振力の抑制、SG 伝熱管破損時の発生圧力低減による許容摩耗代の引き上げが可能であれば、裕度の向上が期待できる。

(iii) 安全性評価

(a) 安全設計の概要

ここまで記述の中で既に述べているが、本プラントの安全設計（止める、冷やす、閉じ込める等）の概要をここにまとめておく。

① 原子炉停止系

独立 2 系統の原子炉停止系（主系及び後備系）を設置するとともに受動的炉停止方策として SASS を設置することとしており、炉停止に関して十分に高い信頼性を確保できる見通しである。

② 崩壊熱除去系

崩壊熱除去系の構成及び除熱容量を下記のとおりとしており、崩壊熱除去に関して十分に高い信頼性を確保できる見通しである。

- IRACS：2 系統 [22MW × 2 (FC)、11MW × 2 (NC)]
- DRACS：1 系統 [30MW × 1 (FC)、11MW × 1 (NC)]

③ 格納系

鋼製ライナコンクリート格納施設であり、事故時の放射性物質閉じこめ性は実証炉並みである。

④ その他

1次系、2次系とも、Naバウンダリをガードベッセル、外管及びエンクロージャで格納し、内部を窒素雰囲気としており、Na漏えい対策は実証炉並みである。

(b) ループ数削減に係わる安全上の課題に関する評価

本プラントの大きな特徴は、冷却系ループ数を削減し、物量削減を図っていることである。ここでは、ループ数削減によって顕在化する安全上の課題を摘出し、代表的な事象についてその成立性を評価する。

一般的なD B E（設計基準事象）及び立地評価の代表事象について、本プラント（2ループプラント）と3ループプラントとの比較検討を行った結果を図4.1.1-28に示す。

同図に示すように、ループ数の削減によって顕在化する安全上の特徴として、次の2点が浮かび上がる。

- ① 流量喪失型事象時の炉心流量の確保
- ② 崩壊熱除去運転時のヒートシンクへの熱輸送経路の確保

上記の②については、「(2)(iii) 冷却系」の「(g) 崩壊熱除去系の構成及び除熱量の設定」の過程で検討を行っているので、ここでは、上記①について検討を行う。

流量喪失型事象のうち、炉心安全の観点から最も厳しい結果となる事象は「1次ポンプ軸固着」である。本事象では、何らかの原因で1次ポンプ1台の軸が固着し、当該ループの流量が急速に低下することを想定するが、2ループプラントの場合、軸固着発生直後に炉心流量が定格流量のほぼ1/2まで急速に低下するので、炉心に対する熱的影響が厳しくなる。そこで、ここでは「1次ポンプ軸固着」に着目し、プラント動特性解析コードを用いた予備的な安全解析を行って、成立の見通しを検討した。

解析結果を図4.1.1-29に示す。解析によると、実証炉と同様の条件で解析を行った場合（ケースA）、被覆管肉厚中心最高温度は約910℃に達し、燃料の健全性に関する判断基準（900℃）を満足できない。しかしながら、解析条件をその成立性が見通せる範囲で以下のように変更すると（ケースB）、被覆管肉厚中心最高温度は約870℃に低下し、判断基準を満足できる見通しがあることが分かった。

- ① 安全保護系の応答時間を0.8秒から0.4秒に短縮
- ② 健全ループ側のポンプのトリップ遅れ0.3秒を考慮
- ③ 流量半減時間が5.5秒から6.5秒程度となるよう1次ポンプの回転慣性を増加

なお、J N C内部で検討が進められている炉心（バンドル圧損が高く、約3.5kg/cm²）の搭載を想定した場合（ケースC）についても解析を行っているが、この場合でも被覆管肉厚中心最高温度は約880℃に留まり、判断基準を

満足させることが可能な見通しである。

(c) 再臨界回避方策

炉心損傷時の急激なエネルギー放出の原因の回避（再臨界回避）し、損傷炉心物質の炉容器内での安定冷却を達成するため、以下の方策を検討している（図 4.1.1-30 参照）。なお、以下の方策の有効性については J N C で内部評価を実施中である。

① 起因過程

ボイド反応度を 5 ~ 6 \$ 程度に制限することにより、起因過程での即発臨界による急激なエネルギー放出を回避する。なお、現状の炉心設計におけるボイド反応度は 5.6 \$（高燃焼度軽水炉取出の Pu 組成）であるが、C / E 補正の不確かさ、MA 混入時のボイド反応度の増大等を考慮して、今後、ボイド反応度を更に低減する方向で、炉心仕様の最適化を図る必要がある。

② 遷移過程

燃料集合体の上下軸方向プランケットペレットを一部（集合体中心部の 37 ピン程度）削除する。燃料溶融時には、この領域の被覆管が短時間（10 msec のオーダー）で溶融して約 50mm φ の燃料流出経路が形成される。この経路から溶融燃料を炉心の上部及び下部に流出させることにより、遷移過程での溶融燃料の集中による急激なエネルギー放出を回避する。なお、燃料の分散を促進するため、中空ペレット（軸方向プランケットペレットも中空）の併用も考える。

溶融燃料の下部への流出に関しては、燃料が分散的な場合（高出力で事象が推移する場合）と燃料が非分散的な場合（低出力で事象が推移する場合）で、その挙動が異なると考えられる。燃料が分散的な場合、下部軸方向プランケットの欠損部から下部に流出した燃料は集合体ごとにガスプレナム部の被覆材との熱交換で一旦固化し、その後、再溶融して炉心下部の冷却材中に流出すると考えられる。一方、燃料が非分散的な場合、炉心下部においてスチールが強固な閉塞を形成するため、下部軸方向プランケットの欠損部からの燃料流出は生じない可能性が高い。この場合、燃料はラッパ管を溶融貫通し、制御棒案内管（C R G T）経由で溶融燃料が炉心下部の冷却材中に流出すると考えられる。

なお、燃料が分散的な場合、下部に流出する燃料はガスプレナム部で一旦固化した後、時間を置いて再溶融して流出し、エントランスノズル部から横向きに流出するため、溶融燃料ジェットによる炉心下部構造のアタックは回避できると考えられる。また、燃料が非分散的な場合も、C R G T の構造の工夫等により、溶融燃料ジェットによる炉心下部構造のアタックは回避できると考えられる。

③ 事故後崩壊熱除去

以上のように、溶融燃料は炉心の上部及び下部に流出するが、事象推移の分析及び簡易モデルによる評価から、燃料の35%程度が上部に流出し、30%（燃料が非分散的な場合）～35%（燃料が分散的な場合）程度が下部に流出すると見積もられる。

下部に流出する燃料が30%～35%程度であれば、それをクエンチ（冷却材中で固化）させるに必要なNaは72t～84tであり、炉心下部に存在するNa（約190t）で燃料を十分にクエンチすることが可能である。また、その場合、デブリ（損傷炉心物質）ベッドを安定冷却保持するために必要な面積は簡易モデルによる解析から30～35m²と見積もられるが、原子炉の下部構造を図4.1.1-30のように工夫（2段化）することで、安定冷却保持のための十分な受皿面積（約87m²）を確保することが可能である。

なお、極めて保守的な想定ではあるが、100%の燃料が下部に流出すると仮定した場合、現状の炉心下部のNa量、受皿面積ではやや不足で、デブリベッドの安定冷却保持に困難を来す可能性がある。この場合でも、受皿上のデブリベッド生成の非同時性、崩壊熱レベルの減衰を適切に考慮することにより成立の可能性があると考えられる。

(iv) 製作建設性

本プラントでは、ループ数削減（2ループ化）、IHX・1次ポンプ合体機器の採用等に伴って機器が大型化するため、大型化した機器の製作性に難が出てくる可能性があるが、検討の結果、以下に示すように大きな課題はない見通しである。

(a) 炉容器

炉容器径を鍛造材の適用及び一体での工場製作が可能なφ9m台に抑えており、製作性に関して大きな課題はない見通しである。

(b) 中間熱交換器

2ループ化及び1次ポンプとの合体に伴って大型化するが、管板は鍛造材からの製作が可能な寸法範囲内、ベローズは成形加工又は削り出し加工が可能な寸法範囲内であり、製作性に関して大きな課題はない見通しである。

(c) 蒸気発生器

2ループ化に伴って大型化するが、伝熱管長はもんじゅと同等の100m程度、管板はφ1.3mの鍛造材であり、もんじゅのSGの製作実績から見て問題はない見通しである。また、本SGのサイズ・重量はAPWRのSGと同程度に収まっており、工場スペースの点から見ても、製作性に関して大きな課題はない見通しである。

(d) 機械式ポンプ

2ループ化に伴って大容量化するが、循環水ポンプの製作実績等から見て基本的な課題はない見通しである。ただし、Naポンプとしては実績のない容

量であり、段階的な R & Dが必要である。

(e) 1次系配管

最大 50B となるので、継目無鋼管はメーカの製作能力外となるが、溶接鋼管であれば $\phi 2m$ を超えるものまで製作可能である。

なお、検査性、据付性及び現地試験性については、特に困難な課題はないと考えられるが、今後詳細検討が必要である。

(v) 運転保守補修性

(a) 運転性

運転性に関しては、先行炉（もんじゅ、実証炉等）と異なる特殊な運転モードがないので、通常運転時の運転制御性に関する大きな課題はない見通しである。また、異常時（Na 漏えい時、SG 伝熱管破損時等）のプラント運用についても、先行炉と同様の運用で対応可能な見通しである。

(b) 保守補修性

保守補修性に関しては、下記のような設計上の配慮により先行炉（実証炉）並みの ISI、保守補修が可能となる見通しであるが、細部については今後の検討が必要である。なお、2ループ化に伴う機器数の減少により、補修時間の短縮が図れる。

① 原子炉構造

炉容器の配管はトップエントリー方式であり、炉心待避を行うことなく引き抜き補修が可能である。また、配管の引き抜き後、引き抜き孔からの下部プレナムへのアクセスが可能である。

② 1次ポンプ

上部への引き抜きが可能である。

③ IHX 伝熱管

1次ポンプ引き抜き後、引き抜き孔からの下部管板へのアクセスが容易であり、補修性が向上している。

④ SG 伝熱管

インプレースで検査、プラグ補修が可能である。

(vi) 開発課題

本プラントの成立に向けての開発課題（プラント概念の成立性を左右する課題）を以下にまとめる。なお、本プラントは基本的には従来型の Na 冷却ループ型炉を発展させた概念であり、全く新しい新技術・新概念の開発は必要としない見通しである。

(a) 高燃焼度燃料用被覆管材の開発

15 万 MWD/t の高燃焼度を可能とする燃料被覆管材料の開発。

(b) 高性能遮蔽体の開発

ZrH を用いた高性能遮蔽体の設計、高中性子束場でのサンプル照射試験、実機での遮蔽体照射試験等。

- (c) 新構造設計基準開発に向けての R & D
現行基準の持つ余裕代を合理化した実用炉用構造設計用の開発。
- (d) 12Cr 系鋼の実用化研究
熱処理条件、添加元素等の検討を行い、実用炉の使用温度条件、環境条件等に適合した 12Cr 系鋼を開発するとともに、高温強度データを取得して材料強度基準を策定する。
- (e) 配管の健全性評価法の開発
大口径の 12Cr 系鋼製配管の破損限界確認試験、LBB 評価用各種試験等。
- (f) 耐震性の確認
炉心健全性への影響の観点から 2 次元（水平）免震の十分性を検討し、必要と判断された場合は、上下免震装置を開発。
- (g) ポンプ励振力による IHX・1 次ポンプ合体機器の伝熱管の健全性確認
縮尺試験による評価手法の妥当性確認、12Cr 系鋼の摩耗データの取得、合体機器の励振力抑制方策の検討等。
- (h) 各種熱流動試験
水及び Na を用いた縮尺試験により、流力振動、熱過渡、成層化現象、ガス巻き込み等の熱流動上の課題を検討し、課題が生じた場合は、それを解決するための対策を明らかにする。
- (i) 再臨界回避方策の有効性確認
再臨界回避方策（軸方向ブランケット一部削除等）の有効性、及び炉容器内でのデブリベッド安定冷却保持の可能性の確認。なお、再臨界回避方策の有効性を実証するためには、炉内試験も含む研究開発が必要と考えられ、本方策の有効性についてある程度の見通しを得た上で、実証に向けての研究開発計画を立案する必要がある。
- (j) EVST 削除のための要素技術開発
照射後燃料の強度データに基づく健全性判断基準の検討、燃料洗浄形態の策定及び安全評価事象の検討、燃料取扱時及び燃料洗浄時の燃料健全性評価試験（高発熱燃料集合体の除熱試験）等。

表 4.1.1-1 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の基本仕様

No	項目	基本仕様
1	原子炉型式	ナトリウム冷却ループ型炉
2	電気出力（発電端）	1500MWe
3	熱出力	3570MWt
4	ループ数	2ループ
5	1次系Na温度	550°C / 395°C
6	2次系Na温度	520°C / 335°C
7	1次系流量	3.27 × 10 ⁴ t/h/ループ
8	2次系流量	2.73 × 10 ⁴ t/h/ループ
9	主蒸気温度／圧力	495°C / 16.9MPa
10	給水温度／流量	240°C / 2.90 × 10 ³ t/h
11	タービン発電機	発電効率42%以上
12	プラント稼動率	91%以上（プラント運転サイクル16ヶ月の場合）
13	炉心・燃料	非均質炉心（回字型炉心）、混合酸化物燃料
14	遮蔽体外接円径	炉心槽内径：約6500mm
15	燃焼度	約15万MWd/t（取出平均）
16	増殖比	約1.09（燃焼度約11万MWd/tの場合、約1.15）
17	原子炉停止系	主炉停止系+後備炉停止系（制御棒44本）
18	炉心安全性	①受動的炉停止方策：SASS設置、②再臨界回避方策：ボイド反応度を5~6\$に制限+軸方向ブランケット一部削除
19	炉心支持方式	下部支持方式
20	炉壁保護構造	炉壁冷却なし
21	炉心上部機構	コラム型UIS
22	1次系配管方式	上部流出入方式
23	中間熱交換器	縦置無液面ジグザグ流式直管型（1次主循環ポンプ合体）
24	1次主循環ポンプ	機械式ポンプ
25	蒸気発生器	一体貫流ヘリカルコイル有液面型
26	2次主循環ポンプ	機械式ポンプ
27	崩壊熱除去方式	IRACS2系統+DRACS1系統
28	Na漏えい対策	容器：ガードベッセル、配管：外管（2次系はエンクロージャ）
29	原子炉格納施設	鋼製ライナコンクリート格納施設
30	プラント運転サイクル	約16ヶ月、4バッチ方式
31	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵（IVS及びEVSTでの減衰なし）
32	②炉内燃料交換	単回転プラグ+コラム型UIS+パンタグラフ式燃料交換機
33	③炉内/外燃料移送	炉内中継装置+燃料出入機（台車式）
34	免震	2次元（水平）免震
35	プラント寿命	40年
36	原子炉建屋	原子炉建屋容積約11.5万m ³ /プラント（ツインプラント）

表4.1.1-2(1/3) ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の設計要求事項への適合性

分類	設計要求事項（注）	設計の考え方と達成の見通し
前提条件	一炉心燃料及び冷却材の検討対象	・MOX燃料+N a冷却
	一原子炉出力レベルの選定	・150万kWe
	一機器・構造設計	・12Cr系鋼の許容応力を暫定して設計。
	●設計成立の見通し	・1次系配管、S G管板、I H X + 1次ポンプ合体機器等について構造健全性評価を実施し、成立の見通しがあることを確認した。
	●新基準採用の要否、及び新基準に向けての開発課題・解決方策	・新基準成立のための開発課題と解決方策をR & D計画として立案する。
	一耐震・免震設計	・建屋水平免震を採用。ただし、地震入力が厳しく炉心部の健全性が確保できない場合は、機器上下免震または建屋3次元免震を採用する。
	●耐震重要度分類	・耐震性の検討対象とする1次系及び2次系の主要機器の耐震重要度を設定する。
	一設計成立の見通し	・炉心の浮き上がりは有るもの、構造的には耐震性を有するとの見通し。
	●国内立地点の平均的地震動及び岩盤条件	・実証炉の設計研究で設定した国内立地点の平均及び最大地震動を入力条件としている。
	○国内立地点の最大地震動条件	
	●使用済み燃料貯蔵プール設備：4炉心分	・4炉心分を考慮して設備設計・配置設計を行う。
経済性	一プラント寿命 ●40年（リファレンス）	・設計寿命は40年とする。
	○60年程度の寿命延長追求	・寿命延長要求については、40年経過した段階で実荷重に基づく再評価を行い対応する。
	●発電単価：5円/kWh程度 (耐用年数で減価償却)	・建設費目標、燃焼度、連続運転期間等の指標を満足させることにより目標達成を目指す。 ・なお、所内負荷率は、1次ポンプの揚程低減、E V S Tの削除、建屋体積削減によるH V A Cの低減等によって、約4.6%程度に抑えられる見通し。
	●建設費：20万円/kWe以下	・大出力化、ループ数削減、機器合体、ツインプラント化等により目標達成の見通し。
	○燃焼度：15万MWh/t程度	・高中性子照射量及び高温に耐える被覆管材の開発を前提とすれば達成可能な見通し。
	○連続運転期間：12～24ヶ月	・連続運転期間16ヶ月×4バッチで上記の燃焼度を達成。 なお、制御棒機能分担の見直しにより18ヶ月運転が可能となる見通し。
	○適正な炉心出口温度	・高発電効率（42%）を維持でき、燃料や冷却系機器の成立性を見通せる550℃を選定。
資源の有効利用	○稼働率：90%程度	・定検工程45日、連続運転期間16ヶ月であり、稼働率は91%以上を達成できる見通し。 ・連続運転期間18ヶ月の場合は、稼働率92%以上を達成できる見通し。
	○建設工期：50ヶ月以内	・機器数減少による総合機能試験期間の短縮、N aインベントリ減少による充填・純化期間の短縮、建屋容積低減による工期短縮により、建設工期46ヶ月程度を達成できる見通し。
	一増殖比 ●低増殖から高増殖までの柔軟な対応可能性 ○増殖比1.2程度（高増殖） ●低除染燃料装荷時の影響検討	・燃焼度約15万MWh/tの場合、増殖比は1.09。 ・燃焼度約11万MWh/tとすれば増殖比は1.15に増大。 ・MA 5%、FP 2%を混入した燃料を炉心に装荷すると、増殖比は0.06程度低下する。

(注) ●：設計要求事項（詳細設計終了時点での必須項目）

○：設計要求事項（詳細設計終了時点での目標項目）

表4.1.1-2 (2/3) ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の設計要求事項への適合性

分類	設計要求事項（注）	設計の考え方と達成の見通し
資源の有効利用（続き）	<ul style="list-style-type: none"> - T R U 燃焼 <ul style="list-style-type: none"> ● T R U 燃料の経済的燃焼可能範囲の明示 ● より多くの M A 核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示 ● P u 専焼炉としての P u 燃焼効率の範囲 	<ul style="list-style-type: none"> ・制御棒価値低下、ドップラ反応度低下、ボイド反応度増加、許容線出力低下等の炉心特性へのインパクトがある。 ・また、線源、発熱量の増大に伴って燃料取扱設備の対応が必要となる。 ・P u 富化度を 45 %程度に増加させることにより、P u 専焼炉として運転できる可能性がある。
環境負荷低減	<ul style="list-style-type: none"> ● 放射性廃棄物発生量低減、管理及び処理・処分のし易さへの配慮 ● 廃止措置のし易さと廃棄物発生量低減への配慮 ● F P の核変換による放射能低減に関する検討 ● T R U 燃料の経済的燃焼可能範囲の明示 ● より多くの M A 核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示 	<ul style="list-style-type: none"> ・F B R プラントの特長を活かした廃棄物量低減策を検討し、軽水炉並みのドラム缶 100 本／年を狙う。検討は次年度以降実施。 ・炉容器室内に、高 β 、 γ 線が発生する元素を含む材料を使用しないように管理することで解体性を確保する。なお、ループ型炉は、照射機器が少なく有利である。 ・プランケット領域に装荷し、消滅することにより、放射性廃棄物による環境負荷を低減するポテンシャルがある。 ・炉心燃料に M A を 5 %混入することで、年間約 10 %の消滅が可能。 ・（前出）
核拡散抵抗性	<ul style="list-style-type: none"> ● 核物質防護及び保障措置の対応を考慮した燃料取扱設備設計 ● 低除染燃料等の適用可能性 ● プランケットでの純粹 P u 生成に対する対策 	<ul style="list-style-type: none"> ・最新の軽水炉の動向を調査して対応を検討する。 ・（前出） ・径方向プランケットは再処理せず、乾式熱処理により脱被覆し、炉心に再装荷することにより純粹 P u を抽出しないサイクルシステムが可能となる。
安全性	<ul style="list-style-type: none"> ● 軽水炉、もんじゅの指針、基準等への適合 - 実用化時代に要請される安全要求への適合 <ul style="list-style-type: none"> ● 受動的炉停止能力 ● 自然循環による崩壊熱除去能力（全交流電源喪失） ● 再臨界回避能力 ● 炉心損傷発生頻度 $10^{-6}/ry$未満となる見通し 	<ul style="list-style-type: none"> ・基本的には既往の基準を前提とした合理化を図っている。 ・S A S S の設置で対応する。 ・自然循環時の I R A C S 及び D R A C S の除熱能力を評価し、自然循環による崩壊熱除去が可能であることを示す。（詳細検討は次年度） ・起因過程はボイド反応度の抑制、遷移過程は軸方向プランケット一部削除等の対策で再臨界回避を達成する方針。簡易モデルによる評価等により有効性を検討。（J N C においても内部評価を実施中。） ・P A H R 時の燃料デブリの炉容器内での安定冷却を可能とする方策として、受皿構造の 2 段化を検討。簡易モデルによる評価等により有効性を検討。 ・炉停止系：独立 2 系統（主系、後備系）+ S A S S ・崩壊熱除去系：I R A C S 2 系統 + D R A C S 1 系統（自然循環所熱が可能） ・以上により、炉停止及び崩壊熱除去に関して十分に高い信頼性を確保し、目標を達成する。詳細は次年度以降検討する。
運転・保守・補修性	● 軽水炉と同等の運転・保守・補修性とするための考え方	<ul style="list-style-type: none"> ・炉容器配管は炉心待避を行うことなく引き抜き補修が可能。また、1 次ポンプの引き抜き補修、I H X 及び S G のインプレースでの伝熱管補修が可能。 ・実証炉並みの I S I 、保守補修が可能となる見通しであるが詳細は次年度以降検討する。

(注) ●：設計要求事項（詳細設計終了時点での必須項目）

◎：設計要求事項（詳細設計終了時点での目標項目）

表4.1.1-2 (3/3) ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の設計要求事項への適合性

分類	設計要求事項（注）	設計の考え方と達成の見通し
運転・保守・補修性 (続き)	●補修区分の検討	・軽水炉と同様的主要機器補修区分を検討する。
	●アクセスルート・スペースの確保	・軽水炉並みのメンテナンススペース確保を目指し、合理的な配置計画を行う。
	●生体遮蔽の設計	・軽水炉並みの被曝量に抑えることをを目指した生体遮蔽の設計を行う。
	●保守作業量の低減、作業員被曝量の低減等	・軽水炉で行われている線源強度の低減、保守作業の自動化やロボット化の開発実績を導入し、最新軽水炉並みの定検時被曝線量(0.5人Sv)の達成を目指す。

(注) ● : 設計要求事項（詳細設計終了時点での必須項目）

◎ : 設計要求事項（詳細設計終了時点での目標項目）

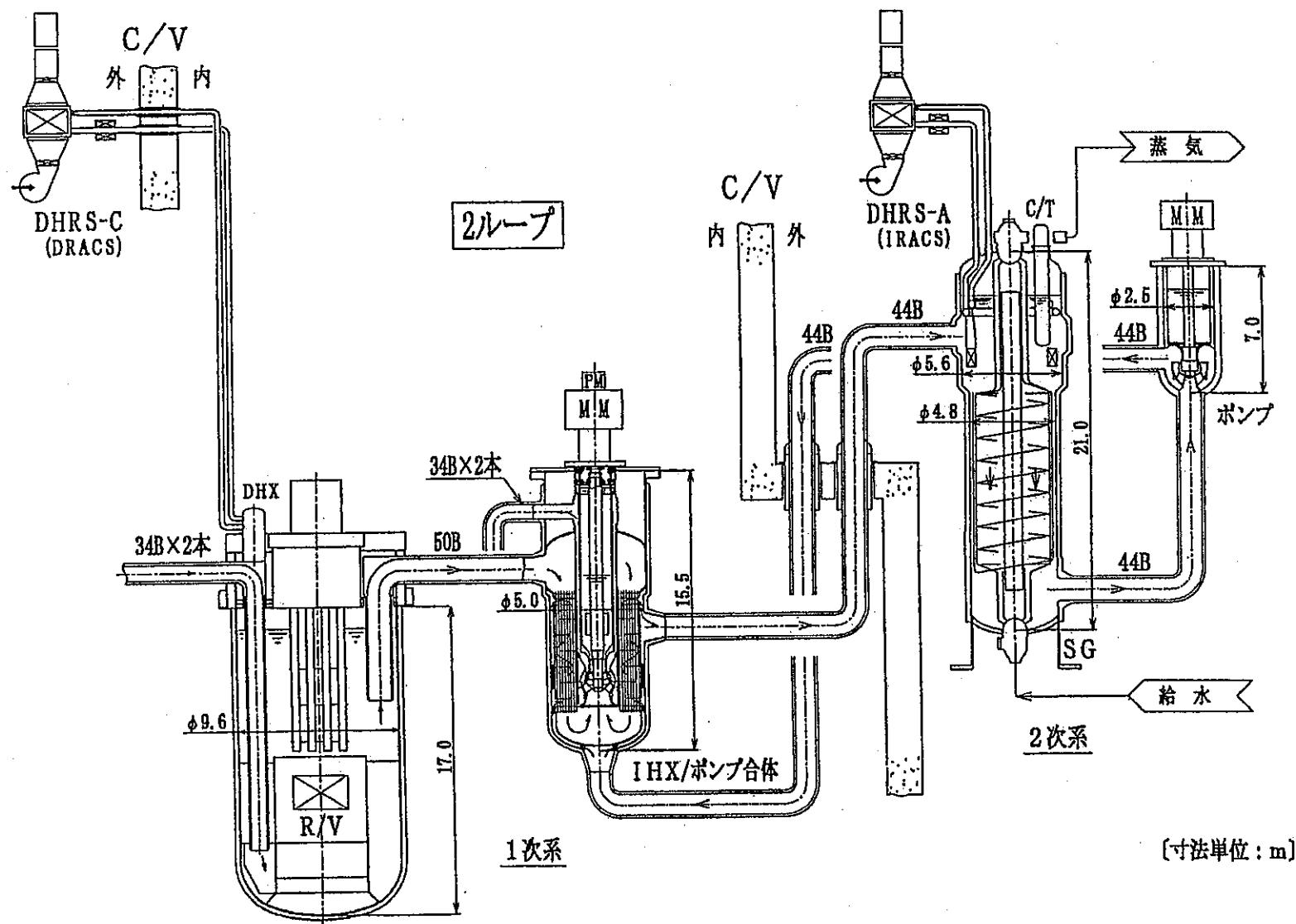
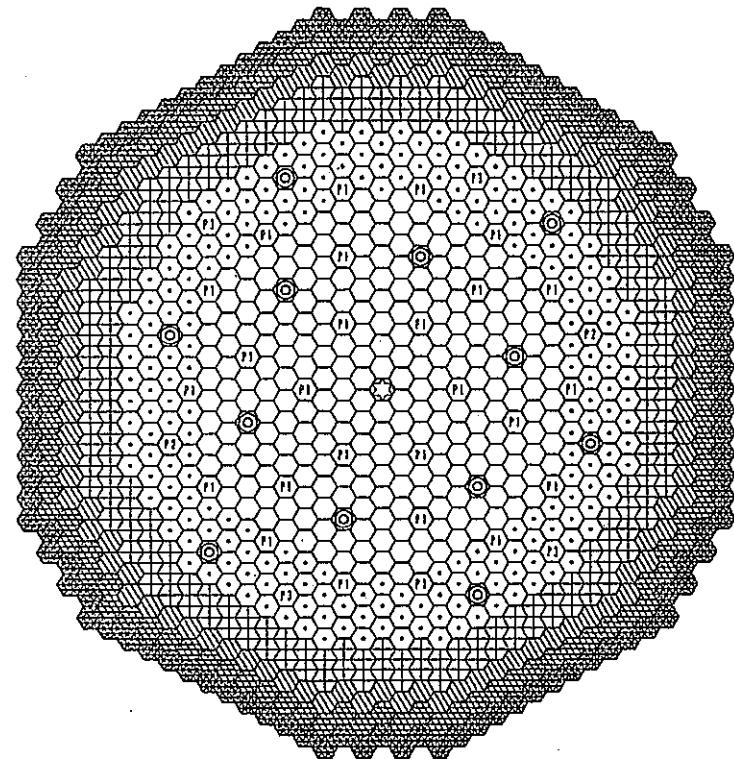


図 4.1.1-1 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）のプラント概念



- | | |
|----------|-----------|
| ○ 内側炉心 | ○ 中心反射体 |
| ● 外側炉心 | ○ 後備停止系 |
| ⊕ ブランケット | ○ 主炉停止系 1 |
| ◆ SUS | ○ 主炉停止系 2 |
| ◆ ZrH | ○ 主炉停止系 3 |
| ◆ B4C | |

(*)Na ポイド反応度は C/E 補正の不確かさを考慮すると 6.1\$に増加する可能性がある。今後、Na ポイド反応度の低減に向けて、炉心仕様の最適化を行う必要がある。

項目	仕様
原子炉熱出力 (MW)	3,570
運転サイクル長さ (BFPM)	約 16<12>
燃料交換バッチ (core/RB)	4/4
炉心高さ (cm)	100
炉心等価直徑 (cm)	434
軸ブランケット厚 (上/下) (cm)	35/35<40/40>
炉心材料	FMS(ODS)
燃料ピン外径 (mm)	8.5
被覆管肉厚 (mm)	0.6
ワイヤ径 (mm)	1.74
集合体当たり燃料ピン本数 (本)	271
集合体配列ピッチ (mm)	184.3
Pu 富化度 (内側/外側) (wt%)	
内側炉心中央部	19.2<17.9>
内側炉心上下部／外側炉心	23.0<21.7>
燃焼反応度損失 (%Δk/kk)	4.1<2.9>
最大線出力 (W/cm)	480
ピーク高速中性子束 ($\times 10^{15} n/cm^2 s$)	2.6<2.7>
ピーク高速フルエンス ($\times 10^{23} n/cm^2$)	4.5<3.4>
炉心取出平均燃焼度 (Gwd/i)	146<110>
増殖比	1.09<1.15>
ドップラ係数(Tdk/dT)	-5.3×10^{-3}
N a ポイド反応度(\$)	5.6
密度係数($\Delta k/k / (\delta p/p)$)	
燃料	0.3
冷却材	-0.022
構造材	-0.075
形状係数	
径方向($\Delta k/k / (\Delta r/r)$)	.049
軸方向($\Delta k/k / (\Delta z/z)$)	0.15
実効遅発中性子割合	0.0035
即発中性子寿命 ($\times 10^{-6}s$)	0.44
被覆管最高温度 (°C)	700

< >内は増殖性増大炉心

図 4.1.1-2 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の炉心主要目

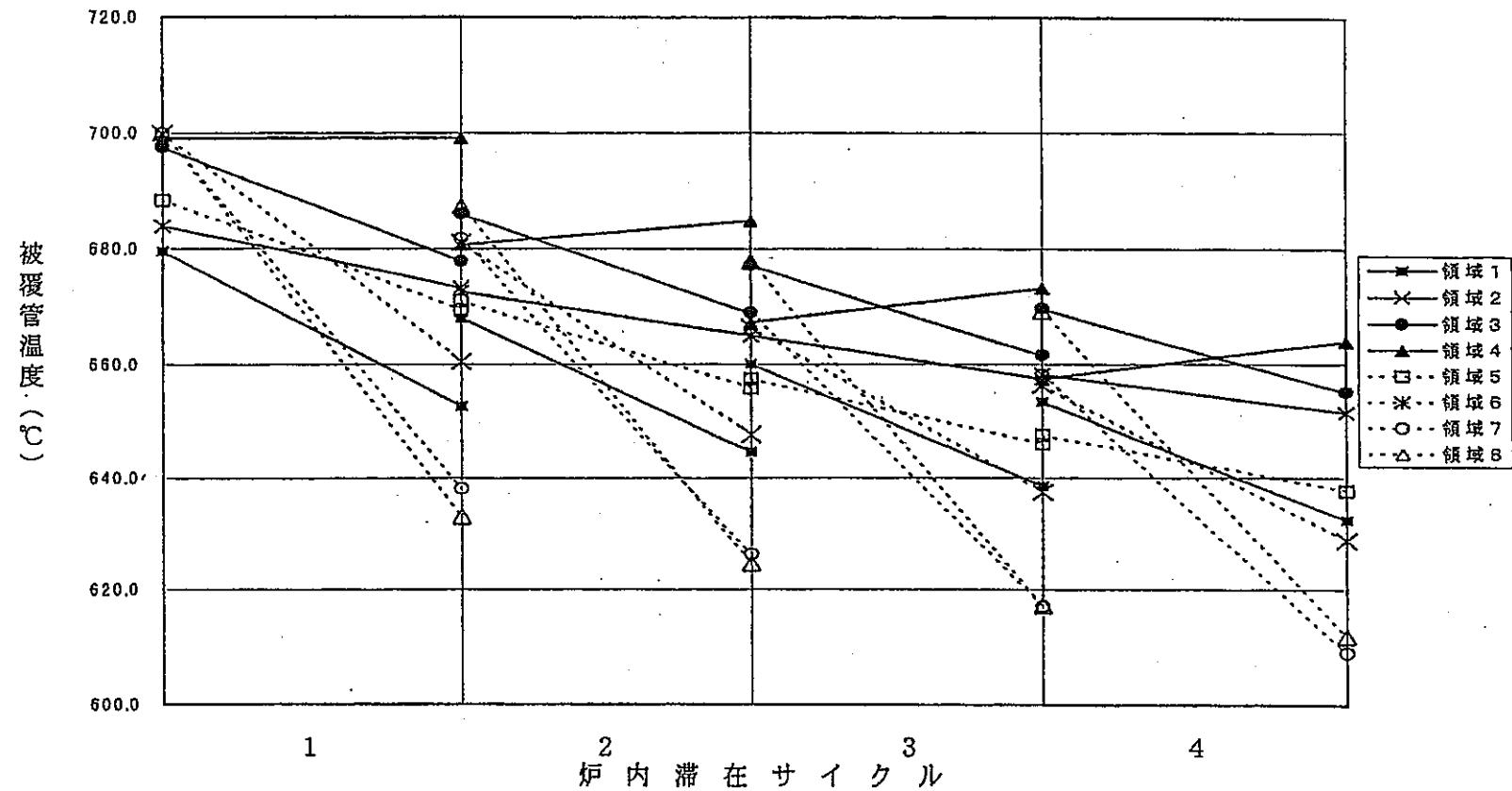


図 4.1.1-3 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の被覆管最高温度履歴

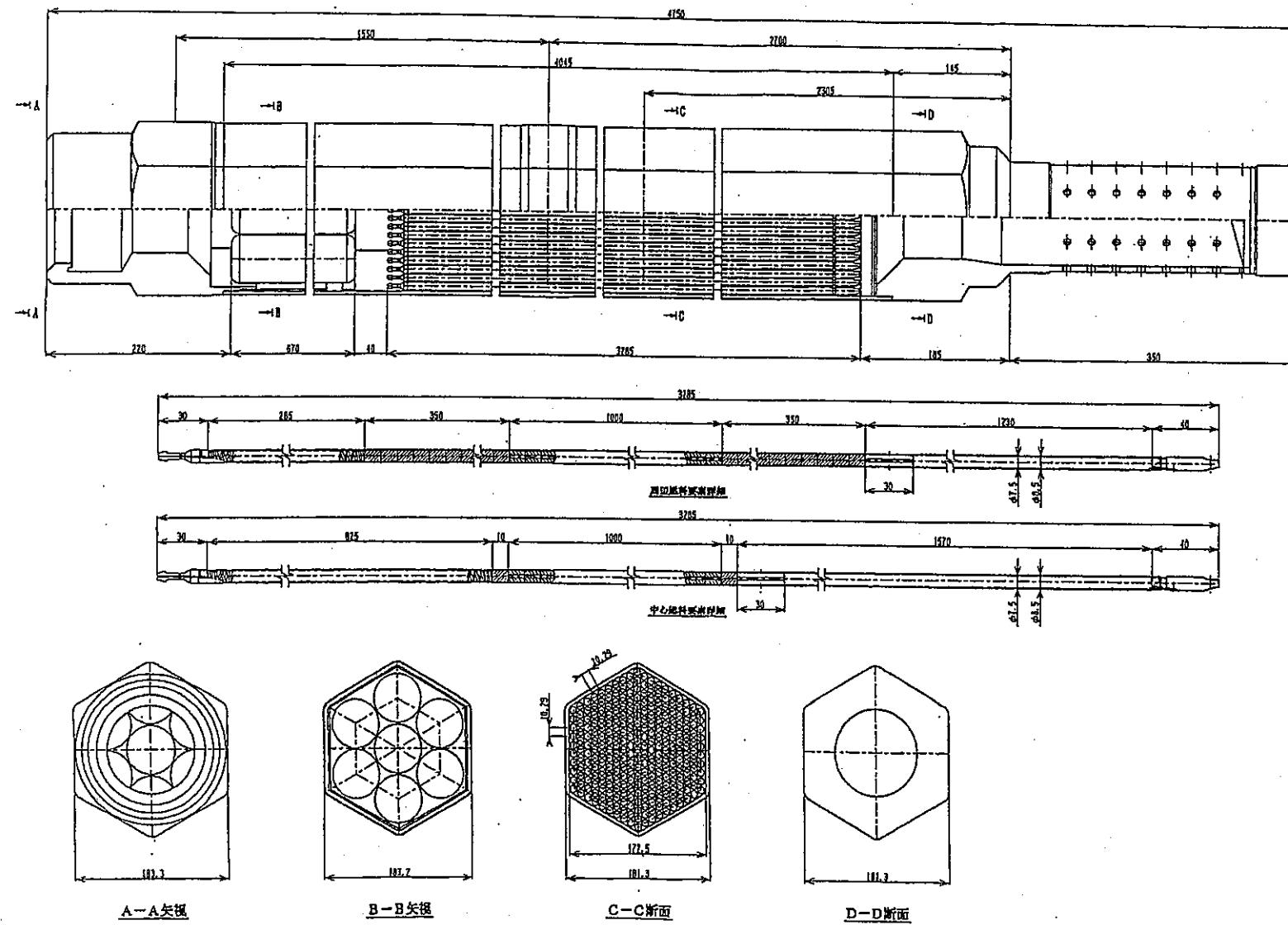


図 4.1.1-4 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の炉心燃料集合体概念

原子炉構造：炉心上部機構と燃料交換方式の概念

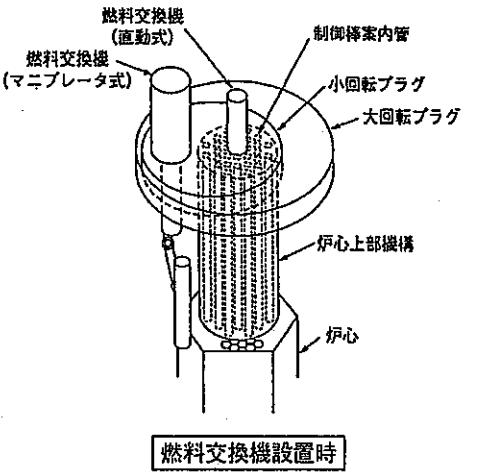
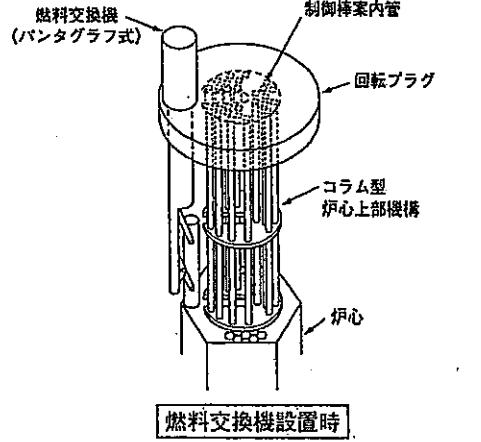
方 式	燃 料 变 换 方 式 (概 念 図)
2重回転プラグ方式 従来の方式	 <p>燃料交換機設置時</p> <p>燃料交換時</p>
単回転プラグ方式 今回的方式	 <p>燃料交換機設置時</p> <p>燃料交換時</p>

図 4.1.1-5 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の燃料交換方法の概念

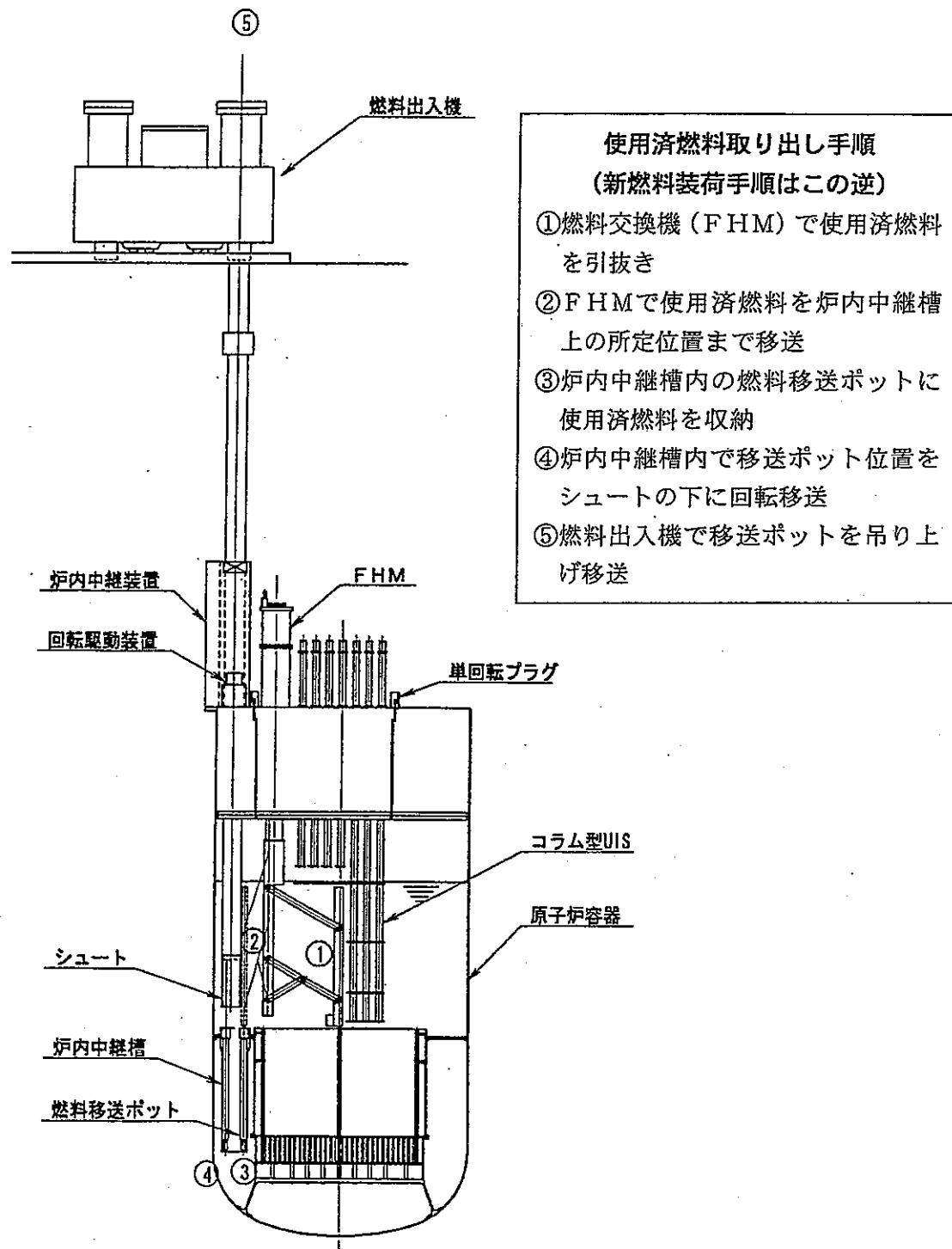


図 4.1.1-6 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の燃料交換・出し入れシステム概念

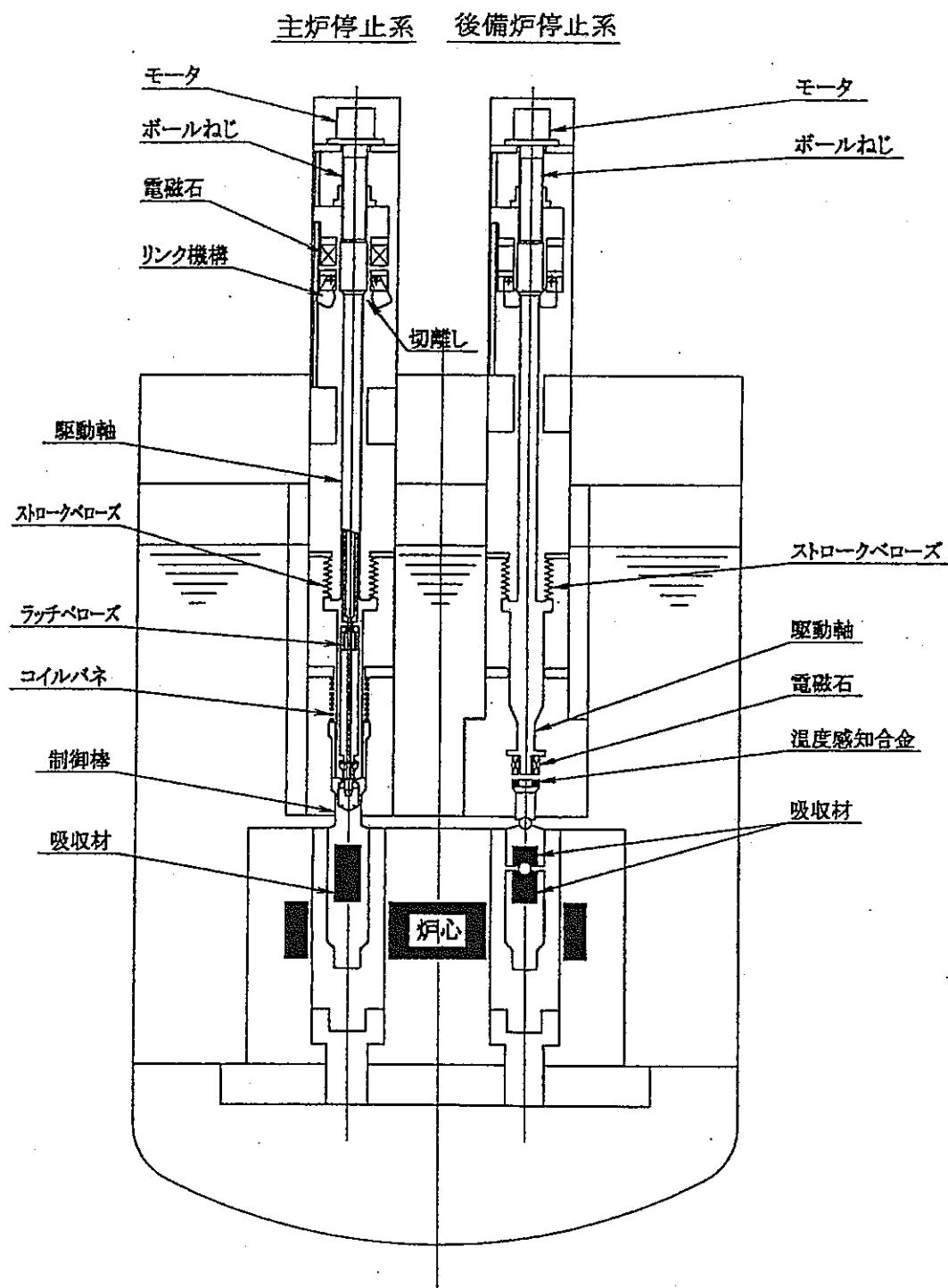


図 4.1.1-7 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の炉停止系概念

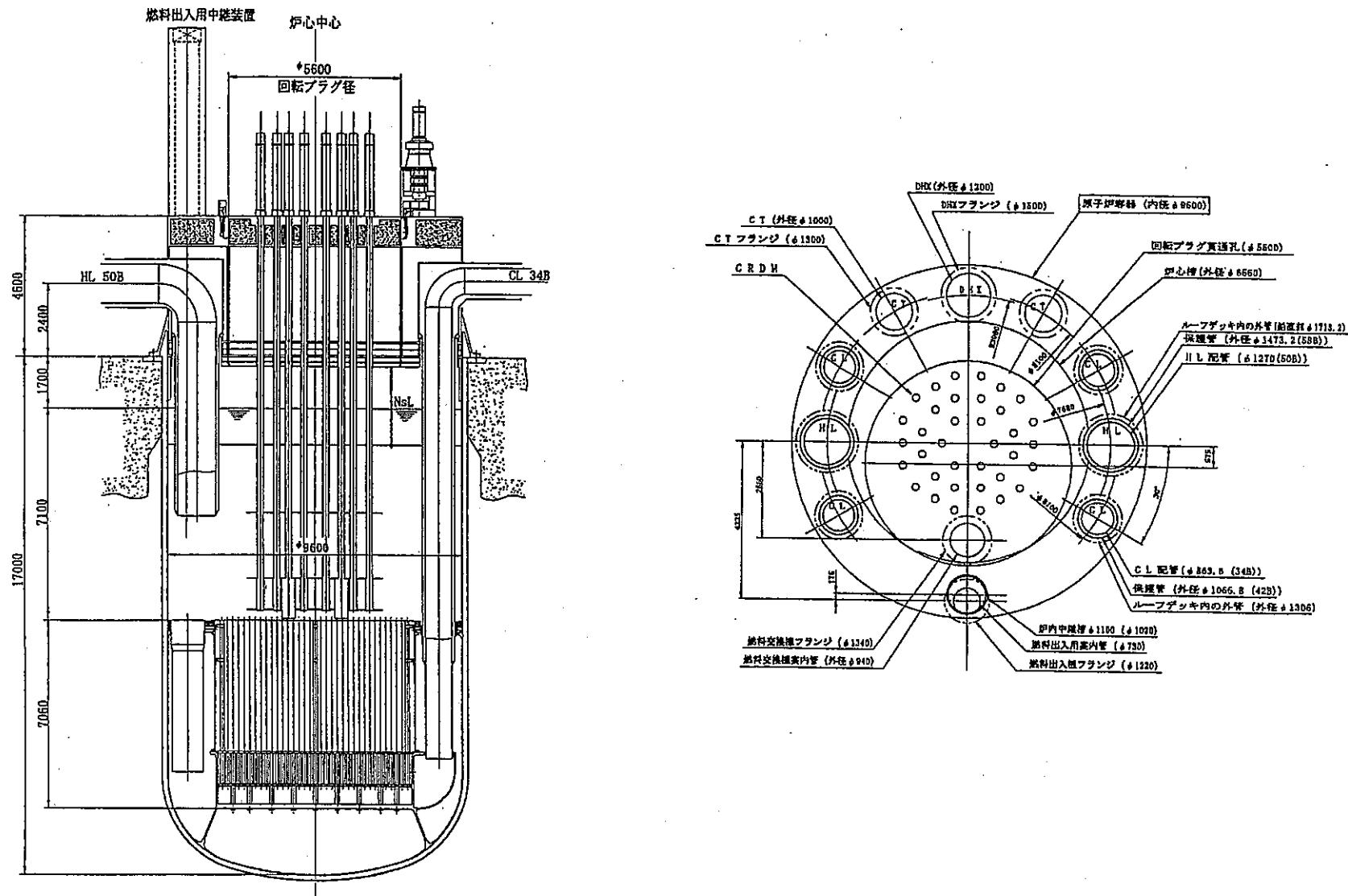


図 4.1.1-8 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の原子炉構造概念

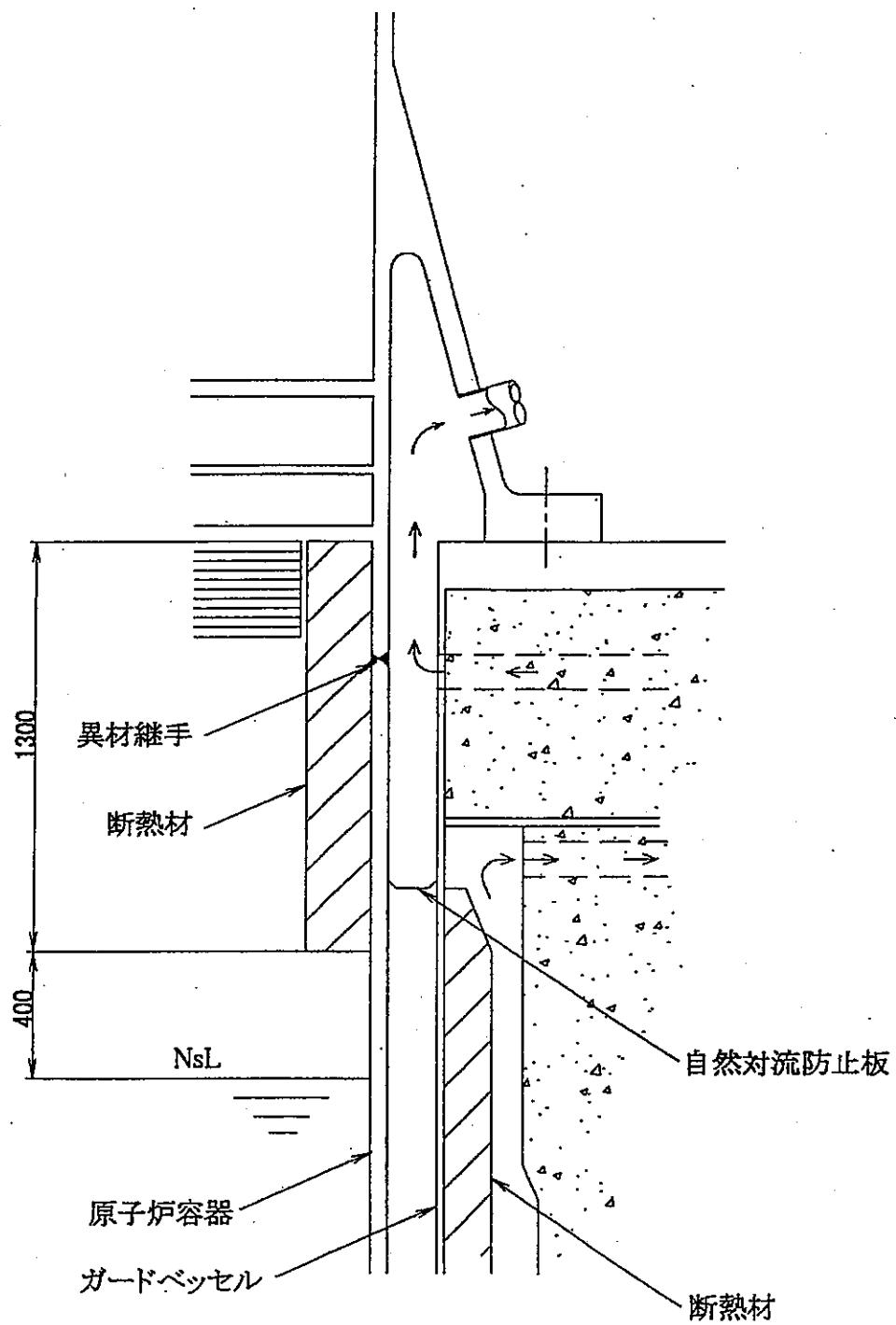


図 4.1.1-9 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の原子炉容器上部の
断熱・冷却概念

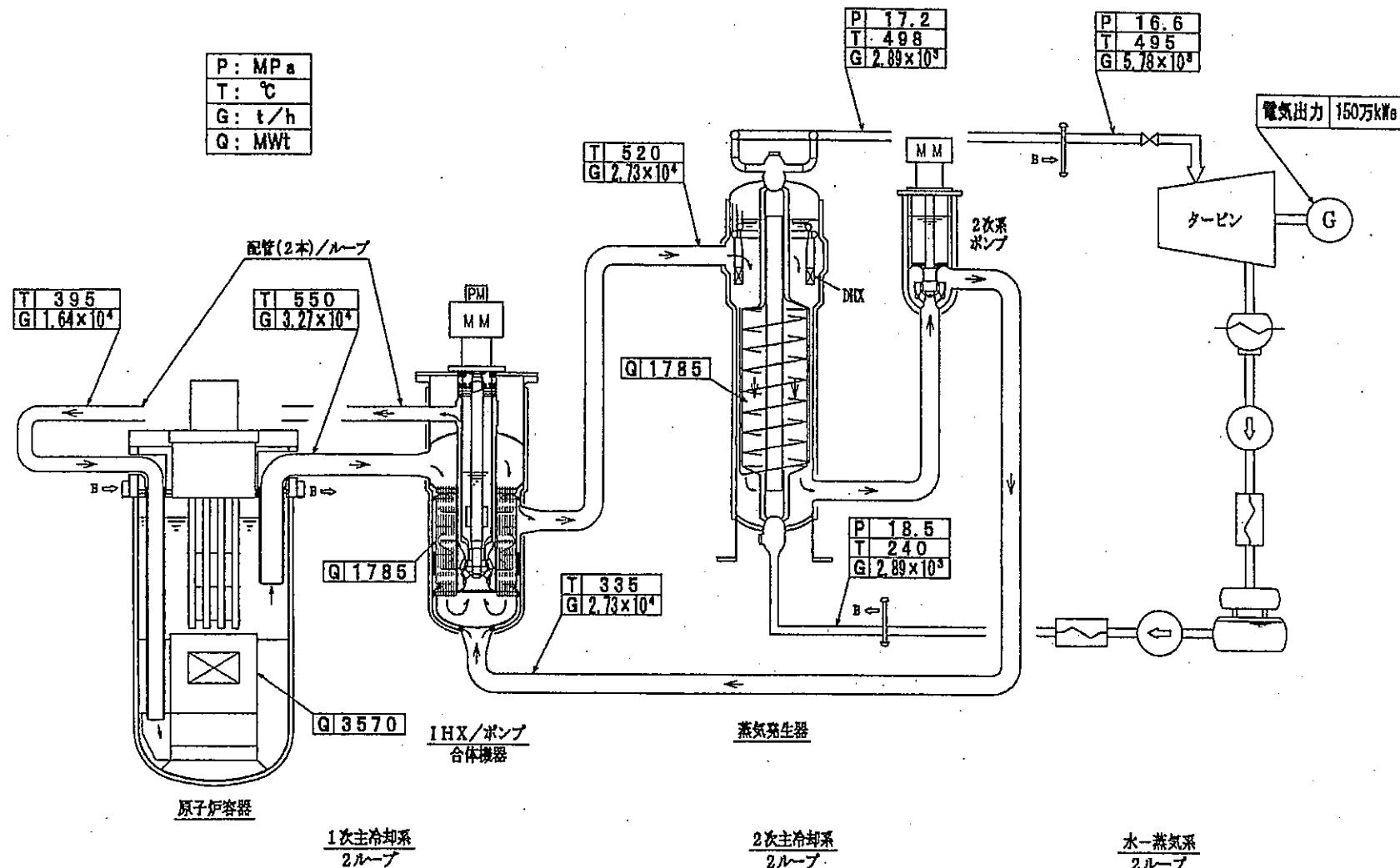


図 4.1.1-10 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）のプラントヒートバランス

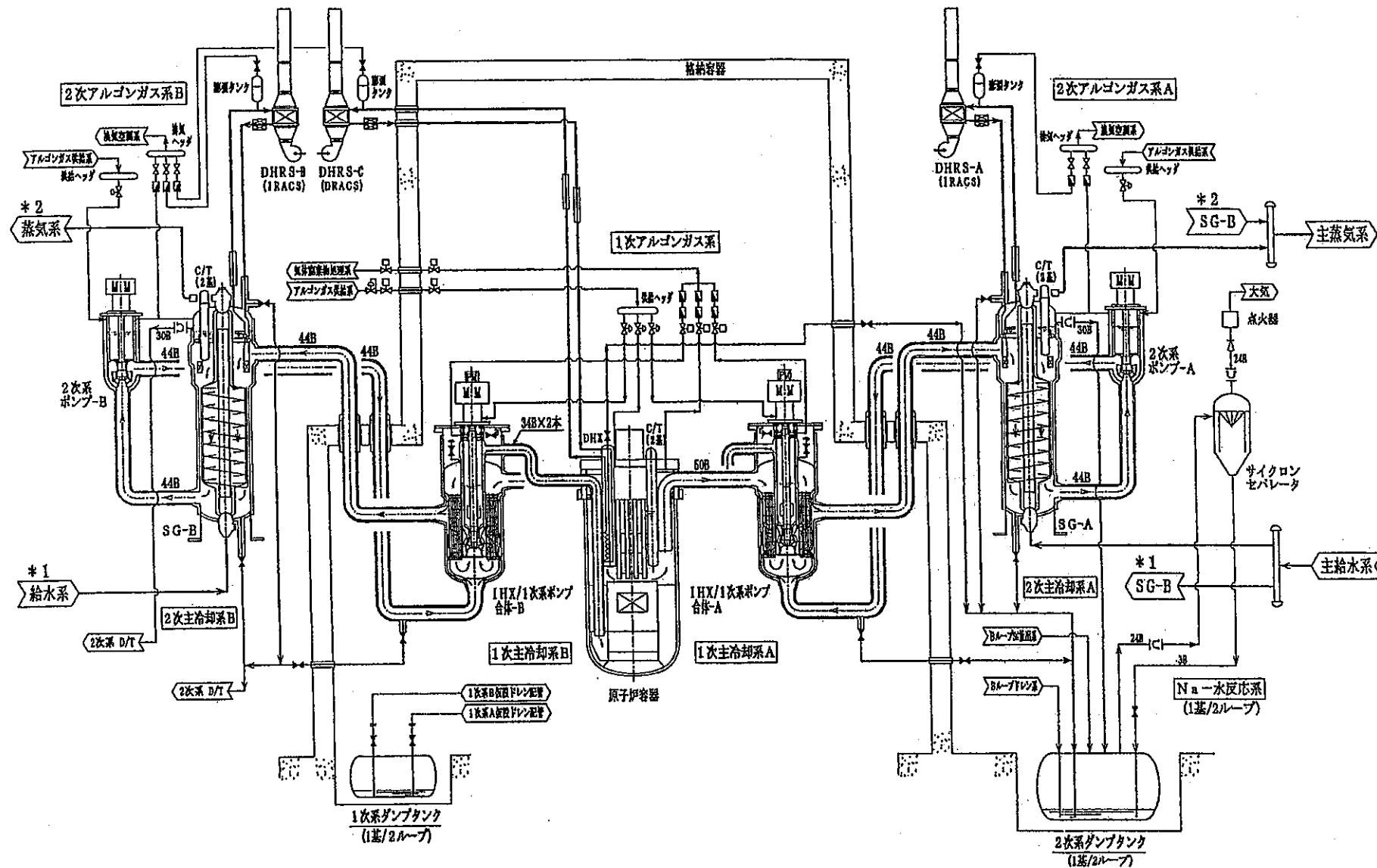
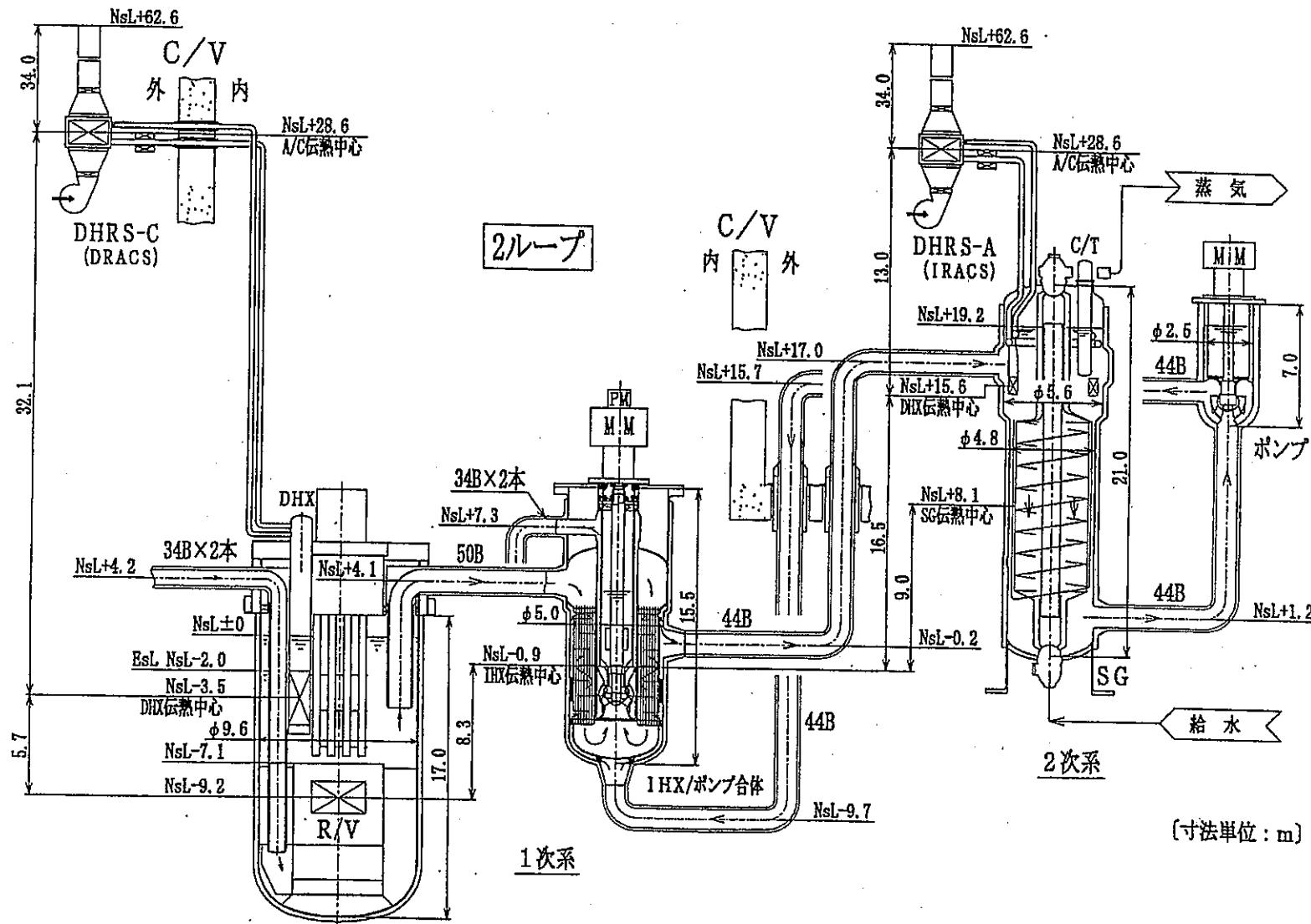


図 4.1.1-11 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の全体系統概念図



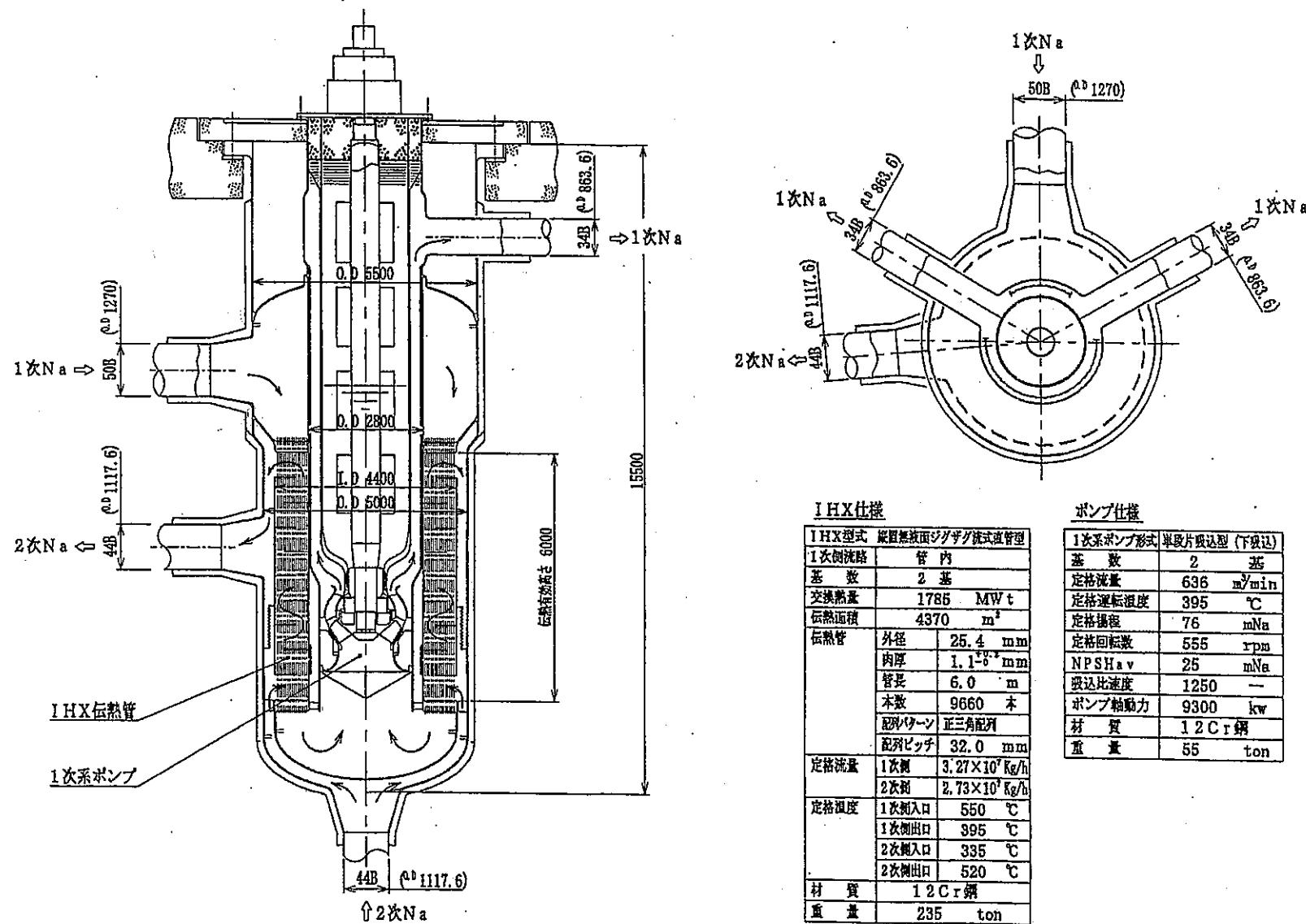


図 4.1.1-13 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の IHX · 1次ポンプ合体機
器の概念図及び主要仕様

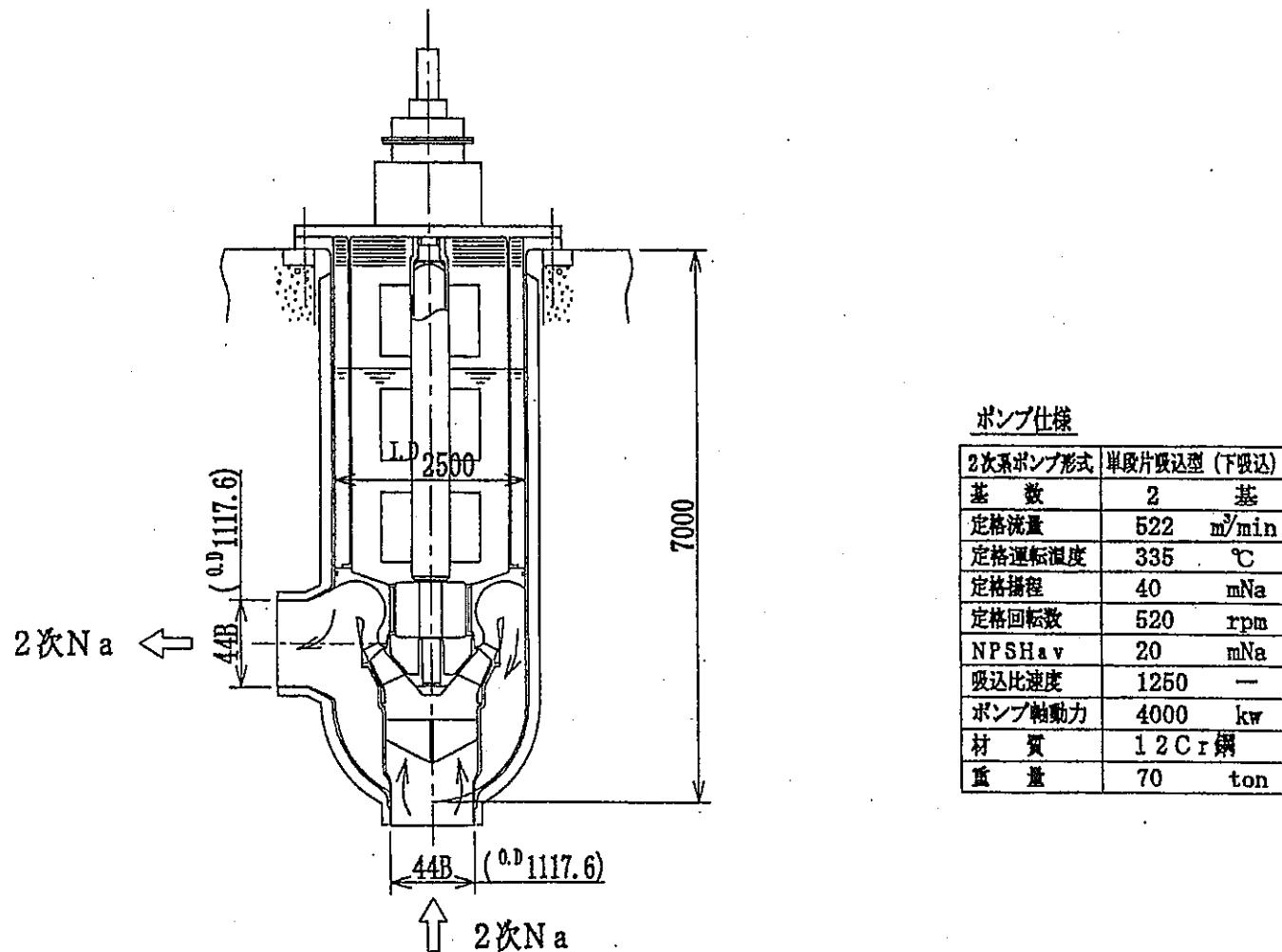


図 4.1.1-14 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の2次ポンプの概念図及び主要仕様

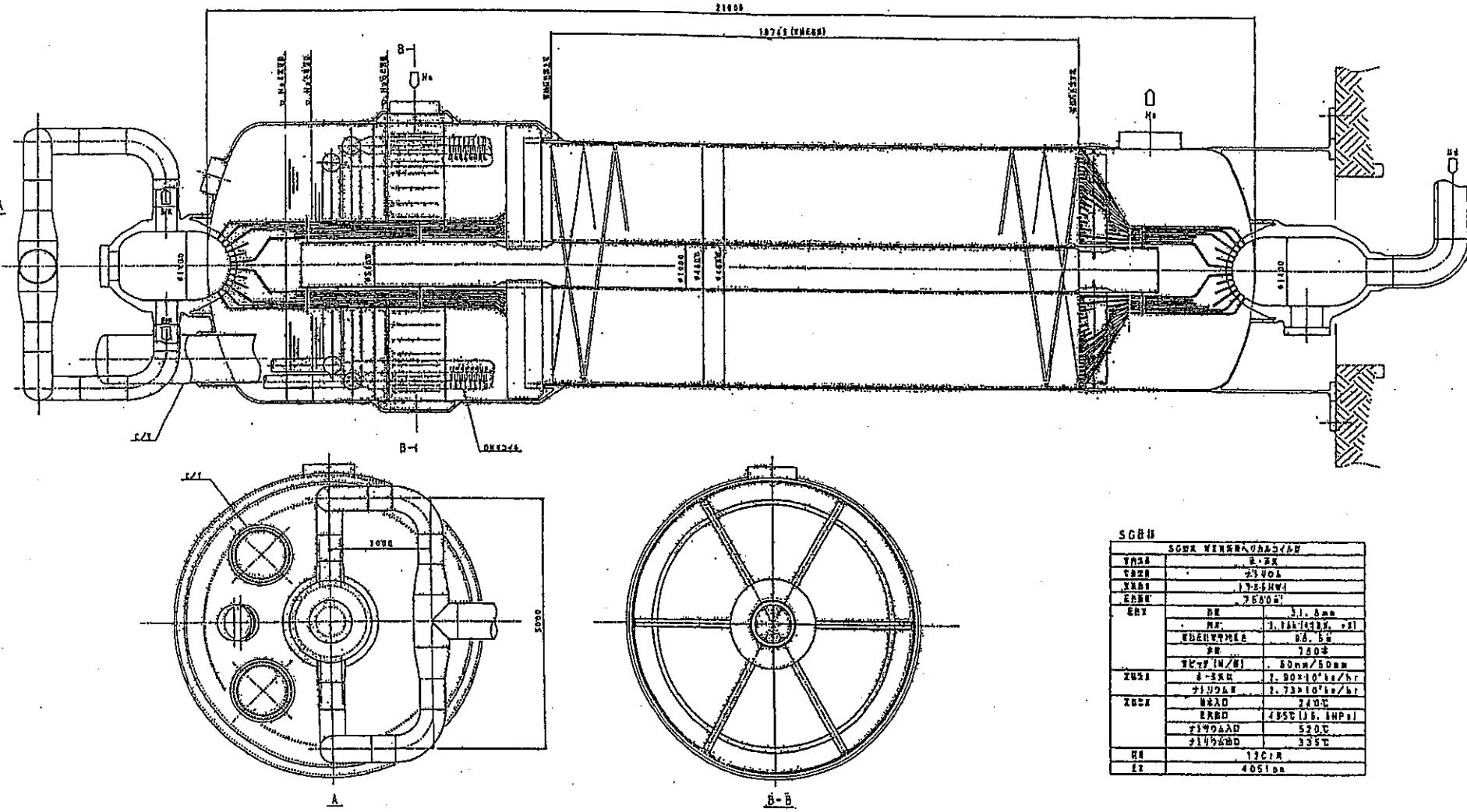


図 4.1.1-15 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の SG の概念図及び主要仕様

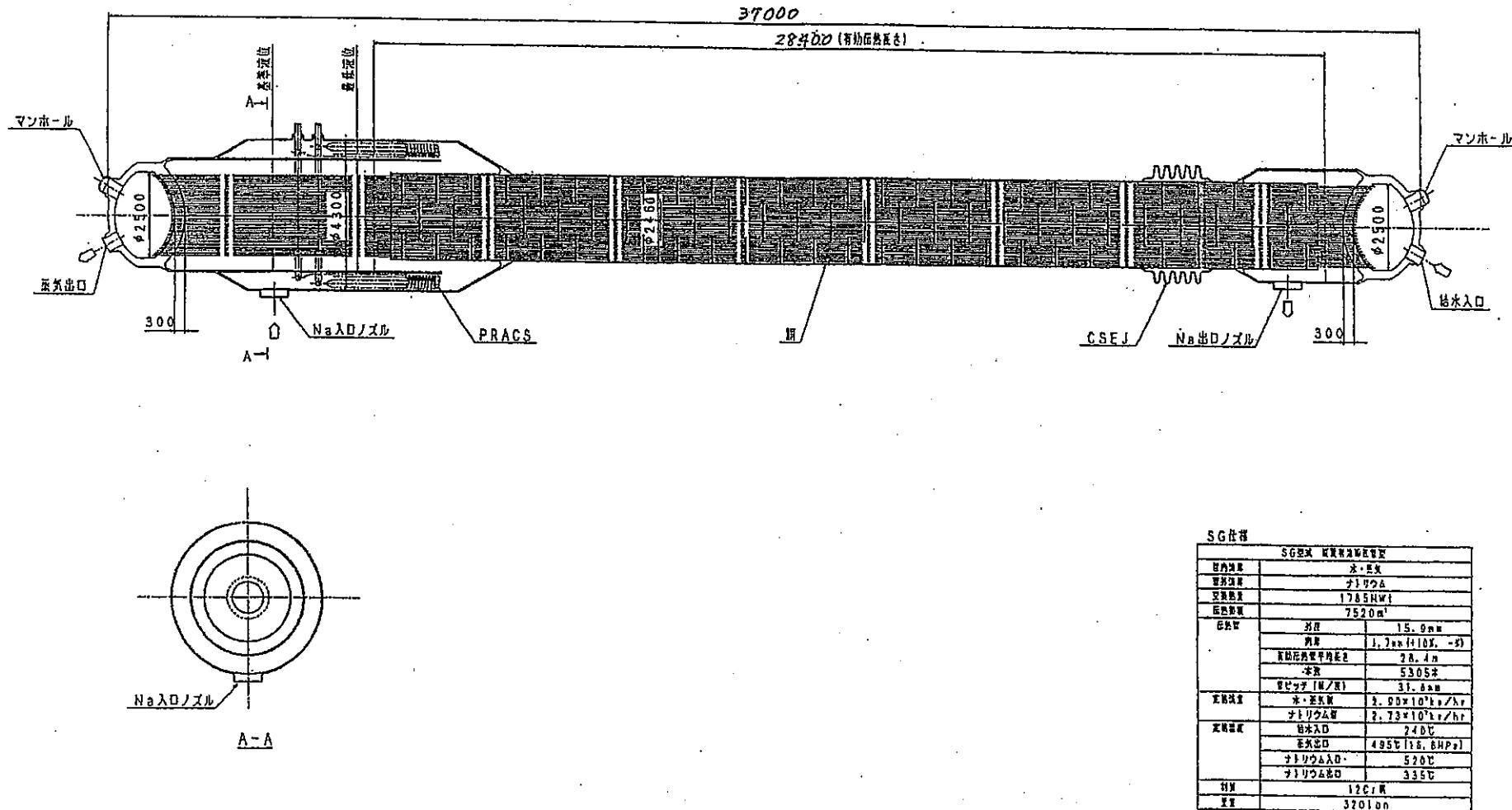


図 4.1.1-16 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の直管型 SG の概念図及び主要仕様

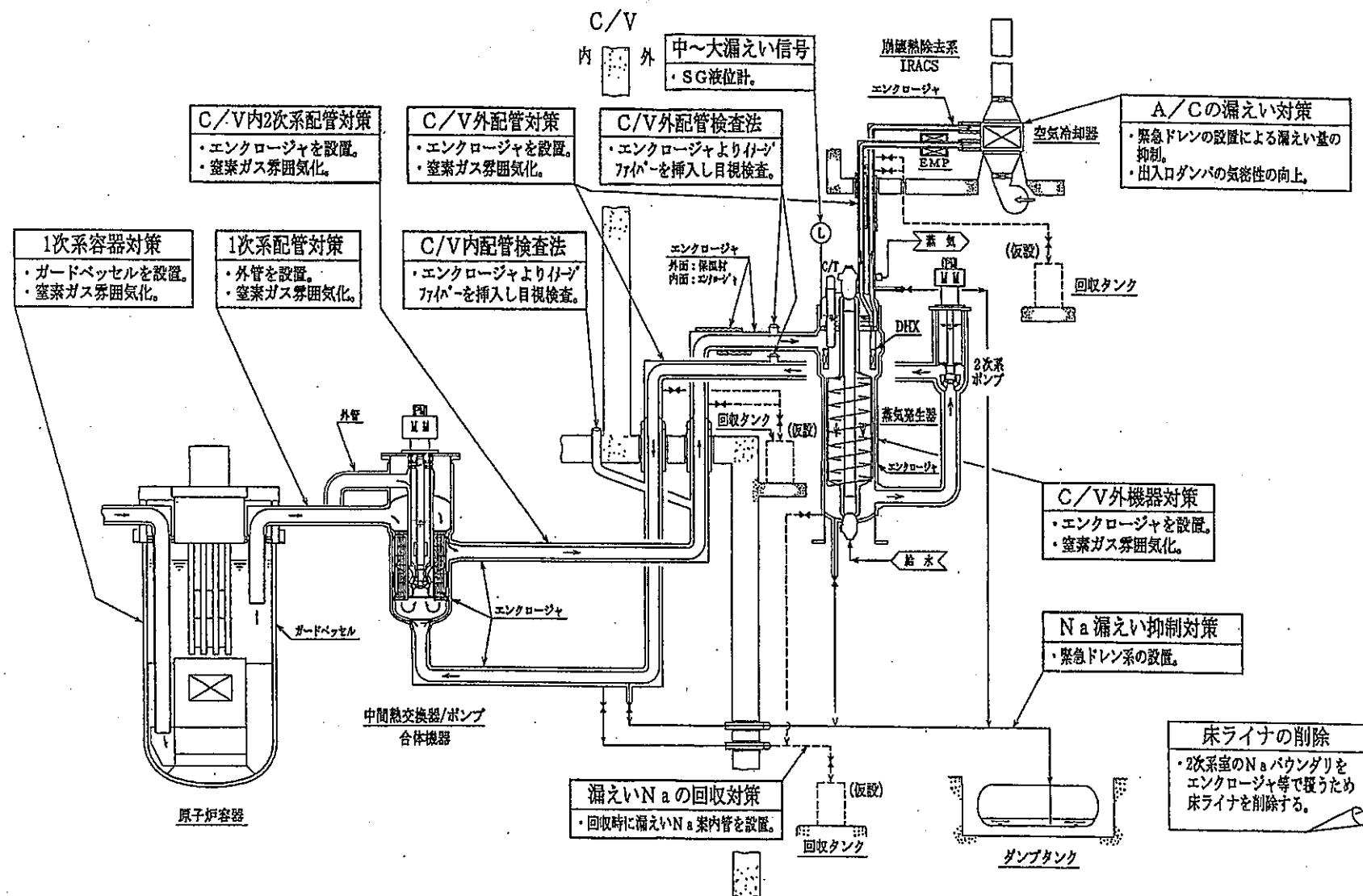


図 4.1.1-17 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）のNa漏洩対策

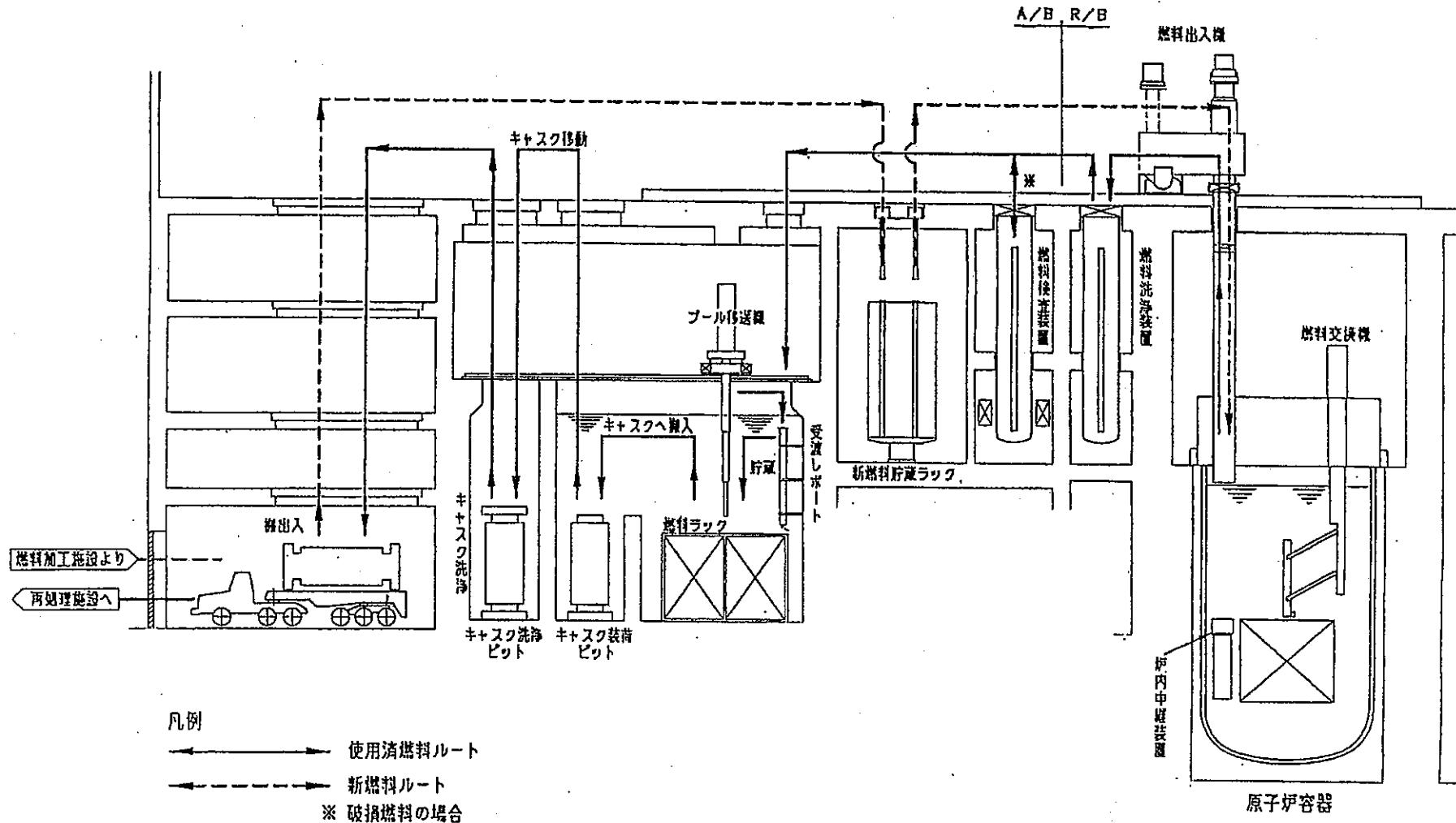


図 4.1.1-18 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の燃料取扱システム概念

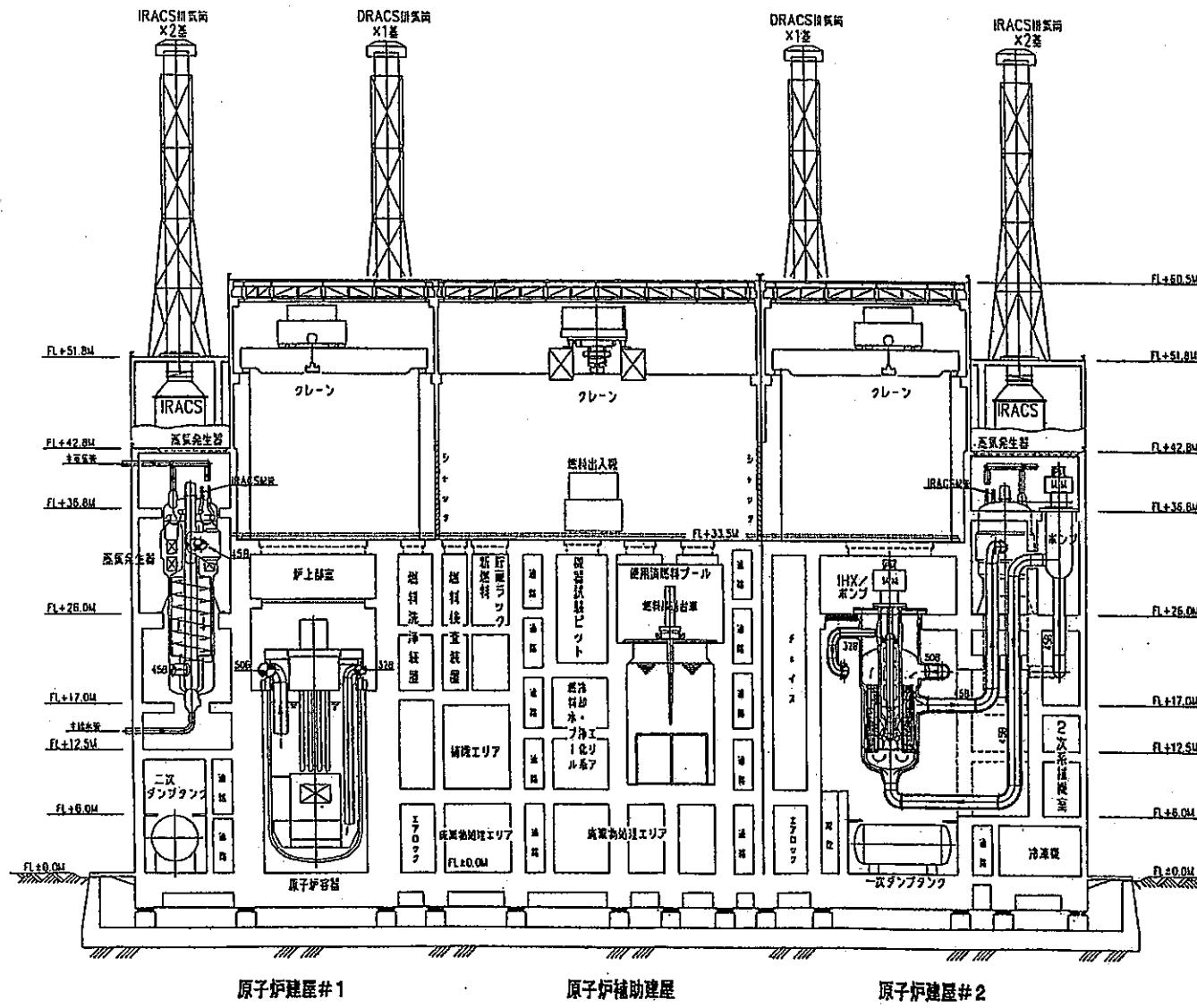


図 4.1.1-19 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の原子炉建屋配置（立面）

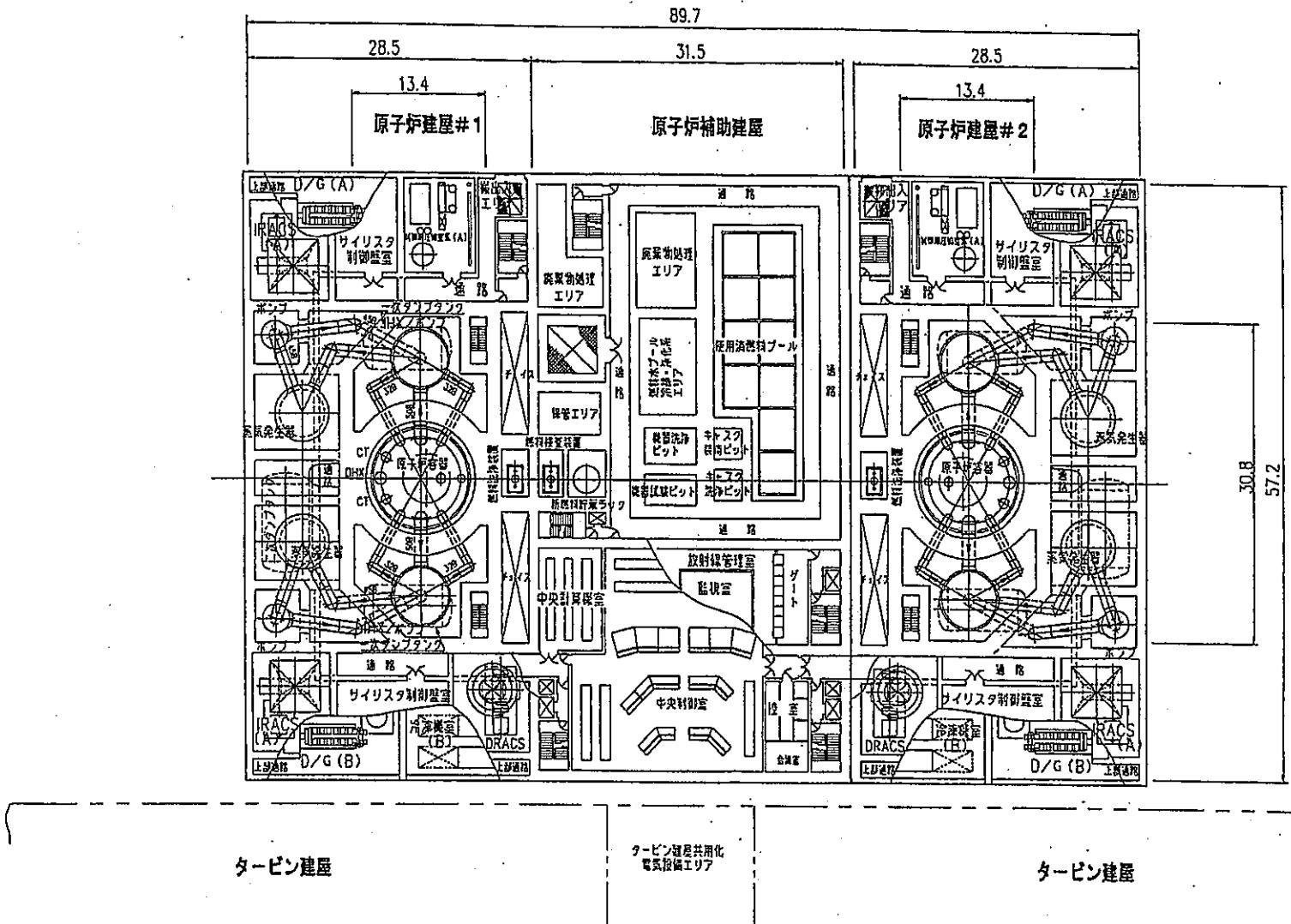


図 4.1.1-20 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の原子炉建屋配置（平面）

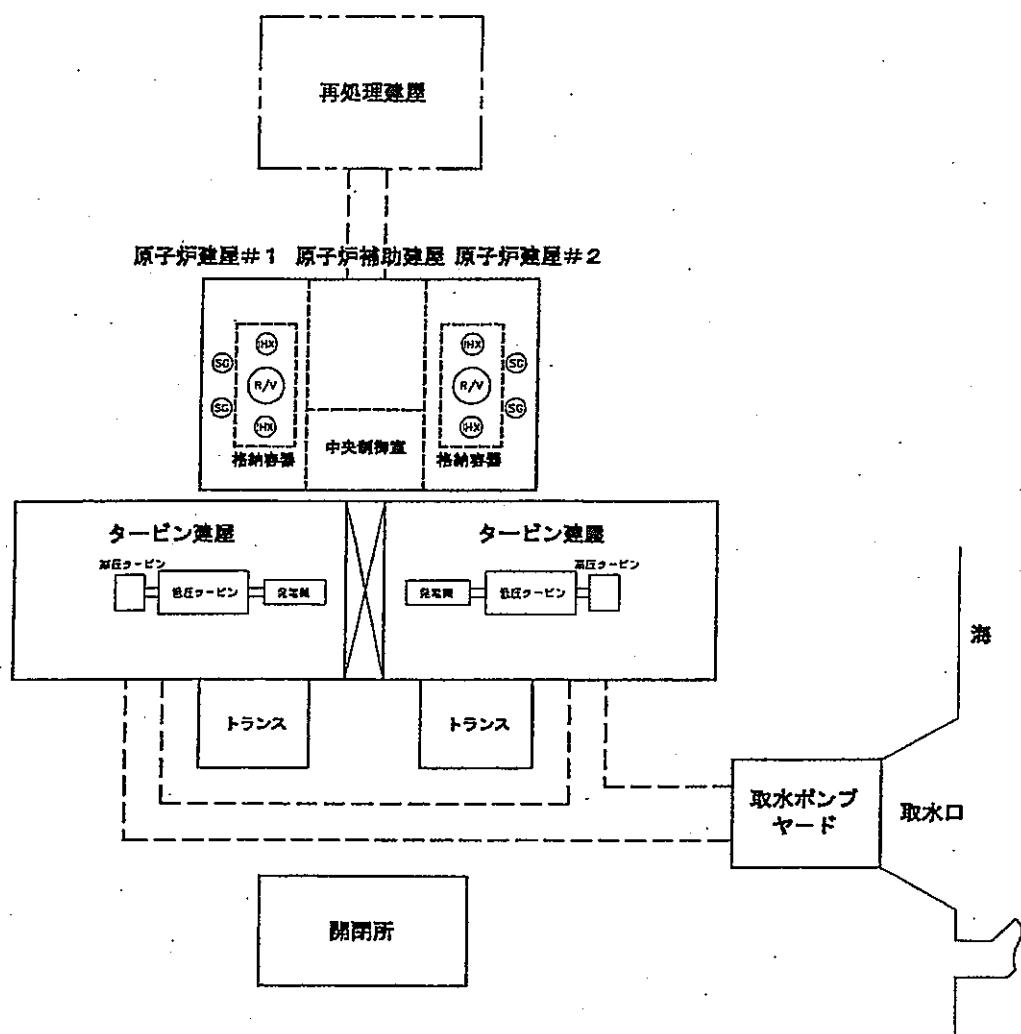


図 4.1.1-21 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）のプロットプラン

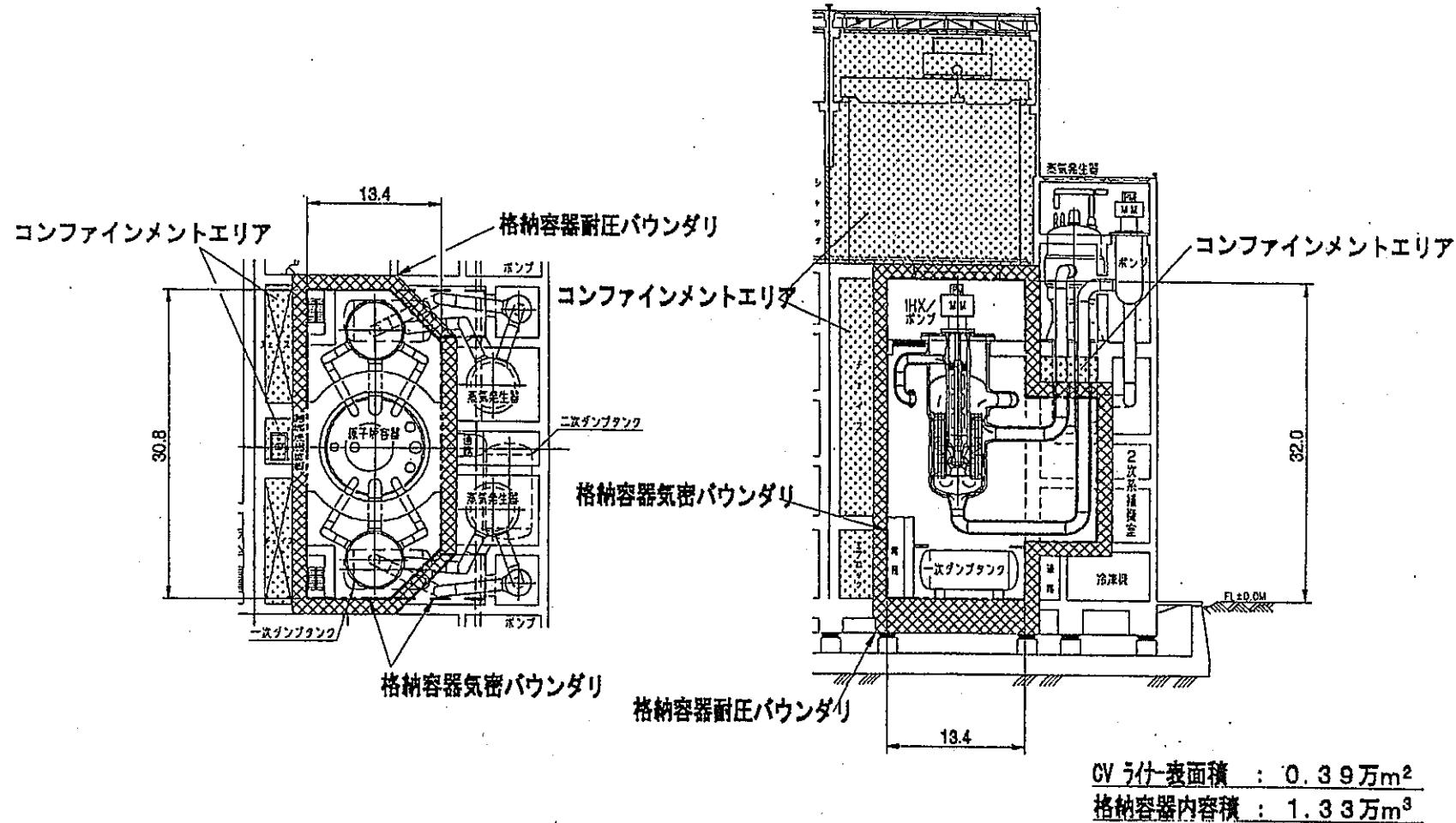


図 4.1.1-22 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の格納容器概念

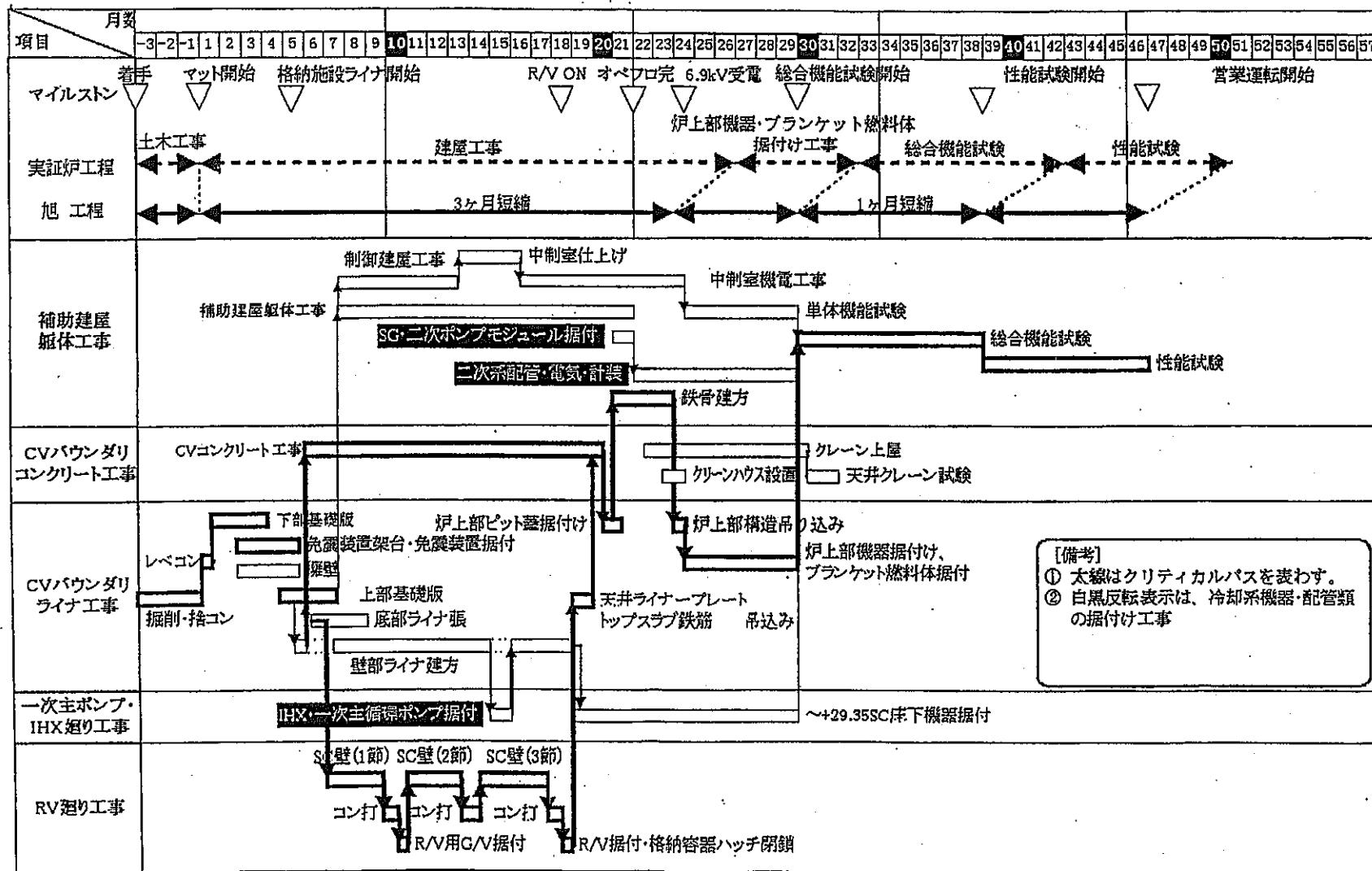


図 4.1.1-23 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の全体建設工程

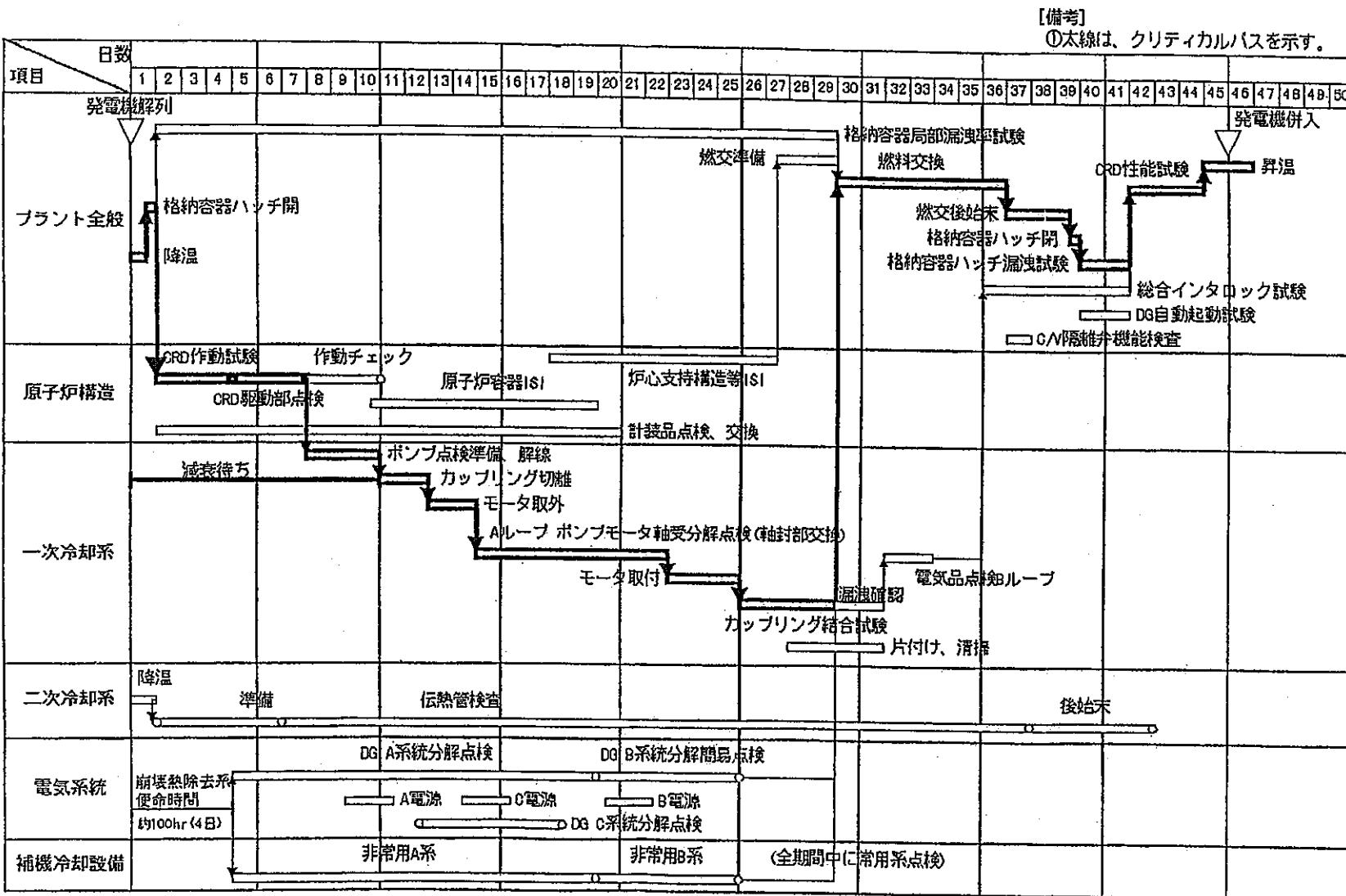


図 4.1.1-24 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の定期検査工程

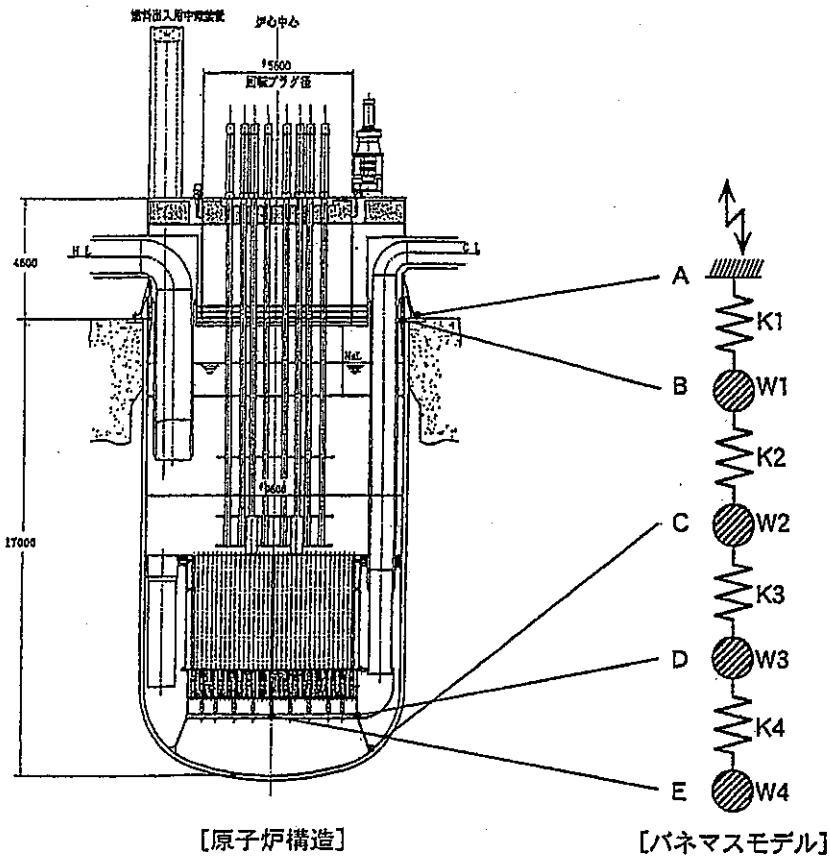
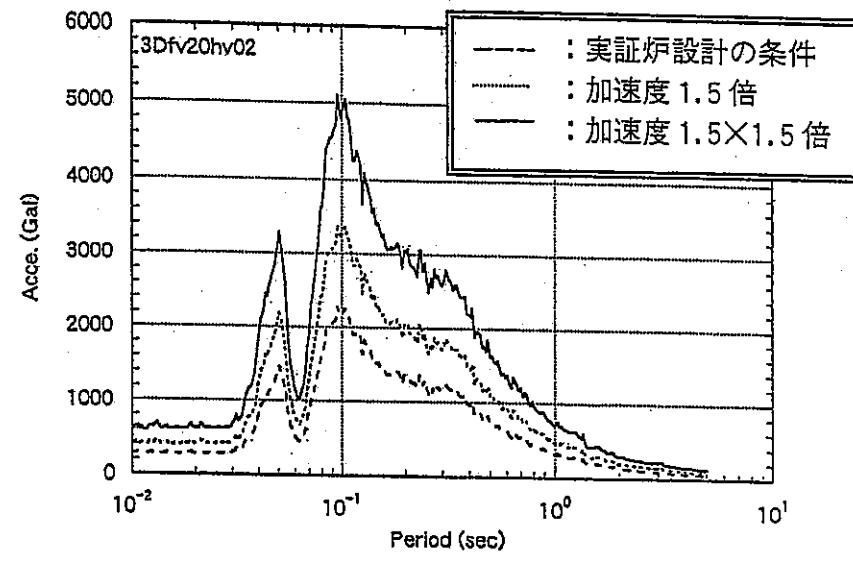
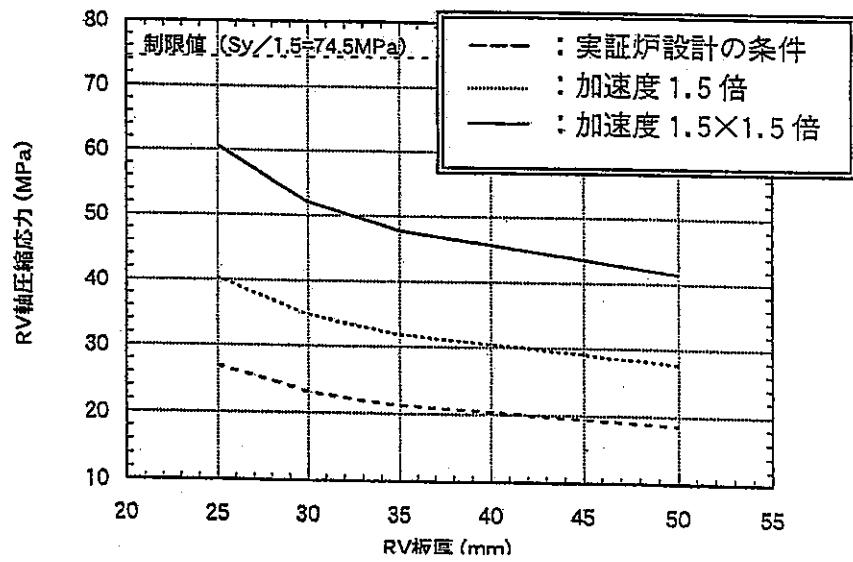


図 4.1.1-25 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）
の耐震性評価（原子炉構造）



床応答曲線



炉容器の軸圧縮座屈

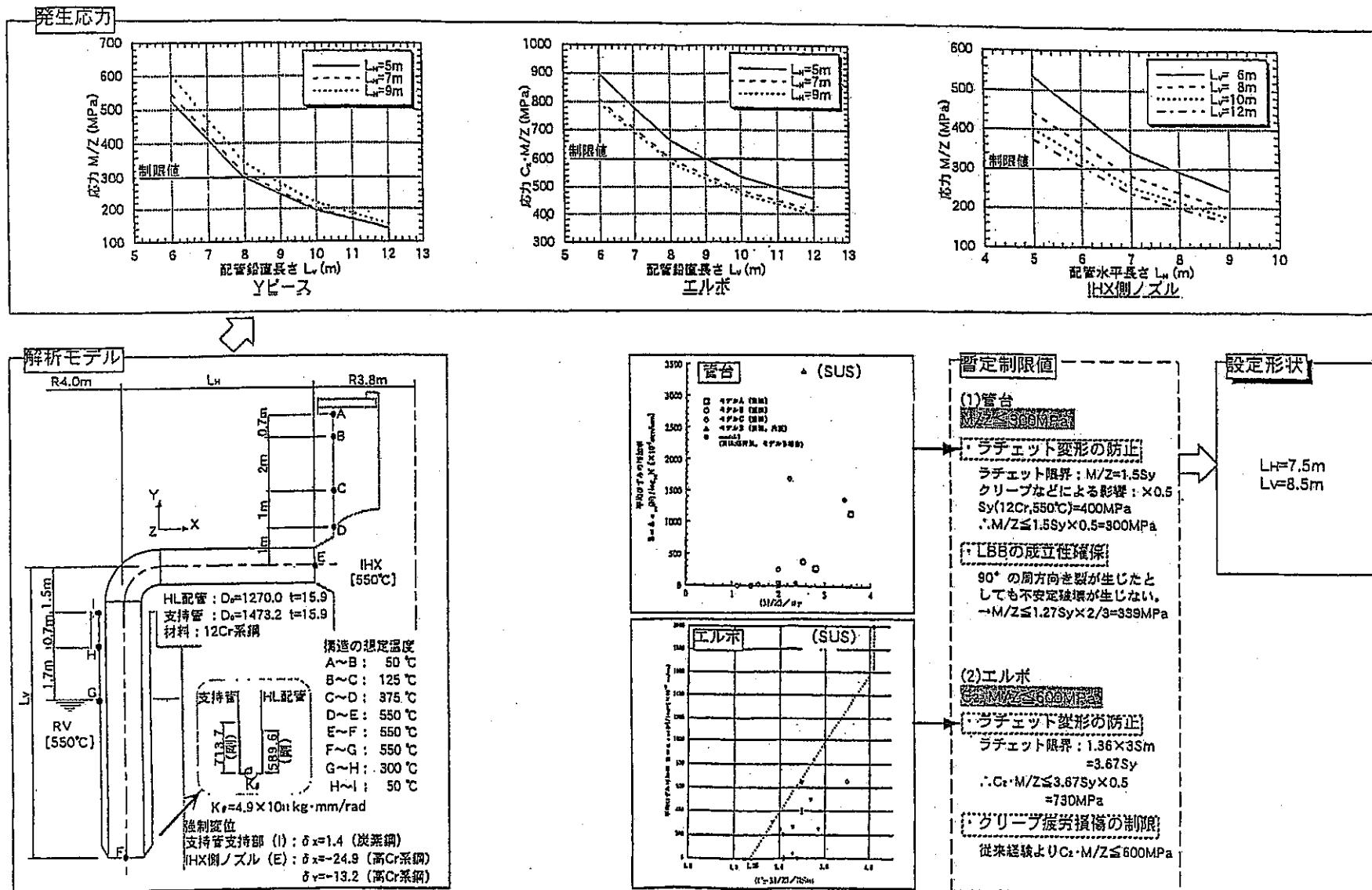
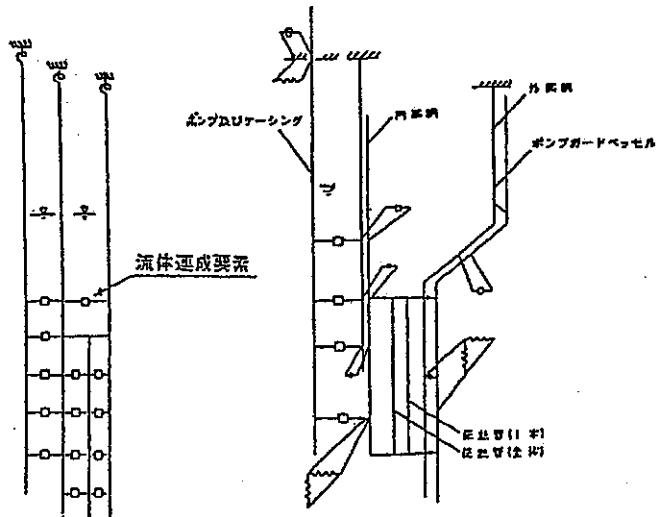
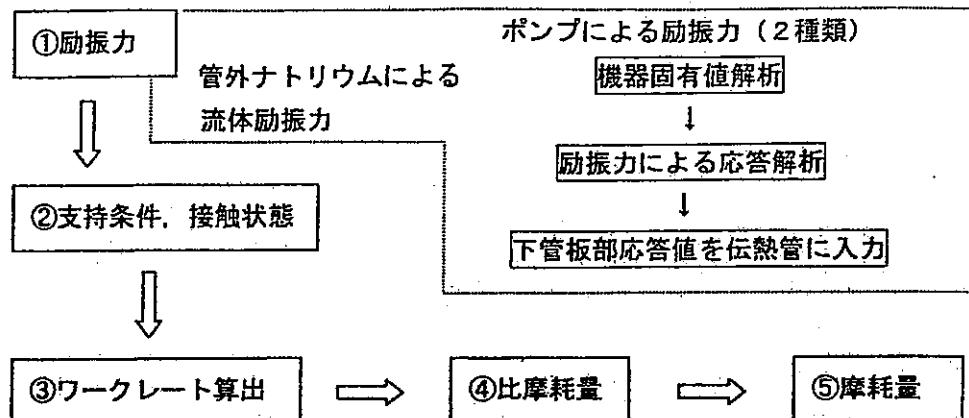


図 4.1.1-26 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の1次系ホットレグ配管の耐熱成立性及び引き廻し形状の設定



リファレンス解析モデル

実証炉体系合体機器 1/6 スケール水試験体の解析モデル

図 4.1.1-27 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の IHX・1 次ポンプ合体機器の伝熱管磨耗量評価

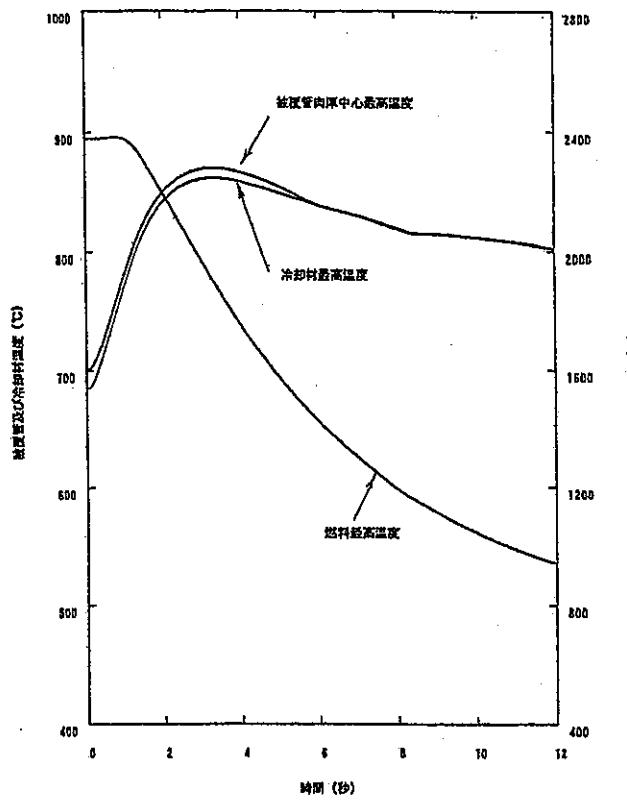
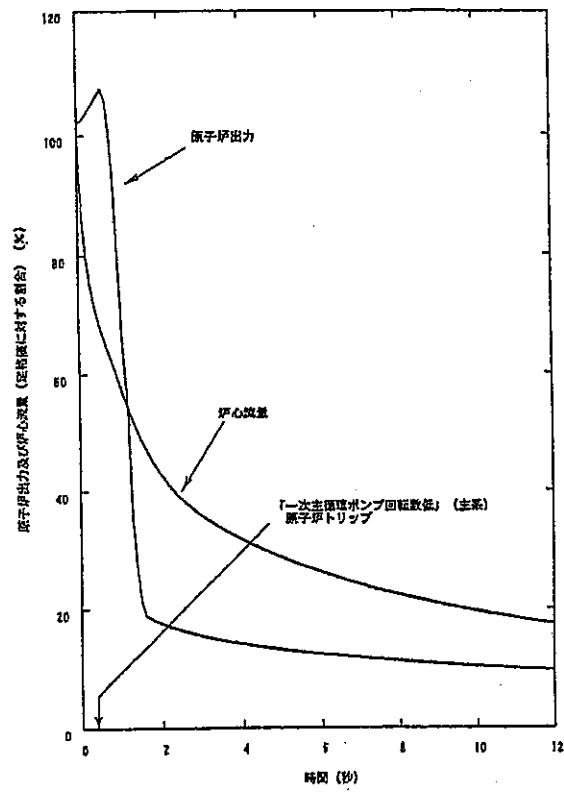
カテゴリ	代表事象	3ループプラント	2ループプラント
D B E 及 び 立 地 評 価	過出力型事象	・制御棒誤引抜き ○中性子検出器等で検知し原子炉停止	○同左
	流量喪失型事象	・1次ポンプ軸固着 (図-1参照) ○ポンプ回転数低下等で検知し原子炉停止 ○ボニーモータ引継まで ：健全2ループのポンプの慣性で炉心流量確保 ○ボニーモータ引継以降 ：健全1ループのボニーモータ運転で炉心流量確保	○同左 ●ボニーモータ引継まで ：健全1ループのポンプの慣性及び逆流抵抗で炉心流量確保 ●ボニーモータ引継以降 ：自然循環力で炉心流量確保
	除熱機能喪失型事象	・2次冷却材漏洩 (図-2参照) ○炉心入口温度上昇等で検知し原子炉停止 ○炉心流量 ：2ループのボニーモータ運転で確保 ○ヒートシンクへの接続 ：2系統の直接炉心冷却系の強制循環運転	○同左 ○炉心流量 ：1ループのボニーモータ運転で確保 ○ヒートシンクへの接続 ：自然循環力でI R A C Sへの熱輸送を確保
	原子炉冷却材バウンダリ破損	・1次系配管破損 (容器外) ○外管内漏洩液位で検知し原子炉停止 ○漏洩Naは外管で保持し炉容器のE SL確保 ○事故ループ：停止 健全ループ：ボニーモータ運転 ・1次系配管破損 (容器内) ○容器内液位変動で検知し原子炉停止	○炉容器液位低等で検知し原子炉停止 ○漏洩NaはGVまたは外管で保持し炉容器のE SL確保 ○事故ループ：サイフォンブレーク? ○健全ループ：ボニーモータ運転 (該当事象なし)
		・IHX伝熱管破損 ○SGのNa液位低下で検知しプラント停止 ○圧力を2次系>1次系とし、液封効果によりFP漏洩を防止	○同左 ○同左
	Naの化学反応	・2次系配管破損 ○漏洩Naはエンクロージャで保持 ・SG伝熱管破損 ○水素計、音響計等で検知しプラント停止 ○大リーケ時はNa-水反応生成物放出系により2次系過圧防止	○同左 ○同左 ○同左
	放射性物質の放出	・仮想事故 ○格納容器で保持	○同左

