

分置

月面原子動力プラントの検討

1993年8月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

月面原子動力プラントの検討

野村紀男¹⁾ 羽賀一男²⁾ 片岡 一³⁾

清野 裕⁴⁾ 大坪 章⁵⁾

要　旨

可搬型炉研究の一環として、月面あるいは宇宙空間で活動を行うためのエネルギー供給源の概念検討を行っている。本報告書では、月面原子動力プラント研究の集大成として主要機器の構造や能力について検討し、10年間燃料交換の不要な一体型300kWe原子力プラントであるSPECTRA-Lが、月面原子動力プラントとして成立することを示した。また、各機器の総重量が、条件である10t以下に納まることを明らかにした。この他、原子炉が停止した時の自然循環による崩壊熱除去について評価し、冷却材温度が定格運転時を上回ることなく崩壊熱を除去できることを明らかにした。さらに、プラントの設置方法を検討し、最適な設置方法を示した。

さらに、将来の月面活動の拡大化に備えて3000kWe原子炉を中心とした原子力プラント(LUBAR)の概念設計を行った。LUBARは、1基の原子炉ユニットと2基の発電ユニットの3ユニットで構成され、現地で組み立てるものとする。この原子炉ユニットには10年間の連続運転が可能な原子炉を3基備えておくことにより、30年間の使用を可能とした。また、本プラントについても設置方法を検討した。

最後に、本プラントを実現するために必要な研究課題とその開発計画案を示した。

1) 大洗工学センター 安全管理部 放射線管理課

2) 大洗工学センター 技術開発部

3) 大洗工学センター 技術開発部 先進技術開発室

4) 大洗工学センター 安全工学部 プラント安全工学室

A Conceptual Design Study of Lunar Nuclear Power Plants

Norio NOMURA¹⁾, Kazuo HAGA²⁾, Hajime KATAOKA³⁾

Hiroshi SEINO⁴⁾, Akira OTSUBO³⁾

ABSTRACT

Within a framework of transportable reactor study, a conceptual design of power source to lunar base or space station has been performed.

In this paper, structure and capability of components for a lunar base power plant are described. It is shown that SPECTRA-L is applicable to it. This is a 300kWe reactor, which needs no refueling during ten years operation. It is found that total weight is less than ten tons and the decay heat can be removed by natural circulation. The optimum construction method on lunar base is also proposed.

A concept of a 3000kWe Lunar Base Activities Reactor(LUBAR) is also introduced. LUBAR is composed of one reactor unit and two generation units. The reactor section has three reactors. This plant can be operated for thirty years by changing the reactors. The optimized construction method is also proposed for this plant.

The key technologies to realize these plants are described with the tentative R&D schedule.

-
- 1) Radiation Control Section, Health and Safety Division, Oarai Engineering Center, PNC
 - 2) Technology Development Devesion, Oarai Engineering Center, PNC
 - 3) Frontier Technology Development Section, Technology Development Division, Oarai Engineering Center, PNC
 - 4) FBR Safety Engineering Section, Safety Engineering Division, Oarai Engineering Center, PNC

目 次

緒 言	1
第Ⅰ部 S P E C T R A - L	11
第1章 システムの構成	11
1. 1 基本系統	11
1. 1. 1 設計目標・条件	11
1. 1. 2 基本概念	11
1. 1. 3 全体構成	12
1. 1. 4 設計諸元	13
1. 2 原子炉	26
1. 2. 1 総 論	26
1. 2. 2 炉心構成	26
1. 3 カリウムボイラ	37
1. 3. 1 基本ケース	37
1. 3. 2 各パラメータの影響	38
1. 3. 3 ボイラ重量	39
1. 4 カリウムタービン・発電機	49
1. 4. 1 設定条件	49
1. 4. 2 タービン計画条件の決定と動翼基本形状	50
1. 4. 3 カリウム発電系全体系統線図	52
1. 4. 4 カリウムタービンの特徴	53
1. 4. 5 カリウムタービンの構造	54
1. 4. 6 タービン, 発電機外形寸法・重量	56
1. 4. 7 材 料	56
1. 4. 8 浮遊翼タービンの検討	57
1. 5 カリウム凝縮器	66
1. 5. 1 カリウム凝縮器の機能	66

1. 5. 2 設定条件	72
1. 5. 3 構造検討	74
1. 5. 4 強度検討	75
1. 5. 5 重量検討	77
1. 5. 6 カリウム凝縮器機器仕様	78
1. 6 排熱設備	81
1. 6. 1 設定条件	81
1. 6. 2 放熱フィンの検討	81
1. 6. 3 ヒートパイプの検討	82
1. 6. 4 サーマルエプロンの検討	86
1. 6. 5 高性能ヒートパイプの検討	87
1. 7 予熱設備	101
1. 7. 1 設定条件	101
1. 7. 2 主要設備の熱容量の検討	102
1. 7. 3 予熱容量の検討	109
1. 7. 4 各機器からの放熱量の検討	109
1. 7. 5 放熱を考慮した予熱設備容量の検討	111
1. 8 重量評価	114
1. 8. 1 一次系主要機器の重量	114
1. 8. 2 二次系主要機器の重量	115
1. 8. 3 補助系主要機器の重量	116
1. 8. 4 その他周辺機器の重量	116
第2章 崩壊熱の除去	118
2. 1 崩壊熱の時間変化の評価	118
2. 1. 1 計算コードの概要	118
2. 1. 2 計算条件	118
2. 1. 3 計算結果及び考察	119
2. 2 温度・流量過渡変化の評価	126

2.2.1 バルブのない場合の崩壊熱除去	126
2.2.2 バルブによる逆流の防止	128
2.2.3 考察	130
第3章 設置方法の検討	138
3.1 建設条件	138
3.2 施工法	138
3.3 施工工程・機械	139
3.4 建設作業上の留意点	139
3.5 地盤支持力の検討	140
第4章 月面での安全性の条件と考え方	149
4.1 安全確保の要件	149
4.2 原子炉の安全性確保対策	149
4.3 廃炉措置	150
第5章 原子炉運転中の線量評価（遮蔽解析）	153
5.1 遮蔽構造	153
5.2 遮蔽効果に関する1次元解析	153
5.3 遮蔽効果に関する2次元解析	153
5.3.1 解析方法	153
5.3.2 解析条件	154
5.4 解析結果及び評価	155
5.5 考察	158
第Ⅱ部 LUBAR	176
II-1 検討条件	176
II-2 原子炉システムの検討	176
II-3 施設配置方法の検討	178
第Ⅲ部 研究課題と開発計画案	190
第1章 プラント構成要素に関する研究開発	190
第2章 安全評価に関する研究開発	193

結 言	198
謝 辞	205

表リスト

表 0 - 1	月面基地各フェーズの活動内容	6
表 0 - 2	宇宙環境条件の比較	7
表 0 - 3	諸外国における主要な宇宙炉計画	8
表 1 - 1 - 1	通常用いられる液体金属の主要な物性値	17
表 1 - 1 - 2	高融点合金材料の特性	18
表 1 - 1 - 3	一次系温度、流量条件の検討	19
表 1 - 2 - 1	炉心の最適化検討におけるパラメータの組合せ	32
表 1 - 2 - 2	炉心構成要素の体積比と核特性	32
表 1 - 2 - 3	安全棒引き抜き時の炉心構成の取扱いの違いによる核特性	33
表 1 - 2 - 4	各炉心における反応度変化	33
表 1 - 2 - 5	各ケースにおける制御ドラムの有する反応度及び実効増倍率	34
表 1 - 2 - 6	原子炉の材質と主要寸法	34
表 1 - 3 - 1	カリウムボイラ伝熱面積パラメータ計算結果	42
表 1 - 3 - 2	伝熱管本数とカリウムボイラ重量の関係	45
表 1 - 4 - 1	選択したタービンの構成材料	59
表 1 - 5 - 1	カリウムの物性値	67
表 1 - 5 - 2	カリウム凝縮器の設定条件	72
表 1 - 5 - 3	各環境での加速度	73
表 1 - 5 - 4	各試験条件での内外差圧	74
表 1 - 5 - 5	カリウム凝縮器の加重条件	75
表 1 - 5 - 6	カリウム凝縮器機器仕様	78
表 1 - 6 - 1	放熱フィン材料の比較	90
表 1 - 8 - 1	S P E C T R A - L の重量評価	117
表 2 - 1 - 1	崩壊熱計算時の条件	119
表 2 - 1 - 2	原子炉運転後の放射能強度	120
表 2 - 1 - 3	S P E C T R A - L 5年連続運転後の崩壊熱の推移	121

表 2 - 1 - 4	S P E C T R A - L 10 年連続運転後の崩壊熱の推移	122
表 2 - 2 - 1	解析計算のディメンション	127
表 2 - 2 - 2	定常状態の各部の温度	128
表 2 - 2 - 3	定常状態の流量と除熱量	128
表 2 - 2 - 4	最高温度とその到達時間	128
表 2 - 2 - 5	定常状態の各部の温度	129
表 2 - 2 - 6	定常状態の流量と除熱量	129
表 2 - 2 - 7	最高温度とその到達時間	130
表 3 - 2 - 1	S P E C T R A - L の設置形式比較表	146
表 3 - 3 - 1	月面作業工程及び主要使用機械・設備の概要	147
表 3 - 5 - 1	基礎底面の形状係数表	141
表 5 - 3 - 1	遮蔽計算に使用した U - 235 の核分裂スペクトル	161
表 5 - 3 - 2 (1)	中性子エネルギー群構造	162
表 5 - 3 - 2 (2)	γ 線エネルギー群構造	162
表 5 - 3 - 3	S P E C T R A - L の構造材組成	163
表 5 - 3 - 4	ライブラリの群構造	164
表 5 - 4 - 1	原子炉及び建屋周辺での線量当量率	166
表 5 - 4 - 2	物質による中性子遮蔽効果	157
表 II - 1	L U B E R 構成機器の概要	179
表 II - 2	L U B E R の設置形式比較表	183
表 II - 3	作業工程及び主要使用機械・設備	184

図リスト

図 0 - 1	宇宙動力の適用範囲	9
図 0 - 2	各種宇宙エネルギー源の単位出力当たりの重量	9
図 0 - 3	月面動力システムの重量比較	10
図 1 - 1 - 1	H-IIロケット衛星フェアリング	20
図 1 - 1 - 2	発電方式別の出力規模と質量の関係	21
図 1 - 1 - 3	宇宙における放熱器、単位面積当たり放熱量	21
図 1 - 1 - 4	S P E C T R A - L の概略系統図	22
図 1 - 1 - 5	300 kWタービン出入口条件と熱効率の関係	23
図 1 - 1 - 6	S P E C T R A - L の概略図	24
図 1 - 1 - 7	S P E C T R A - L の構成要素	25
図 1 - 2 - 1 (a)	原子炉水平方向断面図	35
図 1 - 2 - 1 (b)	原子炉軸方向断面図	35
図 1 - 2 - 2	燃焼計算結果	36
図 1 - 3 - 1	カリウムボイラ概略図	46
図 1 - 3 - 2	伝熱管本数に及ぼす影響	47
図 1 - 4 - 1	300 kWタービン出入口条件と熱効率の関係	60
図 1 - 4 - 2	300 kWタービン各段の速度三角形	61
図 1 - 4 - 3	300 kWタービン蒸気膨張線図	62
図 1 - 4 - 4	カリウムタービン発電全体系統線図	63
図 1 - 4 - 5	300 kWタービンの断面図	64
図 1 - 4 - 6	300 kWタービン鳥瞰図	64
図 1 - 4 - 7	300 kWタービン・発電機外形図	65
図 1 - 5 - 1	カリウム凝縮器内でのカリウム蒸気の挙動及び温度勾配の概要	66
図 1 - 5 - 2	急拡大部分での圧力の変化概念図	71
図 1 - 5 - 3	カリウム凝縮器の構造概念図	79
図 1 - 5 - 4	カリウム凝縮器の出入りノズル廻り鳥瞰図	80

図 1 - 6 - 1	放熱板設計条件	91
図 1 - 6 - 2	比重量とフィン厚さの関係	92
図 1 - 6 - 3	放熱板構成図	93
図 1 - 6 - 4	ヒートパイプの概念図	94
図 1 - 6 - 5	ヒートパイプの断面形状	95
図 1 - 6 - 6	ヒートパイプの熱輸送限界	96
図 1 - 6 - 7	月表面温度分布	97
図 1 - 6 - 8	S P E C T R A - L 側面への周囲月面からの加熱量	98
図 1 - 6 - 9	高温ナトリウム・ヒートパイプの熱輸送限界	99
図 1 - 6 - 10	高温カリウム・ヒートパイプの熱輸送限界	100
図 1 - 7 - 1	電磁ポンプの性能及び概略	113
図 2 - 1 - 1	5 年及び 10 年連続運転後の崩壊熱の推移 (ORIGEN-79, 82)	124
図 2 - 1 - 2	5 年及び 10 年連続運転後の崩壊熱の推移 (ORIGEN-82)	125
図 2 - 2 - 1	リチウム冷却カリウムタービン発電月面炉システム系統図	132
図 2 - 2 - 2	プラントで解析対象とした部分の構成	133
図 2 - 2 - 3	ケース 1 の温度変化	134
図 2 - 2 - 4	ケース 1 の流量変化	134
図 2 - 2 - 5	ケース 2 の温度変化	135
図 2 - 2 - 6	ケース 2 の流量変化	135
図 2 - 2 - 7	ケース 3 の温度変化	136
図 2 - 2 - 8	ケース 3 の流量変化	136
図 2 - 2 - 9	ケース 4 の温度変化	137
図 2 - 2 - 10	ケース 4 の流量変化	137
図 3 - 5 - 1	設計用支持力係数	148
図 3 - 5 - 2	荷重 - 沈下曲線	114
図 5 - 2 - 1	1 次元近似による遮蔽解析結果	167
図 5 - 3 - 1	S P E C T R A - L の遮蔽計算体系 (炉心図)	168
図 5 - 3 - 2	S P E C T R A - L の遮蔽計算体系 (原子炉設置部)	169

図 5 - 3 - 3	S P E C T R A - L の遮蔽計算体系 (境界面角速度の計算位置)	170
図 5 - 3 - 4	地表構造物側面からの放射線による計算体系 (S P E C T R A N III)	171
図 5 - 4 - 1	原子炉及び地表構造物周辺での評価点位置	172
図 5 - 4 - 2	地表面での線量当量率分布	173
図 5 - 4 - 3	地上 1. 5 m での線量当量率分布	174
図 5 - 4 - 4	地中からの成分と地表構造物からの成分の比較 (地上 1. 5 m の評価点)	175
図 5 - 4 - 5	計算手法の違いによる中性子散乱の状況の概略図	157
図 II - 1	3 0 0 0 k W e 原子炉の概要	185
図 II - 2	L U B E R 機器配置図	186
図 II - 3	L U B E R 平面図及び立面図	187
図 II - 4	L U B E R 鳥瞰図	188
図 II - 5	L U B E R 内部構造図	189
図 III - 1	S P E C T R A - L の開発工程 (プラント)	196
図 III - 2	月面炉の安全性に関する開発工程	197
図 IV - 1	複数の S P E C T R A - L 設置状況想像図	201
図 IV - 2	L U B E R 設置状況想像図	202
図 IV - 3	カリウムタービン太陽光発電衛星構造	203
図 IV - 4	カリウムタービン太陽光発電衛星想像図	204

緒 言

動燃事業団では、フロンティア研究の一環として先導的、創造的な発想を取り入れ、社会的ニーズを考慮しつつ、原子力エネルギーの多様な利用について検討している。その具体的項目の一つに、宇宙用原子炉がある。

現行の有人宇宙活動は、軌道上の長期滞在宇宙活動を除いて、数人の宇宙飛行士が数日から数週間の範囲の活動を行う程度である。宇宙活動、とりわけ惑星探査を目的とした長期滞在型の活動には、生命維持用や探査用といった恒久的な大量のエネルギーが必要となる。エネルギー源としては太陽電池が小規模発電には適しているが、単位重量当たりの出力の大きさ、設置の可能性等から、100 kWを超える需要を賄うのには原子力が優れていると言われている（図0-1⁽¹⁾、図0-2⁽²⁾参照）。宇宙用原子炉は特に軽量・小型・長寿命のものが要求されるが、液体金属冷却高速炉は、これらの要求を満足できる炉型である。このため、フロンティア研究では液体金属冷却高速炉による宇宙炉の検討を進めており、前報⁽³⁾、⁽⁴⁾では地球の周回軌道上で使用することを想定した300 kW原子動力プラントSPECTRA (Space Environment Compact Transportable Reactor Assembly)について報告した。

大規模宇宙エネルギー供給システムとしての原子動力プラントの優位性は、月面上ではさらに顕著になる。それは月面では約14日続く夜の間も昼と同規模の電源を確保するためには莫大な蓄電系を必要とするためである。

図0-3にはNASAの月面エネルギー供給システムの推定総重量⁽⁵⁾を示す。図には原子炉を利用するものと、太陽電池に再生型最新燃料電池を組み合わせる一部で水の電気分解により水素と酸素を製造し、夜間は燃料電池に水素と酸素を通すことにより電力を得る）とが比較されている。原子炉を利用するもので1PIとあるのは放射線遮蔽設備を一方に向てだけ持つもの、4PIとあるのは四方向に持つものであり、当然のことながら4PIの方が重量が大きい。それでも4PI原子力システムは1PIのものの約2倍の重量を持つに過ぎないが、非原子力システムでは数10倍になっている。基地要員が8人程度の初期月面基地建設のために地球から輸送する物質の重量は数100トンと言われているから、非原子力で基地のエネルギーを賄うとすれば、その設備だけで

想定総重量に達し、月面基地構築は非現実なものになる。

月面基地は、人類を火星に送るための一段階ととらえる米国で具体的に検討されている。我国では1989年から2年間にわたり勘探未来工学研究所が「月基地と月資源開発研究会」を組織し、主に月自体とその開発利用を目的とする研究を実施してきた。表0-1にそこで提案されている開発計画とエネルギー必要量を示す⁽⁸⁾。

本報告書では、上記月基地のスケジュールで初期有人基地段階のフェーズIIで投入することを想定した300kWe出力に対応する月面炉SPECTRA-L (SPECTRA Lunar version)と、採鉱、精錬をはじめ資源の自給を行う本格的な月基地段階であるフェーズIVでの利用を想定した3MW出力LUBAR (Lunar Base Activities Reactor) の概念検討結果について述べる。SPECTRA-Lは1体型でSPECTRAプラントから遮蔽を除いて軽量化を図り、自然循環ラインを加えて崩壊熱除去能力を強化したもので、一回の打ち上げで全てが輸送できることとしている。この300kWeの出力規模は、フェーズIIの需要を十分賄う大きさであると共に、異なる規模への内挿、外挿を考えるのに適当な大きさと言える。

ここで、表0-2に惑星（月及び火星）と地上との環境条件の違いを示す⁽¹⁾⁻⁽⁷⁾。

月面原子炉の特徴

一般に宇宙空間での電源として使用される宇宙用原子炉は、地上の原子炉と比較して次の様な特徴を持っており、これは月面炉についても言える。

① 重量および方式

宇宙空間への打ち上げは、積載重量が限られロケットにより行われることから、軽量、コンパクトであることが経済性向上の観点から重要である。

② 冷却

原子炉システムのヒートシンクは、宇宙空間への放射冷却に頼らざるを得ない。コンパクト化のために放熱器の面積を小さくするには、原子炉の冷却材温度を高くする必要がある。

③ 運転寿命

長期間（～10年）ほとんどメンテナンスフリーで使用する必要があり、炉心は燃焼による反応度変化が小さいことが好ましい。

④ 制御方式

小型炉心であるため、回転ドラムによる中性子の吸収または中性子漏洩窓の開閉、もしくは中性子吸収体のスライドによる漏洩制御方式を採用することが出来る。

⑤ 遮蔽方式

設置箇所や用途によっては遮蔽の方位角を限定出来るため、shadow shielding方式が採用出来、炉心の周囲全体を遮蔽しない設計が可能である。

しかしながら、月面環境であることに起因して、宇宙空間で作動する炉とは次のような異なった条件も挙げることができる。

① 運転開始後の大気圏への落下が無い。従って、万一の核分裂生成物の大気圏への放出に備えた考慮が不要である。

② 地球の1/6ながら重力が存在し、それは冷却材の自然循環力に利用できる。

③ 遮蔽に、クレーターや、のレゴリスと呼ばれる表土を利用できる。

④ 宇宙ステーションにおけるように振動が姿勢制御に与える影響を心配しなくて良いので、発電効率が高い熱機関が採用しやすい。

⑤ システム設置箇所と人間の活動領域の位置関係を比較的自由に選べるので、遮蔽方法の自由度が大きい。

上述した様に、月面炉の条件は宇宙空間炉に比べ、幾分地上炉に近く、技術的困難さもそれだけ少ない。

表0-3に国外における主要な宇宙炉計画を示す。国内においては原研が粒子型燃料を用いた10MWt月面炉の研究を発表している。

月面原子炉設計の考え方

月面原子炉の設計に当たっては、以下の条件を満足することを目指した。

- ① 基地のエネルギー供給を大部分賄える。
- ② 全重量ができるだけ小さい。
- ③ 形状ができるだけ小さい。
- ④ 月面では必要なケーブル等の接続だけで、形状変更や組立は不用（S P E C T R A - L）。もしくは、ブロックに分割して輸送し、現地では最低限の組立を行う（L U B A R）。設置や運転に専門家を要しない。

- ⑤ 基地からの遠隔操作が出来るだけでなく、地球でモニタリングと操作が可能である。
- ⑥ 人による運転操作は、原則として起動、停止、出力設定だけとする。
- ⑦ 月面基地隊員が、特に原子炉を意識しなくても良い安全性、自律性、遮蔽を備える。
- ⑧ 寿命中、燃料交換はしない。
- ⑨ 廃炉のための措置を特に要しない。
- ⑩ メンテナンスは不用であるが、簡単な点検や補修のためのアクセスが可能である。

エネルギー供給拡大の戦略⁽⁸⁾

ここでは、フェーズⅡに合わせて300kWのものを重点に検討するが、フェーズⅢで想定される10MWクラスの需要を賄うのに、300kWユニットの増設を図っていくのは必ずしも得策ではない。フェーズⅢの時期になれば工事用電源、作業用機材、設置に従事できる人員も豊富に確保できると考えられる。また、高温プラント材料にも、より長期の使用に耐えるものが開発されていると期待できる。そこで、ある程度の増設が進んだ段階で、1桁大きい発電容量のプラントの導入を図ることが経済的である。このプラントでは、発電系は30年程度使用する。炉の方は、月面での燃料交換を考えることもできるし、原子炉だけ燃料ごと交換することでも良いかもしれない。

いま300kWプラントを製作するのに3、地球から月面にそれを運ぶのに1のコストがかかるとする。一方、3MWプラントではその製作に10、輸送に4かかるとすると、3MWプラント一基分のコストは300kWプラントの3.5基分即ち1.05MW分に相当する。さらにそれは300kWプラントの3倍の期間稼動できるということになる。

この様に、300kWプラントを3、4基設置した後は3MW程度のプラントを基地活動の展開に合わせて導入することが好ましい。

参考文献

- (1) J. A. Angelo, D. Buden, "Space Nuclear Power," Orbit Book Company, Inc., Florida, 1985.
- (2) 古川 正夫, "Trade-Off of Solar Dynamic Power Systems for Space Use" 宇宙用発電技術に関するワークショップ, 米国, 1987年11月17日.
- (3) 神戸 満, 片岡 一, 大谷暢夫, 羽賀一男, 「宇宙原子動力プラントSPECTRAの概念検討」 PNC SN9410 90-044, 1990年4月.
- (4) 野村紀男, 羽賀一男, 大坪 章, 「宇宙原子動力プラントSPECTRAの概念検討(Ⅱ) - 遮蔽構造の検討」 PNC ZN9410 91-125, 1991年4月.
- (5) "NASA's Need for Advanced Nuclear Power Sources", Report for the Subcommittee on Science, Technology and Space of the Committee on Commerce, Science and Transportation UNITED STATE SENATE, NASA, January, 1989.
- (6) 月面基地と月資源開発研究会, 「月・惑星の利用に向けて」, (財)未来工学研究所, 平成3年5月.
- (7) 小森長生, 「現代の惑星学」, 東海大学出版会, 1992年.
- (8) J. R. Lance, J. W. Chi, "Space Nuclear Power Systems for Extrrestrial Basing," Space Power, Vol. 8, Nos. 1/2, pp. 69-81, 1989.

表 0-1 月面基地各フェーズの活動内容

	フェーズI (無人事前探査)	フェーズII (有人非常駐)	フェーズIII (有人常駐初期)	フェーズIV (有人常駐拡大)	フェーズV (自給コロニー)
科学観測	○観測の為の月面事前調査 ○地磁気圈・赤外線収支観測その他	○VLBI ○小型赤外線可視光望遠鏡 ○宇宙天気予報 ○赤外線全天サーベイ他	○中型赤外線可視光望遠鏡 ○ニートリ ○オーバリ波 ○干渉計 ○ガマ線 マッピング他	○大型パラボラ望遠鏡 ○大型重力波アンテナ ○大口径望遠鏡 ○大型ニートリ	○地球並みの大型天文台
	○サンプルターン(内部構造) ○ ³ He資源量	○地盤探査(地震探査) ○ソイル物理 ○水 ○熱流量 + γ 線調査	○地殻構造探査(地震電磁気・重力) ○広域地質調査 ○熱気流 + γ 線(拡大)	○地殻構造探査(ネットワーク拡大) ○モーリング調査 ○隕石探査 ○クレーター内部周辺構造	
生活維持	○月面環境・居住のための事前調査	○宇宙ステーション並みの生命維持システム(地球から補給)	○セミクローズド生命維持システム ○居住棟 ~30m ³ /人	○酸素自給 ○大規模農場 ○地下居住システム	○自給自足 ○OCELS S確立
		○昼夜(前半) 昼夜(後半) ○要員 8人	○夜間も滞在 ○要員 8~32人	○長期滞在 ○要員 64~125人	
エネルギー	○供給電力 20kW以下 ○太陽光発電	○供給電力 200kW以下 ○RTG・燃料電池追加 ○原子力発電(後半)	○供給電力 10MWまで ○原子力発電追加 ○電力輸送システム	○供給電力 100MW程度 ○原子力発電 ○月資源による電池製造	○供給電力 100MW以上 ○原子力発電 ○ ³ He核融合発電用実験プラント
基地建設	○建設のための事前調査 ・候補地 ・衛生探査 1~2年 ・ローバ	○候補地選定(1ヶ所) ○地球から建設資材輸送 ○小型宇宙船(前哨基地)の事前投入	○2~3ヶ所 ○地球から建設資材輸送 ○フレハモジュール・月面組立 ○インフラ建設	○センターが2~3ヶ所 ○月面生産資材が寄与 ○基地形状・規模は多様化 ○プラント・工場建設	○月面インフラ整備 ○大部分の資材は月面生産 ○作業工程の自律化
資源利用	○レゴリスの分析・現場分析・サンプル・リターン ○資源分布地図の作成	○資源採集選定 ○資源パロットラン要素試験 ○土壤を耐熱遮蔽材利用	○資源プラント稼働 ○酸素製造 前期/後期 ○金属精錬実験	○金属精錬・冶金 ○ ³ He抽出・精製実験 ○土壤の高品位利用	○ ³ He製造 ○大量生産・大量処理 ○化学工場・機械工場
輸送	○宇宙基地フリーダム利用	○アリゾナ or TN, 月周回基地 ○燃料基地 ○新ネットワーク形成	○アリゾナ or TN, 月周回基地 ○燃料基礎 ○新ネットワーク形成	大量輸送ネットワーク拡大	○大量輸送ネットワーク拡大
	○地球→月 H-II, 着陸船他	○年間輸送量 100t以下 ○地球→月 ・H-II改, シトル C, エネルギー他 ○OTV ○ローバー, 他	○年間輸送量数100t級 ○H-II改, シトル C, エネルギー他 ○AOTV(LEO-LL0, 有人再使用) OTV	○年間輸送量数100t級 ○月資源の地球への輸送 ○広範囲・重貨物の輸送 ○AOTV, 新概念輸送機	○着陸数100t級 ○月面工場生産品の地球への輸送 ○地球→月定期往復便
ロボティックス	○地上からの遠隔制御 ○月面自律走行・ロボット	○遠隔制御・コマンドオペレーション ○部分的自律・ロボット	○半自律制御 ○人間ロボット協調 ○定型作業ロボット化 ○他種類のロボット	○自律制御 ○学習・自己規制機能 ○より広範なロボット	○自己増殖機能 ○ロボットの暴走防衛機構 ○プラント・工場へロボット拡大

表 0 - 2 宇宙環境条件の比較

項目	軌道上	月面 ^{1)～6)}	火星 ^{7), 8)}	地球
自転周期	27.322日 (恒星月)	1.0260日	1日
大気の圧力 もしくは分子密度	他地球軌道では (高度約500km) 約 10^{-8} torr	$10^{-12} - 10^{-8}$ torr (星は高い) 2×10^5 分子/cm ³	2.8-8.9 mbr 平均6.1 mbr	1 br
重力の加速度	(微小)	1.62m/s ²	3.73m/s ²	9.80m/s ²
表面温度	(設計依存) <u>太陽からの入射エネルギー</u> 1.4 kW/m ²	-180°C～130°C (地下2cm) -150°C～90°C (地下1m) ほぼ-30°C	赤道付近 -180°C～130°C (平均-60°C)	15°C
	<u>設計上のポイント</u> <ul style="list-style-type: none"> ・回転速度 ・積極的温度均一化対策の有無 (例、ヒートパイプ) ・材料 (熱伝導度) ・保温材の有無 			
脱出速度		1.62km/s	5.02km/s	11.18km/s

表 0 - 3 諸外国における主要な宇宙炉計画

国	名 称	核物質初期装荷量	熱 出 力	電 气 出 力	プラント重量	計 画 遂 行 期 間	発 电 方 式
米国	SNAP2	U 4.3 kg	55kWt	3kWe	unshielded weight 545kg	1957～1965	(Hg) ランキンサイクル
米国	MPRE	U 63.8kg	1000kWt	140kWe	unshielded weight 1305kg	1958～1966	(K) ランキンサイクル
米国	SNAP 10A	U 4.3 kg	34kWt	540We	436kg	1960～1966	熱電対
米国	710	?	872kWt	200kWe	?	1962～1968	ブレイトンサイクル
米国	SNAP8	U 6.56kg	600kWt	35～50kWe	unshielded weight 4545kg	1960～1969	(Hg) ランキンサイクル
西独 ⁽²⁾	ITR	U 16kg	1160kWt	20kWe	?	～1977	炉内熱電子
米国	SNAP50	(U 110kg*)	2000kWt	300kWe	10,070kg	1960初期～1973	(K) ランキンサイクル
米国	SR100 HPSNR	(11.4kg*)	1600kWt	100kWe	2770kg	1979～1983	熱電対
米国	SR-100G	?	508kWt	100kWe	3053kg	1982～1983	ブレイトンサイクル
ソ連 ⁽³⁾	ROMASHKA	49kg ⁽⁴⁾	40kWt	500～800We	500kg以上	1967初打上げ～ ⁽⁵⁾	熱電対
ソ連 ⁽³⁾	TOPAZ	12kg	85kWt	5～10kWe	105kg	1987初打上げ～ ⁽⁶⁾	炉内熱電子
仏国 ⁽⁵⁾	ERATO	?	1100kWt	200kWe	?	1983開始	ブレイトンサイクル
米国 ⁽⁷⁾	SP-100	(炉総重量658kg)	2500kWt	100kWe	4004kg	1983開始1990年代地上試験	熱電対

* 燃焼度から計算

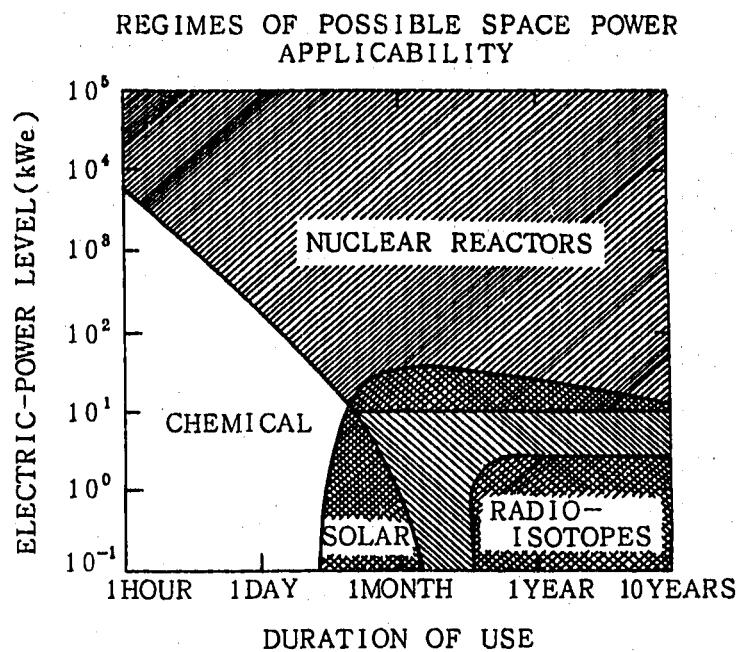


図 0-1 宇宙動力の適用範囲

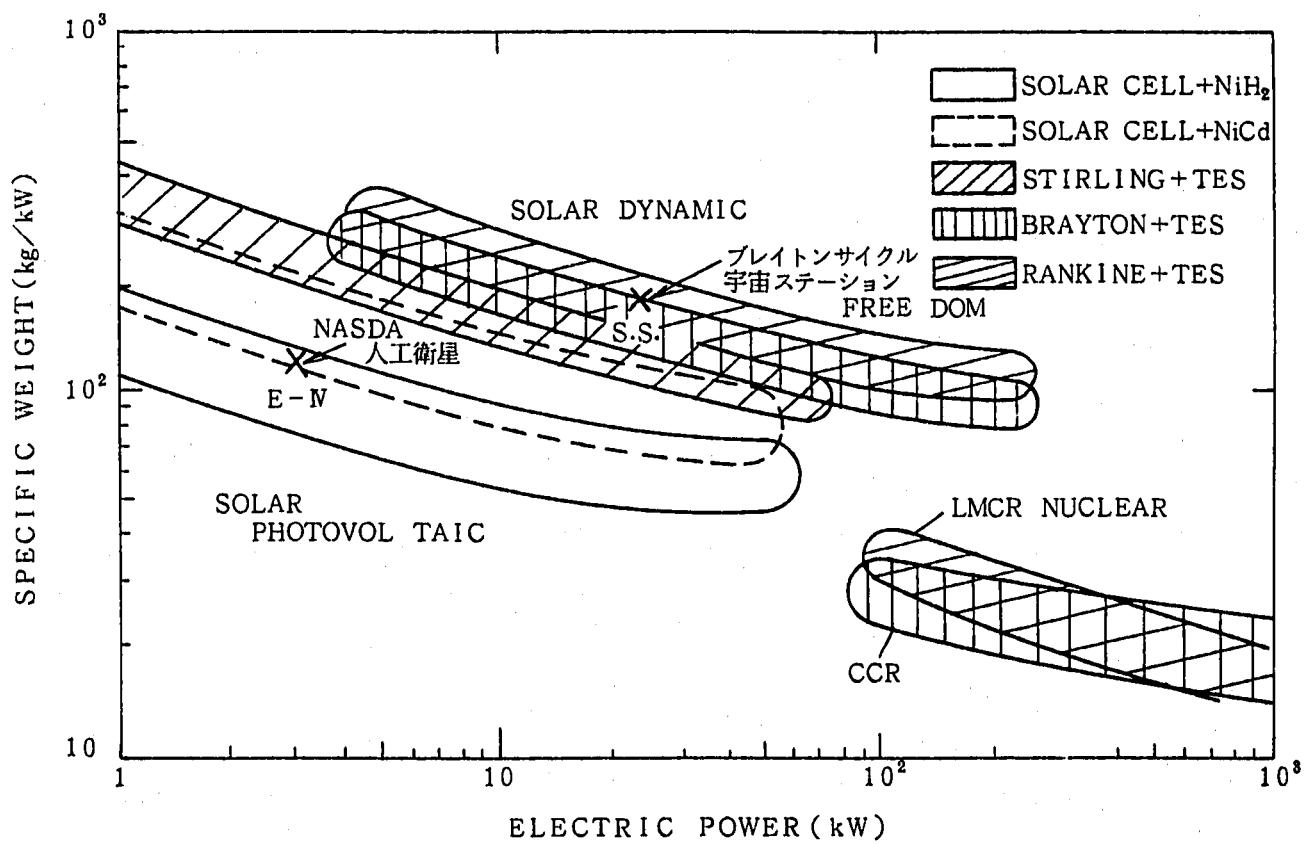


図 0-2 各種宇宙エネルギー源の単位出力当たりの重量

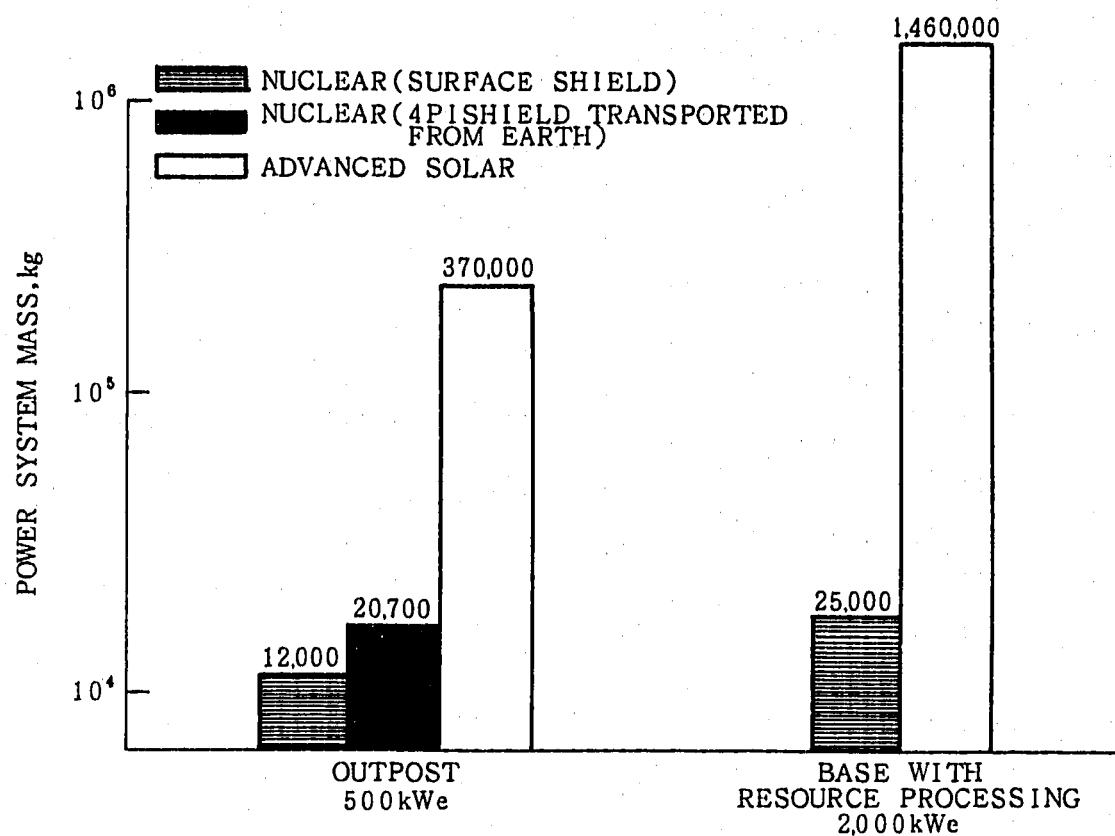


図 0 - 3 月面動力システムの重量比較

第1部 S P E C T R A - L

第1章 システムの構成

1.1 基本系統

1.1.1 設計目標・条件

次に挙げる項目を、設計条件とする。

- ・H-II規模のロケットによる1回の打ち上げで輸送し得る形状、重量とする。

図1-1-1にH-IIロケット頂部に設けられる衛星フェアリングの形状を示す。

それによると5m径大型フェアリングを採用すると4.6m直徑の搭載が可能である。

また低軌道への打ち上げ能力は約10tonである⁽¹⁾。従ってプラントの形状は、長さ9m、直径4.5m以内とし、総重量は10ton以下とする。

- ・遮蔽材には月面のレゴリスを使用する。設置箇所周囲の放射線レベルを月面上の他の地点における値の1割増以内とする⁽²⁾。
- ・安全棒1本の挿入で炉停止する。また、全制御ドラムの1/3の正常作動で炉停止する。
- ・定格出力で連続10年間運転可能である。（燃料交換は考えない）
- ・現地では設置箇所の整備と据え付け／調整だけで、据え付け後は1週間程度で定格運転を達成する。これにより、月の昼の時間帯の内に据え付けから定格運転開始を可能にする。

1.1.2 基本概念

宇宙用では、原子炉を軽量、コンパクトなものにする必要から、炉心の連鎖反応は、中性子に対する減速材が不要な、高速中性子により維持されるもの（高速炉）が有利と言われている。また、高速中性子は核反応の進行に伴って燃料内部に蓄積する核分裂生成物による吸収がほとんどなく、高速炉は長寿命炉心を実現し易い。

燃料には臨界体積を小さくするために高濃縮ウランを窒化物UNの形態で用いる。一般に、核燃料としては地上のはとんどの原子力発電所では酸化物が用いられているが、窒化物は熱伝導率が酸化物より1桁大きく、高温になる炉心でもペレット状の燃料の中心温度が低く保てるという利点がある。また、UNはウラン原子数密度が高い

こと、照射挙動が安定していること、冷却材・構造材との両立性が良いことから魅力ある宇宙炉燃料である⁽³⁾。さらに、窒化物燃料は酸化物燃料より核分裂生成ガスの放出割合が小さい（ペレット密度96%、被覆材ピーク温度1300-1500Kで4%まで燃焼させたものでFPガス放出率7%以下⁽⁴⁾）と言われ、ガスプレナム容積をそれだけ小さく、その結果炉容器長さを短く出来る。燃料ペレットは被覆管の中に封入される。なお高濃縮ウランに関しては、第6章に述べる利用上の課題がある。原子炉で発生した熱は冷却材で除去する。冷却材として最も優れているのは熱伝導率が大きい（水に比べ2桁大きい）液体金属で、液体金属の利用によってコンパクトなシステムが実現できる。液体金属の例としては飽和温度の低い順から、水銀、カリウム、ナトリウム、リチウム等がある。表1-1-1にこれらの物性値を水のそれと共に示す⁽⁵⁾。

発電系の低温側温度を確保するための排熱系の中心は、放熱器である。作動流体の流路を張り巡らした放熱器では、移送されてきた熱を宇宙空間へ輻射により捨てる。この放散熱は放熱面の絶対温度の4乗に比例するから、放熱器の面積を小さくするには、遡って原子炉の冷却材温度を高くする必要がある。原子炉出口温度を出来るだけ高めることは、発電効率を上げるためにも好ましい。以上の理由により、炉心の冷却材として、液体金属の中でも1気圧における飽和温度が約1340°Cと最も高いリチウムを選択した。ただし、天然に存在するリチウムはLi-7が92.5%で、残りがLi-6という同位体比を持っている。このうちLi-6は中性子を良く吸収し、核分裂反応の持続には有害であるため、本プラントにはそれを分離除去したものを用いる。

1.1.3 全体構成

原子炉発電システムは、原子炉、一次系、二次系（発電系）、および排熱系から構成される。

一般に発電方式には、静的なもの（熱電気変換素子によるもの）と動的なもの（熱機関）があるが、熱効率が高いのは熱機関である。熱機関でも、(a)ガスタービンを用いるブレイトンサイクル、(b)蒸気タービンのランキンサイクル、(c)再生式外燃機関であるスターリングエンジンがあるが、それぞれ長所、短所を有すると共に、どの方式も程度の差こそあれ今後の研究開発が必要である。その中でも、出力当りの重量は出

力が大きくなるほどランキンサイクルが有利である⁽⁶⁾、⁽⁷⁾。図1-1-2⁽⁸⁾に、発電容量とシステム重量の関係の評価結果を各方式について示す。図から数100kW程度の発電量ではあまり違いはないが、1MW以上ではランキンサイクルの重量が他の方式よりはるかに少ないことが分かる。また、ランキンサイクルは、水蒸気では確立された技術であること、スケールアップが容易であるという利点があり、動燃事業団が有する液体金属技術を生かせるという点も合わせて考慮し、この概念設計ではランキンサイクルを選ぶ。ただし、水では飽和温度が低すぎて使えず作動流体は液体金属になる。水銀はかって水銀蒸気タービン発電所を米国で運転した経験がある⁽⁹⁾が、本システムにとってはまだ飽和温度が低いこと、地上試験での安全性確保に不安があることから、ここではカリウム（1気圧における飽和温度756.5°C）を選択した。なお、カリウムタービンは、アメリカで積算4,000時間、単機では2,500時間の地上試験の実績が有る⁽¹⁰⁾。

図1-1-3に放熱板温度と単位面積当たりの放熱量との関係を示す。図から温度が高いほど放熱量が急激に増すことが分かるが、材料の問題もありここでは600°C程度で設計することとした。図1-1-4にはプラントの概略系統図を示す。炉心を冷却したりチウムはボイラに流入する。ボイラを出たりチウムは、電磁ポンプによって炉心へ戻る。ボイラではカリウムの過熱蒸気が生成する。タービンを出たカリウム蒸気は凝縮器で液相に変わる。凝縮器の熱はナトリウムヒートパイプで除去され、最終的には放熱板から宇宙空間に放出される。

上記のメインラインの他に原子炉には、補助冷却ラインが設けられる。補助冷却ラインにはポンプはなく、リチウムは自然循環によって流動する。このラインは独自の放熱器を持つが、リチウム系と放熱板の間に熱発電素子が設置されており、崩壊熱除去時にメインラインを用いなくとも炉心の冷却を可能にすると共に、プラント制御や監視のための電源はそれ自身で得られる。

1. 1. 4 設計諸元

(1) 一次系

構造材材質 : Nb-1Zr

後述のように原子炉出口温度が1100°Cと高いため、一次系構造材は高融点金

属材料を選ぶ。高融点金属材料としてはMo, Nb, Ta合金が考えられ、これらの代表的な合金の特性を表1-1-2⁽¹⁾に示す。この表から、比重が小さいこと、加工性が良いことからNb合金であるNb-Zrを選択した。

炉心出口温度 : 1100°C (設計に必要な材料のデータが現在得られる限界)

炉心入口温度 : 1030°C

定格流量 : 7 kg/s

配管内径 : 84.9 mm (3Bsch5s)

ボイラ全長 : 6.0 m (外観 リング状)

ボイラ断面外径 : 18.2 cm

伝熱管 : 外径 1.8 cm, 本数 36

温度、流量の選定根拠を表1-1-3に示す。なお、一次系は作動流体の自由液面は持たない。そこで、作動流体の温度による体積変化を吸収するため、ベローズを持ったアクチュエータを配管の一部に設ける。

(2) 二次系⁽¹⁾

タービン入口温度 : 1040°C

タービン入口圧力 : 3.8 ata

タービン出口圧力 : 0.35 ata (タービン出口温度 : 656°C)

タービン段数 : 3

出口コリティ : 0.9

熱効率 : 14.7%

図1-1-5に、タービン出入口条件と熱効率の関係を示す。図から、熱効率に及ぼす最も重要な因子は出口圧力であり、次いで入口圧力、入口温度の順であることが分かる。

一般にタービンの設計条件の選定に当たっては、各パラメータとプラント熱効率の関係を表わす曲線において曲率の最も大きな点を選択するのが良いとされている。上述の各値は、この条件を満足していると言える。

もしこのタービンで熱効率を1%高めようとすると、入口圧力を4.7ataに上げるか、出口圧力を0.28ata (温度 638°C) に下げれば良い。しかし、入口圧力をそ

ここまで上げると、タービンの段数を選択したの3段から増やす必要があり重量が格段に増える。また、出口圧力を下げると、凝縮したカリウムを昇圧する電磁ポンプの容量が大きくなる。

(3) 排熱系

月表面温度は夜間には約-170°C、昼間には約130°Cになるが、ここでは放熱に条件の悪い方を取って、125°C一様とする。

凝縮器 : 流体温度 650°C, 材質 SUS316

ヒートパイプ: 作動流体 ナトリウム

材質 SiC 繊維強化タンタル

放熱板 : 表面温度 586°C, 材質 カーボン複合材, 面積 約 80
m²

長さ 4.5 m, 直径 4.45 m の円筒と、その端部を覆う円錐で構成

なお、原子炉周囲の月面半径約15 mの範囲内には、赤外放射率の小さいアルミニオイルのサーマルエプロンを設置し、放熱板と月面との熱結合をなるべく弱くする。

(4) フレーム

全システムを支えるもので、軽量化のためカーボン複合材を予定している。

(5) プラント概念図

S P E C T R A - L の概念図を図 1-1-6 及び図 1-1-7 に示す。

参考文献

- (1) 宇宙開発事業団パンフレット
- (2) 野村紀男, 羽賀一男, 大坪 章, 「月面可搬型炉SPECTRA-Lの概念検討(Ⅱ)
-宇宙空間における線量当量に関する考え方」 PNC ZN9410 91-107, 1991年 3月.
- (3) S. L. Hayes, J. K. Thomas, K. L. Peddicord, "Material Property Correlations
for Uranium Mononitride." 7th Sym. on Space Nuclear Power Systems, pp. 883-
888, Albuquerque, January 7-10, 1990.
- (4) B. J. Makenas, J. W. Hales, A. L. Ward, "Fuel Irradiation Testing for the
SP-100 Program," 8th Sym. on Space Nuclear Power Systems, pp. 886-891,
Albuquerque, January, 1991.
- (5) 「伝熱工学資料（改訂第3版）」日本機械学会, p.321, 昭和50年.
- (6) A. C. Marshall, B. I. McKissock, "Scaling Study for SP-100 Reactor
Technology," 7th Sym. on Space Nuclear Power Systems, pp. 132-139, Albuquerque,
January 7-10, 1990.
- (7) "SP-100 and the Space Exploration Initiative," Space Power News, JPL D-5962
Issue 6, October, 1990.
- (8) W. L. R. Emmet, "The Emmet Mercury-Vapor Process," Trans. ASME, Vol. 46, p.
253, 1924.
- (9) A. P. Praas, "Summary of the MPRE Design and Development Program," ORNL-4048,
1967.
- (10) 後藤田 秀実, 堀家 弘, 塩川泰昭, 他「カリウム蒸気タービンを用いた発電系の
検討」 PNC J9055 89-003, 1989年10月.

表 1-1-1 通常用いられる液体金属の主な物性値⁽¹⁾

	リチウム(天然) (650°C)	水銀 (300°C)	カリウム (650°C)	ナトリウム (650°C)	水 (90°C)
密度 (kg/m ³)	511	12880	690	796	965.3
粘性係数 (kg·s/m ²)	2.95×10^{-5}	0.97×10^{-4}	1.50×10^{-5}	1.97×10^{-5}	3.23×10^{-5}
表面張力 (dyn/cm)	323	405	74.1	142	60.7
融点 (°C)	180.6	-38.87	63.2	97.82	0
沸点 (°C)	1342	357	756.5	881.4	100
比熱 (kcal/kg·°C)	1.006	0.0323	0.190	0.308	1.005
熱伝導率 (kcal/m·hr·°C)	49.7	11.9	28.9	48.2	0.583
融解熱 (kcal/kg)	158	2.8	14.17	27.05	79.7
蒸発潜熱 (kcal/kg)	4680	69.7	73.9	925.6	539.1
プランタル数 (cpμ/κ)	0.0021	0.0093	0.0035	0.0044	1.97
溶融による体積増加 (固体体積比: %)	1.5	3.6	2.41	2.5	-8.3

表 1 - 1 - 2 高融点合金材料の特性

合 金 名	M o 合金	N b 合金	T a 合金
代表合金の名称	T Z M	N b - 1 Z r	T - 1 1 1
成 分	Mo-0.1Zr-0.5Ti	Nb-1Zr	T-8W-2Hf
比重(g/cm ²)	10.22	8.57	16.7
高 温 強 度	◎	△	○
加 工 性	压延性	△	○
	铸造性	△	○
	造管性	×	○
	溶 接 性	×	○

◎： 優

○： 優

△： 可

×： 問題あり

表 1 - 1 - 3 一次系温度、流量条件の検討

項目	単位	ケース1	ケース2	ケース3
炉心出口温度	°C	1100	1100	1100
炉心入口温度	°C	1010	1010	1010
対数平均温度差	°C	173	179	185
被覆管最高温度差	°C	1129	1122	1116
1次系流量	kg/s	5.4	7.0	5.4
炉心内平均流速	cm/s	26.7	34.3	48.0
炉心レイノルズ数	—	2001	2573	3602
ポンプ	動力(対比)	0.47 : 1		: 2.7
	重量(対比)	0.47 : 1		: 2.7

