

JAERI-Research

2004-011



JP0450782



核融合プラズマ加熱電流駆動用大電力ミリ波帯
高周波入射システムに関する研究

2004年9月

高橋 幸司

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

本レポートは、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。

入手の問い合わせは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課(〒319-1195 茨城県那珂郡東海村)あて、お申し越し下さい。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター(〒319-1195 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行っております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 〒319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2004

編集兼発行 日本原子力研究所

核融合プラズマ加熱電流駆動用大電力ミリ波帯
高周波入射システムに関する研究

日本原子力研究所那珂研究所核融合工学部
高橋 幸司

(2004年7月1日 受理)

本論文は、核融合プラズマの高性能化や定常運転に必要な大電力ミリ波帯高周波加熱電流駆動装置における高周波入射システム（アンテナ）に関する研究について述べたものである。

核融合炉におけるミリ波帯高周波入射システムの最適設計に反映させることを目的とし、大電力ミリ波帯高周波入射システムの伝送及び結合性能に関する研究を行った。高効率伝送を目的として構築した HE_{11} モードを基本波とするコルゲート円形導波管を用いた全長 40m の伝送システムにおいて、世界初の MW レベルの伝送実証 (0.82MW-2.0sec) と効率 $88\pm 1\%$ の高効率伝送に成功し、その伝送方式の有効性を明確にした。結合性能に関する研究では、偏波の最適化によるプラズマの高効率加熱を実証し、入射システムの結合性能の最適化手法を開発した。

大電力ミリ波帯高周波を透過させる真空窓に関して、サファイア窓と人工ダイヤモンド窓の研究を行ってきたが、人工ダイヤモンド窓の開発により 1MW-定常伝送性能の見通しを得ると共に、実機大のダイヤモンド窓の耐 10 気圧の実証、ITER レベルの耐中性子照射特性を明らかにし、ITER レベルの核融合炉では、ダイヤモンド窓が十分に使用可能であることを示した。

ITER を核融合炉の一例として考え、フロントシールド、前方に設置する可動ミラー、導波管コンポーネント、真空窓、遮蔽体等から構成される先端可動型ミリ波帯高周波入射システムの構造設計とその電磁力解析及び熱解析、構造解析を行った。フロントシールド本体の構造及び支持構造、先端可動ミラーの構造について、電磁力やプラズマからの熱負荷、高周波損失により生ずる機械的及び熱的応力、温度上昇は全て許容以下となることを明らかにし、構造成立性を見通しを得た。一方、入射システム全体を支えるポート端部には許容値 (10MNm) を越えるトルクが電磁力によって作用することが判明し、ランチャー重量を低減するか、渦電流ループを絶縁させるような構造に変更する必要があることを明確にした。更に、核解析の結果から入射システムは遮蔽条件を満足することも明らかにした。

ITER より更に過酷な核融合炉環境である発電実証炉用ミリ波帯高周波入射システムとして、矩形コルゲート導波管と後方（導波管の入口側）に設置する可動ミラーから構成する遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムを提案した。その原理実証と高周波伝送及び放射性能を調べるためプロトタイプを製作し大電力伝送実験を行った。その結果、周波数 170GHz でほぼ設計通り $\pm 10^\circ$ の放射角制御特性が得られ、伝送損失は放射角 $\pm 10^\circ$ 範囲内で 5% 以下となることを明らかにし、大電力で遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの原理実証に成功した。

Research and Development of High Power Millimeter Wave Injection System
for Fusion Plasma Heating and Current Drive

Koji TAKAHASHI

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

(Received July 1, 2004)

Research and development of high power millimeter wave injection system, which is necessary to achieve high performance and steady state fusion plasma, is described. The long distance (60m) millimeter wave transmission system using an HE₁₁ mode corrugated waveguide is developed and MW-level and high efficient transmission (0.82MW-2.0sec, 88±1% was performed. The new technique to optimize an RF polarization for high efficient wave coupling to plasma was proposed and the technical method was confirmed by plasma heating experiments. A diamond window for high power millimeter wave transmission was developed. The 1MW-CW transmission, 1.0MPa pressure proof and tolerance of ITER-level neutron irradiation were verified. These results indicate that diamond window is applicable for an ITER-level fusion reactor.

A front steering (FS) type millimeter wave injection system for an ITER as an example of a fusion reactor is designed. The system consists of front shields, steering mirrors located in front of a waveguide outlet, waveguide components, nuclear shields and so on. The electromagnetic, thermal and nuclear analysis were carried out in order to estimate the design availability. Temperature increase and the yielded stress on most of the components were less than their allowable level. It was also obtained that the results of nuclear analysis satisfied the design requirement. While, it is found that the electromagnetic yield torque at the port end that supports the injection system is larger than the design requirement (10MNm). The reduction of the system weight or the structure to avoid the yielded eddy current loop has to be considered.

A remote steering (RS) type millimeter wave injection system for a future fusion reactor like DEMO is developed. The injection system consists of a square or rectangular corrugated waveguide and a steering mirror that is placed at a waveguide inlet. The prototype RS injection system was fabricated and the high power transmission and radiation experiment at 170GHz was carried out. The transmission of 0.5MW-2.0sec in the steering angle range from 0 to 10 degree was demonstrated. The efficiency was less than 5% at the angle range. The principle of the RS type injection system is confirmed.

Keywords : Millimeter Wave Injection System, High Power Transmission, Polarization, Diamond Window, Front Steering, Remote Steering

目次

1 序論	1
1.1 エネルギー開発における核融合研究の進展と現状	1
1.2 核融合における非誘導加熱電流駆動の必要性	3
1.3 非誘導加熱電流駆動のための装置	3
2 大電力ミリ波帯高周波入射システムの研究開発課題	9
2.1 はじめに	9
2.2 高効率伝送及び結合	9
2.3 真空窓	10
2.4 先端可動型入射システム	11
2.5 遠隔駆動型入射システム	12
3 大電力ミリ波帯高周波伝送システムの高効率伝送性能	14
3.1 はじめに	14
3.2 大電力ミリ波帯高周波伝送システム	14
3.3 大電力ミリ波帯高周波伝送システムの大電力伝送性能	20
3.4 まとめ	24
4 大電力ミリ波帯高周波入射システムの高効率結合性能	25
4.1 はじめに	25
4.2 ミリ波帯高周波可動入射システム	25
4.2.1 入射パラメータの検討	25
4.2.2 フォーカスマラー	28
4.2.3 可動アンテナミラー及び駆動装置	33
4.3 可動アンテナの放射性能	33
4.3.1 アンテナの放射性能	33
4.3.2 プラズマへの高周波結合性能	39
4.4 偏波の最適化	42
4.4.1 入射角度の検討	42
4.4.2 プラズマ中の波動及び偏波	43
4.4.3 偏波の最適化実験	48
4.5 まとめ	53
5 大電力ミリ波帯高周波入射システム用真空窓	54
5.1 はじめに	54
5.2 サファイア真空窓	54
5.3 人工ダイヤモンド真空窓	62
5.4 人工ダイヤモンド真空窓の耐圧力性能	63
5.5 人工ダイヤモンド真空窓の中性子照射効果	73
5.6 まとめ	77

6 核融合炉用先端可動型ミリ波帯高周波入射システム	78
6.1 はじめに	78
6.2 核融合炉用ミリ波帯高周波加熱電流駆動システムの構成	78
6.3 核融合炉用先端ミラー可動型入射システム	80
6.3.1 フロントシールド	81
6.3.2 プラグ	86
6.3.3 トーラス窓	91
6.3.4 電磁力解析及び核解析	92
6.4 先端可動ミラー用ベアリングに対する中性子照射効果	95
6.5 まとめ	101
7 核融合炉用遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システム	102
7.1 はじめに	102
7.2 遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの特徴と原理	103
7.3 遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの伝送実験	104
7.3.1 低電力伝送実験	105
7.3.2 大電力伝送実験	105
7.4 遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの開発課題	110
7.5 まとめ	112
8 総括	113
謝辞	116
参考文献	117
付録 1	119
1.1 電磁力の評価	119
1.2 高周波検出システム	120
付録 2	122
電磁力によるフロントシールドに対する応力検討	122
付録 3	124
発表論文、特許出願等	124

Contents

1. Introduction	1
1.1 Progress and Current Status of Nuclear Fusion Research	1
1.2 Necessity of Non-inductive Heating and Current Drive on Fusion	3
1.3 Non-inductive Heating and Current Drive Device	3
2. R&D Issues on High Power Millimeter Wave Injection System	9
2.1 Introduction	9
2.2 Efficient Wave Transmission and Coupling	9
2.3 Vacuum Window	10
2.4 Front Steering (FS) Injection System	11
2.5 Remote Steering (RS) Injection System	12
3. Efficient Wave Transmission of High Power ECRF Injection System	14
3.1 Introduction	14
3.2 High Power ECRF Transmission System	14
3.3 Property of High Power ECRF Transmission System	20
3.4 Conclusion	24
4. Efficient Wave Coupling of High Power ECRF Injection System	25
4.1 Introduction	25
4.2 Steerable Injection System of Millimeter Wave System	25
4.2.1 Investigation of Injection Parameter	25
4.2.2 Focusing Mirror	28
4.2.3 Steering Antenna Mirror and its Drive Mechanism	33
4.3 Wave Radiation and Coupling Capability of Steering Antenna	33
4.3.1 Wave Radiation Capability of Steering Antenna	33
4.3.2 Capability of Wave Coupling into Plasma	39
4.4 Optimization of Polarization	42
4.4.1 Injection Angle for Polarization Experiment	42
4.4.2 Theory of Wave and Polarization in Plasma	43
4.4.3 Experiment of Polarization Optimization	48
4.5 Conclusion	53
5. Vacuum Window for High Power Millimeter Wave Injection System	54
5.1 Introduction	54
5.2 Sapphire Window	54
5.3 Synthetic Diamond Window	62
5.4 Pressure Proof of Synthetic Diamond Window	63
5.5 Neutron Irradiation Effect of Synthetic Diamond Window	73
5.6 Conclusion	77

6. Front Steering (FS) Type Millimeter Wave Injection System for Fusion Reactors	78
6.1 Introduction	78
6.2 Millimeter Wave Injection System for Fusion Reactors	78
6.3 FS Type Millimeter Wave System for Fusion Reactors	80
6.3.1 Front Shield	81
6.3.2 Plug	86
6.3.3 Torus Window	91
6.3.4 Electromagnetic and Nuclear Analysis	92
6.4 Neutron Irradiation Effect on Bearings for FS Type Injection System	95
6.5 Conclusion	101
7. Remote Steering (RS) Type Millimeter Wave Injection System for Fusion Reactors	102
7.1 Introduction	102
7.2 Theory and Characteristic of RS Type Millimeter Wave System	103
7.3 Transmission Experiment of RS Type Millimeter Wave System	104
7.3.1 Low Power Experiment	105
7.3.2 High Power Experiment	105
7.4 Further R&D Issues of RS Type Millimeter Wave System	110
7.5 Conclusion	112
8. Conclusion	113
Acknowledgements	116
References	117
Appendix 1	119
1.1 Calculation of Electromagnetic Force	119
1.2 RF Detection System	120
Appendix 2	122
Analysis of Electromagnetic Force and Yielded Stress on Front Shields	122
Appendix 3	124
Published papers, patent, etc...	124

1. 序論

1.1 エネルギー開発における核融合研究の進展と現状

1950年初頭、核融合は石油・石炭・天然ガスなどの化石燃料を原料とする火力発電の代替エネルギー源としての期待と共に研究が開始され、ウランを原料とする核分裂を利用した原子力発電に次いで研究が精力的に行われてきた。特に我が国は化石燃料やウランなどの鉱物資源に乏しく、その殆どを輸入に頼っている。それ故、海水中に潜在する重水素などを燃料とする核融合は半永久的エネルギー源として非常に魅力的であり、我が国のみならず世界的にエネルギー開発のひとつとして研究が進められている。核融合反応は、原子核イオンがクーロン力によるポテンシャル障壁を越えるエネルギーを有した時に生じる。その反応を起こすためには、燃料となる重水素や三重水素（トリチウム）などの軽い原子をイオンと電子が分離した状態、所謂、プラズマ状態にして、且つ、プラズマに相当量のエネルギーを供給する必要がある。以下に核融合反応式の一部を列挙する。

$$D + T \rightarrow {}^4_2\text{He}(3.52\text{MeV}) + n(14.06\text{MeV}) \quad (1-1-1a)$$

$$D + D \rightarrow T(1.01\text{MeV}) + p(3.03\text{MeV}) \quad (1-1-1b)$$

$$D + D \rightarrow {}^3_2\text{He}(0.82\text{MeV}) + n(2.45\text{MeV}) \quad (1-1-1c)$$

$$D + {}^3_2\text{He} \rightarrow {}^4_2\text{He}(3.67\text{MeV}) + p(14.67\text{MeV}) \quad (1-1-1d)$$

式(1-1-1d)の重水素-ヘリウム3(D-He³)の組み合わせでは、出力に中性子が存在しないため、他と比べると高エネルギー中性子による炉壁の損傷や放射化の問題が無く、クリーンな反応であるという点で魅力的である。しかしながら、図1-1-1に示す反応率を見ると分かるが、式(1-1-1a)の重水素と三重水素(トリチウム)や式(1-1-1b, 1c)の重水素と重水素(D-D)の組み合わせに比べると、反応エネルギーを高く取る必要がある。従って、これまでの研究成果から現実的な反応エネルギーを考慮すると、核融合反応率も高い重水素とトリチウム(D-T)を燃料とする組み合わせが、核融合実現への近道と考えられ、これまでにD-T実験やD-T炉の設計が行われている。また、図1-1-2にD-T炉心プラズマ条件を示す[1-1]。図中のηは、熱エネルギーから電気エネルギーへの変換効率と加熱効率の積によって定義され、核融合反応によって発電を実証するためには、図中のη=1.0より上の領域でプラズマを安定に保つ必要がある。また、η=0.2は加熱入力がゼロ、即ち、α粒子のみでプラズマを加熱して核融合を起こさせることに相当する、所謂、自己点火条件である。日本・ヨーロッパ・ロシアによる国際協力によって進められている国際熱核融合実験炉(ITER)計画では、この条件を実証することが目的のひとつとなっている。

これらの条件を満たすためには、高エネルギープラズマを限られた領域内に安定に閉じ込めておくことが必要である。その閉じ込め方式には、磁気閉じ込め型と慣性閉じ込め型の二つに大別できる。前者は、プラズマ中のイオン及

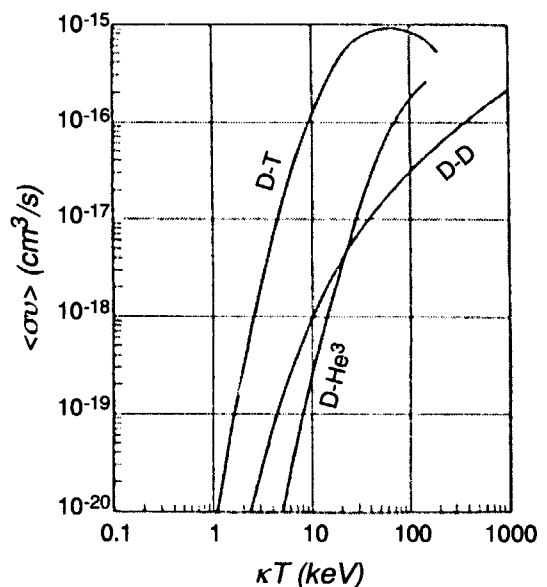


図1-1-1 核融合反応率

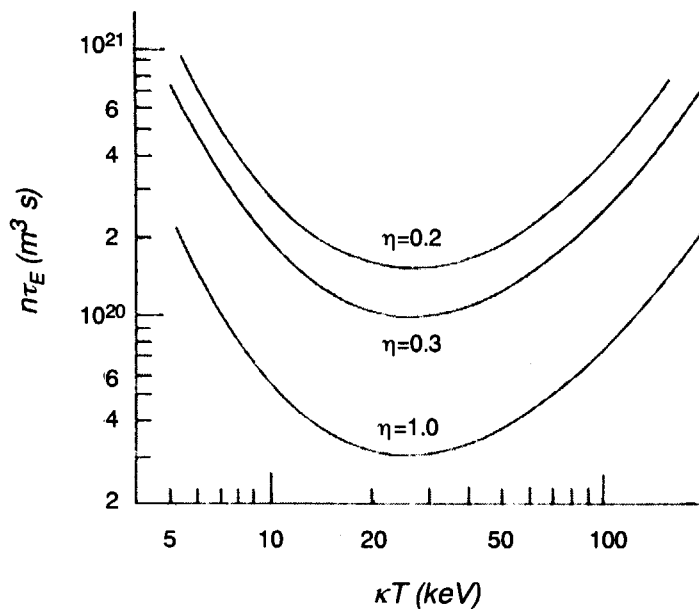


図1-1-2 D-T炉心プラズマ条件： η は熱エネルギーから電気エネルギーへの変換効率と加熱効率の積。 $\eta=1$ が臨界条件(加熱入力=核融合出力)、 $\eta=0.2$ が着火条件(α 粒子加熱のみで核融合反応が成立、加熱入力=0)。

び電子が磁力線に巻き付く性質を利用した閉じ込め方式で、通常、電磁石やプラズマ自身に電流を流すことにより磁場を発生させた金属製真空容器内にプラズマを生成して閉じ込める。後者は高出力レーザーなどによって均一に燃料ペレットを加熱するが、その際に、燃料表面は加熱されてプラズマ状態になり周囲へ噴出しようとする。その噴出の反作用で燃料ペレット内部が圧縮され、内部のプラズマが高密度・高圧力状態になり、文字通り慣性的にプラズマを閉じ込める。磁気閉じ込め方式には、トカマク、ヘリカル、RFP、FRCなどの複数の方式が存在するが、現状では、トカマク型の研究が最も進んでいる。1991年にヨーロッパのJETが、DD実験ではあるが世界で初めて臨界条件を達成した[1-2]。また、1998年には日本のJT-60Uが核融合出力世界最高値($Q_{DT}=1.25$ 、DTを使ったとしての換算値)を達成している[1-3]。更に、JETやアメリカのTFTRではDT実験が行われ、1994年にTFTRにおいてDT核融合出力10.7MWを、1995年にJETにおいてDT核融合出力16MWを達成している[1-4, 5]。更に、低密度($1.5 \times 10^{18} \text{ cm}^{-3}$)であるが2時間を超える長時間運転に九州大学のTRIAMが成功している[1-6]。このように数多くの優れた成果が得られており、ITER[1-7]もトカマク型で設計が行われている。LHDに代表されるヘリカル方式でも1分を超える長パルス運転や電子温度10keV(1億度)という結果が得られている[1-8, 9]。一方、レーザー核融合では、大阪大学の激光XIIIレーザー核融合実験装置において、コーン付きシェルを持つ燃料を用いて高速点火(爆縮と加熱を個別に行う方式)を開発し、その効率的な手法によるレーザー核融合が期待できる結果も得られている[1-10]。このように、近年の核融合研究の進歩は著しく、未来のエネルギー源開発として更なる進展が期待できる。

1.2 核融合における非誘導加熱電流駆動の必要性

1.1 項において、核融合反応を起こすためには重水素などの燃料をプラズマ状態にして、且つ、少なくとも $n \cdot \tau \sim 10^{20} \text{ sec} \cdot \text{m}^3$ (n 及び τ は、それぞれプラズマ密度、エネルギー閉じ込め時間である。) で 10keV 以上に加熱して閉じ込めておく必要があることを述べた。本項では、磁気閉じ込め型核融合におけるプラズマ加熱について、高周波 (RF) による加熱電流駆動の必要性と加熱方式について述べる。

磁気閉じ込め核融合では、通常、金属製真空容器内に燃料となる重水素などをガス状で注入し、外部から誘導電界を印加するなどしてガスを電離させてプラズマを生成し、その後、誘導的にプラズマに電流を印加して立ち上げる。更に、大電力高周波や高エネルギー中性粒子ビームをプラズマへ入射し、プラズマの加熱電流駆動や MHD 制御と共に高性能プラズマの生成や長時間維持を行う。トカマク型核融合実験装置に着目すると、その特質上、プラズマに電流を流す必要がある。最も基本的な加熱は、加速された電子がイオンによって散乱されることに基づくプラズマ抵抗を利用し、プラズマに電流を流すことでそれ自身の加熱を行う方法である (オーミック加熱)。しかしながら、プラズマ抵抗は電子温度の 3/2 乗に反比例して減少するので、高温になればなるほど抵抗が小さくなる。また、 β 値があまり高くない装置では、次式に示すようにプラズマ電流に限界が存在する。

$$I < I_{critical} = \frac{2\pi\alpha^2 B_\phi}{\mu_0 R_0} \quad (1-1-2)$$

但し、 B_ϕ , μ_0 , α , R_0 は、それぞれトロイダル方向の磁場、真空中の透磁率、プラズマの小半径、大半径である。これらが、オーミック加熱ではある一定以上のプラズマ加熱が困難となる理由であり、核融合プラズマを生成して高温に加熱し、且つ、長時間維持するには外部からの加熱 (非誘導加熱) が必要不可欠となる。

1.3 非誘導加熱電流駆動のための装置

非誘導加熱には、高周波をプラズマへ入射しサイクロトロン共鳴やランダウ減衰などを利用してプラズマ加熱・電流駆動を行う方法と、高エネルギー中性粒子を入射しプラズマ粒子と衝突させて高エネルギーイオン発生させ、その高エネルギーイオンをプラズマ粒子に衝突させてプラズマの加熱・電流駆動を行う方法がある。前者の高周波加熱方式には、周波数が 100GHz (ミリ波) 帯の電子サイクロトロン波加熱、20~150MHz 程度のイオンサイクロトロン波加熱、2~8GHz 程度の低域混成波加熱の 3 方式が存在する。

イオンサイクロトロン波加熱は、共鳴周波数が 20-150MHz 領域にあり、高効率 (70%) で出力が 2MW クラスの 4 極管 (発振源) が既存であること、テレビやラジオなどの情報通信機器に代表されるように、技術的に確立された高周波機器が使用可能であることなどから、システムとしてはコストや信頼性の点で優れている。プラズマ加熱電流駆動の実験においては、3 大トカマク (JT-60U、JET、TFTR) を始め中型トカマク装置でも行われてきた実績を有し、加熱効率も高く、加熱手段としての信頼性が高い。しかしながら、ITER などにおいては、プラズマと近距離に設置しなくてはならず、アンテナへの中性子照射やプラズマからの熱流束を考慮した設計の成立性が課題である。

低域混成波加熱方式は、特に電流駆動で使用されるが、電子加熱にも有効である。ま

た、波動の屈折率や周波数の取り方によって、原理的にはイオン加熱も可能である。この方式では、発振源としてクライストロンを使用するが、出力が MW レベルのクライストロンも開発されており、プラズマ実験も盛んに行われている。JT-60U や JET、中型装置では、フランスの Tore Supra、九州大学の TRIAM などにおいて、加熱及び電流駆動の実験が数多く行われてきた。特に、低電子温度での電流駆動効率が高いということが最大の利点であり、JT-60U では低域混成波を用いて高性能プラズマ生成やその定常実験を実施している。TRIAM では低密度プラズマであるが 2 時間を超える長時間運転を実証している。一方、次世代核融合炉を考えた場合、イオンサイクロトロン波帯と同様にアンテナ先端部の開発が課題である。低域混成波をプラズマに結合させるために、プラズマとアンテナの距離を数 cm 程度とする必要があるため、アンテナ先端部は第一壁と同じ熱入力や中性子照射の影響を受ける。加えて、アンテナは遅波構造が必要であり、そのための格子状構造を持つアンテナ先端部の設計が課題であり、新概念のアンテナや耐熱及び耐中性子アンテナ材料の開発が必要である。

ミリ波帯高周波を利用する電子サイクロトロン波加熱は、共鳴周波数が数 10~100GHz 帯にあり、文字どおりプラズマ電子に共鳴し、プラズマの主加熱・電流駆動を行う方式として期待されている。電子サイクロトロン波（ミリ波）加熱の特徴としては、

- 1) 真空中を伝搬するミリ波を用いるので、アンテナをプラズマから離すことができる。
- 2) プラズマのセパトリクスやスクレイプオフ層の電子密度や不純物の影響を受けることが少なく、比較的密度の高いプラズマに対しても減衰することなくプラズマ中心まで到達可能である。
- 3) 電子サイクロトロン波共鳴層において局所的に波がプラズマに吸収される。従って、波の周波数や磁場を調整することで、プラズマ中心部や周辺部の局所的な加熱・電流駆動が可能である。

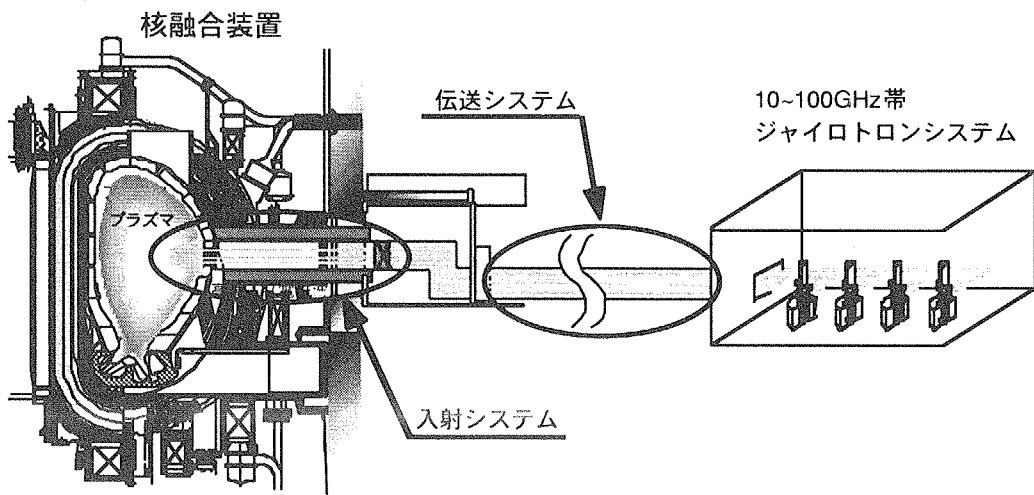


図1-3-1 ミリ波帯高周波加熱電流駆動システムの概略構成図：ミリ波帯高周波を発生するジャイロトロンシステム、高周波をジャイロトロンから真空容器近くまで伝送させる伝送システム、高周波をプラズマの所定位置へ入射する入射システムから成る。

- 4) 入射角度を変えることによって波のプラズマでの吸収位置が可変であり、周辺の加熱・電流駆動が可能である。

このように、電子サイクロトロン波加熱方式はプラズマの幅広い領域において使用可能という利点から、主加熱・電流駆動のみならず、プラズマの初期立ち上げ、鋸歯状振動や新古典テアリングモード (NTM: Neo-classical Tearing Mode) 不安定性などの MHD 不安定性の制御などにも有効であることや、高速の α 粒子と結合しないのでパワーの損失が少ないなどの利点もある。

核融合装置におけるミリ波帯高周波加熱電流駆動装置の概略構成を図 1-3-1 に示す。10~100GHz (ミリ波) 帯高周波を発生するジャイロトロンシステム、高周波を波源 (ジャイロトロン) から真空容器近くまで伝送させる伝送システム、高周波をプラズマの所定位置へ入射する入射システムから構成される。ジャイロトンの概略構成を図 1-3-2 に示す。1900 年代にロシアで開発された高周波発生装置 [1-11] である。最下部にある電子銃 (MIG) から引き出された電子は、超伝導コイルによって作られる強力な磁場に対して、螺旋を描きながら磁力線に沿って円筒形状の空洞までホロービームで到達する。その空洞部で電子サイクロトロン共鳴 MASER (Microwave Amplification by Simulated Emission of Radiator) の原理によって、磁場と垂直方向の電子ビームエネルギーが高周波エネルギーに変換される。空洞部で発振する高周波は、通常 $TE_{m,n}$ (m は周方向、 n は径方向のモード数) といった円形導波管モードである。空洞の上部に位置するモード変換器及び複数のミラーにより、導波管モードをガウシアンビーム (TEM_{000} モード) に変換し、最終的に真空窓を介して外部へ放射させる。近年、ジャイロトロン開発の進展は著しく、大電力・長パルス発振の必要条件である空洞壁の熱負荷低減を目的とした $TE_{31,8}$ 、 $TE_{28,9}$ などの超高次モード発振の成功 [1-12, 13] や人工ダイヤモンド窓の搭載 [1-14]、ジャイロトロン内の不要モードの抑制などによって、これまでに 170GHz で 0.9MW-9.2 秒、0.5MW-47 秒、0.2MW-132 秒 [1-15]、140GHz では 1MW-10 秒、0.9MW-3 分、0.5MW-16 分 [1-16]、110GHz では 1.2MW-4 秒 [1-17] といった大電力・長パルスのミリ波帯高周波発生に成功している。このように、核融合炉において必要とされている 100GHz 帯、MW レベルでの連続運転が可能なジャイロトロンの実現への見通しが得られている。

ミリ波帯高周波伝送システムは、導波管伝送方式と空間伝送方式に大別できる。前者は、ジャイロトロンから出力されるガウス状分布を持つ高周波ビームとの結合性が高く、伝送損失の少ない円形コルゲート導波管 (内壁に規則的なピッチと深さのスリットを有する導波管) や伝送路を 90°に曲げるマイターバンド、高周波を高効率でプラズマへ結合させるために必要な偏波変換器、パワー測定器や高周波ビームダンプとして使用するダミーロードなどから構成される。高周波パワーを導波管内に通すため、小スペースで伝送システムを構築することが可能である。後者は、周波数が高いことから光学的に扱うことのできるミリ波の特徴 (準光学性) を利用し、ミラーを用いて高周波ビームを反射させて空間を伝送させる方式である。そのため導波管は必要なく、導波管方式と比較するとシステムとしては簡素であるが、高効率伝送と高周波漏洩に対する安全性などを考慮すると広範囲な伝送路スペースや大型ミラーが必要となる。システム効率を考える場合、何れの伝送システム (方式) においても大電力における高効率伝送及びプラズマへの結合性能の評価を行い、総合的にシステム性能を判断する必要がある。伝送システムの中には、偏波変換器のようにプラズマとの入射 (結合) 性能を大きく左右するコンポーネントも存在することから、伝送システムも含めて入射

システムと称する場合がある。本論文では、入射システムに含めて述べている。

プラズマ中の所望位置でミリ波（電子サイクロトロン波）帯高周波加熱電流駆動（EC H&CD）を行うためには、ミリ波をプラズマの所定方向に向かって入射する必要がある。プラズマ加熱のみを行うのであれば、例えば、トーラスの外側からプラズマのトロイダル磁場に対して垂直方向にミリ波を入射すれば良いが、電流駆動を行うためには、電流を駆動さ

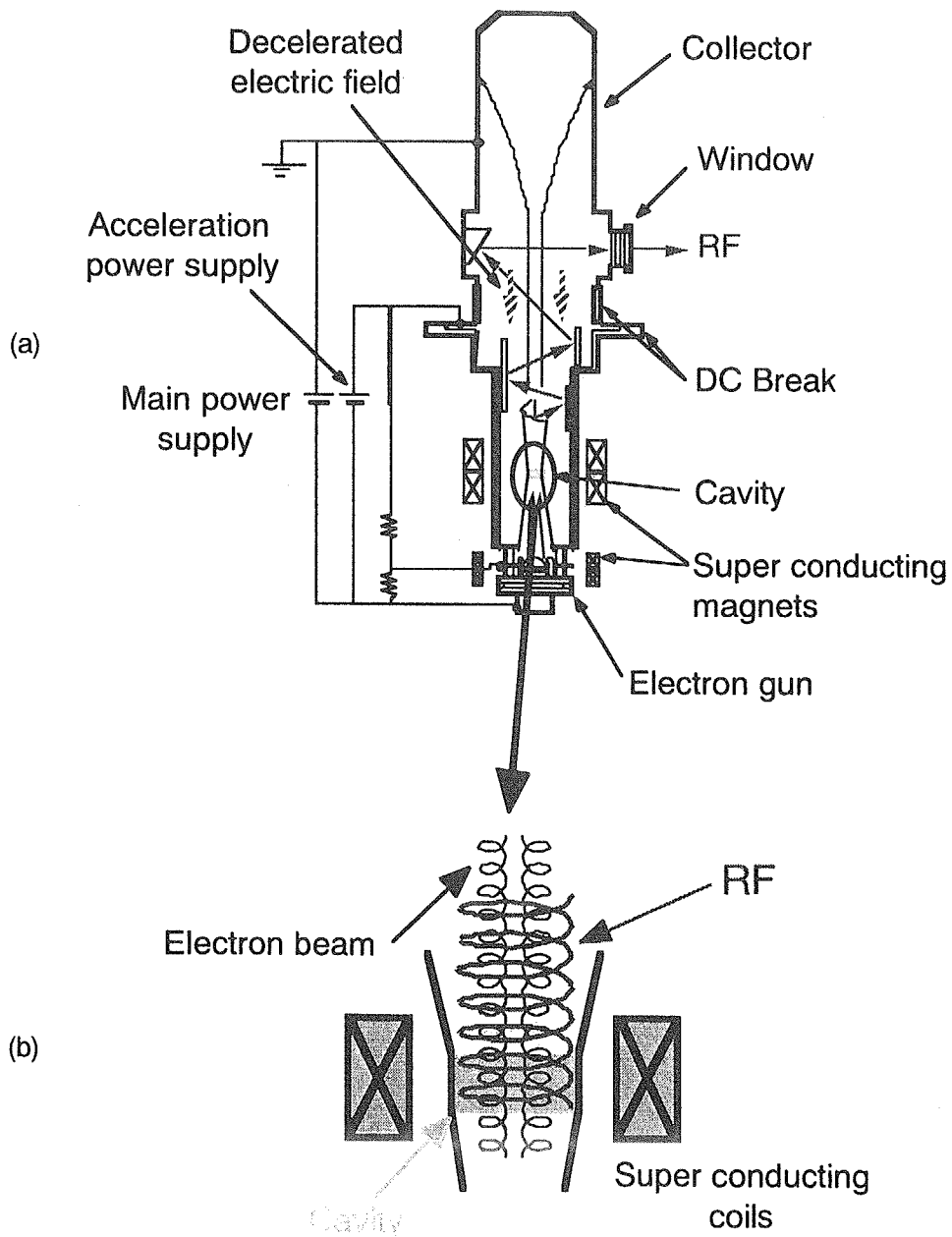


図1-3-2 ジャイロトロン：(a) ジャイロトロン全体の構造概略図、
(b) RF発振の模式図。Cavityで電子ビームの回転エネルギーをRF
パワーに変換させる。

せる方向に電子を加速する必要があり、トロイダル磁場に対して斜め方向に入射しなければならない。即ち、ミリ波の入射角度を可変にしなければならず、その入射角度を可変とする入射システム（アンテナ）が必要となる。既存の核融合プラズマ実験装置（日本の JT-60U や JFT-2M、アメリカの DIII-D、スイスの TCV 等）のミリ波帯高周波入射システムでは、高周波出力端の前方に角度可変のミラーを設置し、そのミラーを用いて高周波ビームを所定方向に反射させてプラズマへ入射する。この方式を先端可動型入射システムと呼ぶ。例として、ITER の水平ポート用に設計したミリ波帯高周波入射システムを図 1-3-3 に示すが、高周波出力端に設置する可動ミラーアンテナ、導波管や導波路を 90°に曲げるマイターバンド、中性子シールド、真空窓等から構成される。一方、新しい入射方式として、可動ミラーを高周波入力側に設置し、その可動ミラーを用いて高周波の入射角度を可変とする遠隔駆動型入射システムがある。これは、ITER 等の核融合炉や入射ポートが小さく、可動ミラーが設置できないような装置に適した方式である。

本論文では、核融合プラズマの加熱電流駆動に必要とされている高周波入射方式のうち、ミリ波帯大電力高周波加熱電流駆動装置における入射システムに関して実施してきた研究について述べる。第 2 章「大電力ミリ波帯高周波入射システムの開発課題」では、ミリ波帯高周波入射システムの概略説明と、本研究テーマである核融合炉用ミリ波帯高周波入射システムの開発課題について言及する。第 3 章「大電力ミリ波帯高周波伝送システムの高効率伝送性能」では、大電力におけるミリ波伝送に関する研究を目的として、JT-60U 用 110GHz EC H&CD システムの開発計画を利用して実施した伝送システムの開発研究及び大電力伝送に関する実験研究について記述する。第 4 章「大電力ミリ波帯高周波入射システムの高効率結合性能」では、適確な入射角度による高効率結合の実証を目的として、トロイダル及

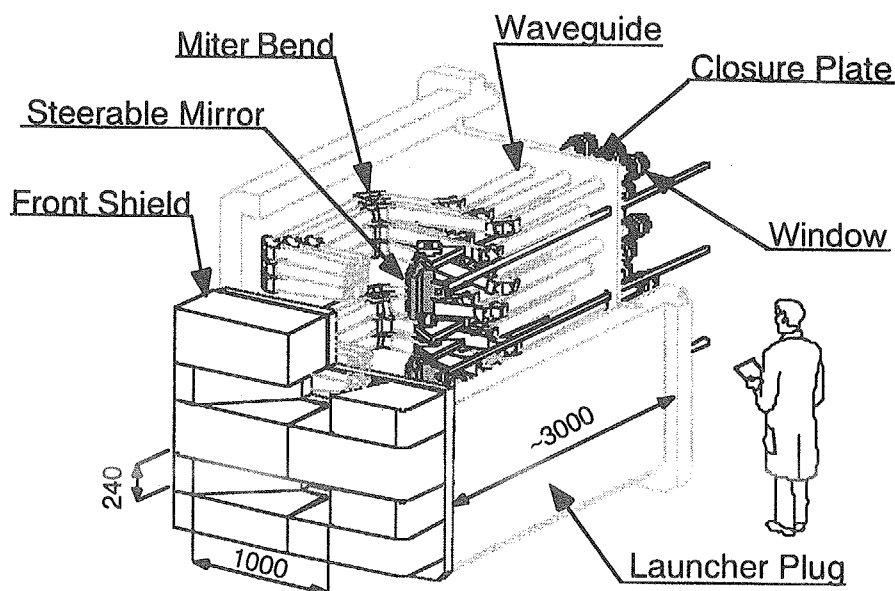


図1-3-3 ITER水平ポート用ミリ波入射システム：高周波出力端に設置する可動ミラーアンテナ、導波管や導波路を90°に曲げるマイターバンド、中性子シールド、真空窓等から構成される。

びポロイダル両方向の入射角度可変と電磁力低減性能を有するアンテナの開発研究、そのアンテナの放射性能に関する実験研究やプラズマへの高周波入射、加熱電流駆動実験について述べる。また、大電力ミリ波のプラズマへの高効率結合に関する研究を目的として、入射偏波とプラズマの結合特性に関する実験研究についても記述する。第5章「大電力ミリ波帯高周波入射システム用真空窓」では、ミリ波帯高周波入射システム用真空窓及びジャイロトロン出力窓の開発研究として実施してきたサファイア窓と、現在では大電力ミリ波伝送用の真空窓材として標準となりつつある CVD ダイアモンドを用いた真空窓の高周波伝送特性に関する研究について述べる。CVD ダイアモンド窓については、炉環境下における安全性や信頼性を目的とした開発研究についても記述する。第6章「核融合炉用先端可動型ミリ波帯高周波入射システム」では、炉環境で成立し得る先端可動型ミリ波帯高周波入射システムの研究を目的として実施した ITER の水平ポート用先端可動型ミリ波帯高周波入射システムの最適設計とそのコンポーネントの開発研究について記述する。また、ITER 用ミリ波加熱電流駆動システムの構成についても紹介する。第7章「核融合炉用遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システム」では、遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの伝送及び放射性能に関する研究とその大電力性能を把握することを目的として、遠隔駆動型入射システムプロトタイプ製作と周波数 170GHz の大電力ミリ波を用いた伝送及び放射性能に関する実験及びその性能評価等について記述する。また、遠隔駆動方式の原理及び特徴、今後の開発課題についても言及する。最後に、第8章にて本研究の総括を述べる。

2. 大電力ミリ波帯高周波入射システムの研究開発課題

2.1 はじめに

第1章3項において、ミリ波帯高周波の入射によるプラズマ加熱電流駆動が、核融合炉に適した物理的・工学的特徴を持つと共に、加熱電流駆動のみならず、プラズマ高性能化のための制御、初期立ち上げ等に幅広く利用され、核融合プラズマには必要不可欠な加熱方式（装置）であることを述べた。また、大電力ミリ波帯高周波入射システムの説明を中心に、ミリ波帯高周波加熱電流駆動装置の全体構成について紹介した。本章では、本研究テーマである大電力ミリ波帯高周波入射システム（伝送システムを含む）に関する研究開発課題について記述する。

2.2 高効率伝送及び結合

核融合炉用大電力ミリ波帯高周波加熱電流駆動装置全体のシステム効率を考えた場合、ジャイロトロンで発生させた高周波パワーを如何に 1) 効率良くプラズマ近くまで伝送させ、且つ、2) 高効率でプラズマに結合させるかということが重要となる。即ち、入射システムの高効率伝送・結合性能が必要となる。その二つの性能を実現するためには、ジャイロトロンで発生させたミリ波パワーを高効率で入射システムまで導く伝送システム構築の最適条件の確立及び性能実証、プラズマへの入射パワー結合効率を左右するミリ波の入射偏波の最適化と可動ミラーによる適切な角度でのミリ波入射が必要である。

高効率伝送においては、導波管伝送方式と空間伝送方式が考えられるが、本研究では、低伝送損失を目的としたコルゲート導波管を用いた導波管伝送方式に着目し、大電力における長距離伝送システムの構築と高効率伝送性能実証といった開発課題に取り組み、その性能を達成するための最適条件の確立を達成目標とした。

プラズマへの入射パワー高効率結合については、ミリ波の入射偏波・角度の最適化が必要である。ジャイロトロンから発生するガウス分布状のミリ波帯高周波ビームは直線偏波であり、プラズマ加熱のみを考えた場合、直線偏波をそのまま入射することで高効率加熱は可能と考えられるが、その場合でも、偏波の回転角度を最適化する必要がある。また、高効率電流駆動を行うためには、偏波の回転角度の最適化に加えて直線偏波を楕円偏波に変換する必要がある。それらの変換は偏波器によって実現可能であるが、対象とするプラズマパラメータやミリ波の入射角度に合った任意の偏波を作り出し、プラズマへのミリ波パワー結合効率の最適化を大電力で実証することが重要である。偏波変換及びその入射イメージを図2-3-1に示す。

ミリ波帯高周波は、伝搬や放射について準光学的に扱うことができることから、1) ミラーを用いて高周波を反射させて伝搬方向を変えることが可能であること、2) ビーム状で空間伝送が可能であるといった特徴を持つ。その特徴を利用し、可動ミラーを用いてプラズマへの入射角度及び方向を制御することが可能である。トカマクに代表されるトーラスプラズマへのミリ波入射方向としては、ポロイダルとトロイダルの2方向がある。ポロイダル方向は、主に加熱或いは駆動電流の位置制御や最適化に使用され、トロイダル方向は、電流駆動効率及び駆動電流位置の最適化等に必要とされることが多い。このような幅広い加熱電流駆動を行うために必要な入射システムのシステム効率（低コスト化）を考

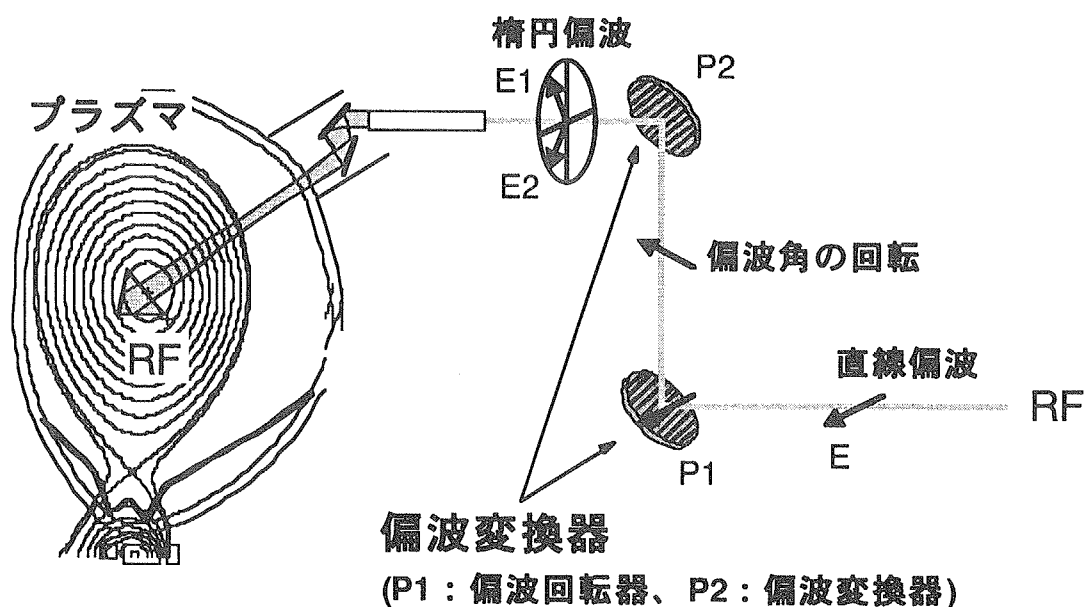


図2-3-1 ミリ波帯高周波の偏波変換と高周波入射イメージ：
 プラズマへの高周波パワーの高効率結合を達成するために、2つの偏波器（偏波回転器と変換器）を用いて任意の偏波に変換する。

慮すると、トロイダル及びポロイダル両方向の入射角度可変性能をひとつのミラーにより同時に満たすことが理想である。そのためには、2軸可動ミラーを用いた入射システム（アンテナ）の開発が必要となる。しかしながら、真空中に設置するミラーの構造を2軸可動とすることは、その支持構造や2軸可動ミラーと駆動系の取り合い構造等を考えた場合、容易ではない。加えて、アンテナはプラズマディスラプション発生時に誘起される電磁場の影響も受ける。このように、可動ミラーを用いた最適な入射システムのプラズマ加熱電流駆動性能、システム効率、構造健全性等の全てを考慮した上で、最適な入射システムを開発することが必要である。

入射システムを構成する個々のコンポーネントの性能や構造成立性を評価し、最適化を図ることは重要である。また、全てのコンポーネントを組み合わせ、入射システム全体の大電力ミリ波伝送実験や実際のプラズマへの入射実験を通じて、総合的に入射システム性能を評価することも必要不可欠である。本研究では、JT-60U及びJFT-2Mにおける大電力ミリ波帯高周波加熱電流駆動システムの開発（JT-60U）・改造計画（JFT-2M）を利用し、実験的に大電力ミリ波帯入射システムの長距離伝送やプラズマへのミリ波パワーの結合性能について探究し、それらの総合性能評価について記述する。

2.3 真空窓

ミリ波帯高周波入射システムの中で、真空及びトリチウム障壁の観点から、入射システム（真空容器）とその後方の伝送システムやジャイロトンシステムを分離するための

境界、ジャイロトロンの高周波出力窓として使用する真空窓の開発研究も重要な課題のひとつである。真空窓材として、誘電体（セラミクス）を使用するが、大電力高周波パワーが真空窓を透過すると誘電損失が生じ、それにより窓自身が発熱するために冷却構造を設ける必要がある。しかしながら、冷却能力を超えるような発熱が生ずると、熱応力により窓が破壊する可能性が十分に考えられる。従って、大電力・長パルスのミリ波帯高周波を透過させるためには、低誘電損失及び高熱伝導の性能を有する真空窓を開発することが課題である。これまでの真空窓開発の具体例を挙げると、当初は、人工サファイア（単結晶アルミナ）窓の開発を中心に進めてきた。サファイアディスクを2枚重ね、ディスク間に冷却媒体を流す非常に薄い中間層を設けたダブルディスク窓や、70K程度の極低温下においてサファイアの誘電損失が一桁程度減少するという特徴を利用した極低温窓の開発を行ってきた。一方、1996年以降、サファイアより低誘電損失率が常温下でも一桁低く、熱伝導率が40倍（銅の5倍）も高い人工ダイヤモンドについて、化学気相成長（CVD）法による直径100mmという大口径ディスク[2-1]の製造が可能となり、人工ダイヤモンド窓開発に移行した。

燃料としてトリチウムを使用するITERなどの核融合炉では、真空窓は真空分離のみならずトリチウムや真空容器内の放射性ダストなどのジャイロトロンシステムへの流入や公衆への漏洩を防ぐ隔壁の役割も担うため、核融合炉環境下における真空窓の構造は、高い安全性及び信頼性が要求され、且つ、それらを示さなければならぬ。更に、入射システムの中で真空窓はプラズマから離れた位置（入射システム後方）にあるが、核融合炉の場合は、真空窓の設置する後方でも高エネルギー中性子照射を受けるため（例えばITERでは、エネルギーが0.1MeV以上の高速中性子の1年間の照射量が 10^{18} n/m²と評価されている。[2-2]）、人工ダイヤモンドの誘電特性や熱伝導性、強度特性等に対する中性子照射効果を調べ、それらの特性変化を明らかにしておくことも開発課題のひとつである。これらの構造健全性・信頼性、中性子照射特性のデータは、真空窓の最適設計には必要不可欠なものである。

2.4 先端可動型入射システム

ITERに代表されるようにD-T核融合炉の場合、入射システムは、プラズマからの高エネルギー中性子や高熱流束（例として、ITERの中性子ピーク壁負荷及び平均熱負荷は、それぞれ0.57MW/m²及び0.2MW/m²である。）に曝される。そのような過酷な炉環境下でも使用可能とするため、遮蔽性能を有する入射システム開発が必要不可欠である。図1-3-3にITERの水平ポート用先端可動型入射システムの概略を示すが、中性子遮蔽用のフロントシールドやプラグ内の遮蔽ブロック、ミリ波の入射角度を可変とする可動ミラー、ミリ波を可動ミラーまで伝送させる導波管コンポーネント、真空窓等から構成される。その中で、可動ミラーの開発は特に重要であり、その構造成立性が先端可動型入射システム全体の成立性を左右すると言っても過言ではない。核融合炉用先端可動型ミリ波帯高周波入射システムの具体的な開発項目は、

- 1) 可動ミラー用ベアリングやミラー材料の耐熱性、耐中性子性
- 2) 可動ミラー内部の強制冷却構造や実用的な可動ミラー用伸縮性冷却配管の開発
- 3) 可動ミラーや導波管コンポーネントなどを保護するフロントシールドの開発

- 4) 中性子遮蔽構造の開発
- 5) 真空窓の開発

である。5) の真空窓の開発課題については、本章 4 項で既に記述した。これらの開発研究によって得られたデータを基に、より現実的な核融合炉用先端可動型ミリ波帯高周波入射システムの最適構造設計を行うことが可能となる。第 6 章では、以上の開発課題をふまえた上での可動ミラーや真空窓等の要素機器開発、その開発結果を反映し、十分な中性子遮蔽性能を有する先端可動型ミリ波帯高周波入射システム[2-3]について記述する。

2.5 遠隔駆動型入射システム

発電実証炉のような将来の核融合炉を考えた場合、入射システムに対する中性子照射やプラズマからの熱流速の条件は ITER と比べると更に厳しくなり、特に、先端可動型入射システムにおける可動ミラーの設計が更に困難になることが予想される。そこで、先端可動型の代替え方式として、可動ミラーを入射システムの後方に、即ち、プラズマから離れたところに設置し、その可動ミラーにより高周波パワーの放射角度及び方向を制御する新方式の入射システム（遠隔駆動型入射システム）を開発した。図 2-5-1 に遠隔駆動型方式の概念を示す。この入射システムは、矩形コルゲート導波管とその導波管の入口側に設置する可動ミラーから構成され、導波管出口において、導波管へ入射する角度及び方向と同一の角度及び方向に高周波が出力されるという特性を有する。導波管への入射角度及び方向の制御は、後方（導波管の入射側）に設置する可動ミラーによって行うが、先端可動型と比べ可動ミラーの位置がプラズマから遙かに遠く、故に、核融合炉環境下での構造成立性が課題となっている可動ミラー及び可動ミラー用ベアリングに対する高エネルギー中性子照射やプラズマからの熱流束の影響をほぼ回避することが可能となる。従って、入射システムの構造信頼性の大幅な向上が期待できる。この遠隔駆動型の開発課題は、矩形コ