(注) ● : 要検討項目 (比較的重要度が高いと考えられるもの)

◎ : 要検討項目

図 4.1.1-28 2ループプラントと3ループプラントの安全性の概略比較

ケースB 解析結果



解析条件	実証炉	「起」プラント		
		ケースA	ケースB	ケースC
炉心バンドル部圧損	3.5 kg/cm ²	2.1 kg/cm ²	2.1 kg/cm ²	3.5 kg/cm ²
原子炉トリップ信号の応答時間	0.8秒	0.8秒	0.4秒	0.4秒
健全ループポンプのトリップ遅れ	0.0秒	0.0秒	0.3秒	0.3秒
1次ポンプの回転慣性	設計値	設計値	設計値×1.2	設計値×1.2
解析結果 (被覆管最高温度)	約830°C	約910°C	約870°C	約880°C

ケースA：実証炉と同様の条件で解析

ケースB：実現性の見込める範囲での設計対応を取った場合の解析

ケースC：ケースBの条件に加え、バンドル圧損の高い炉心を搭載した場合の解析

図 4.1.1-29 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の「1次ポンプ軸固着」の解析結果

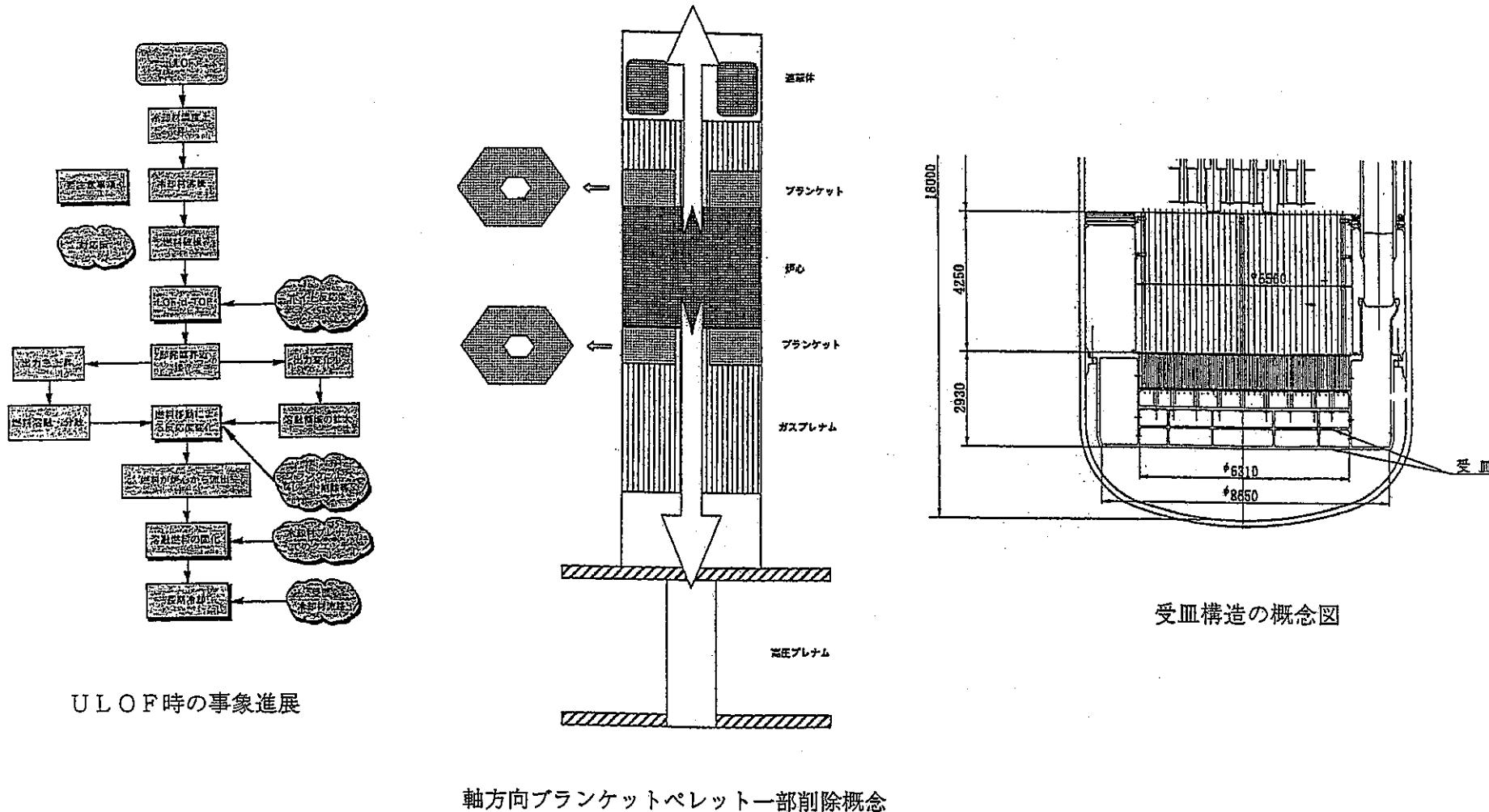


図 4.1.1-30 ループ型炉（1次系機器合体・ループ数削減）の再臨界排除方策及び損傷炉心物質安定冷却のための設計方策

4.1.2 タンク型炉（2次系機器合体・ループ数削減）

本項においては、2次系機器合体・ループ数削減タンク型炉について、基本概念、基本仕様、仕様を決めるにあたり実施した検討の状況（検討状況）、設計要求に対する適合性、中間評価の結果、および炉型特有の開発課題の順に述べる。

(1) 基本概念

2次系機器合体・ループ数削減タンク型炉は、Na冷却、Pu-U混合酸化物（MOX）燃料、出力1500MWeの大型炉である。同プラントの概念を図4.1.2-1に示す。

本プラントは、欧州におけるFBR設計、および我が国における実証炉フェーズ2計画における2次主冷却系設計を継承する炉型を指向している。

本プラントの概念構築に当たっては、以下の内容を基本コンセプトとした。

1) FBRサイクルシステム全体の経済性向上

発電単価5円/kWh程度（耐用年数で減価償却）を達成するためには、単価決定の支配因子となるプラント建設コスト、再処理コスト、燃料製造コスト等の各々を低減させるとともに、これらサイクル全体での整合性を含めて考える必要がある。ここでは、将来サイクルコストの低減が期待できる乾式再処理と振動充填燃料（Spheroid Pack 振動充填、改良フッ化物揮発法）を前提とし、これらのリサイクルシステムとの最適な組合せによるトータルシステムとしての経済性向上（発電単価低減）を狙った高速炉実用化概念を構築する。

2) 付加価値（核不拡散性、環境負荷低減）の高い炉心概念

内部転換比1以上を確保し、Pu増殖の必要のない期間ではブランケット燃料を装荷しないことにより高純度のPu生成を回避し、また、改良フッ化物揮発法再処理によりU-Puを分離しないまま燃料として回収することより核不拡散性の向上を図る。

また、フッ化物揮発法再処理との組合せにより、U-PuにMAを混入させて燃料に使うことを可能とさせ、環境負荷低減に努める。FP消滅に関しては、軸方向遮へい体領域に長寿命FP（Tc-99、I-129等）を組込んだFP消滅用集合体を装荷することを検討する。

3) 原子炉冷却系（NSSS）の限定化によるプラントの経済性向上

上記(i)のコンセプトと整合を取りつつ、以下の主要な方策によりプラントシステムとしての経済性向上（建設単価低減）を図る。

- ① k_{∞} 一定炉心を採用し、小型化及び制御系簡素化を図る。
- ② 原子炉容器内部の構成機器のコンパクト化を図る。
- ③ 3次元免震を採用することにより構造材料板厚を薄くし、物量低減を図る。
- ④ 崩壊熱除去方式として、サイフォンブレークのない1次系設置補助炉心冷却系（PRACS）システムを採用し、安全系の局限化を図る。
- ⑤ 炉外燃料貯蔵槽（EVST）を削除し、燃取設備の簡素化を図る。

5) 安全性の確保

原子炉停止系を独立2系統化し、そのうち後備炉停止系には受動的安全設備である自己作動型炉停止機構（SASS）を、炉心には上部ナトリウムプレナムを設けることにより炉心損傷事故（CDA）に至る事象を緩和させるとともに、溶融燃料排出チャンネルを設けることによりCDA時の溶融燃料排出促進の経路を確保することにより再臨界の回避を目指す。

(2) プラント基本仕様

2次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の基本仕様を表4.1.2-1に示す。本プラントは、熱出力が3660MWt、電気出力が1500MWe、3ループ構成である。その原子炉構造は、直径15.2m、高さ17m、板厚25mmであり、中間熱交換器（IHX）を原子炉容器内に持つタンク型構造としており、1次系Na出入口温度は550°C/395°Cである。また、2次系Na出入口温度は520°C/335°C、給水/主蒸気温度が240°C/485°C、主蒸気圧力が15.4MPaで、タービン効率41%である。

本プラントの燃料にはMOXを用い、燃料集合体はダクトレス構造とする。原子炉停止系は独立2系統とし、主炉停止系制御棒18体と後備炉停止系制御棒9体の合計27体とする。また、炉心の受動安全のためにSASS、および溶融燃料排出チャンネル付きの炉内ガス膨張機構（GEM）を設置し、炉心下部には再臨界緩和材（タンゲステン等の高融点金属）を装荷する。

原子炉建屋容積は、補助建物含めて約14.8万m³である。

(3) 検討結果

上記基本仕様を決めるために実施した検討の状況を以下に述べる。

1) ループ数および出力規模の設定

本プラントは、当初のころ4ループで検討していたものを3ループへ削減した。この際、ナトリウム炉の低圧系であるというメリットを活かす一つの方法として出力規模を大型化する（スケールメリットを活かす）ことを考え、そのスケールメリットをより活かす方法として以下の2項目を選定した。

- ① ループ数を変えないで出力を大きくする（例：2000MWe／4ループ）
- ② 同出力のままループ数を削減する（例：1500MWe／3ループ）

いずれの場合も、1ループあたりの熱交換容量（熱交換器：IHXおよびSG）やポンプの単基容量の大型化を行い、物量が削減される効果を狙うものであり、過去の検討等の知見からは①の方が効果が大きいと思われる。しかしながら、大型Na実用炉の初号機としての適切な出力規模を考慮した結果、本プラントでは②を選択することとした。本プラントを3ループ化することによる経済的メリットとしては、NSSS物量の低減、電気・計装設備の合理化、建屋容積の減少化等が期待できると判断した。

また、各機器の大型化をどこまで許容できるかを考えた場合、現状では明確なしきい値はないものの、機器製作性等の観点からは各設備500tonを超えない程度

が好ましいと判断した。ちなみに加圧水型原子炉(PWR)のSGは300ton超である。1500MWeクラスのプラントの場合、種々の合理化策を採用し、4ループ構成の検討においてはIHXで120ton/基、SGで280ton/基程度と算出したことから、3ループ化した場合においても各機器の単基重量は400tonを超えることはないと判断した。

本プラントで採用するヒートバランス条件を図4.1.2-2に示す。主な条件は、以下の①～⑧のとおり。

① 炉心熱出力	: 3660MWt
② 電気出力	: 1500MWe
③ 原子炉出口温度 入口温度	: 550°C : 395°C
④ 1次系ループNa流量	: 2.24×10^7 kg/h/ループ
⑤ SG・Na入口温度 出口温度	: 520°C : 335°C
⑥ 2次系ループNa流量	: 1.86×10^7 kg/h/ループ
⑦ タービン給水温度 給水流量	: 240°C : 1.98×10^6 kg/h/基
⑧ タービン蒸気温度 圧力	: 485°C : 15.4MPa

上記ヒートバランスの選定理由を以下のa.～c.に示す。

a. 炉心出口温度に関しては、材料(燃料被覆材、原子炉冷却材バウンダリ構造材)の問題がなければ高温である方が熱交換器の伝熱面積を小さくでき、また蒸気条件が良くなることによりタービン効率の向上を図れることから経済性上有利である。実証炉設計研究で採用した炉心出口温度550°Cという条件は、主として燃料被覆管の最高温度制限(700°C)から設計されたものであるが、この条件を超える設計とするためには新たな被覆管材料開発が必要となる。この新材料開発を前提とした炉心出口温度の高温化に関しては、実現の見通しが不明確であることから炉心出口高温化方策を採用しないこととした。

b. 上記a.以外に炉心出口温度を上げる方策には以下の2項目が考えられるものの、成立の見通しが低いと判断した。

- 1. 燃料被覆管最高温度を維持したまま、炉心の流量配分を最適化(炉心出口温度を均一化)することにより出口温度を上昇させる。
- 2. 炉心流量を増加させて出口温度を上昇させる。

上記1.については、後述するk_o一定炉心を採用することにより、ある程度の出口温度増加を狙うことが可能であるものの、出力分布の平坦化と引き換えに冷却材沸騰時のボイド発生領域が拡大する懸念が増すため、本検討では出力平坦化を炉心出口温度上昇方策として用いないこととした。

上記2.に関しては、本検討で採用する炉心がダクトレス(ラッパ管無し)

燃料集合体を指向しているために炉心のハイドロリックホールドダウン力(HHD)が低下していることから、炉心圧損増加を招く流量増加はこれ以上許容し難いと判断した。

c. 炉心出口温度を550°Cとした場合、タービンの蒸気温度／圧力条件(495°C／16.7MPa)を高温／高圧にするほどタービンの発電効率は良くなるものの、熱交換器や水蒸気系の物量が増加するというデメリットが存在し、逆に低温／低圧になると熱交換器の伝熱面積を小さく出来るもののタービン効率が落ちるというデメリットが存在する。実証炉設計研究の場合は、この両方のバランスを考慮に入れ、建設コストおよび発電コストを出来る限り低く抑える条件の検討から、蒸気温度／圧力を設定してた。ただし、熱交換器の伝面の増減に伴う建屋等の関連設備の増加もあるため、現状の主蒸気条件領域においては、タービン効率向上よりも物量の低減を狙う方が経済性の面では合理的と考えられる。したがって、SGの水側が流動不安定領域に入らない範囲で低い主蒸気温度／圧力条件(485°C／15.4MPa)とした。

2) 炉心・燃料

(i) 概要および基本仕様

本プラントでは、無限増倍率 k_{∞} 一定炉心の実現を目指している。 k_{∞} 一定炉心は、時間的にPu量や反応度等の変化がなく、空間的には分布が平坦であり、無駄のない炉心である。

現実には炉心の大きさが有限であり、炉心周辺部では中性子漏えい量が大きくなるため、出力分布を平坦化するためには工夫が必要である。そこで、本プラントの炉心では、Pu富化度に差を付けるのではなく、炉心中心からの距離によって燃料体積割合を変えることにより k_{∞} 一定とする方法により、燃焼初期の k_{∞} の差が燃焼進行後もほぼ一定に保たれる概念とした。炉心径方向出力平坦化の考え方と炉心概略図を図4.1.2-3に、炉心垂直断面概略図を図4.1.2-4に、また、炉心水平断面図を図4.1.2-5に示す。半径方向を3領域に区分し、各領域の実効燃料体積比(Vf)を変えることによりPu富化度一定の基で線出力分布を平坦化させる方法をとる。具体的には中心の第1領域ではVfを小さくするため炉心高さを低く且つ燃料要素を細径で本数を多く、また外側の領域に行くほどVfを大きくさせるため、各領域の炉心高さを外側ほど高くなる(下方へ延ばす)ように且つ燃料要素の径を太くして本数を減らすようとする。この炉心概念では、径方向の出力分布がほぼ一定で、出力分布の時間変化も小さくすることが可能と考えられることから、領域別の冷却材流量配分の必要性が減り、燃料集合体のラッパ管を削除すること(ダクトレス構造)が可能となる。また、時間的に k_{∞} 一定は内部転換比がほぼ1に相当し、ブランケット燃料を装荷しない場合でも増殖性能は保たれる特徴を有する。

炉心の主要目を表4.1.2-2に、炉心および燃料集合体の主要仕様を表4.1.2-3に、また、燃料組成を表4.1.2-4に示す。主炉停止系制御棒18体と後備炉停止系制御棒9体の独立2系統を有する。初装荷時のPu同位体組成は、高燃焼度軽水炉取出(取出後7年冷却、再処理後3年)の下記の組成比(重量%)を使用した。

$$\begin{aligned} \text{Pu-238 : Pu-239 : Pu-240 : Pu-241 : Pu-242 : Am-241} \\ = 2.8 : 52.0 : 27.1 : 9.5 : 7.1 : 1.5 \end{aligned}$$

炉心計算は、2次元R-Zモデルによる70群拡散計算（CITATIONコード）を基準としたが、反応度計算は18群拡散計算とし、制御棒反応度等の計算には3次元Hex-Zモデルによる7群拡散計算（HICOMコード）も用いた。ボイド反応度や制御棒反応度は、必要に応じて輸送補正を施した。なお、炉定数セットは最新ライブラリJENDL-3.2に基づくJFS-3-J3.2を用いた。

基準炉心は、外周をZrH+SUS遮蔽体1層、SUS遮蔽体2層、B₄C遮蔽体2層で囲み、炉心領域には主炉停止制御棒18体、後備炉停止制御棒9体の他に溶融燃料排出チャンネル22体を設置しており、同溶融燃料排出チャンネルは炉内GEMも併用する。また、上記ZrH+SUS遮蔽体には、炉心領域からの冷却材の外部への漏えい防止機能を備えさせる。なお、同漏えい防止機能を強化するために、ZrH+SUS遮蔽体の他にその外周のSUS遮蔽体にも漏えい防止機能を備えさせることも検討している。運転サイクル長さは18ヶ月4バッチであり、取出平均燃焼度は約130GWd/tである。

増殖炉心は、径方向炉心高さの違い（下向きに凹）に合わせて炉心下部の凸部に軸方向プランケットを装荷し、径方向プランケット2層を装荷することにより、増殖比を1.16にすることができる。炉心の仕様はほとんど変更がなく、径方向プランケット2層の外側にはZrH+SUS遮蔽体1層、B₄C遮蔽体2層を装荷する。

(ii) 核特性

基準炉心（平衡炉心）の炉心燃焼特性を解析した結果から径方向出力分布を図4.1.2-6に、軸方向出力分布を図4.1.2-7に示す。最大線出力（約420W/cm）は第3領域で発生し、各領域の最大集合体出力は第1／2／3領域でそれぞれ11.42/9.97/6.82MWとなる。図4.1.2-8に平衡中期における積算出力の径方向分布を示す。なお、ピーク高速フルエンスは6.0×10²³ n/cm²となる。

本炉心は、前述したとおり主炉停止系制御棒18体と後備炉停止系制御棒9体の独立2系統の制御棒を有するが、この制御棒価値の評価を平衡炉心（中期）を対象として実施した。炉心計算は3次元Hex-Zモデルによる7群拡散計算（HICOMコード）であり、炉定数セットは最新ライブラリJENDL-3.2に基づくJFS-3-J3.2を用いた。B-10濃縮度は、両系統ともに80wt%である。制御棒価値評価は、全制御棒全引抜き状態（制御棒下端は炉心上端部）から着目する複数の制御棒を全挿入したときの反応度の差を直接計算で求めた。3次元Hex-Zモデルで得られた結果に各種の補正を施したが、本評価では実証炉設計研究で用いられた補正係数0.65（補正係数の内訳は、群縮約効果0.97、ランピング効果0.77、輸送効果0.96、不確かさ幅0.91である）を用いた。その結果、主炉停止系制御棒（18体）は全数挿入時で4.19%Δk/kk'、第1リングの制御棒のワンロッドスタック時で3.85%Δk/kk'、第3リングの制御棒のワンロッドスタック時で3.69%Δk/kk'である。一方、後備炉停止系制御棒（9体）は全数挿入時で1.44%Δk/kk'、第2リングの制御棒のワンロッドスタック時で

1.10% $\Delta k/kk'$ 、第3リングの制御棒のワンロッドスタック時で1.28% $\Delta k/kk'$ となる。さらに、これらの値に基づいた制御棒反応度収支を表4.1.2-5に示すが、本炉停止系は要求条件（主炉停止系制御棒は最大価値を持つ制御棒が挿入されないワンロッドスタック条件下で炉心を低温状態で未臨界にすることができる）。後備炉停止系制御棒は最大価値を持つ制御棒が挿入されないワンロッドスタック条件下で炉心を温態待機状態で未臨界にすることができる（および全数挿入で炉心を低温状態で未臨界にすることができる）ことを満たしている。

なお、制御棒誤引抜き事象を想定して、最大反応度を有する制御棒のストローク曲線（S字曲線）を評価した。後備炉停止系制御棒（9体）は全数引抜き状態（パーク位置）で、主炉停止系制御棒（18体）は全数50cm位置から主炉停止系制御棒を1本全引抜き時（パーク位置）の反応度変化を計算した結果、第1リング制御棒1本で0.22% $\Delta k/kk'$ であり、第3リング制御棒1本で0.18% $\Delta k/kk'$ であり、第1リング制御棒が最大引抜き反応度を有する。同第1リング制御棒のS字曲線を図4.1.2-9に示す。

(iii) 热特性

本炉心の熱特性評価として、集合体内サブチャンネル解析を行い、被覆管最高温度評価を実施した。冷却材の炉心出入口温度550/395°Cを満足する1次系流量から径方向出力分布と集合体内ピーキングを考慮し、その流量領域を5つに区分して流配設計を行った。流量配分はグリッドスペーサの段数により調整するものとし、各領域のスペーサの段数の設定も行った。各領域の最大発熱集合体を対象としてサブチャンネル解析を行い、各種工学的安全係数を設定して被覆管最高温度を評価した結果、遮蔽体部への冷却材漏洩を5%以下に低減させる工夫を施すことにより最高温度目標値700°C以下を満足できる見通しを得た。評価にあたっては以下の4項目の流量設定を行った。

① 1次系総流量

炉心熱出力3660MW、冷却材の炉心出入口温度550/395°Cを満足する冷却材総流量は18678kg/sとなるが、制御棒や遮蔽体等に流れる無効流量を実証炉の設計を参考に2%とし、燃料集合体部に流れる流量を18304kg/sとした。

② 流量領域区分

流量配分については、図4.1.2-8に示したように、燃料の軸方向積算出力の径方向分布（燃焼中期）の第2、第3領域においては出力勾配が大きく、被覆管最高温度が制限を満足出来ないことが予測されたため、第2、第3領域をそれぞれ2つの領域に分け、合計5流量領域として流量配分を行うこととした。

③ 流配評価用出力分布

流量配分評価用出力分布として、3次元Hex-Zモデルの7群拡散計算(HICOMコード、JFS-3-J3.2)により求めた集合体積算出力の各流量領域での燃焼期間最大値を表4.1.2-6に示す。

④ 流量配分

上記の①～③条件の基で被覆管最高温度評価を行い、各領域の被覆管最高温度が均一となるような流量を設定した。流量配分の結果は表4.1.2-6に示したが、流量配分法についてはラッパ管型と同様にエントランスノズル部にオリフィスを使用して流配を行うものとするが、ラッパ管削除型では冷却材は圧力損失が炉内径方向で一定となるように流れ、流配効果が低下するため、グリッドスペーサの枚数を変えることで調整を行うこととする。

燃料集合体の圧損は、上記で設定した流量を基にバンドル圧損、グリッドスペーサの圧損、その他の圧損について評価した結果約0.32MPaとなった。各流量領域毎の集合体圧損評価結果を表4.1.2-7に示す。ここで、グリッドスペーサの段数は圧損が各領域で一定となるように調整しているため、第3領域外側では22段と多くなっている。これは、第3領域外側では集合体出力が小さく、スペーサの段数を多くしないと冷却材が流れすぎてしまうからである。また、後述するように被覆管最高温度の観点から、第3領域外側の流量を現設計以上に増やすことが出来ず、その結果からもスペーサ数が多くなっている。今後、燃料集合体の製造性について確認する必要があり、さらに各領域の燃料ピン径の見直しとともに、最外周の燃料集合体のみラッパ管型とする対策も検討していく。

被覆管最高温度の評価は上記の条件において、集合体内サブチャンネル解析により行ったが、解析体系は集合体間ギャップの中心を境界とした。これは、集合体間ギャップには隣接集合体に配分された冷却材が同じように流れることを想定したものである。集合体出力は、上述の3次元拡散計算結果を用い、集合体内の径方向分布も考慮するものとした。冷却材流量については、遮蔽体部への漏れがない場合には、エントランスノズルに配分された流量がほぼそのまま流れることから、上記で設定した流量を基準とした。しかし、本検討の漏えい防止付き遮蔽体の構造では、約5%の流量が遮蔽体部へ漏れることが分かっているから、今後漏れ量を低減する工夫を施すことを想定し、漏れゼロを基準として漏れ量をパラメータとした影響評価も実施した。

サブチャンネル解析結果を表4.1.2-8に、冷却材漏えいの影響評価結果を表4.1.2-9に示す。漏れを考慮しない場合の冷却材最高温度は630°C前後、集合体内的温度ピーキング（冷却材最高温度上昇／混合平均温度上昇）は1.18 1.50となっており、集合体内の径方向出力勾配が大きい炉心の外側で大きくなっている。出力最大集合体炉心上端断面における冷却材温度分布の流量領域1のものを図4.1.2-10に、流量領域4のものを図4.1.2-11に示す。タイロッドで発熱しないこともあり、それを含む集合体間ギャップ部の温度が低く、最外周ピンの内側サブチャンネルから急激に温度が低くなってしまっており、被覆管肉厚中心最高温度は640°Cである。また、冷却材の遮蔽体部への漏れが5%の場合には652°Cであり、約12°C温度上昇することがわかった。

以上のノミナル温度評価結果から、表4.1.2-10に示す工学的安全係数を考慮してホットスポットの被覆管最高温度を評価した。工学的安全係数は、実

証炉設計研究等を参考にラッパ管削除型であることを考慮し、流路変形効果、流配誤差、ワイヤコンタクト効果の値を見直したものである。また、流路変形効果は、被覆管にODS鋼を用いることでスエリングが非常に小さくなるため、実証炉設計研究で用いられている値の1/2とした。流配誤差については、エンタランスノズル部のオリフィスにおける誤差の影響が殆どないものの、グリッドスペーサによる流量配分の誤差が存在する。そこで、全炉心熱流動解析との差を誤差として見込み、1.025（流量領域5では1.13）と想定した。ワイヤコンタクト効果は、グリッドスペーサの設置位置を工夫すれば、ラッパ管削除型ではゼロとなることを想定した。

被覆管最高温度（ホットスポット値）評価結果を表4.1.2-11に示す。遮蔽体部への漏れが無いと仮定した場合の最高温度は685°Cであり、目標値を下回る。一方、漏れを5%考慮した場合の最高温度は約700°Cとなり、目標値と同程度になっていることから、漏れを5%程度まで低減させる工夫を施すこととODS鋼を使用することにより被覆管の健全性を確保できると考えられる。今後は漏れ低減策を検討するとともに、CDF評価による被覆管健全性確認を行わなければならない。

(iv) 炉心周り遮へい

実証炉設計研究における炉心周り遮へい設計検討を基本とし、本炉心周りの遮へい仕様を検討・設定した。炉心周り遮へい仕様と高速中性子照射量を表4.1.2-12に示すが、仕様の概要は以下のとおり。

- ① 下部軸方向遮へい体：SUS 20cm
- ② 上部軸方向遮へい体： B_4C 47cm
- ③ GEM内上部軸方向遮へい体：SUS 60cm
- ④ 径方向遮へい体構成
 - ・基準炉心： ZrH 遮へい体1層+SUS遮へい体2層+ B_4C 遮へい体1層
 - ・増殖炉心：（径プランケット2層）+ ZrH 遮へい体2層 + B_4C 遮へい体1層

(v) 炉心構成要素

(a) 炉心燃料集合体

燃料被覆管にはODSフェライト鋼を用いる。これは、実証炉設計研究における高燃焼度段階炉心（取出平均燃焼度150GWd/t）が、被覆管にODSフェライト鋼を用いることにより、CDFの観点から現状の構造（ガスプレナム長さ1050mm）でも150GWd/t以上の高燃焼度の達成の見通しが得られているに基づくものである。本炉心（取出平均燃焼度130GWd/t）の各領域のガスプレナム長さは、実証炉設計研究の知見を参考に設定した。本炉心では再臨界緩和材（25cm）をガスプレナム下部に装荷し、さらに増殖炉心では下部軸プランケットを第1、第2領域でそれぞれ20cm、15cm装荷するので、実証炉設計にはないこの点も考慮に入れた。設定方法としては、実証炉設計での炉心部高さ（100cm）と要素最大燃焼度（191GWd/t）で決められたガスプ

レナム長さ1050mmを基準にして、各領域での炉心高さと要素最大燃焼度に比例させてガスプレナム長さを決めた。ここで、本炉心の各領域での要素最大燃焼度は、第1、2、3領域でそれぞれ159Gwd/t、161Gwd/t、156Gwd/tである。この結果、第1、2、3領域で必要なガスプレナム長はそれぞれ92cm、97cm、107cmとなり、設計ではこの値を満たすようにガスプレナム長さ設定した。

炉心燃料集合体の構成図を図4.1.2-12示す。燃料集合体はラッパ管削除型集合体であり、下部に機械的な浮き上がり防止機構を設けている。また、各領域の集合体の燃料ピンの外側層の下部ガスプレナムの下端には再臨界緩和材(25cm)を装荷している。なお、増殖炉心では、第1、2領域の外側層の下部ガスプレナムに軸ブランケットを装荷する。この場合、再臨界防止の観点から、溶融燃料の流出経路(60cm以上)として燃料集合体内燃料ピンの内側の約30%には下部軸ブランケットを装荷せず、外側の約70%のみに下部軸ブランケットを装荷する。

(b) 制御棒

主炉停止系制御棒の構成図を図4.1.2-13に示す。この制御棒の特徴はダシュラムをグリッパと兼用にして上部に配置し、CDA時の溶融燃料流出を促進しようとする設計である。後備炉停止系制御棒は実証炉設計と同様に分節型制御棒を採用し、制御棒駆動機構も実証炉設計で採用されているものと同じ構造とする。

(c) 溶融燃料排出チャンネル

溶融燃料排出チャンネルの構成図を図4.1.2-14に示す。これは、CDA時に溶融した燃料の排出を促進させるためのチャンネルである。同チャンネルには炉内GEMを併せて持たせるため2重管構造とする。内部管は溶融燃料排出チャンネル構造とし、通常は低圧プレナムから冷却材が流入するようになる。外部管は高圧プレナムと繋がる密封構造とし、負のGEM反応度ができるだけ大きくするために軸方向中央部(ボイド反応度が正の領域)の内部管の径を大きくした。なお、22体の溶融燃料排出チャンネルの全GEM反応度は約70である。

さらに炉心安全性向上のため、内部に浮上吸収体を設けた溶融燃料排出チャンネルも検討しており、その構造を図4.1.2-15に示す。ラッパ管は、上部が密封、下部が開放構造で高圧プレナムに繋がるようにする。通常運転中は炉心入口の圧力の圧力により内部のアルゴンガスが圧縮され、ナトリウム液面が上昇して球状の浮上吸収体も炉心高さより上部に浮上している。ポンプトリップ等により炉心流量が減少した場合には、炉心入口圧力低下により内部のガスが膨張して炉心高さがガスで満たされるとともに、浮上吸収体が炉心高さ中央(60cm)に停止して大きな負の反応度が投入される。浮上吸収体には通常の制御棒の約1/10の量のB₄Cを装荷しており、約1.1\$の負の反応度が挿入できる見通しである。

(d) 遮へい体

遮へい構造は前述したとおり、冷却材漏えい防止機能付きのZrH+SUS遮へい体1層、SUS遮へい体2層、B₄C遮へい体2層を装荷する。遮へい体の構成図を図4.1.2-16に示す。集合体内部にはZrHピンとSUSピンがほぼ同数装填しており、最外層には隣接燃料集合体のサーマルピークを避けるためSUSピンを装填する。

いずれの遮へい体もラッパ管付き集合体であり、低圧プレナムから冷却材を流入させる。基本的な構造は3種の遮へい体ともほぼ同等であるが、冷却材漏えい防止機能付き遮蔽体はラッパ管表面に漏えい防止機能を設置しており、冷却材が炉心領域から遮へい体領域へ横向きに漏えいすることを防止している。なお、炉心側では、炉心燃料集合体のグリッドスペーサとの干渉を避ける理由で、同漏えい防止機能を設置しない。

3) 原子炉構造

本プラントの原子炉構造を図4.1.2-17に示す。原子炉容器内には、炉心および冷却材の他、後述する1次主冷却系である中間熱交換器(IHX)および1次主循環ポンプ、崩壊熱除去系である1次系設置補助炉心冷却系(PRACS)等を配置する。

原子炉容器径を15.2mとしたが、この寸法の支配因子は炉心およびIHXの径であり、原子炉高さ17mの支配因子は炉心およびIHXの高さである。原子炉容器の支持は、高剛性の箱形リブ構造の炉上部デッキから吊り下げ支持とする。また、炉心上部機構(UIS)および燃料交換機を設置する回転プラグは、同炉上部デッキの内周部に搭載する。

バウンダリ概念を図4.1.2-18に示す。冷却材バウンダリはタンク型炉であるので原子炉容器、カバーガスバウンダリは、冷却材自由液面上方および炉上部デッキに設定する。また、格納施設を原子炉容器のガードベッセルと上部ドームで構成するため、原子炉容器内IHX部も格納バウンダリを構成する。

原子炉容器内構造の概念を図4.1.2-19に示す。原子炉容器下部には、炉心構成要素を支持するための箱型リブ構造をした炉心支持構造を設置する。同炉心支持構造は原子炉容器下部鏡部で支持する。さらに、炉心支持構造が支持する円筒状の炉心槽上部と原子炉容器の間には、隔壁を設けてIHX流入冷却材と流出冷却材の隔離に用いるが、同隔壁にIHXおよび1次主循環ポンプ取り合いのためのスタンドパイプを設ける。

4) 冷却系統

(i) 1次主冷却系

1次主冷却系機器の基本仕様を表4.1.2-13に、1次主冷却系の系統概念を図4.1.2-20、1次主冷却系機器の概念を図4.1.2-21に示す。

1次主冷却系は、機械式主循環ポンプ、中間熱交換器(IHX)、および炉内配管(ポンプ出口から炉心入口まで)をそれぞれ3基で構成する。

通常ナトリウムポンプには、機械式ポンプと電磁ポンプがあるが、本プラントの1次主冷却系には次の理由から機械式ポンプを採用した。すなわち、機械

式ポンプは、他の機器（IHX等）との合体に自由度があまりなく、動的部品を有するので保守・補修の手間がかかるなどのデメリットを有するものの、軽水炉・ナトリウム冷却炉等での実績が多く、技術的に成熟していることから開発課題もなく、高い信頼性を得られることなどの理由による。

本プラントで採用する1次主循環ポンプは、2段片吸込み方式とし、ポンプ径を小さくすることにより炉容器径を拡大させないようにした。

IHXに関しては、後述する崩壊熱除去系にPRACSを適用することから、これと整合性の良い管内1次冷却材方式を採用した。本来、管内1次冷却材方式においては、管束の上下に1次ナトリウムプレナムを設置する分IHXの軸長が長くなる。しかしながら、本検討におけるIHXは、上部のナトリウムプレナムにPRACSコイルを設置することから炉容器高さに対して有意な影響を与える。しかし、高強度新材料（12Cr系鋼等）の採用により、伝熱管小口径・薄肉化が可能となることから、伝熱面積の低減を図った。その結果、フローシュラウドの削除を可能とともに、上部管板をナトリウム液位（EsL）以下に設置し、完全浸漬型とすることが可能となった。

(ii) 2次主冷却系

2次主冷却系機器の基本仕様を表4.1.2-14に、2次主冷却系の系統概念を図4.1.2-22に、2次主冷却系機器の概念を図4.1.2-23に示す。

2次主冷却系は、電磁ポンプ（EMP）と合体したSG、IHXとSGを結ぶ2次主冷却系配管で構成する。2次主冷却系においてEMPを採用した理由としては、その経済性効果に関して後述するように、SGとの合体により機器容積を減容せられ、かつ1次系と違い原子炉外での合体機器のため、EMPの保守・補修性に対する阻害要因が少ないと判断によるものである。2次主冷却系は、冷却材漏えいによるナトリウム燃焼抑制の観点から、冷却材バウンダリをエンクロージャにより二重化し、このエンクロージャ内を窒素雰囲気とともにナトリウム漏えい監視を行えるようとする。

本プラントでは後述する崩壊熱除去系にPRACSを採用することにより、比較的容易に自然循環時を含めた崩壊熱除去能力を強化できるため、2次系に自然循環除熱機能を期待する場合に必要であるSGとIHXの伝熱中心差が不要となる。このため2次系配置の更なるコンパクト化を図ることが可能となった。

2次主循環ポンプには、SGとの合体を指向して、研究開発が進行中のALIP型EMPを採用した。EMPはSG上部のデッキ部に設置し、逆U字形状の2次系コールドレグ配管と接続するように配置した。これにより、EMP/SG合体機器をIHXの直近に配置することが可能となり、2次系設備の配置スペースを大幅に削減出来るようになり、建屋容積を縮小出来るだけでなく、EMP/SGの機器合体に伴う放熱面積縮小により、空調系の容量低減など多くの波及効果が得られた。

SGは一体貫流ヘリカルコイル型であり、管束上部には2次主循環ポンプ（EMP）が設置されており、ミドルレグ配管の削除、逆U字形状のホットレグ・コールドレグ配管と合わせて、コンパクトな2次系とした。また、SGの単基容量が約1200MWtと大きく、大容量の電磁ポンプを上部で支持する必要があることから、下方にノズルを設けていないことに着目して、SG胴を原子炉容器と同

様にデッキから吊下げる構造とした。これにより、以下の①～③の効果が期待できる。

- ① SG形状を単純化できる。
- ② SG胴を薄肉化でき、その結果低物量化（軽量化）できる。
- ③ 箱形リブ構造をEMP支持構造として採用できることから、EMP設置部の高剛性が確保できる。

(iii) 2次系EMP/SG機器合体の経済性効果

前小項(a)で述べた2次系のEMPとSGを合体させる概念に関し、合体させない（別置きにする）概念との比較において、配置スペースの増減、配管物量の増減、およびEMPとSGの物量増減などの観点からメリット・デメリットの以下に述べるような検討を行った結果、経済性効果があるという見通しが得られた。なお、比較検討した分離配置の概念としては、その中で安全性と経済性が良いと考えられている2次系容器内分離配置方式（2次系容器内にSGとEMPを分離配置する方式）とした。

2次系EMP/SG合体配置と分離配置それぞれの方式の特徴を対比させて表4.1.2-15に示す。

2次系容器内分離配置方式では、機器を集中配置するので連結配管を短縮化でき、かつメンテナンス性も損なわない。しかし、その一方でナトリウム漏えい燃焼対策のために2次系容器内にEMPおよびSGを分離配置することから法兰ジやキャスク設置のための空間をEMPとSGの間に設ければならず、さらにはEMPの補修時に引き抜き性を考慮してセンターリターン型とするために戻り配管が必要となり、2次系容器の径が約11mと大型化せざるを得ない。

これに対して合体配置方式では、メンテナンス性を多少損なう（EMPの単独引き抜きの際に配管切断が1カ所ある）ものの、合体機器の容器径は約6mとコンパクトに、配管引き回しはより単純に、そして配管長も多少短縮化できる。また、機器の重量に関しては、本プラントで検討している合体配置方式ではEMP支持に用いる箱形リブの分EMP単体設置よりも重くなるものの、全体としては2次系容器内分離配置方式よりも軽量となる。

(iv) 崩壊熱除去系の検討

崩壊熱除去系の基本仕様を表4.1.2-16に、系統概念を図4.1.2-24に示すが、本プラントにおいては崩壊熱除去系としてPRACSを採用し、これをIHXと合体させ、合計3系統設置することとした。

崩壊熱除去系は、ナトリウム熱交換器（IHX組み込みPRACSコイル）、2次ナトリウム配管、2次ナトリウム循環用電磁ポンプ、空気冷却器等を有する。

(a) PRACS採用の経緯

従来から大型高速炉の崩壊熱除去系としては、直接炉心補助冷却系(DRACS)、1次系設置補助炉心冷却系(PRACS)、2次系設置補助炉心冷却系(IRACS)が検討されており、それぞれ単独あるいは組合せによるシステム

が考えられる。

従来のPRACSには以下の①および②のようなデメリットがあり、実証炉設計研究においてはDRACSが採用された。

- ① PRACSは管内1次冷却材方式IHXにのみ適合する概念であるが、従来の管内1次冷却材方式IHXにおけるPRACSコイル部は冷却材液位 (EsL) より上部に設置するため、サイフォン方式でナトリウムを引き上げる必要性あった。このようなIHX/PRACSの方式ではサイフォン・ブレークによりPRACSコイル部のナトリウムが抜けてしまう懸念があり、全ループのサイフォン・ブレークを想定した場合の崩壊熱除去能力喪失の対応 (DRACSとの併用等) が必要であり、経済性のメリットが無かった。
- ② IHX内のPRACS配管貫通部での熱過渡条件が厳しく、機器の構造健全性確保に難点があった。

しかし、PRACS方式には元来、以下の③および④のようなメリットもあり、経済性および安全性の観点で優れていると考えられる。

- ③ PRACSは1次系の冷却材を直接冷却するため、2次系を非安全系に出来、1次系を一巡する自然循環を直接的に発生させる方式（循環流路の低部加熱、高部冷却）であるためにDRACSと比べて自然循環除熱能力が高い。
- ④ DRACSにおける直接炉心熱交換器 (DHX) のような炉内機器を必要としないため、原子炉容器の小型化に寄与する。また、自然循環時にはIRACSのような2次系ヒートシンクの期待が不要となり、2次系機器の配置の自由度が増すことにより経済性の向上が期待できる。

本プラントで採用した完全浸漬型IHXでは、12Cr系鋼を適用させることにより高さを短尺化させ、窓を冷却材液位 (EsL) より下に設置し、更にPRACSコイルもEsL以下に設置することによりサイフォン・ブレークの発生する蓋然性を無くすことが可能となった。このことにより、DRACSとの併用も必要なくなることから、炉内構造物の簡素化および炉容器の小型化に寄与できる。また、IHX内のPRACS配管貫通部をガス中に配置することにより、熱過渡条件を緩和でき、機器の構造健全性も確保できることになる。

(b) 崩壊熱除去系必要容量の検討

本プラントで採用したPRACSの仕様を決めるに当たり必要となった崩壊熱除去系の必要除熱量設定に関する検討内容を以下に示す。

(ア) 設計方針

本プラントの崩壊熱除去は、実証炉設計研究と同様に、水・蒸気系により除熱が利用できる場合にはそれにより行い、水・蒸気系による崩壊熱除去が利用できない状況においてはPRACSによる除熱を行なうこととする。

PRACSはIHXの基数に合わせて3系統構成とし、2次ナトリウム駆動用EMPおよび空気冷却器送風機による強制循環除熱(FC)を行なうこととするが、万一全数の非常用DGが使用できなくなった場合（例：全電源喪失）でも、自然循環による崩壊熱除去(NC)が可能となるよう設計する。

上記の設計方針を踏まえたPRACSに要求される除熱性能は、以下に述べるとおり、各事象区分毎に本プラントシステムでの崩壊熱除去モードおよび制約条件を設定し、各モード毎の必要除熱量を簡易的に評価した結果から、1系統当たりの要求除熱量を強制循環時35MW、自然循環時13MWと設定した。

なお、実証炉設計研究における崩壊熱除去系はDRACSが4系統であったのに対し、本プラントでは3系統としているため、上記で整理した崩壊熱除去モードを成立させる為には空気冷却器ダンパ開失敗に対する信頼性を向上させる必要があるが。これに対する対応策についても合わせて検討を行なった。

(1) 設計条件

定格炉心出力 : 3660MWt

崩壊熱特性曲線 : 実証炉設計研究を参考に減衰特性で絶対値を出力補正した。(除熱特性の評価上問題となる数時間～数10時間の範囲では、炉心の崩壊熱は燃焼度にほとんど依存しないので、出力規模に比例すると仮定した。)

冷却材初期温度 : 550°C/395°C

冷却材質量 : 1900ton (1次系)

炉心冷却材流量 : トリップ後のポンーモータ運転時は定格運転時の15%流量、非対象運転時は1ループ逆流で保守的に5%流量と仮定。

2次主冷却系以降の除熱機能 : 未期待

(ウ) 故障モードの設定

故障モードを以下のとおりに設定した。

事象区分	故障の重合 ^(*)1)	一次系流量	PRACS 除熱モード ^(*)3)
事象Ⅱ		強制循環	3FC
事象Ⅲ	DG起動失敗	非対称運転 ^(*)2)	2FC+1NC
	ダンパ開失敗	強制循環	2FC
事象Ⅳ	DG+ダンパ	非対称運転 ^(*)2)	1FC+1NC
	ダンパ+ダンパ	強制循環	1FC
	全電源喪失	自然循環	3NC

(*)1) : 「DG」は、非常用DG電源の起動失敗を示し、「ダンパ」は崩壊熱除去系空気ダンパの開失敗を示す。

(*)2) : 「非対称運転」では1次系の2ループが強制循環、1ループが逆流を示す。

(*)3) : 崩壊熱除去系のDG電源構成を一次系と同様とする。(2DG+小型DG)

(エ) 制限目安温度

制限目安温度は実証炉設計研究を参考に考え、以下に示すとおりとする。ただし、PRACSを採用することにより自然循環時の炉心流量は2%程度確保されるので、実証炉のように燃料被覆管のCDF値がクリティカルになることはないと想定した。燃料被覆管最高温度も下記ホットプレナム温度制限に包絡される。

事象区分	ホットプレナム	コールドプレナム
事象Ⅱ	570°C	525°C
事象Ⅲ	590°C	525°C
事象Ⅳ	650°C	650°C

(オ) 検討結果

崩壊熱除去系の強制循環時および自然循環時の除熱特性を図4.1.2-25に、各事象区分毎の冷却材最高温度と除熱量の関係を図4.1.2-26に示す。また、各事象区分毎の除熱特性と除熱量の関係を下記に整理する。

事象区分	除熱特性	ホットプレナム制限を満足する除熱量 (MW)	コールドプレナム制限を満足する除熱量 (MW)	1FC当たりの除熱量 (MW)	1NC当たりの除熱量 (MW)
事象Ⅱ	3FC	43	50	17	
事象Ⅲ	2FC+1NC	41	47		
	2FC	40	50	25	
事象Ⅳ	1FC+1NC	35	34		
	1FC	35	34	35	
	3NC	37	33		13

以上の関係より、PRACSの必要除熱条件を下記の数値とし、PRACSの機器仕様を設定した。

- ・強制循環時(NC)必要除熱量 : 35MW／ループ
- ・自然循環時(FC)必要除熱量 : 13MW／ループ

(カ) 崩壊熱除去系の信頼性確保

実証炉設計研究においては、1FC（外部電源喪失 + 3 ダンパ開失敗）の運転モードを事象Ⅳとして設定し、同モードが強制循環時の除熱要求条件を決定していた。これは、崩壊熱除去系空調ダンパの故障を3基重ね合わせたモードであり、決定論的には設計基準外事象 (BDBA) と想定されるが、PSA評価において同運転モードの発生頻度が事象Ⅳの領域に含まれる恐れがあるとの結果に基づき設定されたものである。

本プラントの場合、PRACSを3系統としていることから、「外部電源喪失 + 3 ダンパ開失敗」のモードは除熱喪失事象となってしまうため、この事故モードの発生確率をBDBE並みに低減させる必要がある。

実証炉設計の崩壊熱除去系の非信頼度は、ダンパ・ベーンの4重故障のモードが支配的であり、以下の式で評価される。

$$\begin{aligned}
 & (\text{ダンパ・ベーンのデマンド故障率}) \times 3 \text{ (ベーン、入口ダンパ、出口ダンパ)} \\
 & \quad \times (\text{復旧失敗確率}) \times (\text{4重故障確率})
 \end{aligned}$$

この評価式をそのまま本プラントの3系統のPRACSに適用すると、「外部電源喪失 + 3 ダンパ開失敗」のモードの非信頼度で決定されることになり、以下の式で評価される。

$$\begin{aligned}
 & (\text{ダンパ・ベーンのデマンド故障率}) \times 3 \text{ (ベーン、入口ダンパ、出口ダンパ)} \\
 & \quad \times (\text{復旧失敗確率}) \times (\text{3重故障確率})
 \end{aligned}$$

ここで、「3重故障確率」は「4重故障確率」の約2倍になるので崩壊熱除去系の非信頼度も約2倍になることになる。

3ループ化に伴う上記の非信頼度の増加を抑制する方策としては以下

の2項目が考えられる。

①入口ダンパ（開閉用）と出口ダンパ（制御用）のみの構成とすることにより上記非信頼度は2/3に低減できる。

②ダンパの駆動系を独立2系統化し、単一の故障のみでは強制循環機能喪失とならないようとする。これにより3系統のダンパ開失敗となるためにはダンパの6重故障によって発生することになり、上記①の効果と併せると非信頼度は1/4.4に低減できる。

この際、ダンパ1系統の開失敗で流路が半開状態になった場合でも、ダンパ部の圧損が空気側全体圧損に占める割合が非常に小さい為に機能喪失とはならないと仮定した。

上記2項目の対応方法を採用することにより、本プラント崩壊熱除去系の非信頼度は実証炉の約1/2程度に低減できると考えられ、信頼性は十分確保できる見通しである。ただし、PSA評価上の使命時間を実証炉設計と同じにした場合である。

なお、今後も詳細検討を行い信頼性の確認を行うが、仮にその結果において十分な信頼度が得られなかった場合においても、ダンパ駆動方式に多様性をもたせる等の方法を取ることにより、対応は可能と考える。

(v) 1次系PRACS/浸漬型IHX

PRACSを構成する配管や熱交換機等の機器は、プラント通常運転時には高温で保持され、崩壊熱除去系起動時には2次側ナトリウムが空気冷却器で急激に冷却され、高温の1次ナトリウムと熱交換することから熱過渡的に厳しい点があると予想される。また、本プラントのIHXおよびPRACSの伝熱管は、サイフォンブレーク防止の観点から完全浸漬型とし、建設コスト低減の観点から3ループとしていることに伴い、IHX大型化による原子炉容器径拡大を回避するためにIHX胴断面を長円化としている。管内1次冷却材方式においては、IHXの胴が1次ナトリウムと2次ナトリウムの境界バウンダリとなることから、1次・2次系の差圧（約0.3MPa）がかかり、長円形胴の平板部付け根（管板との接合部）に曲げ応力が発生するために構造的健全性の観点から厳しい点があると予想される。

本項では、PRACSの1次ナトリウム-2次ナトリウムの熱交換器の構造検討およびPRACS/浸漬型IHXの構造健全性の観点から厳しいと予想される胴部耐圧に必要となる肉厚を求め、妥当な設計ができる事を確認する。

(a) PRACSのナトリウム熱交換器

熱交換器の構造仕様を検討する上での方針は、以下の①～③の3項目である。

① 構造不連続部での応力を軽減するため、IHX胴貫通部およびヘッダ部はカバーガス中に設置し、ナトリウム浸漬部は伝熱管のみとする。

- ② 長円胴のIHX上部プレナム内に設置するため、伝熱管の管束は、形状設定にフレキシブルなサーペンタイン型とする。
- ③ 材質はIHXと同一材（12Cr系鋼）として異材継手を避けるとともに伝熱性能向上を図る。

上記方針を踏まえ設定したPRACSの1次ナトリウム-2次ナトリウム熱交換器主要仕様を表4.1.2-17に示す。

熱応力的に厳しいと思われるPRACSの1次ナトリウム-2次ナトリウム熱交換器の熱応力に関しては以下のとおり概略評価した。なお、この概略評価では、熱流束が最大となるサイジング条件を代表として扱った。

$$\text{管内Na側熱抵抗 : 管壁熱抵抗 : 管外Na側熱抵抗} \approx 1 : 2 : 3$$

$$\text{管壁内外面温度差} = (550 - 285) \times 2 / (1+2+3) \approx 90^\circ\text{C}$$

$$\text{熱応力} (\sigma) = E \alpha \Delta T / 2(1 - \nu)$$

前述の12Cr系鋼HCM12Aのデータを用いると、 $\sigma \approx 120 \text{ MPa}$ となった。

ここで、ヤング率： $E = 166000 \text{ MPa}$

$$\text{線膨張係数 : } \alpha = 11.35 \times 10^{-6} \text{ mm/mm}/^\circ\text{C}$$

$$\text{ポアソン比 : } \nu = 0.3$$

(b) 長円形IHX

本プラントは3ループとしているが、この検討の際、IHX 1台あたりの熱交換能力を増しても原子炉容器径を大きくしない工夫としてIHX胴断面形状を長径4050mm、短径3200mmの長円形とした。なお、同じ熱交換能力で円筒胴のする場合のIHXの胴径は3700mmとなるが、このサイズでは炉容器径を大きくせざるを得ない。

IHXの長径・短径の最適値を決めるに当たっては、長径と短径をパラメータとしたパラメータサーベイを実施した。検討結果を表4.1.2-18および図4.1.9-12に示す。なお、1次系と2次系の差圧を0.3MPaとして平板部に生じる最大応力が許容値となる板厚を概算したが、許容応力は1次の曲げ応力に対応するものとして、自重分を含めた余裕を考慮して1.5倍の設計応力強さ(S_u)の80%と仮定した。

長円胴の必要肉厚は、短径3200mmの場合、高強度12Cr系鋼を適用することで30mm程度にすることができ、設計肉厚として40mmと暫定する。なお、ナトリウム-水反応事故時の発生圧力への耐性については、安全系計装とするSG音響計の信頼性向上によりDBL 1本と仮定出来るならば、発生圧力自体を小さく抑えることが可能であると考え、その時々の評価値に応じ肉厚増加、構造最適化で対応がつくものと判断する。また、実証炉設計研究においてもIHX胴の肉厚は40mmとなっているが、本プラントで採用する12Cr系鋼は、実証炉設計のIHX材料である316FR鋼と比べて線膨張係数が小さく（6割程度）、熱伝導率が優れている（約1.5倍）ため、熱応力は小さい傾向にあると判断する。

(c) 空気冷却器

PRACSの空気冷却器の主要目を表4.1.2-19に、ヘリカルコイル型空気冷却器構造を図4.1.2-27に示す。なお、同空気冷却器の仕様は以下の3項目の方針で設定した。

- ・ フィンなしのヘリカルコイル伝熱管を採用し、構造不連続性を避け、単純なバウンダリ構造とする。
- ・ 材質は高温高強度に優れる12Cr系鋼とする。
- ・ 自然循環除熱への要求が厳しくないので、強制循環時の空気流速を引き上げ、必要除熱量を確保する。

5) 12Cr系鋼採用による機器コンパクト化の検討

12Cr系鋼は600°Cの高温環境下でも十分な強度を有することから、現在のところ超臨界圧火力プラント設備への適用を目指して、その開発が進められている高クロム鋼である。この12Cr系鋼を本プラントに適用可能であるならば、各部材を薄肉化することによる物量低減、各機器の軽量化、および伝熱性能の向上を図ることができる。この高強度12Cr系鋼を本プラントへ適用するためには、高温構造設計および評価に用いるためのデータベース等が必要であるものの、火力発電における研究開発成果および実績を流用することで、効率的な開発が期待できる。

本項では、12Cr系鋼の開発状況、および本プラントへの適用範囲と機器コンパクト化の効果についての検討結果について述べるが、検討結果の概略は以下の①～③のとおりである。

① 12Cr系鋼の開発状況

高強度12Cr系鋼は、Mod. 9Cr-1Mo鋼よりも高温強度に優れた特性を有し、既に実用化されているものもあるが、さらに高温強度特性に優れた材料の開発が進められている。

② 12Cr系鋼の適用範囲

本プラントへ適用した場合の効果が大きいと判断されるSG、2次冷却系主配管、IHX、PRACSの熱交換器、および空気冷却器等に適用させると物量削減、軽量化、伝熱性能向上等の効果が期待できる。

③ 機器コンパクト化効果

機器コンパクト化に対する12Cr系鋼適用の効果は、火力発電で既に使用実績のあるHCM12A (12Cr-2W-MoCo) 鋼を例に考えるならば、1次系設備で1割近く、2次系設備で2割近い物量の削減が期待できる。

(i) 12Cr系鋼の適用範囲

高強度の12Cr系鋼の開発が進行中である現在、候補材を絞ることは難しいが、多くの鋼種があり、FBRの実用化時期において本プラントへの適用は十分に可能と考える。本プラントに適用する際には、適用の効果が大きいと判断されるSG、2次系主配管、IHX、およびPRACS（熱交換器、空気冷却器、および2次系配管）に適用するのが好ましいと考える。各系統設備毎の適用範囲

の案を表4.1.2-20に示す。

(ii) 経済性効果

表4.1.2-21にMod. 9Cr-1Mo鋼、316FR鋼、および12Cr系鋼(HCMA12)の引張り強さ(設計引張り強さ: S_u 、最大許容応力強さ: S_0)の比較を示す。火力発電において使用実績のあるHCMA12をFBRに適用すると仮定した場合、通常1次系で用いられる316FR鋼、2次系で用いられるMod. 9Cr-1Mo鋼との強度の比較から、1次系で適用させる機器において約1割(316FR鋼に対して約1.1倍の強度)、2次系で適用させる設備において約2割(Mod. 9Cr-1Mo鋼に対して約1.2倍の強度)の物量削減が可能と考える。特に、熱交換器の伝熱管に適用するした場合、薄肉化による伝熱性能向上、およびIHXにおいては316FR鋼よりも伝熱性能が良くなることによる性能向上により伝熱面積の削減とそれに伴う物量の削減が可能になると考える。

表4.1.2-22にMod. 9Cr-1Mo鋼、316FR鋼、および12Cr系鋼(HCMA12)のコストの相対比較推定値を示す。12Cr系鋼(HCMA12)のコストは、Mod. 9Cr-1Mo鋼よりも若干高価になるものの、316FR鋼よりは3割程度安価になると推定する。2次系については薄肉化・物量低減効果との相殺でも材料費自体の圧縮は難しいものの、機器の軽量化によるコスト低減に対しての効果は期待できる方向にあると考える。また、1次系については物量の削減と合せて材料費自体の圧縮も316FR鋼との単純比較で判断できる。ただし、製作コストに関しては溶接時熱処理を加味する必要があることから、今後、製造技術の高度化(低成本化)を図る方策を検討し、より12Cr系適用のメリットを活かすことが重要である。

6) 2次系配管設計

本プラントの2次系配管は、熱膨張変位を逆U字型管で吸収する概念を採用しているが、この概念の成立性に関して「はり理論」に基づいて行った検討内容を以下に述べる。

(i) 2次系配管の構造

2次系配管の構造を図4.1.2-28に示す。IHXとSGを接続する2次系配管は、トップエントリ方式をとり、外径1067mm(42B)のホットレグ配管(H/L配管)およびコールドレグ配管(C/L配管)で構成する。IHX上部に接続する部分は、検討段階に於いては2種類の構造を候補とした。2種類の構造は、図4.1.2-28に示したとおり、熱膨張を緩和するためH/L配管とC/L配管を分割設置する構造、および配管配置をコンパクトにする2重管構造である。

(ii) 評価モデル

2次系配管の熱膨張応力に対する構造健全性評価モデルは、分割設置構造については図4.1.2-29に、2重配管構造については図4.1.3-30にそれぞれ示す。

分割設置構造C/L配管の水平部では鉛直部の剛性に応じて熱膨張変位を分配し曲げ応力をはり理論に基づいて算出した。同鉛直部では熱膨張変位差による

たわみ角から曲げ応力を算出した。H/L配管に関しても同様に曲げ応力を算出した。

2重配管構造では、C/L配管は分割設置構造と同様のモデルで曲げ応力を算出したが、H/L配管はIHX側を相対的に剛構造とみなして水平部の熱膨張変位による応力を算出し、さらに熱過渡時の肉厚温度差による熱応力を加えることとした。

許容値は、設計応力強さ S_m の3倍： $3S_m=348\text{MPa}$ とする。なお、2次系配管の材質としては前述の12Cr系鋼を用いることを考えているが、ここではトップエントリ方式の逆U字型管の成立性を概略評価するために、材料基準が整備されている改良9Cr-1Mo鋼のデータを用いることとした。

(iii) 計算結果と2次系配管設計成立の見通し

分割配置構造のC/L配管の水平方向変位、曲げ応力、および熱過渡応力の計算結果を図4.1.2-31に示す。鉛直管IHX側曲げ応力、鉛直管SG側曲げ応力、IHXエルボ側曲げ応力、SGエルボの曲げ応力、それぞれの値に対して50MPa（熱過渡応力分）を加えても許容値（ $3S_m=348\text{MPa}$ ）よりも小さくなる。

分割配置構造のH/L配管の水平方向変位、曲げ応力、および熱過渡応力の計算結果を図4.1.2-32に示す。鉛直管IHX側曲げ応力、分配管曲げ応力、支持管曲げ応力、IHXエルボ曲げ応力、それぞれの値に対して50MPa（熱過渡応力分）を加えても許容値（ $3S_m=348\text{MPa}$ ）よりも小さくなる。

2重配管構造のC/L配管の水平方向変位、曲げ応力、および熱過渡応力を図4.1.2-33に示す。鉛直管IHX側曲げ応力、鉛直管SG側曲げ応力、IHXエルボ曲げ応力、SGエルボ曲げ応力、それぞれの値に対して50MPa（熱過渡応力分）を加えても許容値（ $3S_m=348\text{MPa}$ ）よりも小さくなる。

2重配管構造のH/L配管の水平方向変位、曲げ応力、および熱過渡応力を図4.1.2-34に示す。分配管曲げ応力、支持管曲げ応力、それぞれの値に対して50MPa（熱過渡応力分）を加えても許容値（ $3S_m=348\text{MPa}$ ）よりも小さくなる。

以上、分割配置構造および2重配管構造に関して概略評価した結果、評価材料が改良9Cr-1Mo鋼ではあるが、成立性があることを確認した。

7) 原子炉格納容器の概念

原子炉格納容器の概念を図4.1.2-35に示す。

本プラントはタンク型炉であり、1次系を原子炉容器内に集約させているので、格納容器も単純な容器形状を採用できると考える。実証炉設計まで従来の格納容器は、1次系を収納した建屋の内側に鋼製容器を設置、あるいは鋼製ライナを張った構造であり、その外側にコンファイメントエリアとして鉄筋コンクリートの障壁を設けている。本プラントでは、原子炉容器ガードベッセルと容器上部のドームを格納境界とすることにより、建屋全体としてのコンパクト化が可能となっている。

次に格納容器貫通部としては、ガス系等の配管及び機器搬出入用ハッチを設けるが、前者は隔離弁、後者は二重Oリングにより気密性を確保する。2次主冷却系および崩壊熱除去系2次系の配管に関しては、2次側を1次側より高圧

にし、1次/2次バウンダリが破損しても1次系冷却材が2次系に流出しないようとする。仮に拡散によって2次系に漏れたとしても2次系を内外で閉じた系で構成させるため、環境に放出される放射性物質は十分許容される程度に抑えられると考えられる。このため、隔離弁を設置しないこととする。

8) 1次/2次純化系

1次純化系の系統概念を図4.1.2-36に示す。1次純化系は、実証炉設計研究において開発されている一体型コールドトラップ(C/T)を4基と、C/Tを冷却する窒素ガス系1系統を有する。窒素ガス系は、格納容器外に設置する窒素ガス冷却器、循環プロアで構成し、補機冷却水により冷却する窒素ガスをC/Tへ供給する。

一体型C/Tは、内部にEMP、電磁流量計、エコノマイザ、不純物捕獲メッシュ、および純度監視用プラギング計を一体として組んだものである。C/Tへのナトリウム流入は、原子炉容器下部プレナムからコールドレグのナトリウムを導き、EMPで汲み上げた後エコノマイザで降温し、窒素ガスで冷却後に捕獲メッシュ部に導いて不純物を捕獲する。純化したナトリウムはその後、再びエコノマイザで昇温し、原子炉容器下部プレナムに戻す。

2次純化系の系統概念を図4.1.2-37に示す。2次純化系は、1次系と同様の一体型C/T(2基/系統)とC/Tを冷却する空気冷却系で構成する。冷却空気を冷却プロアを用いてC/Tへ送り、C/Tを冷却した空気は大気中へ放出する。

9) 燃料取扱・貯蔵設備

経済性追求のため、本プラントにおいては炉外燃料貯蔵槽(EVST)を削除することを検討した。

中間貯蔵機能をもつEVSTを削除することにより、燃料交換工程にインパクトが出てくることも考えられるため、モデルケースによる燃料交換手順と交換工程を検討し、工程成立のための条件を摘出した。工程成立のためには、個々のプロセスの時間短縮とともに、各燃料移送機器をお互いに拘束させずに独立で移送作業に使えるような構造、配置の工夫が必要となった。

(i) 燃料取扱の基本概念と必要設備の摘出・整理

燃料取扱の基本フローを図4.1.2-38および図4.1.9-39に示す。燃料取扱は以下の①~④とする。

① 使用済燃料取扱い

使用済燃料は、まず燃料交換機を用いて炉内中継槽へ移送し、そこから裸のまま燃料出入機にて炉外に取り出す。その後、付着ナトリウムを処理するために、ナトリウム安定化槽にて炭酸ガスとの反応を所定時間行うことにより安定化させた後、使用済燃料移送機にて水プールに移送し、サイト外への搬出に備える。

② 炉心廃棄物取扱い

水プール貯蔵を行わない以外は、原則として①と同様とする。

③ 破損燃料取扱い

破損燃料は、出来る限り燃料出入機で冷却可能な状態まで減衰させてから炉外に取り出す。また、炉外において輸送キャスクでの移動可能な崩壊熱量となるまでは、所定の貯蔵槽で減衰待ち貯蔵する。この貯蔵槽として、④で述べる新燃料洗浄槽内に設けた専用貯蔵槽を利用する。その後、必要に応じて燃料検査槽にて検査後、輸送キャスクにて所定の検査施設へ搬出する。

④ 新燃料取扱い

輸送容器にて所内に搬入された新燃料は、まず新燃料移送機を用いて新燃料貯蔵ラックに移送し、貯蔵する。ここで所定の予熱温度に昇温させた燃料を、ナトリウムを貯留した新燃料洗浄槽内で所定時間をかけて表面洗浄し、燃料出入機にて炉内に移送、燃料交換機にて所定の位置に装荷する。

上記①～④の燃料取扱フローに必要となる主要設備として以下のa.～d.が必要となる。

a. 原子炉内設備

- ・燃料交換機 : 炉心 \leftrightarrow 炉内中継槽 の炉心構成要素の移送
- ・炉内中継槽 : 燃料交換機 \leftrightarrow 燃料出入機 の中継

b. 固定設備

- ・ナトリウム安定化槽 : 使用済燃料の付着ナトリウムを炭酸ガスで安定化処理する
- ・使用済燃料貯蔵プール : 使用済燃料のサイト外搬出までの貯蔵
- ・燃料検査槽 : 破損燃料の検査
- ・新燃料貯蔵ラック : 新燃料の貯蔵および予熱
- ・移送キャスク取扱装置 : 移送キャスクの取扱い

c. 燃料移送機器

- ・燃料出入機 : 炉内中継槽 \leftrightarrow 炭酸ガスナトリウム安定化槽
炉内中継槽 \leftrightarrow 新燃料洗浄槽 間の移送
- ・使用済燃料移送機 : ナトリウム安定化槽 → 水プール
水プール → 輸送キャスク取扱装置 間の移送
- ・使用済燃料貯蔵プール内移送機 : 水プール内受入槽 \leftrightarrow 貯蔵ラック間の移送
- ・新燃料移送機 : 輸送キャスク → 新燃料貯蔵ラック
→ 新燃料洗浄槽 間の移送

d. キャスク移送機器

- ・天井クレーン : 輸送キャスクの移送

EVSTを削除することにより、燃料交換工程が長期化しないように、合理的な交換手順及び系統構成とする必要がある。そこで、燃料交換手順・工程のモデルケースを検討した。表4.1.2-23に結果を示すが、燃料交換手順と燃料

交換工程短縮化のための前提条件は以下のイ.～ヘ.となる。

- イ. 燃料集合体（炉心構成要素）の取扱いは1体／回とする。
- ロ. 炉内中継槽はシート方式とする。
- ハ. 使用済燃料の炭酸ガスナトリウム安定化処理時間は60分とする。
- ニ. 新燃料の洗浄処理を60分とする
- ホ. 燃料出入機、使用済燃料移送機、新燃料移送機は、各々独立に使用・移動可能とする。
- ヘ. 各移送機の操作時間として下記時間を目標とする。
 - ・燃料交換機の回転、アーム伸縮時間：各2.5分
 - ・燃料交換機、使用済燃料移送機、新燃料移送機による吊下げ：各5分
 - ・燃料出入機、使用済燃料移送機、新燃料移送機の走行時間：各10分
(含・設置、ドアバルブ開閉、ガス置換)

工程としては、炭酸ガスによるナトリウム安定化反応に要する時間、あるいは新燃料洗浄時間がクリティカルとなる。集合体の取扱いインターバルは約100分で、燃料交換を24時間／日体制で実施するとして、1バッチ分の燃料（約120体）を約8日で交換できる工程となる。なお、1炉心分（約500体）の場合、約30日かかる。

工程の短縮のためには、クリティカルとなるナトリウム安定化処理時間および新燃料洗浄時間をできるだけ短縮化し、これらの作業実施中であっても他の作業が平行して実施できるように燃料出入機、使用済燃料移送機、および新燃料移送機は、各々独立で運転できるように、移送機の構造・配置・動線設計、および受け渡し設備の配置を工夫することが必要条件となる。

(ii) 主要設備の機能と仕様

主要設備に要求される機能を表4.1.2-24にまとめる。

(a) ナトリウム安定化設備（安定化槽および炭酸ガス循環系）

本プラントでは高温Arガス洗浄に代表されるFBRに特有のナトリウム洗浄設備を削除するための代案として、炭酸ガスによるナトリウム安定化処理方法を採用する。炭酸ナトリウムは水との反応において急激な発熱を伴わず、穏やかに水溶液化するため、一旦炭酸化できれば後処理の必要なく、燃料集合体を直接水プールに入れられると考える。

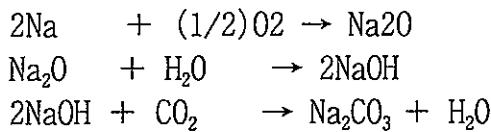
炭酸ガス循環系の基本概念を図4.1.2-40に、ナトリウム安定化槽の基本概念を図4.1.2-41に示す。ナトリウム安定化設備は、安定化槽、炭酸ガス循環系、炭酸ガス供給系、および排ガス系で構成する。

安定化槽は、円筒容器で燃料集合体への適切なガス配分を行うとともに、処理中の雰囲気を分離するために上部にドアバルブを有する。ナトリウム化合物が槽内に残留・蓄積し、安定化槽の使用に支障が出る可能性もあるため、残留物収納用の取外し可能なバケット等を設置し、必要により洗浄あるいは交換しながら処理作業を実施する。

炭酸ガス循環系は、ガス循環プロワ、フィルタ、空気冷却器、空気プロワ等で構成する。炭酸ガスは原則として常温で供給し、燃料集合体を冷却しながら表面の付着ナトリウムと反応させた後、空気冷却器により冷却する。ガス中に浮遊するナトリウムおよびナトリウム化合物は、フィルタにより除去する。

ダクトレス燃料集合体を外部からのガスにて冷却するには、燃料集合体内部にまで冷却ガスが届く仕組みが必要となるため、発熱部周囲にガス供給用の多孔ダクトを設け、冷却ガスを供給する方式とする。崩壊熱除去に係わる設備として、動的機器である循環プロワおよび空気プロワは2基設置することとしておくが、安全上の要求具体化に応じて、より多重化（2系統化、3系統化他）が必要になると考える。

炭酸ガスによるナトリウムの安定化（炭酸ナトリウム化）は、下記の反応による。これらの反応を促進させるためには、酸素および湿分の供給手順、濃度、温度、速度、圧力、等による影響を試験的R & Dにて確認し、最適なガス条件及び構造条件を設定する必要がある。



(b) 使用済燃料貯蔵プール設備

使用済燃料貯蔵プール設備は、基本的には従来設備と同様の構成であり、使用済燃料プール、使用済燃料プール内移送機、プール冷却浄化系で構成する。

使用済燃料貯蔵プールは、貯蔵ラックとライニングで構成し、炭酸ガスにより安定化処理された裸の燃料集合体を貯蔵する。使用済燃料は高発熱（約20kW／体）であるものの、ダクトレス構造でもあることから水プール中での冷却性は確保できると考える。ただし、プール着水時の燃料集合体の温度は高いままなので、水冷により熱衝撃が厳しくなると予想するが、構造健全性に関して更なる評価・検討が必要である。なお、着水時の周囲冷却水の蒸発量が多くなる場合にも、蒸発時間が短時間で収まることから問題は少ないと考えるが、着水時の蒸発挙動については実験的に確認することも必要と考える。

プール内移送機は貯蔵プール上方に設置し、受入槽と貯蔵ラックとの間で燃料集合体を水中に浸したまま移送させる。

プール冷却浄化系は、冷却系、浄化系、補給水系から構成し、貯蔵燃料の崩壊熱を二次冷却水、冷却塔を介して外気に放散するとともに、持ち込まれる不純物をろ過器や脱塩器により除去する。使用済燃料に付着した炭酸ナトリウムは水に溶けやすいことから、プール貯蔵中に全量がプール水に溶け出すと考え、イオン交換樹脂の負荷、イオン交換樹脂の逆洗浄（イオン交換機能の回復処置）頻度等には炭酸ナトリウムの溶解量を考慮した設計が必要となる。

(c) 新燃料洗浄設備

新燃料洗浄設備の系統概要を図4.1.2-42に示す。新燃料洗浄設備は、洗浄槽、ナトリウム循環系、ナトリウム純化系、充填・ドレン系、アルゴンガス系、および廃ガス系などで構成する。さらに洗浄槽内には、破損燃料貯蔵用に貯蔵容器を内蔵させる。

洗浄槽は円筒容器とし、燃料交換時には内部に約300°Cのナトリウムを循環させることにより、受け入れた燃料集合体の表面洗浄を行う。破損燃料は、洗浄槽に内蔵したナトリウム入りの貯蔵容器で貯蔵し、その外面を洗浄槽のナトリウムで冷却することにより、崩壊熱除去を行う。汚染ガスの漏えいを防止するため、同貯蔵容器上部に床ドアバルブを設ける。

ナトリウム循環系は、電磁ポンプ、空気冷却器、空気プロワで構成する。通常の新燃料洗浄の場合は冷却の必要がないので、空気プロワは待機状態としておき、系統内の温度は予熱保持とする。破損燃料貯蔵の場合にのみ洗浄槽を循環させるナトリウムを空気冷却器で冷却することにより崩壊熱を除去する方式とする。

ナトリウム純化系は、洗浄によってナトリウム中に溶出した不純物を除去するために、コールドトラップで構成する。

燃料を取扱わない期間および系統メンテナンス時には、系統内のナトリウムをドレンし、洗浄槽内をアルゴンガス雰囲気に保持する。

(d) 新燃料貯蔵設備

新燃料貯蔵設備を図4.1.2-43に示す。新燃料貯蔵設備は、新燃料貯蔵ラックと、収納された燃料集合体を予熱する予熱設備で構成する。

貯蔵した全燃料集合体を予熱するために、予熱時には貯蔵ラック設置セルをArガス雰囲気で200°C以上に維持させる。このため高温セル内に燃料移送機を設置しなくすむ方法として、回転ラック方式を採用した。1バッチ分（約130体）の燃料集合体貯蔵用に、約170体の収納管をもつ回転ラックを1基（1炉心分の場合は3基）設置することとし、ツインプラントでは燃交時期をずらすことにより1基を共用する。

貯蔵セル上部には回転ラックの収納管列の位置に合わせたドアバルブを設置（4台／基）し、回転ラック駆動装置にてラックを回転させることにより、所定のドアバルブ位置からの燃料の出入ができるようとする。

(e) 燃料出入設備・使用済燃料移送設備

燃料出入機の冷却系統の概要を図4.1.2-44に示す。燃料出入設備は、出入機本体（2基）と、冷却系、走行台車で構成する。

燃料出入機は、ツインプラント化に合わせて、対称配置の同一機器を2基有し、互いに独立走行・横行できるようにする。さらに、必要な受渡し設備のレイアウトを工夫することにより、片側で原子炉→炭酸ガスナトリウム安定化槽、または新燃料洗浄槽→原子炉の間で燃料集合体の受渡しを行い、残りの片側で炭酸ガスナトリウム安定化槽→使用済燃料貯蔵プールの受渡しを行えるようにする。また、もう一方の原子炉の燃料交換時には、

上記役割を逆転させることで、同様の操作が行えるようにする（燃料出入機A、およびBにて燃料出入機と使用済燃料移送機の機能を兼用させることとする）。

燃料出入機冷却系は、出入機内に収納した使用済燃料集合体の崩壊熱を除去するため、Arガスを燃料出入機本体内に供給、排気するものであり、冷却系プロワ、空気冷却器、空気プロワ、加熱器、ミストトラップ等で構成する。ダクトレス燃料集合体発熱部の冷却のため、ナトリウム安定化槽と同様に発熱部周囲にガス供給用の多孔ダクトを設け、加圧した冷却ガスを供給させる。崩壊熱除去に係わる設備として、動的機器である循環プロワおよび空気プロワは2基設置することとしておくが、安全上の要求具体化に応じて、より多重化（2系統化、3系統化他）を考えることとする。

燃料出入機の走行台車は、各々の出入機本体、冷却系を搭載して、オペフロ上の床設備間を走行・横行し、床設備に位置決めするものである。

(f) 新燃料移送機

新燃料移送機は、新燃料貯蔵ラックから受取った新燃料集合体を、新燃料洗浄槽に移送するもので、移送機本体および走行台車で構成する。

移送機は、予め予熱された燃料集合体を予熱保持できるように、保温設備を有するが、予熱設備は設けない。

(iii) 使用済燃料取扱中の異常対応

通常取扱時では、各冷却設備の冷却機能が正常に働くことにより使用済燃料被覆管の表面温度を500°C以下に維持できることを簡易評価から求めたが、移送中の異常発生時においても燃料過熱を防止するためには以下の①および②の考え方で対応する。

①冷却設備の異常

故障に備え、動的機器であるポンプ、プロワ等は多重性を持たせた構成とする。電源構成は未検討であるが、外電喪失時でも冷却機能が確保できるような電源、機器、系統の構成とする。

②移送機器の異常

燃料出入機において燃料集合体の吊上げ・吊下ろし中の駆動機構（例：グリッパ巻上げモータ）の故障に備えるために、駆動装置・電源を多重化して移送機能を確保する。もしくは、吊上げ・吊下ろし経路に固定式の非常用冷却設備を設け、冷却機能を確保する。

10) 安全設計

(i) 基本方針

FBRの実用化にあたっては、高い経済性が求められている一方で、運転実績が僅少であること、開発中のプラントであるとの認識から高い安全性および信頼性が求められている。このような状況を鑑み、安全設計の考え方として、経済性とのバランスのとれた設計し、かつFBRの特徴を活かした安全対策を考

慮するものとして、以下の①～④の4項目を本プラントの安全設計の基本方針とした。

- ① 安全性を確保しつつ、サポート系も含めた安全系の極限化を図る。
- ② 常用系と安全系を完全に分離し、安全系の範囲をコンパクト化することにより、物量削減に資する。
- ③ 受動安全性を活用し、より安心感の持てるシステムと簡素化を目指す。
- ④ ナトリウム漏えい燃焼、ナトリウム-水反応等の化学反応の影響を限定化させ、信頼性の高いプラントとする。

これらの基本方針を具体化するために要求される各機能を以下に述べる。

(a) 原子炉停止機能

独立2系統の原子炉停止系の他に+ α の受動安全システムとしてSASSを設置する。更なる安全性向上策として、受動安全機能を期待するナトリウムプレナム付炉心を採用し、炉内GEMも設置（浮上吸収体付排出チャンネル設置）する。

(b) 崩壊熱除去系

崩壊熱除去機能を2次主冷却系に期待せず、崩壊熱除去系および1次系のみで安全機能が確保される設計とすることにより、2次主冷却系を完全に非安全系とする。

このため、自然循環能力の高いPRACSシステムを採用し、ベーン・ダンパ設備の共通要因故障対策等により崩壊熱除去系の信頼性向上を図る。

(c) 格納施設

炉心損傷後の即発臨界の防止、再臨界の回避を目指すことにより格納容器、コンファインメントの非耐圧化、コンパクト化を図る。続けて、原子炉建屋のコンパクト化、並びに空調関連システム等のサポート系の簡素化を図る。

また、非機構論的（アприオリ）な立地評価のソースターム設定を再検討し、原子炉冷却材バウンダリおよびカバーガスバウンダリの周囲に格納容器を設ける。さらに、格納容器の配管貫通部にはコンファインメントを設置し、非常用ガス処理系（よう素フィルタ等含む）を設置する。

なお、タンク型炉の採用により、格納容器バウンダリを原子炉廻りに限定できることから、ガードベッセル+上部ドーム方式格納容器を採用する。

(d) ナトリウム発熱反応への対策

ナトリウム使用の弱点を克服するため、徹底したナトリウム漏えい燃焼対策を施すとともに、合わせて燃焼生成物の拡散を抑制し、長期運転停止の回避を目指す。このため、ナトリウムバウンダリを限定・集中化させ、且つ万一本体が漏えいした場合でも拡大せず、火災に至らない設計

を目指す。前者に関してはタンク型炉の長所を生かし、後者に関してはエンクロージャ構造を採用する。

SGにおけるナトリウム-水反応の発生防止と影響を緩和させるため、水リードの早期検知と水・蒸気系の早期ブローを強化（音響計を安全保護系並に、水・蒸気系のブロー時間を30秒に）する。この方策により伝熱管の破損伝播を局限化し、設計基準事故としては1本完全破断相当のみに止められるようにし、ナトリウム-水反応収納設備およびIHX等バウンダリの設備簡素化を狙う。

(e) 急激なエネルギー放出原因の回避（再臨界回避）のシナリオと検討方針

起因過程となる冷却材ボイド化による即発臨界の防止を目指す。このため、炉心高さを抑制し実効ボイド反応度を低減させる。具体的には軸方向プランケットを削除し、プレナム部を大きくすることにより上部ナトリウムプレナム層を設けて実効ボイド反応度を低減させる。

遷移過程となる溶融燃料集中による再臨界の回避を目指すために以下の4項目を採用する。

- ① 臨界性の低い（Pu富化度の低い）燃料を採用し、最小臨界質量を大きくする（約2.5ton）。
- ② 軸方向プランケットの削除により閉じた大規模溶融燃料プールの形成を抑制する。
- ③ 制御棒案内管と溶融燃料排出チャンネルを設けることによって溶融燃料の下部方向への排出を促進させ、溶融部分の拡大を抑制する。
- ④ 再臨界防止機構として、炉心下部プレナム部にタングステン（W）等の高融点・高比重材料を敷き詰め、下部に落下・排出された溶融燃料と混合させることで臨界質量となることを抑制する。

(iv) 代表事象に対する見通し

本プラントにおける炉心損傷防止対策の妥当性確認の観点から、代表事象として流量減少時反応度抑制機能喪失（ULOF）事象を想定した場合に、本炉心で採用するGEMおよびナトリウムプレナムの炉心安全性向上の効果・有効性を確認するため、GEM反応度やナトリウムプレナム反応度等をパラメータとした解析を実施し、安全性の見通しについて検討を行った。

解析の結果、炉内GEM（溶融燃料排出チャンネルを兼ねる）およびナトリウムプレナムを設置することにより、大規模な冷却材沸騰を防止し、炉心安全性の向上に有効性があることが確認できた。さらに、炉外GEMの追加、炉内GEMに変わる浮上吸収体の設置により、冷却材沸騰を防止できることから、炉心安全性をさらに向上させる可能を見いだした。以下に検討内容を述べる。

(a) 解析条件

評価事象であるULOF事象の解析条件を以下のように設定した。

- ① 想定事象：外部電源喪失+主炉系及び後備系の制御棒挿入失敗
- ② 流量半減時間：10秒

原型炉では約2.8秒、実証炉設計研究では約6.5秒である。流量半減時間を長くすると安全裕度は増加するが、炉停止時のコールドショックに対する構造健全性が厳しくなる。本プラントでは、原型炉および実証炉設計研究から外挿して10秒程度は成立するものと推定される。なお、感度解析として流量半減時間を実証炉と同様の6.5秒とした場合の影響についても検討した。

- ③ ポニーモータ流量：15%回転数

原型炉では8%、実証炉設計研究においては15%である。ポニーモータ流量を大きくすると安全裕度は増加するが、炉停止時のコールドショックに対する構造健全性が厳しくなる。本プラントでも実証炉設計と同様に15%回転数とした。

- ④ 各種フィードバック反応度：ノミナル値

原型炉および実証炉設計研究と同様とした。原型炉および実証炉設計研究における安全評価では誤差を考慮した保守的な値を使用するが、炉心損傷、ATWS等の耐性確認ではノミナル値を用いて評価している。)

- ⑤ 評価対象：ノミナルホット集合体の冷却材温度

原型炉および実証炉設計研究と同様。原型炉および実証炉設計研究における安全評価では誤差を考慮した仮想的なホットテストピンを想定し炉心燃料の健全性を評価しているが、炉心損傷、ATWS等の耐性確認では実際に存在するピンで評価を行っている。

- ⑥ 制限値：ノミナルホット集合体の冷却材沸騰防止

実証炉設計研究と同様。集合体規模の冷却材沸騰が開始すると、正のボイド反応度の挿入、炉心燃料の破損等が否定できないため、実証炉設計研究では集合体規模の冷却材沸騰防止をクライテリアとしている。

解析は以下の10ケースを実施した。

- ケース1：炉内GEM反応度あり、ナトリウムプレナム反応度あり
- ケース2：炉内GEM反応度あり、ナトリウムプレナム反応度なし
- ケース3：炉内GEM反応度なし、ナトリウムプレナム反応度あり
- ケース4：炉内GEM反応度なし、ナトリウムプレナム反応度なし
- ケースa：ケース1に対して炉外GEMを設置したケース
- ケースb：ケース1に対して炉内GEMを浮上吸收体とした場合
- ケースc：ケース1に対して炉心上部にある構造を廃し、上部ナトリウムプレナム反応度の増加を見込めるとしたケース
- ケースX1：ケース1に対して流量半減時間を6.5秒としたケース
- ケースX2：ケースaに対して流量半減時間を6.5秒としたケース
- ケースX3：ケースbに対して流量半減時間を6.5秒としたケース

(b) 解析結果

(7) 標準ケースの解析結果

解析ケース1（炉内GEM反応度あり、ナトリウムプレナム反応度あり）の結果を図4.1.2-45、図4.1.2-46、および図4.1.2-47に示す。外部電源喪失による1次冷却系および炉心の冷却材流量減少に伴い、冷却材流量のおよそ2乗に比例して炉心の圧力損失が低下し、炉心入口高圧プレナムの圧力が低下する。このため、GEM集合体内のガスが膨張し、GEM集合体内ナトリウム液位が低下して漏えいする中性子量が増加することにより負のGEM反応度が挿入される。このGEM反応度および炉心径方向膨張（パッド膨張）反応度により、合計反応度は負の値を維持する。

合計反応度が負になるため炉心出力は低下するが、炉心流量の低下はさらに早く、炉心出力の低下が炉心流量の低下に追従しきれずに、炉心の出力流量比は上昇する。その後、1次系循環ポンプがボニーモータに引き継がれると、炉心流量は定格流量比15%で一定となる。これ以降も炉心出力は低下するため、炉心の出力流量比は最大の約314%のピークを迎える。

ノミナルホットピンの冷却材温度および被覆管温度は、この炉心の出力流量比に燃料ピンの温度応答遅れを有する形で応答する。結果的に冷却材最高温度は、評価目安温度の冷却材沸騰温度960°Cを超える。燃料ペレット最高温度は、冷却材最高温度と炉心出力に対応する形で応答するため、炉心出力が低下するULOF事象では初期温度を大きく越えることはなく約1943°Cまでの温度上昇にとどまり、燃料溶融目安温度である2750°Cに達することはない。一方、ノミナルホット集合体の冷却材最高温度は、評価目安温度の冷却材沸騰温度960°C以下に収まる。燃料ペレット最高温度も初期温度を大きく越えることはなく約1724°Cまでの温度上昇にとどまり、燃料溶融目安温度である2750°Cに達することはない。

以上の解析結果より、本プラントにおいてULOF事象を想定した場合でも、大規模な冷却材の沸騰は防止され、燃料の溶融も防止されることから、大規模な炉心損傷まで進展することはないと考えられる。また、実際にはSASSを後備炉停止系に設置することにより、冷却材温度上昇に伴う受動的な制御棒挿入があり、局部的（ノミナルホットピン）な沸騰も回避して炉停止する事が出来ると考えられる。炉内GEMおよびナトリウムプレナムにより、SASSの切り離しに必要とされるのに十分な時間的余裕が確保されるため、SASSによる炉停止の信頼性向上が期待できる。

(1) 炉内GEM反応度およびナトリウムプレナムの効果

炉内GEM反応度およびナトリウムプレナムの効果がULOFに与える影響を調べる目的で、それぞれの反応度の有無をパラメータとした感度解析（ケース1～4の比較）を実施した。結果を表4.1.2-25および図4.1.2-48に示す。

炉内GEM反応度がULOF時の冷却材温度に与える効果は、ケース1とケース3、ケース2とケース4、それぞれのノミナルホットピンの冷却材最高

温度を比較することにより把握できる。ケース1とケース3の冷却材最高温度の差は約280°C、ケース2とケース4の冷却材最高温度の差は約347°Cであることから、本プラントにおいて炉内GEM反応度がULOF時の冷却材最高温度に与える影響は約300°C程度と判断する。なお、本プラントでは炉心第3領域の外に配置している漏えい防止機構付き遮蔽体に、炉外GEMを設置することも可能であり、また、炉内GEMを浮上吸収体とする方策も検討しており、更なる安全性の向上を目指せる。

ナトリウムプレナムの冷却材反応度がULOF時の冷却材温度に与える効果は、ケース1とケース2、ケース3とケース4のノミナルホットピンの冷却材最高温度を比較することにより把握できる。ケース1とケース2の冷却材最高温度の差は約60°C、ケース3とケース4の冷却材最高温度の差は約126°Cであることから、本プラントにおいてナトリウムプレナムの冷却材反応度がULOF時の冷却材最高温度に与える影響は100°C程度と判断される。本結果より、本プラントでナトリウムプレナムを設置したことにより炉心の安全性が向上されていることが確認できた。なお、ナトリウムプレナムを設置することにより、局所的な（ノミナルホットピン）冷却材沸騰開始時間をそれぞれ約7.1秒、約3.4秒遅らせることが可能となる。

(ウ) 安全性向上に関する検討

本プラントでは、前述したように炉心第3領域の外に配置されている漏えい防止機構付き遮蔽体に炉外GEMを設置することも可能である。炉外GEMの反応度は約1\$程度とし、炉内GEM（兼燃料排出チャンネル）と併せて、約1.7\$の固有の反応度を確保することが出来るようになる。また、炉内GEMを浮上吸収体とした場合、1集合体当たり約5の反応度が期待できるので合計22体で約1.1\$の固有の反応度を確保することが出来るようになる。GEM反応度の増加効果がULOF時の挙動に対する感度解析結果を図4.1.2-49に示す。ケース1（標準ケース）に対し、炉外GEMを追加した場合（ケースa）はノミナルホットピンの冷却材最高温度が約330°C、炉内GEMを浮上吸収体とした場合（ケースb）は約125°C低減することが可能となり、いずれも冷却材沸騰を回避できることを確認した。

本プラントの炉心では、炉心上端と上部ナトリウムプレナムの間に150mmのステンレスワール部および端栓構造を設けている。ここで、ステンレスワール部を無くした場合、炉心と上部ナトリウムプレナムの相対距離が短くなり、ナトリウムプレナムの冷却材反応度を大きくすることが可能となる。上部ナトリウムプレナム反応度増加効果のULOF時の挙動に対する感度解析結果を図4.1.2-50に示す。ケース1（標準ケース）に対し、ステンレスワール部を廃して上部ナトリウムプレナムの反応度を現状設計の約1.51倍にすること（ケースc）により、ノミナルホットピンの冷却材最高温度を約25°C低下させることが可能となる。

(イ) 炉心流量半減時間に関する検討

本プラントでは、炉心流量半減時間として10秒を想定したが、熱過渡等との関連で、流量半減時間を実証炉と同じ6.5秒とした検討も実施した。

炉心流量半減時間を6.5秒としてULOF事象を想定した場合の挙動を図4.1.2-51に示す。それぞれ炉内GEMのみに期待した場合（ケースX1とケース1の比較）、炉内GEMに加えて炉外GEMを設置した場合（ケースX2とケースaの比較）、炉内GEMを浮上吸収体とした場合（ケースX3とケースbの比較）についての解析結果である。

炉心流量半減時間を6.5秒としただけ（ケースX1）でも、ノミナルホット集合体の冷却材最高温度は約932℃まで上昇するが、冷却材の沸騰は回避できている。また、ケースX1に対して炉外GEMを追加した場合（ケースX2）は約300℃、炉内GEMを浮上吸収体とした場合（ケースX3）は約120℃ノミナルホットピンの最高温度を低減することが可能となり、いずれも冷却材沸騰を回避できることを確認した。これらの傾向は炉心流量半減時間を10秒とした場合（ケース1、ケースa、およびケースb）と同様である。

(c) 代表事象に対する成立性見通し

本プラントは炉内GEM（兼溶融燃料排出チャンネル）およびナトリウムプレナムを設置するため、代表事象としてULOF事象を想定しても大規模な冷却材沸騰を起こし難いこと、および、これら受動安全設備を設置することが炉心安全性向上に有効であることを確認した。さらに、炉外GEMの追加と炉内GEMに代わる浮上吸収体の設置により、局部的な冷却材沸騰も防止できる可能性が高いことから、炉心安全性のさらなる向上を目指せることが可能であると考える。

また、炉心流量の半減時間を実証炉設計研究の場合と同じ6.5秒としても、炉心燃料の各部の最高温度はわずかに大きくなるが、上記の結論は変わらない。

実証炉の炉心損傷評価の知見から、GEMを考慮したケースでは全炉心の冷却材ボイド化が緩慢に進むため、即発臨界を超過せず起因過程のシナリオは遷移過程へ移行する結果が得られている。本プラントにおいても、炉内GEMやナトリウムプレナムを設置することにより、冷却材沸騰開始までの時間を遅延することが可能となり、ナトリウムプレナムの負のボイド反応度効果も期待され、冷却材のボイド化が緩慢に進むことが期待されることから、起因過程において即発臨界超過に至ることなしに遷移過程に移行できるものと考えられる。

(iii) 急激なエネルギー放出原因の回避（再臨界回避）のシナリオについて

起因過程と遷移過程における k_{∞} 一定炉心の安全上の特徴、メリット、デメリット、期待される効果及び課題等について整理し、CDAに関する安全シナリオを検討した。

まず、起因過程では、冷却材の急激なボイド化による即発臨界超過の可能

性を排除する必要がある。本プラントでは、炉心高さが高くボイド反応度が大きくなることを考慮して、炉内GEMおよびナトリウムプレナム層による受動的な安全機能を付加するとともに、設計上の特徴を活用することによって、起因過程での即発臨界超過を回避する。

次に、遷移過程では、実用化に向けてより分かりやすい安全論理を構築して社会的受容性を高める観点から、これまでの「第1レベルでの再臨界回避」および「第2レベルでの再臨界回避」に対して、新たな「第3レベルでの再臨界回避」を導入した。これは、大規模プールが形成されるポテンシャルが考えられる炉心下部ガスプレナム部に、大規模プールが形成された場合にも再臨界に至らない“再臨界防止構造（炉心下部ガスプレナムを活用してタンクステンなどの高融点、高比重の物質を配置）”を設置する概念である。既往研究の知見を基に本プラントのCDA時の起因過程および遷移過程の事象推移についても検討したが、SAS-4Aコード等による沸騰挙動の評価等が今後も必要ではあるが、起因過程において即発臨界超過に至ることなく遷移過程に移行することが期待できるとの結果を得た。遷移過程においては、炉心下部に上述の“再臨界防止構造”的設置により、再臨界を回避できる可能性があることを見出した。

(a) k_{∞} 一定炉心の特徴とCDAに関する安全シナリオ

ここで k_{∞} 一定炉心の特徴を述べるため、従来のFBR炉心と k_{∞} 一定炉心の主要な仕様および特徴の比較を表4.1.2-26に示す。安全上は、炉心高さが高く、ボイド反応度が大きくなることから、その影響を緩和するためGEM（炉内）の設置、ナトリウムプレナム層を大きくする等の対策を施している。ダクト（ラッパ管削除）がないことから、CDA挙動が複雑化する（大規模プールが形成されやすい）というデメリットに対しては、炉心下部ガスプレナムを活用した大規模プール時再臨界防止構造を設置するとともに、溶融燃料排出チャンネルを設置して、再臨界防止能力を高めた設計を採用している。燃料富化度が小さく再臨界性が低い設計であること、軸ブランケットがないため、溶融燃料の移動による負の反応度効果が大きく期待されるという特徴を有している。

起因過程では、冷却材の急激なボイド化による即発臨界超過の可能性を回避する必要がある。本プラントでは、下記の受動的な安全機能を付加するとともに、設計上の特徴を活用することによって、起因過程での即発臨界超過を回避する。

① 受動的な安全機能

炉内GEMの反応度により事象の進展（沸騰による反応度挿入率）を緩和。ナトリウムプレナム層による実効的ボイド反応度を低減。

② 設計上の特徴の考慮

上下軸方向ブランケットの削除により溶融燃料が炉心部から体系外（上下）に容易に移動させる。ダクトレス炉心の冷却材混合効果（流量再配分効果により温度を平坦化して冷却材沸騰挙動を緩和）

を利用する。

これまで再臨界回避の考え方として第1レベルでの再臨界回避と第2レベルでの再臨界回避がある。

第1レベルでの再臨界回避の考え方は、損傷領域の拡大を集合体内に止めた上で集合体内部に設置した排出経路を通して溶融した燃料を炉外に排出する考え方であり、大きな反応度挿入に至る可能性のある溶融燃料の径方向運動を考慮する必要がなくなる。

第2レベルでの再臨界回避の考え方は、燃料の有効な排出経路を炉心内部に設置する一方で、損傷領域の径方向への拡大を許容する考え方であり、この場合は、排出経路を通した燃料流出と同時に損傷領域の拡大と燃料の径方向運動が開始されるため、実験的な知見のみによって直接的に再臨界回避の成立性を示すことが難しくなり、燃料流出機構に関する実験的な知見を反映しつつ、SIMMER-IVコードに代表される多次元の機構論的コードを用いた評価を行うことで示すことが必要となる。

本プラントでは、ダクトレス炉心を採用していることから、おのずと「第1レベルでの再臨界回避の考え方」は困難であり、「第2レベルでの再臨界回避の考え方」によるアプローチが必要となり、解析手法の整備・開発が必要となる。

しかしながら、本プラントの炉心では上下軸プランケットを削除していることから溶融燃料が炉心体系外に流出しやすく、大規模プールが形成されるポテンシャルが低いこと、Pu富化度が小さいことなどから詳細評価を実施することにより「第2レベルでの再臨界回避」が達成できる可能性が現実的にはあるが、実用化に向けてより分かりやすい安全論理を構築することにより、社会的受容性を高めたいことから、以下の「第3レベルでの再臨界回避」を目標とする。

第3レベルでの再臨界回避の考え方は、大規模プールが形成されるポテンシャルを有する炉心下部ガスプレナム部に、大規模プールが形成された場合にも再臨界に至らない“再臨界防止構造”を設置する概念である。この概念では、基本的には核計算レベルでの再臨界回避の説明が可能であり、分かりやすい安全論理の構築がしやすい。なお、部分的にはSIMMER-IVコードに代表される多次元の機構論的コードを用いた評価などの補足が必要と考えるが、その要求は第2レベルでの再臨界回避の考え方と比べて軽減されると考える。

以上の検討結果から遷移過程における再臨界回避は、以下の考え方により行う。

- ・ 再臨界防止構造

炉心下部ガスプレナムを活用し、タンゲステン(W)等の高融点、高比重物質を設置し、溶融燃料と混合することにより未臨界状態を維持する。

- ・ 溶融燃料排出チャンネル

長期燃料デブリ冷却のために、溶融燃料を原子炉下部プレナム（炉心支持板）へ排出、クエンチさせる。なお、従来のとおり制御棒案内管からの溶融燃料排出も考慮する。

(b) 起因過程の事象推移

起因過程の事象推移を図4.1.2-52に示す。

実証炉設計研究における起因過程でのGEM無し炉心（保守側ボイド反応度約5.5\$）とGEM炉心（GEM反応度1.05\$）の解析結果では、いずれのケースでも全反応度は1\$以下であり、即発臨界超過に至ることなく遷移過程に移行する結果となっている。

GEM無し炉心では、20秒でボイド化集合体の最初の燃料破損が生じている。燃料溶融で放出されるペレット内残留FPガスによる発生圧力で、溶融燃料は集合体の上下軸方向へ分散し、負の燃料移動反応度を生じている。沸騰が遅れる中・低出力集合体では、流路に冷却材が残っている状態で被覆管がバースト型破損を起こす。このため、溶融燃料と冷却材の相互作用（FCI）が発生し、冷却材が急速にボイド化して炉出力を急上昇させている。全反応度の上昇を抑制しているのは、ドップラ反応度、燃料軸方向膨張反応度および燃料移動（分散）反応度である。正のボイド反応度とこれらの負の反応度の競合が起きているが、燃料移動（分散）反応度で起因過程は終息し、遷移過程へ移行する。

GEM有り炉心では、GEM反応度による炉出力低下で沸騰開始が遅れている。GEM反応度の効果で炉出力上昇が緩慢となり、沸騰領域が炉心の径方向へ拡大するため、ボイドワースの高いチャンネルは通常の沸騰となり、FCI発生のポテンシャルを下げている。起因過程末期の炉心冷却材ボイド率は、GEM無し炉心に対してGEM有り炉心では遷移過程移行時の炉心のボイド率が高くなっている。また、事象が緩慢となった影響で燃料移動（分散）反応度は大きくなっている。

本プラントの炉心では、図4.1.2-52に示したように炉内GEM反応度の効果により、ULOF初期は炉出力が低下する。ダクトレス炉心の冷却材混合効果により沸騰の緩慢化が期待される。このように、GEM反応度（～1\$）と冷却材混合効果で沸騰開始までの時間余裕増大することから、冷却材温度の高い炉心出口から沸騰が開始し、炉心部の下方向への沸騰とともに、ナトリウムプレナム（上方向）の沸騰も期待される。このことによって、ナトリウムプレナム沸騰による負の反応度効果（1/3～1/2としても-1～-1.5\$）も期待できる。

GEMおよびナトリウムプレナムの負の反応度によって実効的ボイド反応度は4.5\$～5.5\$の範囲となることが期待でき、この結果、本プラント炉心の起因過程の挙動は、上述の実証炉設計研究のGEM無し炉心とGEM炉心の結果の間にあると推測できる。

(c) 遷移過程の事象推移

遷移過程の事象推移を図4.1.2-53に示す。

遷移過程では、溶融燃料集中による再臨界の回避が安全上の重要課題である。本プラントにおいては、溶融燃料は上部ブランケットがないため容易にナトリウムプレナム部へ流出すると考えられる。ナトリウムプレナムの温度は、炉心損傷時においては沸騰温度程度までの高温に達していると考えられ、現実的なシナリオでは、溶融燃料は遮へい体の隙間を通して原子炉容器上部プレナムへ排出されると考えられるが、保守的なシナリオでは、遮へい体部での構造材への熱伝達により徐々に温度が低下し、やがて閉塞すると想定する。また、炉心下部にもブランケットがないため、溶融燃料は下部ガスプレナム領域の被覆管を溶融させて徐々に高圧プレナム領域まで流下するものと想定されるが、集合体入口近傍では冷却材温度が低いこと、遮へい体の熱容量の影響等で固化することが想定される。したがって、保守的にはこの領域での大規模プールの形成を想定した場合にも、再臨界の回避・抑制が可能な構造とすることが望ましい。具体的には、前述の再臨界防止構造を設置することにより、大規模プールが形成された場合にも、再臨界が回避可能な設計とする。

再臨界防止構造の概念オプションを図4.1.2-54に示す。概念1は全ての炉心燃料の下部にタンゲステン(W)を設置した場合、概念2は70%程度にWを設置した場合の概念である。概念2の場合、Wを設置しない集合体から、溶融燃料が高圧プレナムに排出されることが期待でき、溶融燃料の排出先が高圧プレナムと低圧プレナムに分散されることでPAMRおよびPAHR(炉心物質再配置過程および損傷炉心冷却過程)でも安全性が向上されると考える。また、再臨界防止構造内のWのない集合体内に溶融燃料が潜り込むことで溶融燃料が分散され、再臨界性が低下する観点からも有利と考えられることから、概念2をリファレンスとして選定する。

なお、合せて溶融燃料排出チャンネルから溶融燃料を排出できる設計とすることにより、再臨界回避能力を高める設計とする。溶融燃料排出チャンネル壁の厚さは1mm以下とすることにより、早期に溶融燃料を排出可能な設計とする。

11) 3次元免震構造

本プラントでは建屋3次元免震を有望概念として採用するが、原子炉建屋および主要機器の地震応答解析を実施し、解析結果を原子炉建屋の成立性、免震装置の健全性及び主要機器の成立性の観点から評価した。

(i) 原子炉建屋の地震応答

本プラントは原子炉建屋が凸型をしており、免震装置が2段に設置されているが、まずはフラットな建屋形状で地震応答解析を実施し、3次元免震導入時の原子炉建屋や主要機器の成立性を概略評価した。なお、3次元免震との比較評価のため、水平免震についても地震応答解析を実施した。

(a) 解析条件

対象建屋は、実証炉設計研究で構築した矩形RCCV型原子炉建屋とする。水

平方向の解析モデルを図4.1.2-55に、上下方向を図4.1.2-56に示す。

3次元免震については、免震層の上下固有振動数 $f_v=1\text{Hz}$ 、減衰 $h_v=20\%$ とする。水平免震については、 $f_v=20\text{Hz}$ 、 $h_v=2\%$ とする。免震層の水平方向特性は、初期周期1.0s、免震周期2.0s、降伏せん断力係数0.05、減衰定数2.0%とする。地盤条件については、せん断波速度 $V_s=1500\text{m/s}$ とする。入力地震動はリファレンスS2波（M6.8）とし、水平方向の長周期速度応答0.7m/s、上下方向は0.336m/sとする。入力地震動の水平方向の加速度時刻歴及び加速度応答スペクトルを図4.1.2-57に示す。

(b) 解析結果

原子炉構造据付位置における水平及び回転成分の加速度応答スペクトルを図4.1.2-58および図4.1.2-59に示す。同様に上下方向の加速度応答スペクトルを図4.1.2-60に示す。

原子炉構造の固有振動数は水平が約4.4Hz（固有周期0.23s）、上下が約6.6Hz（固有周期0.15s）となる。図4.1.2-58および図4.1.2-59から、3次元免震における0.23s以下の水平及び回転成分の加速度は、水平免震並みに抑えられていることが分かる。また、図4.1.2-60から、3次元免震における0.15s以下の上下の加速度は、水平免震よりも低く抑えられていることが分かる。これらのことから、3次元免震における加速度は、水平免震並み以下と低く抑えられると判断できる。

また、水平及び上下の応答解析結果から、免震層端部における上下方向最大応答変位は、自重時に比べて十分小さく、免震装置には引張は生じていないことが分かった。

(ii) 主要機器の地震応答

原子炉建屋の応答解析で得られた地震応答を用いて、主要機器の健全性（観点1）、炉心構成要素の浮き上がり（観点2）、および反応度投入（観点3）の観点からその成立性を評価した。主要機器は原子炉構造を検討対象とする。

(a) 解析モデル

原子炉構造の水平動の耐震解析モデルを図4.1.2-61に、上下動の耐震解析モデルを図4.1.2-62に示す。

水平動では、図4.1.2-61に示したように箱形リブ（デッキ）の回転剛性、容器の曲げ・せん断剛性を考慮した。容器、炉内構造物、炉心、および内包するナトリウム冷却材質量を入力条件とした。

上下動では、図4.1.2-62に示したように箱形リブ（デッキ、炉心支持構造）の上下剛性、容器の上下剛性を考慮した。炉心支持構造については、内側リブは両端ピン支持の梁でモデル化し、内胴より外側の部分を箱形リブでモデル化した。

(b) 評価の考え方

主要機器の健全性（観点1）は、主要機器として原子炉容器および炉上部

デッキを対象に構造健全性を評価した。構造健全性は、クリティカルと考えられる座屈に関して簡易的に制限値を降伏応力の2/3と設定した地震時応力を評価した。

炉心構成要素の浮き上がり（観点2）は、上下地震による炉心構成要素の浮き上がりに関するクライテリアを設定し、炉心支持板位置での応答加速度を評価した。なお、実証炉設計研究より、燃料集合体の浮き上がり限界加速度を静的に評価した値である 7m/s^2 を制限値とした。

反応度投入（観点3）は、上下地震時の反応度投入に関するクライテリアを設定し、制御棒と炉心の相対変位を評価した。反応度投入のクライテリアは当然ながら炉心設計に依存するが、ここでは、実証炉の制限値(15mm)を目安とした。

(c) 解析結果

水平方向の原子炉構造固有振動数は約4.4Hz（固有周期0.23s）、上下方向は約6.6Hz（固有周期0.15s）となった。

図4.1.2-61および図4.1.2-62から固有周期0.23s以下の加速度の最大値を求めるとき、水平成分 2.7m/s^2 、回転成分 2.0m/s^2 となり、合計すると 4.7m/s^2 となる。また、図4.1.2-61から固有周期0.15s以下の上下成分加速度の最大値は、 1.4m/s^2 となる。したがって、水平FRS= 4.7m/s^2 、上下FRS= 1.4m/s^2 を用いて、前述の観点1～3の評価を実施した。

原子炉容器、炉上部デッキの応力を図4.1.2-63と図4.1.2-64に示す。いずれも許容値を満足している。また、炉心支持板加速度の評価結果（炉心構成要素の浮き上がり）を図4.1.2-65に、制御棒-炉心の相対変位の評価結果（反応度投入）を図4.1.2-66に示す。いずれも許容値を満足している結果が得られた。

12) 建屋・配置

本プラントの建屋配置を図4.1.2-67～図4.1.2-78に示す。

冷却系を3ループ化し、炉内の機器配置を対称となるよう考慮したため、原子炉建屋のNSSS領域は提案時（4ループ）に比べて若干大きくなるが、ツインプラント化し、燃料取扱設備を両プラント共用化にしたため原子炉建屋全体としての大きさは4ループプラントに比べて若干小さくなっている。1プラント辺りの原子炉建屋及び補助建屋の建屋容積は約145,000m³である。

提案時と同様、免震システムとして建屋全体を3次元積層ゴムで免震するシステムを採用し、免震化範囲を原子炉機器、冷却系機器の耐震重要度の高い機器を搭載した建屋に限定して、免震要素を削減した。これは、実証炉設計研究においては地震時に免震要素の浮き上がり防止をするために、原子炉建屋と補機建屋を統合して建屋安定化を図っていたものが、本プラントにおいては「炉上部ドーム」+「原子炉容器ガードベッセル兼用の格納容器」の採用により、原子炉格納容器空調系を格納容器外へ設置することができ、原子炉機器の低重心化配置が可能となったことによる。

また、擁壁部と下部マットコンクリート部に補助建屋等の設備を設置し、コ

ンクリート物量を削減を図った。

なお、免震建屋に関しては免震装置の設置階層を完全2段化した。補助建屋の免震装置の下部には補強用の壁を設け、耐震強度の確保等の観点からロの字型の配置とし、部屋を原子炉建屋廻りの地下階に集約して、躯体形状を統一形および対称形になるようにした。

(4) 設計要求に対する適合性

2次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の設計要求事項に対する適合性を表4.1.2-27に示す。

(5) 中間評価結果

1) 経済性

2次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の建設費は、大出力化、2次系機器合体、ループ数の削減、および初号機(FORK)からのツインプラント化等のコスト低減方策を組み合わせることにより、目標としている20万円/kWeを達成できる見通しが得られている。経済性に関する主なデータを以下の①～④に、物量の概要を表4.1.2-28に示す。

① 原子炉構造及び冷却系機器の物量

a. 重量：原子炉構造；1600t、1次冷却系；560t、2次冷却系；1500t、
合計；約3660t

b. 原子炉炉容器寸法： $\phi 15.2\text{m} \times H17\text{m}$ ($^{\prime}25\text{mm}$)

c. 2次系容器： $\phi 5.9\text{m} \times H14.85\text{m}$ (蒸気発生器+電磁ポンプの合体)

② 原子炉建屋の容積：約14.8万 m^3 /プラント (補助建物含む)

③ 所内負荷率：約5%

④ 建設工期：50ヶ月(目標)以内 (建屋モジュール工法により2割短縮の可能性あり)

本プラントの上記の合計物量を同出力規模のNa冷却ループ型炉(1次系機器合体・ループ数削減)と比較すると、前者は後者よりも約1000ton重く、原子炉建屋容積もやはり同ループ型炉よりも大きくなることから、今後、更なる物量削減検討を要する。

発電単価の検討は、建設費および燃料費をベースに、軽水炉等の実績を基に想定した運転維持費および廃止措置費を加えて算定された。その結果、前述の建設費の低減、および乾式再処理+振動充填燃料の組合せによるサイクルコスト低減を前提に、5円/kWh程度(耐用年数で減価償却)の目標値に対して実現可能な見通しが得られている。

燃焼度は、18ヶ月×4バッチで130GWd/tまで燃焼できる見通しが得られている。

炉心出口温度については、プラントの熱効率向上の観点から考えた場合は高いほど経済性向上に寄与するものの、実証炉以上に高温化する場合にはバウンダリの構造材、燃料被覆管材料等の新たな開発が必要である。したがって、既存の材料で対応できるように炉心出口温度は550°Cとする。

プラントの稼働率は、前述の運転サイクル18ヶ月（4バッチ）で定期検査間隔を運転サイクルと同じ18ヶ月とする場合は定期検査期間を44日（含燃料交換）で92.6%、同運転サイクルで定期検査間隔を9ヶ月（ただし、サイクル中の1回は燃料交換無しとし、定期検査期間を35日と計画）で87.4%となる。また、長期の運転サイクル36ヶ月（1バッチ）で定期検査間隔を37ヶ月とする場合は定期検査期間を60日（含燃料交換）としてもプラント稼働率は94.9%、同運転サイクルで定期検査間隔を18ヶ月（サイクル中の1回は燃料交換無しとし、定期検査期間を35日と計画）の場合は92.2%、同様に定期検査間隔を12ヶ月（サイクル中の2回は燃料交換無しとし、定期検査期間を35日で計画）の場合は89.6%となる。したがって高燃焼度達成のための運転サイクル（18ヶ月、4バッチ）を設定する場合のプラント稼働率90%達成のためには、連続運転期間を18ヶ月、燃料交換を含めた定期検査期間を44日間で達成できるか否かによる。定期検査期間に関しては実証炉研究フェーズ2において45日にまで短縮化が図られていることから44日達成の見通しはあるものの、連続運転期間の長期化に関してはFBRの運転経験の蓄積等による根拠づくりが必要と思われる。

2) 構造健全性（含耐震性）

原子炉構造については、特に地震荷重とCDA荷重を3次元免震および再臨界回避方策により緩和して設計するとしており、設計要求に対する適合性が満たされている。

冷却系機器の構造成立性に関しては以下のよう見通しが得られており、基本的な構造健全性確保概念が固まっていると考える。

- ① 長円形IHXの胴の必要板厚は、SG伝熱管破損時のNa-水反応による発生圧力等に耐えるよう設定している。
- ② 2次系主配管の熱膨張応力および熱過渡応力に対し、実証炉設計研究で経験のある逆U字管として構造健全性を確保することとしている。

設計基準に関しては基本的には実証炉設計研究において適用したものがベースになっているが、12Cr系鋼を用いるのでそのデータベースを整備していく必要がある。また、3次元免震技術、および原子炉容器肉厚を薄くする（25mm）際の製作性のなど成立性に関しては検討を継続する必要がある。

耐震・免震設計の中の耐震重要度分類については、実証炉の考え方を準じて行う。ただし、2次主冷却系に関しては、実証炉設計研究フェーズ2では自然循環時の除熱機能確保の観点からB(S2)としていたが、本プラントではPRACSの採用に伴いバウンダリ機能が不要となるのでBまたはCとする。耐震・免震設計での国内立地点での平均地震動および岩盤条件としては、実証炉設計研究で設定した地震条件を前提に検討し、3次元免震の採用を前提として成立する見通しを得られている。なお、国内立地点の最大地震動条件は、実証炉条件よりやや大きくなるものの、3次元免震装置が最大地震動条件も考慮して開発されることを前提として3次元免震で減衰された床応答としては優位な差はなく、プラント物量に対しての影響はほとんどない見通しである。

3) 安全性

安全性に関しては、原則として現行軽水炉に適用される基準、指針類、および「もんじゅ」の安全審査で適用された基準、指針類、高速増殖炉の安全基準に関する調査の考え方沿った設計を行っている。

実用化の時代に要求される安全要求への適合性に対しては、以下の方策を取り入れることにより対応しようとしている。

(i) 原子炉停止系

原子炉停止系は独立2系統（主系および後備系）とする他に受動的原子炉停止能力としてSASSおよびGEMを採用する。

(ii) 崩壊熱除去系

崩壊熱除去系として、IHX中に補助冷却系用伝熱管を組み込んだPRACSを採用する。

崩壊熱除去は、原則的には実証炉の設計と同様に水・蒸気系が期待できる場合には水・蒸気系により除熱を行い、水・蒸気系が期待できない場合に補助冷却系（PRACS）による除熱を行う。PRACSは主冷却系ループ数に合わせて3系統構成とし、2次ナトリウム駆動用ポンプおよび空気冷却器送風機による強制循環を行うが、万一全数の非常用ディーゼル発電機が使用できなくなった場合でも、自然循環による長時間の全交流電源喪失時の崩壊熱除去が可能となるよう除熱容量を設定した。すなわち、事象IVにおいて以下の故障を想定したとしても必要除熱量を確保するため、PRACSに要求される除熱条件を検討し、1系統当たりに要求される除熱量を強制循環時35MW、自然循環時13MWと設定した。

- ① PRACSダンパ2系統開失敗：1系統強制循環(1FC)=35MW
- ② 全電源喪失：3系統自然循環(3NC)=36MW

ただし、「外部電源喪失+1ダンパ開失敗」モードにおいては2系統自然循環(2NC)=24MWとなり、除熱喪失事象となるため、当モードの発生確率をDBBE並に低減させる方策を取る必要性があるが、ダンパ駆動系見直しにより信頼性を確保できる可能性がある。

(iii) 急激なエネルギー放出原因の回避（再臨界回避）

「代表的な炉心損傷事象に対しては、急激なエネルギー放出の原因を回避できる設計（再臨界回避）とすること」という設計要求に対しては、以下の方策をとることを検討している。ただし、詳細な解析および実験による検証等のシナリオ確立のための材料が必要である。

- ① 起因過程での即発臨界防止のためにボイド反応度の低減を図る。具体的にはNaプレナム層を設置し、実効的ボイド反応度を低減させる。その結果、炉心単体では平衡末期で $2.6\% \Delta k/kk'$ あったボイド反応度をNaプ

レナムの設置により $1.9\% \Delta k/kk'$ まで低減可能となった。これは、異常時(ULOF等)に炉心温度が高くなり冷却材が沸騰する場合には、炉心上部のNaプレナム部も高温になってボイド化するため、中性子の軸方向上部への漏れが増して、正のボイド反応度が低減することを狙ったものである。ただし、気泡通過事故のように別の原因でボイドが生じた場合には役に立たないことから、別途気泡混入防止のロジックを構築する必要がある。

- ② 炉内GEM(溶融燃料排出チャンネルと併用)を設置することにより、GEM反応度(22体の全GEM合計で約70)が事象の進展(沸騰による反応度挿入)を緩和させる。さらに、炉心安全性向上のために、溶融排出チャンネルの2重管内部に、1次系流量低下時に受動的に炉心に挿入されるような浮上吸収体を設ける機構についても検討を継続している。これは、吸収体1体のB₄C装荷量を通常の制御棒の約1/10の量とした場合に1体あたり0.05\$の負の反応度が見込むもので、合計で約1.1\$ (0.05\$×22体)の負の反応度が挿入できる見通しである。したがって、同機構の場合、中性子漏えい効果を利用する通常のGEMと比べて中性子吸収効果を利用する分、より大きな負の反応度が得られると考える。
- ③ 遷移過程に関しては、本プラントの炉心は従来の炉心概念よりも炉心燃料のPu富化度が低いことから、保守的な(中性子の漏えいが最大になる裸の球形体型を仮定した)拡散計算で求めた最小臨界量は約2.5tonとなる。本炉心は、溶融燃料が局所的に集中した場合に再臨界に至るまでに必要な燃料重量・体積が比較的大きく、従来の炉心概念よりも再臨界への耐性が高いと考えられる。さらに軸方向ブランケットを無くし、CDA時の溶融燃料は下部ガスプレナム部の被覆管を溶融して落下しやすくしており、従来炉心のように下部軸ブランケットに留まることを想定する必要がない。加えて溶融燃料排出チャンネル(炉内GEM併用の2重管構造)を設けることにより溶融燃料が局所集中させない工夫がなされている。
- ④ 炉心下部のガスプレナム部に高融点、高密度の物質(タングステン:W、劣化UO₂、ハフニウム:Hf等の再臨界緩和材)を装荷して溶融炉心の形状を変えることにより再臨界性を緩和できる機構を設置する。これは、CDA時の冷却材および構造材が蒸発した裸の溶融燃料の実効増倍率(k_{eff})が1を越えて再臨界に至るのを防ぐためであり、溶融燃料と緩和材がある程度混合することを前提にしているものの、概算上では高融点金属であるタングステンを厚さ約25cmのを設置しておくことにより、溶融燃料がタングステン部に完全に混入した場合には未臨界になる効果が得られる結果が得られている。ただし、溶融燃料とタングステンの混合メカニズムの検証が必要となる。

(iv) その他

Naバウンダリをガードベッセルおよびエンクロージャ等で格納し、内部を窒素雰囲気とすることから、Na漏えい対策は先行炉並み以上の確保が期待できる。

なお、格納施設としての（ガードベッセル+上部ドーム式格納境界）の設計方針が最終障壁としての格納の考え方には適合するかどうかの検討は継続していくべきと考える。

4) 製作・建設性

冷却系機器には高Cr系の高強度新材料の適用を前提としているが、素材としての製作性、熱処理方法、溶接材料選定等には課題が残っており、検討を継続する。ただし、火力での開発成果・実績を流用すれば効率的な開発が可能と考えられるまた、検査性および据付性に関しても特に困難となるものは無く、現地試験性に關しても特に難しいものはないと考えられる。

5) 運転・保守・補修性

基本的に実証炉設計研究での考え方を踏襲し、軽水炉と同等とすることを目指している。

運転の容易性については、 k_{∞} 一定炉心を採用していることから、炉心燃焼に伴う出力分布変動が小さいので出力運転中の制御棒操作が従来炉に比べて容易になると予想される。

保守・補修に必要なアクセスルート・スペースの確保、漏えい検出性および漏えい位置の同定と補修性などに関して、実証炉設計と同程度と想定されているが、詳細が明確になっていないことから、検討を継続する必要がある。

標準的な定期検査期間は45日以内（プラント稼働率との関係から44日）を目標とし、実証炉設計研究と同様に損傷発生を考慮しておいた方が良い機器（特に電磁ポンプおよびSG）については、補修及び交換の容易な設計とする。損傷発生の可能性の低い機器でも万一の補修を想定するものは、引抜き及び搬出補修が可能な設計としている。ISIは実証炉用のISI指針に基づき実施する方針としている。

