

JAERI-M

8 7 4 4

核融合実験炉高周波加熱装置の設計

1980年3月

核融合研究部 炉設計研究室

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

核融合実験炉高周波加熱装置の設計

日本原子力研究所東海研究所核融合研究部
炉設計研究室

(1980年1月31日受理)

高周波電力の生成伝送技術の現状と、配列型開口導波管を用いた核融合実験炉高周波電力供給部の概念設計を述べた。設計内容は、電力供給部の構造、冷却方式、電氣的絶縁破壊および供給電力効率である。核融合実験炉モジュールに設けられた90 cm × 60 cmの追加熱ポートから8 MWの高周波電力を供給することは実現性が高いことを示した。今後研究されるべき問題は、導電体と絶縁体の中性子照射損傷による寿命の詳細な評価ならびにプラズマの表面において許容される高周波電界強度の実験的理論的評価などである。

本報告書は東京芝浦電気株式会社が原研からの委託によって行なった設計研究の成果である。

(契約番号 年)

Design Study of a RF Wave Heating System for
JAERI Experimental Fusion Reactor

Fusion Reactor System Laboratory
Division of Thermonuclear Fusion Research
Tokai Research Establishment, JAERI
(Received January 31, 1980)

A brief summary of the present status of RF power generation and transmission technology is first given. Then design of JXFR wave coupler using a multi-waveguide phased array is described. Covered in the design study are structure of the coupler, its cooling, electrical breakdown and power efficiency. Following are the results. (1) The coupler radiating RF wave of 8MW through a 90cmx60cm port of reactor module is feasible. (2) Coupler design is influenced by neutron radiation damage of the electrical conductor and insulator. (3) The allowable RF electric field intensity at plasma surfaces must be examined for high power rating.

Keywords: Tokamak Reactor, Experimental Reactor,
RF Heating, Design Study, Microwave Coupler

The design study performed by Toshiba Corporation under contracts with JAERI.

目 次

1. 序 論	1
2. 加熱周波数帯の選定	3
3. 高周波電力供給部の設計	14
3.1 設計の要約	14
3.2 電気設計	15
3.2.1 設計の要約	15
3.2.2 周波数と磁場方向波長の選定	15
3.2.3 導波管アンテナの放射効率	19
3.2.4 導波管のジュール損失	23
3.2.5 導波管の絶縁強度	25
3.2.6 真空シール窓の構成	27
3.3 機械設計	28
3.3.1 冷却設計	28
3.3.2 構造設計	31
4. 開発を要する項目	50
5. 結 論	50

Contents

1. Preface	1
2. Selection of Heating Frequency	3
3. Design of RF Power Feeding System	14
3.1 Design Summary	14
3.2 Electrical Design	15
3.2.1 Design Summary	15
3.2.2 Determination of Frequency and Wave Length along Magnetic Field	15
3.2.3 Radiation Efficiency of Launcher	19
3.2.4 Joule Loss of Waveguide	23
3.2.5 Electrical Breakdown of Launcher	25
3.2.6 Ceramic Window	27
3.3 Mechanical Design	28
3.3.1 Cooling of Launcher	28
3.3.2 Structure of Launcher	31
4. R & D Items	50
5. Conclusion	50

1. 序 論

本報告は昭和53年度にトカマク型核融合実験炉（JXFR）用の加熱装置設計として検討した中性粒子入射加熱と高周波加熱の両方式のうち高周波加熱方式に関する部分をまとめたものである。

トカマク型核融合実験炉に適用する高周波加熱装置は、ジュール加熱段階を経た高温炉心プラズマを追加加熱して所要の核融合反応率を得るプラズマ状態を達成させる起動用加熱装置の機能と、引続き炉の停止に至るまで運転を継続する維持用加熱装置の機能の両機能をもつ。加熱装置の対象とする炉心プラズマの基本パラメータ、加熱装置の動作条件、電力供給部の環境条件は、表1.1に示す設計条件とする。

設計は、次の範囲とする。

(1) 加熱周波数帯の選定

高周波電力の生成・伝送、プラズマへの電力供給部構造の立場から、電子サイクロトロン周波数帯、低混成共鳴周波数帯、イオン・サイクロトロン周波数帯、アルフベン周波数帯の各周波数帯の比較検討を行ない、加熱装置で使用する周波数帯を選定する。

(2) 電力供給部の設計

選定された加熱方式による電力供給部を設計する。各加熱方式について、特に優劣のない場合には、低混成共鳴周波帯を使用する電力供給部とする。設計は、

- (a) アンテナの形状
- (b) 高周波電界強度と絶縁破壊
- (c) 真空シール方式
- (d) 冷却方式
- (e) 電力供給部の照射損傷
- (f) ブランケット構造と電力供給部との適合

を作業範囲とする。

(3) 開発を要する項目

加熱装置の設計の結果、高周波加熱を応用する際に必要な開発項目を挙げる。

1.1 表 高周波加熱装置の基本設計条件

炉心プラズマ	
主半径	6.75 m
副半径	1.5 m
トロイダル磁場強度	6.0 T
電子密度	$1 \times 10^{14} \text{ cm}^{-3}$
イオン成分比	D ⁺ 49% T ⁺ 49% C ⁶⁺ 2%
温度	7 KeV
加熱装置	
ポート寸法	0.9 m × 0.6 m
入射パワー	8 MW/port
運転周期	110 sec 運転 70 sec 休止
環境条件	
中性子束密度	$1 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$
壁面熱束密度	15 W/cm ²

2. 加熱周波数帯の選定

高周波加熱装置で用いるべき周波数帯は、

(1) 所要の高周波電力を生成し伝送する回路系の電力損失が少なく、かつ、高周波電力のプラズマ粒子への吸収効率が低い周波数帯を使用するという総合電力効率の観点

(2) プラズマへの電力供給部構造が、核融合実験炉の解体・組立を困難にさせないばかりでなく、実験炉本体および周辺機器へ、空間的制約条件を厳しく課することがないという電力供給部構造と実験炉との適合性の観点のバランスから選定される。

加熱周波数帯は、2.1表に示す実験炉プラズマの各特徴的周波数に対応して、2.1図に示されるMF帯からEHF帯までの広範な電磁波に広がっている。アルフベン波加熱と、イオンサイクロトロン共鳴加熱を含む100MHz以下の周波数帯で使用される発振管としては、格子制御電子管がある。大電力管としては、バリアン社X-2159四極管などの単管2MW級の陽極出力を得る電子管が既に市場へ提供されている。電力効率は、陽極損失が存在し、80～90%の効率となる。格子制御電子管の動作周波数上限は、電子管内電極間の電子走行時間が、使用周波数の周期に近づくと、漸次、格子の制御性が喪失することによって決まる。電子走行時間の短縮のために、電極間隙をスケール・ダウンし、使用周波数帯を高めることは可能であるが、これは熱的制約から出力の低下をきたし、大電力管としては、上記100MHzが実用上の限界である。低ハイブリッド周波数帯の属するL、S-バンドの発振管としては、電子走行時間を利用してパンチングさせ高周波出力を得る多空胴クライストロンが用いられる。多空胴クライストロンの単管出力は、500kW級の製品が市場に提供されている。クライストロンの電子ビームの直流分のエネルギーは、損失となり、格子制御電子管に比べて発振効率が低下する。クライストロンの発振効率は、帯域幅の増大に伴って低下するが、低ハイブリッド加熱では、加熱のために帯域幅をとる必要性が本質的にはないので、50～60%の効率が得られる。EHF帯に属する電子サイクロトロン加熱には、電子管内の電子サイクロトロン共鳴を利用したジャイロトロンが適当である。1977年に、バリアン社が試作し、オークリッジ国立研究所へ納めたジャイロトロンは2.8GHz、連続200KWの単管出力をもち、発振効率は、31%に達する⁽²⁾。各種電子管の典型動作例と発振効率のまとめを2.2表に示す。高周波電力の生成のみを考慮すると、所要電力を得るための管数、発振効率の両者から、低周波数帯の使用が望ましい。

高周波電力の伝送は、伝送線路のジュール損失、絶縁破壊が問題となる。伝送線路のジュール損失は、線路材の電気抵抗率 η_c と使用周波数 $\omega/2\pi$ で決まる表皮抵抗 R_s

$$R_s = \left(\frac{1}{2} \mu_0 \eta_c \omega \right)^{1/2}$$

に比例する。従って、一般に周波数の増大と共に線路の減衰定数が増大する。気中の自然対流

冷却による伝送電力密度上限を、40度上昇の場合について22図に示す。⁽³⁾⁽⁴⁾ 図で、同軸ケーブルの電力密度は、伝送電力を円形外導体内径に相当する面積で除した値を示し、矩形導波管の電力密度は、伝送電力を内法による面積で除した値を示した。100 MHz より低い周波数領域では、同軸線路を用い、十分に大きな断面積を選べば減衰定数もかなり小さく、積極的な冷却を施さなくとも良いと言える。しかし、電子サイクロトロン周波数の領域では、矩形導波管による基本モード伝送の減衰定数増大は無視できない。こうした mm 波帯の伝送は、オーバ・サイズの円形導波管による TE₀₁ 基本モード伝送が利用されている。TE₀₁ モードの伝送は、23図に示すように周波数の増大と共に減衰定数が低減し、直線線路では減衰が無視できる程度とすることが可能である。しかし、伝送線路の弯曲、不連続部或いは、必要な回路素子の挿入による電磁界の乱れが、他の伝播モードを発生させ、本来の伝送モードによる伝送電力が変換され、損失してしまう問題があり、低損失伝送回路の製作は技術的な課題と言えよう。

伝送線路の絶縁破壊は、真空であることが要求される部分を除いて、実験炉の場合問題になることはない。実際安全をとった許容電場 15 kV/cm に対し、22図と同じ定義による伝送電力密度は

$$\begin{aligned} 94 \text{ kW/cm}^2 & \text{ for } 50 \Omega \text{ coaxial} \\ 90 \text{ kW/cm}^2 & \text{ for rectangular waveguide at } f = \frac{5}{4} f_c \end{aligned}$$

となり、更に、加圧もしくは SF₆ ガスを充填することによってこの伝送電力を数倍以上増大させることができるからである。加圧と、SF₆ ガス充填による伝送電力の増大効果は24図に示すとおりである。

プラズマへの電力供給部の内部へ入った伝送路で、実験炉と真空を同じくする部分は、マルチパクタ放電を避けるべく設計されなければならない。マルチパクタ放電が問題となる周波数は電気力線で結ばれる導体間距離 L に対し、

$$f > \frac{79}{L} \text{ MHz}$$

で示す周波数領域である。⁽⁶⁾ ここで、L は cm 単位である。実験炉のアルフベン加熱は、従ってマルチパクタ放電の発生がない周波数帯になるものと考えられる。アルフベン波加熱を除く他の加熱法は、マルチパクタ放電を考慮して設計しなくてはならない。

高周波電力の伝送の観点からは、アルフベン波加熱が減衰の点と絶縁破壊の点とで最も効率的であり技術的に易しい。電子サイクロトロン共鳴加熱が技術的に難かしく損失が問題となろう。

電力供給部よりプラズマ中へ上陸した電磁波が、プラズマの芯の部分で吸収される効率については、各加熱法について、副次的な附随効果、吸収過程の実験的研究が勢力的に進められている。しかし、現在の所、依然スケーリング則が明瞭になっているという段階には遠い状態にある。これは、中性粒子入射加熱法という単純明快な筋道による加熱法が、スケーリング則を既に得ていることと対照的である。従って、結論的には、加熱の有効な効率を議論することはできないと言わざるを得ない。特に、高周波電力の生成、伝送技術が確立していて、電力効率

の高い周波数帯に属するアルフベン波加熱は、従来、装置寸法の問題から、トカマク型プラズマにおいて実験的な研究がなされていない。大型装置における実験研究が俟たれる。

次に、プラズマへの電力供給部構造と、実験炉との適合性を検討しよう。実験炉のプラズマ半径の波長をもつ電磁波の周波数は、200 MHz であり、これに比べて低周波のアルフベン波加熱とイオン・サイクロトロン周波数帯加熱は実験炉ブランケット構造とプラズマ境界との中間にコイルを設置することが必要となる。一方、低ハイブリッド周波数帯加熱と電子サイクロトロン共鳴加熱は、マイクロ波領域で、導波管をアンテナとして用いる方式が適している。内部コイル、導波管アンテナの例として、TFR、ATCに用いられたアンテナ⁽⁷⁾⁽⁸⁾を25図、26図に示す。TFRのコイルは、ICRFのために用いられたもので、同軸ケーブルで給電されたアンテナは、内外導帯間にアルミナが充填された構造をもっている。アルミナの充填はアンテナにとって本質的に必要とされる訳ではなく、内外導帯の長さがそれぞれ波長の1/4になるよう誘電率を加減したに過ぎない。従って、実験炉規模の場合には、アルミナ充填等は不要となる。26図に示す導波管グリルアンテナは低ハイブリッド周波数帯の加熱としてATCで用いられた。導波管の先端部は、直線的に伸びた形状をもち、大気圧側から真空容器内に直線的に導入される。コイル・アンテナの場合、コイル構造が、プラズマとブランケットとの中間に設置されざるを得ないことに對し、導波管アンテナの場合は、外部から直線的な導入が可能である。この相異は、電力供給部と実験炉を解体・分離する必要性が生じた場合、導波管アンテナの形式の方が、格段に取扱い容易となる利点をもつ。

アンテナは、ヘリウム、中性子その他の粒子による照射、X線γ線などの電磁波照射を受け、厳しい環境下に設置される。アンテナの機能は、構造・形状を維持するための機械的強度、導電性や絶縁性などの電気的性能が維持されることを要請する。こうした物性は、表面照射損傷ではなく、バルク照射損傷で劣化するから、主要な劣化要因は、高速中性子である。このため、アンテナ構造が、導波管形式のものであっても、コイル形式のものであっても、同等な悪環境下にあると言えよう。

アンテナ材の表面照射損傷には、スパッタリングによる原子放出、チャンクの放出、プリスタの形成と剝離がある。こうした損傷による材料の損耗率の大きさをみよう。実験炉の壁面への粒子束は、 1×10^{14} particles/cm²·sec = 3.2×10^{21} particles/cm²·year の桁である。一般に金属の原子密度は $(8 - 10) \times 10^{22}$ atm/cm³ であるから、スパッタリング、チャンク放出、プリスタリングの全てを含む広義のスパッタ率をSとすると材料損耗率は、

$$(3 \sim 4) \times S \quad \text{mm/year}$$

である。Sは、入射粒子の種類、エネルギー等により、桁が変わり得るものであるが、 $S = 10^{-2} \sim 10^{-1}$ と推定すると、相当の損耗率が予想される。

アンテナ材のバルク照射損傷は、高速中性子に起因する。実験炉のブランケット材料として採用されているステンレス鋼の破断強度の照射効果を27図に示す⁽⁹⁾。図で、中性子フラックスは、 3×10^{13} n/cm²·sec であるから、10⁴ hは、 1.1×10^{21} n/cm² に相当する。従って、一年以上の寿命を考えると、2倍程度の応力の余裕をみる必要がある。金属材料の電気抵抗は、中性子による材料原子のはじき出しによる空孔や格子間原子のため、一般に増大する。23表に電気抵抗率の照射効果を示す⁽¹⁰⁾。室温以上の温度領域での電気抵抗率変化は、比較

的少ない。無酸素銅の抵抗率変化を、仮に、照射量に比例すると仮定すると、実験炉の場合

$$0.2\% \times \frac{3.2 \times 10^{21}}{1.5 \times 10^{18}} \text{ year}^{-1} = 4.1 \text{ year}^{-1}$$

という膨大な変化量になる。絶縁物については、イットリウム材が 10^{22} n/cm^2 の中性子ドーズに対してスエリングが検知されないという報告例がある⁽¹¹⁾が、イットリウムの高周波誘導損失等の測定情報はフィルム状のものについて報告されているだけであり、今後の研究が期待される⁽¹²⁾。

アンテナがさらされる環境は極めて悪環境である。このため、導電体、絶縁体の基礎データを集蓄することは、各種高周波加熱方式の加熱過程の研究と同様に進められることが必要と思われる。

プラズマからの照射損傷は、しかし、アンテナの構造方式の適不適を左右する要因にはならない。アンテナの寿命が材料的にみて極端に短い場合には、その解体の難易性が問題となることはあろうが、基礎データの不足している現在、どちらかの方式を選定するには無理がある。

高周波電力の生成効率、伝送損失、電力供給部の解体、アンテナの照射損傷の各立場から、各種加熱方式を検討した。比較の結果を2.4表に示す。高周波電力の生成と伝送の立場からみると、低周波数領域が望まれる。しかし、総合効率からみると、プラズマの有効な電力吸収効率が問題であり、現時点では各種加熱方式の優劣はつけ難い。電力供給部の解体の立場からみると、ブランケット構造とアンテナ構造が単純に接合される導波管方式が優れているが、解体頻度をも考慮して、評価されるべきであろう。

結論として、現時点では、プラズマでの高周波電力の吸収・熱化過程が実験的に究明されつつある段階であり、総合電力効率が評価できない。このため、各種加熱方式は、今後も並列して、研究が進められることになる。

第2章 参考文献

- (1) Varian EIMAC Division; Technical Data-1977
- (2) H.R.Jory et al; Proc. 7th Symp. on Engineering Problems of Fusion Research, Knoxville, 1977, 1116
- (3) Horizon House Microwave, Inc; Microwave Engineer's Handbook and Buyer's Guide-1964
- (4) H.E.King; Rectangular Waveguide Theoretical CW Average Power Rating, PGMTT Transactions, 1961
- (5) 石井宗典他; マイクロ波回路, 日刊工業新聞社, 1969
- (6) S.C.Brown; Basic Data on Plasma Physics, Technology Press, MIT (1959)
- (7) TFR Group; 6th Conf. on Plasma Physics and Controlled Nuclear Fusion Research, Berchtesgaden (1976), IAEA-CN-35/G8
- (8) A.Deitz and W.M.Hooke; 6th Symposium on Engineering Problems of

Fusion Research, 1976, 885

- (9) T.Kammash; Fusion Reactor Physics, Ann Arbor Science Publishers Inc., 1976
- (10) H.Etherington editor; Nuclear Engineering Handbook, McGraw-Hill, New York, 1958
- (11) A.A.Bauer and J.L.Bates; BATTELE Columbus Lab., BMI-1930 (1974)
- (12) T.Tsutsumi; Jap. J. Appl. Phys. 9 (1970) 735

2.1 表 実験炉プラズマの特徴的周波数

電子サイクロトロン周波数	168 GHz
D ⁺ サイクロトロン周波数	46 MHz
T ⁺ サイクロトロン周波数	31 MHz
電子プラズマ周波数	90 GHz
低ハイブリッド周波数	1.2 GHz
(10KeV熱電子速度)/(トロイダル周長)	1.4 MHz
(アルファベン速度)/(トロイダル周長)	0.2 MHz

