

JAERI-M

87-154

核融合次期装置設計
(昭和61年度設計報告書)
—高周波加熱・電流駆動設備の概念検討—

1987年9月

中島 国彦・岡野 邦彦*・宮元 和弘**

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1987

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 桜島野高速印刷

核融合次期装置設計
(昭和 61 年度設計報告書)
—高周波加熱・電流駆動設備の概念検討—

日本原子力研究所那珂研究所臨界プラズマ研究部
中島 国彦・岡野 邦彦・宮元 和弘
* * *

(1987年7月27日受理)

'86 F E R 炉型選択検討の過程で採りあげられた炉型の中から代表的炉型における高周波加熱・電流駆動設備の概念検討結果を述べている。

運転シナリオに沿って、 I C R F (加熱用) , L H R F (電流駆動・加熱用) , E C R F (補助加熱用) の 3 種の高周波加熱・電流駆動設備が検討されている。これら高周波加熱・電動駆動設備での重要検討対象はランチャであり、放射電力と炉本体幾何学条件との整合が採れていなければならない。この観点からランチャの構造の検討に重点が置かれた。

各システムでのランチャはプラグイン型とされ、構成物と伝送領域外の空間は基本的には冷却用水が詰まっている。 I C R F 用ランチャは、アンテナはループ型 2×2 アレイで、放射面積 $1.5 \text{ m} \times 1 \text{ m}$, 放射電力 20 MW となっている。 L H R F 用ランチャは、 28×8 本の開口導波管グリルアンテナでマルチジャンクション型分配器をランチャ内に置いて伝送側導波管を 56 本としている。加熱電流駆動に共用され、放射電力 20 MW となっている。 E C R F ランチャは反射鏡付開口導波管束と 3 枚の平面鏡で構成されている。発振器出力 200 kW を仮定し、 3 MW の放射に対し導波管 40 本の構成をしている。

那珂研究所 : 〒311-02 茨城県那珂郡那珂町大字向山 801-1

* (株) 東芝

** 三菱電機 (株)

Conceptual Design Study of Fusion
Experimental Reactor (FY86FER)
- RF Heating and Current Drive System Design -

Kunihiro NAKASHIMA , Kunihiro OKANO^{*} and
Kazuhiro MIYAMOTO^{**}

Department of Large Tokamak Research
Naka Fusion Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Naka-machi, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received August 27, 1987)

This report describes the results of a conceptual study on the RF system in the typical candidates for the Fusion Experimental Reactor (FER), which were picked out through the '86FER scoping studies.

According to the FER operation scenario, three RF systems, that is, ICRF (heating), LHRF (current drive and heating), ECRF (auxiliary heating) were studied. Main concern in these RF systems is the launcher, which may be so designed that required power match the geometrical constraints of the reactor. Then studies were concentrated on the launcher configuration.

A plug-in concept of the launcher was adopted in each system and vacancies except transmission space were filled with water. The ICRF launcher had the 2×2 loop arrays antenna and the faraday shield area of $1.5 \text{ m} \times 1 \text{ m}$ to provide a power of 20 MW. The LHRF launcher had the grillantenna with 28×8 open waveguides, and included multi junction-type power splitters which were connected to 56 transmission wave guides. The grild was designed to have two functions of current drive and heating, and provide a power of 20 MW each. The ECRF launcher had a boundle of open wave guides which a reflection mirror each, and three plain mirrors. Assuming a oscillator unit size of 200 kW, it had 40 oversized wave guides to provide a power of 3 MW.

Keywords: FER, Conceptual Design, RF Heating, Current Drive, ICRF,LHRF, ECRF

* Toshiba Corp.

** Mitsubishi Electric Corp.

目 次

1. 概 要	1
2. I C R F 加熱装置	6
2.1 概 要	6
2.2 ループ・アンテナ型ランチャの物理検討	8
2.3 ループ・アンテナ型ランチャの構造設計	13
2.4 伝送システムおよび電源容量	30
2.5 真空排気系および冷却系	34
2.6 分解・組み立て	37
2.7 まとめ	42
3. L H R F 加熱装置および電流駆動装置	43
3.1 概 要	43
3.2 グリル・アンテナの物理検討	43
3.3 グリル・アンテナ型ランチャの構造設計（Ⅰ）	49
3.4 グリル・アンテナ型ランチャの構造設計（Ⅱ）	69
3.5 高周波電源及び伝送システム	77
3.6 真空排気系及び冷却系	81
3.7 分解・修理	86
3.8 まとめ	93
4. E C R F 補助加熱装置	94
4.1 概 要	94
4.2 ランチャ部	95
4.3 伝送系	100
4.4 発振電源系	100
4.5 まとめ	104
5. あとがき	105
謝 辞	106

Contents

1.	Introduction	1
2.	ICRF system	6
2.1	Introduction	6
2.2	Physical study for loop antenna	8
2.3	Launcher concept	13
2.4	Transmission system and RF generating system	30
2.5	Evacuation and cooling water	34
2.6	Assemble	37
2.7	Conclusion	42
3.	LHRF system	43
3.1	Introduction	43
3.2	Physical study for grill antenna	43
3.3	Launcher concept	49
3.4	Mechanical analysis	69
3.5	Transmission system and RF generating system	77
3.6	Evacuation and cooling water	81
3.7	Assemble	86
3.8	Conclusion	93
4.	ECRF System	94
4.1	Introduction	94
4.2	Launcher concept	95
4.3	Transmission system	100
4.4	Oscillator system	100
4.5	Conclusion	104
5.	Afterword	105
	Acknowledgement	106

1. 概 要

F E R計画は、目的とするところとそれに必要とされる機能の設定が幾度か見直しされながら、ここ数年に渡って煮詰められてきた。昨年度中途には国としてのF E Rの位置付けが明らかにされ、装置の備えるべき物理・工学ミッションと建設に許容される費用の大枠も示唆されるに至った。

このような背景のもとで、これに見合う対応が急がれる状況となり、装置炉型の選択に新たな方向付けが必要となった。F E R設計チームでは炉心規模、炉型と建設費との相関を明らかにする中で、プラズマ設計と炉心、およびプラント全体に渡る工学設計との調和を図かり、今後の設計対象として採りあげるべき炉心規模・炉型の検討・選択が進められた。

本報告書はこの検討作業で絞り込まれた炉型の中から有望な炉型を採りあげ、それに要求されるR F加熱・電流駆動設備のシステム検討をまとめたものである。ここで採りあげた炉型選択までの経緯の概略を以下に述べ、本報告の一助としたい。

炉型、規模の選択を進めるに当り、プラズマ設計上での重要パラメータ（非円形度、三角度、ダイバータ配位等）とコイル電流密度、遮蔽厚さ等の工学設計値および供給磁束の炉心、規模に及ぼす影響が数十例の炉型・規模で調査された。建設費の評価量の一要素に炉体構造物の物量があるが、これは炉心規模との相関が大きい。プラズマ主半径 R_p と副半径 a との平面に、これら主要値との相関を示したものの一例をFig. 1-1に示している。

このような調査を踏えて、第1段階ではより詳細な検討を要するものとして6種の炉型が採りあげられた。これをTable 1-1に示す。代表的選択理由も記されている。次いでこれら6炉型の工学検討が進められ、今後の設計対象とすべき炉型の絞り込みが行なわれる。

ここではその可能性が大きいと予想されるものとして上記表中の第2のタイプと第4のタイプの2例を採りあげシステム検討と設備規模概算結果を述べる。その基になる遅転シナリオFig. 1-2, Fig. 1-3に示す。R F加熱・電流駆動設備の検討側からは、両炉型は基本的には同じである。電流駆動・加熱共用にL H R F設備、加熱にI C R F設備、補助加熱にE C R F設備の3設備が検討対象となる。

R F加熱・電流駆動設備検討は炉心本体との整合を得ることに第1の目的を置いて、アンテナ部（ランチャ構造）を明らかにすることに重点を置いた。R F源、伝送系については既存の技術を適用することを前提として検討した。増巾管、発振管の選択基準が変わってもI C R F、L H R F用ランチャ構造は基本的には変わらないが、E C R F用ランチャはそこまでの伝送系を含めて変わる可能性がある。本体炉心との取合においてランチャ構成、分解手順等の共通性を図った。すなわちランチャは水平アクセスを前提として、半径方向をR F伝播方向として配置した導波管／同軸管を内蔵する矩形断面筐体とし、内部R F伝播領域を除く空隙部は中性子遮蔽及び冷却用水を充満・循環させる構成とした。伝送系との取合部は炉本体外周部とし、同様の分解・組立手順が採れるようにした。

I C R F設備については設計条件更新に起因するアンテナ寸法の最適化を行った。構造設計においてはファラディシールドとランチャ筐体の熱、電磁力面での健全性を再評価し、その見通しを得た。システム全体については総合効率評価から、設備規模を概算し、冷却水量、炉建屋内設置床面積を算出している。

L H R F 設備については、既存クライストロン（2 G H z）での電流駆動・加熱両機能を得るためには、屈折率を2前後に設定したグリルアンテナを選択した。ランチャ前面とランチャ筐体の熱、電磁力面での健全性も再評価し、その見通しを得ているがウインドウ部の真空排気の必要性が提起されている。グリルアンテナの工学上の難点の一つは導波管数が多いことにあるが、ランチャ内での電力分配（マルチジャンクション導波管）によって、接続／切離し部での導波管数を、グリル導波管数の $\frac{1}{4}$ にしている。システム全体の総合動率評価から設備規模を算定している。炉心建屋内床面積、冷却水要求量についても概算している。

E C R F 設備については設計条件更新に対して、アンテナ部構成と伝送系の再検討を行っている。システム全体の効率を評価し設備規模を算定し、発振盤設置床面積を概算している。本設備では伝送損失軽減の必要性が提起されている。

以下 I C R F , L H R F , E C R F の順に検討結果を述べる。

Table 1-1 COMPARATIVE DESIGN STUDY FOR FER (1986)

No	Types (Name)	Features	Parameters				Remarks	
			R(m)	a(m)	K	Divertor Φ_{oh} (Vs)		
1	Reference Type (Option C)	Option C design with plasma Parameters suggested by the Subcommittee	4.9	1.3	1.7	SND	50	'86 FER Reference Design
2	Advanced Type (ACS)	Option C Design with Advanced Engineering Parameters	4.4	1.2	1.7	SND	50	Improvement from Option C
3	Advanced Type (ACD)	Same as the Case 2 except the Selection of Double Null Divertor	4.0	0.95	2.0	DND	50	Ditto Study for High K , DND
4	Minimal Type (MINI)	Aggressive Selection from Option D Design	3.8	1.0	2.0	SND	15	The Minimum Option from the Parameters Studied
5	Interlink Type (ILINK)	Option C Design with Cu Oh Coil Interlinked with TF Coils	4.7	1.7	1.7	SND	50	Study for Interlinked Type
6	NBI Type (NBIR)	Same as the Case 1 except the Employment of NB with Negative Ion Source for Heating and Current Drive	4.9	1.3	1.7	SND	50	An Alternative of Option C

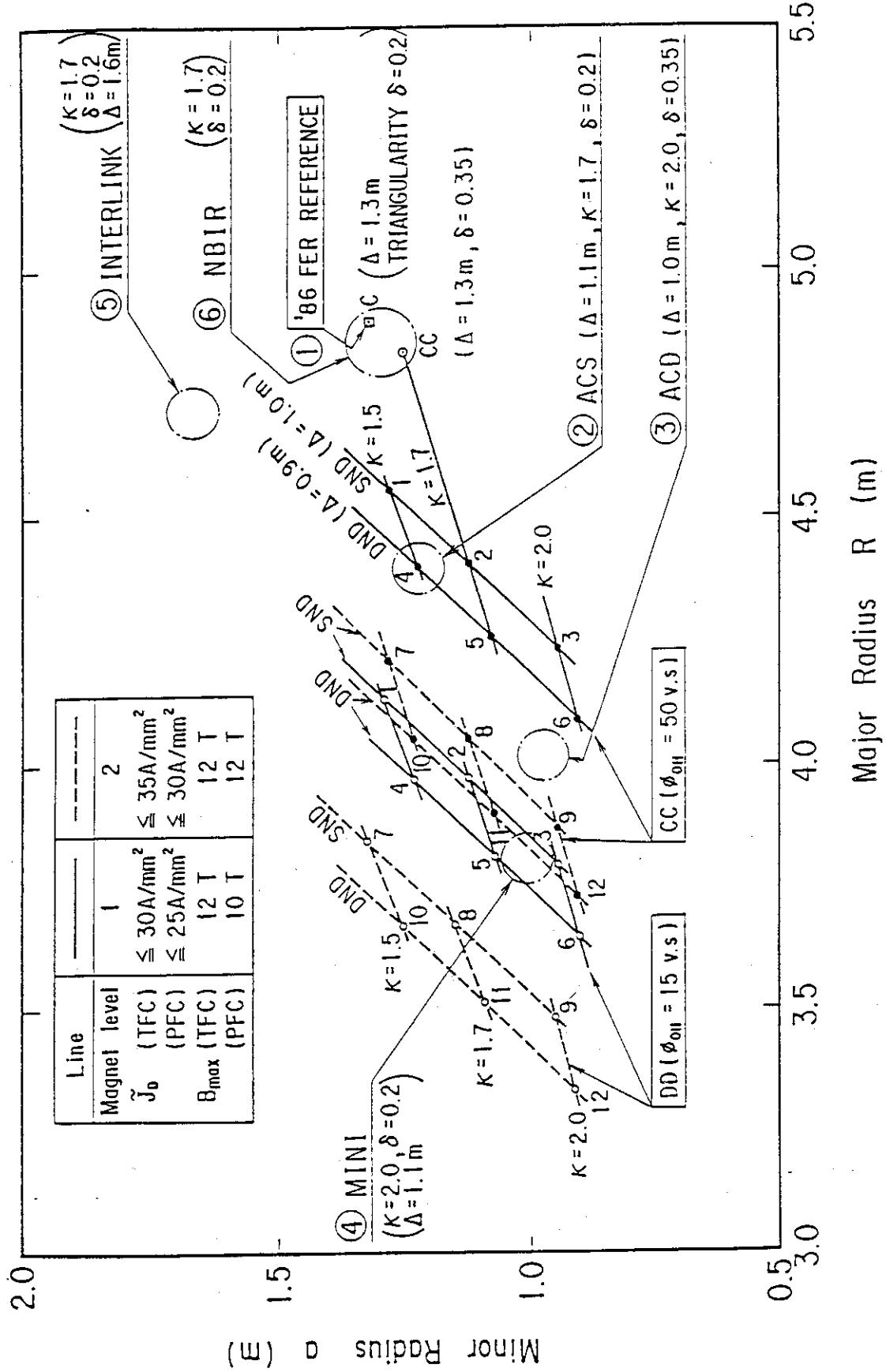


Fig. 1-1 Parameter Study for FER Design

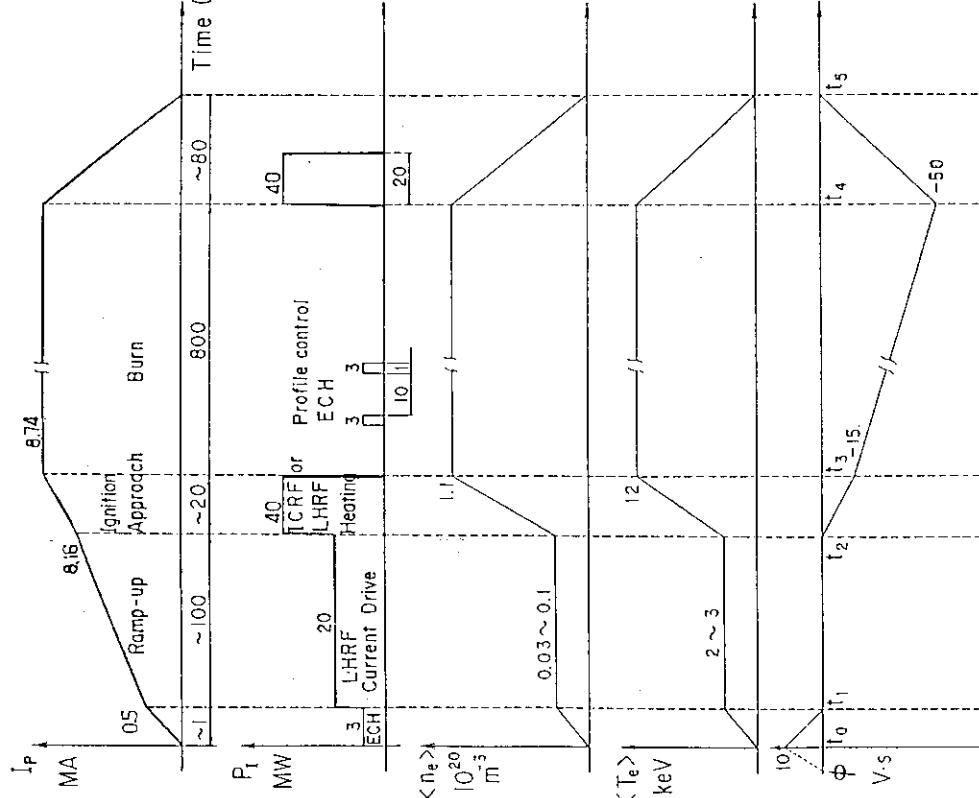


Fig. 1-2 Operation scenario (A)

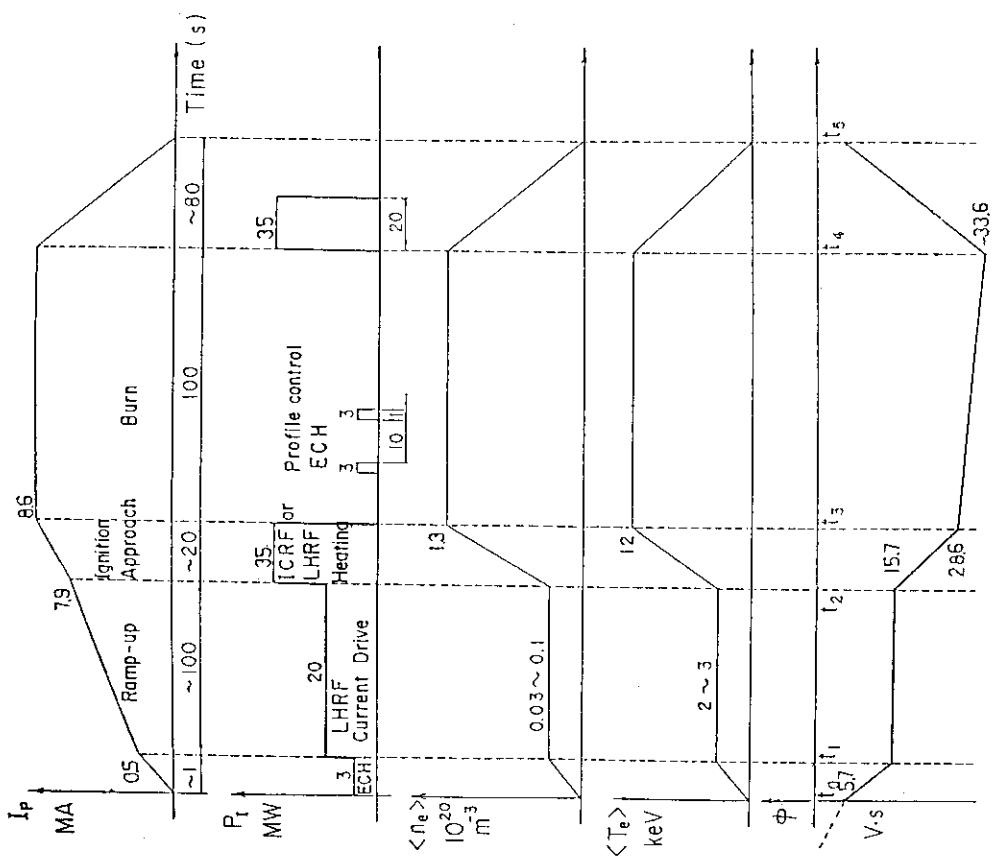


Fig. 1-3 Operation scenario (B)

2. I C R F 加熱装置

2.1 概 要

R F 主加熱装置としては、 I C R F 加熱と L H R F 加熱の両方を並行して検討している。^{1) 2)} いづれを選択するかは、今後の物理・工学両面の進展を踏えて判定するが、今回の報告の段階では想定されているシナリオに対応できるよう両案を同等に検討していく。本章では、 I C R F 加熱装置の検討結果を述べる。

R F 加熱装置の設計にあたって、対象とする炉型は前章表 1-1 中の第 2 のタイプと第 4 のタイプを採りあげた。両者の I C R F システムに直接係わるパラメータ（磁場や各ポートあたりの要求入射パワー）はほぼ同じであるので、ポートサイズさえ同等のものを用意できれば本検討は共通のものとなる。³⁾

F E R 用 I C R F 加熱は、58 年度設計から 59 年度に移行の際、ポート・サイズが 60 % も減少したが、61 年度案では、分解・修理の要求から、ランチャ・サイズはさらに縮小されたうえ、各ポートあたりの入射パワーも 1.5 MW から 2.0 MW に増大した。それゆえランチャ前面の面積平均でのパワー密度は、59 および 60 年度案よりさらに 90 % も増加することになる。そのため、本年度設計ではランチャ内最大電界として 1.2 kV/cm 程度（従来は 1.0 kV/cm）まで許容することを前提にパワー密度の増大に対処している。

一方、ランチャの小型化によりアンテナ長が短縮され、かつ、磁場が下がって周波数が低くなったため、 $\frac{1}{2}$ 波長共鳴の条件を維持するのが困難になった。従って、アンテナの共振タイプも、 $\frac{1}{2}$ 波長型から $\frac{1}{4}$ 波長型に変更された。表 2.1-1 に 57 年度からの I C R F アンテナの小型化の様子を示す。パワー密度の上昇と共に、工学的条件は一段ときびしくなっている。

本体設計およびプラズマ加熱シナリオから要求される I C R F 主加熱装置の基本仕様は表 2.1-2 に示されている。周波数は磁場 4.6 Tesla に対する重水素のサイクロトロン周波数 f_{cd} の 2 倍としている。この周波数は、D⁺ の 2 倍高調波加熱の他、H⁺ イオンを少量加えればマイノリティーガー熱としても使用できる。

加熱ポートとしては縦 1.8 m × 横 1.3 m のものが 1ヶ所に用意されている。ポートにはランチャ 1 台を配置する。ランチャ 1 台あたりの入射パワーは 2.0 MW となっている。ランチャは、分解・修理の際に、直線動作で外に引き抜ける構造でなければならない。従って、ランチャ本体は構造的に独立しており、引き抜き時のローラー等を含めて、1.8 m × 1.3 m の矩形におさまっていなければならない。そのためランチャの大きさは、1.6 m × 1.1 m の矩形の箇状におさまるようにし、外部配管やローラーのためのスペースを残している。

ランチャの設定位置は、最前面のファラデー・シールドが、プラズマ第一壁と接する磁気面に沿うようにする。ただし、プラズマ第一壁は必ずしも磁気面に沿った形状をしているわけではないので、ファラデー・シールドのすべてが第一壁の影に入っているわけではない。プラズマ表面（セパラトリス面）からファラデー・シールド最前面までの距離は 1.0 cm とする。

ランチャの形式は、トロイダル方向 2 列、ポロイダル方向 2 段の 4 本のアンテナで構成された 2 ×

2ループ・アンテナ型とし、与えられたスペース内で、アンテナ各エレメントの大きさ、配置等の最適化を行なう。このようにして決定されたランチャの基本構造に対し、プラズマからの輻射、中性子吸収による核発熱および高速イオンのリップル・ロスによる熱負荷を考慮して冷却系の設計を行なう。応力に対する強度計算は、上記熱負荷により発生する熱応力に加え、プラズマ・ディスラプション時に発生する電磁力に対する強度も検討する。これらの熱設計・電磁力検討に必要とされる各パラメータは、プラズマ第一壁の条件に準じて次のような値を使った。

①熱負荷 P_R

- 表面で一様, $P_R = 1.3 \text{ W/cm}^2$

- 中性子吸収による核発熱 P_N

各ランチャ内で、トータル 2.2 MW の熱が発生、

その分布は, $P_N \propto 1/R^2$

- 高速アルファ粒子のリップル・ロス P_L

θ をトーラス赤道面から測ったポロイダル角、 ρ をトロイダル・コイル真下を 0 として測ったトロイダル角とするとき、 P_L は次のような分布をもつものとした。

$$P_L = 2.0 e - (\theta/\theta_0)^2 \cdot e - (\rho/\rho_0)^2 \quad (\text{W/cm}^2)$$

$$\theta_0 = 30^\circ / \sqrt{3}$$

$$\rho_0 = 2\pi / \sqrt{3N} \quad (N: \text{トロイダル・コイル数})$$

②ディスラプション時の電流変化

プラズマ電流 I_p は、ディスラプション発生時（プラズマの内部エネルギーの大半が掃き出された時点）を $t = 0$ として、 $I_p = I_{p0} e^{-t/\tau}$ の形で減少すると考える。 I_{p0} は電流の最大値を取る。時定数 τ は 1.5 msec を仮定する。

さらに本年度は、真空排気系の設計、分解・修理の詳細な手順の検討も行なっている。

Table 2.1-2 Basic parameters for FER ICRF heating system

	57年度	58～60年度	61年度
アンテナ長	1.0 m	0.8 m	0.65 m
タイプ	3/4 波長	1/2 波長	1/4 波長
パワー密度	2.6 MW/m ²	6.4 MW/m ²	11.4 MW/m ²

Table 2.1-1 History of FER ICRF launchers

Total power	20 MW
Number of port	1
Port size (H×W)	1.8 m × 1.3 m (Launcher 1.6 m × 1.1 m)
Injected wave	Fast waves
Wave frequency	70 MHz

2.2 ループ・アンテナ型ランチャの物理検討

2.2.1 計算モデルと最適化手法

本項では、ループ・アンテナ型ランチャの結合特性や放射特性の計算に基づき、アンテナ各エレメントの配置や形状の最適化を行なう。これらの解析は、アンテナ・フィーダーの効果やプラズマの密度分布を含めた3次元モデルによるアンテナープラズマ・カップリング・コードを用いている。コードの詳細内容は、昭和59年度のFER設計報告書¹⁾ J A E R I - M 8 5 - 1 7 8 2.1.2(1)および(2)を参照されたい。

アンテナ中心導体は、許されるスペース内で、また、導体が壁に近づきすぎない、という制限内で可能な限り長く、幅広くした方が、最適化後の性能はすぐれていると考えられるから、アンテナ中心導体の大きさは、スペース制限のみからまず決定されてくる。ところで、アンテナの性能としては、そのアンテナ長 ℓ が、アンテナ上での高周波の波長 λ_a と比較して、 $\ell = m\lambda_a / 4$ を満すときが共振アンテナを構成できて高性能である。 $m = 2n$ の場合は半波長共鳴で、機器設計ではVSWRを低くできるが、反面、フィーダー部に電流の腹がくるため、フィーダーからの放射が出て、不要なスペクトル成分が現われるという欠点がある。 $m = 2n + 1$ のときは4分の1波長共鳴で、共鳴近くでは、インピーダンスが $-\infty$ から $+\infty$ まで変わり、不安定である。性能的には半波長型におとると思われるが、一方、フィーダー部が電流の節となるため、ここからの不要放射の問題は軽減され、スペクトルは整ったものが得られる。

許容されるアンテナ長に対し、前記の共振条件を満たすようにするには、アンテナ上の波長(λ_a)を整合させることになる。ICRFの場合、周波数は、プラズマ中心磁場で決まっており、波長を変えるには、アンテナ上での波長短縮率(β)を変えることになる。 β の値は、アンテナのインダクタンス(L)および静電容量(C)によって特徴づけられるので、たとえば、アンテナ導体とファラデー・シールドの間の距離を変えることで、この間の静電容量を変える、といった方法が考えられる。この他、アンテナ・ループの大きさにより、LとCを変えるなども考えられる。しかしながら、前者で共振条件が得られても、ファラデー・シールドとアンテナ導体間のギャップが十分でなければ絶縁の問題を生じるし、広すぎればいかに共振条件を満しても、プラズマとの結合が弱くなりよい特性は得られない。それゆえ、現実的なパラメータにおいて β の調節で λ_a を変えうるのは、高々数10%であって、アンテナ長が与えられていると、半波長共鳴か4分の1波長共鳴のどちらかには合わせうるが、両方を調整範囲に含めることはむずかしい。

昭和59年度、60年度の設計では、アンテナ長 $\ell = 0.8 \text{ m}$, $f = 81 \text{ MHz}$ に対し、半波長共鳴の条件を満したとき、もっともよい特性が得られていた。しかし、今年度の設計では、アンテナ長は 0.65 m に短縮されたうえ、周波数も磁場が変更されたために 70 MHz に下がった。そのため、 β の調整により半波長共鳴を作り、よい特性を得るのは極めて困難になった。そこで、本年度設計では4分の1波長共鳴に合うように設計が行われている。

2.2.2 放射特性の計算とアンテナ・パラメータの決定

アンテナ中心導体とランチャ内壁面との距離、および二列のアンテナ中心導体の距離は、各々少なくとも 10 cm および 20 cm 必要であろう、という制限から決定されたアンテナ中心導体のサイズは、長さ 0.65 m 、幅 0.30 m である。このサイズを基準に、前項の手順に従い、アンテナ上の波長が四

分の一波長共鳴 ($\ell = \lambda_a / 4$)をおよそ満たすようにアンテナ・ループの大きさ, すなわち中心導体とリターン導体の距離 δ_{ar} を決定する。このときファラデー・シールドとアンテナ導体との距離 δ_{ar} は 3 cm 程度の適當な値としておく。この手順により決定した δ_{ar} は, 15 cm である。さらに細かな最適化は, δ_{fa} の調節と, ファラデー・シールド開口率の調節により, アンテナ導体とファラデー・シールドとの間の静電容量を変えることにより行なった。開口率 50% として計算すると四分の一波長条件を満たすとき, δ_{fa} が大きすぎ, プラズマとの結合が弱くなってしまったので, $\delta_{fa} = 2 \sim 5$ cm で共振条件が満たされるように, 開口率を 40% に下げた。これにより程度な δ_{fa} と共振条件が満たされ, よい結合特性が得られた。

ランチャ一台あたり 15 MW の入射を考えた時のファラデー・シールドとアンテナ導体間の最大電界 E_{fa} を, δ_{fa} の関数としてプロットしたのが Fig. 2.2-1 である。計算コードにおいて使用している物理モデルは, アンテナ上の電流分布を cosine 分布として与えているため, 完全に $m\lambda_a / 4$ 共振となった状態を解析することができない。 $\lambda_a / 4$ 共振は図中 $\delta_{ar} \approx 2.7$ cm で生じるのでこの付近は, $\delta_{fa} > 3.2$ cm, および $\delta_{fa} < 2.2$ cm の範囲の結果から内挿している。 δ_{fa} が大きくなると, 結合特性が悪化し, 15 MW の入射に対して必要な高周波電圧が高くなるが, $E_{fa} = V_{max} / E_{fa}$ の値としては $2 < \delta_{fa} < 4$ cm の間でおよそ一定となっている。たのような場合は, 最大電圧が小さい方が有利なので $\delta_{fa} \approx 2$ cm が最適値と考えられる。この時 $E_{fa} = 9.9$ kV/cm である。入射パワーは E_{fa}^2 に比例するので, 最大電界を 12 kV/cm 程度まで許せば, このランチャにて 20 MW 以上を入射することができる。

決定された ICRF ランチャの仕様値, およびローディング特性の計算値を Table 2.2-1 に示してある。これらに基づき設計されたランチャの正面図と側面図は, それぞれ Fig. 2.2-2 と Fig. 2.2-3 に示されている。

Table 2.2-1 ICRF Launcher parameters

1. RF Parameters

- Main Plasma ↔ Shield 0.1 m
- Central Magnetic Field 4.6 T
- Frequency 70 MHz
- 4.4×10^8 rad/sec
- Wave Length (Vacuum) 4.29 m

2. Antenna Type, Dimension

- Type 2 × 2 Loop (0- π /0- π)
- Resonance $\lambda/4$ Type
- Launcher Box 1.5 m × 1.0 m (Inside)
- 1.6 m × 1.1 m (Outside)
- Central Conductor 0.65 m × 0.3 m
- Antenna ↔ Wall 0.1 m
- Antenna ↔ Return 0.15 m
- Antenna ↔ Shield 0.02 m
- Antenna Distance 0.1 m
- Shield Thickness 0.02 m
- Through rate 40 %

3. Loading Parameters

- $V_{max} = 23.2$ kV ($E_{max} = 11.6$ kV/cm) for 20.5 MW/Port
- $V_{max} = 19.8$ kV ($E_{max} = 9.9$ kV/cm) for 15.0 MW/Port
- VSWR = 2.9
- Loading Impedance $10.5(\Omega) + j 2.07(\Omega)$

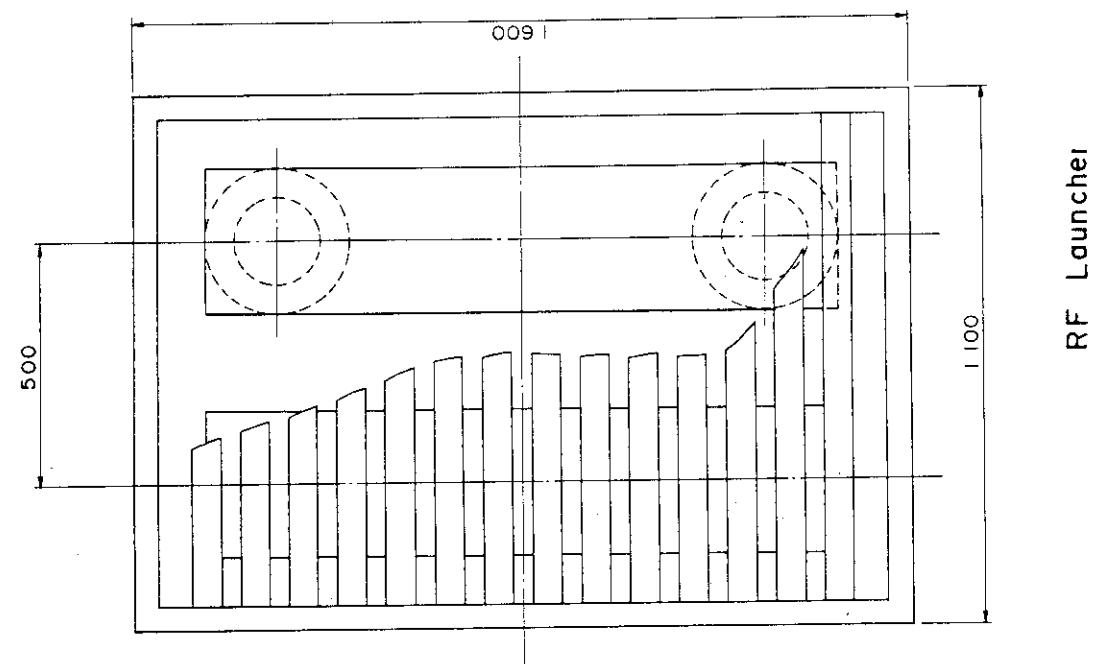


Fig. 2.2-2 ICRF Launcher

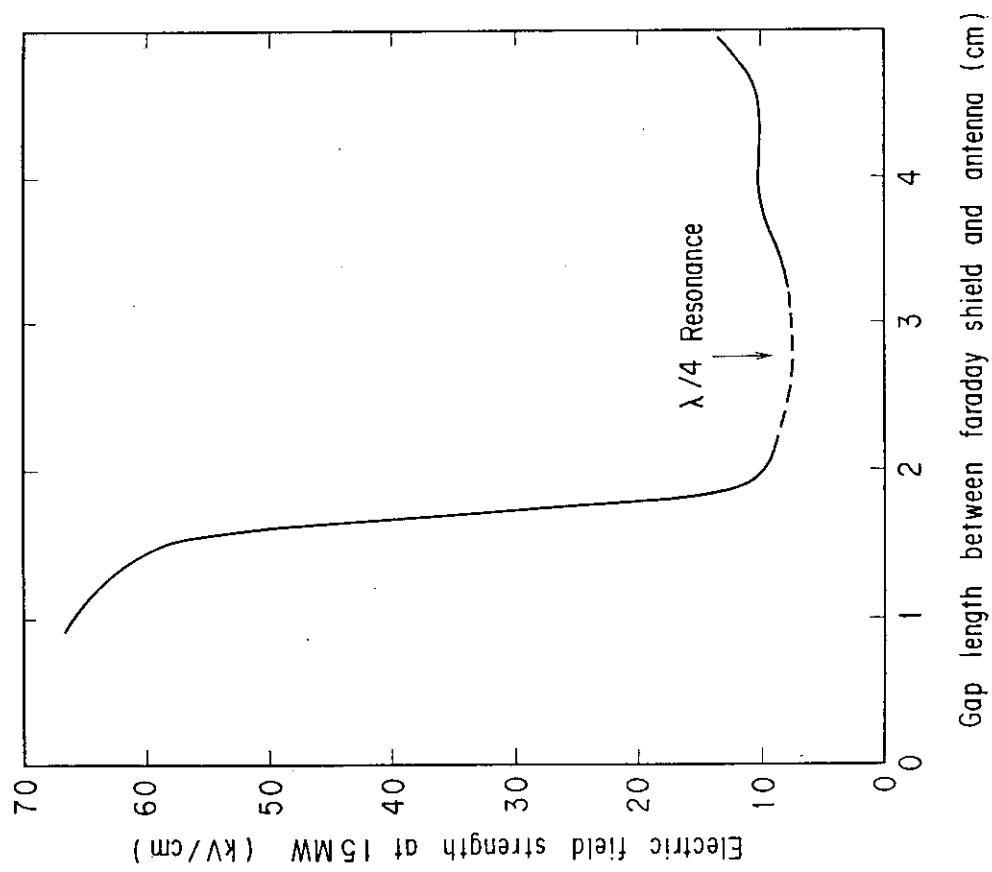


Fig. 2.2-1 Maximum electric field in launcher

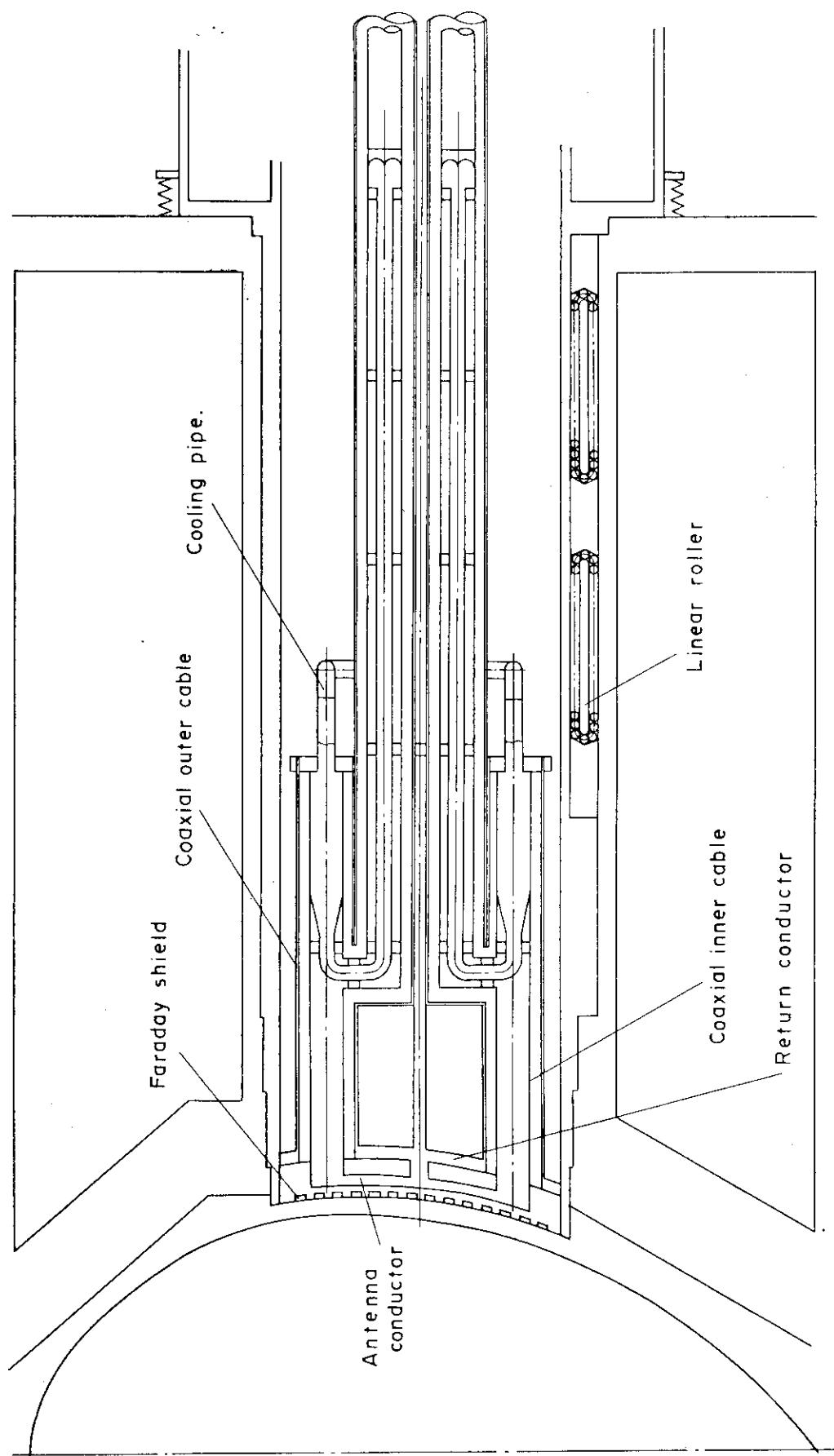


Fig. 2.2-3 ICRF Launcher 2

2.3 ループ・アンテナ型ランチャの構造設計

2.3.1 構造概要

ICRFはFig. 2.3-1に示すように、炉本体の $1800\text{ mm} \times 1300\text{ mm}$ のRFポートに挿入されるランチャと、アクセスドアの外側でランチャと接続される伝送系から構成される。ランチャと伝送系は後述（2.6節）されるようなチョーク回路を用いることにより、簡単に接続することができる。伝送系は炉本体から出てUターンした後炉本体室B1に下がり、RF増幅室まで延長される。

ランチャはダイバータ、遮蔽体等の炉心構造物と同様に、中性子ストリーミングを防止する目的でジャケット外周に高さ17mmの段差を3段設けている。またプラズマディスラプション時には電磁力がランチャをねじるように加わるので、ランチャ本体はジャケットおよび十字型の支持構造物（厚さ50mm）で剛性を持たせている。

ランチャはプラズマからの輻射と核発熱を除熱するために水冷とする。同軸管はFig. 2.3-2に示すように同軸管内導体の内側を水冷することにより冷却し、アンテナはその冷却水をアンテナ内の流路に導くことにより冷却する。ファラデーシールドとリターン導体はそれぞれ専用のヘッダーから冷却水を供給する。ジャケットと十字型構造物の間は、昨年度の設計ではステンレス製ペブルを充填しその間隙に冷却水を流していたが、水だけでも十分な遮蔽効果があること、ランチャの重量を軽減できることから、ステンレス製ペブルは用いず冷却水だけを流るものとする。伝送系での発熱はRF損失による発熱だけであると考えられるから、同軸管内導体の内側と、ジャケット内にSF₆を循環させることにより冷却する。