(6) 炉型特有の開発課題

実用化のためのR&D課題一覧を表4.1.2-29に示す。

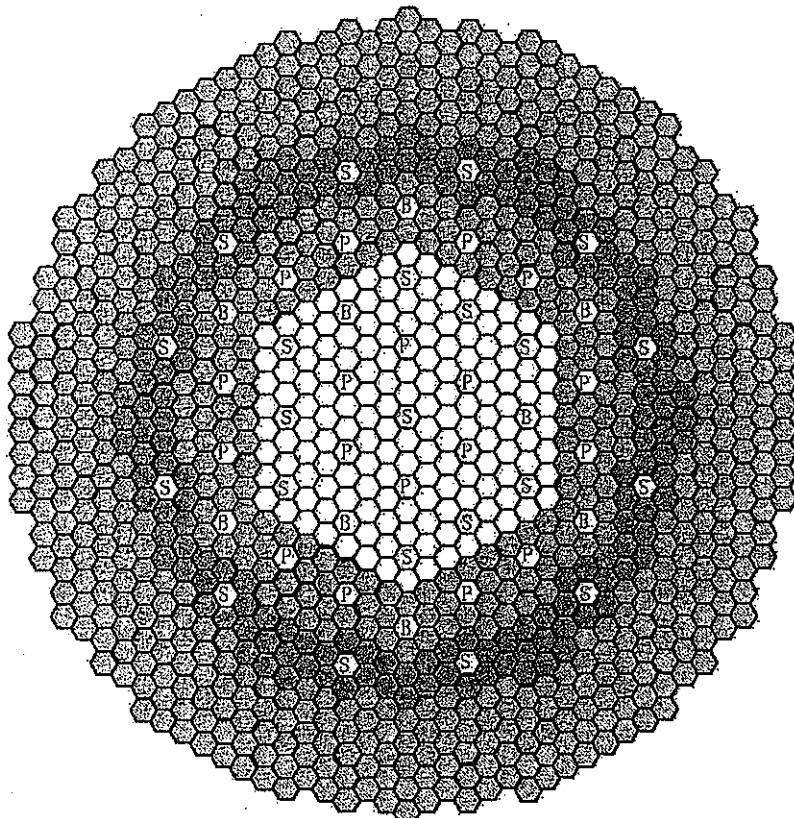
新技術、新概念についての大きな課題としては、ラップ管削除型（ダクトレス）燃料集合体の構造設計、 k_{∞} 一定炉心の熱流力特性評価手法、および再臨界回避シナリオの確立などが挙げられる。

また、概念の成立性を左右する重要な課題としても再臨界回避方策の確立が挙げられ、これに3次元免震要素技術の開発が加わる。

なお、開発の容易性としては、一覧表中の炉心・燃料（安全の再臨界回避方策含む）、および3次元免震装置が比較的大きな開発要素であるものの、技術的な実現性は見込めると考えられる。その他の課題については従来技術の延長線上にあることから、比較的に容易性が高い課題と言える。

表4.1.2-1 2次系機器合体・ループ数削減タンク型炉の基本仕様

No	項目	基本仕様
1	原子炉型式	ナトリウム冷却タンク型炉
2	電気出力（発電端）	1500MWe
3	熱出力	3660MWt
4	ループ数	3ループ
5	1次系Na温度	550°C/395°C
6	2次系Na温度	520°C/335°C
7	1次系流量	$2.24 \times 10^4 \text{t/h}$ /ループ
8	2次系流量	$1.86 \times 10^4 \text{t/h}$ /ループ
9	主蒸気温度/圧力	485°C/15.4MPa
10	給水温度/流量	240°C/ $1.98 \times 10^6 \text{kg/h}$ /基
11	プラント熱効率	41%以上
12	プラント稼動率	90%以上
13	炉心・燃料	均質炉心 (k_{∞} 一定炉心)、混合酸化物燃料 (ダクトレス)
14	遮蔽体外接円径	6100mm
15	燃焼度	130GWD/t (取出平均)
16	増殖比	リファレンス炉心: 約1.06, 増殖炉心: 約1.15
17	原子炉停止系	主炉停止系+後備炉停止系 (制御棒27本)
18	炉心安全性	(1)受動的炉停止方策: SASSおよび炉内GEM設置 (2)再臨界回避方策: Naプレナム付き炉心、炉心下部に再臨界緩和材を装荷、溶融燃料排出チャンネル設置
19	炉心支持方式	下置き方式
20	炉壁保護構造	—
21	炉心上部機構	切込み型UIS
22	1次系配管方式	1次系配管なし
23	中間熱交換器	完全浸漬型管内1次方式
24	1次主循環ポンプ	機械式ポンプ
25	蒸気発生器	一体貫流ヘリカルコイル有液面型
26	2次主循環ポンプ	電磁ポンプ
27	崩壊熱除去方式	PRACS 3系統
28	Na漏えい対策	容器: ガードベッセル、配管: エンクロージャ
29	原子炉格納施設	ガードベッセル+上部ドーム式格納境界
30	プラント運転サイクル	プラント運転サイクル18ヶ月、4バッチ方式
31	①燃料減衰待貯蔵	水プール貯蔵 (IVSおよびEVSTでの減衰なし)
32	②炉内燃料交換	単回転プラグ+切込み型UIS+マニピュレータ式燃料交換機
33	③炉内/外燃料移送	炉内中継槽+台車式燃料出入機
34	免震	3次元免震
35	プラント寿命	40年
36	原子炉建屋	ツインプラント、原子炉建屋容積約14.8万m ³ (補助建物含む)



- | | | | |
|-------------|------|----------------------------------|------|
| ○ 第1領域炉心 | 150体 | ◎ 溶融燃料排出チャンネル
(炉内GBM併用) | 22体 |
| ◎ 第2領域炉心 | 168体 | ◎ 漏えい防止機能付き遮蔽体
(増殖炉心では径2ラグット) | 90体 |
| ◎ 第3領域炉心 | 168体 | ◎ SUS遮蔽体
(増殖炉心では内側1層径2ラグット) | 198体 |
| ① 主炉停止系制御棒 | 18体 | ◎ B4C遮蔽体 | 222体 |
| ② 後備炉停止系制御棒 | 9体 | | |

表 4.1.2-2 炉心の主要目

項目	基準炉心	増殖炉心*
原子炉熱出力 (MW)	3660	3660
運転サイクル長さ (EFPM)	18	18
燃料交換バッチ (core/RB)	4/-	4/4
炉心高さ (cm)	105/110/125	105/110/125
炉心等価直径 (cm)	423	423
軸プランケット厚 (下部) (cm)	-	20/15/0
炉心材料	FMS(ODS)	FMS(ODS)
燃料ピン外径 (mm)	8.2/9.2/12.0	8.2/9.2/12.0
被覆管肉厚 (mm)	0.48/0.54/0.7	0.48/0.54/0.7
ワイヤ径 (mm)	1	1
集合体当たり燃料ピン本数 (本)	-	-
集合体配列ピッチ (mm)	325/265/163 174.0	325/265/163 174.0
Pu 富化度 (内側/外側) (wt%)	14.0	14.0
燃焼反応度損失 (%Δk/kk')	1.4	0.8
最大線出力 (W/cm)	420	420
ピーク高速中性子束 ($\times 10^{15} \text{n}/\text{cm}^2\text{s}$)	3.4	3.4
ピーク高速フルエンス ($\times 10^{23} \text{n}/\text{cm}^2$)	6.0	6.0
炉心取出平均燃焼度 (GWd/t)	130	125
全炉心 Na ボイド反応度 (%Δk/kk')	1.9**	1.9**
増殖比	1.06	1.15

*:径プランケット2層

**:炉心+上部Naプロセス部のボイド反応度(輸送補正後)

表4.1.2-3 基準炉心の炉心および燃料集合体の主要仕様

(a)炉心仕様 (基準炉心)

	単位	数値	備考
電気出力	MWe	1500	
熱出力	MWt	3660	
炉心等価直径	cm	422	
炉心燃料集合体数	—	486	
炉心高さ	cm	105/110/125*	
炉上部Naプレナム高さ	cm	45	
重金属重量	t	62	
連続運転期間	月	18	4バッチ
最大線出力	W/cm	約420	
取出平均燃焼度	GWd/t	130	
燃焼反応度	%Δk/kk'	1.3	
増殖比	—	1.03	
ボイド反応度(平衡末期)**	\$	5.2	炉心+Na ²³ プレナム
炉心圧損	Pa	約 3.2×10 ⁵	

*: 第1領域/第2領域/第3領域

**: 輸送補正後

(b)燃料集合体仕様

	単位	第1領域	第2領域	第3領域
ラッパ管	—	なし	なし	なし
集合体ピッチ	mm	174.0	174.0	174.0
ピン外径	mm	8.17	9.23	12.04
ピン列数	—	11	10	8
ピン本数	本	325	265	163
タイロッド本数	本	6	6	6
ピンピッチ	mm	9.5	10.4	13.2
ピン間ギャップ	mm	1.28	1.20	1.15
最外ピン間ギャップ	mm	2.15	2.18	2.07
実効燃料体積割合	%	42.4	44.1	46.1
熱水力等価直径	mm	4.2	4.1	4.4

表4.1.2-4 基準炉心の燃料組成

元素	同位体	1サイクルあたりの重量(kg)	
		装荷時	取出時
Pu	Pu-238	64	25
	Pu-239	1,193	1,332
	Pu-240	622	660
	Pu-241	218	132
	Pu-242	163	140
U	U-235	40	12
	U-236	0	5.0
	U-238	13,207	11,028
Np	Np-237	0	0.61
Am	Am-241	34	39
	Am-242	0	0.01
	Am-242M	0	1.9
	Am-243	0	26
Cm	Cm-242	0	3.0
	Cm-243	0	0.4
	Cm-244	0	12
	Cm-245	0	1.5

表4.1.2-5 平衡炉心（基準炉心）のボイド反応度（輸送補正後）

% $\Delta k/kk'$

ボイド領域	平衡初期	平衡末期
炉心部	2.51	2.64
炉心+Naプレナム部*	1.78	1.91
炉心+Naプレナム+ガスプレナム部**	1.67	1.81

*: 端栓(3cm)、スチールワール(15cm)考慮

**: 第1領域は炉心下部20cm、第2領域は炉心下部15cm

***: $\beta_{eff}=0.364\%$

表4.12.-6 各流量領域毎の集合体最大出力と流量配分結果

流量領域区分	1 (第1領域)	2 (第2領域内側)	3 (第2領域外側)	4 (第3領域内側)	5 (第3領域外側)
集合体最大出力 (MW)	11.42	9.97	8.54	6.82	4.36
集合体数	150	66	102	72	96
集合体流量 (kg/s)	45.46	41.40	35.28	32.26	29.50
領域流量 (kg/s)	6819	2732	3599	2323	2832

表4.1.2-7 各流量領域毎の集合体圧損評価結果

流量領域区分	1 (第1領域)	2 (第2領域内側)	3 (第2領域外側)	4 (第3領域内側)	5 (第3領域外側)
集合体流量 (kg/s)	45.46	41.40	35.28	32.26	29.50
グリッドスペーサ枚数	6	7	15	14	22
ハンドル圧損 ($\times 10^5$ Pa)	1.88	1.90	1.42	1.56	1.25
スペーサ圧損 ($\times 10^5$ Pa)	0.72	0.81	1.43	1.29	1.67
その他の圧損 ($\times 10^5$ Pa)	0.60	0.53	0.38	0.38	0.30
集合体圧損 ($\times 10^5$ Pa)	3.19	3.24	3.24	3.23	3.22

表4.1.2-8 サブチャンネル解析結果

流量領域区分	1 (第1領域)	2 (第2領域内側)	3 (第2領域外側)	4 (第3領域内側)	5 (第3領域外側)
集合体最大出力 (MW)	11.42	9.97	8.54	6.82	4.36
集合体流量 (kg/s)	45.46	41.40	35.28	32.26	29.50
冷却材最高温度 (バカル、°C)	628.9	629.7	632.0	629.7	570.1
冷却材混合平均温度 (°C)	593.7	585.4	586.3	562.0	511.3
集合体内温度ピーキング*	1.18	1.23	1.24	1.41	1.50
被覆管内面最高温度 (バカル、°C)	633.9	633.9	635.5	633.5	572.9
被覆管外面最高温度 (バカル、°C)	645.6	645.5	644.6	646.1	582.7
被覆管肉厚中心最高温度 (バカル、°C)	639.7	639.7	640.0	639.8	577.8

*:集合体内温度ピーキング= (冷却材最高温度-冷却材入口温度) / (冷却材混合平均温度-冷却材入口温度)

表4.1.2-9 遮蔽体部への冷却材漏えいの影響

流量領域区分	1 (第1領域)	2 (第2領域内側)	3 (第2領域外側)	4 (第3領域内側)	5 (第3領域外側)
遮蔽体部への漏えい1%					
冷却材最高温度 (パニカル、°C)	631.3	632.0	634.4	632.0	571.8
被覆管肉厚中心最高温度 (パニカル、°C)	642.2	642.2	642.5	642.2	579.6
遮蔽体部への漏えい3%					
冷却材最高温度 (パニカル、°C)	636.0	636.7	639.2	636.7	575.3
被覆管肉厚中心最高温度 (パニカル、°C)	647.1	647.0	647.4	647.1	583.3
遮蔽体部への漏えい洩5%					
冷却材最高温度 (パニカル、°C)	640.6	641.4	643.9	641.4	578.8
被覆管肉厚中心最高温度 (パニカル、°C)	652.0	651.9	652.3	652.0	586.9

表4.1.2-10 被覆管最高温度評価用工学的安全係数

	工学的安全係数	ΔT_{na}	ΔT_{film}	ΔT_{clad}
乗 算 処 理	出力分布誤差	1.05	1.05	1.05
	炉心熱出力較正誤差	1	1.02	1.02
	流路変形効果	1.02	1	1
	集合体間流量配分誤差	1.025*	1	1
	原子炉出入口温度誤差	1.02	1	1
統 計 処 理	ワイヤコンタクト効果	1	1	1
	炉内集合体間流量配分誤差	1.03	1	1
	物性値誤差	1.02	1.3	1.03
	各部製造公差	1.03	1.04	1.08
	ペレット偏心効果	1	1.16	1.2

*:流量領域5では1.13とする

表4.1.2-11 被覆管最高温度（ホットスポット値）評価結果

流量領域区分	1 (第1領域)	2 (第2領域内側)	3 (第2領域外側)	4 (第3領域内側)	5 (第3領域外側)
H.S.F	1.18	1.18	1.18	1.18	1.30
被覆管最高温度 (°C)					
遮蔽体部への漏れ 0%	684.6	684.5	684.0	685.0	632.5
遮蔽体部への漏れ 1%	687.5	687.4	686.9	687.9	634.9
遮蔽体部への漏れ 3%	693.3	693.2	692.6	693.7	639.6
遮蔽体部への漏れ 5%	699.1	699.0	698.4	699.5	644.4

表 4.1.2-12 炉心周り遮へい仕様と高速中性子照射量

		遮へい体仕様	高速中性子照射量 (1/cm ²)	
上部軸方向	燃料集合体上部方向遮へい体	B4C 47cm	炉心上部機構	1.6×10^{20}
	GEM上部軸方向遮へい体	SUS 60cm		
径方向	径方向遮へい構成 (基準炉心)	ZrH-SUS遮へい体 1層 +SUS遮へい体 2層 +B ₄ C遮へい体 2層 [炉心下部レベルをSUSはNaプレナム、 B ₄ Cはガスプレナム構造とする]	炉心槽	5.1×10^{20}
	径方向遮へい構成 (増殖炉心)	(径プランケット 2層) ZrH-SUS遮へい体 1層 +B ₄ C遮へい体 2層 [炉心下部レベルをSUSはNaプレナム、 B ₄ Cはガスプレナム構造とする]	炉心槽	
下部軸方向	燃料集合体下部方向遮へい体	SUS 20cm	炉心支持板	1.9×10^{21}

表 4.1.2-13 1次主冷却系機器の基本仕様

項 目		単位	仕 様	備 考
I H X	方 式	—	管内一次／管外二次	完全浸漬型
	熱交換量	Mwt/基	1220	
	基数	基	3	各ループ一基
	一次側入口温度	℃	550	
	一次側出口温度	℃	395	
	二次側入口温度	℃	335	
	二次側出口温度	℃	520	
	一次側流量	kg/h	2.24×10^7	
	二次側流量	kg/h	1.86×10^7	
	伝熱管材質	—	高強度新材料	
	伝熱管外径／肉厚	mm	$\phi 21.7 / 1.0$	
	伝熱管本数	本	11200	
	管束高さ	m	4.67	管板～管板間
一次主循環 ポンプ	伝熱面積	m ²	3260	
	胴径（短径／長径）	m	3.2 / 4.05	長円径胴
	型式	—	機械式	二段片吸込み型
	流量	m ³ /min	435	
	基数	基	3	各ループ一基
	揚程	m N a	7 3	
	有効N P S H	m N a	2 0	(暫定)

表 4.1.2-14 2次主冷却系機器の基本仕様

項 目	単位	仕 様	備 考
SG	型 式	—	一体貫流ヘリカルコイル型
	熱交換量	Mwt/基	1220
	基數	基	3 各ループ一基
	給水入口温度	℃	240
	蒸気出口温度	℃	487
	給水入口圧力	MPa	15.6
	ナトリウム入口温度	℃	520
	ナトリウム出口温度	℃	335
	伝熱管材質	—	高強度新材料
	伝熱管外径／肉厚	mm	31.8 / 3.1
	伝熱管本数	本	687
	コイル層数	層	41
	コイル最内層径	mm	1300
	コイル最外層径	mm	5300
	伝熱管ピッチ	mm	軸：50、48／径：50
	伝熱管傾斜角度	deg	4.45~4.70
	管束高さ	m	5.93
	伝熱面積	m ²	5160
二次主循環 ポンプ	型式	—	A L I P ワンススルー方式 SG合体
	流量	m ³ /min	357
	揚程	m N a	3 0
配管	型式	—	トップエントリ方式 エンクロージャ付
	主要部口径／肉厚	mm	1067/12.7

表4.1.2-15 二次系EMP-SGを合体する場合と分離設置場合の比較

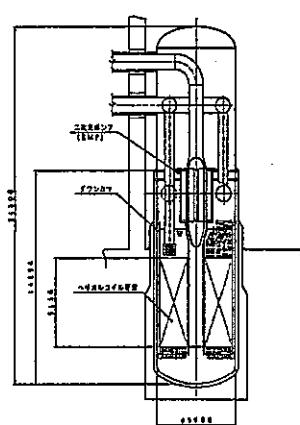
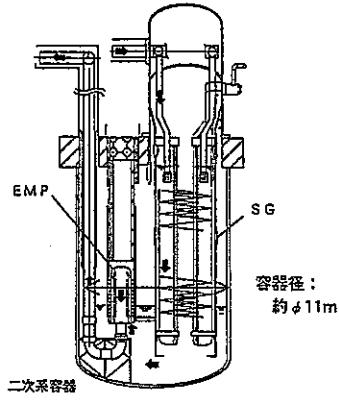
項目	EMP-SG合体	EMP-SG分離
概念		
特徴	<p>■センターリターンSGのNa出口管部にEMPを設置して二次系のコンパクト化を図った概念</p>	<p>■二次系容器の中にSGとEMPを設置することで直接の合体を避け、メンテナンス性向上を図った概念。</p> <p>■ナトリウム漏えい対策の観点から、EMPとSGは二次系容器に分離設置する。</p> <p>■ポンプのメンテナンス性からセンターリターン型のEMPとする。</p>
容器径	φ 5.9 m	約φ11m程度 想定寸法 SG据付け部フランジ径：約φ5.5m EMP据付け部フランジ径：約φ3.5m 容器一機器、機器間の隙間：約1.5m
保守・捕修性	<ul style="list-style-type: none"> EMPを単独に引き抜くことは可能。 ただし、2次系配管(1箇所)の切断は必要。 ケーブル引き出し構造対応は容易。 EMP引き抜き時にSG Naバケタリを開放要(空気のインリーク対策要) 目視検査可能範囲はケシケ内となる。 SGの検査項目として伝熱管 ISIが挙げられるが、合体により支障がでることはない。他に目視点検が考えられるが有意な問題はない。 EMPの保守検査項目としては電流／電圧の監視・確認、絶縁抵抗の確認が挙げられる。 2次Naバケタリに関しては、2次系配管等と同様にNa漏洩監視が実施される。 	<ul style="list-style-type: none"> EMPはSGと別置きであり、保守捕修スペース確保、作業性の点でメリットあり。 同左 EMP引き抜き時にSG Naバケタリを開放しない。 必要に応じEMPケシケ等の目視検査可能。 EMPと分離されており、従来のヘリカルコイル型SGと保守捕修性に有意な差はない。 同左。EMPはコレーレグ配管部に設置されるのでアクセス性に優れ、必要に応じケシケ外側からもアクセスして目視検査を行うことも可能。 同左
安全性	・高所配管引き回しにより万一の2次系配管Na漏洩時の漏洩量を低減できる。	・同左
構造健全性	・SG上部に重量物であるEMPとすることで、構造健全性の観点からの工夫が必要であるが、有意な問題はない見通し。 例えば、免震の採用、SG上部を箱型リブ構造としてポンプ据付け部の剛性向上等。	・重量物であるEMPと分離することで、構造健全性の裕度が向上する。 ただし、容器径が大きくなり容器の健全性は左記よりは厳しい傾向。
製作性	<ul style="list-style-type: none"> 有意な問題なし。 ・ 	・同左
経済性	・2次系スペース合理化／2次系Na火災対策設備合理化に有効。	<ul style="list-style-type: none"> ミドルレグ配管がないので配管引き回しの場合に比較して二次系スペースはコンパクトと判断されるが、左記ケースに比較すると容器径が2倍近くになっており、配置スペース・物量は大きくなる。 二次系容器がダンプタンクを兼用する場合は、実証炉設計からの知見から左記ケースとの物量差は小さくなるが、メンテナンス性はやや劣る傾向となる。
まとめ	ナトリウム漏えい対策を行ないつつ、二次系を最もコンパクトにできる。	SG、EMP個々に設置しているので、保守捕修性でメリットがあるが、二次系スペース、物量は多い。

表 4.1.2-16 残留熱除去系(崩壊熱除去系) の基本仕様

項目	単位	仕様	備考
Na-Na 熱交換器	型式	PRACS	サーペンタイン型
	熱交換量	Mwt/基	35 強制循環時
	基数	基	3
	一次ナトリウム出入口温度	°C	520/550 サイジング用ヒートバ
	二次ナトリウム出入口温度	°C	475/285 同上
	伝熱管材質		高強度新材料
	伝熱管外径／肉厚	mm	25.4 / 2.9
	伝熱管本数	本	124
	伝熱面積	m ²	44
空気冷却器	型式		ヘリカルコイル型
	熱交換量	Mwt/基	35 強制循環時
	基数	基	3
	ナトリウム出入口温度	°C	285/475 サイジング用
	空気出入口温度	°C	225/50 同上
	伝熱管材質		高強度新材料
	伝熱管外径／肉厚	mm	50.8 / 2.9
	伝熱管本数	本	114
	伝熱面積	m ²	1550
配管	主要部口径／肉厚	mm	12B エンクロージャ付
循環ポンプ	型式		ALIP

表4.1.2-17 PRACS 1次ナトリウムー2次ナトリウム熱交換器設計主要目

項目	単位	仕様	備考
形式	—	サーベンタイン型	IHX一次入口プロテク内設置
基 数	基/プラント	3	
交換熱量	MW/基	35	
出入口温度 一次ナトリウム側	℃	520/550	サイジング用
二次ナトリウム側	℃	475/285	同上
流 量 一次ナトリウム側	kg/h	3.34E+06	一次系定格の15%流量
二次ナトリウム側	kg/h	5.17E+05	
伝熱管 材 質	—	高強度Cr系鋼	
外 径	mm	25.4	
肉 厚	mm	2.9	
本 数	本	124	
管 束 パス数	パス	4	
伝熱管ピッチ	mm	50	IHX短径方向
有効高さ	m	0.75	EsL以下の浸漬高さ
長 さ	m	0.8	IHX長径方向に配列
幅	m	3.05	
伝熱面積	m ²	44	余裕 10 %

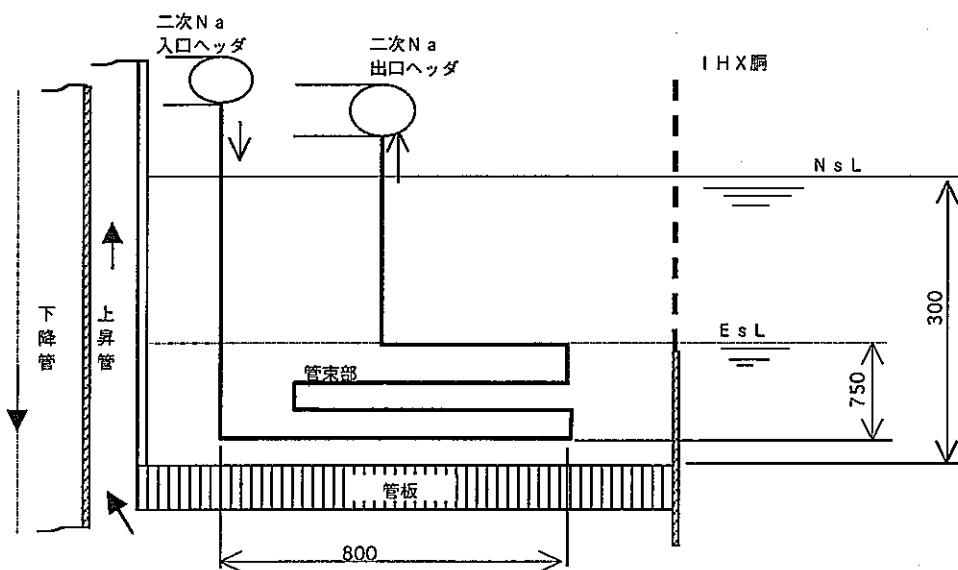


表4.1.2-18 検討用長円胴の寸法

項目	単位	ケース1	ケース2	ケース3	ケース4	ケース5	ケース6	ケース7	備考
IHX外胴外径(短)	m	3.70	3.40	3.20	3.10	3.00	2.90	2.70	
IHX外胴外径(長)	m	3.70	3.89	4.05	4.14	4.23	4.34	4.58	
IHX胴の長径と短径の比	-	1.00	1.14	1.26	1.33	1.41	1.50	1.70	
平板部 横長さ (b)	m	0.00	0.49	0.85	1.04	1.23	1.44	1.88	
平板部 縦長さ(管板間距離) (a)	m	4.67	4.67	4.67	4.67	4.67	4.67	4.67	
平板の縦横比 (a/b)	-	-	9.54	5.52	4.51	3.79	3.25	2.49	
$\beta 3'$	-	-	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	長方形板の最大応力係数

補足：JSME機械工学便覧A4編 材料力学 表28 より、円筒胴平板部に生じるを最大応力を算出する。

- 検討条件：
- ・相対する2辺固定
 - ・相対する2辺支持
 - ・等分布荷重（一次／二次の差圧として30MPaを見込む）

最大応力： $\sigma_{MAX} = \beta 3' \cdot P \cdot b^2 / h^2$

ここで、 $\beta 3'$:最大応力の係数
 P :圧力差
 b :固定側辺長さ
 h :板厚

表4.1.2-19 空気冷却器の設計主要目

項目	単位	仕様	備考
形式	—	ヘリカルコイル型	空気側信頼性強化
基 数	基/プラント	3	
交換熱量	MW/基	35	
出入口温度 ナトリウム側	℃	285/475	
空気側	℃	225/50	
流 量 ナトリウム側	kg/h	5.17E+05	
空気側	kg/h	7.08E+05	
圧力損失 ナトリウム側	mmAq	3500	
空気側	mmAq	300	
伝熱管 材 質	—	高強度Cr系鋼	
外 径	mm	50.8	
肉 厚	mm	2.9	
本 数	本	114	
ヘリカルコイル最内層径	m	1.08	
最外層径	m	4.05	
径方向ピッチ	m	0.135	
軸方向ピッチ	m	0.08	
層 数	層	12	
伝熱面積	m ²	1550	余裕10%
伝熱高さ	m	8.0	同上
内筒外径	m	0.93	
ダクト径	m	4.20	

表4.1.2-20 高強度12Cr系鋼の適用範囲

系統	主要設備	適用性	備 考
原子炉系	原子炉容器	○	実績を積んでから適用すべきと判断
	炉内構造物（炉心支持構造、炉上部構造等）	○	同上
	ルーフデッキ	△	低温であり適用のメリットなし
	回転プラグ	△	同上
	炉心構成要素	—	
一次系	ガードベッセル	△	実績と積んでから適用すべきと判断
	中間熱交換器	○	伝熱性能向上の寄与もありメリット大
	一次主循環ポンプ	△	比較的低温／動的機器へは適用しないものとする
二次系	一次系補助設備（純化系、ガス系）	△	
	蒸気発生器	○	伝熱性能向上の寄与もありメリット大
	二次主循環ポンプ	—	EMPであり、フェライト系鋼は使用しない
	二次主配管	○	
崩壊熱除去系	二次系補助設備（純化系、ガス系、充填ドレン系）	△	ダンプタンクへの緊急ドレンなし
	PRACS N a 熱交換器	○	伝熱性能向上の寄与もありメリット大
	空気冷却器	○	同上
	配管	○	
燃料取扱系	その他（ポンプ、スタック他）	—	
	燃料交換機／燃料出入設備他	△	

《記号の意味》

○：適用のメリットが十分期待できる

○：適用のメリットは期待できるが、実績を積んでから適用する

△：高温強度に対する要求が高くなく、あまりメリットが期待できない

—：適用しない

表4.1.2-21 高強度12Cr系鋼の引張り強さ

	Mod.9Cr-1Mo	316FR	HCM12A	備考
Su (550°C)	348 MPa	378 MPa	403 MPa	高強度12Cr系鋼の例として HCM12Aデータで比較
	1.00	1.09	1.16	Mod.9Cr-1Moを1としたSuの 比率
	0.92	1.00	1.07	316FRを1としたSuの比率
So (550°C)	87 MPa	95 MPa	101 MPa	
	1.00	1.09	1.16	Mod.9Cr-1Moを1としたSoの 比率
	0.92	1.00	1.06	316FRを1としたSoの比率

さらに高強度の高強度12Cr系鋼適用により以下の効果が期待できる。
(1)一次系へ適用する場合：約10%以上の薄肉化
(2)二次系へ適用する場合：約20%以上の薄肉化

表4.1.2-22 材料コストの推定

	Mod.9Cr-1Mo	316FR	HCM12A	備考
コスト費	1	2	1.3	Mod.9Cr-1Moを1とした推定値

表4.1.2-23 燃料交換工程と短縮条件

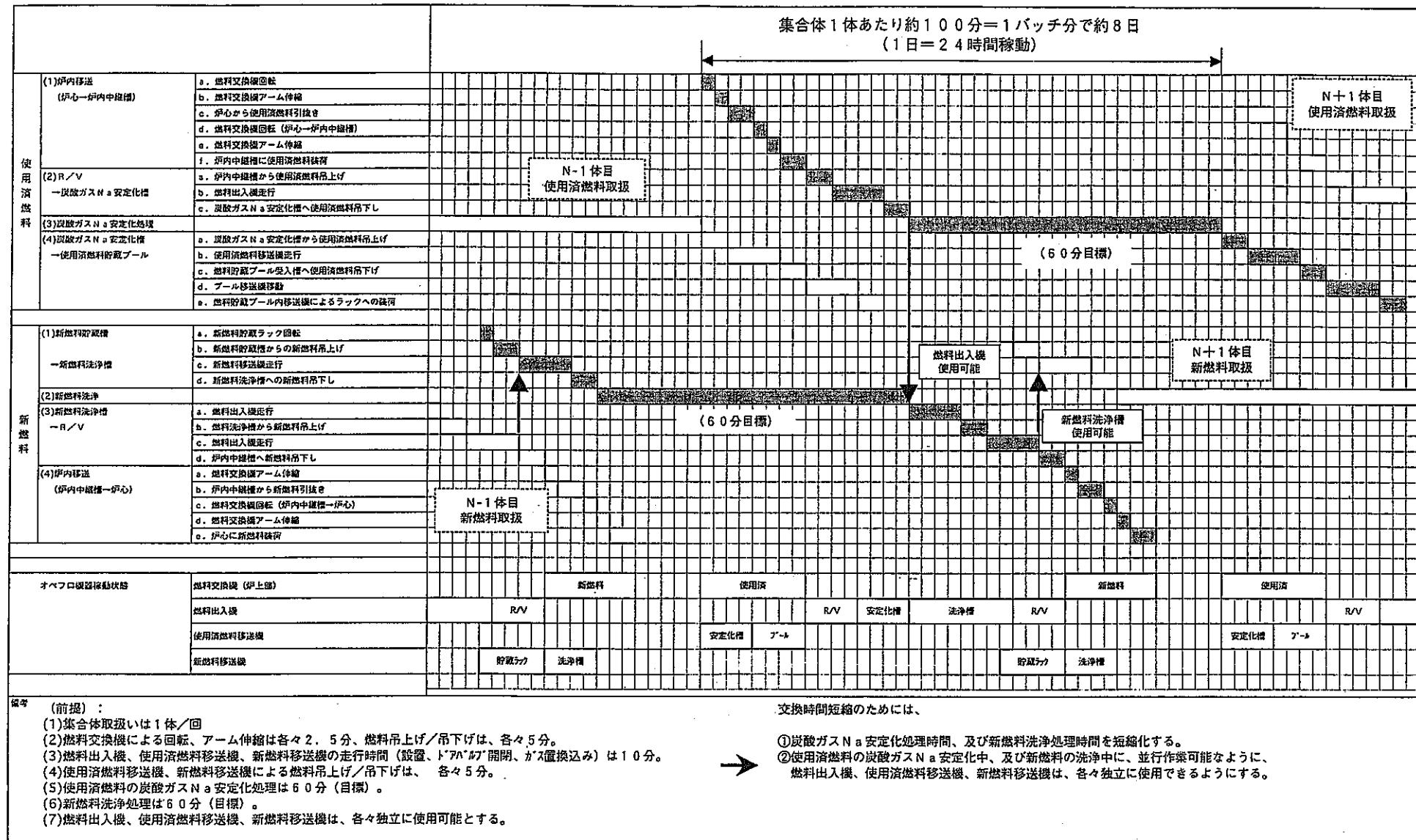


表 4.1.2-24(1) 燃料取扱いに係わる主要設備への要求機能 (1/2)

設備	取扱燃料 使用済	新	主な要求機能	設備対応方針
1. 固定設備				
(1)炭酸ガス ナトリウム安定化槽	○		①燃料出入機との間で燃料集合体の受渡しができること (1体/回) ②炭酸ガスにより付着ナトリウムを炭酸ナトリウムに変えられること (目標処理時間: 60分) ③取扱い中の崩壊熱が除去できること (想定崩壊熱: 約20 kW/体)	①基数: 1基 or 2基/2プラント ^{*1} ②容量: 1体/基 ③湿潤炭酸ガス給排気系設置 ④上記炭酸ガス系にて冷却兼用
(2)使用済燃料貯蔵プール	○		①使用済燃料移送機から燃料集合体の受取りができる (1体/回) ②1バッチ+炉心退避分の燃料を貯蔵できること ③ナトリウム化合物、及び残留ナトリウムによる影響を十分吸収できること	①基数: 1基/2プラント ^{*2} ②容量: 約760体 (2プラント) ^{*3} ③プール水浄化系設計考慮
(3)新燃料洗浄槽	(○)	○	①新燃料移送機からの燃料集合体の受取り、及び燃料出入機への受渡しができること (各1体/回) ②ナトリウムにより集合体表面洗浄ができる (目標処理時間: 60分) ③ナトリウム中に出了不純物を除去できること ④破損燃料の減衰待ち貯蔵・冷却ができる (想定崩壊熱: 最大約20 kW)	①基数: 1基 or 2基/2プラント ^{*1} ②容量: 1体/基 ③ナトリウム循環系設置 - 充填/ドレン - 循環/冷却系 - 純化系
(4)新燃料貯蔵ラック		○	①新燃料移送機との間で燃料集合体の受渡しができること (1体/回) ②1バッチ分の燃料を貯蔵できること ③貯蔵中に燃料集合体の予熱ができること	①基数: 1基/2プラント ^{*2} ②容量: 約130体 (1プラント) ③Arガス予熱系設置

* 1 : ツインプラント化によるアクセス性、配置性、燃料交換工程短縮化要求を考慮して最終設定。

配置上の制約によっては、2プラントでの共用より1基/1プラントを用意する必要あり。

* 2 : 設備が大型化するため1基/2プラントとすることで合理化を図る。

* 3 : 1バッチ分×2プラント=約260体に、1プラントの全炉心退避分=約500体分を容量として考慮。

表 4.1.2-24(2) 燃料取扱いに係わる主要設備への要求機能 (2/2)

設備	取扱燃料 使用済	新	主な要求機能	設備対応方針
2. 移送機器				
(1)燃料出入機 ^{*3}	○	○	①炉内中継槽、炭酸ガスナトリウム安定化槽、新燃料洗浄槽との間で燃料集合体の受渡しができること (1体/回) ②ナトリウム、ナトリウム化合物付着集合体の取扱いができること ③裸燃料集合体の冷却ができること (想定崩壊熱: 約 20 kW) ④新燃料の保温ができること ⑤使用済燃料移送機、新燃料移送機と独立に稼動できること	①基數: 1基 / 2プラント ^{*3} ②容量: 1体 / 基 ③Arガス直接冷却系設置
(2)使用済燃料移送機 ^{*3}	○		①炭酸ガスナトリウム安定化槽から使用済燃料貯蔵プールへの燃料集合体の受渡しができること (1体/回) ②ナトリウム化合物付着集合体の取扱いができること ③裸燃料集合体の冷却ができること (想定崩壊熱: 約 20 kW) ④新燃料の保温ができること ⑤燃料出入機、新燃料移送機と独立に稼動できること	①基數: 1基 / 2プラント ^{*3} ②容量: 1体 / 基 ③Arガス直接冷却系設置
(3)プール内移送機	○		①使用済燃料貯蔵プール内での受入槽と貯蔵ラック間の燃料集合体の受渡しができること (1体/回)	①基數: 1基 / プール ②容量: 1体 / 基
(4)新燃料移送機		○	①輸送キャスク → 新燃料貯蔵ラック → 新燃料洗浄槽への燃料集合体の受渡しができること (1体/回) ②Arガス雰囲気維持ができること ③新燃料の保温ができること ④燃料出入機、使用済燃料移送機と独立に稼動できること	

* 3 : ツインプラントによる利用性、各固定設備へのアクセス性、配置性、燃料交換工程短縮化要求を考慮して最終設定。

使用済燃料移送機の構成は燃料出入機と同等となるので、両者を兼用した設備を2基設置し、両プラントで使い分けることを考える。

表 4.1.2-25 ULOF 事象の感度解析結果

(a) 炉内GEM反応度及びNaプレナム反応度の感度解析

		単位	ケース1	ケース2	ケース3	ケース4
炉内GEM反応度	—	○	○	×	×	
Naプレナム反応度	—	○	×	○	×	
最大出力流量比	%	313.7	350.0	461.2	537.9	
ノミナル ホット ピン	冷却材最高温度	℃	994.5	1054	1275	1401
	被覆管最高温度	℃	1001	1061	1283	1411
	燃料最高温度	℃	1743	1743	1856	2049
	沸騰開始時間	s	52.43	45.28	25.16	22.78
ノミナル ホット 集合体	冷却材最高温度	℃	912.6	964.1	1156	1265
	被覆管最高温度	℃	919.5	971.2	1165	1275
	燃料最高温度	℃	1724	1724	1820	1946
	沸騰開始時間	s	—	59.60	32.62	28.62

(b) 安全裕度向上のための感度解析

		単位	ケース1	ケースa	ケースb	ケースc
炉内GEM反応度	—	○	○	浮上吸収体	○	
炉外GEM反応度	—	—	○	—	—	
上部ステンレスワール部	—	あり	あり	あり	なし	
最大出力流量比	%	313.7	137.8	250.3	299.1	
ノミナル ホット ピン	冷却材最高温度	℃	994.5	662.7	869.5	970.5
	被覆管最高温度	℃	1001	666.0	874.7	976.7
	燃料最高温度	℃	1743	1743	1743	1743
	沸騰開始時間	s	52.43	—	—	56.96
ノミナル ホット 集合体	冷却材最高温度	℃	912.6	625.5	805.0	892.1
	被覆管最高温度	℃	919.5	628.9	810.4	898.5
	燃料最高温度	℃	1724	1724	1724	1724
	沸騰開始時間	s	—	—	—	—

(c) 炉心流量半減時間が6.5秒の解析結果

		単位	ケースX1	ケースX2	ケースX3
炉内GEM反応度	—	○	○	浮上吸収体	
炉外GEM反応度	—	—	○	—	
上部ステンレスワール部	—	あり	あり	あり	
最大出力流量比	%	324.2	157.4	264.1	
ノミナル ホット ピン	冷却材最高温度	℃	1013	709.1	893.8
	被覆管最高温度	℃	1020	712.9	899.0
	燃料最高温度	℃	1743	1743	1743
	沸騰開始時間	s	32.9	—	—
ノミナル ホット 集合体	冷却材最高温度	℃	931.4	665.3	827.5
	被覆管最高温度	℃	937.9	669.2	832.9
	燃料最高温度	℃	1724	1724	1724
	沸騰開始時間	s	—	—	—

表4.1.2-26 従来炉心と $k \infty$ 一定炉心の主要仕様及び特徴の比較

従来炉心	$k \infty$ 一定炉心	特徴 (メリット)	特徴 (ディメリット)	起因過程	遷移過程
ピン径同一 炉心高さ標準 扁平炉心	ピン径太径十複数ピン径 炉心高さ高	内部転換比～1を達成 ①	ボイド反応度大 ⑪	— × —	— × —
出力分布標準 流配必要 ダクト有	出力分布平坦 流配への要求小 ダクト無	制御棒本数削減可能 ② ダクトレス化可能 ③ 内部転換比～1 （実験的知見小、大規模プールが形成されやすい）	沸騰等の同時性高 ⑫ CDA挙動の複雑化 ⑬	× — △	△ — △
燃料交換多バッチ	燃料交換1バッチ（多バッチ化も想定）	燃交期間の延長可能		(○)	(○)
燃料富化度標準 軸ブランケット有	燃料富化度低 軸ブランケット無	再臨界性低減 ④ 燃料の再処理容易 燃料膨張・移動性が高 ⑤ 実効的ボイド反応度低減 ⑥ 負の反応度効果大 ⑦	増殖比低下 ⑭	— — ○ ○ —	○ — ○ — —
— G E M（実証炉では炉外）	Naプレナム層大 G E M（炉内）				
— 溶融燃料排出チャンネル無 下部ダッシュポット	大規模プール時再臨界防止構造有 溶融燃料排出チャンネル有 上部ダッシュポット	再臨界防止能力大 ⑧ CMR能力大 ⑧ 同上 ⑩		— — —	○ ○ ○

○：安全上有利

×：安全上不利

△：どちらともいえない

表4.1.2-27 2次系機器合体・ループ数削減プラントの設計要求に対する適合性

分類	設計要求事項(注1)	見通し及び検討方針
前提条件	-炉心燃料及び冷却材の検討対象	MOX燃料十ナトリウム冷却
	-原子炉出力レベルの選定	150万kWe
	-機器・構造設計	
	●設計成立の見通し	基本的に実証炉設計研究までに適用した基準をベースに、機器・構造に負荷される荷重条件(地震、CDA荷重)を緩和して設計。本方針にて設計成立の見通しあり。
	●新基準採用の有否、及び新基準に向けての開発課題・解決方策	従来基準の中で、高強度新材料のデータを整備していく必要あり。
	-耐震・免震設計	
	●耐震重要度分類	実証炉の考え方に基いて重要度分類を行なう。但し、二次系については、従来は自然循環時の除熱機能確保の観点からB(S2)としていたが、PRACS採用によりバウンダリ機能が不要となるので、BまたはCとする。
	-設計成立の見通し	
	●国内立地点の平均的地震動及び岩盤条件	実証炉設計研究で設定した地震動条件を前提に検討し、成立見通しあり(3次元免震採用)
	●国内立地点の最大地震動条件	最大地震動条件は実証炉条件よりやや大きくなるが、3次元免震で減衰された床応答としては、優位な差はなくプラント側の物量としては殆ど変わらない見通し。 3次元免震装置は最大地震動条件も考慮して開発されることが前提。
	●使用済み燃料貯蔵プール設備：4炉心分	1プラント当たり、減衰待ち貯蔵用1バッチ分(1/4炉心)、再処理待ち(3・3/4炉心分)で対応
	-プラント寿命	
	●40年(リファレンス)	40年をリファレンスとして設計する。
	●60年程度の寿命延長追求	単純に設計事象の規定回数を1.5倍になると成立が困難。事象想定の合理的な設定、サーベイランス試験片設置やISI強化により予寿命評価を出来るようにして延命を図る。
経済性	●発電単価：5円/kWh程度(耐用年数で減価償却)	発電原価の検討は建設費、燃料費をベースに行なう。運転維持費、廃止措置費は軽水炉等の実績をベースに設定。下記建設費の低減、乾式再処理十振動充填燃料の組合せによるサイクルコスト低減で実現可能な見通し。
	●建設費：20万円/kWe以下	改良タンク型炉、大出力化、ループ数の削減、ツインプラント化等により達成見通しあり。
	●燃焼度：15MWd/t程度	A+B+R B設置の從来炉心(増殖比1.2)では、炉心部燃焼度150GWD/tの場合で、炉心+A+B+RBの平均燃焼度は60GWD/t。本プラントの場合、高増殖は炉心+RBで対応するので、炉心のみで130GWD/t、炉心+RBの平均燃焼度60GWD/t達成。
	●連続運転期間：12~24ヶ月	18ヶ月×4バッチで上記燃焼度を達成。
	●適正な炉心出口温度	プラント熱効率向上の観点からは、炉心出口温度が高い経済性向上に寄与するが、実証炉以上に高温化する場合にはバウンダリの構造材、燃料被覆管材料の新たな開発が必要。現状では開発が見通せないので550℃とする。
	●稼働率：90%程度	上記の運転サイクル期間長期化により、90%以上を達成できる見通し。
資源の有効利用	●建設工期：50ヶ月以内	建屋SC造化によりモジュール化工法が可能となり、建屋の建設工期の短縮が図れ、左記目標を達成できる見通し。
	-増殖比	
	●低増殖から高増殖までの柔軟な対応可能性	プランケットを付かない炉心をリファレンス(増殖比1.03)とし、高増殖を指向する場合は、プランケットを付けることで対応する。
	●増殖比1.2程度(高増殖)	約1.2(プランケット設置時)
	●低除染燃料装荷時の影響検討	FP混入率2%の場合、燃焼反応度劣化が増加(30~40%)するが、プラント概念に影響しない範囲の制御棒増加で対応可能な見通し。MA混入率5%の場合については、ボイド/ドップラ反応度に少なからず影響する。3%程度であれば概ね問題ないと判断。
	-TRU燃焼	
環境負荷低減	●TRU燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	ボイド/ドップラ反応度への影響の小さい3%以下が望ましい。
	●より多くのMA核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	ボイド反応度増加対策、新燃料取扱設備の冷却、遮へい対策強化が必要。検討を継続する。
	●Pu専焼炉としてのPu燃焼効率の範囲	内部転換比～1を達成することを目指した炉心であり、Pu専焼炉には適さない。
	●放射性廃棄物発生量低減、管理及び処理・処分のし易さへの配慮	ダクトレス炉心とし、固体廃棄物発生量を低減。
	●廃止措置のし易さと廃棄物発生量低減への配慮	原子炉系物量の低減により、放射性廃棄物発生量を抑制。プラント内での切断処理を極力少なくする。
	●FPの核変換による放射能低減に関する検討	貯蔵期間が1000年以上で長期的放射性毒性的寄与が大きく、同位体分離の必要な2核種(Tc-99、I-129)の自己生成分の消滅を当面は目指す。基本的には遮へい体領域にターゲット集合体を設置して、そこで消滅する。
核拡散抵抗性	●TRU燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	ボイド/ドップラ反応度への影響の小さい3%以下が望ましい。
	●より多くのMA核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	ボイド反応度増加対策、新燃料取扱設備の冷却、遮へい対策強化が必要。検討を継続する。
	●核物質防護及び保障措置の対応を考慮した燃料取扱設備設計	基本的には実証炉ベースで核物質防護及び保障措置の対応を考慮する。
	●低除染燃料等の適用可能性	FP混入率2%、MA混入率3%程度であればプラント概念に影響しない範囲の制御棒増加で対応可能な見通し。
	●プランケットでの純粹Pu生成に対する対策	程プランケット用の特別な措置を講じる。(水プール中で炉心燃料と程プランケット燃料は混在させず、分離して貯蔵)
安全性	●軽水炉、もんじゅの指針、基準等への適合	基本的に左記基準、指針類をベースとして設計する。
	●実用化時代に要請される安全要求への適合	
	●受動的炉停止能力	独立2系統の炉停止系を設け、内1系統にはSASSを設置。併せてGEM(溶融燃料排出チャンネル併用)を設置する(なお、GEMの反応度効果を高めるため、吸収体を内蔵する方式も検討)。
	●自然循環による崩壊熱除去能力(全交流電源喪失)	PRACS採用により十分に達成出来る見通し。
	●再臨界回避能力	起因過程での即発臨界防止のため、ボイド反応度低減対策を施す。遷移過程で有効となる溶融燃料排出チャンネル、逆凹字型炉心形状採用、タンクステン製再臨界緩和機器を設置。
	●炉心損傷発生頻度 $10^{-6}/ry$ 未満となる見通し	実証炉で炉心損傷シナリオの支配因子である崩壊熱除去系機能喪失(PLOHS)発生頻度はCOSMICでも同等程度。それ以外の因子に対しても同等以下と予想されることから炉心損傷発生頻度は $10^{-7}/ry$ 以下になる見通し。
運転・保守・補修性	●軽水炉と同等の運転・保守・補修性とするための考え方	基本的に実証炉の考え方を踏襲。定検工程の軽水炉並み化についてもフェーズ2で見通しを得ており、COSMICでも同等のことが言える見通し。
	●補修区分の検討	左記設計要求を踏まえた設計を行なう。
	●アクセスルート・スペースの確保	左記設計要求を踏まえた設計を行なう。
	●生体遮蔽の設計	左記設計要求を踏まえた設計を行なう。
	●保守作業量の低減、作業員被曝量の低減等	左記設計要求を踏まえた設計を行なう。

(注1) ●: 設計要求事項(詳細設計終了時点での必須項目) ◎: 設計要求事項(詳細設計終了時点での目標項目)

表4.1.2-28 物量の概略

大分類	設備・機器	物 量	
原子炉構造	原子炉容器	ton	200
	炉内構造物	ton	540
	炉上部構造	ton	550
	炉心構成要素	ton	160
	ガードベッセル	ton	150
	小 計	ton	1,600
1次冷却系	中間熱交換器	ton	450
	1次ポンプ	ton	110
	一次系配管	ton	0
	冷却系容器／ガードベッセル	ton	0
	その他	m ²	4,780
	崩壊熱除去系	ton	560
遮へい体		ton	1,500
燃料取扱系	燃料交換機、出入設備、E V S T等	ton	350
	使用済燃料水プール設備	ton	500
2次系／蒸気発生器		ton	1,500
タービン発電機設備		ton/h	5,950
電気・計装設備		—	—
その他	補機冷却系	kcal/h	32,550,000
	換気空調系	m ³ /h	2,135,000
	ナトリウム重量	ton	2,800
	廃棄物処理系	—	—
	その他・諸設備	m ²	—
	小 計	—	—
建物構築物	原子炉建物・補助建物	m ³	148,000
	免震装置	個数	70
土木工事		m ³	1,116,600
NSSS物量合計（燃取除く）		ton	3,660

表 4.1.2-29 2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉実用化のための R&D 課題一覧 (1/2)

分類	開発課題	既往知見	研究内容	備考
炉心・燃料	ラッパ管削除型燃料集合体構造の開発	・構造設計例 ・引抜・挿入性試験結果	・ラッパ管削除型燃料集合体の試作(タイロッド、グリッドスペーサ等の最適化) ・機械的強度試験・評価 ・引抜・挿入性試験・評価 ・変形特性(熱・照射変形)試験・評価 ・群振動、上下方向振動試験・評価 ・浮上り防止構造試験・評価 ・炉心径方向リークフロー防止構造試験・評価 ・集合体照射試験	
	ラッパ管削除型燃料集合体の熱流力特性評価手法の確立	・水流動試験結果 ・熱流動評価結果	・集合体単体水流動試験・評価 ・集合体単体ナトリウム流動試験・評価 ・集合体マトリックス水流動試験・評価	
	高温・高燃焼度化対応燃料材料の開発	・JNC にて被覆管材料、PNC1520(9万Mwd/t程度), ODS(15万MWd/t目標)の開発を実施中	・材料照射試験 ・材料加工技術の開発	本プラント特有の課題ではない
	長寿命制御棒の開発	・軸方向非均質制御棒設計 ・ヘリウムボンド制御棒の開発	・ナトリウムボンド化実現のための試作・照射試験	
	水素化物遮へい体の開発	・独 KNK(Na炉)で使用実績有り	・金属水素化物の水蒸解離圧等基本特性確認・評価 ・減速・遮へい効果の確認・評価 ・常陽等での実証試験(遮蔽能力、照射特性)	
	計装技術の開発	・ラッパ管削除型燃料集合体炉心における炉心出口温度計装 ・破損燃料検出系	・強制対流領域であり見込み有り ・タグガス法(もんじゅ)(高価) ・セレクタバルブ方式(PFR)	・詳細流動解析による確認と実証試験 ・セレクタバルブ法の適用性・高温ナトリウム中試験・評価
	振動充填燃料炉心の開発	・日本では知見少(ロシアが知見豊富)	・振動充填燃料の特性の把握(照射試験) ・振動充填燃料炉心の核燃設計手法の確立	
	上部ナトリウムプレナム	・IAEA ベンチマーク解析 ・ロシアで臨界実験	・ボイド反応度の精度評価 ・過渡解析による有効性確認	
安全	CDA 時再臨界排除シナリオの策定	実証炉用 R&D にて炉心損傷に関する研究を実施中。 ・起因過程では、炉心ボイド反応度が約 5 ~ 6 % で、即発臨界超過に至らない見通し ・遷移過程では、制御棒案内管等を介して大規模ボールスロッシングが発生する前に、炉心部から燃料排出することにより再臨界発生が防止可能な見通し ・再臨界排除をより確実なものとするため、FAIDAS 集合体が検討されており、機能実証するための IGR 試験を計画中	・ダクトレス炉心の炉心損傷挙動の調査・検討 ・上部フレーム付きダクトレス炉心沸騰挙動解明試験 ・燃料ピッケル破損挙動、燃料分散挙動解明試験 ・遷移過程での再臨界排除の実証及びコード検証(IGR 等の活用) ・燃料アブリ冷却挙動評価	・軸プランケット削除 ・溶融燃料排出チャンネル(各集合体付き、1体/6体あたり) ・薄肉制御棒案内管 ・リードチャンネル ・Na プレナム領域区分板の設置など
	PRACS システムによる崩壊熱除去特性の評価	DRACS を中心とした評価手法の整備を実施(自然循環水流動試験、安全基準)	PRACS 自然循環除熱特性確認試験 ・スケールモデルを用いた水流動試験装置により、自然循環能力及び特性把握、評価手法整備。	
	安全性向上方策の確立	原子炉出口温度高温化に対応した SASS の設計・開発を実施 流量低下型スクラム失敗事象時の GEM の負の反応度投入挙動及びその評価手法の妥当性を、FCA 臨界実験、FFTF における実証試験等により確認	炉心安全性向上方策の検討 ・ナトリウムプレナム層付き炉心をベースとした安全性向上方策概念(SASS, GEM, 制御棒軸伸長機構、径方向膨張等)の選定 有効性確認試験	・Na プレナム層付き炉心の沸騰挙動、GEM のナトリウム中のガス膨張挙動炉外試験等
	Na-水反応対策の強化(DBL 低減)	Na-水反応事故時の安全シナリオ及び高温ラブチャ評価法の検討を実施	Na-水反応対策設備の検討 ・DBL 低減のための、音響計による早期検知システム概念と急速プローブ設備概念。 急速プローブ設備の信頼性実証試験 プローダウン時の伝熱管内熱伝達率測定試験	・30 秒とするためには大口径のプローブが必要

表 4.1.2-29 2 次系機器合体・ループ数削減タンク型炉実用化のための R&D 課題一覧 (2 / 2)

分類	開発課題	既往知見	研究内容	備考
原子炉構造	ガス巻込み防止／スロッシング抑制対策	実証炉用 R&D にて水流動実験を介したガス巻込み評価手法、解析によるスロッシング評価手法を開発済み	炉容器コンパクト化に伴い、ガス巻込み防止の上では実用炉は厳しい条件となる為、実機を模擬した水実験を介して、対策構造を検討、効果の確認を行なう。(スロッシングについて解説にて評価可能)	COSMIC 特有の課題ではない
冷却系	大容量機械式循環ポンプの開発	実証炉用に高吸込比速度が得られるポンプを開発 1/3 縮尺水試験装置を用いて、偏心配置対策、完全特性データを取得	実用炉に適合する大流量(実証炉の約 2 倍)ポンプの開発 ・水力構造 ・設計に必要な特性データ(完全特性)の取得	
	大容量電磁ポンプの開発	中規模($44\text{m}^3/\text{min}$)及び大規模($160\text{m}^3/\text{min}$)の試験機を作成し、機能試験を実施	・更なる大型化、大容量化を目指し電磁ポンプの開発 ・効率向上 ・運転性能データの取得等	
	高強度新材料の適用に関する研究	・火力プラントにて、600℃の高温高压下で適用するための 12Cr 系鋼の開発実施中	・原子力設備適用のためのデータ蓄積、設計用データの策定 ・高温強度、環境効果(腐食特性、質量移行)、耐摩耗性、伝熱特性、水素透過度 ・溶接技術の確立(異材組手含む) ・高強度新材料を対象とした LBB 評価手法の高度化(精度向上) ・SG 伝熱管用としてウェステージデータ	・火力既取得データを活用して、合理的な開発が可能 ・板、管、鍛造材 ・E.M.P. におけるオーステナイト系鋼を用いるので、二次系バウンダリに異材組手が必要
	改良 PRACS 機器の開発	—	・IHX 上部フレーム内の伝熱流動特性の把握(PRACS コイル除熱による管板への熱過渡) ・PRACS コイル不具合時のメンテナンス対策	
燃料取扱	裸使用済み燃料移送技術の確立	—	①使用済燃料要素の除熱特性評価(通常時・異常時の実験、解析) ・燃料交換機 ・燃料出入機	
貯蔵設備	使用済み燃料表面付着ナトリウム安定化技術の確立	—	①炭酸 Na 化の実効性確認(試験) ・Na 残留状況の把握 ・最適条件(酸素、水分割合)把握 ・処理済み集合体の着水時挙動 ・自動化処理 ②炭酸 Na 化による影響確認(試験) ・狭隙部での閉塞のないことの確認 ・局所閉塞時の除熱特性確認 ③処理済み集合体移送時の除熱特性評価(解析、実験)	
	新燃料ナトリウム中洗浄技術の確立	先行炉では EVST に貯蔵することで表面を浄化。	①洗浄槽での表面浄化方法の確認(実験) ・最適条件の把握 ・処理時間最短化方策	
建屋・配管	3 次元免震システムの開発	厚肉横層ゴムによる地震応答低減効果については、模型試験で確認されている。 厚肉横層ゴムの特性として、クリープ効果が顕著であるとの知見が得られており、経年変化時の特性確認、及び設計法の確立が必要である。	(1)免震装置確認試験 ①力学特性試験 ②経年特性試験 ③その他(火災特性等) (2)免震システム確認試験(振動試験) (3)免震設計法整備	

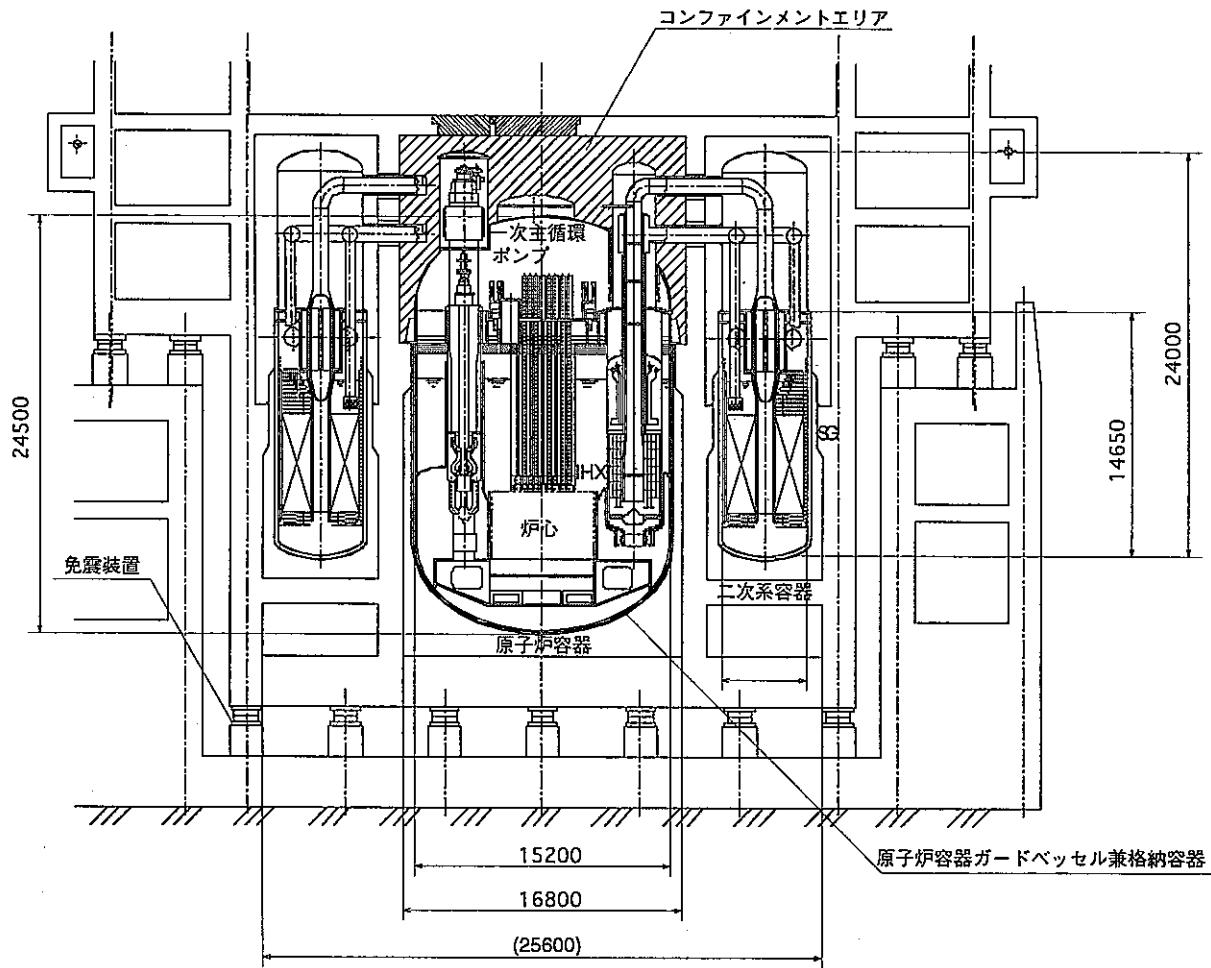
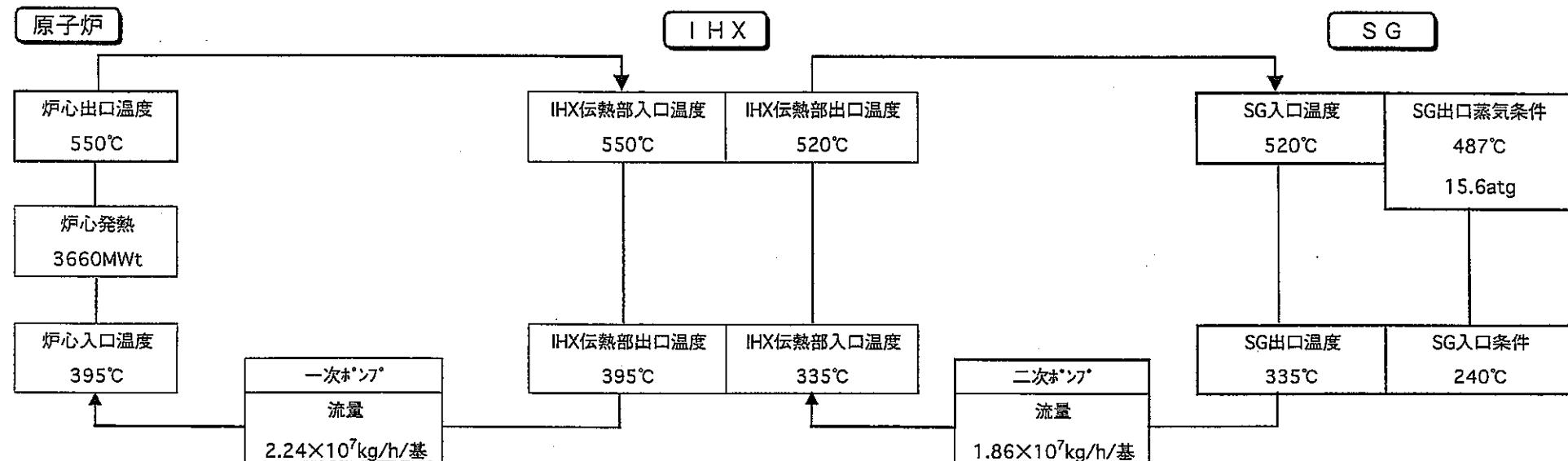


図 4.1.2-1 2次系機器合体・ループ数削減タンク型炉のプラント概念図



注) 温度、流量は計画値を示す。

図4.1.2-2 プラントヒートバランス (定格時)

径方向出力平坦化

半径方向の実効燃料体積比 (V_f) を変えて
 P_u 富化度一定で線出力分布を平坦化

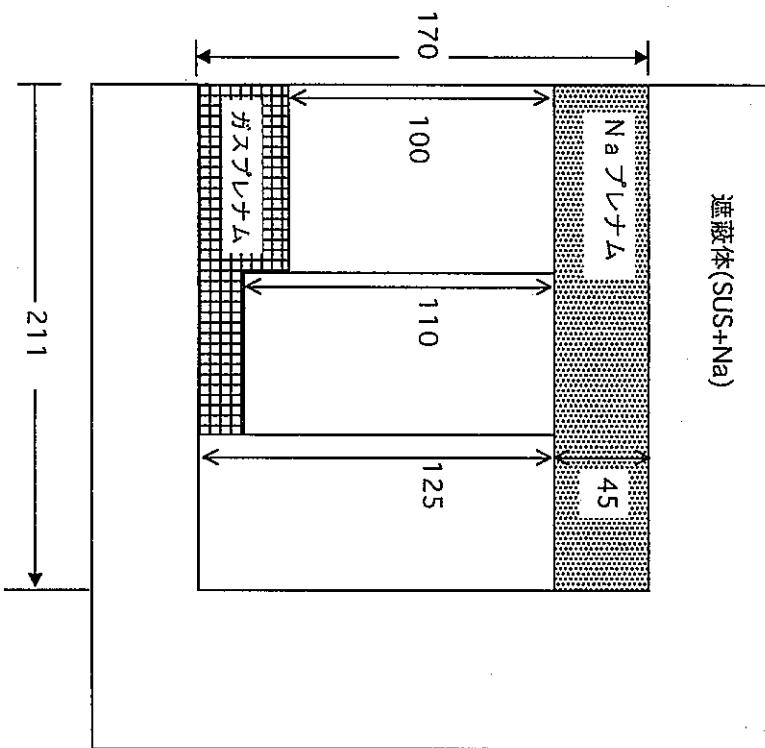
- 第1領域 V_f 小…細径ピン、本数増加
- 第2領域 V_f 中…中間ピン、本数通常
- 第3領域 V_f 大…太径ピン、本数減少

バントル部圧損平坦化+ボイド反応度低減

半径方向の燃料スタック長を変え (改良H型炉心)

- (1) 集合体出力を平坦化
 領域毎のバントル部圧損を平坦化 → 最大圧損を低減
- (2) Naプレナムによるボイド反応度低減

遮蔽体(SUS+Na)



R Z 炉心計算体系

(単位: cm)

図4.1.2-3 平坦化の考え方と炉心概略図 (1バッチ炉心)

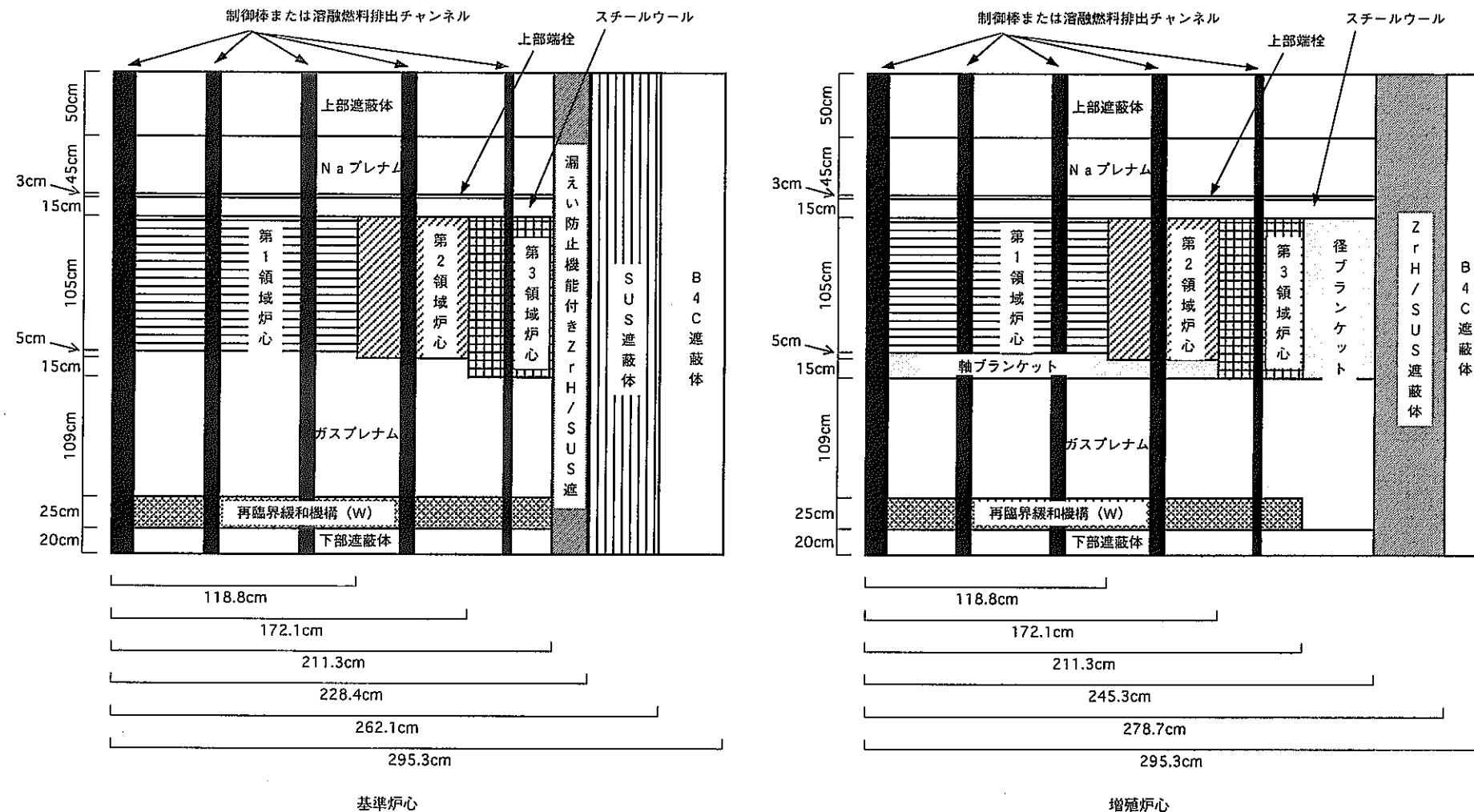


図 4.1.2-4 炉心の垂直断面概略図

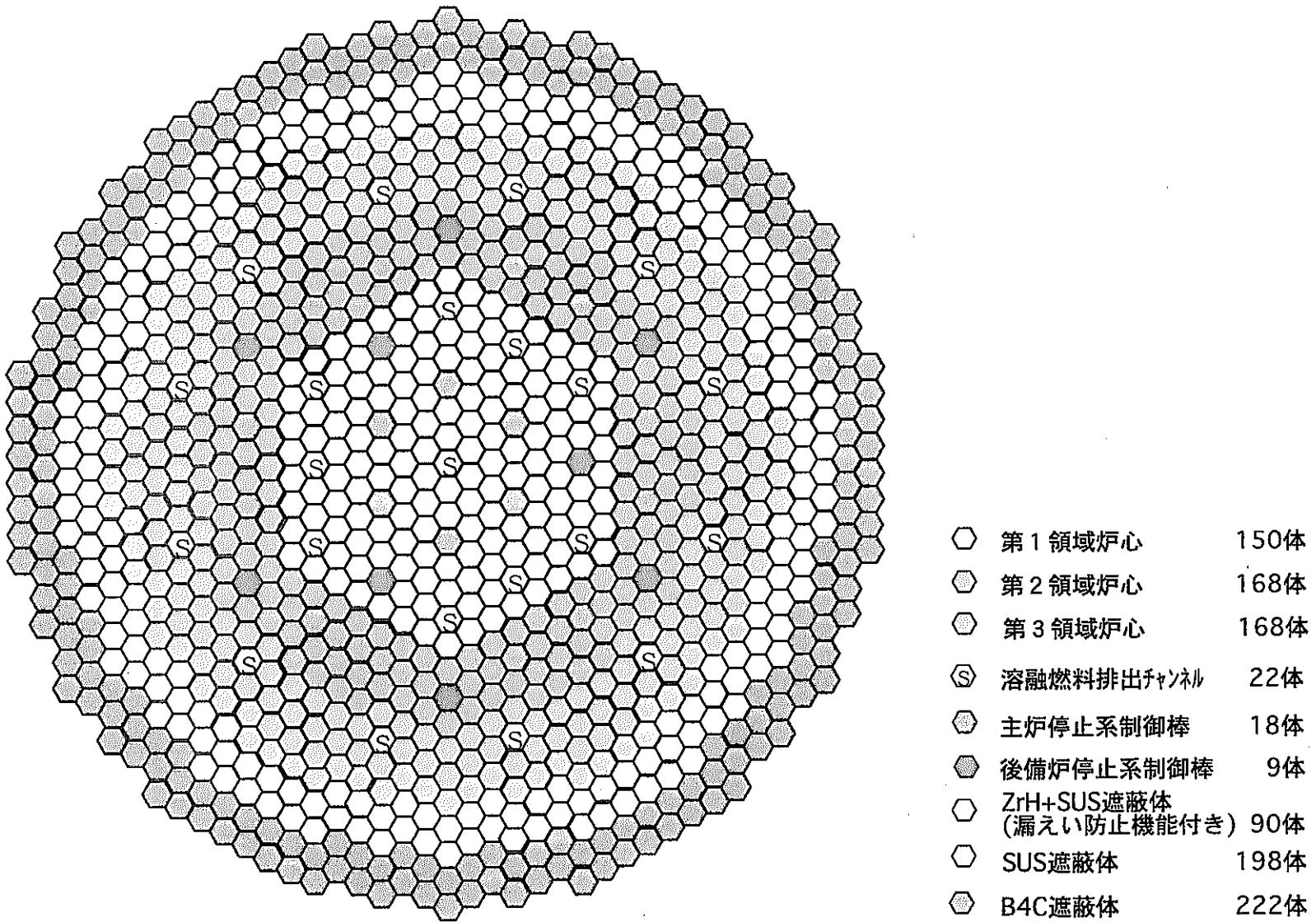


図4.1.2-5 炉心水平断面配置図

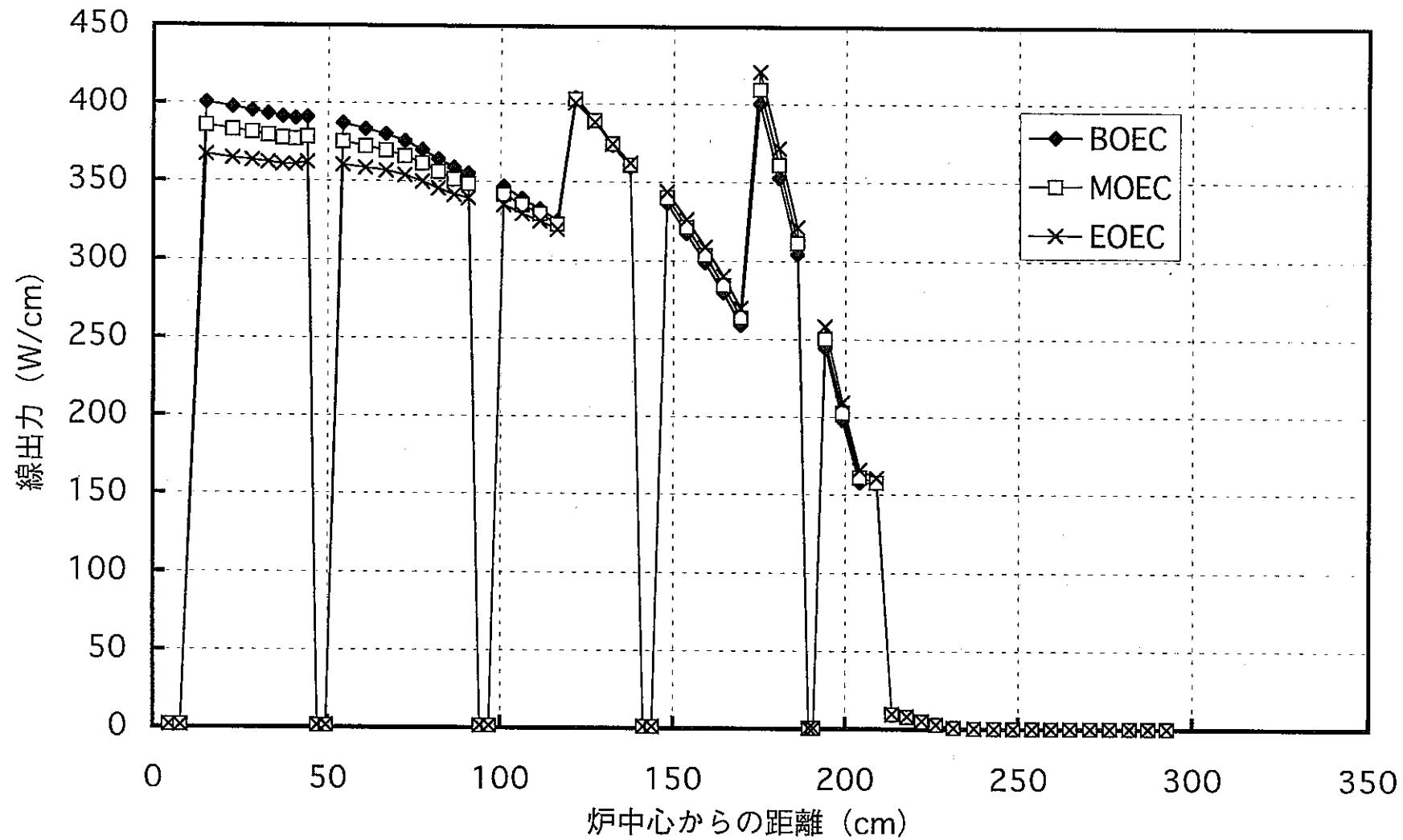


図4.1.2-6 基準炉心の径方向線出力分布の燃焼変化
(炉心高さ：105/110/125cm、Pu富化度14.8wt%、18ヶ月×4バッチ、130GWd/t)

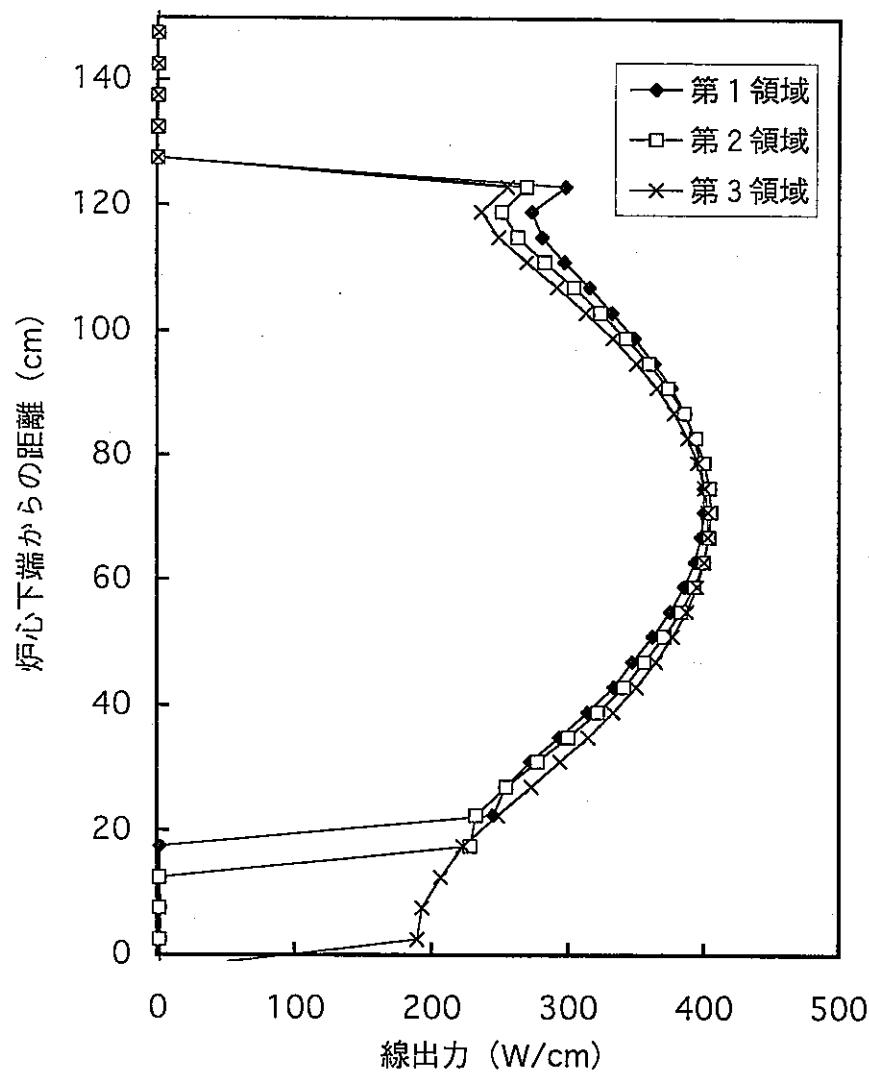


図 4.1.2-7 (1) 基準炉心の平衡炉心初期
各領域ピーク位置の軸方向線出力分布

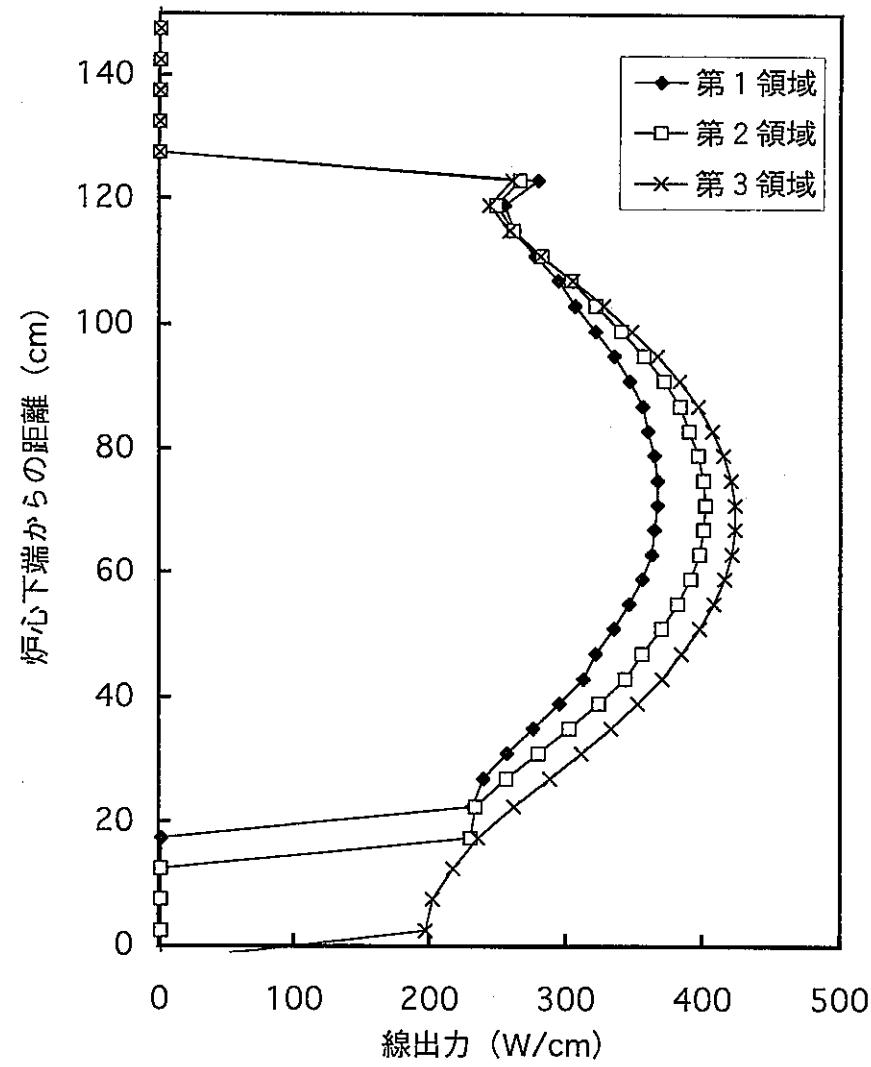


図 4.1.2-7 (2) 基準炉心の平衡炉心末期
各領域ピーク位置の軸方向線出力分布

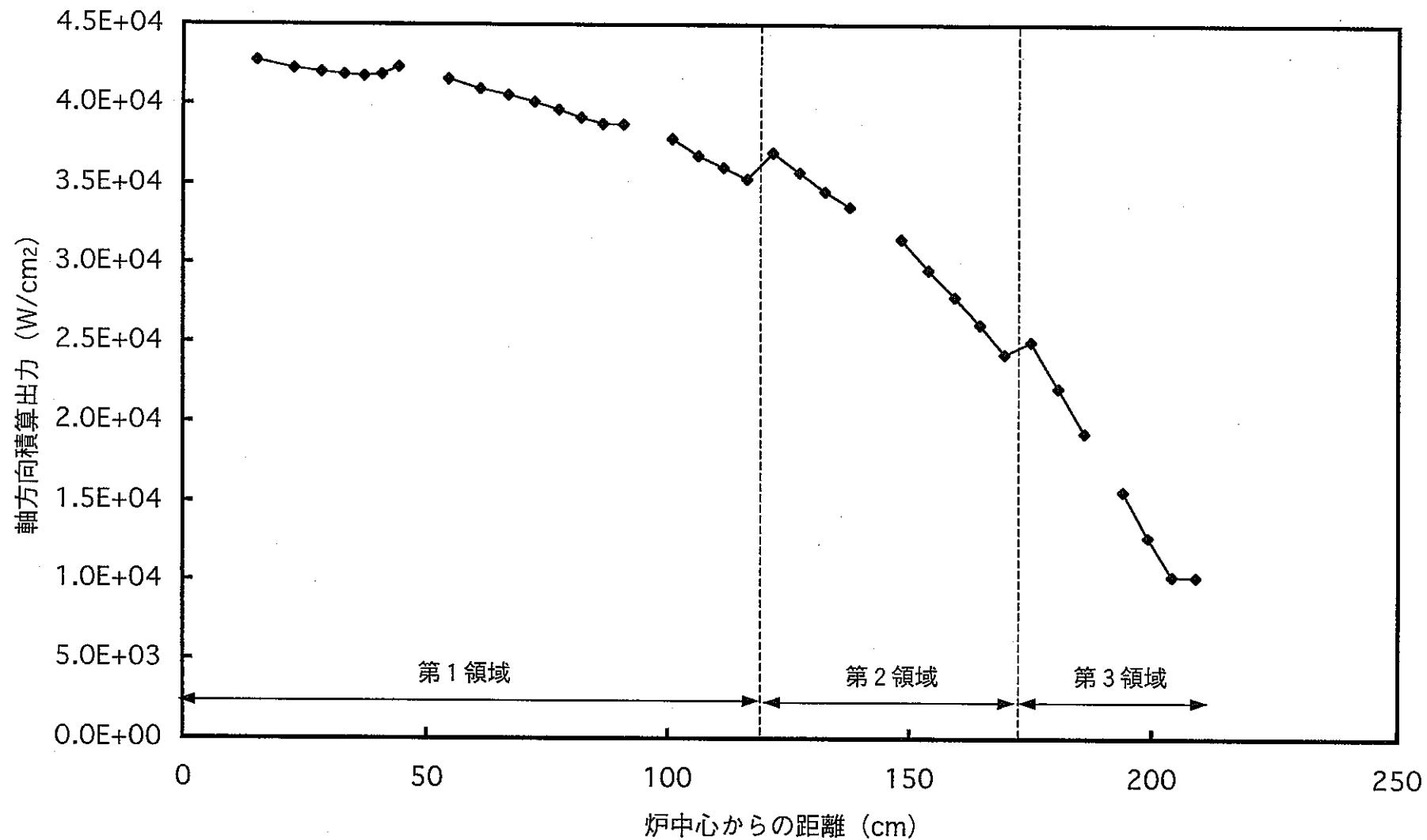


図4.1.2-8 軸方向積算出力の径方向分布(燃焼中期)

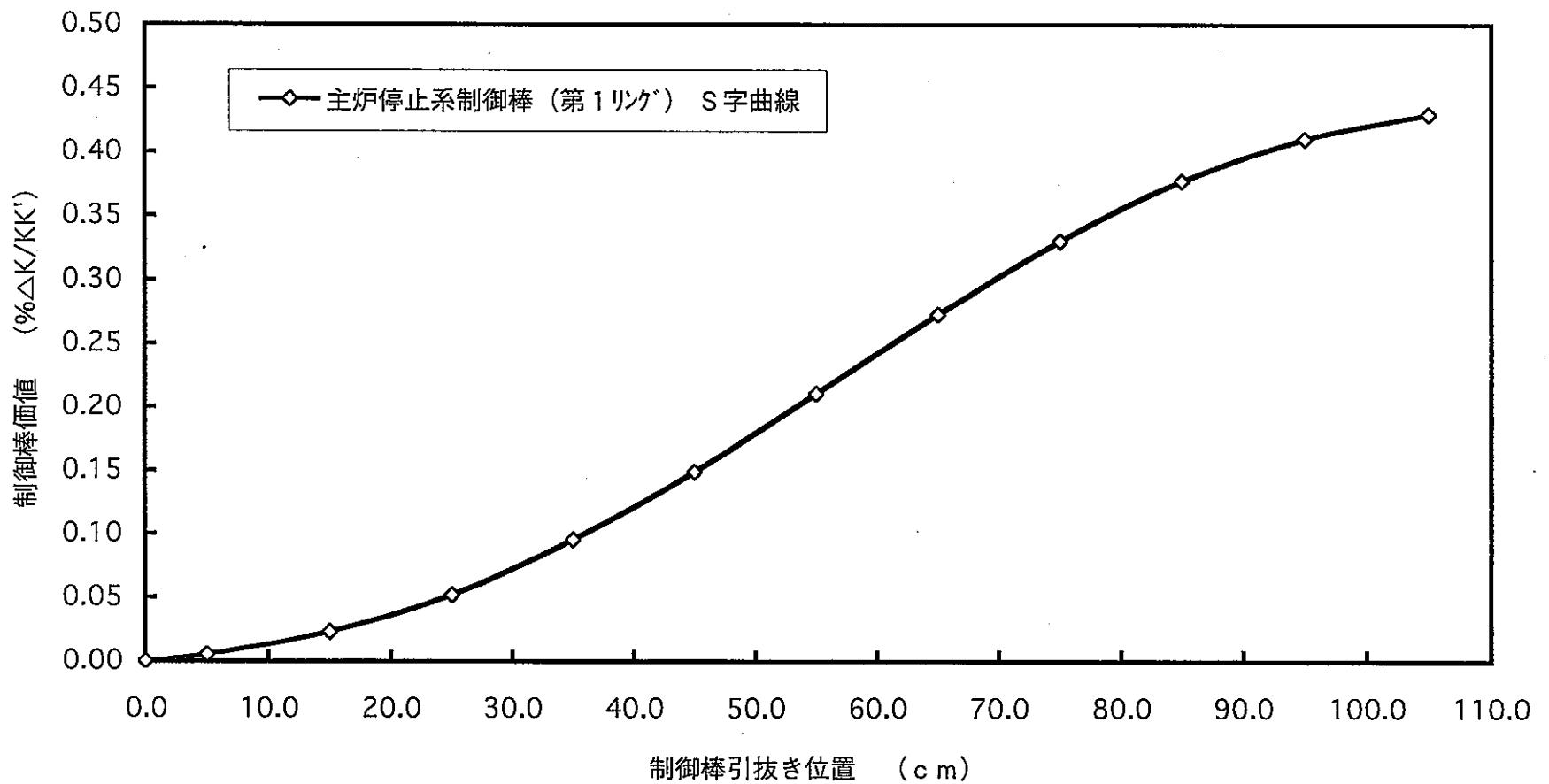


図4.1.2-9 最大引抜き反応度を有する制御棒のS字曲線

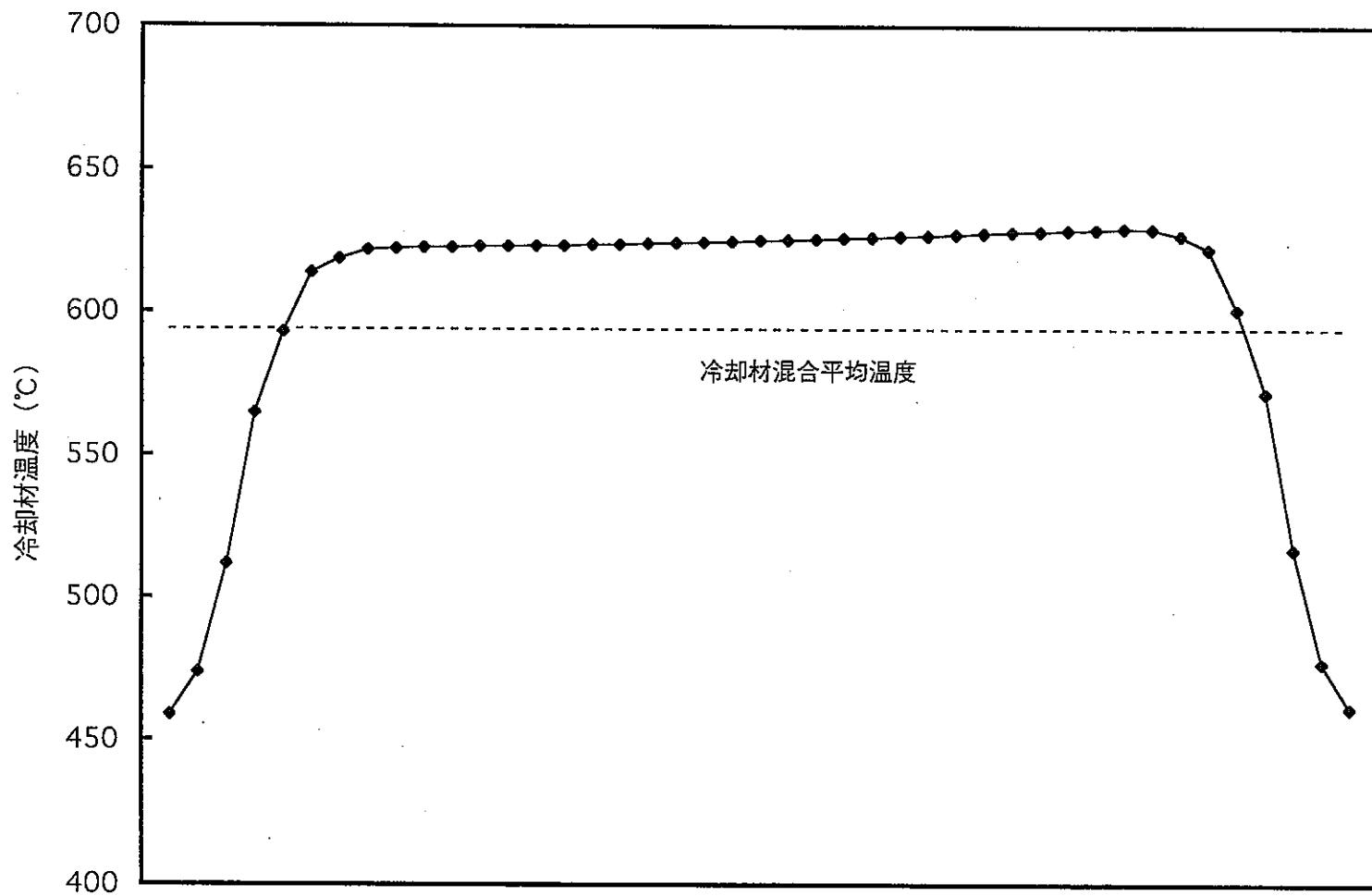


図4.1.2-10 流量領域1の出力最大集合体炉心上端断面における冷却材温度分布

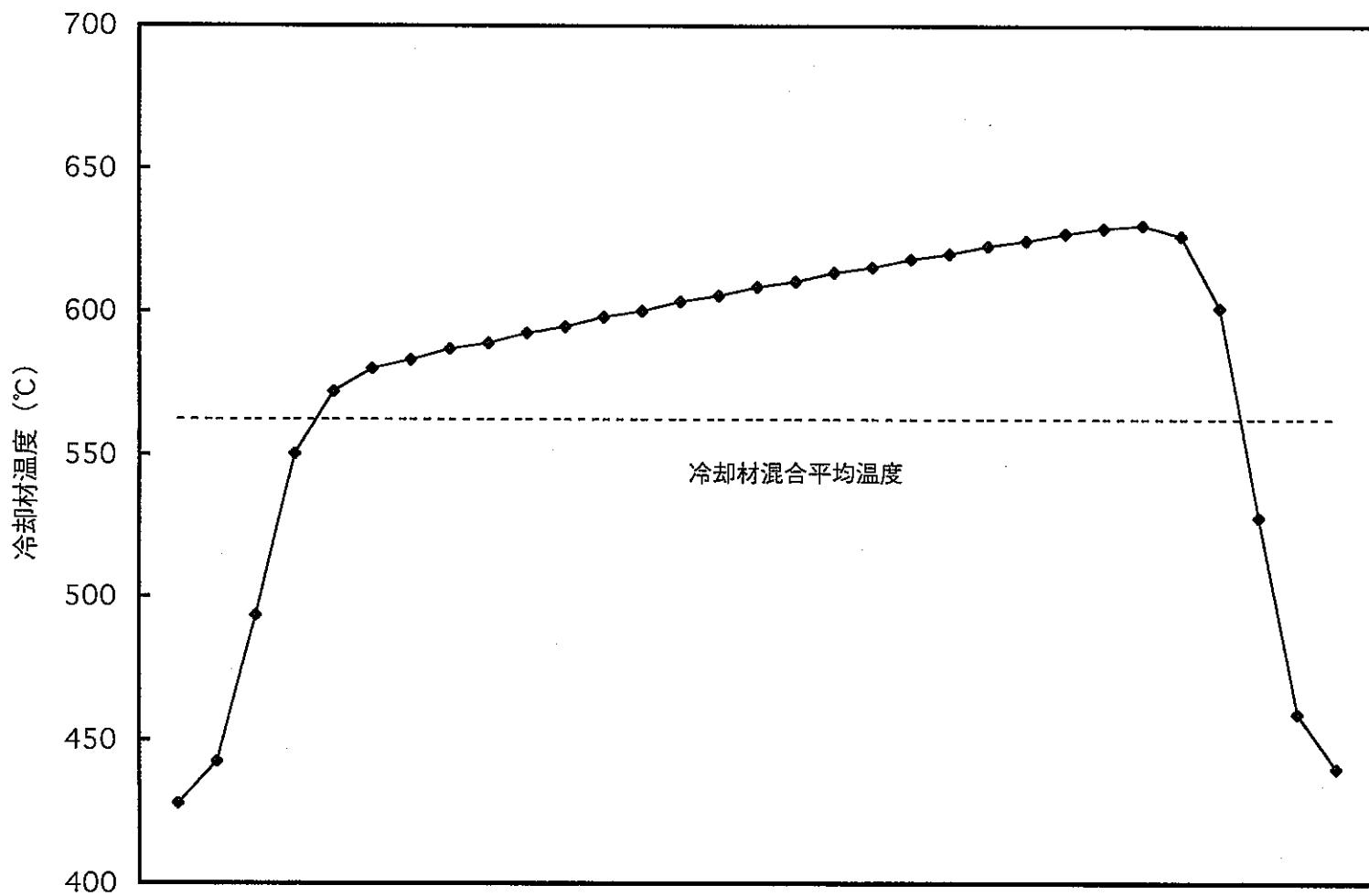


図4.1.2-11 流量領域4の出力最大集合体炉心上端断面における冷却材温度分布

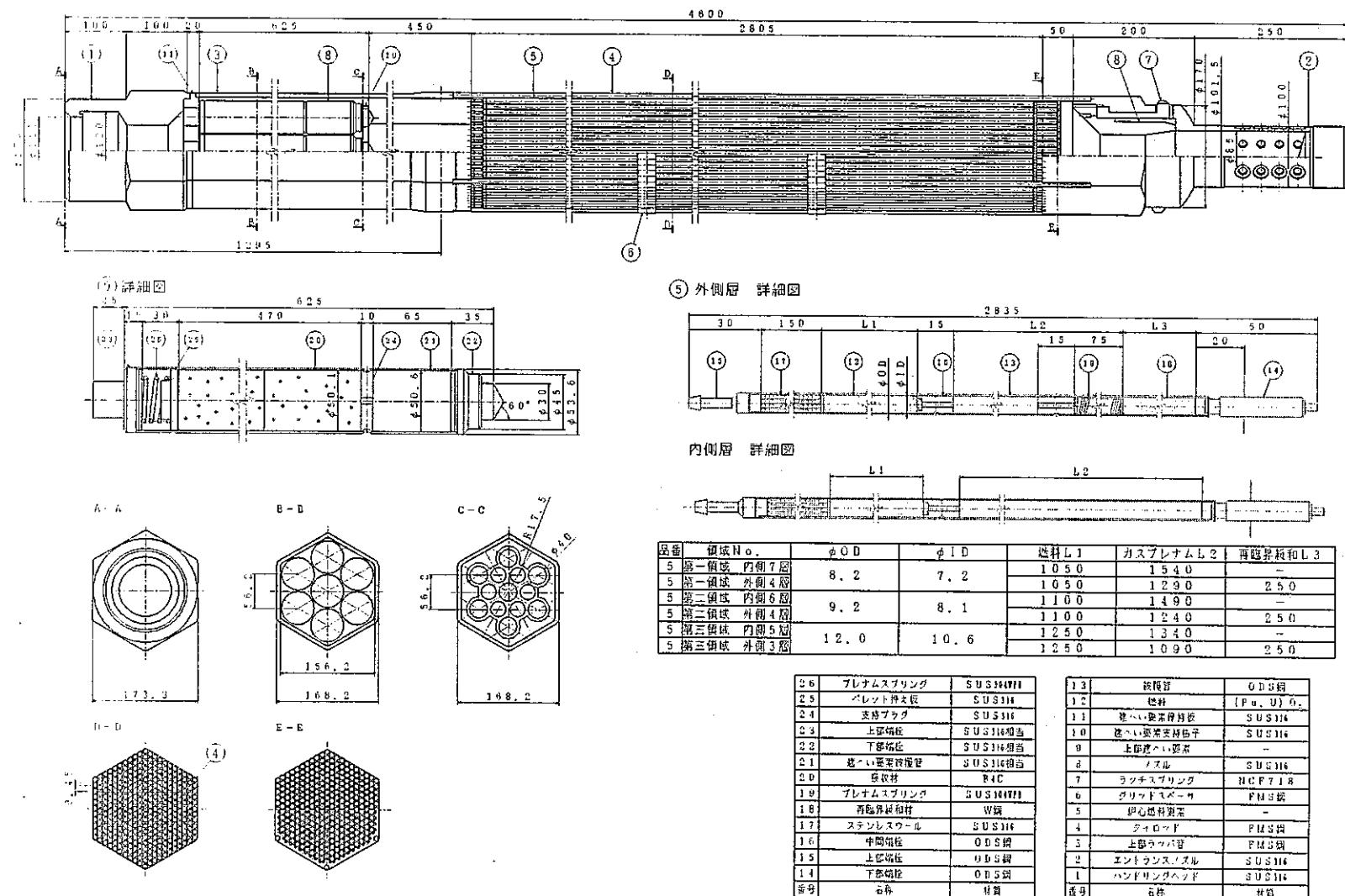


図 4.1.2-12 炉心燃料集合体構造図

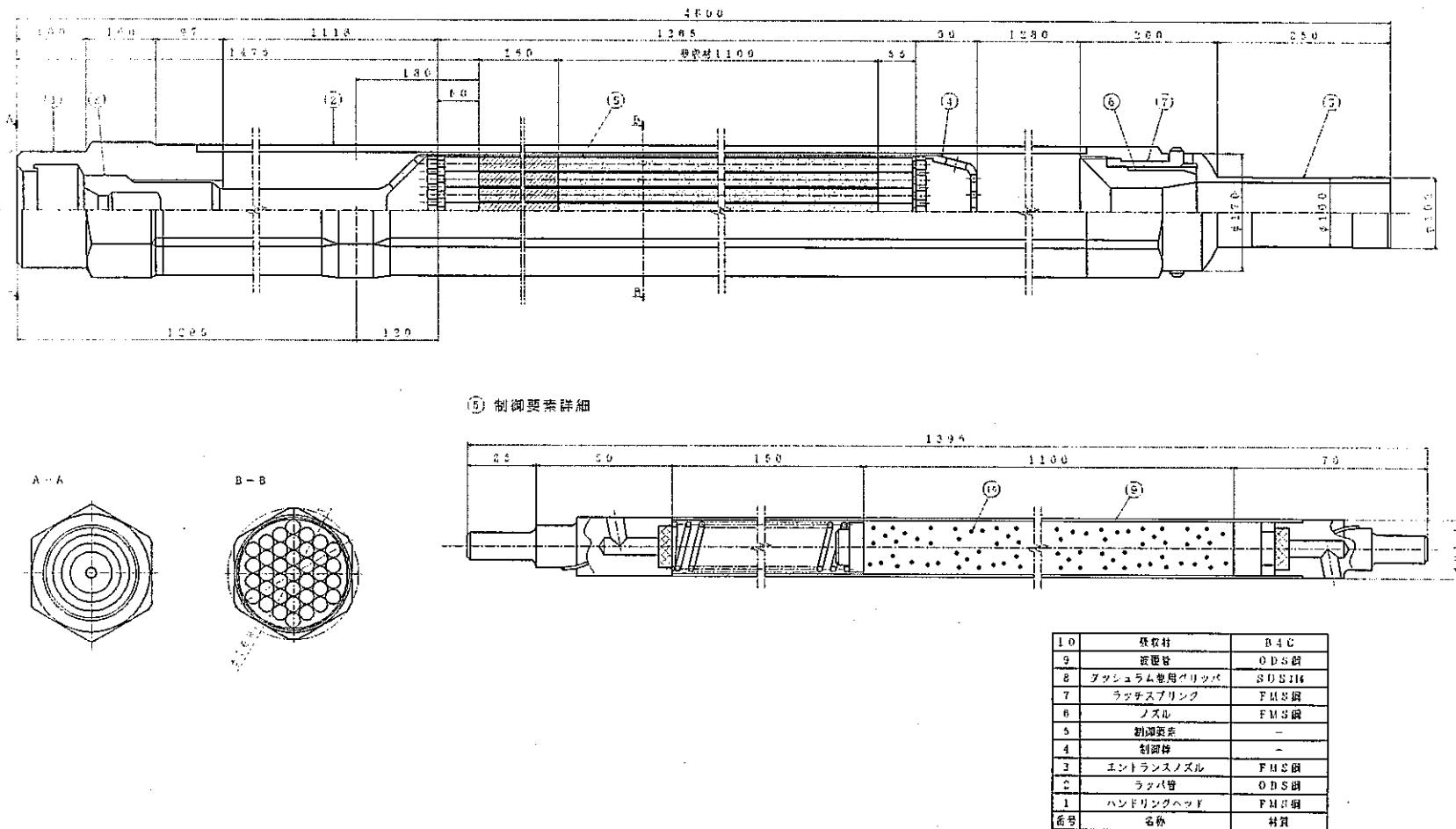
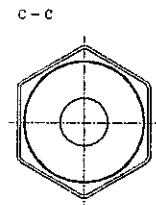
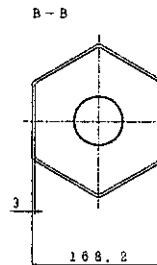
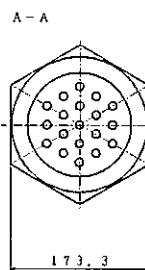
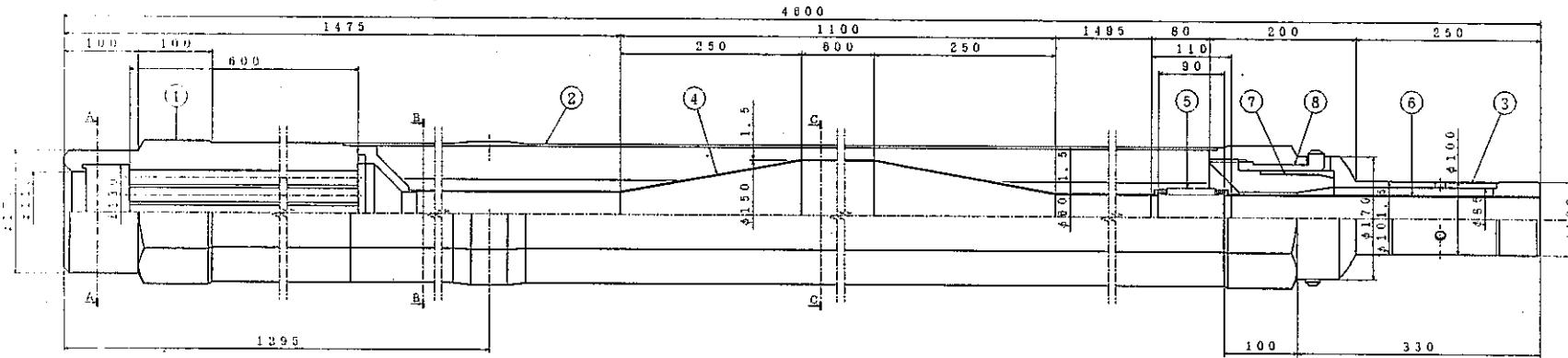


図 4.1.2-13 主炉停止系制御棒構造図



番号	名称	材料
8	ラッヂスプリング	NCPV18
7	ノズル	SUS316
6	燃料排出チャンネル(下)	SUS316相当
5	成形ペローズ	SUS316
4	燃料排出チャンネル(上)	SUS316相当
3	エントランスノズル	SUS316
2	ラッパ管	FHS鋼
1	ハンドリングヘッド	SUS316
	名称	材质

図 4.1.2-14 溶融燃料排出チャンネル（炉内 GEM 付）構造図

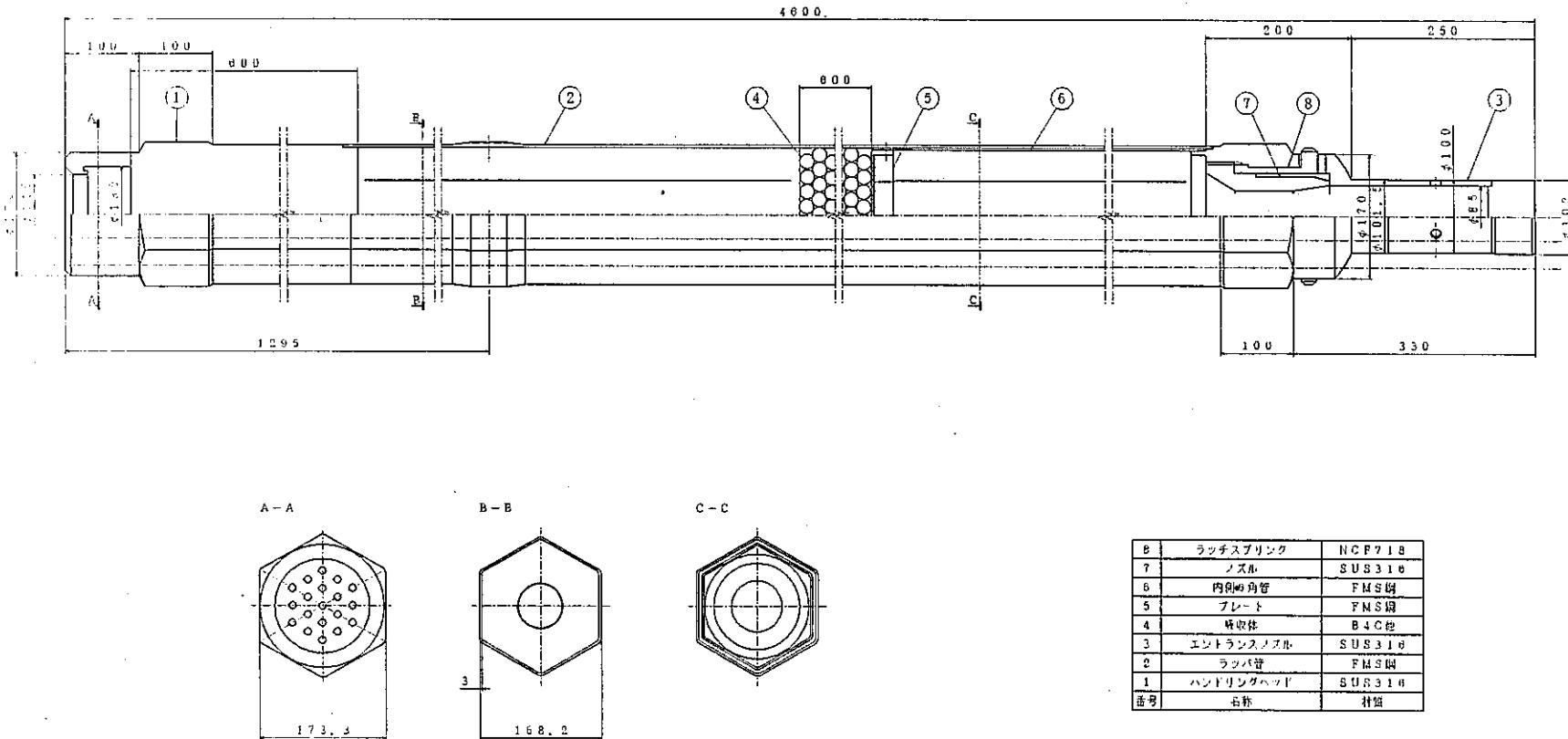


図 4.1.2-15 溶融燃料排出チャンネル（浮上がり吸収体付き炉内 GEM）構造図

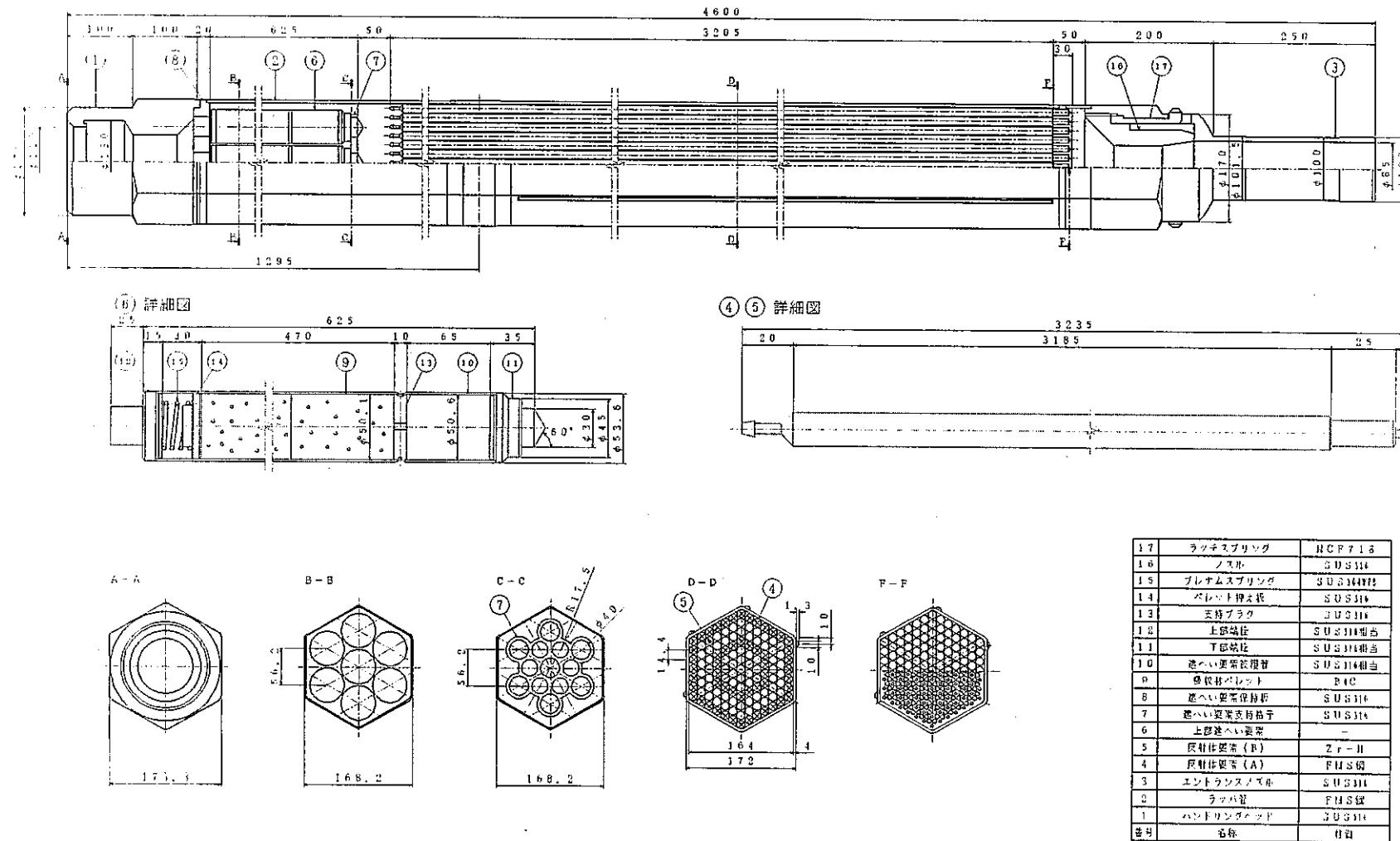


図 4.1.2-16 漏えい防止機能付遮へい体構造図

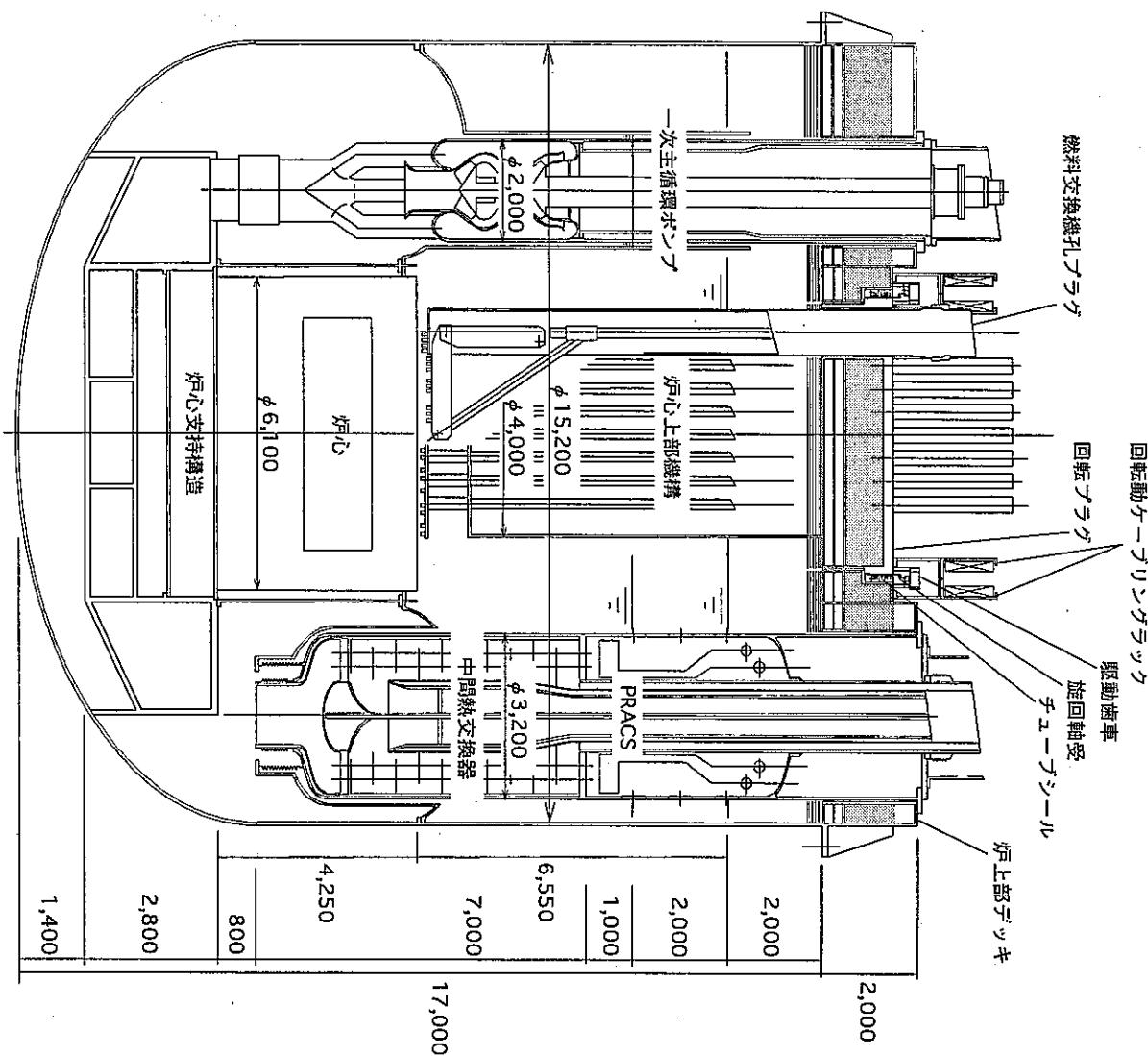


図 4.1.2-17 2 次系機器合体・ループ削減タンク型炉の原子炉構造概念

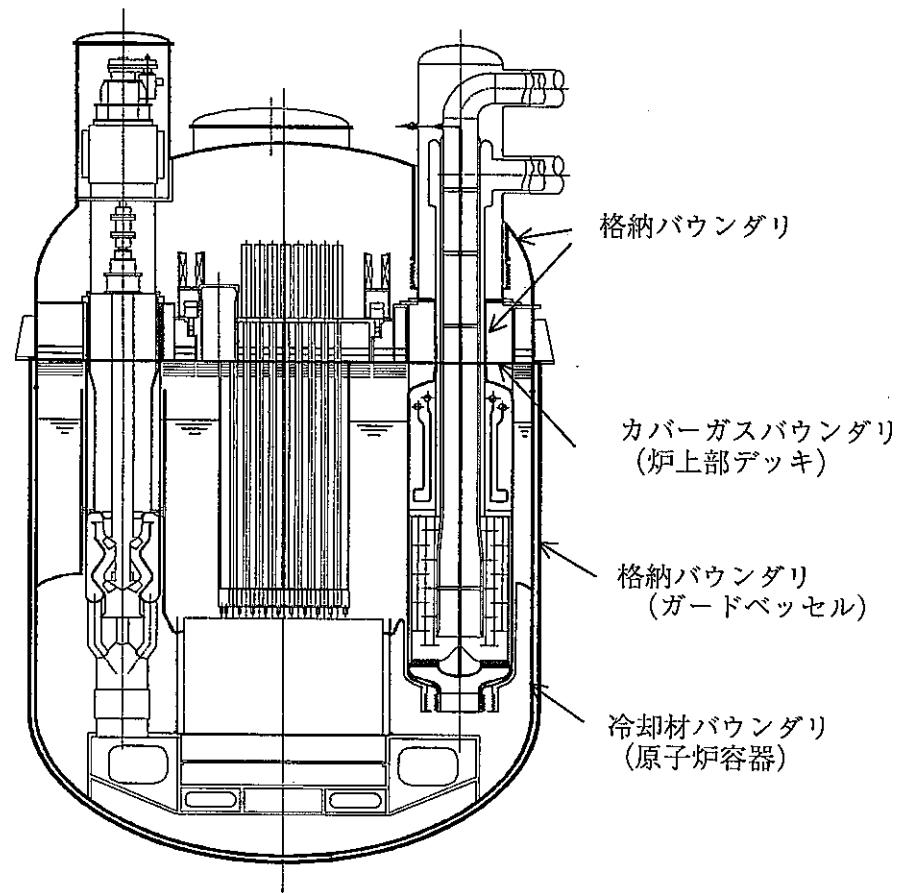
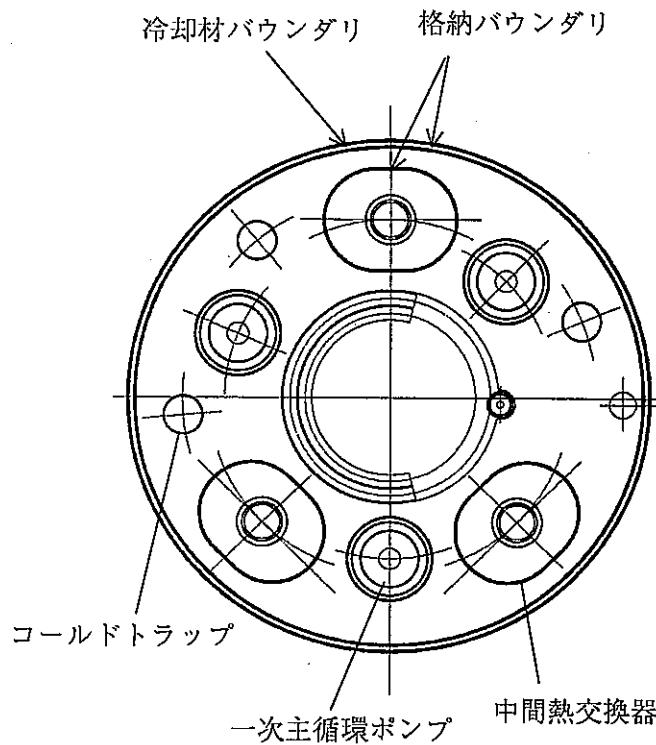