(*)磁場 = 6 T, 密度 = $1 \times 10^{14} \text{ cm}^{-3}$

2.2 表 電子管の発振効率 (1)(2)

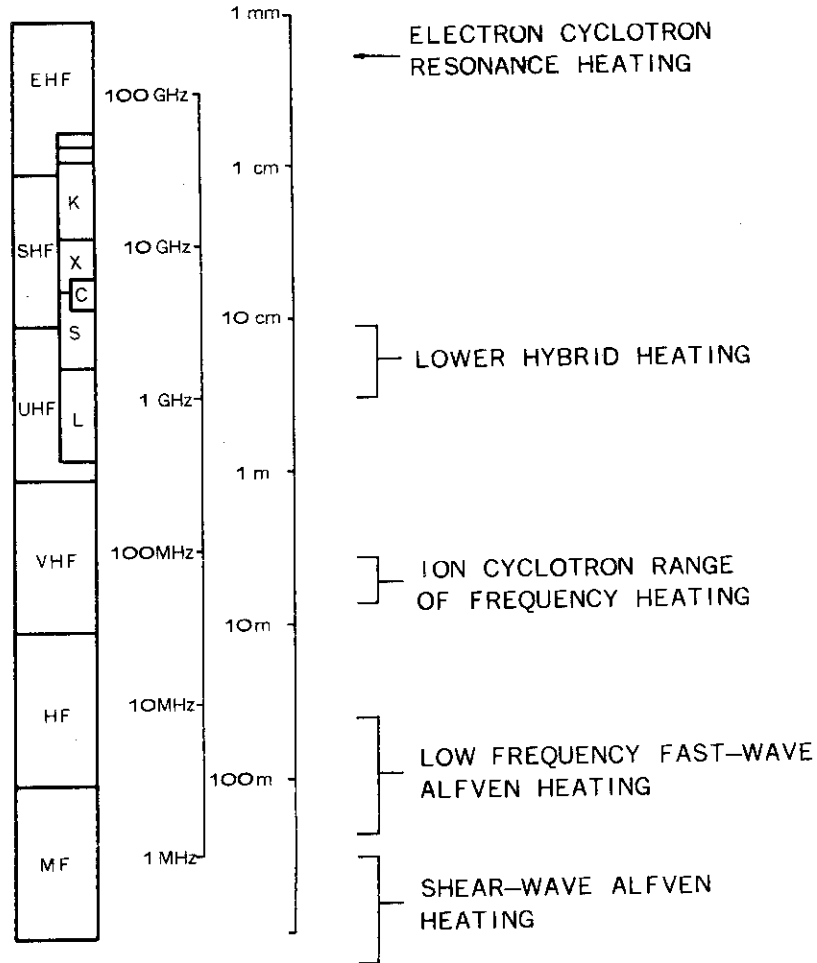
電子管		動作例		
		周波数	動作状態	効率
四極管	EIMAC X-2159	30MHz	C級 陽極損失 0.53 MW 陽極出力 2.158 MW	80.1%
クライストロン	VARIAN X-3075	2.11GHz	電子ビーム 出力 64.5KVX15.2A 500KW バンド幅 1.2%	53%
ジャイロトロン	VARIAN TWO CAVITY GYRO- KLYSTRON	28GHz	電子ビーム 出力 80kvX8 ^A 200KW バンド幅 0.2%	31%

2.3表 中性子照射による電気抵抗率の変化

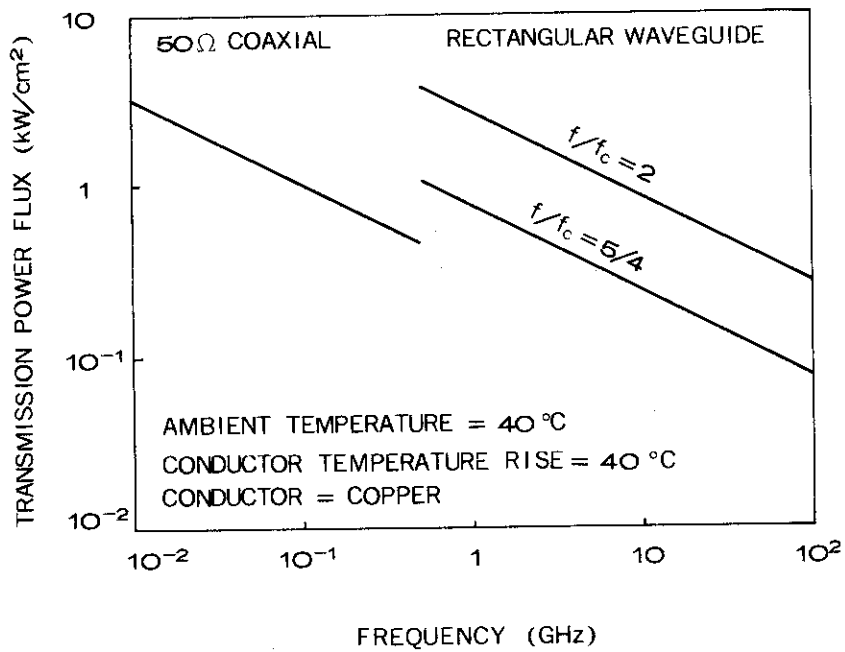
Electrical Resistivity			
Metal	Exposure	Change observed	Remarks
Aluminum, high-purity annealed.....	$2.2 \times 10^{17}/\text{cm}^2$ (36-Mev α particles)	+40%	Exposed at $\sim -100^\circ\text{C}$, measured at $\sim -170^\circ\text{C}$
Aluminum, 2S.....	$4 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	+10%	Exposed at 50°C , measured at -190°C
AlSi alloy (2.3% Si, in solution).....	$4.8 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	+0.7%	Exposed at 50°C , measured at $+20^\circ\text{C}$
AlSi alloy (2.3% Si, in solution).....	$4.8 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	Negligible	Exposed at 50°C
Copper OFHC.....	$2.2 \times 10^{17}/\text{cm}^2$ (36-Mev α particles)	+30%	Exposed at -100°C , measured at -170°C
Copper OFHC.....	$1.5 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	+0.2%	Exposed at 60°C , measured at 20°C
CuSn alloys:			
1% Sn.....	$1.7 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	+0.39%	Exposed at $\sim 50^\circ\text{C}$
5.4% Sn.....	$1.7 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	+0.01%	Exposed at $\sim 50^\circ\text{C}$
CuZn alloys:			
1.35% Zn.....	$1.5 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	+0.3%	Exposed at $\sim 50^\circ\text{C}$
6.3% Zn.....	$1.5 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	-0.65%	Exposed at $\sim 50^\circ\text{C}$
12.6% Zn.....	$1.5 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	-1.8%	Exposed at $\sim 50^\circ\text{C}$
Iron.....	$1.7 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	Negligible	Exposed at $\sim 50^\circ\text{C}$
Iron alloys:			
Type 304 SS.....	$4 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	+5%	Exposed at 280°C , measured at $\sim 20^\circ\text{C}$
Type 347 SS.....	$7 \times 10^{17}/\text{cm}^2$ (18-Mev deuterons)	+4%	Exposed and measured near -150°C
Type 347 SS.....	$25 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	-1%	Exposed at 260°C , measured at 25°C
Type 322W SS.....	$25 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	-7%	Exposed at 260°C , measured at 25°C
Nickel, type A.....	$2 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	Negligible	Exposed at $\sim 50^\circ\text{C}$
Zirconium.....	$2.2 \times 10^{17}/\text{cm}^2$ (36-Mev particles)	+60%	Exposed at $\sim -100^\circ\text{C}$, measured at -170°C
Zirconium.....	$1.4 \times 10^{20}/\text{cm}^2$ thermal neutrons ($\sim 2 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast)	+6%	Exposed at $\sim 30^\circ\text{C}$, measured at 20°C
Zirconium.....	$25 \times 10^{19}/\text{cm}^2$ fast neutrons	Negligible	Exposed at 260°C , measured at 25°C

2.4表 加熱方式の比較

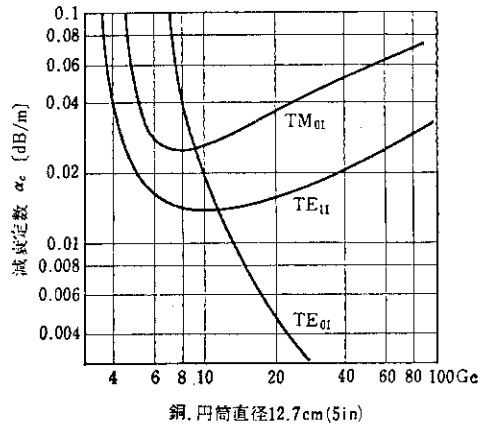
	高周波電力 の生成	伝送損失	プラズマへの 吸収効率	電力供給部 の解体	アンテナの 照射損傷
電子サイクロトロン 周波数帯	↓ 低効率	↓ 高損失		↑ 容易	
低ハイブリット共鳴 周波数帯			?		同等
イオン・サイクロトロン 周波数帯					
アルフベン波	↑ 高効率	↑ 低損失		↓ 困難	



2.1 図 加熱用周波数の領域

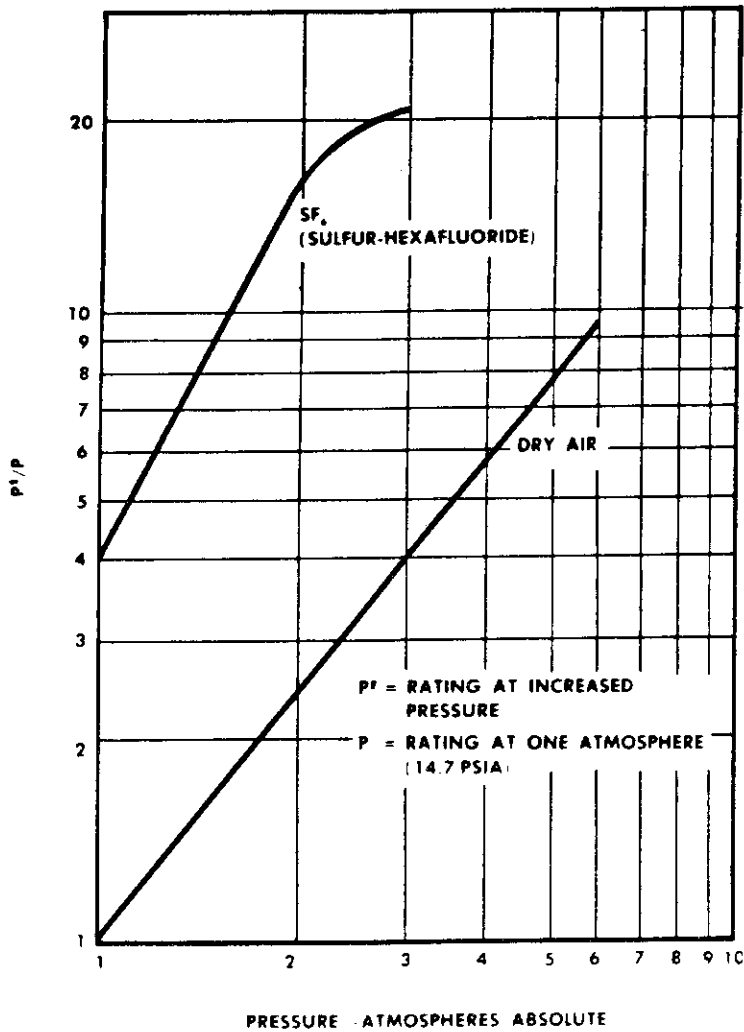


2.2 図 空中、自然対流冷却の場合の線路伝送電力密度上限

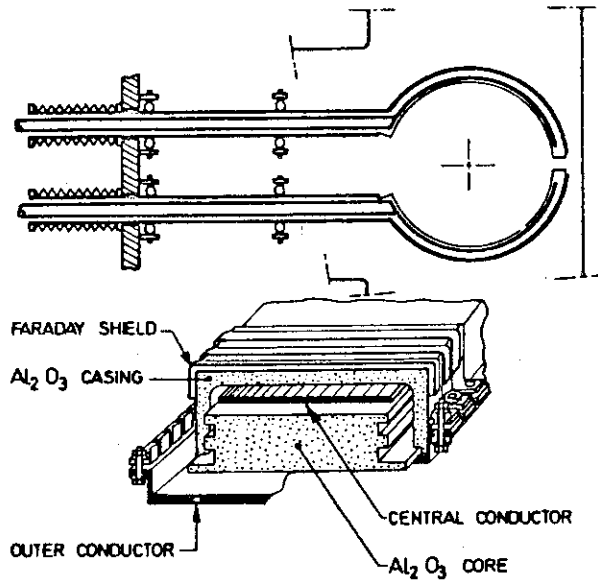


2.3 図 代表的な伝送姿態に対する減衰定数 α_c (5)

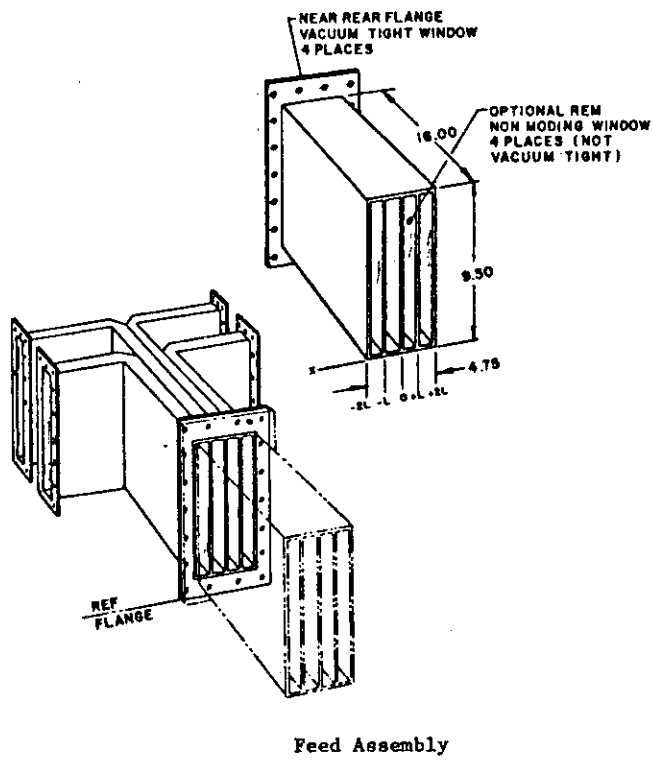
VARIATION OF PEAK POWER RATING WITH ABSOLUTE PRESSURE



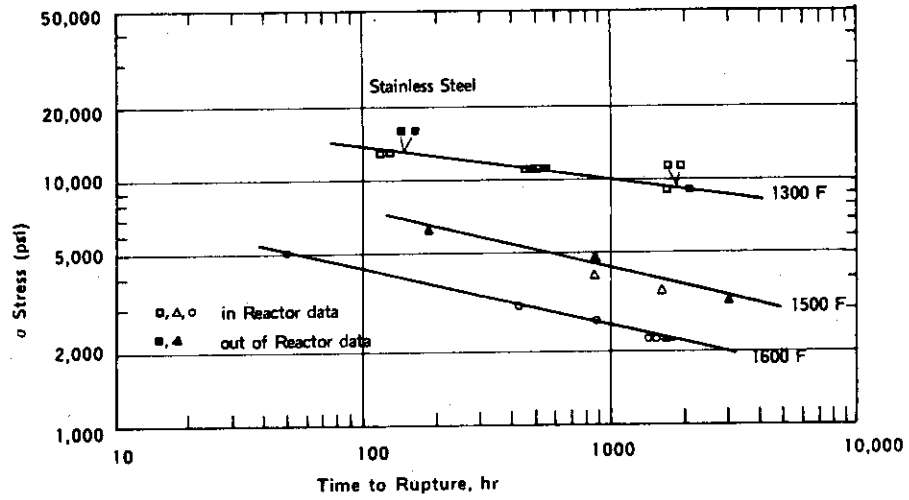
2.4 図 加圧と SF₆ 使用による絶縁の上昇⁽³⁾



2.5 図 TFR で用いられた磁気音波励振用内部コイル⁽⁷⁾



2.6 図 ATC で用いられた低混成共鳴波励振用グリルアンテナ⁽⁸⁾



2.7 ☒ Rupture strength vs time; neutron flux $3 \times 10^{13} (>1 \text{ MeV})$ (Myers, 1969).