フィードスルーはECR領域（約R=16.5mの位置）よりもプラズマ側に設置し、フィードスルーパラズマ側は同軸管に設けた排気口により真空排気する。これによりフィードスルーパラズマ側の圧力は $1.33 \times 10^{-3}\text{ Pa}$ ($1.0 \times 10^{-5}\text{ Torr}$)以下に保持される。

次にランチャを構成する各コンポーネントについて述べる。

1) ファラデーシールド

ファラデーシールドはFig. 2.3-6に示されるように、断面が $20\text{ mm} \times 60\text{ mm}$ で、長さ1000mmのSUS316製矩形管14本から構成されている。ファラデーシールドは外側第一壁と同じ熱負荷、粒子負荷を受けるため、第一壁と同程度の3mmとし、 $14\text{ mm} \times 54\text{ mm}$ の流路を設けている。ファラデーシールドの端部は、リターン導体の後部に設置されたヘッダーに連結される。リターン導体のプラズマ側にはFig. 2.3-3に示すように、ポロイダル方向に働く電磁力に対しては支持として働き、トロイダル方向の熱膨張に対してはスライドして変形を許容するようなサポート構造物が設けられている。

2) アンテナ導体

Fig. 2.3-2に示されるアンテナ導体は、厚さ50mm×巾300mm×長さ650mmのSUS316製のもの4本から構成され、アンテナの端部は導体支持板によりリターン導体で支持されている。アンテナ導体中には $12\text{ mm} \times 12\text{ mm}$ の矩形流路が設けられている。Fig. 2.3-4にアンテナ導体の冷却流路の概念を示す。同軸管内導体の中に配管を設け、2重管にすることにより、効率よく冷却が行われる。冷却水は図の矢印のように、IN→内導体中の配管内→内導体の内側→アンテナ導体→内導体の内側→内導体中の配管内→OUTの順に流れる。

3) リターン導体

リターン導体は $1500\text{ mm} \times 1000\text{ mm} \times 100\text{ mm}$ の SUS 316 製であり、アンテナ導体の後方 150 mm に設置され十字型支持構造物とジャケットで支持される。Fig.2.3-5 にリターン導体の冷却流路の概念を示す。冷却水は導体後部に設けられたヘッダから入り、導体内の流路とアンテナ支持板を冷却した後、再びヘッダから流出する。

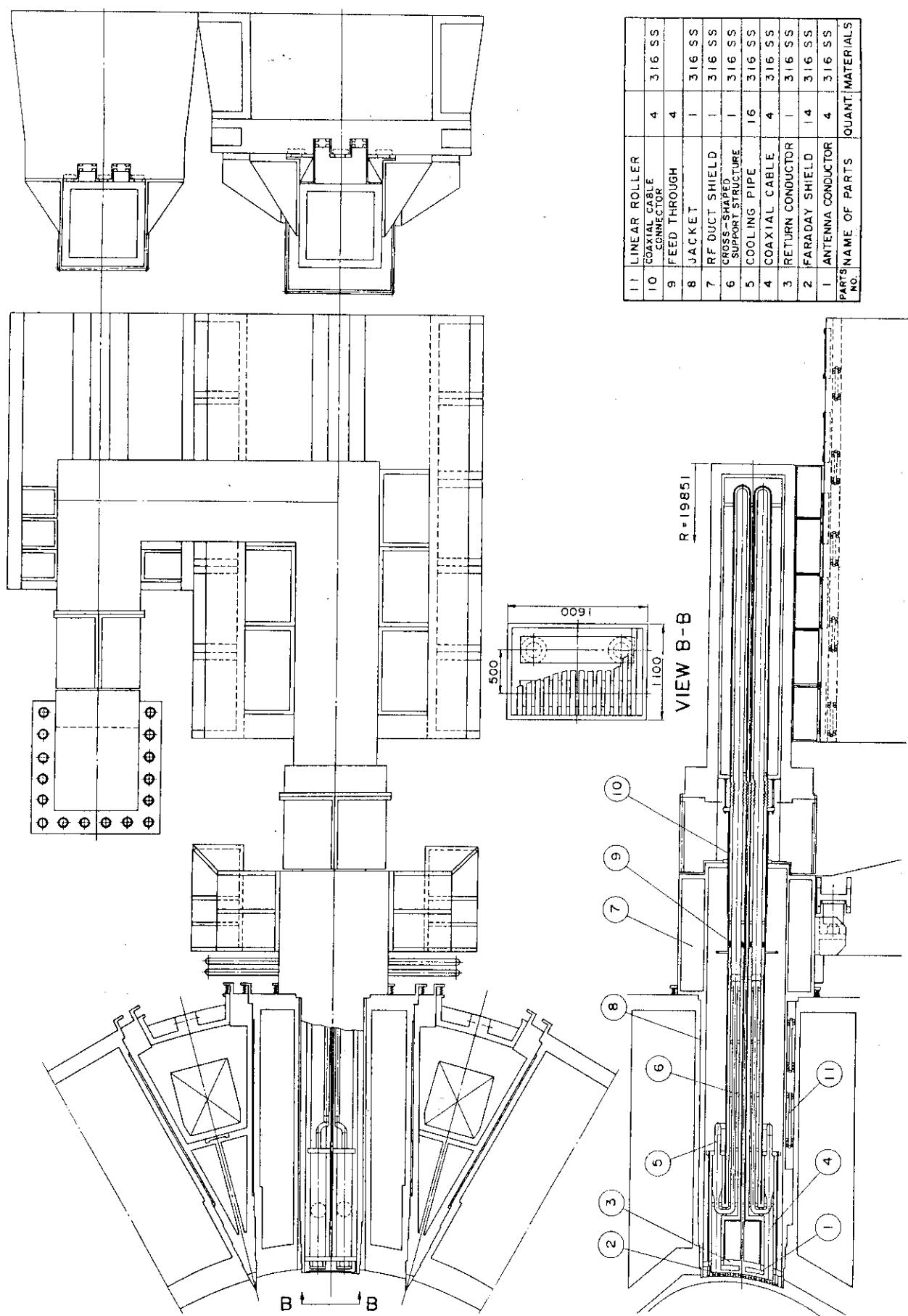


Fig. 2.3-1 ICRF system

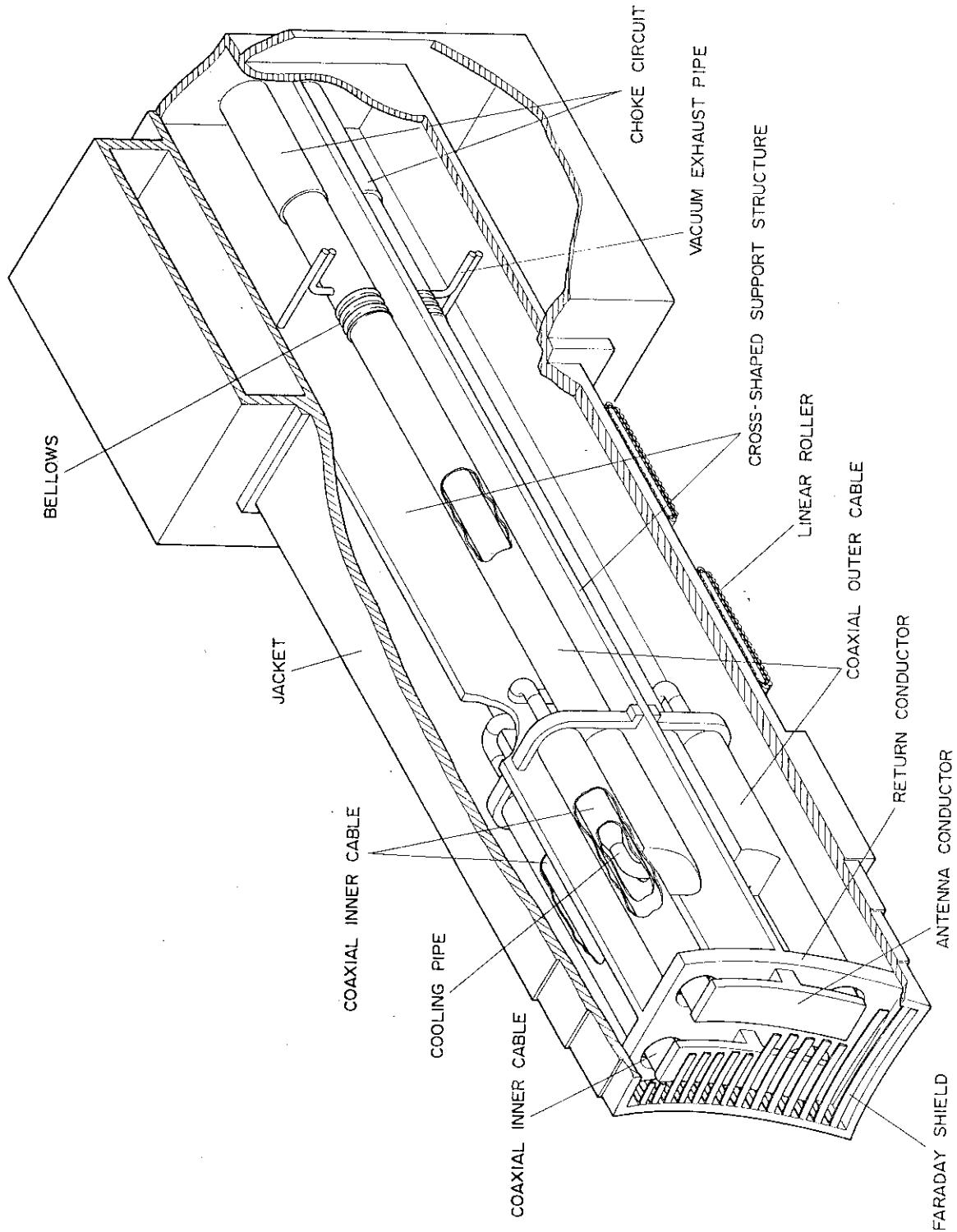


Fig. 2.3-2 ICRF launcher

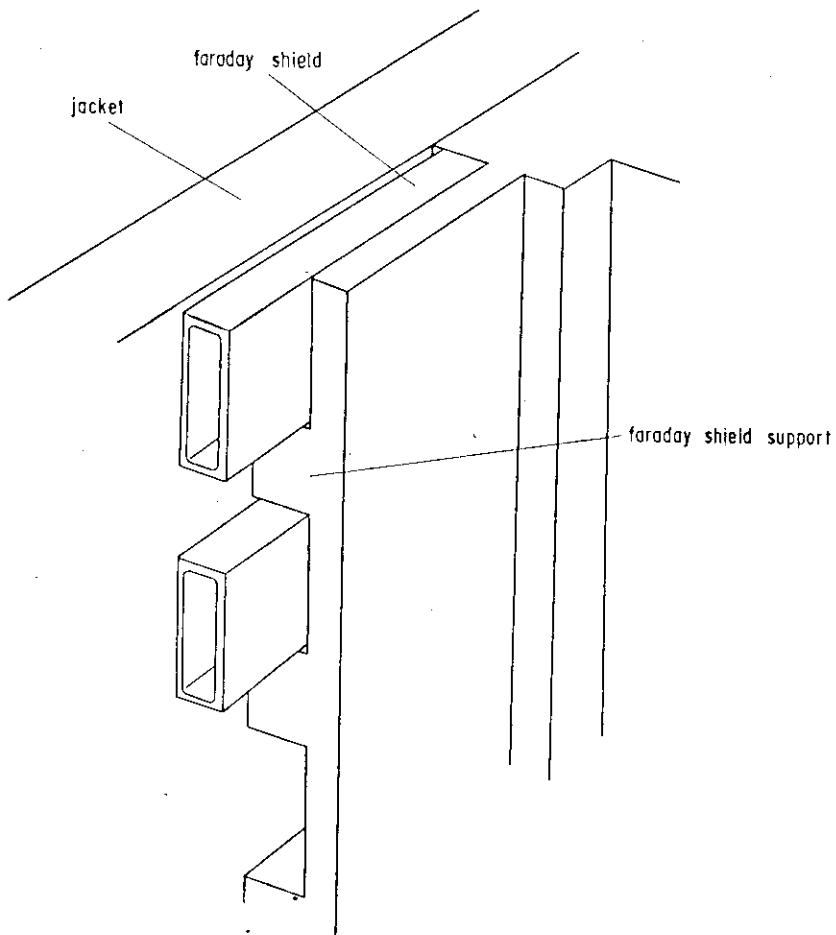


Fig. 2.3-3 Faraday shield support structure

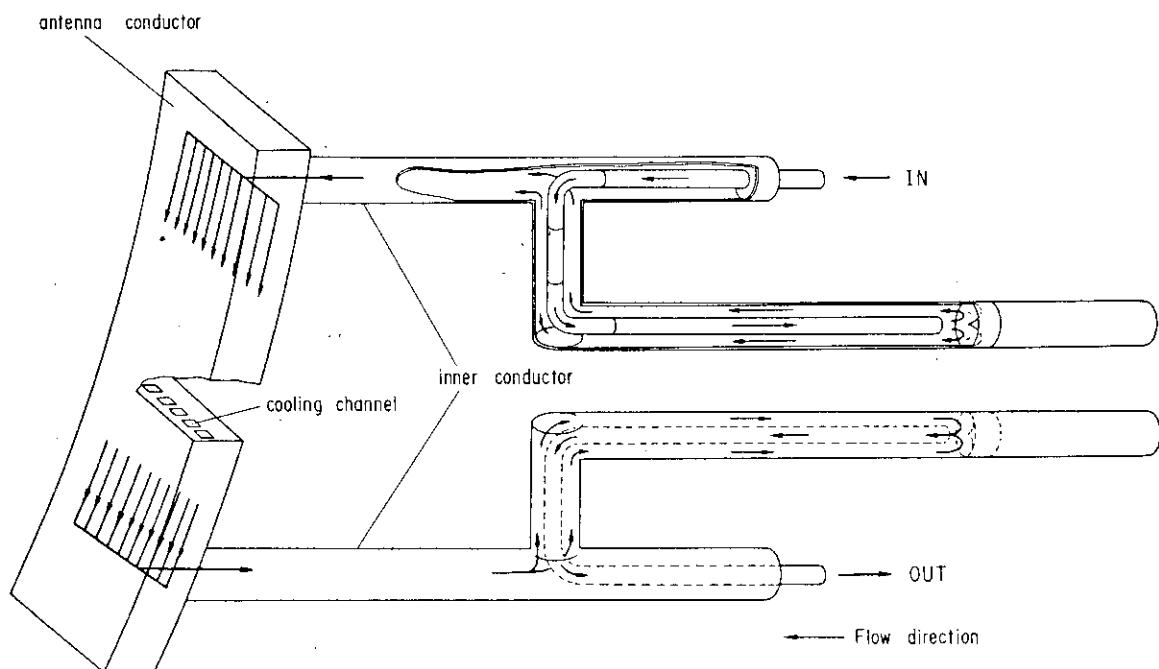


Fig. 2.3-4 Concept of coolant path in antenna conductor

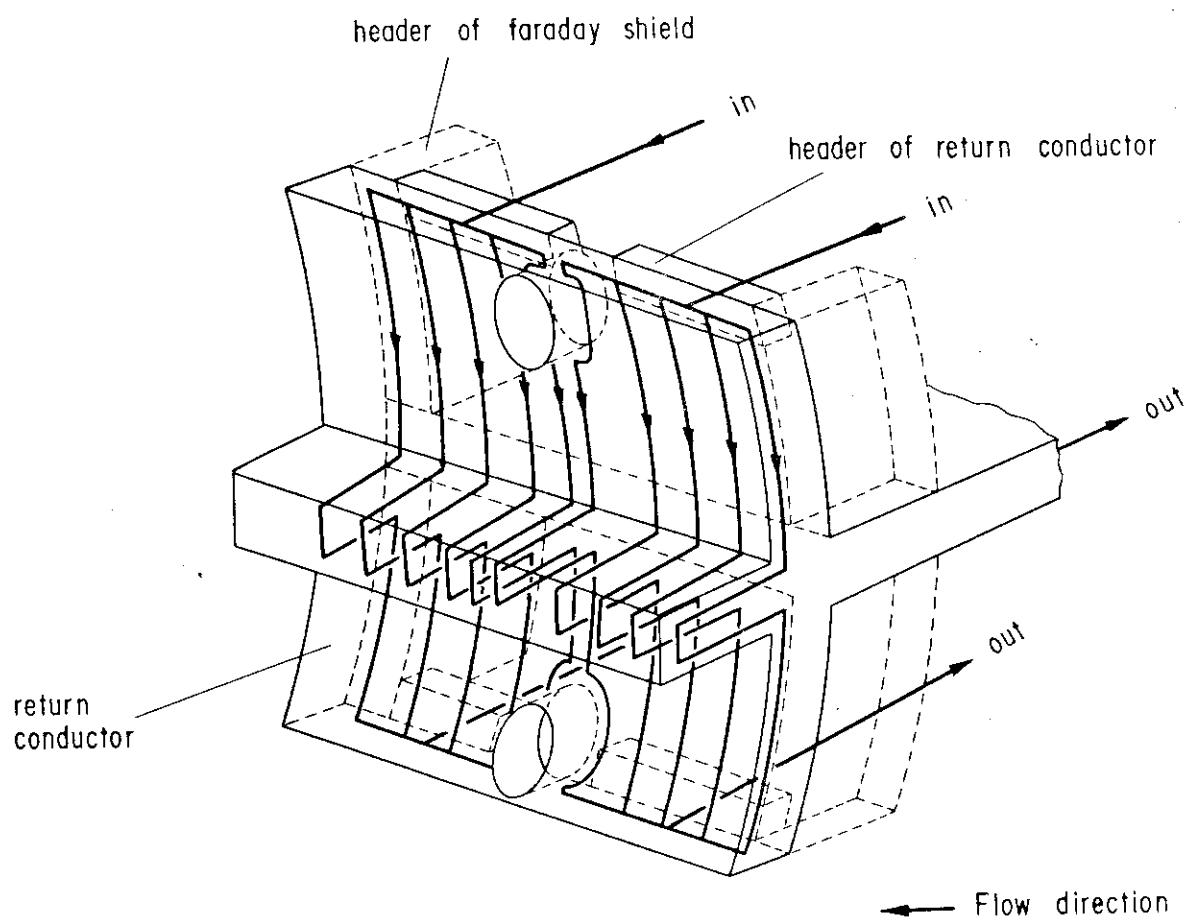


Fig. 2.3-5 Concept of coolant path in return conductor

2.3.2 热応力の検討

(1) 热負荷条件

ICRFへの热負荷はプラズマ第一壁の条件に準じて以下の値を使用した。

$$\textcircled{1} \text{ 表面で一様 } q = 1.3 \text{ W/cm}^2$$

$$\textcircled{2} \text{ 核発熱 } q_n$$

ファラデーシールド面で一様 1.0 W/cc (SUS), ランチャ内部に入るに従い, $1/R$ で減少する。

$$\textcircled{3} \text{ アルファ粒子のリップル・ロスによる热負荷 } q_R$$

θ をトーラス赤道面から測ったポロイダル角, ρ をトロイダルコイルの真下を 0 として測ったトロイダル角とするとき, 以下のような分布をもつとする。

$$q_R = 2.0 e^{-(\theta/\theta_0)^2} \cdot e^{-(\rho/\rho_0)^2} \text{ W/cm}^2$$

$$\theta_0 = 30^\circ / \sqrt{3}$$

$$\rho_0 = 2\pi / (\sqrt{3}N) \quad (N: \text{トロイダルコイル数})$$

(4) プラズマ・ディスラプション時

8.1 J/cm^2 の热負荷が 1.5 ms で一様に入熱。

(2) 热応力

プラズマに面するファラデーシールドはランチャの中で熱的にもっとも厳しい条件下にある。そこでここではファラデーシールドに発生する热応力について検討する。

ファラデーシールドのポロイダル断面内の FEM 解析モデルを Fig. 2.3-6 に示す。図に示されるように、流路のコーナーは製作性と応力集中を緩和する観点から、R 1.5 のカーブを設けてある。ファラデーシールドの冷却水の入口/出口温度は $45^\circ\text{C}/50^\circ\text{C}$, 流速は 2.3 m/s , 热伝達率は $1.07 \times 10^4 \text{ W/(m}^2\text{ °C)}$ である。解析にあたっては物性値の温度依存性を考慮し、热応力計算は平面歪条件で行った。ポロイダル断面の温度分布、変形図、応力強さ分布をそれぞれ Fig. 2.3-7, Fig. 2.3-8, Fig. 2.3-9 に示す。ポロイダル断面内の最大温度と最大応力強さはプラズマに面する表面に発生し、それぞれ 164°C と 40.4 kg/mm^2 である。

一方ファラデーシールドは両端を固定しているため、トロイダル方向の热膨張により応力が発生する。热応力はバー要素を用いて FEM による解析を行った。ファラデーシールドの解析にあたっては、冷却水のトロイダル方向の温度上昇を考慮する必要があるが、今回は簡単のためポロイダル断面内の最大温度上昇 $\Delta T = 115^\circ\text{C}$ を用い、ファラデーシールドが 0°C から 115°C まで一様に昇温された時の热応力を求めた。ファラデーシールドの热膨張による変形図を Fig. 2.3-10 に示す。ファラデーシールドの外側への最大変位は 1.2 mm である。図に示される点 A, B での応力強さはそれぞれ 18.1 kg/mm^2 と 3.1 kg/mm^2 である。

以上計算したポロイダル断面内およびトロイダル方向の熱膨張による熱応力は、SUS316の設計応力強さを $S_m = 13.5 \text{ kg/mm}^2$ とすれば許容値内にある。

プラズマディスラッシュ時には、ファラデーシールドは時定数 $15 \times 10^{-3} \text{ sec}$ で 81 J/cm^2 を受けるから、熱流束 q は 54 MW/m^2 となる。ファラデーシールドを半無限物体と仮定した時の温度上昇 ΔT は以下で与えられる。

$$\Delta T = 2 q \sqrt{\frac{t}{\pi \rho C_p \lambda}}$$

ここで、 $t = 15 \times 10^{-3} \text{ sec}$, $\rho = 7930 \text{ kg/m}^3$, $C_p = 501.6 \text{ J/(kg K)}$, $\lambda = 16 \text{ W/(m \cdot K)}$ を代入すると、 $\Delta T = 935^\circ\text{C}$ となる。定常運転時の表面温度 164°C を考慮すると、ディスラッシュ時のファラデーシールドの表面温度は 1099°C となるが、ステンレス鋼の融点 ($\sim 1400^\circ\text{C}$) に比べて低いから、溶融は起こらない。

2.3.3 電磁力および電磁応力

プラズマディスラッシュ時にはファラデーシールド、アンテナ導体、同軸管に渦電流が誘起される。この電流とトロイダル磁場、ポロイダル磁場により電磁力が生じる。以下にその検討結果を示す。

(1) ファラデーシールド

計算条件は以下のとおりである。

- プラズマ電流変化

$$I_p = 8.74 \frac{\tau_{ex} - t}{\tau_{ex}} \text{ MA}$$

$$\text{時定数 } \tau_{ex} = 1.5 \times 10^{-3} \text{ sec}$$

- トロイダル磁場

$$B_t = B_{to} \cdot R_0 / R$$

$$\text{ここで } B_{to} = 4.61 \text{ T}, R_0 = 4.42 \text{ m}$$

- ポロイダル磁場

$$B_p = 0.7 \text{ T}$$

電磁力を計算するためのファラデーシールドのモデル形状を Fig.2.3-11(a) に示す。図はファラデーシールド 1 本を取り出したもので、ファラデーシールド上下面に垂直な磁場成分 B_v によって誘起される渦電流 i は以下のようになる。

$$i = \frac{B_v S}{R \tau_{ex}} \{ 1 - \exp(-t / \tau_c) \}$$

ここでプラズマ電流による磁場 $B_V = 1.33 \text{ T}$, ファラデーシールドの電気抵抗 R はステンレスの電気抵抗率 ρ を $7.4 \times 10^{-8} \Omega \cdot \text{m}$ として $R = 1.46 \times 10^{-3} \Omega$, $S = 1.0 \times 0.19 = 0.19 \text{ m}^2$, 自己インダクタンス $L = 2.4 \times 10^{-6} \text{ H}$, この回路の時定数 $\tau_C = L/R = 1.64 \times 10^{-3} \text{ sec}$, τ_{ex} を代入すると, $i = 1.15 \text{ kA}$ となる。

ファラデーシールドにかかる電磁力は, この電流とトロイダル磁場 $B_t (= 3.52 \text{ T})$ とポロイダル磁場 $B_p = 0.7 \text{ T}$ により Fig. 2.3-11(b) に示すように働く。電磁力 F_t と F_{p_1} は

$$F_t = i B_t = 1.15 \times 10^3 \times 3.52 = 4.05 \times 10^3 \text{ N/m} = 4.11 \times 10^3 \text{ kg/m}$$

$$F_{p_1} = i B_p = 1.15 \times 10^3 \times 0.7 = 8.05 \times 10^3 \text{ N/m} = 8.21 \times 10^2 \text{ kg/m}$$

F_t による応力は Fig. 2.3-11(c) に示すように, ファラデーシールドのプラズマに面する部分(長さ 1000 mm の部分) の剛性を無視して,

$$M = \frac{\omega \ell^2}{2} = 7.42 \times 10^4 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

$$Z = 8.53 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

$$\sigma = \frac{M}{Z} = 8.7 \text{ kg/mm}^2$$

F_p による応力は両端固定ばかりと仮定して (Fig. 2.3-11(d)),

$$M = \frac{\omega \ell^2}{12} = 6.84 \times 10^4 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

$$Z = 3.58 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

$$\sigma = \frac{M}{Z} = 1.91 \text{ kg/mm}^2$$

となる。

(2) アンテナ導体

アンテナ導体の計算条件は, ファラデーシールド(1)の場合と同様である。Fig. 2.3-12(a) に計算モデル形状を示す。(a)に示すようにアンテナを流れる渦電流はアンテナ支持板を無視すると,

$$i = \frac{BS}{R \tau_{ex}} + 1 - \exp(-t/\tau_C)$$

ここで $B = 0.2 \text{ T}$, $S = 0.3 \times 1.3 = 0.39 \text{ m}^2$, $R = 3.4 \times 10^{-4} \Omega$, $L = 1.59 \times 10^{-6} \text{ H}$, $\tau_C = L/R = 4.68 \times 10^{-3} \text{ sec}$, $\tau_{ex} = 1.5 \times 10^{-3} \text{ sec}$ を代入すると, $i = 1.47 \text{ kA}$ となる。この渦電流 i とトロイダル磁場 B_t , ポロイダル磁場 B_p により Fig. 2.3-12(b) に示されるように F_t , F_p が働く。電磁力 F_t および F_p は,

$$F_t = i B_t \ell = 1.47 \times 10^3 \times 3.52 \times 1.3 = 6.73 \times 10^4 N = 6.87 \times 10^3 kg$$

$$F_p = i B_p \ell = 1.47 \times 10^3 \times 0.7 \times 0.3 = 3.09 \times 10^3 N = 3.15 \times 10^3 kg$$

となる。

F_t によりアンテナはねじりモーメント T を受ける。アンテナ支持板で完全に固定されていると考えると、

$$T = F_t a = 6.87 \times 10^3 \times 300 = 2.06 \times 10^6 kgf \cdot mm$$

ねじりモーメント T による最大せん断応力 τ_{max} は、図(c)で示される場所で発生し、

$$\begin{aligned} \tau_{max} &= \frac{1}{k_i} \cdot \frac{T}{a t^2} \\ &= \frac{1}{0.299} \times \frac{2.06 \times 10^6}{300 \times 50^2} \\ &= 9.2 kg/mm^2 \end{aligned}$$

となる。一方 F_p によりアンテナは曲げモーメント M を受け、それによる応力は

$$\begin{aligned} \sigma &= M/Z \\ &= 3.15 \times 10^3 \times 600 / (300 \times 50^2 / 6) \\ &= 1.51 kg/mm^2 \end{aligned}$$

である。

(3) 同軸管内導体

計算条件は $B_t = 3.25 T$ であることを除いて、ファラデーシールドと同一である。Fig.2.3-13 (a)に計算モデル形状を示す。(a)図に示されるような導体に流れる渦電流 i は、

$$i = \frac{B_v S}{R \tau_{ex}} \{ 1 - \exp(-t/\tau_c) \} = 7.78 kA$$

ここで、 $B_v = 1.1 T$,

$$S = \pi a \ell / 2 = 1.39 \times 10^{-3} m^2,$$

$$R = \rho \pi \ell / 4 t a = 1.31 \times 10^{-3} \Omega,$$

$$L = \pi \mu \ell / 8 = 0.494 \times 10^{-6} H,$$

$$\tau_c = L/R = 3.77 \times 10^{-4} sec,$$

$$\tau_{ex} = 1.5 ms,$$

を代入した。この渦電流 i とトロイダル磁場 B_t 、ポロイダル磁場 B_p により、(b)図に示されるように F_t 、 F_p が同軸管に働く。電磁力 F_t 、 F_p は

$$F_t = i B_t \ell = 7.78 \times 10^3 \times 3.25 \times 1.0 = 2.53 \times 10^4 N = 2.58 \times 10^3 kg$$

$$F_p = i B_p \ell = 7.78 \times 10^3 \times 0.7 \times 1.0 = 5.45 \times 10^3 N = 5.56 \times 10^2 \text{ kg}$$

F_t によるねじりモーメント T および応力は、(c)図に示されるように厳しい評価として片側支持（アンテナのみで支持されている）とすると、

$$T = \frac{\pi}{4} F_t r = 1.98 \times 10^5 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

$$\tau = \frac{16D}{\pi(D^4 - d^4)} \quad T = 0.8 \text{ kg/mm}^2$$

となる。

(4) ジャケット

計算条件は $B_t = 3.1 \text{ T}$ であることを除いて、ファラデーシールドと同一である。Fig.2.3-14(a) にジャケット上下面に垂直な磁場成分 B_v によって誘起される渦電流を示す。昭和 59 年度の設計例によると、ランチャの長さを約 2.0 m にとれば渦電流 i の大きさを概算することができるので、ここでは長さを 2.0 m にとった。渦電流 i は

$$i = \frac{B_v S}{R \tau_{ex}} \{ 1 - \exp(-t/\tau_c) \} = 1.11 \times 10^6 \text{ A}$$

ここで、 $B_v = 1.1 \text{ T}$ 、

$$S = 1.1 \times 2.0 = 2.2 \text{ m}^2$$

$$R = 5.74 \times 10^{-5} \Omega$$

$$L = 1.73 \times 10^{-6} \text{ H}$$

$$\tau_c = L/R = 0.03 \text{ sec}$$

$$\tau_{ex} = 1.5 \times 10^{-3} \text{ sec}$$

である。この電流 i とトロイダル磁場 $B_t = 3.1 \text{ T}$ により電磁力 F_t が Fig.2.3-14(b) に示すように働く。電磁力 F_t は

$$\begin{aligned} F_t &= i B_t \ell = 1.11 \times 10^6 \times 3.1 \times 2.0 \\ &= 1.11 \times 10^6 \times 3.1 \times 2.0 \\ &= 6.88 \times 10^6 \text{ N} = 7.02 \times 10^5 \text{ kg} \end{aligned}$$

である。この F_t によりジャケットの辺には Fig.2.3-14(c) に示されるようにせん断応力が生じる。平均せん断応力 τ は

$$\begin{aligned} \tau &= T / \{ 2t(a-t)(b-t) \} \\ &= 4.7 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

である。

またジャケット前面に垂直な磁場成分 B_R により、Fig.2.3-14(d) に示すように渦電流 i が誘起

され、その大きさは、ジャケット 1 m 当り、

$$i = \frac{B_R S}{R \tau_{ex}} \left\{ 1 - \exp \left(- \frac{t}{\tau_c} \right) \right\} = 2.25 \times 10^3 A$$

である。ここで

$$\begin{aligned} B_R &= 0.37 T \\ R &= 7.70 \times 10^{-5} \Omega \\ L &= 2.05 \times 10^{-6} H \\ \tau_c &= L/R = 2.7 \times 10^{-2} \text{ sec}, \quad \tau_{ex} = 1.5 \times 10^{-3} \text{ sec} \end{aligned}$$

である。この電流 i とトロイダル磁場 $B_t = 3.53 T$, $B_p = 0.7 T$ により, Fig.2.3-14 (d)に示すように電磁力 F_t , F_p が働く。電磁力 F_t と F_p は

$$\begin{aligned} F_t &= i B_t a \\ &= 1.23 \times 10^6 N = 1.26 \times 10^5 kg \\ F_p &= i B_p b \\ &= 1.65 \times 10^5 N = 1.69 \times 10^4 kg \end{aligned}$$

であり, F_t と F_p によるジャケット上下面に働くせん断応力 τ は

$$\begin{aligned} \tau &= (F_t + F_p)/2 t \ell \\ &= 1.42 kg/mm^2 \end{aligned}$$

である。

以上の検討結果より、ディスラプション時に発生する渦電流による電磁力は、ほとんど問題にならないと考えられる。

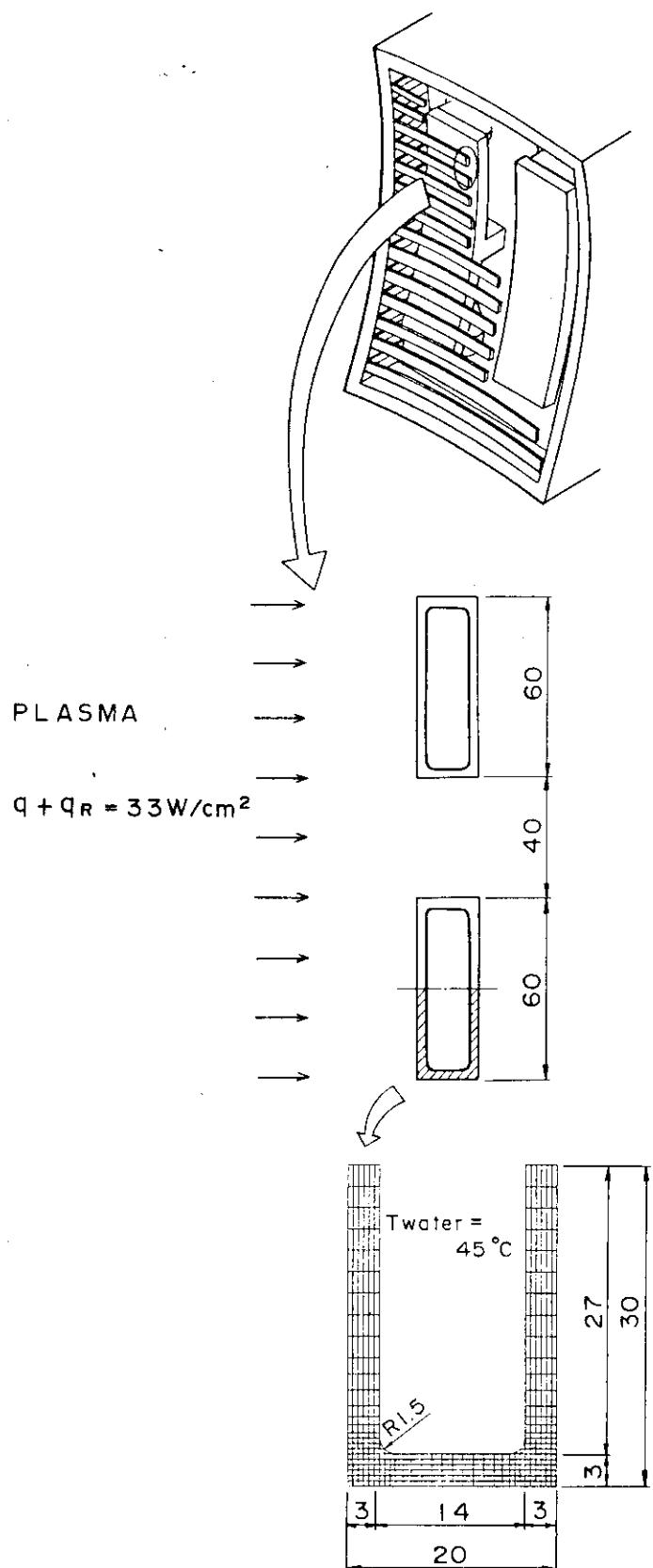


Fig. 2.3-6 Analysis model and condition of faraday shield

TEMPERATURE CONTOUR INTERVAL 20
 MAX. TEMPERATURE 164.
 MIN. TEMPERATURE 48.3
 DELTA TEMPERATURE 6.00

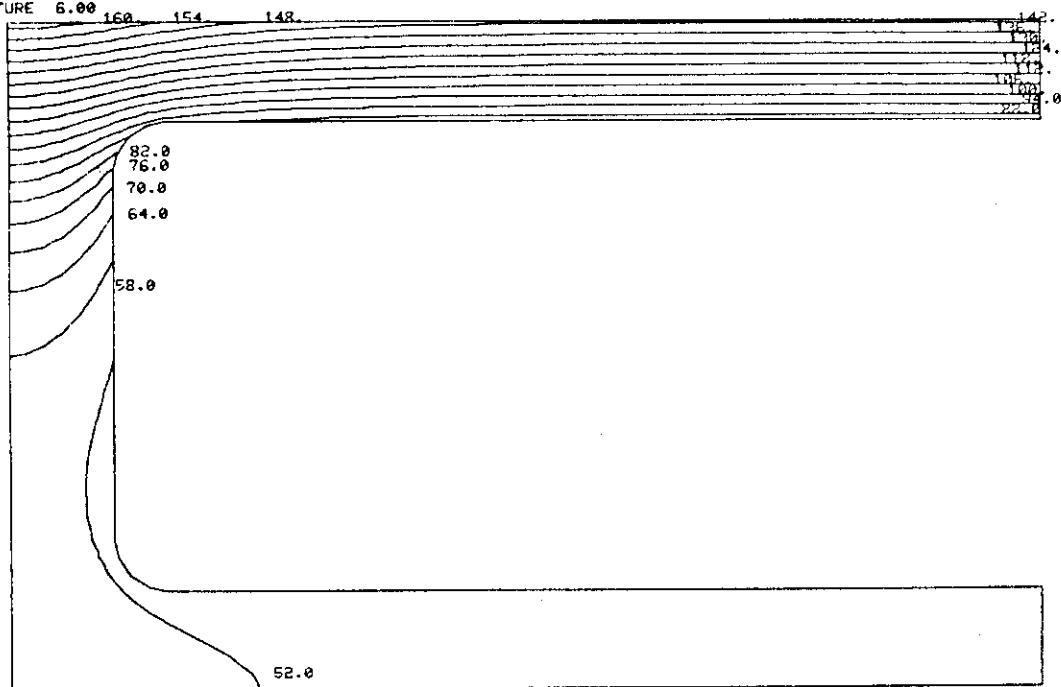


Fig. 2.3-7 Temperature distribution of faraday shield

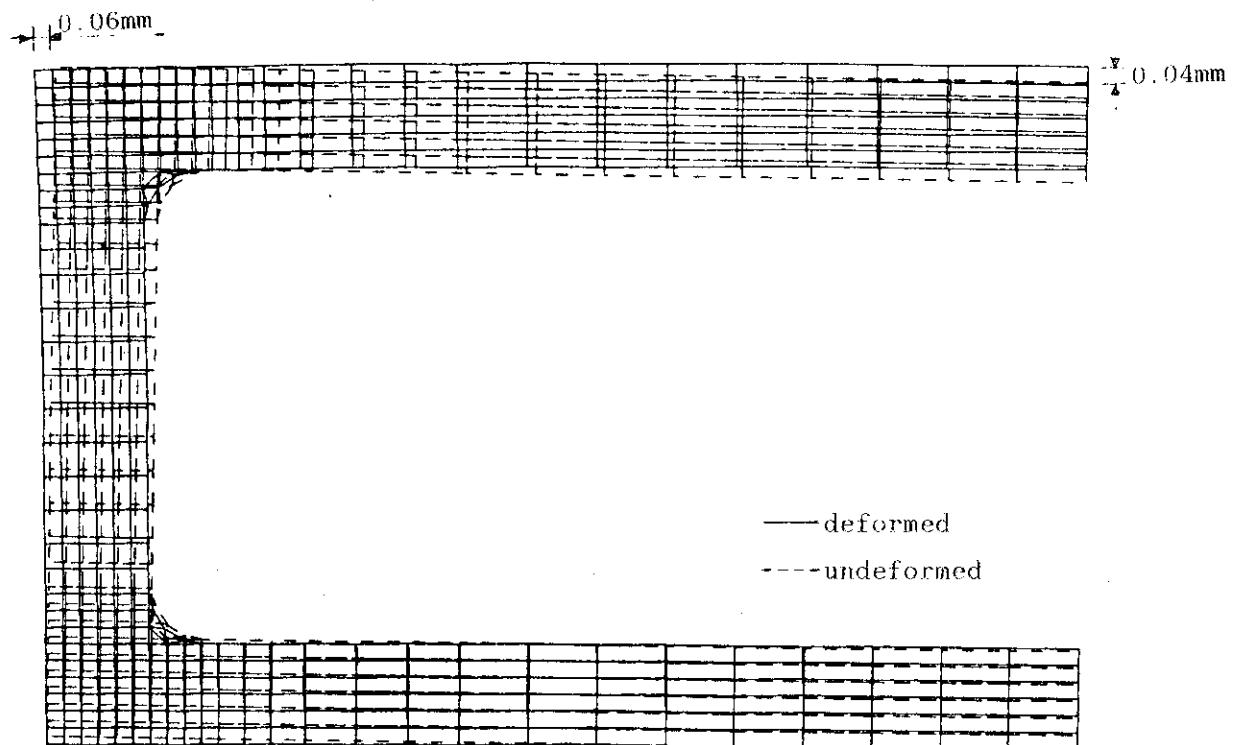


Fig. 2.3-8 Deformation of faraday shield

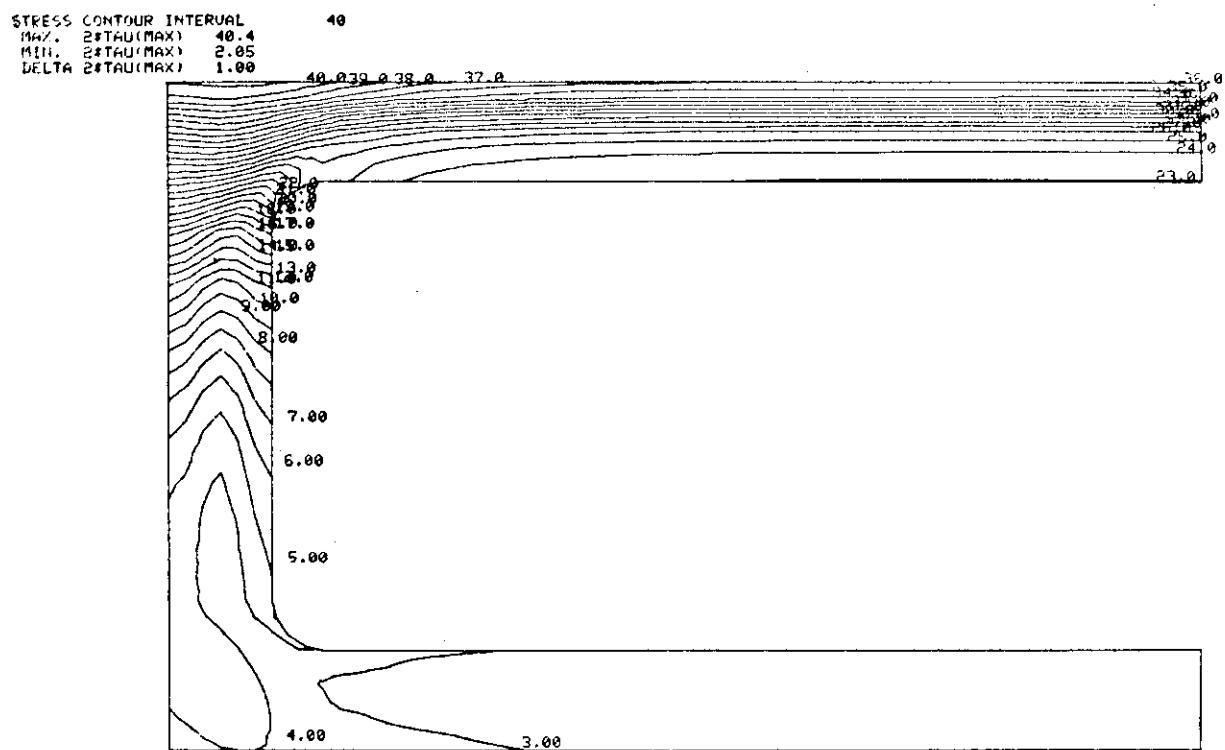


Fig. 2.3-9 Stress intensity distribution of faraday shield

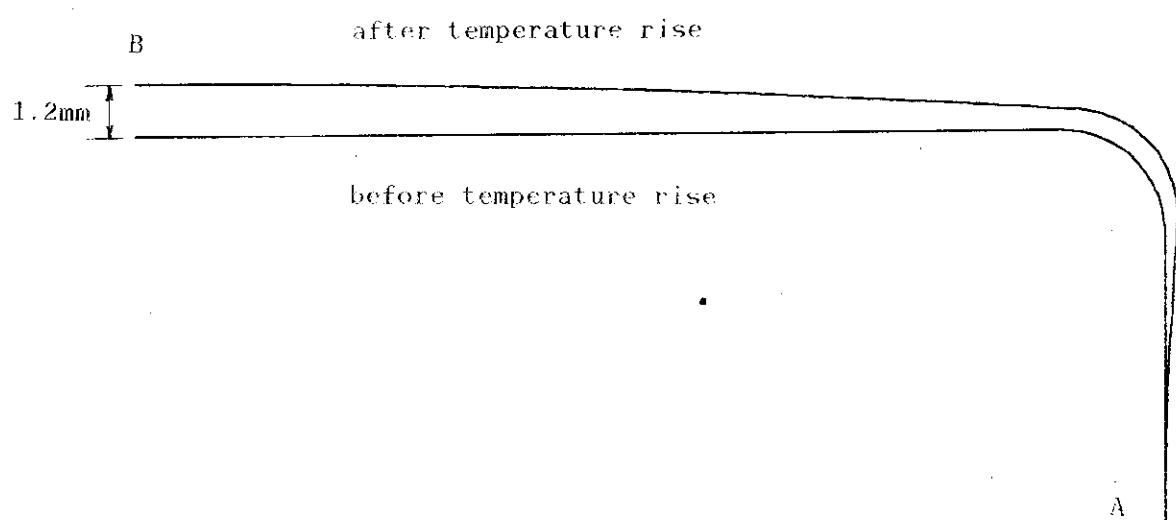


Fig. 2.3-10 Deformation of faraday shield due to temperature rise in a longitudinal direction

