

# 小型高速炉に関する設計研究

区分変更	
変更後資料番号	PNC TN9410 90-166
決裁年月日	平成 10 年 3 月 26 日

1990年11月

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター

この資料は、動燃事業団の開発業務を進めるため、限られた関係者だけに配布するものです。従って、その取扱いには十分注意を払って下さい。  
なお、この資料の供覧、複製、転載、引用等には事業団の承認が必要です。

配 布 限 定

PNC SN9410 90-166

1 9 9 0 年 1 1 月

## 小型高速炉に関する設計研究

森山 正敏<sup>1)</sup>

### 要 旨

小型高速炉のプラント概念について研究した。はじめに小型高速炉の設計研究の目標を検討し、原子炉のイメージとして、小型長燃料寿命安全炉及び小型分割炉心プラントを設定した。この概念検討の条件を基に、プラント概念の研究を行った。

小型長燃料寿命安全炉は、10万kWe、2ループプラントで、酸化物燃料ダクトレスの大規模化した燃料ブロックを使用するもので、遮蔽プラグ下面走行燃料交換機を用いることにより回転プラグを合理化し、液体リチウム反応度制御系により固体吸収体及び制御棒駆動機構というメカニカルな装置を削除し、2重管SGを1次冷却系に設けることにより中間冷却系の合理化を図ったものである。燃料交換は3年1バッチで行う。すなわち、3年間は無交換で3年毎に炉心全体を交換する。全炉心ボイド反応度は1.6ドルで、低線出力密度、低燃焼度炉心となっている。ボイド反応度を1ドル以下にするために研究をする。

小型分割炉心プラントは、小型長燃料寿命安全炉で検討した10万kWe炉心をモジュールとして3個原子炉容器内に設置して、30万kWeの出力を得ようとするものである。この狙いは、10万kWe相当の小型炉心で達成できる炉心安全性を出力30万kWeクラスのプラントにおいても保持しようとするものである。プラントの特徴は小型長燃料寿命安全炉と共通であるが、3ループプラントである。

<sup>1)</sup>大洗工学センター 技術開発部プラント工学室

NOT FOR PUBLICATION

PNC SN9410 90-166

Nov. 1990

## Design Study on the Small Fast Reactor

M. Moriyama<sup>1)</sup>

### Abstract

The concepts of small fast reactor plants were studied. Objectives of the design study for the plants were argued at first. Plant images of a small long-fuel-life safety reactor and a small divided core plant were adopted. The concept of the plants was studied based on the condition within above plant images.

The small long-fuel-life safety reactor is 100 MWe, 2 loop plant, using ductless large bundles (fuel blocks). Fuel exchange mechanism using under shield plug rail is installed in place of a rotating plug. Reactivity is controlled by liquid lithium system that gets rid of solid control rods and CRDMS. Double-tubed steam generators are installed as a primary cooling circuit eliminating an intermediate cooling circuit. Fuel exchange is performed every 3 years with one batch.

That is, the fuel is not replaced for 3 years, and the whole core is replaced every 3 years. Whole core void reactivity is \$1.6. The reactor has a low linear heat rate and a low burnup core. Further study is needed to make void reactivity less than \$1.

The small divided core plant is intended to generate 300 MWe by using three 100 MWe cores in a reactor vessel. The aim of this design is to have the core safety attained by the 100 MWe small core in the 300 MWe plant. Characteristics of the plant are same as the small long-fuel-life safety reactor. This plant has 3 loop cooling circuits.

---

<sup>1)</sup>Plant Engineering Office, Technology Development Division, OEC, PNC

## 目 次

要旨

表一覧表

図一覧表

1. 緒言 .....	1
2. 小型高速炉についての考え方 .....	2
2.1 小型高速炉の諸要因 .....	2
2.2 小型高速炉設計研究の目標 .....	3
3. 小型高速炉の設計概念の目標 .....	6
3.1 小型長燃料寿命安全炉 .....	6
3.2 小型分割炉心プラント .....	8
4. 小型長燃料寿命安全炉の設計研究 .....	10
4.1 プラント全般 .....	10
4.2 炉心・燃料 .....	19
4.3 液体リチウム反応度制御系 .....	41
4.4 原子炉構造設備 .....	94
4.5 冷却系設備 .....	103
5. 小型分割炉心プラントの設計研究 .....	113
5.1 プラント全般 .....	113
5.2 炉心 .....	129
5.3 原子炉構造 .....	138
5.4 冷却系設備 .....	154
5.5 崩壊熱除去系 .....	176
5.6 燃料取扱設備 .....	190
5.7 安全関連設備 .....	195
6. まとめ .....	200

7. 謝辞 .....	202
8. 参考文献 .....	203

## 表リスト

表2.1-1 小型高速炉と大型炉環境 .....	5
表4.1-1 小型長燃料寿命安全炉の主要仕様 .....	12
表4.2-1 炉心設計の基本条件 .....	25
表4.2-2 炉心燃料仕様 .....	25
表4.2-3 炉心主要特性 .....	26
表4.2-4 主要核種の実効断面積 .....	27
表4.2-5 主要核種の数密度 .....	28
表4.2-6 燃料交換方式の比較 .....	29
表4.3-1 リチウムとナトリウムの物性値一覧表 .....	55
表4.3-2 オーステナイトステンレス鋼の組成 .....	56
表4.3-3 フェライト鋼の組成 .....	57
表4.3-4 40年間に1次系Na中に放出されるT量の比較 .....	58
表4.3-5 高融点金属の原子量と融点 .....	59
表4.3-6 シーソー型炉試験による各種高融点金属のLi中腐食試験 .....	60
表4.3-7a 高融点金属及びその合金のLi中腐食試験 .....	61
表4.3-7b 高融点金属及びその合金のLi中腐食試験 .....	62
表4.3-8 各材料の組成 .....	63
表4.3-9 寿命末期に予想される腐食の度合 .....	64
表4.3-10 LiとPbの化合物の融点 .....	64
表4.5-1 1次主循環電磁ポンプの主要目 .....	107
表4.5-2 ホットレグ配管の熱膨張応力 .....	108
表4.5-3 電磁ポンプ内蔵ヘリカルコイル2重管蒸気発生器主要目 .....	109
表5.1-1 プラント主要仕様(小型分割炉心プラント) .....	115
表5.1-2 ヒートバランスとSG主要仕様 .....	116
表5.1-3 ヒートバランスによるSG伝熱面積増加理由 .....	117
表5.2-1 液体リチウム層液位制御方法の検討 .....	132
表5.2-2 液体リチウム収納設備の概念 .....	133
表5.3-1 原子炉容器内設備条件 .....	140
表5.3-2 原子炉容器内配管位置の検討結果 .....	141
表5.3-3 原子炉容器液位の設定 .....	142
表5.4-1 ヘリカルコイル型2重管蒸気発生器主要目 .....	159
表5.4-2 ALIP式電磁ポンプの種類 .....	160
表5.4-3 電磁ポンプの配管設置方式 .....	161
表5.4-4 1次系圧力損失とポンプ揚程 .....	161
表5.5-1 DRACS系統主要仕様 .....	179
表5.5-2 崩壊熱除去系空気冷却器主要目 .....	180

## 図リスト

図4.1-1	冷却系系統図	13
図4.1-2	プラント定格ヒートバランス	14
図4.1-3	原子炉構造概念図	15
図4.1-4	電磁ポンプ内蔵型蒸気発生器構造図	16
図4.1-5	原子炉建屋配置図(縦断面)	17
図4.1-6	原子炉建屋配置図(平面)	18
図4.2-1	パラメータサーベイ計算体系図( $\frac{1}{2}$ RZ体系)	30
図4.2-2	ボイド反応度と燃焼反応度の関係(1)	31
図4.2-3	ボイド反応度と燃焼反応度の関係(2)	32
図4.2-4	燃料ピン径と炉心平均燃焼度との関係	33
図4.2-5	燃料ピン径とPu富化度との関係	34
図4.2-6	リチウム反応度制御系概念図	35
図4.2-7	リチウム反応度価値計算体系図( $\frac{1}{2}$ RZ体系)	36
図4.2-8	液体リチウムの容器幅と反応度価値	37
図4.2-9	径方向出力分布	38
図4.2-10	集合体の寸法と臨界性の関係	39
図4.2-11	炉心まわりの概念図	40
図4.3-1	液体Li反応度制御系概念図(ガス圧制御方式)	65
図4.3-2	液体Li反応度制御系概念図(流体浮上式)	66
図4.3-3	金属中の酸素濃度と温度の関係	67
図4.3-4	金属中の窒素濃度と温度の関係	67
図4.3-5	金属中の炭素濃度と温度の関係	68
図4.3-6	金属中の水素濃度と温度の関係	68
図4.3-7	検討対象容器	69
図4.3-8	液体Li及びLi化合物に対するTの溶解度と温度の関係	70
図4.3-9	鉄に対する水素の透過率	71
図4.3-10	オーステナイト鋼に対する水素の透過率	72
図4.3-11	フェライト鋼に対する水素の透過率	73
図4.3-12	Na中に放出されるT量の算出	74
図4.3-13	Li中に溶解する各種金属の溶解度	75
図4.3-14	Li-高融点金属の酸素に関する分配係数	76
図4.3-15	Li-高融点金属の水素に関する分配係数	76
図4.3-16	Li-高融点金属の炭素に関する分配係数	77
図4.3-17	Li-高融点金属の窒素に関する分配係数	77
図4.3-18	Liによる腐食発生挙動	78
図4.3-19	各種金属の値段の比較(1kg当たりの価格比)	79

図4.3-20	各種材料の静止Li中腐食試験結果 試験体表面の変化(Li中O、N濃度低)	80
図4.3-21	各種材料の静止Li中腐食試験結果 試験体重量の変化(Li中O、N濃度低)	81
図4.3-22	各種材料の静止Li中腐食試験結果 試験体表面の変化(Li中O、N濃度中)	82
図4.3-23	各種材料の静止Li中腐食試験結果 試験体重量の変化(Li中O、N濃度中)	83
図4.3-24	各種材料の静止Li中腐食試験結果 試験体表面の変化(Li中O、N濃度高)	84
図4.3-25	各種材料の静止Li中腐食試験結果 試験体重量の変化(Li中O、N濃度高)	85
図4.3-26	鉄基合金の流動Li中腐食試験	86
図4.3-27	2½Cr-1Mo鋼の浸食深さに及ぼす溶接後熱処理の影響	87
図4.3-28	液体Li制御系概念図(第1案)-横断面	88
図4.3-29	第1案制御体概念図	89
図4.3-30	第1案制御体押さえ概念図	90
図4.3-31	液体Li制御系概念図(第2案)-縦断面	91
図4.3-32	液体Li制御系概念図(第2案)-横断面	92
図4.3-33	第2案制御体概念図	93
図4.4-1	原子炉構造概念	97
図4.4-2	原子炉構造	98
図4.4-3	原子炉構造炉内断面図	99
図4.4-4	炉内燃料移送時の概念(1)	100
図4.4-5	炉内燃料移送時の概念(2)	101
図4.4-6	燃料出入時の概念	102
図4.5-1	1次主循環電磁ポンプ基本構造	110
図4.5-2	1次主配管アイソメ図	111
図4.5-3	電磁ポンプ内蔵ヘリカルコイル2重管蒸気発生器基本構造	112
図5.1-1	ヒートバランスの設定	118
図5.1-2	プラント概念検討用ヒートバランス	119
図5.1-3	ヒートバランスの影響の検討条件	120
図5.1-4	ヒートバランスとSG伝熱面積	121
図5.1-5	原子炉構造概念図	122
図5.1-6	1次主冷却系系統構成	123
図5.1-7	原子炉建屋立面図	124
図5.1-8	原子炉建屋平面図(1)	125
図5.1-9	原子炉建屋平面図(2)	126

図5.1-10 原子炉建屋平面図(3) .....	127
図5.1-11 プロットプラン .....	128
図5.2-1 炉心基本寸法 .....	134
図5.2-2 液体リチウム制御系の基本方針及び要求条件 .....	135
図5.2-3 リチウム液位制御方法の概念 .....	136
図5.2-4 Na-水反応による原子炉停止概念 .....	137
図5.3-1 炉心及びDHX位置 .....	143
図5.3-2 炉内配管配置の検討フロー .....	144
図5.3-3 1次系配管と原子炉容器内配置(ケース1) .....	145
図5.3-4 1次系配管と原子炉容器内配置(ケース2) .....	146
図5.3-5 1次系配管と原子炉容器内配置(ケース3) .....	147
図5.3-6 1次系配管と原子炉容器内配置(ケース4) .....	148
図5.3-7 C/L配管がクリティカルとなる原子炉容器径 .....	149
図5.3-8 H/L配管がクリティカルとなる原子炉容器径 .....	150
図5.3-9 原子炉容器内配置と1次系配置(ケースA) .....	151
図5.3-10 原子炉容器内配置と1次系配置(ケースB) .....	152
図5.3-11 原子炉構造概念平面図 .....	153
図5.3-12 遮蔽プラグ上面 .....	154
図5.4-1 1次主冷却系系統構成 .....	163
図5.4-2 SGガードベッセルの検討 .....	164
図5.4-3 蒸気発生器構造概念 .....	165
図5.4-4 電磁ポンプのサイジング .....	166
図5.4-5 1次主循環ポンプ(電磁ポンプ)構造概念 .....	167
図5.4-6 1次系配管アイソメ図 .....	168
図5.4-7 機器高低関係図 .....	169
図5.4-8 1次系全圧分布と原子炉カバーガス圧力 .....	170
図5.4-9 Na液面制御に関する高低関係概念 .....	171
図5.4-10 液面制御方式の比較 .....	172
図5.4-11 ナトリウム純化系系統概念 .....	173
図5.4-12 ナトリウム充填ドレン系及びナトリウム-水反応放出系系統概念 .....	174
図5.4-13 アルゴンガス系系統概念 .....	175
図5.4-14 1次系全体の系統概念 .....	176
図5.5-1 崩壊熱除去系の基本仕様設定 .....	181
図5.5-2 DRACS系統概念 .....	182
図5.5-3 DHX構造概念図 .....	183
図5.5-4 崩壊熱除去系空気冷却器構造概念図 .....	184
図5.5-5 DRACS自然循環除熱特性の検討 .....	185
図5.5-6 DRACS自然循環除熱特性(1次系伝熱中心差の影響) .....	186

図5.5-7 DRACS自然循環除熱特性(2次系伝熱中心差の影響) .....	187
図5.5-8 DRACS自然循環除熱特性(スタック高さの影響) .....	188
図5.5-9 DRACS自然循環除熱特性と高低差の設定 .....	189
図5.5-10 1ループ強制循環時のDRACS自然循環除熱について .....	191
図5.6-1 燃料交換作業フロー .....	192
図5.6-2 燃料交換機構造概念 .....	193
図5.6-3 燃料移送キャスク構造概念 .....	194
図5.6-4 使用済燃料貯蔵設備の概念 .....	196
図5.7-1 蒸気発生器と格納施設バウンダリ .....	197
図5.7-2 Na-水反応時の水素ガス処理方法 .....	198
図5.7-3 格納施設バウンダリの構成(I) .....	199
図5.7-4 格納施設バウンダリの構成(II) .....	200

## 1. 緒 言

中小型とは一般に電気出力10万~60万kWの範囲の原子炉を指すようである。実用発電炉(軽水炉)としては60万~135万kWであり、中小型炉として考えてい る上限は実用発電炉の下限の出力に相当する。このうち中型炉は、小型炉としての特徴的設計を保持しつつ、経済的にも現行実用炉と競合しようとするものであり、どちらかといえば大きな技術的飛躍なしに現在の製作・建設の枠内で検討されている。電気出力30万kW程度以下の小型炉は、設計、製作、建設、運転の全般にわたり、既存の考え方へ囚われない検討が行われている。FBRにおいては現状の実用化に至る道程で検討されている出力レベルは避け、実験炉、原型炉規模の出力で研究することが、小型炉の特徴的設計を把握する上で重要であると考えられる。この意味で我々のフィロソフィは、中小型炉という場合小型炉にかんするフィロソフィである。

今何故中小型炉を研究するのかという問には、種々の説明がなされる。社会的に原子力発電の行き詰まりが感じられる。発電所立地の行き詰まりを安全性を強調した小回りのきく中小型炉で打開したい。単基容量の大きな大型炉でいきなり革新的技術を採用するのは技術的リスクが大きいので、まずは中小型炉で採用するのが良い、という革新的技術の実証の場とする。工場製造できる規模にできれば、信頼性が上がり、経済的にも追い付くのではないか。等々。

このような状況のなかで小型高速炉を研究するわけである。将来の原子力発電が小型炉から大型炉まで出力規模において多様化されるとしたら、高速炉の小型炉も必要となるであろう。小型炉についての技術的評価能力も保持したい。動燃として高速増殖炉の開発は既定の路線に沿って進めなければならないが、技術開発の多様性、融通性を確保しておくためにも小型炉の研究を行う必要があると考えられる。しかし、高速増殖炉の実用化が遅れ、現在大型高速増殖炉の建設が現実の道程にのっていないからといって、全く無地のキャンバスに自由に設計できるものではないので、設計の目標をどこに置くかは大変難しい。原則として現在の大型高速増殖炉の開発の制約の中で検討するものである。すなわち、その大枠は、高速増殖炉は将来の原子力発電の主流にすべきもので、軽水炉から高速増殖炉への炉型戦略の中での出力規模の議論となる。

始めに小型炉の設計目標について検討し、続いてその目標により設定した小型炉の設計について検討する。

## 2. 小型高速炉についての考え方

### 2.1 小型高速炉の諸要因

原子力開発利用長期計画<sup>(1)</sup>においては、ベースとして「軽水炉から高速増殖炉へ」の炉型戦略をとり、再処理・リサイクル路線である。この中で中小型炉については、未開拓領域に挑戦し、原子力の新たな可能性を追求するものとして、高転換軽水炉、中小型安全炉、モジュール型液体金属炉に言及し、今後の多様化するニーズに対応し、技術的ブレークスルーをもたらす可能性が期待されており、基礎的な研究を段階的に、かつ、幅広く行うことが必要であるとしている。

小型炉の一般的特徴として、長所としては、電源計画における需要フレキシビリティ、資金リスクが小さい、安全受容性のポテンシャル、立地の多様化のポテンシャル、分散立地による電力系統の安定化、開発費が少い、標準化・現地施工量削減による生産ラインの稼働率向上、輸出先の拡大・多様化、安全性の実験可能性のポテンシャル等があげられ、短所としては、スケールディメリット、敷地面積当たりの出力減少による立地効率低下、単位出力当たり運転員数の増加、許認可業務量増大、共通故障要因増加等があげられる。小型炉は原子炉出力が従来の実験炉ないしは原型炉規模の実用発電炉と考えられるので、大出力原子力発電所とするには多数基が必要となる。上記短所の克服として、スケールディメリット上の経済性を補う上で、装置の簡素化・単純化・モジュール化・モジュラー化・標準化を行い、運転要員数の増加に対しては、オペレーターフリー(運転・管理において人的要素の少ない設計)、メンテナンスフリー(保守不用、長寿命化)が志向され、許認可業務量増大には標準化で対処し、共通故障要因増加については発電所内の原子炉を一斉に止める必要が生じる可能性があるが、重大な事故には至らないように設計する。長所の内、立地の多様化については、都市近接・需要地近接が簡単にできるとは思われないが、近接立地できるだけの安全性を目標とすることができる。負荷追従性の向上については、原子力発電の最適経済性は損なわれるにしても、石炭火力に対して優位性を保つことが可能であれば、原子力発電の導入拡大に有効であると考えられている。

小型のほうが出力の絶対的大きさが小さいので安全性に富むのではないかというイメージを持たれやすいが、経済性とのバランスの上で設計して判断する必要がある。一方異常時のリスクがほぼゼロであるようないわば究極の安全性の達成を主張する場合がある。小型高速炉においては、冷却材としてナトリウムを使用する以上究極の安全は望めないかもしれない。その場合はナトリウム以外の冷却材を求めることになるが、ここではスコープ外とした。究極の安全性を求めるにNaボイド反応度を負に設計することが必要

であるが、その場合自ずと出力規模が小さくS/V比が大きい方が設計しやすい。一方増殖性は悪くなる。

小型高速炉か小型高速増殖炉かという議論がある。いずれも燃料サイクルを含めプルトニウム利用を図るもので、増殖炉はウラン所要量を抑制し、増殖しない高速炉はPuバーナーでブランケットが不要である。増殖しない高速炉は軽水炉のPuサーマル利用と競合することになる。原子炉構造を同一にしてバーナーとブリーダーの切替えが容易に行えるようにする設計は小型炉ほど融通性が小さいであろう。

小型高速炉を設置しようとしたときの周りの環境を検討してみる。大型軽水炉が展開されている状況、大型軽水炉と中小型軽水炉が展開されている状況、及び大型FBRと中小型軽水炉が展開されている状況が考えられる。競争相手は何か。大型軽水炉か、中小型軽水炉か、大型FBRか。電力需要が定量で推移する時期の代替は競合的色彩が強く、電力需要が増加する時期の代替は共存的色彩が強い。これらの組合せを表2.1-1に示す。

軽水炉主流時代の長期化、高速増殖炉を将来の原子力発電の主流にすべきものとする炉型戦略を考えると、大型高速増殖炉+中小型軽水炉という環境への割り込みが考えられる状況である。いずれの場合も中小型軽水炉にまさる魅力がなければならない。

輸出については先進国(輸出元)の都合を優先させてもだめで、輸入国のマーケットのニーズがなければ難しいであろう。自国で使用しない、あるいは使用経験のないものを輸出してうまくはいかないであろう。オペレーターフリー、メンテナスフリーにして輸出すると、輸入国としてはブラックボックスを扱うことになる。輸出国が全てを行うことになるが、おそらく好ましくない。技術の移転ができるほうが好ましい。ブラックボックス化するとエネルギー源を他国ににぎられることになり、政策的にも受入れがたいであろう。高速炉の場合Puを燃料とすることに伴う核不拡散上の問題があり、当面の国際的環境の中では輸出は論外である。

## 2.2 小型高速炉設計研究の目標

小型高速炉の研究の一般的目標として下記項目をかかげる。

### ① プルトニウム利用体系と整合する発電プラント概念の設定

MOX燃料を利用し、ブランケットの設置を必須とはしない高速炉発電プラントを研究する。革新的技術の展開の場としての発電プラントとし、高速増殖炉時代に至るまでに先兵として展開すべきものとしての小型高速炉にはこだわらない。

### ② 経済性、安全性、信頼性、運転・保守性に優れた小型炉概念の創出。

この目標は小型炉に限らないのであるが受動的設備等の積極的利用による安全性向上、設備の簡素化、合理化による経済性向上、モジュラー化によるフレキシビリティと経済性向上等が具体的に考えられる。経済性については、大型炉の経済性に可能な限り近づける(発電コストで大型炉で勝るものであれば大型炉を駆逐することになる)が、高速増殖炉発電システムの中での適正な負担は許容することが必要であろう。

### ③立地上の制約の少ないプラント概念の研究

免震設計を取り入れ、敷地の地震条件に柔軟に対応する、通常運転時の周辺公衆の放射線被曝をほぼゼロにする、安全性の面からはリスクが小さくほぼゼロであるようなプラント概念の研究である。また、熱供給の最大の利点は立地地域へ貢献できることである。熱供給の安定性を考えると小型モジュール型の多数基設置が良い。

まとめると、将来の原子力発電の主流にすべき高速増殖炉のプルトニウム利用体系の中で、大型炉に求めえない技術的可能性を研究し、大規模原子力発電所と共に存できる安全かつ経済的な小型高速炉の設計の可能性を追求することである。

表2.1-1 小型高速炉と大型炉環境

FBR側→ 軽水炉側↓	大型FBR見合せ	大型FBR導入	大型FBR主流
大型LWR主流	ウラン需給、Pu蓄積に不安がない 大型LWRと共存	ウラン需給不安が現実的。Pu蓄積。 Pu増殖? FBR導入する上で大型FBRと競合(大型vs中小型)	-
大型LWR主流 中小型LWR導入	中小型軽水炉が大型軽水炉の中に食い込み始めている。 中小型軽水炉と競合(中小型炉導入動機)	大型FBRと中小型軽水炉との導入競争が行われている中への割り込み。 上と左の競合要素を持ちこむ。 中小型軽水炉との共存(それぞれの大型炉との競合)	-
大型LWR引退 中小型LWR主流	中小型LWRと共存	中小型軽水炉から大型FBRへの転換が進行中。 大型FBRと競合(大型vs中小型)	大型FBRと中小型軽水炉が棲みわけている。 中小型軽水炉との競合。 大型FBRとの競合 Puバーナーも有りうる

### 3. 小型高速炉の設計概念の目標

#### 3.1 小型長燃料寿命安全炉

本設計研究の狙いは以下の通りである。

- (1) 高速増殖炉を中心としたプルトニウム利用体系の中で、大規模原子力発電所と共に存できる原子炉とする。本小型高速炉には、技術の革新性を求めるものとする。
- (2) 燃料の長寿命化(燃焼サイクル期間の長期化)、安全性向上を図るものとする。燃料の長寿命化により、燃料交換の頻度を少なくかつ冷却期間を長くすることにより、使用済燃料の取扱設備の簡素化を図る。
- (3) システムの簡素化を図り、安全性、信頼性が容易に理解される原子炉とする。また、運転・保守性に優れたプラントとする。
- (4) 今後数年間の研究開発で建設可能な技術に基づくものとする。ただし、革新的技術を導入する部分についてはこの制約は課さない。
- (5) 電気出力約10万kWの発電用動力炉とする。
- (6) 同一サイトに数基設置することを想定する。

##### 3.1.1 システム基本仕様

研究の始めに当たり目標として以下の仕様を設定した。

(1)原子炉出力 : 電気出力約10万kW。

小出力炉心としてナトリウムボイド反応度が負(若しくは小さな正)である特性を活かせる範囲の出力とする。常陽、もんじゅの中間の熱出力である。

(2)プラント型式 : ループ型

(3)ループ数 : 2

異常時の評価結果をみて判断されるが、経済性を考慮して最小ループ数とする。

(4)プラント寿命 : 40年

(5)耐震設計 : 建屋免震設計

(6)炉心・燃料

ナトリウムボイド反応度が負もしくは小さな正とし、ATWSが原理的に生じないか、想定したとしてもシビアアクシデントに至らない炉心設計とする。

・炉心寸法 : 約1.5mφ×4.5mH

・反応度制御機構 液体リチウム環状制御装置 : 幅約10cm

吸收体駆動源 : カバーガス

・遮蔽体(反射体) : 厚さ約30cm

・原子炉停止系 :反応度制御機構と共に用する。

(7)原子炉構造・1次冷却系

・原子炉出口温度 :約500°C

ATWS事象を想定してもシビアアクシデントに至らない(沸騰しない)温度とする。

・炉心上部機構 :設けない

・冷却材上部流出入方式

・蒸気発生器 :ヘリカルコイル2重伝熱管

・1次主循環ポンプ :電磁ポンプ

・1次純化系 :崩壊熱除去系とラインを共用する

(8)2次系設備

・蒸気タービン、発電機を原子炉毎に設ける。

(9)計測制御設備

・破損燃料検出 :タグガス方式FFDL

炉心上部機構を設けないため、燃料集合体出口温度・流量の計測をしない。

(10)燃料取扱設備

・炉心交換開始前冷却期間 : 約1ヶ月。自然空冷で移動できるまで冷却する。

・炉心交換・移送方式 :移動台車式。

・使用済炉心移送設備については隣接原子炉と共に用する。

・破損燃料の取扱い :原子炉容器内貯蔵(数体)

(11)使用済燃料貯蔵設備

炉外貯蔵とする。使用済燃料貯蔵設備は隣接原子炉と共に用する。自然通風冷却とする。

(12)崩壊熱除去設備

DRACSとし、自然循環による崩壊熱除去が可能な設計とする。LOHS事象の発生が無視できるように設計する。

(13)安全設備

事故事象の発生を想定しても燃料破損に至らないこと。大型炉でシビアアクシデントに至る潜在可能性のある起因事象を想定しても軽微な結果となること。

・蒸気発生器伝熱管破損事故対策設備

伝熱管1本の瞬時両端破断を想定して対策する。カバーガス圧力増大でスクラムさせる。

・1次冷却材漏洩事故対策 :ガードベッセル、窒素雰囲気

・原子炉格納施設

バウンダリをガードベッセル及び遮蔽プラグで構成する。コンファインメントを設ける。

### 3.2 小型分割炉心プラント

§3.1の小型長燃料寿命安全炉で検討する炉心をモジュールとして3個使用する。本設計研究の狙いは、電気出力30万kW以外は小型長燃料寿命安全炉と同様である。

#### 3.2.1 システム基本仕様

研究の始めに当たり目標として以下の仕様を設定した。

(1)原子炉出力 : 電気出力30万kW。

小型長燃料寿命安全炉と同一炉心を3組利用し必要な出力を得るものとする。小型小容量炉心を組み合せて、ナトリウムボイド反応度が負(もしくは正)である特性を活かすものとする。

(2)プラント型式 : ループ型

(3)ループ数 : 3

(4)プラント寿命 : 40年

(5)耐震設計 : 建屋免震設計

(6)炉心・燃料

ナトリウムボイド反応度が負もしくは小さな正とし、ATWSが原理的に生じないか、想定したとしてもシビアアクシデントに至らない炉心設計とする。

・炉心モジュール寸法 : 約1.5mφ×4.5mH

・炉心モジュール数 : 3

・反応度制御機構 炉心モジュールの外に設ける

液体リチウム環状制御装置 : 幅約10cm

吸收体駆動源 : カバーガス

・中性子遮蔽体(反射体) : 厚さ約30cm

・原子炉停止系 : 反応度制御機構と共に用する。

(7)原子炉構造・1次冷却系

・原子炉出口温度 : 約500°C

ATWS事象を想定してもシビアアクシデントに至らない(沸騰しない)温度とする。

・炉心上部機構 : 設けない。

・冷却材上部流出入方式

・蒸気発生器 : ヘリカルコイル2重伝熱管。3基。

・1次主循環ポンプ : 電磁ポンプ

・1次純化系 :崩壊熱除去系とラインを共用する。

(8)2次系設備

・蒸気タービン・発電機 :1基

(9)計測制御設備

・破損燃料検出 :タグガス方式FFDL

炉心上部機構を設けないため、燃料集合体出口温度・流量の計測をしない。

(10)燃料取扱設備

・炉心交換開始前冷却期間 :約1ヶ月。自然空冷で移動できるまで冷却する。

・炉心交換・移送方式 :移動台車式。

・破損燃料取扱い :原子炉容器内貯蔵(数体)。

・使用済燃料移送設備については隣接原子炉と共用する。

(11)使用済燃料貯蔵設備

炉外貯蔵とする。使用済燃料貯蔵設備は隣接原子炉と共にできるようになる。自然通風冷却とする。

(12)崩壊熱除去設備

DRACSとし、自然循環による崩壊熱除去が可能な設計とする。LOHS事象の発生が無視できるように設計する。

(13)安全設備

事故事象の発生を想定しても燃料破損に至らないこと。大型炉でシビアアクシデントに至る潜在可能性のある起因事象を想定しても軽微な結果となること。

・蒸気発生器伝熱管破損対策設備

伝熱管1本の瞬時両端破断を想定して対策する。カバーガス圧力増大でスクラムさせる。

・1次冷却材漏洩事故対策 :ガードベッセル、窒素雰囲気

・原子炉格納施設

バウンダリをガードベッセル及び遮蔽プラグで構成する。コンファインメントを設ける。

## 4. 小型長燃料寿命安全炉の設計研究

### 4.1 プラント全般

#### 4.1.1 主要仕様

小型長燃料寿命安全炉のプラントの特徴として、①液体リチウム反応度制御系の使用、②大型化した炉心燃料ブロックの使用、③遮蔽プラグ下面走行燃料交換機(回転プラグを使用しない)、④1次系SG設置(2次系削除)、⑤2重管蒸気発生器の使用、⑥同一サイトに複数基設置し、燃料貯蔵設備を共用する、⑦免震建屋の使用、が挙げられる。プラントの主要仕様を表4.1-1に、冷却系系統図を図4.1-1に示す。

#### 4.1.2 プラントヒートバランス

プラントヒートバランス設定のための検討条件は以下の通りである。

① プラント構成	原子炉	1基
	蒸気発生器	2基
	タービン発電機	1台
② 原子炉熱出力	260MWt	
③ 原子炉出入口温度	500°C / 360°C	
④ 蒸気条件	160ata / 453°C (SG出口)	
	154ata / 450°C (T/G入口)	
⑤ 給水温度	210°C	
⑥ 蒸気発生器	形式	一体貫流ヘリカルコイル2重管型
	伝熱管	材質 Mod.9Cr-1Mo鋼
		外径 31.8mm

図4.1-2に冷却系の基本系統とともにヒートバランスを示す。2次系削除の観点から、原子炉出口温度500°Cに対応する蒸気発生器出口蒸気温度を、また、冷却系熱交換器である蒸気発生器の伝熱面積を最小とするヒートバランスを選定した。

なお、蒸気発生器は、耐SCC性に優れ、熱伝導率のよい高温材料であるMod.9Cr-1Mo鋼で検討することとした。

#### 4.1.3 原子炉構造及び1次系

図4.1-3に原子炉構造概念図を示す。炉心を取り囲む形で液体リチウム反応度制御設備があり、炉心部は側部支持方式の炉心支持構造物で支持されている。原子炉容器は遮蔽プラグからの吊り下げ支持であり、基本寸法は5,500mmφ×13,000mmHである。遮蔽プラグは液体リチウム反応度制御系の採用と遮蔽プラグ下面走行燃料交換機の採用により、回転プラグの無い構造

で、かつ炉心上部機構もない構造としている。なお、遮蔽プラグ中央には炉内構造物等の補修性向上のために取り外し可能な炉上部プラグを設けている。主冷却系出入口配管は各2本ずつ、カバーガス空間で原子炉容器を貫通する上部流出入方式である。コールドレグ炉内配管のホットプール部には熱遮蔽筒を設置している。

図4.1-4に電磁ポンプ内蔵型2重管蒸気発生器の縦断面図を示す。本プラントは1次系SG設置プラントであり、信頼性向上のため、2重管蒸気発生器を採用すると共に、1次主循環ポンプとして電磁ポンプを採用しさらに蒸気発生器に内蔵させることで機器配管設置スペースの削減ひいては建屋の削減を行っている。

1次冷却材バウンダリのナトリウム漏洩対策は、原子炉容器、蒸気発生器にはガードベッセル、1次主配管には外管を設けることで対応する。

#### 4.1.4 プラント配置

図4.1-5及び図4.1-6に原子炉建屋の代表的な縦及び水平断面の配置図を示す。建屋は23.5m×19m×23mHの免震建屋である。

原子炉構造は、生体遮蔽壁(厚さ2m)上に据付けられ、一方の主要機器である蒸気発生器は遮蔽プラグ上面レベルと同一レベルに据付けられる。原子炉容器と蒸気発生器とは各2本のホットレグ配管とコールドレグ配管により接続される。また蒸気発生器室の下部にはダンプタンクが設けられている。

格納施設は、ライナ張り矩形建物一体型建屋一体型建屋で、原子炉容器室、1次主配管室、蒸気発生器室、ダンプタンクを室をカバーし、原子炉構造上部の遮蔽プラグは格納施設の一部を構成している。

ヘッドアクセスエリア(HAA)は燃料取扱時や、原子炉構造機器の保守・補修時に必要スペースを確保できるよう計画される。

表4.1-1 小型長燃料寿命安全炉の主要仕様

項目	仕様
原子炉型式	Pu-U混合酸化物燃料 ナトリウム冷却ループ型高速中性子炉
反応度制御系	液体リチウム反応度制御系
熱輸送系	1次系SG設置(2次系削除)
熱出力/電気出力(発電端)	260MWt / 100MWe
ループ数	2
原子炉出入口温度	500°C / 360°C
主蒸気圧力 / 温度	154ata / 450°C
給水温度	210°C
炉心型式	ダクトレス、均質2領域
燃料ブロック体数	7体(2500ピンバンドル/体)
制御体基数	18基
集合体全長	3,550mm
原子炉容器構造	
直径 / 高さ	5,500mm / 13,000mm
遮蔽プラグの直径 / 高さ	8,000mm / 2,500mm
原子炉容器支持	上吊り支持
炉心支持	側部支持
1次主冷却系配管口径	18B(HL) / 14B(CL)
1次主循環ポンプ	電磁ポンプ(SG内蔵型)
蒸気発生器	一体貫流無液面型ヘリカルコイル型
構造 / 材質	組網線入り2重管型 / Mod.9Cr-1Mo鋼
交換熱量	130MWt×2
崩壊熱除去系	
通常停止時	タービンバイパス系による除熱
原子炉トリップ時	DRACS
除熱容量	5MWt×2
燃料交換方式	遮蔽プラグ下面走行燃料交換機
燃料出入れ方式	台車方式
格納施設構造	ライナ張り矩形建物一体型
原子炉建屋	免震建屋
タービン発電機	100MWe×1
サイトプラン	複数基設置、燃料貯蔵施設は共用

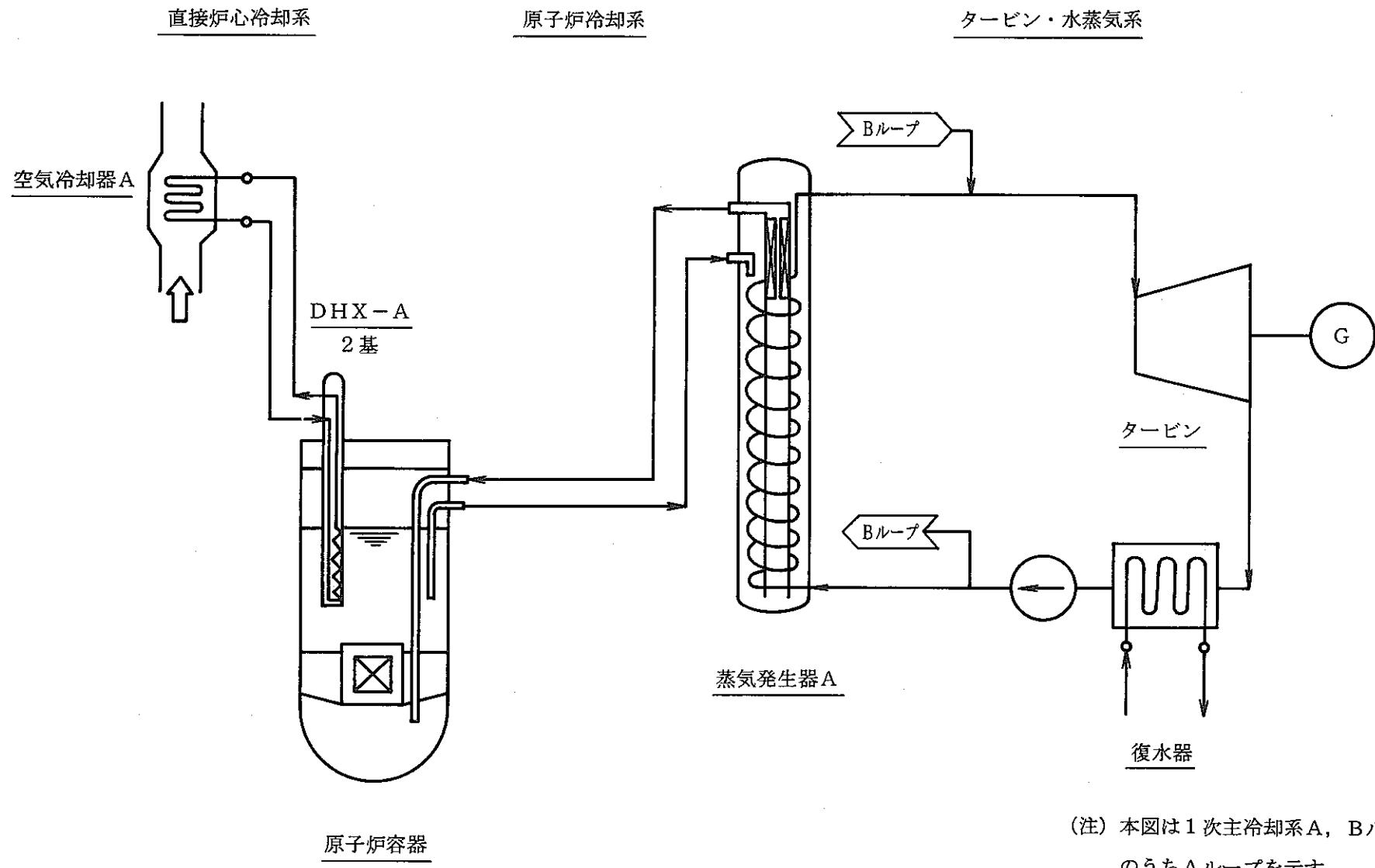


図4.1-1 冷却系系統図

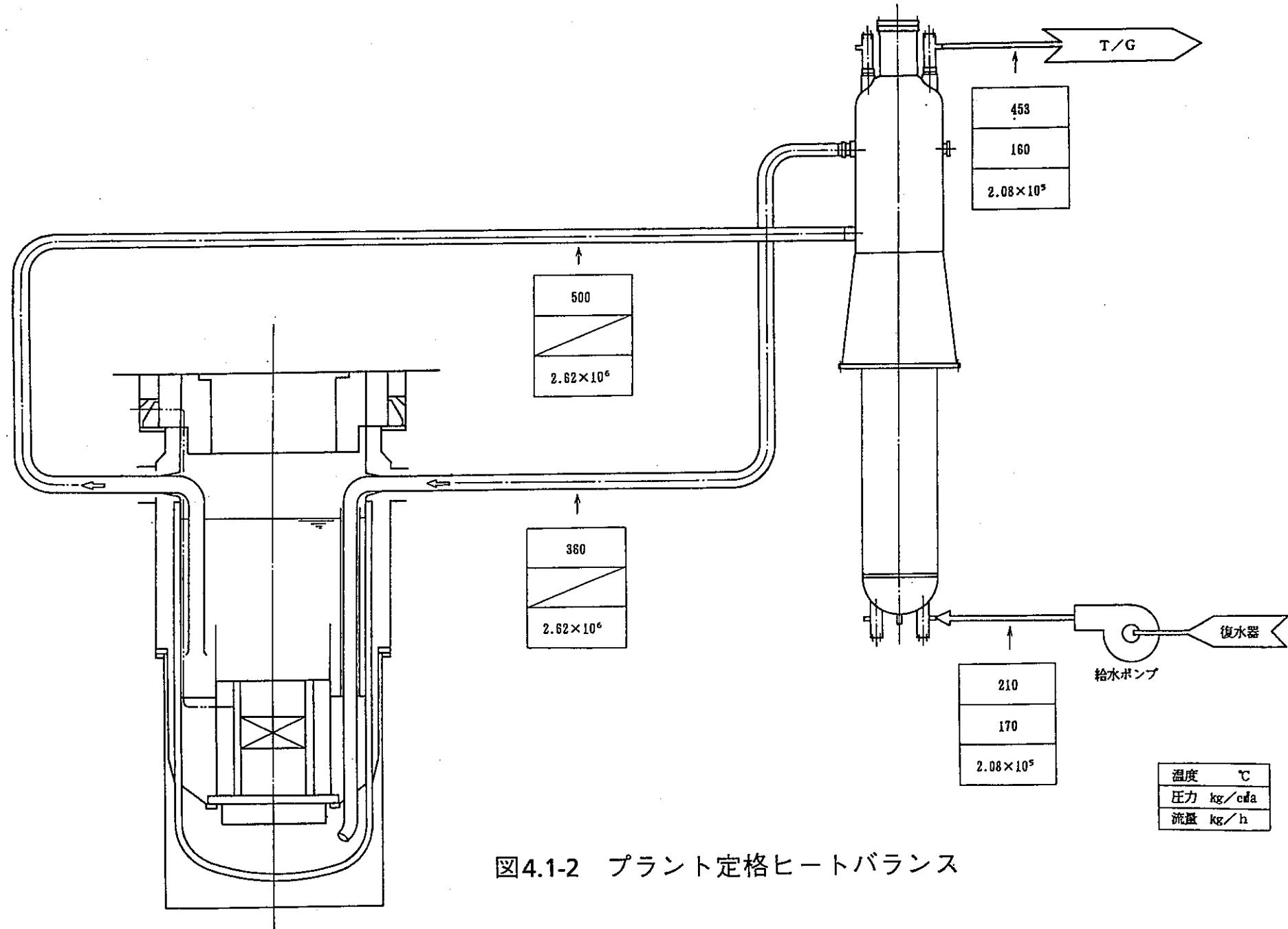


図4.1-2 プラント定格ヒートバランス

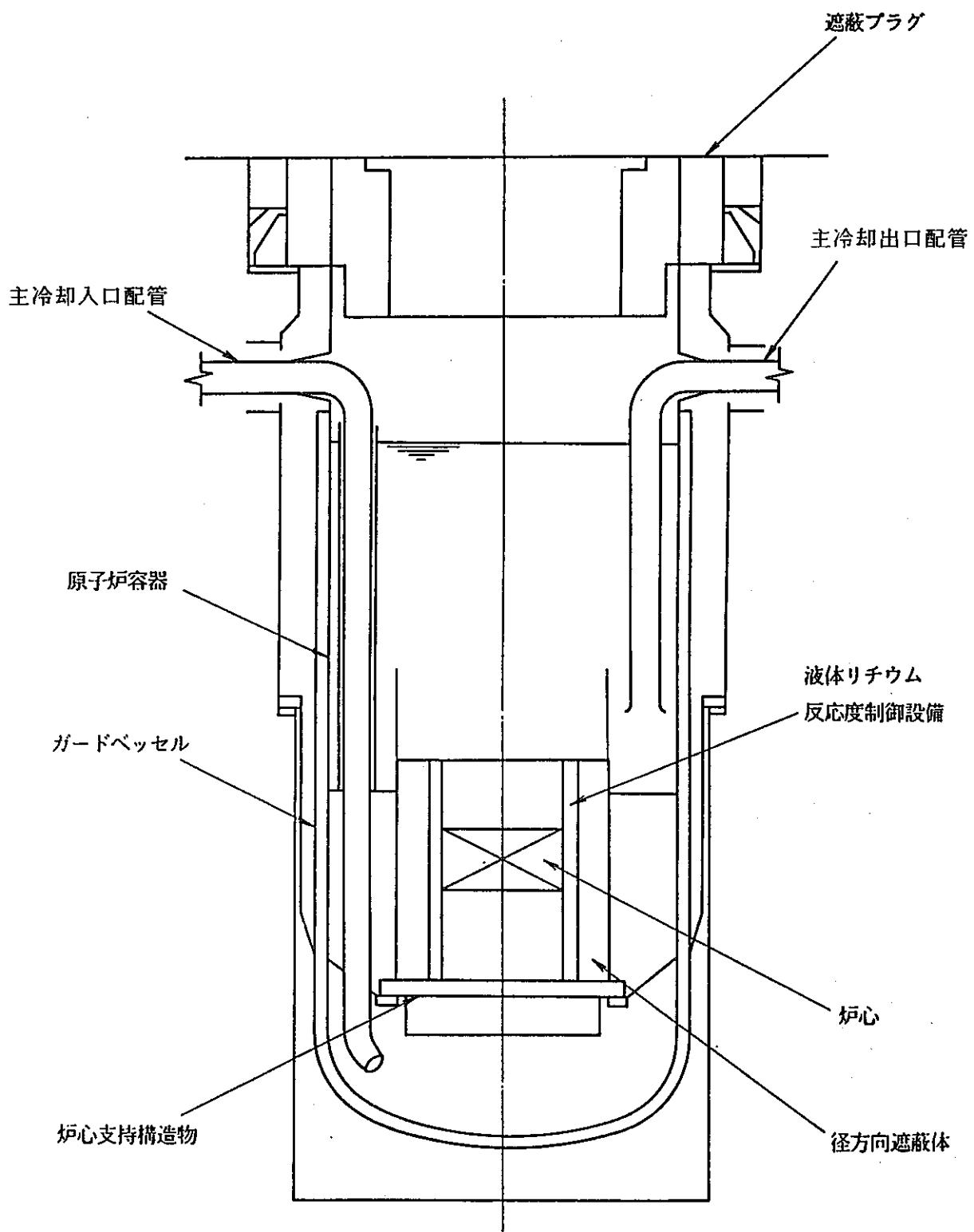
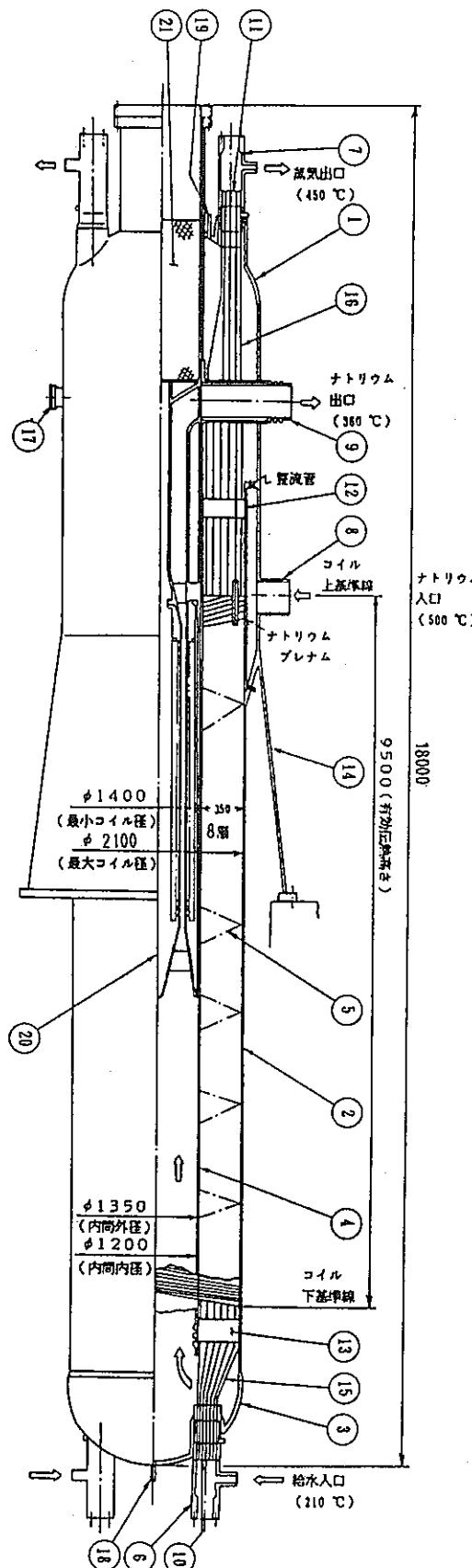


図4.1-3 原子炉構造概念図



設計仕様	
型式	ヘリカルコイル無液面型
基數	1基／ループ
交換熱量	130 MWt
伝熱面積	約770 m <sup>2</sup>
最高使用圧力	水／Na 180/3 kg/cm <sup>2</sup>
最高使用温度	水／Na 500/515 °C

主要部品一覧表				
番号	名 称	数 量	材 質	備 考
1	上部鏡板	1	Mod.9cr-1Mo	
2	肩	1	"	
3	下部鏡板	1	"	
4	内筒	1	"	
5	伝熱管(コイル)	140	"	φ31.8/2.71/0.51/2.61
6	給水入口ヘッダ	4	"	
7	蒸気出口ヘッダ	4	"	
8	ナトリウム入口管台	1	"	
9	ナトリウム出口管台	1	"	
10	給水入口管板	4	"	
11	蒸気出口管板	4	"	
12	内部装置上部支持架	8	"	
13	内部装置下部支持架	8	"	
14	本体支持スカート	1	"	
15	伝熱管入口連絡管	140	"	
16	伝熱管出口連絡管	140	"	
17	マンホール	1	"	20B
18	ドレン管台	1	"	4B
19	ペント管台	1	Mod.9cr-1Mo	2B
20	電磁ポンプ	1	-	
21	断熱材	1	-	

図4.1-4 電磁ポンプ内蔵型蒸気発生器構造図

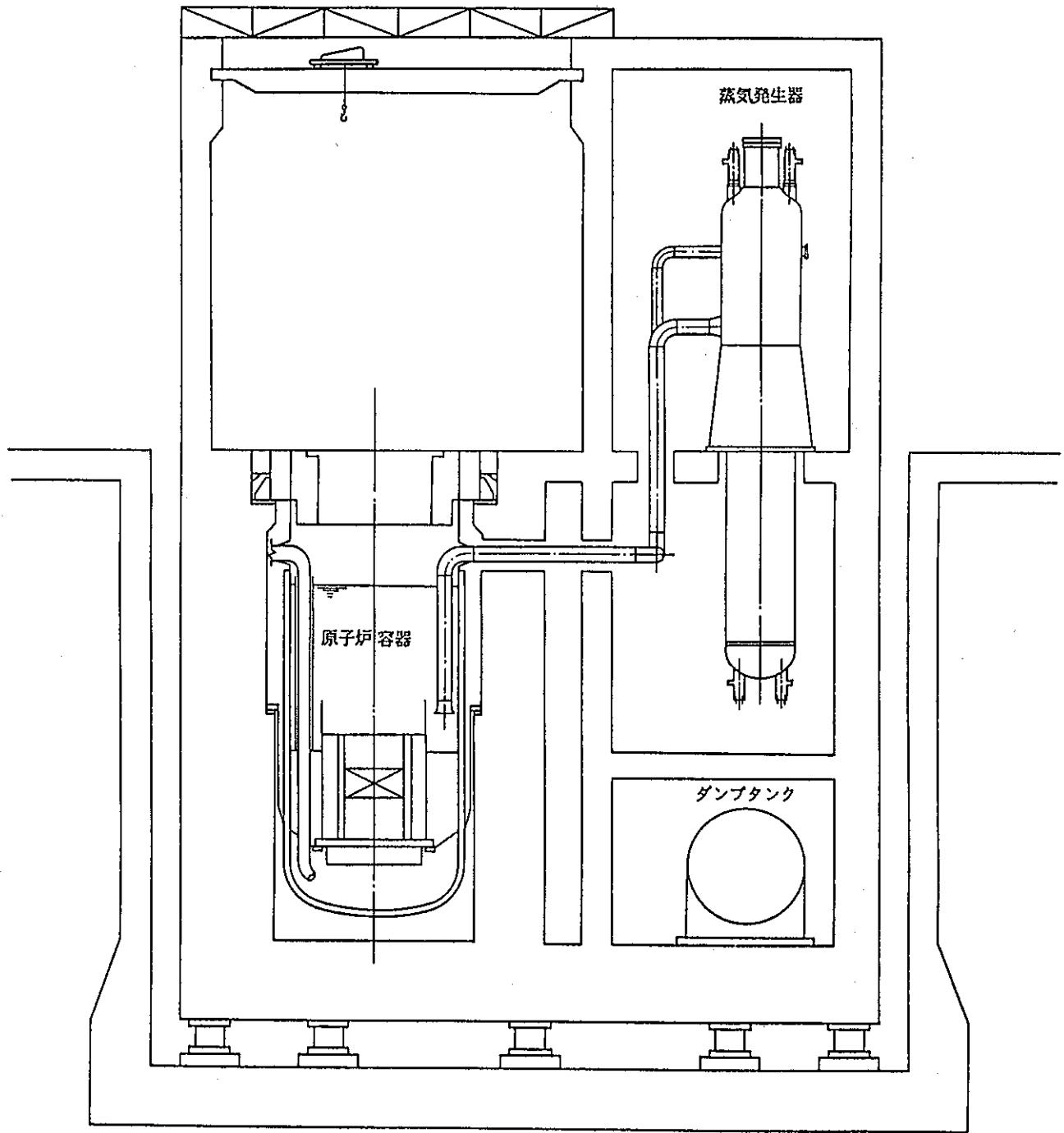


図4.1-5 原子炉建屋配置図(縦断面)

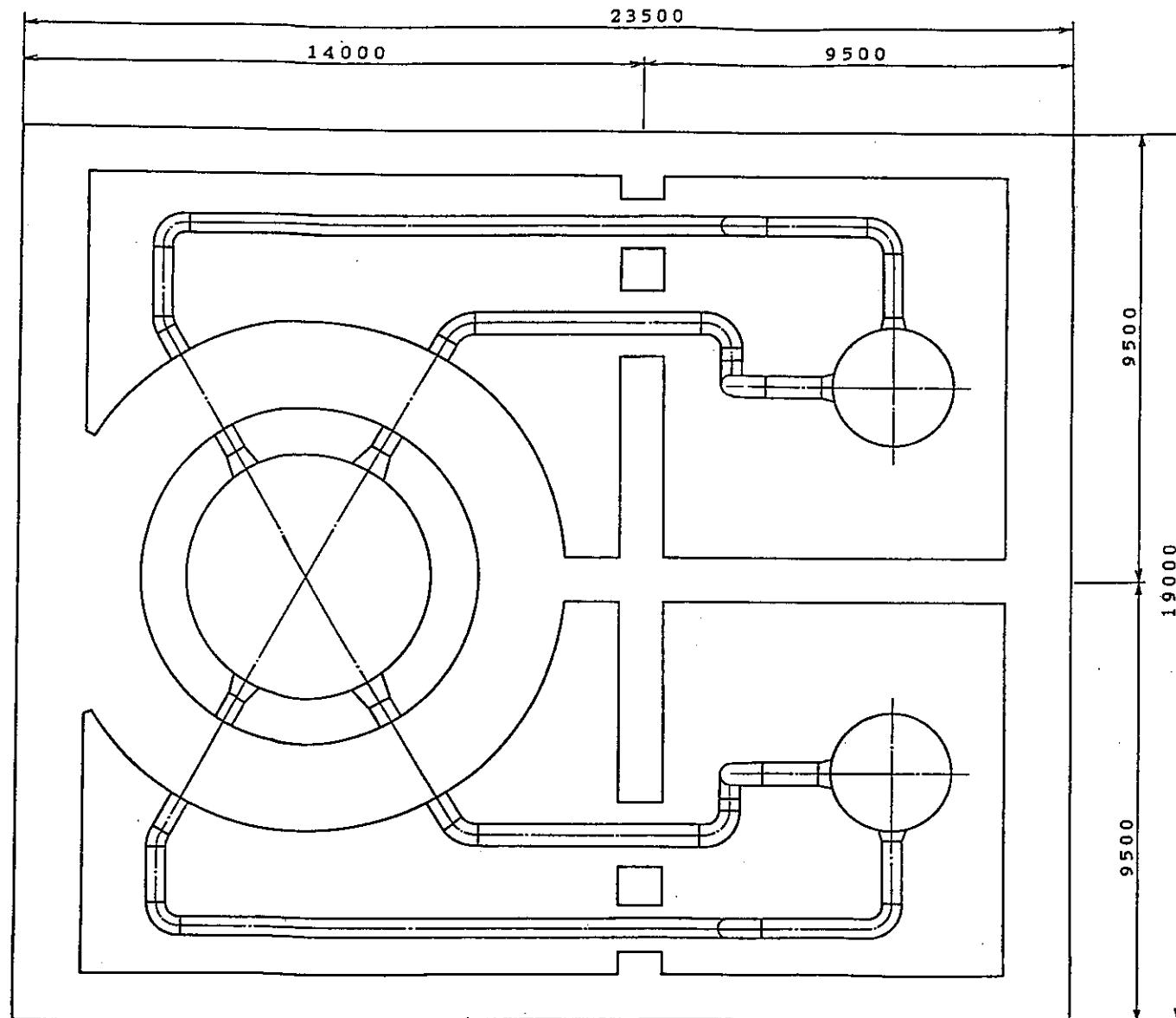


図4.1-6 原子炉建屋配置図(平面)

## 4.2 炉心・燃料

本節では、ナトリウムボイド反応度と燃焼反応度により、炉心に最適なピン径を設定し、リチウム制御系の反応度価値を計算して、リチウム制御系で制御可能な反応度量を評価する。また、崩壊熱の除熱と臨界性の観点より、燃料交換時に取扱うことのできる燃料集合体の大きさを検討する。

### 4.2.1 炉心燃料仕様

ピン径をパラメータとして燃焼反応度とナトリウムボイド反応度の観点から最適なピン径を選択した。

炉心の基本条件を表4.2-1に示す。最大線出力は、参考文献(2)で検討された結果より、ATWS緩和(ULOF対策)の観点から、 $\sim 250\text{W/cm}$ とする。ボイド反応度については、本プラントが2次系削除プラントであることを考慮し、伝熱管破損時、炉心に気泡が混入しても即発臨界とはならないように、ボイド反応度を1\$程度に制限する。燃焼反応度については、リチウムの制御反応度価値の最も厳しいケース、すなわち、リチウム液位の上下移動による制御方式での値、7.5\$以下に制限する。炉心型式については、参考文献(2)と同様に、燃焼反応度低減の観点から、ダクトレス均質2領域炉心とする。

表4.2-1の基本条件を基に、燃料ピン径をパラメータとしてPENCILコード<sup>(3)</sup>を用い、拡散計算により燃焼反応度と主要核特性を求めた。パラメータサーベイの計算体系図を図4.2-1に示す。図に示す様にパラメータサーベイでは、計算精度及び計算コードの制約から、アルゴンガス領域はナトリウムに置き換えて計算を行った。そのため、燃焼末期の実効増倍率を高めに補正し、Pu富化度を設定した。なお、ナトリウムボイド反応度は、CITAITIONコードを用い、全炉心のナトリウムを排除して直接計算を行うことにより求めた。炉心高さ100cmの場合の結果を図4.2-2に、炉心高さ80cmの場合の結果を図4.2-3に示す。さらに、燃料ピン径と炉心平均燃焼度との関係を図4.2-4に、燃料ピン径とPu富化度との関係を図4.2-5に示す。

これらの図より、以下のことがわかる。

- ① ピン径の増加とともに、Pu富化度が減少するため、燃焼反応度は減少するが、逆にボイド反応度は増加する。
- ② 同一のピン径で炉心高さを低くすると、炉心からの中性子の漏洩が増加する為、Pu富化度が増加する。このため、ボイド反応度は低減するが、燃焼反応度は増加する。
- ③ ピン径の増加とともに、燃料体積比が増加するため、炉心平均燃焼度は低下する。

図4.2-2と図4.2-3より燃焼反応度の制限条件を満たす仕様は、炉心高さ100cmではピン径10mm以上、炉心高さ80cmではピン径11mm以上となる。しかし、いずれの仕様においてもボイド反応度は1\$以下にはならない。そこで、この仕様の内、最もボイド反応度が小さい、炉心高さ100cm、燃料ピン径10mmを本プラントの炉心燃料仕様として選択する。選定した炉心燃料仕様を表4.2-2に示す。また、この仕様における主な炉心特性を表4.2-3に示す。

表中に示す様に、この場合燃焼反応度は7.1\$になり、リチウム反応度制御系により制御可能な範囲に納まる。ボイド反応度は1.6\$で1\$以下とはなっていない。燃料ピン径を細くすれば、ボイド反応度1\$以下を達成できるが、燃焼反応度が大きくなり過ぎる為、本炉心では採用しなかった。

#### 4.2.2 リチウム制御系の反応度価値

炉心の反応度制御として、従来の固体状の炭化ホウ素の代わりに液体状のリチウムを使用する。このため、リチウムの反応度について評価し、リチウム制御系で制御可能な反応度量を求めた。

##### (1)リチウムの基本的な核特性

主な核種の高速炉スペクトルに対する1群の実効吸収断面積を表4.2-4に示す。表に示すように、リチウムの吸収断面積は以下の通りである。

$${}^6\text{Li}(\text{n},\alpha) \dots\dots 1.09 \text{ barn}$$

$${}^7\text{Li}(\text{n},\alpha) \dots\dots 3 \times 10^{-5} \text{ barn}$$

また、天然リチウムの同位体存在比は、以下の通りである。

$${}^6\text{Li}(\text{n},\alpha) \dots\dots 7.5\%$$

$${}^7\text{Li}(\text{n},\alpha) \dots\dots 92.5\%$$

吸収断面積について、 ${}^{10}\text{B}$ (2.6barn)と比較すると、 ${}^6\text{Li}$ については約1/2、 ${}^7\text{Li}$ は1/10000である。従って、 ${}^6\text{Li}$ のみが吸収材として有効である。しかし、 ${}^6\text{Li}$ は同位体存在比が低いため濃縮して使用する必要がある。

例えば、天然ボロンの制御棒と同等の中性子吸収量を得るために ${}^6\text{Li}$ の濃縮度を概略評価すると、以下の検討より約40%となる。すなわち、天然リチウムに比べ、 ${}^6\text{Li}$ の存在比を約5倍以上に高める必要がある。ただし、ボロンの制御棒は通常のピンタイプの構造とし、リチウムの制御棒は、制御棒と同一の大きさの容器内に液体リチウムを100%満たした構造を仮定した。

${}^{10}\text{B}$ 制御棒の中性子吸収量

$$= \sum_a ({}^{10}\text{B}) \times \Phi$$

$$= N({}^{10}\text{B}) \times \sigma_a({}^{10}\text{B}) \times \Phi$$

$$= N(\text{B}) \times (N({}^{10}\text{B})/N(\text{B})) \times V_a(\text{B}) \times \sigma_a({}^{10}\text{B}) \times \Phi$$

**${}^6\text{Li}$ 制御棒の中性子吸收量**

$$= \sum a({}^6\text{Li}) \times \Phi$$

$$= N({}^6\text{Li}) \times \alpha a({}^6\text{Li}) \times \Phi$$

$$= N(\text{Li}) \times N({}^6\text{Li}) / N(\text{Li}) \times V_a(\text{Li}) \times \alpha_a({}^6\text{Li}) \times \Phi$$

ここで、  $\sum a$ : マクロ吸收断面積

$\Phi$ : 中性子束

N: 原子炉数密度

$V_a$ : 吸収材体積比( $B_4C = 28\%$ 、リチウム = 100%)

$N(B)$ :  $B_4C$ 中のボロンの原子数密度(表4.2-5参照)

$N(Li)$ : リチウムの原子数密度(表4.2-5参照)

$N({}^{10}\text{B})/N(B)$ :  ${}^{10}\text{B}$ の濃縮度 (= 19.8%)

$N({}^6\text{Li})/N(Li)$ :  ${}^6\text{Li}$ の濃縮度

( ${}^6\text{Li}$ の吸收量) = ( ${}^{10}\text{B}$ の吸收量)より、

$$\begin{aligned} N(({}^6\text{Li})/N(Li)) &= [0.136 \times (19.8/100) \times (28/100) \times 2.6] / [0.0464 \times 100/100 \\ &\quad \times 1.09] \\ &= 0.39 = 0.4 \end{aligned}$$

**(2)リチウム制御系の反応度価値**

リチウム制御系の概念図を図4.2-6に示す。図中に示す炉心の周囲にリチウムを満たした円環状の容器を配置している。ここで、反応度制御の方法は2つの方法が考えられる。1つは、容器内のリチウムの液位をアルゴンガスの圧力により上下させる方法である。もう1つは、リチウムを密閉した容器自身を下からのナトリウムの圧力により上下させる方法である。つまり、リチウム制御系の反応度価値は、前者の場合、円環状領域のリチウムとアルゴンガスとの置換反応度に等しくなり、後者の場合、ナトリウムとの置換反応度に等しくなる。

**1)リチウム容器の上下移動による制御の場合**

円環状領域でのリチウムとナトリウムの置換反応度を拡散計算により求めた。計算条件は、以下の通りである。また、円環状容器の幅は、2.5cm~25cmまでパラメータとして計算を行った。Liの体積比は、100%の他、体積比50%のケースについても計算を行った。これは、ピンにリチウムを充たし、それをクラスター構造にした場合を考えたものである。なお、容器内のLiは、 ${}^6\text{Li}$ を100%濃縮したものとした。

計算コード CITATIONコード

断面積 SCALEコードから作成された19群断面積

## 計算体系

図4.2-7に示す。炉心領域の組成は、参考文献(2)で検討された炉心と同一の体系とする。

上記計算によって得られたりチウム制御系の反応度値を図4.2-8に示す。図より、反応度値は、円環状容器の幅とともに増加するが、100%または50%のいずれかの体積比においても、20cm近傍になると最大となり、それ以上は飽和する。これから、リチウム制御系の円環状容器の幅を20cmと設定する。また、リチウム充填時の径方向の出力密度分布を図4.2-9に示す。

## 2)容器内のリチウムの液位の上下移動による制御の場合

アルゴンガス領域での拡散計算の計算精度の問題より、まず、TWOTRANコードによる輸送計算によりナトリウムとアルゴンガスの置換反応度を求めた。次に、1)の計算により得られたりチウムとナトリウムの置換反応度からこれを差し引くことにより、リチウムとアルゴンガスの置換反応度を求めた。

$$(リチウムとアルゴンガスの置換反応度) =$$

$$(リチウムとナトリウムの置換反応度)$$

$$-(アルゴンガスとナトリウムの置換反応度)$$

その結果、円環状容器の幅が20cmの場合、(リチウムとナトリウムの置換反応度)と(リチウムとアルゴンガスの置換反応度)の差は、4\$となつた。

## (3)リチウム制御系で制御可能な反応度量

以上の検討により、本プラントのリチウム制御系で制御可能な反応度量は、以下の通りとなる。

$$\text{リチウムの液位の上下移動による制御の場合} = 10\$$$

$$\text{リチウムの容器の上下移動による制御の場合} = 15\$$$

また、許容される燃焼反応度は、上記反応度量より通常運転時から低温停止するための温度補償反応度量(~2.5\$)を差し引くことにより求められる。

したがって、

$$\text{リチウムの液位の上下移動による制御の場合} = \sim 7.5\$$$

$$\text{リチウムの容器の上下移動による制御の場合} = \sim 12.5\$$$

## 4.2.3 燃料交換時の燃料集合体の取扱い

燃料交換時に取り扱うことのできる燃料集合体の大きさの上限を、臨界性と崩壊熱の除熱の観点から検討した。

## (1) 臨界性

4.2.1節で選択した燃料仕様の集合体について、集合体の寸法(等価直径)をパラメータとし、その集合体がナトリウム中に存在している場合の実効増倍率を拡散計算により求めた。集合体寸法と臨界性の関係を図4.2-10に示す。

図に示す様に、炉心を一つの集合体(一体型集合体)とした場合、そのままでは臨界に達する。このため、取扱い時にはポイズンロッド(中性子吸収棒)等の挿入により負の反応度を投入する必要がある。未臨界にするためには、この場合、概算では、等価直径18cm程度のポイズンロッドが10本以上必要となる。このためポイズンロッドが引き抜けると事故になるおそれがあるため、臨界管理を厳重にする必要がある。ただし、炉心を正六角形の形で7つに分割した集合体(7分割型集合体、図3.13参照)とすれば、ポイズンロッドに頼らなくとも十分な未臨界度を保つことができ、臨界管理が容易になる。

## (2) 崩壊熱

炉停止後1週間、1カ月、2カ月の全炉心一体型集合体と7分割型集合体との冷却機能の比較を表4.2-6に示す。

表より、一体型集合体の場合、炉停止後2カ月においても崩壊熱は250kwとなり、炉停止1週間後における実証炉級の集合体の10倍以上となる。一方、7分割型集合体の場合には、炉停止後2カ月には、炉停止1週間後における実証炉級の集合体の2倍弱となる。従って、使用済み燃料集合体の冷却設備及び事故時安全性の観点より、7分割型集合体程度ならば、従来技術の延長で対応できる可能性が高い。

## (3) その他

炉心を一括して一体型集合体の形式で引き抜く場合は、燃料交換装置(FHM)は不用であるが、7分割型集合体として取り扱う場合には炉内中継装置に加えFHMが必要となる。

以上の検討結果を表4.2-6にまとめて示す。一体型集合体は、安全面及び構造面で困難が大きいため、集合体の大きさとしては、7分割型集合体を採用することとした。

## 4.2.4 まとめ

炉心まわりの概念図を図4.2-11に示す。

7分割型集合体は、対辺間距離約65cmの大きさで計2500本のピンで構成されている。これは、実証炉級の集合体約9体分を1ブロック化した大きさである。この燃料集合体の自重は約4tである。ピンバンドル部の圧損は0.5kg/cm<sup>2</sup>以下となる。

リチウム制御系は炉心の周辺に正六角形の辺に沿って配置され、18個の独立の容器に分割されている。制御系は、従来炉と同様に2系統に分離する。全制御反応度を燃焼補償用に割り振り、14個は主炉停止系、4個を後備炉停止系とする。

輸送ポットは、直径約850mmの大きさであり、運転時には遮へい体が挿入されており、燃料交換時にはそれが引き抜かれ、使用済み及び新燃料集合体が挿入される。

なお、燃料集合体のホールドダウン力については、集合体の上下圧力差による力、浮力及び地震力が上向きの力として考えられるが、ピンバンドル部圧損が非常に小さく、集合体の自重が十分重いため、合計としては下向きのホールドダウン力が働く構造にすることが可能と考えられる。

表4.2-1 炉心設計の基本条件

項目	基本条件
電気出力	100MWe
熱出力	260MWt
最大線出力	250W/cm以下
燃料寿命	3年1バッチ
炉心型式	ダクトレス、均質2領域炉心
上下軸ブランケット	30cm
径ブランケット	無し
構造材材質	ODS鋼
全炉心ボイド反応度	~1\$
燃焼反応度	~7.5\$
増殖比	~1

表4.2-2 炉心燃料仕様

項目	仕様
燃料ピン径	10mm
燃料被覆管肉厚	0.4mm
ピッチ/直徑比	1.2
炉心燃料ピン本数	~18,000本
燃料体積比	50.9%
構造材体積比	10.6%
冷却材体積比	38.4%

表4.2-3 炉心主要特性

項目	特性
炉心型式	ダクトレス、均質2領域
炉心高さ(cm) 等価直径(m)	100 1.7
軸ブランケット厚さ(cm) 径ブランケット	30 無し
プルトニウム富化度(w/o) 内側炉心 外側炉心	12.8 20.4
燃焼反応度(\$)	7.1
高速中性子照射量最大値	$1.1 \times 10^{23}$
増殖比	1.15
最大線出力(W/cm)	232
Pu フィッサイル量(t)	1.16
炉心平均燃焼度(MWd/t)	28,000
全炉心ボイド反応度(\$)	1.6

表4.2-4 主要核種の実効断面積(4)

Nuclide	One-Group LMFBR Cross-Section Set +)			
	$\nu \sigma_f$	$\sigma_f$	$\sigma_a$	$\sigma_{tr}$
1. Pu-239	5.878	2.007	2.481	8.593
2. U-238	0.142	0.051	0.404	8.181
3. Pu-240	1.104	0.367	1.093	8.384
4. Th-232	0.023	0.010	0.497	8.130
5. U-233	7.638	3.036	3.461	8.135
6. U-234	0.898	0.350	0.961	8.234
7. U-235	5.297	2.156	2.844	8.246
8. U-236	0.299	0.111	0.778	8.268
9. Pu-241	8.663	2.894	3.337	8.713
10. Pu-242	0.827	0.269	0.695	8.404
11. Na		0.00180	3.728	
12. Fe		0.00867	3.594	
13. O2		0.00126	3.104	
14. Bi		0.00400	6.990	
15. Al		0.00466	2.734	
16. Mg		0.00097	3.704	
17. C		$3.4 \times 10^{-6}$	3.211	
18. B-11		$16.8 \times 10^{-6}$	2.726	
19. B-10		2.592	3.754	
20. Be		0.0056	3.628	
21. Li-6		1.089	1.989	
22. N		0.0022	3.104	
23. Li-7		$28.8 \times 10^{-6}$	1.154	
24. H		$51.7 \times 10^{-6}$	2.448	
25. D		---	2.214	
26. Pu-239 fission products		0.4973	11.92	
27. U-235 fission products		0.4136	11.91	
28. U-233 fission products		0.3684	11.91	
29. Pb		0.0040	6.892	
30. Re		1.285	7.566	
31. W		0.327	7.130	
32. Ta		0.950	7.172	
33. Mo		0.131	6.160	
34. Nb		0.282	6.488	
35. Zr		0.0197	6.357	
36. Cu		0.0686	4.678	
37. Ni		0.0244	4.771	
38. Cr		0.00869	3.287	
39. V		0.02055	4.941	
40. Ti		0.01523	3.621	
41. Ca		0.00014	1.958	
42. K		0.02017	2.104	
43. Si		0.00302	2.365	

+) Data taken from Driscoll

表4.2-5 主要核種の数密度(4)

Nuclide Concentrations +)  
(nuclei or molecules per cc in multiples of  $10^{24}$ ) \*

<u>Nuclide</u>	<u>Metal</u>	<u>Oxide (Di)</u>	<u>Carbide (Mono)</u>
1. Pu-239	0.0493	0.0256	0.0333
2. U-238	0.0480	0.0244	0.0333
3. Pu-240	0.0495	0.0256	0.0333
4. Th-232	0.0300	0.0228	0.0263 (ThC <sub>2</sub> = 0.0226)
5. U-233	0.0480	0.0244	0.0333
6. U-234	0.0480	0.0244	0.0333
7. U-235	0.0480	0.0244	0.0333
8. U-236	0.0480	0.0244	0.0333
9. Pu-241	0.0495	0.0256	0.0333
10. Pu-242	0.0495	0.0256	0.0333
11. Na	0.0255		
12. Fe	0.0848		
13. O <sub>2</sub>			
14. Bi	0.0283		
15. Al	0.0603		
16. Mg	0.0432		
17. C	0.0800 (for e = 1.60 gms/cc)		
18. B-11	0.1360		
19. B-10	0.1360		
20. Be	0.1240	0.0720 (BeO)	
21. Li-6	0.0464		
22. N			
23. Li-7	0.0464		
24. H		0.0334 (H <sub>2</sub> O)	
25. D		0.0331 (D <sub>2</sub> O)	
26. Pu-239 F.P.			
27. U-235 F.P.			
28. U-233 F.P.			
29. Pb	0.0330		
30. Re	0.0663		
31. W	0.0626		
32. Ta	0.0052		
33. Mo	0.0640		
34. Nb	0.0550		
35. Zr	0.0423		
36. Cu	0.0848		
37. Ni	0.0900		
38. Cr	0.0816		
39. V	0.0702		
40. Ti	0.0560		
41. Ca	0.0233		
42. K	0.0133		
43. Si	0.0510		

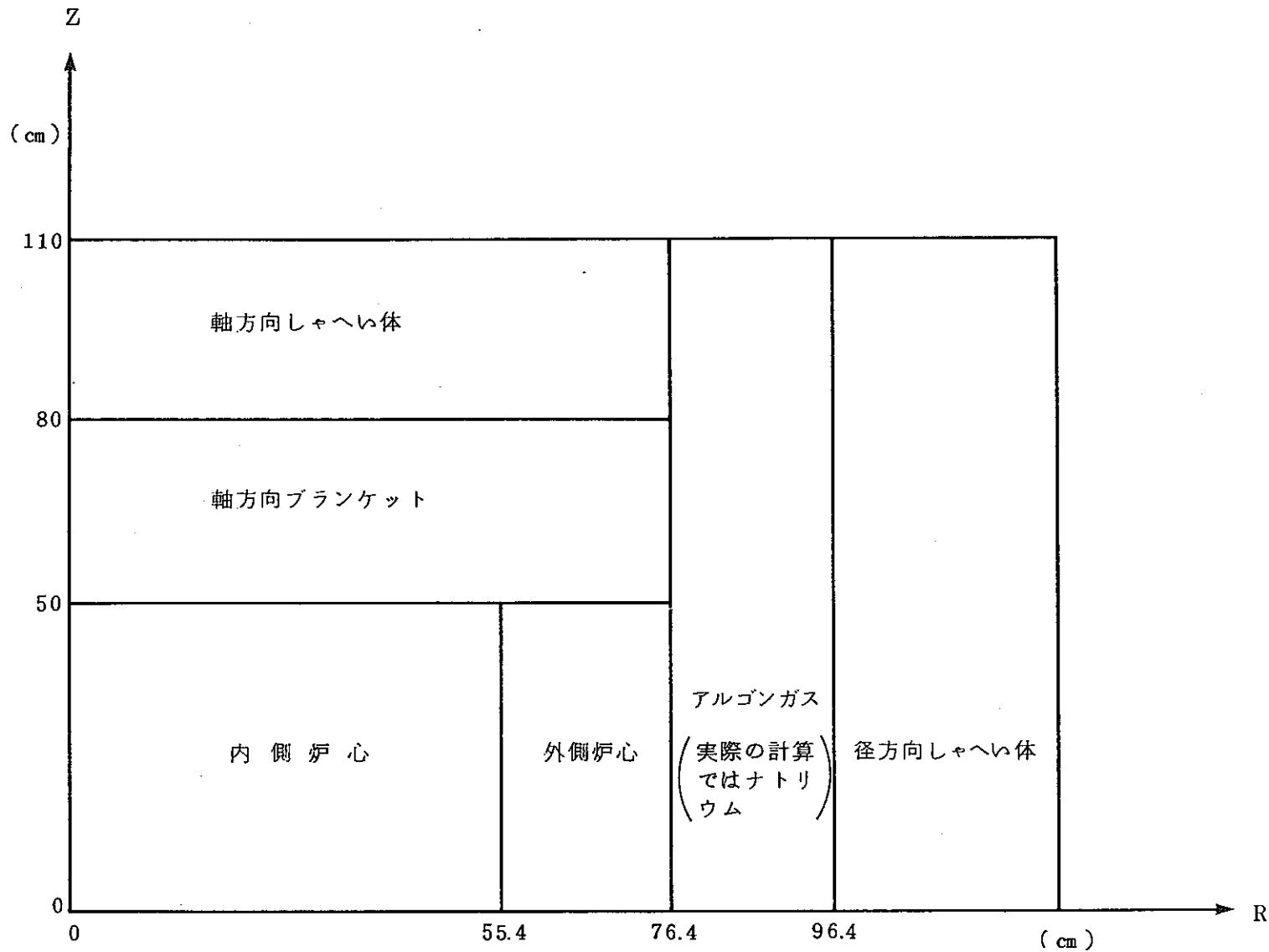
\*100% theoretical density at room temperature.