3. 高周波電力供給部の設計

3.1 設計の要約

高周波電力供給部の設計は、次の事項を基本方針とした。

- (1) 低混成共鳴周波数帯を用いた加熱方式とする。
- (2) プラズマ中に励起する行磁波は、電子によるランダウ減衰で、プラズマに吸収させる。
- (3) 高周波電力アンテナは、配列導波管形式のグリル・アンテナとする。
- (4) 導波管材料はステンレス鋼とする。
- (5) 高周波電力供給部と実験炉本体との分離を行なう際、実験炉の真空を破壊する。
- (6) 高周波電力供給部内の導波管束は、一年以上の一定期間運転の後、および、事故の発生した時、全体として棄却する全溶接形構造として良い。

第一の方針については、前章に述べたように、各種加熱方式の優劣が現在の時点ではつけがたいため、仕様により、低混成共鳴周波数帯を使用するものである。

第二の方針について。この周波数帯を用いた加熱は、プラズマ中に低混成共鳴層をおき、共鳴層の低密度側で、電磁波のモード変換を行なって、イオン加熱を行う方式と、プラズマ中に上記共鳴層をおかず、電子のランダウ減衰機構を用いて電子加熱を行なう方式の二つ方式がある。低混成共鳴周波数はプラズマの密度の $1/2$ 乗にほぼ比例する。実験炉では、ジュール加熱に引続く起動時にプラズマ密度を変化させる運転の方式をも考慮されているため、共鳴層をプラズマの芯に不断に存在させ続けるには加熱使用周波数を密度の変化に対応させて高めていかなければならない。高周波電力の生成を行なうクライストロン管は、バンド幅を広げると効率が急速に落ちる。従って、密度変化に追従するイオン加熱方式は不適當と思われる。そこで、電子加熱の方式を設計検討する。

第三の方針は、アンテナとして、ループ型アンテナを除外するものであるが、アンテナへの電力伝送を同軸ケーブル構造で行なうことが、伝送損失の観点と、真空シール方式の困難を避ける観点から望ましくないと判断したものである。

第四の方針は、中性子照射に対して、機械的強度の減少が少ないこと、ブランケット構造材料として採用されていることからステンレス鋼を選定したものである。しかし、ステンレス鋼は、電気抵抗率が比較的高いため、本設計では、伝送損失が若干大きい結果となっている。電導体の中性子照射効果について、今後、設計データが蓄積された時点で、ステンレス鋼の採用を再検討することが望まれる。

第五、第六の方針は、組立・解体の手順を簡便にするために採用された。高周波電力供給部と実験炉本体との分離を行なう際、実験炉の真空を破壊しないためには、ゲート型真空弁と、導波管束の差込・引抜き用伸縮構造を追加することが必要となるが、本設計では、作業範囲外とした。また、グリル・アンテナは、多数の導波管が束ねられている構造で、これを単管に解体することは多大な工数を要すると推定されるため、解体を前提としない方針を採ったもので

ある。

これらの方針の下に設計された高周波加熱装置電力供給部の構造と設計諸元を 3.1 図、3.2 図、3.1 表に示す。電力供給部は、外部で組上げられ、自走台車にて実験炉に接近し、接続される。実験炉との接続は、フレキシブルジョイント(3.2 図⑦)で行ない、位置調整の役割を一部分担する。続いて、高周波電力発振から延びている導波管線路との接続、冷却のための二次水配管の接続を行なって組上げる。冷却一次水は、台車内に組立てられている熱交換器、循環ポンプ等から成る閉回路構成冷却装置にて、ジャケット型構造のランチャ導波管ユニットに入り、導波管間隙を走行し、一本に纏められたリターン水路を通して、出口へ至る。電力供給部は、重コンクリートのシールドを施す。設計された電力供給部の総合結合効率は、69%である。

3.2 電気設計

3.2.1 設計の要約

電気設計で得られた諸元を 3.2 表に示す。この諸元を決定する手続きを 3.3 図に示す。使用周波数と導波管の狭面寸法は、プラズマ中への電磁波の伝播と、電子によるランダウ減衰を充分とる要請から決定された。使用周波数は、プラズマの密度の上昇、トロイダル磁場の減少に対して、選定し得る幅が狭くなる傾向にある。導波管の広面寸法は、冷却のための水圧に耐えることから決定された。導波管材料の機械的強度が弱い場合には、導波管寸法を縮小することが必要となり、より多数の導波管を使用せざるを得なくなる。周波数と導波管寸法が決定されると、グリル・アンテナの放射効率と伝送効率が算出でき所要放射電力から導入電力が更に求められた。最後に、この伝送電力が、導波管の放電破壊をまねかないことと、それを満すために真空シール窓を設置する位置を決定した。放電破壊の立場からみると、投入電力密度には余裕があり、プラズマ表面の高周波電界強度が、プラズマを乱さない範囲で、何処まで上昇させ得るか、その実験的研究結果を俟って、投入電力密度を再検討すべきであろう。

3.2.2 周波数と磁場方向波長の選定

加熱を行なうには、アンテナから放射された電磁波を、プラズマの芯に伝播させることが必要である。プラズマ中の電磁波の伝播は、プラズマの温度による効果を見捨てて議論することができる。プラズマは、誘電率に異方性をもつ媒質であり、冷たいプラズマの誘電率テンソル \vec{K} は、

$$\vec{K} = \begin{pmatrix} S & -iD & 0 \\ iD & S & 0 \\ 0 & 0 & P \end{pmatrix}$$

で与えられる。⁽¹⁾ここで

$$S = 1 - \sum_{\alpha} \frac{\omega_p^2 \alpha}{\omega^2 - \omega_{c\alpha}^2}$$

$$P = 1 - \sum_{\alpha} \frac{\omega_{p\alpha}^2}{\omega^2}$$

$$D = \sum_{\alpha} \varepsilon_{\alpha} \frac{\omega_{p\alpha}^2 \omega_{c\alpha}}{\omega(\omega^2 - \omega_{c\alpha}^2)}$$

である。なお、 $\omega_{p\alpha}$ 、 $\omega_{c\alpha}$ は、プラズマを構成する α -種成分のプラズマ周波数とサイクロトロン周波数であり、 ε_{α} は電荷の正負符号である。周波数領域として、 $\omega_{CD} < \omega < \omega_{ce}$ 領域を考察するから、上記の誘電率成分は

$$S \simeq 1 + \frac{\omega_{pe}^2}{\omega_{ce}^2} - \frac{\omega_{pi}^2}{\omega^2}$$

$$P \simeq 1 - \frac{\omega_{pe}^2}{\omega^2}$$

$$D \simeq \frac{\omega_{pe}^2}{\omega \omega_{ce}}$$

と近似できる。P、D成分は、密度に対し単調函数となっているが、S成分は、

$$\omega_0 = \omega_{ce} \times \frac{\omega_{pi}}{\omega_{pe}}$$

を境として、 $\omega > \omega_0$ では、密度の単調増大函数となり、 $\omega < \omega_0$ では密度の単調減少函数となる。このため、電磁波の伝播特性は、 $\omega = \omega_0$ を境に区分される。これを模式的に示すと、3.4図のようになる。即ち、(a)では、遅進波が共鳴密度をもち、(b)では、速進波とも伝播可能な密度上限が存在する伝播特性となる。(a)は、 $\omega < \omega_0$ であつ、 $N_{11}^2 (1 - \omega^2/\omega_0^2) > 1$ を満たす場合である。(b)は、(a)を除く全ての場合である。遅進波の伝播領域の密度下限は、遮断密度と呼ばれ、 $P = 0$ となる密度

$$\omega = \omega_{pe} \quad (n = n_c)$$

で与えられる。(a)の場合の遅進波の共鳴密度 n_{LH} は $S = 0$ となる密度

$$\omega = \omega_{LH} \quad (n = n_{LH})$$

で与えられる。ここで

$$\omega_{LH} \equiv \frac{\omega_{pi}}{\sqrt{1 + (\omega_{pe}/\omega_{ce})^2}}$$

である。また、(b)の場合の、伝播領域の密度上限 n_1 は

$$\frac{\omega_{pi}(n=n_1)}{\omega} = N_{11} \frac{\omega}{\omega_0} - \sqrt{1 + N_{11}^2 \left(\frac{\omega^2}{\omega_0^2} - 1 \right)}$$

で与えられる。⁽²⁾低ハイブリッド共鳴加熱法では、 n_{LH} の共鳴密度が、プラズマ中に存在するよう周波数を選び、プラズマの周辺から伝播してきた電磁波を共鳴点で線型的なモード変換を行なう方法をとる。プラズマ中心の密度に対応する低ハイブリッド共鳴周波数を上まわる周波数の波を用いて、電子ランダウ減衰で加熱をする今回の方式では、(a)に示される伝播特性も、(b)で示される伝播特性でも、どちらでも良い。しかし、(b)の場合には、 n_1 で示す密度がプラズマ中心密度を下まわると、プラズマの芯の加熱は出来ない。プラズマ中心で、実験炉の場合

$$\omega_{pi}/2\pi = 1.37 \text{ GHz}$$

$$\omega_0/2\pi = 2.56 \text{ GHz}$$

となっている。従って、 N_{11} と ω とは、(b)の場合

$$N_{11} \left(\frac{\omega}{\omega_0} \right)^2 - \frac{\omega}{\omega_0} \sqrt{1 + N_{11}^2 \left(\frac{\omega^2}{\omega_0^2} - 1 \right)} > \frac{1.37}{2.56}$$

の条件を満さねばならない。この範囲を、3.5図に示す。3.5図には、併せて、(a)の場合をも示す。図で、②の曲線は上式の範囲を、①の曲線は、伝播特性、(a)(b)の境界線、③は、プラズマ中心の低ハイブリッド周波数

$$\omega_{LH}/2\pi = 1.21 \text{ GHz}$$

と加熱周波数とが等しいことを示す。図で、Aは、(a)の伝播特性で、Bは、(b)の伝播特性で、プラズマの芯に到達し得るパラメータ領域を示す。

波の減衰は、誘電率の虚部から生じる。電子のランダウ減衰を考慮すると、磁場方向の誘電率 K_{11} が

$$K_{11} = P + iK_a$$

となる。⁽¹⁾ここで

$$K_a = 2\pi^{1/2} \left(\frac{\omega_{pe}}{\omega} \right)^2 Z_0^3 e^{-Z_0^2} \text{sign}(k_{11})$$

$$Z_0 = \frac{\omega}{k_{11} v_{Te}} = \frac{c}{v_{Te} N_{11}}$$

である。 v_{Te} は、電子の熱速度である。従って、減衰定数 k_{Li} は、

$$\frac{k_{\perp i}}{k_{\perp}} \simeq \frac{K_a}{2P} \simeq -\pi^{1/2} Z_0^3 e^{-Z^2} \quad \text{for } \omega_{pe}^2 > \omega^2$$

となる。処で、3.5図Aの領域では、

$$k_{\perp} = \frac{\omega N_L}{c} \simeq \frac{\omega_{pe}}{c} \sqrt{N_{11}^2 - 1}$$

で与えられるから、

$$k_{\perp i} \simeq -\pi^{1/2} \frac{\omega_{pe}}{c} \sqrt{N_{11}^2 - 1} \left(\frac{c}{N_{11} v_{Te}} \right)^3 \\ \times \exp \left[- \left(\frac{c}{N_{11} v_{Te}} \right)^2 \right]$$

となる。減衰定数は、密度に対しては、 $1/2$ 乗で増大し、プラズマ温度、屈折率に対してはもっと敏感な変化を示す。そして、周波数は、直接的な関係をもたない。減衰定数の温度、屈折率に対する依存性を3.6図に示す。或る与えられた N_{11} をもつ電磁波は、周辺よりプラズマ中心に向かって伝播すると、或る温度の領域で急速に減衰してしまうことが、3.3図より読みとれる。従って、ジュール加熱に引続き追加熱を行う際、その初期の、比較的低温のプラズマに対しては、 N_{11} を大きくとり、温度が上昇するに伴って、漸次 N_{11} を低下させて行くことが必要となる⁽⁴⁾。その温度と屈折率の対応は、減衰距離とプラズマ半径とを等しくとると、3.7図に示す対応関係となる。 N_{11} の動作範囲は、2~10 keVの温度範囲では、従って、3~1.5となる。即ち、アンテナから放射される電磁波の磁場方向波長 λ_{11} は、使用周波数の真空中の波長を λ_0 とすると、 $\lambda_0/3 \sim 2\lambda_0/3$ の範囲で時間的に変化させられねばならない。3.5図に従うと、この範囲の波を伝播させるには、

$$\omega/\omega_0 \simeq \frac{3}{4}$$

が適当と考えられる。即ち、電磁波のパラメータは、

$$\frac{\omega}{2\pi} = 1.92 \text{ GHz}$$

$$\lambda_0 = 15.6 \text{ cm}$$

$$\lambda_{11}/\lambda_0 = \frac{1}{3} \sim \frac{2}{3}$$

と選定される。

3.2.3 導波管アンテナの放射効率

プラズマへの電力供給部の電磁放射は、その放射機能が実験的にも確認されている所謂グリル・アンテナを採用する。⁽⁵⁾⁽⁶⁾ 電磁波の磁場方向波長は、隣あう導波管での伝送波の位相を調整して変化させることが出来る。このアンテナに課せられた放射電磁波の磁場方向波長 λ_{11} は、自由空間波長 λ_0 に対し

$$\lambda_{11} = \left(\frac{1}{3} \sim \frac{2}{3} \right) \times \lambda_0$$

の範囲である。この要請を満たすための選定として、導波管の外形寸法 b' を

$$b' = \frac{\lambda_0}{6} = 2.6 \text{ cm}$$

にする例を探りあげよう。この場合には、 $\lambda_{11} = \lambda_0 / 3$ とするとき、隣あう導波管の位相差を π ラジアンとし、また、 $\lambda_{11} = 2\lambda_0 / 3$ とするとき、位相差を $\pi / 2$ ラジアンとすることになる。従って、位相差調整範囲は、 $\pi \sim \pi / 2$ ラジアンである。

導波管アンテナの放射効率は、伝送線路の導波管内の電磁波波動インピーダンスと、プラズマ中の電磁波の波動インピーダンスの接続問題として取扱って求めることができる。導波管内寸法を、 a (広辺寸法) \times b (狭辺寸法) とする。導波管内の電力伝送を TE_{10} モードで行なうから、管内の電場は、狭面と平行な向きをもっている。遅進波を励振するためには、この電場を、トロイダル磁場の方向と平行にしなくてはならない。今、磁場方向に z 軸を、導波管より、プラズマに向う方向に x 軸をとることにする(3.8図)。すると、プラズマ中の電場は、

$$\frac{E_y}{iE_x} = \frac{D}{N^2 - S}$$

となっているから、プラズマの周辺領域 ($n_e \lesssim n_c$) では、

$$\frac{E_y}{iE_x} \approx \frac{\omega}{\omega_{ce}(N_{11}^2 - 1)} \ll 1$$

である。即ち、電場は、ほぼ $x-z$ 面にある。そこで、遅進波の励振には、導波管の広面をトロイダル磁場と直交させるよう配列して、導波管内の電場とプラズマ内の電場を接続させるのである。また、グリルアンテナの y 方向の導波管列は、その管内電磁波を同相になるよう励振されて配列されている。そこで、問題を $\partial / \partial y = 0$ として近似して議論することにする。これは、導波管側については、

$$(\lambda_0 / 2a)^2 \ll 1$$

が成立する近似を意味する。また、プラズマの密度勾配については、プラズマ周辺で、線型に

増大するものと仮定する。即ち、密度上昇の特性長を L_n として

$$\frac{dn_e}{dx} = \frac{n_c}{L_n}$$

で与えられるものとする。グリルアンテナの先端部が、リミタの役割をしないために、アンテナ先端とプラズマ境界との間に距離を置かなくてはならない。その距離を x_p とする。以上をまとめると、導波管とプラズマ周辺部は、3.9図に示した三つの領域に区分して考えることができる。領域(I)は導波管の領域で、電力は、 x 軸方向に伝送される。導波管先端を $x=0$ とする。領域(II)は真空層である。領域(III)はプラズマの占める領域を示す。導波管の開口端の電磁場は、プラズマ側からの反射を含めると

$$\frac{E_z}{H_y} = - \frac{1-\gamma}{1+\gamma} \eta_0 \quad (3.2.2)$$

と表現できる。ここで、 γ は電流反射係数で、 η_0 は自由空間の波動インピーダンスで

$$\eta_0 = (\mu_0 / \epsilon_0)^{1/2} = 376.73 \Omega$$

で与えられる。

領域(II)と(III)の電磁場については、(3.2.1)式の屈折率を用いると、 E_z について、

$$\left(\frac{1}{k_0^2} \frac{\partial^2}{\partial x^2} + N_L^2 \right) E_z = 0 \quad (3.2.3)$$

他の成分については

$$E_x = -i \frac{N_{11}}{N_{11}^2 - 1} \frac{1}{k_0} \frac{\partial E_z}{\partial x}$$

$$E_y \approx 0$$

$$H_x \approx 0$$

$$H_y = - \frac{i}{N_{11}^2 - 1} \frac{1}{k_0 \eta_0} \frac{\partial E_z}{\partial x}$$

$$H_z \approx 0$$

で与えられる。ここで、 k_0 は、自由空間の波数である。

領域(II)では

$$N_L^2 = 1 - N_{11}^2$$

であるから

$$E_z \propto \left[e^{-\kappa x} - Y e^{\kappa x} \right] e^{i(k_{11}z - \omega t)} \quad (3.24)$$

で表現できる。即ち、第一項は、減衰する入射波成分で、第二項は、減衰する反射波を示し、 Y は反射係数を意味する。また κ は、

$$\kappa = \sqrt{k_{11}^2 - k_0^2}$$

で与えられる。

領域(III)では、 N_L は空間的に変化する。3.9図に示されたように密度が増大すると仮定するから、

$$\frac{\omega_{pe}^2}{\omega^2} = \frac{x - x_p}{L_n}$$

となり、屈折率は、

$$N_L^2 = \frac{x - x_p - L_n}{L_n} (N_{11}^2 - 1)$$

で与えられる。この屈折率に対する(3.22)式の解は、

$$E_z \propto \xi^{1/3} H_{1/3}^{(j)}(\xi), \quad y = 1 \text{ and } 2$$

をもつ。ここで、 $H^{(1)}$ 、 $H^{(2)}$ は、それぞれ、第一種、第二種のハンケル函数であり、変数は、

$$\xi = \frac{2}{3} \kappa L_n \left(\frac{x - x_p - L_n}{L_n} \right)^{3/2}$$

である。第一種ハンケル函数を含む場合は、反射波を、第二種ハンケル函数を含む場合は入射波を意味している。ところで、前節で示したように、入射波は、プラズマの芯で強い減衰を受けるから、この領域(III)では、反射波を無視することができる。よって、

$$\begin{aligned} E_z &\propto \xi^{1/3} H_{1/3}^{(2)}(\xi) \\ &\propto A_i(-\zeta) + iB_i(-\zeta) \end{aligned} \quad (3.25)$$

と表現できる。ここで、 A_i 、 B_i はエアリ函数で、変数 ζ は

$$\zeta = (\kappa L_n)^{2/3} \frac{x - x_p - L_n}{L_n}$$

である。

電場の連続条件を用いると、(II)と(III)領域の接続は、(3.2.3)式と(3.2.4)式を $x = x_p$ で比較して

$$Y = \frac{1-Z}{1+Z} e^{-2\kappa x_p}$$

$$Z = \frac{A_i(-\zeta_p) + iB_i(-\zeta_p)}{A'_i(-\zeta_p) + iB'_i(-\zeta_p)} (\kappa L_n)^{1/3}$$

となる⁽⁶⁾。ここで、プライムは微分を示し、

$$\zeta_p = \zeta(x = x_p) = -(\kappa L_n)^{2/3}$$

$\kappa L_n \ll 1$ の場合には、Zは

$$Z \simeq e^{-\frac{\pi}{3}i} A$$

$$A \equiv \left(\frac{\kappa L_n}{3}\right)^{1/3} \frac{\Gamma(1/3)}{\Gamma(2/3)}$$

と近似することができる。

領域(II)の、アンテナ開口端で、電磁場は、

$$\frac{E_z}{H_y} = -i \frac{\kappa}{k_0} \frac{1-Y}{1+Y} \eta_0 = -\hat{Z} \eta_0$$

$$\hat{Z} = i \frac{\kappa}{k_0} \frac{Z + \tanh \kappa x_p}{1 + Z \tanh \kappa x_p}$$

と表現できる。上式と、(3.2.2)式を比較すると、導波管側での電流反射係数は、

$$\gamma = \frac{1 - \hat{Z}}{1 + \hat{Z}}$$

で与えられることが判明する。また、電力反射係数Rと、電流反射係数との間には

$$R = |\gamma|^2$$

が成立する。

反射を少なくするには、真空層の厚みを極力少なくすることが望まれる。そこで、 $\kappa x_p \ll 1$ を満すように x_p を選ぶとすると、

$$R \simeq 1 - \frac{2\sqrt{3} \kappa A / k_0}{1 + \sqrt{3} \kappa A / k_0 + (\kappa A / k_0)^2}$$