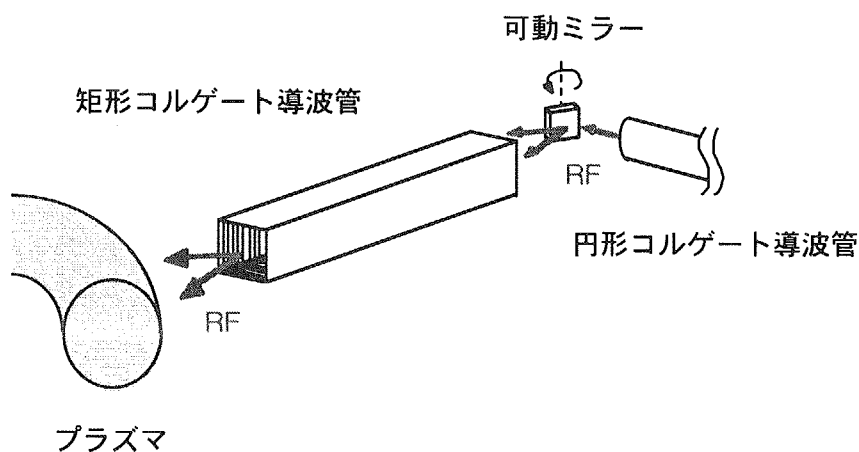


図2-5-1 遠隔駆動型入射システムの概略図：入射システム後方に設置する可動ミラーと矩形コルゲート導波管により構成される。この可動ミラーにより高周波パワーの放射角度及び方向を制御する。

ルゲート導波管内を伝搬するミリ波の伝搬特性や矩形コルゲート導波管からの放射性能等の基礎特性を評価することである。そして、その評価結果を基に遠隔駆動型入射システムの使用可能条件を明確にすることが開発課題である。

本論文の第 3 章以降では、上述の開発研究課題を踏まえ、これまで行ってきた「核融合プラズマ加熱電流駆動用大電力ミリ波帯高周波入射システムに関する研究」について述べる。

3. 大電力ミリ波帯高周波伝送システムの高効率伝送性能

3.1 はじめに

核融合炉における大電力ミリ波帯高周波加熱電流駆動装置のシステム効率を考えた場合、ジャイロトロンから出力される大電力ミリ波を

- 1) 効率良く炉まで伝送する
- 2) プラズマに高効率で結合する

ということが重要となる。1 及び 2 の達成にはそれぞれ、伝送システムの性能実証や最適条件の確立、結合アンテナによる適切な角度でのミリ波の入射と偏波器によって作り出す偏波の最適化が必要である。本章では、核融合炉用大電力ミリ波帯高周波加熱電流駆動入射システム（伝送システムを含む）の設計に反映させることを目的として、JT-60U における大電力ミリ波帯高周波加熱電流駆動システム（周波数：110GHz）の開発計画を利用し、大電力ミリ波帯の長距離伝送システムにおける高効率伝送に関する実験研究について、実験結果や考察と共に記述する。2 については第 4 章で述べる。

3.2 大電力ミリ波帯高周波伝送システム

核融合炉における大電力ミリ波帯高周波加熱電流駆動システムの役割は、文字通りプラズマの主加熱及び電流駆動、プラズマの初期立ち上げ、プラズマの電流・温度分布制御によるプラズマの高性能化である。特に、新古典ティアリングモード（NTM）不安定性の抑制に対して、ミリ波帯高周波加熱電流駆動は唯一のツールとして期待されている。例えば、JT-60U ではその NTM 制御や鋸歯状振動などの MHD 不安定性をミリ波（電子サイクロトロン波）帯高周波加熱電流駆動によって制御し、プラズマの性能向上を図ることが主目的になっている。その加熱電流駆動システムにおいて、高効率伝送性能達成を目的とした伝送システムの開発を行った。JT-60U 大電力ミリ波帯高周波加熱電流駆動システムの概略を図 3-2-1 に示す。

ミリ波帯高周波加熱電流駆動装置の伝送システムとして、ジャイロトロンからの高周波出力をアンテナまで効率良く伝送する必要がある。伝送システムには、導波管を使用する方式と、ミラーを使用して空中伝送させるミラー伝送方式に大別できる。本研究では、伝送システムの設置について省スペース化が可能な導波管伝送方式について、高効率伝送を達成するための伝送システムの開発を目的とした。低電力において標準的に使用されている矩形導波管内を伝搬する基本波モードでの伝送は、伝送効率や大電力時の熱負荷などの観点から適さない。従って、高周波パワー（電界）が導波管内の中心に集中し、導波管壁で非常に小さい HE_{11} モードの伝送を考え、そのモードを基本波とするコルゲート円形導波管を適用した。つまり、低損失伝送が期待できる。また、 HE_{11} モードはガウスモード（ TEM_{000} モード）との結合率が高く、ジャイロトロンから出力されるガウス状高周波ビームが、コルゲート円形導波管の HE_{11} モードに高効率で結合し得るということ、更に、導波管内を伝搬する HE_{11} モードが、プラズマへ入射する際にもガウスビームへの結合効率が高いという利点を有するため、プラズマへの結合効率を考える上でも非常に適していると考えられる。

円形導波管内を伝搬する波のモードは、TM モードと TE モードのハイブリッドモードとして考えることができる。円形導波管内を伝搬する p, m モードの TM 及び TE 成分の一

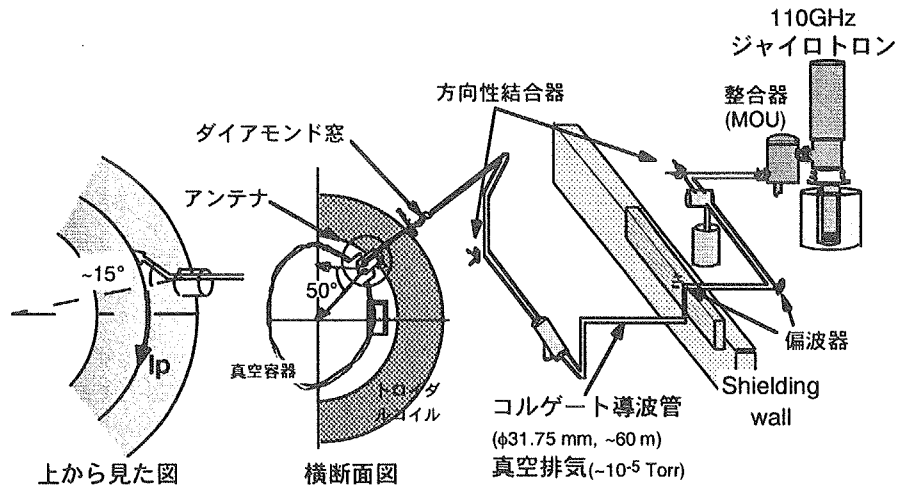


図3-2-1 JT-60U大電力ミリ波帯高周波加熱電流駆動システム：
 主要要素機器は、110GHz, 1MWジャイロトロン、コルゲート
 導波管や偏波器などで構成される伝送システム、入射(アンテ
 ナ)システムである。

般表式は、極座標系を用いて、

$$T_{p,m} = N_{p,m} J_p(X_{p,m} r/a) \cdot \sin(p\phi), \quad (\text{TM モード}) \quad (3-2-1a)$$

$$T'_{p,m} = N_{p,m} J_p(X_{p,m} r/a) \cdot \cos(p\phi), \quad (\text{TE モード}) \quad (3-2-1b)$$

と記述できる[3-1]。但し、 a 、 $N_{p,m}$ 、 J_p 、 $X_{p,m}$ 、 ϕ は、順に導波管半径、規格化定数、第1種ベッセル関数、境界条件で決まる固有値、導波管断面の方位角度である。 p, m モードの電界及び磁界は次式によって定義できる。

$$E_{p,m}^{\pm}(r, \phi, z) = (R_{p,m} Z_0)^{1/2} \left[\bar{r} \left(\frac{\partial}{\partial r} T_{p,m} + d_m \frac{\partial}{r \partial \phi} T'_{p,m} \right) + \bar{\phi} \left(\frac{\partial}{r \partial r} T_{p,m} - d_m \frac{\partial}{\partial \phi} T'_{p,m} \right) \pm \bar{z} j \frac{X_{p,m}^2}{R_{p,m} \alpha Y} T_{p,m} \right] \quad (3-2-2a)$$

$$H_{p,m}^{\pm}(r, \phi, z) = (R_{p,m} Z_0)^{-1/2} \left[\mp \bar{r} \left(\frac{\partial}{r \partial \phi} T_{p,m} - d_{p,m} R_{p,m}^2 \frac{\partial}{\partial r} T'_{p,m} \right) \pm \bar{\phi} \left(\frac{\partial}{\partial r} T_{p,m} + d_{p,m} R_{p,m}^2 \frac{\partial}{r \partial \phi} T'_{p,m} \right) + \bar{z} j \frac{d_{p,m} R_{p,m} X_{p,m}^2}{\alpha Y} T'_{p,m} \right] \quad (3-2-2b)$$

但し、

$$R_{p,m} \equiv \beta_{p,m} / k = [1 - (X_{p,m} / Y)^2]^{1/2} \quad (3-2-3)$$

$$Y = ka \quad (3-2-4)$$

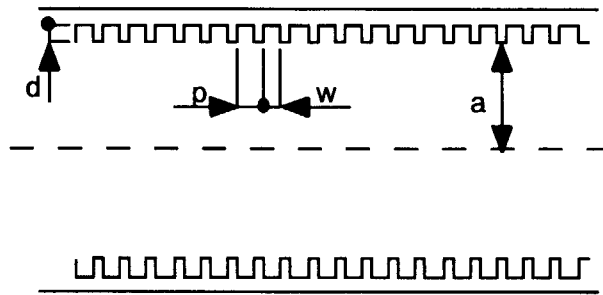


図3-2-2 コルゲート導波管の断面該略図：
aは導波管半径、d, p, wは、それぞれコルゲート溝の深さ、ピッチ、幅を示す。

と定義する。また、± 記号の + は波の伝搬方向、- はその逆方向を意味する。ここで、導波管径が波長に比べて十分に大きい場合（オーバーサイズと称する。）、 $Y \gg 1$ 及び $R_{pm}=1$ となる。コルゲート円形導波管は、文字通り導波管内壁に規則的なピッチを有するコルゲート溝の加工を施したもので（図 3-2-2）、導波管の軸方向 (z) と方位角方向 (ϕ) の内壁表面のインピーダンスは異方性を持つ。軸方向の表面インピーダンスは、

$$Z_z(r = a) = -E_z(r = a) / H_\phi(r = a) \approx iZZ_0, \tag{3-2-5a}$$

方位角方向の表面インピーダンスは、

$$Z_\phi(r = a) = E_\phi(r = a) / H_z(r = a) = 0 \tag{3-2-5b}$$

で与えられる。 $Z_0 = (\mu_0 / \epsilon_0)^{1/2} = 377\Omega$ を固有インピーダンスと称する。また、 Z は

$$Z = (p/w) \frac{\tan(kd)}{1 + \frac{2}{ka} \tan(kd)} \tag{3-2-6}$$

表3-2-1 固有値

Mode	X_{pm}
HE ₁₁	2.405
HE ₂₁	3.832
TM ₀₂	3.832
TE ₀₁	3.832
HE ₃₁	5.136
EH ₁₂	5.136
HE ₁₂	5.520
EH ₂₂	6.380
HE ₂₂	7.016
TE ₀₂	7.016
TM ₀₃	7.016

で与えられる。但し、 p, w, d はそれぞれ溝のピッチ、幅、深さである。オーバーサイズで Z の大きいコルゲート円形導波管内を伝搬する幾つかのモードの固有値 $X_{p,m}$ を表 3-2-1 に示す。式 (3-2-2) に現れるパラメータ d_m は、TM 及び TE モードの混合比を表しており、式 (3-2-2a, 2b) を式 (3-2-5b) に代入して次のように得られる。

$$d_m = \frac{pJ_p(X_{p,m})}{X_{p,m}J_p(X_{p,m})} \quad (3-2-7)$$

HE₁₁ モードは、TM₁₁ と TE₁₁ のハイブリッドモードで混合比、 $d_I=1$ となる。一方、各モードの電力減衰率 α は、導波管壁面を流れる電流の抵抗損失と透過電力 P_z の比であり、次式によって求めることができる。

$$\alpha = \frac{R_s/2 \cdot \oint (|H_\phi|^2 + |H_z|^2) dl}{2P_z} \quad (3-2-8)$$

上式と式 (3-2-2) から pm モード及び TM_{0m}、TE_{0m} の α は、それぞれ、

$$\alpha = \frac{R_s X_{p,m}^2}{2Z_0 D_{p,m} R_{p,m} \alpha Y^2} \left(\frac{1}{Z^2} + d_{p,m}^2 R_{p,m}^2 \right), \text{ for pm} \quad (3-2-9a)$$

$$\alpha = \frac{R_s}{Z_0 R_{0,m} \alpha Y^2} \left[1 - \frac{2YZ}{X_{0,m}^2} + \left(\frac{YZ}{X_{0,m}} \right)^2 \right]^{-1}, \text{ for TM}_{0m} \quad (3-2-9b)$$

$$\alpha = \frac{R_s X_{0,m}^2}{Z_0 R_{0,m} \alpha Y^2}, \text{ for TE}_{0m} \quad (3-2-9c)$$

となる。但し、

$$D_{p,m} = \frac{1}{2} \left[(1 + R_{p,m}^2 d_{p,m}^2) \left(1 - \frac{p^2}{X_{p,m}^2} + \frac{2p}{d_{p,m} X_{p,m}^2} + \frac{p^2}{d_{p,m}^2 X_{p,m}^2} \right) - 2(1 + R_{p,m}^2) d_{p,m} \frac{p}{X_{p,m}^2} \right] \quad (3-2-10)$$

$$R_s = \sqrt{\pi f \mu_0 / \sigma} \quad (3-2-11)$$

で与えられる。 R_s は導波管壁の表面抵抗を表し、 σ は電気伝導度である。いま、コルゲート円形導波管の p, w, a, σ をそれぞれ 0.76mm, 0.56mm, 15.875mm, $7.0 \times 10^7 \Omega^{-1}/m$ (アルミの電気伝導度に安全係数 2 を掛けた値) としたときの、各モードの減衰率 (α) のコルゲート溝深さ依存性を図 3-2-3 に示す。溝深さが $\lambda/4 \sim 3\lambda/8$ で HE₁₁ モードの α が最小となることが分かる。本研究では、他のモードの影響をできる限り小さくすることを目的とし、深さは $0.75/(\lambda/4)$ となる 0.51mm とした。 $d=0.51mm$ では、HE₁₁ モードの減衰率は最少ではないが、HE₁₁ モードと比べ他モードの減衰率の方が大きい。図 3-2-4 は減衰率の周波数依存性を示すが、HE₁₁ モードは伝搬する帯域が広いことが分かる。一方、120GHz 以上で TM_{0m} モードの減衰率の方が小さくなっているが、ジャイロトロンから出力されるガウス状ビームと HE₁₁ モードの結合率は 97%程度[3-2]であり、実際の伝送システムにおいて TM_{0m} モードが

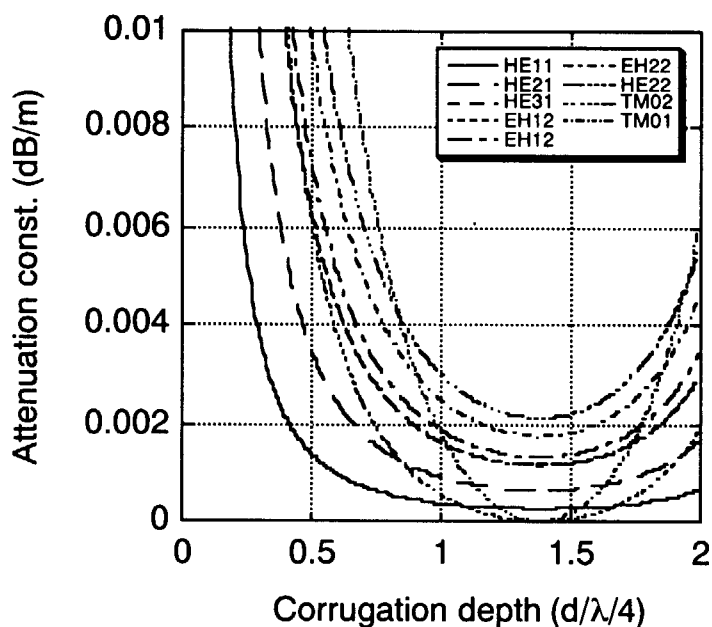


図3-2-3 コルゲート導波管内を伝搬する各モードの減衰率のコルゲート溝深さ依存性 : $p=0.76\text{mm}$, $w=0.56\text{mm}$, $f=110\text{GHz}$ 。深さが $\lambda/4$ 付近で減衰率が最小となる。

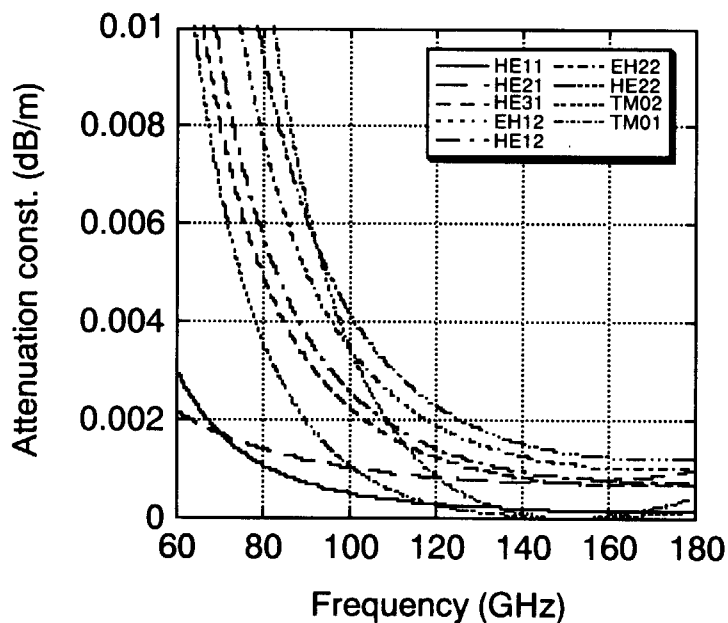


図3-2-4 コルゲート導波管内を伝搬する各モードの減衰率の周波数依存性 : $p=0.76\text{mm}$, $w=0.56\text{mm}$, $d=0.51\text{mm}$ 。HE₁₁モードは伝播帯域が広い。

何らかの原因で励起されない限りその影響は小さい。式 (3-2-1~7) から、HE₁₁モードの導波管内の電界分布を表す式は、

$$E_x = 0 \tag{3-2-12a}$$

$$E_y = \sqrt{\frac{2PZ_0}{\pi}} \cdot \frac{1}{a} \cdot \frac{J_0(2.405r/a)}{J_1(2.405)} \tag{3-2-12b}$$

となる。図 3-2-5 に電界の径方向分布を示すが、先述したように、電界が導波管内の中心に集中し導波管壁で非常に小さくなる。

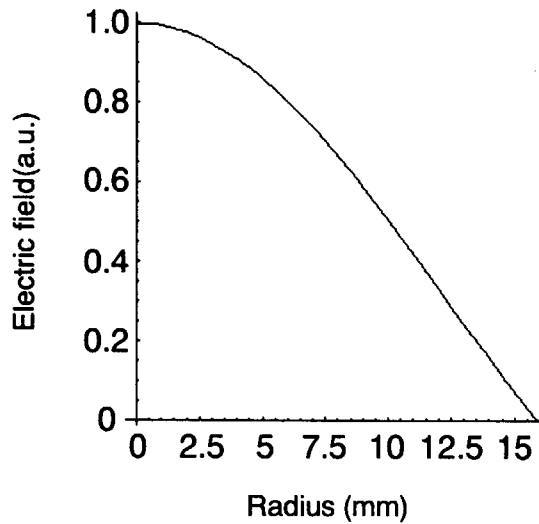


図3-2-5 HE₁₁モードのコルゲート導波管(直径31.75mm)内の電界分布

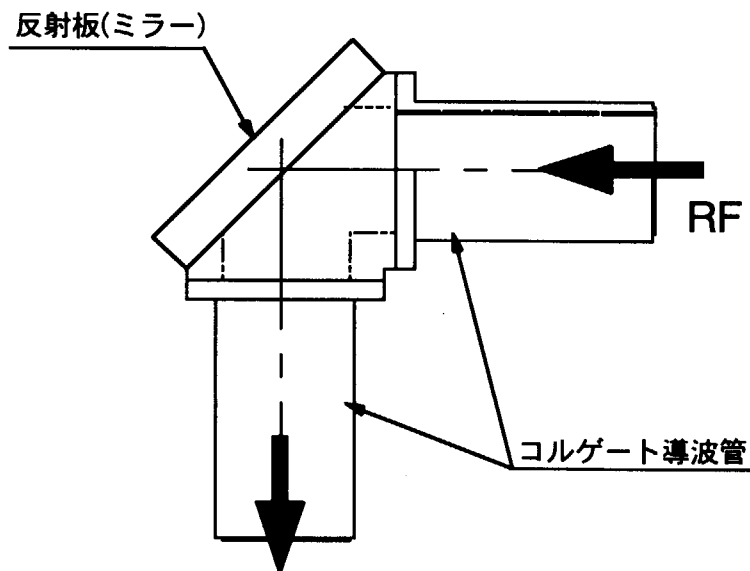


図3-2-6 マイターバンドの概略図

導波管伝送方式において、他の機器との干渉を避けるために伝送系を曲げながら配置する。そのときに必要なコンポーネントがマイターバンドである。その概略形状を図 3-2-6 に示す。反射板（ミラー）を用いて導波路を 90° に曲げることができる。マイターバンドでの伝送損失には、モード変換損失と反射板でのオーミック損失がある。各損失は次式によって与えられる[3-3]。

$$\gamma_c [dB] = 2.4(\lambda/2a)^{3/2}, \quad (3-2-13a)$$

$$\gamma_E [\%] = 400(R_S/Z_0)/\cos\theta, \text{ (反射板と電界が平行の場合)} \quad (3-2-13b)$$

$$\gamma_H [\%] = 400(R_S/Z_0)\cos\theta. \text{ (反射板と磁界が平行の場合)} \quad (3-2-13c)$$

但し、式 (3-2-13) は、反射板が平面のときの損失を表す。マイターバンドの反射板として、高温時における強度特性に優れているアルミナ分散強化銅 (DSCu) 製 (常温での表面抵抗は $R_S=5.8 \times 10^6 \Omega^{-1}/m$) の採用と、入射波と反射波のなす角度 $\theta=90^\circ$ を考慮すると、各損失は順に 1.38%, 0.18%, 0.09% となる。但し、この解析解は反射板形状が平面の場合であり、反射板形状を曲面にすることで伝搬する波の位相を補正することができ、モード変換損失を半減させることが可能である。伝送系機器としては、コルゲート導波管とマイターバンドの他に、真空窓、ゲートバルブ、テーパ導波管、真空排気用導波管などがある。それらの機器 1 個あたりの伝送損失 (仕様値) を表 3-2-2 にまとめた。伝送系全体の伝送損失において、マイターバンド、偏波器の損失割合が高いことが分かる。

表3-2-2 各機器1個当たりの損失

伝送系機器	損失(%)
コルゲート導波管(10mあたり)	0.17
マイターバンド	1.0
偏波器	1.5
導波管スイッチ	1.0
真空排気用導波管	0.1
方向性結合器(マイターバンド)	1.0
テーパ導波管	0.1
真空窓	0.001
DCブレーク	0.1

3.3 大電力ミリ波帯高周波伝送システムの大電力伝送性能

大電力ミリ波帯高周波入射システムにおいて、1) 大電力、長パルスにおける高周波の高効率伝送性能を実証すると共に、高性能を得るための条件や特性等を把握しておくことが核融合炉用大電力ミリ波帯高周波入射システム設計へ反映させるために必要である。以下の項では、110GHz 伝送システムを用いた大電力伝送実験[3-4]について述べる。

大電力ミリ波帯高周波伝送システムについて、ジャイロトロンから出力される MW レベルの高周波パワーの高効率伝送性能実証を目的として、110GHz 大電力伝送システムの構築とその大電力伝送実験を行った。伝送システムの概略構成を図 3-3-1 に示すが、コルゲー

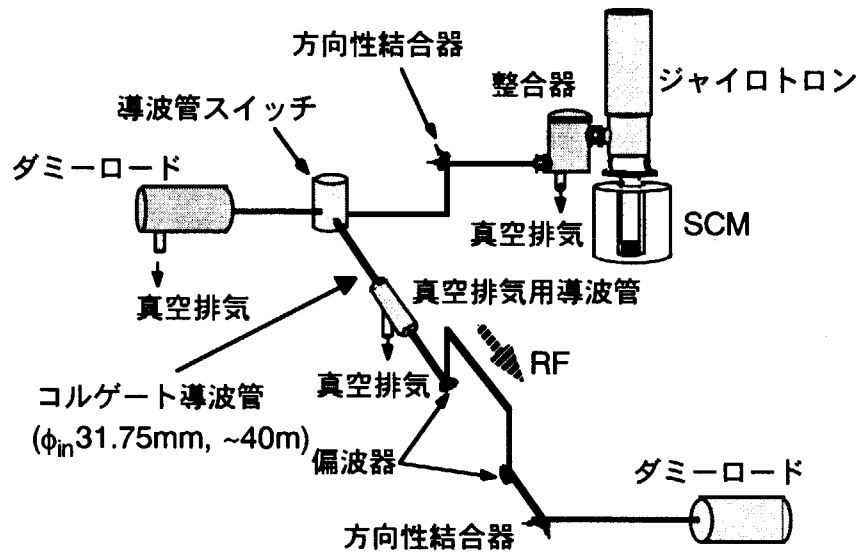


図3-3-1 大電力ミリ波帯高周波伝送システム(全長40m) :
コルゲート導波管、偏波器、方向性結合器(マイターバンド)などから構成される。

ト円形導波管、マイターバンド (5 個)、偏波器 (1 ペア: 主に偏波角を変換する偏波回転器と楕円度を変換する偏波器)、真空排気用導波管、導波管スイッチにより構成される。導波管スイッチは導波路を直進又は 90° 方向へ変換する機器であり、この伝送システムではマイターバンドの役割をしている。また、伝送システム内における大電力高周波伝送時に起こり得る放電の防止を目的として、真空排気用導波管を使用して伝送システム内を真空に引いている。伝送システムの内径は 31.75mm 、全長約 40m である。ジャイロトロンから出力される RF ビームパワーは、2 枚の位相補正ミラーが設置されている整合器 (MOU) を介して伝送システム入口に結合する。RF ビームを高効率で伝送システムに結合するためには、ここでの RF ビームの軸合わせが重要となるが、レーザーと MOU 内の 2 枚のミラーを用いて伝送システム (導波管) と RF ビームの軸を調整する。2 枚のミラーのうち 1 枚は凸面形状、もう 1 枚は凹面形状をしており、ビーム形状の補正と共に導波管サイズに合致する HE_{11} モードの波に結合するようにビーム径を絞る。この伝送系の MOU を除く伝送効率の仕様値は、表 3-2-2 に示す導波管やマイターバンド等の損失を考慮すると約 90% となる。実験では、伝送する高周波の放射分布と伝送効率を測定した。まず、ジャイロトロン出力窓位置、伝送システムの入口 (MOU の出口) 及び出口で、赤外線カメラを用いて測定した放射分布を図 3-3-2(a)~2(c) に示す。2(a) がジャイロトロン出力窓、2(b) が伝送システム入口、2(c) が伝送システム出口での放射分布を表し、白枠は出力窓のフランジの内側及び導波管内径を示している。中心に RF パワーが集中する分布を示しており、ガウス状ビーム出力、 HE_{11} モードへの結合及び伝送が分かる。伝送効率は、伝送システム端部に設置したパワー測定用ダミーロードにより伝送パワーを測定し、予め測定した伝送システム入口でのパワーとの比較から求めた。ジャイロトロン出力 $0.4\sim 0.6\text{MW}$ 時の伝送システム端部でのパワー測定と MOU での損失約 6% を考慮した結果、伝送効率は $88\pm 1\%$ となり、理論値 (90%) とほぼ一致する結果を得た。また、MW レベルでの伝送では、ジャイロトロン出力 0.96MW 、伝送系端で 0.79MW

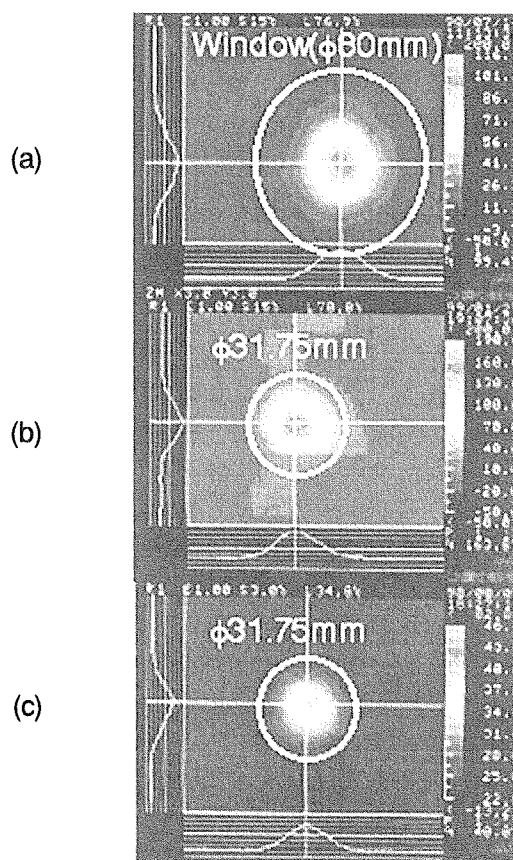


図3-3-2 高周波ビーム分布：(a)ジャイロトロン出力窓、(b)伝送システム入口、(c)伝送システム端部(40m伝送後)。a-b間の損失は6%、b-c間の損失は11%(理論値10%)。白枠は、aが窓フランジの縁、b及びcが導波管の縁。

(伝送効率 88%) のパワーを観測した。このように、 HE_{11} モードを基本波とするコルゲート円形導波管を採用した伝送システムを用いることにより、ジャイロトロンから出力されるガウス状の MW レベル RF ビームパワーの高効率伝送が可能であることを初めて実証した。また、0.82MW-2.0sec、及び 0.32MW-5sec という大電力長パルス伝送にも成功した。

大電力伝送システム内は、放電防止のために真空排気を行うが、マイターバンドや偏波器付近で励起され得る高次モードの影響等により、伝送途中で放電が生じる可能性がある。大電力長パルス伝送において、伝送システムコンポーネントのダメージに繋がる放電が生じた場合にはそれを検知して高周波伝送を停止する手段が必要である。その放電検知について、音 (AE) センサーを用いた放電検知の手法を確立した。AE センサーは媒質の微小振動を検知できる機器であり、導波管の外壁に設置し、放電時に導波管中に生じる音波による振動を検出することができる。その検出信号を利用した高周波伝送の緊急停止 (インターロック) が可能であり、また、そのセンサを複数箇所を設置し、放電時に各センサーが検知する信号の時間差により放電箇所の同定も可能である。図 3-3-3 に AE センサーの写真、図 3-3-4 に実験中に伝送システム内で放電が生じたときの AE センサーの信号を示す。約 1msec の時間差が生じていることが分かる。導波管の材質はアルミであり、アルミ媒質中を伝搬する縦

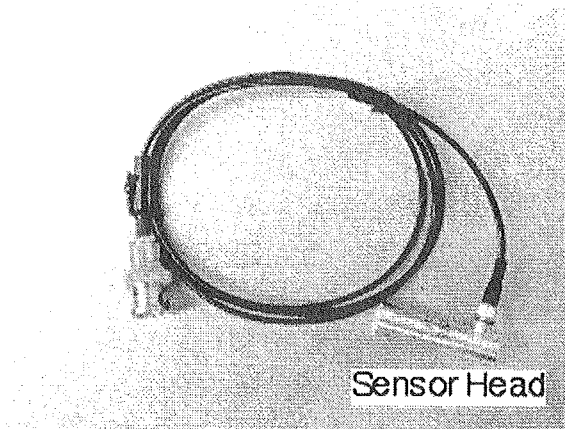


図3-3-3 AEセンサー

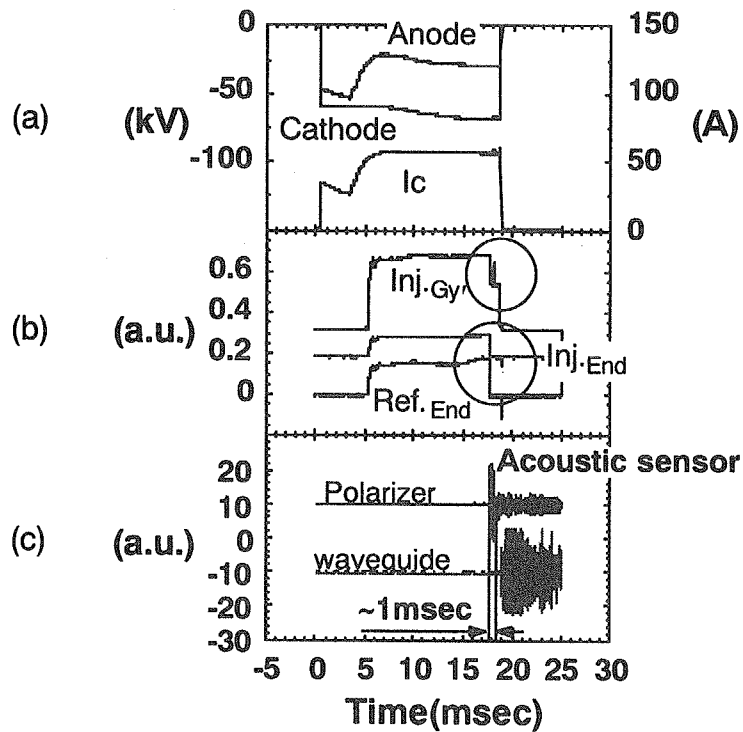


図3-3-4 各出力信号：(a)ジャイロトロンへの印可電圧 (Anode/Cathode)及びビーム電流(Ic)、(b)方向性結合器、(c)AEセンサー。AEセンサが放電を検知し、ジャイロトロン発振を停止させた。詳細は本文参照のこと。

波の速度、3000m/sec と観測した時間差から、このときは排気用導波管付近で放電が生じたことを同定した。この様に、複数の AE センサーを設置することによって放電箇所の同定が可能であると共に、AE センサーの信号をジャイロトロンシステムのインターロック装置に接続し、放電が起きたときにジャイロトロン発振を停止させることが可能である。また、伝送システムの入射側と端部（ダミーロード）手前に据え付けたマイターバンド型方向性結合

器からの信号 (RF 信号) を図 3-3-4 に示してあるが、放電時、入射側の信号は若干の影響を受け、一方、伝送系端の方の信号はゼロとなっており、伝送系端まで RF が伝送されず、伝送途中で放電が生じていることを示している。これらの信号を用いても RF 発振を停止させることが可能である。

3.4 まとめ

核融合炉用大電力ミリ波帯高周波加熱電流駆動入射システムの最適設計に反映させることを目的として、 HE_{11} モードを基本波とするコルゲート円形導波管を用いた伝送システムを構築し、その大電力伝送実験を行った。その結果、MW レベルの伝送と設計値とほぼ同じ伝送効率 $88\pm 1\%$ を達成した。コルゲート円形導波管を採用した伝送システムを用いることにより高効率伝送性能が得られることを MW レベルで初めて実証した。これは、ガウス状ビームと HE_{11} コルゲート導波管モードの結合度が高いことを示すものである。また、コルゲート導波管を採用した導波管方式により高効率伝送が可能であることを明らかにした。更に、 $0.82\text{MW}\cdot 2.0\text{sec}$ 、及び $0.32\text{MW}\cdot 5\text{sec}$ という大電力長パルスの伝送と JT-60 プラズマへの入射にも成功した。このように、大電力ミリ波帯高周波入射システムの高効率伝送を実験的に示したことは、ITER などの核融合炉における大電力ミリ波帯高周波入射システムの最適設計に寄与するものとして意義ある結果である。

4. 大電力ミリ波帯高周波入射システムの高効率結合性能

4.1 はじめに

先端可動型入射システムの性能としてシステム効率を考えた場合、トロイダル及びポロイダル両入射角度可変性能は重要な要素である。また、結合アンテナによる適切な角度でのミリ波の入射と共に、偏波器によって作り出す偏波の最適化も重要である。本章では、中型トカマク装置である JFT-2M の 60GHz EC H&CD システムの改良計画と大形トカマク装置 JT-60U の 110GHz EC H&CD システムの開発計画を利用して行った入射システムの研究開発について、ミリ波のプラズマへの高効率結合を達成すべく、適切なミリ波入射を行う可動ミラーの開発及びその性能実験、プラズマへの入射実験、偏波の最適化について記述する。また、プラズマ消滅時に入射システムに誘起され得る電磁力に耐える構造或いは電磁力低減化の検討についても述べる。

4.2 ミリ波帯高周波可動入射システム

ミリ波帯高周波加熱電流駆動実験のために必要な高周波入射システムの設計パラメータは、1) 高周波の入射パワー及び周波数、2) トロイダル及びポロイダル入射角度、3) アンテナミラーの形状である。構造的要素として、電磁力低減と可動ミラーの真空中での駆動機構がある。トロイダル及びポロイダル入射角可変アンテナについて記述する。

4.2.1 入射パラメータの検討

ホーンアンテナ或いは導波管口を利用した JFT-2M の既存アンテナ (5 系統) は、水平ポートに設置されている。水平ポート内にあるアンテナの上段 2 系統及び下段 3 系統のうち、下段の既存アンテナ (1 系統) を 2 軸可動アンテナへ改良することを考え、そのための高周波ビームの入射パラメータを検討した。まず、高周波ビームがプラズマ中心を通過するようにポロイダル入射角を固定し、トロイダル入射角度と典型的な JFT-2M のプラズマをパラメータとして、ミリ波の吸収及び電流駆動効率の評価を行った。解析手法は、平衡計算コードにより求めた非円形断面トカマクプラズマに対して誘電率テンソルを求め、光線追跡によりミリ波のプラズマ中での伝搬吸収を求める Ray-trace コードと、運動量空間で 2 次元、実空間で 1 次元の Fokker-Plank 方程式を解いて磁気面平均した速度分布の時間発展を計算する Fokker-Plank コードを組み合わせた計算コード[4-1]を利用し、電流駆動効率などを評価した。このコードには、相対論効果、補足粒子効果、非線形衝突項が考慮されている。

平衡計算の結果例として、プラズマの磁気面形状 (トロイダル断面) と圧力分布を図 4-2-1(a), 1(b)に、プラズマパラメータを表 4-2-1 に示す。これらと次式で与える密度及び温度の径方向分布

$$n(\psi) = (n_0 - n_s)\psi^{\alpha} + n_s \quad (4-2-1a)$$

$$T(\psi) = (T_0 - T_s)\psi^{\beta} + T_s \quad (4-2-1b)$$

を用いて、吸収及び電流駆動効率を評価

表4-2-1 JFT-2Mの主要プラズマパラメータ

R (m)	1.31
a (m)	0.3
BT (T)	2.14
$\langle n_e \rangle$ ($\times 10^{19} \text{ m}^{-3}$)	1.1
T_{∞} (keV)	1.5
κ	1.41
δ	0.25

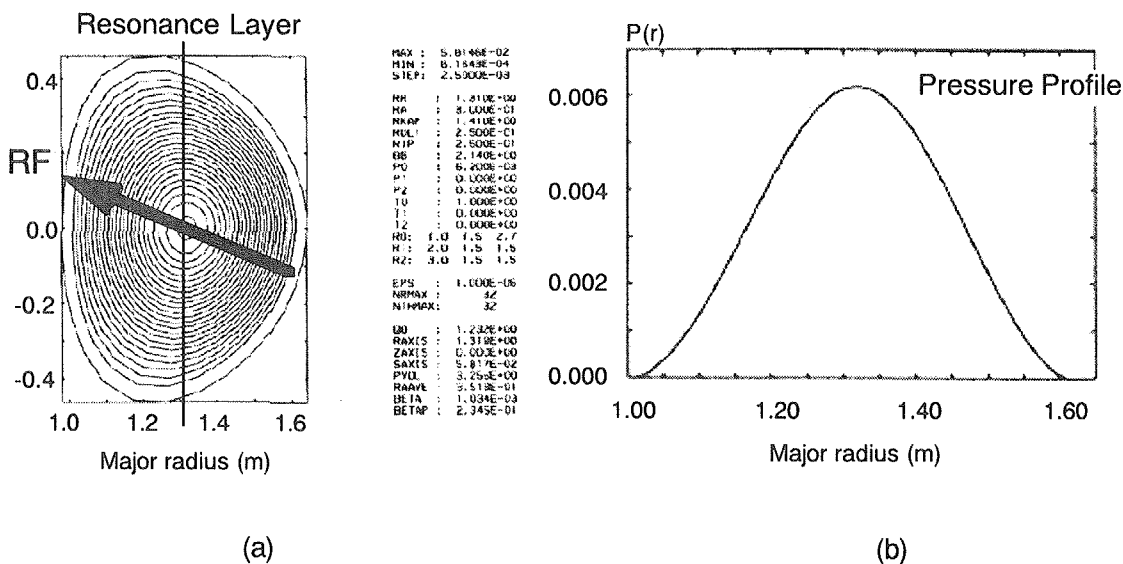


図4-2-1 平衡計算結果例：(a) 磁気面形状、(b) 圧力分布。太線は高周波ビームの入射ラインを示し、共鳴層はプラズマ中心(磁気軸)付近とした。

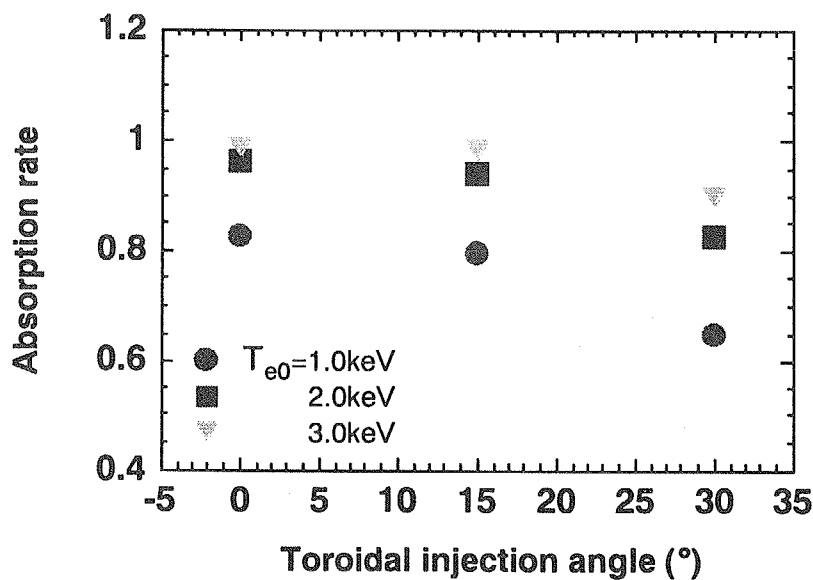


図4-2-2 トロイダル入射角に対する吸収率： $\langle n_e \rangle = 1.1 \times 10^{19} \text{m}^{-3}$, $T_{e0} = 1.0\text{-}3.0 \text{keV}$, $B_T = 2.14 \text{T}$, O-mode ●、■、▲ は、それぞれ、中心電子温度が1.0, 2.0, 3.0 keVの場合を示している。電子温度が高い程、吸収効率が低いことが分かる。

した。 ψ は磁気面を表し、添え字 $0, S$ は、それぞれ中心及びセパトトリックス (周辺) を意味する。 $\alpha_m = T_n = 1.0$, $n_s = 0.01 \times 10^{-20} \text{m}^{-3}$, $T_s = 0.01 \text{keV}$ とした。ポロイダル角を 0° に固定し、トロイダル角に対する吸収率を図 4-2-2 に示す。プラズマパラメータは、 $\langle n_e \rangle = 1.1 \times 10^{19} \text{m}^{-3}$,

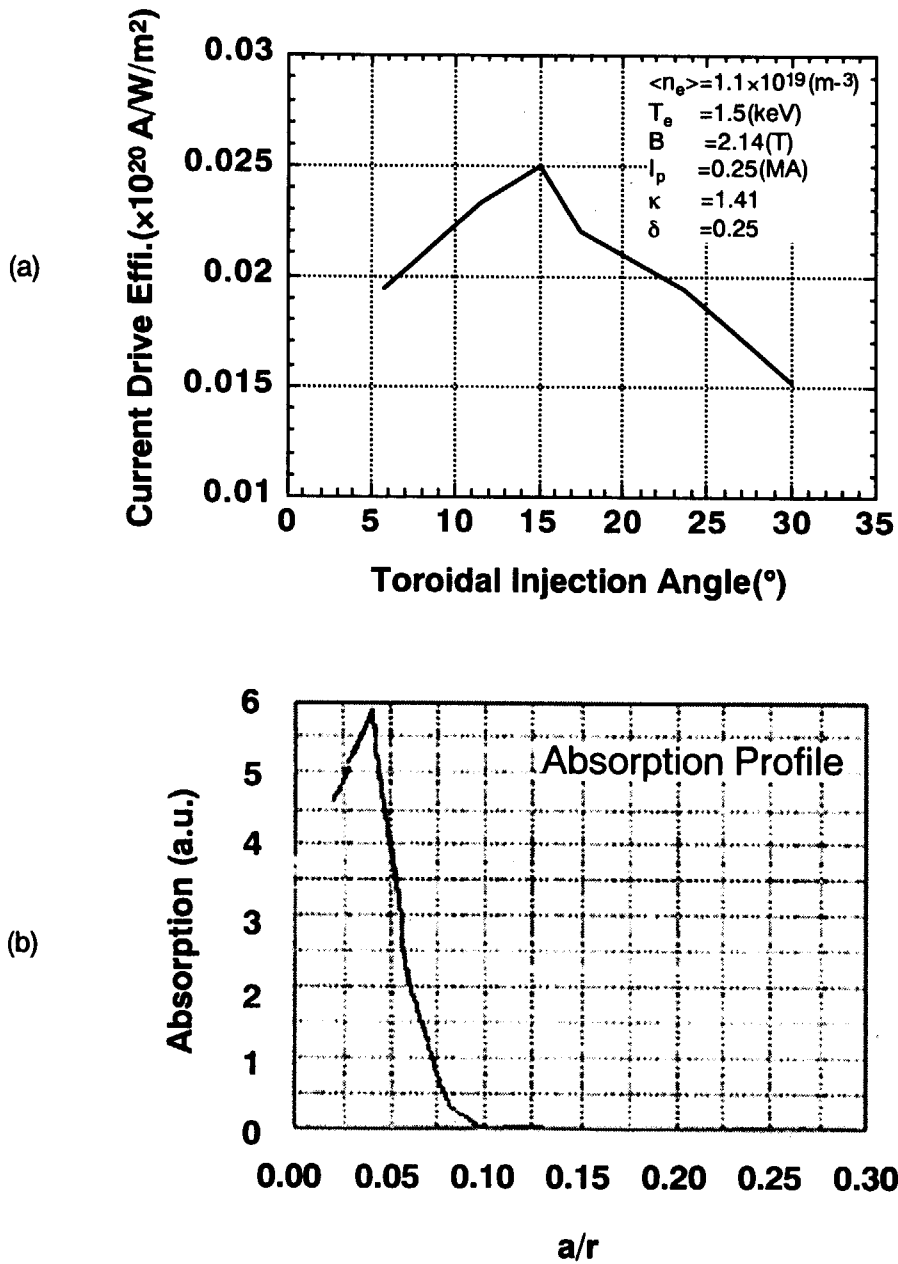


図4-2-3 : (a) トロイダル入射角に対する電流駆動効率、(b) トロイダル入射角15°のときの吸収径方向分布。プラズマパラメータは、 $\langle n_e \rangle = 1.1 \times 10^{19} \text{ m}^{-3}$, $T_{e0} = 1.5 \text{ keV}$, $B_T = 2.14 \text{ T}$ 。

$T_{e0} = 1 \sim 3 \text{ keV}$, $B_T = 2.14 \text{ T}$ 、高周波ビームパラメータは、周波数 60GHz, Oモードである。トロイダル入射角度が 15°までは吸収率に殆ど変化はないが、それを超えると減少することが分かる。これは、吸収位置がドップラーシフトによって周辺にずれ、それに伴って電子温度

も下がり吸収率が下がるためである。逆に、プラズマ温度が高い程、吸収率が高いことを示唆している。次に、トロイダル角に対する駆動電流駆動効率を図 4-2-3(a)に示す。トロイダル角が 15°のとき電流駆動効率が最大となることを明らかにした。また、図 4-2-3(b)にトロイダル角が 15°のときの吸収分布を示すが、ほぼ中心付近にピークした分布を持つことが分かる。この結果を基にトロイダル入射角範囲は 15°より裕度を持たせ、幅広く実験が行えるように±25°とした。一方、ポロイダル入射角は±20°の可変範囲を持たせ、ポロイダル断面の赤道面に対して両方向のセパトリティクス付近までカバーするようにして可動ミラーの設計を行った。なお、ここで述べている入射角度の定義は、トロイダル入射角については、プラズマのセパトリティクスにおける磁場に垂直なラインに対しての高周波ビーム入射角度を示している。一方、ポロイダル入射角については、ビームがプラズマ中心を通るラインを 0°とした。次に、フォーカスミラー形状について述べる。

4.2.2 フォーカスミラー

加熱電流駆動用である 2 軸可動アンテナを設計するにあたり、水平ポートに設置されていた TE₀₁→TE₁₁ モード変換器を TE₀₁→HE₁₁ モード変換器 (図 4-2-4) に改造した。それにより、HE₁₁ モードと結合効率の高いガウスビーム放射が得られビーム光学をアンテナ設計に適用することができる。

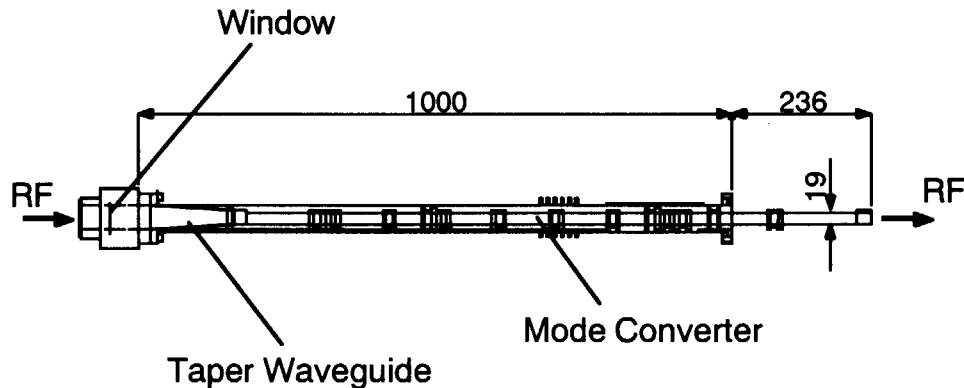


図4-2-4 TE₀₁→HE₁₁モード変換器

ガウスビームは次式で与えられる[4-2]。

$$E(r, z) = E_0 \exp[-i(\ln[\frac{w(z)}{w_0}] - i\phi) - (\frac{1}{w(z)^2} - \frac{ik}{2R(z)})r^2] \tag{4-2-2}$$

ここで、

$$\phi = \arctan(\frac{\lambda z}{\pi w_0^2}), \tag{4-2-3}$$

添え字 0 は放射口位置を示す。また、ビームは z 軸方向に放射されるとしている。R(z), w(z)

は、それぞれある距離 z におけるビームフロントの曲率半径及びビーム半径であり、次式で与えられる。

$$w(z) = w_0 \sqrt{1 + \left(\frac{\lambda z}{\pi w_0^2}\right)^2} \quad (4-2-4)$$

$$R(z) = z \left[1 + \left(\frac{\pi w_0^2}{\lambda z}\right)^2\right]. \quad (4-2-5)$$

ビームは広がりながら放射されるが、遠方では平面波に近づき、 $R \approx z$, $w(z) - w_0 \approx w(z)$ となる。それらを式 (4-2-4) に代入すると、

$$\frac{w(z)}{R} = \tan \theta = \theta = \frac{\lambda}{\pi w_0} \quad (4-2-6)$$

を得る。このことから、 $w(z)$ は角度 θ をなす漸近線に近づくことが分かる。更に、式 (4-2-4) を式 (4-2-5) で除すと、

$$\frac{\lambda z}{\pi w_0^2} = \frac{\pi w^2}{\lambda R} \quad (4-2-7a)$$

を得る。これを用いて、式 (4-2-4) 及び (4-2-5) を変形すると、

$$w_0 = w / \sqrt{1 + \left(\frac{\pi w^2}{\lambda R}\right)^2} \quad (4-2-7b)$$

$$z = R / \left[1 + \left(\frac{\lambda R}{\pi w^2}\right)^2\right] \quad (4-2-7c)$$