〔結論〕

- ・ケース1は炉心レイノルズ数が層流域に入り好ましくない。
 - ・ケース2はポンプが大型化し好ましくない。
- よってケース2を採用。

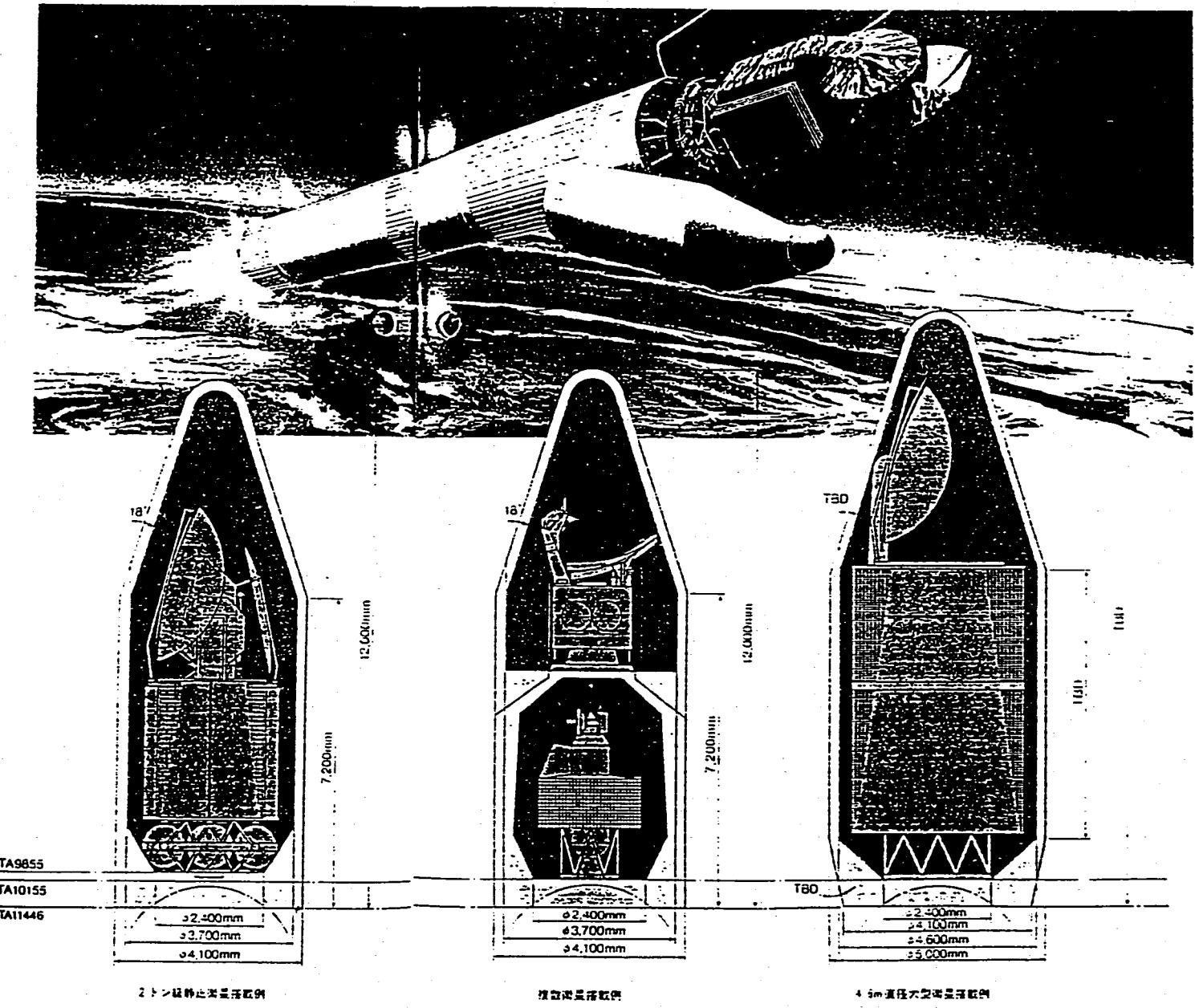


図1-1-1 H-IIロケット衛星フェアリング

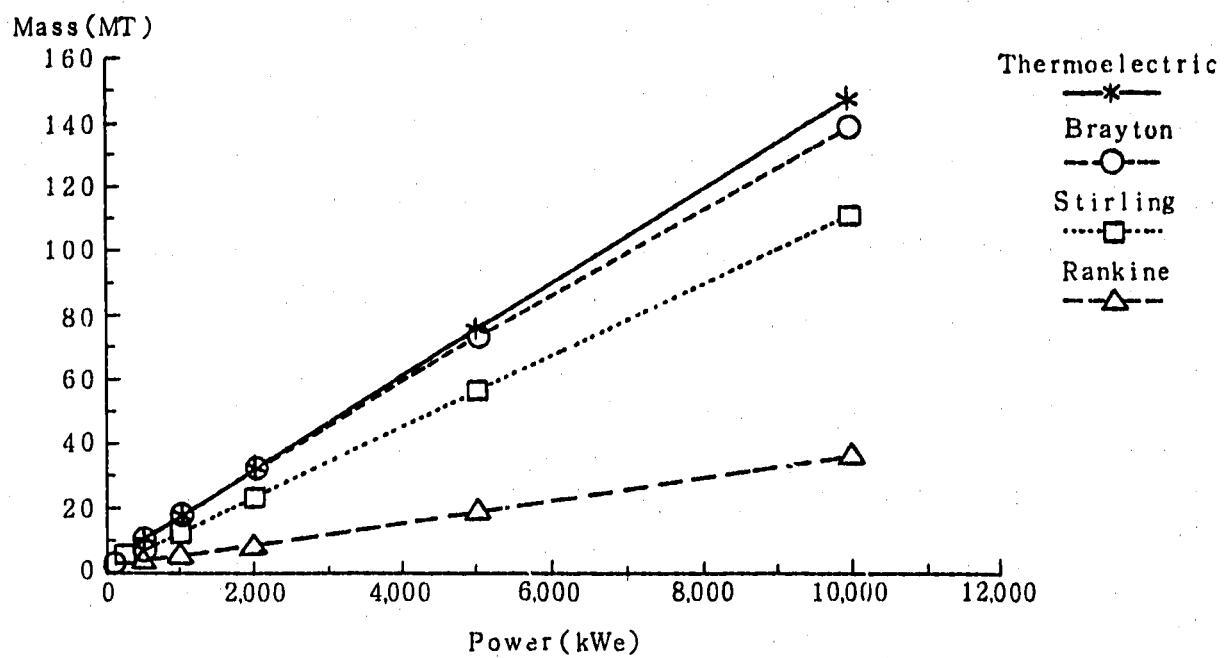


図 1 - 1 - 2 発電方式別の出力規模と質量の関係

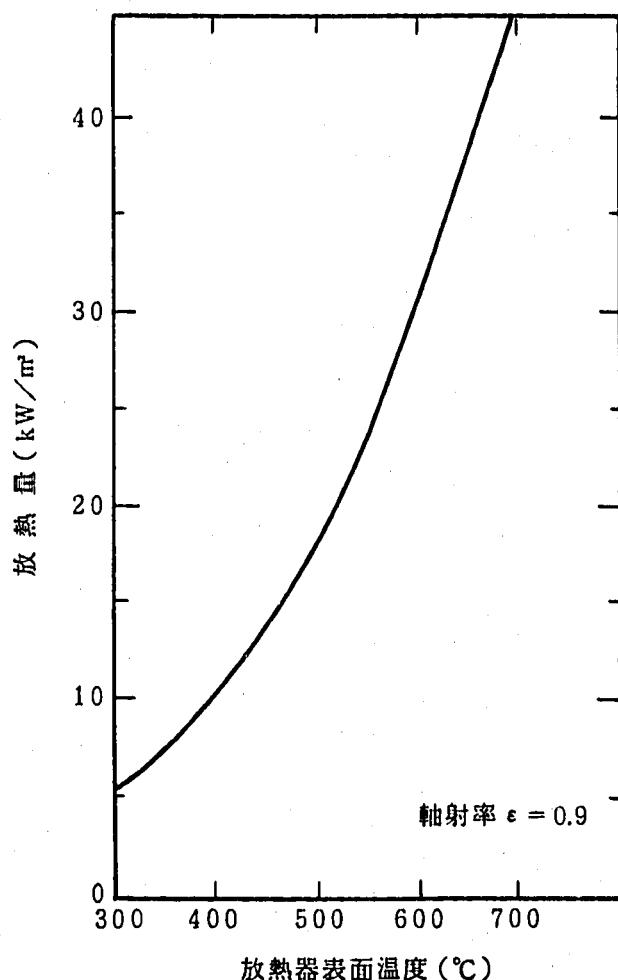


図 1 - 1 - 3 宇宙における放熱器、単位面積当たり放熱量

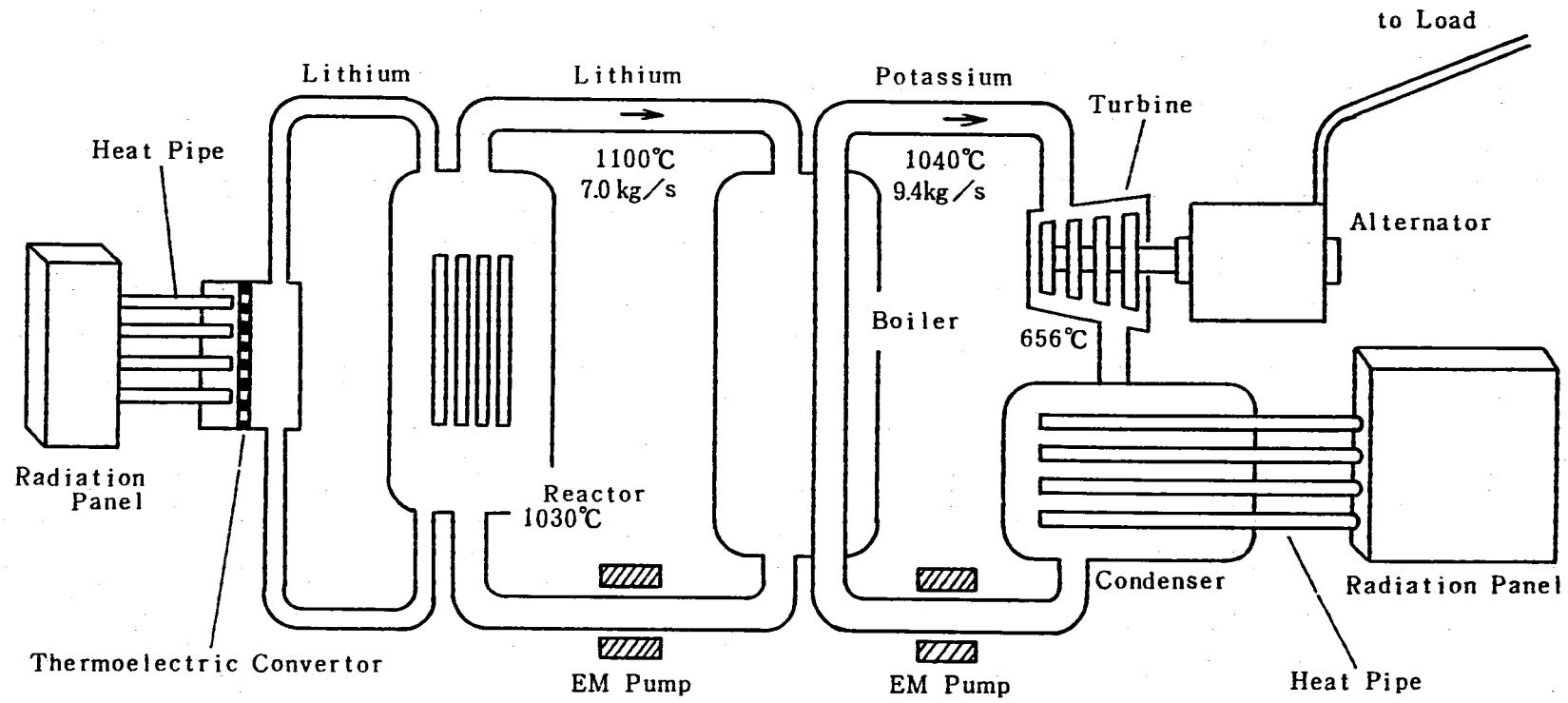


図 1-1-4 SPECTRA-L の概略系統図

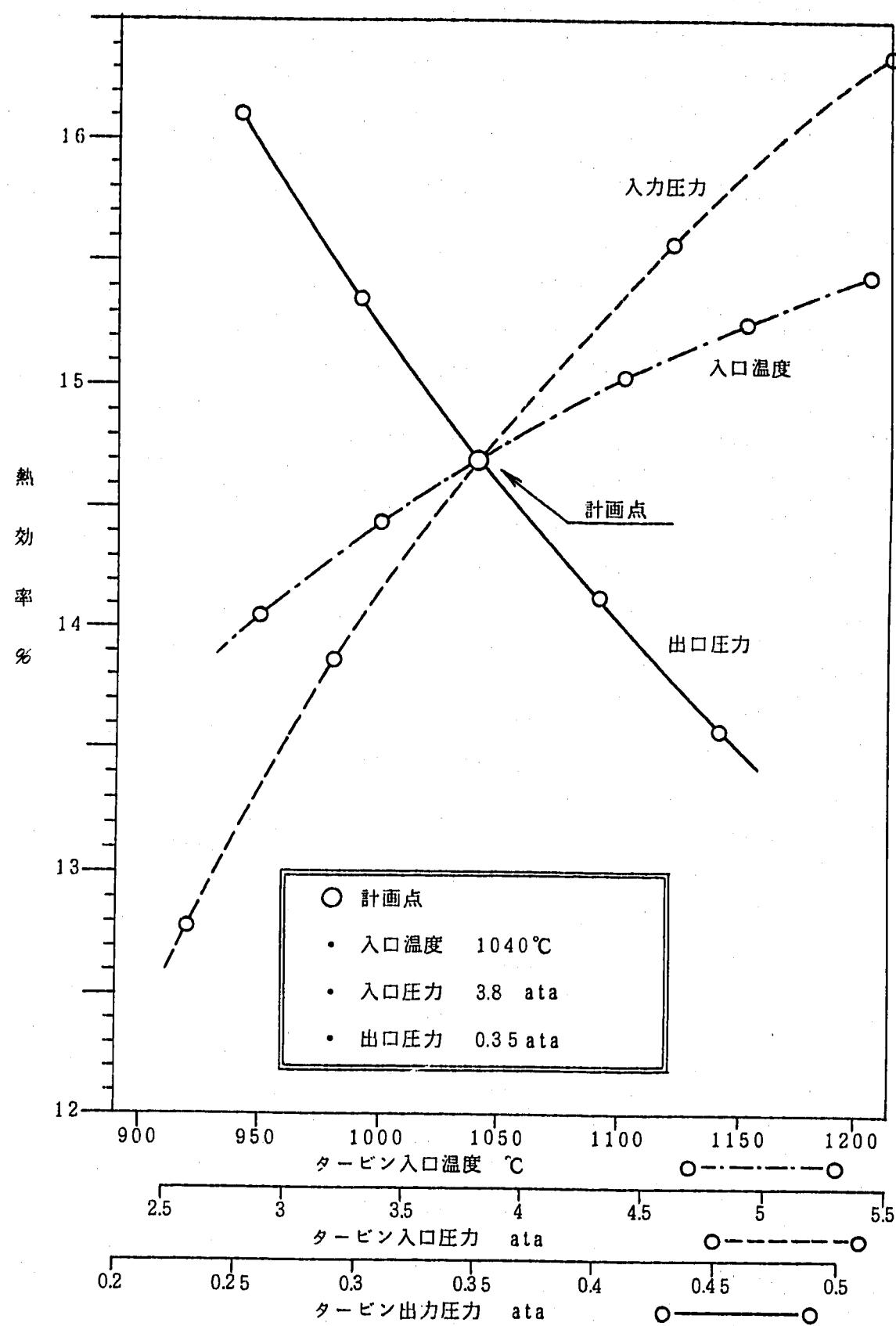


図1-1-5 300kWタービン出入口条件と熱効率の関係

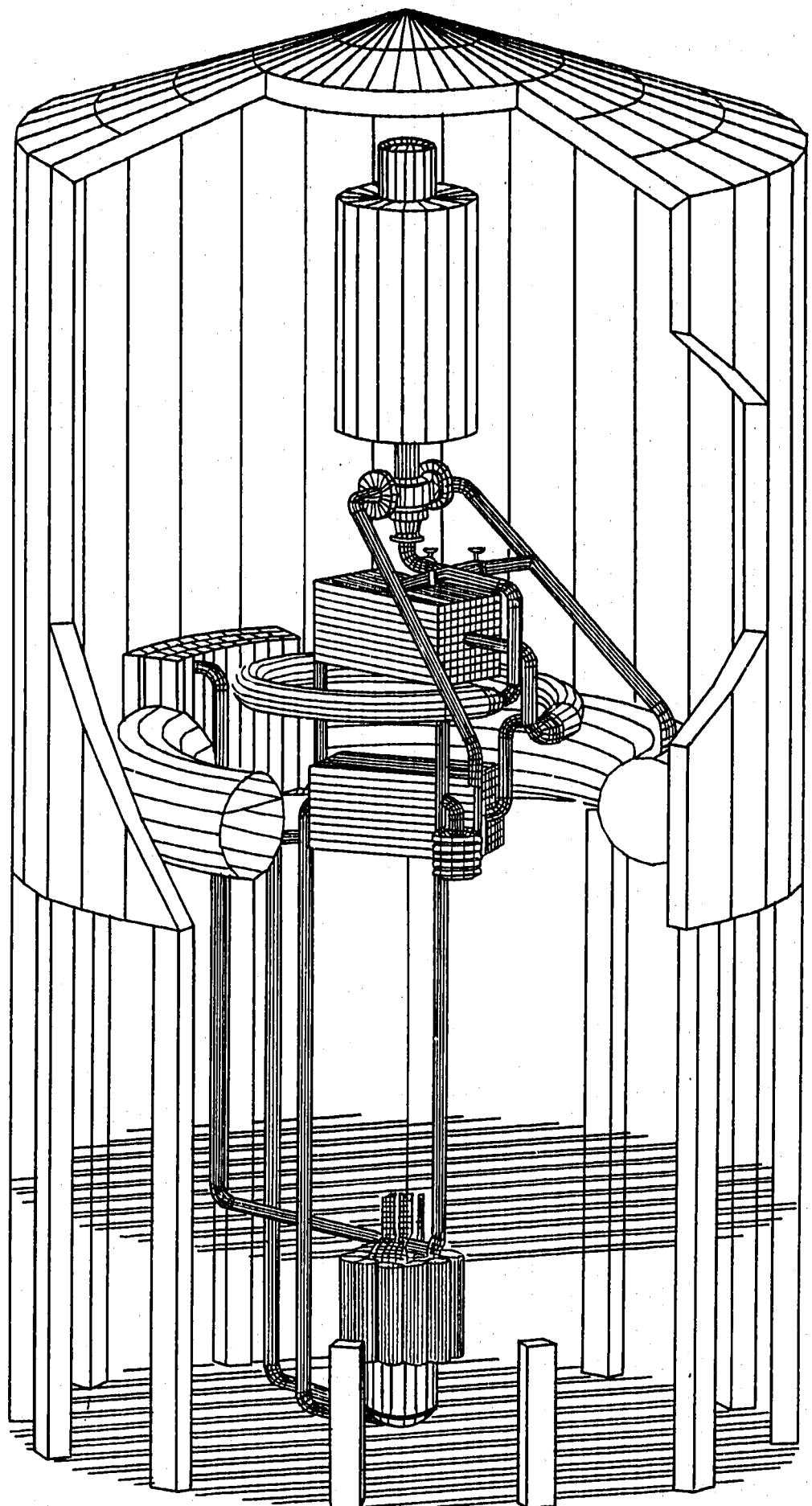


図1-1-6 SPECTRA-Lの概略図

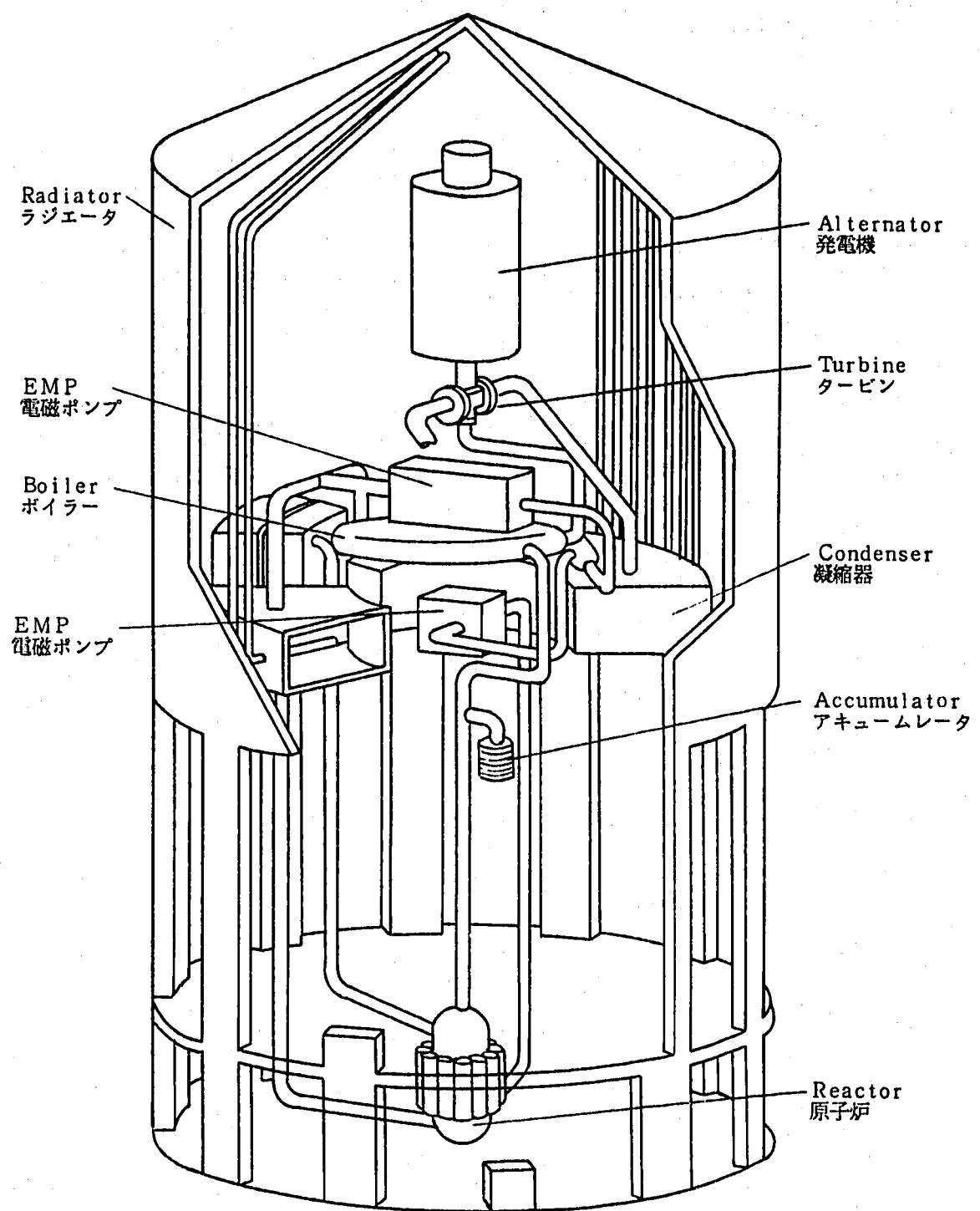


図 1-1-7 SPECTRA-L の構成要素

1.2 原子炉

1.2.1 総論

前節で述べたように本プラントの熱効率は約15%であることから、電気出力300kWを得るには炉熱出力として2MWが必要である。

燃料被覆管及び原子炉構造材としては、高融点合金材料の中からMo-51Re材を用いることとした。これは熱中性子に対する吸収断面積が極めて大きなレニウムが多く含むことから、打ち上げ失敗による水没時の未臨界性確保に有利だからである。この熱中性子吸収効果を更に高めるために、燃料被覆管及び制御棒案内管にはレニウムライナを設けている。炉心は中性子束分布を平坦化するために、濃縮度がやや低い内側部分(80%)と濃縮度が非常に高い外側部分(97%)の2領域に分けることとする。

1.2.2 炉心構成

(1) 炉心構成検討に関する評価条件

炉心の臨界評価は、3次元モンテカルロ計算によりなされる。臨界計算ではKENO-Vが基本的な計算コードとして知られているが、原子炉の径方向反応度を計算するためには形状表現に制約のあるKENO-Vは不適である。そこで、輸送モデルでしかも複雑な炉心形状を取り扱うことが可能なMCNPコード⁽¹⁾をここでは採用した。MCNPの概要は参考文献⁽²⁾に述べられている。

想定した炉心構成の平面図を図1-2-1(a)に、軸方向断面のモデルを図1-2-1(b)に示す。ただし図中の寸法は、ここに述べるパラメータ解析により求めたものである。

炉心は、その構成により核的特性が異なってくる。SPECTRA-Lを対象に表1-2-1に条件を示す7ケースのパラメータサーベイを行い、小型炉心で長時間の運転に最適な炉心構成を検討した。表中にCRPとあるのは、Control Rod Positionすなわち安全棒の数を意味している。CRP6本は原子炉中心軸対象半径130mmの位置に安全棒が挿入されることを、CRP7本はさらに中央に安全棒が追加されることを示している。

炉心構成の最適化を行うにあたって、以下の点を考慮した。

- ① 炉心重量・サイズの観点から、炉心の燃料割合をなるべく多くする。
- ② 長期間(～10年間)の使用に耐える初期実効増倍率を持つ。
- ③ 信頼性の観点から複雑な機構を炉内に持ち込まない。
- ④ 運転に伴う反応度の微小制御を炉外から行い(制御ドラムの採用)，その1／3の正常作動により炉停止が可能とする。
- ⑤ 安全性を十分に確保するため，2種類の異なる炉停止系を持つ。
- ⑥ 炉心停止系に依らずとも水没時，十分に未臨界の状態になる。

以下に、この検討の過程を示す。

(2) 炉心構成要素の体積比と核特性に与える影響

炉内の冷却材と構造材の体積比を変化させると、炉内の中性子スペクトルが変化し、その結果、制御ドラムの反応度ワース等の核特性パラメータが変動する。そこで、炉心形状を非均質モデルとし、燃料の占める体積比を47%に固定して、冷却材と構造材の比率を変化させた計算をケース1からケース3で行った。その結果を表1-2-2に示す。表によれば、制御ドラムの反応度ワースは2.62から3.24%dk/kk'の間にあり、モンテカルロ統計誤差(0.4%程度)を考えるとこの間に大差はない。これは、構造材を16%から20%に増加してもリチウム冷却材中では、その効果(インポータンスの変化)は小さく反応度ワースに効かないためと考えられる。

(3) 案内管を冷却材で満たした場合の影響

安全棒を挿入するための案内管が炉心を貫通している。炉心の構成要素の体積比が表1-2-2に示す値である3ケースに対し、安全棒が抜かれている時の案内管が中空であるか(非均質の場合)、冷却材で満たされているか(均質の場合)が反応度に与える影響を計算した。ここで、安全棒が抜かれている時の案内管内は冷却材で充満しているとした。計算結果を表1-2-3に示す。本概念設計では冷却材はリチウムであるが、比較のために軽水での計算も行った。

表によると、冷却材がリチウムの場合は配管部の均質化はほとんど影響しないが、冷却材が軽水の場合は軽水自身が減速材の役目を果たすため、均質-非均質両モデルで4～5%dk/kk'も差が生じ、配管部の均質化が反応度の絶対評価に大きな影響

を及ぼすことがわかった。

(4) 体系変更の影響

ケース 1 からケース 3 の体系は、炉心半径が 1.5 cm、炉心高さが 4.5 cm と大きいため、更に炉心のコンパクト化を図った。その結果を表 1-2-4 のケース 4 からケース 6 に示す。

この変更に伴う反応度低下を補償し中性子スペクトルの径方向分布を歪ませないため、炉心上下部の燃料濃縮度を増加した。具体的には内側炉心（濃縮度 80%）の上部及び下部に、外側炉心と同じ濃縮度（濃縮度 97%）領域を設定した。更に水没時の炉心の安全余裕度を増加するため、ケース 6 では燃料被覆管及び C R P 配管に設けるレニウムライナの体積比を 2% から 5% に変更した。炉心構成要素の体積比は、表 1-2-2 及び表 1-2-3 の計算結果から制御ドラムワースが最も大きかったケース 2 を採用した。

表 1-2-4 に示す計算結果は、ケース 1 からケース 3 に比べて制御ドラムワースの反応度が小さくなっている。これは、炉心サイズの縮小に伴って炉心全体の濃縮度が上がりインポータンス分布が内側で上昇し炉心外部に設ける制御ドラムの効果が低下するためと考えられる。

(5) 選択したケースの炉心の核特性

ケース 6 ではレニウムライナを 5% にすることによって水没時炉心の安全余裕度が増加したが、制御ドラム反応度ワースは 1.8% しか得られていない。そこで、炉心中心部のインポータンスを下げて相対的に周辺部のインポータンスを上げるように炉心構成を変更した（ケース 7）。具体的には、炉心半径を 1.8, 5 cm と更に小さくし、半径が 2.0, 8 cm である炉容器内壁と炉心の間に冷却材部を設ける構成とした。これにより、炉心で発生した高速中性子を炉心周辺部で減速し、周辺部のインポータンスを上げることが期待できる。表 1-2-5 には、他の各ケースと合わせ制御ドラム反応度ワース、実効増倍率の変化及び水没時の実効増倍率の変化について計算結果を示す。

この表を見ると、ケース 6 では吸収体 4 本内向き時の反応度が $-1.80\% \text{dk}/k$ k' であったのが、ケース 7 では $-3.47\% \text{dk}/kk'$ まで増加している。また、ケー

ス7では、初期実効増倍率が1.0322で、反応度が最も高い初期炉心の状態でも4体の径方向制御体の作動により炉停止がなされることがわかる。吸収体が全て外向きの状態で水没した時の結果はケース5, 6, 7で未臨界となっている。従って、ケース7は、①原子炉の長期間運転に耐える高い初期実効増倍率を持つ、②燃焼初期でも制御ドラム4体により炉停止が可能である、③水没時に制御ドラムや安全棒の効果がなくても未臨界性を十分保持できる、という条件を全て満たした炉心であると判断される。なお、ケース7で、吸収体12本内向き時の反応度は-9.20%dk/kk'で実効増倍率は0.9398であった。

上記過程により選択された炉心の主要諸元は、次の通りである。

炉熱出力： 2 MW

燃料 : 被覆管（直径10mm程度）入り高濃縮窒化ウラン

ピン数 約640本

$$\left. \begin{aligned} \text{ピン数} &= \frac{\text{全燃料断面積}}{\text{ピン1本の断面積}} \\ &= \frac{\pi \times 18.5^2 \times 0.47}{\pi \times 0.5^2} \\ &= 505.33 / 0.785 = 643.7 \text{ 本} \end{aligned} \right\}$$

内側炉心 : 半径 13cm, 濃縮度 80%

外側炉心 : 半径 18.5cm, 濃縮度 97%

炉心高さ : 40 cm

体積比 : 燃料 : 冷却材 : 構造材 = 47 : 35 : 18

燃料重量 : UN 96.4 kg

$$\left. \begin{aligned} &\text{燃料ピン被覆管肉厚を } 0.5 \text{ mm とすると、ペレット直径は } 0.9 \text{ cm} \\ &\text{全燃料体積} = \pi \times 0.45^2 \times 40 \times 640 = 16285.5 \text{ cm}^3 \\ &\text{UNの比重} = 5.9186 \text{ g/cm}^3 \\ &\text{燃料総重量} = 96387.6 \text{ g} \end{aligned} \right\}$$

燃料被覆材、構造材の材質 : Mo-Re合金

初期実効増倍率 : 1.0322

制御ドラム : 12体

安全棒 : 7本

表 1 - 2 - 6 に、原子炉の材質、形状をまとめた。

図 1 - 2 - 2 は、運転開始後の実効増倍率の時間変化についての 2 次元解析の結果を示し、図からこの炉心では 10 年の寿命が確保されると考えられる。

参考文献

- (1) LANL Radiation Transport Group, "MCNP A General Monte Carlo Code for Neutron and Photon Transport", IA-7396-M, revised, Los Alamos National Laboratory, 1985.
- (2) 野村紀男, 羽賀一男, 大坪 章, 「月面可搬型炉SPECTRA-Lの概念検討(I)
-打ち上げ失敗時の安全評価」 PNC ZN9410 91-100, 1991年 3月.

表 1 - 2 - 1 炉心の最適化検討におけるパラメータの組合せ

項目 ＼ ケース	1	2	3	4	5	6	7
内側炉心半径(cm)	15	15	15	14	14	14	13
外側炉心半径(cm)	20	20	20	20	19.5	19.5	18.5
CRP 本数	6	6	6	6	6	6	7
炉心領域長さ(cm)	45	45	45	40	40	40	40
高濃縮ウラン上下部長さ(cm)	0	0	0	10	10	6	6
反射体上下部長さ(cm)	12	12	12	10	10	10	10
吸收体厚(cm)	2	2	2	2	1/2/3	2	2
吸收体角度(°)	100	100	100	100	110	110	110
燃料体積比(%)	47	47	47	47	47	47	47
冷却材体積比(%)	37	35	33	35	35	35	35
構造材体積比(%)	16	18	20	18	18	18	18
レニウムライナ体積比(%)	2	2	2	2	2	5	5

表 1 - 2 - 2 炉心構成要素の体積比と核特性

ケース	燃料 / 冷却材 / 構造材 (体積 %)	制御ドラムワース (% dk/kk')
1	47 / 37 / 16	2. 62
2	47 / 35 / 18	3. 24
3	47 / 33 / 20	3. 06

表 1 - 2 - 3 安全棒引き抜き時の炉心構成の取扱いによる核特性

ケース	Li冷却・均質/ 非均質 反応度差 (% dk/kk')	H ₂ O 冷却・均質/ 非均質 反応度差 (% dk/kk')
1	0. 09 (均質 > 非均質)	5. 16 (均質 > 非均質)
2	0. 53 (均質 < 非均質)	3. 71 (均質 < 非均質)
3	0. 47 (均質 < 非均質)	4. 66 (均質 < 非均質)

表 1 - 2 - 4 各炉心における反応度変化

ケース	炉心の特徴		制御ドラム ワース変化 (% dk/kk')	吸収体12本 外向水没時 反応度変化 (% dk/kk')
	炉心の形状	レニウムライナ 体積比(%)		
4	炉心半径 15cm → 14cm, 炉心高さ 45cm → 40cm, 炉心上下 97% 濃縮ウラン部 10cm 設定	2	1. 63	1. 39
5	ケース4 + 吸収体厚変化(1, 2, 3 cm) 吸収体角度 100° → 110°	2	(吸収体厚 2cm の場合) 2. 13	4. 56
6	ケース5 + 吸収体厚 2cm 濃縮ウラン領域長 10cm → 6cm	5	1. 80	5. 86

表 1 - 2 - 5 各ケースにおける制御ドラムの有する反応度及び実効増倍率

項目	ケース	1	2	3	4	5	6	7
初期実効増倍率(k_{eff})	1.0509	1.0534	1.0445	1.0402	1.0026 1.0052 1.0013	1.0063	1.0322	
吸收体4本内向時 反応度ワース変化 (% dk/kk')	-2.92	-3.24	-3.06	-1.63	-1.88 -2.13 -2.06	-1.80	-3.47	
実効増倍率(k_{eff})	1.0196	1.0186	1.0122	1.0229	0.9865 0.9842 0.9848	0.9884	0.9923	
吸收体12本水没時 反応度ワース変化 (% dk/kk')	-0.21	-2.80	-3.26	-1.39	-4.56	-5.86	-6.43	
実効増倍率(k_{eff})	1.0486	1.0232	1.0102	1.0254	0.9612	0.9503	0.9640	

* : 吸収体厚が 2 cm の場合。

表 1 - 2 - 6 原子炉の材質と主要寸法

Fuel	UN
Structure material of core	Mo - Re alloy
Coolant	Lithium
Fuel volume fraction of core	47 %
Coolant volume fraction of core	35 %
Structure volume fraction of core	18 %
Radius of inner-core (80% enriched)	1.3 cm
Radius of outer-core (97% enriched)	1.8. 5 cm
Outer diameter of CRP piping	5. 8 cm
Number of CRPs	7
Length of core	4.0 cm
Length of highly enriched(97%) upper and lower regions	6 cm
Outer radius of reactor vessels	21. 8 cm
Length of reactor vessels	1.20 cm
Inner radius of radial reflector	2.2 cm
Outer radius of radial reflector	3.6. 5 cm
Number of control drums	12
Material of reflector and control drum	b e r y l l i u m
Material of absorber and CR	B ₄ C
Absorber thickness in control drum	2 cm
Angle of absorber in control drum	110 °
Outer diameter of main line inlet and outlet nozzles	36. 5 mm
Outer diameter of auxiliary line inlet and outlet nozzles	36. 5 mm

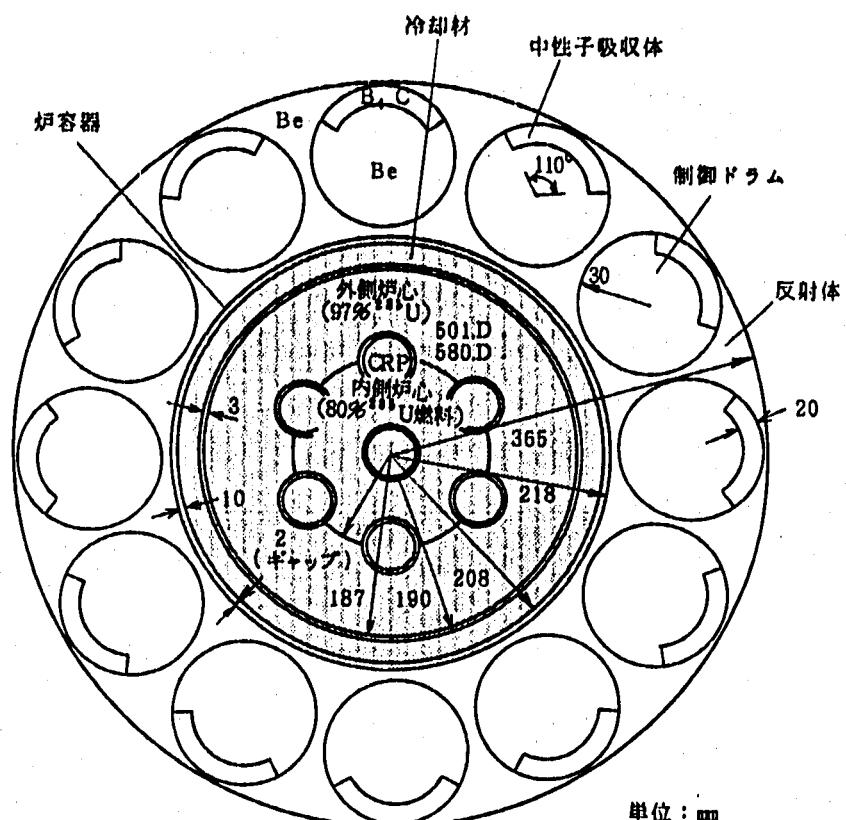


図 1 - 2 - 1 (a) 原子炉水平方向断面図

CRP: 安全棒挿入位置

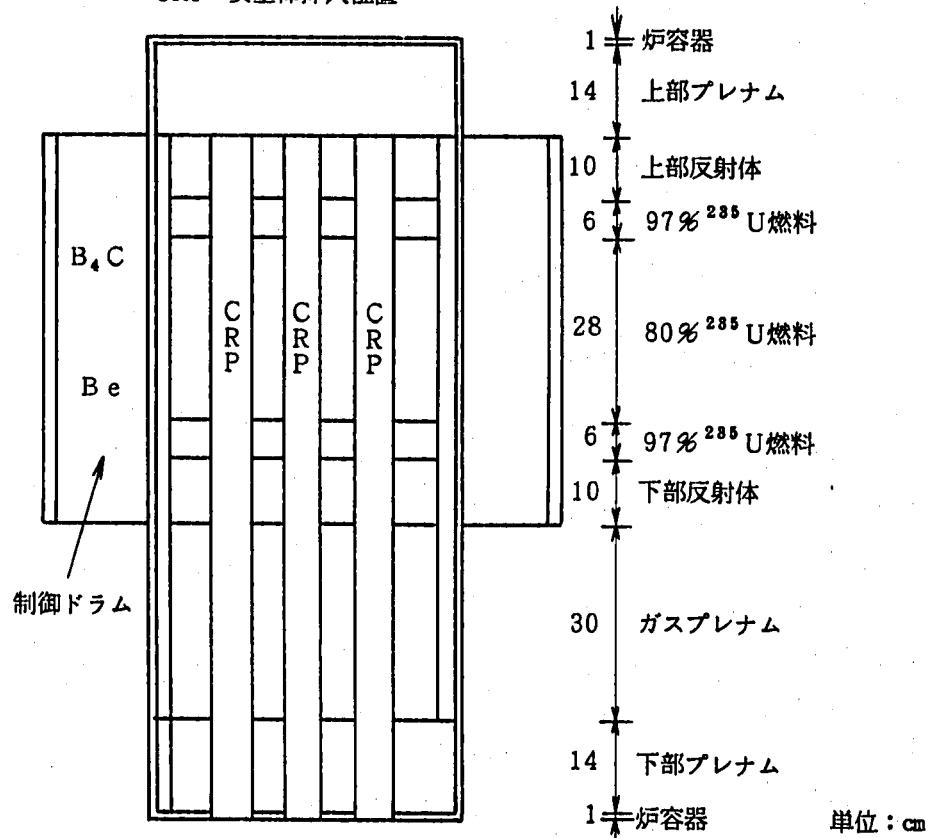


図 1 - 2 - 1 (b) 原子炉軸方向断面図

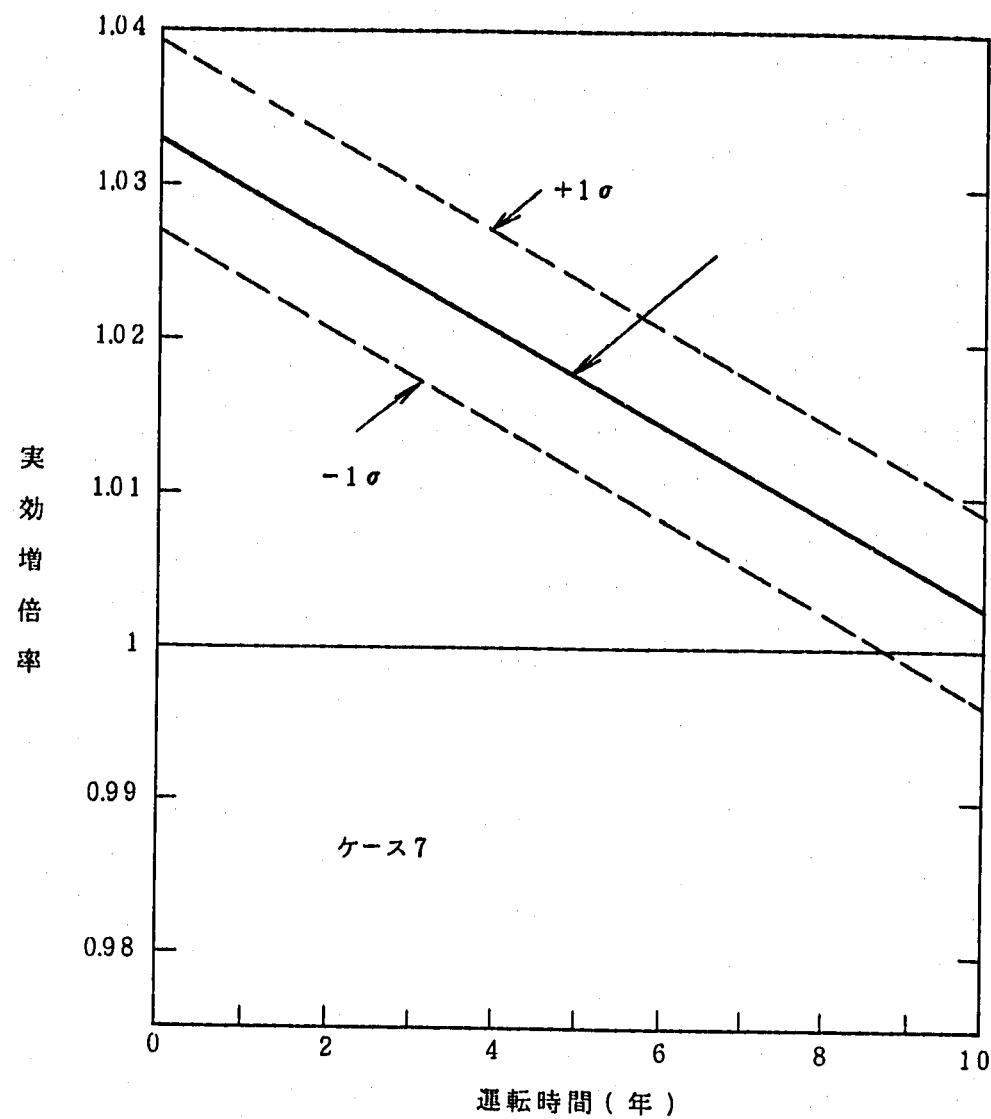


図 1-2-2 燃焼計算結果

1.3 カリウムボイラ

1.3.1 基本ケース

図1-3-1にボイラ構造図を示す。このボイラは熱出力2MWで、限られたスペースにコンパクトに収めかつ熱膨張を吸収するために、シェルはスパイラル状に巻いている。

1次系のリチウムが胴側を、2次系のカリウムが管内側を、矢印方向に流れる。与えられたプラント条件から、このカリウムボイラで必要な伝熱管本数を求めた。解析には、POPAI/PTSコード⁽¹⁾を使用した。POPAI/PTSは機器構造開発部機器システム開発室で開発された高速増殖炉の冷却系静特性予測計算コード(POPAI・6)を改修したコードである。改修した箇所は次の3点である。①一体貫流型熱交換が計算できる、②1次側流体をリチウム、2次側流体をカリウムとした、③伝熱面積(伝熱管本数)を求める機能を追加した。与えられた設計条件と本解析により得られた設計値(下線部)を以下に示す。

伝熱量 : 2.05MW

リチウム側(一次側)

流量 : 25.2 t/h

入口/出口温度 : 1100.0°C / 1029.2°C

カリウム側(二次側)

流量 : 3.348 t/h

入口/出口温度 : 630.0°C / 1040.0°C

入口/出口圧力 : 3.99 kg/cm²abs / 3.80 kg/cm²abs

ボイラの条件

単基、カバーガスなし、直管、対向流型、下降管部なし

全長 : 6.0 m

シェル内径/外径 : 16.2 cm / 18.2 cm

伝熱管内径/外径 : 1.5 cm / 1.8 cm

伝熱管本数(表面積) : 36本(約12.0 m²)

伝熱管内汚れ係数 : $3.333 \times 10^{-5} \text{m}^2 \text{h}^{-1} \text{°C}^{-1}$ / kcal

カリウム熱伝達率 : $1.72 \times 10^8 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$

(単相時, 2相時ともに)

リチウム熱伝達率 : Subbotinの式

ドライアウトクオリティ : 0.334

伝熱管熱伝導率 : $50.0 \text{ kcal/m h}^\circ\text{C}$ (Nb - 1 Zr 合金)

1.3.2 各パラメータの影響

このカリウムボイラの主要な設計パラメータが、伝熱管本数及び伝熱総面積に対してどの程度影響を与えるか、計算値に対してパラメータを一つだけ変化させた時の解析を行い、伝熱管本数（総面積）を比較した。

変化させたパラメータは、基本体系の内でリチウム流量、リチウム入口温度、カリウム流量、カリウム入口温度、カリウム出口温度、カリウム出口圧力、伝熱管汚れ係数、有効伝熱部高さ、伝熱管熱伝導率、カリウム熱伝達率とした。

各パラメータに対する伝熱管本数の計算結果を表1-3-1に、また、それをグラフ化したもの図1-3-2に、それぞれのパラメータの範囲と、計算結果を以下に示す。

a. リチウム流量 ($20.16, 25.2, 30.24 \text{ t/h}$)

伝熱管本数は $34.5 \sim 37.1$ 本と計算され、流量の変化に対してあまり変わっていない。

b. リチウム入口温度 ($1072.5, 1100.0, 1320.0^\circ\text{C}$)

温度を 2.5% 低くした時の本数は約 38% 増、温度を 20% 高くした時は約 48% 減となっており、かなり大きな変化を示した。

c. カリウム流量 ($2.6784, 3.348, 4.0176 \text{ t/h}$)

流量の変化とほぼ同じ割合 ($27.8 \sim 43.7$ 本) で伝熱管本数は変化した。

伝熱量の変化は $1.64 \sim 2.46 \text{ MW}$ となった。

d. カリウム入口温度 ($504.0, 630.0, 756.0^\circ\text{C}$)

ほとんど変化しない。伝熱量の変化は $1.96 \sim 2.14 \text{ MW}$ となった。

e. カリウム出口温度 ($988.0, 1040.0, 1060.8^\circ\text{C}$)

他の条件の制限から値をあまり変えることができず、今回の計算ではほとんど変

化しなかった。

f. カリウム出口圧力 (3. 04, 3. 80, 4. 56 kg/cm²abs)

29. 8～35. 5本とあまり変化はしない。

g. 伝熱管内汚れ係数 (0, 3. 3333 × 10⁻⁵, 3. 3333 × 10⁻⁴ m²h°C/kcal)

29. 8～44. 3本と変化させた割合に対して、あまり変わっていない。

h. 有効伝熱部高さ (3. 3, 6. 0 m)

伝熱面積は一定であり、伝熱管本数は高さにはほぼ反比例する。

i. 伝熱管熱伝導率 (20. 0, 50. 0, 126 kcal/mh°C)

ほとんど変化しない。

j. カリウム熱伝達率 (1.72 × 10², 1.72 × 10³, 1.72 × 10⁴ kcal/m² h °C)

かなり大きく変化した。

以上のパラメータ計算の結果をまとめると次のようになる。

必要な伝熱管本数は、リチウム流量、カリウム入口温度、カリウム出口圧力、伝熱管内汚れ係数、伝熱管熱伝達率では大きな変化はない。

カリウム流量を変えた場合は、その値の変化に比例して伝熱管本数は変化する。

伝熱面積を一定とすると、有効伝熱部高さに伝熱管本数は反比例する。

リチウム入口温度とカリウム熱伝達率を変えると急激に変わる。

これからリチウム入口温度とカリウム熱伝達率は、伝熱管の本数に大きく影響することがわかる。このうちリチウム入口温度は、プラントの構成上 1100 °C に定めたので考慮の余地はない。しかし、カリウム熱伝達率は単相、2相の場合共に同じ値として解析を行っており、今後、カリウム熱伝達率の正確な測定をし、再解析を行った場合、伝熱管本数が大きく変わることがある。

1.3.3 ボイラ重量

基本条件及び最大・最小になるケースのボイラ重量を、材料 (Nb-1 Zr 合金) の比重を 8. 75 g/cm³ として求めた。そのボイラ重量を表 1-3-2 に示す。

伝熱管本数の最小は、カリウム熱伝達率 1. 72 × 10⁴ kcal/m² h °C の時 10. 6 本で、その時の重量は 318. 6 kg である。伝熱管本数の最大は、カリウム熱伝達率

1. $72 \times 10^3 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ の時の 307.4 本であるが、容器の大きさに制限があり 43 本を超えることができず、その時の重量は 449.8 kg である。

ここでは、基本条件に則るとし、伝熱管数を 36 本とする。この時のボイラ重量は 420 kg である。

参考文献

- (1) 大矢正男, 「POPAI/PTSコード使用説明書 -カリウムボイラ静特性解析コード」, PNC J9270 89-003, 1989年8月.

表 1 - 3 - 1 カリウムボイラ 伝熱面積 パラメータ計算結果

(a) リチウム流量

パラメータ の値	リチウム		カリウム 入口圧力 (kg/cm ² a)	伝熱管	
	流量 (t/h)	出口温度 (°C)		本数 (本)	総面積 (m ²)
0.8	20.16	1011.5	3.98	37.1	12.6
0.9	22.68	1021.3	3.99	36.0	12.3
基準ケース	25.20	1029.2	3.99	35.5	12.0
1.1	27.72	1035.6	4.00	34.9	11.9
1.2	30.24	1041.0	4.00	34.5	11.7

(b) リチウム入口温度

パラメータ の値	リチウム		カリウム 入口圧力 (kg/cm ² a)	伝熱管	
	入口温度 (°C)	出口温度 (°C)		本数 (本)	総面積 (m ²)
0.975	1072.5	1001.7	3.92	48.9	16.6
基準ケース	1100.0	1029.2	3.99	35.5	12.0
1.1倍	1210.0	1139.3	4.40	18.3	6.20
1.2倍	1320.0	1249.4	4.97	12.6	4.27

(c) カリウム流量

パラメータ の値	リチウム 出口温度 (°C)	カリウム			伝熱管	
		流量 (t/h)	入口圧力 (kg/cm ² a)	伝熱量 (MW)	本数 (本)	総面積 (m ²)
0.8倍	1043.4	2.6784	4.00	1.64	27.8	9.43
0.9倍	1036.3	3.0132	4.00	1.85	31.6	10.7
基準ケース	1029.2	3.348	3.99	2.05	35.5	12.0
1.1倍	1022.1	3.6829	3.99	2.26	39.5	13.4
1.2倍	1015.0	4.0176	3.99	2.46	43.7	14.8

(d) カリウム入口温度

パラメータ の値	リチウム 出口温度 (°C)	カリウム			伝熱管	
		入口温度 (°C)	入口圧力 (kg/cm ² a)	伝熱量 (MW)	本数 (本)	総面積 (m ²)
0.8倍	1026.1	504.0	4.00	2.14	35.7	12.1
0.9倍	1027.7	567.0	4.00	2.10	35.6	12.1
基準ケース	1029.2	630.0	3.99	2.05	35.5	12.0
1.1倍	1030.8	693.0	3.99	2.00	35.4	12.0
1.2倍	1032.3	756.0	3.99	1.96	35.2	12.0

(e) カリウム出口温度

パラメータ の値 単位	リチウム 出口温度 (°C)	カリウム			伝熱管	
		出口温度 (°C)	入口圧力 (kg/cm ² a)	伝熱量 (MW)	本数 (本)	総面積 (m ²)
0.95倍	1030.8	988.0	3.98	2.00	34.2	11.6
基準ケース	1029.2	1040.0	3.99	2.05	35.5	12.0
1.02倍	1028.6	1060.8	3.99	2.07	37.0	12.5

(f) カリウム出口圧力

パラメータ の値	リチウム 出口温度 (°C)	カリウム		伝熱管	
		入口圧力 (kg/cm ² a)	出口圧力 (kg/cm ² a)	本数 (本)	総面積 (m ²)
0.8倍	1028.6	3.35	3.04	29.8	10.1
0.9倍	1028.9	3.70	3.42	30.3	10.3
基準ケース	1029.2	3.99	3.80	35.5	12.0
1.1倍	1029.5	4.37	4.18	35.3	12.0
1.2倍	1029.8	4.74	4.56	34.8	11.8

(g) 伝熱管内汚れ係数

パラメータの値	リチウム出口温度 (°C)	カリウム入口圧力 (kg/cm²a)	伝熱管内汚れ係数 (m² h°C/kcal)	伝熱管	
				本数 (本)	総面積 (m²)
0倍	1029.2	4.07	0	29.8	10.1
0.5倍	1029.2	4.06	1.6666×10^{-6}	30.5	10.4
基準ケース	1029.2	3.99	3.3333×10^{-5}	35.5	12.0
5倍	1029.2	3.95	1.6666×10^{-5}	42.2	14.3
10倍	1029.2	3.95	3.3333×10^{-4}	44.3	15.0

(h) 有効伝熱部高さ

パラメータの値	リチウム入口温度 (°C)	カリウム入口圧力 (kg/cm²a)	有効伝熱部高さ (m)	伝熱管	
				本数 (本)	総面積 (m²)
0.55倍	1029.2	3.86	3.3	62.3	11.6
0.67倍	1029.2	3.91	4.0	45.4	10.3
基準ケース	1029.2	3.99	6.0	35.5	12.0

(i) 伝熱管熱伝導率

パラメータの値	リチウム出口温度 (°C)	カリウム入口圧力 (kg/cm²a)	伝熱管熱伝導率 (m² h°C/kcal)	伝熱管	
				本数 (本)	総面積 (m²)
0.4倍	1029.2	3.98	20	37.5	12.7
基準ケース	1029.2	3.99	50	35.5	12.0
1.6倍	1029.2	4.00	80	35.0	11.9
2.52倍	1029.2	4.00	126	34.7	11.8

(J) カリウム熱伝導率

パラメータ の値	リチウム 出口温度 (°C)	カリウム 入口圧力 (kg/cm ² a)	カリウム熱伝導率 (m ² h°C/kcal)	伝熱管	
				本数 (本)	総面積 (m ²)
0. 1倍	1029.2	3.84	1.72×10^2	307.4	104.3
0. 5倍	1029.2	3.91	8.6×10^2	56.7	19.3
基準ケース	1029.2	3.99	1.72×10^3	35.5	12.0
5倍	1029.2	4.89	8.6×10^3	13.0	4.43
10倍	1029.2	5.40	1.72×10^4	10.6	3.58

表1-3-2 伝熱管本数とカリウムボイラ重量の関係

伝熱管本数	ボイラ重量(kg)
10. 2	318. 6
35. 5	419. 8
43	449. 8

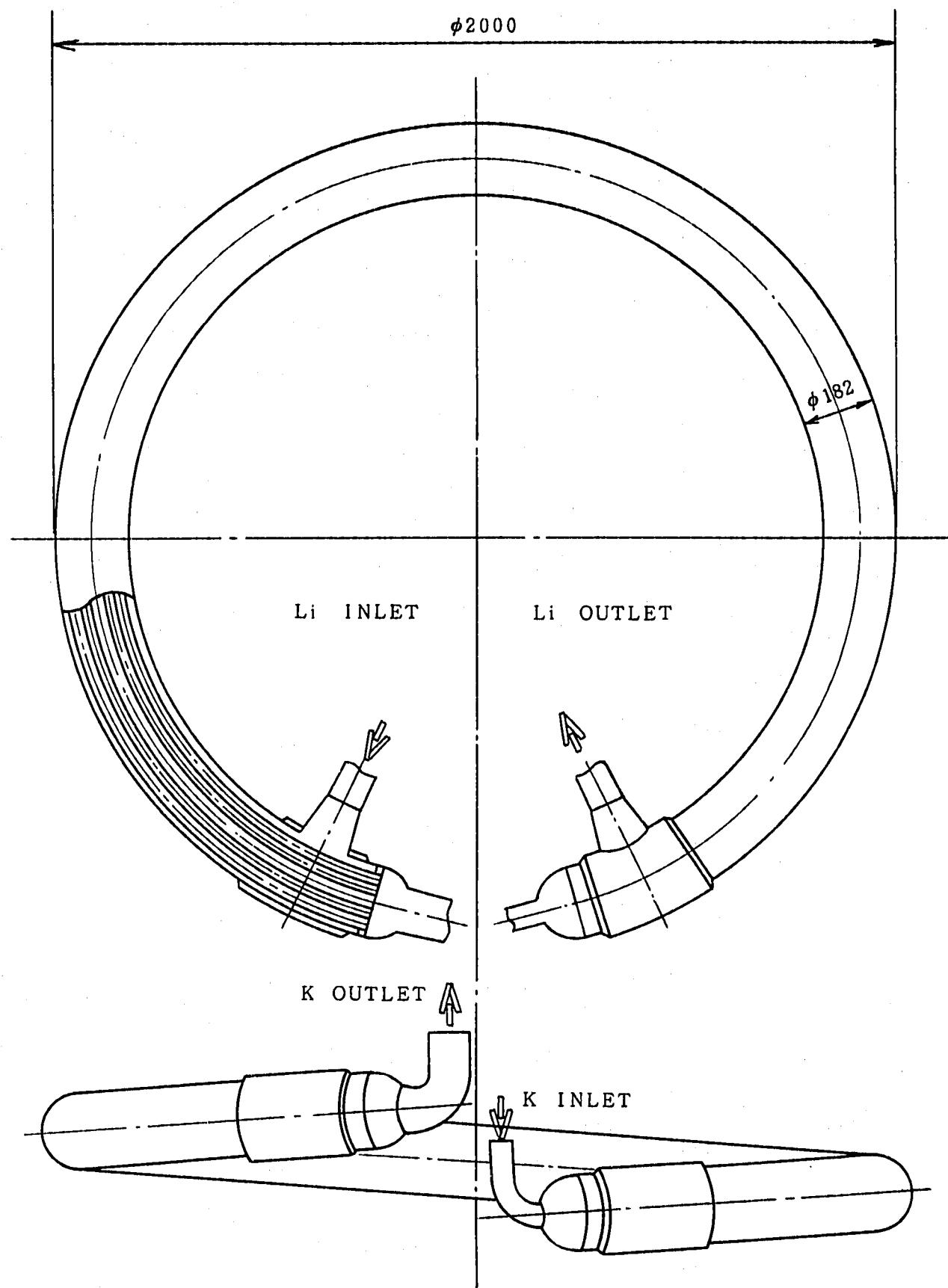


図1-3-1 カリウムボイラ概略図

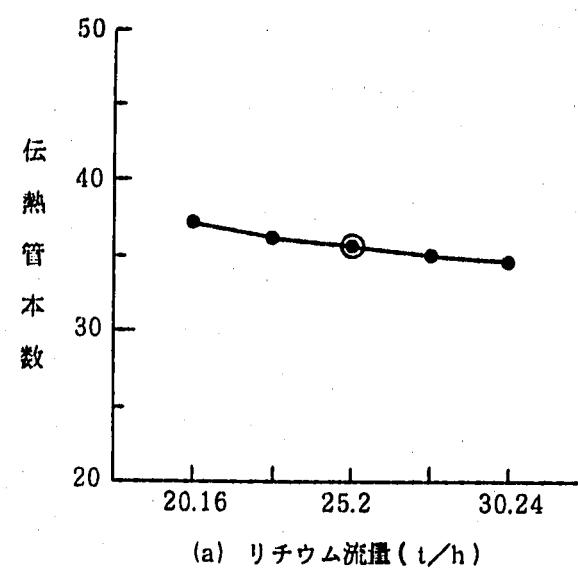
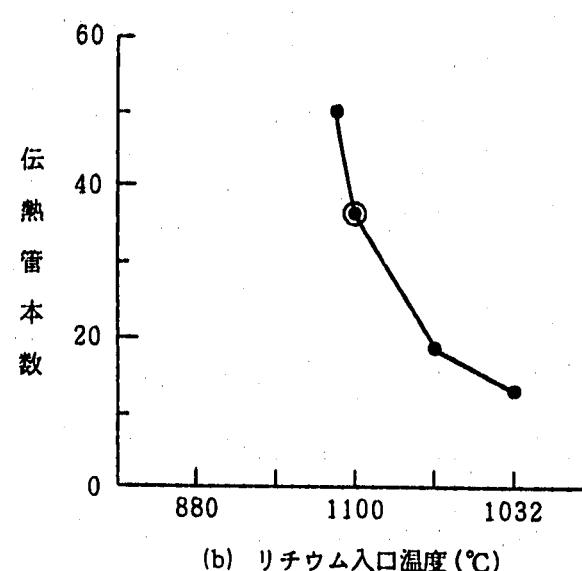
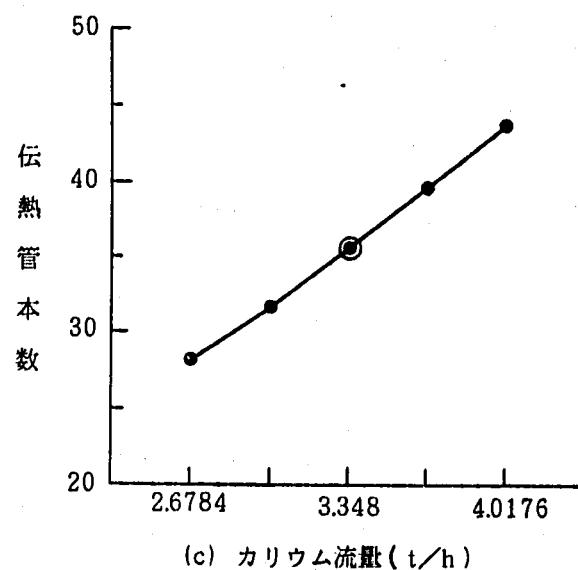
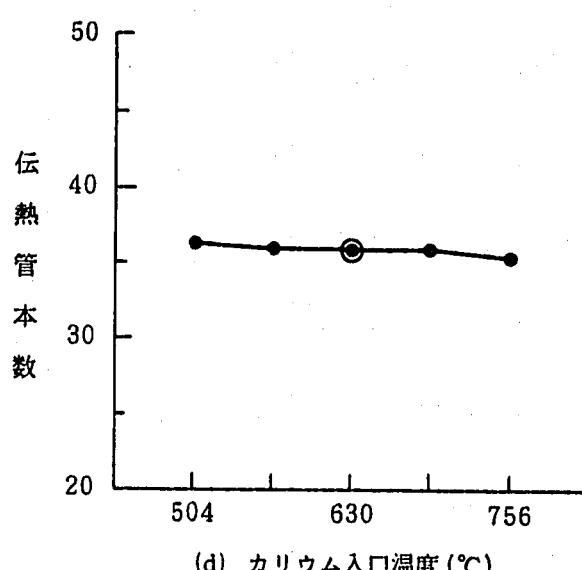
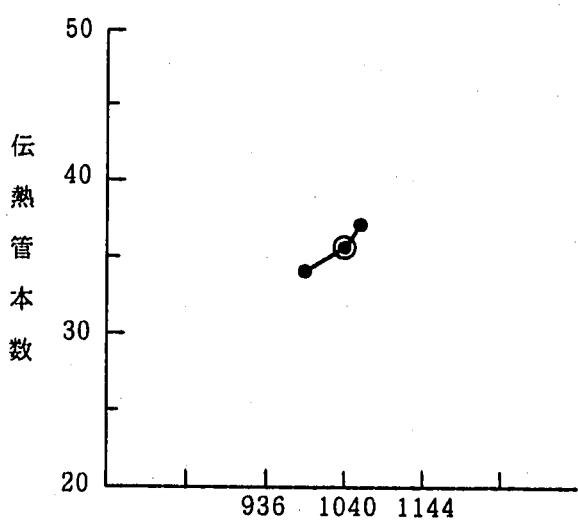
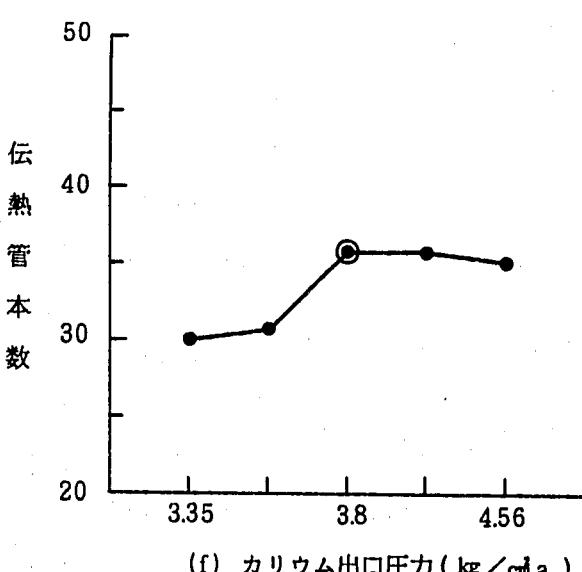
(a) リチウム流量 (t/h)(b) リチウム入口温度 ($^{\circ}C$)(c) カリウム流量 (t/h)(d) カリウム入口温度 ($^{\circ}C$)(e) カリウム出口温度 ($^{\circ}C$)(f) カリウム出口圧力 (kg/cm^2a)

図 1 - 3 - 2 伝熱管本数におよぼす影響 (1 / 2)

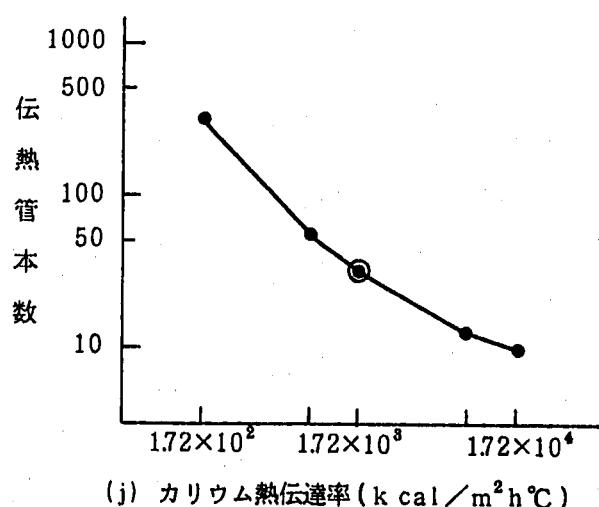
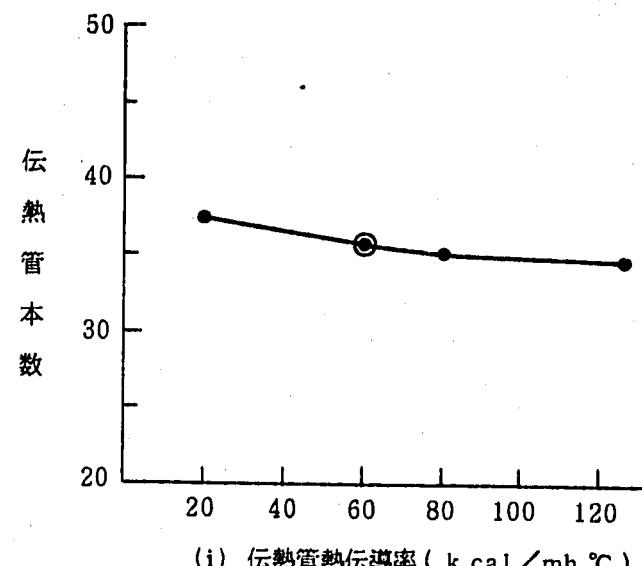
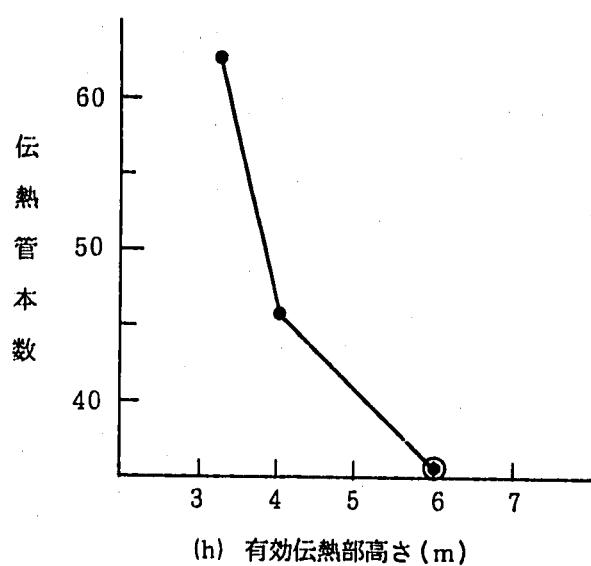
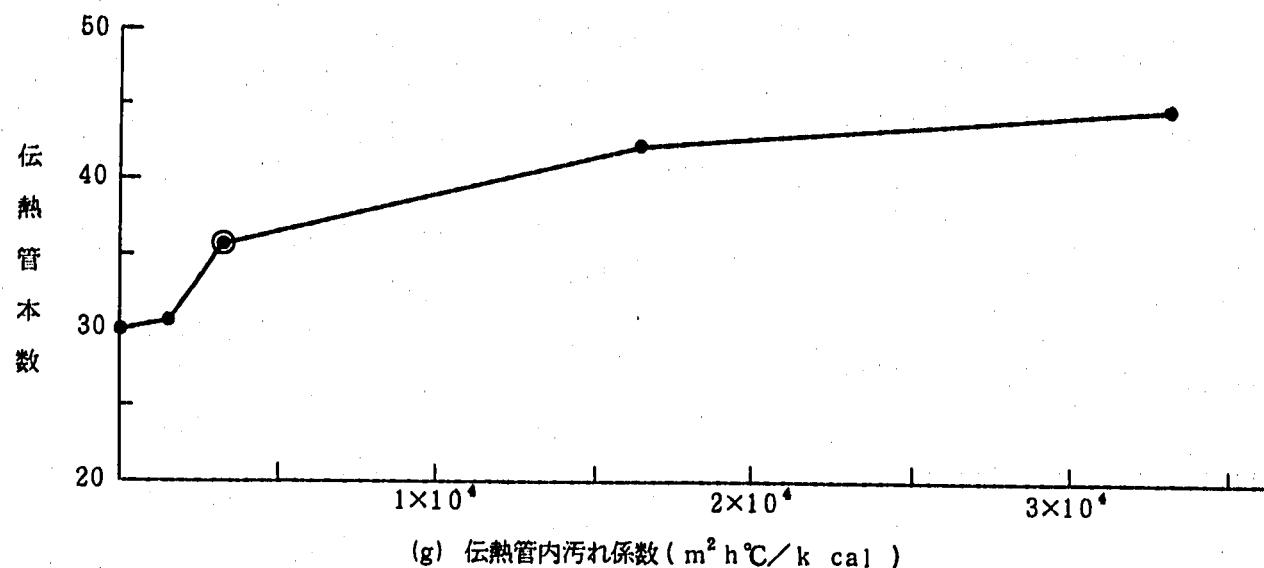