> 7.2 %

最小反射率は、 $\kappa A / k_0 = 1$ で得られる。反射率の依存性は 3.10 図に示す。 $\lambda_{11} = \lambda_0 / 3$ の場合、最小反射率を示す密度勾配の特性長は

$$L_n = 1.5 \times 10^{-2} \text{ cm}$$

であり、遮断密度

$$n_c = 4.6 \times 10^{10} \text{ cm}^{-3}$$

を考慮すると、導波管の近くで

$$\frac{dn_e}{dx} = \frac{10^{14} \text{ cm}^{-3}}{32.6 \text{ cm}}$$

の密度勾配のとき、最小反射となる。ところで、 A は

$$A \propto L_n^{1/4}$$

であるから、密度勾配に対し、強い依存性をもたない。従って、上記の最小反射の近傍のプラズマを想定することに無理はないと言えよう。

次に、真空層の厚みの、反射係数への影響をみる。プラズマの密度勾配については、最小反射を与える $\kappa A / k_0 = 1$ を仮定すると、真空層の厚みと反射係数は $\lambda_{11} = \lambda_0 / 3$ の場合 3.11 図に示す依存性をもつ。 x_p の小さい領域では

$$R = 7.2 \times (1 + 1.18 \kappa x_p) \%$$

と近似できる。 $x_p = 1 \text{ mm}$ のとき、 $\kappa x_p = 0.114$ であるから、反射率の増加を防ぐには、アンテナ先端とプラズマ境界との間隙を数mm以下にすることが要請される。

反射係数は、プラズマ側の状態が一定であれば、入射パワーに依らず一定に定まる。しかしながら、入射パワーが大きくなるとその高周波電場がプラズマを乱し、反射係数を変化させることがあり得る。最近行なわれた JFT-2 装置の低混成共鳴加熱では、3.12 図に示すように、入射パワーの増大が予想以上の反射係数の低下を導いたことが報告されている。⁽⁷⁾ 図で、入射パワーは、導波管四列のパワーを示す。低パワーの入射 (3 kW) では、理論的予測と実験値とは、良い一致を示しているが、70 kW の入射パワーでは、不一致が著しい。しかも、実験値は、予測された値に比べ、低反射側につれる現象になっていることは注目に価する。こうした、アンテナプラズマ結合系のパワー依存性は今後の課題として究明されよう。上で求めた、アンテナ先端とプラズマ境界の真空層の厚みが、かなり小さくなければならないという要請は、今後、実験研究の進展によって、制約的な要請にならない可能性もある。

結論として、真空層の厚みは、1 mm 程度に収まるよう調整すること、そして、このとき、7 ~ 20 % の反射が予想される。以後の設計値としては、20 % 反射値を用いて検討を進める。

3.2.4 導波管のジュール損失

電力供給部の伝送導波管におけるジュール損失を評価する。矩形導波管の減衰定数は、

$$\alpha_c = \frac{1}{b} \times \left(\frac{\omega \epsilon_0 \eta_c}{2} \right)^{1/2} \frac{1 + \frac{2b}{a} \left(\frac{\lambda_0}{2a} \right)^2}{\sqrt{1 - \left(\frac{\lambda_0}{2a} \right)^2}}$$

で与えられる⁽⁸⁾。ここで、 ϵ_0 は真空の誘電率、 η_c は、導波管材料の電気抵抗率、 a 、 b は導波管寸法である。導波管中の波の減衰を支配する主要なパラメータは、導波管の狭面幅寸法と材料の電気抵抗率である。導波管の狭面寸法は放射電磁波の磁場方向波長の制約条件から、既ら選定された。この寸法を用いると、100%導電率の銅材を用いた導波管の場合には、

$$\alpha_c = 1.98 \times 10^{-2} \text{ dB/m}$$

となる。ステンレス鋼に対する減衰は、

$$\alpha_c = 0.13 \text{ dB/m}$$

となる。アンテナ先端部の銅コーティングは、スパッタ等で急速に消失するため、先端から、2.5 mの領域は、むきだしのステンレスとする。電力供給部内の異形導波管全長は、約1.2 mで、このうち9.5 mは、銅コーティングがなされている。従って、減衰は0.513 dBとなる。即ち、伝送効率は、88%、ジュール損失は12%となる。

導波管アンテナの電磁放射効率は、3.2.3節で述べたように、80%が期待できるから、電力供給部への導入電力に対しアンテナから放射される電力は、 $0.88 \times 0.8 = 0.7$ の比率となる。ポート当りの放射電力は8 MW要請されるから、電力供給部の導入電力は、単位導波管当り9.5 kW、ポート当り9.5 kW/WG \times 120 WG = 1.14 MWとする。電力の流れを図示すると3.1.3図のようになる。導波管壁の電磁波ジュール全損失は、1.36 MWであり、電力導入部近傍の損失密度は0.50 W/cm²、放射部での損失密度は0.45 W/cm²である。また、導波管には、中性子による直接生じる内部発熱および中性子の反応により生成するガンマ線の吸収・散乱による発熱の、中性子起因性の熱が発生する。この発熱は、導波管アンテナ先端で2 W/cm³⁽⁹⁾に達する。内部発熱を、プラズマからの距離の自乗に反比例すると仮定すると、導波管は、プラズマから、1.5 m、13.5 mの間に入り、ポート当りの内部断面積が67.2 cm²であるから、内部総発熱は、

$$2 \text{ W/cc} \times 67.2 \text{ cm}^2 \times 1.5 \text{ m} \times \left(1 - \frac{1.5 \text{ m}}{13.5 \text{ m}} \right) \\ = 0.18 \text{ MW}$$

となる。また、プラズマの照射熱は、

$$1.5 \text{ W/cm}^2 \times 60 \text{ cm} \times 90 \text{ cm} = 8.1 \text{ kW}$$

であり、電磁波による管壁のジュール損失に比べ無視できる。

高周波電力管と、プラズマへの電力供給部との間の伝送は、標準導波管を用いる。1.92 GHzを含む標準導波管は、WR-510とWR-430の二つあるが、伝送損失を少なくするため、WR-510を採用する。100%導電率の導波管を用いると、この伝送線路の損失は

$$\alpha_c = 6.95 \times 10^{-3} \text{ dB/m}$$

である。電力管と、プラズマへの電力供給部の距離を、仮に100mとすると、伝送損失は、15%になる。従って、この距離を出来るだけ小さくなるよう、建家配置を考慮することが望まれる。

3.2.5 導波管の絶縁強度

導波管の絶縁破壊を導く過程には、次の四つがある。

- (1) 磁場と平行な高周波電場による気体放電
- (2) 磁場と垂直な高周波電場による電子サイクロトロン共鳴気体放電
- (3) 導波管金属面からの二次電子放出によるマルチパクタ放電
- (4) セラミック面からの二次電子放出によるマルチパクタ放電

これらの各過程を検討する。

導波管内の気体は、水素の同位体であり、電子-水素衝突は、分極効果で決定される。そこで、電子-水素衝突の断面積として、軽水素のそれを用いることにする。電子-水素の衝突レイトは、電子エネルギーが2 eV以上の領域で、エネルギーに殆んどよらず

$$\langle \sigma v \rangle_{e-H_2} \approx 1.68 \times 10^{-7} \text{ cm}^3/\text{sec}$$

で与えられる⁽¹⁰⁾。使用周波数と電子-水素衝突周波数が等しい圧力は、

$$P_c = 203 \text{ Torr}$$

である。この圧力を境として、高圧力側の放電破壊電界強度 E_b は、圧力に比例して増大し、逆に低圧力側では、 E_b は圧力に逆比例して低下する。3.1.4図に、圧力と破壊電場の実験例を示す⁽¹¹⁾。図で、 L は、金属容器の短辺長を示す。

低圧力側の破壊電界は、一般に

$$E_b = \alpha \frac{\pi U_i}{eL} \left[1 + \left(\frac{\omega}{\nu_c} \right)^2 \right]^{1/2}$$

に漸近する⁽¹⁰⁾。ここで、 U_i は気体のイオン化ポテンシャルを、 α は、補正係数で、水素に対し

$$\alpha = 2.8$$

である。

次に、導波管内圧力が極めて低い場合には、気体の電離によらない絶縁破壊が問題となる。それは、金属面からの二次電子放出によって電子が増殖するマルチパクタ放電である。この放電を避けるには、二次電子放出率が1より低い材料であるチタン等を用いれば良いが、こうした材料は、実験炉の場合使用できない。二次電子放出率が1より大きい材料の場合、破壊の生じる範囲を3.1.5図に示す。図は、電極間隙が3cmの場合である。図のC点は、電極間隙 L (cm)に対し、

$$f_c = \frac{79}{L} \text{ MHz}$$

の依存性をもつ。即ち、 $f < f_c$ では、この過程による破壊は存在しない。図の a - b の部分
は

$$E_b = \alpha \frac{m\omega^2}{e} L$$

α は補正係数で、 L を cm 、 f を GHz 単位で表わすと

$$E_b = 4.2 f^2 L \quad kV/cm$$

で与えられる。⁽¹³⁾ $L = 2 cm$ の場合の、①と③の過程による破壊電場を 3.16 図に示す。約 5×10^{-3} Torr を境にして高圧力側では、①の過程によって圧力に逆比例して破壊電場は減少し、低圧力側は、圧力に依らない③の過程に支配され $3.1 kV/cm$ の破壊電場となる。

高周波電場が磁場と直交する場合、使用周波数と、電子のサイクロトロン周波数とが等しい時、電子は場から共鳴的に加速され、著しい電子増殖を示す。磁場が存在するときには、実効電場 E_{eff} を

$$\left(\frac{E_{eff}}{E} \right)^2 = \frac{(\nu_c^2 + \omega^2)(\nu_c^2 + \omega_{ce}^2)}{\nu_c^2 (\nu_c^2 + \omega_m^2)}$$

$$\omega_m^2 = \frac{\nu_c^2 (\omega^2 + \omega_{ce}^2) + (\omega^2 - \omega_{ce}^2)^2}{\nu_c^2 + \omega^2 + \omega_{ce}^2}$$

として、過程①について述べた磁場なし放電と同一に議論することができる。⁽¹⁰⁾ $\omega = \omega_{ce} \gg \nu_c$ の場合

$$E_{eff}/E \approx \frac{(\omega/\nu_c)^2}{\sqrt{2}}$$

となるため、実効的に非常に大きな電場がかかることになる。3.17 図に、破壊電圧の例を示す。⁽¹⁰⁾ 図で、 $\mu = 10^{-3}$ Torr を意味する。また、周波数は 3 GHz である。

実線は、理論値を示す。こうした共鳴現象を避けるには、導波管の真空領域を、共鳴磁場領域にならないよう配置することが最適と言える。使用周波数 1.92 GHz に対する共鳴磁場は、0.68 kG である。そこで導波管の大気圧側と真空側の境界となるセラミック窓をトロイダル・コイル内に設置する方針を選定する。

セラミックの二次電子放出率は一般に 1 を越える。また、セラミックは導電性をもたないため、電子の放出により、帯電する。この帯電により、振動電場からエネルギーを得た電子を引込み増殖し続ける過程が存在する。この方面の研究は、例が少なく、一つの実験例として、二酸化チタン・セラミックの面に沿って 3 GHz の高周波電場をかけた場合、 $\sim 10 kV/cm$ をこえると放電の発生が見られることが報告されている。⁽¹⁴⁾

以上四つの過程の放電破壊は、実験炉加熱装置の場合、(4) のセラミック面のマルチパクタが最も厳しい制約を課することになる可能性がある。

導波管中の電場は、伝送波と反射波とからなる。反射がある場合、総合電場の最大値は、伝送波の $(1 + \sqrt{R})$ 倍となる。セラミック窓は、導波管先端より、約 4 m 位置に設置される。この位置での伝送波電力は、先端のその 0.5 2 dB 増しになっているから、1 本当りの伝送電力は、

$$P_{tr} = 9.5 \text{ kW}$$

である。一方、導波管中のピーク電場 E_p は

$$P_{tr} = \frac{|E_p|^2}{4\eta_0} ab \sqrt{1 - \left(\frac{\lambda_0}{2a}\right)^2}$$

で与えられるから、伝送波電場は、セラミック位置で

$$E_p \approx 2.8 \text{ kV/cm}$$

となっている。反射率は 20% であるから、総合電場は

$$2.8 \times (1 + \sqrt{0.2}) = 4.05 \text{ kV/cm}$$

である。この電場は、これまでの検討から、安全電界であることが結論づけられる。

3.2.6 真空シール窓の構成

導波管の高周波電力生成側は、大気圧状態にあり、一方、負荷のプラズマ側は、真空状態にある。この仕切りとして、真空シール用セラミック窓が設置される。このセラミック窓には、この誘電損失によって熱が発生する。導波管内のセラミックによる伝送の減衰定数は、比誘電率を ϵ_r^1 、損失係数を ϵ_r^{11} とすると、

$$\alpha_d = \frac{\pi}{\lambda_0} \frac{\epsilon_r^{11}}{\sqrt{\epsilon_r^1 - (\lambda_0/2a)^2}}$$

で与えられる⁽⁸⁾。従って、単位体積当りの発熱は、導波管の伝送電力を P_{tr} とすると

$$2 P_{tr} \alpha_d / ab$$

となる。この熱を、セラミックの熱伝導により、導波管壁へ放出する伝導冷却方式では、セラミックの中央部の温度が最も高い。導波管壁とセラミック中央部の温度差 ΔT は、導波管の狭面幅に支配され、

$$\Delta T = \frac{1}{4} \cdot \frac{P_{tr} \alpha_d}{\kappa} \cdot \frac{b}{a}$$

となる。ここで、 κ は、セラミックの熱伝導度である。

一般に、セラミックの誘電率は

$\epsilon_r^I = 5 \sim 15$
 の範囲にある。⁽¹⁵⁾ また、損失係数は、JAN規格による等級L-6相当品

$$\epsilon_r^{II} < \frac{4}{1000}$$

をGHz周波数で得ることは容易である。セラミックの熱伝導度は、温度の上昇と共に、減少するが、室温から、200°Cの範囲では、高い熱伝導度をもつベリリア等を除き

$$\kappa = 0.2 \sim 0.4 \text{ W/cm} \cdot \text{deg}$$

の範囲にある。そこで、 $\epsilon_r^I = 10$ 、 $\epsilon_r^{II} = 4 \times 10^{-3}$ 、 $\kappa = 0.3 \text{ W/cm} \cdot \text{deg}$ の物性値を仮定すると、 $P_{tr} \approx 95 \text{ kW}$ 、 $a = 1.2 \text{ cm}$ 、 $b = 2 \text{ cm}$ であるから

$$\Delta T = 3.4 \text{ deg}$$

となる。これから判断すると、真空シール窓の温度上昇は問題となることはないと推定される。

セラミック窓には、片側1気圧の力が作用している。長方形の周辺固定、等分布荷重の場合最大曲げ応力は

$$\sigma = \frac{1}{2} \left(\frac{b}{t} \right)^2 P$$

と与えられる。⁽¹⁶⁾ここで、 t はセラミックの板厚である。セラミックの引張強度は、一般に10~20 kgw/mm²の範囲にあり、 $t = 5 \text{ mm}$ 、 $b = 2 \text{ cm}$ の場合、十分な強度があると言えよう。

真空シール窓の最も重要な問題は、中性子照射による引張強度・熱伝導度・誘電損失係数の劣化である。しかしながら、これらに関し、設計基礎に採用できるデータは、必ずしも充分でない。誘電損失が小さい高周波用セラミックには、アルミナ、ベリリア、マグネシア、イットリア等のセラミックが一般に用いられている。⁽¹⁵⁾中性子が照射されたセラミックには、格子欠陥の発生、クラックの形成、ガス・バブルの形成などの損傷現象が現われる。上の四種類のセラミックの中性子照射による体積増加現象を3.18図に示す。⁽¹⁷⁾図は、ベリリアの照射効果が著しいことを示している。ベリリアの機械的強度は、体積増加現象に示されたと同様な、著しい照射劣化現象がみられる。3.19図に、ベリリアの破断強度特性を示す。⁽¹⁷⁾図から、ベリリアは、 $3 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$ 以上のドーズでは、使用に耐えないことが判明する。実験炉では、 $3.2 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2 / \text{year}$ のドーズ・レートであるから、ベリリアはセラミック窓として不適当だと言えよう。3.12図は、また、イットリアが中性子照射に対し、最も高い耐力をもっていることを窺わせる。しかしながら、誘電損失の中性子照射データなどの報告事例はみあたらず、イットリアが最適かどうかは不明である。材料の選定は、今後のデータ蓄積に委ねるべきであろう。

3.3 機械設計

3.3.1 冷却設計

(1) 概要

高周波電力供給部は、真空中に配置されるため、導波管のジュール損失、中性子による内部発熱、プラズマからの照射熱を冷却媒体を用いて外部に取去る必要がある。

(2) 冷却方式の検討

(a) 発熱条件

導波管中の電磁波ジュール損失	1.36 MW
(熱流束分布 0.50 ~ 0.45 W/cm ²)	
中性子による内部発熱	0.18 MW
プラズマからの照射熱	0.081 MW
合計	1.62 MW

(b) 冷却媒体

冷却媒体としては、気体または液体が考えられるが、発熱が5.16 MWと大きいので除熱能力の高い液体、すなわち純水を採用した。純水の必要性については更に検討を要するが、冷却パスが狭い隙間で構成されており、水アカ等による汚れを考えた場合、冷却不能になる恐れがあるため、本設計では純水を採用した。

(c) 導波管部冷却パスの検討

導波管部の冷却パスとしては、3.20図(第1案)、3.21図(第2案)に示す様な案が考えられる。すなわち第1案に示す導波管単体毎の冷却と第2案に示す1体冷却の2方式がある。

導波管単体方式は導波管の構成が複雑でかつ、吸排水ラインが複雑になる欠点があり、1体冷却方式を採用した。

冷却パスは、3.21図に示す様に導波管を冷却ダクトで包含し、冷却ダクト内を貫流した水は先端部で冷却ダクト上部の排水ダクトに逆流し、排水ダクト、排水管を通して外部の冷却系に接続される。

(d) 冷却系の検討

高周波電力供給部の冷却系統を3.22図に示す。

冷却装置は貯水槽、循環ポンプ、熱交換器等で構成され、駆動装置の台車部に設置する。純水精製装置は外部に設置するものとし、純水系は閉ループとした。

(e) 冷却計算

- (i) 発熱量 1.7 MW
(ii) 一次側冷却水温度 58℃ → 45℃, $\Delta t_1 = 13$ deg
(iii) 二次側冷却水温度 35℃ → 43℃, $\Delta t_2 = 8$ deg
(iv) 一次側冷却水量

$$Q_{w1} = \frac{860L}{\gamma \cdot C_p \cdot \Delta t_1}$$

$$= \frac{860 \times 1700}{988.1 \times 1 \times 13} = 112 \text{ m}^3/\text{h}$$