が得られる。従って、ビームの位相面の曲率及び半径が分かると、上式を用いてビームウエイスト（位相が平面となるビーム半径又はビーム径）を求めることができる。これらの式を使用してミラーの曲率を求め、最終的にフォーカスミラー形状を決定する。

フォーカスミラー形状の設計パラメータは、1) 曲率及び 2) 大きさである。これらを決定するためには、ビームの到達点でのビーム径の最適化とミラーを設置するスペースの制限を考慮する必要がある。いま、ビームの放射口及びフォーカスミラー、ビームの収束点、ターゲット、それぞれの位置でのビーム半径を順に、 $w_0, w_{1f}, w_{2m}, w_{3t}$ とすると、

$$w_0 = 0.322d \quad (4-2-8a)$$

$$w_{1f} = w_0 \sqrt{1 + \left(\frac{l_1}{D_0}\right)^2} \quad (4-2-8b)$$

$$w_{2m} = w_{1f} / \sqrt{1 + \left(\frac{D_1}{R_1}\right)^2} \quad (4-2-8c)$$

$$w_{3t} = w_{2m} \sqrt{1 + \left(\frac{l_2}{D_2}\right)^2} \quad (4-2-8d)$$

となる。但し、 d 及び R_{1f} は導波管の内径及びフォーカスマラーの曲率である。また、

$$D_0 = \pi w_0^2 / \lambda \tag{4-2-9a}$$

$$D_1 = \pi w_{1f}^2 / \lambda \tag{4-2-9b}$$

$$D_2 = \pi w_{2m}^2 / \lambda \tag{4-2-9c}$$

である。ビーム伝搬のイメージを図 4-2-5 に示す。いま、設計の境界条件は、 $d=20\text{mm}$, $l_1=50\text{mm}$, $l_3=500\sim 700\text{mm}$ である。その条件の下、ターゲットにおけるビーム半径やミラー

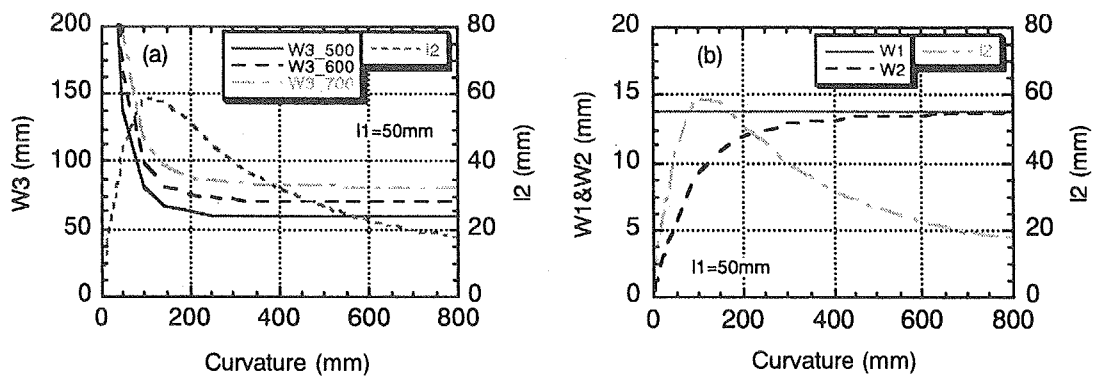


図4-2-6 フォカスマラー曲率に対するビーム半径： l_1 (導波管出口とフォーカスマラー間距離)=50mm。(a) W_3 はターゲット位置でのビーム半径、 l_2 はフォーカスマラーと収束点間の距離を表す。500, 600, 700は収束点とターゲットの距離(mm)を表す。(b) W_1 及び W_2 は、それぞれは導波管出口及びフォーカスマラー位置でのビーム半径。

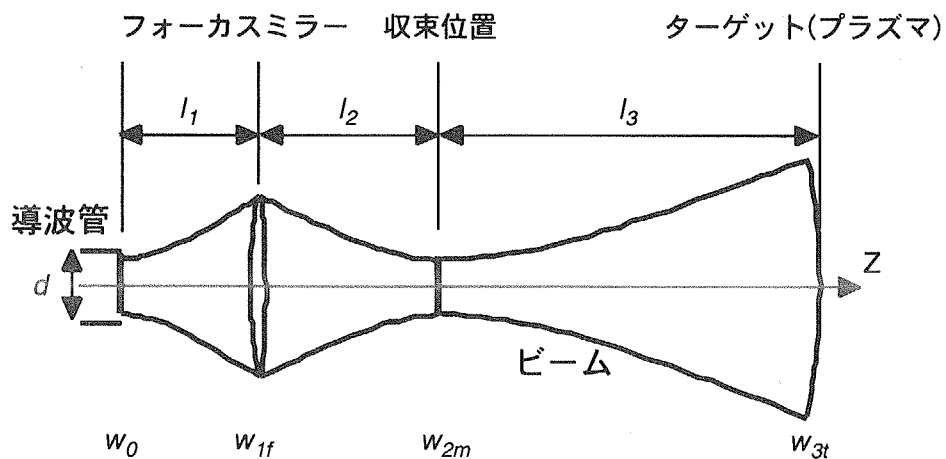


図4-2-5 ビーム伝搬イメージ：フォーカスマラーを使用してターゲット位置でのビーム径を調整することができる。

位置及び収束点でのビーム半径などを計算した。その結果を図 4-2-6(a), (b)に示す。フォーカスマラーの曲率を 200~300mm より大きく取ると、ターゲット位置でのビーム半径に曲率の依存性がなくなることが分かる。この境界条件では、ビーム径は 140mm 程度までフォーカスすることが可能である。もし、 $l_1=100\text{mm}$ とすれば、図 4-2-7 に示すように 80mm 程度まで絞ること可能である。又は、導波管内径を大きくすることでビーム径を絞ることが可能である。しかしながら、何れの場合も現状の水平ポートの形状やスペースを考慮すると困難で、ポート形状やポート内における導波管の配置の変更といった大幅な改造が必要となる。今回は、周囲の制約条件の下、フォーカスマラーの曲率及びビーム収束点の位置を $R=300\text{mm}$ 、 $l_2=40\text{mm}$ とした。

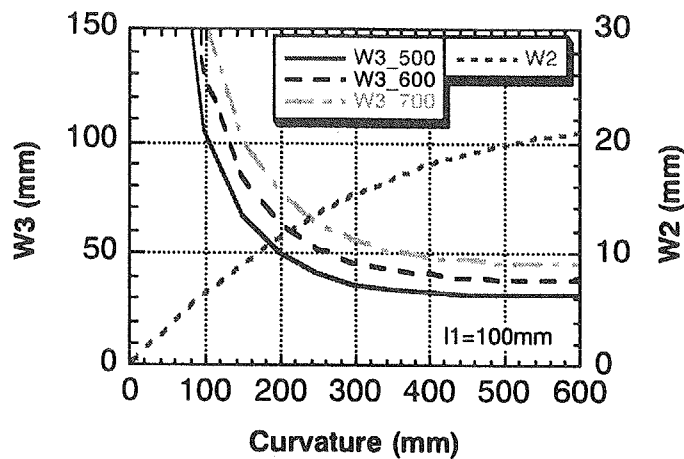


図4-2-7 フォカスマラーの曲率に対するビーム半径：
 $l_1=100\text{mm}$ 、 W_3 及び W_2 は、それぞれターゲット及びフォーカスマラーの位置におけるビーム半径。

フォーカスマラーは、高周波ビームを所定の角度へ反射させるために、図 4-2-8 に示すように傾角を持つ。その反射面の形状は、反射された高周波ビームが $l_2=40\text{mm}$ において収束するような形状とする必要がある。導波管出口から放射される高周波ビームをガウスビームと考えると、出口と収束点間において幾何学的な光路長が等しくなる反射点の集合が反射面の形状となる。すなわち、導波管出口と収束点からガウスビームを放射すると仮定したとき、各ビームの反射面における位相は等しくなる。図 4-2-8 において、導波管出口から放射された高周波ビームの点 f_0 及び f_0' における曲率は、式 (4-2-5) より

$$R_f = l_1 \left[1 + \left(\frac{\pi w_0^2}{\lambda l_1} \right)^2 \right] \tag{4-2-10a}$$

$$R_{f'} = (l_1 + \Delta l_1) \cdot \left[1 + \left(\frac{\pi w_0^2}{\lambda (l_1 + \Delta l_1)} \right)^2 \right] \tag{4-2-10b}$$

となり、 A_0 及び A_0' の座標は $A_0(0, 0, -R_0)$ 、 $A_0'(0, 0, \Delta l - R_0')$ と表すことができる。次に、収束点からビームが放射されたと仮定したときの f_0 及び f_0'' における曲率は、

$$R_2 = l_2 \left[1 + \left(\frac{\pi w_2^2}{\lambda l_2} \right)^2 \right] \quad (4-2-11a)$$

$$R_2' = (l_2 - \Delta l_2) \cdot \left[1 + \left(\frac{\pi w_2^2}{\lambda (l_2 - \Delta l_2)} \right)^2 \right] \quad (4-2-11b)$$

となる。また、 C_0 及び f_0' 、 C_0' の座標は、 $C_0(0, R_2 \sin \theta, -R_2 \cos \theta)$ 、 $f_0'(0, \Delta l_2 \sin \theta, -\Delta l_2 \cos \theta)$ 、 $C_0'(0, [\Delta l_2 + R_2'] \sin \theta, -[\Delta l_2 + R_2'] \cos \theta)$ となる。従って、導波管出口と収束点から高周波ビームを放射したとき、各ビームの位相が等しくなる点は、

$$x^2 + y^2 + (z - z_0')^2 = R_1' \quad (4-2-12a)$$

$$x^2 + (y - y_2')^2 + (z - z_2')^2 = R_2' \quad (4-2-12b)$$

で与えられる。この 2 式が形状を与える式である。 $l_1 = 50\text{mm}$ での高周波ビーム半径は、図 4-2-6(b) に示すように 14mm である。フォーカスマirrorは、導波管からの放射中心軸に対して 37° 傾けるが、それを考慮するとフォーカスマirror面上でのビーム半径は約 25mm となる。ビームのサイドロブとポート内の空間を考慮し、ミラー半径を 50mm とした。

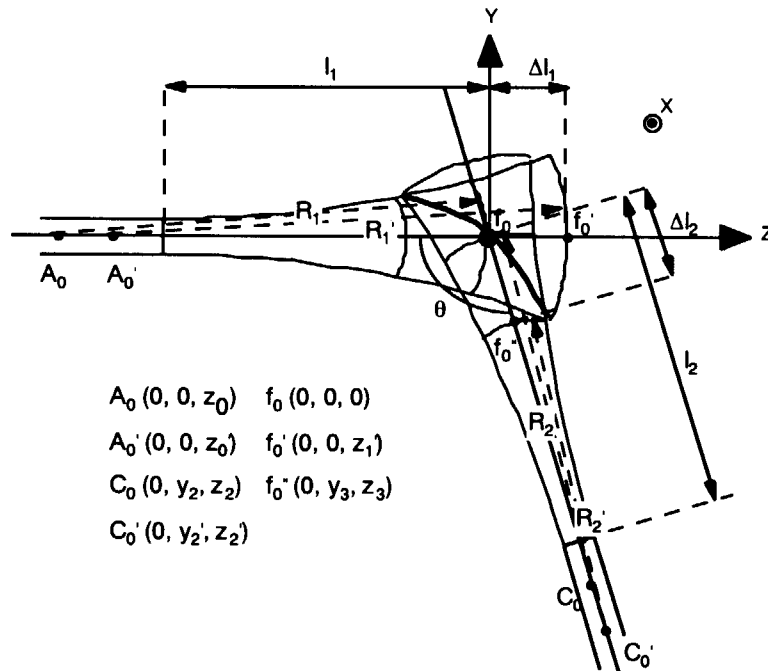


図4-2-8 フォカスマirrorによる高周波ビームの収束とその座標。

4.2.3 可動アンテナミラー及び駆動装置

フォーカスマイラーの曲率及びビーム収束点の位置を $R=300\text{mm}$ 、 $l_2=40\text{mm}$ と決定したことは 4.2.2 節で述べたが、そのときの可動ミラー位置におけるビーム半径は約 20mm である。ミラー面に対して最も浅いビーム角度は 40° で、それを考慮すると可動ミラー面上での高周波ビーム半径は 31mm となる。更にビームのサイドロブ及び設置場所周囲の制約条件を考慮し、ミラー半径を 50mm とした。可動ミラーの形状は平面である。また、今回は電磁力低減を目的として、厚さ数 μm の銅をコーティングした Si_3N_4 (窒化シリコン) セラミックスを採用した (図 4-2-9, 10)。付録 1.1 に、解析式を用いて算出したステンレス製ミラーと銅製ミラーの電磁力及びトルクの評価結果を示すが、セラミックスマイラーを採用することで全抵抗が大きくなり、即ち、渦電流が軽減し、結果として電磁力低減が期待できる。また、 Si_3N_4 は熱衝撃に強く比較的熱伝導率が高いため、耐熱性と熱の散逸性という観点で優れている。更に、ミラーを固定する治具は電流ループを作らないように DC 的に絶縁し、更に真空容器からも絶縁した。駆動系は、回転導入器を用いた Push-Pull 機構でミラーを回転させる構造とした (図 4-2-9)。回転軸はミラーの中心を取ることでトロイダル入射角度とミラーの回転角度は等しく、一方、ポロイダル入射角度はミラーの回転角度の 2 倍に等しくなる。

ビームの入射角度を所定方向に設定するためには、可動ミラーの回転角度を正確に検出することが必要である。可動ミラーを駆動するシャフトの移動距離の測定により大凡の位置検出は可能だが、機構上、バックラッシュが存在する。そこで、より正確な位置検出を行うために、KEYENCE 製 CCD カメラ (型式: CV-C1) を用いた絶対位置検出法を開発した。図 4-2-9 中に示してあるように、位置検出用のピンを可動ミラー背面に取り付け、ポート端から見たときのピンの絶対位置を CCD カメラで検出する。CCD カメラは、真空容器 (水平ポート) の位置変化に追随するように水平ポートのビューポートに固定する。可動ミラー据え付け時に、ピンの位置とミラーの角度の較正を行っておき、その較正データを基にミラーの位置 (角度) 検出を行う。

4.3 可動アンテナの放射性能

まず、低電力試験により電磁力低減 2 軸可動高機能アンテナの放射分布測定と動作確認を行った。その後、トカマク型実験装置 JFT-2M の水平ポートに据え付け、短パルスの大電力高周波ビームをアンテナ対向壁方向に放射し、高周波検出システムを用いてアンテナの放射性能を測定した。併せて改造したモード変換器の性能確認も行った。更に、JFT-2M プラズマを利用してアンテナの高周波結合性能を調べた。

4.3.1 アンテナの放射性能

低電力実験系の概略を図 4-3-1 に示す。60GHz の低電力発振器、方向性結合器、モードコンバータ ($\text{TE}_{11} \rightarrow \text{HE}_{11}$ 、出口内径 20mm)、周波数計などの高周波回路を用いて JFT-2M におけるアンテナの据付を模擬して放射実験を行った。放射分布測定には、ホーンアンテナと検波器を取り付けた X-Y ステージを使用した。可動ミラーからホーンアンテナまでの距離は約 600mm である。図 4-3-2(a)に測定結果を示す。高周波ビーム径は $\sim 150\text{mm}$ となり、図 4-3-2(b)に示すホイヘンスフレイネル原理に基づいた計算結果 (ビーム径 $\sim 140\text{mm}$)

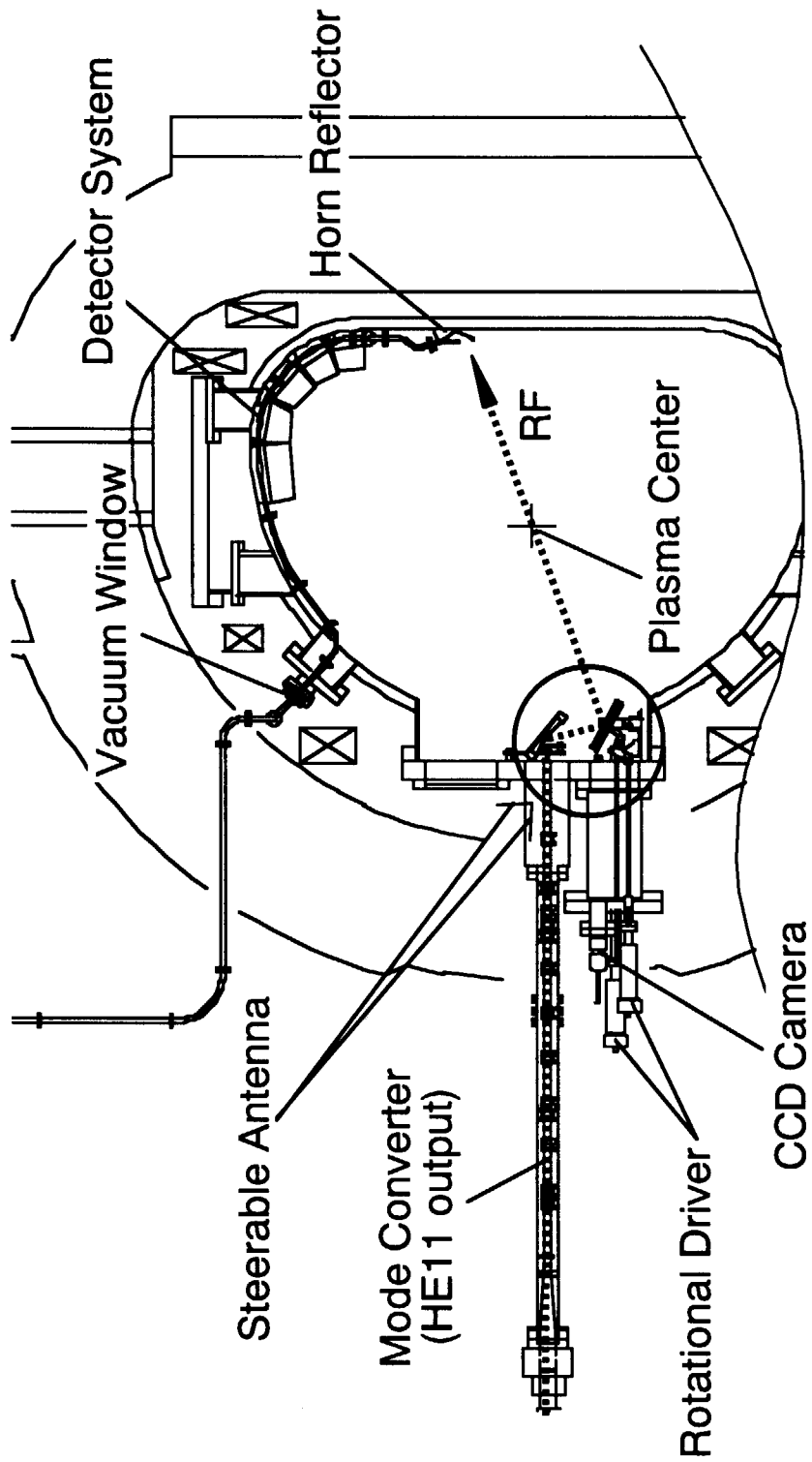


図4-2-9 2軸可動アンテナ(○部)及び高周波検出系の据え付け位置

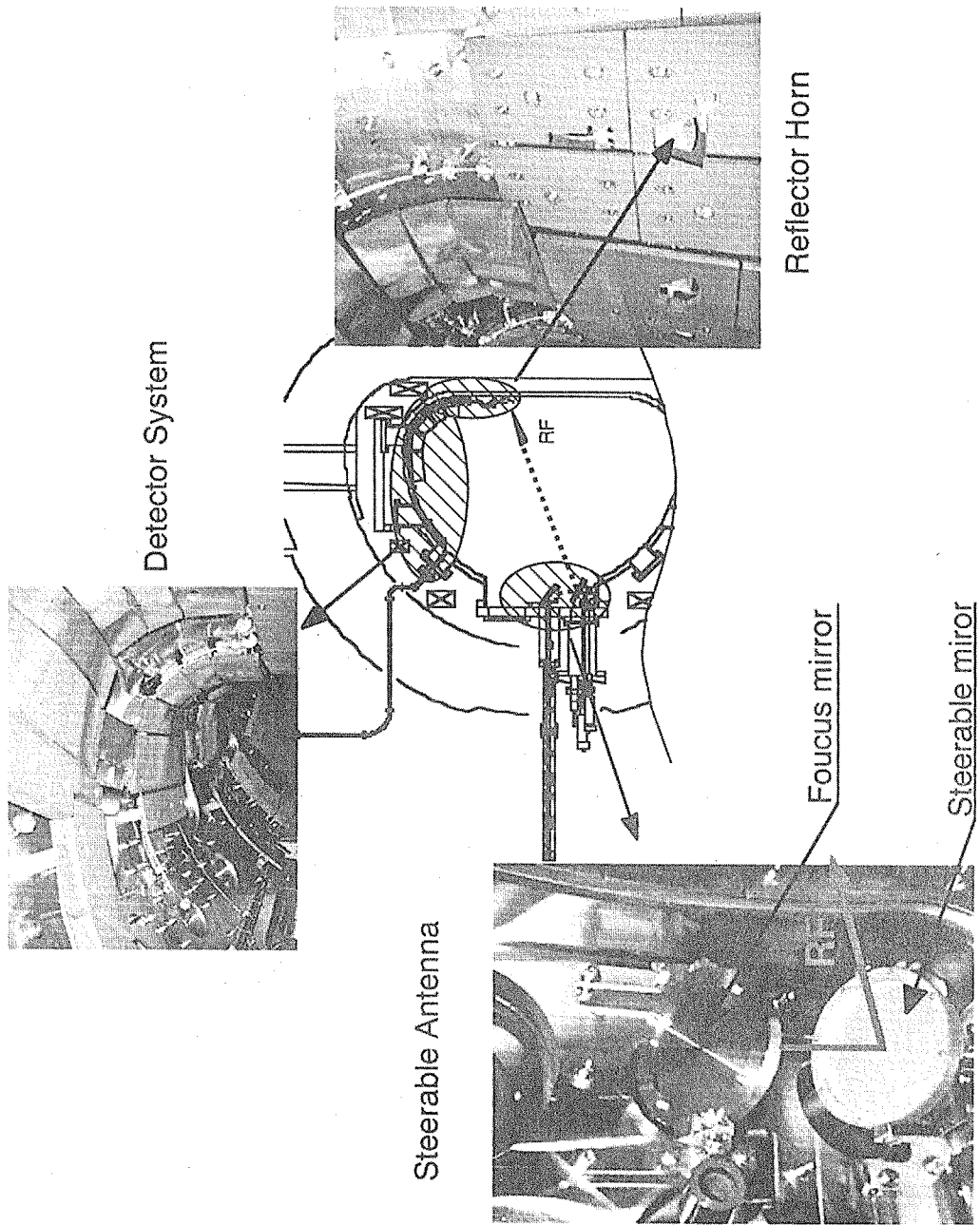


図4-2-10 2軸可動アンテナと高周波検出系の写真

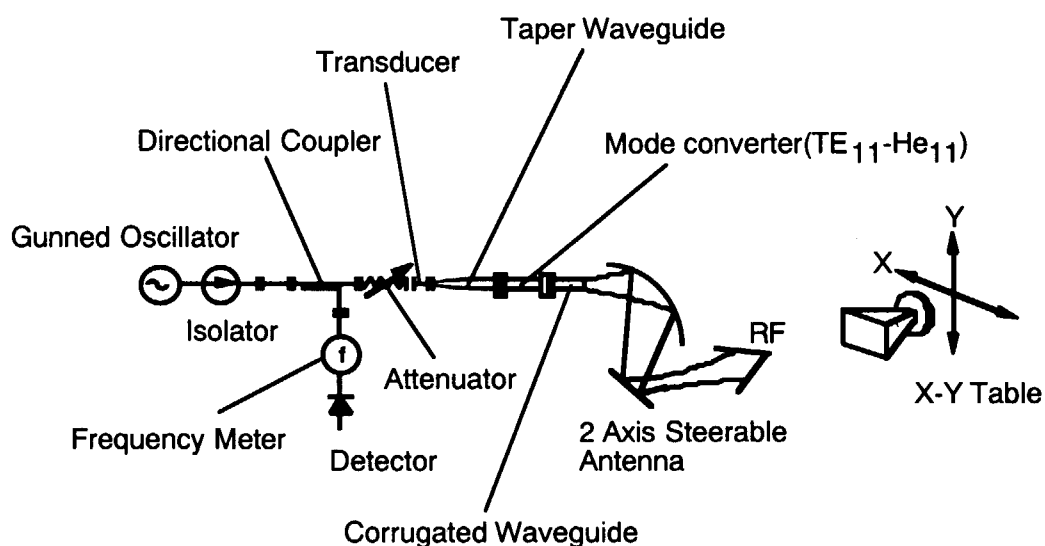


図4-3-1 低電力実験系

と比べると若干広がっている。このずれの原因としては、可動ミラーやモードコンバータの設置時に生ずる可能性のある若干の軸ずれやミラー設置位置の誤差、伝送してきた高周波が高次モードの影響により理想的なガウスビームより歪んでいる等が考えられる。また、ミラーの回転角度を変えて、設定角度で所定方向に放射されることを確認した。

低電力試験後、改造したモードコンバータと共にアンテナを JFT-2M トカマク装置に据え付け、放射される高周波ビームの放射及びアンテナの動作確認（放射角可変性能）、4.6.2 節で記述する検出系の動作確認を目的とした大電力での放射試験を行った。アンテナは図 4-2-9 に示すように、水平ポートの赤道面より 30mm 下側及びポートフランジ面より 50mm

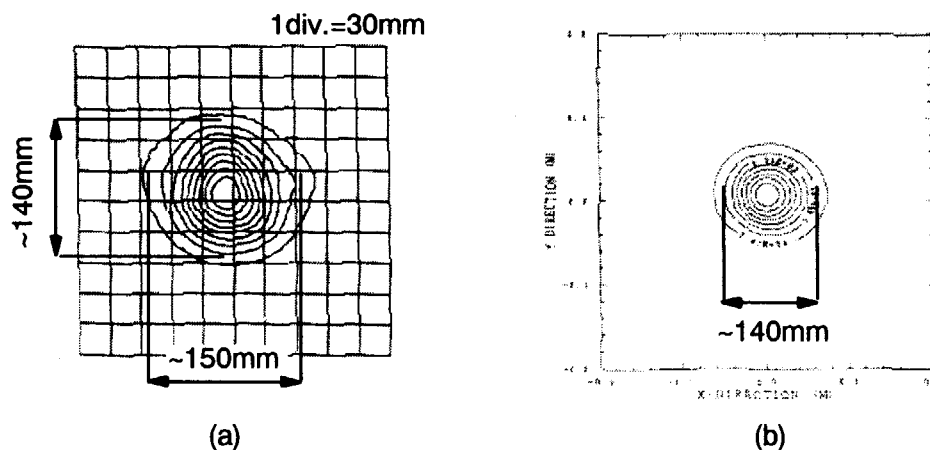


図4-3-2 放射分布：(a) 実験結果、(b) 計算結果

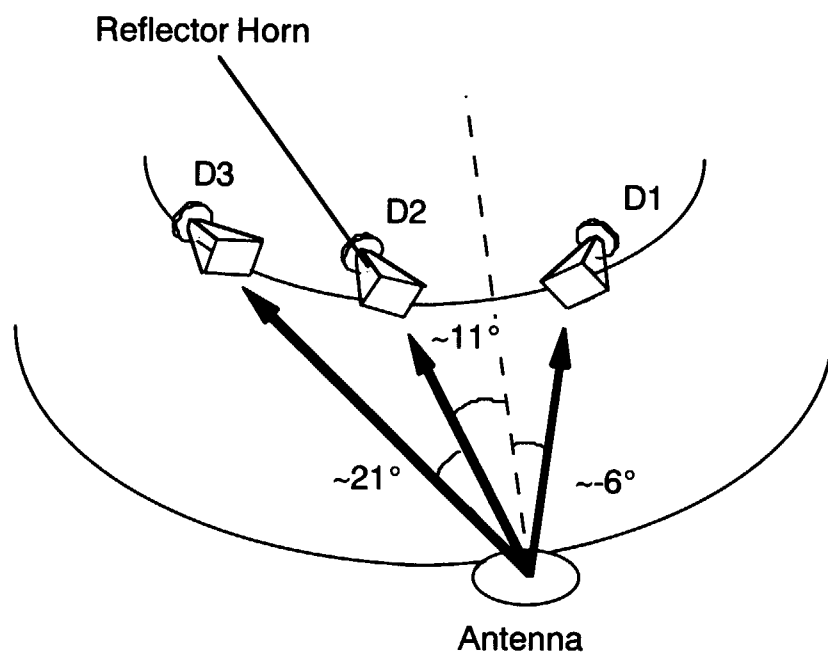


図4-3-3 高周波ビーム測定イメージ：D1~3はホーンリフレクターの設置場所を示す。

内側に入った位置にフォーカスマラー、更に 120mm 下側及び 27mm 内側に入った位置に可動ミラーを設置した。結合アンテナから放射される高周波ビームの測定イメージを図 4-3-3 に示す。高周波ビームの放射角度をパラメータとして各検波器 (D1~3) 出力を測定した。その結果例を図 4-3-4(a)~(c) に示す。図中の Cathode とはジャイロトロンカソードの印加電圧、D1~D3 はトロイダル方向に並べた検出システムからの出力であり、順にリフレクターホーンの設置位置、 -6° 、 11° 、 21° を示している。高周波ビームの入射パワーは 100kW 程度である。図 4-3-4(a) はリフレクターホーンの D1 方向へ、(b) が D2 方向、(c) が D3 方向へ放射したときの出力を示す。各入射方向の検波器出力が高く出ており、設定角度方向に高周波ビームが放射されていることを確認すると共に高周波検出システムの正常動作を確認した。実験中の高周波ビームパワーは一定であるが、放射方向を D1→D2→D3 と変えた時の出力信号の絶対値が減少している。これは、ビームの飛行距離が長くなるに従いビームが拡がり、パワー密度が減少するためである。例えば D2 方向に放射した図 4-3-4(b) では、その左隣の検出器の出力も現れ、ビームのサイドロブが D3 位置のホーンリフレクターに受かっていることが分かる。次に、放射角度を変化させながら検出システムの出力を測定し、真空容器内壁付近でのビーム径の評価結果を図 4-3-5(a), 5(b) に示す。図 4-3-5(a) はトロイダル方向に、図 4-3-5(b) はポロイダル方向に放射角度を変化させた場合である。D1~3 は同じようにリフレクターホーンの位置を表す。D1 について着目すると、真空容器内壁付近でのビーム径がトロイダル方向は $\sim 200\text{mm}$ 、ポロイダル方向は $\sim 190\text{mm}$ となった。計算結果は両方向共に 190mm であり、トロイダル方向は少し実験結果の方が広いが、ポロイダル方向はほぼ一致している。4.3.1 節の低電力試験結果と同様に、大電力試験でも概ね設計通りのビームが放射されていることを示し、可動ミラーの形状及び駆動機構がほぼ設計通りに機能していることを実証した。

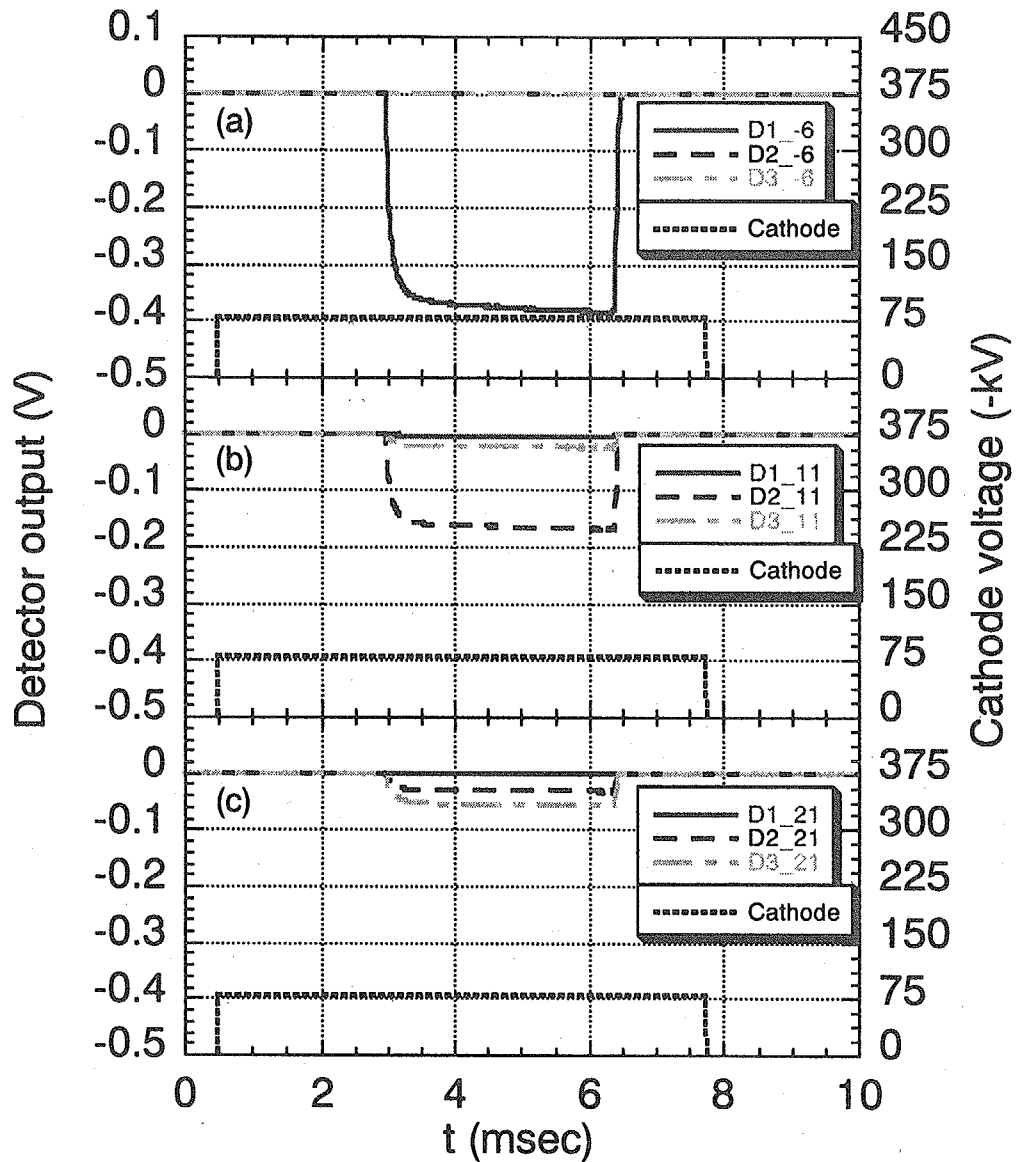


図4-3-4 大電力高周波ビーム入射時の検波器出力：(a) D1方向、(b) D2方向、(c) D3方向に放射したときの出力を示す。P_{in}=100kW、各入射方向の出力信号が高く出ているが、放射方向をD1→D2→D3と変えた時に出力の絶対値が減少している。これは、ビームの飛行距離が長くなるに従いビームが拡がり、パワー密度が減少するためである。詳細は本文参照。

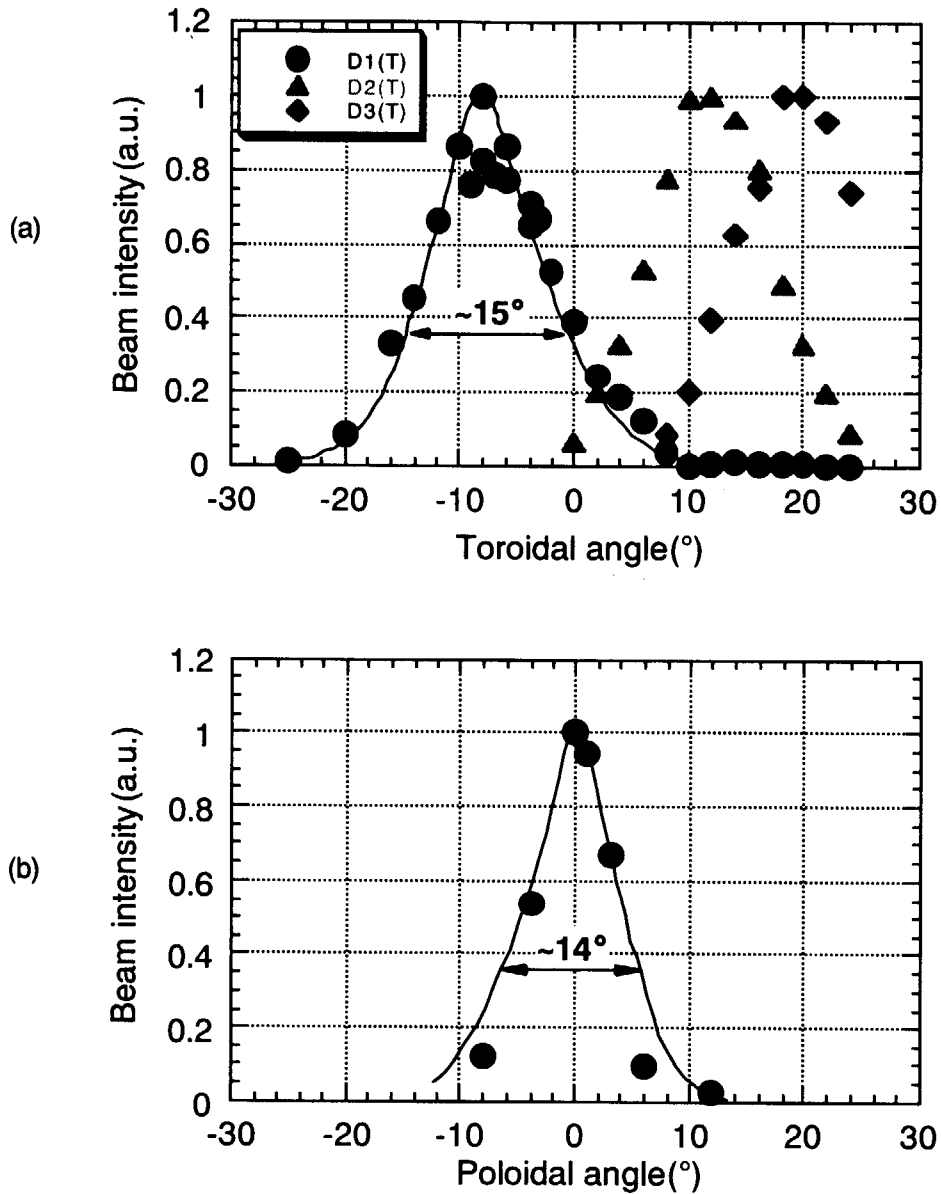


図4-3-5 真空容器内壁(リフレクターホーン)でのビーム径：
 (a)トロイダル角度を変化させた時、 $d \sim 15^\circ \sim 200\text{mm}$ 。(b)ポロイダル角度を変化させた時、 $d \sim 14^\circ \sim 190\text{mm}$ 。●、▲、◆は検出器出力、実線はフィッティングである。詳細は本文参照。

4.3.2 プラズマへの高周波結合性能

次に、高周波結合性能について述べる。まず、電子サイクロトロン波（ミリ波）の吸収率について調べた。高周波が共鳴層を1回通過して吸収される場合をシングルパス吸収と呼ぶが、検出システムを用いてそのシングルパス吸収率を実測した。 $\langle n_e \rangle = 1.0 \times 10^{19} \text{m}^{-3}$, $T_e = 1.5 \text{keV}$, $B_T = 2.14 \text{T}$ のプラズマに、 100kW の高周波ビームパワーを入射したときの検出システムの出力を図4-3-6(a), 6(b)に示す。図4-3-6(a)の実線及び破線は、D2の出力信号で

プラズマがあるとき及び無いときを示している。図 4-3-6(b)は、プラズマ無しでの出力をプラズマ有りの出力で規格化したもの（透過率）を示している。プラズマ有りででの出力が 90%程減少しており、つまり、高周波が共鳴層を 1 回通過した時に殆どプラズマに吸収されたことを示している。これは計算結果（図 4-2-2）とも概ね一致しており、期待通りの結合性能が得られたことを示す。この時、2keV 程度に中心電子温度が上昇した。また、本結果は、高周波検出システムがシングルパス吸収の計測器として使用可能であることも示唆している。次に、高周波の入射角度をトロイダル方向に変化させ、電流駆動を試みた。プラズマパラメータは、上述とほぼ同じである。高周波パワーは 170kW である。入射角度を±25°の範囲で変化させたところ、計算で予測した通り、±15°付近で電流駆動を表す 1 周回電圧の変化率が最大となった。その結果を図 4-3-7 に示す。横軸は時間、縦軸は 1 周回電圧の変化と高周波パワーを示す。実線が高周波ビーム垂直入射時の 1 周回電圧の変化、破線が順方向入射（駆動電流方向或いは CO 方向と言う。入射角度は-15°）、1 点破線が逆方向入射（逆駆動電流

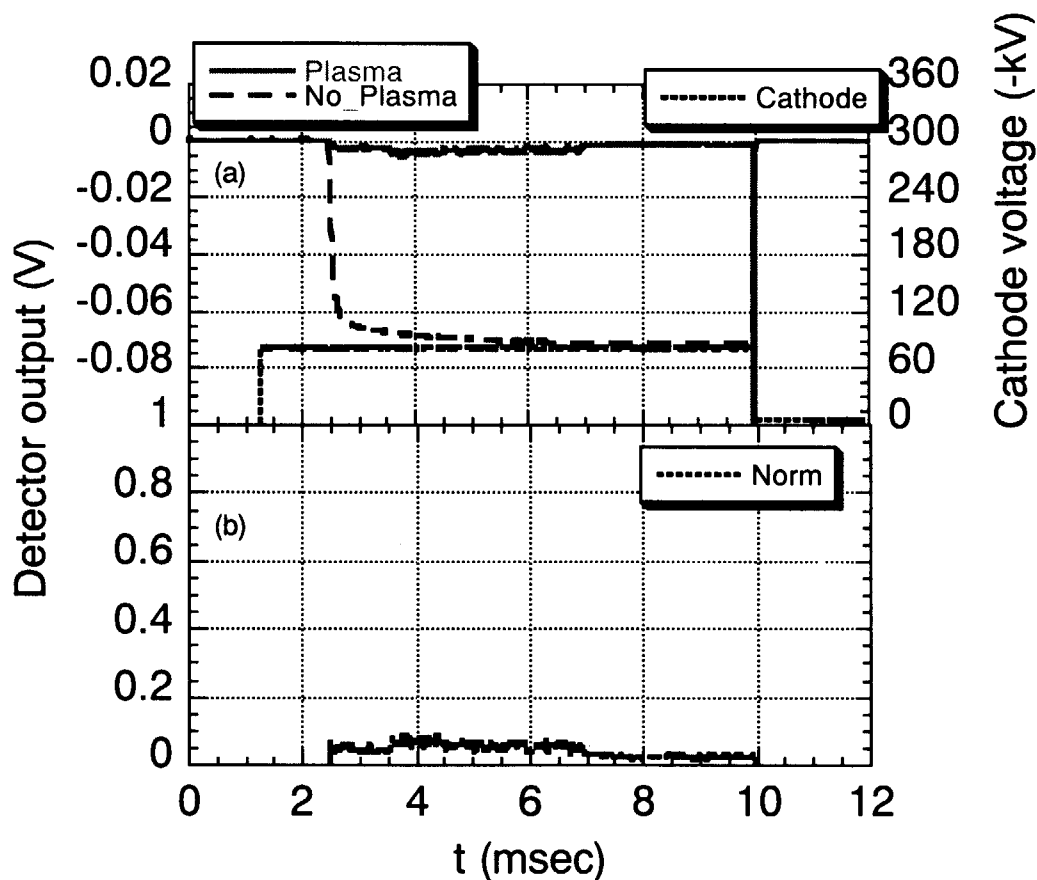


図4-3-6 高周波ビーム入射時の高周波検出系出力：(a) プラズマ有り（実線）及び無し（破線）、(b) プラズマ無しでの出力をプラズマ有りの出力で規格化した値、いわゆる透過率 ($V_{\text{plasma}}/V_{\text{no_plasma}}$)。 (a)の点線はジャイロトロンのカソード電圧を示す。カソード電圧の立ち上がりから1msec程遅れてアノード電圧を立ち上げ高周波を発生させている。

方向或いは COUNTER 方向, 入射角度+15°) のときの 1 周回電圧変化を表している。高周波ビームを入射してから 50msec 後くらいから電圧変化が見られ、入射方向によって顕著な違いが見られる。これは、駆動電流方向の違いを示している。垂直入射の場合、加熱のみで電流が流れないので、CO 方向と COUNTER 方向の中間にある。この周回電圧の差から駆動電流量を見積もると 5~6kA となる。次式で与えられる電流駆動効率、

$$\eta = \frac{\langle n_e \rangle \cdot R_0 \cdot I_{CD}}{P_{Abs}} [10^{20} \text{ A/W/m}^2] \quad (4-3-1)$$

を評価すると、 $0.0055 \times 10^{20} \text{ A/W/m}^2$ となる。 $\langle n_e \rangle$, R_0 , I_{CD} , P_{Abs} は、それぞれ平均電子密度、プラズマの主半径、駆動電流、プラズマへの高周波吸収パワーである。計算結果 (図 4-2-3(a)) と比較してみると、1/4 ほど低い結果となった。原因としては、本システムでは偏波の最適化を行うための偏波器が存在しないため、直線偏波をそのまま入射していることから結合率は最適条件より約 30% 低下する。また、計算では線ビームを用いており、駆動電流 (吸収) 分布の局所化により電流駆動効率が 30% 程高くなっている。更に、ビームの拡がりにより電流駆動に寄与する高周波ビームパワー密度が小さくなり、結果として電流駆動効率が低下した等が考えられる。詳細な評価には、多チャンネル計測による高周波の吸収分布 (電子温度分布) や駆動電流分布等を測定し、吸収率や電流駆動効率を評価することが必要である。今後の多チャンネル計測系開発に期待するところである。

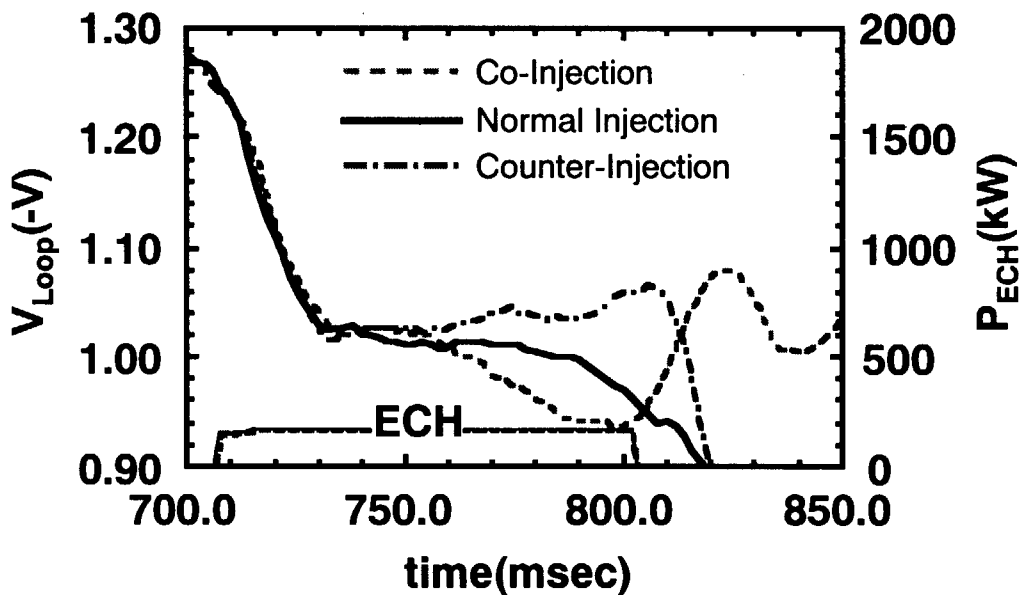


図4-3-7 高周波ビーム入射時の1周回電圧の時間変化 : $\langle n_e \rangle = 1.1 \times 10^{19} \text{ m}^{-3}$, $T_e = 1.5 \text{ keV}$, $B_T = 2.14 \text{ T}$, $I_p = 0.13 \text{ MA}$, $\kappa = 1.4$, $\delta = 0.25 \sim 0.3$, $q_s = 6 \sim 7$ 。トロイダル入射角は、Counter入射が+15°(一点破線)、Co入射が-15°(破線)である。実線は垂直入射。

以上の結果から、開発した可動入射システムから高周波ビームがほぼ所定方向に設定角度で放射され、電子サイクロトロン波の単独入射によるプラズマの加熱電流駆動に貢献していることを実証した。これにより、JFT-2M において幅広い EC H&CD 実験を行うことが可能となり、ECCD による NTM 制御実験[4-3]や ECH による H モード実験[4-4] など、幅広い ECH&CD 実験がひとつの 2 軸可動アンテナを用いて行われ、システム効率の点において有効であることを示した。また、実験中には数多くのディスラプションが発生しているが、結合アンテナへの影響はなく、セラミックスアンテナミラーは電磁力低減に効果的であることも示した。

4.4 偏波の最適化

本項では、ミリ波のプラズマへの高効率結合を達成するための入射偏波の最適化の重要性について、JT-60U における 110GHz EC H&CD システムの開発計画を利用して行った実験研究を基に述べる。

4.4.1 入射角度の検討

JT-60U におけるミリ波入射は、ポロイダル断面で水平面に対して 37° に位置する上斜めポート (図 3-2-1 参照) からである。まず始めに、その位置からトロイダル及びポロイダルの両入射角度と典型的な JT-60U プラズマのパラメータを用いて、高周波の伝搬吸収や電流駆動効率の評価を行った。その際、4.2.1 節で述べた Ray-trace コードと Fokker-Plank コードを組み合わせたコードを使用した。図 4-4-1(a), (b) にトロイダル及びポロイダル両入射角度をパラメータとして解析した結果について示す。解析に使用した典型的なプラズマ及び高周波のパラメータは、 $B_T=3.6T$, $T_{e0}=8keV$, $n_{e0}=5.0 \times 10^{19}m^{-3}$, $f_{rf}=110GHz$ である。図 4-4-1(a) はポロイダル入射角を 37° に固定し、トロイダル入射角度を変化させたときの電流駆動効率を示している。トロイダル入射角が $10^\circ \sim 20^\circ$ で電流駆動効率が最大となることが判明した。一方、図 4-4-1(b) はトロイダル入射角を 12° に固定してポロイダル入射角度を変化さ

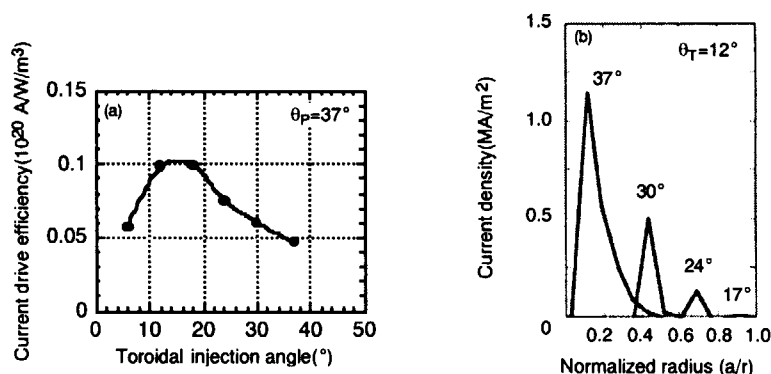


図4-4-1 JT-60Uにおける電子サイクロトロン電流駆動特性：(a)電流駆動効率のトロイダル入射角依存性、(b)駆動電流密度径方向分布のポロイダル入射角依存性。 $B_T=3.6T$, $T_{e0}=8keV$, $n_{e0}=5.0 \times 10^{19}m^{-3}$, $f_{rf}=110GHz$

せたときの駆動電流密度分布を示すが、ポロイダル入射角が 37° のときにプラズマのほぼ中心付近でピークした駆動電流分布が得られることが分かる。この計算結果を基に、偏波特性を調べる実験ではトロイダル角度を 15°、ポロイダル角度を 37° とした。

4.4.2 プラズマ中の波動及び偏波

ミリ波をプラズマ中に効率よく結合させるために、偏波も重要な要素である。特に斜め入射の場合、高効率結合には入射波の偏波を適切な楕円偏波で入射する必要がある。その偏波の最適化を行うにあたり、プラズマ中の波動伝播と分散、吸収などの性質について把握しておく必要がある。