\*\*Natural B is 19.8 atom % B-10 and Natural Li is 7.52 atom % Li<sup>6</sup>.

+ ) Data taken from Driscoll

表4.2-6 燃料交換方式の比較

		一体型集合体	7分割型集合体	備考
臨界安全	臨界性	<p>△10個以上のポイズンロッドが必要 ↓ 事故によりポイズンロッドが抜けた場合には重大事故につながる→<u>安全性低</u></p> <p>△ポイズンロッド挿入に時間がかかる</p>	<p>○ポイズンロッド不要の可能性大 ↓ ポイズンロッドに頼らずとも未臨界の見込み大→<u>安全性高</u></p>	図3.10参照
冷却性能	崩壊熱レベル 炉停止 1週間後 1ヵ月後 2ヵ月後	<p>600kW 400kW 250kW</p> <p>△実証炉級の10倍の冷却システムが必要→<u>事故時安全性低</u></p>	<p>90kW 60kW 35kW</p> <p>○実証炉級の冷却システムで対応可→<u>事故時安全性高</u></p>	<p>もんじゅ 実証炉級 12kW 20kW 9kW 15kW 5.5kW 9kW</p>
燃料交換設備	燃料輸送用ポット	<p>×2重円筒式ポット構造が<u>技術的に困難</u>(ナトリウム液位の確保) ○FHM不要</p>	<p>○現行のポットの大型化により対応可 △FHM必要</p>	



注：ピン径 9 mm, 炉心高さ 100 cm の体系

図4.2-1 パラメータサーベイ計算体系図( $\frac{1}{2}RZ$ 体系)

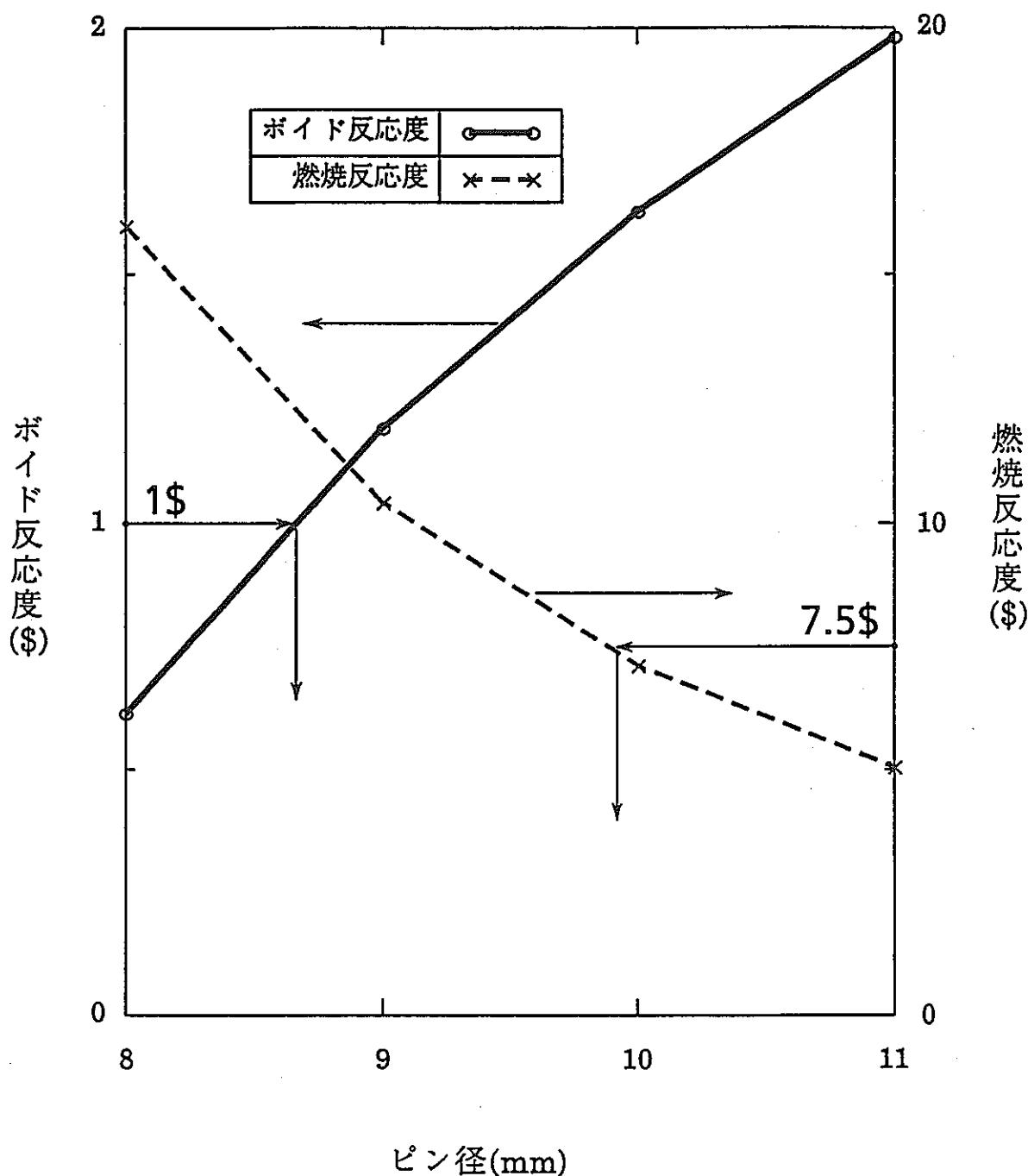


図4.2-2 ボイド反応度と燃焼反応度の関係(1)

(炉心高さ = 100cm)

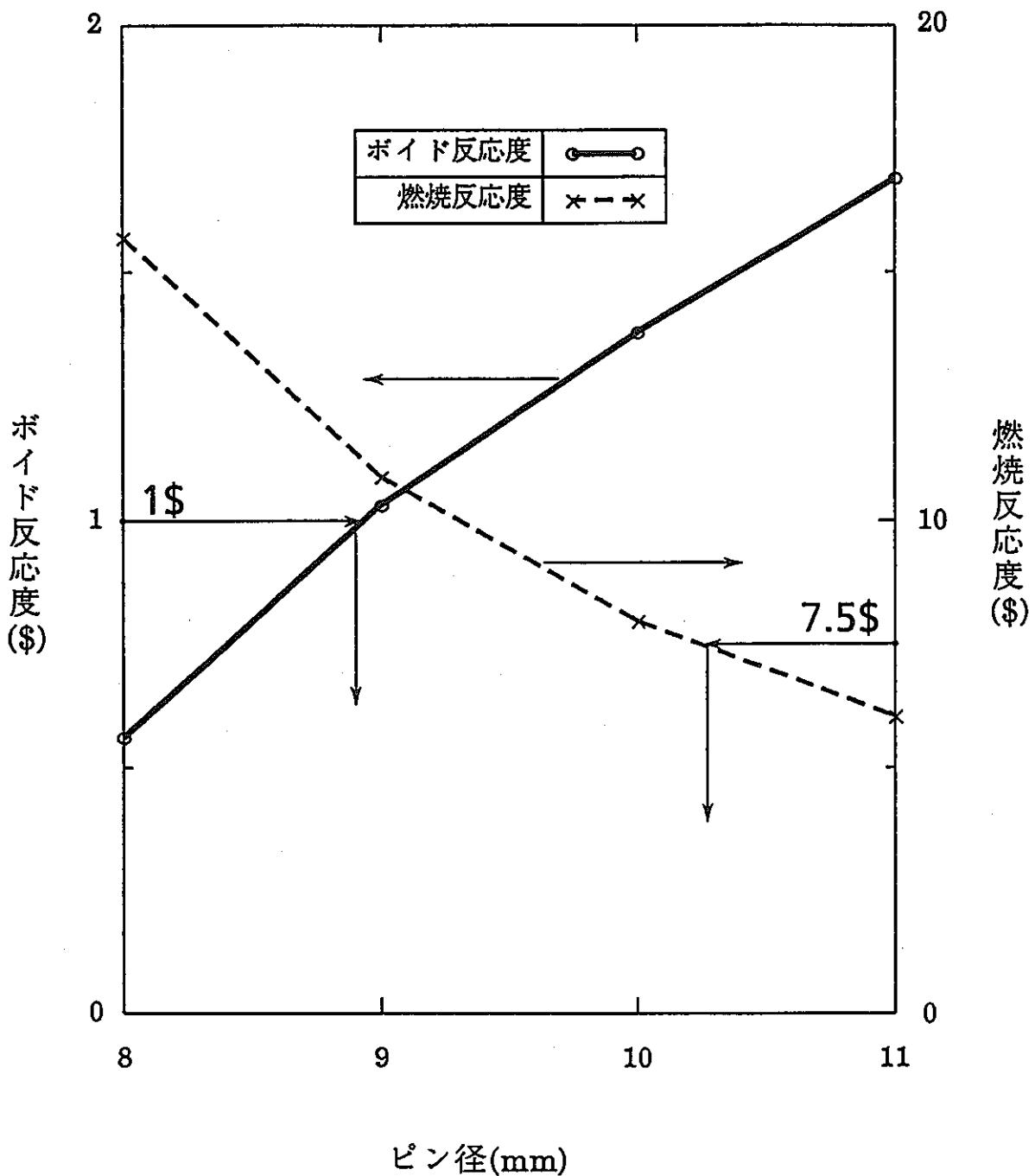


図4.2-3 ボイド反応度と燃焼反応度の関係(2)

(炉心高さ = 80cm)

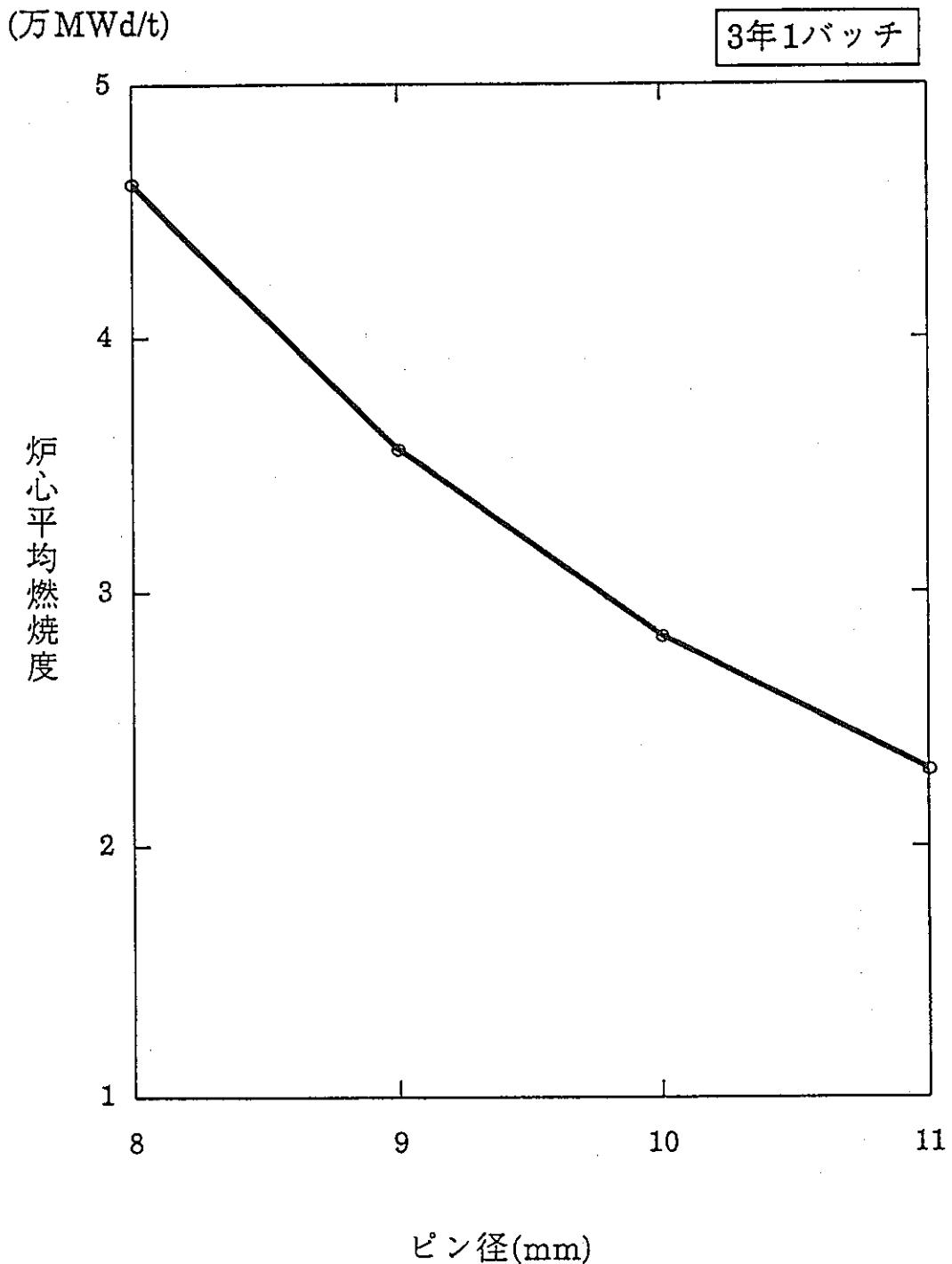


図4.2-4 燃料ピン径と炉心平均燃焼度との関係

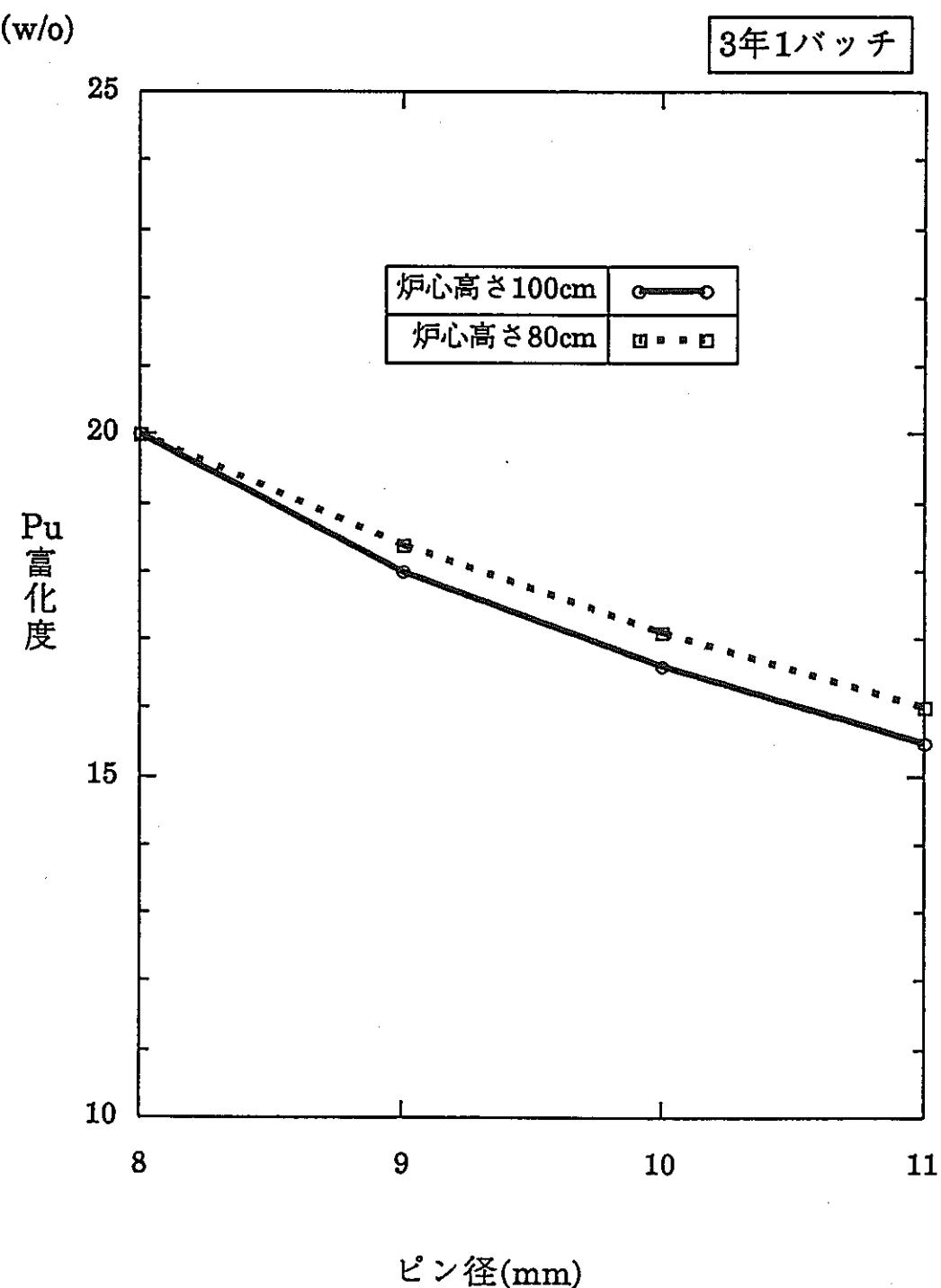


図4.2-5 燃料ピン径とPu富化度との関係

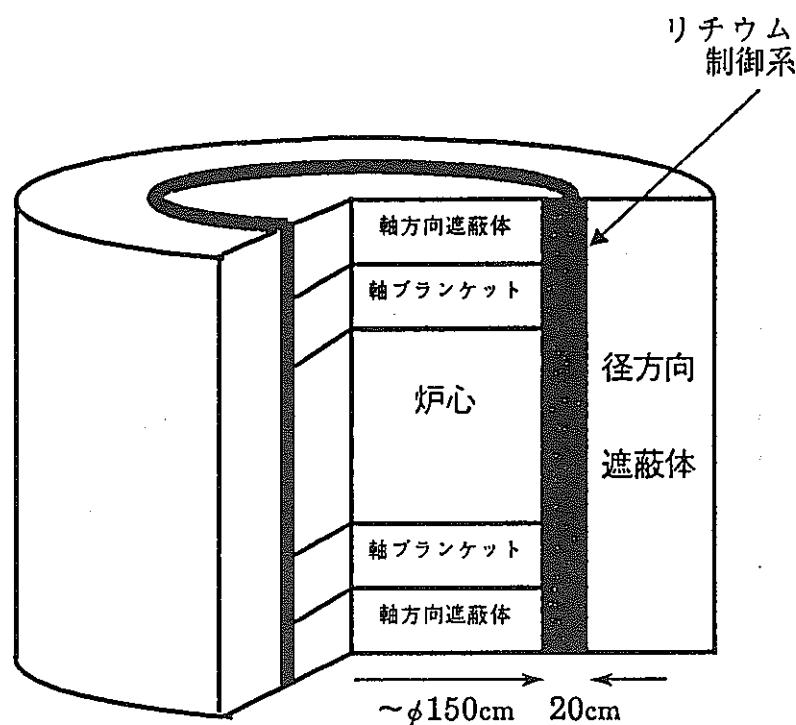
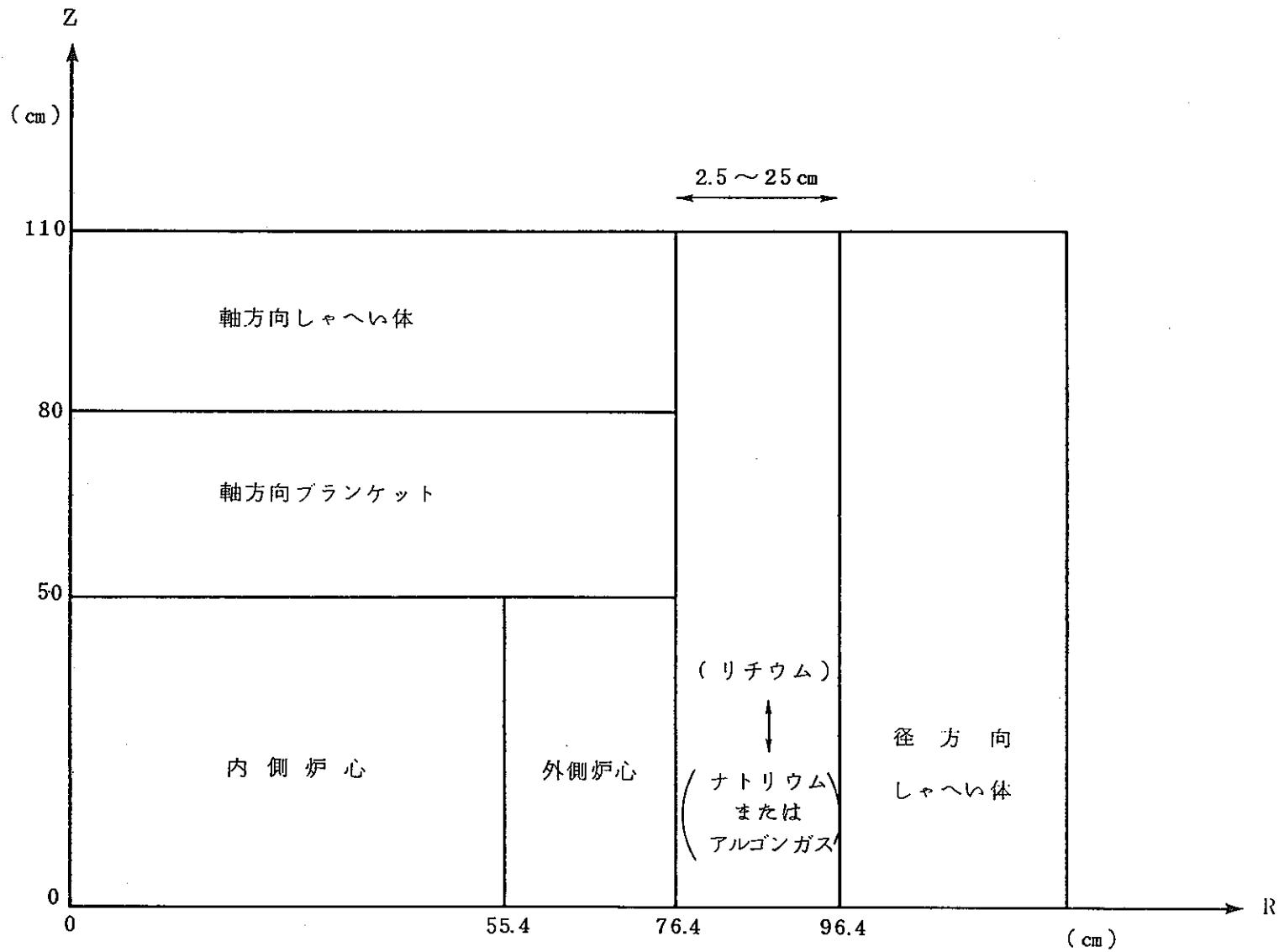


図4.2-6 リチウム反応度制御系概念図



注：リチウム容器幅 20 cm の体系

図4.2-7 リチウム反応度価値計算体系図( $\frac{1}{2}RZ$ 体系)

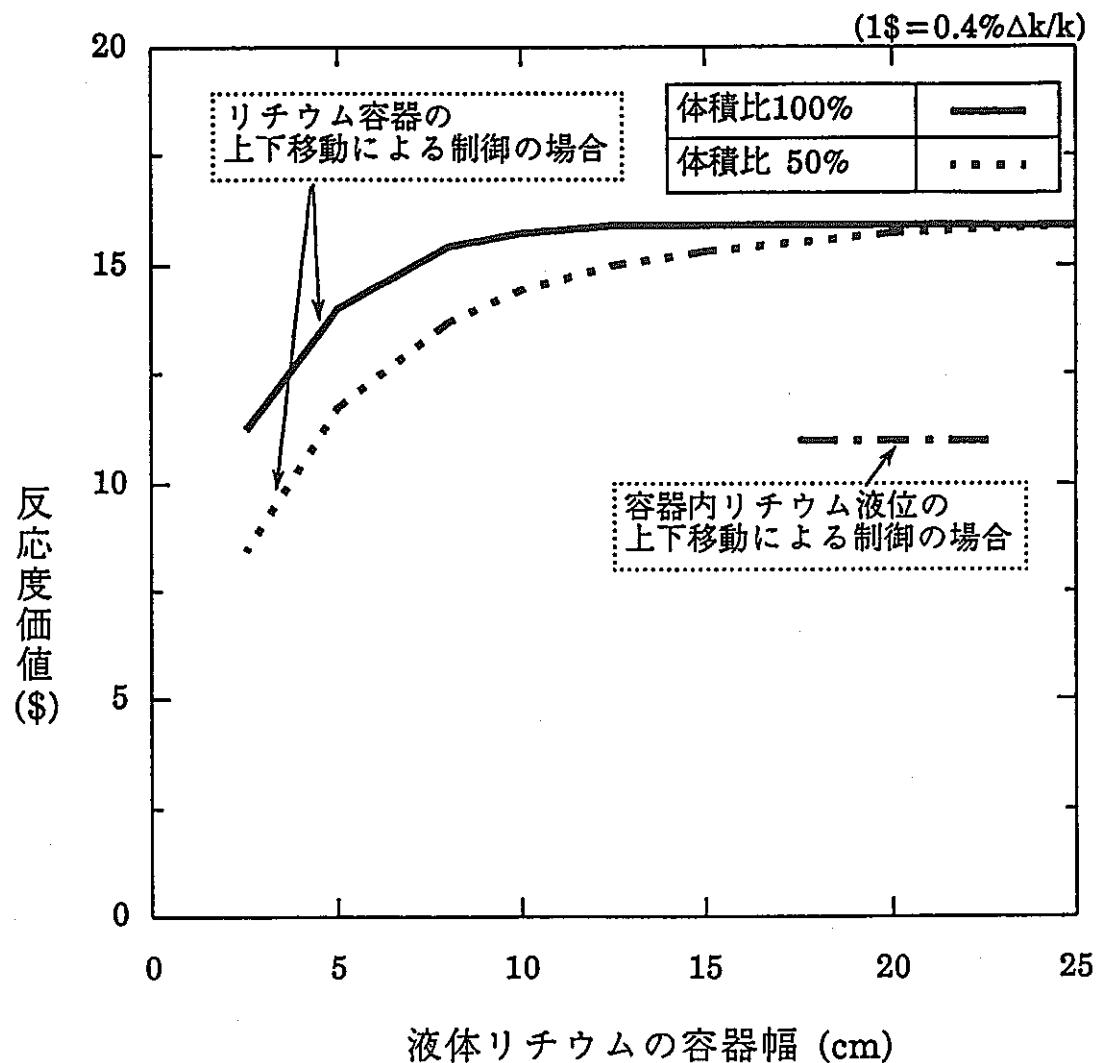


図4.2-8 液体リチウムの容器幅と反応度価値

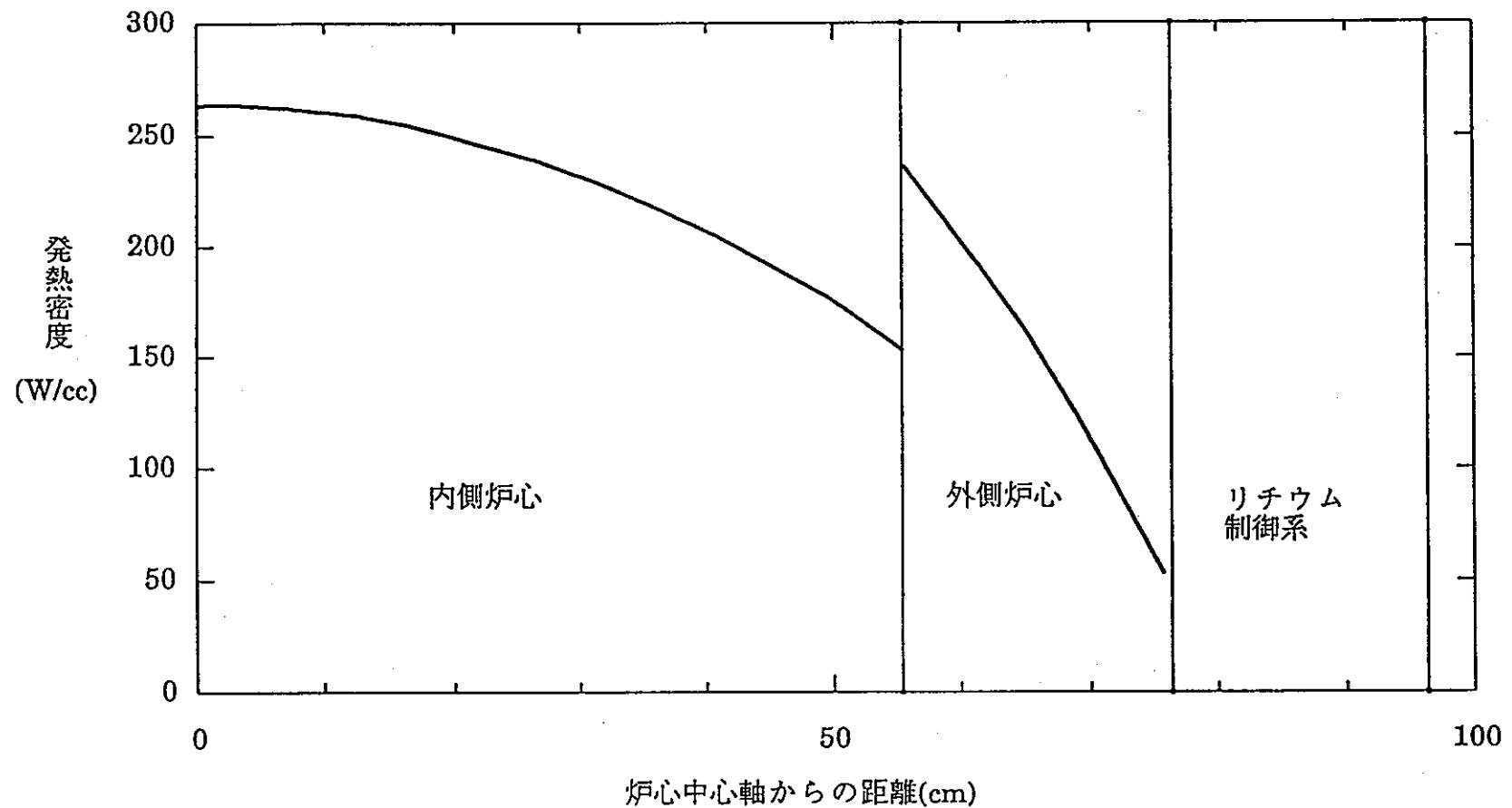


図4.2-9 径方向出力分布

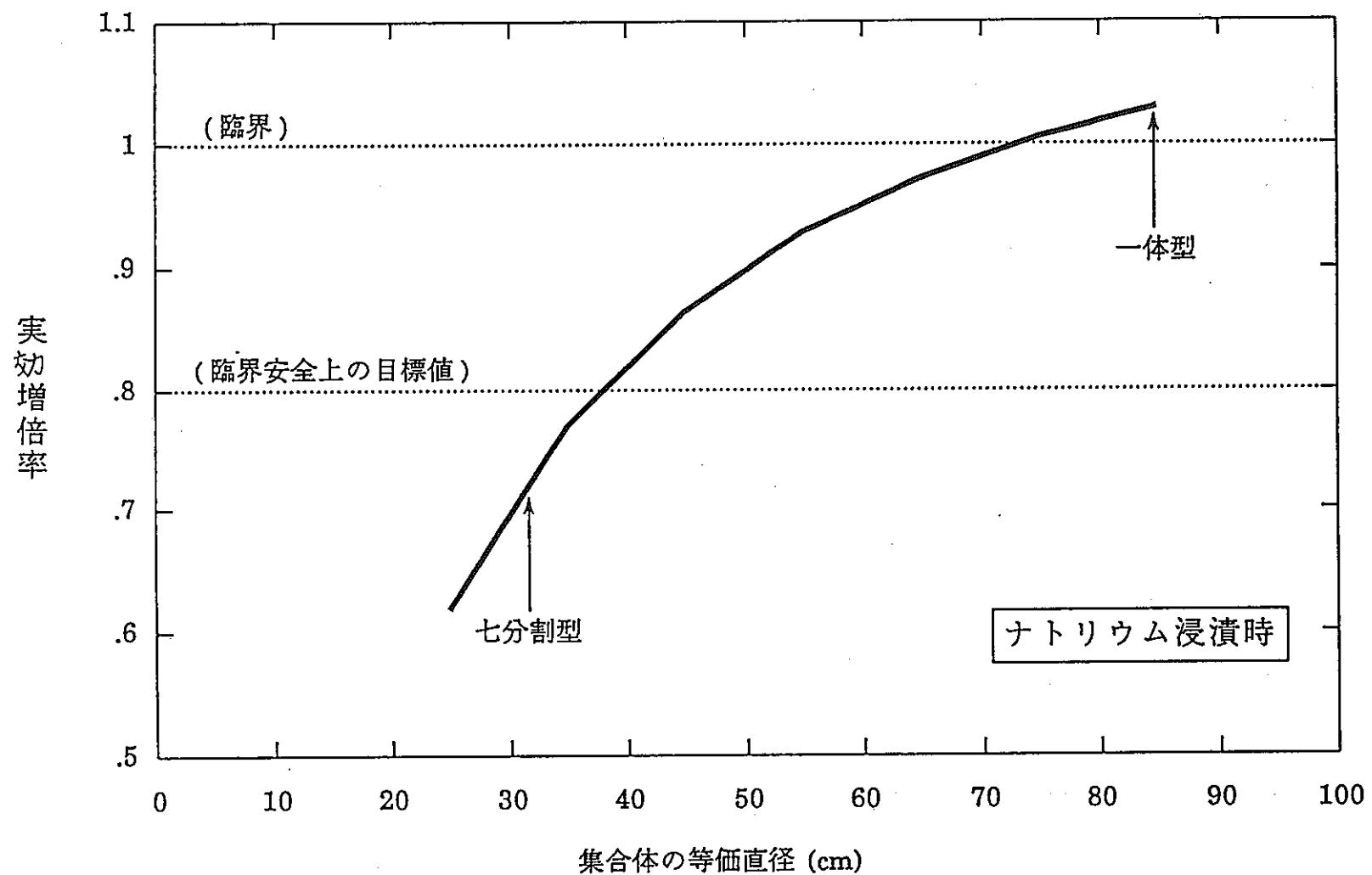


図4.2-10 集合体の寸法と臨界性の関係

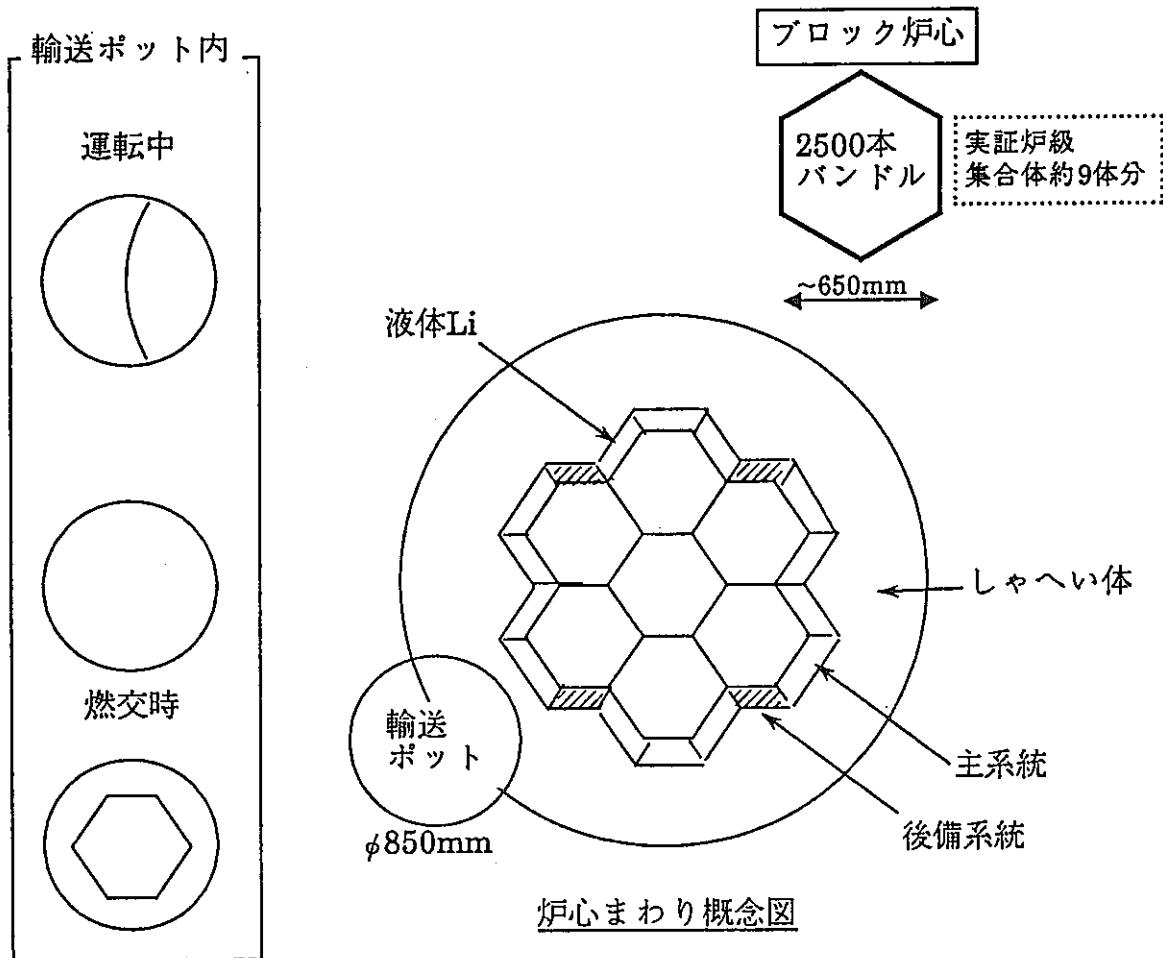


図4.2-11 炉心まわりの概念図

### 4.3 液体リチウム反応度制御系

反応度制御系としてB<sub>4</sub>C制御棒と制御棒駆動機構を用い、<sup>6</sup>Li(n,α)<sup>3</sup>T反応によって中性子を吸収する液体Liを用いた反応度制御系を採用した。そこで以下の検討を行い、液体リチウム反応度制御系の適用性を検討した。①液体リチウム及びリチウム制御系の特性検討、②<sup>6</sup>Li(n,α)<sup>3</sup>T反応に係わる検討として<sup>6</sup>Liの減少量、T-Liの関係、T-金属の関係、TのNa中への放出量等についての検討、③腐食の強い液体リチウムを収納する容器材料の検討としてリチウムの腐食特性、リチウムと共に存性を備えたリチウム容器材料の選定等、④液体リチウム反応度制御系の構成検討。

ここで検討対象とする液体リチウム反応度制御系の概念を図4.3-1及び4.3-2に示すが、前者はガス圧による液体リチウム液位制御、後者は液体リチウムを収納した容器を流体浮上制御としたものである。

#### 4.3.1 液体Li反応度制御系の特徴

液体Li制御系には次の様な特色がある。

- (i) <sup>6</sup>Li(n,α)<sup>3</sup>T反応により中性子を吸収することによって炉心出力を制御する。
  - (ii) Liは180°C以上で液体であるため、圧力によって液位を制御することができる。Liの量が多いほど中性子の吸収量が多くなるため、圧力でLiの液位を制御することにより、炉心出力を制御することができる。
  - (iii) Liは金属に対する腐食性が強いため、Liを入れる容器の材料には、Liと共に存性の良いものを使用する必要がある。
  - (iv) Liは180°C以下では固体となるので、液体のまま保持するための補助設備が必要である。
- (i)~(iv)の特色のそれぞれについて以下検討する。

##### (1) Liの特徴<sup>(5)</sup>

リチウムは、原子番号3、原子量が6と7の同位体が存在し、その存在比は7.5:92.5と原子量7のものが大半である。天然に存在する量は少ないが、その分布は極めて広く、主要鉱石は、紅雲母ペタル石などがある。金属リチウムは、これらの鉱石の塩化物を融解塩電解あるいは、ピリジン中で電解することによって得られる。

リチウムの値段は、その形状によっても異なるが、円柱状あるいは板状のもので1kg、10万円程度である。<sup>6</sup>Li(n,α)<sup>3</sup>T反応に必要な分子量6のリチウムは、1kgあたり75gしか含まれてない。リチウム6だけを集めた場合、1kgの値段は約1140万円となり、1kgあたり2千円のNaに比べると非常に高価な物質であることがわかる。

## (2) LiとNaの比較

LiとNaの物性の比較を表4.3-1<sup>[6]</sup>に示す。Liの融点はNaより高く、沸点も1300°C以上と高い。粘性はNaとほぼ同等で、比重はNaの半分である。

LiとNaの化学的性質を比較すると、Liは水を分解するが、Naほど激しい反応ではない。また液体金属状態での非金属不純物(O,N,C,H)をNaはコールドトラップ等でとりのぞくことが可能だが、Liではコールドトラップによる除去はあまり有効ではない。各非金属不純物(O,N,C,H)のNa及びLi中の挙動を以下に示す。

### 1) 酸素(O)

Na中の酸素は $\text{Na}_2\text{O}$ として存在し、Na中の酸素の濃度は、Naの融点付近で0.1ppmのオーダーになるため、コールドトラップによるNaの酸素除去は比較的容易である。Li中の酸素は $\text{Li}_2\text{O}$ として存在するがLi中の酸素の濃度はLiの融点付近の温度でも10ppmのオーダーになるため、Naの場合ほど有効とは言えない。

### 2) 窒素(N)

Naは窒素と安定な化合物をつくりらないため、Na中の窒素の濃度は、500°Cで $10^{-4}$ ppmのオーダーと非常に小さく無視できると考えられる。Li中の窒素は、 $\text{Li}_3\text{N}$ として存在するが、Li中の窒素の濃度がLiの融点付近の温度でも、 $10^3$ ppmのオーダーになるためコールドトラップによるLi中の窒素除去は有効とは言えない。

### 3) 炭素(C)

Na中の炭素は $\text{C}_2$ として存在するため、コールドトラップによるNa中炭素の除去は、酸素の時ほど容易ではない。しかし、Na中の炭素濃度は、500°Cで、1ppmのオーダーになるために比較的低い濃度と言える。Li中の炭素は、 $\text{Li}_2\text{C}_2$ として存在するが、Li中の炭素の濃度はLiの融点付近の温度でも、 $10^3$ ppmのオーダーになるため、コールドトラップによるLiの炭素除去は有効とは言えない。

### 4) 水素(H)

Na、Liともに水素と安定な化合物を作り、それぞれ $\text{NaH}$ 、 $\text{LiH}$ となる。水素の分圧を $10^{-3}(\text{atm})$ とした時のNa中及びLi中の水素濃度は、それぞれ $10^{-1}$ ppmと $10^4$ ppmのオーダーとなり、Na中の水素の除去はコールドトラップによって可能であるが、Li中の水素の除去は不可能であることがわかる。

以上に示した様に、Li中の非金属不純物の除去は困難である。LiとNaを比較して、Liの方が腐食性が高い言われるのは、この様な非金属不純物の

除去が難しいためである。図4.3-3~4.3-6<sup>(7)</sup>に各非金属不純物の金属元素中の濃度と温度の関係を示した。

#### 4.3.2 ${}^6\text{Li}(n,\alpha){}^3\text{T}$ 反応に係わる検討

${}^6\text{Li}(n,\alpha){}^3\text{T}$ 反応により、Liは中性子を吸収してTとなる。その際のLiの減少量、トリチウム(T)-Liの関係、T-金属の関係を把握し、1次冷却材中に放出されるトリチウム量を推定する。

##### (1) ${}^6\text{Li}$ の減少量の把握

${}^6\text{Li}(n,\alpha){}^3\text{T}$ 反応は、1ccのLi中で1秒間に $3.42 \times 10^{12}$ (個/cc・sec)生じる。図4.3-7に示す容器中のLiに、外部より供給がないとすると、10年後には全体の2.6%が、40年後には全体の8.9%が減少する。Liの減少量はプラント寿命の40年後においても一割以下と少ないことがわかる。

これはLiをカプセル状の容器につめた場合でも同様のことが言える。

##### (2) T-Liの関係

Liは水素吸蔵合金とも言われるほど、水素を良く溶解する。Tは水素の同位体であるため、同様にLi中に良く溶ける。

一般に、金属の水素稀薄溶液では金属中の水素溶解度CH(M)と水素分圧 $\text{PH}_2$ との間に以下の関係が成り立つ

$$K_s = CH(M)/\sqrt{(\text{PH}_2)} \quad \dots \quad (4.3-1)$$

(4.3-1)式の $K_s$ を各金属元素に特有なSieverts定数<sup>(7)</sup>といい各金属に対する水素の溶解度を表わしている。

図4.3-8<sup>(8)</sup>に液体Li及びLi化合物に対するTの溶解度と温度の関係を示す。縦軸に上記Sieverts定数、横軸は温度である。Liと鉛の化合物、Flinak(F,Li,Na,Kの化合物)、Flibe(F,Li,Beの化合物)と比べて、Liに対するTの溶解度は極めて大きいことがわかる。500°CでのLiに対するTの溶解度は、 $7.54 \times 10^{-3} \sim 3.54 \times 10^{-2}$ (at.fr.Pa<sup>-1/2</sup>)である。

##### (3) T-金属の関係

Tは金属中を透過する性質がある。

一般に、金属中の気体の流れJは、金属の板厚d、内圧 $P_1$ と外圧 $P_2$ 、金属内部での気体の拡散定数D、Sieverts定数 $K_s$ によって次式<sup>(9)</sup>で表される。

$$J = (D \cdot K_s / d) (P_1^{1/2} - P_2^{1/2}) \quad \dots \quad (4.3-2)$$

式(4.3-2)の“D・ $K_s$ ”は各金属に特有の気体の透過しやすさを表す定数 $P_m$ (透過率)として用いられる。

鉄、オーステナイト鋼、フェライト鋼の水素の透過率を調べるために行われた既存の実験結果を図4.3-9~4.3-11<sup>(9)</sup>に示す。図4.3-9は水素と重水素の鉄に対する透過率と温度の関係を示したもので、縦軸は透過率、横軸は

温度である。図中の破線は、1969年にGonzalezによって推奨された水素の鉄に対する透過率の経験式である。式(4.3-3)にGonzalezの式<sup>(9)</sup>を示す。

$$P_m = 2.9 \times 10^{-3} \times \exp(-8400 \text{cal} \cdot \text{mol}^{-1}/RT) \\ \text{ccs(STP)} H_2 \text{cm}^{-1} \text{s}^{-1} \text{atm}^{-1/2} \dots \dots \dots \quad (4.3-3)$$

(ccs(STP)は標準状態での気体の体積)

この式は誤差一割の範囲で既存の実験値と良い一致を示すことがわかる。

図4.3-10は水素のオーステナイト鋼に対する透過率と温度の関係を示したものである。図中の番号は、実験条件、オーステナイト鋼の組成の違いを表すもので、オーステナイト鋼の組成を表4.3-2<sup>(9)</sup>に示す。また図中の破線は、1982年にLe Claireによって推奨された水素のオーステナイト鋼に対する透過率の経験式である。式(4.3-4)にLe Claireの式<sup>(9)</sup>を示す。

$$P_m = 2.33 \times 10^{-2} \times \exp(-15700 \text{cals} \cdot \text{mol}^{-1}/RT) \\ \text{ccs(STP)} H_2 \text{cm}^{-1} \text{s}^{-1} \text{atm}^{-1/2} \dots \dots \dots \quad (4.3-4)$$

図4.3-10よりオーステナイト鋼の組成(実験条件)によって実験値に多少のばらつきがあることがわかる。

図4.3-11は、水素とナトリウムのフェライト鋼に対する透過率と温度の関係を示したものである。図中の破線は、鉄及びオーステナイト鋼に対する水素の透過率の経験式である。また図中の番号は、実験条件、フェライト鋼の組成の違いを表すもので、フェライト鋼の組成を表4.3-3<sup>(9)</sup>に示す。フェライト鋼に対する水素とトリチウムの透過率の実験結果は水素の鉄に対する透過率とオーステナイト鋼に対する透過率の経験式にはさまれる領域に存在するが、トリチウムの方が水素よりも透過率が多少小さくなっていることがわかる。これらのことより鉄、オーステナイト鋼、フェライト鋼を比較すると、オーステナイト鋼がもっとも水素を透過しにくいことがわかる。

代表的なオーステナイト鋼SUS304の500°Cでの水素の透過率は図4.3-10より、 $5.42 \times 10^{-7}$ (ccs(STP)cm<sup>-1</sup>s<sup>-1</sup>atm<sup>-1/2</sup>)である。

#### (4)1次系Na中に放出されるトリチウム

500°Cの図4.3-7に示す容器の中に入っているLiについて検討を行った。図の容器の中で、40年間分の<sup>6</sup>Li(n, $\alpha$ )<sup>3</sup>T反応が一瞬にして生じたと仮定して、(4.3-1)式のTのLiに対する溶解度を $K_s = 7.54 \times 10^{-3} \times (\text{at} \cdot \text{fr} \cdot \text{Pa}^{-1})$ として、Na中に放出されるTの量は、図4.3-12のようになる。40年間に発生するTの内 $1/10^7$ しか希ガス中に放出されず、大半がLi中に溶解してしまうことがわかる。

次に、(4.3-2)式を用いて、希ガス中に放出されたTが、SUS304の板厚5(mm)の板を透過して、系外に放出される速度を求めるとき、図4.3-12の様になり、希ガス中に放出されたT(17Ci)は7.5時間ですべて1次Na中に放出

されることがわかる、表4.3-4に40年間に1次Na中に放出されるTの量の比較を示す。この表よりわかる様に本プラントを40年間運転して1次Na中に放出されるTの量は、B<sub>4</sub>C制御棒を用いた時とほぼ同量である。またLi中に発生したTがすべて1次Na中に放出されるには1600年以上の年月がかかるため、Tの系外への放出量は従来の高速増殖炉と同等と考えられる。

#### 4.3.3 液体Li容器材料の検討(Li腐食性検討)

§4.3.1 (2) LiとNaの比較の項で述べたようにLiはNaより不純物非金属元素(O,N,C,H)を除去することが難しいため、Naより不純物の反応により腐食性が高い。そこでLiの腐食の特性の把握、Liと共存性の良い材料についての検討を行い、Liを入れるための容器の材料の選定を行う。

##### (1) Liによる腐食の特性の把握

Li中において金属は以下の①～⑥の現象<sup>(7)</sup>によって腐食される。

- ①単純溶解……… Li中に構造材がとけ出す。
- ②合金化……… 構造材表面でLiとの合金ができる。
- ③粒界腐食……… 結晶の粒界にそって、Li<sub>x</sub>RM<sub>y</sub>O<sub>z</sub>の複酸化物を生成する。
- ④不純物反応……… 金属中又はLi中の不純物非金属元素(O,N,C,H)がLi又は金属と反応する。
- ⑤温度差質量移行……… 温度による溶解度の違いによって高温部で溶解した構造材が低温部で析出する。
- ⑥異種金属間質量移行 ……Li中に異なる種類の金属が存在する場合に、化学ポテンシャルの違いによって金属間で金属元素の移動が生じる。

以上のような腐食は、Liへの金属の溶解度、Liと金属間の不純物非金属元素の分配係数によって説明することが出来る。

図4.3-13にLiへの金属の溶解度と温度の関係を示す<sup>(10)</sup>。縦軸は、溶解度、横軸は温度である。この図よりNiはLiに対して溶解度が大きいため単純溶解、温度差質量移行による腐食が厳しことが予想される。溶解度が最も小さいのはMoで、一般にMoなどの高融点金属はLiに対する溶解度が小さいことが知られている。また図4.3-13よりLiに対する金属の溶解度は、温度の上昇に比例して増加することがわかる。

図4.3-14～4.3-17<sup>(12),(13)</sup>にLiと高融点金属間の不純物非金属元素に関する分配係数と温度の関係を示す。分配係数とは一定の温度及び圧力のもとである溶質が互いに混りあわない2つの溶媒に溶解し平衡に達した時の、各溶媒中の溶解質の濃度C<sub>1</sub>及びC<sub>2</sub>の比(k=C<sub>1</sub>/C<sub>2</sub>)のことを使う。溶質を酸素O、溶媒がLiと金属(以下Mとする)とした場合に、M中のOの濃度をCoM、Li中

のO濃度をCoLiとすると分配係数は、 $K_w = \text{CoM}/\text{CoLi}$ ( $K_w$ は濃度をweight%で表した場合のkのこと)と表される。

分配係数が1より大きい時( $K_w > 1$ の時)、平衡に達するためにLi中の不純物非金属元素(O,N,C,H)が金属中に移動する。この不純物非金属元素の侵入によって、金属は脆化して、機械的強度は増すがもろくなる。また、金属表面では酸化物、窒化物、炭化物が出来る。図4.3-18にこれらの状態を示す。

図4.3-14~4.3-17より分配係数が1より大きいものとしては、Zr、Ti、Nb、Vなどが上げられ、これらの金属内部で、不純物反応、脆化が生じることが予想される。

分配係数が1より小さい時、( $K_w < 1$ の時)、平衡に達するために、金属中の不純物非金属元素がLi中に移動する。この不純物非金属元素の流出によって、金属は強度の低下を起す。また金属中にLiが侵入して複酸化物  $\text{Li}_x\text{RM}_y\text{O}_z$ (RMは高融点金属(refractory metal)の略)を作り、粒界腐食を生じる。図4.3-16にこれらの状態を示す。図4.3-14~4.3-17より分配係数が1より小さいものとしては、Cr、Moなどが上げられ、これらの金属内部で粒界腐食、強度低下が生じることが予想される。

上記の分配係数による腐食性の判定は、Li及び金属中の不純物非金属元素の濃度に大きく左右されるため、各々の金属元素を用いた場合、必ず上記のような腐食が生じるというものではない。過去の実験より、Nb、V、Ta、Moは1300°Cまで耐蝕性<sup>(14)</sup>あり、さらにMoは材料の強度低下が起こりにくいことが知られている。以下に、既存の実験結果をもとに、金属元素、合金とLiの共存性について検討し、Liを入れるための容器の材料の選定を行う。

## (2)構造材とLiの共存性とLi容器の材料選定

液体Liと金属の共存性についての研究は、核融合炉の冷却材又は増殖材としてのLiとその構造材の共存性を調べるために行われてきた。冷却材又は増殖材にLiを用いるものは、構造材にMo合金又はSUS316鋼を用いている。また冷却材としてFlibe、増殖材としてLiとPbの化合物を用いるものもある。これらの構造材、冷却材等を選定する際に、行われた既存の研究について以下に整理し、本プラントのLi容器の材料の選定を行う。

### 1)金属

金属元素の中では、高融点金属がLiに対する溶解度が小さいことが知られている。高融点金属として、Ta、Nb、Cr、Mo、W、V、Reなどがある。各金属元素の原子量と融点を表4.3-5に示す<sup>(15)</sup>。これらの金属元素について行われたLi中腐食試験の結果を表4.3-6と表4.3-7に示す。表4.3-6<sup>(16)</sup>は1つの炉内に高温部と低温部を持ったシーソー型炉試験による結果

である。高温部800~900°C、低温部500~600°Cの時にMo、Nb、Zrには質量移行などによる質量変化が生じただけで金属の表面に腐食による変化は生じていないが、Vについては金属の表面に腐食が生じている。表4.3-7<sup>(17)</sup>は、カプセル及び循環ループによる試験の表面腐食についての結果である。

各々の金属によって試験温度等条件に多少の差はあるがまとめると以下のようになる。

- ① Tiは700°C以上で腐食が生じる。
- ② ZrとNbは1000°C以下では腐食は生じないが、Nb-1Zrは1150°C以上で腐食が生じる。
- ③ Taは982°C、2261hrでは腐食は生じない。
- ④ Crは816°C以上で腐食が生じる。
- ⑤ Moは1370°C、1000hrで腐食が生じるが、TZM、Mo-50Reは1650°C、1000hrでは腐食は生じない。
- ⑥ W、Re、WとNbの合金、WとMoの合金、WとReの合金は1370°C、1000hrで腐食が生じない。

これらのことから、V、Ti、Crは元素単体では腐食されやすいことがわかる。また、900°C前後でLiと共存性の良い金属元素としては、Ta、W、Nb、Mo、Reなどがあることがわかった。

各金属元素の値段の比較を図4.3-19に示す。この図は、SUS304の1kgの値段を1としたときの各金属の1kgあたりの価格を示したものである。V、Reは相当高価な金属であり、本プラントに使用するには適さないと考えられる。また、Mo、Ta、W、Nbを比較した場合には、Ta、Wは比重がMo、Nbの2倍近いため、各体積あたりの値段に直すとMo、Nbの1.5~2倍になる。NbはLiに対する溶解度がMoより大きいため質量移行による影響が生じやすいことが予想される。

これらのことから、金属元素の中ではMoがLiと共存性がよく、価格的にも安価で本プラントに適していると考えられている。

## 2)金属元素(Mo)と合金の比較

前項で選定した金属元素(Mo)と一般的に高温構造材として用いられている合金及び核融合炉の材料として用いられている合金との比較を行う。高温構造材、核融合炉材料としては以下のようないかげられる。

- ①高温構造材 SUS304、SUS316、9Cr-1Mo、2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Moなど
- ②核融合炉材料 TZM、Mo合金

上記のような材料について行われた空気雰囲気での静止Li中腐食試験結果を図4.3-20~図4.3-25に、各材料の組成を表4.3.8に示す<sup>(18)</sup>。

Ni及びNi系の合金ハステロイーNは、Li中のN、Oの濃度が低い場合でも、質量の変化、表面の腐食とともに他の合金に比べて大きいため、本プラントのLi容器の材料としては適さない。SUS304、SUS316はMo、

TZM、Nbと比べると質量の変化、表面の腐食とともに大きいことがわかる。SUS304、SUS316を比べた場合には、重量の変化はSUS316が、表面の腐食はSUS304が大きくなっている。このことから、不純物非金属元素等の移動による材料の強度脆化、劣化はSUS316におこりやすいことが予想される。Mo、TZM、Nbは、N、Oの濃度が高くなると、重量の変化、表面の腐食とも大きくなるが、他の材料にくらべて、その腐食の程度は小さい。しかし、Nbは前項で予測した様に、MoよりLiに対する溶解度が大きいため腐食の程度も大きくなっている。

図4.3-20～図4.3-25の腐食の割合が一律に40年間生じると仮定した場合に推定される腐食の度合を表4.3-9に示す。表4.3-9に示した腐食の度合はLi中の浸漬時間が1000時間程度の実験結果より、単位時間あたりの腐食量を求め、40年後を推定しているため、時間の経過に伴った単位時間あたりの腐食量の増加は考慮していない。そこでこの値は、40年間の腐食の度合の最低値であると考えられている。

表4.3-9よりLi中のO、N濃度が高い場合、SUS304の試験体表面は1.3mm程度減少していること、またSUS316試験体重量が76wt%も減少していることがわかる。これらのことからSUS304、SUS316を構造材に用いるためにはLi中のO、N濃度を厳しく管理する必要があること、Li中のO、N濃度が低い場合にも表面腐食による板厚減少、又は材料の強度の低下が生じることを考慮すると薄肉構造物の材料としては適していないことがわかる。SUS304、SUS316と比べてNb、TZM、MoはLi中O、N濃度が高い場合にもその腐食の度合いは少なく薄肉構造物の材料としても十分使用可能である。

図4.3-26に鉄基合金の流動Li中腐食試験結果を示す<sup>(19)</sup>。この図より高温構造材の鉄基合金では、SUS304などのオーステナイト系ステンレスよりも、2½Cr-1Moや9Cr-1Moのフェライト系ステンレスのほうがLiとの共存性が良いことがわかる。

以上のことから、Liと共存性の良い材料としては、Mo、TZMなどのMo合金、9Cr-1Moのようなフェライト系ステンレスがあることがわかった。

### 3) Li容器構造材の選定

Li容器の構造材を選定するために、前2項においてLiと共存性の良い材料とその価格について調査を行ったが、その他に以下の様な条件を考慮する必要がある。

- ①  ${}^6\text{Li}(n,\alpha){}^3\text{T}$ 反応によりTが発生するため、Tの透過率の小さい材料であること。

② 容器を製作するにあたって、溶接などの加工性が良く、製作経験が豊富な材料であること。

①については、4.3.2節において、T-金属の関係について調べ、オーステナイト系ステンレスが比較的Tの透過率が低いものの、計算の結果、Li中に溶解せず、気中に放出されたTは、ほとんどすべて1次Na中に放出されるということが分かっている。よって、①は構造材を決める主な要因とはならない。②については、フェライト系ステンレス、TZMについては工業材料として一般に使用されているため満足すると考えられるが、金属元素としてのMoについては明らかでない。また、 $2\frac{1}{4}$ Cr-1Moについては溶接など加工することによって、腐食の度合に差があることがわかっている。図4.3-27に $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼の侵食深さにおよぼす溶接後熱処理の影響を示す<sup>(20)</sup>。母材の侵食深さが、0.02(mm)程度であるのに対して、溶接後熱処理を行っていないものは、0.5(mm)と、約25倍の侵食深さを示し、高温(750°C)で熱処理を施すことによって約1/4の0.12(mm)まで侵食深さが減少していることがわかる。

これらのこと考慮すると、前項で選定したLiと共存性の良い材料の中から一つの材料を選ぶためには、各々材料について色々な条件での腐食試験、加工性の検討を行う必要があるため、ここではLi容器材料として適している材料を示すにとどめた。Li容器の材料としては、Mo、TZM、フェライト系ステンレスが適しており、その他にフェライト系ステンレスで容器を製作した後、Liを接する面にMoをコーティングするなどの方法も考えられる。

### (3) Liの腐食性低減策の検討

(2)節では、Liと共存性の良い材料を選ぶことによって、Liによる構造材の腐食を防ぐことを検討したが、核融合炉でも増殖材として、Liより腐食性の低いLi化合物を用いることによって使用できる材料の幅を広げている。核融合炉のT増殖材として検討されているものとしては、LiPb、 $\text{Li}_{17}\text{Pb}$ 、 $\text{Pb}_{38}\text{Li}_{62}$ 、Flinak、Flibeなどがある。これらのLi化合物を本プラントの制御材として用いる際の利点と問題点について以下にまとめる。

- ① 炉心出力を制御するには、 ${}^6\text{Li}(n,\alpha){}^3\text{T}$ 反応が必要であるため、Liの含有量が少ないと、制御材の体積が増加し、原子炉容器の直径が大きくなる。
- ② Liより金属材料との共存性が良い。LiとPbの化合物ではPbが多いほど腐食性が低い。Flinak、Flibeでは、800°C程度ならNi合金も構造材として使用できる<sup>(21)</sup>。(溶融塩実験炉でハイテロイ-N製のループが600°Cで2000hr以上無事故で運転された実績がある。)

- ③ Liと比べて、LiとPbの化合物、Flinak、Flibe共にTの溶解度が低い。  
 (図4.3-8 参照) また、Flinak、Flibeでは、 ${}^6\text{Li}(n,\alpha){}^3\text{T}$ 反応、 ${}^9\text{Be}(n,2n){}^2\text{He}$ 反応によってTF、F<sub>2</sub>などの腐食性ガスを発生する。

これらのことから、Liの化合物を制御材として用いる場合には、LiとPbの化合物が適していると考えられる。しかし、表4.3-10<sup>(22)</sup>に示すようにLiとPbの割合によって融点が異なるなど化合物の性質が変化するため、FBRの制御材として最適なLiとPbの割合、化合物の性質などについてのR&Dが必要である。

#### 4.3.4 液体リチウム反応度制御系の構成

前述の4.3.1~4.3.3節の検討を踏まえ、液体リチウム反応度制御系の具体化を行った。次の2方式について検討した。

- ①ガス圧によるリチウム液位制御方式
- ②液体浮上制御方式

##### (1)ガス圧によるリチウム液位制御方式

反応度制御系概念図を図4.3-1に示す。

###### 1)システム構成と運用

図4.2-11に示す如く、7体の炉心燃料ブロックの周りを取り囲んだ18基の液体リチウム容器は、主炉停止系14基、後備炉停止系4基より構成され、各々独立にArガス圧によるリチウム液位制御系を備えている。

低温停止時は主、後備系とも液体リチウムが炉心周りの液体リチウム容器に充填された状態にある。起動時には、先ず後備系にArガス圧が加えられ、液体リチウムが炉心下端レベルまで押し下げられ、B<sub>4</sub>C制御棒の場合の全引抜状態に対応する。引き続いて主系14基にも徐々にArガス圧を加え、液体リチウム液位が押し下げられるに従い炉心出力が上昇し、部分負荷運転を経由して定格運転まで出力が上げられる。出力運転中の燃焼補償は主系の液体リチウム液位を下げるにより行われる。

停止時には起動時と逆の操作で主系のArガス圧を下げることで液体リチウムの液位を上げて炉心出力を下げ、最終的には制御棒全挿入状態に対応する炉心上端まで液体リチウム液位をArガス圧を減圧することで上げる。引き続いて後備系のArガス圧も減圧し液体リチウム液位を炉心上端まで上げ、完全に炉心を未臨界に保ち低温停止状態に移行する。

また原子炉トリップ時には、各制御系のArガス圧力解放を行い、主、後備系とも液体リチウムの重力落下により原子炉スクラムを行う。

###### 2)課題

本方式による反応度制御系の課題と対応について検討する。

- ①液体リチウム容器が受ける高速中性子照射量について

核計算結果よりリチウム容器位置での高速中性子束は、 $3.5 \times 10^{14}(\text{n}/\text{cm}^2 \cdot \text{sec})$ である。原子炉の寿命を40年、稼動率80%とするとき、

$$3.5 \times 10^{14}(\text{n}/\text{cm}^2 \cdot \text{sec}) \times 60 \times 60 \times 24 \times 365 \times 40 \times 0.8 = 3.5 \times 10^{23} \text{nvt}$$

となる。従って、現在開発中のODS鋼(限界照射量~ $6 \times 10^{23} \text{nvt}$ )を用いれば、スウェーリングの問題はなくなる。従って、スウェーリングの点から言えばリチウム容器は寿命中交換不要である。

## ②容器及び制御系配管の破損対策について

主系、後備系合わせて18系統より構成され、各々独立に制御可能となっているが、万一主系1系統の破損があり液体リチウムが1次Na中に放出された場合には炉心に正の反応度が印加されることになり安全上重大な事故につながるおそれがある。これは液体リチウムの配管破損、液体リチウム容器の破損の場合に正の反応度投入が起こる(Arガス系配管の場合は負の反応度投入)。また万一破損が起こって大量の液体リチウムが1次Na中に放出された場合、系統低温部でのリチウムの析出による原子炉1次系構成部材の腐食等の問題も招来する。

これらの破損事故対策として以下の方策が考えられる。

- Ⓐ 液体リチウム反応度制御系破損検出系の設置
- Ⓑ 液体リチウム配管及び容器の2重管、2重容器化
- Ⓒ 液体リチウム配管をなくする

→Arガス圧による液体リチウム液位制御方式以外の方法の採用

上記の方策のうち、Ⓐについては当然設置するにしても、Ⓑの2重管化等の対応については配管本数、容器数が多いことなどから、現実には対応しにくく、通常CR、CRD方式による反応度制御と比べても液体リチウム反応度制御系の特徴を生かしきれない方向にある。Ⓒについては次項で流体浮上式の検討を行う。

従って、本方式の大きな課題としては、液体リチウム配管の破損事故対応が設備増大につながり、液体リチウムを使用した魅力が薄れる点にある。また詳細検討は実施していないがリチウムの発熱を考えられ、この除熱についても課題がある。

## (2) 流体浮上制御方式

反応度制御系概念図第1案を図4.3-2及び4.3-28~30に、第2案を図4.3-31~33に示す。第1案は図4.3-26に示す如く、(1)に述べた方式と同様液体リチウム反応度制御系を7体の炉心燃料ブロックの周囲においてものである。また第2案は液体リチウム制御系を各炉心燃料ブロック内に設けたものである。

### 1) 第1案システム構成と運用

図4.3-2、図4.3-28に示す如く、7体の炉心燃料ブロックの周りを取り囲んだ18基の液体リチウム制御系は、主炉停止系14体、後備炉停止系4体より構成される。

液体リチウム制御体は図4.3-29に示す如くリチウム管に液体Liを内包し、多数のLi管をスペーサーで固定した構造としており、リチウムの比重が軽い点( $\rho=0.5\text{g/cc}$ )を利用して液体浮上方式としたものである。そして図4.3-30に示すように急激な流動の増大や上下地震等によりリチウム制御体が浮き上がり正の反応度が挿入しないよう上部に制御体押え機構を設けている。

また、主炉停止系の14体は図4.3-2、図4.3-28に示すとおり、A、B、C、D4つのブロックに分け、各ブロック毎に電磁ポンプからNaを供給するシステムとしており、主ポンプの40~100%流量だけでは制御体が浮き上がらず、電磁ポンプのNa流量を加えて浮上するような構成としている。炉心の出力制御、燃焼補償は電磁ポンプの流量により制御体の浮上位置を調整することにより行う。なお、制御体押え機構はゆっくりとした制御体浮き上がりには追随し、急激な上向き力には追随しないような構成としているため、急激な出力上昇が流量増大か上下地震動により発生しないようにしている。