Q_{w1}, Q_{w2} : 水量 m³/h

γ : 比重 kg/m³

C_p : 比熱 Kcal/kg·°C

Δt_1 : 一次側冷却水温度差 °C

Δt_2 : 二次側冷却水温度差 °C

(V) 二次側冷却水量

$$Q_{w2} = \frac{860 \cdot L}{r \cdot C_p \cdot \Delta t_2}$$

$$= \frac{860 \times 1700}{988.1 \times 1 \times 8} = 185 \text{ m}^3/\text{h}$$

(VI) 平均温度差

$$v_w = \frac{112}{7.8 \times 10^{-2} \times 3600} = 0.4 \text{ m/s}$$

$$d_e = 2\delta = 4 \times 10^{-3} \text{ m}$$

$$Re = \frac{v_w \cdot d_e}{\nu} = 2395.2$$

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} \cdot Pr^{0.4}$$

$$= 20.9$$

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda_w}{d_e} = 2936.45$$

Kcal/m²·h·°C

$$K = \frac{1}{\frac{1}{\alpha} + \frac{\ell}{\lambda_s}}$$

$$= \frac{1}{\frac{1}{2936.5} + \frac{2 \times 10^{-3}}{14}}$$

$$= 2068.7 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{°C}$$

$$\Delta t_m = \frac{860L}{K \cdot F}$$

$$= \frac{860 \times 1700}{2068.7 \times 414.7}$$

$$= 1.7 \text{ °C}$$

L : 全発熱量 kW

 v_w : 水速 m/s d_e : 相当直径 mm

Re : レイノルズ数

 ν : 動粘性係数

Pr : プラントル数 3.02

Nu : ヌッセルト数

 λ_w : 水の熱伝導率 α : 管外熱伝達率

K : 熱通過率

 ℓ : 導波管板厚 2 mm λ_s : 導波管熱伝導率F : 伝熱面積 414.7 m² Δt_m : 平均温度差

したがって導波管内壁面温度は60℃以下にすることができる。

vi) 導波管ユニット内圧力損失

$$\Delta P = \Delta P_1 + \Delta P_2 + \Delta P_3 + \Delta P_4 + \Delta P_5 + \Delta P_6$$

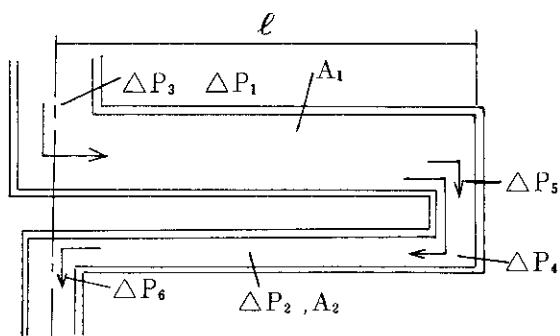
$$= \lambda_1 \frac{\ell}{d_1} \cdot \frac{r \cdot v_1^2}{2g} + \lambda_2 \cdot \frac{\ell}{d_2} \cdot \frac{r \cdot v_2^2}{2g} + \xi_1 \cdot \frac{r \cdot v_1^2}{2g} + \xi_2 \cdot \frac{r \cdot v_2^2}{2g} + \xi_3 \cdot \frac{r \cdot v_2^2}{2g} + \xi_4 \cdot \frac{r \cdot v_2^2}{2g}$$

$$= 1200 \text{ kg/m}^2$$

$$L_w = \frac{Q_w \times \Delta P}{102 \times 3600} = \frac{112 \times 1200}{102 \times 3600}$$

$$= 0.36 \text{ KW}$$

故に全発熱量に比し無視できる。



ΔP₁ : 導波管ユニット部摩擦損失

ΔP₂ : 排水ダクト部摩擦損失

ΔP₃ : 曲り損失

ΔP₄ : 曲り損失

ΔP₅ : 細まり部損失

ΔP₆ : 曲り損失

$$v_1 = 0.4 \text{ m/s}$$

$$v_2 = 1.13 \text{ m/s}$$

$$d_1 = 4 \times 10^{-3} \text{ m}$$

$$d_2 = 9.1 \times 10^{-2} \text{ m}$$

$$\lambda_1 = \lambda_2 = 0.03$$

$$\xi_1 = 1.13$$

$$\xi_2 = 2.26$$

$$\xi_3 = 0.32$$

$$\xi_4 = 1.13$$

$$\ell = 1.2 \text{ m}$$

設計諸元を3.3表にまとめる。

3.3.2 構造設計

(1) 全体構造

高周波電力供給部の全体構造を3.1図, 3.2図に示す。

本供給部は導波管120本を20列6段に配列した導波管ユニット, 導波管ユニットを取付けたサポート, 駆動装置および冷却装置を装備した台車, 中性子遮蔽をするシールド等で構成されている。

導波管は冷却ダクト中に収納されており, 導波管の発熱は水冷却で除去される。

主要目

導波管本数 120本(6段20列)

導波管内側寸法	120 × 20
導波管板厚	2 mm
冷却方式	強制水冷却
寸法	約 L 13.7 m × W 8.2 m × H 12.3 m
重量	約 200 ton

(2) 導波管ユニット

導波管は内側寸法 120 mm × 20 mm, 板厚 2 mm の SUS 316 製の矩形管で, 引抜管を溶接して所定形状にしたものである。

導波管ユニットは導波管 120 本で構成されており, スタッドおよびスペーサーを用いて 6 段 20 列に配列され, 冷却ダクト内に密閉される。冷却水は導波管-導波管, 導波管-冷却ダクトの間隙を貫流し, 先端部で逆流して排水ダクトから排水される。

導波管ユニットを収納した冷却ダクトは, シールドに固定されたサポートに取付けられている。

(a) 導波管強度計算

$$\begin{aligned} \sigma &= \frac{P \ell^2}{2 t^2} \\ &= \frac{1.2 \times 10^{-2} \times 120^2}{2 \times 2^2} \\ &= 21.6 \text{ kg/mm}^2 < 1.55 \text{ m} = 26 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

$$\delta = \frac{12 \cdot P \ell^4}{384 E t^3} = 0.49 \text{ mm}$$

σ : 曲げ応力

P : 外圧 = 1.2 kg/cm²

ℓ : 導波管長辺 = 120 mm

S_m : 許容応力

$$\frac{2}{3} \sigma_y = 17.3 \text{ kg/mm}^2$$

t : 板厚 = 2 mm

E : ヤング率 kg/mm²

(b) 導波管ユニット先端部の変位量

導波管, 冷却ダクトおよびサポートの先端部の変位が等しいと仮定して計算する。

$$\begin{aligned} \delta &= \frac{(w_1 + w_2 + w_3) \ell^3}{g E (I_1 + I_2 + I_3)} \\ &= 8.6 \text{ mm} \end{aligned}$$

w₁ : 導波管全重量 4900 kg

w₂ : 冷却ダクト " 2040 kg

w₃ : サポート " 4140 kg

I₁ : 導波管全断面二次モーメント

$$1.1 \times 10^8 \text{ mm}^4$$

I₂ : 冷却ダクト "

$$3.2 \times 10^9 \text{ mm}^4$$

I₃ : サポート "

$$2.56 \times 10^9 \text{ mm}^4$$

δ : 先端部変位 mm

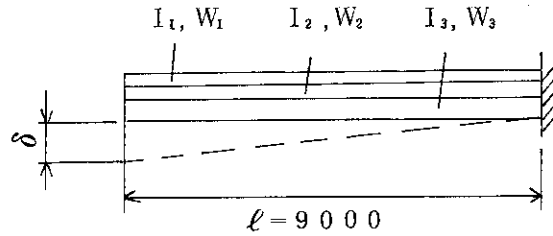
σ : 各部材曲げ応力 kg/mm²

H : 各部材高さ mm

$$\sigma_1 = \frac{4E}{\ell^2} \cdot \delta \cdot \frac{H_1}{2} = 1.02 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sigma_2 = \frac{4E}{\ell^2} \cdot \delta \cdot \frac{H_2}{2} = 7.2 \text{ kg/mm}^2$$

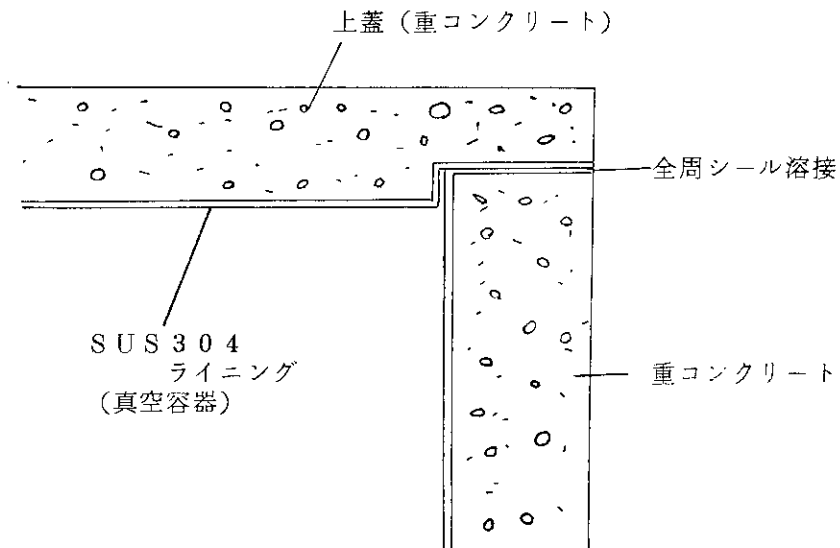
$$\sigma_3 = \frac{4E}{\ell^2} \cdot \delta \cdot \frac{H_3}{2} = 4.1 \text{ kg/mm}^2$$



先端部が固定部から約9 mとすると変位は8.6 mmとなる。変位分をライナーで取付時に修正することにより2 mm位の精度で調整できると判断される。また曲げ応力も許容応力内である。

(3) シールドおよび真空シール

供給部のシールド構造は、3.2.3図に示す様に上蓋方式とし、内張りライナーをシール溶接する。導波管のシールド貫通部も、部材を介してシール溶接を行う。



3.2.3図 シールドおよび真空シール方法

上蓋に設けたマンホールおよびフレキシブルジョイントの接合部等、分解頻度の高い部分は、メタルガスケット等を用いるものとする。

(4) 台車、その他

台車は導波管ユニット、シールドおよび冷却装置等を積載し、床上に据付けられたレール上を自走できるようにした。また導波管位置の調整は台車の走行で行うものとし、接合部にはフレキシブルジョイントを用いた。

据付に際しては外部で台車上に電力供給部を組立て、所定の位置まで走行してフレキシブルジョイントを接続して台車を固定し、冷却水配管および導波管等を接続して完了する。

冷却装置は3.3項で記述したように貯水槽、循環ポンプおよび熱交換器等からなる純水冷却

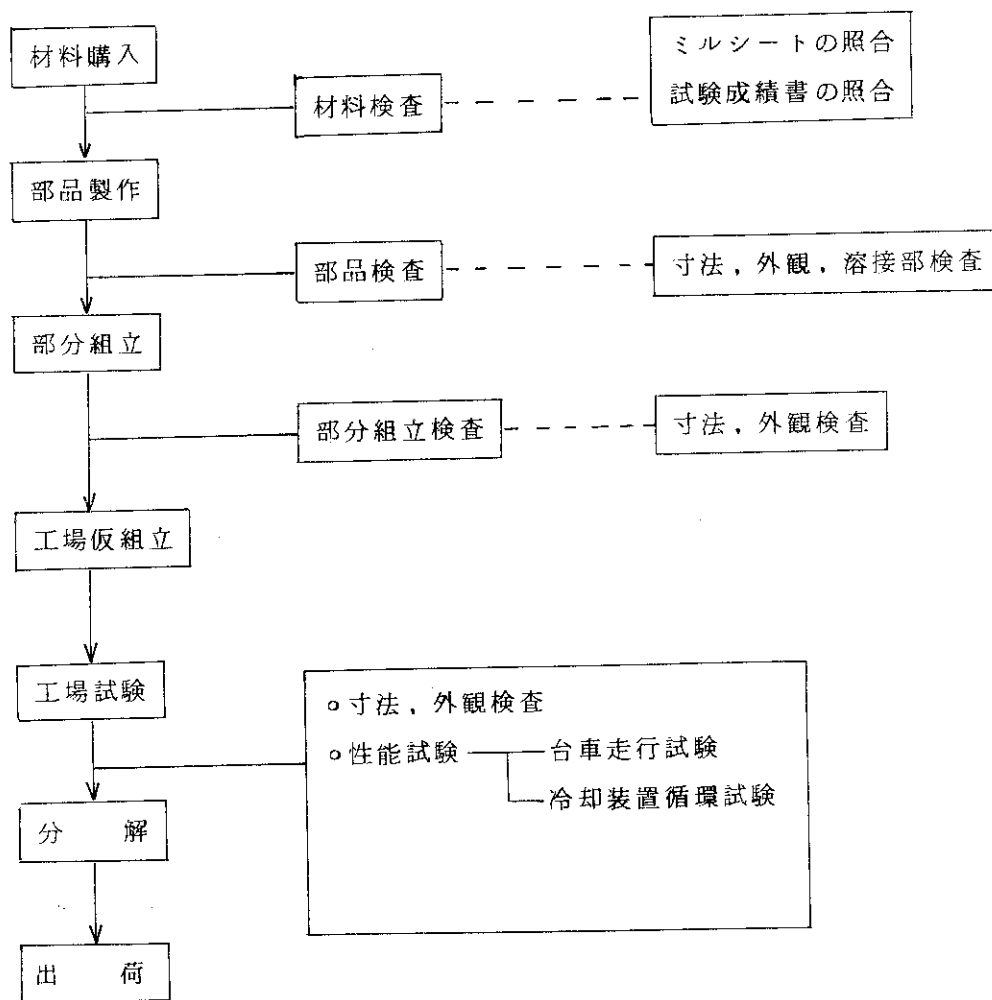
装置で外部の純水精製系から純水供給を受ける。

(5) 製作

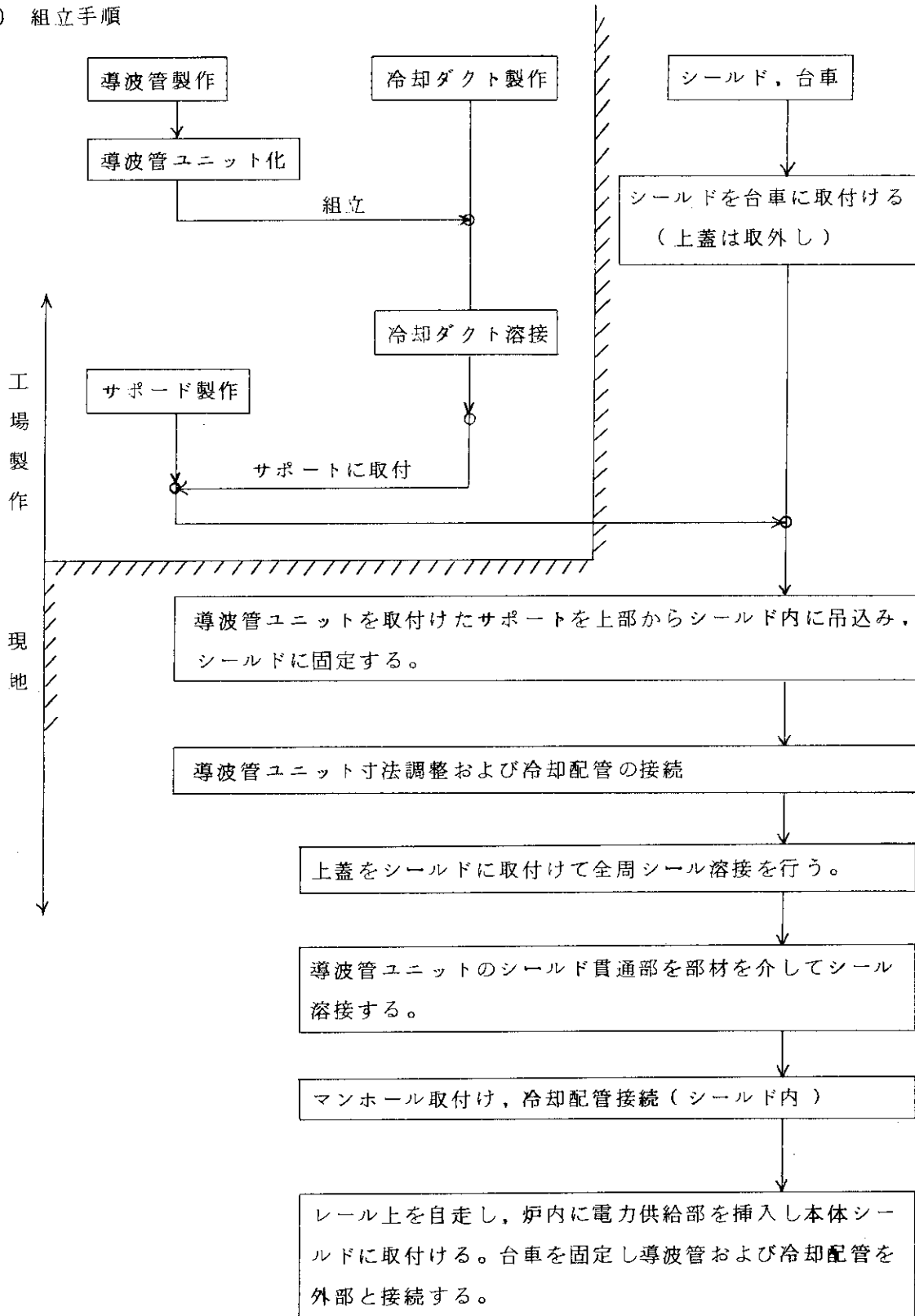
導波管ユニット、冷却ダクトおよびサポートは工場にて部品製作、組立を行い一体化した状態で現地に搬入する。

台車については冷却装置、台車駆動部、シールド支持トラス等を分解した状態で現地に搬入して組立てを行う。なお支持トラスは部材を現地で組立てる構造とする。

シールドは重量物であり現地施行が望ましいが、この場合はライニング槽を工場製作し、重コンクリートの充填を現地で行う方法である。その他の方法としては、シールド部を必要最少限にブロック化して工場製作し、現地で組立ててシールド溶接を行い、一体化する方法も考えられる。製作から現地搬入までのプロセスを下記に示す。



(6) 組立手順



(7) 問題点

- ① 導波管は、基本的には矩形引抜管を用いるが、長尺物であるため、溶接等が必要とされ、溶接方法、内面研磨方法などの製作方法の検討が必要である。
- ② 冷却水路構成において、導波管ユニット先端部および、外部引出部のシール溶接方法については、試作試験を経る必要がある。
- ③ 導波管は、120本も使用される。この導波管の大気側引出部のフランジ構造について、作業性の点を、試作試験で確認する必要がある。
- ④ シールド部構造は、重量物であることから、ブロック化などを含めた製作・組立方法を検討する必要がある。