プラズマ中の波動伝搬を記述する表式は次のようになる。

$$\frac{\partial}{\partial t} \times H = j + \epsilon_0 \frac{\partial E}{\partial t} \tag{4-4-1a}$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \times E = -\frac{\partial B}{\partial t} \tag{4-4-1b}$$

$$\frac{\partial E}{\partial t} = \frac{\rho}{\epsilon_0} \tag{4-4-1c}$$

$$\frac{\partial B}{\partial t} = 0 \tag{4-4-1d}$$

ρ, j, ϵ_0 は、それぞれ電荷密度、電流密度、真空中の誘電率を表す。これらの式についてフーリエ展開を基に成分分解し、外部源がない ($\rho=j=0$) 場合を考えると上式は、

$$ik \times H(k, \omega) = -i\omega\epsilon_0 E(k, \omega) \tag{4-4-2a}$$

$$k \times E(k, \omega) = \omega B(k, \omega) \tag{4-4-2b}$$

$$ik \cdot E(k, \omega) = 0 \tag{4-4-2c}$$

$$k \cdot B(k, \omega) = 0 \tag{4-4-15d}$$

と記述できる。 k は波数ベクトル、 E, H, B はそれぞれ電界・磁界ベクトル、磁束密度ベクトルを表す。ここで誘電率テンソル \hat{K} を導入すると、式 (4-4-2a, 2b) から屈折率ベクトルを $N=k/k_0$ として以下の波動方程式が得られる。

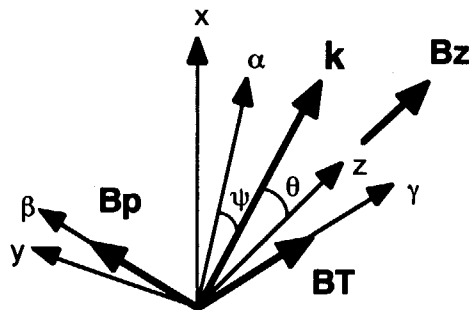


図4-4-2 波動ベクトルと磁場の座標関係

$$N \times (N \times E) + \vec{K} \times E = 0. \quad (4-4-3)$$

いま、図 4-4-2 に示す静磁場が z 方向に沿い、波数ベクトルが x-z 面にあるような座標系を考えると式 (4-4-3) は、

$$\begin{vmatrix} K_{xx} - N_z^2 & K_{xy} & K_{xz} - N_x N_z \\ K_{yx} & K_{yy} - N^2 & K_{yz} \\ K_{zx} - N_x N_z & K_{zy} & K_{zz} - N_x^2 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} E_x \\ E_y \\ E_z \end{vmatrix} = 0 \quad (4-4-4)$$

と書くことができる[4-5]。これがプラズマ粒子と波の相互作用を論ずる場合の基礎となる。プラズマ中の波動伝搬を記述する場合、プラズマの熱的効果を見捨てる (T_i=T_e~0) した方が考えやすく、同時にプラズマの力学的性質の基礎部分を保って議論できるために、一様磁場中で空間的にプラズマ粒子が均一に分布していると仮定する。所謂、冷たいプラズマモデルを用いる。このとき、式 (4-4-4) は以下のように表せる。

$$\begin{vmatrix} K_{\perp} - N_z^2 & -iK_x & N_x N_z \\ iK_x & K_{\perp} - N^2 & 0 \\ N_z N_x & 0 & K_{\parallel} - N_x^2 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} E_x \\ E_y \\ E_z \end{vmatrix} = 0 \quad (4-4-5)$$

但し、

$$K_{\perp} = 1 - \sum_{\alpha} \frac{\omega_{p\alpha}^2}{\omega^2 - \omega_{c\alpha}^2} \quad (4-4-6a)$$

$$K_x = \sum_{\alpha} \frac{\epsilon_{\alpha} \omega_{p\alpha} \omega_{c\alpha}}{\omega(\omega^2 - \omega_{c\alpha}^2)} \quad (4-4-6b)$$

$$K_{\parallel} = 1 - \sum_{\alpha} \frac{\omega_{p\alpha}^2}{\omega^2}. \quad (4-4-6c)$$

$\omega_{p\alpha}$ 及び $\omega_{c\alpha}$ 、 ω はそれぞれ α 種粒子のプラズマ周波数、サイクロトロン周波数、波の周波数であり、 ϵ_{α} は α 種の粒子の電荷符号を表す。すなわち、

$$\omega_{p\alpha} = \sqrt{\frac{n_{\alpha} e_{\alpha}^2}{m_{\alpha} \epsilon_0}} \quad (4-4-7a)$$

$$\omega_{c\alpha} = \frac{e_{\alpha} B}{m_{\alpha}} \quad (4-4-7b)$$

である。 n_{α} 、 m_{α} 、 e_{α} 、 ϵ_0 、 B はそれぞれ、 α 種の粒子の密度、質量、電子の電荷、真空中の誘電率、磁束密度である。

波動方程式が意味のある解を持つには式 (4-4-4) 或いは式 (4-4-5) の左側の係数行列が 0 となる必要がある。すなわち、式 (4-4-5) で考えると、

$$\begin{vmatrix} K_{\perp} - N_z^2 & -iK_x & N_x N_z \\ iK_{\perp} & K_{\perp} - N^2 & 0 \\ N_x N_z & 0 & K_{\parallel} - N_x^2 \end{vmatrix} = 0 \quad (4-4-8)$$

である。更に、これを以下のように書き換えることができる。

$$AN^4 + BN^2 + C = 0. \quad (4-4-9)$$

但し、

$$A = K_{\perp} \sin^2 \theta + K_{\parallel} \cos^2 \theta \quad (4-4-10a)$$

$$B = -K_{\perp} K_{\parallel} (1 + \cos^2 \theta) - (K_{\perp}^2 - K_x^2) \sin^2 \theta \quad (4-4-10b)$$

$$C = K_{\parallel} (K_{\perp}^2 - K_x^2). \quad (4-4-11c)$$

となる。式 (4-4-9) を解くと、

$$N^2 = \frac{-B \pm \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \quad (4-4-12)$$

となり、モードが二つ存在することが分かる。位相速度、

$$\frac{\omega}{k} = \frac{c}{N} \quad (4-4-13)$$

が速い方を速波 (fast wave)、遅い方を遅波 (slow wave) と呼ぶ。

式 (4-4-13) で $N \rightarrow 0$ とすると波長が無限長になるが、つまり、波が伝搬できなくなるカットオフを表す。磁力線方向 (今の場合 z 方向) の屈折率 N_z が有限値を持つとした場合 $N_x = N \sin \theta \rightarrow 0$ でカットオフが生じ、即ち、

$$K_{\parallel} = 0 \quad (4-4-14a)$$

$$N_z^2 = R = K_{\perp} + K_x \quad (4-4-14b)$$

$$N_z^2 = L = K_{\perp} - K_x \quad (4-4-14c)$$

がカットオフの条件である。ここで、 R と L は次のように与えられる。

$$R = 1 - \sum_a \frac{\omega_{pa}^2}{\omega^2} \cdot \frac{\omega}{\omega + \varepsilon_a \omega_{ca}} \quad (4-4-15a)$$

$$L = 1 - \sum_a \frac{\omega_{pa}^2}{\omega^2} \cdot \frac{\omega}{\omega - \varepsilon_a \omega_{ca}} \quad (4-4-15b)$$

$K_{\parallel} = 0$ をプラズマカットオフと呼び、そのカットオフ周波数は電子プラズマ周波数と同じになる。また、 R 及び L はサイクロトロンカットオフと呼び、前者及び後者をそれぞれ右回りカットオフ、左回りカットオフと区別する。このとき、波の偏波は式 (4-4-5) の第 2 式より次式で表すことができる。

$$\frac{iE_x}{E_y} = \frac{N^2 - K_{\perp}}{K_x} \quad (4-4-16) \text{ 上}$$

式が 1 に等しいときは円偏波であり、正符号を右回り円偏波、負符号を左回り円偏波として区別するが、一般的には楕円偏波と言える。一方、 $N \rightarrow \infty$ のときには波長が無限に短くなり、つまり、共鳴を表しており、

$$\tan^2 \theta = -\frac{K_{\parallel}}{K_{\perp}} \quad (4-4-17)$$

が得られる。これが共鳴条件の表式である。

磁場に対して垂直に入射する ($\theta = \pi/2$) 電子サイクロトロン波に注目すると、 $N_x = N$ 、 $N_z = 0$ から、

$$N^2 = K_{\parallel}, \quad \frac{RL}{K_{\perp}} \quad (4-4-18)$$

を得る。このとき、波動方程式 (4-4-5) は、

$$K_{\perp} E_x - iK_x E_y = 0 \quad (4-4-19a)$$

$$iK_x E_x - (K_{\perp} - N^2) E_y = 0 \quad (4-4-19b)$$

$$(K_{\parallel} - N^2) E_z = 0 \quad (4-4-19c)$$

と記述できる。上式から二つのモードが励起されることが分かる。式 (4-4-19a, 19b) の場合には、磁場に垂直方向の波動電界は $E_x = E_y \neq 0$ 、磁場と平行方向の波動電界は $E_z = 0$ となり、電子に対する波動電界の作用は磁場の影響を受けることになる。一方、式 (4-4-19c) の場合、 $E_x = E_y = 0$ 、 $E_z \neq 0$ となり、電子に対する波動電界の作用は磁場の影響を受けない。前者を異常波 (extra-ordinary wave) 或いは X モード、後者を正常波 (Ordinary wave) 或いは O モードと呼ぶ。

高周波の入射に対して O モード或いは X モードのどちらを励起させる方が高効率でプラズマに結合できるかということは、プラズマパラメータ及び結合アンテナの設計 (入射位置と方向) に関係する。本研究では、ミリ波を弱磁場側から入射し、基本波 O モードの励起を考え、偏波の最適化について検討した。図 4-4-2 に示す座標系において、波の偏波は式 (4-4-16) で表すことができる。一方、屈折率 N は次のように記述できる。

$$N^2 = \frac{1}{2(K_{\perp} \sin^2 \theta + K_{\parallel} \cos^2 \theta)} [2K_{\perp} K_{\parallel} + (K_{\perp}^2 - K_x^2 - K_{\perp} K_{\parallel}) \sin^2 \theta \pm \sqrt{4K_{\parallel}^2 K_x^2 \cos^2 \theta + (K_{\perp}^2 - K_x^2 - K_{\perp} K_{\parallel})^2 \sin^4 \theta}] \quad (4-4-20)$$

K_{\perp} 、 K_x 、 K_{\parallel} は、それぞれ式 (4-4-6a~c) に示してある通りである。ここで、磁場と波数ベクトル間の角度及び偏波角をそれぞれ ψ 及び α とすると、次の関係式が成り立つ。

$$\cos \theta = B_T \sin \psi / B_z \quad (4-4-21a)$$

$$\cos \alpha = B_T \cos \psi / B_z \sin \theta \quad (4-4-21b)$$

$$B_z^2 = B_T^2 + B_p^2 \quad (4-4-21c)$$

但し、 B_T 、 B_p 、 B_z 、 R 、 α 、 q は、順にトロイダル磁場、ポロイダル磁場、図 4-4-2 で z 方向に取った磁場、プラズマの大半径、小半径、安全係数である。また、安全係数は

$$q = \frac{B_T a}{B_p R} \tag{4-4-22}$$

で与えられる。故に式 (4-4-20~22)、(4-4-5) から、楕円度 $\tan\beta$ は、

$$\tan\beta = -j \frac{2\cos\theta}{\frac{\omega_c}{\omega} \sin^2\theta (1 \pm \sqrt{\frac{1+4\cos^2\theta}{\frac{\omega_c}{\omega} \sin^4\theta}})} \tag{4-4-23}$$

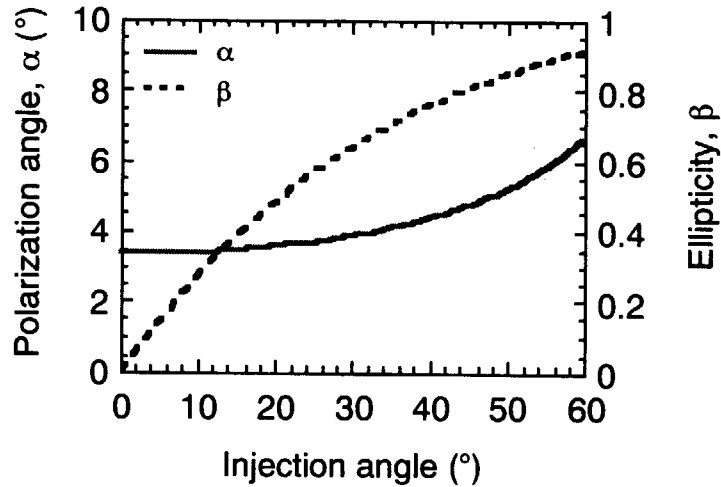


図4-4-3 JT-60Uにおける入射偏波の入射角度依存性
(弱磁場側からをRFを入射) : $B_T/B_S=3.7/2.4T$,
 $n_e \sim 10^{19}m^3$, $q_a=5$, $a/R=1/3.4m$, $f_{RF}=110GHz$.

と表すことができる。ここで + は O モード、- は X モードを表す。この式を用いて、周波数、中心磁場、周辺磁場、安全係数をそれぞれ、110GHz, 3.7T, 2.4T, 3 としたときの O モードを励起させる偏波の条件を計算した。その結果を図 4-4-3 に示すが、偏波角より楕円度の方が入射角度に対して強く依存することが分かる。ここでの入射角は磁場と波数ベクトルのなす角度を表し、JT-60U では 25° 程度 ($N_{||} \sim 0.4$) である。従って、偏波角及び楕円度が、それぞれ 3.5° 及び 0.55 程度となるような偏波を入射することが高効率結合の条件となる。図 4-4-4 に偏波変換器の反射板の概略と偏波変換の様子を示す。外観はマイターバンドと同様であるが、図に示すように反射面 (ミラー) に格子状の溝が加工してある。溝と平行方向の電界成分は溝の表面で反射し、垂直方向の電界成分は溝の中に入り込み底面で反射する。従って、反射板格子溝の回転位置により前者と後者の位相差を変えることになり、結果として入射偏波が変換される。

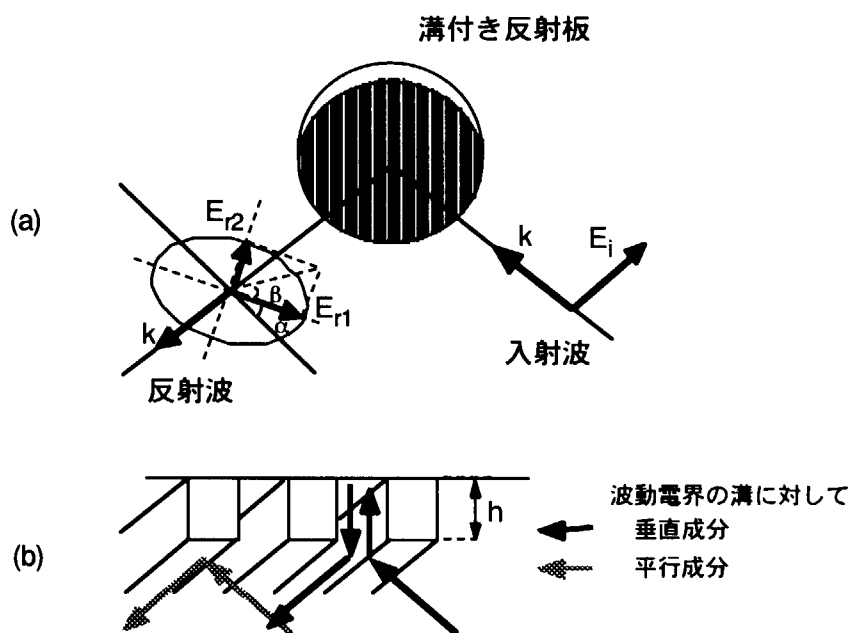


図4-4-4 偏波変換の様子：(a) 偏波器と偏波変換の概略、(b) 反射板表面での波動電界の反射の様子。波動電界の溝に対して垂直及び平行成分は、それぞれ溝表面及び底面で反射するために位相差が生じ、結果として偏波が変換される。

4.4.3 偏波の最適化実験

ミリ波のプラズマへの高効率結合における最適偏波を、入射システムの設計段階で大凡把握することはできるが、機器の製作誤及び設置誤差等から入射偏波にズレが生ずることが十分に考えられる。そこで、プラズマへの高効率結合特性を得るための偏波の最適化手法を開発した。それは、アンテナ直前で偏波を測定し、得られた偏波データを基にプラズマ加熱実験を行い、偏波と加熱の相互関係を調べるという方法である。

まず低電力発振器を伝送システムの入口側に、回転ステージ上に設置したホーンアンテナと検波器をアンテナ直前に設置して、偏波器の回転によって変化するミリ波の偏波を、検波器を回転させながら測定した。偏波を同定するには、任意角度に設定した検波器が検出するRFのパワー P_{rf} を用いる。その P_{rf} は次式で表すことができる。

$$P_{rf} = a^2 \sin^2(\theta_{det} - \theta_0) + b^2 \cos^2(\theta_{det} - \theta_0). \quad (4-4-23)$$

b/a が偏波の楕円度、 θ_0 が偏波角である。また、 θ_{det} は検波器の角度である。これにより偏波器の回転角度をパラメータとして P_{rf} が得られ、パラメータ a 、 b 、 θ_0 を非線形回帰曲線を用いたデータフィッティングによって求めた。その結果を図4-4-5(a)、5(b)に示す。図4-4-5(a)が偏波角、5(b)が楕円度を表しているが、偏波回転器及び変換器を用いて任意の偏波を作ることができることを示している。横軸の θ_1 は偏波回転器の角度、縦軸の θ_2 は偏波変換器の角度である。次に、JT-60プラズマ中に励起されるO/Xモード純度について、図4-4-5(a)、5(b)を用いて評価する方法について述べる。

本章 4-4-2 節で述べた波動の分散関係を用いて、O/X モード純度を評価することができる。プラズマに入射された波の偏波は、次式で与えられる。

$$\frac{E_y}{iE_z} = \frac{D(P - N^2 \sin^2 \theta)}{N^2 \cos \theta \sin \theta (S - N^2)}, \quad (4-4-24a)$$

$$\frac{E_x}{E_z} = \frac{(P - N^2 \sin^2 \theta)}{-N^2 \cos \theta \sin \theta}. \quad (4-4-24b)$$

N は屈折率であり、

$$N^2 = \frac{2PS + (S^2 - D^2 - PS) \sin^2 \theta [1 \pm \sqrt{\sin^4 \theta + \frac{4P^2 D^2 \cos^2 \theta}{S^2 - D^2 - PS}}]}{2[S \sin^2 \theta + P \cos^2 \theta]} \quad (4-4-25)$$

と表すことができる。ここで、+, - はそれぞれ X, O モードを意味する。また、式中の P, D, S は次のように定義される。

$$P = 1 - \frac{\omega_p^2}{\omega^2}, \quad (4-4-26a)$$

$$D = \frac{\omega_p^2}{\omega^2} \left(\frac{\omega_c}{\omega^2 - \omega_c^2} \right), \quad (4-4-26b)$$

$$S = 1 - \frac{\omega_p^2}{\omega^2} \left(\frac{\omega^2}{\omega^2 - \omega_c^2} \right). \quad (4-4-26c)$$

但し、 $\omega_c, \omega_p, \omega$ は、順に電子サイクロトロン周波数、プラズマ周波数、入射波の周波数である。また、添え字 x, y, z は各座標成分であり、その座標系を図 4-4-6 に示す。プラズマ中に励起される波のポインティングフラックス及び電界は、

$$S = \left(\frac{E_x^2 + E_y^2}{E_z^2} + 1 \right) N E_z^2 \quad (4-4-27)$$

$$\begin{vmatrix} E_{x0} \\ E_{zx} \end{vmatrix} = \frac{E_1}{\begin{vmatrix} E_{y0} & -E_{yx} \\ iE_{y0} & E_{zx} \end{vmatrix}} \begin{vmatrix} R - \sin \theta \cdot \frac{E_{yx}}{iE_{zx}} \\ -R + \sin \theta \cdot \frac{E_{y0}}{iE_{x0}} \end{vmatrix} \quad (4-4-28)$$

と与えられる。 R は楕円度を表す。また、添え字 O, X は、それぞれ O/X モードを表している。式 (4-4-24, 25)、(4-4-27, 28) 及び測定から得られた楕円度を用いて O/X モード純度を評価した。対象となる JT-60 プラズマのパラメータ及び RF 入射条件を図 4-4-7 に、O モード純度を図 4-4-8 に示す。次に、この測定結果を用いた加熱実験について述べる。トロイダル入射角度は固定であり、磁気軸における屈折率の磁場と平行方向成分は 0.4 程度である。この場合、高効率結合のために楕円度は 0.5~0.6 である必要があることは 4-4-2 節で記述した。その偏波特性を調べるために、O モード純度を変化させるべく入射偏波を変化させ、

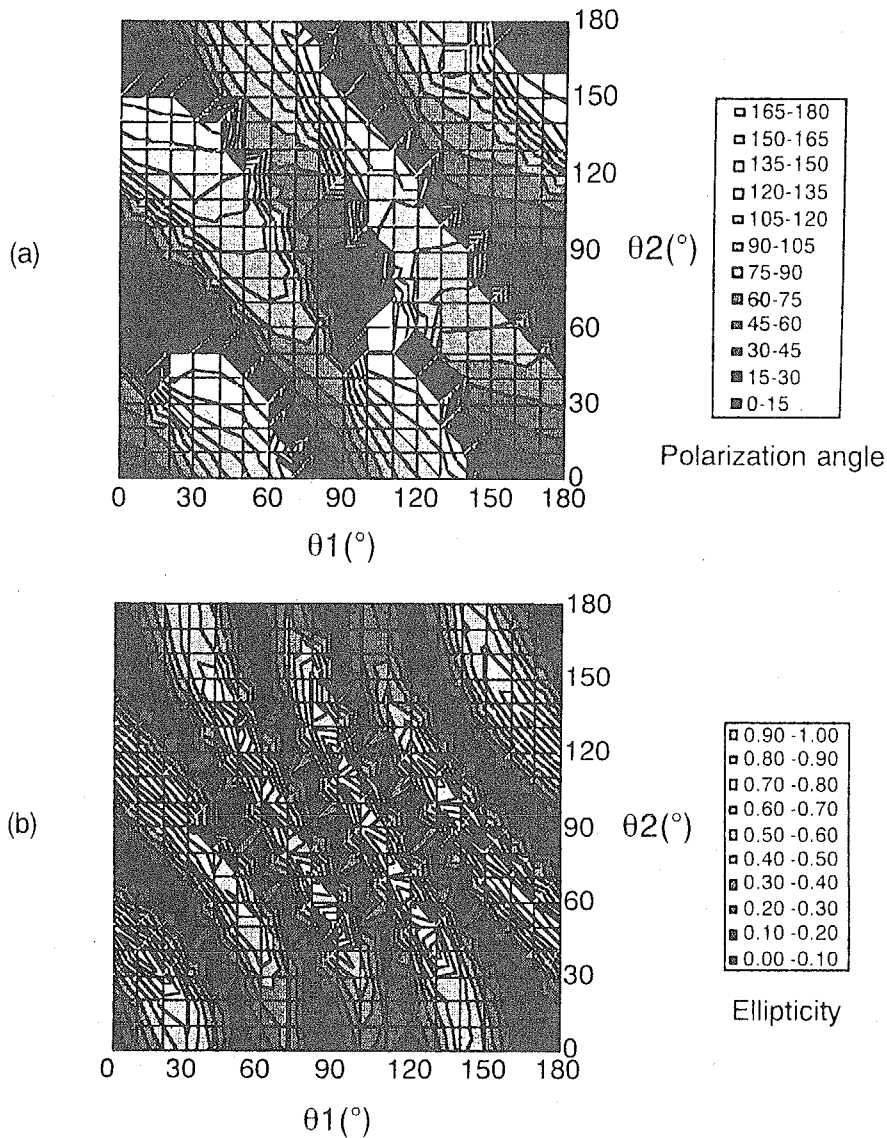


図4-4-5 偏波の偏波器回転角度依存性：(a)偏波角、(b)楕円度。

図 4-4-7 に示す典型的なプラズマに入射した。主に計測するプラズマパラメータは電子温度であり、ポリクロメータによる電子サイクロトロン放射 (ECE) 計測を用いて行った。RF を入射して 20msec 後の中心電子温度上昇の偏波依存性を図 4-4-9 に示す。RF 入射パワーは 0.75MW である。偏波は図 4-4-8 に示すハッチライン上に沿って、即ち、偏波角回転器角度を 50° に固定し、偏波変換器のみを回転して変化させた。●が中心電子温度上昇、■が O モードの純度を表しているが、O モード純度が 1 に近く、最も高いときに電子温度上昇が高くなることを明らかにした。このときの偏波の楕円度は凡そ 0.55 であり、4-4-2 節で述べた計算 (理論) 値と一致した。また、この偏波条件で RF を 0.3sec 間 入射したときの電子温度径方向分布を図 4-4-10 に示すが、中心付近にピークを持つ分布を示し、プラズマ中心での電子温度 T_{e0} が 3.0keV から 5.5keV 上昇し、共鳴層 (磁気軸) 付近で局所的にプラズマが効率良く加熱されたことが分かる。この様に、実際のシステムで測定した偏波特性を用いて

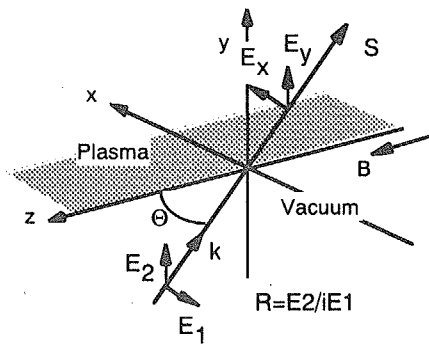


図4-4-6 入射RF偏波及び入射角とプラズマ(磁場)の関係

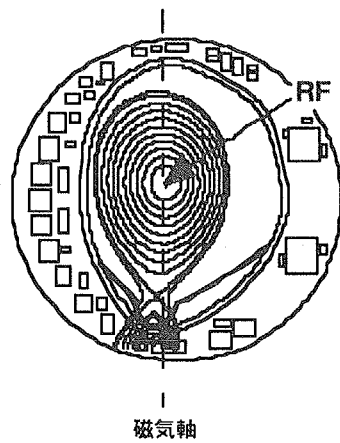


図4-4-7 JT-60プラズマと入射RFのパラメータ :

$\langle n_e \rangle = 0.5 \sim 1.0 \times 10^{19} \text{m}^{-3}$, $T_{e0} = 2.0 \sim 3.0 \text{keV}$, $I_p/B_T = 1 \sim 1.2 \text{MA}/3.73 \text{T}$

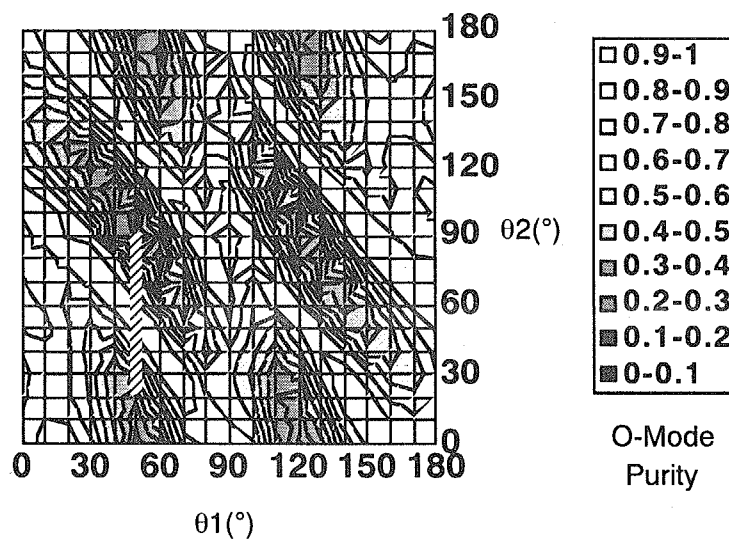


図4-4-8 JT-60プラズマにおけるOモード純度の偏波器回転角度依存性。プラズマパラメータは図4-4-7参照。

プラズマ中に励起される O/X モードの純度を評価することで機器の製作或いは設置誤差に関係無く、プラズマへの高効率結合を得るための偏波条件を得る手法を開発した。

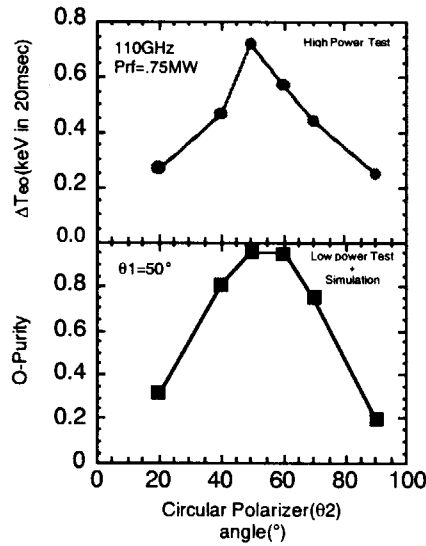


図4-4-9 中心電子温度(上)とOモード純度の偏波変換器角度(θ_2)依存性：
 θ_1 は固定(50°)。 $I_p/B_T = 1.2\text{MA}/3.73\text{T}$, $n_{e0} = 0.6 \times 10^{19}\text{m}^{-3}$, $P_{rf} = 0.75\text{MW}$

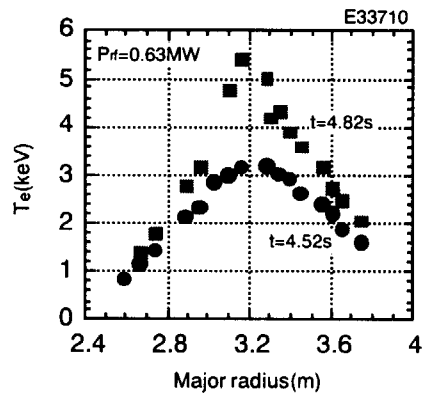


図4-4-10 RF入射前($t=4.52\text{sec}$)及び入射後($t=4.82\text{sec}$)の電子温度径
 方向分布： $I_p/B_T = 1.2\text{MA}/3.73\text{T}$, $n_{e0} = 0.6 \times 10^{19}\text{m}^{-3}$, $P_{rf} = 0.63\text{MW}$

4.5 まとめ

ミリ波のプラズマへの高効率結合を目的として、適切なミリ波入射を行うトロイダル・ポロイダル両方向の入射角度可変な 2 軸可動ミラーを持つ入射システムの開発及びその性能実験について、JFT-2M における EC H&CD システムの改造計画を利用して行った。その入射システムは、高周波ビーム径を収束させるフォーカスミラーと 2 軸可動平面ミラーの構成で、電磁力低減として Si_3N_4 セラミクスに数 μm の銅コーティングを施した Si_3N_4 ミラーを可動ミラーとして初めて適用した。高周波の放射特性の測定については、低/大電力実験で行い、設定角度通りに高周波が放射されることを確認した。更に、プラズマ入射実験では、理論値とほぼ一致する高周波の吸収特性を検証すると共に、JFT-2M では初めて電子サイクロトロン波（ミリ波）単独の電流駆動（ECCD）を実証し、ほぼ設計通りの結合性能を確認した。

高周波の結合性能を左右する偏波の最適化については、高効率結合のための適切な入射偏波を得る手法を開発した。それは、低電力試験により伝送システム中を伝搬する RF の偏波特性を取得し、任意の偏波が得られることを実験的に確かめ、その結果を用いて任意のターゲットプラズマについて O/X モード純度を評価するという方法である。プラズマ加熱実験において、高周波を高効率でプラズマに結合させるための最適な偏波パラメータを確認し、その結果が理論と整合性が取れていることを明確にした。以上のように、適切なミリ波の入射やミリ波帯高周波のプラズマへの高効率結合性能を得るための手法を確立し、大電力ミリ波を用いて実証したことは、核融合炉用大電力ミリ波帯高周波入射システムの最適設計に寄与する結果である。

5. 大電力ミリ波帯高周波入射システム用真空窓

5.1 はじめに

大電力ミリ波帯高周波入射システムの重要なコンポーネントのひとつとして、高周波パワーを透過させる真空窓がある。真空窓は入射システム（真空容器）とジャイロトロンシステムや伝送システムとを真空的に分離する役割を担うと共に、ジャイロトロンの高周波出力窓としても使用されるため、重要なコンポーネントとして位置付けられてきた。真空窓の材料としては、高周波を透過させる観点から誘電体（セラミクス）を使用するが、大電力高周波が窓を透過する際、誘電損失によって窓が発熱する。従って、大電力・長パルス高周波（RF）を透過させるためには、低誘電損失及び高熱伝導の性能を有する窓を開発することが必要である。また、核融合燃料としてトリチウムを使う場合、真空窓はトリチウムや放射性ダスト等を閉じ込めておく隔壁としての役割も担うため、高強度の窓材料や窓構造も必要である。更に、中性子照射により誘電特性、熱伝導性、強度特性などがどのように影響を受けるかを調べ、その性質を明らかにしておくことも、核融合炉用ミリ波帯真空窓の研究開発項目のひとつとして重要である。本章では、大電力ミリ波伝送用真空窓の研究開発として、これまでに実施してきたサファイア窓と、現在ではミリ波帯真空窓として標準になりつつある人工ダイヤモンド窓について述べる。

5.2 サファイア真空窓

サファイア（単結晶アルミナ）は、セラミクスの中では 100GHz 帯における誘電損失が低く、熱伝導率及び機械強度も比較的高いという特性を有することから、真空窓或いは

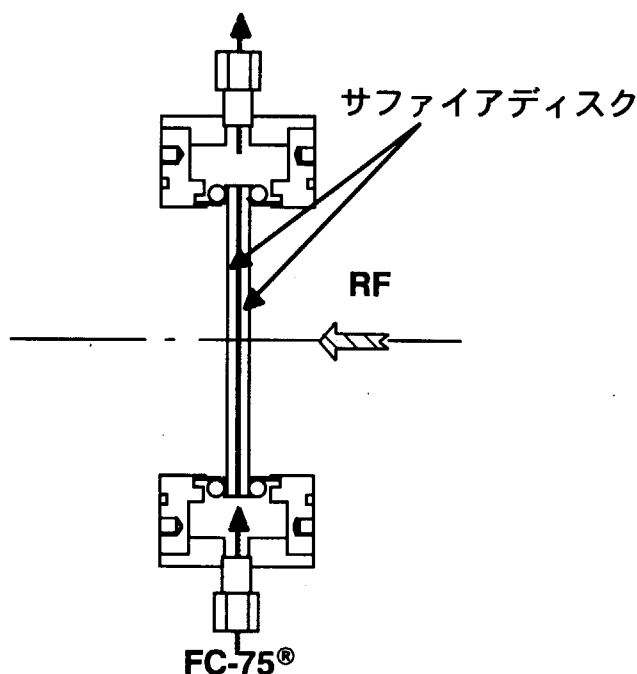


図5-2-1 ダブルディスク型サファイア窓：ディスク間に冷却媒体 (FC-75®) を流して冷却する。

ジャイロトロン出力窓の窓材として、高周波特性や熱特性などについて研究を行ってきた。また、120mm以上の大口径サファイアディスクの製作技術、冷却構造などを有する真空窓を構成するために必要なサファイア表面のメタライズ技術、金属部とのロウ付け技術などが確立されてきたことから、大電力ミリ波透過用サファイア真空窓の開発を進めてきた。図5-2-1にダブルディスク型ジャイロトロン用出力窓の概略図を示す。2枚のサファイアディスクを平行に並べ、それらで挟むようにディスク冷却用の薄いスリットを設けてある。その薄い中間層に誘電率(ϵ)及び誘電損失率($\tan\delta$)が比較的低いフロン系の冷却媒体(FC-75[®])を流し、サファイア窓を強制的に冷却する。図5-2-2に170GHzにおけるダブルディスク型高周波出力窓のパルス幅に対する窓中心部の温度上昇を示す。パワーが140kW、パルス幅4秒でサファイア窓ディスク中心の温度上昇が120~130K程度に上昇する。高周波出力形状はガウシアン分布である。

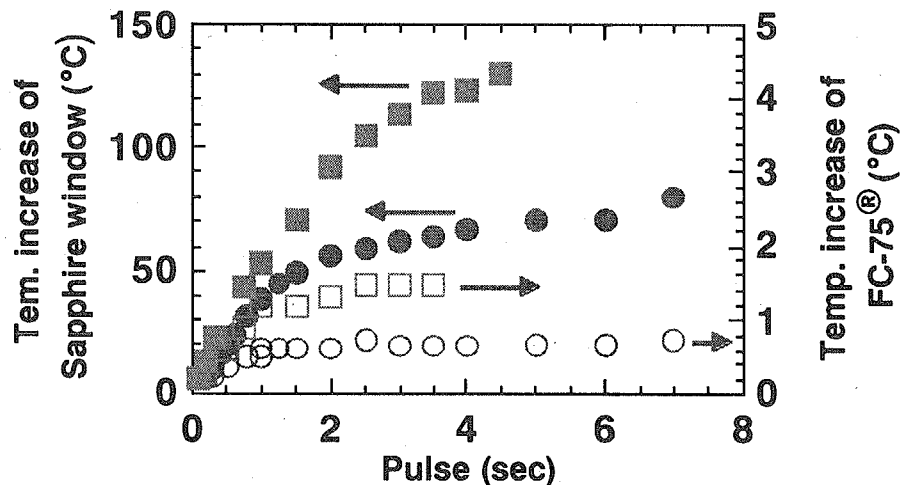


図5-2-2 高周波伝送時のサファイア窓及びFC-75[®]の温度上昇：
 ■及び□は $P_{RF}=140\text{kW}$ 、●及び○は $P_{RF}=60\text{kW}$ 。

サファイア窓の場合、高周波パワー或いはパルス幅が増すと、窓の温度上昇に伴って誘電損失率が増加するという特異な性質(サーマルランナウェイ現象)を示し、それに伴って窓の温度上昇率も増加する[5-1]。このような、サファイア窓を透過する高周波パワー及びパルス幅の進展に合わせて、サファイアの他の特性変化を追求しておくことが重要である。また、冷却構造や窓を透過する高周波の放射分布の最適化も必要である。その中のひとつとして、サファイア窓での高周波パワーの反射特性がある。ジャイロトロン出力試験において、パワー或いはパルス幅を延ばしていくと、ジャイロトロン内のアウトガス放出量が増加するという現象が見られる。原因のひとつとしてサファイア窓における反射が考えられる。出力窓の厚さ t は、窓内部で励起される定在波と入射波が窓表面で打ち消し合うように、即ち、窓表面で反射がほぼゼロとなるように決定する。窓材の比誘電率を ϵ 、透過する波の真空中での波長を λ とすると、厚みは次式によって決定できる (N は整数)。

$$t = \frac{1}{\sqrt{\epsilon}} \cdot \frac{N}{2} \lambda \tag{5-2-1}$$

これから推測できることは、サファイア窓の誘電率が変化すると最適な厚みからのずれが生じ、高周波パワーの反射が窓表面で起こる可能性がある。そこで、高周波伝送時にサファイアの温度上昇により誘電率が変化して反射が生じたという仮説を立て、それを検証するためにサファイア窓の低電力実験を行った[5-2]。図 5-2-3 に試験装置の概略を示す。110GHz の発振器 (Huge 社製 IMPAT ダイオードガン発振器)、5~20GHz の周波数可変の高周波発生装置 (Hewlett Packard 社) と周波数を 170GHz へ増幅する周波数定倍器

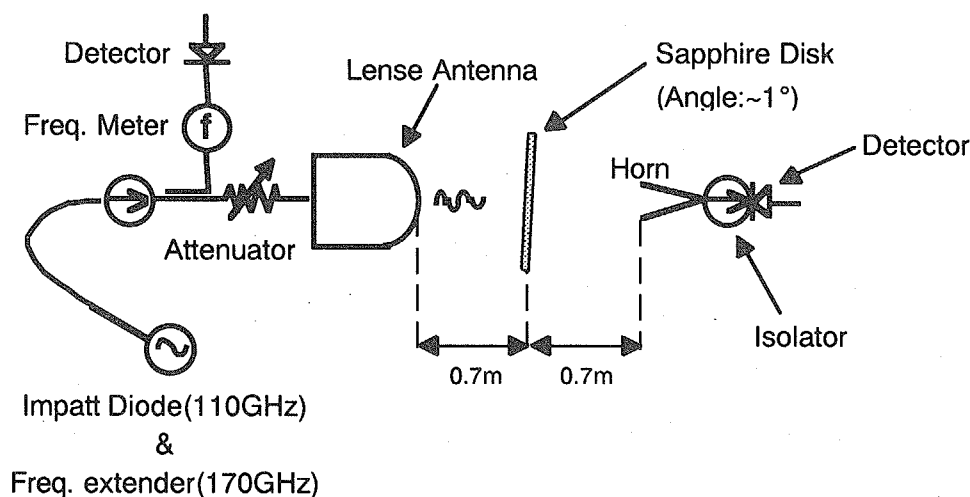


図5-2-3 サファイア窓ディスクの透過率測定実験：サファイアディスクを透過した高周波パワーを検出する。

(Millitech 社)、導波管や方向性結合器、レンズアンテナを使用し、110GHz 及び 170GHz の高周波ビームをサファイア窓に入射し、透過してくる高周波パワーをホーンアンテナ、アイソレータ、検波器を用いて測定した。方向性結合器によって伝送パワーを分岐した系に周波数計、又はスペクトルアナライザを設置し、実験中は常に周波数を監視した。サファイア窓温度はヒータにより制御し、その温度は熱電対と赤外線カメラによって測定した。サファイアの誘電率が変化する場合、窓表面で反射が生じ、発振器或いは高周波伝送に影響する可能性があるため、それを防ぐために窓を 1 度程傾けて設置し、反射波がレンズアンテナに直接返らないようにした。1 度程度の傾きでは実効的な窓厚は殆ど変わらないため、窓での伝送特性

表5-2-1 サファイア窓の仕様

Frequency	110.0 GHz	170.0 GHz
Diameter (effective)	120.0 mm	120.0 mm
Axial length	3.56 mm (n=8)	3.45 mm (n=12)
tanδ (at 300K)	1.80 x 10-4	2.78 x 10-4
ε (at 300K)	9.4	9.4
Thermal conductivity (at 300K)	50 W/mK	50 W/mK
Compressive stress	300 MPa	300 MPa
Cut	Parallel to a - axis	Parallel to a - axis

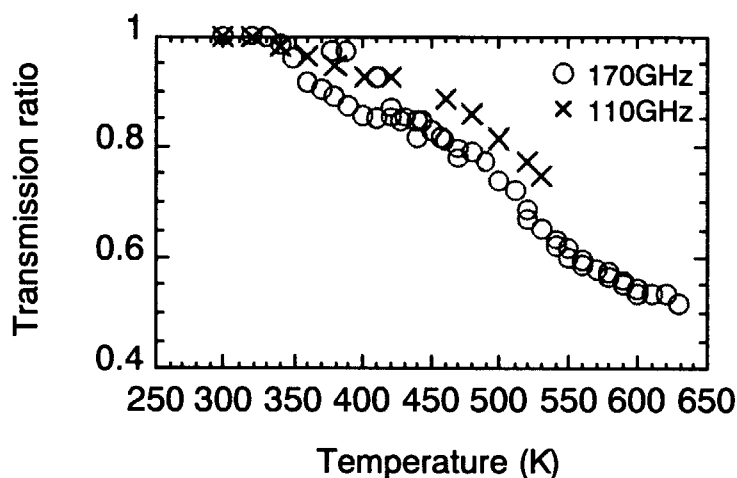


図5-2-4 透過パワーの温度依存性：○は170GHz、×は110GHz。350K 辺りから透過パワーが低下し始め、630Kでは約半分まで減少した。

への影響は無視できる。表 5-2-1 に実験で使用した 110GHz 及び 170GHz 用サファイア窓の常温での物性を示す。図 5-2-4 に透過パワーの温度依存性を示す。○及び×はそれぞれ 170GHz 及び 110GHz のデータである。350K くらいまでは変化は無いが、それ以降は徐々に減少し、630K では透過パワーが約半分に減少した。このデータを用いて誘電率を評価するために、図 5-2-5 に示すような屈折率の違う媒質に波が入射する際、各媒質中の波の電磁界が媒質の境界で連続であるという原理を用いる。いま、波が媒質 1 側から入射すると仮定し、各媒質内の電磁界を図中に示す。添字 t 及び r、1~3 は、それぞれ透過及び反射、各媒質を意味する。電磁界の連続性を適用すると、媒質 1~2 間では、

$$E_1^i + E_1^r = E_2^t + E_2^r \tag{5-2-2a}$$

$$\frac{n_1}{c}(E_1^i - E_1^r) = \frac{n_2}{c}(E_2^t - E_2^r) \tag{5-2-2b}$$

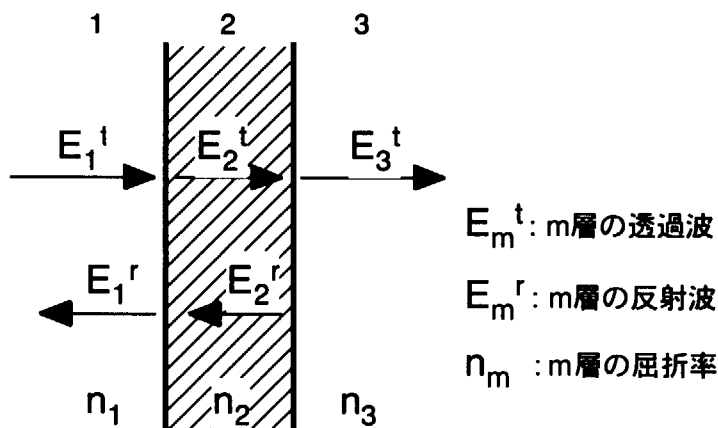


図5-2-5 屈折率の異なる媒質中に入射する波の反射及び透過の概略：添え字t及びrは、それぞれ透過波及び反射波を意味する。

2~3 間では、

$$E_2' \cdot e^{-ik_2 l_2} + E_2'' \cdot e^{ik_2 l_2} = E_3' \quad (5-2-3a)$$

$$\frac{n_2}{c} (E_2' \cdot e^{-ik_2 l_2} - E_2'' \cdot e^{ik_2 l_2}) = \frac{n_3}{c} E_3' \quad (5-2-3b)$$

が成立する。 $k=2\pi f/c$ は波数である。媒質 1, 3 を空気とすると $n_1=n_3=1$ であり、式 (5-2-2, 3) は行列を用いて、

$$\begin{pmatrix} E_1' \\ E_1'' \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -1 & 1 & 1 & 0 \\ 1 & n_2 & -n_2 & 0 \\ 0 & -e^{-ik_2 l_2} & -e^{ik_2 l_2} & 1 \\ 0 & -n_2 e^{-ik_2 l_2} & n_2 e^{ik_2 l_2} & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} E_1' \\ E_2' \\ E_2'' \\ E_3' \end{pmatrix} \quad (5-2-4)$$

と記述できる。左辺を Y 、右辺を AX とおくと、

$$X = A^{-1}Y \quad (5-2-5)$$

と表せる。 A^{-1} は A の逆行列である。透過波の電界、 E_3' 及び反射波の電界、 E_1'' は、式 (5-2-4, 5) を用いて求めることができる。透過率 T_r 、反射率 R_e とすると、

$$T_r^2 = \frac{E_3'^2}{E_1'^2} = \frac{16n^2}{2(n^2-1)^2[1-\cos^2(2\pi f n l/c)] + 16n^2} \quad (5-2-6a)$$

$$R_e^2 = \frac{E_1''^2}{E_1'^2} = \frac{2(n^2-1)^2[1-\cos^2(2\pi f n l/c)]}{2(n^2-1)^2[1-\cos^2(2\pi f n l/c)] + 16n^2} \quad (5-2-6b)$$

を導くことができる。また、誘電率 ϵ と屈折率 n の関係は

$$n = \sqrt{\epsilon} \quad (5-2-7)$$

である。図 5-2-4 のデータと式 (5-2-6, 7) を用いて誘電率の温度変化が求まる。但し、 E_i 、 E_t 、 E_r 、 f 、 l 、 c はそれぞれ、サファイアディスクへの入射電界、透過電界、反射電界、周波数、ディスクの厚さ、光速である。図 5-2-6 に誘電率の温度依存性を示す。ディスクの温度が上昇すると共に誘電率が上昇し、630K では誘電率が 9.4 から 10 まで上昇することが分かった。高周波パワー P_2 がサファイア窓を透過する際の誘電損失 P_{loss} は、

$$P_{loss} = 6.426 \times 10^{-8} \cdot P_2 \cdot f(\text{Hz}) \cdot l \cdot \tan\delta, \quad (\text{ガウシアンライクビーム}) \quad (5-2-8)$$

と表すことができるが、この式を用いて誘電損失を見積もると、入射パワーに対して 2% 程度となる。誘電損失率 ($\tan\delta$) は、透過波の周波数と温度に依存し、

$$\tan\delta = 1.818 \times 10^{-11} \cdot f(\text{GHz}) \cdot T(\text{K}), \quad (5-2-9)$$

と記述できる。また、ディスクの厚み l は線熱膨張を考慮して、

$$l = l_0 + [(-0.176 + 5.431 \times 10^{-4} T + 2.150 \times 10^{-7} T^2 - 2.180 \times 10^{-11} T^3/100)] \times l_0 \quad (5-2-10)$$

とした[5-3]。但し、 T 及び l_0 はそれぞれ、ディスク温度及び元の厚みである。式 (5-2-10) の線熱膨張よりディスクの厚みが変わるが、それによる透過パワーの変化を図 5-2-7 に示す。周波数 170GHz で 600K の時、反射は 0.6%程度であり、熱膨張による反射の影響は誘電率変化の影響に比べ遥かに小さい。図 5-2-8 は周波数を若干変えて、同様に透過パワーの変化を測定した結果である。○及び×はそれぞれ、108.7GHz 及び 168.5GHz のデ

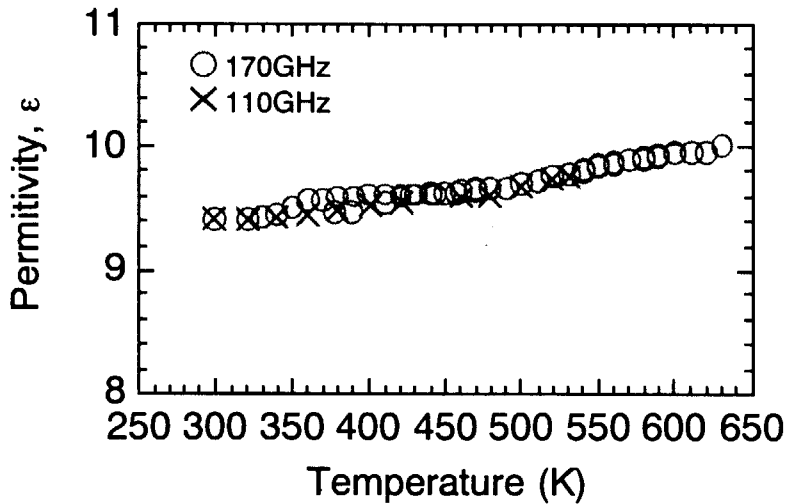


図5-2-6 誘電率の温度依存性：○は170GHz、×は110GHz。
誘電率が9.4(常温)から10(630K)まで増加。

一タである。常温で 10~15%程の反射が生じているが、170GHz 及び 110GHz において反射がゼロとなるようなディスク厚に設計されているため、周波数がずれると反射が増えるのは原理通りである。また、ディスク温度の上昇と共に反射が減少し、450K 付近で反射がほぼゼロになっている。これらの事実は、サファイアの誘電率が 100GHz 帯で温度依存性を有し、温度と共に上昇することを示唆している。更に、図 5-2-8 のデータから式(5-2-6, 7)を用いて誘電率変化を評価すると、図 5-2-6 と同様の上昇を得た。これらの評価結果から、サファイアの誘電率は温度依存性を有し、温度上昇と共に誘電率が増加し、窓表面での反射が生じることを証明した。従って、大電力定常伝送用サファイア窓を設計する場合には、この誘電率の温度依存性を考慮する必要がある。その一例を次に示す。