図 4.1.2-18 バウンダリ概念図

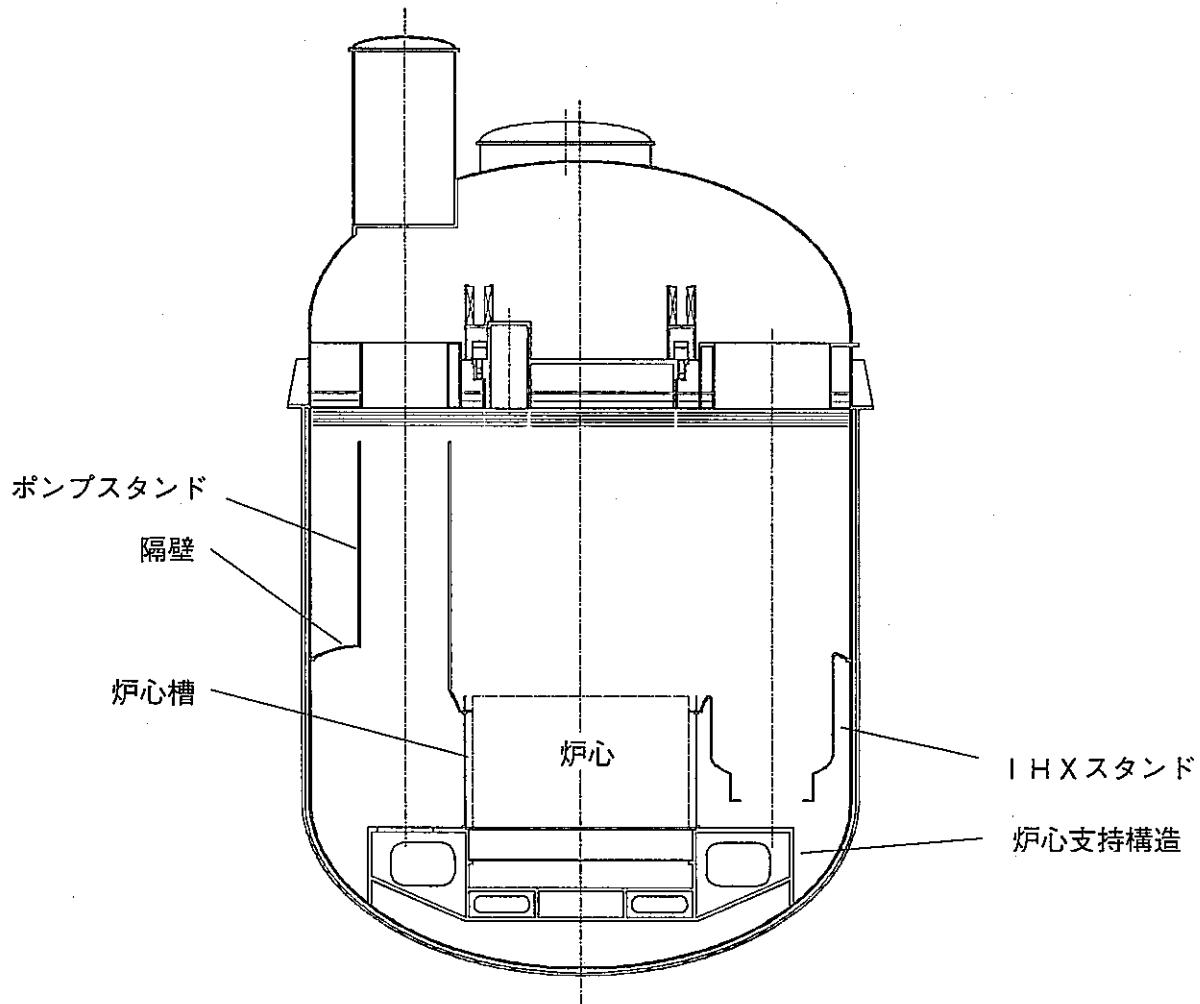


図 4.1.2-19 炉内構造物概念図

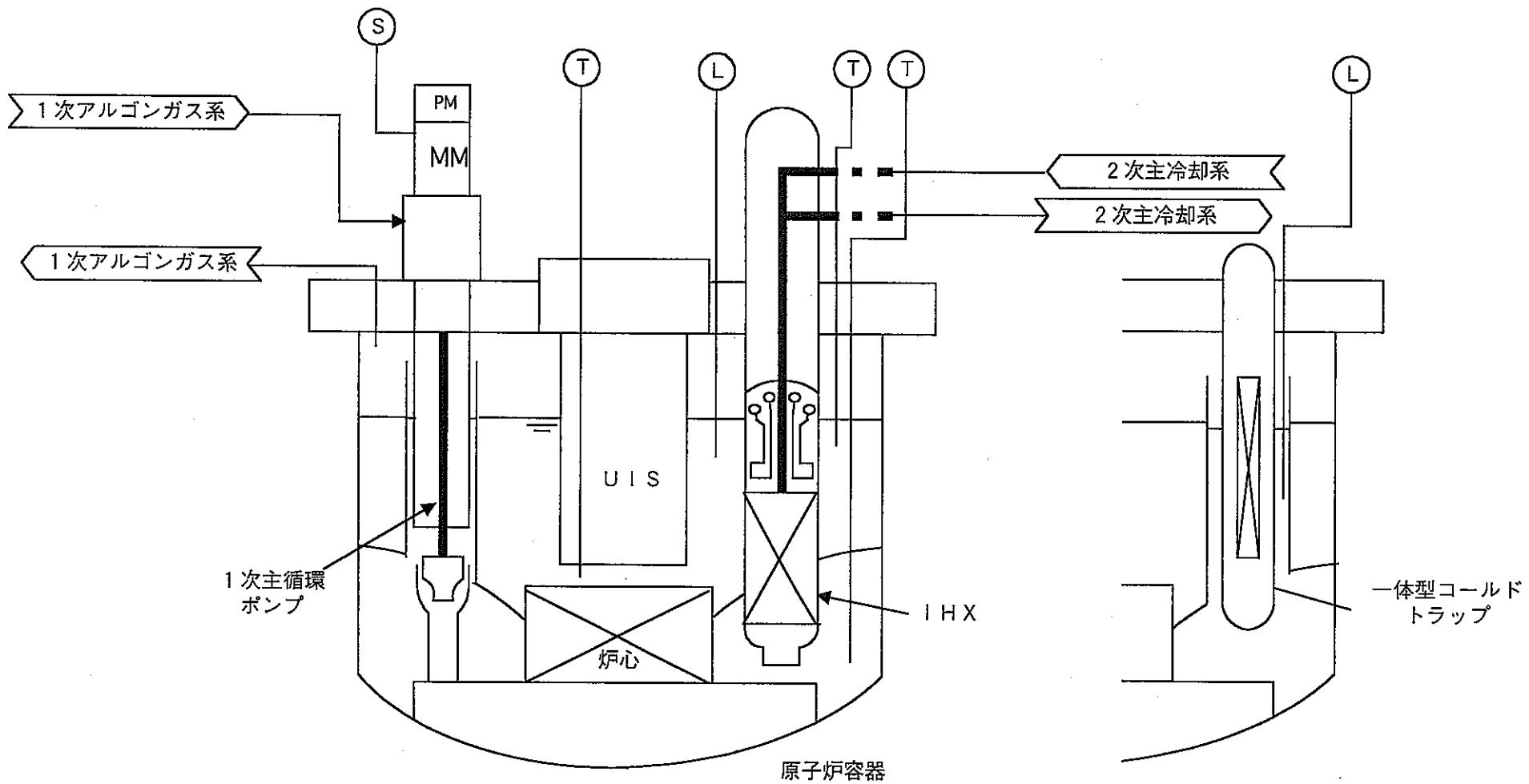


図 4.1.2-20 1次主冷却系系統概念図

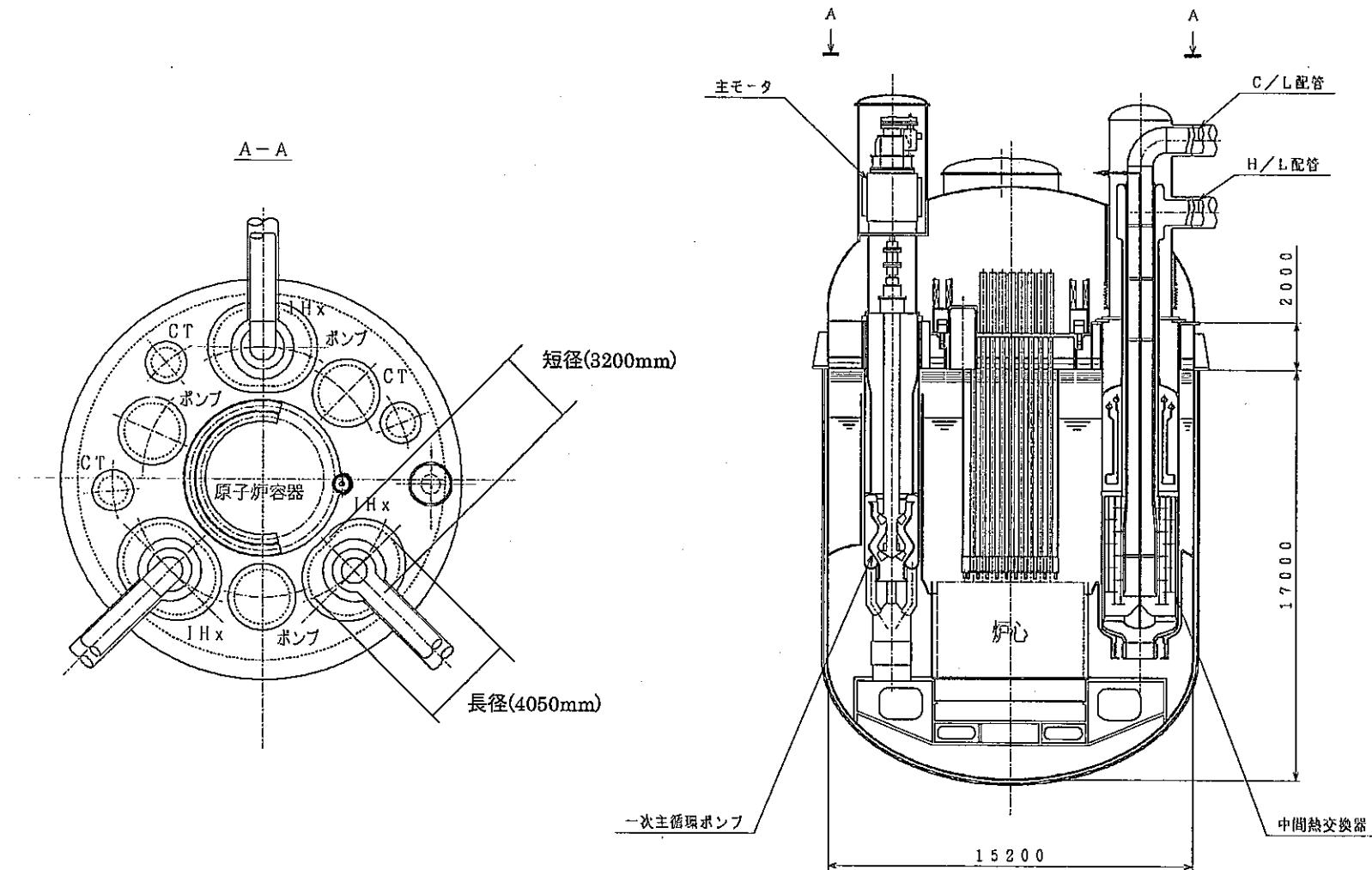


図 4.1.2-21 1次冷却系機器（中間熱交換器、一次主循環ポンプ）概念図

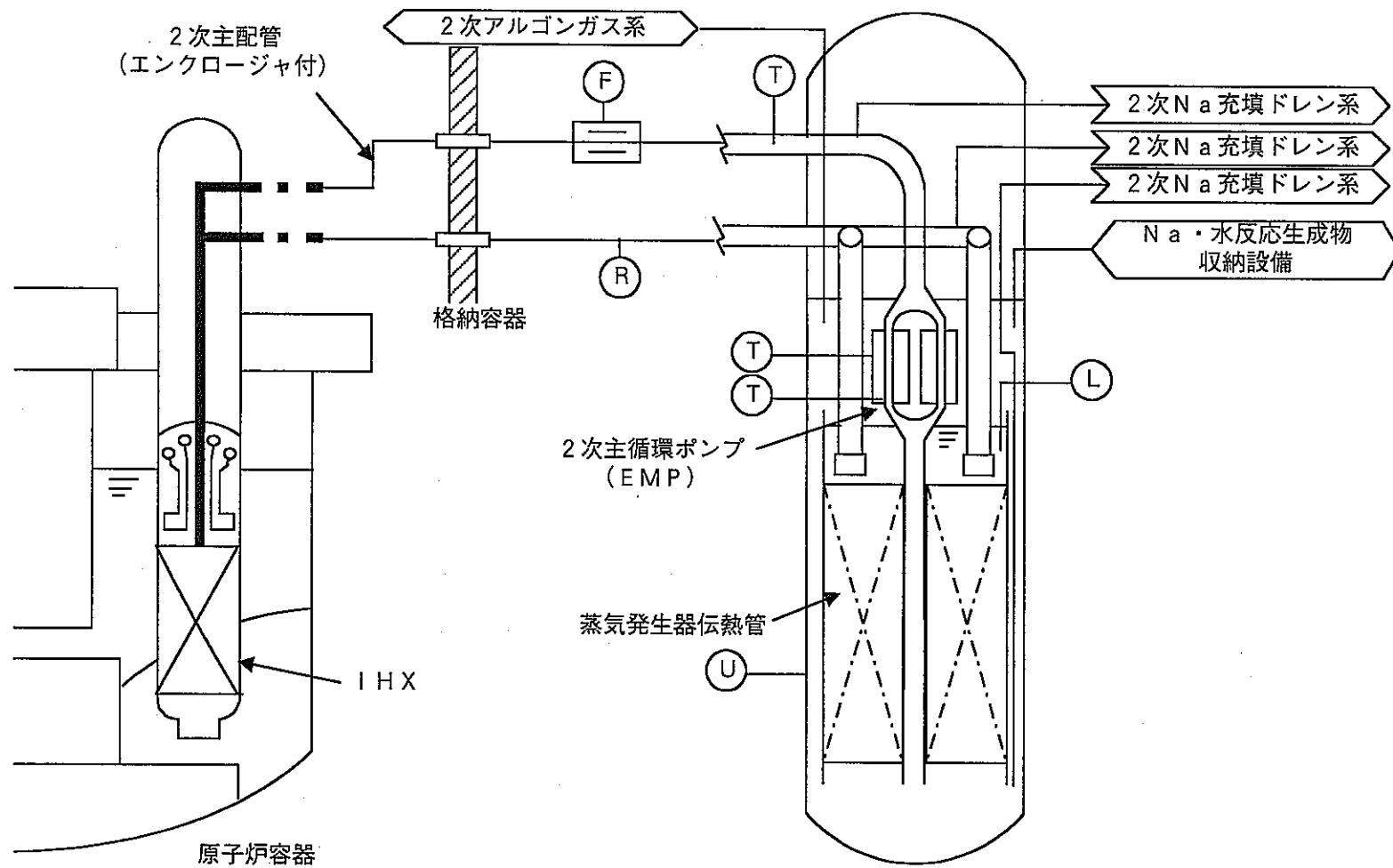


図 4.1.2-22 2次主冷却系系統概念図

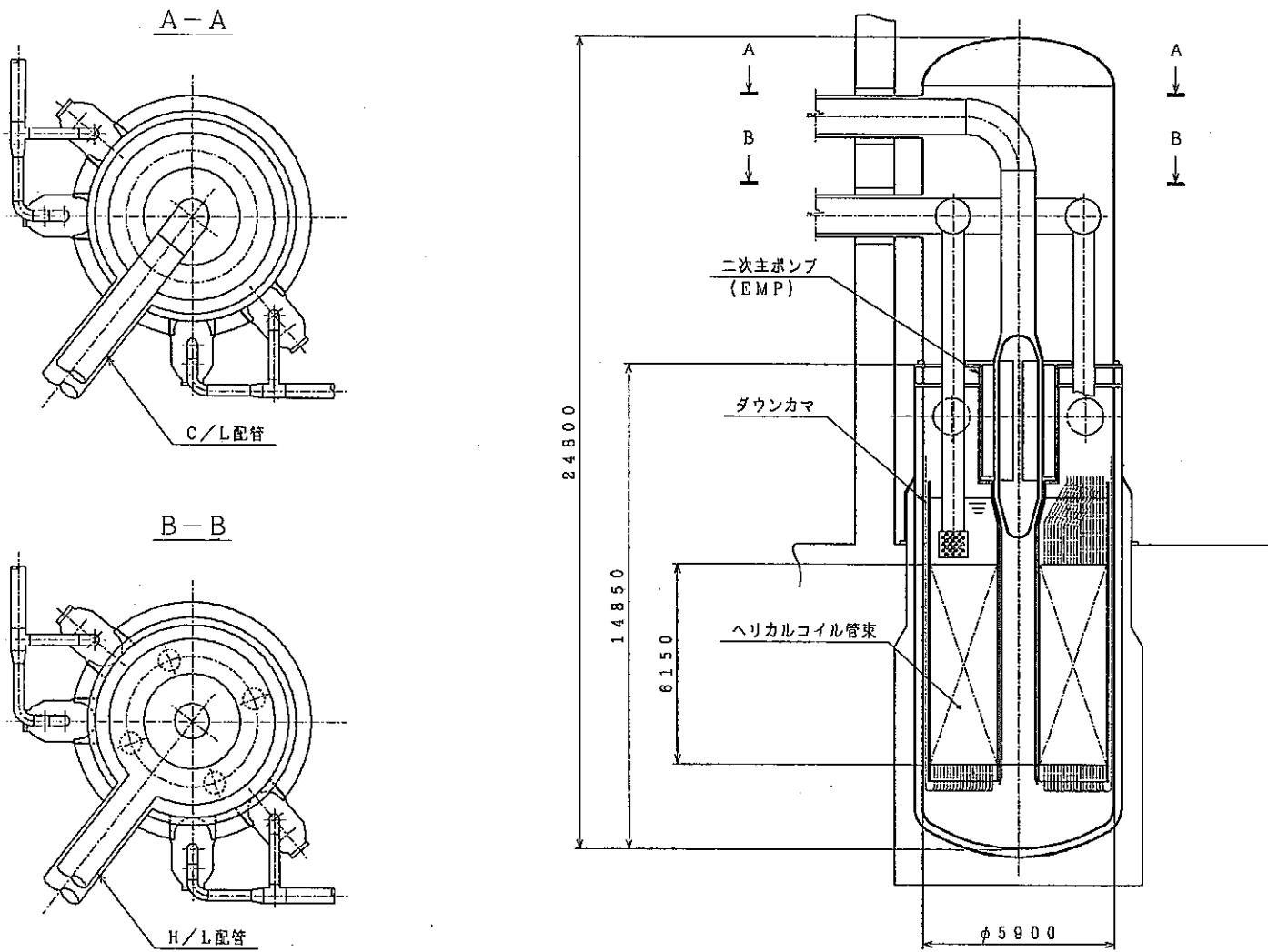
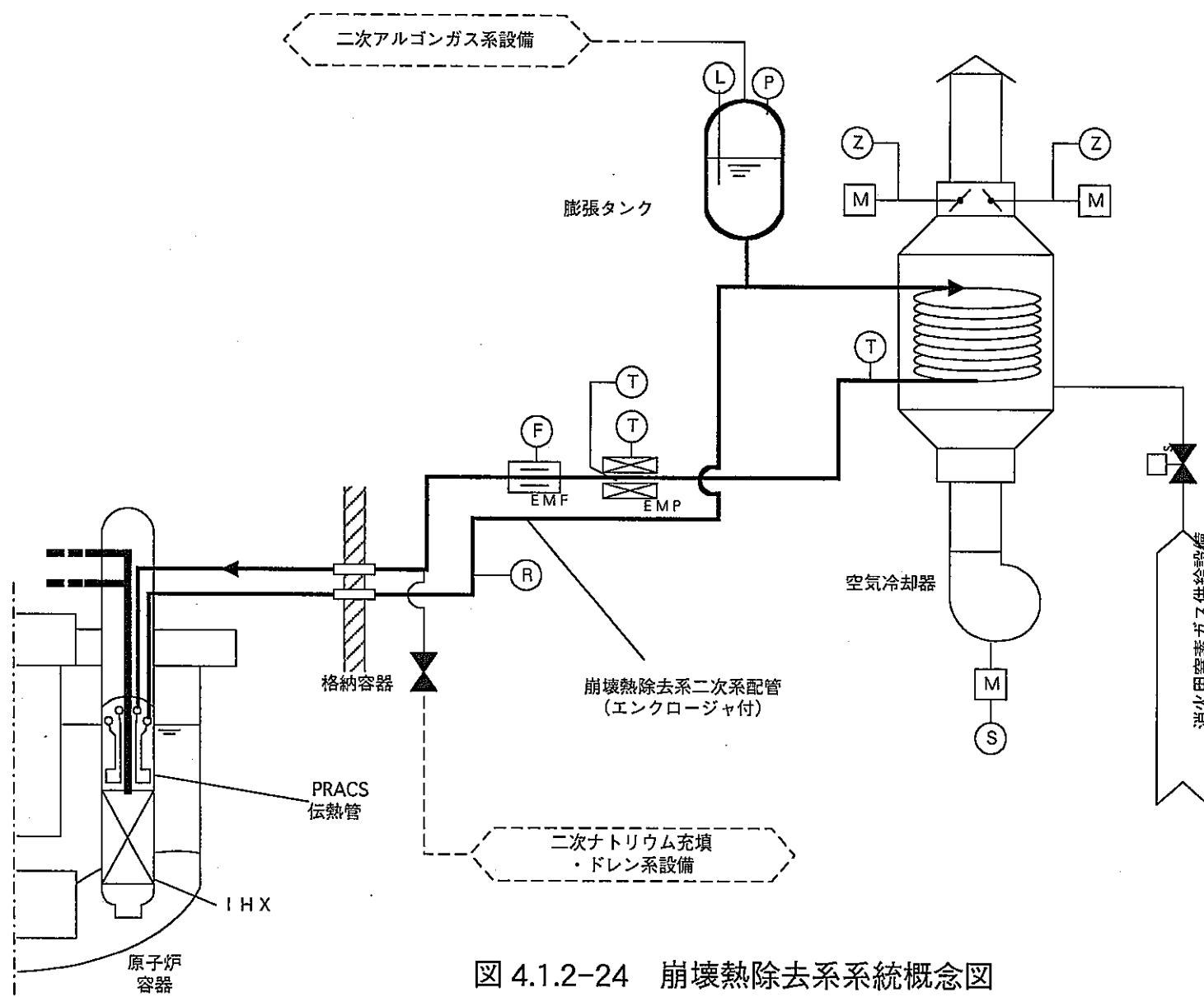


図 4.1.2-23 2次主冷却系機器（蒸気発生器、二次主循環ポンプ）概念図



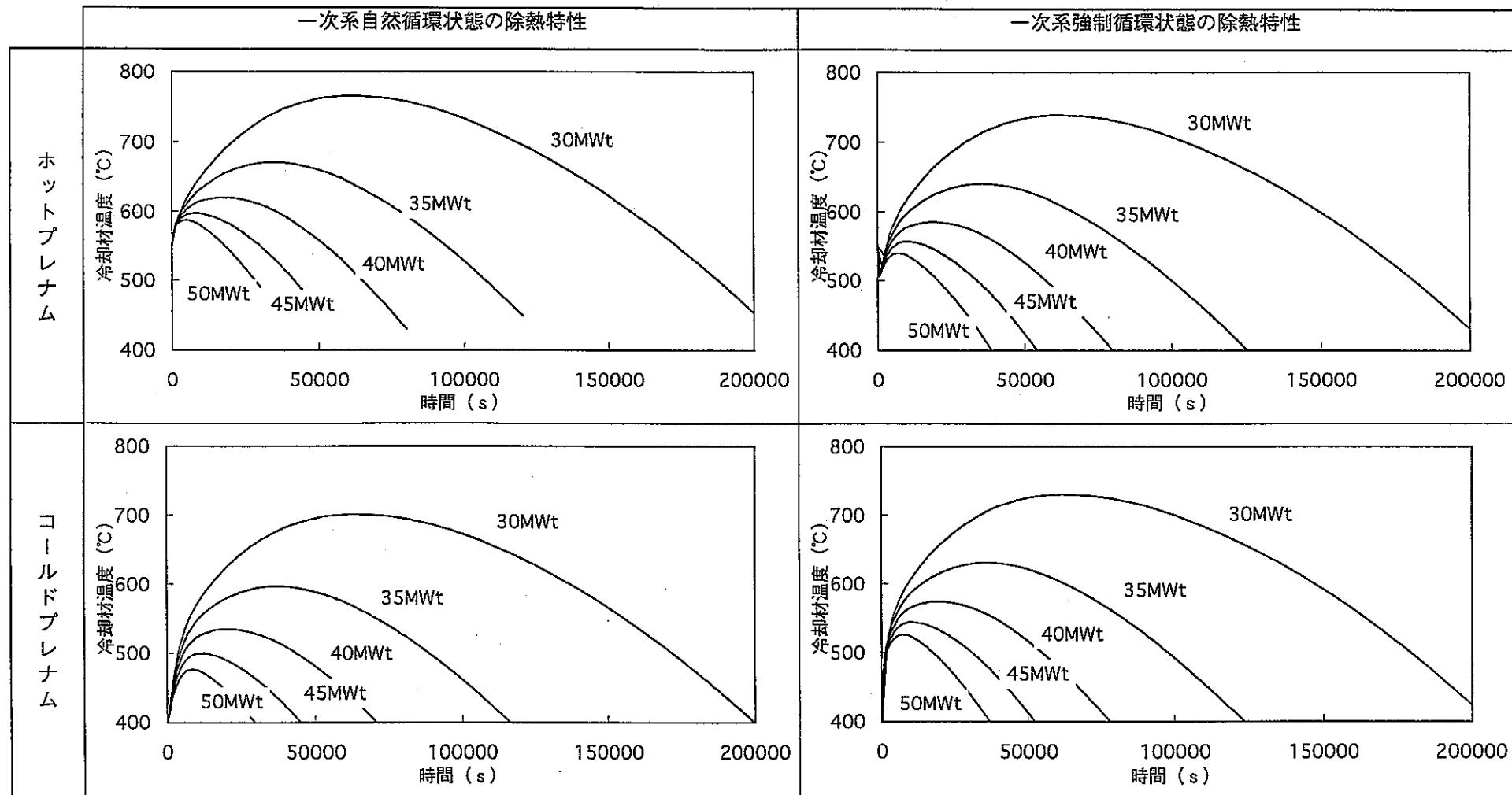


図4.1.2-25 崩壊熱除去系自然循環時及び強制循環時の除熱特性

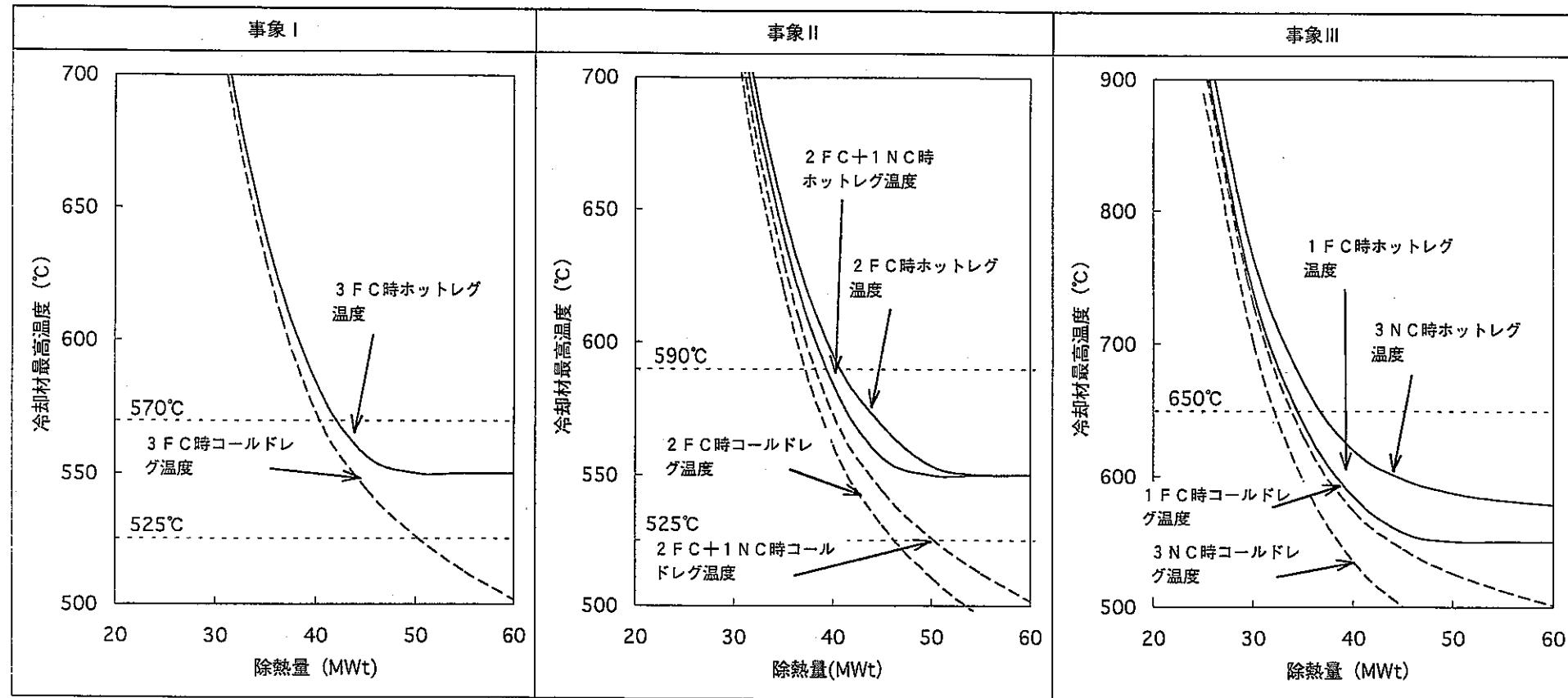


図4.1.2-26 事象区分毎の冷却材最高温度と除熱量との関係

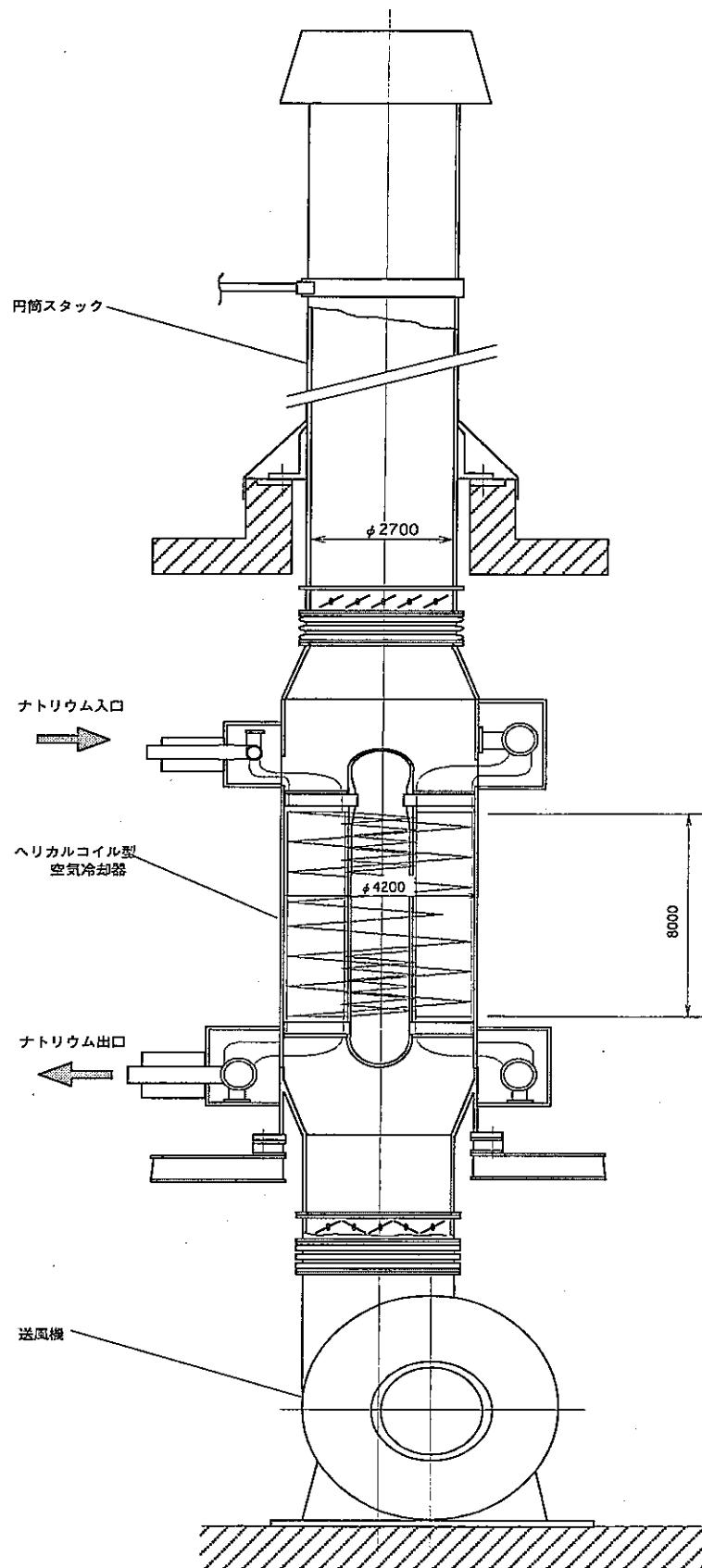


図 4.1.2-27 ヘリカルコイル型空気冷却器構造

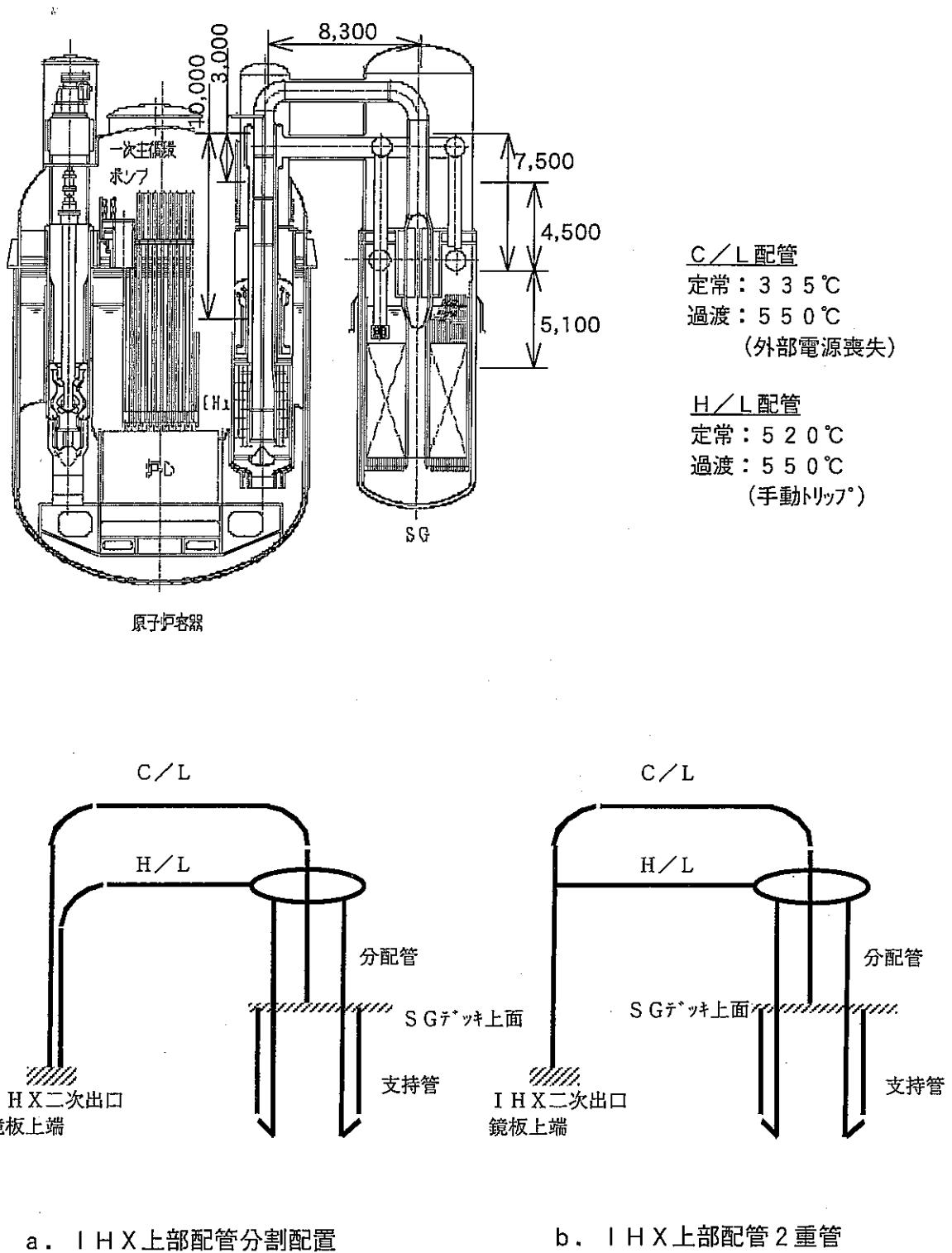
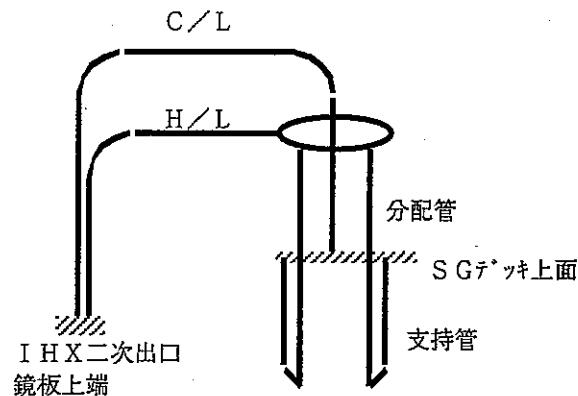
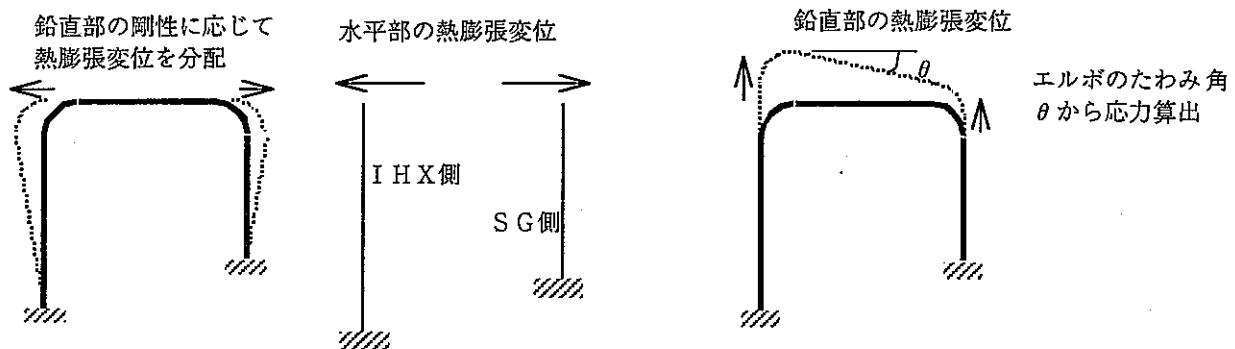


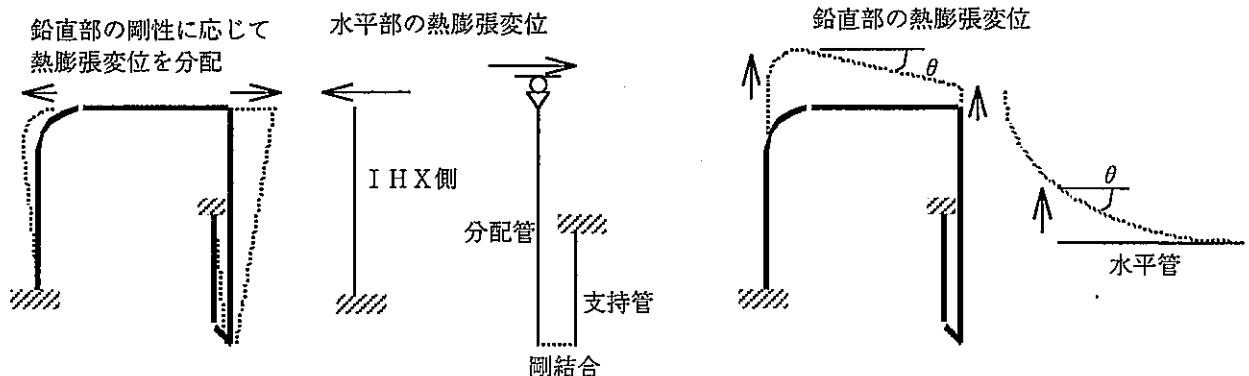
図 4.1.2-28 二次系配管構造



a. 構造概念

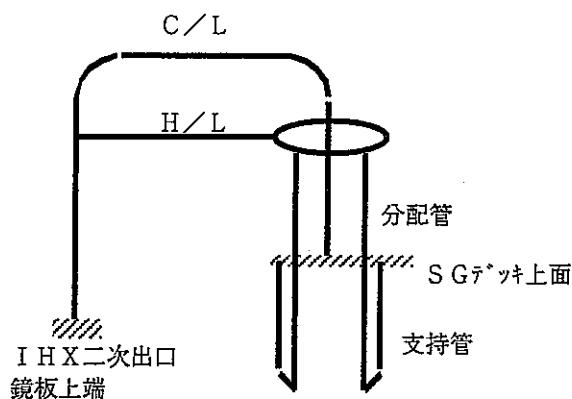


b. C/L 配管評価モデル

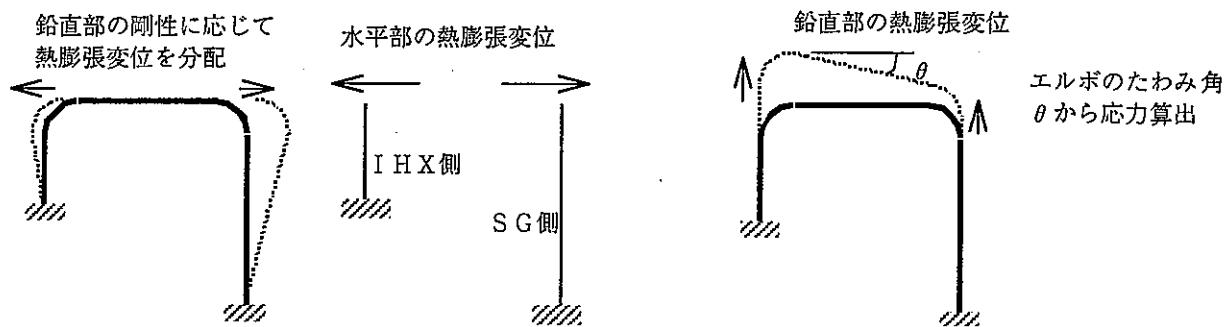


c. H/L 配管評価モデル

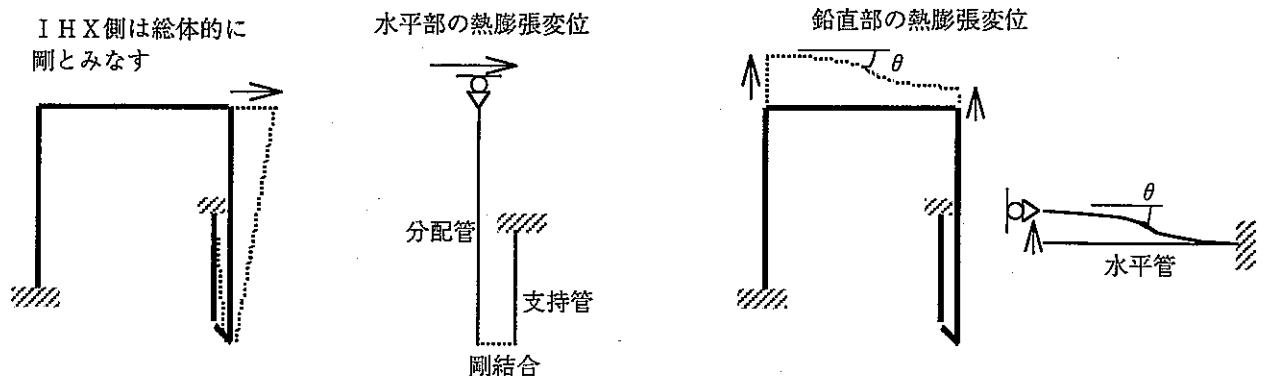
図 4.1.2-29 評価モデルの考え方 (IHX 上部配管分割配置)



a. 構造概念



b. C/L配管評価モデル



c. H/L配管評価モデル

図4.1.2-30 評価モデルの考え方 (IHX上部配管2重管)

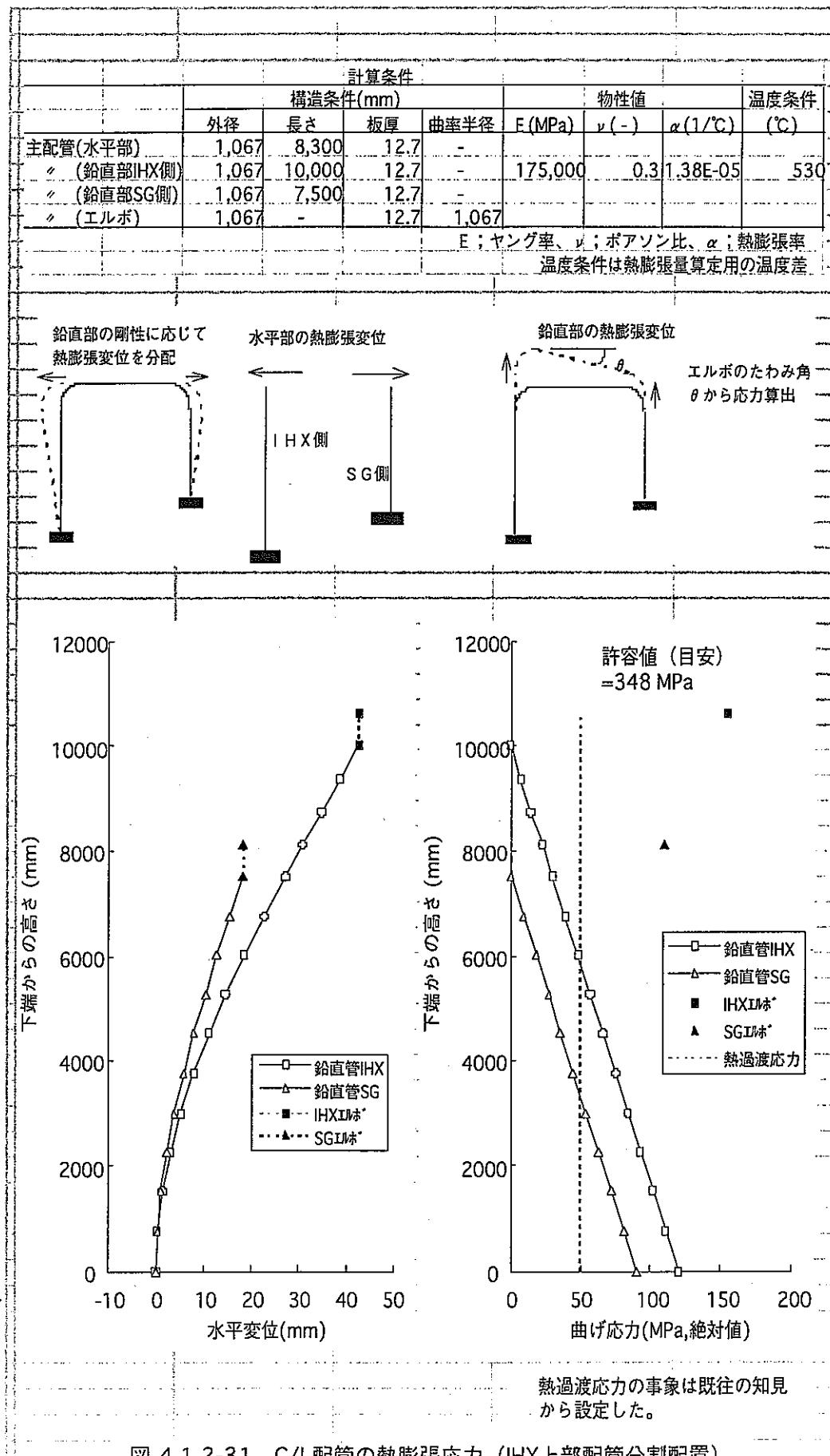


図 4.1.2-31 C/L配管の熱膨張応力 (IHX上部配管分割配置)

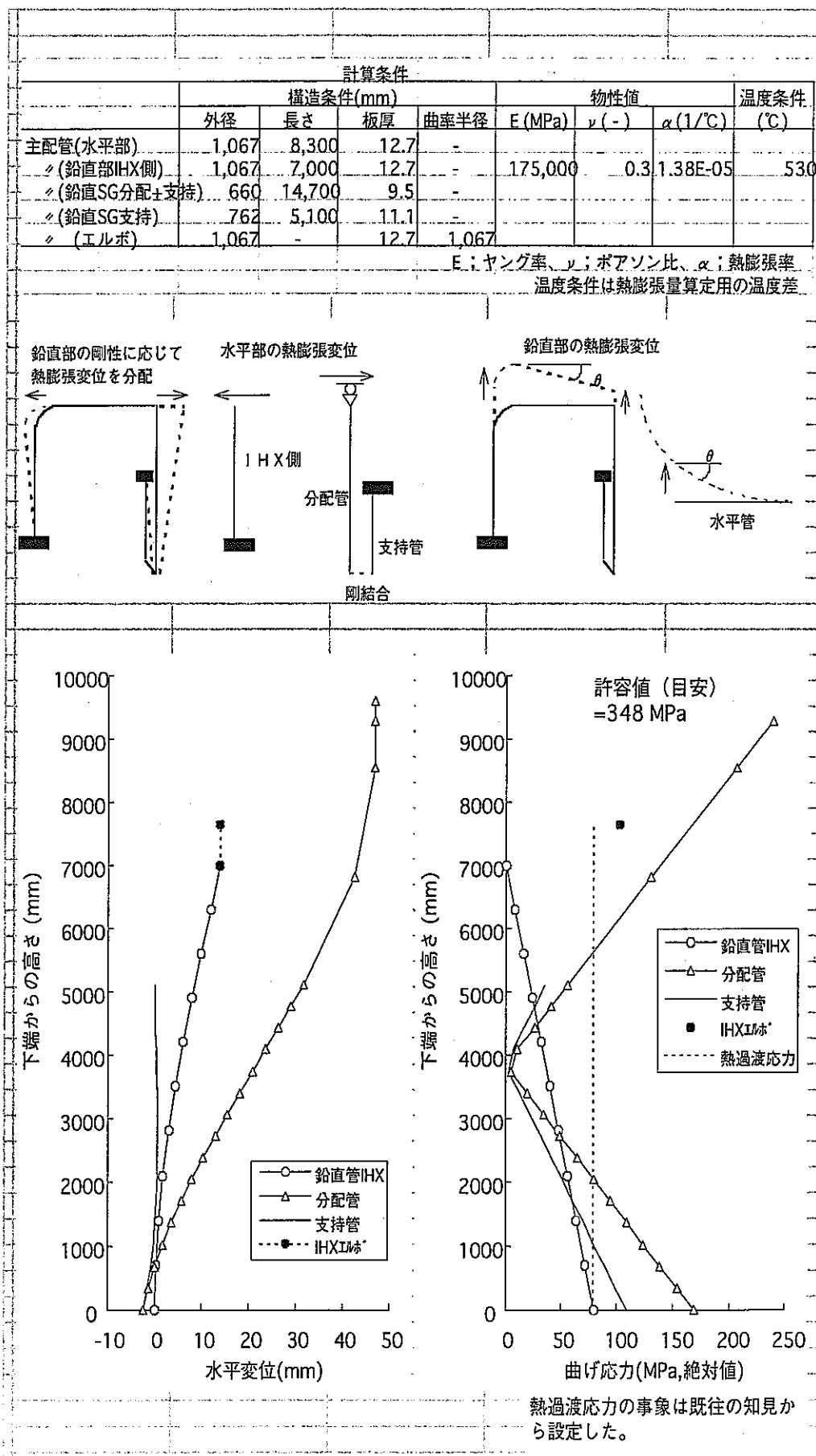
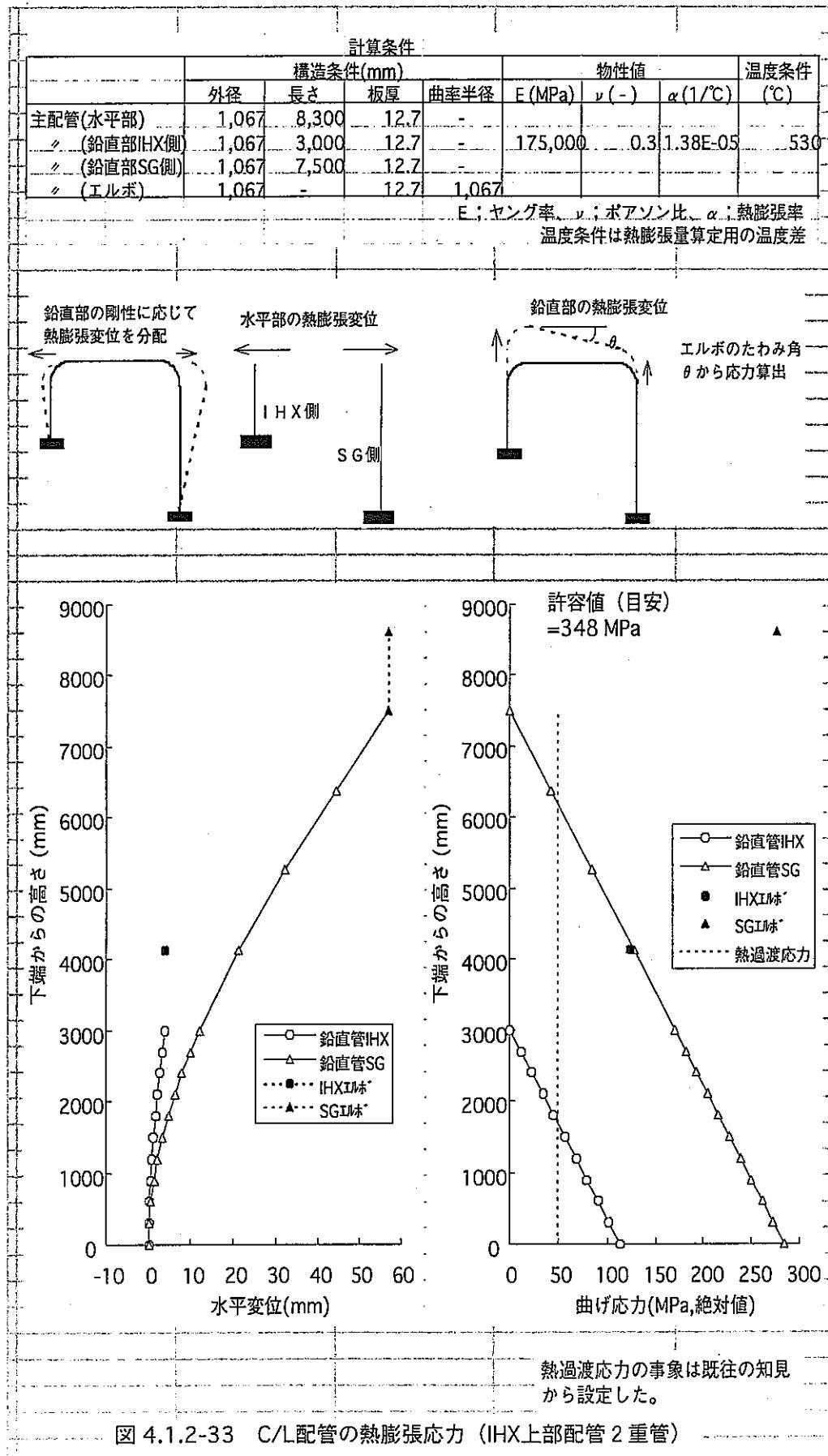


図 4.1.2-32 H/L配管の熱膨張応力 (IHX常備配管分割配置)



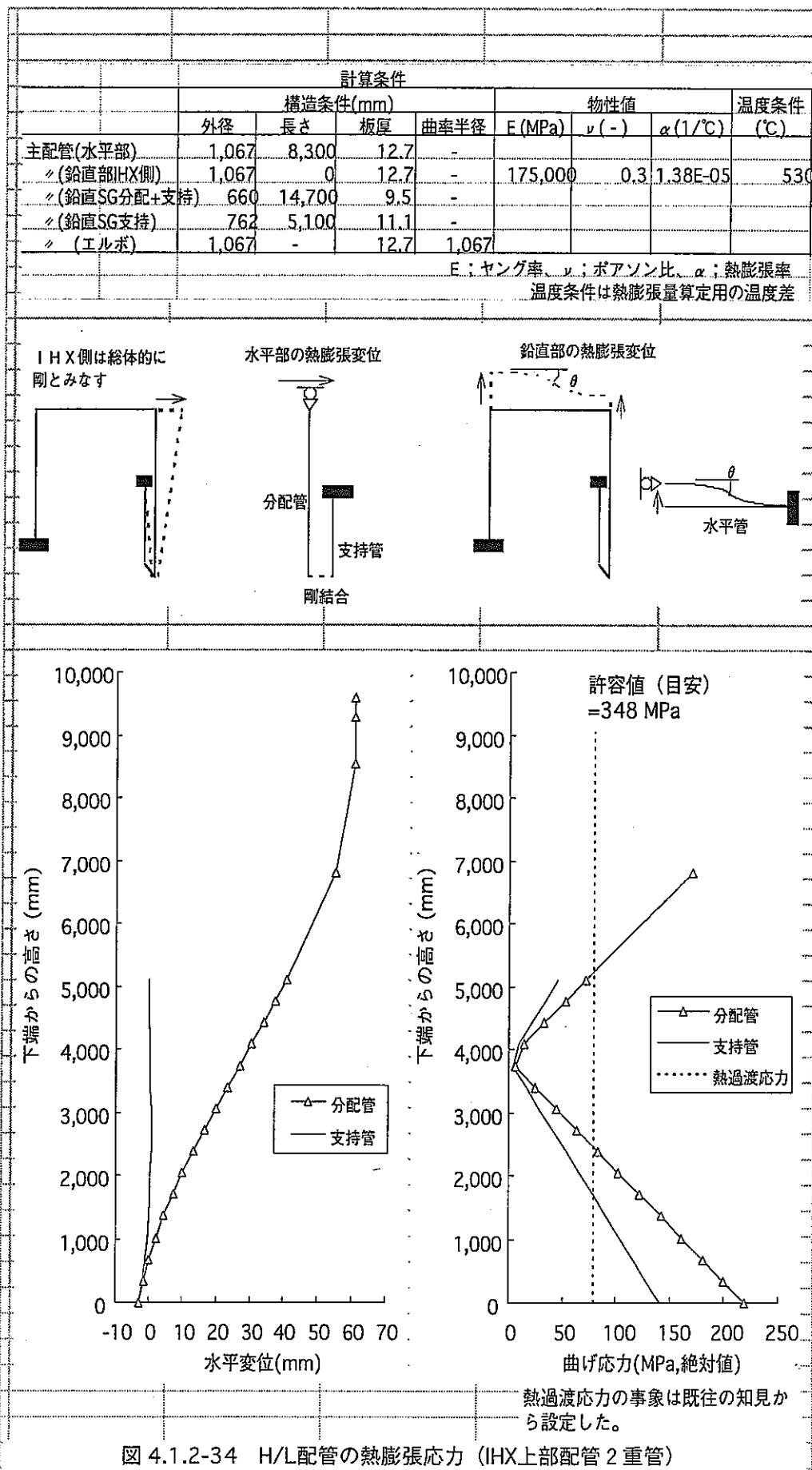


図 4.1.2-34 H/L配管の熱膨張応力 (IHX上部配管 2重管)

格納バウンダリ部

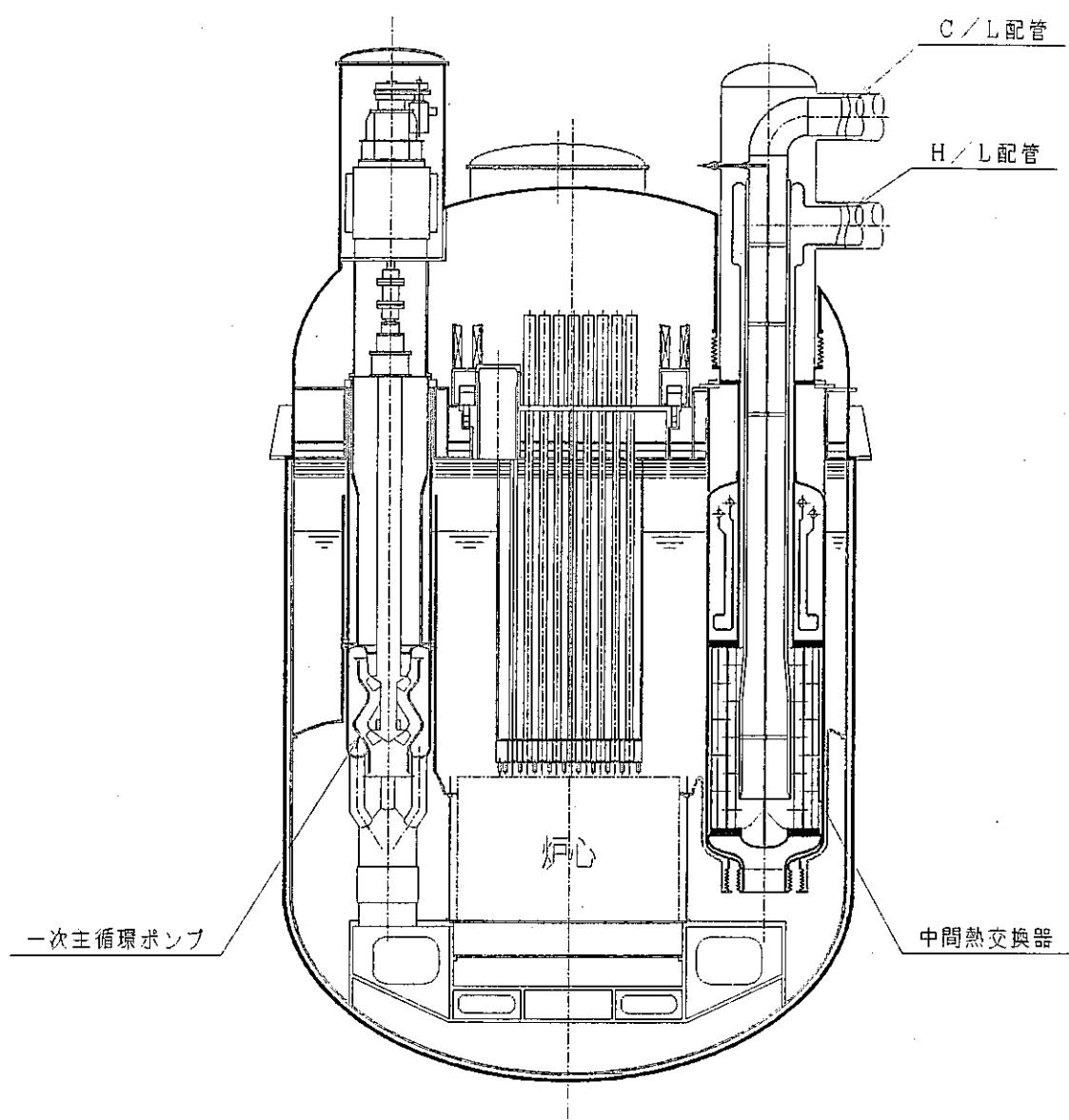


図 4.1.2-35 格納容器概念図

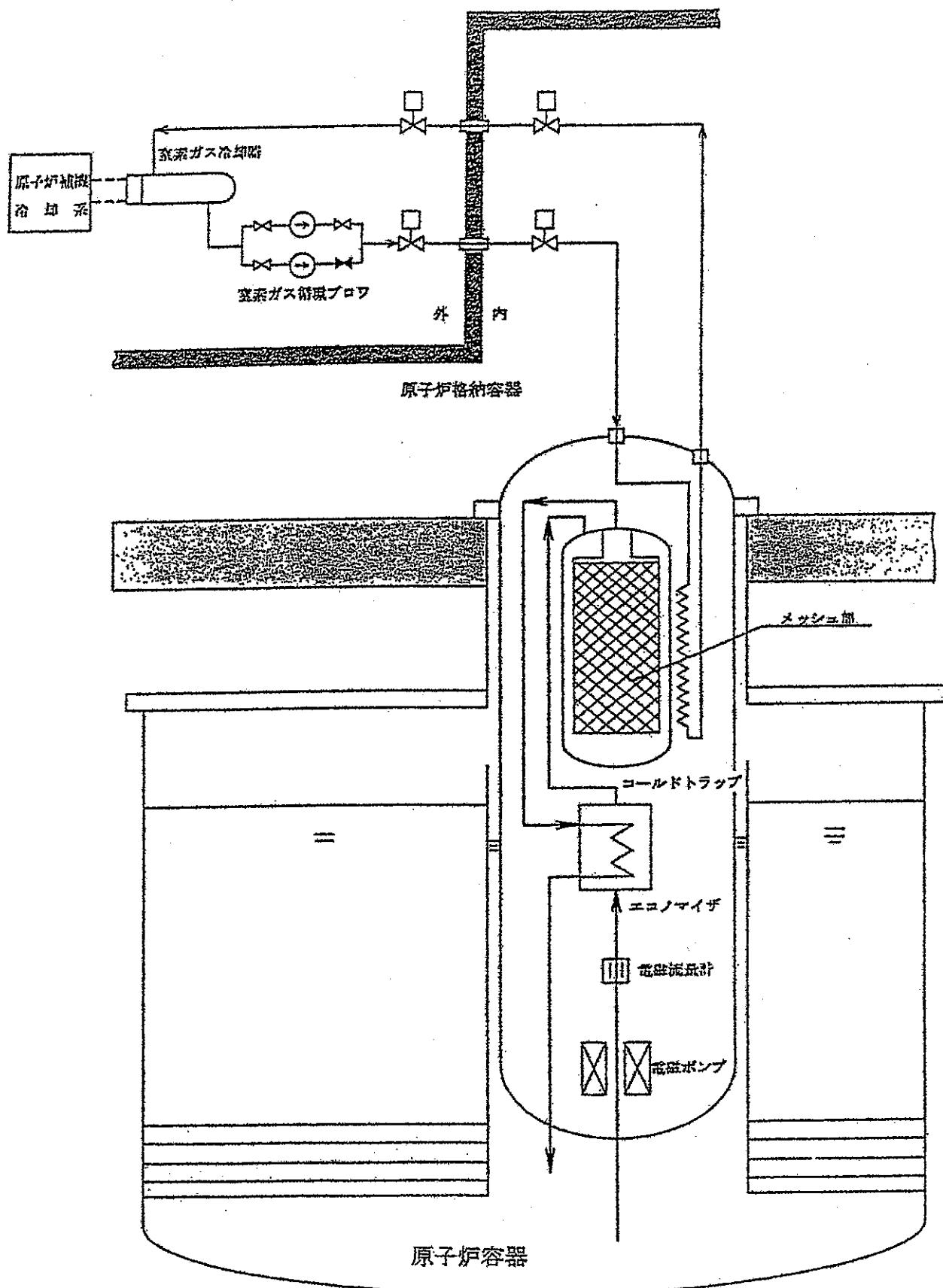


図4.1.2-36 1次ナトリウム純化系系統概念図

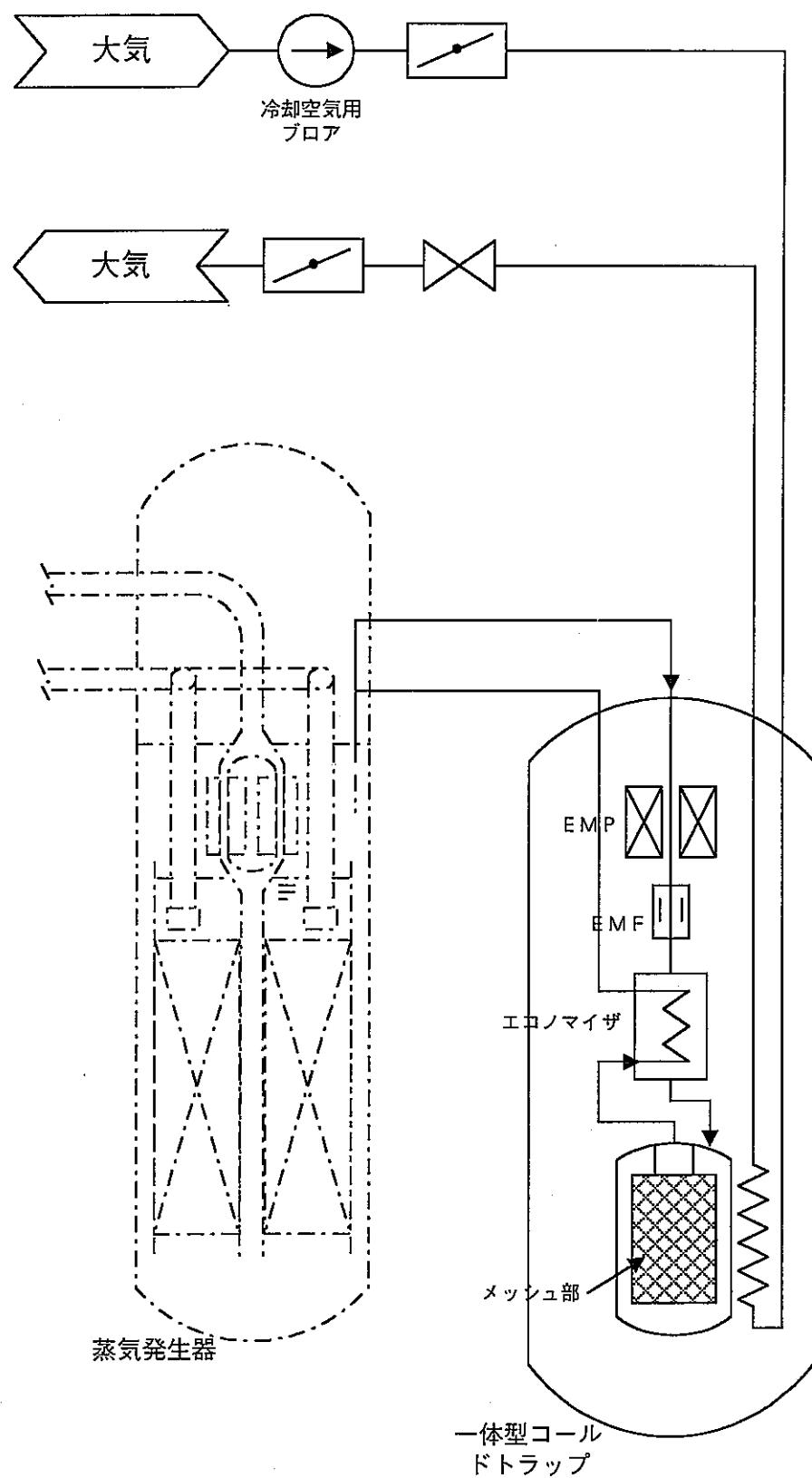


図 4.1.2-37 2 次ナトリウム純化系系統概念図

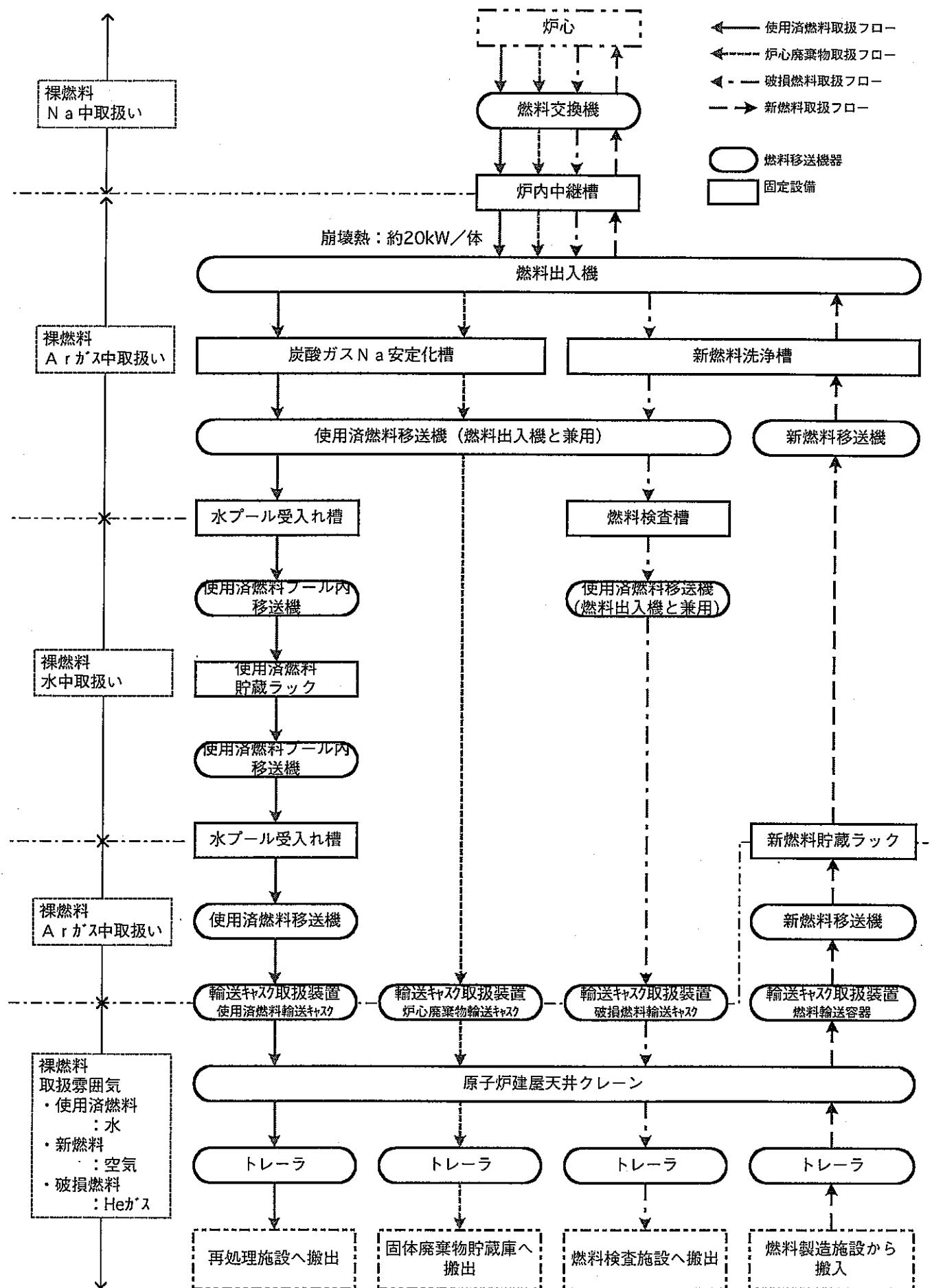


図 4.1.2-38 燃料取扱基本フロー (1/2)

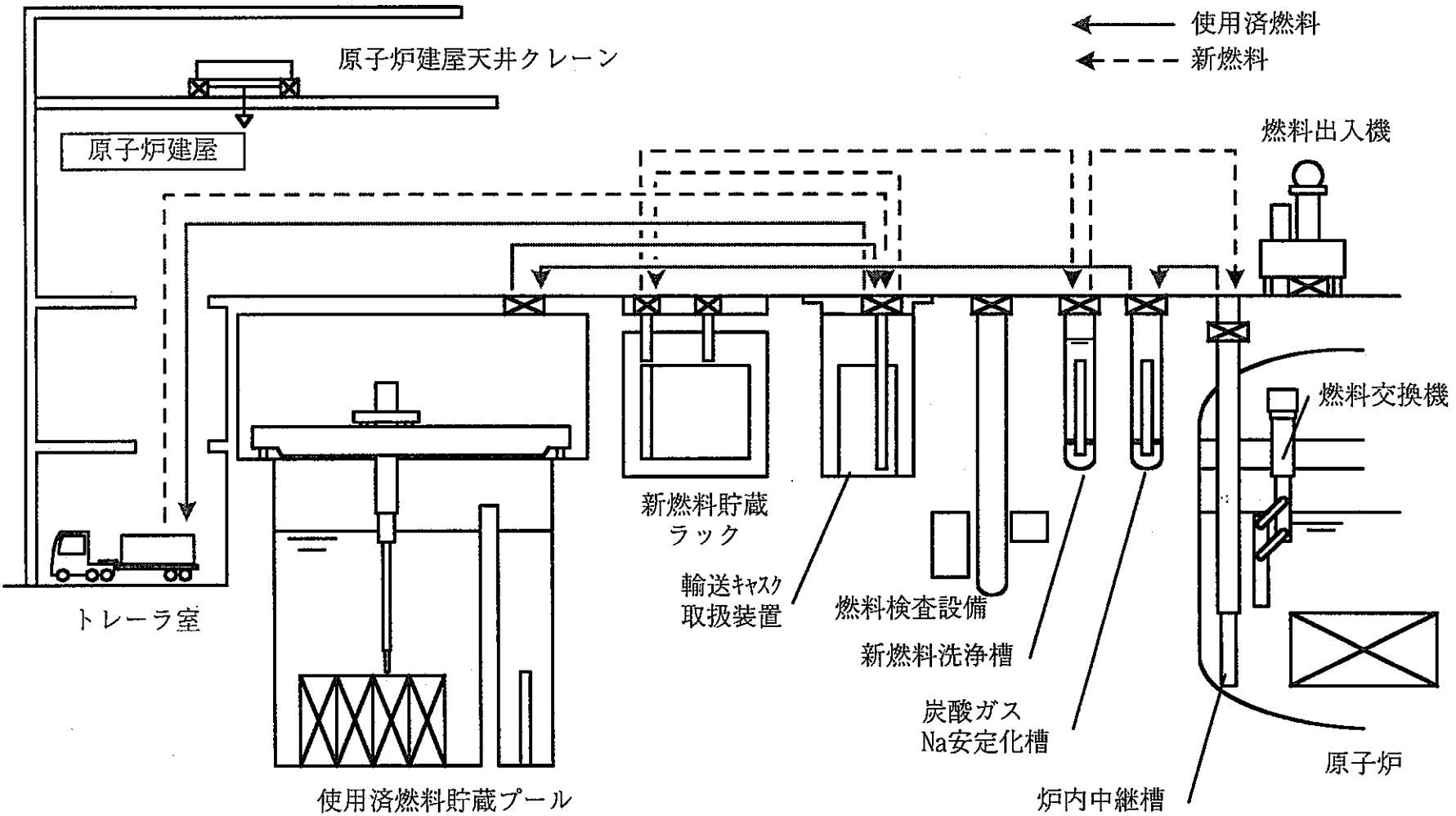


図 4.1.2-39 燃料取扱基本フロー (2 / 2)

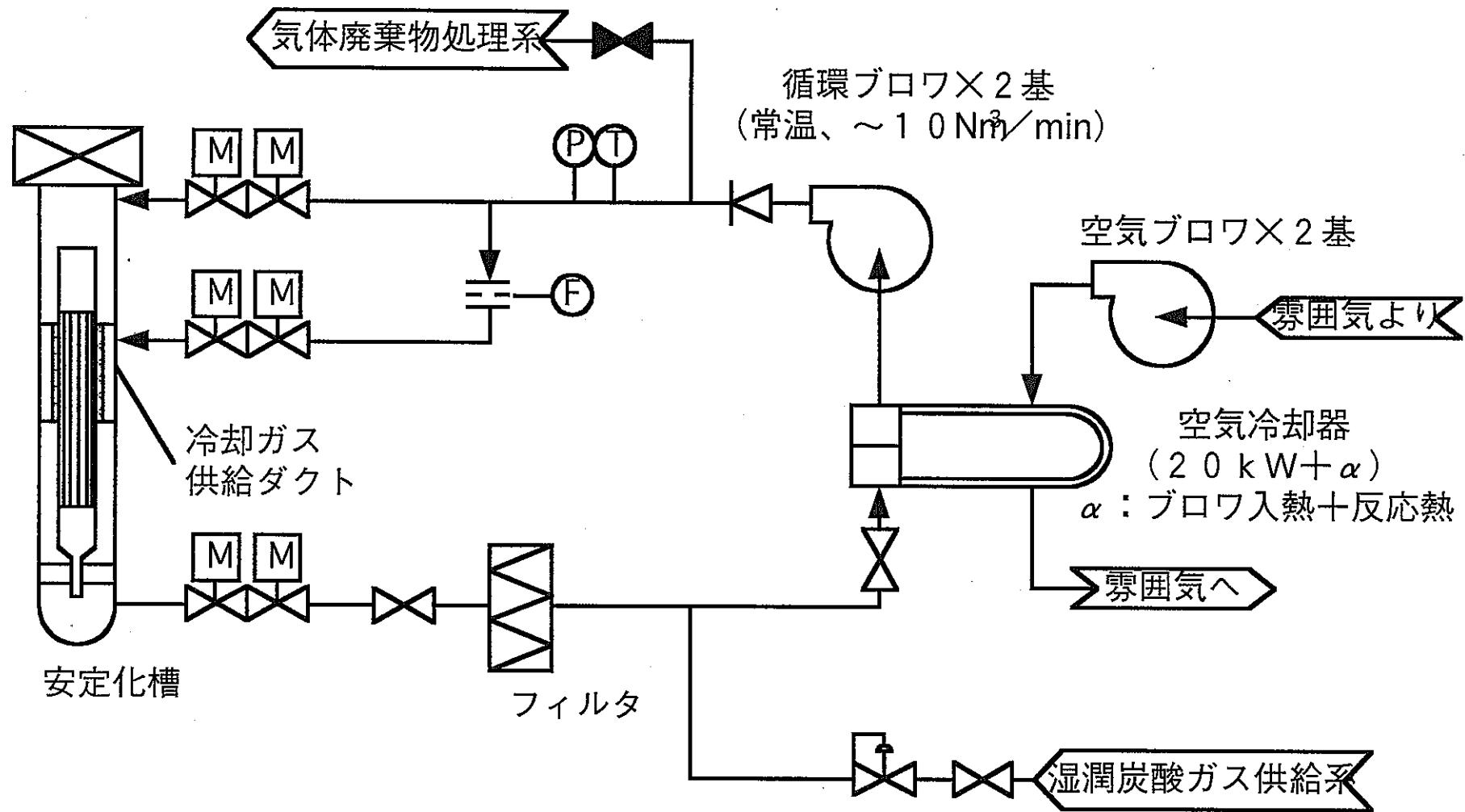


図 4.1.2-40 炭酸ガス循環系の基本概念

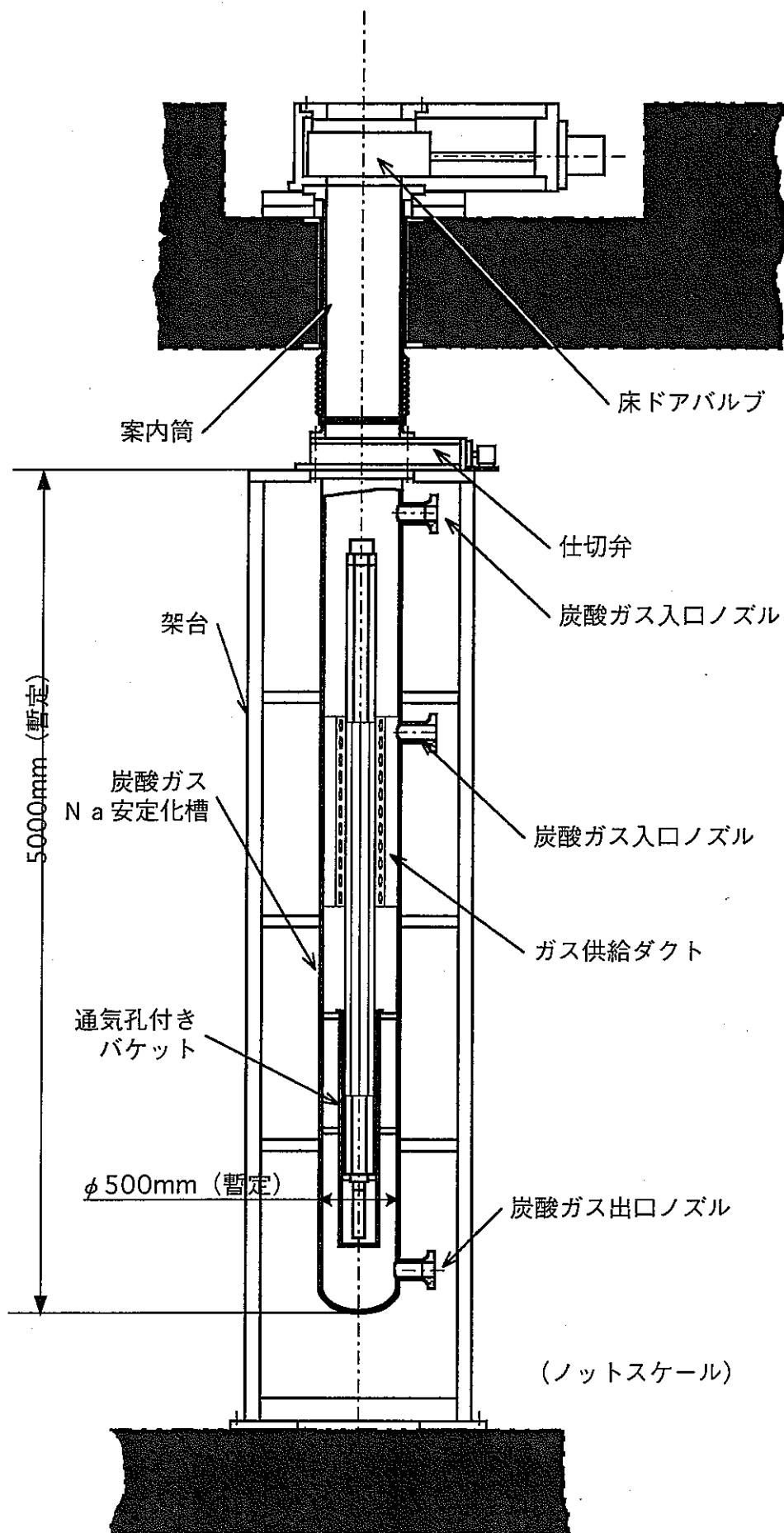


図 4.1.2-41 炭酸ガスによるナトリウム安定化槽の基本構造概念

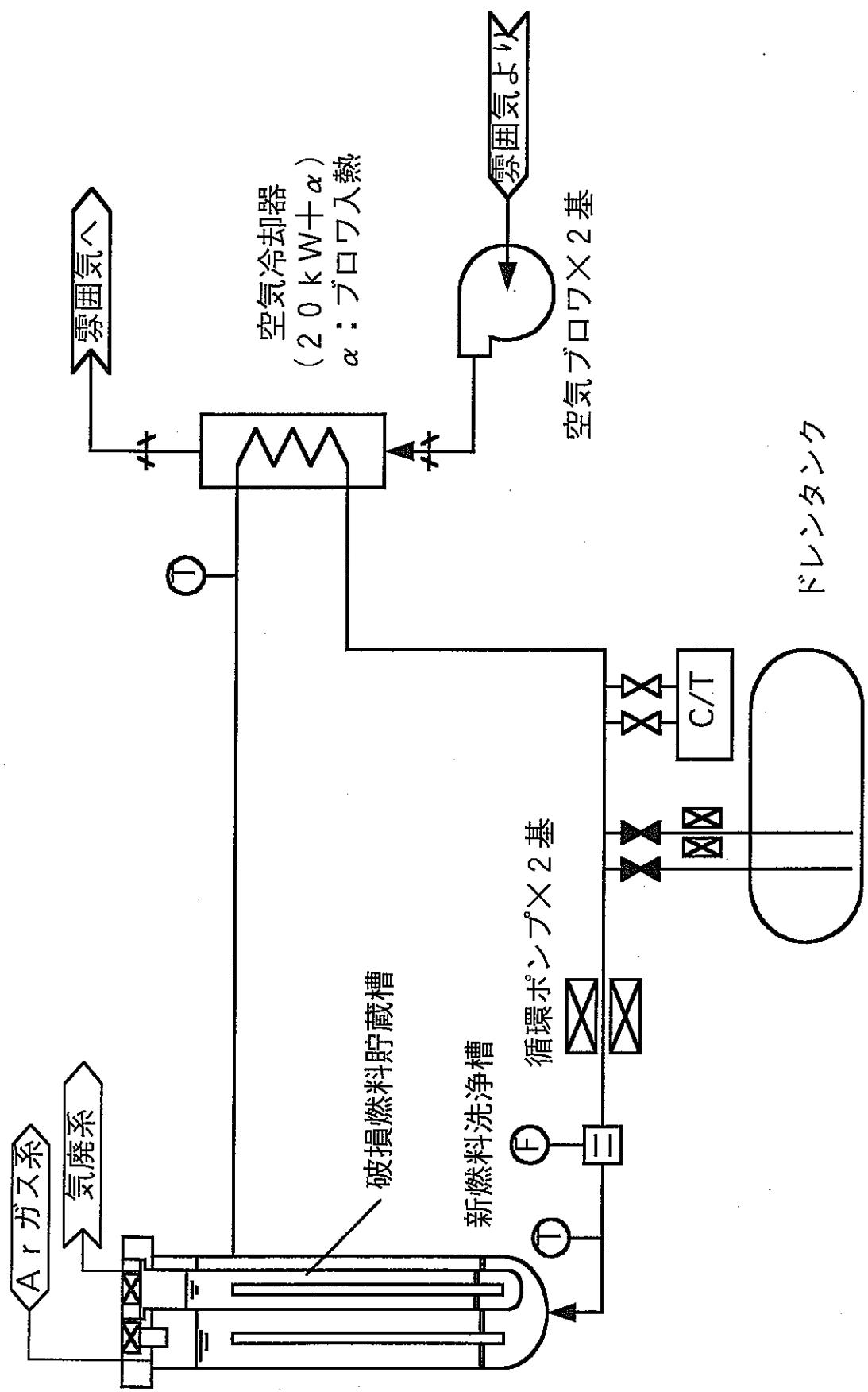


図 4.1.2-42 新燃料洗浄設備の基本系統構成

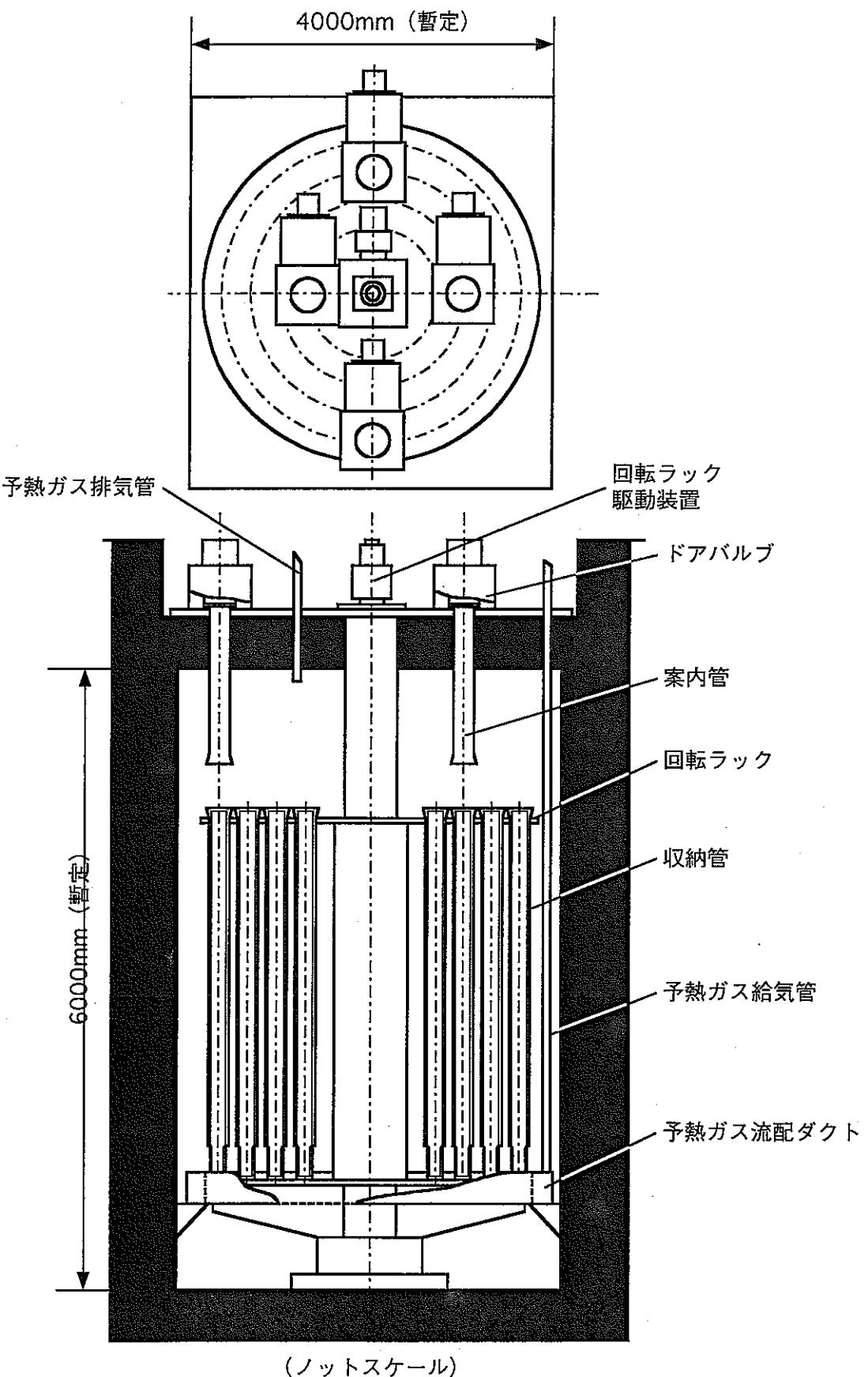


図 4.1.2-43 新燃貯蔵ラックの基本概念

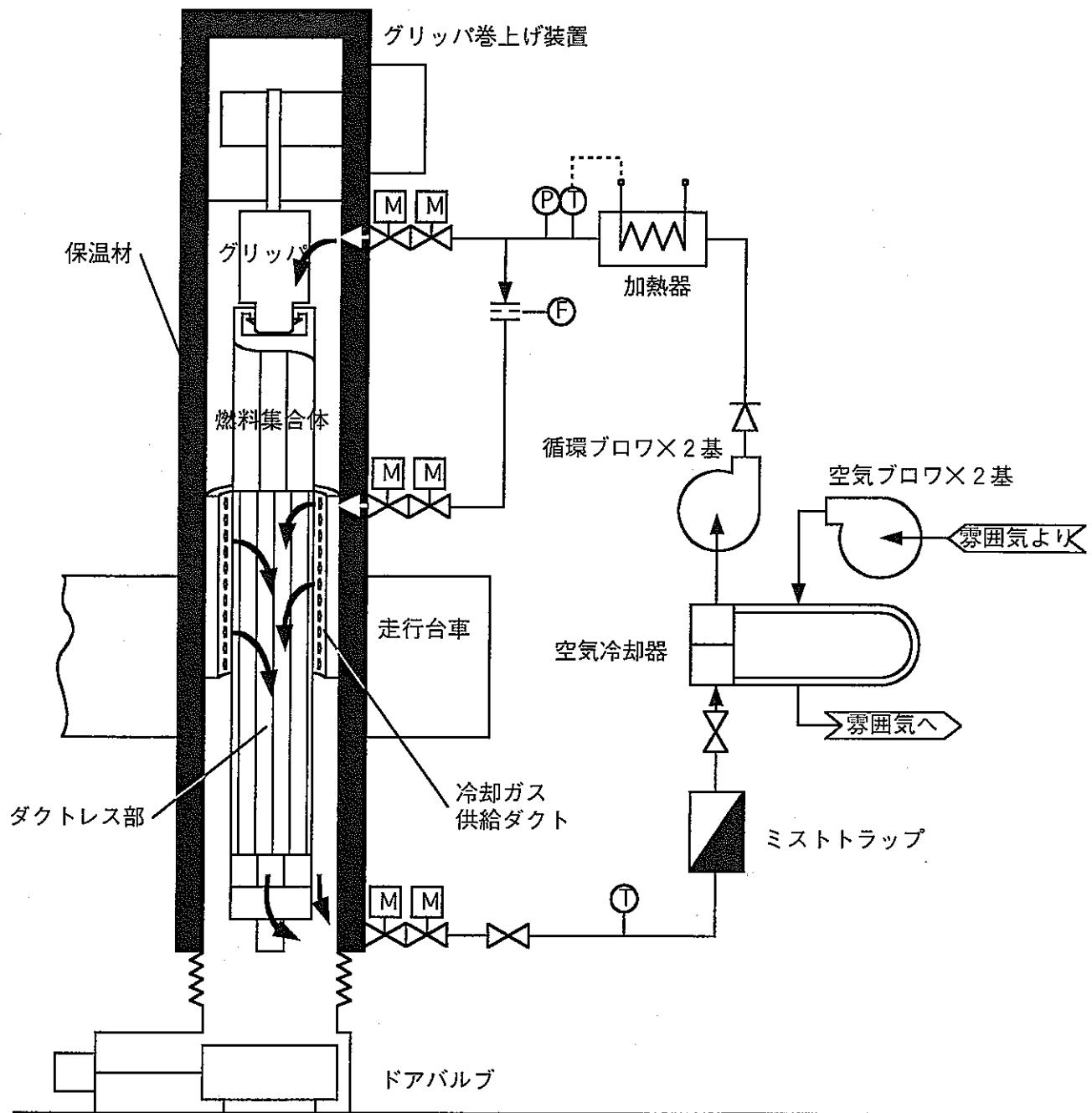


図 4.1.2-44 燃料出入機の冷却系統の概要

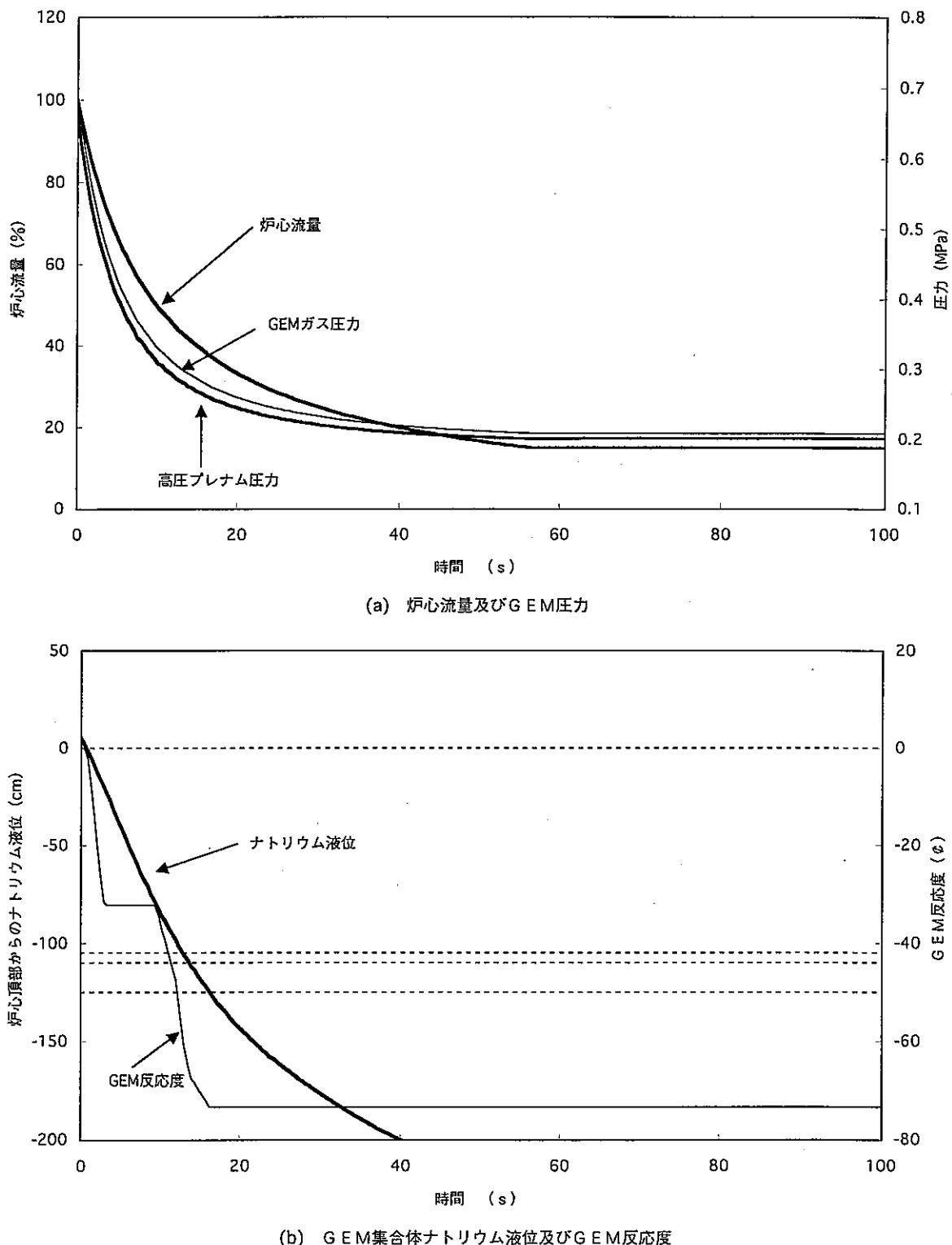


図4.1.2-45 ULOF事象・ケース1の挙動解析結果(1)

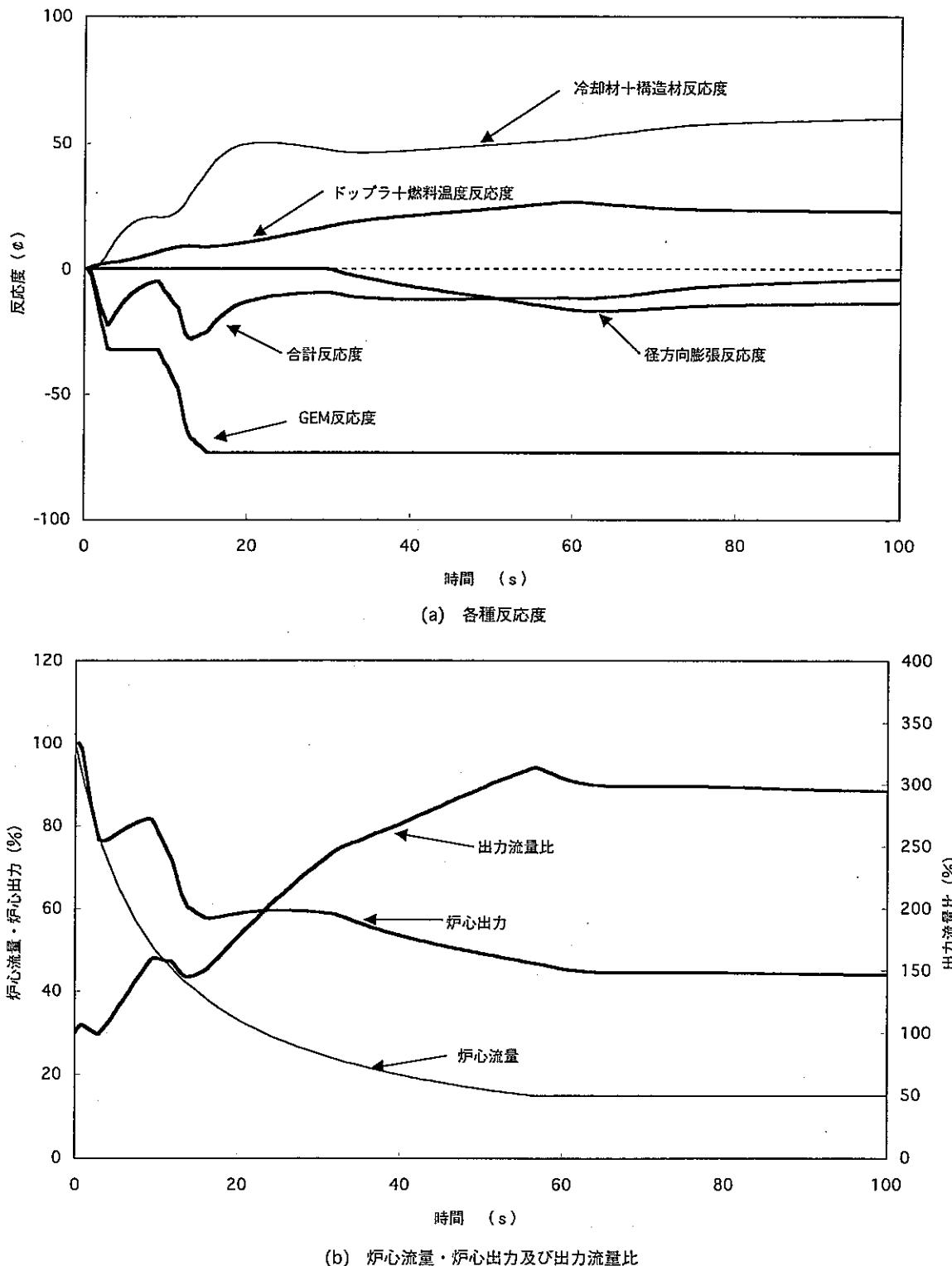


図4.1.2-46 UL OF事象・ケース1の挙動解析結果(2)

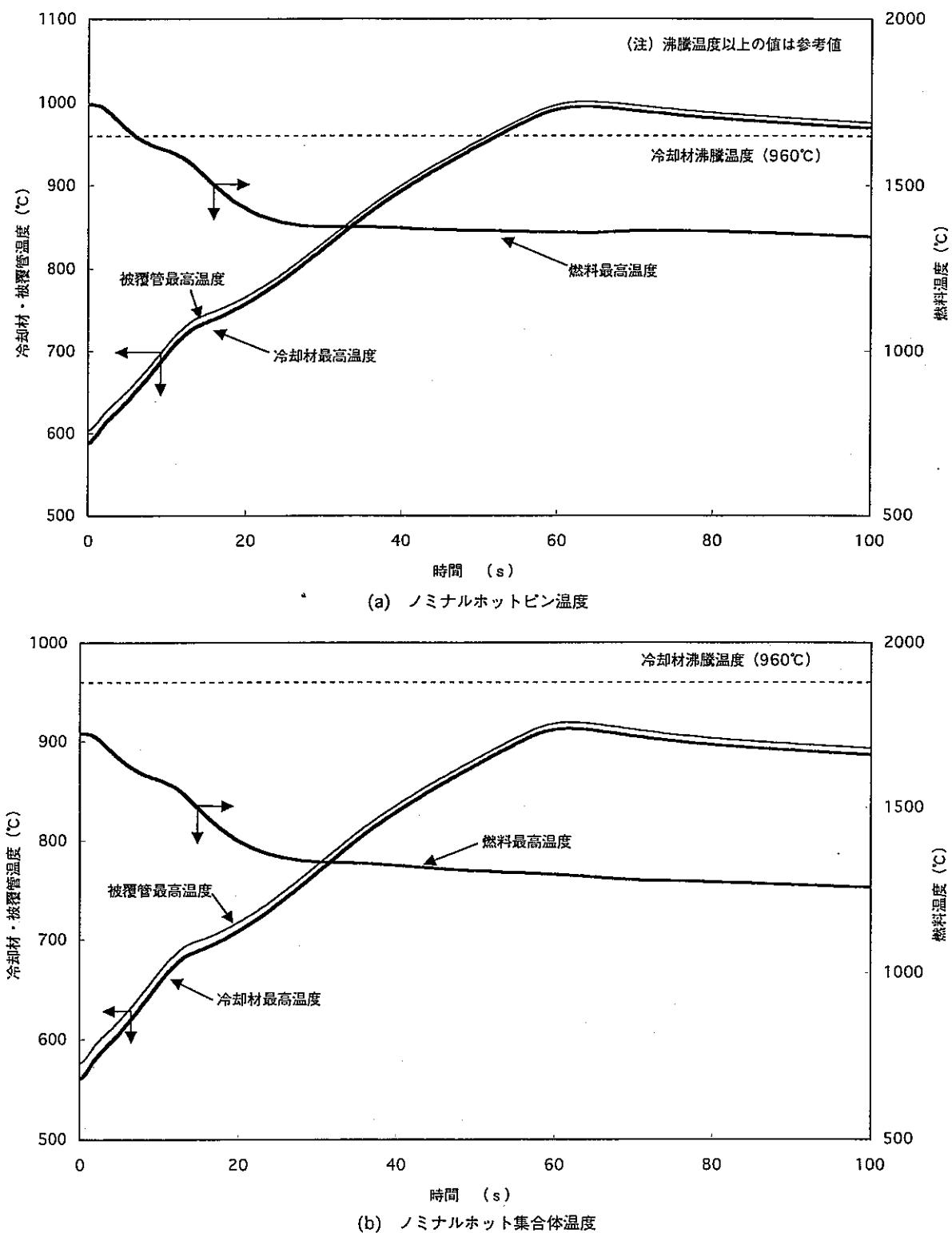


図4.1.2-47 ULOF事象・ケース1の挙動解析結果(3)

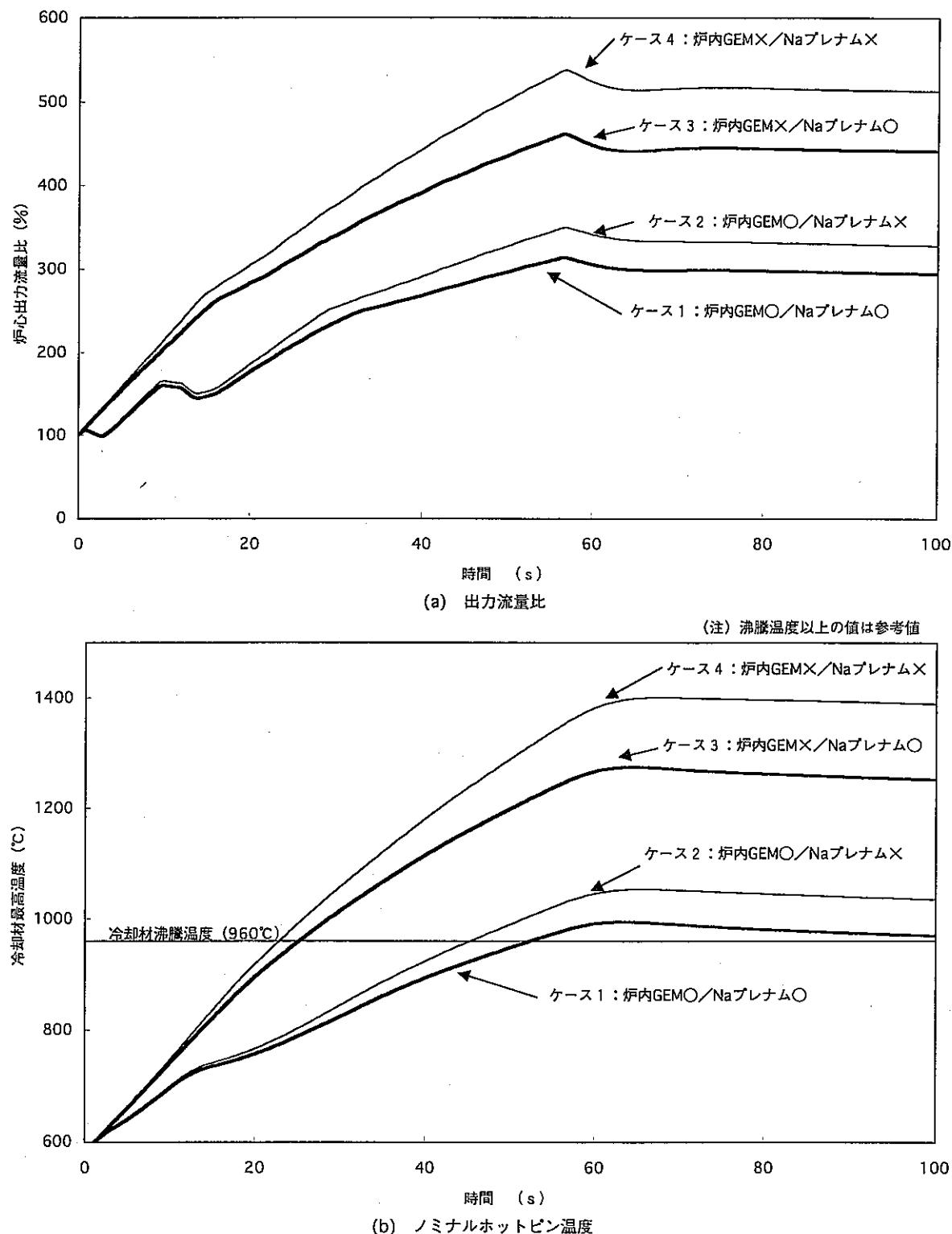


図4.1.2-48 安全性向上策の感度解析結果

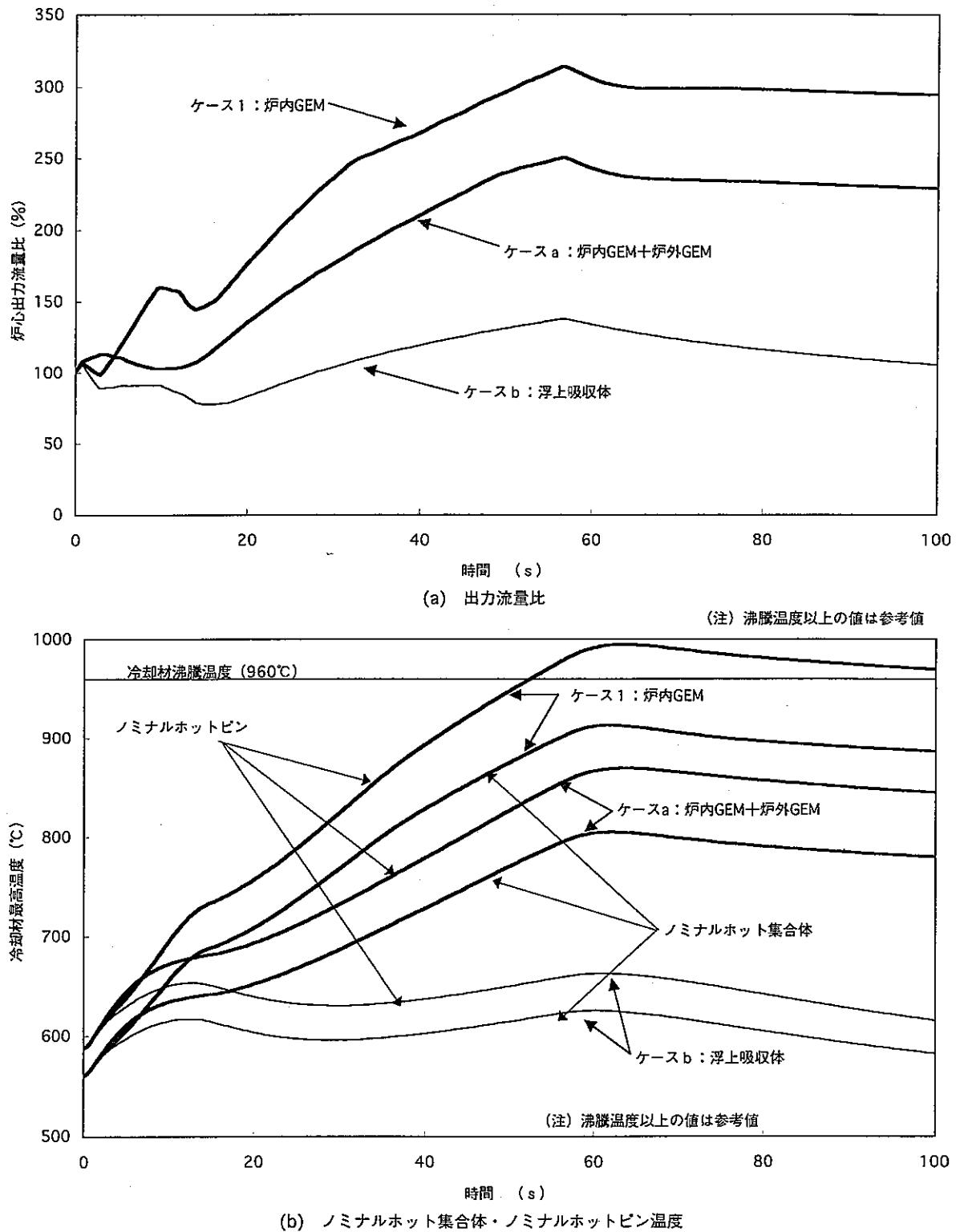


図4.1.2-49 G E M反応度増加の効果

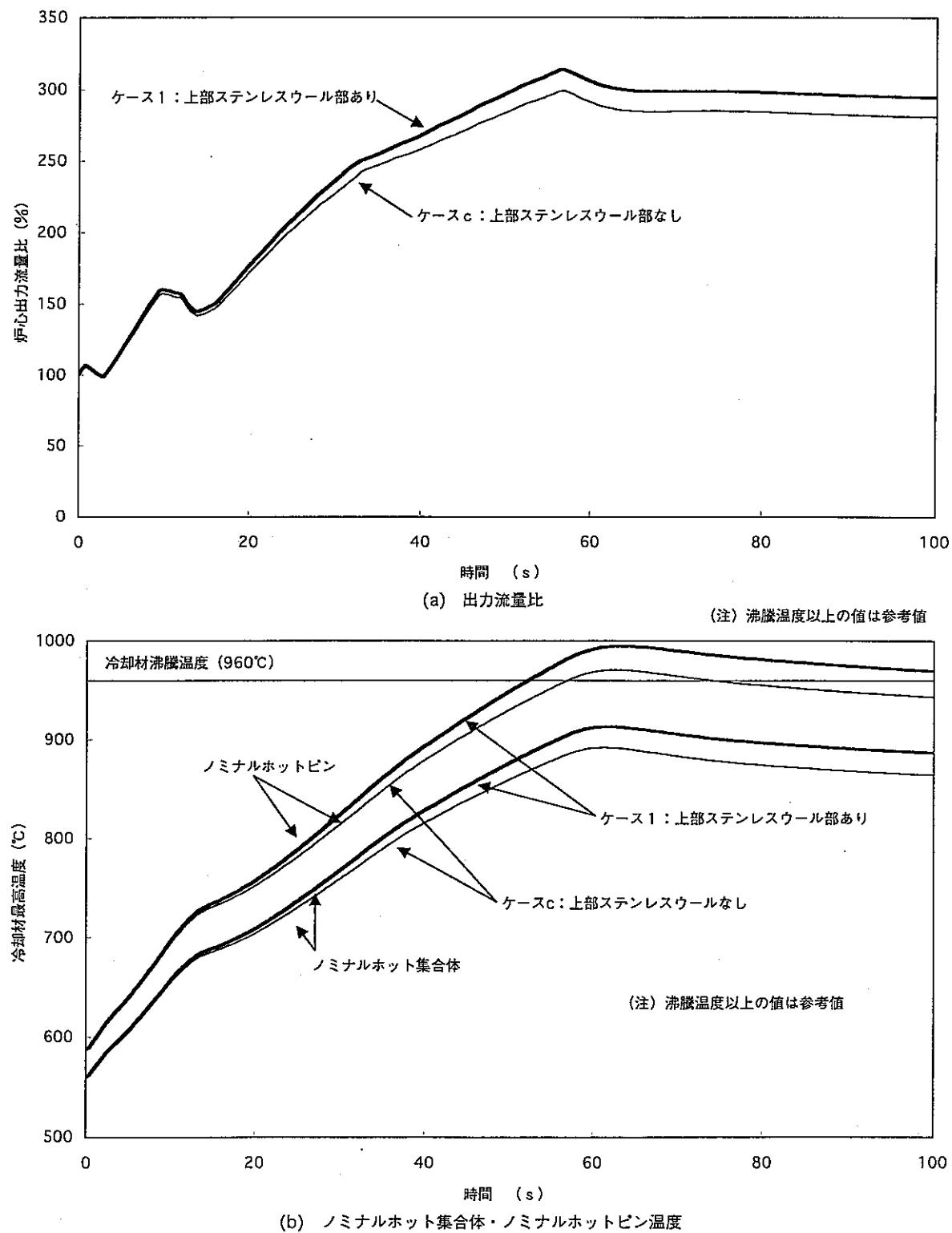
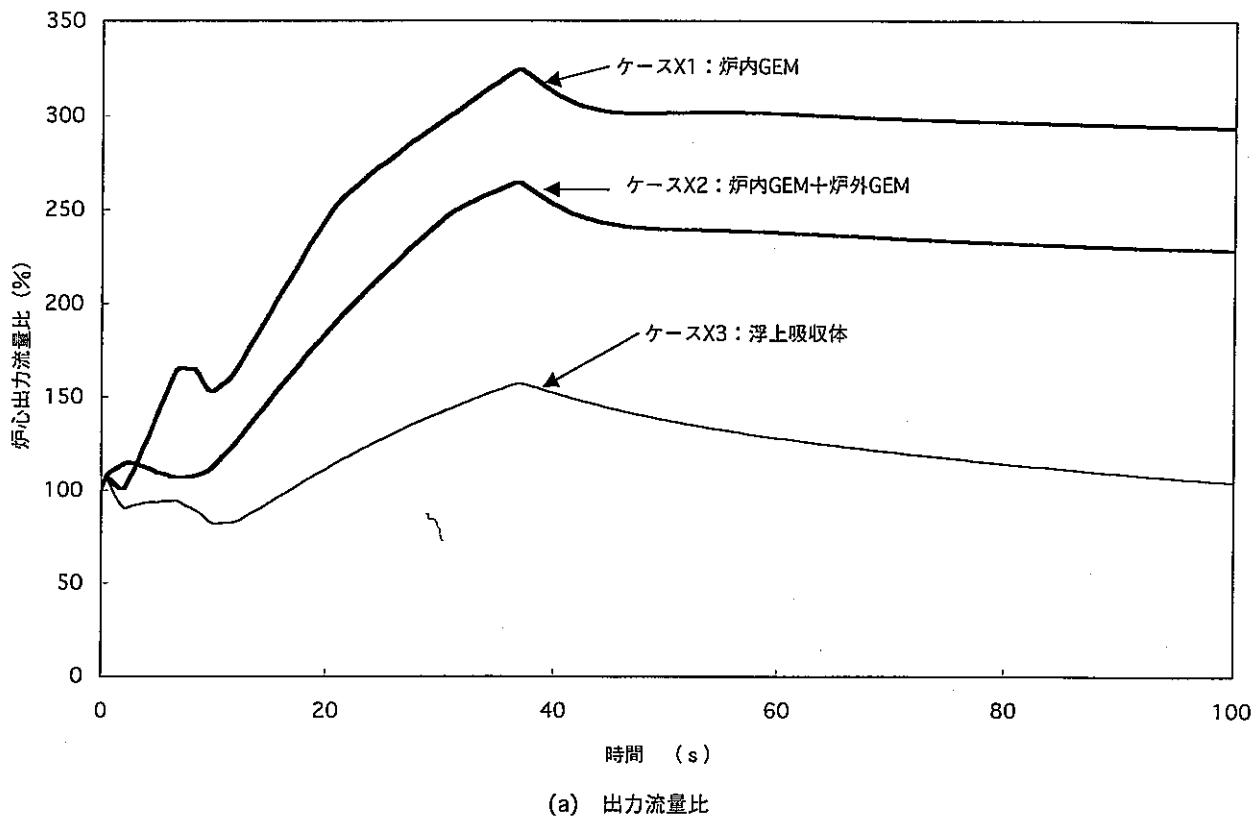
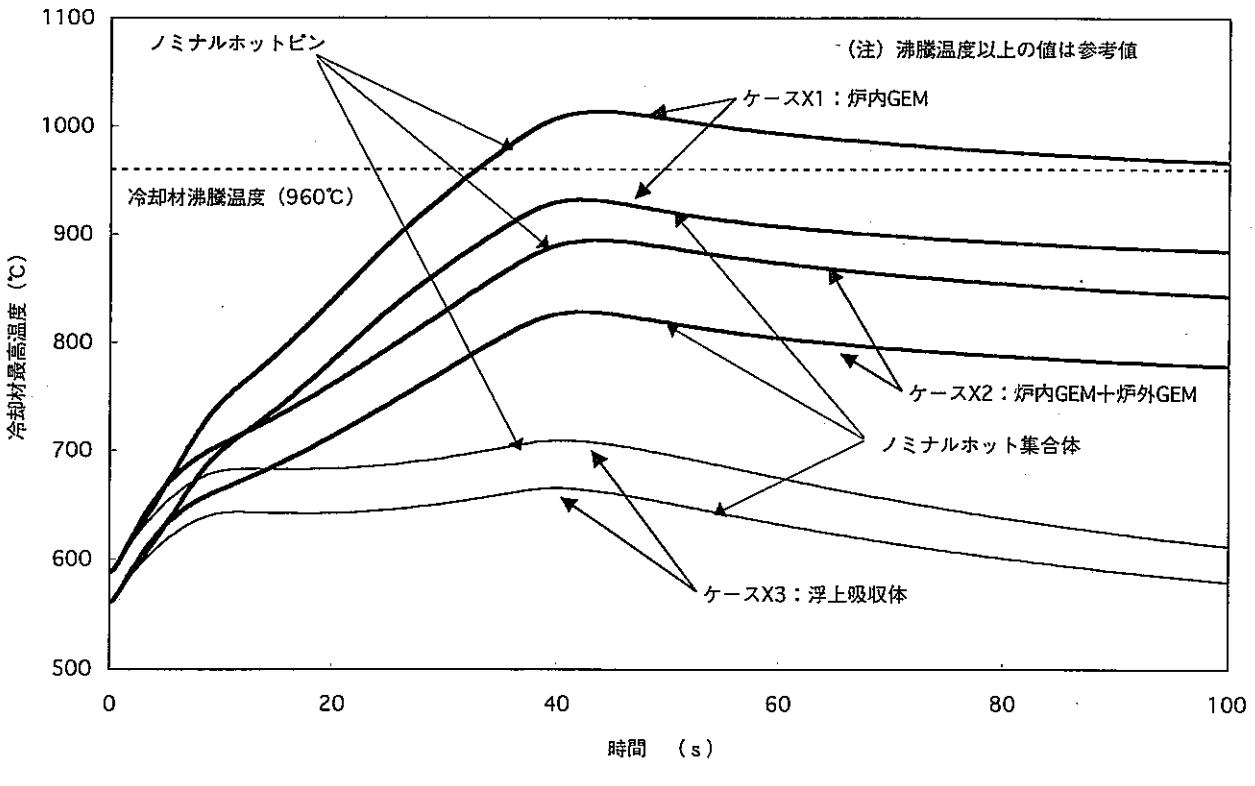


図4.1.2-50 上部ナトリウムプレナム反応度増加の効果



(a) 出力流量比



(b) ノミナルホット集合体・ノミナルホットピン温度

図4.1.2-51 GEM反応度改善の効果（流量半減時間：6.5秒）

起因過程

- 冷却材のボイド化による即発臨界超過の排除

[起因過程の事象推移]

- 炉内 GEM 反応度の効果で ULOF 初期はまず出力低下
- ダクトレス炉心の冷却材混合効果により沸騰に対する耐性が強い
 - ・通常炉心は、ボイドが拡がってダクトまで到達すると、急激に軸方向（炉心中心）にボイド進展
 - ・ダクトがないため、軸方向（炉心中心）への伝播は緩慢
(上方向へのボイド進展促進策：Na プレナムへのスカート設置)
 - ・Na プレナムの負のボイド反応度効果による事象進展の緩慢化が期待

↓

- GEM 反応度と冷却材混合効果で沸騰開始までの時間余裕増大

↓

- 事象進展緩慢となり被覆管破損前に炉心全体温度上昇の傾向

↓

- 炉心部の下方向への沸騰とともに、Na プレナム（上方向）の沸騰も期待
(Na プレナム部に、ミキシング抑制、集合体剛性確保も考慮したダクト設置)