第3章 参考文献

- (1) T.H.Stix ; The Theory of Plasma Waves, McGraw-Hill, New York (1962)
- (2) R.L.Berger et al ; PPPL-1367 (1977)
- (3) V.E.Golant ; Soviet Phys.-Tech.Phys. 16 (1972) 1980
- (4) J.J.Schuss ; Phys. of Fluids 18 (1975) 1178
- (5) P.Lallia ; Proc. 2nd Topical Conf on RF Plasma Heating, Lubbock (Texas), 1974, paper C3
- (6) M.Brambilla ; Nuclear Fusion 16 (1976) 47
- (7) 永島 孝 ; 私信
- (8) 石井宗典他 ; マイクロ波回路, 日刊工業新聞社 (1969)
- (9) 日本原子力研究所核融合研究部炉設計研究室 ; JAERI-M 7262 (1977)
- (10) S.C.Brown ; Basic Data on Plasma Phys., Technology Press, MIT (1959)
- (11) A.D.MacDonald ; Microwave Breakdown in Gases, John Wiley & Sons, New York (1966)
- (12) R.Woo ; J.Appl.Phys. 39 (1968) 1528
- (13) K.Ohkubo and K.Matsuura ; IPPJ-T-27 (1977)
- (14) G.B.Walker and E.L.Lewis ; Nature 181 (1958) 38
- (15) 電気絶縁材料便覧編集委員会編 ; 電気絶縁材料便覧, 日刊工業新聞社 (1965)
- (16) 日本機械学会編修 ; 機械工学便覧, 日本機械学会 (1968)
- (17) A.A.Bauer and J.L.Bates ; BATTELE Columbus Lab, BMI-1930 (1974)

3.1表 高周波加熱装置電力供給部諸元

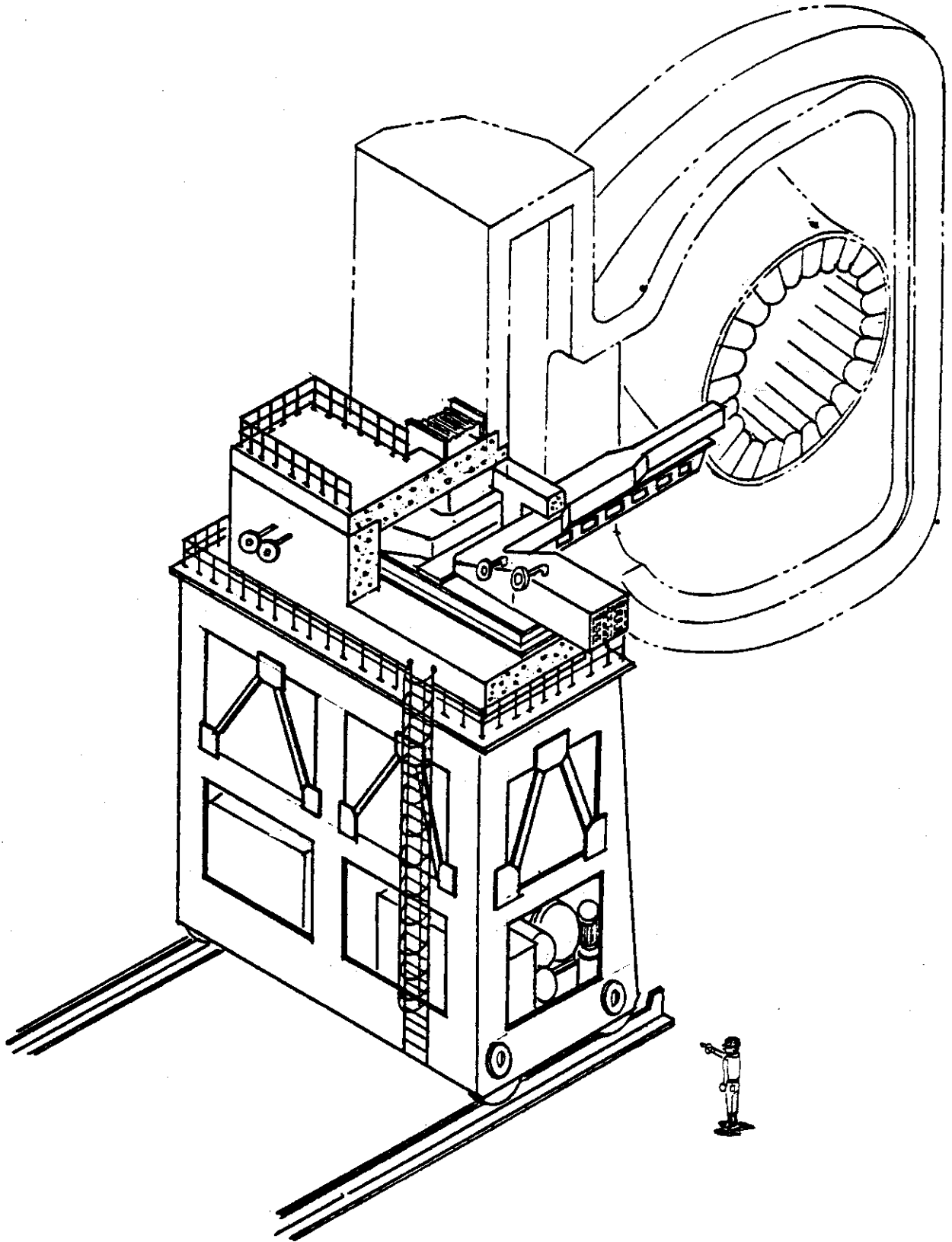
構造	
導波管	外形 $124\text{ mm} \times 24\text{ mm}$ 厚み 2 mm
導波管材料	SUS 316
導波管ユニット	6段×20列導波管 外形 $88\text{ cm} \times 57.8\text{ cm}$
導波管ユニット・サポート	ボックス・ビーム構造 $0.5\text{ m}^{\text{H}} \times 0.9\text{ m}^{\text{W}} \times 1.0\text{ m}^{\text{L}}$
台車	鋼製自走型 $8.2\text{ m} \times 4.7\text{ m} \times 6.7\text{ m}^{\text{H}}$
シールド	重コンクリート 130 ton
電気定格	
周波数	1.92 GHz
供給部導入電力	11.4 MW
供給部放射電力	8 MW
アンテナ型式	配列導波管開口型
冷却定格	
冷却方式	導波管ユニット一体純水冷却
冷却能力	1.7 MW
一次冷却水量	$112\text{ m}^3/\text{h}$
二次冷却水量	$185\text{ m}^3/\text{h}$

3.2表 電気設計諸元

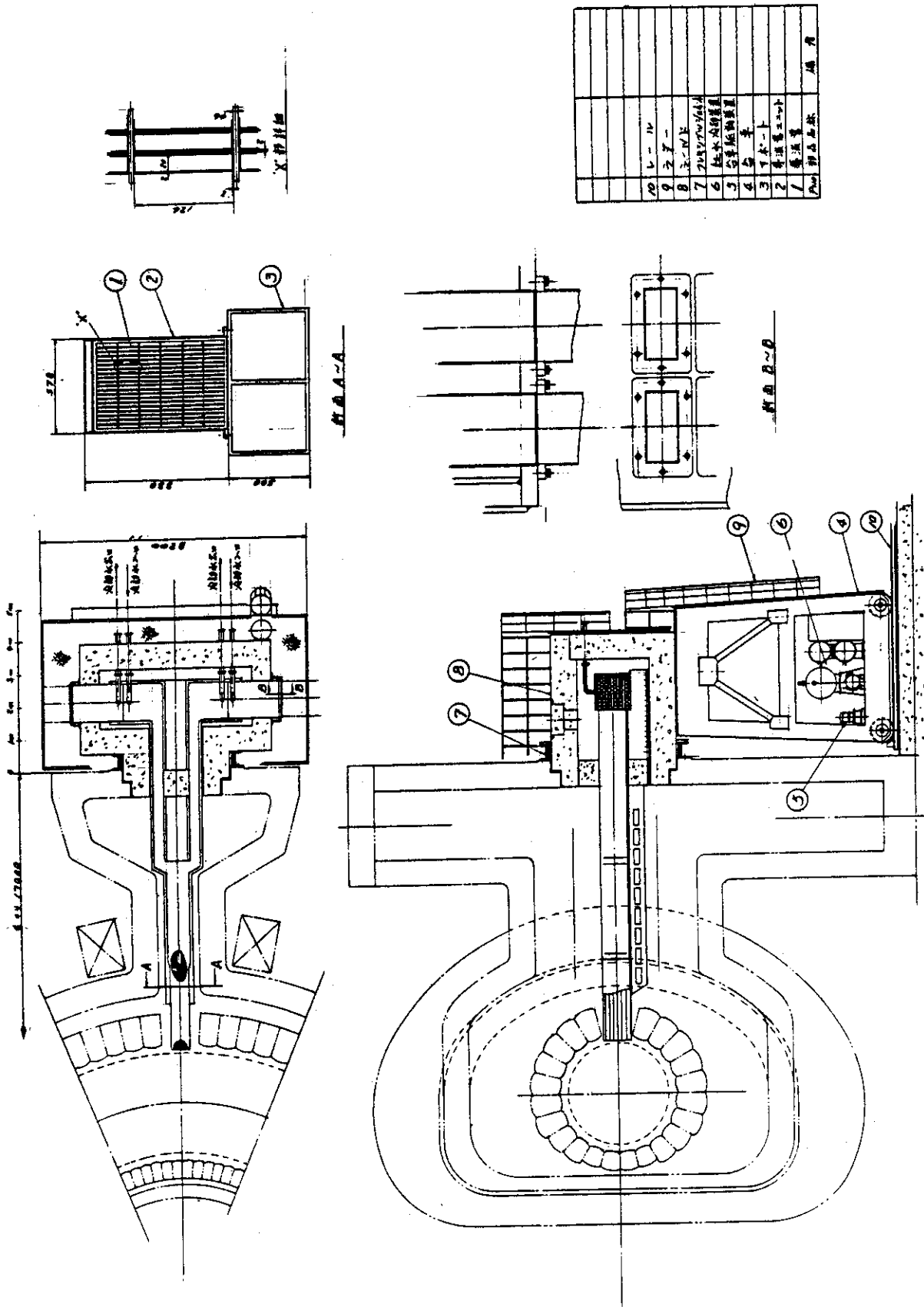
周波数	1.92 GHz
自由空間波長	15.6 cm
単位導波管寸法(内法)	12 cm × 2 cm
導波管材料	SUS 316
導波管員数	120 WG
導入導波管	WR-510
導入部伝送電力	95 kW/WG
伝送損失率	8.8 %
反射損失率	1.2 %
放射電力	6.7 kW/WG
	8 MW/port
真空シール窓	アルミナ或いはイットリア

3.3表 冷却設計諸元

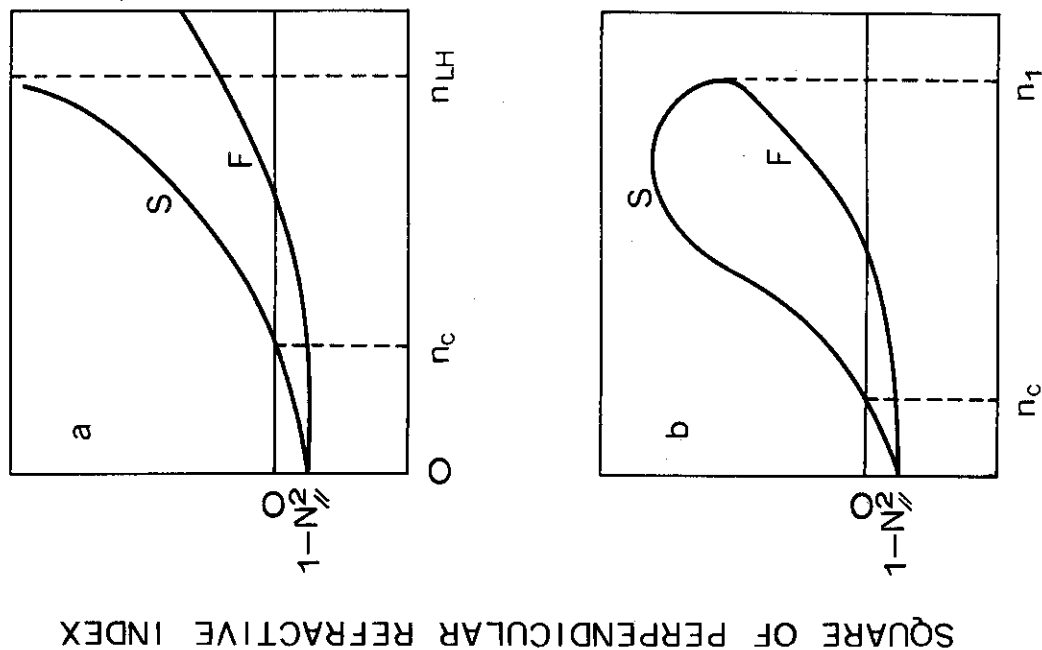
負荷熱	1.62 MW	
内訳	導波管ジュール発熱	1.36 MW
	中性子による内部発熱	0.18 MW
	照射熱	81 kW
	冷却方式	導波管束のジャケット構造 純水強制冷却
一次水最高温度	5.8 °C	
二次水冷却温度差	8 °C	
冷却水量	一次水	112 m ³ /h
	二次水	185 m ³ /h
管壁温度の流体温度に対する平均温度差	1.7 °C	
冷却水圧損	0.12 kgw/cm ²	



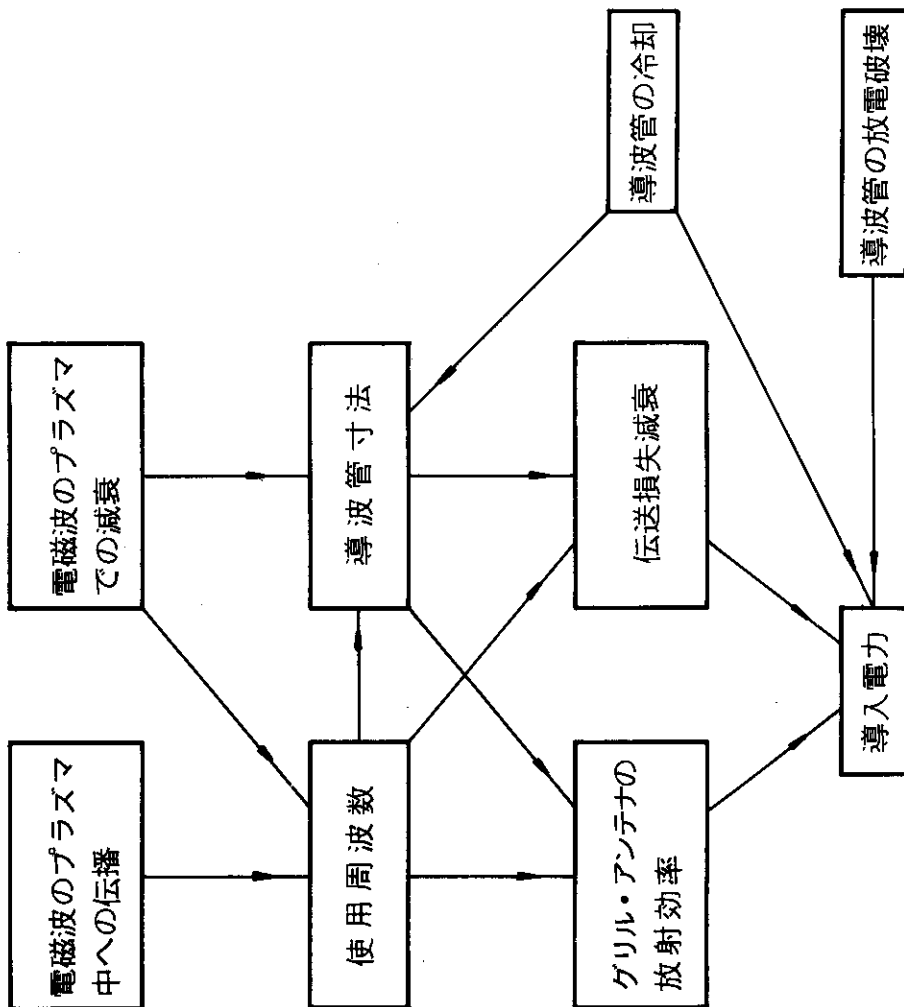
3.1 核融合実験炉用高周波電力供給部



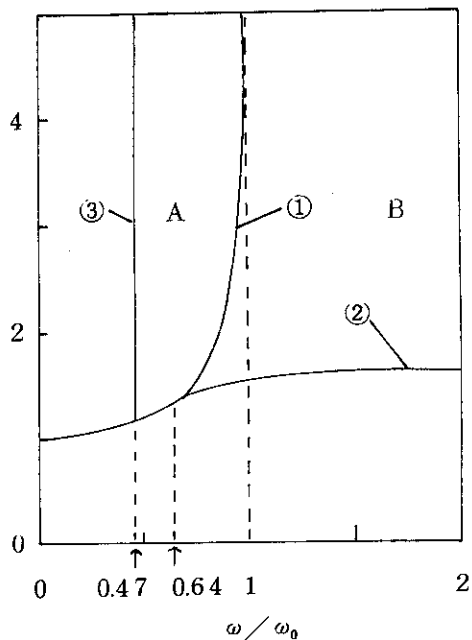
3.2 図 高周波電力供給部



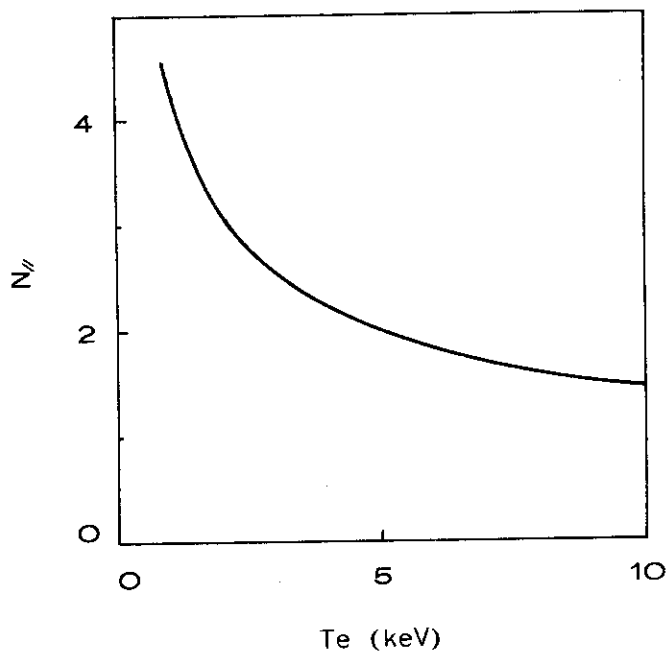
3.4 図 磁場に垂直な方向の屈折率のプラズマ密度依存性 (模式図)



