

JAERI-M

8640

核融合委託設計資料一

核融合実験炉超電導マグネットの
設計研究（I）

1980年3月

核融合研究部炉設計研究室

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

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

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

核融合実験炉超電導マグネットの設計研究(Ⅰ)

日本原子力研究所東海研究所核融合研究部
炉設計研究室

(1 9 7 9 年 1 2 月 1 0 日受理)

核融合実験炉用の超電導マグネットの設計研究を行った。作業内容は、トロイダル磁場マグネット設計、ポロイダル磁場マグネット設計、冷凍システム設計、安全性解析および組立・解体システム設計である。

コイル中での最大トロイダル磁場は 11.0 T となり、この時、プラズマ中心で 6.0 T を与える。11 T に達するトロイダル磁場を実現するため、Nb₃Sn の超電導線が使用された。コイル内径は 7.3 × 11.2 m で、コイル形状は変形均一応力 D 型である。起磁力は 185.6 MAT で、運転電流は 25.9 kA である。

ポロイダル磁場マグネットは、Nb₃Sn 線のパンケーキ巻きのコイルである。導体はチタン合金のシースで包まれており、このシースがヘリウム容器の役割も果たしている。また、コイル冷却は 7 気圧、4.6 k の超臨界ヘリウムの強制冷却方式で、運転電流は 25 ~ 27 kA である。

Design Study of Superconducting Magnets for
Tokamak Experimental Fusion Reactor (I)

Fusion Reactor System Laboratory
Division of Thermonuclear Fusion Research
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received December 10, 1979)

Design study has been made of superconducting magnets for a Tokamak experimental fusion reactor: toroidal field magnet design, poloidal field magnet design, refrigeration system design, magnet safety analysis, and magnet assembling and disassembling system design.

A maximum toroidal field in the coil is 11.0 T, providing 5.5 T at plasma center. Nb_3Sn superconducting cable is used to attain the toroidal field of 11 T. The coil bore is 7.3×11.2 m, and the coil shape is deformed constant-tension D-shape. The magnetomotive force is 185.6 MAT, and the operational current is 25.9 kA.

In poloidal field magnet design, the coil is pancake-wound Nb_3Sn conductor. The conductor is enclosed in Ti-alloy sheath, which serves also as helium containment vessel. The conductor is cooled by forced flow supercritical helium of 7 atm and 4.6 K, and the operational current is $25 \sim 27$ kA.

Keywords: Tokamak Experimental Fusion Reactor, Superconducting Magnet, Toroidal Field Magnet, Poloidal Field Magnet, Operational Current, Refrigeration System, Safety Analysis, Assembling, Disassembling, Design Study

The design study performed by Mitsubishi Electric Company, Mitsubishi Heavy Industries and Mitsubishi Atomic Power Industries under contract with JAERI.

目 次

1.	トロイダルマグネット設計	1
1.1	基本設計	1
1.2	導体設計	5
1.3	電磁解析	13
1.4	構造設計と応力解析	19
1.5	クライオスタッフ構造設計	29
1.6	コイル冷却設計と冷却負荷解析	31
2.	ポロイダルマグネット	113
2.1	基本設計	113
2.2	導体設計と絶縁検討	119
2.3	電磁気解析	127
2.4	構造設計と応力解析	130
2.5	クライオスタッフ構造設計	133
2.6	コイル冷却システムと冷却負荷	134
2.7	まとめ	136
3.	極低温冷却系	190
3.1	冷却系の構成	190
3.2	機能および動作	191
3.3	冷却系の諸元	192
3.4	冷却系の配置	193
4.	安全性解析	199
4.1	クエンチの波及効果	199
4.2	クエンチ検出とコイル保護	203
4.3	耐震解析	209
5.	マグネットの製作・組立	227
5.1	トロイダルコイルの製作・組立	227
5.2	ポロイダルコイルの製作・組立	229
5.3	マグネット組立・解体	229
6.	開発課題と開発スケジュール	245
6.1	トロイダルマグネット	245
6.2	ポロイダルマグネット	246
6.3	開発スケジュール	249
	あとがき	253

Contents

1. Toroidal field magnet
 - 1.1 Basic design
 - 1.2 Conductor design
 - 1.3 Electromagnetic analysis
 - 1.4 Structure design and stress analysis
 - 1.5 Cryostat design
 - 1.6 Coil cooling and heat load
2. Poloidal field magnet
 - 2.1 Basic design
 - 2.2 Conductor and insulator
 - 2.3 Electromagnetic analysis
 - 2.4 Structure design and stress analysis
 - 2.5 Cryostat design
 - 2.6 Coil cooling and heat load
 - 2.7 Summary
3. Cryogenic cooling system
 - 3.1 Constitution of cooling system
 - 3.2 Functions and operation mode
 - 3.3 Specifications of cooling system
 - 3.4 Layout of cooling system
4. Safety analysis
 - 4.1 Effect of coil quench
 - 4.2 Quench detection and coil protection
 - 4.3 Earthquake response analysis
5. Magnet fabrication and assembling
 - 5.1 Fabrication and assembling of TF coil
 - 5.2 Fabrication and assembling of PF coil
 - 5.3 Magnet assembling and disassembling
6. R&D items and schedule
 - 6.1 R&D items of TF magnet
 - 6.2 R&D items of PF magnet
 - 6.3 R&D schedule

1. トロイダルマグネット設計

1.1 基本設計

1.1.1 設計条件

トカマク型核融合実験炉用超電導トロイダルマグネット第1次予備設計の設計条件はJAERI-M 7300に記載された基本仕様に基づいており、Table 1.1.1に示すものである。又、Fig. 1.1.1, Fig. 1.1.2に実験炉本体を図示した。本設計（第2次予備設計）では、コイルの本数（16本）や外形寸法に変更は殆んど無いが、プラズマ中心磁場が6 Tから5.5 Tに下げられた。これは第1次予備設計の結果、コイルの応力値が非常に高くなつたため、より現実的な設計を目指すという観点から変更されるに至つたものである。又、運転サイクルに修正が施され、1サイクルが420秒から180秒に、燃焼時間が300秒から100秒に変更された。

Table 1.1.2に主たる設計条件とその今回の変更点を示した。

1.1.2 設計の概要

1975年に行われた動力炉用マグネット概念設計、1976年に行われた実験炉用マグネット概念設計（第1次予備設計）、1977年に行われた実験炉用マグネット安全性解析の内容を基にして、1.1.1項で述べた設計条件の変更を加味して作業を行つた。設計した超電導トロイダルマグネットの外観をFig. 1.1.3に示した。又、第2次予備設計におけるトロイダルマグネット諸元をTable 1.1.3に示し、第1次予備設計の諸元との比較を行つた。主たる設計変更点は以下の通りである。なお括弧内の値は第1次予備計画の値である。

- (1) プラズマ中心軸での磁場が5.5 T (6.0 T) に設定されたので、起磁力が170.2 MAT (202.5 MAT) となつた。
- (2) 超電導ディスクの枚数が1コイルあたり16枚 (18枚) となり、ターン数が448ターン/コイル (504ターン/コイル) となつた。
- (3) コイル運転電流は若干高くなつて25900 A (25000 A) となつた。
- (4) コイル電磁力（向心力や拡張力）が1.5%程度小さくなつた。
- (5) 向心力支持はコイル間構造のみで行うこととした。
- (6) ディスク数がコイル本数と同じ16となつたので、コイル・電源結線システムがすっきりした形となつた。

1.1.3 マグネット・システムの構成

磁場発生装置としての超電導マグネット・システムはTable 1.1.4に示すように(1)超電導マグネット、(2)冷却システム、(3)励磁装置、(4)保護・計測装置、から構成される。これから構成要素の内容と機能も表に示す。システムの主要構成部である超電導マグネットは超電導コイル、クライオスタットおよび支持構造物の構成要素をもつ。Fig. 1.1.4は超電導マグ

ネット・システムの構成を示す概念図である。

本設計で実施する事項は

- (1) 超電導トロイダルマグネットの構成と構造に関する設計
- (2) 励磁・保護システム検討
- (3) 冷却システムとその配置の検討
- (4) 設計の基本データとなる磁場、電磁力、応力、冷却負荷計算
- (5) マグネットの安全性検討

等である。

1. 1. 4 コイル形状

(1) D型コイル形状

核融合炉において考えられるトロイダルコイルの形状は種々あり、それぞれ一長一短がある。どのような形状を選ぶかについては次のような点を検討しなければならない。すなわち、

- (1) プランケットや遮蔽の配置がうまくできる内部空間を有する。
- (2) 無駄なスペースを無くし、磁界エネルギーあるいはインダクタンスをできるだけ小さくする。
- (3) 電磁力による応力値をできるだけ小さくする。
- (4) 製作が容易である。

円形プラズマでダイバータのない核融合炉では、円形トロイダルコイルが(1)と(2)の点で秀れている。

(3)の問題を考慮し、(3)の電磁力による応力を比較的小さくする形状として、ORNL-EPR, ORNL-7NSでは、Oval型を採用している。

トロイダルコイルには1コイル当たり10万トンもの電磁力が生ずるので、応力問題が最大の問題といえる。そこで、本設計ではこれを最優先に考えて、基本的にはConstant-tension D型を採用することとした。今後は単にD型コイルと呼ぶことにする。

Constant Tension D-shape は次の関係式を基にして計算される。すなわち、

$$\rho = R \left[\frac{\rho_2}{R_2} \left(1 + \frac{1}{N} \right) - \frac{1}{N} h r \frac{R}{R_2} \right] / \left(1 + \frac{1}{N} \cos \varphi \right)$$

である。ここで、 ρ は曲率、 φ は曲線上の点が曲率中心と結ぶ線がR軸となす角度である。又、Nはコイル本数である(Fig. 1.1.4を参照のこと)。N=16とした時の ρ_2/R_2 と R_1/R_2 の関係はFig. 1.1.5に示される。 $R_1/R_2 = 3.091/1.18 = 0.262$ となる時の ρ_2/R_2 は0.591と計算される(Fig. 1.1.4)。

この形状では、コイルの応力は引張応力だけになり、曲げ応力が生じないので、応力問題は他の形状のコイルよりも楽になる。現在設計されている超電導トロイダルマグネットの多くがこの形状を採用しており、また、常電導トロイダルコイルJET(EC)²⁾やJT-4(原研)でこの形状を用いている。しかし、Constant-tension D型は、Fig. 1.1.4に示すように、縦長形状に上記(1)の点で問題がある。すなわち、プランケットや遮蔽構造とのバランスが必ずしも良いとはいえない、コイル内側の上部と下部に無駄なスペースができる場合がある。しかし実

験炉ではこのスペースをブランケット冷却配管が占めており、この点が短所にはなっていない。

(2) 形断面形状

Dコイルの巻線部分の断面形状は大別して (1) 矩形断面, (2) 台形断面の2つが考えられる。Dコイルの直線部分にはコイルが密着しており、限られた寸法内にできるだけ多くの電流を流すためには、Fig. 1.1.6のような台形断面の巻線を構成することは容易に考えだされる。現にこの台形断面コイルはいくつかのトロイダルコイルの概念設計に採用されている。

他の断面形状は通常の丸形コイルに使われている矩形断面である。この短所は巻線断面積の小さいことであるが、次のような長所をもつ。すなわち、

(a) 同一寸法パンケーキまたは超電導ディスクの積み重ねでもってD型コイルを構成できる。従って、製作上有利である。台形断面コイルでは巾の小さいパンケーキまたはディスクを部分的に必要とする。

(b) 励磁分割保護方式を採用する場合、矩形断面コイルの方が各励磁分割コイルの電気回路的バランスをとりやすい。

さらに、D型コイル直線部の三角形状の構造物は電磁力支持の役割をもっており、巻線に使用されていないが構造強度上の役割を充分果している。

このような点、特に製作上の点から矩形断面のほうを有利とみなすことができるので、本設計においては形断面形状を採用する。Fig. 1.1.7に本設計におけるコイル断面図を示す。巻線支持方式は1.1.5項で述べる“ディスク支持方式”であるので、それをFig. 1.1.7に描いている。

ディスクの巾はD型コイル直線部で940mm、円弧部で1300mmである。円弧部の巾が大きいのは、空間的に余裕があること、および機械強度的により有利であることに基づいている。

1.1.5 ディスク方式巻線支持

本設計の核融合実験炉用超電導トロイダルマグネットの規模は、蓄積エネルギーが50GJの巨大なものであり、16分割されたD型コイル1個でも3.1GJになる。又、最高磁場11Tは磁気圧にして500気圧に相当する。この高エネルギー型の超電導コイルを設計製作する上で最も重大な問題の一つは、コイルの発生する大きな電磁力に十分耐えることのできるコイル巻線支持構造である。

トロイダルコイルの巻線支持方式には(1)パンケーキ方式、(2)ディスク方式の2つが考えられる。Fig. 1.1.8はトロイダルコイルのパンケーキ巻線の一例で、電磁力による張力を支持するために高強度金属(主にSUS)の補強テープを複合超電導線と共に巻線している。この補強テープを複合超電導線と共に巻線している。この補強テープ方式は、テープは曲げに対してあまり効果がないので、曲げ応力のかかるコイルにおいては補強テープとは別に補強ガータが必要である。ディスク支持方式はこの考え方を更に積極的に推し進めたものである。

ディスクロットを設ける場合、ディスクの片面と両面の2例が考えられる(Fig. 1.1.9)。
両面スロット長所として、

(a) 1ディスクの厚みが2倍であるから、ポロイダル磁界によるたおし力(両面スロットでは片面スロットの2倍になる)によって生ずる応力はより小さくなる。

- (b) 超電導線の層間接続を同一ディスク内で行うことができる。
- (c) 自重による曲げがより小さいので組立時の取扱いが容易である。
- (d) ディスク枚数が小さいので組立精度が向上する。

がある。短所として

(e) ディスク間を絶縁する場合、両面の方がポロイダル磁場による渦電流損がより多くなる。が考えられるが、1.6節のディスク（両面スロット付）の損失計算によれば損失は多くないのでこれは問題にはならない。

したがって、本設計では両面スロット方式を採用する。

1.1.6 コイル運転電流

第2次予備設計では蓄積磁場エネルギーは小さくなつたが、運転電流値は更に大きい値をとることにした。これは一般に大型コイルでは大電流値の方が良いとの考え方からである。製作された大型超電導コイルでは、CERNのBEBCコイルが800MJで5700A、NALの泡箱用コイルが400MJで5000Aである。これまで核融合実験炉・実用炉用として設計されたトロイダルコイルの電流は、ほとんど6000-15000Aの間にある。そして、我々は動力炉の概念設計において34720Aという大電流を設定した。第1次予備設計実験炉用トロイダルコイルにおいては同様の検討の上25100Aに設定した。今回の設計では更に大きい上記のコイル電流とエネルギーの関係をFig. 1.1.10に示す。

大型超電導コイルの電流値を厳密に定める決定的な条件は見出されていないようであるが、次の条件によっておおよその値が設定されるものと考える。すなわち、

- (1) 複合超電導線の製造技術
- (2) 卷線作業
- (3) 安定化電流
- (4) 複合超電導線の機械的強度
- (5) パワーリードの侵入熱
- (6) 励磁時間、励磁電圧、電源容量、励磁分割数などの励磁条件
- (7) 超電導コイルがクエンチ（超電導状態に復帰しない超電導破壊）したときの熱的・電気絶縁的コイル保護の条件
- (8) ディスク数、スロット数のとり方

などである。

複合超電導線の寸法比が一定、導体電流密度が一定の場合、複合超電導線の完全安定化電流 I_s は導体電流 I との間に $I_s \propto I^{3/4}$ の関係がある。例えば、導体電流密度一定で導体電流 $I = 10000A$ を25900Aに大きくすると、安定化電流 I_s は10000Aから20416Aにしかならない。この観点からすれば、導体電流 I は小さいほうが良いことになる。しかし、本設計のようにDouble conductor方式（2重導体方式、あるいは1ターン-2導体方式）を採用すれば、運転電流を大きくした場合安定化電流もそれに伴なつて大きくすることができる。

通常の直列励磁の場合にはパワーリードによる侵入熱は電流値にほぼ比例して増加する。しかし、この本設計では励磁分割方式（第7章参照）を採用しているので、励磁電流（コイル電

流) のいかんにかかわらずパワーリードからの侵入熱合計は同じ値になる。

又、大電流方式の場合分割励磁方式では、電源個数を同一とした時の励磁電圧、コイル保護時の発生電圧を低くすることができる。逆に言うと、発生電圧の上限を決めた時に電源個数をできるだけ少くする効果が大電流方式のメリットである。ただし、安定化電流を増加させるために導体分割数を増加させると微妙な磁界の違いによる電流アンバランスが生ずる怖れがあるので、電流値をあまり大きくすることは問題があるかもしれない。結局、本設計では次のようなターン構成を設定してコイル電流 25900 A を決めた。即ち、1 スロット・1 ターン方式とすれば、

1 ディスクのターン数	28
1 D型コイルのターン数	448
全トロイダルコイルのターン数	7168

となるから、全起磁力 1.856×10^8 AT を全ターン数で除して

$$\text{コイル運転電流 } I_o = 25900 \text{ A}$$

が得られた。

1.2 導体設計

1.2.1 超電導材料の種類

現在、超電導線として製作されているものには各種あるが、マグネット等の超電導機器用材料として一応実用化の段階にあるのは、合金系では Nb-Zr, Nb-Ti およびこれを基本とした多元合金、化合物系では Nb₃Sn および V₃Ga に限られているようである。Table 1.2.1 にはこれらの臨界温度 (T_c) および臨界磁場 (H_{c2}) を示す。一般には 7 ~ 8 T 以下の磁場に対しては Nb-Ti 合金が、それ以上の磁場に対しては Nb₃Sn または V₃Ga が用いられるのが普通である。Fig. 1.2.1 は代表的な各種超電導材料の臨界電流密度 (J_c) の磁場依存性を示した。

Fig. 1.2.1 から明らかなように、Nb₃Sn, V₃Ga 等の化合物系材料は Nb-Ti, Nb-Zr などの合金系に比べ J_c がかなり高い。又、製造、取扱い、価格の面で化合物系線材は解決すべき点も多いが、T_c が高くて安定化設計上有利であることは重要である。

化合物系の Nb₃Sn と V₃Ga を比較した場合、実用化の歴史の長さ、研究、製造、使用などの実績の豊富さなどの点で、現在では Nb₃Sn の方が勝っている。また、原材料のコストの面からも Nb₃Sn の方が有利である他、Fig. 1.2.1 からも明らかのように、12 T 以下の磁場であれば Nb₃Sn の方が高い J_c を有している。以上の理由により化合物系材料としては Nb₃Sn が秀れているといえよう。

合金材料の Nb-Ti と Nb-Zr を比較した場合、製造上、特性上いずれの点でも Nb-Ti が優れていると言える。特に、60 at. % 程度の Ti を含んだものはかなり高い磁場まで高い J_c を有しており、現在の合金系材料の主流を占めている。なお、Nb-Ti に 5% 程度の Ta を添加した Ti-Nb-Ta 3 元合金系超電導材料として最高の臨界磁場 (H_{c2}) を持つものとして知られており、Fig. 1.2.1 からも明らかのように 8 T 程度の高磁場では Nb-Ti よりも高い J_c を有している。

1. 2. 2 超電導材料の選択

第2次予備設計では最大磁場が12Tより11Tに下げられたが、それでもなおNb₃Sn使用の有利な点は多いと思われる。本設計では冷却温度T_b≈4.2KのLHe浸漬冷却を用いていることもあり、Nb₃Sn線材を採用することとした。一方、高磁場領域にNb₃Sn、低磁場領域にNbTiの「ハイブリッド方式」も考えられ、第1次予備設計ではこの方式を併せて検討した。しかし、Nb₃Sn開発が進展すれば、むしろ、コスト的にも完全安定化の面でも、高磁場・低磁場領域ともNb₃Snを使用する「High-Tc」方式が有利との結論に達した。Fig.

1. 2. 2にコスト計算例を示した。第2次予備設計においても同様の理由で、High-Tc方式を用いることとする。

High-Tc方式は同一安定化電流でハイブリッド方式よりも導体寸法を小さくすることができる、ディスク構造物の割合をより多くでき、機械的強度の点で有利である。しかし、LHe不足などによる万一のクエンチに対する超電導線の保護がより困難となるが、ディスク構造物の熱容量を使うことで保護は可能である。

さらに、Nb₃Snの信頼性に現在技術では難点があるが、ハイブリッド方式でもNb₃Snを使用する以上、この点がHigh-Tc方式にのみ問題となることもないはずである。

したがって、本設計では、実験炉用トロイダルマグネット製作時点における技術的進歩を期待して、Nb₃SnのみのHigh-Tc方式を採用することとした。

1. 2. 3 超電導線構造

1. 2でも述べるよう(複合)超電導線(もしくは複合線と呼ばれる)は安定化のための銅基材(銅帯)と超電導素線が何らかの形で一体化された構造になる。さらにこの素線は安定化の観点から多数のフィラメント状超電導線と銅など常電導金属の基材から成る。いわゆる極細多芯複合超電導線(FM線)とするのが望ましい。

素線と銅帯を一体化する場合

- (1) 銅帯に素線本数だけの溝を切り、溝に沿って素線を入れたのち、圧延などにより機械的にかしめつけて埋め込む。
- (2) モノシック(複合)超電導線一銅に穴をあけたもの、または銅管などに素線要素を挿入し、全体を押し出し加工等により一体化する(熱処理は最終段階で行う)。
- (3) ソルダ方式(複合)超電導線一素線を撚線または編組線の形にし、これらを銅帯にソルダ等で接着する。

などの方法が考えられる。

本設計では第1次予備設計の時に述べたのと同様の理由で(3)ソルダ方式(複合)超電導線を用いることとした。

(3)のソルダ方式複合線は例えばFig. 1.2.3に示したような工程で製作される。所要数の素線を用いてFig. 1.2.3(a)のような撚線を作製し、これを圧延するなどして(b)に示すようなリボン状の撚線したのち、これを溝を切った銅帯に(c)のようにソルダで埋め込むことにより複合線を得る。銅帯と素線のソルダによる一体化の構成としてはFig. 1.2.4に示すような種々のものが考えられる。Fig. 1.2.4(a)は銅帯の片側面にのみ溝を切って埋め込んだものであり、(b)は両側

面に埋め込む形式、(c)は溝に埋め込んだ後に銅の蓋を設けたものである。(d)は溝を切るのではなく銅帯を芯として素線をそのまわりに巻きつけた後、ソルダで固着するものである。

これらのソルダ方式複合線の特長は

- ① 素線と銅帯を別個に製作するため、長尺線が作り易い。
- ② 素線個々にツイストが施せる。奏線同士のツイスト、トランスポーズが自由に施せる。
- ③ 素線が化合物線材の場合、化合物の生成反応熱処理が撚線の段階（銅帯と一体化する前）で行えるから、熱処理装置としては大規模なものが要らない。

等の他、後に論ずるようにトロイダルコイル特有の巻線時の変形歪や巨大な電磁力によって生じる複合線の歪などの問題に対しても有効と考えられる。

本設計では一応 Fig. 1.2.4(c)のタイプのソルダ方式複合線を採用することにし、素線はリボン状の撚線の形で埋め込むことにする。Fig. 1.2.5に本設計に用いた複合線を図示した。ソルダとしては、極低温での使用実績から Pb-30% Sn ソルダを用いる。

1.2.4 超電導素線

1.2.3項に述べたように、実験炉トロイダルコイル用超電導線としては、Nb₃Sn を芯線とするFM線を素線とし、これをリボン状撚線としたものを銅帯の溝に Pb-30% Sn ソルダで埋め込む形をとっている。FM線の径は、線材のサイズ、製作上の容易さなどの点から、0.5 mm程度が妥当と思われる。そして、このFM線には直径 22 μm の芯線 118 本がツイストピッチ 2.5 mm で置かれている。

Fig. 1.2.6には 0.5 mm 径の Nb-Ti と Nb₃Sn の FM 線の代表的な H-I 特性を示す。図中①は現在市販されている Nb-Ti FM 線 (MCA 社, H-I conductor) のメーカ保証値であり、②は三菱電機で試作した Nb₃Sn FM 線実測値を 0.5 mm 径のものに換算した値である。①、②は 3.4 節で述べる中性子照射効果を考慮に入れた値 (15% 低下) である。設計には①、②を用いる。

ディスクの各スロットに印加される磁場は 1.3 節に与えられているが、これと Fig. 1.2.6 から各スロットに納められる複合線の素線 (0.5 mm) 1 本当りの I_c を求めると、Table 1.2.2 の第 3 行のようになり、複合線当り 13,350 A の臨界電流を満足するための必要素線本数は第 4 行に示した値となる。リボン状撚線を埋め込む銅基材の溝の深さ (素線が占有するスペースの厚さ) は 1 mm 又は 2 mm とし、素線本数が少い場合には 1 mm 深さの溝に 1 本のリボン状撚線を埋め込み、素線本数が多い場合には 2 つのリボン状撚線に分けて銅基材の 2 mm 深さの溝に埋め込む。スロット No. 8 から No. 14 までの Nb₃Sn 複合線は後者の形になり、それ以外は前者の形になる。

1.2.5 完全安定化ツイスト超電導線

トロイダルマグネットのような大型装置では完全安定化方式が用いられ、超電導芯線間の結合を防ぐために 線をツイストすることは数万 A もの大電流導体においては必須であると考えられる。したがって、本設計の超電導線としては、古典的な完全安定化線ではなく、“完全安定化ツイスト複合超電導線”を採用する。超電導芯線のサイズはどうしても 50 μm 以下の極

細でなければならないということではなく、 $250\mu\text{m}$ 程度のものでも多量のCuの冷却効果の故に使用可能であろう。

線間結合をもたらさないツイスト・ピッチは次式に示す臨界長 ℓ_c の4倍よりも十分小さい場合、複合超電導線には結合は生じないと考えられている。

その臨界長 ℓ_c は

$$\ell_c = \left(\frac{2\rho J_c d}{B} \cdot \frac{d}{W+d} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \lambda^{\frac{1}{4}} \quad (\text{m})$$

で与えられる。ここで、 $\rho (\Omega\text{-m})$ ：基材の抵抗率

$J_c (\text{A}/\text{m}^2)$ ：超電導芯線の臨界電流密度

$d (\text{m})$ ： 線の直径

$W (\text{m})$ ： 線間の基材巾で、 $W/(W+d)$ は d が W とほぼ等しいときの補正係数

λ ：超電導芯線の複合超電導線に対する占積率

$B (\text{T}/\text{s})$ ：励減磁するときの磁場変動率。

3.1節で述べるように、本設計においては、 $22\mu\text{m}$ の極細線多数から成る 0.5mm 直径の極細多芯ツイスト線（これを素線と呼ぶことにする）多数本をさらにツイストまたはブレードしたものをCu基材にソルダで固定した複合超電導線が想定されている。

芯線直径 $50\mu\text{m}$ の場合のツイスト・ピッチを計算する。最大磁場部の条件が最もきびしいので、それのみ検討すれば十分である。 $J_c \approx 3 \times 10^9 \text{ A}/\text{m}^2$, $W \approx d$, $\lambda = 0.5$, $\rho = 8 \times 10^{-10} \Omega\text{-m}$ を仮定した場合、臨界長は

$$\ell_c \approx \frac{0.0061}{\sqrt{B}} \quad (\text{m})$$

になる。 12T を $t_0(\text{s})$ で励磁する場合（すなわち、 $B = 12/t_0$ ）

$$\ell_c \approx 0.018\sqrt{t_0} \quad (\text{m})$$

の関係がある。

(1) 励磁時の安定性

励磁時間を設定すると、結合を防止するツイストピッチがほぼ決まることになる。ただし、ツイスト・ピッチは複合超電導線の製作技術の点で、ある限度以下に短かくすることは難しい。さらに、ツイスト・ピッチを短かくした複合超電導線は、ピッチの長い線よりも臨界電流特性が低下するという報告もあるので、この点からもツイスト・ピッチはあまり短かくできない。

本設計における超電導素線中の芯線のツイスト・ピッチは、 3cm 程度まで余裕をもってできる。それら超電導素線をツイストまたはブレードする場合は 10cm 以上のピッチが妥当な値と考えられる。

ところで、本設計における励磁時間は5時間に設定しているが、これに対応する臨界長は $\ell_c = 0.24\text{m}$ になる。したがって、素線同士のツイスト・ピッチは $4\ell_c = 0.96\text{m}$ より十分短かい 3.0cm に設定する。

(2) ポロイダル磁場に対する安定性

本設計における複合超電導線では、トロイダルコイルの励磁時のFlux jumpは防止されて

いるといえよう。しかし、ポロイダル磁場（ポロイダルコイルによる垂直磁場、変流器による磁場、プラズマ電流による磁場）がトロイダルコイルにパルス的に印加する場合の安定性についても検討する必要がある。

トロイダルコイルに印加するポロイダル磁場は、トロイダルコイルの位置によって垂直方向、平行方向または斜め方向をもつ。まず、垂直方向ポロイダル磁場印加について考える。このポロイダル磁場は最大 0.85 T 、最小変動時間 10 sec の変動磁場である。この変動率を $\ell_c = \frac{0.0061}{\sqrt{B}}$ に代入すると、臨界長 ℓ_c は 2 cm になる。この値に対応する複合線のツイスト・ピッチは 8 cm よりも十分短かい値となるが、これは大電流導体にとって実現困難な値である。

トロイダルコイル用導体のツイスト・ピッチが 4 cm より十分長くて、ポロイダル磁場によって超電導芯線間に結合が生ずる場合、複合超電導線全部が一つの超電導体として働く。しかしポロイダル磁場の最大値 0.9 T 程度では、複合超電導線に結合があっても破局的な Flux jump は生じにくい。但し、Flux jump が全く生じないとはいはず、Flux jump が起った場合には部分的に超電導破壊を生ずる怖れがある。

ここでは、完全安定化方式を採用しているので、超電導破壊が部分的に生じても、常電導部分は伝播せずに急速に消滅し、クエンチにはいたらない。さらに、超電導芯線が励磁減磁時には結合せず、外部変動磁場に対しては結合するようになっているので、ポロイダル磁場の振巾が、ある程度以下であれば、結合なしのものよりも交流損失が小さいという特色も有している。

1.2.6 安定電流の計算式

完全安定化複合超電導線を巻線した超電導コイルでは、Flux jump や外部じょう乱 (Wire movement, 局所的・一時的 LHe 不足など) によって一時的に超電導破壊が生じても、その原因が除去されると、元の超電導状態に復帰する。ただし、超電導破壊によって発生する温度が熱暴走温度 T_h ($\sim 30\text{ K}$) を越える場合には、そのじょう乱が除去されても超電導状態には復帰しない。完全安定化の基準となる安定化電流 I_s の表式は、超電導体が Nb_3Sn と $NbTi$ とでは異なる。ここでは、 Nb_3Sn の場合についてのみ述べる。

Nb_3Sn は $B_{MAX} \leq 12\text{ T}$ のトロイダルコイルに用いられると考えられている超電導体である。 Nb_3Sn が $NbTi$ と異なる重要な点は、臨界磁界と臨界温度の高いことである。高い臨界磁界は、Nb-Ti 系合金では不可能な高磁界をもたらすことができる。一方、高い臨界磁界は安定化電流 I_s の向上をもたらすことができることを我々は実験炉用トロイダルマグネット概念設計報告書において指摘した。

Nb_3Sn の磁界 B における臨界温度 T_c は Fig. 1.2.7 に示される値をもつ。比較のために Nb-Ti の T_c も示しておく。 Nb_3Sn の T_c は、 $B_M = 12\text{ T}$ においても 12.5 K であり、 $\Delta T_c = T_c - 4.2 = 8.3\text{ K}$ となり、大きい値をもつ。この点が、Nb-Ti 系複合超電導線と異なる安定化基準を与えることになる。以下、 Nb_3Sn 複合線の安定化特性について説明する。

Nb_3Sn 複合線の電圧電流 (V-I) 特性は臨界電流 I_c の大きさに応じて、Fig. 1.2.8 に示すように、4種の States が存在する。すなわち、

(1) States 1 ($I_t \leq I_f$)

コイル電流 I が増加して I_c を越えると、Fig. 2.12 の核沸騰領域に対応して可逆的電圧が発生し、跳躍電流 I_f で電圧が跳躍する。この状態は膜沸騰熱伝達の Flux flow 状態であり、 I を下げるとき I_r で核沸騰 Flux flow 領域に復帰する(#1.2) この I_r は I_c の低下と共に低くなり、 $I_c = 0$ のとき I_{r0} になる。この I_{r0} は Nb-Ti 系合金複合線の I_s である。

ここで、

完全常電導から完全超電導へ復帰する電流

$$I_f = \sqrt{\frac{S \eta A h_f \Delta T_c}{\rho}}$$

ここで、 ρ ($\Omega \cdot m$) : 基材の抵抗率

A (m^2) : 基材の断面積

s (m) : 複合線の冷却ペリメータ

η : 複合線の冷却率

h_f ($W/m^2 \cdot K$) : 膜沸騰領域での LHe の熱伝達係数

ΔT_c (K) : $T_c - T_b$

である。

(2) State 2 ($I_c < I_f < I_t$)

I_t で電圧が跳躍したとき複合線は完全に常電導になるが、 I_f 以下で膜沸騰 Flux flow に復帰する(#3)。

(3) State 3 ($I_f \leq I_c < I_n$)

I_f よりも大きい I_c がさらに増加すると可逆的電圧の傾斜が急になり、 I_c が I_n に達すると可逆的領域がなくなる。Nb₃Sn 複合線の I_n は Nb-Ti 複合線の I_n よりもかなり大きくなる。

常電導状態の Nb₃Sn 複合線の電流を下げていくと、 I_f で急に超電導に復帰する(#4 - 7)。

(4) State 4 ($I_n \leq I_c$)

電流が I_n に達すると完全に常電導になり、 I_f 以下の電流では完全に超電導になる(#8)。

以上の V-I 特性から判断すれば、Nb₃Sn 複合線の安定化電流には

(a) $I_c < I_f$ のとき

$$I_s = I_r$$

(b) $I_c \geq I_f$ のとき

$$I_s = I_f$$

の 2 種類があることがわかる。そして、 $I_r \leq I_f$ である。

臨界電流 I_c を I_f より低くした場合の運転電流 I_0 は、 $I_0 \leq I_c < I_r$ である。他方、 I_c を I_f より高くした場合の運転電流は $I_0 \leq I_f$ にすることができる。このことから当然のことながら Nb₃Sn 複合線においては

$$I_0 \leq I_f (= I_s) \leq I_c$$

の設計をすべきである。

Nb_3Sn 複合線では、 NbTi 複合線と異なり、 h_f と ΔT_c が安定化電流を決める要素となる。 ΔT_c は Fig. 1.2.7 から計算される。膜沸騰領域における熱伝達係数 h_f は、複合線寸法、形状、表面状態や He 通路条件（長さ、巾、傾斜など）によってかなり変動するようであるが、ここでは $h_f = 1.5 \times 10^3 \text{ W/m}^2\text{-K}$ として設計した。 h_f を厳密に設定するためには、実際の寸法形状の試験モデルが必要とされよう。

1.2.7 超電導線の形状と寸法

(1) 安定化電流 I_s と臨界電流 I_c

コイル運転電流 I_0 は 25900A であるので、 I_s は I_0 より若干高い

$$I_s \approx 26500 \text{ A}$$

I_c は I_s より若干高い

$$I_c \gtrsim 26700 \text{ A}$$

と設定した。

(2) ダブルコンダクター方式

小さい断面積で所定の安定化電流 I_s を得るために、

偏平矩形断面の「2重導体（Double conductor）方式」

を採用した。その断面構成を Fig. 1.2.9 に示す。1 導体当りの厚さは 4.5 mm とした。1 導体当りの運転電流は 13250A となる。1 導体当りの I_s 、 I_c も上記の値の半分である。

(3) グレード数

磁場の低い巻線部分でも同一寸法の複合線を使用する場合、その複合線の I_c と I_s は I_0 をかなり上回ることになり、余裕のありすぎる設計になる。そこで、磁場の小さい領域に使用する複合線の寸法を小さくし、又、内部構成比を変えて、 I_s と I_c を I_0 に近づけ、コイル断面をより小さくする方法がとられている。

寸法、構成比の異なる複合超電導線のグレード数は、通常 3~4 までであり、多くのトロイダルコイル概念設計にも適用されている。原研動力炉トロイダルコイルではスロット毎に異なる寸法をとり 10 グレード数の複合線を使用する設計になっている。

この実験炉においては、ディスク片面のスロット数は 14 であり、それらスロットの印加磁場は Table 1.2.2 に示すものである。低磁場側から数えて No. 1 と 2 スロットの磁場は同じであるので、結局複合超電導線のグレード数は 13 という最適設計にした。このように複合線のグレード数を増やした場合、多種類かつ単長の短かい複合線を製作しなければならないという製造上の問題があげられるが、スロットの長さは 33~38m もあり、大電流導体として短かすぎるとはいえない。

(4) 導体寸法

1.2.6 項で述べた安定化電流の計算式と、(1)で設定した 26500A という安定化電流値から導体の寸法が決定される。計算結果は Table 1.2.2、Table 1.2.3 に示されており、導体巾は 26~42mm である。

(5) 導体電流密度

定格運転電流 25900A を 2 重導体（1 本あたり 12950A）に流したときの導体電流密度

I_{con} を Table 1.2.3 に示した。各スロットにおける値は $111 - 69 \text{ A/mm}^2$ 、平均値で 87 A/mm^2 に達する。

1.2.8 超電導線諸元

(1) 超電導線の長さ

各スロットの2重導体の長さを Tables 1.2.3 に示す。1スロット (= 1ターン) 当り $39 - 33 \text{ m}$ の長さである。1ディスク、1コイル、全コイルの2重導体の長さも同じ表に示す。2重導体の全長は 260 km であり、複合超電導線の全長はこの2倍、 520 km である。

(2) 超電導線の重量

複合線の大部分を Cu が占めているので、Cu の密度 8.9 g/cm^3 を使って複合線重量を計算すると、Tables 1.2.3 に示す値となる。1スロットに入っているその重量は、 $80 - 112 \text{ kg}$ である。1ディスク、1コイル、全コイルの複合線重量も同じ表に示す。全コイルの重量は 678 トン となり、マグネット全重量に較べて非常に小さい。

(3) スロット電流密度、ディスク電流密度、コイル平均電流密度

ディスク形超電導コイルでは次に示すような電流密度が定義されよう。すなわち、

$$(1) \text{ スロット電流密度 } i_{sn} = I_o / A_{sn}$$

$$\text{スロット断面積 } A_{sn} = W_{sn} h_s$$

$$(2) \text{ スロット平均電流密度 } i_s = N_d I_o / \sum A_{sn}$$

$$(3) \text{ ディスク電流密度 } i_{dn} = I_o / A_{dn}$$

2重導体当りのディスク断面積

$$A_{dn} = \frac{1}{2} h_d (W_{sn} + W_{tn})$$

$$(4) \text{ ディスク平均電流密度 } i_d = N_d I_o / h_d W_d$$

$$(5) \text{ コイル平均電流密度 } i_{coil} = N_{coil} I_o / h_{coil} W_{coil}$$

ここで、 W_{sn} : No. n スロットの巾

h_s : スロットの深さ

W_t : $n = 2 - 13$ のとき、両隣りの歯の平均巾

$n = 1, 14$ のとき、隣りにスロットのある歯との和

W_d : ディスクの巾

h_d : ディスクの厚さ

W_{coil} : D型コイルの巾 (θ 方向)

h_{coil} : D型コイルの厚さ (r 方向)

N_d : 1ディスクのターン数

N_{coil} : 1D型コイルのターン数

電流密度の値をやはり Table 1.2.3 にまとめた。

1.3 電磁気解析

1.3.1 トロイダル磁場

トロイダル磁場はプラズマ閉じ込めに直接影響ある要素であり、その大きさと分布はプラズマ・パラメータと関連が深い。MHD不安定性からゆくと、プラズマのベータ値と温度を一定とすれば、プラズマの密度はトロイダル磁場の自乗に比例して大きくなる。従ってプラズマ中で発生する融合エネルギー密度はトロイダル磁場の4乗に比例して大きくなる。一方、コイル中でのトロイダル磁場が高すぎるということは、超電導マグネット製作上の困難さを増すことになる。 Nb_3Sn を使用しても、4.2Kでは12Tを越すと臨界電流密度はかなり小さくなってしまう。