後備炉停止系の4体については主ポンプが運転される約30%以上の流量で浮上するように計画しており、主ポンプがポニーモーター相当運転(主ポンプも電磁ポンプなのでポニーモータ流量相当の場合)になった場合には制御体が落下し原子炉スクラムに至る。

低温停止時はポニーモータ流量相当で主炉停止系の流体リチウム制御系電磁ポンプも起動していないため、主系、後備系のリチウム制御体は浮上せず、制御棒としては全挿入状態にある。

起動時には、まず1次主ポンプが運転され、約40%程度の流量に立ち上げるが、この流量幅によって後備系4体はいずれも完全に浮き上がり制御棒としては全引き抜き状態に移行する。しかし、主炉停止系の液体リチウム制御系電磁ポンプは起動されていないため主系の14体は浮上せず、全挿入状態を維持している。引続き昇温操作に移るが、この場合は液体リチウム制御体への流量を増し、じょじょに制御体を浮上させ、炉心出力を上げていく。約35%程度の核出力に達したところでT/Gを併入し、部分負荷運転に移行する。その後に液体リチウム制御系電磁ポンプの流量をじょじょに増やすと共に主系統の流量も増やして原子炉出力を上昇させ定格運転まで立ち上げる。また、出力運転中の燃焼補償は主系の液体リチウム制御系電磁ポンプにより流量を上げ、リチウム制御体をさらに浮上させることにより行われる。

停止時には起動時と逆の操作で液体リチウム制御系電磁ポンプの出力を下げ、リチウム制御体をじょじょに落下させることにより、炉心出力を下げる。低温停止状態に移行するには電磁ポンプを停止することで主系のリチウム制御体は完全に挿入状態になり、さらに、主ポンプをボニーモータ流量相当に落とすと、後備系のリチウム制御体も完全に挿入した状態に移行する。

また原子炉トリップ時には、主ポンプトリップ、液体制御系電磁ポンプトリップによりリチウム制御体を落下挿入させることによりスクラムを行う。

なお、本システムの特徴は、LOF対応がなされている点にあり、1次系流量減少時には原子炉がスクラムされる構成となっている(ただし、ボニーモータ流量相当まで減少した場合)。

## 2)課題

本方式によるリチウム反応度制御系の課題として以下の項目が考えられる。

### ①液体リチウム管が受ける高速中性子照射量

前節に示すとおり中性子照射量の観点からは寿命中交換不要である。ただし、本システムの場合は燃料交換機による交換も可能と考えており、万一の破損の対応も容易と考えられる。

### ②液体リチウム管の破損の影響

主系、後備系の液体リチウム制御体は各々多数本のリチウム管より構成されており、万一主系(炉心部に挿入されており制御体の喪失は正の反応度投入につながる)のリチウム管1本の破損を想定しても1次冷却材中に放出されるリチウム量は限定されており、投入される正の反応度もわずかなため、核的事故につながるおそれはない。

ただし、リチウムが放出されると原子炉1次系構成材料の腐食等の問題を招くので、液体リチウム制御系破損検出系による速やかな検出と、系内ナトリウムからリチウムの除去が必要である。

### ③液体リチウム制御体の浮き上がり量調整

制御体の浮き上がり量の調整はリチウム制御系電磁ポンプにより行うことを考えているが、制御体押さえ機構と合わせ研究開発による確認が必要である。

### ④スクラム時間

原子炉スクラム時のリチウム制御体は重力落下なので、安全上からのスクラム時間の充足性については研究開発により確認する必要がある。

## 3)第2案のシステム構成

第2案は図4.3-31~33に示すことく、液体リチウム制御系を各炉心燃料ブロックの内部に設けたものである。本方式は、基本的には第1案とは同じシステム構成、運用となるが相違点は以下の通り。

- ① 炉心内に制御体があるため炉心出力制御上は有利
- ② 各リチウム制御体は炉心燃料ブロックの交換時に一緒に交換可能であり、中性子照射や経年変化を考慮した場合には第1案より信頼性、交換性の点で優れる。
- ③ リチウム制御体は、燃料移送時のポイズンロッドの役割も果たし、安全上は有利である。
- ④ リチウム制御体を内包するため炉心燃料ブロックは大型化し、燃料取扱設備の大型化を招く。

### (3)まとめ

これまでの検討から、安全性を重視して、流体浮上制御方式を採用することとする。

流体浮上制御方式の中では、炉心、原子炉構造、燃取系との整合の観点からは第1案となるが、第2案についても優れた点がある。

研究開発課題として、流体浮上制御方式リチウム制御系の性能確認、制御体押さえ機構の性能確認、液体リチウム制御系破損検出方法、Na中からのリチウムの回収方法、液体リチウム収納容器の材料選定、液体リチウム収納容器の製作方法とリチウム充填方法等がある。

表4.3-1 リチウムとナトリウムの物性値一覧表

項目	温度 (°C)	Li	Na
融点 (°C)	—	180.6	97.82
沸点 (°C)	—	1342	881.4
融解熱 (Kcal/kg)	—	158	27.05
蒸発潜熱 (Kcal/kg)	—	4680	925.6
飽和蒸気圧 (kg/cm <sup>3</sup> )	500	$9.93 \times 10^{-6}$	$5.74 \times 10^{-3}$
比重 (kg/m <sup>3</sup> )	500	483	832
比熱 (Kcal/kg°C)	500	1.01	0.312
粘性係数 (kg s/m <sup>3</sup> )	500	$3.64 \times 10^{-5}$	$2.15 \times 10^{-5}$
動粘性係数 (m <sup>2</sup> /s)	500	$7.39 \times 10^{-7}$	$2.96 \times 10^{-7}$
熱伝導率 (Kcal/mh°C)	500	45.3	57.9
温度伝導率 (m <sup>2</sup> /h)	500	0.093	0.223
表面張力 (dyn/cm)	500	347	157

表4.3-2 オーステナイトステンレス鋼の組成

(Wt%)

No.	Type	Cr	Ni	Mn	C ≤	S ≤	Others
①, ②	310	23-26	19-22	0.5-2	0.15	0.03	
③～⑤	309	22-25	13-16	0.5-2	0.15	0.03	
⑥～⑧	21-6-9	19-21.5	5.5-7.5	8-10	0.08	0.03	
⑨	A.216	19.6	5.7	8.1	0.07	0.02	Mo, 2.1
⑩～⑯	304	17.5-19	8-11	0.5-2	0.06	0.03	
㉗～㉙	304L	17.5-19	9-12	0.5-2	0.03	0.03	
㉛	303	17-19	8-11	1-2	0.12	0.15-0.3	
㉜～㉝	347	17-19	9-12	0.5-2	0.08	0.03	Nb, 10xC-1
㉞～㉟	321	17-19	9-12	0.5-2	0.08	0.03	Ti, 5xC-0.7
㉛～㉟	316	16.5-18.5	10-13	0.5-2	0.07	0.03	Mo, 2.25-3
㉙	316L	16.5-18.5	11-14	0.5-2	0.03	0.03	Mo, 2.25-3
㉚	A.286 Mod.	15.1	28	0.1	0.1	0.1	Ti, 2.5 Mo, 0.8

表4.3-3 フェライト鋼の組成  
(Wt%)

No.	Alloy Type	C	Mn	C	other
①, ②	4130	0.7	—	0.3	0.2Mo
③	—	1.38	0.5	0.04	0.33Si
④	Croloy	2	—	—	1Mo 0.3Ni
⑤	Croloy	2	0.4	0.08	1Mo, 0.12Ni 0.14Si
⑥	—	2.51	0.57	0.04	0.37Si
⑦	—	4.25	0.53	0.05	0.25Si
⑧	406	13	—	—	—
⑨	430	15.6	—	0.04	—
⑩	430	16	—	—	—
⑪	E.Brite	26	—	—	1Mo
⑫	—	27.5	0.2	0.06	0.47Si

表4.3-4 40年間に1次系Na中に放出されるT量の比較

項 目	出力 (Mwt)	Tの放出量 (Ci)
もんじゆ (B <sub>4</sub> C制御棒)	714	(11) $3.07 \times 10^5$
本プラント (Li制御系)	260	$3.94 \times 10^5$

表4.3-5 高融点金属の原子量と融点

金属	原子量	融点(°C)
Ta	73	2996
Nb	41	2415
Cr	24	1875
Mo	42	2610
W	74	3410
V	23	1900
Re	75	3180

表4.3-6 シーソー型炉試験による各種高融点金属のLi中腐食試験

金 屬	高 温 部 (°C)	低 温 部 (°C)	試 験 時 間 (h)	質 量 变 化 (mg/in <sup>2</sup> )		材 料 の 表 面 状 態
				高 温 部	低 温 部	
M o	9 2 7	5 2 8	5 0 0	- 0. 1	+ 0. 4	No attack or crystal deposition
N b	8 7 1	5 9 3	3 0 0	+ 0. 1	0	No attack or crystal deposition
V	8 1 6	4 8 2	1 0 0	- 1. 3	0	高温部 : $2.54 \times 10^{-2}$ (mm) の表面腐食 低温部 : No attack or crystal deposition
Z r	8 1 6	5 9 3	1 0 0	- 0. 2	0	No attack or crystal deposition

表4.3-7a 高融点金属及びその合金のLi中腐食試験

試 料	試 験 温 度 (°C)	試 験 時 間 (hr)	試 験 条 件	結 果	参 考 文 献
T i	710~820	1080	Convection	nil to light attack	Preed and Kelly
T i	1000	400	capsule	slight attack	Cunningham
Z r	816~871	1070	Convection	nil attack	Preed and Kelly
Z r	1000	400	capsule	nil attack	Cunningham
V	817	1194	Convection	nil attack	Preed and Kelly
N b	816~1093	8233	Convection	nil attack	De Van, et al
N b - 1 Z r	1370	1000	capsule	light attack	De Mastry and Greenauer
N b - 1 Z r	1150	6000	capsule	slight attack	Romano, et al
Nb-10W-1Zr-0.1C	1205	9437	capsule	no attack	Romano, et al
T a	816~982	2261	Convection	nil attack	De Van, et al
C r	816	100	capsule	$2.54 \times 10^{-2}$ (mm) の溶解	Hoffman
M o	1370	1000	capsule	little attack	De Mastry and Greenauer
M o - 0. 5 T i	816	694	Convection	nil attack	De Van, et al
T Z M (Mo-0.5Ti-0.1Zr -0.01C)	1650	1000	capsule	no attack	De Mastry and Greenauer
M o - 5 O R e	1650	1000	capsule	no attack	De Mastry and Greenauer

表4.3-7b 高融点金属及びその合金のLi中腐食試験

試 料	試 験 溫 度 (°C)	試 験 時 間 (hr)	試 験 条 件	結 果	参 考 文 献
W	1370	1000	capsule	no attack	De Mastry and Greenauer
R e	1370	1000	capsule	no attack	De Mastry and Greenauer
W - 0. 9 N b	1370	1000	capsule	no attack	De Mastry and Greenauer
W - 1 5 M o	1370	1000	capsule	no attack	De Mastry and Greenauer
W - 1 0 R e	1370	1000	capsule	no attack	De Mastry and Greenauer
W - 2 5 R e	1370	1000	capsule	no attack	De Mastry and Greenauer

表4.3-8 各材料の組成

Chemical composition of test specimens

	Molybdenum (%)	TZM (%)	Niobium (ppm)	Type 304 S.S. (%)	Hastelloy N (%)
C		0.013	8	0.07	0.065
H		< 0.0001	0.4		
O		< 0.0003	23.4		
N		0.0004	4		
P				0.022	0.01
Al			0.15		0.1
Co			0.007		0.005
Cr			0.05	18.5	7.55
Cu			0.01		0.05
Fe	< 0.009	< 0.001	< 0.12	bal.	0.08
Mn			0.03	1.45	0.05
Mo	bal. (> 99.9)	bal.	0.7		11.48
Nb			bal.		
Ta			100.		Nb + Ta 1.78
Ni	0.007	0.001	0.15	9.4	bal.
S			0.07	0.06	0.004
Si		< 0.002	0.6	0.55	0.04
Ti		0.47	< 0.02		0.03
V			< 0.8		
W			6.4		0.006
Zr		0.097	< 0.3		
NVR	< 0.005				

表4.3-9 寿命末期に予想される腐食の度合

材 料	試験体重量の変化 (wt%)			試験体表面の変化 ( $\mu\text{m}$ )		
	Li中O,N 濃度 高	Li中O,N 濃度 中	Li中O,N 濃度 低	Li中O,N 濃度 高	Li中O,N 濃度 中	Li中O,N 濃度 低
N b	-5.2	-14.8	+1.8	-152	-80	+8.0
T Z M	-1.52	-1.1	+4.8	-112	-76	+28.0
M o	-0.7	—	+0.9	-44	—	+60.0
S U S 3 0 4	-18.8	-8.8	+3.7	-1272	-560	-188
S U S 3 1 6	-76	-12.0	+12.8	-776	-296	+88

表4.3-10 LiとPbの化合物の融点

化合物	融点(°C)
Pb	327.4
LiPb	552
Li <sub>17</sub> Pb	350

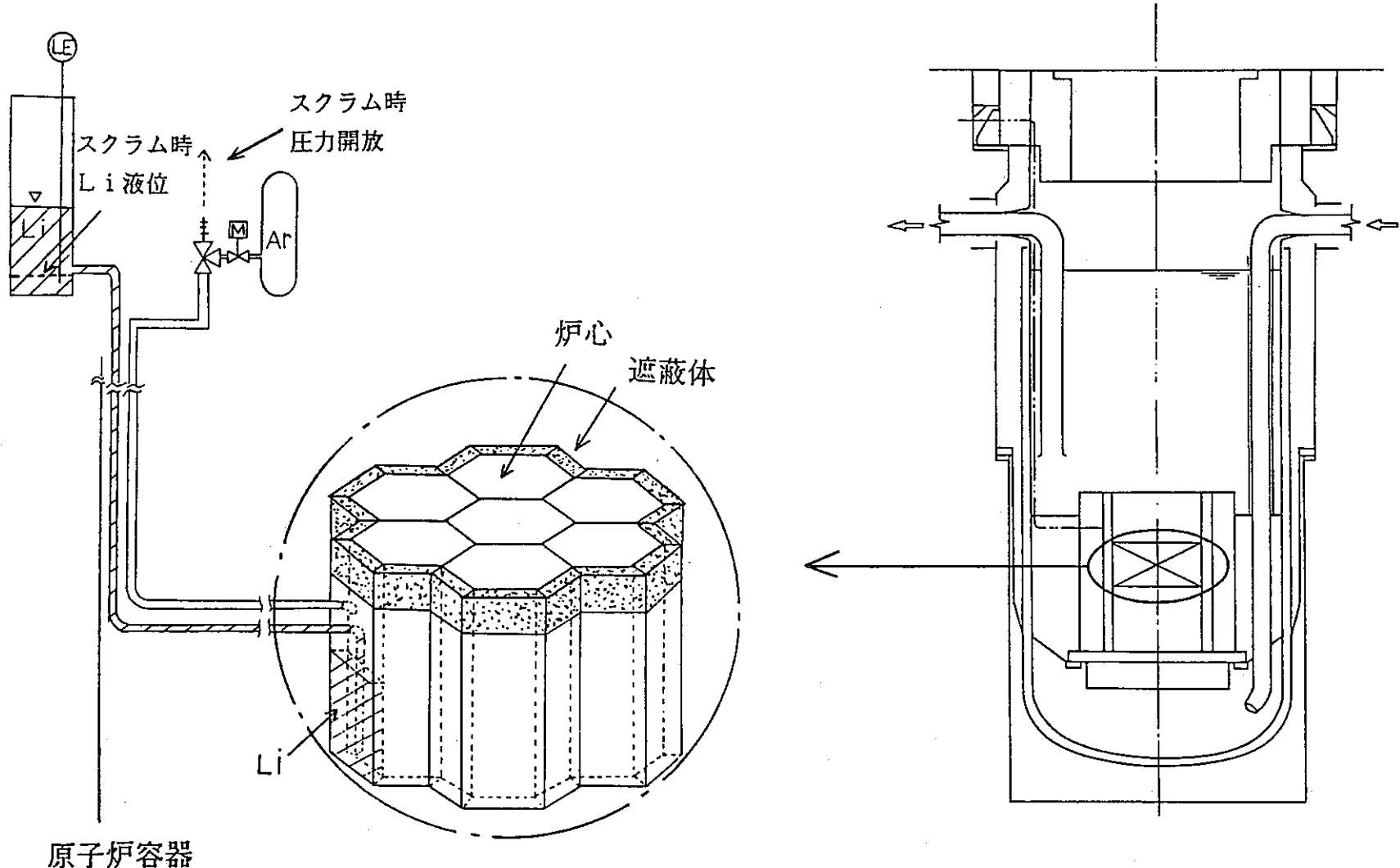


図4.3-1 液体Li反応度制御系概念図(ガス圧制御方式)  
(炉心出力制御時)

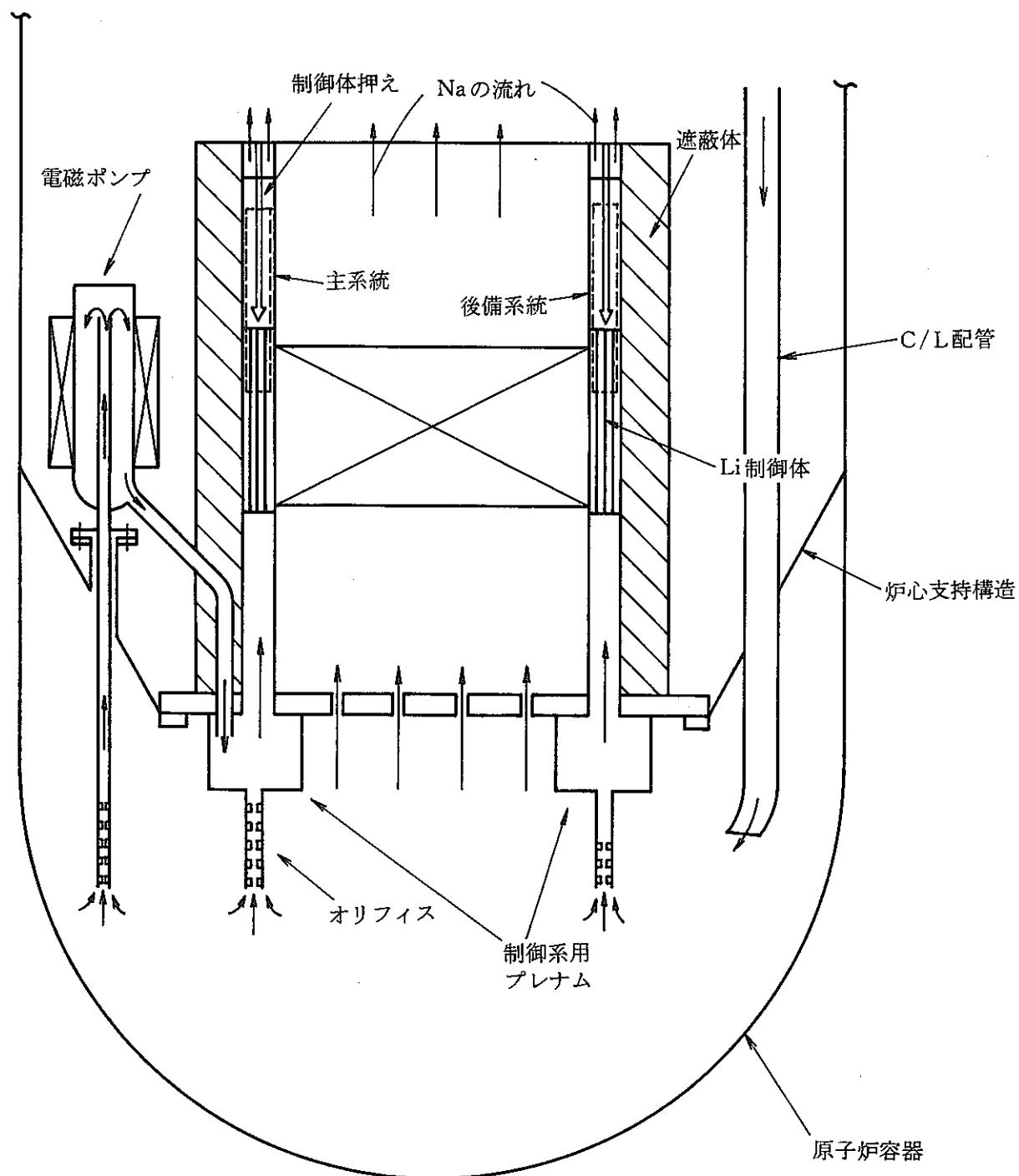


図4.3-2 液体Li反応度制御系概念図(流体浮上方式)

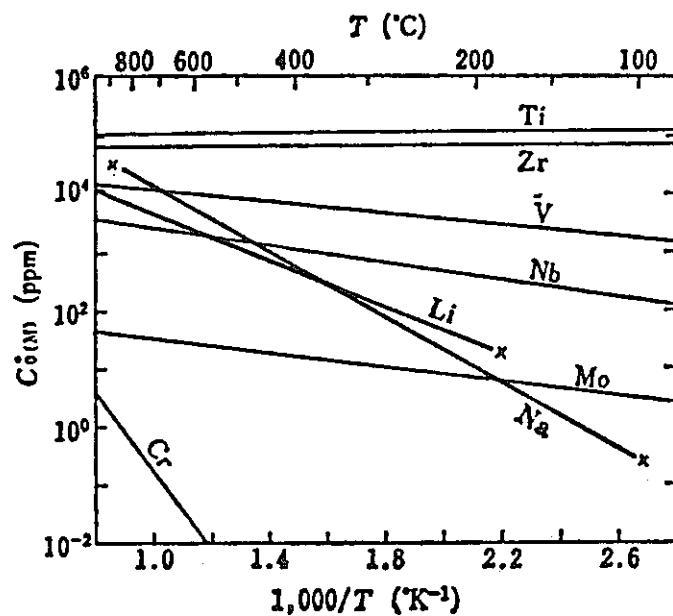


図4.3-3 金属中の酸素濃度と温度の関係

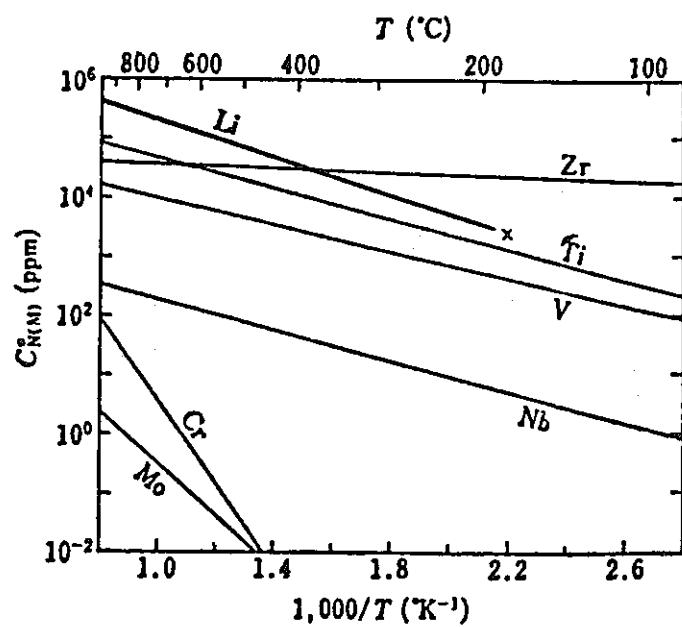


図4.3-4 金属中の窒素濃度と温度の関係

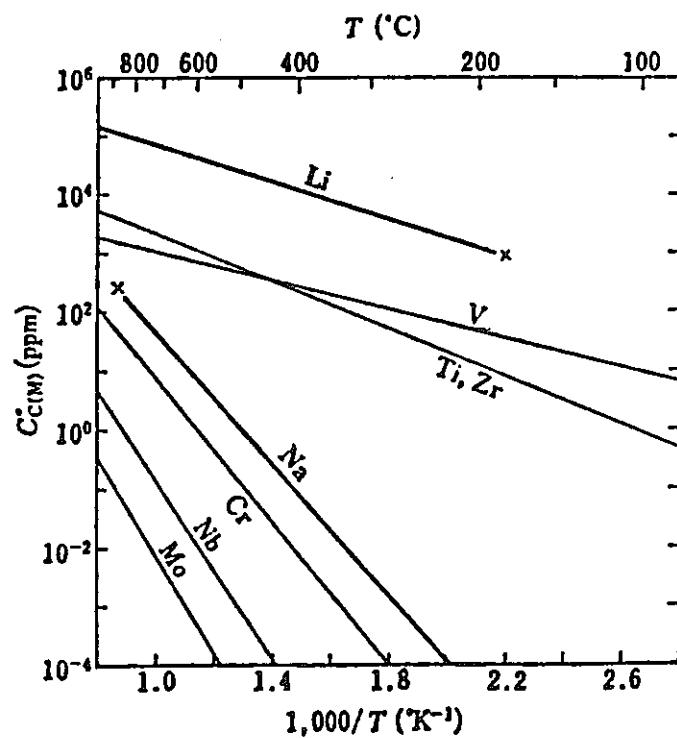
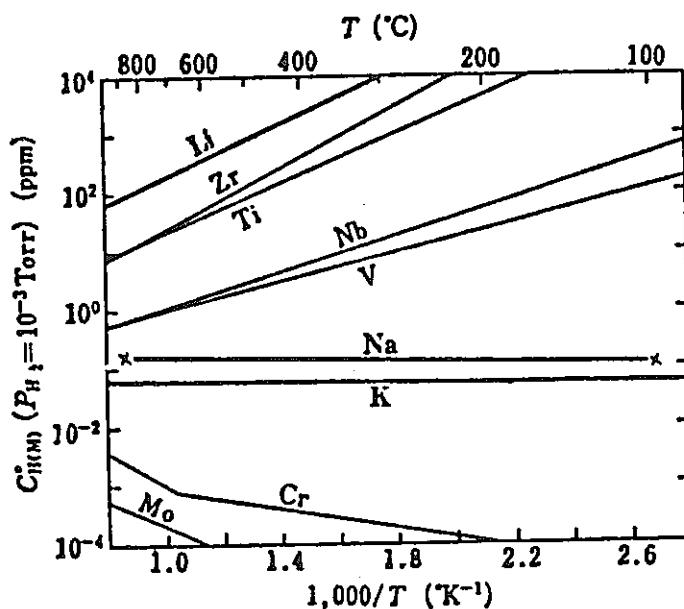


図4.3-5 金属中の炭素濃度と温度の関係

図4.3-6 金属中の水素濃度と温度の関係  
(水素分圧  $P_{H_2} = 10^{-3}$  atmの場合)

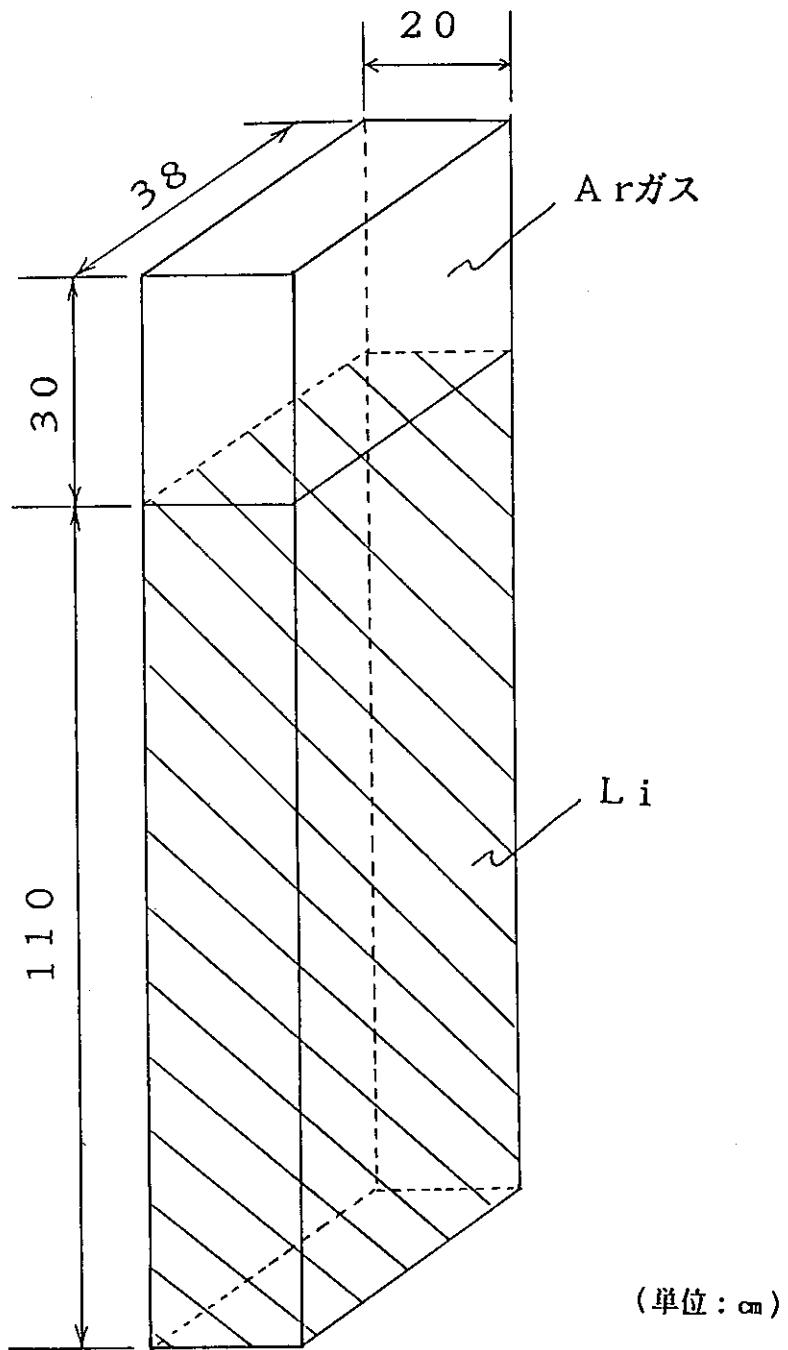


図4.3-7 検討対象容器

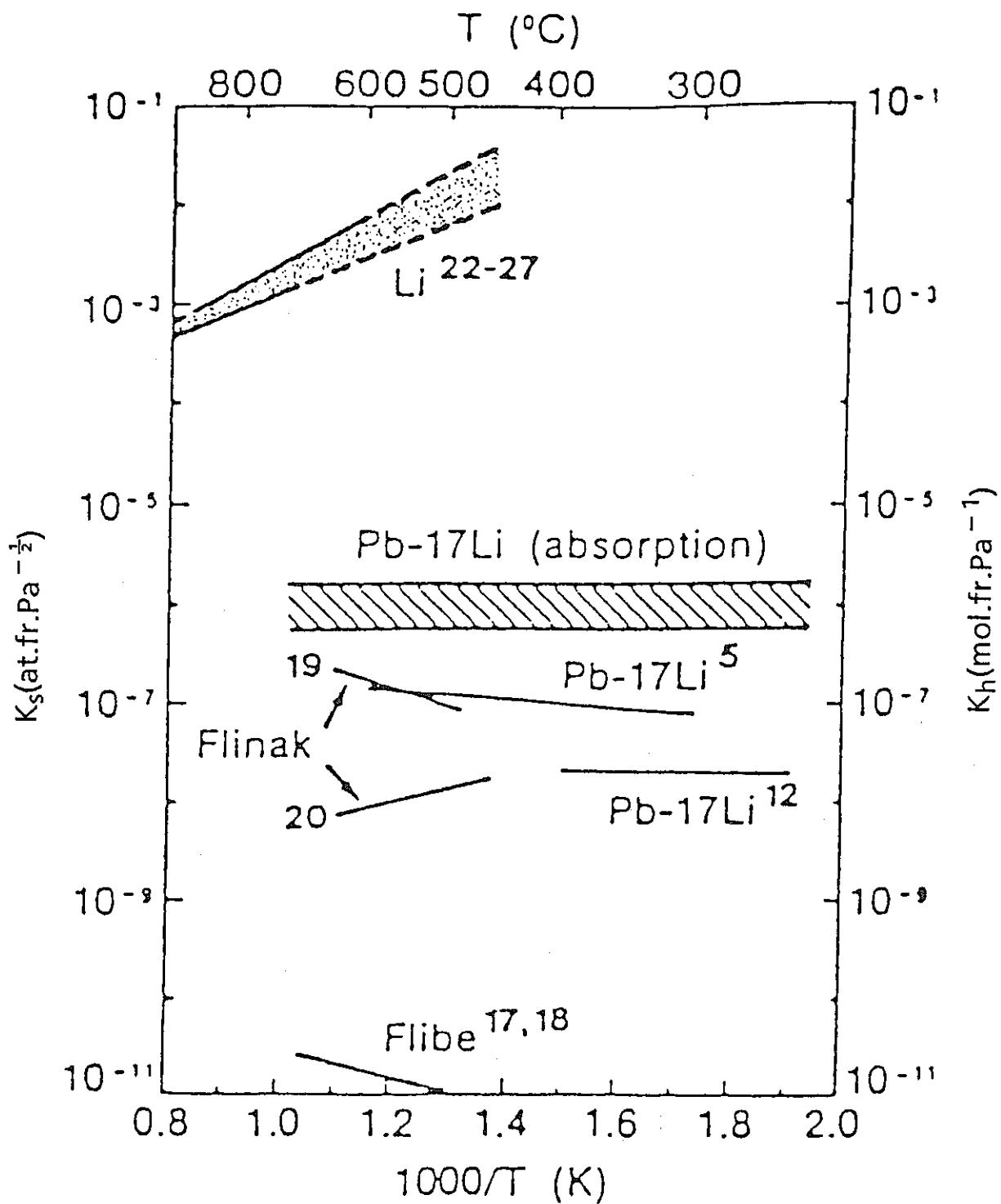


図4.3-8 液体Li及びLi化合物に対するTの溶解度と温度の関係

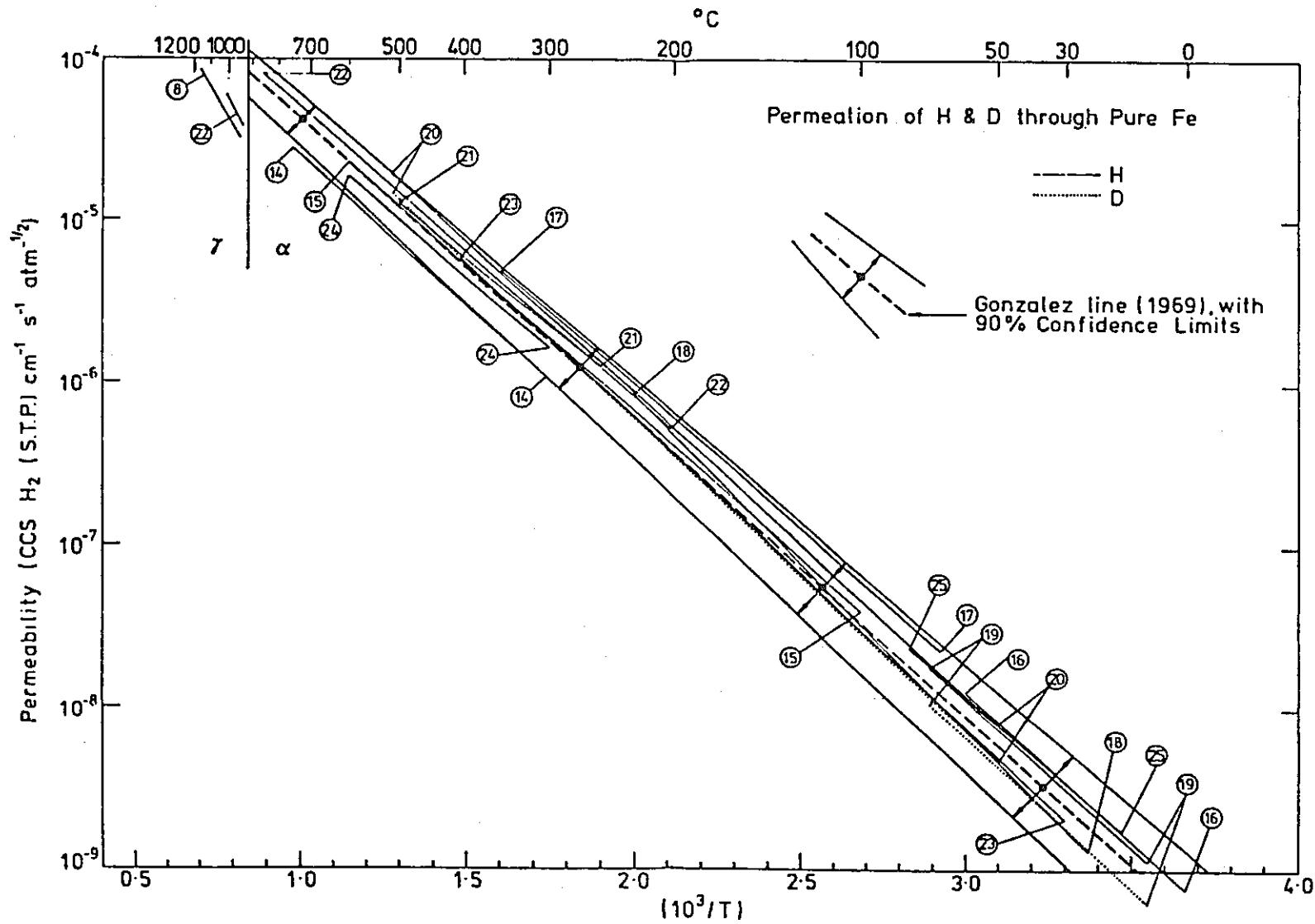


図4.3-9 鉄に対する水素の透過率

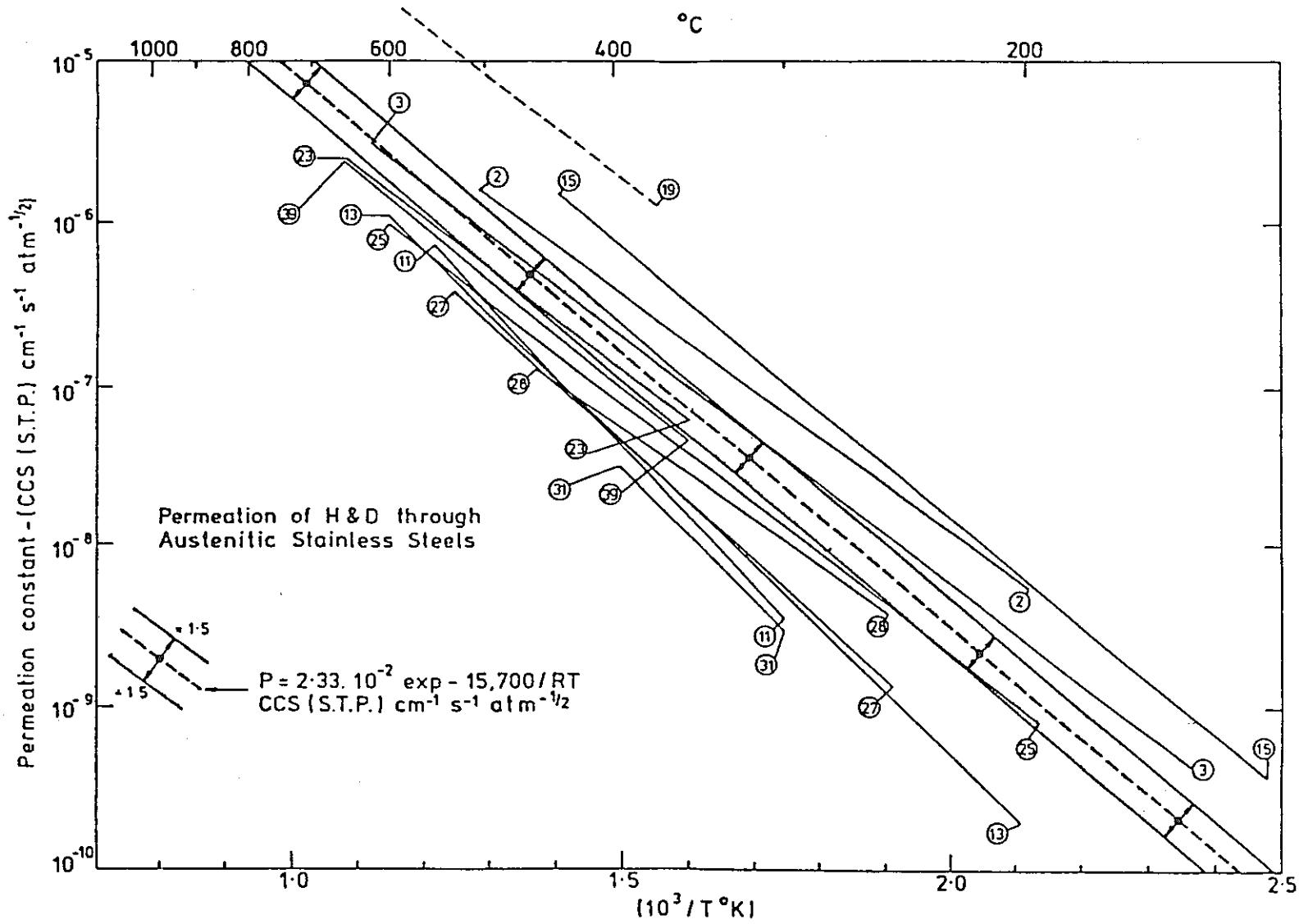


図4.3-10 オーステナイト鋼に対する水素の透過率

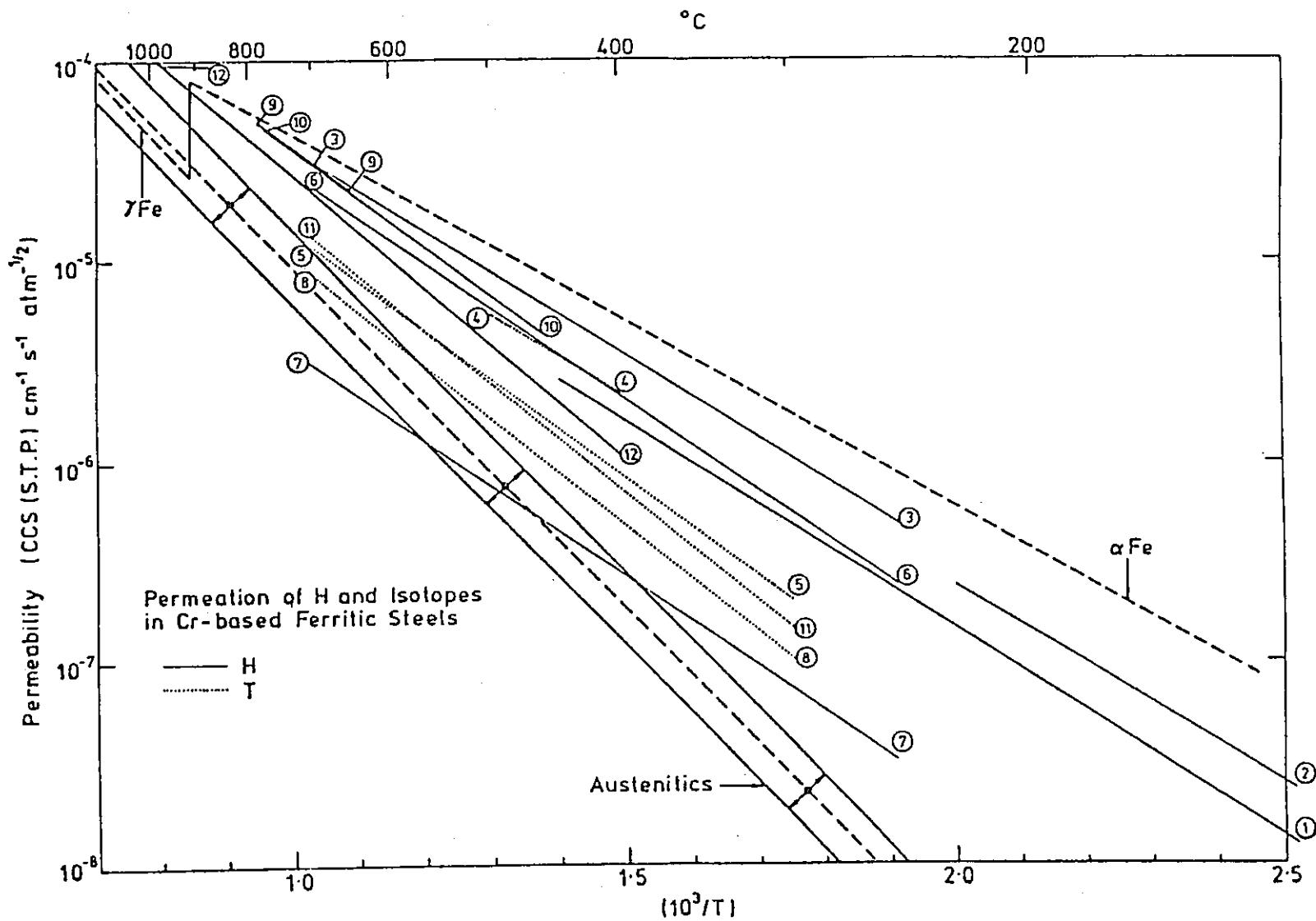


図4.3-11 フェライト鋼に対する水素の透過率

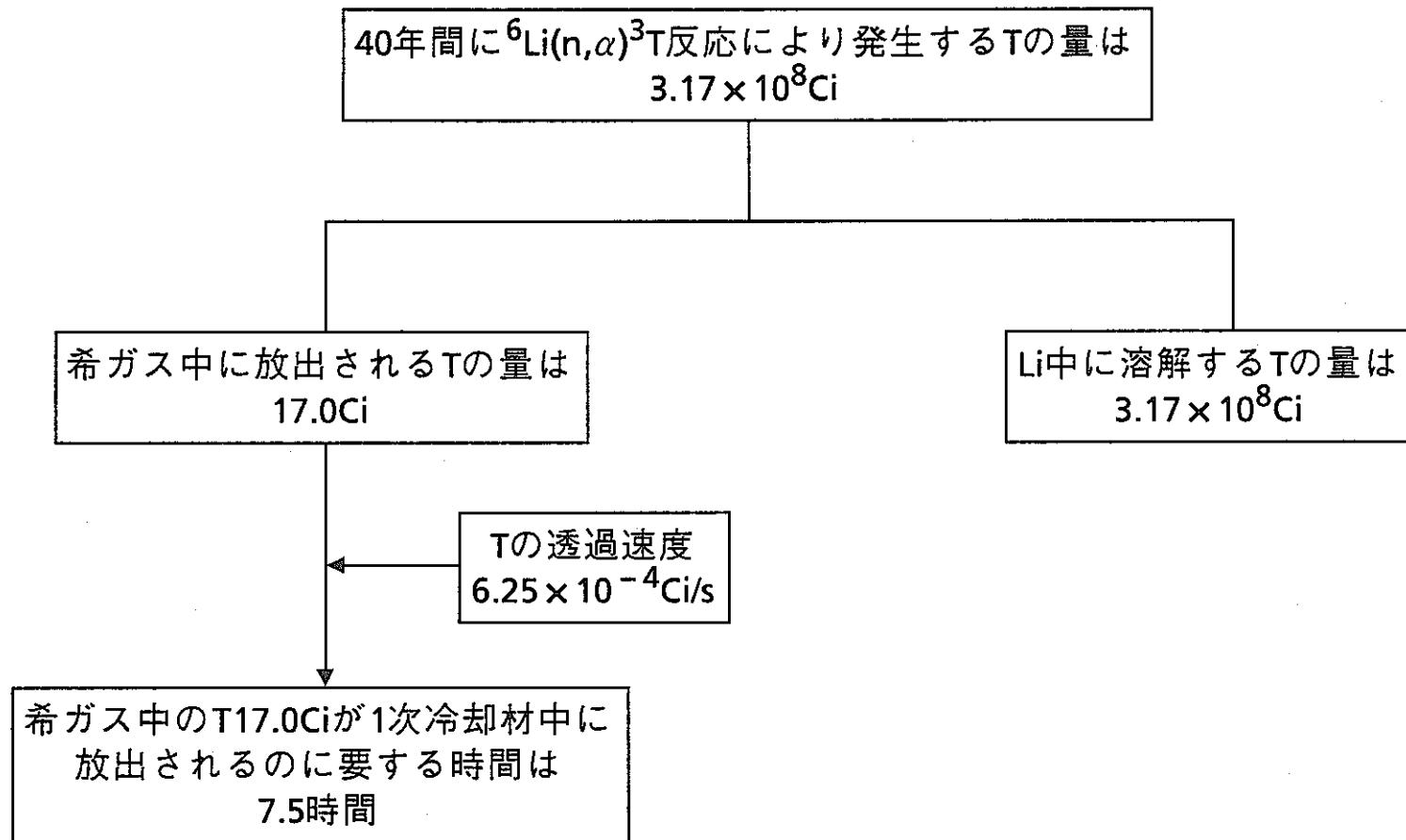


図4.3-12 Na中に放出されるトリチウム量の算出

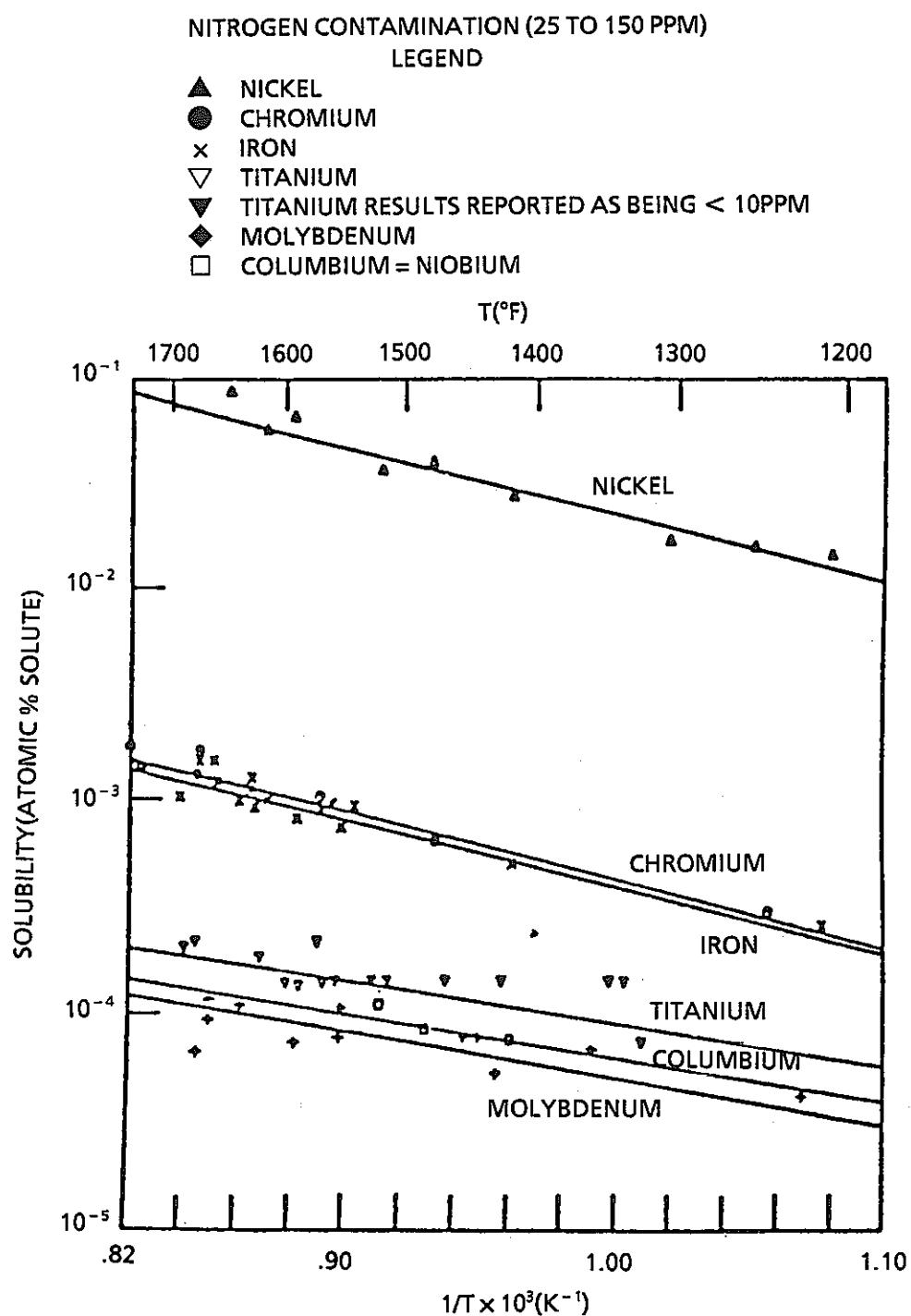


図4.3-13 Li中へ溶解する各種金属の溶解度

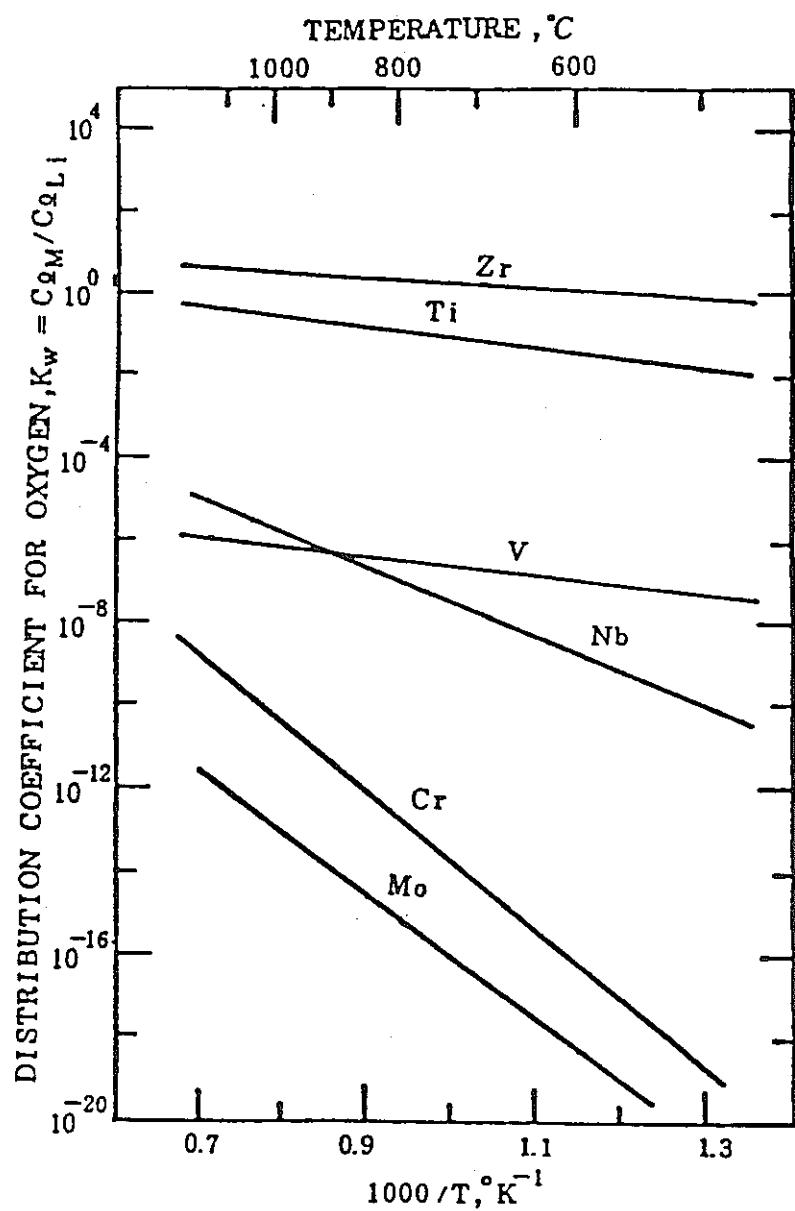


図4.3-14 Li-高融点金属の酸素に関する分配係数

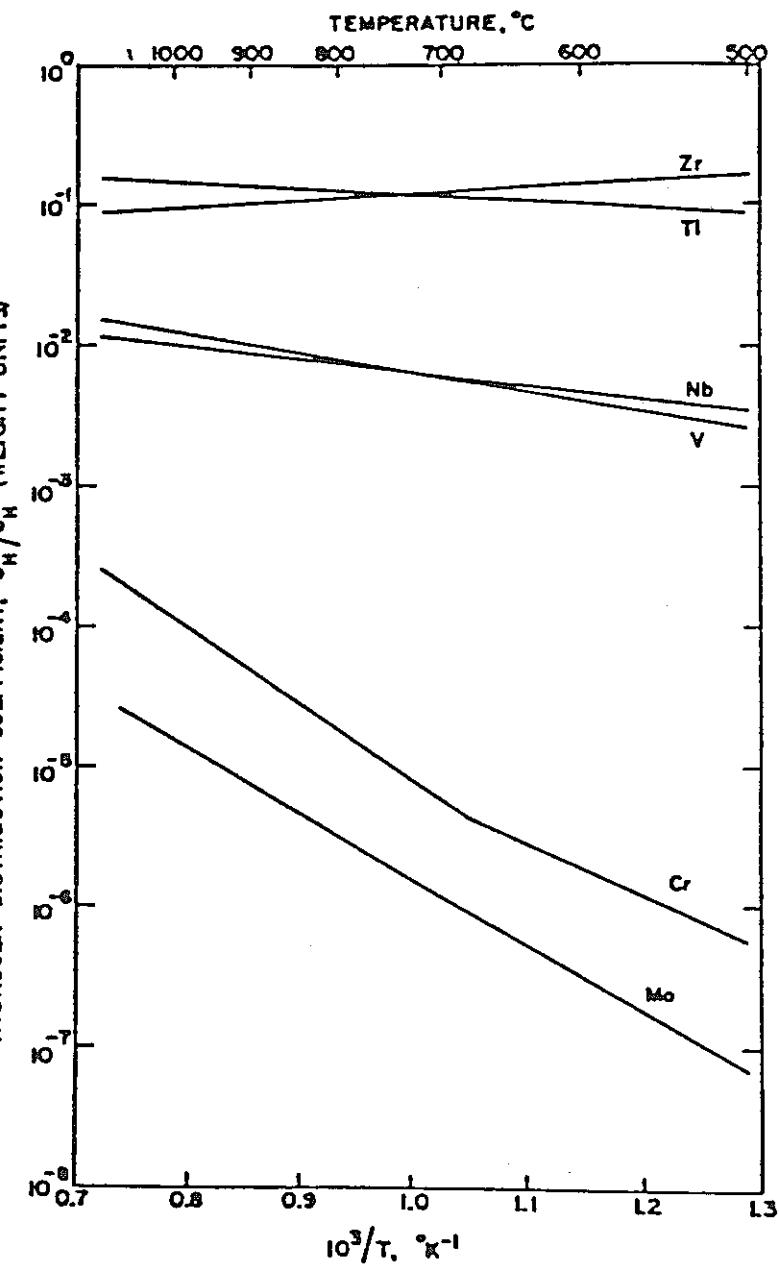


図4.3-15 Li-高融点金属の水素に関する分配係数

- 1 -

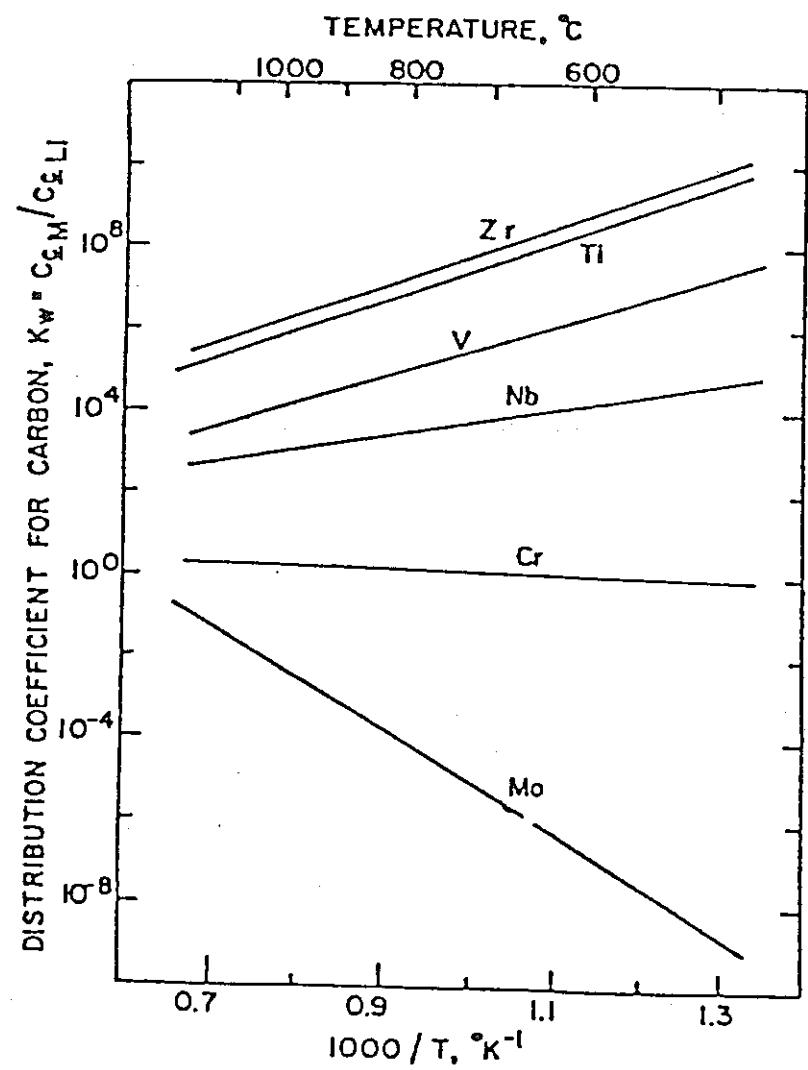


図4.3-16 Li-高融点金属の炭素に関する分配係数

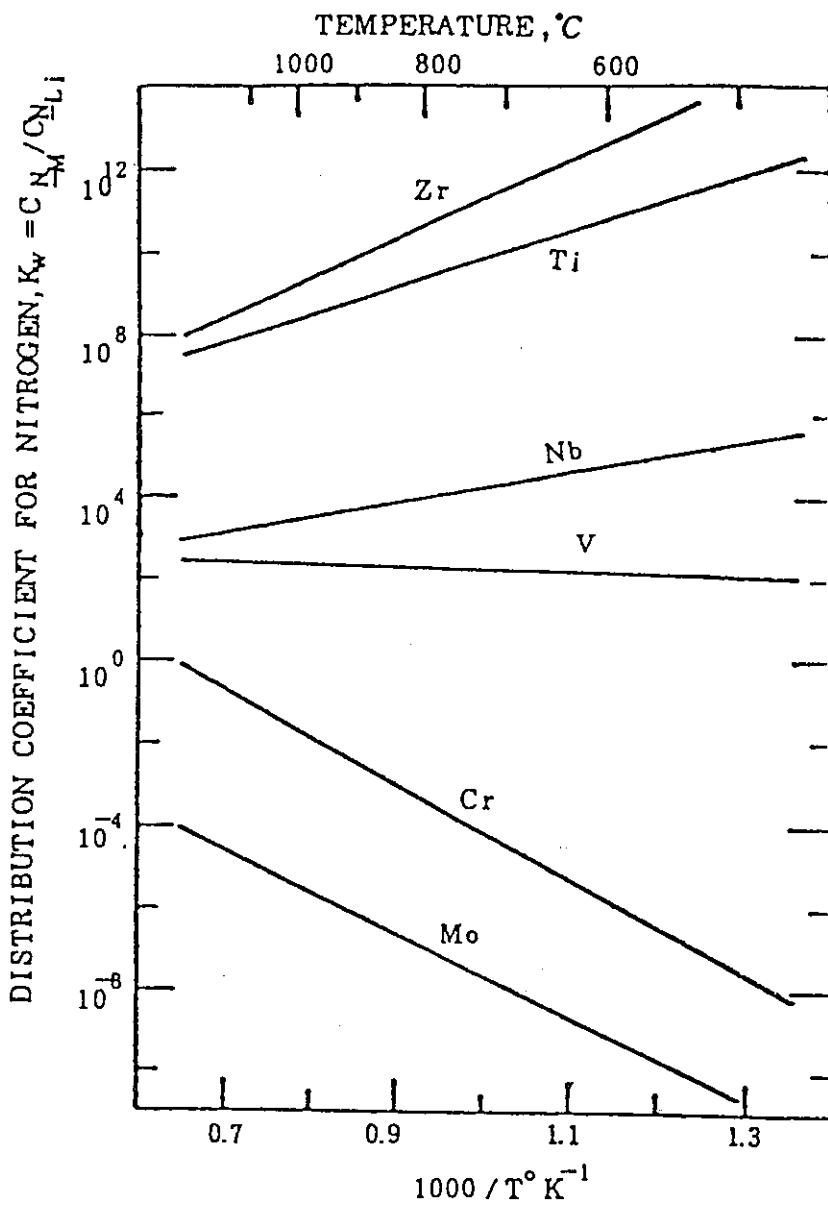
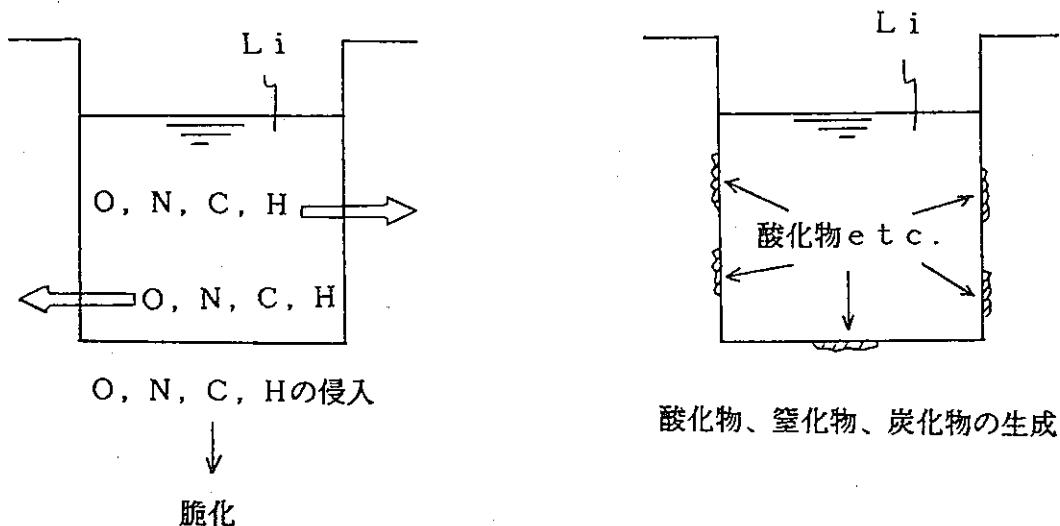


図4.3-17 Li-高融点金属の窒素に関する分配係数

( a )  $k > 1$



( b )  $k < 1$

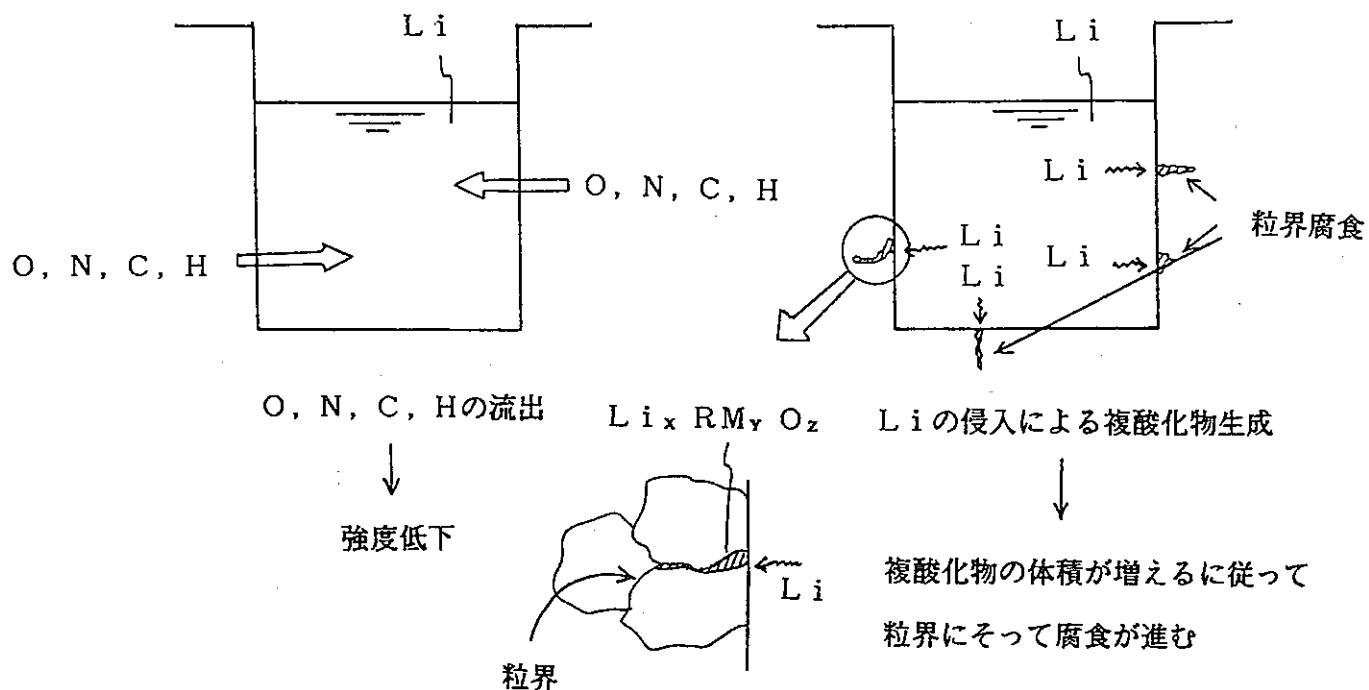


図4.3-18 Liによる腐食発生挙動

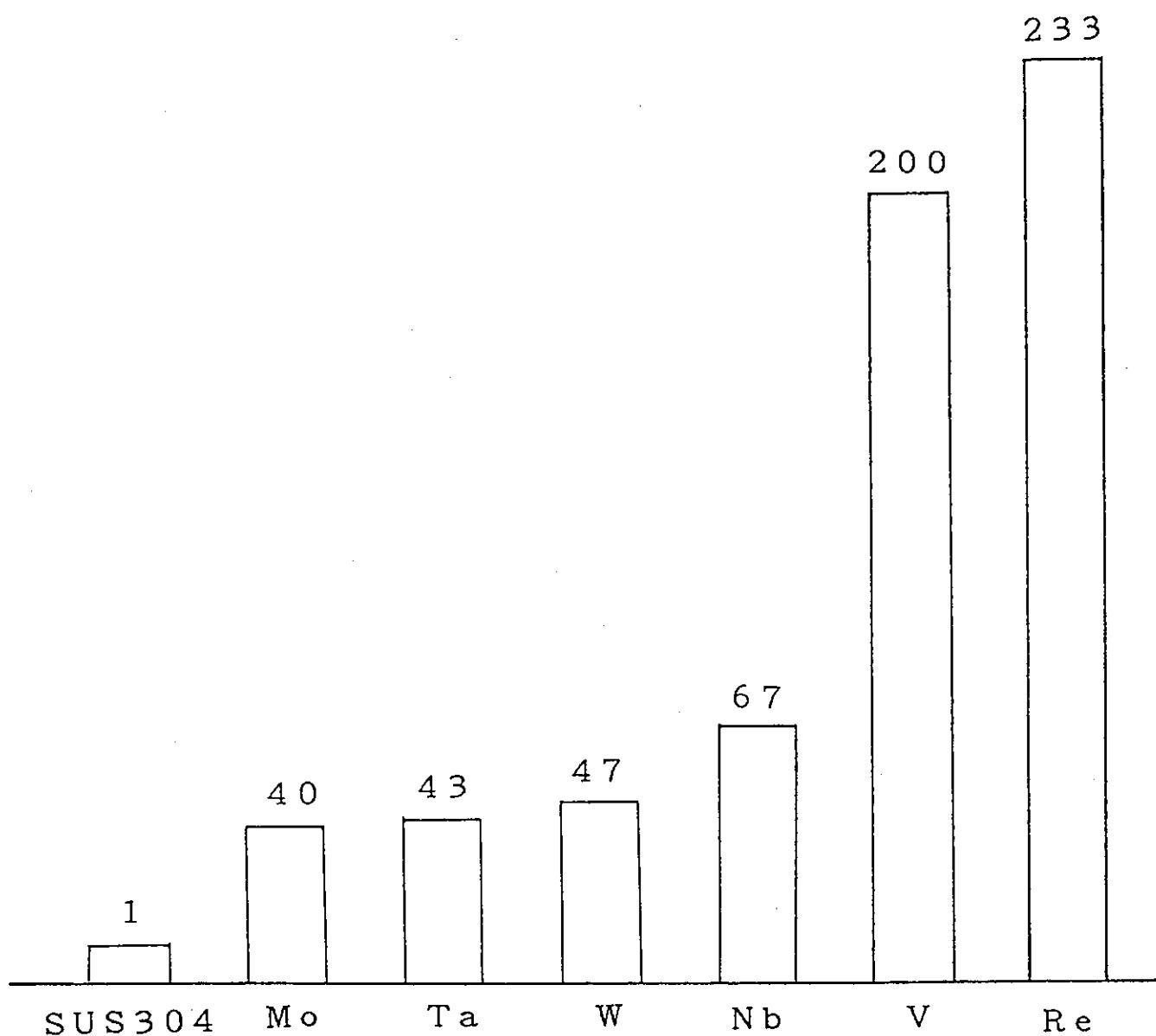
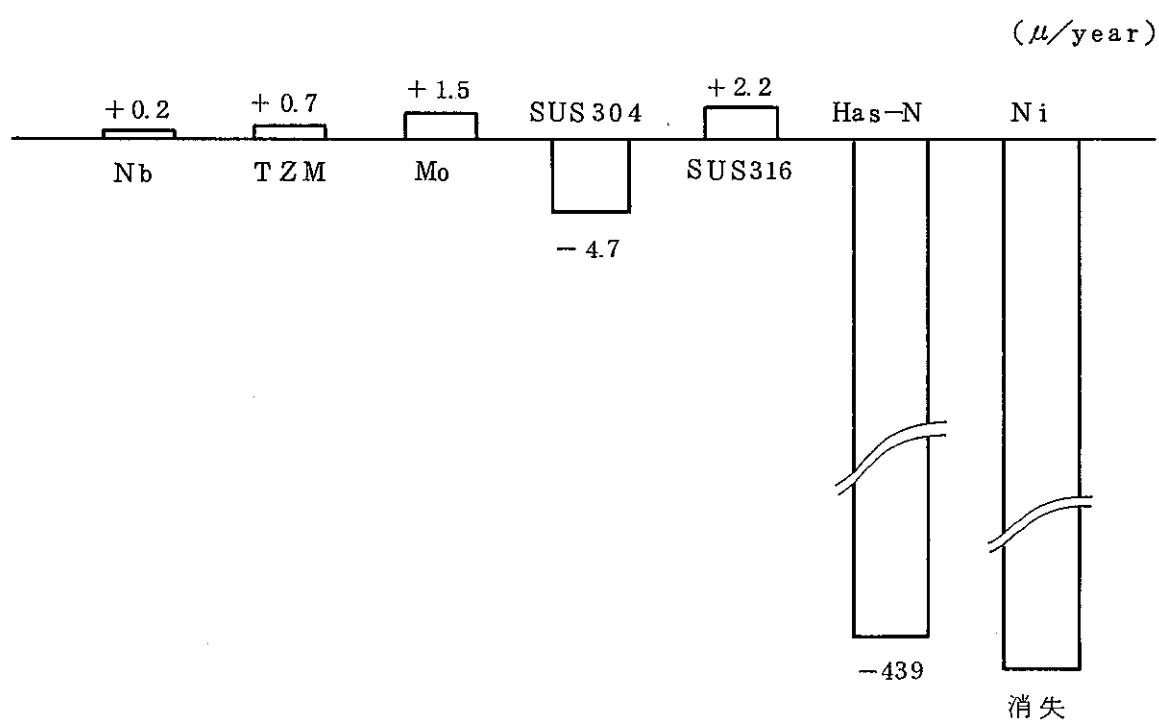


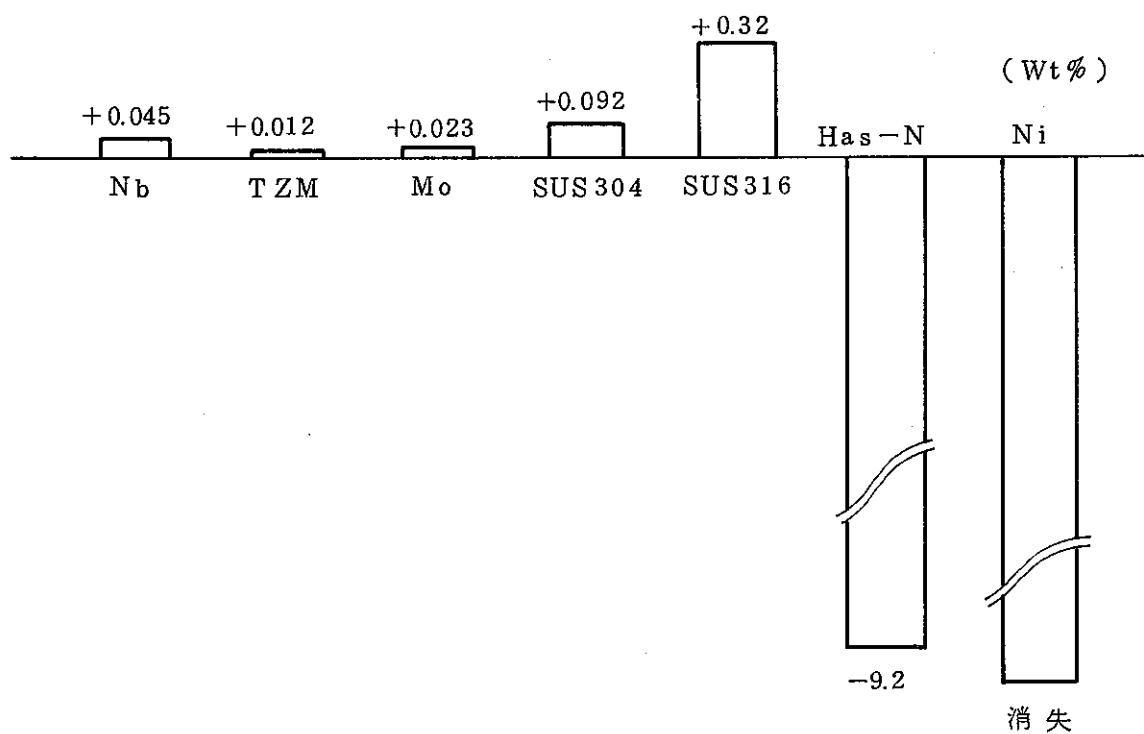
図4.3-19 各種金属の値段の比較(1kg当たりの価格比)

Li中O濃度 : 60 ppm  
 Li中N濃度 : 1000 ppm  
 Li中浸漬時間 : 1018 (hr)  
 試験温度 : 600 (°C)



**図4.3-20 各種材料の静止Li中腐食試験結果  
試験体表面の変化(Li中 O、N濃度低)**

Li 中 O 濃度 : 60 p p m  
 Li 中 N 濃度 : 1000 p p m  
 Li 中 浸漬時間 : 1018 (hr)  
 試験温度 : 600 (°C)



**図4.3-21 各種材料の静止Li中腐食試験結果  
試験体重量の変化(Li中 O、N濃度低)**

Li中O濃度 : 100 ppm

Li中N濃度 : 500 ppm

Li中浸漬時間 : 863 (hr)

試験温度 : 600 (°C)

( $\mu/\text{year}$ )

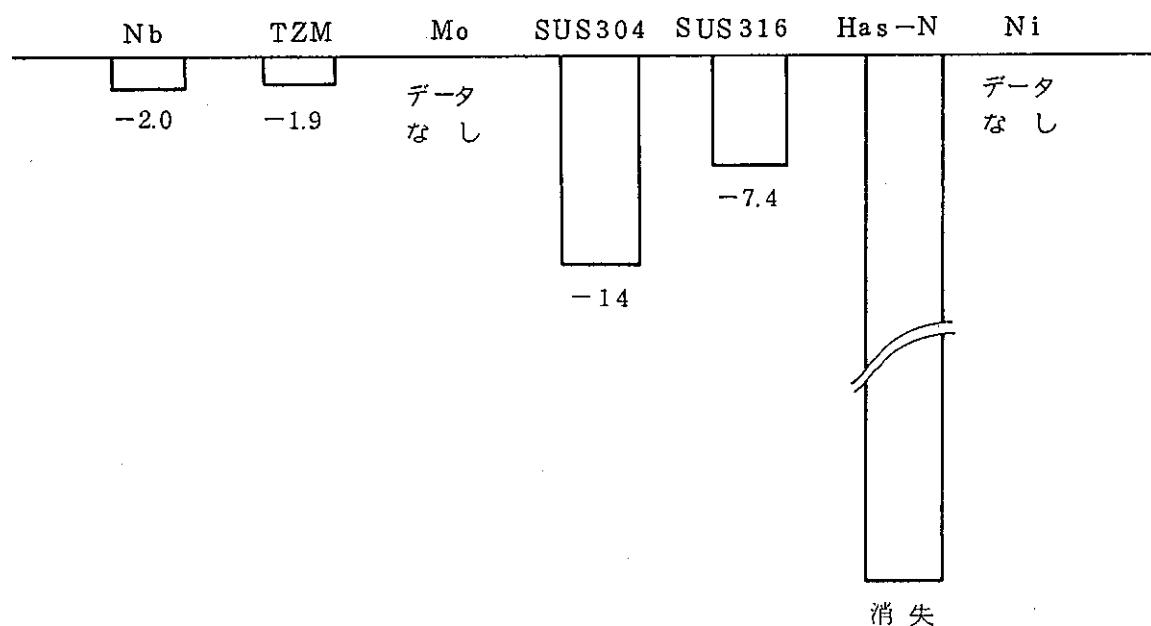


図4.3-22 各種材料の静止Li中腐食試験結果  
試験体表面の変化(Li中 O、 N濃度中)

Li中O濃度 : 100 ppm

Li中N濃度 : 500 p.p.m.