図 1 - 3 - 2 伝熱管本数におよぼす影響 (2 / 2)

1.4 カリウムタービン・発電機⁽¹⁾

本検討で採用している高温ランキンサイクルの主要な得失を挙げると次のようになる。

(長所)

- ・水蒸気を用いるものは、地上では確立された技術である（温度～566°C）。
- ・スケールアップが容易である⁽²⁾。
- ・出力当りのシステム重量が小さく、出力が大きくなるほど他のエネルギー変換システムとの差が顕著になる。
- ・液体金属では水銀を用いた蒸気タービン発電所の運転実績がある^{(3), (4)}。
- ・動燃が所有する液体金属技術が十分に発揮できる。

(短所)

- ・スタートアップの前に、作動流体を溶解し所定の温度まで上昇させなければならない。
- ・微少重力環境における流体の二相流挙動が解明できていない。

カリウムランキンサイクルタービンは、現在の地上大型汽水発電所の熱効率を飛躍的に改善する一手段として、水蒸気サイクルの前段に設けることがしばしば提案され⁽⁵⁾、その総合的な熱効果が計算された⁽⁶⁾。我が国においては、通産省工業技術院のムーンライト計画における先導的基盤的省エネルギー技術研究開発の一環としてカリウムタービン用軸シールの研究がなされている⁽⁷⁾。

1.4.1 設定条件

この発電系が満たすべき条件を、次のように定めた。

設計寿命 定格運転 10年

メンテナンスフリーであること

タービン入口温度 1060°C 以下

発電容量 300 kW

タービン入口温度は、現在市販されている耐高温材を用いて設計できる温度という観点から選んだ。

本検討においては、上記の運転条件を満足する出入口圧力条件とタービン段数の最適値を求め、次いでシステム構成、タービンの構造、材料の選択を行った。

検討に先立ち、カリウムの過熱蒸気、飽和蒸気の状態量（圧力、温度、比体積、エ

ンタルビ、エントロビ、乾き度) ⁽⁸⁾のデータを計算機のシステム解析プログラムで使用できるようコード化した。

1.4.2 タービン計画条件の決定と動翼基本形状ー出入口条件と熱効率の検討

発電サイクルの性能を示す上で重要な値であるプラント熱効率 η は、与えた熱量のうち電気に変わった量の比であり、次式によって定義される。

$$\eta = P \times 3600 / (G (i_1 - i_2)) \quad (1)$$

ここで P : 発電端出力 [kW]

G : カリウム流量 [kg/hr]

i_1 : タービン入口エンタルピ [kJ/kg]

i_2 : 凝縮器出口凝縮液エンタルピ [kJ/kg]

また

$$P = G / 3600 \times H_t \times \eta_T \times \eta_M \times \eta_G \quad (2)$$

ここで H_t : タービンの断熱熱落差 [kJ/kg]

η_T : タービン効率

η_M : 機械効率

η_G : 発電機効率

(2)式を(1)式に代入して

$$\eta = H_t / (i_1 - i_2) \times \eta_T \times \eta_M \times \eta_G \quad (3)$$

が得られる。

(3)式からプラント熱効率 η は H_t , i_1 , i_2 , η_T に依存することが分かるが、 η_T もまた H_t , i_1 , i_2 に依存する。一方、 H_t , i_1 , i_2 は、タービン入口温度、タービン入口圧力、タービン出口圧力（温度）によって一義的に定まる。

通常、タービンは多段の動翼により構成され、 η は、 H_t , i_1 , i_2 そのものだけでなく、タービンを何段にするか、各段落の熱落差や動翼の寸法を幾らにするか等により、 η_T を介してこれらの影響を受ける。そこで、タービン入口／出口条件と必要な発電端出力から、タービン効率 η_T が最大になるように各段の動翼等の寸法および必要な蒸気量を求めるプログラムを作成した。

以上の準備のもとに、タービン入口温度、タービン入口圧力、タービン出口圧力を

変え、熱効率との関係を調べた。この解析を行うに当たり、基準ケースを次のように定め、対象とするパラメータを変えている間、他の条件は基準ケースの値とした。

タービン入口温度 1040°C

タービン入口圧力 3.8 ata

タービン出口圧力 0.35 ata (タービン出口温度 656°C)

出口クオリティ 0.9

ここで η_m , η_t は、300 kW出力タービンにおいてはそれぞれ、0.95, 0.93とした。

図1-4-1に、各パラメータの効果を示す。図から、熱効率に影響する最も重要な因子は出口圧力であり、次いで入口圧力、入口温度の順であることが分かる。

一般にタービン計画条件の選定に当たっては、各パラメータとプラント熱効率の関係を表わす曲線において曲率の最も大きな点を選択するのが良いとされている。第1節システム構成で示したタービン出入口条件と熱効率の関係(図1-1-5)から、初めに定めた基準ケースはこの条件を満足していると言える。図1-4-1に基準ケースの各段落における速度三角形を示す。各段落における損失が最小となる速度三角形は、一般的に翼出口における流出方向(速度 C_2)が周速 U に直角となる。図1-4-1に示されるように、基準ケースでは各段ともほぼ最適となっている。また、この場合の膨張線図(i-S線図)を図1-4-2に示す。

もしこのタービンで熱効率を1%高めようすると、入口圧力を4.7 ataに上げるか、出口圧力を0.28 ata(温度 638°C)に下げれば良い。しかし、入口圧力をそこまで上げると、タービンの段数を基準ケースの3段から増やす必要がある。また、出口圧力を下げると、凝縮したカリウムを昇圧する電磁ポンプの容量が大きくなる。これらは、小型、軽量化を図るというもう一つの命題と抵触する。プラント熱効率と重量とのトレードオフは、熱供給系も含めて全システムで考慮すべきものであるので、発電系だけの本検討では、基準ケースを計画点とする。なお、このときの η_T は0.783, η は0.147, G は3400 kg/hrである。

1.4.3 カリウム発電系全体系統線図

カリウム発電系の全体系統線図を図1-4-3に示す。ここで、再生サイクルや再熱サイクルを用いなかったのは、タービン出入口の昇圧比が低い($3.8/0.35=11$)ために再生効果が小さいこと、およびタービン出口のカリウム蒸気のクオリティが十分高い(~0.90)ために再熱の必要がないことによる。

主要な機器の機能は、以下の通り。

- ①蒸気発生器 : カリウム蒸気を発生させる装置
- ②主塞止弁 : タービン危急時の蒸気遮断弁
- ③調速弁 : 速度制御または発電負荷制御用蒸気流量調節弁
- ④バイパス弁 : タービン起動前の蒸気バイパス弁またはタービントリップ時の蒸気バイパス弁
- ⑤主サーボ : 1速弁駆動装置
- ⑥電気ガバナ : 電気記号により主サーボを開閉する制御装置
- ⑦→⑧タービン : 蒸気エネルギーを回転トルクに変換する装置
- ⑨発電機 : 回転トルクを電気に変換する装置
- ⑩ラジェータ : カリウム蒸気の凝縮またはカリウム液の冷却装置
- ⑪, ⑫, ⑬ポンプ(A), (B), (D) : カリウム電磁ポンプ
- ⑭ネジポンプ : 発電機外衣内の低真空維持装置

これらの機器は、以下に説明するように作動する。

- (a) 蒸気発生器①で発生したカリウム蒸気は蒸気管②を通り、主塞止弁③と調速弁④を経て、タービンの入口⑤に入る。タービンを通過して排気室⑥に至る間に、カリウム蒸気は圧力3.8ataから0.35ataに減圧され、その圧力差に相当する回転エネルギーが発電機の端子⑧より電力として取り出される。調速弁④は電気ガバナ⑥によってタービンの速度制御または発電負荷⑧の制御を行い、主塞止弁③は発電系に異常が発生した際に、タービンへのカリウム蒸気を遮蔽する。
- (b) タービンを通過して仕事を終えたカリウム蒸気⑥は、排気管、⑨を経てラジェータ⑩に吸い寄せられ、外気に熱を捨てて、自らは656°Cのカリウム液⑪となる。このカリウム液は主電磁ポンプ⑫によって蒸気発生器①に環流され、ランキンサイク

ルが完結する。

- (c) タービン及び発電機の各軸受へは、カリウム液⑪をラジエータ⑯で冷却し、ポンプ(B)で供給する。各軸からの排液はカリウム液⑪のラインへ戻される。
- (d) 一方、バイパス弁、主塞止弁③、主サーボ⑮制御用のカリウムの高圧力液は、ラジエータ⑯で冷却されたもの的一部が、ポンプ(A)で供給される。各ドレン（凝縮した液滴）は、ライン⑪に戻される。
- (e) 発電機⑦内部の冷却用には、カリウム液⑯をラジエータ⑯で冷却したものポンプ(D)で供給し、循環使用する。
- (f) バイパスラインには、バイパス弁が付属し、主蒸気①を適当量メインライン⑯に戻す。

このバイパスラインは、カリウムタービン⑤を起動する前に用いられ、その後バイパスラインからタービン⑤へ、徐々にカリウムの流れを切り換える。タービンを停止する場合は、逆にタービン⑤からバイパスラインに切り換える。もしタービンが危急遮断した場合、主塞止弁が急閉され、このバイパス弁が自動的に開く。

1.4.4 カリウムタービンの特徴

ここで検討するカリウム蒸気タービンは、基本的には一般的な水蒸気タービンの設計思想を踏襲できるが、カリウムの特性、物性等により水蒸気タービンと比較して下記の特徴を有する。

(1) 構造概念

- ・入口圧力、出口圧力の熱効率に及ぼす影響が大きいため、圧力損失の少ない構造を採用する必要がある。
- ・出入口温度がガスタービン並みの高温であるから、熱変形対策を中心にガスタービンの技術も考慮する。
- ・外部へのカリウム漏洩を防止する設計が必要で、フランジ構造は極力避ける。
- ・メンテナンスフリーとするために潤滑油などの消耗品は使用せず、カリウムのみで対処する。
- ・カリウムによる腐食及び損傷を防ぐために、カリウムと共に存性のある材料を選定する。

(2) 効率

- ・カリウムの粘度が水蒸気より低いため、効率は向上する。

(3) タービン段数

- ・同一蒸気条件（同一温度差）では、断熱熱落差が水蒸気ではカリウム蒸気の約3倍である。一方、速度三角形を最適にする翼1段の熱落差は同等であるため、カリウムタービンでは水蒸気タービンの約1/3の段数となる。

(4) 形状寸法

- ・形状については、水蒸気タービンと同等で良い考えられる。
- ・温度、圧力が等しい場合、カリウム蒸気の比体積は水蒸気の約1/2であるため、羽根の高さが水蒸気タービンの約1/2となる。

(5) 大きさ

- ・カリウム蒸気の比体積が水蒸気の約1/2であるため、タービン全体の大きさは小さくなる。

(6) 重量

- ・カリウムタービンで使用する耐熱材料の比重は水蒸気タービンで使用する材料よりも大きいが、形状寸法が小さくなるため重量は軽くなる。

(7) 付加装置

- ・シールからの漏洩カリウムを循環して戻す電磁ポンプを追加する必要がある。

1.4.5 カリウムタービンの構造

次の5点に特に留意し、タービン構造を検討した。

- カリウム蒸気であること。
- 高温（入口1040°C、出口656°C）であること。
- 重力が地球上の1/6であること。
- カリウムの外部への漏洩は皆無とすること。
- 消耗品（潤滑油等）は使用しないこと。

そこで、次の4点を構造上の特徴とするタービンを設計した。

- 基本的には、可能な限りフランジレスの溶接式とする。
- 潤滑にはカリウム液を用いる。

- c. タービンと発電機全体を覆うカバーを設ける。
- d. 発電機をカリウム冷却とし、タービン車室と一体化し、分割しない。

得られた 300 kW タービンの断面図を図 1-4-4 に、組立断面図を図 1-4-5 に示す。以下、この概念設計において特に気が付いた、もしくは注意した点について述べる。

(1) 段落数

軽量化を図る上から段落は 3 段にしたが、これを 4 段にすればタービン効率は 5 % 増す。しかし、タービン全体重量が 13 % 増加する。

(2) ロータ

特に起動、停止時に大きくなる結合ディスク間の温度差による伸び差を逃がすため、高温ガスタービンの技術を応用し、放射状のスプラインによりセンターを保持しながら熱膨張を吸収できるカービックカップリングを採用した。

(3) 軸受け

300 kW タービンでは、軽量化を図るためにロータの入口側には軸受けのないオーバーハング方式とした。

ロータは無重力（もしくは縦置き）の状態で使用するので、平軸受けの負荷はほとんど零である。よって、平軸受けは低負荷でも安定な状態が得られるピボットパッド型を採用した。また、スラスト軸受けはスラストが 1 方向にしか加わらないことにより、スラスト側をピボットパッド型、反スラスト側をテーパーランド型とした。これにより両側をピボットパッド型にするより軽量になり、かつ同等な性能が得られる。

軸受けに液体カリウムを使用することにより、作動流体の汚れの心配がなくなり、シール構造が簡素なもので済む。

(4) 潤滑液体カリウムのシール

液体カリウムのシール部のロータ表面に斜め溝を掘り、漏洩を抑制する。

(5) 羽根

翼根部は高い遠心応力に耐えるためクリスマス型とし、はめ合部の隙間は起動時の温度不均一に対処するため通常の水蒸気タービンより大きめにする。

(6) シュラウド

羽根の先端に設けるシュラウドは、通常はかしめ加工により取り付けるが、高融点合金の羽根材がこのような加工に不向きなのでシュラウドは1体削り出しとする。

(7) 蒸気流路

高温のカリウム蒸気に起因し熱亜による不具合が生じないよう、次のような工夫を払った。

- a. 全段落とも全周流入とする。
- b. 調速弁を単弁とし、蒸気入口は1ヶ所とする。
- c. 温度バランスをとるため、通常1ヶ所の排気口を2ヶ所設ける。

(8) ドレンエロージョン対策

- a. ドレンは羽根外周部に溜りやすいので、この部分の車室および仕切りに後流段落に続く穴を開け、各段落間の圧力差によりドレンを羽根に当てずに後流へ流す
- b. ノズルの表面にドレン通路を設ける。

半径方向に溝を堀り、ドレンを外周部に集め羽根に当たらないようにする。また、最終段のみ羽根の先端部を斜めにカットし、ドレンの通路を確保する。

1.4.6 タービン、発電機外形寸法・重量

タービン、発電機の外形寸法・重量は次の通り。

寸法	長さ	タービンのみ	500mm
	発電機込み		2400mm
直径			440mm
重量	タービン		150kg
	発電機		1300kg

タービンと発電機の1セットの外形形状を図1-4-6に示す。

1.4.7 材料

本仕様のカリウム蒸気タービンに関し、耐食性、高温強度、製作性を考慮すると、現段階で選定できる材料は、Mo合金(TZMなど)、Nb合金(Nb-1Zrなど)、Ta合金(T-111など)である。表1-2-2に、これら高融点金属材料の諸特性を示しているが、この特性に基づき選定したタービン各部構成材料案を、その選定理由と共に

に表1-4-1に示す。

1.4.8 浮遊翼タービン

ここで紹介した従来型タービンでは、軸受けからの作動流体の漏洩は避けられず、漏洩流体の回収ラインがシステムを複雑にする。また、タービンと発電機が別々であることから全体の形状が大きくなる。これらの欠点を除くため、浮遊翼タービンが可搬型炉研究の中で考案されている。その特徴は、タービンと発電機を一体化し、また軸受けに磁気軸受けを採用して作動流体の漏洩がない一体型としたことにある⁽⁹⁾。今回の月面炉プラント検討には、浮遊翼タービンの詳細検討まで進まなかったため、従来型でプラント全体をまとめているが、浮遊翼タービンをSPECTRAL等で採用することにより全体の軽量化が図れると考える。

参考文献

- (1) 後藤田秀実, 堀家 弘, 塩川泰昭, 他「カリウム蒸気タービンを用いた発電系の検討」, PNC J9055 89-003, 1989年10月.
- (2) 古川正夫, "Trade-off of Solar Dynamic Power Systems for Space Use," 宇宙用発電技術に関するワークショップ, 米国, 1987年11月 7日.
- (3) W. L. R. Emmet, "The Emmet Mercury-Vapor Process," Trans. ASME, Vol. 46, p. 253, 1924.
- (4) 井原敏男, 「熱機関要論」, 理工図書, p. 211, 昭和 43 年.
- (5) 「伝熱工学資料(改訂第3版)」, 日本機械学会, p. 321, 昭和 50 年.
- (6) 例えば, 三田地絢史, 斎藤 武, "「カリウム蒸気・水銀蒸気二段ランキンサイクルの性能解析」, 日本機械学会論文集(B編), 49巻, 437号, p. 205, 昭和58年.
- (7) 是永定美, 今井寛之, 古賀 忠, 他, 「カリウムタービンの軸シールの関する研究」, 電子技術総合研究所報告 第891号, 昭和 63 年.
- (8) エヌ・ベ・ワルガフチェック, 「便覧: 気体と液体の熱物理的性質」, 日・ソ連通信社, 昭和49年.
- (9) 片岡 一, 羽賀一男, 大坪 章, 「浮遊翼タービン発電機の検討」, PNC ZN9410 92-017, 1991年3月.

表 1 - 4 - 1 選択したタービンの構成材料

機器・部品	材 料	主な選定理由
車 室	高圧部 : T - 1 1 1 低圧部 : Nb - 1 Z r	①耐食性 ②加工性 ③溶接性
軸受け	セラミックまたはサーメット	①耐食性 ②耐磨耗性 ③潤滑性
ノズル	1 段 : T - 1 1 1 2 段 : Nb - 1 Z r	①耐食性 ②加工性
シール	Nb - 1 Z r	①耐食性 ②加工性
ロータ	T Z M	①耐食性 ②強度 ③耐エロージョン性
羽 根	T Z M	①耐食性 ②強度 ③耐エロージョン性
調速弁	T Z M	①耐食性 ②強度 ③耐エロージョン性
主塞止弁	T Z M	①耐食性 ②強度 ③耐エロージョン性
外 衣	S U S 3 1 6 L	①加工性 ②溶接性

T - 1 1 1 : タンタル合金 (T - 8 W - 2 H f)

T Z M : モリブデン合金 (M o - 0. 1 Z r - 0. 5 T i)

サーメット : Ni, Co, Nbなどの金属とセラミックの混合焼結材料

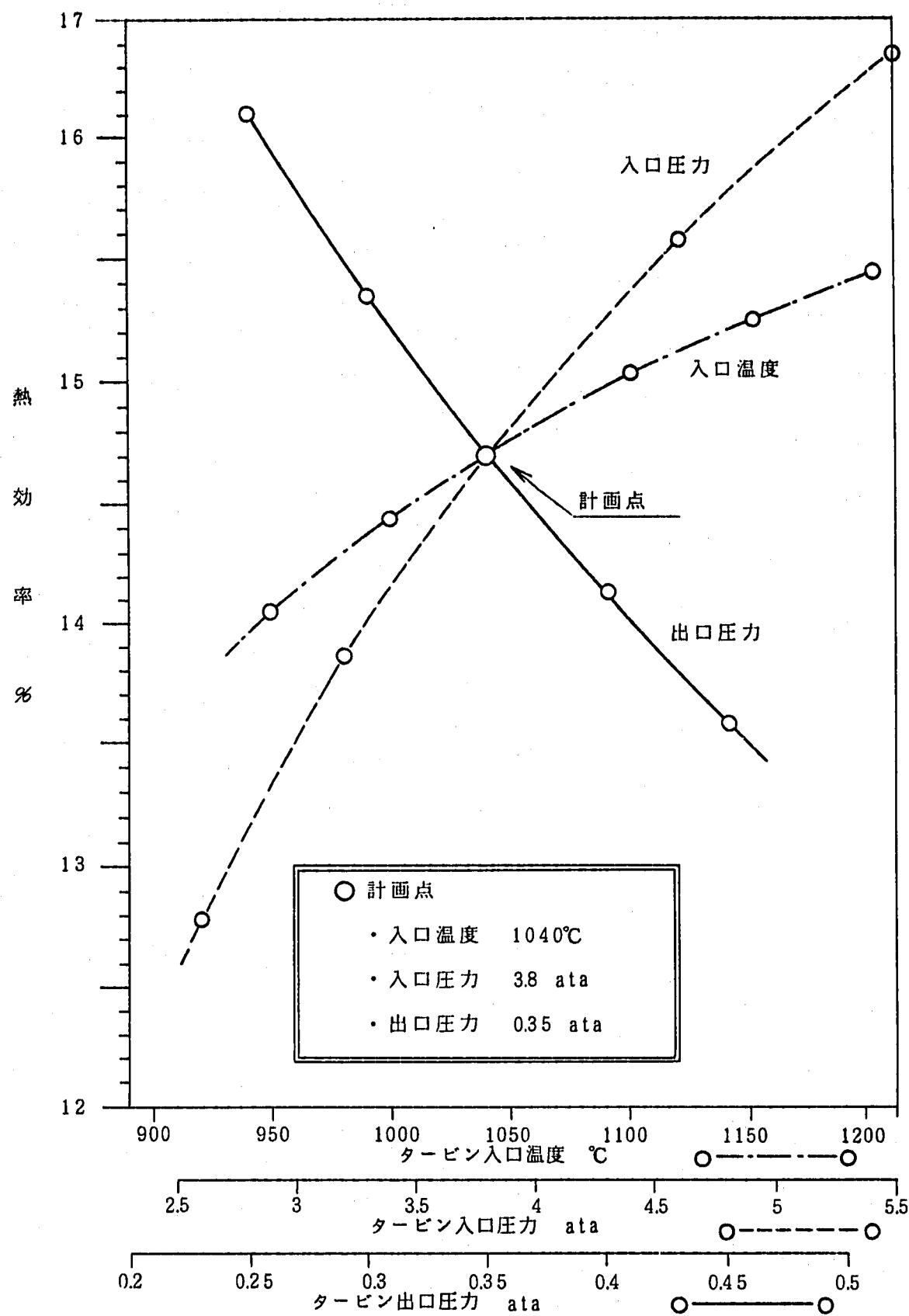
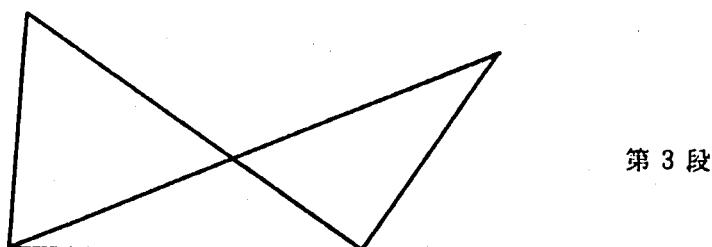
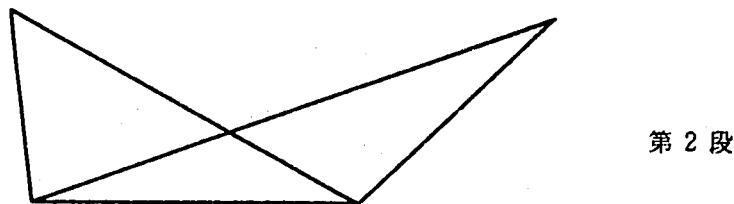
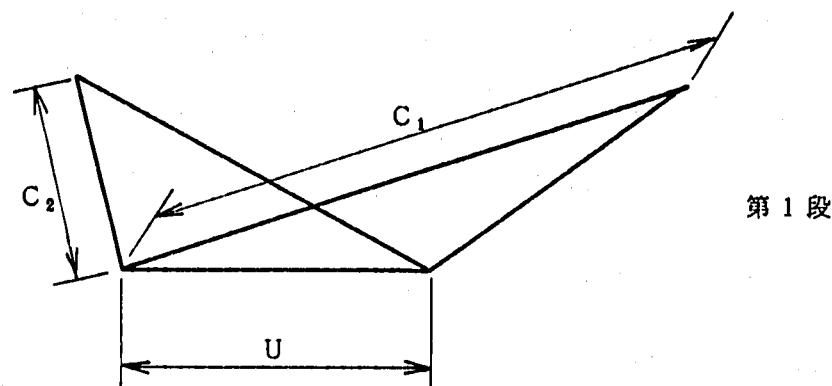


図1-4-1 300kWタービン出入口条件と熱効率の関係

U : P C D 上での翼の速度

C_1 : ノズル出口速度

C_2 : 翼出口速度



1 2 3 4 5 (m/s)

図 1 - 4 - 2 300 kW タービン各段の速度三角形

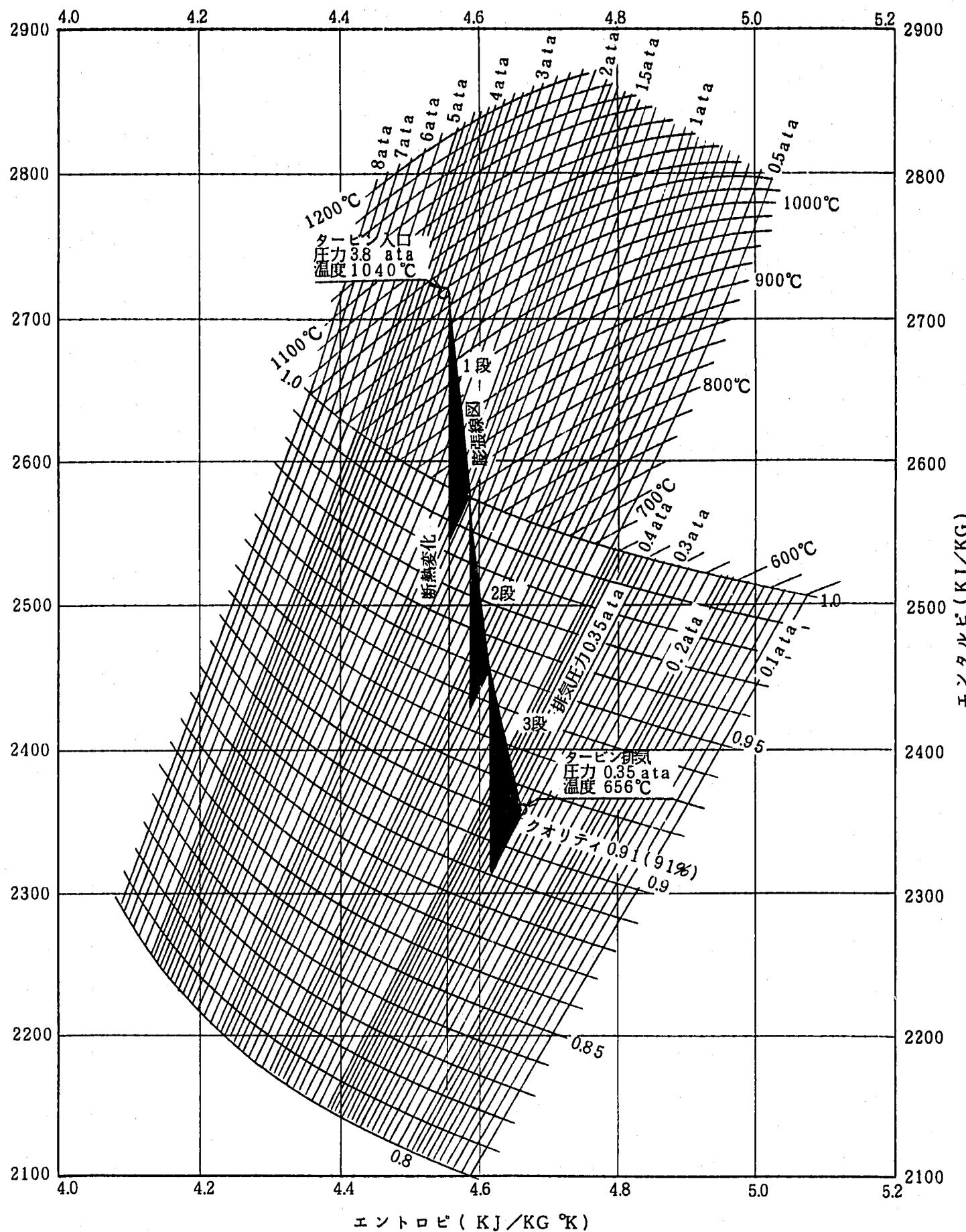


図 1 - 4 - 3 300 kW タービン蒸気膨張線図

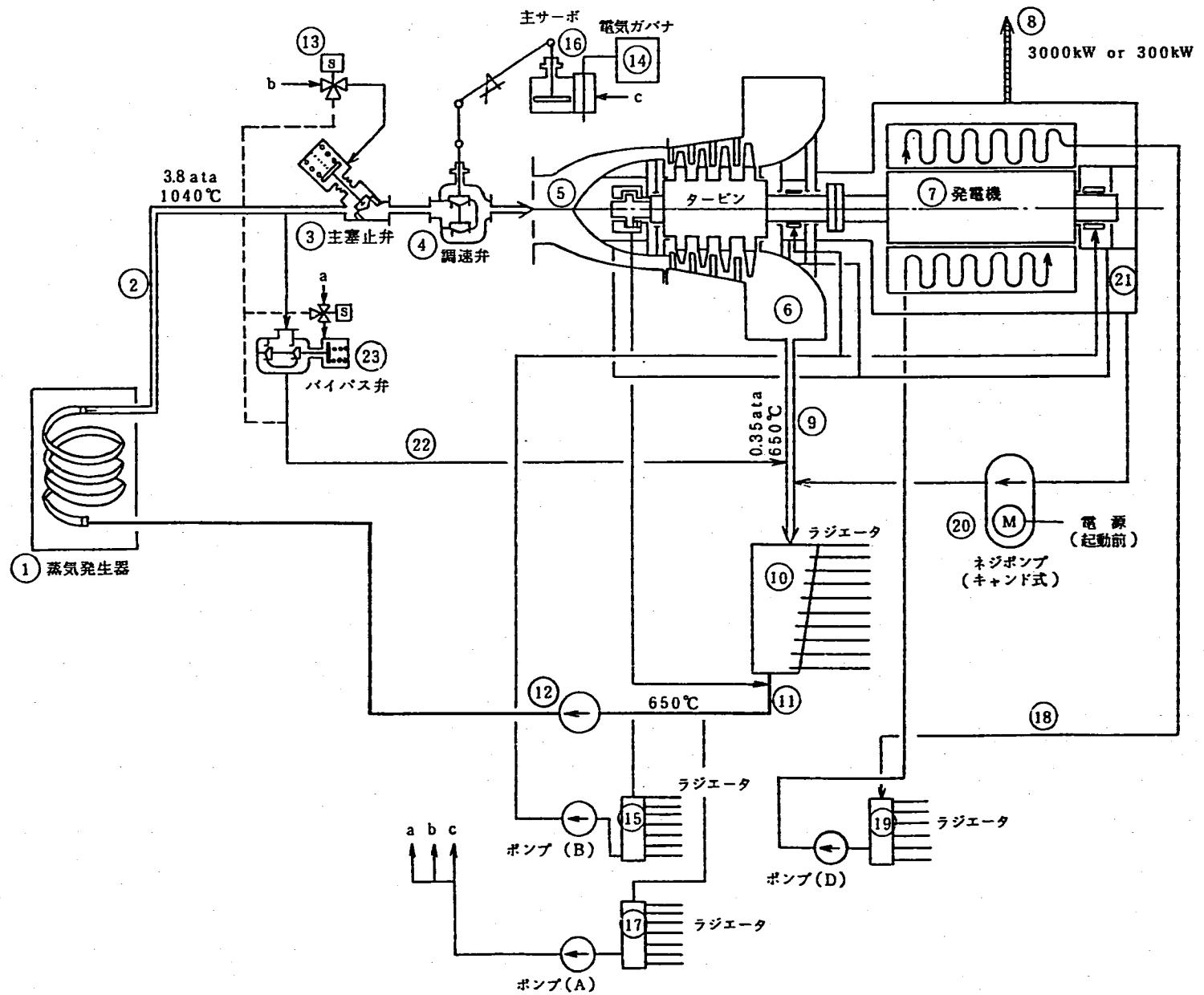


図 1-4-4 カリウムタービン発電全体系統線図

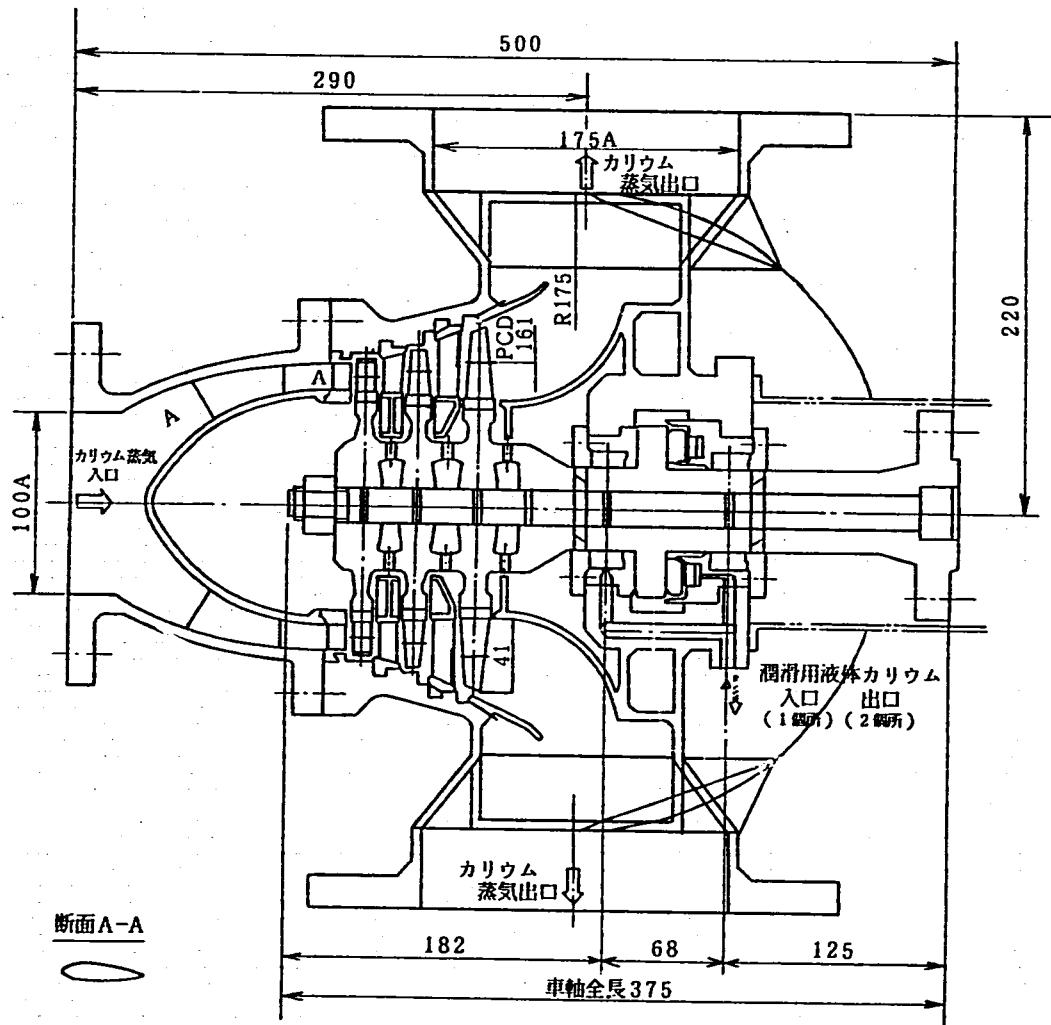


図1-4-5 300kWタービンの断面図

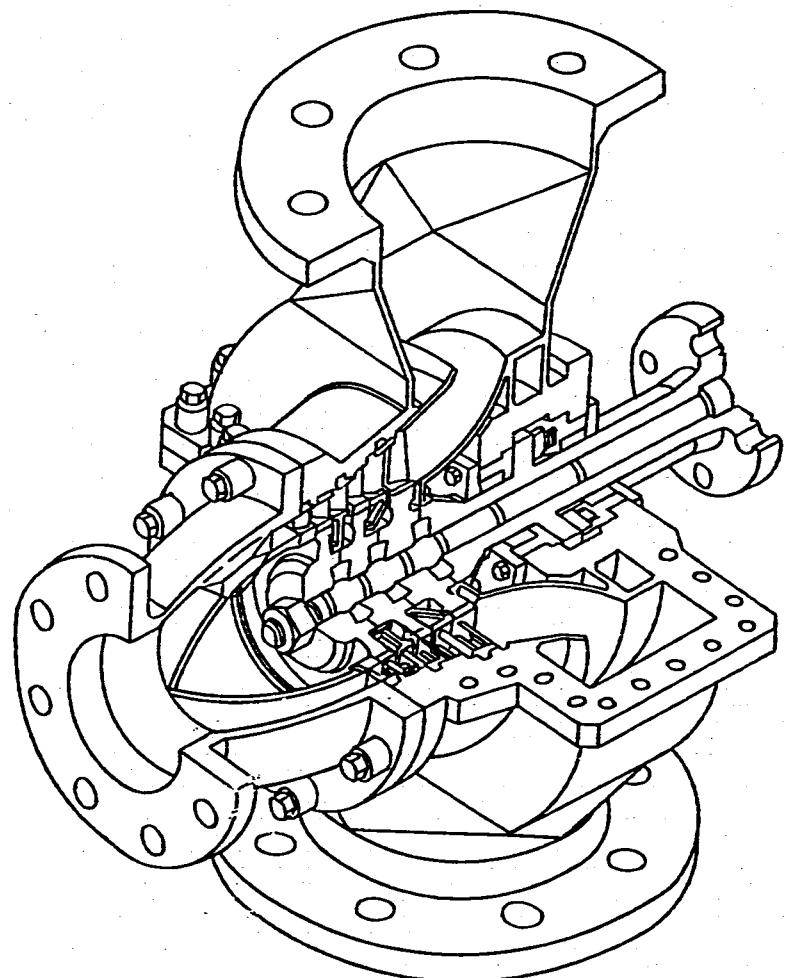
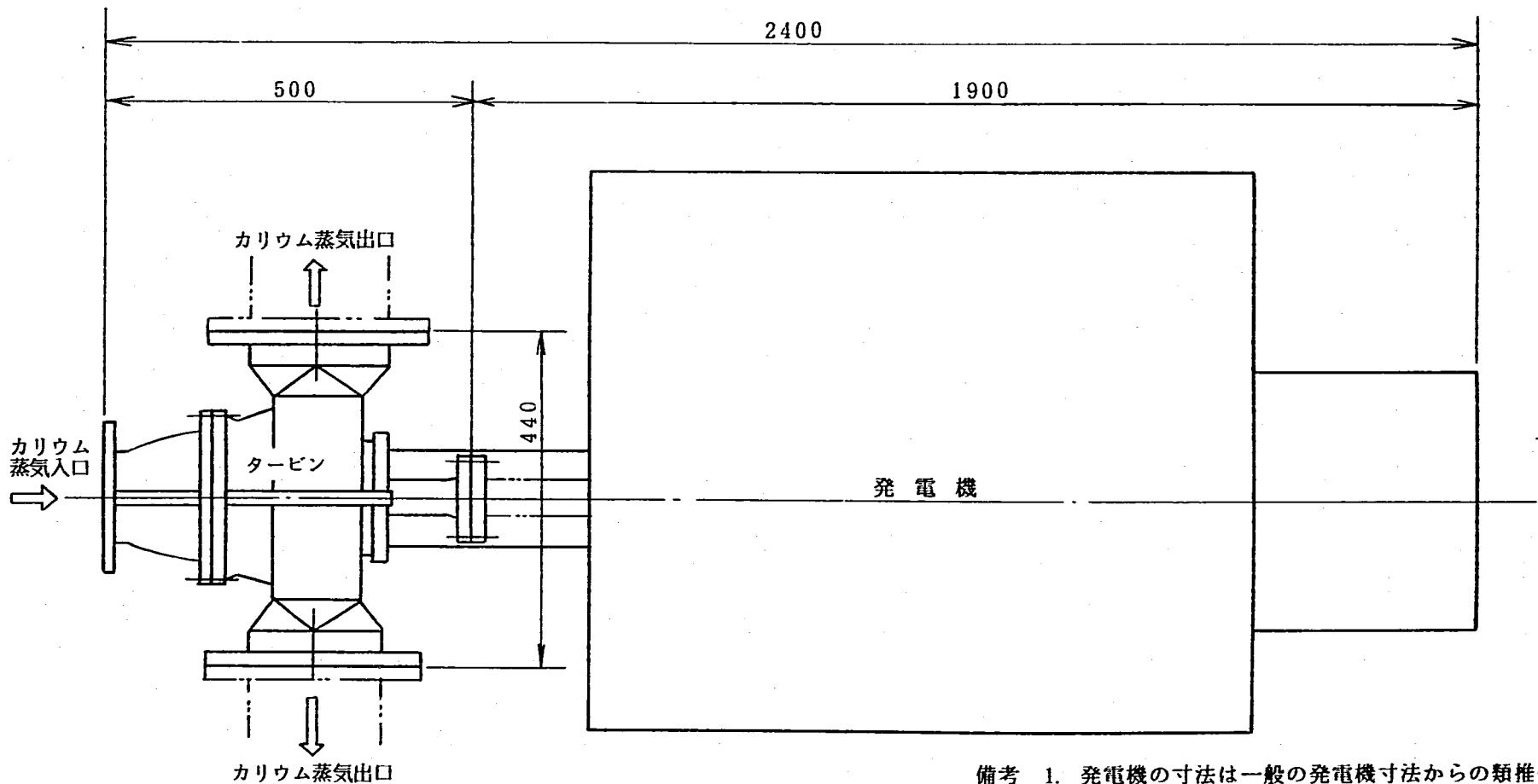


図1-4-6 300kWタービン鳥瞰図



備考 1. 発電機の寸法は一般の発電機寸法からの類推値
2. 概算重量

タービン： 150kg
発電機： 1300 kg

合計 1450kg

図 1 - 4 - 7 300 kW タービン・発電機外形図

1.5 カリウム凝縮器

蒸気発生器で発生するカリウム蒸気は、カリウムタービンで仕事をした後凝縮器で液体となり蒸気発生器に戻る。凝縮器の除熱は、ヒートパイプ（内部作動流体：ナトリウム）で行う。本節では、SPECTRA-Lの主要構成要素の一つであるカリウム凝縮器の伝熱性能を検討し、凝縮器としての機能を有する設計を実施する。

1.5.1 カリウム凝縮器の機能

(1) 必要伝熱面積の算定

カリウム凝縮器内でカリウムが凝縮するために必要な伝熱面積を算定する。

蒸気となって凝縮器内に入ったカリウムはヒートパイプ表面で凝縮する。この時の凝縮伝達率は次式で与えられる。

$$h_c = \left(\frac{1}{h_i} + \frac{1}{h_s} \right)^{-1}$$

ここで、

$$h_c : \text{凝縮伝達率} \quad h_c \equiv \frac{q}{T_v - T_w} \quad (1)$$

$$h_i : \text{凝縮液膜に関する熱伝達率} \quad h_i \equiv \frac{q}{T_i - T_w} \quad (2)$$

$$h_s : \text{気液界面に関する熱伝達率} \quad h_s \equiv \frac{q}{T_v - T_i} \quad (3)$$

q : 热流束

T_w : ヒートパイプの外表面温度 (K) (図 1-5-1 参照)

T_v : 蒸気温度 (K) (図 1-5-1 参照)

T_i : 凝縮液膜の表面温度 (図 1-5-1 参照)

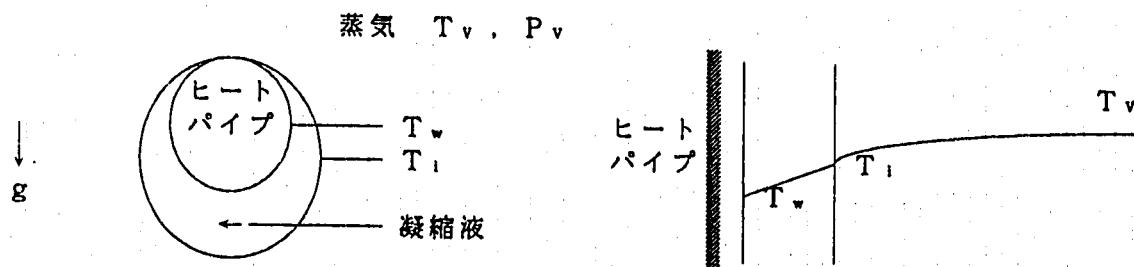


図 1-5-1 カリウム凝縮器内でのカリウム蒸気の挙動及び温度勾配の概要

(a) 凝縮液膜に関する熱伝達率

水平管の外面に生じる凝縮液膜に関する熱伝達率 h_1 は、次式で与えられる⁽¹⁾。

$$h_1 = 0.728 \cdot \left(\frac{\gamma_1 \cdot g \cdot (\gamma_1 - \gamma_v) \cdot k_1^3 \cdot h'_{re}}{d_o \cdot \eta_1 \cdot (T_1 - T_w)} \right)^{1/4} \quad (4)$$

$$h'_{re} \equiv h_{re} + \frac{3}{8} \cdot C_{p1} \cdot (T_1 - T_w) \quad (5)$$

(5)式に表 1-5-1 に示す圧力 0.35ata での飽和条件におけるカリウム物性値

及び

$$\text{ヒートパイプの外径} \quad d_o = 0.037 \text{ m}$$

$$\text{重力加速度 (月面)} \quad g = \frac{1}{6} \times 9.8 \text{ m/s}^2$$

$$\text{ヒートパイプの外表面温度} \quad T_w = 650 \text{ }^\circ\text{C}$$

を適用すると

$$h_1 = 16.1 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$$

を得る。ただし、凝縮液膜の表面温度 T_1 は 652.5 °C と仮定した。

表 1-5-1 カリウムの物性値

項目	飽和液	飽和蒸気
比重 γ (kg/m^3)	689	0.189
定圧比熱 C_p ($\text{kcal/kg}^\circ\text{C}$)	0.184	
熱伝導率 k ($\text{kcal/mh}^\circ\text{C}$)	28.8	
粘性係数 η ($\text{kg} \cdot \text{s/m}^2$)	1.47×10^{-5}	2.71×10^{-6}
プラントル数 P_f (-)	3.31×10^{-3}	
音速 a (m/s)		519
表面張力 σ (kg/m)	7.56×10^{-3}	
蒸発潜熱 h_{re} (kcal/kg)		476

(b) 気液界面に関する熱伝達率⁽¹⁾

蒸気側から液側に凝縮する質量流束 G_{mc} は

$$G_{mc} = \sigma \cdot P_v \cdot \sqrt{\frac{M}{2\pi R_0 T_v}}$$

逆に、液側から蒸気側へ蒸発する質量流束 G_{me} は

$$G_{me} = \sigma \cdot P_i \cdot \sqrt{\frac{M}{2\pi R_0 T_i}}$$

従って、見かけ上の凝縮する質量流束 G_m は

$$G_m = G_{mc} - G_{me} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{M}{2\pi R_0}} \cdot \left(\frac{P_v}{\sqrt{T_v}} - \frac{P_i}{\sqrt{T_i}} \right) \quad (6)$$

ここに

M : カリウムの分子量 39.1 kg / kg-mole

R_0 : 気体定数 848 kg · m/kg-mole · K

σ : 凝縮係数

P_v : T_v に対応する飽和圧力

P_i : T_i に対応する飽和圧力

$\Delta T \equiv T_v - T_i$ とおくと (6)式において、

$$\begin{aligned} \frac{P_v}{T_v^{0.5}} - \frac{P_i}{T_v^{0.5}} &= \frac{d}{dT} \left(\frac{P}{T^{0.5}} \right)_{sat} \cdot \Delta T \\ &= \frac{1}{T_v^{0.5}} \cdot \left(\frac{dP}{dT} \Big|_{sat} - \frac{P_v}{2 \cdot T_v} \right) \cdot \Delta T \end{aligned} \quad (7)$$

ここに、添字 sat は、飽和蒸気圧曲線 $P = P(T)$ に沿った微分であることを示す。

$$h_{fg} = T_v \cdot \left(\frac{1}{\gamma_v} - \frac{1}{\gamma_i} \right) \cdot \frac{dP}{dT} \Big|_{sat}$$

ここで、 $\gamma_v \ll \gamma_i$ であるので、上式は、

$$h_{fg} = \frac{T_v}{\gamma_v} \cdot \frac{dP}{dT} \Big|_{sat} \quad (8)$$

となる。(8)式を(7)式に代入すると、次式を得る。

$$\frac{P_v}{T_v^{0.5}} - \frac{P_i}{T_v^{0.5}} = \frac{1}{T_v^{0.5}} \cdot \left(\frac{\gamma_v \cdot h_{te}}{T_v} - \frac{P_v}{2 \cdot T_v} \right) \cdot (T_v - T_i) \quad (9)$$

一方、熱流束 q と凝縮質量束 G_m との間には、次式の関係が成り立つ。

$$q = G_m \cdot h_{te} \quad (10)$$

気液界面に関する熱伝達率 h_i は、(4)式で定義されているので、(4)式に(6), (9), (10)式を代入して次式を得る。

$$h_i = \sigma \cdot h_{te} \cdot \sqrt{\frac{M}{2 \pi R_0 T_v}} \cdot \left(\frac{\gamma_v \cdot h_{te}}{T_v} - \frac{P_v}{2 \cdot T_v} \right) \quad (11)$$

圧力 0.35ataにおいて、(11)式を計算すると、次の値を得る。

$$h_i = 11.9 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$$

ただし、凝縮係数 σ は 0.2 とした^{(1), (2)}。

(c) 凝縮熱伝達率

(1)式より、凝縮熱伝達率 h_c を求めると、

$$\begin{aligned} h_c &= \left(\frac{1}{h_i} - \frac{1}{h_e} \right)^{-1} = \left(\frac{1}{16.1 \times 10^4} - \frac{1}{11.9 \times 10^4} \right)^{-1} \\ &= 6.84 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C} \end{aligned}$$

を得る。

(d) 必要伝熱面積

プラントで発生する排熱容量は 2 MW、熱を移送するヒートパイプ本数は 14 本であることから、ヒートパイプ 1 本当たりの排熱容量 Q は、

$$Q = 14.1 \text{ kW} = 1.21 \times 10^4 \text{ kcal/h}$$

熱流束 q は、ヒートパイプ蒸発部の必要伝熱長さを L 。とすると

$$q = \frac{Q}{2 \pi d_0 \cdot L} = h_c (T_v - T_w) \quad (12)$$

(12)式に、 $T_v = 656^\circ\text{C}$, $T_w = 650^\circ\text{C}$, $d_0 = 0.037\text{m}$, $h_c = 6.84 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$

$Q = 1.21 \times 10^4 \text{ kcal/h}$ を代入すれば、

$$L = 0.254\text{m}, q = 41.0 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\text{h}$$

を得る。この時(3)式より、

$$T_1 = T_w + \frac{q}{h_1}$$

従って、 $T_1 = 652.5^{\circ}\text{C}$ となり、 T_1 は仮定した値と一致する。

以上により、ヒートパイプ蒸発部の長さ L （凝縮器の構造寸法の制限を考慮した最大伝熱部長さ）とすれば、伝熱面積には十分余裕がある。

(2) 圧力損失の算定

凝縮器内の流路は十分広いので圧力損失は無視できる。従って、入口配管から凝縮器内に流入する部分（流路断面積が急拡大する部分）での圧力損失を算定する。

(a) 二相流のモデリング（均質流モデル）

凝縮器入口配管内ではカリウムは湿り蒸気（クオリティ（乾き度）： $X = 0.9$ ）となって流れているので、二相流として取り扱う必要がある。

カリウムの流量 W のうち飽和液となって流れている流量を W_1 、飽和蒸気となって流れている流量を W_v とすると

$$W_1 = W \cdot (1 - X), \quad W_v = W \cdot X \quad (13)$$

一方、ボイド率を β 、流路断面積を A とすると、

$$W_1 = A \cdot (1 - \beta) \cdot u_1 \cdot \gamma_1$$

$$W_v = A \cdot \beta \cdot u_v \cdot \gamma_v \quad (14)$$

ここで、二相流を均質流として取り扱うこととし、

$$\bar{u} = u_1 = u_v$$

u_1 ：液相の流速

u_v ：気相の流速

とおけば、(13)、(14)式より次を得る。

$$\beta = [1 + (\frac{1}{X} - 1) \cdot \frac{\gamma_v}{\gamma_1}]^{-1} \quad (15)$$

また、(14)式より、

$$W = A \cdot \bar{\gamma} \cdot \bar{u}, \quad \bar{\gamma} = \gamma_1 \cdot (1 - \beta) + \gamma_v \cdot \beta \quad (16)$$

(16)式に(15)式を代入すれば、均質流密度 $\bar{\gamma}$ を与える式として、

$$\frac{1}{\gamma} = \frac{1-X}{\gamma_1} + \frac{X}{\gamma_2}$$
(17)

(b) 急拡大部分での圧力の変化

前項に示した二相流の取扱い方に従って、急拡大部分での圧力変化を求める。

ここで、図1-5-2に急拡大部分での圧力の変化の概略を示す。

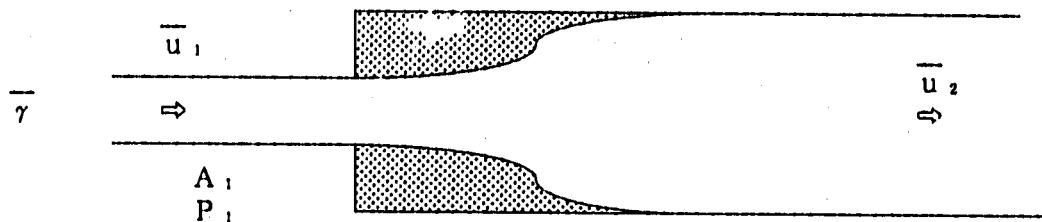


図1-5-2 急拡大部分での圧力の変化概略図

入口配管の流路断面積を A_1 、凝縮器内の流路断面積を A_2 とすると、

$$W = A_1 \cdot \bar{\gamma} \cdot \bar{u}_1 + A_2 \cdot \bar{\gamma} \cdot \bar{u}_2$$

すなわち、

$$A_1 / A_2 = \bar{u}_1 / \bar{u}_2 \quad (18)$$

急拡大による損失 ΔP_A 及び圧力回復 ΔP_B は、それぞれ次式で与えられる⁽³⁾。

$$\Delta P_A = \frac{\bar{\gamma} \cdot (\bar{u}_1 - \bar{u}_2)^2}{2 \cdot g_c} = \frac{\bar{\gamma} \cdot \bar{u}_1^2}{2 \cdot g_c} \cdot \left(1 - \frac{A_1}{A_2}\right)^2 \quad (19)$$

$$\Delta P_B = \frac{\bar{\gamma}}{2 \cdot g_c} \cdot (\bar{u}_1^2 - \bar{u}_2^2) = \frac{\bar{\gamma} \cdot \bar{u}_1^2}{2 \cdot g_c} \cdot \left(1 - \left(\frac{A_1}{A_2}\right)^2\right) \quad (20)$$

従って、 P_1 と P_2 の圧力差は、次式で与えられる。

$$P_1 - P_2 = \Delta P_A - \Delta P_B = \frac{\bar{\gamma} \cdot \bar{u}_1^2}{2 \cdot g_c} \cdot 2C \cdot (C - 1) \quad (21)$$

ただし、 $C \equiv A_1 / A_2$

以上の式を用いて、急拡大部分での圧力変化を算定する。圧力 0.35ata、乾き度 0.9 における均質流密度 γ は、(17)式より、

$$\bar{\gamma} = 0.210 \text{ kg/m}^3$$

となる。入口配管を 175A (内径 175mm) とし、1 系統当たりの流量を (3400/2) kg/h とすると、入口配管内の流速 \bar{u}_1 は、

$$\bar{u}_1 = - \frac{W}{3600 \cdot A_1 \cdot \bar{\gamma}} = 93.3 \text{ m/s}$$

$$\text{ただし, } A = 0.0241 \text{ m}^2$$

となる。ここで $C \equiv A_1 / A_2$ は、約 1/80 となるので(21)式より、

$$P_1 - P_2 = -2.30 \text{ mmH}_2\text{O}$$

以上により、圧力差 $P_1 - P_2$ (凝縮器入口の急拡大部分での圧力損失) は、圧力 0.35 ata (= 3500 mmH₂O) に比べて十分小さいことがわかる。

1.5.2 設定条件

S P E C T R A - L の仕様に沿って、カリウム凝縮器は表 1-5-2 に示す条件を満たすものとする。

表 1-5-2 カリウム凝縮器の設定条件

項 目		条 件
原 子 炉 仕 様	排熱容量 (MWt)	2
	圧 力 (ata)	0.35
	蒸気流量 (kg/h)	3400
	入口クオリティ	0.9
	出口クオリティ	0
	温 度 (°C)	656
	重力加速度 (G)	1/6
	寿 命 (年)	10
ヒ ー ト パ イ プ 仕 様	口径 (外径) (mm)	37
	最大熱輸送量: 1本 (kw)	14.3
	チューブ 材質	シリコンカーバイド
	厚さ (mm)	約 0.7
	本数 (本)	142
	カリウムと接触する長さ (cm)	50 以上
凝 縮 器 仕 様	直 径 (m)	約 3.5
	内 径 (m)	2.0 以上
	厚 さ (m)	0.7 以内
	形 状	2分割型

S P E C T R A - L は、一体型プラントとして地球上（地上）から打ち上げるため、大きさの制限があり、打ち上げ時にはプラント全体に加速度が加わる。この他、試運転は地上で、運転は月面で行うため、これらの条件に適応した構造でなければならぬ。ここでは、凝縮器構造検討に必要な条件を抽出し、それらを基に凝縮器の構造を決定する。

(1) 寸法を決定するための条件

S P E C T R A - L は、一体型原子力プラントであり、H-II型宇宙輸送機の頂頭部に据え付けて輸送する。従って、プラント全体が高さ 800 cm、直径が 450 cm の円筒形内に収納する必要がある。また、凝縮器の凝縮部のカリウム液体容積をできるだけ少なくして軽量化を図る。

(2) 構造を決定するための条件

(a) 加重条件

S P E C T R A - L は、稼働試験や安全性試験を実施した後に月面へ輸送される。従って、地上、打ち上げ時、着陸時及び月面上と、プラントにかかる加重が環境に応じて変化するため、プラント構成機器は、これらの加重に耐えうる構造とする。ここで、各環境での加速度を表 1-5-3 に示す。

表 1-5-3 各環境での加速度

環 境		加 速 度	
地 上		1 g	
輸 送 時	打 ち 上 げ 時	8 g	（無人宇宙輸送機使用）
	着 陸 時	3 g	（有人宇宙輸送機使用）
運 転 時		1 / 6 g	

(b) 圧 力

試運転時には、内部に残存する気泡を取り除くため、カリウムループ内の真空引きを行う。また、試運転後、冷却材を固化した後、不活性ガスを注入し内外圧

力を同一とし、打ち上げ前にはガスを放出することによって内外差圧を無くす。運転開始時には、カリウムを溶解し運転時には飽和蒸気圧に達する。このようにカリウムループ、とりわけ凝縮器内は圧力変化が大きく、これに耐えうる構造とする。ここで、各試験条件での内外差圧を表1-5-4に示す。

表1-5-4 各試験条件での内外差圧

条 件	圧 力 (kg/cm ²)
試 運 転 時 内 外 差 圧	-1.0 (-0.65) *
打 ち 上 げ 時 内 外 差 圧	0
運 転 時 内 外 差 圧	0.35

* : カッコ内は月面想定時

(3) 伝熱機能確保のための条件

凝縮器に必要な伝熱機能確保のために、ヒートパイプ有効伝熱部長さは、凝縮器の大きさを考慮し最大伝熱部長さとなるよう、その目標を0.65m程度（凝縮部）とする。

ヒートパイプ放熱側は、月面炉側壁に配置されるため、その配置構造に整合するヒートパイプ取り出し構造とする。取り出し方法は、できるだけ重力を利用するため、上方取り出しとする。

(4) 配 管

入口配管（蒸気側）は、190.7 mm ϕ （外径）×2系統（タービン出口配管に合わせる）とする。出口配管（液体側）は流速0.5 m/sを目標とする。

1.5.3 構造検討

カリウム凝縮器の外形は、S P E C T R A - Lの形状の制限から矩形断面を有するドーナツ型と円形断面を有するドーナツ型が適当であるが、強度上の観点とヒートパイプの配置の観点から後者の円形断面を有するドーナツ型を採用する。ここで、採用したカリウム凝縮器の構造概念及びカリウム凝縮器の主要寸法を図1-5-3に、カリウム凝縮器の出入口ノズル廻りを含む鳥瞰図を図1-5-4に示す。図に示すよ

うに、カリウム凝縮器は2つ割りのドーナツ型とし、ヒートパイプは上下に2段に並べ、凝縮器内のヒートパイプは、貫通部及びヒートパイプサポートで支持する。凝縮器への蒸気入口は上部にありそのノズルの付け根部では拡大流となるようにテーパを付けている。大量の蒸気が蒸気流入部に近いヒートパイプだけに衝突することがないように、ノズル下部には、穴あきのバッフルを設置する。凝縮器内の蒸気は、ヒートパイプ表面で凝縮し、 $1/6\text{ g}$ の重力で液化し、下部に設けた出口ノズルからカリウム液体が流出する。

1. 5. 4 強度検討

原子炉の起動・停止の回数は、原子炉を使用する期間で10回以下と非常に少ない。一方、加重条件として、熱応力に対する繰り返し歪みの許容値は1%以上あり、機械加重として外圧加重が最も厳しくなる。ここでは、外圧加重が作用する場合及び打ち上げ時8gの加速度が作用する場合のカリウム凝縮器の強度を検討する。