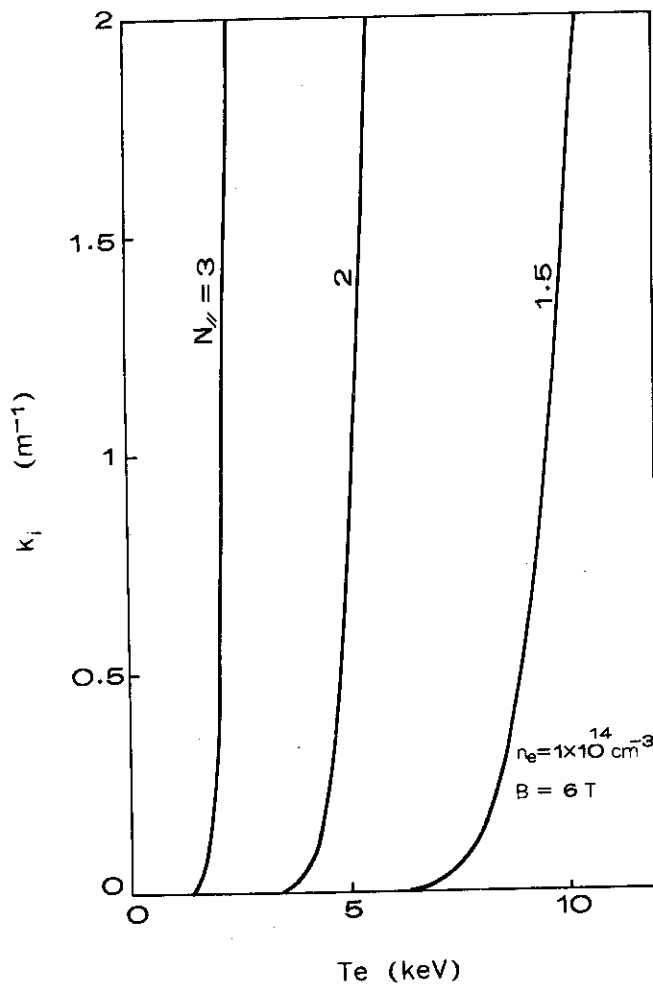
3.3 図 電気設計手順



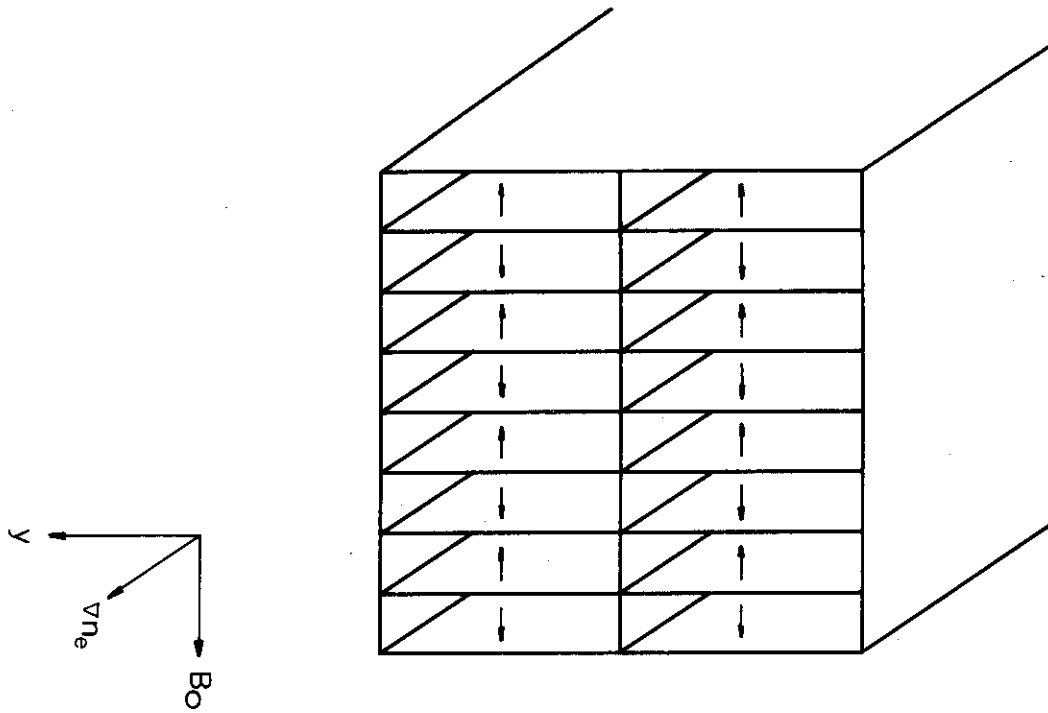
3.5 図 実験炉の電磁波パラメータ



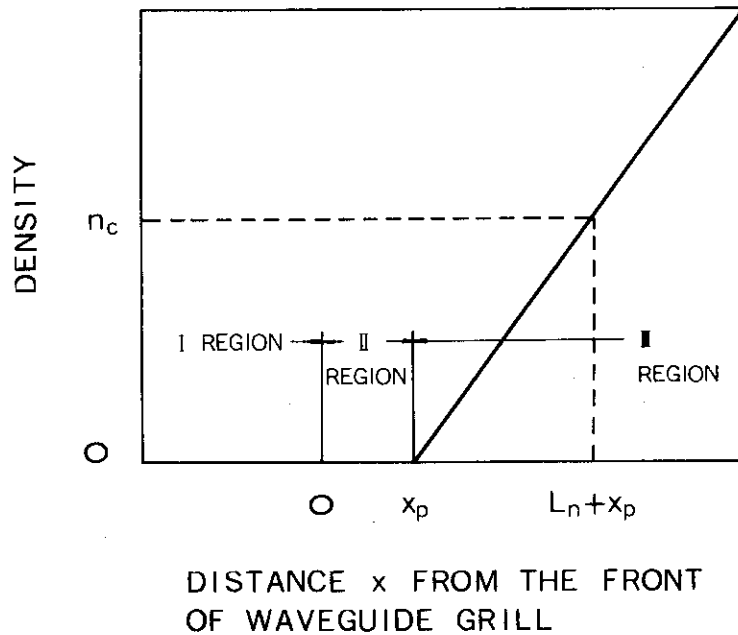
3.6 図 減衰定数の N_{\parallel} , T_e 依存性



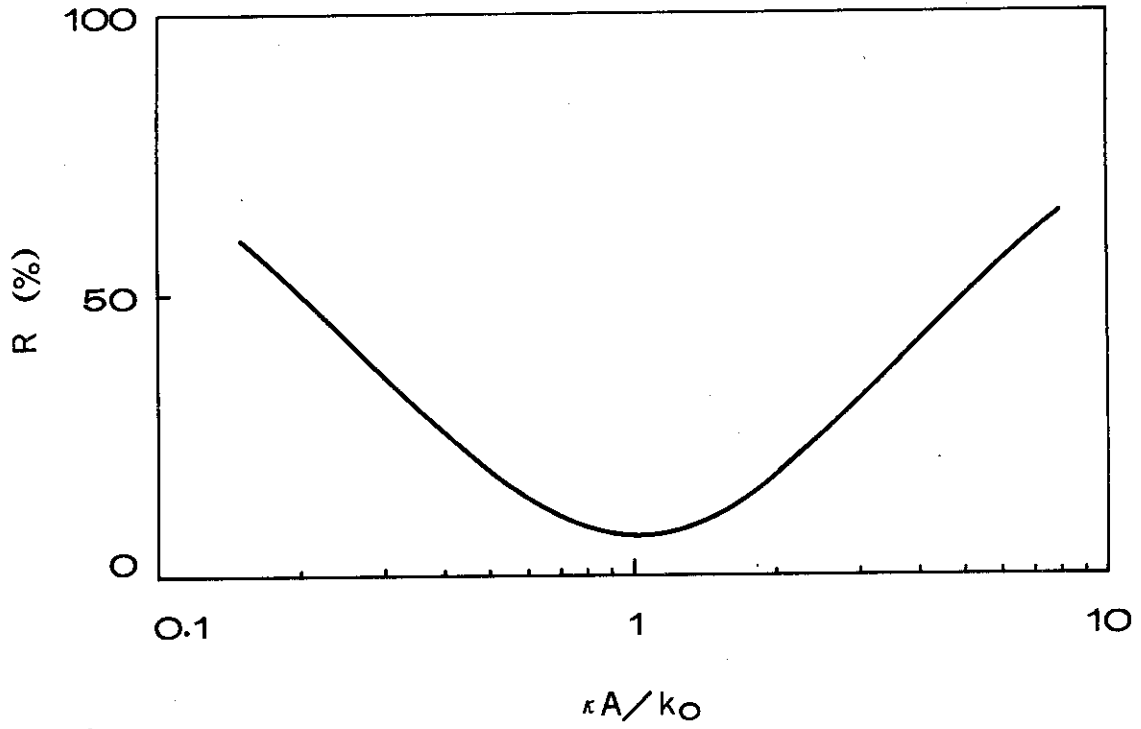
3.7 図 温度上昇に伴う N_{\parallel} の減減



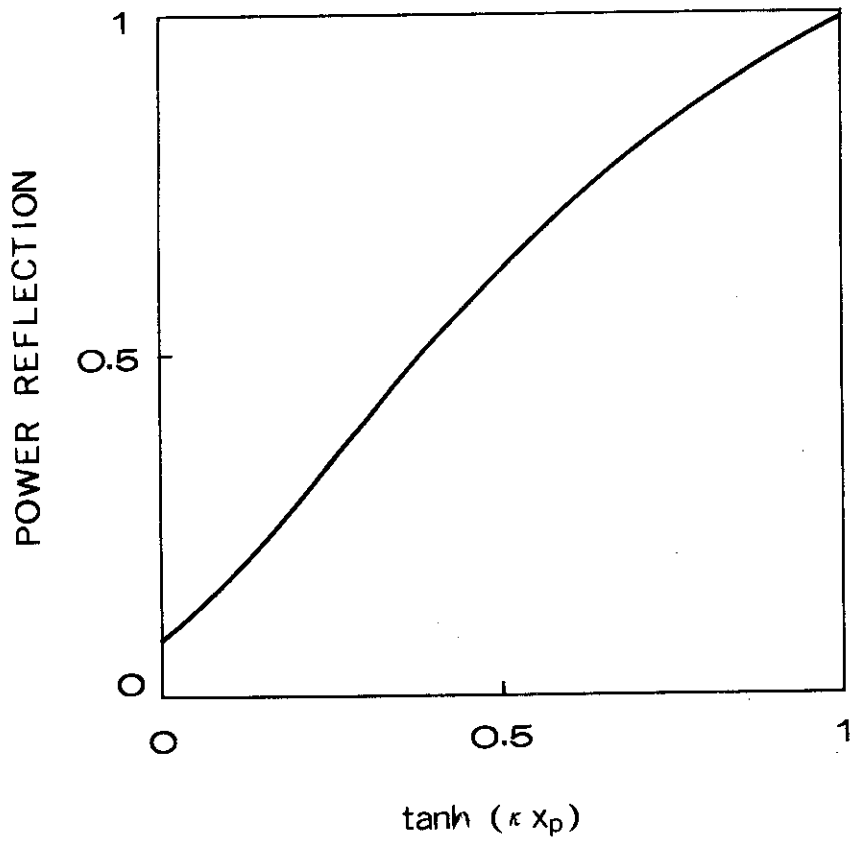
3.8 図 グリルアンテナの模式図
 TE01モードの電場を矢印で示す。y方向には同相，z方向に位相差をもたせて励振させる。実験炉では，y方向に4行，z方向に20列の導波管を用いて構成される。



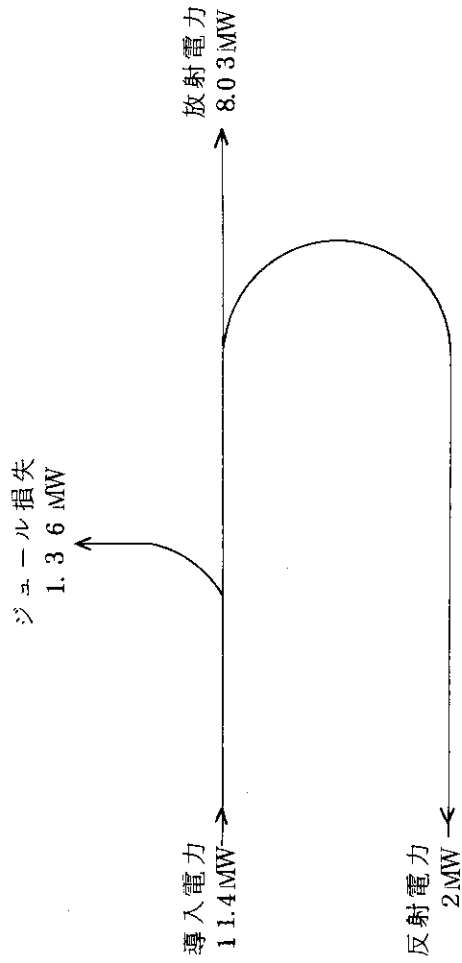
3.9 図 結合係数を求めるためのモデル



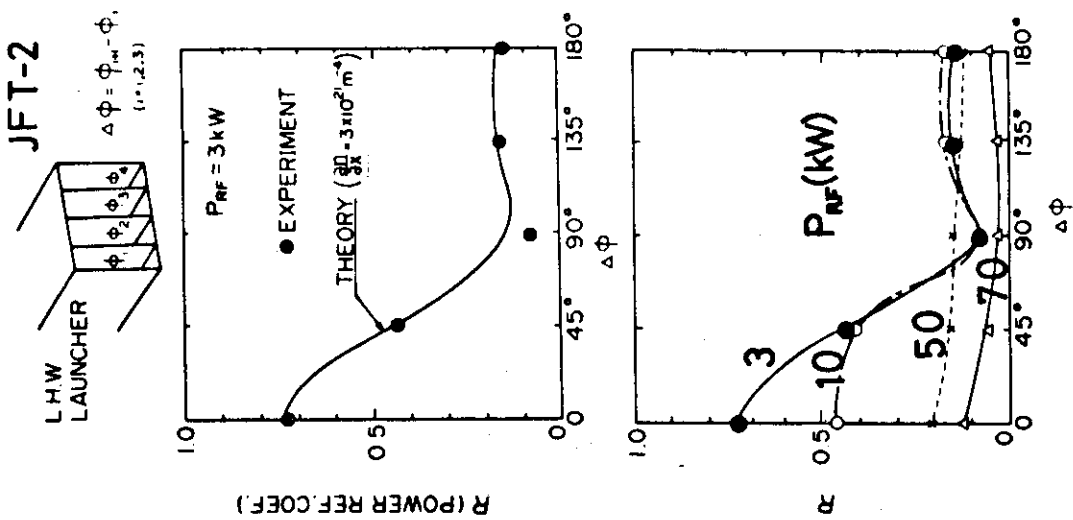
3.10 図 反射係数の密度勾配依存性



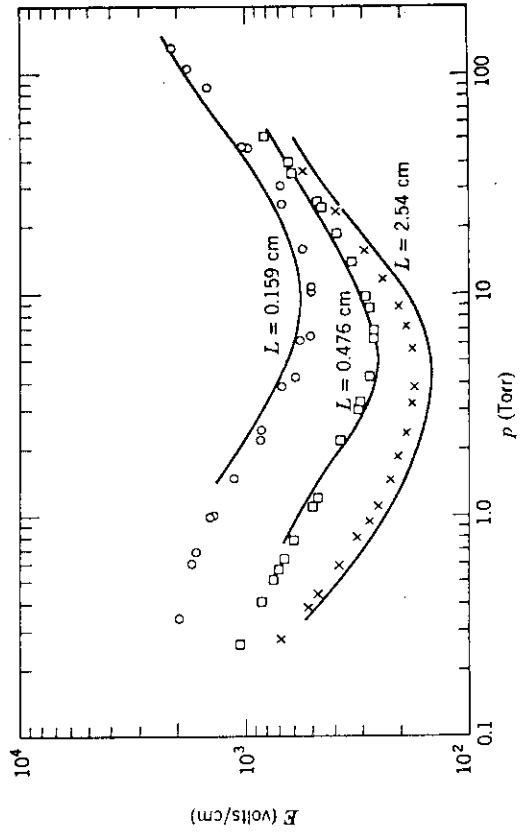
3.11 図 真空層の厚みと反射係数



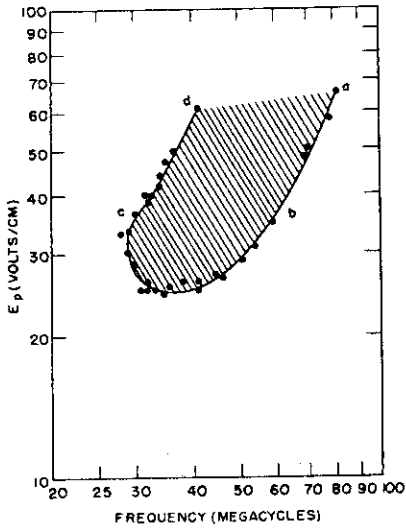
3.13 図 電力の流れ



3.12 図 JFT-2 装置に適用された4列グリルアンテナの電力反射係数(7)

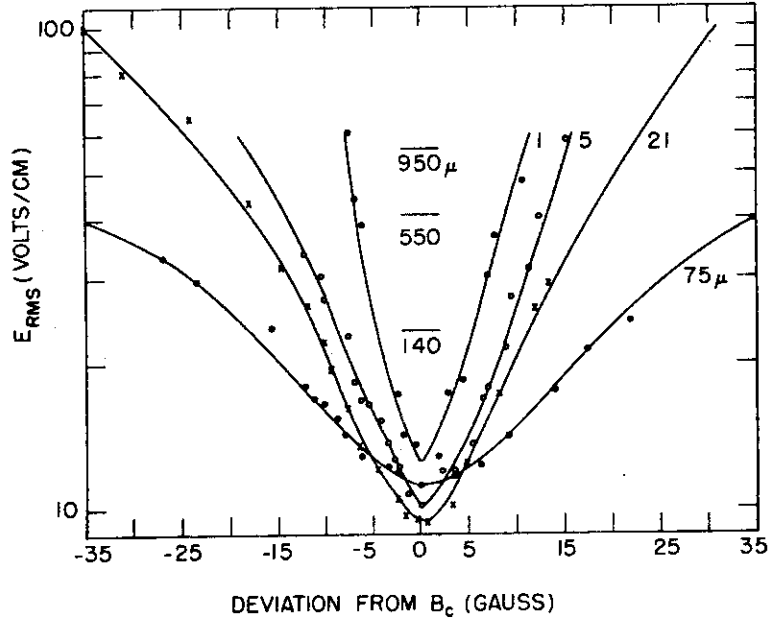


3.14 図 Theory and experiment compared at 28 Gc/sec (11)

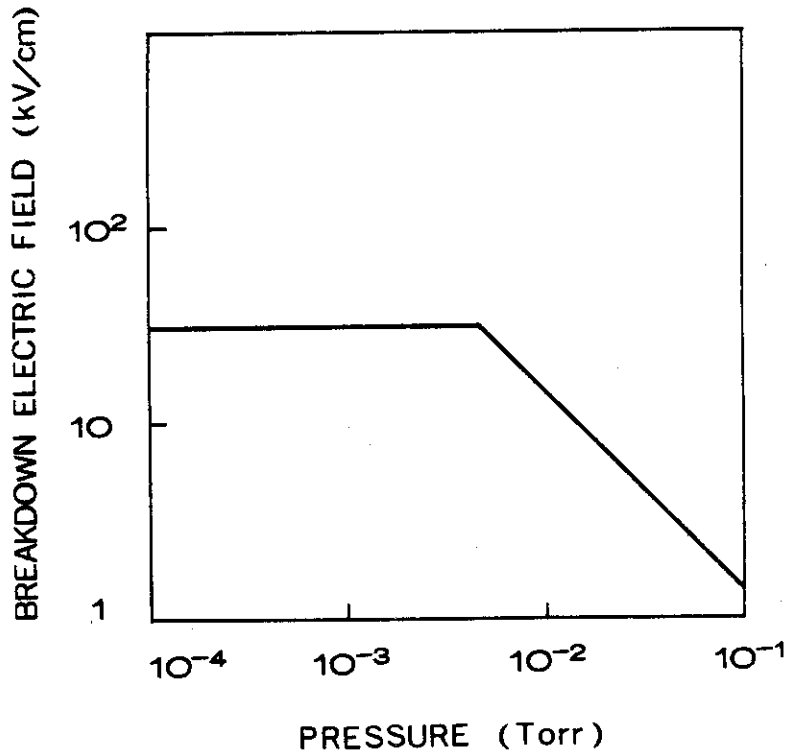


3.15 図 Breakdown in hydrogen at a pressure less than 0.1μ Hg.