又、トロイダル磁場のプラズマ領域での空間リップルが大きいと、プラズマの拡散が促進されると言われており、その大きさはある程度以下に押さえておく必要がある。

以上、トロイダル磁場とその分布に対する要請として次のようなものが挙げられる。

- (1) プラズマ領域でのトロイダル磁場が大きいこと。
- (2) コイル中での最大トロイダル磁場が大きくなりすぎないこと。
- (3) プラズマ領域でのトロイダル磁場のリップルが充分小さいこと。
- (4) マグネットの外部への洩れ磁場が充分小さいこと。

これらの問題は、トロイダルマグネットの超磁力、寸法、形状、配置、コイル個数などによつて決められることになる。

本設計では7.3m×11.2mのボアを有するトロイダル状に並べられた16個の超電導コイルにより、その内部にトロイダル方向に成分を持つ強磁場が生じる。トロイダルコイル1個あたり448ターンを有し、1ターンあたり25.9kAの電流が定常時には流される。従って全コイル7168ターンのトロイダルマグネットは185.6MATの起磁力を有することになる。この185.6MATのトロイダルコイルの起磁力はプラズマ中心で、5.5Tの磁場が発生するという条件から決められた¹⁾。

この185.6MATの起磁力とプラズマ中心での5.5Tというトロイダル磁場の大きさは他の実験炉の概念設計に較べて大きく、従って電磁力も大きくなり、本設計のトロイダルマグネットが大型化する原因となっている。又、後で述べるように、蓄積磁気エネルギーも他の設計より大きくなる。実験炉設計例のトロイダル磁場の大きさはTable 1.3.1に示される。

トロイダルコイルとトロイダル磁場に関して座標系をFig. 1.3.1のようにR座標、Z座標、θ座標のように定める。トロイダル磁場はマグネット内部空間では（特にプラズマのある領域では）θ方向に向いており、その大きさは主軸からの距離Rに逆比例する。又、トロイダル磁場はトロイダルマグネットの起磁力に比例する性質を持っており、次式のようにあらわされる。ここで NI_0 はトロイダルマグネットの全磁力(AT), μ_0 は真空の透磁率, Rは主軸からの距離(m)である。

実際に電子計算機を使った磁場分布の計算法には次の方法が考えられる。

- ① 無数の線電流要素にわけて計算する方法
- ② 直線および円弧の分布電流があるとして計算する方法

ここではこれらの2つの方法と上記の近似式とを使って計算を行う。なお、コイルの寸法、形状をFig. 1.3.2に示した。

①の方法でトロイダル磁場を計算すると、Fig. 1.3.3のような分布が得られた。トロイダルマグネットの内部空間では $1/R$ に比例しており、プラズマ中心で5.5 Tの大きさになる。 $R=8\sim14\text{ m}$ 付近では θ の角度により、トロイダル磁場の大きさがかなり異なる。 B_t の大きさをFig. 1.3.4に示した。又、最大磁場は $R=3.57\text{ m}$ のコイル表面近くに存在する。その大きさはFig. 1.3.5に示すように約1.1 Tである。

プラズマ領域でのトロイダル磁界リップルは $R=8.25\text{ m}$, $Z=0.0\text{ m}$ で最大となる。

$$\delta_0 = \frac{B_t(\max) - B_t(\min)}{B_t(\max) + B_t(\min)} = \frac{4.52 - 4.48}{4.52 + 4.48} = 0.0047 \quad (0.47\%)$$

なお、トロイダル磁場リップルの空間分布をFig. 1.3.6に示す。又、 $R-\theta$ 平面におけるリップルの値をFig. 1.3.7に示す。コイルのある位置から遠ざかるにつれて、リップルは指數関数的に小さくなる。(コイル個数との関数はFig. 1.3.8)

トロイダル磁場のリップル値の上限については、例えば文献¹⁾に論じられている。これは、新古典拡散(Neoclassical)と捕促イオン拡散(trapped-ion)による熱損失に較べて、リップルにより促進される拡散が充分小さくなる時のリップルの大きさを解析している。この計算をオークリッジの実験炉(EPR)の設計にあてはめると、リップルの値の上限値としては2.5%が得られている。しかしながら、この値は、大半径6.75 m, 小半径2.25 m, 密度 $n_0 = 8 \times 10^{13} \text{ cm}^{-3}$, $T_0 = 10 \text{ KeV}$, $B_{t0} = 48 \text{ kG}$ の場合のプラズマに関する考察であり、大半径の6.75 mを除いては、本実験炉(JXFR)とプラズマ・パラメータが異なる。従って2.5%という上限値はそのままは使えないが、この程度の大きさになることが予想される。(文献²⁾によれば $\delta_0 = 0.6/N_q = 1.32\%$ が上限値。N:トロイダルコイル数, q:プラズマの安全係数)

トロイダル磁場の洩れ磁場の問題としては次の三つの項目が考えられる。

- (1) 中性粒子インジェクター、真空排気装置への影響
- (2) プラズマ観測系への影響
- (3) 人体への影響

(1), (2)については、中性粒子インジェクタ、真空排気装置、プラズマ観測系の詳細な設計が行われていないので、どの程度の大きさ以下の磁場に下げる必要があるか不明である。又、(3)についても泡箱や加速器に関連して問題されつつあるが、人体への直接的又遺伝的影響など未知の分野であり、これといった基準があるわけではない。ここではトロイダル磁場の大きさが100ガウス以下になる場所を示すことにとどめる。

- (1) 水平方向にトロイダルコイルから3.8 m離れて100ガウスになる。
- (2) 垂直方向にトロイダルコイルから1.3 m離れて100ガウスになる。

Fig. 1.3.9, 1.3.10に洩れ磁場の空間分布を示したが、コイルから遠ざかるにつれて磁場は急速に小さくなる。減衰の小さなR方向の洩れ磁場でも2.2 m程度で1桁小さくなる。むしろ強磁性体の存在や誘導電流の発生による効果の方が大きい。又、ボロイダル磁場の洩れはトロイダル磁場のそれよりも大きいと思われる。

1.3.2 トロイダルコイル上のポロイダル磁場

ポロイダル磁場は、プラズマを制御したプラズマ電流を流すために使われるもので、必要不可欠のものである。このポロイダル磁場の存在はトロイダルマグネットに対しても少なからぬ影響を与えることになる。又、トカマク型融合装置ではプラズマ電流を流すことにより加熱を行うもので、このプラズマ電流によってもポロイダル磁場が発生することになる。

J X F R の炉心プラズマは円形断面を持ち、ダイバータ・コイルや形状制御コイルは存在しない。従ってポロイダルコイルはトロイダルコイルの外側に置かれて、垂直磁場コイルと空心変流器コイルとに分けられる。結局、ポロイダル磁場は3つの成分に分けて検討する。

- (1) 垂直磁場コイルのつくる磁場
- (2) 空心変流器コイルのつくる磁場
- (3) プラズマ電流のつくる磁場

これらの磁場はパルス磁場であり、最も速いもので約10秒の時定数で変化する。（しかし、プラズマ電流の急激な消滅でもっと速い変化も考えられないことはない。）ポロイダルコイルとプラズマの電流変化パターンをFig. 1.3.1.1に示す。

J X F R のポロイダルコイル配置は文献³⁾（第1次予備設計値）に基いているとした。垂直磁場コイルは+8, -8 MAT, 空心変流器コイルは60 MAT, プラズマ電流4 MAである。最大時のポロイダル磁場分布を計算コード<MICHELIME>を用いて算出した。その計算値は文献³⁾と全く同じものが得られていることが認められており、これらの分布（Fig. 1.3.1.2～1.3.2.0）から内挿してトロイダル・コイル位置（Fig. 1.3.2.1）でポロイダル磁場の値を求めた。この値を図示したのがFig. 1.3.2.2～1.3.2.4であり、磁場の変動は大きく、その向きも一定でない。

ポロイダル磁場のトロイダルコイル上の最大値は次のようになる。

垂直磁場コイル	$B_{V,\max} = 0.58 \text{ T}$
変流器コイル	$B_{OH,\max} = 0.85 \text{ T}$
プラズマ電流	$B_{PL,\max} = 0.47 \text{ T}$

又、ポロイダル磁場のトロイダルコイル上での平均値は次のようになる。

垂直磁場コイル	$\bar{B}_V = 0.305 \text{ T}$
変流器コイル	$\bar{B}_{OH} = 0.226 \text{ T}$
プラズマ電流	$\bar{B}_{PL} = 0.178 \text{ T}$

一方、ポロイダル磁場の自乗のトロイダルコイル上での平均値は次のようになる。

垂直磁場コイル	$\bar{B}_V^2 = 0.101 \text{ T}^2$
変流器コイル	$\bar{B}_{OH}^2 = 0.0777 \text{ T}^2$
プラズマ電流	$\bar{B}_{PL}^2 = 0.0459 \text{ T}^2$

これらの値は電磁力解析や応力解析に用いられる。

ここでポロイダル磁場がトロイダルマグネットに対してひきおこす問題としては次のようなものがある。

- (1) 涡電流の発生と熱負荷の問題
- (2) 超電導安定性の問題

(3) 電磁力(倒し方)の問題

これらの問題は超電導線、超電導ディスク、コイル間支持構造物の適切な設計を行うことにより、解決することが可能である。更に、本設計では用いていないが、これらの問題を積極的に解消する方法として次のようなものが考えられる。

(1) 磁気シールドの設置

(2) トロイダルコイルの内側空間にもポロイダルコイル

コイルを置き、トロイダルコイル上でのポロイダル磁場が相互にキャンセルして小さくなる様にする。

(1)の方法はANLのEPRで採用されており、(2)の方法はORNLやGAのEPRで採用されている。このためトロイダルコイル上でのポロイダル磁場は相対的に小さくなっている。例えばGAのEPRでは形状制御コイルがキャンセルコイルの役割を果しており、トロイダルコイル上のポロイダル磁場はかなり小さい。変流器コイルによる磁場で0.001~0.06Tであり、形状制御コイルによる磁場で0.01~0.03T程度しかない。一方、ANLのEPR²⁾では0.4~1.2T程度のポロイダル磁場を生じるが、アルミニウムの磁気シールドによってポロイダル磁場の効果を小さくできる。

1.3.3 トロイダル磁場による電磁力

等間隔にトーラス状に配置されたトロイダルのつくる磁場は1.3.1項でも述べたように、θ方向を向いている。従って、トロイダル磁場によるトロイダルコイルの電磁力はコイル面内の力になり、そしてこの力はコイルを拡張させようとする方向の力である。この拡張させようとする力のスカラー和を拡張力と呼ぶ。又、トロイダル磁場はRに逆比例して小さくなっていくから、コイルに働く電磁力のベクトル和はコイル全体で中心軸方向に向いている。この力を向心力と呼ぶことにする。

トロイダルコイルの個数が充分多く、トロイダル磁場のコイル外への洩れが充分小さいとすれば、電磁力は次の様に近似的に計算することができる。

$$\begin{aligned} f(R, Z) &= B_t(R, Z) \times J(R, Z) \\ &= \frac{\mu_0 N}{2\pi r} I(R, Z) \times J(R, Z) \end{aligned}$$

ここで、 $f(R, Z)$ ：単位体積あたりの電磁力。

$B_t(R, Z)$ ：トロイダル磁場

$J(R, Z)$ ：トロイダルコイル電流密度。

$J(R, Z)$ ：(R, Z)点を内側にしてループをつくるトロイダル電流。

次に、拡張力 F_r 及び向心力 F_R は、円形の線電流のトロイダルコイルで近似すれば、次の式で表わされる。

$$\begin{aligned} F_r &= \frac{1}{2} \mu_0 \frac{(NI_0)^2}{N} \frac{r_0}{\sqrt{R_0^2 - r_0^2}} \\ F_R &= \frac{1}{2} \mu_0 \frac{(NI_0)^2}{N} \left(1 - \frac{R_0}{\sqrt{R_0^2 - r_0^2}} \right) \end{aligned}$$

ここで、 R_0 ：主軸からコイル中心までの距離。

r_0 ：コイルの半径。

$R_0 = 8.48\text{ m}$, $r_0 = 5.38\text{ m}$ とすれば, $F_r = 113,000\text{ トン/コイル}$, $F_R = 40,600\text{ トン/コイル}$ となる。円形コイルでは高磁界側にあるコイルの長さはD型コイルに較べて短いので、これらの値は実際よりもやや小さい。

円形でないコイルについてはコイルを微小電流要素に分割して、ピオ・サバールの法則を適用して、その合計をとることによって計算される。この計算において、トロイダルコイルを $31 \times 3 = 93$ のエレメントに分割して (Fig. 1.3.21), 各エレメントにおける電磁力を算出した。計算結果は Fig. 1.3.25 に示す。Rの小さい領域では電磁力が大きい傾向がはっきりわかる。このことからトロイダルコイル形状としては Constant tension D型コイルが適当であることがわかる。

1.3.1項でも述べたように、JXFRTロイダルマグネット起磁力は大きく、大きな電磁力が働くことになる。JXFRTロイダルマグネットの向心力と拡張力は次のような大きさになる。

$$\text{向心力} = 54,000\text{ トン/コイル} = 864,000\text{ トン/16コイル}$$

$$\text{拡張力} = 139,000\text{ トン/コイル} = 2,224,000\text{ トン/16コイル}$$

ここで、内側の直線部分に働く電磁力は $52,000\text{ トン/コイル}$ であり、コイルの向心力 $54,000\text{ トン/コイル}$ にほぼ等しい。例えばこの向心力を GA-EPR の $11,800\text{ トン/コイル}$ ³⁾ と較べると 4.6 倍にもなる。

1.3.4 ポロイダル磁場による電磁力

1.3.2項で述べたようなポロイダル磁場の存在により、トロイダルコイルに電磁力が生じる。ここでポロイダル磁場は必ずトロイダルコイル面内の磁場であり、 $R-\theta$ 平面 (Mid-plane) に関して上下対称 (但し、R成分の符号は逆) であるから、電磁力は次のような性質を持つことになる。

- ① 電磁力はパルス的な力で、時間の変化とともに向きや大きさが変化する。
- ② トロイダルコイル平面と垂直な方向に働く力である。いわゆる Out-of-plane である。
- ③ 中心平面に関して上下対称で反対向きの電磁力が生じ、ディスク全体としては R 軸における回転力となる。

ポロイダル磁場によって生じる電磁力は、垂直磁場コイルによるもの、変流器コイルによるもの、プラズマ電流によるものの3つにわけて、1.3.2項の結果に基づき、Fig. 1.3.21 の各エレメントについて計算を行った。Figs. 1.3.22~1.3.24 で与えられる磁場とトロイダルコイルの電流のベクトル積をとることにより各エレメントにおける電磁力が計算される。すなわち、

$$\vec{F}_{rot} = \vec{B}_p \times \vec{J}$$

ここで \vec{F}_{rot} : 単位体積あたりの電磁力

\vec{B}_p : ポロイダル磁界

\vec{J} : 電流密度のベクトル

こうして計算された結果を Figs. 1.3.2 6~1.3.2 8 に示す。垂直磁場コイルによる磁場は平均して大きく、その向きも揃っているので、発生する回転モーメントも大きい。なお、各部分の電磁力が持つ R 軸に関する回転モーメントの大きさを Figs. 1.3.2 9~1.3.3 1 に示した。垂直磁場は他のポロイダル磁場に較べて最も影響が大きい。これに対して変流器コイルの電流は +60 MAT から -60 MAT に両振りする。従って、電磁力と回転モーメントは運転サイクルの最初と最後では、大きさが同じで向きが反対になる。又、プラズマ電流のつくる磁場によって働く力は垂直磁場コイルのつくる磁場によって働く力と反対方向となる領域が多い。

ポロイダル磁場がトロイダルコイルに働く力は R 軸を中心とした回転モーメントの大きさで表わすことができる。一様な垂直磁場中における円形のトロイダルコイルに生じる回転モーメントは次のように計算される。

$$M = \int F_{rot} \times Z dV \approx \pi r_0^2 I_0 B_v$$

ここで B_v は一様な垂直磁場の大きさ。

例えば $r_0 = 5.38 \text{ m}$, $I_0 = 11.6 \text{ MA}$, $B_v = 0.305 \text{ T}$ とすれば, $M = 3.23 \times 10^8 (\text{N} \cdot \text{m}) = 3.29 \times 10^7 \text{ kg} \cdot \text{m}$ 。

実際に Figs. 1.3.2 9~1.3.3 1 の値を各エレメントについて合計して、次のような回転モーメントの値を得た。

$$M(\text{Vertical}) = 1.64 \times 10^7 \text{ kg} \cdot \text{m}$$

$$M(\text{OH coil}) = \pm 7.55 \times 10^5 \text{ kg} \cdot \text{m}$$

$$M(\text{Plasma}) = -3.64 \times 10^6 \text{ kg} \cdot \text{m}$$

のことから、プラズマ電流の消滅の可能性をも考えあわせて、回転モーメントの最大値は次のようなになる。

$$M(\text{max}) = 1.72 \times 10^7 \text{ kg} \cdot \text{m}$$

なお、この回転モーメントの値を $M = \pi r_0^2 I_0 B_v$ の式に対応させると、 $B_v(\text{effective}) = 0.159 \text{ T}$ に相当することがわかる。 $1.72 \times 10^7 \text{ kg} \cdot \text{m}$ の大きな回転モーメントに耐えるためには、かなり大きな支持構造が必要とされる。このような大きな回転モーメントを軽減するためには 1.3.2 項に述べたような方法でポロイダル磁場を小さくしなければならない。

トロイダルコイルの一部がフェイルした場合、ポロイダル磁場と同様に、ディスク面と垂直な方向の電磁力が生じる。しかし、本設計では各コイルのディスク毎に結線する方式をとっているので、コイルの一部がフェイルしてもコイル間の電磁力は生じない。

1.3.5 インダクタンスと磁場エネルギー

既に述べたように、トロイダルマグネットは高磁場大型マグネットであるので、大きな磁場蓄積エネルギーを有する。最大磁場 11 T で約 $4,000 \text{ m}^3$ の内容積を持つマグネットであるので、現在までに建設された超電導マグネットと較べはるかに大型のものである。しかも、他の実験炉の設計と較べても大型のものになることが予想される。例えば、GA-EPR では低磁界型のマグネットを使っているし、ORNL-EPR ではマグネットをコンパクトにつくっている。ANL-EPR は GA-EPR と ORNL-EPR の中間に位置するものである。なお、ANL-EPR では大電流化することによりインダクタンスを小さくしている。

インダクタンスと蓄積磁場エネルギーの間には次式のような関係がある。

$$L = \frac{2E}{I^2}$$

従ってインダクタンス L か蓄積磁場エネルギー E のどちらかを計算すれば、他方は容易に計算することができる。ここでは 2 つの方法を用いて行った。

① トロイダルコイル電流を無数の微小線電流要素に分割し、これらのインダクタンスを計算し合計する方法。

② 1.3.1 節で計算した磁界エネルギーを空間積分して蓄積磁場エネルギーを計算する方法。

① の方法で計算した結果、インダクタンスは 150 Henry となった。1 ターンあたりの電流値は 2.5.9 kA であるから、蓄積磁場エネルギーは 50.3 GJ となる。一方、② の方法では、次式を用いてまず蓄積エネルギーを計算した。

$$E = \int \frac{B^2}{2\mu_0} dV$$

計算の結果 $E = 46.8 \text{ GJ}$ となり、逆にインダクタンスを計算すると、140 Henry になる。

本来① の方法と② の方法では計算結果が一致しなければならないが、ここでは 10 % 程度の差異が生じている。設計値としては安全サイドを考えて大きい方の値をとる。即ち、インダクタンスは 150 Henry、蓄積磁場エネルギーは 50.3 GJ である。

この計算結果を他の実験炉設計と較べれば、エネルギーで 2 倍以上あり、インダクタンスも GA-EPR を除けば他のどれよりも大きい (Table 1.3.1 を参照)。本設計の超電導マグネットが他の EPR 設計例に較べ、非常に大型になっていることが明らかである。

又、後述するように励磁及びコイル保護の観点からインダクタンスは小さい方が望ましく、この点では大電流方式が有利である。

1.4 構造設計と応力解析

1.4.1 荷重条件

トロイダルマグネットに作用する電磁力は主として

- (1) トロイダル磁場とトロイダル電流による相互作用力
 - (2) ポロイダル磁場とトロイダル電流による相互作用力
- があり、またマグネット構造に作用する力としてはさらに
- (3) 熱 応 力
 - (4) 自 重
 - (5) 地 震 力

を考慮して設計する必要がある。

(1) の力はトロイダル磁場 B_t とコイル電流 I の積として、各コイルの径方向力として作用する。トロイダル磁場は炉の主軸からの距離 R に逆比例しており、トロイダルコイルの直線部のプラズマ側で最大値をとる。従って合成力としては、トロイダルコイルの拡張力と主軸方向への向心力とに分けて考えられる。

トロイダルコイルを Constant tension D型形状にすることにより最大応力値を小さくできる。Constant tension D型は J. File 等によって提案され、その後改良が加えられたものである。

今回の設計では、拡張力 $139 \times 10^6 \text{ kg}$ / コイル、向心力に対する支持はトロイダルの直線部が楔状となっており、16個のコイル間の張り合いで拡張力の支持は、コイル導体が前述の通りディスク構造物の中にうめ込まれており、電磁力が導体からディスク構造物へと伝達されることによって行われる。

次にボロイダル磁場とトロイダルコイル電流との相互作用によって、ディスク平面に垂直な向きを持った力がトロイダルコイルに作用する。この力はトロイダルコイルの水平面 (R=0 平面) の上部と下部とで正反対な向きをもつ。その結果、トロイダルコイルを R 軸のまわりに回転させるようなモーメントとして作用する。この作用力の特徴は、前述したトロイダルコイル自身の定常的な電磁力とは対照的に運転モードに従ってくり返し作用することである。実験炉では 180 sec のサイクルタイムであり、年間約 1.75×10^5 サイクルになる。したがって疲労の問題を考慮する必要がある。この作用力(すなわち、倒し方)をトロイダルコイルに生じさせる磁場は変流器コイル磁場、垂直磁場およびプラズマ電流のつくる磁場であるが、ここでは変流器コイル磁場と垂直磁場の和をとって解析することとした。この場合に倒し力が最大となる。

コイル構造と支持構造における内部発熱がなければ、通常運転時にはほぼ一様な温度分布をとるようになっている。従って、通常、熱応力は小さいと考えられる。温度の不均一さが生じる原因としては、

- ① 初期冷却中
- ② 涡電流による構造物内発熱
- ③ クエンチによる発熱

が考えられるが①は電磁力作用時でないため、冷却設計配慮することにより解決できる。②は渦電流の発熱の項 (8.2節) で述べる通り、局部温度上昇としてはあまり大きくならない。③の問題は事故時以外では除外して考えてよいと思われる。完全安定化の設計では、常電導状態となりジュール発熱が生じたとしても、充分な冷却が行われ、超電導状態に復帰するようになっているからである。

地震力は鉛直・水平方向とも 0.3 G の震度で作用するものとして構造解析を行った (第4章)。なお、構造解析には次の計算コードを使用した。

- (1) PLAN ディスク構造物の応力解析
- 2 次元有限要素法を利用した構造解析プログラム (三菱開発プログラム)
- (2) NASTRAN トロイダルマグネット支持構造解析
- 3 次元構造解析汎用プログラム (NASA開発プログラム)

1.4.2 全体構造

マグネット全体構造を Fig. 1.4.1 に示した。超電導線はディスク両面の各スロットに置かれる。ディスクは D型をしており、16枚重ねられて1つのヘリウム槽に収納される (Fig.

1.4.2)。そして、これらの全体が真空槽に包まれ、真空槽とヘリウム槽の間にはヘリウム・ペーパー・シールド、熱絶縁材(スーパーインシュレーション)が置かれて熱侵入を極力小さく抑えている。コイルを重力支持するための架台は1コイルに2カ所設けられており、D型ディスクとヘリウム槽の1体物を直接支持している。コイルとコイルの間には6本の支持梁が置かれて、電磁力(特にポロイダル磁場による倒し力)に対する支持となっている(Fig.1.4.3)。そしてD型コイルの直線部付近は 状となって向心力支持するような構造となっている。

1.4.3 ディスク構造

(1) ディスク構造の選択

1.1節でも述べたように、大電磁力を補強テープのみで支持することは困難である。これはコイル内で全く曲げ応力が発生しないような構造をつくることは現実的には不可能だからである。従って何らかの方法で構造強度を増す方法をとらなければならない。巻線の外側を補強ガーダで支持する方法は、従来からレーストラック形コイルや 形コイルにしばしば使われた方法である。本設計のような高エネルギー型コイルの外側補強ガーダは、例えばFig.1.4.4に示すように、非常に厚いものであり、さらに、巻線の各部分に働く電磁力が集積した状態で巻線外側部分に加わるため、その部分での圧縮応力が複合超電導線を構成する超電導体や安定化基材、あるいは絶縁物の降伏応力以上になってしまいうという2つの欠点が外側ガーダ支持方式にある。

この外側ガーダ方式の欠点を除去する方法として、巻線を径方向にいくつか分割して、それぞれの巻線をガーダで保持する方法(内部ガーダ支持方式と呼ぶことができよう)が考えられる。

巻線を径方向にn分割してn個のガーダで支持した場合の内部ガーダ支持方式におけるNo. Kガーダの最大応力 σ_K はFig.1.4.5(a)の簡単なモデルで計算すると、

$$\sigma_K = \frac{6 p_K \rho_K}{\pi h_K^2} \quad (1.4.1)$$

で示される。ここで、 p_K (kg/cm)：単位長さのNo. K巻線の電磁力

ρ_K (cm) : 中心点からNo. Kガーダ中央までの距離

h_K (cm) : No. Kガーダの厚さ。

ところで、高強度金属ディスクにスロットを切って、超電導線をそのスロットに固定し、そのディスクを積み重ねてD型コイルを構成する方法、いわゆる“ディスク支持方式”がある。このディスク支持方式の概念図をFig.1.4.6(a)に示す。この方式におけるディスク内の最大応力 σ はFig.1.4.5(b)のモデルを使って計算すると、(1.4.1)式と類似の

$$\sigma = \frac{6 p \rho}{\pi h^2} \quad (1.4.2)$$

になる。ここで、 p (kg/cm)：単位長さ当たりの全巻線の電磁力

ρ (cm) : 中心からディスク構造物中央までの距離

h (cm) : ディスク構造物の厚さ。

内部ガーダ支持方式とディスク支持方式との比較を行ってみる。電磁力については $p = n p_K$, 構造物の半径については近似的に $\rho = \rho_K$ が成立するとみなしてよく、また、構造物の厚さについてほぼ $h = n h_K$ が成立すると仮定すれば、

$$\sigma_K / \sigma = n \quad (1.4.3)$$

の関係が得られる。すなわち、ディスク支持方式のほうが内部ガーダ方式よりも $1/n$ の応力が構造物にかかるだけである。このような理由で、本設計では、コイル巻線支持方式として“ディスク支持方式”を採用した。

(2) ディスク数、寸法、構成

トロイダルコイルを構成する個々のD型コイルの巻線部分の断面寸法は Fig. 1.4.2 に示すように、0方向巾 920 mm, 径方向巾は直線部で 940 mm, 円弧部で 1300 mm である。コイル製作・組立上の問題も考慮して、5.6 mm 厚さの超電導ディスク 16 枚および 1 mm 厚さの絶縁物 17 枚で D型コイルを構成することにした。超電導線を入れるスロット数は、ディスクの片面に 14, 両面合せて 28 とした。ディスクの断面図を Fig. 1.4.6 (b) に示す。スロット巾に対応して高磁場側で広くなる。スロット巾 30~46 mm, ディスクの歯の巾は、28 mm である。

ディスクのスロット間には He 通路を設けており、スロット内で発生した He バルブを He 通路へと追い出すことにより、スロット内にバブルがとどまることによる安定化の低下を防いでいる。ディスク、He 通路、超電導線（2重導体）の構成を Fig. 1.4.7 に示した。同一スロット中の 2重導体をトロイダル磁場の方向に並べているのは、この配列のほうがポロイダル磁場の方向に並べるよりも、次の利点をもつからである。すなわち、

- (1) 各導体の長さが同一となり、電流アンバランスが生じにくい。
- (2) 導体のフラット面が垂直になっているので、LHe による冷却特性が良い。

ただ、導体をエッチ・ワイヤに曲げなければならないということが欠点のように見えるが、ソルダ方式を用いることにより解決されるので、問題にはならないであろう。

(3) ディスク材料

トロイダルコイルにおいては電磁力による高い応力に対する支持構造材料の選択は極めて重要である。本設計では第2章で述べたようにディスク方式の電磁力支持を採用している。ディスクには最大約 40 kg/mm^2 の応力がかかるが、このディスク用の材料に要求される性質としては、

- (1) 極低温で機械的強度が高く、十分な韌性を有すること、
 - (2) 溶接接合部の強度低下が少ないこと、
 - (3) 強磁場の影響が少ないこと（透磁性が低い）、
 - (4) 弹性率が高く、一定応力に対する歪が小さいこと、
 - (5) 低温での電気抵抗が高く、ポロイダル磁場によって生ずる渦電流損が小さいこと、
- などである。

低温用構造材として優れた性質をもつとされるオーステナイト系ステンレス鋼、チタン合金、アルミニウム合金などについて比較検討し、オーステナイト系ステンレス鋼 SuS 310 S を選定した。

オーステナイト系ステンレス鋼は低温脆性を起こさず、溶接性に優れ、熱伝導率が小さいなどの理由によって古くから低温用材料として使用されている。Table 1.4.1 には各種オーステナイト系ステンレス鋼の各温度における機械的特性値を示した。

先ず機械的強度では、引張強度よりも耐力で比較するのが妥当と考えられる。すなわち、ディスク材料で予想される約 30 kg/mm^2 の応力が、材料の耐力または降伏応力より十分小さい必要がある。この意味から、Table 1.4.1 の中では SUS 310S が極低温における耐力が 80 kg/mm^2 を越え最も優れているといえる。この点 18Cr-8Ni を主体とした SUS 304, 304L (極低炭素濃度), 321 (Ti 入り) では若干耐力が不足するため使用は望ましくない。また、SUS 316 (Mo 入り) もかなり高い耐力を有しており SUS 310S に次いで有力な材料である。

Fig. 1.4.8 は各種ステンレス鋼の切欠き引張強度とその丸棒強度との比の温度変化を示したものである。切欠き強度比は 4.2 K ではいずれも室温よりも減少しているが、SUS 310S は最も減少率が小さく優れている。SUS 304 は 4.2 K で 1 以下になっており、低温での脆化が大きく構造材としての使用には注意が必要である。

Fig. 1.4.9 はアーチ溶接された試料の溶接材料を示す。溶接の際の残留応力や炭化物の析出は溶接後の熱処理によって除去できるが、ディスクのような大型構造物では熱処理が困難であり溶接されたままの状態で用いられるため、溶接部の強度は重要である。SUS 304 では熱処理により強度は回復するが、溶接されたままの強度は極めて大きなバラツキを示し、使用上問題がある。SUS 310S は溶接されたままでも強度のバラツキが小さく、しかも母材強度に比べてそれほど大きな低下は見られない。

以上のようにオーステナイト系ステンレス鋼の中では SUS 310S が種々の点が優れていることが判る。Table 1.4.1 によれば、弾性率と電気抵抗において SUS 310S が最も高いことなどを考え合わせれば、ディスク材料として SUS 310S が極めて望ましいと言える。SUS 310S は Ni を 20% 含んでいるため、オーステナイト組織の安定性が良く、塑性変形を受けてもマルテンサイト変態を生じないことが確かめられており、ディスク材料のような高応力構造材料として最も適している。

1.4.4 ディスクの応力解析

(1) ディスク平面内の応力解析

ディスクに作用する電磁力のうち最も大きなものはディスク平面内での小半径方向拡張力である。1.3.3 項に述べたように、1 コイルあたり 14 万トンという巨大な拡張力がコイル導体に発生する。この結果、ステンレス鋼ディスクに歪が生じることになり、拡張力はディスクの変形によって生じる内部応力とつり合う。一方、ディスク平面内に生じる電磁力のベクトル和は向心力となるが、これはコイル外部からの支持反力とつり合う。しかし、16 コイル全体に働く力としてはつり合っている点で重力などと異なり、マグネット内部の低温支持構造物によって電磁力支持が可能である。向心力の支持は D 型直線部のくさび作用で行われる。

D 型形状としては (タイプ L) と (タイプ N) の 2 種類について応力解析を行った (Fig. 1.4.10)。トロイダルコイルの電磁力による応力解析のモデルは、Fig. 1.4.11 に示すように、上下対称性に基づき上半分のみについてつくればよい。コイルの本体部分では厚さ方向に

5分割し円周方向に41分割している。番号①～205のエレメントに1.3.3節に述べた電磁力が作用する。①～⑯のエレメントはくさび状となってθ方向に1体のリングを形成しているので、コイルはR方向に弹性支持される。

ここでR方向の弹性係数は近似的に次式で計算される。

$$K = \frac{2\pi AEf}{RN}$$

ここで、A：くさびまたはシリンド、リングの断面積

f：構造材のスペース・ファクター

R：くさびまたはシリンド、リングの平均半径

E：くさびまたはシリンド、リングの材料のヤング率

N：コイルの数

これによって、くさびの部分は $K=1.28 \times 10^{10} \text{ kg/mm}$ となる。応力分布解析は2次元有限要素法の計算コードPLANを使用した。構造材のスペースファクターは0.7である。計算結果はFig. 1.4.1.2, Fig. 1.4.1.3に示すとおりである。最大応力値は 28.8 kg/mm^2 (タイプW), 35.1 kg/mm^2 (タイプN) となった。Fig. 1.4.1.3に示すように応力分布は均一分布からかなりずれている。最大応力と平均応力 (18 kg/mm^2)との比は約1.6(タイプWの場合)である。Fig. 1.4.1.4はディスク形状の変形状態を示す。ただし、変位は20倍に拡大している。ディスクの最大変位は約8mmである。

現行の規格、たとえばJIS第1種圧力容器構造規格では、常温・高温では引張力の $1/4$ 以下を許容応力としているので低温においても同様に適用してみれば、SUS310Sの4.2Kでの引張強さを 133 kg/mm^2 として 33.3 kg/mm^2 が許容応力となる。

電磁力によるディスクの応力には、この拡張力(ディスク面内の電磁力)によるもの他に倒し力によるものがある。従って、上記の最大応力に倒し力による応力が重畠されて、さらに大きい値となる。このことは1.4.6項において述べられている。

(2) ディスク断面における応力解析

動力炉用トロイダルマグネットの設計では、D型ディスクを円筒とみなしてディスク断面のスロット・歯構造物の応力解析を計算コードを使って行った。この応力解析で得られた最大応力値と、電磁力を最も薄い部分の断面積で割った値とがほぼ一致することが認められた。

この関係を実験炉用トロイダルマグネットに適用すると、ステンレス鋼のディスクのスロット付近の最大応力は 1.9 kg/mm^2 程度であり、多少の応力集中があったとしても特に問題にはならないと考えられる。

1.4.5 向心力の支持

前述したごとく、トロイダルコイルにはトロイダル磁界とトロイダル電流の相互作用の結果として、大きな向心力が作用する。この向心力 F_c は本設計では $5.4 \times 10^7 \text{ kg/コイル}$ 、マグネット全体で $0.864 \times 10^9 \text{ kg}$ である。この向心力に対する支持として次の3つが考えられる。すなわち、① 変形D型トロイダルコイルの直線部をくさび型とし、隣接するコイル構造材を密に接合し、互の張り合い力で支持する。② トロイダルコイルの内側に支持シリンドを設置

し、向心力の一部を負担させる。③ 支持シリンダの内側でボロイダルコイル群の間隙に支持リングを設け、ボロイダルの支持機能を一部兼ねる。結局、本設計では①の楔状構造物の張り合い力で支持することとした。ここで、コイルを精度よく対称に配置することが必要である。この目的のために、電気絶縁性のキーをFig. 1.4.15に示すように使用する。支持シリンダないしは支持リングが設置されれば、コイル配置精度を上げることに効果があるであろう。

くさび部分では向心力 F_c は接触面に垂直な作用力 P の半径方向成分の合力とつり合う。

Fig. 1.4.16 (a)のごとく P , F_c , a を取ると

$$P = \frac{F_c}{2 \sin a}$$

となり、 $P = 1.38 \times 10^8 \text{ kg}$ となる。くさび部の接触面積は約 8.2 m^2 であるので、平均面圧は 16.7 kg/mm^2 となっている。くさび部分の圧縮応力の最大値は一様外圧下の厚肉円筒の近似式を用いて概算することができる。

$$a = \frac{2 P_0 b^2}{b^2 - a^2}$$

上式で、 P_0 は相当外圧、 b は外半径、 a は内半径である。 $P_0 = 4.55 \text{ kg/mm}^2$, $b = 3.58 \text{ m}$, $a = 2.6 \text{ m}$ として σ を算出する。計算の結果、 $\sigma = 19.3 \text{ kg/mm}^2$ が得られた。

これらの数値は概算値であるが、超電導ディスクに生じる応力値よりも小さく、許容値以下である。1つのコイルは16枚のディスクから成り、1つのディスクには $1/16$ の力が作用する。このディスク間のずれを防止し、各ディスクからくさびへの力の伝達を確実にするために、Fig. 1.4.16 (b)に示すように各ディスクは厚さ方向に1部分をずらした構造としている。

1.4.6 ボロイダル磁界による倒し力の支持

変流器コイル、垂直磁界コイルおよびプラズマ電流によるボロイダル電流との相互作用によって発生する電磁力は θ 方向（トロイダルコイル面に対して垂直な方向）で R 軸をはさんで上下で逆方向に作用する。従ってトロイダルコイルには R 軸のまわりに回転させるようなモーメントが作用する。その大きさは最大 $1.72 \times 10^7 \text{ kg-m}/\text{コイル}$ である。これを支持するために隣接するコイルの側面を連結する梁部材を設けラーメン構造としている。

この梁の所要全断面積は約 $3 \text{ m}^2/\text{coil}$ にも達するので、常温部分で支持すると伝導による侵入熱量は、 N_2 シールドを設けたとしても

$$Q_c = \frac{a}{\ell} \int_{4.2}^{78} d(T) dT \sim 19.2 \text{ KW/coil} \quad (1.47)$$

となり、クライオスタッフを構成することはできない。したがって、コイル間を接続する支持梁は He 温度に維持し、その周りを、クライオスタッフ本体の真空断熱と同様に、スーパーインシュレーションと He ベーパーシールドで断熱する。

また、支持梁とコイル側面との間を電気的に絶縁することによって、16個のトロイダルコイン系が電気的なループを形成することを妨げる。この絶縁物としては、F. R. P. を用いる。

接続部の構造は、Fig. 1.4.17に示すように真空槽はペローズとし、まず隣り合ったコイル間の相対応する中空支持梁を溶接し、切欠き部を利用して内部にある超電導線のリードを接続

し、切欠き部に蓋を溶接し、スーパーインシュレーションを施工し、ペローズの両端に設けたフランジを密着させることにより形成する。

トロイダルコイルのディスク構造物がこの梁部材によって支持された場合、ディスク面に垂直方向に作用する倒し力によってコイルに曲げ応力が作用することになる。このコイルを近似的に等分布の横荷重を受ける両端固定の梁と考えると、最大曲げ応力はその固定端で発生し、Wを分布荷重、 ℓ をスパン長、Zを断面係数とすると

$$\theta_{\max} = \frac{W\ell^2}{12Z} \quad (1.4.8)$$

$$\text{になる。ここで, } Z = \frac{1}{6}bh^2 \quad (1.4.9)$$

h : コイル厚さ

b : コイル巾（倒し方に垂直な面の巾）

トロイダルコイルの寸法は決っているので、荷重Wが大きい所では、スパン ℓ を小さく取る必要がある。今 $\theta_{\max} \leq 5 \times 10^6 \text{ kg/m}^2$ とするためには $Z=0.2 \text{ m}^3$ 、 $W=1 \times 10^6 \text{ kg/m}$ では $\ell \leq 3.7 \text{ m}$ になる。したがって、荷重の大きな所ではコイルのスパン長が 3 m 以下になるように支持梁の位置を決めた。