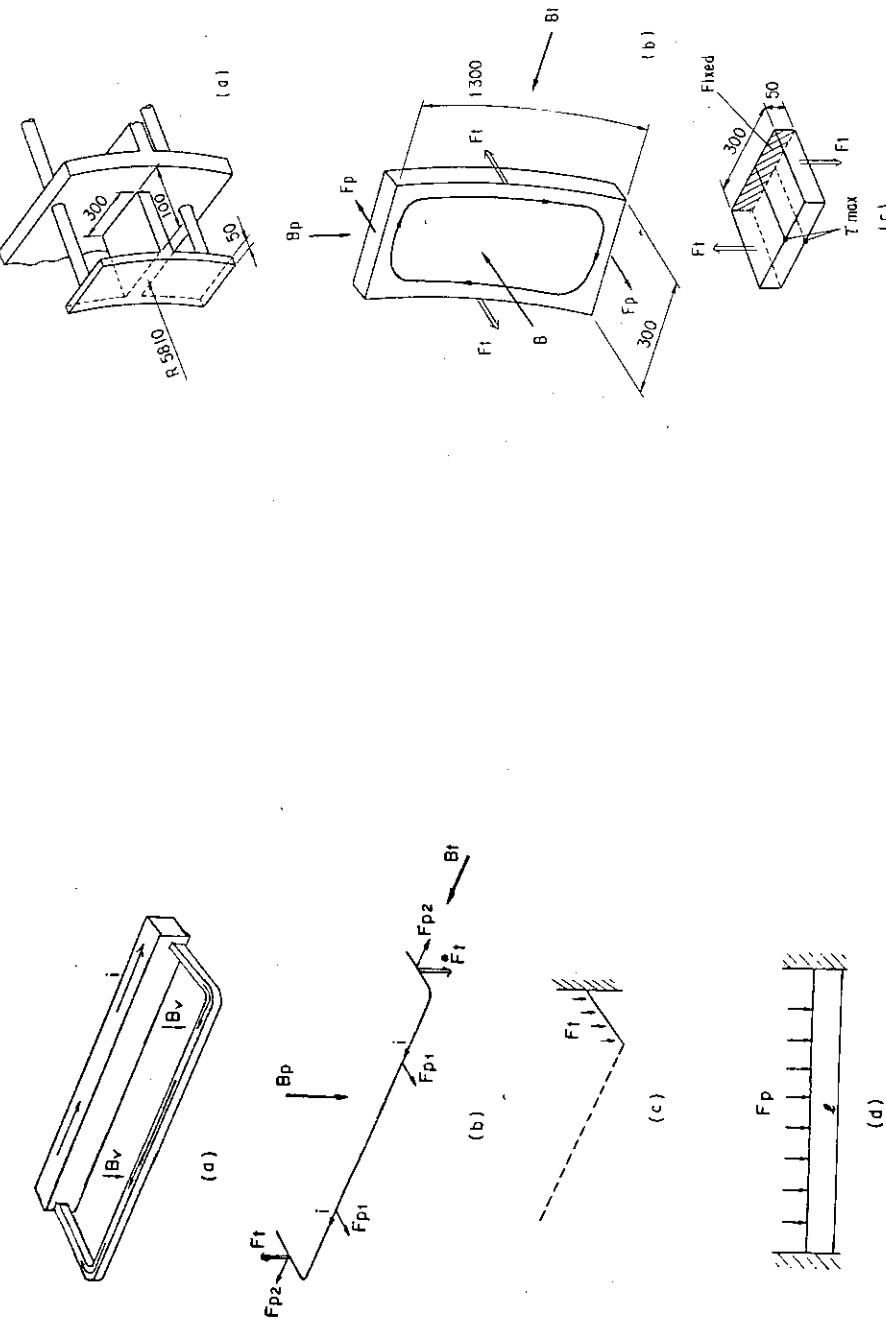


Fig. 2.3-11 Electromagnetic force on faraday shield

Fig. 2.3-12 Electromagnetic force on antenna conductor

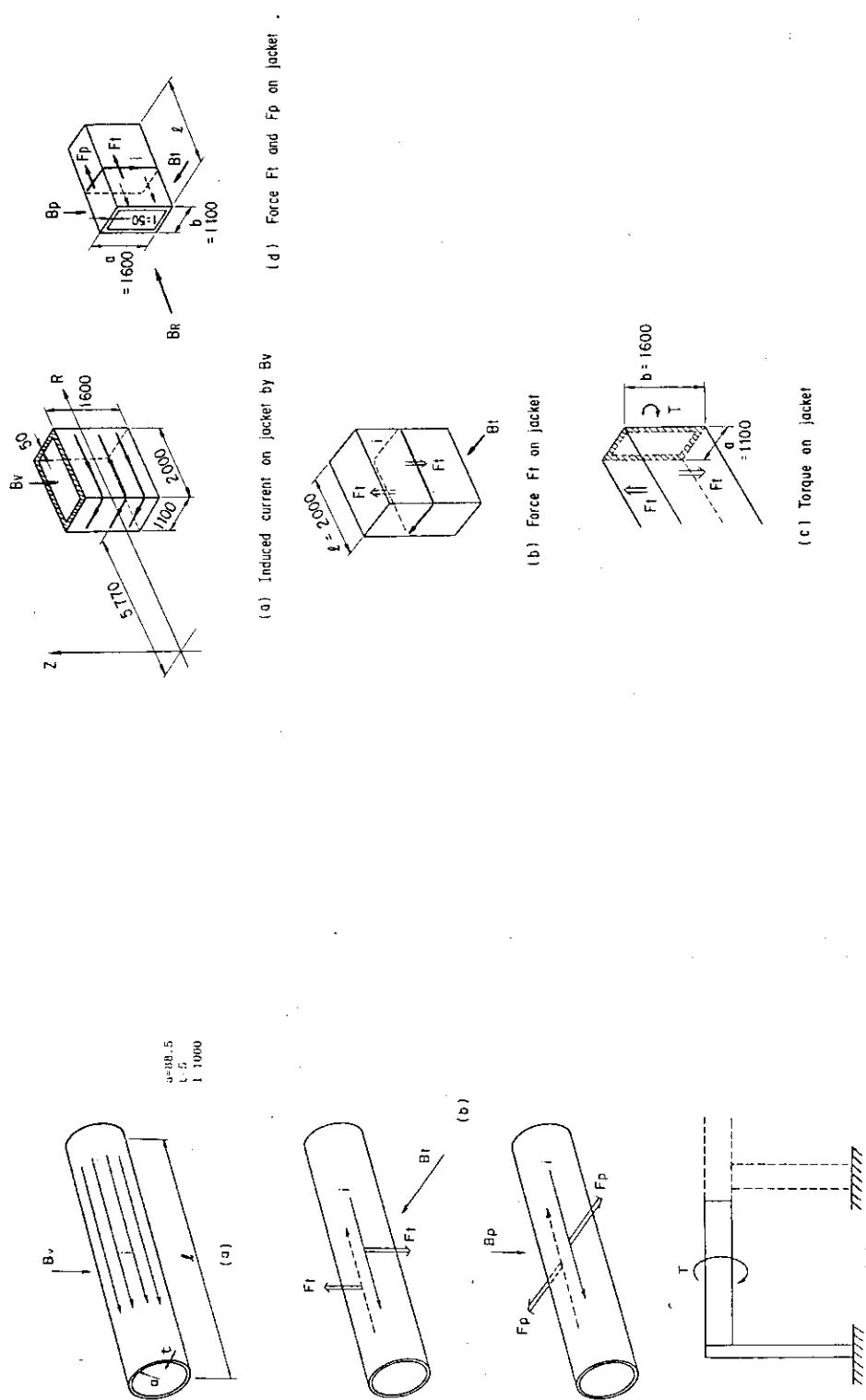


Fig. 2.3-13 Electromagnetic force on co-axial cable

Fig. 2.3-14 Electromagnetic force on jacket

2.4 伝送システムおよび電源容量

(1) 伝送システム

ICRF 加熱装置の伝送システム構成は、59年度および60年度の設計と同一である。伝送システムの設計に当たって以下の点を考慮した。

- ① 実験炉クラスの加熱装置として、R & D を前提に連続出力数MW～10MWの増幅管を想定して設計を行うことも考えられるが、既存の技術を適用させるという観点から既に商品化されている連続出力1MWクラスの増幅管を使用するものとする。
- ② 上述のように出力が1MWクラスの増幅管を用いる場合、効率を考慮すると20MWのRFパワーを得るためにには多数の増幅管を必要とする。そこで多数の増幅管をRF増幅室にできるだけコンパクトに配置した。

同軸給電線の伝送損失はカタログより推定すると、 1.09 dB/km となる。いまアンテナから増幅管までの伝送ケーブルの長さを100mと設定すれば、伝送損失は 0.109 dB となる。四端子型の電力合成器の損失は1台あたり 0.15 dB であり、3段用いるとすれば損失は 0.45 dB である。スタブチューナ、DCブレイク、フィードスルーの損失はそれぞれ $3 \times 10^{-3} \text{ dB}$ 、 $1.5 \times 10^{-2} \text{ dB}$ 、 $3 \times 10^{-3} \text{ dB}$ である。以上を合計すると 0.58 dB となり、すなわちICRF全体の伝送系の効率は87.5%である。以上伝送系での損失をまとめるとTable 2.4-1のようになる。RF出力20MWに対してMW級の増幅管を全体で32本（アンテナ1本当り8本を3段合成する）を用いるシステムとした。低中電力管は大電力増幅管と同数の32本用いる。

以上を考慮したICRFシステムの全体構成をFig. 2.4-1に、電力増幅管の配置をFig. 2.4-2に示す。スタブチューナは本体地下室B1に設置し、DCブレイクはスタブチューナとランチャの間に設け、設置場所はスタブチューナと同様に本体地下室B1である。Fig. 2.4-3にDCブレイクの概念図を示す。

(2) 電源容量

電源の力率を85%とすると、20MWのRF出力に必要な電源容量は43MVAである。

Table 2.4-1 Total loss of ICRF transmission line

Component	Loss	Loss in ICRF system
co-axial cable	1.09 dB/km	0.109 dB *1
power combiner	0.15 dB/unit	0.45 dB *2
stub tuner	0.003 dB/unit	0.003 dB
DC break	0.015 dB/unit	0.015 dB
feed through	0.003 dB/unit	0.003 dB
total		0.58 dB

*1 co-axial cable is assumed to be 100m in length

*2 power combiner is set up in three stages

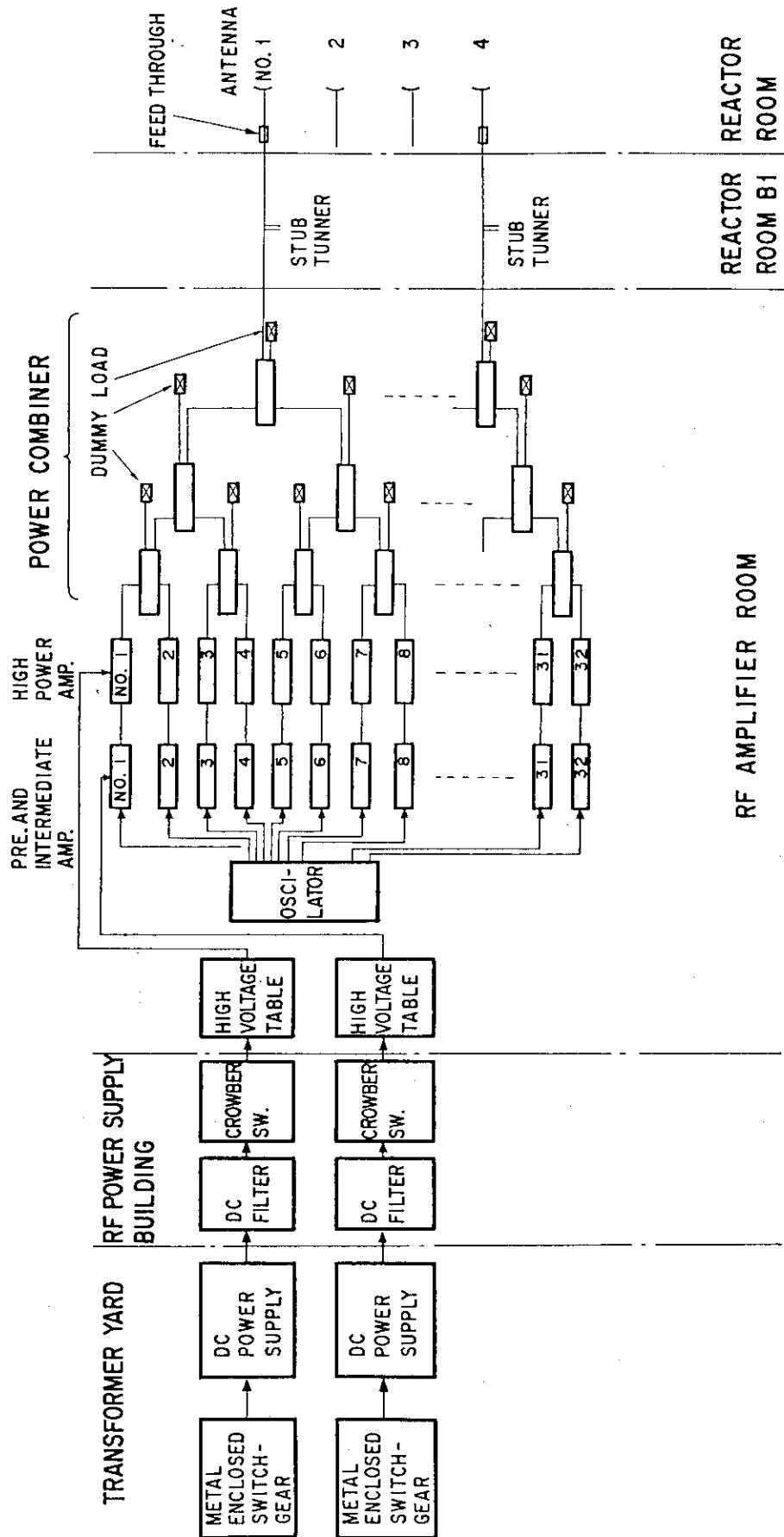
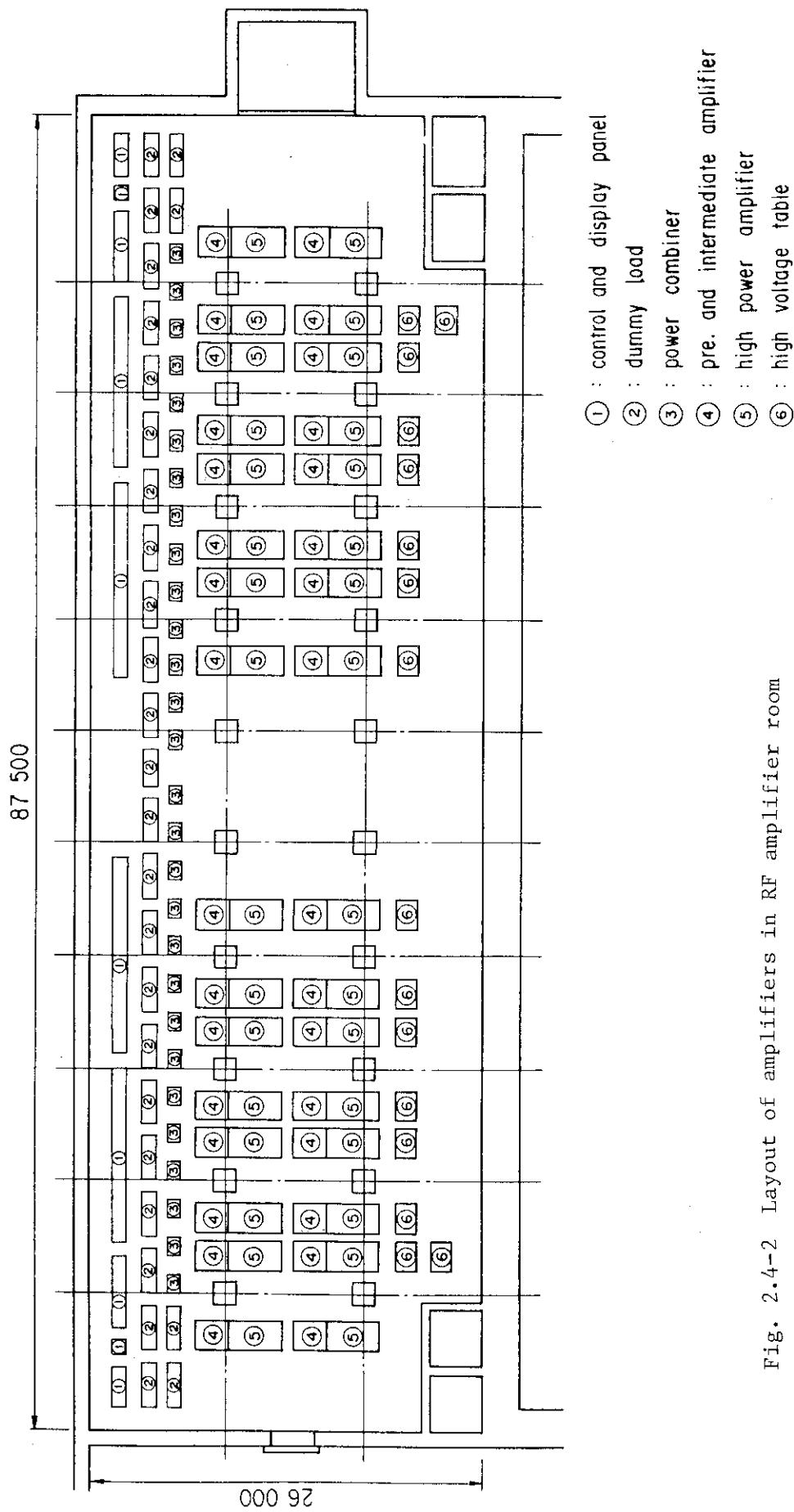


Fig. 2.4-1 ICRF Power Supply and Transmission System



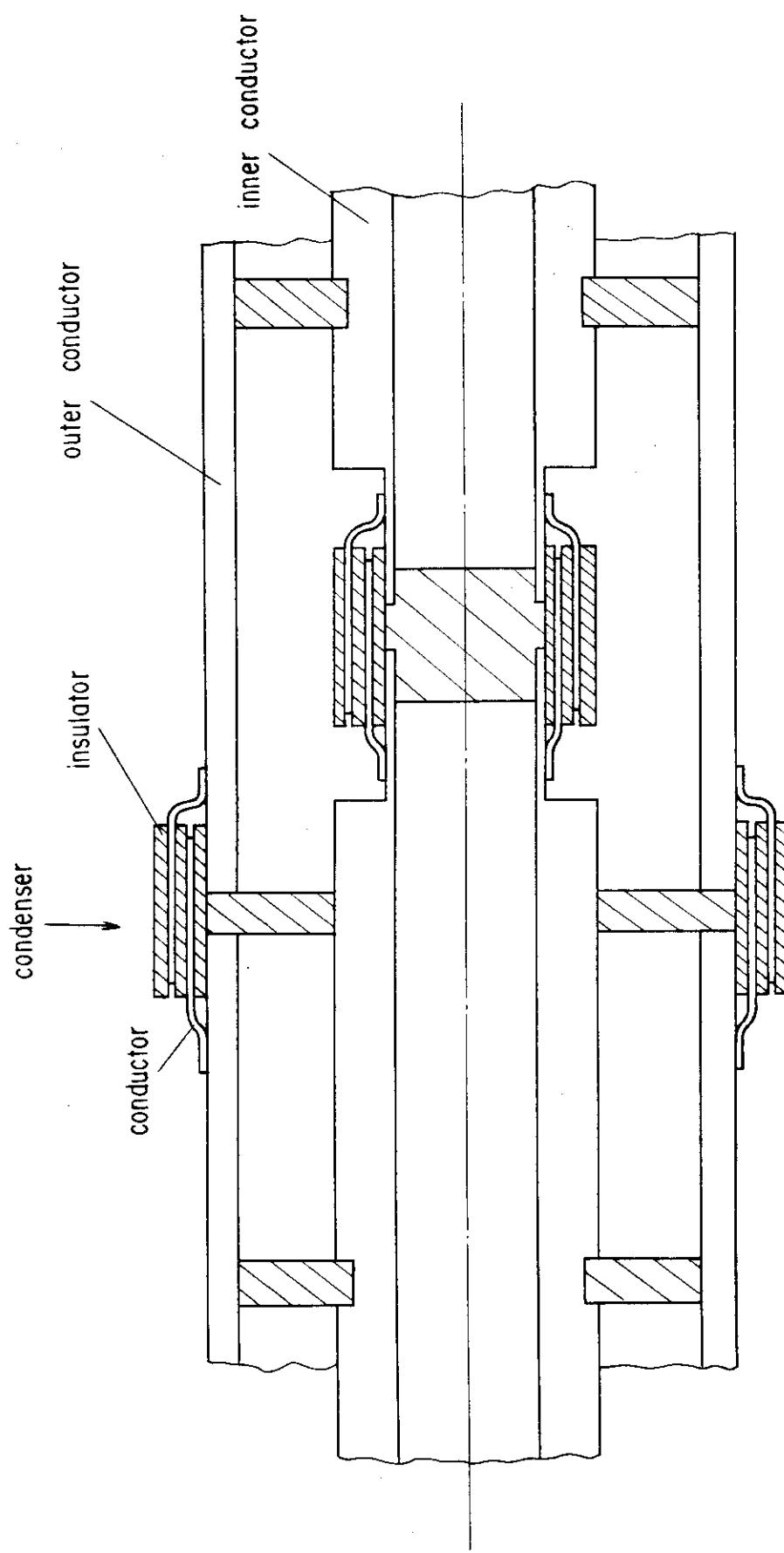


Fig. 2.4-3 Concept of DC break of co-axial cable

2.5 真空排気系および冷却系

(1) 真空排気系

同軸管内のフィードスルーパラズマ側は、絶縁破壊を起こさないように、そこでの圧力を 1.33×10^{-3} Pa (1×10^{-5} Torr) 以下にする必要がある。フィードスルーパラズマ側を、パラズマ真空容器の主排気により排気できれば問題はない。しかし、フィードスルーパーは外管と内管の間で、しかも第一壁面から約 6 m の位置に設置されるため、コンダクタンスは小さくなり、 1.33×10^{-3} Pa に維持できるかどうかを検討する必要がある。

そこでここでは簡単なモデルを考え、フィードスルーパラズマ側の圧力を概算することにする。いま Fig. 2.5-1 に示すように、パラズマ真空容器と同軸管の 2 個の容器を考える。真空容器の圧力を P_0 、同軸管の圧力、脱ガス量、分子流コンダクタンスをそれぞれ P_A , Q_A , C_A とし、真空容器は排気速度 S (ℓ/s) で連続的に排気されているものとする。定常状態では 2 個の容器の間に以下の関係が成立する。

$$Q_A = C_A (P_A - P_0) = S P_0$$

$$\therefore P_A = \frac{S + C_A}{C_A} P_0 \quad (2.5.1)$$

ここで同軸管の分子流コンダクタンス C_A は以下で与えられる。⁵⁾

$$C_A = \frac{4}{3} \alpha \bar{v} \frac{A^2}{H \ell} \quad (2.5.2)$$

α : 形状係数 A : 開口面積

H : ペリメータ ℓ : 同軸管長

\bar{v} : 気体の平均速度 = $\sqrt{\frac{8RT}{\pi M}}$

同軸管の外管内径と内管外形寸法は 290 mm と 182 mm であるから $\alpha = 1.21$ となり、 $\ell = 5500$ mm とすれば式 (2.5.2) よりコンダクタンス C_A は、 N_2 と T_2 に対してそれぞれ $0.15 \text{ m}^3/\text{s}$ と $0.32 \text{ m}^3/\text{s}$ となる。運転前の真空容器内の圧力 P_0 は約 1.33×10^{-6} Pa (1×10^{-8} Torr) であり、運転中の中性粒子圧力を 1.33×10^{-3} Pa (1×10^{-5} Torr) と仮定する。排気速度 S としてダイバータ引き口での有効排気速度 $100 \text{ m}^3/\text{s}$ を用いると、(2.5.1) 式より運転前と運転中の圧力 P_A は

$$P_A = 8.9 \times 10^{-4} \text{ Pa} (6.7 \times 10^{-6} \text{ Torr}) : \text{運転前}$$

$$P_A = 4.2 \times 10^{-1} \text{ Pa} (3.2 \times 10^{-3} \text{ Torr}) : \text{運転中}$$

となる。よって同軸管内のフィードスルーパラズマ側の圧力は、運転中においては 1.33×10^{-3} Pa (1.0×10^{-5} Torr) よりも高くなり、絶縁破壊を起こす可能性がある。そこで今回の設計ではフィードスルーパラズマ側を、主排気系とは別系統の排気系で排気する。同軸管の排気は Fig. 2.3

-2に示すように、同軸管外管に排気用配管を設け、ランチャの外側に設置した真空ポンプ（図示はされていない）で行う。ただし以上は概略計算であり、詳細には同軸管内の圧力分布を計算コードを用いて計算する必要がある。

(2) 冷却系

ICRFシステムの冷却系は、ランチャ冷却系（水冷）と伝送系冷却系（SF₆ガス冷却）、増幅管の冷却系（水冷）から構成される。ICRFシステムの冷却系統の概略をFig. 2.5-2に示す。

ランチャ部の冷却は水冷であり、ランチャ部での中性子吸収による核発熱2.2MWとプラズマからの輻射熱0.8MWを冷却するのに必要な冷却水流量は、冷却水の入口／出口温度を40°C／50°Cとすれば72kg/sとなる。この冷却水は熱交換器を介して本体冷却系の1次ループにより冷却される。なおランチャの冷却系には必要であればチラーを設ける。

同軸管内導体の内側と炉本体室内にあるランチャ後部のジャケット内は、SF₆ガスで冷却を行う。ここで発熱量は1.4節で検討した伝送ロスが全て熱に変わるとして概算すると約3MWである。

SF₆の流量は入口／出口温度を30°C／40°Cとすれば76m³/sである。

増幅管は水冷であり、増幅管を冷却するのに必要な冷却水量は冷却水の入口／出口温度を35°C／40°Cとすれば、0.58m³/sとなる。

高圧送電線より受けた電力は、トランスヤードにて直流化および低圧化される。トランスヤードに設置されているトランス類は一般にメンテナンスフリー化が行なわれており、その冷却はトランス内の油によって行なわれるかトランス本体に取り付けられたフィンによる空冷により行なわれる。電源棟では、これより下流側での用途に応じた電圧を供給する事にあり、トランスヤード同様、設置トランス口、すべて油冷・空冷化が行なわれる。よってトランスヤード及び電源棟には、冷却水設備は特に用意する必要はない。

なおすべての2次冷却水は純水を用い、水質の劣化を防ぐため純化装置を系統内に設ける。

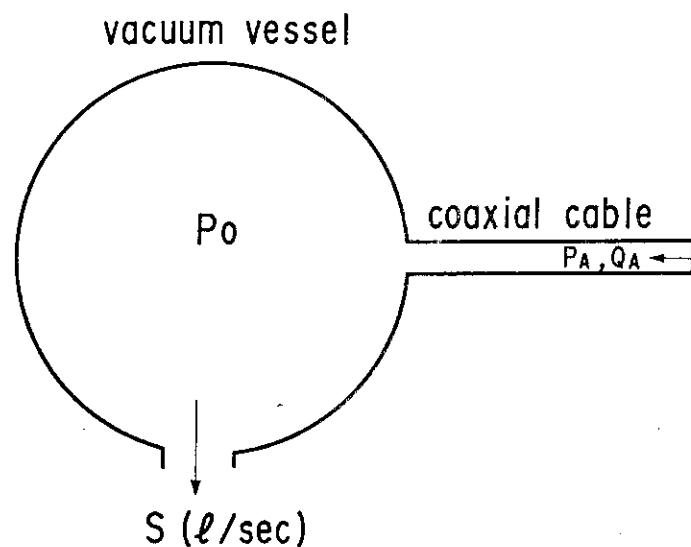


Fig. 2.5-1 Calculation model of pressure
in coaxial cable

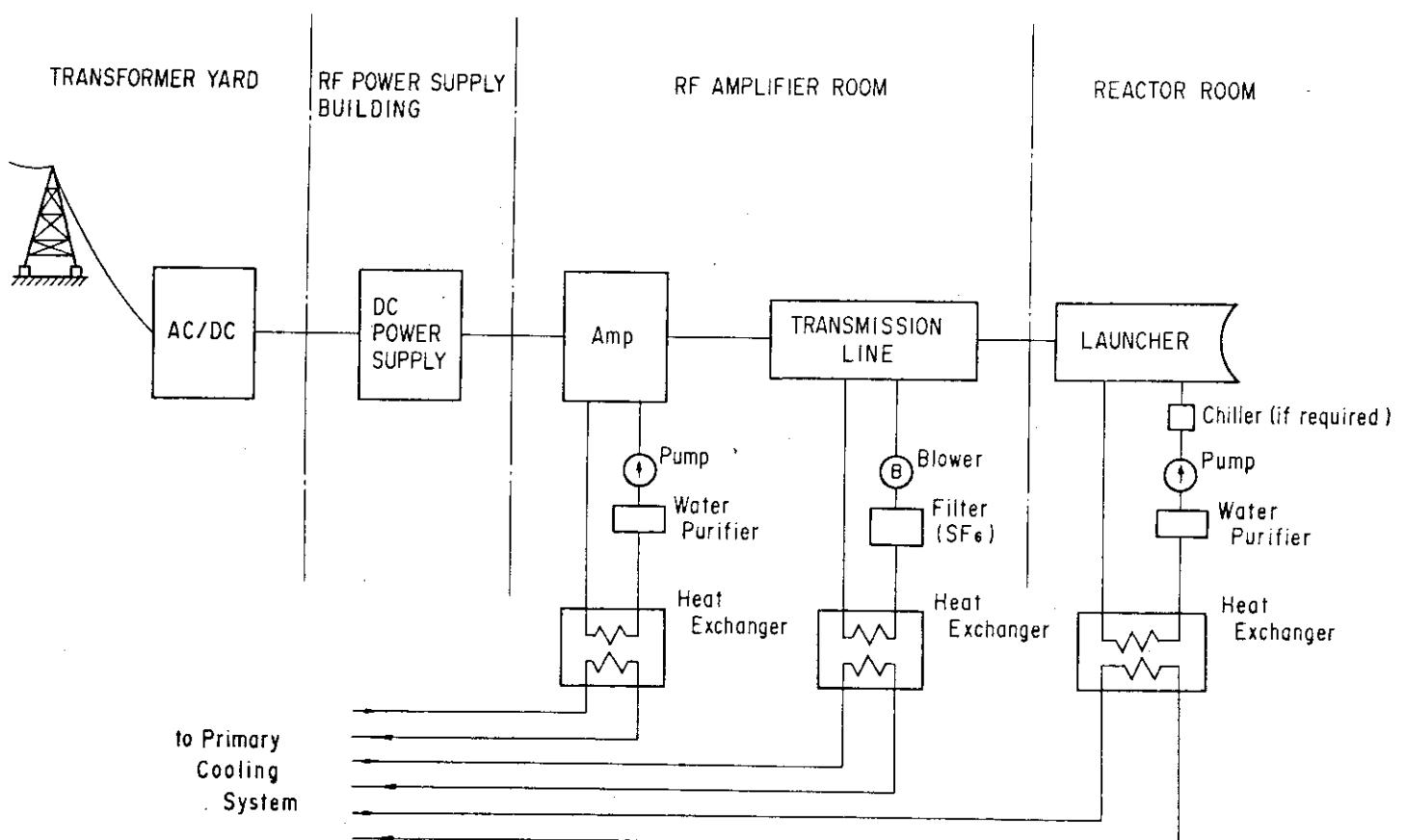


Fig. 2.5-2 ICRF Cooling System

2.6 分解・組み立て

ICRF ランチャと炉本体室内の伝送系の分解修理方法は、基本的には昭和 60 年度までの方法と同一である。炉本体室内での ICRF は、ランチャと伝送系が Fig. 2.6-1(1) の A 部で、炉本体室内と地下伝送系が B 部で分割される。分割部 A, B は Fig. 2.6-2 に示すチョーク回路で接続されている。以下に Fig. 2.6-1(1)~(6) を用いて分解・修理方法を具体的に述べる。なお分解手順については、その作業の前に炉停止後の炉全体に共通する作業と思われる、「トリチウム拡散防止作業」としてのベーキングおよびその冷却、「崩壊熱除去作業」としての冷却、炉本体室伝送系内の絶縁・冷却用の SF₆ ガスの回収、等が終了し、ランチャおよびその周辺機器類は常温程度になっているという前提を置く。

- ① ランチャ冷却水の入口管、出口管を、Fig. 2.6-1(1) に示される C のフランジで分離する。なおこの冷却管は、図示はされていないがエルボ部分をペロー構造にし、締結、分離を容易にしている。
- ② 分割部 A, B の 2 分割構造物と伝送系を架台に固定するためのブランケットを取りはずす (Fig. 2.6-1(2))。
- ③ 先に示したチョーク回路 (Fig. 2.6-2) のボルトをはずし、Fig. 2.6-1(3) に示されるように、伝送系を半径方向に引き抜く。伝送系の支持台には溝が設けられており、支持台と溝に取り付けられたリニア・ローラーにより、伝送系は半径方向に移動させることができる。
- ④ 引き抜かれた伝送系は、クレーンによって架台からつり上げられ、本体室内のハッチを通じて分解修理建屋まで運ばれる (Fig. 2.6-1(4))。
- ⑤ ランチャと炉本体間の真空シールをはずし、ランチャを固定しているブラケットおよびスナップを取りはずす。次にランチャを炉本体室から半径方向に引き抜き、架台上に移動させる (Fig. 2.6-1(5))。
- ⑥ 伝送系と同様に、ランチャはクレーンによってつり上げられ、分解修理室まで運ばれる (Fig. 2.6-1(6))。
- ⑦ 組み立て時は①~⑥の手順を逆に行う。