電極間隙 = 3 cm ⁽¹⁰⁾

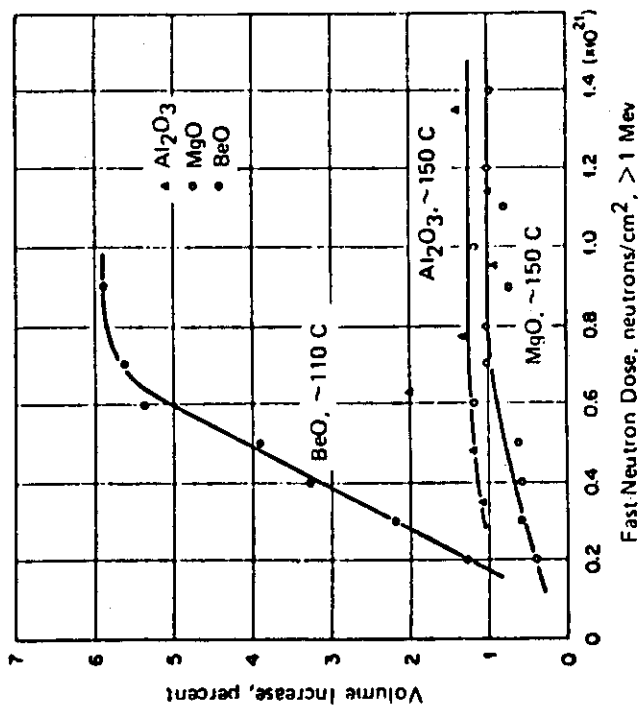


3.17 図 Breakdown field strengths in hydrogen as a function of magnetic field for various gas pressures. ⁽¹⁰⁾

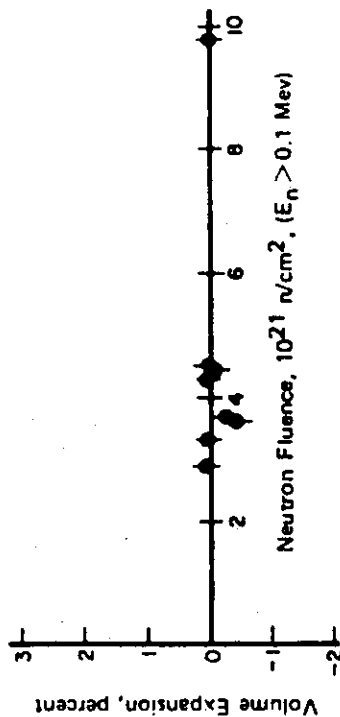


3.16 図 導波管内の絶縁破壊電場

周波数 = 1.92 GHz , 広面間距離 = 2 cm

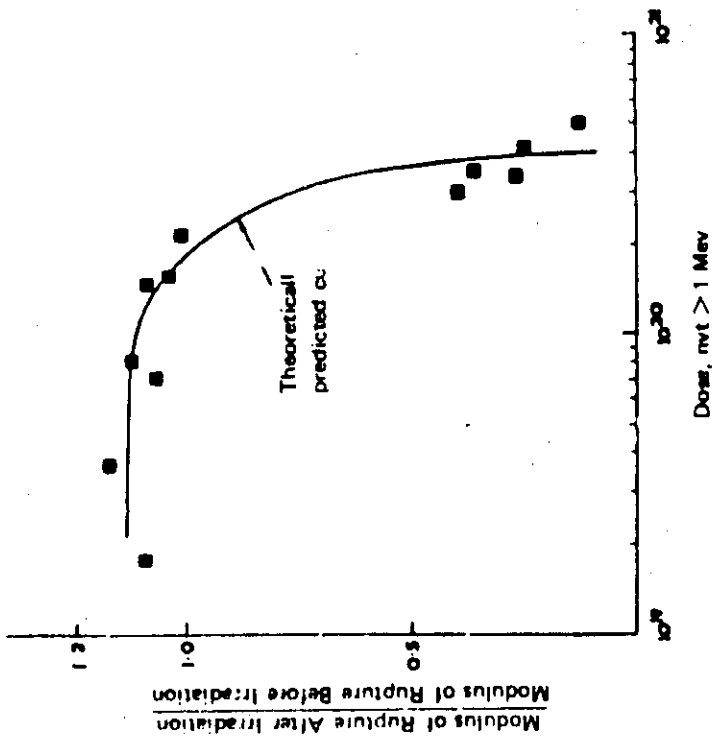


VOLUME INCREASE OF SINTERED BeO, MgO, AND Al₂O₃ IRRADIATED AT LOW TEMPERATURES AS A FUNCTION OF THE FAST-NEUTRON DOSE



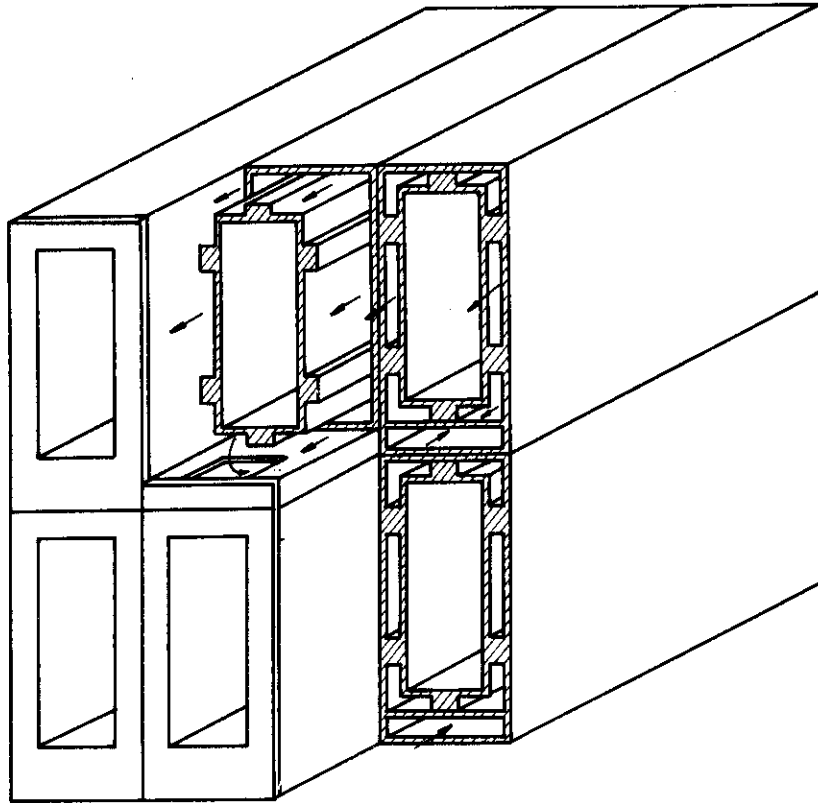
VOLUME EXPANSION DATA OBTAINED FOR CYLINDRICAL SHELL SPECIMENS OF YTTRIA PLOTTED AGAINST FAST NEUTRON

3.18 高周波用セラミックのスクエリング (17)

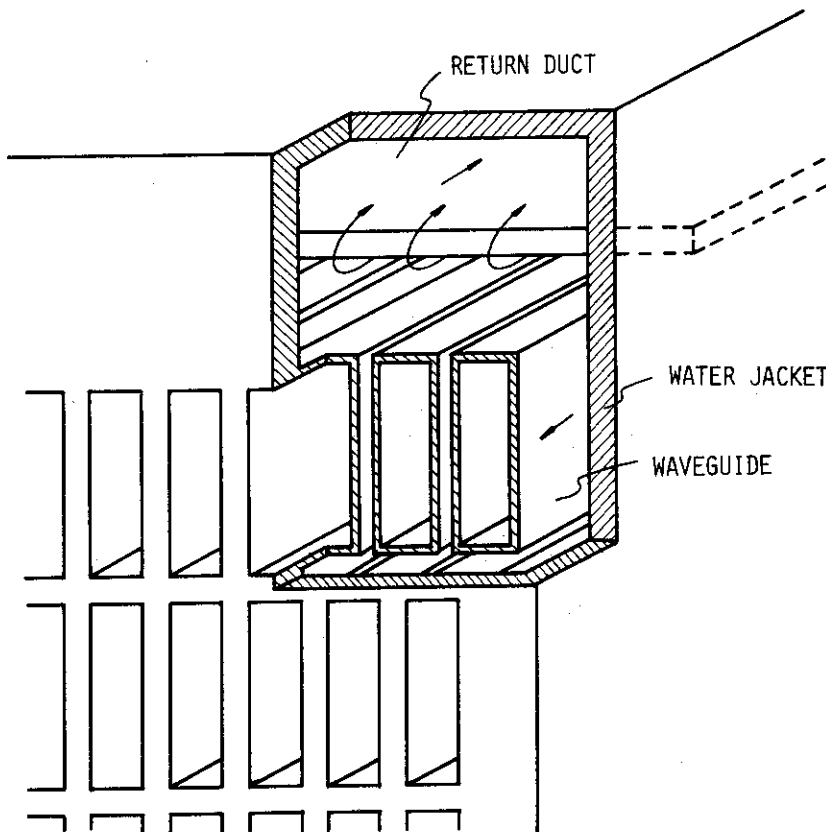


VARIATION OF RUPTURE MODULUS WITH IRRADIATION DOSE

3.19 BeO の中性子照射による強度劣化 (17)

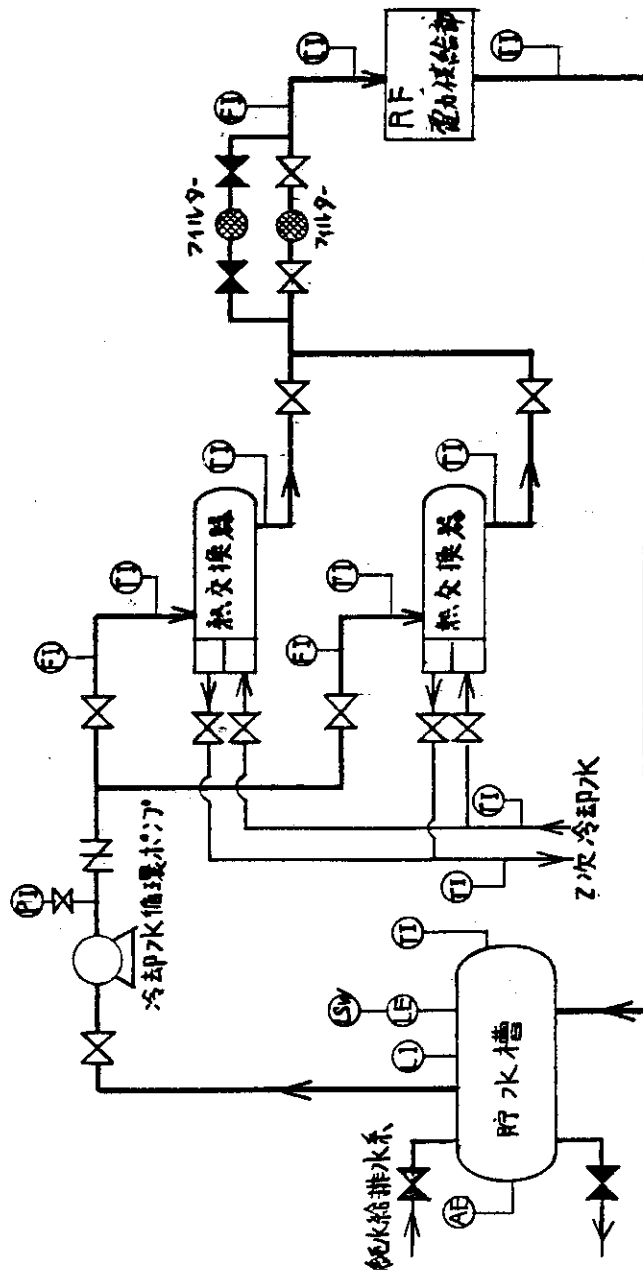


3.20 図 導波管冷却パス第1案



3.21 図 導波管冷却パス第2案

記号	名称
AE	純度検出器
—N—	ストップチェック弁
—X—	弁(常時開)
—Y—	弁(常時閉)
FI	流量指示計
TI	温度指示計
PI	圧力指示計
LSw	液位スイッチ
LE	液位検出器
LI	液位指示計



3.2.2 図 高周波電力供給部冷却系統図

4. 開発を要する項目

高周波加熱装置の試設計を更に詳細化具体化する際に要請される諸項目を以下に挙げる。

(1) 導電体・絶縁体に対する中性子照射効果データの蓄積

中性子照射ドーズ	$10^{22} \sim 10^{23} \text{ n/cm}^2$
材料温度	室温 $\sim 150^\circ\text{C}$
試験項目	降伏強度 クリープ 疲れ スエリング 熱伝導度 電気伝導度 誘電率 誘電損失率

(2) イットリア、その他のセラミックについて、高周波電界によるマルチパクタ放電限界の試験

(3) プラズマを乱すことのない、プラズマ表面の高周波電界強度の上限

(4) プラズマに上陸した電磁波が、プラズマの芯を加熱する有効な電力効率の評価

(5) 長尺導波管の溶接・内面研磨方法の試作・試験

5. 結 論

高周波加熱には種々の周波数帯の加熱があるが現状ではいずれの周波数帯を選択すべきかの結論はでていない。この設計では最近トカマク実験装置で実験が盛んに行なわれている低ハイブリット周波数帯での加熱を選び電力供給部の設計を行ない、実験炉への適用の可能性を検討した。使用する周波数、磁力線に平行な波長は電子のランダウ減衰による吸収を仮定してプラズマの密度、磁束密度より決定した。

電氣的な問題としてはプラズマ中へ効率良く波を励起するためには導波管アレイをプラズマ表面から数mmの距離まで近づけることが必要である。その場合問題点としてプラズマによる導波管先端部の損傷、導波管における放電破壊が挙げられる。導波管先端部の損傷がどの程度許容されるか。また、それによる不純物の発生がプラズマにとってどの程度厳しいかはこの加熱方式の採否にかかわる問題となるのではないかと思われる。導波管内の放電破壊については一通り検討をし、設計可能との判断を得たが、プラズマが存在する場合には放電破壊を起こし易くなる要因があるように思われこれについての検討は今後の問題と考える。

またプラズマの近くにおかれる導波管は中性子の照射を受けるので放射線損傷を受けるがラ

4. 開発を要する項目

高周波加熱装置の試設計を更に詳細化具体化する際に要請される諸項目を以下に挙げる。

(1) 導電体・絶縁体に対する中性子照射効果データの蓄積

中性子照射ドーズ	$10^{22} \sim 10^{23} \text{ n/cm}^2$
材料温度	室温 $\sim 150^\circ\text{C}$
試験項目	降伏強度 クリープ 疲れ スエリング 熱伝導度 電気伝導度 誘電率 誘電損失率

(2) イットリア、その他のセラミックについて、高周波電界によるマルチパクタ放電限界の試験

(3) プラズマを乱すことのない、プラズマ表面の高周波電界強度の上限

(4) プラズマに上陸した電磁波が、プラズマの芯を加熱する有効な電力効率の評価

(5) 長尺導波管の溶接・内面研磨方法の試作・試験

5. 結 論

高周波加熱には種々の周波数帯の加熱があるが現状ではいずれの周波数帯を選択すべきかの結論はでていない。この設計では最近トカマク実験装置で実験が盛んに行なわれている低ハイブリット周波数帯での加熱を選び電力供給部の設計を行ない、実験炉への適用の可能性を検討した。使用する周波数、磁力線に平行な波長は電子のランダウ減衰による吸収を仮定してプラズマの密度、磁束密度より決定した。

電氣的な問題としてはプラズマ中へ効率良く波を励起するためには導波管アレイをプラズマ表面から数mmの距離まで近づけることが必要である。その場合問題点としてプラズマによる導波管先端部の損傷、導波管における放電破壊が挙げられる。導波管先端部の損傷がどの程度許容されるか。また、それによる不純物の発生がプラズマにとってどの程度厳しいかはこの加熱方式の採否にかかわる問題となるのではないと思われる。導波管内の放電破壊については一通り検討をし、設計可能との判断を得たが、プラズマが存在する場合には放電破壊を起こし易くなる要因があるように思われこれについての検討は今後の問題と考える。

またプラズマの近くにおかれる導波管は中性子の照射を受けるので放射線損傷を受けるがラ

ランチャーの構造材料を考えたとき第1壁にくらべて特に問題はないものと思われる。更にランチャーは炉全体を解体することなく交換が可能である。

ランチャー構成材料のうち放射線損傷のデータが不足していると思われる部分は真空シールのためのセラミック窓の材料である。

ランチャーの構造および冷却方式についても検討を行ったが製作のためには更に詳細なる検討、試作が必要であるが、基本的には製作可能と思われる。

この様にプラズマへの高周波電力の有効な吸収が確認され、高周波電源用のクライストロンその他の回路素子の大出力用のもので信頼性の高いものが得られればこの加熱法は実験炉にとって極めて有望な方法となるものと思われる。