L i 中浸漬時間： 863 (hr)

試験温度 : 600 (°C)

(Wt %)

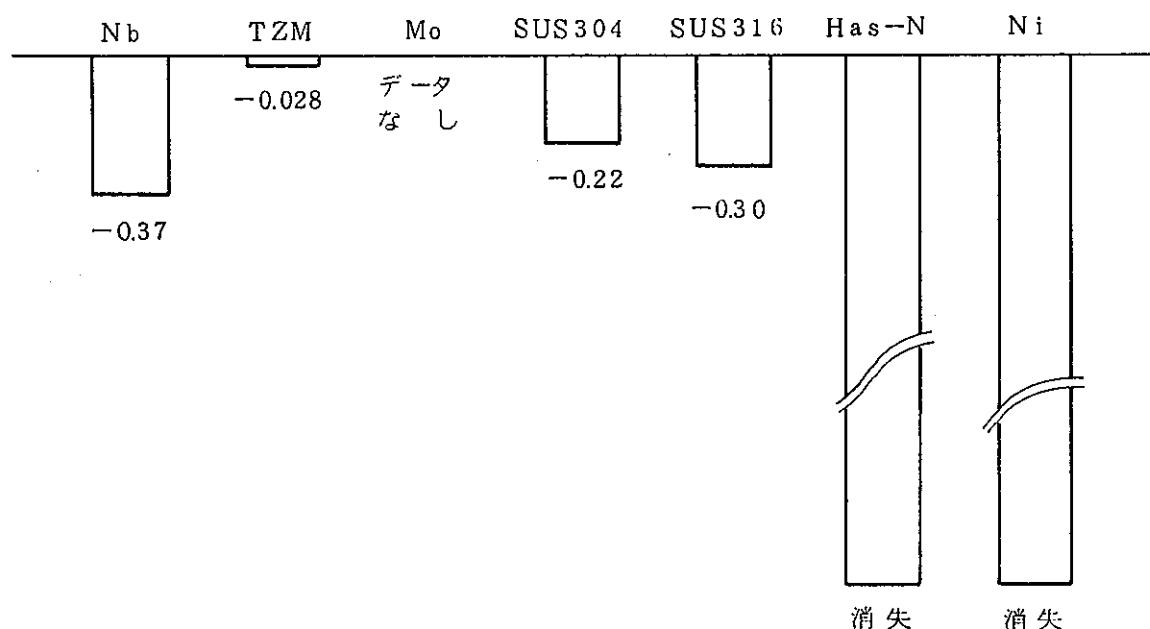


図4.3-23 各種材料の静止Li中腐食試験結果  
試験体重量の変化(Li中O、N濃度中)

Li 中 O 濃度 : 0.02 (wt%)

Li中N濃度 : 1.0 (wt%)

L i 中浸漬時間：932 (hr)

試験温度 : 600 (°C)

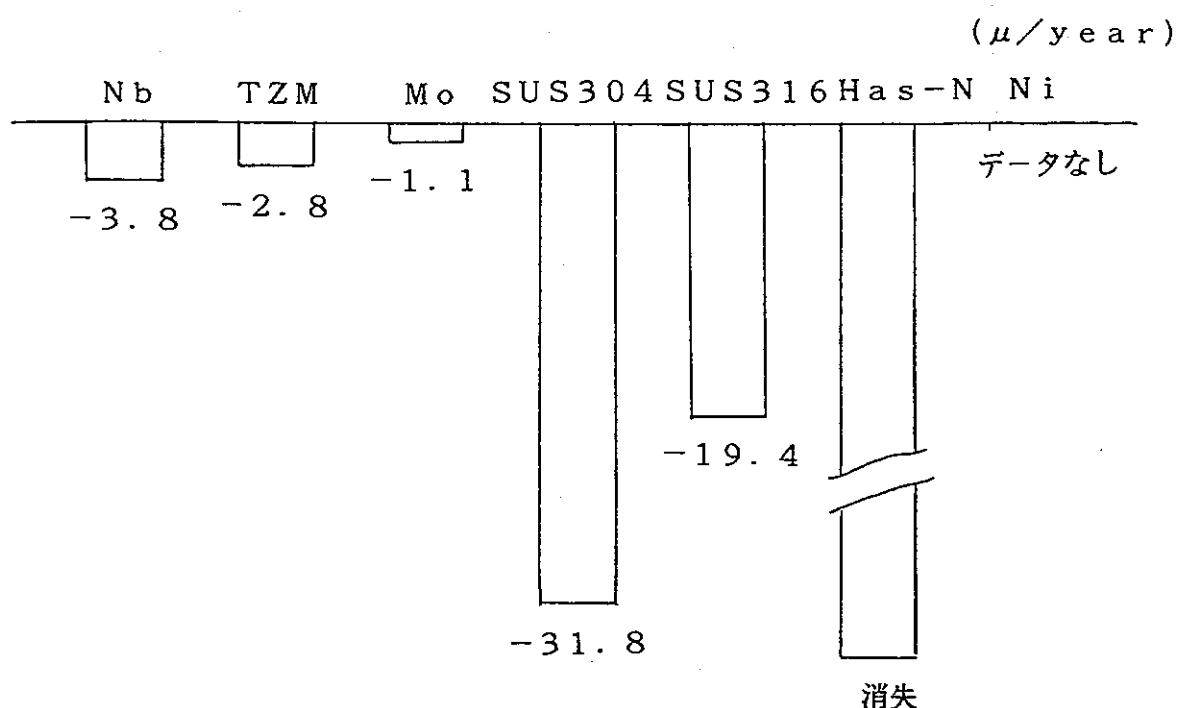


図4.3-24 各種材料の静止Li中腐食試験結果  
試験体表面の変化(Li中O、N濃度高)

Li中O濃度 : 0.02 (wt%)

Li中N濃度 : 1.0 (wt%)

Li中浸漬時間 : 932 (hr)

試験温度 : 600 (°C)

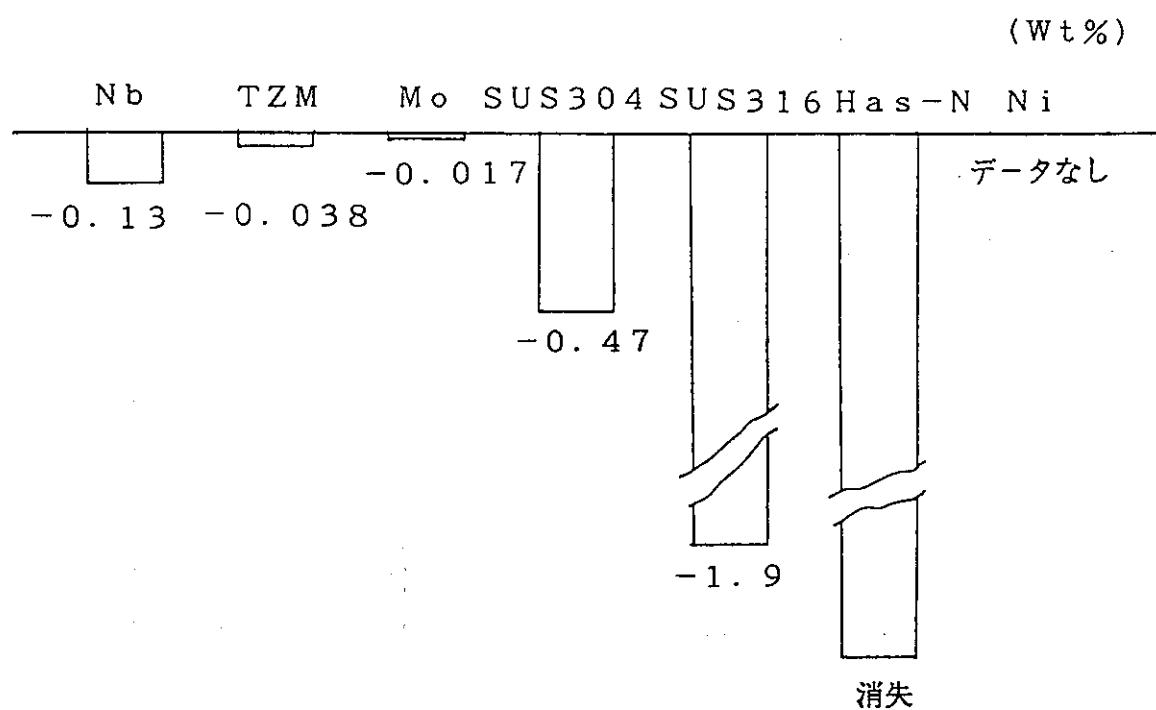


図4.3-25 各種材料の静止Li中腐食試験結果  
試験体重量の変化(Li中 O、N濃度高)

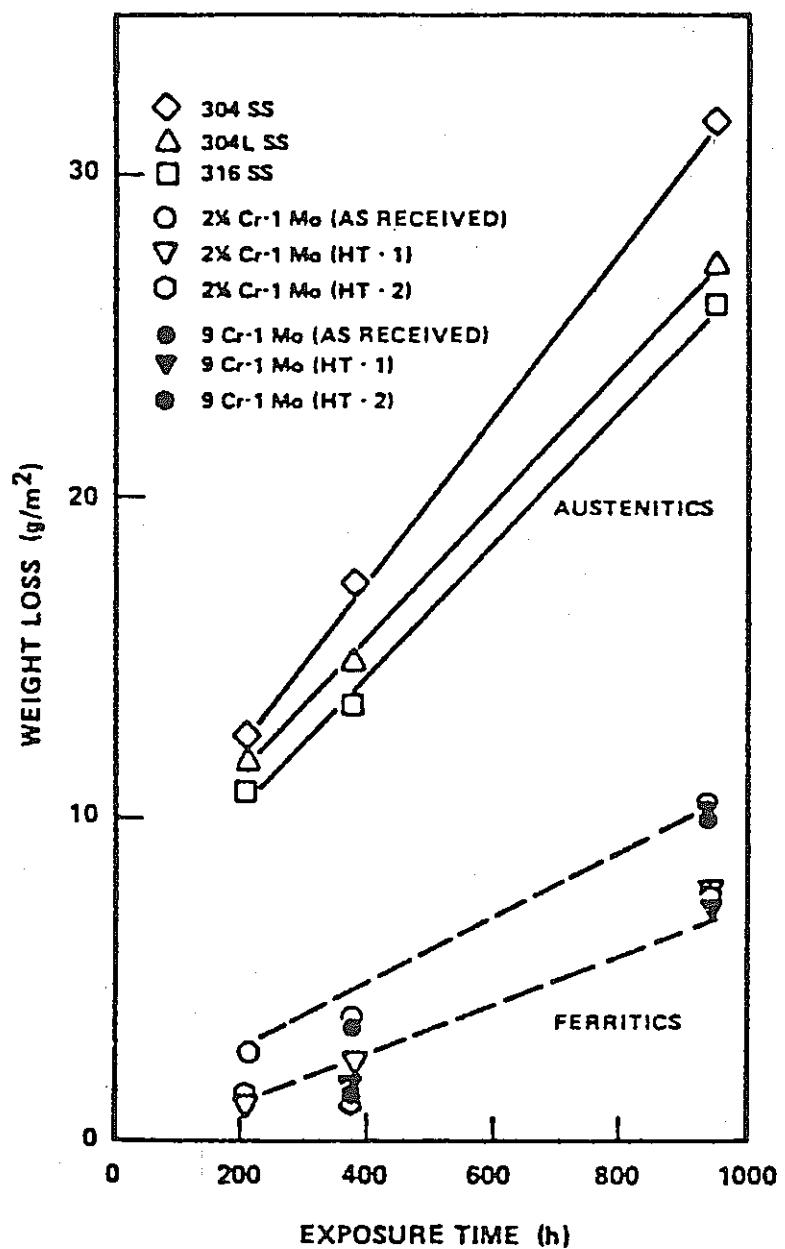


図4.3-26 鉄基合金の流动Li中腐食試験

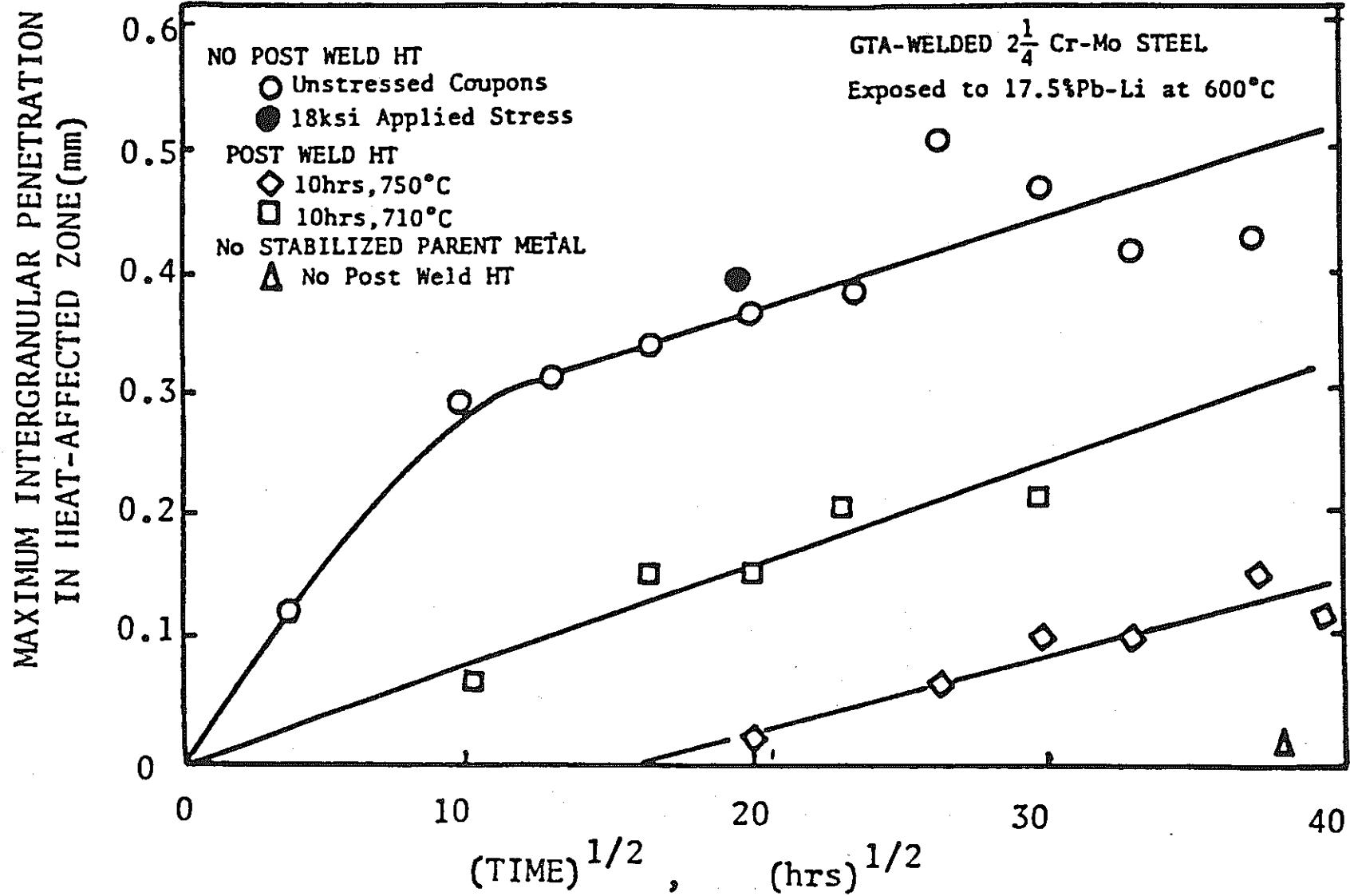


図4.3-27  $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼の浸食深さに及ぼす溶接後熱処理の影響

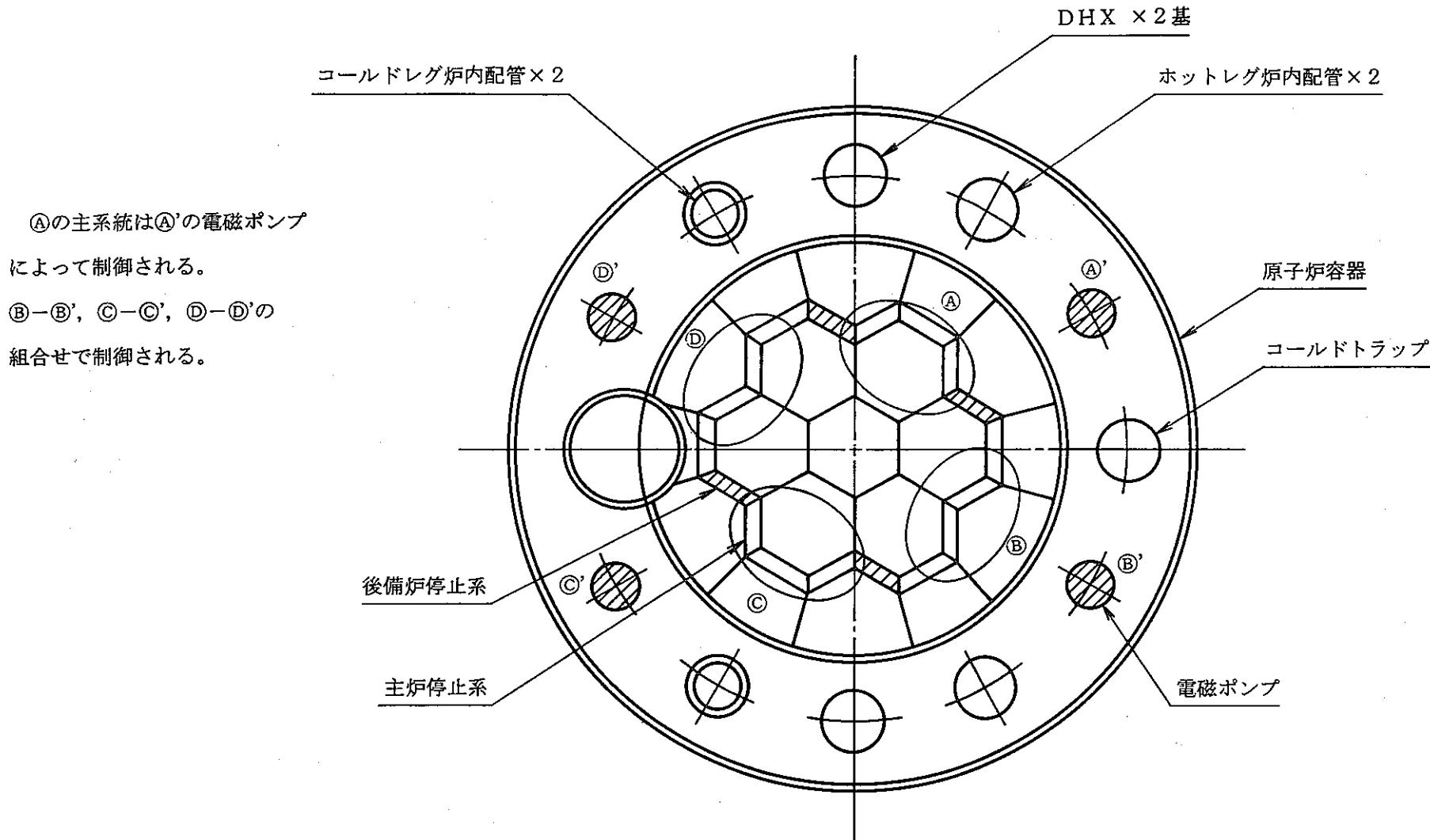


図4.3-28 液体Li制御系概念図(第1案)-横断面

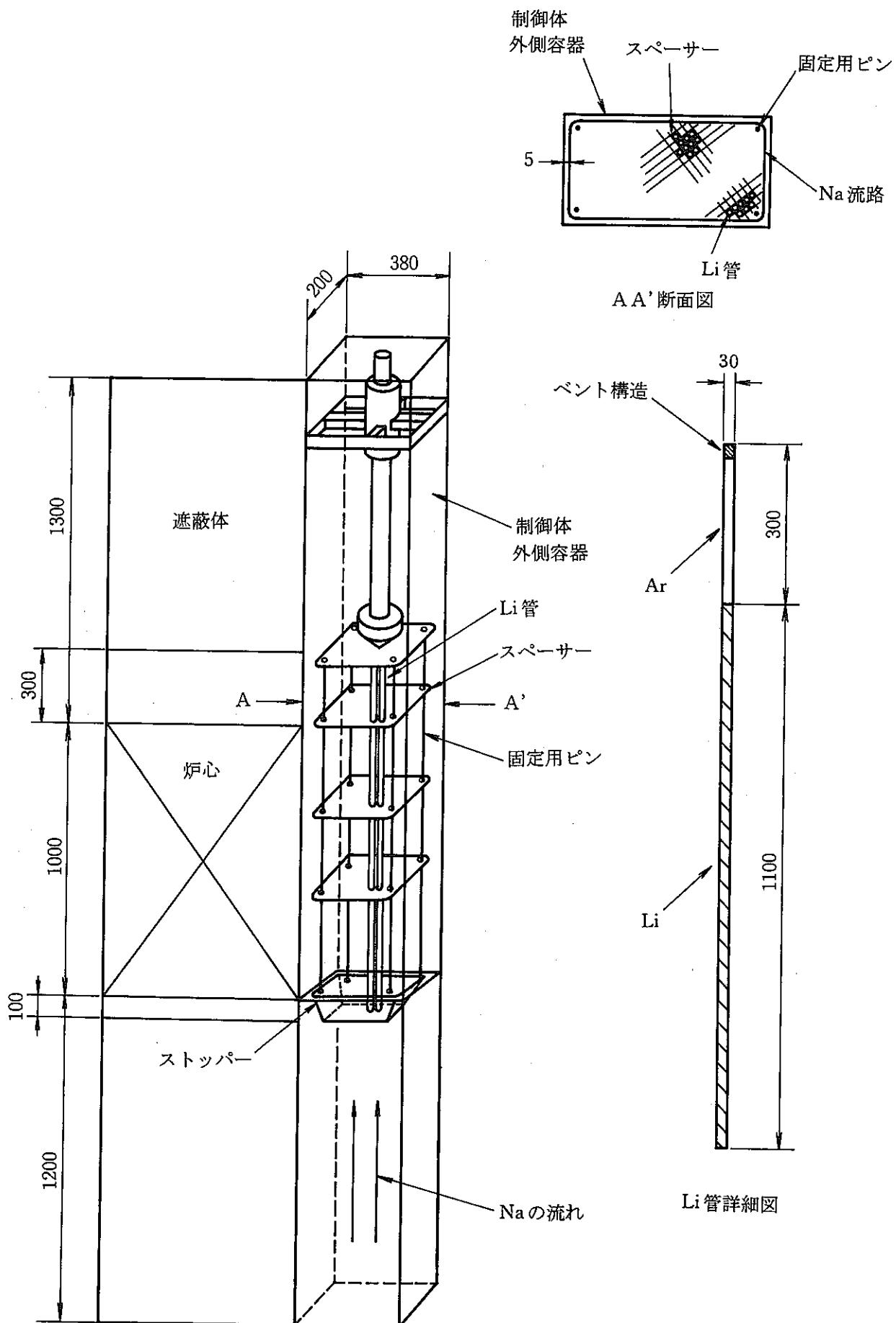


図4.3-29 第1案制御体概念図

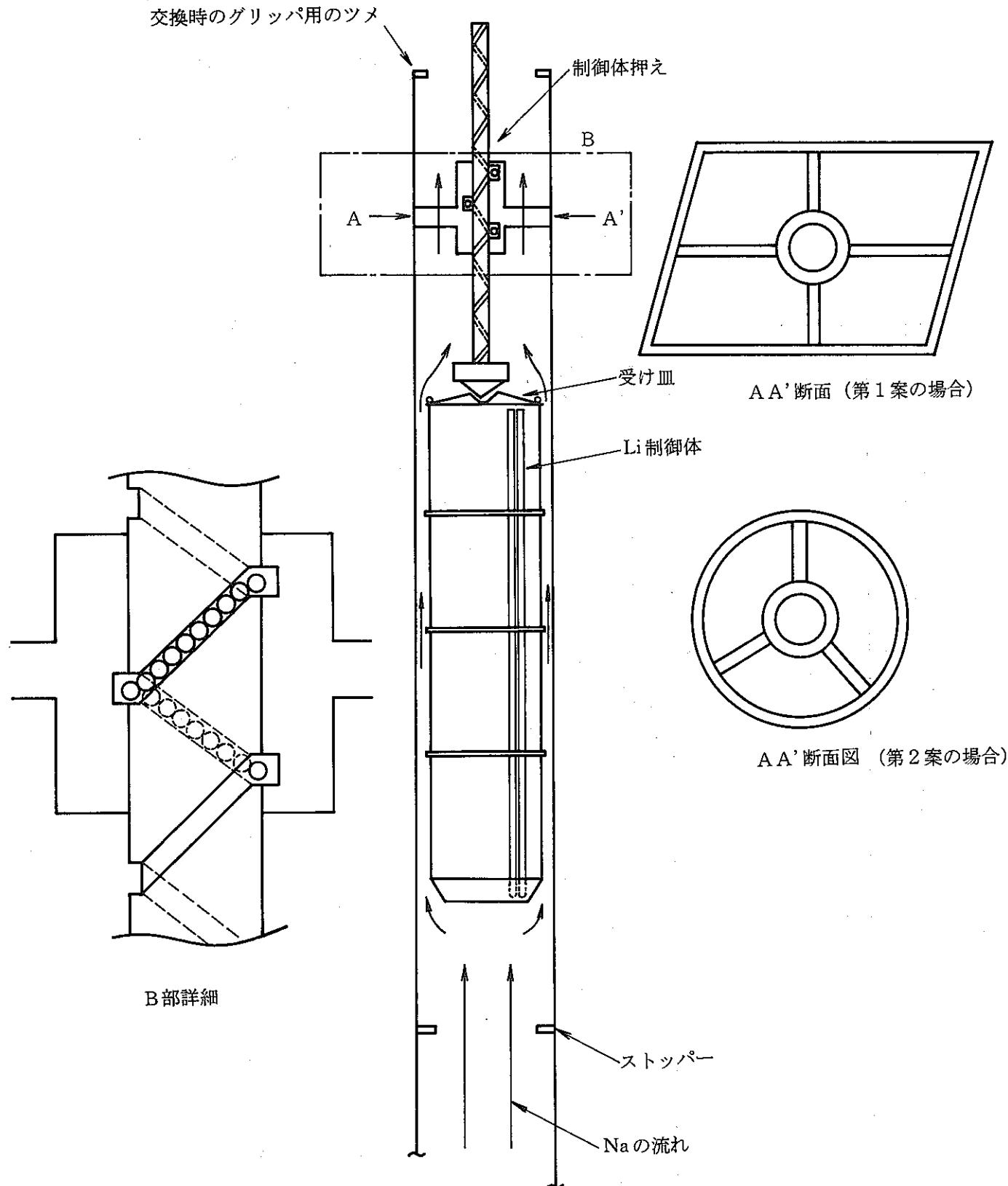


図4.3-30 第1案制御体押さえ概念図

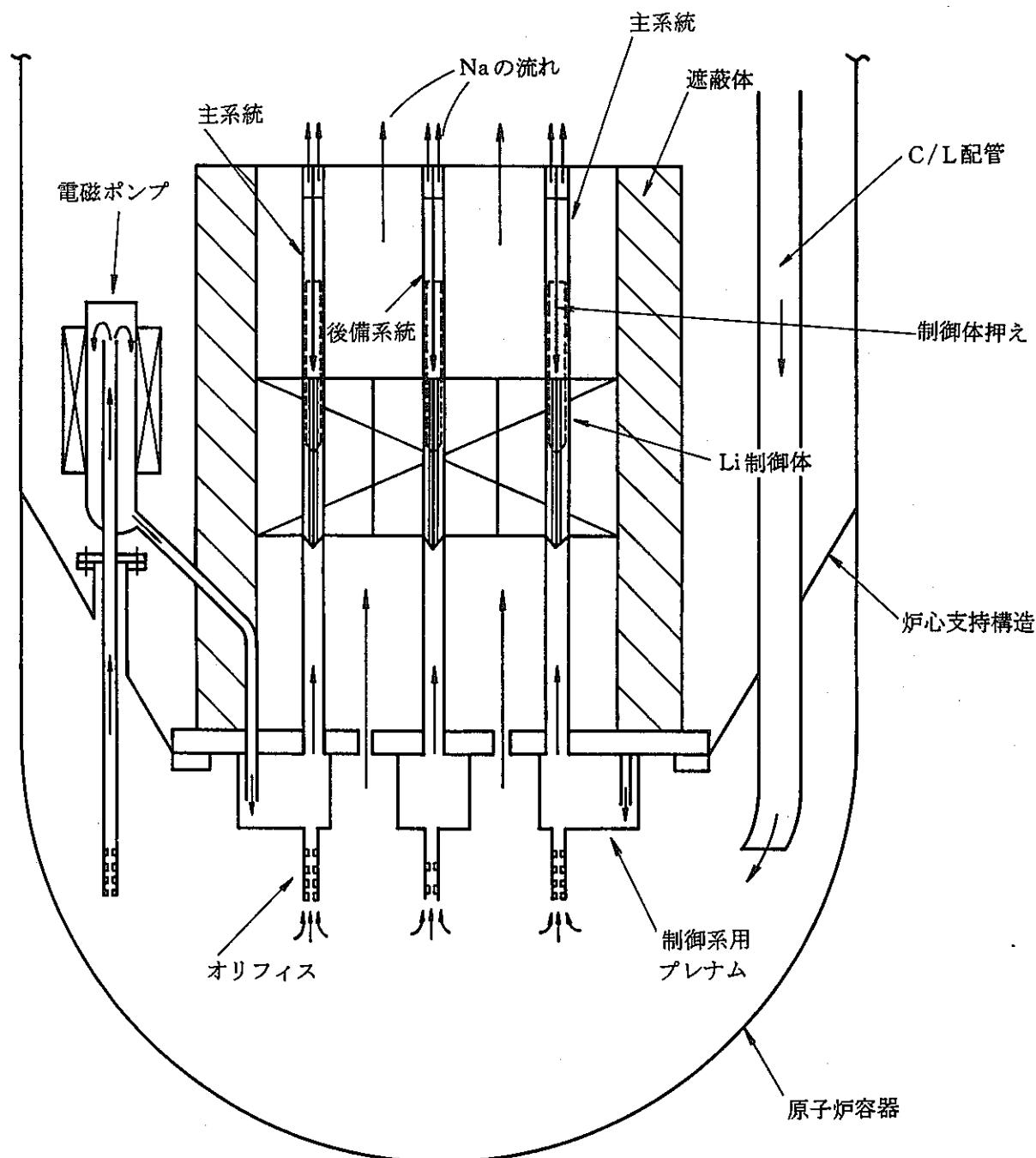


図4.3-31 液体Li制御系概念図(第2案)-縦断面

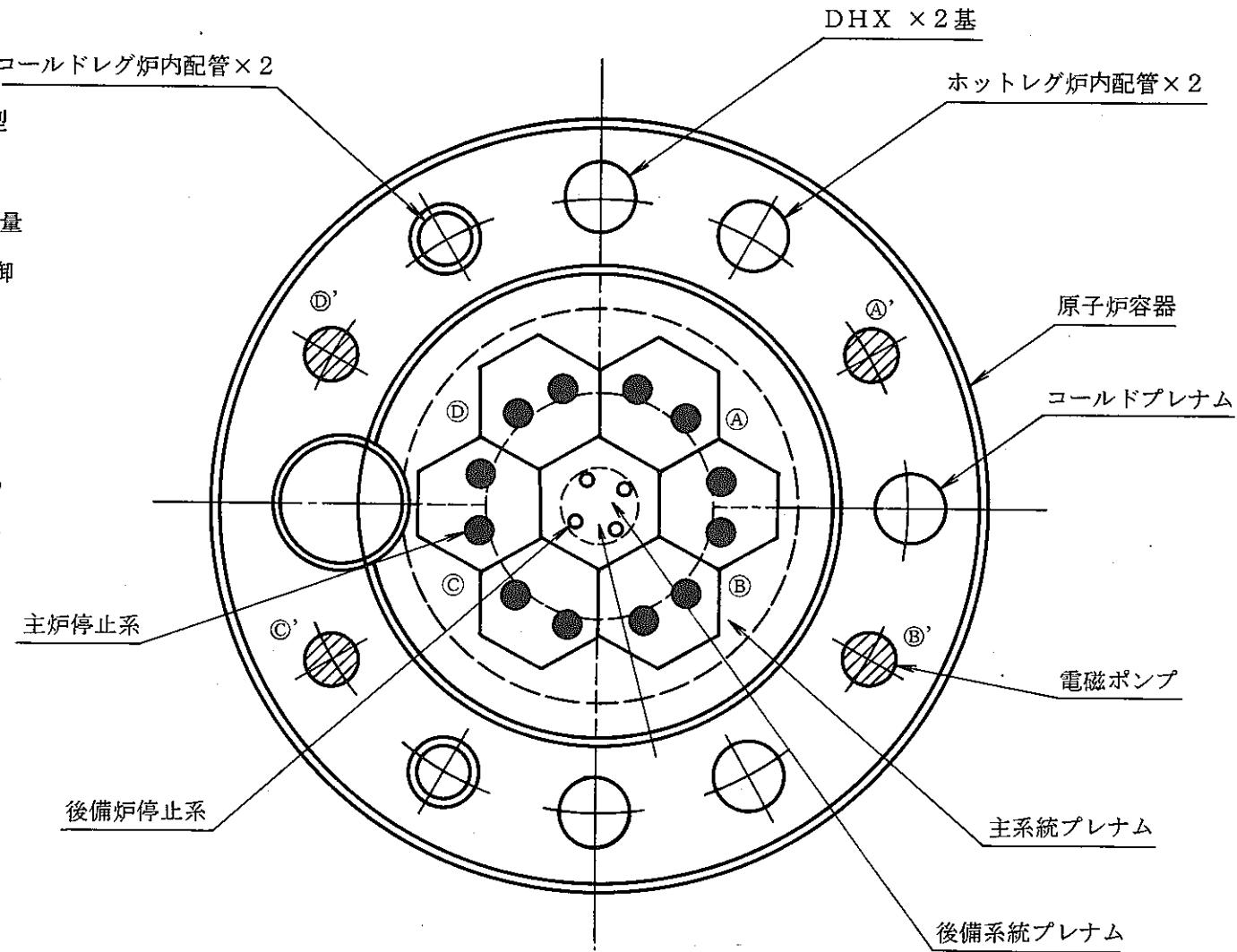


図4.3-32 液体Li制御系概念図(第2案)-横断面

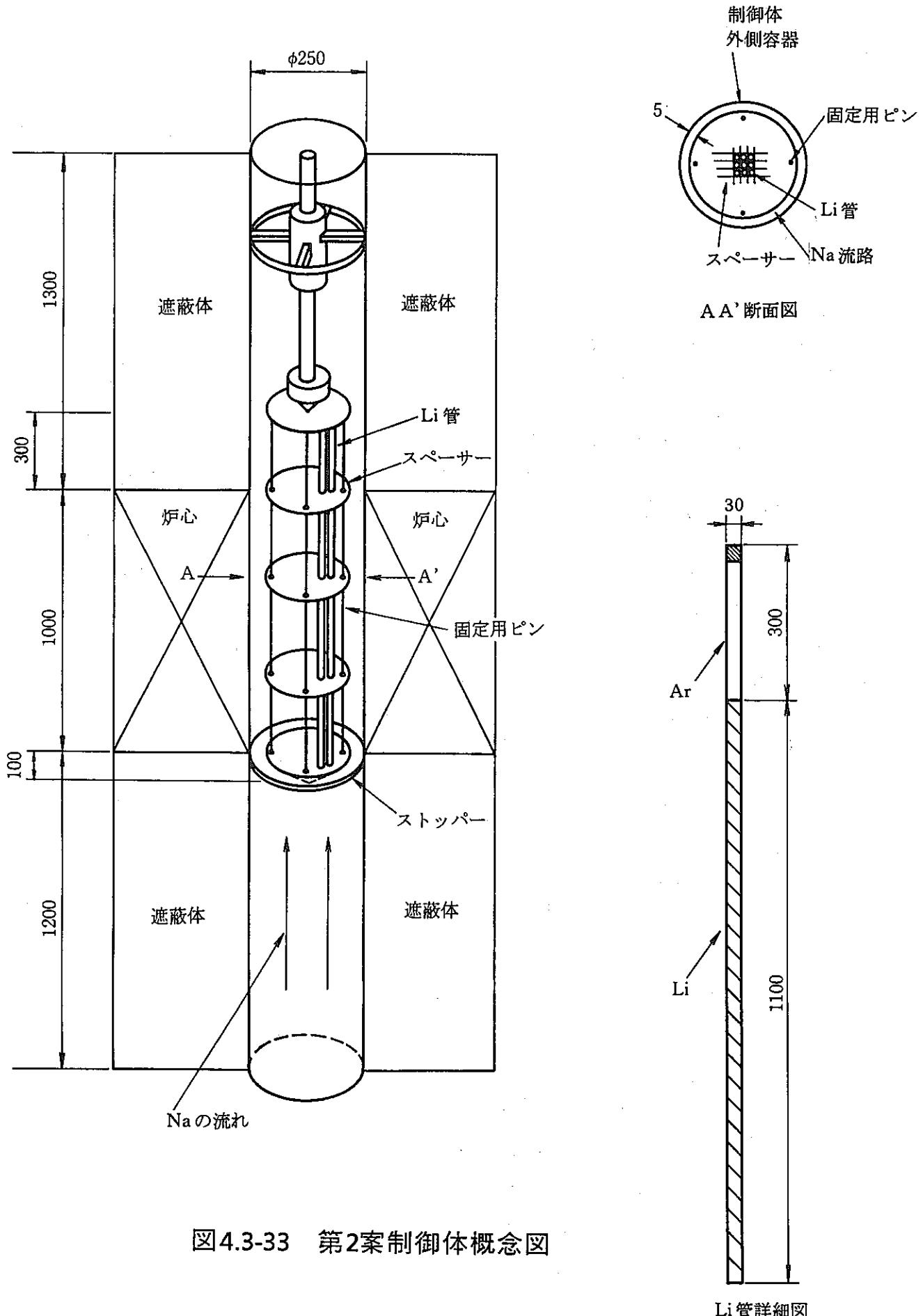


図4.3-33 第2案制御体概念図

## 4.4 原子炉構造設備

### 4.4.1 原子炉構造

図4.4-1に原子炉構造縦断面図、図4.4-2に主要寸法、図4.4-3に原子炉構造炉内断面図を示す。本原子炉構造の主要な特徴として、①液体リチウム反応度制御系採用、②大型炉心燃料ブロック採用、③炉心燃料一括交換、④回転プラグ無し燃料交換方式(遮蔽プラグ下面走行燃料交換機)採用、があげられる。

これらの特徴により、次のような点で原子炉構造・1次系等の簡素化が図られる。

制御棒駆動機構が不要となり(主炉停止系については液体リチウム制御系電磁ポンプがその役割を果たしている)、炉心上部機構が炉心直上より不要になった。ただし、炉心出口計装も削除したことと相まって炉心上部機構は削除している。

ダクトレス2500本ピンバンドルの大型炉心燃料ブロックの採用により、低圧損が実現でき( $\sim 2\text{kg/cm}^2$ 以下)、ハイドロリックホールドダウンも不要となり、炉心支持構造物の大幅簡素化、1次主循環ポンプの揚程大幅低減に貢献している。

炉心燃料一括交換により、7体の炉心燃料ブロックを炉心から取出すと(通常燃料交換では1体づつ新旧燃料と交換)原子炉容器内には燃料がなくなり、他プラントで言う炉心総退避が容易にできるプラントである。このため遮蔽プラグ中央に設けた炉上部を取り外せば、原子炉容器の保守・補修性は大幅に改善する。但し、放射性Naの存在、機器の放射化、CP付着等により高放射能環境下にあることが予想されるので、保修用のマニュピレータや、自動ロボット等の準備は不可欠である。

遮蔽プラグから回転プラグがなくなり、原子炉上部構造の大幅簡素化に大きく寄与している。なお、遮蔽プラグ下面走行燃焼交換機は大型炉心燃料ブロック(1体)の採用によりアクセス箇所の大幅低減が行えたことも採用の大きな理由である。

以下に原子炉構造各機器について説明する。

#### (1)原子炉容器

原子炉容器は遮蔽プラグより吊り下げ支持されており、基本寸法は $5,500\text{mm}\phi \times 13,000\text{mmH}$ である。原子炉容器のカバーガス領域には主冷却系の出入口配管ノズルが各2基づつ設けられている。

各プレナム構成としては、炉心側部支持方式に対応して、下部プレナムを主流路として炉心入口プレナムとしており、炉心側部には中間プレナムを配し、炉心上部には炉上部プレナムが配されている。炉上部プレナムの流況上は炉心上部機構はないが、大型炉心燃料ブロック(ダクトレス)の採用

により燃料出口流速を充分下げることで、Na液面近傍にもディップ・プレート等の液面波立ち抑制装置を設けずに済ませている。

また原子炉容器の外側にはガードベッセルを設けている。ガードベッセルは原子炉構造の据付性、安全性を考慮して別置タイプとしている。

## (2)炉内構造物

炉心燃料と液体リチウム反応度制御設備、径方向遮蔽体等炉心部を支持する炉心支持構造物と炉内配管等より構成される。

炉心支持構造物は前述のように炉心側部支持方式とし、低圧損の炉心燃料ブロックの採用によりハイドロリックホールドダウン機構や流配機構を設けない単純な構造となっている。

また、液体リチウム反応度制御系用の電磁ポンプ及び連結配管プレナムが炉心支持構造物に設置される。

炉内流況の観点より、高さ1.5m程度の内筒が設けられ、主冷却系炉内出口配管の非対称性を補っている。

炉内配管は2本の出口配管と2本の入口配管より構成されている。炉内出口配管はホットプレナム内に原子炉容器カバーガス部胴より片持ちはりで支持されている。一方、炉内入口配管はホットプレナム、中間プレナムを貫通し、コールドプレナムに開口している。ホットプレナム領域では配管内外の温度差低減のため熱遮蔽筒を設けて対応している。また配管の支持は原子炉容器カバーガス部胴と炉心支持スカート貫通部(但し、耐震振れ止め機能のみ)にて支持されている。

## (3)遮蔽プラグ

遮蔽プラグは原子炉容器を吊り下げ、生体遮蔽壁にじか置されており原子炉構造のほぼ全荷重を支持している。主要寸法は8,000mmφ(支持フランジン外径)×2,500mmHである。

遮蔽プラグ中央部には炉内構造物の保修のために炉上部プラグが設けられ、また遮蔽プラグ下面には燃料交換機走行用のレールが設けられている。

また、遮蔽プラグにはDHX(2基)とCT(1基)も搭載されている。

構造健全性の観点より原子炉容器付根部近傍には断熱材を設け、また遮蔽プラグの熱遮蔽機能確保のために下面に断熱材を設置している。

### 4.4.2 燃料交換設備

図4.4-4及び図4.4-5に炉内燃料移送時の概念を示す。また図4.2-11に7分割ブロック炉心交換方式の概念が示してある。図に示す如く燃料交換すべき炉心

燃料ブロックは7体だけなので、アクセス箇所が少ないので遮蔽プラグ下面走行燃料交換機による炉内燃料移送方式を採用している。

図4.4-6は炉外との燃料出入時の概念を示したものである。原子炉上部にキャスク付き台車をアクセスさせ、燃料ポットと燃料交換機、燃料出入孔プラグごと吊り上げキャスク内に一旦収納し、燃料交換機で台車内に燃料ポットを移送した後、燃料交換機と燃料出入孔プラグは炉上部プラグに再び挿入される。その後台車は使用済燃料を燃取エリアに搬送し、新燃料を燃料ポットに入れた状態で原子炉上部に戻ってくる。その後はまた燃料交換機と燃料出入孔プラグをキャスク内に吊り上げ、燃料交換機で台車内の新燃料入りの燃料ポットをつかんでキャスク内にもどり、燃料出入孔プラグごと、炉上部プラグに挿入される。燃料交換機により炉内の中継位置に一旦下ろされ、燃料を外し、燃料ブロックをつかみ直して炉内の所定位置に移送する。この操作を繰り返す。

このため燃料交換機は燃料ブロック及び燃料ポットの双方をつかみ、離す機能をもたせるよう設計する。

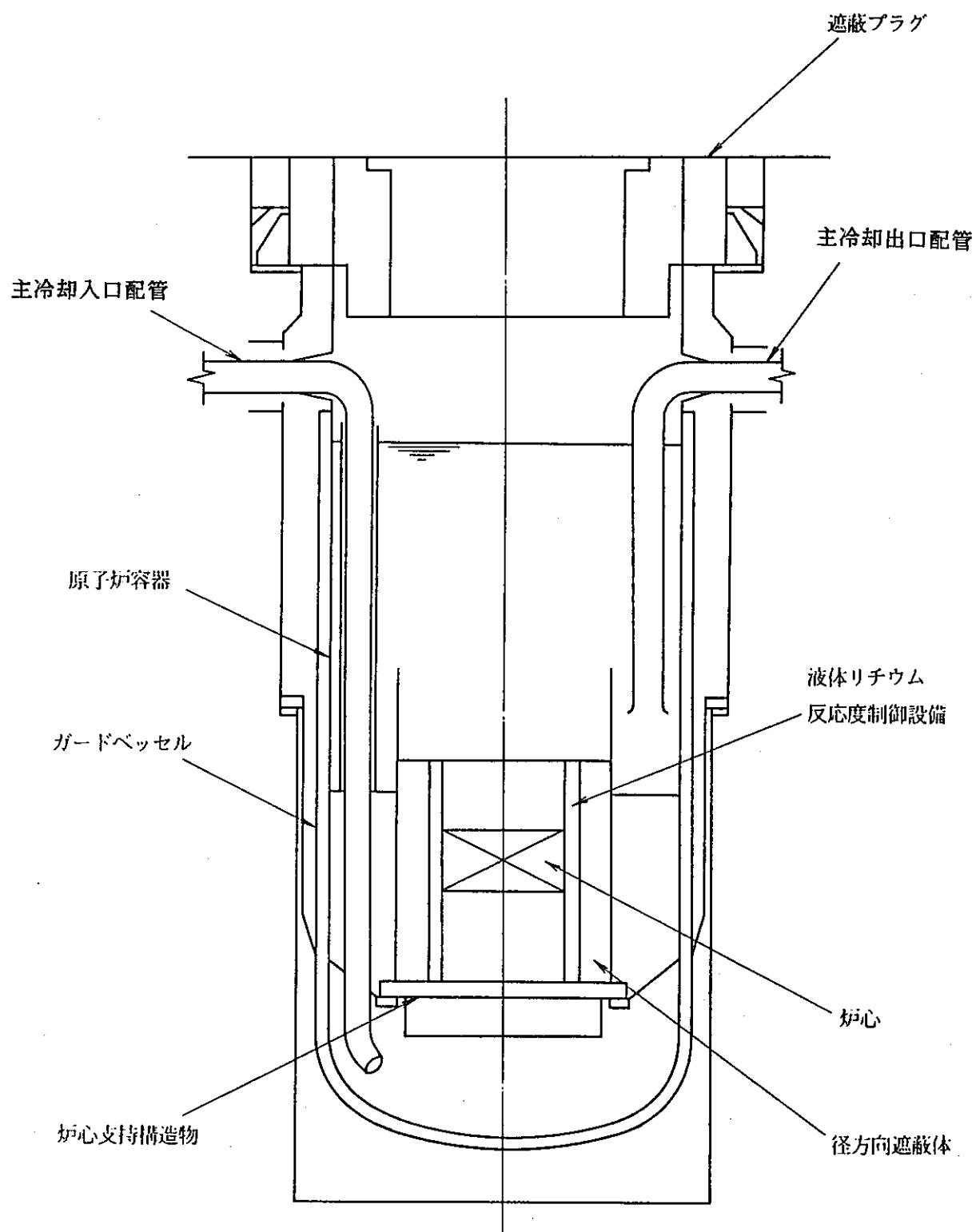


図4.4-1 原子炉構造概念

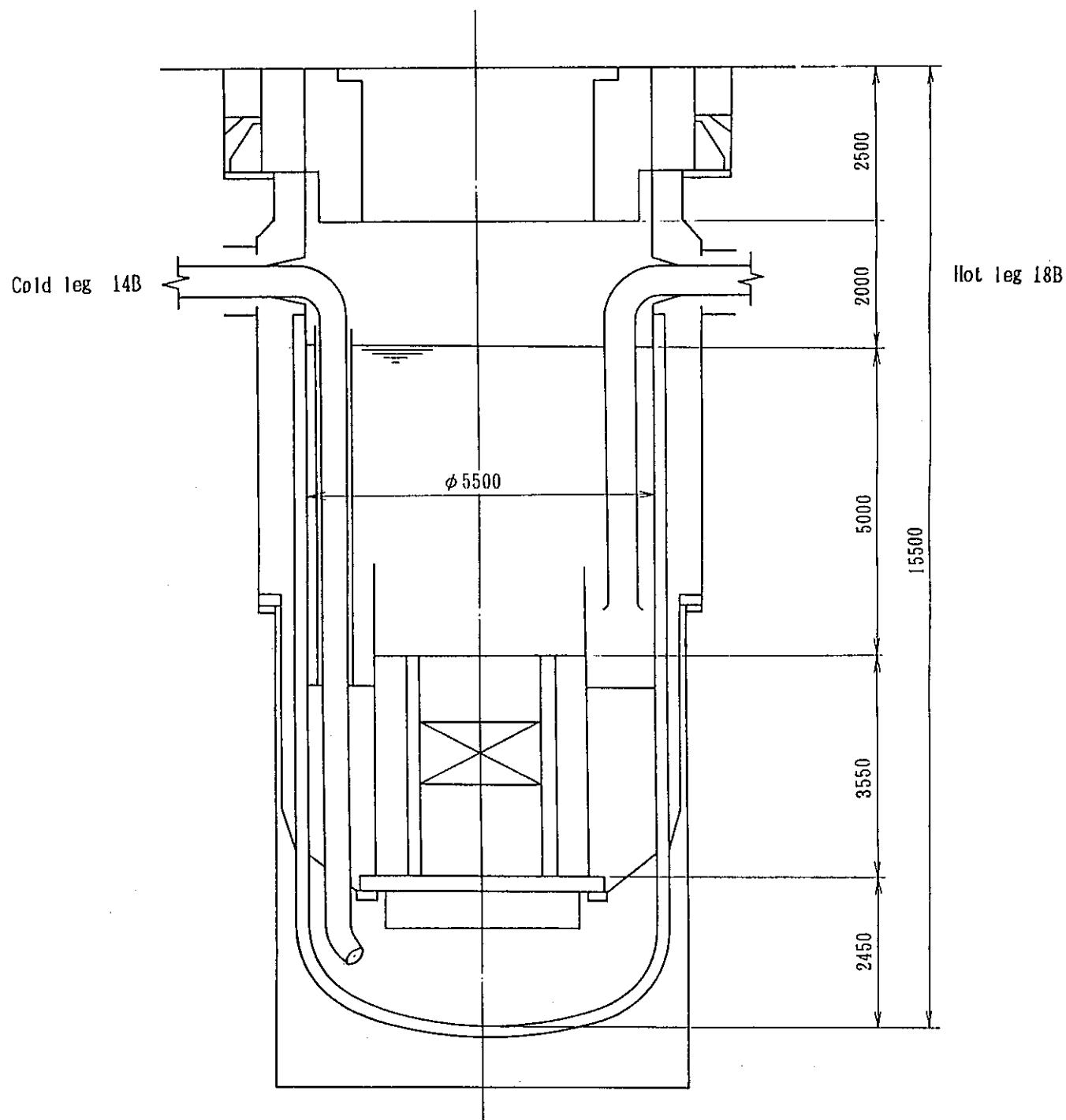


図4.4-2 原子炉構造

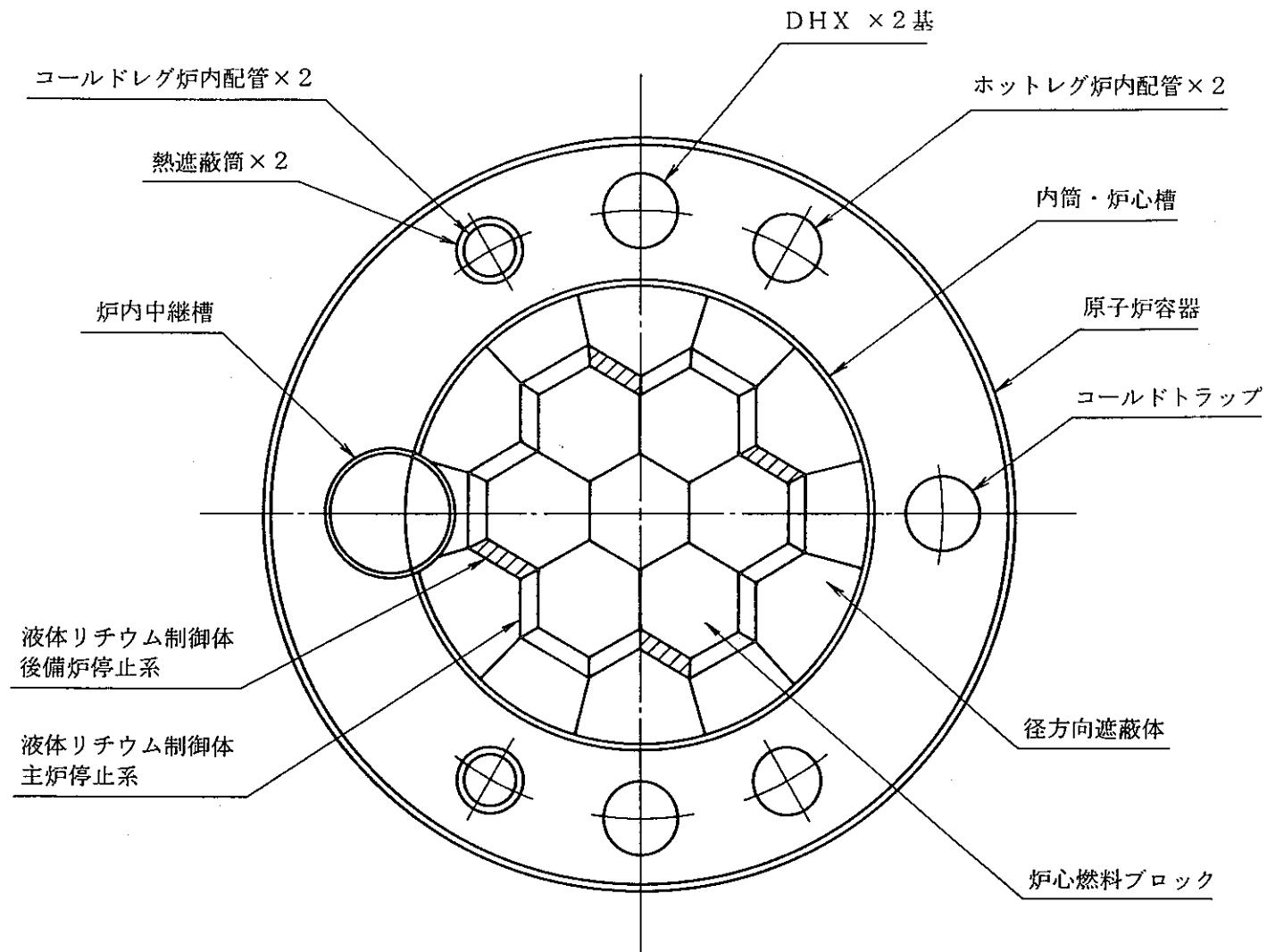


図4.4-3 原子炉構造炉内断面図

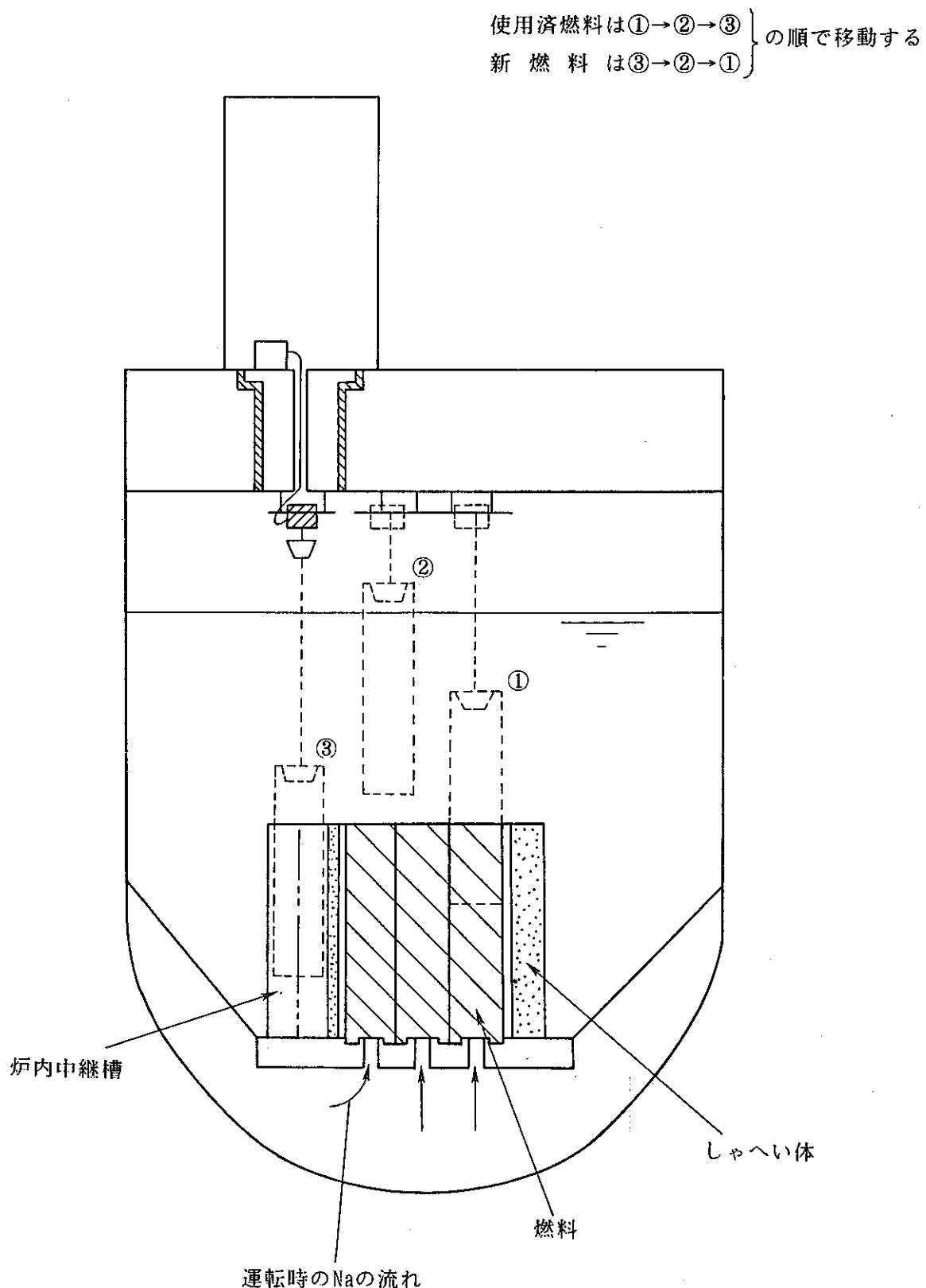
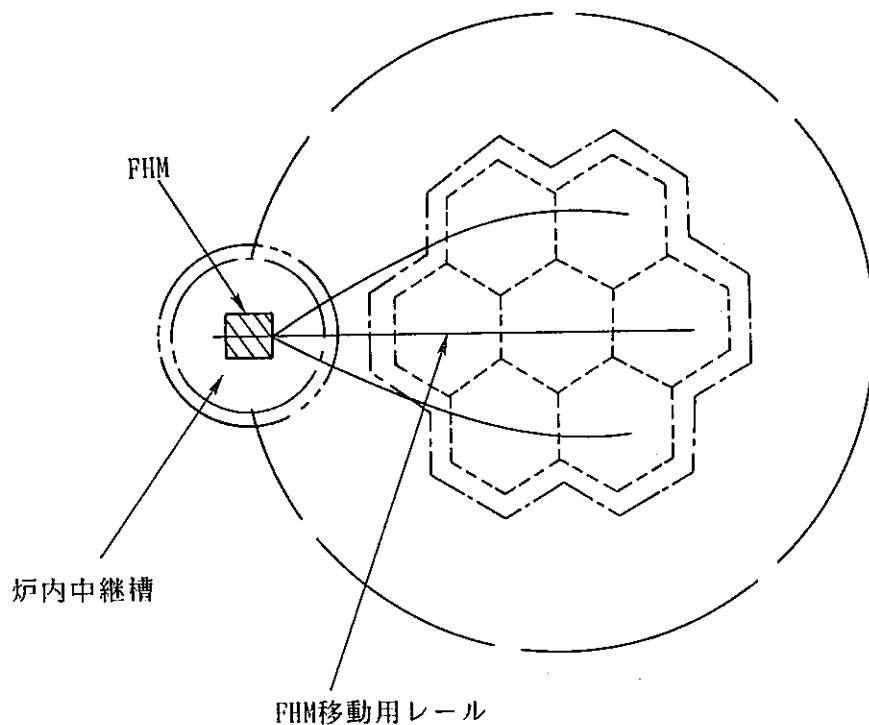
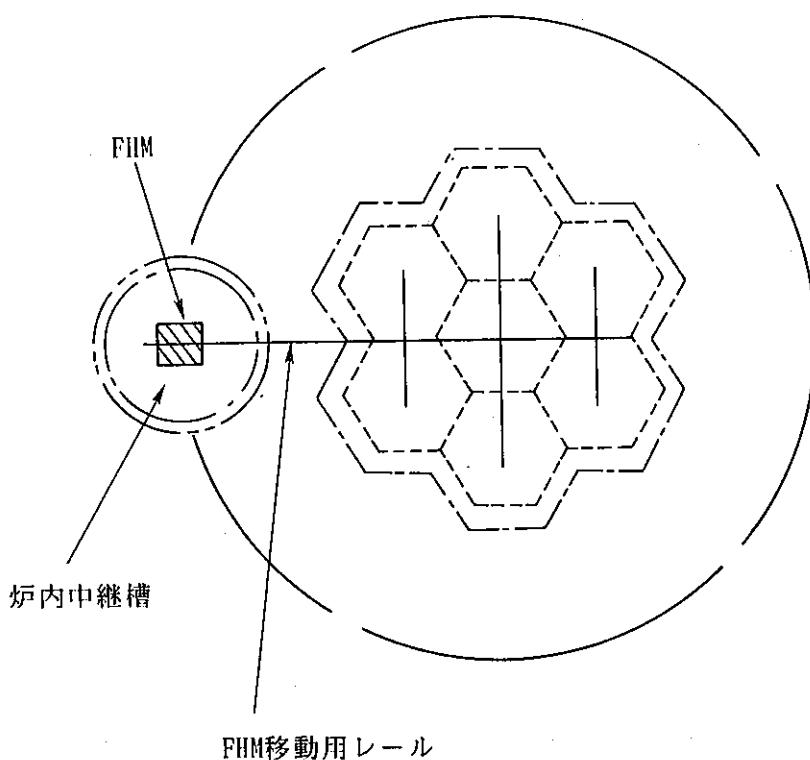


図4.4-4 炉内燃料移送時の概念(1)



Ⓐ FHM及び F HM移動用レール概念図



Ⓑ FHM及び F HM移動用レール概念図

図4.4-5 炉内燃料移送時の概念(2)

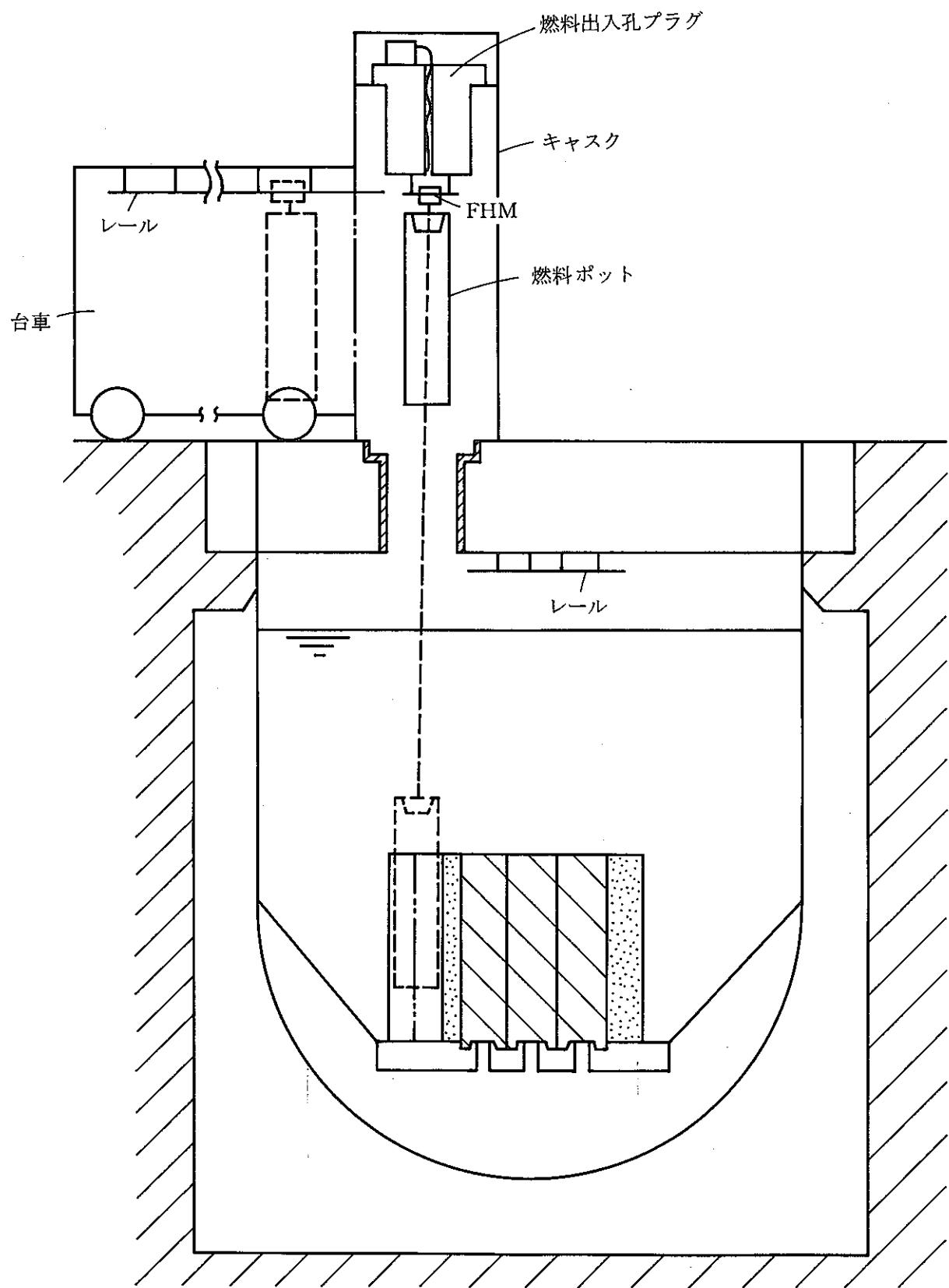


図4.4-6 燃料出入時の概念

## 4.5 冷却系設備

### 4.5.1 1次主冷却系

#### (1)1次主循環ポンプ

##### 1)ナトリウム浸漬型高温電磁ポンプの採用

1次主循環ポンプは、1次系システムの簡素化を指向し、主循環ポンプと蒸気発生器を合体するものとした。これにより、ポンプと蒸気発生器間の配管の削減、建屋面積を縮小することができる。

主循環ポンプとしては、蒸気発生器との合体を考慮し、合体構成が簡素となるナトリウム浸漬型高温電磁ポンプを採用した。ナトリウム浸漬型高温電磁ポンプは、機械式ポンプに比べて構造上の可動部がなく、安全密封の状態で電磁力によりナトリウムを移送できるため、安全性、信頼性の面で優れている。さらに、自由液面がないため、設置自由度が大きく、潤滑油設備などの補機設備が不要でメンテナンスが容易、運転制御性が良い等の通常の電磁ポンプの他に、コイル・鉄心での自己発熱をナトリウム中に回収できること、原子炉構造とのインターフェース構造の簡素化が容易となる利点があり、蒸気発生器との合体による1次系システムの合体に有効である。