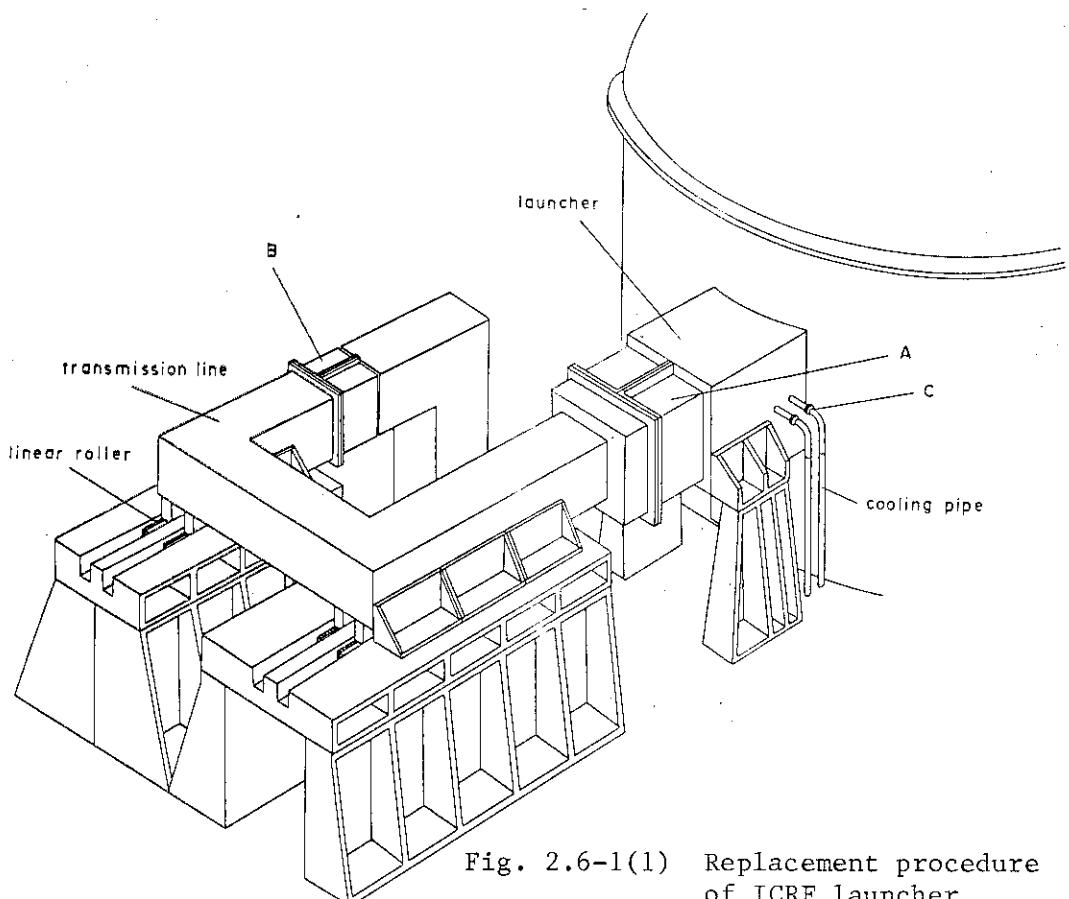


Fig. 2.6-1(1) Replacement procedure
of ICRF launcher

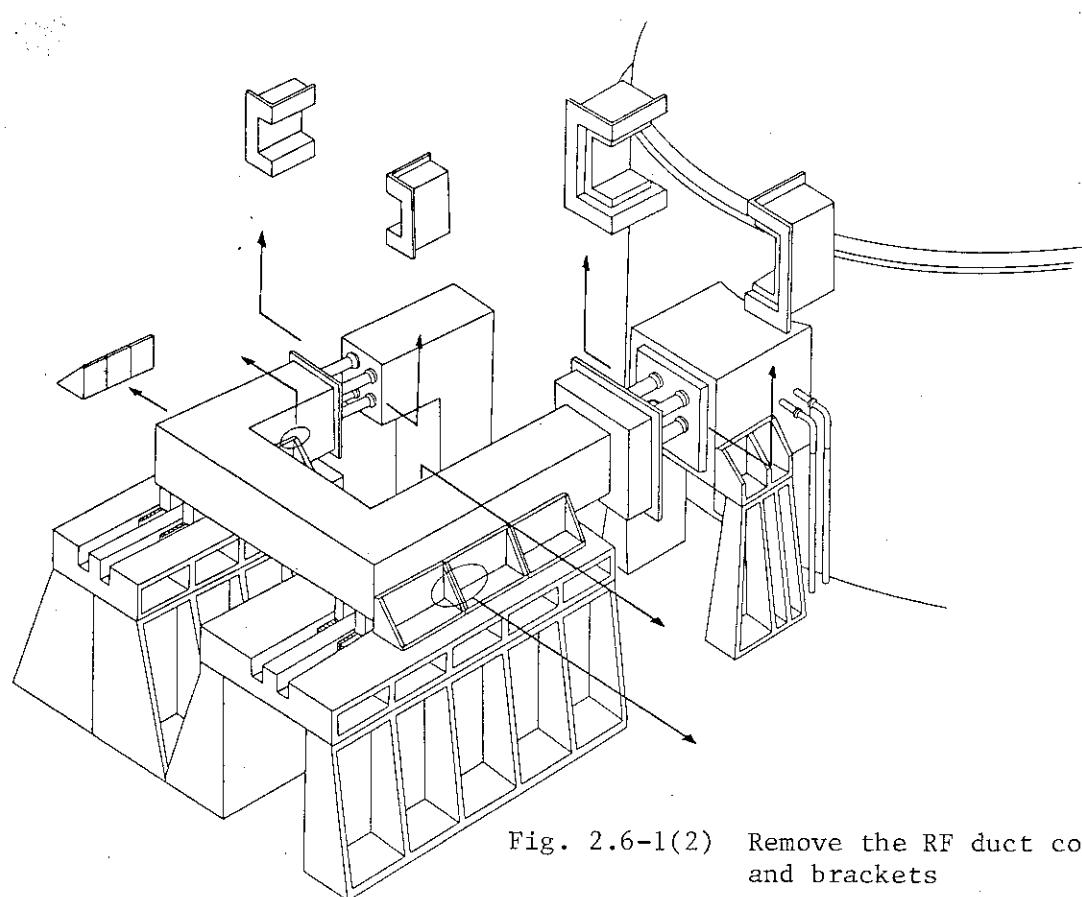


Fig. 2.6-1(2) Remove the RF duct covers
and brackets

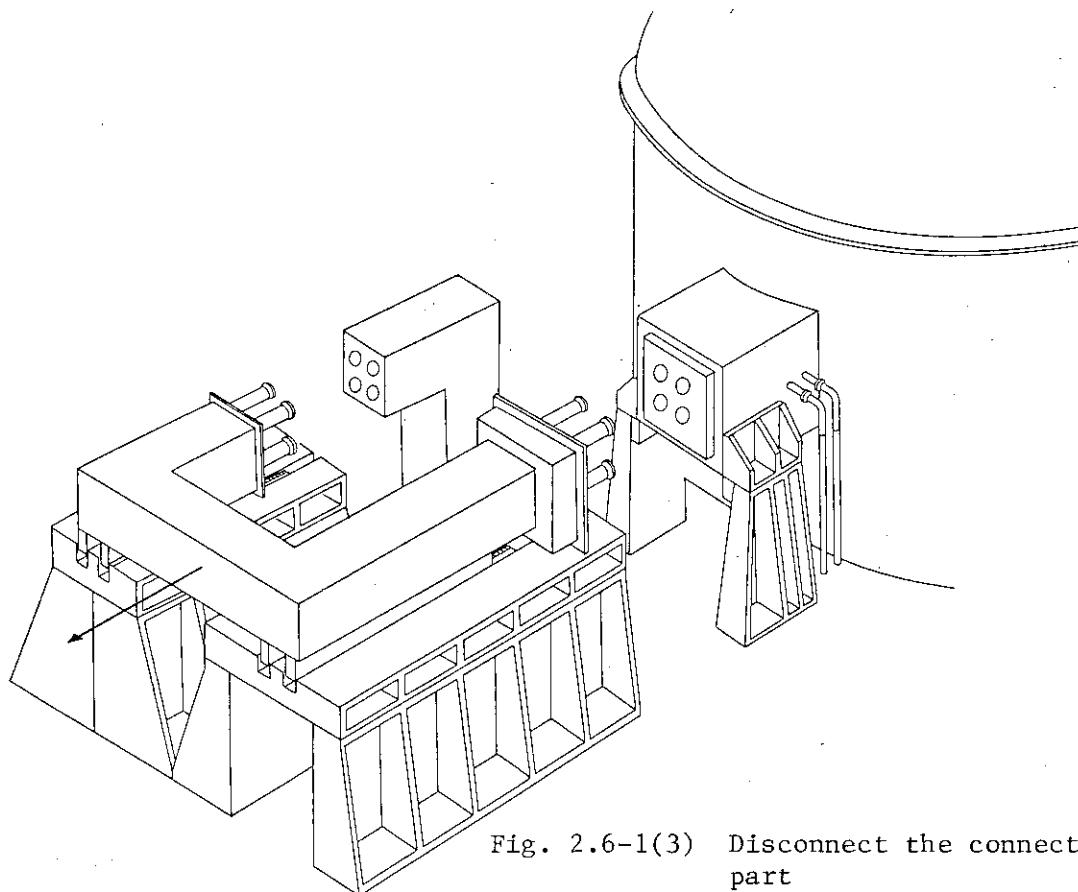


Fig. 2.6-1(3) Disconnect the connecting part

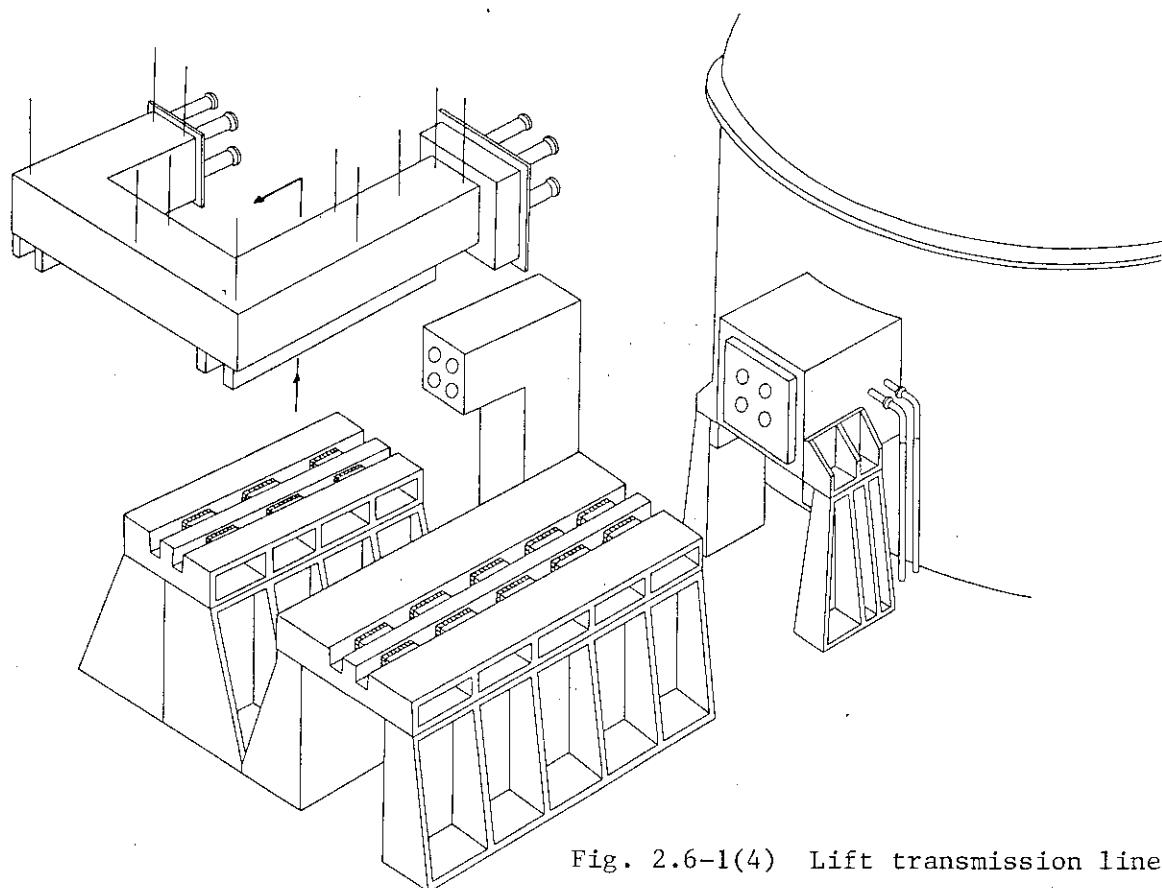


Fig. 2.6-1(4) Lift transmission line

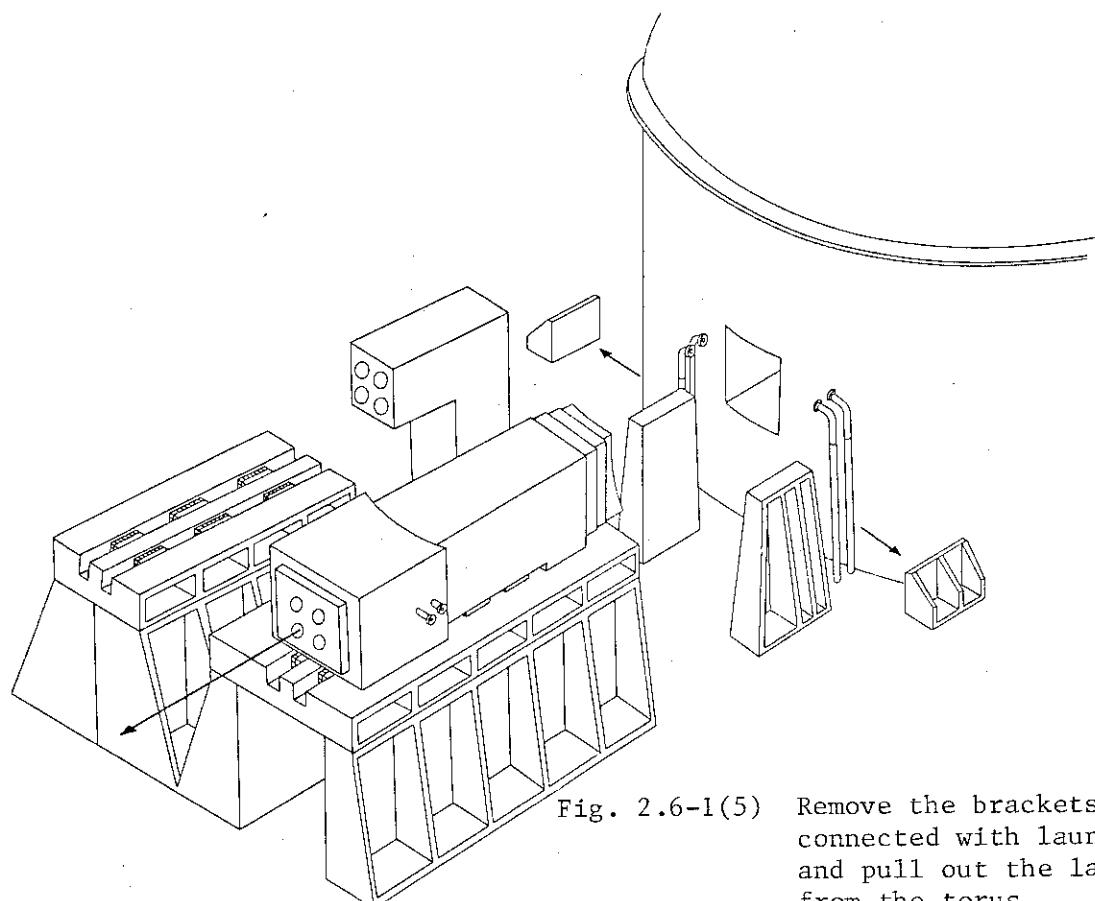


Fig. 2.6-1(5) Remove the brackets connected with launcher and pull out the launcher from the torus

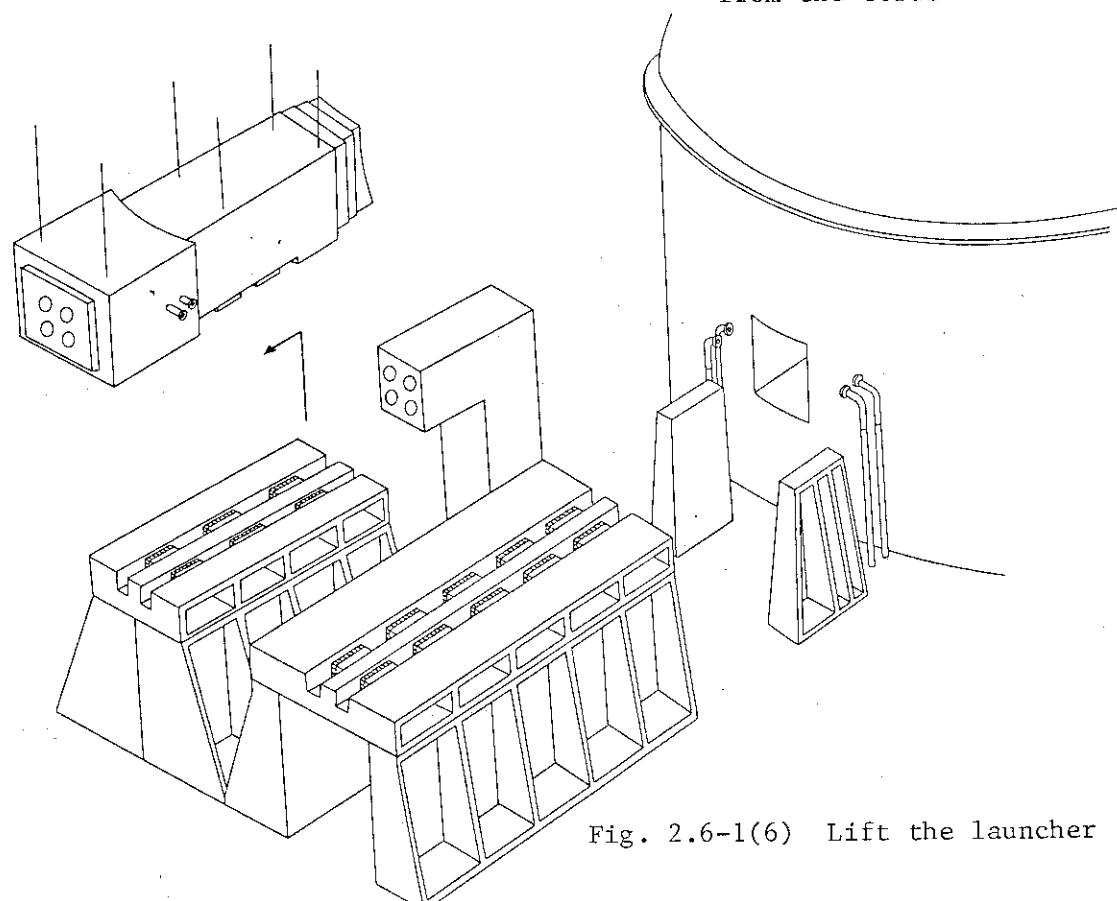


Fig. 2.6-1(6) Lift the launcher

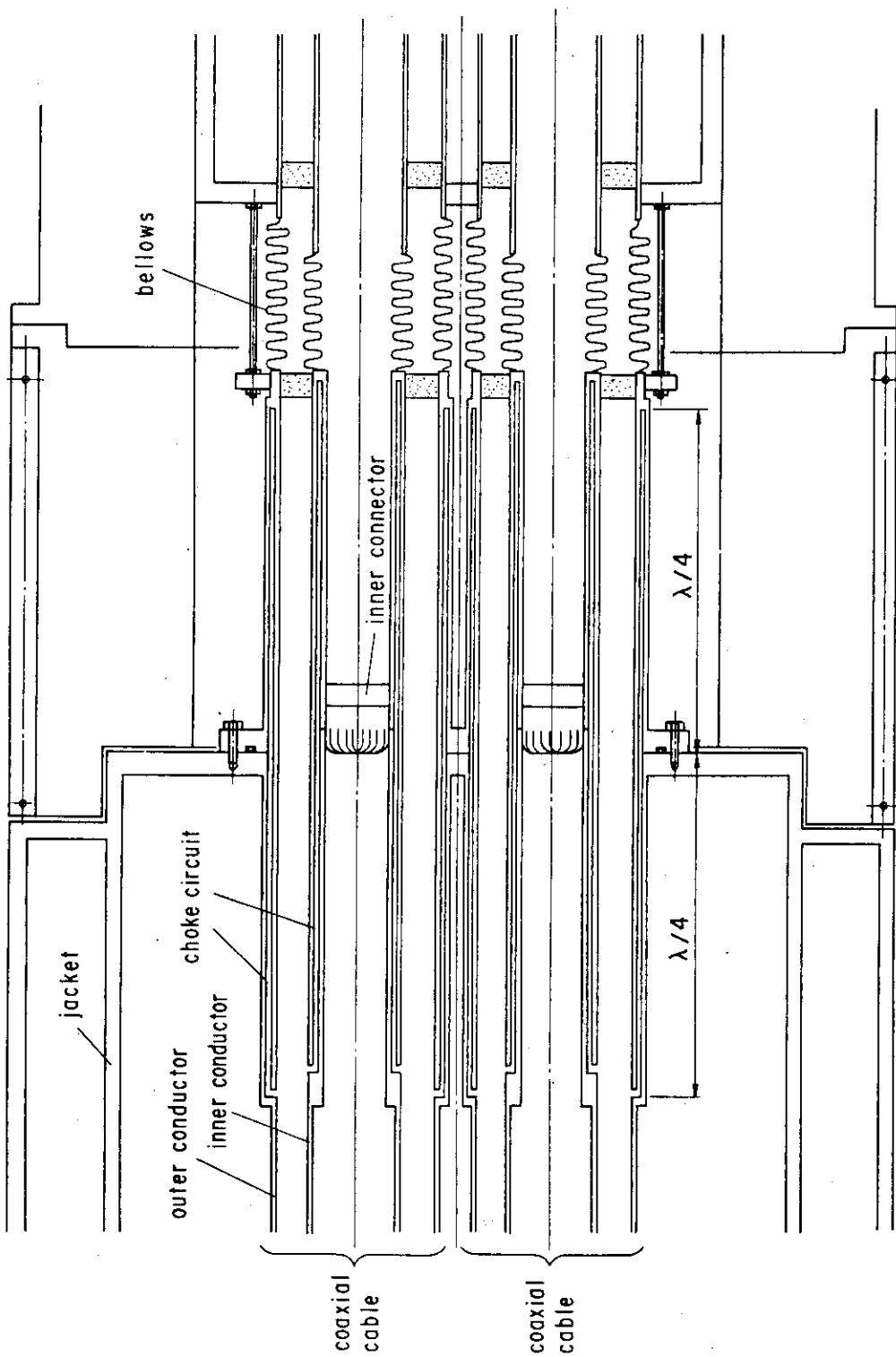


Fig. 2.6-2 Coaxial Cable Connector; Detail of Connecting Part A and Part B

2.7 まとめ

ICRF 加熱装置は表 1-1 中第 2 のタイプの炉をリファレンスとして設計を行なったが、同表第 4 のタイプについても磁場や各ポートあたりの要求入射パワーは、第 2 のタイプとほぼ同じであるので、ポートサイズさえ同等のものを用意すれば共用できるようにした。

61 年度設計は分解・修理の観点からランチャ・サイズを縮少したため、各ポートあたりの入射パワーも 15 MW から 20 MW に増大した。それゆえランチャ前面の面積平均でのパワー密度は、昨年度に比べて 90 % 増加した。この点を踏まえて物理、構造検討を行った結果をまとめると以下のようになる。

(1) ループ・アンテナの結合特性や放射特性、さらにこの結果に基づいてアンテナ各エレメントの配置や形状の最適化を行なった。ランチャ・サイズの小型化により、アンテナ長 0.8 m から 0.65 m に短縮され、周波数は磁場が下がって 81 MHz から 70 MHz に下がったため、アンテナ上の波長短縮率を変化させても、半波長共鳴を作り、良い特性を得るのは不可能である。そこで 4 分の 1 波長共鳴に合う設計を行い、ファラデーシールドとアンテナ導体間の距離を 2 cm、アンテナとリターン導体の距離を 15 cm、ファラデーシールド間の開口率を 40 % にすると、良い結合特性が得られた。また、最大電界を 12 kV/cm 程度まで許容すれば、20 MW の入射ができることになる。

(2) ランチャ構造で 60 年度までの設計と異なる点は、分解・修理を容易にするためランチャにリニア・ローラーを設けたこと、ランチャ内冷却水を、ランチャ内に充填されたステンレス・ペブル間に流す方式から、通常の水冷にしたこと、中性子ストリーミング防止のために、ランチャジャケット外周に段差を設けたこと等があげられる。そのためメインテナンスの簡易化が達成された。

ランチャ内の応力検討は、ファラデーシールドの熱応力とランチャを構成する各コンポーネントの電磁力について計算がなされた。その結果、概略計算ではあるが熱応力、電磁応力ともに許容値内にあることが確認された。

また、同軸管内圧力も概略ではあるが計算された。その結果フィードスルーザーのプラズマ側は、真空排気を行う必要があることがわかった。

(3) ICRF システムの伝送系の検討の結果、伝送系の効率は 87.5 % となり、RF 出力 20 MW に対し出力 1 MW の增幅管 32 本を用いる構成となり、既存の技術レベルで十分達成し得るシステムとすることができた。

(4) 今後の検討課題としては以下が挙げられる。

放射特性の計算にあたっては、 10^{11} cm^{-3} 程度の電子密度がスクレーブ・オフ内で維持されているという仮定をしている。もしもスクレーブ・オフ層密度がこの仮定よりずっと低いと、放射特性は悪化し、パワーはほとんど入射できなくなる。ダイバータ配位での ICRF 加熱については、今後の JT-2M や JT-60 の実験結果を持った上で再検討を要するであろう。

構造に関しては、ランチャ全体の熱・構造解析、冷却系の配置計画も含めた検討等が必要になる。

3. L H R F 加熱装置および電流駆動装置

3.1 概 要

本年度設計の標準立ちあげシナリオでは、OHコイル容量節減のために、プラズマ・スタート・アップにおいてLH RFによる電流立ち上げを行なう。それゆえ、加熱法としてのLH RFを採用するか否かにかかわらず、電流駆動用LH RFは必要である。本年度においては立ち上げ、Rechargeにおけるプラズマ密度を 10^{19} m^{-3} ³⁾程度と高目に設定し、高密度・低温ダイバータの条件を満足させることを目指した。そのため、波の近接性の観点から周波数は2 GHz（昨年度0.56 GHz），パワーは密度上昇による電流駆動効率の低下に対応して20 MW（昨年度10 MW）²⁾としている。周波数2 GHzは、加熱用のものと同じであるので、本年度設計の基本方針として、ランチャは、加熱／電流駆動共用であることを原則とする。一昨年度の検討で共用化は困難と結論したのは、波の屈折率 n_z 値が、加熱用 $n_z \sim 2$ に対し、駆動用は $n_z \sim 4$ と大き目の値を要求したためであった。しかし、現在の実験によれば $n_z < 2$ の波の方が駆動効率がよいことが知られている。そこで本年度は、駆動用でも $n_z < 2$ とすることにより共用化を実現する。

20 MWのパワーは、1ポートから入射される。ポートのサイズは、ICRFと同じく $1.8\text{m} \times 1.3\text{m}$ である。

昨年度までの設計において残されていた問題の一つは、導波管数が非常に多いための、分解組立上の困難さ、および導波管内の真空排気であった。本年度は、この点を解決するため、RFアンプからランチャ内までは太い導波管で伝送し、方向性結合器を用いてランチャ内でこのパワーを多数本の導波管に分岐させた後、グリル前面に導びく。これにより両者の設計上の困難は大きく軽減された。

3.2 グリル・アンテナの物理検討

3.2.1 加熱／駆動共用化の検討

準線形理論に基づく、LH RF電流駆動の「古典的」理論に従えば、波のスペクトルのピークにおける屈折率(n_{z0})は4～5の大きな値、スペクトル幅は広い方がよい、との結論に導かれる。また、磁場に垂直方向の波長 λ はEvanescent領域において $\lambda = c/f\sqrt{n_{z0}^2 - 1}$ (c は光速, f は周波数)で与えられるので、このEvanescent領域を透過させやすいという意味では f は低い方がよい。さらに、グリルアンテナ前面開口導波管間隔 L は、 $L = (c/f \cdot n_{z0}) (\Delta\phi/2\pi)$ であるので、工学的見地からより大きな L が得られる低周波数がよい、ということになる。上記のような理由から、昨年度までのFER設計では、電流駆動用のLH RFの周波数は0.56 GHz, $n_{z0} \sim 3$, $\Delta n_z \sim 4$ と、低周波数(加熱は2 GHz)，広スペクトルの設計になっていた。前節でも述べたように、これが加熱用ランチャと駆動用ランチャの共用化を防げていたともいえる。

最近のLH RF電流駆動実験を見ると、準線形理論からの予想に反して、光速に近い波($n_z = 1.5 \sim 2$)によって効率よく大きな電流が駆動されている。JT-60では1 MA以上の電流が観測された。これらの実験結果は、高周波数と1に近い n_z の組み合わせが、むしろ電流駆動に適しているこ

とを示している。そこで、本年度は、Table 3.2-1に示すように、電流駆動にも加熱と同じ 2 GHz の波を採用し、 n_z も 1.7 ~ 2.5 と低目に設定する。これにより加熱系との共用化も実現する。パワー密度が 5 kW/cm² 程度となるようにするため、グリルの段/列数は 8 段 28 列とする。グリルの大きさは、用意されたポート (1.8 m × 1.3 m) に余裕をもって入るものとなっており、水冷ジャケット等、他の補器類の取り付けも容易である。

Table 3.2-1 Choice of the main rf-parameters for FER LHCD

Frequency	f	2 GHz
Parallel refractive index for spectrum peak	n_{z0}	1.7 ($\Delta\phi = \pi/2$) 2.5 ($\Delta\phi = 3\pi/4$)
Number of waveguides in horizontal row	N	28
Number of vertical rows	M	8
Width of waveguide	b_p	1.25 cm
Hight of waveguide	h	1.08 cm
Wall thickness	d_p	0.2 cm
Total radiated power	P _{tot}	20 MW

3.2.2 グリル・アンテナの放射・結合特性

本項では、LHW グリル・ランチャの放射特性および結合特性の検討結果について述べる。

計算は、Brambilla のモデル⁶⁾に基づく数値計算コードにより行ない、放射波の n_z スペクトル、導波管端での反射率等を算定する。

使用パラメータは、本年度の設計に基づき、Table 3.2-2 および Fig. 3.2-1 のようなものを用いている、導波管リブの厚み d_p は 0.7 cm をレファレンスとし、1.0 cm とした場合も検討する。導波管列数 N は、28 列をレファレンスとするが、N を変えた場合の検討も行なう。

リブ厚み $d_p = 0.7$ cm とし、位相差 $\Delta\phi$ を 30°, 60°, 90°, 120°, 150° と変えた場合の n_z スペクトルが Fig. 3.2-2 に示されている。A, B, C は、各々 N = 18, 24, 28 の場合である。N の増加と共にスペクトルはピーキングしたものになる。 $\Delta\phi$ を 30° から 150° まで変えることで、 n_z は、1.1 から 3.0 程度まで変えることができる。

Fig. 3.2-3 は、上記の各スペクトルに対するランチャ先端での透過率 1-R を示している。R は反射率の、全導波管での平均値である。図より、透過率または反射率は、ピークの n_{z0} 値 (あるいは $\Delta\phi$) でほぼ決まり、N の数にはよらないのがわかる。透過率は 0.6 ~ 0.8 程度である。

Fig. 3.2-4 は、N = 28 とし、 d_p を 1.0 cm に増した場合のスペクトルであるが、 $d_p = 0.7$ cm のときとの差はほとんど見られない。このときの透過率 1-R は Fig. 3.2-5 に示されている。導波管開口面積が減れば反射は増えることが予想されるが、その変化は極めて少なかった。もちろん開口面積が減ったぶん、開口面でのパワー密度および電界強度は増大していることにはなる。図より、透過率

は、 $d_p = 0.7 \text{ cm}$, 1.0 cm とも、 $1-R = 0.6 \sim 0.8$ である。

ランチャ前面パワー密度 $P_{in} \lesssim 5 \text{ KW/cm}^2$ を許容する範囲で、 $20 \text{ MW}/P_{ort}$ を入射するのに要する導波管数を求めるとき、 $1-R = 0.7$ に対して約 220 本となり、グリル段数 8 段として、 $N = 28$ となる。それゆえグリルの構成としては、28列×8段とするが、反射率と許容電力密度の評価基準に対応させてゆく必要がある。

n_z スペクトルの可変範囲のフレキシビリティを増すための一案として、二本づつセットで位相を変えた場合のスペクトルと透過率が Fig. 3.2-6 と 3.2-7 に示されている。2本づつセットで変える、という意味は、たとえば、位相差 60° なら、端から順に位相を、 $0^\circ, 0^\circ, 60^\circ, 60^\circ, 120^\circ, 120^\circ \dots$ というように変えていくことを意味する。こうすると、導波管列数が実効的に半分になったことになり、スペクトルの幅が拡がり、 n_z も同じ $\Delta\phi$ に対して小さくなる。欠点としては、Fig. 3.2-6 に見られるように $n_z < 0$ の成分がかなり増してしまった点である。

Table 3.2-2 Parameters in Brambilla Code

周波数 f	2.0 GHz
導波管中心距離	2.25 cm
導波管高さ h_p	1.08 cm
密度勾配 $d n_e / d x$	10^{19} m^{-4}
プラズマ-壁(導波管端)の距離 x_p	0.0 m

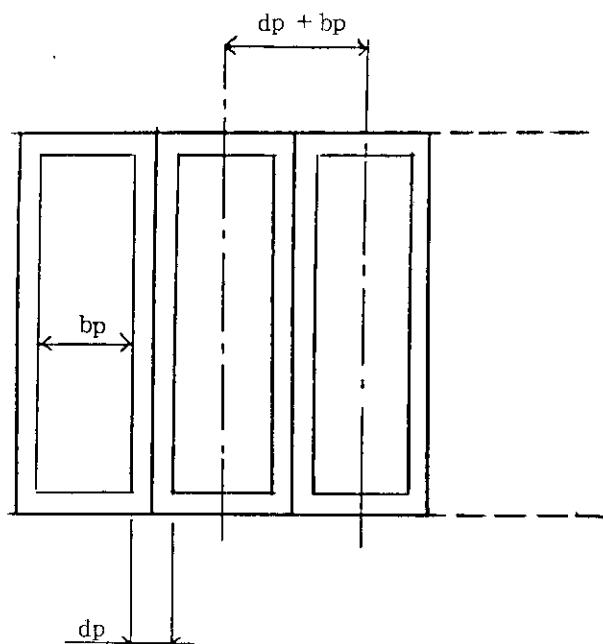


Fig. 3.2-1 LHW grill configuration

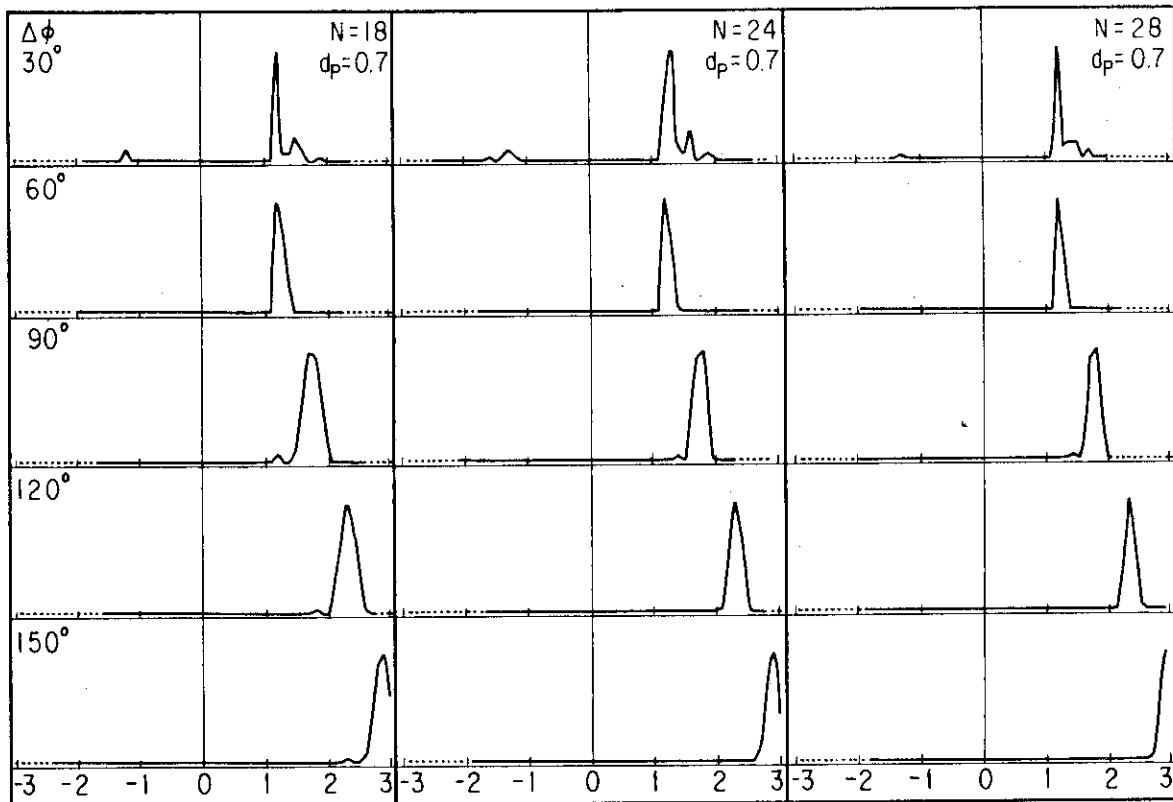
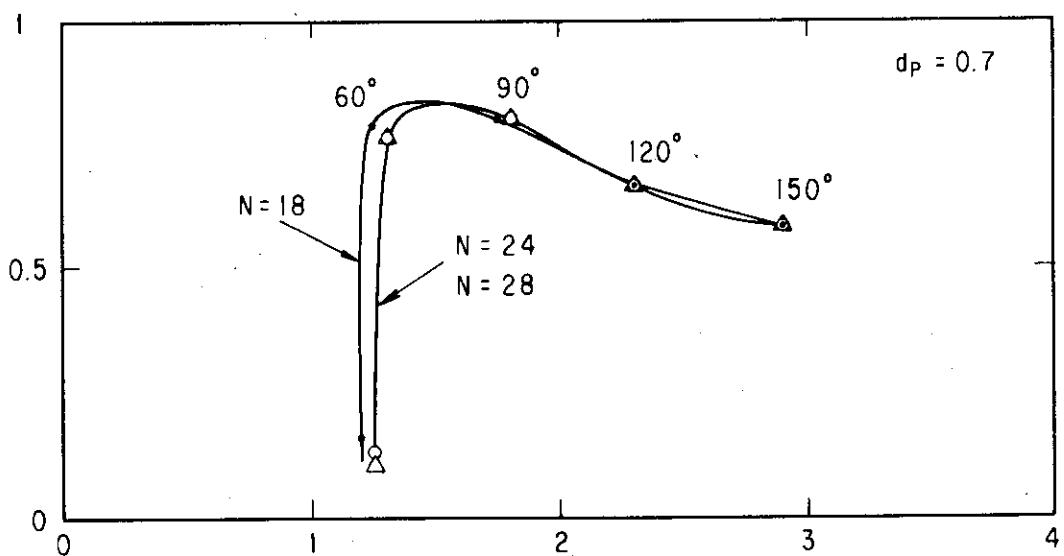
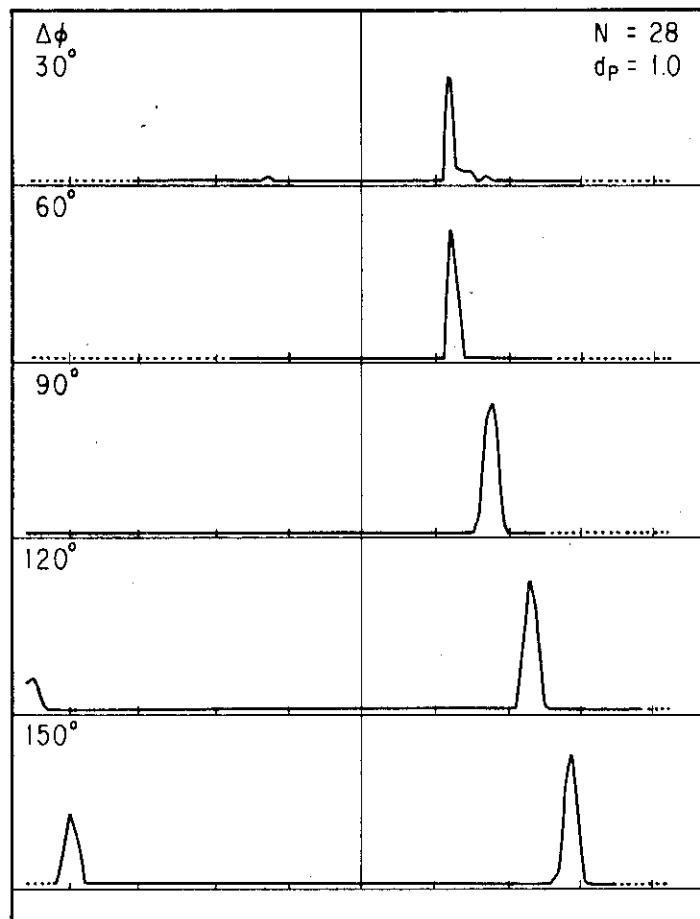
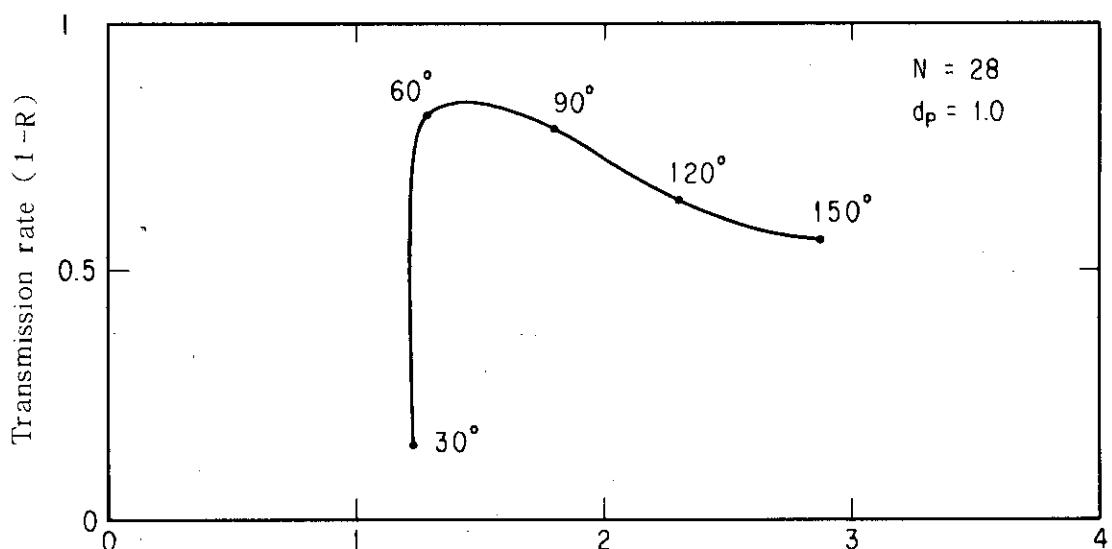
Fig. 3.2-2 n_z Spectra

Fig. 3.2-3 Transmission rate

Fig. 3.2-4 n_z Spectra ($d_p = 1$ cm)Fig. 3.2-5 Transmission rate ($d_p = 1.0$ cm)

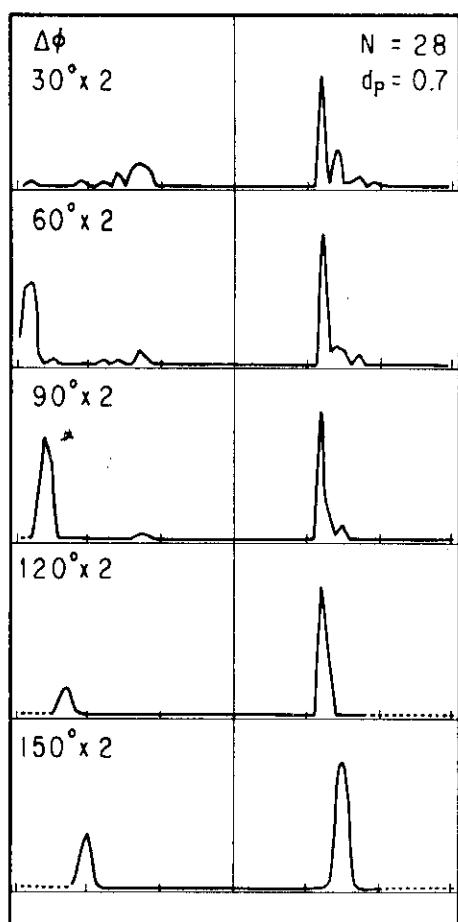
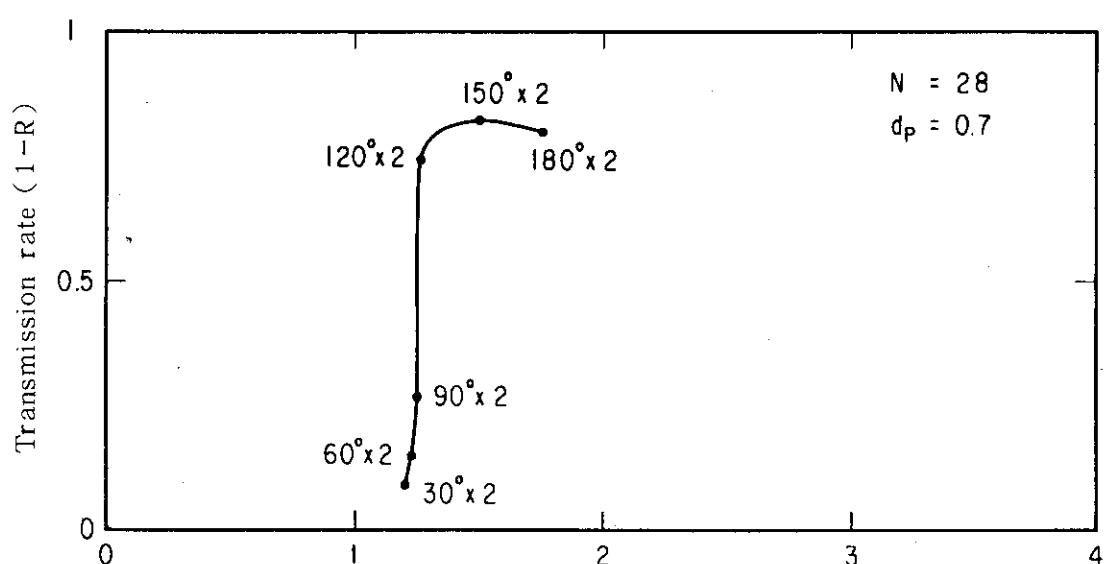
Fig. 3.2-6 n_z Spectra

Fig. 3.2-7 Transmission rate (Two W/G in-phase)

3.3 グリル・アンテナ型ランチャの構造設計（I）

3.3.1 概 要

ランチャは、今年度のFER各オプションに対して、基本的な設計変更を行なわずしてすべてに採用可能なものとするため、加熱ポート寸法が最小であるACS炉をリファレンスとして設計を行っている。また、後に述べる様に、分解修理時の観点及びセラミックウィンドウの交換の容易性などから、¹⁾ランチャ内の構造は従来とは大きく異った設計を行なっている。

ランチャ前面をプラズマ側から見た図をFig. 3.3-1に示す。縦1600 mm×横1100 mmの第1壁面に8段×28列、合計224本の導波管が直接プラズマ面に開口しているグリルアンテナになっている。Fig. 3.3-2にLHRF加熱装置全体図（断面図、平面図）を、Fig. 3.3-3にランチャ鳥観図を示す。

1列8本の導波管はランチャ内の固定移相器により、ポロイダル方向1本おきに90°の位相差が付けられており、プラズマからランチャへ戻る高周波の減衰をはかっている。

前面より見た1列8段の計8本の導波管を例にとり、ランチャ内の構造を説明する。ランチャ内部では上側4本、下側4本を各々1つの構成と考えることができ、各々は同一構造のものを上下対称位置に配置している（但し、固定移相器部は除く）。よって上、下4本を1つの組として1ユニットと呼ぶと、本ランチャは56ユニットを1つのジャケットに入れたものと考えることができる。伝送系側導波管は56本より成り各々ランチャ内の1ユニットに対応している。伝送系側導波管1本は、ランチャ内にて3dBカプラ3個を使用する事により4本の導波管へ均等にパワーを分配している。1列8段の2ユニット分の概略系統図をFig. 3.3-4に示す。図中ダミーロードは、3dBカプラの方向性の度合による不要高周波を吸収するとともに、入射したパワーがプラズマより全反射した場合にも耐えうる構造をとる。

テーパー管を介して規格導波管になった56本の導波管束は、ジャケットに覆われ半円弧状の炉室内伝送系ラインを通り地下へ導かれる。伝送系ラインのジャケットは水しゃへい体に囲まれており、内部の導波管内側には絶縁及び冷却を兼ねたSF₆ガスが循環し、外側は同ガスを冷却のために循環させている。

LHRF加熱装置の分解・組立時に問題となる多導波管の接続は、Fig. 3.3-5に示す様なチョーク回路を利用した接続部を用いる事により解決している。この接続部はチョーク回路の性質上、接続面が完全に密着する必要はないが、伝送パワーの大きい事、SF₆ガスのリークの可能性がある事、高周波のリークが心配される事、等を考慮する必要がある。