総合的な構造解析は前述したNASTRANを使用して行った。Fig. 1.4.18に構造解析モデル図を示す。構造モデルは 16 個のトロイダルコイルリングとその 部結合リング、梁構造リングおよび支持脚部からなっている。

倒し力のみが作用した場合の各節点における荷重条件を Fig. 1.4.19 に示す。この値は 1.3 節の計算結果に基づいて与えられた。この倒し力のみ荷重条件での θ 方向への各節点の変位を Figs. 1.4.20, 1.4.21 に示す。 θ 方向への最大変位は節点 11 における 22.1 mm である。また、この荷重条件によって生じる応力分布を Fig. 1.4.22 に示す。支持梁の設けられた付近での構造材の応力が大きい。最大応力値は要素 111において生じる 19.9 kg/mm^2 である。

倒し力と同時にディスクには拡張力が働く。この時の各接点の変位状態を Figs. 1.4.23, 1.4.24 に示す。倒し方と拡張力が同時に印加した時に生じる応力は、それぞれの力が働いた時に生ずる応力が重畠されたものになる。Table 1.4.2 に示すように、重畠された応力の最大値は 41.1 kg/mm^2 になる。Table 1.4.2 における拡張力のみによる応力分布は 1.4.4 項に述べた応力分布と本来一致すべきものであるが、計算モデルや計算法の相異により Table 1.4.2 の方が大きい値をとる。この 2 つの方法には一長一短があるが、ここでは安全側に見て Table 1.4.3 の値を示した。

このように大きな値となった原因としては、まず倒し力による応力値がかなり大きいことが挙げられる。その対策としてはクロスピームなどを用いて倒し力による応力値を緩和することが有效であると思われる。次に、倒し力による応力値が下げられたとしても、拡張力による応力値自体がかなり大きいことが問題である。この問題の対策については 1.4.9 項の考察に述べる。

なお、計算法や計算モデルの検討を今後も行う必要があろう。本解析では弾性解析を行っているが、高応力下では非線形効果を考慮しなければならない。さらに、応力集中部分のより詳細な検討も必要となる。

1. 4. 7 自重支持構造

トロイダルコイル一基当りの重量は、真空槽を別として、約300トンに達する。この重量を真空槽から掘り下げるこことによって常温部から支えることは、真空槽自体の剛性を十分に高くする空間的な余裕がないこと熱絶縁のためのスーパーインシュレーション(SI)は強度的に弱く、剪断力の伝達構造物としては不適当であることをながら不可能であろう。したがって、コイルの重量を真空槽にかけることなく常温部から支える構造でなければならない。また、コイルのR軸上最大距離はR~13mであるから、300Kから4.2Kまで冷却すると(熱収縮率は約0.3%であるから)、

$$\Delta \ell = R \int_{4.2}^{300} \beta(T) dT = 39 \text{ mm} \quad (1.4.10)$$

$\beta(T)$: 热収縮率

の移動をする。したがって、自重支持構造は以上の2条件を満足するものでなければならない。

以上のこと考慮して、Fig. 1.4.25に示す自重支持構造を採用する。基礎に乗せられた架台(これは組立・解体のため主軸を中心として径方向に移動できるようになっている)に固定された高温側ピンとコイル側面に固定された低温側ピンに、ピンを中心として回転可能なレバーが接続している。(ピン・レバー方式)ピンの直径dと長さℓは、一端固定の円形はりで近似した

$$\theta_{\max} = \frac{32}{\pi} \frac{W \cdot \ell}{d^3} \quad (1.4.11)$$

の関係式によって決定される。

地震の際の衝撃を考慮し自重を片側の2本の足で支えると考えて、W~150トン、ℓ~250mmとして、 θ_{\max} が30kg/mm²以下になるようにd=300mm(高温側)とし、低温側も同様の考え方からd=200mm、ℓ~100mmとする。

次にレバーについても一端固定の矩形はりで近似して、概略値として断面200×300mm長さℓ=400mmを選んだ。詳細な検討は別に行う。レバーはその中央にHe蒸気との熱交換器部を設けている。

自重支持架台にとって重要な荷重条件は地震力である。耐震検討については第4章で別に行う。

1. 4. 8 コイル導体の強度計算

超電導線はFig. 1.4.7のようにステンレス鋼のディスク溝内にガラス・エポキシの絶縁物を介して収納され、ステンレス鋼のコイル押え用くさびにて固定されている。このくさびは10mm巾で15mmの間隙をおいて配置されている。したがって、導体表面のうち固定されている部分は全長の40%で、残り60%は液体ヘリウムに接している。

このコイル導体には最大磁場11Tの部分では非常に大きな電磁力が働いており、この電磁力は上記のガラス・エポキシの絶縁物を通してステンレス鋼のディスクに伝えられる。この時コイル導体自身の強度上の検討項目としては次のようなものが挙げられる。

- (1) コイル導体のうちステンレス鋼の押え用くさびで固定されていない部分に生ずる曲げ応

力

(2) コイル導体の引張り応力と歪み

(3) コイル導体が横長であることによって生ずる可能性のある座屈

このコイル導体は最大 11 T の磁界中にあり、ここに流れる 25000 A (導体 2 本について) の電流との相互作用によって導体には半径方向に拡がろうとする電磁力が生ずる。すなわち、コイル導体は両端を固定した梁にスパン 15 mm にわたって等分布の荷重が作用している状態となる。このときの導体の固定端の曲げ応力は最大でも 0.2 kg/mm^2 程度になる。すなわち、

$$\theta_{\max} = \frac{W\ell^2}{12Z} = \frac{W\ell^2}{2bh^2} \quad (1.4.12)$$

ここで、 $W=BI=12.95 \times 10^3 \times 11 \text{ N/m}=14.5 \text{ kg/mm}$

$$\ell = 15 \text{ mm}$$

$$b = 4.5 \text{ mm}$$

$$h = 4.2 \text{ mm}$$

したがって、 $\theta_{\max} = 0.205 \text{ kg/mm}^2$ 。導体の電磁力はディスクのスロットを押し拡げるためにディスクに歪みを発生させる。このためにスロット内に収納されているコイル導体にも同じ歪みが生じ、これによって応力が発生する。ディスクの応力や変位に関する解析は前項に述べている通りであり、D型の直線部から曲線に変る付近で $30 \sim 40 \text{ kg/mm}^2$ 程度の引張り応力が発生している。これに対する歪み量は約 0.15% である。したがって、超電導線にもほぼ同程度の歪みが発生していると考えられるが、この状態でも超電導線の特性はほとんどそこなわれないことが報告されている。

ポロイダル磁場によって生ずる導体の電磁力は上述の拡張力とは直角の方向すなわち D型面に垂直な方向である。この場合も両端固定の梁にスパン 15 mm にわたって等分布の荷重が作用するものとして計算した。この荷重方向に対してはコイル導体の剛性は小さいが、磁場も最高 1 T 程度であり最小断面の導体 (トロイダル磁場が低い側) に対しても曲げ応力の最大 θ_{\max} は 0.3 kg/mm^2 を越えない。

また、細長の導体に Fig. 1.4.2.6 のように分布した軸方向力が作用する場合の座屈について考えなければならない。この場合の長手方向単位長さあたりの Critical Load q_{cr} は次のように与えられる。

$$q = \frac{7.83EI}{\ell^3} = 7.83 \frac{1}{12} E \frac{d^3}{\ell^2} \quad (1.4.13)$$

ここで E : 導体のヤング率

I : 断面 2 次モーメント (長手方向単位長さあたりの)

ℓ : 長手方向の導体巾

d : 導体の横巾

(1.4.13) 式に示すよう $q_{cr} \propto \frac{d^3}{\ell^2} = \left(\frac{d}{\ell}\right)^{2.5} (\ell d)^{0.5}$ となり、このとき断面積 ℓd を一定とすれば、 $q_{cr} \propto \left(\frac{d}{\ell}\right)^{2.5}$ である。したがって、 ℓ/d が大きくなると q_{cr} は急激に小さくなる。

最も座屈の起りやすい横長断面の導体は $4.5\text{ mm} \times 4.2\text{ mm}$ の断面寸法であるので、 $q_{cr} = 371\text{ kg/mm}$ となる。しかし、最大 11 T の磁場において生じる荷重は $q = 14.5\text{ kg/mm}^2$ しかならず、座屈が起ることはない。

なお固定部分の反力によって生ずる絶縁物の圧力の最大値は 8 kg/mm^2 程度になる。

1.4.9 考 察

第2次予備設計ではトロイダル磁場が下げられ電磁力で15%程度小さくなっここと、(タイプW)について検討を行うことにより、応力値がかなり下げられた。トロイダル磁場の寄与のみを考えた場合では、最大応力 30 kg/mm^2 程度以下にすることができた。又、倒し力により生じる応力値が結構大きいので、次のような点について検討する必要がある。すなわち、

- ① 直線的支持梁に加え、トルク性を増す必要のある部分にクロス・ビームを入れる。
- ② センタ・ポストとトルク・フレームを設け、倒し力に対する支持と拡張力に対する支持を兼ねる。
- ③ トロイダルコイルに作用する倒し力を小さくするようポロイダル磁場配置を最適化する。

②の方法は ANL-EPRで考えられているが、支持構造物が室温から低温にわたっており、かなり大きい熱侵入が生ずると共に、熱応力の問題も発生する。③の方法は GA と ORNLで考えられているが、超電導コイルの内側に一部のポロイダルコイルを配置しなければならないという技術的困難が問題となる。

以上のことから、倒し力に対する支持は低温領域で可能な①の方法を検討し、拡張力による応力をできるだけ減ずる方策を取捨選択し、拡張力と倒し力が同時に印加したときのディスクの最大応力を 30 kg/mm^2 以下にするようなトロイダルマグネットのコイル構成と支持構造を採用しなければならない。なお、極低温における許容応力値としてどこまでとりうるかが今後の重要な研究課題である。

1.5 クライオスタッフ構造設計

1.5.1 クライオスタッフ構成

トロイダルマグネットは、超電導コイル、クライオスタッフ、支持構造物などから構成される。そのうちクライオスタッフの構造は Fig. 1.5.1 に示すものである。He 温度に保たれる部分は He 槽、くさび部、液溜であり、カゴ形容器は室温になっている。

クライオスタッフの構成はと言えば次のようになっている。1.4節に述べたように超電導線は、強大な電磁力を支えるためにディスクに埋め込まれている。これらのディスクは相互に電気的に絶縁して、全体として He 槽に収納されているが、各ディスク間は仕切られており、各別個の He 空間を形成している。この He 槽は 4.2 K に保たれ、真空雰囲気中に置かれている。

真空槽外壁から He 槽の熱負荷を低減するために多層積層断熱材(スーパーインシュレーション: S.I.)を施工する。そして、この間の最適位置に熱シールドを設ける。

スーパーインシュレーションは、薄い反射材とスペーサ材を多数枚交互に重ね合せて構成される。この見掛け上の熱伝導率は、反射材やスペーサ材の特性にもよるが、単位厚さ当たりの枚数に大きく依存し、侵入熱量を最小にする最適枚数が存在する。この最適枚数は、高温側、低温側の温度の組合せでも異なる。

熱シールドには、① 液体 N_2 を流す方法、② He 槽で蒸気を流す方法、③ He 冷凍機の中間ステージから低温ガスの一部を流す方法、の3通りがある。ここでは、超電導線や構造物における発熱も考慮した上で、伝導による冷却負荷の低減と冷凍システムの構成の両者を合せて検討して、③の方式を採用する。

トロイダルマグネットの主軸側は熱絶縁を施さず He 槽そのままである。これは、主軸側におかれたポロイダルコイルの外径側が He 温度に保たれるので、上下部からの輻射熱を低減すれば十分だからである。

1.5.2 クライオスタット組立

Fig. 1.5.2 に示すように、円周上に配置された 16 個のクライオスタットは、その真空フランジが、支持シリンドラの外側におかれたカゴ形フランジの各面に密着して一体となる。カゴ形フランジの上部と下部に蓋をかぶせ、真空槽を形成する。

コイル相互間に働く倒し方は、コイル間の円周方向に設置された上下各 3 個の支持梁によって支える。この支持梁は He 温度に保たれる。支持梁部分の真空槽は一部にペローズが使用され、梁の中央部分がフランジ構造となっていて、ここで接合される。

1.5.3 積層断熱材（スーパーインシュレーション）

スーパーインシュレーション (S.I.) は、 Al などの反射率の高い金属薄膜（実際には Al 着マイラが用いられることが多い）反射材と反射材間の接触による伝熱侵入熱を低減するためのグラスファイバー等のスペーサ材を交互に重ね合せて構成される。ここで大切なのは最も断熱特性の秀れた S.I. 枚数構成を決定することである。

S.I. の積層方向の熱流束は、輻射による項と接点を通っての伝導による項の和で表わされる。接触部を通っての伝導項は、実際的に S.I. のスペースファクタ ϵ を用いて表わすことができ¹⁾、結局次式のように表わされる。

$$g = \frac{\sigma f(\epsilon)}{N} (T_H^4 - T_L^4) + \frac{d_c}{\ell} (T_H - T_L) \quad (1.5.1)$$

$$f(\epsilon) = \left(\frac{1}{\epsilon_g} + \frac{1}{\epsilon A \ell} - 1 \right)^{-1}$$

$$d_c = \alpha \xi^p$$

$$\xi = \frac{N}{\ell} t = nt$$

ただし、 T_H : 高温側温度 (K)

T_L : 低温側温度 (K)

N : S.I. 全層数

n : 単位厚み当たりの S.I. の層数

t : S. I. 層の厚さ
 ℓ : S. I. 断熱層の厚み
 ϵ_g : グラスファイバー輻射率
 $\epsilon A \ell$: A ℓ 面輻射率
 σ : ステファンボルツマン定数

(1.5.1)式の第1項の輻射による熱流束は反射材の枚数と共に減少する。他方、第2項の伝導項は単位厚さ当たりの层数增加と共に大きくなり、全熱流を最小とする最適层数が存在する。(1.5.1)式の第2項の d_c を与える定数 a および p はこれまでに発表された S.I の熱伝導率の実測値の代表例^{2,3,4)} (Table 1.5.1) から求めた。

(1.5.1)式の熱流束を用いて、次のように S.I. の有効熱伝導率を定義する。

$$g = d_{\text{eff}} \frac{T_H - T_L}{\ell} \quad (1.5.2)$$

したがって、(1.5.1), (1.5.2)式から

$$d_{\text{eff}} = a t^p n^p + o f(\epsilon) (T_H^3 + T_H^2 T_L + T_H T_L^2 + T_L^3) \frac{1}{n} \quad (1.5.3)$$

となり、有効熱伝導率は T_H , T_L にも依存する。

(1.5.3)式を用いて、 $T_H = 300\text{K}$, $T_L = 4.2\text{K}$ のときの有効熱伝導率を、中間にはさんだシールド温度をパラメータとして計算し、その結果の1例を Fig. 1.5.3 に示した。この図を見ると、高温側、低温側にそれぞれ最適枚数があることが分かる。Fig. 1.5.4 に最適枚数を用いた時の有効熱伝導率をシールド温度の関数として示した。

1.6 コイル冷却設計と冷却負荷解析

1.6.1 冷却方式の選択

超電導マグネットの冷却方式として

- i) 液体He 浸漬方式
- ii) 2相流冷却方式
- iii) 超臨界He 冷却方式

の3方式が一般的である。これらの内どの方式を採用するかは、マグネットの構成や目的で異なる。本設計のトロイダルマグネットでは、その大きさから完全安定化方式を採用することは先に述べた。したがって、冷却方式の選定する場合は、超電導マグネット系に生ずる冷却負荷の除去と線材安定化から要求される熱流束除去の2条件を満足しなければならない。

定常運転時に構造物および超電導線に発生する冷却負荷は 1.6.3 項以降で検討したが、熱除去しなければならない熱流束は定常運転時、その時間平均をとて 0.0001W/cm^2 程度以下で、ポロイダル磁場の変動による過渡発熱時においても熱流束のオーダが変わることはない。

3 冷却方式の熱伝達特性を次に検討する。液体He 浸漬の場合は液体He のブル沸騰曲線 (Fig. 1.6.1)¹⁾ で表わされる。2相流冷却の場合には流量、乾き度、管径などで異なるが、ブル沸騰曲線より多少高くなるのが普通である。超臨界He の冷却の場合には、単相流の熱

伝達式で

$$\frac{hD^{0.2}}{G^{0.8}} \left(\frac{T_w}{T_b} \right)^{0.716} = 0.0259 \frac{K^{0.6} C_p^{0.4}}{\mu^{0.4}} \quad (1.6.1)$$

ほぼ正確に与えられる。ただし、
h : 熱伝達率

G : 流量

D : 管径

K : 熱伝達率

μ : 粘性係数

C_p : 定圧比熱

である。この場合の代表的例を Fig. 1.6.1 に併せて示したが、温度差が非常に小さい範囲では熱伝達特性はすぐれている。

その他、一般的な事項として、液体 He 浸漬方式では、発熱体が密に配置された場合、その影響を受けやすく、例えば、発熱体下面からの熱伝達は垂直配置の $1/2$ 程度、蒸気のたまりができる場合は 1 枝以上小さくなるので、この点の配慮が必要である。液体浸漬方式の 1 つとして 1.8 K 以下の超流動 He を用いる方法があり、この場合熱伝達特性は非常に向上し、液体温度も低いので超電導線は安定であるが、He 冷凍機にかかる負担は大きくなる。2 相流冷却の場合は発熱体配置による熱伝達特性の違いではなく、先程も述べたように熱伝達率も大きい。しかしながら、圧力損失が大きいので、ポンプ動力が大きくなること、通常 0.3 bar 程度の圧力低下を見込むので冷媒温度が多少高くなる他、特にマルチチャネルの場合流れの不安定性が起きやすい欠点がある。超臨界 He 冷却の場合は発熱体配置に対する自由度は一番大きいが、冷媒温度が高くなる臨界点付近で熱振動が起きやすい欠点がある。

いずれにしても、定常運転時の冷却負荷を問題にする限り、熱流束が非常に小さいので、どの方式を採用してもさしつかえない。しかしながら、超電導線動作の安定の点からは冷媒の温度が低い方が望ましいので、液体 He 浸漬方式が適当である。超電導線の安定化の点からは熱流束が厳しい条件になるが、導体の構造によって、冷却面積も大巾に異なるので比較は困難であるが、これまでの実績と冷媒温度が低い点から、液体 He 浸漬方式を採用する。

冷凍機の点から、冷却方式を同じベースで比較することはできないが（動作温度等）、1 KW の冷凍機について負荷条件を仮定して比較した例³⁾ があり、その結果を Table 1.6.1 に示す。しかしながら、この比較は定常運転時についてのみ行われたものであり、この程度の Carnot 効率の違いは、補機損についていうならどの方式も同程度だというに留まるであろう。

1.6.2 He 冷却通路構成

超電導線の冷却方式としては、液体 He 浸漬方式を採用することは先に述べた。しかしながら、コイルの大きさが高さ約 1.3 m、巾約 9 m にも達するので、He の蒸気のたまりが生じて液体 He と導体の接触が妨げられることのないような冷却通路の構成が必要である。

液体 He は、クライオスタット下部から注入される。He 槽内のディスクに設けられた通路を流れて上部に達するが、この速度は無視できる程である。He 槽内の液重による圧力降下は

次式で得られる。

$$\Delta p = \rho g h \quad (1.6.2)$$

ただし, ρ : 液体 He 密度 (gr/cm³)

h : He 液柱高さ (cm)

したがって, 圧力降下は, $\Delta p = 0.156 \text{ bar}$ となる。

一方, 導体および構造物と熱交換して気化した He 蒸気は, やはりディスクに設けられた通路を通じて上部に達する。このとき, 下部から上部に行くにしたがい蒸気量が増加するので, 蒸気速度も増加するが, この速度は最大 20 cm/s を越えないように通路面積を決定する。この場合の通路内における圧力降下は

$$\Delta p = \xi \frac{\ell}{d} \rho_v \frac{V^2}{2g} \quad (1.6.3)$$

ただし, ξ : 摩擦係数

ℓ : He 蒸気通路長さ

d : He 蒸気通路径

ρ_v : He 蒸気密度

V : He 蒸気速度

で計算でき $\Delta p < 0.23 \times 10^{-4} \text{ bar}$ となる。したがって, He 槽内の He 蒸気の圧力降下は無視できる。

ベーパシールド内の圧力降下も同様に計算が可能である。ただし, He ベーパシールドの温度によって, He 蒸気密度や速度が異なるので, ベーパシールド温度が得られない限り正確な計算は困難である。冷凍機内の低温ステージから蒸気をとる場合はこの圧力降下は問題ないが, クライオスタットの蒸発 He の場合, 出口温度 50 K として温度が流れ方向に線形に変化するとして次式で計算する。

$$\frac{dp}{dz} = \xi \frac{1}{d} \rho_0 V_0 \frac{V}{2g} \quad (1.6.4)$$

$$V = \frac{V_0}{4.2} \left(4.2 + \frac{50 - 4.2}{L} z \right)$$

ただし, V_0, ρ_0 : 4.2 K における He 蒸気の速度および密度

L : ベーパシールド内 He 蒸気通路の全長

$L = 40 \text{ m}$, $d = 1 \text{ cm}$ として計算すると $\Delta p = 0.002 \text{ bar}$ この値も He 槽内の液柱高さによる圧力降下に比べて無視できる。したがって, クライオスタット最下部の液体 He にかかる圧力は 1.17 bar で, 対応する飽和温度は 4.3 K である。

以上の条件を満足する He 冷却通路の構成は, すでに Fig. 1.4.7 に示した。

1.6.3 超電導線内の発熱

(1) 接続損失

複合超電導線はスロット 1 個または 2 個単位で製作し, その接続部分はディスク内で, Fig. 1.6.2 に示すように 25ヶ所である。ディスク数は全部で 256 であるから,

ディスク内接続数 合計 6400

となる。さらに、隣り合うコイルのディスク間接続数は、16励磁分割数×(16D型コイル)

1) すなわち、

ディスク間接続数 合計 240

である。

16励磁分割コイル端子とパワーリードとの接続がさらに32ヶ所であるが、これらはコイル内接続というよりはむしろコイル外接続であるので、ここでの計算から除外する。

2重導体方式における接続はFig. 1.6.3に示すような方法が望ましい。この接続法における接続抵抗 R_{con} は

$$R_{con} = \frac{r_{con}}{3W_{con}\ell_{con}} \quad (\Omega) \quad (1.6.5)$$

で与えられる。ここで r_{con} ($\Omega\text{-m}^2$) : 接続部表面抵抗

W_{con} (m) : 接続巾

ℓ_{con} (m) : 接続長さ

係数3は接続面が3ヶ所あることを示す。

接続面は電気的にはPb-snソルダで接続されており、その接続表面抵抗 r_{con} は我々の測定データをとると、

$$r_{con} \approx 7 \times 10^{-9} \Omega\text{-cm}^2$$

である。接続巾 W_{con} は接続される複合線の巾のせまい方の値である。接続長さ ℓ_{con} は本設計では0.5 mとする。

(1) ディスク内接続損失

各接続部分の W_{con} ・ R_{con} 、電圧降下、ジュール損失をTable 1.6.2に示す。接続長さは0.5 mとしている。通電電流は定格値25900Aである。

1ディスク、1コイル、全コイルの接続部分の抵抗、電圧降下、損失もTable 1.6.2に示す。トロイダルコイル全体の接続抵抗は $0.087 \mu\Omega$ 、電圧降下は2.3mV、損失は58Wである。

(2) ディスク間接続損失

この接続巾 W_{con} は全て2.6 cmである。 $\ell_{con}=0.5\text{m}$, $I_0=25900\text{A}$ のとき R_{con} 、電圧降下、損失をTable 1.6.2に示す。

トロイダルコイル全体240ヶ所接続部分の抵抗は $0.004 \mu\Omega$ 、電圧降下は0.12mV、損失は3Wである。

したがって、トロイダルコイルに存在する接続部分の

接続抵抗 $0.10 \mu\Omega$

電圧降下 2.4 mV

ジュール損失 61 W

が与えられる。この発熱量は他の損失に較べると非常に小さい。

(2) 励磁・減磁損失

超電導コイルの励磁・減磁時にはコイル内に電力損が生ずる。損失には1回目励磁、2回目以降励磁、および減磁の3過程について若干の相違がある。これは超電導体内部の磁界分布変化の様子が異なるからであり、超電導線間に結合が生ずると、3過程の損失の差は大きくなる。しかし、本設計の超電導線は励減磁に対しては結合がなく、また線径も小さいので、励磁プロセスによる損失の違いはほとんどない。

さらに、励減磁速度は25900A/5hrと遅いので、基材中の渦電流損失は無視でき、損失は超電導体のヒステリシス損だけである。

各スロットの2重導体の励磁または減磁時の損失をTable 1.6.3に示す。1ディスク、1コイル、全コイルの損失はそれぞれ16, 29, 460KJである。励磁・減磁両方を行う場合には、これらの値の2倍になる。

励磁時間 $t_0 = 5\text{ hr}$ の定格励磁時間のとき、 Q/t_0 は全コイルで 26W であり、接続部のジュール損失よりも小さい値である。さらに、励磁・減磁時の損失は一定電流を流している場合には当然発生しないので、核融合炉運転時には損失として考慮する必要はない。

(3) ポロイダル磁場による損失

ポロイダル磁場のうち変動磁場である変流器コイル磁場 (Ohmic Heating Coil Field, 略して OH コイル磁場) についてまず説明する。

トロイダルコイルに印加する変流器コイル磁場の向きは垂直と平行の間に分布している。平行方向磁場印加による損失は垂直方向磁場印加による損失よりもかなり小さいが、ここでは垂直方向磁場のみ印加しているとみなした多めの値を計算することにする。

変流器コイル磁場の変動パターンはFig. 1.3.1.1に示されている。180 sec のサイクルであり、ピーク磁場 B_p の2乗平均値は 0.528T である。

変流器コイル磁場が 110 sec でゆっくりと変化するときには結合はないが、10, 10, 20, 20 sec の変化で結合が生ずる。そこで、結合の有無の場合に分けて損失を計算する (Table 1.6.4)。

変流器コイル磁場を平均値として与えるので、トロイダルコイルの複合超電導線は平均的なものとして No. 8 スロットにおさめた線を考える。この仕様を Table 1.6.5 に示す。これらの仕様を上の各式に入れて損失と発熱量を計算すると Table 1.6.6 に示す値となる。ここには、1ディスクの複合超電導線における値が示されている。発熱量合計は 180 sec 1 サイクルで 50 J であり、それを 180 sec で除した平均損失は 2.78 W である。全コイル当たりの損失は Table 1.6.8 に示している値である。全コイルの 1 サイクルの発熱量は 128 KJ、平均損失は 0.71 kW、瞬間最大損失は 4.7 kW である。

次に垂直磁場による損失の計算を行う。この磁場は Fig. 1.3.1.1 の電流パターンに基づき、 $\tau = 10$ 秒で立上り、120 秒一定値のままで持続され、 $\tau = 10$ 秒で立下るとする。40 秒は休止時間である。従って、超電導線は十分結合している。ピーク磁界の2乗平均値は $B_p = 0.318\text{ T}$ である。計算結果の内訳を Table 1.6.7 に示す。1ディスク当たりの発熱量は 626、平均損失は 3.5 W である。全コイルの発熱量は Table 1.6.8 に示すように 160 KJ、平均損失は 0.90 kW である。

次に、プラズマ電流磁場による損失の計算を行う。これは垂直磁場と変動パターンは同じで

あり、 $B_p = 0.214 \text{ T}$ になる。計算結果を Table 1.6.7 に示す。1ディスクの1サイクル当たりの発熱量は 194 J、平均損失は 1.08 W である。また、全コイルについては各々 50 KJ、0.27 kW となる。

以上の結果をまとめると、ポロイダル磁場によって生ずる発熱は Table 1.6.8 に示すように、180 sec の 1 サイクルに 338 KJ、平均発熱は 1.89 W、10 sec 間の最大瞬間発熱は 15.2 kW になる。この値は接続損失や励減磁損失に較べると非常に大きい値である。

1.6.4 構造物中での渦電流損

パルス状ポロイダル磁界は超電導ディスクや He 槽、マグネット真空槽その他の構造中での渦電流を発生させ、この渦電流による発熱はトロイダル・マグネットの冷却系の負荷となる。パルス磁場の時間変化は Fig. 1.3.11 に示されている。1 周期は 180 秒であり、プラズマ電流立上り時に約 10 秒 (OH コイルも 10 秒) で立上る (もしくは立下る) ので、この時の発熱が極端に大きくなるのが特色である。プラズマ電流立上り時に発熱量が最大になるが、トロイダルコイルの熱容量 ($200 \text{ MJ}/\text{°C}$) は充分大きいので、1 周期 180 秒の間に発生する熱量の総計を 1 周期の時間で平均化したものを熱負荷として考えてよい。

渦電流の発熱量計算は構造物の形状に大きく依存し、その計算は簡単ではない。ここでは 2 つの近似法で計算することにする。まず、トロイダルコイルのディスクが円筒形状をしており、ポロイダル磁界が一定または $1/r$ に比例した分布をしているとして計算する方法である。ポロイダル磁界が $e - \frac{t}{\tau_0}$ の時間変化をすれば、2 次元円筒座標 ($r - z$ 座標 ($r - z$ 座標 ($r - z$ 座標)) で渦電流分布とその時間変化を求めることができる。もう一つは、渦電流発熱量が材料の抵抗率とポロイダル磁場の時定数に反比例し、断面積と体積の積 AV と B^2 に比例するということから概略値を求める方法である。この 2 つの計算方法による結果を較べて値の大きい方を設計値として用いることとする。

He 槽その他の構造物中における渦電流発熱についても後者の近似計算法を用いることにする。なお、マグネット真空容器や室温にある構造物については、抵抗率が充分大きいので渦電流発熱量が小さくなり、無視することができるものとした。

計算結果は Tables. 1.6.9, 1.6.10 にまとめられている通りで、第 1 次予備設計に較べて 1 サイクルあたりの発熱量は減少するが、平均発熱量は殆んど変化しないことがわかる。又、最大瞬間発熱量は大巾に減少した。これは OH コイルの通電パターン変更のためである。

渦電流発熱の問題点としては次のようなものが挙げられる。

(1) ポロイダルコイル電流立上り時の短時間に大きな発熱がある。その値は約 1.2 kW である。

Fig. 1.6.4 に発熱量の時間変化を示した。

(2) 1 ターンをつくるような構造物 (向心力支持リングなど) では渦電流が充分小さくなるよう分割絶縁構造にする必要が生ずる。このため機械強度的に苦しいことになる。渦電流を小さくするために用いられる絶縁物にかかる大きな応力も問題である。

(3) 渦電流発熱の正確な解析は容易でなく、モデル実験またはこれに代わる新たな解析法の開発が必要である。

渦電流発熱を小さくするための対策として次のようなことが考えられる。

- (1) 低温での抵抗率の大きな材料を構造物に用いる。
- (2) 構造物を細分化して絶縁物をサンドイッチするような構造上の工夫をこらす。
- (3) トロイダルマグネットに磁気シールドをつける。
- (4) ポロイダル磁界がトロイダルマグネット上で小さくなるようなポロイダルコイルの配置を工夫する。
- (5) ポロイダルコイル電流の立上り時間をゆっくりする。

ここでは 16 枚の起電導ディスクの間には 1 mm 厚の絶縁物が挿入されており、支持ビームも平行な 10 枚の板を束ねたものになっている。

1.6.5 中性子・ γ 線による発熱

炉心プラズマで発生する融合エネルギーの 75 % は 14 MeV 中性子となってプラズマから外へ放出される。このとき、第 1 壁の中性子束は約 $10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ に達するが、中性子の殆んどはブランケットや遮蔽によって熱に交換される。そして、超電導マグネット領域にまで達する中性子はこのうち 10^{-5} (内側遮蔽の背後で), 10^{-8} (外側遮蔽の背後で) 程度であると思われている。これは、外側遮蔽は 80 cm の厚さがあり、内側遮蔽の 40 cm に較べ 40 cm も厚いことによる。JAERI-M 6783 によれば、トロイダルマグネット表面での中性子束は $1.21 \times 10^9 \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ (内側遮蔽の背後で), $1.10 \times 10^6 \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ (外側) と計算されている。

核融合炉の遮蔽の厚さは安定化材料である銅に対する放射線効果により決まってしまう。低温下の銅は中性子照射により抵抗値が上昇する。こうしたことから比較的厚い遮蔽が設けられ、トロイダルマグネット領域に入射する中性子はかなり小さく抑えられる。

したがって、トロイダルマグネット中での発熱が問題になるのは内側遮蔽の背後の部分である。なお、インジェクターや真空排気系のポートに面した部分でのストリーミング効果による中性子束の増加はそれほど問題にならないと思われる。外側遮蔽の背後の部分での発熱量は内側遮蔽の背後の部分に較べて $1/1000$ 程度しかなく、ポートの周辺にも厚い遮蔽がめぐらされているからである。

なお、遮蔽やマグネットに入射した中性子は、2 次 γ 線を発生させ、この 2 次 γ 線が熱に変わる。直接中性子の持つエネルギーが熱に交換される量に較べ、2 次 γ 線による発熱量の方がはるかに大きい。JAERI-M 6783 に発熱量の分布の計算結果が示されている。内外遮蔽の背後では、マグネット中の発熱量の最大値は $7.8 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^3$ 、外側遮蔽の背後では最大値 $1.0 \times 10^{-8} \text{ W/cm}^3$ となる。ここで D 型コイル直線部分のプラズマ側表面での中性子・ γ 線による発熱が最も高くなっている。そしてコイルの内部に入るにつれて、指數関数的にこの値が減衰してゆく。この時の放射線発熱量は第 1 次予備設計でも解析されたように、1.29 kW となった。中性子の出ている時間は 1 サイクル 180 秒中の 110 秒とすれば、平均発熱量は 0.79 kW である。

1.6.6 パワーリードの熱負荷

パワーリードの熱負荷は、パワーリードにおけるジール発熱とパワーリードの熱伝導と He

蒸気への熱移動量によって決まる。電流値が決った場合、パワーリードの寸法（径と長さ）が シュール発熱量と熱伝導項に及ぼす効果は反対で、最適なパワーリードの寸法が存在する。パワーリードからの侵入熱量で蒸発した蒸気がパワーリードと熱交換しつつ外部に排出されるよう に蒸気量を制御する場合、大電流のパワーリードでは電流 1 A 当り 1.2 mW 程度が最小の熱負荷となる。

トロイダルコイルの励磁方法によってパワーリードの数は異なるが、本実験炉では、コイルは各々 10 ディスクに分割し、ディスク毎に 16 個を He 温度において直列に接続する。したがって、パワーリードは合計で 32 本あり、各コイルから 2 本のパワーリードができる。パワーリード 1 本当りの電流は 25900 A であるから、パワーリードの熱負荷は 0.99 kW である。

1. 6.7 伝導による侵入熱

クライオスタットの構造については 1.5 節で述べた。伝導および輻射による周囲空間から He 槽への熱侵入の経路は、概略 Fig. 1.6.5 に示す通りである。すなわち、

- (i) 真空槽内の S.I の伝導（ペーパシールド有り），
- (ii) 真空槽と He 槽間の支持構造物（F.R.P）の伝導，
- (iii) 自重支持構造物（高温側ピン、レバー（He 蒸気との熱交換部を含む）、低温側ピン）の伝導，
- (iv) パワーリード（He 蒸気との熱交換部を含む）

冷凍機の低温ガスの一部を外部に取り出してペーパシールドを冷却する場合の伝導による冷却負荷は、 3.98 kW となる。

1. 6.8 全冷却負荷

1.6.3～1.6.7 項で計算された各種熱量と合計（全冷却負荷量）を Table 1.6.1 にまとめた。

Table 1.1.1 Main design parameters of the JAERI Experimental Fusion Reactor (JXFR)

Operation Mode		Toroidal field magnet	
Fusion power (MW)	100	Number of coils	16
Operation period(s)	420	Bore, Width/Height (m)	7/11
Burn time(s)	300	Magnetomotive force (MAT)	203
Load factor	0.5	Max. field strength (T)	12
Duty factor	0.7	Stored energy (GJ)	60
Reactor dimensions		SCM material	Nb ₃ Sn
Major radius (m)	6.75	Refrigerator capacity (MW)	5.4
Plasma radius (m)	1.5	Primary winding	
First wall radius (m)	1.75	Number of coils	22
Plasma volume (m ³)	300	Magnetomotive force (MAT)	60
Plasma		Maximum field intensity (T)	8
Mean temperature (keV)	7	Stored energy (GJ)	2.1
Mean density (10 ¹⁴ cm ⁻³)	1.1	Flux change (Wb)	140
Effective charge	1.6	SCM material	NbTi
Confinement time (s)	2.9	Vertical field magnet	
Injection power (MW)	27	Number of coils	12
Toroidal field (T)	6	Magnetomotive force (MAT)	±8
Safety factor	2.5	Maximum field intensity(T)	8
Poloidal beta	2.2	Field intensity (T) at plasma center	0.26
Toroidal beta	0.017	Stored energy (GJ)	0.5
Plasma current (MA)	4	SCM material	NbTi
Reactor Structure		Neutral beam injector	
Reactor module/Reactor	8	Number of ion sources	48
Blanket cells/Reactor module	284	Deuterium beam energy (keV)	200
Injection and evacuation hole/Reactor module	1	Ion beam output (MW)	240
Nominal max. 1st wall temp.(°C)	540	Injection power (MW)	33
Materials		Power efficiency	0.40
Structural material	316SS	Power supply (MW)	
Blanket fertile material	Li ₂ O	for Toroidal coils	0.6
Reflector material	Stainless steel	for Poloidal coils	6
Neutronics		for Refrigerator of SCM (Toroidal, Poloidal, IES)	12
Neutron current at 1st wall (n cm ⁻² s ⁻¹)	7.6×10 ¹²	for Neutral beam injector	85
Neutron wall loading (MW m ⁻²)	0.17	for Vacuum exhaust system (Main pump, NBI pump)	3
First wall displacement damage rate (dpa y ⁻¹)	1.1	for Blanket cooling system	40
Max. helium production rate in 1st wall (appm y ⁻¹)	13	for Auxiliary system	13
Max. hydrogen production rate in 1st wall (appm y ⁻¹)	38	Total power	160
Tritium breeding ratio	0.9	Fuel circulation system flow rate(mgs⁻¹)	
Nuclear heating per DT neutron (MeV n ⁻¹)	16.1	Tritium insertion rate	17.5
Total induced activity at one hour after shutdown (Ci) (after one year operation)	7.3×10 ⁷	Deuterium insertion rate	11.7
SCM irradiation effects		Helium exhaust rate	0.24
Max. copper displacement (dpa y ⁻¹)	9.0×10 ⁻⁶	Cooling system	
Max. nuclear heating rate (W cm ⁻³)	6.2×10 ⁻⁵	Number of loops	4
Total nuclear heating in MCM (kW)	0.68	Coolant, Pressure (kg cm ⁻²)	He, 10
		Inlet/Outlet temp. (°C)	300/500
		Flow rate (kg/s)	143
		Secondary system	He, air-cooled
		Tritium inventory (kg)	
		Fuel recirculating system	0.3
		Tritium recovery system including blanket	0.1
		Total inventory including storage	0.5

Table 1.1.2 トロイダルマグネット設計条件

	第2次予備設計	第1次予備設計
プラズマ中心磁場	5.5 T	6 T
コイル形状	D型	D型
コイル個数	16	16
マグネット寸法(内側)	11.2m高×7.3m巾	11.2m高×7.3m巾
" (外側)	14.4m高×10.0m巾	14.4m高×10.0m巾
運転サイクル1周期	180秒	420秒
燃焼時間	100秒	300秒

Table 1.1.3 トロイダルマグネット諸元表

第2次予備設計(今回)

第1次予備設計(前回)