##### 2)1次主循環電磁ポンプ基本構造概念

表4.5-1に、1次主循環電磁ポンプの主要目を、また図4.5-1に基本構造を示す。

電磁ポンプは、円筒状で、蒸気発生器とのインターフェイスが良いALIP型としている。また、流量が $50\text{m}^3/\text{min}$ と、中容量であるので、大容量の電磁ポンプで小型化のために採用される内側と外側、両側の鉄心にのみコイルを設置する構造の簡素な1ステータALIPとした。

寸法は、外径約1200mm、鉄心長約2000mmとなり、蒸気発生器のヘリカルコイルセンターパイプ内に設置しても蒸気発生器の寸法には、ほとんど影響を及ぼさない。

また、内側ダクトは、吊下げ管により支持される。内側ダクト側面のサポートは、外側ダクトと内側ダクトの熱膨張差を吸収するため、上下には摺動可能とし水平方向の荷重を支持する構造とする。

##### 3)技術課題

ナトリウム浸漬型高温電磁ポンプは、約 $360^\circ\text{C}$ のナトリウムに浸漬して、自己冷却で使用するが、コイルの自己発熱により、コイル・鉄心等の電磁気部品は、周辺のナトリウム温度より更に、 $100\sim150^\circ\text{C}$ 温度上昇した状態で使用されることとなる。また、1次系で用いられるため耐放射線性にも考慮する必要がある。

### ①電磁気部品の候補材料と課題

コイル・鉄心等の電磁気部品については、約550°Cの高温雰囲気での健全性が要求される。

導体材料は、高温強度に優れ、高温導電率も他の銅材料とほとんど同じアルミナ分散強度銅、絶縁材料としては、高温電気特性の優れたマイカ及びセラミック絶縁(アルミナ等)が考えられる。これらの材料については、約600°C程度の高温雰囲気における高温特性基礎試験が実施され、電磁ポンプへの適用性が確認されている。今後の課題としては、大型コイルの健全性評価及び無機質系絶縁材料の長期間耐久性の試験評価(30~40年余りの寿命)が必要と判断される。

また、これらの材料に対する1次系のナトリウムからの $\gamma$ 線による材料劣化についても確認試験が必要である。

### ②フローコーストダウンの確保

原子炉の炉心温度上昇制限から、原子炉トリップ時に、フローコーストダウンを確保する必要がある。機械式ポンプの場合は、ポンプモータの回転慣性を利用していたが、電磁ポンプの場合は、ポンプ自体に慣性がないため、電源制御系で慣性をもたせる必要がある。

電源制御システムとしては、MGセットを用いる方法、電磁ポンプと並列に同期機を動作させておき、電源喪失後、この同期機の回転慣性により電磁ポンプに電力を供給する方法等が考えられるが、これらのシステムの機能確認、制御特性の確認が必要である。

### (2)1次主配管

1次主配管は、ホットレグ18B Sch40、コールドレグ14B Sch40とし、SGの集中配置を考慮して図4.5-2に示す引廻し案とした。配管の材質は、熱膨張の低減及びSGとの材質の適合を考慮し、Mod.9Cr-1Mo鋼とした。

本引廻しによる熱膨張に伴う応力(Se)のチェックを実施した結果を表4.5-2に示す。各エルボに発生するSeの値は、許容値を満足している。

## 4.5.2 蒸気発生器

### (1)機器概要

電磁ポンプ(EMP)内蔵のヘリカルコイル2重管蒸気発生器は、ヘリカル2重管蒸気発生器と、EMPを合体することにより接続のための配管、建屋スペースの削減をねらったものである。

ヘリカル2重管蒸気発生器は、直管2重管型蒸気発生器に比較し、伝熱管座屈防止に伴う熱膨張吸収構造が不要になることや、Na流量配分不均一による伝熱管伝熱性能の不均一が生じにくい等の特徴を有する。

## (2)機器仕様

### 1)機器の構成

蒸気発生器は、図4.5-3に示すようにEMP、伝熱管およびその支持装置、内筒、これらの中蔵する本体胴から構成される。

本体胴には、給水入口管台、蒸気出口管台、Na入口管台、Na出口管台、Naドレン管台、本体支持スカート等が設置される。

### 2)流路構成

#### ①Na側流路構成

入口ノズルより流入したナトリウムは、ナトリウムプレナム上方に設けられた整流板により流配され、周方向に均一な流量で管東部に流入する。管東部上方の伝熱管の直管部で流れを下方に反転し、ヘリカルコイル部で水/蒸気と熱交換したナトリウムは、SG下部で再び流れを反転し、センターパイプ内に設置された電磁ポンプに至る。電磁ポンプにより加圧されたナトリウムは、電磁ポンプ上方の出口管より流出する。

#### ②水・蒸気側流路構成

SG下部鏡部に設けられた計4個の給水入口の管板より伝熱管内に流入し、主にヘリカルコイル部でナトリウムと熱交換し、所定の蒸気条件となって、SG上部鏡部に設けられた計4個の蒸気出口の管板より流出する。

#### ③主要構造

##### ⓐ給水入口ヘッダ

給水入口ヘッダはSG下部鏡部にSGの据付け性を考慮して、鉛直下方に向けて設置する。個数は4個とする。

##### ⓑ蒸気出口ヘッダ

蒸気出口ヘッダは、SG上部鏡の鉛直上型に、4個設置する。

##### ⓒ伝熱管

伝熱管は、リーク検出特性に優れる組網線入り2重管とし、出入口連絡管、ヘリカルコイル部から構成される。伝熱管材質は、耐SCC性に優れ、高温強度及び熱伝導率の大きいMod.9Cr-1Mo鋼とする。

伝熱管外径は、38.1mm、外管肉厚2.7mm、組網線0.5mm、内管肉厚2.6mmである。

##### ⓓ管板部

リーク検出性の観点から、管板(Na管板と水・蒸気管板の二重構造)のHeプレナム部の容積を小さくするよう管板の数を多くし、小型化を図った。

##### ⓔNa出口管台

出口管台は、内部Na温度と外部Na温度の差が大きいため、断熱構造を設けると共に、胴貫通部における熱膨張差を吸収するための構造が必要となる。断熱構造については、管台を二重管構成とし、かつ内筒の断熱構造と連続とすることで対応した。熱膨張差吸収については、出口管台(二重構造)の内、外側をベローズにより接続することで対応した。

④機器主要目

本SGの主要目を、表4.5-3に示す。

表4.5-1 1次主循環電磁ポンプの主要目

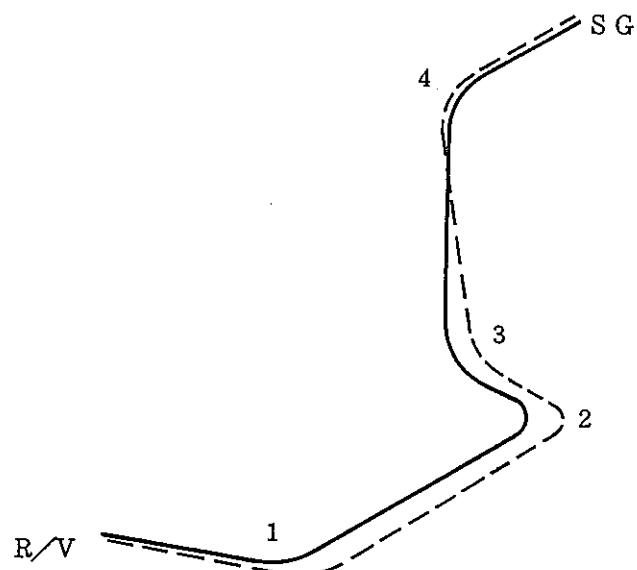
項 目	仕 様
型 式	1ステータ A L I P
流 量 ( $m^3/min$ )	50
揚 程 ( $mNa$ )	35
ナトリウム温度 (°C)	360
定 格	入 力 (kVA) 1313 電 壓 (v) 960 電 流 (A) 790 周 波 数 (Hz) 13 効 率 (%) 40

表4.5-2 ホットレグ配管の熱膨張応力

	S e (kg/mm <sup>2</sup> ) <sup>注</sup>
エルボ1	10.3
エルボ2	21.5
エルボ3	21.1
エルボ4	19.5

(3 Sm : 38.2 kg/mm<sup>2</sup>)

注) 20°C→定格 (500 °C) での熱膨脹に伴う応力強さ範囲



熱膨張変形図

表4.5-3 電磁ポンプ内蔵ヘリカルコイル2重管蒸気発生器主要目

項 目		単 位	仕 様
型 式		-	一体貫流無液面型
基 数		基	1
交 換 热 量		MWt	130
設計	最高使用圧力 (Na / 水)	kg/cm <sup>2</sup> g	6 / 180
	最高使用温度 (Na / 水)	°C	515 / 500
定 格 条 件	压 力 Na (入口)	kg/cm <sup>2</sup> g	-
	水 / 蒸気 (入口 / 出口)	kg/cm <sup>2</sup> g	170 / 160
	温 度 Na (入口)	°C	500
	水 / 蒸気 (入口 / 出口)	°C	210 / 450
	流 量 Na	kg/hr	2.62 × 10 <sup>6</sup>
	水 / 蒸気	kg/hr	2.08 × 10 <sup>5</sup>
伝 热 管 ヘリカル 部	構造 / 材質	-	組網線入り2重管 / Mod.9cr-1Mo 鋼
	外径 / 肉厚	mm	31.8 / 5.3 (外管2.7,組網線0.5,内管2.6)
	本 数	本	140
	伝熱管ピッチ (径 / 軸)	mm	50 / 55
	コイル層数	層	8
	コイル径 (最内層 / 最外層)	mm	1400 / 2100
	有効伝熱高さ	mm	9500
	有効伝熱面積	m <sup>2</sup>	770

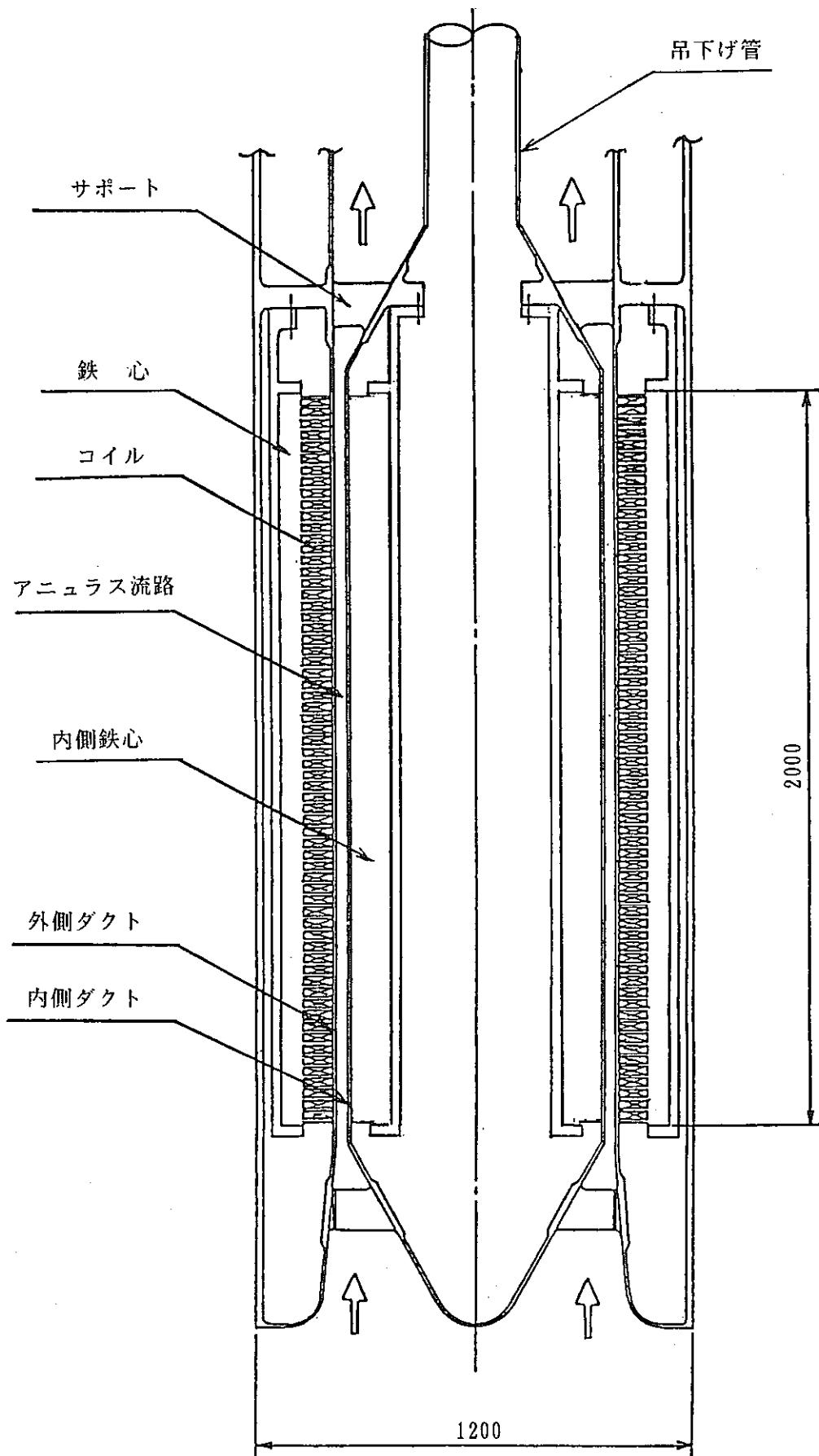


図4.5-1 1次主循環電磁ポンプ基本構造

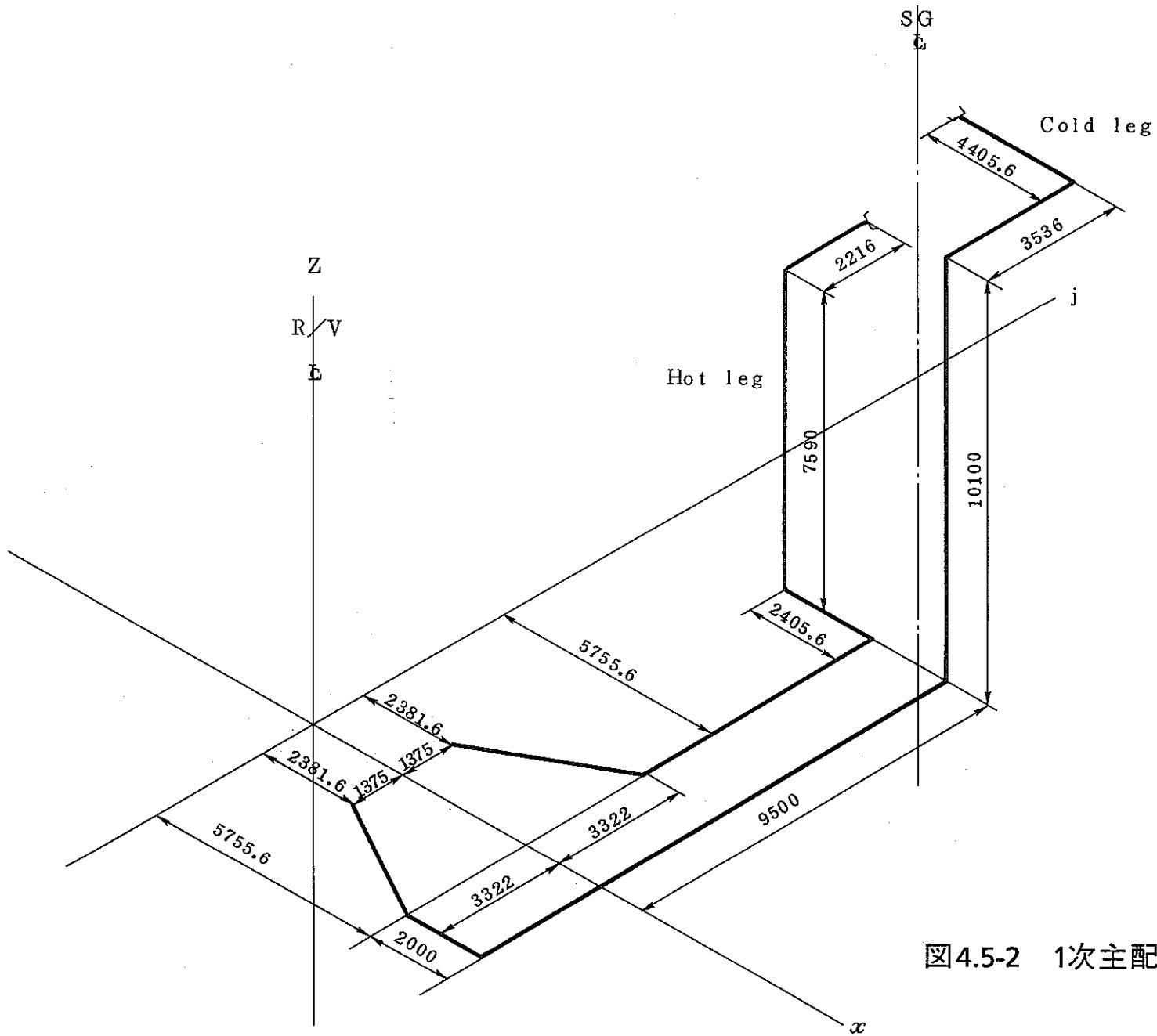
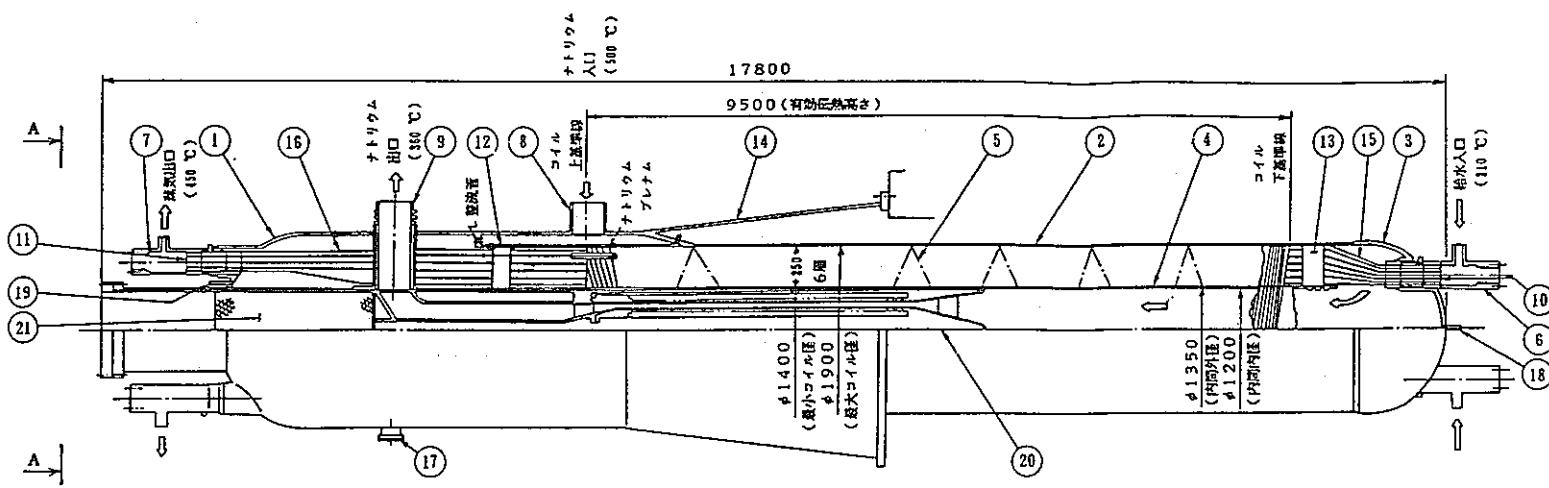


図4.5-2 1次主配管アイソメ図

設計仕様	
型式	ヘリカルコイル無液面型
基数	1基／ループ
交換熱量	130 kW
伝熱面積	約600 m <sup>2</sup>
最高使用圧力	水/N 2.85/6 kg/cm <sup>2</sup>
最高使用温度	水/N 500/515 °C



- 112 -

A-A

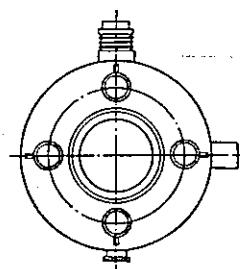


図4.5-3 電磁ポンプ内蔵ヘリカルコイル2重管蒸気発生器基本構造

主要部品一覧表				
番号	名 称	数 量	材 质	規 格
1	上部板	1	Mod.3Cr-1Mo	
2	頭	1	-	
3	下部板	1	-	
4	内筒	1	-	
5	伝熱管(コイル)	9.9	-	Φ31.8/3.21/2.81
6	給水入口ヘッダ	4	-	
7	蒸気出口ヘッダ	4	-	
8	ナトリウム入口苦台	1	-	
9	ナトリウム出口苦台	1	-	
10	給水入口苦板	4	-	
11	蒸気出口苦板	4	-	
12	内部装置上部支持架	8	-	
13	内部装置下部支持架	8	-	
14	本体支持スカート	1	-	
15	伝熱管入口連絡管	9.9	-	
16	伝熱管出口連絡管	9.9	-	
17	マンホール	1	-	208
18	ドレン苦台	1	-	48
19	ペント苦台	1	Mod.3Cr-1Mo	23
20	電磁ポンプ	1	-	
21	断熱材	1	-	

## 5. 小型分割炉心プラントの設計研究

### 5.1 プラント全般

#### 5.1.1 主要仕様

このプラントは、1個約10万kWeの炉心モジュールを3個原子炉容器内に設置し、30万kWeの出力を得ようとするものである。狙いは、10万kWe相当の小型炉心によって達成できる炉心安全性を出力30万kWeクラスのプラントにおいても保持しようとするものである。プラントの主要仕様を表5.1-1に示す。

#### 5.1.2 プラントヒートバランス

##### (1)ヒートバランスの設定

プラントのサイジングを行うにあたり、前提となるヒートバランスを設定した。設定にあたっては、原子炉出口温度500°Cを固定し、既知のタービン効率の中から、蒸気発生器のサイジングを考慮して設定した。図5.1-1に、その考え方を示す。タービン効率としては、38.5%、37.5%、36.5%の3ケースの中から、蒸気発生器の構造健全性にとって適切な蒸気・給水条件となり、かつ、効率の良いものを選択した。この結果、タービン効率38.5%、主蒸気温度450°C、主蒸気圧力102atgとした。また、原子炉入口温度は365°C、SG給水温度は240°Cである。

設定したヒートバランスを図5.1-2に示す。

##### (2)ヒートバランスの影響

上記ヒートバランスを変えた場合、プラントにどのような影響が出るかをサーベイした。検討ケースと条件を図5.1-3に示す。リファレンスケースは、主蒸気条件450°C、102atgの中温過熱サイクルであるが、これに対して、下記のケースを検討した。

①ケース1(高温・高圧化): 主蒸気条件 483°C/154atg

②ケース2(飽和サイクル): 主蒸気条件 285°C/70atg

リファレンスの中温過熱条件に対して、代表的な2ケースとして、高温・高圧化を図った場合、逆に低温の飽和サイクルとした場合についてサーベイした。検討は、蒸気発生器のサイジングに着目した。

表5.1-2にSG主要仕様の比較、図5.1-4にSG伝熱面積の比較を示す。ケース1及びケース2共に、リファレンスケースよりSG伝熱面積は増大する方向となった。この理由をまとめて、表5.1-3に示す。ケース1では、1次ナトリウム側を固定して、SG水・蒸気側を高温・高圧化した為、 $\Delta T$ 減少及び伝熱管肉厚増加により、伝熱面積が増大した。また、ケース2では、飽和サ

イクルの為、リファレンスケースに比べてピンチポイントでの $\Delta T$ が小さくなり、全体としての $\Delta T$ も小さくなつたことから、伝熱面積が増大したものである。

以上より、今回、リファレンスとしたヒートバランスは必ずしも最適化されたものではないが、2次系削除プラントの物量及び建屋サイズに大きなインパクトのある蒸気発生器をコンパクトにするという観点から設定した。

### 5.1.3 原子炉構造及び1次冷却系

図5.1-5に原子炉構造概念図を示す。原子炉容器は遮蔽プラグから吊り下げ支持し、基本寸法は、 $8.5\text{m}\phi \times 17.7\text{mH}$ である。炉心支持構造はボックス構造であり、原子炉容器側部から突き出したフランジで支持する。原子炉容器壁内側に液体リチウム層を設け、炉心槽内のリチウム液位を制御することにより反応度を制御する。上部プレナムに崩壊熱除去系DHXを設置する。各炉心の中央上部に、プラント運転中はバックアップの制御棒駆動機構、燃料交換時には燃料交換機を設置する。原子炉容器中央には、燃料中継槽を設け、直上の遮蔽プラグには燃料交換用プラグを設ける。炉心槽の外側周辺に使用済燃料の炉内貯蔵槽を設ける。

図5.1-6に1次主冷却系系統構成を示す。1次系SG設置型であり、蒸気発生器にはヘリカルコイル2重伝熱管を使用する。1次主循環ポンプは電磁ポンプとし、コールドレグに設置している。配管口径は22Bとし、逆止弁を設けている。Na漏洩抑制対策としてサイフォンブレーカを設ける。

### 5.1.4 プラント配置

図5.1-7に原子炉建屋立面図、図5.1-8~10に原子炉建屋平面図を示す。原子炉建屋は、原子炉構造、1次主冷却系、ヘッドアクセスエリア、空気冷却器設備、その他付属設備を収納する建屋であり、建屋免震構造とした。大きさは $43\text{m} \times 29\text{m} \times 50.5\text{mH}$ である。建屋の中心に原子炉容器を設置し、その周囲を4分割し、3ループの冷却系と補助系設備を配置した。蒸気発生器室の下層にサプレッションプールを設ける。

図5.1-11にプロットプランを示す。各原子炉に共有の設備として、中央制御室、メンテナンス・廃棄物建屋、サービス建屋、使用済燃料貯蔵建屋を設け、モジュラープラントとして配置した。

表5.1-1 プラント主要仕様(小型分割炉心プラント)

項目	仕 様	備 考
原子炉電気出力	300MWe	
原子炉熱出力	780MWt	
原子炉型式	ループ型炉 (2次系削除型)	
ループ数	3ループ	
原子炉出入口温度	500°C / 365°C	
主蒸気圧力／温度	102atg / 450°C	
給水温度	240°C	
炉 心	・ラッパ管削除型 ・MOX燃料 ・3モジュール炉心	1モジュール: 100MWe
反応度制御・炉停止系	液体Liの液面制御方式	
原子炉構造	配管: 上部流出入方式	
1次ポンプ	EMP	配管系へ設置
配 管	1重管, N <sub>2</sub> セル設置, 逆止弁設置	
蒸気発生器	ヘリカルコイル2重管型	
崩壊熱除去系	DRACS	
使用済燃料貯蔵方式	炉内貯蔵方式	
燃料移送方式	移動台車式	原子炉モジュール間共用化
使用済燃料貯蔵建屋	自然通風冷却	
格 納 施 設	コンファインメント付き	
原 子 炉 建 屋	免 震 建 屋	
プロットプラン	同一サイトに複数基設置	
プラント寿命	40年	
負 荷 追 従	週負荷追従運転可	

表5.1-2 ヒートバランスとSG主要仕様

項目	内 容	単 位	リファレンス SG	ケース 1 (高温・高压化)	ケース 2 (饱和サイクル)	備 考
1. 伝然・流動	型 式	—	2重管ヘリカルコイル型	←—	←—	ケース2は再循環型(再循環比=2)
	全交換熱量	MWt/プラント	780	741	846	
	交換熱量	MWt/基	260	247	282	
	基 数	—	1基／ループ	←—	←—	
	ナトリウム入口温度	℃	500	←—	430	
	ナトリウム出口温度	℃	365	←—	295	
	ナトリウム流量	kg/h	$5.0 \times 10^4$	$5.17 \times 10^4$	$5.84 \times 10^4$	
	給水入口温度	℃	240	←—	257.6	
	蒸気出口温度	℃	453	487	292	
	給水入口圧力	kg/cm²a	119	180	84	
	蒸気出口圧力	kg/cm²a	108	161	78	
	給水流量	kg/h	$4.25 \times 10^4$	$4.0 \times 10^4$	$1.12 \times 10^4$	
	水・蒸気出入口間圧力差	kg/cm²	11	19	6	
	ナトリウム側圧力損失	kg/cm²	0.5	0.6	0.4	
2. 構 造	最大熱流速	kcal/m²h	$3.32 \times 10^3$	$2.14 \times 10^3$	$4.11 \times 10^3$	
	伝然管 外管寸法	mm	$\phi 31.8 \times 2.6$ t	$\phi 31.8 \times 3.2$ t	$\phi 31.8 \times 2.0$ t	
	内管寸法	mm	$\phi 26.6 \times 2.3$ t	$\phi 25.4 \times 2.9$ t	$\phi 27.8 \times 2.0$ t	
	材 質	—	Mod. 9Cr-1Mo	←—	←—	
	本 数	本	259	←—	462	
	層 数	層	14	←—	21	
	配列ピッチ(軸／半径)	mm	48/50	←—	←—	
	傾斜角度	度	約8.7	←—	←—	
	内部シユラウド外径	mm	1150	←—	←—	
	ヘリカルコイル径 (最内層)	mm	1200	←—	←—	
	ヘリカルコイル径 (最外層)	mm	2500	←—	3200	
	外部シユラウド内径	mm	2550	←—	3250	
	有効伝熱高さ	mm	6.7	11.4	5.7	余裕5%含む。
	有効伝熱管平均長さ	m	44.2	75.1	37.2	"
3. 伝然面積	伝 然 面 積	m²	1144	1942	1718	"

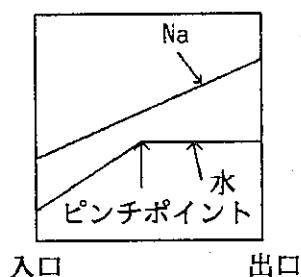
表5.1-3 ヒートバランスによるSG伝熱面積増加理由

ケース1：高温・高圧化

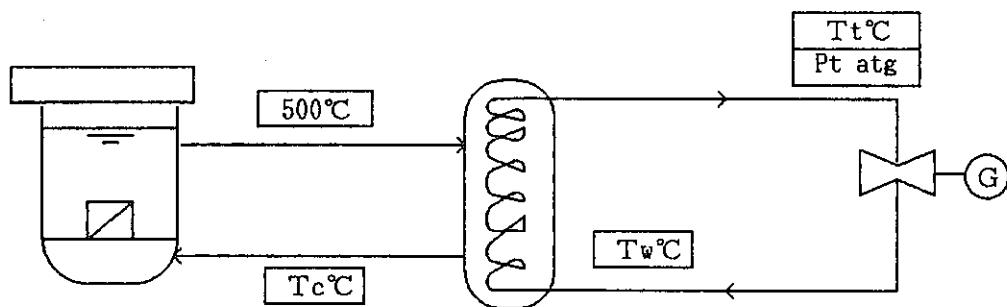
- ① 水側高温化  $\rightarrow \Delta T$  減少
- ② 高圧化  $\rightarrow$  沸騰温度上昇 (+ 30 °C)  $\rightarrow \Delta T$  減少
- ③ 高温・高圧化  $\rightarrow$  伝熱管肉厚増加 (4.9 t  $\rightarrow$  6.1 t)  
 $\rightarrow$  熱流束低下

ケース2：飽和サイクル

- ① ピンチポイントの  $\Delta T_p \approx 25^\circ\text{C}$  となり、リファレンスの  $\Delta T_p \approx 70^\circ\text{C}$  に比べ小さい。



- ② Naと水・蒸気の温度差を大きく出来ない  
 $\rightarrow$  Na温度低 (入口: 430 °C, 出口: 295 °C)  
 $\rightarrow$  全体の  $\Delta T$  小



## 基本的な考え方

- ① 主蒸気条件はタービン効率が既知の条件より選定する。(右表)
- ② SGを大きくしない: SG出口蒸気温度はNa入口温度よりも約50°C程度以上低くしたい。
- ③ SGの構造健全性:
  - a SG出口蒸気温度はNa入口温度より約100°C程度上低くはしない。
  - b SG給水温度とNa出口温度との差を余り大きくしない。

## タービン主蒸気条件と効率の例

	ケースA	ケースB	ケースC
効率 (%)	38.5	37.5	36.5
原子炉出口温度 (°C)	500	475	450
原子炉入口温度 (°C)	365	340	330
蒸気温度 (°C)	450	425	400
蒸気圧力 (atg)	102	90	75
給水温度 (°C)	210	210	210

- 上記の表の中で最も効率の良いケースAを選定する。

$$\therefore \text{効率} \quad 38.5\% \\ \text{主蒸気温度} \quad T_t = 450^\circ\text{C} \\ \text{主蒸気圧力} \quad P_t = 102 \text{ atg}$$

- 原子炉入口温度も、上記のケースAに合せておくこととする。

$$\text{原子炉入口温度 } T_c = 365^\circ\text{C} (\text{炉心} \Delta T = 135^\circ\text{C})$$

- SG給水温度は高目に設定しておくこととする。

$$\text{SG給水温度} \quad T_w = 240^\circ\text{C}$$

図5.1-1 ヒートバランスの設定

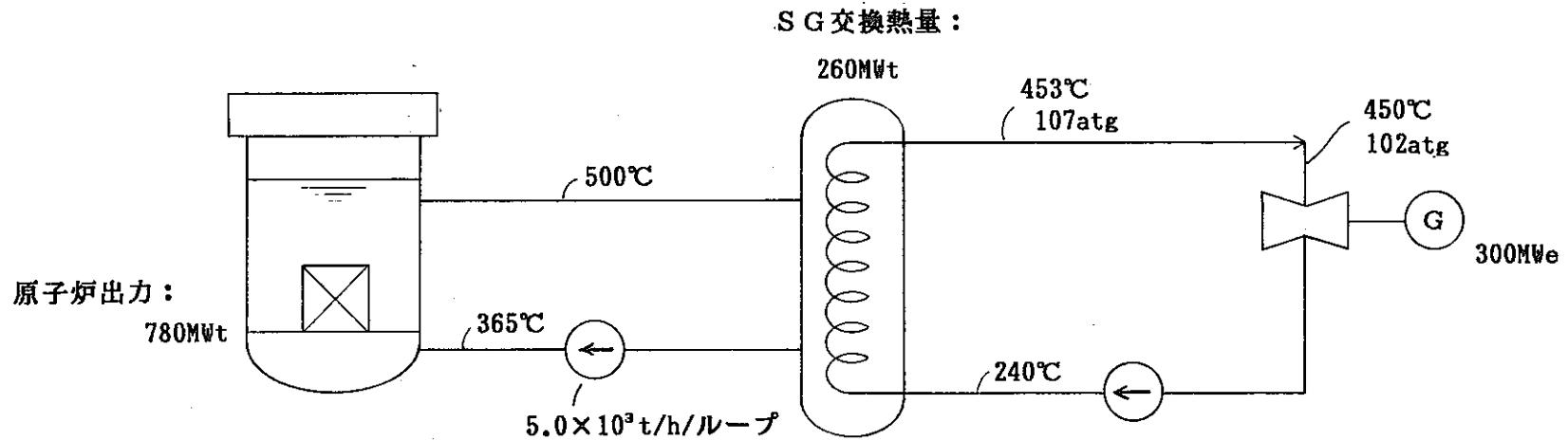


図5.1-2 プラント概念検討用ヒートバランス

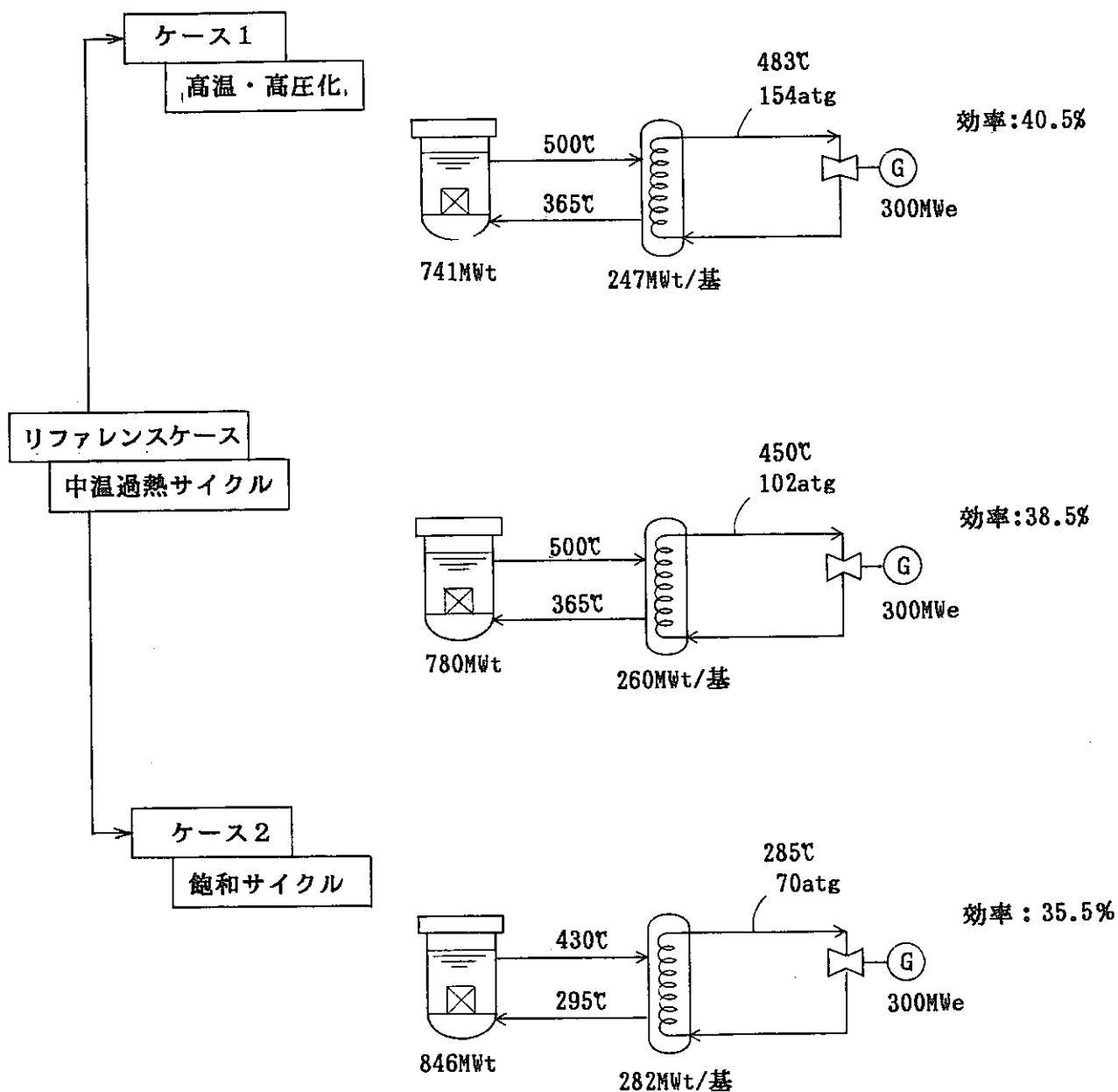


図5.1-3 ヒートバランスの影響の検討条件

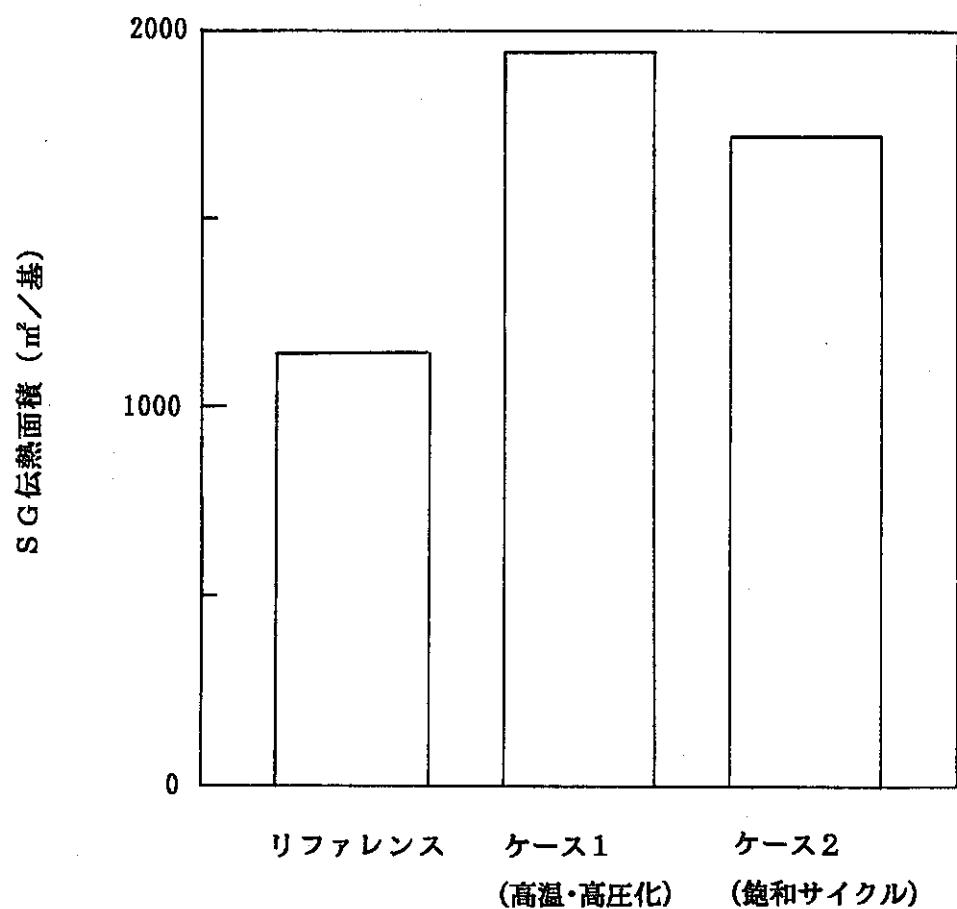


図5.1-4 ヒートバランスとSG伝熱面積

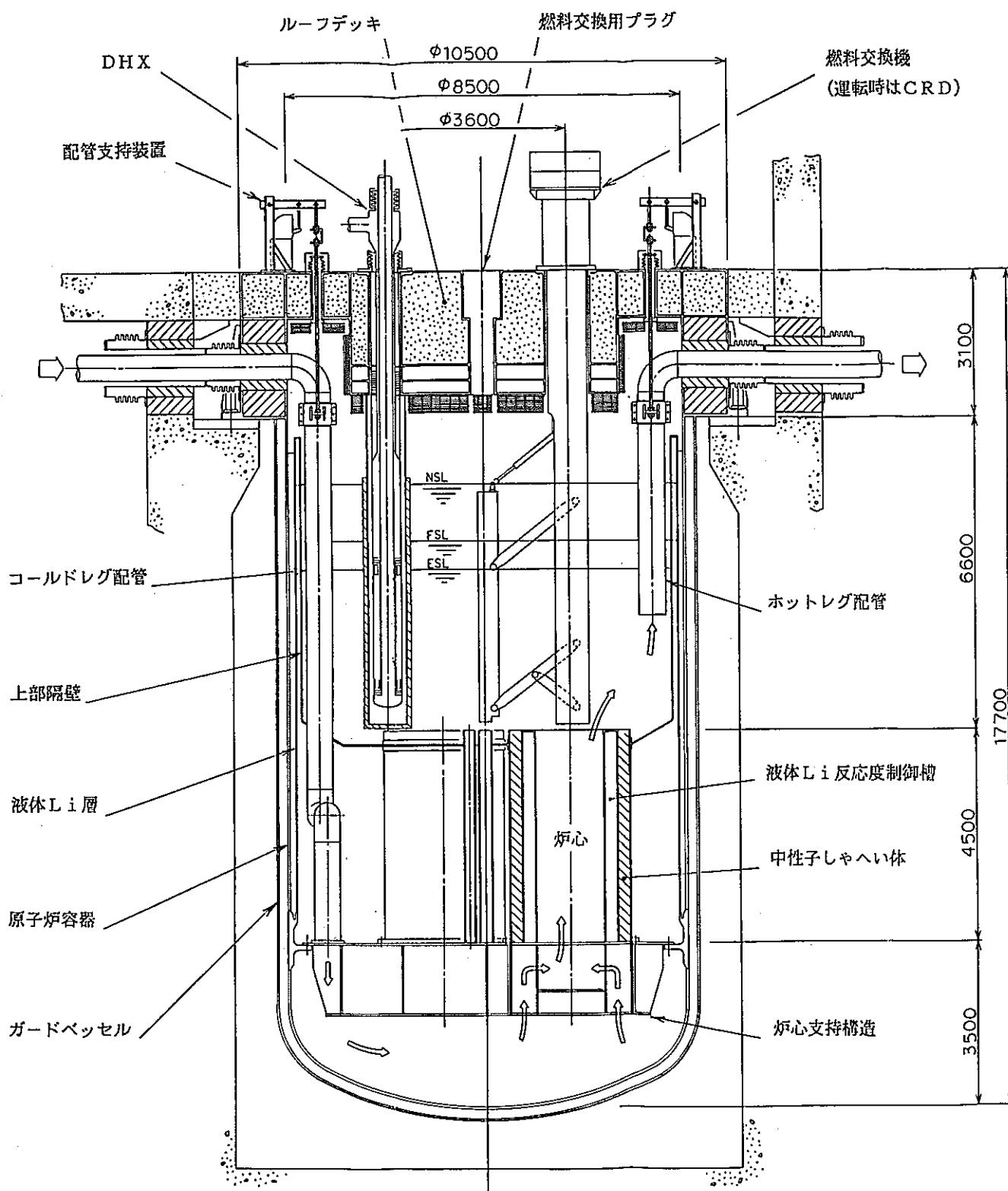


図5.1-5 原子炉構造概念図

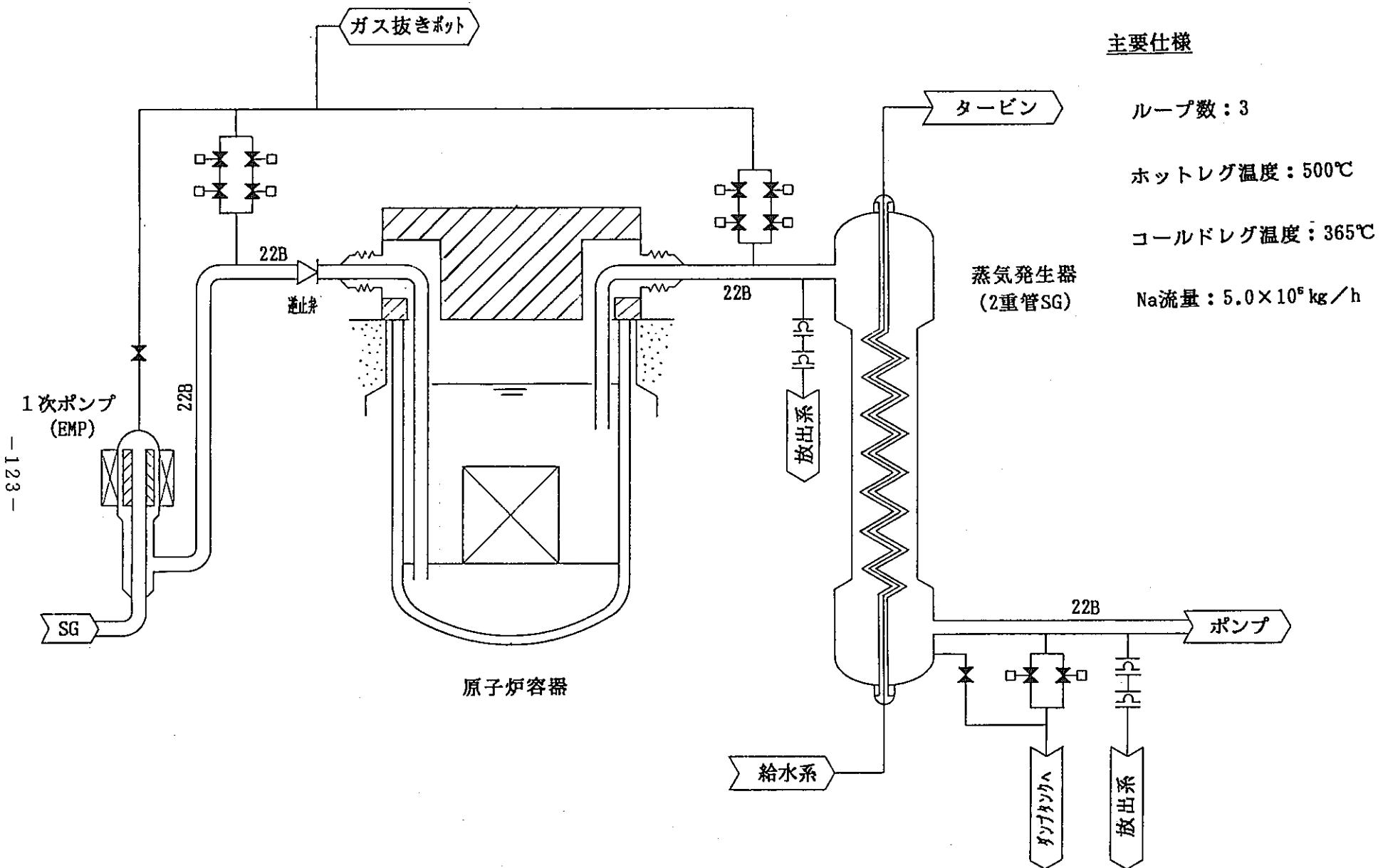


図5.1-6 1次主冷却系系統構成

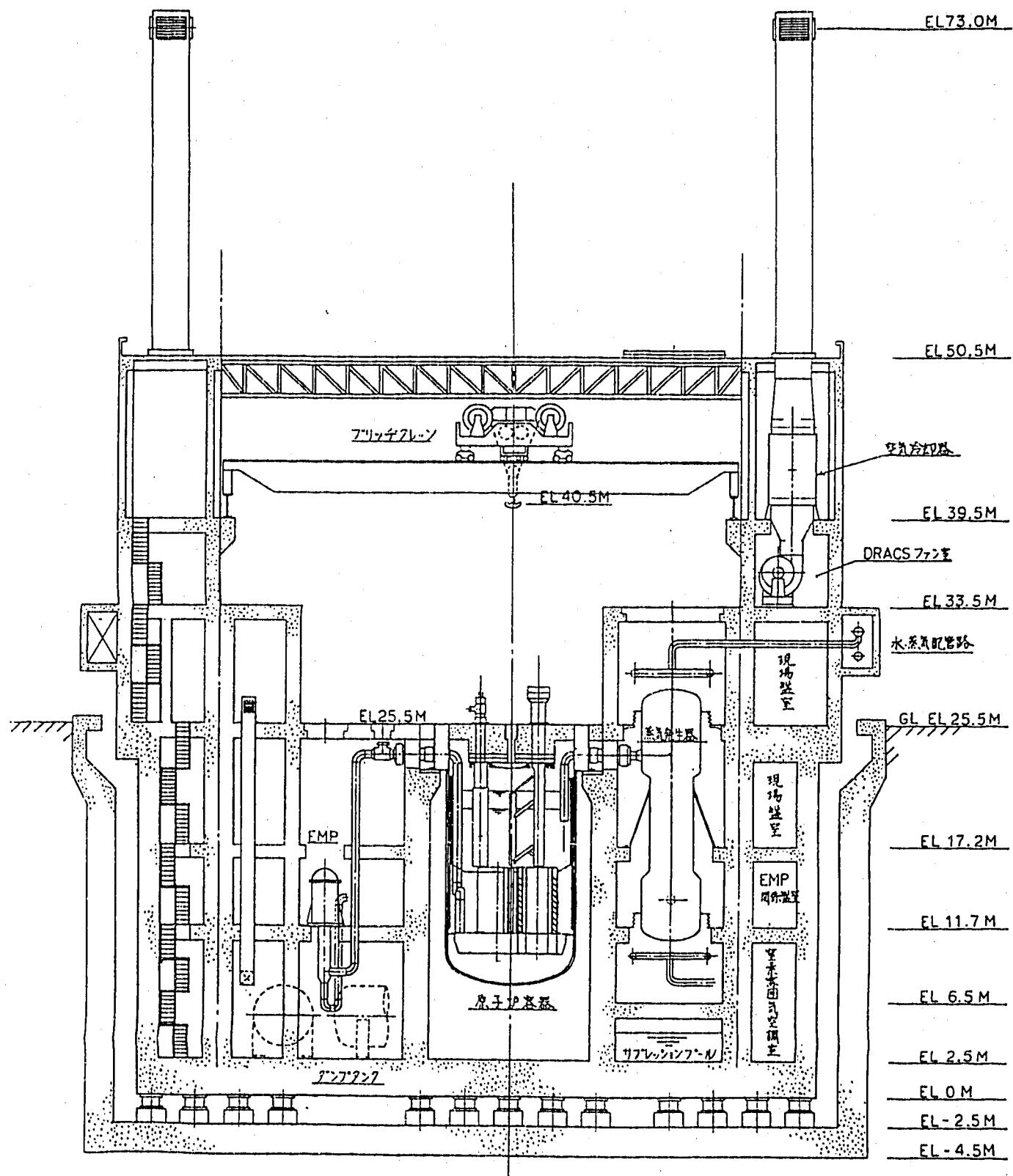
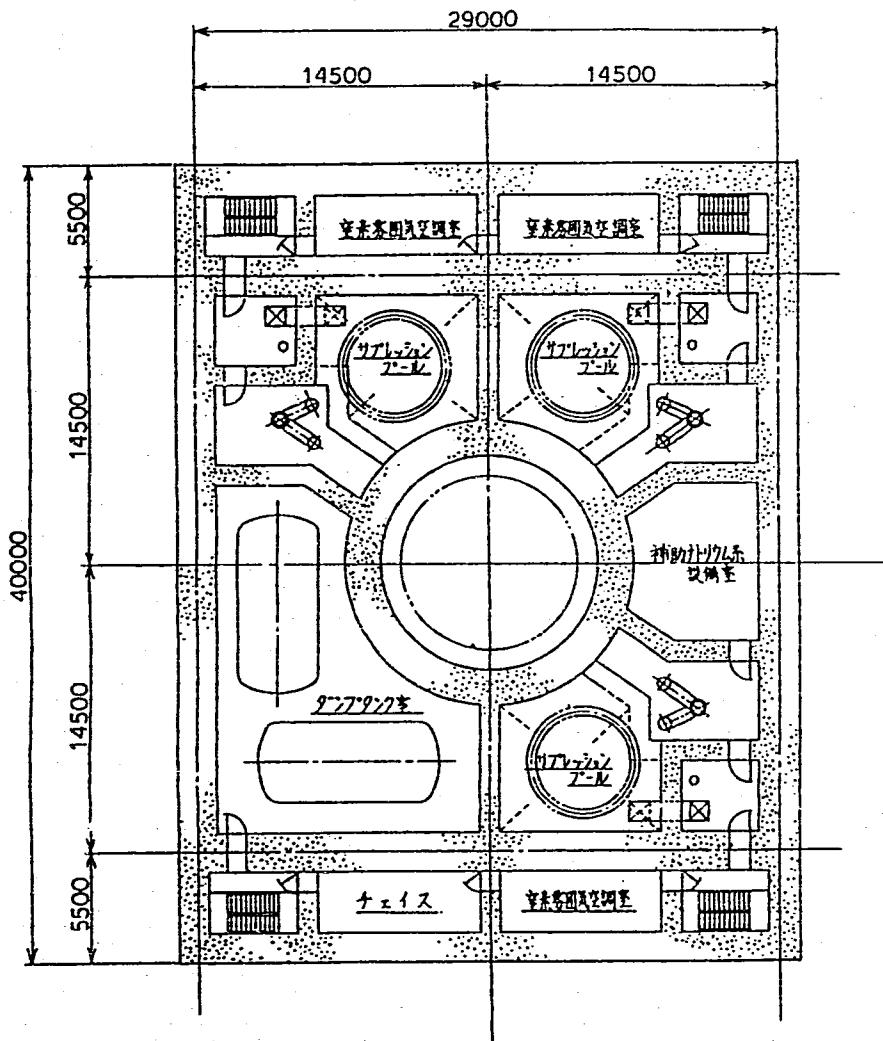
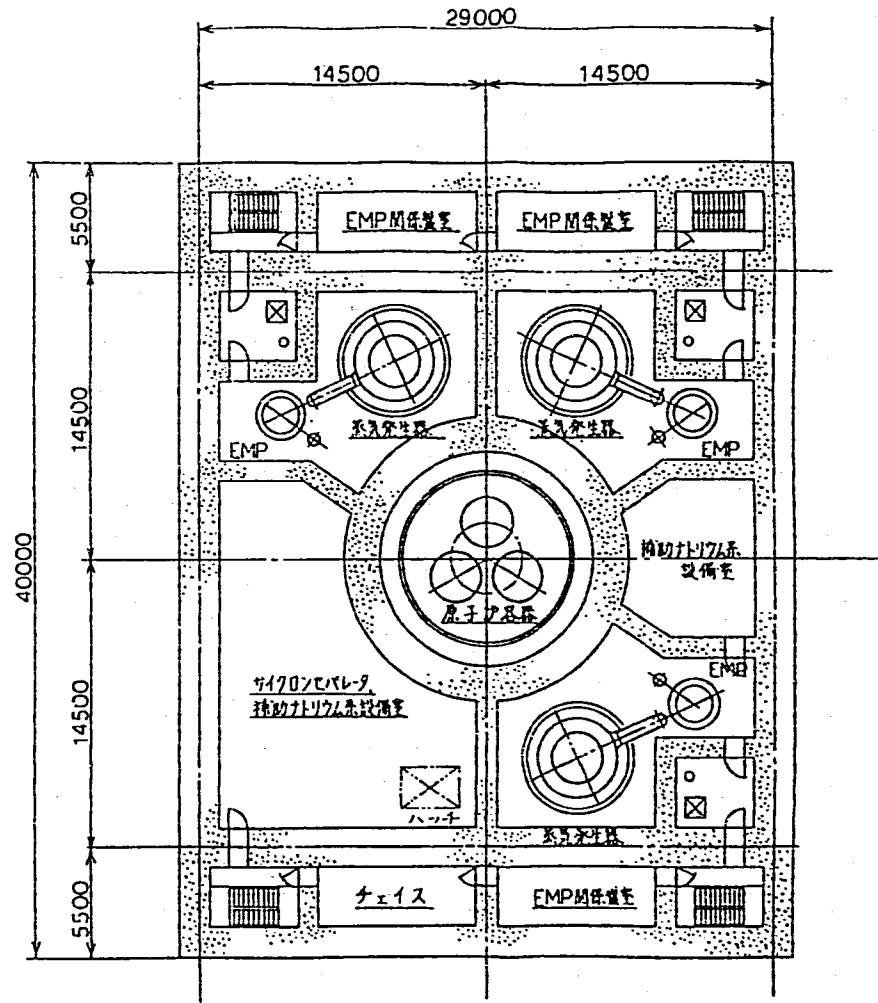


図5.1-7 原子炉建屋立面図



EL 6.5M



EL11.7M

図5.1-8 原子炉建屋平面図(1)

-126-

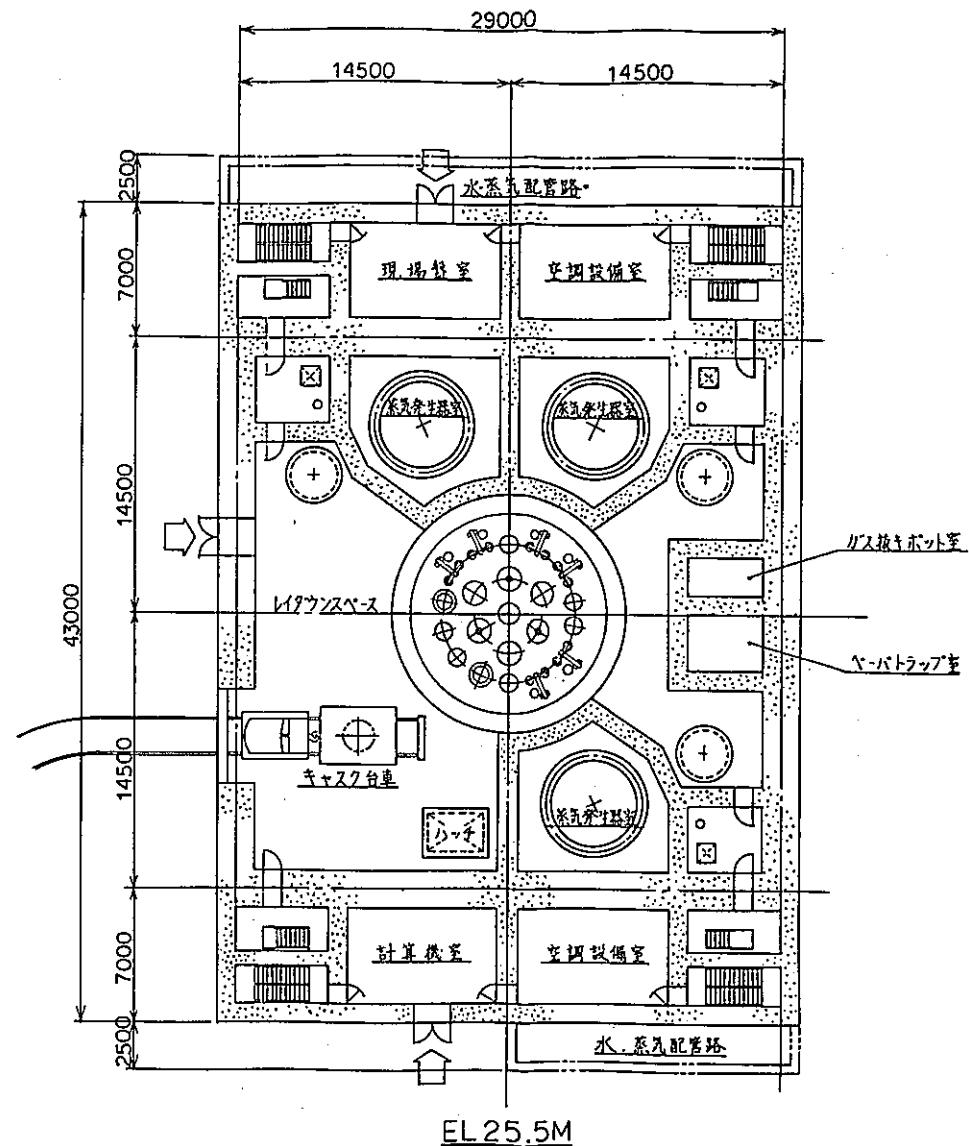
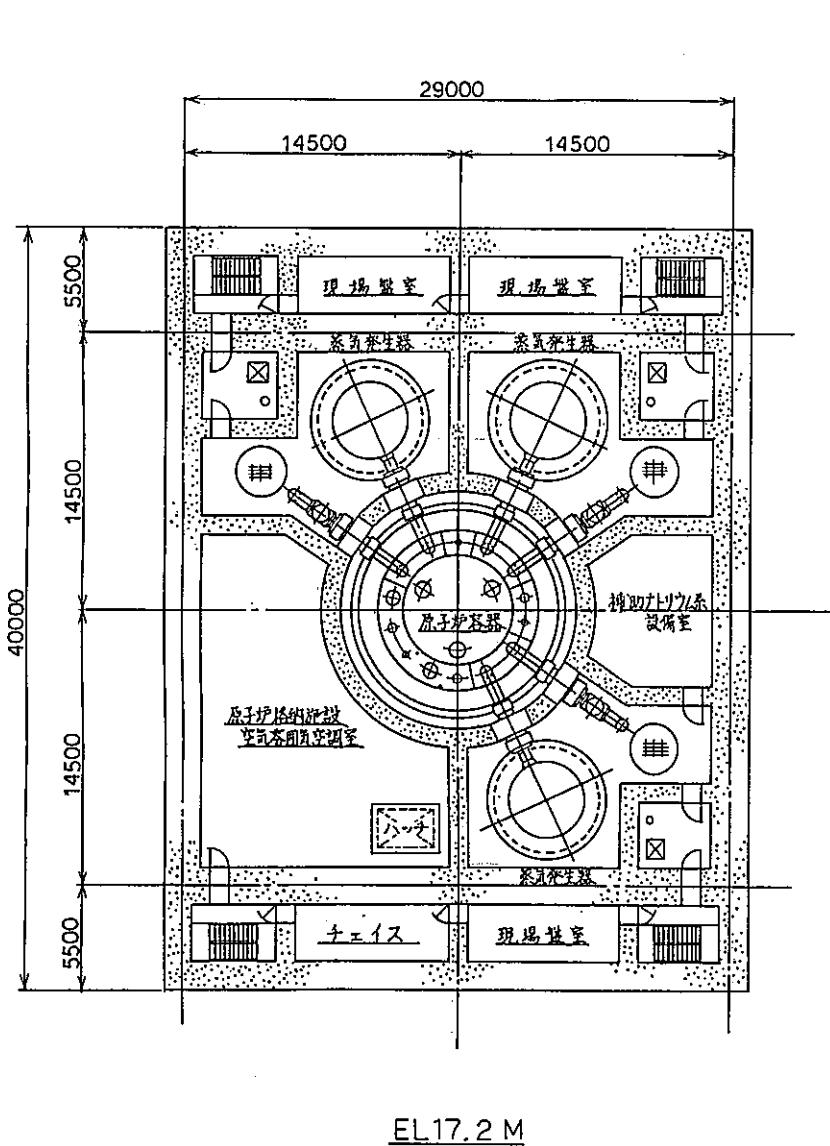


図5.1-9 原子炉建屋平面図(2)

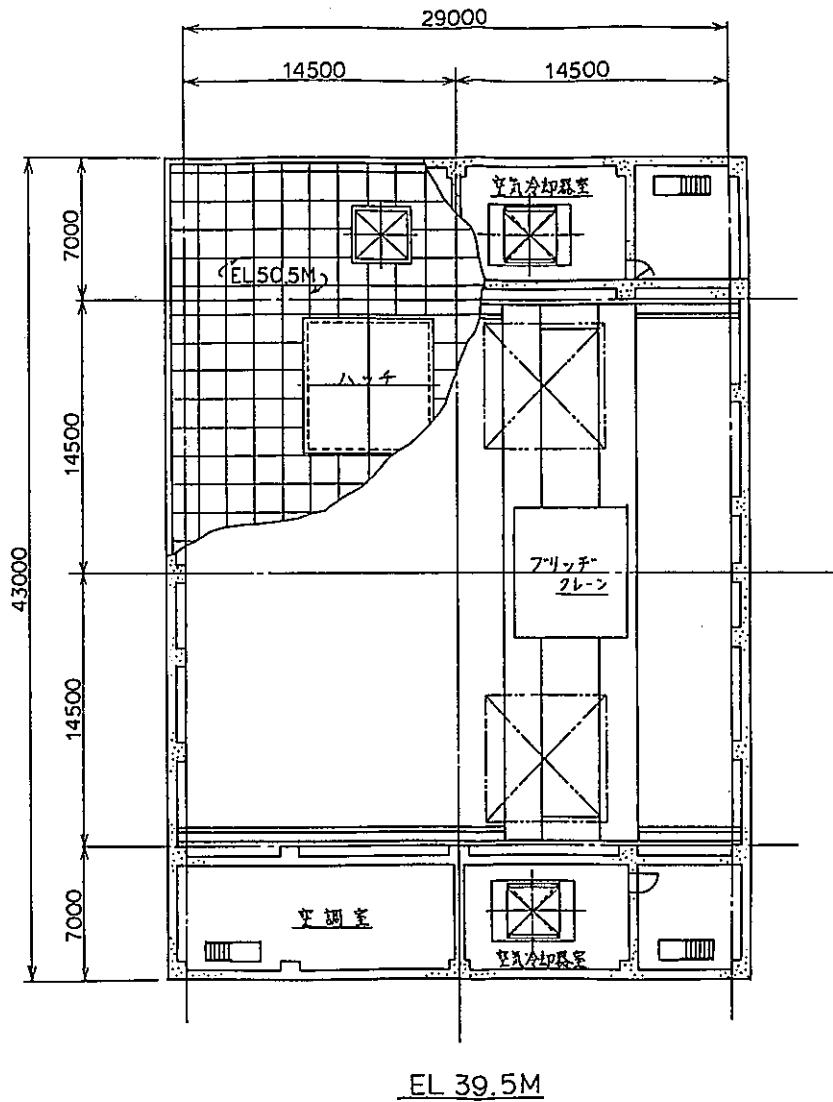
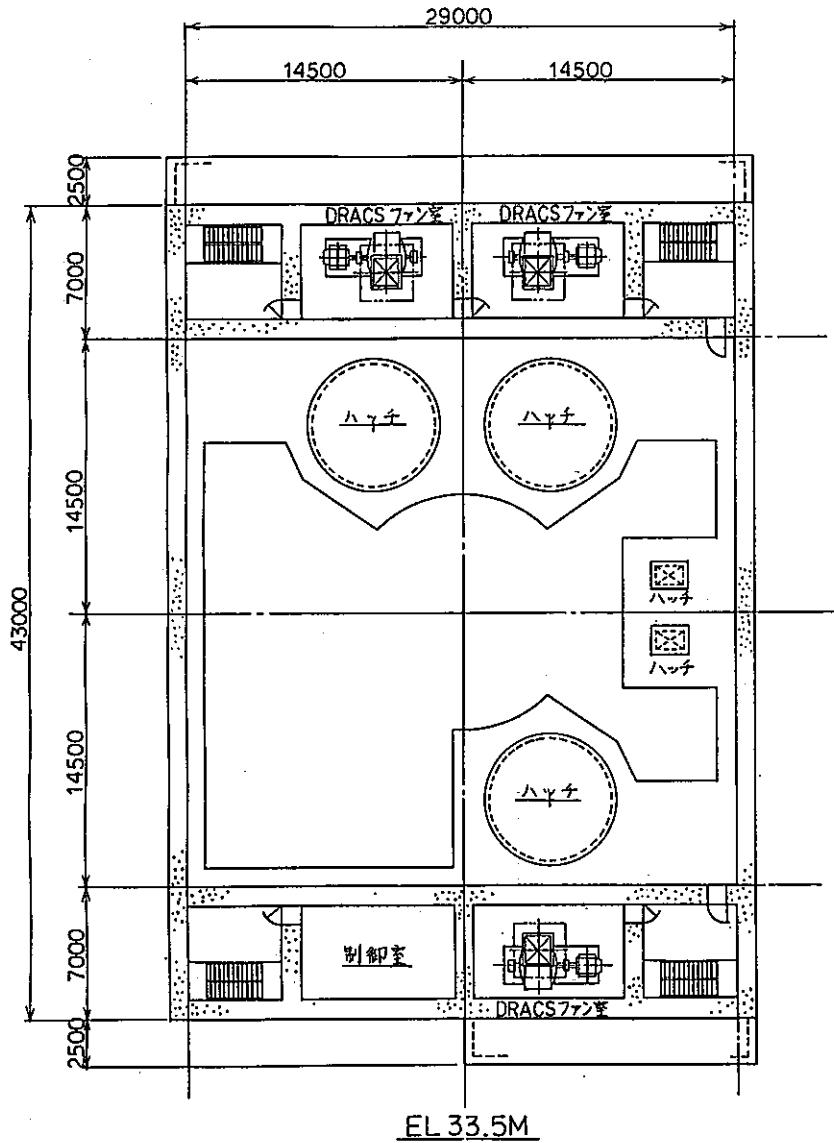


図5.1-10 原子炉建屋平面図(3)

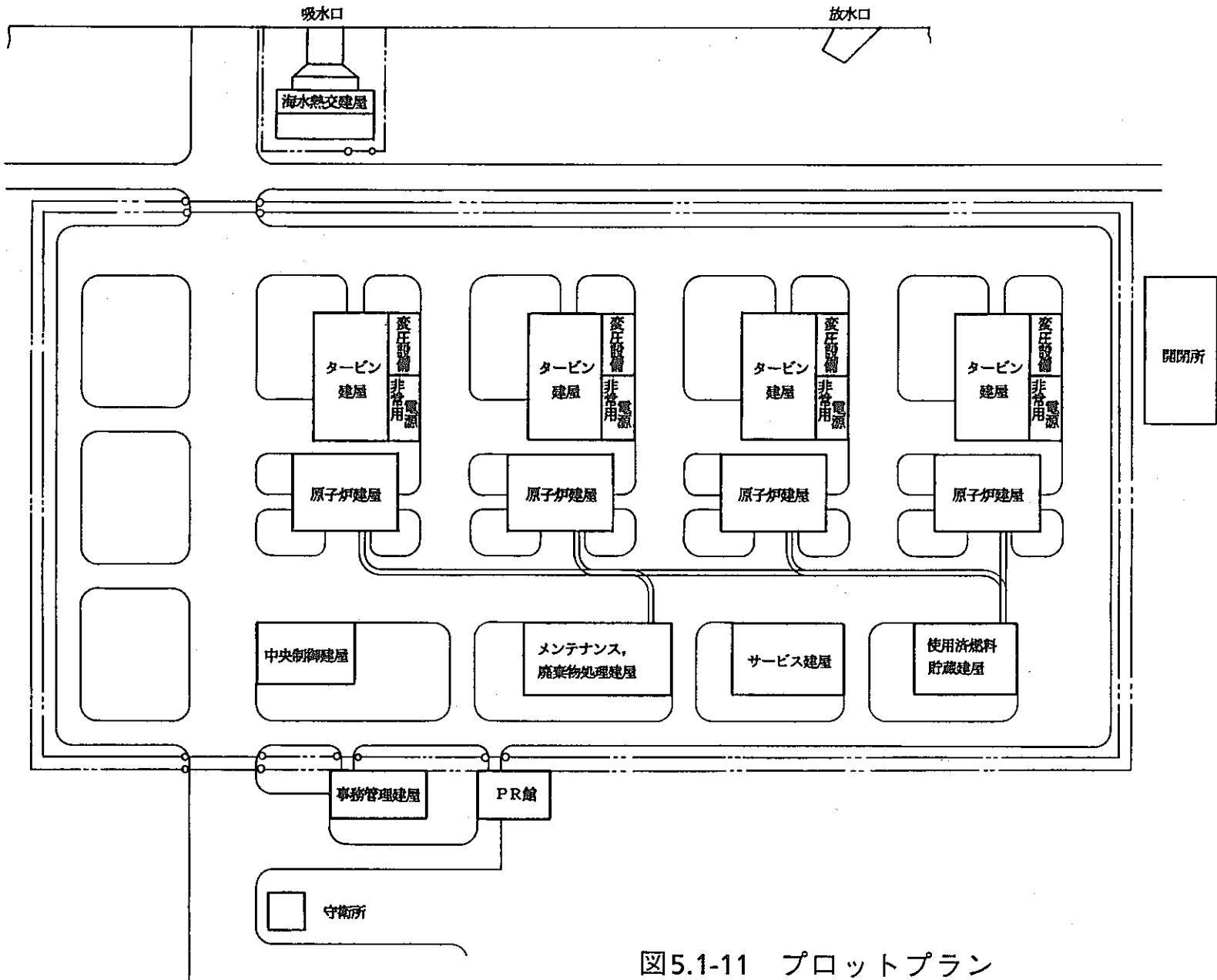


図5.1-11 プロットプラン

## 5.2 炉心

炉心は、約10万kWe相当の炉心モジュールを3個並べた炉心とすることとした。ここでは、反応度制御系・原子炉停止系である液体リチウム制御系の概念検討、及び、3個炉心モジュール間の核的結合及び熱的結合に対する考察を行なう。