ランチャ部と炉室内伝送系ラインとの真空境界となるセラミックウィンドウは、当初その分解・修理時の作業性を考慮して、ランチャ部と炉室内伝送系ラインとの間に「セラミックウィンドウ部」と称する部分をランチャと別ユニットにして検討を進めていたが、その位置が、ECR領域に入るため、昨年度までの設計と同様にランチャ内後部導波管部分に設け、作業性を一応確保している。さらに、ウィンドウ位置は、中性子によるセラミックの劣化を防ぐため直接プラズマを見込む位置を避ける事、真空引きの容易性、セラミックにかかる電力密度等より、後に説明する「導波管曲線部」の後部へ取付ける事にした。

ランチャ内導波管は、肉厚2 mm、外側高さ112 mm×巾12.5 mm（内側高さ108 mm×巾12.5 mm）の中空矩形断面の導波管8段×28列の計224本の導波管束部I、同一寸法の導波管

による2段×28列の計56本の導波管束部Ⅱ及びWR-510型（内側高さ129.54 mm×巾64.77 mm）導波管7段×8列の計56本の導波管束部Ⅲの計3部分より主になる。導波管束部I→Ⅱへは、前述の様に4本1ユニット内に3個の3 dBカプラを用いる事により実現している。導波管束部Ⅱ→Ⅲへは、内側寸法108×12.5の導波管束の2段×7列の組をWR-510型導波管束7段×2列に対応させるべくEペント、Hペントを用いた曲線部を設ける事により行い、曲線部終了直後にテーパ管を設けて導波管の寸法を変えている。結局、2段×7列の組を4組作る事により計56本の導波管に対応している。これをFig. 3.3-6に示す。

各導波管は、上下左右方向に最小でも6 mmの空間が設けられており、冷却水を循環させ核発熱、高周波損失等による過発熱を防止している。

ランチャジャケットは肉厚50 mmの箱形をしており内部に導波管束を収納する。ジャケット前部外側には加熱ポート内に付けられた段差と噛み合う形状の段が付いておりプラズマからの中性子のしゃへいの役目を果たす。さらに加熱ポート床面とランチャジャケット下面の間には「リニアローラ」が設けられており、後述の様に分解組立時のランチャ引出しを容易にしている。

ジャケット内部の導波管束上下空間部には、高さ30 mm×巾1000 mmの冷却水流路が階層構造で6段づつ設けられており、導波管束の保持も兼ねるリブ間のコンポーネントを冷却している。またリブは、ほぼ各コンポーネント毎の境界に設け、それぞれの発熱量に応じた流束が確保できる様にしている。なお導波管とリブとは導波管の熱膨張を逃がすため固定はしていない。この熱膨張は、セラミックウィンドウの手前の伸縮導波管により吸収される。冷却水ヘッダは、ランチャ最後部近くの導波管曲線部及びテーパ位置に設ける。

導波管内の真空排気は、ランチャ部導波管、セラミックウィンドウ手前の部分から行う。導波管の排気は管のE面に適度な大きさの穴を複数設ける事により行う。また、この部分の区画を真空引き用の室として室全体を真空引きするものとする。

以下に各コンポーネントの検討結果について述べる。

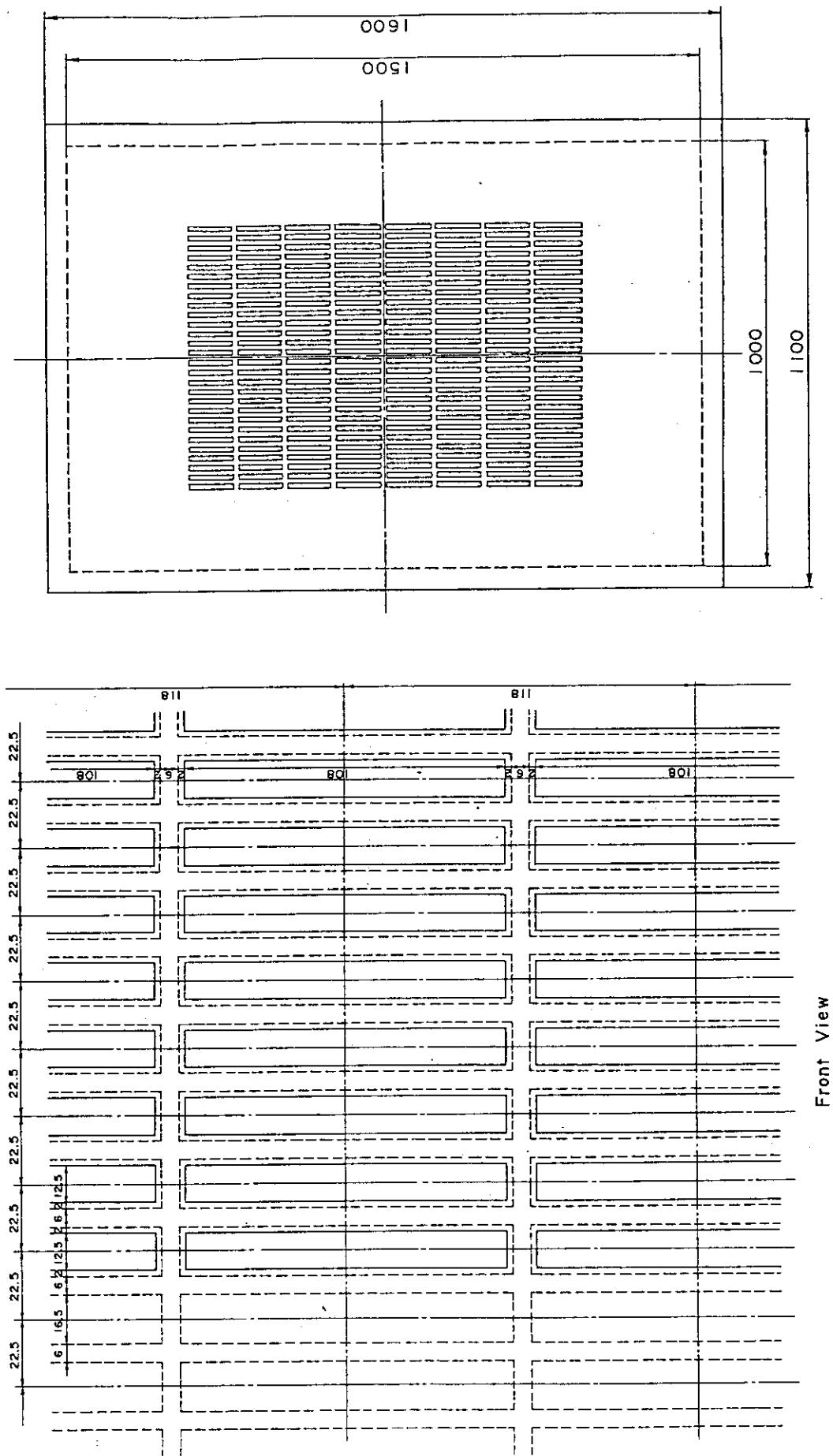


Fig. 3.3-1 Front view of LHRF Launcher

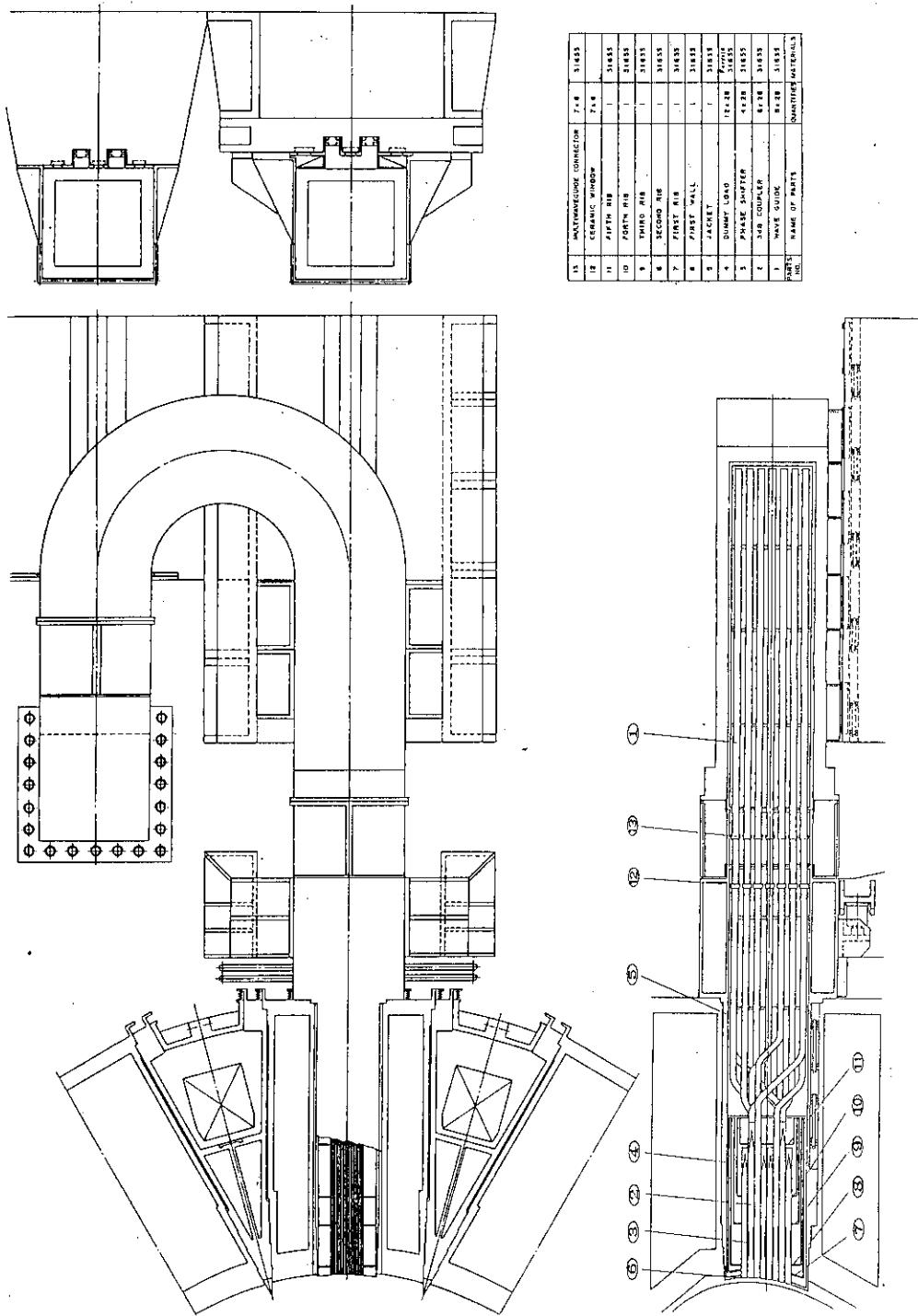


Fig. 3.3-2 LHRF SYSTEM

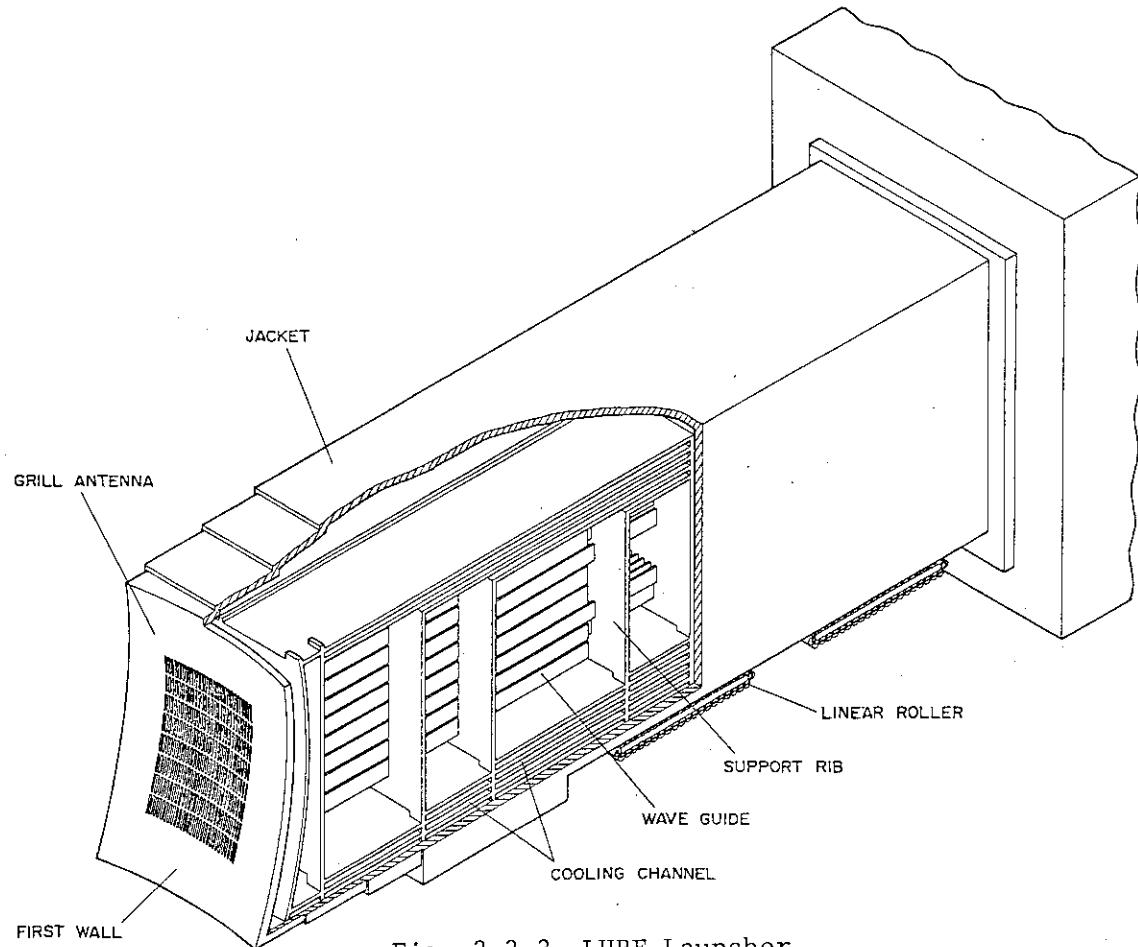


Fig. 3.3-3 LHRF Launcher

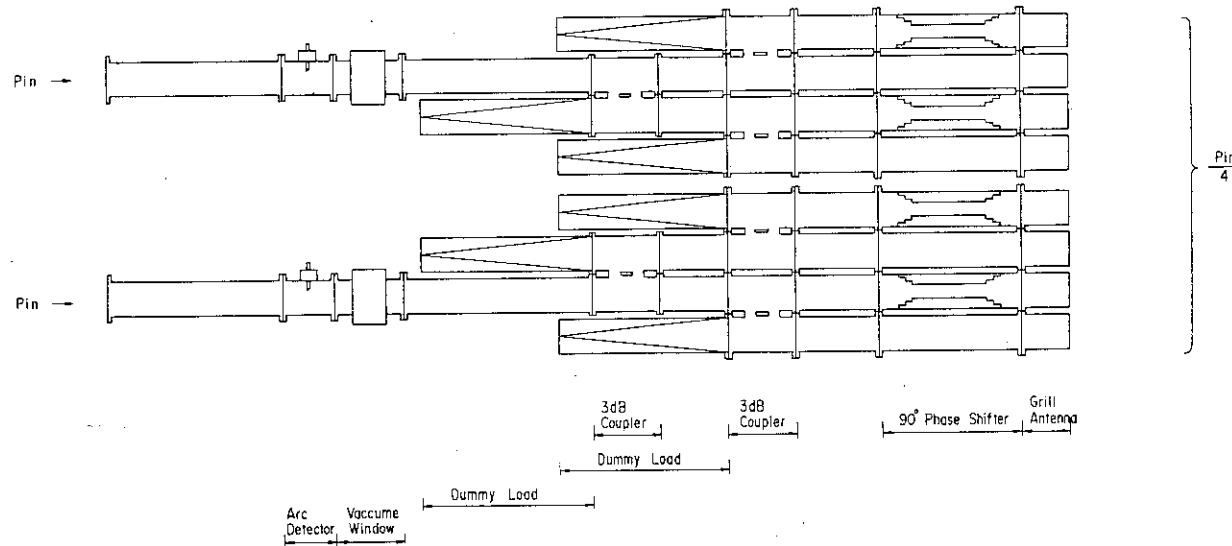


Fig. 3.3-4 System Diagram of LHRF Launcher

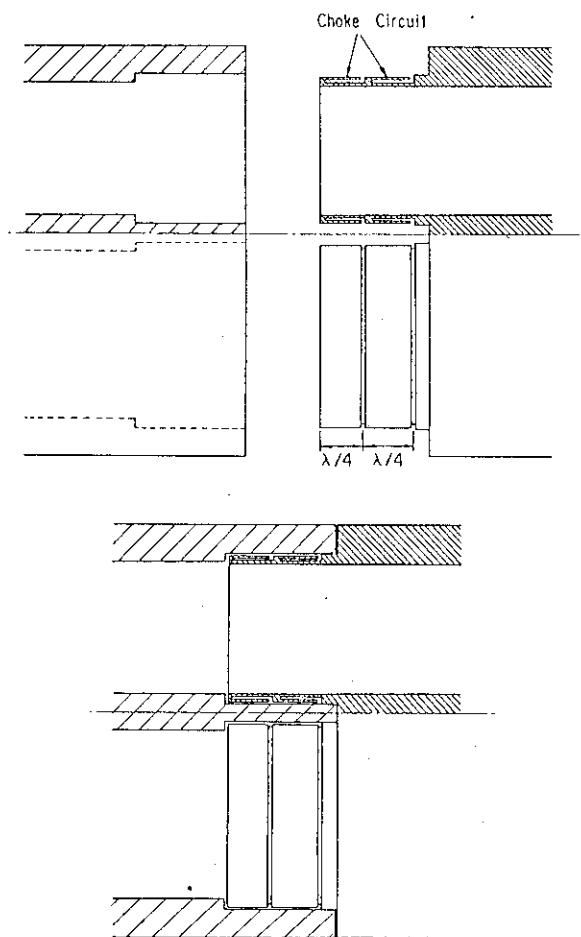


Fig. 3.3-5 Multi-waveguide connector

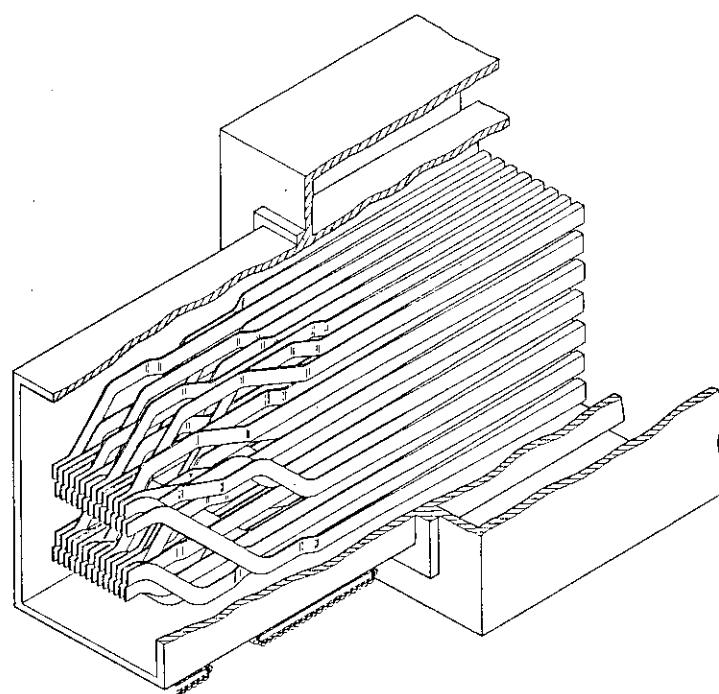


Fig. 3.3-6 LHRF Launcher (Bend and Taper)

3.3.2 各部構造検討

(1) グリルアンテナ前面部（第1壁部）

アンテナ前面は、プラズマと直接向い会うため、ランチャ構成要素の中で一番厳しい状態に置かれている。ランチャ定常運転状態では次の4つの熱負荷がかかると考えられる。

$$\textcircled{1} \text{ プラズマからの輻射熱 } q_r = 13 \text{ W/cm}^2$$

$$\textcircled{2} \text{ 核発熱 } q_n = 10 \text{ W/cm}^2$$

但しランチャ内では $1/R^2$ で減少する。

$$\textcircled{3} \text{ } \alpha\text{粒子のリプルロスによる熱負荷 } q_{\alpha\max} = 20 \text{ W/cm}^2$$

Fig. 3.3-7 に示す様に、トロイダル方向、ポロイダル方向に分布を持つ。

$$\textcircled{4} \text{ 導波管高周波損失 } q_f = 2.3 \times 10^{-3} \text{ W/cm}^2$$

発振源からランチャ第1壁面までの距離を 100 m とし、その伝送損失を 50%とした場合に、導波管壁面に均等 q_f が分布するとした。

よって、LH RF で最も厳しい熱負荷を受ける面はプラズマに面した第1壁面と、そこから導波管内面に少し入った領域である。したがってこの領域を積極的に冷却を行なえば、その健全性は保てる。

Fig. 3.3-8 に第1壁面内側の断面図を示す。第1壁は 5 mm 厚の SUS 材であり、その裏面には 5 mm × 6 mm の冷却材流路を持つ Cu 材が溶接されている。冷却材流路は第1壁に直接冷却材が接する様にし、さらに第1壁からの熱を Cu 材を介して積極的に導波管へ逃がす役目を果たしている。Cu 材後部には SUS 製導波管がつながる。導波管同志は、上下左右に 6 mm 間隔で並ぶことになり、この部分が導波管部では冷却材流路となる。第1壁構造部分から 85 mm 入った場所に第1リブがある。先の Cu 材部分の流路及び第1リブまでの流路には、Fig. 3.3-9 に示す形状のものを流路の十字路となる箇所へ設けて正しく流路が形成される様考慮している。

以上の熱負荷条件及び構造から、ランチャ第1壁面冷却に必要な冷却水量を求める。まず、ランチャ前面第1壁にかかる表面熱負荷は次の様に計算される。なお、ここでは前述③の熱負荷はポロイダル方向、トロイダル方向ともに分布をもっているが安全側の値を取る事としてピーク値 $q_{\alpha\max} = 20 \text{ W/cm}^2$ を用いる。

第1壁面の表面熱負荷を Q_s とすると

$$Q_s = \{(1100 \times 1600) - (8 \times 28 \times 108 \times 12.5)\} \times 1 \times 10^{-2} \times q$$

$$\text{ここで } q = q_{\alpha\max} + q_r = 20 + 13 = 33 \text{ (W/cm}^2\text{)}$$

$$Q_s = 481.1 \text{ (kW)}$$

一方核発熱 Q_n (Q_{n_1} : SUS 部, Q_{n_2} : Cu 部)

$$Q_{n_1} = V_1 \times q_n \quad q_n = 10 \text{ W/cm}^2$$

$$= \{(1100 \times 1600) - (8 \times 28 \times 108 \times 12.5)\} \times 1 \times 10^{-3} \times 0.5 \times q_n$$

$$= 72.9 \text{ (kW)}$$

$$Q_{n_2} = V_2 \times q_n$$

$$= \{(1000 \times 1500) - (8 \times 28 \times 108 \times 12.5)\} \times 1 \times 10^{-3} \times 1.0 \times q_n$$

$$= 152.4 \text{ (kW)}$$

$$Q_n = \sum_{i=1}^2 Q_{ni} = 225.3 \text{ (kW)}$$

よって第1壁にかかる熱負荷は以下の様になる。

$$\begin{aligned} Q &= Q_s + Q_n \\ &= 481.1 + 225.3 \\ &= 706.4 \text{ (kW)} \end{aligned}$$

これより、第1壁内に流すべき冷却材流量Wを求める。但し冷却材の入口側・出口側の温度差は10°Cとしている。

$$\begin{aligned} W &= \frac{Q}{\rho \cdot C_p \cdot \Delta T} \\ &= \frac{706.4}{1 \times 4.18 \times 10} \times 10^3 \\ &= 16.9 \times 10^3 \text{ (cm}^3/\text{sec)} \\ &= 16.9 \times 10^{-3} \text{ (m}^3/\text{sec)} \end{aligned}$$

Fig. 3.3-9に示す様な冷却材流路での熱伝達率を求めるとき以下の様になる。なお計算では安全側の値を取り流路は第1壁導波管口の間のみにしかないものとしている。

$$\text{熱伝達率 } h_1 = 5.91 \text{ W/cm}^2$$

ここで 相当直径 $d_e = 5.46 \text{ mm}$ 流速 $u = 13.8 \text{ m/sec}$

$$\text{レイノルズ数 } Re = 144692.7$$

$$\text{プラントル数 } Pr = 3.30$$

$$\text{ヌセルト数 } Nu = 498.3$$

さらに、第1壁間-第1リブ間の冷却材熱伝達率は

$$\text{熱伝達率 } h_2 = 2.28 \text{ W/cm}^2$$

ここで 相当直径 $d_e' = 11.209 \text{ mm}$ 流速 $u = 5 \text{ m/sec}$

$$\text{レイノルズ数 } Re = 108195.0$$

$$\text{プラントル数 } Pr = 3.30$$

$$\text{ヌセルト数 } Nu = 498.3$$

また、第1リブから180mmのところに第2リブがあるがこの間での熱伝達率も求めると、

$$\text{熱伝達率 } h_3 = 2.14 \text{ W/cm}^2$$

ここで 相当直径 $h_3 = 15.32 \text{ mm}$ 流速 $u = 5 \text{ m/sec}$

$$\text{レイノルズ数 } Re = 147866.8$$

$$\text{プラントル数 } Pr = 3.30$$

$$\text{ヌセルト数 } Nu = 507.0$$

以上説明した熱負荷、構造、冷却条件より第1壁より 220 mm の領域について FEM 解析を行った。Fig. 3.3-10(1) の断面 x-x' に示す部分 “A” をモデル化した。そのモデル図を Fig. 3.3-10(2) に示す。総節点数 581、総要素数 472 で平面歪要素を用いた。第一壁部分と Cu 材冷却流路、Cu 材冷却流路と導波管部は、実機においては溶接により組立てられるが、熱の移動を考えた場合に必ずしも一つの部材の様には熱は流れない。よって、その部分を熱抵抗要素として熱伝導率は安全側を見て 1/10 としてある。また、第一リブと導波管は実際には、導波管の熱伸びを拘束しない様に接しているだけであるが、安全側の検討を行なう意味でこの部分も溶接構造とし上記の熱抵抗要素を用いている。熱負荷は前述の①、③が第1壁正面に、②が水以外の全ての構成物より発生するものとした。なお④は考慮に入れていない。解析に使用した各材料の物性値を Table 3.3-1 及び Table 3.3-2 にまとめて示す。

(1) 温度解析結果

Fig. 3.3-10(3) に温度分布図を示す。第1壁前面温度は平均して 170 °C 程度であり、その最高温度は、第1壁導波管角部に生じ約 172 °C である。一方、第1壁の冷却材流路側は、直接冷却材と接しているため 52 °C 程度の温度に納っている。Cu 材はほとんど冷却材温度と同一になっているが第1壁側溶接部は熱抵抗要素となっており第1壁の熱をスムースにうばうまでに至っていない。第1リブは核発熱によりその中心部で 84 °C になっているが実際にはリブの上下端側紙面垂直方向で大きな冷却面積がとれるのでさらに低下は可能である。他の導波管部分は 50 °C 以下であり、高周波損失③が加わっても特に問題はないと思われる。

一方、ディスラプション時の温度上昇を計算してみると、第1壁前面には時定数 $\tau = 1.5 \times 10^{-3}$ sec で 81 J/cm² を受けるから、熱流束は 54 MW/m² となる。ここで第1壁前面を半無限物体と仮定した場合の温度上昇 ΔT は次式で与えられる。

$$\Delta T = 2 \cdot q \cdot \sqrt{\frac{t}{\pi \cdot \rho \cdot C_p \cdot \lambda}}$$

$$\text{ここで } t = 1.5 \times 10^{-3} \text{ sec}$$

$$\rho = 7820 \text{ kg/m}^3$$

$$C_p = 494 \text{ J/kg} \cdot ^\circ\text{C}$$

$$\lambda = 16.3 \text{ W/m} \cdot ^\circ\text{C} \quad \text{であるから,}$$

各値を上式に代入すると

$$\Delta T = 94.1.0 \quad ^\circ\text{C} \quad \text{となる。}$$

定常運転時の表面温度 171 °C を計算に入れると

$$\Delta T' = 94.1.0 + 171.0 = 111.2.0 \quad ^\circ\text{C}$$

となる。ステンレス鋼の融点は約 1400 °C があるので、充分余裕があると考えられる。よって溶融は起こらない。

(2) 熱応力解析結果

Fig. 3.3-10(4) に熱応力による応力強さ分布図を示す。第1壁前面に最大値が発生し、その値は 40.20 kg/cm² である。この応力強さは、第1壁面から遠ざかるに従って下っており、第1壁冷却材側では 27 kg/mm² 程度になっている。一方、第1リブと導波管の接続部では最大 13.7 kg/

mm²程度の応力が出ている。但し、これらの応力は、主に面に垂直な圧縮応力が主要要素となり応力強さを高めている。しかし実際には、第1壁面とともにジャケットにも熱膨張があるため必ずしもこの応力値そのものが出るとは限らない。このへんの詳細な応力については、ジャケット・第1壁部・導波管を含めた3次元の解析を行う必要があると思われる。

面に垂直な応力値を除いて面内の応力を見てみると、一番大きな箇所はCu材冷却流路部の導波管側である。この部分は、冷却材により十分に冷却されているため第1壁の熱膨張を疎止する方向へ働くことに起因する応力で、応力強さにして最大9.1 kg/mm²である。

以上説明した部分以外の応力値は低く特に問題はない。

(3) 水圧により生じる応力

第1壁冷却用の冷却材流路(5 mm × 6 mm)に10気圧の加圧水を流した場合の、冷却材流路壁部に生じる応力を求める。

Cu材冷却材流路・導波管側管壁に発生する最大応力は

$$\sigma_{\max}^{W/G} = 1.42 \text{ kg/mm}^2$$

となり、同じ流路の第1壁側には

$$\sigma_{\max}^{F/W} = 0.145 \text{ kg/mm}^2$$

の応力が発生する。

同様にして、ジャケットに発生する応力を求める。但しジャケット内側に1.5気圧の水圧がかかるものとすると

$$\sigma_{\max}^{Ja} = 5.24 \text{ kg/mm}^2$$

となる。

以上の計算は、近似計算として矩形平板の四辺固定状態に等分布荷重がかかるものとして行った。

(4) 90°固定移相器

Fig. 3.3-11に固定移相器の概略図を示す。

位相を変化させる方法としては、いくつかの方法があるが、今回は導波管H面に微少な段差を設けて、その中を通る高周波の位相速度を早めてやる方法をとる。

段差は大きく取れば位相速度がそれだけ早まるので、移相器自体の長さは短くて済むが、導波管内の突起物が有ることになりその部分での反射が大きくなる。逆に、段差が小さければ反射の心配はなくなるが、その長さは長くなる。

本移相器は、その段差をそれぞれ1段目: 1.5 mm, 2段目: 1.5 mmとする2段構造とした。この様な段差に取った場合、移相器内で90°($\lambda g/8$)の位相差が生じる長さは、フランジ面間で801.8 mm(1段目長さ701.8 mm, 2段目長さ594.6 mm)となる。

(5) ダミーロード

ダミーロードは、小電力の場合には導波管電界成分の最大のところに抵抗体を挿入して電力を吸収

させる様な構造をとるが、大電力の場合、発熱などの問題があるため導波管の内面全体を抵抗成分を持つ様な構成とし、吸収電力を熱に変えた後、すみやかにその熱を逃がす構造とする。本ダミーロードの概略構造図を Fig. 3.3-12 に示す。導波管 H 面の巾を順次減少させ高周波電界成分を減衰させる様にしており、耐熱上及び抵抗値確保のため、フェライトを材料として用いている。また、高周波の反射を極力おさえるため、 $\theta = 1.5^\circ$ の“くさび形”を採用している。

ところで、プラズマ側より反射してくる高周波による熱についてここで概略検討をする。

3 dB カプラの方向性の度合にもよるが、今ここで仮に同カプラが概略 20 dB 程度の方向性を持つとすると、本ダミーロードにかかる負荷は、定常的には次の様になる。

方向性結合器の方向性は次式にて求まる。

$$D = 10 \log_{10} (P_{in} / P_{Dummy}) \quad (\text{dB})$$

ここで P_{in} : 結合器を通って進行方向（プラズマ方向）へ向う高周波電力

P_{Dummy} : 結合器を通って進行方向を逆の方向（伝送系の方向）へ向う高周波電力

D : 方向性結合器方向性 (dB)

よって $D = 20 \text{ dB}$ とするとダミーロードへ戻る電力 P_{Dummy} は

$$P_{Dummy} = \frac{P_{in}}{100}$$

ゆえに、プラズマ側から見て最初の位置にあるダミーロードには、(Fig. 3.3-4 参照)

$$P_{Dummy}^{(1)} = \left(\frac{20 \times 10^6}{8 \times 28} \right) \times \frac{1}{100}$$

$$= 892.86$$

$$= 900 \quad (\text{W})$$

さらに、2番目の位置のダミーロードには

$$P_{Dummy}^{(2)} = \left(\frac{20 \times 10^6}{4 \times 28} \right) \times \frac{1}{100}$$

$$= 178.6$$

$$= 1.8 \quad (\text{kW})$$

ダミーロード内面の面積 s は

$$s = 108 \times 620 \times 2$$

$$= 1.34 \times 10^3 \text{ (cm}^2\text{)}$$

よって各々のダミーロードにかかる熱負荷 q は

$$q^{(1)} = P_{\text{Dummy}}^{(1)} / S$$

$$= 0.7 \text{ (W/cm}^2\text{)}$$

$$q^{(2)} = P_{\text{Dummy}}^{(2)} / S$$

$$= 1.33 \text{ (W/cm}^2\text{)}$$

となり、熱的にはまったく問題ない。

一方、何らかの原因で入射したパワーが全反射でランチャ側へ戻ってきた場合、3 dB カップラとしては入力ポート、出力ポートが逆になった物で働くため、ダミーロードには、平常時の入射パワーそのものが負荷となる。すなわち熱負荷 q' は

$$q'^{(1)} = 70 \text{ (W/cm}^2\text{)}, \quad q'^{(2)} = 133 \text{ (W/cm}^2\text{)}$$

とかなり大きな負荷になる。しかしながら、全反射はダミーに対するダメージよりも、クライストロン等の励振系及び大電力増幅系への影響が大きいため、制御系統のシーケンスにより、全反射検出後、ミリセカンドのオーダで「RF 断」とするのが一般的である。よって本ダミーロードも、上記熱負荷に対しては最大でも 1 sec 耐えれば充分であると思われる。但し、注意しなければならないのは、ダミーの抵抗体を脆性材料であるフェライトとしているため、熱衝撃の様な負荷に弱い事であり、今後の検討を要すると思われる。

(6) 3 dB カップラ

いわゆる方向性結合器の結合度を 3 dB としたもので、結合を得るために、2つの導波管の H 面同志を $\lambda g / 4$ づつはなれた 2 つの孔にて接合した 2 孔形方向性結合器を用いる。⁸⁾ 概に 3 dB カップラとしては、各種の規格形導波管のものが商品化されているため、特に電気的な設計として難しいものはないと思われるが、孔を開ける面の H 面が巾 12.5 mm とたいへんせまいため、その大きさについては検討を要する。

次に、3 dB カップラに生ずる熱負荷について検討をする。3 dB カップラでの挿入損失を概略 -0.15 dB 程度と見積り、その損失がすべて熱に変換されるものとすると

$$L = 10 \log_{10} \left(\frac{P_{\text{out}}}{P_{\text{in}}} \right)$$

$$\text{ゆえに } -0.15 = 10 \log_{10} \left(\frac{P_{\text{out}}}{\frac{20 \times 10^6}{56}} \right)$$

$$\text{よって } P_{\text{Loss}} = P_{\text{in}} - P_{\text{out}}$$

$$= 12.1 \text{ (KW)} \quad \text{となる。}$$

ここで P_{in} ; 3 dB カプラに入る電力
 P_{out} ; " から出る電力
 P_{Loss} ; " にて熱になる電力

3 dB カプラの長さは約 340 mm なので、上記損失による熱負荷がすべて均等に導波管壁にかかったとすると、

$$S = \{ (1.08 \times 24 + 1.25 \times 34) \times 2 \} \times 2$$

$$= 1638.8 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$q = \frac{P_{Loss}}{S} = \frac{P_{Loss}}{1638.8} \text{ (W/cm}^2\text{)}$$

ここで S : 3 dB カプラ内表面積

q : 熱負荷

プラズマ側から見て初めの 3 dB カプラにかかる熱負荷は、

$$q' = \frac{\left(\frac{P_{Loss}}{2} \right)}{1638.8} = 3.69 \text{ (W/cm}^2\text{)}$$

また、2番目の 3 dB カプラには

$$q'' = 2 \times q' = 7.38 \text{ (W/cm}^2\text{)}$$

が、各々定常的にかかるが、両者とも、冷却水中に有るため、この程度の熱負荷では問題ない。

Table 3.3-1 Physical Properties for Thermal Analysis

Materials	Specific gravity (kg/mm ³)	Specific heat (kcal/kg°C)	Thermal Conductivity (kcal/mm · sec · °C)
SUS 316	7. 82 × 10 ⁻⁶	1. 18 × 10 ⁻¹	3. 89 × 10 ⁻⁶
Cu	8. 96 × 10 ⁻⁶	9. 02 × 10 ⁻²	9. 22 × 10 ⁻⁵
Welding Part or Contact Surface	8. 39 × 10 ⁻⁶	1. 05 × 10 ⁻⁷	3. 89 × 10 ⁻⁷

Table 3.3.2 Pysical Properties for Stress Analysis

Materials	Young's Modulus (kg/mm ²)	Poisson's Ratio	Coefficient of Thermal espansion (×10 ⁻⁶ /°C)	Shear Modulus (kg/mm ²)
SUS 316	1. 90 × 10 ⁴	0. 33	16. 7	7. 14 × 10 ³
Cu	1. 15 × 10 ⁴	0. 33	16. 5	4. 32 × 10 ³
Welding Part or Contact Surface	1. 15 × 10 ⁴	0. 33	16. 5	4. 32 × 10 ⁻³

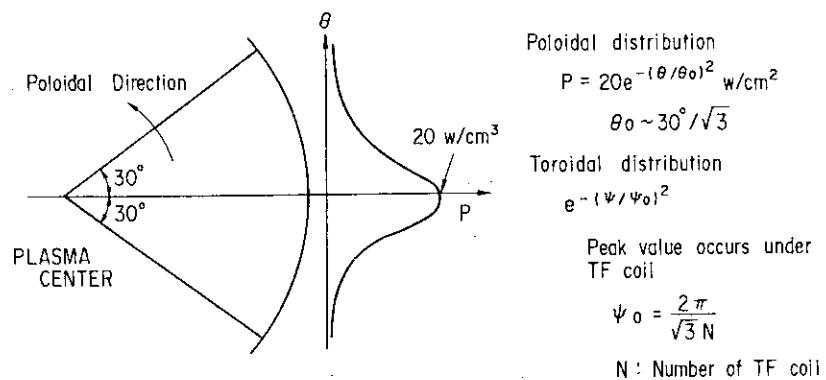


Fig. 3.3-7 Distribution of Heat Flux Due to
 α Particle Ripple Loss

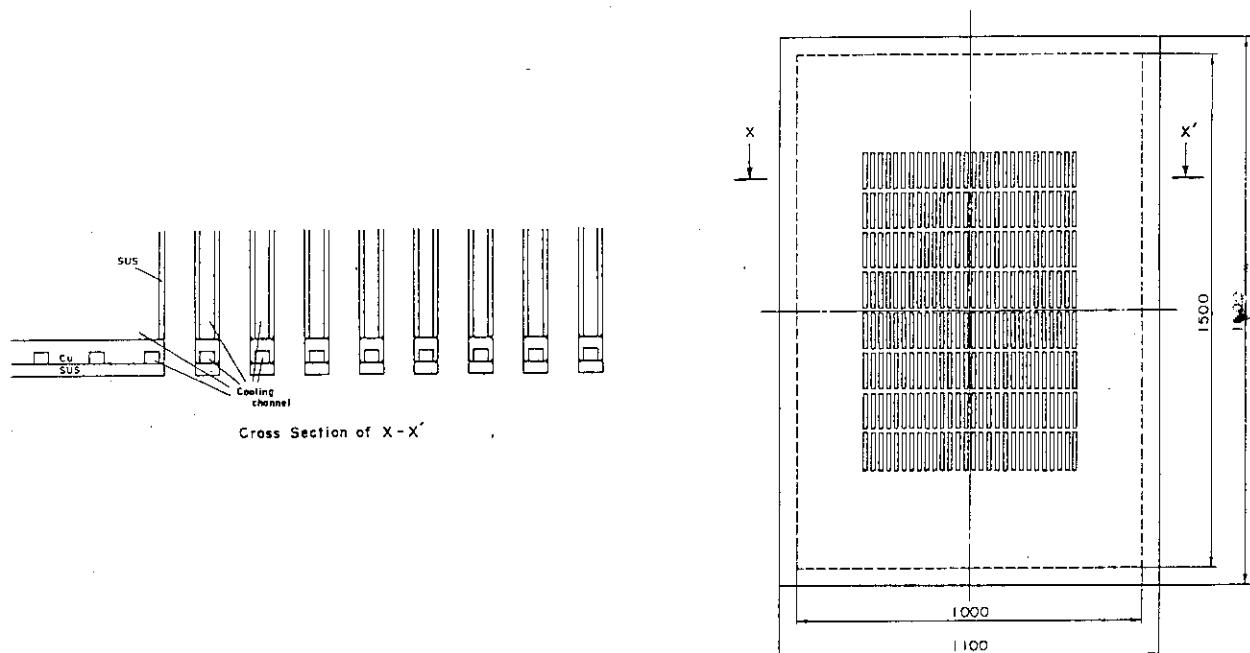


Fig. 3.3-8 LHRF First Wall Cooling System

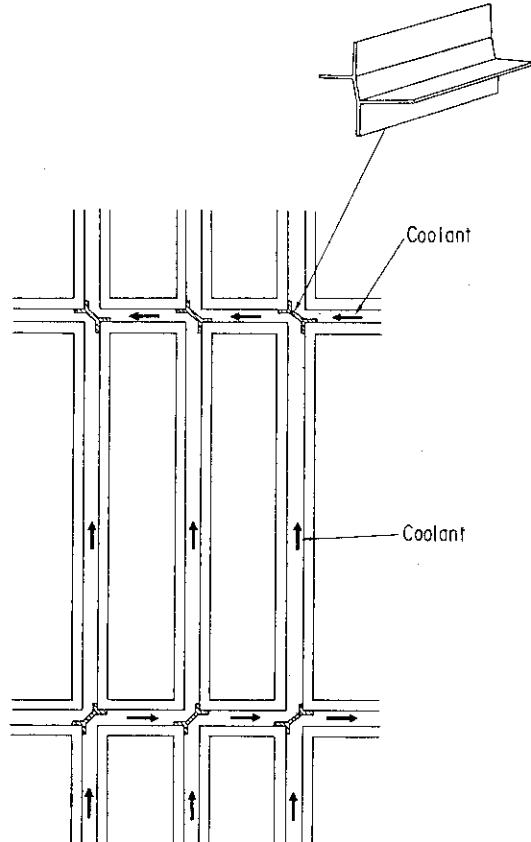
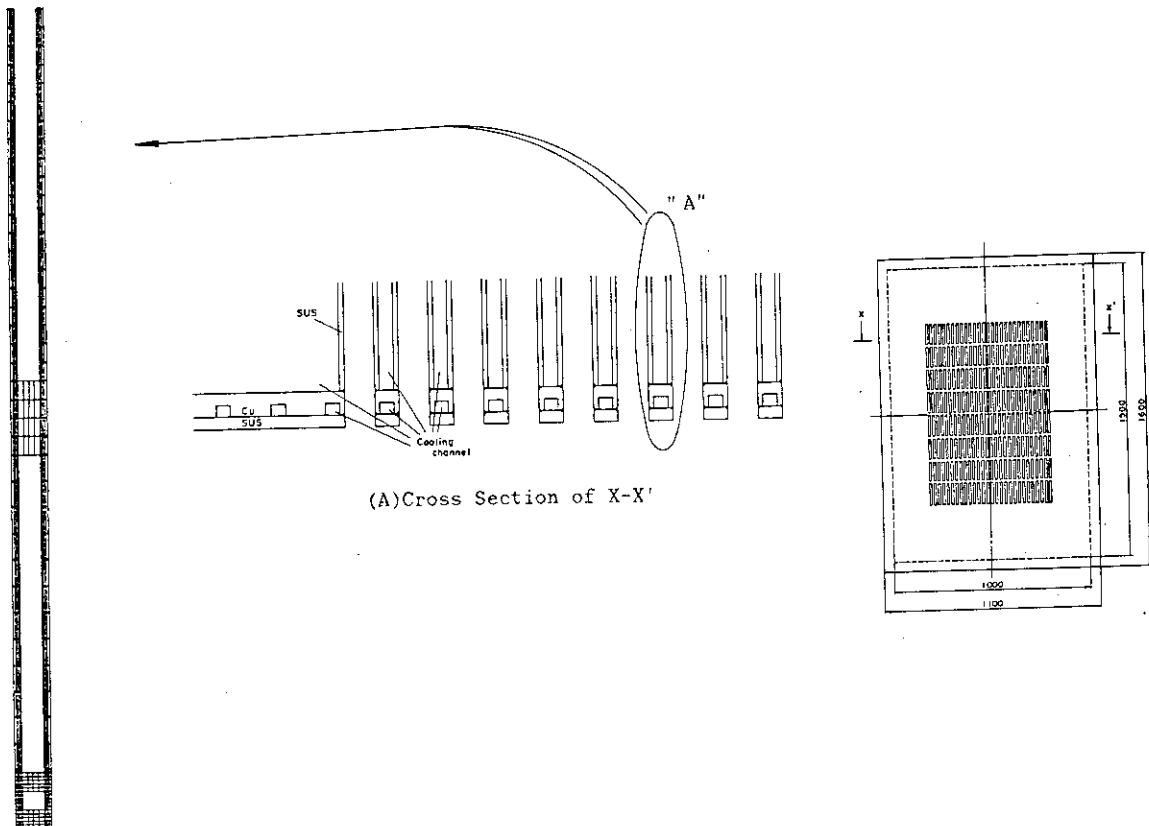
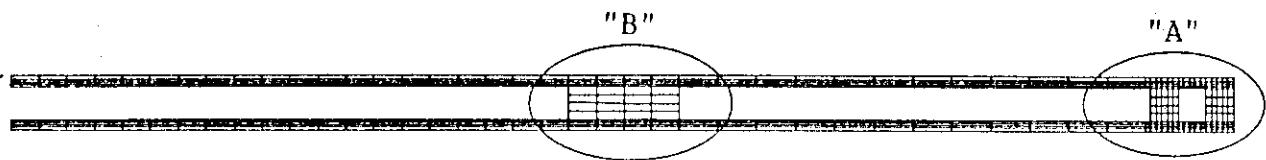