	第2次予備設計(今回)	第1次予備設計(前回)
1. マグネット基本構成		
D型コイル数	16	16
ディスク数/コイル	16	18
スロット数/ディスク	14個×2面	14個×2面
ターン数/スロット	2(2重導体)	2(2重導体方式)
2. マグネット寸法		
主半径	6.75m	6.75m
内側寸法	11.2m高×7.3m幅	11.2m高×7.3m幅
外側寸法	14.4m高×10.0m幅	14.4m高×10.0m幅
3. D型コイル寸法		
D型コイル直線部	2.62m	2.62m
トロイダル中心—コイル外側距離		
D型コイル(直線部)	3.56m	3.56m
トロイダル中心—コイル内側距離		
D型コイル(円弧部)	11.15m	11.15m
トロイダル中心—コイル内側距離		
D型コイル(円弧部)	12.45m	12.45m
トロイダル中心—コイル外側距離		
D型コイル直線部長さ	7.5m	7.5m
D型コイル径方向幅	0.94m(直線部)—1.30m(円弧部)	0.94m(直線部)—1.30m(円弧部)
D型コイルθ方向幅	0.92m	0.92m
4. 超電導ディスク		
ディスク厚さ	5.6cm	5.0cm
幅	94—130cm	94—130cm
スロット深さ	1.7cm	1.7cm
幅	2.9—4.5cm	3.0—5.2cm
ディスク歯幅	2.8cm	2.5cm
He通路深さ	1cm	1cm
幅	1cm	1cm
ディスク材料	SUS310S'	SUS310S
ディスク間絶縁物厚さ	0.1cm	0.1cm
5. 蓄積エネルギー		
トロイダルマグネット	50.3GJ	59.9GJ
D型コイル1個	3.14GJ	3.74GJ
超電導ディスク1個	0.197GJ	0.208GJ
6. 起磁力		
トロイダルマグネット	1.702×10^8 AT	2.025×10^8 AT
D型コイル1個	1.063×10^7 AT	1.265×10^7 AT
超電導ディスク1個	6.647×10^5 AT	7.028×10^5 AT
7. ターン数		
トロイダルマグネット	7168	8064
D型コイル1個	448	504
超電導ディスク1個	28	28

Table 1.1.3 (続き)

	第2次予備設計(今回)	第1次予備設計(前回)
8. インダクタンス		
トロイダルマグネット	150H	190H
D型コイル	9.38H	11.9H
超電導ディスク	0.59H	0.66H
9. 磁界		
プラズマ中止磁界	5.5T	6T
巻線最大磁界	11T	12T
10. 超電導線*		
形 式	極細多ツイストCu基材ソルダ方式完全安定化複合超電導線	極細多ツイストCu基材ソルダ方式完全安定化複合超電導線
超電導体	Nb ₃ Sn	Nb ₃ Sn
寸 法	4.5mm厚さ×26-42mm, 13グレード数	4.5mm厚さ×26-48mm, 13グレード数
Cu-SC比	4.9-1.5	4.8-1.7
Cu の 0 磁界, 4.2 Kにおける抵抗率	$3 \times 10^{-10} \Omega \cdot m$	$3 \times 10^{-10} \Omega \cdot m$
11. 電 流		
コイル運転電流	25900A	25100A
導体電流	12950A	12550A
安定化電流／ターン	≈26500A	≈25300A
安定化電流／導体	≈13250A	≈12650A
臨界電流／ターン	≥26700A	≥25500A
臨界電流／導体	≥13350A	≥12750A
12. 電流密度		
導体電流密度 (No.1-14スロット)	111-69A/mm ²	107-58A/mm ²
導体平均電流密度	8.7A/mm ²	8.2A/mm ²
スロット電流密度	51-33A/mm ²	49-28A/mm ²
スロット平均電流密度	41A/mm ²	37A/mm ²
ディスク電流密度	16-13A/mm ² (D型直線部) (14A/mm ² (D型直線部) (10A/mm ² (円弧部))	18-11A/mm ² (D型直線部) (15A/mm ² (D型直線部) (11A/mm ² (円弧部))
ディスク平均電流密度	(13A/mm ² (D型直線部) (10A/mm ² (円弧部))	(15A/mm ² (D型直線部) (11A/mm ² (円弧部))
コイル平均電流密度		
13. コイル冷却		
方 式	4.2K液体He 浸漬冷却	4.2K液体He 浸漬冷却
冷 却 面	導体4面冷却	導体4面冷却
冷 却 率	0.6	0.6
14. 励 磁		
励磁分割数	16	18
1励磁分割コイルのインダクタンス (合成)	9.38H	10.6H
1励磁分割コイルの保護抵抗	0.55Ω (3.75秒) 6.48kV	0.3Ω
励磁時間	5hr	5hr
励磁誘起電圧	13.5V	14.8V
電源容量	26.8kA×19V=510kVA, 16台	26kA×20V=520kVA, 18台

Table 1.1.3 (続き)

第2次予備設計(今回)

第1次予備設計(前回)

15. 超電導線長さ(2重導体1組として)	39-33m	39-33m
	1.01 km	0.1 km
	16.2 km	1.82 km
	25.9 km	2.90 km
	導体の長さは上記値の2倍	導体長さは上記値の2倍
16. 重量		
超電導線／スロット	80-112 kg	80-128 kg
超電導線／ディスク	2.65 ton	2.84 ton
超電導線／D型コイル	42.4 ton	51.2 ton
超電導線／トロイダルコイル	67.8 ton	81.8 ton
1ディスク構造物	12.5 ton	10.9 ton
1超電導ディスク	15.1 ton	13.8 ton
1 D型コイル (超電導ディスク+He キャン) トロイダルコイル1対	29.1 ton 86.9 ton	29.8 ton 88.3 ton
全トロイダルマグネット	703.8 ton	715.0 ton

Table 1.2.1 代表的超電導材料の T_c , T_{c2}

材 料	T_c (K)	H_{c2} (T) at 4.2K
Nb-25 at % Zr	10.5	7.8
Nb-60 at % Zr	8.8	1.1
Nb-60 at % Ti	9.3	1.2
Ti-35 at % Ti-5 at % Ta	9.8	1.25
Nb_3Sn	18.0	2.2
V_3Ga	15.2	2.4

Table 1.2.2 ディスクの各スロット用超電導線材の諸元

スロット No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
最大磁場 (T)	3.0	3.0	3.7	4.4	5.2	6.0	6.6	7.2	7.9	8.5	9.2	9.7	10.4	11.0
素線1本当たりの I_c (A)	280	280	246	214	179	151	134	119	103	93	82	75	68	64
必要素線本数M	4.8	4.8	5.4	6.2	7.5	8.8	10.0	11.2	13.0	14.4	16.3	17.8	19.6	20.9
超電導体断面積 (mm^2) $M \times 11 \times 0.011 \times 118$	2.15	2.15	2.42	2.78	3.36	3.95	4.49	5.02	5.83	6.46	7.31	7.98	8.79	9.37
銅帯巾W (mm)	2.6	2.6	2.7	2.8	3.0	3.1	3.2	3.3	3.5	3.6	3.8	3.9	4.0	4.2
銅材断面積 (mm^2) $4.5 \times W - 0.228 \times M$	1.06	1.06	1.09	1.12	1.18	1.19	1.21	1.23	1.28	1.29	1.34	1.35	1.35	1.41
Cu/SC μ_t	49.3	49.3	45.0	40.3	35.1	30.1	26.9	24.5	22.0	20.0	18.3	16.9	15.4	15.0

Table 1.2.3 條合超電導線と超電導ディスクの仕様

i / 9×W i / 17×S i / 28(S+28) 8.9×9×ℓ×W×10⁻³

スロット No.	印加磁場 B(T)	導体巾 W(mm)	スロット巾 S(mm)	導体電流密度		スロット電流密度 $i_{Sn}(\text{A/mm}^2)$	ディスク電流密度 $i_{dn}(\text{A/mm}^2)$	1スロット当たりの2重導体の 重量(ℓ(m))	
				$i_{con}(\text{A/mm}^2)$	$i_{Sn}(\text{A/mm}^2)$			長さℓ(m)	重量(kg)
1	3.0	26	30	111	51	13	38.5		80
2	3.0	26	30	111	51	13	38.2		80
3	3.7	27	31	107	49	16	37.8		82
4	4.4	28	32	103	48	15	37.5		84
5	5.2	30	34	96	45	15	37.1		89
6	6.0	31	35	93	44	15	36.7		91
7	6.6	32	36	90	42	14	36.3		93
8	7.2	33	37	87	41	14	35.9		95
9	7.9	35	39	82	39	14	35.5		100
10	8.5	36	40	80	33	14	35.1		101
11	9.2	38	42	76	36	13	34.6		105
12	9.7	39	43	74	35	13	34.2		107
13	10.4	40	44	72	35	13	33.7		108
14	11.0	42	46	69	33	13	33.2		112
				計463	計519			1デイスク	1.01 km 2.65 ton
				平均33.1	平均37.1	平均41.1	平均4.1.1	1コイル	1.62 km 4.24 ton
								全コイル	2.59 km 6.78 ton

Table 1.3.1 実験炉トヨイダルマグネット設計例

	JXFR(1979)	JXFR(1977)	ANL	GA	ORNL	FINTOR
Toroidal Field at Plasma Center (T)	5.5	6.0	4.32	3.9	4.9	3.5
Maximum Toroidal Field at Coil (T)	11.0	12.0	10.0	7.9	11.0	7.8
Magnetomotive Force (MAT)	185.6	202.5	134.0	88.48	166.0	157.5
Operation Current (KA)	25.9	25.1	6.00	1.00	7.80	—
Stored Energy (GJ)	50.3	59.9	30.0	16.7	29.0	—
Inductance (H)	150	190	16.7	334	9.5	—

Table 1.4.1 各種ステンレス鋼の特性値

材 料	温 度 (K)	耐 力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸 び (%)	(10 ³ kg/mm ²)	電気抵抗 (μΩ·cm)	透 磁 率	
							H=0.3T	H=8T
SUS 304	297	29.9	67.1	75	18.2		1.0027	
	77	38.6	16.6	42	20.5		1.0059	
	4	58.0	17.4	30	21.4*	51	1.0075	1.0082
SUS 304L	297	30.0	67.4	56		70	1.0027	
	77	27.8	14.9	37			1.0067	
	4	41.1	16.2	29		49	1.0090	1.0093
SUS 310S	297	26.6	59.6	54	21.1	90	1.0027	
	77	61.6	11.2	72	22.1		1.0082	
	4	83.3	13.3	64	22.5	70		1.0116
SUS 316	297	28.0	60.7	61		75	1.0027	
	77	67.9*	161*	55*			1.0075	
	4					53	1.0111	1.0093
SUS 321	297	22.8	63.0	55	18.3	74		
	77	32.0	14.1	46	20.7			
	4	38.3*	168*	36*	21.6*	53		1.0117

*印を付したもののは20Kの値である。

Table 1.4.2 構造材中の応力値（各要素における最大値）

C B A R (*)				C Q U A D 4 (*)			
要素番号	拡張力 T E M F	倒し力 P E M F	拡張力+倒し力 T E M F+P E M F	要素番号	拡張力 T E M F	倒し力 P E M F	拡張力+倒し力 T E M F+P E M F
1 1 1	2 2 . 8	1 8 . 7	4 1 . 7	1 2 2	3 6 . 8	3 . 3 3	4 0 . 1
1 1 9	2 5 . 0	8 . 7 2	3 3 . 7	1 7 2	3 6 . 8	3 . 3 0	4 0 . 1
1 0 6	2 3 . 2	8 . 7 2	3 1 . 9	1 5 3	3 1 . 8	3 . 2 8	3 5 . 1
1 1 2	2 2 . 6	8 . 3 2	3 0 . 9	1 0 3	3 1 . 8	3 . 2 8	3 5 . 1
1 1 3	2 2 . 5	8 . 4 0	3 0 . 9	1 7 1	2 3 . 0	8 . 2 4	3 1 . 2

(単位 kg/mm²)

(*) C BARはバー要素, CQUAD 4はバネル要素部分を示す。

Table 1.5.1 SI の代表例

シールド材	厚さ	スペーサ材	厚さ	層数/cm	SI 厚さ	壁温度(K)	有効熱伝導率 (W/cm ⁻² K)	文献
AL 箔	0.015	ガラス・ファイバー-	0.510	1.6	6.35	288 77	4.035×10 ⁻⁶	(2)
AL 箔	0.006	Dexter Paper	0.203	2.0	6.35	288 77	4.616	(2)
AL 箔	0.051	ナイロン ネット	0.203	3.1	6.35	288 77	3.895	(2)
AL マイラ	0.051	ポリスチレン固化	0.25	2.5	7.94	288 77	5.186	(2)
AL 箔	0.013	ガラス・ファイバー-	0.122	2.0	25.4	300 76	0.709	(3)
AL 箔	0.013	ガラス・ファイバー-	0.122	2.0	25.4	300 20	0.604	(3)
AL 箔	0.013	ガラス・ファイバー-	0.203	2.1	30.5	300 76	1.302	(3)
AL 箔	0.013	スチレン固化	0.203	1.1	30.5	300 76	0.709	(3)
AL 箔	0.013	ガラス・ファイバー-	0.203	1.1	30.5	300 20	0.512	(3)
AL 箔	0.013	ガラス・ファイバー-	0.203	1.5	35.6	300 76	0.744	(3)
AL 箔	0.013	ガラス・ファイバー-	0.203	1.5	35.6	300 20	0.533	(3)
AL 箔	0.013	ガラス・ファイバー-	0.203	2.0	38.1	300 76	0.523	(3)
AL 箔	0.013	ガラス・ファイバー-	0.203	2.0	38.1	300 20	0.419	(3)
AL	0.020	Dexter Paper	0.070×2	1.0	20	294 77	0.900	(4)
AL (コルゲート)	0.020	Dexter Paper	0.070×2	8.6	3.5	294 77	3.500	(4)
AL	0.010	ガラスマット	0.100	13.3	30	294 77	0.980	(4)

Table 1.6.1 冷却方式の効率試算例

システム		超臨界 He		液体 He	
		負荷直列	負荷間接	負荷直列	負荷間接
循環機	コンプレッサ	—	—	コンプレッサ	ポンプ
タービン数	2	2	2	2	2
J T弁数	—	—	—	2	1
冷媒	入口温度(K)	5.6	5.8	4.2	4.6
	出口温度(K)	6.5	6.7	5.0	5.0
	動作圧力(bar)	1.37	1.6~1.3	1.3	1.3~1.4
流量(gr/s)	90	90	270	400	—
圧縮機容量(gr/s)	110	110	330	160	—
補機損(kW)	220	220	830	260	—
カルノー効率	22.0	21.0	8.0	24.0	—

Table 1.6.2 接続部の抵抗、電圧降下、発熱

(1) ディスク内

接続位置 スロット No.	W _{con} (cm)	接続部		接続長さ $\ell_{con} = 0.5$ のときの 接続抵抗 $R_{con} (\ell)$	$\ell_{con} = 0.5$ m, $I_0 = 25900 A$ のとき の電圧降下 (μV)	そのときの ジオード損失 (mW)
		2-3	2-6			
3-4	2.7	1.80×10 ⁻¹¹	1.73 "	0.46	1.20	1.16
4-5	2.8	1.67 "	0.44	0.43	1.12	1.04
5-6	3.0	1.56 "	0.40	0.38	9.8	9.3
6-7	3.2	1.46 "	0.40	0.35	8.7	8.7
7-8	3.4	1.37 "	0.34	0.34	8.2	8.2
8-9	3.6	1.30 "	0.30	0.30	7.9	7.9
9-10	3.8	1.23 "	0.29	0.29	7.5	7.5
10-11	4.0	1.17 "	0.28	0.28	7.1	7.1
11-12	4.2	1.11 "	0.26	0.26	6.8	6.8
12-13	4.4	1.06 "	0.25	0.25	6.5	6.5
13-14	4.6	1.02 "	0.25	0.25	6.5	6.5
14-15	4.8	0.97 "	0.25	0.25	6.5	6.5
1 ディスク合計	—	3.39×10 ⁻¹⁰ Ω	8.77	8.77	0.227	0.227
1コイル合計	—	6.11×10 ⁻⁹ Ω	1.40	1.40	3.63	3.63
全コイル合計	—	9.77×10 ⁻⁸ Ω	2.24mV	2.24mV	5.81	5.81
(2) ディスク間						
1ヶ所	2.6 cm	1.80×10 ⁻¹¹ Ω	0.46	0.46	1.20	1.20
270ヶ所合計	—	4.86×10 ⁻⁹ Ω	0.126	0.126	3.25	3.25
総合計		1.03×10 ⁻⁷ Ω	2.37	2.37	6.14	6.14

Table 1.6.3 励磁または減磁による損失

スロット No.	Nb_3Sn 線中	Nb_3Sn 体積 $V (m^3)$	B_w/ZIC における 1 スロット内 の 2 重導体中の $J_c (A/m^2)$	1 スロット内 の 2 重導体の励磁 $Q (J)$	または減磁時の損失 $Q (W)$	$Q/t_0 (=5hr) (W)$
1	5664	1.69×10^{-4}	4.4×10^9	1.3	0.75×10^{-3}	
2	5664	1.68 "	4.4	1.3	0.75 "	
3	6372	1.87 "	4.3	1.8	0.98 "	
4	7316	2.22 "	4.2	2.3	1.3 "	
5	8850	2.66 "	4.1	3.2	1.7 "	
6	10384	3.10 "	4.0	4.1	2.3 "	
7	11800	3.52 "	3.9	5.0	2.8 "	
8	13216	3.99 "	3.8	6.0	3.4 "	
9	15340	4.49 "	3.7	7.3	4.1 "	
10	16992	5.04 "	3.6	8.4	4.7 "	
11	19234	5.59 "	3.5	9.8	5.4 "	
12	21004	5.95 "	3.4	10.8	6.0 "	
13	23128	6.23 "	3.4	12.6	7.0 "	
14	24662	6.43 "	3.3	13.5	7.5 "	
1 ディスク				1.75 KJ	0.097 W	
1 コイル				2.80 KJ	1.56 W	
全コイル				4.48 KJ	2.49 W	

Table 1.6.4 変流器コイル磁界の変化と超電導線結合

時刻(S)	時間(S)	磁界変化(I)	$B_p = 0.279T$ の時の 磁界変化率 $B(T/S)$	サイスト臨界長 ℓ_c (m)	超電導線 結合の有無
0→10	10	$B_p \searrow -0.69B_p$	0.047	0.042	結合あり
10→120	110	$-0.69B_p \nearrow -B_p$	0.00079	0.33	結合なし
120→130	10	$-B_p \nearrow -0.5B_p$	0.014	0.078	結合あり
130→140	10	$-0.5B_p$ 交らず	0.0	—	—
140→160	20	$-0.5B_p \nearrow 0$	0.0070	0.11	結合あり
160→180	20	$0 \nearrow B_p$	0.014	0.078	結合あり

Table 1.6.5 No. 8 スロットの複合超電導の仕様

複合超電導線の厚さの $1/2$	a_3	2.25×10^{-3} m
複合超電導線の幅	b_2	3.3 "
超電導領域の厚さの $1/2$	a_2	1.75 "
超電導領域の内側基材の厚さの $1/2$	a_1	0.75 "
幅	b_1	1.25 "
1 ディスクの複合電導線の長さの合計	ℓ	2020 m
超電導素線 直径		0.5×10^{-3} m
超電導素線 本数		112
超電導芯線 (Nb_3Sn) 直径	d	0.022×10^{-3} m
超電導芯線 (Nb_3Sn) 本数	n	13216
基材以外が複合線に占める占積率	η	0.19
基材の抵抗率	ρ	$5.5 \times 10^{-10} \Omega \text{m}$
(No. 8 スロットの平均磁界 6.5 T で)		
線臨界電流密度	J_c	$3.1 \times 10^9 A/m^2$
(No. 8 スロットの平均磁界 6.5 T で)		
超電導部分平均磁界電流密度	J_{ca}	$5.6 \times 10^8 A/m^2$
磁束が超電導領域の中央に達する磁界	B_s	0.70 T

Table 1.6.6 変流器コイル磁界によって1ディスクの超電導線に生ずる発熱

τ (S)	1 0	1 1 0	1 0	2 0	2 0	
B_f (T)	$-0.692B_p$	$-B_p$	$-0.5B_p$	0	B_p	
B_i (T)	0	$-0.692B_p$	$-B_p$	$-0.5B_p$	0	
結合の有無	ア リ	ナ シ	ア リ	ア リ	ア リ	
f (Hz)	7.693×10^{-3}	6.993×10^{-4}	1.250×10^{-2}	6.25×10^{-3}	1.25×10^{-3}	
τ_s (S)	1 6.6 8	3.39×10^3	1 3.3 3	4.0	2 0.	
j (m)	0.1 3 5	0.4 4 6	0.1 0 6	0.1 4 9	0.1 0 6	
損	P_{ch}	6.9		1 8.1	1.3	1 0.3
	P_{ce1}	0.0 2		0.1 4	0.0 1	0.1 4
	P_{ce2}	~0		~0	~0	~0
	P_c	6.9		1 8.2	1.3	1 0.4
失 (W)	P_{uh}		0.1 3 5			
	P_{ue}		0.0 0 0 6			
	P_u		0.1 3 6			
$Q_c + Q_u / 180$ (W)						2.7 8
発 熱 量 (J)	Q_{ch}	6 9		1 8 1	2 6	2 0 6
	Q_{ce1}	0.2		1.1.4	0.2	2.8
	Q_{ce2}	~0		~0	~0	~0
	Q_c	6 9		1 8 2	2 6	2 0 9
	Q_{uh}		1 4.9			
	Q_{ue}		0.0 7			
$Q_c + Q_u$ (J)						5 0 1

$$* \quad B_p = 0.279 \text{ (T)}$$

Table 1.6.7 垂直磁界およびプラズマ電流磁界により
1ディスクの超電導線に生ずる発熱

		垂 直 磁 界	プラズマ電流磁界
τ (s)		1 0	1 0
Bf (T)		0.318	0.214
Bi (T)		0	0
結 合 の 有 無		ア リ	ア リ
f (Hz)		0.025	0.025
τ (s)		1 0	1 0
d (m)		0.075	0.075
損失 (W)	P_{ch}	3.06	9.4
	P_{cel}	0.71	0.32
	P_{ce2}	0.005	0.002
	P_c	3.13	9.7
発熱量 (J)	Q_{ch}	306	9.4
	Q_{cel}	7.1	3.2
	Q_{ce2}	0.05	0.02
	Q_c	313	9.7
1サイクルの発熱量		626	194
平均 損失		3.48	1.08

Table 1.6.8 ポロイダル磁界によって全超電導線に生ずる発熱

磁界の種類	1サイクル(180s) の発熱量(KJ)	平均発熱(KW)	最大瞬間発熱(KW)
変流器コイル磁界	128	0.71	4.7(10sec間)
垂 直 磁 界	160	0.90	8.0(10sec間)
プラズマ電流磁界	49.7	0.28	2.5(10sec間)
合 計	338	1.89	15.2(10sec間)

Table 1.6.9 ディスクにおける渦電流発熱

	$B_p^2 (T^2)$	$\tau_0 (sec)$	$Q (KJ)$ 式(8.29)による	$Q (KJ)$ $\langle EDDY \rangle$ による
Vertical Field Coil	0.101	10	2.33	2.14
	0.101	10	2.33	2.14
OH Coil	0.0777	10	1.792	1.650
	0.0777	110	0.163	0.150
	0.0497	10	1.15	1.06
	0.112	20	1.29	1.19
Plasma Current	0.045	10	1.06	0.97
	0.045	10	1.06	0.97
Total	—	—	11.18	10.27

Table 1.6.10 各部分における渦電流発熱

	発熱量(1サイクル)	平均発熱量
超電導ディスク	11.2 KJ	0.062 KW
ヘリウム槽	2.8 "	0.015 "
支持シリンドラ	3.4 "	0.019 "
支持梁	8.4 "	0.046 "
合計	25.8 "	0.143 "

Table 1.6.11 冷却負荷

超電導損	1.89 KW
放射線損	0.79 KW
渦電流損	0.14 KW
伝導	3.98 KW
パワーリード	0.99 KW
合計	7.79 KW

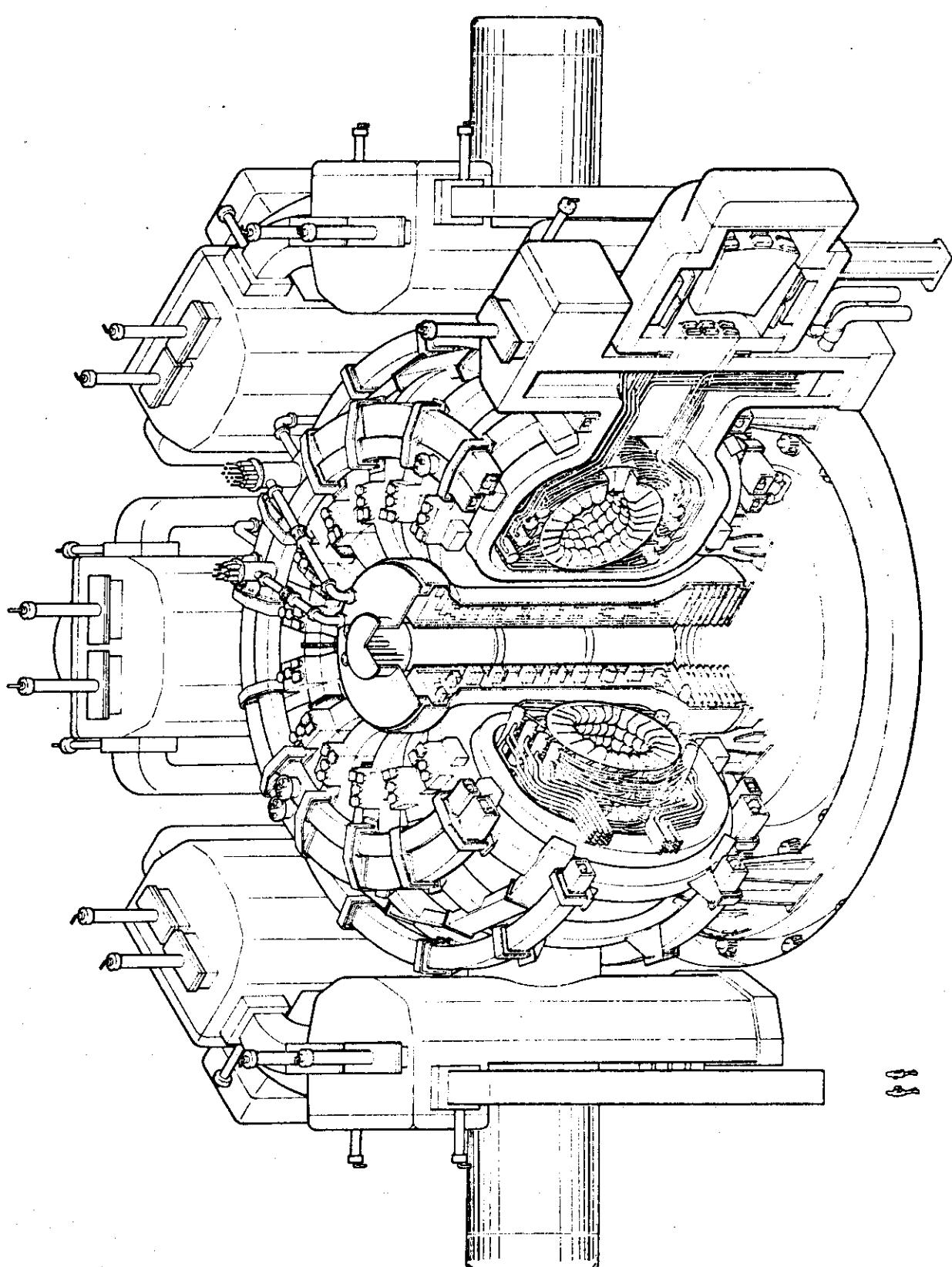


Fig. 1.1.1 Overview of the JXFR

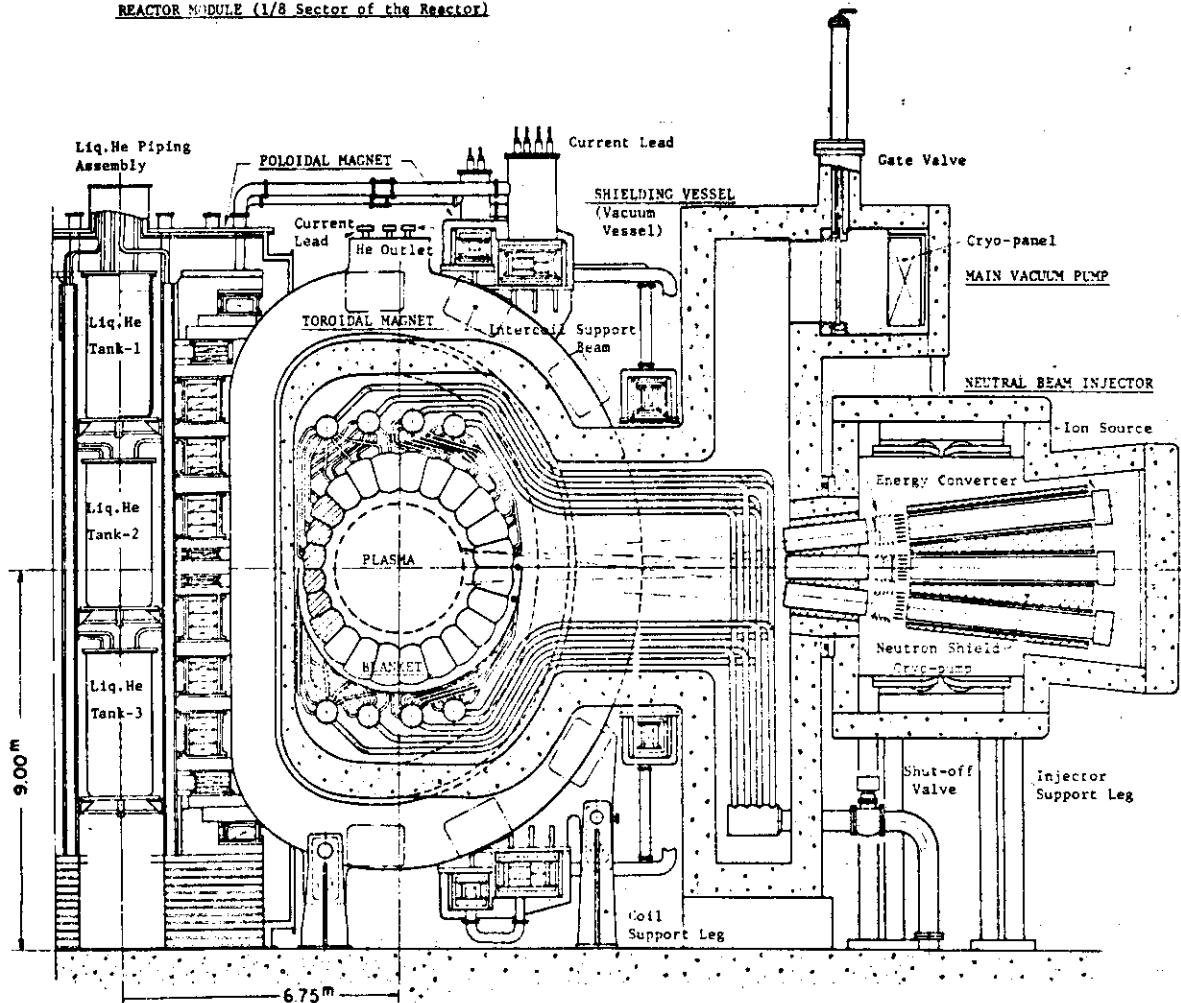
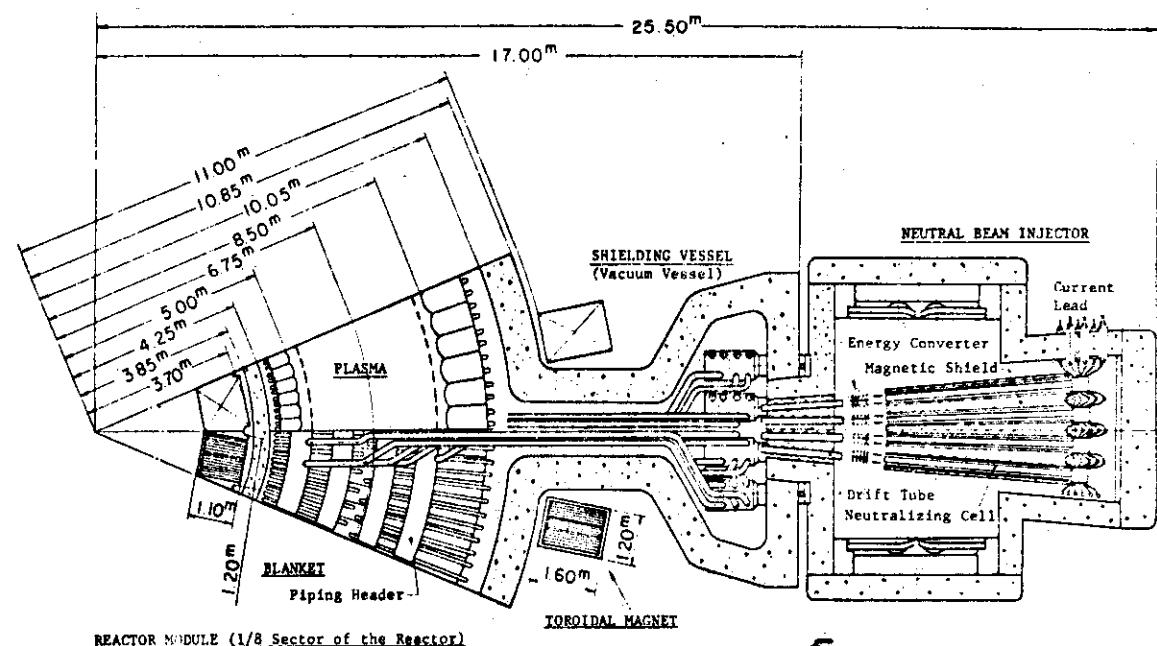


Fig. 1.1.2 Cross-sectional view of the JXFR

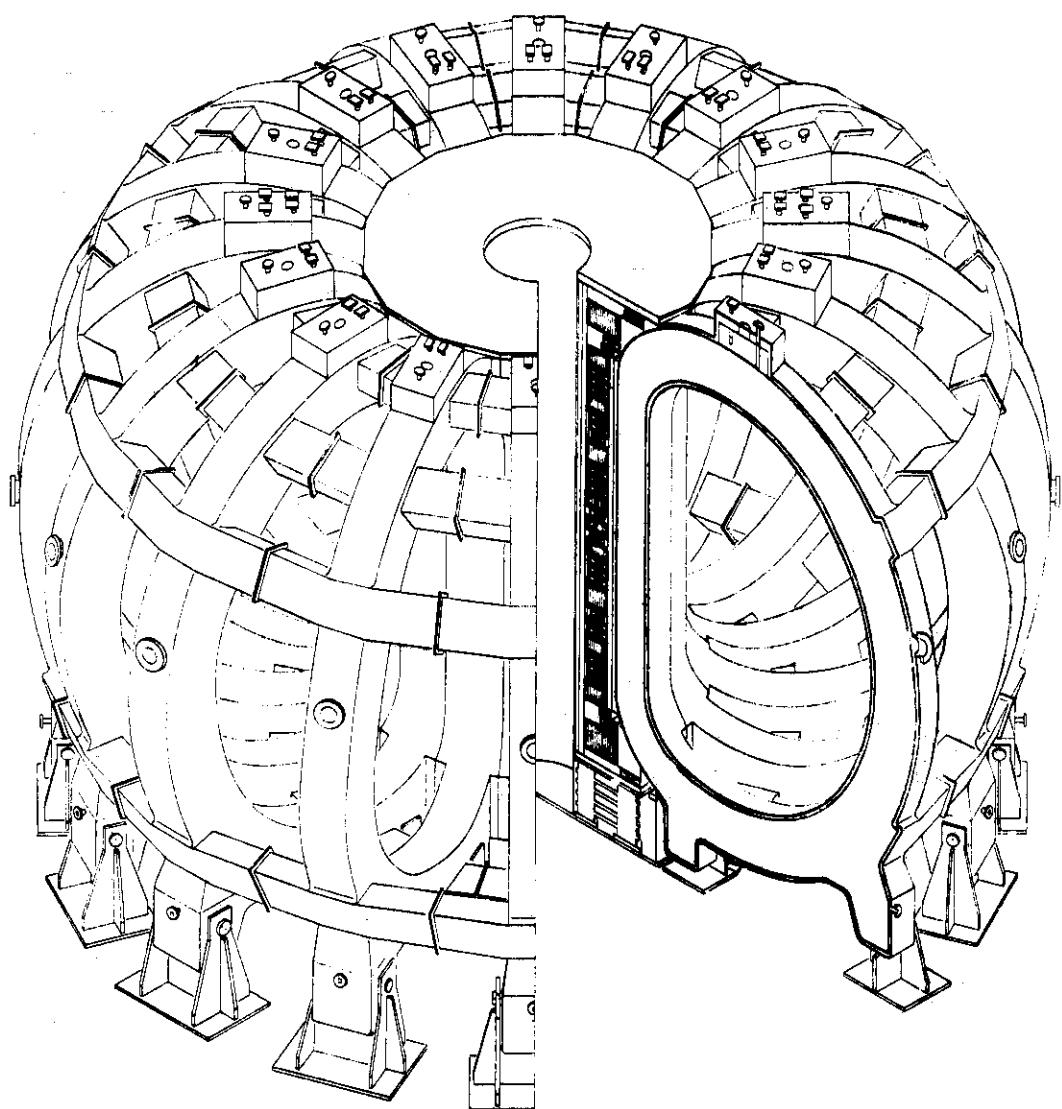


Fig. 1.1.3 超電導トロイダルマグネット鳥瞰図

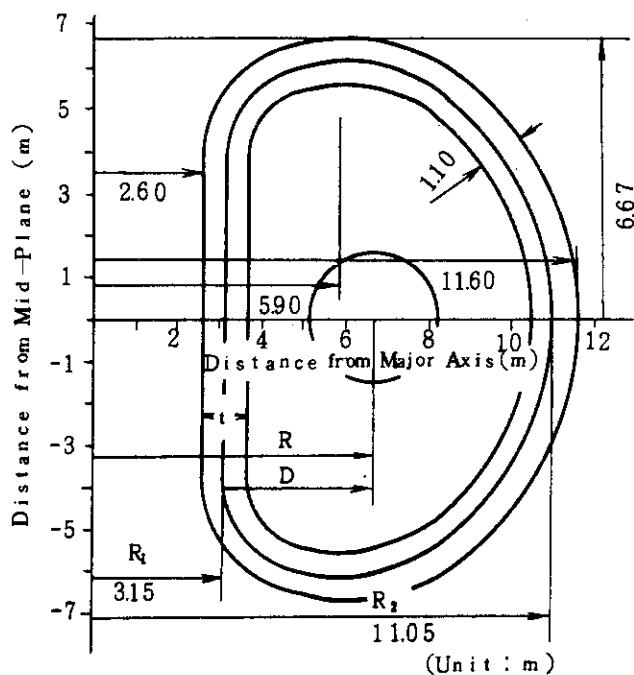


Fig. 1.1.4 Constant Tension D型形状

(本設計形状の基本となったもの)