↓

- Na プレナムの沸騰による負の反応度効果が期待

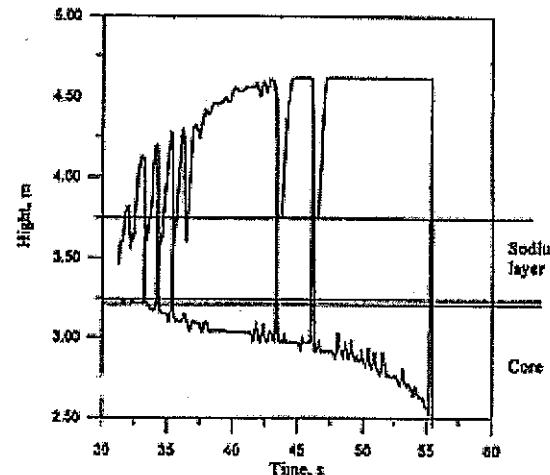
- ・Na プレナム効果 $1/3 \sim 1/2$ としても $-1 \sim 1.5 \$$
- ・GEM $\sim 1 \$$
- ・正味反応度 $4.5 \$ \sim 5.5 \$$

↓

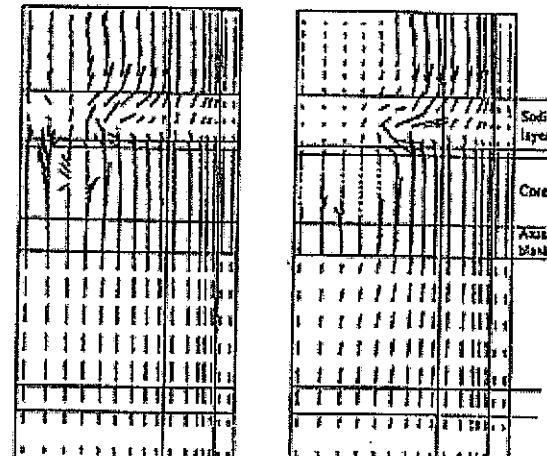
- 事象緩慢化、軸方向ブランケット無しの効果で燃料膨張、

Na プレナムへ燃料移動による負の反応度が期待

- ・FP ガスによる燃料分散の負の反応度効果が大きく期待
- ・全反応度の勾配は負となり、ゆるやかに遷移過程へ移行



ボイド境界の位置



Na 流況

ロシア JFR-1300(ダクトレス Na 層付炉心)の ULOF 解析例

図 4.1.2-52 起因過程の事象推移

遷移過程

●溶融燃料集中による再臨界の排除

[遷移過程の事象推移]

○溶融燃料は上部プランケットがないため容易に Na プレナムへ流出



○上部遮蔽体部で溶融燃料が固化閉塞、下側は下部遮蔽体又はガスプレナム部で固化閉塞



○エンタルピー上昇により、上部遮蔽体から固化燃料が溶融落下



○下部遮蔽体・ガスプレナム近傍で大規模プール形成



○ガスプレナムの下部に設置した大規模プール時再臨界防止構造により再臨界防止

- ・炉心下部ガスプレナムを活用して W などの高融点、高密度物質または B₄C (W などによる被覆等の工夫が必要) を設置



○溶融燃料排出チャンネルから炉心下部支持構造へ溶融燃料排出

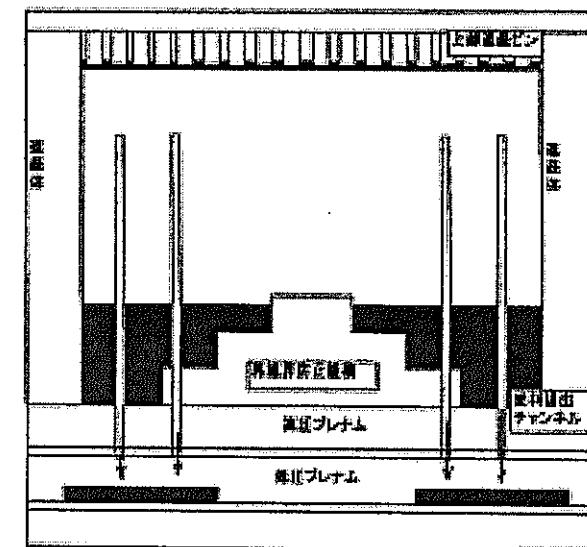
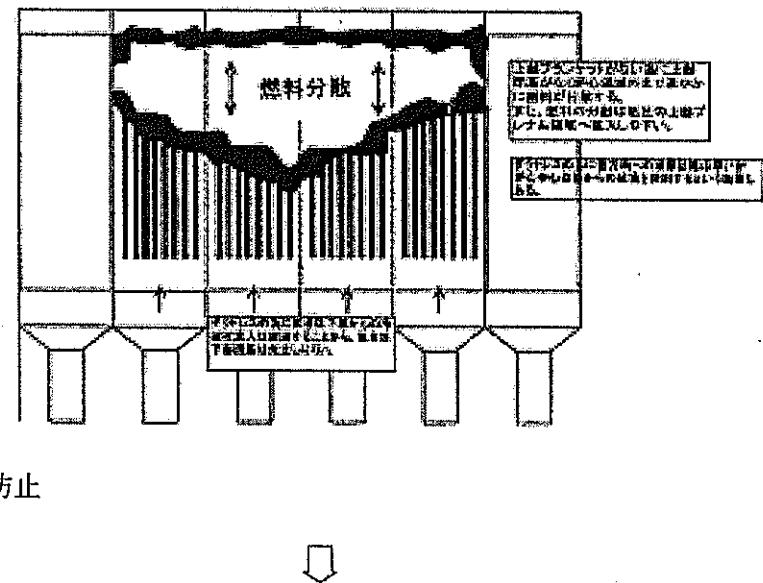
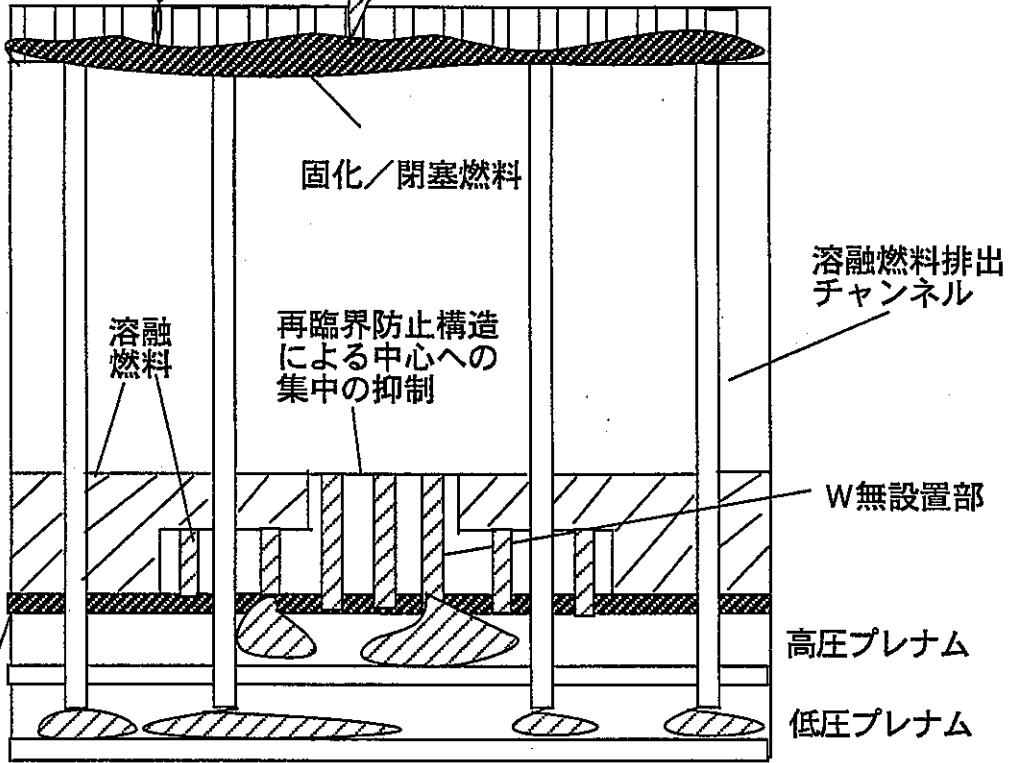
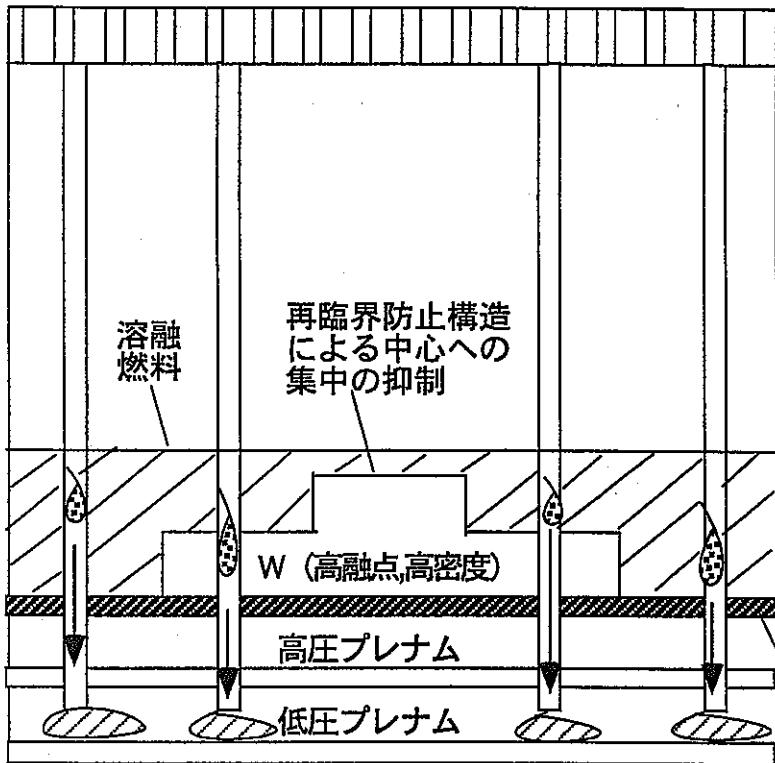


図 4.1.2-53 遷移過程の事象推移

現実的には一部の燃料が閉塞までに流出
上部遮蔽体



固化／閉塞燃料

- ・再臨界防止構造による中心への集中の抑制
- ・炉心下部ガスプレナム部を活用して
W等の高融点、高密度物質を設置して、
プールの扁平化
- ・溶融燃料排出チャンネルの設置

概念1

- ・同左 + 下記の追加
- ・W無設置集合体又は集合体内の一部の燃料ピンに
Wを設けない再臨界防止構造 (30%程度)
- ・上記による溶融燃料の分散排出
(高圧プレナム/低圧プレナム)
- ・必要に応じてB4Cの設置も検討

概念2

図 4.1.2-54 再臨界防止構造概念図

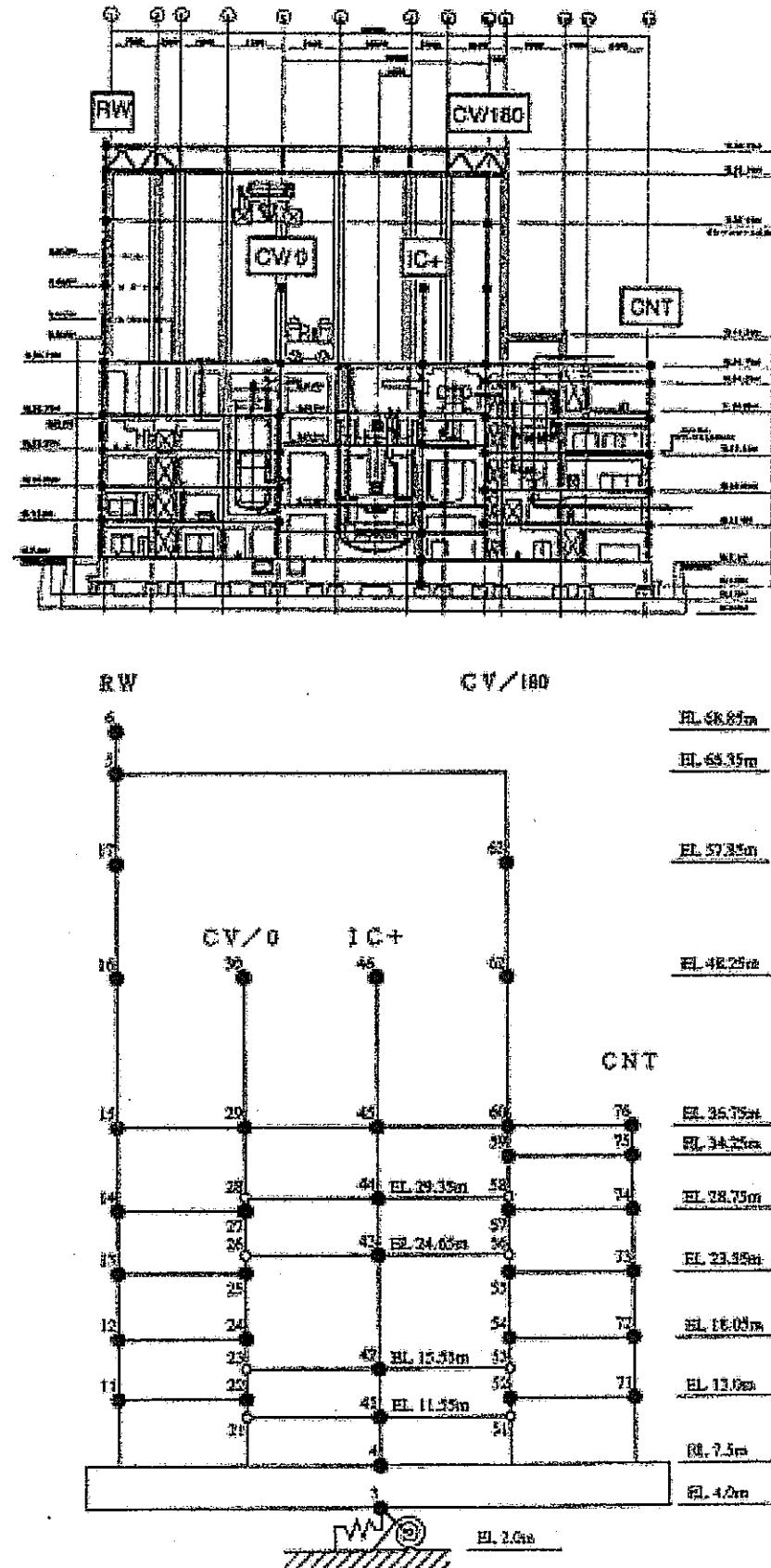


図 4.1.2-55 建屋 3 次元免震の水平方向地震応答解析モデル

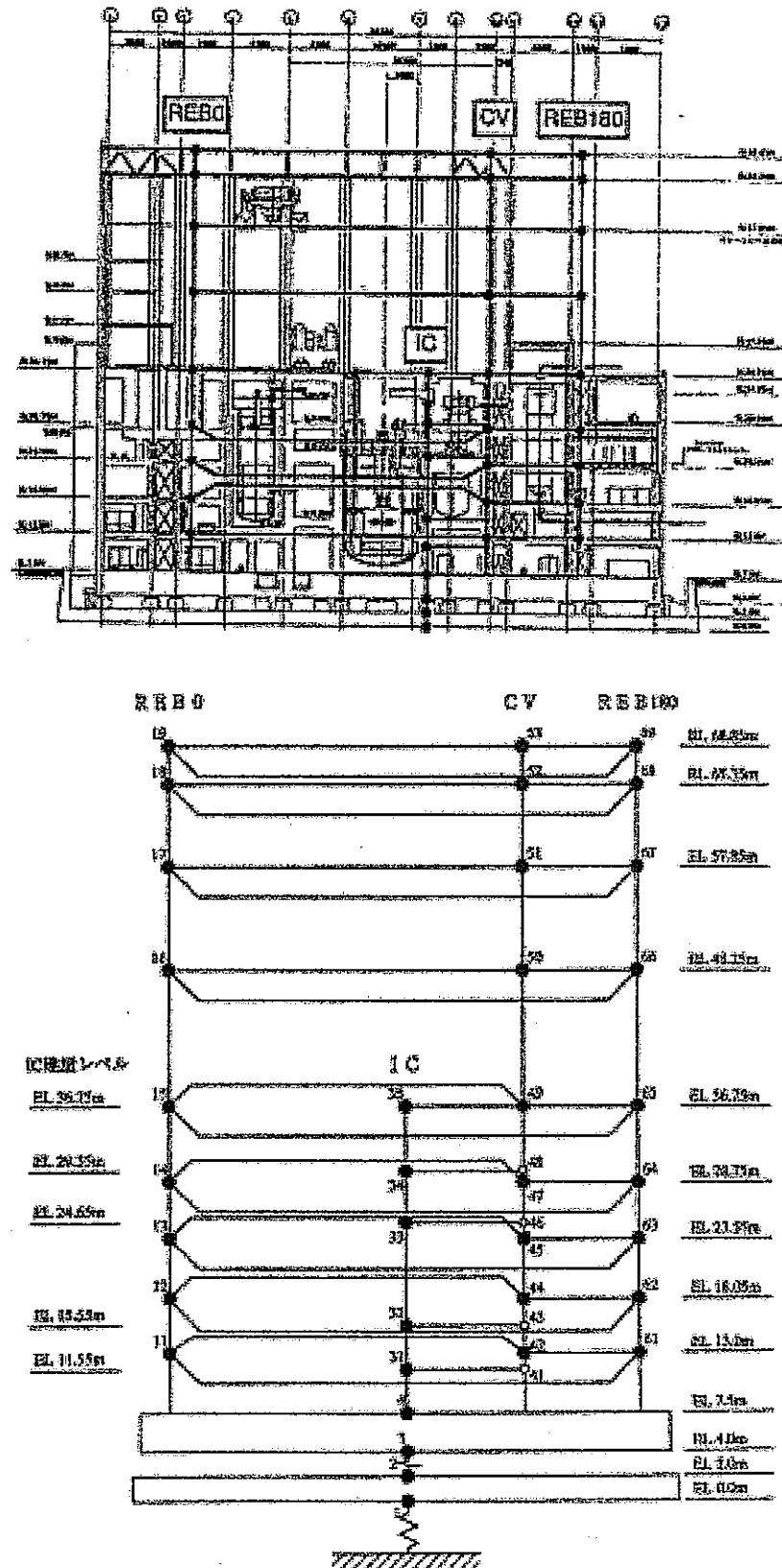
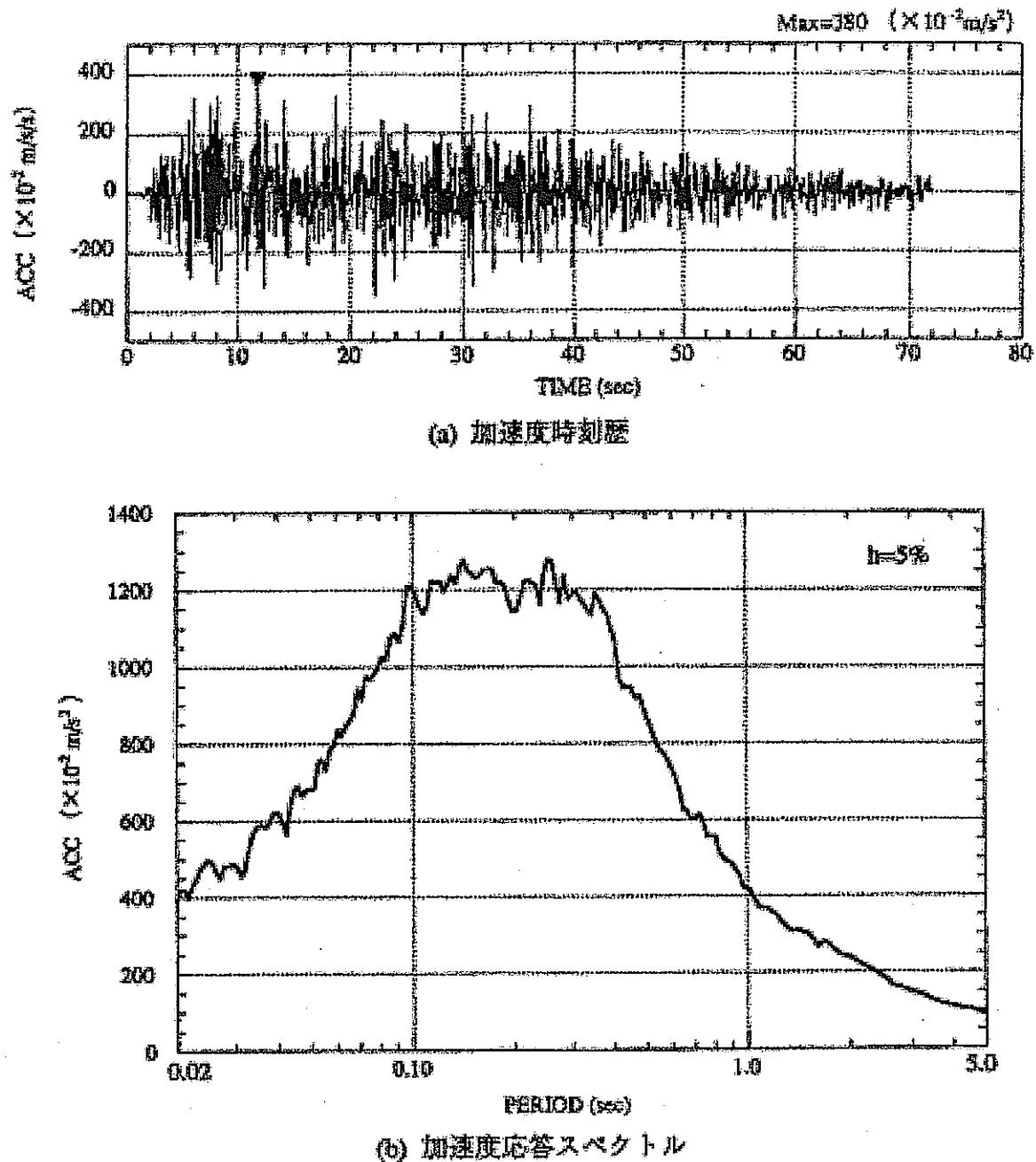


図 4.1.2-56 建屋 3 次元免震の上下方向地震応答解析モデル



注) 上下動は水平動の 0.48 倍とする。

図 4.1.2-57 水平方向の入力地震動（リファレンス S2 波）

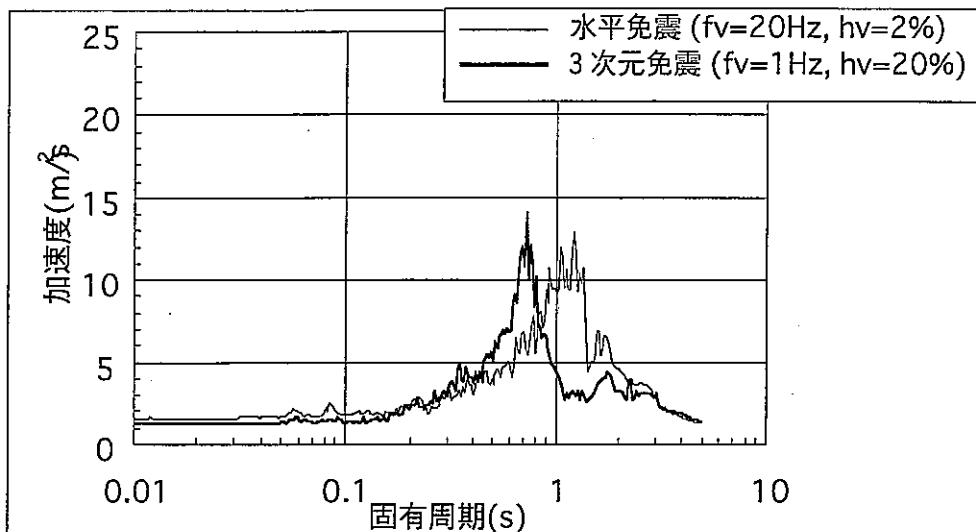


図 4.1.2-58 原子炉構造据付位置の加速度応答スペクトル（水平成分）

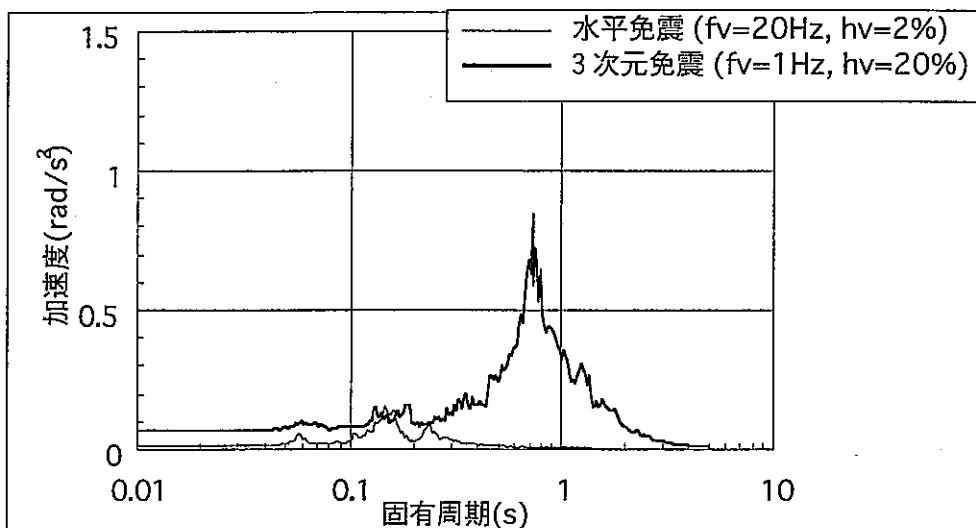


図 4.1.2-59 原子炉構造据付位置の加速度応答スペクトル（回転成分）

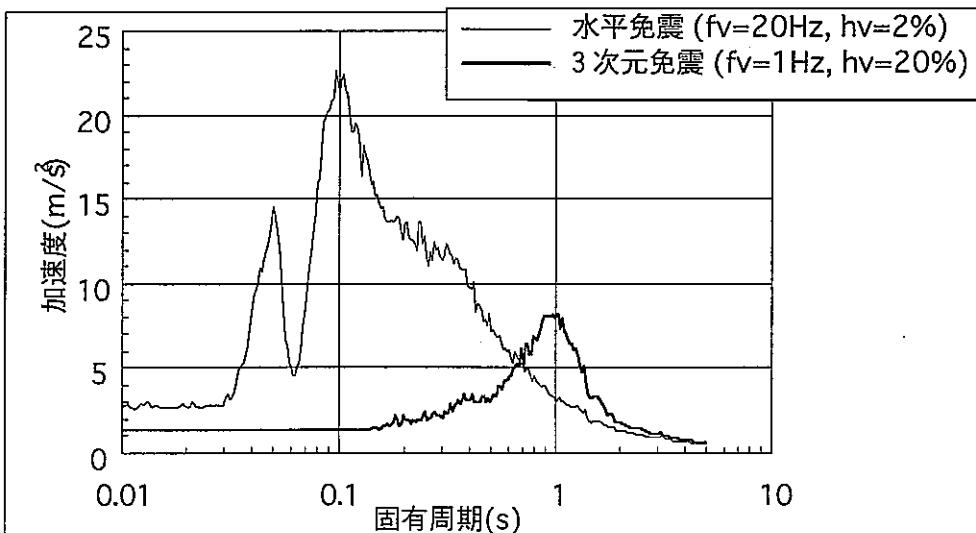


図 4.1.2-60 原子炉構造据付位置の加速度応答スペクトル（上下成分）

- ・剛性 = 箱形リブの回転剛性、容器の曲げ・せん断剛性
- ・質量 = 容器、炉内構造物、炉心、内包ナトリウム

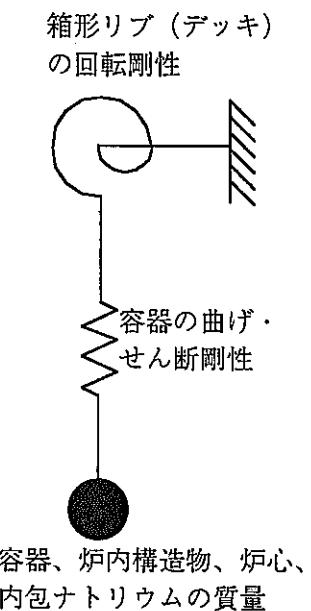
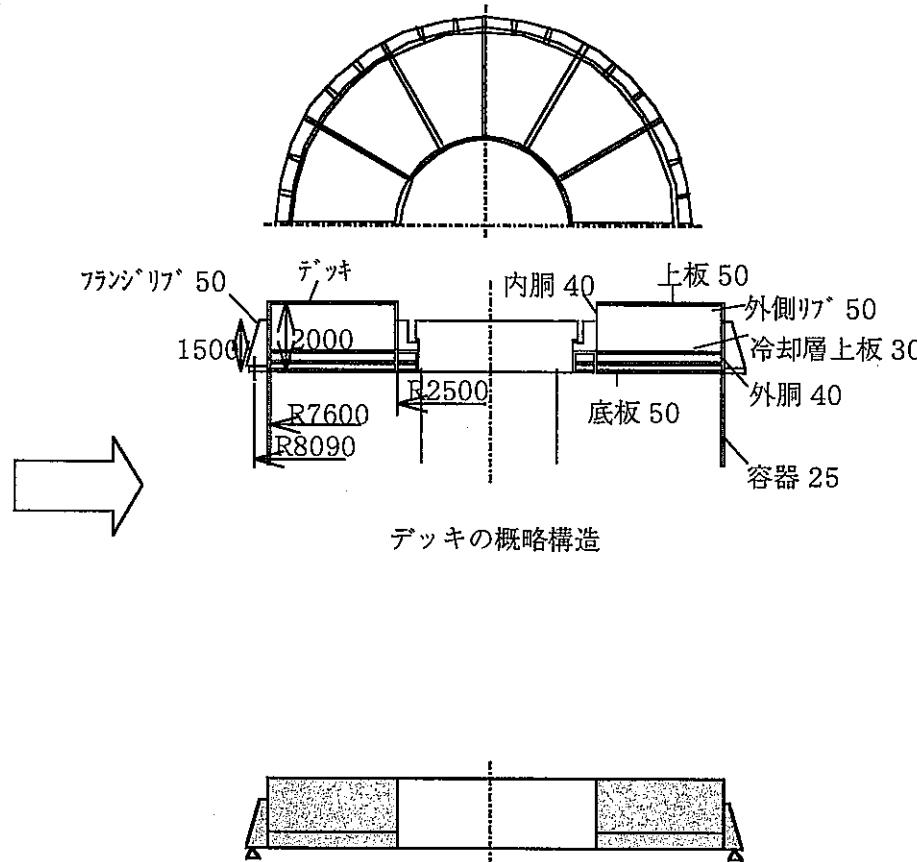
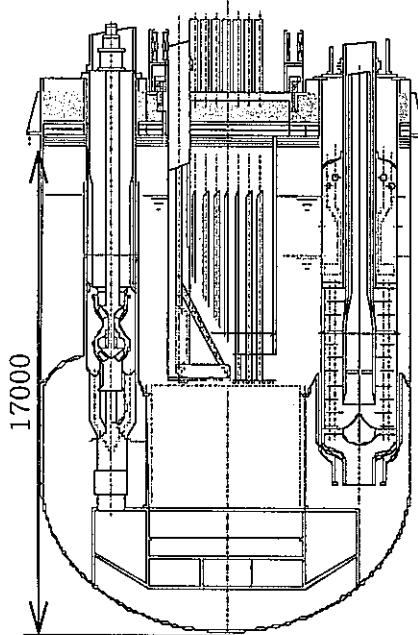


図 4.1.2-61 耐震解析モデル（水平動）

- ・剛性 = 箱形リブ（デッキ、炉心支持構造）及び容器の上下剛性
- ・質量 = デッキ：炉上部機構、放射線遮へい体、IHX、PUMP
炉心：容器、炉内構造物、炉心、内包ナトリウム

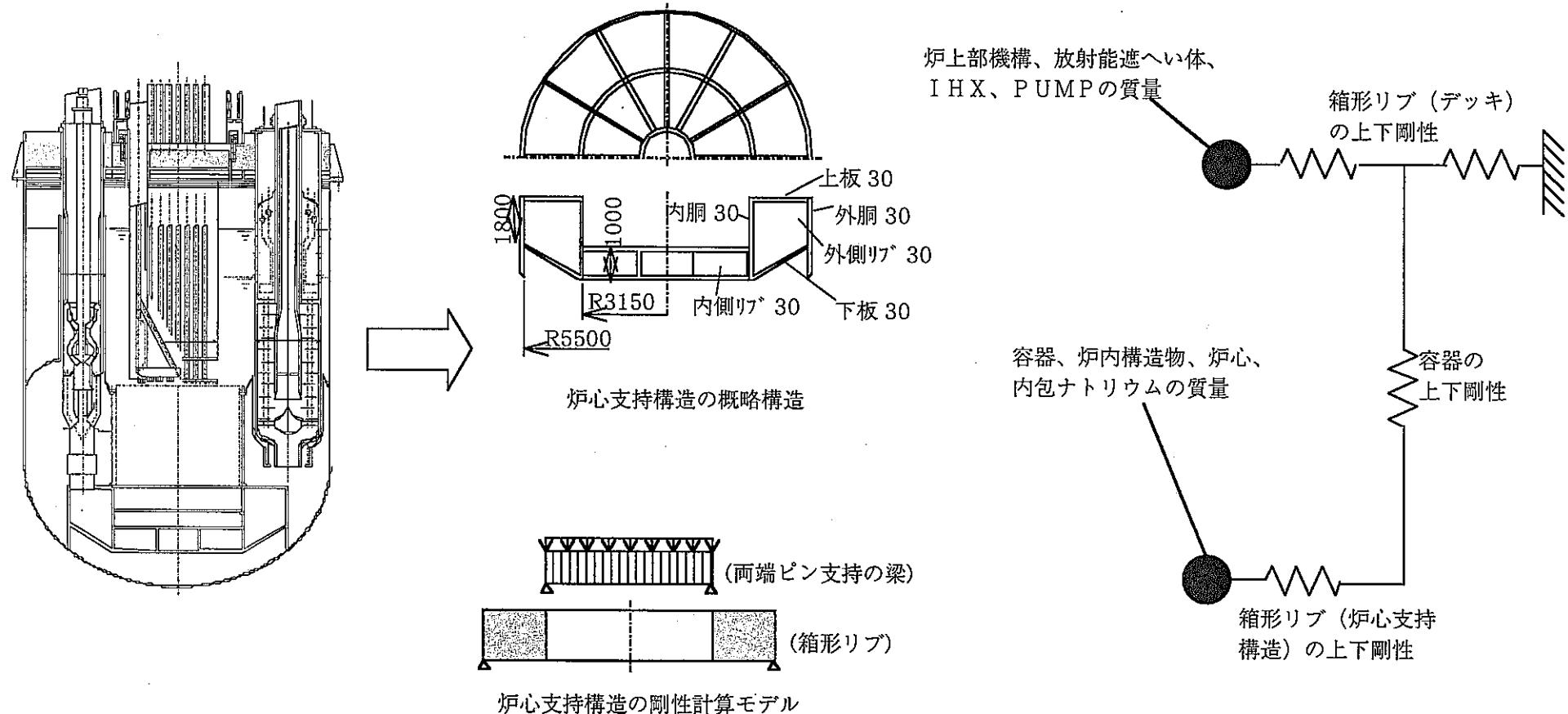


図 4.1.2-62 耐震解析モデル（上下動）

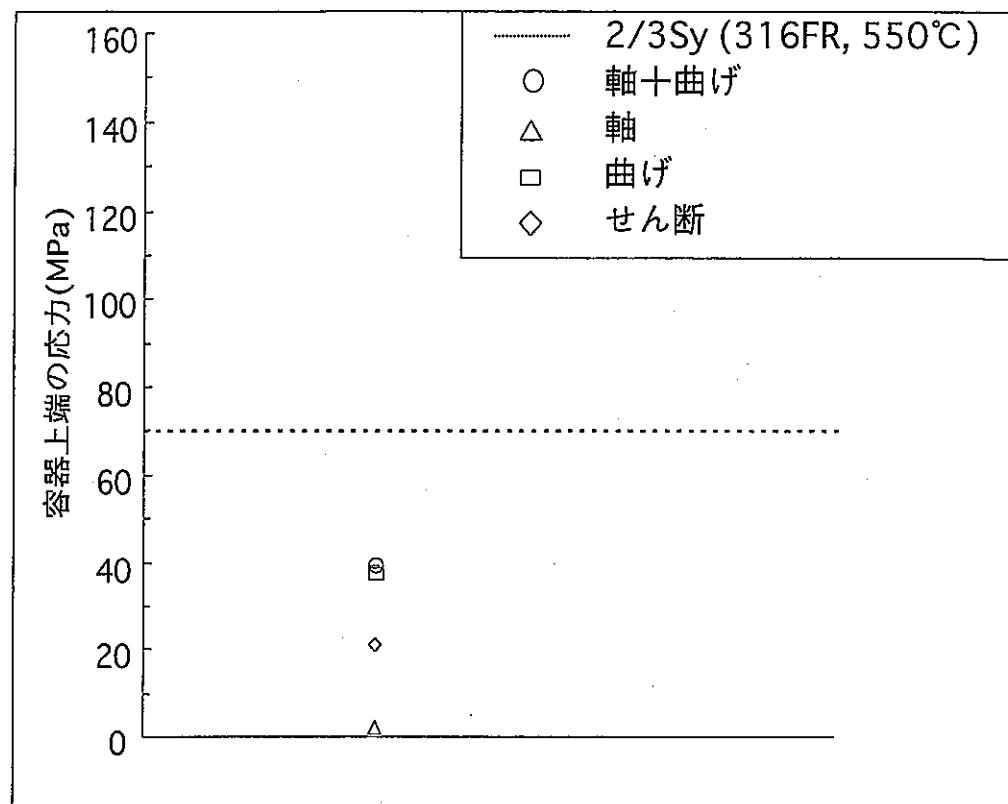


図4.1.2-63 原子炉容器上端の応力

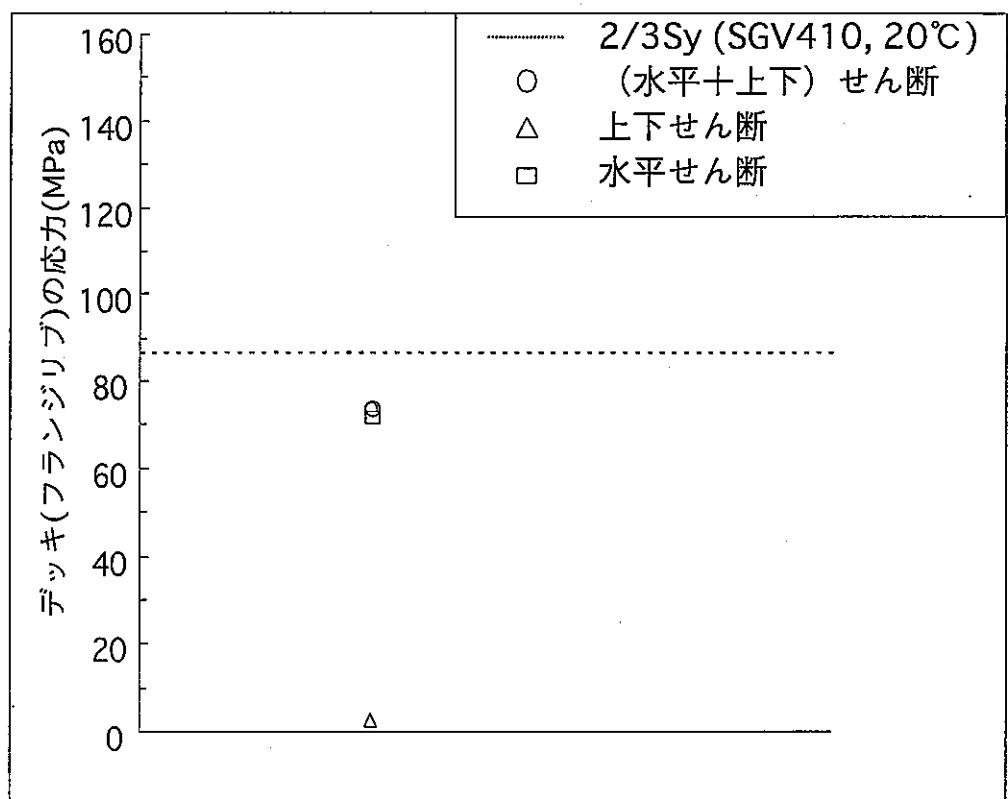


図4.1.2-64 炉上部デッキ (フランジリブ) の応力

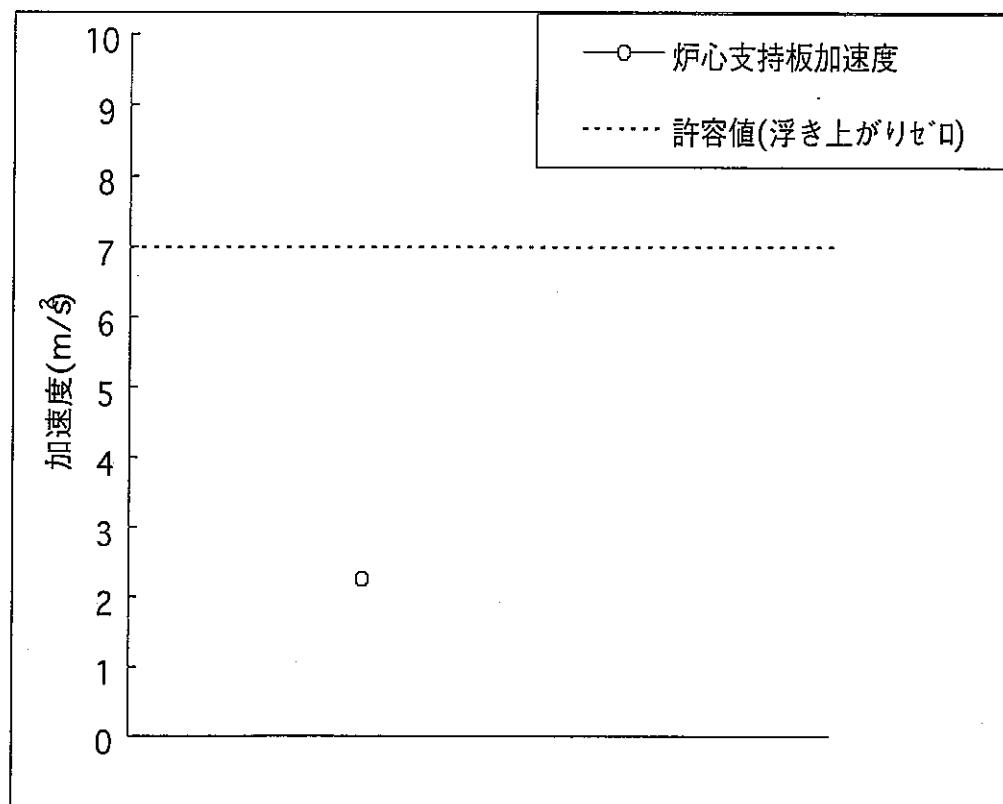


図4.1.2-65 炉心支持板加速度（燃料集合体浮き上がり評価）

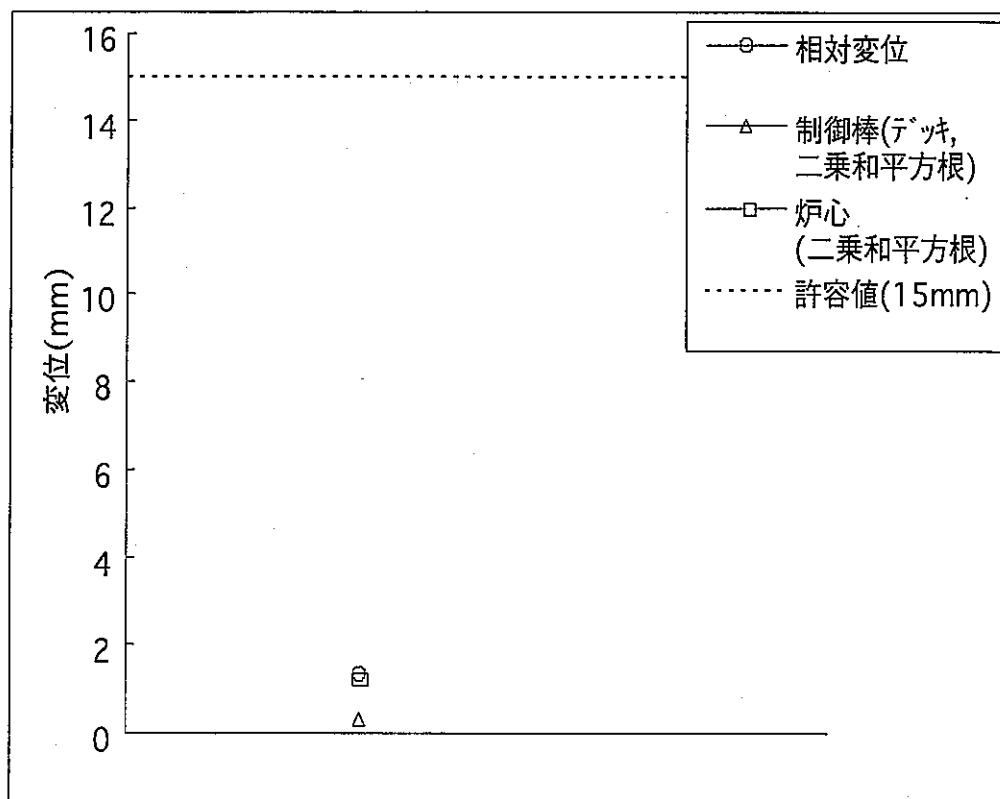


図4.1.2-66 制御棒-炉心の相対変位（反応度投入）

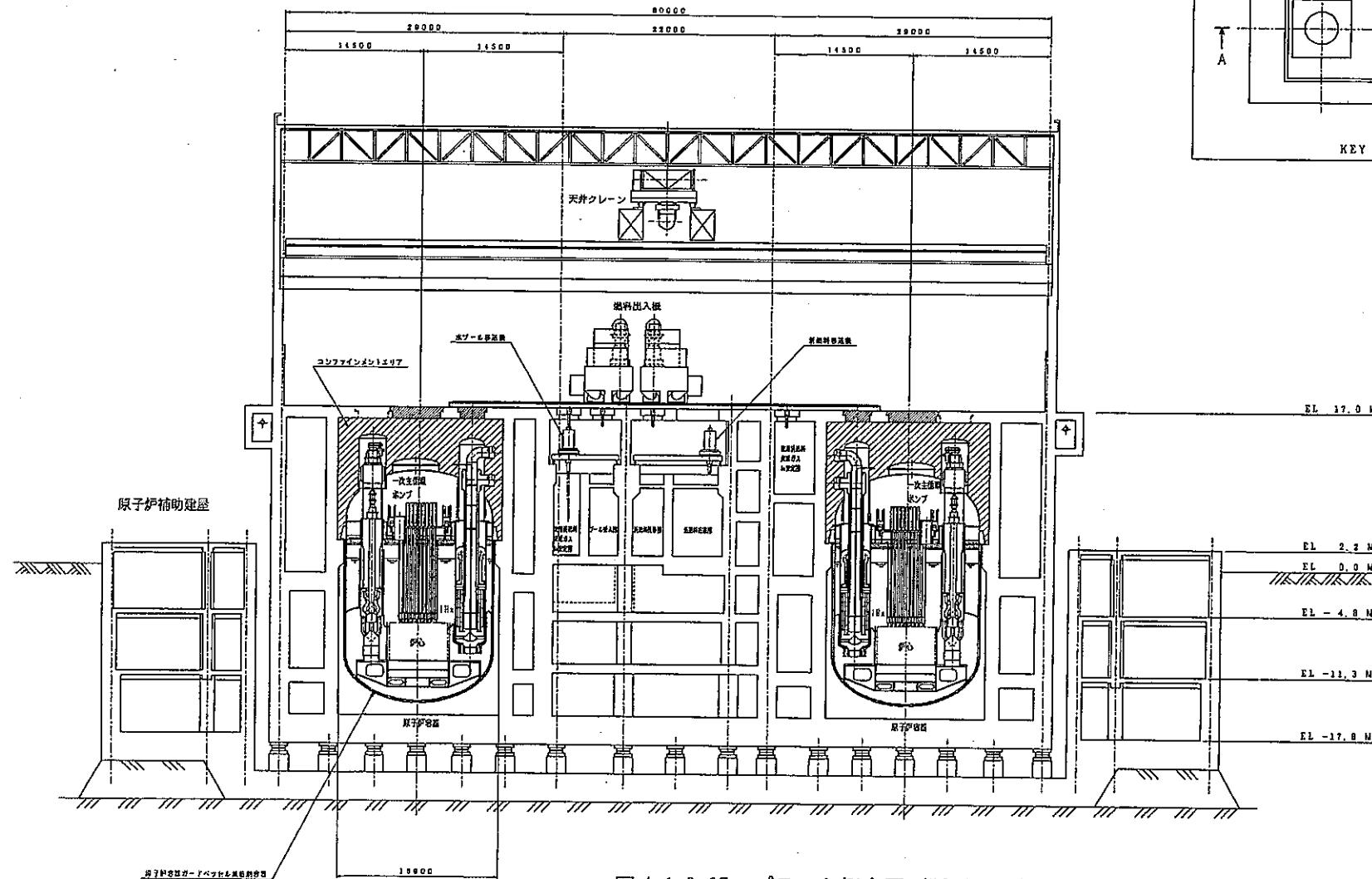


図 4.1.2-67 プラント概念図（断面 A-A）

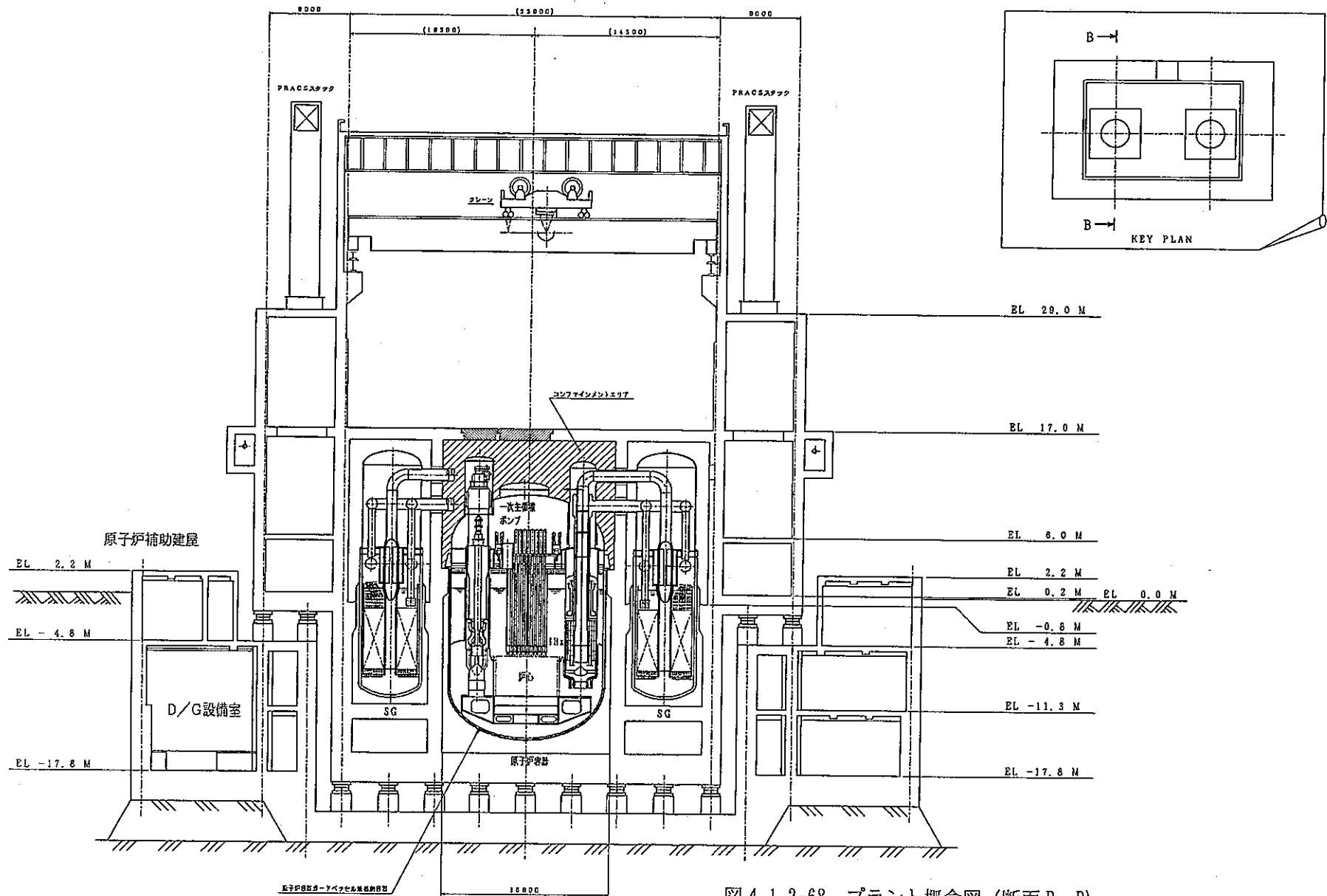


図 4.1.2-68 プラント概念図 (断面 B-B)

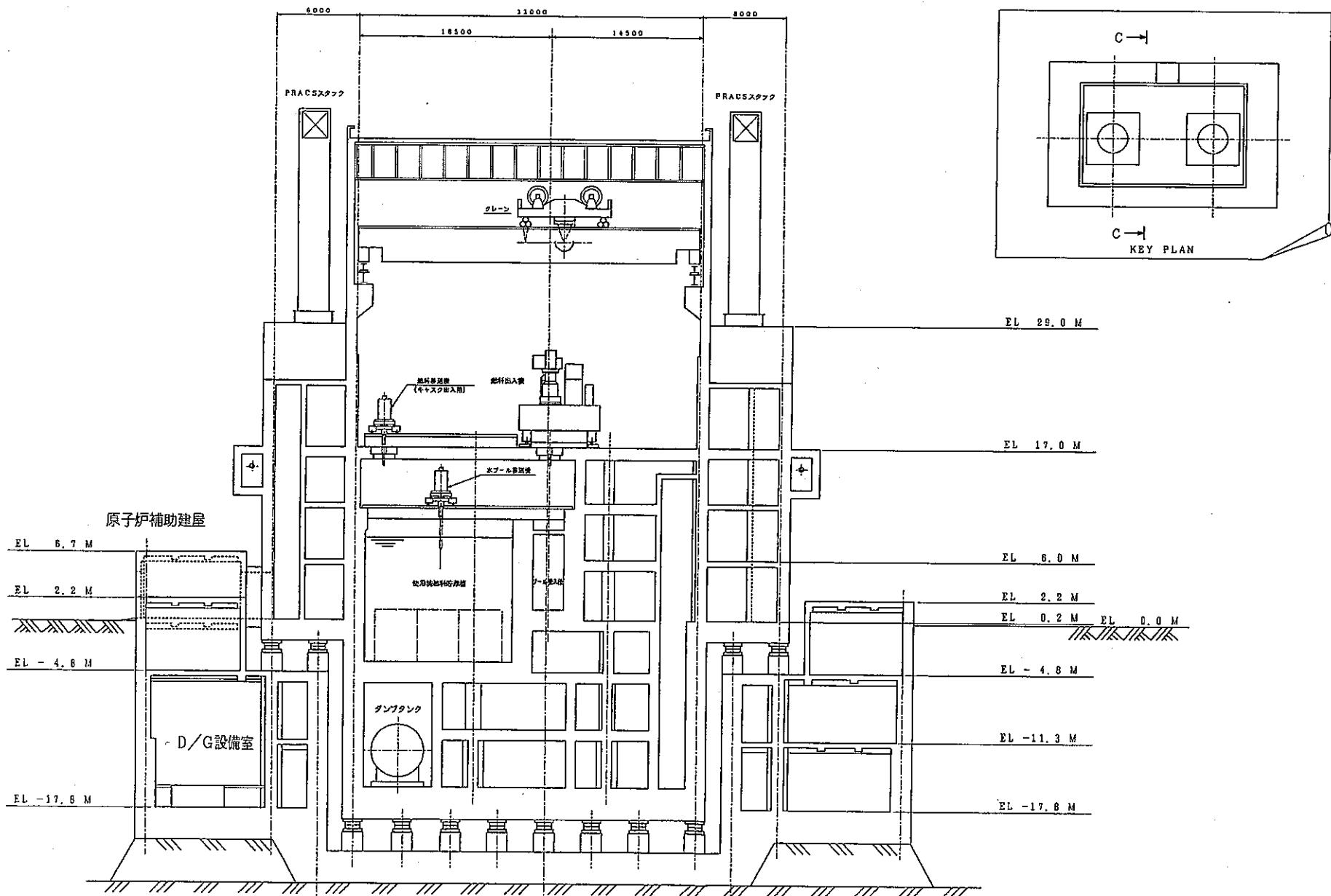
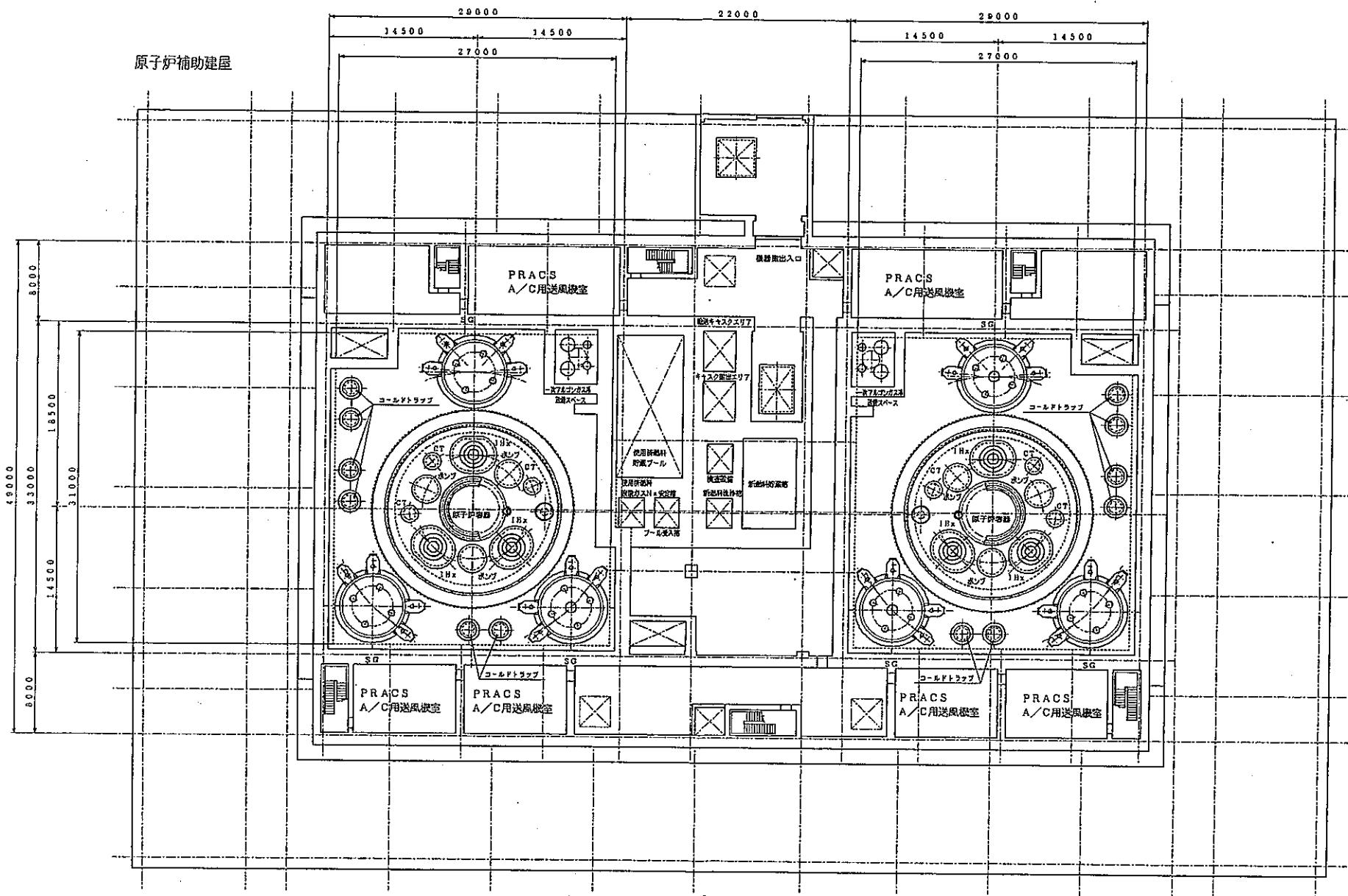
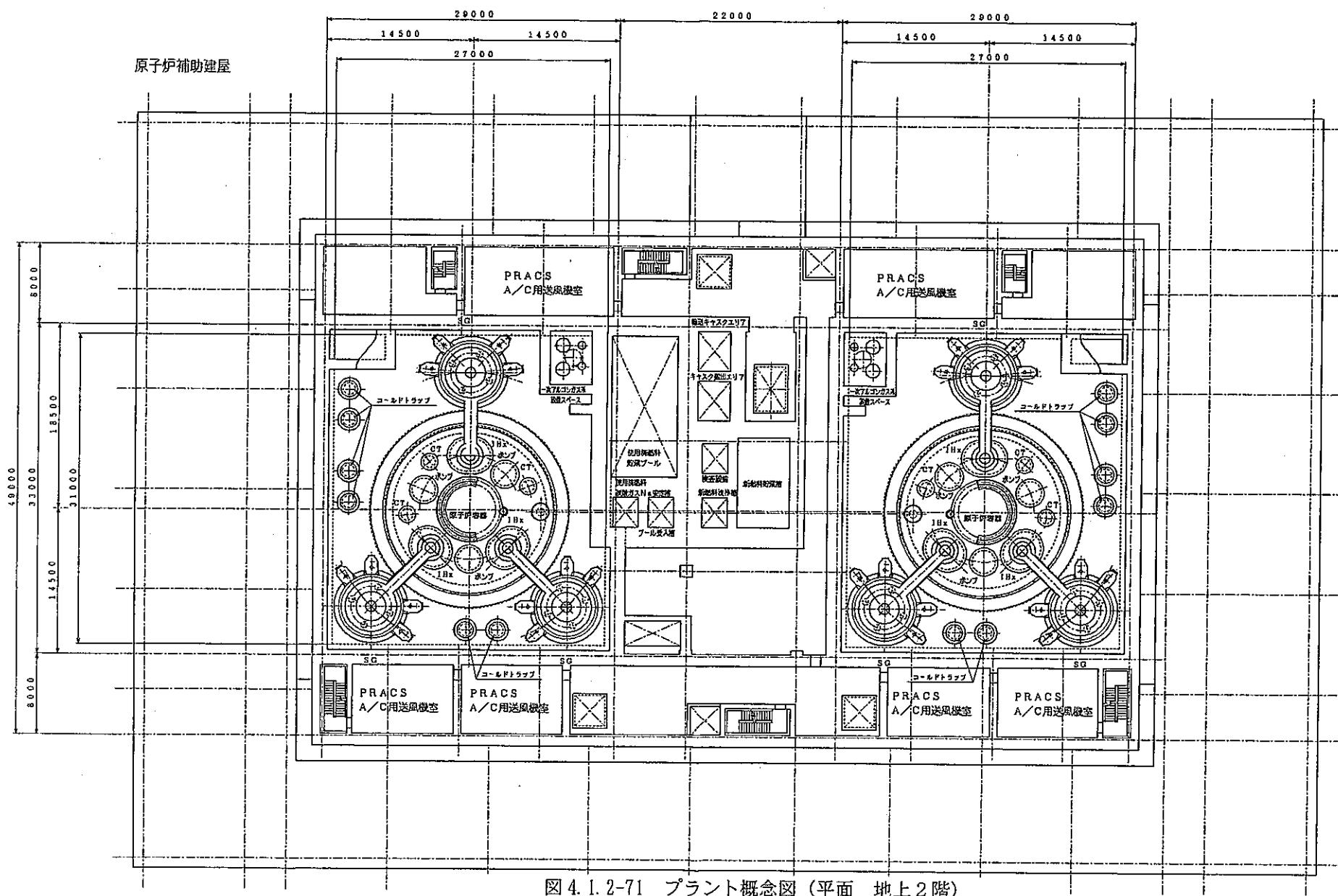


図 4.1.2-69 プラント概念図（断面 C-C）





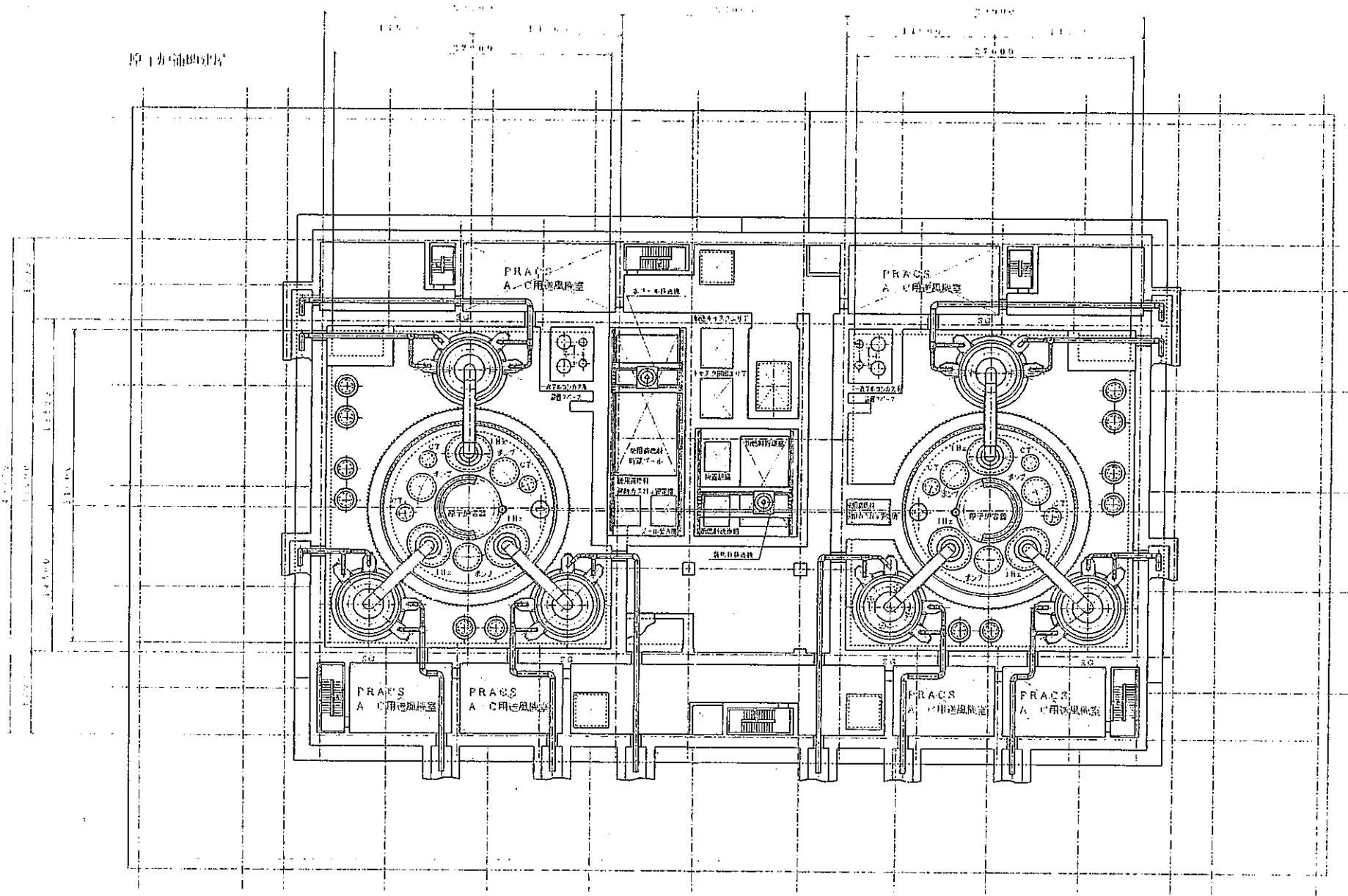


図 4.1.2-72 プラント概念図（平面 地上 3 階）

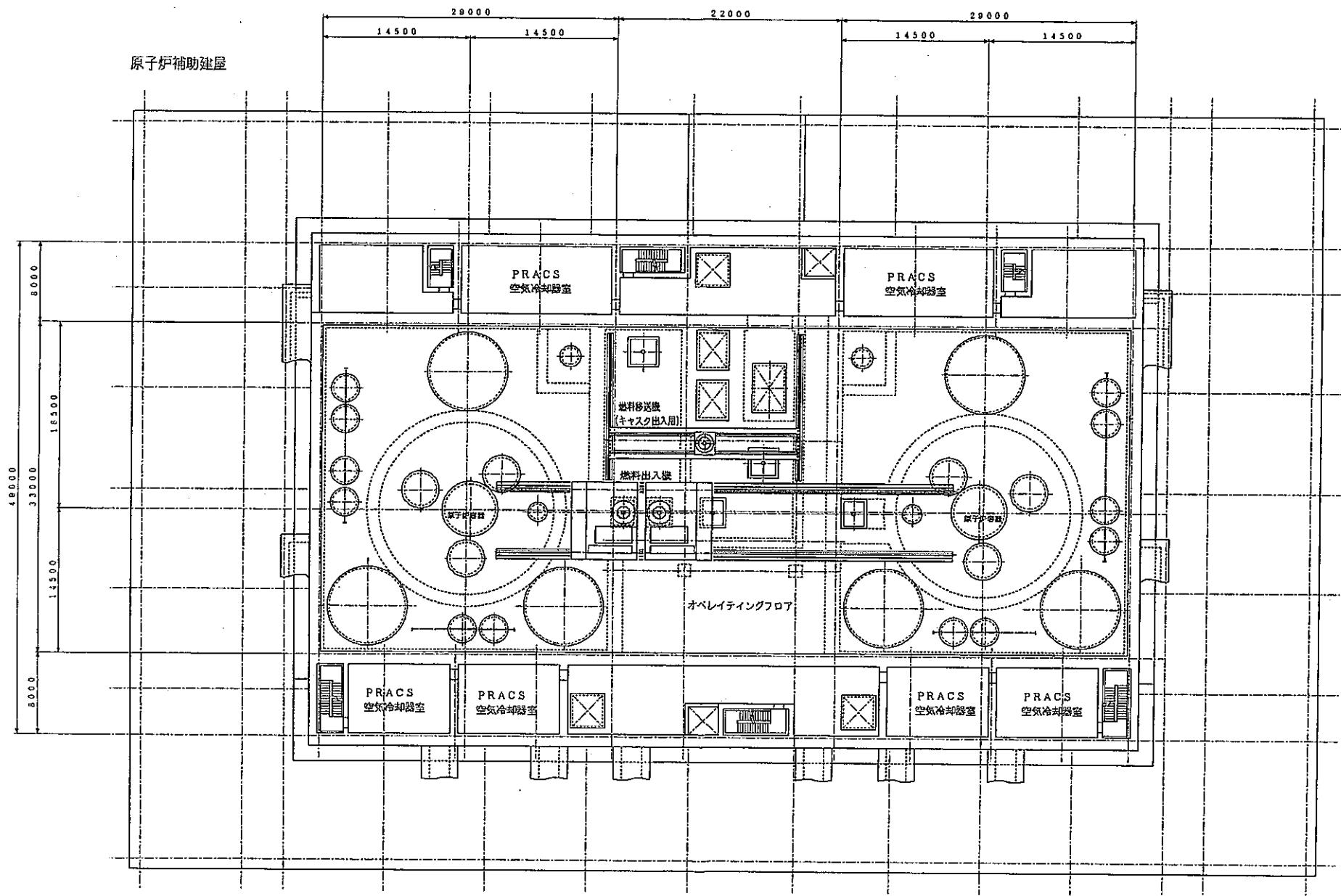


図 4.1.2-73 プラント概念図（平面 オペフロ階）

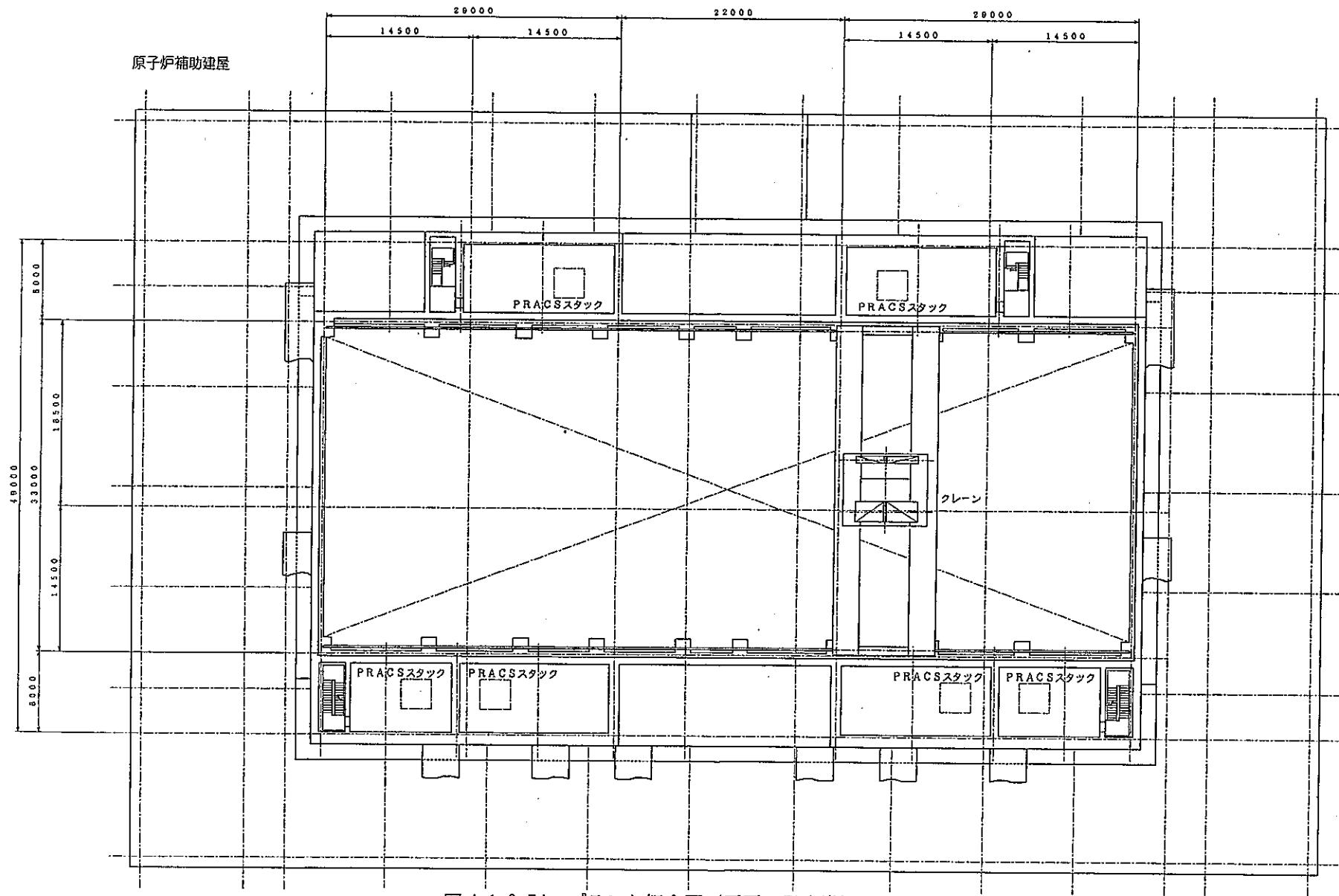


図 4.1.2-74 プラント概念図（平面 屋上階）

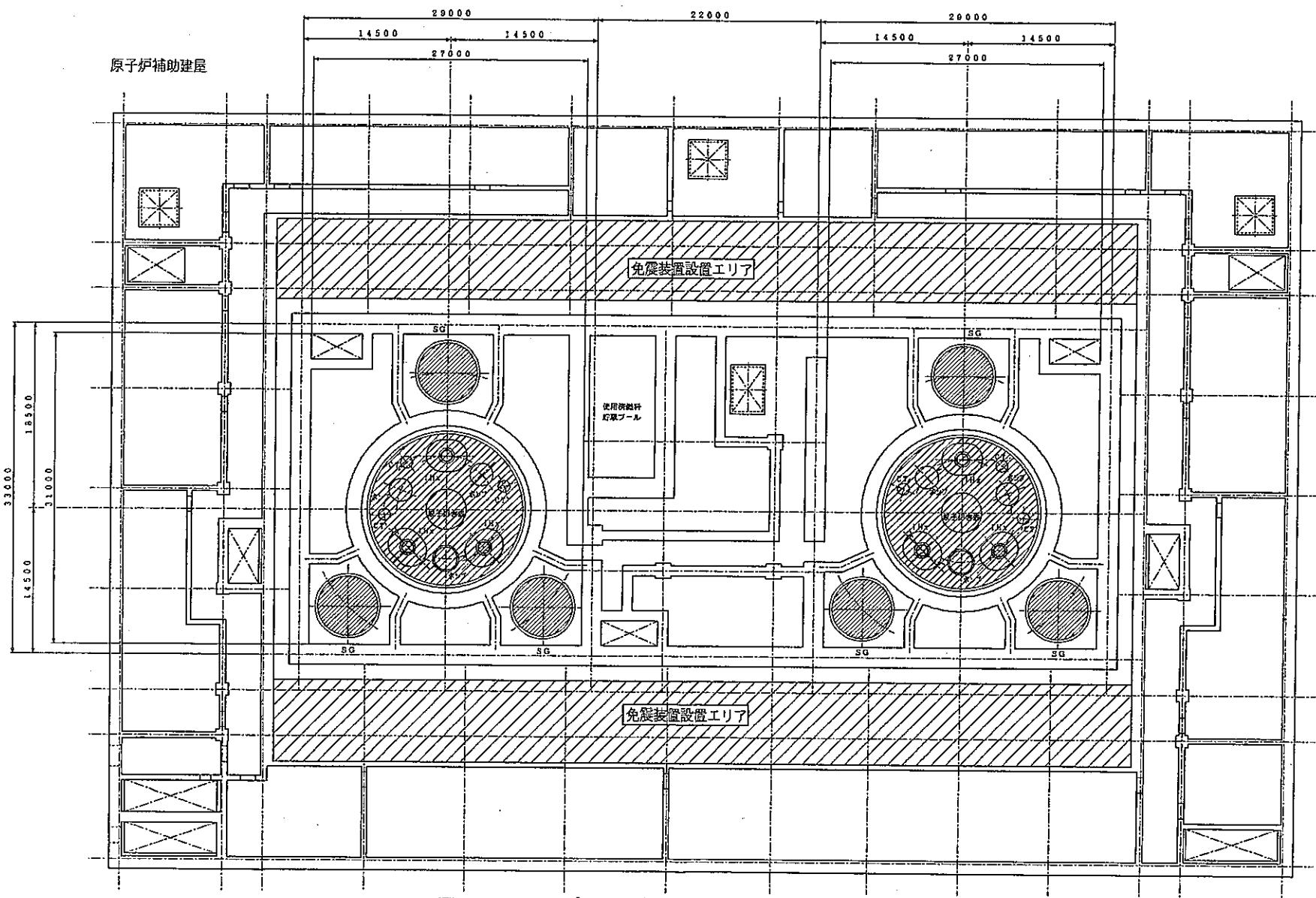


図 4.1.2-75 プラント概念図（平面 地下1階）

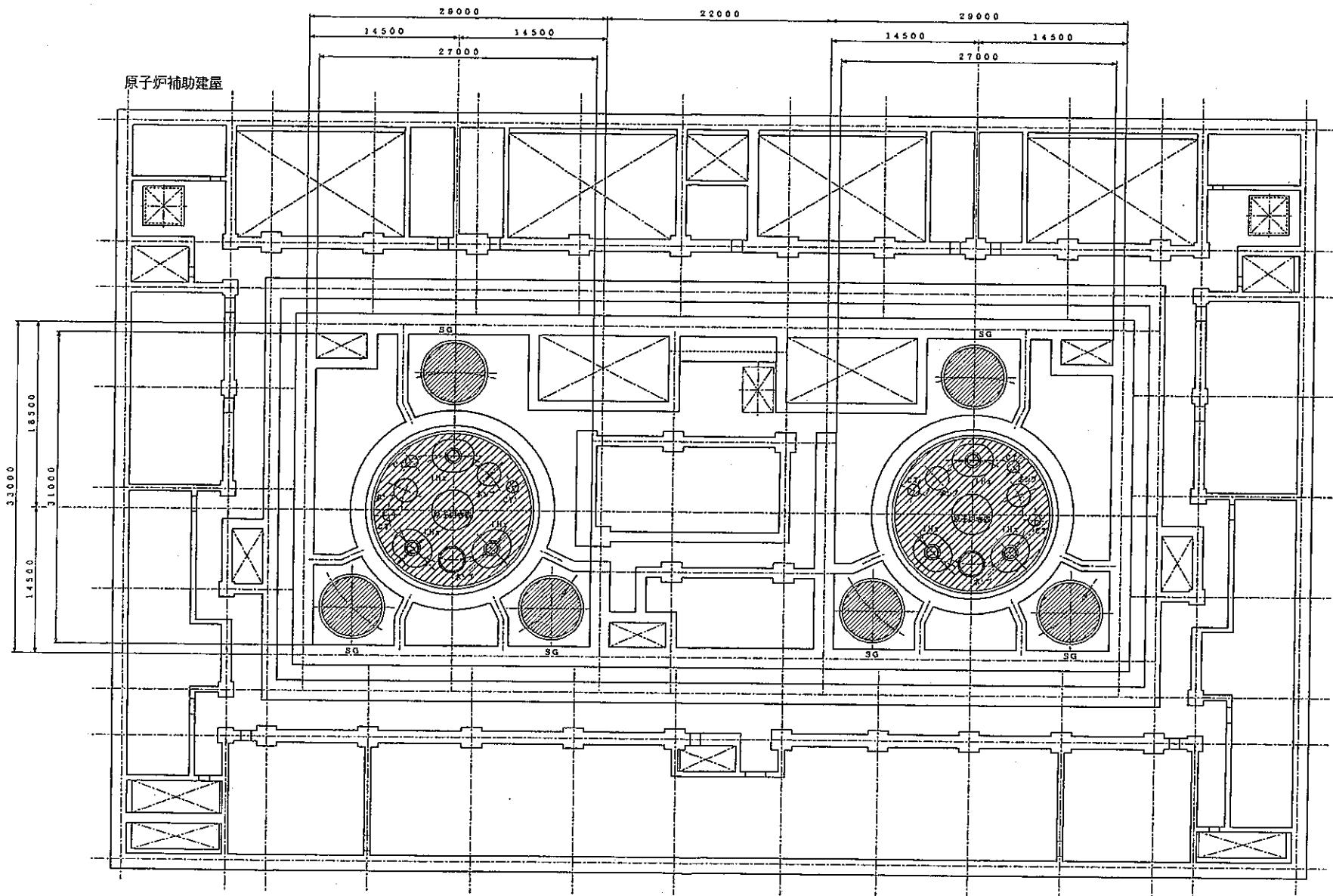


図 4.1.2-76 プラント概念図（平面 地下2階）

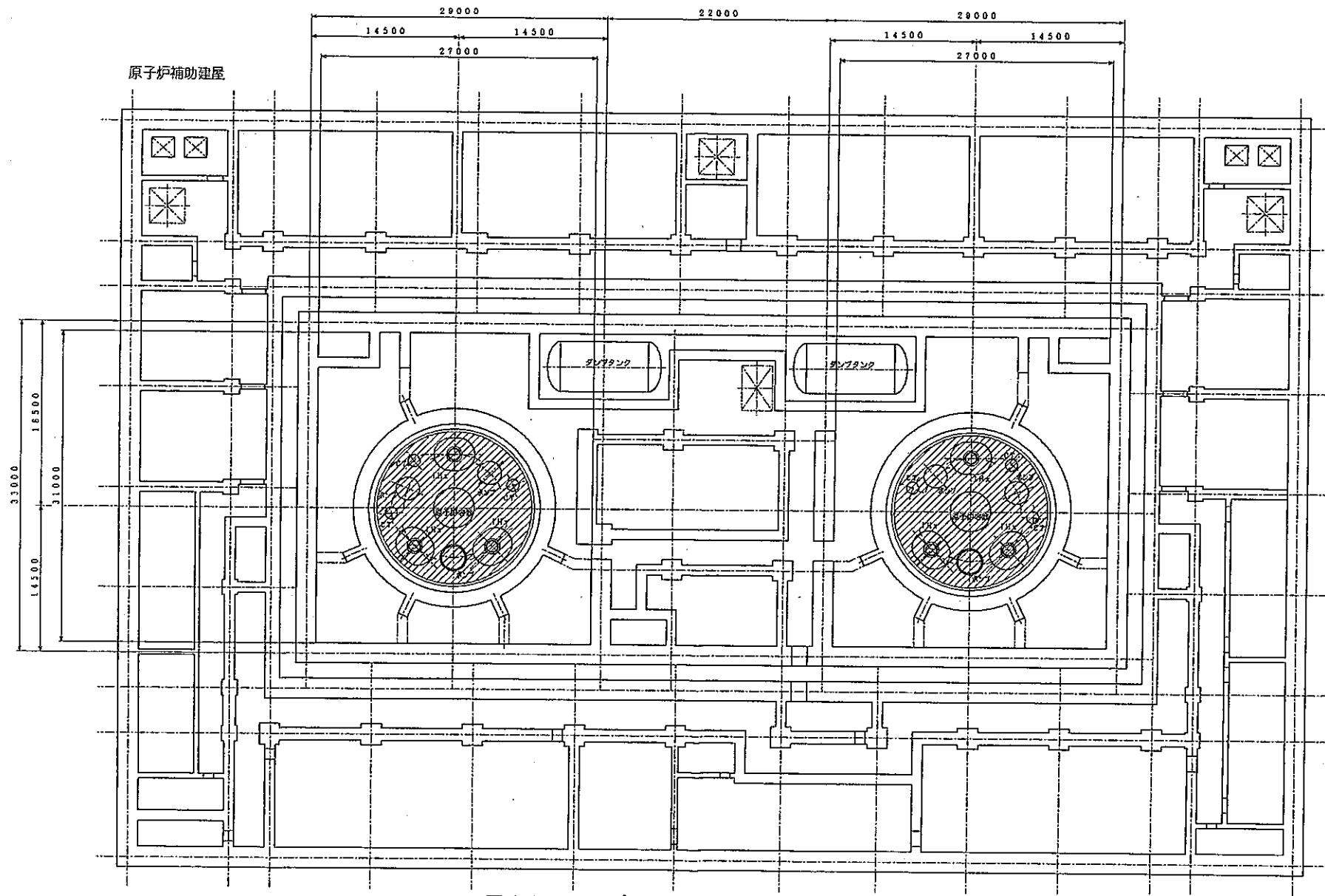


図 4.1.2-77 プラント概念図（平面 地下3階）

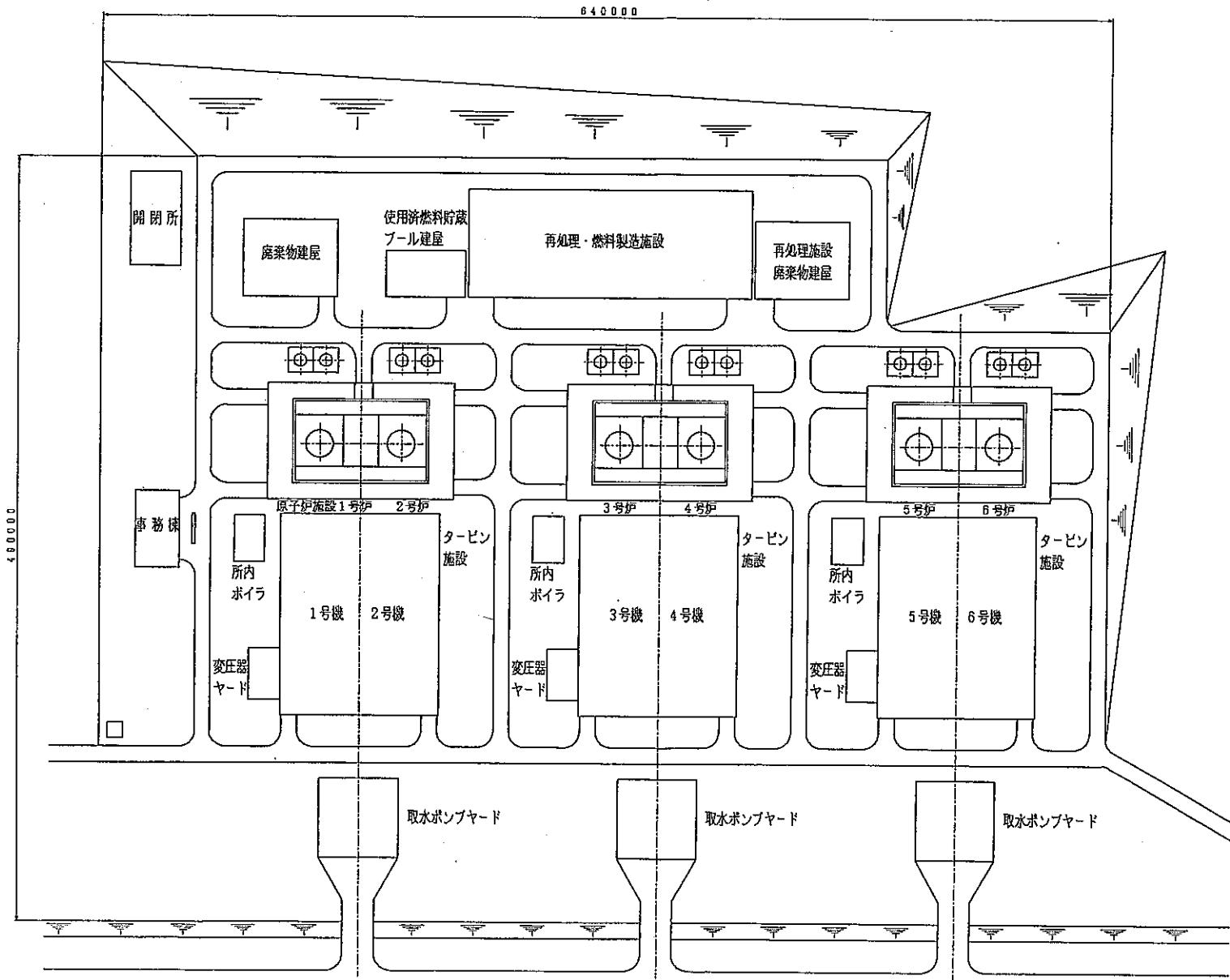


図 4.1.2-78 プラントプロットプラン

4.1.3 タンク型炉（機器合体・集中配置）

本項においては、機器合体・集中配置タンク型炉に関して、基本概念、基本仕様を決めるにあたり実施した検討の状況（検討状況）、設計要求に対する適合性、中間評価の結果、および炉型特有の開発課題の順に述べる。

(1) 基本概念

機器合体・集中配置タンク型炉は、Na冷却、Pu-U混合酸化物（MOX）燃料、出力1600MWeの大型炉である。同プラントは、1次系機器の中間熱交換器（IHX）と大容量浸漬型電磁ポンプ（EMP）の合体機器を隔壁が削除された原子炉容器内に収納し、原子炉冷却材バウンダリ構成の簡素化を図ることにより格納容器を極小化、蒸気発生器と電磁ポンプを合体した2次系機器を原子炉に近接収納するとともに使用済燃料を炉内減衰待ち貯蔵して炉外燃料貯蔵槽を削除して建屋容積をも極小化した、1次系機器一体型+2次系機器合体型プラントである。主な概念を以下に示す。

1) 出力規模、ヒートバランス、プラント配置

経済性（スケールメリット）の観点から電気出力は同時代の軽水炉と同程度と想定し約1600MWeとした。原子炉出力は3800MWtである。原子炉出口温度は燃料被覆管の制限温度から実証炉で採用していた550°C、入口温度は395°Cを採用した。2次系ナトリウム温度は520/335°C、蒸気条件は495°C、18MPaとした。

プラント配置概念を図4.1.3-1および4.1.3-2に示す。本プラントは、経済性確保のため、ツインプラントとして燃料取扱い設備など共用可能な設備を共用することを基本として、建物の徹底した容積の縮小を追求したプラント配置とした。

2) 炉心構成

炉心概念を図4.1.3-3に示す。

炉心圧損低減の観点から炉心外接円径（可動遮蔽体外接円径）を6m以下の制限内でピン間ギャップ拡大とピン径の縮小を行った。バンドル部圧損が2kg/cm²となるようにピン間ギャップとピン径を設定した。

ATWS時の受動的炉停止の観点から、SASS付後備炉停止系を配置した。増殖比については径、軸両方向にブランケットを設置して増殖性の確保を図った。EMPに対する中性子遮蔽の観点からはブランケット外周に2層の水素化ジルコニウム（ZrH：体積割合30%）+ハフニウム（Hf：同40%）の遮蔽体を設置した。再臨界回避方策のために各燃料集合体中心部に等価直径6cmの溶融燃料排出バスを配置した。

3) 原子炉冷却系概念

原子炉冷却系概念（崩壊熱除去系フロー）を図4.1.3-4に示す。

FBR実用炉の経済性目標を達成することを重点に、1次系の小型化を追求し、

1次系機器の集合、冷却系機器の合体を図ったプラント概念である。IHXとEMPを合体し、これを原子炉容器（1次系容器）に収納、1次冷却材配管を削除するとともにIHXに伝熱特性の良好な12Cr系鋼を採用することにより合体機器の小型化を図り、原子炉容器径を小径（直径11m）化している。また、原子炉上部構造、燃料取扱い設備の簡素化、小型化により、物量削減を追求した。

崩壊熱除去系は2次系分岐型補助炉心冷却系（IRACS）4系統+直接補助炉心冷却系（DRACS）2系統の構成として、多重化、多様化を図る。

2次冷却系でも蒸気発生器（SG）とEMPを合体させ、配管の簡素化を図るとともに、SGにはIHXと同様高温強度の高い12Cr系鋼を採用して小型化している。

4) BOP設備

経済性目標の達成を重点に、プラント制御設備の合理化を狙ったACOT（Advanced Control Technology）の導入を図った。ACOTは、炉心入り口温度の変化に追随して炉心の反応度を制御する要素PLAM（Plant Control Module：原子炉入口温度変化に追従する温度反応度効果を利用した制御機構）を活用して給水/2次系流量を制御することによる出力制御を行うプラント制御系である。図4.1.3-5にPLAMによる出力制御の概念を示す。プラント制御系は、原子炉系からのフィードバック信号は用いず、2次系および水・蒸気系に限定すると共に制御系による原子炉系との相互干渉を排除し簡素化したものとする。また、建屋容積を縮小することでケーブル、ダクト、換気空調設備などの物量削減を図った。

補助冷却設備、換気空調設備等については、同時代の軽水炉の設計動向を考慮し合理的なものとすることとした。

(2) 基本仕様

機器合体・集中配置タンク型炉の基本仕様を表4.1.3-1に示す。同プラントは前述のとおり、熱出力が3800MWt、電気出力が約1600MWe、主冷却系が4ループ構成（IHX+EMPが8基、SGが4基）で、崩壊熱除去系は直接炉心冷却系（DRACS）が2系統、および2次系分岐型補助炉心冷却系（IRACS）を各ループあたり1系統の計4系統を保有する。原子炉構造は、図4.1.3-6および図4.1.3-7に示すように、直径11m、高さ18.8m、板厚25mmであり、IHX+EMPを原子炉容器内に持つタンク型構造となっており、炉内機器の間の空間に炉内中間燃料貯蔵槽（IVS）を有する。1次系Na出入口温度は550°C/395°C、2次系Na出入口温度は520°C/335°C、水/蒸気温度が495°C/240°C、主蒸気圧力が17.5MPaで、タービン効率42%以上とする。

炉心の主要目を表4.1.3-2に示す。燃料にはMOXを用いる。原子炉停止系は独立2系統とし、主炉停止系制御棒43体と後備炉停止系制御棒12体の合計55体を用いるが、炉心の受動安全のためにSASSを設置する。また同プラントは、特徴的なプラント制御系であるPLAMを有する。同制御系はプラント状態を計画的な状態に制御することを目的とし、発電機出力、原子炉出力、給水流量の協調をとり、安定な計画運転を可能とする範囲で出来る限りシステムを簡素化するものである。

原子炉建屋の容積は約12万m³であり、3次元免震を採用する。

(3) 検討結果

1) プラント全体のコストダウン方策の検討

本プラントのコストダウン方策として、以下に述べる4項目を追求した。

① 低圧損炉心

炉心構成要素バンドル部の圧損損失を約 2.0kg/cm^2 となる炉心設計とし、1次系EMPの吐出圧を低減することにより、EMPの軸長の短縮を図った。

② 高性能遮へい体の採用

炉心周方向の放射線遮へい体として、水素化ジルコニウム (ZrH) + ハフニウム (Hf) の高性能遮へい体2層を採用し、ステンレス鋼 (SUS) 遮へい体を1層削減して炉心槽直径を6mに押さえ、原子炉容器系の縮小を図った。

③ 热交換器への高Cr鋼の適用

熱伝導特性に優れる高Cr鋼 (12Cr系鋼等) を、ステンレス鋼に替えてIHXに適用することで必要伝熱面積を縮小し、IHXの軸長の短縮も図った。これに、上記①のEMPの短縮化と合わせてEMP一体型IHX全体の短尺化ができ、IHXの流路を形成するフロースカートを設置しなくても適切な原子炉容器軸長が得られ、原子炉容器径の縮小も可能となった。

④ 出力制御系の簡素化

原子炉出力制御系を簡素化する目的で、炉心入り口プレナム冷却材温度変化に感応して、中性子吸収体が炉心ないに挿入引き抜きされる制御モジュール (PLAM) を12体設置する概念を検討した。

2) 炉心仕様と再臨界回避方策の検討

炉心仕様と再臨界回避方策に関して以下の検討を行い、その結果から定めた炉心主要目を表4.1.3-3に示す。

(i) 前提条件

- | | |
|-------------|-----------------------------------|
| ① 原子炉熱出力 | : 3800MWt |
| ② 燃料 | : MOX |
| ③ 炉心バンドル部圧損 | : 2kg/cm^2 以下 |
| ④ 炉心外接円径 | : 6m以下 |
| ⑤ 運転サイクル長 | : 16ヶ月 |
| ⑥ 取出し平均燃焼度 | : 15万MWd/t程度 |
| ⑦ 増殖比 | : 約1.2 |
| ⑧ EMP照射量制限 | : $2 \times 10^{19}\text{n/cm}^2$ |

(ii) 炉心仕様の検討

炉心圧損低減の観点から、炉心外接円径（可動遮蔽体外接円径）を6m以下の制限下でピン間ギャップ拡大とピン径の縮小化を行った。具体的には実証炉設計研究の燃料集合体仕様と炉心圧損の関係を用いてピンギャップを拡大し

た場合のサーベイを行い、バンドル部圧損が 2 kg/cm^2 となるようにピン間ギャップとピン径を設定した。

また、1体あたりのピン数を増大したが、燃料集合体本数は、ボイド反応度抑制の観点で炉心高さ1mの条件と最大線出力 440 W/cm が満足できる本数である331本以下とした。また、ATWS時受動的炉停止の観点より、PLAM上部にSASS付BCRを配置した。増殖比については径、軸両方向にブランケットを設置して増殖性の確保を図った。径方向中性子量の分布を図4.1.3-8に示すが、EMPに対する中性子遮蔽の観点から、ブランケット外周に2層ZrH（体積割合30%）+Hf（同40%）の遮蔽体を設置した。

(iii) 再臨界回避方策

再臨界回避条件は以下の10項目の条件とし、再臨界回避のために各燃料集合体中心部に等価直径6cmの溶融燃料排出バスを配置した。

- ① 燃料溶融プール形成時に未臨界性が確保できなければ溶融燃料放出バスを配置する。未臨界の目安としてはプールの波立ちを考慮して $k_{\text{eff}} = 0.99$ とする。臨界度評価温度は溶融温度とするが、低温での未臨界度も確保できるようにする。
- ② 燃料溶融プールのモデルは下部軸ブランケット上に円盤状に100%密度燃料と構造材が一様混合した場合を想定する。上部は冷却材ボイドとする。径方向には炉心が拡大出来ないものとする。
- ③ 燃料溶融プール中のポロシティの割合は体積で30%とし、ポロシティ中には炉心内の構造材が混入できるものとする。残りはポロシティのままとする。
- ④ 構造材には炉心内に配置されているSUS、高融点金属が含まれるが、硼素等の揮発性の物質は含めない。
- ⑤ 燃料放出バスのサイズは水力等価直径で6cmとする。
- ⑥ 内部ダクト厚さは外部ダクト厚さより3.5mm小さいものとする。
- ⑦ 集合体サイズは400mm以下とする。
- ⑧ マノメータ型の放出バスでは放出バス上端は炉心上端とする。
- ⑨ 内部ダクト厚さは構造強度から設定する。

以上の条件により、当初Hf-177をPLAM位置に配置し、溶融燃料と混合させることで再臨界を回避できる見通しを得た。しかしながら、完全混合までの時間遅れなどの過渡事象が確認できない懸念があり、図4.1.3-9および図4.1.3-10に示すようなマノメータ型溶融燃料放出バスを全炉心燃料集合体に配置することを再臨界回避方策とすることとした。同排出バスは、集合体中心に上部蓋付の6角管を配置したものとし、燃料装荷時にアルゴンガスを内部に封入するマノメータ構造とした。これにより、内部ダクトはラッパ管厚さより3.5mm薄い1mmとし、炉心性能の低下を抑制できる。また、集合体あたりの燃料ピン本数は内部ダクト領域分を減らして294本（331本-37本）とした。

3) 制御系合理化方策の検討

(i) 制御系合理化方策について

ACOT概念は、PLAMを活用して給水/2次系流量の制御することによる出力制御を行うプラント制御系である。本概念は、図4.1.3-5に示した作動例の概念であり、以下の①～⑥の推移で原子炉出力および発電機出力を制御する。

- ① 2次系流量減少、給水流量減少
- ② 2次系流量減少により原子炉コールドプレナム温度上昇、給水流量減少により発電機出力下降
- ③ 原子炉コールドプレナム温度上昇によりPLAMが動作し、原子炉出力下降
- ④ 原子炉出力下降により原子炉出口温度下降
- ⑤ 原子炉出口温度下降により2次系ホットレグ温度下降
- ⑥ 2次系ホットレグ温度下降により主蒸気温度下降

以上の推移を経て、原子炉出力及び発電機出力を下降させた状態で整定させる。なお、出力を上昇させる場合には、減少/増加あるいは下降/上昇の方向を逆転させる。

本制御系はプラント状態を計画的な状態に制御することを目的とし、発電機出力、原子炉出力、給水流量の協調をとり、安定な計画運転を可能とする範囲で可能な限り簡素化する概念である。したがって、原子炉系からのフィードバック信号は用いないものとし、プラント制御系は2次系及び水・蒸気系に限定すると共に、制御系による原子炉系との相互干渉を排除したものとし、以下のa.～d.の制御装置により構成する。

- a. 2次系流量制御系
- b. 給水流量制御装置
- c. 主蒸気圧力/タービン回転数制御装置
- d. 給水調節弁差圧制御装置

プラント制御系を構成する上記の各制御装置は、それぞれ独立した構成とし、制御特性としても、干渉の小さい構成とする。プラント制御系の概略構成を図4.1.3-11に示すが、図4.1.3-12に示す原型炉のプラント制御系と比較し、原子炉出力制御系および1次主冷却系流量制御系を合理化・簡素化する事ができると考える。

(ii) 制御系合理化方策の成立性

制御系合理化方策(ACOT/PLAMの採用)の成立性について、以下の検討を行った。

仮にPLAM動作によって冷却能力が喪失した場合、一時的に原子炉コールドプ

レナム温度が上昇するものの、これに伴い原子炉出力が低下することにより、熱過渡が比較的緩和される傾向を示すことが期待できる。そこで、冷却能力喪失の代表事象として、2次系主循環電磁ポンプおよび給水ポンプのトリップを想定した事象の推移の評価を行った。本検討においては原子炉保護系は作動しないものと仮定し、PLAM有りの場合と無しの場合との2ケースについての事象推移の評価を行った。

PLAM無しの場合の事象推移を図4.1.3-13に、PLAM有りの場合の事象推移を図4.1.3-14に示す。原子炉出口温度は、PLAM無しの場合では上昇を続ける傾向を示すのに対して、PLAM有りの場合は速やかに下降する結果が得られた。

また、過冷却により原子炉コールドプレナム温度が下降する事象に対しては、原子炉出力が上昇する方向に働くため、過冷却の代表事象として、給水流量が120%（給水ポンプの最大能力を120%と仮定）まで上昇した場合の事象推移の評価を行った。ここで、原子炉保護系は作動しないものと仮定して評価を行った。評価結果を図4.1.3-15に示す。

原子炉出口温度が20°C程度上昇する程度で、過激な熱過渡が生じず、原子炉出力は115%で整定する結果が得られた。

4) 高Cr系鋼採用の検討

(i) 本プラントへの適応範囲の検討

(a) IHX伝熱管

高Crフェライト鋼は、オーステナイト系ステンレス鋼と比較して熱伝導率が高いことから、IHX伝熱管の伝熱面積を減少させられるメリットがある。

伝熱面積は、IHXに316FR鋼に替えて高Crフェライト鋼を採用した場合、試算によれば約20%の減少効果がある。本プラントでは、IHX伝熱管に高Crフェライト系鋼を用いて伝熱面積を減少させた場合、IHXとEMPを合体化していることから、合体機器全体長の短尺化により、原子炉容器の短尺化も図ることができる。ただし、溶接材料の開発、継手強度・特性の確認、製造性全般に関する確認作業は必要となる。

したがって、物量削減効果が大きいと捉え、本プラントにおいてはIHX伝熱管に高Crフェライト鋼を採用する。

(b) SG伝熱管

SG伝熱管に関しては、実証炉設計研究においてもMod.9Cr-1Mo鋼を採用する計画で進めてきており、高強度の高Crフェライト鋼を採用するとした場合においても、製作技術上の大きな問題はないものと考えられるが、Mod.9Cr-1Mo鋼に対して実施してきたような溶接材料の開発、継手強度・特性の確認、製造性全般に関する確認作業は必要となる。

伝熱管の肉厚は、腐れ代、加工代等あるが、内圧（水・蒸気側圧力）に対する必要肉厚の占める部分の方が大きい。このため、前述のように、温度条件の高温化に伴って、Mod.9Cr-1Mo鋼に対する高強度の高Crフェライト鋼のメリットが増すこととなる。

したがって、物量削減効果と高温強度強化のメリットが大きいと捉え、本プラントにおいてはSG伝熱管に高Crフェライト鋼を採用する。

5) 原子炉構造の検討

原子炉構造縦断面図を図4.1.3-16に、原子炉構造上面配置図を図4.1.3-17に、原子炉構造炉内断面図を図4.1.3-18に示す。

原子炉構造は、炉心槽径6mで炉心の周囲に6基の1次主循環ポンプ・IHXの合体機器、2基の直接炉心補助冷却系熱交換器、および燃料出し入れ器を配置する。

燃料交換は炉内外の設置、作動スペースを小さくできる単回転プラグ+部分昇降式UISを採用することにより回転プラグ径を小さくし、炉上部の冷却系機器等の設置スペースの確保の点で、これがクリティカルにならない寸法としている。

原子炉上部構造は、原子炉全体を支持し、その荷重を原子炉ペデスタルデッキに伝達する機能を有する大型構造物であるが、本プラント概念では3次元免震の採用を前提として作用する地震力を低減させることにより、一枚板構造を採用した。また、炉上部構造下面の強制冷却は行わないホットデッキ方式とし、物量の削減を図った。

以上の原子炉構造検討の結果から、原子炉容器径11m、全高18.8m、容器肉厚25mmとする。

6) 格納施設の検討

格納施設としては、下部：原子炉容器のガードベッセル+上部：鋼製格納ドームで形成させる。本概念であるガードベッセルを格納容器とすることに対する例は、これまでにないことから許認可取得上の課題として考えられるが、格納容器（ガードベッセル）を含む原子炉構造の工場製作を可能とする概念であり、建設工期の短縮が期待できる他にも原子炉ペデスタル構造の簡素化なども期待できる。

7) 2次系主配管構造の検討

2次系主配管構造概念を図4.1.3-19に示す。1次系中間熱交換器との近接配置により配管の短尺化を図り、熱膨張応力を引き回しにより回避する構造としている。配管口径はホットレグ、コールドレグともに26BsCh20s(Φ660.4)である。

8) 1次主循環ポンプ・IHX合体機器および2次主循環ポンプ・SG合体機器の検討

1次主循環ポンプをIHXと合体させた場合、保守・補修の際にポンプ単体での引き抜きが出来なくなる等にデメリットがあるものの、合体により占有容積を小さくでき、EMPには可動部がないためにメンテナンスフリーとすることができ、さらには破損部品の炉心部への回り込みが防止出来る等のメリットがあることから採用した。EMP・IHX合体機器の概念を図4.1.3-20に示す。なお、仕様決定に関する着目点は以下の2項目である。

- ① 1次主循環ポンプ(EMP)とIHXを直列に接続することに伴う利点として、

従来のタンク型炉のIHX径を決定する主要因であった1次側圧力損失制限が大幅に緩和されることが挙げられる。この対応として、IHX管内1次側ナトリウム流速を上昇させ、径の縮小化を図るととした。この結果、IHXの外径は1次主循環ポンプ外径と同程度に抑えられる。

- ② 1次主循環(EMP)とIHXを直列に配置したことにより、機器全体としては長尺となる。また、①に述べたようにIHX内の流速を増大させ小口径化すると必要な伝熱面積を確保するため、伝熱管長さは長くなることとなる。この対策として、伝熱管を小口径化するとともに伝熱管の材料として高Crフェライト鋼を採用することにより、伝熱管長さを抑えることとした。また、炉心を圧力損失を減少させ、1次主循環ポンプ(EMP)の必要揚程を抑えることにより、ステータ長を短くする構成とした。

2次主循環ポンプ(EMP)・SG合体機器の概念を図4.1.3-21に示す。

9) 冷却系構成の検討

前述のとおり原子炉冷却系は1次主冷却系がEMP・IHX合体機器8基に対し、2次系主冷却系が4ループ構成とした

崩壊熱除去系は図4.1.3-4に示したとおり、2次系分岐型補助炉心冷却系(IRACS)4系統+直接補助炉心冷却系(DRACS)2系統の構成とする。本プラントの崩壊熱除去系設備は、原子炉1次系のNa保有量が比較的少ないとおり、SGが1次系に近接配置されていることなどのシステムの特徴を考慮し、2次系の保有Naを活用するIRACSでプラント運転状態IVの制限条件(冷却材バウンダリ温度650°C以下)を自然循環のみで満たす容量とした。更に、SGの故障に対応して十分な多様性を持たせるためにDRACSを設けた。崩壊熱除去系の設備仕様は以下のとおりである。

- | | |
|---------|--------------|
| ① IRACS | : 24MW/系統×4基 |
| ② DRACS | : 12MW/系統×2基 |

10) 制御棒駆動機構の検討

本プラントでは、図4.1.3-22に示すリニアモータ型長ストローク制御棒駆動機構を採用する。

従来の制御棒駆動機構は、炉上部に駆動部、炉内に上部案内管を持つ構成であるが、これに対してリニアモータ型制御棒駆動機構は、上部案内管部に高温設計が可能な円筒型のリニアモータを組み込むことにより炉上部の駆動部を削除する概念であり、長ストローク制御棒駆動機構の通常駆動機構部分をリニアモータ型とすれば、従来型と比べて炉上部に設置されるストローク約5mの燃料交換時用駆動部を約50mm細径化、約3m短尺化することができる。

また、制御棒駆動機構のうち後備炉停止系には図4.1.3-23に示す概念のものを採用する。この後備炉停止系には、万一のスクラム失敗時に原子炉冷却材の温度上昇を感じて受動的に中性子吸收体を切り離して炉心に挿入させるSASS

を組み込む。上部吸収体はSASS（キュリ一点電磁石）を介して制御棒駆動機構により吊り下げられる。スクラムおよびSASS動作時には図に示すアーマチュア部分で制御棒駆動機構から切り離されて落下し、従来制御棒概念の保護管部分に設けたダッシュラムと制御棒案内管側面のダッシュポットの相互作用でスクラム時の緩衝を行う。

11) 燃料交換機・燃料出入機の検討

本プラントでは炉上部配置のコンパクト化を目指し、単回転プラグ部分昇降式UISおよび図4.1.3-24に示すマニプレータ式FHMによる燃料交換方式を採用する。FHMにより炉内移送した炉心構成要素は、図4.1.3-25に示す燃料出入れ機により炉内外に移送する。

12) 建屋基本概念の検討

建設単価の高い3次元免震範囲の限定を図るために原子炉建屋をコンパクトにする。このため、耐震建屋に収納しても安全性および物量低減に支障のない設備は、出来るだけ原子炉建屋近傍に設ける耐震建屋に収納することとし、2基のタービン建屋の中間に、耐震建屋の制御建屋兼原子炉補助建屋を設け、原子炉補機設備及び制御室などツインプラントの共用設備を主体に配置する。

タービン建屋は、主蒸気配管／主給水配管の物量をミニマムとするように原子炉建屋に隣接させ、循環水配管の物量削減および原子炉建屋の空気冷却器などへの塩害対策を兼ねて海岸線側にタービン建屋を配置する。原子炉建屋に対してタービン発電機回転軸を平行に設置するL型配置を採用し、タービン建屋建築面積のクリティカルとなるオペレーティングフロアをユニット間で共有することで、タービン建屋の縮小化を図ると共に天井クレーン等の共有化を推進する。

2基のタービン発電機の中間に、耐震建屋の制御建屋兼原子炉補助建屋を設け、建屋上階はタービン建屋オペフロに兼用させる。建屋下階には、原子炉補機設備及び制御室などツインプラントの共用設備を主体に配置する。

原子炉格納容器は、下部ガードベッセル上部鋼製ドーム一体型形式で原子炉構造支持ペデスタル上に原子炉構造と一体型で支持する。

(4) 設計要求に対する適合性

機器合体・集中配置タンク型炉の設計要求に対する適合性を表4.1.3-4に示す。

(5) 中間評価結果

1) 経済性

機器合体・集中配置タンク型炉の建設費は、大出力化、機器合体による炉容器径削減、および初号機(FOAK)からのツインプラント化等のコスト低減方策の組合せにより、プラント物量ベースで目標としている20万円/kWeを達成できる見通しが得られている。経済性に関する主なデータは以下のとおり。

① 原子炉構造及び冷却系機器の物量

- a. 重量：原子炉系；1350t、1次冷却系；563t、2次冷却系；1306t、合計；約3219t
- b. 原子炉容器寸法： $^{ID}11.0\text{m} \times ^H19\text{m}$ ($t25\text{mm}$)
- c. 蒸気発生器設備寸法： $\phi 5.9\text{m} \times ^H14.85\text{m}$ (蒸気発生器+電磁ポンプの合体)
- ② 原子炉建屋の容積：約12万 m^3 (ツインプラント)
- ③ 所内負荷率：約4%
- ④ 建設工程：50ヶ月達成の見込み。建屋モジュール工法(SC造)等の採用により工期短縮
- ⑤ 燃焼度：150GWD/tまで燃焼できる見通しが得られている。
- ⑥ 連続運転期間：18ヶ月とする。
- ⑦ プレント熱効率：約42%
- ⑧ プラントの稼働率：目標である90%程度を確保できる見通し。

本プラントの原子炉構造および冷却系機器の物量は、同出力規模のタンク型炉(2次系機器合体・ループ数削減)よりも軽量であるが、同出力規模のループ型炉(1次系機器合体・ループ数削減)の物量より重くはなる。また、所内負荷率は61.5MWe(1次系:13.6MWe、2次系:12.5MWe、タービン発電系:27.2MWe、換気空調系:4.5MWe、補機冷却系:0.7MWe、予熱ヒータ:0.5MWe、その他:2.5MWe)で、電気出力1600MWeに対して約4%と小さい値となる見通しが得られているが、これは炉心圧力損失の大幅低減によるポンプ負荷の低減、建屋容積大幅低減による換気空調系および補機冷却系の負荷低減によるものである。

2) 構造健全性(含耐震性)

機器・構造の設計成立性については、熱過渡解析および構造解析評価を実施していないので今後行う必要がある。

耐震・免震設計の中の耐震重要度分類については、現行基準に対応した重要度分類を行う。耐震・免震設計での国内立地点での平均地震動および岩盤条件としては、実証炉設計研究で設定した地震条件を前提に検討し、原子炉建屋は3次元免震の採用を前提として成立する見通しが得られている。制御建屋、原子炉補助建屋、燃料貯蔵建屋、およびタービン建屋は耐震設計として成立させる。なお、国内立地点の最大地震動条件に対しても同上の考え方により成立する見通しが得られている。

① 耐震(免震)設計の考え方

原子炉容器径を11mに抑える。3次元免震を採用することにより、地震時の炉心安全裕度の向上、実用炉に相応しい機器側耐震設計の標準化による2号機以降の設計合理化を指向している。

② 原子炉容器肉厚

原子炉容器肉厚は製作性を考慮して25mmとしているが、これは代表的な炉心損傷事象時の急激なエネルギー放出回避（再臨界回避）可能な炉心概念の採用、および免震効果を前提として成立するものである。これらの前提条件については後述の開発課題として挙げている。

③ 1次主循環ポンプの健全性

1次主循環電磁ポンプの設計流量は170m³/minとしているが、現在のところの実績として160m³/minまでは確保されている。設計流量までの性能に関しては、今後のR&Dで確認される。

電磁部品の中性子照射健全性は、 $1 \times 10^{19} n/cm^2$ オーダの照射実験で確認されており、その結果が炉内遮蔽設計に反映されている。

④ 3次元免震技術

3次元免震概念（免震機構）の確証・検証実験、および基準の選定等の開発については現状では不十分であるので今後の課題となる。

⑤ 高Cr鋼の適応性

高Cr鋼（火力仕様：12Cr系等）の高温構造設計基準等への適用性に関して、評価手法とデータベースの整備が必要となる。

3) 安全性

安全性に関しては、原則として現行軽水炉に適用される基準、指針類、および「もんじゅ」の安全審査で適用された基準、指針類、高速増殖炉の安全基準に関する調査の考え方沿った設計を行っている。

実用化の時代に要求される安全要求への適合性に対しては、以下の方策を取り入れることにより対応可能の見通しが得られている。

① 原子炉停止系

原子炉停止系は独立2系統（主系および後備系）とする。後備炉停止系としては、受動的原子炉停止能力としてSASSを採用する。

② 崩壊熱除去系

崩壊熱除去系として2次系設置炉心補助冷却系（IRACS）を4ループ、直接炉心補助冷却系（DRACS）を2ループを採用し、多重化・多様化を図る設計としている。

$$\text{IRACS : } 24\text{MW(FC)} \times 4 + \text{DRACS : } 12\text{MW(FC)} \times 2$$

③ 急激なエネルギー放出の回避（再臨界回避）

「代表的な炉心損傷事象に対しては、急激なエネルギー放出の原因を回避できる設計（再臨界回避）とすること」という設計要求に対しては、各燃料集合体に溶融燃料流出パス（燃料集合体中心に配置した内部ダクトで構成し、水力等価直径を約60mmとする。ダクト内部はアルゴン雰囲気とし、マノメータ構造とする。）を設け、再臨界に至る質量および体積として溶

融燃料が留まらないよう工夫することを狙っているが、メカニズムの実証が必要であり、今後も検討が必要である。

④ その他

Na漏えい対策として、1次系Naはガードベッセルに覆われた単純形状炉容器に収納されているので問題はなく、IHX上部および2次系はエンクロージャで囲うことにより漏えいNaを封じ込められる見通しが得られている。

なお、格納施設（下部ガードベッセル+鋼製炉上部トップドーム方式）は軽水炉並の鋼製格納容器概念を採用しているものの、今後検証・確認が必要であり、最終障壁としての格納の考え方には適合するかどうかの検討は継続していくべきと考える。ただし、本概念はRVACSを採用していないことから、鋼製ライナ付き下部構造へ設計変更も可能とされている。

4) 製作・建設性

全ての容器等の原子炉冷却材バウンダリおよび機器は工場製作とし、現地製作を行わない方針であり、品質向上と建設工期短縮が図られている。原子炉容器（径11m）に関しても一体鍛造能力を超えており、溶接が必要であることから、その健全性確保が課題である。

IHXおよびSGには高Cr系の高強度新材料（12Cr系鋼）の適用を前提としているが、素材としての製作性、熱処理方法、溶接材料選定等には課題が残っていることから技術開発が必要であり、検討を継続する。

また、検査性に関して大きな課題はない。原子炉冷却材バウンダリの現地溶接がなく、1次系配管・弁類、スナバも無いことから検査項目も少なくて済む。据付性に関しても特に困難となるものは無く、現地試験性に関しても特に難しいものはないと考えられる。

5) 運転・保守・補修性

運転の容易性については、後述するように簡素化原子炉出力制御方式を採用しており、給水流量・2次冷却材流量制御により原子炉の出力制御を行うが、同システムの検証は必要である。また、保守作業量の低減、運転員・保守員の省力化に関する具体的な内容、漏えい検出性および漏えい位置の同定と補修性などに関しては後述するように、ある程度明確になっている。

① 運転の容易性

原子炉の運転においてはPLAM (Plant Control Module：原子炉入口温度変化に追従する温度反応度効果を利用した制御機構) を採用し、給水流量・2次冷却材流量抑制により原子炉の出力制御を行うようにしている。

PLAMを活用した給水/2次系流量による出力制御の概念は、図4.1.3-5にも示したが、発電機出力、原子炉出力、給水流量の協調を取り、プラント状態を計画的な状態に制御することを目的とし、安定的な計画運転を可能とする範囲で可能な限り簡素化するものである。具体的には、原子炉系

からのフィードバック信号は用いないものとするが、これによりプラント制御系は、2次系および水-蒸気系に限定する共に、制御系による原子炉系との相互干渉を排除することが考えられる。

② 保守・補修性

本プラントは、タンク型炉の特徴を活かし、放射性物質を1次系を含めて原子炉容器内に納めることにより放射線管理区域を限定化し、被ばく線量低減が可能である見通しを得られている。また、2次冷却材Naの放射化を防止し、2次系エリアを非管理区域とする。

保守・補修性に関する対応策を表4.1.3-5に示す。各Na機器の保守・補修性は、以下に述べるように実証炉設計研究（フェーズ2）と同等とする方針であり、今後も検討を継続する。

a. ISI等

冷却材バウンダリは1次系配管がないため、原子炉容器のみ対象とし連続監視（Na漏えい監視）および目視検査（イメージファイバ）他等で、カバーガスバウンダリの検査は連続監視（放射線モニタ）で行う。IHX伝熱管の検査は、通常運転時の2次側が1次側より高圧化するので、2次系タンク液面監視（原子炉液位上昇）による連続監視とする。SG伝熱管の検査は、連続監視（水漏えい検出系、音響検出等による）および定期的な電磁波検査（ECT）等による検査が可能と考えられる。電磁ポンプの検査は、電気的試験（導通、絶縁等）によるものとする。炉心支持構造物の検査は、炉内コーンサポート部に対して目視検査（Na中目視検査装置）等による検査が可能と考えられる。

b. 漏えい検出性等

冷却材バウンダリ破損漏洩の検出性、2次Naの1次Na中へのリーク検出性、水蒸気のNa中へのリーク検出性、電磁ポンプの性能低下（電気的試験）などについて特別な課題はないと考えられる。

c. 漏えい位置の同定と補修性

冷却材バウンダリ破損位置の同定は、体積検査（EMAT）により行う。IHX破損伝熱管の同定とプラグは、伝熱管漏えい確認後、当該IHXをメンテナンス建物にて実施。管内1次IHXにつき、専用（洗浄）容器にて入口窓経由管板上面に検査装置アクセス性がある。管束（2次）側からHeガス注入し、伝熱管を同定する。SG破損伝熱管の同定方法とプラグは、インプレースで同定後にプラグする。

ポンプの補修は、1次ポンプの場合はIHXと一緒に引抜き補修する。2次系のポンプは本体のみ引抜き補修する。

補修に伴うNaドレンは、2次系はダンプタンクに、1次系はドレンせず機器そのものを引抜くように考えられている。IHXやポンプの引抜き補修方法は仏フェニックスの実績（1976年7月11日にIHX2次側上昇管からNaが漏えいしたトラブルの際に3基のIHXをキャスクで引

き抜き補修)などを反映させることで対応可能と考える。

(6) 炉型特有の開発課題

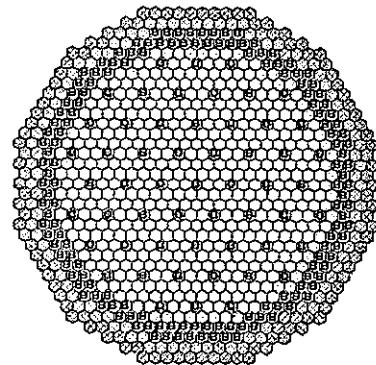
新技术、新概念についての大きな課題としては、IHX・EMP合体機器設計の妥当性確認および実証試験が必要ということ、12Cr鋼のNa冷却炉への適用のための研究開発が必要ということ、簡素化原子炉出力制御(PLAM)装置の開発ということ、および再臨界回避シナリオの確立が必要などが挙げられる。

また、概念の成立性を左右する重要な課題としても再臨界排除回避の確立は挙げられ、これに3次元免震要素技術の開発が加わる。

表4.1.3-1 機器合体・集中配置タンク型炉の基本仕様

No	項目	基本仕様
1	原子炉型式	原子炉1次系一体型（原子炉容器内IHX-EMP合体機器設置）+2次系機器合体
2	電気出力（発電端）	1600MWe
3	熱出力	3800MWt
4	ループ数	4 ループ
5	1次系Na温度	550/495°C
6	2次系Na温度	335/520°C
7	1次系流量	69,670 ton/h
8	2次系流量	14535 ton/h/ループ
9	主蒸気温度/圧力	495°C/約18MPa
10	給水温度/流量	240°C/約6,500 ton/h
11	プラント熱効率	約42%
12	プラント稼動率	90%程度
13	炉心・燃料	均質炉心・混合酸化物燃料 (炉心; 456体, B/A; 174体, ピッチ195mm, 被覆管; フェライト鋼)
14	遮蔽体外接円径	5800mm (炉心バレル径: 6000mm) (ZrH+Hf 2層)
15	燃焼度	15万MWd/t (炉心取出平均) 以上
16	増殖比	約 1.06~1.2
17	原子炉停止系	主: 43体、後: 12体
18	炉心安全性	S A S S
19	炉心支持方式	円錐1枚板下部支持
20	炉壁保護構造	保護ライナ構造
21	炉心上部機構	本体胴削除部分昇降式炉心上部機構
22	1次系配管方式	なし
23	中間熱交換器	電磁ポンプ合体型: 457MW/基, (φ2.12m, L5.0m) × 8基
24	1次主循環ポンプ	電磁ポンプ: 約170m³/min(40mNa) × 8基
25	蒸気発生器	電磁ポンプ合体ヘリカル: 950MW/基(φ4.5m, L9.0m) × 4基
26	2次主循環ポンプ	電磁ポンプ: 約280m³/min(40mNa) × 4基
27	崩壊熱除去方式	4 IRACS (24MW) + 2 DRACS (12MW)
28	Na漏えい対策	容器; ガードベッセル、配管; エンクロージャ
29	原子炉格納施設	鋼製格納容器 (φ13.5m, H30m): 炉上部ドーム+ガードベッセル
30	プラント運転サイクル	プラント運転サイクル18ヶ月, 5バッチ方式
31	①燃料減衰待貯蔵	炉内燃料貯蔵(IVS)方式
32	②炉内燃料交換	部分昇降式UIS+アーム式マニプレータFHM
33	③炉内/外燃料移送	炉内中継装置+燃料移送機
34	免震	3次元免震
35	プラント寿命	標準60年(80年目標)
37	原子炉建屋	54.8m*41m*H55m, 約12万m³ (ツインプラント)