Fig. 3.3-9 Cooling Channels Between First Wall and The First Rib

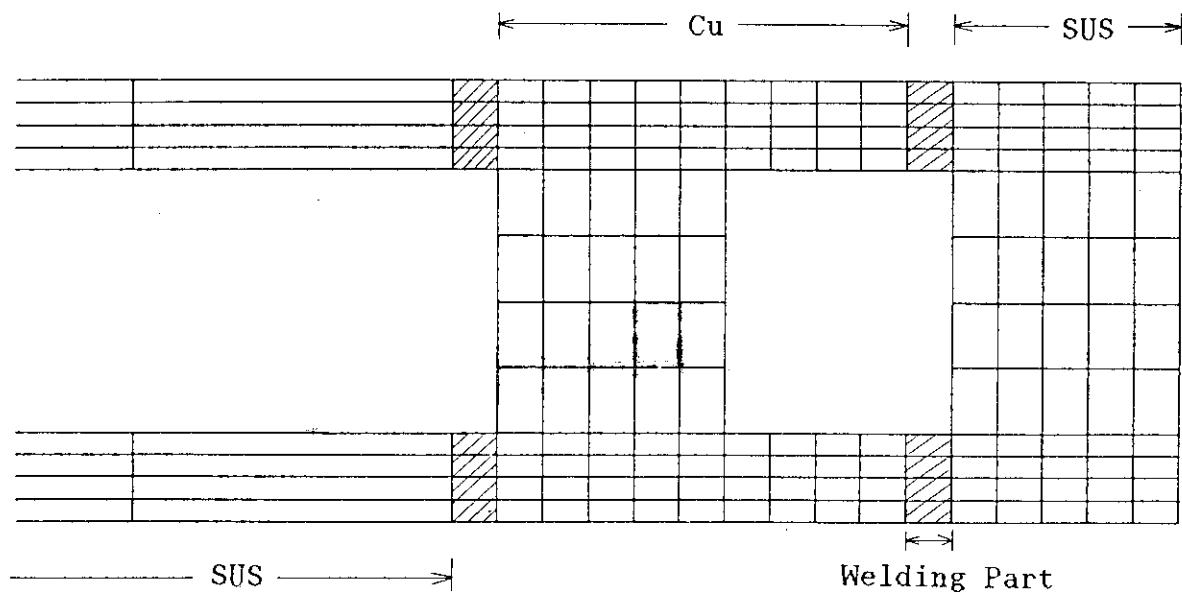


(B) FEM Model of "A"

Fig. 3.3-10.1 Model of FEM Analysis

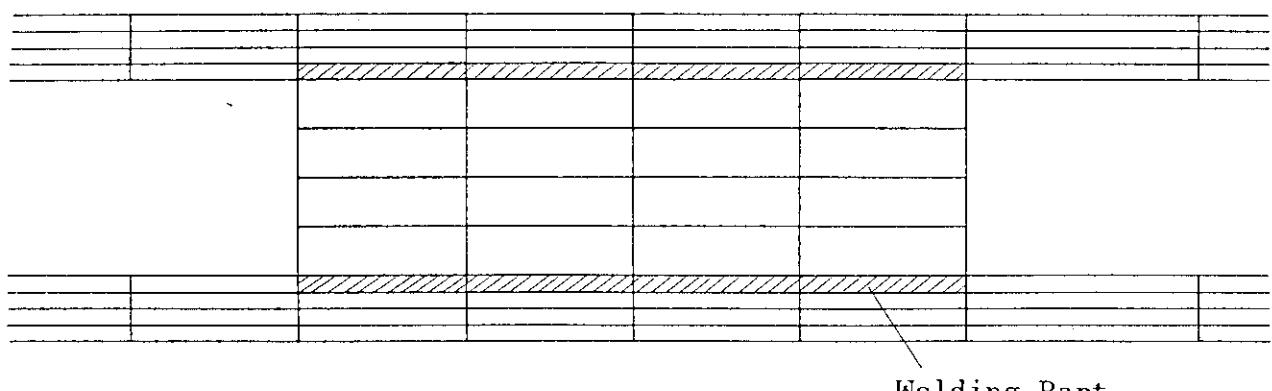


Total Mesh Pattern



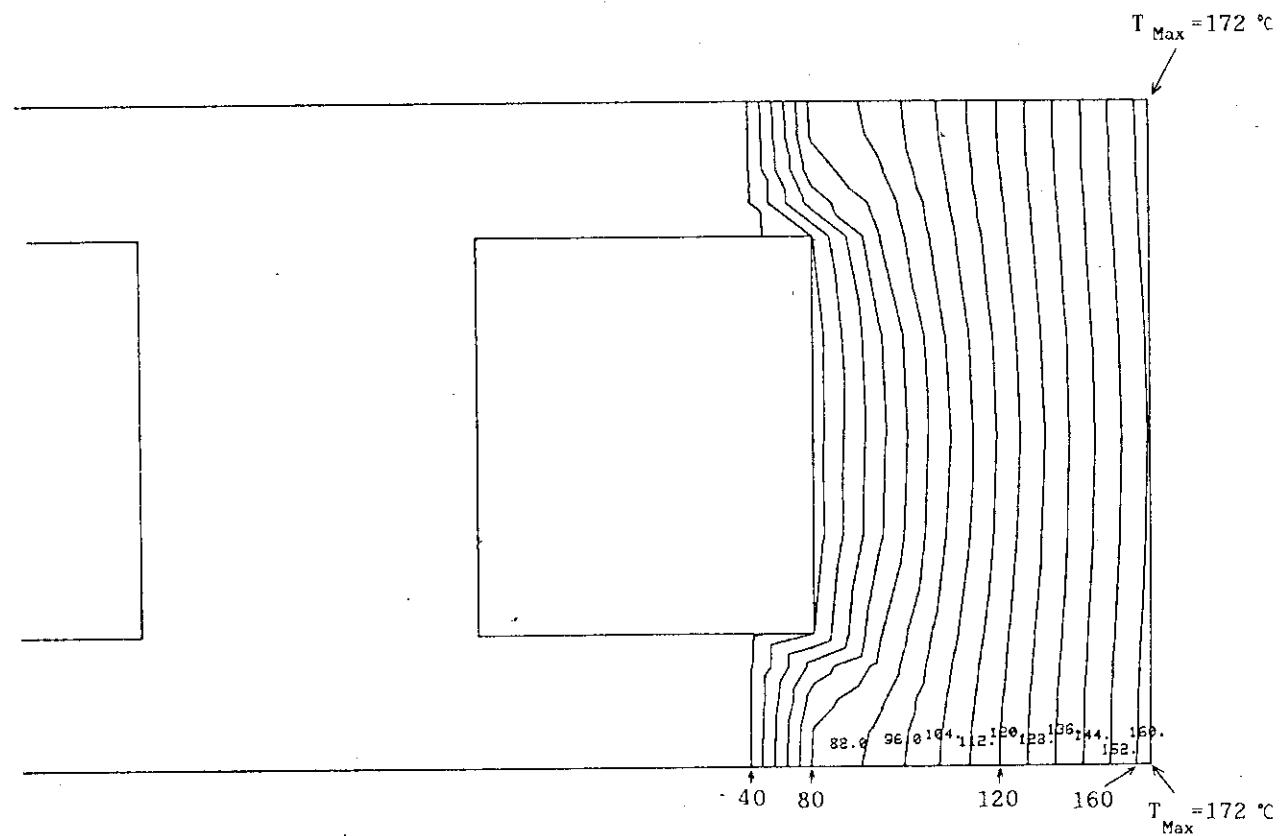
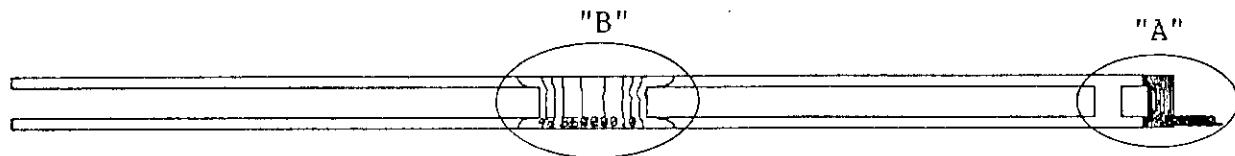
(A)Detail of "A"

Number of Nodal Points 581
Number of Elements 472

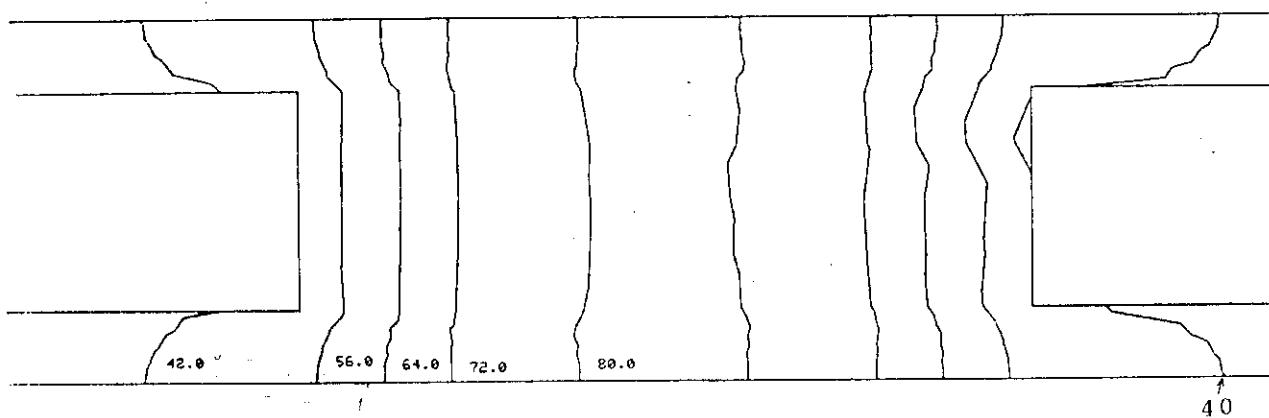


(B)Detail of "B"

Fig. 3.3-10.2 Mesh Pattern of FEM Analysis



(A)Detail of "A"



(B)Detail of "B"

Fig. 3.3-10.3 Temperature Distribution of F/W & Wave guide

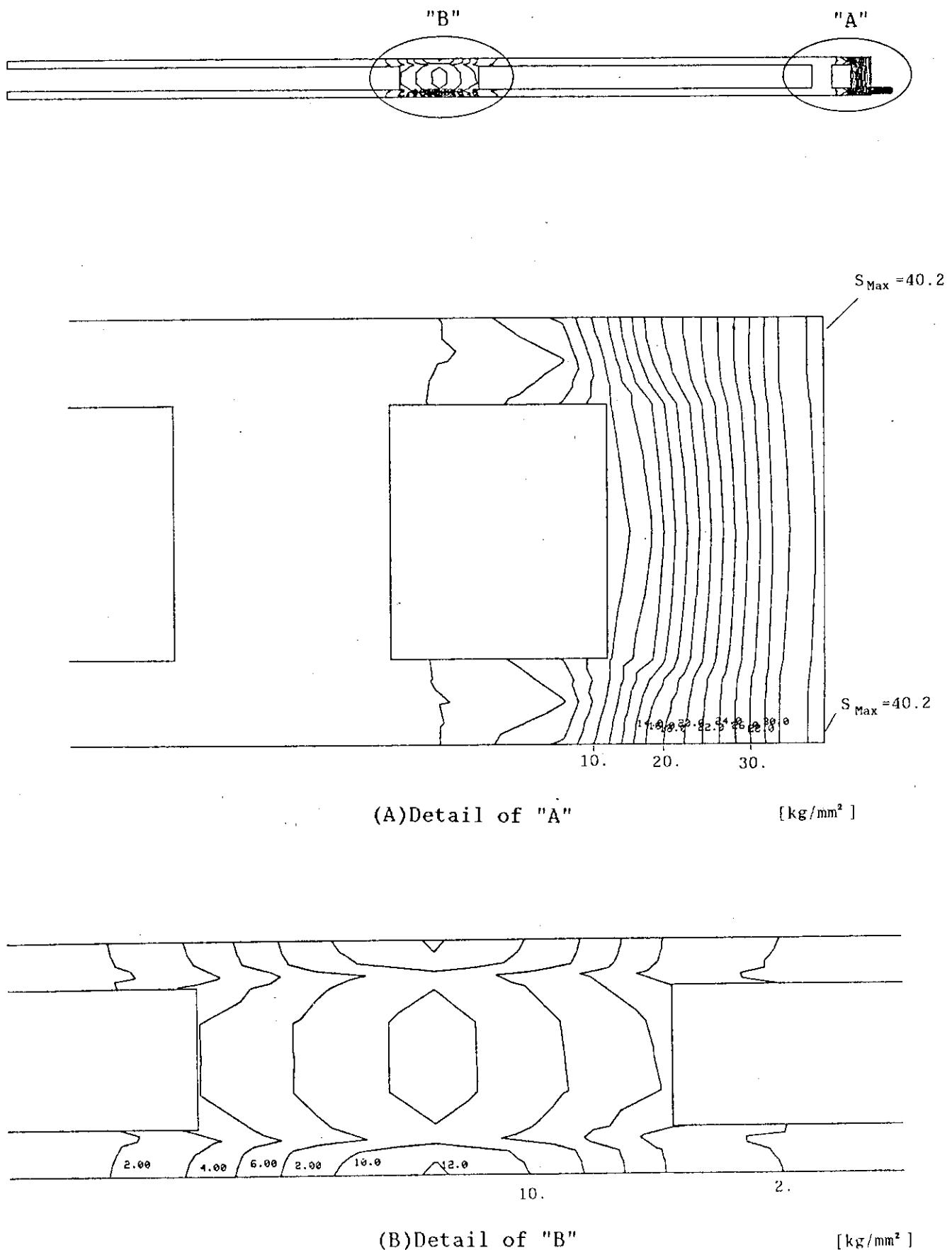


Fig. 3.3-10.4 Stress Intensity Distribution of F/W & Wave guide

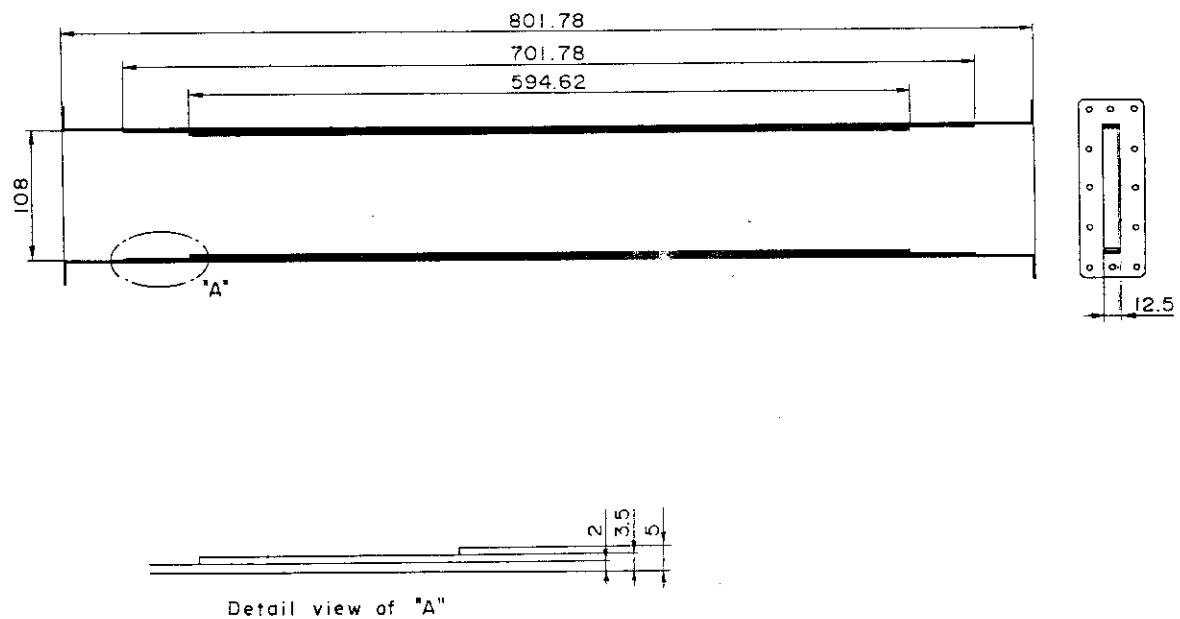


Fig. 3.3-11 FIXED PHASE SHIFTER

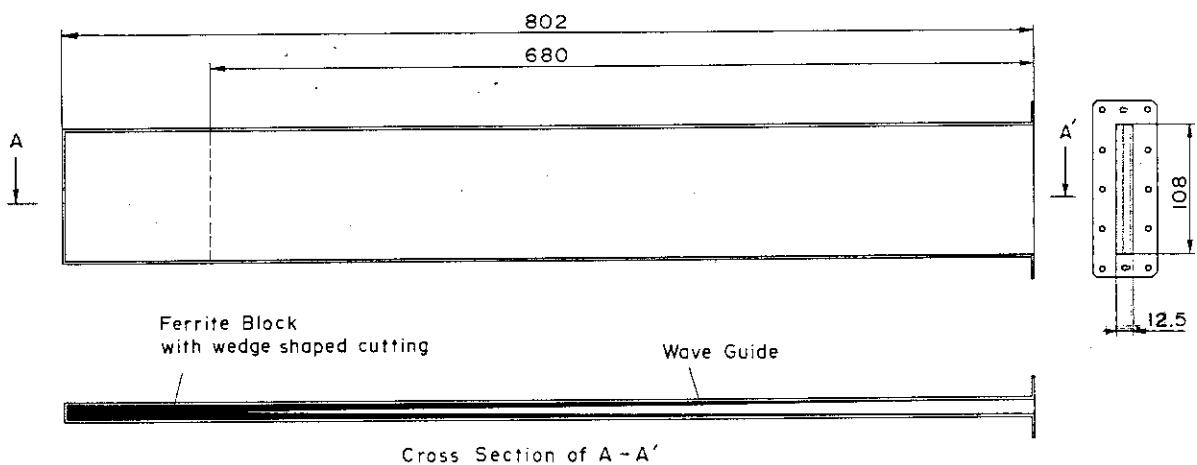


Fig. 3.3-12 DUMMY LOAD

3.4 グリル・アンテナ型ランチャの構造設計 (II)

3.4.1 電磁力の検討

プラズマディスラプション時には、導波管束を覆うジャケット及び各々の導波管には渦電流が誘起される。この渦電流とトロイダル磁場及びポロイダル磁場により電磁力が生ずる。以下に、ランチャジャケット部及び導波管部に働く電磁力の検討結果を述べる。

(1) ジャケット

Fig.3.4-1に、ジャケット上下面に垂直な磁場成分 B_{para} によって誘起される渦電流の様子を概略的に示したものである。図中Z-Y平面に平行な2面がランチャ第1壁及びランチャ内リブを示している。実際の渦電流の流れを考えた場合、第1壁=側壁=リブという電流パスが大きいと考える。よって図中モデルは、上下面に開口した形となっている。

Fig.3.4-2は、ジャケット前面に垂直な磁場成分 B_{norm} の変化によって生ずる渦電流の様子を示したもので、図2.5.1-1と同様、電流パスを考慮し磁場成分に垂直な面は開口しているモデル図とした。

① 計算条件

(イ) プラズマ

プラズマは、下記の式に表示される様に消滅するものとする。

$$\begin{aligned} I_p &= I_{p_0} \times \left(\frac{\tau_{ex}-t}{\tau_{ex}} \right) & (0 < t < 0.015) \\ I_p &= 0 & (t > 0.015) \end{aligned}$$

ここで、 $I_{p_0} = 8.7 \text{ MA}$, $\tau_{ex} = 15 \text{ msec}$ 。またプラズマ電流は一本の中心線電流とする。

(ロ) 磁場条件

トロイダル磁場 B_T は下記の式にて、ポロイダル磁場 B_φ は $B_\varphi = 0.7 \text{ T}$ （計算対象としているランチャ先端部附近の値）一定とした。

$$B_T = B_{T0} \frac{R_0}{R}$$

ここで $B_{T0} = 4.61 \text{ T}$ $R_0 = 4.42 \text{ m}$ R は炉中心軸より対象機器までの距離である。

(ハ) 計算モデル

LHRFジャケットは幅1100mm, 高さ1600mmの長方形箱型断面でモデル化し、その板厚を50mmとした。材料はSUSとし、その比抵抗を $\rho = 74 \times 10^{-8} \cdot \text{m}$ とした。Fig.2.4-3にモデル図示す。

② 渦電流

I_{para} をジャケット上下面板に直交する磁場変化により生ずるもの、 I_{norm} をジャケット前面に垂直な磁場変化により生ずるものとするとき

$$I_{para} = \frac{B_{para} \times S}{R \times \tau_{ex}} \left\{ 1 - \exp \left(- \frac{t}{\tau_c} \right) \right\} \cdots (2.5.1)$$

ここで

$$B_{para} = 1.10 \text{ (T)}$$

$$S = 1.1 \times 1.6 = 1.76 \text{ (m}^2\text{)}$$

$$R = \rho \frac{p}{a} = 7.4 \times 10^{-8} \times \frac{2 \times (1.1 + 1.6)}{1.6 \times 0.05}$$

$$= 4.995 \times 10^{-5} \text{ } (\Omega)$$

$$L = \frac{\mu S}{\ell} = \frac{4\pi \times 10^{-7} \times (1.1 \times 1.6)}{1.6}$$

$$= 1.382 \times 10^{-6} \text{ } (\text{H})$$

$$\tau_c = \frac{L}{R} = \frac{1.382 \times 10^{-6}}{4.995 \times 10^{-5}}$$

$$= 0.02767 \text{ } (\text{sec})$$

$$\tau_{ex} = 1.5 \times 10^{-2} \text{ } (\text{sec})$$

以上の値を (2.5.1) 式に代入する。

$$I_{para} = \frac{1.10 \times 1.76}{4.995 \times 10^{-5} \times 1.5 \times 10^{-2}} \left\{ 1 - e \left(- \frac{1.5 \times 10^{-2}}{27.67 \times 10^{-3}} \right) \right\}$$

$$= 1.081 \text{ MA}$$

一方, I_{norm} も同様な式によって求まる。すなわち

$$I_{norm} = \frac{B_{norm} \times S}{R \times \tau_{ex}} \left\{ 1 - \exp \left(- \frac{t}{\tau_c} \right) \right\} \dots \dots (2.5.2)$$

ここで

$$B_{norm} = 0.37 \text{ } (\text{T})$$

$$R = \rho \frac{p}{t\ell} = 7.4 \times 10^{-8} \times \frac{5.2}{50 \times 10^{-3} \times 1}$$

$$= 7.696 \times 10^{-5} \text{ } (\Omega)$$

$$\tau_c = \frac{L}{R} = \frac{\mu S t}{\rho p} = \frac{4\pi \times 10^{-7} \times 1.6275 \times 50 \times 10^{-3}}{7.4 \times 10^{-8} \times 5.2}$$

$$= 0.02657 \text{ } (\text{sec})$$

$$\tau_{ex} = 1.5 \times 10^{-2} \text{ } (\text{sec})$$

以上の式を (2.5.2) 式へ代入すると

$$I_{norm} = \frac{0.37 \times 1.6275}{7.696 \times 10^{-5} \times 1.5 \times 10^{-3}} \left\{ 1 - e \left(- \frac{1.5 \times 10^{-3}}{0.02657} \right) \right\}$$

$$= 225.02 \text{ KA}$$

なお, I_{para} はジャケット先端から第4リブ(先端から 1.6m の位置)までを対象としている。その理由として, B_{para} は実際には R の関数で減少していくわけであり, R をランチャ全長を対象とした値を採用しても正確な I_{para} を表わすとは限らないのである。逆に, B_{para} が大きいランチャ先端での R を対象としても同様のことが言える。よって昨年度までの検討結果を考慮して決定した。 I_{norm} の方は、ランチャ先端部での値を R に採用し、最大の渦電流がジャケット全体に流れるとした。

③電磁力

I_{para} によって生ずる電磁力がランチャに働く様子を Fig. 3.4-4 に、同様に I_{norm} による電磁力の様子を Fig. 3.4-5 に示す。

I_{para} による電磁力を F_t^{para} とすると F_t^{para} は

$$F_t^{\text{para}} = I_{\text{para}} \times B_T \times \ell$$

ここで $I_{\text{para}} = 1.081 \times 10^6$ (A)

$$B_T = \frac{4.42 \times 4.61}{6.57} = 3.101 \quad (\text{T})$$

$\ell = 1.6$ (m) を上式へ代入。

$$F_t^{\text{para}} = 547.08 \text{ (ton)}$$

となる。

同様にして I_{norm} による電磁力を F_t^{norm} , F_t^{norm} とすると

$$F_t^{\text{norm}} = I_{\text{norm}} \times B_T \times a$$

ここで $I_{\text{norm}} = 225.04 \times 10^3$ (A)

$$B_T = \frac{4.42 \times 4.61}{5.77} = 3.53 \quad (\text{T})$$

$a = 1.550$ (m) を代入。

$$F_t^{\text{norm}} = 125.55 \text{ (ton)}$$

$$\text{また } F_t^{\text{norm}} = I_{\text{norm}} \times B_P \times b$$

$$= 225.04 \times 10^3 \times 0.7 \times 1.05$$

$$= 16.87 \text{ (ton)}$$

となる。

④電磁応力

F_t^{para} によってランチャジャケットには Fig 3.4-6 に示す様なトルク T を発生させる。よって、ジャケット付根部には、このねじりによる剪断力 τ が発生する。トルク T 及びねじりによる剪断力 τ は以下の様に計算される。

$$T = F_t^{\text{para}} \times a$$

$$= 601.788 \text{ (ton} \cdot \text{m)}$$

$$\tau = \frac{T}{\{ 2t(a-t)(b-t) \}}$$

$$= \frac{601.788 \times 10^3 \times 10^3}{\{ 2 \times 50 \times (1100-50) (1600-50) \}}$$

$$= 3.698 \text{ (kgf/mm}^2\text{)}$$

また、 F_t^{norm} , F_p^{norm} によってジャケットには図 2.5.1-5 に示した様に側面と上下面をすべらす様な力が働き、その部分に剪断応力 τ が生じる。この部分での τ は次式で計算される。

$$\begin{aligned}\tau &= \frac{F_t^{\text{norm}} + F_p^{\text{norm}}}{2 t \ell} = \frac{125.55 \times 10^3 + 16.865 \times 10^3}{2 \times 50 \times 1000} \\ &= 1.424 \quad (\text{kgf/mm}^2)\end{aligned}$$

(2) 導波管

個々の導波管については、導波管開口部に対して垂直な磁場による渦電流 I_{norm} のみが発生する。(上下面に垂直な磁場は、ジャケットが磁気シールドの役目を果たしていると考える。)

Fig 3.4-7 に計算の対象となる導波管の概略寸法図を、Fig 3.4-8 には B_{norm} によって導波管に生ずる電磁力 F_t^{norm} , F_p^{norm} の様子を示す図を示す。なお、 I_{norm} , F_t^{norm} , F_p^{norm} , τ の求める式は既に述べたジャケット部と同一であるので、ここでは計算式のみ示すことにとする。

$$I_{\text{norm}} = \frac{B_{\text{norm}} \times S}{R \times \tau_{\text{ex}}} \left\{ 1 - \exp \left(- \frac{t}{\tau_c} \right) \right\}$$

ここで

$$B_{\text{norm}} = 0.37 \quad (\text{T})$$

$$\begin{aligned}R &= \rho \frac{p}{t \ell} = 7.4 \times 10^{-8} \times \frac{0.249}{2 \times 10^{-3} \times 1} \\ &= 9.213 \times 10^{-6} \quad (\Omega)\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\tau_c &= \frac{L}{R} = \frac{\mu s t}{\rho p} = \frac{4\pi \times 10^{-7} \times 1.595 \times 10^{-3} \times 2 \times 10^{-3}}{7.4 \times 10^{-8} \times 0.249} \\ &= 2.176 \times 10^{-6} \quad (\text{sec})\end{aligned}$$

$$\tau_{\text{ex}} = 1.5 \times 10^{-3} \quad (\text{sec})$$

よって

$$I_{\text{norm}} = 427.04 \quad (\text{A})$$

ゆえに

$$F_t^{\text{norm}} = 427.04 \times \frac{4.42 \times 4.61}{5.77} \times 0.11 = 16.91 \quad (\text{kgf})$$

$$F_p^{\text{norm}} = 427.04 \times 0.70 \times 0.0145 = 0.442 \quad (\text{kgf})$$

よって

$$\tau = \frac{16.91 + 0.442}{2 \times 2 \times 1000} = 4.332 \times 10^{-3} \quad (\text{kgf/mm}^2)$$

以上の検討結果より、ディスラッシュ時の渦電流による電磁力はほとんど問題にならない。

3.4.2 応力評価

ここでは、過大評価ではあるが、前節までに求めた電磁力、冷却材による圧力、熱による応力強さの算術的な総和で P_m , $P_L + P_b$, $P_L + P_b + Q$ を求める。但し応力値は、各々の最大値が同一の場所で生じるものと仮定する。さらに評価基準は ASME sec III に従うものとする。

(イ) 導波管

評価基準

$$P_m = 8.66 \times 10^{-3} \text{ (kg/mm}^2\text{)} \quad [< S_m]$$

$$P_L + P_b = 1.43 \text{ (kg/mm}^2\text{)} \quad [< 1.5 S_m]$$

$$P_L + P_b + Q = 3.855 \text{ (kg/mm}^2\text{)} \quad [< 3 S_m]$$

(ロ) ジャケット

評価基準

$$P_m = 7.40 \text{ (kg/mm}^2\text{)} \quad [< S_m]$$

$$P_L + P_b = 1.264 \text{ (kg/mm}^2\text{)} \quad [< 1.5 S_m]$$

$$P_L + P_b + Q = 4.976 \text{ (kg/mm}^2\text{)} \quad [< 3 S_m]$$

但し、熱応力の値は第1壁部でのものを使用した。

(ハ) 第1壁部

評価基準

$$P_m = 7.40 \text{ (kg/mm}^2\text{)} \quad [< S_m]$$

$$P_L + P_b = 7.55 \text{ (kg/mm}^2\text{)} \quad [< 1.5 S_m]$$

$$P_L + P_b + Q = 4.775 \text{ (kg/mm}^2\text{)} \quad [< 3 S_m]$$

但し、電磁応力の値はジャケット部での値を使用した。

SUS316材の S_m 値を 1.35 kg/mm^2 とすると、一部許容応力値を越えるところがある。この原因是熱応力が大きい事にある。よって、冷却材流速を上げること、流路形状の改良などで十分応力値を下げる事が可能であると思われる。また、熱応力解析のモデルも今回の場合2次元を用い導波管等のある一部の領域を対象にしたにすぎない。よって3次元モデルの導入などにより、さらに正確な熱応力値を求める事により許容値内に納まると思われる。

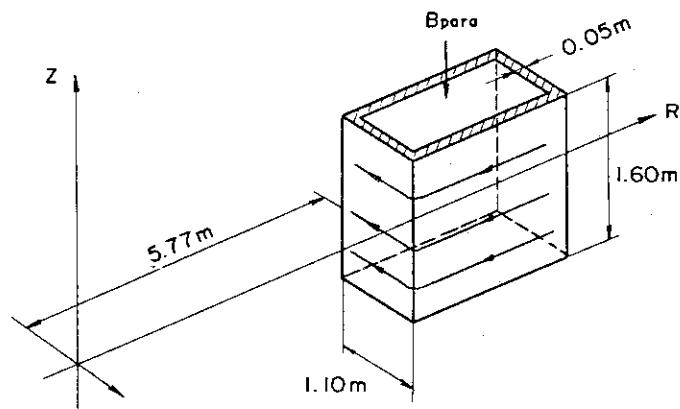
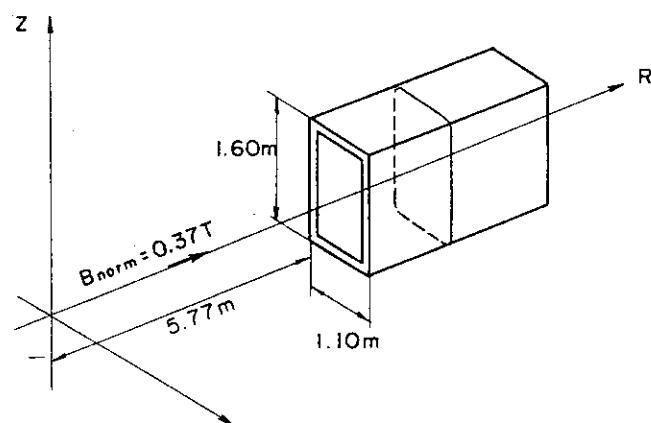
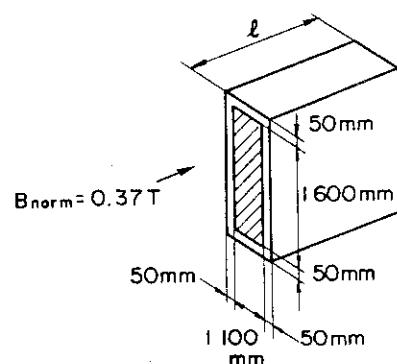
Fig. 3.4-1 Induced Current on Jacket by B_{para} Fig. 3.4-2 Induced Current on Jacket by B_{norm} 

Fig. 3.4-3 Dimension of Jacket

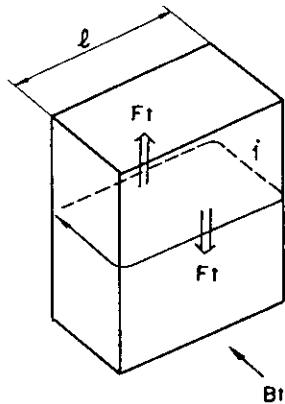


Fig. 3.4-4 Force F_t^{para} on Jacket by B_{para}

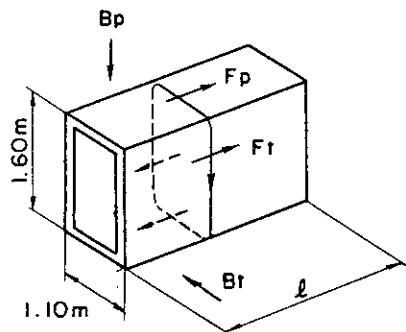


Fig. 3.4-5 Force F_t^{norm} and F_p^{norm} on Jacket by B

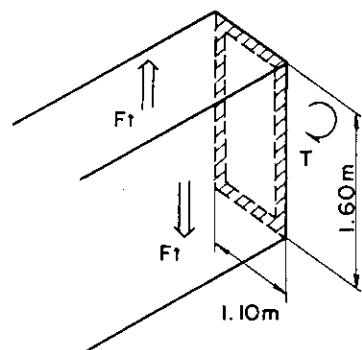


Fig. 3.4-6 Torque on jacket

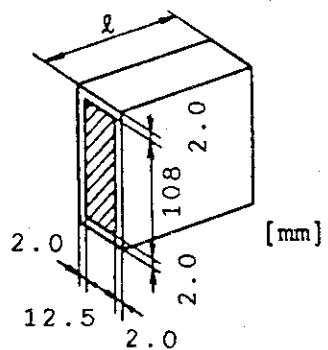


Fig. 3.4-7 Dimension of Wave Guide

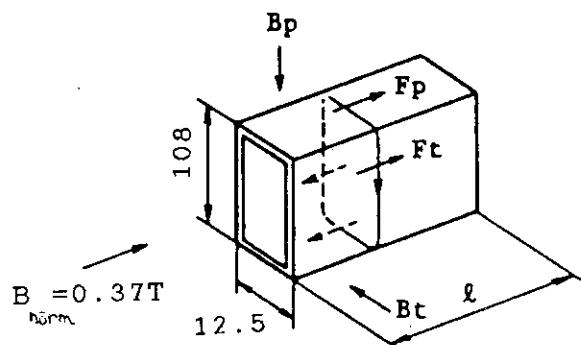


Fig. 3.4-8 Force F_t^{norm} and F_p^{norm} on Wave Guide

3.5 高周波電源及び伝送システム

(1) システム構成

電源及び伝送システムの設計にあたっては、以下の点を考慮する。

- ① できるだけ現存技術の適用という観点から、JT-60のLHWF加熱装置用として既に開発されている、2GHz-1MW級の大電力クライストロンと同等なものを使用する。但し、その場合に物量として大きくなりすぎる場合は、今後出力がアップしたものが開発されるという仮定のもとで、システムを構築する。
- ② ランチャ先端での反射を含めた導波管等の伝送効率を50%，大電力を発生させるための電力増幅の効率を50%，電源の力率を85%とする。なお、伝送ラインでの主要な損失⁽⁹⁾の大略をTable 3.5-1に示す。

以上の事を考慮したLHWF加熱システムの概略構成をFig.3.5-1に示す。送電線より受電した大電力交流電源はトランスヤードにて一部を除いて直流化される。この直流電源はさらに電源棟に入り、リップル等を除いた良質な直流電源にされた後に、増幅室に入りクライストロンの運転に必要な電源に変えられる。

一方、クライストロンで発振される高周波は、各クライストロン毎に取り付けられた高速移相器を通って伝送ラインへ伝わる。高速移相器は、プラズマに対して効率良く高周波を入射できる様に設けられている。伝送ラインよりランチャへ伝わった高周波は、既に述べた通り、3つの3dBカプラにより1本の伝送ラインから4本の導波管に分岐される。高周波は、プラズマに入射される直前に、ポロイダル方向に1本おきに取り付けられた90°固定位相器を通ってから入射される。図には各機器がどの部屋に配置されているかも記入してある。

Fig.3.5-2には、増幅室内の配置を示している。クライストロンは、JT-60級の1MW管を用いた場合を想定している。そのため、本数が56本となり昨年度までの設計の増幅室内⁽⁶⁾では、かなりスペース的に厳しい配置となっている。図中2は、2ポート出力型であるクライストロン出力を1つの伝送ラインにするためのマジックT、ダミーロード、高速移相器等の立体回路系の設置スペースを示している。また図中4はレギュレータチューブで1本で28本のクライストロンをあつかっているが、今後容量等の検討が必要であろう。さらに、実際にはクライストロン一本につき1本の導波管が出てくるわけであり、計56本の導波管は図中7のRFダクトより炉室内へ通づる。それら導波管の増幅室内でのルート及びランチャまでのルートを各々1本ごとの位相も考慮した詳細な検討を行う必要がある。

(2) 所用電源

(1)の②で示した様に電源の力率は85%としている。よって1ポート当たり20MWの高周波電力の入射に必要な電源容量は概略95MVAとなる。

Table 3.5-1 Total Loss of A Transmission Line

Component	Length (m)	Loss (dB/m)	Loss (dB)	Remarks
Wave Guide (Straight)	100	6.6×10^{-3}	0.66	Transmission Line (WR-510)
Wave Guide (Straight)	15	3.2×10^{-2}	0.48	Launcher (108 x 12.5 mm)
Phase Shifter (Variable)	1	7.9×10^{-2}	0.079	Transmission Line (WR-510)
Phase Shifter	≈ 0.80	—	0.1	Launcher
3dB Coupler	≈ 0.34	—	0.15 x 2	Launcher
Bend Wave Guide	—	—	0.05	Launcher
Ceramic Window	—	—	2.6×10^{-3}	Launcher
Total Loss / A Wave Guide			1.67	