いま、170GHz 用のダブルディスク型のサファイア窓を考える。この場合、図 5-2-5 と同様に屈折率の異なった媒質の重なり合わせと考えることができる (図 5-2-9)。波の電磁界の連続性を適用して行列式を用いて整理すると、

$$\begin{pmatrix} E_1^i \\ E_1^i \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & n_2 & -n_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -e^{-ik_2l_1} & -e^{ik_2l_1} & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -n_2 e^{-ik_2l_1} & n_2 e^{ik_2l_1} & n_3 & -n_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -e^{-ik_3l_2} & -e^{ik_3l_2} & 1 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -n_3 e^{-ik_3l_2} & n_3 e^{ik_3l_2} & n_4 & -n_4 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -e^{-ik_4l_3} & -e^{ik_4l_3} & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -n_4 e^{-ik_4l_3} & n_4 e^{ik_4l_3} & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} E_1^r \\ E_2^i \\ E_2^r \\ E_3^i \\ E_3^r \\ E_4^i \\ E_4^r \\ E_5^i \end{pmatrix} \tag{5-2-11}$$

となる。左辺を M 、右辺を BN とおくと、

$$N = B^{-1}M \tag{5-2-12}$$

と表せる。 B^{-1} は B の逆行列である。ダブルディスクでの透過量、 E_5^i は、式 (5-2-11, 12) を用いて求めることができる。図 5-2-10 にその結果を示す。周波数は 170GHz、FC-75

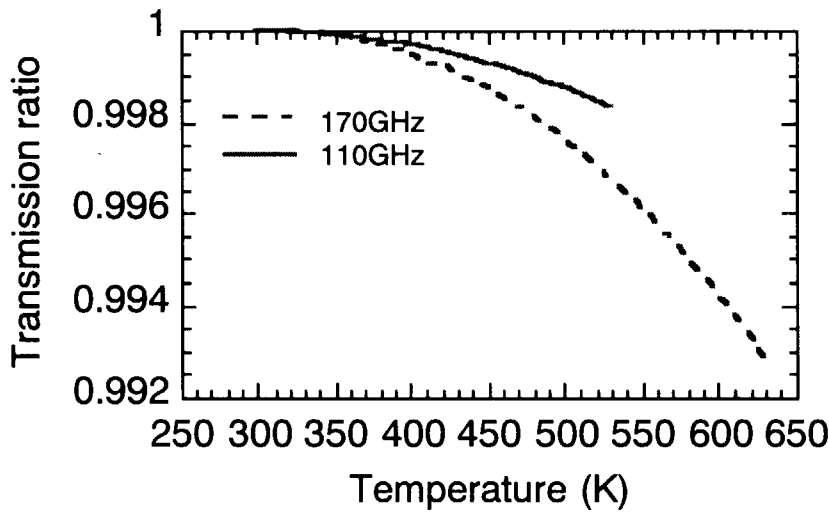


図5-2-7 熱膨張によるサファイアディスク厚の変化に伴う透過率の変化(計算)：点線は170GHz、実線110GHz。600Kを越えても透過パワーは殆ど減少しない。

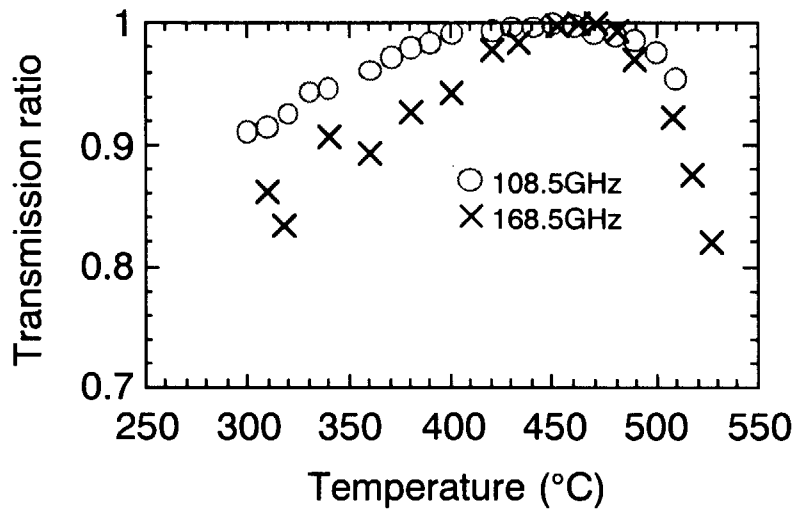


図5-2-8 透過率の温度依存性：○は108.5GHz、×は168.5GHz。誘電率が9.6に相当する温度450°Cで透過率が1となった。

の誘電率は 1.8 であり、サファイアの誘電率は図 5-2-6 のデータを使用した。実線は、サファイア及び冷却溝の厚みをそれぞれ 3.45mm 及び 0.49mm (従来の設計値) としたときの透過率、FC-75 の沸点は 390K である。その沸点直前の 370~380K で約 20%、350K で数%の反射が生じることが分かる。一方、破線はサファイア及び冷却溝の厚さをそれぞれ、3.16mm 及び 0.40mm としたときの透過率の変化を表している。370~380K で反射はほぼゼロ、常温でも 3%程度となることが明らかになった。この様に、ディスクと冷却溝の厚さを最適化することで、サファイア・ダブルディスクで生じ得る反射を制御し、高効率伝送やジャイロトロン発振への影響を低減することが可能である。

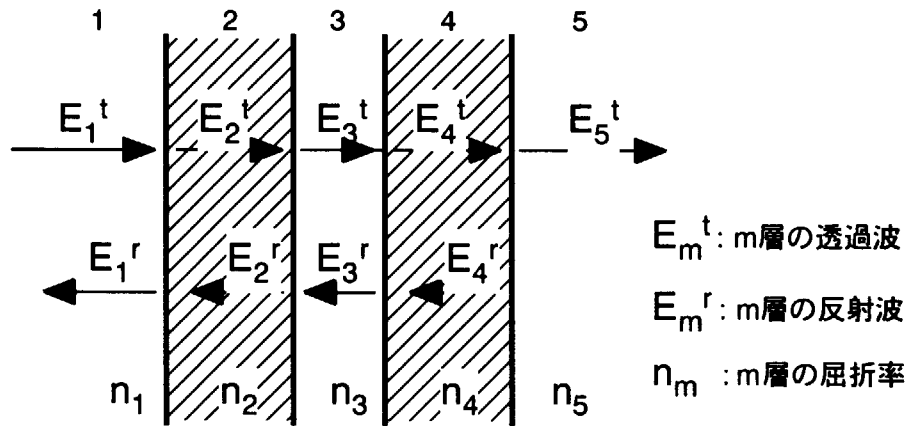


図5-2-9 屈折率の異なる媒質中に入射する波の反射及び透過の概略。

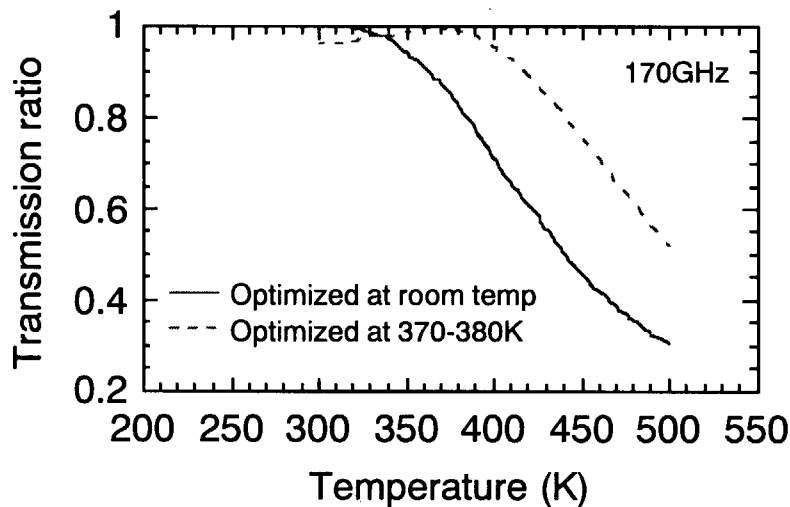


図5-2-10 サファイアダブルディスク窓の透過率の温度依存性：実線は室温で透過率がゼロとなるようにディスク厚を最適化した場合、破線は370~380Kで透過率がゼロとなるようにディスク厚を最適化した場合を示す。

次に、サファイア窓の 1MW 連続或いは 10 秒以上の長パルスの高周波伝送の可能性について検討した結果を示す。サファイアを極低温に冷却すると誘電損失率が小さくなる効果を利用した極低温シングルディスク窓開発がヨーロッパで進展し、それにより 1MW 長パルス伝送の可能性が示された[5-4]。しかしながら、冷却機構が複雑で、窓構造全体として大型になるため、ジャイロトロン出力窓として使用することは可能であるがトーラス窓としては適さない。一方、ダブルディスク型について、高周波の透過パワー分布を平坦化することにより、大電力長パルス化の可能性が考えられる。そこで、透過 RF パワー分布を平坦と仮定して窓の発熱計算を行った。図 5-2-11 にその結果を示す。実線及び破線は、それぞれ真空面及び冷却面の温度を示している。高周波の周波数及びパワーはそれぞれ

れ、170GHz 及び 0.5MW、誘電率及び誘電損失率の温度依存性を考慮した。横軸はビーム径を表しているが、前段で述べた反射がほぼゼロとなる温度、370~380K を温度上昇の限界とすると、ビーム径が 18cm 以上の平坦ビームで 0.5MW 連続伝送は可能である。このことから、サファイア窓で 1MW のパワーを定常的に透過させることは非常に困難であることが判明した。

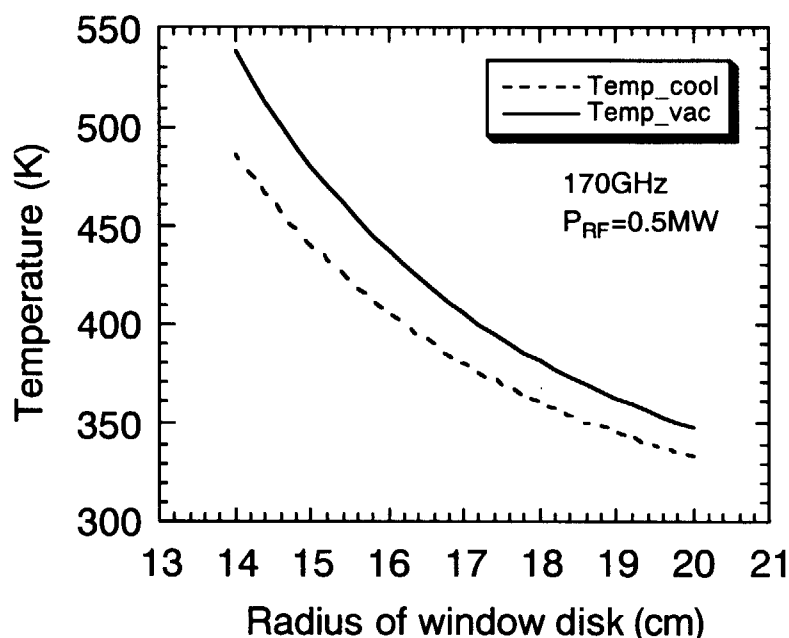


図5-2-11 サファイアダブルディスク窓の温度上昇の透過ビーム径依存性：周波数170GHz、 $P_{RF}=0.5MW$ 、フラット出力分布、誘電率(ϵ)及び誘電損失率($\tan\delta$)の温度依存性を考慮している。

5.3 人工ダイヤモンド真空窓

高周波パワー1MW で定常伝送が要求されている真空窓として、できる限り誘電損失の小さい、熱伝導性の良い窓材が必要である。その条件を満足するものとして人工ダイヤモンドがある。化学気相成長 (CVD) 法によるダイヤモンド合成によりディスク状のダイヤモンドが製作可能である。表 5-3-1 に CVD 多結晶ダイヤモンド (以下、ダイヤモンドと略す) などの代表的な真空窓材の主な物性値を示す。注目すべき点は、サファイア等と比べ、誘電損失が一桁以上低く、熱伝導率が非常に高い (銅の 5 倍程度) ことである。また、誘電率も低く、低熱膨張、高硬度であり、真空窓として最適な窓材と言える。CVD によるダイヤモンド合成技術の進展により、1997 年にイギリスのデビアス社が、厚さ及び直径がそれぞれ 2.25mm 及び 100mm のダイヤモンドディスク (図 5-3-1a) の製作に成功したことに着目し、ダイヤモンド真空窓の研究開発を行ってきた。現在では、ジャイロトロン出力窓或いはトーラス窓の標準材料になりつつある。

表5-3-1 代表的な真空窓材の物性値

	CVD Diamond	Sapphire	Si ₃ N ₄
tanδ (x10 ⁻⁴ , at 170GHz)	0.20	2.78	2.00
Dielectric constant (at 170GHz)	5.68-5.70	9.4 (at 300K)	9.4
Thermal conductivity (W/m/K, at 300K)	1900-2200	40	30
Thermal expansion coefficient (μm/K, at 300K)	1.0	5.3	2.6
Specific heat (J/kg/K, at 300K)	520	750	660
Density (x10 ³ kg/m ³)	3.52	3.98	3.25
Tensile strength (MPa)	600-800 (nuclear) 300-400 (growth)	300.00	880.00
Poisson ratio	0.10	0.27	0.28
Young module (GPa)	1000-1100	350	300
Fracture toughness (MPa m ^{1/2})	5.3-7.0	2.0	6.3
Hardness (GPa)	81	16	21

170GHz ジャイロトロンに搭載されている真空窓の写真及び構造図をそれぞれ、図 5-3-1b, 1c, 2 に示す。真空窓は、有効径及び長さ、厚みがそれぞれ、80mm 及び 30mm、1mm のインコネルシリンダとダイヤモンドディスクエッジのロウ付け接合と、その反対側のシリンダ端部とディスクエッジを冷却する機能を持つステンレス製匡体の溶接によって製作する。冷却には水を使用するが、アルミニウムベースのロウ材を使用しているため、冷却水に CC-15[®]と称する腐食防止剤を数%混合して使用する。図 5-3-3 にダイヤモンド真空窓の温度上昇の時間変化を示す。●は出力 0.5MW 時の中心部の温度上昇、実線は計算結果、破線は 1.0MW 出力時の計算結果である。このとき、tanδ及び熱伝導率、ディスクエッジでの熱伝達率をそれぞれ、 2×10^{-5} 及び 1.9kW/m/K、16kW/m²/K とした。また、高周波出力はガウス分布形状である。出力 1.0MW、定常伝送時でも中心部温度上昇は 50°C 程度で飽和することを確認した。このように人工ダイヤモンドの採用により、窓エッジを水で冷却する比較的簡素な冷却構造で 1.0MW 連続伝送が可能であることを明らかにした。

5.4 人工ダイヤモンド真空窓の耐圧力性能

5.3 項で、1MW・長パルス（連続）の高周波伝送が可能であることが、ダイヤモンド窓の大電力伝送実験及び計算の結果により明らかとなり、大電力ミリ波帯高周波の透過に関する窓の問題は解決できた。次に示すべき性能は、真空窓の信頼性或いは安全性である。ITER などの核融合炉では、燃料としてトリチウムを使用する。トリチウムは放射性であるため、公衆への放出には厳しい制限がある。また、真空容器内は放射性ダストも存在し、それらを規制以上に外部へは放出できない。従って、ダイヤモンド窓はジャイロトロンシステムと伝送システムをトリチウムや放射性ダストを内包する真空容器から分離するという重要な役割を担っている。真空窓による真空或いはトリチウム境界の概念を図 5-4-1 に示すが、斜線部がその境界である。ITER の場合、想定されている異常事象の中で、ダイバータやブランケット等の真空容器内機器の冷却配管破断による容器内の圧力上昇がある。

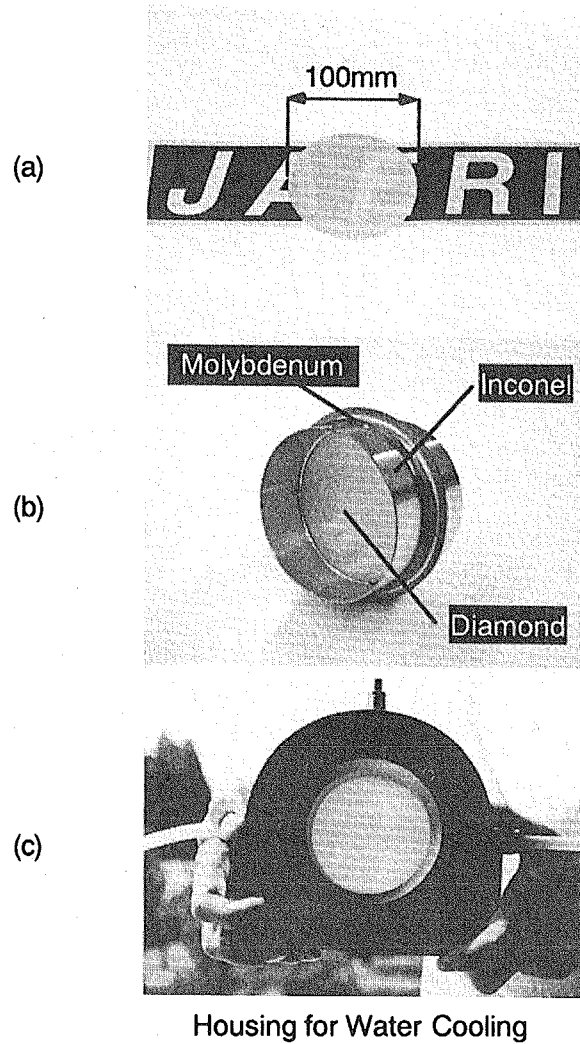


図5-3-1 ジャイロトロン用CVDダイヤモンド窓 : (a) CVDダイヤモンドディスク、直径100mm、厚さ2.25mm、(b) インコネルシリンダロウ付け後、(c) ジャイロトロン用ダイヤモンド窓。

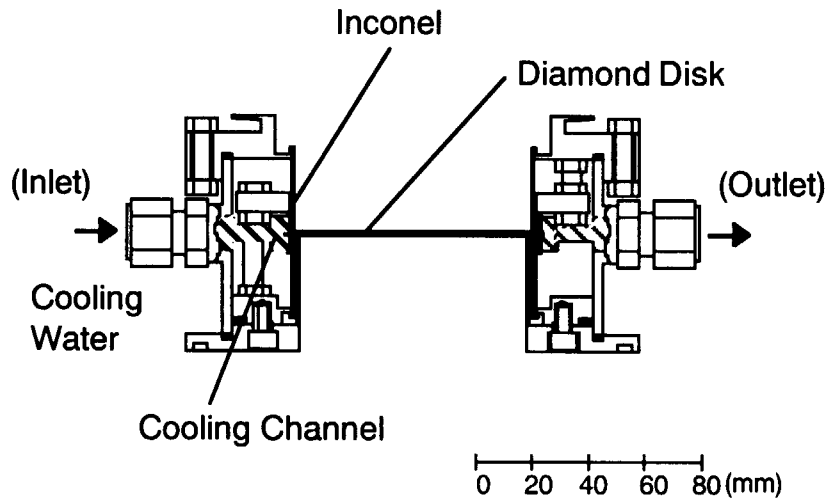


図5-3-2 ジャイロトロン用ダイヤモンド窓構造断面図：
ダイヤモンドディスクエッジを水により冷却する。

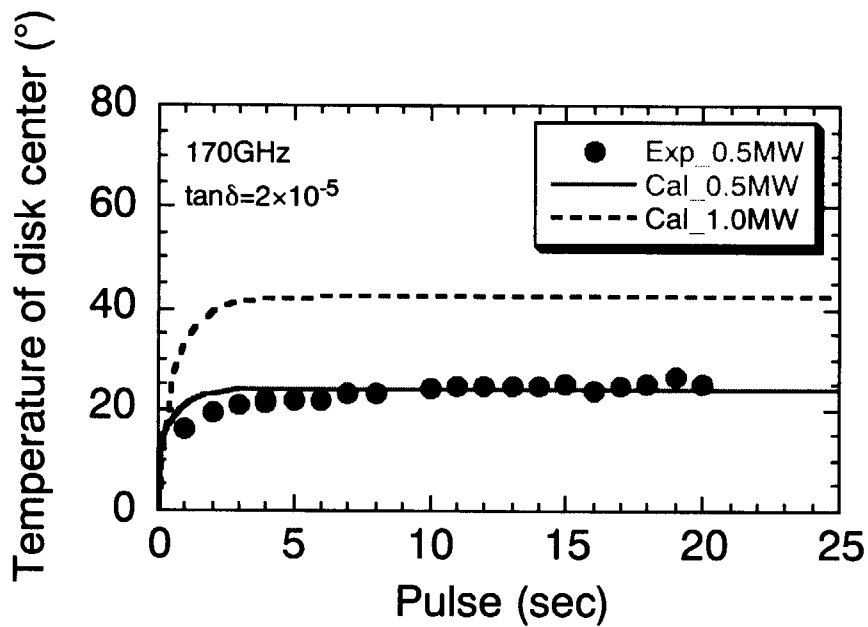


図5-3-3 透過RFに対するダイヤモンド窓中心の温度上昇：周波数
170GHz、ダイヤモンドの誘電損失率($\tan\delta$)及び熱伝導率を 2×10^{-5} 及
び $1900 \text{ W/m}^2/\text{K}$ 、ダイヤモンドと水の熱伝達率を $16 \text{ kW/m}^2/\text{K}$ とした。

その事象におけるトリチウム境界の安全設計として、0.2MPa の圧力に対しての構造健全性を確保するという条件が課せられている。本項では、ITER を例に取り、圧力試験や応力評価などを行い、ダイヤモンド真空窓の耐圧力性能について述べる。

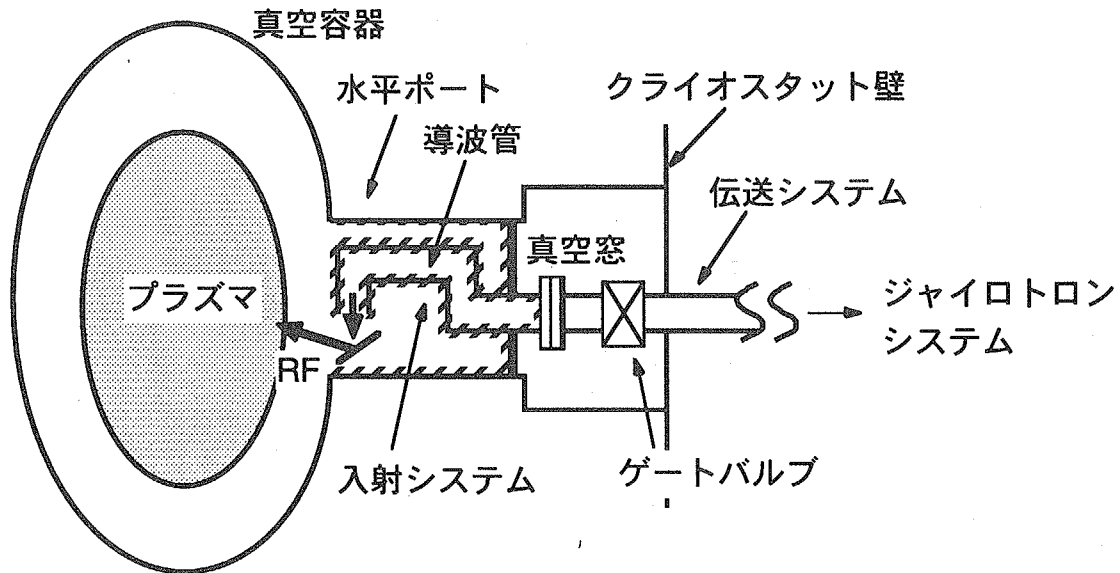


図5-4-1 EC入射システムの真空及びトリチウム境界：
斜線の掛かったラインが境界を示す。

圧力試験で使用したダイヤモンド窓の構造図と写真を図 5-4-2, 3 に示す。直径 100mm、厚さ 2.25mm のダイヤモンドディスクエッジの両側にインコネルシリンダをロウ付けし、更にインコネルシリンダはステンレス製フランジに溶接してある。フランジ間の長さが変化しないように周方向に 4 箇所、均等にスタッドボルトで固定した。図では右側から窒素ガスを注入し、左側からは接触式変位計を用いてディスクの変位量を測定した。また、万一ディスクが壊れても破片が飛び散らないようにアクリルカバーを用いた。ダイヤモンドの成長側と基板側で、その機械強度が異なるという性質があることから、加圧は両方向から行った。実験装置全体の概略を図 5-4-4 に示す。窒素ガス供給ラインに設置した圧力計のデータと、変位計のデータを同時に A/D コンバータを介して計測用コンピュータに保存した。使用した圧力計と変位計は、共にキーエンス製 AP-13 と AE-30 で、前者は $\pm 5\text{kPa}$ 、後者は $\pm 1\mu\text{m}$ の誤差内で測定が可能である。

圧力に対するダイヤモンド窓中心部の変位を図 5-4-5 に示す。○は基板側から加圧したときの成長側の変位、△は成長側から加圧したときの基板側からの変位を表す。圧力上昇に伴って線形的に変位が生じることが観測され、10 気圧 (1.0MPa) を印加しても破壊することなく耐 10 気圧を実証した[5-5]。そのときの中心部の変位量は $41\pm 1\mu\text{m}$ で、且つ、加圧方向に依存しないことが判明した。また、10 気圧 10 分間の耐久、0.05MPa/sec で 10 気圧までの高速加圧、繰り返し試験を行い、全てにおいて健全性を確認した。但し、繰り返し数については 10 気圧で 10 回、7 気圧で数十回、5 気圧以下で数百回である。

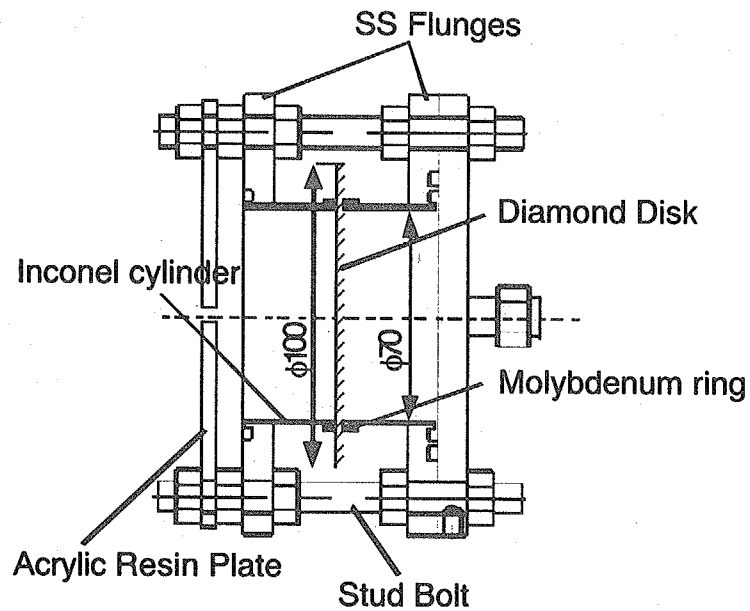


図5-4-2 圧力試験用ダイヤモンド窓構造概念図：ダイヤ
ディスク厚及び有効径は、それぞれ2.25mm及び70mm。

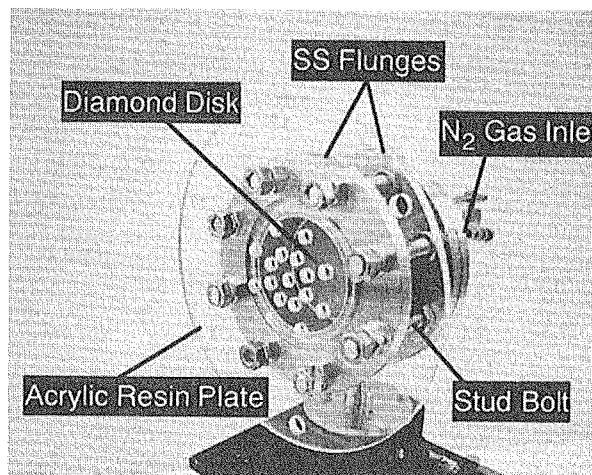


図5-4-3 圧力試験用ダイヤモンド窓の写真

高速加圧では熱衝撃波がディスクに加わる可能性があるが、ダイヤモンドは高熱伝導性と低熱膨張性を併せ持つので、熱の散逸は早く膨張も小さいことが容易に推測でき、健全性は確保できると考えられる。但し、厳密には定量的な熱衝撃の条件を明確にし、その条件を考慮に入れた評価が必要である。更に、試験前後において真空リーク試験を行い、Heリーク量率で測定装置の限界 (3×10^{-9} torr·l/sec) 以下であることを示し、目視では確認できない微少なクラックやロウ付けの剥がれなどが無いことも確認した。

一方、試験と平行して応力解析を行い、加圧時にダイヤモンド窓に生じる応力などの評価を行った。解析モデルを図5-4-6に示す。ディスク中心を軸とした回転軸対象モデル

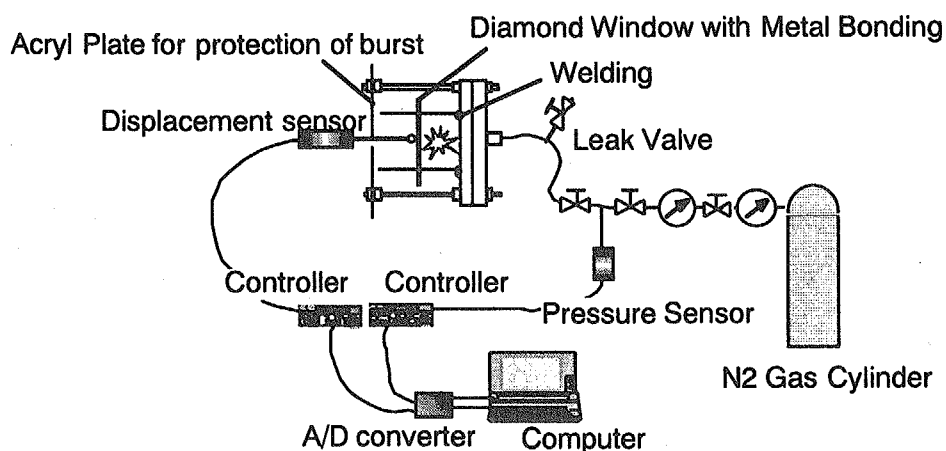


図5-4-4 圧力試験該略図：詳細は本文参照のこと。

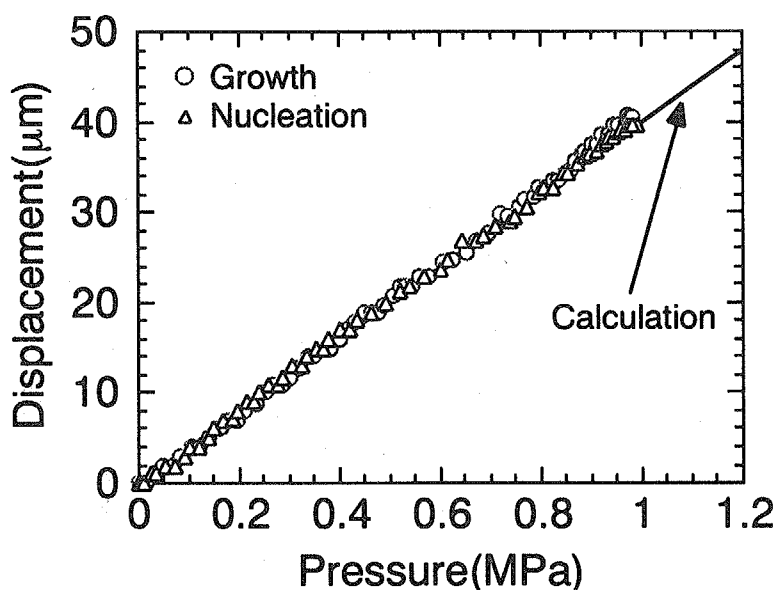


図5-4-5 圧力荷重対するダイヤモンド窓中心部の変位：○が基盤側から加圧したときの成長側の変位、△が成長側から加圧したときの基盤側の変位を示す。

とした。境界及び拘束条件としては、ダイヤモンドディスク片側表面及びインコネル内面、ロウ付け部への均等荷重、インコネルの両端（ステンレス製フランジを溶接する部分）と非加圧側のモリブデンリングを拘束、更にロウ材であるアルミの塑性も考慮した。各材料の機械強度物性値を表 5-4-1 に示す。解析には汎用コードである ABAQUS (V5.8) を用いた。図 5-4-5 中の実線が計算結果で実験データと良く一致している。また、7 気圧時のダイヤモンド窓の変位の様子と応力分布を図 5-4-7 及び 8 に示す。中心部が膨らみ、更にはインコネルシリンダも数μm ではあるが変形する。一方、ディスクに生じる応力はロウ付け部（窓の有効径エッジ）で最大となり、加圧側で 130MPa、非加圧側で 148MPa と

なった (図 5-4-9)。また、10 気圧時の最大応力は 200MPa 程度となり、厚さ 2.25mm のダイヤモンド窓の破壊応力 300MPa[5-6]以下であることが分かった。

次に、ダイヤモンド窓の最適サイズを検討するため、図 5-4-6 に示した解析モデルを基にディスクの厚さ及び直径をパラメータとして行った応力評価について述べる。各モデルの厚さ及び直径は表 5-4-2 に示す。また、有効径が 70mm のディスクエッジにおける圧力に対する最大応力を図 5-4-10 に示す。図中の実線は、Ref.5-6 から引用した破壊応力ラインである。●が実験で用いたダイヤモンド窓に相当するが、作用する圧力が約 14.5 気圧未満であれば破壊しないということが判明した。また、低コスト化を目的としてディスクの厚

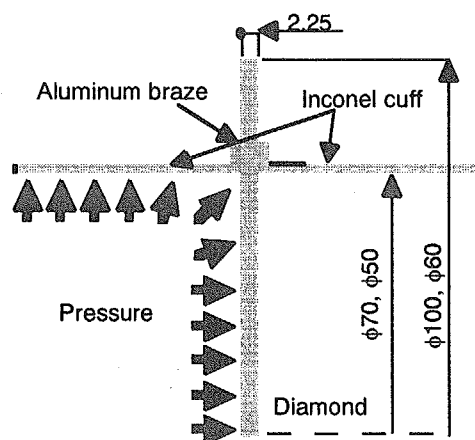


図5-4-6 圧力解析用モデル：ディスク径は100mmと60mm、有効径は70mmと50mm、厚さは1.1-2.25mm。

表5-4-1 各材料の物性値(機械強度)

	Diamond	Inconel	Aluminum
Youngs Module (GPa)	1100	230	70
Poisson Ratio	0.1	0.35	0.3

表5-4-2 解析モデルの主要寸法

	Model						
	I	II	III	IV	V	VI	VII
Thickness (mm)	2.25	1.85	1.48	1.11	1.85	1.48	1.11
Radius (mm)	100	100	100	100	60	60	60
Aperture (mm)	70	70	70	70	50	50	50

みを薄くする場合、仮に厚みが 1.48mm でも作用する圧力が 8 気圧未満であれば健全性は確保できることも明らかにした。次に、ダイヤモンド窓のディスク厚に対する有効径 70mm 及び 50mm の破壊応力をプロットしたものを図 5-4-11 に示す。有効径を 50mm にすると耐圧性能が約 2 倍になることを明らかにした。これまでに、ミリ波の 1MW レベルでの伝送実績がある導波管内径は 30~60mm である。ITER 等の核融合炉で要求されるミリ波加熱電流駆動装置の性能は、1 伝送ラインあたり 1MW-CW (連続伝送) であり、このような大電力で定常伝送が可能な伝送ライン (導波管) の内径は、伝送路を曲げるマイターベンドの耐熱負荷で決まる。例えば、ITER では内径を 60mm 程度としている。このことから、1MW-CW 用のトーラス窓の有効径は 50~70mm と考えられる。ITER の耐圧力に対する安全設計条件は 0.2MPa であるが、窓の厚みを 1mm 以上取っておけば、その条件を十分に満足することが図 5-4-11 から分かる。逆に、真空窓に対する設計強度条件 (圧力条件) が決まると、ダイヤモンド窓の厚み及び有効径は図 5-4-11 の斜線部から選定することができる。

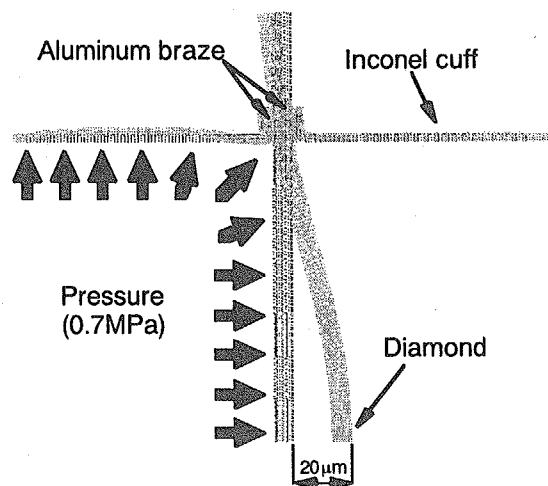


図5-4-7 0.7MPa時のダイヤモンドディスクの変位

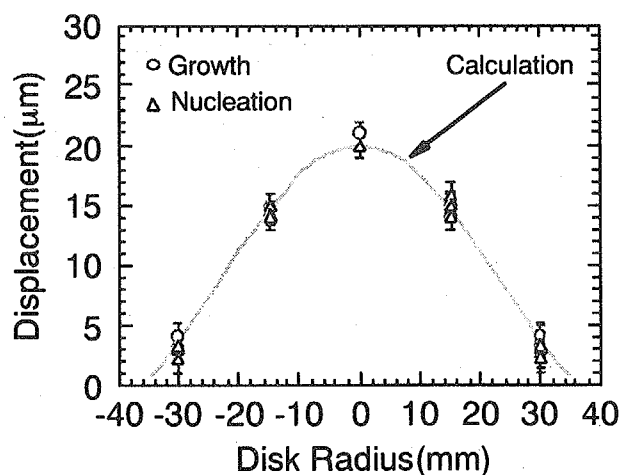


図5-4-8 0.7MPa時のダイヤモンドディスクの変位の径方向分布：○が基盤側から加圧したときの成長側の変位、△が成長側から加圧したときの基盤側の変位、実線が計算値を示す。

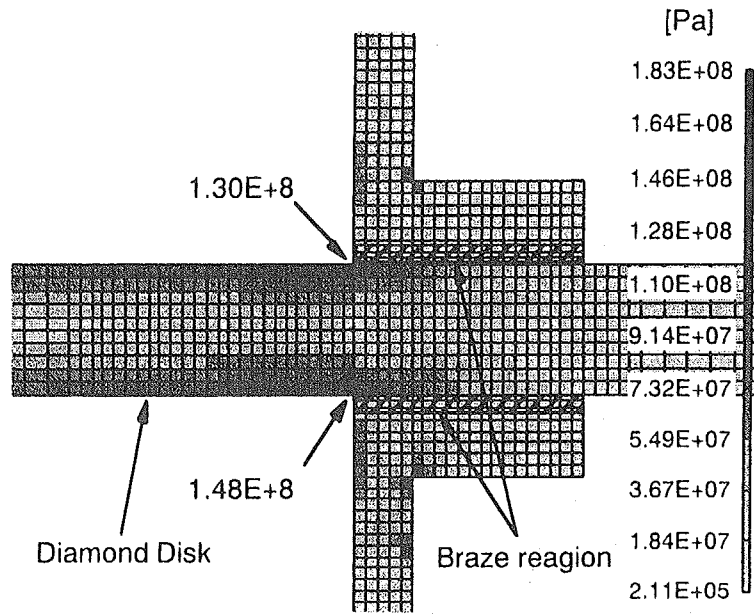


図5-4-9 0.7MPa時のダイヤモンドディスク周辺の応力分布。

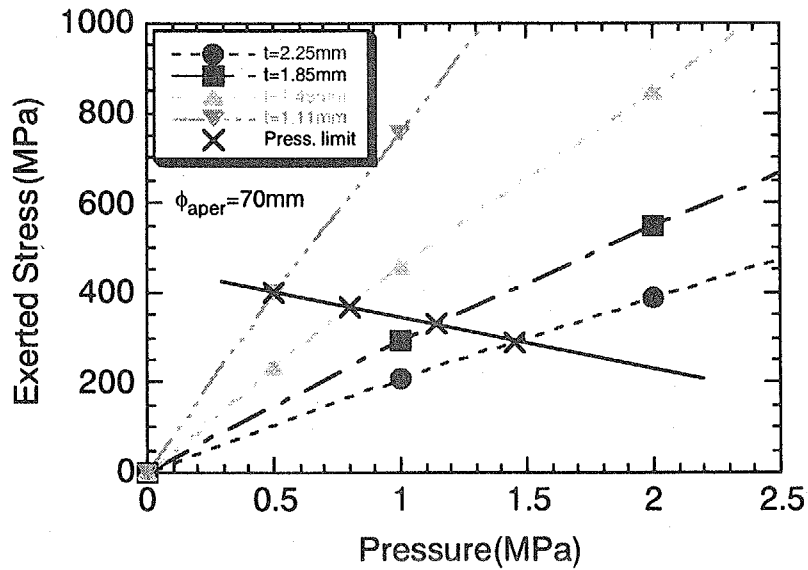


図5-4-10 ディスクエッジにおける加圧力に対する応力(最大応力) : ディスク径及び有効径は、それぞれ100mm及び70mm。厚みは●が2.25mm、■が1.85mm、▲が1.48mm、▼が1.11mmである。実線が破壊応力ラインを示す。

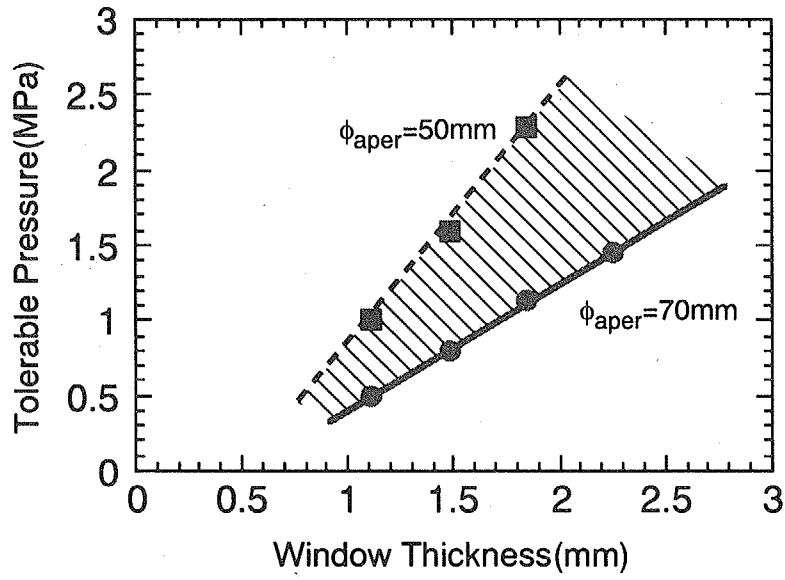


図5-4-11 ダiamond窓のディスク厚に対する破壊応力：
 ●が有効径70mm、■が有効径50mmを示す。

5.5 人工ダイヤモンド真空窓の中性子照射効果

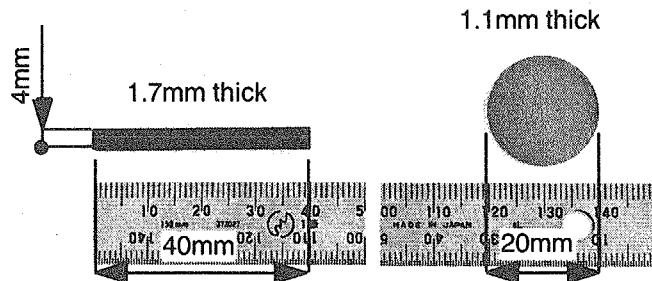
核融合燃料としてトリチウムを使う ITER のような核融合炉の場合、真空窓は核融合反応により生じる中性子の照射を受ける。従って、真空窓を設置する付近で想定される中性子照射量の下で、CVD ダイアモンドの誘電特性、熱伝導性、機械強度特性などがどのような影響を受けるかを調べる必要がある。本節では、ITER を想定して CVD ダイアモンドの中性子照射効果について述べる。

ITER において、ミリ波帯高周波入射システム用ダイヤモンド真空窓の設置場所は、水平ポート或いは上ポート端部にあたる圧力閉止板（第 1 境界）後方となっている。水平ポート用ミリ波帯高周波入射システムの構造において、高速中性子 ($E \geq 0.1 \text{MeV}$) の年間照射量を評価した結果、 $\sim 10^{18} \text{n/m}^2$ となった[5-7]。従って、少なくともその年間照射量以上の照射を行い、その特性変化を調べる必要がある。中性子照射は、日本原子力研究所・大洗研究所の材料照射試験炉 (JMTR: Japan Material Test Reactor) において行った[5-8]。

表5-5-1 照射サンプル、条件

Material, Size, etc...	Num.	Fluence ($E > 0.1 \text{MeV}$)	Irr. Temp
Diamond CVD, Polycrystalline			
Disk($\phi 20 \text{mm}$, $t 1.15 \text{mm}$)	5	10^{20} , 10^{21} , 10^{22}n/m^2	100deg C
Stick($1.7 \times 4 \times 40 \text{mm}^3$)	9	10^{20} , 10^{21} , 10^{22}n/m^2	100deg C

真空窓の設置位置付近では、高速中性子の中でも 14MeV 中性子などの高エネルギー側の中性子は殆ど減衰されるため、低エネルギー側が支配的になる[5-9]。従って、JMTR で必要量の照射ができる中性子のエネルギーは最大で 1~2MeV 程度であるが、ミリ波帯入射システム用ダイヤモンド窓に対しては、中性子照射効果を十分に評価できる。照射量は、ITER の総運転期間及び将来の核融合炉を想定して、中性子照射量を二桁から四桁高い 10^{20}n/m^2 及び 10^{21}n/m^2 、 10^{22}n/m^2 とした。表 5-5-1 に照射用ダイヤモンドサンプルの種類、サイズ、数量についてまとめてある。図 5-5-1 にサンプルの写真を示すが、それらをキャプセル (図 5-5-2, 3 参照) 内に格納し、高速中性子 ($E > 0.1 \text{MeV}$) フラックスが $\sim 10^{16} \text{n/m}^2/\text{sec}$ 程度の照射孔に挿入し照射した。照射前後においては、



照射条件 : $10^{20} \sim 10^{22} \text{n/m}^2$

照射後試験

- Bending Test (3 points method)
- $\tan \delta$ Measurement
- Thermal diffusivity Measurement

図5-5-1 中性子照射用人工ダイヤモンドサンプル

1. ファブリーペロー型共振器を用いた 170GHz における誘電特性測定
2. 3 点曲げ試験による引っ張り強度測定

3. レーザーフラッシュ法及びフォトアコースティック法による熱伝導率測定を行った。

誘電損失 $\tan\delta$ 及び誘電率 ϵ の中性子照射量依存性をそれぞれ、図 5-5-4 及び図 5-5-5 に示す。照射量が 10^{21}n/m^2 以下では、 $\tan\delta$ 、 ϵ 共に変化がしないことが判明した。従って、ITER の総運転期間で想定される中性子照射量の下では、ダイヤモンド真空窓の高周波特性に関して影響がないことを明らかにした。しかしながら、照射量が 10^{22}n/m^2 で $\tan\delta$ が 2×10^{-5} から約 2 倍の 4.7×10^{-5} へ、 ϵ は 5.7 から 5.8 程度まで増加し、この場合には発熱量が凡そ 2 倍となる。図 5-3-3 を参考にすると、窓の中心温度上昇は 100°C 程度と推測できるが、その程度であれば実用上の問題はない。次に、引っ張り強度の照射量依存性を図 5-5-6 に示す。

●は成長側が引っ張られる場合の強度、◆は基板側が引っ張られる場合の強度を示している。何れも照射量の依存性は観測されず、前者は $282 \pm 30\text{MPa}$ 、後者は $515 \pm 30\text{MPa}$ となり、Ref.5-8 のデータと同様、成長側より基板側の強度が高くなった。一般的に、ファインセラミクスは機械強度が粒界サイズに依存し、小さい方の強度が高い。CVD で製作するダイヤモンドの場合、基板側の粒界サイズが小さく、ファインセラミクスの一般的な性質に準じた結果を得た。最後に熱伝導率の照射量依存性を図 5-5-7 に示す。◆がレーザーフラッシュ法による測定装置（アルバック理工製）を用いて測定したデータ、●がアコースティック法[5-10]によって測定した結果である。また、参考までにドイツのカールスルーエ研究所（FZK）で測定されたデータ（別サンプル）を併記した。フルエンスと共に熱伝導率は減少し、 10^{22}n/m^2 では約 1/10 に減少することが分かる。これは、中性子照射によるカーボン原子のはじき出し（はじき出し損傷）が生じた結果、フォノン伝導子が影響を受け（フォノン散乱の増加）、結果として熱伝導率が減少すると考えられる。

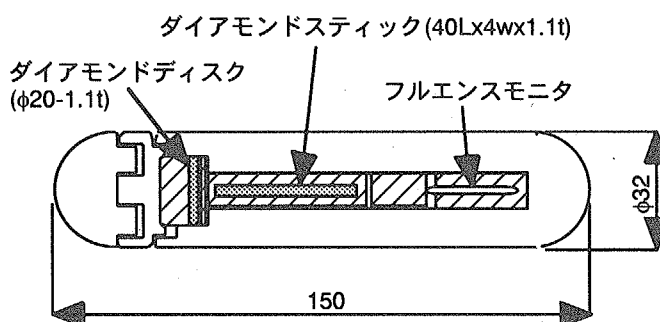


図5-5-2 ラビットキャプセル構造断面図



図5-5-3 ラビットキャプセル写真：照射量 10^{20}n/m^2

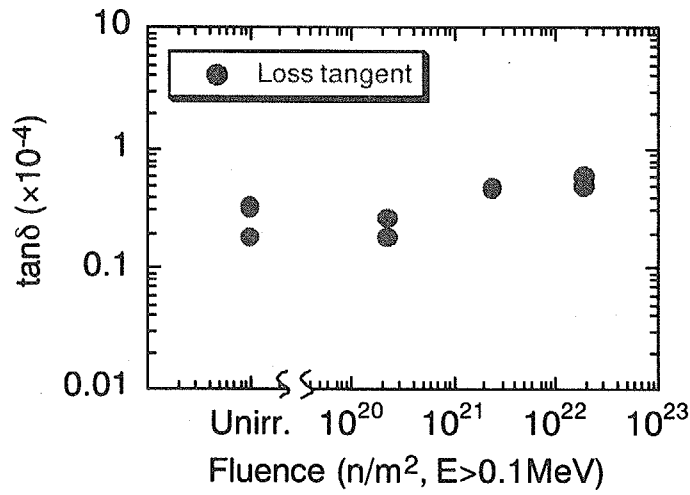


図5-5-4 $\tan\delta$ の中性子照射量依存性：中性子フルエンス 10^{21} n/m²未満では不変。 2×10^{22} n/m²で $4-6 \times 10^{-5}$ まで増加。

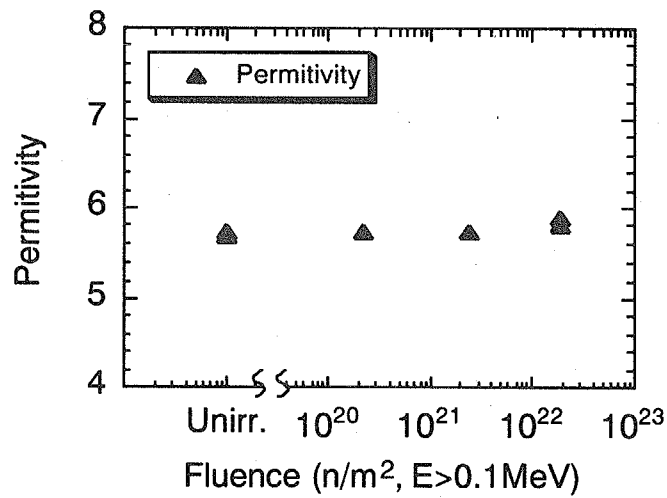


図5-5-5 誘電率の中性子照射量依存性：中性子フルエンス 10^{21} n/m²未満では不変。 2×10^{22} n/m²で5.8まで増加。

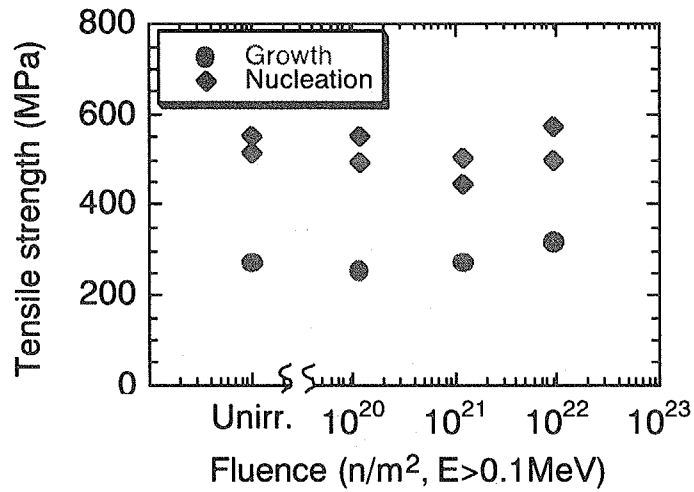


図5-5-6 引っ張り強度の中性子照射量依存性：●が成長側、◆が成長側を示す。中性子フルエンス 10^{22} n/m²まででは不変。詳細は本文参照のこと。

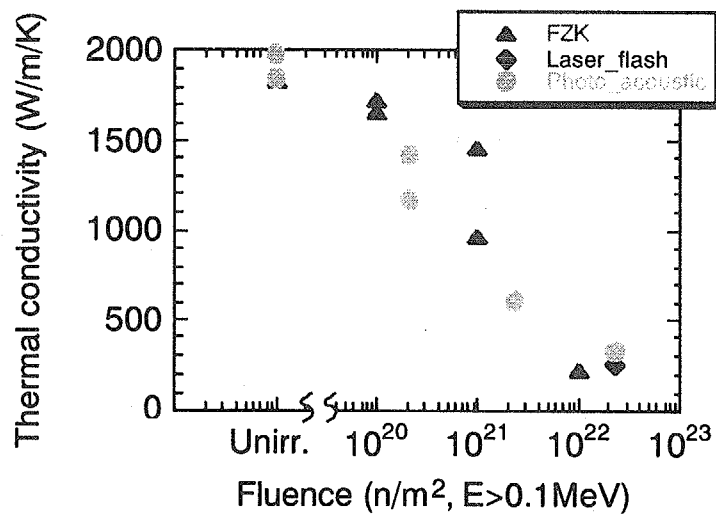


図5-5-7 熱伝導率の中性子照射量依存性：中性子フルエンス 10^{20} n/m²でも低下し、 $\sim 10^{22}$ n/m²で1/10の200W/m/Kまで減少する。