### 5.2.1 炉心基本寸法及び炉心特性

検討の初期条件として与えた炉心基本寸法を図5.2-1に示す。炉心部直径 $1.5m\phi$ 、その外側に25cm幅の液体リチウム層、更に、その外側に30cm幅の反射体(SUS)があり、全体で直径 $2.6m\phi$ 、高さ4.5mである。炉心中心には固体吸収体挿入用のスペースがある。これは、本炉心を利用した10万kWeプラントの場合において、炉心一括燃料交換の場合の未臨界保持用の固体吸収体を入れるスペースである。ただし、本プラントでは、燃料交換は炉心一括とせず、燃料集合体1体ごとに行うこととするため、このスペースは、バックアップの制御棒挿入スペースとして利用することとした。

### 5.2.2 反応度制御系・原子炉停止系(液体リチウム制御系)の検討

#### (1)基本方針及び要求

図5.2-2に、反応度制御系・原子炉停止系である液体リチウム制御系の基本方針及び要求条件を示す。液体リチウム制御系は、通常の制御棒による反応度制御ではなく、中性子吸収材である液体リチウムを炉心周囲におき、その液位制御で反応度制御を行うものである。図に示すように、原子炉停止時にはリチウム液面は上端付近まで上がり、運転時には下げる必要がある。この基本方針に対応する液体リチウム系概念を設計するために、液位制御方法及び液体リチウム収納槽を検討した。

また、炉心中央には固体吸収挿入スペースがあることから、原子炉停止系に多様性を持たせ、かつ、液体リチウム系という革新的概念に対するバックアップとして、炉心中心に制御棒の設置を考えることとする。制御棒駆動機構設置孔は、燃料交換時には、燃料交換機設置スペースとして利用することとする。

#### (2)液体リチウム層液位制御方法

表5.2-1に、液体リチウム制御方法に関する各種案及びその選定を示す。炉心槽内の液体リチウム層と、液体リチウム収納槽の両ガス空間のどちらを圧力制御するかという観点から3種類のケースを示した。結果として、圧力制御系が簡素で、圧力作動に対してスクラムが保守側となり、かつ、Na・水反応時のカバーガス圧力増加を利用してスクラムが可能となる方法

とし、炉心側を圧力制御し、他方を原子炉カバーガスに解放する案を採用した。選定した概念を図5.2-3に示す。プラント運転時には、炉心側リチウム層を約1.5atg程に加圧し、スクラム時には、圧力制御系を原子炉カバーガスに連通させるという単純なスクラム方法とした。また、停止時に炉心側リチウム液位が高くなりすぎないように、リチウムインベントリをあらかじめ調整しておくこととした。

一方、液体リチウム収納槽の概念を表5.2-2に示す。液体リチウム貯蔵方法として、炉壁内側のアニュラス層内貯蔵方法と、分割タンク方法を検討したが、表中に示すように、原子炉容器へのインパクトの小さい前者を選定することとした。

Na-水反応による原子炉停止概念の検討を図5.2-4に示す。Na-水反応時の準定常圧力による原子炉カバーガス圧力増大により、液体リチウムは炉心側に押し込まれ自動的にスクラムする。(ステップ-1) この後、SGのラプチャーディスクが破裂した後は、原子炉カバーガス圧力は低下するが、この時には、SGラプチャーディスク破裂によるインターロック作動により、液体リチウム圧力制御系の原子炉カバーガスとの連通弁が解放されスクラムは保持される。(ステップ-2) また、このステップ-2の代案として、圧力制御系連通ラインにラプラチャーディスクを設置して、これを破裂させてスクラムを保持することも考えられる。(ステップ-2の代案)

### (3)課題

- ①中性子照射によるリチウム層壁の材料劣化
- ②液体リチウムによる材料腐食
- ③液体リチウムの特性変化及び純度管理
- ④液体リチウム液位制御方法及び制御特性の具体化

液体リチウム液位制御に対する要求事項を炉心運転方法に合わせて具体化し、制御方法の具体化及び制御特性の評価を行う必要がある。

#### ⑤許認可性及び炉心計装

- ・液体リチウム制御系の信頼性とバックアップ制御棒等による多重性・多様性
- ・炉心出口温度計装削除の許認可性
- ・中性子計装の成立性、具体化

これらの内、①～③については、§4.4.3で検討した。

## 5.2.3 3炉心化に伴う核的結合について

### (1)通常運転時

3炉心の相対的位置関係は図5.3-1に示す。それぞれの炉心は周囲を25cmの液体リチウム層で囲まれ、その周囲を30cmのSUS反射体で囲まれた構成となっている。また炉心間は特に定めていないが炉心槽の間はNa、あるいは遮蔽体とすることが可能である。

#### ①炉心槽の間をNaとする場合

炉心の全中性子束レベルはSUS反射体(30cm)により1/5程度に低下する。また、炉心槽間の最も短い距離の約50cmのNaによって全中性子束は1/3程度低下する。よって、ある炉心外周から隣接の炉心外周に到達するまでに全中性子束は約1/75(~0.13)に低下する。また、炉心中心間としてはさらに距離が増大するため全中性子束の隣接炉心間の影響は約1/100以下となり影響は小さい。

#### ②炉心槽の間をSUS遮蔽体とする場合

隣接炉心までのSUS遮蔽層の厚さは約1.1mとなるが、この場合全中性子束の低下は1/1000程度となり炉心間の核的結合は無視できる。

#### (2)Naボイド反応度に関して

(i)に示したように通常運転時で炉心槽間をNaとする場合でも隣接炉心までの全中性子束の低下は最も近い位置で約1/75程度でありNaボイド反応度への影響は小さいと考えられる。さらに炉心間の核的独立性を保つために、炉心槽間にSUS遮蔽体を設置できる。

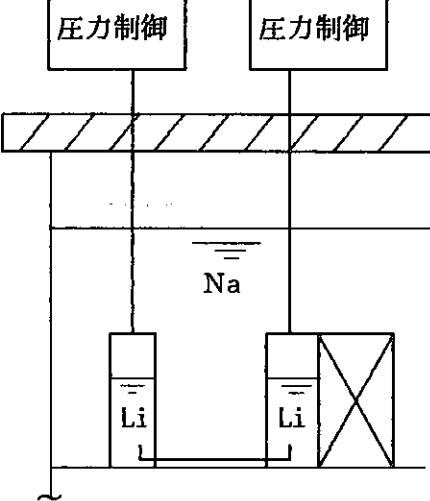
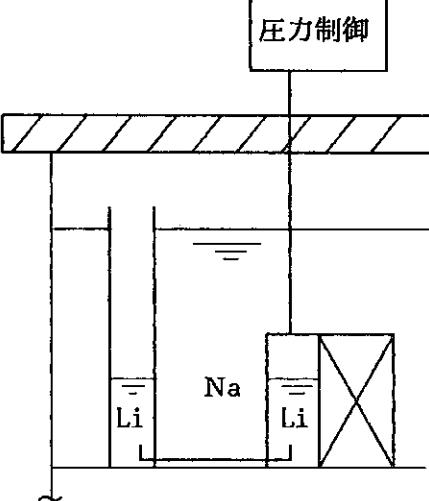
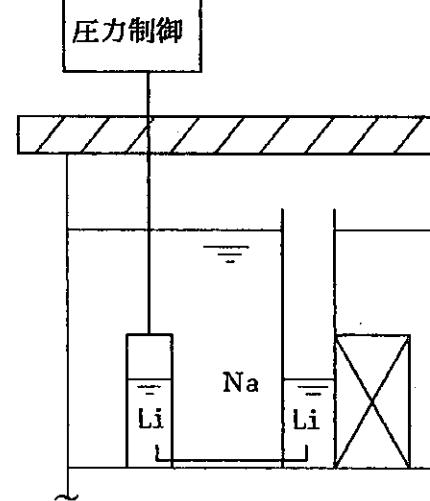
#### 5.2.4 3炉心化に伴う熱的結合について

3個の炉心を炉内に設置するためには、熱的バランスが重要である。

各炉心に流入する冷却材流量・温度の平坦化に関しては、3ループから送られたナトリウムが極力良く混合して流入させる必要がある。このため、原子炉下部プレナムは、3炉心共有のか下部プレナムとして、鏡板一体の高圧プレナムとした。

ホットプレナムの温度平坦化に関しては、各炉心における燃焼度の相違によって、各炉心出口温度に差が生じてしまう可能性がある。従って、各炉心における液体リチウム液位制御系は独立として、それぞれ中性子検出器等により制御できる等のシステムとしておくことが必要と考える。各炉心の燃料交換運用の具体化、炉心特性の具体化等を踏まえて検討を行っていく必要がある。

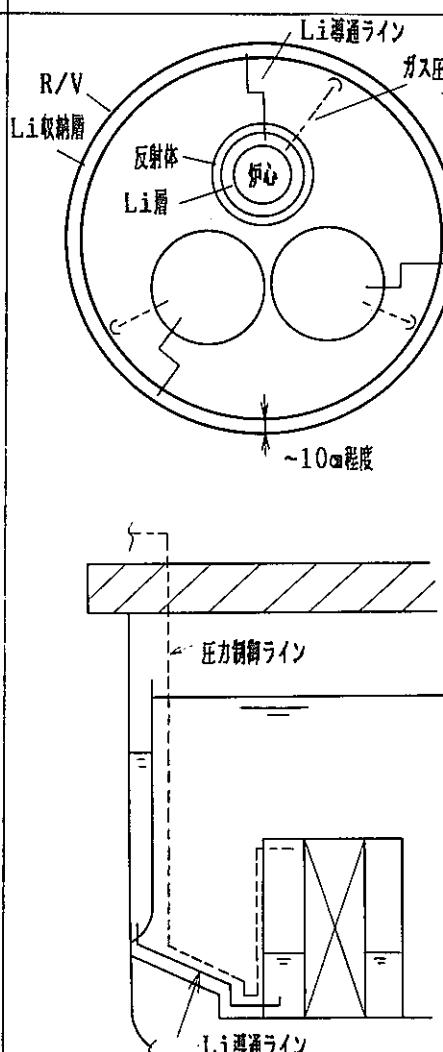
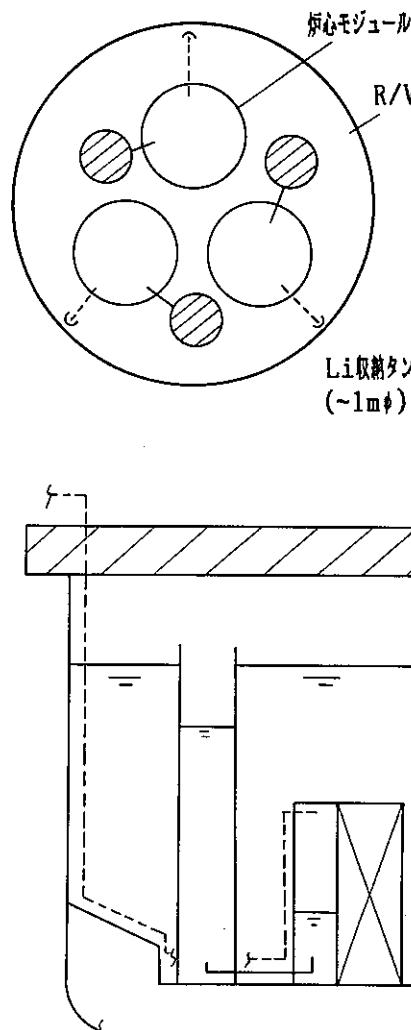
表5.2-1 液体リチウム層液位制御方法の検討

	両側圧力制御	炉心側圧力制御・他方開放	炉心側開放・他方圧力制御
概念			
特徴・課題	<ul style="list-style-type: none"> <li>・圧力制御系が両側にあり複雑</li> <li>・制御系異常による故障ポテンシャル大</li> <li>・Na・水反応による受動的炉停止機能を持たせ難い</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・圧力制御系が片側のみで良い</li> <li>・出力時、炉心側を加圧して押し下げる</li> <li>・スクラム時、圧力を抜く方向となり、保守的挙動となる</li> <li>・Na・水反応によるカバーガス圧力増加でLi液位を押し上げる方向となり保守的</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・圧力制御系が片側のみで良い</li> <li>・スクラム時、Li収納設備側を加圧して押し下げる</li> <li>・スクラム方法に加圧が必要となる。</li> <li>・Na・水反応によるカバーガス圧力増加でLi液位を押し上げる方向となる</li> </ul>

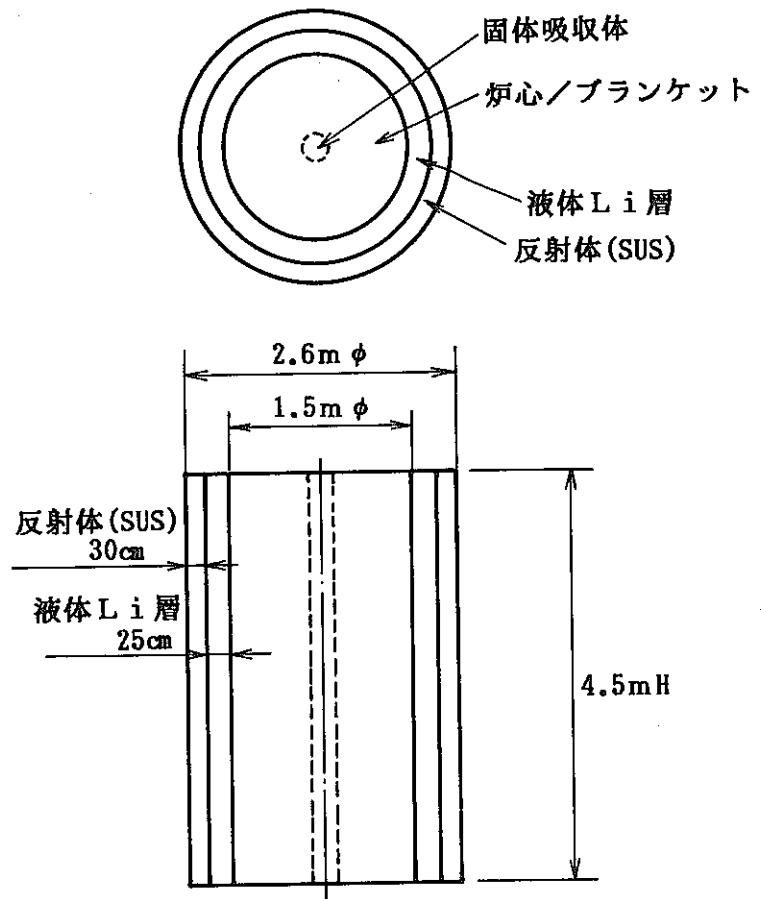
選定



表5.2-2 液体リチウム収納設備の概念

	炉壁設置方式	分割タンク方式
概念		
特徴・課題	<ul style="list-style-type: none"> <li>幅10cm程度のLi層を炉壁内側に設置</li> <li>炉容器径へのインパクト小</li> <li>3基の炉心に対してLi収納設備を共有できる</li> <li>炉容器肉厚温度分布の緩和が期待でき、炉壁熱保護機能を持たせる</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>直径1m程度のLiタンクを3基、炉心間に設置</li> <li>1次主配管、DHX等の設置スペースを考えると炉容器径へのインパクト大</li> <li>3基の炉心に対して、Li収納設備が独立</li> </ul>

選定

1 炉心モジュール (100MW<sub>e</sub>)3 炉心モジュール (300MW<sub>e</sub>)

100MW<sub>e</sub>用に設計された炉心モジュールをそのまま  
3個炉内に設置して、300MW<sub>e</sub>用プラントの炉心とする。

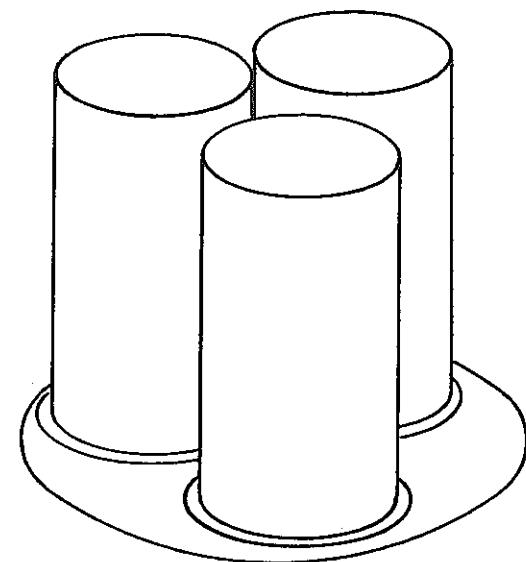


図5.2-1 炉心基本寸法

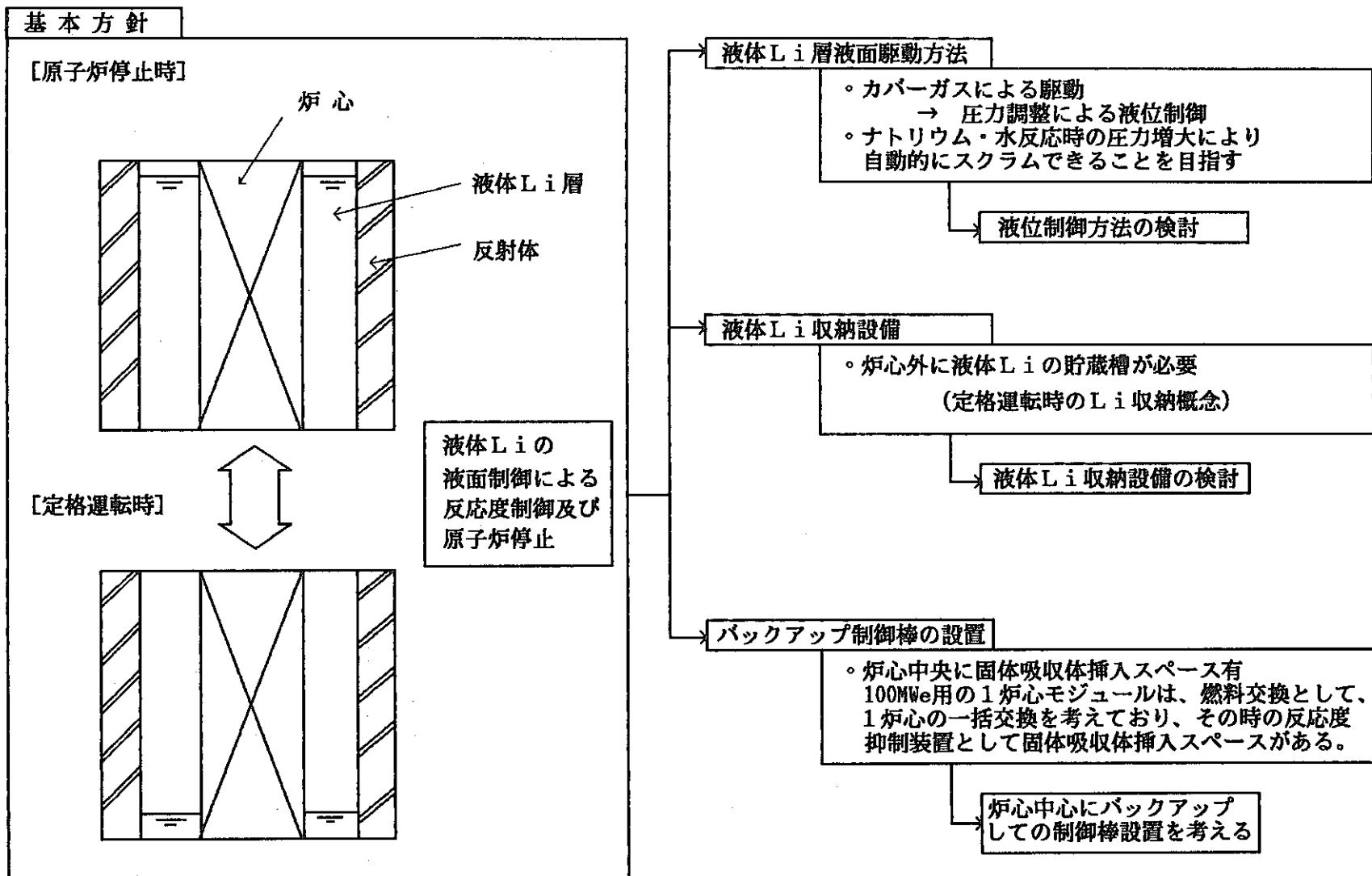


図5.2-2 液体リチウム制御系の基本方針及び要求条件

$\text{Li}$  収納設備は炉内へ  
設置し、カバーガス層へ開放



出力運転時には、炉心側  $\text{Li}$  層 ←———— 壓力制御系の圧力喪失に対して  
をガス加圧して、 $\text{Li}$  液面を押 炉停止の方向とする  
し下げる方法

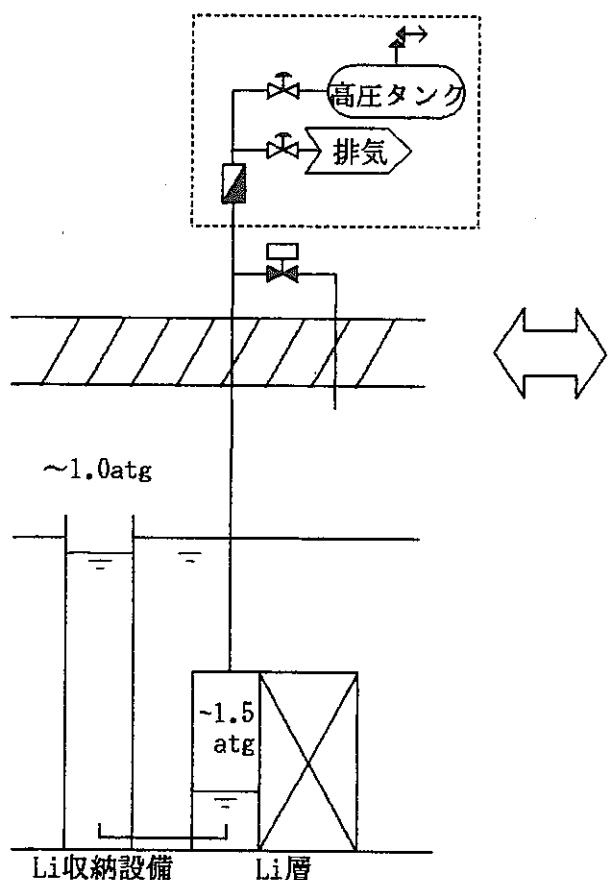


緊急スクラム時には、圧力制御 ←———— 単純なスクラム方法  
系を原子炉カバーガスに導通さ  
せる方法とする



炉心側  $\text{Li}$  層の液位が高くなりすぎないように ←————  $\text{Li}$  インベントリバランス  
炉停止時の  $\text{Li}$  液位が同レベルとなるよう  
 $\text{Li}$  保有量とする

[出力運転時]



[スクラム時]

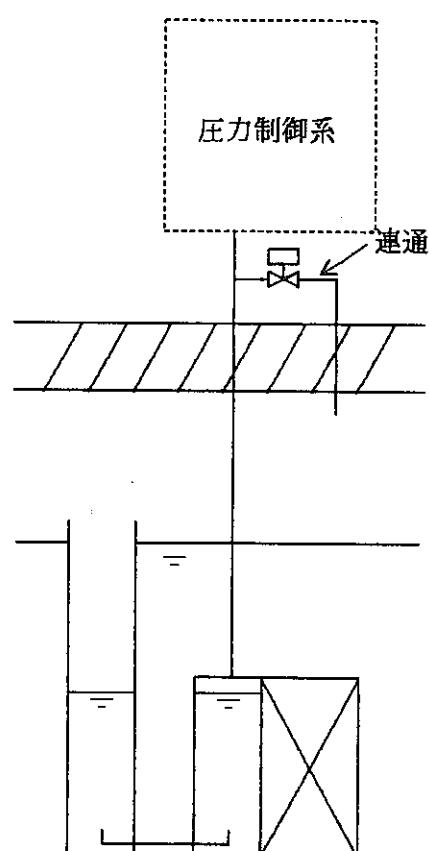


図5.2-3 リチウム液位制御方法の概念

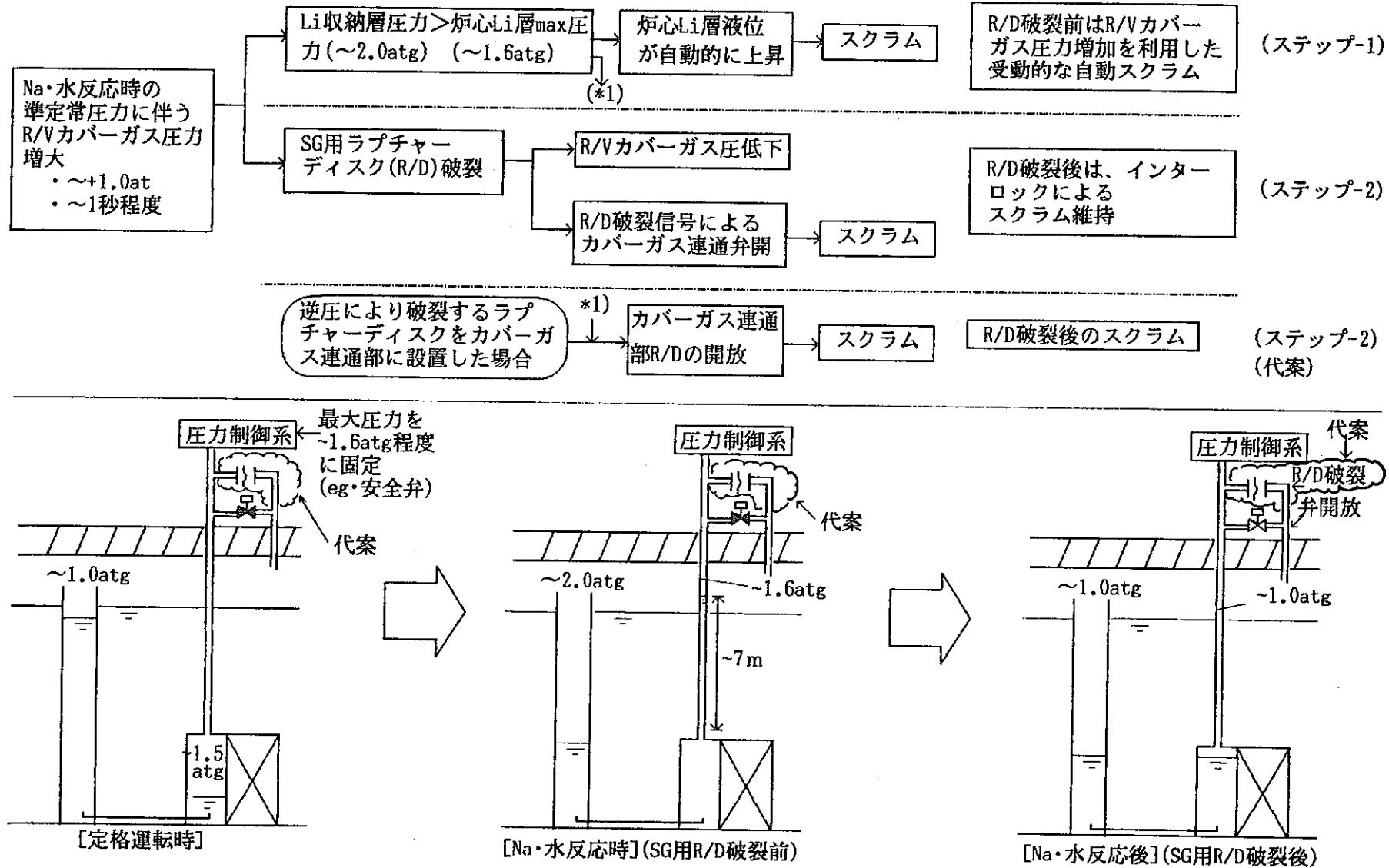


図5.2-4 Na-水反応による原子炉停止概念

### 5.3 原子炉構造

#### 5.3.1 検討条件

原子炉構造の検討は、まず、炉心位置及び崩壊熱除去系熱交換器(DHX)位置を決定した。次に、1次系であるSG及びポンプ配置を考慮して1次主配管位置を決定した。最後にその他の設備の配置及び構造概念を検討して、原子炉容器径を決定すると共に概念図を作成した。

表5.3-1に、原子炉容器内に設置すべき設備とその概略寸法を条件として示す。

#### 5.3.2 炉心及びDHX位置の決定

図5.3-1に、炉心及びDHX位置の設定とその考え方を示す。各炉心は正三角形配置として、炉心槽間ギャップは約500mmと設定した。次に炉心槽間スペースの有効利用を図るため、中心には燃料中継槽、炉心槽間にはDHXを設置することとした。

#### 5.3.3 炉内配管配置の検討

次に、ホットレグ(H/L)配管及びコールドレグ(C/L)配管の炉内配置について検討した。検討フローを図5.3-2に示す。主要なパラメータとして、建屋との整合性に関して建屋に対するH/L配管の方向と、原子炉容器内コンパクト化に関してC/L配管を原子炉容器内で曲げるか否かに着目した。この結果、原子炉容器内配置はケース1からケース4の4ケースと、1次系配置はケース1とケース2に対応するケースAと、ケース3とケース4に対応するケースBについて検討した。

ケース1からケース4の原子炉容器内配置検討結果を図5.3-3~6に示す。ケース1の原子炉容器径は $8.7m\phi$ 、その他は $8.5m\phi$ となった。これは、ケース1の原子炉容器径は炉心槽～C/L配管～原子炉容器の関係がクリティカルとなり、ケース2及び3の原子炉容器径は炉心槽～H/L配管～原子炉容器の関係がクリティカルとなっている為である。前者の寸法根拠を図5.3-7、後者の寸法根拠を図5.3-8に示す。

ケースAとケースBの1次系配置検討結果を、それぞれ、図5.3-9及び図5.3-10に示す。ケースAでは、残りスペースが統合されているが、ケースBでは分散されている。

以上を整理した結果を表5.3-2に示す。ケース1からケース4を比較した結果、原子炉容器が小さく、配置上のスペースの裕度が大きいと考えられるケース2を選択することとした。原子炉容器径は $8.5m\phi$ とし、コールドレグ配管は原子炉容器径設定上のクリティカル要因とならないように、原子炉容器内においてエルボを設け曲げている。

### 5.3.4 原子炉構造概念の設定

以上の原子炉容器内配置検討を基に、原子炉構造概念を設定した。

原子炉容器高さの設定に関し、液位関係は表5.3-3に示すように設定した。

燃料交換時液位FsLは、ラッパ管削除型燃料集合体であることから、集合体頂部が液面上に露出しても良いため、炉心頂部+4mとした。ナトリウムインベントリ量から、定格時液位NsLとFsLの差は1.2mとした。EsLは、炉容器とガードベッセルのギャップを150mmとして、冷却材バウンダリ破損時の液位低下量からFsL-0.6mmとした。

原子炉構造概念立面図を図5.1-5に示す。原子炉容器径は8.5m、高さは17.7mである。3個の炉心を支持する炉心支持構造はボックス構造として、炉容器側部から突き出したフランジ上に設置することとした。炉心槽上からは上部隔壁を設置し、ホットプレナムとコールドプレナムの間に中間プレナムを設けた。また、炉容器壁内側には液体リチウム層を設け、ここで炉心槽内の液体リチウム液位変化量を吸収することとした。ホットレグ及びコールドレグ配管は、ルーフデッキ上部からのハンガーで支持し、ここにはスナッバも設け、上下方向の変位を吸収できるようにした。ホットプレナム内には、崩壊熱除去系のDHXを設置した。各炉心の中央上部には、プラント運転中は制御棒駆動機構(液体リチウム系に対するバックアップ)、燃料交換時には燃料交換機を設置することとした。原子炉容器中央には、燃料中継槽を設け、その上部のルーフデッキには燃料交換用プラグを設けた。ルーフデッキ配管出入口部には、カバーガスバウンダリを形成するペローズを設け、このバウンダリは冷却系室側のN<sub>2</sub>セルバウンダリに接続させることとした。これにより、遮蔽プラグ(ルーフデッキ)外周部外側は空気雰囲気とすることを可能とし、シール構造を容易とした。

図5.3-11に、原子炉容器内の平面図を示す。3個の炉心槽間の中心に、燃料交換時の炉内中継槽を設けた。その周囲には破損燃料ポットを配置した。炉心槽の外側周辺には、使用済燃料の炉内貯蔵槽を設け、使用済み燃料はここで崩壊熱減衰を行った後、炉容器から取り出すこととした。その他、炉内へはコールドトラップ1基、プラギング計1基、DN法FFDユニット3基、液面計案内管3基を配置した。図5.3-12に、遮蔽プラグ上面図を示す。

表5.3-1 原子炉容器内設備条件

名 称	員 数	概 略 尺 法	備 考
炉 心 槽	3	2.6 m $\phi$	
D H X	3	0.63 m $\phi$	
ホットレグ配管	3	22 B	
コールドレグ配管	3	22 B	
コールドトラップ	1	約 0.8 m $\phi$	
プラギング計	1	約 0.8 m $\phi$	
D N法 F F D ユニット	3	約 0.5 m $\phi$	
液 面 計	3	約 0.35 m $\phi$	

表5.3-2 原子炉容器内配管位置の検討結果

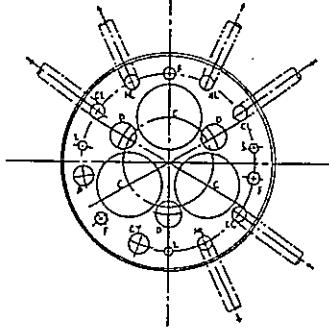
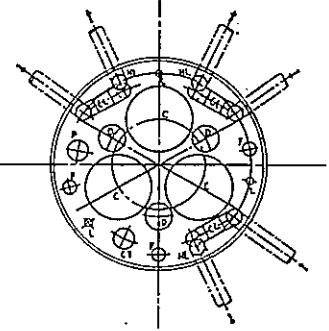
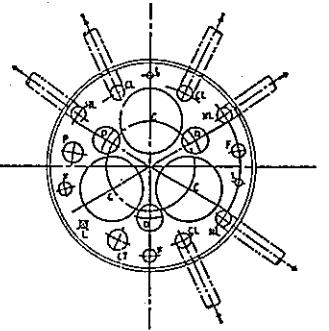
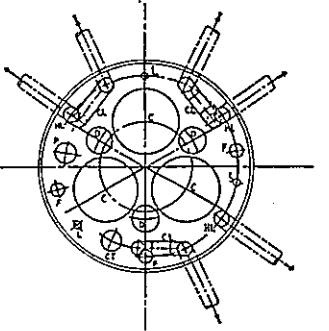
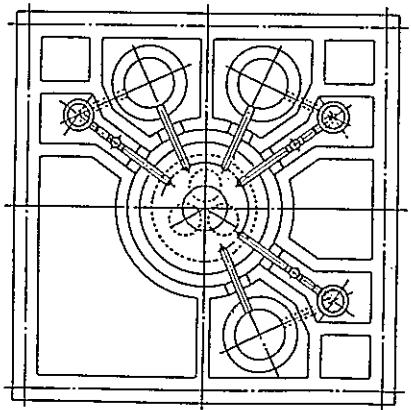
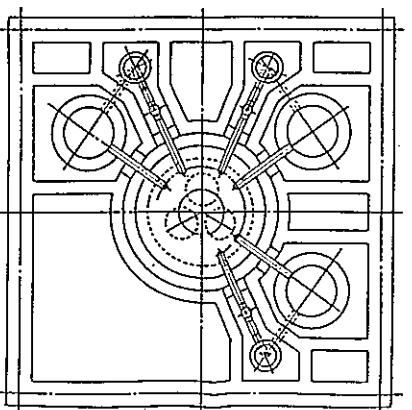
ケース No	ケース 1	ケース 2	ケース 3	ケース 4
H / L 配管方向		90° - 270° 側		0° - 180° 側
C / L 配管炉内エルボ	無	有	無	有
炉 内 配 置				
原子炉容器径	8.7 m $\phi$	8.5 m $\phi$	8.5 m $\phi$	8.5 m $\phi$
1 次系 配 置				
判 定	原子炉容器径が小さく、配管上のスペースの裕度が大きいと考えられるケース 2 を選択する。			

表5.3-3 原子炉容器液位の設定

① F s L ; ラッパ管削除型 → 燃料交換時、集合体頂部が液面上に露出することは許容できる  
 $\rightarrow \underline{F s L = 炉心頂部 + 4 m}$  と暫定

② ナトリウムインベントリ（定格運転時）；

原子炉容器 :  $650 \text{ m}^3$  ( $550 \text{ ton}$ )

S G :  $150 \text{ m}^3$  / 基 ( $130 \text{ ton}$  / 基)

配管 :  $14 \text{ m}^3$  / ループ ( $12 \text{ ton}$  / ループ)

合計 (全ループ) :  $1140 \text{ m}^3$  ( $980 \text{ ton}$ )

③ N s L - F s L ;

燃料交換時ナトリウム体積減少分 : 約  $70 \text{ m}^3$

↓

原子炉容器径 =  $8.5 \text{ m} \phi$

↓

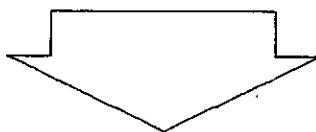
$N s L - F s L = 1.2 \text{ m}$

④ E s L ;

原子炉容器とガードベッセルのギャップ =  $150 \text{ mm}$

↓

原子炉容器破損時の液位低下量 =  $0.6 \text{ m}$



$$N s L = 炉心頂部 + 5.2 \text{ m}$$

$$F s L = N s L - 1.2 \text{ m}$$

$$E s L = F s L - 0.6 \text{ m}$$

1. 炉心槽は等間隔の正三角形配置



2. 炉心槽間ギャップは、据付フランジスペース等を考慮し約500mmと設定



3. 炉心槽間スペースの有効利用を図る



4. ① 中心に燃料中継槽設置  
(各炉心からの燃料中継のための  
FHMアーム長を短くするため)

② 炉心槽間にDHX設置

- ・3基ある設備
- ・比較的太径な設備を配置する
- ・配管はR/V胴に近い方が良い

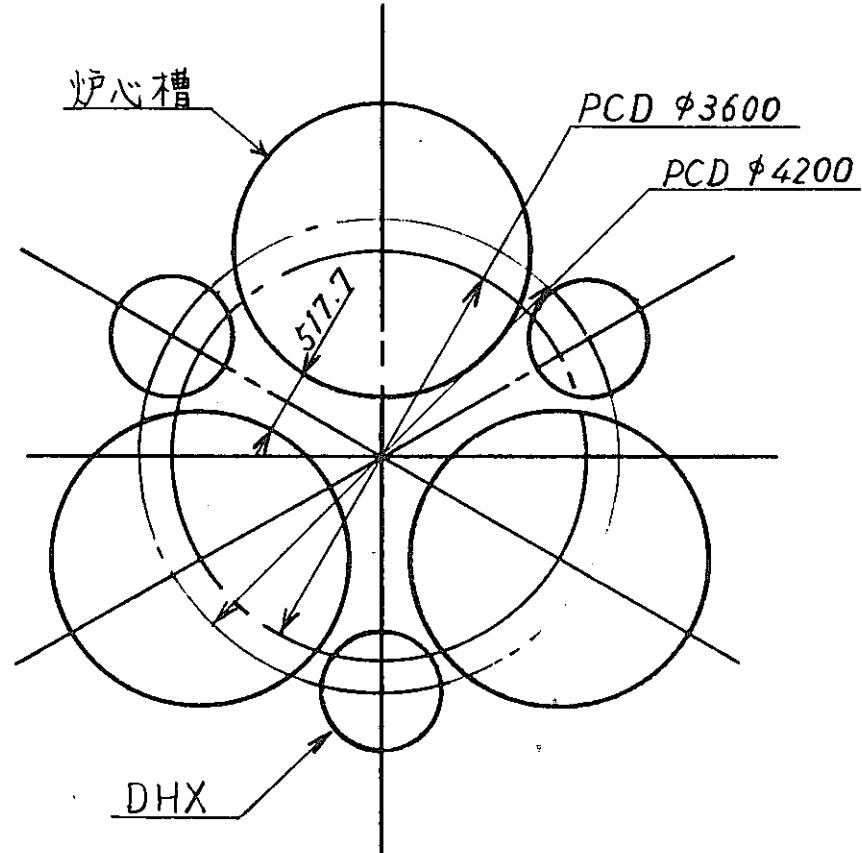
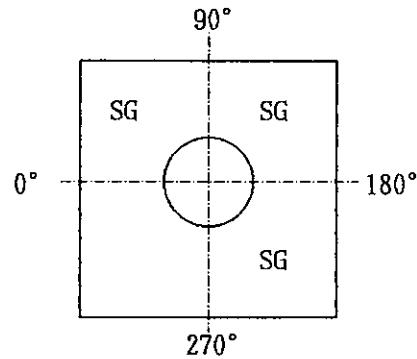


図5.3-1 炉心及びDHX位置

主要な観点
① 原子炉容器径を小さくする
② SG廻り配置・建屋の整合性



配管位置のサーベイ

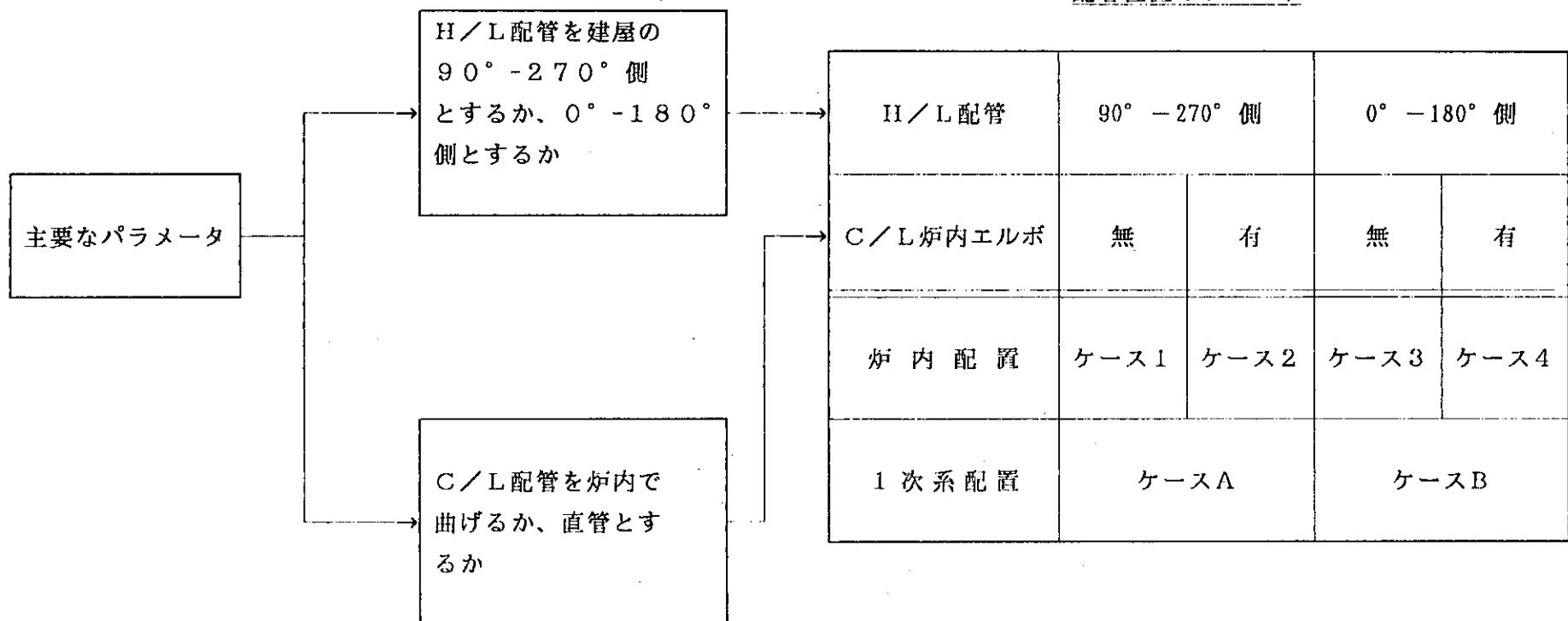
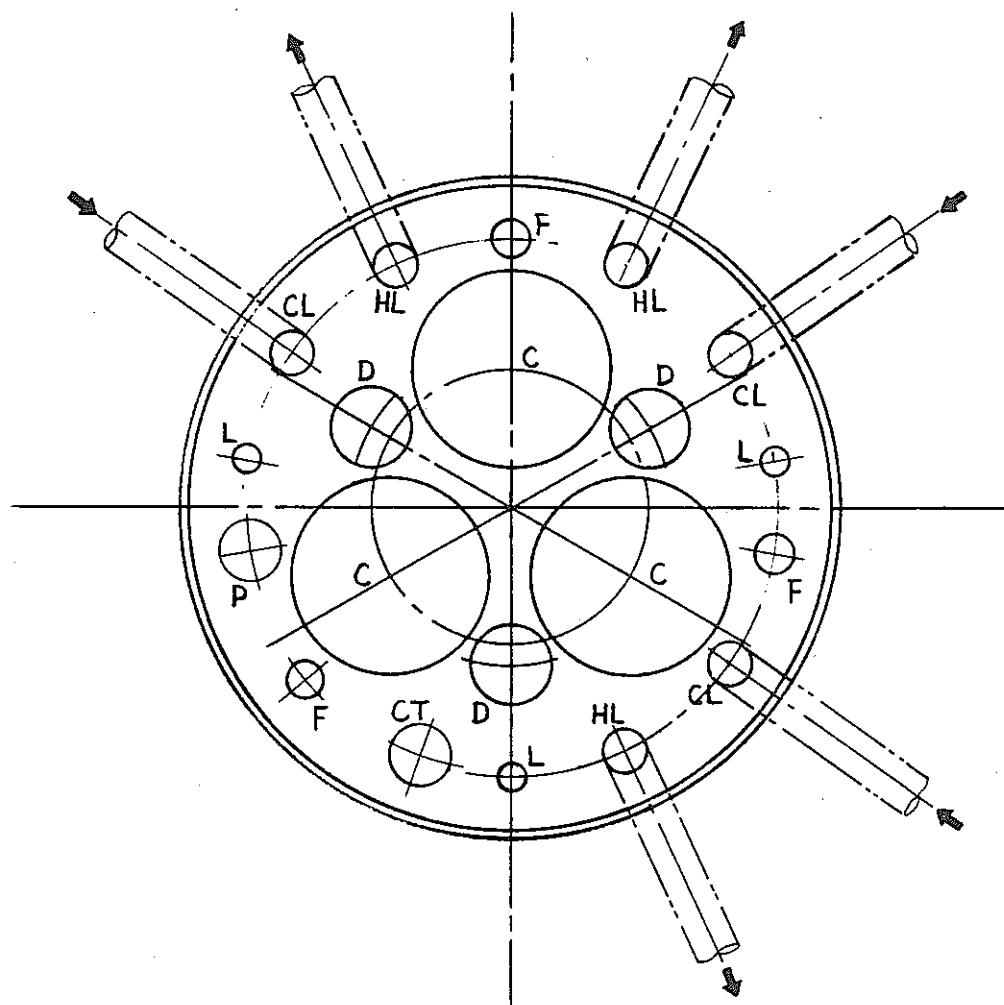


図5.3-2 炉内配管配置の検討フロー

C/L配管内エルボなし

HL : ホットレグ配管  
CL : コールドレグ配管  
C : 炉心槽  
D : DHX  
CT : コールドトラップ  
P : プラギング計  
F : DN法FFD  
L : 液面計

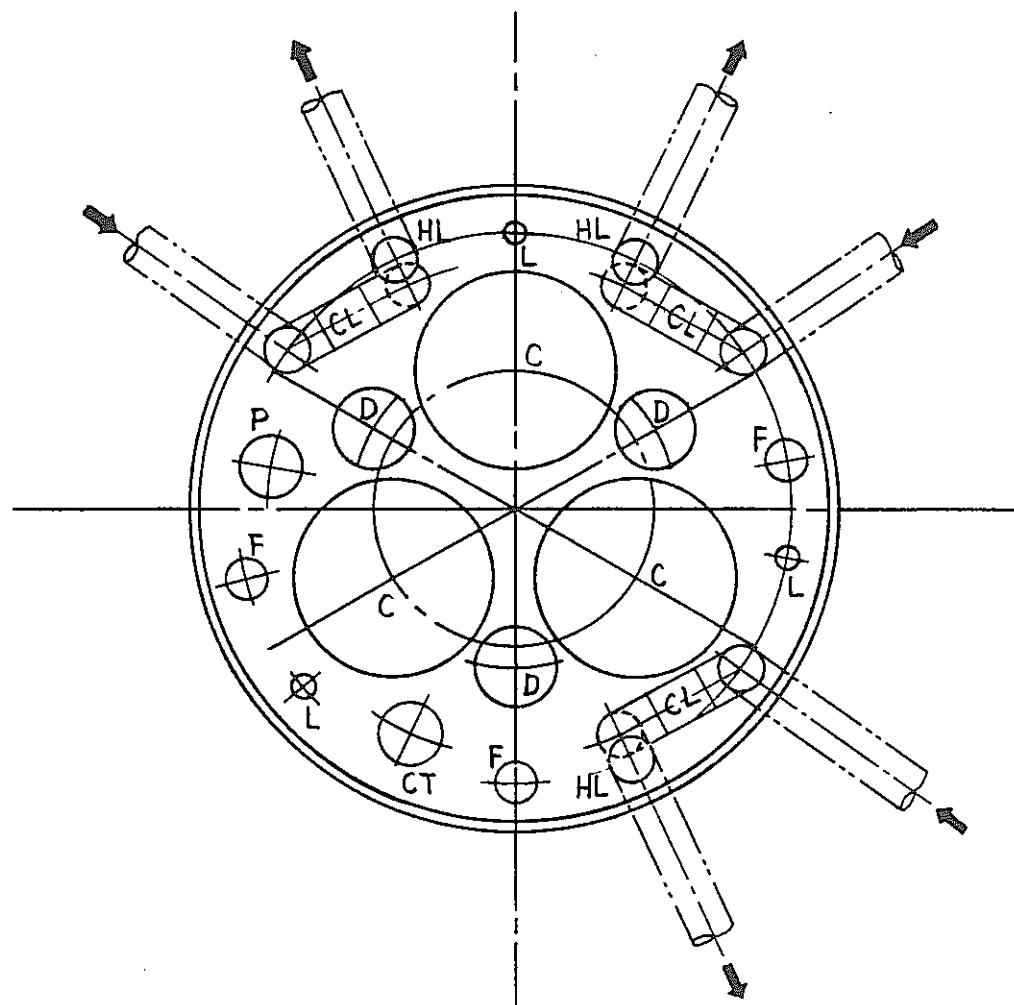


原子炉容器径 = 8.7 m  $\phi$

図5.3-3 1次系配管と原子炉容器内配置(ケース1)

C/L配管内エルボあり

HL : ホットレグ配管  
CL : コールドレグ配管  
C : 炉心槽  
D : DHX  
CT : コールドトラップ  
P : プラギング計  
F : DN法FFD  
L : 液面計

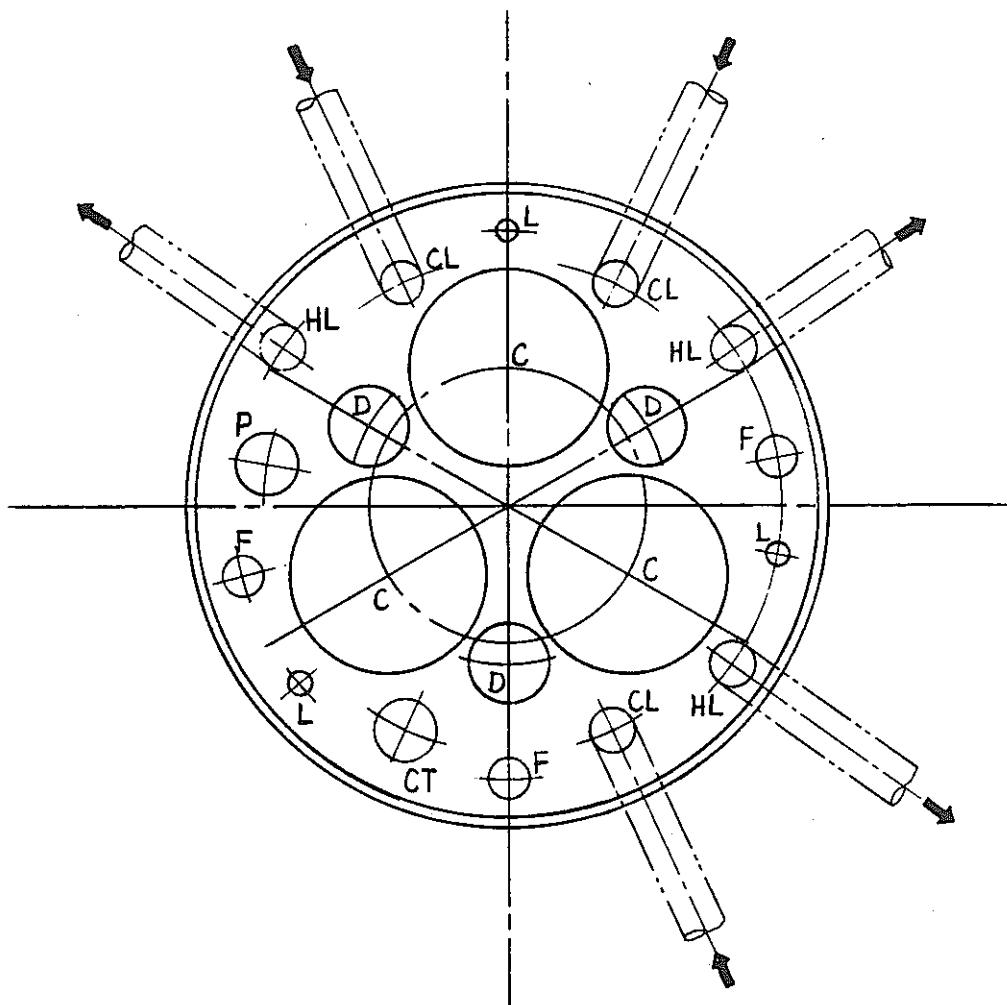


原子炉容器径 = 8.5 m  $\phi$

図5.3-4 1次系配管と原子炉容器内配置(ケース2)

C/L配管内エルボなし

HL : ホットレグ配管  
CL : コールドレグ配管  
C : 炉心槽  
D : DHX  
CT : コールドトラップ  
P : プラギング計  
F : DN法FFD  
L : 液面計



原子炉容器径 = 8.5 m  $\phi$

図5.3-5 1次系配管と原子炉容器内配置(ケース3)

C/L配管内エルボあり

H L : ホットレグ配管  
 C L : コールドレグ配管  
 C : 炉心槽  
 D : DHX  
 C T : コールドトラップ  
 P : プラギング計  
 F : DN法FFD  
 L : 液面計

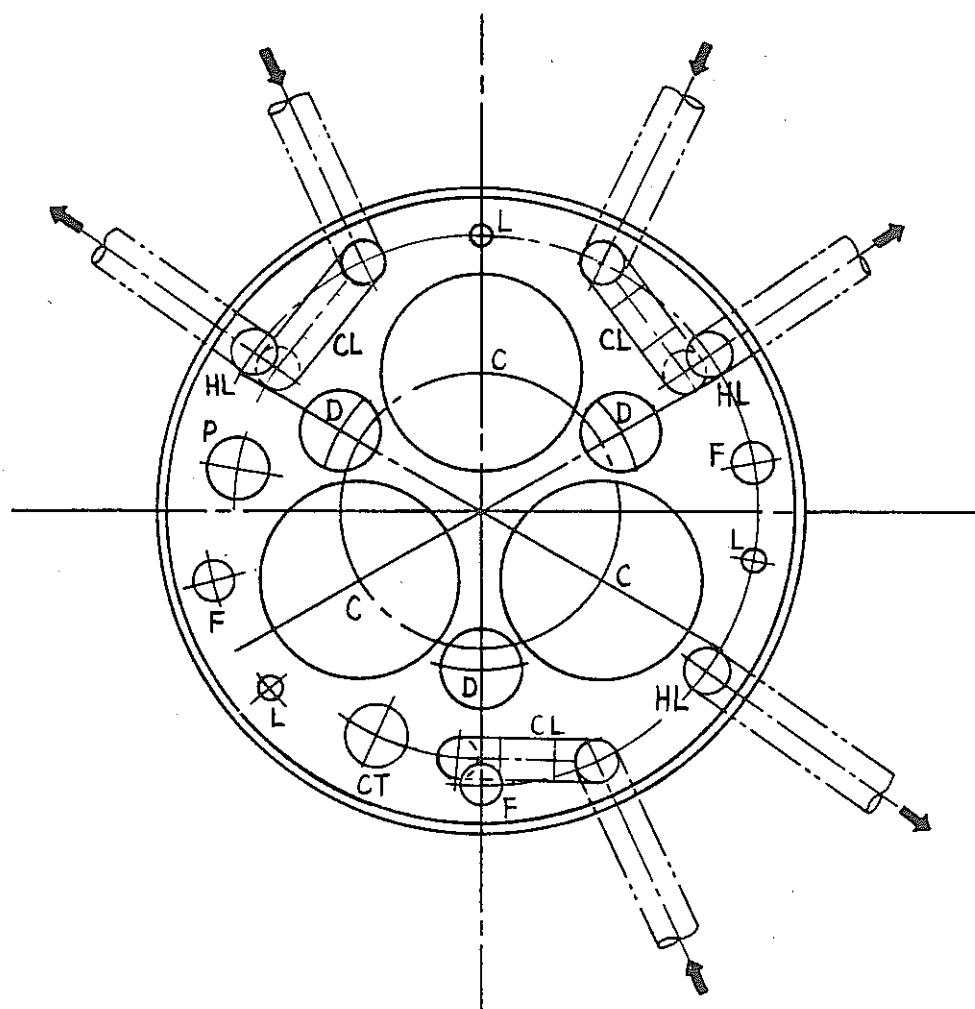
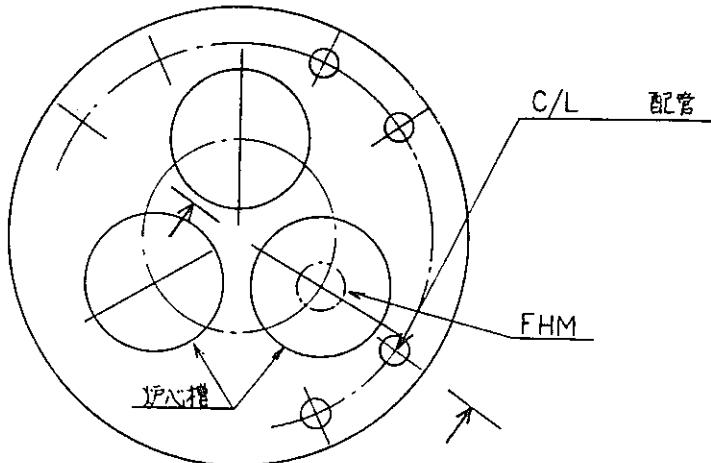
原子炉容器径 = 8.5 m  $\phi$ 

図5.3-6 1次系配管と原子炉容器内配置(ケース4)



原子炉容器内平面

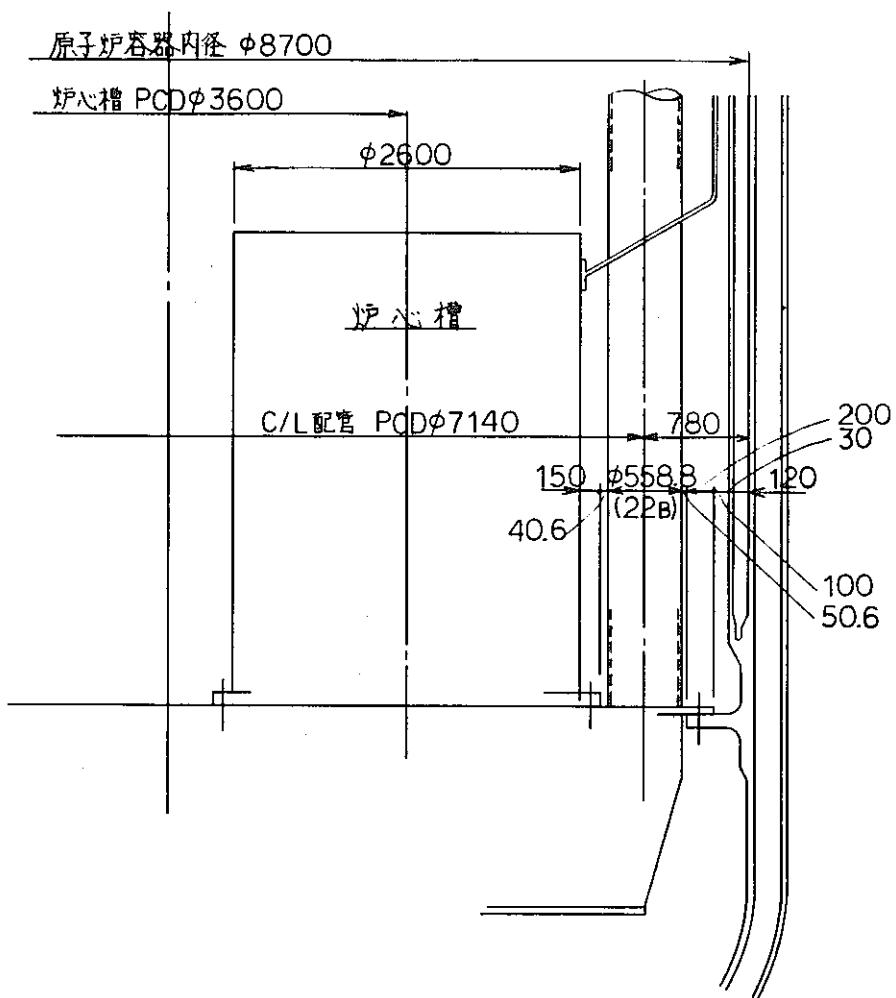
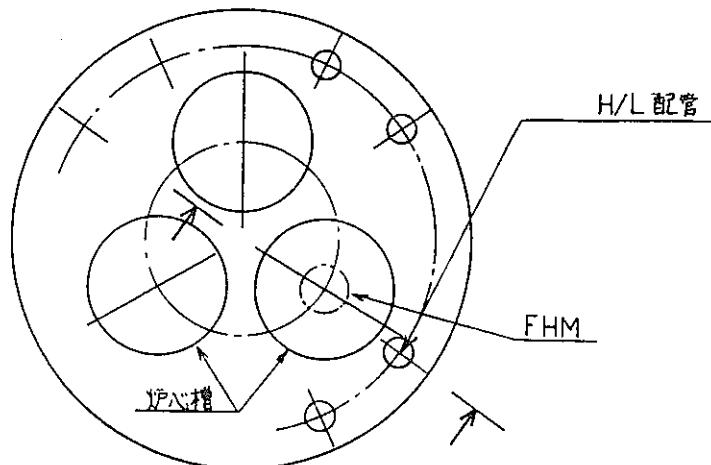


図5.3-7 C/L配管がクリティカルとなる原子炉容器径



原子炉容器内平面

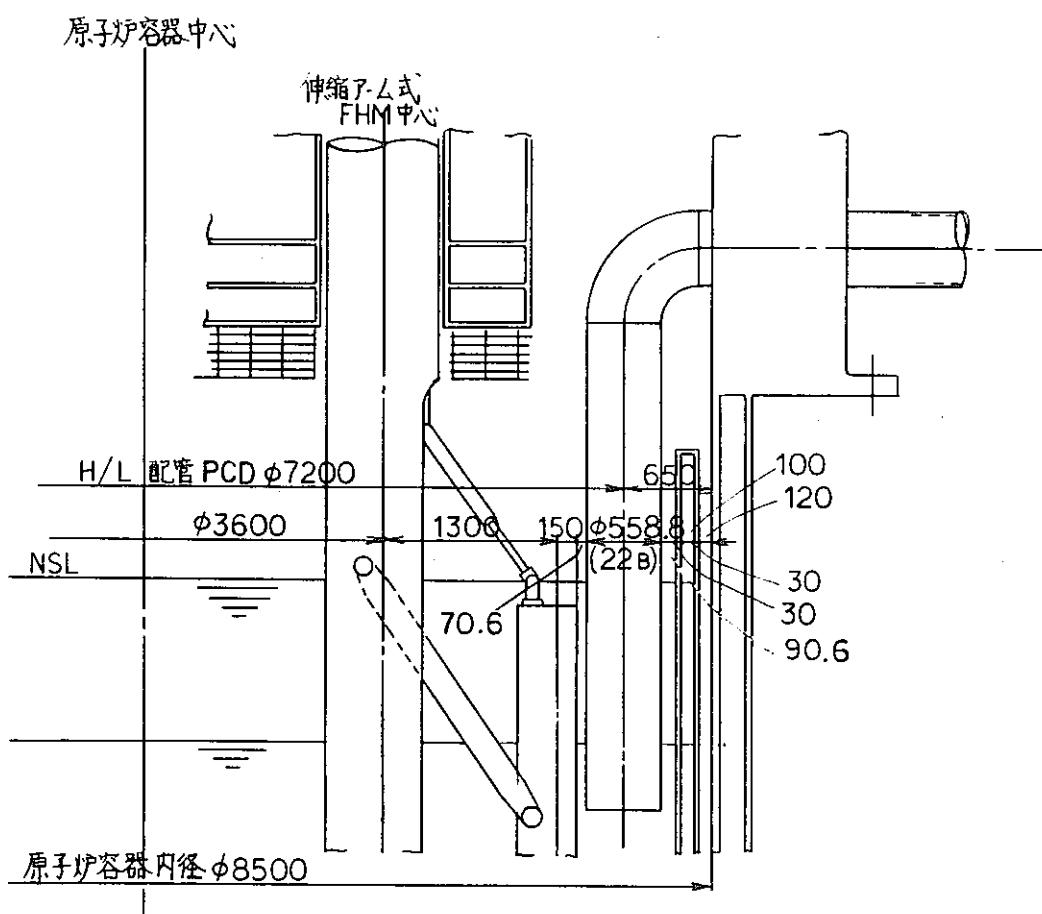


図5.3-8 H/L配管がクリティカルとなる原子炉容器径

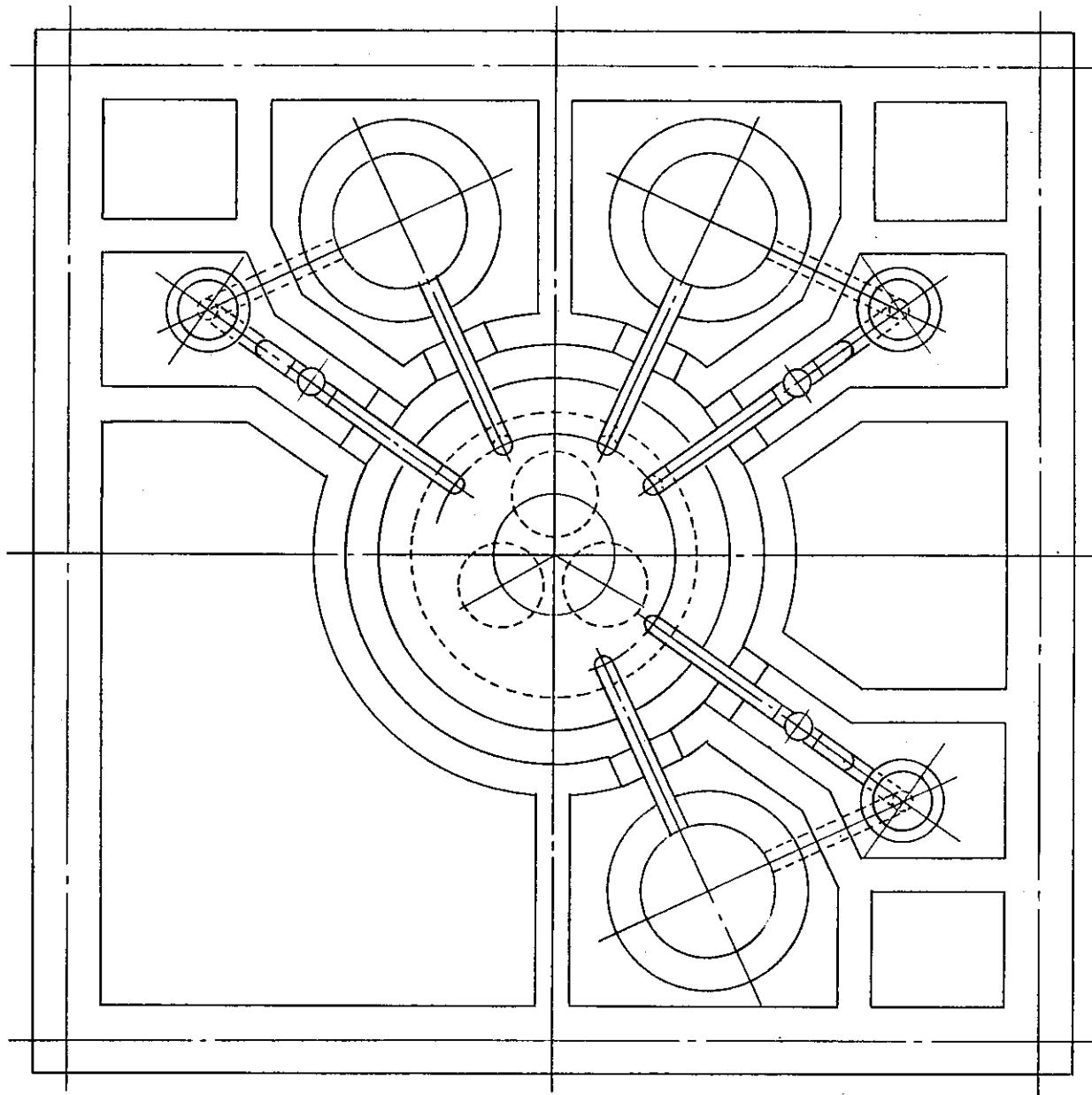


図5.3-9 原子炉容器内配置と1次系配置(ケースA)

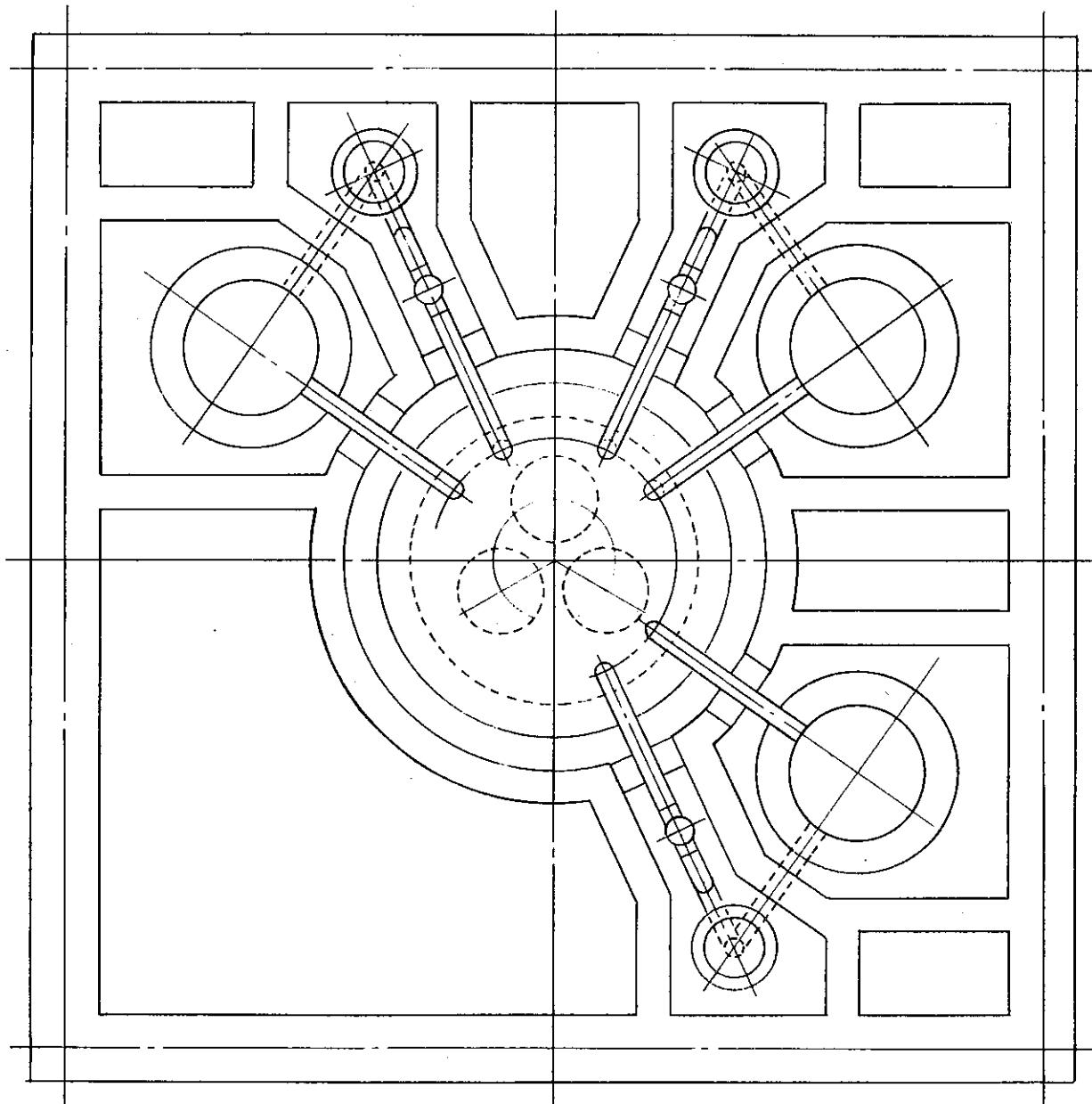


図5.3-10 原子炉容器内配置と1次系配置(ケースB)