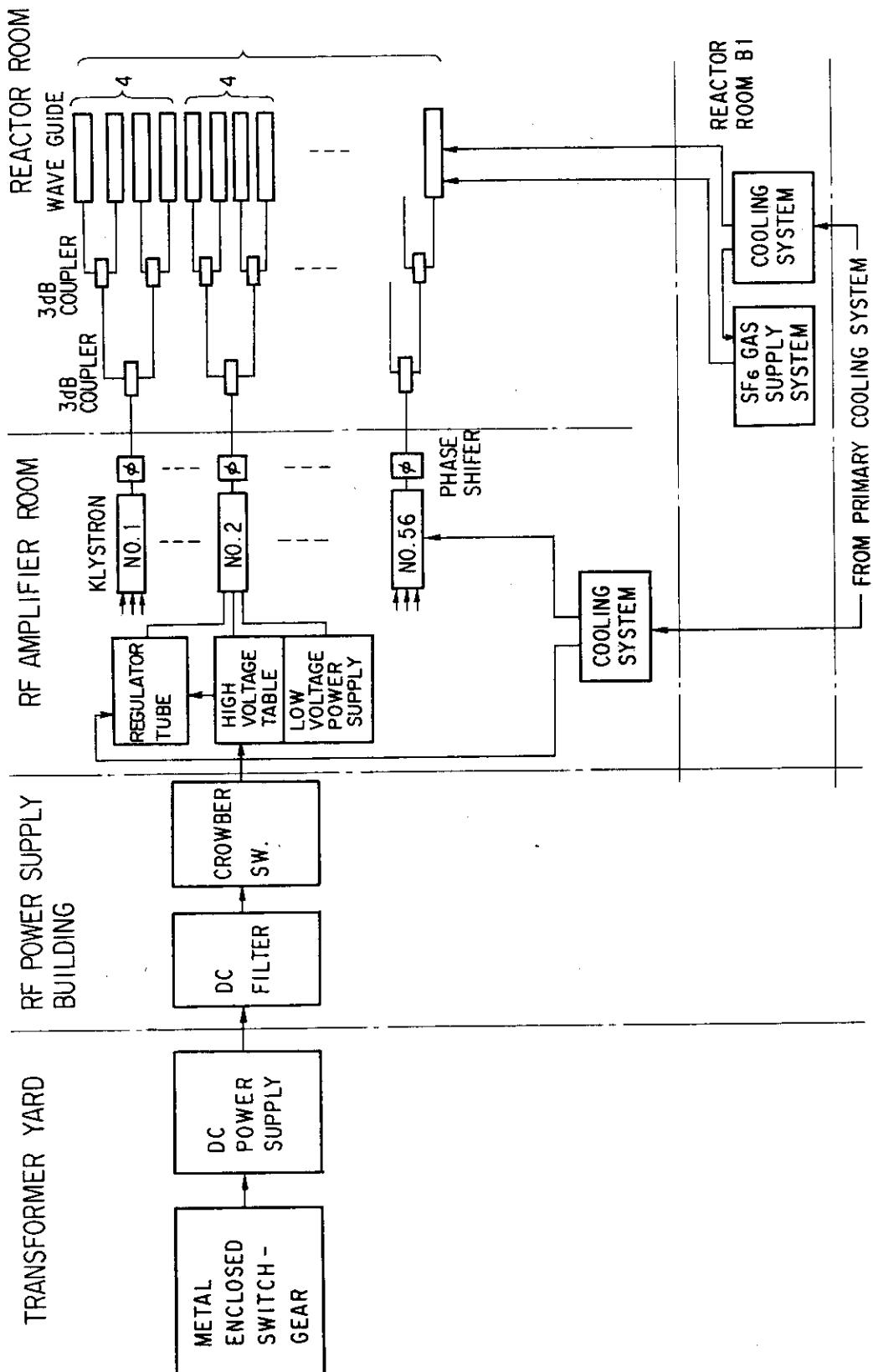


Fig. 3.5-1 LHRF Heating Power Supply and Transmission System

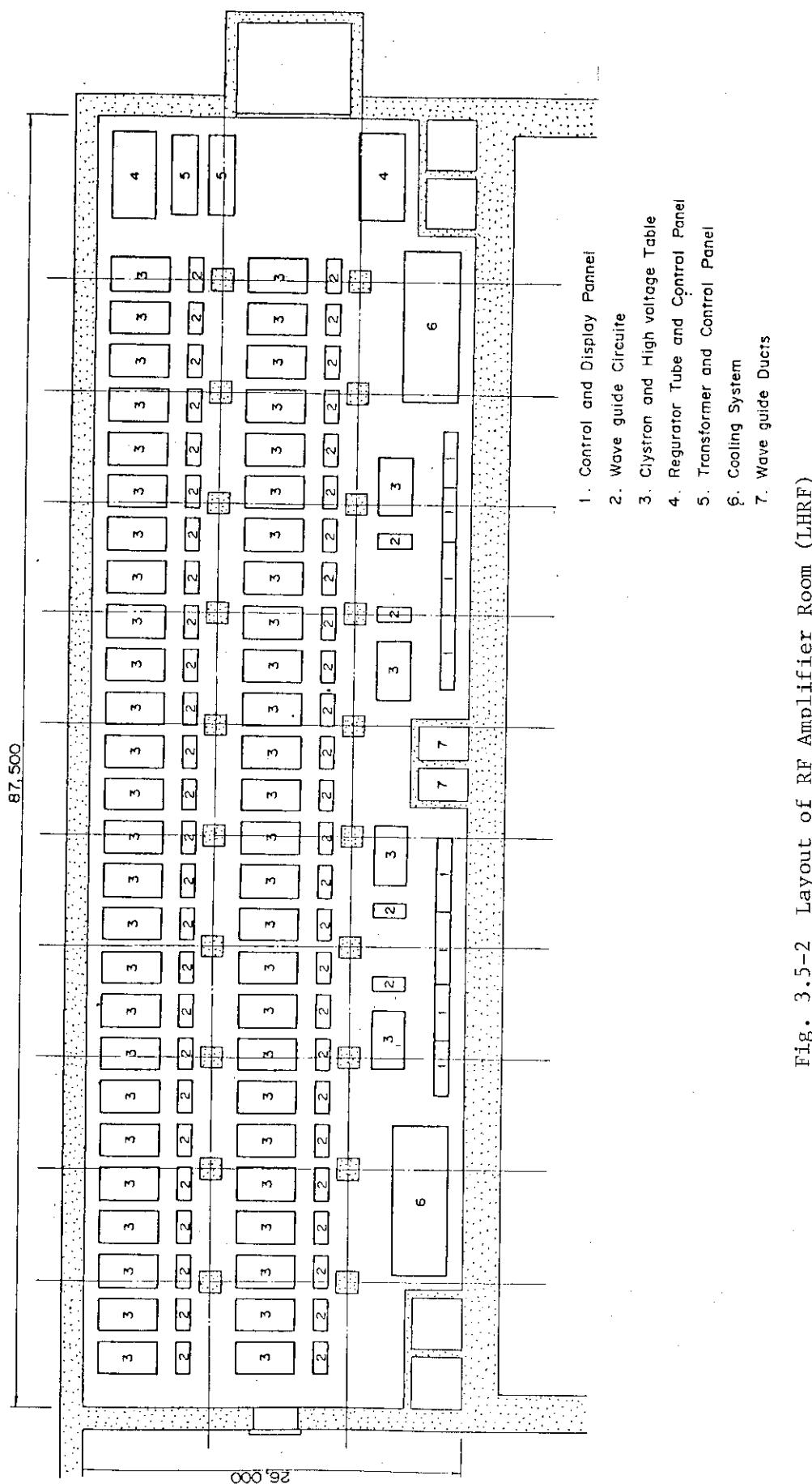


Fig. 3.5-2 Layout of RF Amplifier Room (LHRRF)

3.6 真空排気系および冷却系

3.6.1 真空排気系

真空排気は、ランチャ最後部・セラミックウィンドウ手前に真空排気用の室を設け、その室全体を排気する事にする。その部分の導波管はE面に適當な大きさの穴をあける必要があるが、高周波的な問題で注意しなければならないのは、導波管自身のインピーダンスの変化及び近接導波管とのクロストークである。

計算は、Fig.3.6-1に示したモデルで行う事にする。すなわち、プラズマ真空容器と導波管の2個を考える。真空容器の圧力を P_0 、導波管の圧力を P_A 、脱ガス量を Q_A 分子流コンダクタンスを C_A とし、真空容器は排気速度 S (ℓ/sec) で常に排気されているものとする。定常状態では、2個の容器の間に以下の式が成立する。¹⁰⁾

$$Q_A = C_A (P_A - P_0) = S P_0$$

ゆえに

$$P_A = \frac{S + C_A}{C_A} \times P_0 \quad \dots \dots (2.7.1)$$

また、導波管の分子流コンダクタンス C_A は以下で与えられる。

$$C_A = \frac{4}{3} \alpha v \frac{A^2}{H\ell} \quad \dots \dots (2.7.2)$$

ここで

α = 形状系数

A = 開口面積

H = ペリメータ

ℓ = 導波管長

v = 気体平均速度

(イ) 初期排気

初期排気時は、すべて大気雰囲気であると仮定して上記(2.7.2)式に従って計算する。

$$A = 108 \text{ mm} \times 12.5 \text{ mm}$$

$$C_A = 8.985 \times 10^{-4} \quad (\text{m}^3/\text{Pa}) \quad \ell = 7500 \text{ mm}$$

$$v = \sqrt{\frac{8RT}{\pi M}} \quad (\text{for N}_2)$$

排気速度 S としてダイバータ引き口での有効排気速度 $100 \text{ m}^3/\text{sec}$ を用いると

$$P_A = \frac{100 + 8.985 \times 10^{-4}}{8.985 \times 10^{-4}} \times 1.33 \times 10^{-6}$$

$$= 0.148 \quad (\text{Pa})$$

$$= 1.12 \times 10^{-3} \quad (\text{Torr})$$

よって、セラミックウィンドウよりプラズマ側の導波管の真密度は高々 10^{-3} Torr代であり、絶縁破壊を起こさないための真密度 10^{-5} Torr以下ではない。よって、ランチャ側にポンプを設ける必要があることがわかる。

(ロ) 運転中

運転中の真空容器内の圧力 P_0 は、今のところ詳細なデータがないので、ここでは仮に中性粒子圧力 $P_n = 1.33 \times 10^{-3}$ 程度とする。

$$A = 108 \text{ mm} \times 12.5 \text{ mm}$$

$$C_A = 1.041 \times 10^{-3} \quad (\text{m}^3 / \text{Pa}) \quad \ell = 7500 \text{ mm}$$

$$v = \sqrt{\frac{8RT}{\pi M}} \quad (\text{for } T_2)$$

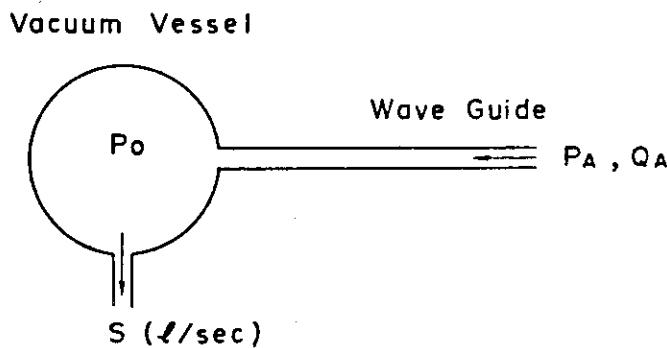
になる。

(イ)と同様に排気速度を $100 \text{ m}^3 / \text{sec}$ とすると

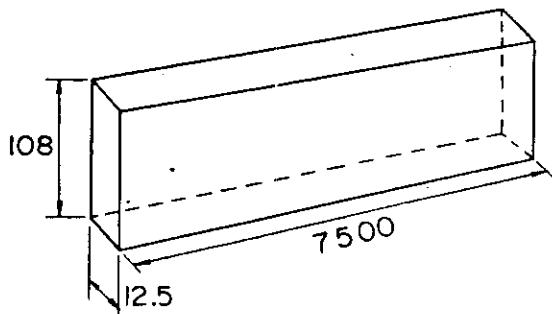
$$\begin{aligned} P'_A &= \frac{100 + 1.941 \times 10^{-3}}{1.941 \times 10^{-3}} \times 1.33 \times 10^{-3} \\ &= 68.52 \quad (\text{Pa}) \\ &= 0.515 \quad (\text{Torr}) \end{aligned}$$

よって、(イ)の場合と同様に導波管内の真空度は 10^{-5} Torr には達しない。ゆえに、この場合もランチャ側にポンプを設け、積極的に導波管内の真空引きを行う必要があることになる。

なお、以上の計算は概略であるので、詳略な計算は圧力分布計算コード等を使用して行なう必要がある。



(a)



(b)

Fig. 3.6-1 Calculation Model of Evacuation

3.6.2 冷却系

LHRF設備の冷却は、純水、SF₆ガスの2種類により行なう。概略系統図をFig.3.6-2に示し、それに基づいて説明する。

高圧送電線より受電された電気は、トランスマートヤードにて直流化および低圧化される。トランスマートヤード内のトランスは全てメンテナンスフリー化が行なわれており、その冷却はトランス内の油の自然対流によって行なわれるか、トランス本体に取付けられたフィンによる空冷により行なわれる。よってトランスマートヤードには冷却水設備は必要ない。

電源棟内では、トランスマートヤードで低圧化されたものをさらに下流側の所用電圧に応じた低圧化を行い各々の箇所へ供給する。トランスマートヤード同様、使用されているトランス類は、全て自冷式（空冷・油冷）になっており、特に冷却水設備は必要としない。但し、電源棟内は建屋の中となるため、トランスの発熱により棟内全体が暖まる可能性が有る。よって建物全体としての空調が必要になるであろう。

増幅室内は、クライストロン及びクライストロン用電源設備（レギュレータチューブも含む）、伝送系導波管等から成る。クライストロン及び同電源設備は、水冷にて行い、伝送系導波管は内部に絶縁・冷却用SF₆ガスを、導波管外側には、冷却のためのみにSF₆ガスを流し、冷却設備の簡略化をはかっている。

クライストロンは、蒸発冷却を採用しているが、発生する蒸気は復水器にて再度液化冷却を行い循環系統へ戻す。現在のJT-60クラスの1MW級クライストロンをもとにFER運転シナリオに合わせた蒸発冷却水量を求めるとき本当たり1shot/100sec運転では約100ℓになる。現在使用しているクライストロンは常に冷却水を流す構成にはなっていない様であるが、FERの様な1shot/100secというクライストロンにとってはCW相当の運転では、蒸発水量相当を常時注水しておく事が望ましい。ここで、LHRF設備運転時の増幅室内（Fig.3.5-2参照）で必要な冷却水量を求める。クライストロン用電源設備の冷却及び立体回路系冷却のため水量を1系統当たり350ℓ/minレギュレータチューブ冷却用に150ℓ/minとすると、

$$\begin{aligned} Q &= (1 \times 60 + 350) \times 56 + 150 \times 2 \\ &= 23260 \quad (\ell/\text{min}) \\ &= 23.3 \quad (\text{t}/\text{min}) \end{aligned}$$

となる。

伝送系導波管内については、先に述べた様に内部は絶縁及び冷却を兼ねるSF₆ガスが、また外側には冷却のみのためにSF₆ガスが各々プロアにて加圧され循環している。分解・修理時に本体室内へSF₆ガスが拡散するのを防止するため、伝送系ライン途中には、SF₆ガス回収装置を設ける事が望ましい。SF₆ガスは一次冷却水設備より供給される水を利用した熱交換器により冷却される。また、SF₆ガス系統には、ガス内不純物を取り除くためにフィルタが設けられる。

本体室内は、ランチャ冷却用、しゃへい用として冷却水を使用する。ランチャは概略以下の様な発熱量を想定する。

$$\begin{aligned} Q &= (\text{核発熱}) + (\text{プラズマ輻射熱}) \\ &= 2.2 \text{ MW} + 0.77 \text{ MW} \end{aligned}$$

よって、冷却水の入口、出口の温度差を10°Cとすると

$$\begin{aligned} W &= \frac{Q}{\rho C_p \Delta T} \\ &= 7180 \quad (\text{cm}^3/\text{sec}) \\ &= 7.18 \times 10^{-2} \quad (\text{ton/sec}) \end{aligned}$$

ランチャへの供給管の径は、その流速及び分解・修理時の作業性を考慮して決める。

なお、すべての冷却水は純水を用い、水質の劣化を防ぐために、純化装置を系統内に設ける。

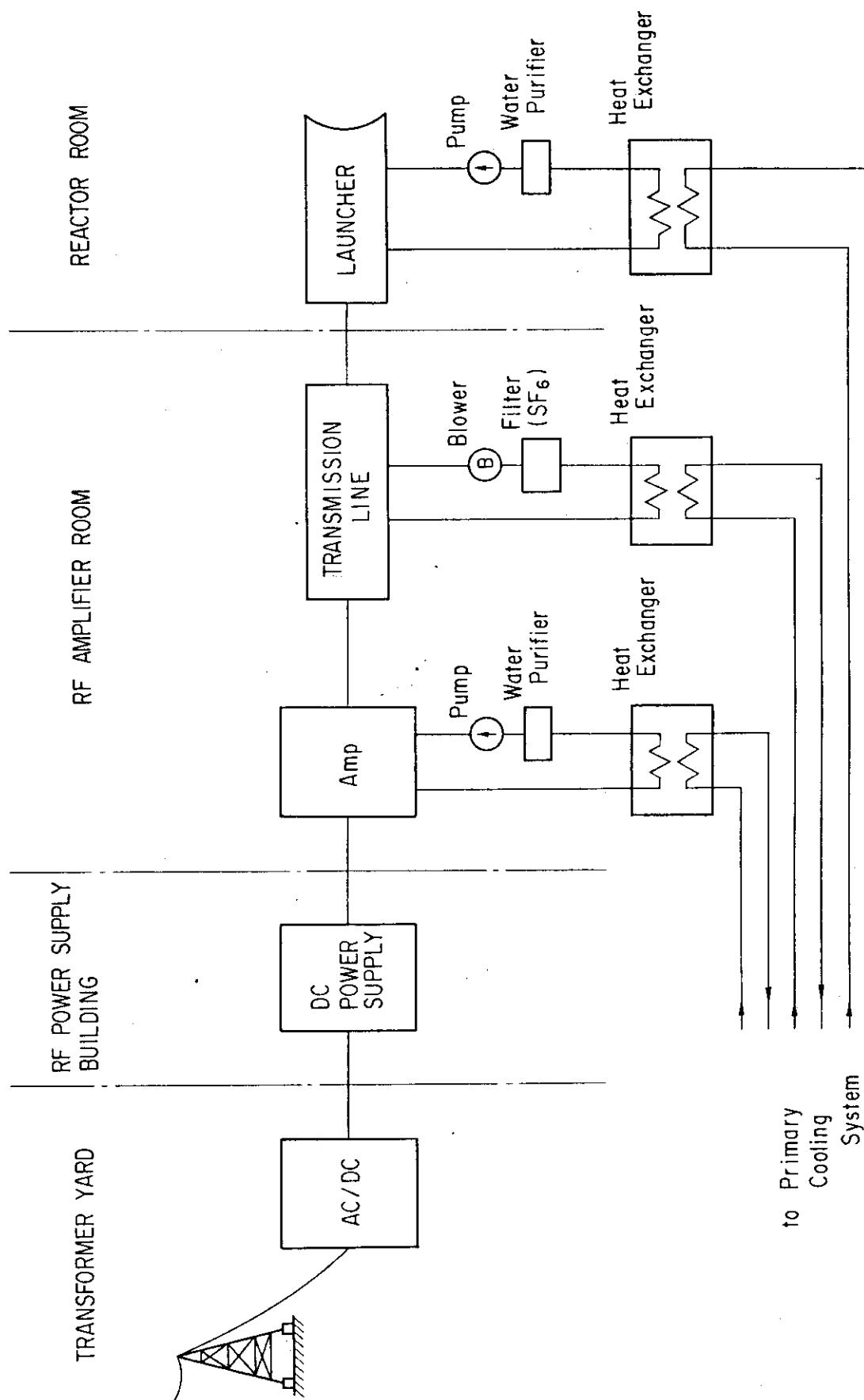


Fig. 3.6-2 LHCF Cooling System

3.7 分解・修理

L H R F ランチャの分解・修理方法を Fig 3.7 - 1(1)~(8)に示す。なお、図中の各部名称は同図(9)に示す。

今年度設計による分解・修理方法は、基本的には従来の方法⁽¹⁾を踏襲している。以下にその方法を具体的に説明する。なお、以下の説明上の前提条件として次の作業が終了している事とする。すなわち、炉停止後の炉全体の共通的な作業である「トリチウム拡散防止作業」として一定期間のベーキング及びその冷却。「核発熱除熱作業としての冷却。以上の作業終了が確認済であり、加えて、ランチャ及び周辺機器類が分解・修理作業直前に常温程度になっている事。

以下に順を追って説明する。

- ① ランチャ内の冷却水及びしゃへい用の水を排出しランチャ重量を軽減し、その移動作業の作業性の向上をはかる。ランチャ冷却水の入口管、出口管を適当な位置にて炉室内に引き込まれている冷却水管と切り離す。

炉室内伝送系ラインの導波管内外の絶縁及び冷却用 SF₆ ガスは、分解時に炉室内への拡散を防止するため、回収される。(Fig 3.7 - 1(1))

- ② ランチャと炉室内伝送系ライン接続部及び炉室内と地下伝送系ライン接続部の 2箇所を分離することにより炉室内伝送系ラインは分離することができる。その接続部は、2分割構造のしゃへい体を取りはずすことにより容易に分離・接続ができる。(Fig 3.7 - 1(2))
- ③ 炉室内伝送系ラインは、耐震上の強度確保及び導波管接続部の密着性の確保のために、同ラインしゃへい体外側に取り付けられているブラケットを取りはずす。(Fig 3.7 - 1(2), (3))
- ④ 伝送系ライン接続部は、2箇所ともワンタッチ式のコネクタを用いるため、その脱着はボルト等を用いる事なく作業が可能である。(Fig 3.3 - 1 参照)

炉室内伝送系ライン架台上には、リニアローラ及び引出し方向ガイド用の溝が設置されている。伝送系ライン及びランチャの引出し・挿入は、その溝に合わせて乗せる事により、大きな力を必要とせずに引抜き・挿入が可能となっている。(Fig 3.7 - 1(3))

- ⑤ 炉室内伝送系ラインは、架台中央附近まで引き出された後、炉室内天井走行クレーンにて徹去・室外へ出される。

伝送系ラインの吊上げ方式については、種々の案が考えられるが、専用の吊上げ機構を用いたワイヤロープによる方法をとる。

- ⑥ ランチャは、ランチャ架台上的ブラケット及びブラケットに設けられたスナッバにて炉本体に固定されている。よってランチャ引き出しに際してブラケット及びスナッバを取りはずす必要があるが、その前にランチャと炉本体間の真空シールをはずす。その後、スナッバをゆるめランチャよりブラケットを取りはずす。(Fig 3.7 - 1(5))
- ⑦ ランチャの重心位置附近前後には先に説明したリニアローラが取り付けられており炉本体の加熱ポート床面を摺ることなく引出される。(Fig 3.7 - 1(6))
- ⑧ ランチャ架台高さは、ランチャが炉本体に固定してある時点でのランチャ後部しゃへい部高さに設定されている。ところが、ランチャを引き出すに従いその外形寸法の違いから架台とランチャ下部に間隙ができる。そのため、ランチャ重量をさえられなくなるため、ランチャ架台と炉本体の間には、油圧上昇式の架台を設け、外形寸法の違いに影響されない構造としている。

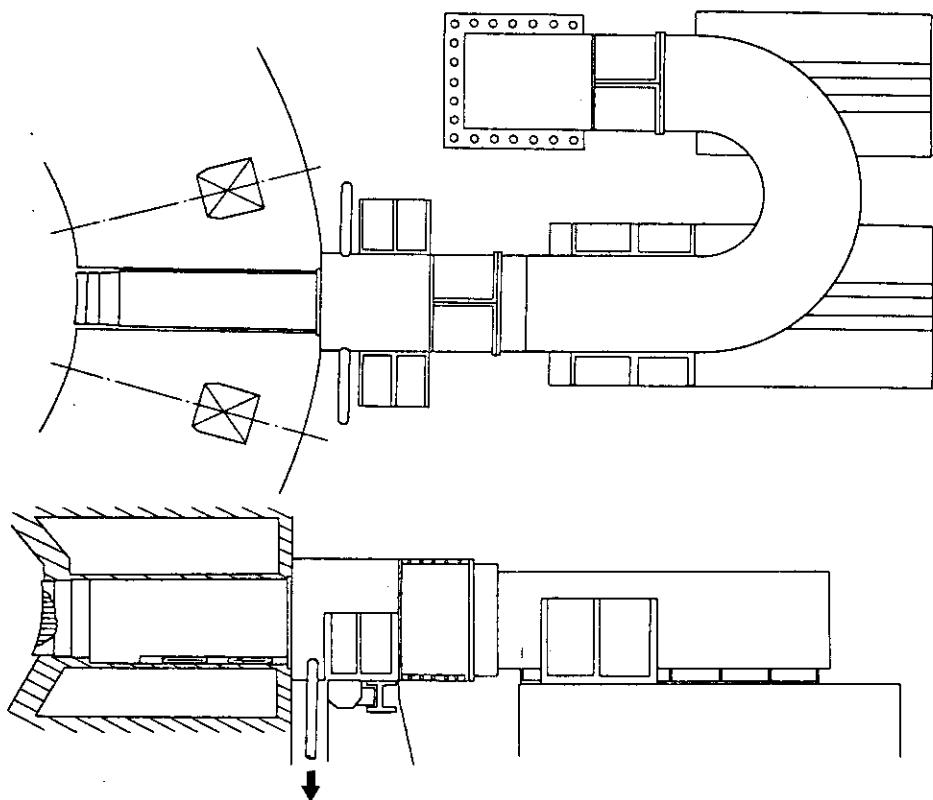
(Fig 3.7 - 1(7))

⑨ ランチャの重心位置が、伝送系架台上に到達するまで⑧の油圧上昇式架台で重量の一部をささえる。重心位置が架台到達後、ランチャは架台上のリニアローラに乗って動く。架台中央附近にて天井走行クレーンを用いて撤去・室外へ運び出される。(Fig 3.7 - 1(8))

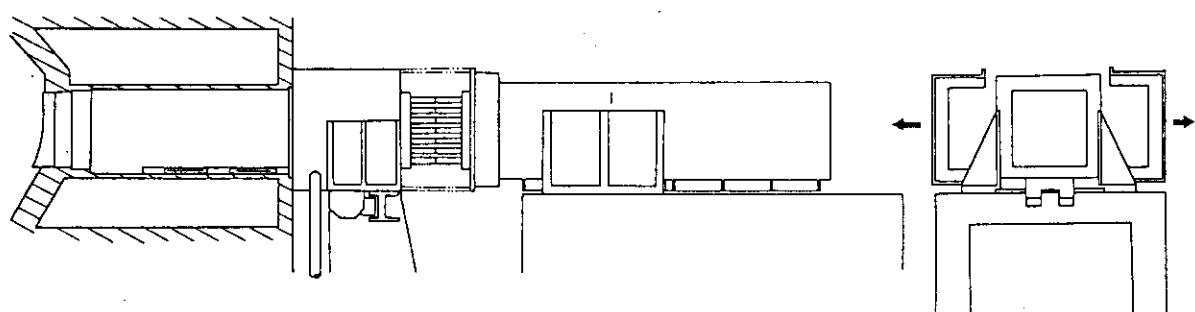
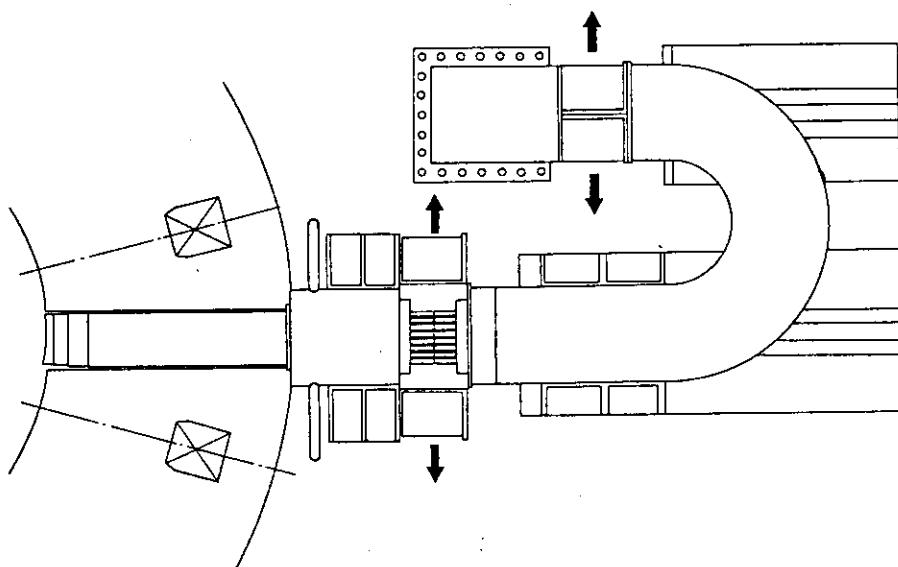
前述の手順⑤の説明と同様に、ランチャの吊り上げは、専用の吊り上げ機構を用いたワイヤロープによる方法を取る。

以上により、分解は終了する。但し、注意しなければならないのは、各段階にて放射化された物質の拡散に対して充分な保護処置を取らなければならないことである。

組立時は、概略この逆の手順で行なえば良い。

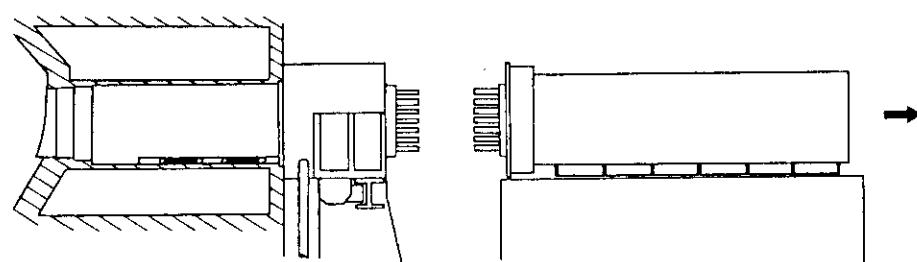
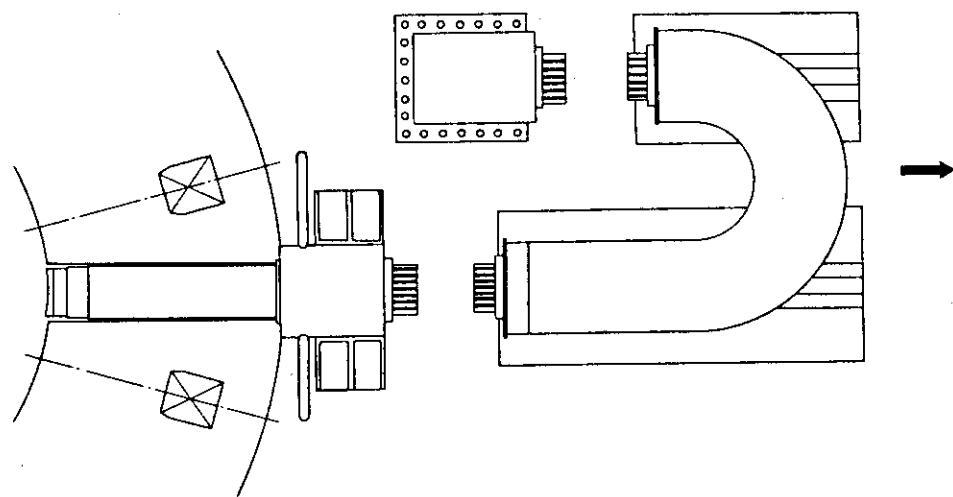


(1) Drain Water from Launcher and Shield

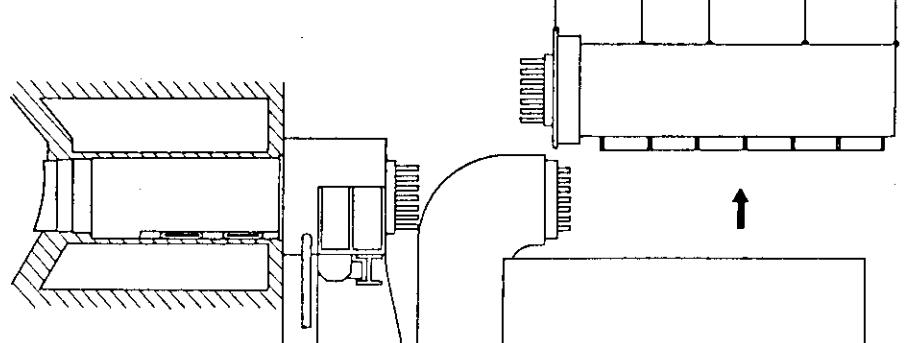
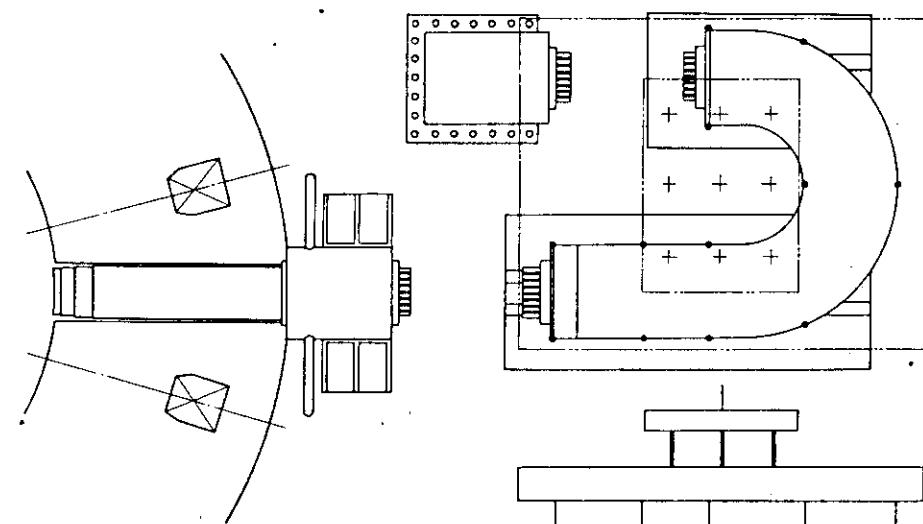


(2) Remove the RF Duct Covers

Fig. 3.7-1 Replacement Procedure of LHRF Launcher

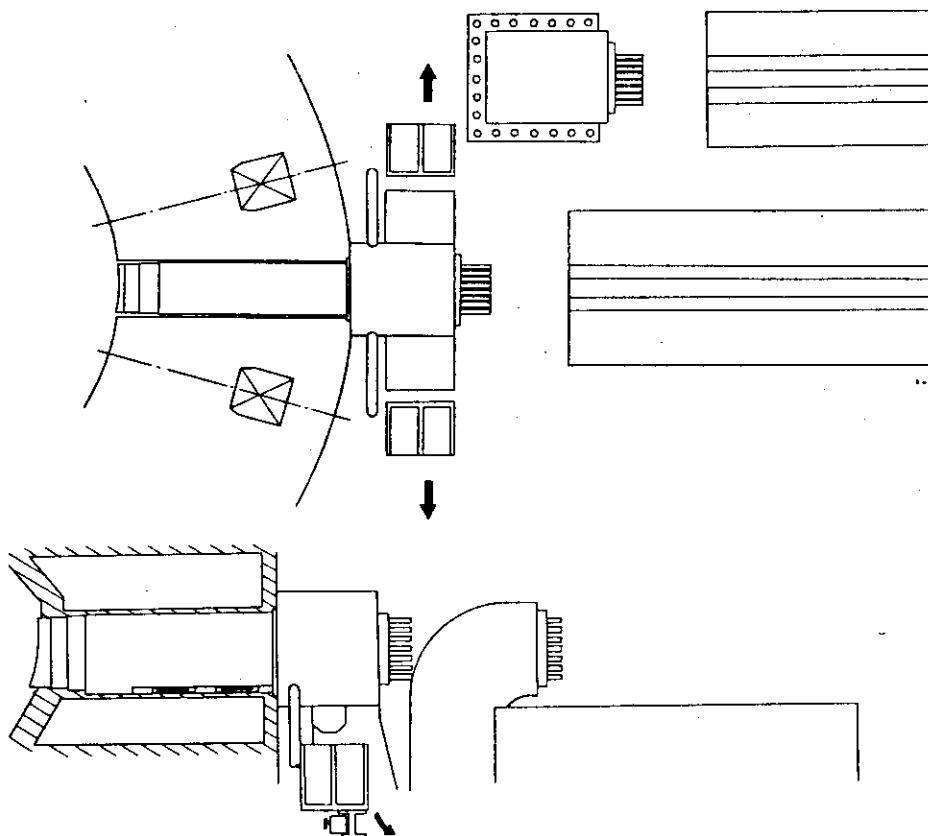


(3) Disconnect the Connecting Part

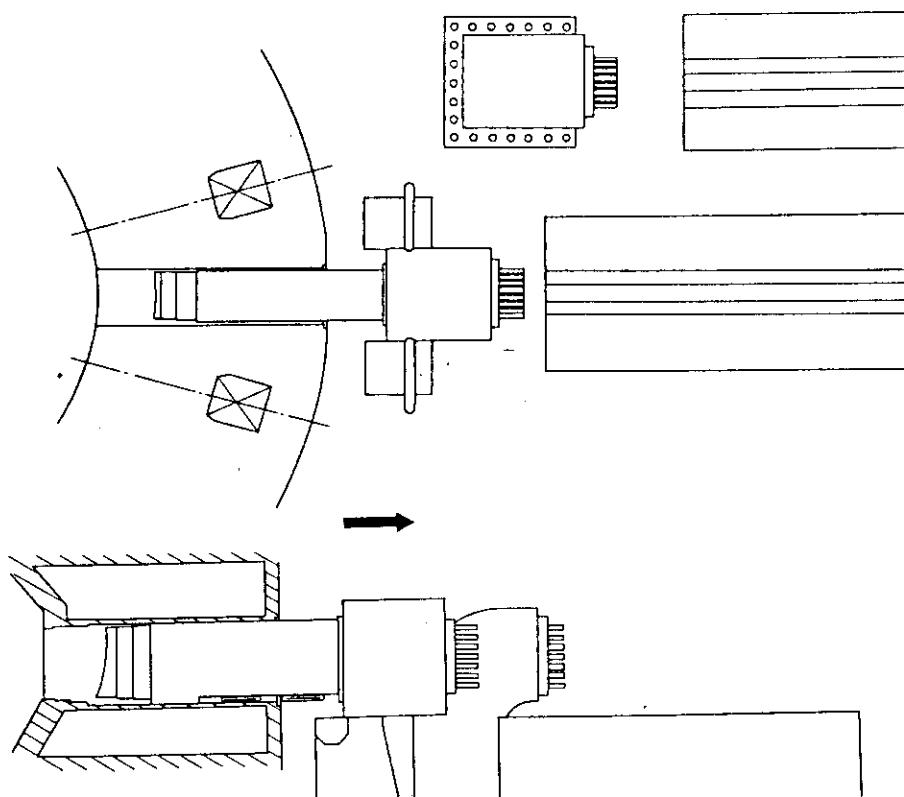


(4) Remove the Transmission Line

Fig. 3.7-1 Replacement procedure of LHRF launcher (cont.)

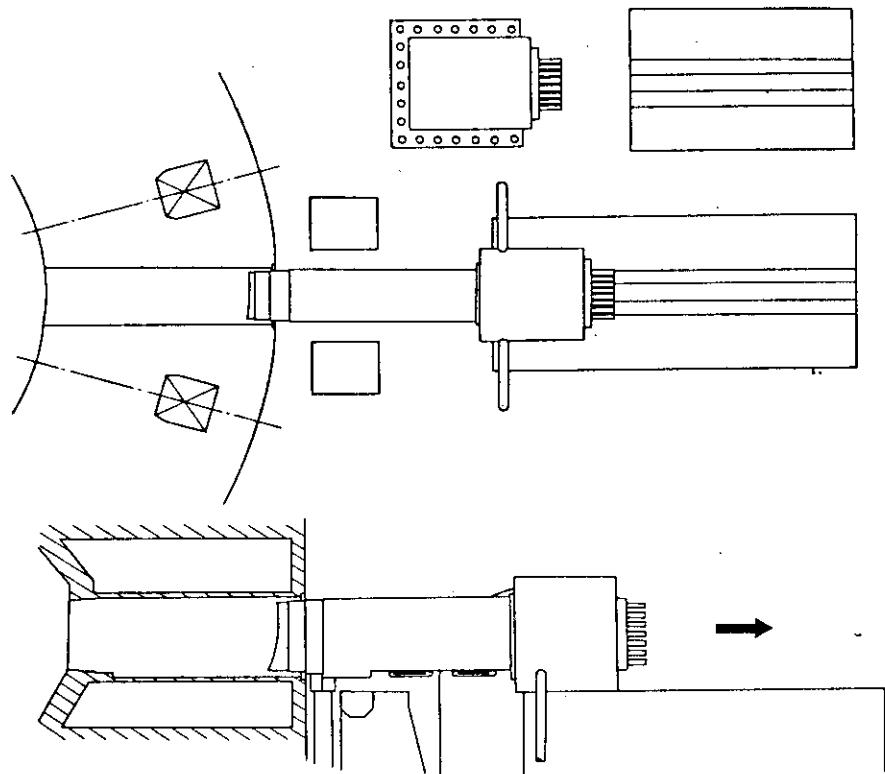


(5) Remove the Brackets Connected with Launcher

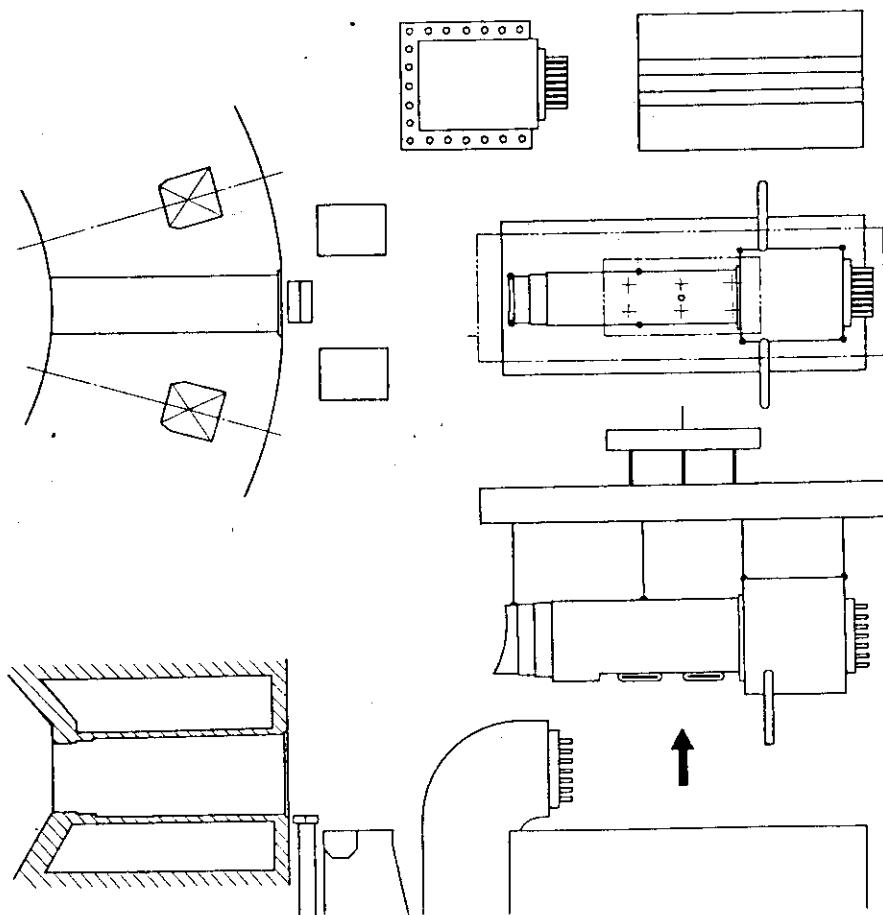


(6) Pull out the Launcher of Torus

Fig. 3.7-1 Replacement procedure of LHRF launcher (cont.)