表 4.1.3-2 機器合体・集中配置タンク型炉炉心の主要目



- | | |
|--------------|------|
| ○ 内側炉心燃料集合体 | 378体 |
| ● 外側炉心燃料集合体 | 78体 |
| ◎ 主炉停止系制御棒 | 43体 |
| ◎ 後備炉停止系制御棒 | 12体 |
| ◎ 仔プランケット集合体 | 150体 |
| ◎ SUS遮蔽体 | 96体 |
| ◎ ZrH+Hf遮蔽体 | 102体 |

項目	16ヶ月炉心	増殖炉心
原子炉熱出力 (MW)	3800	3800
運転サイクル長さ (EFPM)	16	12
燃料交換バッチ (core/RB)	4/4	4/4
炉心高さ (cm)	100	100
炉心等価直径 (cm)	510	510
軸プランケット厚 (上/下) (cm)	35/35	45/45
炉心材料	FMS(ODS)	FMS(ODS)
燃料ピン外径 (mm)	7.6	7.6
被覆管肉厚 (mm)	0.44	0.44
ワイヤ径 (mm)	1.6	1.6
集合体当たり燃料ピン本数 (本)	294	294
集合体配列ピッチ (mm)	188	188
Pu 富化度 (内側/外側) (wt%)	21 / 30	20/25
燃焼反応度損失 (%Δk/kk')	6.0	4.0
最大線出力 (W/cm)	440	430
ピーク高速中性子束 ($\times 10^{15} n/cm^2 s$)	3.4	2.6
ピーク高速フルエンス ($\times 10^{23} n/cm^2$)	5.7	4.4
炉心取出平均燃焼度 (GWd/t)	174	135
全炉心 Na ボイド反応度 (%Δk/kk')	2.5	2.0
増殖比	1.06	1.15

表 4.1.3-3 炉心主要目

項 目	仕 様	備 考
1. 原子炉熱出力	3800 (MWt)	
2. 炉心構成		
(1) 炉心形式		
(a) 炉心概念	均質	
(b) 炉心領域数	2	
(2) 構成要素数		
(a) 炉心燃料 (内側／外側)	456 (378/78)	
(b) 制御棒 (PCR/BCR)	55 (43/12)	BCR は SASS 付、下部 に PLAM 配置
(c) 半径方向ブランケット	150	
(d) 中性子遮蔽体	198	
(e) 反射体	—	
(3) 炉心寸法		
(a) 高さ	1,000 (mm)	
(b) 等価直径	4588 (mm)	炉心燃料及び制御棒。
(4) ブランケット寸法		
(a) 軸方向厚さ	350 (mm)	
(b) 半径方向等価厚さ	290 (mm)	
(5) 集合体配列ピッチ	188.0 (mm)	
(6) 炉心外接円径	5996 (mm)	

表4.1.3-4 機器合体・集中配置タンク型炉の設計要求に対する適合性

分類	設計要求事項(注1)	見通し及び検討方針
前提条件	-炉心燃料及び冷却材の検討対象	MOX燃料/Na冷却
	-原子炉出力レベルの選定	160万kWeツインプラント。
	-機器・構造設計	
	●設計成立の見通し	今後の熱過渡解析、構造解析評価が必要であるが、現時点で成立が困難と考えられる要因はない。1600MWeのタービンの開発も可能と考えられる。
	●新基準採用の要否、及び新基準に向けての開発課題・解決方策	熱交換器に12Cr鋼を採用し小型化した。このため、12Cr鋼の材料強度基準の開発が必要。
	-耐震・免震設計	
	●耐震重要度分類	現行基準に対応した重要度分類。
	-設計成立の見通し	
	●国内立地点の平均的地震動及び岩盤条件	原子炉建屋は水平・上下3次元免震を採用。制御建屋・原子炉補助建屋・貯蔵建屋及びタービン建屋は耐震建屋。地震動は左記を考慮。
	○国内立地点の最大地震動条件	同上
	●使用済み燃料貯蔵プール設備：4炉心分	4炉心ノ/プラント(ツインで8炉心分)の搬出待ち貯蔵水プールを貯蔵建屋に設置。
	-プラント寿命	
	●40年(リファレンス)	40年で設計。
	○60年程度の寿命延長追求	中性子照射による材料劣化が寿命を規定。照射量の多きい内部構造物の健全性を監視しながら追求。
経済性	●発電単価：5円/kW程度(耐用年数で減価償却)	スケールメリット、ツインプラントでの設備共用化により建設単価、発電単価の低減を図る。
	●建設費：20万円/kWe以下	プラント物量ベースで、20万円/kWe以下を達成する見込み。
	○燃焼度：15万MWd/t程度	15万MWd/t程度を達成見込み。
	○連続運転期間：12～24ヶ月	18ヶ月で計画。
	○適正な炉心出口温度	炉心出口温度550°C
	○稼働率：90%程度	90%程度確保。
	○建設工期：50ヶ月以内	50ヶ月以内を目標。
資源有効利用	-増殖比	
	●低増殖から高増殖までの柔軟な対応可能	プランケットにより対応可能。
	○増殖比1.2程度(高増殖)	構造材をFMS、プランケット厚さの増大、MA混入燃料の採用、ラッパ管厚さ、集合体構造の見直し等により、4～5%以上の増大を見込み増殖比を約1.2とできる見通しである。
	●低除染燃料抜荷時の影響検討	燃料仕様(富化度等)の工夫で対応可能。
	-TRU燃焼	
	●TRU燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	炉型による大きな差異はないと考えられるが、検討を継続する。
	●より多くのMA核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	燃料仕様、取扱い設備の遮へい、除熱仕様等の工夫で対応可能。
環境負荷低減	●PU専焼炉としてのPu燃焼効率の範囲	燃料仕様の工夫等で高富化度燃料が可能。過剰反応度を抑制してPuを装荷可能。
	●放射性廃棄物発生量低減、管理及び処理・処分のし易さへの配慮	Na炉特有の低廃棄物に加え、Hf遮へい体を用いることで遮へい体数の削減、長寿命化を図り、廃棄物量を低減。
	●廃止措置のし易さと廃棄物発生量低減への配慮	1次系、建屋のコンパクト化により、物量の低減を図っている。
	●FPの核変換による放射能低減に関する検討	燃料にFPを含有することで対応可能。
	●TRU燃料の経済的燃焼可能範囲の明示	炉型による大きな差異はない。
核拡散抵抗性	●より多くのMA核種を混入する場合の設計変更点・経済的負担の明示	燃料仕様、取扱い設備の遮へい、除熱仕様等の工夫で対応可能。
	●核物質防護及び保障措置の対応を考慮した燃料取扱設備設計	実用プラントとして現状想定される保障措置を考慮。
	●低除染燃料等の適用可能性	燃料仕様、取扱い設備の遮へい、除熱仕様等の工夫で対応可能。
	●プランケットでの純粋Pu生成に対する対策	プランケットにNp-237を混入することで対応可能。
安全性	●軽水炉、もんじゅの指針、基準等への適用化時代に要請される安全要求への適合	適合を考慮。
	●受動的炉停止能力	SASSによる受動的炉停止。
	●自然循環による崩壊熱除去能力(全交流電源喪失)	IRACS:4ループ、DRACS:2ループで自然循環除熱可能な容量を設定。
	●再臨界回避能力	各集合体に溶融燃料流出バスを設ける。溶融燃料流出バスは集合体中心に配置した内部ダクトで構成し、水力等価直徑を約60mmとする。内部はアルゴンガスとし、マノメータ構造としている。
運転・保守・補修性	●炉心損傷発生頻度10 ⁻⁶ /ry未満となる見通し	前記の炉停止系、崩壊熱除去系仕様で、炉心損傷発生頻度は10 ⁻⁷ /ry未満になる見通し。
	●軽水炉と同等の運転・保守・補修性とするための考え方	放射性物質は一つの容器に格納(1次系一体型炉)。2次冷却材の放射化を防止し、2次系エリアは非管理区域とする。Na機器の補修は先行炉と同等。電磁ポンプは静的機器であり、補修頻度は少ない。
	●補修区分の検討	万が一の炉心支持板の取り出しが可能としている。
	●アクセスルート・スペースの確保	建屋内の機器アクセススペースを考慮。
	●生体遮蔽の設計	生体遮へい設置スペースを考慮。
	●保守作業量の低減、作業員被曝量の低減	電磁ポンプは静的機器であり、補修頻度は少ない。

(注1) ●：設計要求事項(詳細設計終了時点での必須項目) ◎：設計要求事項(詳細設計終了時点での目標項目)

表4.1.3-5 機器合体・集中配置タンク型炉の保守・補修性に関する対応方針

機 器	部 位	設定概念に対する着眼点・考え方				補 修	
		設 計		検査(保守性)			
		機能・健全性	ISI計画	ISI検査項目(方法)	検査性		
原子炉構造	原子炉容器	免震プラントの特徴を取り込んだ薄肉設計。ホットデッキ方式に対応した炉壁保護構造の簡素化	冷却材バウンダリ溶接部	CM(ガスサンプリング式／接触式Na漏えい検出器)、VTM-2(イメージファイバ)、VO(EMAT装置)	RVをコンパクト化し、溶接線長さの削減(検査対象減少)を目指す。また、60年寿命を鑑み、自主検査として、VO(EMAT)を追加し、検査性の拡充を図る。	原子炉容器は炉容器外面からの遠隔インプレース補修を原則とし、裕度ある設計とアクセス性の拡充で補完。	
			カバーガスバウンドリ溶接部	CM(放射線モニタ)			
			異材継手部	CM(放射線モニタ) VO(EMAT装置)			
	ルーフデッキ	建屋免震採用による1枚板ホットデッキを用いた構造の簡素化	カバーガスバウンドリ溶接部	CM(放射線モニタ)	放射線モニタによる1次Arガスの漏えいを連続監視を原則とする。	バウンダリ形状の簡素化により、万一の漏えい・異常欠陥(変形、クラック等)箇所に対して、補修作業性向上	
1次主冷却系	ガードベッセル	ペデスタル一体支持、HVACによるペデスタル部冷却、低合金鋼SGV構造による簡素化	胴溶接部	VTM-3(イメージファイバ)	VTM-3(イメージファイバ)による肉眼試験を原則とする。	ガードベッセルは遠隔インプレース補修を原則とし、裕度ある設計とアクセス性の拡充で補完。	
	炉心支持構造物	炉心下部支持(円錐コンサポート)、下部高圧ブレナム構造の採用による構造の簡素化	コーンサポート溶接部	VTM-3(Na中目視検査装置) VO(Na中UT装置)	隔壁を要しないことからアクセス性が向上し、自主検査としてVTM-3、VOを追加して検査性の拡充を図る。	炉心支持構造物はボックス構造ではなく1枚板の円錐形状とすることにより、溶接線が大幅に削減可能。さらに、炉心槽側部の仕切板部に開口を設けることにより、アクセス性の向上を図る。	
	中間熱交換器	EMPとの直列合体機器を炉容器内に配置することによるプラントの合理化	冷却材バウンダリ溶接部	CM(ガスサンプリング式／接触式Na漏えい検出器)、VTM-2(イメージファイバ)、VO(EMAT装置)；異材継手部	連続的及び定期的に健全性を確認する。	万一の異常の場合にはIHXとEMP合体機器の一括交換を考慮。	
	電磁ポンプ	浸漬型電磁ポンプ採用によるプラントの合理化	—	電気的試験(導通、インピーダンス、絶縁抵抗)	連続的及び定期的に健全性を確認する。	動的部位削除及び裕度ある設計によりメンテナンスフリーに。万一の異常の場合にはIHXとEMP合体機器の一括交換を考慮。	
2次主冷却系	蒸気発生器	万一のNa-W反応を考慮して設計	S G伝熱管	CM(リーク検出器) VO	運転中は伝熱管からの水漏洩を水素計等により連続監視するとともに、定検時に伝熱管の体積検査を行う。	遠隔インプレース補修を原則とする。	
	電磁ポンプ	浸漬型電磁ポンプ採用によるプラントの合理化	—	電気的試験(導通、インピーダンス、絶縁抵抗)	連続的及び定期的に健全性を確認する。	動的部位削除及び裕度ある設計によりメンテナンスフリーに。万一の異常の場合にはEMP単独で取出し交換。	

CM：連続監視
 VTM-2、3：肉眼検査
 VO：体積検査

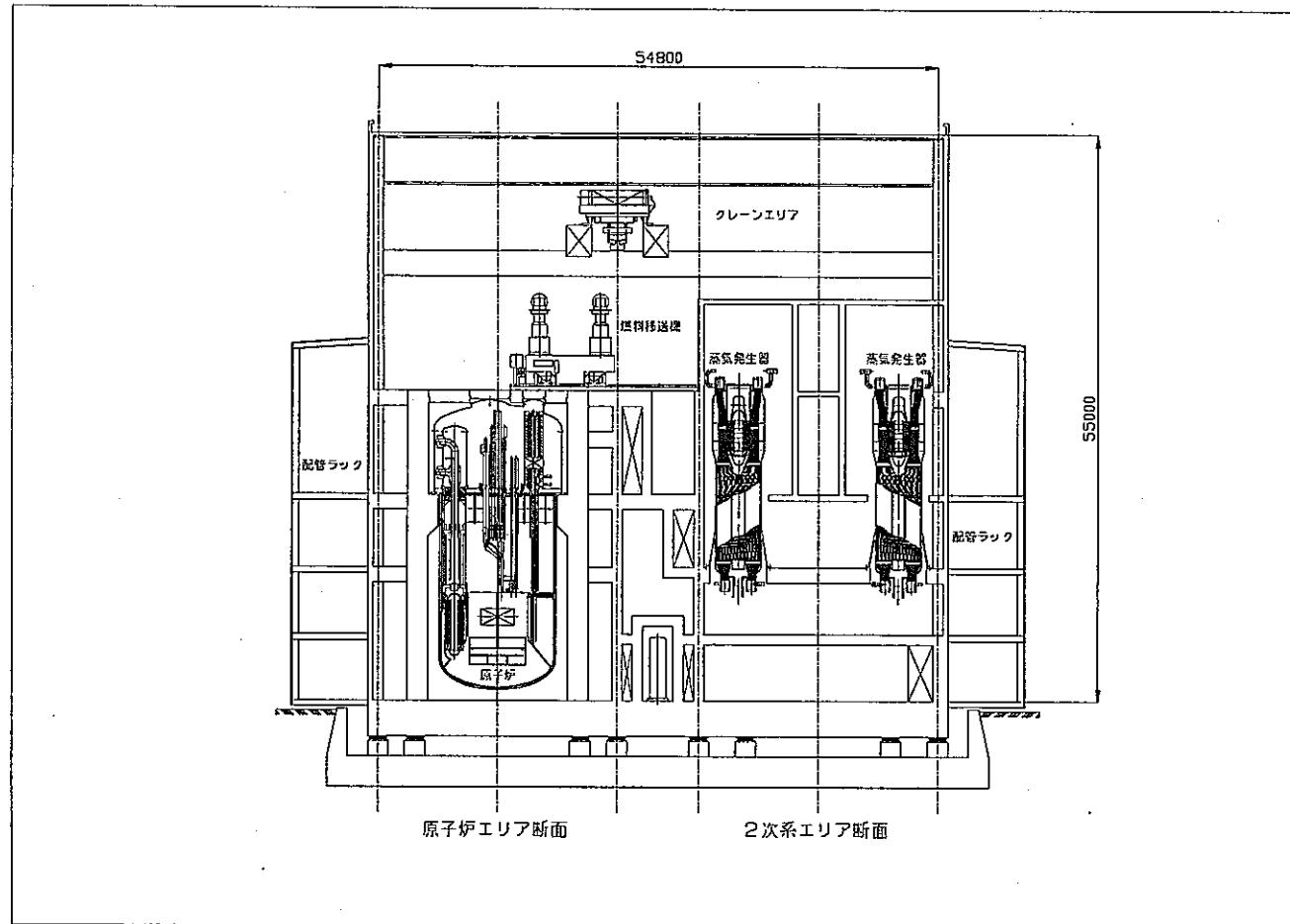


図 4.1.3-1 機器合体・集中配置タンク型炉の建屋配置図

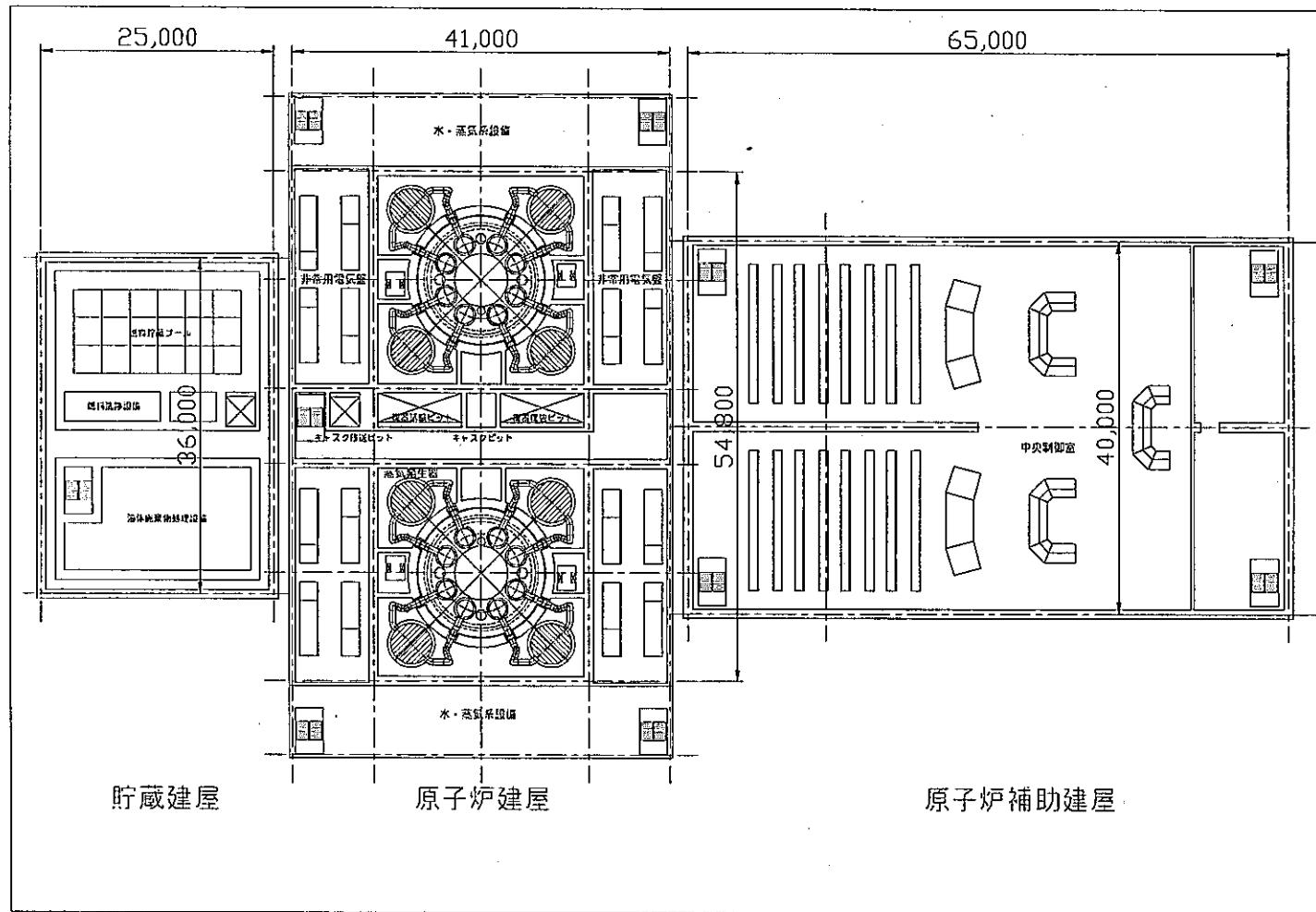


図 4.1.3-2 機器合体・集中配置タンク型炉の建屋断面図

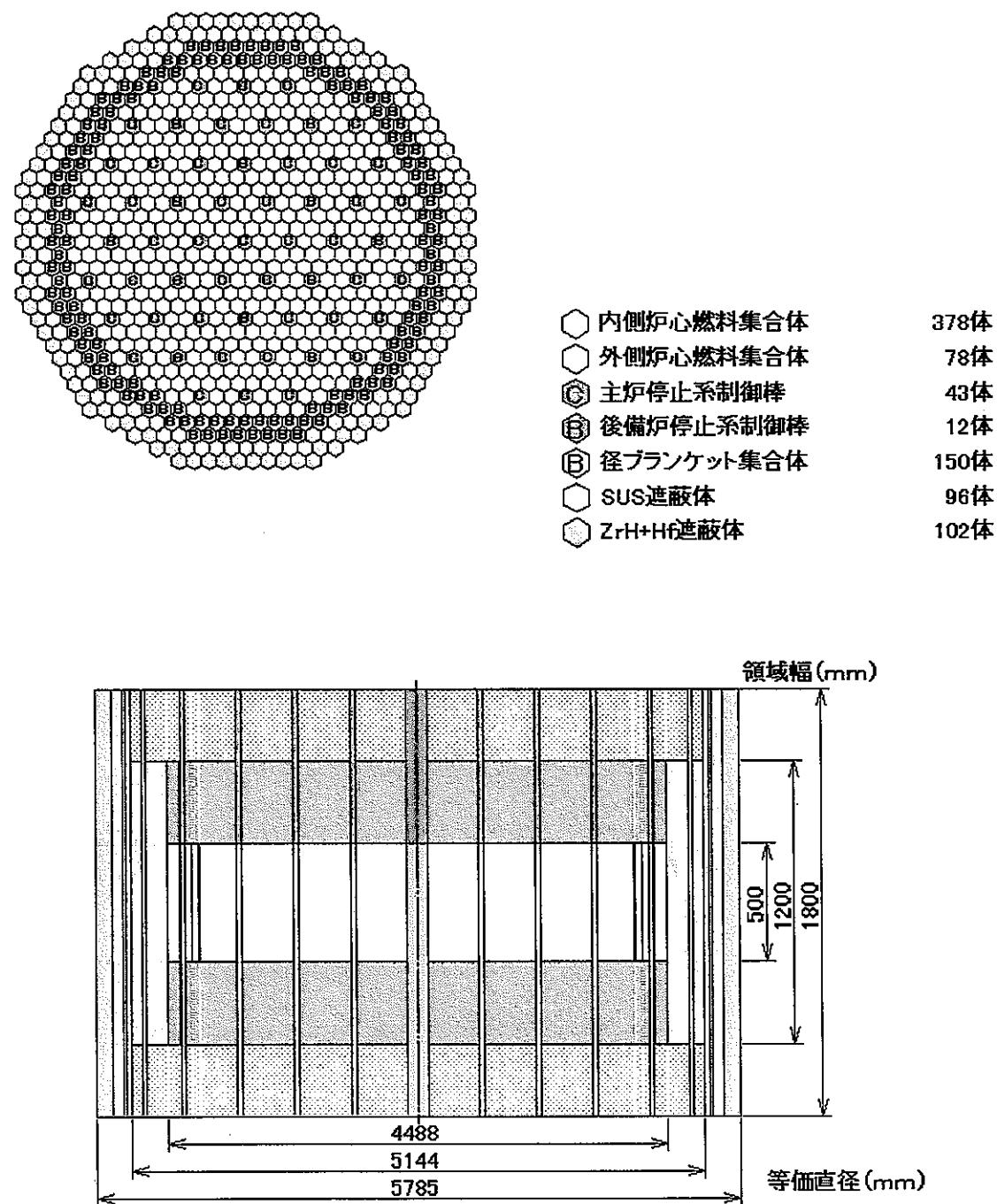


図4.1.3-3 炉心概念図

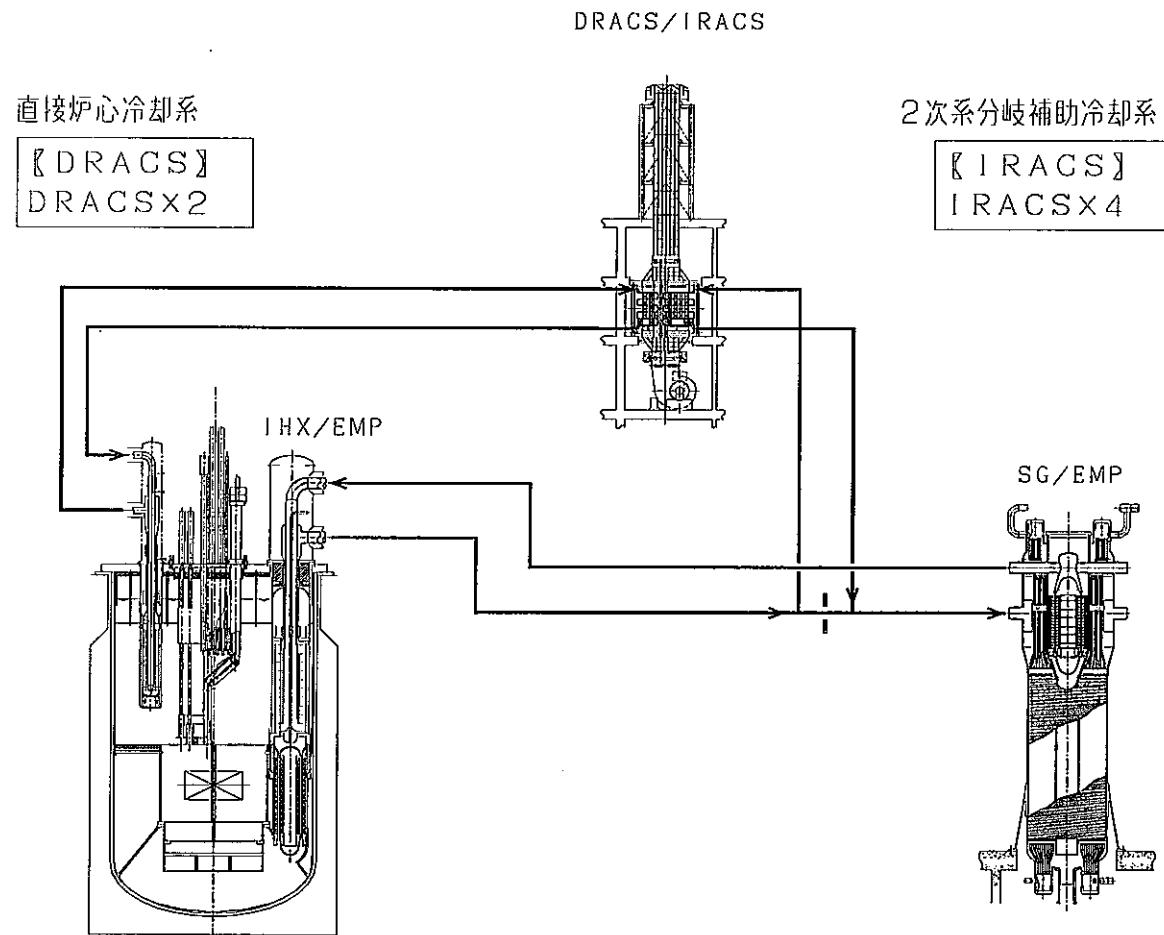


図 4.1.3-4 機器合体・集中配置タンク型炉の概念図（崩壊熱除去系フロー）

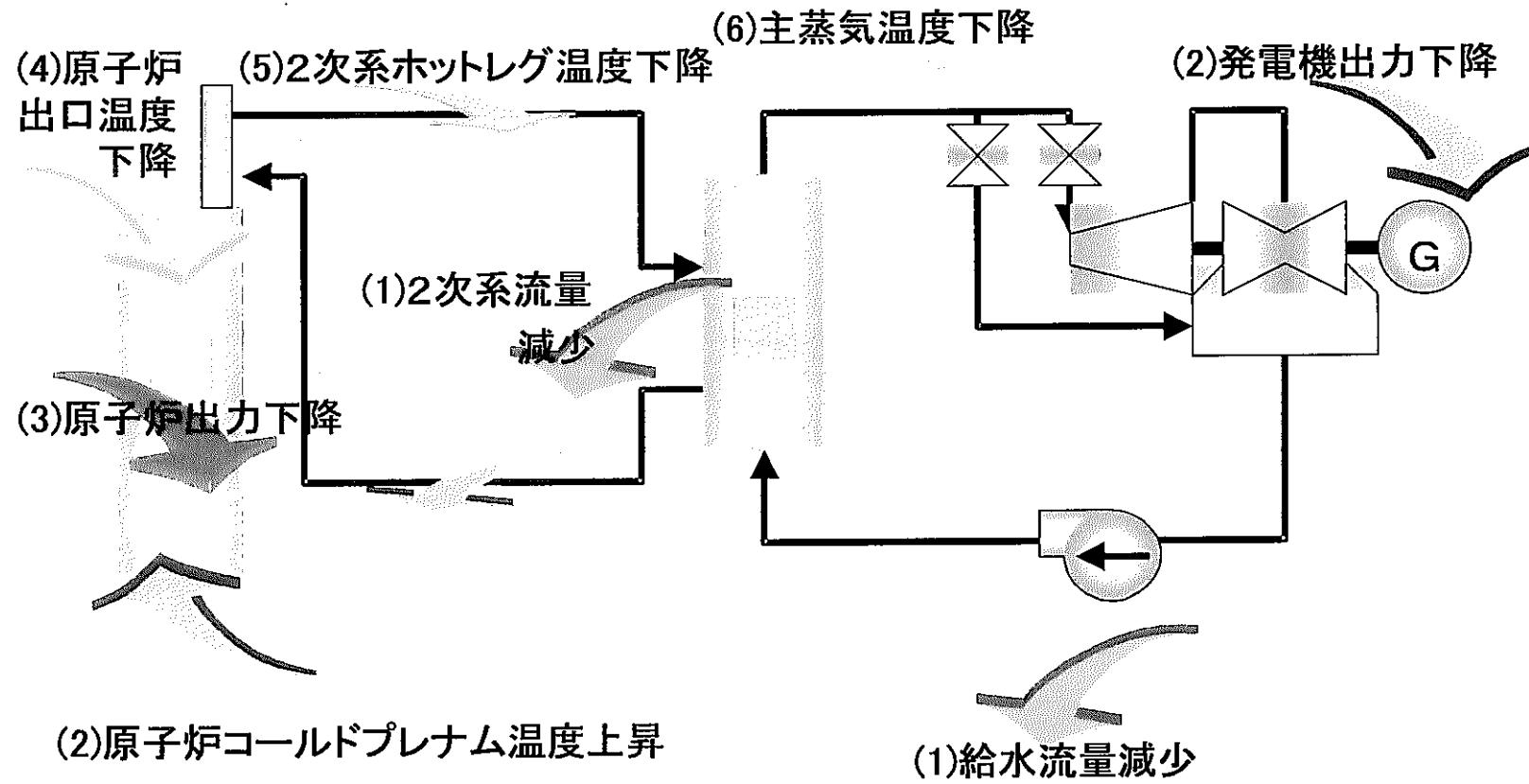


図4.1.3-5 PLAMによる出力制御の概念

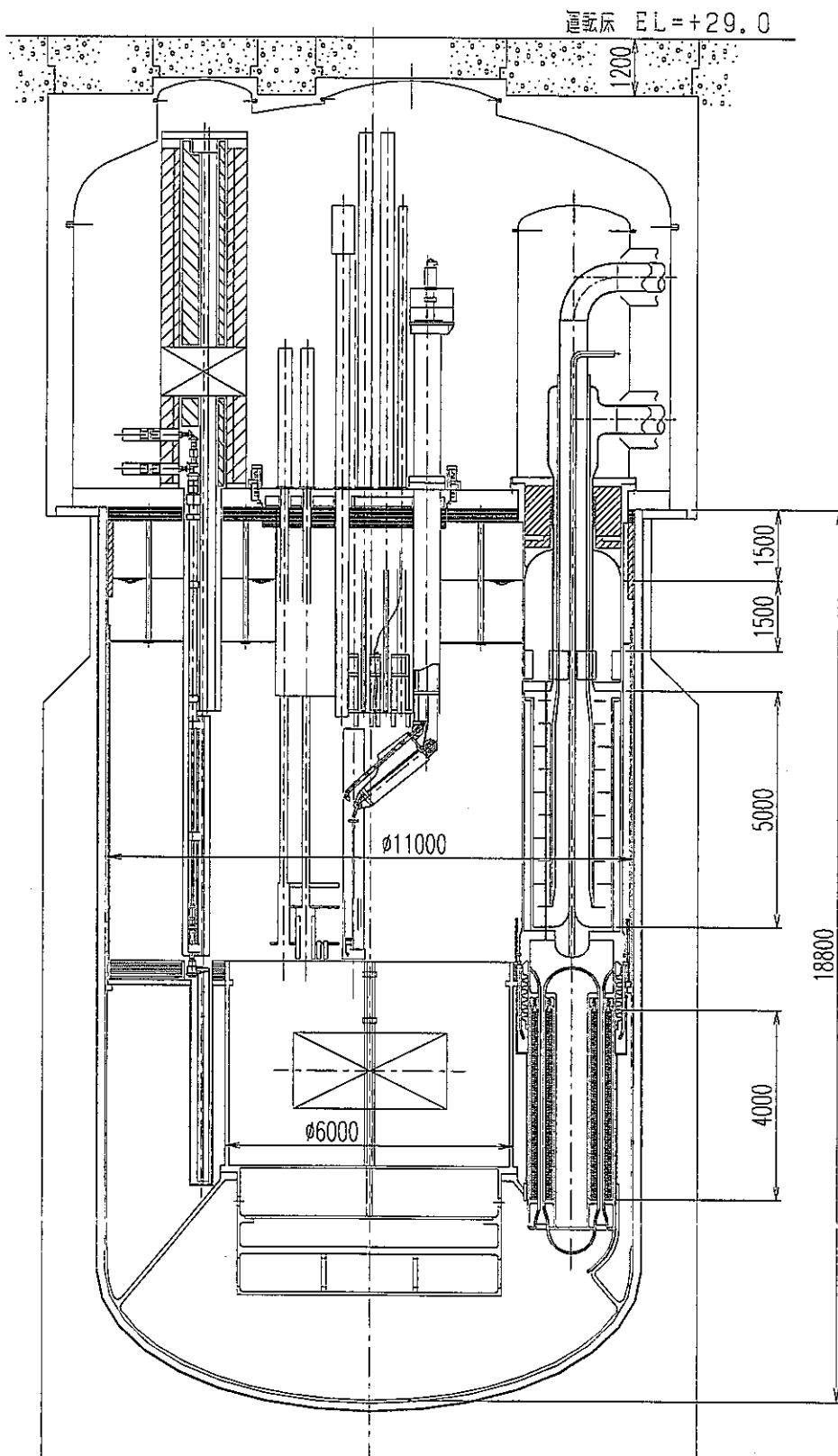


図 4.1.3-6 機器合体・集中配置タンク型炉の原子炉構造

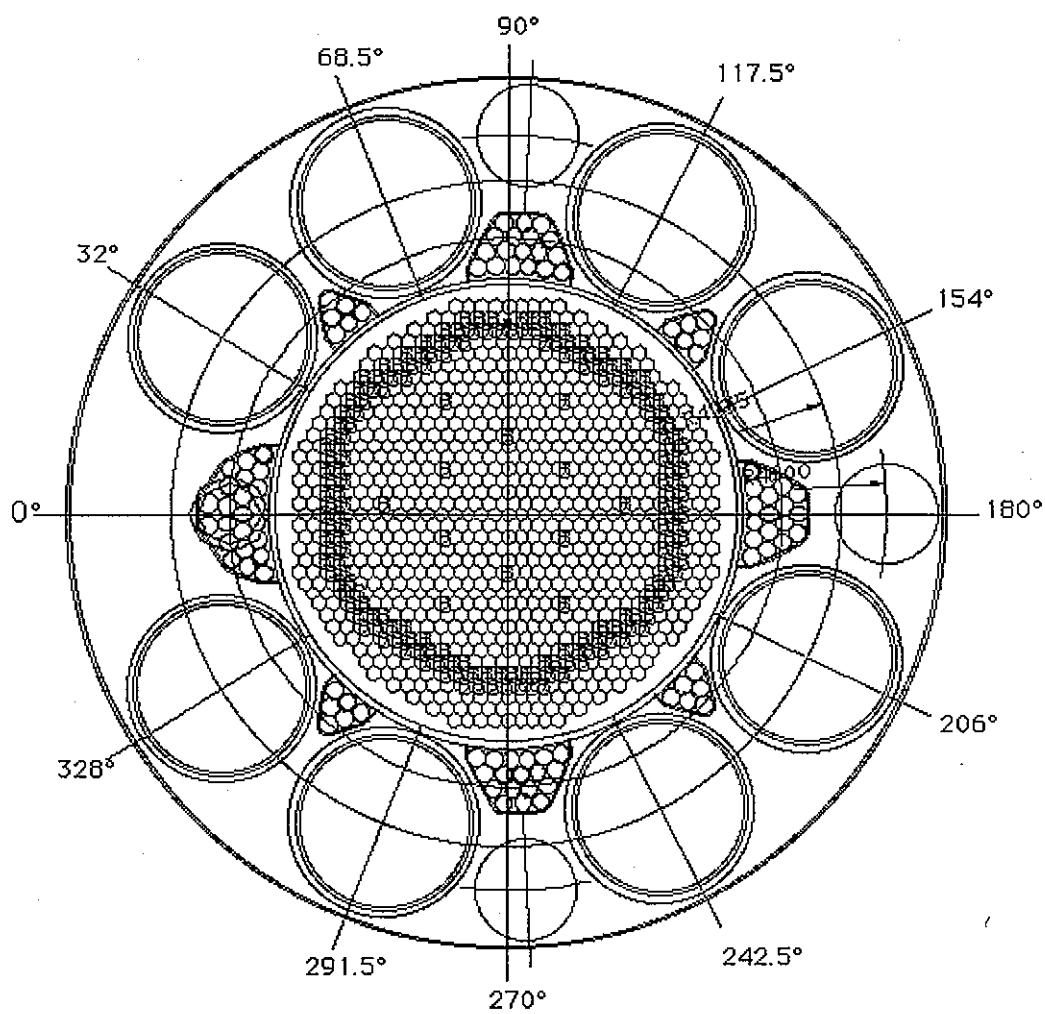
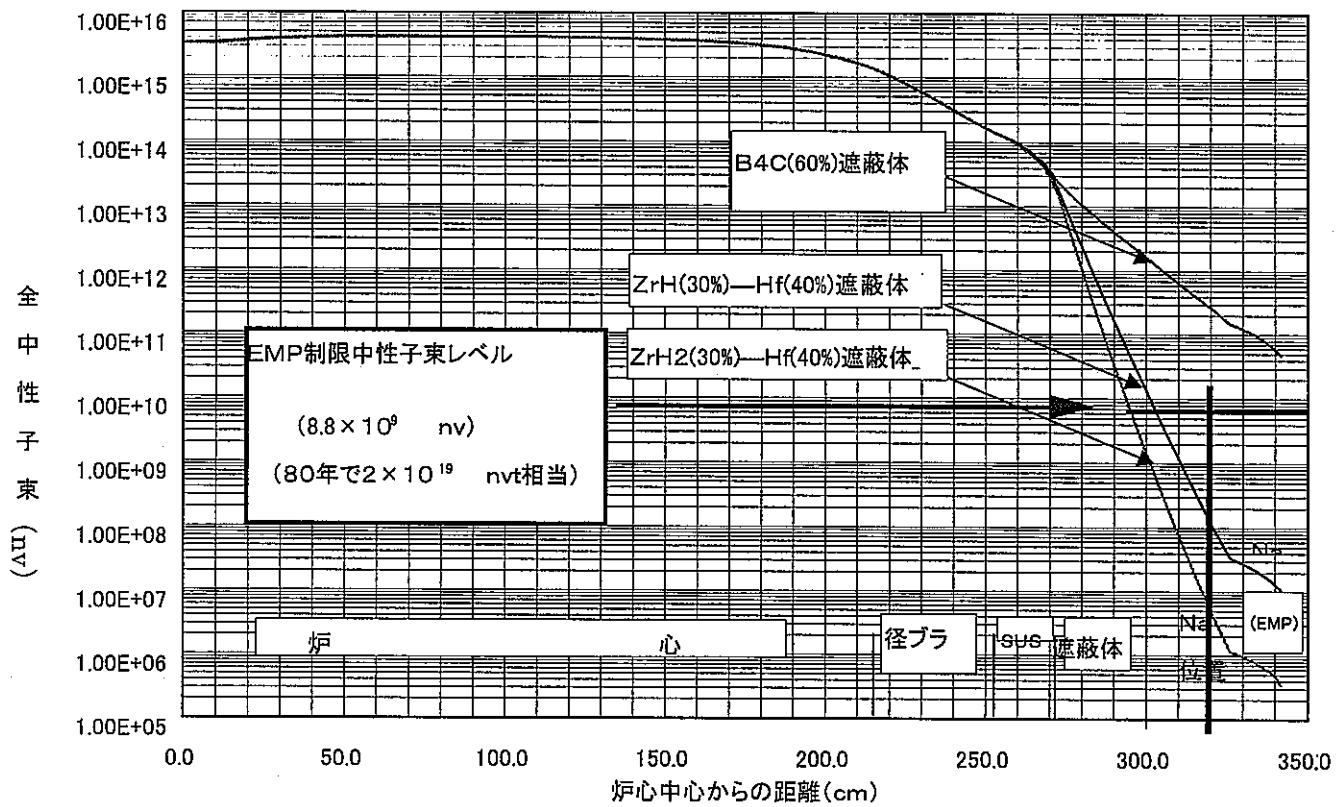


図 4.1.3-7 機器合体・集中配置タンク型炉の原子炉断面図



(注：遮蔽体とEMP間のNa領域は上記モデル上は遮蔽体が配置されているものとして、中性子束の減衰を評価し、遮蔽必要厚さを求めた。)

図 4.1.3-8 径方向中性子束

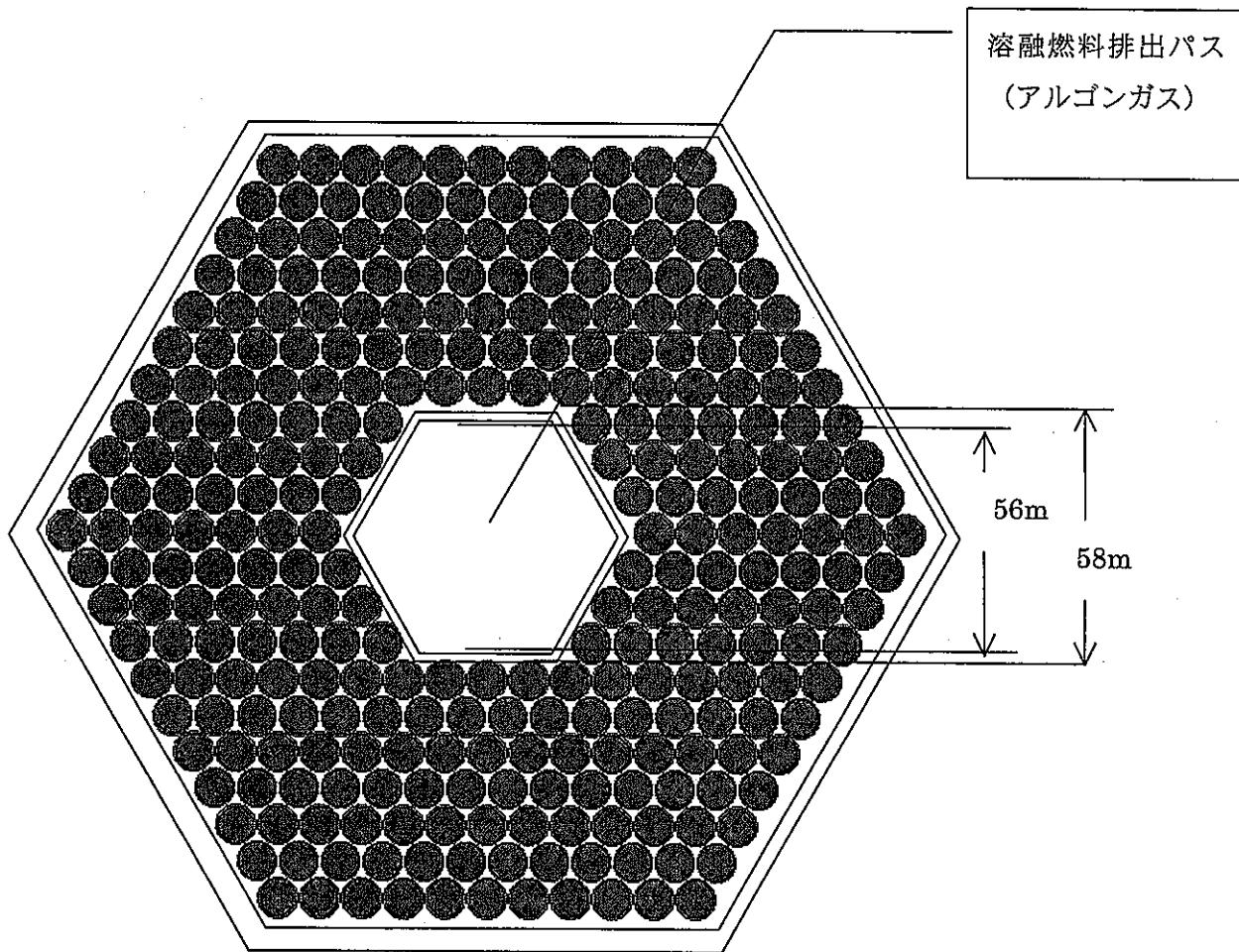


図 4.1.3-9 溶融燃料排出パス構造図

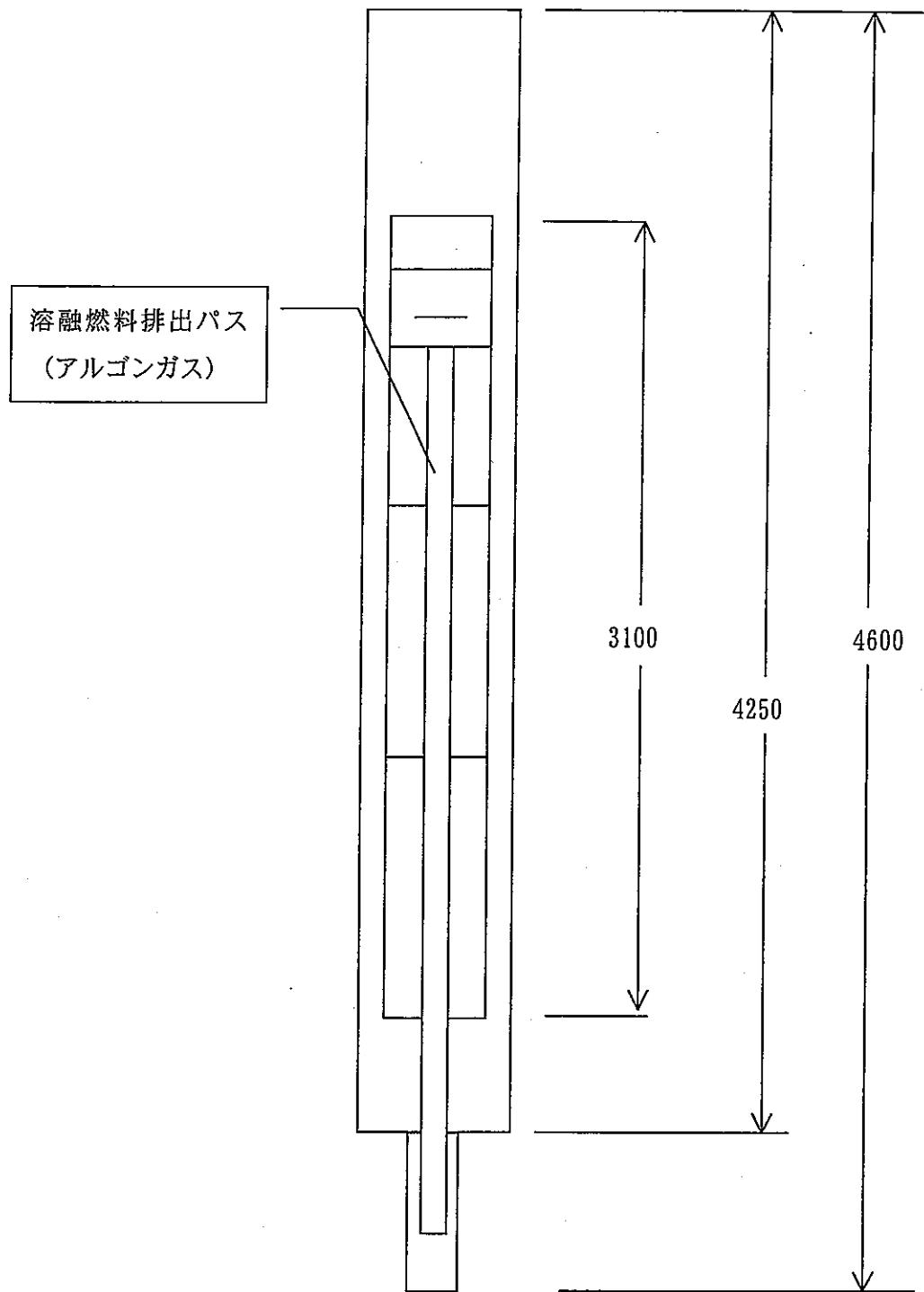


図 4.1.3-10 炉心燃料集合体断面図

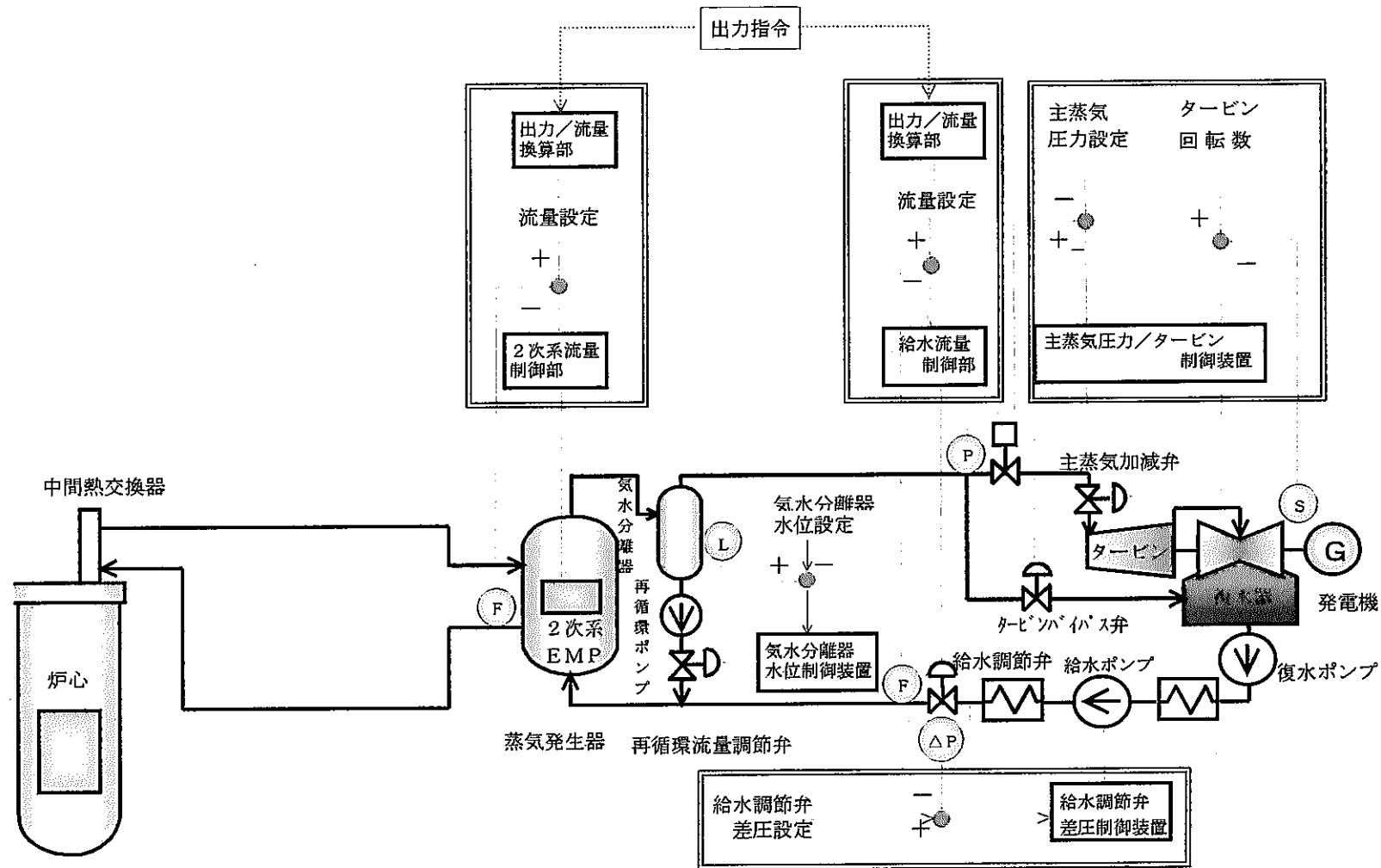


図 4.1.3-11 プラント制御系の概略図

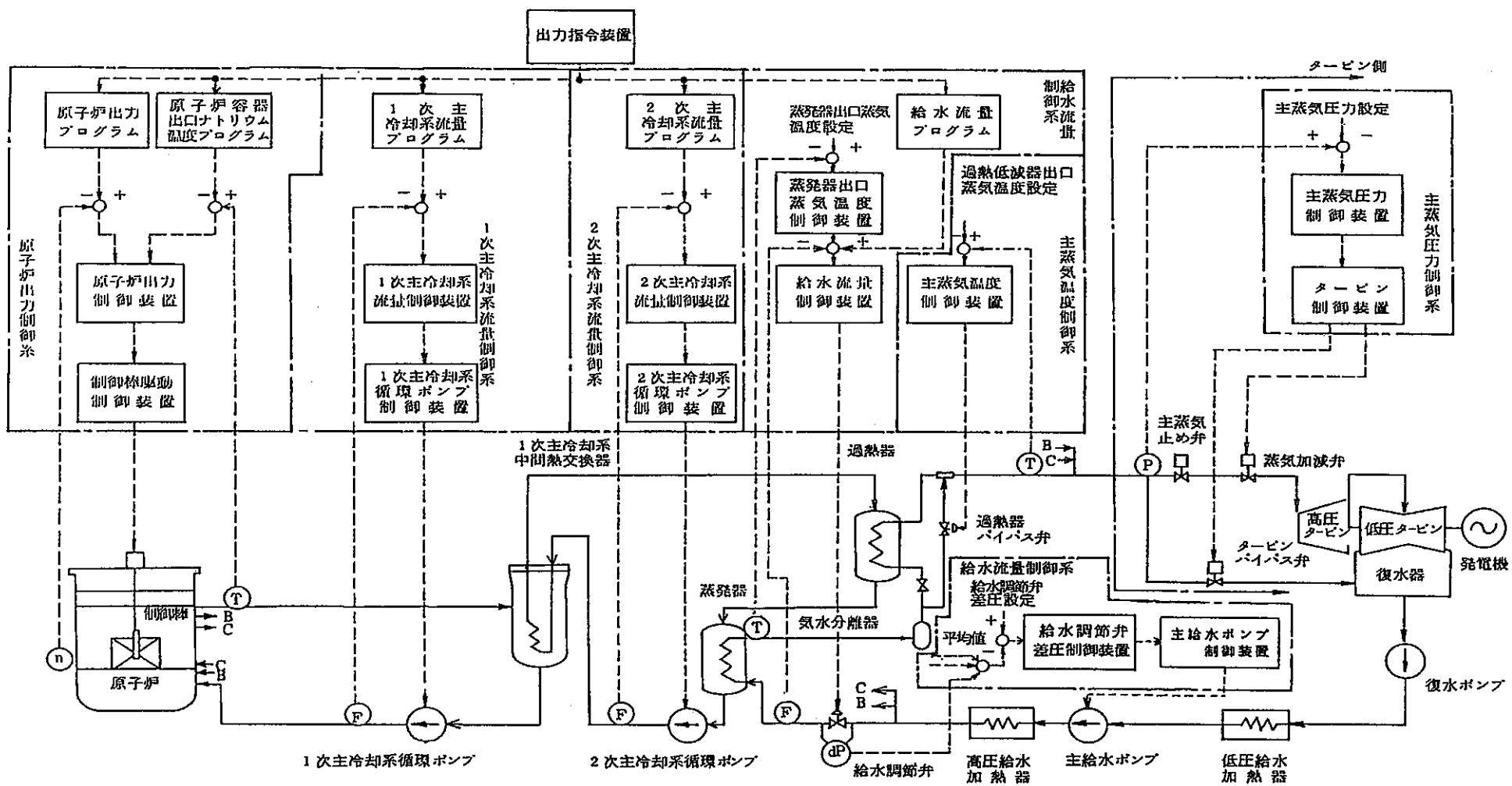


図4.1.3-12 高速増殖原型炉のプラント制御系の概略図

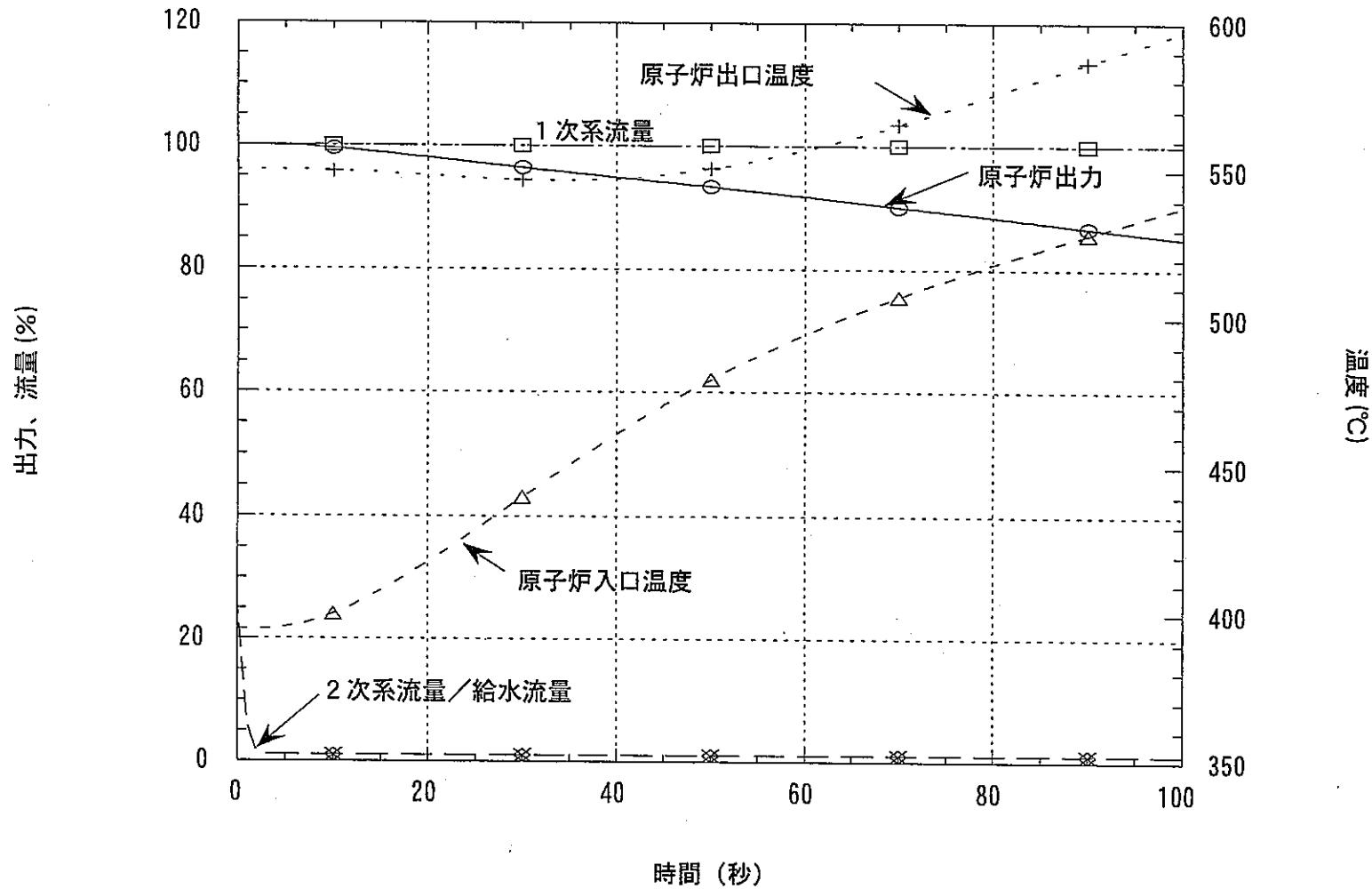


図 4.1.3-13 2次系主循環電磁ポンプ及び給水ポンプトリップ時の事象推移 (PLAM無し)

出力、流量(%)

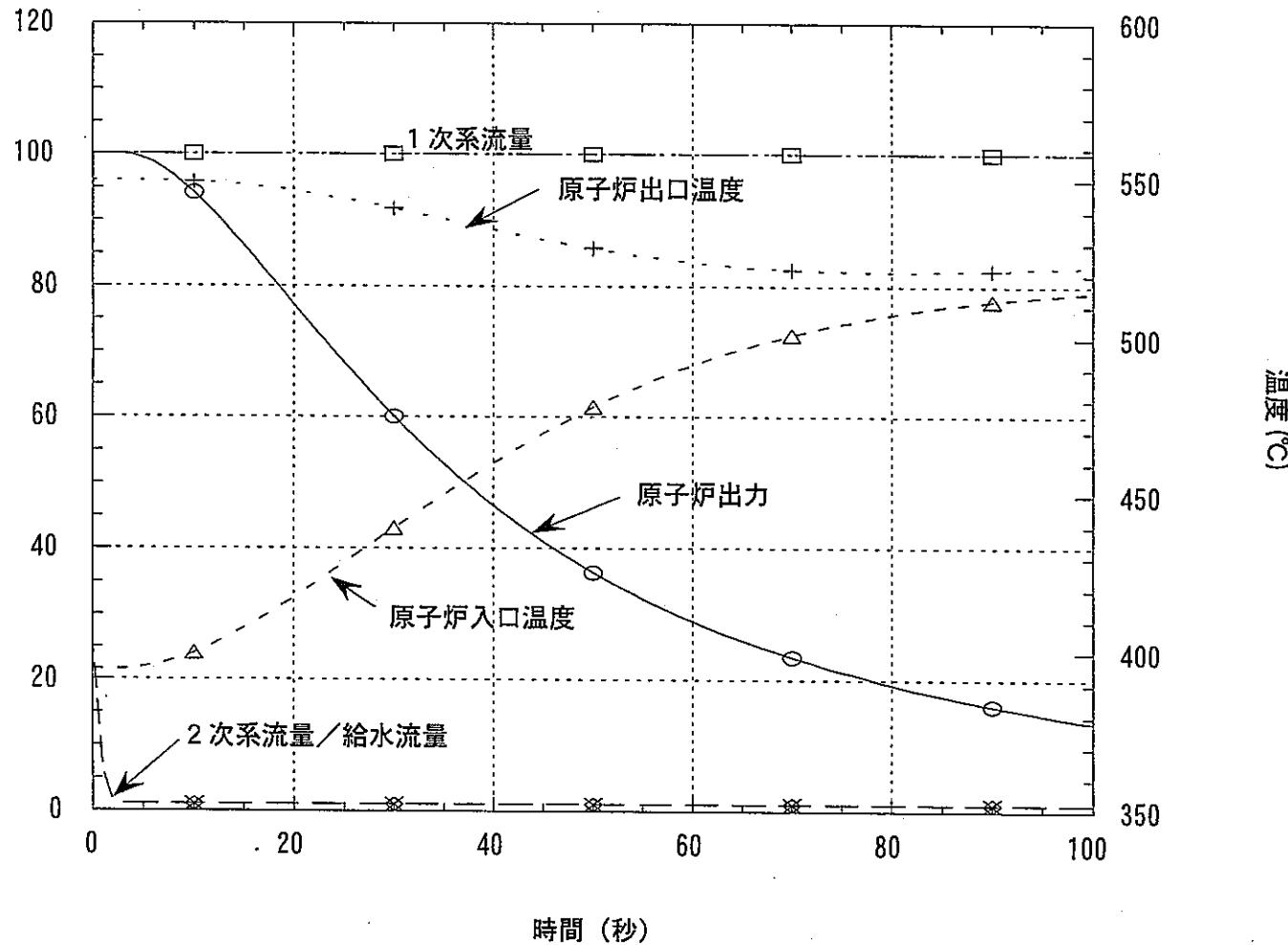


図 4.1.3-14 2次系主循環電磁ポンプ及び給水ポンプトリップ時の事象推移（PLAM有り）

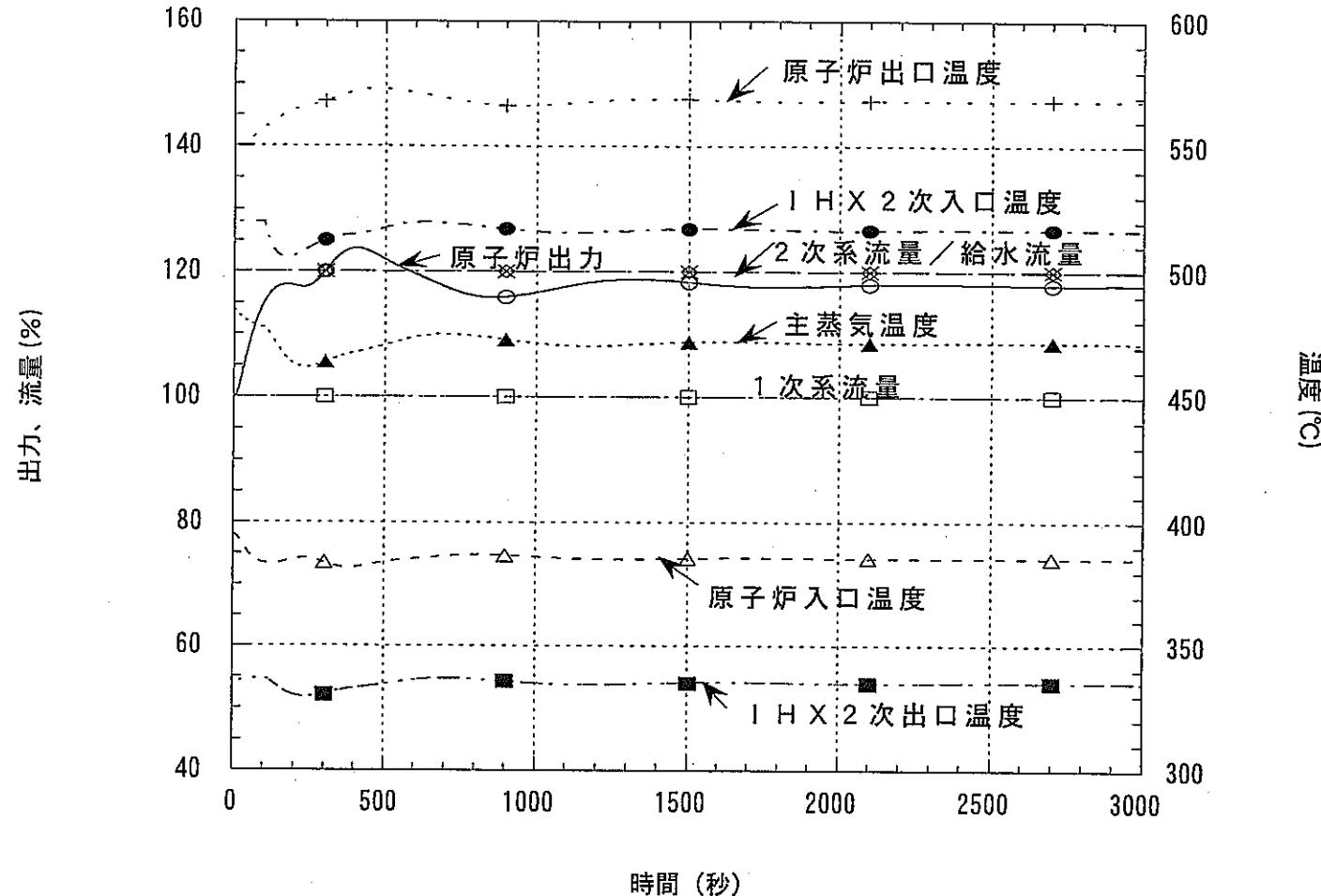


図 4.1.3-15 給水流量 120% 増大時の事象推移

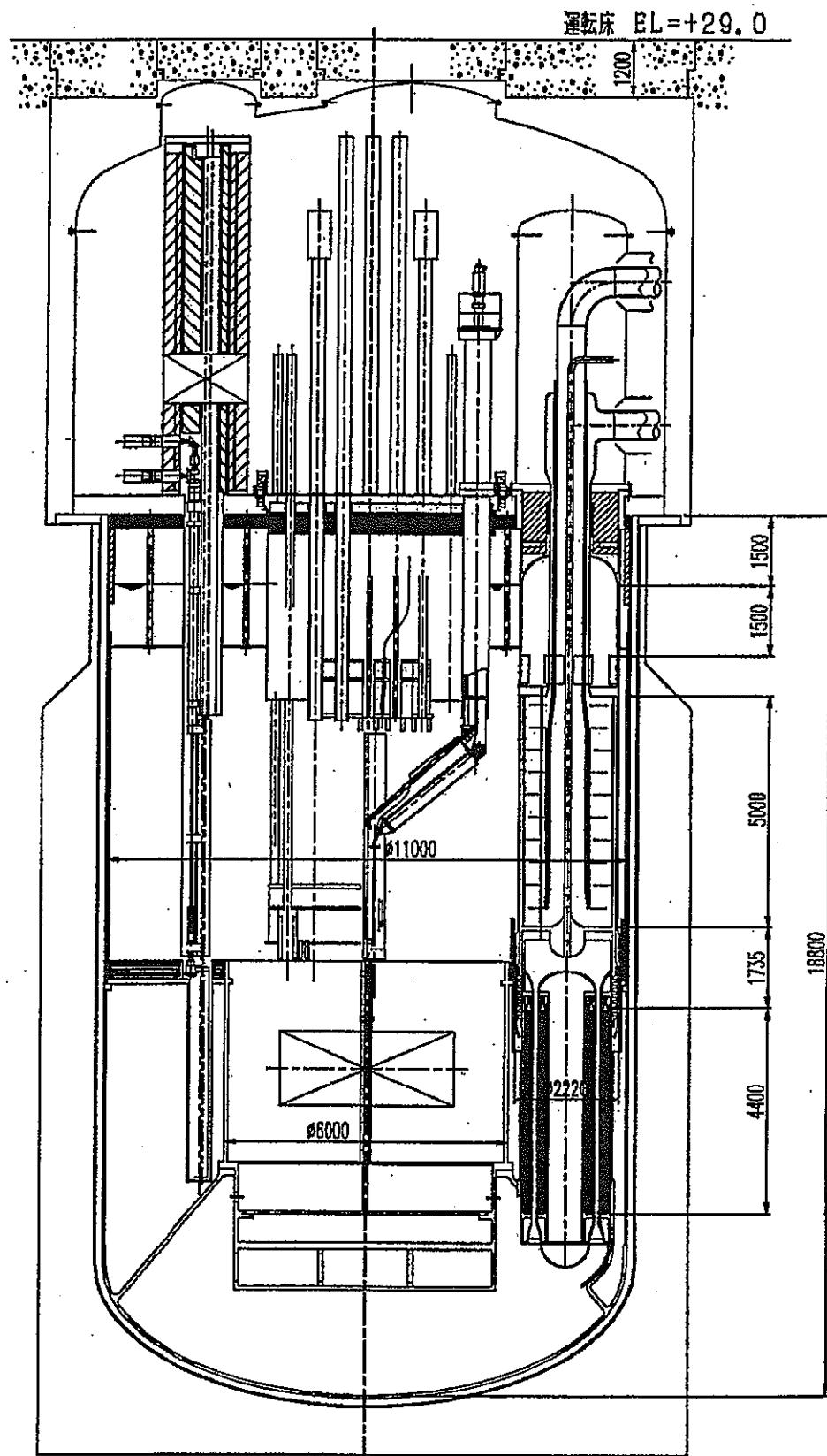


図4.1.3-16 原子炉構造縦断面図

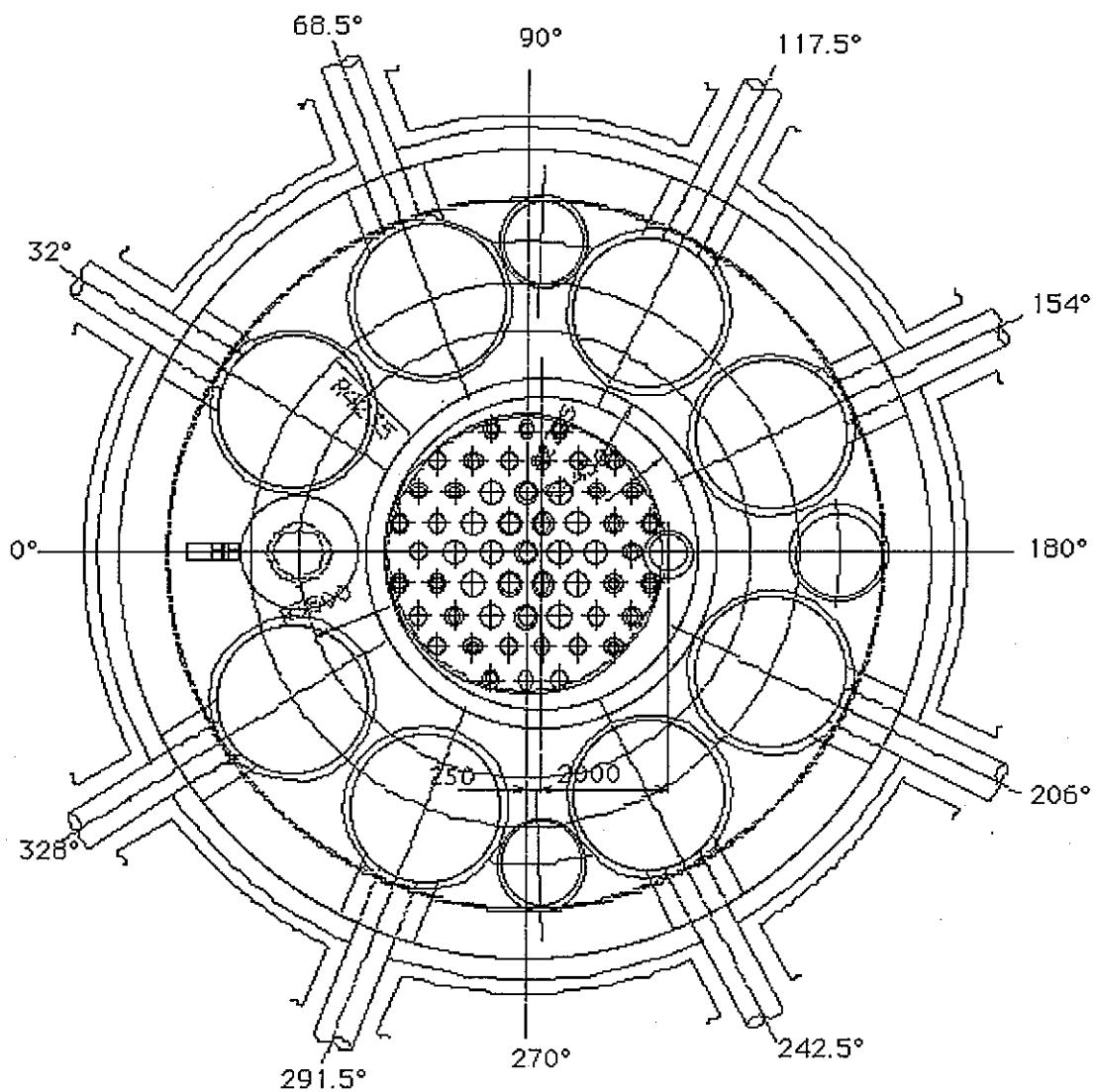


図 4.1.3-17 原子炉構造上面配置図

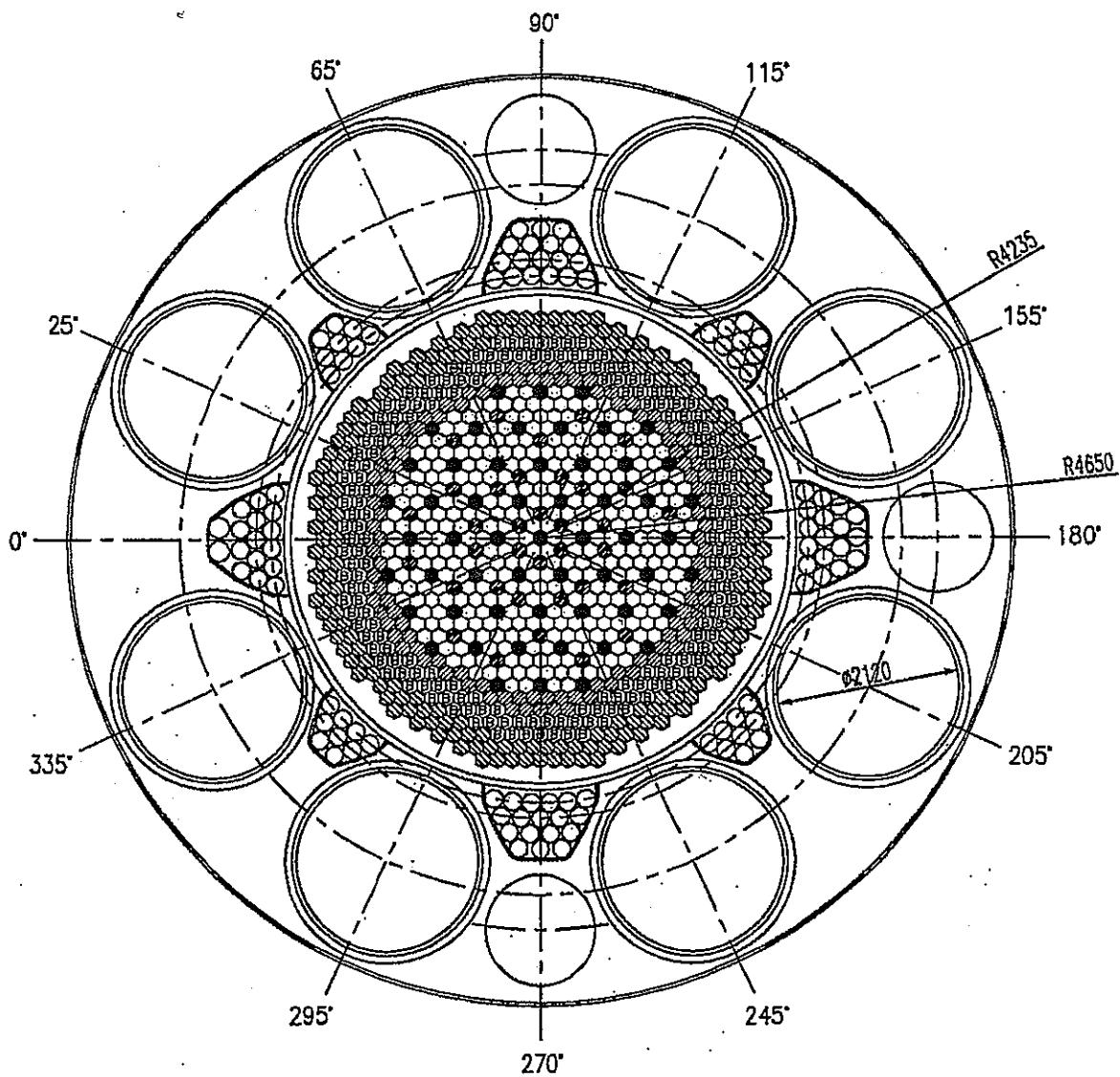


図4.1.3-18 原子炉炉内断面図

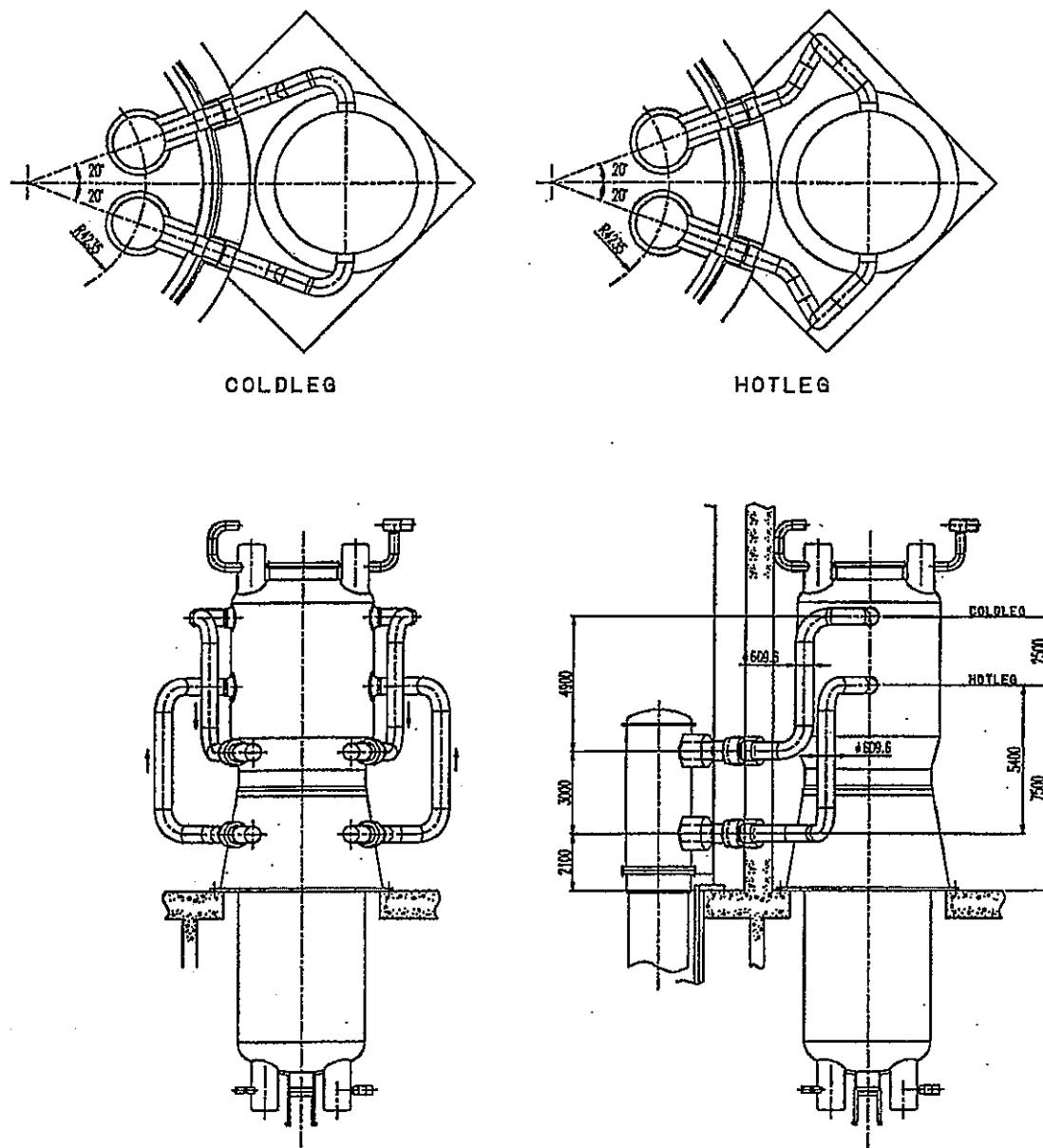


図4.1.3-19 2次主冷却配管構造概念図

IHX+EMP概念

*		
型式		縦置シェルアンドチューブ直管型
1次側流路		管内
基数		8基
交換熱量		475MW 1
伝熱面積		340m ²
伝熱面積		340m ²
肉厚		0.9 ±0.2 -0mm
伝熱管長		5.3m
本管		3350本
配列パターン		10×3角形配列
配列ピッチ		126.7±2.0mm
定格流量	1次側	8.707×10^6 (kg/h)
	2次側	7.251×10^6 (kg/h)
定格温度	1次側入口	550°C
	1次側出口	395°C
	2次側入口	335°C
	2次側出口	520°C
圧力損失	1次側	0.52kg/cm ²
材質		102Cr18Ni9Ti
主要寸法	外周径	2120mm
	内シラウド径	1158mm
	外シラウド径	1929mm

		EMP主要目
形式	-	D/ALIP
流量	m ³ /min	170
揚程	MPa	0.25
容量	kVA	3780
入力	kW	1700
ポール数	-	14
コイル数	-	168
ステータ長	m	4.4
ケーシング長	m	1.9

D/ALIP:ダブルステータALIP

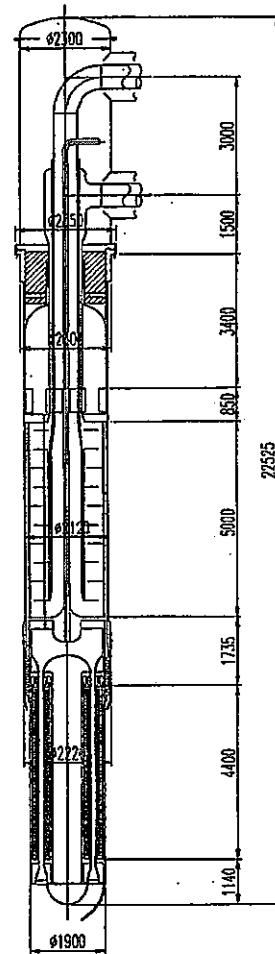


図4.1.3-20 一体型1次主循環ポンプ・中間熱交換器概念

SG + EMP概念

	SG + EMP概念	備考
基数	4 基	
交換熱量	950MWt	
最高使用圧力 (Na / 水)	- / 2.00 kg/cm ² g	
最高使用温度 (Na / 水)	535 / 530 °C	
伝熱面積	1100 m ² (水側)	自冷却式
伝熱管	外径 31.8 mm	
	肉厚 3.9 mm	
	列管	横列
	伝熱有効長	9.0 m
	蒸発率	0.05%
配列ピッチ	50 / 50 mm (縦 / 横)	
コイル层数	30	
コイル傾斜角	9.04 deg	
定格流量	Na側 14.535 × 10 ³ kg/h 水側 1.265 × 10 ³ kg/h	
定格温度	Na側入口 520 °C Na側出口 335 °C 水側入口 240 °C 蒸気側出口 497 °C	
吸込管	内径 200 mm	自冷却式
揚程 (揚程高さ)	20.6 m (m)	
揚程内漏れ (漏れ量)	3.0 dm ³ /min	自冷却式
最大漏れ (漏れ量)	4.30 dm ³ /min	自冷却式

		EMP主要目
形式	-	D/ALIP
流量	m ³ /min	280
揚程	MPa	0.27
容量	kVA	6700
入力	kW	3140
ボルト数	-	16
コイル数	-	192
ステータ長	m	5.0
ケーシング長	m	2.5

D/ALIP: ダブルステータ.

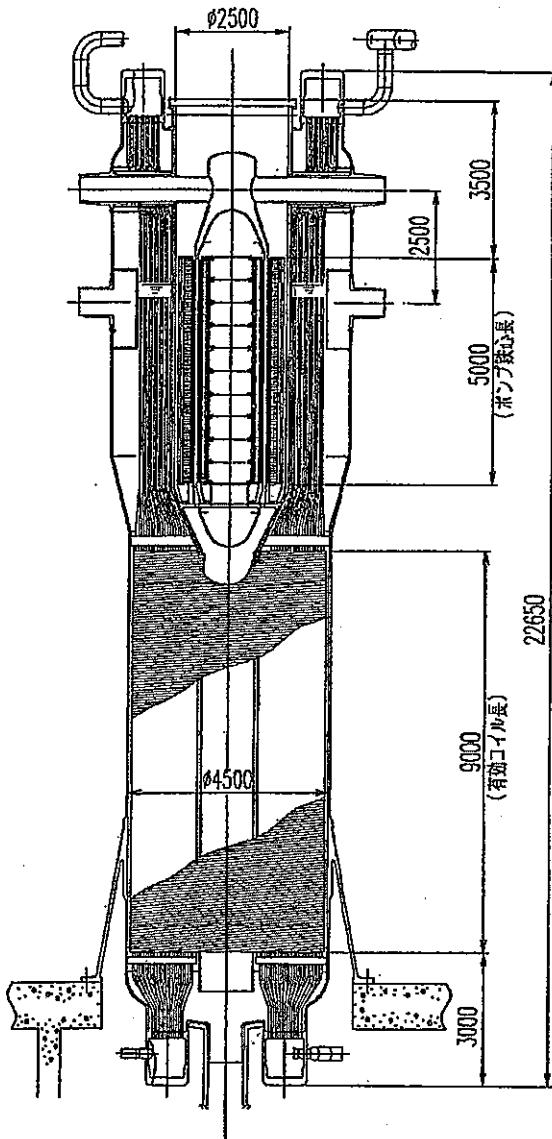
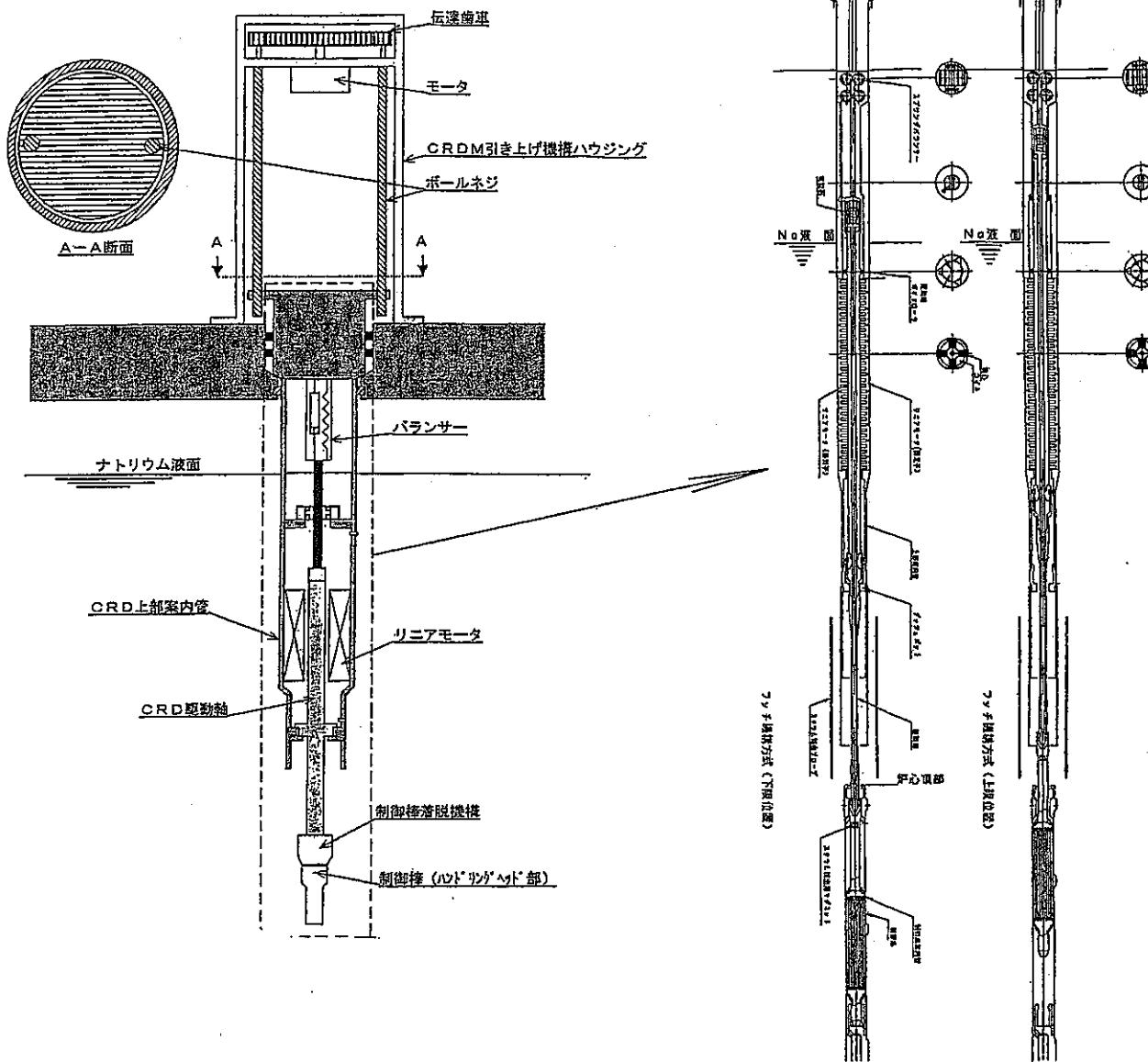


図4.1.3-21 一体型2次主循環ポンプ・蒸気発生器概念



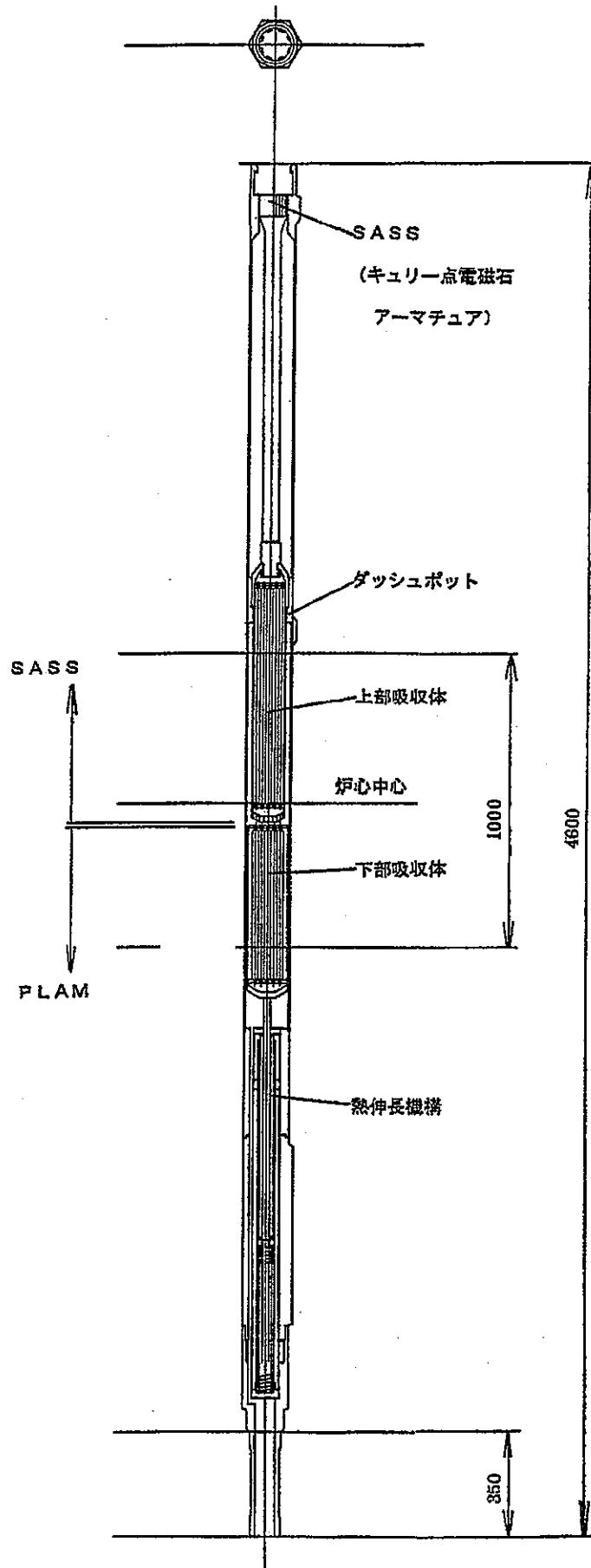


図4.1.3-23 後備炉停止系概念

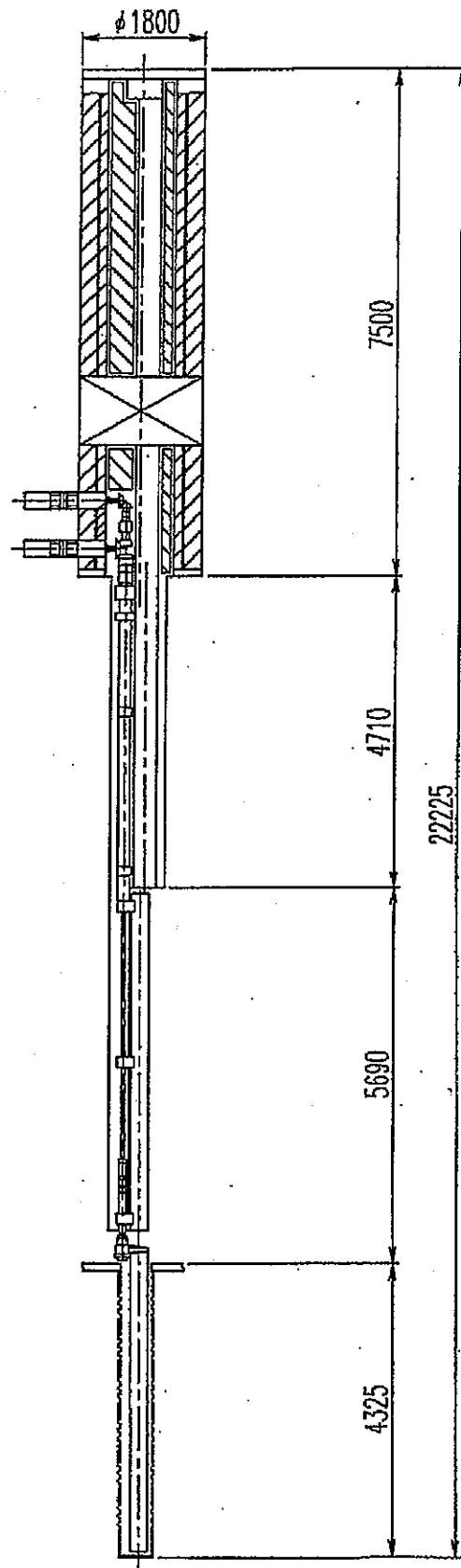


図4.1.3-24 燃料交換機概念

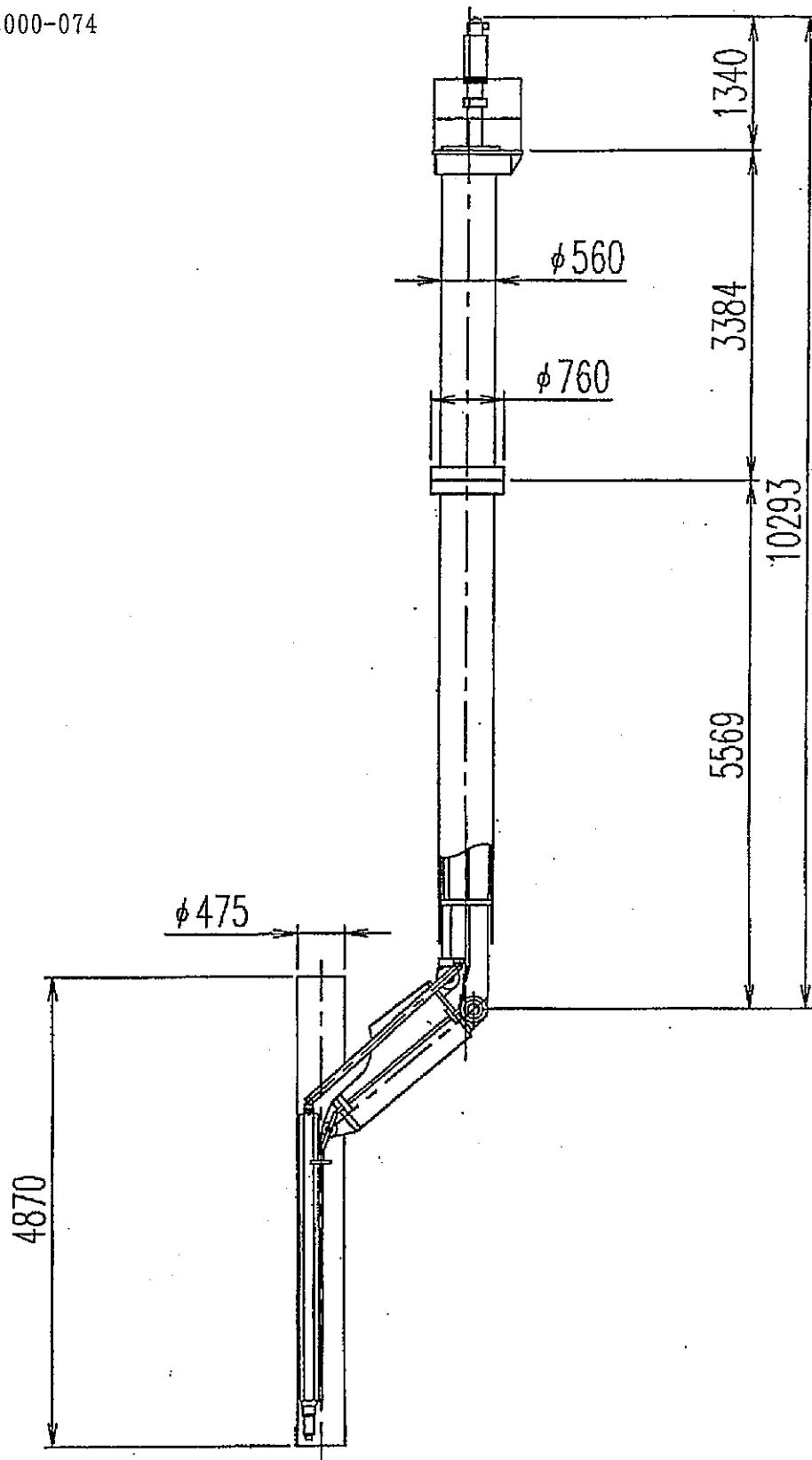


図4.1.3-25 燃料出入機概念

4.1.4 タンク型炉・機器/系統コンパクト化

本概念は Compact Pool Fast Reactor (CPFR) として実用化戦略調査研究の公募研究に対して、英国 NNC 社から応募のあったプラント概念の検討である。以下で本概念を CPFR と称する。

(1) 基本概念

タンク型炉・機器/系統コンパクト化概念のプラントコンセプトは以下のとおり。

- ・スケールメリットを活用した 1500MWe の大型タンク炉。
(オプションとして工場生産範囲の拡大を狙った 800MWe × 2 (ツイン)
の中型炉概念)
- ・経済性を向上させるために以下の方針でプラント概念を設定する。
 - ループ数削減により 2 ループ化。
 - タンク内の配置効率を高め、原子炉容器径を削減する。
 - DRACS + SGACS の崩壊熱除去系による自然循環崩壊熱除去の積極活用。

プラント概念としては、図 4.1.4-1 に冷却系概念図、図 4.1.4-2 に原子炉容器内機器配置を示すとおり EFR を代表とするタンク型炉を基本とするが、以下の点で EFR を改良し経済性を向上させている。

- ・1 次系ループを 2 ループとして機器数を削減

この結果、EFR と比較して次のとおり機器数が減少している

1 次系主循環ポンプ： 3 → 2

IHX： 6 → 4

- ・配置効率向上のため、飯盒形 IHX を採用

通常、タンク型炉でループ数を削減すると、IHX の機器容量増大による太径化、及び機器数の減少による径方向配置に無駄スペースの発生、により配置効率が悪化し、結果的に原子炉容器径が小径化できない。この課題を解決するために、CPFR では飯盒形 IHX を採用し、配置効率の向上、原子炉容器径の縮小を実現する。図 4.1.(1)(i)(d)-2 に示すとおり、径方向・周方向とも密な機器配置を実現しており、炉容器のコンパクト化が期待できる。

この結果、原子炉容器径は EFR の 17.2 m に対して、15 m となり、コンパクト化を達成している。

- ・自然循環崩壊熱除去の活用

崩壊熱除去系は図 4.1.4-3 に示すとおり、DRACS と SG-ACS の系統を持ち、自然循環除熱を活用したシステムとなっている。

(2) 検討状況

研究契約に関して、2 月中旬現在で契約条件に関して最終的な打ち合わせを実施しており、契約締結に至っていない。そのため、プラント概念検討に関する情報は未

だ入手できておらず、プラント概念の評価、経済性の検討ができる段階にはない。

(3) 基本仕様

プラントの基本仕様に関しては、情報を未入手である。

(4) 設計要求に対する適合性

タンク型炉・機器/系統コンパクト化 (Compact Pool Type LMFBR (CPFR)) の諸元・性能については、情報が未入手であり、設計要求に対する適合性を現在、評価できない。

(5) 中間評価結果

諸元・性能については、情報が未入手であり、プラント概念の評価をする段階には無い。そこで、NNC 社からの機構の公募研究へのプレゼンテーション資料に基づいて、概念のポテンシャルについて検討する。

(a) 経済性ポテンシャル

CPFR は欧州におけるタンク型 FBR の設計研究知見の集大成である EFR の設計研究を基にして、プラントシステムのコンパクト化・単純化により建設コストの低減を指向したプラント概念である。EFR に対して経済性向上のポテンシャルを有すると考えられるアイデアについて、以下に摘出する。

①ループ数削減

EFR は 1 次系は 3 ループ + 6 IHX 構成、2 次系は 6 ループ + 6 SG 構成を探る。それに対して CPFR では、1 次系は 2 ループ + 4 IHX、2 次系は 2 ループ + 2 SG 構成である。IHX や SG 等の熱交換器及び主循環ポンプ等の大型機器は、製作・工事に支障が無い範囲で、可能な限り大容量化することは建設コスト削減のメリットがある。4.1.1 項のループ型 2 ループプラントでは、150 万 kW_e 出力での 2 ループ化において、SG 及びポンプが現実的なサイズに収まり、成立性を有することが示されている。原子炉容器外に設置される 2 次系主循環ポンプと SG については、「旭」プラントでの知見から推定してスケールメリットを活用可能であり、EFR に比較して経済性ポテンシャルが高いと評価できる。

②原子炉容器コンパクト化

図 4.1.4-4 に EFR と CPFR の原子炉容器内機器レイアウトを比較して示す。図 4.1.4-4 より、150 万 kW_e の出力を持つ EFR の原子炉容器は $\phi 17\text{m}$ であるが、CPFR では $\phi 15.7\text{m}$ であり、直徑で 1.3m の縮小化を達成している。タンク型 FBR では、一般的にループ数を削減し熱交換器とポンプの単基容量が増加すると、拡大した機器を収容するために原子炉容器径は増大する傾向にある。このタンク型炉特有のレイアウトにおいて、機器の配置効率を向上させ原子炉容器径コンパクト化を達成するために、飯盒型の IHX を導入していることが、CPFR の特徴である。飯盒型 IHX によって、原子炉容器径の増大を抑えながら、容器内の周方向の配置を

密にすることが可能となり、2ループ化を達成した上で原子炉容器のコンパクト化が可能となっている。

これらの知見を纏めると、CPFRはEPRより建設コストは低減可能であると推定できる。EPRはその経済性評価によると軽水炉と比較して1.2倍程度の建設コストになると予測されており、そのコストの詳細は今後評価する必要があると考えられるが、軽水炉に比肩する経済性を達成するポテンシャルを有していると考えられる。

表4.1.4-1に知見を整理する。

(b) 構造健全性のポテンシャル

構造健全性については、プラント設備の構造が明らかとなっていないことから、未評価である。ただし、本章(2)項タンク型炉（3ループ）の検討（「COSMIC」）の検討知見から推定すると、NSSS物量を同程度（約3000t）に収めるためには原子炉容器、炉内構造物の薄肉化が必要であり、その結果、3次元地震が必要となることが予測できる。また、伝熱管等の材料についても、12Cr等の新材料を導入することが建設コスト低減に効果があることも予測できる。

(c) 安全性のポテンシャル

CPFRの安全上の特徴は、2ループの冷却系システムにあると考えられる。4.1.1項ループ型炉（2ループ）の検討においては、3ループ以上の冷却システムを有する炉型と2ループ冷却システムの安全上の顕著な相違点は、ポンプ軸固定事象における炉心温度挙動にある。2ループ冷却システムでは、ポンプ軸固定+健全ループポンピングモータ引継失敗（单一故障想定）において、事象開始直後の1次ピークにおける冷却材駆動力は健全ループのフローコストダウンが主となるため、3ループ以上の冷却システムと比較してピーク温度が高くなる可能性がある。2ループ冷却システムを成立させるためには、炉心圧力損失、安全保護系動作遅れ時間の短縮化、ポンプ慣性重量大容量化等、種々の要素を検討の上、最適化する必要があることが分かっている。本項目については、現在、設計研究を実施中であり、前述の観点からの評価を実施する予定である。

その他の安全上の特徴では、DRACSによる炉内自然循環崩壊熱除去システム等、EPRを踏襲した概念を導入しているため、崩壊熱除去系の信頼性の面では成立性のポテンシャルは高いと予測できる。

(d) 製作・建設性

CPFRと4.1.2及び4.1.3項のタンク型炉の製作・建設性の観点での相違点は、飯盒型IHXの製作性である。その構造については、現在検討を実施中であり、検討結果を入手した後に評価を行う。

(e) 運転性・保守補修性

運転性及び保守補修性に係わる設計情報は現状では入手されておらず、現状では評価できない。

(iii) 炉型に特有な開発課題

プラントシステム及び機器に関する構造・諸元が現在明らかでないため、評価できない。

表 4.1.4-1 EFR と比較した経済性向上ポテンシャル

No.	項目	経済性向上効果	評価
1	ループ数削減	1次系主ポンプ：3→2 IHX：6→4 2次系主ポンプ：6→2 SG：6→2	スケールメリットの活用により経済性向上ポテンシャルが大きい。
2	原子炉容器コンパクト化	R V 径： $\phi 17 \rightarrow \phi 15.7\text{m}$	NSSS 物量低減に効果があり、経済性向上ポテンシャルを有する。
総合評価		・機器大容量化による物量低減 ・原子炉容器径縮小による物量低減	EFR を上回る経済性を有すると評価。

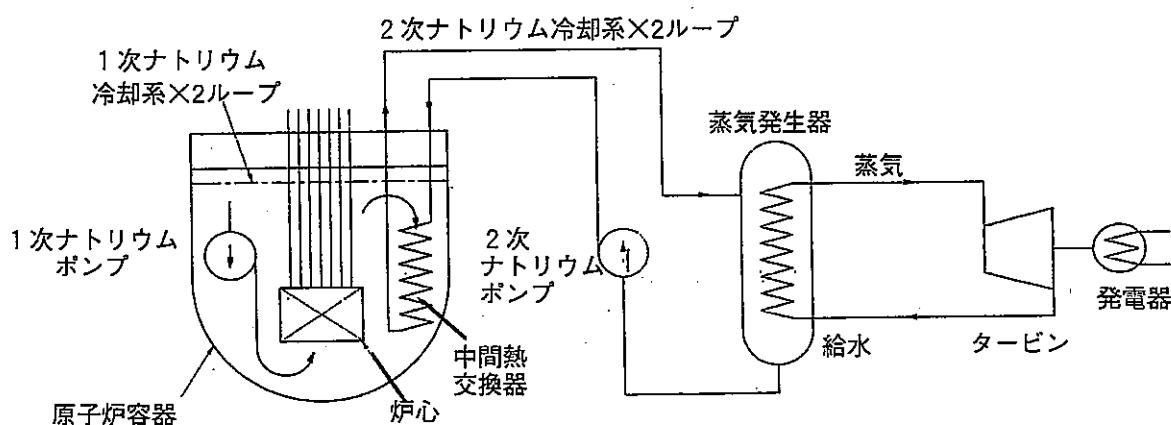


図 4.1.4-1 タンク型炉・機器/系統コンパクト化 冷却系概念図

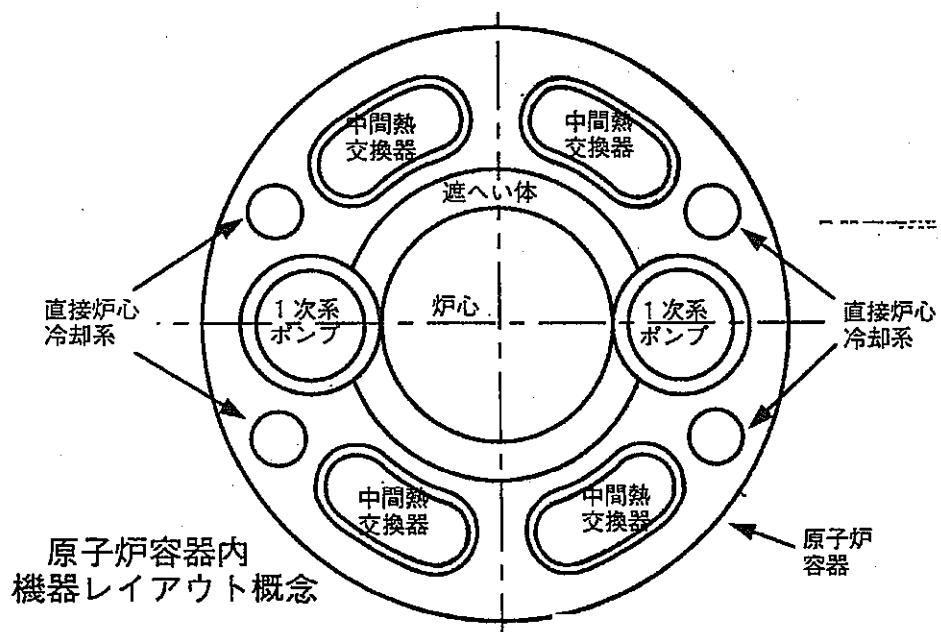


図 4.1.4-2 タンク型炉・機器/系統コンパクト化 原子炉容器内機器配置概念

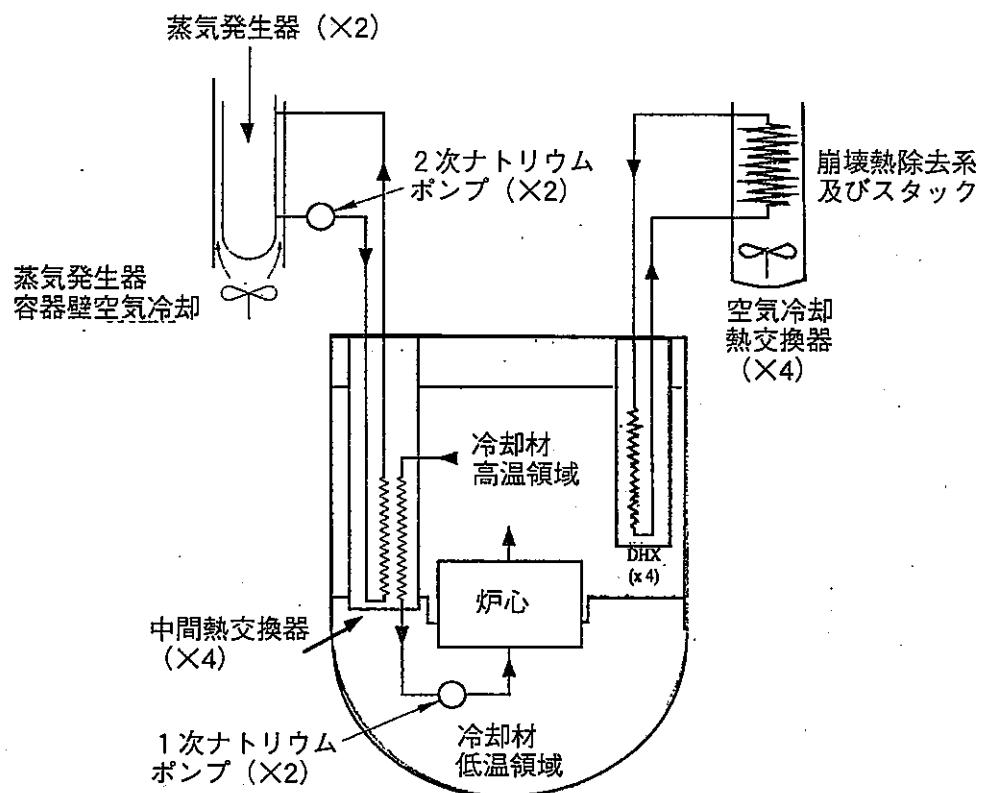
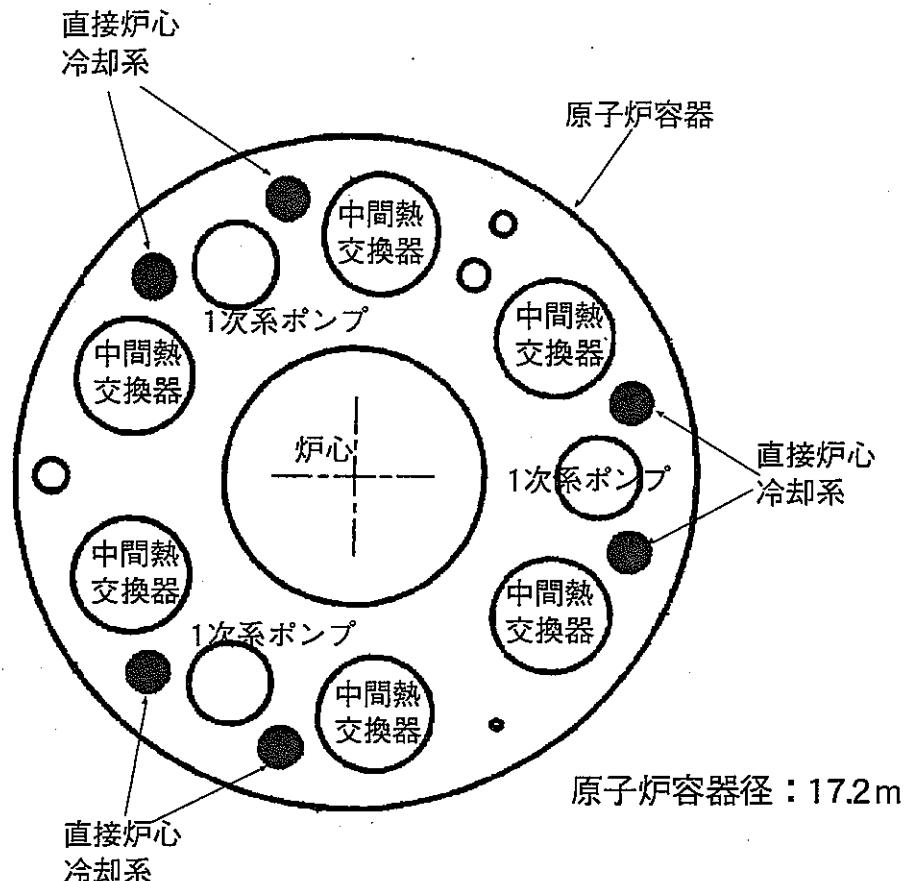
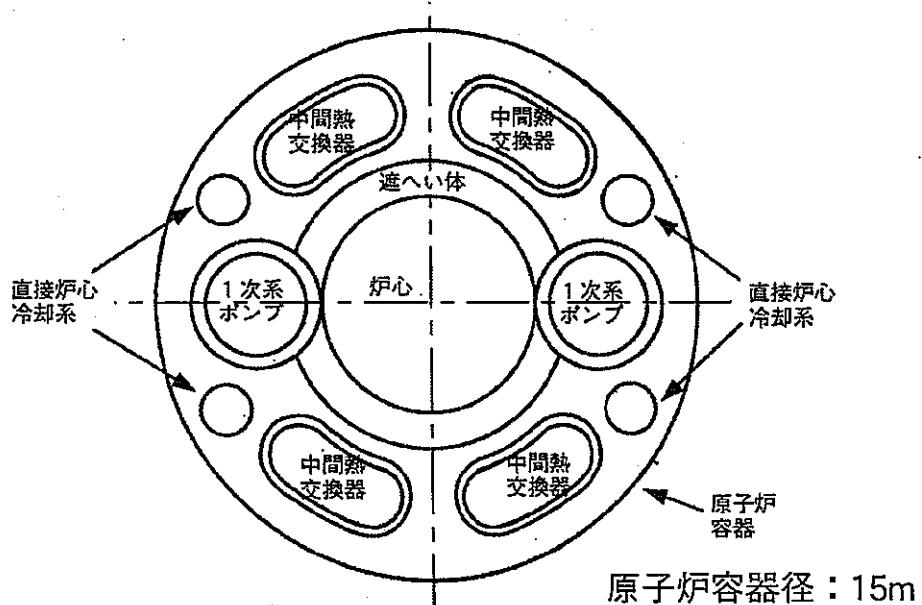


図 4.1.4-3 タンク型炉・機器/系統コンパクト化 崩壊熱除去系概念図



EFRの原子炉容器内レイアウト



本概念

図 4.1.4-4 EFR と本概念の原子炉容器内機器レイアウトの比較

4.2 ナトリウム炉の経済性向上策

今年度のNa冷却炉のプラント概念検討では、経済性向上に主眼を置いた検討を実施し、4.1節で示すプラント概念が得られた。これらの概念は、NSSSの物量削減や系統簡素化をターゲットとして検討し、その結果プラントレベルで経済性に関する設計目標を達成する見込みがあると評価している。この経済性を更に確実にし上記アプローチをバックアップする為、その他のコスト削減の方向性についても検討する必要がある。ここでは、NSSS物量削減及び系統簡素化以外のコスト削減の方向性について検討し、上記プラント概念において、今後適用の余地がある経済性向上方策についてその可能性を示す。

4.2.1 更なる高温・高効率化追求

(1) 蒸気条件の改善による効率化

(i) 検討の着眼点

システム温度が高く、軽水炉に比較して蒸気条件（温度・圧力）が良好であることが高速炉の特長である。しかしながら、同様の蒸気タービンによる発電システムを持つ火力発電技術では、超臨界圧・600°C以上の蒸気条件となっており、高速炉の発電システムよりも高い効率となっている。その結果、FBRのプラント設備の中でも比較的コスト比率の高いタービン設備については、数多い生産・運転実績を持つ火力発電用の設備を流用することができない。これらの状況から、FBR発電システムの経済性向上のために、火力発電での実績が豊富、かつ効率の高い（高温・高圧の蒸気条件）タービン設備を流用することによって、タービン設備のコスト削減及び発電効率の向上についてその適用性を検討する。

(ii) 検討方針

原子炉出口温度の高温化を図ると共に、再熱サイクルとすることによりプラントの熱効率の向上（約41%から45%程度への向上）を図る。これによる多少の物量増加があっても経済性向上を図れる可能性がある。火力で使用されている候補となる蒸気条件としては、圧力增加による伝熱管肉厚増加はあるが熱効率向上の大きい超臨界圧の $246\text{kg}/\text{cm}^2\text{G}$ 、 $538^\circ\text{C}/538^\circ\text{C}$ の条件と、圧力増加が少なく伝熱管肉厚増加による物量増加は少ないが熱効率が若干劣る亜臨界圧の $169\text{kg}/\text{cm}^2\text{G}$ 、 $566^\circ\text{C}/538^\circ\text{C}$ 条件の2候補が考えられる（図4.2.1-1参照；（「火力発電必携」火力発電協会発行））。前者の場合には原子炉出口温度を 570°C 程度で、後者は 600°C 程度の蒸気条件でSG物量へのインパクト無しに対応できる可能性がある。物量検討に際しては実証炉設計研究（フェーズ1）（以下、実証炉と略す）の設計を基準にして比較検討している。以下、原子炉出口温度の高温化、タービン蒸気条件とプラント熱効率、蒸気発生器及び経済性向上効果について検討する。なお、可能性の把握が目的であるため、大凡の経済効果を見積もることを検討目的として実施した。

(iii) 原子炉出口温度の高温化の検討

原子炉出口温度の高温化には、冷却材バウンダリを構成する機器の高温化に伴

う健全性確保は必須の条件であるが、その前提となる原子炉出口温度の高温化を達成する選択肢として以下の方法がある。

- ① 燃料被覆管の材料を変えてその許容温度を上げる
 - ② ミスマッチファクタ（後で説明）の低減を図る
 - ③ 炉心入口温度を高くすることにより出口温度を高くする
- ③の炉心入口温度を高くするには、コールドレグ温度を高くする方法と原子炉出口冷却材の一部を炉心入口側へ戻して混合させること（再循環方式）によりコールドレグ温度以上の炉心入口温度とする方法が考えられる。

検討の方針を以下のようにする。現実的な原子炉出口温度の高温化を目指す観点から、①については従来の設計を踏襲し燃料被覆管温度制限を 700°Cとする。②のミスマッチファクタについては先行設計例における設計値近傍とする。③については再循環方式を含めて検討する。なお、以下において原子炉出入口温度とは原子炉容器出入口冷却材温度である。

(a) ミスマッチファクタの検討

- ① ミスマッチファクタと原子炉出入口温度の関係

再循環方式でない場合には、原子炉出入口温度と被覆管最高温度とは次の関係にある。

$$T_{chs} = f \times (T_o - T_i) + T_i$$

ここで

T_{chs} : 燃料被覆管最高温度、

T_o : 原子炉出口温度、

T_i : 原子炉入口温度、

f : ミスマッチファクタ = $f_p \times f_f \times f_{hs}$

ここで f の内訳は以下のように分解される。

f_p : 出力分布に起因するミスマッチ

f_f : 流量に起因するミスマッチ

f_{hs} : 工学的安全係数

燃料被覆管最高温度 (T_{chs}) は 700°C 以下を確保して、原子炉出口温度を高くする必要がある。つまり、原子炉入口温度と許容ミスマッチファクタは以下の関係となる。

$$T_{chs} = f \times (T_o - T_i) + T_i \leq 700^\circ\text{C}$$

$$\rightarrow f \leq (700 - T_i) / (T_o - T_i)$$

プラントシステム設計としては、炉心設計におけるミスマッチファクタの低減 (f の値の低減) の負担を軽減できるように、炉心への再循環（低温流体の出口流体の混合による昇温；図 4.2.1 - 2 参照）方式を検討した。再循環方式について、再循環係数 (ξ) とミスマッチファクタを以下のように定義して、それをパラメータとして必要とする原子炉出口温度に対する必要ミスマッチファクタとの関係を示す。

$$\text{炉心入口温度 (Tic)} = (To - Ti) \times \xi + Ti$$

$$\text{ミスマッチファクタ (f)} = (700 - Tci) / (To - Tci)$$

② 超臨界圧蒸気条件を目標としたミスマッチファクタ検討

図 4.2.1-3 に原子炉出口温度を 570°C 一定とするときの原子炉入口温度を 395°C から 435°C まで変えたときのサーベイ結果を示す。サーベイにより許容ミスマッチファクタと一次系 IHX 伝熱面積（実証炉ヒートバランス条件での値との相対比較）の変化を求めた。