(1) 加重条件

外圧加重が作用する場合及び打ち上げ時8gの加速度が作用する場合の条件を表1-5-5に示す。

表1-5-5 カリウム凝縮器の加重条件

項 目		
外圧作用時	外圧	0.65 kg/cm ²
	温度	656 °C
加速度負荷時	加速度	8 g
	温度	室温 *

* 大気圏外での時間は短時間であり、十分断熱されていることから、ほぼ室温が保たれているものとする。

(2) 材 料

板厚10mmのSUS316材とする。

(3) 評価

(i) 外圧座屈評価

円筒形として簡易評価を行い、必要板厚に十分な余裕をもたせる。

$$t = \frac{3 P_o \cdot D_o}{4 B} = \frac{3 \times 700 \times 0.65}{4 \times 280} = 1.2 \text{ mm}$$

t : 必要板厚 (mm)

P_o : 脳外径 700 mm

D_o : 外圧 0.65 kg/cm²

B : $B = 280$ (通産省告示501別図第12図より)

条件 : $D/t=70$, $1/D=5$, $t=10$, $T=650^\circ\text{C}$)

計算結果から、板厚10mmは、656 °Cでも十分余裕を有していると判断される。

(ii) 曲げモーメントによる発生応力の評価

形状がドーナツ型であることによる曲げモーメントに起因する発生応力を評価する。

$$\text{端部荷重 } f = 1 \times \frac{\pi}{4} D_o^2 = 3850 \text{ kg}$$

曲げモーメント

$$M = f \sin 65^\circ \times \frac{3500 + 2100}{4} \times (1 - \cos 65^\circ) = 2.82 \times 10^6 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

$$\text{発生応力 } \sigma = \frac{M}{Z} = 0.76 \text{ kg/mm}^2$$

$$\text{ここで, } Z = \frac{\pi}{64} (d_o^4 - d_i^4) / \left(\frac{d_o}{2} \right) = 3.68 \times 10^6 \text{ mm}^3$$

この結果、発生応力は小さいが、座屈に関しては設計の進歩に伴う物量削減の観点から詳細検討が必要である。

(iii) 加速度に対する強度検討

板厚が10mmであることから、加速度 8 g が作用した場合、シェル部においては $8(g) \times 0.0079 (\text{kg}/\text{cm}^2) = 0.07 \text{ kg}/\text{cm}^2$ の応力が作用した状態に似ており、温度状態が室温であることから、外圧座屈の条件 (高温、荷重 0.65 kg/cm²) よりはるかに小さく、十分な強度を有する。カリウム凝縮器は2体あり、1本で 920

kg (カリウム 80 kg, 構造物 840 kg) であるため, 加速度 8 g 下で約 8 ton の構造物に相当するが, これを考慮した支持構造とすれば, 支持部等に強度的に問題が発生することはないと考える。これを支持する宇宙輸送機全体構造との関連で今後詳細に検討する必要がある。

1.5.5 重量検討

カリウム凝縮器の重量を検討するため, カリウム凝縮器内に残存するカリウム量とカリウム凝縮器の乾燥重量に分けて評価した。評価にあたって, 重量削減を計るため, カリウム凝縮器の材料として高温における材料強度の高い高Ni鋼 (例えば, Inconel Alloy 702) 等の材料を採用し, 詳細応力解析による構造材板厚の削減, 伝熱性能余裕度の削減等を実施した。

(1) 内蔵カリウム量

- 条件 ① 凝縮器内の気体部は, クオリティ (乾き度) 90% の湿り蒸気
- ② 温度 656 °C一定, 圧力 0.35 ata
- ③ 凝縮器の底部には, 10mmの厚さのカリウム溜まりがある。

・蒸気容積の計算

$$\text{凝縮器内容積} : \frac{\pi}{4} \times 0.47^2 \times 3.02\pi \times \frac{130 \times 2}{360} - \frac{\pi}{4} \times 0.037^2 \times 0.4 \times 142 \\ = 1.128 \text{ m}^3 / \text{基}$$

$$\text{カリウム容積} : \text{ヒートパイプ付着} ; \pi (0.037 + 0.001) \times 0.001 \times 0.67 \times 142 \\ = 0.011 \text{ m}^3$$

$$\text{凝縮器底部} ; \frac{33.6^\circ}{360^\circ} \times \frac{\pi}{4} \times 0.67^2 - \frac{1}{2} \times 0.235^2 \\ \times 0.34 \sin 33.6^\circ = 0.0018 \text{ m}^3$$

$$\text{蒸気容積} : 1.128 - (0.011 + 0.018) = 1.099 \text{ m}^3$$

・カリウム重量

$$\text{気 体} : \gamma V = 689 \times (0.011 + 0.018) = 20.0 \text{ kg}$$

$$\text{液 体} : 0.1894 \times 1.099 \times 0.9 + 689 \times 1.099 \times 0.1 = 75.9 \text{ kg}$$

$$\text{カリウム全重量} \quad 95.9 \text{ kg / 2 基}$$

(2) 凝縮器の重量

$$\boxed{\cdot \text{シェル重量}} \quad (0.48 - 0.005) \pi \times 0.005 \times 3.02\pi \times \frac{260^\circ}{360^\circ} \times 7950 = 406 \text{ kg}$$

$$\boxed{\frac{\pi}{4} \times 0.48^2 \times 0.01 \times 7950 \times 4 = 57.5 \text{ kg}}$$

・内部構造物(ヒートパイプは含まず) ↓開孔率:30%

穴あきバッフル $0.56 \times 0.43 \times 0.005 \times 0.7 \times 7950 \times 2 = 13.4 \text{kg}$

ヒートパイプサポート $2.75 \pi \times 0.3 \times 0.03 \times \frac{260}{360} \times 7950 \times 2 = 89.3 \text{kg}$

・ヒートパイプ $(0.037-0.0007)\pi \times 0.0007 \times 4500 = 0.36 \text{ kg/m}$

内部構造ウィック $\Rightarrow = 0.05 \text{ kg/m}$

内部液体 $\Rightarrow = 0.1 \text{ kg/m}$

外のヒートパイプを除くと $0.51 \times 0.7 \times 142 = 51 \text{ kg}$

凝縮器全重量 $617 \text{ kg}/2\text{基}$ (ただし、凝縮器支持構造物を除く)

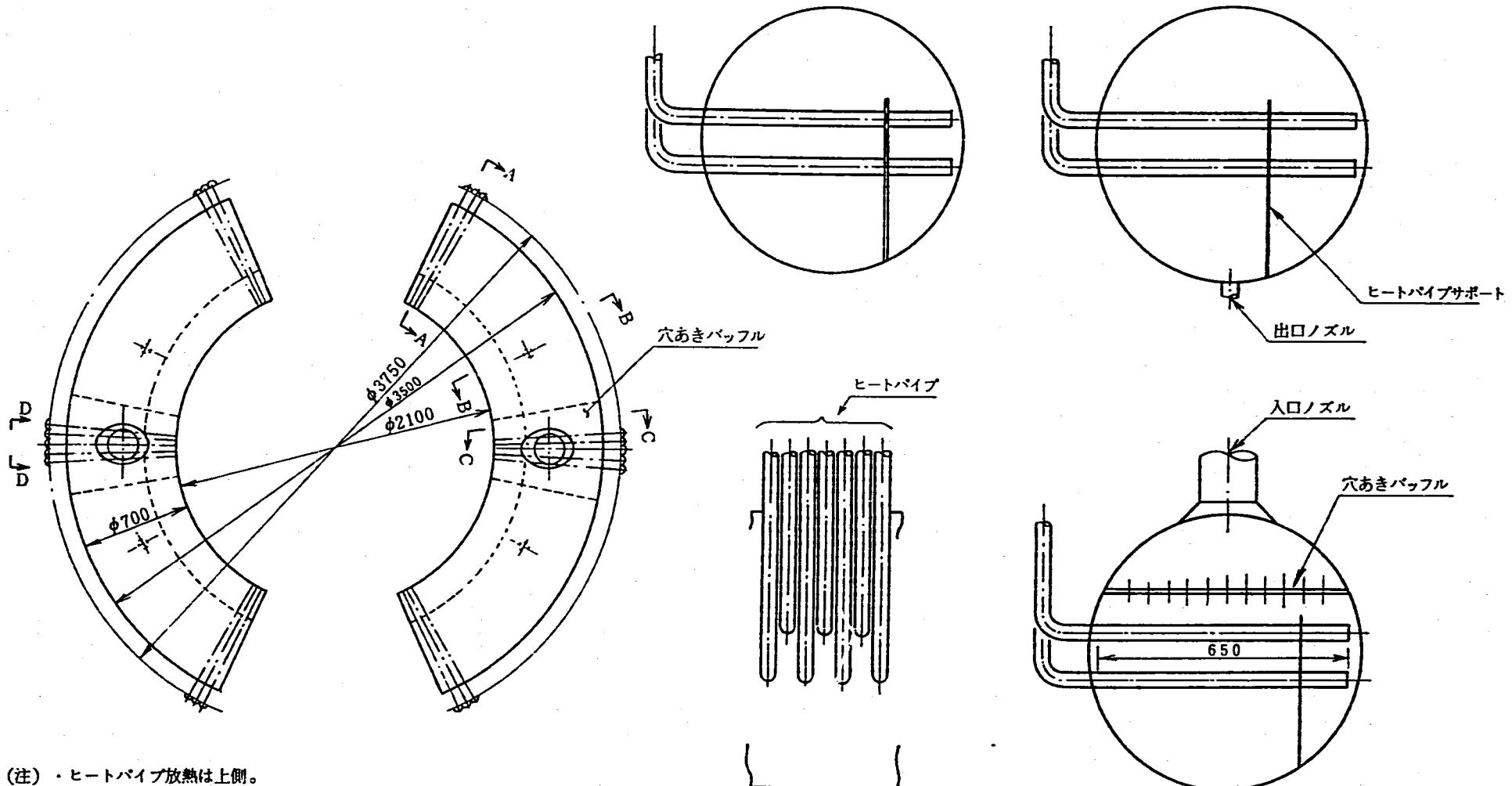
評価の結果、カリウム全体重量は2基で95.9 kg、凝縮基全体重量は2基で617 kgであった。

1.5.6 カリウム凝縮器機器仕様

これまでの検討結果からカリウム凝縮器の機器仕様を表1-5-6に示す。

表1-5-6 カリウム凝縮器機器仕様

項目	単位	仕様
形式		円筒断面扇形
基數		2
除熱容量	MWt	2
カリウム蒸気条件		
・温度	°C	656
・クオリティ	入口/出口	0.9/0.0
・圧力	atm	0.35
入口配管	個/基、口径	1, φ190.7
出口配管	個/基、口径	2, φ48.6
ヒートパイプ(加熱側)		
・本数	本/基	71
・径	mm	φ370.0
・伝熱管有効長	mm	650
・配列		2段千鳥
ヒートパイプ(除熱側)		
・配列		上部2段の取り出し
凝縮器外径寸法		
・断面形状	mm	φ700(円形)
・扇形内径×外径	mm	φ2100×φ3500
・角度	°	130
凝縮器内カリウムインベントリ	kg/2基	95.9
凝縮器重量	kg/2基	617



- (注)
- ・ヒートパイプ放熱は上側。
 - ・出口ノズルは、1本の配管に合流する。
 - ・ヒートパイプ有効長は、50mm以上あり削減可。
 - ・ヒートパイプ放熱側は、円周上に均一配置とする必要性は?
(扇形の角度を大きくする等)

図1-5-3 カリウム凝縮器の構造概念図

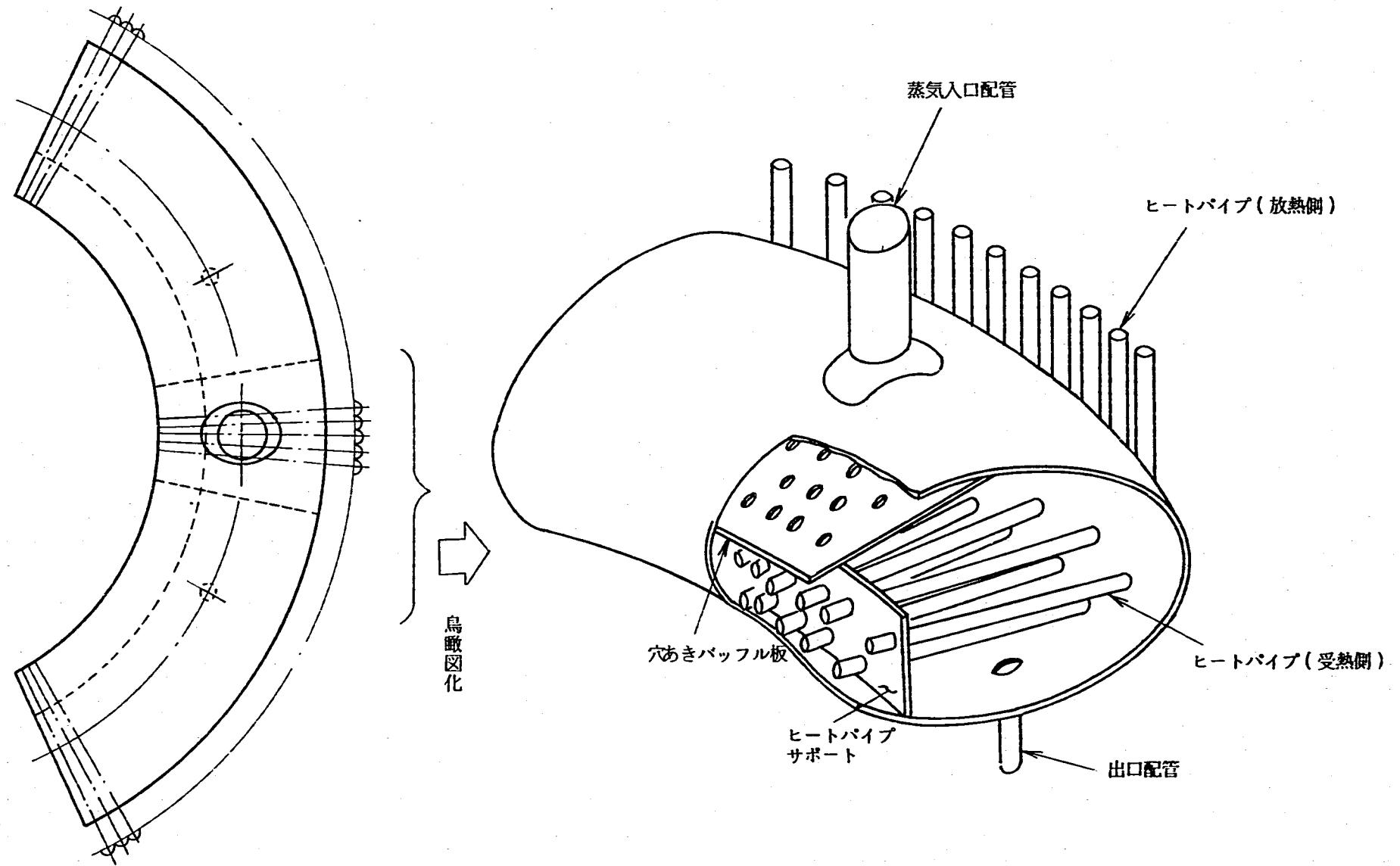


図1-5-4 カリウム凝縮器の出入りノズル廻り鳥瞰図

1.6 排熱設備

1.6.1 設定条件

S P E C T R A - L 用放熱板の設計条件を図 1 - 6 - 1 に示す。

放熱板の大きさは、本発電プラントが H - II ロケット衛星フェアリングへの搭載を可能とするために、直径 4.45 m、長さ 4.6 m の円筒状とする。また外部熱環境条件としては、①太陽光照射、②月面からの赤外放射、③月面からの反射太陽光の 3 つが考えられるが、③は他と比較すると非常に小さいので無視し、①と②については共に放熱板部が最高温度となるように決定した。即ち、①は月赤道付近での最大値（約 1400W/m²）を、②は月面上での最高温度 125°C とした。更に、S P E C T R A - L からの排熱は 3 K の宇宙空間へ熱放射により放熱されるとした。

1.6.2 放熱フィンの検討

図 1 - 6 - 1 において放熱板面積の熱平衡は次式で表される。

$$Q_{\text{eon}} + \frac{\pi}{4} D^2 \alpha_{\text{rad}} I_s + \pi D L \epsilon_m \epsilon_{\text{rad}} F \sigma T_m^4 = \epsilon_{\text{rad}} A_{\text{rad}} \sigma T_{\text{rad}}^4 \quad (1)$$

σ : ステファン・ボルツマン定数 ($5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$)

T_{rad} : 放熱板平均温度 (K)

(1)式の左辺が放熱板の内・外熱入力の和となる。放熱板は、一本のヒートパイプに付着した放熱フィンの集合体とする。この放熱フィンを軽量化するためには、放熱板表面の赤外放射率 ϵ_{rad} を大きくして放熱板面積を小さくし、且つ熱伝導率が大きく密度の小さい材料を使用する必要がある。表 1 - 6 - 1 に室温～650 °C の範囲で使用できる材料の物性値を比較する。これよりカーボン／カーボン複合材料がフィン材料として最も優れており、更に $\epsilon_{\text{rad}} = 0.85$ と大きく、熱放射による放熱能力が大きいことが分かる。従って、放熱フィン材料としてカーボン／カーボン複合材料を選定した。図 1 - 6 - 2 には比重 W/Q_{eon} と放熱フィン厚さの関係を示す。これよりフィン厚さ $t_f = 6 \text{ mm}$ で比重が最小となり、その時のフィン長さ $L_f = 5 \text{ cm}$ となることが分かる。

以上の検討結果より、放熱フィンは厚さ 6 mm のカーボン／カーボン複合材料を使用

し、ヒートパイプは10cm間隔で配置する。ヒートパイプの本数は140本($=4.45\pi/0.1 = 139.81$)とすることがよい。ただし、ヒートパイプがメテオロイド(宇宙塵、隕石)で衝突、貫通される可能性を考え、放熱板が10年後も仕様機能を確保している確率を99%とするためには、あと2本のヒートパイプの装備を考える必要がある。このため放熱フィンの長さは、正確には4.9cmとなる。ヒートパイプと放熱フィンとの間には熱伝導を確保するため図1-6-3に見るようなサドルを設ける。

1.6.3 ヒートパイプの検討

(1) 設計条件

前節よりヒートパイプに対する要求条件は以下の様になる。

①最大熱輸送量 Q_{max}

排熱量 $Q_{max} = 2 \text{ MW}$ 、ヒートパイプ本数 $N_{HP} = 140$ 本からヒートパイプ1本当たりの最大熱輸送量 $Q_{max} = 14.3 \text{ kW}$ 必要となる。

②実効長 $L_{eff} = (L_c + L_e)/2$

凝縮部長 $L_c = 4.6 + 4.45/2 = 6.8 \text{ m}$ 。蒸発部長 $L_e = 0.5 \text{ m}$ と仮定すると、ヒートパイプの実効長 $L_{eff} = 3.65 \text{ m}$ となる。

③最大熱輸送能力 $(QL_{eff})_{max}$

ヒートパイプの最大熱輸送能力は①、②より $(QL_{eff})_{max} = 53 \text{ kW-m}$ となる。

④蒸発部外壁面温度 T_e

蒸発部外壁面温度は二次冷却系とのインタフェースから $T_e = 650^\circ\text{C}_{max}$ とする。

⑤蒸気温度 T_v

蒸気温度は蒸発部外壁面温度 ($T_e = 650^\circ\text{C}$) とフィン付根温度 ($T_f = 604^\circ\text{C}$) の間とする。

(2) 作動流体の選定

ヒートパイプの作動流体としては、その凝固点と臨界点がヒートパイプの作動温度範囲をカバーするものから選ばなければならない。この条件を満足する各種作動流体の中から下記の3項目に着目し、最終的に作動流体を選定する。

①作動圧力

作動温度範囲内において、飽和蒸気圧の低い作動流体を使用すると、ヒートパイ

プ内径の増大及び重量の増加を招く。

②液輸送因子

ヒートパイプの毛細管作用による熱輸送能力を左右する作動流体の特性値であり、これが大きい程熱輸送能力が大きい。

③液熱伝導因子

ヒートパイプ内の温度差を小さくするためには、液熱伝導因子の大きい作動流体を使用する必要がある。現在、高温用ヒートパイプの作動流体としてはリチウム、ナトリウム、カリウムが一般的に使用されている。この中でリチウムは～900Kの温度範囲では飽和蒸気圧が非常に小さく不適当であり、カリウムはナトリウムと比較すると液輸送因子、液熱伝導因子共に小さい。従って、ヒートパイプの作動流体としてナトリウムを選定した。

(3) 管材の選定

ヒートパイプ容器となる管材を選定するに当たって特に注意しなければならないことは、作動流体との適合性にある。作動流体との適合性が悪いと、非凝縮性ガスの発生によりヒートパイプの温度均一性が低下し、また管材料の溶出によっては毛細管作用による熱輸送能力の低下や管壁の孔あきが発生する。ここでは前項で選定した作動流体であるナトリウムとの適合性より、管材としてシリコンカーバイドで補強したチタンを選定した。

(4) 熱輸送性能の検討

(a) ヒートパイプの構造と作動原理

図1-6-3にヒートパイプの概念図を示す。ヒートパイプは密閉容器と容器内面に装着された毛細管現象を示すウィックと相変化を行う作動流体等から構成される。ヒートパイプの熱輸送は以下の6つの過程を繰り返すことにより行われる。

①外部の熱源から熱がヒートパイプの蒸発部に加えられ、管壁、ウィックの順序で熱が伝わる。

②液の温度が上昇し液面での蒸発が起こる。この際、潜熱として熱が蒸気に与えられる。

③ 温度上昇に伴い飽和蒸気圧も上がるるので、蒸気はより低い温度、即ちより低い圧力の凝縮部に流れる。

④ 蒸気は凝縮部の気液界面で凝縮し、潜熱を放出する。

⑤ 熱が気液界面からウィック、管壁の順序で伝わり、外部の吸熱源に放出される。

⑥ 凝縮した液はウィックを通じて凝縮部から蒸発部へ毛細管圧力によって還流し、サイクルを完結する。

(b) ヒートパイプの熱輸送を決定する 5 限界

前述の様にヒートパイプは物質移動と相変化を組み合わせて熱輸送を行うため、熱伝導による熱輸送に比べてそれに必要な温度勾配が非常に小さくなる反面、下記に示す 5 つの熱輸送限界を有する。

① 音速限界⁽¹⁾

蒸気流速が大きいと蒸発部出口で音速に達し、蒸気流が閉塞する。

$$Q_{\text{sonic}} = A_v \rho_v \lambda \sqrt{\frac{\gamma R T_v}{2(1+\gamma)}} \quad (2)$$

Q_{sonic} : 音速が限界となる熱輸送量	ρ_v : 蒸気密度 (kg/m^3)
A_v : 蒸気流路断面積 (m^2)	T_v : 蒸気温度 (K)
D_v : 蒸気流路長 (m)	λ : 蒸発潜熱 (J/kg)
π	γ : 比熱比 ($= 5/3$)
$A_v = \frac{\pi}{4} D_v^2$	R : ガス定数 (J/kg K)
	$R = R' / M = 8315/23 = 361$

② 飛散限界⁽²⁾

気液対向二相流となる蒸気流と液流の間で、液が液滴となり蒸気流にトラップされる。

$$Q_{\text{det}} = A_v \lambda \sqrt{\frac{\rho_v \sigma_i}{2 r_c}} \quad (3)$$

Q_{det} : 飛散限界となる熱輸送量	σ_i : 表面張力 (N/m)
	r_c : 毛細管半径 (m)

但し、重力下では重力と表面張力の比であるボンド数 B に関係し、以下の経験式で表される。

$$Q_{\text{crit}} = C_k^2 \left(\frac{D_v}{2r_c} \right)^{1/2} \left(\frac{\pi}{4} D_v^2 \right) \lambda \frac{(g \sigma_1 (\rho_1 - \rho_v))^{1/4}}{(\rho_1^{-1/4} + \rho_v^{-1/4})^2}$$

$$C_k = \sqrt{3.2 \tanh(0.5 B_0^{1/4})}$$

$$B_0 = D_v \{ g (\rho_1 - \rho_v) / \sigma_1 \}^{1/2} \quad (3')$$

③ 毛細管限界⁽³⁾

蒸気流と液流の圧力損失を毛細管力で保持できなくなる。

$\Delta p_c = \Delta p_1 + \Delta p_v$ から

$$\frac{2\sigma_1}{r_c} = \left[\frac{\mu_1}{KA_w \rho_1 \lambda} + \frac{169.6 \mu_v}{\pi \rho_v \lambda D_v^4} \right] (QL_{crit})_{max} \quad (4)$$

K : 透過率 (m²)

μ_1 : 液体粘性係数 (NS/m²)

A_w : 液流路断面積 (m²)

μ_v : 蒸気粘性係数 (NS/m²)

ρ_1 : 液体密度 (kg/m³)

但し、重力下では、 $\Delta p_c + \Delta p_s = \Delta p_1 + \Delta p_v$ より

$$\frac{2\sigma_1}{r_c} + \rho_1 g L = \left[\frac{\mu_1}{KA_w \rho_1 \lambda} + \frac{169.6 \mu_v}{\pi \rho_v \lambda D_v^4} \right] (QL_{crit})_{max} \quad (4')$$

g : 重力加速度 (m/s²)

L : 放熱板長 (m)

④ 粘性限界⁽⁴⁾

蒸気流の粘性によりヒートパイプ軸方向に温度勾配が生じる。

$$(QL_{crit})_{max} = 0.91 \frac{\pi r_v^4 \lambda}{16 \mu_v} \rho_v p_v \quad (5)$$

ρ_v : 蒸発部端蒸気密度 (kg/m³)

r_v : 蒸気流路半径 (m)

p_v : 蒸発部端蒸気圧力 (N/m²)

⑤ 沸騰限界⁽⁵⁾

蒸発部での発生気泡がウィックにトラップされる。

$$Q_{boil} = \frac{2\pi K_{eff} T_v}{\lambda \rho_v \ln(D_v/D_w)} \left[\frac{2\sigma_1}{r_n} - \frac{2\sigma_1}{r_c} \right] L \quad (6)$$

Q_{boil} : 沸騰限界となる熱輸送量

r_n : 沸騰気泡径 ≈ 2.54 × 10⁻⁵ (m)

D_v, D_w : 図 1-6-4 参照

ヒートパイプの設計は要求される熱輸送量が以上の 5 つの熱輸送限界以下となるように構造を決定しなくてはならない。

(c) ヒートパイプ構造と熱輸送限界

前述の各種熱輸送限界について検討した結果、ヒートパイプの構造として図1-6-4を採用した。ヒートパイプ構造の設計手順としては、まず音速限界からヒートパイプ内部の蒸気流路徑を決定し、次に飛散限界からウィック表面の構造を、更に毛細管限界からウィック内部の構造を決定した。ここで、図1-6-5にヒートパイプの作動温度と最大熱輸送量の関係を示す。

1.6.4 サーマルエプロンの検討

設計条件では、月表面温度を125°C一定としたが、月表層のレゴリスの熱伝導率は~0.01W/m-Kと非常に小さいので、SPECTRA-Lの近傍温度はSPECTRA-L自身との放射熱結合により125°C以上になると考えられる。

月表面温度は次式で与えられる。

$$A_m \alpha_m I_s + A_{rad} \epsilon_{rad} \epsilon_m F_{dm} \sigma (T_{rad}^4 - T_m^4) = A_m \epsilon_m F_{ms} \sigma T_m^4 \quad (7)$$

ここで、

A : 面積

α : 太陽光吸收率

F : 形状係数

ϵ : 赤外放射率

T : 温度

σ : ステファン・ボルツマン定数

I_s : 太陽光照射量 (1400W/m²)

添字

m : 月表面

dm : rad → moon

rad : SPECTRA-L放熱板側面 ms : moon → space

SPECTRA-Lの放熱板平均温度 $T_{rad} = 586^\circ\text{C}$ とした時の月面の温度分布を図1-6-6に示す。このグラフより、SPECTRA-L近傍では300°C程度まで月表面温度が上昇することが分かる。

一方、SPECTRA-Lの側面への加熱量 Q_{abs} は、月面からの赤外放射によるもの Q_{IR} と月面からの反射太陽光によるもの Q_s からなり、次式で与えられる。

$$Q_{abs} = Q_{IR} + Q_s \\ = A_{rad} \epsilon_{rad} \epsilon_m F_{dm} \sigma T_m^4 + I_s (1 - \alpha_m) \alpha_{rad} A_{rad} F_{dm} \quad (8)$$

また、(7)式から

$$\sigma T_m^4 = \frac{\alpha_m}{\epsilon_m} \frac{I_s}{1 - (1 - \epsilon_{rad}) F_{dm}} + \frac{\epsilon_{rad} F_{dm}}{1 - (1 - \epsilon_{rad}) F_{dm}} \sigma T_{rad}^4 \quad (9)$$

となり、(8)式に(9)式を代入整理すると(8)式は(10)式の様に表される。

$$Q_{abs} = I_s A_{rad} F_{dm} \left\{ \alpha_{rad} + \left[\frac{\epsilon_{rad}}{F_{ms} - \epsilon_{rad} F_{md}} - 1 \right] \alpha_m \right\}$$

$$+ A_{rad} \frac{\epsilon_{rad}^2 F_{md}}{F_{ms} - \epsilon_{rad} F_{md}} \epsilon_m F_{dm} \sigma T_{rad}^4 \quad (10)$$

SPECTRA-L側面への加熱量を小さくするためには、(10)式の右辺第一項からSPECTRA-Lから10m程度のところまでは α_m を小さく、それ以遠のところは α_m を大きくし、また右辺第二項から ϵ_m を小さくする必要があることが分かる。

図1-6-7に月面温度分布を考慮した場合のSPECTRA-Lの側面への加熱量を設計前提条件と共に示す。このグラフより、周囲の温度分布を考慮すると外界からの放熱板の加熱量が3倍以上となることが分かる。この場合、放熱板温度は10°C以上上昇する。しかし、原子炉周囲にサーマルエプロンとして赤外放射率の小さい($\alpha/\epsilon = 0.1/0.05$)アルミフォイルを敷きつめた場合、加熱量は設計前提条件に比べて25%程度増加するが、全放熱量と比較して十分小さいと言える。更に赤外放射率が小さいことから、放熱板と宇宙空間との熱結合が強くなり放熱能力を増加させる効果もある。

以上の検討結果により、SPECTRA-Lから約15mの範囲には、アルミフォイル等赤外放射率の小さいサーマルエプロンを設置する必要がある。

1.6.5 高性能ヒートパイプの検討

(1) 目的

先に決定したSPECTRA-L用のヒートパイプでは、ヒートパイプ1本当たりの最大熱輸送量 $Q_{max} = 14kW$ であるが、今後の排熱量の増加、機器及び装置のコンパクト化等に備えて、1本当たりの熱輸送量がより大きいヒートパイプが要求される。そのため、更に蒸発部外壁面温度を高温（最高約800°C）にした時のヒートパイプの熱輸送量の評価計算を実施した。尚、作動流体としてはナトリウムだけではなく、参考のためカリウムも検討した。

(2) 計算方法

SPECTRA-Lと同一形状のヒートパイプ（図1-6-4参照）に関して、

以下の 2 ケースの計算を実施した。

①ナトリウムを作動流体として使用し、蒸発部外壁面温度を高温（最高約800°C）にした場合 ⇒ ケース 1

②カリウムを作動流体として使用し、蒸発部外壁面温度を高温（最高約800°C）にした場合 ⇒ ケース 2

これらのヒートパイプについて、熱輸送限界を決定する 5 因子、①音速限界、②飛散限界、③毛細管限界、④粘性限界、⑤沸騰限界を各々計算し、熱輸送量を求めた。

(3) 計算結果

ケース 1、2 の結果を図 1-6-8、9 に示す。

① ケース 1 (図 1-6-8)

S P E C T R A - L 用のヒートパイプ体系では、毛細管限界が支配因子となり、この毛細管限界は作動流体温度にはほとんど影響を受けないので、蒸発部外壁面温度を上昇させても、ヒートパイプの熱輸送能力は向上しない。尚、この毛細管限界はヒートパイプの断面形状に強く依存するので、内径を大きくする、溝を深くする等により液流路断面積を大きくすると熱輸送能力は向上する。但しこの場合、重量が増加する恐れがあるので、より詳細な最適計算を要する。

② ケース 2 (図 1-6-9)

今回の作動温度範囲では、カリウムはナトリウムよりも液輸送因子及び液熱伝導因子が小さいので、熱輸送能力も低下する。従って、作動流体としてはナトリウムが適している。

参 考 文 献

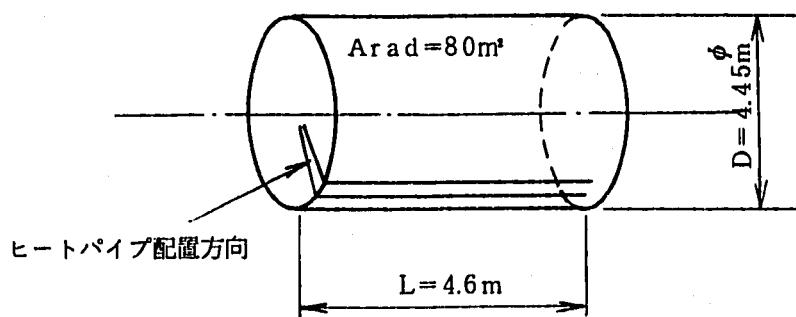
- (1) 大島 他 訳, 「ヒートパイプの理論と応用」, p.92, ジャテック出版.
- (2) (1)と同じ, pp.96.
- (3) 大島 他 訳, 「ヒートパイプ工学」, p.41, 朝倉書店.
- (4) (1)と同じ, p.55, p.56.
- (5) (1)と同じ, p.100.

表 1 - 6 - 1 放熱フィン材料の比較

	熱伝導率 κ (W/mK)	密度 ρ (kg/m ³)	κ / ρ (Wm ² /kg K)
ステンレススチール	22	7.8×10^3	3×10^3
チタン	17	4.5×10^3	4×10^3
カーボン／カーボン複合材	110	2.0×10^3	5×10^3

カーボン／カーボン複合材の太陽光吸収率 $\alpha = 1.$
赤外線放射率 $\epsilon = 0.85$

放熱板形状

円筒側面 + 1 端面(最大面積 8.0 m²)

内／外部熱環境

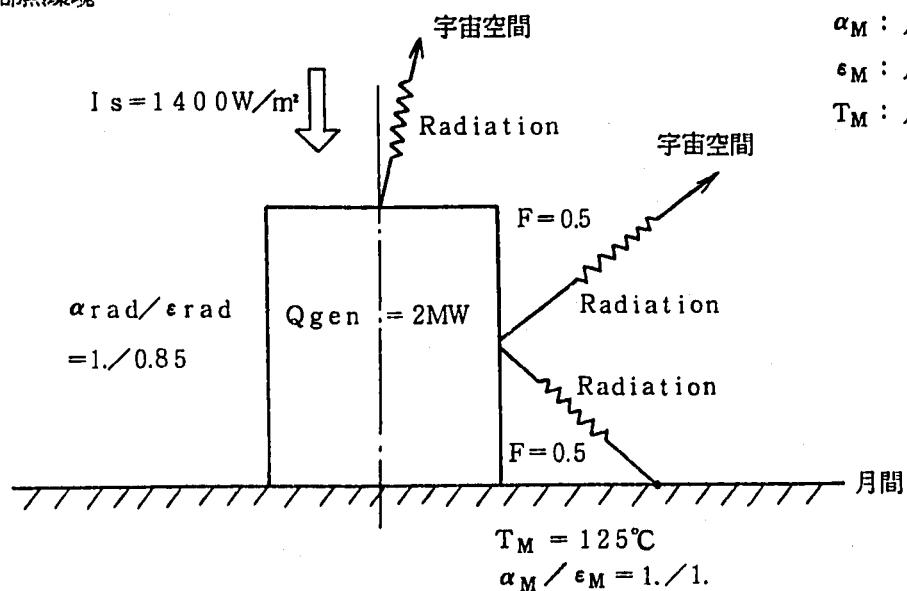
 D : 放熱板直径 (m) L : 放熱板長 (m) I_s : 太陽光照射量 (W/m²) A_{rad} : 放熱板面積 (m²) α_{rad} : 放熱板太陽光吸收率 ϵ_{rad} : 放射板赤外放射率 Q_{gen} : 排熱量 (W) F : 形状係数 α_M : 月面太陽光吸收率 ϵ_M : 月面赤外放射率 T_M : 月面温度

図 1 - 6 - 1 放射板設計条件

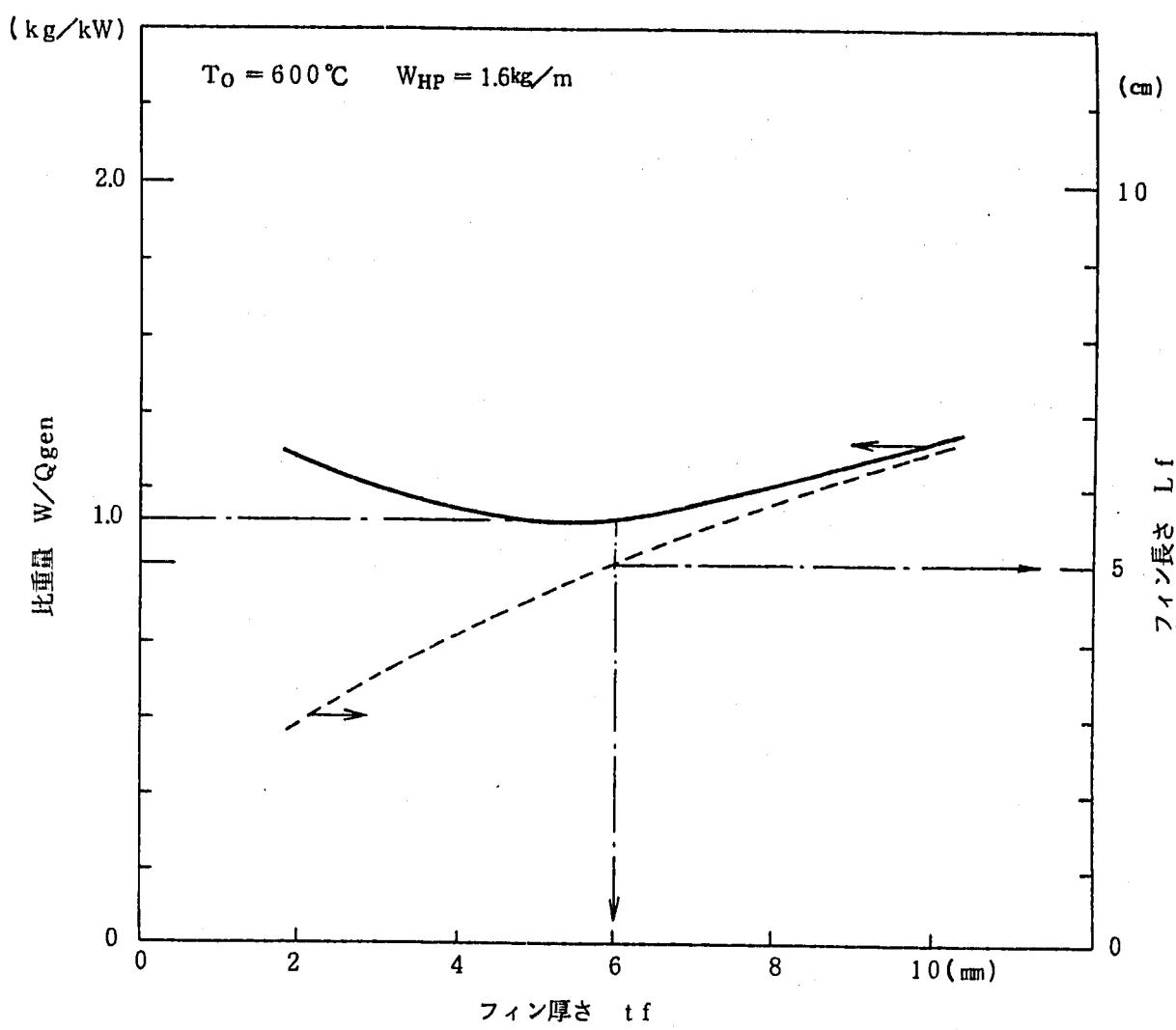


図 1-6-2 比重量とフィン厚さの関係

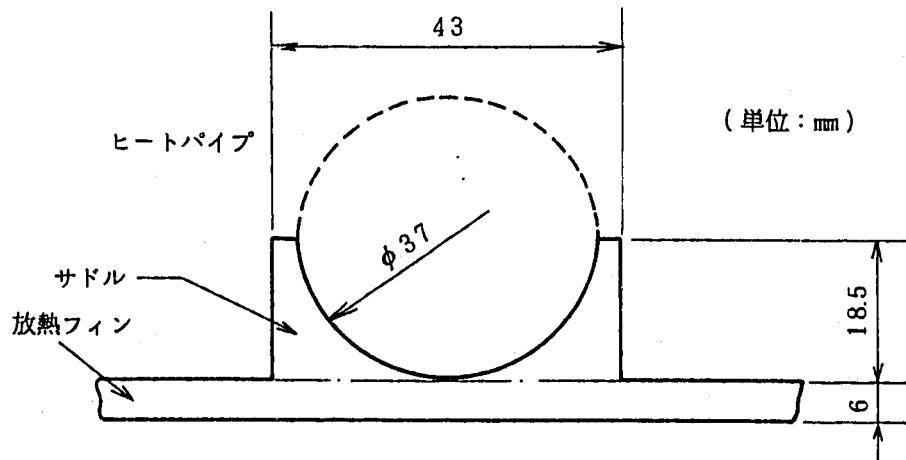
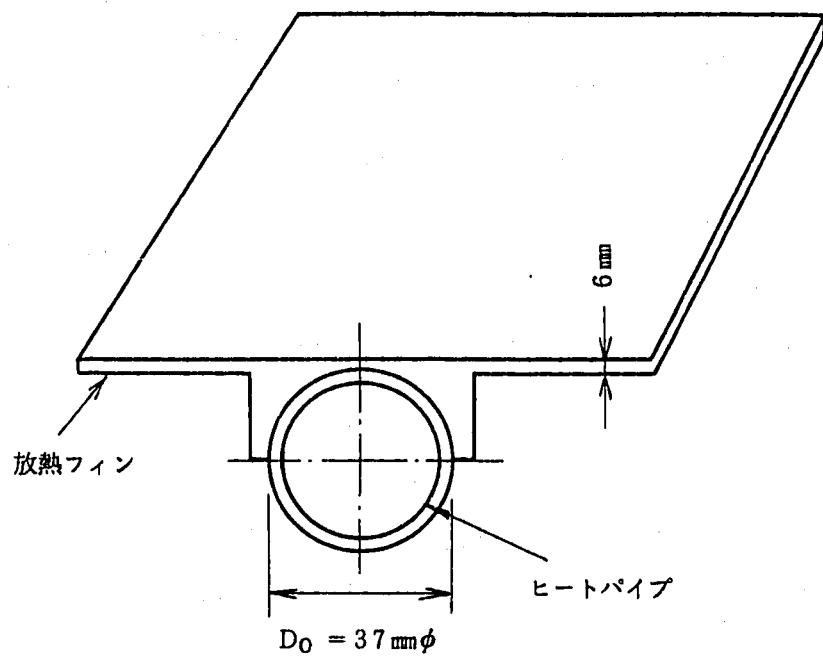


図 1 - 6 - 3 放熱板構成図

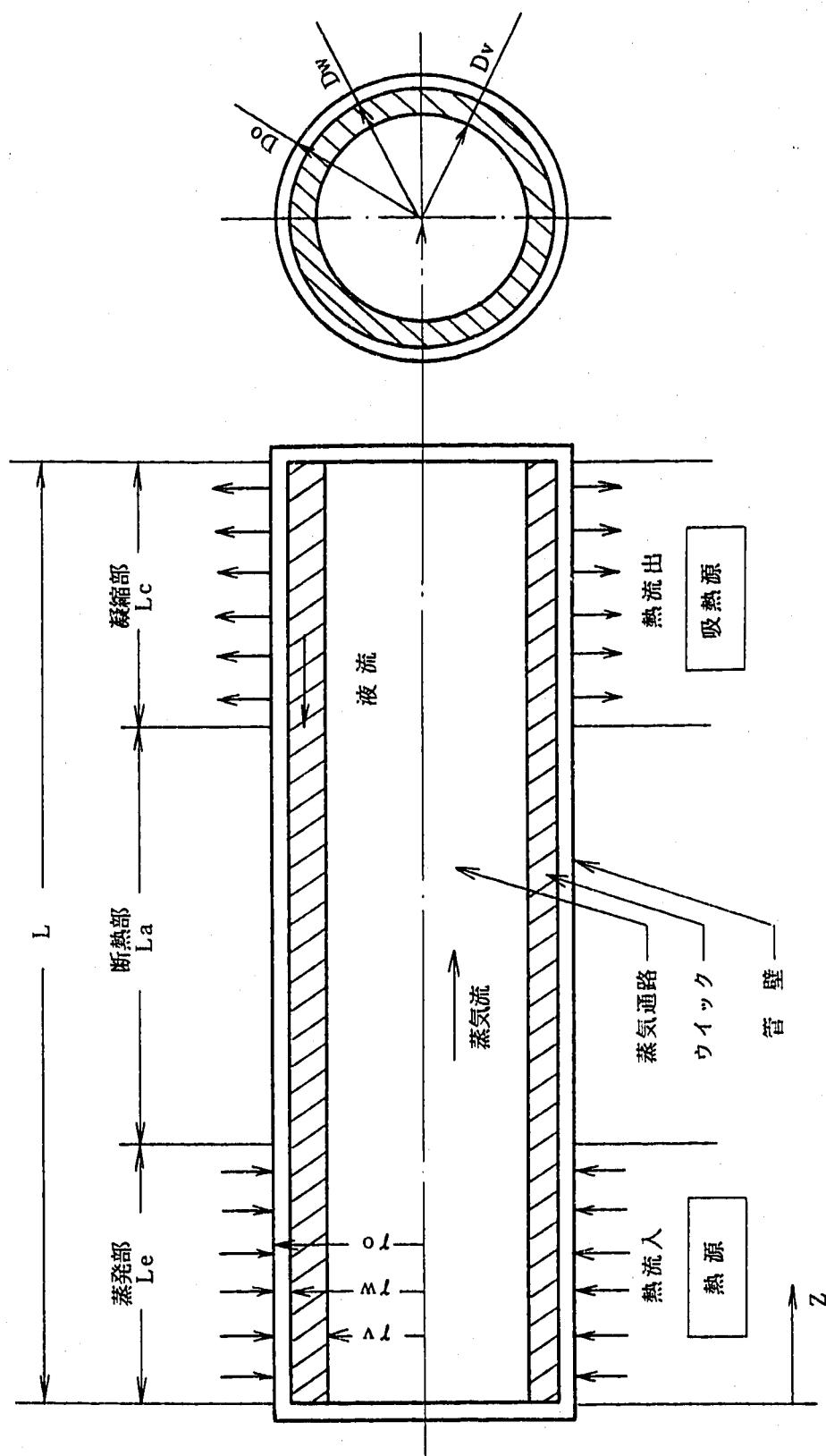


図 1-6-4 ヒートパイプの概念図

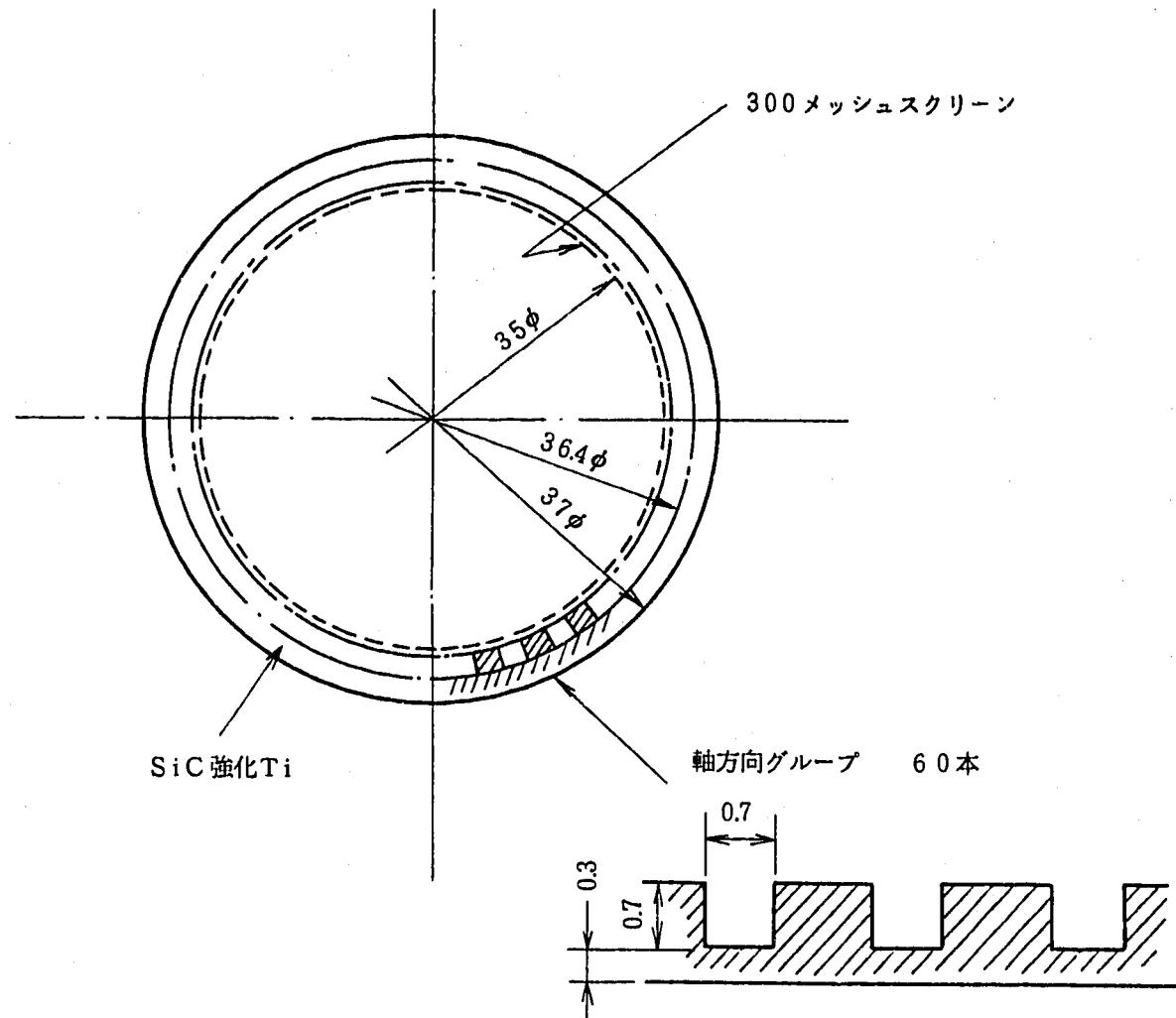


図1-6-5 ヒートパイプの断面形状

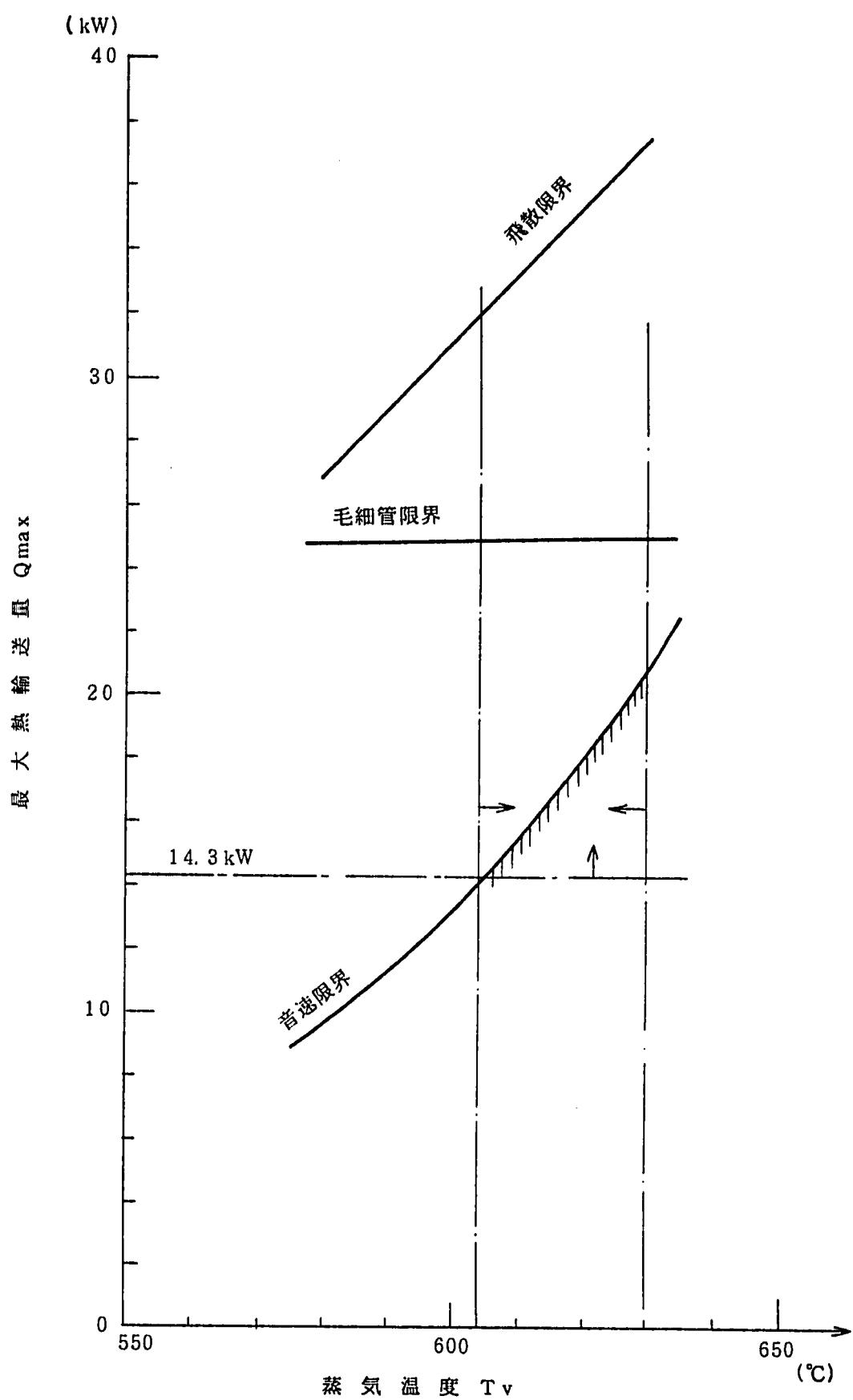


図 1-6-6 ヒートパイプの熱輸送限界

$$A_{mi} \alpha m I_S + A_{rad} \epsilon \text{ rad } \sigma m F_{dmi} \sigma (T_{rad}^4 - T_{mi}^4) = A_{mi} \epsilon m F_{misi} \sigma T_{mi}^4$$

計算モデル

 $i = ① \sim ⑥$

$A_{m①} = 19.5 \text{ m}^2$	$F_{dm①} = 0.26$	$F_{m①s} = 0.866$
$A_{m②} = 62.2 \text{ m}^2$	$F_{dm②} = 0.09$	$F_{m②s} = 0.977$
$A_{m③} = 93.4 \text{ m}^2$	$F_{dm③} = 0.045$	$F_{m③s} = 0.992$
$A_{m④} = 124.5 \text{ m}^2$	$F_{dm④} = 0.029$	$F_{m④s} = 0.996$
$A_{m⑤} = 155.6 \text{ m}^2$	$F_{dm⑤} = 0.011$	$F_{m⑤s} = 0.999$