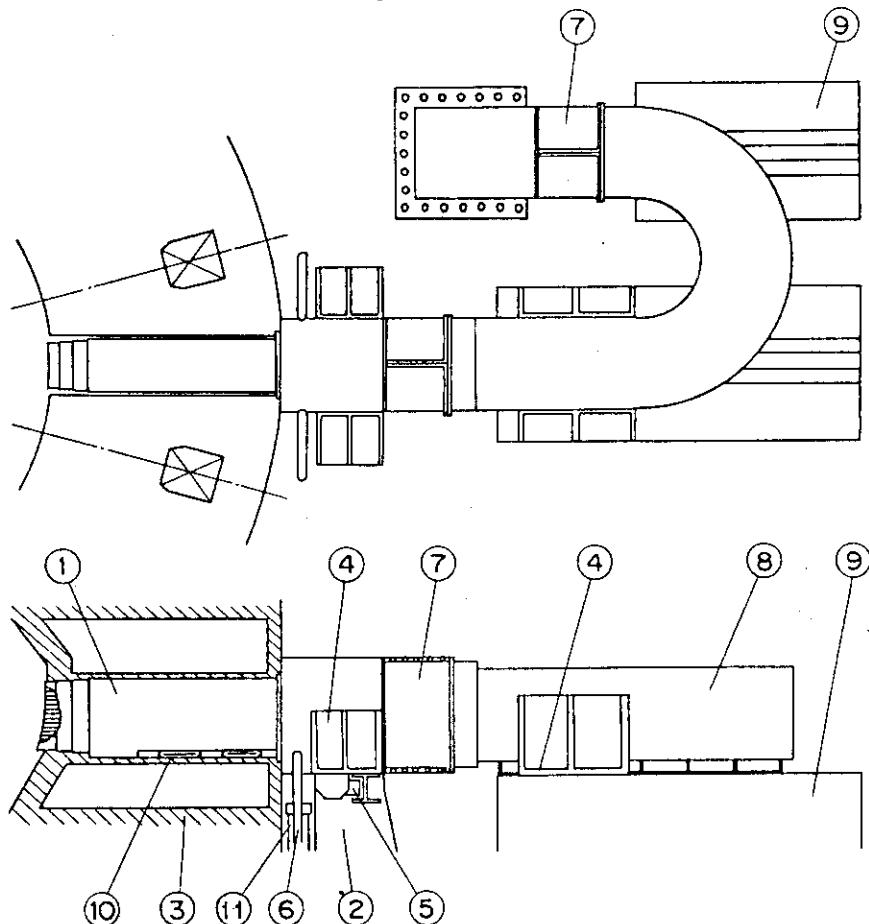


(7) Pull out the Launcher of Torus (Continued)



(8) Remove the Launcher

Fig. 3.7-1 Replacement procedure of LHRF launcher (cont.)



Parts No.	Name of Parts
11	Support Table
10	Linear Roller
9	Transmission Line Support Structure
8	Transmission Line (in Reactor Room)
7	Connecting Part
6	Cooling Pipe
5	Snubber
4	Blanket
3	Reactor
2	Launcher Support Structure
1	Launcher

(9) Name of Parts

Fig. 3.7-1 Replacement procedure of LHRF launcher (cont.)

3.8 まとめ

61年度のLHRF加熱装置の設計を行った。以下に主な検討結果を示す。

- ① プラズマ加熱と電流駆動とを同一の装置で共用する場合の物理的見地からの可能性を検討した。
- ② 新しい位相制御方法を提案し、さらに同方法が n_z -スペクトルの可変範囲のフレキシビリティを増すためには、たいへん有効であることがわかった。
- ③ ランチャ内で導波管を分岐する構造にしたため、伝送系側導波管本数は従来方式に比べ25%以上減らすことができた。同時にセラミックウィンドウも同様の数減らすことができ、その交換も容易になった。

61年度の設計は、60年度に比較して大きく改善されたが、以下の様な課題が残されている。

- ① ランチャ内で導波管を分岐する構造は、機械的には十分可能であることがわかったが、今後さらに詳しい電気的検討を行い設計をつめる必要がある。
- ② プラズマから大きな負荷を受けるグリルフロントは、現状では単独で交換は不可能である。よってもし現設計でグリルフロントが、大きなダメージを受けた場合、ランチャを取り替える必要がある。今後はグリルフロント単独で交換可能な構造とする必要があろう。
- ③ 今回、ランチャ前面のパワー密度 $P_{in} = 5 \text{ kW/cm}^2$ の範囲で検討を行ったが、ランチャ内では1本の導波管を分岐して4本にしているため、伝送系側から見た場合、前面のパワー密度は低いほど良いと言える。 20 MW/Port とした場合、導波管本数が多いほど1本当りのパワー密度は下がるが、その際、前面放射スペクトルはピーキングしたものとなってしまう。しかしながら、今回提案された位相制御方式によると導波管本数が増加してもピーキングしない制御方法が可能である事が示された。よって、今後導波管本数がさらに増した場合の物理面からの検討を加える必要がある。

4. ECRF 補助加熱装置

4.1 概要

昭和59・60年度のFER設計検討では、ECRF設備の機能は予備電離および分布制御であった。^{1) 2)} 今年度の設計検討では、要求される入射パワーが10MWから3MWに減少した。³⁾ 一方、ランチャに関しては、ミリ波ビームの放射方向を変える機構は必要とされない。従って、パワー減によりポート寸法に関しては楽になったといえる。

ECRF補助加熱装置の基本仕様をTable 4.1-1に示す。プラズマをマル点位置から生成する場合を前提として、ミリ波をマル点に入射し予備電離を行なう。従って、周波数はこの位置での電子サイクロトロン周波数をとる必要がある。この周波数は、実際は~140GHzであるが、現在発振器（ジャイロトロン）の開発が120GHzで行なわれていること等を考慮し、今回は120GHzとして設計を行なう。周波数の違いによりミリ波の伝送損失等やや異なる点もあるが、システム構成および構造等基本的には変わらない。

ECRF補助加熱装置の設備構成は、発振電源系、伝送系およびランチャ部から成る。発振電源系のキーポイントは発振管の開発であり、設計条件を満足する大電力・長パルスの発振管は現時点では存在しない。実現可能性として最も有望な大電力発振管はジャイロトロンであり、既存の30~80GHz帯のECRF加熱装置で用いられている。120GHz帯のジャイロトロンの長パルス出力は、現在の開発状況からみて、200kW、TE₀₄モードと想定される。従って発振電源系、伝送系およびランチャ部の設計は、このジャイロトロン出力200kW、TE₀₄モードを前提として行なう。伝送系およびランチャ部の構成は伝送方式によって異なるが、上述の前提より、既存のECRF加熱装置で用いられているものと同様に多重モード円形導波管による伝送方式を考え、円形導波管と反射鏡による構成とする。

設計検討は、FER本体と直接関わるランチャ部にその重点をおくが、各部の設計項目は以下の通りである。ランチャ部に関しては、与えられたポート・スペースに設置可能な大きさの制限内で、放射線遮蔽を考慮し、出力3MWをマル点位置に放射可能な構造とし、放射特性および電力損失を評価する。さらに分解修理法についての検討も行なう。伝送系に関しては、ジャイロトロン出力およびOモード放射を考慮した構成とし、伝送損失の評価を行なう。発振電源系は、所定の出力を満足するジャイロトロン及び電源の構成とし、所要電力を評価する。

Table 4.1-1 Basic requirements for ECRF heating system

Wave frequency	120 GHz
Net power	3 MW
RF duration time	1 sec
Wave type	O-mode, fundamental
Injection position (R, Z)	3995 mm, -1996 mm
Number of ports	1
Port size (H×W)	1800 mm × 1300 mm

4.2 ランチャ部

4.2.1 基本検討

E C R F の電磁波は、プラズマ境界との相互作用がほとんど無く、磁場強度で定まる共鳴領域の近傍でそのほとんどが吸収される。従って他の R F 加熱の場合と違い、ランチャ前面の位置はプラズマ境界位置とは関係無く定めることができ、プラズマからある程度離して設置し熱負荷等を低減することができる。またランチャからの電磁波の放射は、自由空間への放射と同じ様に考えることができる。

ランチャ部の構成は、ジャイロトロンからのミリ波伝送に多重モード円形導波管を用いるので、ポート内のプラズマ側開口付近までこの円形導波管による伝送とし、開口付近で反射鏡を用いて下方のヌル点にミリ波を放射する。

ランチャ部のアクセストア側に設置されるセラミックの真空窓は、放射線損傷を避けるため直接プラズマを見込まない様にする必要がある。従ってプラズマと真空窓の間の伝送路に屈曲部を設ける。昭和 59・60 年度の設計ではアクセストアより外側に屈曲部を設けたが、今回は出力減によりポート内空間に余裕があるのでポート内に屈曲部を設置する。これにより真空窓の位置をプラズマ側に近づけることができ、真空排気が改善される。ポート内空間に余裕はあるが、ジャイロトロン単管当りの出力が 200 KW であることと後述する様に伝送損失が大きいことにより導波管の系統数が多いので、導波管伝送部に屈曲部を設置するのは困難である。従って反射鏡部において、屈曲したダクト内に反射鏡を配置する構造とする。

Fig 4.2-1 に以上の事を考慮したランチャ部の配位概念を示す。導波管部より放射されるミリ波ビームを所定の入射位置に発散を抑えて伝送するには、導波管の各系統毎に凹面鏡を配置するのが望ましい。しかし系統数が多いため反射鏡の数は多くなり複雑な構造となり現実的でない。従って 1 段目の反射鏡（以後第 1 反射鏡と呼ぶ）のみ系統数の凹面鏡を用い、2 段目以降（第 2, 第 3 反射鏡と順に呼ぶ）は各 1 枚の平面鏡を用いる構成とする。反射鏡の段数は構造の簡単さを考慮し、必要最小限とし 4 段とした。2 段目以降の反射鏡を平面としたことによるミリ波ビームの発散をできる限り抑えるため、反射鏡部のポート方向長さは短かくしてプラズマ側に近づけ、ミリ波ビームの伝送距離を短かくする。

4.2.2 基本構造

Fig 4.2-2 にランチャ全体の構造を示す。

伝送導波管の系統数は後述の様に伝送効率が 40 % 程度と算出されるので入射電力 3 MW を得るには 40 系統必要である。ポート内導波管束は縦 5 段・横 8 列の構成とし、ポート内上部に配置する。導波管は内径 20 mm とし、縦 150 mm, 横 137.5 mm のピッチで配置する。導波管伝送ではオーム損の最も小さい TE₀₁ モードを用いるが、O モードの直線偏波を得るために円形導波管の管軸に周期的な振動を与えた蛇行形状の TE₀₁ - TE₁₁ モード変換器を用いる。モード変換器出力の TE₁₁ モードのオーム損は TE₀₁ モードに比べ大きいので、ポート内導波管の最終部に設置し、開口導波管により第 1 反射鏡にこれを放射する。

反射鏡部の構成は前述の様に第 1 反射鏡には凹面鏡、第 2, 第 3, 第 4 反射鏡には平面鏡を用いる。第 1 反射鏡は導波管数と同じ縦 5 段・横 8 列の 40 個とし、各段毎に共通の支持板に設置しジャケッ

ト横部で支持する。反射鏡表面はオーム損低減のためステンレスに銅メッキする。但しプラズマ側の第4反射鏡はスパッタリングによる銅原子のプラズマへの混入を避けるため、ステンレスのままもしくはモリブデンを用いる。反射鏡の寸法は、第1反射鏡が口径 120 mm, 第2反射鏡が 1010 mm × 1100 mm, 第3反射鏡が 870 mm × 1100 mm, 第4反射鏡が 770 × 1100 mm である。各反射鏡の水平からの傾き角は、第1・第2・第3反射鏡で 45°, 第4反射鏡で約 18° である。

ランチャ前面の位置は熱負荷等の低減にはプラズマから離した方が良いが、余り離すと開口部のボイド空間が大きくなり放射線遮蔽上問題が生じる。 α 粒子損失に伴う熱負荷は第一壁の壁面より、 α 粒子のラーマー半径程度離すことにより避けることができるので、ランチャ前面位置は第一壁の壁面から 10 cm 下げた位置とする。

ポート内の放射線遮蔽構造は炉本体遮蔽構造と同様な効果を持つ様、反射鏡部の遮蔽厚さを 500 mm とし、導波管部及びその下部は水タンク構造とする。反射鏡の冷却は反射鏡裏面を冷却水チャネルとしトロイダル方向に冷却水を流して行なう。冷却水は水タンク部の横のジャケット内を通し反射鏡部に設けたヘッダーにより供給する。

セラミックの真空窓は修理交換を考えてアクセストア外側の導波管分割部に設置する。真空窓の内径は電力容量の点から 60 mm 程度必要であり、窓の前後でテーパ導波管により径を大きくする。

炉本体より外側の伝送導波管束は U 字型に曲げた後地下へ引きまわす。その際曲げ部では損失が小さくなる様内径 60 mm 程度のマイターベンドを用いる。

4.2.3 放射特性および電力損失

開口導波管より放射されたミリ波ビームは第1反射鏡により収束され、第2・第3・第4反射鏡へと伝送され所定の入射位置（ヌル点）に放射される。第2・第3・第4反射鏡は平面鏡であるのでこれによるビームの収束はない。従ってヌル点でのビームの拡がりは第1反射鏡からのビームの拡がりによって決まる。

第1反射鏡を放物面鏡とし開口分布をガウス分布と考えると、第1反射鏡からの 3 dB のビーム幅（角度） θ_3 は、

$$\theta_3 = (5.87 + 0.633 Le + 0.00696 Le^2) \frac{\lambda}{D}$$

で近似される。ここで、 Le は開口面でのビームエッジレベル、 λ は波長、 D は開口径である。 Le は利得が最大となる様 14.5 dB とする。 $\lambda = 2.5$ mm, $D = 120$ mm より、 $\theta = 1.4^\circ$ となる。

Le が 14.5 dB となる第1反射鏡と開口導波管の距離は約 400 mm である。

ヌル点でのビームの拡がりを表わす尺度として、ガウス分布を仮定したときの電力 90% を包含するビームエッジレベル 10 dB のビーム幅（直径）を考える。

第1反射鏡からの 10 dB のビーム幅（角度） θ_{10} は、

$$\theta_{10} = \sqrt{\frac{10}{3}} \theta_3$$

で表わされ、第1反射鏡からヌル点までのビームパスの距離は約 7070 mm であることにより、ヌル点でのビーム幅（直径）は約 320 mm である。

ランチャ部での電力損失のうち導波管伝送部に関しては、次節で述べる伝送系の電力損失に含めるものとして、ここでは反射鏡部の電力損失について評価を行なう。

反射鏡での電力損失としては、次のものが考えられる。

- ① スピルオーバー損失
- ② オーム損
- ③ 鏡面粗さによる散乱損
- ④ 高次モードへの変換損

①は、第1反射鏡開口のビームエッジレベルを14.5 dBとしたので約0.4 dBとなる。第2・第3・第4反射鏡については、開口径が十分大きいので無視する。②は、4つのうち最も小さく無視できる。③は、表面粗さ(凹凸)による散乱損で、粗さ σ と波長 λ に依存し次式で近似できる。

$$P_r = 6.86 \left(\frac{\sigma}{\lambda} \right)^2 \quad (\text{dB})$$

$\sigma = 30 \mu\text{m}$ (rms値)とすれば損失は約0.1 dBとなる。従って第1・第2・第3・第4反射鏡合わせて約0.4 dBとなる。④は、凹面鏡である第1反射鏡の場合だけ考えればよく約0.07 dBである。

以上より、反射鏡部での電力損失は約0.9 dBと見積られる。一方、後に述べる伝送系の損失は約3.1 dBである。従って、伝送系・ランチャ全体の損失は約4 dB(効率40%)である。ジャイロトロン単管出力200 kW、系統数40よりプラズマへの入射電力は、

$$0.2 \text{ (MW)} \times 40 \times 0.4 = 3.2 \text{ (MW)}$$

となる。

4.2.4 分解修理

保守をする機器としては真空窓と反射鏡が考えられるが、いずれも交換頻度を予測することは極めて難しい。

真空窓については放射線損傷によるクラック等が考えられる。しかし、真空窓の配置はプラズマから離れており途中に屈曲部を設けているので、中性子フルエンス $10^{20} / \text{cm}^2$ を許容すれば定期的な修理・交換は必要ないと考えられる。従って修理・交換は事故時のみを想定する。修理・交換法としては、真空窓全部を交換することとし炉本体室で交換する。分解修理手順は、Fig 4.2-2に示す半割れ構造の接続部AおよびBで導波管束を切離し、U字部分のみをトーラス外径方向へ移動し、真空窓部を切離して交換する。TE₀₁モード伝送の円形導波管では接続部にすきまがあっても波長に比べて十分小さければ問題がないので、導波管束の接続は導波管自体は溶接せずフランジで接続する構造とする。

反射鏡についてはスパッタリングによる表面の凹凸が考えられるが寿命は炉寿命と同程度と考え、修理・交換は真空窓と同様事故時のみを想定する。修理・交換法としては、表面のラッピングを行うこととし修理室で行なう。分解修理手順は、真空窓の場合と同様U字部分を移動した後、ランチャ前部を引き出し修理室に運搬し修理する。

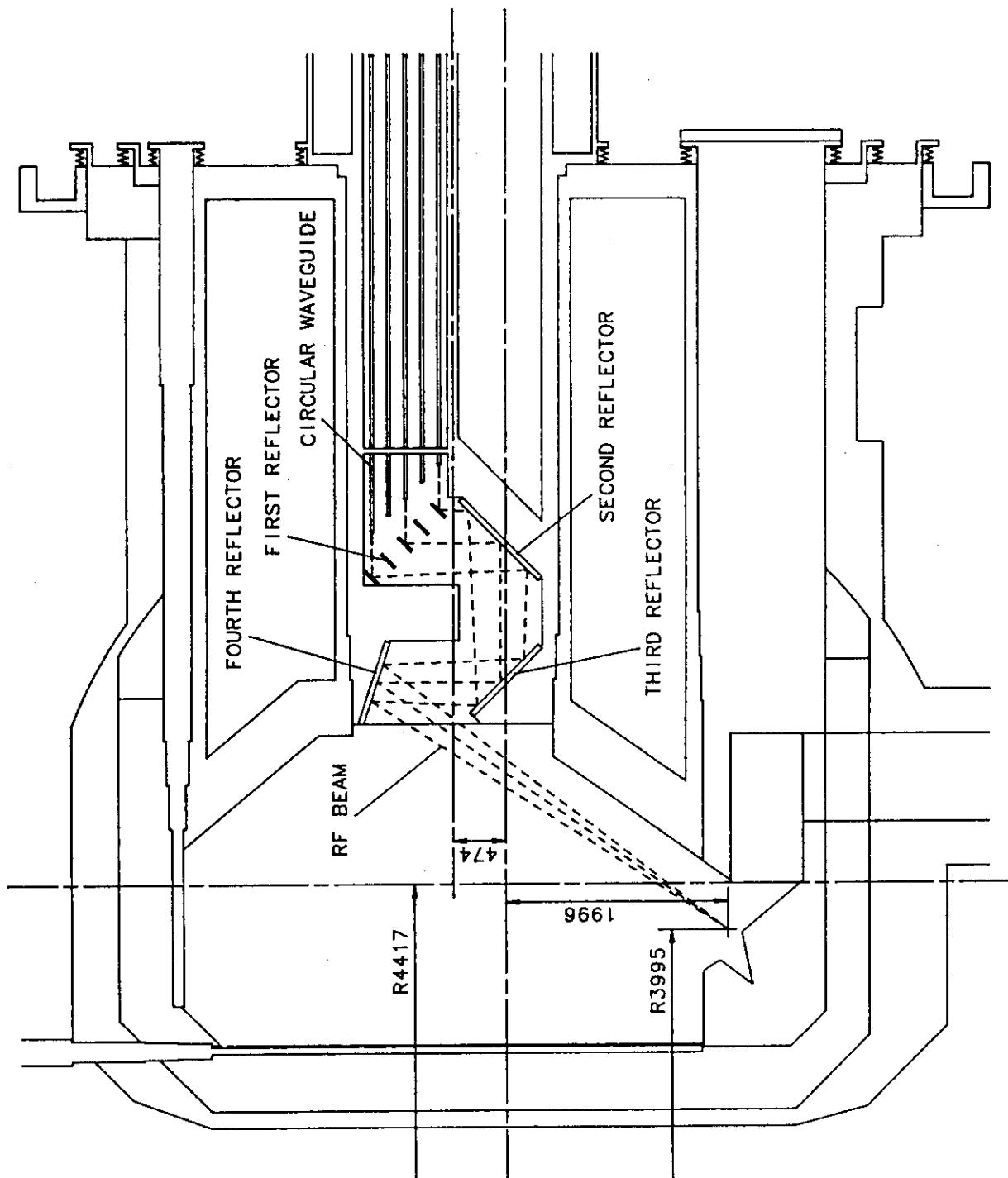


Fig. 4.2-1 ECRF launcher configuration

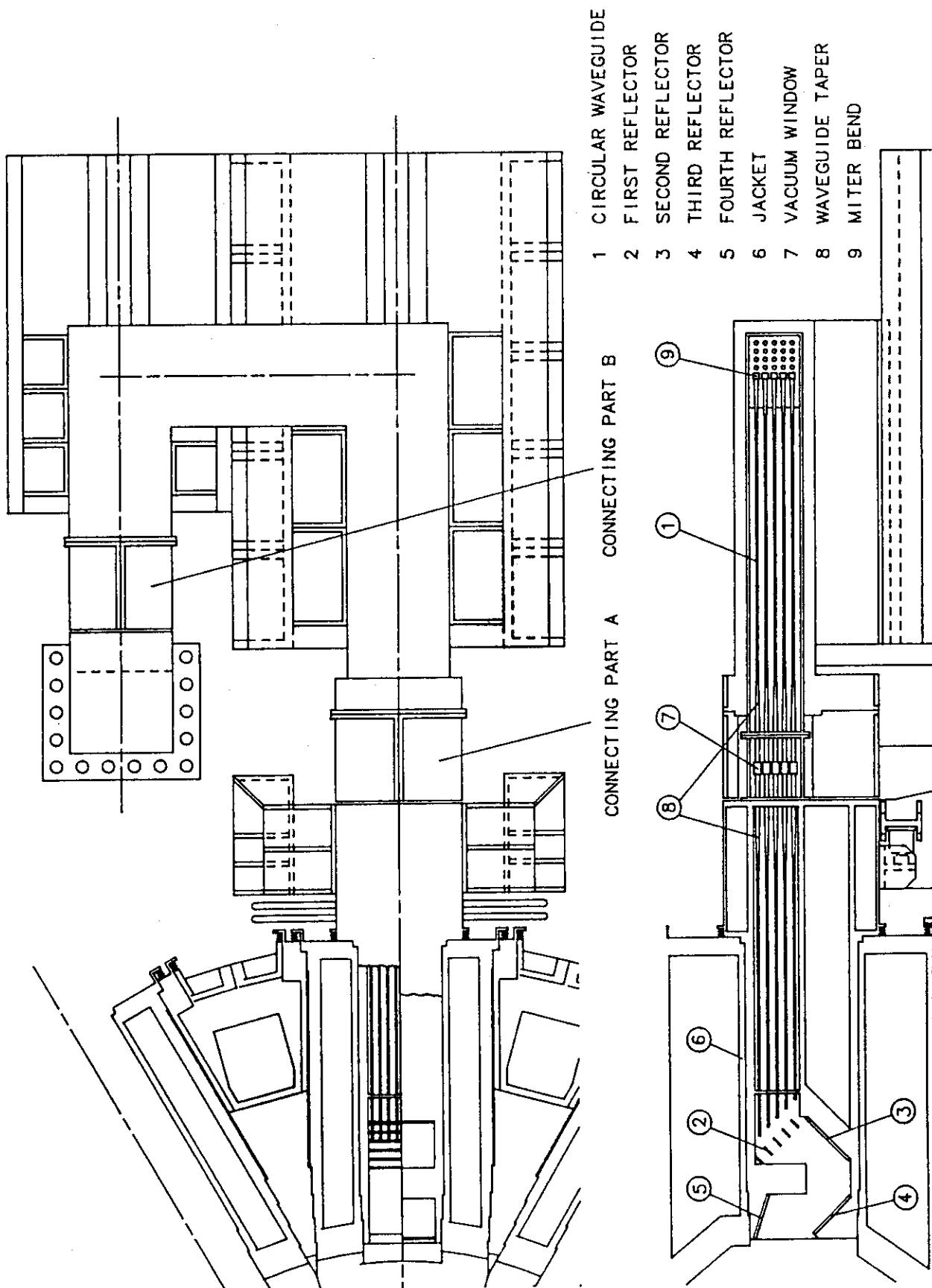


Fig. 4.2-2 ECRF Launcher

4.3 伝送系

4.3.1 構成

多重モード円形導波管を用いた伝送系の構成を Fig 4.3-1 に示す。

円形導波管の管径は、伝送 TE_{01} モードの電力容量の点から 20 mm のものを用いる。

$TE_{04} - TE_{01}$ モード変換器は、ジャイロトロンの出力 TE_{04} モードを低損失の TE_{01} モードに変換するもので、円形導波管の径を周期的に変化させた蛇腹形状のものを用いる。管径は TE_{04} モードの電力容量の点から 37 mm とした。長さ 2 m で変換率 9.5 % 程度が見込まれる。

導波管引きまわしのための曲げ部には、平面鏡を用いて導波管を直角に曲げるマイターベンドを用いる。曲げ部の導波管管径は大きい程損失が小さいので、テーパ導波管を用いて径を 60 mm 程度に拡げる。

$TE_{01} - TE_{11}$ モード変換器は、伝送モード TE_{01} をプラズマ入射に必要な直線偏波に変換するもので、円形導波管の管軸を周期的に変化させた蛇行形状のものを用いる。管径は伝送導波管と同じ 20 mm とする。長さ 2.2 m で変換率 9.0 % が見込まれる。

4.3.2 電力損失

伝送系の伝送損失の概算を Table 4.3-1 に示す。伝送損失合計は、約 3.1 dB (効率 49 %) と比較的大きい。このうち損失の大きいものは、円形導波管とマイターベンドである。マイターベンドの損失はその個数に依存し、損失を小さくするにはできる限り曲げ箇所を少なくする必要がある。円形導波管の損失が大きいのは、管径を十分大きくとらなかったためである。 TE_{01} モード伝送の多重モード導波管ではオーム損は径を大きくすることにより小さくできるが、モード変換損は大きくなると考えられ、ここでは電力容量を満足する最小の径を用いた。しかしモード変換損は導波管の工作・布設の実現可能な精度に依存し、その算出は難しい。オーム損、モード変換損の両者を考慮した最適な径の選択に関して、今後さらに検討を行なう必要がある。また減衰定数については導波管内面の粗さ等にも依存し、ここでは安全側として理論値の 2 倍をとったが、これについても今後さらに検討を行なう必要がある。

4.4 発振電源系

(1) 構成

発振電源系の構成を Fig 4.4-1 に示す。発振管は単管出力 200 kW のジャイロトロン 40 本で構成する。クローバ動作時の A C ライン変動が他系の運転に対して支障のない程度にするため直流電源は 4 系統とし、各系統毎にクローバ回路及びシリーズレギュレータを設けジャイロトロン 10 本を駆動する構成とする。発振管配置例を Fig 4.4-2 に示す。

(2) 所要電力

ジャイロトロン出力の R F パワーは 8 MW である。ジャイロトロンの発振効率を 30 %、電源の効率 9.5 % とすると、必要な所要実効電力は 28 MW である。従って力率を 8.5 % とすると所要電力は 33 MVA となる。

Table 4.3-1 Estimation of the transmission loss (per line)

Components	Diameter (mm)	Length (m)	Insertion loss (dB)	Number	Total insertion loss (dB)
Circular waveguide	20	100	1.1	—	1.1
TE ₀₄ to TE ₀₁ mode converter	37	2.0	0.2	1	0.2
TE ₀₁ to TE ₁₁ mode converter	20	2.2	0.5	1	0.5
Miter bend	60	1.0	0.1	10	1.0
Vacuum window	60	—	0.1	1	0.1
Mode filter	--	—	0.2	1	0.2
Waveguide taper	--	0.5	~ 0	4	~ 0
Total					3.1

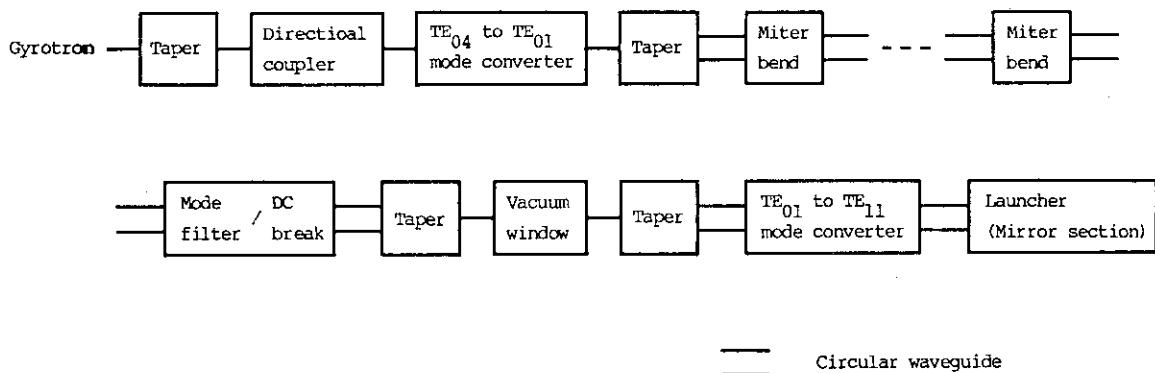


Fig. 4.3-1 Block diagram of ECRF transmission line

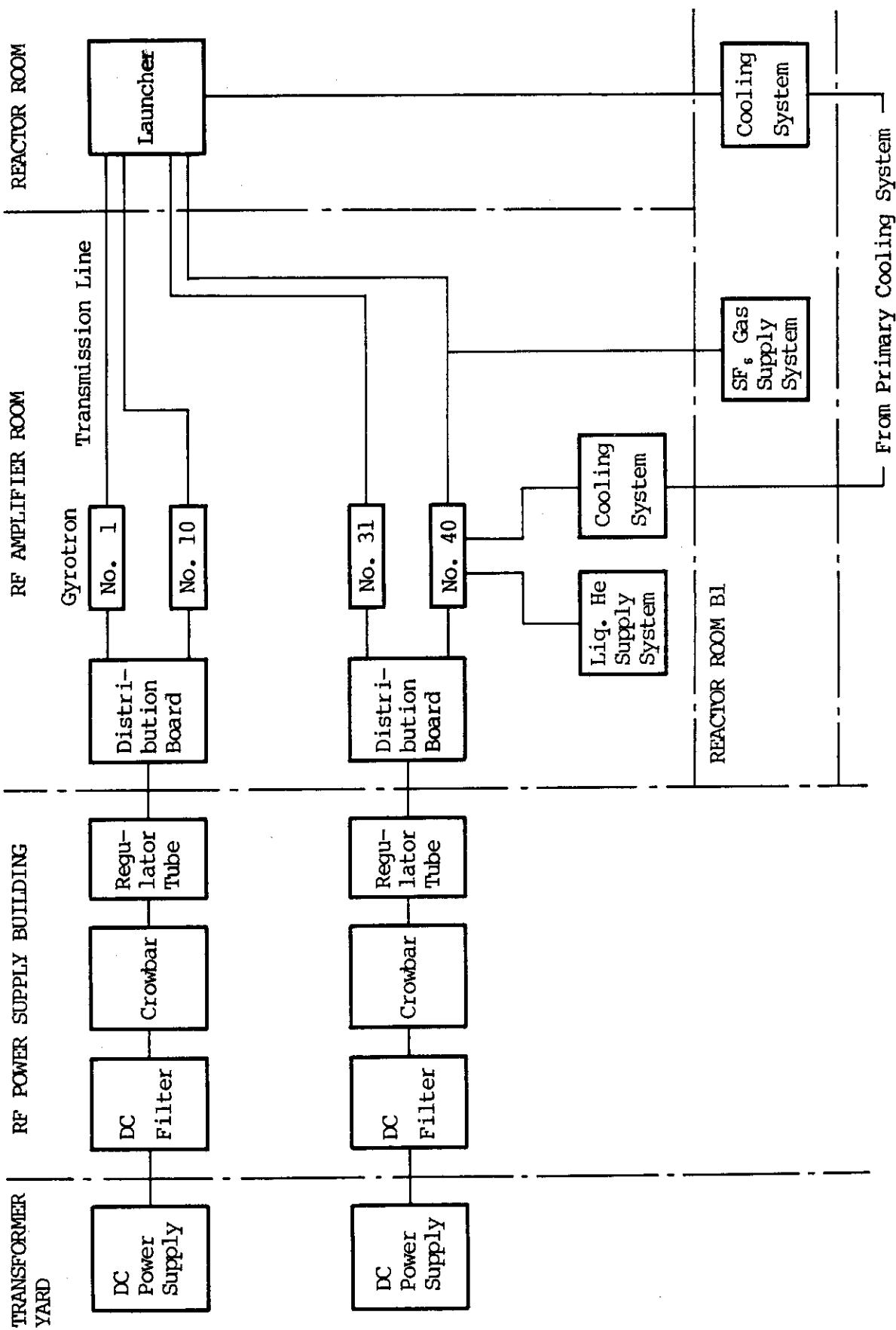


Fig. 4.4-1 ECRF power supply and transmission system

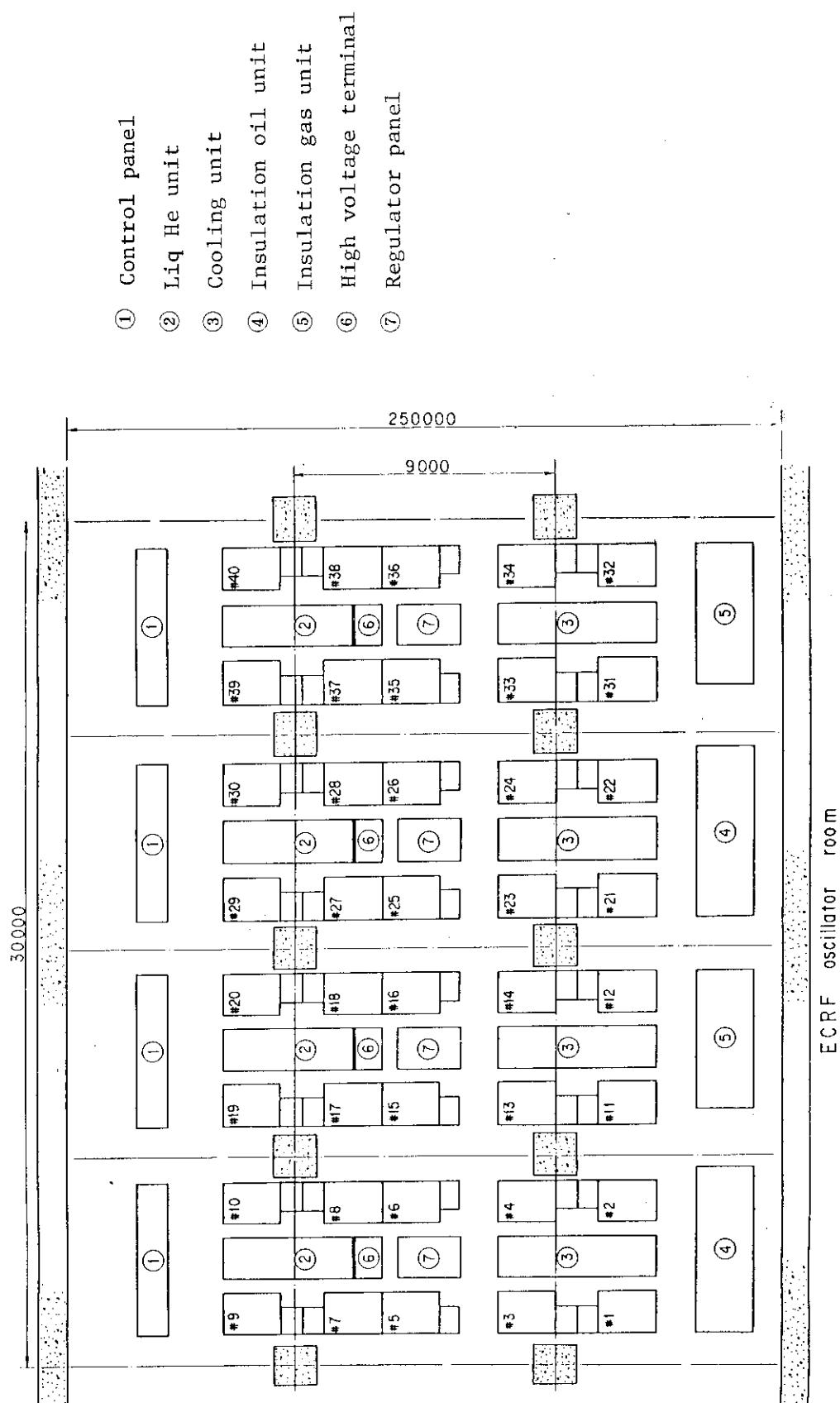


Fig. 4.4-2 Layout of gyrotrons

4.5 まとめ

予備電離を目的としプラズママル点に3MW入射可能なE C R F 加熱装置の検討を行なった。ランチャは、多重モード導波管部と4段の反射鏡から成る構成とし、放射線遮蔽を考慮しポート内に屈曲部を設けた。真空窓は、ポート内に屈曲部を設けたことによりプラズマ側に近づけることができ真空排気上楽になり、また導波管接続部に設けたので修理・交換が容易になった。但し真空排気の問題はまだ十分とは言えず、導波管径の選択と合わせてさらに検討を要する。

E C R F ランチャは他のR F 加熱用ランチャに比べコンパクトであることが特徴であり、昭和59・60年度に比べプラズマへの入射電力が減少したが、小型化はあまり実現できなかった。これは、伝送損失が比較的大きく必要な導波管数が多いことと、プラズマ入射位置がポート位置よりも下方にありまた屈曲部を設けるために反射鏡部に大きな空間が必要であることによるものである。小型化を図るために、発振管出力の見直しを含めさらに検討が必要である。

その他、熱的検討及び冷却構造の詳細な検討も今後の課題である。

5. あ と が き

F E R の候補 2 例の炉型について、各々に設定された運転シナリオに沿って、R F 設備概念検討におけるシステム評価を行った。R F 設備検討の例からは、2 炉心の条件は基本的には同じであり、ポート条件の調整で対処できる。

今回は炉心本体との取合の見通しを得ることに重点を置いて、アンテナ部に検討の主体を置きランチャの構成を明らかにすることに重点を置いた。

I C R F 設備についてはループ型アンテナで 2×2 アレー配位と 物理検討で設定したスクレーブオフ層の条件下では、ファラディーシールド部電界を 1.25 kV/cm まで許容すれば 20 MW 放射が得られ、その時の放射平均電力密度は約 1.2 kW/cm^2 と算定される。これは現状技術の 上にあると考えられる。構造設計上はフィードスルー部真空が確保できれば決定的な問題はないと考えられる。

L H R F 設備ではアンテナは加熱と電流駆動に共用できるグリル構成とした。物理検討で設定したグリル前面条件の下では平均電力密度 5 kW/cm^2 で 20 MW の放射が得られると算定された。導波管開口での電力密度換算では約 10 kW/cm^2 となる。導波管開口での平均電力密度に関するデータベース⁽¹⁾からは、このパラメータ下では 5 kW/cm^2 と予想され、今回の設計ではリスクが大きいと考えられる。グリル前面のプラズマ密度、アンテナとプラズマ間のギャップ等について現実性とこれらのプラズマ立上げの時間変化等を再評価し、リスクを含めた機能仕様を明らかにする必要がある。この結果によっては、グリル要素、使用ポート数等は再評価しなければならないであろう。

ランチャ構造設計上は窓部の真空排気、グリル前面の保守の観点からの詰めがあるが、マルチジャンクションモジュールによる電力分配を採用し、接続導波管数を充分少くすれば物理設計に比較すれば決定的な問題は少いと考えられる。

E C R F 設備については、導波管伝送の終段で、開口導波管束アンテナとし、4 段の反射によるビーム伝送としている。伝送損の観点からは反射鏡も含めた曲げ回数を極力押えた伝送ルートが重要となる。その意味においては、ビーム入射位置も重要な意味を持つので、プラズマ生成シナリオを含めて機能条件を明らかにしておく必要があろう。E C R F は発振管出力に応じて多様な伝送方式が考えられる。本検討では既存技術の延長上にあるジャイロトロンを想定したが、他の波源についても、伝送上の問題を明らかにしておくことも必要であろう。

R F 発振・増巾系の構成は、キーコンポーネントは既存の技術の及ぶ範囲から選択することを前提として、結合率の不確定さも考慮して評価した。従って、I C R F 用増幅管については単管出力数 M W で、2 段の電力合成のシステム構成で置き換えるてもよく主増幅ユニットは半減する。L H R F については周波数選択の最適化も踏えた機能仕様検討が必要で、その結果によっては、主増幅管ユニット数に多少の増加があろう。E C R F での現実性では主発振管ユニット出力が数百 kW まで期待できれば主発振管ユニット数、伝送系系統数は $\frac{1}{2} \sim \frac{1}{3}$ 程度になる可能性もある。

今後、アンテナ設計上ではアンテナ部での放射電力密度（許容電界）に関しては、データベースの充足に伴って見直す必要があろう。機能設計上は、プラズマ状態量の変化に追従したダイナミックな解析とそのための機器条件の最適化（周波数変化、プラズマ～アンテナ境界層制御等）や設備余裕の評価も踏えて、より現実的なシステム評価が必要である。これはプラズマ設計において、プラズマ生成・制御を含めて、合理的な運転シナリオを設定してゆくことと深い関係を持っており、R F システム規模に与える影響が大きいところである。

謝 辞

終りに臨み、本報告書関連の業務並びに報告書作成に当たりご指導ご協力頂いた関係課室の各位および協力会社の各位に厚くお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 日本原子力研究所・臨界プラズマ研究部, 準定常核融合実験炉(FER-Q)概念設計報告書(その2), JAERI-M-85-178, 1985年12月
- 2) 日本原子力研究所・臨界プラズマ研究部, 核融合実験炉(FER)概念設計, JAERI-M-86-134, 1986年11月
- 3) M. Sugihara, et al., to be published in JAERI-M titled "Plasma Physics Design and Major Specifications of Candidate Reactors for Design Studies -Conceptual Design Study of FY86 FER" (in Japanese).
- 4) 住友電気工業(株), 高周波製品資料, (1978). P. 1258
- 5) 熊谷, 富永編著“真空物理と応用”, 裳華房, (昭58), P. 104
- 6) Brambilla, M., Nucl. Fusion 16, 47 (1976).
- 7) C. Gormezano, et al, Nucl. Fusion 25, 419 (1985)
- 8) R. E. Collin, "Foundation for Microwave Engineering" McGraw-Hill (1966)
- 9) Spinner社 : "Spinner Spectrum", 他
- 10) 熊谷, 富永, 他:「真空の物理と応用」 裳華房 (1970)