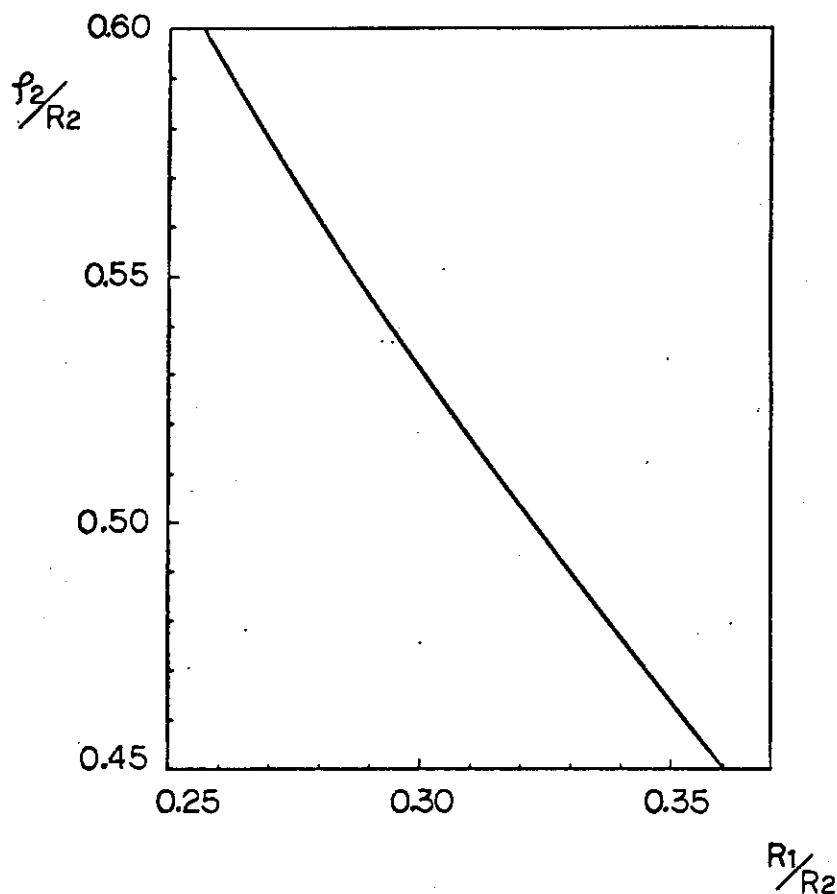
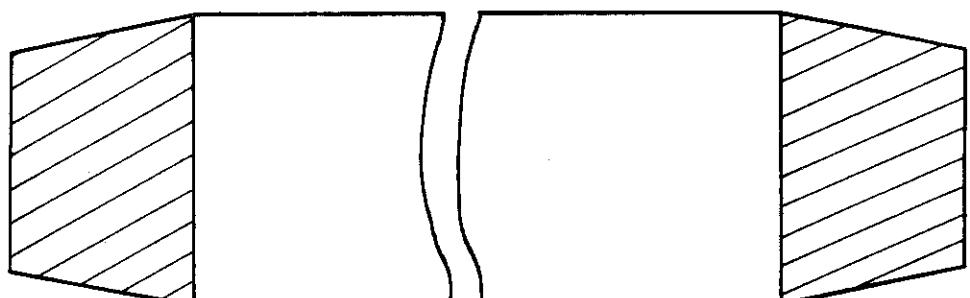


Fig 1.1.5 Modified Constant Tension

における p_2/R_2 vs R_1/R_2



トロイド中心

Fig. 1.1.6 台形断面コイル

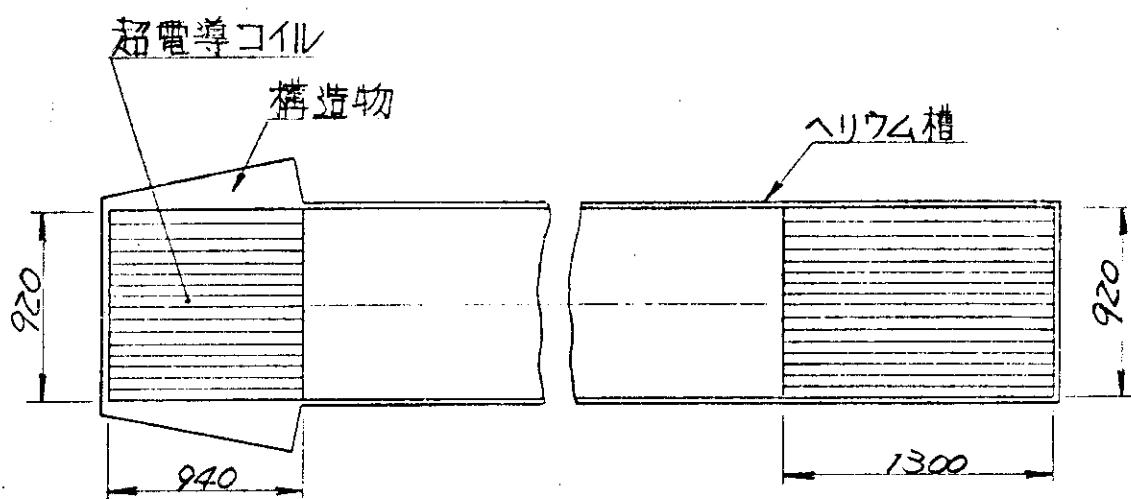


Fig. 1.1.7 本設計の矩形断面コイル

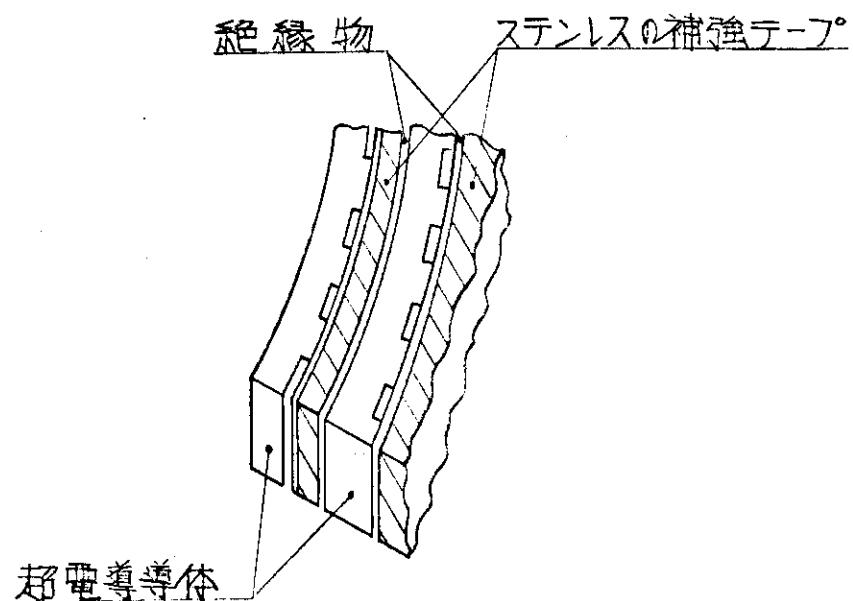
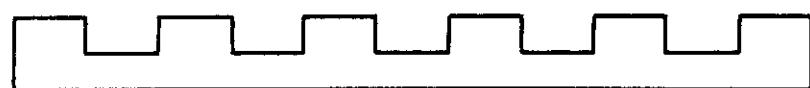
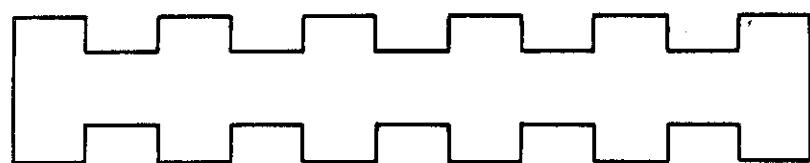


Fig. 1.1.8 パンケーキ巻線の1例



(a) 片面スロット



(b) 両面スロット

Fig. 1.1.9 ディスクの方式

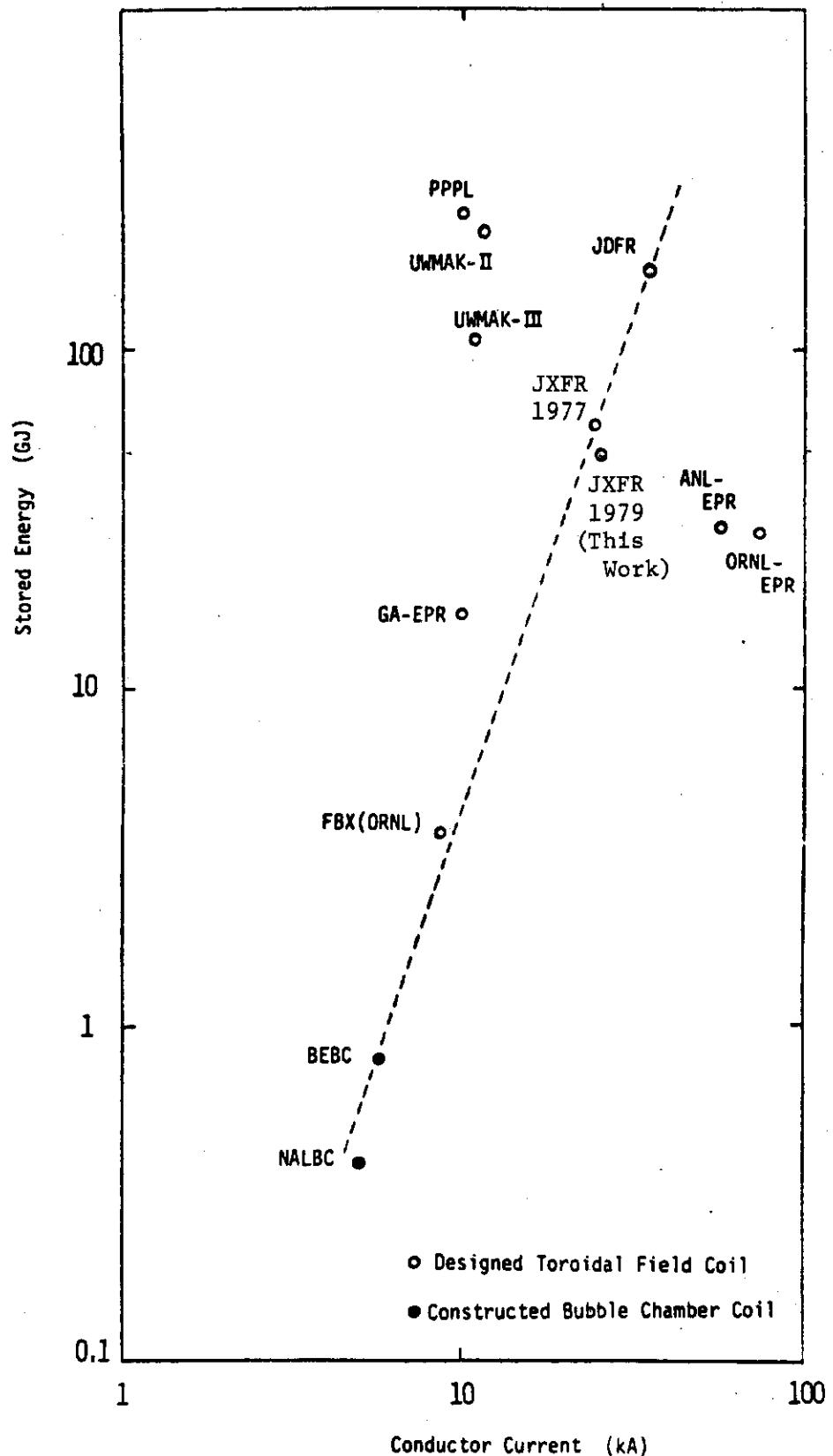
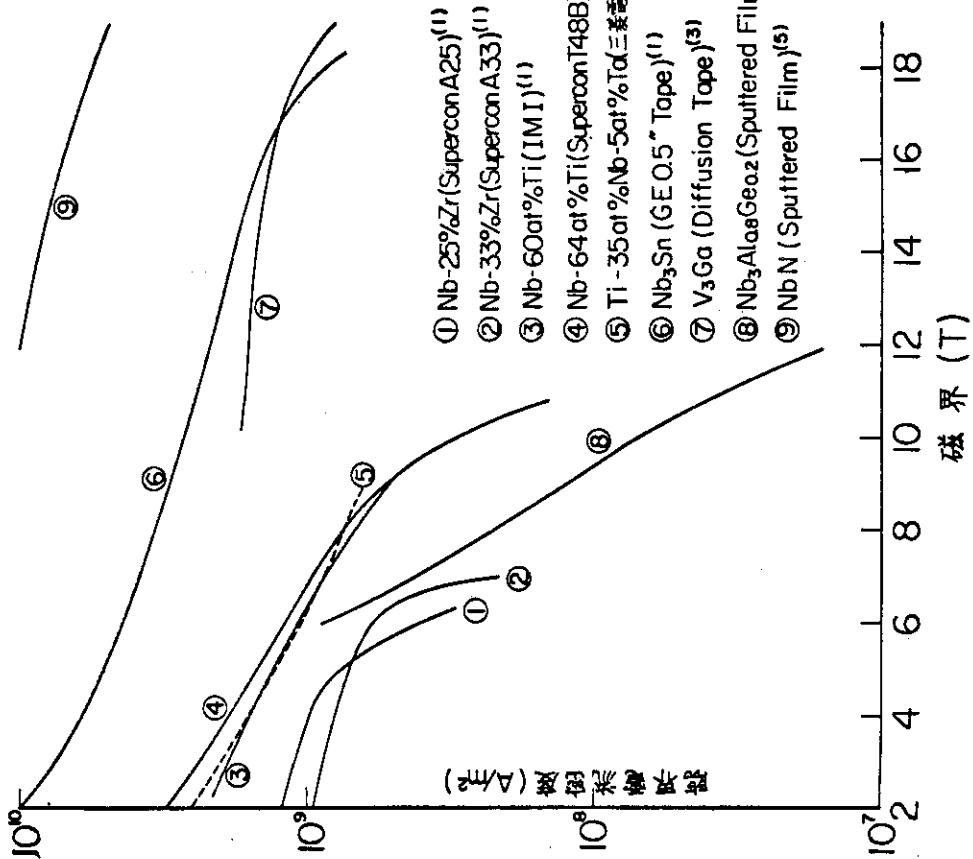
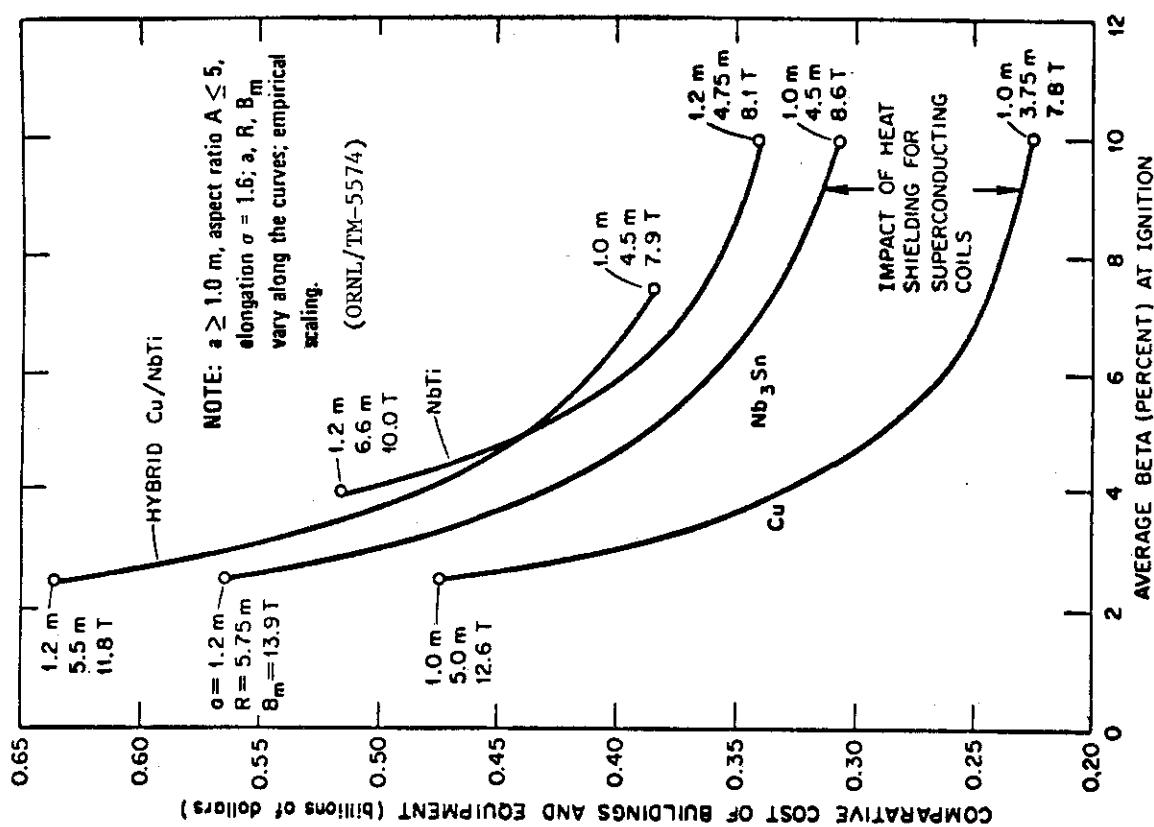


Fig. 1.1.10 Current and Stored Energy of Superconducting Magnets



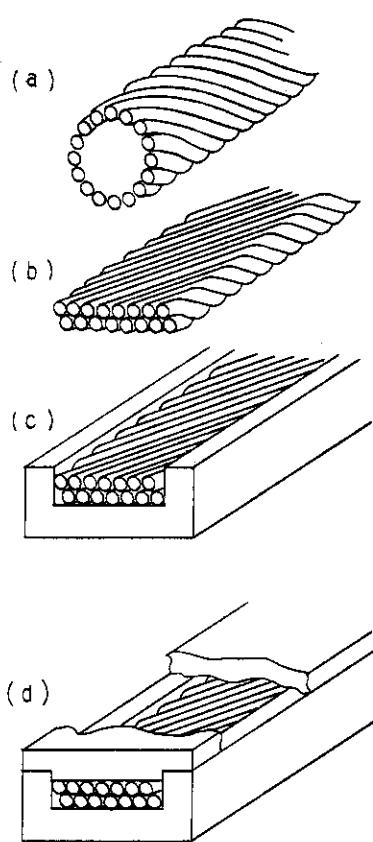


Fig. 1.2.3 ソルダー方式複合超電導線の製法の一例

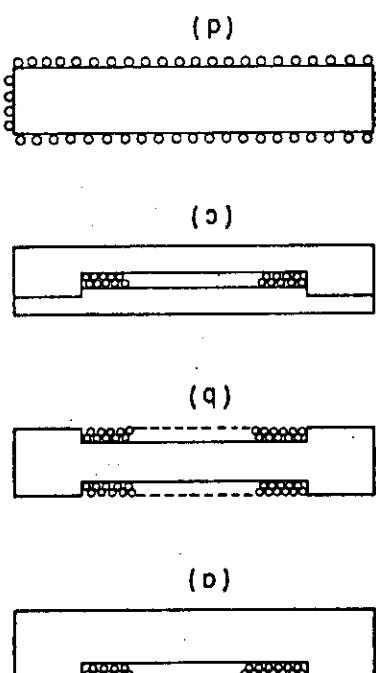


Fig. 1.2.4 各種ソルダー方式超電導線

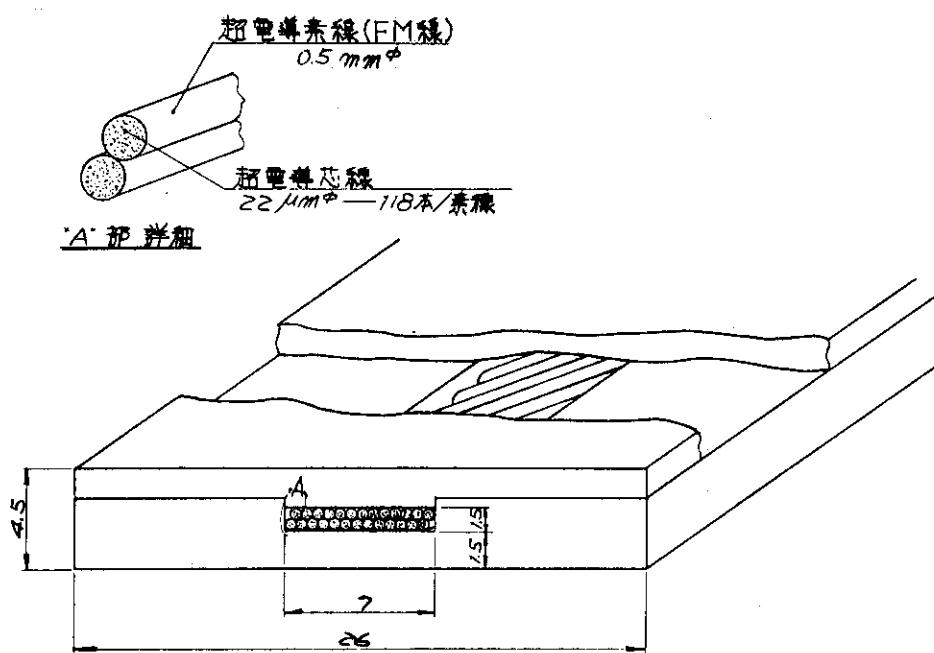


Fig. 1.2.5(a) 複合超電導線 (No. 1 スロット用)

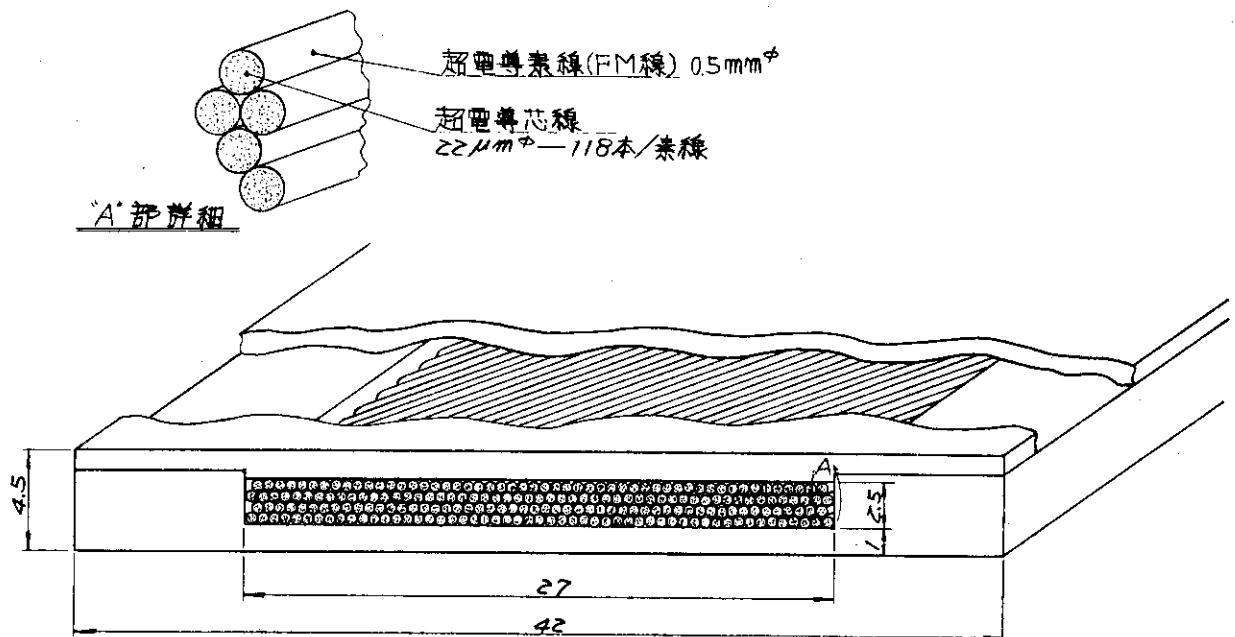


Fig. 1.2.5(b) 複合超電導線 (No. 14 スロット用)

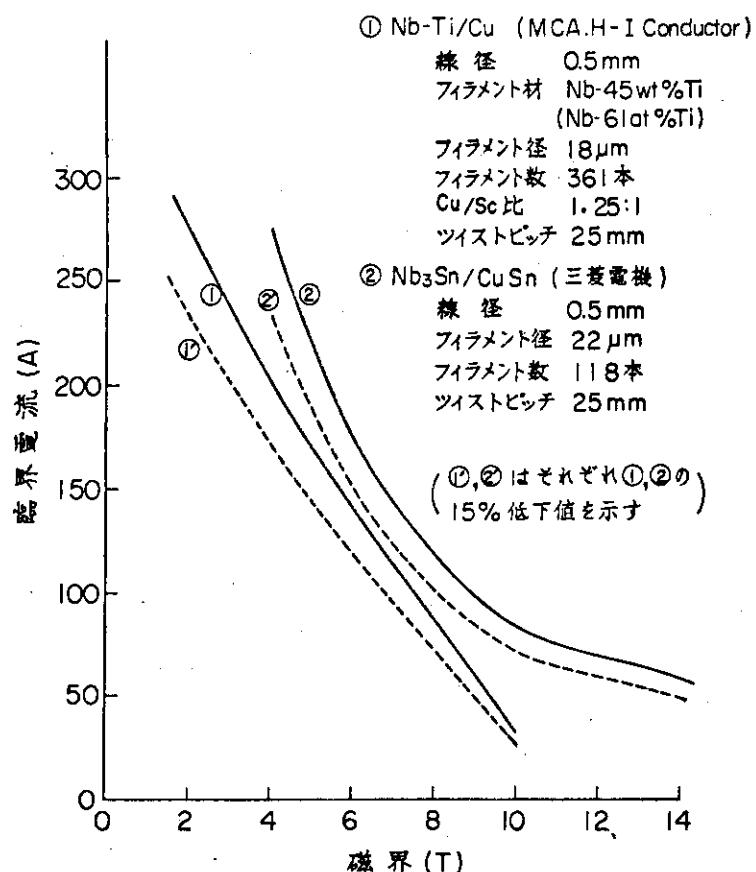


Fig. 1.2.6 Nb - Ti 系およびNb₃Sn系極細多芯複合超電導線(0.5mm径)の臨界電流

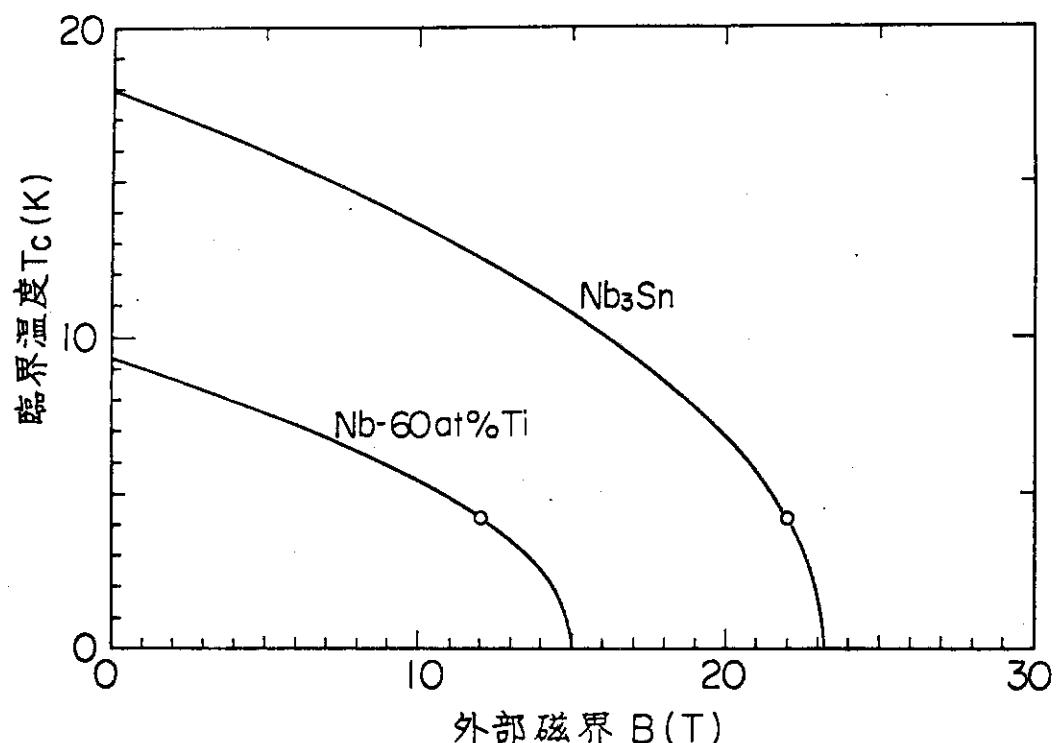


Fig. 1.2.7 磁界 B における臨界温度 Tc

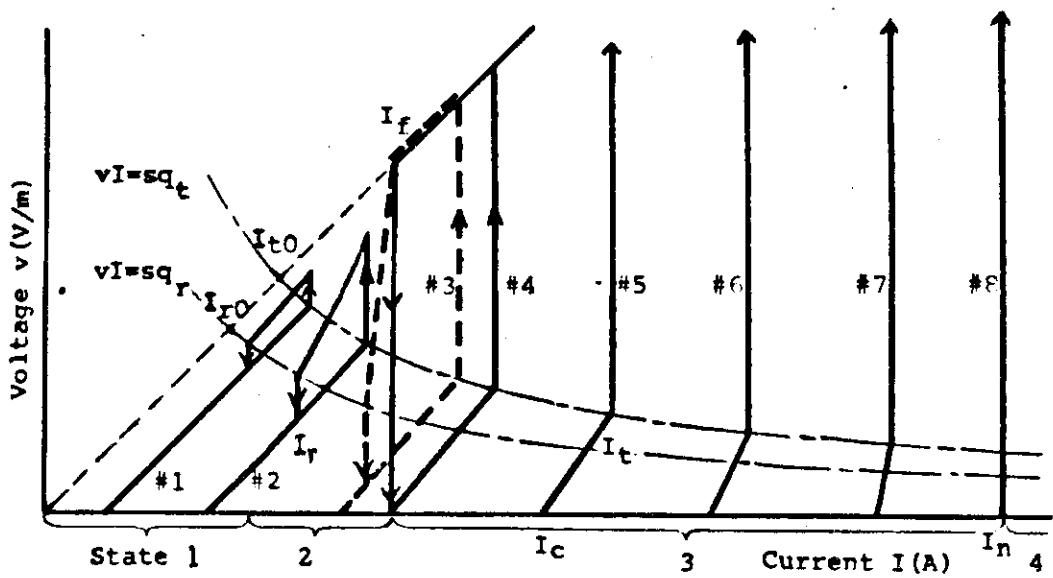
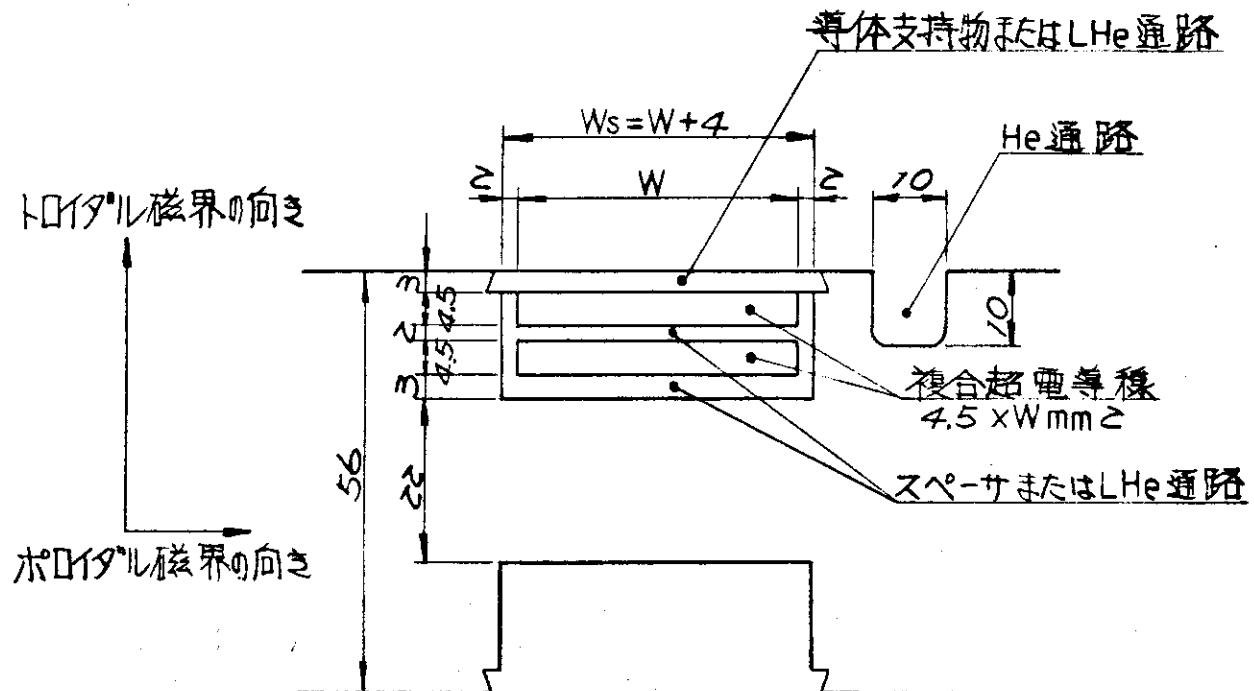
Fig. 1.2.8 Nb₃Sn 複合超電導線の電圧-電流特性

Fig. 1.2.9 ディスクスロット部

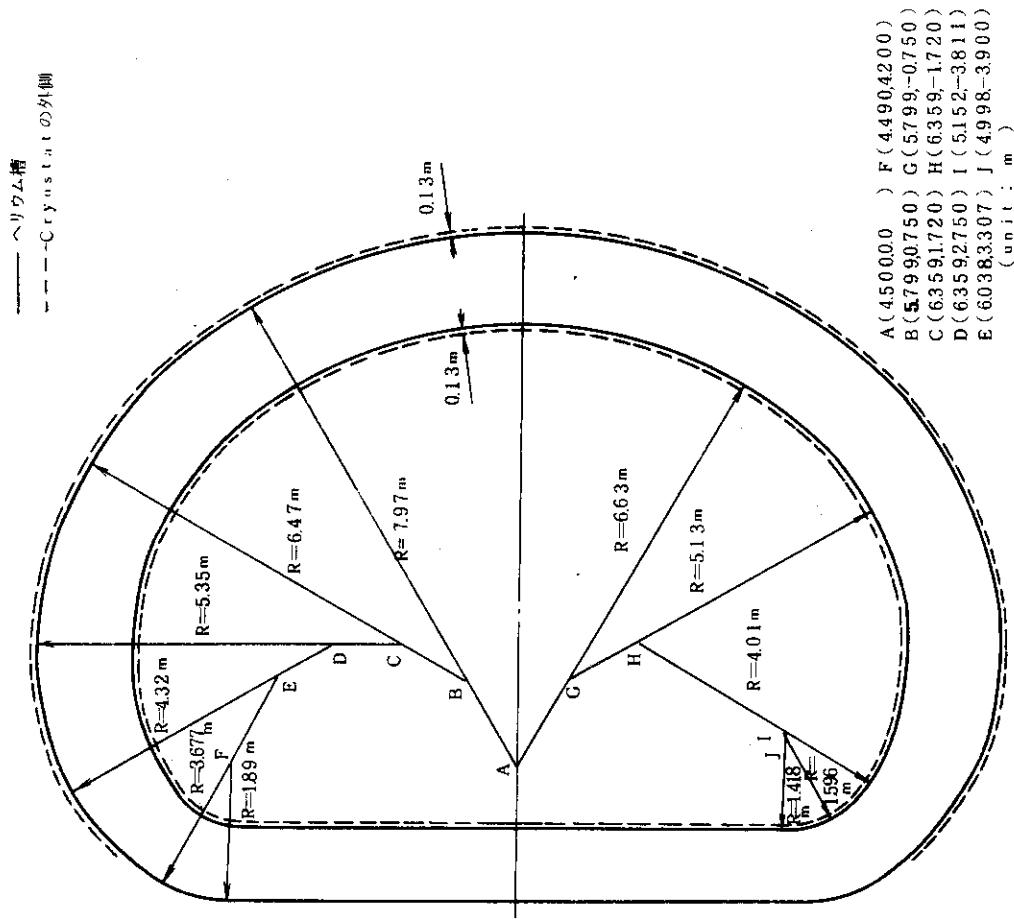


Fig. 1.3.2 トロイダルコイルの寸法と形状

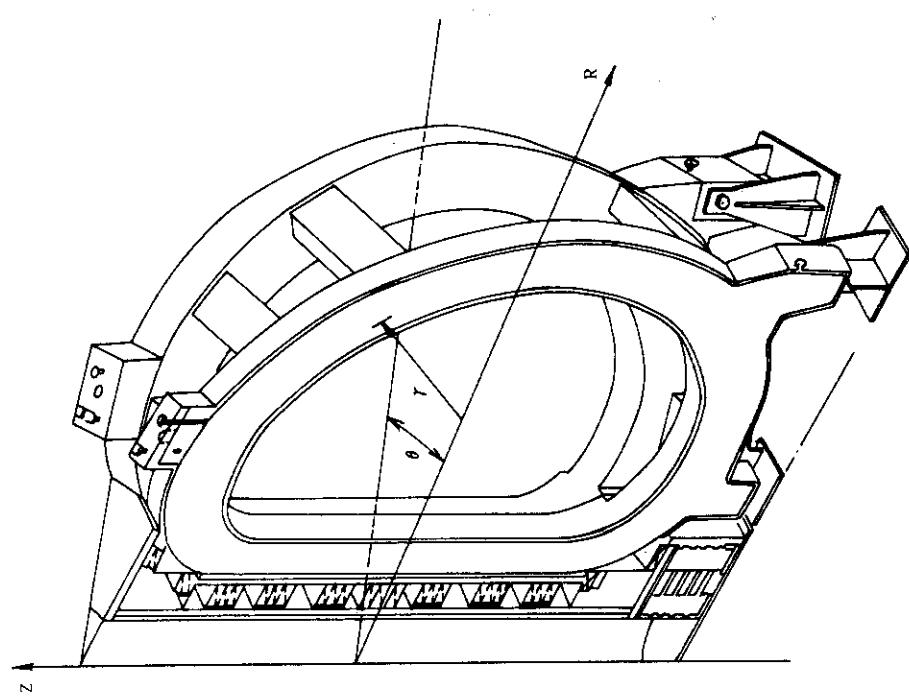


Fig. 1.3.1 トロイダルマグネットにおける座標

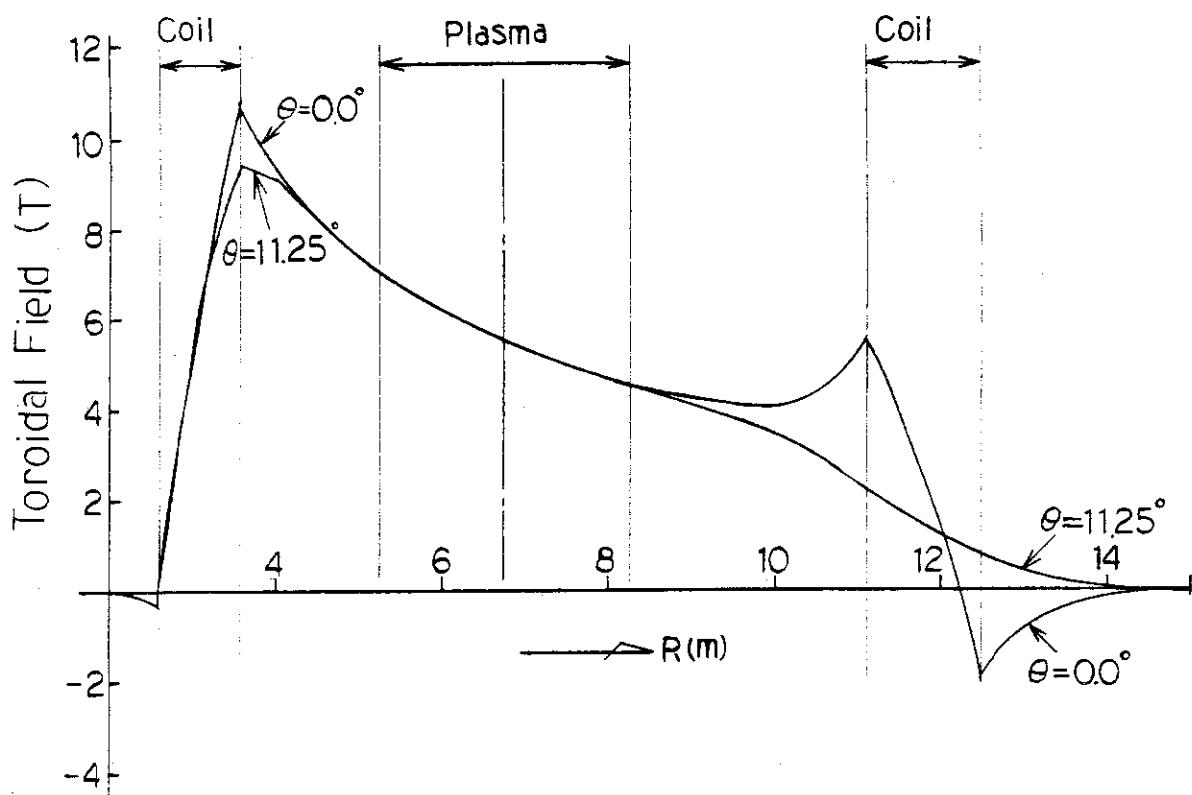


Fig. 1.3.3 トロイダル磁界分布 (R-θ平面)