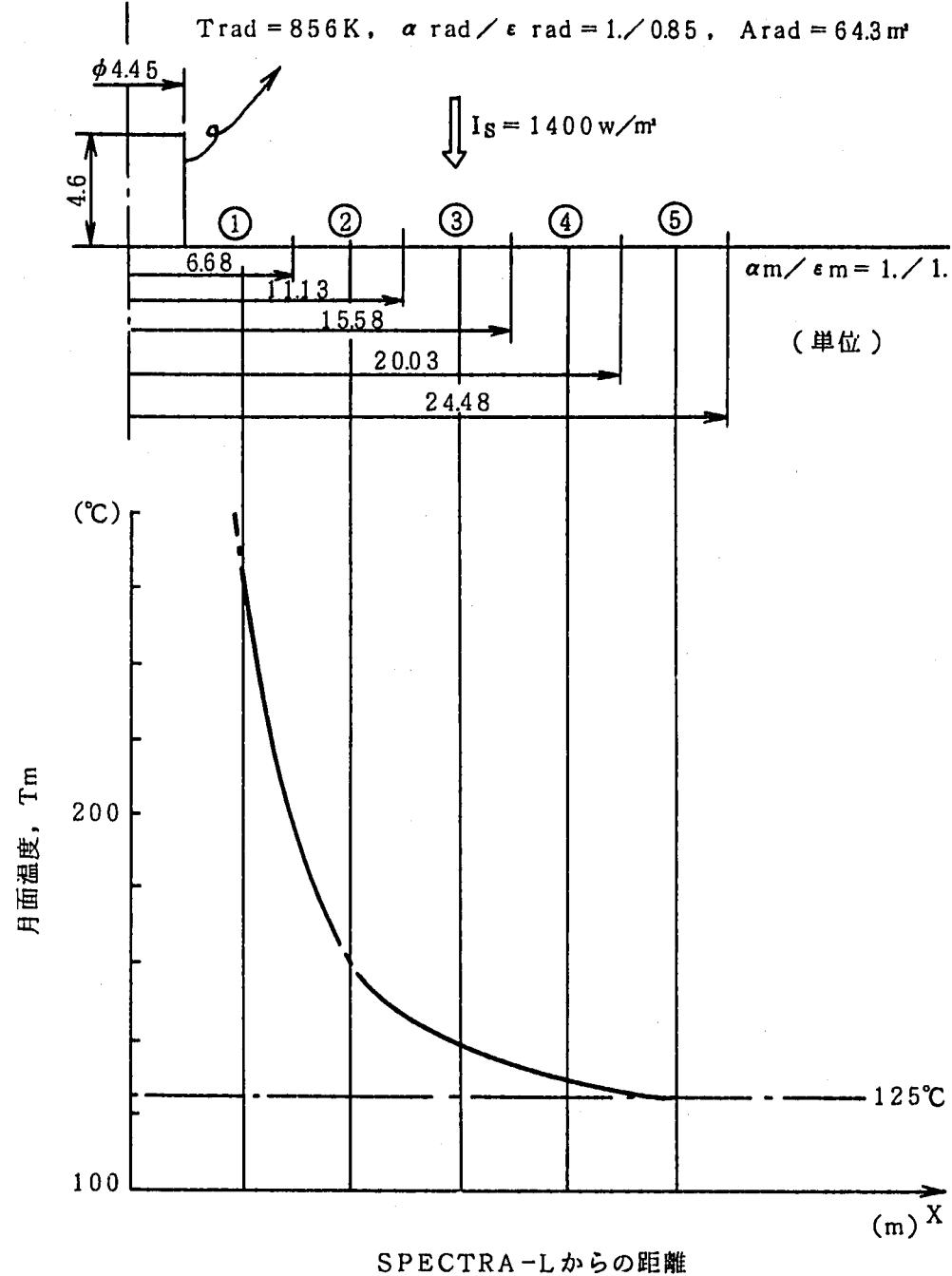


図 1 - 6 - 7 月表面温度分布

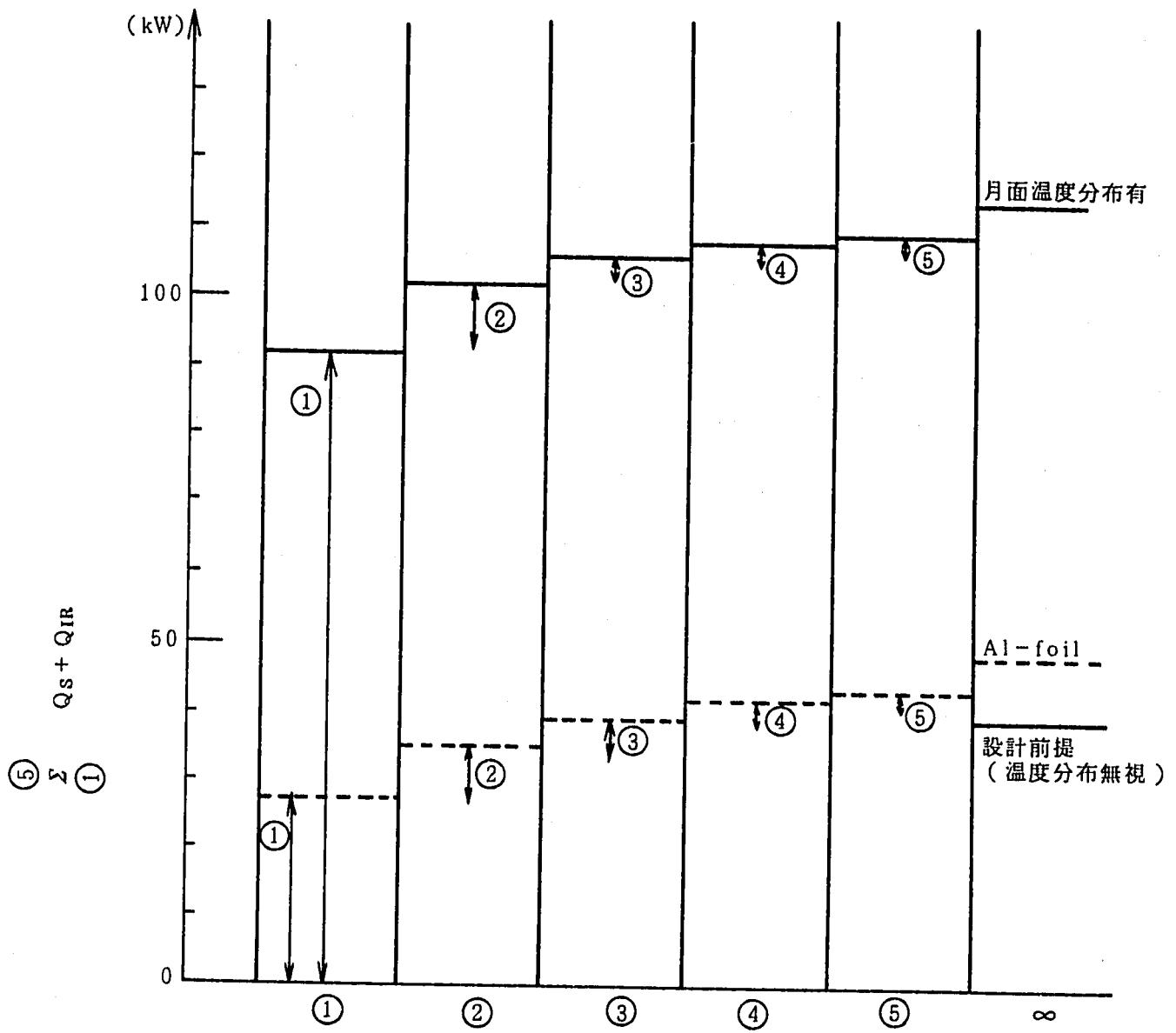


図 1-6-8 S P E C T R A - L 側面への周囲月面からの過熱量

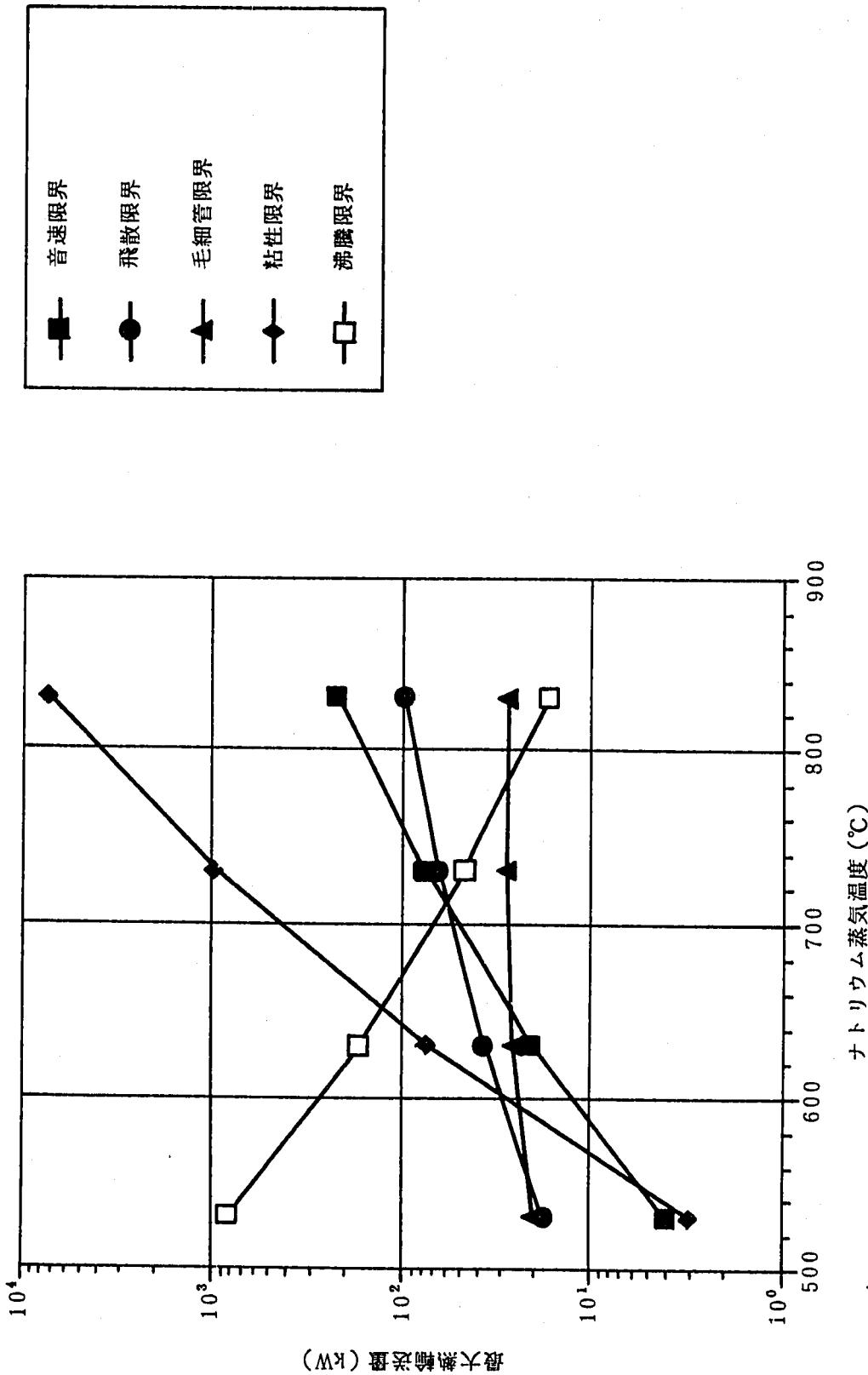


図 1-6-9 高温ナトリウム・ヒートパイプの熱輸送限界

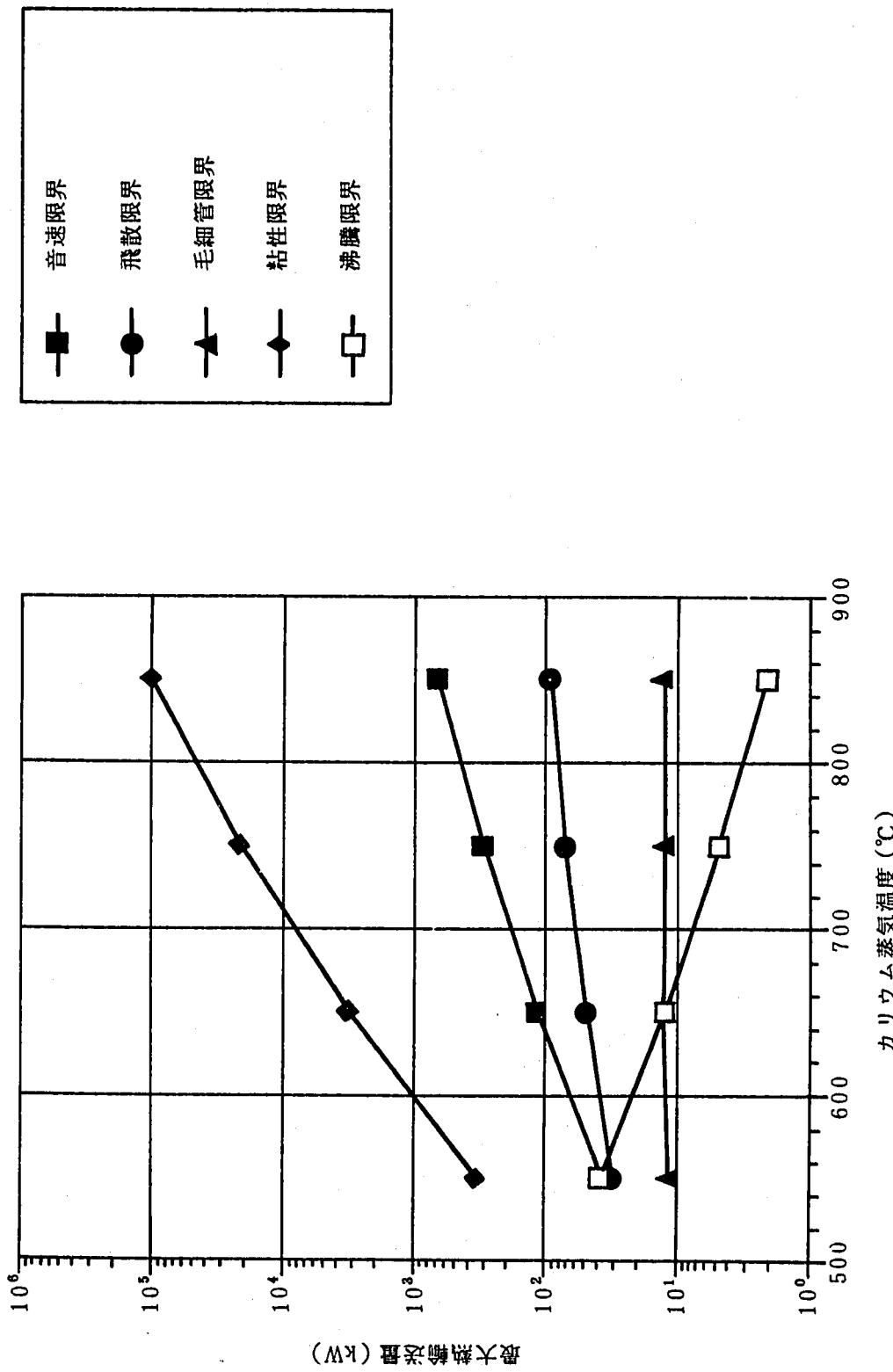


図 1-6-10 高温カリウム・ヒートパイプの熱輸送限界

1.7 予熱設備

1.7.1 設定条件

予熱設備の検討上考慮すべき因子は、以下が挙げられる。

- a. [原子炉及び内容物（燃料+炉内構造物+リチウム）]は、核熱による予熱とし、検討容量から除外する。
- b. 一次系配管及び充填リチウム
- c. SG 及び充填リチウム、カリウム
- d. 一次ポンプ
- e. 二次系配管及び充填カリウム
- f. カリウムタービン
- g. 凝縮器
- h. 二次ポンプ
- i. 各機器保温材からの放熱
- j. ヒートパイプによる放熱

設定予熱温度とその理由を以下に述べる。

- ・一次系 280 °C
- ・二次系 160 °C (SG は 280 °C)

高速増殖炉の場合、冷却材に液体金属のナトリウムを使用しており、S P E C T R A - L と同様にシステムの予熱を必要とする。この場合、ナトリウムの融点は約98°C であり、予熱温度は約200 °Cに設定して、融点に対して約100 °Cの裕度を持たせている。これは、

- a. 热ヒータの施工ムラや、制御・監視用の熱電対の測定位置がスポット的であるため、予熱全面積の平均温度を示すわけではないので、コールドポイントを考慮して余裕をみておく必要があること、
- b. 最も簡便な、そして実用的な予熱制御はON-OFF制御であるが、電気系の動作頻度、寿命を勘案して、経験的に200 °Cに対して±50°Cの幅をもたせていること、の理由による。つまり、a, bの状態が重なり合ってもコールドポイントの温度が100 °C以上となるように、200 °Cが選定されている。

S P E C T R A - L の場合も冷却材の融点が N a に近いこと、放熱を抑えたいとの理由で、予熱設定を踏襲する (F B R 実績の融点 + 100 °C)。リチウムの融点は 180.5 °C、カリウムのそれは 63.6 °C である。

ところで、図 5-3-3 に見るよう、S P E C T R A - L では原子炉容器及び一次系配管の一部は地中に埋められる。レゴリストと呼ばれる月の表土はガラスよりも熱伝導が小さく、そのため表面から数 10 cm より深くなると昼夜に係わらず温度は約 -30 °C で一定となる。一方、月の表面は昼間は 125 °C、夜間は -170 °C (表 0-2 参照) であり、S P E C T R A - L の予熱は昼間行うことを想定しているが、本検討では余裕をみて機器の位置に係わらず -170 °C とする。

なお、打ち上げ時は、少なくとも放熱板表面を黒いプランケットで覆うことは必要である。これは、S P E C T R A - L の設置過程を含め、予熱の段階までは表面を保護すると共に、太陽光による予熱を期待するものである。太陽光によりプラント内部が何度まで上昇するかは別途検討が必要であるが、その結果によっては月面上に出る部分は電気設備による予熱は不要かもしれない。

1.7.2 主要設備の熱容量の検討

(1) 一次系配管及び充填リチウムの熱容量の検討

1) 配管の計算

a. 輸送熱量

プラントの正味の熱効率を 15% と暫定すると 300kWe を得るための原子炉の熱出力は、

$$Q_{REAC} = \frac{300}{0.15} = 2000 \text{ [kW]}$$

b. 必要冷却材流量

2000kW の熱量を輸送するのに必要なリチウム流量は、

$$G_{Li} = \frac{Q_{REAC}}{C \times (t_1 - t_2)} = \frac{2000 \times 10^3 \times 2.4 \times 10^{-4}}{0.99 \times (1100 - 1030)} = 6.93 \text{ [kg/s]}$$

ここで、 $Q_{REAC} = 2000 \text{ [kW]} = 2000 \times 10^3 \times 2.4 \times 10^{-4} \text{ [kcal/s]}$

C : 定圧比熱 = 0.99 [kcal/kg °C] at 1100 °C, Li

t_1 : 原子炉出口温度 = 1100 [°C]

t_2 : 原子炉入口温度 = 1030 [°C]

c. 冷却材流速を $v = 3 \text{ m/s}$ として設計する場合の配管口径（直径）は、

$$D_1 = \sqrt{\frac{4 G_{Li}}{\gamma \times \pi \times v}} = \sqrt{\frac{4 \times 6.93}{424 \times \pi \times 3}} = 0.084 [\text{m}] = 84 [\text{mm}] \text{ ID}$$

ここで, γ : Li比重 = 424 [kg/m³] at 1100 °C

v : 水その他粘度小の液体の流速（圧力 $1 \sim 10 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ ）は、

1.5 ~ 3 m/s であるが, 3 [m/s] とした。

d. 配管の必要肉厚は、

$$t_1 = \frac{PD_1}{2f_t} = \frac{0.01 \times 84}{2 \times 0.84} = 0.5 [\text{mm}]$$

ただし, 材料は PWC-11とする (PWC-11はNb-1%Zr-0.09%C)。

ここで, P : 内圧 = 最高 $1 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ = 0.01 [kg/mm²abs]

$$\begin{aligned} f_t &: \text{許容応力} = 4.2 \text{ kf/mm}^2 \text{ abs at } 1100^\circ\text{C} / \text{安全率 } 5 \\ &= 0.84 [\text{kg/mm}^2 \text{ abs}] \end{aligned}$$

従って, 配管寸法は特殊管とし,

○材料は Nb -1 Zr

○内径は 84 mm

○肉厚は 4 mm とする。

e. 配管全長は, $L \approx 10 [\text{m}]$ とする⁽¹⁾。

2) リチウム予熱熱量計算

$$\begin{aligned} Q_{Li} &= CV\gamma(t_h - t_l) = 1.04 \times 0.0554 \times 511 \times (280 + 170) \\ &= 13.25 \times 10^3 [\text{kcal}] \end{aligned}$$

ここで, C : Liの比熱 = 1.04 [kcal/kg°C] at 200°C

V : Liの体積 = $(\pi \times 0.084^2 \times 10) / 4 = 0.0554 [\text{m}^3]$

γ : Liの比重 = 511 [kg/m³]

t_h : 予熱温度 = 280 [°C]

t_l : 初期温度 = -170 [°C]

3) 配管の予熱熱量計算

$$Q_{1P} = CV\gamma (t_H - t_L) = 0.065 \times 0.01055 \times 8700 \times (280 + 273) \\ = 2685 \text{ [kcal]}$$

ここで、
 C : 材料の比熱 = 0.065 [kcal/kg°C]
 V : 材料の体積 = $\pi \times 0.084 \times 0.004 \times 10 = 0.01055 \text{ [m}^3]$
 γ : 材料の比重 = 8700 [kg/m³]
 t_H, t_L = 前出

4) 合計熱量

$$Q_{1LP} = Q_{1L1} + Q_{1P} = 13.25 \times 10^3 + 2685 = 15935 \text{ [kcal]}$$

(2) SG 及び充填リチウム、カリウムの熱容量の検討

SG 構造は参考文献(1) P 41, 42 を参照する。

ただし、材料は T-111 とする (T-111 は Ta-8W-2Hf の合金)。

1) カリウムの容積概算

$$V_K = \frac{\pi d^2}{4} \times (\pi D) \times n = \frac{\pi^2 \times 0.018^2 \times 1.5 \times 31}{4} = 0.037 \text{ [m}^3]$$

ここで、
 d : カリウム側管径 = 0.018 [m]
 D : スpiralチューブ曲率 (直径) = 1.5 [m]
 n : 管数 = 31 [本]

2) リチウムの容積概算

$$V_L = V_T - V_K = 0.0854 - 0.037 = 0.048 \text{ [m}^3]$$

$$\text{ここで, } V_T : \text{スパイラルチューブ内容積} = \frac{\pi \times 0.152^2 \times (\pi \times 1.5)}{4} \\ = 0.0854 \text{ [m}^3]$$

3) SG の重量概算

スパイラル外管の厚みは $t_1 = 5 \text{ mm}$, 内管の厚みは $t_2 = 2 \text{ mm}$ とする。

$$W_s = \gamma [\pi d_1 \times \pi D \times t_1 + \pi d_2 \times \pi D \times t_2 \times n] \\ = \gamma \pi^2 D (d_1 t_1 + d_2 t_2 \times n) = 16700 \times \pi^2 \times 1.5 \times (0.152 \times \\ 0.005 + 0.018 \times 0.002 \times 31) = 463 \text{ [kg]}$$

ここで、
 γ : 材料の比重 = 16700 [kg/m³]

$$\begin{aligned} d_1 &: \text{管径} & = 0.152 \text{ [m]} \\ D &: \text{曲率} & = 1.5 \text{ [m]} \\ d_2 &: \text{管径} & = 0.018 \text{ [m]} \end{aligned}$$

4) カリウムの予熱熱量計算

$$\begin{aligned} Q_{SK} &= CV_K \gamma (t_H - t_L) = 0.193 \times 0.037 \times 820 \times (280 + 170) \\ &= 2635 \text{ [kcal]} \end{aligned}$$

ここで, C : K の比熱 = 0.193 [kcal/kg°C] at 100°C
 γ : K の比重 = 820 [kg/m³]

5) リチウムの予熱熱量計算

$$\begin{aligned} Q_{SLi} &= CV_L \gamma (t_H - t_L) = 1.04 \times 0.048 \times 511 \times (280 + 170) \\ &= 11479 \text{ [kcal]} \end{aligned}$$

6) SG の予熱熱量計算

$$Q_S = CW_S (t_H - t_L) = 0.036 \times 463 \times (280 + 170) = 7501 \text{ [kcal]}$$

ここで, C : 材料の比熱 = 0.036 [kcal/kg°C]

7) 合計熱量

$$Q_{SG} = Q_{SK} + Q_{SLi} + Q_S = 2635 + 11479 + 7501 = 21615 \text{ [kcal]}$$

(3) 一次ポンプの熱容量の検討

一次冷却材リチウムの流量は 6.93 [kg/s] ゆえ, 比重量を 424 [kg/m³] at 1100 °C とすると, 容積流量は,

$$F_1 = \frac{GLi}{\gamma} = \frac{6.93 \times 1000 \times 60}{424} = 981 \text{ [l/min]}$$

となる。図 1-7-1 に示すナトリウム電磁ポンプの性能から配管口径, 流量等を考慮してダクト長を類推すると, 約 2 [m] となる (LSP-1500型)。ダクトには保温材が巻かれて断熱されるものとし, ここでは, 内蔵リチウムとダクト本体を予熱するものとする。

1) リチウムの予熱熱量計算

$$\begin{aligned} Q_{PLi} &= CV_L \gamma (t_H - t_L) = 1.04 \times 0.011 \times 511 \times (280 + 170) \\ &= 2631 \text{ [kcal]} \end{aligned}$$

$$\text{ここで, } V_L = \frac{\pi d^2 L}{4} = \frac{\pi \times 0.084^2 \times 2}{4} = 0.011 [\text{m}^3]$$

2) ダクト本体の熱量計算

電磁ポンプのダクトは非磁性体材料でなければならないが、ここでは耐熱、耐腐食性ですぐれているNb-1Zrで計算を進める。

$$\begin{aligned} Q_{\text{PUMP}_1} &= C V \gamma (t_H - t_L) = 0.065 \times 2.11 \times 10^{-3} \times 8700 \times (280 + 170) \\ &= 537 [\text{kcal}] \end{aligned}$$

$$\text{ここで, } V = \pi dtL = \pi \times 0.084 \times 0.004 \times 2 = 2.11 \times 10^{-3} [\text{m}^3]$$

3) 合計熱量

$$Q_{\text{IPUMP}} = Q_{PL_1} + Q_{\text{PUMP}_1} = 2631 + 537 = 3168 [\text{kcal}]$$

(4) 二次系配管及び充填カリウムの熱容量の検討

1) 配管の計算

a. 必要冷却材流量

$$G_K = \frac{Q_{\text{REAC}}}{C \times (t_1 - t_2)} = \frac{2000 \times 2.4 \times 10^{-1}}{0.196 \times (1040 - 630)} = 5.97 [\text{kg/s}]$$

$$\text{ここで, } Q_{\text{REAC}} = 2000 \times 2.4 \times 10^{-1} [\text{kcal/s}]$$

C : 定圧比熱 = 0.196 [kcal/kg°C] at 750°C

t_1 : ポイラ出口温度 = 1040 [°C]

t_2 : ポイラ入口温度 = 630 [°C]

b. 配管口径

$$D_2 = \sqrt{\frac{4 G_K}{\gamma \pi v}} = \sqrt{\frac{4 \times 5.97}{665 \times \pi \times 3}} = 0.062 [\text{m}] = 62 [\text{mm}]$$

$$\text{ここで, } \gamma : K \text{ 比重} = 665 [\text{kg/m}^3]$$

$$v : \text{流速} = 3 [\text{m/s}]$$

c. 配管材料をNb-1Zrとした場合の必要肉厚は、

$$t_2 = \frac{P d_1}{2 f_t} = \frac{0.1 \times 62}{2 \times 0.84} = 3.7 [\text{mm}]$$

$$\text{ここで, } P : \text{内圧} = \text{最高} 10 \text{kg/cm}^2 \text{abs} = 0.1 [\text{kg/mm}^2 \text{abs}]$$

$$f_t : \text{許容応力} = 0.84 [\text{kg/mm}^2]$$

従って、配管寸法は特殊管とし、

○材料は Nb - 1 Zr

○内径は 62 mm

○肉厚は 6 mm とする。

d. 配管引き廻しは具体化していないので、一次系と同程度とみなし、

$L \approx 10$ [m] とする。

2) カリウム予熱熱量計算

$$Q_{2K} = CV\gamma(t_H - t_L) = 0.193 \times 0.0302 \times 820 \times (160 + 170) \\ = 1577 \text{ [kcal]}$$

ここで, C : K の比熱 = 0.193 [kcal/kg°C] at 100°C

V : K の体積 = $(\pi \times 0.062^2 \times 10^6) / 4 = 0.0302 \text{ [m}^3]$

γ : K の比重 = 820 [kg/m³]

t_H : 予熱温度 = 160 [°C]

t_L : 初期温度 = -170 [°C]

*注) 実際は蒸気部長さを差し引く必要があるが、ここでは全てカリウムが詰まっていると保守的に評価した。

3) 配管の予熱熱量計算

$$Q_{2P} = CV\gamma(t_H - t_L) = 0.065 \times 0.01168 \times 8700 \times (160 + 170) \\ = 2180 \text{ [kcal]}$$

ここで, C : 材料の比熱 = 0.065 [kcal/kg°C]

V : 材料の体積 = $\pi \times 0.062 \times 0.006 \times 10 = 0.01168 \text{ [m}^3]$

γ : 材料の比重 = 8700 [kg/m³]

t_H t_L : 前出

4) 合計熱量

$$Q_{2KP} = Q_{2K} + Q_{2P} = 1577 + 2180 = 3757 \text{ [kcal]}$$

(5) タービンの熱容量の検討

1. 4 節で述べた 300kWe タービン発電機の重量は約 150 kg である。タービンの材質は、T-111, Nb-1 Zr 等であるが、ここではデータのある Nb-1 Zr で全て作られるとして計算を進める。

$$Q_T = CW(t_H - t_L) = 0.065 \times 150 \times (160 + 170) = 3218 \text{ [kcal]}$$

(6) カリウム凝縮器の熱容量の検討

カリウム及び構造材（ステンレススチール）の重量には、1.5節で求められたものを用いる。

1) カリウム予熱熱量計算

$$Q_{CK} = CW_K (t_H - t_L) = 0.193 \times 159.1 \times (160 + 170) = 10133 \text{ [kcal]}$$

2) 構造材予熱熱量計算

$$Q_{CS} = 0.12 \times 1867 \times (160 + 170) = 73933 \text{ [kcal]}$$

$$Q_C = Q_{CK} + Q_{CS} = 10133 + 73933 = 84066 \text{ [kcal]}$$

(7) 二次ポンプの熱容量の検討

a. 容積流量は、

$$F_2 = \frac{G_K}{\gamma} = \frac{5.97 \times 1000 \times 60}{665} = 539 \text{ [l/min]}$$

ここで、 γ : K の比重 = 665 [kg/m³]

G_K : 二次系流量 (4)から = 5.97 [kg/s]

b. 図1-7-1の市販のナトリウム電磁ポンプ (LSP-800型) から類推して、ダクト長は、 $L = 1.7 \text{ [m]}$ とする。

1) カリウムの予熱熱量計算

$$Q_{PK} = CV\gamma (t_H - t_L) = 0.193 \times 5.13 \times 10^{-3} \times 820 \times (160 + 170) = 268 \text{ [kcal]}$$

$$\text{ここで, } V = \frac{\pi d^2 L}{4} = \frac{\pi \times 0.062^2 \times 1.7}{4} = 5.13 \times 10^{-3} \text{ [m}^3\text{]}$$

2) ダクト本体の熱量計算

$$Q_{PUMP2} = CV\gamma (t_H - t_L) = 0.065 \times 1.99 \times 10^{-3} \times 8700 \times (160 + 273) = 371 \text{ [kcal]}$$

$$\text{ここで, } V = \pi dtL = \pi \times 0.062 \times 0.006 \times 1.7 = 1.99 \times 10^{-3} \text{ [m}^3\text{]}$$

3) 合計熱量

$$Q_{2PUMP} = Q_{PK} + Q_{PUMP2} = 268 + 371 = 639 \text{ [kcal]}$$

1.7.3 予熱容量の検討

1) 予熱に必要となる全熱量

$$\begin{aligned} Q &= Q_{1LP} + Q_{sc} + Q_{1PUMP} + Q_{2KP} + Q_c + Q_{2PUMP} \\ &= 15935 + 21615 + 3168 + 3757 + 84066 + 639 = 129180 \text{ [kcal]} \end{aligned}$$

2) 昇温に必要となる設備容量

初期温度から所定の予熱温度まで、丸2日間(48時間)で昇温するものとする。

$$P' = \frac{129180}{0.24 \times 3600 \times 48} = 3.11 \text{ [kW]}$$

1.7.4 各機器からの放熱量の検討

各機器表面にはステンレス箔を巻いて真空断熱保温するものとする(放熱 ≈ 1 [W/m²])⁽²⁾。また、真空断熱保温層の厚みを、t ≈ 30mmと見込んで各機器の全表面積を計算する。

1) 一次系

a. 一次系配管表面積

$$S_{11} = \pi (d + t) L = \pi \times (0.092 + 0.06) \times 10 = 4.78 \text{ [m}^2\text{]}$$

b. SG表面積

$$\begin{aligned} S_{12} &= \pi (d + t) L = \pi \times (0.152 + 0.06) \times (\pi \times 1.5) \\ &= 3.14 \text{ [m}^2\text{]} \end{aligned}$$

c. 一次ポンプ表面積

保守的に評価するために、保温層は筐体の外側に巻かれるものとする。ポンプの外形は、図1-7-1にあるLSP-1500型と同じとする。

$$S_{13} = (2.2 \times 0.55 + 2.2 \times 0.5 + 0.55 \times 0.5) \times 2 = 5.17 \text{ [m}^2\text{]}$$

d. 一次系全表面積

$$S' = S_{11} + S_{12} + S_{13} = 13.09 \text{ [m}^2\text{]}$$

e. 一次系放熱

$$\begin{aligned} Q_{R1} &= A \varepsilon \sigma T^4 = 13.09 \times 0.13 \times 4.88 \times 10^{-8} \times (280 + 170)^4 \\ &= 69.4 \text{ [kcal/h]} = 0.081 \text{ [kW]} \end{aligned}$$

ここで、 ε : SUS箔の真空断熱下での輻射率 = 0.13⁽³⁾

σ : ステファン・ボルツマン定数 = 4.88×10^{-8} [kcal/m²hK⁴]

$$T : \text{予熱温度} = 280 [\text{°C}]$$

ただし、この計算はステンレス箔が予熱温度に等しいとした場合の計算であり、SUS 箔が多層に巻かれ、さらに箔間に真空断熱されている実際の形態にはそぐわないでの、このような状況に対して得られているデータ⁽³⁾ に従って計算する。

$$Q_{R1} = S' q = 13.09 \times 2 = 27 [\text{W}]$$

ここで、
q : ステンレス箔層表面からの熱流束,
NASDAデータ⁽³⁾ に2倍の安全率を見込む = 2 [W/m^2]

2) 二次系

a. 二次系配管表面積

$$S_{z1} = \pi (d + t) L = \pi \times (0.074 + 0.06) \times 10 = 4.21 [\text{m}^2]$$

b. タービン表面積

タービンは縦、横、高さ約500mm の立方体とみなす。

$$S_{z2} = (0.5 + 0.06)^2 \times 6 = 1.89 [\text{m}^2]$$

c. 凝縮器表面積

表1-5-6より

$$\begin{aligned} S_{z3} &= \pi \times 0.7 \times 2.8 \times (130/360) \times 2 + \pi \times 0.35^2 \times 4 \\ &= 4.45 + 1.54 = 5.99 [\text{m}^2] \end{aligned}$$

d. 二次ポンプ表面積

$$S_{z4} = (1.7 \times 0.55 + 1.7 \times 0.55 + 0.55^2) \times 2 = 4.35 [\text{m}^2]$$

e. 二次系全表面積

$$\begin{aligned} S'' &= S_{z1} + S_{z2} + S_{z3} + S_{z4} \\ &= 4.21 + 1.89 + 5.99 + 4.35 = 16.35 [\text{m}^2] \end{aligned}$$

f. 二次系放熱

$$Q_{R2} = S'' q = 16.35 \times 2 = 33 [\text{W}]$$

3) ヒートパイプ及び凝縮器内面

a. ヒートパイプ表面積（サドルに覆われている部分を除く）

$$S_{s1} = (1/2) \times \pi \times 0.037 \times [m] \times 5 [m] \times 142 = 41.3 [\text{m}^2]$$

b. 凝縮器内面積

$$S_{s2} = 80 [\text{m}^2] \quad (\text{図1-6-4から})$$

c. ヒートパイプ及び凝縮器内面からの放熱

$$Q_{R3} = (S_{s1} + S_{s2}) q = (41.3 + 80) \times 2 = 242.6 [W]$$

4) 保温層全表面からの放熱

$$Q_R = Q_{R1} + Q_{R2} + Q_{R3} = 27 + 33 + 243 = 303 [W]$$

5) 凝縮器外面から宇宙への放熱

$$\begin{aligned} Q_s &= A \varepsilon \sigma T^4 = 50.6 \times 0.9 \times 4.88 \times 10^{-8} \times 410^4 \\ &= 9.93 \times 10^4 [\text{kcal}/\text{h}] = 99 [\text{kW}] \end{aligned}$$

ここで、 A : 放熱器面積 = 80 [m^2]

ε : 放熱器輻射率 = 0.9

T : 凝縮器予熱温度 - 20K - 宇宙空間温度 = 160 - 20 + 270

$$= 410 [K]$$

1.7.5 放熱を考慮した予熱設備容量の検討

1) ヒートパイプから放熱を許した予熱設備

$$P = (P' + Q_R) \times 1.5 + Q_s = (3.11 + 0.03) \times 1.5 + 99 = 104 [\text{kW}]$$

2) ヒートパイプ放熱を隔離した予熱設備

$$P = (P' + Q_R) \times 1.5 = (3.11 + 0.03) \times 1.5 = 4.7 [\text{kW}]$$

ただし、上記予熱設備には裕度50%を含んでいる。

以上の検討結果から、物性データが不足していること、まだ設計の進んでいない機器があること等の理由で、厳密な議論には耐えられないものの、大雑把な観点でとらえれば約 5 kW の設備容量で予熱できることがわかった。

ただし、原子炉の予熱は、核熱予熱することとして設備容量には含んでおらず、また、予熱時に凝縮器ヒートパイプから宇宙に放散される熱を遮断するための工夫が施されているものとした場合についてである。もし、ヒートパイプからの放熱を許すと設備容量は、104 kW となり、非現実的なものになってしまう。

参 考 文 献

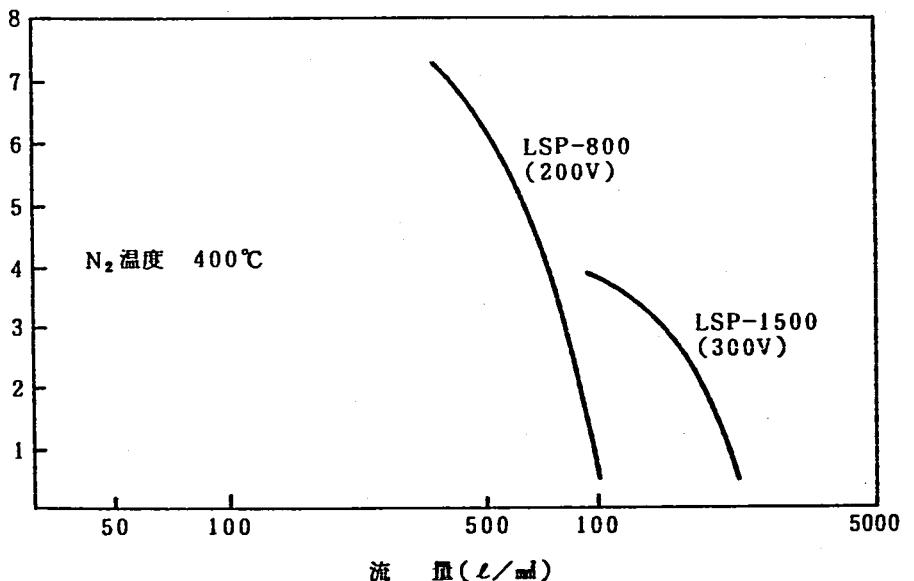
- (1) 羽賀一男他, 「1988年可搬型炉検討発表会OHP シート集－宇宙動力炉の概念検討」,
PNC 19430 89-002, 1989年3月.
- (2) 私信, 航空宇宙技術研究所, 中村嘉宏, 1990年.
- (3) 私信, 宇宙開発事業団, 古川正夫, 1991年.

大型電磁ポンプ

仕様

形 式		還元流路リニア伝導型	
型 番	LHP-800	LHP-1500	
流量範囲 (ℓ/mm^2)	~850	~1500	
最高使用温度 (°C)	600	600	
最高使用圧力 (kg/cm ² g)	10	10	
接続部 ダクト	外 径 (mm) 肉 厚 (mm) 材 質	60.5 3.5 SUS-304	89.1 4.0 SUS-316
駆動電源 (AC3φ 200V)	40KVA	60KVA	
冷却電源 (AC1φ 200V)	2.2KW	5.5KW	
予熱方式	自己誘導加熱	自己誘導加熱	
コンデンサ容量	3000 μF	1600 μF	
熱伝対 (C. A)	5本	6本	
重 量 (kg)	450	500	

性能曲線



概略寸法

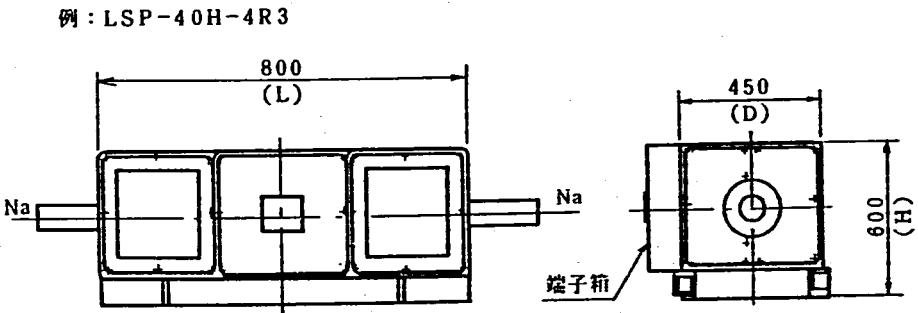


図 1 - 7 - 1 電磁ポンプの性能及び概略

1.8 重量評価

S P E C T R A - L は一体型原子力プラントであり、 H - II 型宇宙輸送機を用いて 1 回で月面へ輸送する。H - II 型宇宙輸送機は、 1 回で 10 ton 程度の輸送が可能であるため、 S P E C T R A - L の総重量は、 10 ton 以下を目標とする。

1.8.1 一次系主要機器の重量

(1) 原子炉

① 炉心構造物

炉心構造物の体積割合（燃料：冷却材：構造物）は 1. 2 節で示した通り、
47 : 35 : 18 で構成されている。燃料の体積は、 16285.5 cm³ であることから、
燃料の重量は、 96.4 kg、 冷却材（Li : 0.511 g/cm³）及び構造物（Mo-Re :
10.22 g/cm³）は、 燃料の体積比から各々 6.2 kg、 63.7 kg である。

② 炉容器

炉容器の仕様は、 外径 21.8 cm、 内径 20.8 cm、 外側高さ 125 cm、 内側高さ 123 cm、
材料密度（Ni-Zr）8.75 g/cm³ である。

$$(10.9^2 \times \pi \times 125 - 10.4^2 \times \pi \times 123) \times 8.75 \times 10^{-3} \approx 42 \text{ kg}$$

③ 制御ドラム及び反射体リング

制御ドラムは、 Be 製（密度 : 1.857 g/cm³）で、 直径 3 cm、 高さ 60 cm であり、
制御ドラムの一部に B₄C（密度 : 2.5 g/cm³）が内張りされている。

反射体リングは、 Be（製密度 : 1.857 g/cm³）で、 外径 26.5 cm、 内径 21.8 cm、
高さ 60 cm である。

・制御ドラム（中性子吸収体を除く）及び反射体リング

$$(18.25^2 - 10.9^2) \times \pi \times 60 - [(1.5^2 - 1.3^2) \times \pi \times 60 \times \frac{110}{360} \times 12] \} \times 1.857 \approx 74 \text{ kg}$$

・制御ドラム（中性子吸収体）

$$[(1.5^2 - 1.3^2) \times \pi \times 60 \times \frac{110}{360} \times 12] \times 2.5 \approx 1 \text{ kg}$$

総重量 75 kg

(2) カリウムボイラ

1.3 節で検討した通り、 カリウムボイラ（カリウム蒸気発生器）本体及び残存リチウム、 カリウムの総重量は 420 kg である。

(3) 電磁ポンプ (E M P)

一次ポンプの重量は、図1-7-1のLSP1500型から500kgとする。

(4) 一次系冷却配管

1.7節で検討した通り、一次系冷却配管重量は92kg、冷却材重量は28kgである。

1.8.2 二次系主要機器の重量

(1) カリウムタービン

1.4節で検討した通り、カリウムタービン本体重量は150kg、発電機は130kgである。（残存カリウムは蒸気であるため重量評価しない。）

(2) カリウム凝縮器

1.5節で検討した通り、カリウム凝縮器本体重量は617kg、残存するカリウム重量は95.9kgである。

(3) ヒートパイプ及び放熱板

1.6節で検討した通り、ヒートパイプは 0.43kg/m で長さ6.7m、使用本数は142本である。

$$0.43 \times 6.7 \times 142 \approx 410 \text{ kg}$$

放熱板は最大放熱面積（放熱フィン）が 80m^2 （6mm厚）で、素材にはカーボン/カーボン複合材（密度：2.0 g/cm³）を使用する。

$$80 \times 0.006 \times 2.0 \times 10^3 \approx 960 \text{ kg}$$

サドルの断面積は $2.58 \times 10^{-4}\text{m}^2$ で、長さ5m、素材はカーボン/カーボン複合材とする。

$$2.58 \times 10^{-4} \times 5 \times 2.0 \times 10^3 \times 142 = 366 \text{ kg}$$

従って、サドルを含んだ放熱板重量は1326kgとなる。

(4) 電磁ポンプ

二次ポンプの重量は、図1-7-1のLSP-800型から450kgとする。

5. 二次系冷却配管

前節1.7で検討した通り、二次系冷却配管の重量は102.2kg、冷却材重量は24.8kgである。

1.8.3 準助系主要機器の重量

(1) 熱電気発電器

熱電気発電器の重量は、200 kgとする。

(2) ヒートパイプ及び放熱板

ヒートパイプは0.43kg/mで長さ6.7m、使用本数は50本とする。

$$0.43 \times 6.7 \times 50 \approx 144 \text{ kg}$$

放熱板は二次系の放熱板と共有するため、評価に加えない。

(3) 準助系冷却配管

一次系冷却配管と同一とする。（準助系冷却配管重量：9.2 kg、冷却材重量：28 kg）

1.8.4 その他周辺機器の重量

その他、以下の様な周辺機器がある。

①アキュムレータ	100.0 kg
②電子機器	400.0 kg
③構造物	1000.0 kg
④遮蔽体	700.0 kg
⑤その他	500.0 kg

検討した重量の一覧を表1-8-1に示す。

本表でわかるように、重量で大きなウェイトを占めているのがタービン及び放熱設備である。放熱設備については新しい概念はまだないが、タービンについては浮遊翼タービンという新しい概念の発電システムが実現できれば現設計の半分程度に軽減することが可能である。従って、表1-8-1ではSPECTRALの総重量は8961 kgとなっているが、これを8000 kg程度に軽減することは可能である。

表 1 - 8 - 1 S P E C T R A - L の重量評価（概算） 単位：kg

主要機器	重量	主要機器	重量
一次系ループ	1323.3	二次系ループ	4474.0
①原子炉	283.3	①タービン	1450.0
・燃料	96.4	・本体	150.0
・構造材	5.2	・発電機	1300.0
・冷却材	63.7	②凝縮器	712.9
・炉容器	42.0	・本体	617.0
・制御ドーム 及び 反射体リング	75.0	・カリウム	95.9
②ボイラ	420.0	③放熱設備	1736.0
・本体	420.0	・ヒートパイプ	410.0
・リチウム		・放熱板	1326.0
・カリウム		③その他	576.0
③その他	620.0	・EMP	450.0
・EMP	500.0	・配管	102.2
・配管	92.0	・リチウム	24.8
・リチウム	28.0	補助系	464.0
		その他周辺機器	2700.0
①放熱設備	344.0	①アキュムレータ	100.0
・熱電子発電器	200.0	②電子機器	400.0
・ヒートパイプ	144.0	③構造物	1000.0
		④遮蔽体	700.0
③その他	120.0	⑤その他	500.0
・配管	92.0	S P E C T R A - L	
・リチウム	28.0	総重量	8961.3

第2章 崩壊熱の除去

2.1 崩壊熱の時間変化の評価

原子炉が停止した後の崩壊熱除去に関する解析を実施するため、崩壊熱計算を行った。崩壊熱を求めるため使用した計算コードは、ORIGEN-79 及びORIGEN-82 である。

2.1.1 計算コードの概要

ORIGENコードは、1960年代の終わりから1970年代の始めにかけて米国オーリンス国立研究所(ORNL)で開発され、1970年代の始めに公開された。現在ORIGENコードとして最も新しいバージョンは、1979年にリリースされたORIGEN-79⁽¹⁾である。ORIGEN-79以降は、バージョンアップされていない。

一方、1980年には従来のORIGENコードとは全く異なるバージョンであるORIGEN-2⁽²⁾がリリースされた。その後バージョンアップされ、現在ORIGEN-82として使用されている。

基本的な入力条件は、ORIGEN-79、ORIGEN-82とも大きな違いはなく、①炉型、②燃料、構造材の組成、③照射中性子束（全中性子束）、④照射日数、⑤崩壊日数となっている。

1) ORIGEN-79の特徴

ORIGEN-79は、スペクトル指標の違いから高温ガス炉(HTGR)、軽水炉(LWR)、高速増殖炉(LMFBR)、溶融塩炉(MSBR)の4タイプの炉型の計算を行える。また、炉型毎に軽元素核種（被覆管・構造材）、アクチノイド核種、及び核分裂生成物の核データ・ライブリー及び光子収集率がセットされている。

2) ORIGEN-82 の特徴

ORIGEN-82は、ORIGEN-79同様炉型毎に断面積ライブリーを持っている。各ライブリーは、ORIGEN-79より細かい指定をしており、例えばLMFBRでは、初期酸化物、高燃焼度酸化物、高燃焼度酸化物(リサイクル)さらに炉心及び軸方向、径方向ブランケットで計算することができる。

2.1.2 計算条件

計算条件は、前報の「S P E C T R A - L の概念設計(II) - 宇宙空間における線量当量限度の考え方」⁽³⁾の中で設計した炉心を構成する各物質の体積及び密度から

求めた。各条件は、以下の通りである。

表 2 - 1 - 1 崩壊熱計算時の条件

条件項目	条件値
連続運転時間	5年、10年
冷却期間	1.0 sec~730 day
中性子束密度	$7.0 \times 10^{13} \text{ n/sec/cm}^2$
原子炉出力	2.00MW
核燃料物質	235-U : 185.96 kg* 238-U : 22.56 kg 7-N : 29.32 kg
構造材	96-Mo: 201.40 kg 185-Re: 89.52 kg 187-Re: 151.48 kg
冷却材	7-Li: 29.32 kg
制御棒材	9-Be: 26.88 kg

* : 崩壊熱を安全側で評価のため、原子炉内体積のうち、37%を燃料が占め、その燃料はすべて97%濃縮ウランとした。

2.1.3 計算結果及び考察

計算結果を図 2 - 1 - 1 に示す。図は横軸に経過時間、縦軸に崩壊熱を取っており両対数座標で崩壊熱のなだらかな減衰を表している。この図を見るとORIGEN-79 の10年連続運転及びORIGEN-82 の5年、10年連続運転後の崩壊熱の推移は同一であったが、ORIGEN-79 の5年連続運転後だけが他の推移よりも高く計算された。

一方、SPECTRA-L の遮蔽評価計算⁽⁴⁾では、10年運転後の放射能強度をORIGEN-S を用いて計算した結果を報告している。この値と今回計算した構造材放射化物、核分裂生成物、及びアクチノイドの放射能強度の合計を表 2 - 1 - 2 に示す。

表 2 - 1 - 2 原子炉運転後の放射能強度

コード名(ORIGEN)	ORIGEN-S	ORIGEN-79		ORIGEN-82	
運転年数(年)	10	5	10	5	10
停止後経過日数(日)	0.0		0.2*		0.0
放射能強度($\times 10^7 \text{ Ci}$)	2.17	1420	1.79	1.25	1.23

* ORIGEN-79では経過日数0.0 日は計算不可能

表 2 - 1 - 2 から、今回の4ケースの計算結果は、ORIGEN-Sに比べて若干低いものの、ほぼ同じ値を示している。運転時間が短いにもかかわらず、放射能強度が約1000倍高く計算されたORIGEN-79による5年連続運転後の値は、計算過程で大きな誤差を含んでしまったと考えられる。従って、発熱量の評価には、ORIGEN-82の計算結果を採用する。その結果、ORIGEN-82における停止後経過日数0.0日の発熱量は、連続運転5年後で130.4kW、連続運転10年後で127.3kWとなった。

発熱量が連続運転時間5年後よりも10年後の方が低くなっている理由は、運転時間が5年から10年に延長されることによってすでに燃焼した分の崩壊熱が冷却され、かつ運転後期になると実効増倍率が低下し、結果として前者よりも後者の原子炉出力が低くなったためと考えられる。ここで、ORIGEN-82で計算した連続運転時間5年後及び10年後の炉停止直後から 10^6 sec までの崩壊熱の推移を表2-1-3と表2-1-4に、それらを図2-1-2にグラフ化して示す。

表 2 - 1 - 3 SPECTRA-L 5 年連続運転後の崩壊熱の推移

時間(sec)	発熱量(kW)	時間(sec)	発熱量(kW)
0	130.4	1800	36.69
1	120.1	2400	34.02
2	114.7	3000	32.03
3	110.9	3600	30.47
4	108.0	4200	29.21
5	105.5	4800	28.16
6	103.4	7200	25.21
7	101.6	10800	22.60
8	100.0	14400	20.92
10	97.24	18000	19.71
20	88.11	21600	18.77
30	82.61	25200	18.01
40	78.69	28800	17.36
50	75.65	36000	16.31
60	73.17	72000	13.22
70	71.09	108000	11.57
80	69.31	144000	10.49
120	64.07	180000	9.698
180	59.12	216000	9.088
240	56.03	252000	8.596
300	53.71	288000	8.184
360	51.89	345600	7.638
420	50.39	432000	6.989
480	49.11	518400	6.470
600	47.00	604800	6.039
1200	40.52	691200	5.673

表 2 - 1 - 4 SPECTRA-L 10 年連続運転後の崩壊熱の推移

時間(sec)	発熱量(kW)	時間(sec)	発熱量(kW)
0	127.3	1800	35.92
1	117.2	2400	33.32
2	112.0	3000	31.38
3	108.3	3600	29.86
4	105.4	4200	28.62
5	103.0	4800	27.60
6	101.0	7200	24.73
7	99.19	10800	22.18
8	97.61	14400	20.55
10	94.91	18000	19.37
20	86.02	21600	18.45
30	80.66	25200	17.70
40	76.84	28800	17.07
50	73.88	36000	16.04
60	71.47	72000	13.02
70	69.44	108000	11.41
80	67.70	144000	10.35
120	62.59	180000	9.577
180	57.86	216000	8.981
240	54.77	252000	8.500
300	52.50	288000	8.098
360	50.73	345600	7.565
420	49.27	432000	6.933
480	48.02	518400	6.428
600	45.97	604800	6.008
1200	39.65	691200	5.652

参考文献

- (1) 出口守一, 「ORIGEN 79 燃料の燃焼及び崩壊計算コード」, 核燃料サイクル工学研修室テキスト, PNC, 1988.
- (2) ORNL-TM-7175, "A User's Manual for the Origin 2 Computer Code"
- (3) 野村紀男, 羽賀一男, 大坪 章, 「SPECTRA-L の概念検討 (II) - 宇宙空間における線量当量限度の考え方」, PNC SN-9410-107, 1991.
- (4) 野村紀男, 羽賀一男, 大坪 章, 「SPECTRAの概念検討 (II) - 可般型原子炉の遮蔽設計」, PNC SN-9410-125, 1991.

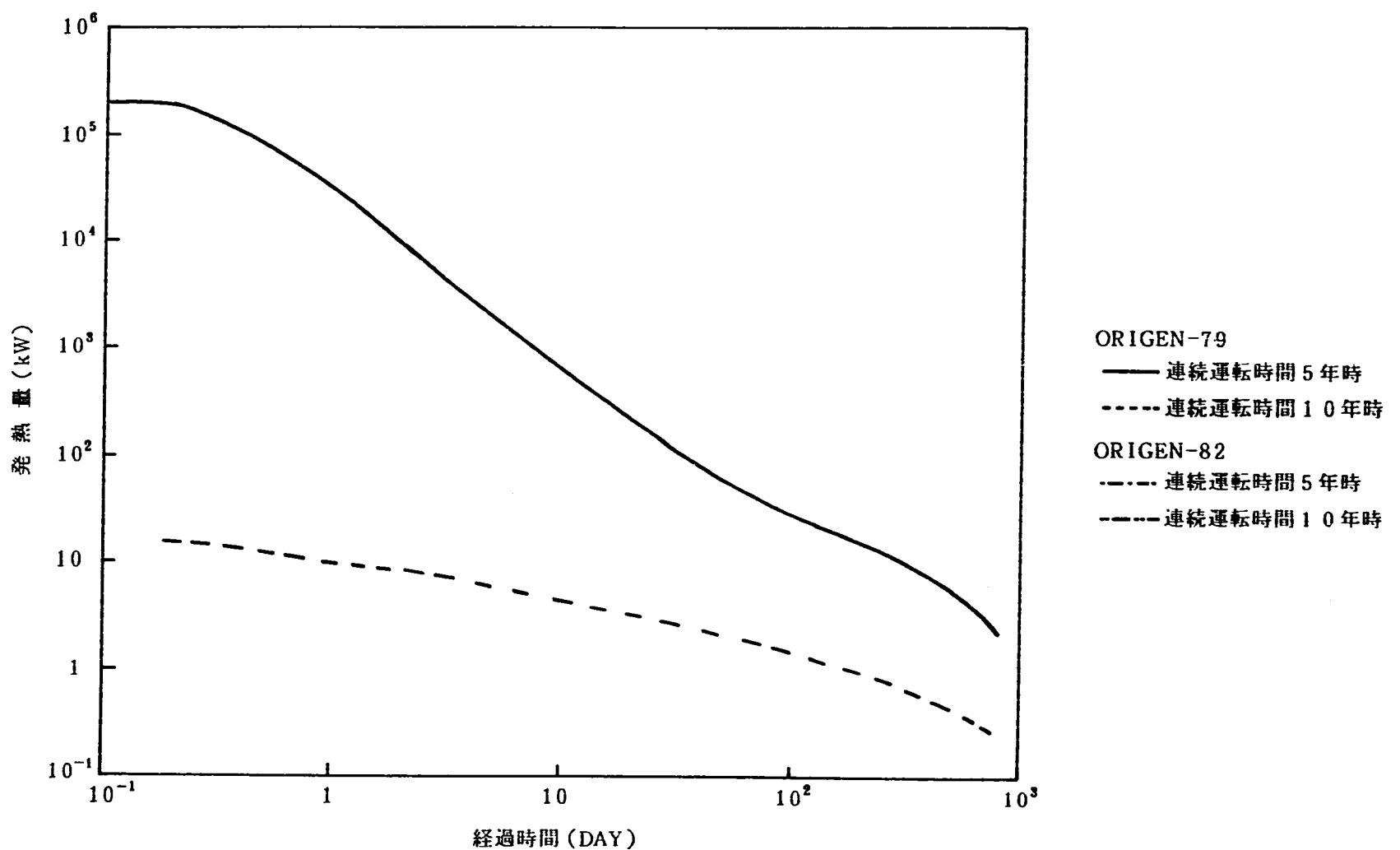


図 2 - 1 - 1 5 年及び 10 年の連続運転後の崩壊熱の推移 (ORIGEN-79, -82)

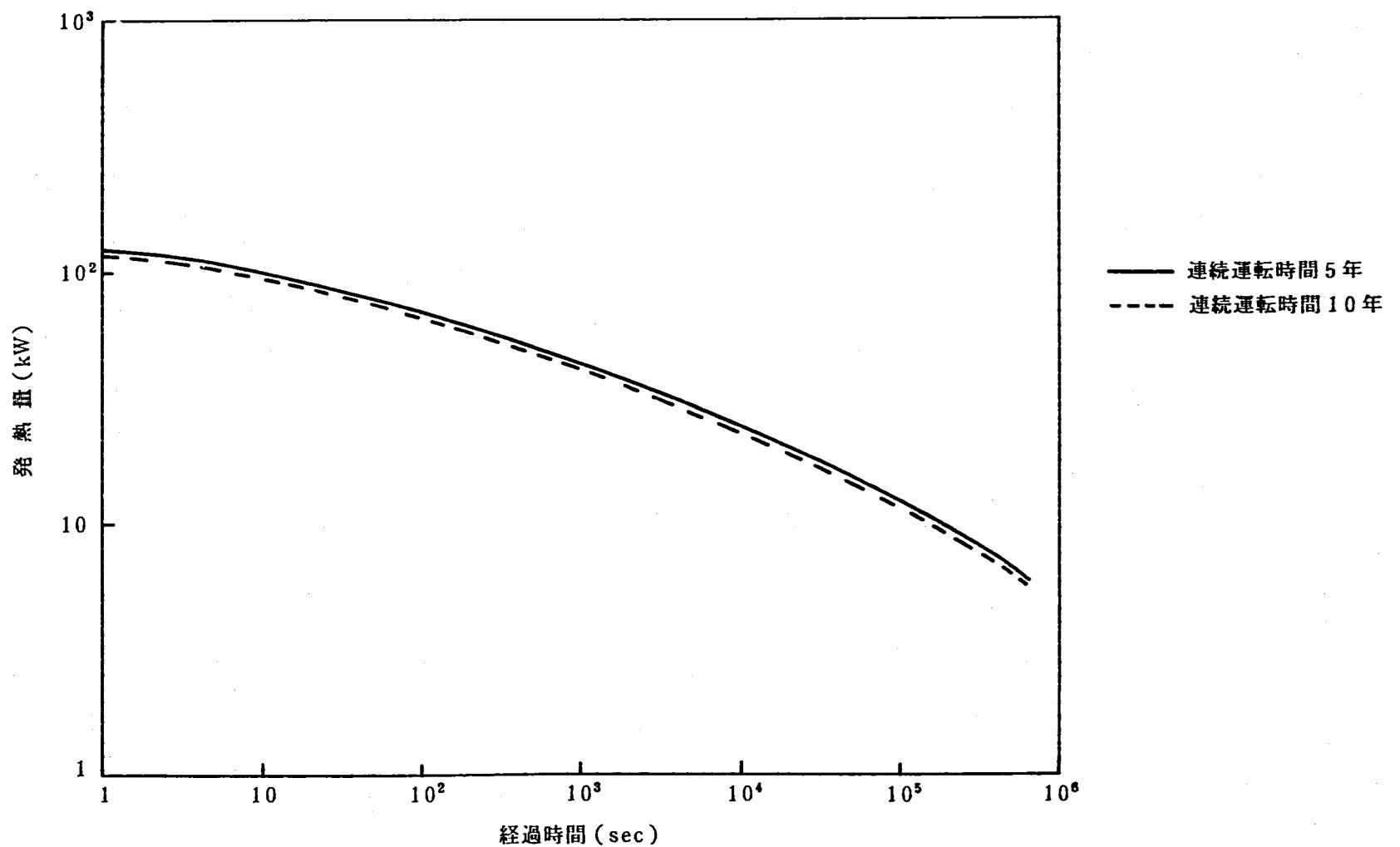


図 2-1-2 5 年及び 10 年の連続運転後の崩壊熱の推移 (ORIGEN-82)

2.2 溫度・流量過渡変化の評価

図2-2-1にSPECTRA-Lの簡単なフローシートを示す。SPECTRA-Lの原子炉にはカリウム蒸気発生器とポンプを持つ主冷却ループの他に、自然循環で運動し熱電気素子を介して放熱板で熱除去を行なう補助冷却ループがある。ポンプ停止時には直接放熱板に熱移行が行なわれる補助冷却系だけで崩壊熱除去がなされることが好ましい。そこでSPECTRA-Lの崩壊熱除去が、補助系である自然循環ループだけを用いて可能かの検討を行なった。解析には高速炉工学室で開発されたLEDHERコード⁽¹⁾を使用した。

2.2.1 バルブのない場合の崩壊熱除去

(1) 解析条件

解析の条件として、炉心停止までは定常運転（炉心で2MWt発熱、蒸気発生器で1.85MWt除熱、補助系の熱電素子接触面で150kWt除熱）を行い、炉停止とともにポンプと蒸気発生器での熱除去を停止し、補助系のみで崩壊熱除去（150kWt一定）を行なうものとした。

プラントの熱流力条件は次の通り。

炉心熱出力 定常時 : 2MWt

崩壊熱の時間変化：5年連続運転後と10年連続運転後の値

（表2-1-3及び表2-1-4参照）

蒸気発生器での熱除去 : 1.85MWt

補助系除熱 : 150kWt

定常時ポンプ流量 : 7kg/s（崩壊熱除去時は停止と仮定）

作動流体 : リチウム

重力の加速度 : 1.62m/s²

図1-1-6の月面炉の概略図から、本計算に必要なプラントのディメンジョンを、図2-2-3と表2-2-1のように定めた。

5年運転後の崩壊熱除去をケース1、10年運転後の崩壊熱除去をケース2とする。

(2) 解析結果

定常運転状態のプラント各部の温度を表2-2-2に、流量及び除熱量を表2-2-3に示す。補助系の流れは、2ケースとも逆流（下部プレナムから熱電気素子部、上部プレナムへと流れる）する。炉心から流れ出たリチウムは補助系からのリチウムと上部プレナムで混合する。

ケース1の温度と流量の変化を図2-2-4と図2-2-5に、ケース2の温度と流量の変化を図2-2-6と図2-2-7に、それぞれ示す。これによるとケース1とケース2の違いはほとんどなく、最高温度も1°Cしか差がなかった。

炉心の最高温度とその到達時間を表2-2-4に示す。補助系の流れ方向は定常時と変わらず逆流のままであり、そのため炉心の流れも逆流（上部から下部）となつた。

表2-2-1 解析計算のディメンション

位置	流路断面積 (m ²)	流路長さ (m)	等価直径 (m)	熱容量 (J/°C)	伝熱面積 (m ²)
（原子炉） ガスプレナム	4.398×10^{-2}	0.3	4.04×10^{-3}	18.0×10^3	11.89
下部反射体	4.398×10^{-2}	0.1	4.04×10^{-3}	36.0×10^3	3.962
炉心	4.398×10^{-2}	0.4	4.04×10^{-3}	74.0×10^3	15.88
上部反射体	4.398×10^{-2}	0.1	4.04×10^{-3}	36.0×10^3	3.962
蒸気発生器	1.171×10^{-2}	6.0	1.882×10^{-2}	130.0×10^3	12.0
熱電素子部	3.862×10^{-2}	1.0	9.392×10^{-2}	8.5×10^3	0.7853
S G側ループ 配管	4.560×10^{-3} 直径:76.2mm	図2-2-2 参照	6.62×10^{-2}	0	0
熱電素子側 ループ配管	2.027×10^{-3} 直径:50.8mm	図2-2-2 参照	5.08×10^{-2}	0	0

表 2 - 2 - 2 定常状態の各部の温度（単位：°C）

ケース番号	下部 プレナム	上部 反射体	上部 プレナム	蒸気発生器 入口／出口	熱電素子部 下／上
1	1 0 3 6	1 1 1 0	1 1 0 0	1 1 0 0 / 1 0 3 6	1 0 3 6 / 9 6 9 . 5
2	1 0 3 6	1 1 1 0	1 1 0 0	1 1 0 0 / 1 0 3 6	1 0 3 6 / 9 6 9 . 5

表 2 - 2 - 3 定常状態の流量と除熱量

	炉心流量 (kg/s)	蒸気発生器側ループ		熱電素子側ループ	
		流量(kg/s)	除熱量(kW)	流量(kg/s)	除熱量(kW)
ケース 1	6. 4 6 4	7. 0 0 0	1 8 5 0	- 0. 5 3 5	1 5 0
ケース 2	6. 4 6 4	7. 0 0 0	1 8 0 0	- 0. 5 3 5	1 5 0

表 2 - 2 - 4 最高温度とその到達時間

	最高温度 (°C)	時間 (秒)
ケース 1	1 0 9 7	9 0
ケース 2	1 0 9 6	9 0

2.2.2 バルブによる逆流の防止

2.2.1 の解析では補助ループの流れは逆流となり、崩壊熱除去時には炉心も逆流している。その対策として、下部プレナムに接続される主冷却系及び補助系の配管部分にバルブを取り付け、その開閉により崩壊熱除去時でも炉心の順流が保たれるよう試みた。