この結果を要約すると、

- ・許容ミスマッチファクタは原子炉入口温度 395°C では 1.8 前後であるが入口温度の上昇に連れて大きくなり実証炉の値 2 に近くなる。
- ・IHX 伝熱面積は原子炉入口温度 395°C では実証炉の約 1.8 倍であるが、入口温度の上昇に連れて減少し実証炉に近くなる。

つまり、原子炉入口温度を上限 (425°C) にすれば、IHX の伝熱面積は約 1.2 倍に納まり、許容ミスマッチファクタは再循環係数 (ξ) 0~0.1 の範囲で 1.9~2.0 であり、現実的な範囲である。図 4.2.1-4 は 425°C の場合の再循環係数 (ξ) 0~0.1 範囲の許容ミスマッチファクタを示している。

③ 亜臨界圧蒸気条件を目標としたミスマッチファクタ検討

図 4.2.1-5 に原子炉出口温度を 600°C 一定とするときの原子炉入口温度を 425°C から 465°C まで変えたときのサーベイ結果を示す。サーベイにより許容ミスマッチファクタと一次系 IHX 伝熱面積（実証炉ヒートバランス条件での値との相対比較）の変化を求めた。

以上に結果を要約する。

- ・許容ミスマッチファクタは原子炉入口温度 425°C では 1.6 前後であるが入口温度の上昇に連れて大きくなり 465°C としても 1.7~1.8 であり実証炉には程遠い。
- ・IHX 伝熱面積は原子炉入口温度 425°C ではの約 1.9 倍であるが、入口温度の上昇に連れて減少し実証炉に近くなる。

例えば、原子炉入口温度を 455°C にすれば、IHX の伝熱面積は約 1.2 倍に納まり、許容ミスマッチファクタは再循環係数 (ξ) 0~0.1 の範囲で 1.69~1.77 となる。図 4.2.1-6 は 455°C の場合の再循環係数 (ξ) 0~0.1 範囲の許容ミスマッチファクタを示している。

(b) まとめ

以上の検討より、再循環係数 (ξ) 0~0.1 の範囲で、原子炉出口温度は以下のように設定できる。

- ① 超臨界圧蒸気条件の原子炉出入口温度 570°C/425°C ($f = 1.9 \sim 2.0$)
- ② 亜臨界圧蒸気条件の原子炉出入口温度 600°C/455°C ($f = 1.69 \sim 1.77$)

ミスマッチファクタは先行炉の設計例（実証炉においては 1.967）から判断して 1.9 以上が炉心設計への負担の観点から可能な範囲と考えられる。超臨界圧

蒸気条件ではミスマッチファクタ(*f*)を 1.9 で炉心再循環の必要性がないことから実現性が高いと考えられるが、亜臨界圧蒸気条件では炉心の再循環を行ってもミスマッチファクタを相当小さくする必要があり実現のハードルは高い。

(iv) 経済性の検討

(a) タービン蒸気条件とプラント熱効率

タービン形式とプラントとタービンプラント熱効率の関係を図 4.2.1-1 に示す。同図より Na 冷却高速炉の原子炉出口温度の高温化で対応可能な蒸気条件としては、以下の 2 条件とする。期待できるプラント熱効率もあわせて示す。

	超臨界圧条件	亜臨界圧条件
タービン入口圧力	246kg/cm ² G	169kg/cm ² G
タービン入口温度	538°C	566°C
再熱タービン入口温度	538°C	538°C
復水器圧力	722mmHg	722mmHg
給水温度	280°C	278°C
プラント熱効率	45.4%	44.5%

ヒートバランスを図 4.2.1-7 及び図 4.2.1-8 に示す。図における RH と SG とは別々に記載しているが、経済性向上の観点から一体とした構造を想定している。

(b) 热交換器の検討方針

超臨界圧 SG の先行検討例に基づき、交換熱量の変化、伝熱管肉厚・口径による熱抵抗の変化及び熱交換器の Na 出入口温度・水蒸気出入口温度による対数平均温度差△T_m の変化を考慮して、比例計算で伝熱面積を簡易的に求めることにした。

また、IHX については△T_m の変化のみを考慮して、比例計算で伝熱面積を求めることにした。

(c) 経済性効果の見積

① 超臨界圧蒸気条件の検討

a. IHX

IHX に関する実証炉と本検討対象の実用炉の温度条件と伝熱面積増加割合は、対数平均温度差の関係から 18.9% である。

b. SG

先行プラントヒートバランス例より、SG と RH の水蒸気側の温度条件より、出入口の比エンタルピー、RH 流量割合及びこれに基づく SG と RH の交換熱量はそれぞれ 431MWt、102MWt となる。伝熱面積計算のベースとなる先行設計例の温度条件、伝熱面積、対数平均温度差、トータル熱貫流率、伝熱管のみの熱貫流率を示す。これを基に実用炉 SG の伝熱管仕様の変更による熱貫流率の変化及び対数平均温度差の変化を考慮し、比例計算で SG

の伝熱面積を求めるとき $4020 \text{ m}^2/\text{基}$ (余裕を含む) となった。

c. RH

RH の伝熱面積計算のベースとなる先行計算例の交換熱量、温度条件、伝熱面積、対数平均温度差、トータル熱貫流率、伝熱管のみの熱貫流率を基に、実用炉 RH の交換熱量、伝熱管仕様の変更に基づく熱貫流率の変化及び対数平均温度差の変化を考慮し、比例計算で伝熱面積を求めるとき $1251 \text{ m}^2/\text{基}$ (余裕を含む) となった。

d. コスト評価

経済性向上を考えて、SG と RH は一体型で製作するものとし、SG 伝熱部の外側に RH を設置するものとする。コスト計算においては実証炉を参考にし、プラントに占める IHX のコスト割合を 5.18% に、SG コスト割合を 8.06% にした。実証炉の SG 伝熱面積を基準にして、これに対する伝熱面積の比の 0.7 乗に熱交換器のコストは比例するとして計算する。

以上の方針に基づくと、IHX のコストは 1.129 倍となり、プラントに占める IHX のコスト増分は 0.66% となった。同様に一体型 SG・RH のコストは 1.475 倍となり、プラントに占める一体型 SG・RH のコスト増分は 3.83% となった。

実証炉のプラント熱効率 41.25% から超臨界圧蒸気条件の 45.4% とした場合の建設発電単価は実証炉の 0.949 倍となり、5.1% の経済性向上が見込める。しかし、一体型 SG・RH となることによる構造の複雑化によるコスト増加要因、伝熱面積のみに注目したが超臨界圧・高温化による伝熱管肉厚増大によるコスト増加要因、RH への配管物量の追加と配置スペースの増加によるコスト増加要因、再熱サイクルによるタービン物量増加等を考慮していないため、5.1% の経済性向上はある程度低下すると考えられる。

② 亜臨界圧蒸気条件の検討

a. IHX

IHX に関する実証炉と本検討対象の実用炉の温度条件と伝熱面積増加割合は対数平均温度差の関係から 18.9% 増加する。

b. SG

先行プラントヒートバランス例より、SG と RH の水蒸気側の温度条件より、出入口の比エンタルピ、RH 流量割合とこれに基づく SG と RH の交換熱量は、それぞれ 438MWt、96MWt となった。伝熱面積計算のベースとなる先行設計例としてその温度条件、伝熱面積、対数平均温度差、トータル熱貫流率、伝熱管のみの熱貫流率を基に、実用炉 SG の伝熱管仕様の変更に基づく熱貫流率の変化及び対数平均温度差の変化を考慮し、比例計算で伝熱面積を求めるとき余裕を含め $1944 \text{ m}^2/\text{基}$ となった。

c. RH

RH の伝熱面積計算のベースとなる先行計算例の交換熱量、温度条件、伝熱面積、対数平均温度差、トータル熱貫流率、伝熱管のみの熱貫流率を基に、実用炉 RH の交換熱量、伝熱管仕様の変更に基づく熱貫流率の変化及び対数平均温度差の変化を考慮し、比例計算で伝熱面積を求めるとき余裕を含め 1733m^2 / プラントとなった。

d. コスト評価

経済性向上を考えて、SG と RH は一体型で製作するものとし、SG 外側に RH を設置するものとする。コスト計算においては実証炉を参考にし、プラントに占める IHX のコスト割合を 5.18% に、SG コスト割合を 8.06% にした。熱交換器のコストは実証炉に対する伝熱面積の比の 0.7 乗に比例するとして計算する。

以上の方針に基づき、IHX のコストを計算すると 1.129 倍となり、プラントに占める IHX のコスト増分は 0.66% となった。同様に一体型 SG・RH は 0.881 倍のコストになり、プラントに占める一体型 SG・RH のコスト増分は -0.96% となった。これは Na 側温度が高温化したため ΔT_m が大きく増加し、伝熱面積が大幅に減少したためである。

実証炉のプラント熱効率 41.25% から超臨界圧蒸気条件の 44.5% としたときの建設発電単価は実証炉の 0.924 倍となり、7.6% の経済性向上が見込める。しかし、一体型 SG・RH となることによる構造の複雑化によるコスト増加要因、高温化による伝熱管肉厚増大によるコスト増加要因、RH への配管物量の追加と配置スペースの増加によるコスト増加要因、再熱サイクルによるタービン物量増加を考慮していないため、7.6% の経済性向上はある程度低下すると考えられる。

(v) 結論

亜臨界圧条件 ($566^\circ\text{C}/538^\circ\text{C}$, $169\text{kg/cm}^2\text{G}$) の方が発電単価を削減できるメリットは大きいが、これに対応するための炉心出口高温化は厳しく、その対応は現状では困難と言える。一方、超臨界圧蒸気条件 ($538^\circ\text{C}/538^\circ\text{C}$, $246\text{kg/cm}^2\text{G}$) 対応のための炉心出口高温化は現状技術の延長の範囲であるが、発電単価を削減できるメリットは亜臨界圧条件よりも若干劣る。

(vi) 今後の課題

- ① 原子炉出口温度高温化に伴う炉心部構造、原子炉構造及び冷却材バウンダリ機器の成立性確認
- ② SG・RH 一体型構造概念の成立性検討
- ③ SG 及び RH の詳細サイジング
- ④ 冷却系系統としての SG・RH 一体型概念の成立性（熱流動、制御性、熱過渡

への影響など) 確認

- ⑤ SG・RH一体型構造の物量把握とコスト評価
- ⑥ 2次系配管、建屋配置、タービンの物量増加の把握とコスト評価
- ⑦ 超臨界圧蒸気条件によるプラントコスト削減効果の明確化

(2) 水銀-水・蒸気コンバインドサイクル発電

(i) 着眼点

「軽水炉と同程度の経済性」をさらに上回る可能性と付加価値を求めて、FBRは軽水炉より高い原子炉出口温度が得られるという利点を生かすことを考える。加えてFBRの経済性向上の足かせとなっている2次Na系について「2次系削除」の方向ではなく、2次系を積極的に経済性向上に利用することを考える。

このような観点からプラント熱効率向上と2次系削除を同時に達成する有力な方策として、水銀-水蒸気タービン二段ランキンサイクルの採用が考えられる。

米国では、1920-40年代において10-20MWe（水銀蒸気温度470-524°C／880-958°F）規模の火力水銀タービンが実機発電プラントとして建設・運転された実績があり[1-3]、1960年代初頭には大型FBRや宇宙電源用小型原子炉への適用も検討されている。[4,5]しかし、当時のFBRの原子炉出口温度は1963年初臨界のFermi炉で800°F(426°C)、EBR-IIで890°F(476°C)であり、1969年初臨界のSEFORでも820°F(438°C)程度であったため、具体的な研究は1200-1350°F(約650-730°C)という高温が期待できる宇宙電源用小型原子炉(SNAP-2,8)に絞られ、地上試験まで完了した時点で熱電対発電炉や燃料電池にその役割を譲り渡した経緯がある。なお、宇宙電源用小型炉では1次冷却材はNaKとし、水蒸気は適さないので水銀ランキンサイクルだけの発電システムが採用されていた。

このような1960年代と比べると、現在の原子炉出口温度は550°C程度まで上昇しており、宇宙用の小型炉程ではないにしろある程度の適用性を見込めると考えられ、また熱効率の向上だけでなくNa炉の2次系削除にも結びつくプラント概念となり得る可能性が期待される。

① FBRプラントの熱効率向上

実証炉のプラント熱効率は約41%であるが最新火力プラントは40%台の半ばであり、LNGコンバインド火力では全体効率50%を達成可能な改良型ガスタービンも開発されつつある。

これに比べれば軽水炉の熱効率は33~34%程度と低く、FBRが軽水炉より優位に立っている。したがって、FBRでもこの値を50%に近づけることができればこの優位性をさらに強化でき、経済性向上にも大きく寄与する。

② 2次系削除

Na-Na冷却システムにおける従来の2次系削除方策案は、2重管SGや早期漏洩検出システムさらにはNa-水反応生成物処理設備の導入等を必要とし、2次系設備合理化効果をある程度相殺してしまいかねない。これに対し

て、水銀タービンは発電システムであると同時に1次系と水蒸気タービンの中間に位置する実質的な2次系の役割も果たすことになり、従来の2次系削除方策案に付随する問題点の多くを解決できる可能性がある。

(ii) 方策の説明

全体熱効率の向上と2次Na冷却系の削除による合理化効果でプラント全体の経済性向上を達成することを目的として、水銀及び水蒸気の二段ランキンサイクルをFBRの発電システムとして採用する。すなわち、図4.2.1-9及び10の左図に示すように1次系の熱を水銀ボイラ（蒸気発生器）を介して水銀系に伝え、水銀蒸気でタービンを回して発電し、凝縮器（=水蒸気ボイラ）で水銀と水を熱交換させて水蒸気を発生させて水蒸気タービンでさらに発電するシステムとする。

液体金属水銀Hgは比較的低温で沸騰する（沸点356°C）ため、従来はFBRの冷却材としては一例（米国Clementine炉）を除いて採用されていないが、逆にこの性質を利用して水蒸気タービンの前段階に水銀タービンを設置して3次系の水蒸気タービンと二段ランキンサイクルを構成する。水銀の基本的物性値及び諸特徴は次の通りである。

- 融点：-38.9°C
- 沸点：356°C
- 臨界温度（圧力）：1462°C (160.8MPa)
- 飽和蒸気圧：0.82MPa (at500°C) →水（約18MPa at356°C）に比べて格段に低い。
- 物性値（密度、熱伝達特性他）：PbやPb-Biと同程度
- 化学的活性：水とは反応しないので漏洩時の危険性なし。
Naとはアマルガム合金を作る。（ただし沸点は356°Cなので1次系Naに混入すれば気化する。）
- 蒸気の比体積：水蒸気に比べて高温（500-600°C）での比体積が大きい。
- 構造材との共存性：600°C程度までは炭素鋼・2-9%Cr鋼・フェライト系ステンレス鋼については問題ないが、オーステナイトステンレス鋼（タービンでは不使用）との共存性はよくない。
- その他：（特に蒸気は）有毒である。
水銀の価格：3.6-8.3\$/kg
(米国での1989-98年の価格変動幅)

熱効率の概略評価

水銀 水蒸気コンバインドサイクルについて、水銀タービン入口蒸気温度

を 500°C から 620°C (932°F から 1148°F) とした場合を想定し、その熱効率 η を概算した結果を以下に示す。水銀の凝縮温度及び水蒸気側の温度等は図 4.2.1-10 の右図に示す条件で固定した。

評価式はランキンサイクルの T-S 線図 (図 4.2.1-10) に基づくもので参考文献[3]によると次に示す通りであり、水銀及び水蒸気の熱力学的物性値も参考文献[3]に掲載されたものを用いた。

$$\begin{aligned}\eta &= (\Delta Q_A - \Delta Q_R) / \Delta Q_A \\ &= \{m(h_1-h_2) + m'(h_1''-h_2')\} / \Delta Q_A \\ &= (h_1-h_2)/(h_1-h_3) + (m'/m) \cdot (h_1''-h_2')/(h_1-h_3) \cdots (5.1.4-1)\end{aligned}$$

ΔQ_A : サイクルへの加熱量

ΔQ_R : 排熱量

m : 水銀の質量

m' : 水蒸気の質量

h : T-S 線図の番号位置における流体の比エンタルピ

(「'」は水蒸気系を表し、「''」は水蒸気の過熱条件を表す。)

この式の第 1 項は水銀タービンの寄与を、第 2 項は水蒸気タービンの寄与を表している。

ただし、この概算ではタービンの内部損失、ポンプ動力、圧損等の効率低下に繋がる効果は考慮していないし、逆に実用蒸気タービンで広く採用されている再生再熱による効率向上の効果も取り入れてない。同じ表にはこれらの相殺により熱効率の実質的な減少は 1 割程度になると仮定し、計算結果に 0.9 を乗じた結果も併記した。また、水銀蒸気の特徴として高温での比体積が大きいことがあげられるが、この比がどの程度であるか理解するために水銀タービンの入口及び出口位置での蒸気体積流量の水蒸気との比較値も記載した。

この表から、水銀蒸気温度が 600°C 程度になれば、全体熱効率は 50% を超え、500-550°C 程度でも 40% 台後半に近づくことがわかる。従来の水蒸気タービン単独での熱効率が蒸気温度約 500°C で 40% 台前半であることを考えると 2 割程度効率が改善されていることになる。

この他、水銀タービンでは蒸気発生器からタービン入口領域における比体積が水蒸気に比べて著しく大きくなり、この傾向は温度が下がる程大きくなることがわかる。なお、凝縮器／復水器入口領域では水蒸気の比体積が大きくなり相対的にはほぼ 1 となるので、タービン製造限界の指標となる低圧タービン最終段翼の長さは水蒸気タービンと同程度でよいと考えられる。

概略コスト評価

前述の限られた熱効率計算値を用いて概略のコスト評価を試みた結果を

次に示す。

前提条件としては、

- ① F B R 実証炉では、水蒸気タービン（含熱交換器）発電機設備のプラント全体に占めるコスト割合は約 13% である。
- ② 2 次 Na 系（含蒸気発生器）のコスト割合は約 14% で、タービン系とほぼ同じである。
- ③ 中間熱交換器のコスト割合は約 5 %、蒸気発生器のコスト割合は約 8 % である。

を仮定する。

F B R の 2 次系が蒸気サイクル発電システムになると、1 次系の中間熱交換器が有する機能は蒸気発生器に置き換えられることになり、単純にその差（約 3 %）だけコストが増加するが、表 4.2.1-1 のように水銀蒸気は水蒸気に比べて蒸気発生器出口での体積が増えるので、蒸気配管が大口径化（実証炉設計では 20B であるが、これが 60-64B 程度になる。）することを考慮して 5 % と多めに見込み、水銀蒸気タービン設備のコストを水蒸気タービンの 1.5 倍程度と仮定すれば、全体としては $+5\%-14\%+1.5\times13\%=11\%$ 程度のコスト増加となる。そのかわり、プラント全体の熱効率が従来の 41% 程度から 52% になるならば、建設単価は $1.11\times41/52=0.9$ となり約 1 割のコスト削減となる。ただし、この計算で水銀タービンのコストが水蒸気タービンの約 3 倍になると、 $+5\%-14\%+3\times13\%=30\%$ したがって $1.3\times41/52=1.03$ という結果になり、全体熱効率向上による効果を相殺することになる。

最近の火力分野では、L N G 火力の建設単価（20 万円／kWe 程度；1992 年度試算）及び発電単価（9 円／kWh 程度）に対して、L N G コンバインド火力の建設単価は約 24 万円／kWe（「エネルギー経済」1995 年 5 月）、発電単価は約 8 円／kWh（「日刊電気通信」1995 年 12 月）と評価され、2 割程度のコスト増であれば発電単価は同等以下とすることができますためガスタービンとのコンバインドサイクルが実用化されていることがわかる。やはり、タービン設備の全体コストに占める割合が相対的に大きい火力では水銀タービンを増設する二段サイクルの採用は水蒸気タービン単一サイクルでの熱効率が向上した現段階では経済的な魅力は乏しく、より高効率を目指したガスタービンとのコンバインドサイクルへと開発目標が向けられている。また、液体金属というなじみのない流体のため敬遠されたことも考えられる。

しかし、タービン設備の全体コストに占める割合が相対的に小さい原子力で、さらに 2 次系を抱える高速炉では水銀タービンの追加による熱効率の向上は 2 割程度であるが、2 次系を発電設備に置き換えることで実質的なコスト増加は上述のように 1 割程度に抑えられる可能性があり、また液体金属が主役の高速炉であるから流体として敬遠される度合いも火力の場合より小さくなるのではないかと考えられる。その毒性については、後述の米国での

運転経験によれば高速炉の1次系ナトリウムの取扱要領に準じればよいので、火力では異質な取扱い方法ではあるが、原子力、特に高速炉では受け入れられるのではないかと考えられる。

(iii) 課題

水銀蒸気タービンの技術的な課題については、実際に開発・建設・運転がなされた複数の事例による経験と、最近は実機が建設されなくなった経緯を探ることにより明らかにすることができる。

火力プラントの事例

火力プラントとしては、1913年頃から米国で実用化研究が行われ、1928年から1949年までに数基（水銀タービン単機出力7.5-20MWe、水銀蒸気入口温度470-515°C）の建設・運転実績がある。熱効率は当時としては高い34-37%（当時の水蒸気タービン単独の場合より約13%高い）が得られたとされている。実際の水銀タービンの仕様について文献に残されているデータを調査した結果を表4.2.1-2に示す。[6,7]

このうち、先に運転を開始したSouth Meadowのタービンでは、試運転中にダイヤフラムの変形やダイヤフラムノズルの割れが発生したが、原因が設計上の強度不足と判明し対策が取られた後は順調に運転が継続された、と報告されている。[6]また、水銀ということで気がかりな毒性についても同報告には言及があり、開発初期には中毒症状が現れた人もいた経験から、作業服とゴム及び皮手袋や顔面マスクの着用で、またボイラー内部の保守補修時には外気を供給できるマスクの使用により、十分な安全性が確保できるようになったとされている。[6]これは、現在のFBRでのナトリウム取扱要領と比較するとほぼ同等の作業装備と考えられる。

水銀蒸気のタービン車室からの漏洩対策についても、軸シール部の数を極力減らし、また専用の漏洩検出器の開発により十分な対策が取られていた。これは、安全性の観点だけでなく、水に比べて高価な水銀を漏洩させることは経済性の観点からも必要な要請であったとされている。なお、この時点では材料や保守の不具合に関する問題については特に報告はなく、逆に水蒸気ボイラーに比べて良好な結果が得られていると報告されている。[6]

しかし、その後は水銀によるタービンやボイラーの鉄鋼材料に対する腐食の問題が生じ[1]、最高温度が510°C(783°K)に制限されたこともあり、温度・圧力の向上により熱効率が上がった水蒸気タービンに経済性で競合できない[8]ため、1950年代に入ると建設されなくなった。この他、水銀が有毒でかつ高価であることも欠点とされているが[8]、この点については、開発当初から認識されていたはずであり、やはり温度条件として510°C以下に制約され経済性での競合に不利となったことが水蒸気タービン単一サイクル

に駆逐された最も大きな原因と考えられる。

原子力プラントの事例

原子力プラントとしては、米国で 1946 年から運転が開始された世界初の高速炉 Clementine の冷却材に水銀が採用されたように、高速炉の冷却材として液体金属が最適であることから、各種液体金属の情報や取扱経験が蓄積されることとなり、水銀 水蒸気タービンも再び検討されるようになった。[3]

具体的には 1960 年代初頭に水蒸気タービンとの併用蒸気サイクルを将来の高温 F B R プラントに採用する概念検討が Westinghouse 社などによって行われた[4]他、水銀タービン単独での利用としては、

① S N A P - 2 : 宇宙電源用、NaK 冷却、50kWt / 3kWe

水銀タービン入口蒸気温度 482°C (900°F)

/ 凝縮温度 315°C (600°F) [9]

(別の文献では 32kWt / 3kWe、621°C / 230°C [5])

② S N A P - 8 : 250kWt [9] (表 4.2.1-3)

(別の文献では 478kWt / 35kWe、705°C / 260°C [5])

③ Lunar Power Plant : 1MWe ; 直接サイクル [9]

(冷却用水が使用できない宇宙空間では輻射による冷却効率が比較的よい液体金属が有利で、1950 年代後半には水銀だけでなくナトリウムの使用も検討されたことがある。[3])

火力の水銀タービン開発で始まった水銀の材料腐食の研究は G E が中心であったが、高速炉への適用段階に至ってから幅広い研究機関によって研究され、前述の宇宙用水銀タービンの地上試験で多くのデータが蓄積されたことで大いに知見が深まった。[10]

それによると、水銀の材料腐食の機構には次の 3 種類がある。

① 化学的な結合 (chemical combination)

② 合金の形成 (alloy formation)

③ 溶解 (dissolution)

これらの機構による腐食の速度や程度は温度に依存し、流動的なシステムにおいては質量移行と析出の問題を引き起こす。約 480°C (900°F) での短時間の腐食試験の結果によると、Ta、W、TiC、WC 及び Mo+0.5wt.% Ti には腐食は見つからず、低炭素鋼と 400 シリーズのステンレス鋼 (Cr 系) は極めて僅かであるが腐食が認められた。この他には、300 シリーズのステンレス鋼 (Ni-Cr 系) や Ni 合金 (Ni 20% 以上) では腐食の程度はかなり大きくなることが分かった。

前述の宇宙電源用炉 S N A P - 2 及び 8 の水銀ボイラーの材料は S N A P - 2 では S U S が、S N A P - 8 では S U S と Ta が使われており (ター

ビンの材料は不明)、次の問題が報告されている。[5]

- ①水銀はぬれ性が悪く、水銀側の熱伝達を本来の性質に戻すためには長時間の慣らし運転が必要
- ②約1%のルビジウム添加でこの問題は解決されることが判明したが、運転を続けると酸化物形成等でルビジウムが失われるので、ぬれ性を改善する構造や材料選定等の設計的な努力を要す

なお、Tiを水銀中に微量に溶かすと構造材の内面にTiCとTiNの皮膜ができる、水銀による材料へのアタックを著しく緩和できる可能性が指摘されていることである。[10]

なお我が国では、液体金属全般に範囲を広げれば、ガス・水蒸気複合(いわゆるコンバインド)サイクルと金属蒸気(Hg, Cs, K, Na) 水蒸気複合サイクルの各種性能解析の研究(金属蒸気温度900°C) [11, 12] (1979年) やカリウム蒸気 水蒸気複合サイクルの研究(カリウム蒸気温度1000-1600K) [8] (1983年)、さらには高速炉への応用研究としてカリウムタービンの適用検討(Li冷却、原子炉出口温度1100°C) [13] (1991年) がなされたことがあるが、金属蒸気温度が高く、また実験的研究については行われていない。これらの研究の動機は、火力発電プラントの熱効率向上が限界(水蒸気サイクル単独では41-42%、改良型コンバインドサイクルで50%程度)に達しており、経済性向上や環境への熱汚染軽減のためにさらなる熱効率向上が必要であるとの認識である。

以上の内容に基づき水銀タービンの開発課題をまとめると次のようになる。

短期的課題

- ①材料の腐食についてはより詳細な調査及び実験的検討が必要である。
- ②タービン及び付属設備のバルブ等には運転中及び定検時の蒸気漏洩が避けられないが、毒性を考慮すると従来のFBR原子炉カバーガス系相当の対応を検討する必要性があり、過去の設計事例を参考に安全確保方策の見通しをたてる必要がある。
- ③水蒸気の場合と比較して水銀蒸気発生器(水銀ボイラー)からタービン高圧部までの蒸気体積流量が増大するので、ボイラートータービンを含めた適切な出力規模、ヒートバランス及び系統構成を検討し、経済性を詳細に評価する必要がある。

長期的課題

- ④水銀蒸気が1次系側に漏洩した場合には、沸点が低いので蒸発するため炉心安全性への影響を評価する必要がある。

- ⑤熱効率向上の観点からは水銀タービン入口蒸気温度すなわち原子炉出口
温度をできるだけ高くする必要がある。
- ⑥主要機器である水銀タービン、熱交換器、凝縮器、ボイラー（水銀蒸気発
生器）、バルブの開発については、製造実績のある最大規模は 20,000kWe
級であり、大型化について検討する必要がある。

参考文献

- (1) 日本機械学会, 機械工学便覧 B 6 編 動力プラント, B6-121, 1987
- (2) 蒸気動力, 機械工学大系 No. 31, コロナ社, 1989 年 1 月
- (3) El-Wakil, M.M., 西原英晃訳, 原子力エネルギー変換, 同文書院, 1977
- (4) Yevick, J.G. edit., Fast Reactor Technology : Plant Design, Chap. 4
The M.I.T. Press, 1966
- (5) 岡本芳三他, 宇宙用原子動力プラント(1-3), 原子力工業第 18 卷第 9-11 号, 1972
- (6) Orr, J., Mercury Vapor Unit Operates Successfully at South Meadow,
Power, vol. 72, No. 1, p. 4, 1930
- (7) Mercury Vapor at Kearny, Power, vol. 79, p. 348, 1935
- (8) 三田地絃史、斎藤 武, カリウム蒸気・水蒸気二段ランキンサイクルの性能解析,
日本機械学会論文集 (B 編), vol. 49 No. 437, p. 205, 1983
- (9) Glasstone, S. and Sesonske, A., Nuclear reactor Engineering, Van Nostrand
Reinhold Company, 1967
- (10) Yevick, J.G. edit., ibid., Chap. 2
- (11) 谷口 博, 二流体複合サイクル動力プラントの熱工学的問題, 機械の研究第 31 卷
第 1 号, p. 174, 1979
- (12) 谷口 博、工藤一彦, 蒸気原動機, 機械系大学講義シリーズ 21, コロナ社, 1989
- (13) 大坪 章、羽賀一男, 高温高速炉概念の検討, 動燃技報 No. 78 p. 26, 1991

表4.2.1-1 水銀 水蒸気コンバインドサイクルの熱効率（概算値）

水銀タービン 入口蒸気温度 (°C)	複合サイクル 全体の熱効率 (×0.9)	水銀タービン 入口蒸気圧力 (kg/cm ² g)	水銀タービン 入口蒸気体積 (対水蒸気*2比)	水銀タービン 出口蒸気体積*1 (対水蒸気比)
620	0.59 (0.53)	26.9	9.2	1.07
600	0.58 (0.52)	22.6	10.5	1.05
580	0.57 (0.51)	18.7	—	—
550	0.56 (0.50)	13.6	—	—
520	0.54 (0.49)	9.7	—	—
500	0.53 (0.48)	7.4	22.7	0.98

[複合サイクル全体の熱効率] = [水銀タービン単体の熱効率] +

(1 [水銀タービン単体の熱効率]) × [水蒸気タービン単体の熱効率]

*1: 263°C

*2: 水蒸気温度は 500°C

表 4.2.1-2 水銀タービンの概要（米国での実機運転プラント）

プラント名 項目＼(場所)	South Meadow (New York の北東約 150km、 Conn. 州)	Kearny (New York の西北西約 15km、 New Jersey 州)
回転数	720r.p.m.	不明
段落数	5×1 流	5×2 流
最終段翼：翼長 ホイール直径 クリアランス	27inch 11ft(shroud ring) >0.9inch	不明
タービン入口水銀 蒸気温度／圧力	470°C (880°F) ／約 4.8atg	515°C (958°F) ／約 8.6atg(1251b)、
タービン出口水銀 蒸気温度／圧力	230°C (445°F) ／約 718mmHg (28.25inHg)	246°C (475°F) ／約 0.09ata(1.3psia)
水蒸気温度／圧力	390°C (735°F) ／約 19.2atg	400°C (750°F) ／約 24atg
給水温度	約 100°C (214°F)	約 170°C (340°F)
発電機	定格出力：10,000kWe 三相 60Hz 11,000V	定格出力：20,000kWe
特徴	一定格出力規模の割に大きなタービン 一発電機側ペアリングでタービン軸を 支え (overhung)、タービンのペアリ ングなし 一軸シールは最終段の排気側に 1 個所 だけとなる構造とし、しかも凝縮器 の負圧に対するシール (water-seal type) を採用	2 流排気で高圧シールを避け、発電機 側での over-hung も不要 South Meadow と同様の water-seal に 加えて内部にシール (詳細不明) を追 加し 2 重シールとし、2 重シールの中 間部を凝縮器の排気ラインに接続し てシール水の水銀側への侵入を回避
水銀インベントリ	不明	300,000lb (約 136ton)
水銀漏洩検知方法	Se の硫化物を紙リボンに塗布し Hg で変色することを検知	Photoelectric tubes で 2.5cc の漏 洩を検知可能
製造メーカー(完成年)	GE (1930 年 2 月)	GE (1933 年 3 月)

表 4.2.1-3 宇宙電源用水銀タービンの概要

項目＼プラント名	S N A P - 8
形式／段落数	衝動式／4 段
電気出力	55kWe
水銀流量	5,090kg/h
回転数	12,000r.p.m.
効率	60%
入口蒸気温度／圧力	680°C / 18.5kg/cm²
出口蒸気温度／圧力	360°C / 1.15kg/cm²
特徴	一ペアリング 3箇所 (発電機ロータ両端及びタービン端) 一潤滑材：ポリフェニール・エーテル (4P3E) のイン・ リーケは、ドレン管から宇宙空間へ放出

(60Hz機再熱タービンの例)

蒸 気 タ ー ビ ン

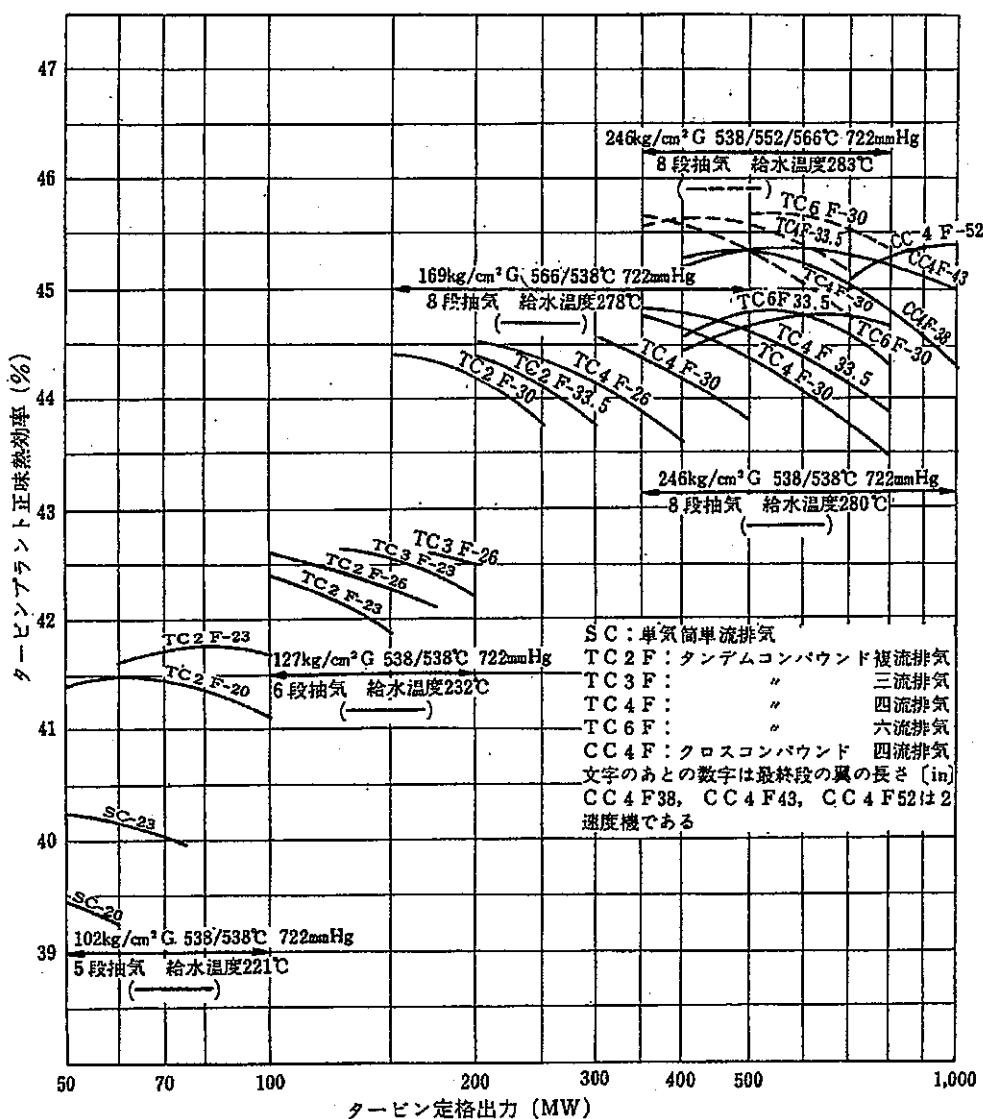
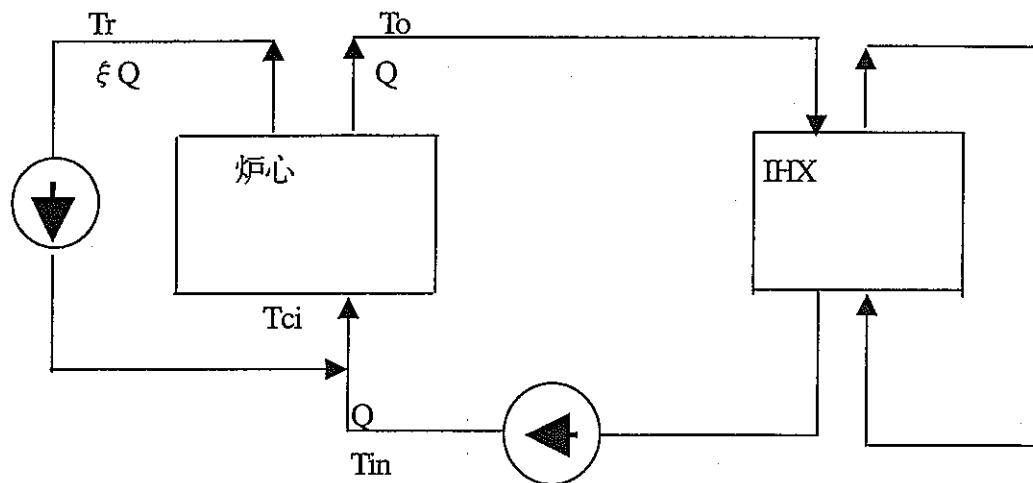


図 4.2.1-1 タービン形式とタービンプラントの熱効率



この概念によれば、

$$(To - Tin) > (To - Tci)$$

であるので、

$$\text{ミスマッチファクタ } (f) = (T_{chs} - T_{ci}) / (To - Tin) \text{ は}$$

従来のミスマッチファクタ $(f) = (T_{chs} - Tin) / (To - Tin)$ より小さくできる。

図 4.2.1-2 炉心流量の再循環方式の概念 (炉心入口温度の高温化)

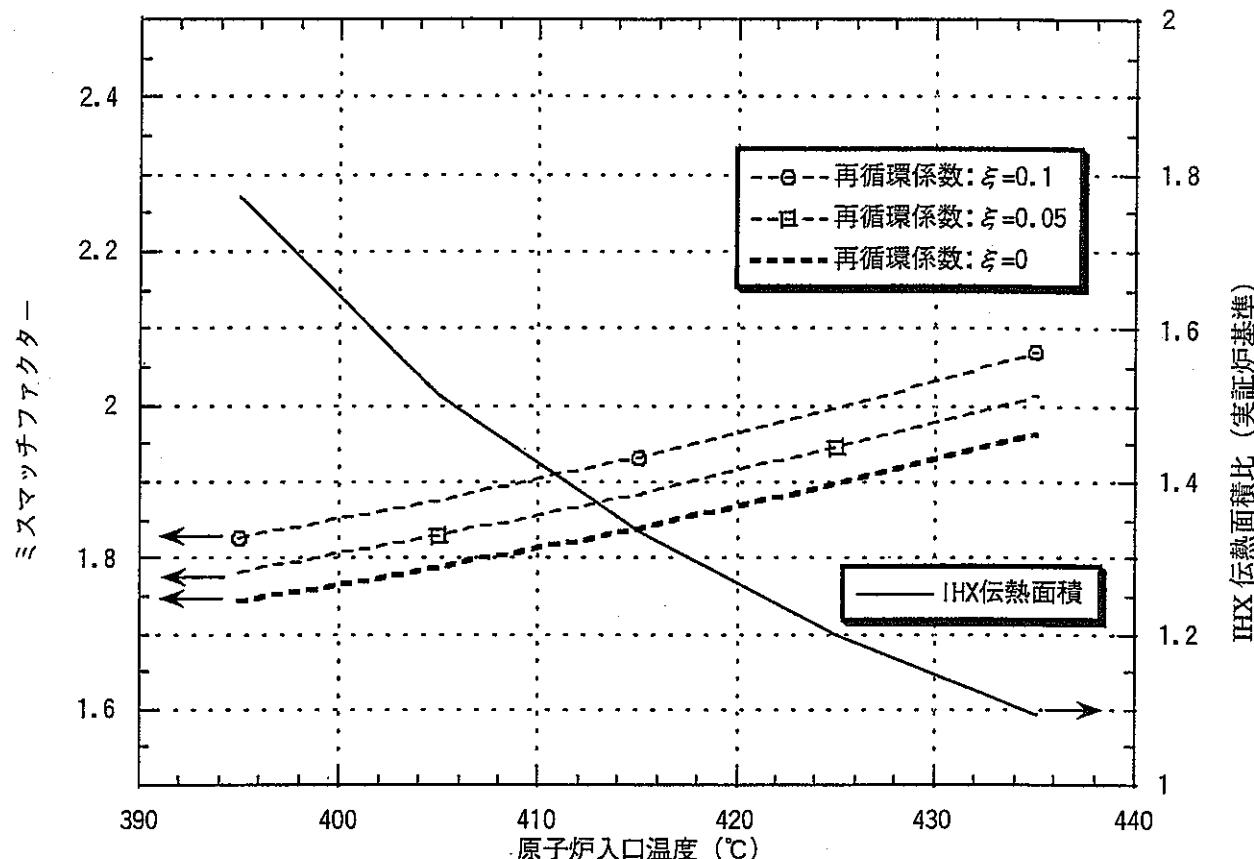


図4.2.1-3 原子炉入口温度による諸特性の変化（超臨界圧条件）

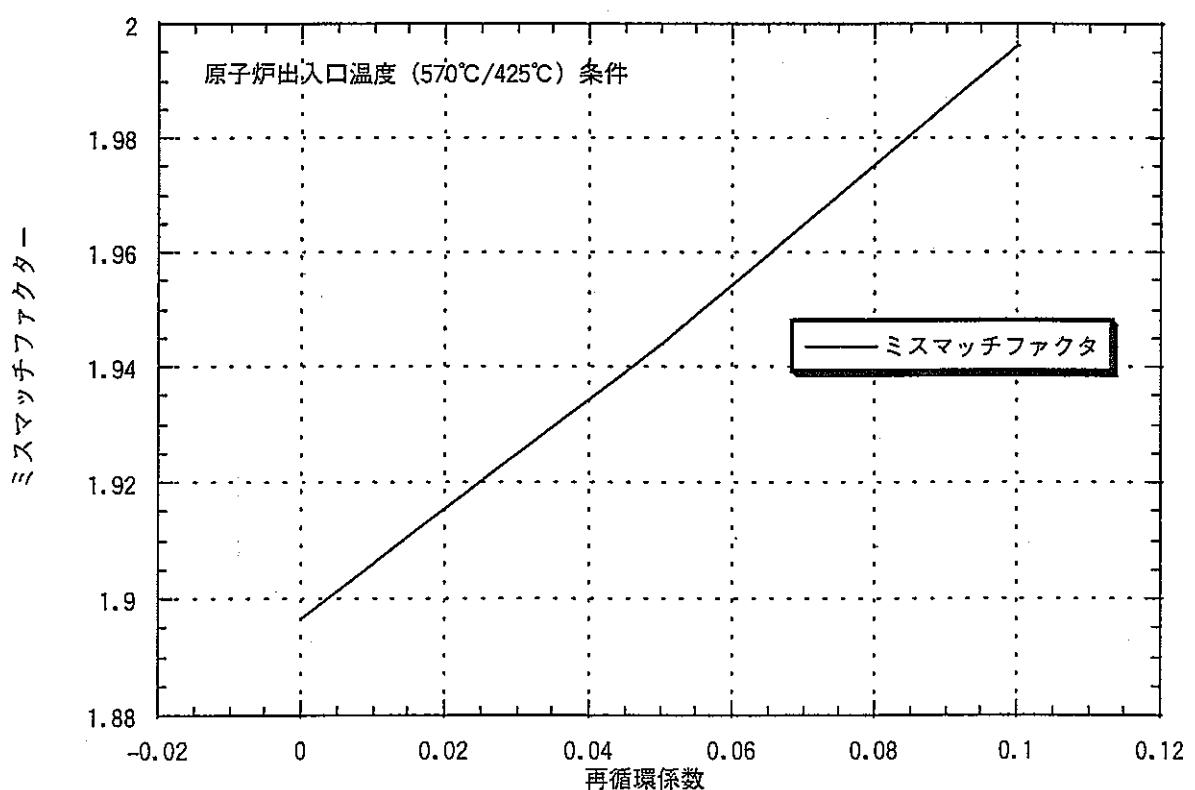


図4.2.1-4 再循環係数とミスマッチファクタの関係（超臨界圧）

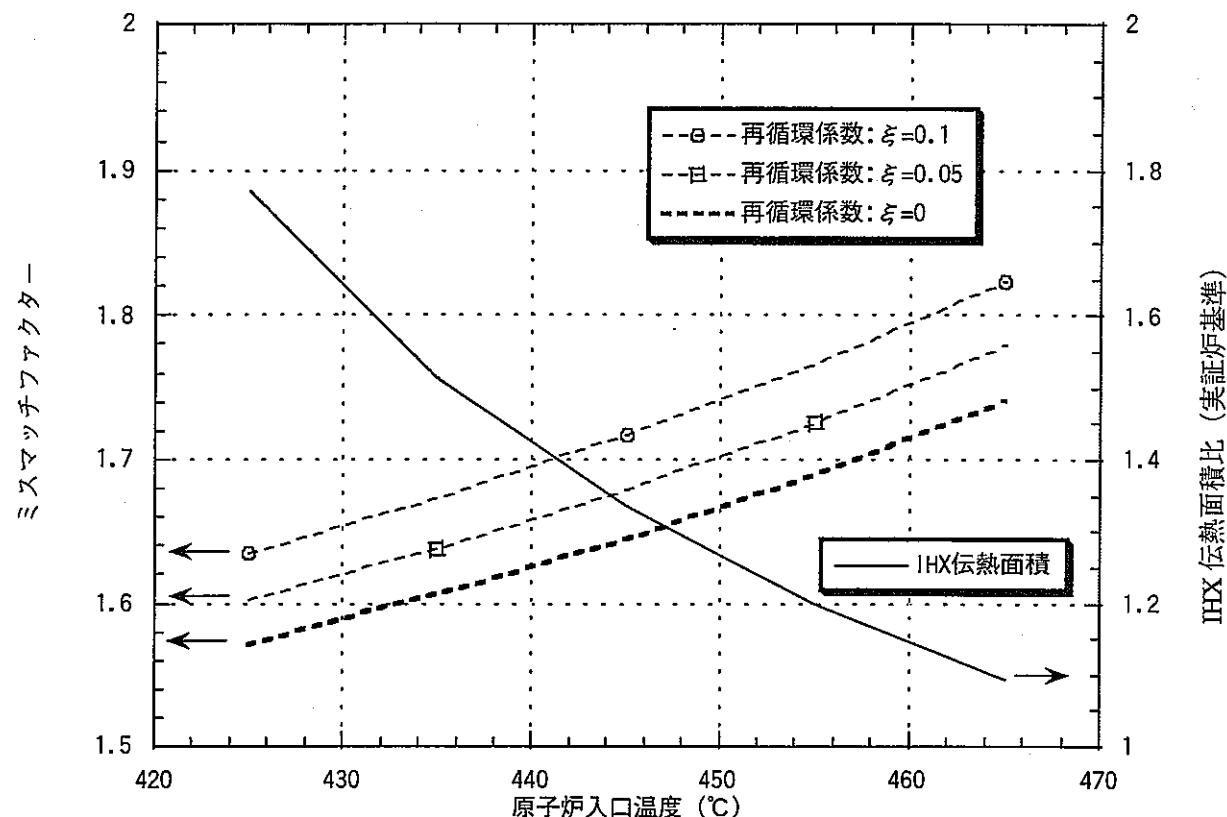


図4.2.1-5 原子炉入口温度による諸特性の変化（亜臨界圧条件）

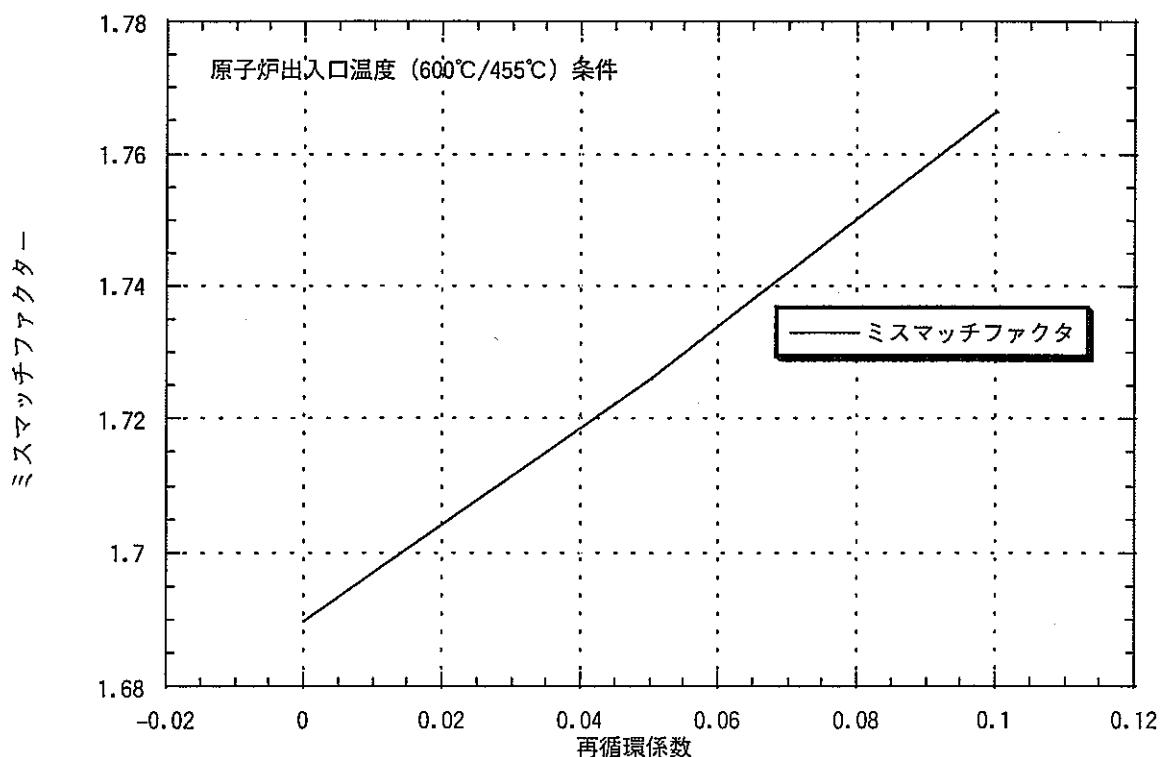


図 4.2.1-6 再循環係数とミスマッチファクタの関係（亜臨界圧）

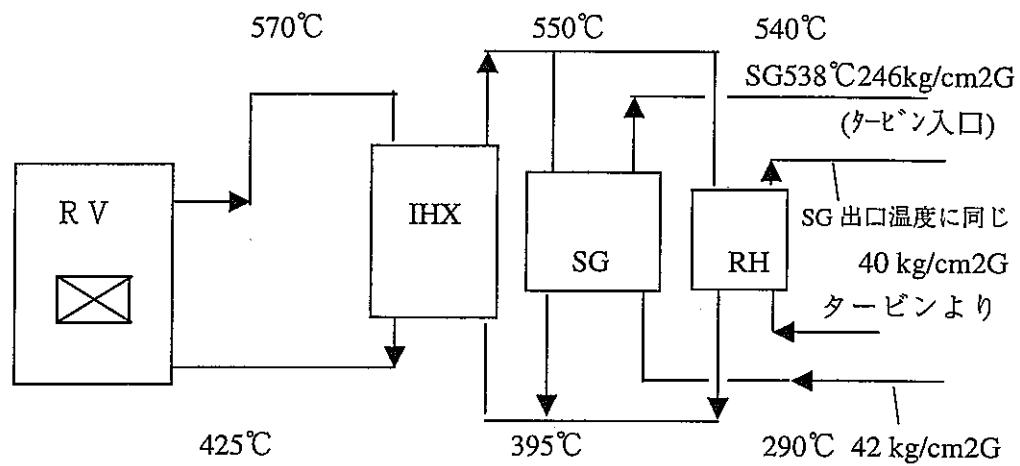


図 4.2.1-7 ヒートバランス (超臨界圧: 538°C/538°C、246kg/cm²G)

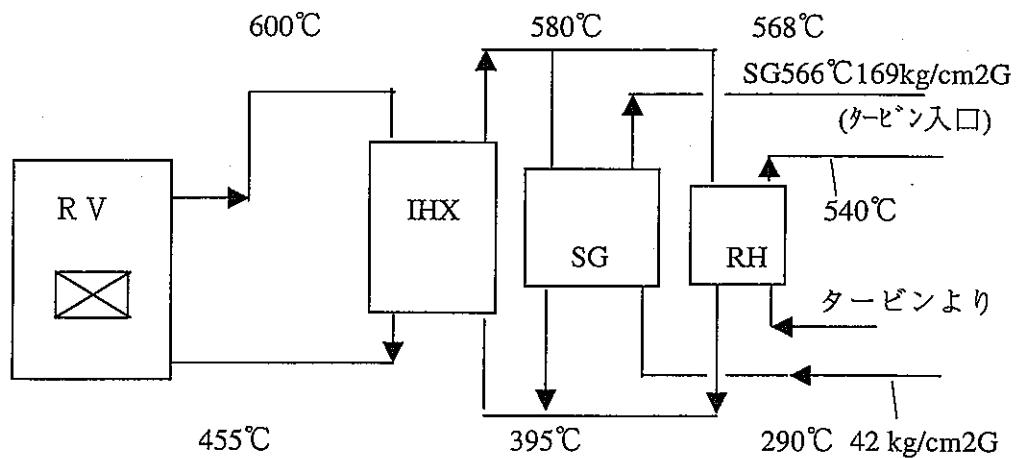


図 4.2.1-8 ヒートバランス (亜臨界圧: 566°C/538°C、169kg/cm²G)

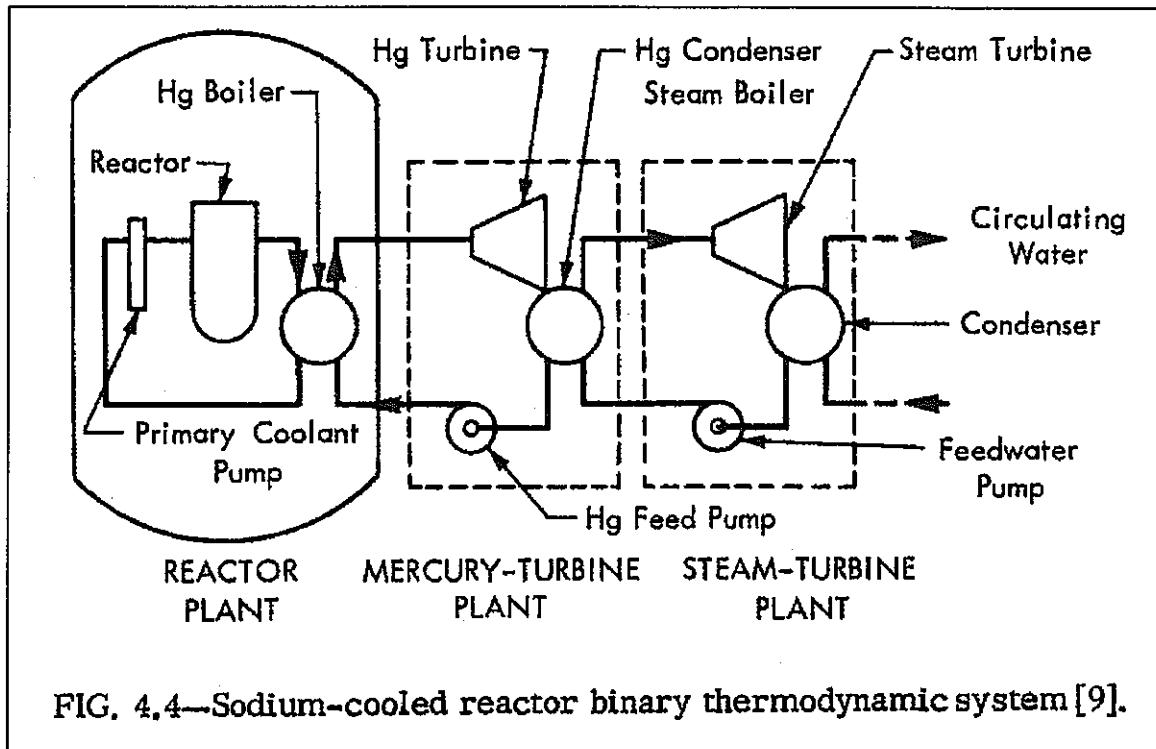


図 4.2.1-9 水銀タービン採用システム概念

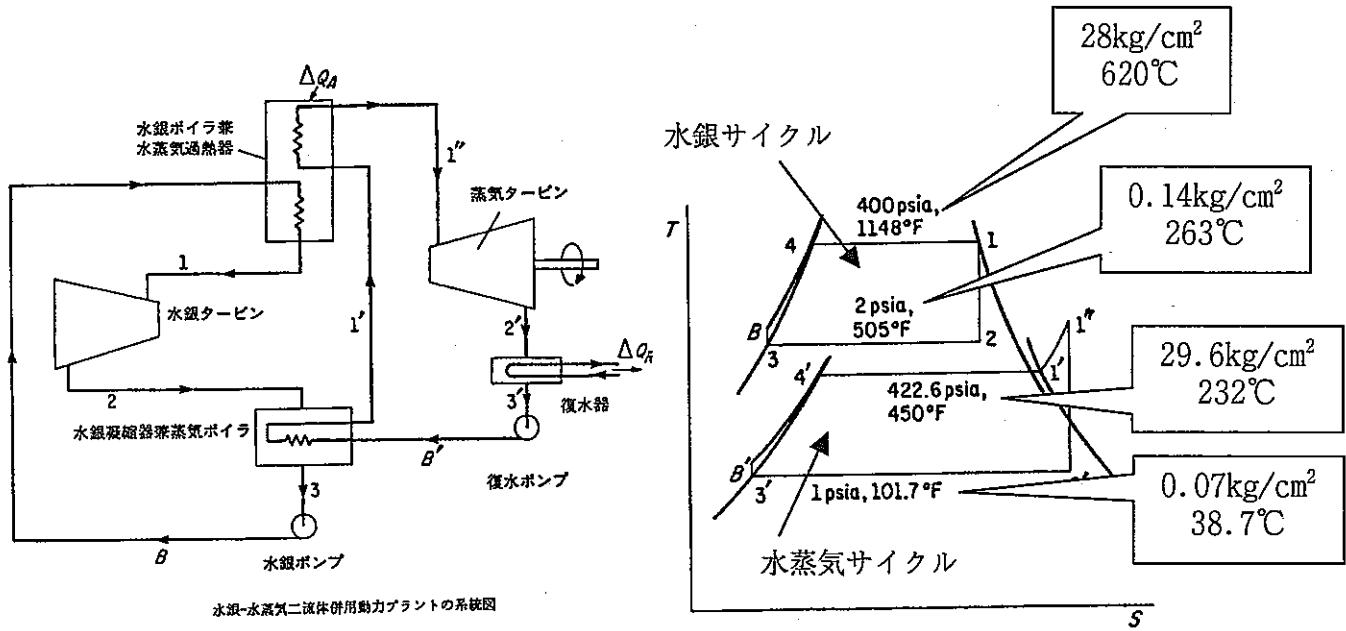


図 4.2.1-10 水銀 水蒸気タービンの検討事例

4.2.2 建設工期短縮

(i) 着眼点

FBRプラントの建設工期短縮について、実証炉設計研究を参考に建物工事及び機電据付工事期間の短縮と各種試験（単体機能試験=TKS、総合機能試験=SKS、性能試験=SST）期間の短縮に区分して検討する。本工事に先立つ建設計画、許認可等の内容や軽水炉又は火力発電所と共通の課題[1]については、検討範囲外とする。

(ii) 建物工事及び機電据付工事期間の短縮

(a) 実証炉設計研究における工期短縮方策の概要

実証炉設計研究フェーズ1では60ヶ月工程としている。その後のフェーズ2では50ヶ月工程に大幅な工程短縮を検討しているが、そのための主要な前提条件及び方策は次の通りである。[2]

50ヶ月工程成立のための前提条件

- ① 立地点に依存する気象・地質条件及びサイト特有の制約条件はないものとする。(冬季の気象条件悪化に係わる制約などは考慮しないということ。)
- ② 原則として最新軽水炉と同等の労働条件や工期で建設する。(模擬燃料装荷作業等のクリティカル作業は例外とする場合もある。)
- ③ 港湾設備、付帯設備、ユーティリティ設備は必要な時期までに整備されるものとする。
- ④ 試験検査は現状の軽水炉に適用される試験・検査項目をベースとする。
(二重規制はないものとする。)
- ⑤ 官庁検査も自主検査やメーカ検査と同様に曜日・時間の制約はないものとする。
- ⑥ 許認可取得や機器製作は工事遂行の制約とならないように完了するものとする。

上記の前提条件の中に不確実な条件が含まれている。50ヶ月工程を現実的なものにするために見かけの工程はさらに短縮しておく必要がある

(b) 主要な工程短縮方策

- ① 格納施設躯体工事早期着手(IHX・ポンプ室床のSC化)
; 4.5ヶ月前倒し
- ② 格納施設躯体工事(SC化でABWR工事実績反映)
; 0.5ヶ月短縮
- ③ 炉上部機器及びブランケット燃料体据付
; 3ヶ月短縮
- ④ SKS試験期間(Na備蓄タンク大型化及び早期備蓄開始)
; 2ヶ月短縮

これらを組み合わせて 50 ヶ月工程を達成したが、これら以外に現状ではクリティカル工程から外れているが重要な工事としては次の工事がある。

- ⑦ タービン建屋工事；37 ヶ月
- ⑧ 格納施設外周建屋工事及び制御建屋躯体工事；17 ヶ月
(中央制御室を別建屋に設置したので、クリティカルから外れた。)

(ii) 実証炉フェーズ 2 の工程内容

実証炉フェーズ 2 (50 ヶ月計画) と PWR (敦賀 2 号; 52.5 ヶ月実績[3]) 及び ABWR (柏崎 6 号; 51.3 ヶ月実績[4]) の主要工程を以下に示す。

単位：月

\ プラント名称 項目	実証炉 フェーズ 2	PWR (敦賀 2 号)*1	ABWR (柏崎 6 号)
格納容器建方開始	5.5	7.0	6.0
原子炉容器据付開始	20.5	27.0	24.0
1 次系耐圧試験	32.0	37.0	33.6
燃料装荷	42.0	42.5	40.0
運開	50.0	52.5	51.3

*1: 1,160MWe/3,423MWt (4 ループ) *2: 1,356MWe/3,926MWt

これから、FBR では軽水炉に比べて「原子炉容器据付」から「燃料装荷」までの期間が相対的に長い (FBR の 21.5 ヶ月に対して PWR では 15.5 ヶ月、BWR では 16 ヶ月) ことが分かる。

この点に注目しながら、次に 50 ヶ月工程の具体的な内容を見ておくこととする。表 5.1.4(2)-1 に実証炉設計研究フェーズ 2 における建設工程を示す。概略のクリティカルパス工程は次の通りである。カッコ内の数字は月数を示す。

① 下部基礎版、免震装置、上部基礎版据付工事 (0-9)

(クリティカルは RCCV 部完了の 5.5 ヶ月まで)

→ 軽水炉にはない免震装置の据付を含めて 9 ヶ月での工事を可能にしているのは、免震装置架台をプレキャスト化して下部基礎版の終了部分から並行工事で設置する工法としたことと、上部基礎版についてはクリティカルとなるコンクリート製格納施設 (RCCV) 部を先行させることで、免震装置の据付工事期間 (3 ヶ月) を下部と上部の基礎版工事期間の中に並行工事として周到に収めた工法である。なお、昼夜 2 シフト体制も採用することとしている。

② 格納施設 (ライナ) 工事 (5.5-23; 断続的)

原子炉容器 (R/V) 回り工事 (8.5-21; 断続的)

・ R/V 用安全容器 (G/V) 据付 (11.5-12)

- ・ R／V 据付 (20.5-21)

格納施設バウンダリコンクリート工事 (5.5-23)

→ 3種類の工事が並行して行われているが、コンクリート工事は3ヶ月／1層の期間を要し (ABWR工事でも1層の所要期間は約3ヶ月で高速炉特有の条件ではない。)、実証炉のように6層の場合には約18ヶ月が必要となる。①から⑥の項目の中で最も月数の多いのはこの部分の工事であるが、1層削減可能ならば3ヶ月の工期が短縮できることになる。

なお、実証炉の冷却系は3ループであるが、4ループの場合には同じ工事進行とするためには単純にいえば4／3倍程度の工事量となるため、シフト体制の強化も必要と考えられる。逆に2ループの場合にはこの観点からは問題は少ないが、主要機器の重量・寸法増加により輸送及び工事用機械・器具の容量増加を招くので、建設工事費全体としてのループ数の最適化をはかる必要がある。

また、原子炉建屋の基礎以外のレベルにも免震装置を設置する建物及び免震概念については、3ヶ月／1層の工事進行を妨げない工夫が必要となると考えられ、その設備合理化効果との得失を十分比較評価する必要があると考えられる。

③ 外周建屋躯体工事オペフロ上方の鉄骨建方 (23-26)

→原子炉構造の据付工事に先立ち炉内清浄度管理の観点から建屋上屋とクリーンハウスの設置工事期間を必要とする。

④ 炉上部機器据付 (26-32)

→単体機能試験 (26.5-32) は並行作業が可能となり、クリティカルからは外れている。

⑤ 総合機能試験 (32-42)

⑥ 性能試験 (42-50)

これだけを見たのでは分かりにくいが、制御建屋を別建屋としたことにより、従来はクリティカル工程であった中央制御室仕上げ及び機電工事 (17.5-26.5)、6.9kV受電から単体機能試験に至る工事と試験 (26.5-32) の並行作業が可能となり、クリティカルから外れたことも大きな要因としてあげられる。このように50ヶ月の内訳としては②の工程が最も長いのであるが、その基礎から運転床までの6層(フロア)の構成を実証炉フェーズ2における原子炉建屋(R/B)の機器配置を例に見てみると、

- ・ 1F (EL7.5M) ; 上部基礎版、原子炉容器室床
- ・ 2F (EL13.5M) ; 1次系容器室床、使用済燃料プール底
- ・ 3F (EL19.5M) ; N₂バルブラック室
- ・ 4F (EL25.0M) ; 1次系容器据付レベル (EL24.25M)
- ・ 5F (EL30.5M/EL31.0M) ; E V S T上部室床

・ 6 F (EL36.75M) ; 運転床

であり、1層当たり約6mの高さが確保されていることが分かる。ちなみに、R/V室床レベルから運転床までの高さを参考値として列挙すると、

もんじゅ ; 28.5m / 5層

A BWR ; 約39m(図面測り取り) / 6層

Na 冷却大型炉 (ループ型) ; 34.5m / 6層

同上 (タンク型; 2次系機器合体) ; 31.5m(図面測り取り) / 6層

同上 (タンク型; 集中配置) ; 30.8m(図面測り取り) / 6層

実証炉 (フェーズ2) ; 29.25m / 6層

であり、やはり約6m/層が確保されている。なお、実証炉をはじめとして上述の設計例ではR/V室床から運転床までの高さはR/Vの軸方向寸法及び炉上部機器の高さ寸法によってほぼ決まっている。

(iii) 実証炉の工期短縮方策に基づく知見の整理

一般論として工期を短縮するための方策は、工事量の削減を除けば

・並進作業

・大ブロック工法、ユニット化、プレハブ化による現地工事量削減

・先行着手 (厳密な意味では「短縮」ではないが)

・交代作業

・効率化 (全天候型建設工法)

等があり、これまでの内容を踏まえて建設工期短縮に寄与できる可能性を整理して以下に示す。

① 基礎-運転床までの高さは、R/V及び炉上部附属設備の寸法で決定される。原子炉建屋の階数は約6m/1層で、建屋水平剛性を鉛直方向に均等化しているので、R/V及び炉上部附属設備の軸方向寸法が6m程度短縮されれば、1層削減できる可能性がある。

② また、フロア間隔を例えば7m/層に変更できれば、R/Vの軸方向寸法は同じでも運転床を6層から5層に削減できる可能性があり、約3ヶ月の工期短縮が実現可能である。

③ 1層分の工事期間(約3ヶ月)の短縮可能性については軽水炉と共通の課題であり、FBR固有の課題ではない。

④ ただし、層数が6から5に減少するならば、R/Bの設備収納容量も減少することになり、収納設備容量の関係で同程度のフロア面積を維持する必要があるならば、1層当たりのフロア面積を増加させる必要があり、

建屋容積の削減には必ずしも結びつくとは限らない。

⑤ この問題を回避するには1層当たりのフロア面積を広げるか、別建屋を増設する必要があるが、運転床高さは従来通りであるため、建屋容積としては増加する。実証炉フェーズ2設計のように、TKSの早期開始のために、中央制御室を別建屋として増設した事例（軽水炉でも同様の方策は実施済み）もあり、3ヶ月の工程短縮と建屋容積増加あるいは別建屋増設のコスト比較が必要となる。

（3）各種試験（TKS、SKS、SST）期間の短縮

（i）単体機能試験（TKS）

TKSのうち、ユーティリティ系統設備については中央制御室を別建屋とすることで早期工事着手が可能となり、据付が完了した機器一設備から順次試験することとして、クリティカルにならずに5.5ヶ月で終了する工程となっている。ただし、制御棒駆動機構（CRDM）気中試験（2.5ヶ月）をSKSの初期段階に「後送り」させることが前提となっている。

実際のクリティカル工程は、炉上部機器の据付・調整作業であり、

- ① ルーフデッキ、回転プラグ（含UIS、CRDM）、DHXの据付・調整（2ヶ月）
- ② CRDMの据付・調整（1ヶ月）
- ③ 回転プラグ、燃料交換機、炉内中継装置の作動試験（2ヶ月）
- ④ ブランケット集合体（150体；10体／日）の据付（0.5ヶ月）

の合計5.5ヶ月を要する工事及び試験となっている。

（ii）総合機能試験（SKS）

SKSについては、実証炉フェーズ1におけるクリティカル工程であったNa充填期間を備蓄タンクの大型化（390ton×4基）及び早期備蓄開始により2ヶ月短縮して10ヶ月とした。この前提条件として、Na製造能力は先行炉と同じく10ton／日と仮定している。（フェーズ2のNaインベントリは2,550tonで、単純計算では255日を要する。）

（iii）性能試験（SST）

SSTについては、炉物理試験項目の絞込み、出力試験の3回（30%、70%、100%）限定などにより最新軽水炉プラントの起動試験期間と同程度の8ヶ月で終了させることとしている。

（iv）試験期間短縮の着眼点

（i）から（iii）までの内容に基づいて試験期間短縮の可能性を探ると、次の項

目が摘出される。

- ① C R D M本数の削減等による据付調整時間の短縮
- ② C R D M構造の簡素化による据付調整時間の短縮
- ③ 炉上部動的機器の削減及び構造の簡素化（C R D M以外の燃交機器等）
- ④ C R D Mと燃交機器の据付調整試験の並進作業化
- ⑤ プランケット燃料集合体本数の削減
- ⑥ ナトリウムインベントリの削減／ナトリウム製造能力の向上

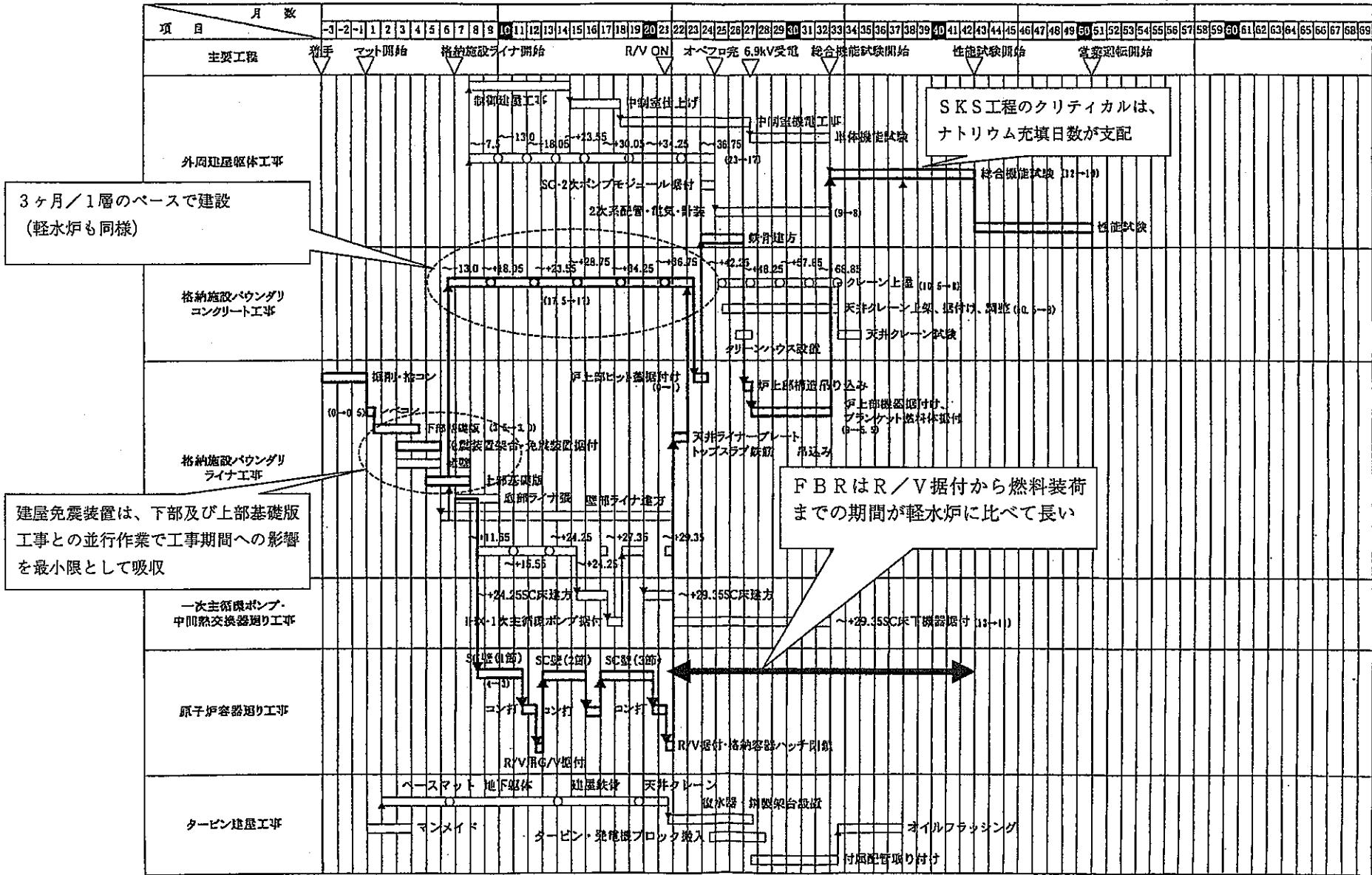
参考文献

- (1) 徳光岩夫, 原子力発電所の計画設計・建設工事, 電気書院, 1979
- (2) 「高速増殖実証炉設計研究について」、2000年3月、日本原子力発電
- (3) 「原子力発電所の建設工事と新工法」東京電力(株)、中部電力(株)、関西電力(株)、日本原子力発電(株)編著、(株)テクノプロジェクト発行 (1989)
- (4) 田中靖久、大澤高志, 2. 柏崎刈羽原子力発電所 6, 7号機の建設工事について, 特集動き出したA B W R, 原子力工業第43卷第4号 p.9, 1997

表4.2.2-1 実証炉フェーズ2 (H10) 建設工程表

【備考】
 ①太線は、クリティカルパスを示す。
 ②()内はフェーズ1からの変更を示す。

表4.1.8.2-1 フェーズ2建設工程表



4.2.3 検出系高度化による安全系局限化

(1) 着眼点

一般論として、検出系を高度化して鋭い目や耳（五感）を持つシステムとし、異常を早期に検知して迅速な事故防止対策及び事故拡大防止対策を打てるようになれば、従前の設計で必要とされてきた各種安全対策設備を合理化する余地が生じてくる。

このような Positive な着眼点からの検討があり得る一方で、現時点においては、経済性追求（炉心及び機器の大出力化、大容量化、簡素化等）に伴って必然的に生じる安全上の問題点に対して、検出系高度化（五感を鋭くする）によりそれらに対処し、安全性確保に対する見通しを得、もってプラントの成立に資するという、いわば Negative な着眼点からの検討がより重要になっていると考えられる。

このような Negative な着眼点からの検討を今後実施して行くための準備として、平成 11 年度には、検出系の性能と安全対策設備との関連を整理するとともに、実用炉（Na 大型炉）の安全性確保に向けて、今後高度化を図るべき検出系を摘出した。

(2) 実用炉設計において予想される問題点

先行炉の設計例を参考に、異常事象のカテゴリー毎に代表的事象（D B E の範囲）を挙げ、防止対策並びにそれらに関わる主要な検出系とその現状の性能（精度、応答時間）を網羅的に整理した。また、今後の実用炉設計において、これらの検出系の性能限界に起因して発生することが予想される問題点を整理した。表 4.2.3-1 にその結果を示す。

(3) 設計へのインパクトの大きい検出系の摘出

表 4.2.3-1 の整理表に基づいて、その性能上の限界により事象進展が厳しくなり、その結果、実用炉としての安全対策設備等の設計が過重となる懼れのある検出系として、以下の 3 項目を摘出した。

今後、実用炉の安全性確保に向けた検討の一環として、これらの検出系の性能向上方策について検討を進めることが重要である。

(i) 中性子検出器

実用炉クラスの大型炉心では、制御棒誤引抜き時の出力の局所歪みが実証炉よりも大きくなるので、それを的確に検知し、制御棒誤引抜きに対して炉心を防護する検出系が必要となる。

このような出力の局所歪みを的確に検知できない場合、燃料の最大線出力を抑制するといった対応を取らざるを得なくなる。

(ii) 回転数計あるいは電磁流量計

ループ数を削減した実用炉プラントでは、1 次主循環ポンプ軸固着等の炉心流量喪失事象時の被覆管温度上昇が厳しくなるので、1 次冷却材の流量減少を短い応答時間での的確に検知し、炉心を防護する検出系が必要となる。その際、配管の大口径化に伴い、電磁流量計の応答性が悪化する傾向にあることも考慮

する必要がある。

1次冷却材の流量減少を短い応答時間で的確に検知できない場合、被覆管最高温度を抑制するために、1次主循環ポンプの慣性増加、ループ逆流抵抗の増加、定格出力時の被覆管温度の抑制といった対応を取らざるを得なくなる。

(iii) 水素計あるいは音響計

実用炉プラントのSGは大出力化・大型化し、カバーガス容積も大きくなるので、伝熱管破損時の圧力上昇に対する検出性が悪化する可能性がある。また、伝熱管も薄肉化する傾向にあるので、破損伝播規模が拡大する可能性がある。SG伝熱管の破損伝播を制限し、DBLを適切な値に抑えるためには、応答特性に優れ、信頼性の高い水素計あるいは音響計が求められる。

DBLを適切に抑制できない場合、2次系過圧防止のための対策設備(Na水反応生成物放出系など)が過大となる可能性がある。

表4.2.3-1(1/2) 検出系の性能限界に起因して予想される安全設計上の問題点

カテゴリー	代表事象	主要な防止対策及び拡大防止対策 (実証炉フェーズ2)	左記に関わる主要な検出系		性能の限界に起因する 設計上の問題点	
			名称	現状の性能		
炉心安全	過出力型事象	制御棒誤引抜き	○下記3種の信号の組合せで検知し、原子炉停止 ①中性子束高 ②代表集合体出口温度高 ③制御棒位置偏差大	中性子検出器	○炉外NISであり、炉心槽外又は炉容器外に設置した4個の検出器の信号を基に2 out of 4ロジックを組んでいる ○引抜き制御棒廻りの出力の局所歪みを直接的に検知できない	○実用炉クラスの炉心では、出力歪みは更に大きくなる方向 ○出力の局所歪みを的確に検知できない場合、定格出力時の燃料の最大線出力制限が必要
	流量喪失型事象	1次主循環ポンプ軸固定	○1次主循環ポンプ回転数低または1次冷却材流量低（後備系）で検知し、原子炉停止	回転数計、電磁流量計	○これらの信号の応答性（設定値到達からトリップ遮断器開までの遅れ）が、被覆管最高温度に対して極めてセンシティブ ○電磁流量計の応答性に関しては不確かさが大きい	○電磁流量計の応答性は配管大口径化とともに悪化する方向 ○1次冷却材の流量減少を短い応答時間で的確に検知できない場合、ポンプの慣性増加、ループ逆流抵抗の増加、定格出力時の被覆管温度の制限等が必要
	除熱機能喪失型事象	給水流量喪失	○原子炉入口冷却材温度高で検知し、原子炉停止及び直接炉心冷却系起動	温度計（熱電対）	○熱電対ウェルによる約30秒の応答遅れがあるが、事象推移が緩やかであり問題にならない	○なし
	炉心局所異常	集合体内流路閉塞	○遅発中性子束のレベル高で検知し、原子炉停止	D N計	○IHX部に設置されており、主としてNaの輸送遅れに起因する1分程度の応答遅れがある ○大規模閉塞を仮定する場合、余裕が小さくなる	○なし
	原子炉冷却材バウンダリの破損	1次冷却系配管破損（容器外）	○外管内漏洩液位高で検知し、原子炉停止 ○漏洩Naは外管で保持し、原子炉容器E SLを確保	レベル計	○1秒程度の応答遅れがあるが、被覆管最高温度への影響は僅かである ○漏洩量が多少増加するが、外管内であり問題にならない	○なし

表4.2.3-1(2/2) 検出系の性能限界に起因して予想される安全設計上の問題点

カテゴリー	代表事象	主要な防止対策及び拡大防止対策 (実証炉フェーズ2)	左記に関わる主要な検出系		性能の限界に起因する 設計上の問題点
			名称	現状の性能	
炉心安全	原子炉冷却材バウンダリの破損 (続き)	1次冷却系配管破損(容器内)	○1次冷却材流量低で検知し、原子炉停止	電磁流量計	○「1次主循環ポンプ軸固定」と同様 ○種々の設計対応(容器内配管を制限する等)による排除を追求すべき
		IHX伝熱管破損	○SGのNa液位低下で検知し、プラント停止 ○2次系Naの液封効果でFPの漏洩防止	レベル計	○1秒程度の応答遅れがあるが、事象推移が緩やかであり問題にならない ○なし
Naの化学反応	1次系及び2次系の配管破損	○漏洩したNaは外管、エンクロージャ等で保持	なし	—	○なし
	A/C伝熱管の破損	○出入口ダンパを閉鎖し、窒素ガスを注入して消火	Na漏洩検出器	○影響緩和のためのアクションに緊急性は要求されない(フェーズ2:10分後のダンパ閉鎖、70分後の窒素注入で成立)	○なし
	SG伝熱管破損	○下記の信号で検知し、プラント停止及びSG緊急水ブロー ・小リーケ:水素計 ・中リーケ:音響計 ・大リーケ:R/D破裂 ○Na水反応生成物放出系により2次系の過圧防止	水素計、音響計	○中リーケ域では、伝熱管の破損伝播を排除できない ○破損伝播を制限し、伝熱管破損本数をDBL(1+3)本に抑えるためには、応答特性に優れ、信頼性の高い水素計あるいは音響計が必要となっている	○実用炉規模の大型SGになるとガバガス容積が増大し、圧力上昇に対する検出性が悪化する方向 ○(1+3)本が守れない場合、2次系過圧防止のための対策設備が過大となる
放射性物質の放出	仮想事故	○格納施設内放射能高で検知し、格納施設隔離弁閉鎖及び非常用ガス処理系起動	放射線モニタ	○モニタ設置場所を適切に選ぶこと等が必要であるが、基本的に現状の検出特性で問題はない	○なし

4.2.4 SG-ACS

(1) 着眼点

ナトリウム冷却炉では、経済性や安全性向上をねらって、直接炉心冷却等による崩壊熱除去系以外に、外面空気自然冷却の蒸気発生器(SG-ACS)など主冷却系を介して除熱し、かつ動的機器を局限化する方式の採用が考えられる。ここでは、SG-ACSの基本仕様検討、除熱性能評価等を実施する。

(2) SG-ACSの基本構成

SG-ACSは、蒸気発生器胴外面での冷却空気の自然循環により崩壊熱を除去する概念で、図4.2.4-1に示す基本構成図のとおり、外気取入口フィルタ、空気出入口ダクト、蒸気発生器胴部(外容器、コレクタ等)、出入口ダンパ、スタックから構成される。

以下に、基本構成を検討するに当たっての前提条件を示す。

- 交換熱量：1900MWt、又は、1267MWt(熱出力3800MWtの2ループ又は、3ループ構成のナトリウム冷却大型炉を想定)

- 二次ナトリウム温度：520°C／335°C

- 蒸気条件：497°C、175kg/cm²g(過熱蒸気サイクル)

- 給水条件：240°C

(i) 蒸気発生器胴部

冷却空気の自然循環を利用して、蒸気発生器胴より崩壊熱を除去する部分で、外容器及び空気流路ガイドより構成される。

蒸気発生器胴からの伝熱パスは、以下のとおりである。

- 蒸気発生器胴→外容器：不活性ガスの熱伝導、放射

- 外容器→空気：空気の自然対流

- 外容器→空気冷却ガイド→空気：放射(外容器-空気冷却ガイド間)、空気の自然対流

蒸気発生器胴-外容器の隙間部には、ヘリウムガス又は、窒素ガスを充填するとともに、伝熱性向上や ISI を考慮して、適切な隙間幅を設定することとした。

外容器外側の空気冷却部では、縦フィン方式や環状リブ方式による伝熱性向上方策が提案されており、これらの構造概念を図4.2.4-2に示す。

このうち、縦フィン方式は、外容器と空気流路ガイド間に多数の縦フィンを取り付けたコレクタ(放熱板)を設置する概念で、冷却空気は、外容器-コレクタ、コレクター-空気流路ガイドに分かれ流れる。一方、環状リブ方式は、コレクタを設置する替わりに、外容器表面に環状リブを取付ける概念で、空気流れの境界層を攪

乱することにより伝熱性向上をねらったものである。

いずれの方式も、外容器、コレクタ等は、表面処理により放射率を向上しており、高放射率の達成や、熱負荷に対する酸化膜の安定性の観点より、サンドブラスト+酸化処理などが有望と言われている。

(ii) 空気流路

蒸気発生器胴部前後の冷却空気流路で、外気取入口フィルタ（塩害除去）、出入口空気ダクト、出入口ダンパ、スタックから構成される。

原子炉運転中は、出入口ダンパを閉として待機しているが、SG-ACSの起動信号により、ダンパを開操作し、空気自然循環による冷却を開始する。

出入口ダンパは、SG-ACS唯一の動的機器である。2ループ構成のプラントでは、「主冷却系1系統の機能喪失 + ダンパ1基の開失敗」(事象IV相当)を想定しても、1系統のSG-ACSにより崩壊熱を除去できるように、各SG-ACSに対して、ダンパを2基設置することとした。一方、3ループ構成のプラントでは、上記と同じ事象を想定しても、残り1系統のSG-ACSにより対応できるため、必ずしも各系統にダンパを2基設置する必要はない。ただし、蒸気発生器廻りの冷却空気の偏流を防止するために、ダンパを2基設置し、蒸気発生器の対称方向より冷却空気が流れるようにした。

出入口ダクト、スタックは、原子炉運転中、待機状態にあるため、安全上、起因事象としてこれの静的故障を想定する必要はない。また、内圧が低く、冷却材漏えいによる急速な破損が発生する可能性が小さいことや、流体が非放射能の空気で、万一の静的故障（冷却材漏えい）を想定しても短期間の補修対応が可能であることを考慮すると、1系統でも対応できる見通しである。ただし、本検討では、ダンパとの配置整合性などを考慮して、空気ダクト（空気取入口～入口ダンパ、出口ダンパ～スタック入口）は2基／ループ、スタックは1基／ループの構成とした。

(iii) 基本構成のまとめ

外面空気冷却型蒸気発生器の機能・安全要求条件を整理して、以下のようにSG-ACSの基本構成を設定した。

○型式：蒸気発生器外面の空気自然循環による崩壊熱除去方式

○系統数：1基／ループ（ただし、出入口ダンパ、空気出入口ダクトは、2基設置）

○外容器の有無：不活性ガス充填の外容器設置

SG-ACSは、主冷却系配管破損を想定すると、除熱できない欠点

を有しているが、ダンパの多重化（2基／系統）により、設計基準事象では少なくとも1系統運転することが可能であり、他の崩壊熱除去方式と組み合わせることにより、安全性向上に寄与できる可能性を有している。

(3) SG-ACSの簡易除熱計算

SG-ACSの設計仕様をパラメータとして、空気冷却部の簡易除熱計算を行い、各設計対応による除熱向上効果を検討して、SG-ACSの基本仕様や除熱量の概略値を明らかにする。

空気冷却部の除熱計算では、縦フィン方式及び環状リブ方式の2種類のヒートコレクタ方式を検討対象とした。

(i) 検討条件

(a) 蒸気発生器胴部

① ヒートコレクタ方式（図4.2.4-2参照）

以下の2種類のヒートコレクタ方式を対象とする。

- 縦フィン方式
- 環状リブ方式

また、各ヒートコレクタの基本仕様は、既往設計をもとに以下のように設定した。

a. 縦フィン方式

○縦フィンの取付位置：外容器—空気流路ガイド間に設置のコレクタ内外面

○外容器—コレクタ間隔：0.2m

○コレクター—空気流路ガイド間隔：0.15m

○フィン高さ：0.1m

○フィン幅：0.006m

○フィン設置間隔：パラメータ（レファレンスは0.1m）

b. 環状リブ方式

○環状リブの取付位置：外容器表面（縦フィン方式のようなコレクタは設置せず）

○外容器—空気流路ガイド間隔：0.35m

○環状リブ高さ：0.0064m

○軸方向ピッチ：パラメータ（レファレンスは0.152m間隔）

○接触角：30°

② 蒸気発生器胴形状

外面を空気冷却する蒸気発生器としてヘリカルコイル型及び直管型蒸気発生器を想定しそれぞれの主要仕様を概略検討した。

表4.2.4-1及び表4.2.4-2ヘリカルコイル型及び直管型蒸気発生器の主要仕様を示す。このうち、2ループ条件（1900MWt/基）

でのヘリカルコイル型蒸気発生器が形状最大で、実証炉設計¹⁾より外挿すると、ナトリウム接液部は $\phi 7\text{m} \times h15\text{m}$ 程度と予想される。SG-ACS では、このナトリウム接液部面積が伝熱面積に相当し、除熱量を決定することから、蒸気発生器胴形状の影響²⁾を明らかにする。

注 1) 実証炉設計（平成 8 年度）のヘリカルコイル型蒸気発生器は、534MWt で胴外径 $\phi 3.52\text{m}$

注 2) 蒸気発生器胴径のみをパラメータとして、伝熱面積の影響を把握する。軸方向寸法の増加による自然循環ヘッドの向上は、スタック長変更として取込む。

③ 外容器形状（蒸気発生器胴との間隙幅、充填ガス）

蒸気発生器胴ー外容器間では、充填ガスの熱伝導及び放射により崩壊熱が輸送される。一般に、熱伝導が支配的なケースでは間隙幅の低減、放射が支配的なケースでは間隙幅の増加（形態係数が増加）により伝熱性が向上するが、本条件では、蒸気発生器胴径が大きいために、間隙幅を変更しても形態係数の増加に期待できない。

よって、基本的には、間隙幅の低減（製作性等を考慮すると、0.05m 程度が最小）及び高熱伝導率のヘリウムガスの採用により熱伝導の向上を図るもの、間隙幅、ガスの種類による影響を明らかにし（外容器の削除を含む）、最適な仕様を設定する。外容器の仕様は、以下のとおりである。

○蒸気発生器胴ー外容器間隔：パラメータ（レファレンスは 0.05m）¹⁾

○充填ガス：ヘリウムガス（レファレンス）、窒素ガス

○外容器材料：SUS316L²⁾

注 1) 実証炉設計（平成 8 年度）の原子炉容器ーガードベッセル間隙幅は、ナトリウム液位確保や ISI 装置の挿入性などを考慮して、0.2m と設定

注 2) 塩害による腐食防止を考慮

④ 放射率

ステンレス鋼の放射率は、表面状態や温度に依存するが、一般に以下の値を示すと言われている。⁽¹⁾

○研磨状態 (polished) : 0.17~0.30 (0~727°C)

○清浄状態 (cleaned) : 0.22~0.35 (0~727°C)

○若干の酸化状態 (lightly oxidized) : 0.33~0.40 (527~727°C)

また、サンドブラストと酸化処理の組合せなどの表面処理

により、0.7～0.85の高放射率を確保できると報告されている。

本条件では、外容器内外のいずれの伝熱パスにおいても放射率の影響が大きいと推測されることから、0.3（表面処理なし）～0.8の範囲でパラメータとする。

(b) 空気流路

蒸気発生器胴外側（熱交換部）以外の空気流路の検討条件は、以下のとおりである。

- 系統数：2系統
- 空気入口温度：40℃
- 外気取入フィルタ圧損：83000m³/hで、49Pa（流速の2乗に比例）
- 入口ダクト
 - ・ダクト形状：矩形（4m×1.5m）
 - ・長さ：30m
 - ・ベント数：3か所
 - ・入口ダンパ型式：複数翼式（蒸気発生器胴部への入口部に設置）
- 出口ダクト
 - ・ダクト形状：矩形（4m×1.5m）
 - ・長さ：30m
 - ・ベント数：3か所
 - ・入口ダンパ型式：複数翼式（蒸気発生器胴部からの出口部に設置）
- スタック
 - ・スタック形状：矩形（3.5m×3.5m）
 - ・高さ：パラメータ（レファレンスは30m）

これらの検討条件を整理した結果を表4.2.4-3に示す。また、パラメータとする検討条件のうち、レファレンス仕様は以下のとおりである。

*ヒートコレクタ方式¹⁾：縦フィン、環状リブ

*蒸気発生器胴形状： $\phi 7\text{m} \times h 15\text{m}$

*外容器仕様

- ・蒸気発生器胴との間隙幅：0.05m
- ・充填ガス：ヘリウムガス

*放射率：0.8

*スタック長：30m

注 1) 縦フィン設置間隔 0.1m、環状リブの軸方向ピッチ 0.152mをレファレンス

(ii) 検討方法

蒸気発生器胴外側の熱交換部を対象として（圧力損失は外気取入フィルタからスタック出口までの全空気流路を考慮）、伝熱計算を行う。

伝熱計算では、各設計仕様や崩壊熱をパラメータに空気流量を算出し、最終的に蒸気発生器胴温度を計算した。

SG-ACS 全体の計算体系を図 4.2.4-3、蒸気発生器胴外側の伝熱パスを図 4.2.4-4（縦フィン方式）及び図 4.2.4-5（環状リブ方式）に示す。

いずれのヒートコレクタ方式でも、空気流量は、密度差による自然循環力と圧力損失のバランスをもとに算出する。このうち、縦フィン方式では、蒸気発生器胴側にて冷却空気がコレクタ内外に分割して流れるため、外容器—コレクタ、コレクター空気流路ガイドの圧力損失が等しくなるように空気流量を設定した。

また、蒸気発生器胴外側の伝熱計算では、空気流路ガイド外側は断熱状態、蒸気発生器胴などのいずれの構造材も軸方向に一定温度を想定した。

(iii) 検討結果

(ii) 項の検討方法に基づき、各設計仕様や崩壊熱などをパラメータとして、空気流量及び各構造部材温度を計算した。

(a) 温度分布

各ヒートコレクタ方式について、代表的な温度分布（除熱量 3MW、設計仕様はレファレンス条件）を図 4.2.4-6 及び図 4.2.4-7 に示す。いずれの方式も除熱量 3MW の条件では、蒸気発生器胴温度は 530°C と、ほぼ同一である。

ただし、外容器外側の温度分布は各方式で異なり、縦フィン方式では、崩壊熱の約 61% が放射伝熱によりフィン付きコレクタ、空気流路ガイドに伝えられる。これらの伝熱面積は環状リブ方式の約 6.8 倍と大きいため、いずれも 200°C 以下の低温に維持できる。一方、環状リブ方式では、空気流路ガイドが外容器と直接向かい合っているため、放射伝熱の割合は約 28% と小さいが、これの温度は 317°C と高くなる傾向にある。

また、蒸気発生器胴部（熱交換部）の圧力損失はフィン付きコレクタを有する縦フィン方式のほうが大きいが、空気流路全体の圧力損失に占める割合が小さいため、空気流量に大きな差異はない。¹⁾

注 1) 蒸気発生器胴部の圧力損失について、縦フィン方式は環状リブ方式の約 1.6 倍と大きいが、全体圧力損失の約

23%を占める程度である。

(b) 各設計仕様の影響

① 蒸気発生器形状（胴径）

蒸気発生器胴径と胴温度との関係を整理した結果を図4.2.4-8、 $\phi 7m \times h15m$ 及び $\phi 10m \times h15m$ の各蒸気発生器形状について、除熱容量に対する蒸気発生器胴温度を比較した結果を図4.2.4-9に示す。いずれのヒートコレクタ方式も蒸気発生器径とともに伝熱面積が増加するため、蒸気発生器胴温度は、ほぼ直線的に減少する。

各ヒートコレクタ方式で蒸気発生器胴温度に大きな差異はないが、除熱量の小さい条件で環状リブ、大きい条件では縦フィンのほうが低くなる。また、蒸気発生器胴径の大きいケース条件では、伝熱上、縦フィンのほうが有利な範囲が増加する傾向にある。

② 蒸気発生器胴ー外容器間隙幅等

蒸気発生器胴ー外容器間隙幅、不活性ガス種類と蒸気発生器胴温度との関係を整理した結果（蒸気発生器 $\phi 7m \times h15m$ 、除熱量 3MW のケース）を図4.2.4-10に示す。また、図中、外容器を削除したケースについても胴温度を示した。

間隙幅 0.05m、ヘリウムガス充填のケースで蒸気発生器胴温度は最も低くなるが、表面処理による放射率向上（放射率 0.8）に伴い、蒸気発生器胴から外容器への伝熱量のうち、放射伝熱が約 90% を占めている。よって、間隙幅 0.1m 以上の条件では、蒸気発生器胴温度に大きな変化はなく、間隙幅 0.2m、窒素ガス充填のケース（実証炉設計の原子炉容器廻りと同一）と比較しても蒸気発生器胴温度が約 10°C 上昇する程度である。

③ 放射率

放射率と蒸気発生器胴温度との関係を整理した結果（蒸気発生器 $\phi 7m \times h15m$ 、除熱量 3MW のケース）を図4.2.4-11に示す。いずれのケースでも放射率は、蒸気発生器胴、外容器、コレクタ（縦フィン方式のみ）、空気流路ガイドで一定とした。

放射率の低下に伴い、蒸気発生器胴温度は大きく上昇し、放射率 0.8 の条件に対して、放射率 0.7 で 25~30°C、放射率 0.5 で 85~105°C 高く、SG-ACS の除熱上、高放射率の確保が重要なと考えられる。

また、放射伝熱の寄与が大きい縦フィン方式では、低放射率の条件で蒸気発生器胴温度が高くなる傾向にある。

④ スタック長

スタック長と蒸気発生器胴温度との関係を整理した結果（蒸気発生器 $\phi 7\text{m} \times h15\text{m}$ 、除熱量 3MW のケース）を図 4.2.4-12 に示す。

スタック長とともに空気流量が増加（自然循環ヘッドの 1/2 乗に比例）するため、蒸気発生器胴温度は低下するが、スタック長を 30m 増加しても最大 25°C 程度とこれによる伝熱性向上効果は小さい。

⑤ 縦フィン枚数、環状リブ間隔

縦フィン間隔（縦フィン方式）、環状リブ間隔（環状リブ方式）と蒸気発生器胴温度との関係を整理した結果（蒸気発生器胴 $\phi 7\text{m} \times h15\text{m}$ 、除熱量 3MW のケース）を図 4.2.4-13 に示す。

いずれの方式も縦フィン及び環状リブ間隔の低減により蒸気発生器胴温度を低くでき、特に、環状リブ方式のほうが間隔低減による伝熱性向上効果が大きい傾向にある。

⑥ 伝熱性向上方策の効果

上記の計算結果をもとに、以下のように各設計仕様の伝熱性向上効果への影響を整理した。

- 縦フィン、環状リブのいずれのヒートコレクタ方式も、所定の除熱量に対応する蒸気発生器胴温度に大きな差異はない。高温条件で縦フィンのほうが蒸気発生器温度を低く維持できる一方、環状リブは更なる設置間隔の低減により伝熱性を向上できる余地を有している。
- 蒸気発生器胴径の増加に伴い、冷却空気による伝熱面積が増加し、胴温度の低減が可能である。
- 蒸気発生器胴ー外容器間では放射伝熱が支配的であるため、間隙幅や充填ガスの種類を変更しても蒸気発生器胴温度は大きく変化しない。蒸気発生器胴温度の除熱量への影響を確認した上で、外容器の設計仕様を設定する。
- 外容器内外のいずれの伝熱パスも放射伝熱の寄与が大きいため、放射率によって蒸気発生器胴温度は大きく変化する。SG-ACS により除熱する上で、表面処理による高放射率の確保が重要と考えられる
- スタック長の変更による蒸気発生器胴温度への影響は小さい。

(c) 除熱計算のまとめ（除熱量の概算と基本仕様の設定）

- (b) 項の計算結果をもとに、各ヒートコレクタ型式の除熱量を概算した結果を表 4.2.4-4、縦フィン方式及び環状リブ方式の主要なケースについて、除熱量と蒸気発生器胴温度との関係を図

4.2.4-14 及び図 4.2.4-15 に示す。除熱量は、蒸気発生器胴の制限温度（目安値）を 540°C と暫定し、これ以下となるような数値を内挿した。また、表中には、参考データとして、冷却空気を強制循環したケース（ケース 2-6、2-7）及び環状リブを空気冷却ガイドにも追加設置したケース（ケース 3-1）の検討結果を示した。¹⁾

環状リブ、窒素ガス充填方式（ケース 2-2）に対して、縦フィン付きヒートコレクタの設置（ケース 1-1）やヘリウムガス充填（ケース 2-1）のほうが伝熱性能は向上するが、除熱量の増加幅は 10% 以下と小さい。また、空気流路ガイドへの環状リブの追加設置（ケース 3-1）により、外容器から空気流路ガイドへの放射伝熱量が約 30% 増加するが、蒸気発生器胴温度は約 10°C 低減する程度で（蒸気発生器胴径 $\phi 7\text{m}$ 、除熱量 3MW）、除熱量は大きく向上しない。よって、SG-ACS のレファレンス仕様として、物量への影響が小さく²⁾、ヘリウムガス系を追加する必要のない以下の環状リブ、窒素ガス充填方式（環状リブは外容器のみに設置、ケース 2-2）を選定した。

- 基本型式：外容器設置の環状リブ方式（環状リブは外容器のみに設置）
- 除熱容量：約 3MW
- 蒸気発生器形状：サイジング検討結果に依存
- 外容器仕様
 - ・蒸気発生器胴との間隙幅：0.2m（実証炉設計における原子炉容器廻りと同じ）
 - ・充填ガス：窒素ガス

○ 構造材の表面処理：サンドブラスト + 酸化処理（放射率 0.8）
外容器削除により、除熱量を 1.6~1.8 倍增加可能であるが（ケース 2-3）、ナトリウム漏えい時に液位保持ができないことや、ナトリウム火災対策への影響を考慮して、検討対象外とした。

また、SG-ACS の単位面積あたりの除熱量は $7.9 \sim 9.5 \times 10^{-3}\text{MW/m}^2$ の範囲で、蒸気発生器胴径の大きい条件で若干小さくなるが、ほぼ一定である。すなわち、SG-ACS 全体の除熱量は、蒸気発生器の外容器外径にほぼ比例し、 $\phi 10\text{m}$ の大型蒸気発生器でも 3~4MW/基程度と、崩壊熱除去系に通常期待される値よりも極めて小さい。

よって、SG-ACS は、他の崩壊熱除去方式と組合わせることにより、主冷却系の循環性能向上や、やアクシデントマネイジメント対策（安全裕度向上を含む）として、位置付けることが妥当で

ある。

注 1) 簡易除熱計算では、空気温度は入口部より線形で増加、構造物温度は軸方向で一定と仮定

注 2) 蒸気発生器胴径 $\phi 7\text{m}$ のケースで、外容器から空気流路ガイドまでの物量を比較すると、環状リブ方式は、縦フイン方式の約 60%

(4) SG-ACS 採用プラントの除熱性能評価

これまでに記載したように SG-ACS の除熱量は、数 MW/基と小さく、プラントの崩壊熱を除去するには、他の崩壊熱除去系と組み合わせる必要がある。

本項では、他の崩壊熱除去系との組み合わせを想定して、簡易計算による一次・二次主冷却系統の動特性解析を実施し、SG-ACS の採用による崩壊熱除去特性に及ぼす影響を検討した。また、動特性解析では、全交流電源喪失時の自然循環による崩壊熱除去を想定した。

(i) 解析対象

設計想定内事象区分 IV に該当する全交流電源喪失時において、プラントが備える崩壊熱除去系の形式と SG-ACS との組合せが自然循環崩壊熱除去特性に及ぼす影響を検討する。

本検討では、2 ループ構成のナトリウム冷却大型炉を基軸に、2 種類の崩壊熱除去系構成を対象とした。

検討対象プラントの主要目を表 4.2.4-5 に示す。プラント CASE-1 の崩壊熱除去系は、DRACS 1 基、IRACS 2 基及び SG-ACS 2 基から構成されている。また、プラント CASE-2 は DRACS 3 基及び SG-ACS 2 基の崩壊熱除去系を具備するものとする。各部の制限目安温度は実証炉設計における事象区分 IV を適用し、燃料被覆管、上部プレナム及び下部プレナムの制限目安温度を 900°C、650°C、650°C と設定した。

また、設計基準外事象として、原子炉トリップ後に DARACS 及び IRACS による除熱が得られない場合の解析を行い、SG-ACS の有無が系統内温度上昇に及ぼす影響を検討した。

(ii) 解析領域

解析モデルを図 4.2.4-16 及び図 4.2.4-17 に示す。解析範囲は、原子炉一次及び二次主冷却系とし、各冷却系統機器及び配管内のナトリウムインベントリ、高さ方向の位置関係を模擬した。

各崩壊熱除去系の除熱量は、以下の計算セルに与えることとした。

○DRACS : 上部プレナム (図 4.2.4-16 セル②)

○IRACS : SG 入口プレナム (図 4.2.4-17 セル⑥)

○SG-ACS : SG を模擬する計算セル (図 4.2.4-17 セル⑦)

(iii) 初期・境界条件

(a) 初期条件

本解析では、SG-ACS 除熱量の炉心及び一次系冷却材温度に及ぼす影響を検討するため、SG-ACS による除熱の影響がないと想定される原子炉トリップからポンプフローコーストダウン終了に至る熱過渡初期は解析範囲から除外し、原子炉トリップ後 60 秒を起点として開始する。

各系統の初期流量は 0 とした。また、初期温度は以下のように設定した。

○炉心、IHX、SG：対象系統のホット・コールドレグ平均温度

○一次及び二次主冷却系：定格運転時の温度

(b) 炉心崩壊熱

実証炉の炉心崩壊熱曲線に準拠した。

(c) IHX

伝熱管内外面の熱伝達率は自然循環時の低流量を考慮して、層流のヌセルト数から算出した。これに、伝熱管肉厚部の熱抵抗を含めて有効熱通過率を計算し(物性値の温度依存性等は無視)、一定値にて近似した。

(d) SG-ACS

最大除熱量をパラメータとして与えた。除熱量は、SG 胴部(本モデルでは SG 内冷却材)の温度が二次系コールド・ホットレグ平均温度 427.5°C 以下の時に 0%、540°C 以上で 100% に到達するものとして線形内挿して与えた。また、540°C を越えた場合は、SG-ACS の除熱計算結果に基づき 737°Cにおいて 200% (対 540°C 比) の除熱能力を発揮するように線形内挿した。

(e) DRACS

DRACS の除熱容量は 27MW をレファレンスとした。実証炉においては、DRACS 起動遅れ時間 2.0 秒及びダンパ開動作開始から全開に要する時間 60 秒を想定している。また、実証炉のプラント動特性解析によると⁽²⁾ DRACS 系統の起動から、DRACS 二次系入口に空気冷却器からの低温冷却材が到達するまでに約 400 秒を要している。すなわち、原子炉トリップから DRACS が自然循環時の所定の除熱性能を発揮するまでに、462 秒の遅れが見込まれるので、過渡解析においてもこの点を考慮した。

除熱能力については、ナトリウム／ナトリウム熱交換器(DHX)の一次側平均温度が 550°C の時に自然循環時の除熱能力 100% に達するものとした。なお、一次側平均温度に対する除熱能力の依存性については、実証炉の自然循環解析結果⁽²⁾を基に線形近似を行い、解析に考慮した。

(f) IRACS

崩壊熱除去二次系の運用は DRACS/IRACS に関わらず同じものと仮定し、原子炉トリップから自然循環時の除熱性能 27MW に到達するまでに 462 秒の遅れを考慮した。また、自然循環時の除熱能力の温度依存性は DRACS と同じ方法により考慮した。

(g) 系統圧力損失

一次及び二次主冷却系について、定格時の流量、系統圧力損失特性から圧力損失係数を算出した。また、自然循環時にはポンプ部での圧力損失を考慮する必要があるため、実証炉設計の一次及び二次冷却系主循環ポンプの完全特性曲線及び完全特性式より、各々の圧力損失係数を求め、解析モデルに反映した。

(iv) 解析ケース

解析ケース一覧を表 4.2.4-6 に示す。事象区分 IV の解析では DRACS あるいは IRACS の除熱容量は主要目に準拠し、SG-ACS の除熱容量はパラータとした。また、設計基準外事象の解析では、SG-ACS のみによるケースとすべての除熱系統が利用できないケースを比較した。

(v) 解析結果

(a) 事象区分 IV

① 一次冷却系自然循環流量

一次系自然循環流量及び崩壊熱の推移を図 4.2.4-18、図 4.2.4-19 に示す。各図の横軸に示す時刻は原子炉トリップ開始を 0 秒（以下、横軸が時刻の図は同じ）としている。約 130 秒以後において、CASE-1 及び 2 ともに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。

長期の過渡において、DRACS・IRAC を併用するケース (CASE-1) では、一貫して 2%以上の自然循環流量が確保されており、かつ SG-ACS の除熱量による自然循環流量への影響はない。

一方、DRACS のみを使用するケース (CASE-2) では、DHX による上部プレナムの冷却に伴って自然循環（浮力）ヘッドが相対的に小さくなり、自然循環流量が徐々に低下している。また、SG-ACS の除熱量とともに自然循環流量が増加する傾向にあり、0MW と 6MW の各ケースを比較すると、時刻 10 時間ににおいて 30%程度の相対差が生じている。このことから、DRACS のみを使用するケースでは、SG-ACS の併用により一次系自然循環流量を増大できる見通しである。

② 炉心出口温度

炉心出口温度の過渡挙動を図 4.2.4-20、図 4.2.4-21 に示す。

いずれのケースも燃料被覆管の目安制限温度 900°C を満足してい

る。熱過渡初期の挙動は崩壊熱除去系の形態にあまり依存せず、1200秒の時点において DRACS・IRAC を併用するケース (CASE-1) よりも DRACS のみを使用するケース (CASE-2) が約 10°C 弱高い程度である。この初期の炉心出口温度過渡挙動は、この期間の崩壊熱 - 自然循環流量の挙動と符合する。すなわち、最初のピーク温度は崩壊熱と自然循環流量の定格相対値が拮抗する時刻に発生し、以後流量が崩壊熱量を上回るため、一旦温度は低下するが、すぐにコールドプール (すなわち炉心入口) 温度が上昇して、炉心出口温度も上昇に転ずる。

長期の過渡挙動において、SG-ACS の除熱量が同じ条件で、CASE-1 は CASE-2 よりも低い温度を示している。逆に炉心入口温度は、CASE-1 が CASE-2 より高いことを考慮すると DRACS のみを使用するケースでは、自然循環流量が低いために、炉心出口温度が高くなると考えられる。

(b) 設計基準外事象

DRACS 及び IRACS の除去機能喪失を想定して、SG-ACS の有無がプラント温度上昇に及ぼす影響を検討した。

炉心温度上昇及び SG-ACS 除熱量の推移を図 4.2.4-22 に示す。SG-ACS を使用しないケースで、炉心部の温度は、原子炉トリップ後約 260 分にナトリウム沸騰温度 (880°C) に到達する。一方、SG-ACS を使用するケース (除熱量 6MW) では、約 350 分後に沸騰温度に到達しており、90 分程度の裕度拡大を期待できる。

(vi) 除熱性能評価のまとめ

SG-ACS の除熱量は、崩壊熱除去系に通常期待される値よりも小さいため、他の崩壊熱除去系と組合わせて使用する必要があるが、SG-ACS の使用により、以下の利点が考えられる。

○ DRACS と SG-ACS を組合わせることにより、一次ナトリウムの自然循環流量を確保でき、除熱量の追加以上に、炉心出口温度を低下することが可能である。

○全交流電源喪失時に、他の崩壊熱除去系の除熱機能喪失を想定しても、SG-ACS を使用することにより、ナトリウム沸点到達が 90 分程度遅くなり、安全裕度拡大に期待できる。

(5) 物量及びコスト評価

(i) 物量評価

外面空気冷却型蒸気発生器の伝熱管については、12Cr 系の合金を採用することとしている。表 4.2.4-7 及び表 4.2.4-8 に従来設計ベースと将来期待される知見に基づく伝熱管仕様を示す。

表 4.2.4-9 に示す外面空気冷却型蒸気発生器の物量は、従来設計

及び将来期待される知見に基づく伝熱管肉厚の各ケースに対して、蒸気発生器本体と空気冷却部（外容器、空気流路ガイド、空気ダクト、ダンパを対象）に分けて記載した。

蒸気発生器の全体物量（従来設計ベースの伝熱管肉厚を使用）は、コンパクトで、ブースタ挿入により伝熱性の向上を図った直管型が小さく（概念2-1で430ton、概念2-2で355ton）、ヘリカルコイル型（概念1-1で830ton、概念1-2で645ton）の半分程度である。

全体物量に対して、空気冷却部はヘリカルコイル型で20～25%、直管型で30～35%を占めている。今回の検討では、通常の空気ダクトの引廻しを想定したが、建屋内に直接組込むことにより物量低減が可能である。

一方、伝熱管肉厚低減に伴って、蒸気発生器全体の約50%を占める伝熱管単位長さあたりの重量を低減できることに加えて、表4.2.4-8に示したように伝熱面積も低減するため、いずれの型式も約10%の物量低減が可能な見通しである。

(ii) コスト

外面空気冷却型蒸気発生器のコストを表4.2.4-10に示す。表中の数値はヘリカルコイル型、1900MWtの概念（概念1-1）を基準とする相対値で記載した。また、物量と同様に、従来設計及び将来期待される知見に基づく伝熱管肉厚の各ケースに対して、蒸気発生器本体と空気冷却部に分けて記載した。

コストを算出する上で、空気冷却部の外容器は原子炉容器廻りのガードベッセル、空気流路ガイドはステンレス製ライナー、空気ダクトは換気空調設備のダクトと同程度とした。ブースタ挿入（直管型蒸気発生器のみ）及び外容器表面への環状リブ設置（共通）による影響については、別途、パラメータサーベイを行った。

蒸気発生器の全体コスト（従来設計ベースの伝熱管肉厚を使用）は、いずれの除熱量のケースでも直管型が小さく、ブースタ挿入によるコスト増加を考慮しない条件で、ヘリカルコイル型の約65%である。

一方、伝熱管肉厚低減に伴って、伝熱管単位長さあたりの重量及び伝熱面積を低減できるため、ヘリカルコイル型で約13～14%、直管型で約11%のコスト低減が可能な見通しであり、伝熱管コストの蒸気発生器全体に占める割合が大きいヘリカルコイル型で低減効果が大きくなる傾向にある。除熱量の相違によるコスト変化の比率は、いずれの伝熱管肉厚に対しても蒸気発生器型式に依存しない。¹⁾

また、各蒸気発生器のコスト内訳に着目すると、伝熱管の占める割合が高く、いずれの蒸気発生器でも60～70%（物量では40%以下）

である。一方、空気冷却部のコストは全体の 10% 程度で、空気冷却部を設置しても大きな影響はない。

従来設計ベースの伝熱管肉厚を使用して、ブースタ及び外容器への環状リブ設置によるコストへの影響を検討した結果を図 4.2.4-23 に示す。各方策の採用によるコスト増加率は、以下のように設定した。

○ブースタ挿入：伝熱管コストのうち、製作費相当部分を 1.5 及び 2 倍

○外容器への環状リブ設置：外容器コストのうち、製作費相当部分を 10 及び 20 倍

伝熱管コストのうち、製作費の占める内訳は大きく、ブースタ挿入に伴う製作費の見直しにより蒸気発生器全体コストは大きく変化する。直管型蒸気発生器にて、伝熱管製作費を 2 倍とすると、ヘリカルコイル型と同程度のコストとなる。

一方、環状リブについて、外容器コストのうち、製作費の占める割合は小さいことや、外容器コストが全体の 10% 以下であることを考慮すると、環状リブ設置に伴い 10 倍の製作費を想定しても、蒸気発生器全体コストは数 % 増加する程度である。

注 1) 出力の相違する蒸気発生器のコスト比は、 $0.1 + 0.9 \times \text{出力比}$ により計算されると報告されており⁽³⁾、これによるコスト比 (0.7) と今回の検討結果はほぼ一致する。

(6) 技術課題

外面空気冷却型蒸気発生器について、要素技術及びシステム全体に分けて、技術課題を抽出・整理した。

(i) 要素技術

(a) 環状リブの伝熱流動特性

外面空気冷却型蒸気発生器の除熱量は、放射伝熱量の確保に加えて、環状リブの伝熱流動特性に依存する部分が大きい。よって、環状リブ方式については、熱伝達係数及び圧力損失係数の実験式が提案されているが、伝熱流動特性に係る基礎的なデータを取得するとともに、(b) 項の構造健全性への影響と合せて、形状などの仕様を設定し、この性能を評価する必要がある。

(b) 環状リブ設置による構造健全性への影響

外面空気冷却型蒸気発生器では、外容器表面に約 0.15m の間隔で環状リブを溶接する計画である。崩壊熱除去システム全体に対する SG-ACS の位置付けに依存するが、蒸気発生器の外容器は、原子炉停止後の除熱機能を期待する安全上重要な機器に相当するため、環状リブの取付け方法を具体化して、外容器寸法や構造健

全性に影響のないことを評価する必要がある。

(c) 高放射率の確保

表面処理（サンドブラスト+酸化処理）した試験材に対して、放射率向上効果や熱負荷後の影響などに係る基礎的なデータが取得されている。外面空気冷却型蒸気発生器では、数100m²の外容器側面を表面処理しなければならず、大型機器の表面処理方法を具体化して、現実的に保証できる放射率の値を明らかにする必要がある。また、実機模擬環境下で放射率を測定し、長期間に渡って所定の性能が確保できることを確認するとともに、必要に応じて、検査、保守・補修装置を開発する。

(d) 塩害などによる腐食対策

外面空気冷却型蒸気発生器では、外気取りフィルタの設置や外容器への耐食性材料（SUS316L）の採用などによる塩害対策を計画しており¹⁾、これらの効果を把握し、必要に応じて設計対応を検討する必要がある。

注 1) 崩壊熱除去時にのみ SG-ACS を作動するが、原子炉運転時にもダンパの隙間から微小の空気が外容器表面を流れる

(ii) システム全体

(a) SG-ACS 単体の伝熱流動特性

(i) 項の外面空気冷却技術に係る検討成果を取込むとともに、外容器高さ方向の温度分布、周方向の空気流速分布などを考慮して、SG-ACS 全体の除熱性能を評価する必要がある。

(b) プラント全体の崩壊熱除去性能

(4) 項に示したように、DRACS を採用したプラントでは、SG-ACS と組合わせることにより、DRACS の除熱性能を有効に活用できる見通しを有している。(a) 項の SG-ACS 単体の伝熱流動特性を受けて、SG-ACS を使用したプラント全体での崩壊熱除去性能を評価する必要がある。

(7) まとめ

SG-ACS の除熱量は、数 MWt/基と小さく、単独で崩壊熱除去システムを構成できないが、DRACS と組み合わせた場合には、一次及び二次主冷却系の循環流量が増加し、崩壊熱除去特性を大幅に向上できる見通しを得た。

また、SG-ACS の設置は崩壊熱除去系の安全裕度を増加させ、経済性よりも安全性・信頼性向上に有効と考えられる。

— 参考文献 —

- (1) F.P.Incropera et al., "Fundamentals of Heat and Mass Transfer", John Wiley & Sons, Inc., 1981
- (2) 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", J N C , TN9400 99-012, (1999)
- (3) 電力中央研究所報告、「FBR建設コストの簡易評価手法の開発」、T98058, 1999

表 4.2.4-1 ヘリカルコイル型蒸気発生器の主要仕様

項目	単位	概念1-1	概念1-2
型式	-	外部空気冷却型蒸気発生器	同左
除熱量	MWt	1900	1267
設計条件	最高使用圧力	Na側(内圧/外圧) kg/cm ²	5/1 同左
	水・蒸気側	kg/cm ²	205 同左
最高使用温度	伝熱管	°C	535 同左
	胴側	°C	540 同左
定格仕様	圧力 ¹⁾	水・蒸気側(入口/出口) kg/cm ²	191/176 同左
	温度	Na側(入口/出口) °C	520/335 同左
	水・蒸気側(入口/出口)	°C	240/497 同左
	流量	Na側 ton/h	2.901 × 10 ⁴ 1.934 × 10 ⁴
		水・蒸気側 ton/h	3.067 × 10 ³ 2.045 × 10 ³
機器種別	-	第4種機器	同左
耐震クラス ²⁾	-	As	同左
蒸気発生器本体	型式	-	ヘリカルコイル・一体貫流型 同左
	伝熱管	外径 mm	31.8 同左
		肉厚 mm	3.8 同左
		本数 本	1100 734
		材質 -	12Cr系(HCM12A) 同左
	ヘリカルコイル径	ピッチ(径方向/軸方向) mm	50/50 同左
		最内層 m	3.2 2.7
		最外層 m	5.9 4.9
	ヘリカルコイル層数	層	28 23
	伝熱管巻上げ角	°	7.965 同左
	ヘリカルコイル高さ	m	12.7 同左
	有効伝熱長	m	92.1 同左
	有効伝熱面積	m ²	10120 6750
	内筒外径	m	3.1 2.6
	胴内径	m	6 5
	本体高さ	m	25.7 25
外容器	型式	-	窒素ガス充填・環状リブ付き縦型容 同左
	容器内径	m	6.46 5.46
	外面空冷伝熱面積	m ²	330 280
空気流路ガイド	外容器との間隔	m	0.35 同左
ダンバ	型式	-	複数翼式 同左
	基数	基	出入口各2基 同左
全体形状	m	Φ 6.51 × h29.3	Φ 5.51 × h28.6

注1)ナトリウム側はプラント設計に依存するため記載せず

注2)崩壊熱除去機能を有するとして設定。従来の蒸気発生器はB(S₂)

表 4.2.4-2 直管型蒸気発生器の主要仕様

項目		単位	概念2-1	概念2-2	
型式	-		外部空気冷却型蒸気発生器	同左	
除熱量	MWt		1900	1267	
設計条件	最高使用圧力	kg/cm ²	5/1	同左	
	水・蒸気側	kg/cm ²	205	同左	
	最高使用温度	伝熱管	°C	535	同左
	胴側		°C	540	同左
定格仕様	圧力 ¹⁾	水・蒸気側(入口/出口)	kg/cm ²	189/176	同左
	温度	Na側(入口/出口)	°C	520/335	同左
	水・蒸気側(入口/出口)	°C	240/497	同左	
	流量	Na側	ton/h	2.901 × 10 ⁴	1.934 × 10 ⁴
	水・蒸気側	ton/h	3.067 × 10 ³	2.045 × 10 ³	
機器種別	-		第4種機器	同左	
耐震クラス ²⁾	-		As	同左	
蒸気発生器本体	型式	-	ブースタ付き直管・ 一体貫流型	同左	
	伝熱管	外径	mm	15.9	同左
		肉厚	mm	2.3	同左
		本数	本	3444	2297
		材質	-	12Cr系(HCM12A)	同左
		ピッチ(正三角形配列)	mm	29	同左
	ブースタ	型式	-	ねじりテープ式	同左
		ねじりピッチ	mm	27	同左
		ねじり指数 ³⁾	-	2.5	同左
		長さ	m	32(全挿入)	同左
		有効伝熱長	m	30	同左
		有効伝熱面積	m ²	5160	3440
	胴内径	m	2.7	2.3	
	本体高さ	m	34.8	34.2	
外容器	型式	-	窒素ガス充填・環 状リブ付き縦型容	同左	
	容器内径	m	3.16	2.76	
	外面空冷伝熱面積	m ²	200	170	
	空気流路ガイド	外容器との間隔	m	0.35	同左
ダンパ	型式	-	複数翼式	同左	
	基数	基	出入口各2基	同左	
全体形状	m		Φ3.21 × h34.8	Φ2.81 × h34.2	

注1)ナトリウム側はプラント設計に依存するため記載せず

注2)崩壊熱除去機能を有するとして設定。従来の蒸気発生器はB(S₂)

注3)ねじりピッチ/伝熱管内径

表 4.2.4-3 SG-ACS 簡易除熱計算の検討条件

項目		単位	内容	備考
SG廻り	SG	m	7~10	レファレンスは7m
		m	15	ナトリウム液面高さ
	外容器	m	(他の数値より決定)	外容器削除も検討
		m	0.025	
		m	0.05~2	レファレンスは0.05m
		-	He、窒素ガス	レファレンスはHeガス
		-	SUS316L	
	ヒートコレクタ ¹⁾ (縦フィンのケース)	-	縦フィン、環状リブ	環状リブはコレクタなし
		-	コレクタ	
		m	0.025	
		m	0.015	
		m	0.025	
		m	0.1	
		m	0.006	
		m	0.05~0.2	
		-	外容器外面	
		m	0.35	
空気流路	(環状リブのケース)	m	0.0064	
		m	0.152~1	レファレンスは0.152m
		m	(他の数値より決定)	
		-	2	スタック除く
		Pa	49	83000kg/hでの値。流量の二乗に比例
		m	4×1.5	
		m	30	
		数	3	
		-	複数翼式	
		m	4×1.5	
その他	出口ダクト	m	30	
		数	3	
		-	複数翼式	
		m	3.5×3.5	
その他	スタック	m	30~60	レファレンスは30m
		m	0.3~0.8	レファレンスは0.8