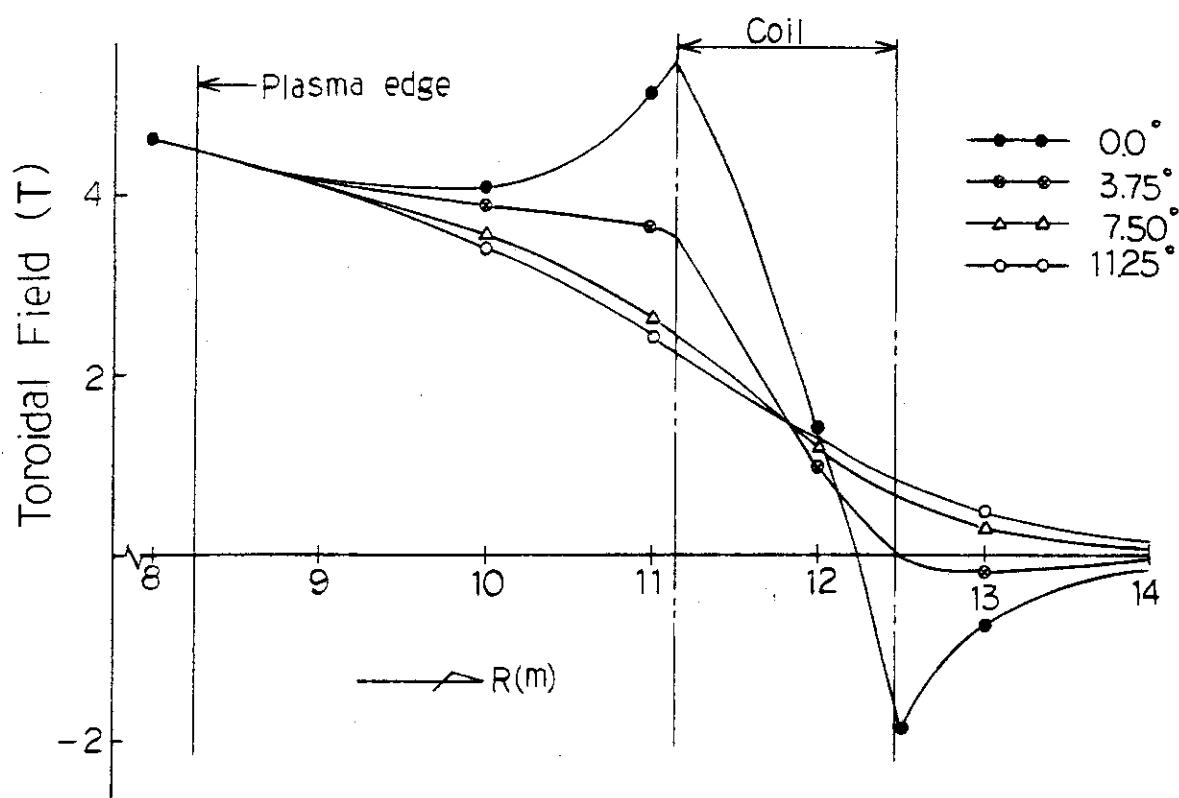


Fig. 1.3.4 トロイダル磁界分布 (R = 8 ~ 14 m, R-θ平面)

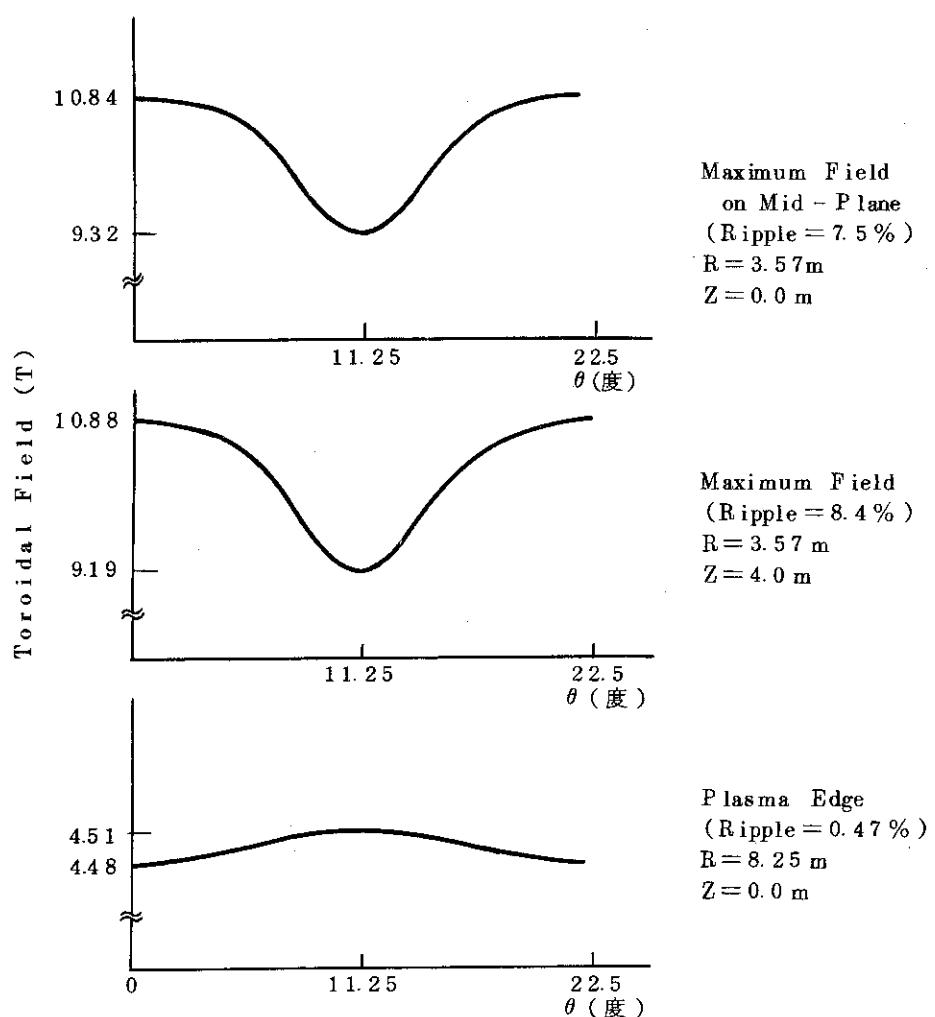
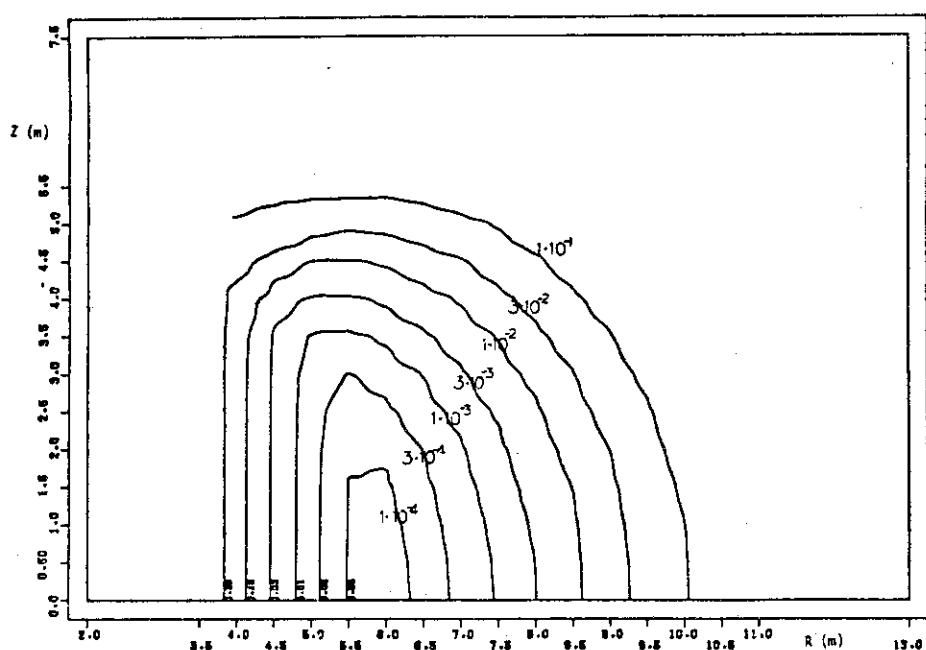
Fig. 1.3.5 トロイダル磁界の θ 方向分布とリップル

Fig. 1.3.6 トロイダル磁界リップルの空間分布

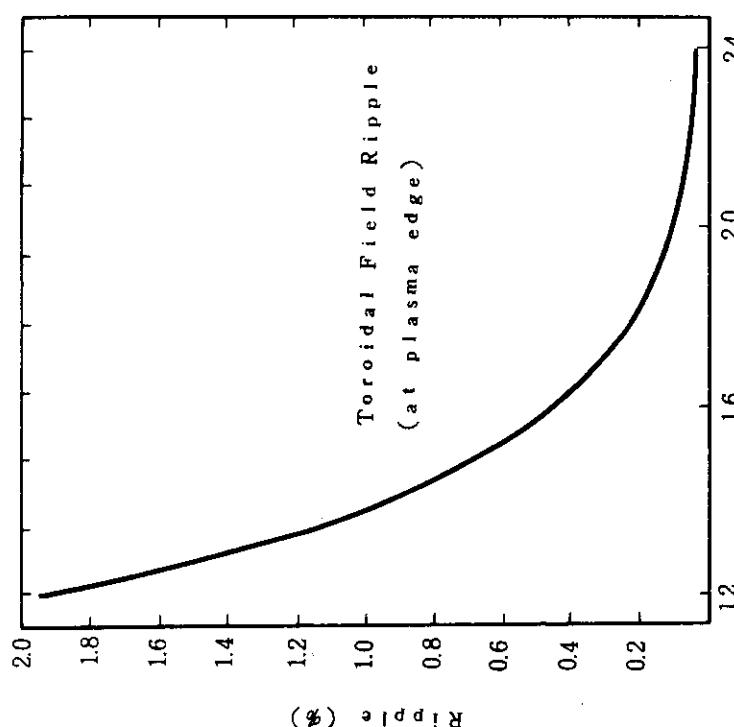


Fig. 1.3.8 コイル個数と最大リップル

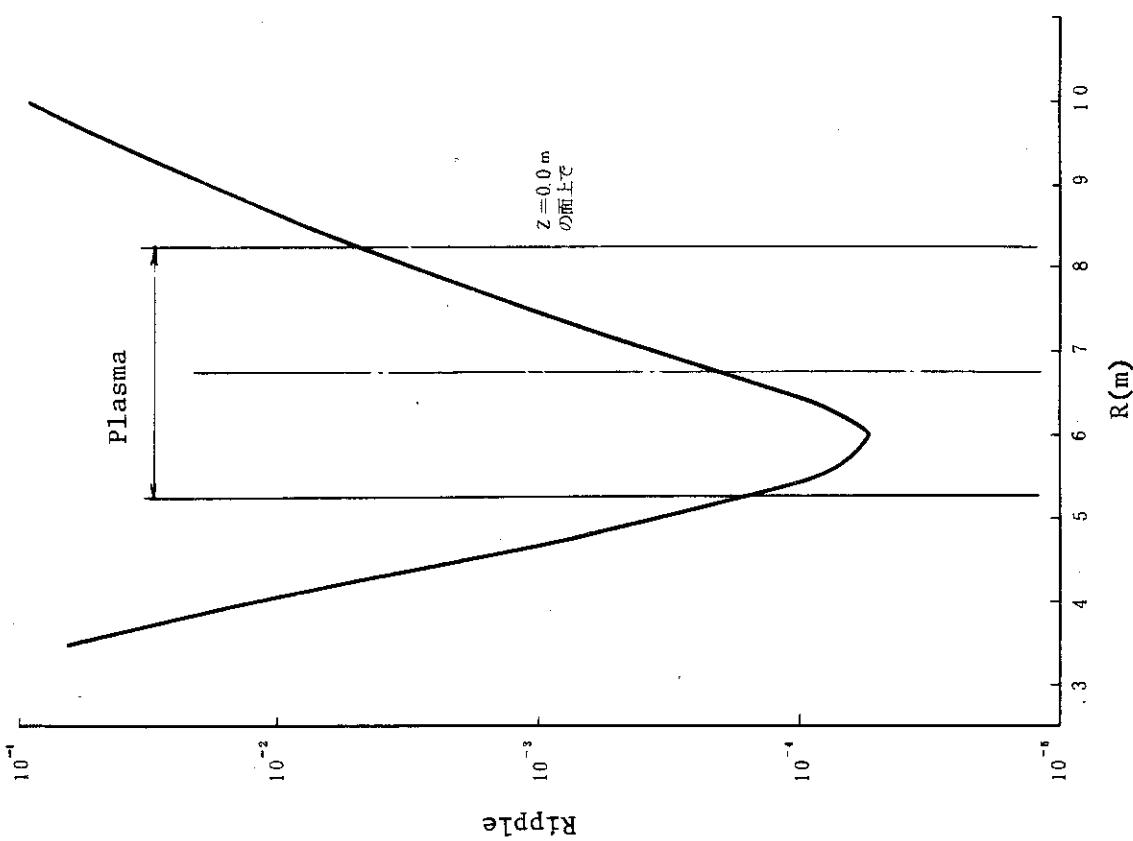


Fig. 1.3.7 トロイダル磁界リップルの空間分布 (Mid-plane)

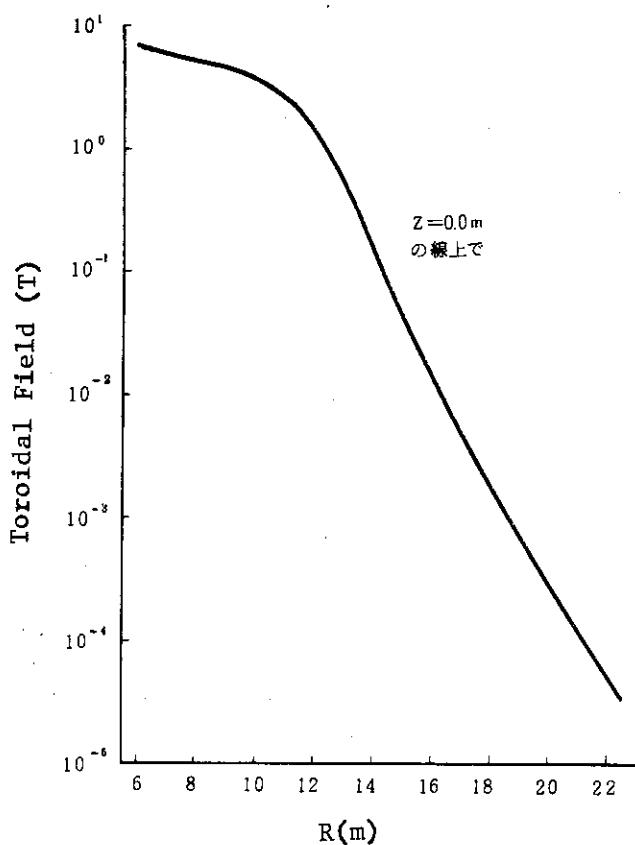


Fig.1.3.9 トロイダル磁界の洩れ (R 方向)

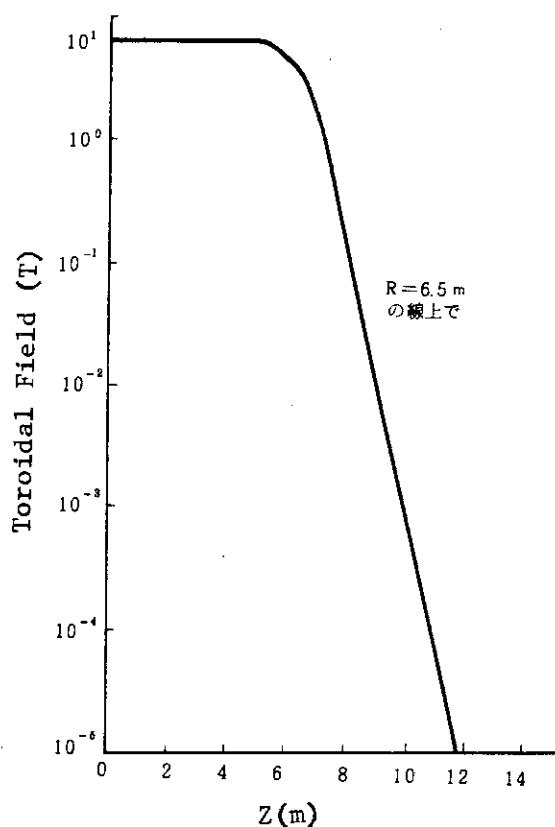


Fig.1.3.10 トロイダル磁界の洩れ
(Z 方向)

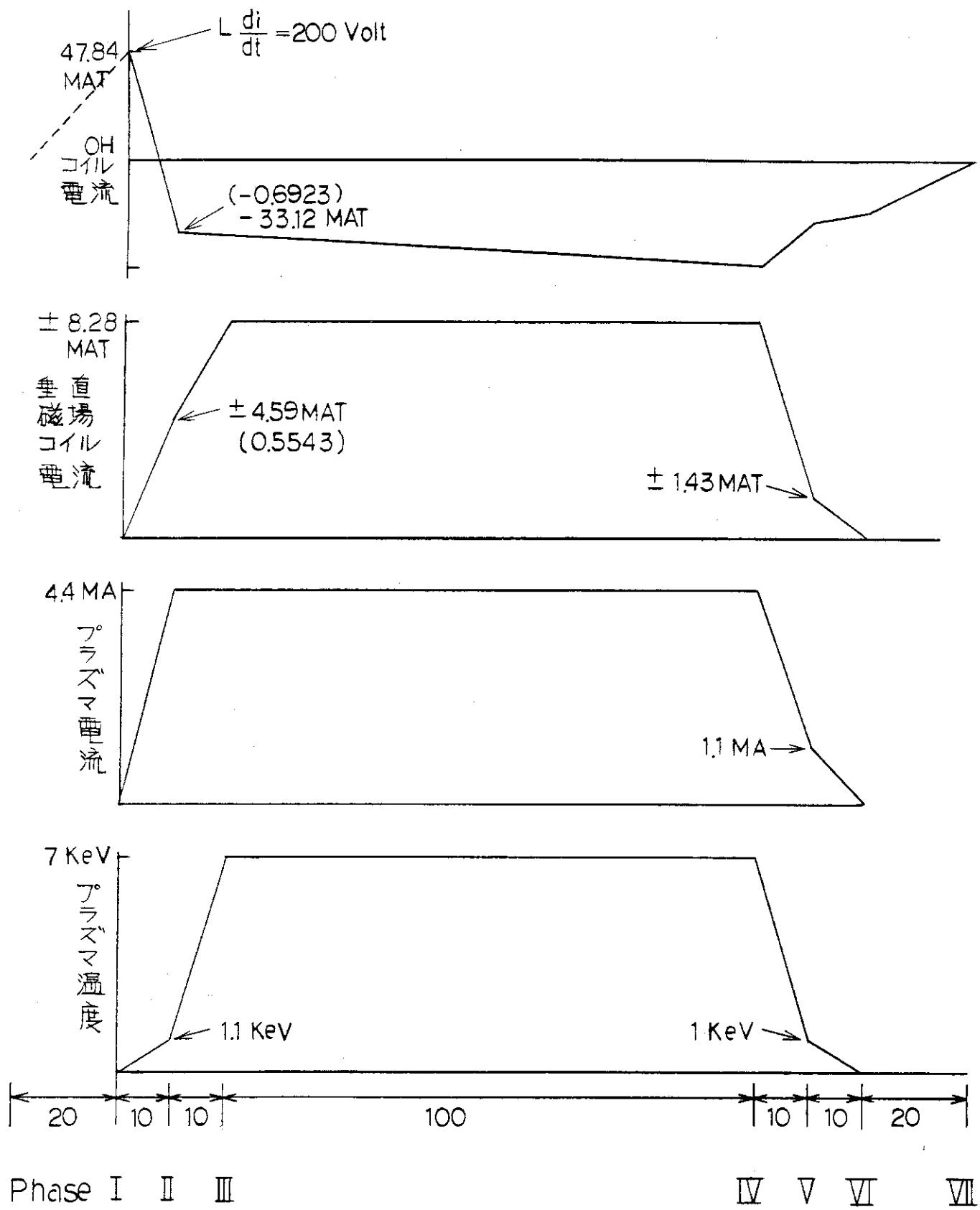


Fig. 1.3.11 ポロイダル電流運転モード

JXFR-2ND VERTICAL FIELD COIB-VERT

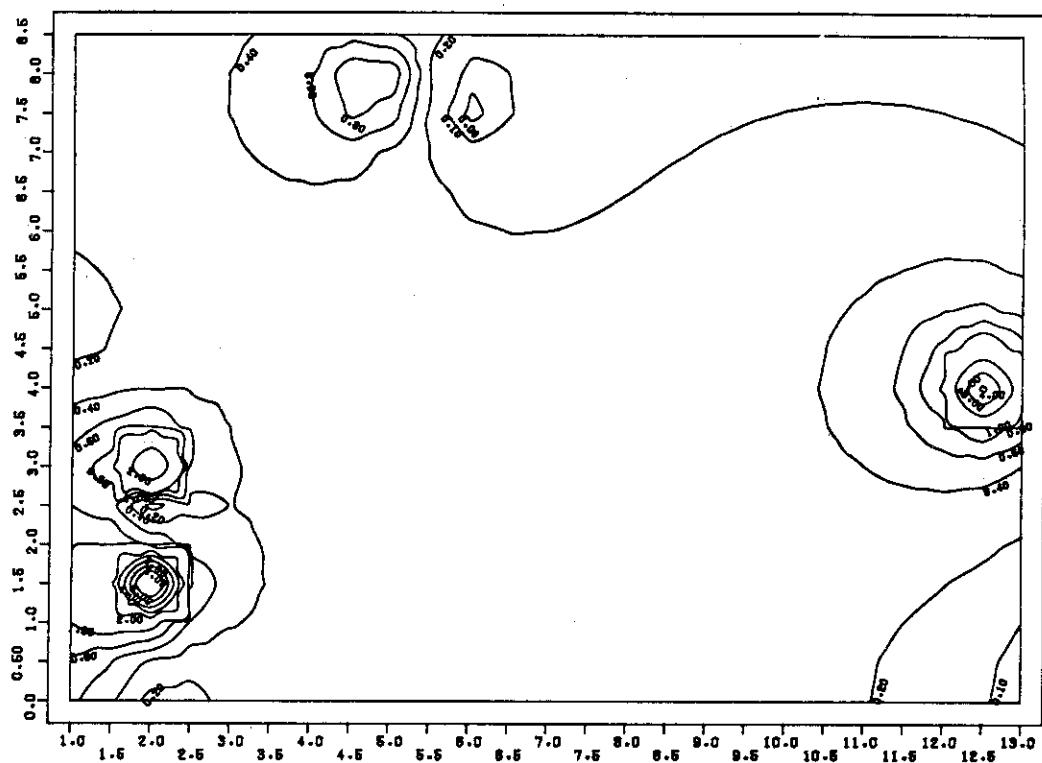
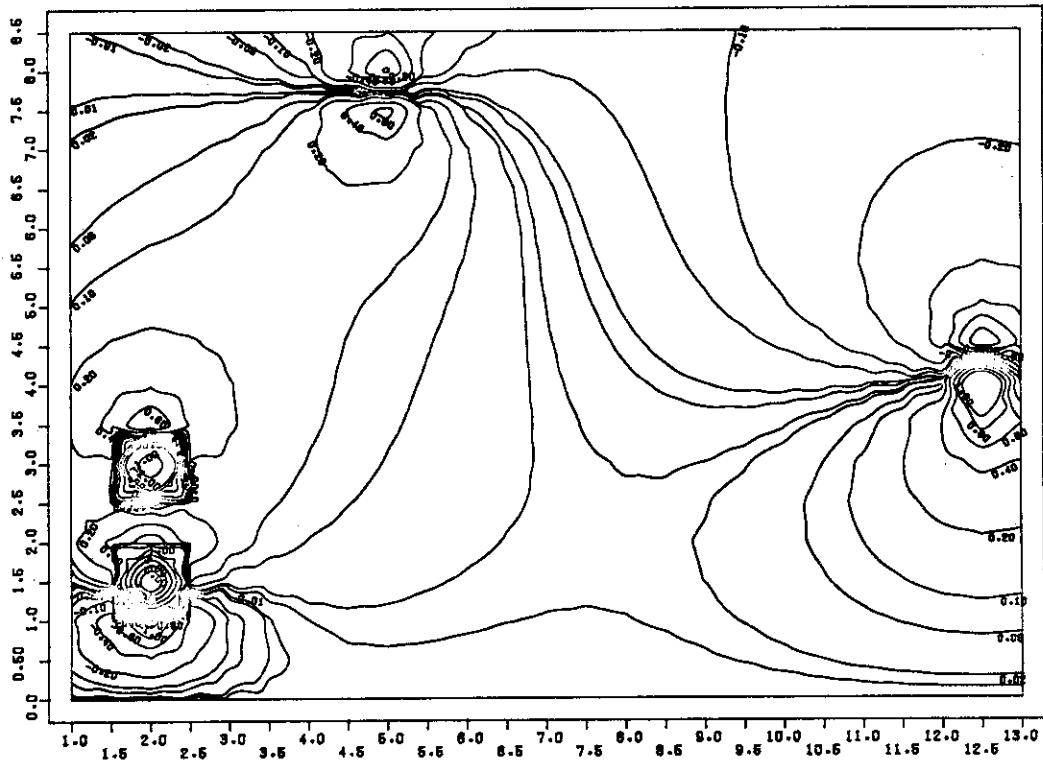
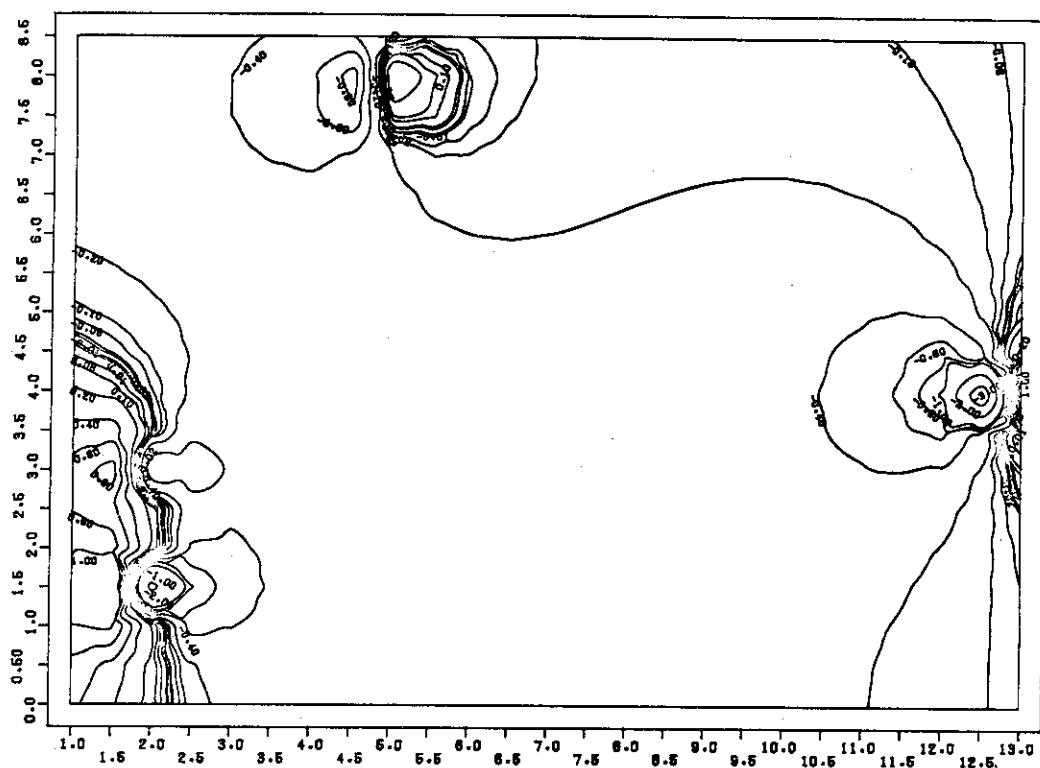
SCALING FACTOR (TAKARA) = 10^8

Fig. 1.3.12 B (V コイル)

JXFR-2ND VERTICAL FIELD COIBR-VERT

SCALING FACTOR (TAKARA) = 10^8 Fig. 1.3.13 B_R (V コイル)

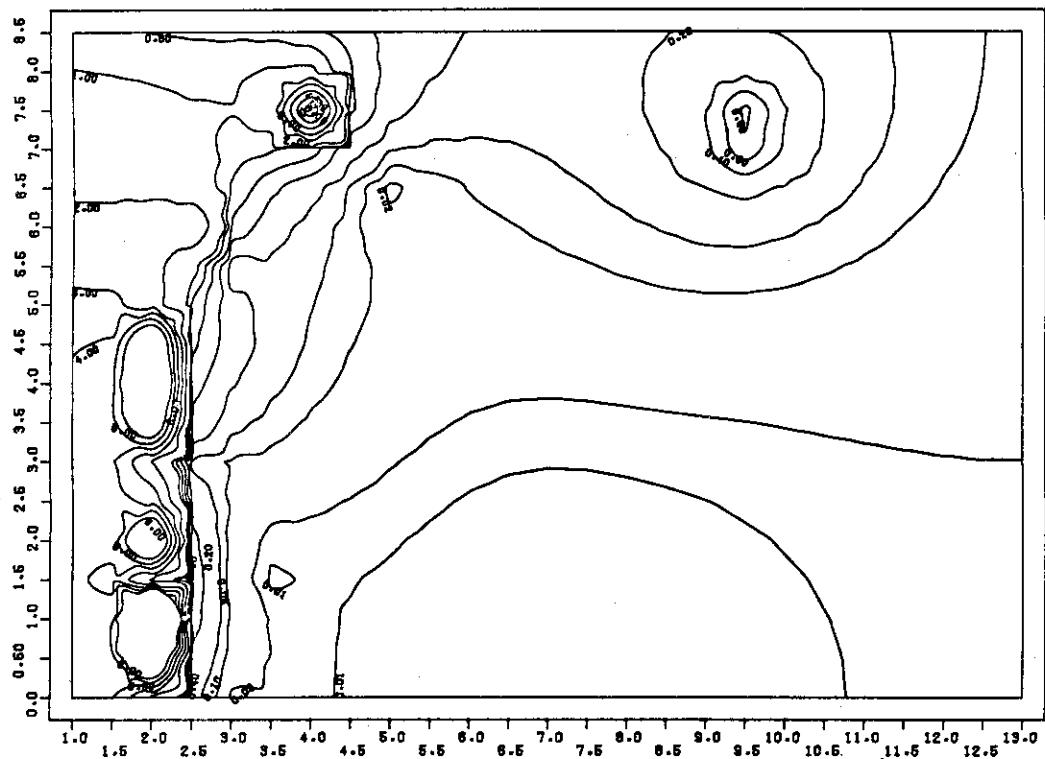
JXFR-2ND VERTICAL FIELD COILZ-VERT

SCALING FACTOR (TAKASA) $\times 10^6$ Fig. 1.3.14 B_z (Vコイル)

JXFR-2ND

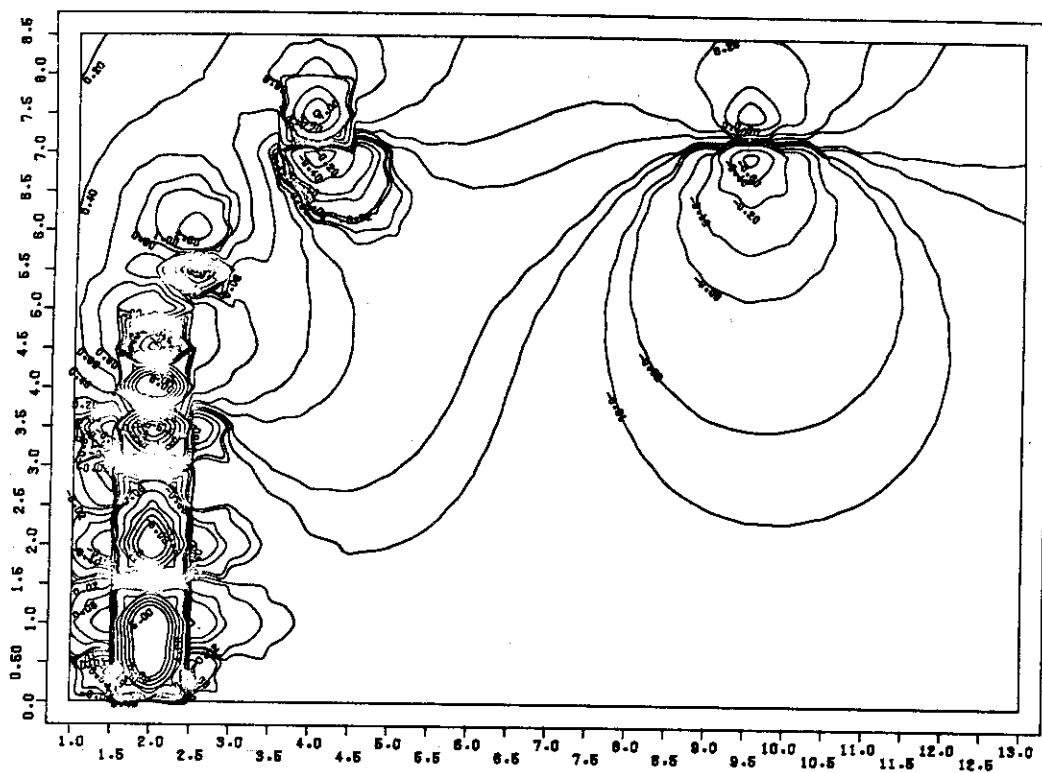
OH COIL

B-OH

SCALING FACTOR (TAKASA) $\times 10^6$ Fig. 1.3.15 B (OHコイル)

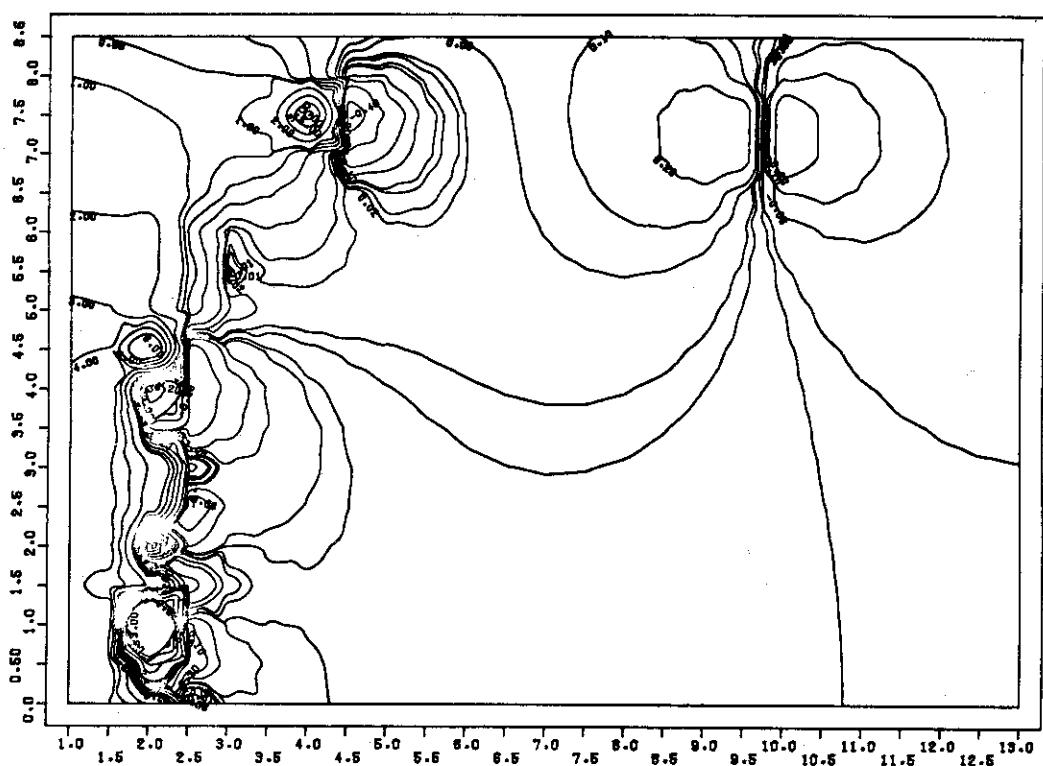
JXFR-2ND OH COIL

BR-OH

Fig. 1.3.1 6 B_R (OH コイル)

JXFR-2ND OH COIL

BZ-OH

Fig. 1.3.1 7 B_Z (OH コイル)

JXFR-2ND PLASMA

B-PLAS

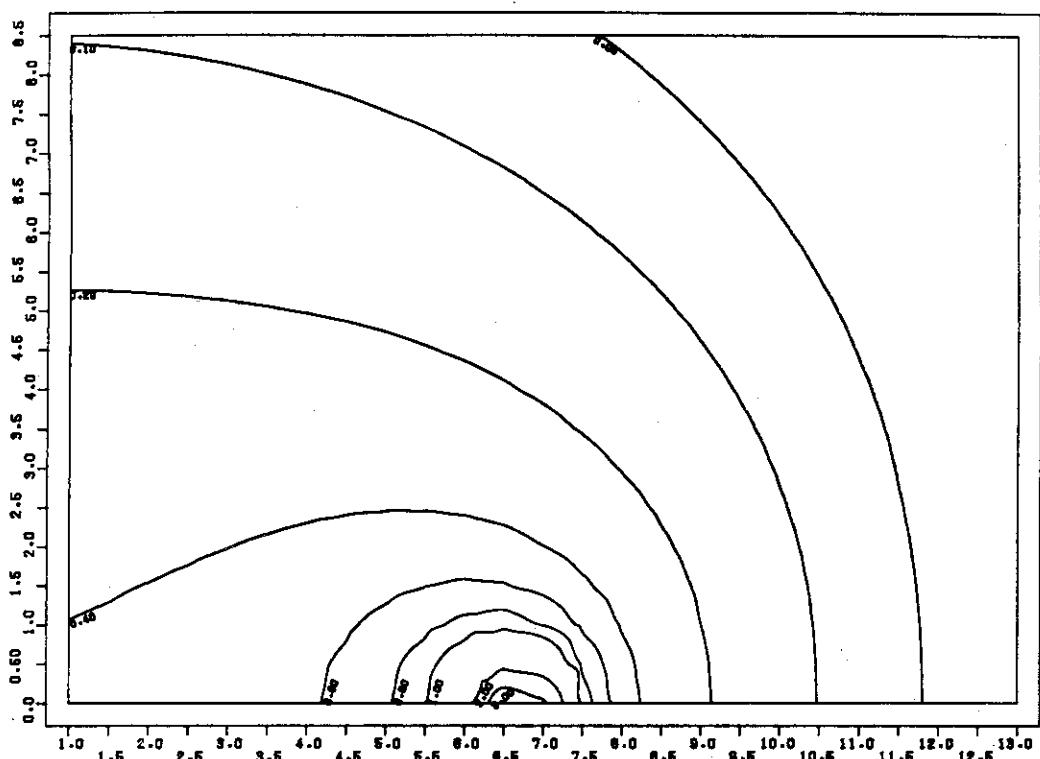
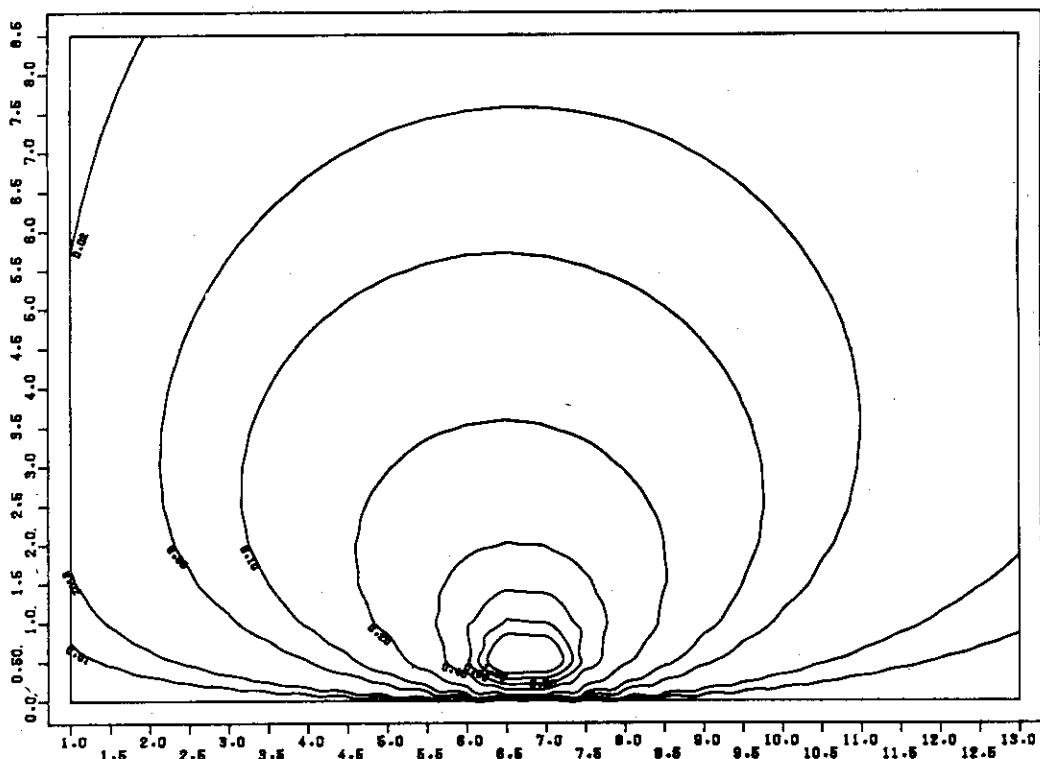
SCALING FACTOR (TAKARA) = 10^8