5.6 まとめ

サファイア真空窓の研究において、低電力試験により誘電率の温度依存性を見出し、それが窓表面での反射の原因であることを明らかにした。また、この性質を考慮し、高周波出力分布が平坦形状で、その径が 18cm 以上であれば、高周波パワー0.5MW、連続伝送（透過）がサファイア真空窓で可能である。

CVD により製作した人工ダイヤモンドを用いた真空窓の研究において、大電力ミリ波帯高周波透過用のダイヤモンド真空窓を開発し、ITER などの核融合炉で要求されている 1MW-定常伝送性能を有することを示した。また、実規模のダイヤモンド真空窓の耐圧力 10 気圧を実証し、ダイヤモンド真空窓が安全性及び信頼性を有することも明らかにした。更に、中性子照射効果を調べ、ITER の総運転期間の想定量より 3 桁多い中性子照射量を受けても誘電特性及び機械強度に変化がないことや、熱伝導率の場合は、2 桁多い照射量を受けても変化が小さいことを明らかにした。これらの結果から、核融合炉における大電力ミリ波透過用としてのダイヤモンド真空窓の最適設計パラメータを取得すると共に、ITER に対して適応可能であることを示した。

6. 核融合炉用先端可動型ミリ波帯高周波入射システム

6.1 はじめに

核融合炉においては、大電力高周波や高エネルギー中性粒子を利用した非誘導加熱入力が必要となる。その手段のひとつであるミリ波（電子サイクロトロン波）帯高周波加熱電流駆動システムは、プラズマ中心加熱・電流駆動及び周辺電流駆動、プラズマ初期立ち上げ、新古典ティアリング不安定性抑制などの MHD 制御など、用途は多彩である。核融合炉の一例として、ITER のプラズマ主要運転パラメータを表 6-1-1 に、ミリ波帯高周波入射システムの設計パラメータを表 6-1-2 に示す[6-1]。これまでの入射システムと比べて異なる点は、数百秒の長パルス動作を必要とし、核融合によって発生する高速中性子やプラズマからの熱流束に耐え得る入射システムのコンポーネント開発と、全ての性能に対して整合性を有する入射システム全体の成立が必要となることである。本章では、ITER を核融合炉の一例として考え、ITER 用ミリ波帯高周波加熱電流駆動システムの構成について述べた後、炉環境を考慮したミリ波帯高周波入射システムの開発研究として行ってきたミリ波帯高周波入射システムのコンポーネント開発研究や設計等について記述する。

表6-1-1 ITERプラズマパラメータ

Operation scenario	Inductive	Non-inductive (Steady state)
Major/Minor radius (m)	6.2/2.0	6.35/1.85
On-axis toroidal field (T)	5.30	5.18
Plasma current (MA)	15.0	9.0
Elongation/Triangularity - sepratrix	1.85/0.48	
- 95% flux	1.70/0.33	1.85/0.4
Safety factor at 95% flux surface, q95	3.0	5.3
Normalized beta, β_N	2.00	2.95
Poloidal beata, β_p	0.72	
Ave. electron density ($\times 10^{19}m^{-3}$)	11.3	12.3
Ration of n_e/n_G	0.94	0.82
Ave. electron/ion temperature (keV)	8.9/8.1	1.25
Fusion power (MW)	500	356
Energy multiplication, Q	10	6
Energy confinement time, t_E (sec)	3.4	3.1
Enhancement factor H_{95}	1	1.57
Effective atomic number, Z_{eff}	1.72	2.07
RF/NBI heating power (MW)	7/33	<80/50

6.2 核融合炉用ミリ波帯高周波加熱電流駆動システムの構成

核融合エネルギーを発生させるためには、高性能プラズマを生成し、その高性能状態を維持するためにプラズマを制御する必要がある。ミリ波帯高周波の入射により、その両方が達成可能である。ITER におけるミリ波帯高周波加熱電流駆動システムの役割を表 6-1-2 に示してあるが、170GHz ミリ波を水平ポートから入射して負磁気シアや H モードなどの高性能プラズマ生成及び加熱、定常運転を目的とした電流駆動を行う。また、上部ポートか

表6-1-2 ITER用ミリ波帯高周波入射システム設計仕様

RF Port	Equatorial	Upper
Function	Heating (access to H-mode) On/Off axis current drive Start-up (120 GHz) Discharge cleaning	Control of NTM Instability
Frequency	170 GHz	170 GHz
Injection Power	20 MW/port	20 MW/3 ports
RF Beam Steering	Toroidal 20~45 deg.(r=0~0.6a)	Poloidal -60~-70 deg.
Ave. Neutron flux	0.57 MW/m ²	0.57 MW/m ²
Ave. Heat Flux	0.20 MW/m ²	0.20 MW/m ²
Shield Capability	Dose rate behind the closure plate at 106 s after shutdown : < 100 μSv Neutron fluence limit for window : 1016 n/cm ²	

らも 170GHz ミリ波を入射して電流駆動による新古典テアリングモード (NTM) 不安定性の抑制を行う。この他に 120GHz のミリ波を用いてプラズマの立ち上げや放電洗浄なども行う計画となっている。

ITER のミリ波帯高周波加熱電流駆動システムの構成を図 6-2-1 に示す。大電力ミリ波発生装置であるジャイロトロン、長距離伝送システム、入射システムからなる。第 4 章で述べた JT-60 を利用した入射システムの研究における実績と、入射及び伝送システムの長さやマイターバンドの数量等を考慮して、ジャイロトロンから入射システムまでの伝送効率を 80~85%と仮定している。それを基に、要求されている 20MW の入射エネルギーをプラズマへ供給するためには、24MW 以上の 170GHz ジャイロトロンが必要となる。ジャイロトロン 1 台あたりの性能仕様は 1MW-CW (連続動作) であり、従って 24 台以上のジャイ

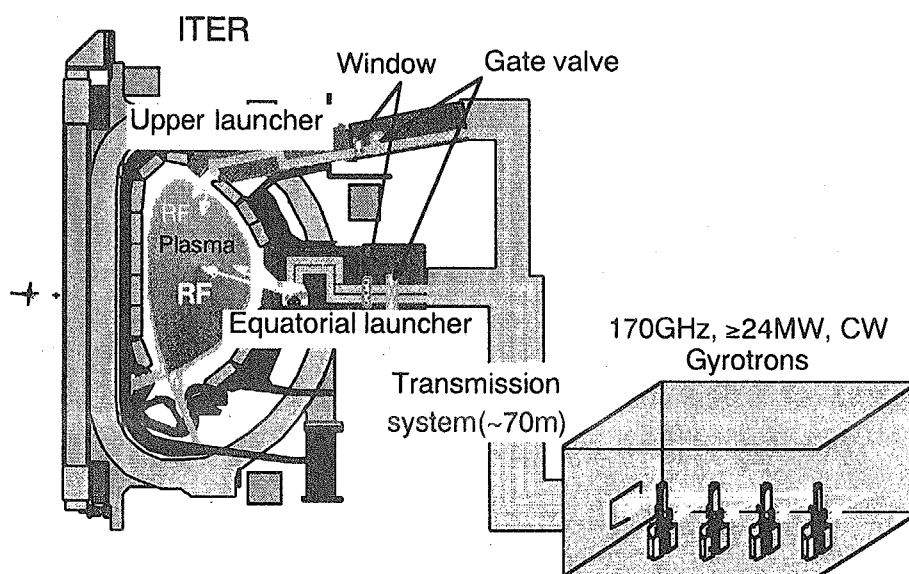


図6-2-1 ITER用ミリ波帯高周波加熱電流駆動システムの構成：高周波発生部 (ジャイロトロン)、伝送系、入射系(上ポート及び水平ポート)から構成される。

ロトロンを使用する。また、プラズマ初期立ち上げ用の 120GHz、1MW ジャイロトロンを 3 台使用する。伝送システムは、円形コルゲート導波管、伝送路を 90 度曲げるマイターバンド、偏波器、ダミーロード、伝送路の切替えを行う導波管スイッチ、真空排気用導波管、ゲートバルブ等から構成される。当面は、伝送途中に設置する導波管スイッチによって、水平ポート方向又は上部ポート方向のどちらかを選択して高周波パワーを伝送させる計画となっている。伝送システム内は、高周波パワーの伝送による放電を防ぐために真空排気する。伝送ライン数はジャイロトロンと同数の 24 ライン存在し、導波管スイッチ以降は水平ポート方向・上部ポート方向にそれぞれ 24 ライン存在する。入射システムは、水平・上部共に先端可動型の入射角可変方式を採用しているが、上部のみリファレンスとして、次章で述べる遠隔駆動型入射システムが考慮され、配置設計が行われた[6-2]。次項以降において、ITER を核融合炉の一例として位置付け、ITER 用ミリ波帯高周波入射システムに関する研究について記述する。

6.3 核融合炉用先端ミラー可動型入射システム

ITER水平ポートの入射システムとして、先端可動型の開発研究を行ってきた。図6-3-1にITER水平ポートの先端可動型入射システムの鳥瞰図を示す。入射システムはユニット構造をしているが、フロントシールド部とプラグ部に分割できる。前者は、高速中性子やプラズマからの熱流束を遮蔽し、ランチャーの構成機器を保護する機能を持つ。後者は、先端可動ミラーや導波管、マイターバンドなどの高周波コンポーネントやミラー駆動用シャフト、遮蔽ブロックなどの機器を格納する容器の役割を担っている。また、圧力閉止板の後方

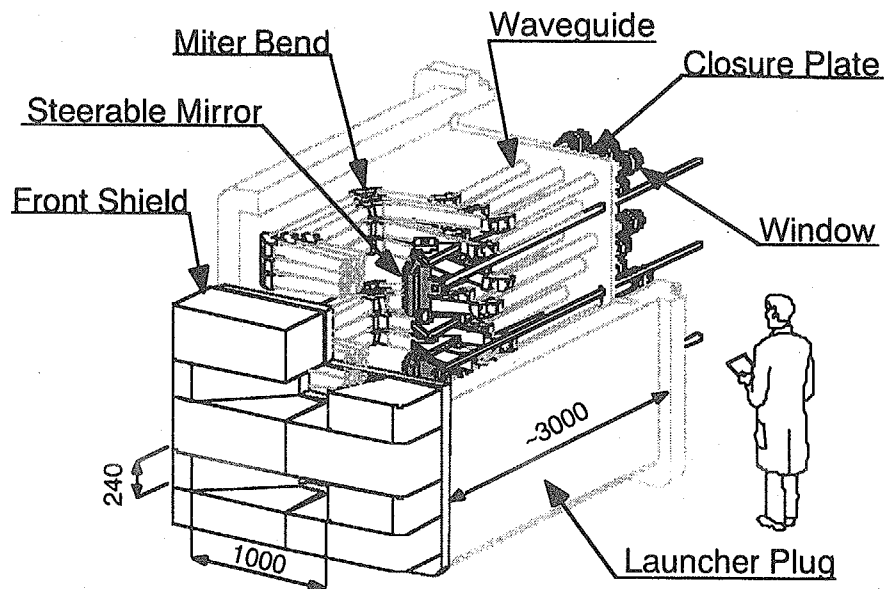


図6-3-1 ITER水平ポート用ミリ波入射システム：フロントシールドとランチャープラグに大別できる。プラグ内は、可動ミラー、導波管コンポーネント、真空窓等から構成される。

には真空・トリチウム隔壁の役割を担うダイヤモンド真空窓を設置する。

6.3.1 フロントシールド

フロントシールドは、3つの高周波ビーム入射用スロットを有するが、中性子及び熱流束を遮断する機能を保有する。図6-3-2にフロントシールドの全体構成を示す。フロントシールド全体の大きさや構造上、一体で製作することの困難さから、14モジュールに分割し、各々のモジュールを支持プレートに接合する構造とした。形状が異なる3種類のシールドモジュール (Module A~C) によってスロットを構成している。スロットの大きさは、深さが450~520mm、面積は高周波ビームの入射側が $240 \times 640 \text{mm}^2$ 、出力側が $240 \times 1000 \text{mm}^2$ である。スロット面積はビーム空間伝搬計算の結果によって決定した[6-3]。

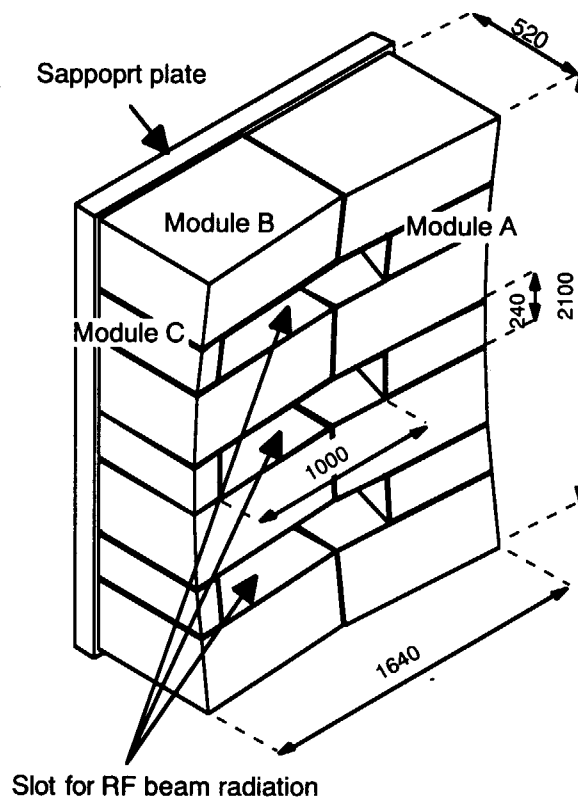


図6-3-2 フロントシールド：形状が異なる3種類のモジュール(A~C)により構成される。全体で14モジュール。

シールドモジュールは、アーマ部とヒートシンク、シールド部を一体化したITER用一体型シールドブランケットの構造概念[6-4]を応用した。一例として、モジュールAの構造断面を図6-3-3(a), 3(b)に示す。表面層の厚さ10mmのベリリウム (Be) 製アーマ、厚さ20mmのアルミナ分散強化銅 (DSCu: Dispersion Strengthened Copper) 製ヒートシンク、ステンレス製のシールド部の3層構造をしており、HIP (Hot Isostatic Pressing: 熱間等方加圧) 法によって3層を1度に接合する。ベリリウムアーマ層を除き、ヒートシンク部には横方向に11本、シールド部には縦方向45本の冷却配管を設けて強制冷却を行う。シールド部には

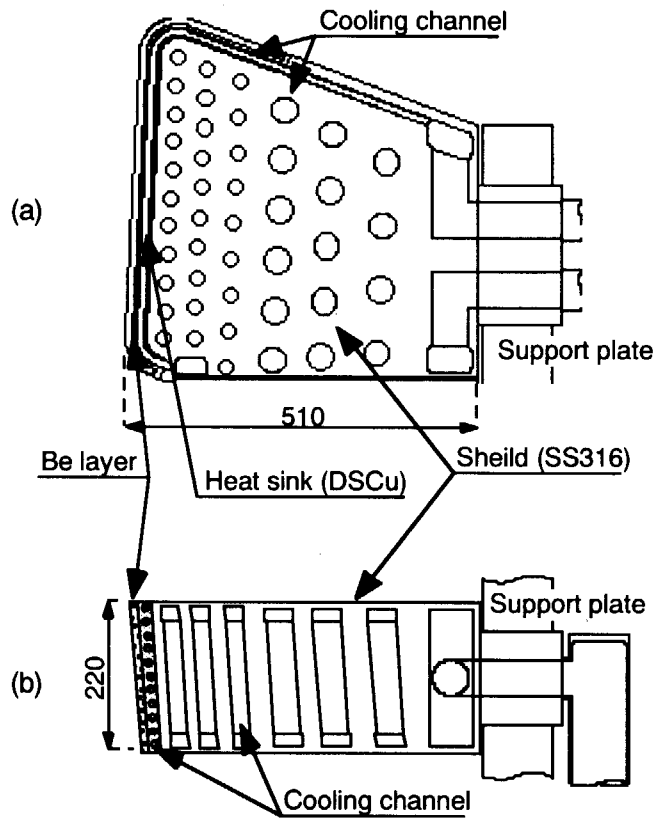


図6-3-3 Module A構造断面図：厚さ10mmのベリリウム(Be)製アーマ、厚さ20mmのアルミナ分散強化銅(DSCu)製ヒートシンク、ステンレス製のシールド部の3層構造。HIP法によって接合。

支持用のキーを設け、そのキーを支持プレートの結合孔に挿入して溶接し、シールドモジュールを固定する。

フロントシールドが受ける応力負荷として、1) 熱変形による応力と2) 電磁力による応力が考えられる。熱応力については、2次元定常熱応力解析により熱分布と応力分布を求めた。モデル及び熱境界条件などを図6-3-4と表6-3-1に示す。解析モデルは、モジュールAの四角で囲まれたプラズマに面する熱負荷の最も高いと想定される部分を抜き出し、その部分についてのみ解析した。ヒートシンク層の配管は、2次元解析であることから紙面に対して垂直方向に変更したが、配管の大きさ及び配置間隔は設計通りとした。プラズマに面する熱負荷は、

表6-3-1 熱境界条件

Position	Property	Value
FW	Surface heat load (MW/m ²)	0.5
	Coolant temperature (°C)	120
	Coolant velocity (m/sec)	5.09
	Inner pressure (MPa)	4
	Heat transfer coefficient (W/m ² /K)	32337
Shield	Coolant temperature (°C)	125
	Coolant velocity (m/sec)	0.9
	Inner pressure (MPa)	4
	Heat transfer coefficient (W/m ² /K)	6744

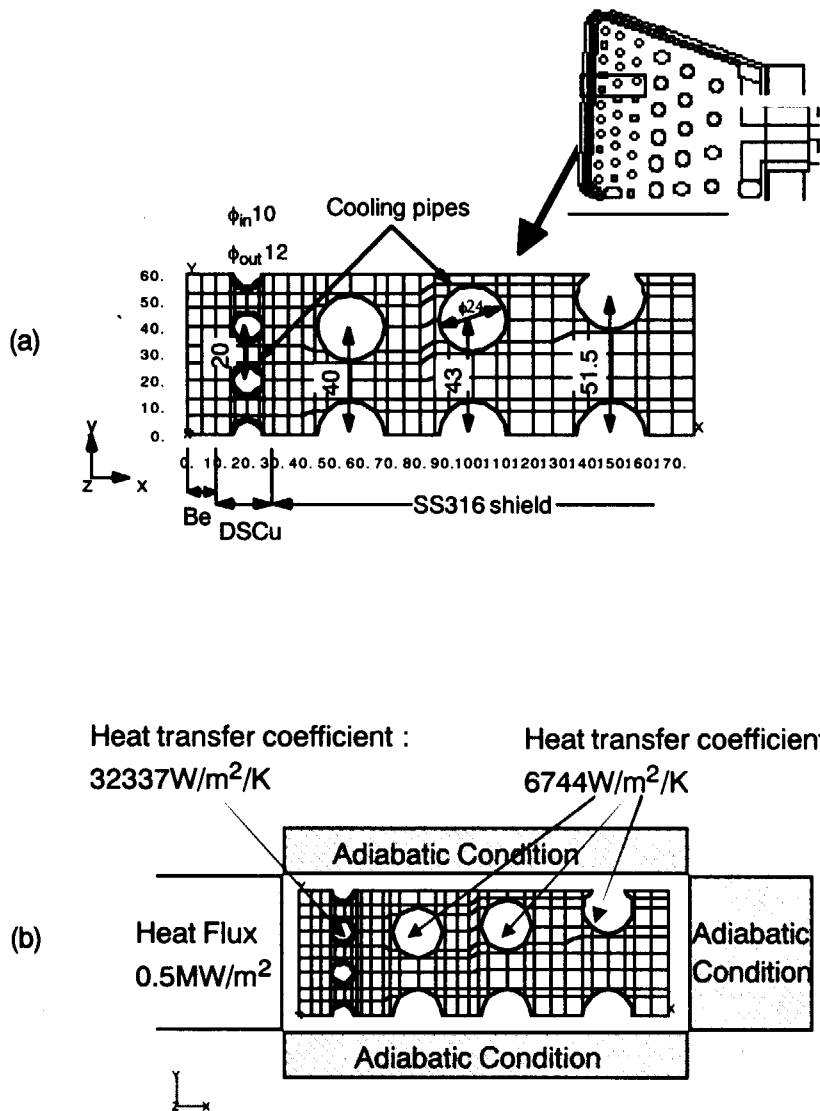


図6-3-4 (a) 2次元解析モデル：□で囲んだ部分を抜き出しモデル化、
 (b) 熱境界条件：プラズマからの熱流速 0.5MW/m^2 、他は断熱。

平均熱負荷 (0.2MW/m^2) に2倍以上の余裕を考慮した 0.5MW/m^2 の入熱、それ以外には断熱条件を与えた。冷却条件も表6-3-1に示してあるが、流力特性から評価した冷却水の流速や温度、それらを考慮した熱伝達係数等を使用した。また、6-3-4節で述べる核解析の結果から外挿した核発熱 (表6-3-2) も考慮した。拘束条件については、モデルの左下を固定点とした。図6-3-5に温度分布を示す。Beアーマ層表面で最も高く 238°C 、シールド層の比較的前面で 225°C 、ヒートシンク層とBe層の境界で 198°C となったが、何れも構造上問題となるような温度にはならないことが明らかとなった。次に、図6-3-6に熱応力分布を示すが、併せて変位の様子を100倍に拡大して表している。最大応力は、DSCu層内のステンレス水配管内表面で得られ 249MPa となった。次に高いところはシールド層中間のステンレス

表6-3-2 核発熱率

Distance from Surf. (mm)	Re armor (MW/m ³)	DSCu layer (MW/m ³)	SS316 (MW/m ³)
1.5	11.37		
2.5	11.20		
3.5	11.03		
4.5	10.86		
5.5	10.69		
6.5	10.53		
7.5	10.37		
8.5	10.21		
9.5	10.06		
11.0		17.43	
13.0		17.43	
15.0		17.29	17.51
17.0		17.29	17.30
19.0		17.14	17.10
21.0		17.00	16.89
23.0		16.86	16.68
25.0		16.71	16.47
27.0		16.57	17.10
29.0		16.43	
34.0			14.71
42.0			13.89
50.0			13.04
58.0			12.17
66.0			11.30
74.0			10.51
82.0			9.74
90.0			9.03
98.0			8.34
106.0			7.70

水配管内表面で219MPaとなった。しかしながら、何れもステンレスの設計応力強さ (Sm) の3倍の大きさ (SUSの3Sm : 400MPa) より低く、3Smを許容応力とすると、構造の健全性が確保できることが判明した。電磁力については、6.3.4節で記述する電磁力解析の結果を下に、参考文献[6-5]に記述されている評価式 (付録2参照) を用いて、最も大きい電磁力が作用するModule Bの支持キー及び接合部に加わる軸応力、曲げ応力、捻り応力を評価した。その結果を表6-3-3に示すが、支持キーのねじれ応力が許容値 (通産省告示第501号[6-6]に準拠する構造設計基準) を超え、溶接部のねじれ応力が許容値と同程度になり、支持脚サイズの変更が必要であることが判明した。一例として、支持脚のサイズを縦200mm、横140mmから、それぞれ230mm、160mmと変更したときの応力評価の結果を表6-3-3のModification欄に示す。各応力は減少し、支持脚及び溶接部のねじれ応力は許容応力以下となった。このように、支持脚を若干大きくすることで、フロントシールドモジュールの支持プレートへの固定方法の健全性を確保することができるが、構造上、その変更は十分可能である。

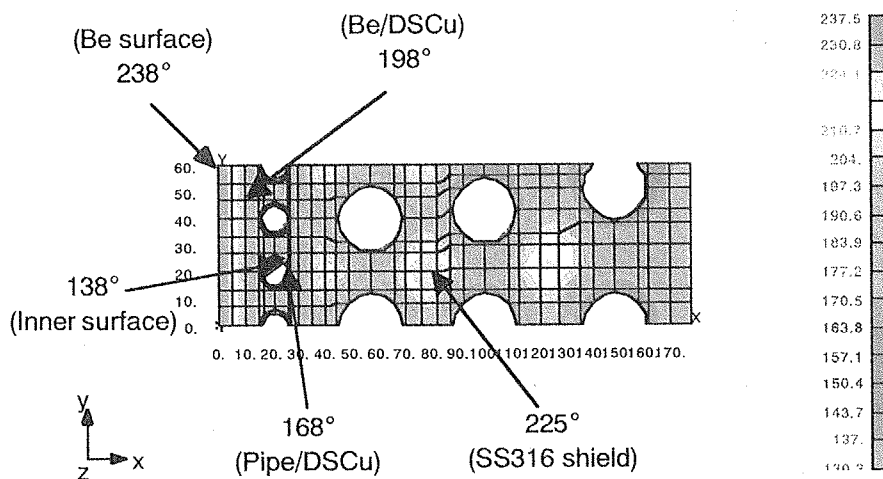


図6-3-5 温度分布：Beアーマ層表面で238°C、シールド層の比較的前面で225°C、DSCu層とBe層の境界で198°C。

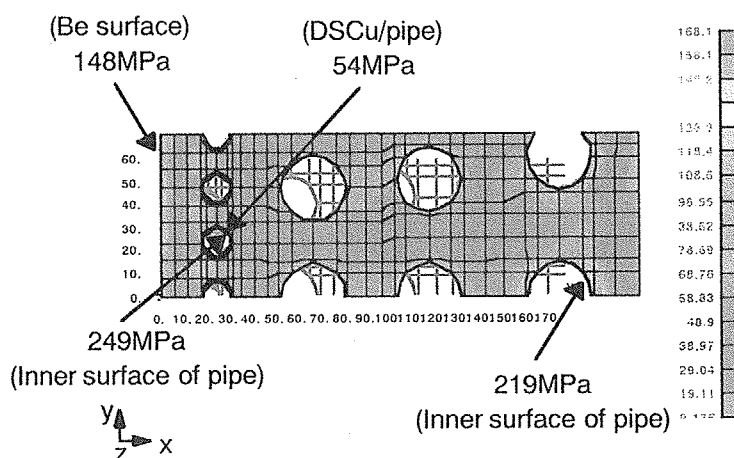


図6-3-6 トレスカ応力分布：DSCu層のステンレス水配管内表面で249MPa、シールド層のステンレス水配管内表面で219MPa。

表6-3-3 電磁力により生じるフロントシールドモジュールの応力

	Stress (Module B (MPa)	Modification (MPa)	Allowable stress (MPa)	
Key	Axial	1.14	0.87	116.7
	Bend	28.9	19.1	116.7
	Shear	84.6	56.3	67.3
Weld	Axial	1.17	1.02	33.8
	Bend	20.3	15.7	33.8
	Shear	33.8	25.7	33.8

6.3.2 プラグ

入射システムのプラグ部は、可動ミラーや導波管、マイターバンドなどの高周波伝送機器、可動ミラー用駆動シャフト及び冷却配管、遮蔽ブロックなどを格納する。全ての機器の成立性や取り合いを考慮し、整合性のある設計が必要である。

可動ミラーは、ミリ波の入射角度可変機能を有する重要な機器である。中性子壁負荷やプラズマからの熱流速、高周波パワーを反射するとき生じる熱負荷等、様々な負荷を受ける。そのような過酷な条件を考慮した現実的な構造とする必要がある。可動ミラーの構造断面を図6-3-7に示す。可動ミラーは、DSCu製反射面とステンレス製筐体の2層構造とし、

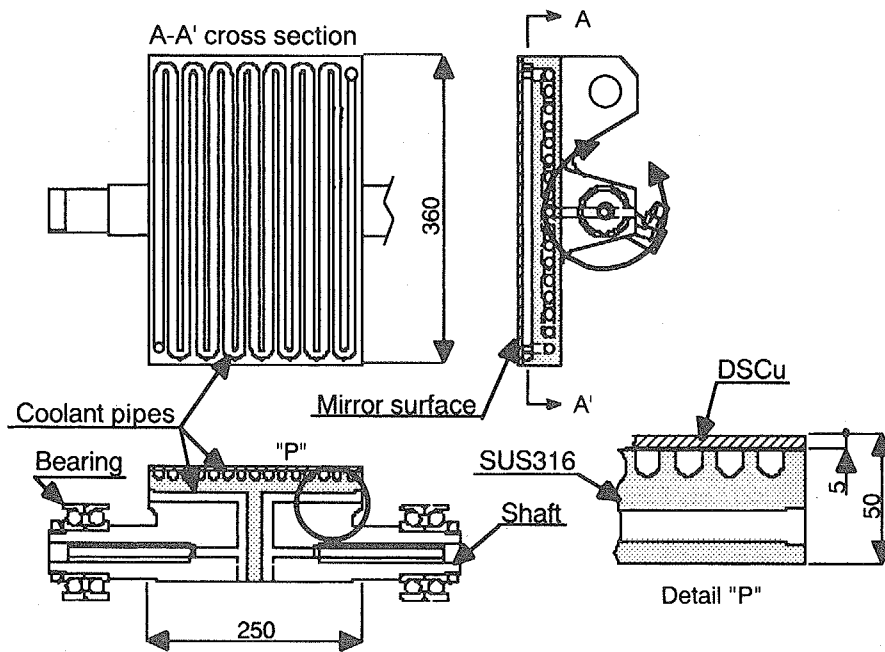


図6-3-7 可動ミラー構造断面図：DSCu製表面層(厚さ5mm)とステンレス製筐体(厚さ45mm)の2層構造。HIP法で接合。

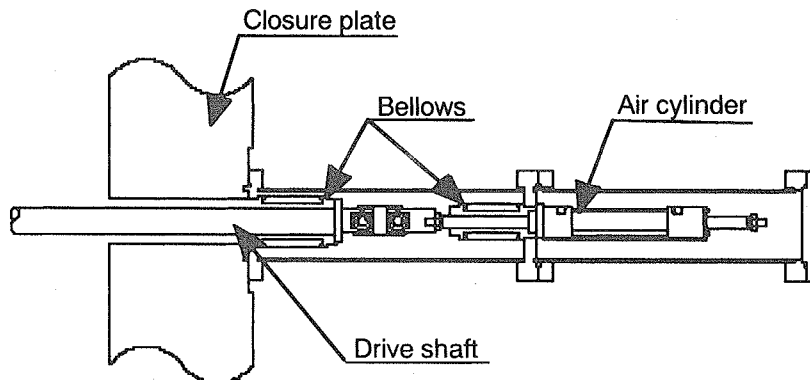


図6-3-8 駆動装置：エアシリンダー、ベローズを用いたPush-pull機構。

互いにHIP法で接合する。ミラーの回転に必要な褶動部には、保持器無しのアンギュラベアリングを採用し、材質は高マンガンステンレス製或いはタングステン合金（超合金）である。ミラーについては、DSCu層の背面及びステンレス筐体内に冷却配管を複数配置して除熱可能な直接冷却構造とした。ミラーの裏面に伸縮性冷却配管と駆動シャフトを接合する。ベアリングボールや内輪の直接冷却はできないが、ベアリング部の熱源は核発熱のみであることから、接触抵抗若しくは輻射による除熱を考慮する。可動ミラー用駆動装置としては、エアシリンダ又はエアモータを採用した。参考として、エアシリンダを使用した場合の駆動シャフトとの取り付け例を図6-3-8に示す。Push-Pull機構のため、ベローズを用いて駆動シャフトの前後動作を行う。何れの場合も空気圧力により駆動するが、微妙な位置制御が空気圧力では困難なため、レーザーなどを用いた位置センサと高速動作するブレーキを付加する。導波管やマイターバンドは、これまでの研究成果に基づいた既存技術で十分対応可能である。また、可動ミラーや導波管、マイターバンド、駆動シャフトなどの設置場所以外の空間には遮蔽ブロックを配置する。ランチャーの重量制限（50ton以下）との整合性も考慮する必要があるが、出来る限りの遮蔽ブロックの設置により、後方のダイヤモンド真空

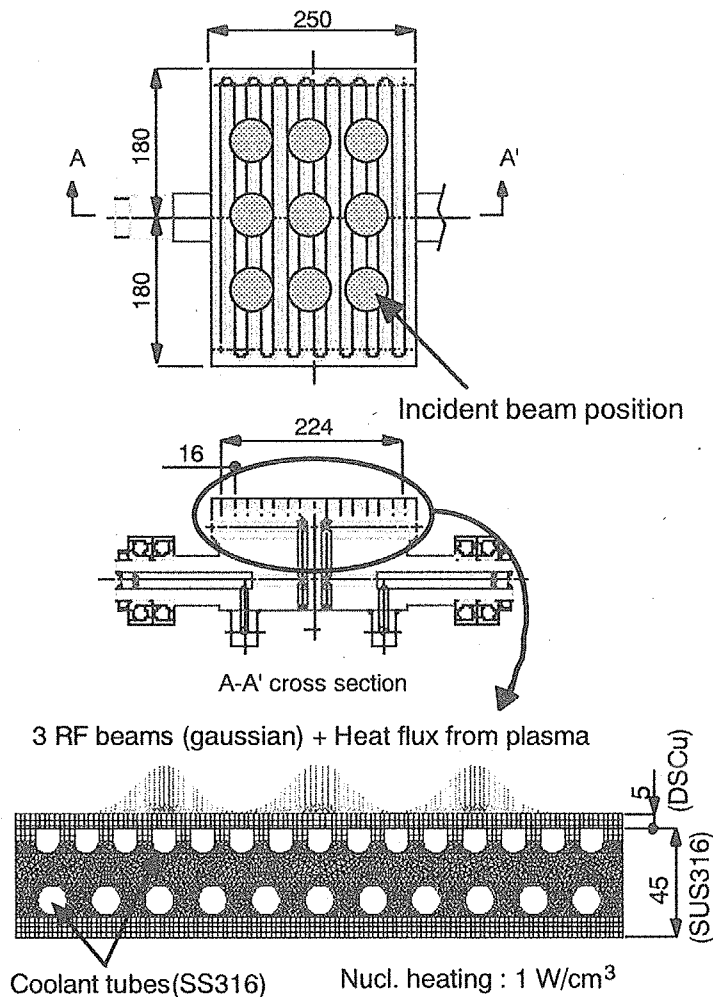


図6-3-9 ミラーの2次元熱解析モデル。

窓やその他の機器を中性子から保護する。

可動ミラー設計の整合性を評価するために、1) ミラーの熱応力解析、2) 電磁力による応力解析を行った。熱応力については、ANSYSコードを用いて2次元定常熱応力解析により行った[6-6]。解析モデルを図6-3-9に示す。ミラー中央部の断面を表し、ステンレス製筐体層の配管は、2次元解析に適用するために紙面に対して垂直方向とした。配管の大きさ及び配置間隔は設計と同一である。また、入熱条件は、プラズマからの平均熱負荷 (0.2MW/m^2)、

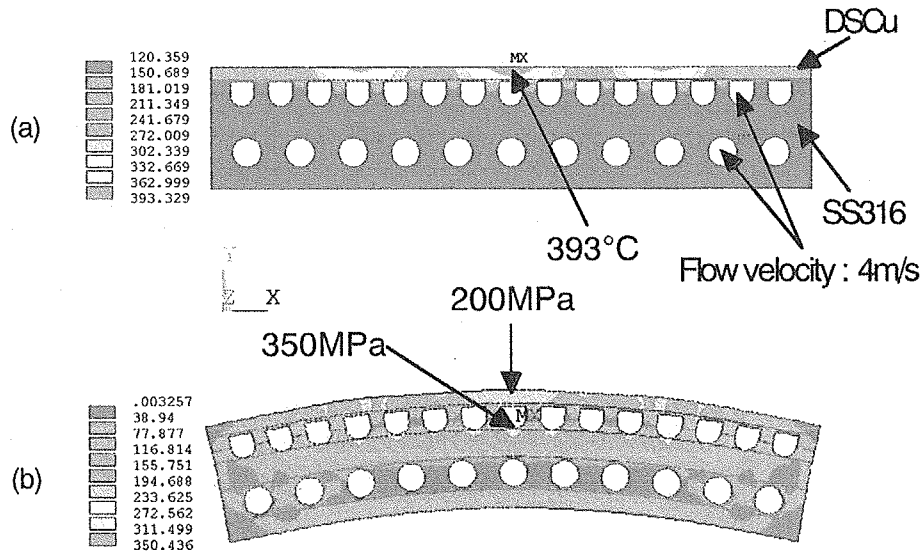


図6-3-10 ミラーの(a) 温度分布、(b) 応力分布：表面で最大温度393°C、冷却配管内側表面で最大応力350MPa。

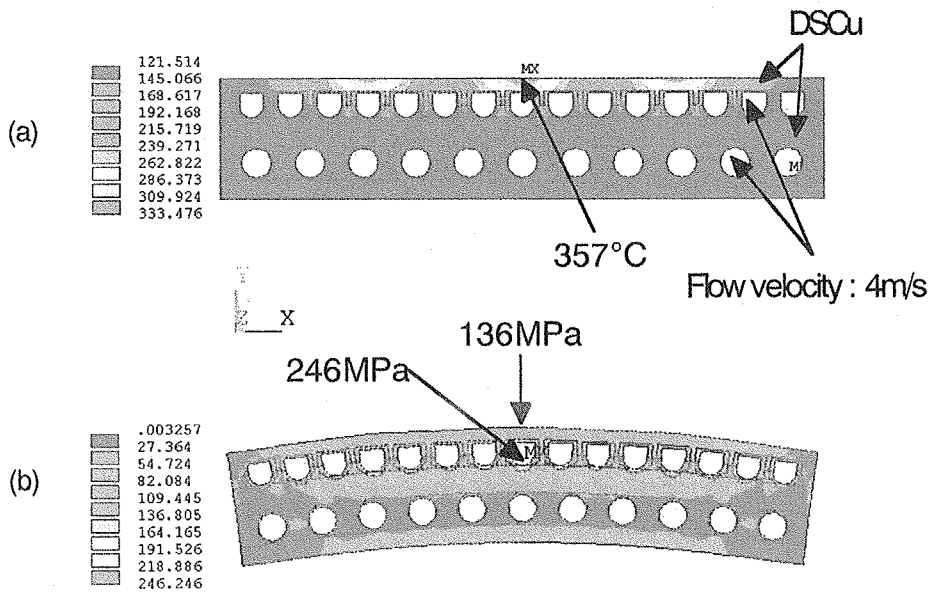


図6-3-11 ミラーの(a) 温度分布、(b) 応力分布：表面で最大温度357°C、冷却配管内側表面で最大応力246MPa。

ガウス状RFビームによる熱負荷を考慮した次式を用いた。

$$q[\text{MW}/\text{m}^2] = 3.17 \cdot \exp(-x^2/a^2), a=23\text{mm} \quad (6-3-1)$$

図6-3-9中に、入射ビーム位置を○で表してある。更に、ミラー全体に一様に分布する核発熱(1W/cm³)も考慮した。冷却水の条件は、流速及び温度をそれぞれ1~4m/sec及び120°とし、それらを考慮した熱伝達係数を使用した。水圧は2MPaである。流速を4m/secとしたときの温度及び熱応力分布を図6-3-10に示すが、ミラー表面の中心部で最も高く、約393°程度に上昇することが明らかとなった。最大熱応力は、DSCu層裏側のステンレス配管内面で約350MPaとなることが判明したが、ステンレスの設計応力強さの3倍の大きさ(3Sm~400MPa)以下である。一方、DSCu層表面付近では応力が200MPa程度となり、DSCuの3Sm(=210MPa)と同程度になることが判明した。入熱パワーの条件(1MW/Beam)には1.2倍程度のマージンが含まれているため、実用上は問題がないと考えられるが、より熱除去の良い方法を考慮しておくことが重要である。一例として、ミラー形状等は変えずステンレス匡体層をDSCuに変更したときの結果を図6-3-11に示す。ミラー表面付近の応力は136MPa程度まで低減し、3Smより十分小さくなることが明らかとなった。また、冷却水の流速を半分の2m/secまで減らした場合でも、ミラー表面の応力はステンレ

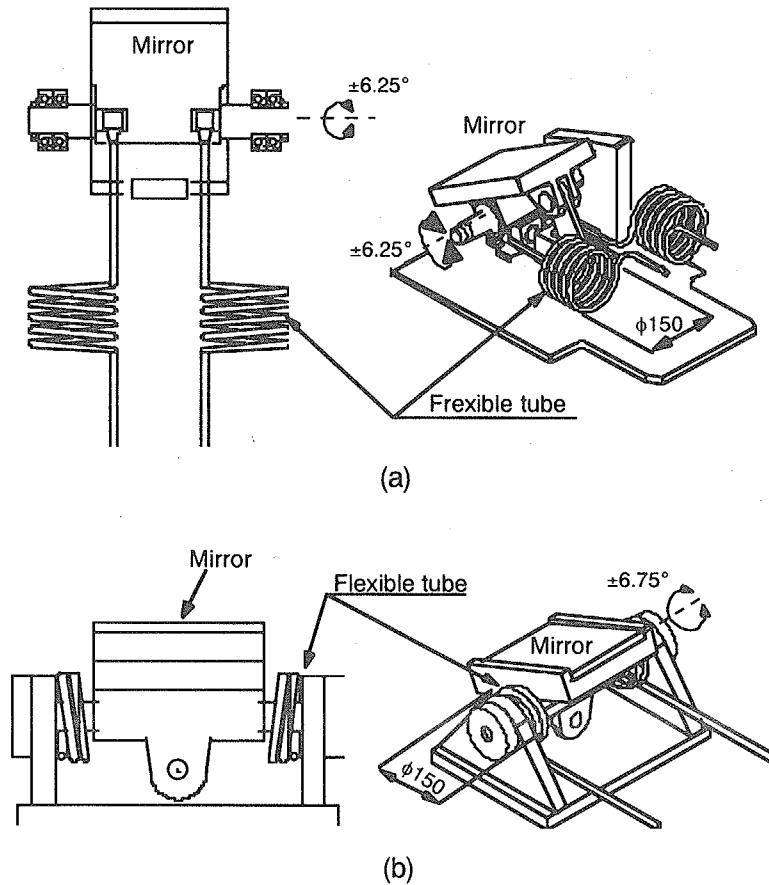


図6-3-12 可動ミラー用スパイラル配管：(a) モデル1、(b) モデル2。
配管内/外径は10/12mm、ミラー回転角度は±6.25°。

ス匡体の場合より低く、150MPaとなることが分かった。この様に、ミラー匡体における銅合金の割合を増やすことで熱応力低減化を図ることが可能である。

電磁力の定量評価については6.3.4 節で記述するが、可動ミラーの構造に影響を与えるような力が作用しないという結果を得ている。また、中性子照射環境下における可動ミラー用ベアリング性能を調べるため、中性子照射前後での性能試験を行った。これらについては6.4項で記述する。

次に、可動ミラー用伸縮性冷却配管の応力解析について述べる。可動ミラー用の冷却配管には伸縮性が必要不可欠である。ベローズやフレキシブル配管などを用いても可能であるが、前者は耐水圧性、後者は伸縮性に問題がある。図 6-3-12(a), (b)に示すような円筒形配管のスパイラル構造は、耐水圧性、伸縮性を共に期待できる。このスパイラル配管の適用可能性を評価するために、伸縮したときの配管に作用する応力を計算した[6-6]。図 6-3-12(a), (b)に示すスパイラル状配管のモデル ((a)をモデル 2、(b)をモデル 1 とした) を示す。ミラーの回転角度($\pm 6.25^\circ$)に相当する 3 次元変位を配管へ作用させた。ITER では、1 次冷却水の圧力が 2MPa となっており、その条件も考慮した。温度条件は 20°C 及び 100°C (ITER における入口温度) を使用した。ミラーを回転させたときの配管の変位は、モデル 1 では直線部が曲げ変位を受け、最大で横方向 (X 方向) に 15mm 程度動く。スパイラル部分は-Z-X 方向に引っ張られるように若干動く。一方、モデル 2 の場合は、直線部が数ミリ Y 方向に変位し、スパイラル部分は回転するように若干動く。図 6-3-13 に、モデル 1 のトレスカ応力分布を示す。温度及び内圧は、それぞれ 20°C 及び 2MPa である。配管とミラーの接合部で応力集中が発生し、その値は 576MPa でステンレスの 1.5Sm を越えることが判明した。一方、モデル 2 の応力分布を図 6-3-14 に示す。この場合は、配管とミラーの接合部での応力集中は発生せず、スパイラル部でもモデル 1 の場合より低い 194MPa ($< 1.5\text{Sm}$) となった。温度が 100°C の場合、最大応力は 230MPa

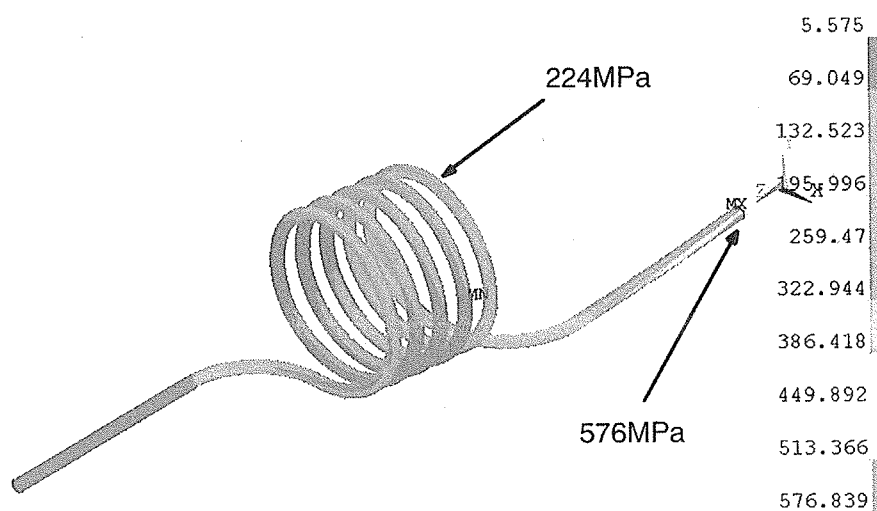


図6-3-13 スパイラル配管(モデル1)の応力分布：MX, MNは、それぞれ最大及び最小応力を点を示す。ミラー回転角度 6.25° 。

に増加するが、 $3S_m$ 以下である。モデル 1 の場合は、そのままでは使用できず、応力集中を避ける構造が必要であること、モデル 2 の場合は可動ミラーの伸縮性冷却配管として適応可能であることが判明した。

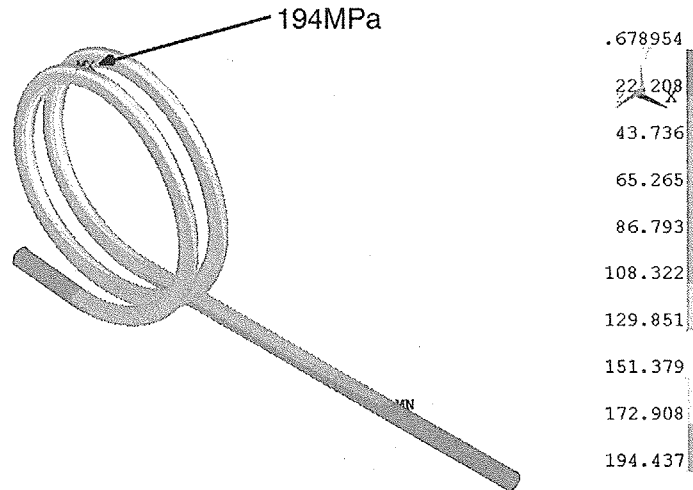


図6-3-14 スパイラル配管(モデル2)の応力分布：MX, MNは、それぞれ最大及び最小応力点を示す。ミラー回転角度 6.25° 。

6.3.3 トーラス窓

トーラス窓は、入射システムの重要なコンポーネントのひとつである。特に、トリチウム隔壁としての役割も担うため、構造信頼性が要求される。窓材には、第5章で述べた高周波特性や熱伝導率に優れ、且つ、想定される中性子照射環境下でもそれらの特性が変化しないCVDダイヤモンドを採用した。ダイヤモンド窓は、 170GHz 、MWレベルのミリ波伝送や耐 10 気圧を実証していること等も含め、ITERの使用条件下ではCVDダイヤモンドを用いることで、高い信頼性を有するトーラス窓の製作が期待できる。図6-3-15(a), (b)にトーラス窓の構造断面を示す。直径 108mm 、厚さ 1.85mm ($n\lambda/2\epsilon^{1/2}$, $n=5$) のダイヤモンドディスクのエッジ周辺にインコネルシリンダがロウ付けされ、そのシリンダにダイヤモンドディスク用冷却チャンネルを持つステンレス製の筐体を溶接する。ダイヤモンドディスクの有効径は 80mm である。コルゲート導波管は、ハウジングの両端側から中心軸を合わせ、ハウジングに溶接で接合する。窓と導波管先端のギャップは 0.5mm 程度である。また、万一、窓表面でアーク放電が生じたときにミリ波伝送を遮断するために、ディスクを挟んで右側にアークセンサを取り付けてある。アークセンサの信号ラインは、ジャイロトロンシステムのインターロックシステムと取り合う。

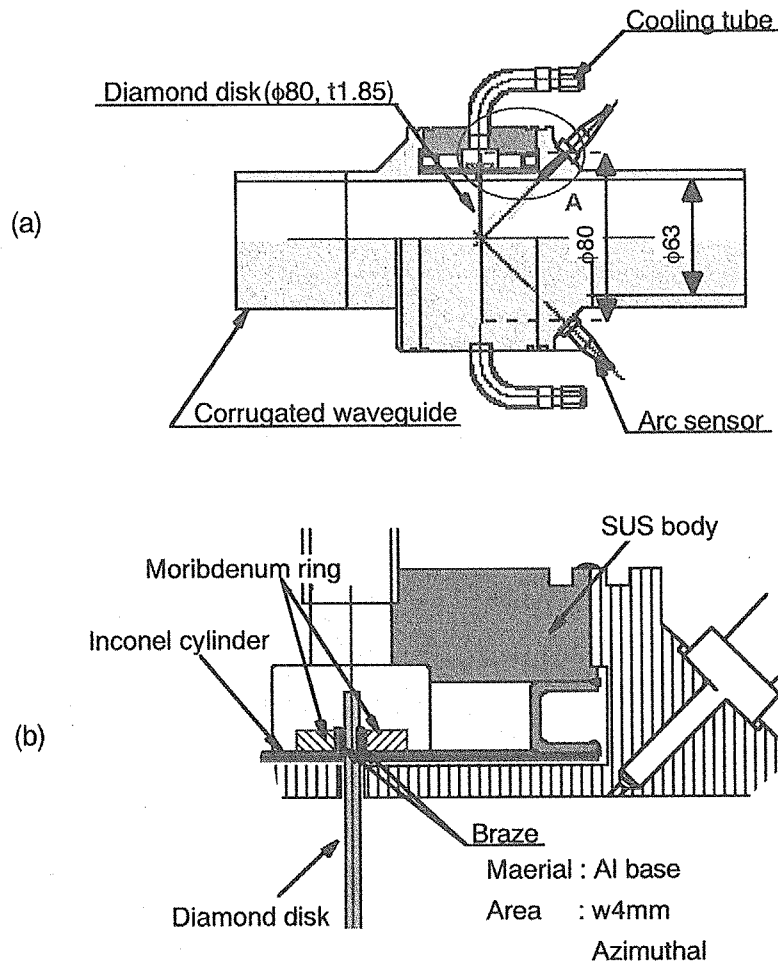


図6-3-15 ダイヤモンドトラス窓：(a) 全体図、(b) A部拡大図。直径80mm、厚さ1.85mm($n\lambda/2e^{1/2}$, $n=5$)のダイヤモンドディスクのエッジにインコネルシリンダをロウ付けし、ステンレス製筐体と溶接。