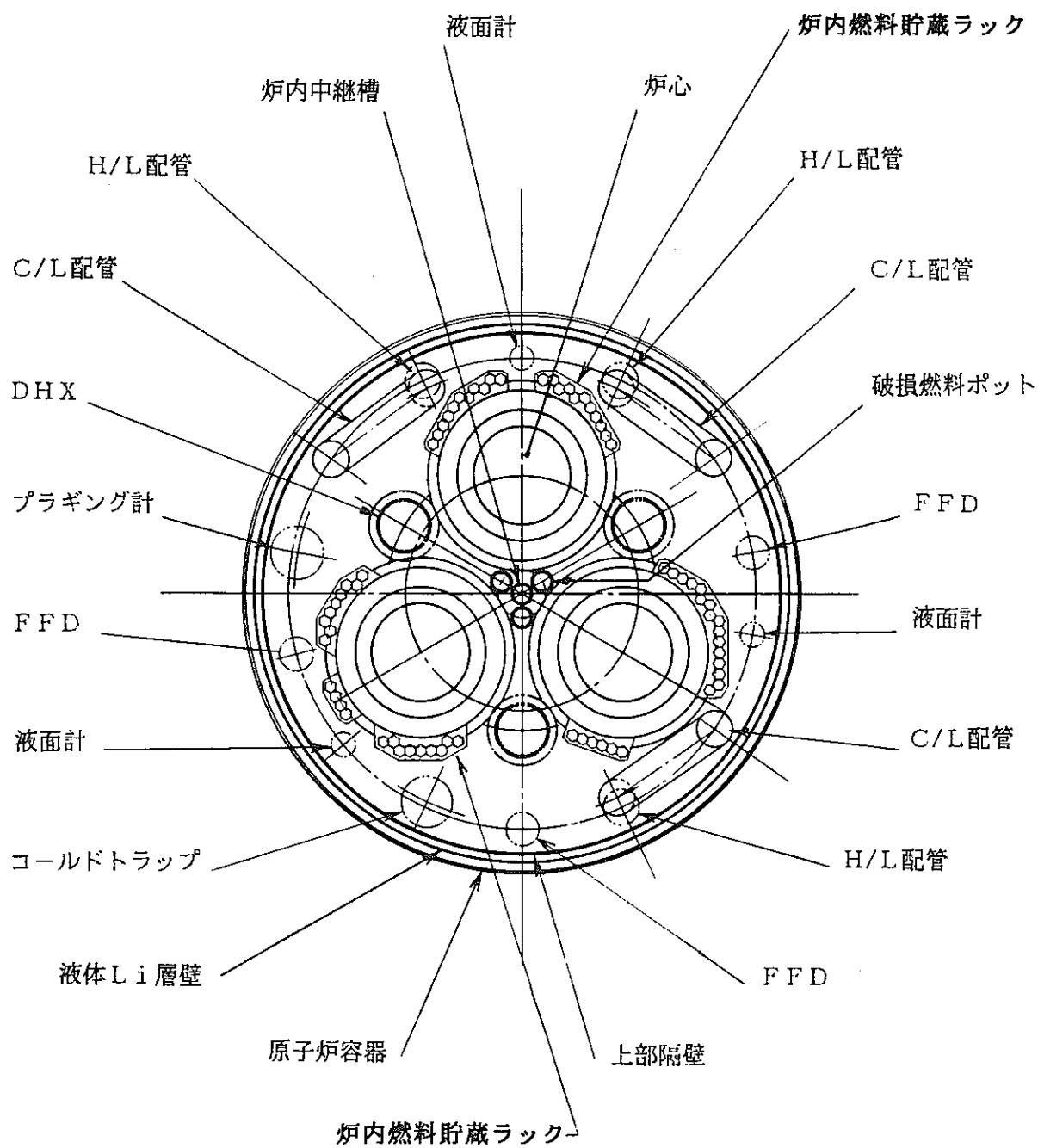


図5.3-11 原子炉構造概念平面図

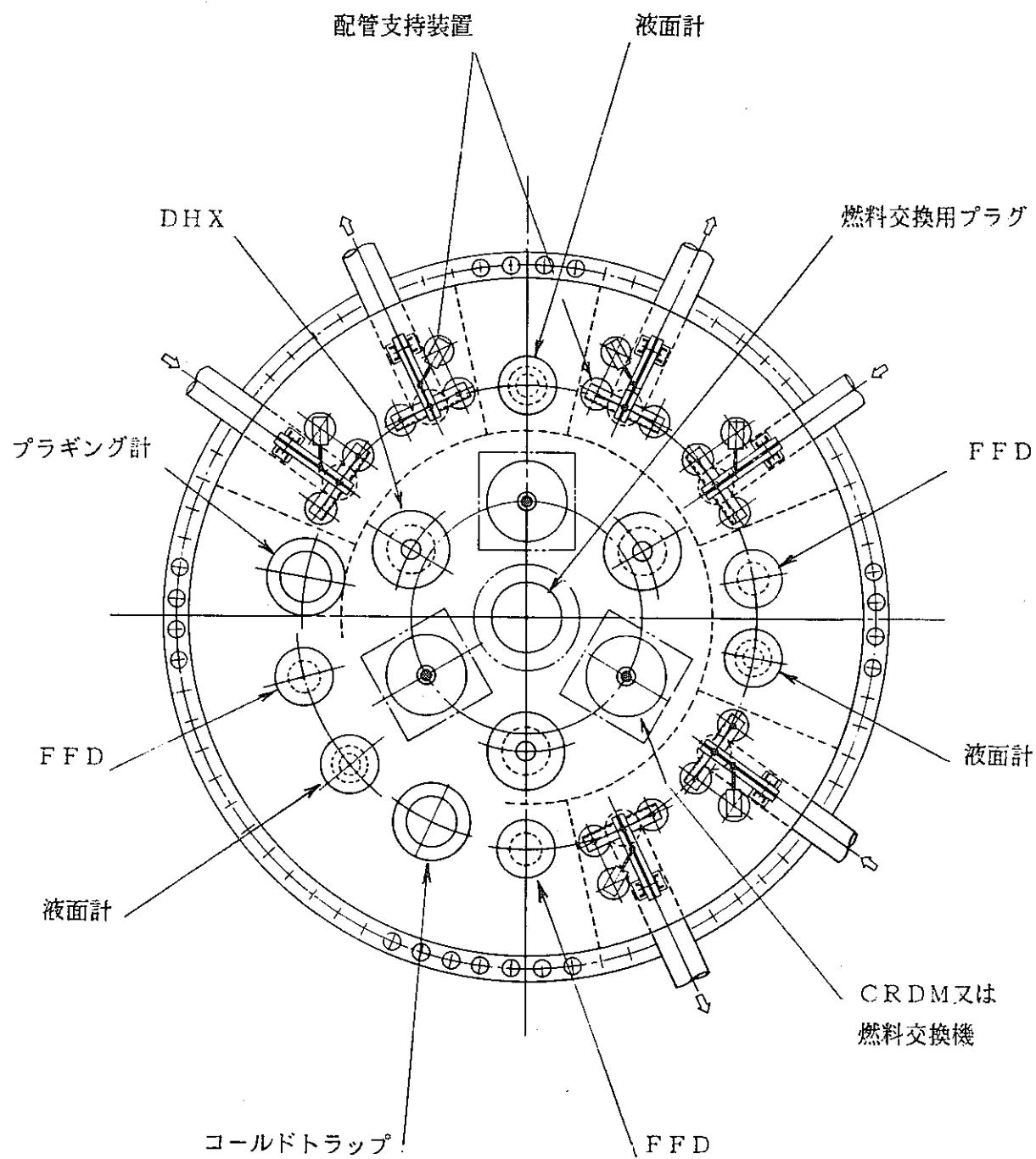


図5.3-12 遮蔽プラグ上面

## 5.4 冷却系設備

### 5.4.1 1次主冷却系系統構成

図5.4-1に1次主冷却系系統構成と主要仕様を示す。1次循環ポンプは電磁ポンプ(EMP)とし、耐熱性上楽なコールドレグ設置とした。主配管口径は、極力小径化し、22Bとし、コールドレグには逆止弁を設置した。Na漏洩抑制対策としてサイホンブレーカを設置することとした。

1次系には蒸気発生器を設置し、ヘリカルコイル2重管型SGとした。SG出入口配管には、Na・水反応時の圧力開放及び反応生成物放出用としてラプラチャーディスクを設置した。

### 5.4.2 蒸気発生器

蒸気発生器(SG)の基本構造を設定するにあたり、当初、ガードベッセルを設けることを検討した。この概念を図5.4-2に示す。この場合、Na出入口ノズルに対するガードベッセル構造が複雑となること、水・蒸気側の出入口ノズルがSG上部に集中してしまうこと、ダウンカマ伝熱管が必要となること、Na系と水系の分離が難しくなること等の課題があるいしたがって、SGにガードベッセルは設置しないこととし、主冷却系配管にサイホンブレーカを設置することとした。また、後述するように無液面SGとする。

設定したヒートバランスに対して、蒸気発生器のサイジングを行い、構造概念を検討した。表5.4-1に、その主要目を、図5.4-3に構造概念図を示す。ヘッダを含めた全長は19.3m、胴体全長は17.2mとなり、管東部胴径は2.95m、出入口プレナム部胴径は4mとなった。伝熱面積は1144m<sup>2</sup>となり、伝熱管本数259本、コイル層数は14層とした。主要材料はMod. 9Cr-1Mo鋼とした。伝熱管出入口ノズルにはフルードヘッド構造を採用し、伝熱管のリーク検出性能の向上、リーク管同定性及び補修性の向上も図った。1次系配管短縮化の為に、Na出入口ノズルは1個とし、Na入口プレナム部には整流板を設け、管東部上端のNa入口窓よりNaを流入させることとした。管東部はヘリカルコイル部上端にて、外胴からキー構造にて支持することとした。また、本部位にて、出入口Naの分離を行う。

### 5.4.3 1次ポンプ

1次ポンプとしては、電磁ポンプを採用する。電磁ポンプ採用の得失は以下の通りである。

#### (1)利点

- ①潤滑油系、軸シールガス系設備が不要である。
- ②メンテナンスの必要性が少ない。静的機器である。
- ③従来の低温コイルにおいては信頼性が高い。

- ④据付に機械式ポンプのような精度を必要としない。
- ⑤構造が簡単である。
- ⑥自由液面がなく、コンパクトで配置の自由度が大きい。
- ⑦ナトリウム浸漬ナトリウム冷却型とすれば冷却装置が不要である。

## (2)欠点

- ①効率が悪い
- ②無冷却型の場合、高温絶縁の開発が必要である。
- ③主循環ポンプの場合、フローコーストダウン確保のための設備が必要である。

電磁ポンプの種類を表5.4-2に示す。ステータを1個とするか2個とするか、Naの流れをワنس・スルーとするかセンター・リターンとするかにより、4種類の方法が考えられる。また、本ポンプは1次主配管に設置することを前提として検討した。配管設置概念を表5.4-3に示す。以上の方針を比較した結果、配管を切断せずにコイルの交換を可能とするように、1ステータのセンター・リターン方式とした。

図5.4-4に電磁ポンプのサイジングの概要を示す。従来のサイジング例からの外挿によりサイジングすることとした。定格流量を $96\text{m}^3/\text{min}$ 、定格揚程を $50\text{mNa}$ とし、ダクト内Na流量を $15\text{m/s}$ としてサイジングした結果は、ダクト流路幅 $30\text{mm}$ 、流路中心径 $1130\text{mm}$ 、長さ $3\text{m}$ である。

1次ポンプ概念図を図5.4-5に示す。下部より流入したNaは上端にて折り返し、内側の鉄心と外側のコイルの間にはさまれたダクト内に下降して加圧される。コイル外側は強制冷却を行う。

## 5.4.4 1次配管配置及び原子炉カバーガス圧力

### (1)1次配管配置

図5.4-6に1次系配管アイソメ図、図5.4-7に機器高低関係図を示す。原子炉容器カバーガス圧力を極力低減する為、ポンプ吸込部ナトリウム静圧を出来る限り大きくできるように、無液面という長所を有効に活用して、電磁ポンプは低所配置とした。

### (2)1次系圧力損失

表5.4-4に、1次系圧力損失の計算結果を示す。炉心は、ラッパ管削除型であるため、低圧損となる。1次系のループ合計圧損は $4.2\text{kg/cm}^2$ となり、これよりポンプ揚程は約 $50\text{mNa}$ となった。

### (3)1次系全圧力分布と原子炉カバーガス圧力

図5.4-8に、1次系の全圧分布を示す。電磁ポンプ吸込部での全圧から、ダクト流速 $15\text{m/s}$ に相当する動圧を差し引いた静圧が、キャビレーション

防止のため 0atg以上となるように原子炉カバーガス圧力は1atgとした。また、この全圧分布により、1次系の負圧防止も満足される。

#### 5.4.5 液面制御方法

2次系削除プラントにおける一般的な高低関係の概念を図5.4-9に示す。Na重力ドレンの為には、ダンプタンクはSGよりも低所にあり、かつSG頂部は負圧防止に、原子炉容器液面より高くても10m以下程度とすることが目安となる。

図5.4-10に、液面制御方式の比較を示す。原子炉容器は、設備合理化及び信頼性向上の観点より、オーバーフロー系無しとした。SGについては、SG長さの短縮、カバーガス系の合理化の観点から、無液面SGを採用した。

#### 5.4.6 1次補助系

##### (1)ナトリウム純化系

ナトリウム純化系の系統概念を図5.4-11に示す。コールドトラップ及びプラギング系は原子炉容器挿入型として、各1基設ける。2次系削除型であることから、SGを介しての水素混入が考えられるため、常時純化を行う。

##### (2)ナトリウム充填ドレン系及びナトリウム-水反応放出系

図5.4-12に系統概念を示す。ダンプタンクは、3ループに対して共有し、Na・水反応時の放出タンクを兼用することとした。また、ガス抜きポットも3ループに対し共有するものとした。

Na・水反応時の発生水素ガスは、ダンプタンク内を経由して、サイクロンセパレータから窒素雰囲気セル内に放出させることとした。窒素セル内には、放出された水素ガスを処理するために、何らかの処理装置を設置する必要がある。

##### (3)アルゴンガス系

図5.4-13に系統概念を示す。設備合理化の観点よりワンス・スルー方式のカバーガス圧力制御系とした。

#### 5.4.7 1次系全体概念

以上の検討結果をまとめ、1次系全体の系統概念を図5.4-14に示す。

SGの水蒸気系側には、Na・水反応時のSG保有水ブロー用に、サプレッショングプールを設け、格納施設隔離時のSG保有水ブローによる内圧上昇を抑制する。又、給水系配管破断時の圧力は格納施設外に開放するものとし、開放用ブローアウトパネルを格納施設に設けた。1次系炉外設備は全て、窒素雰囲気

内に設置する。原子炉容器はガードベッセル内を窒素雰囲気とし、その外側は空気雰囲気とした。

今後の検討課題としては、主に下記の点が挙げられる。

①Na-水反応放出系の有効性

1次配管の短縮化に反し、放出系を有効なものとする為の検討

②サイホンブレーク機構の有効性

Na漏洩量の抑制、Na-水反応時のループ隔離等に対し、サイホンブレーク機構を有効なものとするための検討

③SGにおけるNaと水の分離

SG構造型式の設定と合せ、その分離の考え方及び構造の検討

④Na-水反応時のSGブロー及び給水系配管破断対策

⑤Na-水反応時の発生水素ガス処理対策

⑥1次系SG設置プラントにおける1次ナトリウム純化設備容量

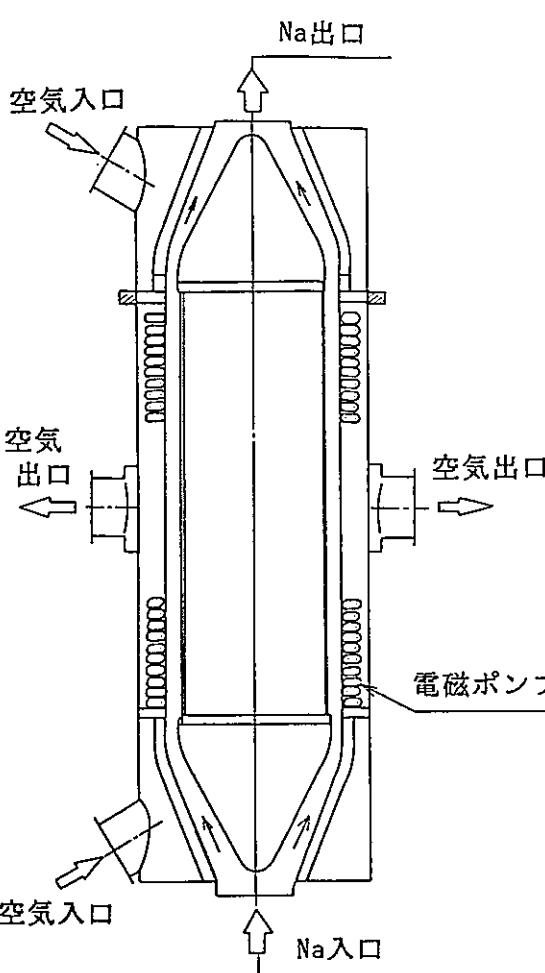
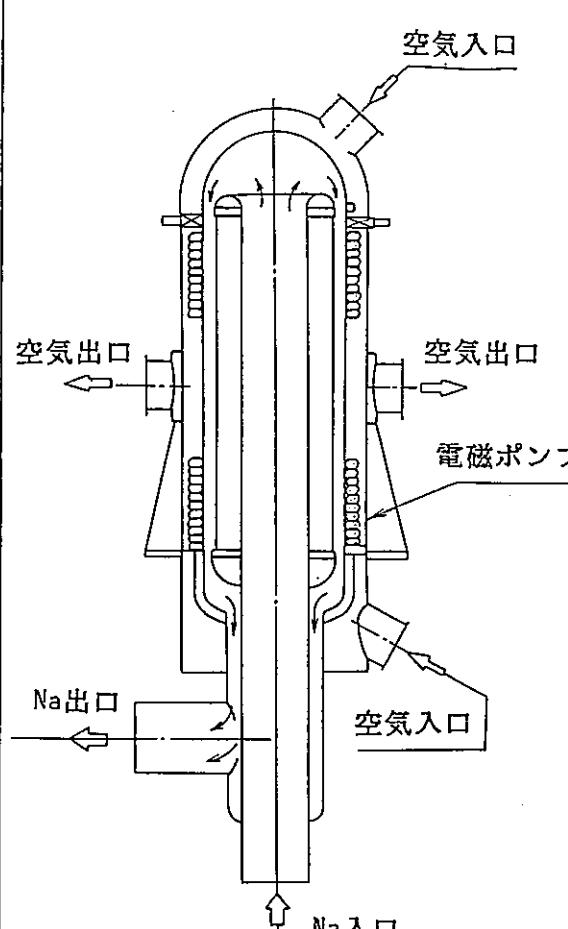
表5.4-1 ヘリカルコイル型2重管蒸気発生器主要目

項目	内 容	単 位	仕 様	備 考
1.伝熱・流動	型 式	—	2重管ヘリカルコイル型	
	全交換熱量	MWt/プラント	780	3ループ
	交換熱量	MWt/基	260	
	基 数	—	1基/ループ	
	ナトリウム入口温度	°C	500	
	ナトリウム出口温度	°C	365	
	ナトリウム流量	kg/h	$5.0 \times 10^6$	
	給水入口温度	°C	240	
	蒸気出口温度	°C	453	
	給水入口圧力	kg/cm²a	119	
	蒸気出口圧力	kg/cm²a	108	
	給水流量	kg/h	$4.25 \times 10^5$	
	水・蒸気出入口間圧力差	kg/cm²	11	
2.構 造	ナトリウム側圧力損失	kg/cm²	0.5	
	最大熱流速	kcal/m²h	$3.32 \times 10^5$	
	伝熱管 外管寸法	mm	$\phi 31.8 \times 2.6t$	
	内管寸法	mm	$\phi 26.6 \times 2.3t$	
	材 質	—	Mod.9Cr-1Mo	
	本 数	本	259	
	層 数	層	14	
	配列ピッチ(軸/半径)	mm	48/50	
	傾斜角度	度	約8.7	
	内部シュラウド外径	mm	1150	
3.伝熱面積	ヘリカルコイル径 (最内層)	mm	1200	
	ヘリカルコイル径 (最外層)	mm	2500	
	外部シュラウド内径	mm	2550	
	有効伝熱高さ	m	6.7	余裕5%含む
	有効伝熱管平均長さ	m	44.2	"
	伝 热 面 積	m²	1144	"

表5.4-2 ALIP式電磁ポンプの種類

流路 ステータ数	ワンス・スルー方式	センター・リターン方式
1ステータ		
2ステータ		

表5.4-3 電磁ポンプの配管設置方式

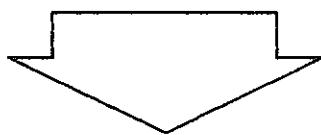
ワンス・スルーワイズ	センター・リターン方式
	
コイルの強制冷却が可能であり、従来技術ベースのコイル絶縁方式が使える。	
1.構造が単純 2.取付位置の裕度が大きい 3.コイルを取り外す場合、配管の切断が必要	1.構造がやや複雑 2.配管を切断せずにコイルを上部から抜き出すことが可能



配管を切断せずに、コイルの交換を可能とするよう、1ステータのセンター・リターン方式とする。

表5.4-4 1次系圧力損失とポンプ揚程

区分	圧 力 損 失	備 考
原子炉容器 ～ S G	0.1 kg/cm <sup>2</sup>	配管長：～ 10 m エルボ：1箇所
S G	0.5 kg/cm <sup>2</sup>	ヘリカルコイル型
S G ～ E M P	0.41 kg/cm <sup>2</sup>	配管長：～ 21 m エルボ：3箇所
E M P ～ 原子炉容器	0.70 kg/cm <sup>2</sup>	配管長：～ 45 m エルボ：5箇所
炉心	2.5 kg/cm <sup>2</sup>	ラッパ管削除型
合 計	4.2 kg/cm <sup>2</sup>	



ポンプ揚程：約 50 m N a (365°C)

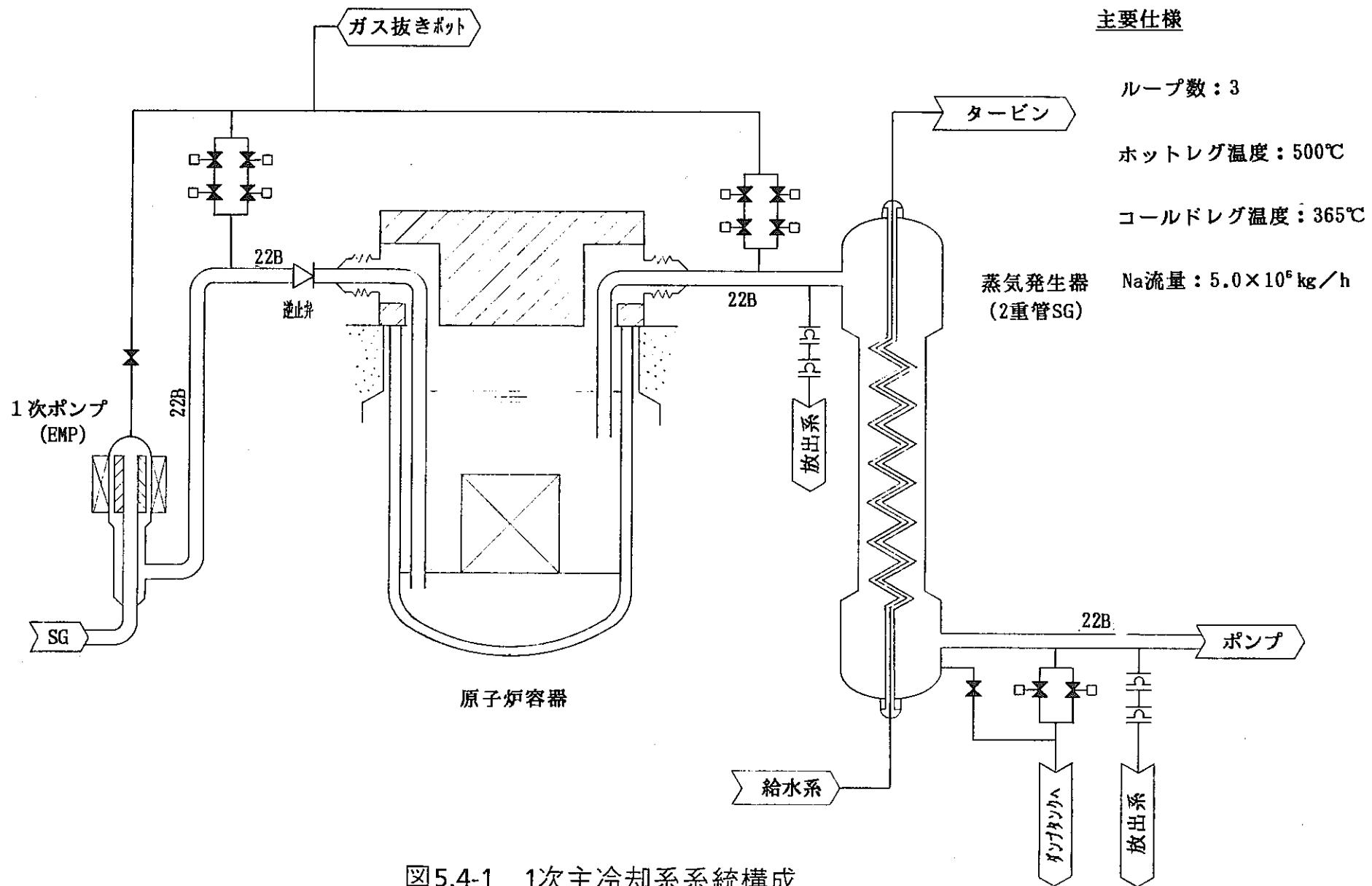


図5.4-1 1次主冷却系系統構成

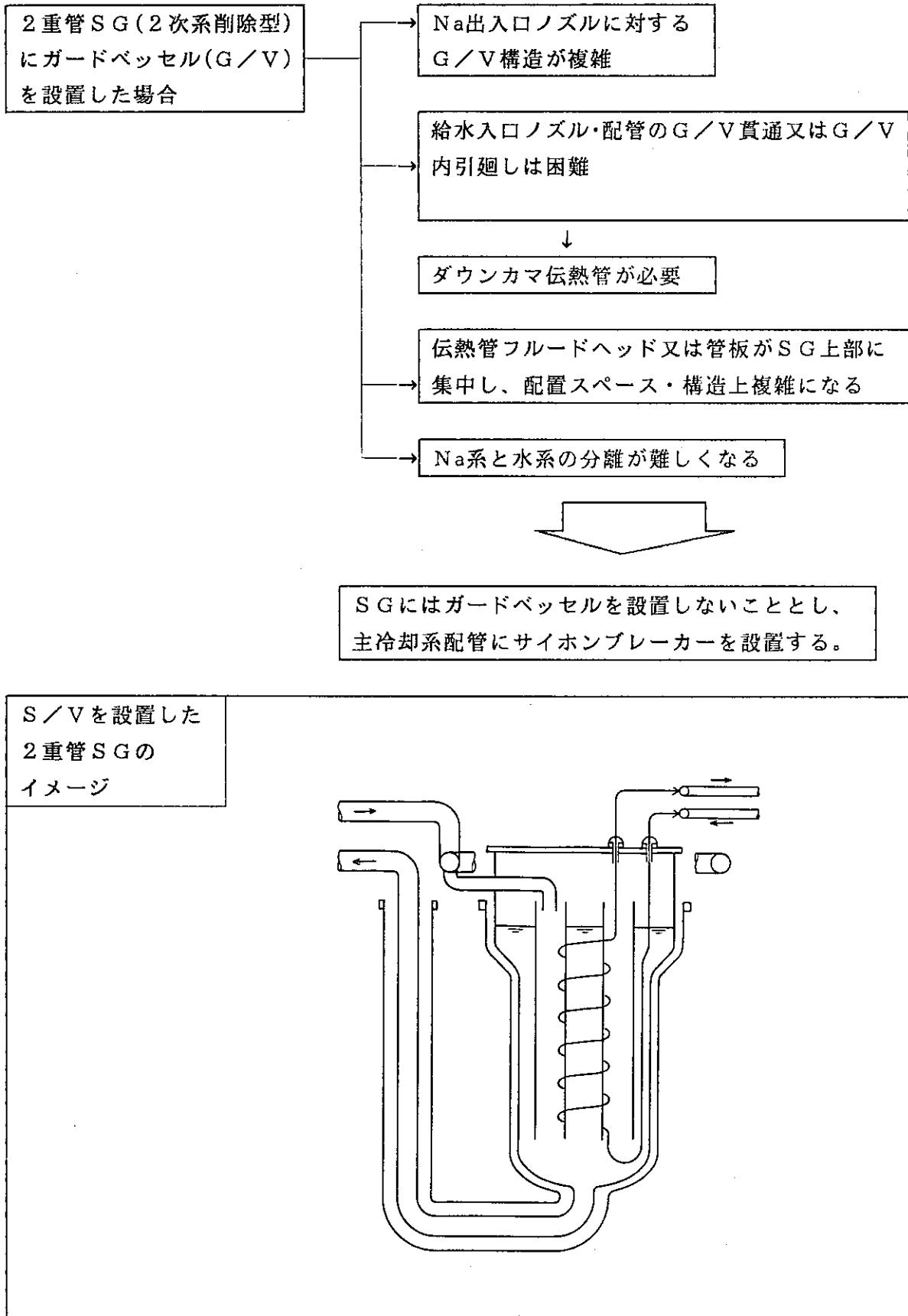
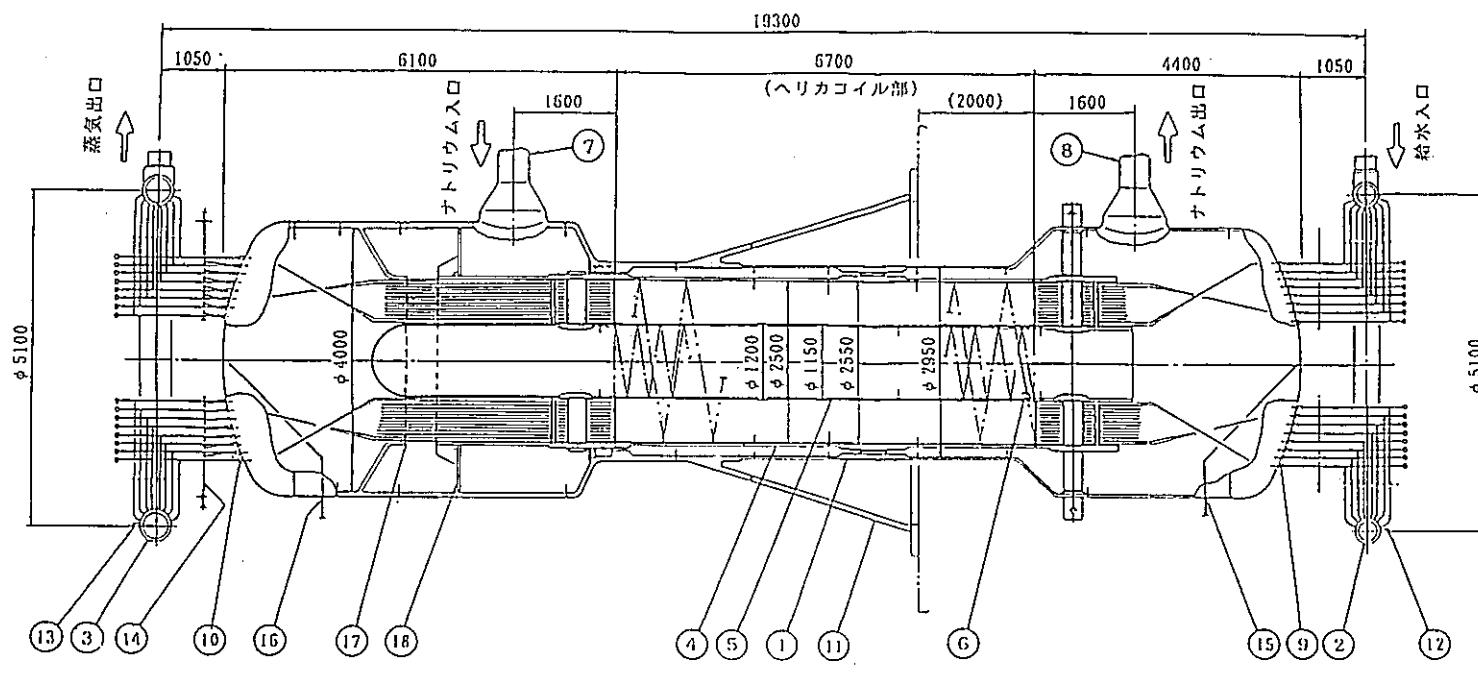
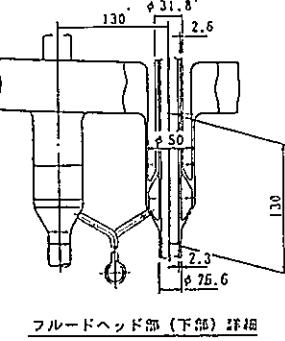
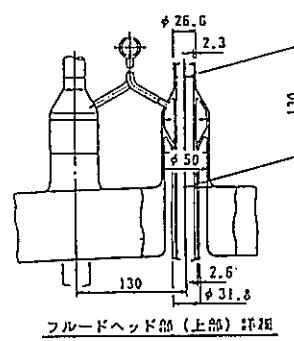


図5.4-2 SGガードベッセルの検討



- 165 -



フルードヘッド部(上部)詳細

フルードヘッド部(下部)詳細

番号	構造名	MnMo-NbR	寸	記
17	ナトリウム入口ノズル		1式	
16	ベントノズル		1	
15	ナトリウムドレンノズル		1	
14	リード被覆管		1式	
13	空気抜き用ノズル		1	
12	ドレンノズル		1	
11	本体支持スカート		1	
10	高圧出口フルードヘッド		1式	
9	給水入口フルードヘッド		1式	
8	ナトリウム出口ノズル		1	
7	ナトリウム入口ノズル		1	
6	2重伝熱管		259	14層
5	内部シラウド		1	
4	外部シラウド		1	
3	高圧出口リングヘッダ		1	
2	給水入口リングヘッダ		1	
1	炉体	Mn, Scr-1MoR	1	
番号	名 称	材 質	寸 長	記 者

規 格 仕 様			
型 式	2重管ヘリカル型	給 水 流 量	$4.25 \times 10^4$ kg/h
燃 料 クラス	1級石炭	ナトリウム流速	$5.0 \times 10^6$ kg/h
耐 热 クラス	A.s	伝熱管材質	Mn, Scr-1MoR
基 本	1 从/m <sup>2</sup>	外管寸法	$\phi 31.42 \times 6$
交 换 热 管	260 NW/m	内管寸法	$\phi 26.07 \times 3$
給 水 入 口 温 度	240 °C	本 体	250 t
高 壓 出 口 温 度	453 °C	周 瓶	14 周
給 水 入 口 壓 力	119 kg/cm <sup>2</sup>	伝熱管 ピッチ	Φ48.1×5.0 mm
高 壓 出 口 壓 力	106 kg/cm <sup>2</sup>	有効伝熱管長さ	6.7 m
ナトリウム入 口 温 度	500 °C	伝熱面積	1144 m <sup>2</sup>
ナトリウム出 口 温 度	365 °C		

図 5.4-3 蒸気発生器構造概念

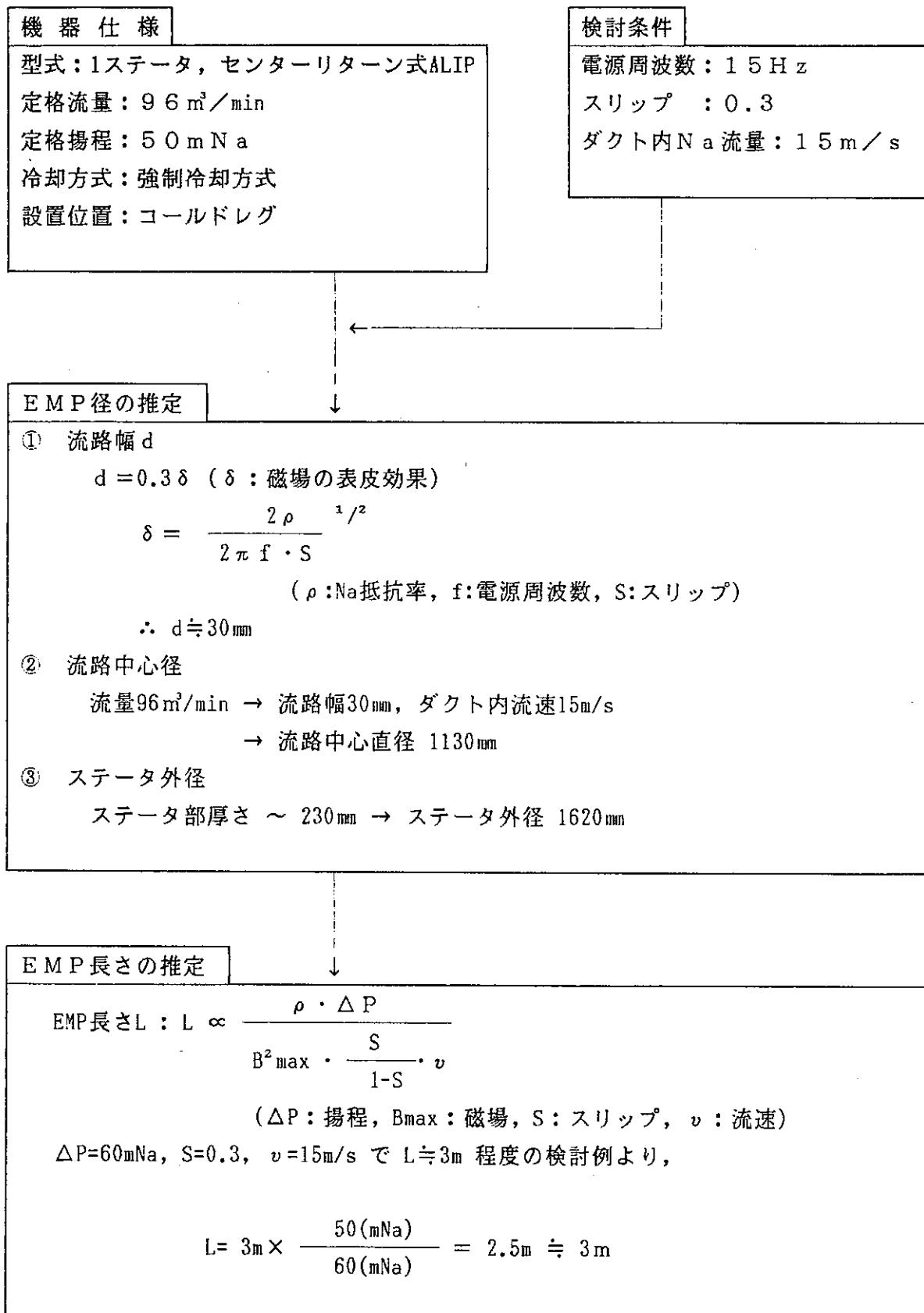


図5.4-4 電磁ポンプのサイジング

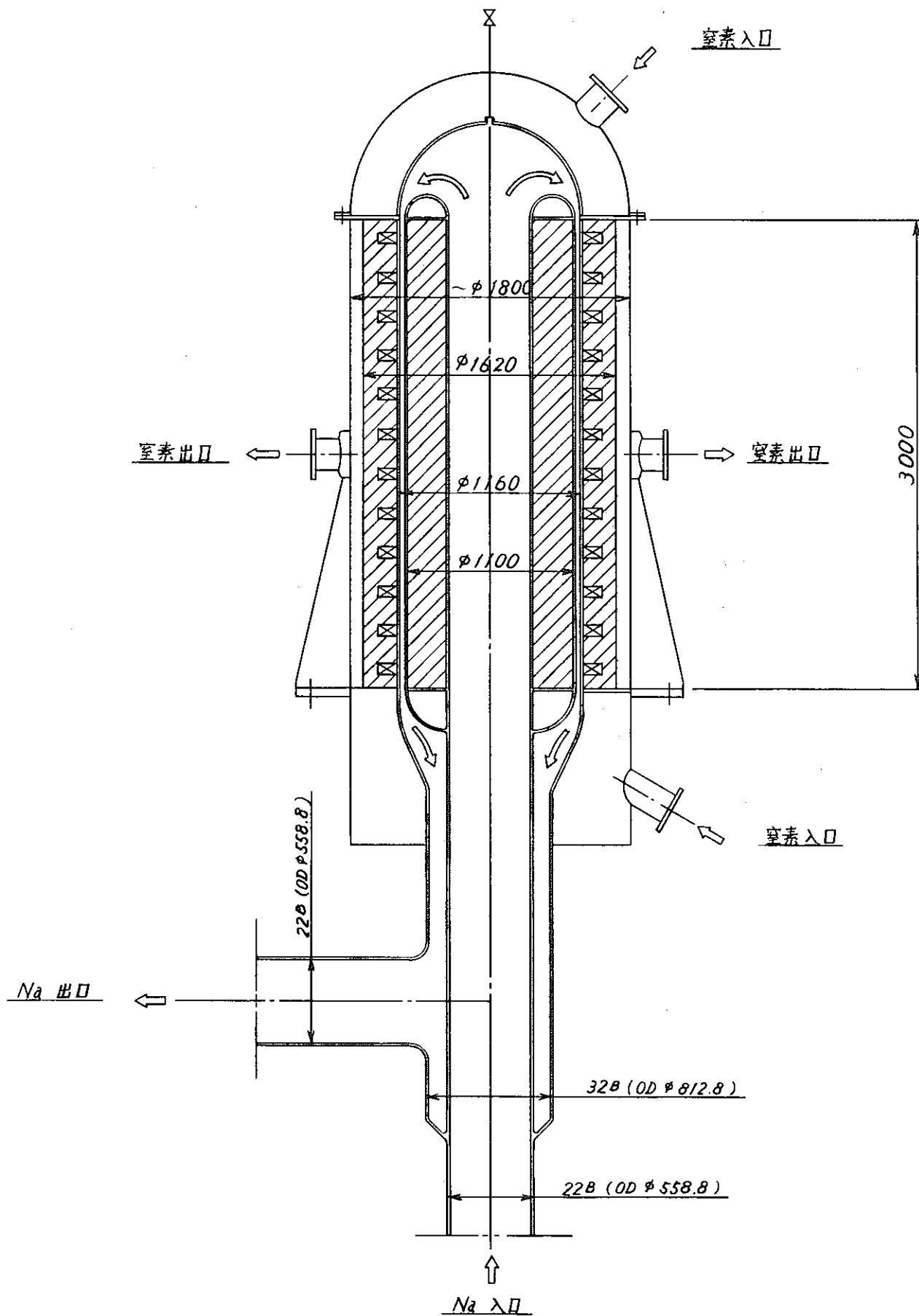


図5.4-5 1次主循環ポンプ(電磁ポンプ)構造概念

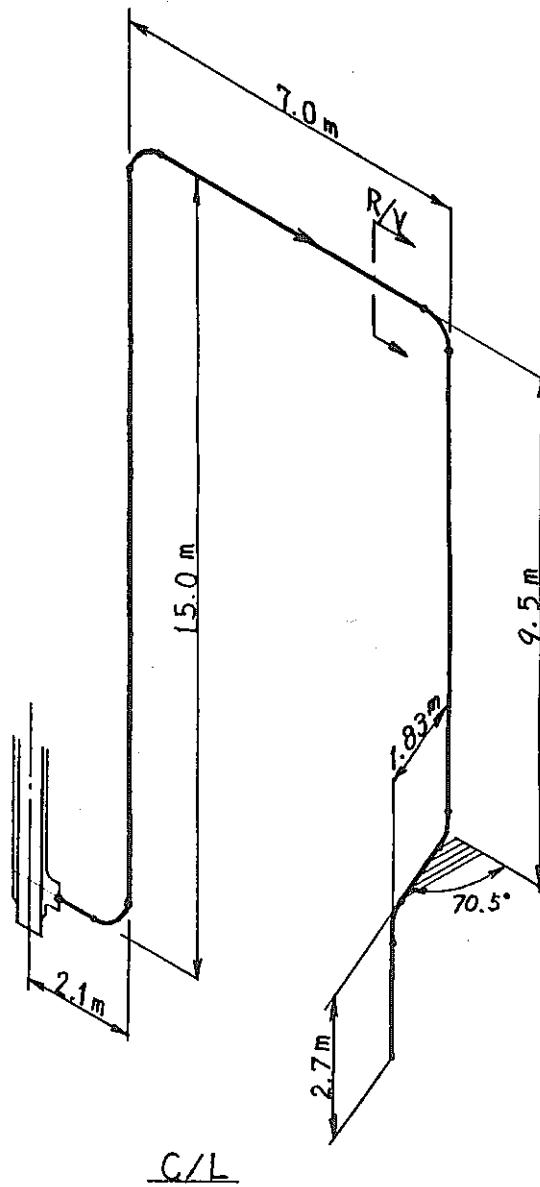
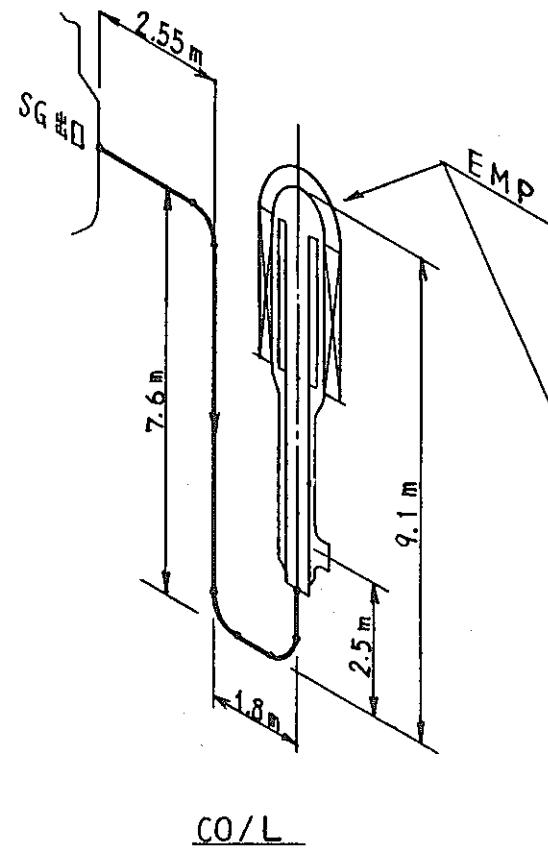
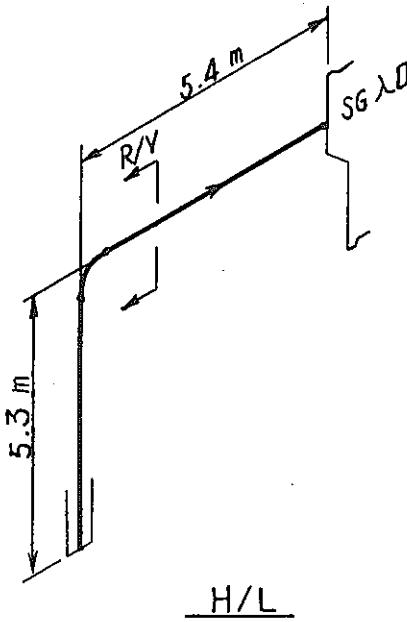
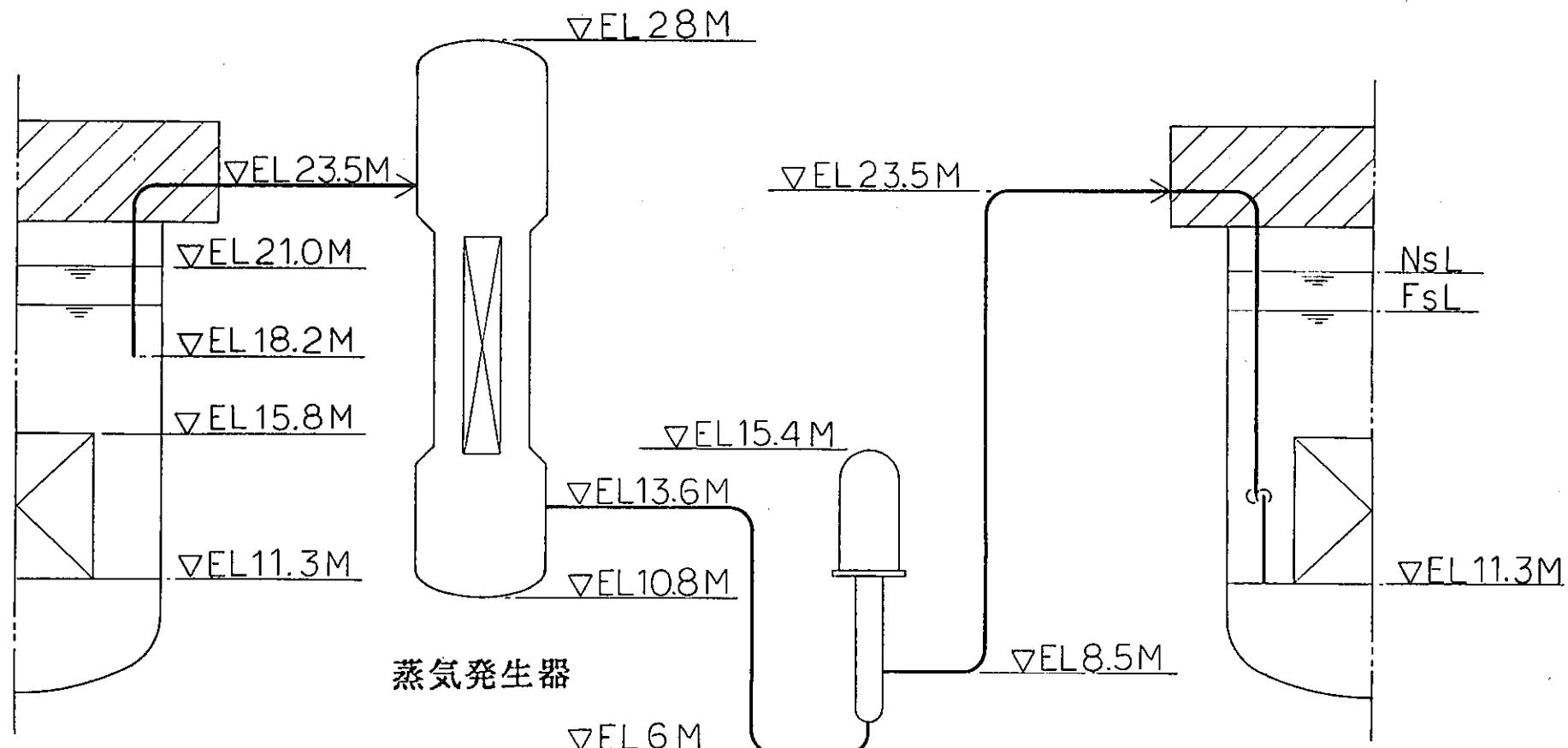


図5.4-6 1次系配管アイソメ図



- 169 -

原子炉容器

原子炉容器

## 1 次主循環ポンプ

図5.4-7 機器高低関係図

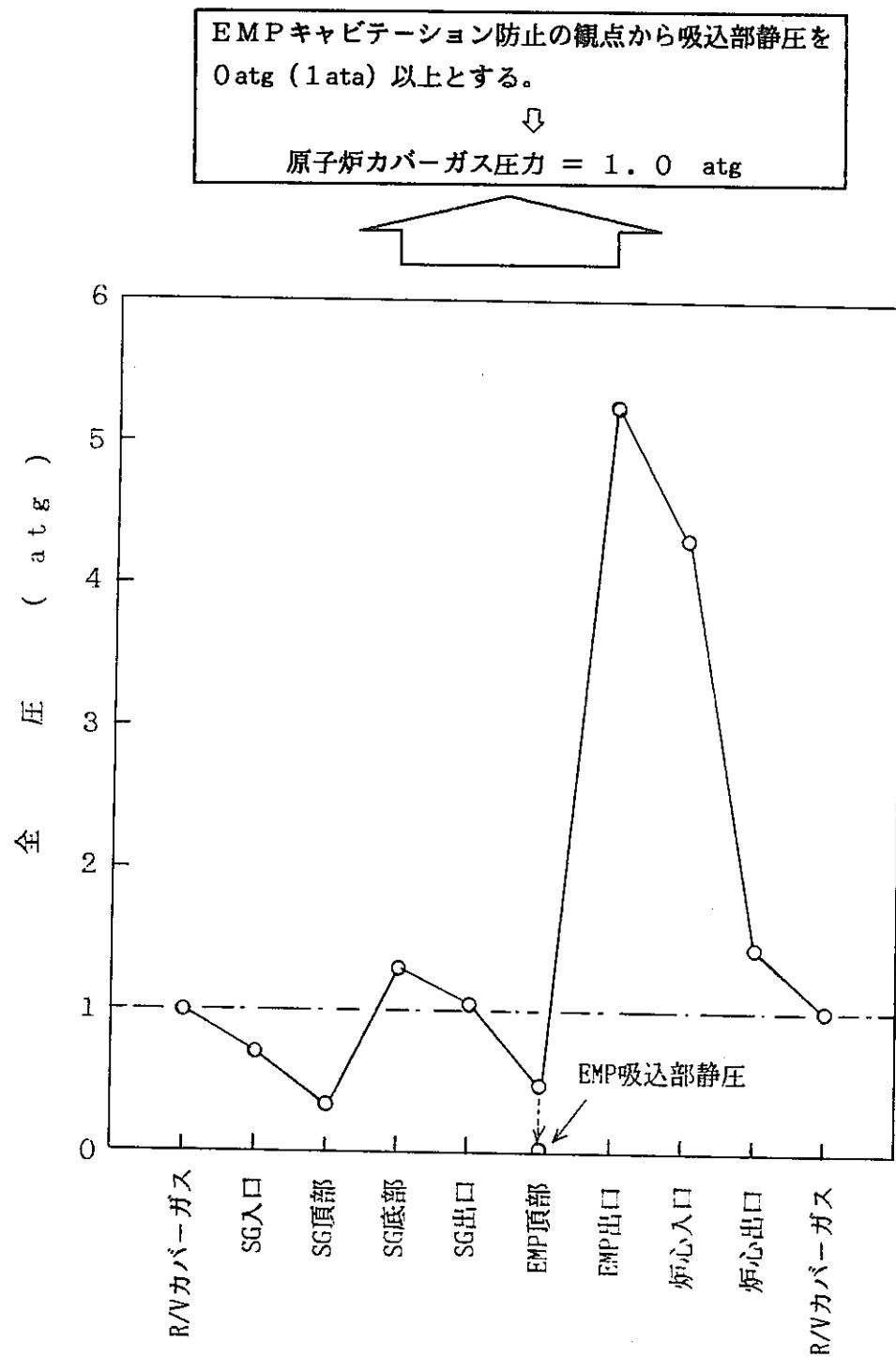
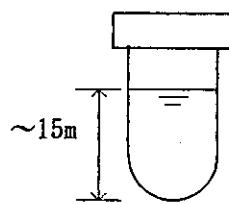


図5.4-8 1次系全圧分布と原子炉カバーガス圧力

基本寸法イメージ

原子炉容器Na部高さ :



SG Na部高さ : ~ 15 m

ダンプタンク高さ : ~ 5 m

Na・水反応時のNa放出

Naリーク時のサイホンブレーグ、緊急ドレン

重力ドレン



[高低関係の基本的イメージ]

R/Vカバーガス圧 $\leq$ ~1atg  
とするためには~10m以下

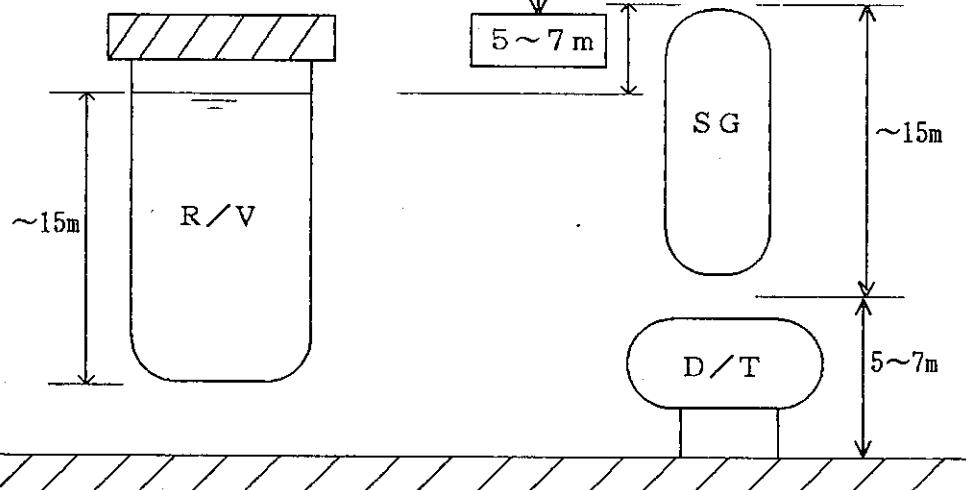
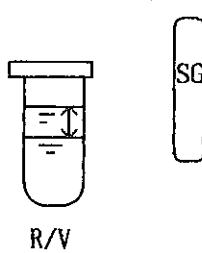
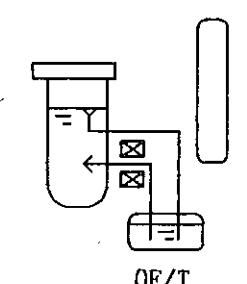
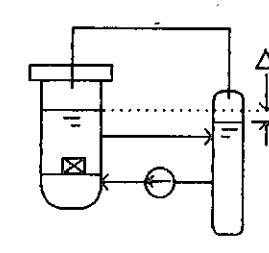
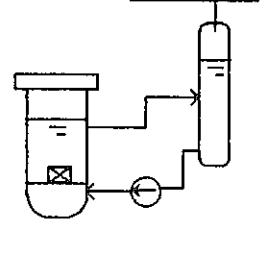


図5.4-9 Na液面制御に関する高低関係概念

原子炉容器の液面制御		有液面 SG の場合			
方式	オーバフロー系無し R/V	オーバフロー系有り OF/T	カバーガス連通	SG カバーガス圧力制御	
概念					
特徴	<ul style="list-style-type: none"> <li>R/V液位は1~2m変化し、R/V軸長は増加する</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>オーバフロー系設備が必要</li> <li>冷却材バウンダリの増大</li> <li>R/Vノズルの増加</li> </ul>	<p>×</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>H/L配管圧損分だけSG液位が下がる</li> <li>Na流量変化によりSG液位変化</li> <li>SGはカバーガス部及び液位変化分だけ長くなる (3~5m增加)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>SGカバーガス圧力制御によりSG液位を調整</li> <li>カバーガス圧力制御系が必要</li> <li>SGはカバーガス部分だけ長くなる (3m程度増加)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>ホットレグポンプとして、ポンプ揚程によりSG液位保持</li> <li>ポンプ停止状態においてSG液位確保できるよう、初期負圧設定要</li> </ul>



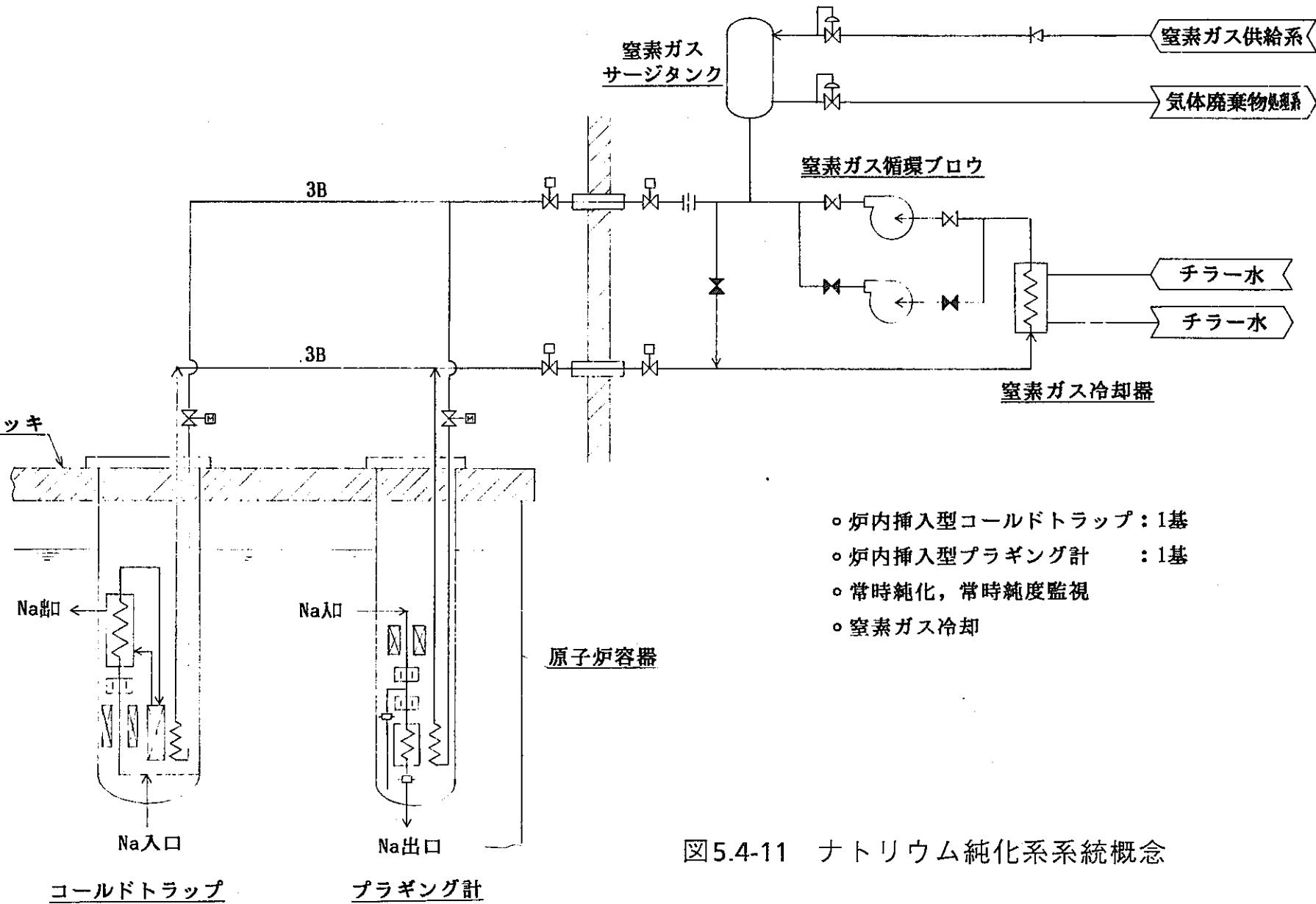
設備合理化・信頼性向上から、  
オーバフロー系無しとする



設備合理化から  
無液面 SG とする

図5.4-10 液面制御方式の比較

-173-



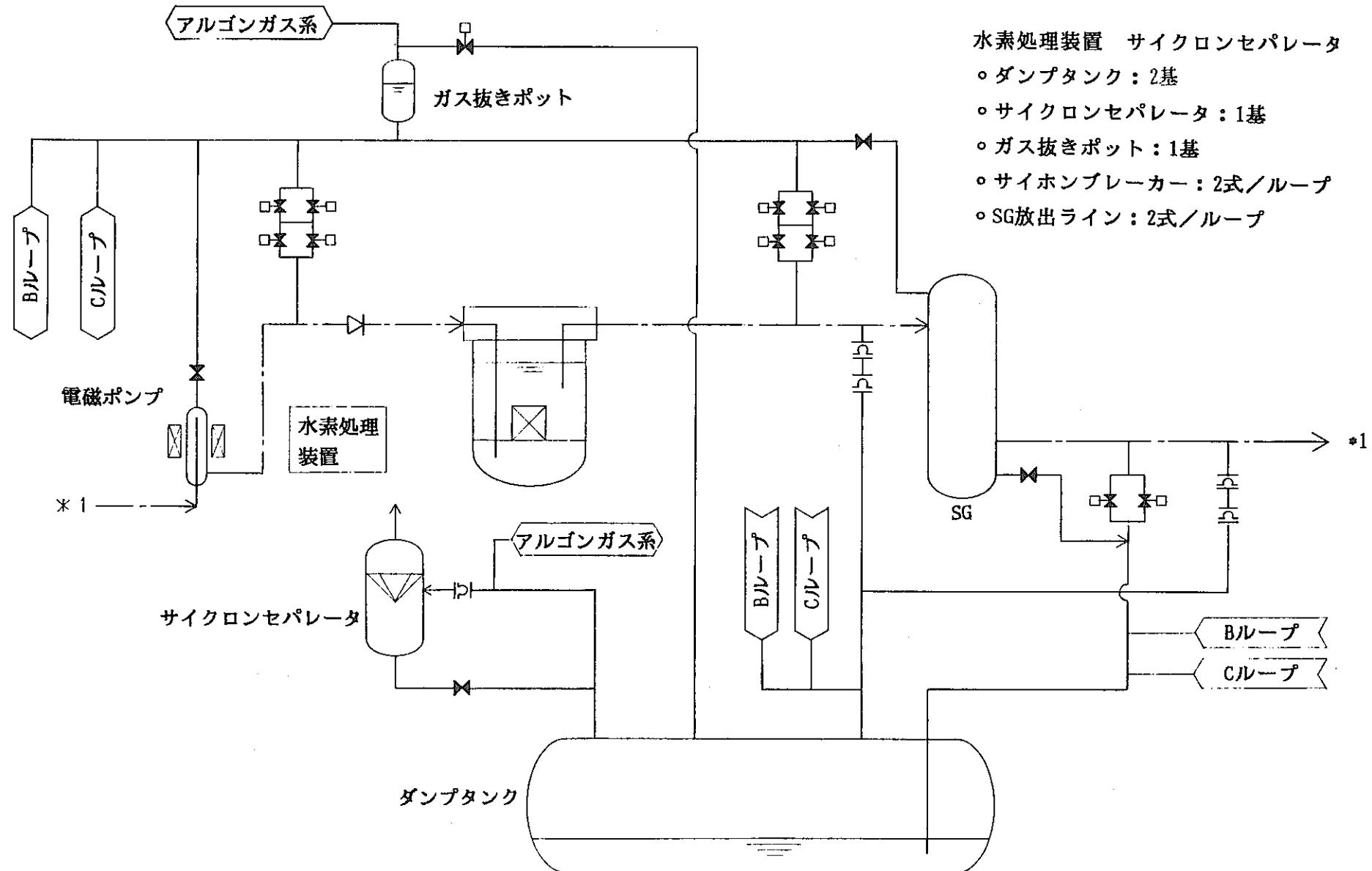


図5.4-12 ナトリウム充填ドレン系及びナトリウム-水反応放出系系統概念

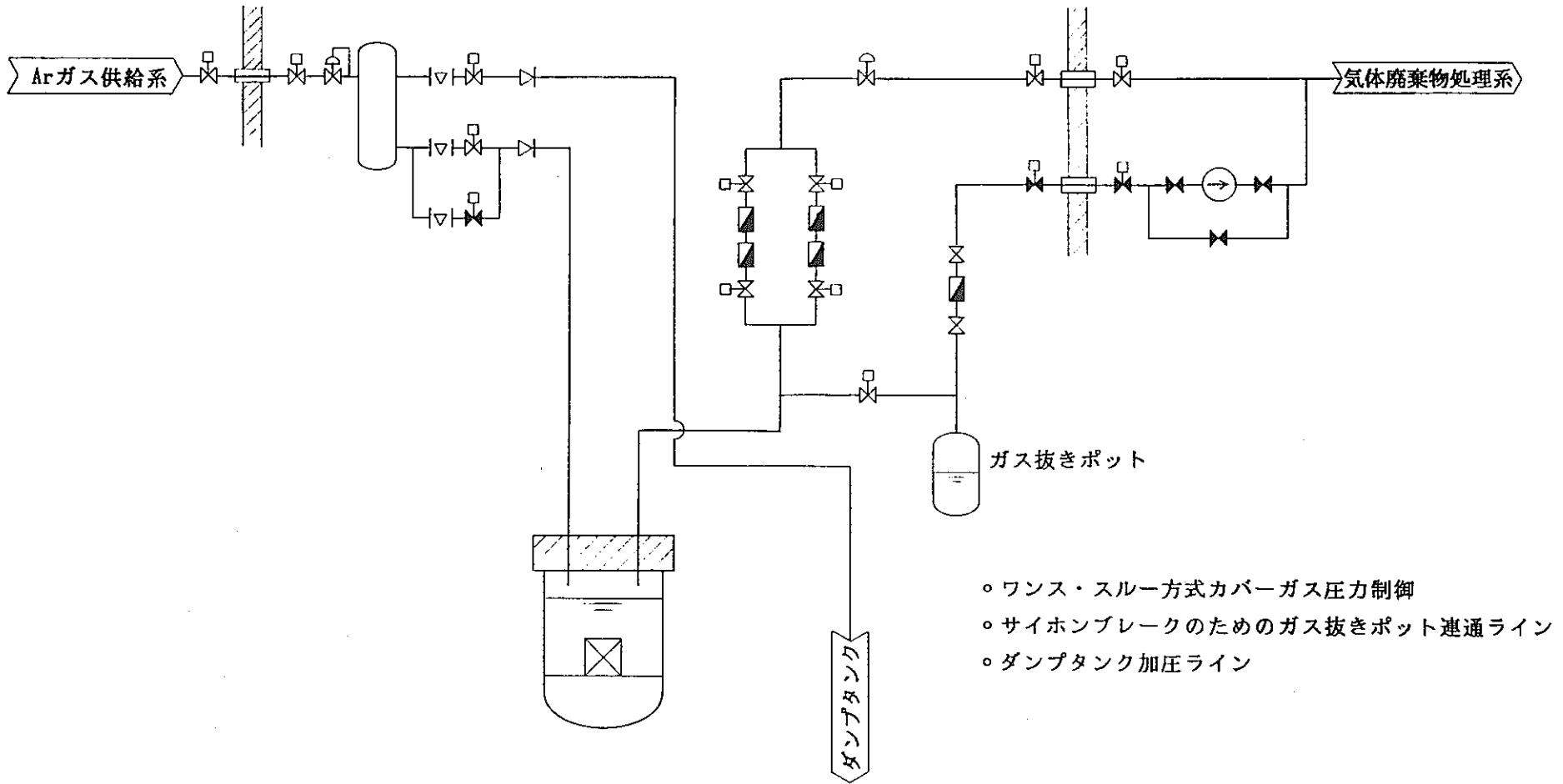


図5.4-13 アルゴンガス系系統概念

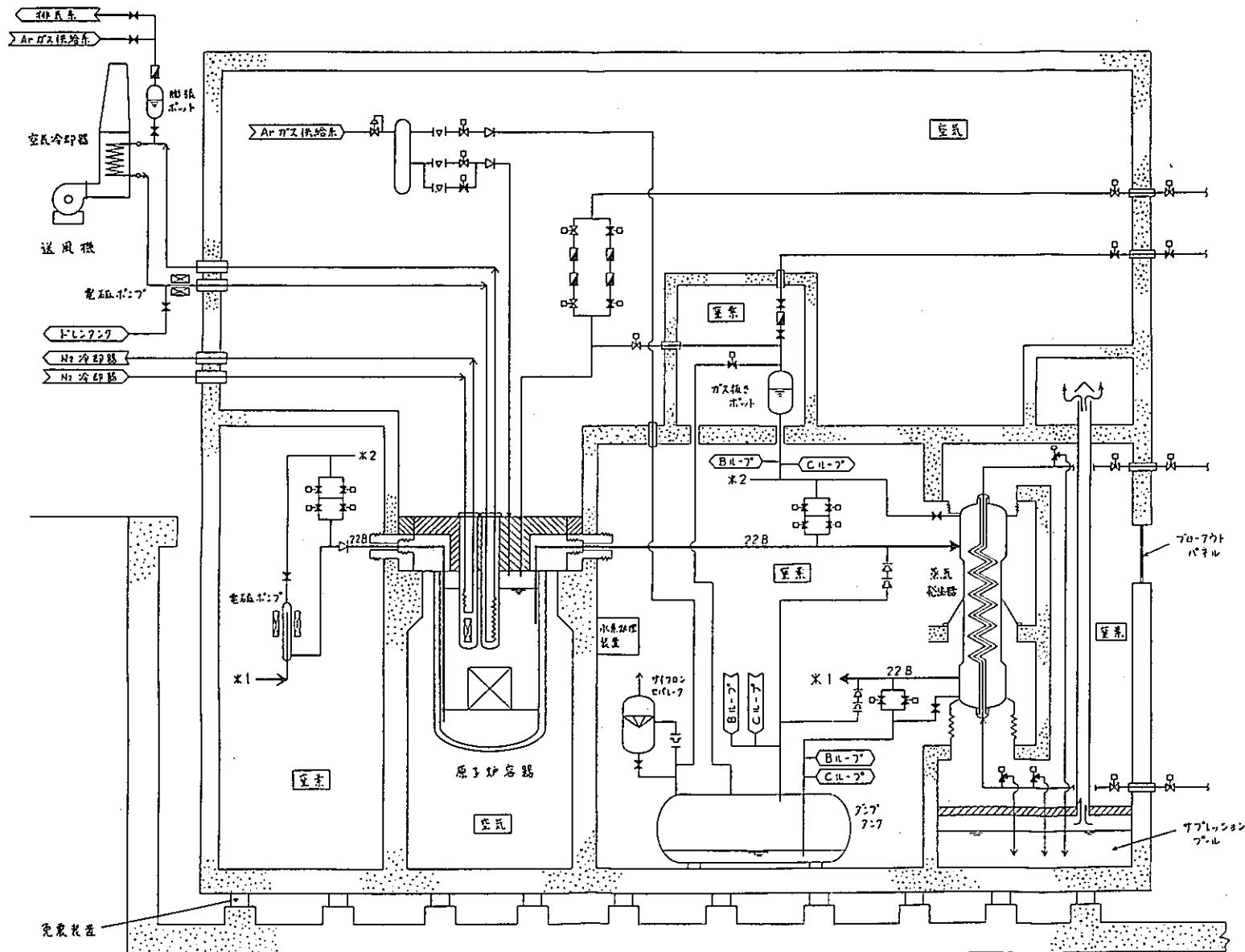


図 5.4-14 1次系全体の系統概念

## 5.5 崩壊熱除去系

### 5.5.1 基本仕様及び系統構成の設定

図5.5-1に、崩壊熱除去系の基本仕様設定の考え方を示す。型式はDRACSを前提とし、ループ数は主冷却系ループ数及び想定される電源構成に合わせ、3ループとした。除熱容量は、強制循環除熱量を6.5MWt/ループ、自然循環除熱量をその1/3以上と設定した。

DRACS系統概念を図5.5-2に示す。主配管口径は6Bとし、コールドレグ側に電磁ポンプ及び電磁流量計を設置した。DRACSの系統仕様及びサイジング用ヒートバランスを表5.5-1に示す。

### 5.5.2 主要設備のサイジング

#### (1)DHX

DHXサイジング結果を図5.5-3に示す。6.5MWtの交換熱量に対して、伝熱面積は $35\text{m}^2$ となり、伝熱部高さは2.4m、胴径は $0.77\text{m}_{\phi}$ である。DRACS2次系のNa放射化を抑制する為、DHXは約100mmのB<sub>4</sub>C遮蔽で覆う。

#### (2)空気冷却器(A/C)

空気冷却器のサイジング結果を表5.5-2及び図5.5-4に示す。フィンチューブ式強制空冷式とし、伝熱面積は $756\text{m}^2$ とした。外形寸法は約3.2mW×4.4mL×4.8mHである。

### 5.5.3 自然循環特性の検討

#### (1)検討方法

検討方法を図5.5-5に示す。1点近似モデルにより、各伝熱中心差が自然循環除熱量に及ぼす影響を評価した。DHX、A/Cの伝熱は、定格時サイジング結果をベースに自然循環流量における熱貫流率を評価して模擬した。1次系、2次系、空気側の圧力損失も定格時圧力損失から、自然循環流量における圧力損失を評価して模擬した。

#### (2)検討結果

炉心とDHXとの1次系伝熱中心差、DHXとA/Cとの2次系伝熱中心差、A/Cスタック高さをそれぞれパラメータとして、除熱量、各部温度、流量を評価した結果を図5.5-6~8に示す。流量は定格時サイジング流量に対する割合として示してある。

1次系伝熱中心差をパラメータとした結果においては、除熱量は殆ど変化なく、1次系温度及び流量が変化しただけである。これは、もともと、1次

系圧力損失は他に比べ非常に小さく、DRACS除熱量は2次系及び空気系の自然循環流量によって決まっているからである。

2次系伝熱中心差又は、スタック高さをパラメータとした結果においては、高さを大きくすればするほど、除熱量は大きくなる。

以上の検討結果をまとめ、高低差を設定した結果を図5.5-9に示す。本評価で示されたように、1次系自然循環の為のDHX位置に対しては、特に限定する必要ないということがわかった。2次系高低差及びスタック高さは、自然循環除熱量を強制循環除熱量の1/3(約2.1MWt)とすることを目標として、それぞれ20m程度、30m程度と設定した。