(1) 解析条件

図 2 - 2 - 1 に示す原子炉下のバルブを開閉させて、5年連続運転後（ケース 3）と10年連続運転後（ケース 4）の崩壊熱除去解析を行なった。

条件として炉停止まで定常運転（炉心で 2 MWt 発熱、カリウム蒸気発生器で 2

MWt除熱)を行い、補助ループ側のバルブは閉じておく。炉停止とともに主ループ側のバルブを閉じポンプを止め蒸気発生器での熱除去を無くし、補助ループ側のバルブを開け補助ループのみで一定の熱除去(150kWt)を行なうものとした。また定常運転時は補助ループの除熱はないものとした。その他の条件は2.2.1節と同じとした。

(2) 解析結果

定常時の各部の温度を表2-2-5に、また、流量及び除熱量を表2-2-6に示す。

ケース3及びケース4の温度と流量の変化をそれぞれ図2-2-8と図2-2-9及び図2-2-10と図2-2-11に示す。ケース1, 2の場合と同じくケース3と4の差は1°C程度しかなかった。

表2-2-7に炉心の最高温度とその到達時間を示す。どちらも1127°Cで、定常運転と比して23.4°C高くなっているだけであり、十分崩壊熱除去ができると考えられる。

表2-2-5 定常状態の各部の温度(単位: °C)

ケース番号	下部 プレナム	上部 反射体	上部 プレナム	蒸気発生器 入口/出口	熱電素子部 下/上
3	1035	1104	1103	1103 / 1035	1035 / 1035
4	1036	1105	1104	1104 / 1036	1036 / 1036

表2-2-6 定常状態の流量と除熱量

	炉心流量 (kg/s)	蒸気発生器側ループ		熱電気素子側ループ	
		流量(kg/s)	除熱量(kW)	流量(kg/s)	除熱量(kW)
ケース3	6.998	7.000	2000	-0.002	0
ケース4	6.998	7.000	2000	-0.002	0

表 2 - 2 - 7 最高温度とその到達時間

	最高温度(℃)	時間(秒)
ケース3	1127	60
ケース4	1127	60

2.2.3 考察

以上の解析の結果、バルブを付けずに逆流を許す場合、バルブを用いて逆流を防止する場合、ともに最高温度はそれほど上がらず、1気圧でのリチウム沸点の1342°Cから200°C以上も下回っている。よって、バルブの有無にかかわらず十分な崩壊熱除去が可能であるといえる。

参考文献

- (1) 上出英樹 他, 「高速増殖大型炉の設計主要目に関する研究 (I) - LEDHER コードの開発と自然循環序熱能力の検討」, PNC SN9410 87-132, 1987 年 10 月

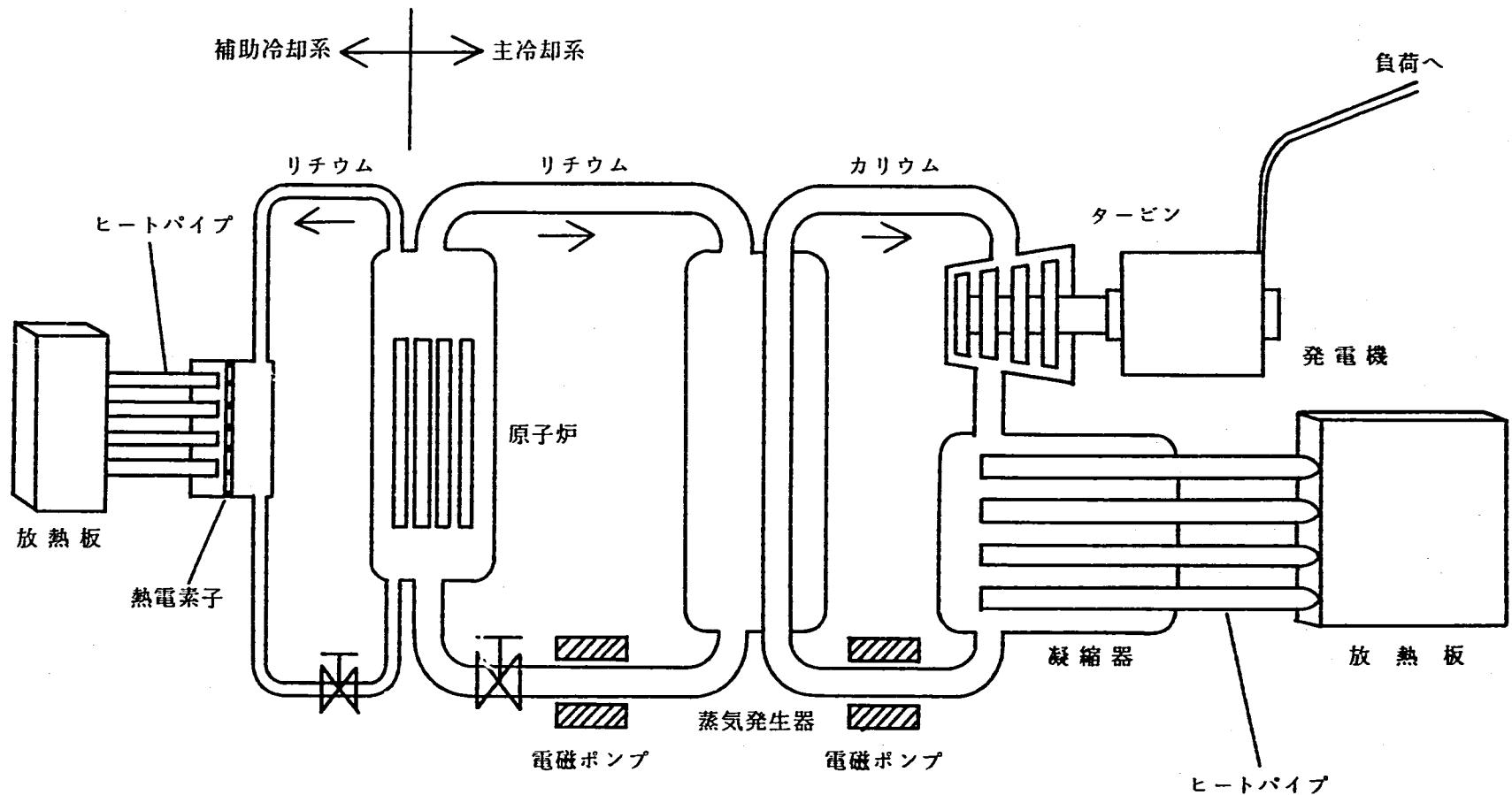


図 2-2-1 リチウム冷却カリウムタービン発電用面炉システム系統図

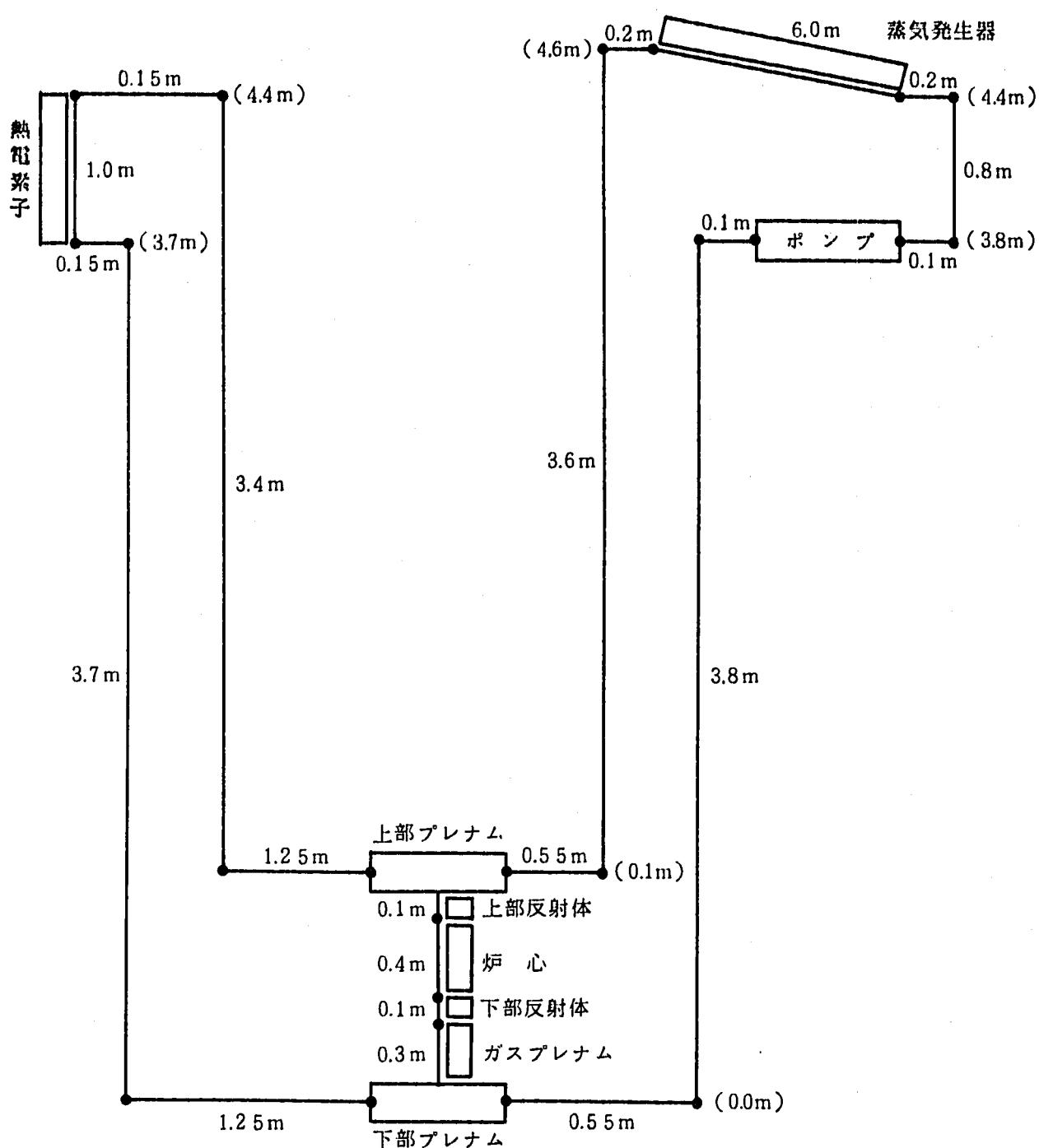


図 2-2-2 プラントで解析対象とした部分の構成

(数字は点から点への長さ、() 付き)
 数字は各点の高さを示す。

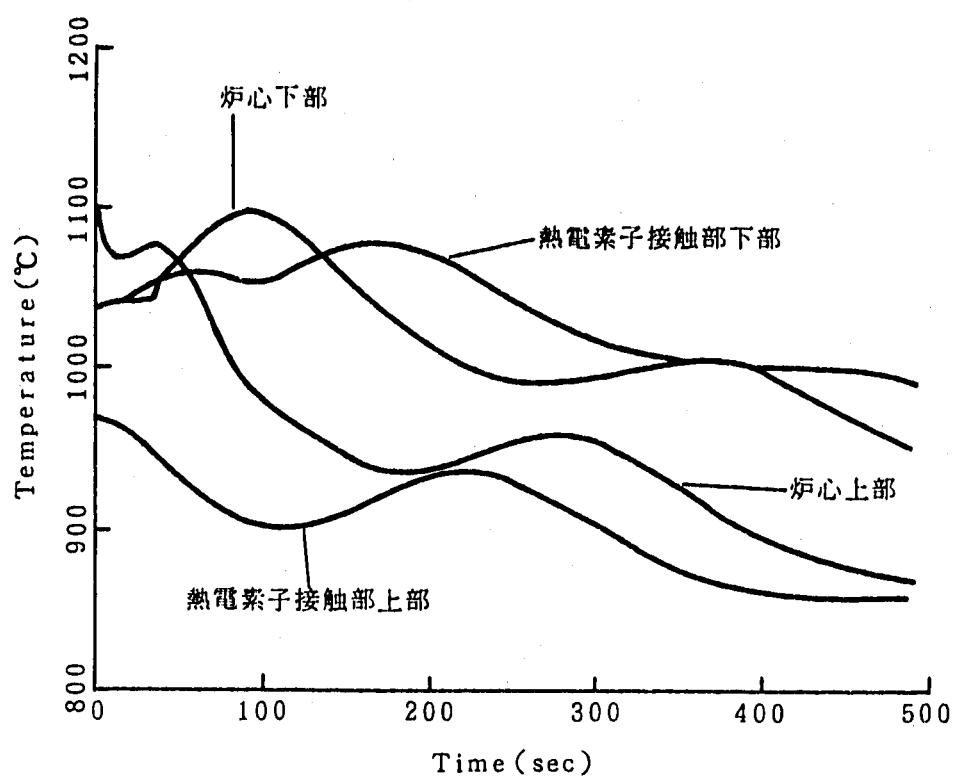


図 2 - 2 - 3 ケース 1 の温度変化

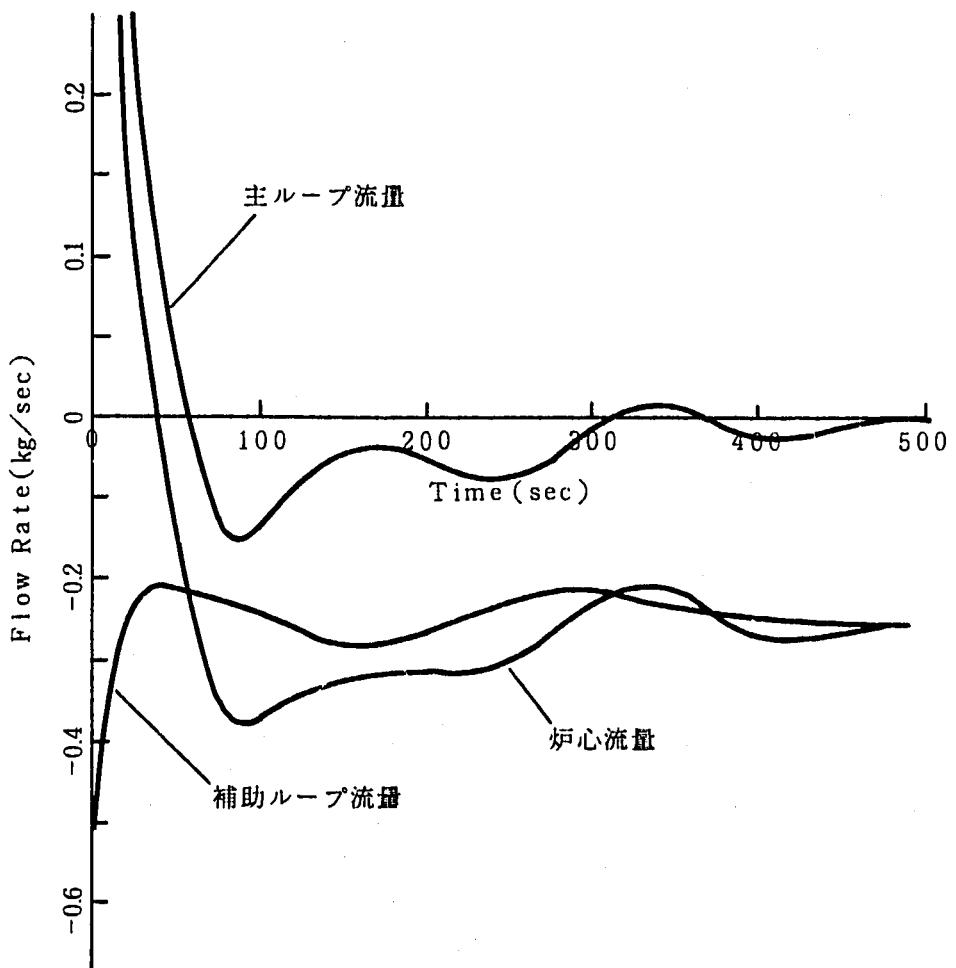


図 2 - 2 - 4 ケース 1 の流量変化

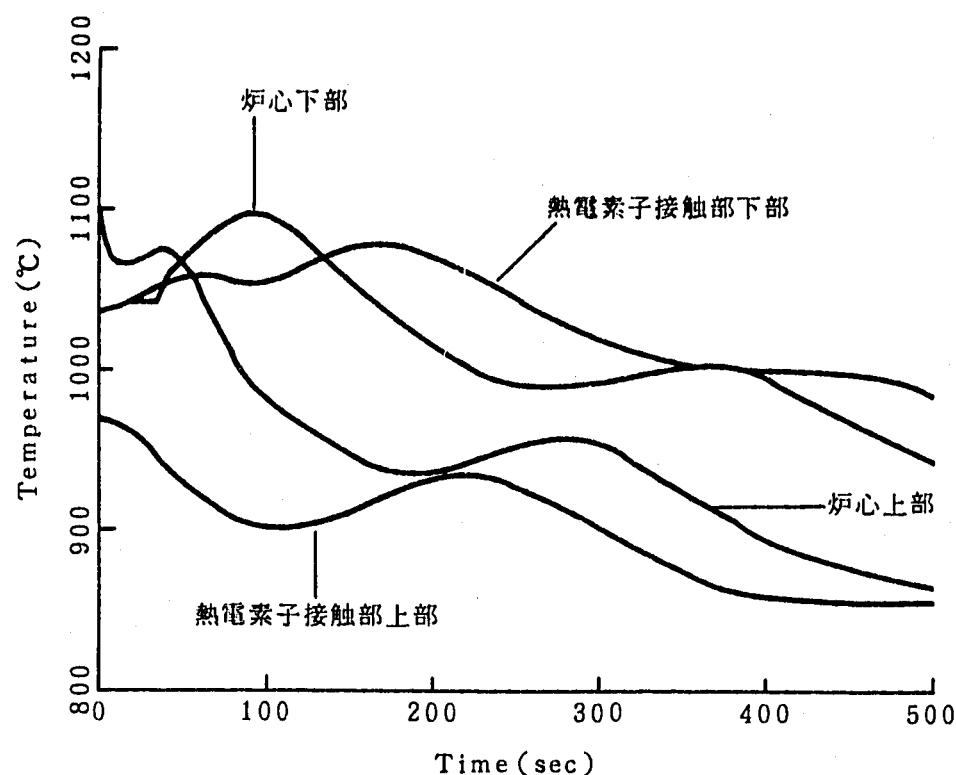


図 2-2-5 ケース 2 の温度変化

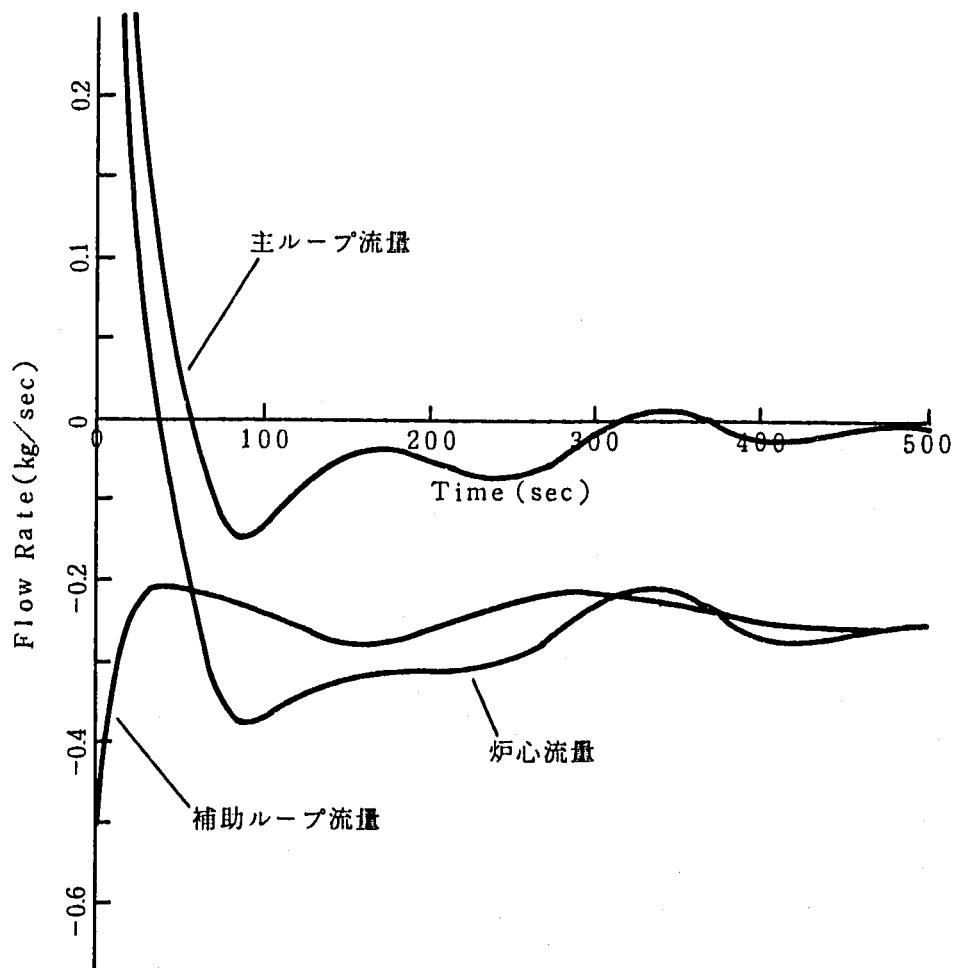


図 2-2-6 ケース 2 の流量変化

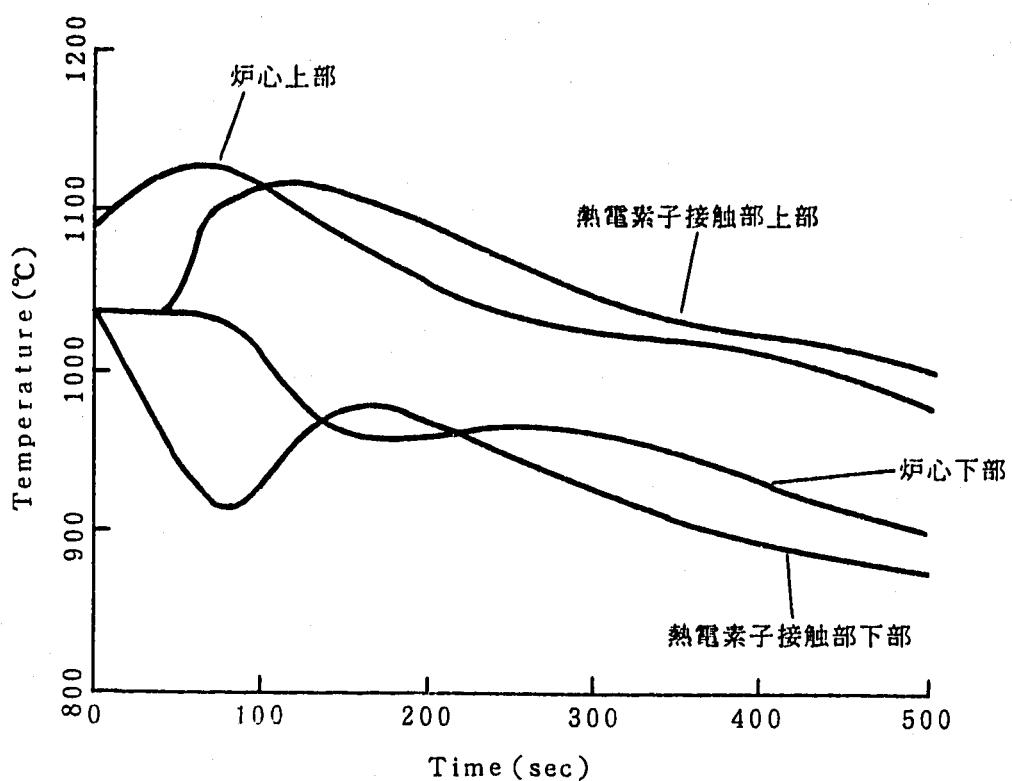


図 2-2-7 ケース 3 の温度変化

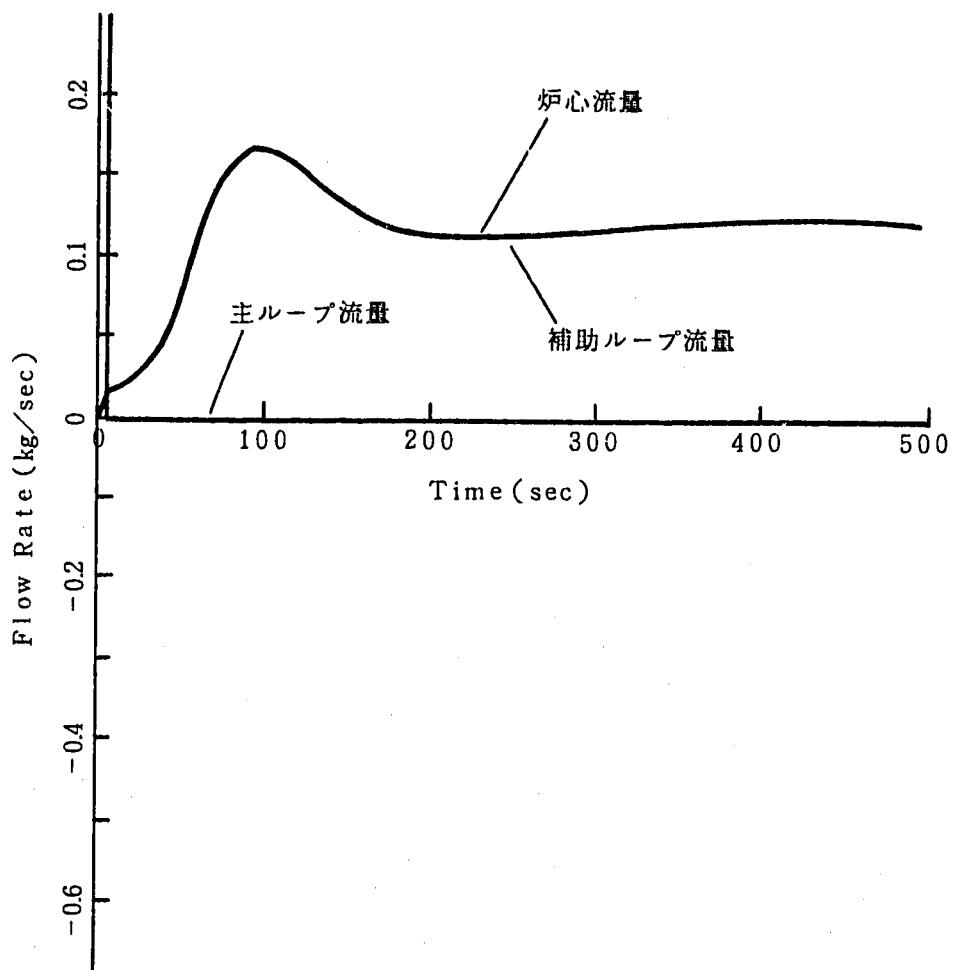


図 2-2-8 ケース 3 の流量変化

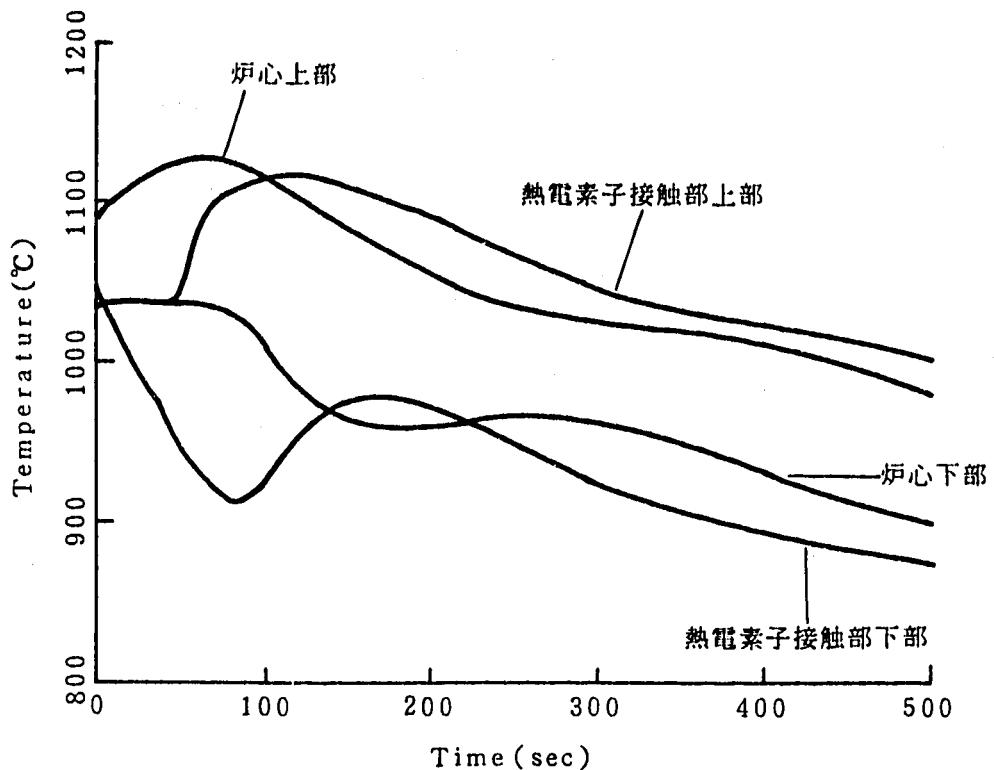


図 2-2-9 ケース 4 の温度変化

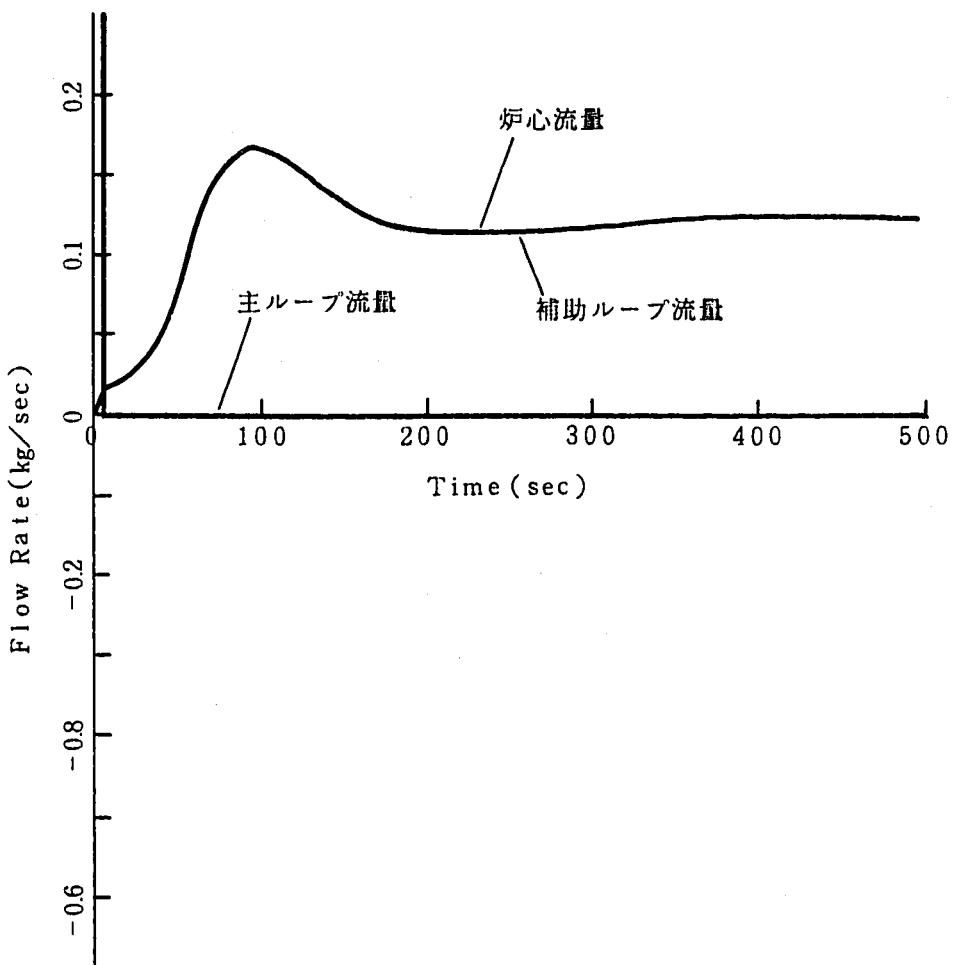


図 2-2-10 ケース 4 の流量変化

第3章 設置方法の検討

S P E C T R A - L の設置方法としては色々考えられるが、原子炉が必要となる段階では月面基地も充実し、地上の通常の建設機材と同様なものが使えるものと想定できる。ここでは、下記に示す前提の下に検討する。

3.1 建設条件

建設工法：全て完成品として地球より輸送・設置（一部簡易モジュールの組立含む）

建設機材：クレーン（25t 吊）

ブルドーザー（11t 級）

バックホウ（0.6 級）

トレーラー（10t 積）

各種組立ロボット

月面車（探査、連絡用）

注）遠隔制御、コマンドオペレーションで運用

機械性能は月面上での性能

建設要員：8人（作業帯：昼間のみ）

外部供給可能電力：35～100 kW（太陽光発電、燃料電池等）

3.2 施工法

施工法には盛土式、半埋込み式、地上式といろいろ考えられるが、ここでは構造面、建設面で最適な「平坦地を掘削して3.5m埋込む半埋込み式」とする（表3-2-1参照）。

(1) 据付け地盤掘削

地盤掘削は、原子炉の据付け作業に先駆けて行う。月面における全ての作業は建設ロボットを用いて進められることになる。つまり、地盤掘削作業は、その深さ3.5mと施工範囲からブルドーザーロボットを用いて行う。掘削土は後工程となる埋戻し・盛土用として転用するため、周辺に仮置きする。

なお、掘削形状（掘削土量）は使用機械の機種と操作特性から、計画土量（有効幅

6.5m, 勾配1:1.5, 455m³) よりかなり増えることも予想される。

(2) 原子炉積降し・運搬・据え付け

原子炉の積降しから据付け迄の一連の作業は、地上作業と同要領で実施する。つまり、着地したロケット近くにクレーンを配置してトレーラーに搭載し、設置箇所まで輸送後、クレーンを用いて所定位置に据付ける。

なお、これら建設機械は全てロボット操作となる。

(3) 埋戻し・盛土

埋戻し・盛土作業は、その土工内容からブルドーザーを用いて一連の作業として行う。

(4) 配電ケーブルの設置

給電地点までの配電ケーブルは、走行車両や月の特殊環境からケーブルを防護する目的で土中1.0m程度に埋設する。ケーブルの敷設・埋設はバックホウを用いて行う。

配電完了に伴って原子炉の試運転に移る。原子炉の制御機構ロックを解放し、一連の試運転を終えた後、通常運転に移る。

3.3 施工工程・機械

月面上作業工程及び主要使用機械・設備を表3-3-1に示す。同表より試運転を除く現地設置作業は4日（現地建設準備を除く）で完了し、昼間作業（14日間）で可能である。

3.4 建設作業上の留意点

(1) 作業形態と建設ロボット

月面における作業は「高放射線、高温度差、真空」という特殊環境から、人が宇宙服を付け直接的に建設機械を操作したり、労務に当たったりすることは考えられない。全ての作業が建設用ロボットを用いて進められることになる。

一方、ロボットの利用においては前述のような特殊環境下に耐える機構と材料で出来た建設機械の開発、遠隔操作機器・機構の開発、および機械の補修方法等の開発が不可欠となる。なお、材料の開発においては特に輸送費面から軽量化の点に配慮する

必要がある。また、多目的ロボットの開発も望まれる。

(2) ロボットへの動力供給方法

ロボットへの動力供給方法としては既設発電施設から給電を受けた「ケーブル方式」、「バッテリー方式」及び機械自体が太陽光発電装置を装備して給電する方法等が考えられる。

一般的には建設機械の移動性能や操作性能を配慮すると「外部電源を利用したバッテリー方式」とするか、あるいは使用電力量の大きいものは「自家発電式」を採用することが現実的と考える。

ここで表3-2-1から、建設時ピーク使用電力は約64kWであるが、この値は各作業機械を能力一杯で使用した時の値であり、たとえばゆっくり長時間かけて作業する等の方策をとれば、かなり使用電力量は抑えられる。

(3) ロボットの操作

ロボットの操作のためには、建設乗込み当初に設けられる建設用ドーム内に地形・施工位置関係、ロボットの姿勢・動き等に関するモニタリングと作動操作盤を配備するとともに、施工箇所廻りにコントロール用アンテナを配置し、ドーム内における操作で行われると想定される。

3.5 地盤支持力の検討

月面における地盤の支持力を考える上で問題となるのは、地球上の1/6という低重力下における支持特性が地球上と同じであるかという点である。この問題を考える上で参考になるのが遠心力場における模型実験の結果である⁽²⁾。遠心加速度、フーチング（基礎）を変化させて行った模型円形フーチングの支持力実験結果によると、地盤の単位体積重量γやフーチングの直径dで除することにより無次元化した荷重と沈下量で整理すれば、極限支持力、荷重強度－沈下関係とも数十Gの遠心力場においても1G下と同じであった。低重力下においても、高重力下と同様に無次元化した荷重と沈下量は1G下のものと等しいと考え、月面における地耐力を算出する。

地盤の支持力*を算出するのに一般的に用いられているTerzaghi（テルツァギ）の支持力公式は、粘着力の項を無視すると以下のようになる。

$$q_u = \beta \gamma_1 B N_r + \gamma_2 D_r N_a \quad (1)$$

ここで、 q_u : 地盤の極限支持力 (tf/m^2)

β : 基礎の形状による係数 (表 3-5-1⁽³⁾ 参照)

B : 基礎幅 (m)

D_r : 基礎の根入れ深さ (m)

γ_1 : 基礎底面より下の地盤の単位体積当り重量 (tf/m^3)

γ_2 : 基礎底面より上の地盤の単位体積当り重量 (tf/m^3)

N_r : 支持力係数 (基礎底面より下の地盤の内部摩擦角 ϕ により決まる)

図 3-5-1⁽³⁾ 参照)

N_a : 支持力係数 (基礎底面より下の地盤の内部摩擦角 ϕ により決まる)

図 3-5-1 参照)

表 3-5-1 基礎底面の形状係数表⁽³⁾

基礎底面の形状	連 続	正 方 形	長 方 形	円 形
β	0.5	0.4	0.5-0.1(B/L)	0.3

注) B:長方形の短辺長さ, L:長方形の長辺長さ

月面上では重力加速度が見込まれているため単位は考え難いので、(1) 式の tf を kN に書き改める (式は変化しない)。

月面における標準的な地層構成は、数 mm ~十数 m までレゴリスと呼ばれる砂質シルト層が、それ以深には玄武岩質の岩石層が存在する。レゴリスは非常に粒度分布の良い (土を構成する粒子の大きさが、小さいものから大きいものまで、まんべんなく含まれている) シルト質砂 [土中の細粒分 (粒径 74μ 以下の粒子) が占める割合が 15% 以上 50% 未満で、その細粒分が主にシルト (粒径 5μ ~ 74μ) である砂], あるいは砂質シルト [50% 以上を細粒分が占めそれが主にシルトで構成されるが、砂分も目立つ] に分類される。平均粒径は 0.04 ~ 0.13 mm である。

表面部の密度は 0.8 ~ 1.0 g/cm^3 , 地下数 10cm のところで 1.74 ~ 1.94 g/cm^3 , 平

均では $1.4 \sim 1.9 \text{ g/cm}^3$ である。間隙比（土中に含まれる水や空気の体積と、土粒子の体積の比）は $1.05 \sim 1.7$ となっている⁽⁴⁾。

内部摩擦角 ϕ （土の剪断強さを示す要因の1つである摩擦抵抗を決定する角度）は $35 \sim 50^\circ$ と報告されている⁽⁵⁾が、試験方法や応力-ひずみ曲線は得られていない。乱した状態での密度は、レゴリスの土粒子の平均密度が 3.1 g/cm^3 、間隙比の最大値が 1.7 であることから、 1.15 g/cm^3 程度と推定される。

レゴリスに関してはヤング係数、ポアソン比等の詳細な物性値は知られていないものの、月面上では地震荷重が極めて小さいので基本検討の段階では必ずしもこれらの詳細な値は必要ではない。なお、月震は最大のものでマグニチュード4程度、通常は2～3程度である。また、震度で評価すると1～2程度であり、構造力学上はほとんど無視できると考えられる。

月面における条件を以下の様に仮定する。

$$\text{重力: } 1.62 (\text{m/s}^2)$$

$$\gamma_1 = 1.4 \cdot 1.62$$

$$= 2.27 (\text{kN/m}^3) \quad [\text{乱さないレゴリスの密度を使用}]$$

$$\gamma_2 = 1.15 \cdot 1.62$$

$$= 1.86 (\text{kN/m}^3) \quad [\text{掘削はオープンカットによるものと仮定し、乱したレゴリスの密度を使用}]$$

$$\phi = 35^\circ \quad [\text{乱さない場合の地盤の値, } N_s = 24.0, N_c = 8.6]$$

上記の各値を(1)式に代入することにより、月面の極限支持力（注）は次式で表すことができる。

$$q_u = 54.48 \beta B + 51.15 D_s \quad (\text{kN/m}^2) \quad (2)$$

アポロ17号の着陸船は、打上げ時の重力が $16.44(\text{tf})$ であり、船体を4本の直径95cmの円形の脚受け台で支えた⁽⁶⁾。式(2)に $\beta = 0.3$ （円形の場合の係数）、 $B = 0.95$ 、 $D_s = 0$ 、を代入して地盤極限支持力度を求めるところとなる。

$$q_u = 54.48 \times 0.3 \times 0.95$$

$$= 15.5 (\text{kN/m}^2)$$

一方、各脚の接地圧 p は、

$$\begin{aligned} p &= 16.44/4 \times 1.62 / (0.95^2 \pi / 4) \\ &= 9.4 \text{ (kN/m}^2\text{)} \end{aligned}$$

のことから、アポロ着陸船の支持に関する安全率は、約1.65であったと考えられる。

直径4.5m、根入れ深さ3.5mの本プラントでは、式(2)に、 $\beta = 0.3$ 、 $B = 4.5$ 、 $D = 3.5$ 、を代入して、

$$q_u = 130 \text{ (kN/m}^2\text{)}$$

となる。よって極限支持力は、

$$q_u A = 253 \times \pi \times 2.25^2 = 4024 \text{ kN}$$

と求められる。これを地球上の構造物の重量に換算すると、 $4024 \text{ kN} \times 1/1.62 \text{ m/s}^2$ から約 2480tf となり、プラント推定重量 8 t に比べて 2 枠以上大きく、プラントがレゴリス中に沈むことはない。

万ータービンや発電機軸の高速回転によりプラントで傾きが生じる懸念があれば、タービン部だけ傾きを修正する様な機構を予め設けておき、コンクリートの打設等の地盤の強化策は特に取らないものとする。

(注) 極限支持力について⁽¹⁾

極限支持力(ultimate bearing capacity) の定義

地盤がせん断破壊を生じずに支え得る最大荷重あるいは荷重強度。

地盤に荷重を加えた場合の荷重と沈下の関係には 2 つの型がある。図 3-5-2 に示す A の荷重沈下曲線は密な砂地盤や堅い粘土地盤で見られるもので、初期の弾性的沈下とある荷重を超えて急激な沈下を示す部分とから成る。このような破壊の様式を「全般せん断破壊」と呼び、沈下の急増する点 Qc の荷重を極限支持力とする。

一方、B の荷重沈下曲線のように明瞭な破壊点を示さず徐々に沈下が増大していく破壊の様式を「局所(局部)せん断破壊」あるいは「進行性破壊」と呼び、緩い砂や軟らかい粘土地盤に多い。この場合には極限支持力は定義が難しいが、荷重と沈下が直線的

となる点か、あるいは両対数プロットで折点が見いだされるときはその点の荷重をとつて極限支持力とする。

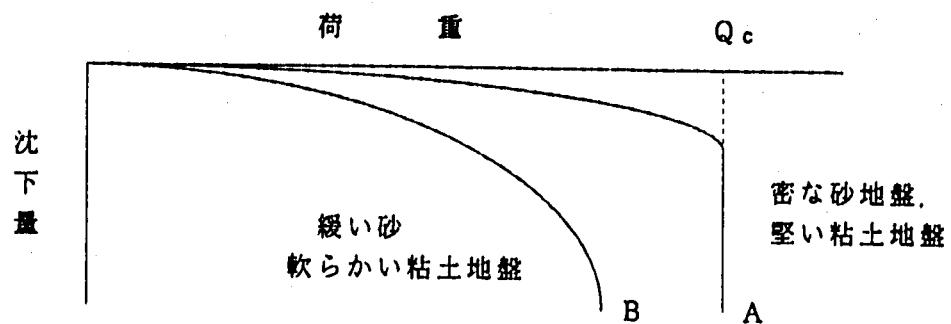


図 3-5-2 荷重 - 沈下曲線

地耐力との違い

地盤で支持できる荷重度は支持力と沈下量の両面から決まるが、この両者に対して安全であるような地盤の耐力を許容地耐力という。地盤の許容支持力は、極限支持力または降伏支持力（荷重変位曲線が急激に折れ曲がる点の荷重）を安全率で除したものであるが、許容地耐力は、さらに上部構造（この場合は原子炉）に有害な沈下を生じさせないということを加味して得られる。したがって、許容地耐力 \leq 許容支持力 \leq 極限支持力という関係になる。

参考文献

- (1) 小畠益彦, 小川幸雄, 岡田康男, 高本健治, 清水勝公, 金森洋史, 真野英之「極限環境における可搬型炉設計条件の検討」, PNC SJ9060 90-001, 1990年 3月.
- (2) 高田直俊, 日下部治, 「講座 遺心模型実験 -3. 原理-, 土と基礎」, Vol. 35, No. 12, 1987 年.
- (3) 日本建築学会, 「建築基礎構造設計指針」, 1988年.
- (4) 第8回建設ロボットに関する技術講演会テキスト, (社)土木学会, 東京(アルカディア市ヶ谷), 1989年2月.
- (5) 佐久間ら, 「月面基地の構築における地下空間の構成」, 将来の宇宙活動ワークショップ 89, 1989 年 6月.
- (6) 「世界の宇宙開発 Space Technology」, 旺文社, 1982年.
- (7) 「土木工学ポケットブック」, 山海堂, 1980年.

表3-2-1 SPECTRA-Lの設置形式比較表

検討ケース	I 案	II 案	III 案	IV 案	V 案
原子炉設置形式概念図					<p>* 遮蔽部に鉄筋体にて構造面打合位置で自動固定せらる。</p>
施工方法 ³⁾ (月面上使用機械)	A案 (クレーン、トレーラー、A&F-7-)	B案 (7&F-7-)	A案 (クレーン、トレーラー、A&F-7-)	B案 (クレーン、トレーラー、バッカム)	B案 (バッカム)
構造上の得失	支持地盤の安定性 ◎ 他案に比べ地盤に対する荷重負荷が小さいので沈下量を小さく抑えられ。又、側面拘束も大。	○ 盛土荷重分被荷量が増加するので不等沈下が発生し易い。	○ 安定性はI案の中間。	△ 他案に比べ原子炉の重量が大きいので安定性は低減する。	○ 安定性はII案と同等。
耐放射線遮蔽性 ◎ 他案に比べ計画被曝確率を超える領域が最小である。又、遮蔽度は良。	△ I案に比べ計画被曝確率を超える領域が大きい。	○ 計画被曝確率を超える領域はI案とII案の中間。	△ コンクリートとレゴリスで被覆されているものの遮蔽度に不安がある。	△ II案と同等。	
メンテナンス性 ○ 梯修が狭いスペースでの作業。	○ 同左	○ 同左	△ 防塵状態でのロボット中詰めに難。	○ 梯修が狭いスペースでの作業。	
廃炉(移設、埋設) ◎ 現位置での廃炉が可能。	◎ 同左	◎ 同左	◎ 同左	◎ 同左	
隣接設置 ◎ 影響は最も少。	○ 大規模な盛土があるため他施設への影響が大。	○ 盛土はあるものの、小規模なため比較的に影響が少。	○ 他案に比べ影響は少。	○ III案と同等。	
埋設上の失得失	立地制約 ○ 埋込み長が3.5mあるので基岩に当る可能性が高く、基岩がでた場合は手間の多い岩掘削が必要。	○ ロケット着陸及び原子炉運付け上、平坦で地盤強度に優れた場所を選ぶ必要有り。	○ I案と同様な懸念が有るが、その影響は小で立地制約が少ない。表面の軟質土除去対策も可能。	○ ロケット着陸及び原子炉運付け上、平坦で地盤強度に優れた場所を選ぶことが不可欠。	○ 同左
輸送制約 ◎ 原子炉: 10t 可。	◎ 同左	◎ 同左	△ 原子炉と遮蔽板を別々に輸送要。	○ 原子炉: 10t 可。	
施工性 ○ 全てロボット施工が可能であるが、床面高さが大きいため計画断面以上での多い削削が必要。	○ 全てロボット施工が可能であるが、盛土高さが大きいため計画断面以上の盛土量の取扱い要。	○ 全てロボット施工が可能であり、ほぼ計画断面に近い削削・盛土が可能。	△ 原子炉の搬付けは容易であるが別段取りによる遮蔽板のセッティング、レゴリス中詰めが要。	○ 原子炉の搬付け手間が少なく、又、II案にくらべ取扱い土工量が計画通りとなる。	
建設工程 ²⁾ ◎ 3日	○ 5日	○ 3日	○ 1日	○ 1日	
ピーク時電力 △ 約64kW (トレーラー使用時)	◎ 約29kW (A&F-7-を自走運搬)	△ 約64kW (A&F-7-使用時)	△ 約64kW (A&F-7-使用時)	○ 約27kW (バッカム自走運搬)	
建設費(比率) ○ 1.0	○ 1.0	○ 1.0	△ 5.0	○ 1.0	
総合評価 (選定順位) ○ 2 ◎ 3	○ 構造面: ほぼ良。 建設面: 立地制約が多少有り。 ：土工量の増大 ：ピーク時電力が大。	○ 構造面: 放射線の遮蔽性に劣る。 建設面: 立地制約が多少有り。 ：土工量の増大	○ 構造面: ほぼ良。 建設面: 立地制約が多少有り。 ：ピーク時電力が大。	○ 構造面: 放射線の遮蔽性に劣る。 建設面: 立地制約が多少有り。 ：ピーク時電力が大。	

・凡例: ◎最高, ○:一般に適応, △:十分な検討が必要, ×:不適

・1) : 「Appendix 1J 参照

・2) : 建設公式的は地球上工事ベースで算定

・3) : A案: 下図に示すように地球上と同様な通常の施工方法

B案: ロケットで原子炉を搬付け搬所直接輸送・設置する方法(ただし、土工事はA案と同様に行う)

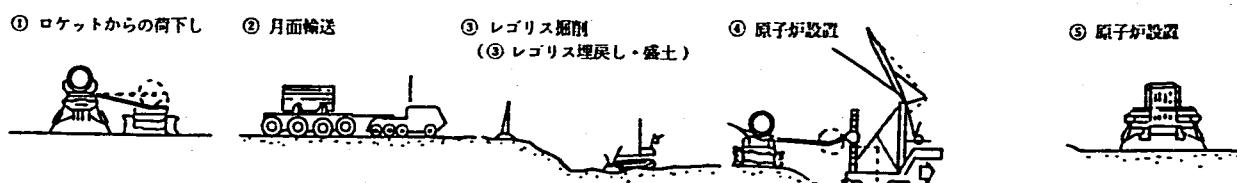


表 3-3-1 月面作業工程及び主要使用機械・設備の概要

項 目	数 量	主 要 機 械 ・ 設 備	月 面 作 業 日 数		
			2	4	6 日 (日)
1. 原子炉製造	1 式	製造工場			
2. 原子炉コット輸送	1 式	シャトル LTV/LEV 地球／月ステーション			
3. 据付け地盤掘削	156m ³	ブルドーザー (D11クラス) : 29kW トレーラー (10t 積) : 64kW			仮説道路含む
4. 原子炉積降し・ 運搬・据付け	1 式	クレーン (25t 吊) : 57kW トレーラー (10t 積) : 64kW			
5. 埋戻し・盛土	414m ³	ブルドーザー (D11クラス) : 29kW トレーラー (10t 積) : 64kW			
6. 配 電	1 式	バックホウ (. 6 m ³ クラス) 27kW 月面車			

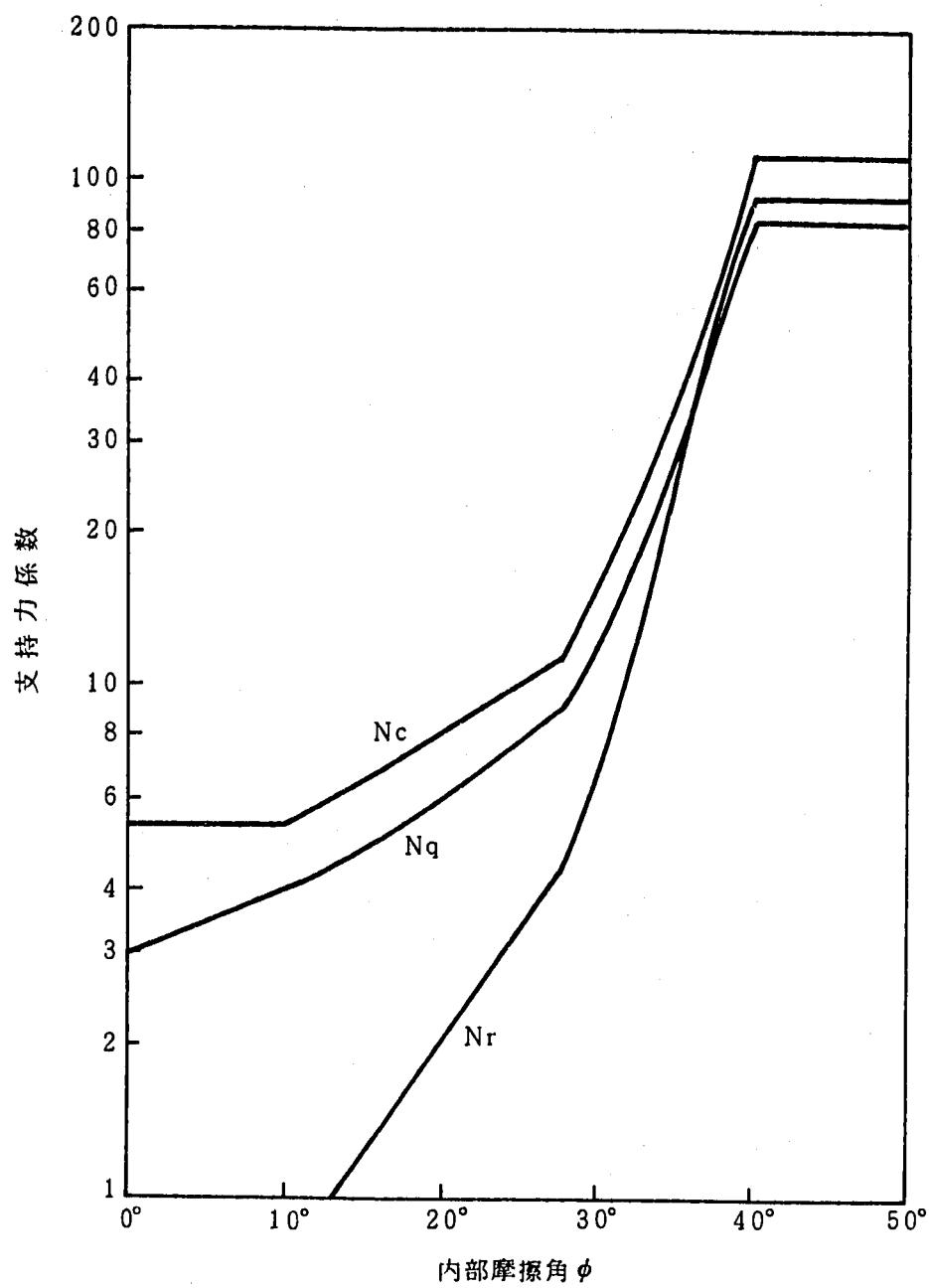


図 3-5-1 設計用支持力係数

第4章 月面での安全性の条件と考え方

4.1 安全性確保の要件

月面における原子炉プラントは、居住区域及び作業区域へ恒久的にエネルギーを供給するためのものであり、連続的な電力供給と安全性を確保する必要がある。この安全性を確保するためには、まずプラントが十分な信頼性を持つものでなければならない。それには、基本的に国内の原子力プラントで要求されているものと同等の水準であれば、十分であろう。ただし、月面では現行法令で定められている耐震、遮蔽、環境影響、放射性物質の放出等に代表される一般環境への影響を考慮した項目については削除あるいは大幅な緩和ができるが、特有の環境が原子力プラントに与える影響（急激な温度変化、真空等）については付加されるべきであろう。月震については、震度が1～2程度であり、構造上はほとんど無視できると考えられる。

原子炉に起因する放射能の影響については、原子炉周辺での人間の活動も考えられることから、月面上の放射線レベルに対して有意な差が無いことが要件となる。原子炉は無人、メンテナンスフリーであるが、念のため主要機器にアクセス可能であるものとする。その他、原子炉安全性確保の要件として特に挙げておくべき項目を列記する。

- ① 2種類以上の炉停止機構を有すること。
- ② 炉停止手段の一部に異常があっても、残ったもので確実に炉停止ができること。
- ③ 異常な温度上昇、流量の低下に対して、炉の出力が自動的に低下すること。
- ④ 炉停止後の燃料の崩壊熱は、動的機器の作動無しで除去出来ること。
- ⑤ 飛来する隕石に対して、防護されていること。
- ⑥ プラントは自律型とするが、プラントの主要プロセス状態量のモニター、炉の起動・停止、出力設定は、月面基地内ばかりでなく、地球上の支援施設でも出来ること。

なお、原子力プラント打ち上げ時の安全性については、既報⁽¹⁾で検討結果を報告している。

4.2 原子炉の安全性確保対策

上に述べた安全確保の要件を満たすため、次のような対策が必要であろう。

① 設計、施工基準の整備

国内のこれまでの原子炉では経験していない高温で作動し、また構造材には耐熱合金を使うことから、新たな設計、施工基準を設け従来の原子炉に劣らない信頼性を持つものとする。

② 冗長性のある炉停止機構

炉停止は原子炉周囲の制御ドラム、炉心に挿入する安全棒の両方で可能とする。

本設計では、制御ドラムは12体あるうちの1/3、すなわち4体の回転が正常であれば、炉停止される。また、制御ドラムがどの位置にあっても、安全棒が1本でも挿入されれば炉停止される。

③ 温度の異常上昇、流量の異常低下に対する原子炉出力低下のインターロック

原子炉からのエネルギーは月面上の生命維持に欠かせないものになる。小さな異常が発見された場合直ちに炉を停止することは、他の重大なトラブルを起こしかねない。そこで、原子炉を停止する前に、必要な箇所にだけエネルギーを送るように切り替え、炉出力を1/3程度に落として様子を見るなどの手立てが考えられる。

④ 受動的システムによる崩壊熱除去

本設計では、月の重力を利用した自然循環補助冷却ラインを設けている。

⑤ 隕石に対する防護

本設計では、地上部機器は、厚さ6mmの放熱板で覆われている。また1次系配管には表面に防護カバーを設ける。

⑥ プラントに対する接近性

本設計では、放熱板の一部が可動式になっており、炉停止時に原子炉から遮蔽されたプラント主要機器付近に点検等のために立ち入ることが可能である。

⑦ 月面基地、地球上におけるモニターと起動・停止操作

地球上支援施設では、原子炉プラントの専門家が必要により監視、操作できる。

4.3 廃炉措置

本設計の炉では、燃料が発生する崩壊熱は自然循環力によって炉心から除去され、補助冷却系の放熱板から宇宙空間に捨てられる。崩壊熱は次第に減少し（例えば炉停止か

ら2時間後には定格時の3.2%になる），それに伴って冷却材温度も低下し遂にはリチウムの融点である180°Cになって冷却材は固化を始める。こうして、最終的には原子炉は、残った燃料と核分裂生成物を燃料被覆管内に保持した非常に厚い金属製の缶詰となる。その後この発電プラントは、放射線レベルが移動が可能な値に低下するまで、その場所に安全な状態で保持される。

参 考 文 献

- (1) 野村紀男, 羽賀一男, 大坪 章, 「月面可搬型炉SPECTRA-Lの概念検討(Ⅰ)
-打ち上げ失敗時の安全評価」 PNC ZN9410 91-100, 1991年 3月.