6.3.4 電磁力解析及び核解析

ミリ波帯高周波入射システムは、プラズマのディスラプション時に発生する電磁力や核融合反応により生成される高速中性子照射の影響を受けるため、それらを考慮した構造とする必要がある。その構造設計のために必要な電磁力によって作用する応力及び中性子照射量、核発熱などの評価を行った。

電磁力解析については、プラズマ電流 17MA が 30msec で線形的に減少する定位置消滅の条件の下、フロントシールド及び可動ミラー、プラグに作用する電磁力及びトルクを評価し、それらを用いて構造設計に必要な応力を求めた。入射システムの設計を反映させた解析モデルを図 6-3-16(a)~(c)に示すシェル要素モデルを使用した。表 6-3-4 に各要素機器の最大電磁力及びトルクを示す。表中の 1~14 は図 6-3-16(c)の番号に対応している。フロントシールドの 7 番（最下部）で最大電磁力約 32kN が作用するという結果となった。トルクは X 方向（半径方向）に高く、12 番で最大トルク 76kNm が発生する。可動ミラーについては、

電磁力が上下 2 枚のミラーで 40~50N、中間ミラーでは約 0.5N となった。トルクは最大でも 157Nm となり、フロントシールドやプラグ等によるシールド効果、ミラー表面と磁場（磁力線）が平行に近いこと等により電磁力が小さくなっていると考えられる。このことから、ミラー及びその支持には大きな負荷力が生じないことが分かった。プラグについては、ランチャー要素機器が格納されているため、フロントシールドと合わせ 50ton 近い重量になり、電磁力は他と比べて桁違いに高く 7.34MN、トルクは Y 方向（トロイダル方向）に 11MNm となった。このミリ波帯高周波入射システムは、ポート端部で支持を取る構造になっており、その支持の許容トルク条件が 10MNm である。今回の解析結果はその許容値を越えている。従って、支持構造を変更する（支持点を増やす）、或いは、スリット挿入して誘起される渦電流ループを絶つような構造とするなどの対策が必要であることが判明した。

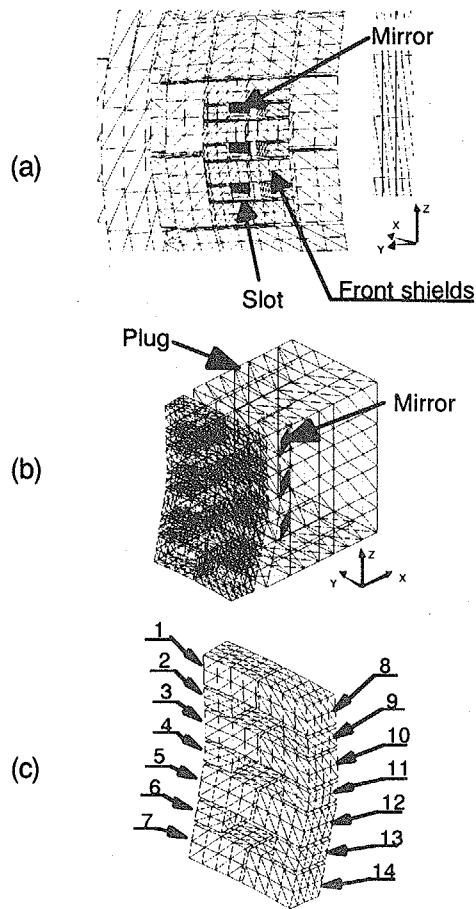


図6-3-16 電磁力解析モデル：(a) 全体、(b) EC入射システム、(c) フロントシールド。

表6-3-4 各コンポーネントの電磁力及びトルク

		Force				Torque		
		Fx(kN)	Fy(kN)	Fz(kN)	NET(kN)	Mx (KNm)	My (KNm)	Mz (KNm)
Fr. shields	1	0.28	-4.01	0.26	4.02	62.9	1.33	26.9
	2	0.42	-1.44	-0.23	1.52	14	1.02	2.33
	3	0.51	0.68	-0.02	0.85	69.1	3.37	6.29
	4	0.17	-1.59	0.10	1.60	15.5	1.15	0.667
	5	0.08	0.58	0.98	1.14	75.7	3.03	6.56
	6	0.05	-0.97	-1.16	1.51	15.1	1.18	-1.14
	7	-29.10	1.47	-12.90	31.90	59.4	1.5	-9.76
	8	0.82	-2.99	-0.42	3.13	63.5	-5.57	26.7
	9	0.38	0.88	-0.27	1.00	14.2	-1.14	2.28
	10	0.45	-2.28	-0.43	2.36	69.7	-4.08	6.5
	11	0.19	1.42	0.18	1.44	15.7	-1.2	0.586
	12	0.45	-2.52	0.46	2.60	76.4	-5	6.67
	13	-6.05	1.69	1.61	6.49	15.3	-0.966	-1.39
	14	-17.90	0.26	9.06	20.00	59.5	-0.27	-9.06
Mirror	Top	0.0389	-0.0106	-0.0028	0.0404	0.0083	0.0045	0.1480
	Middle	0.0001	0.0000	0.0005	0.0005	0.0000	0.0001	0.0003
	Bottom	-0.0453	0.0101	0.0030	0.0465	-0.0121	-0.0066	-0.1560
Plug	End	7340	-59	1120	1180	1270	-10800	-2980

次に核解析について述べる。核融合出力 500MW、平均中性子壁負荷 0.57MW/m^2 の条件下、上述の入射システムの設計を考慮した核解析用モデルを作成し、ITER の真空容器モデル[6-7]の中に挿入して 3 次元核解析を行い、ミリ波帯高周波入射システムの中性子照射量(分)、フロントシールド、可動ミラー、トーラス窓等の主要なコンポーネントが受けるはじき出し損傷(dpa)、核発熱などを評価した。使用した計算コードは、3次元モンテカルロコード(MCNP-4B)で、輸送核断面積はJUNDEL3.2ライブラリ[6-8]を使用した。表6-3-5に主要な位置での中性子束及びガンマ線束、核発熱率を示す。この中性子束に $3.5 \times 10^7 \text{sec}$ を乗ずると年間の中性子照射量(フルエンス)が求まる。可動ミラー用ベアリング位置での年間中性子フルエンス及び核発熱率はそれぞれ、 $\sim 10^{23} \text{n/m}^2$ 及び 0.17W/cm^3 となった。トーラス窓位置での年間中性子フルエンス及び核発熱率はそれぞれ、 $\sim 10^{18} \text{n/m}^2$ 及び $1.9 \times 10^{-7} \text{W/cm}^3$ となり、圧力閉止板後方では核発熱は無視し得る程小さいことが分かった。また、中性子フルエンスはダイヤモンドの中性子照射制限(熱伝導率が低下し始めるフルエンス、 10^{20}n/m^2 を制限としている)以下であり、ダイヤモンド窓に対しての遮蔽は十分で

表6-3-5 各部の中性子フラックス、2次 γ 線、核発熱率

Detector location	Neutron Flux ($\text{n/cm}^2/\text{sec}$)	2nd g-ray ($\text{g/cm}^2/\text{sec}$)	Nucl. heating rate (W/cm^3)
Bearing	1.36E+12	2.65E+12	1.69E-01
Waveguide outlet	2.41E+13	1.03E+13	1.23
Middle($\sim 1000\text{mm}$)	5.11E+11	7.76E+11	5.22E-02
Window_1	3.16E+06	2.71E+06	1.87E-07
Window_2	3.61E+05	2.06E+05	5.37E-09

あることが判明した。もう一つの遮蔽条件は、圧力閉止板後方付近で単位時間当たりの誘導ガンマ線の線量当量 (Dose rate) の制限 ($\leq 100\mu\text{Sv/h}$) である。誘導ガンマ線の線量当量は以下に示す評価式[6-9]により求めることができる。

$$\text{Dose rate}[\mu\text{Sv/h}] = \phi[n/m^2/\text{sec}, E > 0.1\text{MeV}] \cdot 1.8 \times 10^{-5} \quad (6-3-1)$$

これにより、圧力閉止板後方 (窓部) での誘導ガンマ線の線量当量は $\sim 45\mu\text{Sv/h}$ と評価できる。この様に線量当量の条件も満足しており、ITER については、現状のミリ波帯高周波入射システムの構造で十分な遮蔽性能を有することが判明した。

6.4 先端可動ミラー用ベアリングに対する中性子照射効果

核融合炉用先端可動型ミリ波帯高周波入射システムにおいて、中性子照射環境下における安定したミラーの可動性が重要である。その可動性はベアリングの回転性能に依存するため、ベアリングの回転性能について調べ、信頼性を示す必要がある。6.3.4 節で記述したように、ITER 水平ポートの入射システムでは、可動ミラー用ベアリングの設置位置における年間中性子フルエンスは $\sim 10^{23}\text{n/m}^2$ となることが明らかとなった。そのフルエンスを基に材料照射

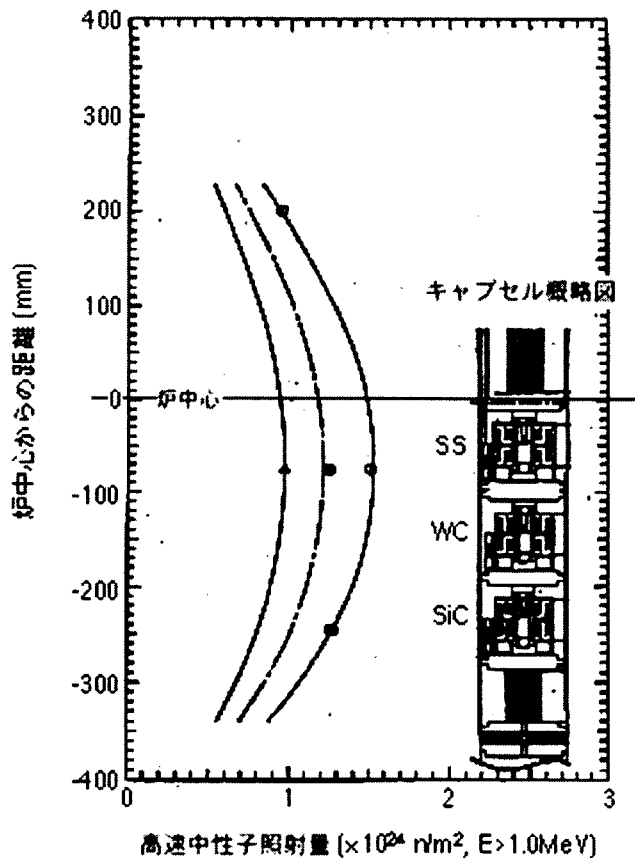


図6-4-1 照射セル内の中性子フルエンス分布とキャプセル(ベアリング)位置関係: SS, WC, SiCは、順に高マンガンステンレス、超硬合金、炭化珪素を表す。

試験炉 (JMTR : Japan Material Test Reactor) を利用し、ベアリングの中性子照射を行うと共に照射前後における回転性能試験を行った。

照射用のベアリングをステンレス製キャプセル (格納筒) 内に装荷し、そのキャプセルを JMTR の燃料領域外に設けられた試験セル内に挿入して照射を行った。ベアリングサンプルを装荷したキャプセルの概略と高速中性子照射フラックスの関係 (縦方向) を図 6-4-1 に示す。図中に SS, WC, SiC と 3 つのユニットで区別してあるが、ベアリング材料の違いを示しており、順に高マンガンステンレス、超硬合金、シリコンカーバイドである。全てのサンプルに対して、 $\sim 10^{24} \text{n/m}^2$ のフルエンスが得られたことが分かる。これは、ITER における入射システムの可動ミラー用ベアリング位置での 10 年間の照射量に相当する。照射した全てのサンプル及びそれらの実際の照射量 (フルエンスモニタによる測定値) を表 6-4-1 にまとめた。JMTR での照射試験では、キャプセルに装荷可能なサンプルの大きさに制限があり ($\phi 40 \text{mm}$ 以下)、今回の場合は、実規模の1/4程度の大きさのベアリングを使用した。また、実際のベアリングには可動ミラーの重量がかかるが、それを模擬した荷重を加えるため、スプリング及びハウジング等を用いた (図 6-4-2)。加えた荷重は、実機サイズ及び実荷重と中性子照射試験用ベアリングのサイズ (内外輪径が 8/13mm) のスケーリングから $\sim 25 \text{kgf}$ とした。中性子照射試験に用いたベアリングの写真を図 6-4-3 に示すが、6.3.2 節で述べたように、保持器無し無潤滑の総玉アンギュラベアリング (特殊ベアリング) である。

表6-4-1 中性子束及び中性子照射量(測定値)

Bearing	Neutron flux ($\times 10^{13} \text{ n/cm}^2/\text{sec}$)		Neutron fluence ($\times 10^{20} \text{ n/cm}^2$)	
	$\phi_f (>1 \text{ MeV})$	$\phi_{th} (<0.683 \text{ eV})$	$\phi_f (>1 \text{ MeV})$	$\phi_{th} (<0.683 \text{ eV})$
高Mn_SS	1.74	6.32	1.10	4.01
WC	1.56	5.77	0.99	3.66
SiC	1.32	4.92	0.83	3.12

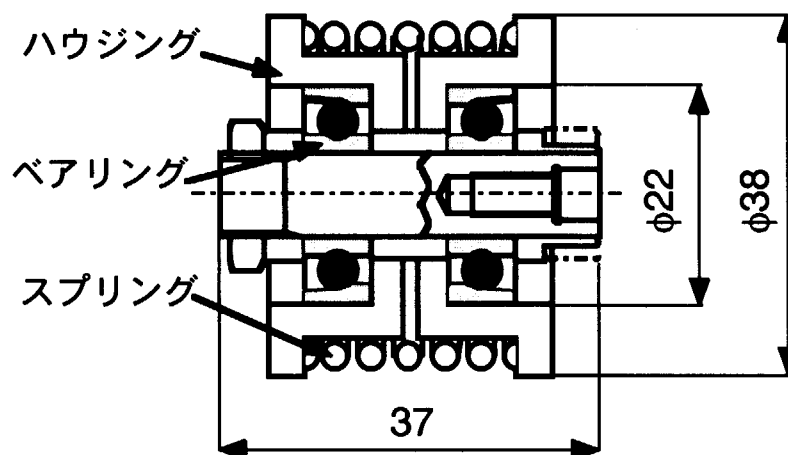


図6-4-2 回転試験用ベアリングモジュール

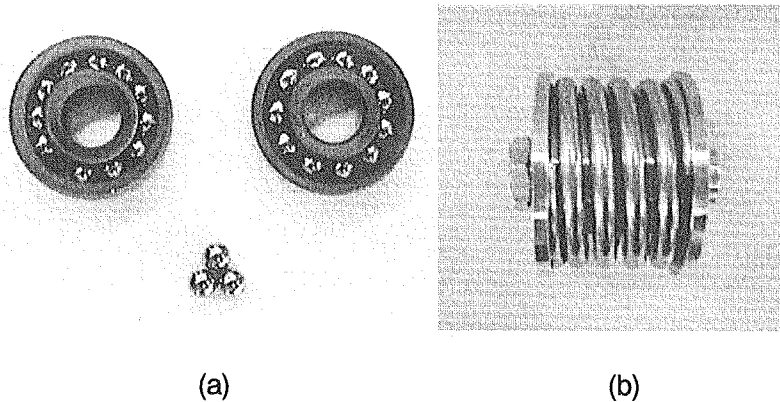


図6-4-3 ベアリング写真：(a) WC製ベアリングとベアリングボール、(b) 試験用ベアリングモジュール

次に、照射前後に行った回転性能試験について述べる。実際の可動ミラーの角度可変範囲及び回転速度は、それぞれ $\pm 6.5^\circ$ 及び 5rpm 程度、角度制御はランダムになる。今回の回転試験では、照射前後の安定した回転トルクの変化を測定するために、1) $\pm 150^\circ$ 回転動作を交互(+を順方向、-を逆方向とする)に行った。2) 回転速度を 10rpm とし、6 時間の連続動作(順逆方向共に 2000 回程度)試験を実施した。動作試験用の回転試験装置をホットセル内に設置したときの写真を図 6-4-4 に示す。TEK 社製モータに回転シャフトを接続し、そのシャフトの先端に図 6-4-2 に示すベアリング試験モジュールを据え付けた。また、ベアリング試験モジュールに太さが $\phi 0.5\text{mm}$ のステンレス製ワイヤーを取り付け、トルク測定用のロードセル(共和電業製：LVS-2KA)に接続してトルクを測定した。照射前後における超合金製及び高マンガンステンレス製ベアリングの回転トルクの変化を図 6-4-5 に示す。縦軸のトルクは、照射前の高マンガンステンレスベアリングのトルクの値で規格化した規格量である。どちらも照射前に比べてトルクは倍増したものの、何れも許容限界(初期トルクの 5 倍)以下となることが判明した。また、照射前後共に 6 時間の回転動作中にトルクが増加することはなく、安定な回転動作性能を示し、中性子照射によってベアリング性能が大幅には劣化しないことを実験的に確認した。更に、回転試験後にベアリングを分解して分析を行った。図 6-4-6(a)~(c)に高マンガンステンレス、図 6-4-7(a)~(c)に超合金の内外輪及びボールを示す。変色している部分はあるものの、回転性能に影響を及ぼすような変形や傷などが無いことも確認した。また、レーザー変位計を用いてボール及び内輪の形状を測定したが、変位計の測定限界である $5\mu\text{m}$ 以上の変形は見られなかった。これらの結果から、中性子フルエンスが 10^{24}n/m^2 以下で、超合金製及び高マンガンステンレス製可動ミラー用ベアリングの適用可能性の見通しが得られた。但し、照射した中性子エネルギースペクトルに対しては注意を要する。現存する中性子照射施設では、核融合で発生する 14MeV 中性子の十分な照射量を広領域且つ短時間で得ることは出来ず、14MeV 中性子の照射効果を把握することが困難である。従って、14MeV 中性子の照射を受ける先端部についての設計には、適切な裕度が必要である。

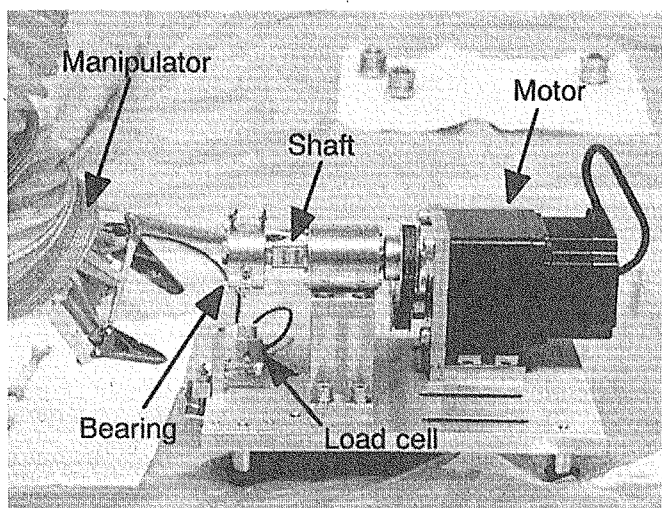


図6-4-4 ホットセル内に設置した回転試験装置

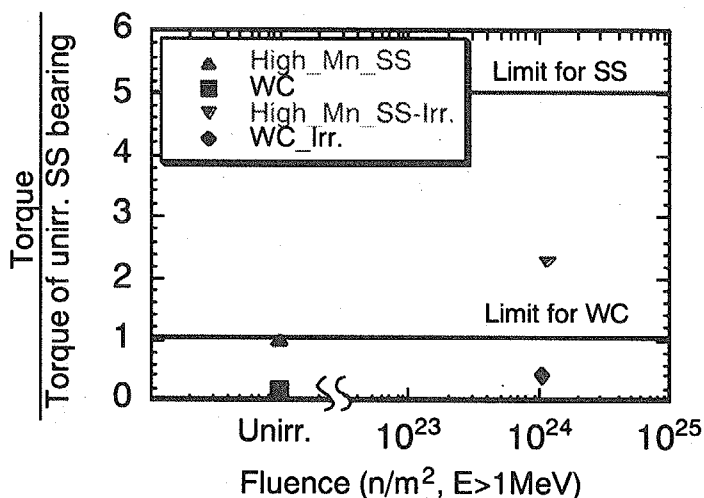


図6-4-5 回転トルク：縦軸は高マンガンステンレスの回転トルクで規格化した規格量。

一方、SiC については、トルクが最も低かったものの、照射前後共に回転動作中にベアリングボールが摩耗により削れてしまい、回転動作としての問題は無かったものの、安定性が見込めない可能性のあることが分かった。しかしながら、内外輪若しくはボールに異種材料を使用することで、今回のような摩耗を防ぐことが可能であり今後の課題である。

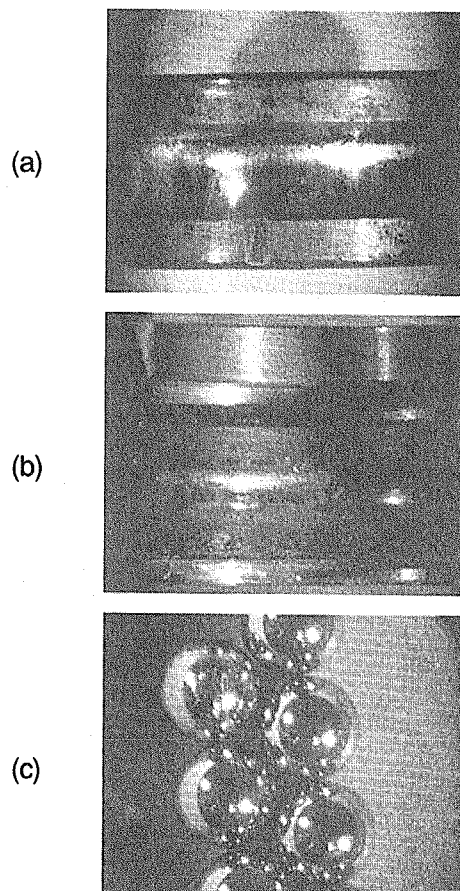


図6-4-6 高マンガンステンレス : (a) 内輪、(b) 外輪、(c) ボール。

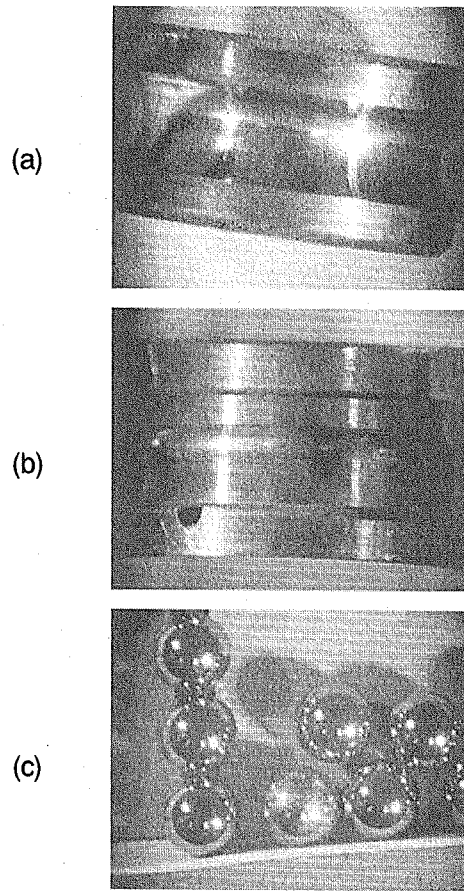


図6-4-7 超硬合金(WC) : (a) 内輪、(b) 外輪、(c) ボール。

6.5 まとめ

高周波ビーム入射用のスロットを有し、中性子及びプラズマからの熱流束を遮蔽するフロントシールドと、可動ミラーや導波管、駆動シャフト、遮蔽ブロックなどの機器を格納するランチャープラグから構成されるITER水平ポートの先端可動型入射システムの構造設計を行った。また、その入射システムの電磁力解析及び熱解析及び核解析を行った。フロントシールド本体の構造及び支持機構（支持キー及び溶接部）について、電磁力及び中性子やプラズマからの熱負荷によって作用する応力は、全て許容値以下となった。可動ミラーの場合も構造及び支持について全て許容値以下となった。一方、入射システム全体を支えるポート端部には許容値（10MNm）を越えるトルクが電磁力によって作用することが分かり、ランチャープラグに対して渦電流ループを絶縁させるような構造とする必要があることが判明した。発熱については、フロントシールド及び可動ミラー共に設計条件を満たすことを明らかにした。また、核解析の結果、入射システムは遮蔽条件を満足することを示すと共に、入射システム内の核発熱率を明確にし、冷却条件をより正確に把握できるデータを取得した。先端可動型入射システムのコンポーネント開発として、可動ミラー用ベアリングの中性子照射と照射前後の回転性能試験を実施した。その結果、ベアリングの耐中性子性が明らかになり、ITER環境下での適応可能性の見通しを得た。また、14MeV中性子の照射効果については今後の課題であり、現時点では、適切な裕度と共に設計する必要がある。

7. 核融合炉用遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システム

7.1 はじめに

前章において、設計条件をほぼ満足する ITER 用先端可動型ミリ波帯高周波入射システムの設計が可能であることや、ITER 環境下での可動ミラー用ベアリングの耐中性子性や可動ミラー用伸縮性冷却配管として適応可能なスパイラル形状などの見通しを得た。しかしながら、商用炉や発電実証炉を考えた場合、先端可動型入射システムの設計条件は更に厳しくなり、そのような条件下では、新たな概念の入射システムの研究が必要と考える。そのひとつとして、前方に可動ミラーを用いない遠隔駆動型入射システムを提案する。図 7-1-1 に先端可動型と遠隔駆動型の違いを概略的に示すが、入射システム前方に可動ミラーを設置する先端可動型とは対照的に、後方に設置する可動ミラーを制御することにより高周波ビームの入射角度を制御する新方式である。本章では、遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの原理、そのモックアップの伝送実験とその結果、そして今後の研究課題について述べる。

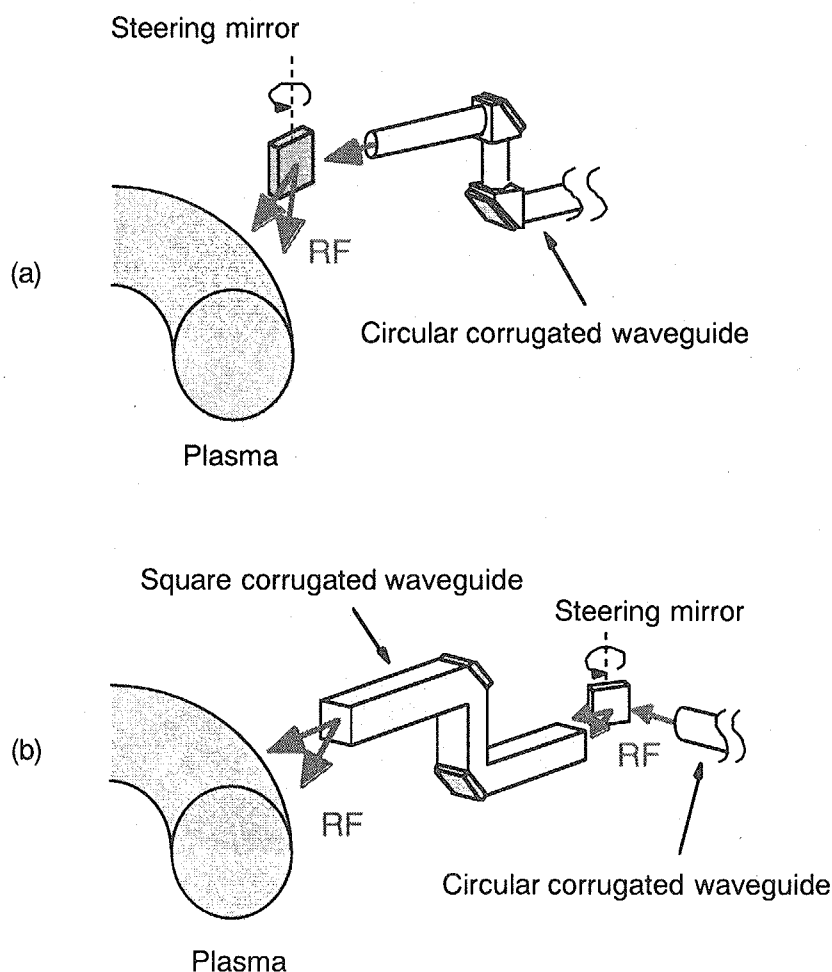


図7-1-1 ミリ波帯入射システムの概念図：(a) 先端可動型、(b) 遠隔駆動型。

7.2 遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの特徴と原理

遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムは、後方に設置する可動ミラーによって高周波ビームの入射角度を制御するという概念の下、将来の核融合炉用として期待できる[7-1]。この入射システムのメリットは、高中性子照射及び高熱流束環境から可動ミラーを遠ざけることができるという点である。従って、高周波ビームの入射によって生じる可動ミラーの熱の除去のみを考慮した構造にすればよく、入射システムの信頼性が格段に向上することが期待できる。図 7-1-1 に示すように、遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムは、後方に設置する可動ミラーと矩形のコルゲート導波管から構成される。次に原理について記述する。

入射システム（導波管）から放射される波は、一般的にガウス状ビームである。コルゲート矩形導波管の中心軸に対してある角度でガウス状ビームを入射すると、その導波管内では複数モードの波が励起される。それらのモードの重ね合わせによって、入射角と同じ角度で放射されるガウス状ビーム（波の分布）が得られるように導波管の長さを決定することが、遠隔駆動型入射システムの基本となる部分である。いま、断面が $a \times b$ の矩形導波管を考える。x 方向に a 、y 方向に b 、z 方向に波の伝搬方向を取る。 $E_x=0$ 、すなわち $E_y \neq 0$ とすると、矩形導波管から z 軸に対して角度 θ で放射されるガウス状ビームの x-z 平面上の磁界は、

$$H_x = \exp(ik_0 z) \cdot \sin(\pi x/a) \cdot \sin(\pi y/b) \quad (7-2-1)$$

$$= \exp(-i\pi u x/a) \cdot \sin(\pi x/a) \cdot \sin(\pi y/b)$$

と表すことができる。但し、 $u=(k_0 a/\pi)\sin\theta$ 、 $k_0=(2\pi/\lambda)$ は波数である。式 (7-2-1) を x に対してフーリエ変換して整理すると、 HE_{1n} モードの波の重ね合わせとして、

$$H_x = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \cdot \sin(n\pi x/a) \cdot \sin(\pi y/b) \quad (7-2-2)$$

を得る。但し、

$$A_n = \frac{-i4n u \{\exp[i\pi(u-n)] + 1\}}{\pi \{u^2 - (n+1)^2\} \cdot \{u^2 - (n-1)^2\}} \quad (7-2-3)$$

A_n は振幅を表し、 $u=n$ でピークを持つ。また、 $|u-n| \leq 2$ を満たすモードは、放射パワーの約 95% を占める。 $H_x=0$ のとき ($E_x \neq 0$) も同様に表すことができ、

$$E_x = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \cdot \sin(n\pi x/a) \cdot \sin(\pi y/b) \quad (7-2-4)$$

を得る。また、マクスウェル方程式

$$\text{rot H} = \epsilon_0 \frac{\partial E}{\partial t} \quad (7-2-5)$$

及び式 (7-2-3) を用いて、 E_y が以下のように求まる。

$$E_y = -\frac{Z_0}{k_0} \sum_{n=1}^{\infty} \beta_n \sin(n\pi x/a) \cdot \sin(\pi y/b) \cdot \exp(i\beta_n z) \quad (7-2-6)$$

但し、 $\beta_n = (k_0^2 - (n\pi/a)^2 - (\pi/b)^2)^{1/2}$ 、 $Z_0 = (\mu_0/\epsilon_0)^{1/2}$ である。

ここで、導波管の長さを L とすると、導波管内に励起される任意の二つのモード ($m, 1$) 及び ($n, 1$) の位相差 $\Delta\Psi_{m,n}$ は、以下のように書ける。

$$\Delta\Psi = k_0 L \left[\sqrt{1 - (m\pi/k_0 a)^2 - (\pi/k_0 b)^2} - \sqrt{1 - (n\pi/k_0 a)^2 - (\pi/k_0 b)^2} \right] \quad (7-2-7)$$

$$\approx k_0 (L/2) \cdot [(n\pi/k_0 a)^2 - (m\pi/k_0 a)^2]$$

単純化のため、一次元のみ考慮した。ここで、 $L=L_0=4a^2 k_0/\pi$ とすると、式 (7-2-6) は次のように近似できる。

$$\Delta\Psi_{m,n} \approx 2\pi(n^2 - m^2) \quad (7-2-8)$$

従って、ビームの導波管への入射角度が小さい場合、管内で励起される波のモードは、 $L=L_0$ ごとにその位相が元に戻り、すなわち、導波管の長さを L_0 とすれば、入射時と同じ角度で同方向にビームが放射される。また、導波管の長さが $L_0/2$ のとき、位相が反転するので入

射方向とは反対の方向へビームが放射される[7-2, 3]。放射角度は入射角と同じである。ここでは、低次項のみを考慮して近似的に式(7-2-8)を導出した。実際は高次項を無視することができず、上記の条件($z=L_0$)では、サイドロブや反対方向にもある程度の高周波パワーが放射される。しかしながら、導波管の長さを若干短くすることで、その影響を低減することができる。

次に、計算で求めた放射パターンを示す。簡略のため、1次元計算を行った。計算式は式(7-2-2, 3)を用いて次のように記述できる。

$$E(\theta) = \int \sum_n A_n \cdot \sin(n\pi y/a) \cdot \exp(-ik_0 x \cdot \sin(\theta)) dx. \quad (7-2-9)$$

この式を用いて、放射角度が $\theta=0^\circ, 5^\circ, 10^\circ$ の放射パターンを図7-2-1に示す(入射角度は $0^\circ, -5^\circ, -10^\circ$ である)。但し、 $a=45.7\text{mm}$ 、 $L=4632\text{mm}(<L_0=4740\text{mm})$ である。パワーの減衰や反対側への放射が殆どなく、所定角度で放射されることが分かる。

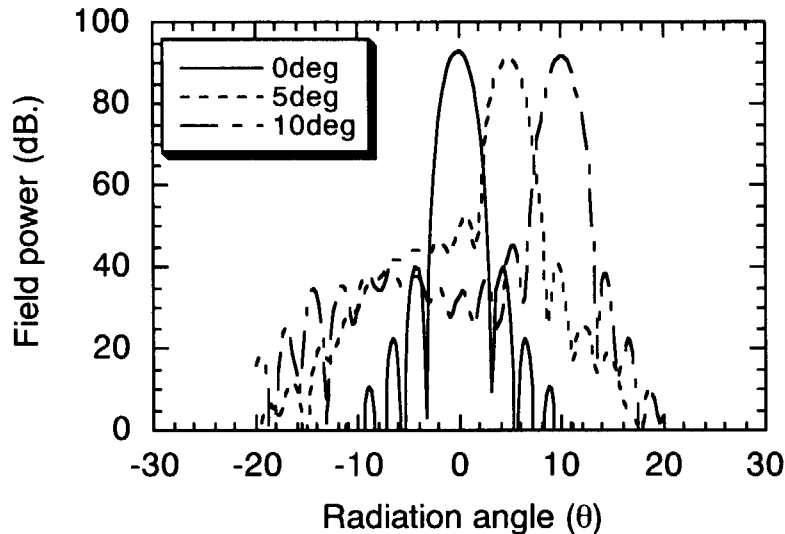


図7-2-1 遠隔駆動型ECランチャーからの放射分布(遠方)：実線は放射角度が 0° 、点線は 5° 、一点破線は 10° を示す。

7.3 遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの伝送実験

伝送実験のために設計・製作した遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムを図7-3-1に示す。矩形コルゲート導波管($a=b=45.7\text{mm}$ 、 $L=4632\text{mm}$)及び可動ミラー部からなる。大電力伝送実験を想定し、真空仕様となっている。銅製の導波管は5分割されており、ICF152フランジを用いて接合するようになっている。可動ミラーも銅製で、厚みが6mm、冷却用の水配管も敷設してある。マイクロメータ付き駆動シャフトによって可動ミラーの角度及び位置を制御する。可動ミラー部にはテーパ導波管が接続してあるが、これは、導波管入口でガウス状ビームの位相が平面になるように設計したものである。即ち、ガウス状ビームを矩形コルゲート導波管入口で収束させるために使用している。

7.3.1 低電力伝送実験

低電力高周波回路を用いて伝送及び放射実験を行った。実験系の概略を図 7-3-2 に示す。170GHz の発振器として、位相速度と群速度が逆方向の波を利用した後進波発振器 (BWO : Backward wave oscillator, ELVA-1 製) を使用し、アイソレータ、減衰器、方向性結合器、モードコンバータ ($TE_{01} \rightarrow HE_{11}$) などを使用した高周波回路に遠隔駆動型入射システムを接続した。また、放射パワー分布測定には、ホーンアンテナとアイソレータ、検波器を取り付けた X-Y ステージ ($500 \times 500 \text{mm}^2$, Σ 光機製) を使用した。このステージは、コンピュータからの自動位置制御が可能となっている。

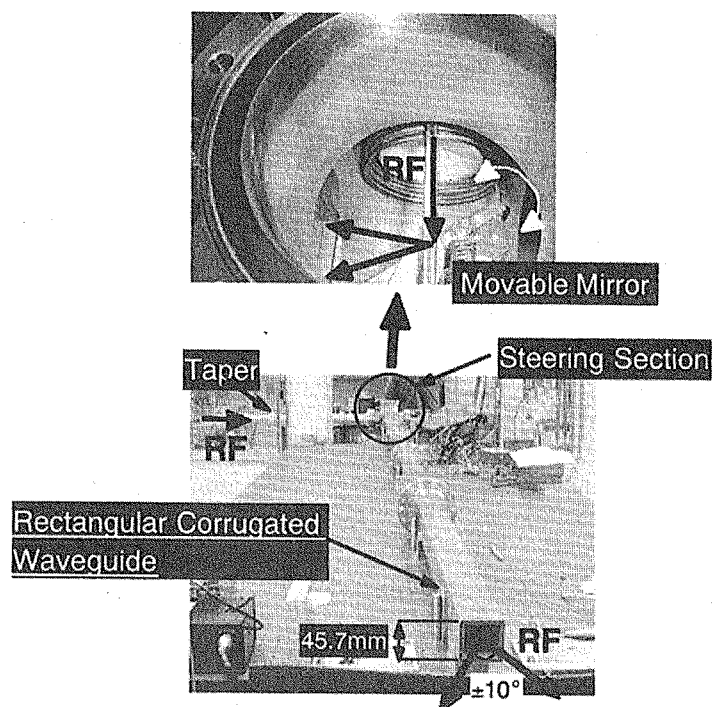


図7-3-1 伝送試験用遠隔駆動型ECランチャー：長さ4632mm、 $45.7 \times 45.7 \text{mm}^2$ の銅製矩形コルゲート導波管(下)と可動ミラー部(上)からなる。

図 7-3-3(a)~(c)に放射角度 0° , 5° , 10° のときの放射パワー分布 (電界がステアリング方向に対して垂直な場合) を示すが、所定通りの角度でガウスビームが放射されることを確認した。また、放射角が 5° 及び 10° のとき、所定の方向と反対側に放射される若干のパワーを観測した。原因としては、矩形コルゲート導波管内で想定外の高次モードが励起されたことが考えられる。

7.3.2 大電力伝送実験

低電力伝送実験に引き続き、170GHz 大電力ジャイロトロンを用いた大電力伝送及び放射実験を行った。実験装置を図 7-3-4 に示す。遠隔駆動型入射システムは、図の左側に位置する内径が 31.75mm の円形コルゲート導波管をベースに構築した伝送系と接続され、大電力 RF が入射される。大電力伝送時に起こりうる放電を防ぐために、伝送系及び入射システム内は真空とした。入射システムの放射側には、1) 放射分布測定的时候は石英窓と RF 吸収体 (エコソープ) を設置し、2) 伝送パワー測定や長パルス伝送実験のときには、放射パ

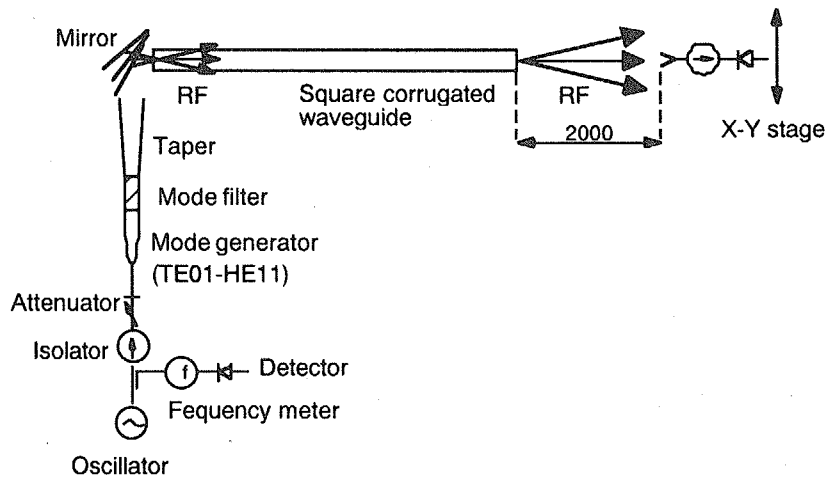


図7-3-2 遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの低電力試験。

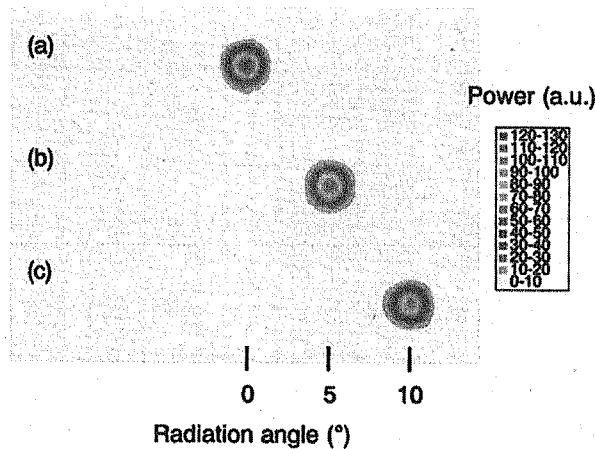


図7-3-3 放射パワー分布(低電力) : (a) 導波管への入射角度0°、
(b) 5°、(c) 10°の場合の分布を示す。

ワー吸収用の金属製ダミーロードとダミーロードからの反射パワーを吸収するためのプレロードを設置した。プレロードの内壁にはテフロンチューブが据え付けられ、そのチューブ内に水を流すことにより、金属製ダミーロードから反射してくる RF パワーを吸収する。また、可動ミラーが設置してある真空容器上側にも小型ではあるが、プレロード同様のテフロンロードを設置し、漏洩 RF パワーを吸収する。まず、赤外線カメラで測定した放射パターンを図 7-3-5(a)~(c)に示す。放射角はそれぞれ 0°、5°、10°である。また、放射パワー及びパルス幅は、それぞれ 0.35MW 及び 1msec である。低電力の場合と良い一致を示し、所定通りの角度でガウス状ビームが放射された。図 7-3-5(b)、(c)の感度を上げたときの分布を図 7-3-6に示すが、5°のときに 1 山、10°のときに 2 山のピークが、放射方向と反対側に現れていることが分かる。放射パワー測定の結果、この反対側のパワーは、0°時の放射全パワーに対して、5°のときに 1%、10°のときに 5%となった。また、0°と 5°では放射全パワーに差異はなく、一方、0°では 10°に対して 1~2%の伝送損失を観測した。この損失評価については後述

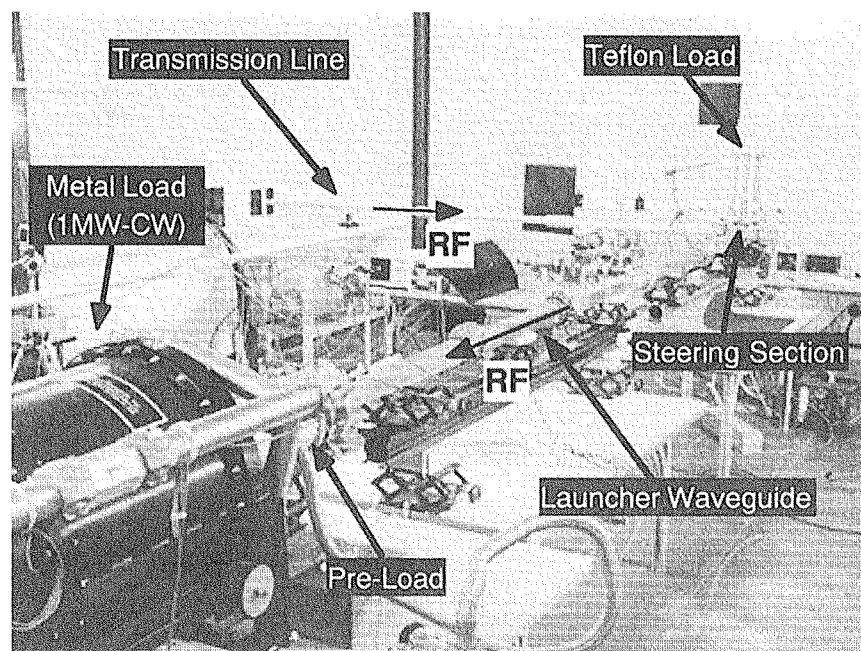


図7-3-4 遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの大電力伝送実験。

する。また、ミラー部における洩れ RF パワーに大きな角度依存性は無く、入射パワーに対して約 1.6% のパワーを観測した。長パルス伝送実験では、放射角 0° 及び 5° では 0.5MW-3.0sec 及び 2.0sec、 10° では 0.35MW-2.0sec の伝送及び放射に成功し、更に、放射角 0° 及び 5° では、0.2MW-10sec の伝送及び放射も成功した。何れの場合も、RF パワーはジャイロトロンの発振パワー、パルス幅は反射パワー吸収用プレロードの冷却水温度上昇によって制限された。一方、実験中に入射システム内でアーク等は発生せず、実験後の目視観察でも大きなダメージはなく、更なる大電力・長パルス伝送が可能である。

次に、伝送損失評価について述べる。伝送パワーやミラー部のパワーの測定などから、放射パワーの減少分はランチャー導波管で吸収された可能性が推測できる。それを調べるために、RF 伝送時の矩形コルゲート導波管の温度上昇を赤外線カメラと複数の熱電対を用いて測定した。RF 伝送時の導波管温度は、放射角 0° 以外は不均一に上昇するが、ランチャー導波管が銅製であることから、十数秒内に温度がほぼ一樣になることが赤外線カメラと熱電対の測定から分かった。RF パルス後、数秒が経過した後の熱電対で測定した導波管の温度上昇を図 7-3-7 に示す。このときの放射パワー及び放射角度は、それぞれ 0.5MW 及び 5° である。熱電対の位置は、図 7-3-7 の上にランチャーの概略と共に示してある。このデータを用いて、導波管内に吸収されたパワーを評価した。その吸収パワーを ΔW とすると、

$$\Delta W = 4.18 \sum_{n=1}^5 \int_0^{L_n} \rho C_p S \Delta T dl \quad (7-3-1)$$

と表すことができる。但し、 ρ , S , C_p , ΔT , Δt , L は、順に矩形コルゲート導波管壁の密度、面積、比熱、温度上昇、RF のパルス幅、導波管の長さである。導波管は銅製であるので、常温の銅の ρ 及び C_p を用いた。それぞれ 8.93g/cm^3 及び $0.09197\text{cal}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ である。上式を用いて導波管の吸収パワー比、 $P_{\text{dissipation}}/(P_{\text{radiation}}+P_{\text{dissipation}})$ を求めると、放射角度が 0° , 5° , 10° のときに、それぞれ 3%, 4%, 5% となった。放射角度 0° と 10° の差は 2% となり、放射パワー測定の結果とよく一致する。このことから、放射角 10° 時の放射パワーの減少分は、導

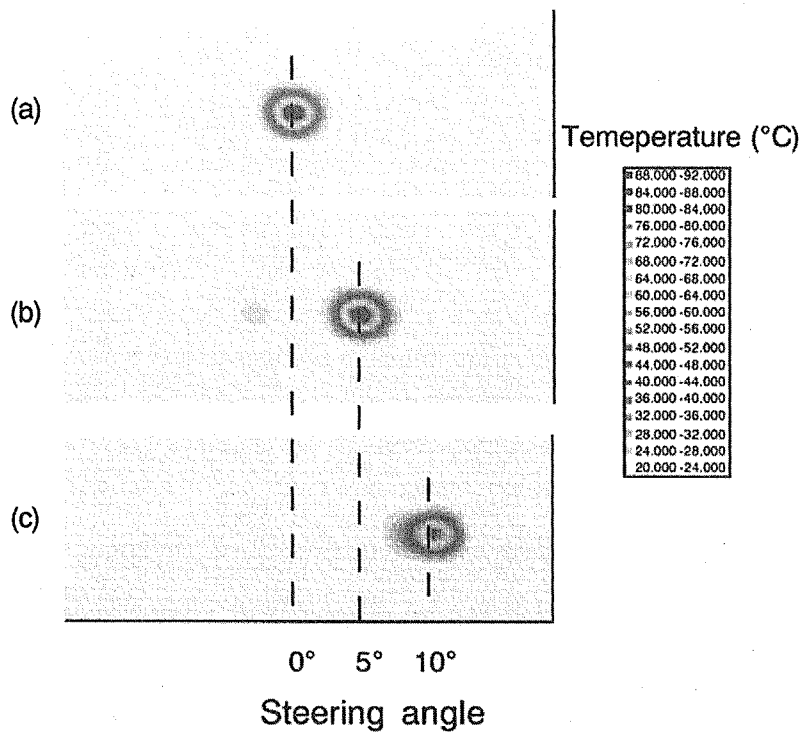


図7-3-5 放射パワー分布(大電力) : (a) 放射角度0°、(b) 5°、(c) 10°の
 場合の分布を示す。周波数170GHz、 $P_{RF}=0.35MW$ 、 $t_{pulse}=2msec$

波管内で吸収されたと判断できる。また、コルゲート導波管内を伝搬する基本波 (HE_{11}) による導波管表面でのオーミック損失は非常に小さいので、導波管内に励起された高次モードの波が、導波管壁の温度上昇に起因していると考えられる。

次に、赤外線カメラで測定した矩形コルゲート導波管の温度上昇分布を示す。例として、導波管中間部の温度分布を図 7-3-8(a), (b) に示す。このときの RF パワー及びパルス幅、放射角度は、順に、(a) が $0.5MW-3.0sec$ 、 0° 、(b) が $0.35MW-2.0sec$ 、 10° である。 0° のときはほぼ一様に上昇し、 10° のときには 3 つのピークを持つことが分かる。この導波管の温度上昇分布は、入射角及び放射角がそれぞれ -10° 及び 10° のガウス状ビームを励起する高次モードの重ね合わせの結果と考えられる。磁場の導波管軸方向を表す式は、式 (7-2-6) を導出したときと同様にマクスウェル方程式

$$rot \mathbf{E} = -\mu_0 \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial t} \tag{7-3-2}$$

を用いて、

$$H_z = -\frac{\pi}{ak_0} \sum_{n=1}^{\infty} n\beta_n A_n \cos(n\pi x/a) \cdot \sin(\pi y/b) \cdot \exp(i\beta_n z) \tag{7-3-3}$$

と表すことができる。RF 伝搬時に導波管内壁を流れる電流 I は、 $I = \mathbf{n} \times \mathbf{H}$ で表すことができるので (\mathbf{n} は法線ベクトル)、次に示す比例式で評価することができる。

$$I \propto \sum_{n=1}^{\infty} n\beta_n \cdot A_n \cdot \exp(i\beta_n z) \tag{7-3-3}$$