#### 5.5.4 その他の考察

##### (1)1ループ強制循環時のDRACS自然循環除熱

DRACS除熱容量は図5.5-1に示すように、容量設定上クリティカルとなる状態を1ループ強制循環(DG1基起動失敗+1ループ故障)、2ループ自然循環と想定して設定した。これに関し、DRACSの1ループ強制循環時、残り2ループのDRACS自然循環除熱が期待可能か否かについて検討した結果を図5.5-10に示す。

強制循環という意味には、DRACS側と主冷却系側の2つの意味があるが、DRACS1次系は元々自然循環に依るものであり、DRACS側強制循環(2次系以降)が残り2ループのDRACS自然循環へ与える悪影響はないと考える。主冷却側強制循環に関しても、本プラントでは逆止弁を設置して逆流を防止しているから問題はないと考える。

##### (2)ストラティフィケーションがDRACS自然循環特性に及ぼす影響について

スクラム時にホットプレナムに発生するストラがDRACS自然循環特性に及ぼす影響について考察した。

タンク型炉DRACSを模擬した水流動試験によれば(23)、ストラ界面がIHX入口窓部に到達するまではIHXを介したホットプレナム～コールドプレナム間の自然循環力が小さい為、炉心出口温度はPRACSより高めとなっている。ただし、この温度上昇が課題となる。

本プラントの場合、このIHX入口窓はホットレグ配管吸込部に相当する。従って、ストラ界面がこの吸込部に到達するまでは1次系ループを経由する自然循環力は小さい。これによる炉心出口温度上昇が課題である。また、§5.5.3で示した自然循環特性評価においては、DRACSの1次系循環流路としては、1次系ループ内自然循環に期待せず、炉心部の逆流に期待した評価を行って、目標とする除熱容量を得ている。この場合、ストラティフィケーションの存在によるDRACS自然循環への影響が課題である。

表5.5-1 DRACS系統主要仕様

項 目	仕 様	備 考
ループ数	3 ループ	
除熱量（強制循環）	6.5 MWt / ループ	
除熱量（自然循環）	強制循環の 1 / 3 以上	
D H X 基数	3 基	
空気冷却器 (A / C) 基数	3 基	
2 次ポンプ型式	E M P	
E M P 基数	3 基	
送風機基数	3 基	
2 次配管口径	6 B	
1 次H / L 温度	500 °C	サイジング用
1 次C / L 温度	300 °C	
2 次H / L 温度	465 °C	
2 次C / L 温度	235 °C	
空気入口温度	50 °C	
空気出口温度	210 °C	
1 次N a 流量	$8.59 \times 10^4 \text{ kg/h}$ / ループ	
2 次N a 流量	$7.89 \times 10^4 \text{ kg/h}$ / ループ	
空 気 流 量	$1.44 \times 10^5 \text{ kg/h}$ / ループ	

表5.5-2 崩壊熱除去系空気冷却器主要目

項 目	単 位	管 側	ダ ク ト 側	
型 式	一	フィンチューブ強制空冷式		
基 数	基	3		
伝 热 面 積	m <sup>2</sup> /基	756		
交 換 热 量	MWt/基	6.5		
流 体	一	2 次ナトリウム	空 気	
流 量	kg/h	7.89×10 <sup>4</sup>	1.44×10 <sup>5</sup>	
運転温度	入 口	°C	465 50	
	出 口	°C	235 210	
伝熱管仕様	外 径	mm	34	
	内 厚	mm	2.9	
	有効長さ	m/本	15.96	
	本 数	本	54	
	パス数	一	6	
	高さ	mm	12.7	
	厚さ	mm	1.6	
	ピッチ	mm	5.0	

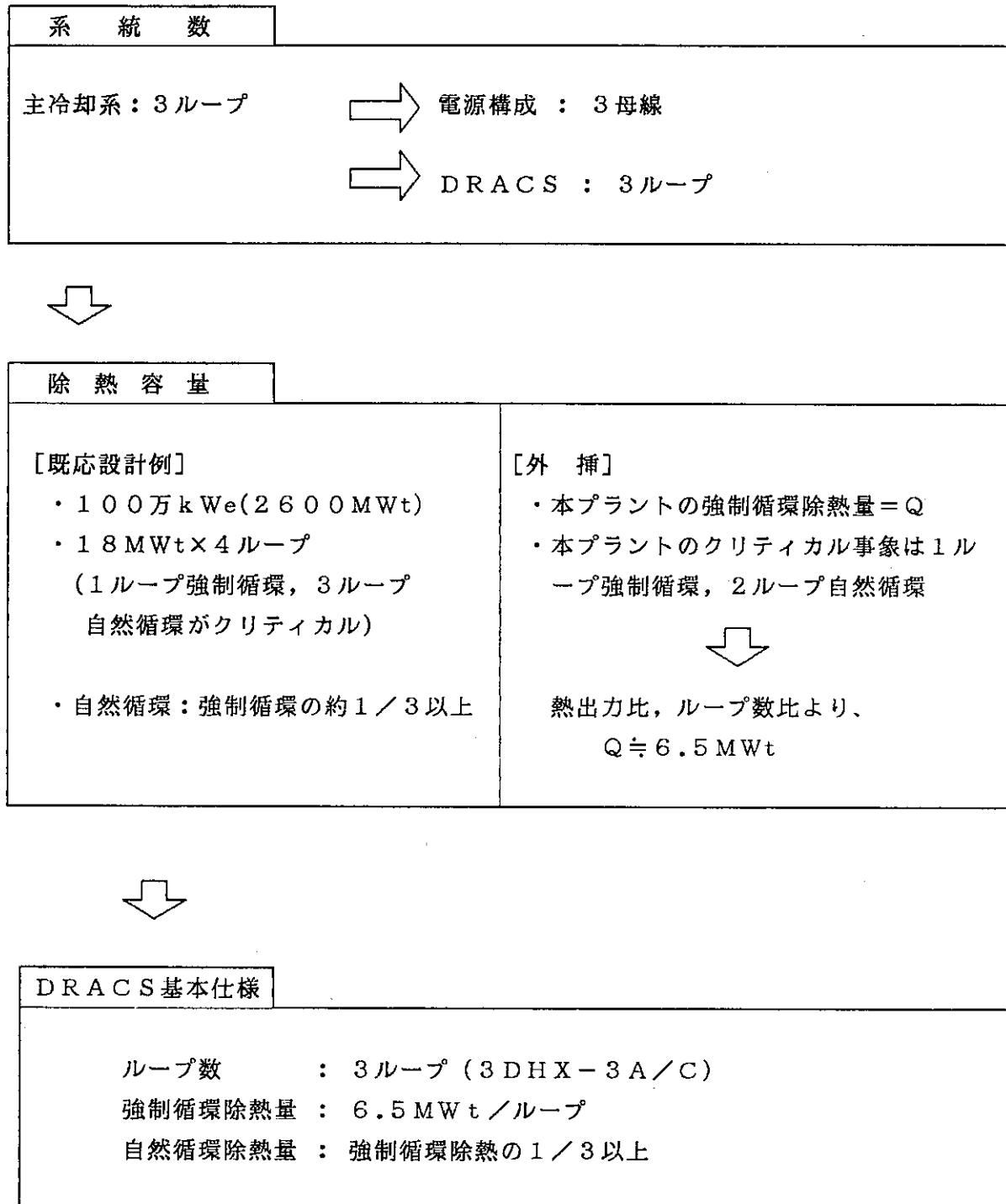


図 5.5-1 崩壊熱除去系の基本仕様設定

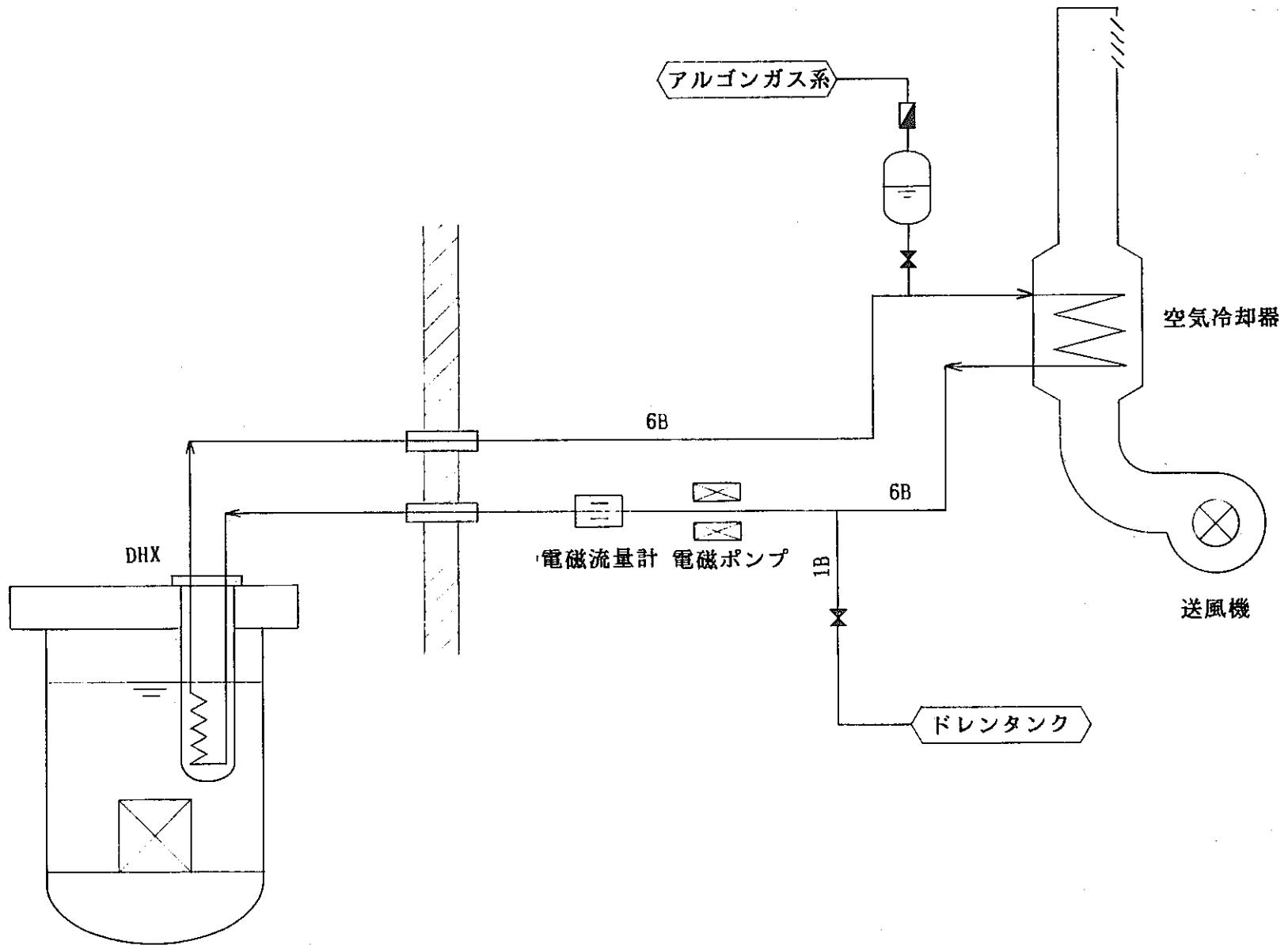


図5.5-2 DRACS系統概念

DH X 主要目

型式	縦置平行流式直管型	
基數	3基	
交換熱量	6.5 MWt	
伝熱面積	35 m <sup>2</sup>	
伝熱管	外 径	25.4 mm
	肉 厚	1.2 mm ノミナル
	伝熱管長	2.4 m
	本 数	180 本
	配列パターン	円周配列
	材 料	SUS304TB
定格流量	1 次側	$8.59 \times 10^4$ kg/h
	2 次側	$7.89 \times 10^4$ kg/h
定格温度	1 次側入口	500 °C
	1 次側出口	300 °C
	2 次側入口	235 °C
	2 次側出口	465 °C
材 質	SUS304	

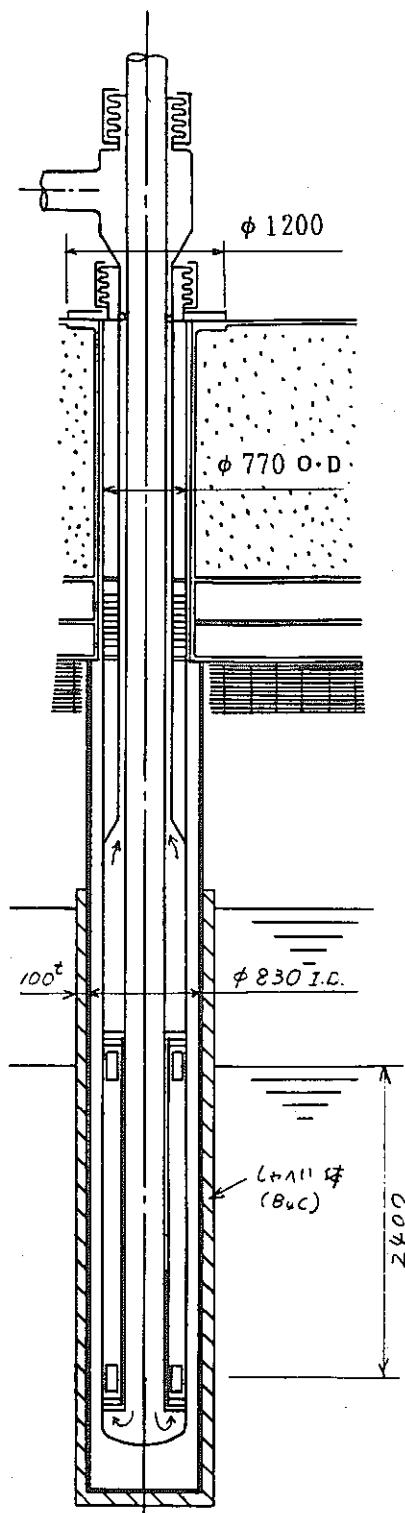


図5.5-3 DHX構造概念図

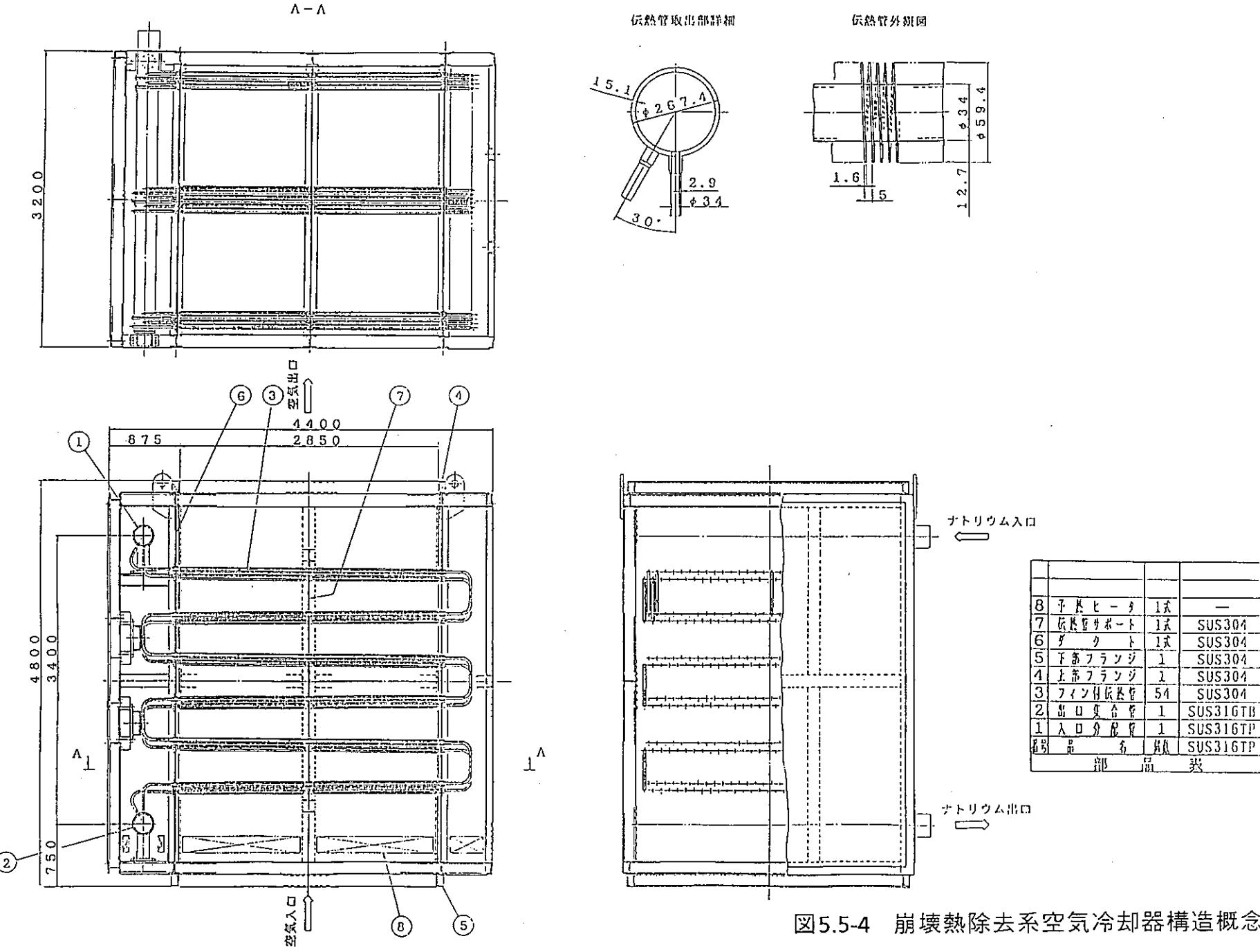
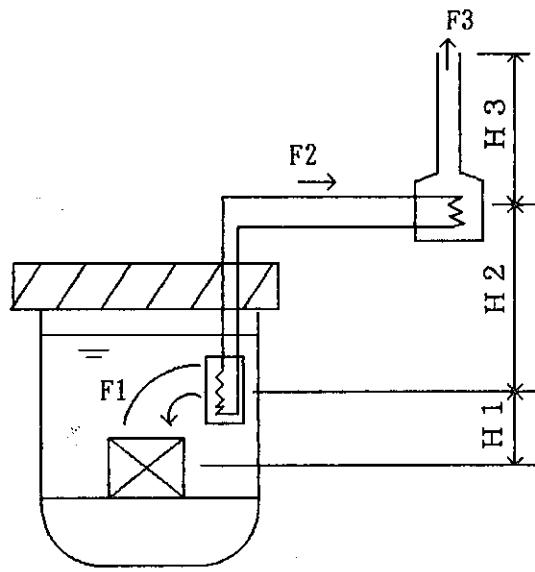


図5.5-4 崩壊熱除去系空気冷却器構造概念図



下記伝熱中心差が自然循環除熱特性に及ぼす

影響を評価

- ① H1 : 1次系伝熱中心差 (炉心～DHX)
- ② H2 : 2次系伝熱中心差 (DHX～A/C)
- ③ H3 : スタック高さ

### 評価方法・条件

モデル : 1点近似モデル

- パラメータ :
- ① H1 = 2 ~ 8 m (リファレンス = 5 m)
  - ② H2 = 10 ~ 30 m (リファレンス = 20 m)
  - ③ H3 = 10 ~ 40 m (リファレンス = 25 m)

DHX : 定格時熱貫流率 = 3200 kcal/m<sup>2</sup>.h.°C  
伝熱面積 = 35 m<sup>2</sup>

A/C : 定格時熱貫流率 = 34 kcal/m<sup>2</sup>.h.°C  
伝熱面積 = 756 m<sup>2</sup>

1次系圧力損失 :

- ① DHX : 約 70 kg/cm<sup>2</sup> (DHX サイジング流量)
- ② 炉心 : 約 2 kg/cm<sup>2</sup> (炉心定格流量)

2次系圧力損失 : 約 2 kg/cm<sup>2</sup> (DRACS サイジング流量)

A/C 空気側圧力損失 : 150 mm Aq (A/C サイジング流量)

図 5.5-5 DRACS 自然循環除熱特性の検討

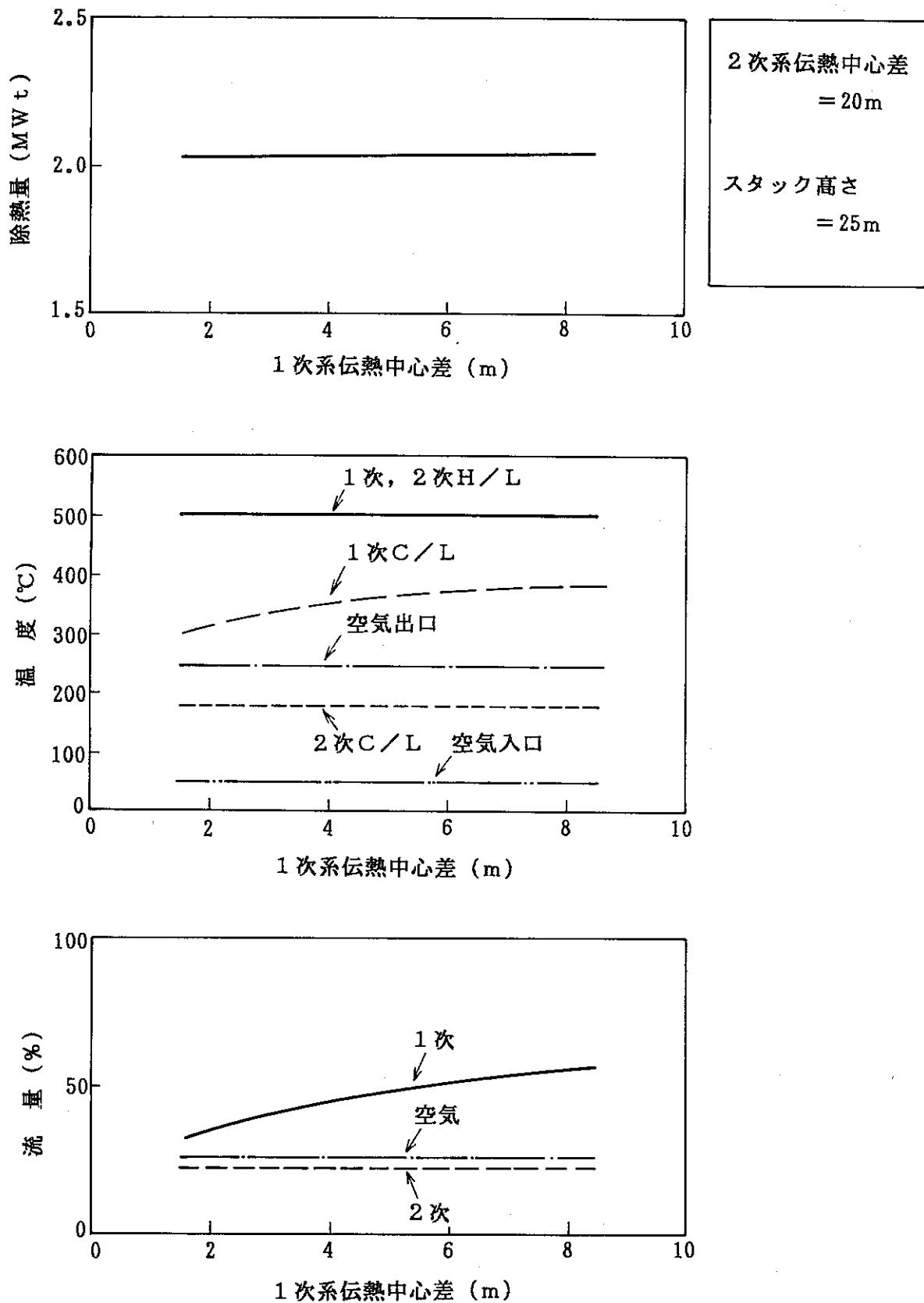


図5.5-6 DRACS自然循環除熱特性(1次系伝熱中心差の影響)

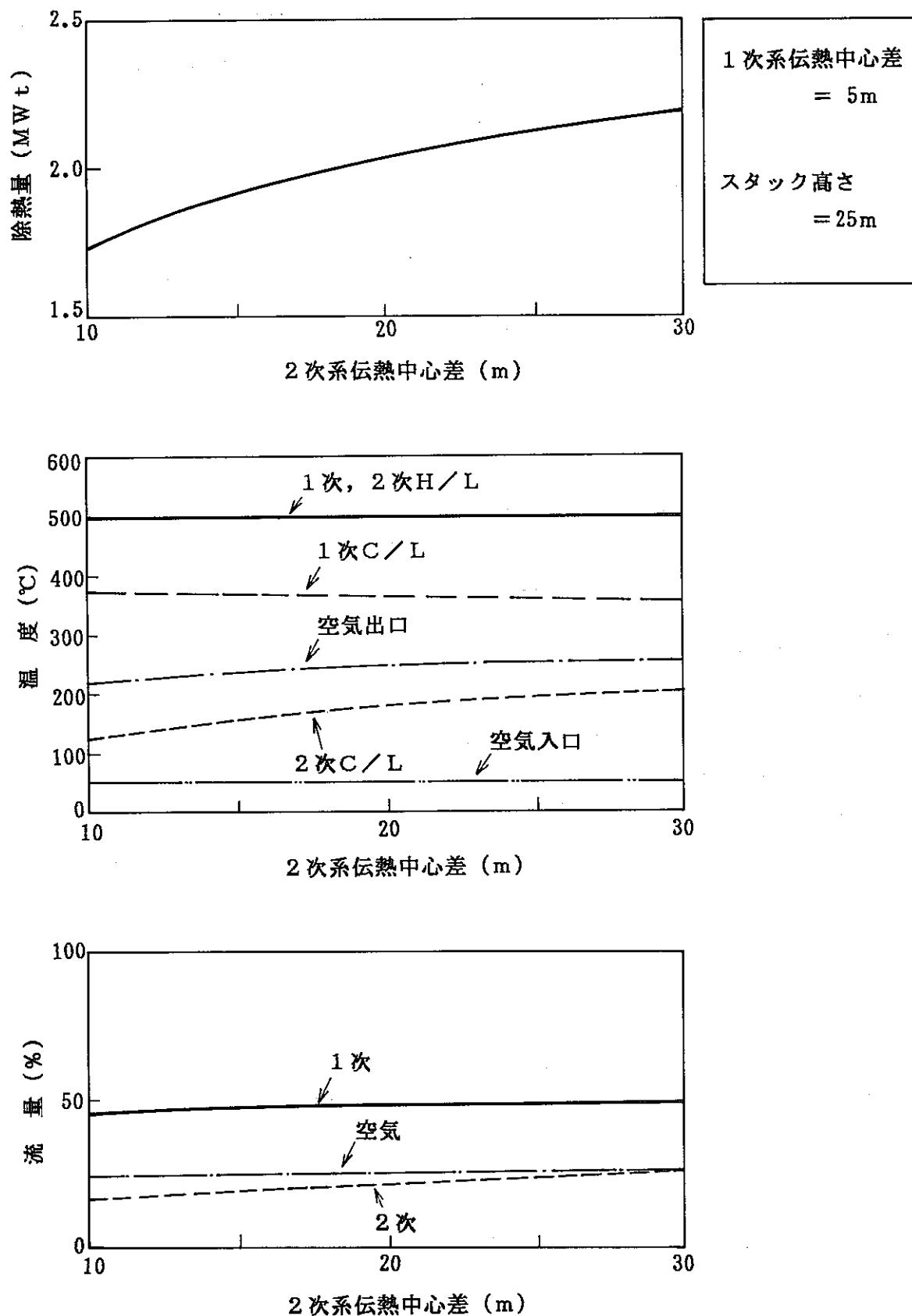


図5.5-7 DRACS自然循環除熱特性(2次系伝熱中心差の影響)

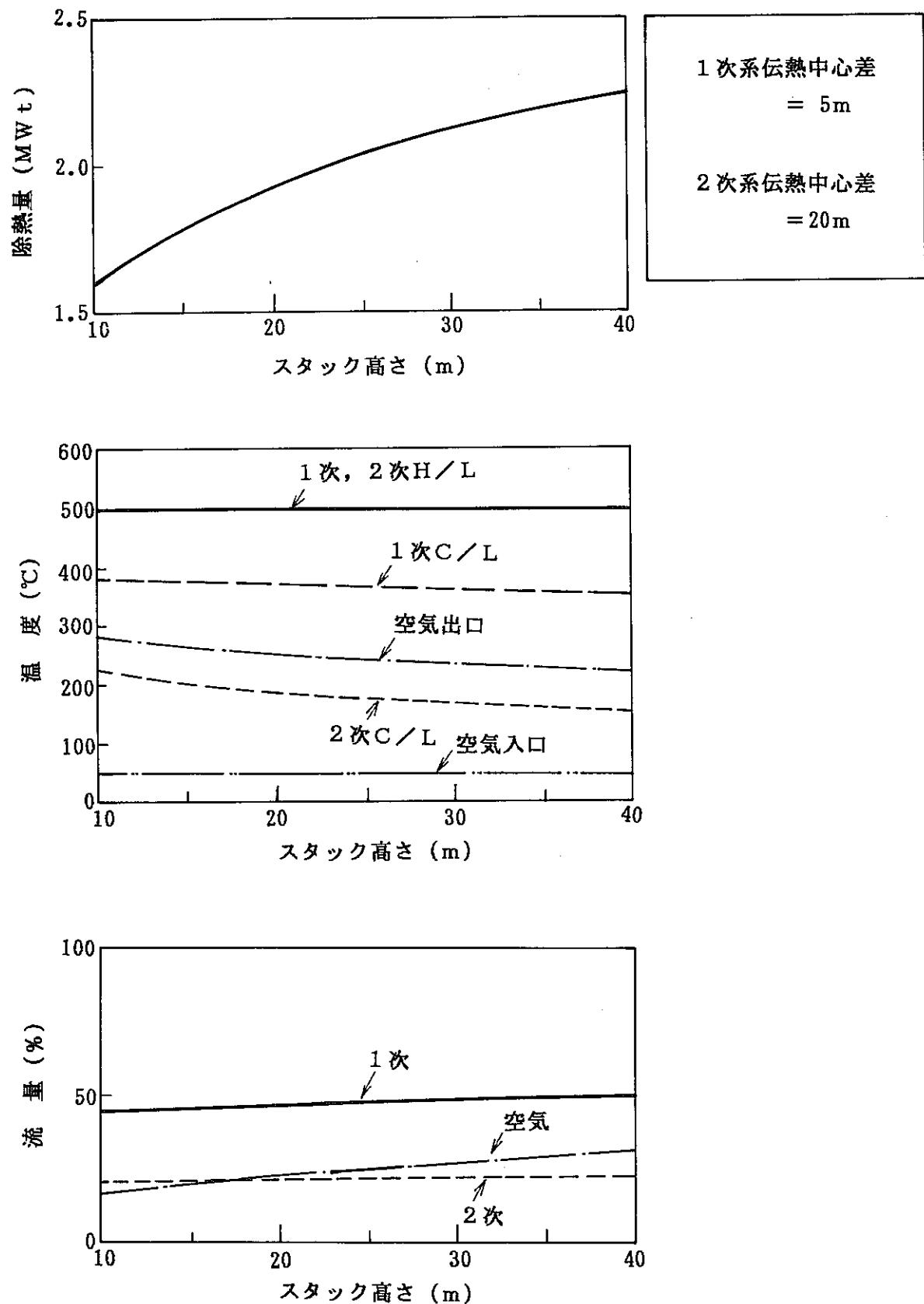


図5.5-8 DRACS自然循環除熱特性(スタック高さの影響)

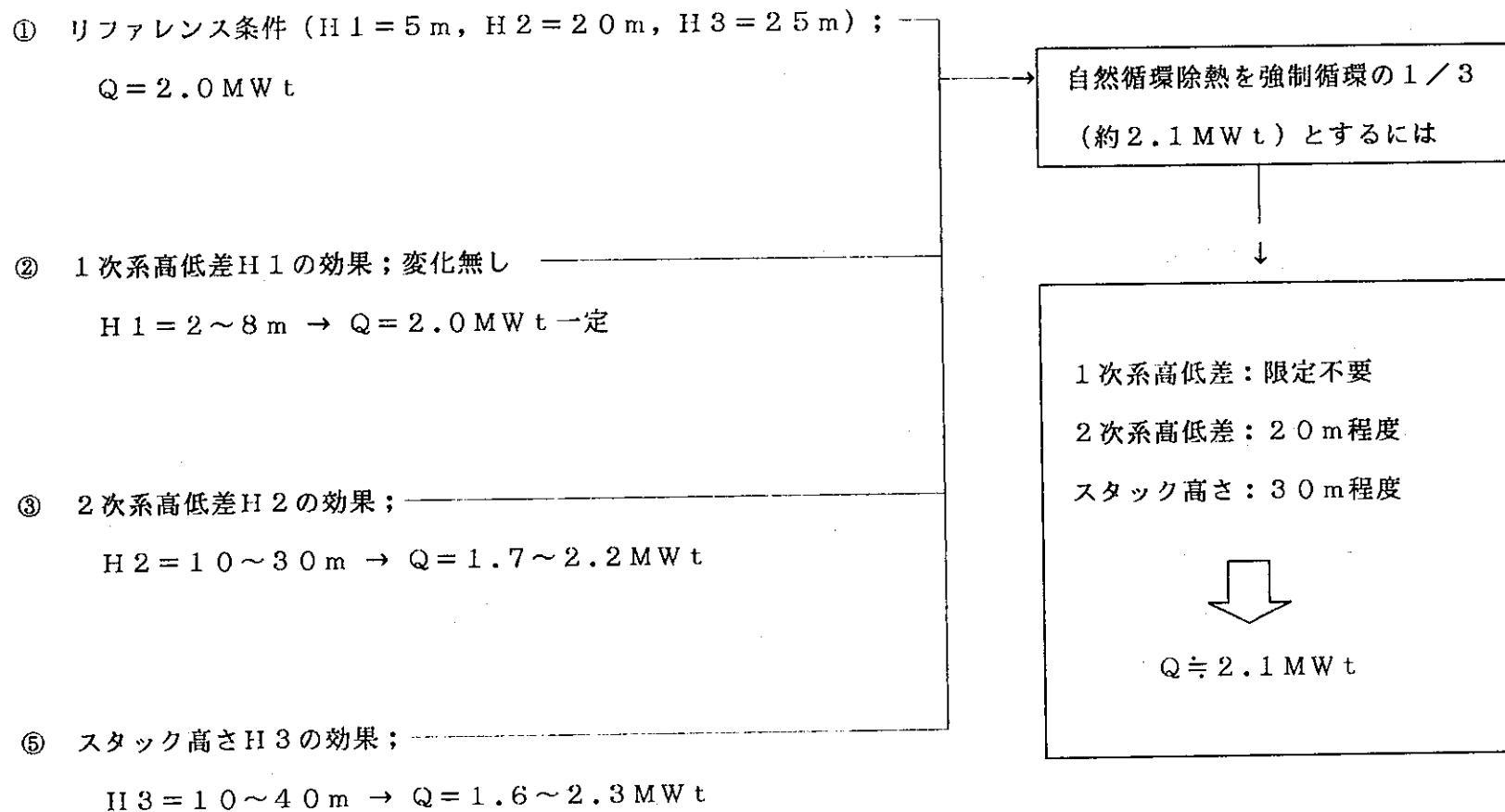
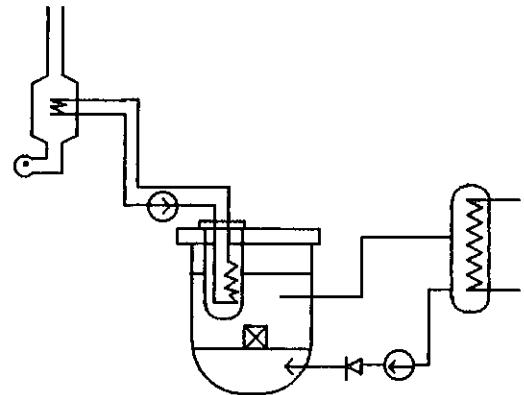


図5.5-9 DRACS自然循環除熱特性と高低差の設定



DRACS 1 ループ強制循環時、残り 2 ループの DRACS 自然循環除熱は期待可能か

#### DRACS 側強制循環

DRACS 強制循環は 2 次 EMP、空気送風機による強制循環であり  
1 次系は自然循環に依る。従って、DRACS 強制循環による残り 2 ループの DRACS 自然循環への悪影響なし。

#### 主冷却系側強制循環

EMP によるポンピーモータ運転を行う場合に対しても、逆止弁が設置されていることにより、他の主冷却系 2 ループの逆流は生じない。従って、ホットプレナム内の自然対流によって崩壊熱除去を行う DRACS に対する悪影響はない。

(逆止弁のないループ体系の PRACS 又は IRACS では課題となる)



厳密には、主冷却系を含めた動特性及び炉内流動特性評価による確認が必要だが、問題はないと考えられる

図 5.5-10 1 ループ強制循環時の DRACS 自然循環除熱について

## 5.6 燃料取扱設備

### 5.6.1 燃料交換作業概要

図5.6-1に燃料交換作業フローを示す。

3個の各炉心中央上には、プラント運転時制御棒があり、この炉上部には制御棒駆動機構(CRD)が設置されている。燃料交換時には、このCRDを引き抜き、伸縮アーム式燃料交換機(FHM)を設置する。一方、炉心間中央にある燃料中継槽の直上にある燃料交換用プラグを撤去し、燃料移送キャスクを設置する。FHMにより、使用済燃料を炉内貯蔵槽(IVST)から炉内中継槽へ移す。次に、燃料移送キャスク内の巻き上げ機構によって、炉内中継槽から燃料移送キャスク内へ収納する。新燃料は、燃料移送キャスクから炉内中継槽へ移し、次にFHMにて炉心へ移される。

使用済燃料を収納した移送キャスクは、天井クレーンによってキャスク台車へ運び、キャスク台車は使用済燃料貯蔵施設へ移動する。

なお、使用済燃料は炉内貯蔵により崩壊熱減衰を待った後、炉外へ運びだすこととした。

### 5.6.2 主要機器概念

図5.6-2に燃料交換機構造概念を示す。伸縮アーム式構造である。

図5.6-3に燃料移送キャスク構造概念を示す。中心位置に集合体を引き上げ、周囲に移動して6体収納可能構造とした。

### (3) 使用済燃料貯蔵設備概念

図5.6-4に使用済燃料貯蔵設備の概念を示す。各原子炉モジュールに対して共用する設備として、移動台車によって燃料キャスクが運ばれる。台車から降ろされたキャスクは乾式洗浄設備へ移され、ここで燃料は洗浄される。その後、燃料は貯蔵ラック内に運ばれる。使用済燃料は自然通風による空気冷却を行う。

## 燃料交換作業手順例

- 1 C RD引き抜き(案内管はキャスクに吊り上げ撤去)
- 2 伸縮アーム式FHM搬入(炉心中央のC RD穴に設置)
- 3 燃料移送キャスク搬入、燃料交換用プラグ撤去
- 4 天井クレーンにて燃料移送キャスクを炉内中継槽直上に設置
- 5 F HMにより使用済燃料集合体を炉内燃料貯蔵ラックから炉内中継槽へ(炉心からの使用済燃料集合体は炉内燃料貯蔵ラックへ)
- 6 使用済燃料集合体を燃料移送キャスク内へ引き上げ収納
- 7 新燃料集合体を燃料移送キャスク内から炉内中継槽へ
- 8 F HMにより新燃料集合体を炉心内へ
- 9 F HMアーム縮小、天井クレーンにてF HM引き抜き搬出
- 10 C RD復旧
- 11 天井クレーンにより燃料移送キャスクを台車へ
- 12 燃料交換用プラグ復旧
- 13 キャスク台車を使用済燃料貯蔵施設へ

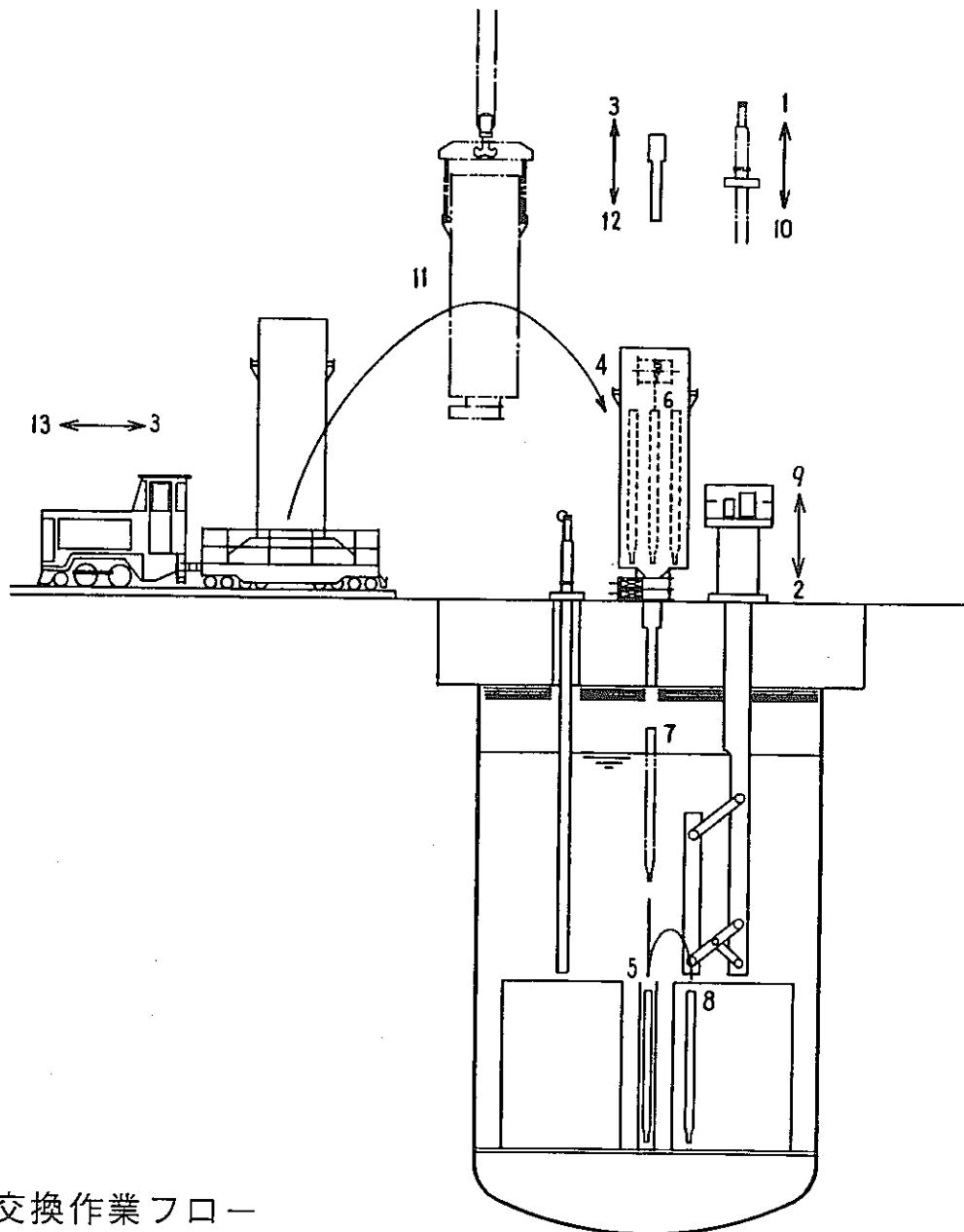


図5.6-1 燃料交換作業フロー

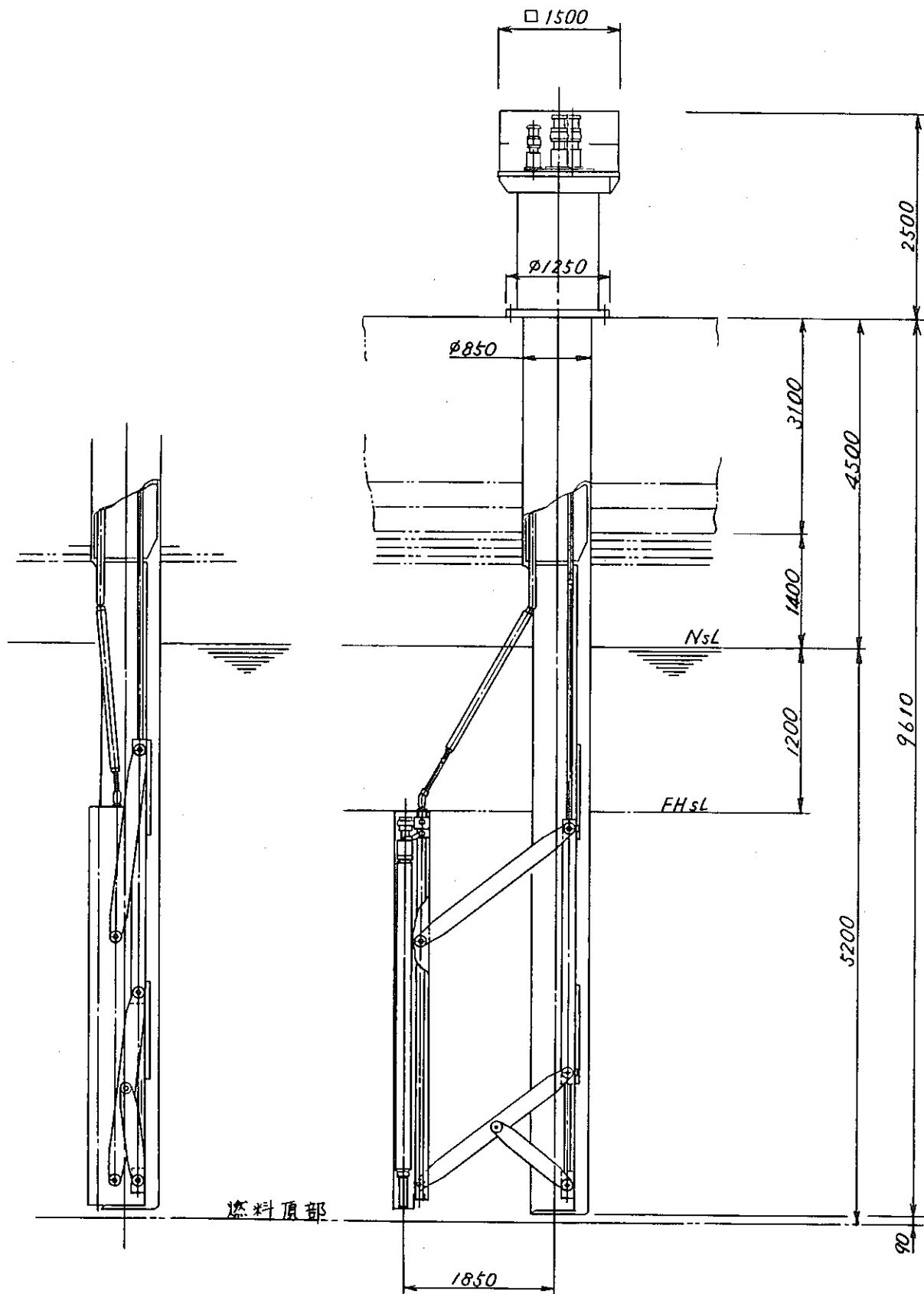


図 5.6-2 燃料交換機構造概念

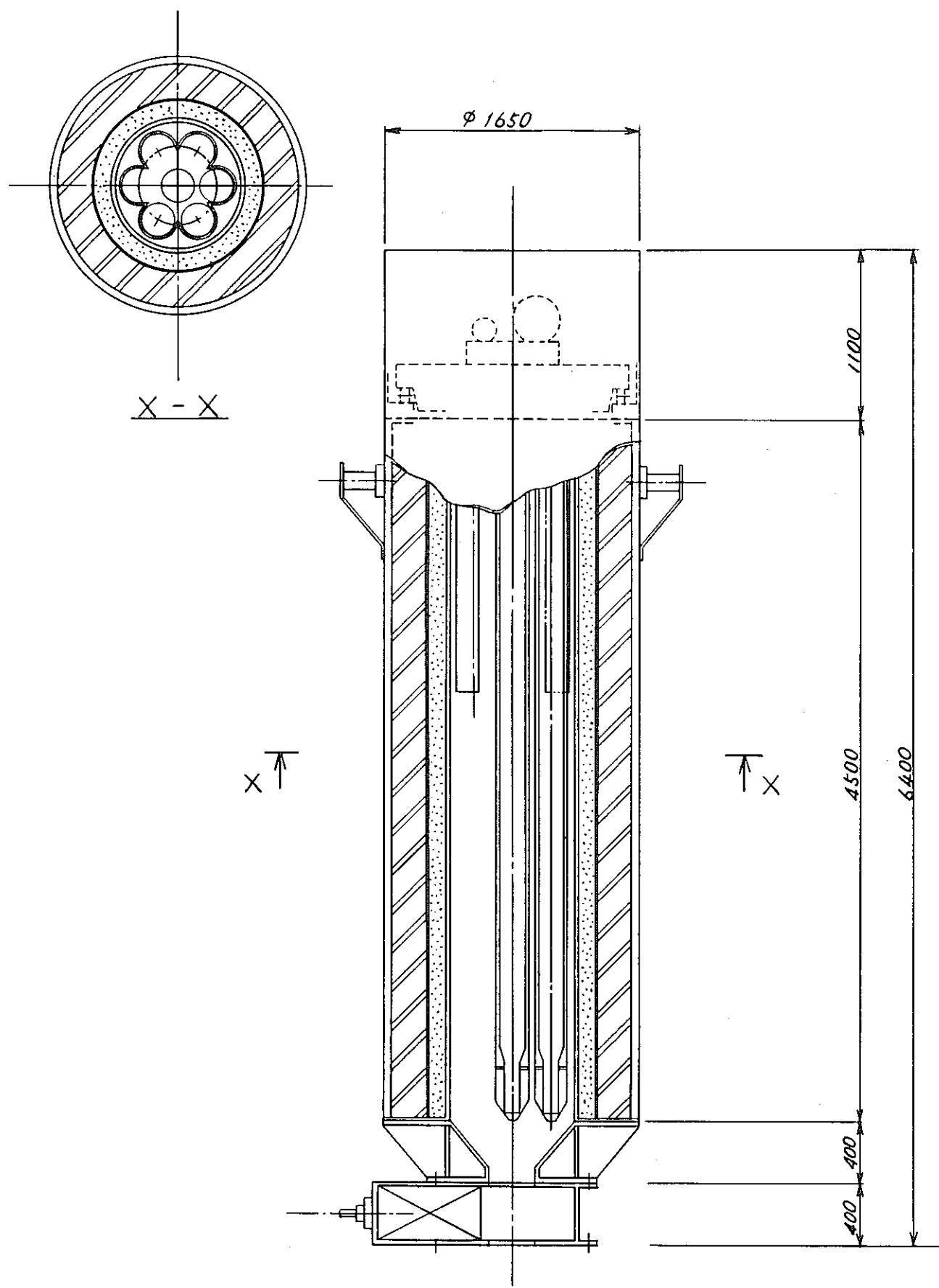


図5.6-3 燃料移送キャスク構造概念

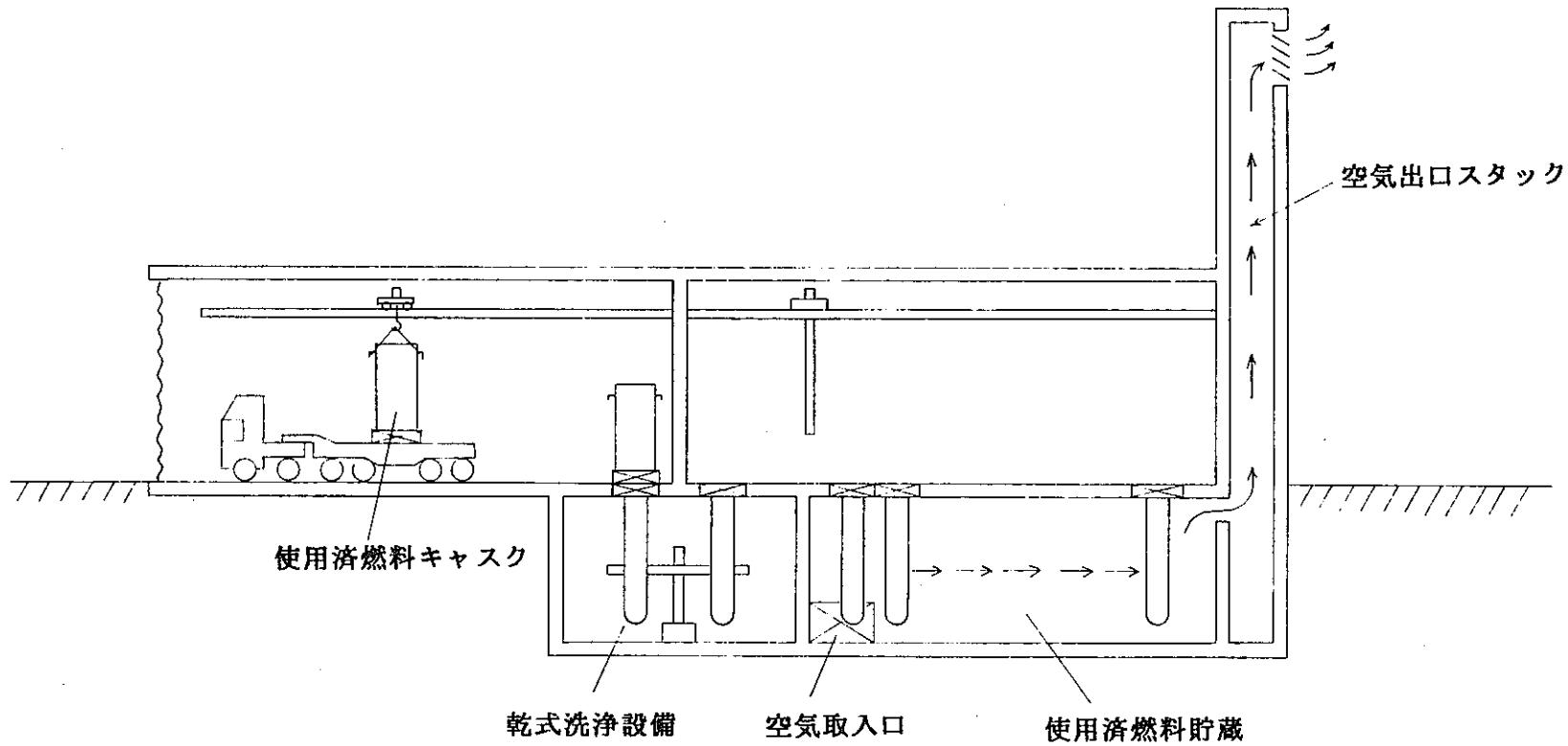


図5.6-4 使用済燃料貯蔵設備の概念

## 5.7 安全関連設備

### 5.7.1 ナトリウム漏洩対策設備

ナトリウム漏洩対策設備として、原子炉容器にガードベッセルを設け、その中を窒素雰囲気として密封した。1次系配管は、引き回し上2重管方式は難しく採用しなかった。SGにはガードベッセルを設けず、主配管にサイホンブレーク機構を設ける。従って、1次系は窒素雰囲気セルとして、ライナを設ける。

### 5.7.2 SG給水系配管破断及びNa-水反応時SG保有水ブロー対策

図5.7-1に考え方を示す。SG伝熱管破損時に、格納バウンダリを開放することなく、格納施設を非耐圧設計とするため、SG保有水ブローは格納施設内に設けたサプレッションプール内へブローする。また、格納施設内にあるSG給水系配管破断による圧力上昇に対しては、ブローアウトパネルを開放させることにより対応する。

### 5.7.3 Na-水反応時の水素ガス処理方法

図5.7-2に考え方を示す。格納バウンダリを開放せず、かつ、原子炉容器カバーガス圧力を高圧にしないため、水素ガスは格納施設内の窒素雰囲気セル内へ放出することとした。ただし、窒素雰囲気内に放出された水素ガスを処理する方法に関し、今後の検討が必要である。

### 5.7.4 バウンダリ構成

図5.7-3及び図5.7-4にバウンダリ構成を示す。

1次系室は窒素雰囲気としてライナで囲まれる部屋とした。格納施設バウンダリは、原子炉ルーフデッキ及び原子炉建屋床下で囲まれる領域とした。この格納施設バウンダリからの貫通部が想定される領域にはコンファインメントを設けることとし、ヘッドアクセスエリア及び周囲の一部をコンファインメントとした。

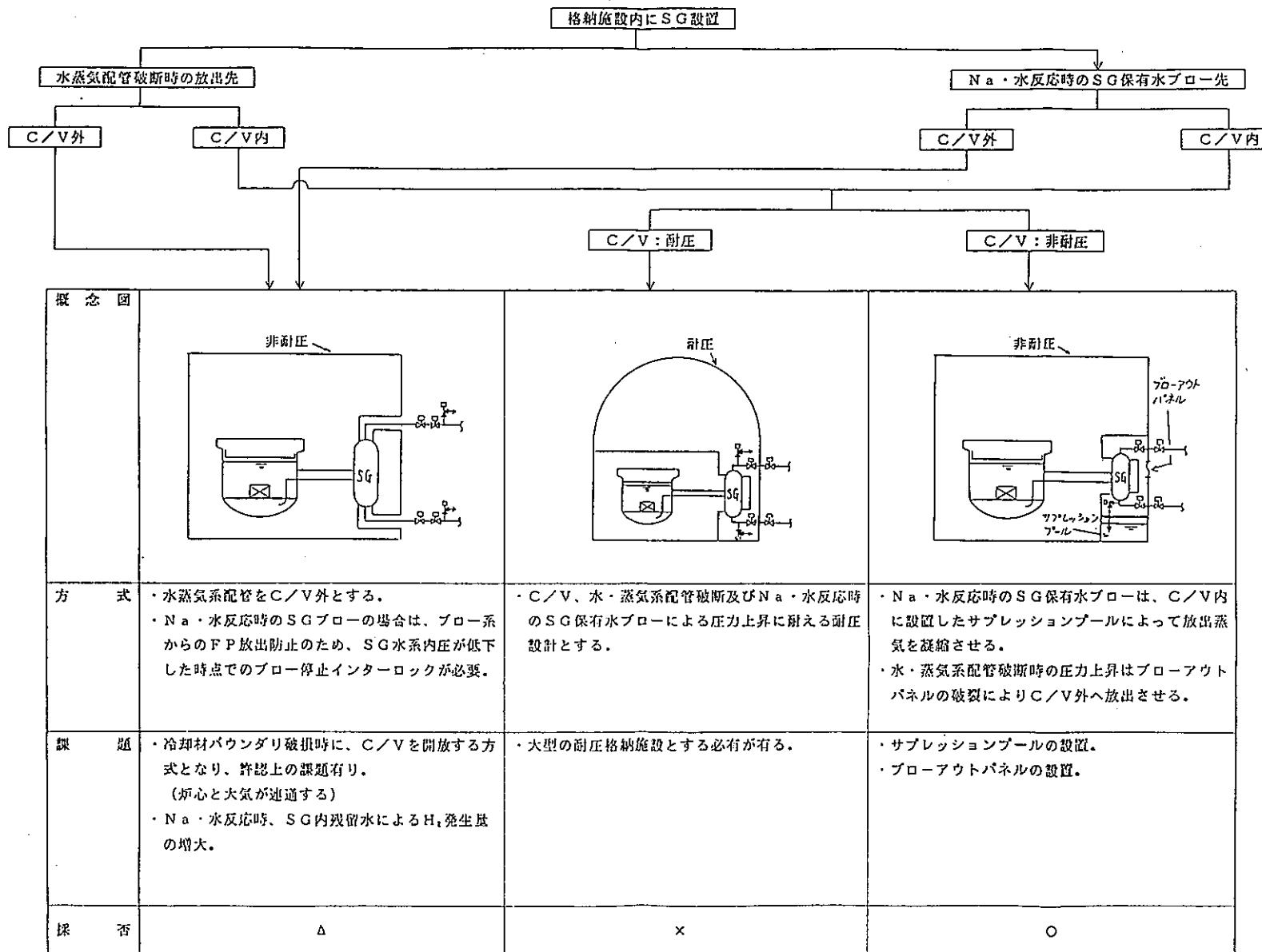


図5.7-1 蒸気発生器と格納施設バウンダリ

Na・水反応時の発生水素ガスの放出			
	C/V外へ	C/V内へ	
概念図			
方 式	<ul style="list-style-type: none"> <li>液体反応生成物はダンプタンクへ</li> <li>H<sub>2</sub>ガスはサイクロンセパレータで分離された後、C/Vの大気へ燃焼放出する。放出後、隔壁弁を閉じる。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>液体反応生成物と水素ガスは、タンク内に収納する。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>液体反応生成物はダンプタンクへ</li> <li>H<sub>2</sub>ガスはサイクロンセパレータで分離された後、格納施設内の窒素雰囲気へ放出される。</li> </ul>
課 題	<ul style="list-style-type: none"> <li>放出系を通じて、1次系内と大気が逆流する。公衆被曝抑制という格納施設の機能が喪失してしまうおそれがある。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>炉容器カバーガス圧力が数atgに上昇してしまう。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>N<sub>2</sub>セル内における水素ガスの処理 (再結合器等の処理が必要)</li> </ul>
採 否	X	X	O

図5.7-2 Na-水反応時の水素ガス処理方法

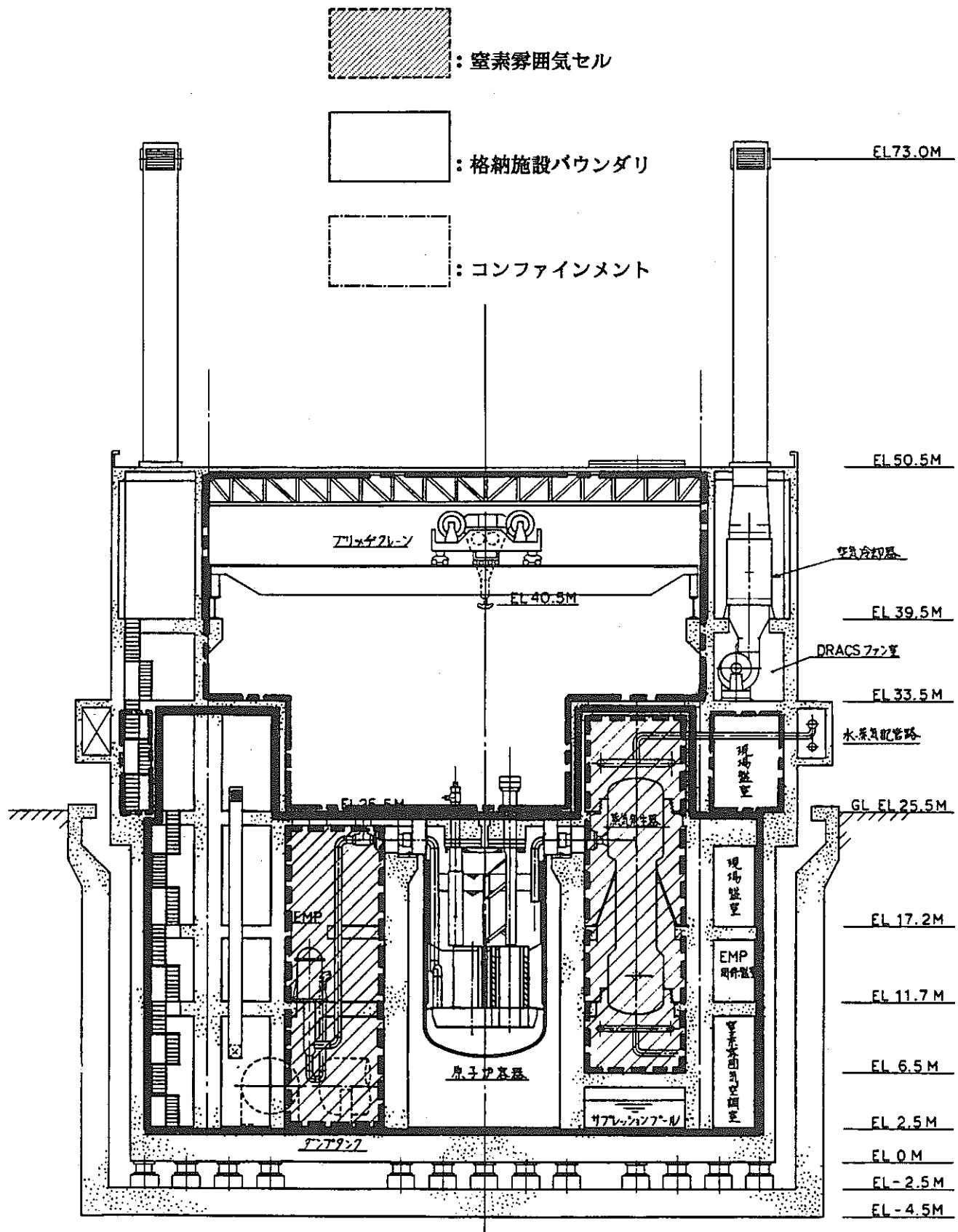


図5.7-3 格納施設バウンダリの構成(I)

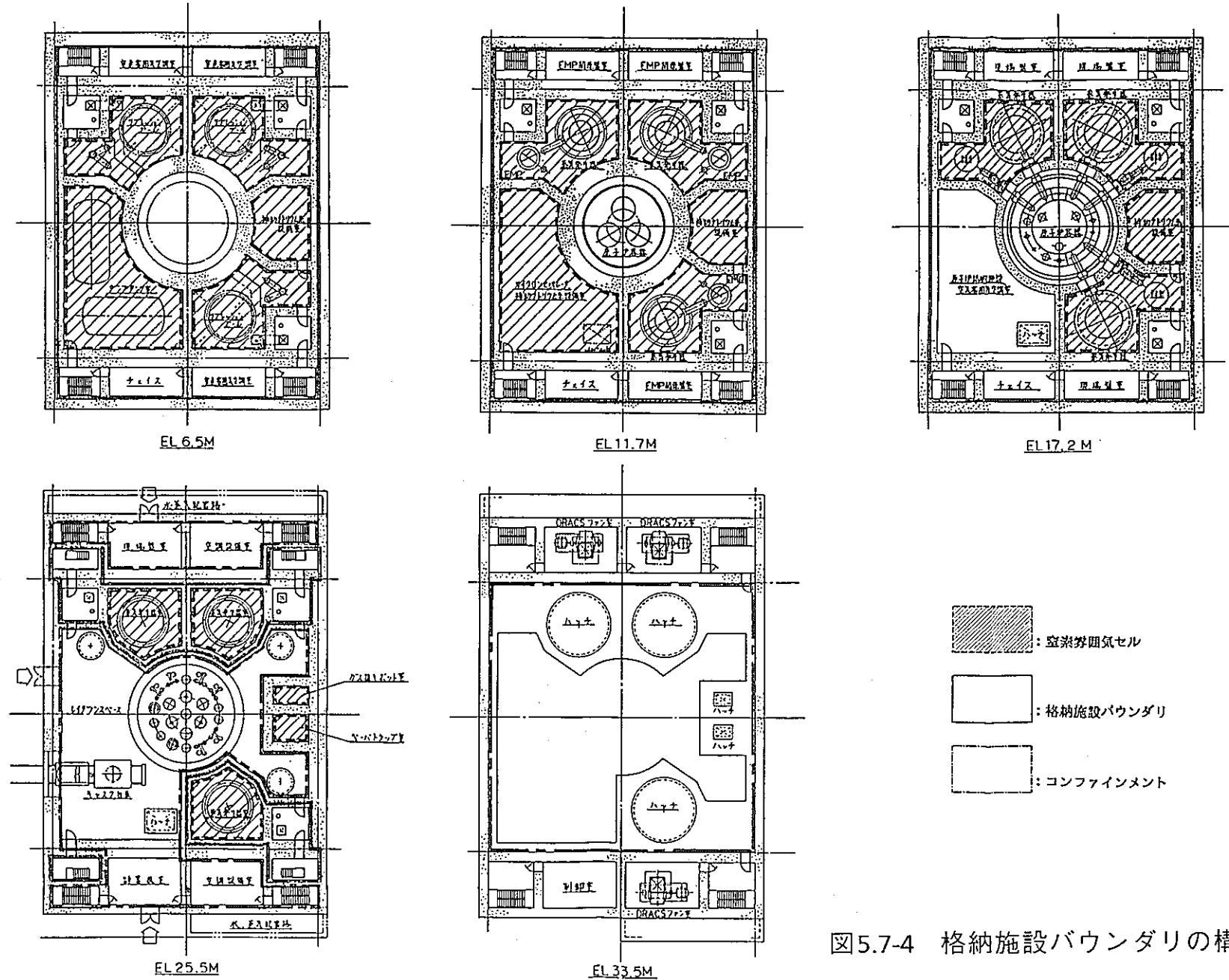


図5.7-4 格納施設バウンダリの構成(II)

## 6. まとめ

小型高速炉に関する設計研究として、設計概念の目標を検討し、その目標を目指して、小型長燃料寿命安全炉及び小型分割炉心プラントの設計研究を行った。目標として長燃料寿命安全炉の概念を達成することが重要であるが、現状で目標は達成されていない。燃料寿命を10年程度にできれば、冷却期間を1~2年とっても稼働率が小さくなることなく運転でき、燃取系が大幅に合理化できるのであるが、燃焼反応度を確保するための経済的ペナルティが大きそうである。安全炉として大型炉で想起されるシビアアクシデントが想定しえないことが目標であったが、酸化物燃料では、*how small is small enough* が課題となる。なお、長寿命とせず長燃料寿命としたのは、長寿命とした場合プラントの寿命のことになり、燃焼期間を長くするという趣旨と異なって受け取られるのであえて長燃料寿命としたものである。

なお、液体リチウム反応度制御は、当初燃料交換を簡単にするため炉心一括交換を考え、そのため炉心上部機構を設けず、リチウムのケミカルシム反応度制御方式を検討したことに由来している。が、ケミカルシムではLi( $n,\alpha$ )T反応でのトリチウムの発生がかなり多く、クリーンな冷却系が設計できなかつたので、密封容器に入れ炉心の外周に設置することにした。制御系として長所・短所合わせ持っているが、核融合炉での利用を考ると材料面でのフィージビリティはあると考えらる。

米国では、大型高速増殖炉の路線を放棄し、小型高速炉であるLMR開発を行っている。将来の経済的動力を提供するための研究開発として行っており、開発課題と技術的対応として以下の考え方が明らかにされている。

開発課題	技術的対応	安全裕度改善 運転員行為又は外部動力不用 単純なプラント、単純な運転 炉心溶融事故のリスクがとる にならない 投下資本を抑える 公衆の安全受容性を高める
・規制	・受動的安全性	
・公衆の態度	金属燃料	
・複雑さ	IFR技術	
・プラント寿命	・モジュラー化	
・運転・保守	工場製作	
・電力需要の不確かさ	計測制御の高度化	
・資金	・標準化  NRCによる設計証明 機器・システムの信頼性 ・廃棄物管理改善 IFR燃料サイクル アクチナイト燃焼	

我々の研究課題も同様になるが、彼我の状況の差異を考え適切に研究していくことが重要であろう。

金属燃料については原子炉の特性のみから考えることはできず、再処理と併せてかんがえなければならないが、IFRとして孤立したサイクルを構成できるというのが米国の主張であろう。その場合、遠隔立地となるのは避けられない。

フランスは全く興味を示していないと思われる。シビアアクシデントのポテンシャルのない経済的な中小型炉の設計ができたとしたら、現在の大型炉は不要になるであろう。(恐らく経済性でかなわないでのそはならないであろうが。) スエーデンは原子力を止められず、経済的に多少不利でも固有安全炉(PIUS)に向かうのではなかろうか。ABBが米国CEを買収してもいる。

我々の研究課題は諸外国の影響を受けることが大きいが、彼我の状況の差異を考え適切に研究していくことが重要であろう。

## 7. 謝辞

本研究の過程で、プラント工学室の諸兄と議論していただき、有益な意見・コメントをいただきました。プラント概念における計算・作図は、東芝・動力炉開発部、日立製作所・日立工場・原子力開発部の協力の下に行いました。また、報告書原稿の整理に当たっては、河野直子氏(NESI)のお世話になりました。

ここに謝意を表します。

## 8. 参考文献

- (1) 原子力委員会、「原子力開発利用長期計画」、昭和62年6月22日
- (2) 原他、「中小型FBR設計研究(I)」、PNC SN9410 89-81、1989年4月
- (3) 「Pu富化度調整計算コード「PENCIL」のマニュアル」、PNC SN9520 89-008
- (4) KARL WIRTZ "LECTURES ON FAST REACTORS", (1987) ANS.
- (5) 玉虫 文一他、「理化学辞典」
- (6) 社団法人日本機械学会、「伝熱工学資料」
- (7) 鈴木 正、野田 哲二、「液体アルカリ金属中の金属材料の腐食(I)」、防食技術、24、1975
- (8) M. Caorlin etc., "THE INPACT OF TRITIUM SOLUBILITY AND DEFFUSIBILITY ON INVENTORY AND PERMEATION IN LIQUID BREEDER BLANKETS", FUSION TECH. Vol.14, Sep.1988
- (9) A.D.Le Claire, "Permeation of Gases through Solids ( 11-An Assessment of Measurements of the Steady State Permeability of H and its Isotopes through Fe, Fe Based Alloys and some Commercial Steels ) : AERE-R10598 (Materials Development Division AERE Harwell, Oxfordshire), July, 1982
- (10) M. S freed , PWAC-355(1961)
- (11) 「しゃへい線源計算書 トリチウム」、E13-972S-A080M01、もんじゅ  
しゃへい計算書
- (12) D.L.Smith and K.Natesan, Nucl.Tech., 24(1974), p64
- (13) K.Natesan and D.L.Smith, Nucl.Tech., 22(1974), p138
- (14) W.E.Berry, "Corrosion in Nuclear Appl.". John Wiley & Sons,1971, p290,  
459
- (15) 幡野 佐一、「工業材料便覧」、日刊工業新聞社
- (16) E.E.Hoffman, ORNL-2674,1959
- (17) Dieter M.Gruen, "The Chemistry of Fusion Technology", Plenum Press,  
New York-London, 1972
- (18) Hiroji KATSUTA and Kazuo FURUKAWA, "AIR CONTAMINATION  
EFFECTS ON THE COMPATIBILITY OF LIQUID LITHIUM WITH  
MOLYBDENUM:TZM, NIOBIUM, STAINLESS STEELS, NICKEL AND  
HASTELLOY IN STAINLESS-STEEL BESSELS AT 600°C",  
J.Nucl.Mater, Vol.71,No.1,1977
- (19) G.A.Whitlow, W.L.Wilson, W.Eray and M.G.Down, J.Nucl.Mater, 85&86,  
1979,p283

- (20) T.L.Anderson, G.R.Edwards,N.J.Hoffman and J.B.Lumsden, The Second International Conference on Liquid Metal Technology in Energy Production, Apr. 20-23, 1980, Richland
- (21) 大道、古川、「溶融Li<sub>2</sub>BeF<sub>4</sub>中のHastelloy N の挙動」、JAERI-M-5393、1973
- (22) U.Jauch, V.Karcher and B.Schulz, "Preparation and Characterization of the Li(17)Pb(83) eutectic Alloy and the LiPb intermetallic Compound", KfK-4144, 1986
- (23) 上出 英樹他、「崩壊熱除熱時におけるFBR炉内流動特性試験(Ⅶ)－自然循環移行特性－」、日本原子力学会・1989年年会予稿集