Fig. 1.3.18 B (プラズマ)

JXFR-2ND PLASMA

BR-PLAS

SCALING FACTOR (TAKARA) = 10^8 Fig. 1.3.19 B_R (プラズマ)

JXFR-2ND PLASMA

BZ-PLAS

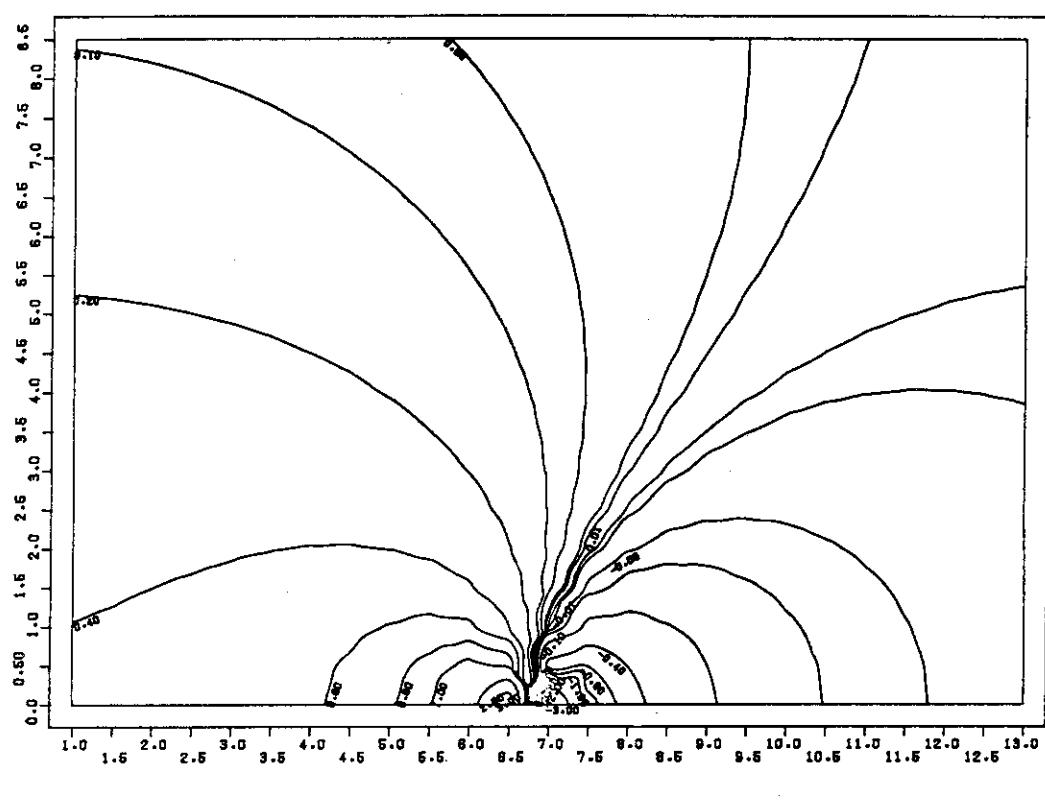


Fig. 1.3.20 B_Z (プラズマ)

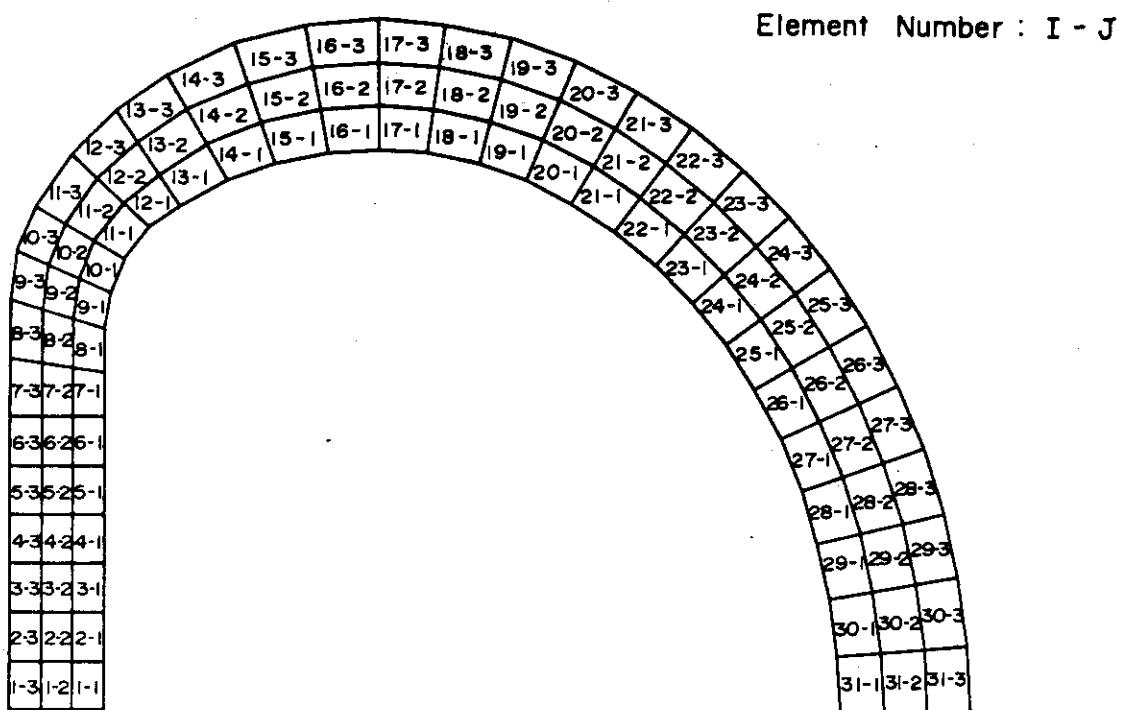


Fig.1.3.21 トロイダルコイルの磁界・電磁力の計算位置

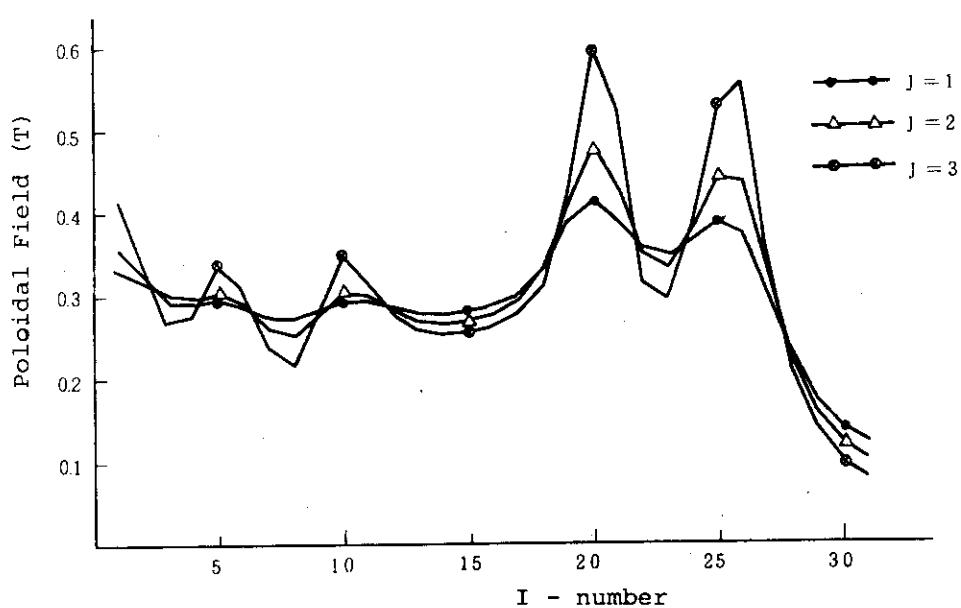


Fig.1.3.22 トロイダルコイル上のポロイダル磁界 (Vertical)

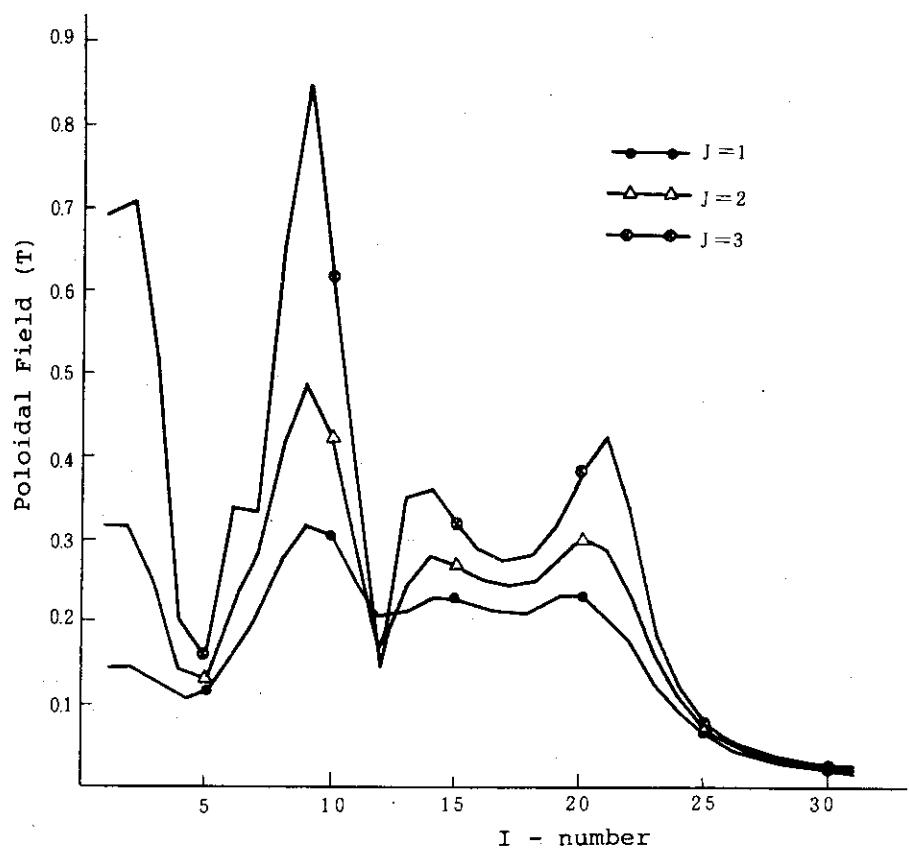


Fig.1.3.23 トロイダルコイル上の
ポロイダル磁界 (OH Coil)

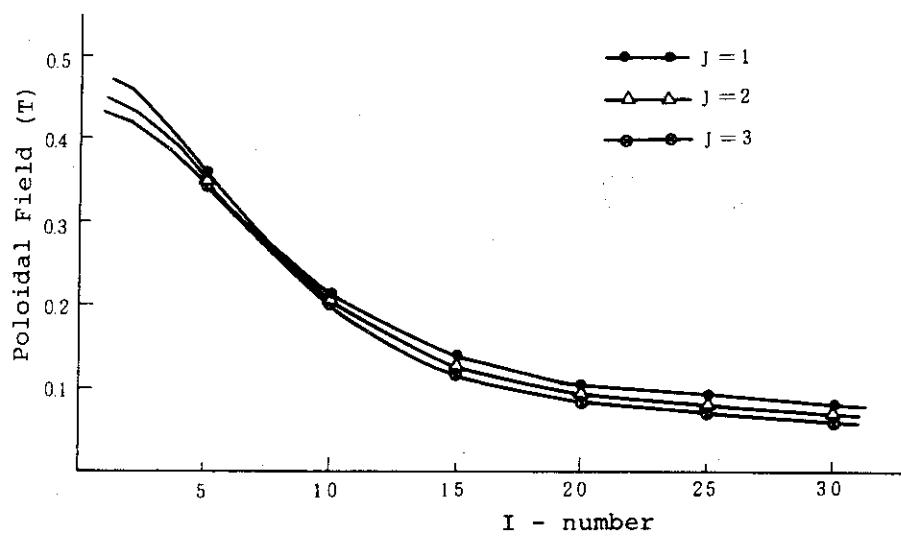


Fig.1.3.24 トロイダルコイル上のポロイダル磁界 (Plasma)

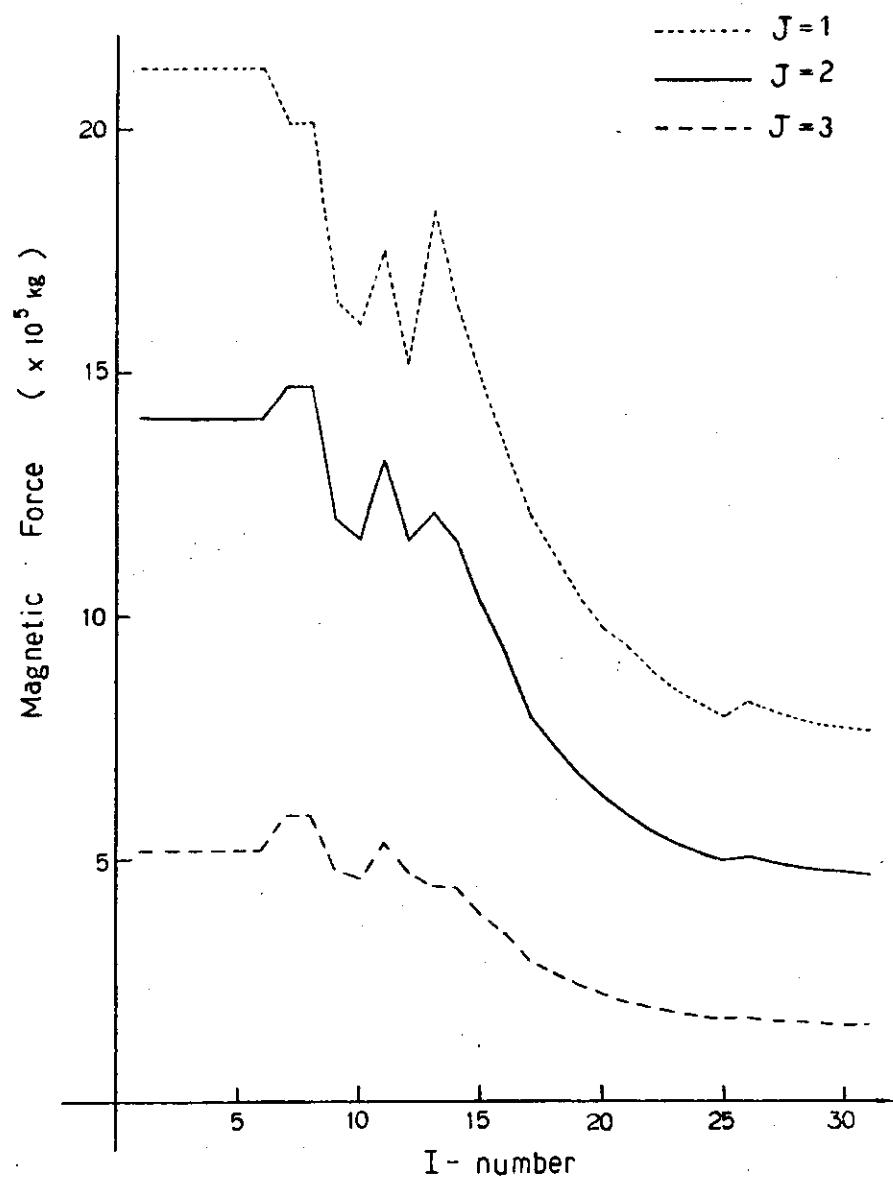


Fig. 1.3.25 トロイダルコイル自身の電磁力

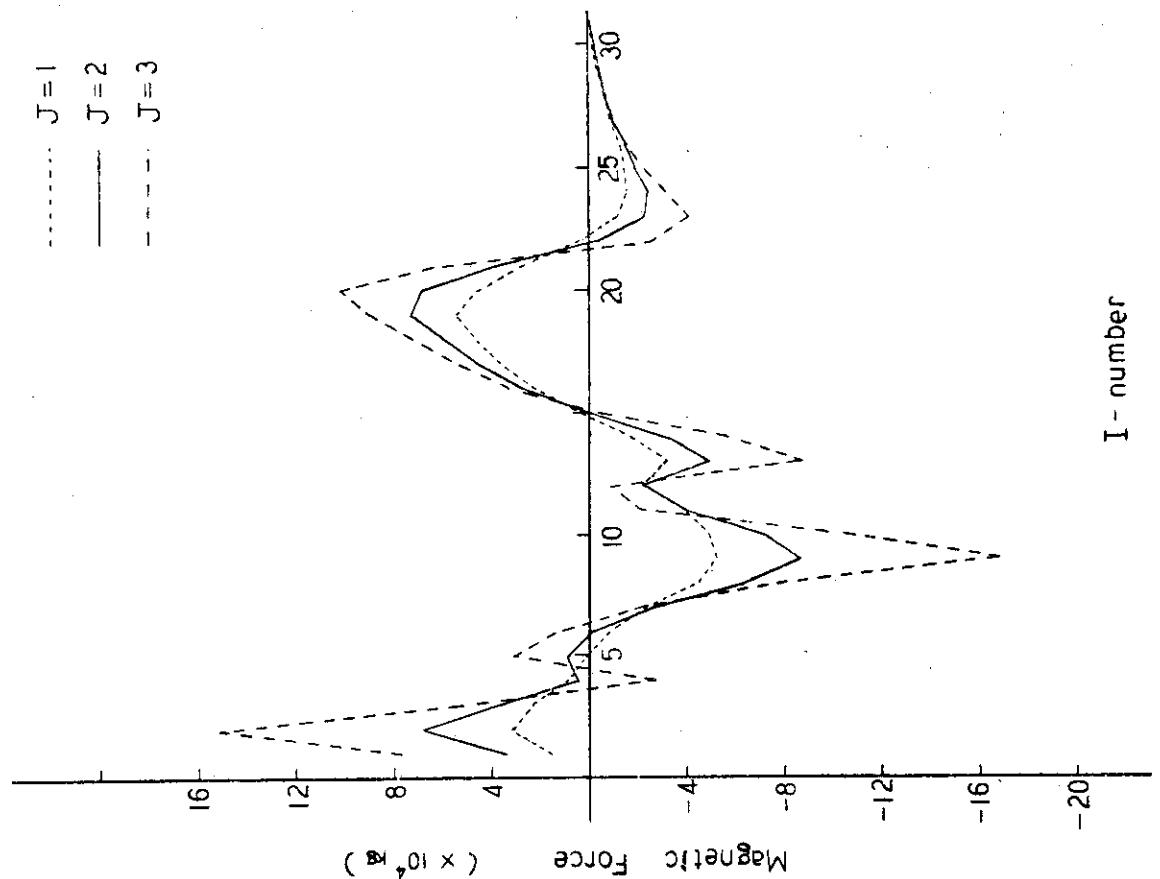


Fig.1.3.27 ポロイダル磁界による倒し力分布 (OH coil)

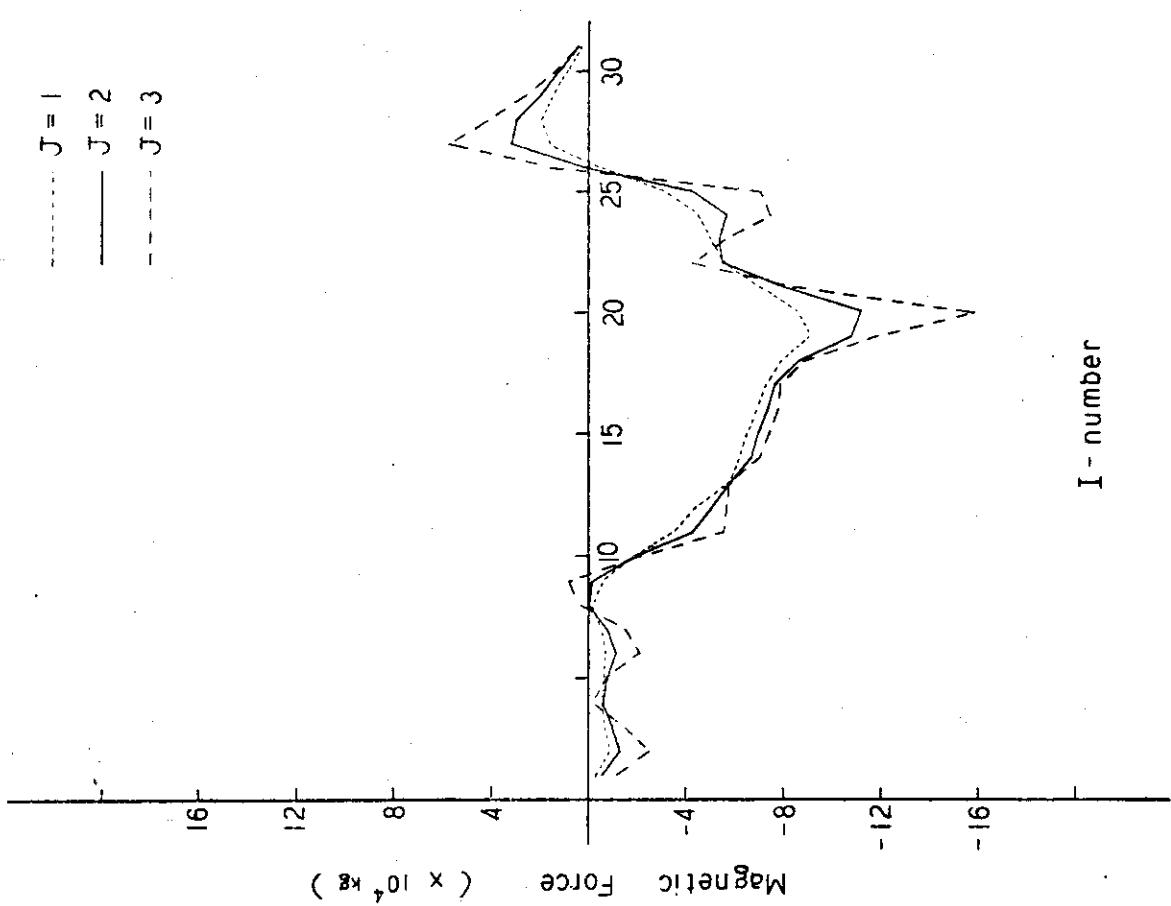


Fig.1.3.26 ポロイダル磁界による倒し力分布 (Vertical)

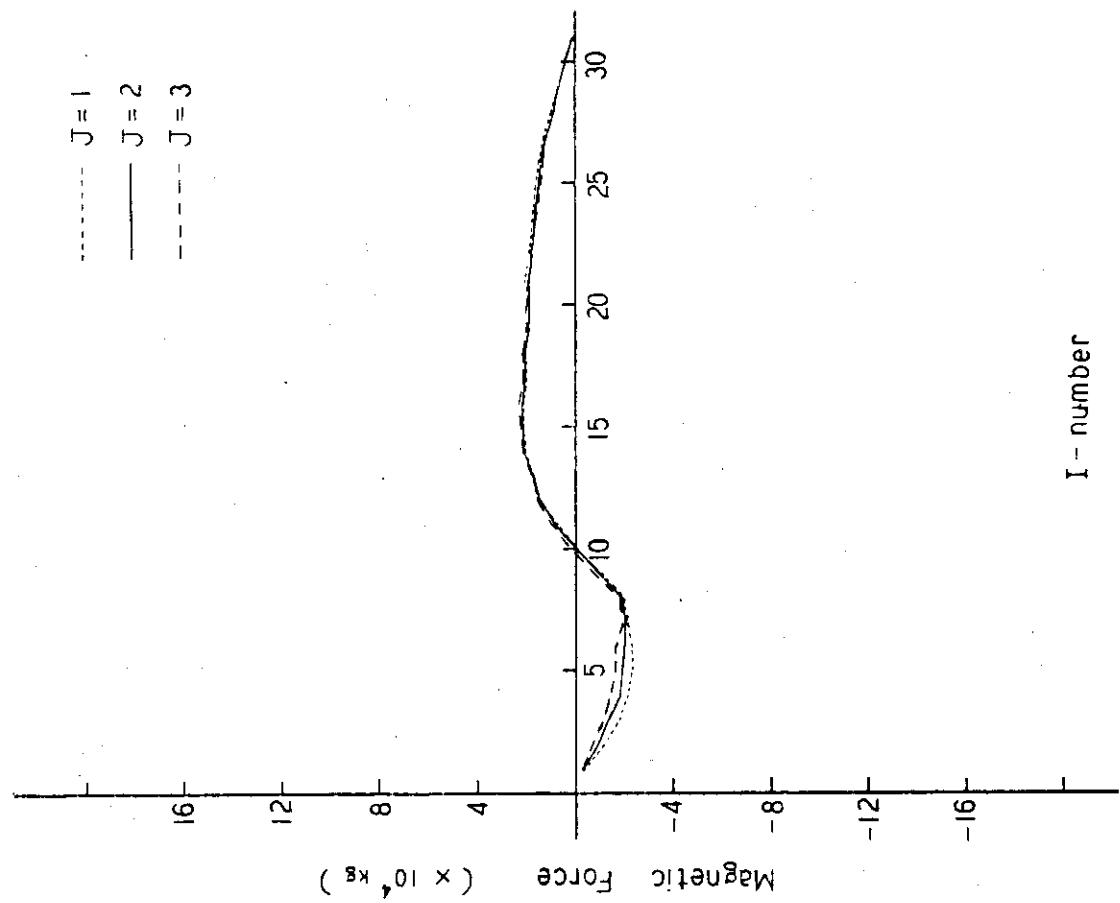


Fig.1.3.28

Fig.1.3.28 ポロイダル磁界による倒し力分布 (Plasma)

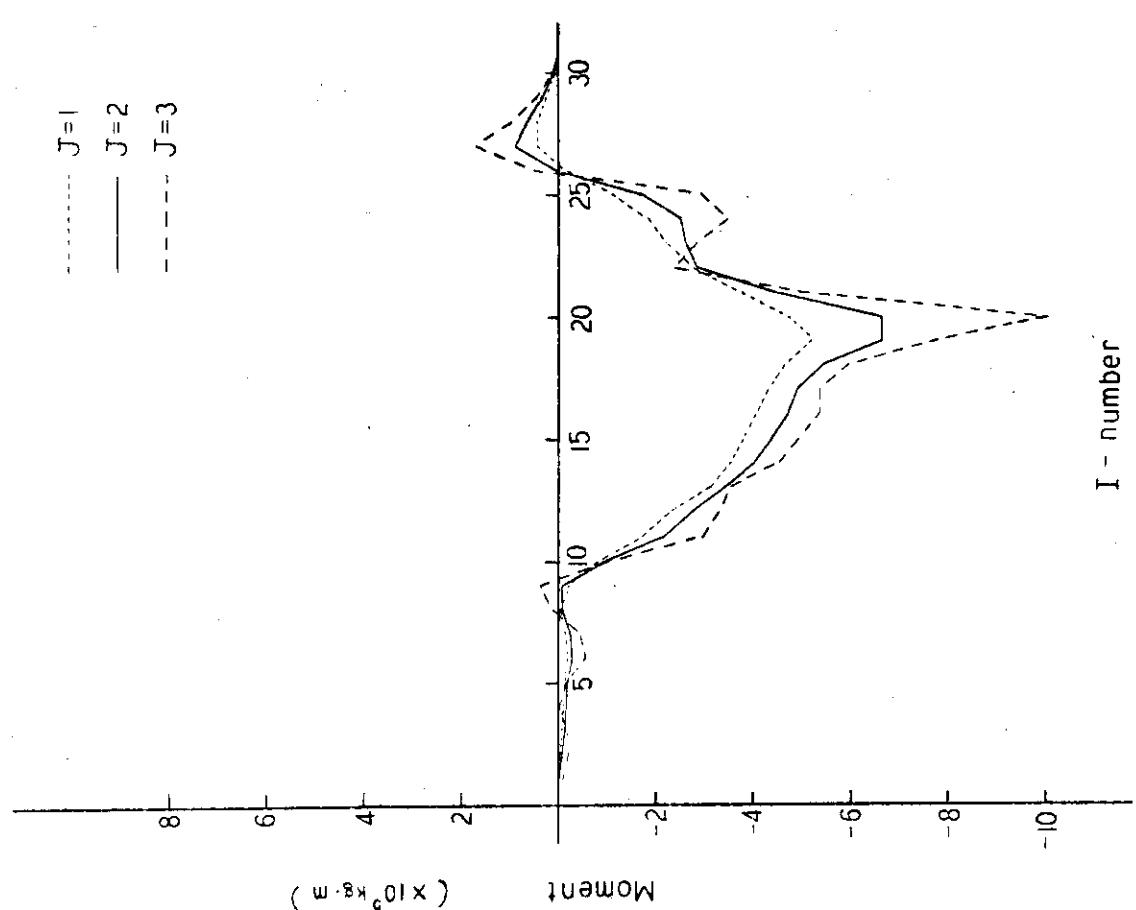


Fig.1.3.29

Fig.1.3.29 ポロイダル磁界による倒し力モーメント (Vertical)

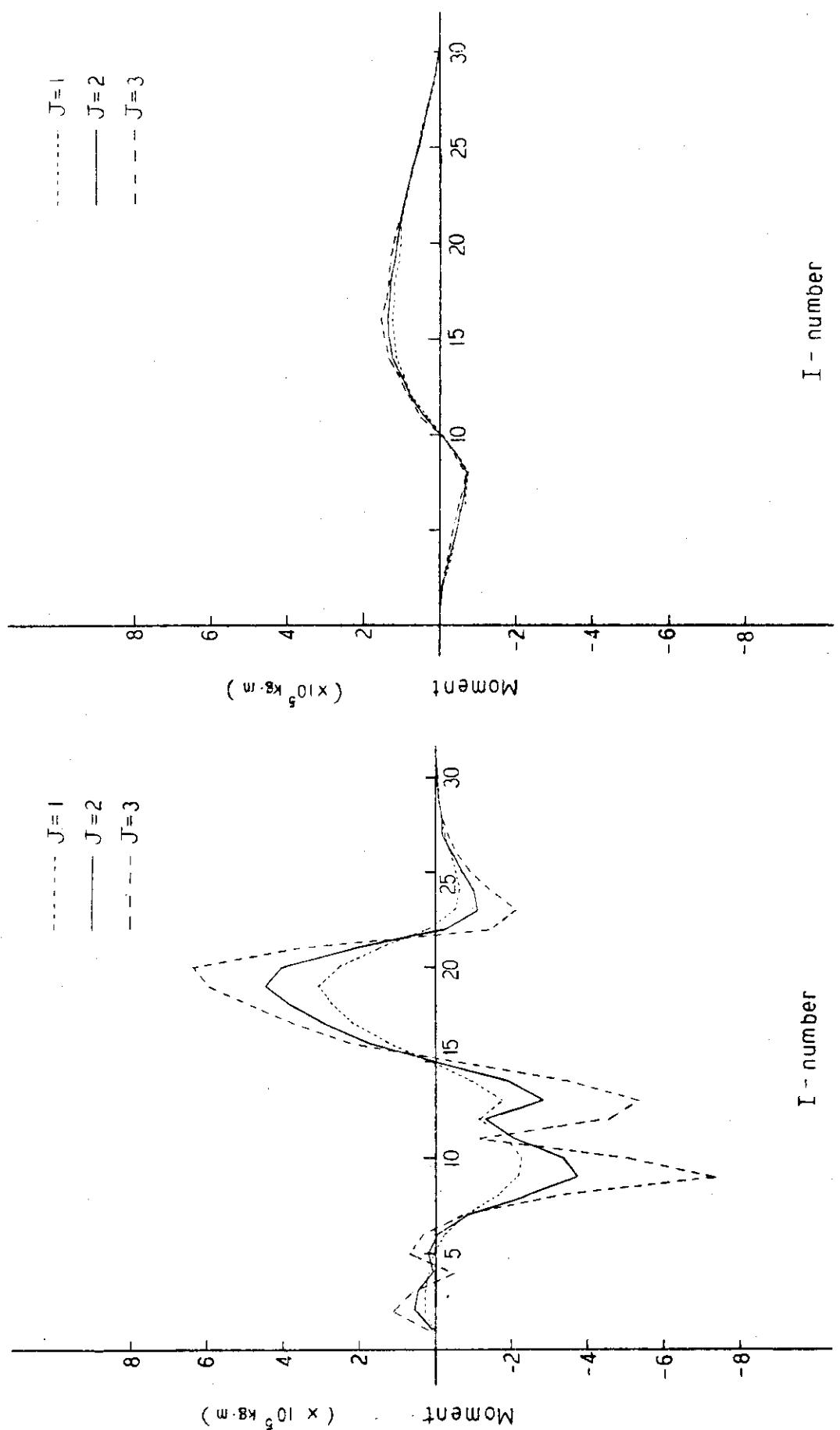


Fig.1.3.30ポロイダル磁界による倒し力モーメント(OH coil)

Fig.1.3.31ポロイダル磁界による倒し力モーメント(Plasma)

I - number

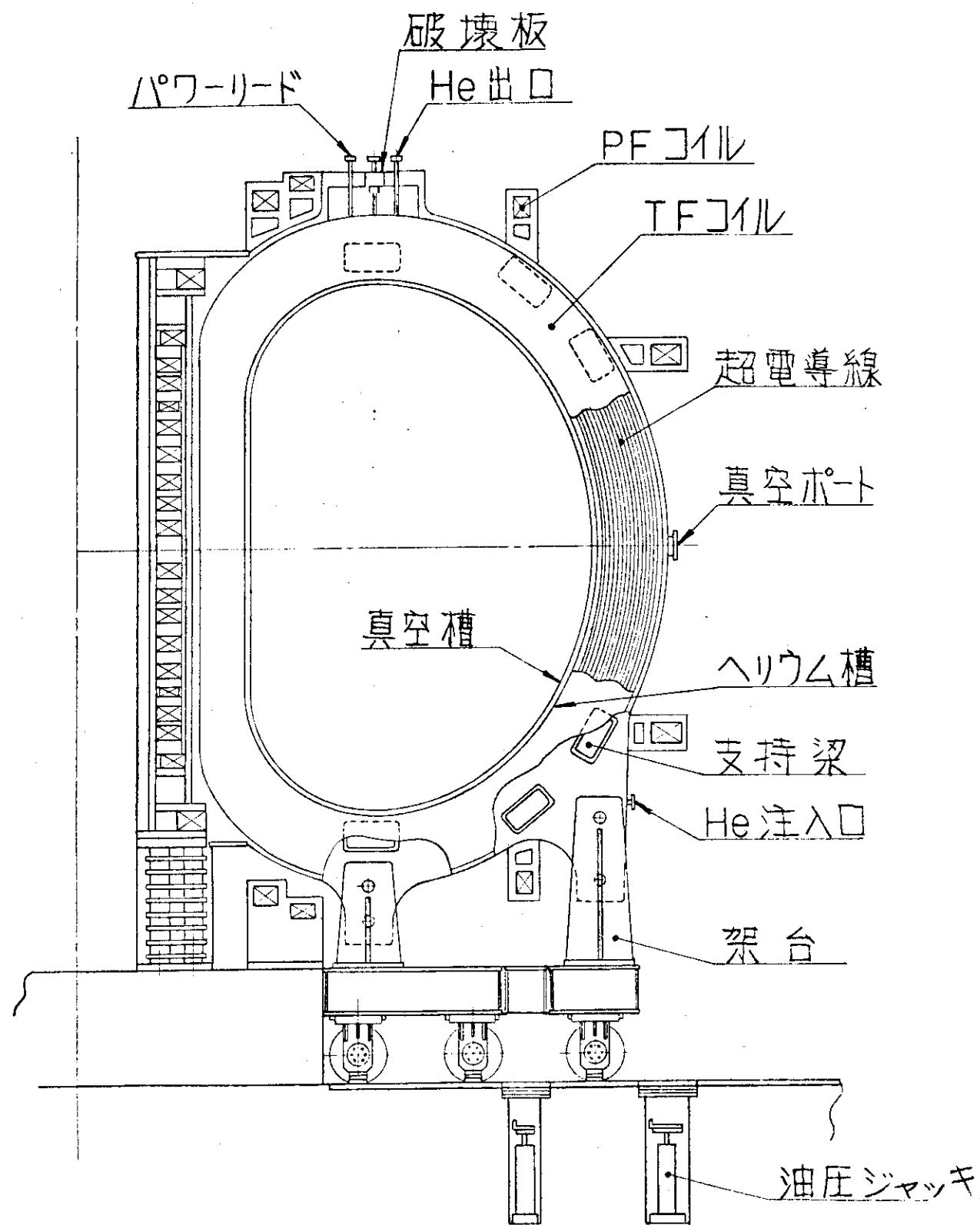
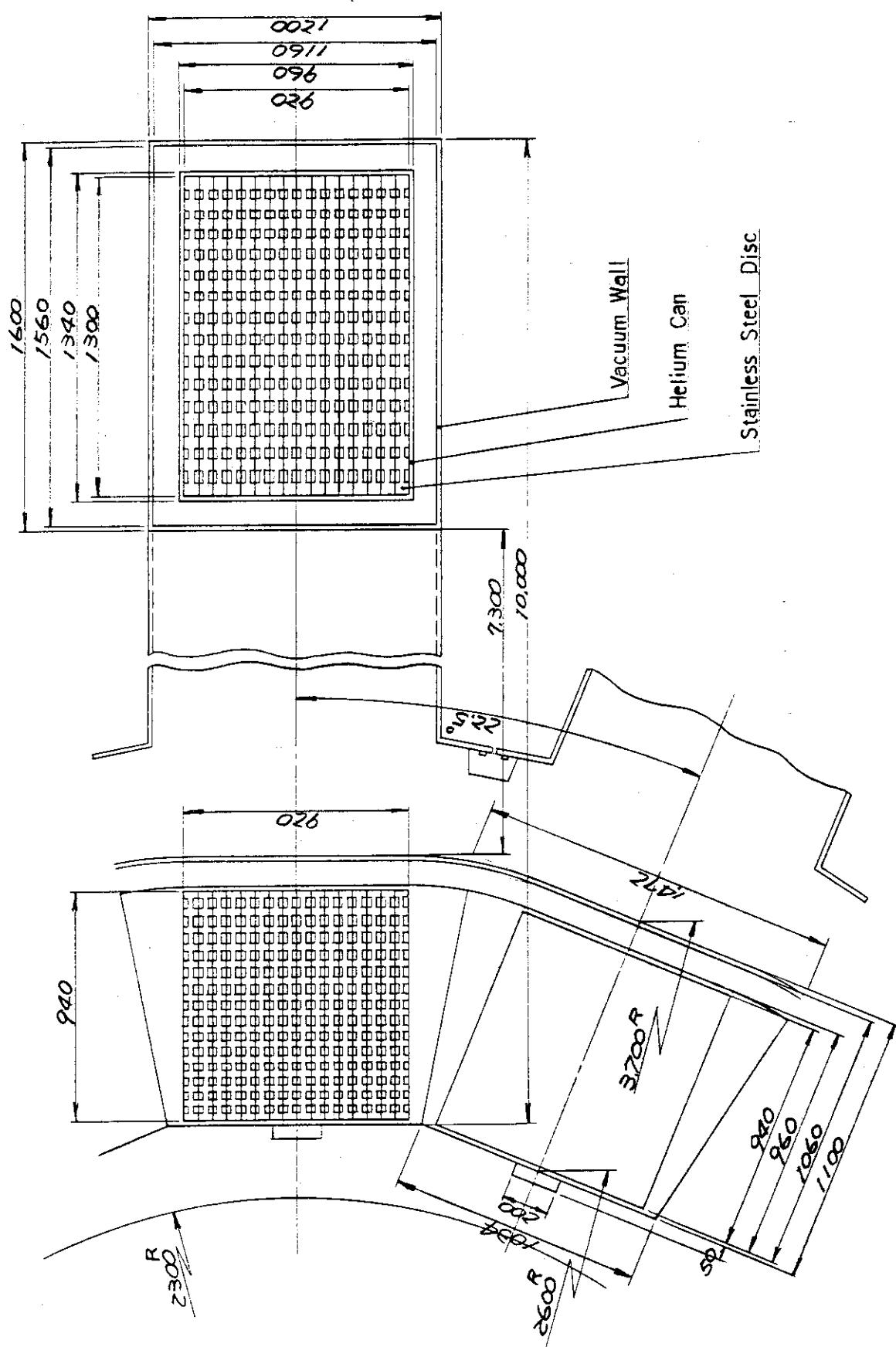