第5章 原子炉運転中の線量評価（遮蔽解析）

5.1 遮蔽構造

S P E C T R A - L は電子機器の保護のために局所的な遮蔽を設けているが基本的に月面のレゴリスに放射線の遮蔽効果を期待するものとした。図 3-2-1 の 1 案を採用していることから原子炉容器真上には 2 m 厚のレゴリスが存在する。本章では、このレゴリス層を通過した S P E C T R A - L 周囲の空間における放射線量を評価する。本評価は、人間の S P E C T R A - L への接近を検討する上で重要である。

5.2 遮蔽効果に関する 1 次元解析

前報⁽¹⁾ では、一次元遮蔽解析コード X S D R N P N / S を用いた解析（図 5-2-1）を行っている。図によれば、原子炉中心から約 10 m レゴリス層があれば宇宙線によるバックグラウンドレベルと等しくなり、約 11.5 m で地球上の自然放射線によるバックグラウンドレベルと等しくなることがわかる。なお、この解析では、 γ 線の効果は中性子に比べて遙かに小さい ($1/100 \sim 1/1000$) こと、レゴリスによって中性子よりも減衰し易いことから、本解析では中性子のみの評価を行っている。

5.3 遮蔽効果に関する 2 次元解析

前節の 1 次元解析では、月面上のプラント構成物による散乱中性子や、そこで発生した 2 次 γ 線、さらに原子炉に近い地表から漏洩した中性子については考慮していない。そこで、線量当量率の空間分布を求めるため 2 次元輸送計算コード D O R T (D O T)⁽²⁾ 及び直視法コード S P E A C E T R A N III⁽³⁾ を用いて以下の条件により解析を実施した。

5.3.1 解析方法

D O R T では、評価位置によってレイエフェクト（空間のメッシュ入力による等線量当量率線の波状分布現象：2 次元解析で見られる現象で線源の形状、空間のメッシュの切り方によって出現することがある。）⁽⁴⁾ により線量当量率分布が精度良く計算できない場合がある。そこでレイエフェクトの強い領域すなわち原子炉プラントか

ら外側の空間についてはS P E A C E T R A N IIIによる計算を実施した。

S P E A C E T R A N IIIコードは、D O R Tにより計算したある境界面での外向きの角度束を線源とし、直視法により立体角の減衰のみを考慮して空間中の線量当量率を計算する。適用範囲はD O R Tが原子炉設置箇所の近傍（半径約10mまで）、S P E A C E T R A N IIIがそれより外側（半径10m～50m）の範囲とした。このコードに用いる境界面での角度束は、原子炉設置箇所の側面の放熱版(Radiation Panel)からのものとして、建屋内機器（コンデンサー、ポンプ、ボイラ、タービン等）からの散乱中性子線、2次 γ 線、散乱 γ 線の線量当量率を計算した。

一方、地中を透過する成分については地上構造物の無い計算体系を設定してD O R Tにより計算した。ただし、この成分の寄与は半径10mより遠方はプラント地上部からの成分に比べて十分に小さくなるため無視できる。

5.3.2 解析条件

D O R T及びS P E A C E T R A N IIIの計算条件及び計算体系を以下に示す。

(1) D O R T

エネルギー群数：中性子13群 γ 13群

角度分点数 : 3

計算体系 : D O R Tでは2次元解析を実施するため、線源成分と遮蔽成分をモデル化して入力する。ここで、モデル化した原子炉設置箇所の近傍線量当量率計算体系を、図5-3-1（原子炉部）、図5-3-2（原子炉設置部〔軸方向：地下4m、径方向：半径20m〕）、図5-3-3（境界面角度束の計算位置：半径3.25m、Radiation Panelより1mの位置）に示す。

(2) S P E A C E T R A N III

エネルギー群数：中性子13群 γ 13群

角度束方向 : 外向き方向(24方向)

計算体系 : S P E A C E T R A N IIIもD O R Tと同様、線源成分と遮蔽成分をモデル化して入力する。ここで、モデル化した計算体系を図5-3-4（軸方向：地上4.9m、径方向：半径50m）に示す。

(3) 線源スペクトル

放射線としては、炉心で発生する核分裂中性子及び γ 線（1次 γ 線）と原子炉周囲構造物（炉容器及び土壌、原子炉設置場所の機器等）の中性子捕獲反応により発生する2次 γ 線がある。このうち1次 γ 線は、炉心で発生する2次 γ 線に比べると、炉容器外あるいは地上への寄与は小さい。そこで、DORTによる解析では、線源として炉心に中性子スペクトルのみを設定し、原子炉設置箇所周辺の中性子や2次 γ 線による計算を行った。中性子スペクトルは表5-3-1に示すU-235の核分裂スペクトルを適用した。

(4) 中性子及び γ 線反応断面積

DORTで使用した中性子及び γ 線反応断面積は、SCALE4システムの中性子27群 γ 18群断面積ライブラリをもとに、CSASNモジュール(SCALE4)により実効断面積を作成し、これをXSDRANPMモジュール(SCALE4)を用いて中性子13群 γ 線13群に縮約したものである。ここで、中性子に対する縮約前後のエネルギー群構造を表5-3-2(1)に、 γ 線に対する縮約前後のエネルギー群構造を表5-3-2(2)に示す。炉心部以外の土壌、構造材、機器の組成を表5-3-3に示す。

(5) 中性子及び γ 線の線量当量率変換係数

線量当量率計算に適用した中性子13群 γ 線13群の線量当量率変換係数を、表5-3-4に示す。

5.4 解析結果及び評価

原子炉設置箇所周辺での線量当量率評価点を図5-4-1に示す。各評価点で用いた計算コードは以下の通りである。

- (a) 半径10mまで(①～⑫) : DORTにより計算した値
- (b) 10m～20m(⑬～⑭) : DORT(地中からの透過成分)
+ SPEACETRANⅢ(プラント機器からの
散乱線、2次 γ 線)
- (c) 10m～20m(⑮～⑯) : SPEACETRANⅢ(プラント機器からの
散乱線、2次 γ 線)

⑩以遠における地中からの成分は、プラント構造物からの散乱線、2次 γ 線に比べると数桁以上小さいため除外した。

ここで、プラント構造物内部及び周辺での中性子 γ 線及び全線量当量率を表5-4-1に、図5-4-2、5-4-3には、それぞれ地表面及び地上1.5mでの線量当量率分布を示す。また、図5-4-4に地上1.5mの評価点における地中からの成分と地表構造物からの成分の比較を示す。

図5-4-2と図5-4-3を比べると地表面の方が地上1.5mよりも若干値が小さいが、ほとんど同じ傾向を見せている。また、図5-4-4を見ると地中からの成分は半径10mから極端に減衰しているが、地表構造物からの影響はなだらかな減衰を見せている。地表構造物からの成分は、半径10m~50mで3桁程度しか減衰していない。これはこの間に遮蔽物がなく距離の2乗に反比例して減衰しているだけなので、この程度の減衰しか見込めないことによる。

図5-4-4の地中からの成分と図5-2-1を比較すると、15m付近で2次元近似の方が9桁程度高いため、この大きな相違の原因を検討する。1次元近似の計算では、無限平面炉心体系にレゴリス部を加えて計算をしており炉心とレゴリスの間に空間は存在しないものとしている。一方、2次元近似での計算では、図5-4-1のように原子炉の回りに2m程度の空間を配置している。この原子炉回りの空間には次のような特徴がある。

- ① 空間における速中性子はほとんど減衰しない。
- ② 熱中性子束は、レゴリスによる反射の寄与により高くなる。

従って、原子炉回りの空間は、かえって原子炉領域を大きくしており、見かけ上は空間全体に原子炉が存在していると考えて良い。

ここで、1時限解析によって求めたレゴリス及びその他の物質の遮蔽能力⁽⁵⁾を表5-4-2に示す。

表 5 - 4 - 2 物質による中性子遮蔽効果

物 質	遮蔽効果
レゴリス（密度1.4g/cm ³ ）	1. 8 桁/m
レゴリス（密度1.15g/cm ³ ）	1. 21 桁/m
水素化リチウム	6. 48 桁/m
ステンレス鋼(SUS304)	1. 81 桁/m
アルミニウム	約2 桁/m
ナトリウム	約1 桁/m

この表から、SPECTRA-Lしが埋め込まれた周囲のレゴリス（密度：1.15g/cm³）の遮蔽能力は1.21桁/mであるため、レゴリスが存在しない空間があることによって減衰が少なくなる分は

$$1.21 \text{ 桁/m} \times 2.25 \text{ m} = 2.72 \text{ 桁}$$

従って、1次元近似よりも2次元近似の方が線量当量率の評価が2.7桁程度上昇することがわかる。しかしながら、この空間の影響を考慮しても6桁程度の差がある。この理由として中性子の散乱による効果が考えられる。中性子は密度の低い方へ流れていくという特徴を有している。この2次元近似による遮蔽解析では、中性子がレゴリス内を通過する際に散乱によって地表面へ抜け出ているため1次元近似と2次元近似の差が生じたと考えられる。ここで、図5-4-5に中性子散乱の状況を概略図で示す。

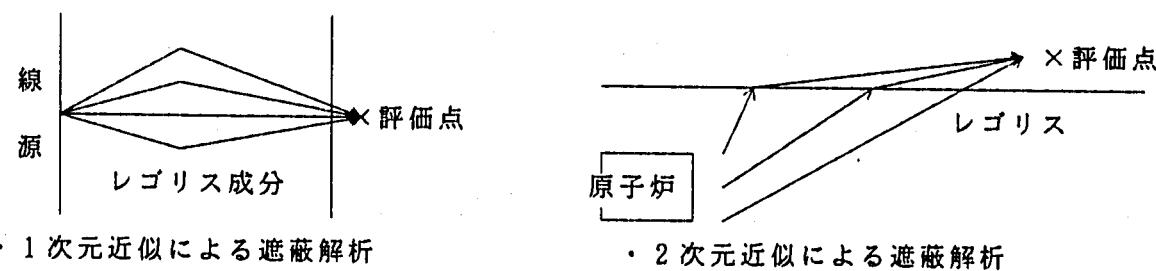


図 5 - 4 - 5 計算手法の違いによる中性子散乱の状況の概略図

5.5 考 察

今回の2次元近似による遮蔽解析によって以下に示す項目が明らかとなつた。

- ① 地表面における中性子及び2次γ線の線量当量率と高さ1.5mにおける線量当量率はほぼ同じであった。
- ② 地中からの線量当量率の成分と地表構造物からの線量当量率の成分を比較すると10mまでは両者ともほとんど同じであるが、10m以遠では地中からの成分が急激に減衰し、線量当量率の寄与分のはほとんどが地表構造物からの成分となる。
- ③ 1次元近似と2次元近似を比較した場合、後者の方が9桁程度高くなつた。これは、熱中性子束はレゴリスがあると、その反射の寄与により高くなることと、空間における速中性子はほとんど減衰しないため、原子炉回りの空間は、かえって原子炉領域を大きくしており、見かけ上は空間全体に原子炉が存在しているという状態となっていることによる。更にレゴリス透過中の中性子が散乱によって地表面に抜けていることも理由に挙げられる。従って、両者に9桁ほどの差は見られるものの評価上は妥当であると考えられる。

このように2次元解析の結果は従来SPECTRALにおいて遮蔽対策が依存していた1次元解析のものよりも非常に厳しい。このため人が通常近づける範囲（例えばプラントから20m離れた地点）での原子炉からの線量当量限度目標値である40mSv/yを下回るためには遮蔽を強化する必要があり、具体的には以下の対策が上げられる。

1) 原子炉周囲の空間を縮小する。

原子炉の機能に支障が生じない程度まで空間部分を減らし、その部分にレゴリスを追加することによって側面から漏れる放射線を低減する。ただし、レゴリスの遮蔽効果が低いことから、それほど期待できない。

2) 対中性子遮蔽の設置

原子炉からの放射線で周囲環境への影響が大きいのは中性子であり、中性子遮蔽効果が高くかつ軽量である物質は、表5-4-2より水素化リチウムである。そこで、原子炉上部でレゴリスを支える円盤の上や側面に水素化リチウムの層を設け中性子を減速させることとする。検討の結果、炉心上部に水素化リチウムを85cm設置すると、この位置の線量当量率が40mSv/y⁽³⁾まで低減し、作業者のアクセスが可

能になる。ただし、LiHの融点は650°Cであるので貫通する冷却材(1100°C)配管との間には何らかの熱遮蔽が必要である。また、この水素化リチウム遮蔽体は、軽量化を図るため、原子炉から放出される放射線が原子炉上部のシステムに直接散乱しない円錐型(原子炉側が100cm、プラント側が130cm)とする。また、厚さは水素化リチウムの構造強化のため90cmとして計算する。この時の遮蔽体の体積(SPECTRA用遮蔽体と同形)が $9.4 \times 10^5 \text{ cm}^3$ ⁽⁸⁾であることから、遮蔽体の重量は、

$$9.4 \times 10^5 \text{ cm}^3 \times 0.74 \text{ g/cm}^3 \times 10^6 = 695 \text{ kg}$$

約0.7tと見積もられるが、これではプラント総重量が約8%増加するにとどまり、打ち上げ時の重量限度である10t以下に納まる。(第1部1.8 重量評価では考慮している。)

この他の手段として、原子炉設置位置を深くすることによって、レゴリスによる遮蔽を厚くし原子炉からの影響を遮断する方法があるが、①月面で深い穴を掘削することは困難、②プラント全長が長くなるため打ち上げ時に制限(衛星フェアリングに組み込むための長さに関する制限)がある、といった問題点がある。

参考文献

- (1) 野村紀男, 羽賀一男, 大坪 章, 「月面可搬型炉 S P E C T R A - L の概念検討 (II) - 宇宙空間に関する線量当量限度の考え方」, PNC ZN-9410 91-107, 1991.
- (2) W.A. Rhoades, et al., "The DORT : Two-Dimensional Discrete Ordinate Transport Code, "RSIC Computer Code Collection(CCC-484), 1989.
- (3) S.N. Cramer, et al., "SPECTRAN : A Calculate Dose at Detectors at Various Distances from Surface of a Cylinder," RSIC Computer Code Collection (CCC-120), 1969.
- (4) K.D. Lathrop, "Ray Effects in Discrete Ordinate Equations," Nuclear Science and Engineering, Vol. 32, pp. 357-369, 1968.
- (5) 大谷暢夫, 角田弘和, 佐藤 理, 「高速炉基本領域の放射線減衰評価」, PNC N241 84-02, 1984.
- (6) 野村紀男, 羽賀一男, 大坪 章, 「宇宙原子動力プラント S P E C T R A の概念検討 (II) - 遮蔽構造の検討」, PNC ZN-9410 91-125, 1991.

表 5 - 3 -- 1 遮蔽計算に使用した U - 235 の核分裂スペクトル

群番号	エネルギー範囲 (eV)	核分裂スペクトル
1	2.000000E+07---6.434000E+06	2.10738E-02
2	6.434000E+06---3.000000E+06	1.88303E-01
3	3.000000E+06---1.850000E+06	2.14893E-01
4	1.850000E+06---1.400000E+06	1.24533E-01
5	1.400000E+06---9.000000E+05	1.66156E-01
6	9.000000E+05---4.000000E+05	1.80470E-01
7	4.000000E+05---1.000000E+05	8.96510E-02
8	1.000000E+05---1.700000E+04	1.38468E-02
9	1.700000E+04---3.000000E+03	1.00559E-03
10	3.000000E+03---5.500000E+02	7.46985E-05
11	5.500000E+02---1.000000E+02	5.87688E-06
12	1.000000E+02---3.000000E+01	4.12842E-07
13	3.000000E+01---1.000000E+01	6.55556E-08
14	1.000000E+01---3.049990E+00	1.29914E-08
15	3.049990E+00---1.770000E+00	1.46817E-09
16	1.770000E+00---1.299990E+00	4.31105E-10
17	1.299990E+00---1.129990E+00	1.38837E-10
18	1.129990E+00---1.000000E+00	9.94033E-11
19	1.000000E+00---8.000000E-01	1.40535E-10
20	8.000000E+01---4.000000E-01	2.28524E-10
21	4.000000E+01---3.250000E-01	3.34486E-11
22	3.250000E+01---2.250000E-01	3.88080E-11
23	2.250000E+01---9.999985E-02	3.71047E-11
24	9.999985E+02---5.000000E-02	1.00994E-11
25	5.000000E+02---3.000000E-02	2.95645E-12
26	3.000000E+02---9.999998E-03	2.07308E-12
27	9.999998E+03---1.000000E-05	4.94026E-13

表 5 - 3 - 2 (1) 中性子エネルギー群構造

群番号	中性子エネルギー (eV) (縮約前)		群番号	中性子エネルギー (eV) (縮約後)	
	上限	下限		上限	下限
1	2.000000E+07	6.434000E+06	1	2.000000E+07	6.434000E+06
2	6.434000E+06	3.000000E+06	2	6.434000E+06	3.000000E+06
3	3.000000E+06	1.850000E+06	3	3.000000E+06	1.850000E+06
4	1.850000E+06	1.400000E+06	4	1.850000E+06	1.400000E+06
5	1.400000E+06	9.000000E+05	5	1.400000E+06	9.000000E+05
6	9.000000E+05	4.000000E+05	6	9.000000E+05	4.000000E+05
7	4.000000E+05	1.000000E+05	7	4.000000E+05	1.000000E+05
8	1.000000E+05	1.700000E+04			
9	1.700000E+04	3.000000E+03	8	1.000000E+05	3.000000E+03
10	3.000000E+03	5.500000E+02			
11	5.500000E+02	1.000000E+02	9	3.000000E+03	1.000000E+02
12	1.000000E+02	3.000000E+01			
13	3.000000E+01	1.000000E+01	10	1.000000E+02	1.000000E+01
14	1.000000E+01	3.049990E+00			
15	3.049990E+00	1.770000E+00			
16	1.770000E+00	1.299990E+00	11	1.000000E+01	1.299990E+00
17	1.299990E+00	1.129990E+00			
18	1.129990E+00	1.000000E+00	12	1.299990E+00	1.000000E+00
19	1.000000E+00	8.000000E-01			
20	8.000000E+01	4.000000E-01			
21	4.000000E+01	3.250000E-01			
22	3.250000E+01	2.250000E-01			
23	2.250000E+01	9.999985E-02			
24	9.999985E+02	5.000000E-02			
25	5.000000E+02	3.000000E-02			
26	3.000000E+02	9.999998E-03			
27	9.999998E+03	1.000000E-05	13	1.000000E+00	1.000000E-05

表 5 - 3 - 2 (2) γ 線エネルギー群構造

群番号	ガンマ線エネルギー (eV) (縮約前)		群番号	ガンマ線エネルギー (eV) (縮約後)	
	上限	下限		上限	下限
1	1.000000E+07	8.000000E+06	1	1.000000E+07	8.000000E+06
2	8.000000E+06	6.500000E+06	2	8.000000E+06	6.500000E+06
3	6.500000E+06	5.000000E+06	3	6.500000E+06	5.000000E+06
4	5.000000E+06	4.000000E+06	4	5.000000E+06	4.000000E+06
5	4.000000E+06	3.000000E+05	5	4.000000E+06	3.000000E+05
6	3.000000E+05	2.500000E+06	6	3.000000E+05	2.500000E+06
7	2.500000E+06	2.000000E+06	7	2.500000E+06	2.000000E+06
8	2.000000E+06	1.660000E+06	8	2.000000E+06	1.660000E+06
9	1.660000E+06	1.330000E+06	9	1.660000E+06	1.330000E+06
10	1.330000E+06	1.000000E+06	10	1.330000E+06	1.000000E+06
11	1.000000E+06	8.000000E+05			
12	8.000000E+05	6.000000E+05	11	1.000000E+06	6.000000E+05
13	6.000000E+05	4.000000E+05			
14	4.000000E+05	3.000000E+05			
15	3.000000E+05	2.000000E+05	12	6.000000E+05	2.000000E+05
16	2.000000E+05	1.000000E+05			
17	1.000000E+05	5.000000E+04			
18	5.000000E+04	1.000000E+04	13	2.000000E+05	1.000000E+04

表 5 - 3 - 3 S P E C T R A - L の構造材組成

原子番号	核種	理論密度	土 (バリス) 1.157g/cc		Radiation Panel		Condenser		Boiler		Alternator		Pump		Turbin		Heat Pipe	
			(g/cc)	(J/barn・cm)	(g/cc)	(J/barn・cm)	(g/cc)	(J/barn・cm)	(g/cc)	(J/barn・cm)	(g/cc)	(J/barn・cm)	(g/cc)	(J/barn・cm)	(g/cc)	(J/barn・cm)	(g/cc)	(J/barn・cm)
1	H	8.98E-5							2.574E-1	2.209E-2			2.145E-2	1.841E-3				
3	Li-7	0.429																
5	B	1.840																
6	C	2.250			2.138E+0	1.072E-1											4.725E-1	2.369E-3
7	N	1.25E-3																
8	O	1.43E-3	4.758E-1	1.791E-2														
9	F	1.71E-3																
11	Na	0.970																
12	Mg	1.740	7.547E-2	1.870E-3														
13	Al	2.690	8.020E-2	1.790E-3														
14	Si	2.340	2.295E-1	4.920E-3	2.340E-2	5.017E-4											4.914E-2	1.054E-3
16	S	1.920																
19	K	0.690					3.450E-1	5.314E-3	6.900E-2	1.063E-3								
20	Ca	1.540	9.517E-2	1.430E-3														
22	Ti	4.510	7.397E-2	9.300E-4	1.804E-1	2.268E-3											1.696E+0	2.132E-2
24	Cr	7.200																
25	Mn	7.420																
26	Fe	7.860	1.512E-1	1.630E-3							6.288E+0	6.780E-2	3.144E+0	3.390E-2				
27	Co	8.800																
28	Ni	8.850																
29	Cu	8.930									1.786E+0	1.693E-2	1.340E+0	1.269E-2				
40	Zr	6.530																
41	Nb	8.560					8.560E-2	5.548E-4	4.280E-1	2.774E-3			3.424E+0	2.219E-2	2.568E+0	1.665E-2		
42	Mo	10.200														3.060E+0	1.921E-2	
50	Sn	5.760																
73	Ta	16.600														1.660E+0	5.525E-3	
82	Pb	11.340																
92	U	18.700																
密 度		1.181E+0		2.341E+0		4.304E-1		7.544E-1		8.074E+0		7.929E+0		7.288E+0		1.792E+0		

表 5 - 3 - 4 (1) ライブライの群構造 (中性子27群)

群番号	エネルギー範囲 (eV)	線量変換係数 *
1	2.000000E+07---6.434000E+06	1.49160E-04
2	6.434000E+06---3.000000E+06	1.44640E-04
3	3.000000E+06---1.850000E+06	1.27010E-04
4	1.850000E+06---1.400000E+06	1.28110E-04
5	1.400000E+06---9.000000E+05	1.29770E-04
6	9.000000E+05---4.000000E+05	1.02810E-04
7	4.000000E+05---1.000000E+05	5.11830E-05
8	1.000000E+05---1.700000E+04	1.23189E-05
9	1.700000E+04---3.000000E+03	3.83650E-06
10	3.000000E+03---5.500000E+02	3.72469E-06
11	5.500000E+02---1.000000E+02	4.01500E-06
12	1.000000E+02---3.000000E+01	4.29259E-06
13	3.000000E+01---1.000000E+01	4.47439E-06
14	1.000000E+01---3.049990E+00	4.56760E-06
15	3.049990E+00---1.770000E+00	4.55809E-06
16	1.770000E+00---1.299990E+00	4.51850E-06
17	1.299990E+00---1.129990E+00	4.48790E-06
18	1.129990E+00---1.000000E+00	4.46649E-06
19	1.000000E+00---8.000000E-01	4.43450E-06
20	8.000000E+01---4.000000E-01	4.32709E-06
21	4.000000E+01---3.250000E-01	4.19750E-06
22	3.250000E+01---2.250000E-01	4.09759E-06
23	2.250000E+01---9.999985E-02	3.83900E-06
24	9.999985E+02---5.000000E-02	3.67480E-06
25	5.000000E+02---3.000000E-02	3.67480E-06
26	3.000000E+02---9.999998E-03	3.67480E-06
27	9.999998E+03---1.000000E-05	3.67480E-06

* 単位 : (rem/hr)/(neutrons/cm²/sec)

表 5 - 3 - 4 ライブライの群構造 (ガンマ線18群)

群番号	エネルギー範囲 (eV)	線量変換係数 *
1	1.000000E+07---8.000000E+06	8.77160E-06
2	8.000000E+06---6.500000E+06	7.47849E-06
3	6.500000E+06---5.000000E+06	6.37479E-06
4	5.000000E+06---4.000000E+06	5.41360E-06
5	4.000000E+06---3.000000E+05	4.62209E-06
6	3.000000E+05---2.500000E+06	3.95960E-06
7	2.500000E+06---2.000000E+06	3.46860E-06
8	2.000000E+06---1.660000E+06	3.01920E-06
9	1.660000E+06---1.330000E+06	2.62759E-06
10	1.330000E+06---1.000000E+06	2.20510E-06
11	1.000000E+06---8.000000E+05	1.83260E-06
12	8.000000E+05---6.000000E+05	1.52280E-06
13	6.000000E+05---4.000000E+05	1.17250E-06
14	4.000000E+05---3.000000E+05	8.75940E-07
15	3.000000E+05---2.000000E+05	6.30610E-07
16	2.000000E+05---1.000000E+05	3.83380E-07
17	1.000000E+05---5.000000E+04	2.66930E-07
18	5.000000E+04---1.000000E+04	9.34720E-07

* 単位 : (rem/hr)/(photons/cm²/sec)

表 5-4-1 原子炉及び建屋周辺での線量当量率

評価点位置	中 心			1.5m (建屋内部)			2.5m (建屋壁面から0.25m)			3.0m (建屋壁面から0.75m)			3.5m (建屋壁面から1.25m)		
	中性子	ガンマ線	全線量	中性子	ガンマ線	全線量	中性子	ガンマ線	全線量	中性子	ガンマ線	全線量	中性子	ガンマ線	全線量
建屋天井上面	4.31E+3	1.02E+3	5.33E+3	⑤	⑧										
地上1.5m	7.16E+4	1.12E+4	8.28E+4	④*	⑦			⑨*		⑩*			⑪*		
地 表 面	1.72E+5	2.74E+4	1.99E+5	③	⑥			⑨		⑩			⑪		
炉心上端	1.79E+8	1.90E+6	1.81E+8	②											
炉心下端	3.63E+7	3.61E+5	3.67E+7	①											

注) ○数字は評価点位置を表わす

(単位: rem/hr)

* 地上高さ1.0m

評価点位置	5.0m (建屋壁面から7.5m)			10.0m (建屋壁面から7.75m)			20.0m (建屋壁面から17.75m)			30.0m (建屋壁面から27.75m)			50.0m (建屋壁面から47.75m)		
	中性子	ガンマ線	全線量	中性子	ガンマ線	全線量	中性子	ガンマ線	全線量	中性子	ガンマ線	全線量	中性子	ガンマ線	全線量
建屋天井上面															
地上1.5m	2.75E+3	8.05E+2	3.56E+3	⑫	⑬*		4.31E+1	1.15E+1	5.46E+1	2.12E+1	5.65E+0	2.69E+1	7.26E+0	1.93E+0	9.19E+0
地 表 面	1.90E+3	5.25E+2	2.43E+3	⑫	⑬		3.78E+1	9.91E+0	4.77E+1	2.06E+1	5.49E+0	2.61E+1	7.19E+0	1.92E+0	9.11E+0
炉心上端															
炉心下端															

注) ○数字は評価点位置を表わす

(単位: rem/hr)

* 地上高さ1.0m

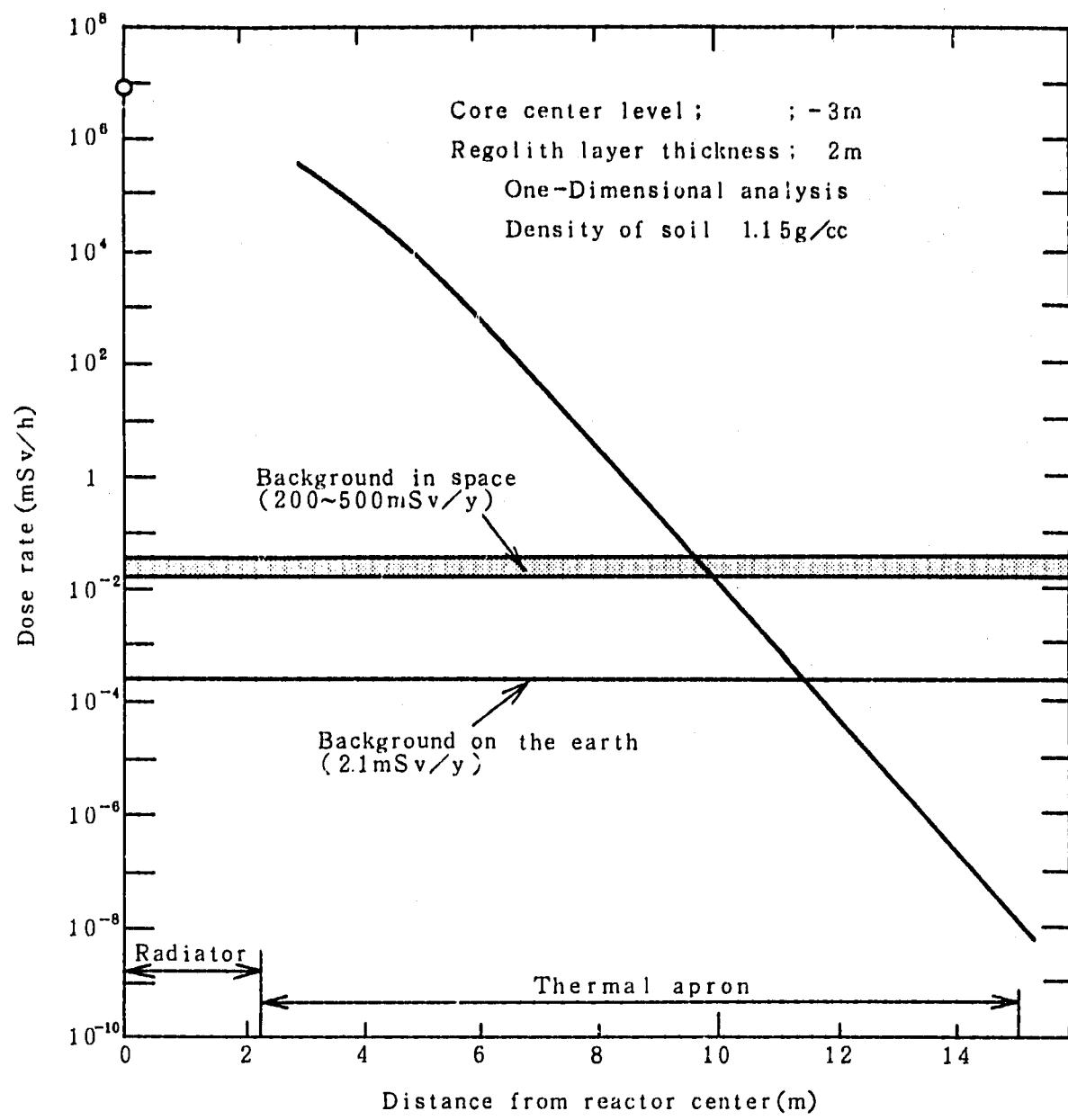


図 5 - 2 - 1 1次元近似による遮蔽解析結果

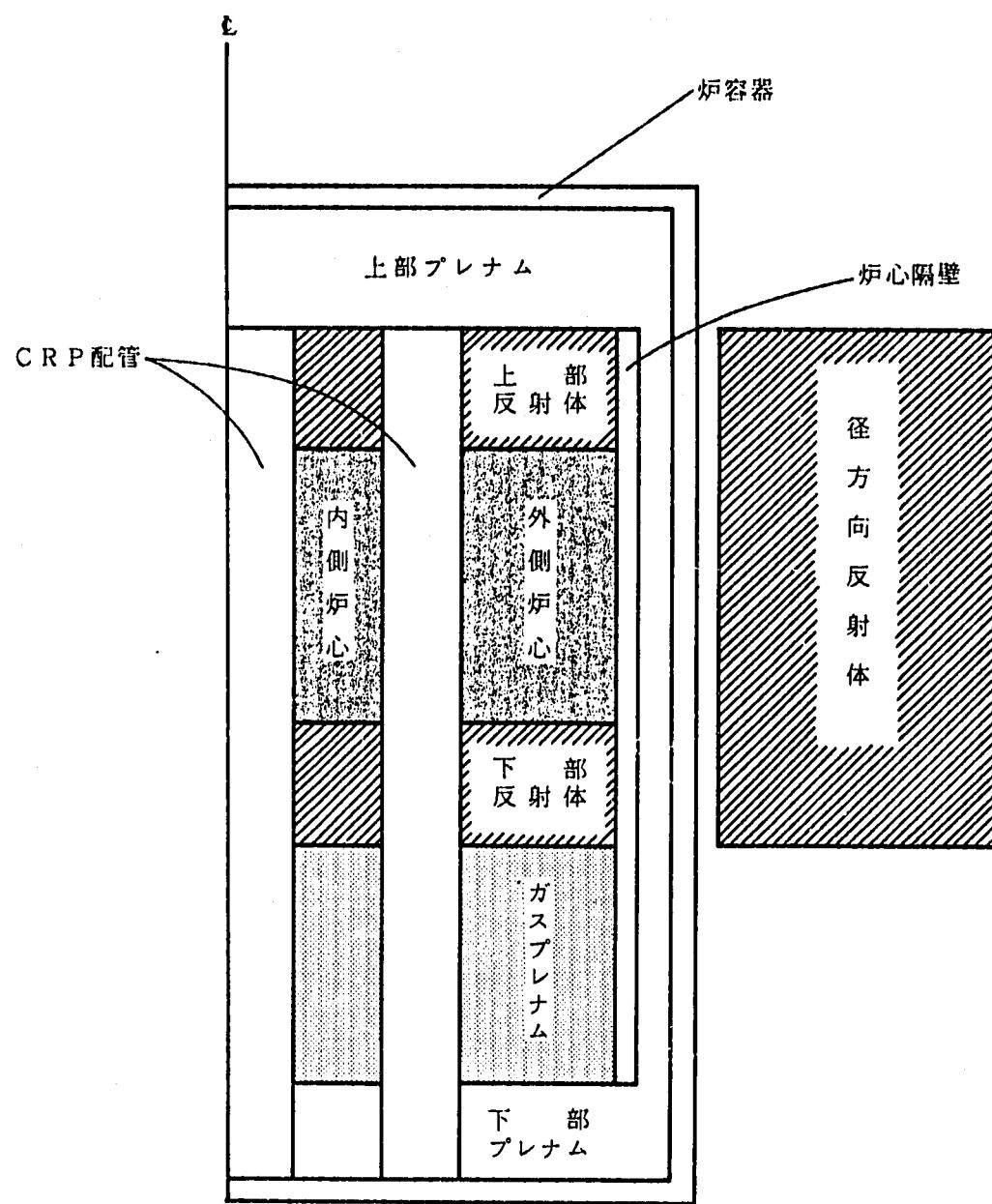
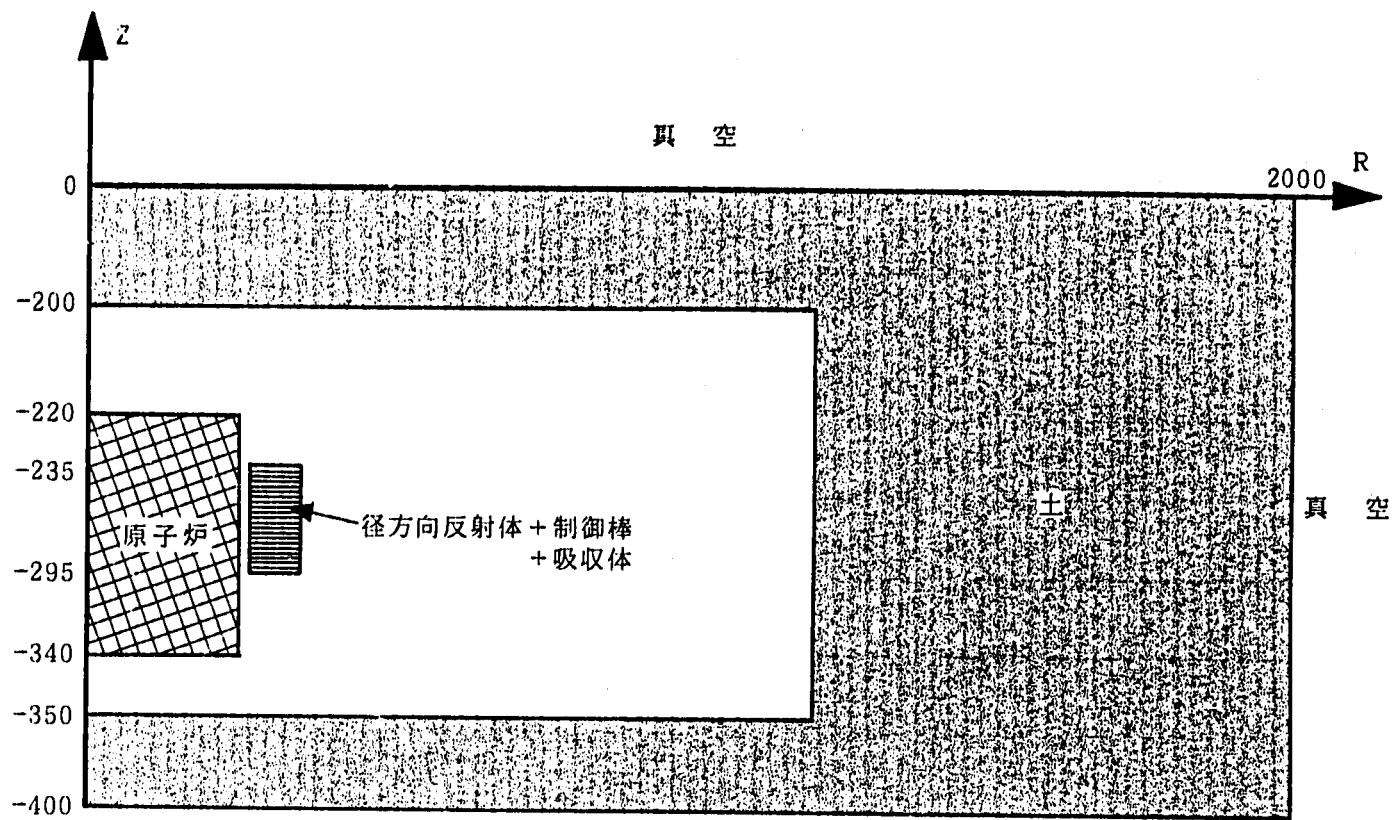


図 5 - 3 - 1 S P E C T R A - L の遮蔽計算体系（炉心図）



(単位: cm)

図 5 - 3 - 2 S P E C T R A - L の遮蔽計算体系 (原子炉設置部)

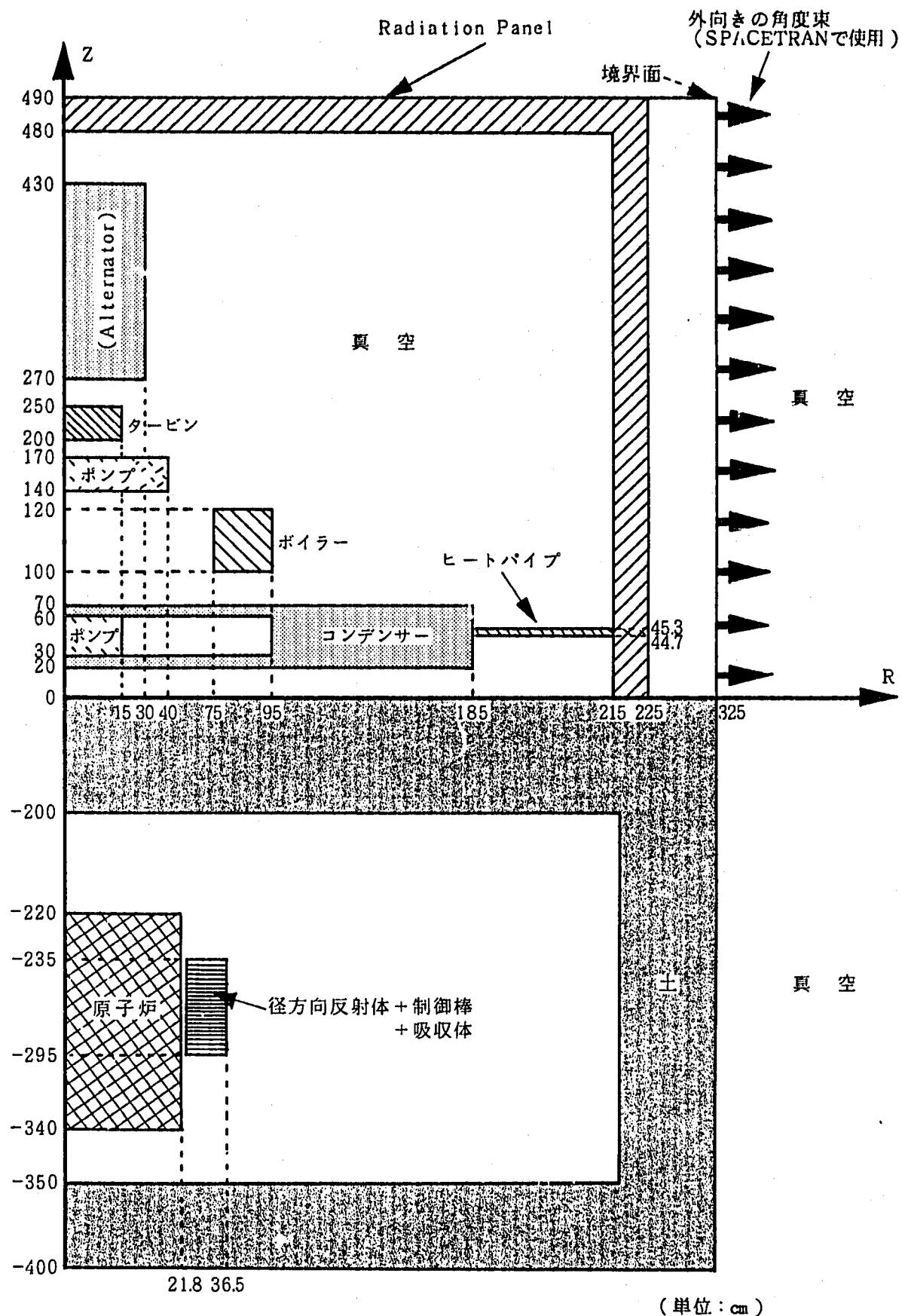


図 5 - 3 - 3 S P E C T R A - L の遮蔽計算体系 (境界面角速度の計算位置)

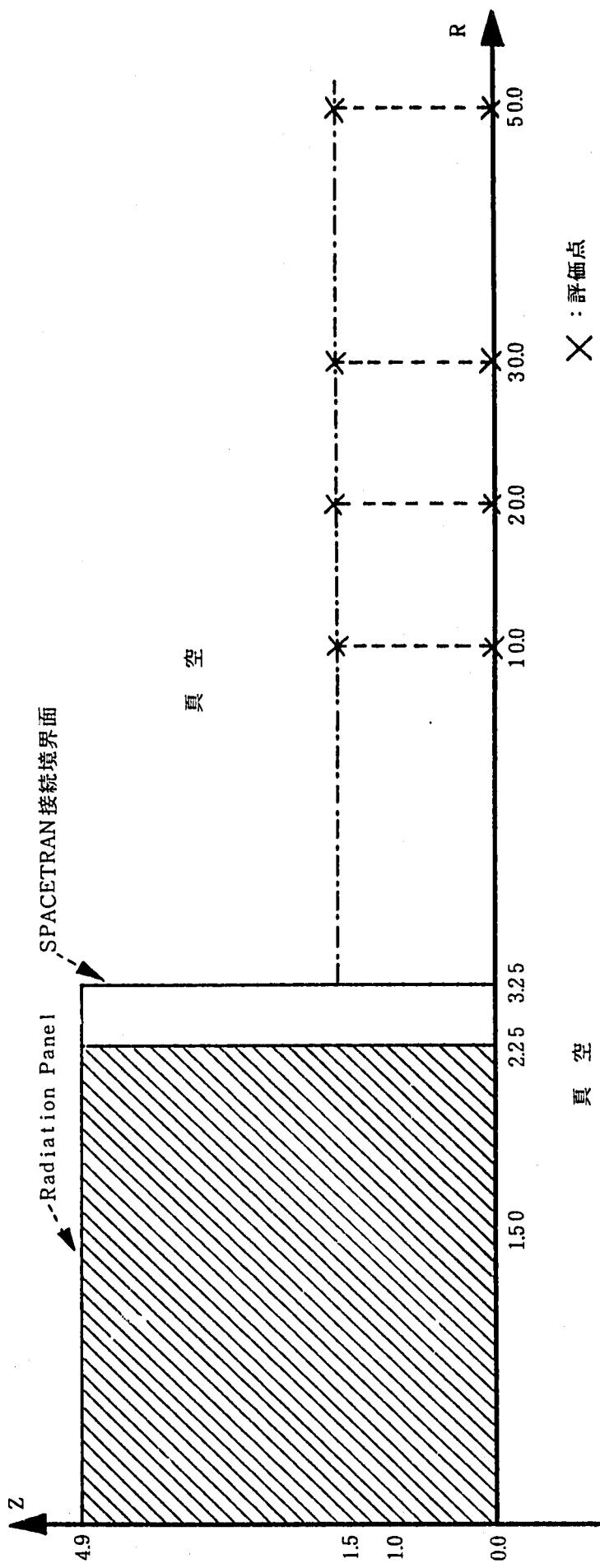


図 5-3-4 地表構造物側面からの放射線による計算体系 (S P E C T R A N III)

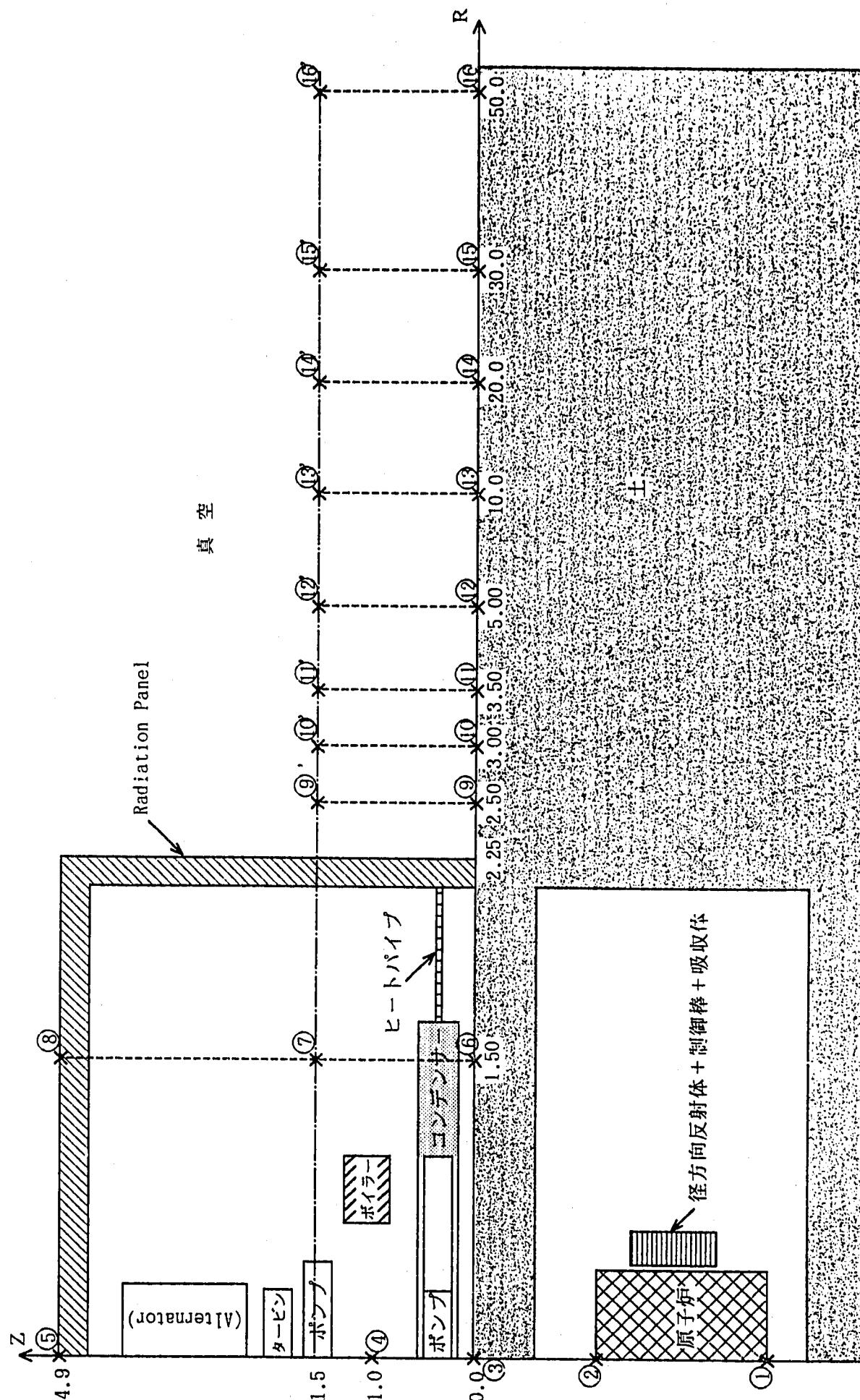


図 5-4-1 原子炉及び地表構造物周辺での評価点位置

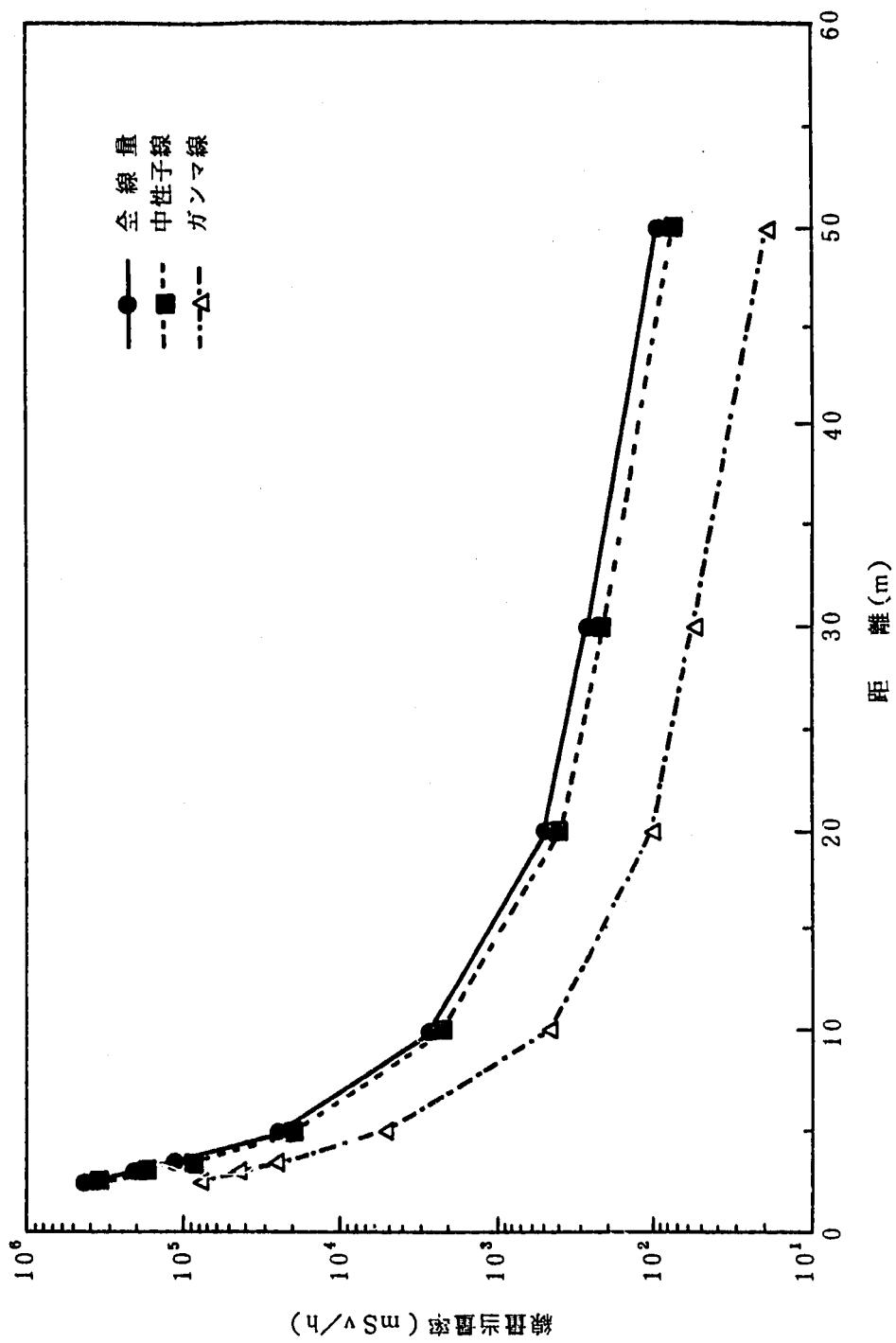


図 5-4-2 地表面での線量当量率分布

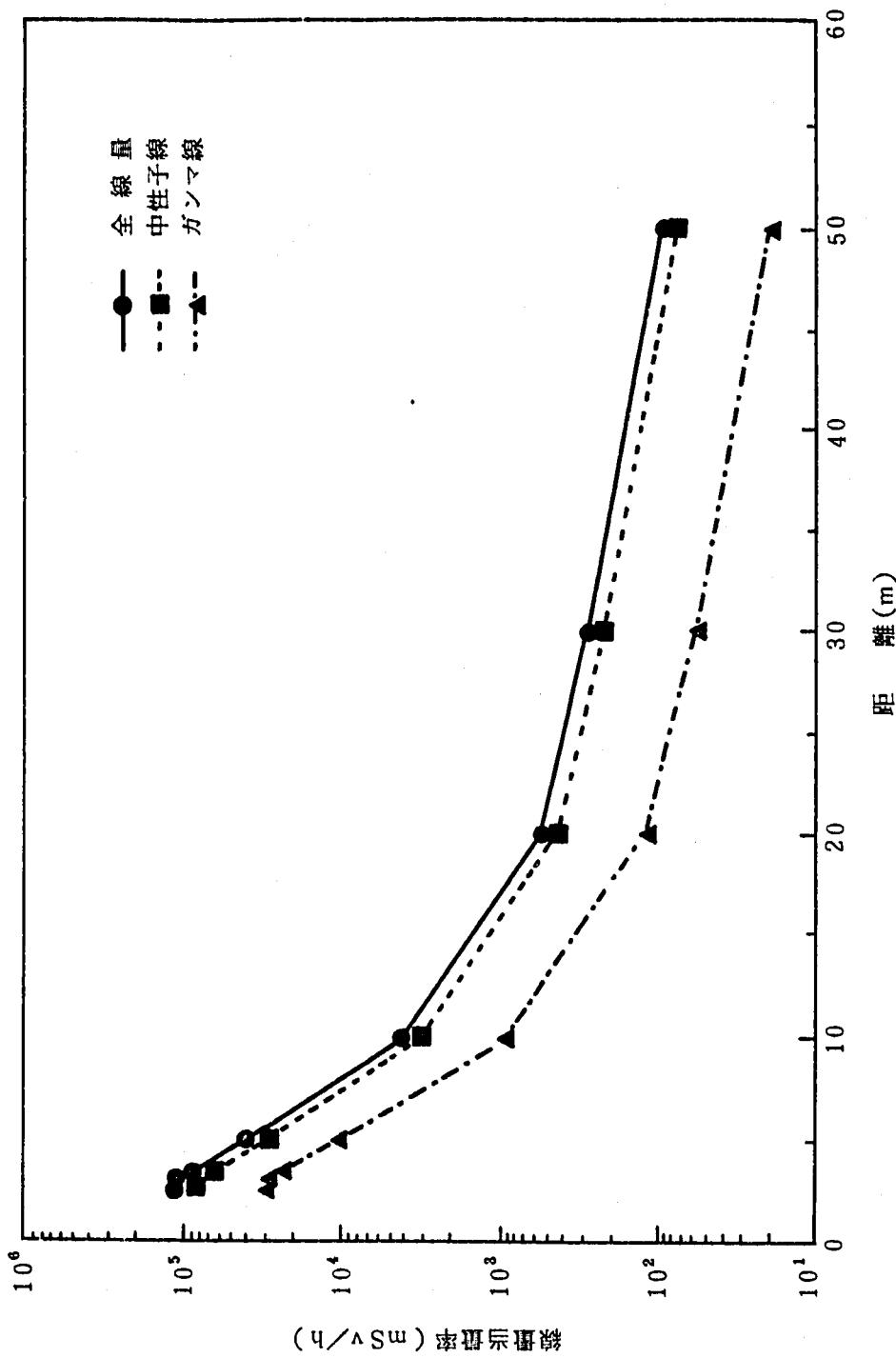


図 5-4-3 地上1.5mでの線量当量率分布

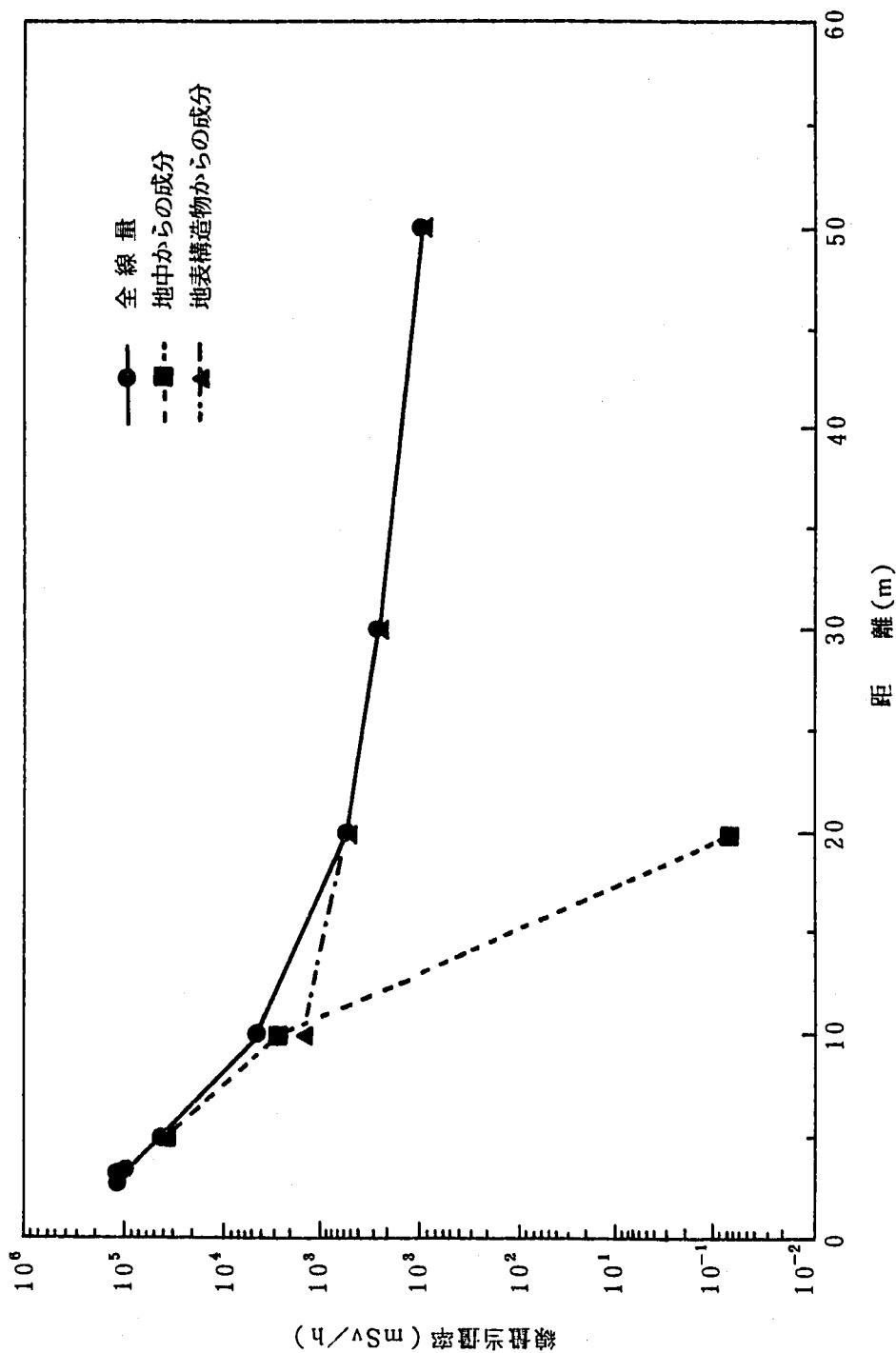


図 5-4-4 地中からの成分と地表構造物からの成分の比較（地上1.5mの評価点）

第二部 LUBAR

LUBARと呼ぶ3MW 原子力発電システムは検討が緒についたばかりであるが、現段階で考えられる投入時期、月面基地の環境条件、原子炉システムの概要を述べる。

II-1 検討条件

(a) 月面基地への投入時期

表0-1にある月面基地活動のフェーズⅢ後期（基地の人員としては32人程度、昼夜3ヶ月程度の常駐）を想定する。

(b) 月面基地の環境条件

LUBER建設時の基地の電力供給能力は、フェーズⅡで建設される 300kW原子炉システムSPECTRA-Lが最低1基以上稼働している環境により300kW～1MW程度とする。すでに、酸素製造のパイロットプラントが稼働し、セミクローズド生命維持システムを有しているものとする。

建設基地は2～3ヶ所に拡大され、建設資材も500～1000tonの供給が可能となり基礎工事、プレファブモジュールの設置・接合・組立や資材の単純な加工も可能とする。建設機械として、ブルドーザー、トレーラー、クレーン等の掘削・埋め戻し・運搬・揚重機や工作機械、ロボットの利用も可能とする。資材運搬の月面道路も建設されているものとする⁽¹⁾。

II-2 原子炉システムの検討

原子炉システムの設計仕様及び概略の形状は以下の通りとする。

(a) 出力

電気出力は 3MWe、炉の熱出力は約 20MW とする。

(b) 形式

SPECTRA-Lと同様の液体金属冷却高速炉とする。

(c) 形状及び総重量

SPECTRA-Lより推定し、概略設計を行うこととする。

(d) システム

原子炉、一次系、二次系（発電系）、及び排熱系からなる。

原子炉はリチウムで冷却し、伝熱流体である二次系はカリウムとし、カリウム蒸気タービンにより発電を行う。

排熱系は、高温輻射板（放熱器）により、移送された熱を宇宙空間へ排出する。

原子炉の概念を図II-1に示す。その仕様は以下の通りである。

炉心燃料：SPECTRA-Lと同様の高濃縮窒化ウランとする。

炉心形状：直径 1 m × 高さ 3.8 m / 1 基で 3 原子炉が併置出来るものとする。

炉心出口温度：1100°C, 炉心入口温度：1030°C

タービン入口温度：1040°C, 凝縮器出口温度：約 630°C

放熱板：温度 約 630°C, 表面積 約 800 m² (詳細は放熱量により設計)

ループ：2 ループとする。

補助冷却系：原子炉崩壊熱の除去は1次ループの自然循環に期待し、蒸気発生器に挿入したヒートパイプと補助放熱板で最終的に除去する方式とするため補助冷却系は特に設けない方式とする。

原子炉の寿命：定格での10年間の運転が可能とし、燃料交換は考えない。一方、発電プラントとしての寿命は30年としており、1基目の原子炉を設置して10年間運転後もそのままプラント内に残し、崩壊熱除去を行いながら、2基目以降の原子炉を設置するものとする。

設置場所：半地下とし、原子炉の遮蔽を考慮した構造とする。

設置後の点検・補修のためのアクセスが可能な配置とする。

システム設定重量：詳細は別途検討を必要とするが、SPECTRA-L の10倍程度とし、以下のように想定する。

原子炉	20 ton
一次系ループ	5 ton
二次系ループ	11 ton
タービン及び発電機	7 ton
電子機器	5 ton
構造材	10 ton
<u>その他</u>	<u>12 ton</u>
合計	70 ton (23.3kg/kW)

原子炉の発電システム：SPECTRA-L の発電システムと同様とするが、図II-2に示すように1次系、発電系とも2ループとする。

II-3 施設配置方法の検討

(1) 施設配置形式の選定

表II-1に、LUBARを構成する機器の概略仕様を示す。この表に基づき、LUBE Rの概略の機器配置検討を行った。

内部の機器は、正六角形のコンクリート製のモジュールを組み合わせた月面構造物内に配置することとした⁽²⁾。モジュールの大きさは正六角形の一辺を2.3m、高さを5～6mとした。発電所内部の機器配置として、原子炉を格納するモジュールと、他の機器（蒸気発生器、発電機、タービン、凝縮器等）を格納するモジュール2つの組合せを考案した。この案の設置形式についての比較表を表II-2に示す。

設置形式は表に示す3通りが検討されたが、遮蔽や設置のし易さから判断してこの中のⅢ案が妥当と考える。

表 II - 1 L U B A R 構成機器の概要

機器・配管名	個 数	形 状	備 考
原子炉	3	直径： 1.0 m 高さ： 3.8 m	2 個は取替用
蒸気発生器	2	直径： 0.8 m 高さ： 4.0 m	
タービン	2	外径 1 m, 長さ 1 m	重量 1.5t/個
発電機	2	縦 2.3 m × 横 1.1 m × 高さ 1.1m	重量 2.0t/個
凝縮器	2	縦 1 m × 横 1 m × 高さ 1 m	
放熱板	4	縦 4 m × 横 30.6 m	重量 計10t
補助放熱板	2		

(2) 施工工程・機械の検討

表 II - 2 で選択したⅢ案の作業工程及び主要使用機械・設備を表 II - 3 に示す。本表によれば、原子炉システム設置に約 60 日が必要である。

(3) 建設作業上の留意点

① 機器組み立ての自動化

L U B E R の建設においては、複数のユニットが各々の場所で並行して行われることになる。極限環境での建設を短期間で実施するためには、自動的に組み上げる装置・システムの開発が不可欠となる。これらのシステムは建設時だけでなく、メンテナンス時のユニット交換時にも必要である。

② 多機能ロボットによる建設費の削減

建設工事費の中で最も大きなウェイトを占めるのが輸送費である。従って、より少ない機械で建設を進めることが重要である。そのためには、例えば「ブルドーザとバックホウの複合ロボット」とか「クレーンとトレーラの複合ロボット」といった多機能を有したロボットの開発が必要である。

③ 供給電力の利用

電力量の大きい建設ロボットが同時に稼働する場合は、電圧低下等、他施設等へ

の影響が考えられる。従って、工事用の単独電力供給システムあるいは供給電力利用管理システムの構築が必要である。

(4) 施設の安全性検討

① 落下物に対する衝撃性の検討

本プラントは原子炉ユニットを地下に埋設し、施設全体の側面部もレゴリスによって盛土されている。従って、通常の落下物体としては、真上方向からのものを考えれば良い。

本プラントの機器は、厚さ15cm～25cmのコンクリート製壁及び屋根によって構成されるモジュール内に格納されているため、通常の落下物に対しては、地球上に比較して重力加速度が小さいことから十分な耐衝撃性を有している。

また、落下速度が早く、かつ落下の可能性が高い小さな直径の隕石の飛来については、エネルギー的に見てコンクリート板が破壊に至る可能性は非常に低い。一方、直径が大きく破壊力の高い隕石は、プラントに衝突する可能性が非常に低い。

② 塵に対する防護方法の検討

月面上の塵は、各種機械システムはソーラーパネルに悪影響を与える恐れがあるが、本プラントは、内部機器が密閉構造物内に格納され、施設の殆どが地下に埋設されていることから、その影響を受けることはない。また、プラント上部の各種開口部あるいは配管、送電設備等、構造物の貫通部についても、その周辺の気密性を確保していることから安全性を十分に担保できる。

③ 耐震性検討

本プラントは、建屋の殆どが地下に埋設されており、地震時のプラント全体への地盤安定性あるいは耐震性に関しては特に問題ない。また、月面上での地震は、最大でもマグニチュード4程度（震度1～2程度）でプラントに異常をきたすような揺れではないことがわかっている。ただし、原子炉、蒸気発生器等縦方向に長い機器や、それを継ぐ配管があることから、これらの機器等の地震時のロッキングやねじれを防止する設備を設置する必要がある。

④ プラント寿命の検討

L U B E Rでは、プラント内に10年運転可能な原子炉を3基有しており、全体

で 30 年の運転を可能としている。極限環境における設備、機器等の寿命についての検討は別途行う必要があるが、

- ・通常、原子力発電プラントの地球上における寿命は 30 年以上である。
- ・月面には腐食を促進させる水分、塩分、酸素が存在しないと考えられている。
- ・重力が地球の 1/6 であることから、構造物の疲労も低くなると考えられる。

以上のことから、30 年の使用には耐えられると考える。

⑤ 想定事故に対する健全性

事故に対する健全性や対処方法についても別途研究が必要であるが、地上で考えられる事故に対する防止対策と同等なものを施すことにより、事故を未然に防ぐことが可能であろう。

(5) 施設の概念図

施設の全体図（平面及び立面図）、鳥瞰図及び内部構造図を作成した。

これらを図 II - 3 ~ 5 に示す。

参考文献

- (1) 松本, 金森, 「月でコンクリートを練る—コンクリート製月面基地の建設」, セメント・コンクリート, No. 515, 1990年 1月.
- (2) 小畠益彦, 小川幸雄, 岡田康男, 高本健治, 清水勝公, 金盛洋史, 真野英之, 「極限環境における可搬型炉設計条件の検討」, PNC SJ9060 90-001, 1990年 3月.