注1)縦フィンはSAFR、環状リブはPRISMの設計仕様を参考

表 4.2.4-4 SG-ACSの除熱量のまとめ

ケース	コレクタ方式	SG胴-外容器間隙部		放射率	スタック長 (m)	冷却空気流量 ¹⁾ (kg/sec)	各蒸気発生器胴径での除熱量(MW)			
		雰囲気	間隙幅 (m)				Φ 7m	Φ 8m	Φ 9m	Φ 10m
1-1	縦フィン方式	Heガス	0.05	0.8	30	(自然循環)	3.2	3.6	3.9	4.3
1-2		窒素ガス	0.2	0.8	30	(自然循環)	3.1	3.5	3.8	4.1
2-1	環状リブ (外容器のみ)	Heガス	0.05	0.8	30	(自然循環)	3.1	3.4	3.7	3.9
2-2		窒素ガス	0.2	0.8	30	(自然循環)	3	3.3	3.6	3.8
2-3		外容器削除	-	0.8	30	(自然循環)	5.3	5.6	5.8	5.9
2-4		窒素ガス	0.2	0.7	30	(自然循環)	2.7	3	3.2	3.4
2-5		窒素ガス	0.2	0.8	60	(自然循環)	3.4	3.7	4	4.3
2-6		窒素ガス	0.2	0.8	30	50	3.9	4.3	4.6	5
2-7		窒素ガス	0.2	0.8	30	75	4.3	4.8	5.2	5.7
3-1	環状リブ(空気流路ガイドに追加)	窒素ガス	0.2	0.8	30	(自然循環)	3.2	3.5	3.8	4.1

注1)自然循環、環状リブ、SG胴Φ7m、除熱量3MWのケースで25kg/sec(窒素ガス、間隙幅0.2m、放射率0.8、スタック長30m)

注2)レファレンス仕様はケース2-2

表 4.2.4-5 検討対象実用化プラントの主要目

	CASE-1	CASE-2
炉心熱出力 (MWt)	3800	
原子炉出口／入口温度 (°C)	550／395	
二次系ホットレグ／コールドレグ温度 (°C)	520／335	
ループ数	2	
DRACS		
基數 (基)	1	3
強制循環時除熱量 (MW／基)	30	30
自然循環時除熱量 (MW／基)	11	11
IRACS		
基數 (基／ループ)	1	0
強制循環時除熱量 (MW／基)	22	-
自然循環時除熱量 (MW／基)	11	-
SG-ACS		
基數 (基／ループ)	1	
自然通風除熱量 (SG 脇温度 540°C 時)		パラメータ

表 4.2.4-6 解析ケース一覧

SG 膜温度 540°Cにおける ACS 除熱容量(MW)			自然循環崩壊熱除去容量 (MW)	
			DRACS	IRACS
想定内事象区分Ⅳ	CASE-1	0		
		3	11×1	11×2
		6		
	CASE-2	0		
		3	11×3	0
		6		
想定外		0	—	
		6		

表 4.2.4-7 外面空気冷却型蒸気発生器の伝熱管仕様、伝熱面積(従来設計ベースに基づく伝熱管肉厚)

項目	単位	概念1-1	概念1-2	概念2-1	概念2-2
蒸気発生器型式		ヘリカルコイル型		直管型	
除熱量	MWt	1900	1267	1900	1267
伝熱管	外径	mm	31.8	同左	15.9
	肉厚 ¹⁾	mm	3.8	同左	2.3
	本数	本	1100	734	3444
	材質	-	12Cr系(HCM12A)	同左	同左
	配列ピッチ ²⁾	mm	50/50	同左	29
	その他	-	-	ブースタ挿入	同左
ヘリカルコイル径	最内層	m	3.2	2.7	-
	最外層	m	5.9	4.9	-
ヘリカルコイル層数	層	28	23	-	-
伝熱管巻上げ角	deg	7.965	同左	-	-
ヘリカルコイル高さ	m	12.7	同左	-	-
有効伝熱長	m	92.1	同左	30	同左
有効伝熱面積	m ²	10120	6750	5160	3440

注1)従来設計ベースに基づく伝熱管肉厚

注2)ヘリカルコイル型は径方向/軸方向の数値を記載。直管型は正三角形配列

表 4.2.4-8 外面空気冷却型蒸気発生器の伝熱管仕様、伝熱面積(将来期待できる知見に基づく伝熱管肉厚)

項目	単位	概念1-1	概念1-2	概念2-1	概念2-2
蒸気発生器型式		ヘリカルコイル型	同左	直管型	同左
除熱量	MWt	1900	1267	1900	1267
伝熱管	外径	mm	31.8	同左	15.9
	肉厚 ¹⁾	mm	3.1	同左	1.8
	本数	本	915	610	3032
	材質	-	12Cr系(HCM12A)	同左	同左
	配列ピッチ ²⁾	mm	50/50	同左	29
	その他	-	-	ブースタ挿入	同左
ヘリカルコイル径	最内層	m	3.2	2.7	-
	最外層	m	5.6	4.6	-
ヘリカルコイル層数	層	25	20	-	-
伝熱管巻上げ角	deg	7.965	7.965	-	-
ヘリカルコイル高さ	m	12.7	12.7	-	-
有効伝熱長	m	92.1	92.1	30	同左
有効伝熱面積	m ²	8420	5610	4540	3030
全体形状 ³⁾ (従来設計ベースからの低減率)	m %	φ 5.7 × h25.5	φ 4.7 × h24.8	φ 2.6 × h34.6	φ 2.1 × h34
		17	17	12	12

注1)将来期待される知見に基づく伝熱管肉厚

注2)ヘリカルコイル型は径方向/軸方向の数値を記載。直管型は正三角形配列

注3)図3.4-2～図3.4-5に記載の数値に相当

表 4.2.4-9 外面空気冷却型蒸気発生器の物量

従来設計ベースの伝熱管肉厚に基づく評価

項目	単位	概念1-1	概念1-2	概念2-1	概念2-2
型式	-	ヘリカルコイル	同左	直管	同左
除熱量	MWt	1900	1267	1900	1267
SG本体物量	伝熱管	ton	326	218	88
	管板等	ton	62	45	23
	胴、鏡板、外部サポート	ton	188	156	127
	内部構造物	ton	79	66	57
	小計	ton	655	485	295
空気冷却部重量 ¹⁾	ton	175	160	135	125
合計重量	ton	830	645	430	355

注1)外容器、空気流路ガイド、空気ダクト、ダンパ

将来期待できる伝熱管肉厚に基づく評価

項目	単位	概念1-1	概念1-2	概念2-1	概念2-2
型式	-	ヘリカルコイル	同左	直管	同左
除熱量	MWt	1900	1267	1900	1267
SG本体物量	伝熱管	ton	233	155	67
	管板等	ton	59	42	15
	胴、鏡板、外部サポート	ton	181	152	126
	内部構造物	ton	77	66	52
	小計	ton	550	415	260
空気冷却部重量 ¹⁾	ton	170	155	130	120
合計重量	ton	720	570	390	320

注1)外容器、空気流路ガイド、空気ダクト、ダンパ

表 4.2.4-10 外面空気冷却型蒸気発生器のコスト

従来ベースの伝熱管肉厚に基づく評価

項目	単位	概念1-1	概念1-2	概念2-1	概念2-2
型式	-	ヘリカルコイル	同左	直管	同左
除熱量	MWt	1900	1267	1900	1267
SG本体コスト (相対値)	伝熱管 ²⁾	73	48	44	29
	管板等	2	1	4	2
	胴、鏡板、外部サポート	13	11	8	7
	内部構造物	5	4	3	3
	小計	92	64	59	41
空気冷却部コスト (相対値)	外容器 ²⁾	6	5	3	3
	その他	2	2	2	2
	小計	8	7	5	5
全体コスト相対値 ¹⁾	-	100	71	64	46

注1) 概念1-1の全体コストを100とした値

注2) ブースタ挿入、環状リブ設置によるコスト増加は考慮していない。

将来期待できるベースの伝熱管肉厚に基づく評価

項目	単位	概念1-1	概念1-2	概念2-1	概念2-2
型式	-	ヘリカルコイル	同左	直管	同左
除熱量	MWt	1900	1267	1900	1267
SG本体コスト (相対値)	伝熱管 ²⁾	60	41	38	25
	管板等	2	1	3	2
	胴、鏡板、外部サポート	12	10	8	7
	内部構造物	5	4	3	2
	小計	79	56	52	36
空気冷却部コスト (相対値)	外容器 ²⁾	5	4	3	3
	その他	2	2	2	2
	小計	7	6	5	5
全体コスト相対値 ¹⁾	-	86	62	57	41

注1) 概念1-1(従来ベースの伝熱管肉厚に基づく評価)の全体コストを100とした値

注2) ブースタ挿入、環状リブ設置によるコスト増加は考慮していない。

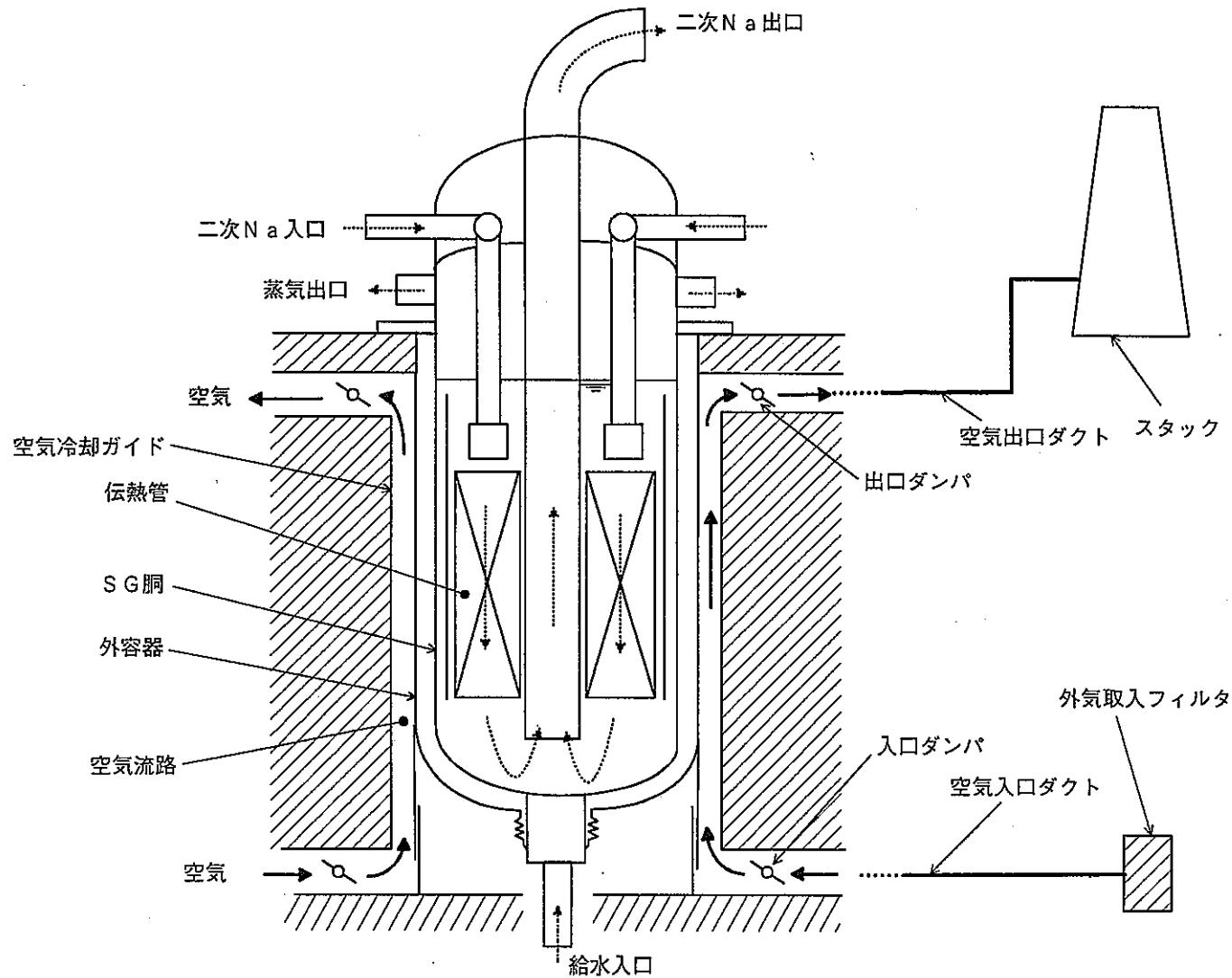
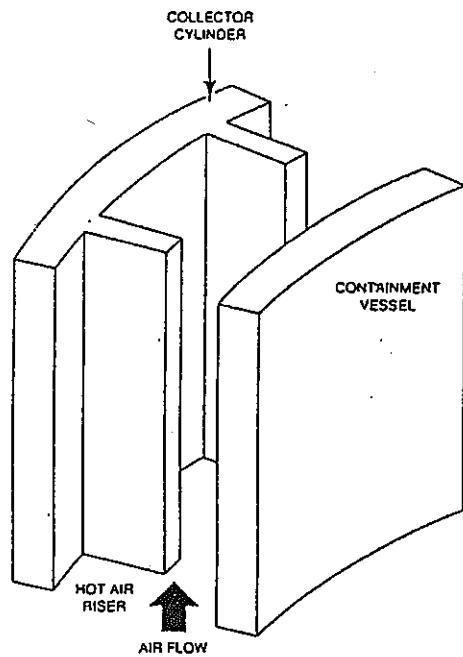
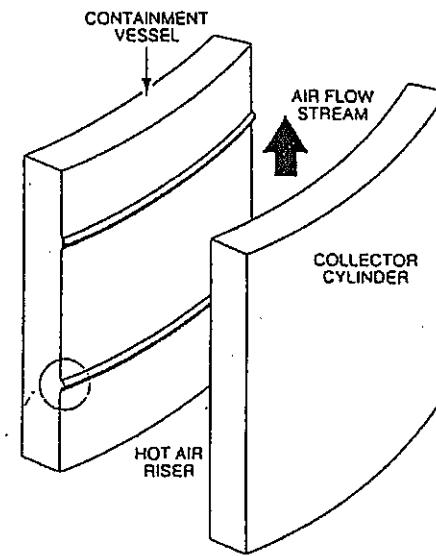


図 4.2.4-1 外面空気冷却型蒸気発生器の基本構成



縦フィン方式



環状リブ方式

図 4.2.4-2 空気冷却部での伝熱性向上概念

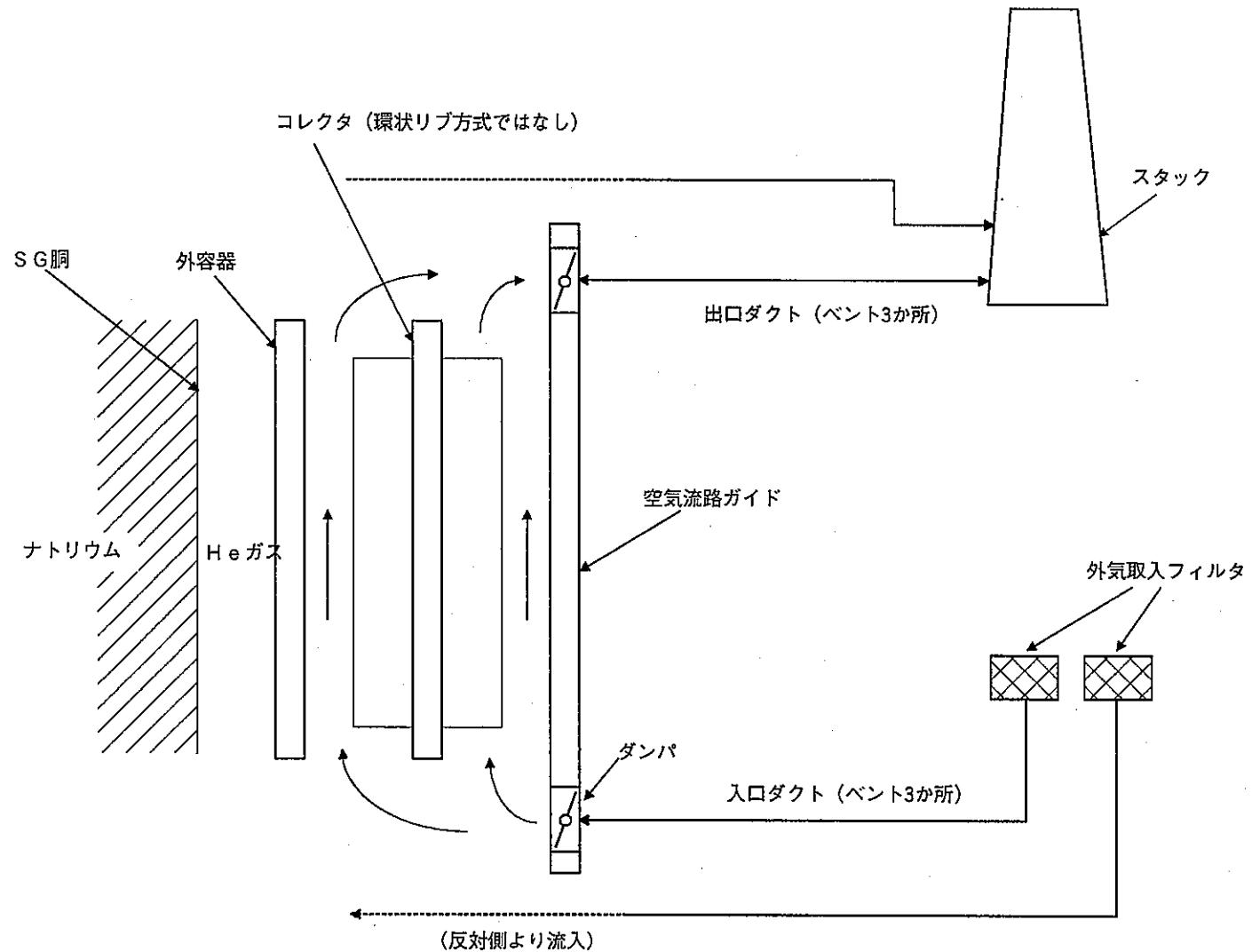
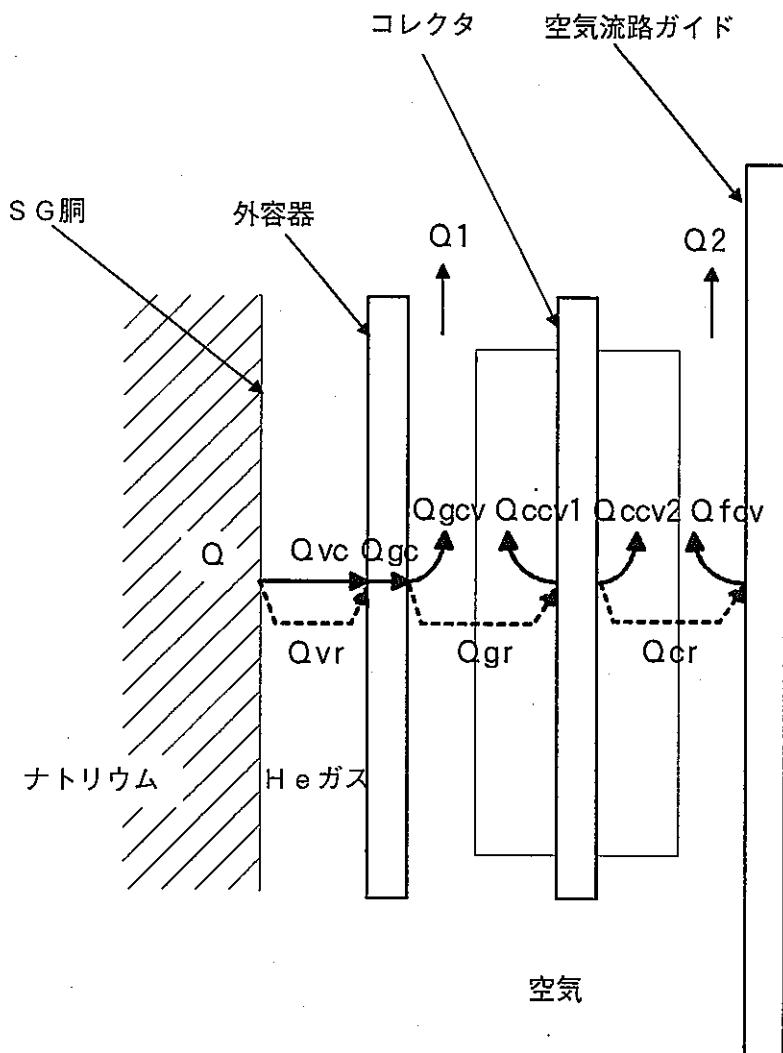


図 4.2.4-3 SG-ACS 全体の計算体系



- Q : 崩壊熱量
 Q_1 : 外容器とコレクタ間の空気流による除熱量
 Q_2 : コレクタと空気流路ガイドの空気流による除熱量
 Q_{vc} : He ガス等による熱伝導
 Q_{vr} : SG 胴と外容器間の放射熱伝達
 Q_{gc} : 外容器壁部の熱伝導
 Q_{gcv} : 外容器表面での空気による対流熱伝達
 Q_{ccv1} : コレクタ内面での空気による対流熱伝達
 Q_{gr} : 外容器とコレクタ内面間の放射熱伝達
 Q_{ccv2} : コレクタ外面での空気による対流熱伝達
 Q_{fcv} : 空気流路ガイド表面での空気による対流熱伝達
 Q_{cr} : コレクタ外面と空気流路ガイド間の放射熱伝達

熱 収 支

$$\begin{aligned}
 Q &= Q_1 + Q_2 \\
 &= Q_{vc} + Q_{vr} \\
 &= Q_{gc} \\
 &= Q_{gcv} + Q_{gr} \\
 Q_{gr} &= Q_{ccv1} + Q_{ccv2} + Q_{cr} \\
 Q_{cr} &= Q_{fcv} \\
 Q_1 &= Q_{gcv} + Q_{ccv1} \\
 Q_2 &= Q_{ccv2} + Q_{fcv}
 \end{aligned}$$

図 4.2.4-4 縦フィン方式における蒸気発生器胴外側の伝熱パス

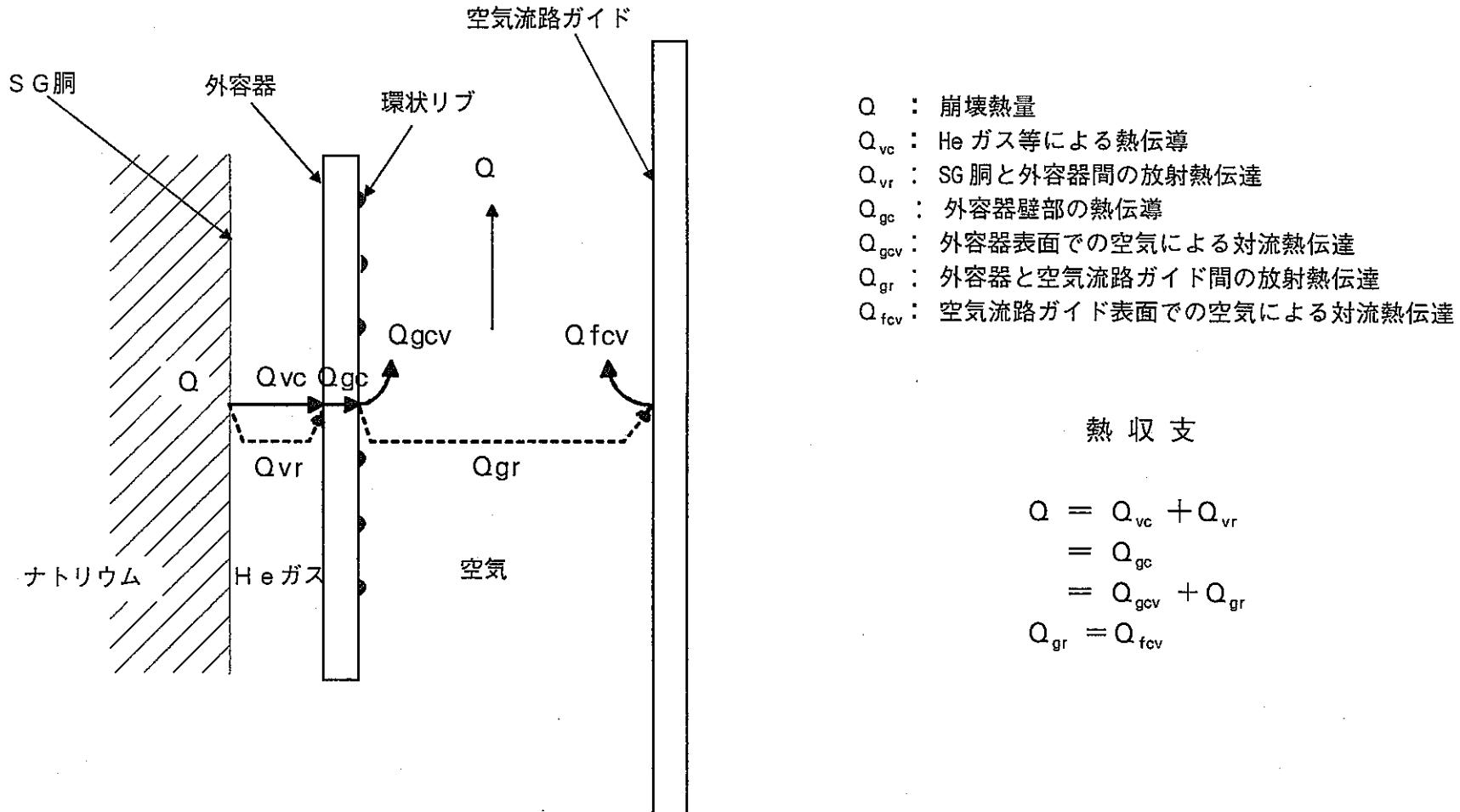
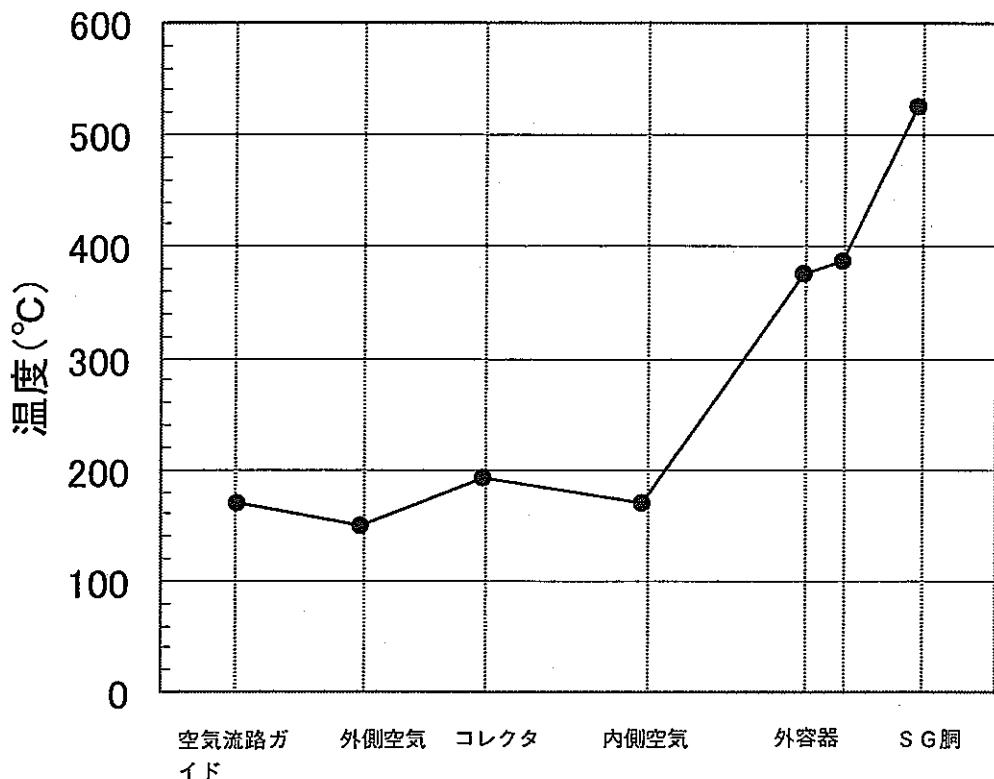


図 4.2.4-5 環状リブ方式における蒸気発生器胴外側の伝熱パス

SG形状	$\phi 7m \times h15m$
除熱容量	3MW
SG-外容器間隔	0.05m
充填ガス	He
フィン間隔	0.1m
スタッツ長	30m
放射率	0.8

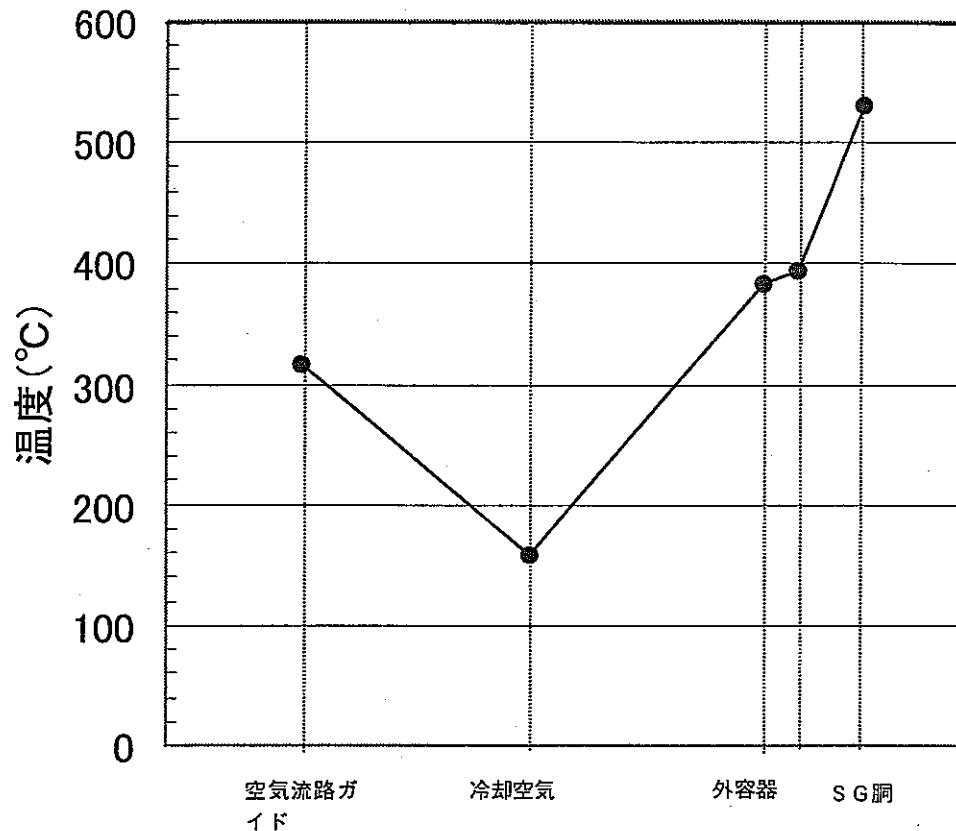


除熱量の内訳

空気による除熱量	内側流路	1.93 MW
	外側流路	1.07 MW
各伝熱表面での空気自然対流による除熱量	外容器	1.17 MW
	コレクタ（内外面）	1.59 MW
	空気流路ガイド	0.24 MW

図 4.2.4-6 縦フィン方式の蒸気発生器外側温度分布 (レファレンス条件、3MW)

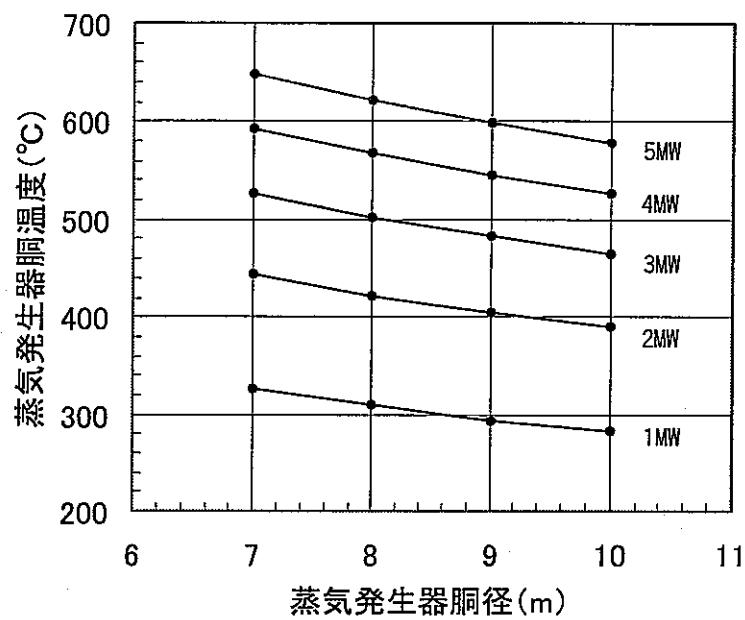
SG形状	$\phi 7m \times h15m$
除熱容量	3MW
SG-外容器間隔	0.05m
充填ガス	He
環状リブ間隔	0.152m
スタック長	30m
放射率	0.8



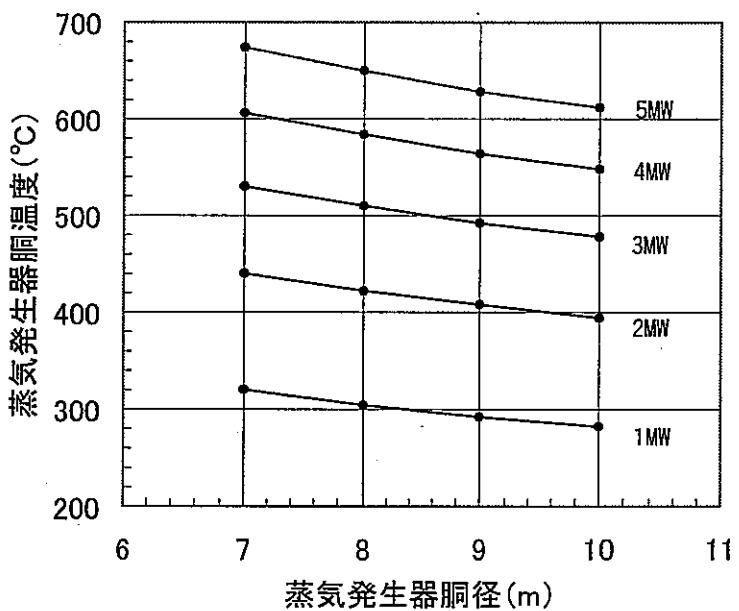
除熱量の内訳

各伝熱表面での空気自然対流による除熱量	外容器	2.17 MW
	空気流路ガイド	0.83 MW

図 4.2.4-7 環状リブ方式の蒸気発生器外側温度分布（レファレンス条件、3MW）

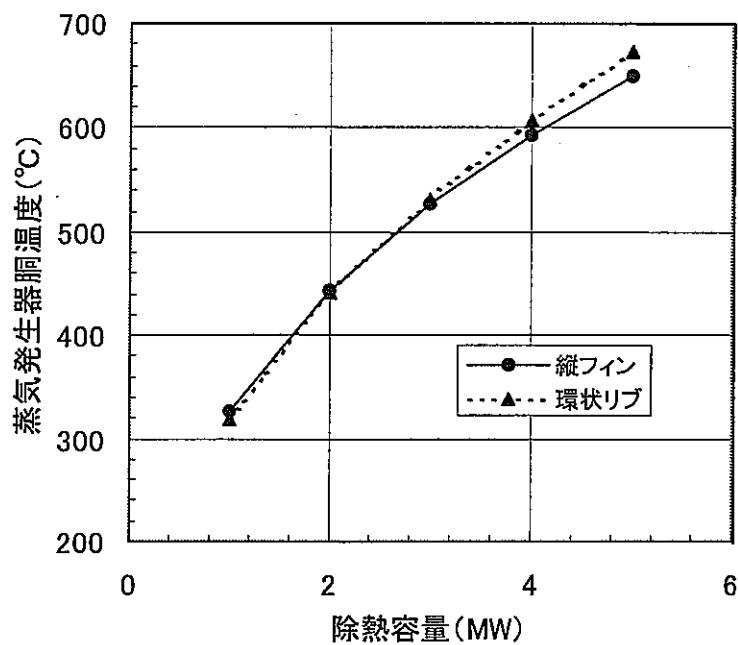


縦フィン方式（レファレンス条件。ただし、胴径はパラメータ）

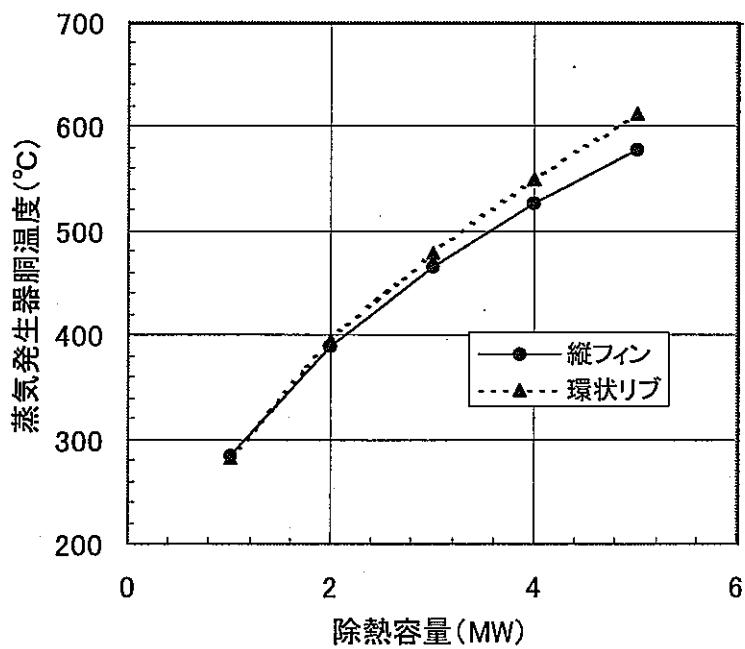


環状リブ方式（レファレンス条件。ただし、胴径はパラメータ）

図 4.2.4-8 蒸気発生器胴径の影響

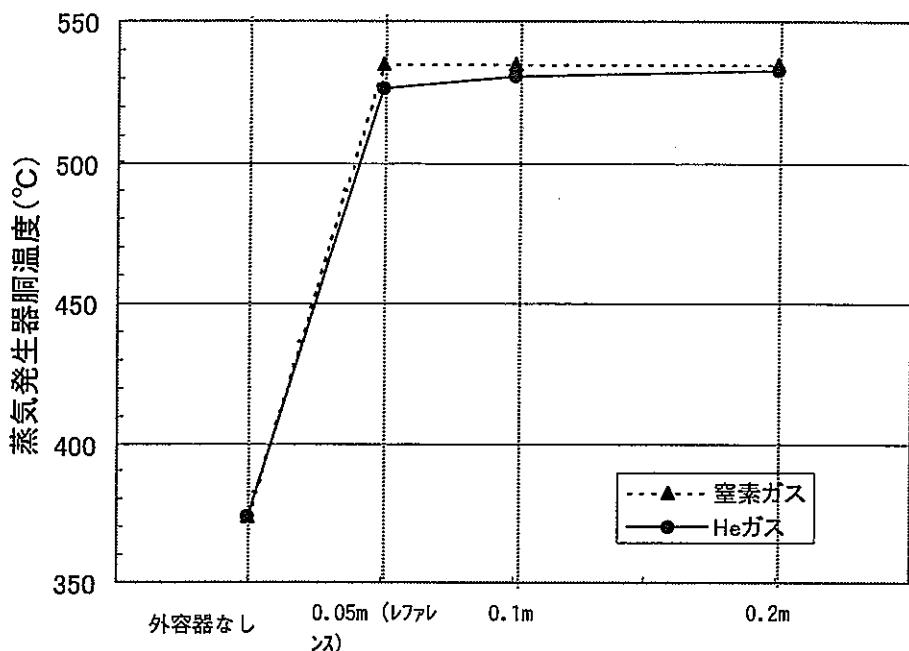


蒸気発生器形状 $\phi 7\text{m} \times \text{h}15\text{m}$ のケース

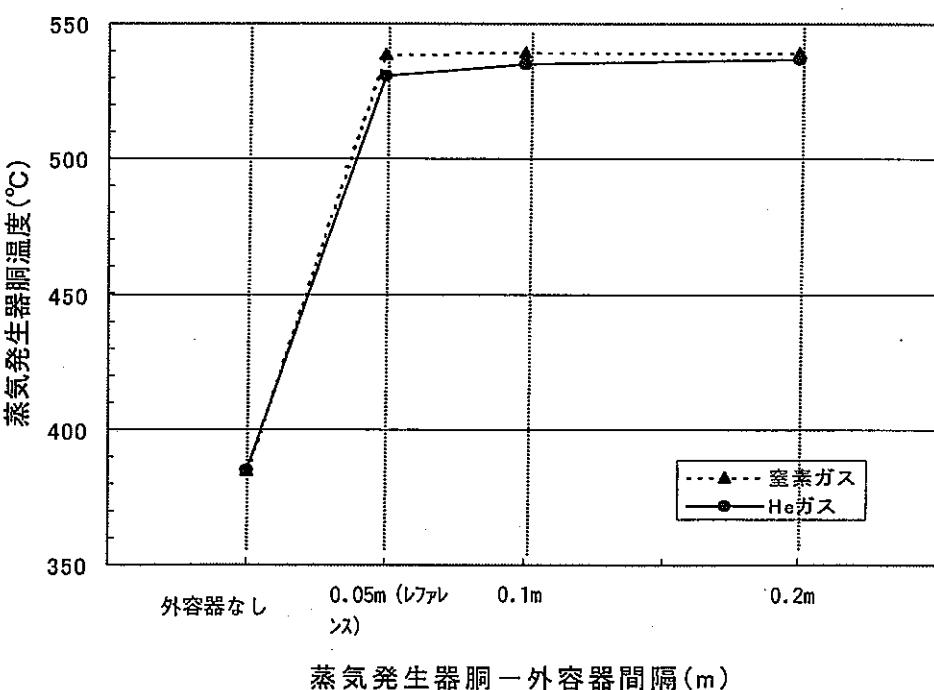


蒸気発生器形状 $\phi 10\text{m} \times \text{h}15\text{m}$ のケース

図 4.2.4-9 各ヒートコレクタ方式における蒸気発生器胴温度の比較



縦フィン方式（レファレンス条件、3MW。ただし、外容器仕様はパラメータ）



環状リブ方式（レファレンス条件、3MW。ただし、外容器仕様はパラメータ）

図 4.2.4-10 蒸気発生器胴一外容器間隔、充填ガス種類の影響

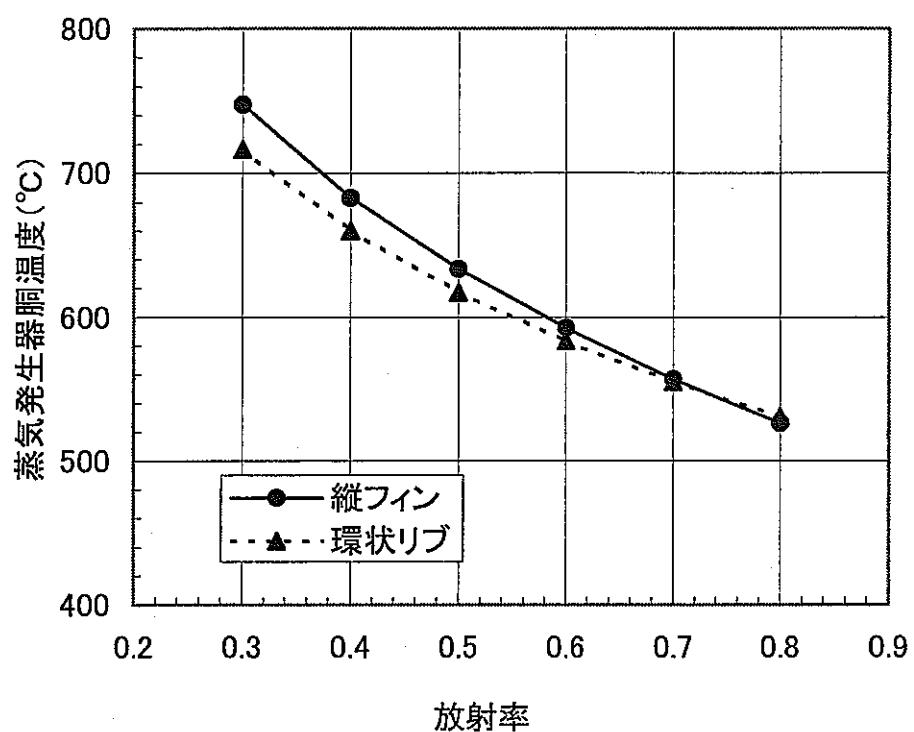


図 4.2.4-11 放射率の影響 (レファレンス条件、3MW)

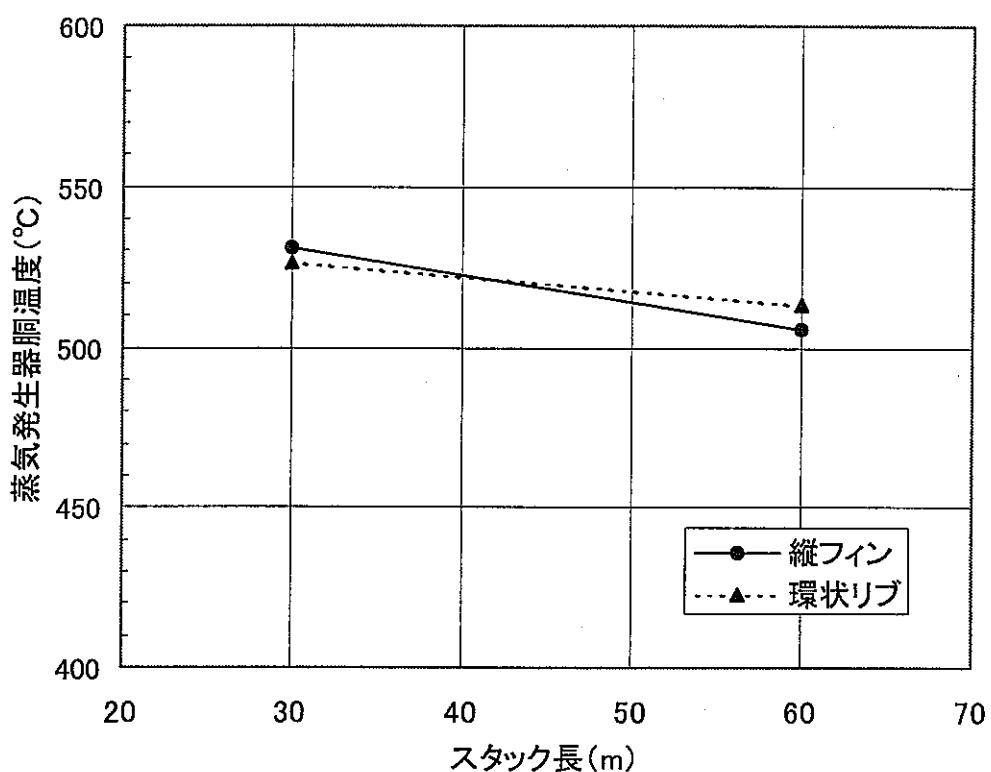
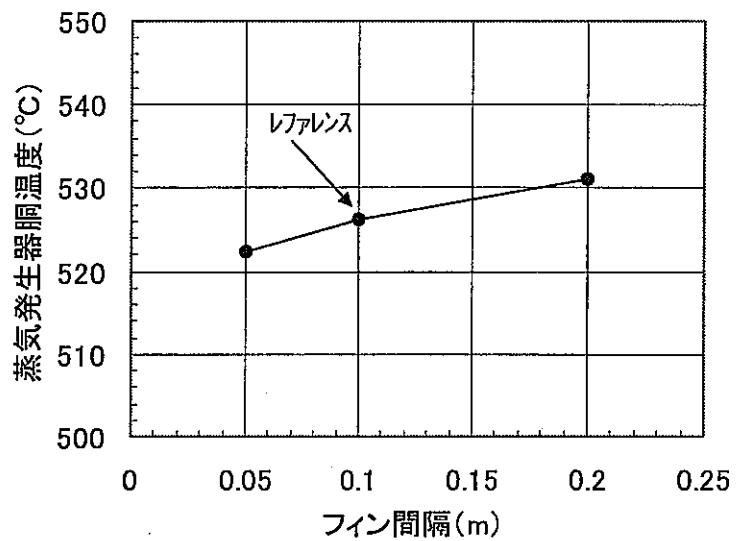
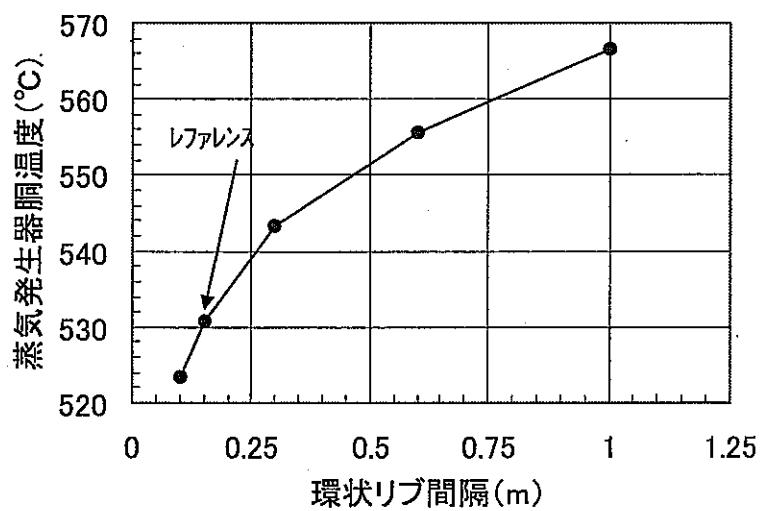


図 4.2.4-12 スタック長の影響 (レファレンス条件、3MW)

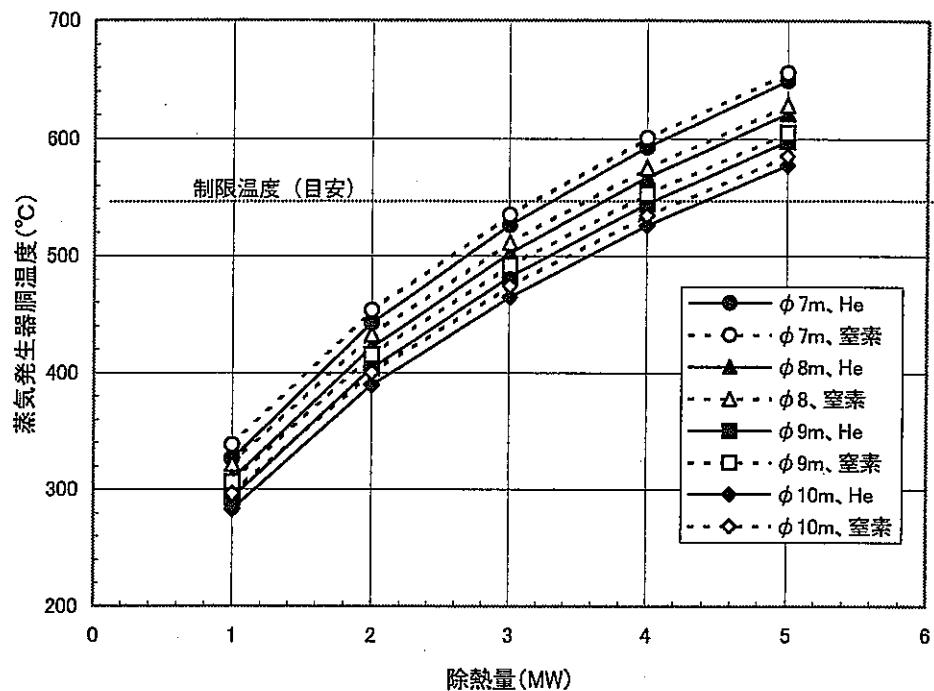


縦フィン方式（レファレンス条件、3MW。ただし、フィン間隔はパラメータ）



環状リブ方式（レファレンス条件、3MW。ただし、リブ間隔はパラメータ）

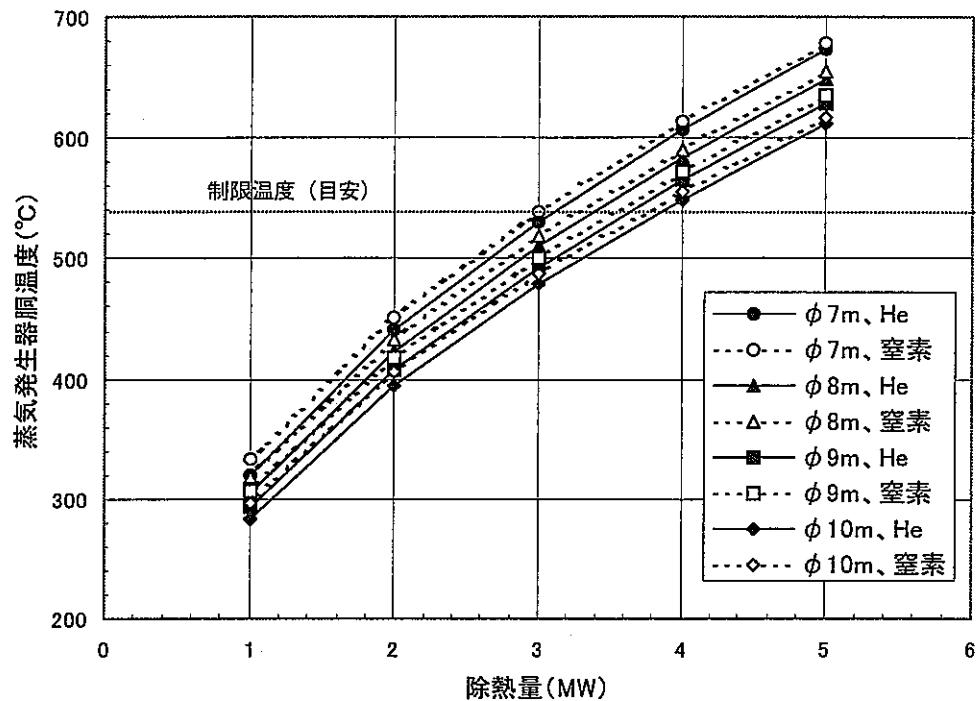
図 4.2.4-13 縦フィン及び環状リブ間隔の影響



除熱量の概算値

蒸気発生器胴 径	ヘリウムガス充填		窒素ガス充填 間隙幅 0.2 m
	間隙幅 0.05 m	間隙幅 0.2 m	
7 m	3.2 MW	3.1 MW	
8 m	3.6 MW	3.5 MW	
9 m	3.9 MW	3.8 MW	
10 m	4.3 MW	4.1 MW	

図 4.2.4-14 縦フィン方式 SG-ACS の除熱量



除熱量の概算値

蒸気発生器胴 径	除熱量の概算値	
	ヘリウムガス充填 間隙幅 0.05 m	窒素ガス充填 間隙幅 0.2 m
7 m	3.1 MW	3.0 MW
8 m	3.4 MW	3.3 MW
9 m	3.7 MW	3.6 MW
10 m	3.9 MW	3.8 MW

図 4.2.4-15 環状リブ方式 SG-ACS の除熱量

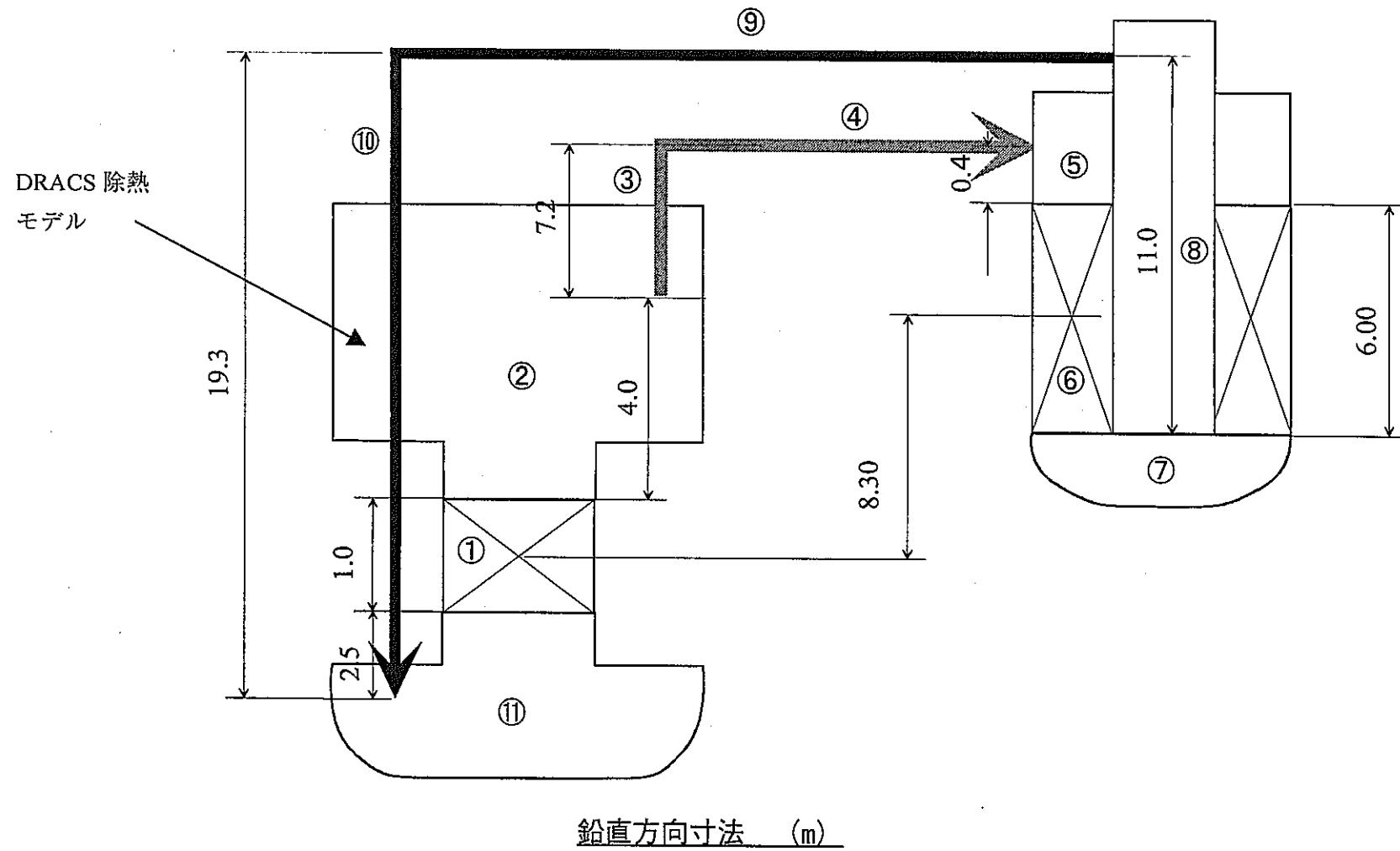


図 4.2.4-16 一次主冷却系自然循環解析モデル図

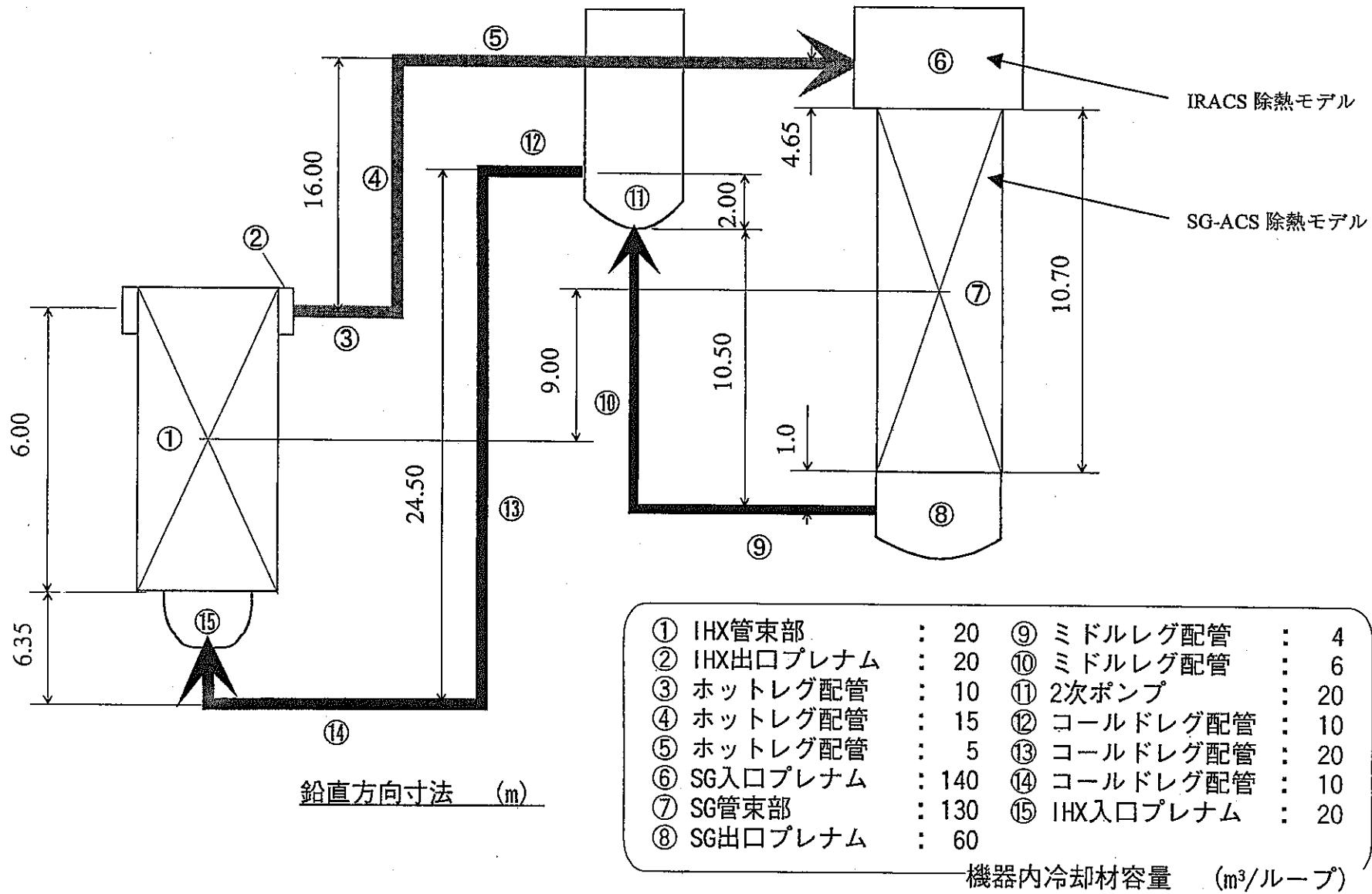
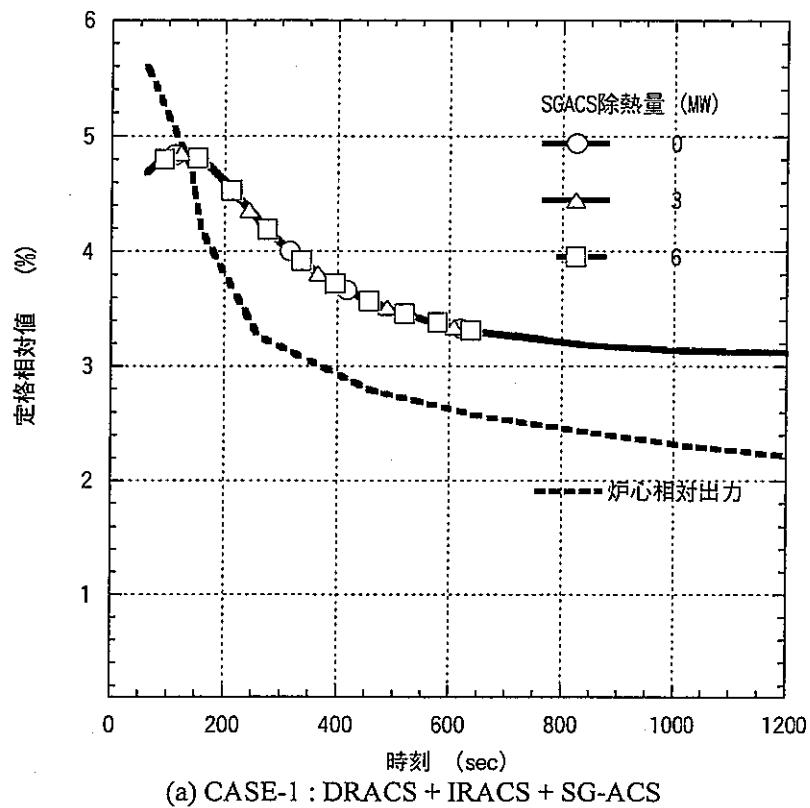
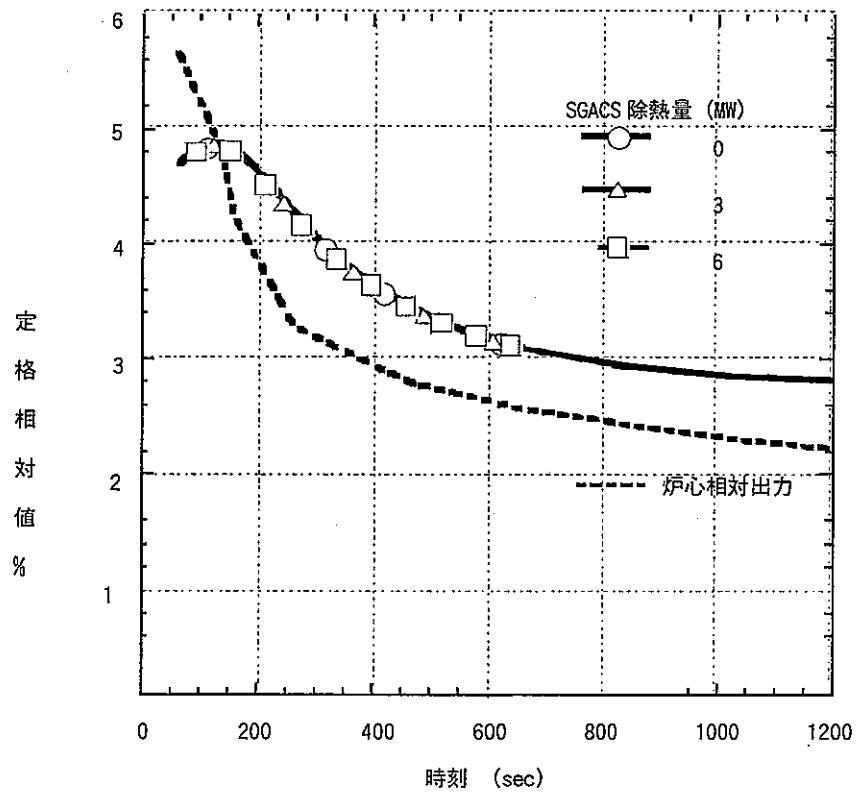


図 4.2.4-17 二次主冷却系自然循環解析モデル図

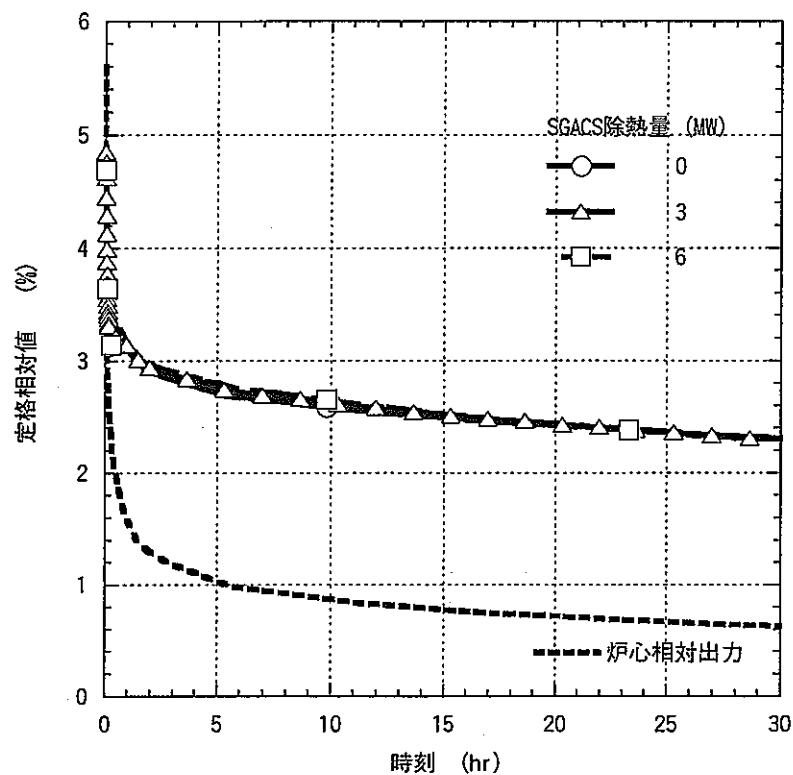


(a) CASE-1 : DRACS + IRACS + SG-ACS

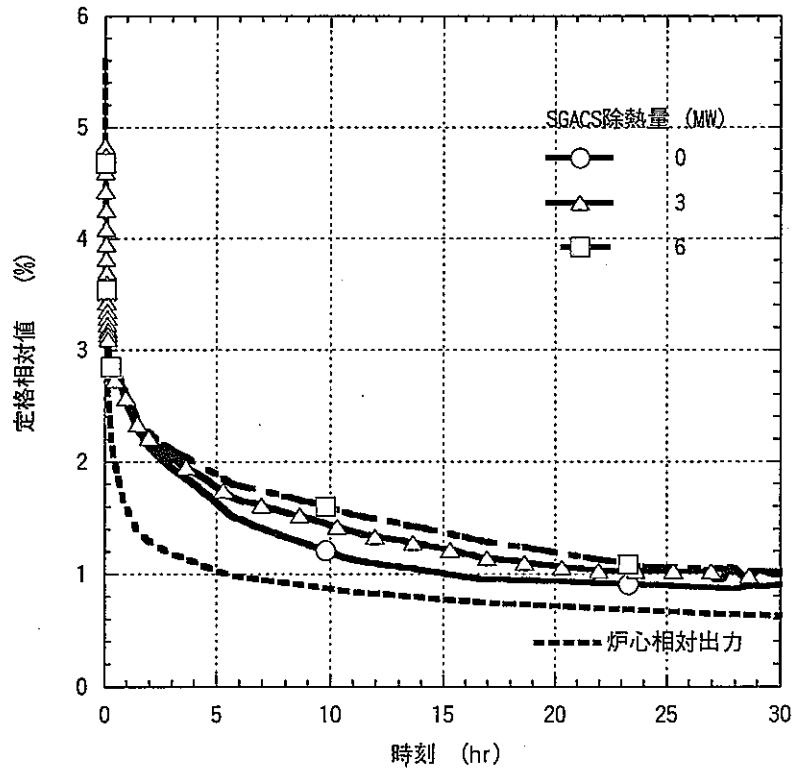


(b) CASE-2 : DRACS + SG-ACS

図 4.2.4-18 一次冷却系自然循環流量及び崩壊熱の推移（短期）

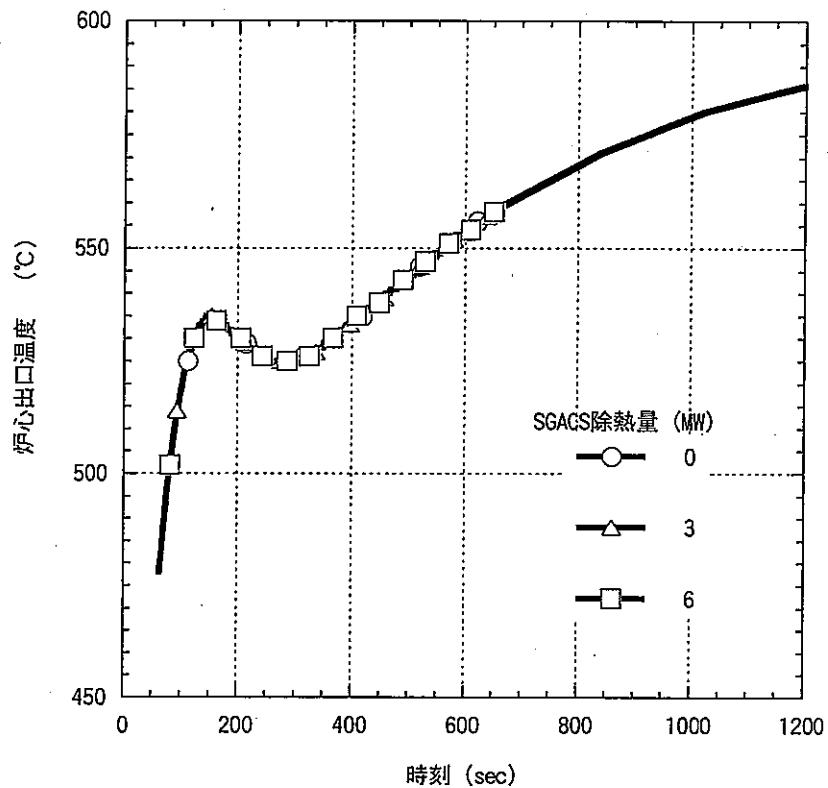


(a) CASE-1 : DRACS + IRACS + SG-ACS

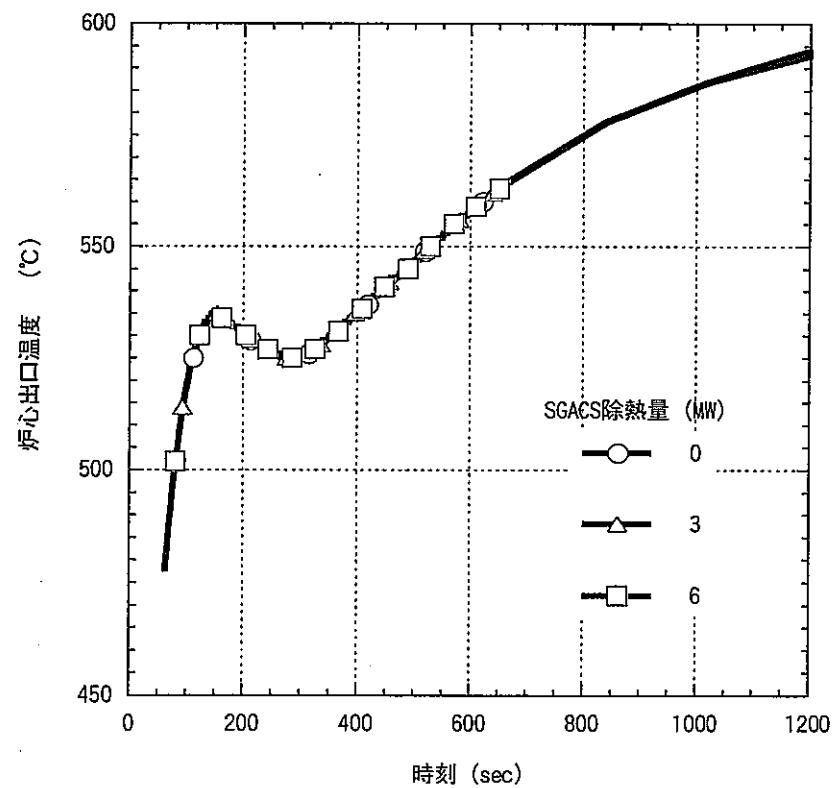


(b) CASE-2 : DRACS + SG-ACS

図 4.2.4-19 一次冷却系自然循環流量及び崩壊熱の推移（長期）

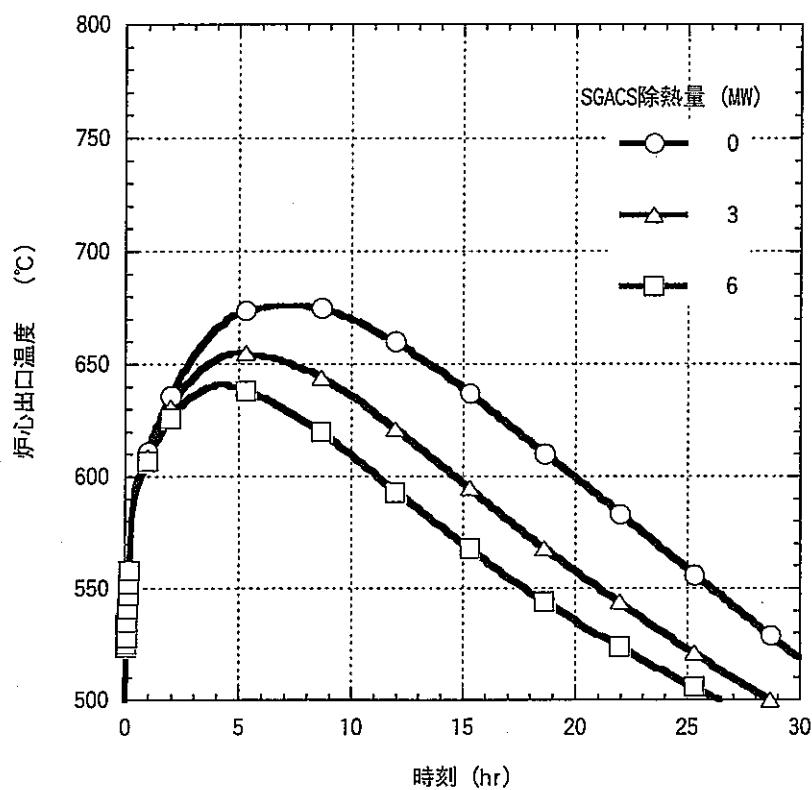


(a) CASE-1 : DRACS + IRACS + SG-ACS

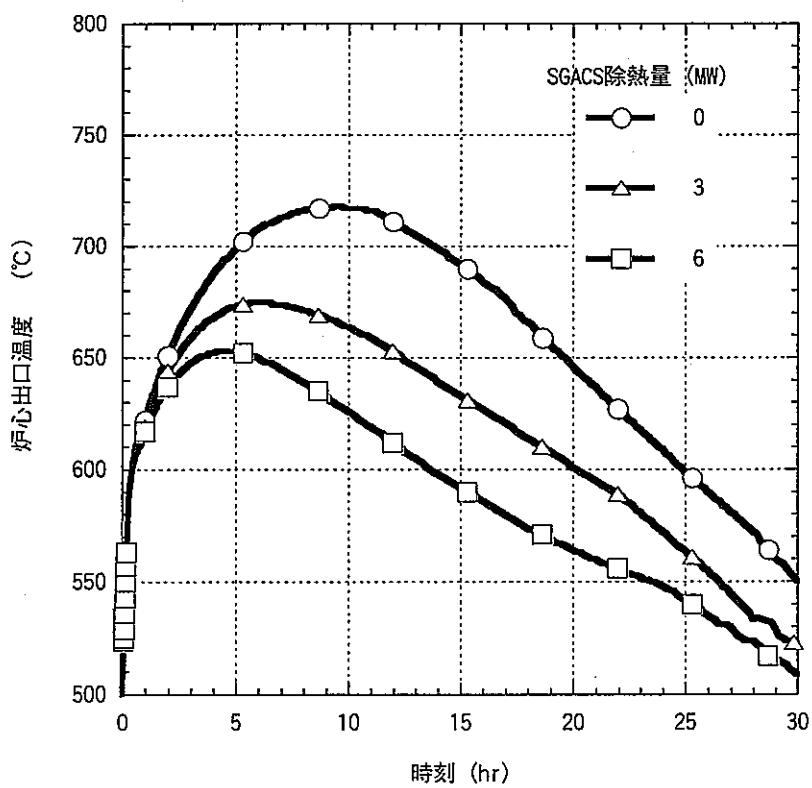


(b) CASE-2 : DRACS + SG-ACS

図 4.2.4-20 炉心出口温度の推移（短期）



(a) CASE-1 : DRACS + IRACS + SG-ACS



(b) CASE-2 : DRACS + SG-ACS

図 4.2.4-21 炉心出口温度の推移（長期）

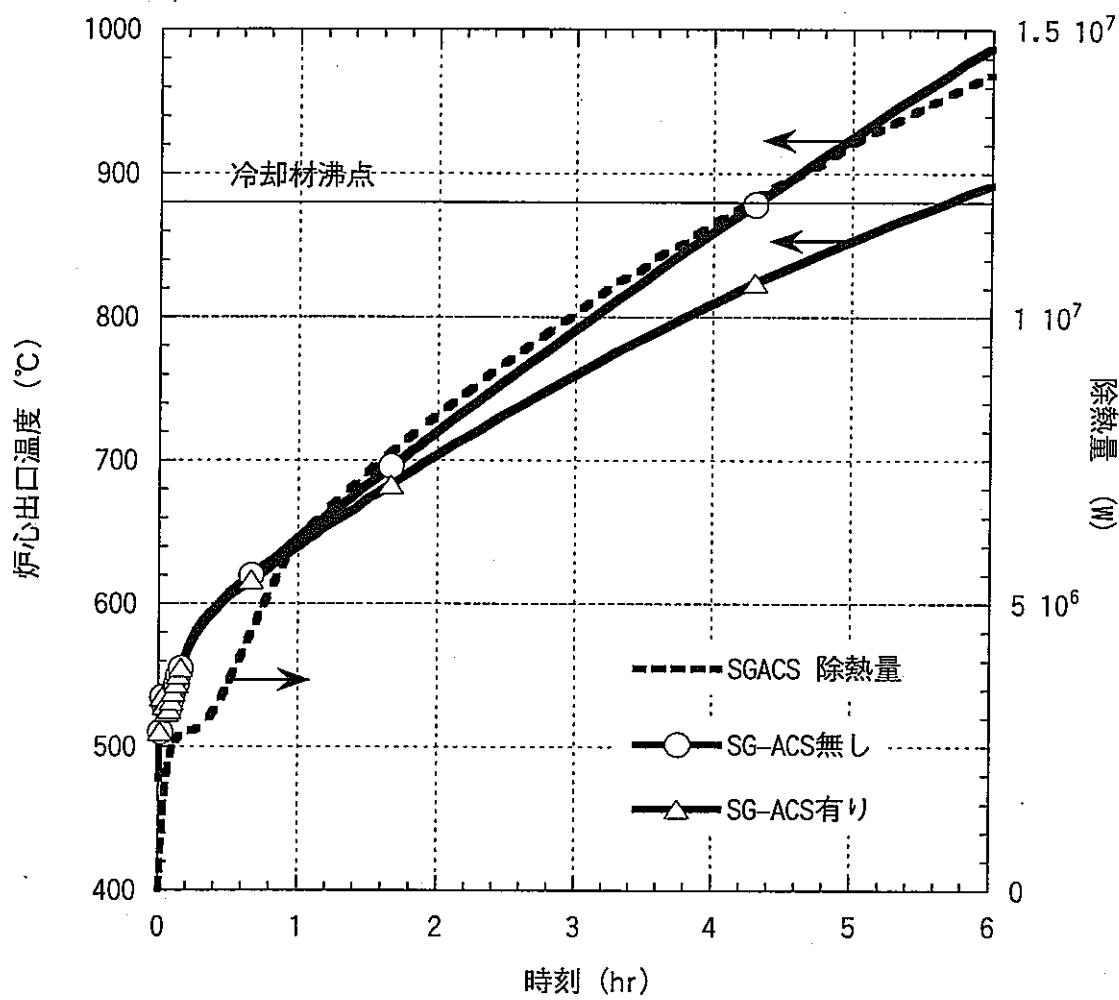
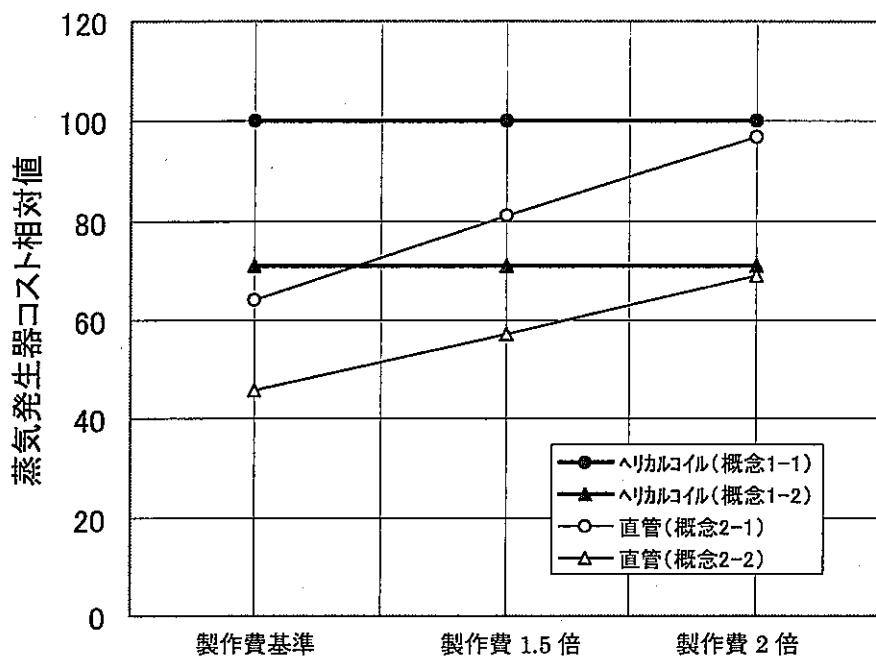
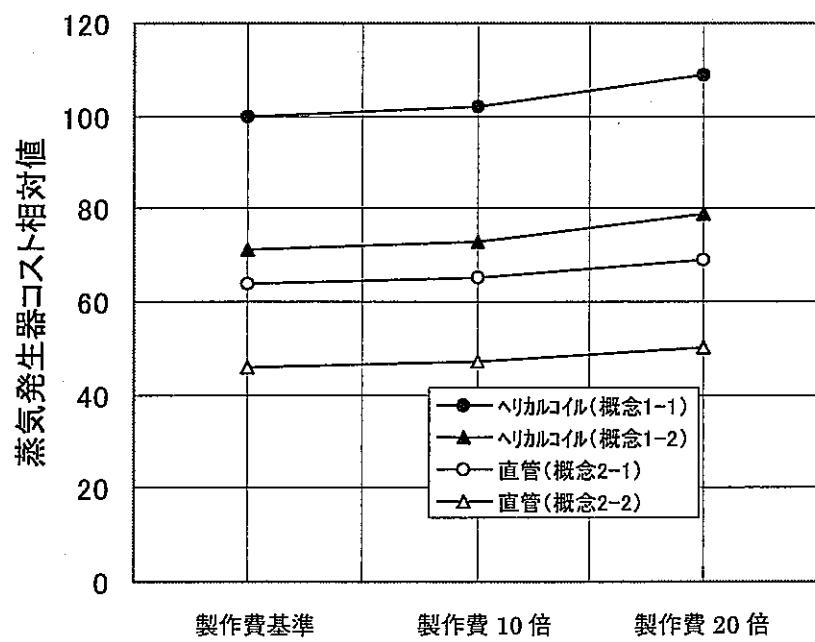


図 4.2.4-22 想定事象時の炉心温度及び SG-ACS 除熱量の推移



ブースタ挿入による蒸気発生器全体コストへの影響



環状リブ設置による蒸気発生器コストへの影響

図 4.2.4-23 ブースタ及び外容器への環状リブ設置によるコスト影響

5 中間段階評価

ナトリウム冷却大型炉は、実証炉の開発経験を生かしたループ型（一次系機器合体、ループ数削減：本節では以下「ループ型」称す）と欧州の設計経験を生かした3種類のタンク型概念、即ちタンク型（機器合体、ループ数削減：本節では以下「タンク型(1)」と称す）、タンク型（機器合体、集中配置：本節では以下「タンク型(2)」と称す）及びタンク型（機器・系統コンパクト化：本節では以下「タンク型(3)」と称す）について検討した。これらの概念検討ではナトリウムの特徴を活用したコストダウン方策を積極的に採用することで、それぞれ実用化戦略調査研究の目標（建設単価20万円/kWe）を達成できる可能性が得られつつある。その結果について、経済性に関する相互比較と概念成立性に関する評価（開発課題の検討）を行う。

5.1 経済性の評価

5.1.1 コストダウン方策の適用

表5.1-1はナトリウム冷却大型炉に係わる経済性向上方策を経済勘定項目ごとに整理したものである。今年度の設計検討では、建設費低減を第一目標として、概念検討段階で評価が容易な物量削減を中心に検討した。これらのコストダウン方策を本年度の検討概念でどのように採用したか表5.1-2に整理した。各概念とも大出力化によるスケールメリットの追求、ツインプラントによる設備の共有化の追求を共通に行い、新材料(12Cr)の採用、免震の採用、高温構造設計手法の高度化といった技術の高度化を前提に、夫々の設計の特徴を踏まえたコストダウン方策を採用している。以下にその適用の考え方を示す。

ループ数削減についてはループ型の場合は、単純にその効果が見込めるため、究極の2ループ化のプラント概念を追求している。一方、タンク型の場合、ループ数削減（タンク型の場合の一次系は機器数削減というのが適当であるが便宜上ループ数削減と表現する）によるIHXの大型化がIHXを収容する原子炉容器径の増大を招くため、ループ数削減が物量削減に必ずしも効果的かどうかわからない。IHXの大型化による原子炉容器径の増加の課題を克服するにはIHXを円筒断面から橢円（飯盒型等）形状にすることが考えられる。そこで、タンク型は3ループ（以下タンク型(1)）と2ループ（以下タンク型(3)）において夫々橢円（飯盒型等）形状のIHXを採用したプラント概念検討と1次系ループ数を増加して（8IHX+4SGループ）円筒のIHXを分散させ炉容器径をミニマムとするプラント概念検討（以下タンク型(2)）の3種類のアプローチの検討を行った。

機器合体については、ループ型は機械式ポンプを前提にSGと2次系ポンプとの合体とIHXと1次ポンプの合体を検討したが、SGと2次系ポンプを合体するとSGの胴径増大による影響で物量がかえって増加すること、ポンプインペラミサイルによるSG伝熱管の破損リスクの回避から、IHXとポンプの合体のみを採用した。タンク型は電磁ポンプとSG（2次系）の合体のみのプラント概念検討（タンク型(1)）、電磁ポンプとIHX（1次系）及びSG（2次系）の合体のプラント概念検討（タンク型(2)）及び機器合体なし（タンク型(3)）の3種類のアプローチの検討を行っ

た。タンク型のこれらのアプローチの内、タンク型(1)と(3)の一次系でポンプと IHX を合体をしないのは、ループ数削減で炉容器内周方向スペースに余裕が生じ必ずしもその必要がないためである。また、タンク型(2)の1次ポンプ合体は、前述の機器配置の工夫で原子炉容器径の極小を目指すのに好適であるためである。

配管短縮はループ型において効果的であり、ループ型検討概念では実証炉設計の設計経験のあるトップエントリ（旧動燃で検討していたヘッドアクセス方式）と、もんじゅで採用しているサイドエントリを比較し、補修性に優れるトップエントリ方式とした。

EVST の削除に関しては、ループ型では EVST に代わる IVS の採用が原子炉容器径の増加を招き物量増加となることから、積極的に IVS 及び EVST の削除の検討を行った。タンク型は炉内配置の工夫により、IVS の採用が必ずしも原子炉構造の大きな物量増にならない可能性が有る為、タンク型(1)で IVS 及び EVST 削除概念をタンク型(2)で IVS のみの概念検討を行った。

格納容器の合理化は、ループ型については実証炉設計の設計経験のある建屋一体格納容器の検討を行った。タンク型については、1次系が1次容器に収まる関係で、1次容器のガードベッセルを原子炉格納バウンダリとすることができるためガードベッセルと格納容器の兼用とした。

尚、タンク型(2)については、原子炉入口温度係数を強化するデバイス (PLAM) を採用して、給水流量の変更による原子炉反応度制御方式として、原子炉制御系の簡素化の検討を行った。この方式は炉型に関係なく共通に適用できるものである。

5.1.2 コストダウン方策の効果

(1) ナトリウム冷却大型炉検討概念の分析

上記コストダウン方策を採用したプラント概念の物量評価結果をまとめると表 5.1-3 の通りとなる。また、単位出力当たりの NSSS 主要機器物量を比較し図 5.1-1、図 5.1-2 にしめす。タンク型(3)については、現段階で情報不足であるため NSSS 物量の評価は実施していない。図 5.1-1 は単位出力当たりの NSSS 主要機器物量の合計（単位物量）を比較したものでループ型、タンク型(2)、タンク型(1)の順に少ない。尚、ここで主要機器とは、原子炉容器、ガードベッセル、炉内構造物及び炉上部構造（以上原子炉構造）、一次系ポンプ、一次系配管、IHX（以上一次冷却系）、2 次系ポンプ、2 次系配管及び SG（以上 2 次系）を対象とした。図 5.1-2 は単位出力当たりの建屋容積（単位容積）を比較したものでタンク型(2)、ループ型、タンク型(1)の順に小さい。図 5.1-1 及び図 5.1-2 には軽水炉 (PWR 敷-2) の物量を比較の為に示している。何れの概念も軽水炉より少ない結果を得た。

図 5.1-3 は上記機器物量の系統ごとに 3 概念を比較したものである。原子炉構造の単位出力当たりの鋼材重量はタンク型はループ型の 1.7~1.8 倍である。原子炉容器内に IHX とポンプを収納するタンク型はループ型に比べ原子炉容器径が大きく鋼材重量が大きくなつたと考えられる。タンク型同士を比較すると若干タン

ク型(2) (160万kWe) がタンク型(1) (150万kWe) より単位物量が少ない(約4%) がこの差はタンク型(2)のスケールメリットと考えると、タンク型(1)はループ数削減し一次系機器合体せず、タンク型(2)は機器数を増加し一次系機器合体という別々のアプローチを採ったが、結果的に原子炉主要機器物量はほぼ同じになった。

1次冷却系はループ型がループ数削減(2ループ)を行っているにもかかわらずタンク型の方が約2割物量が少ない。これは、タンク型は冷却系機器が原子炉構造に支持され冷却配管もないため、そのことがループ型のループ数削減によるスケールメリットを凌いでいるものと思われる。タンク型同士を比較するとタンク型(2)が若干物量が少ない(約5%) が前述と同様スケールメリットと考えるとほぼ同程度である。つまり、今回の結果ではループ削減(タンク型(1))と機器合体(タンク型(2))が同等の物量削減効果であることを示唆している。これはタンク型の一次系機器合体による物量削減はループ型のような配管系の削除の効果がなく、合体機器は単体機器の総和に近い為と思われる。即ちタンク型の一次系機器合体は機器配置の適正化との関連において効果が出るものと思われる。

2次冷却系はループ数削減がループ型及びタンク型共に期待できる。ループ型、タンク型(1)、タンク型(2)は夫々2ループ、3ループ、4ループであり、2次系の物量絶対値は約90トンづつ増えてその傾向が見える。ループ型は機器合体をせず、同出力(150万kWe)のタンク型(1)は機器合体をしているがタンク型(1)の方が約10%物量が多い。これは、機器合体よりもループ型(2ループ)のループ数削減の効果が大きいためであると考えられる。機器合体を行っているタンク型同士を比較する。タンク型(1)は3ループ、タンク型(2)は4ループであるにもかかわらず単位物量はほぼ物量は同じであり、タンク型(1)のループ数削減の効果が発揮しきれていない。タンク型(2)(160万kWe)がタンク型(1)より出力が大きいことによるスケールメリットが現れている可能性も有る。

燃取系については、いずれもEVSTを採用せず、タンク型(2)のみIVSを採用している。しかし、その差は少なくEVST削除の負担について今後詳細検討する必要がある。

原子炉建屋容積については、ループ型とタンク型(2)はほぼ同じであるが、タンク型(1)は両者に比べて大きい。ループ型は一般的に建屋容積が大きくなるが、原子炉容器のコンパクト化、配管短縮技術に加えループ数削減(2ループ)による冷却配管と機器数削減をツインプラントにおいて鏡配置を積極的に採用し原子炉建物容積の削減を達成し、タンク型(2)と同程度の建屋容積を実現した。タンク型同士を比較すると約20%タンク型(2)の方が小さい。これは、タンク型(1)は原子炉容器径が大きいこと、3ループ化による2次系機器の大型化がループ型のようなツインプラントの特徴を利用した配置の融通がしきれていないのに対して、タンク型(2)はループ数を機器サイズに合わせて設定し全体の機器配置の自由度を高めてサイジングができ小さな建屋容積を実現できたためと考えられる。

以上のプラント全物量について比較すると、ループ型、タンク型(2)、タンク型(1)の順に物量が少ない。ループ型はループ数削減（2ループ化）が大きな効果を發揮している。タンク型におけるループ数削減の効果はループ型に比べて一次系では少なく、2次系で同程度である。タンク型における一次系のループ数削減は原子炉容器径を大きくし、それを抑制する為 IHX の偏平化を強いることになる。従って、タンク型は一次系機器数>2次系機器数といった方向での最適化の余地がある。タンク型(3)は1次系4IHX、2次系2SGを検討中であり、これらの検討結果を踏まえて最適化を進めて行く必要がある。

(2) ループ数削減効果

ループ型とタンク型(1)は当初計画は4ループであった。当初計画からループ数削減したことによる物量削減効果をループ型について図5.1-4、5に示す。図より4ループから2ループにループ数削減した結果、原子炉について約8%、1次冷却系約18%、2次冷却系約11%の物量が削減され、NSSS全体で約12%の物量が削減された。原子炉については設計の進捗による物量改善も含まれていると考えられる。一次系についても機器合体などの設計進捗が含まれているが、当初予定通りループ数削減により NSSS全体で10%の削減はできたものと考えられる。また、建屋容積も約10%削減され、ループ数削減による機器配置のコンパクト化がなされたものと思われる。

(3) 実証炉フェーズ1物量との比較

実証炉発展型のループ型について実証炉フェーズ1と単位出力当たりの主要機器物量（単位物量）及び建屋容積（単位容積）を比較して図5.1-6、7に示す。本検討のループ型は NSSS 全物量で約80%削減されている。これを系統別に見ると、原子炉で約77%、一次冷却系で約82%及び2次冷却系で約78%削減されている。これは表5.1-2で示したコストダウン方策の結果であるが、大出力化のスケールメリット、2ループ化、12Cr採用による機器コンパクト化が主なもの思われる。図には実証炉(66万kWe)設計の物量を0.36乗側に沿って150万kWeにスールアップした物量とも比較している。これより、上記スケールメリット以外の方策で全 NSSS が約64%削減されている。これを系統別に見ると原子炉が約62%、1次冷却系が約70%、2次冷却系が約62%削減されている。

以下に、系統別に物量削減効果を分析する。

原子炉構造

ループ型の原子炉構造の主要物量の削減は原子炉構造のコンパクト化によるものである。以下に実証炉設計と本ループ型の違いを分析する。

原子炉構造の主要寸法は以下(66万kWe実証炉／150万kWe本ループ型)に示す。

- ・ 原子炉容器径：10.4m/9.6m
- ・ 原子炉容器肉厚：50mm/30mm
- ・ 原子炉容器高さ：16m/17m

- ・ ルーフデッキ厚さ : 4m / 4.6m
- ・ ルーフデッキ径 : 11.2m / 9.6m
- ・ 炉心等価径 : 3m / 4.3

本ループ型では燃料交換方式を実証炉の2重回転プラグ中継式に対して単回転プラグ UIS 侵入 FHM の採用により原子炉容器径の縮小を果たしている。図 5.1-8 に原子炉容器の径を決める炉上部の配置の原理図を実証炉の方式と本ループ型の方式（実用化方式）を比較して示している。これより、実用化方式はマニプレータ FHM の占有径の 2 倍に相当する原子炉容器の縮小が原理的に可能である。仮に、実証炉方式を実用化方式にすると、マニプレータ FHM の占有径が約 1m ある事から、原子炉容器径は 10.4m から 8.4m となる。原子炉構造の物量は直徑のほぼ 2 乗に比例するとすると $(8.4/10.8)^2 = 0.65$ となり、約 35% の物量が削減される。原子炉容器肉厚は、再臨界回避により原子炉容器への荷重条件が緩和され薄肉化（50 → 30mm）できこの薄肉化により炉壁冷却が必要なくなり原子炉容器重量は約 1/2 程度に削減できる。実証炉の原子炉容器の重量は原子炉全体の約 1/4 であるため原子炉構造の約 13% の削減に当たる。更に、ルーフデッキ径と原子炉容器径に着目すると本ループ型は原子炉容器をスカートで支えているので同じ径であるが、実証炉は原子炉容器はデッキに吊られている。従って、実証炉のルーフデッキ径（11.2m）は原子炉容器（10.4m）より 0.8m 大きい。仮に実証炉も本ループ型と同じ方式とすればルーフデッキ重量は $(10.4/11.2)^2 = 0.86$ となり、約 14% 削減できる。実証炉のルーフデッキの重量は原子炉全体の約 30% であるため原子炉構造の約 5% の削減に当たる。以上を合計すると、実証炉設計は本ループ型と同じ設計としたならば原子炉構造は約 52% の物量の削減が見込める。図 5.1-6 では、実証炉スケールアップ 150 万 kWe に対して本ループ型は原子炉物量は約 62% 少ない結果になっているが、その主要な原因（理由）は上記の通りである。

一次系

ループ型の一次系の主要物量の削減は、ループ数削減（3 から 2 ループ）、IHX とポンプを合体、低熱膨張・高高温強度を有する 12Cr 採用による。以下に実証炉設計と本ループ型の違いを分析する。

0.36 乗則のスケール指数を適用すれば、3 ループ（実証炉）を 2 ループ化することで、物量は $2 \times (3/2)^{0.36} / 3 = 0.77$ 倍になり約 23% 削減される。IHX とポンプの合体については事前検討を参考にすると約 10% の削減が見込まれる。次に低熱膨張・高高温強度を有する 12Cr 採用により 316FR の IHX 伝面は約 25% 削減される。実証炉の一次系物量の内 IHX の割合は約 2/3 であるので伝面の削減が IHX の物量削減に比例すると仮定すれば一次系約 16% の削減となる。以上を合計すると、実証炉設計は本ループ型と同じ設計としたならば一次系は約 50% の物量の削減が見込める。図 5.1-6 では、実証炉スケールアップ 150 万 kWe に対して本ループ型は一次系は約 70% 少ない結果になっているが、その主要な原因（理由）は上記の通りである。実証炉はポンプ容器、IHX 容器がありそれらの削除も考慮すると 70%

程度の削減に更に近づく。

二次系

ループ型の二次系の主要物量の削減は、ループ数削減（3から2ループ）と、低熱膨張・高高温強度を有する12Cr採用による。以下に実証炉設計と本ループ型の違いを分析する。

ループ数削減は一次系と同様に物量は約23%削減される。次に低熱膨張・高高温強度を有する12Cr採用によりMod.9CrのSG伝面は約25%削減される。実証炉の二次系物量の内SGの割合は約90%であるので伝面の削減がSGの物量削減に比例すると仮定すれば二次系の物量は約23%の削減となる。以上を合計すると、実証炉設計は本ループ型と同じ設計としたならば二次系は約46%の物量の削減が見込める。図5.1-6では、実証炉スケールアップ150万kWeに対して本ループ型は一次系は約62%少ない結果になっているが、その主要な原因（理由）は上記の通りである。

5.2 成立性の評価

本年度は経済性向上を最優先に、物量削減によるコストダウン方策を積極的に採用して建設単価20万円/kWeを目指した。この各概念の、構造健全性、安全性、製作性及び運転保守性についての成立性について4章で評価されている。その結果よりの成立性に関する課題を評価する。

5.2.1 構造健全性

耐震性については、実証炉の設計研究の成果を基に、いずれも水平免震を必須条件にしている。一方上下耐震は、ループ型は（原子炉容器径9.6m 肉厚30mm）については実証炉設計の地震条件（地盤条件、地震波）であれば、炉心の浮き上がりはあるものの構造的には耐震性を有しているが、タンク型（原子炉容器径11～16m 肉厚25mm）については構造成立条件として上下免震が必要となる。尚、地震条件が更に厳しくなればループ型も上下免震が必要となる可能性がある。

構造健全性については、ループ型の配管短縮等に関する安全裕度を合理化した構造設計基準の高度化が必要である。構造設計基準の高度化は、12Cr鋼の適用を含めて共通課題である。

機器合体構造については、ループ型における機械式ポンプとIHXとの合体機器の健全性が機械式ポンプの振動などによる伝熱管の健全性確保に関する試験による最適化が必要となると考えられる。タンク型(1),(2)は電磁ポンプとの合体であるので合体による前述の構造健全性の懸念は少ない。しかし、タンク型(2)の電磁ポンプは一次系に使用していることから、中性子環境下での使用基準の開発が必要となる。

5.2.2 安全性

炉停止機能、崩壊熱除去及び格納機能の設計基準条件での安全性については、基本的には先行設計研究で検討された範囲であり、実証炉設計研究の成果を踏まえ各概念とも成立性の見通しはあると考えられる。また、Na漏洩に関しても実

証炉設計研究の成果を踏まえ実証炉と同程度の強化がされている。一方、再臨界回避方策は、①ATWSにおける燃料溶融防止、②溶融燃料の分散（排出）、③事故後冷却の各々にの成功方策を検討している。これらの概念は構築段階でありその有効性とそれによる物量増加について今後確認して行く必要がある。

5.2.3 製作性

製作性については、基本的には大きな課題はない範囲で検討されている。しかし、今後更に確認すべきは以下の点が挙げられる。

- (1) タンク型では主容器の組み立てが現地になる可能性
- (2) タンク型(1)、(3)の異型 IHX の製作性
- (3) タンク型(2)の IHX と電磁ポンプ合体の製作性（ケーブルの引出等）
- (4) ループ型の機械式ポンプと IHX の合体

5.2.4 運転保守性

運転性、保守補修性とともに実証炉と同程度の性能が得られるように設計している。下記については、その有効性の検討を行い、運転、保守補修性の改善効果の把握が必要である。

- (1) タンク(1)の K_{∞} 一定炉心による運転容易性の定量評価
- (2) タンク(2)の給水制御の運転容易性の定量評価
- (3) 電磁ポンプの保守、補修性の評価

5.2.5 EVST 削除

ループ型及びタンク型(1)では、EVST を削除している。この成立性には使用済み燃料の冷却性が課題となる。この冷却設備の経済的負担について確認する必要がある。また、この経済的負担は使用済み燃料の健全性確保基準に依存するためその基準整備が必要となる。

5.3 更なる経済性向上策

更なる経済性向上策として以下の検討を実施した。

- (1)更なる高温・高効率化追求
- (2)建設工期短縮
- (3)検出系高度化による安全系局限化
- (4)S G - A C S

(1)については炉心のミスマッチファクタを 1.9 とすれば原子炉出／入口温度を $570^{\circ}\text{C} / 425^{\circ}\text{C}$ が実現でき、超臨界圧再熱再生サイクル（効率 45.4%）が使え、再生熱交換器の増加等を考慮しても 5%程度の建設単価の向上が期待でき、現在 20 万円/kWe が 19 万円/kWe にできる可能性がある事が分かった。これを実現する為には炉心のミスマッチファクタ 1.9 実現できる炉心設計と原子炉出口温度 570°C に対応する原子炉、冷却設計を行う必要がある。

(2)、(3)については、20 万円/kWe の確保に必須な検討であり既に建設単価に組み込まれている。

(4)については、崩壊熱系の簡素化を期待したが、大型炉では除熱能力に限界が

あり単独での適用効果はないことが分かった。

表5.1-1 ナトリウム大型炉経済性向上の為のプラント設計の方策(案)

目的	分類	方向性	方策		
			現状採用済みの方策	今後採用を検討する方策	
5つの視点	建設費 (20万円/kW)	物量削減 →コンパクト化の追求 ↓建屋容積等の削減 →系統・機器簡素化の追求 ↓建屋容積等の削減 →集合化・集積化の追求 ↓建屋容積等の削減 →スケールメリットの追求 →設備の共用化 物量以外 →習熟効果 →工数／製造単価の適正化 →規制緩和(工場製作に係わる)	炉心のコンパクト化 機器合体 ループ数削減 配管短縮 建屋一体型CV 新材料 高温構造設計手法高度化 板金型IHX 炉上部簡素化 ループ数削減 EVST削減 免震の採用 安全系の局限(SGACSなど) 制御系の簡素化 高温構造設計手法高度化 機器合体(熱交換器+ポンプ) 高温構造設計手法高度化 プラント大出力化 ループ数削減(ループの大型化) ツインプラント ガードバッセルと格納容器の共用 ツインプラント 設計の標準化	規格基準適正化 2次系削除 規格基準適正化 機器合体 (中間媒体を介した一体型SG) 規格基準適正化 再処理施設とのコロケーション 工場完成範囲の拡大 汎用機器の拡大 (火力/軽水炉との共通化) 直管型SG(伝熱管製造単価低減) 規格基準の適正化 (汎用機器の採用) 許認可プロセスの簡素化 工場完成範囲の拡大 建設工法の高度化 SKS、SSTの短縮(合理化) 規格基準の適正化 (汎用機器の採用) 許認可プロセスの簡素化 運転の自動化 ツインプラント	
	安全を前提に ・資源の有効利用 ・環境負荷低減 ・核不拡散性	間接費 →建中利子 →現場経費 →入件費 →運転費 →燃料費 →廃炉費 →発電電力量	建設計期の短縮 →規制緩和(現地工事に係わる) →運転員の削減 →交換品の長寿命化 →再利用、長寿命化 →炉心・燃料設計で検討 将来、先行炉の廃炉情報を入手して設計に反映 →高効率化 →所内負荷率の低減 →定検期間の短縮		
					原子炉出口温度高温化 新材料 設計手法高度化／規格基準適正化 空調容積の削減 ポンプ動力の低減 余熱容量低減 燃料交換期間の短縮 動的機械の削減 ロボット化

表 5.1-2 Na 大型炉検討概念のコストダウン方策

検討プラント概念	コストダウン方策（共通）	コストダウン方策（固有）
ループ型 (一次系機器合体、ループ数削減)	<設計方策> ・プラント大出力化 ・炉心のコンパクト化 ・炉上部簡素化 ・ツインプラント <技術高度化> ・新材料 (12Cr) ・免震の採用 ・高温構造設計手法の高度化	・ループ数削減 (2 ループ) ・機器合体 (IHX/ポンプ) ・配管短縮 (トップエントリ) ・EVST 削除 ・建屋一体 CV
タンク型(1) (機器合体、ループ数削減)		・ループ数削減 (3 ループ) ・異型 IHX ・機器合体 (SG/ポンプ) ・EVST 削除 ・GV と格納容器兼用
タンク型(2) (機器合体、集中配置)		・機器合体 (IHX/ポンプ、SG/ポンプ) ・GV と格納容器兼用 ・制御系の簡素化
タンク型(3) (機器・系統コンパクト化)	(基本的に同上)	・ループ数削減 (2 ループ) ・異形 (飯盒型) IHX

表 5.1-3 ナトリウム冷却大型炉の物量比較

プラント名称		旭 (一次系機器合体、ループ数削減)	COSMIC (2次系機器合体、ループ数削減)	ACOT+ (機器合体、集中配置)	実証炉(66万kWe)
電気出力	MWe	1,500	1,500	1,600	660
ループ数		2	3	4	3
原子炉構造物量	ton	798	1,420	1,454	1,556
	ton/MWe	0.532	0.947	0.909	2.358
一次冷却系物量	ton	674	560	563	1,682
	ton/MWe	0.449	0.373	0.352	2.548
2次冷却系物量	ton	1,104	1,213	1,306	2,187
	ton/MWe	0.736	0.809	0.816	3.314
合計物量	ton	2,576	3,193	3,323	5,425
	ton/MWe	1.717	2.129	2.077	8.220
原子炉建物容積	m ³	115000	148000	110000	219000
	m ³ /MWe	77	99	69	332

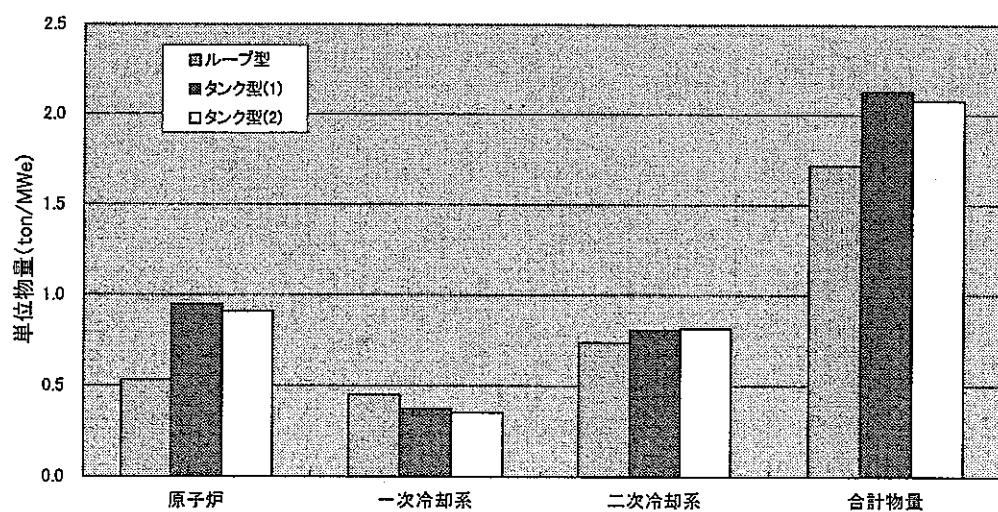
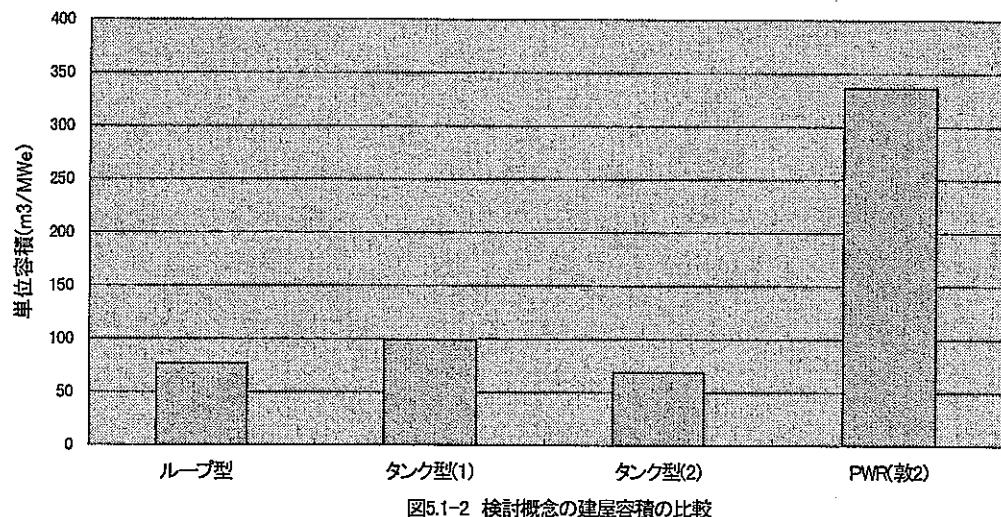
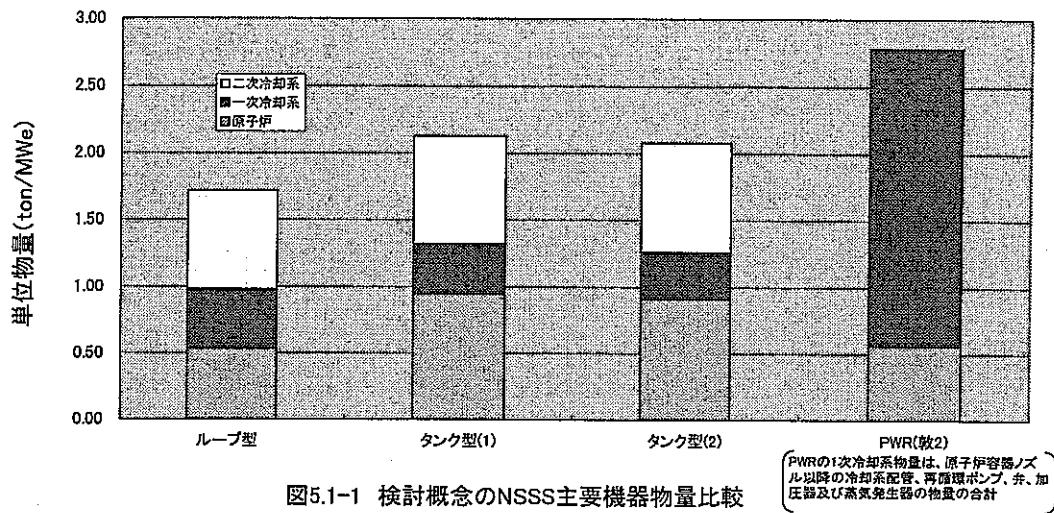


図5.1-3 検討概念の系統別主要機器物量比較

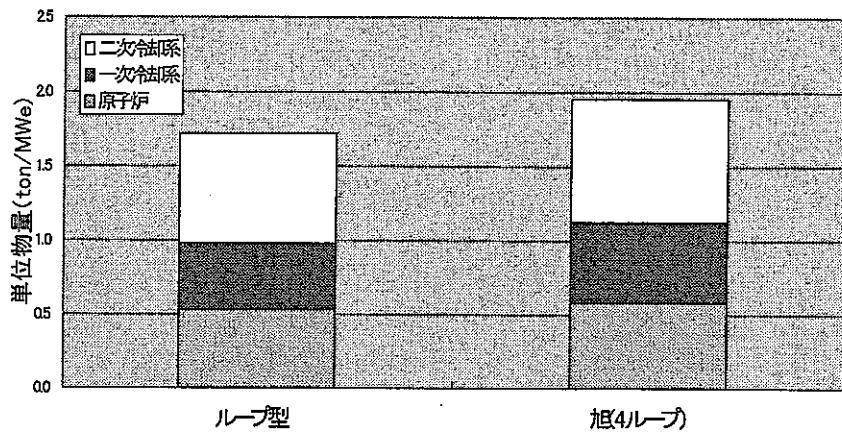


図5.1-4 ループ型のループ数削減効果(NSSS主要機器物量)

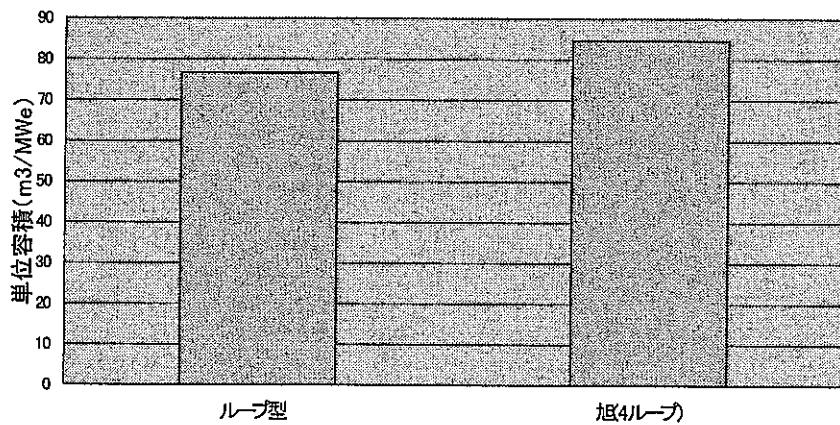


図5.1-5 ループ型のループ数削減効果(建屋容積)

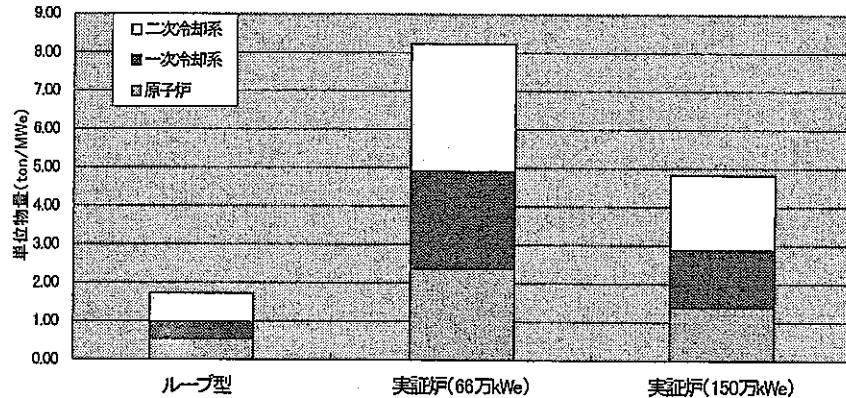


図5.1-6 実証炉フェーズ1とループ型との物量比較(NSSS主要機器物量)

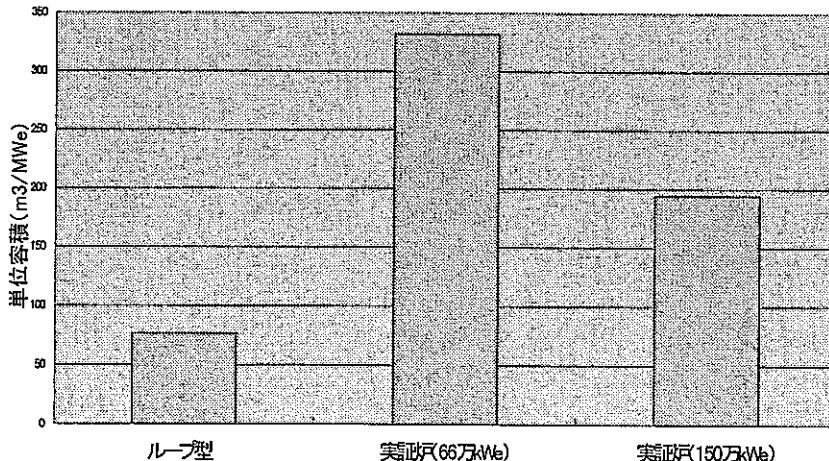


図5.1-7 実証炉フェーズ1とループ型との物量比較(建物容積)

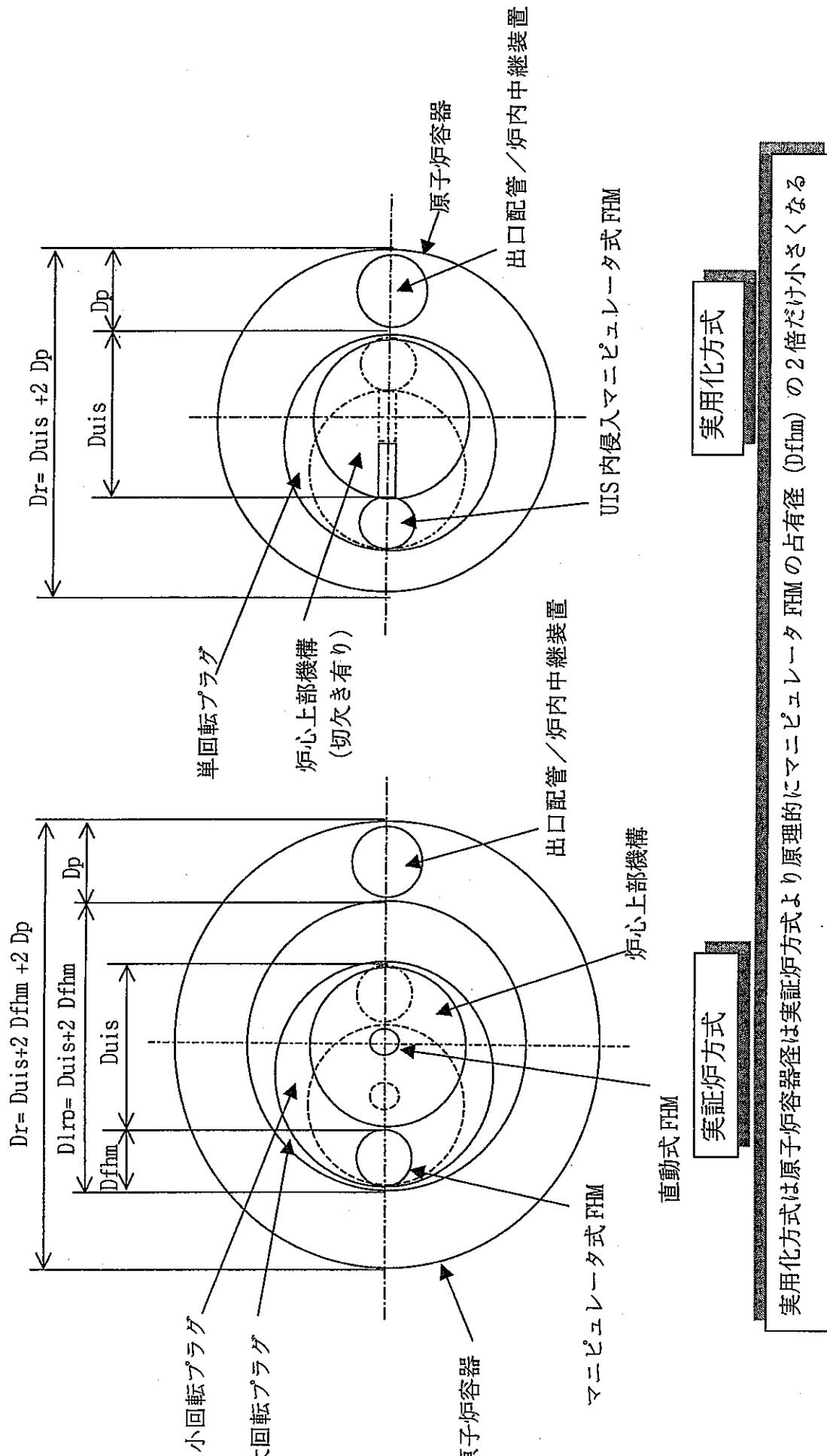


図 5.1-8 单回転プラグ+切り欠き式 UIS による原子炉容器縮小のポテンシャル

6. 結言

1999年度は、ナトリウム大型炉の経済性向上を主眼に、ループ型炉の1概念（1次系機器合体・ループ数削減）とタンク型炉3概念（①2次系機器合体・ループ数削減、②機器合体・集中配置、③機器・系統コンパクト化）の合計4概念の検討を実施した。各概念には機器の大型化、系統数削減と局限化、機器の集合・合体化など従来にない限界設計を行っている部分があり、その成立性に関しては更なる確認を必要とするが、いずれの炉型においても経済性目標の20万円/kWeを達成できる見込みである。

また、ナトリウム炉の経済性向上策として、①更なる高温・高効率化追求、②建設工期短縮、③検出系高度化による安全系局限化、④SG-ACSについて検討し、コストダウンの可能性を有する項目を抽出した。今後は引き続きこれらの方策を具体化するとともに、プラント設計への適用を図り、更なる経済性を追求する必要がある。

なお、実用化戦略調査研究のフェーズ1終了時点で一つの大型炉概念の抽出を行う為には、3種類のタンク型概念について互いの長所を相互に取り入れる等してタンク型炉の統合・抽出を行うって、ループ型比較評価を行う必要がある。以上を踏まえ2000年度は以下の検討を実施する。

- (1) プラント候補概念の技術的成立性に関する検討を進め、主要な技術課題の解決の見通しと必要な研究開発課題を明らかにする。
- (2) 高温・高効率化などの更なるコストダウン方策を取り込んだ場合の技術的課題について検討を行う。
- (3) 物量データベースを整備し、経済性評価を行う。
- (4) 以上(1)～(3)の検討に基づき、成立性及び経済性に優れた有望なフェーズⅡ候補概念を選定する。