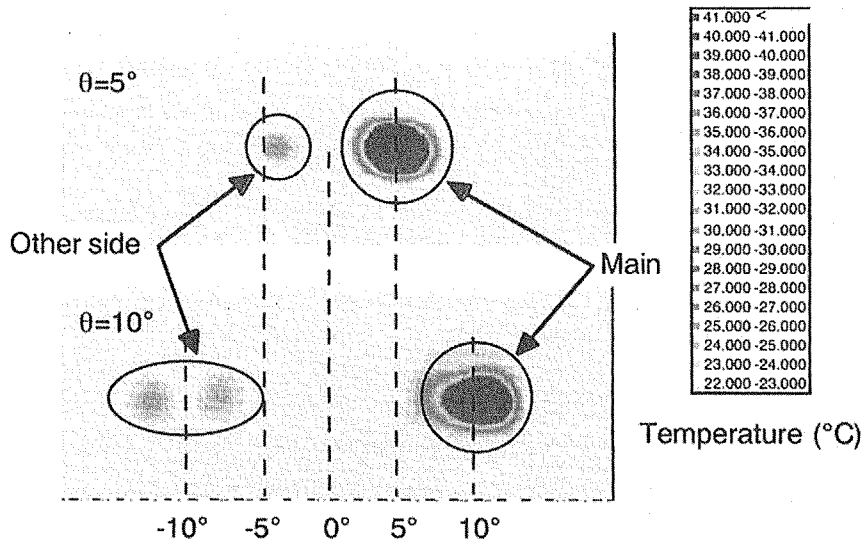


図7-3-6 放射パワー分布(大電力、高感度表示) : (a) 放射角度5°、(b) 10° の場合の分布を示す。周波数170GHz、 $P_{RF}=0.35MW$ 、 $t_{pulse}=2msec$

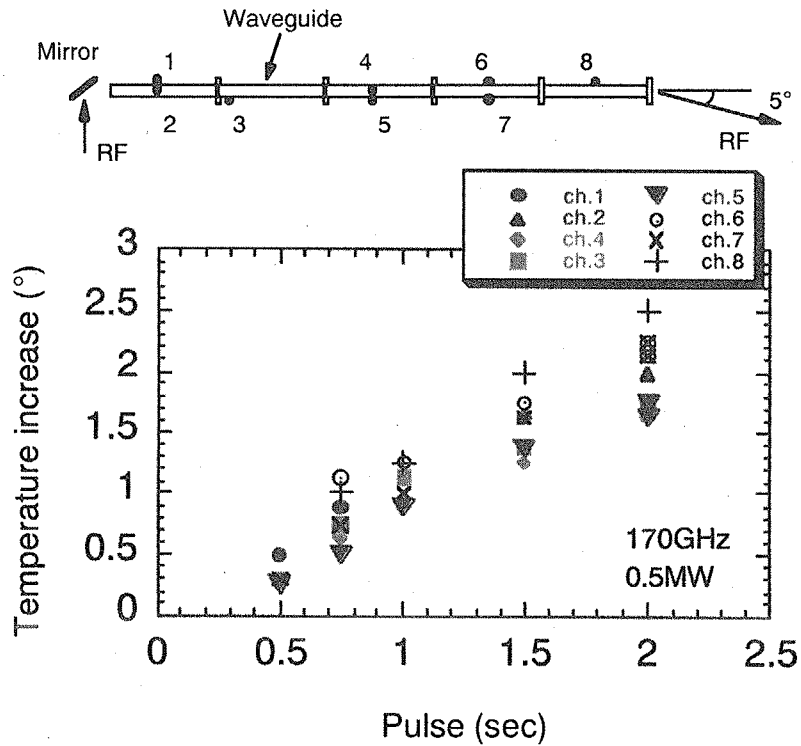


図7-3-7 RF伝送後の導波管温度上昇 : RFパルス後、数秒が経過した後の導波管温度を熱電対で測定した。温度測定位置は図の上部に示す。周波数170GHz、 $P_{RF}=0.35MW$ 、放射角度は5°。

この式を用いた計算結果を図 7-3-9(a)に示すが、幾つかのピークが見られる。また、赤外線カメラの測定結果を図 7-3-9(b)に示す。図中のハッチ部は、導波管を接続するステンレス製フランジ位置を示しており、温度上昇が測定できなかった部分である。温度上昇の軸方向分布と計算で得られた電流の軸方向分布はほぼ一致しているが、一致しないピークも存在することが判明した。これらは、矩形コルゲート導波管内でスプリアス波（高次モード）が励起され、それによる温度上昇の可能性が考えられる。原因としては、コルゲート形状や導波管接続の不均一性などが考えられる。実際、一部分において、コルゲート溝内に導波管壁を接合するロウ材が流れ込んだ痕跡が見受けられ、これによるコルゲート形状（深さ）の不均一性が生じ、スプリアスモード励起が考えられる。

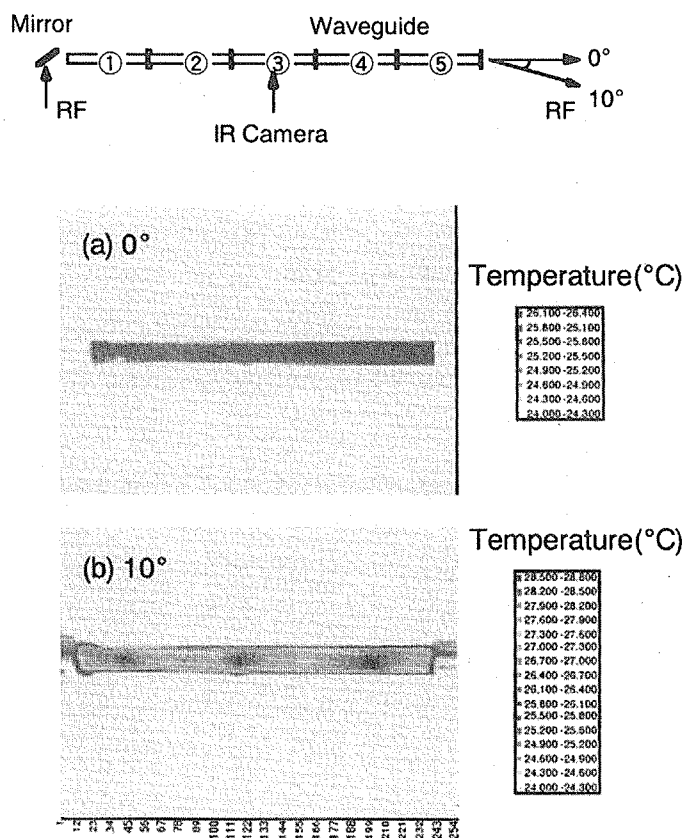


図7-3-8 赤外線カメラで測定したRF伝送時の導波管中間部 (③) の温度上昇分布 : (a) 入射角度0°、 $P_{RF}=0.5MW$ 、 $t_{pulse}=3.0sec$ 。(b) 入射角度10°、 $P_{RF}=0.35MW$ 、 $t_{pulse}=2.0sec$ 。

7.4 遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの開発課題

大電力伝送実験で、 $\pm 10^\circ$ の範囲内での放射角制御と大電力伝送に成功したことから、遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの実用性に対して見通しを得ることができた。特に、表 6-1-1 に示すように、角度制御範囲の狭い ITER 上ポート用の入射システムとして、遠隔駆動型は使用可能であると言える。しかしながら、以下に記述する幾つかの開発課題が残っている。

- 1) マイターバンド付き遠隔駆動型入射システムの高効率放射（伝送）の実証
- 2) 遠隔駆動型入射システムの製作技術
- 3) MW レベルでの長パルス放射（伝送）の実証

1) については、ITER や将来の核融合炉において、プラズマからの直接的な中性子束の流れを低減させるために、矩形コルゲート導波管は屈曲部を必要とする。マイターバンドを使用して屈曲構造を構成できるが、そのような構造における高効率伝送と確実な放射角度制御性を実証する必要がある。2) は 1) とも関連するが、現在の伝送系で使用する円形コルゲート

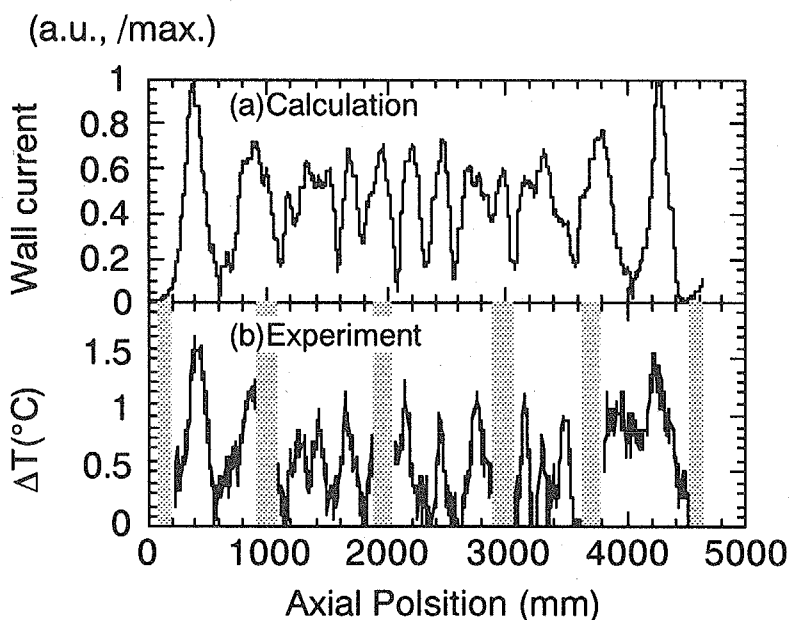


図7-3-9 RF伝送時の電流分布と導波管温度分布の比較：(a)電流分布(計算)、(b)導波管温度分布。放射角 10° 、 $P_{RF}=0.35\text{MW}$ 、 $t_{\text{pulse}}=2.0\text{sec}$ 。ハッチ部は、導波管を接続するステンレス製フランジ位置を示す。

導波管に比べ、矩形コルゲート導波管の製作技術の信頼性が欠けている。特に、コルゲート形状や導波管接続の不均一性は、スプリアスモードを励起し伝送損失を招く恐れがあるため、精度の高い製作が必要である。材料の選択も含めた信頼性の高い製作技術を確立することが重要である。3) は総合性能を実証するということも含め、安定な定常動作性を実証することである。今後の開発研究の中でこれらの課題を着実に解決し、信頼性の高い核融合炉用ミリ波帯高周波入射システムを確立して行くことが必須である。

7.5 まとめ

遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの原理を述べると共に、低電力及び大電力伝送実験とその結果について述べた。放射角度制御性能としては、ほぼ設計通り $\pm 10^\circ$ の放射角制御特性を低電力及び大電力試験で実証した。大電力長パルス試験では、放射角 0° 及び 5° で $0.5\text{MW}-3.0\text{sec}$ 及び 2.0sec 、 10° で $0.35\text{MW}-2.0\text{sec}$ 更に、放射角 0° 及び 5° で $0.2\text{MW}-10\text{sec}$ の伝送及び放射に成功した。このとき、矩形コルゲート導波管の温度上昇を観測し、導波管内での伝送損失が放射角 $\pm 10^\circ$ 範囲内で 5%以下となることを明らかにした。また、導波管温度の軸方向分布と導波管内に励起される高次モードに起因して導波管内壁に流れる電流の軸方向分布（計算）は良い一致を示し、導波管内で励起される高次モードが伝送損失の要因となっていることを見出した。設計通りの放射角制御性と共に大電力伝送の実証に成功したことから、遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの有用性に見通しを得ると共に、将来の商用炉や発電実証炉用ミリ波帯入射システムの開発方針を示す意義ある成果である。

8. 総括

本論文は、核融合プラズマの高性能化や定常運転に必要な大電力ミリ波帯高周波加熱電流駆動装置における高周波入射システムに関する研究について述べたものである。

大電力ミリ波帯高周波入射システムの高効率伝送の研究では、核融合炉におけるミリ波帯高周波入射（伝送）システムの最適設計に反映させることを目的として、JT-60U における 110GHz ミリ波帯高周波加熱電流駆動システムの開発計画を利用した大電力ミリ波帯高周波入射システムの伝送性能に関する研究を行った。高効率伝送を目的として HE₁₁ モードを基本波とするコルゲート導波管を用いた伝送システムを構築し、そのシステムの大電力伝送実験を行った。その結果、世界で初めて MW レベルの伝送を実証し、設計値とほぼ同じ伝送効率 88±1% を達成した。これにより、HE₁₁ モードを基本波とするコルゲート導波管を用いた高効率伝送システムの有効性を大電力で実証した。また、0.82MW-2.0sec、及び 0.32MW-5sec という大電力長パルスの伝送にも成功した。これらの結果を総合すると、コルゲート導波管を用いた伝送システムにより MW レベルで高効率伝送が確実に達成できると考えられる。

大電力ミリ波帯高周波入射システムの高効率結合に関する研究では、結合性能に対する入射角度及び偏波依存性を詳細に調べ、その結果を入射システムの最適設計に反映させることを目的として、トロイダル及びポロイダル両方向の入射角度が可変で、電磁力低減を目指した結合アンテナの開発と偏波の最適化を行った。結合アンテナは、高周波ビーム径を収束させるフォーカスマラーと 2 軸可動平面ミラーの構成で、電磁力低減として Si₃N₄ セラミクスに数µm の銅コーティングを施した Si₃N₄ ミラーを可動ミラーとして初めて適用した。低電力による放射分布測定の結果、所定位置でのビーム径は~150mm となり、設計（140mm）とほぼ一致することを示した。また、大電力実験では、高周波ビームの入射特性の測定と JFT-2M プラズマへの入射による加熱電流駆動実験を通して結合アンテナの性能評価を行い、設定角度通りに高周波が放射されること、及び、理論とほぼ一致するミリ波の吸収特性（吸収効率 90%）の実証、更に JFT-2M では初めてのミリ波帯高周波単独の電流駆動（ECCD）に成功した。駆動電流及び電流駆動効率は、それぞれ 170kW、5~6kA、 $0.0055 \times 10^{20} \text{A/W/m}^2$ となった。また、プラズマディスラプション時に発生する電磁力によるアンテナの不具合は見られず、セラミックアンテナミラーは電磁力低減化に効果的であることも実証した。偏波の最適化については、110GHz ミリ波帯高周波入射システムの開発において偏波特性を取得し、その偏波データを用いてプラズマ加熱実験を行った。この加熱（結合）と偏波の相互関係を調べることによる偏波の最適化手法を開発し、偏波の最適化によるプラズマの高効率加熱を実証した。このように、入射システムの最適設計に必要とされる、高効率結合を得るための入射角度と偏波の最適化のデータを取得したことは意義が大きい。

大電力ミリ波帯高周波を透過させる真空窓に関する研究では、大電力ミリ波透過性や、真空及びトリチウム分離を目的とした境界層としての性能について探究した。サファイア窓の研究開発では、サファイアの誘電率の温度依存性を見出し、高周波伝送時にサファイア窓の温度が上昇すると窓表面での反射が増加する原因が誘電率の温度依存性であることを明らかにした。また、この性質を考慮し、窓径が 18cm 以上で窓を透過する高周波ビームパワー分布が平坦形状であれば、高周波パワー 0.5MW、連続伝送(透過)がサファイア真空窓で可能であることを示した。人工ダイヤモンド窓の開発研究では、世界で初めて CVD ダイヤモンド利用した真空窓を開発し、1MW-定常伝送が可能であることを示した。また、実機大のダイヤモンド窓の耐圧

力 10 気圧を実証し、ダイヤモンド窓が安全性及び信頼性を有する真空窓であることを明らかにし、ITER などの核融合炉へ適用する場合の設計パラメータを取得した。更に、中性子照射効果を調べ、ITER の総運転期間の想定より 3 桁多い中性子照射量を受けても誘電特性及び機械強度に変化がないことや、熱伝導率の場合は、2 桁多い照射量を受けても変化が小さいことを明らかにし、少なくとも ITER レベルの核融合炉において、ダイヤモンド窓が適用可能であることを示した。このように、真空窓開発の課題をほぼ克服した。

核融合炉用先端可動型ミリ波帯高周波入射システムに関する研究では、ITER を核融合炉の一例として考え、炉環境における大電力ミリ波帯高周波入射システムの開発研究として行ってきたミリ波帯高周波入射システムのコンポーネント開発研究や構造成立性に関する研究を実施してきた。ITER 水平ポート入射システムの設計条件を基に、先端可動型ミリ波帯高周波入射システムの構造設計を行った。高周波ビーム入射用のスロットを有し、中性子及びプラズマからの熱流束を遮蔽するフロントシールドと、可動ミラーや導波管、駆動シャフト、遮蔽ブロックなどの機器を格納するランチャープラグから構成される。また、その入射システムの電磁力解析及び熱解析、構造解析を行い、フロントシールド本体の構造及び支持構造、先端可動ミラーの構造について、電磁力やプラズマからの熱負荷、高周波損失によって生ずる機械的及び熱的応力は全て許容以下となった。温度上昇についても、フロントシールド及び可動ミラー共に構造上問題となるような温度まで上昇するということはないことを明かにした。一方、入射システム全体を支えるポート端部には許容値 (10MNm) を越えるトルクが電磁力によって作用することが判明し、シールド構造の改良によるランチャー重量の低減、渦電流ループを絶縁させるような構造に変更する等の改良が必要である。核解析の結果、入射システムは遮蔽条件を満足することが明らかになると共に、入射システム内の核発熱率を明確にし、冷却条件をより正確に把握できるデータを取得し、設計へ反映させた。先端可動型入射システムのコンポーネント開発として、可動ミラー用ベアリングの中性子照射と照射前後の回転性能試験を実施し、ベアリングの耐中性子性を示し、ITER 環境下での適応可能性の見通しを得た。以上の結果から、ITER 水平ポート用ミリ波帯高周波入射システムの開発課題を概ね克服したことと、その構造設計が整合性を有することを明らかにした。一方、14MeV 中性子の照射効果については今後の課題である。

ITER よりも更に過酷な核融合炉環境である発電実証炉において成立し得るミリ波帯高周波入射システムに関する研究として、矩形コルゲート導波管と後方 (導波管の入口側) に設置する可動ミラーから構成される遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの原理実証と高周波伝送及び放射性能を調べた。その結果、周波数 170GHz で、ほぼ設計通り $\pm 10^\circ$ の放射角制御特性が得られた。また、大電力長パルス試験では、放射角 0° 及び 5° で 0.5MW-3.0sec 及び 2.0sec、 10° で 0.35MW-2.0sec 更に、放射角 0° 及び 5° で 0.2MW-10sec の伝送及び放射に成功すると共に、伝送損失が放射角 $\pm 10^\circ$ 範囲内で 5%以下となることを明らかにした。更に、導波管温度上昇の軸方向分布と導波管内に励起される高次モードに起因して導波管内壁に流れる電流の軸方向分布 (計算) は良い一致を示し、導波管内で励起される高次モードが伝送損失の要因となっていることを明示した。このように、大電力で遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの有効性を示したことは、将来の発電実証炉等に適応可能なミリ波帯高周波入射システムの成立性を示唆するものである。しかしながら、幾つかの開発課題が残っている。具体的には、

- 1) マイターバンド付き遠隔駆動型入射システムの高効率放射 (伝送) の実証
- 2) 遠隔駆動型入射システムの製作技術

等である。1) については、ITER や将来の核融合炉において、プラズマからの直接的な中性子束の流れを低減させるために、矩形コルゲート導波管は屈曲部を必要とする。マイターバンドを使用して屈曲構造を構成し、そのような場合における高効率伝送性能と確実な放射角度制御性を実証する必要がある。2) は 1) とも関連しているが、現在の伝送系で使用する円形コルゲート導波管に比べ、矩形コルゲート導波管の製作技術の信頼性が欠けている。特に、コルゲート形状や導波管接続の不均一性は、スプリアモードを励起し伝送損失を招くため、精度の高い製作が必要である。以上の項目を念頭に、今後も遠隔駆動型入射システムの性能向上と実用化へ向けた研究を継続し、将来炉用として高信頼性・高健全性を有する遠隔駆動型ミリ波帯高周波入射システムの研究開発を遂行する。

謝辞

本研究をまとめるにあたり、終始適切なご指導及びご鞭撻を賜りました大阪大学工学部・原子分子イオン制御理工学センター教授岡田成文博士に感謝の意を表します。

本論文の作成にあたり、貴重なご指導やご意見を頂戴しました大阪大工学部電子情報エネルギー工学専攻教授西川雅弘博士、大阪大工学部電子情報エネルギー工学専攻助教授上田良夫博士、大阪大学工学部教授兼原子分子イオン制御理工学センター長後藤誠一博士に感謝致します。

本研究全般にわたって数多くのご指導を頂きました那珂研究所、今井剛次長（現筑波大学プラズマ研究センター教授）、坂本慶司加熱工学研究室長、三枝幹夫副主任研究員（現茨城大学工学部助教授）、春日井敦副主任研究員、関昌弘那珂研究所長、関省吾工学部長、高津英幸工学部研究主幹、辻博史工学部次長、山本巧 NBI 装置試験室長（前 RF 装置試験室長）、藤井常幸 RF 装置試験室長に深く感謝致します。

また、実験では多くの御協力を頂きました池田幸治氏を始めとする那珂研究所加熱工学研究室（RF グループ）、RF 装置試験室、JT-60 実験グループ、JFT-2M 実験グループ、大洗研究所・照射ブランケット照射開発室石塚悦男副主任研究員、JMTR ホットラボの皆様にお礼を申し上げます。

参考文献

- [1-1] K. Miyamoto, “ Fundamental of Plasma Physics and Controlled Fusion, Iwanami press (1997).
- [1-2] JET Team, Nucl. Fusion 32 (1992) 187.
- [1-3] T. Fujita, Y. Kamada, S. Ishida, et al., Nucl. Fusion, 39 (1999) 1627.
- [1-4] M. G. Bell, K. M. McGuie, et al., Nucl. Fusion, 35 (1995) 1429.
- [1-5] A Gibson and the JET Team, Phys. Plasmas, 5 (1998) 1839.
- [1-6] S. Itoh, et al., Fusion Energy 1996 (Proc. 16th Int. Conf. Montreal, 1996) Vol. 3 IAEA Vienna (1997) 351.
- [1-7] Technical design basis for ITER Final Design Report 2001.
- [1-8] N. Noda, Y. Nakamura, Y. Takeiri, et al., Nucl. Fusion, 41 (2001) 779.
- [1-9] S. Kubo, T. Shimozuma, H. Idei, et al., Rapid communication in J. Plasma Fusion Res. 78 (2002) 99.
- [1-10] R. Kodama, P. A. Norreys, K. Mima, et al., Nature, 412 (2001) 798.
- [1-11] V. A. Flyagin, A. V. Gaponov, M. I. Petelin and V. K. Yulpatov, IEEE Trans. Microwave Theory Tech., 25 (1977) 514.
- [1-12] K. Sakamoto, A. Kasugai, K. Takahashi, et al., J. Phys. Soc. Japan, 65 (1996) 1888.
- [1-13] G. G. Denisov, V. A. Flyagin, V. E. Zapevalov, et al., Proc. 20th Int. Conf. on IR and MM Waves, (1995) 197.
- [1-14] K. Sakamoto, A. Kasugai, K. Takahashi, et al., Rev Sci. Instrum., 70 (1999) 208.
- [1-15] K. Sakamoto, K. Hayashi, A. Kasugai, et al., to be published in Proc. 25th Int. Conf. on IR and MM Waves.
- [1-16] G. Dammertz, et al., to be published in Proc. 26th Int. Conf. on IR and MM Waves.
- [1-17] Y. Ikeda, A. Kasugai, S. Moriyama, et al., Fusion Sci. Tech, 42 (2002) 435.
- [2-1] C. Pickles, J. Brandon, S. Coe and R Sussmann, Proc. 9th Cimtec-World Forum on New Material (1994).
- [2-2] K. Takahashi, T. Imai, N. Kobayashi, K. Sakamoto, et al., submitted to Fusion Sci. Tech.
- [2-3] K. Takahashi, T. Imai, K. Sakamoto, N. Kobayashi, et al., Fusion Eng. Design, 56 (2001) 587.
- [3-1] J. L. Doane, Infrared and Millimeter Waves, Academic Press, 13 (1985) Chap. 5.
- [3-2] L. Rebuffi and J. P. Crenn, Int. J. Infrared and MM Waves, 10, (1989) 291.
- [3-3] J. L. Doane and C. P. Moeller, Int. J. Electron., 77 (1994) 489.
- [3-4] K. Takahashi, K. Kajiwara, A. Kasugai, et al., Fusion Eng. Design, 53 (2001) 511.
- [4-1] A. Fukuyama and T. Ueeda, Proc. of 17th Europ. Conf. on Cont. Fusion Plasma Phys., 14B(3), (1990) 125.
- [4-2] H. W. Kogelnik and T. Li, Appl. Opt., 5 (1966) 1550.

- [4-3] K. Hoshino, K. Takahashi and JFT-2M group, *Fusion Eng. Design*, 53 (2001) 249.
- [4-4] K. Hoshino, T. Ido, S. Kanazawa, et al., submitted to *Plasma Phys Control. Fusion*.
- [4-5] プラズマ加熱基礎論、高村秀一著、名古屋大学出版会 (1986).
- [5-1] A. Kasugai, K. Takahashi, K. Sakamoto, et al., *Jpn. J. Appl. Phys.*, 36 (1997) 2883.
- [5-2] K. Takahashi, A. Kasugai, K. Sakamoto, et al., *Jpn. J. Appl. Phys.*, 35 (1996) 4413.
- [5-3] Y. S. Touloukian, P. W. Powell, C. Y. Ho and P. G. Klemens, *Thermal Expansion, V13 (IFI/Plenum, New York, 1970) Thermophysical Properties of Materials*, 176.
- [5-4] M. Thumm, *Int. J. Infrared MM. Waves*, 19 (1998) 3
- [5-5] K. Takahashi, K. Sakamoto, A. Kasugai, et al., *Rev. Sci. Instrum.*, 71 (2000) 4139.
- [5-6] C. Pickles, J. Brandon, S. Coe and R Sussmann, *Proc. 9th Cimtec-World Forum on New Material* (1994).
- [5-7] K. Takahashi, T. Imai, N. Kobayashi, K. Sakamoto, et al., submitted to *Fusion Sci. Tech.*
- [5-8] K. Takahashi, E. Ishitsuka, C. P. Moeller, et al., *Fusion Eng. Design*, 66 (2003) 473.
- [5-9] K. Takahashi, T. Imai, K. Sakamoto, et al., *Fusion Eng. Design*, 56 (2001) 587.
- [5-10] A. Rosencwaig, *Rev. Sci. Instrum.*, 48 (1977) 1133.
- [6-1] ITER-FEAT Outline Design Report (1999)
- [6-2] Technical Basis for the ITER Final Design Report (2001)
- [6-3] K. Takahashi, T. Imai, K. Sakamoto, N. Kobayashi, et al., *Fusion Eng. Design*, 56 (2001) 587.
- [6-4] Technical Basis for the ITER Final Design Report (FDR-ITER) (1997)
- [6-5] 機械工学便覧、改訂第6版、p4-90、p17-102、日本機械学会編。
- [6-6] K. Takahashi, E. Ishitsuka, et al., *Fusion Eng. Design*, 66 (2003) 473.
- [6-7] K. Maki, et al., JAERI-M91-072 (1991).
- [6-8] H. Iida, V. Khripunov, S. Sato, L. Petrizzi, et al., *Proc. 12th Biennial Topical Meeting of Radiation Protection and Shielding Division, Ame. Nucl. Soci.* (2002)
- [6-9] H. Iida, D. Valenza, R. Plenteda, R. T. Santoro, J. Dietz, *J. Nucl. Sci. Technol, Suppl. 1*, (2000) 235
- [7-1] C. P. Moeller, *Proc. 23th Intl. Conf. IR. MM Waves* (1998) 116.
- [7-2] A. V. Chirkov, G. G. Denisov, W. Kasperek, et al., *Fusion Eng. Design*, 53 (2001) 465.
- [7-3] G. G. Denisov, S. V. Kuzikov and N. Kobayashi, *Int'l Infrared MM Waves*, 22 (2001) 1735.
- [7-4] K. Takahashi, C. P. Moeller, K. Sakamoto, et al., *Fusion Eng. Design*, 65/4, (2003) 589.

付録 1

1.1 電磁力の評価

電磁力の正確な評価には、評価コードを用いてプラズマ消滅時の磁束変化や誘起される渦電流分布などを求め、電磁力分布を計算する方法がある。しかしながら、評価コードの使用は煩雑であり多大な時間を要することから、ここでは解析的に渦電流を求め、電磁力 ($\mathbf{F}=\mathbf{J}\times\mathbf{B}$, \mathbf{J} 及び \mathbf{B} はそれぞれ渦電流及び磁束密度) を評価した。

アンテナミラーは固定曲面と可動平面から構成され、何れも半径 50mm である。そこで、半径 50mm の円盤のエッジに流れる電流ループをミラー表面に流れる渦電流と考え、電磁力を評価した。最大渦電流、 j_{max} は次式によって表すことができる。

$$j_{max} = \frac{\mathbf{B} \cdot \mathbf{S}}{R(\tau_{ex} - \tau_c)} \left\{ \exp\left(-\frac{t_m}{\tau_{ex}}\right) - \exp\left(-\frac{t_m}{\tau_c}\right) \right\} \quad (1-1)$$

但し、 B , S , L , R , t_c ($=L/R$), t_{ex} は、それぞれ、磁束密度、アンテナミラー面積、インダクタンス、全抵抗、等価回路定数、プラズマ消滅時間である。 t_m は j_{max} になるまでの時間を表し、次式で表される。

$$t_m = \frac{\ln(1/\tau_c) - \ln(1/\tau_{ex})}{1/\tau_c - 1/\tau_{ex}} \quad (1-2)$$

まず、インダクタンスを求める必要があるが、ミラーエッジに流れる渦電流を半径 a の断面を持つ半径 r の円環状導線に流れる電流としてインダクタンスを表すと、外部インダクタンスのみを考慮して

$$L = \mu_0 R \{ \ln(8r/a) - 2 \}$$

を得る。ミラーの半径 r を 50mm、円環電流断面の半径 a を 7.5mm (厚み 15mm の半分)、プラズマ消滅時間を 2msec として計算すると、 $L=1.24 \times 10^{-7} \text{H/m}$ となる。従って、ミラー材を銅及びステンレスとした場合のそれぞれの τ_c は、 $1.78 \times 10^{-2} \text{sec}$, $4.12 \times 10^{-4} \text{sec}$ となる。ミラー位置でのポロイダル磁束は、次式によって求まる。

$$B_p = \frac{\mu_0 I}{2\pi r} \quad (1-3)$$

JFT-2M プラズマの最大電流を $I=500 \text{kA}$ 、ミラーの位置を $r=415 \text{mm}$ とすると、ミラー位置でのポロイダル磁束密度は、 $B_p=0.24 \text{T}$ となる。 τ_c , B_p 及び式 (1-1), (2) を用いて、銅及びステンレスミラーそれぞれの j_{max} を求めると、

$$j_{max}=2.1 \text{ kA}$$

$$j_{max}=11.5 \text{ kA}$$

となる。電磁力は次式

$$\mathbf{F} = \int j d\mathbf{l} \times \mathbf{B} = j_{max} \int d\mathbf{l} \times \mathbf{B} \quad (1-4)$$

によって求められる。故に、ミラーが受ける電磁力は

$$F_{sus}=0.5 \text{ kN}$$

$$F_{Cu}=2.7 \text{ kN}$$

と評価できる。また、トルクは次式

$$\begin{aligned} \mathbf{T} &= \mathbf{F} \times \mathbf{r} = \mathbf{j}_{mx} \int (d\mathbf{l} \times \mathbf{B}) \times \mathbf{r} \\ &\equiv \pi^2 B \mathbf{j}_{mx} \end{aligned} \quad (1-5)$$

によって求まり、

$$T_{\text{SUS}} = 25 \text{ Nm}$$

$$T_{\text{Cu}} = 135 \text{ Nm}$$

となる。これらのトルクが生じたときにミラーの回転軸が受ける力は、ステンレス製ミラーの場合が約 10MPa、銅ミラーの場合が約 53MPa となる。従って、ミラーの支持機構は、自重に加えてこれらの力が作用することを考慮して設計する必要がある。本研究で開発した結合アンテナのような一つのミラーを 2 軸可動とした場合、「可動」と「支持」の両立は容易ではない。しかしながら、ミラー材として Si₃N₄ のようなセラミクスを用いることによる電磁力低減を図ることにより、その両立性が可能となる。

1.2 高周波検出システム

アンテナから放射される高周波ビームが、所定方向に放射されていることの確認及びプラズマへの吸収量の評価を行うために、アンテナの対抗面（真空容器内側）に設置する高周波検出システムの設計・製作を行った。図 4-2-9, 10 に示すように、ホーンアンテナ（図 1-1）及び導波管、真空窓（図 1-2）、検波器から成り、真空容器内壁に沿うように 3 系統を配置した。縦方向の設置箇所はポロイダル入射角度が 0°のラインと内壁が交差する位置に、周方向は -6°, 11°, 21°の位置（アンテナから真空容器内壁を見て右側が -、左側が + である。）とした。導波管として、伝搬する基本波が TE₁₁ モードの円形導波管（内径：3.175mm）を採用した。また、真空窓は上斜めポートに設置した。窓材としてサファイアを使用し、フランジとサファイアの接着にはコパールを介したロウ付け接合を行い、ベーキング時の熱伸びを考慮した。この真空窓の電圧定在波比（VSWR）は実測で 1.7（設計値 1.5）である。

検出系の減衰量は、円形導波管の減衰定数によって評価できる。半径が a の円形導波管の減衰定数は

$$\alpha = \frac{R_s}{120\pi a} \left[\left(\frac{\lambda}{\lambda_c} \right)^2 + \frac{(m/\chi_{m,n})^2}{1 - (m/\chi_{m,n})^2} \right] \frac{1}{\sqrt{1 - \left(\frac{\lambda}{\lambda_c} \right)^2}}, \quad (1-6)$$

$$R_s = \sqrt{\omega/2\sigma} \quad (1-7)$$

で与えられる。 R_s は導波管の表皮抵抗、 σ , λ , λ_c は順に導電率、波長、カットオフ波長である。 m 及び n は伝搬モードを表す。 $\chi_{m,n}$ は滑らかな管壁を持つ円形導波管中を伝搬する mn モードの固有値であり、TE₁₁ モードの場合 1.84 である。 $\sigma = 5.8 \times 10^7$ （銅）、 $\lambda = 5\text{mm}$ （60GHz）、 $\lambda_c = 3.41a$ （TE₁₁ モード）として TE₁₁ モードの減衰量を求めると約 35dB/m となる。真空窓の VSWR、検出系の全長（アンテナー検波器間）約 1.2m を考慮すると、減衰は約 40dB となる。ビームパワー 100kW の時、ビームの平均パワー密度及びリフレクターホーンの利得、40dB の減衰を考慮すると、検波器では 200mW 程度のパワーが検

出されることになる。但し、式(1-6)は直線導波管の減衰定数の評価であり、バンドや接続部などの影響で、実際は40dBより減衰量は多くなる。より厳密な評価のために、低電力試験により検出系の減衰量を実測した。その結果、減衰量は55dBとなり、ピームパワーが100kWの時は、凡そ5mWのパワーが検波器で受かることになる。使用する検波器の検出可能領域は10 μ W~30mWであり、十分に適用可能である。

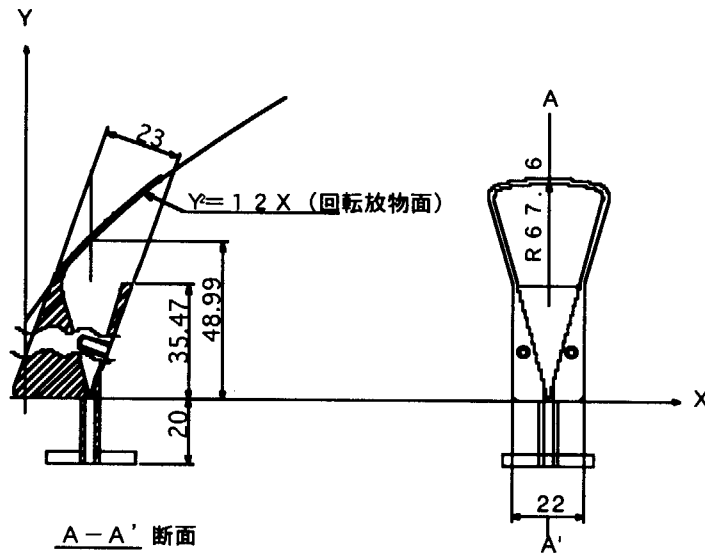


図1-1 リフレクターホーン(高周波検出系)

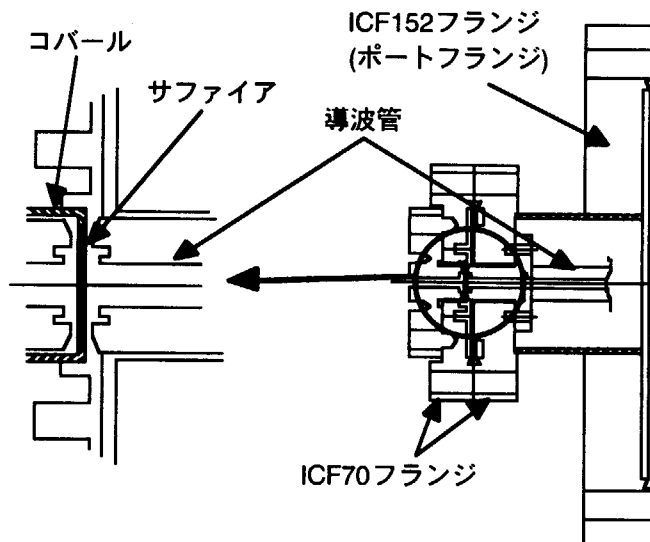


図1-2 真空窓(高周波検出系)

付録 2

電磁力によるフロントシールドに対する応力検討

支持キー及びスミ肉溶接の引っ張り・圧縮応力、曲げ応力、ねじり応力について、最大となるものをそれぞれ評価した。評価方法は、機械工学便覧の材料力学評価における解析式を適用した[6-5]。その際、通産省告示第 501 号[6-6]に準拠する構造設計基準を仮定し、支持キーの引っ張り・圧縮、曲げの許容応力を 116 MPa、許容せん断応力を 67.8 MPa、溶接部の片側全厚スミ肉溶接の溶接効率を 0.5 と仮定したときの溶接部の許容応力 33.8 MPa とした。材料は SS316 とした。

<支持キー>

1) 引っ張り・圧縮応力に関する最大応力

$$\begin{aligned}\sigma_{t,cs} &= FN/(A \times B) \\ &= 0.032/(0.2 \times 0.14) \cong 1.14[\text{MPa}]\end{aligned}$$

2) 曲げ最大応力

$$\begin{aligned}\sigma_{b,md} &= M_z/Z \\ &= 0.027/(0.14 \times 0.2^2/6) = 28.9[\text{MPa}]\end{aligned}$$

3) ねじれ最大応力

$$\begin{aligned}\sigma_{s,ht} &= Mx/(k_I \times A \times B^2) \\ &= 0.0757/(0.228 \times 0.2 \times 0.14^2) = 84.6[\text{MPa}]\end{aligned}$$

A, B, Z, k_I はそれぞれ、支持キーの切片の長さ (A=200 mm, B=140 mm)、断面係数 (Z=A²×B/6)、A, B により決まる係数 (上記サイズでは 0.228) である。ねじれ最大応力は許容応力値を超えてしまう。従って、支持脚サイズの変更が必要である。例として、A=230mm、B=160 に変更した時の個々の最大応力を求めると以下のようになり、ねじれ最大応力は許容応力以下となる。

$$\begin{aligned}\sigma_{t,cs} &= 0.867[\text{MPa}] \\ \sigma_{b,md} &= 19.1[\text{MPa}] \\ \sigma_{s,ht} &= 56.3[\text{MPa}]\end{aligned}$$

<溶接部>

1) 引っ張り・圧縮応力

$$\begin{aligned}\rho_{t,cs} &= FN /((A + B) \times 2 \times H) \\ &= 0.032/(0.34 \times 2 \times 0.04) = 1.17[\text{MPa}]\end{aligned}$$

2) 曲げ応力

$$\begin{aligned}\rho_{b,md} &= 4.24 \cdot Mz/(H \cdot (A^2 + 3B \cdot (A + H))) \\ &= 4.24 \cdot 0.027/(0.04 \cdot (0.2^2 + 0.42 \cdot 0.24)) = 20.3[\text{MPa}]\end{aligned}$$

3) ねじれ応力

$$\begin{aligned}\rho_{shear} &= M_x / (2 \times A \times B \times H) \\ &= 0.0757 / (2 \times 0.2 \times 0.14 \times 0.04) = 33.8 [MPa]\end{aligned}$$

A, B, H はそれぞれ、支持キーの切片の長さ、スミ肉溶接の溶接脚長 (0.04 m) である。この場合、ねじれ応力は許容応力と同等となるが、裕度が必要となると、支持脚サイズやスミ肉溶接の溶接脚長の変更が必要である。ここでは、支持脚の変更に習って、支持脚を A=230mm、B=160 に変更したと仮定して個々の最大応力を評価すると、

$$\begin{aligned}\rho_{axis} &= 1.02 [MPa] \\ \rho_{bend} &= 15.7 [MPa] \\ \rho_{shear} &= 25.7 [MPa]\end{aligned}$$

となり、ねじれ応力は許容応力値以下となる。

付録 3

発表論文、特許出願等

1. 発表論文

- 1) K. Takahashi, A. Kasugai, K. Sakamoto, et al., “Measurement of Temperature Dependence of Dielectric Permittivity of Sapphire Window for High Power gyrotron”, Jpn. J. Appl. Phys., 35 (1996) 4413
- 2) A. Kasugai, K. Takahashi, K. Sakamoto, et al., “Experimental Study of High Power Millimeter Wave Transmission of Sapphire Window for Electron Cyclotron range of Frequencies System”, Jpn. J. Appl. Phys., 36 (1997) 2883
- 3) A. Kasugai, K. Sakamoto, K. Takahashi, et al., “Chemical Vapor Deposition Diamond Window for High Power and Long Pulse Millimeter Wave Transmission”, Rev. Sci. Instr., 69 (1998) 2160
- 4) O. Braz, K. Sakamoto, A. Kasuga, K. Takahashi, et al., Int. J. Infrared Millim. Waves 18 (1997) 1495.
- 5) K. Sakamoto, A. Kasugai, K. Takahashi, et al., “High Power Gyrotron with Synthetic Diamond Window”, Rev. Sci. Instru., 70 (1999) 208.
- 6) K. Takahashi, K. Sakamoto, A. Kasugai, T. IMAI, et al., “Chemical Vapor Deposition Diamond Window as Vacuum and Tritium Confinement Barrier for Fusion Application”, Rev. Sci. Instr., 71 (2000) 4139
- 7) K. Hoshino, K. Takahashi, JFT-2M Group, “Suppression of the $m/n=2/1$ tearing mode by ECH/ECCD on JFT-2M”, Fusion Eng. and Design, 53 (2001) 249.
- 8) T. Ogawa, K. Hoshino, S. Kanazawa, M. Saigusa, T. Ido, H. Kawashima, N. Kasuya, Y. Takase, H. Kimura, Y. Miura, K. Takahashi, et al., “Radiofrequency experiments in JFT-2M”, Nucl. Fusion, 41 (2001) 1767.
- 9) K. Takahashi, T. Imai, K. Sakamoto, N. Kobayashi, et al., “Development and Design of ECRF Launching System for ITER”, Fusion Engineering and Design, 56 (2001) 587
- 10) Y. Ikeda, A. Kasugai, K. Takahashi, K. Kajiwara, et al., “Initial results of electron cyclotron range of frequency (ECRF) operation and experiments in JT-60U”, Fusion Eng. Design, 53 (2001) 351.
- 11) K. Takahashi, K. Kajiwara, A. Kasugai, A. Isayama, Y. Ikeda, S. Ide, K. Sakamoto, T. Imai and T. Imai, “High Power Transmission and Polarization Measurement in 110GHz Transmission Line”, Fusion Engineering and Design, 53 (2001) 511.
- 12) Y. Ikeda, S. Ide, T. Suzuki, A. Kasugai, K. Takahashi, K. Kajiwara, et al., “ECRF experiments for local heating and current drive by fundamental 0-mode launch from the low-field side on JT-60U”, Nucl. Fusion, 42 (2002) 375.
- 13) Y. Ikeda, A. Kasugai, S. Moriyama, K. Kajiwara, M. Seki, K. Takahashi, et al., “The 110GHz electron cyclotron range of frequency system on JT-60U : Design and operation”, Fusion Sci. Tech., 42 (2002) 435.
- 14) K. Kajiwara, S. Moriyama, K. Takahashi, Y. Ikeda, et al., “Behavior of reflected

extraordinary mode in the fundamental electron cyclotron heating and current drive in JT-60U”, Fusion Eng. Design, 65 (2003) 27.

- 15) K. Takahashi, C. Moeller, K. Sakamoto, et al., “High Power Experiments of Remote Steering Launcher for Electron Cyclotron Heating and Current Drive”, Fusion Eng. Design, 65 (2003) 589.
- 16) K. Takahashi, E. Ishitsuka, C. P. Moeller, K. Hayashida, et al., “Development of EC H&CD Launcher Components for Fusion Device”, Fusion Eng. Design, 66 (2003) 473.
- 17) K. Hoshino, T. Ido, S. Kanazawa, K. Tsuzuki, H. Ogawa, H. Kawashima, N. Isei, K. Takahashi, “H-mode by ECH on JFT-2M Tokamak” to be published in Plasma Phys. Control. Fusion.
- 18) K. Takahashi, T. Imai, N. Kobayashi, K. Sakamoto, et al., “ Design Performance of Front Steering Type EC Launcher for ITER ”, submitted to Fusion Sci. Tech.

2. その他の論文

- 1) K. Takahashi, T. Imai, K. Mohri, et al., “2 Conceptual Design of Neutron Shield for ECH Launcher on D-T Fusion Reactors”, JAERI—Research 2000-036 in Japanese.
- 2) K. Takahashi, M. Komatsuzaki, “Stress Analysis of CVD Diamond Window for ECH System”, JAERI—Research 2000-054 in Japanese.
- 3) 高橋幸司、春日井敦、他、“核融合炉用電子サイクロトロン波加熱電流駆動のための先進アンテナとダイヤモンド窓開発”、電気学会研究会（原子力研究会）資料、NE-03-1 (2003)

3. 国際会議等の Proceeding

- 1) K. Takahashi, K. Sakamoto, A. Kasugai, et al., “Development of 170GHz High Power Gyrotron and Transmission Line for ECH in JAERI”, Proc. 17th IEEE/NPSS Symp. Fusion Eng. (1997) 441.
- 2) K. Takahashi, K. Sakamoto, A. Kasugai, et al., “ Development of High Power Gyrotron and Transmission Line for ECH/ECCD System”, Proc. 20th Symp. Fusion Tech. : Fusion Tech. 1998, (1998) 415.
- 3) K. Takahashi, A. Kasugai, K. Sakamoto, et al., “High Power Millimeter Wave Transmission at 110GHz for ECRF of JT-60U”, Proc. 24th Int. Conf. Infrared Millim. Waves, (1999) TH-A3.
- 4) K. Takahashi, K. Sakamoto, T. Imai, et al., “Development of EC Launcher and Diamond Window for ITER”, Proc. IAEA-Technical Meeting on ECRH Physics and Technology (CD-ROM, 2003)
- 5) K. Takahashi, C. P. Moeller, et al., “Transmission Experiments of a 170GHz Remote Steering EC Launcher”, Proc. 28th Int. Conf. Infrared Millim. Waves, (CD-ROM, 2003)

4. 特許

- 1) 特開 2004-144131 号（転がり軸受）、高橋幸司、石塚悦男、今井剛、他 3 名

This is a blank page.

国際単位系 (SI) と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表2 SIと併用される単位

名称	記号
分, 時, 日	min, h, d
度, 分, 秒	°, ', "
リットル	l, L
トン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

1 eV = 1.60218 × 10⁻¹⁹ J
1 u = 1.66054 × 10⁻²⁷ kg

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10 ¹⁸	エクサ	E
10 ¹⁵	ペタ	P
10 ¹²	テラ	T
10 ⁹	ギガ	G
10 ⁶	メガ	M
10 ³	キロ	k
10 ²	ヘクト	h
10 ¹	デカ	da
10 ⁻¹	デシ	d
10 ⁻²	センチ	c
10 ⁻³	ミリ	m
10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ⁻¹⁸	アト	a

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s ⁻¹
力	ニュートン	N	m·kg/s ²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N·m
工率, 放射束	ワット	W	J/s
電気量, 電荷	クーロン	C	A·s
電位, 電圧, 起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラド	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンズ	S	A/V
磁束	ウェーバ	Wb	V·s
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光束度	ルーメン	lm	cd·sr
照射度	ルクス	lx	lm/m ²
放射能	ベクレル	Bq	s ⁻¹
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量当量	シーベルト	Sv	J/kg

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

名称	記号
オングストローム	Å
バ	b
バール	bar
ガリ	Gal
キュリー	Ci
レントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

1 Å = 0.1 nm = 10⁻¹⁰ m
1 b = 100 fm = 10⁻²⁸ m²
1 bar = 0.1 MPa = 10⁵ Pa
1 Gal = 1 cm/s² = 10⁻² m/s²
1 Ci = 3.7 × 10¹⁰ Bq
1 R = 2.58 × 10⁻⁴ C/kg
1 rad = 1 cGy = 10⁻² Gy
1 rem = 1 cSv = 10⁻² Sv

(注)

- 表1-5は「国際単位系」第5版, 国際度量衡局 1985年刊行による。ただし, 1 eV および 1 uの値は CODATA の1986年推奨値によった。
- 表4には海里, ノット, アール, ヘクトールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- bar は, JISでは流体の圧力を表す場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- EC閣僚理事会指令では bar, barn および「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

換算表

力	N (=10 ⁵ dyn)	kgf	lbf
	1	0.101972	0.224809
	9.80665	1	2.20462
	4.44822	0.453592	1

粘度 1 Pa·s (= N·s/m²) = 10 P (ポアズ) (g/(cm·s))

動粘度 1 m²/s = 10⁴ St (ストークス) (cm²/s)

圧	MPa (=10 bar)	kgf/cm ²	atm	mmHg (Torr)	lbf/in ² (psi)
	1	10.1972	9.86923	7.50062 × 10 ³	145.038
力	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	1.33322 × 10 ⁻⁴	1.35951 × 10 ⁻³	1.31579 × 10 ⁻³	1	1.93368 × 10 ⁻²
	6.89476 × 10 ⁻³	7.03070 × 10 ⁻²	6.80460 × 10 ⁻²	51.7149	1

エネルギー・仕事・熱量	J (=10 ⁷ erg)	kgf·m	kW·h	cal (計量法)	Btu	ft·lbf	eV	1 cal = 4.18605 J (計量法) = 4.184 J (熱化学) = 4.1855 J (15 °C) = 4.1868 J (国際蒸気表)
	1	0.101972	2.77778 × 10 ⁻⁷	0.238889	9.47813 × 10 ⁻⁴	0.737562	6.24150 × 10 ¹⁸	
	9.80665	1	2.72407 × 10 ⁻⁶	2.34270	9.29487 × 10 ⁻³	7.23301	6.12082 × 10 ¹⁹	
	3.6 × 10 ⁶	3.67098 × 10 ⁵	1	8.59999 × 10 ⁵	3412.13	2.65522 × 10 ⁶	2.24694 × 10 ²⁵	
	4.18605	0.426858	1.16279 × 10 ⁻⁶	1	3.96759 × 10 ⁻³	3.08747	2.61272 × 10 ¹⁹	仕事率 1 PS (馬力) = 75 kgf·m/s = 735.499 W
	1055.06	107.586	2.93072 × 10 ⁻⁴	252.042	1	778.172	6.58515 × 10 ²¹	
	1.35582	0.138255	3.76616 × 10 ⁻⁷	0.323890	1.28506 × 10 ⁻³	1	8.46233 × 10 ¹⁸	
	1.60218 × 10 ⁻¹⁹	1.63377 × 10 ⁻²⁰	4.45050 × 10 ⁻²⁶	3.82743 × 10 ⁻²⁰	1.51857 × 10 ⁻²²	1.18171 × 10 ⁻¹⁹	1	

放射能	Bq	Ci
	1	2.70270 × 10 ⁻¹¹
	3.7 × 10 ¹⁰	1

吸収線量	Gy	rad
	1	100
	0.01	1

照射線量	C/kg	R
	1	3876
	2.58 × 10 ⁻⁴	1

線量当量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

核融合プラズマ加熱電流駆動用大電力ミリ波帯高周波入射システムに関する研究

R100

古紙配合率100%
白化率70%再生紙を使用しています