表II-2 L U B E Rの設置形式比較表

検討ケース	I 案	II 案	III 案
原子炉設置形式概念図			
施工方法 (月面上使用機械)	オープンカット工法+PCブロック組立 (バックホウ、ブルドーザー、クレーン、トレーラー等)	オープンカット工法+PCブロック組立+盛土 (バックホウ、ブルドーザー、クレーン、トレーラー等)	オープンカット工法+PCブロック組立+盛土 (バックホウ、ブルドーザー、クレーン、トレーラー等)
構造上の得失	支持地盤の安定性 ◎ 安定性が良い。	○ 盛土による載荷負荷が増えるが、小盛土なので問題は少ない。	○ 同 左
	耐放射線遮蔽性 ◎ 計画被曝値を超える領域が最小であり、遮蔽度は良。	○ I案に比べ計画被曝値を超える領域が大きい。	○ 同 左
	防塵性 ◎ 容器の蓋及び開口部に気密扉を設けることで防塵性を図る。	○ 同 左	◎ 同 左
	耐震性 ◎ 容器が完全に地盤中に埋込まれており安定性は高い。	○ I案に比べ多少安定性が劣るが問題ない。	○ 同 左
	メンテナンス性 ○ 地盤下ではあるが専用通路を設ければ十分対応可。 10年に1回の原子炉再設置に伴うレグリス遮蔽体の可動性の工夫要。軸体の材料劣化小。	○ 同 左	○ 同 左 I・II案に比べ軸体材料の劣化の可能性がある。 (落下物からの影響も多少はある。)
	隣接設備 ○ 大断面掘削に伴う放射板設置への影響が懸念される。	○ 同左。盛土の影響は少ない。	○ 同 左
	廃炉(移設、埋設) ◎ 現位置での廃炉が可能。	○ 同 左	◎ 同 左
	容器の安定性 △ PCブロック接続部の気密性に不安があり、ジョイント構造等に工夫要。	△ 同 左	△ 同 左
建設上の得失	立地制約 ○ 埋込み深さが大きいので基岩に当る可能性が高く、基岩がでた場合は手間の多い岩掘削が必要。	○ I案に比べその問題が軽減する。	○ 同 左
	輸送制約 ◎ 各ユニットは20t以下であり輸送可能。	○ 同 左	◎ 同 左
	施工性 △ ロボット施工可。しかし、取扱い土量が大。PCブロック組立に手間が多少掛かる。	○ ロボット施工可。取扱い土量がI案に比べ1/2程度と少ない。 PCブロック組立に手間が多少掛かる。	◎ 同 左
	建設工程 ²⁾ ○ 最も工程が長い。72日(5.2ヶ月)	○ I案に比べ工程は短い。68日(4.9ヶ月)	○ 最も短工程。63日(4.5ヶ月)
	ピーク時電力(総量) ○ 約240kW<300kW(≈13.4万kWh)	○ 同 左(≈12.9万kWh)	○ 同 左(≈13.3万kWh)
	建設費 ³⁾ (比率) ○ 1.0/1.0 最も工事費が高い。	○ 1.0/1.0 I案に比べ工事費が多少安い。	○ 1.0/1.0 I案と同類。
総合評価 (選定順位)	○ 構造面:隣接設備に伴う放射板の影響有。 PCブロック接続部気密性に工夫要。 建設面:立地制約多少有。 土工量大。PC70-7の製作・組立て手間が多少大。 使用電力量比較的大。 建設費・建設工程比較的大。 3	○ 構造面:同 左 建設面:耐放射線の遮蔽性がI案に比べ多少劣る。 立地制約多少有。 PCブロックの製作・組立て手間が多少大。 使用電力量・建設費・建設工程がI案に比べ良。 1	○ 構造面:同 左 建設面: I・II案に比べ軸体材料の耐久性能が劣る。 建設費:同 左 2

凡例: ◎: 最適, ○: 一般に適応, △: 十分な検討要, ×: 不適 1): 「Appendix 2」参照 2): 建設工程は地球上工事ベースで算定 3): 上段(総合計比率)/下段(輸送費を除く現地施工費比率)

表 II - 3 作業工程及び主要使用機械・設備

項目	数量	主要機械・設備	0	10	20	30	40	50	60 (日)
1. 原子炉製造	1 式	製造工場							
2. 原子炉 ウット輸送	1 式	シャトル LTV/LBV 地球/月ステーション							
3. PCブロック製作	12 ケ	Cプラント:5 m³/hr						(44)	
4. 根切り掘削	1669 m³	バックホウ : 0.6 m³ ブルドーザー:11t級 トレーラー : 20t積			(4)				
5. PCブロック 据付け	12 ケ	クレーン : 150t吊 トレーラー : 20t積			(2)	(1)	(1)		
6. 埋戻し・ 盛土	2118 m³	ブルドーザー:11t級 トレーラー : 20t積			(7)	(3)			
7. 原子炉・ 機械設置	1 式	クレーン : 150t吊 トレーラー : 20t積					(10)		
8. レゴリス 中詰め	27 m³	バックホウ : 0.6 m³ トレーラー : 20t積						(1)	
9. 放熱板・ 他設置	1 式	クレーン : 150t吊 トレーラー : 20t積						(12)	
10. 配電	1 式	バックホウ : 0.6 m³ トレーラー : 20t積							(1)

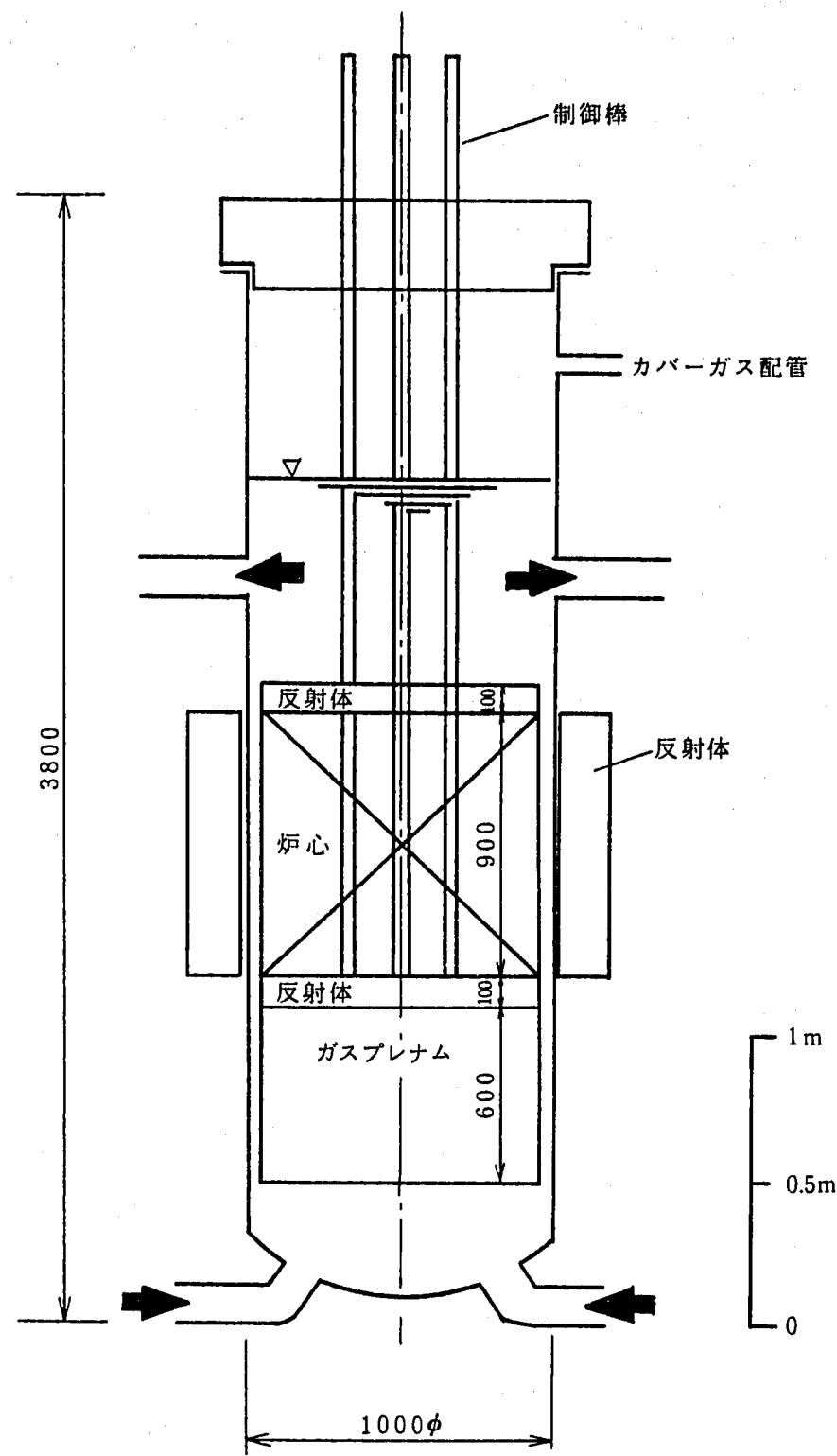
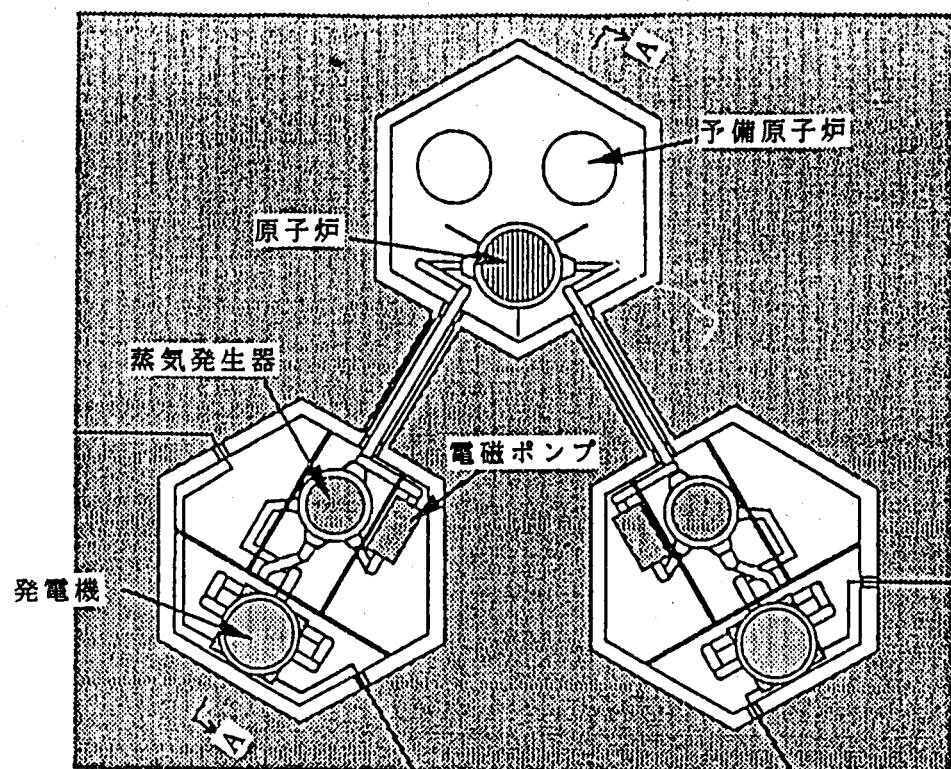
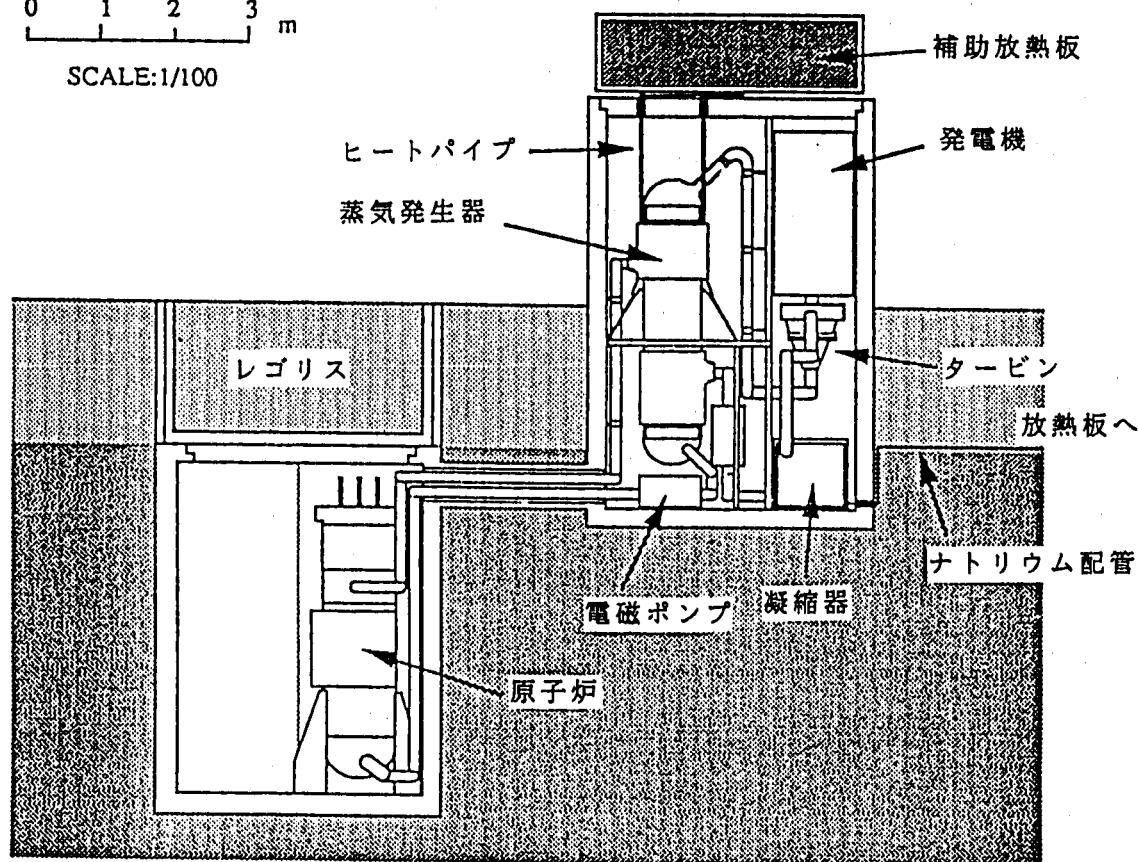


図 II - 1 3000 kW e 原子炉の概要



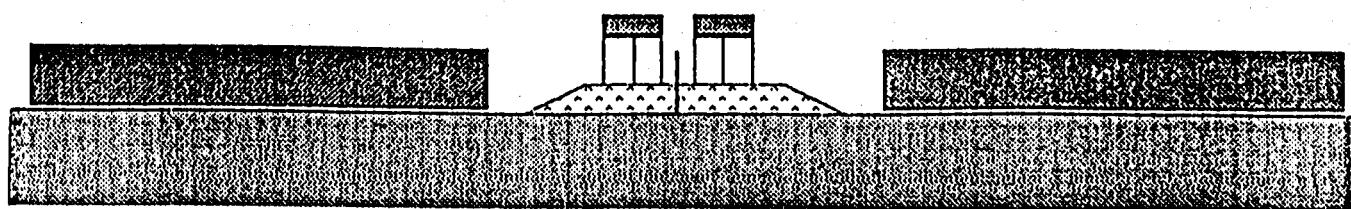
(a) 平面図

0 1 2 3 m
SCALE:1/100

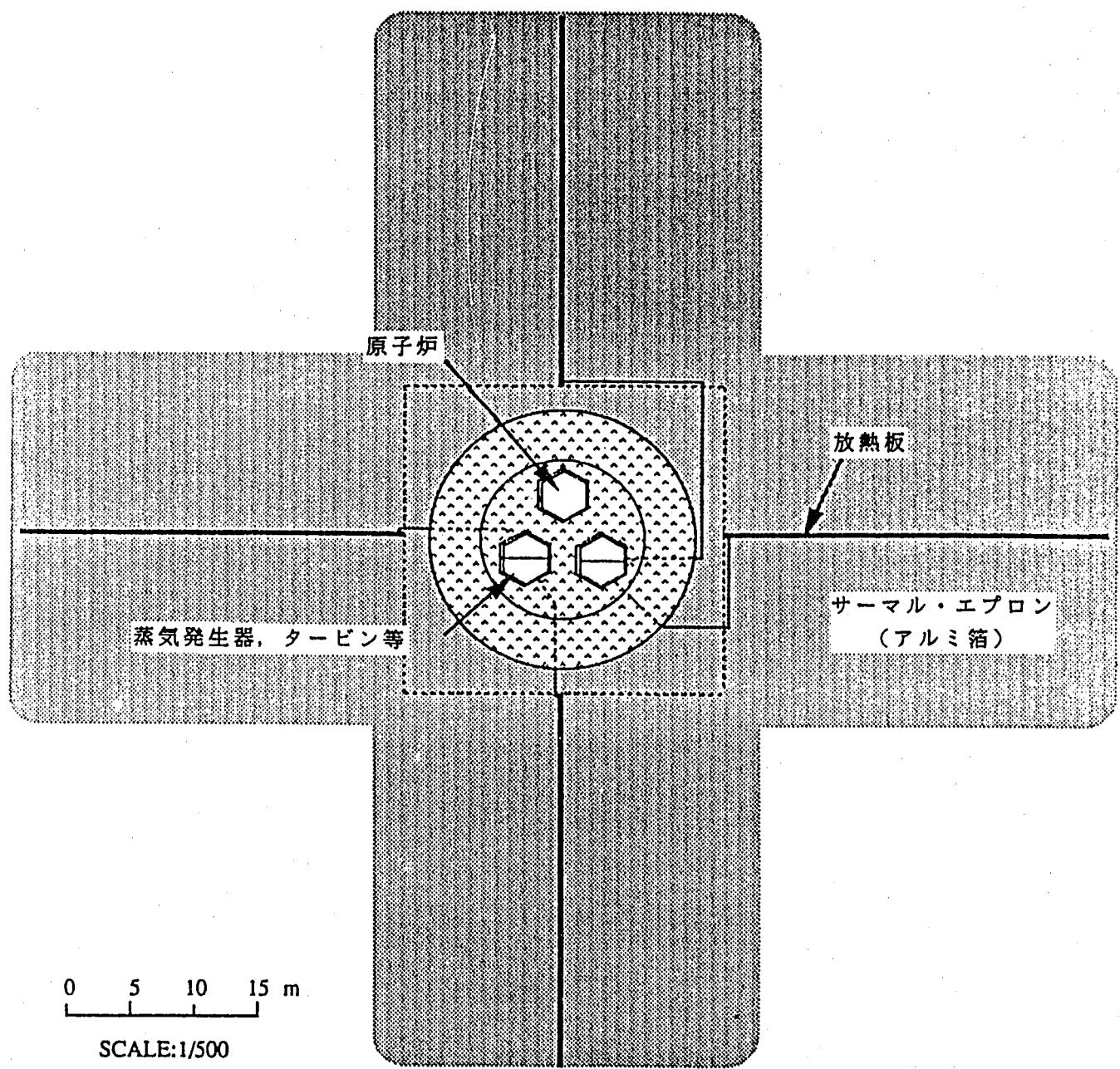


(b) A - A 断面図

図 II - 2 L U B E R 機器配置図

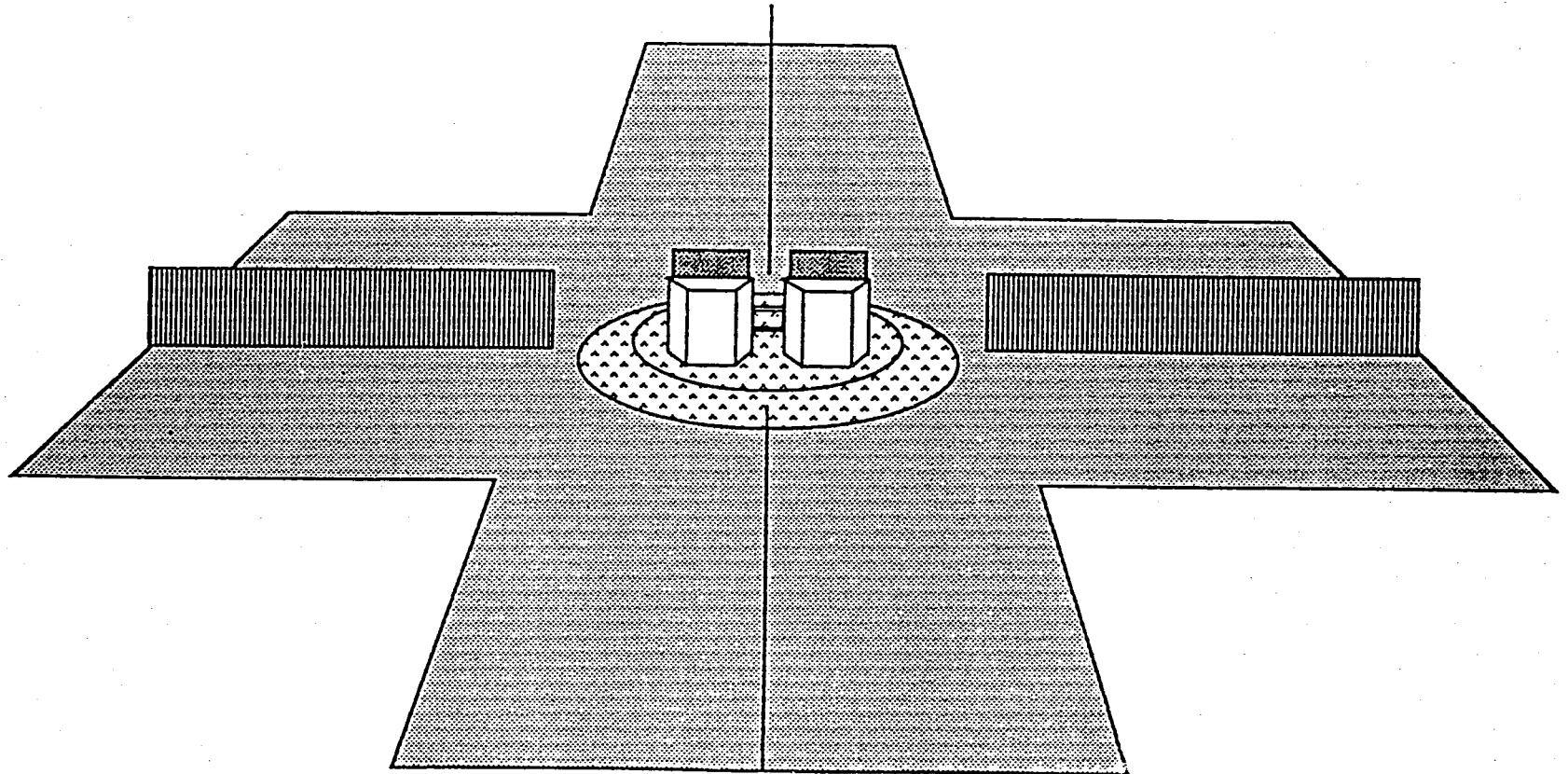


(a) 立面図

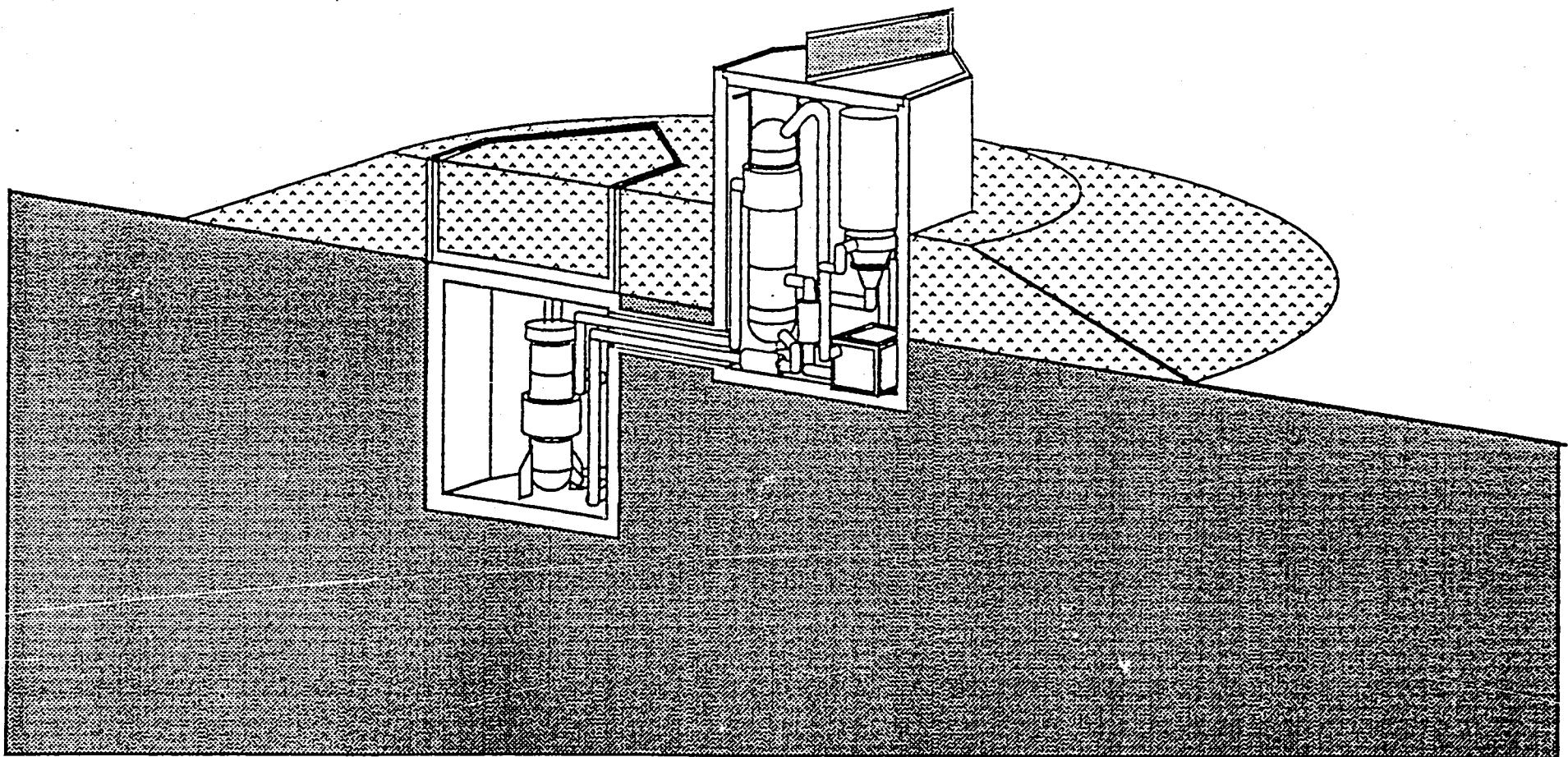


(b) 平面図

図II-3 L U B E R 平面図及び立面図



図II-4 L U B E R鳥瞰図



図II-5 L U B E R 内部構造図

第三部 研究課題と開発計画案

第Ⅰ部及び第Ⅱ部で述べた月面発電プラントを実現するために必要と考えられる研究課題と、その研究開発計画案をまとめる。

第1章 プラント構成要素に関する研究開発

設計の詳細化は無論必要であるが、それを支える要素技術の研究の進展がなければ、設計の詳細化にも限度がある。その要素技術の主要なものを以下に挙げる。

(1) システム全体

自律（もしくは全自動運転）プラント制御法の確立

建設コスト評価

プラント無線運転の可能性の実証

なお、地球上からの運転監視システムについては既報⁽¹⁾で検討している。

(2) 燃料

窒化物燃料の開発 …… UNペレット試作・改良、高融点合金(Mo-Re, Nb-Zr)被覆材の試作・改良、炉内照射試験、照射後試験

(3) 材料

高融点合金(Mo-Re, Nb-Zr)の液体リチウム、液体カリウム、カリウム蒸気との長期間共存性試験。

カリウム蒸気との共存試験にはタンタル合金も含まれる。

リチウム、カリウム中の不純物（特に酸素）除去法 …… 酸素にはジルコニウムが良いゲッタと言われている。本プラントの一次、二次ループの構造材にはNb-1Zrを予定しているのでそれがゲッタ材として機能することが期待されるが、それだけでは十分か、もし不足であればどの様な対策を立てるか。

(4) 機器システム

カリウムボイラの試作と性能試験

耐高温電磁ポンプ開発これまでFBR用に開発されたものは、使用温度が600°Cまでであり、冷却用にプロアを内部に持っていた。空気が無い月面上では冷却用にヒートパイプが欠かせないであろう。

凝縮器の性能試験液体金属の凝縮器は未経験

耐高温バルブの開発

(5) カリウムタービン

軸受け部通常のタービン油より粘性が2桁小さいカリウム液により潤滑することに対応した軸受形状、使用条件最適値の把握。ホワイトメタル等に変わる材質

カリウムタービンの試作、試験

(6) ヒートパイプ

高温ヒートパイプ性能試験

長尺の影響、曲がりの影響、性能の経年変化、過渡特性

(7) 発電システムの総合試験

通常の実験室環境での試験

宇宙環境（温度等）での試験

(8) 全システムの地上試験

月面と同じものを、地上で同じ期間試験することが望まれるが、3年程度の連続運転は必要であろう。そこでは、宇宙環境を極力模擬する。

ここで、開発工程案を図III-1に示す。

なお、本原子炉は高濃縮ウラン燃料を用いることになっているが、現実問題として、日米原子力協定により米国からのウランは20%を越える濃縮度では用いないことになっている。従って、高濃縮ウランをわが国で扱うことについては米国から何等かの合意を取り付ける必要が生じることも予想される。

参 考 文 献

- (1) 大坪 章, 羽賀一男, 「可搬型炉無線運転装置予備検討」, PNC ZN-9410 91-205,
1991年 6月.

第2章 安全評価に関する研究開発

月面炉の安全性に関する開発項目及び工程を述べる。その工程を図6-2に示す。

(1) 高温構造・施工基準の策定

S P E C T R A - L は、出口温度が約 1100°C と高温なため、設備の耐高温化を図る必要がある。また、リチウムやカリウムといった冷却材による構造材腐食に関する研究開発が必要となる。この他、昼夜の温度差が激しく、真空状態である極限環境に適用した設備の施工方法の検討が必要である。

(2) 原子炉打ち上げ時の構造物耐久性評価

原子炉を月面へ輸送する際に宇宙輸送機を利用するが、宇宙輸送機打ち上げに関し以下に掲げる安全評価が必要である。

① 衝撃緩和装置の開発

万一の事故により宇宙輸送機が墜落した場合、核燃料物質の漏洩を防止するために、原子炉を保全しなければならない。衝撃緩和装置は原子炉が海上もしくは地上へ落下した時に原子炉への衝撃を緩和し核燃料物質の漏洩を防止する装置である。具体的には、落下中の空気抵抗を増加し落下速度を低減する機能を有することとする。

② 自然落下、強制落下による衝撃試験

原子炉が海上もしくは地上へ落下した場合は原子炉へ衝撃が加わる。この衝撃により原子炉が損傷を起こし核燃料物質が漏洩する可能性がある。核燃料物質の漏洩を防止するためには、原子炉及び周囲の構造材の強度を高めなければならない。また強化を施した原子炉等の衝撃試験を行う必要がある。原子炉等の強化は原子炉を打ち上げる際に装着される宇宙輸送機のフェアリング（宇宙輸送機頂頭部に取り付けられる空気抵抗低減カプセル）に炭素繊維のような素材を用いることにより耐衝撃性を高める。また、実機試験として原子炉模擬体を用いた自然落下試験（地上 50 m からの落下試験：50 m は、宇宙輸送機を発射台に据えつけた時の頂頭部〔フェアリング部〕の高さに相当）及び縮小モデルを用いた強制落下試験（数 km からの落下を想定して音速に近い速度（約 300 m/s）で厚いコンクリートに打ち込む）を行い原子炉等の健全性を評価する。

③ 耐衝撃波試験

宇宙輸送機の燃料部が爆破した場合高い衝撃波が発生する。この衝撃波によって原子炉が損傷を受けるかを評価する。

④ 海水腐食試験

海水に落下した場合、落下地点が回収可能区域であれば回収するが、そうでなければそのままの状態で放置することになる。長期間放置した場合、海水による腐食により核燃料物質が漏洩することが想定されるため模擬実験を行うことによって海水腐食の程度を定量化し、場合によっては耐腐食材料の開発を行う。

⑤ 高温状態における原子炉の急速冷却試験

原子炉は、打ち上げ途中の失敗によって、落下中に空気との摩擦による高温化を防止するため、フェアリングあるいは設計によって原子炉プラントを包む熱遮蔽体の存在により保護される。しかし、万一それらが破損もしくは脱落し、原子炉が剥き出しえた場合、原子炉が高温となり、海水に落下した場合は、急激に冷却される。この温度変化によって熱衝撃が加わり原子炉の損傷、核燃料物質の漏洩を引き起こすことが考えられる。従って、高温化した原子炉の急速冷却試験を行い原子炉の健全性を評価する。

(3) 月面環境での構造物耐久性試験

① 月面は真空状態で昼夜の温度差が約400°Cあり、多量の宇宙線が降り注いでいるといったように地球上よりはるかに厳しい環境である。これらの条件は、長期運転を考えている原子炉にとって大きな負荷となろう。そこで、月面のような極限環境を模擬的に作りだし、その区域で原子炉の運転を行い健全性を評価する。

(4) 事故に関する安全評価

① 原子炉打ち上げ時に万一事故が起きて核燃料物質が漏洩した場合の拡散評価及び被ばく評価を行う。

② リスク評価

宇宙輸送機の打ち上げのリスクは導出されているが、原子炉を搭載し事故の程度及びそれによって起きる障害についてのリスク評価を行う。

(5) 宇宙線被ばく低減化対策

宇宙線は高エネルギーの荷電粒子がほとんどでその量も通常0.2～0.5 Sv/y, 太陽フレアが起きると10 Sv/週と高いため、宇宙空間では人が宇宙線に対する遮蔽を行わずに長期に渡って生活することは不可能である。そこで、宇宙線被ばく低減対策を行う必要がある。

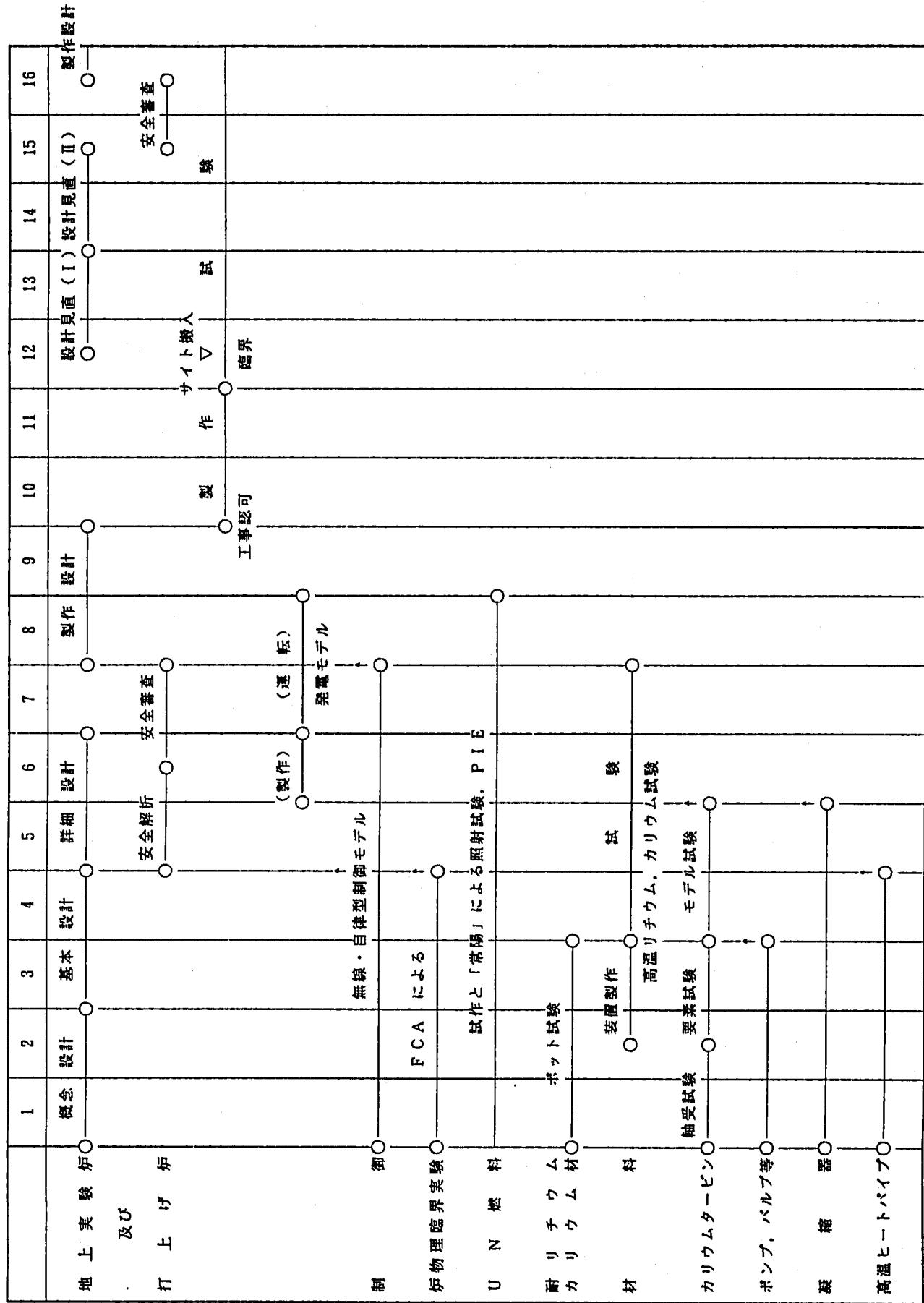
① 放射線シールドの開発

宇宙線のほとんどが荷電粒子であることを利用し、強力な磁場を作ることによって宇宙線を捕獲する放射線シールドの開発を行う。

② ジオフロントに関する概念設計

必要な月面上活動は止もう得ないが、居住区域や実験施設内での被ばくや施設間の移動による被ばくをできる限り低減する。このため施設は出入口を除いて地下立地とし、施設間の移動も地下道を利用して行う設計とする。ここでは、ジオフロントに関する概念設計及び施工に関する検討を実施する。

図III-1 SPECTRA-Lの開発工程（プラント）



図III-2 月面炉の安全性に関する開発工程

開発項目	経過(年)	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1) 高温構造・施工基準の策定	予備調査	試験項目	の検出	試験計画	試験装置	開発		試験	評価	評価	評価	評価	評価	評価	評価
①高温構造物に関する研究							施工方法の調査								
②施工基準の策定															
2) 構造物耐久性評価(地上)	実験計画	検討	装置設計	実験装置	製作	実験		評価	評価	評価	評価	評価	評価	評価	評価
①衝撃緩和装置の既発	実験計画	検討	装置設計	実験装置	製作	実験		評価	評価	評価	評価	評価	評価	評価	評価
②自然落下・強制落下による衝撃試験							実験計画	検討							
③耐衝撃波試験								装置設計	実験装置	製作	実験	評価	評価	評価	評価
④海水腐食試験								実験計画	検討	製作	実験	評価	評価	評価	評価
⑤高温-冷却試験								実験計画	検討	製作	実験	評価	評価	評価	評価
3) 構造物耐久性試験(月面)								実験計画	検討	製作	実験	評価	評価	評価	評価
①恒限環境耐久性試験															
4) 事故に関する安全評価	解析手法	の検討		実験・コードの	開発		評価	評価	検討						
①核燃料物質の挙動の評価										コードの開発					
②リスク評価															
5) 宇宙線による被ばく低減対策	調査	概念設計	詳細設計	プロトタイプ製作			実用化設計				製作	試験	評価	評価	評価
①放射線シールドの開発											設計	試験	評価	評価	評価
②シオフロントに関する概念設計															

結 言

本検討により、液体金属冷却増殖炉技術を最大限に生かした 300 kW_e 月面発電プラント SPECTRA-L が、宇宙輸送機 H-II の 1 回の輸送能力で打ち上げ可能であり、月面で昼間の内に設置、運転開始できる見通しを得た。勿論、個々の検討において深浅があり、特に制御系など検討が進められていない部分も多い。今後は、検討の不足している項目を中心に、さらに検討を進めるとともに、それを支援するため構成要素の研究開発を確実に実施して行くことが重要である。例えば、カリウムタービンなどは現段階としては概念設計は既に十分行われており、これ以上進めるためには一部分でも良いから具体的な試験を行い、事象の確認を行うことが必要である。

ここで、SPECTRA-L が 3 基設置された時の月基地周辺の想像図を図 IV-1 に載せた。図にあるように万一の故障に備え、3 基まではいかなくても早期に 2 基の原子炉を設置した発電システムとする。

また、SPECTRA-L の発展型原子力プラントとして、3 MW_e の容量を持つ LUBER を検討した。この原子力プラントは、月面での活動が活発になり大量のエネルギーが必要となるフェーズに適応するものとして期待される。図 IV-2 に LUBER を設けた月基地の想像図を載せた。

本検討では、原子炉で発生した熱エネルギーを電気の形で供給することを前提とした。

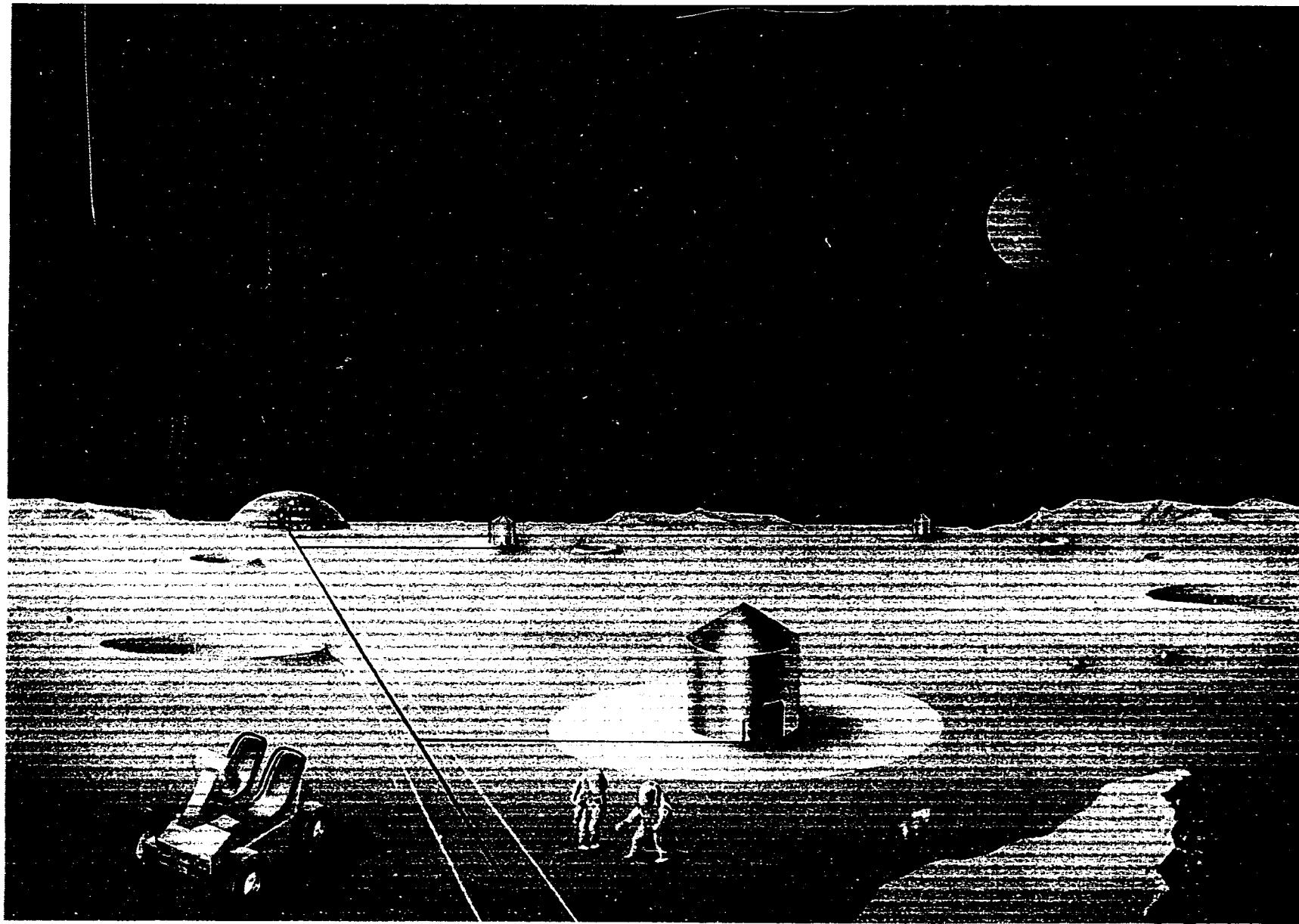
しかし、月面における実験プラント、ヘリウム製造プラント及び基地の生活環境維持のためには、熱の形で直接利用する方が好ましい場合も多いと考えられる。このようなコジェネレーションシステムの検討結果は既報⁽¹⁾ で報告している。

将来の宇宙活動についての議論は、国内外で活発に行われており、その中で原子力エネルギーの利用が有望であることから、宇宙開発を行う主要国で発電用宇宙用原子力プラントだけでなく、原子力電池や原子力推進に関する研究が行われている。日本においても、宇宙活動における原子力エネルギーの利用が最近注目されてきている。このような外的環境にあって、宇宙用原子力プラントの研究は、ニーズに答える大型プロジェクトの要素を持った一つであり、そのためにも動燃が主要な研究主体として機能できるよう動燃内の本件に関する技術レベルを高めておくことが重要である。

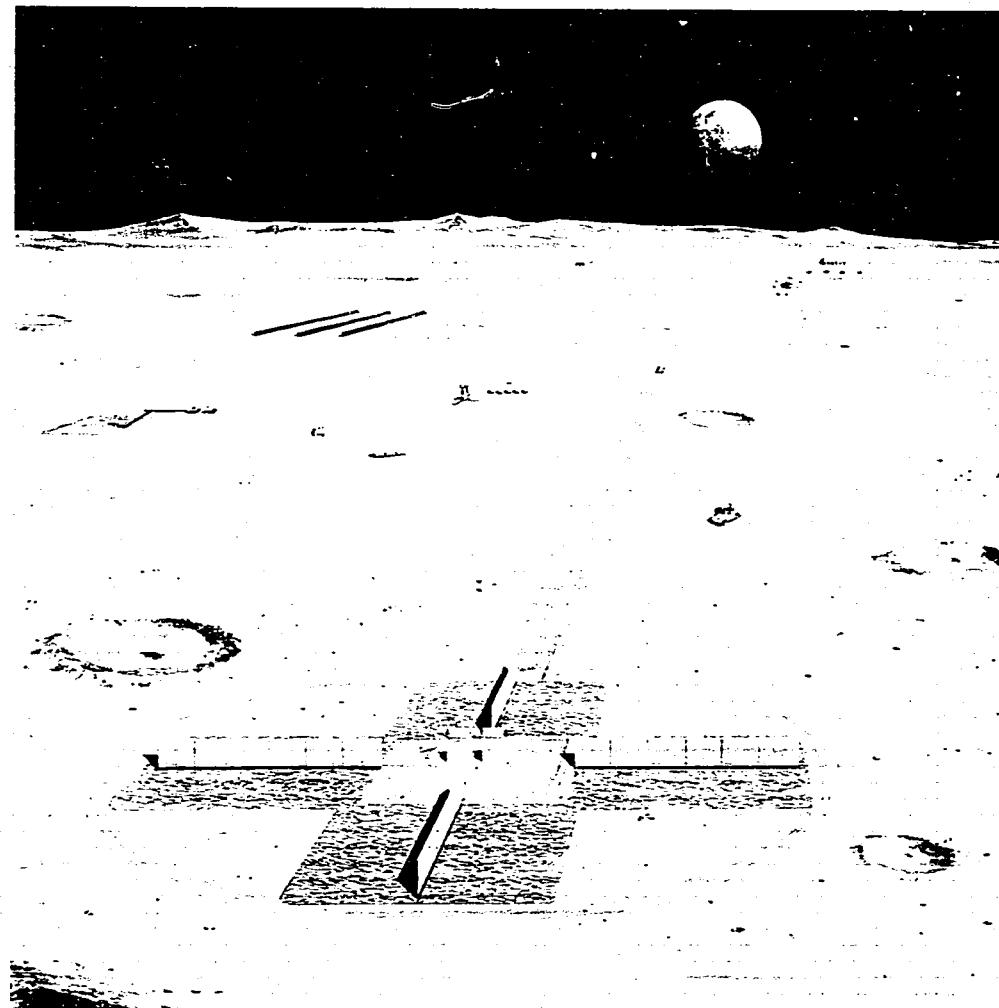
なお、最近の宇宙開発の動きとして、地球軌道上に太陽光発電衛星を上げて、その電力を地上にマイクロ波等で送るといったアイデアが盛んに議論されている。本報告書で述べた月面プラントも、開発段階のオプションとして熱源を太陽の集光に求め、微少重力環境に対応するよう凝縮器等機器の一部を変更すればそのまま太陽光発電衛星となる。このような考えでまとめたカリウムランキンサイクル太陽光発電衛星の概念を図IV-3及び図IV-4に示す。

参考文献

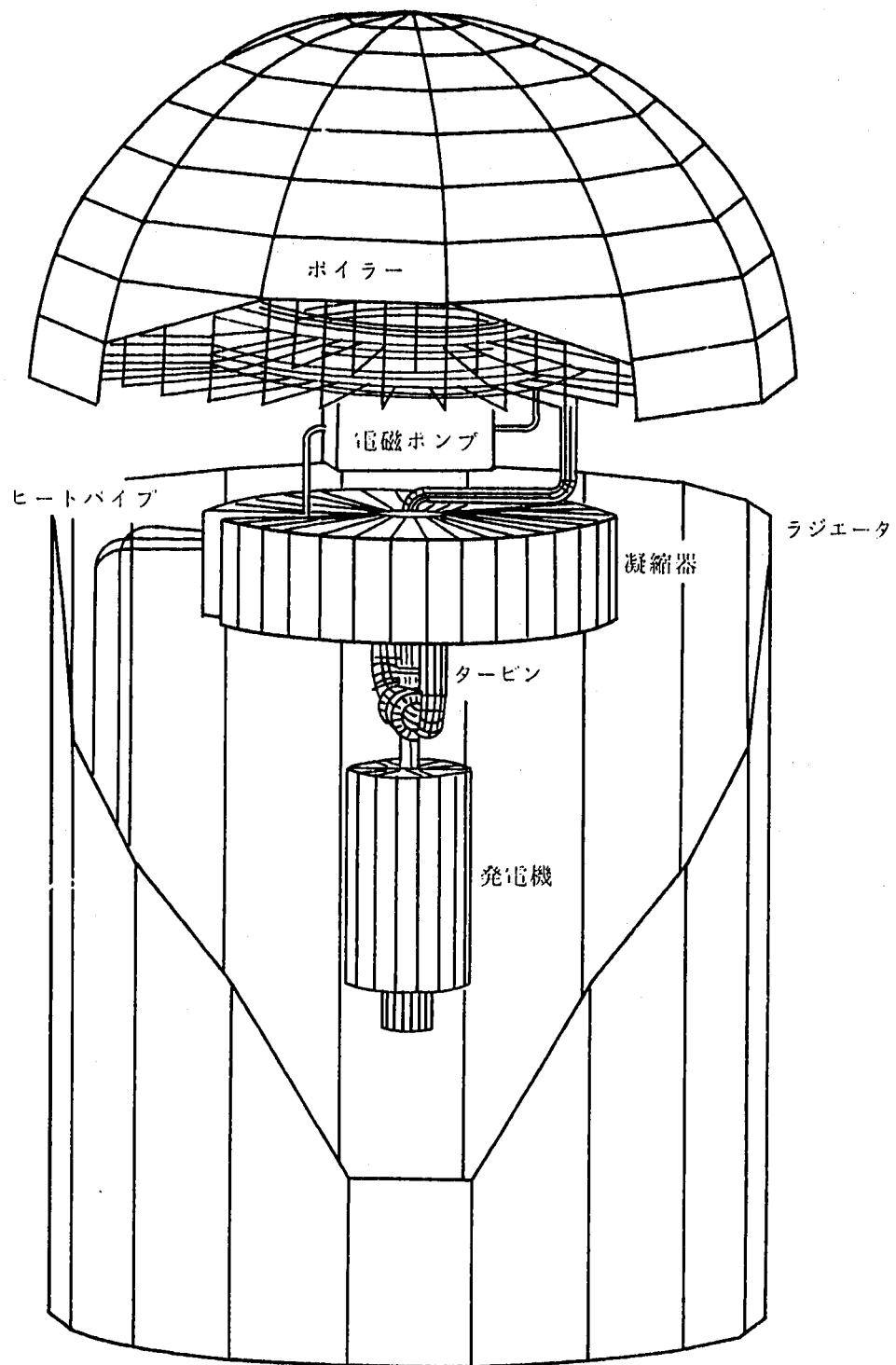
- (1) 野村紀男, 羽賀一男, 大坪 章, 「極限環境閉鎖系におけるコジェネレーションシステムの検討」, PNC ZN-9410 91-298, 1991.



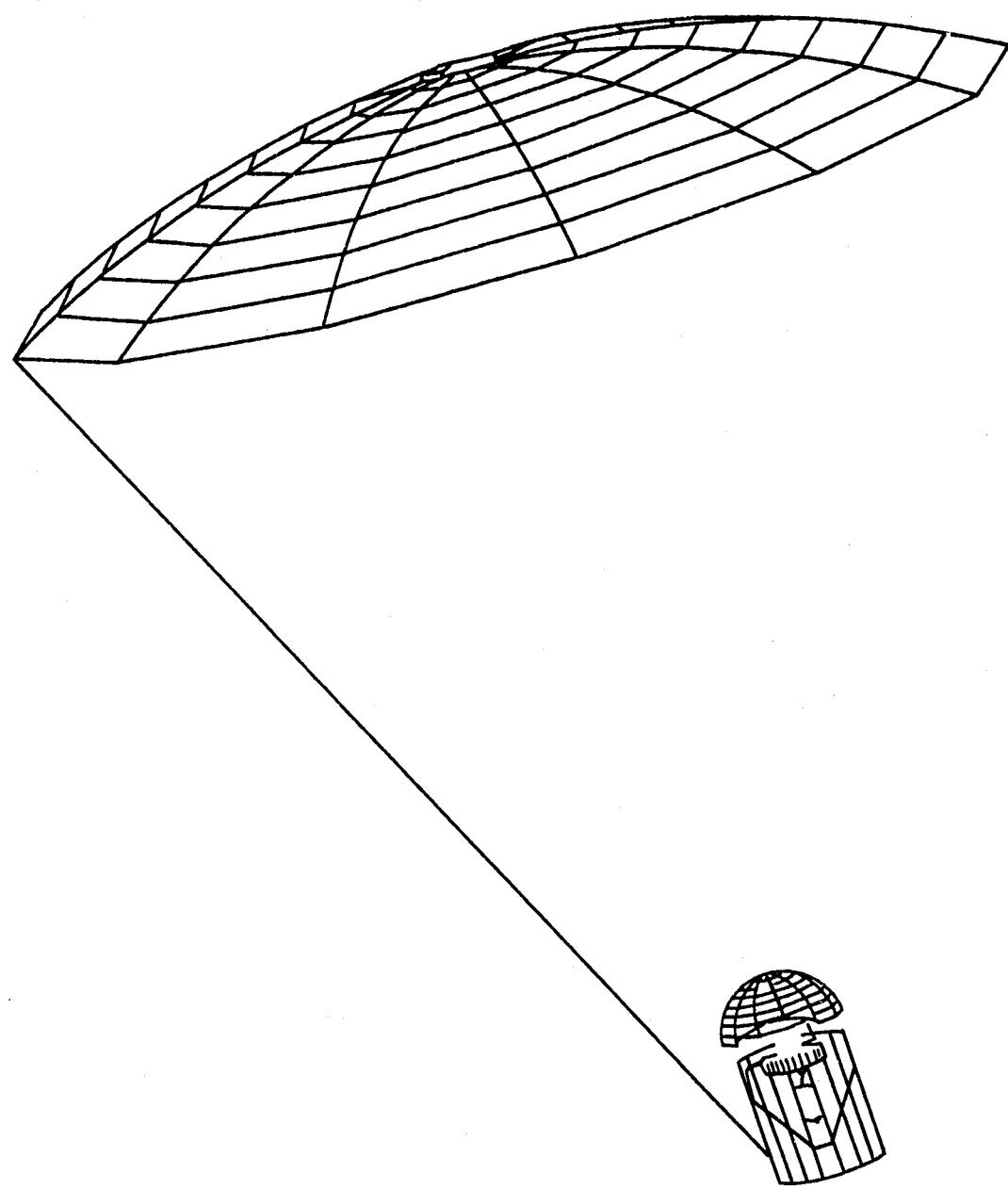
図IV-1 複数のS P E C T R A - L 設置状況想像図



図IV-2 L U B E R 設置状況想像図



図IV-3 カリウムタービン太陽光発電衛星構造



図IV-4 カリウムタービン太陽光発電衛星想像図

謝 詞

本研究で行った計算コードによる解析のうち、カリウムボイラの検討で用いた P O P A I / P T S 及び崩壊熱除去熱流動解析で用いた L E D H E R による計算は原子力システム㈱の引地拓夫氏が実施した。また、この L E D H E R の使い方では、原子炉工学室の上出英樹氏に指導を頂いた。カリウムタービン太陽発電光衛星の図は、A u t o C A D を用いており、原子力システム㈱の引地拓夫氏及び佐藤宏氏両氏の手によるものである。

本研究で必要とした技術分野は広汎でかつ動燃事業団がこれまで手掛けたことのないものが多く、そのため社外の多数の方の協力を頂いた。その中で、特に世話になった方々を次に挙げ感謝の意を表する。

第 I 部 1. 2. 2 炉心構成	…㈱三菱総合研究所	角田 弘和氏
1. 5 カリウム凝縮器	…川崎重工㈱	赤津 実氏
"		竹村 正氏
1. 6 排熱設備	…三菱電機㈱	増本 博光氏
"		藤田 康毅氏
5. 3 遮蔽効果	…㈱三菱総合研究所	蔽田 尚宏氏