Fig. 1.4.1 トロイダルコイル全体構造



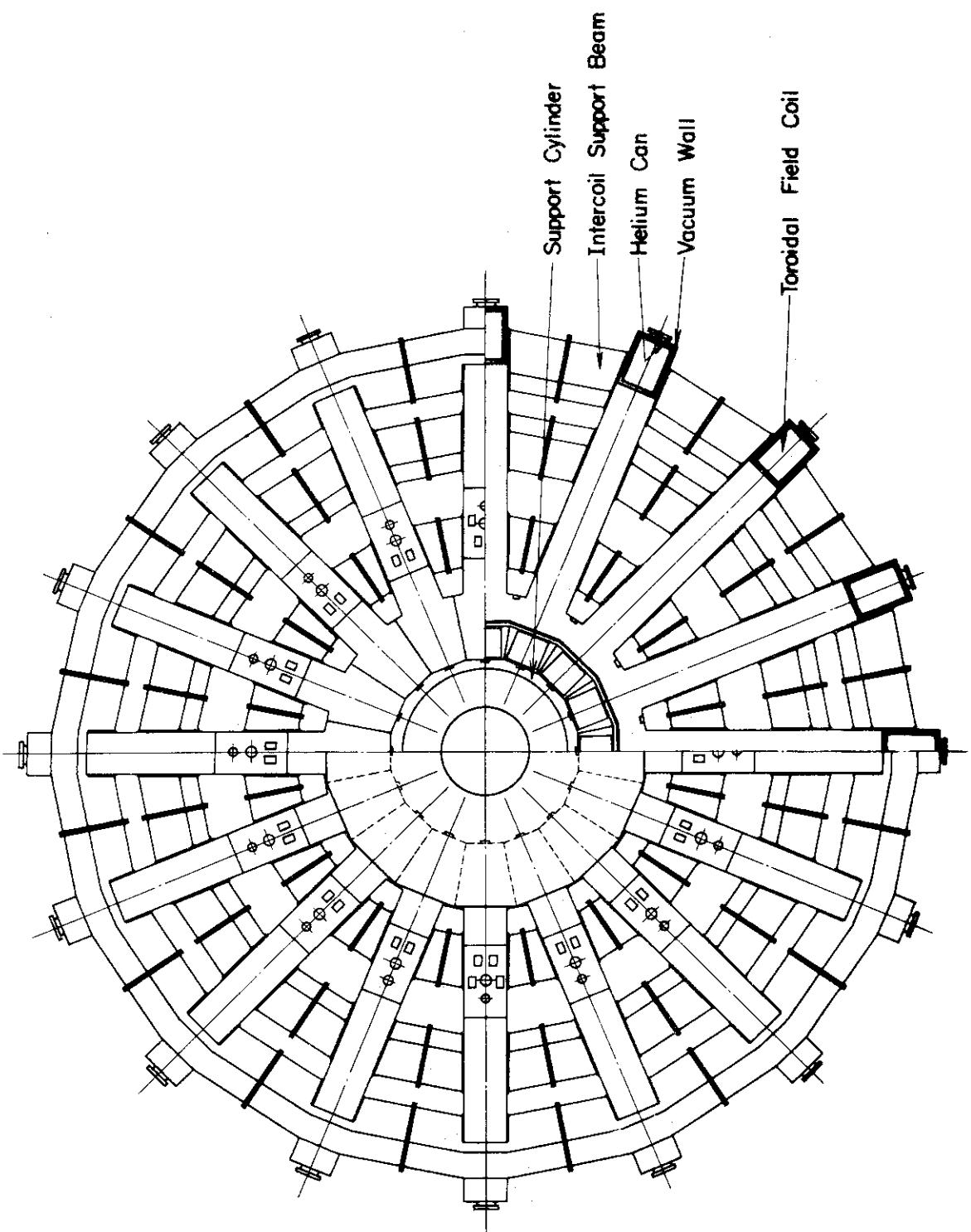


Fig. 1.4.3 トロイダルマグネット平面図

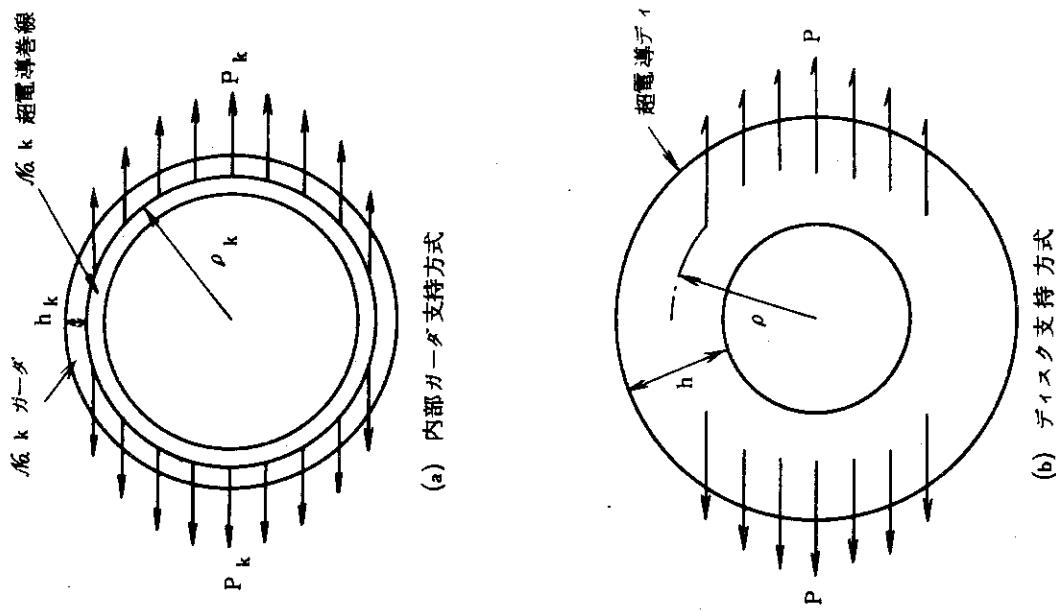


Fig. 1.4.5 コイル巻線支持構造の強度計算モデル

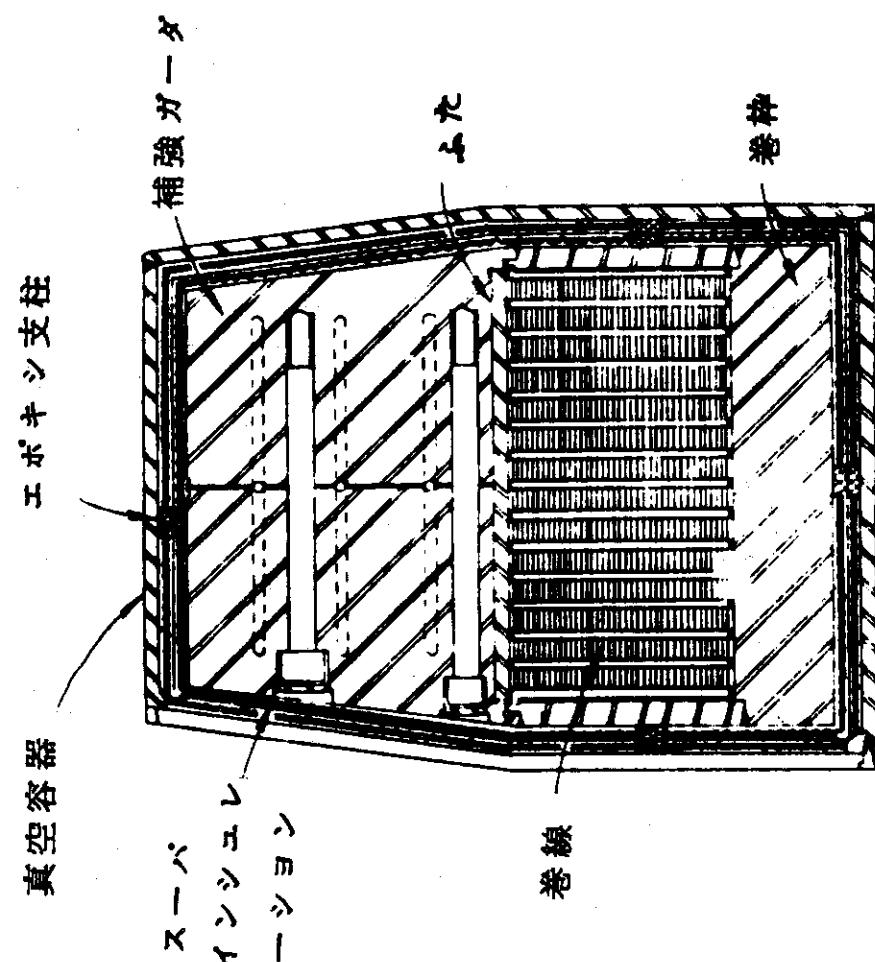


Fig. 1.4.4 拡張ガーダ付のパンケーキコイル巻線

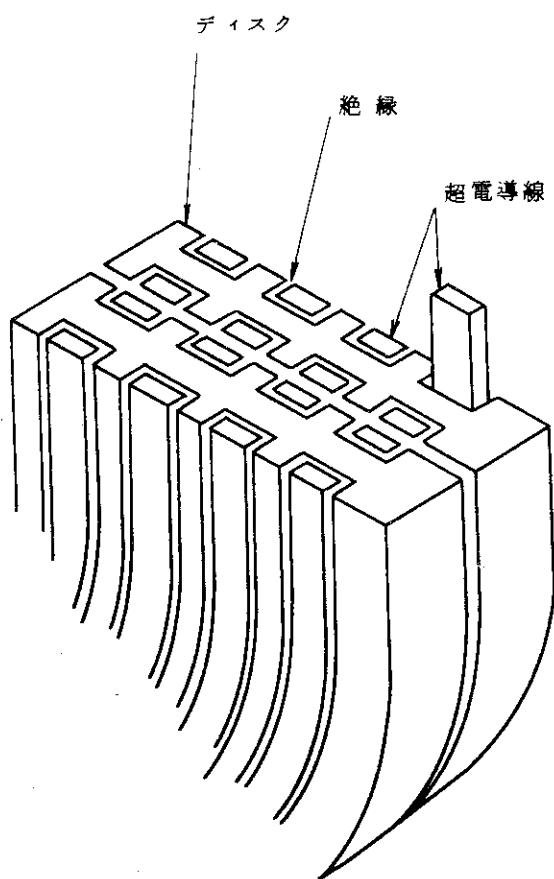


Fig. 1.4.6(a) ディスク形巻線方式

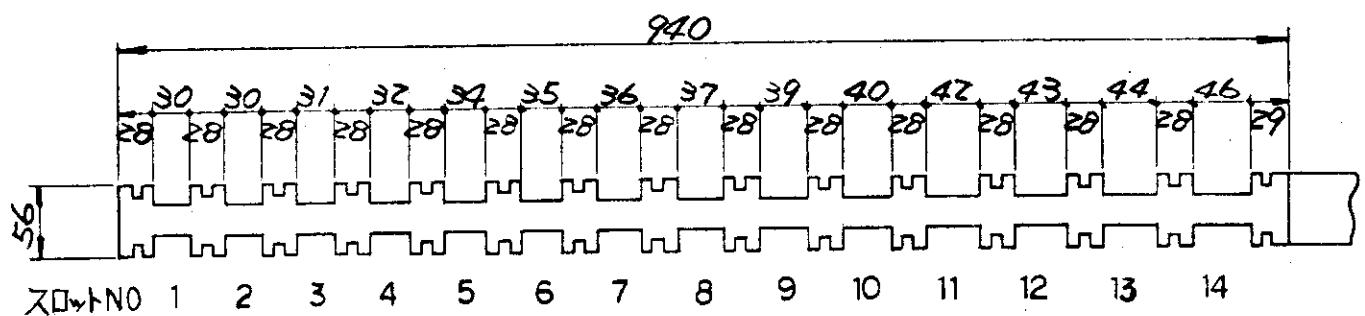


Fig. 1.4.6(b) ディスク断面(コイル直線部)

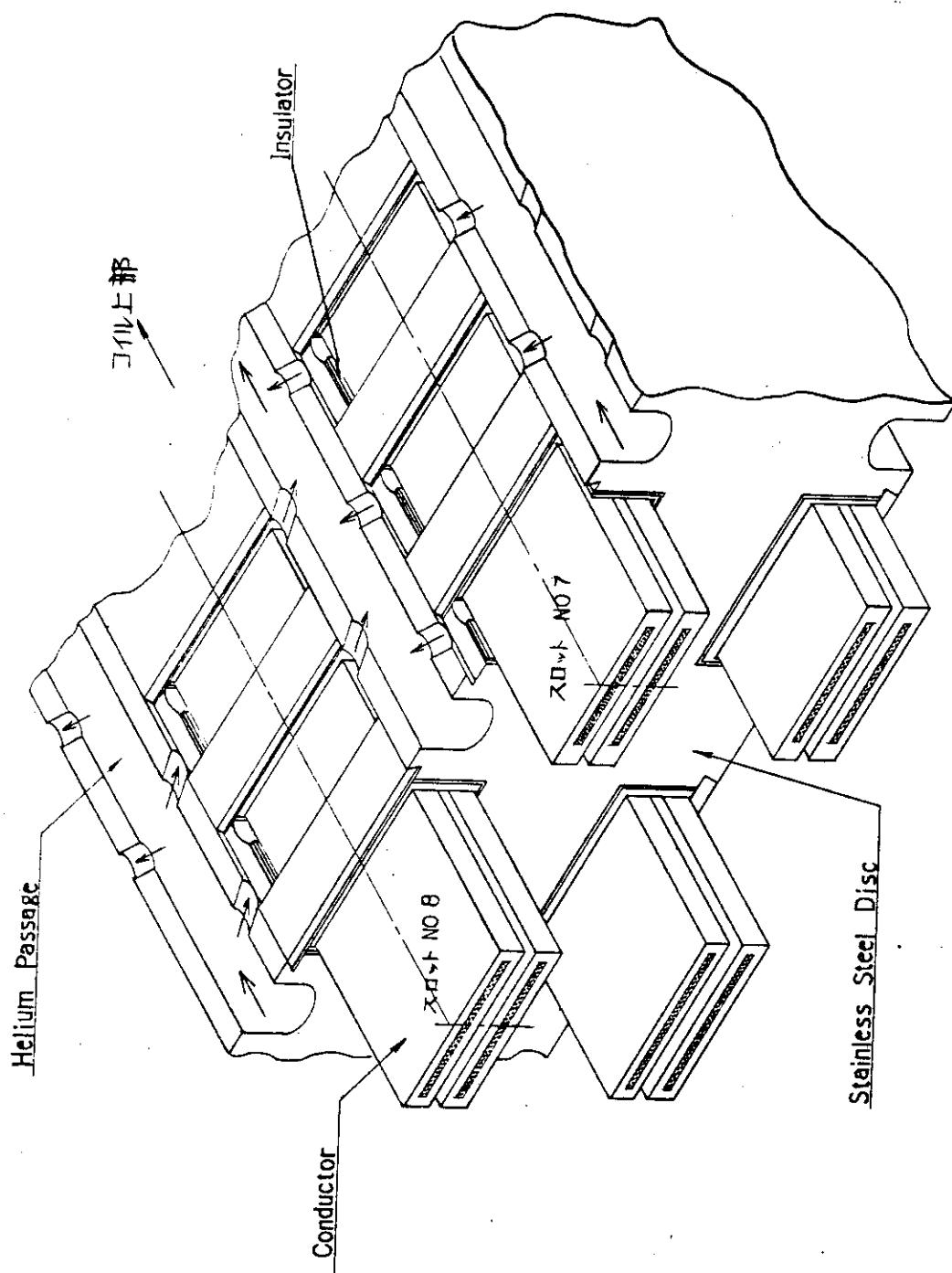


Fig. 1.4.7 コイル導体と超電導ディスク鳥瞰図

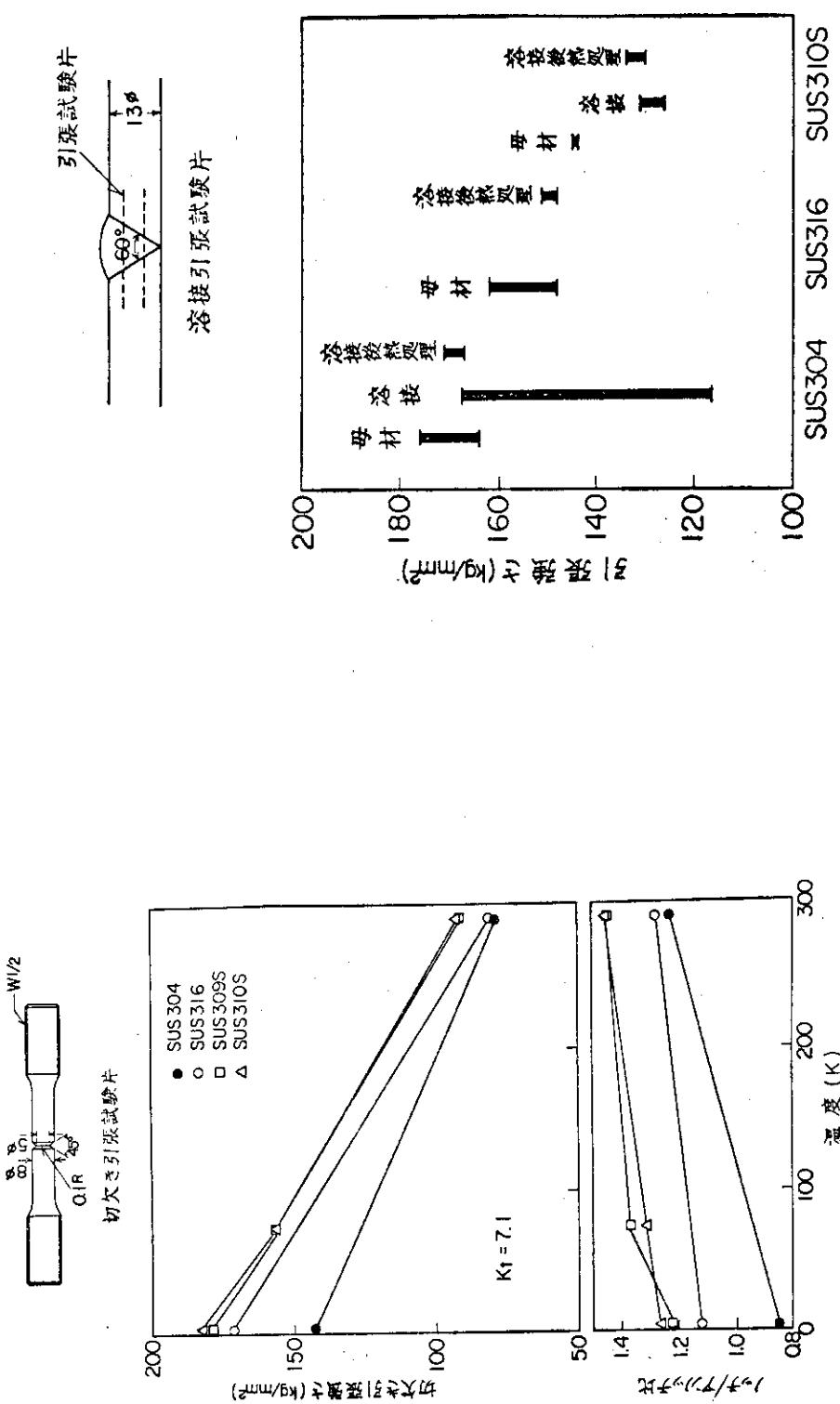


Fig.1.4.9 オーステナイトステンレス鋼の4.2 Kにおける溶接強度

Fig. 1.4.9 オーステナイトステンレス鋼の4.2 Kにおける溶接強度

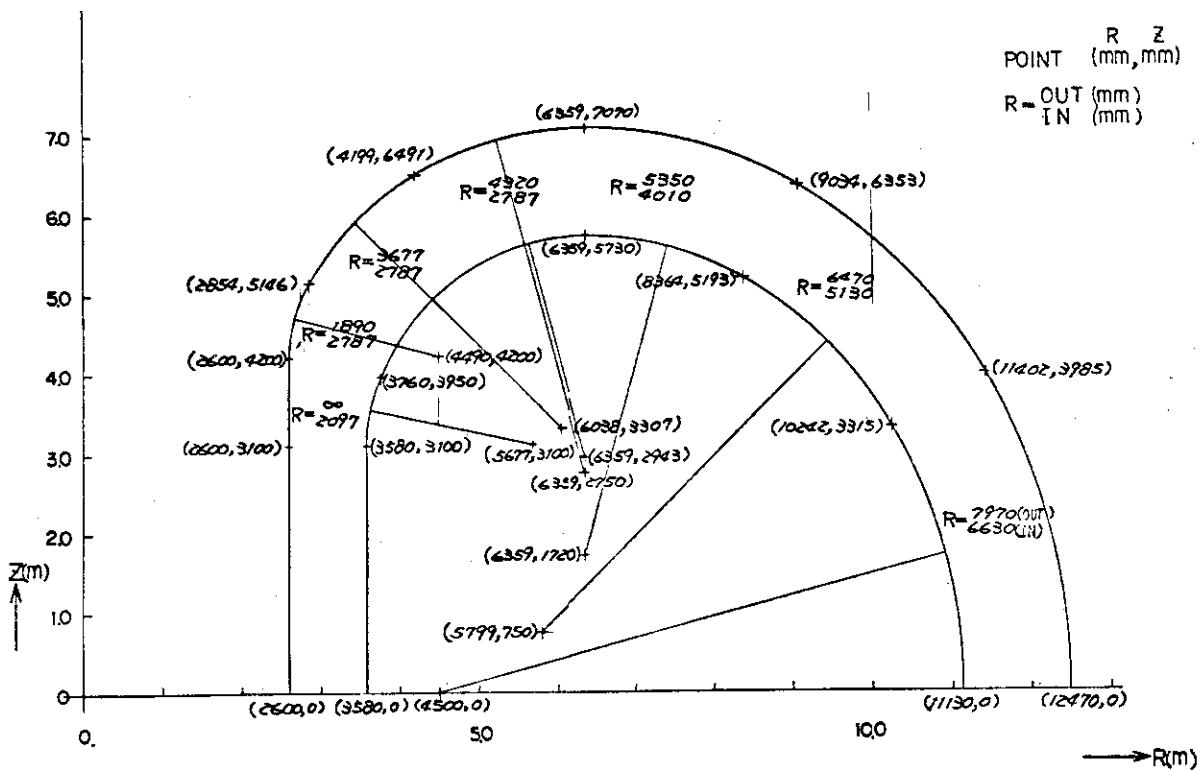


Fig. 1.4.10(a) JXFR TF コイル寸法図タイプW (Wide Neck)

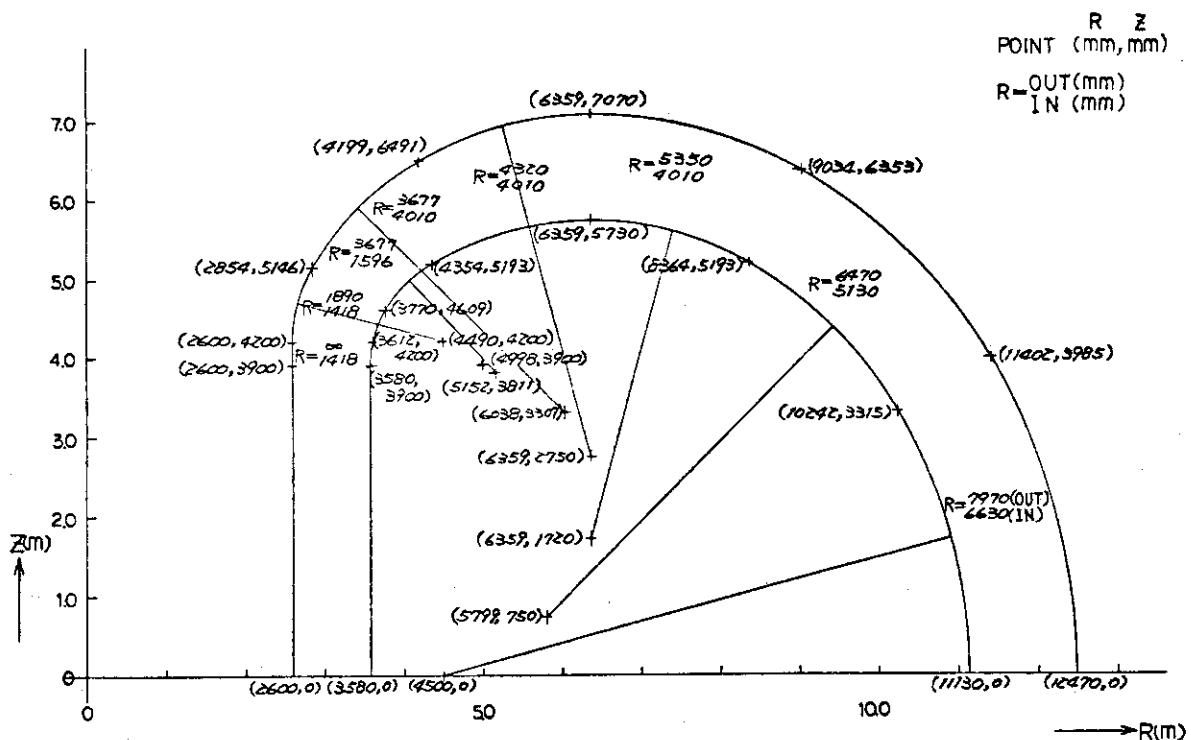


Fig. 1.4.10(b) JXFR TF コイル寸法図タイプN (Narrow Neck)

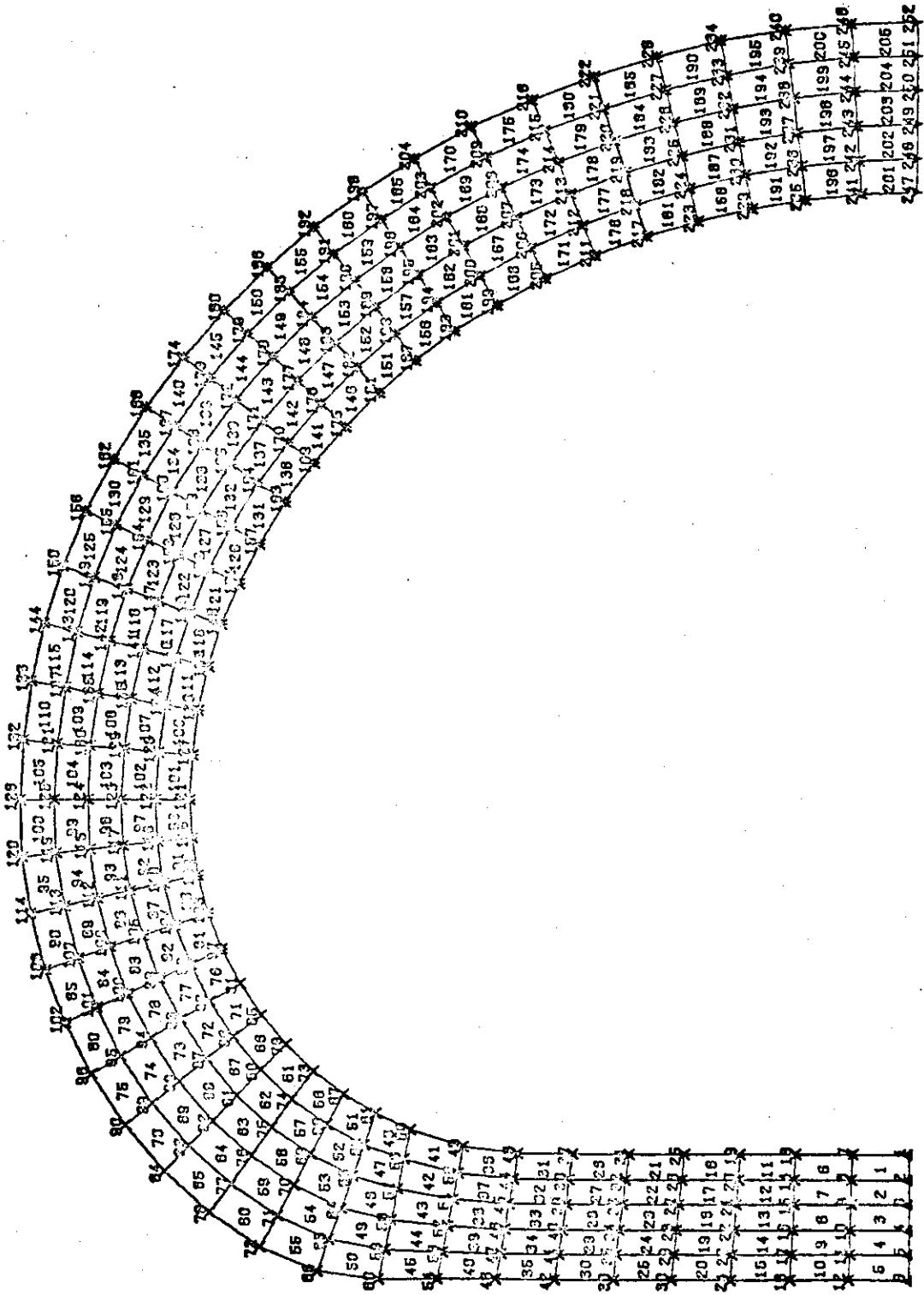


Fig. 1.4.11 応力解析モデル

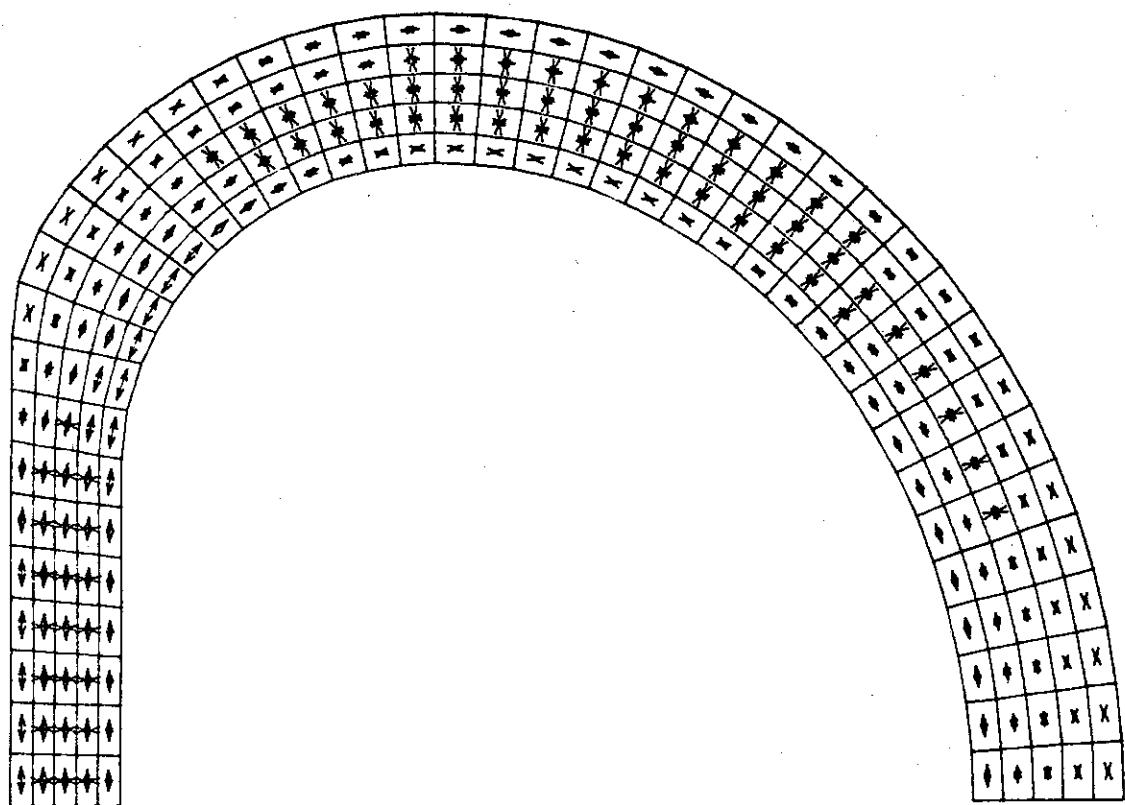


Fig. 1.4.1 2(a) 応力分布 (タイプW)

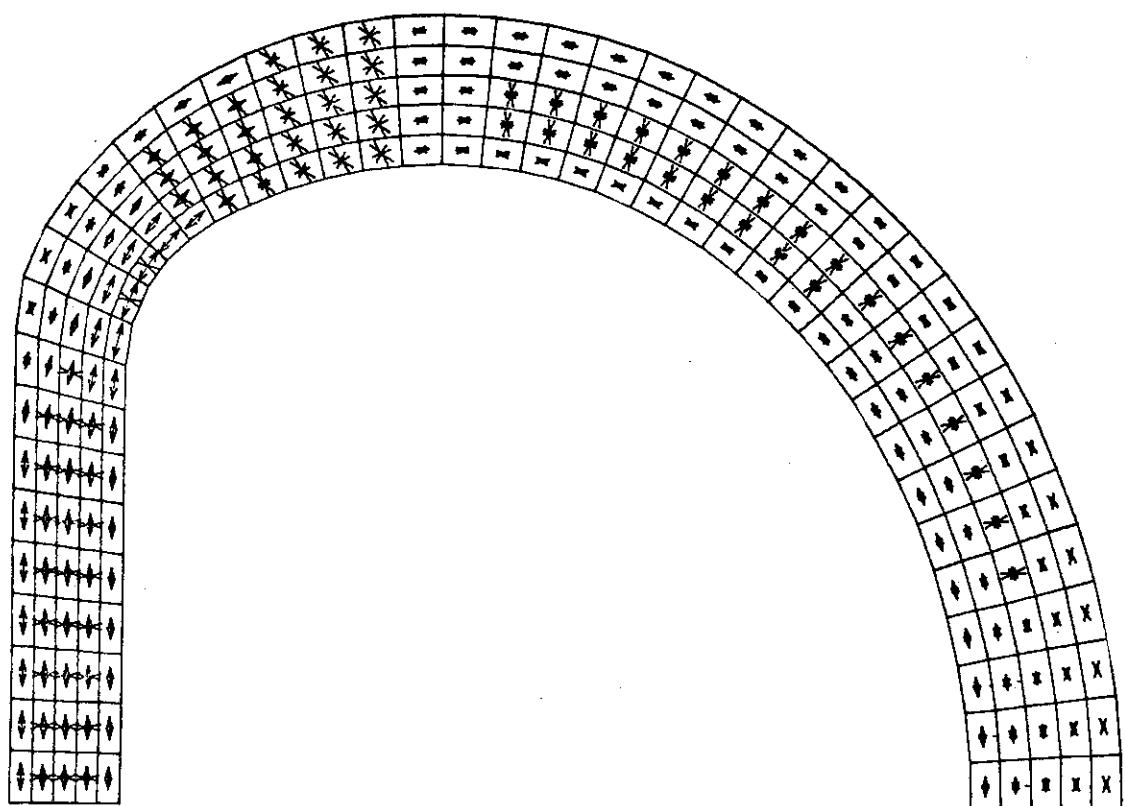


Fig. 1.4.1 2(b) 応力分布 (タイプN)

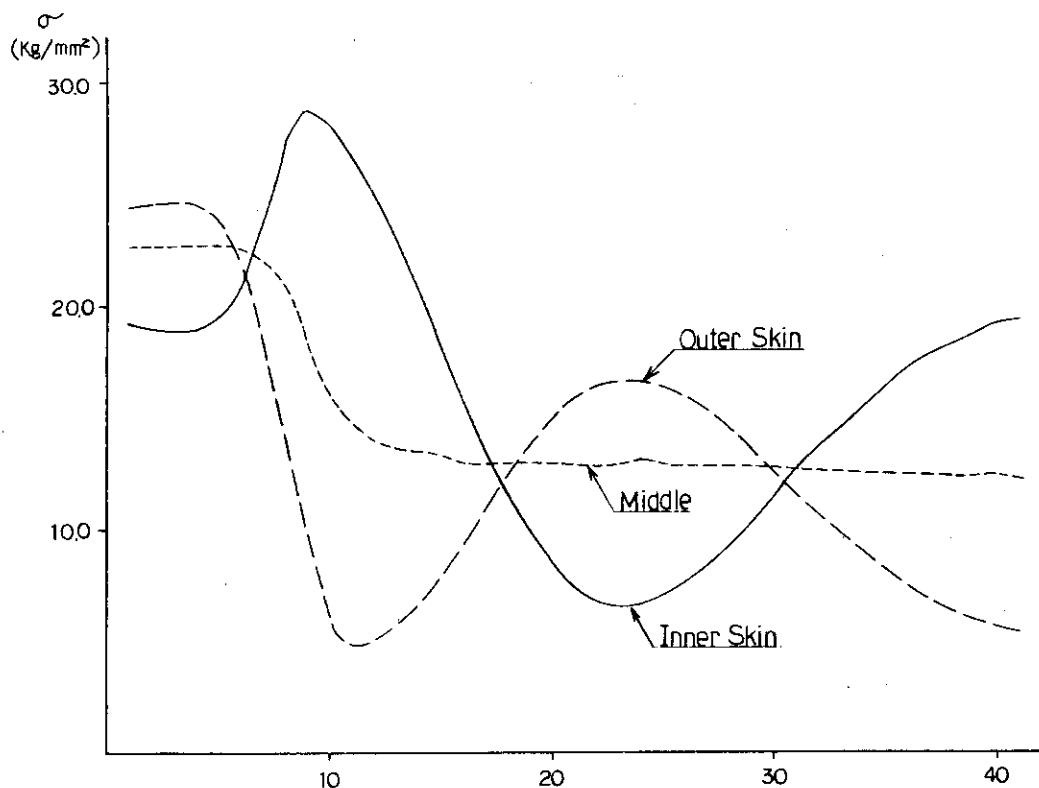


Fig. 1.4.1 3(a) Hoop Stress Distribution by Magnetic Force (Type-W)

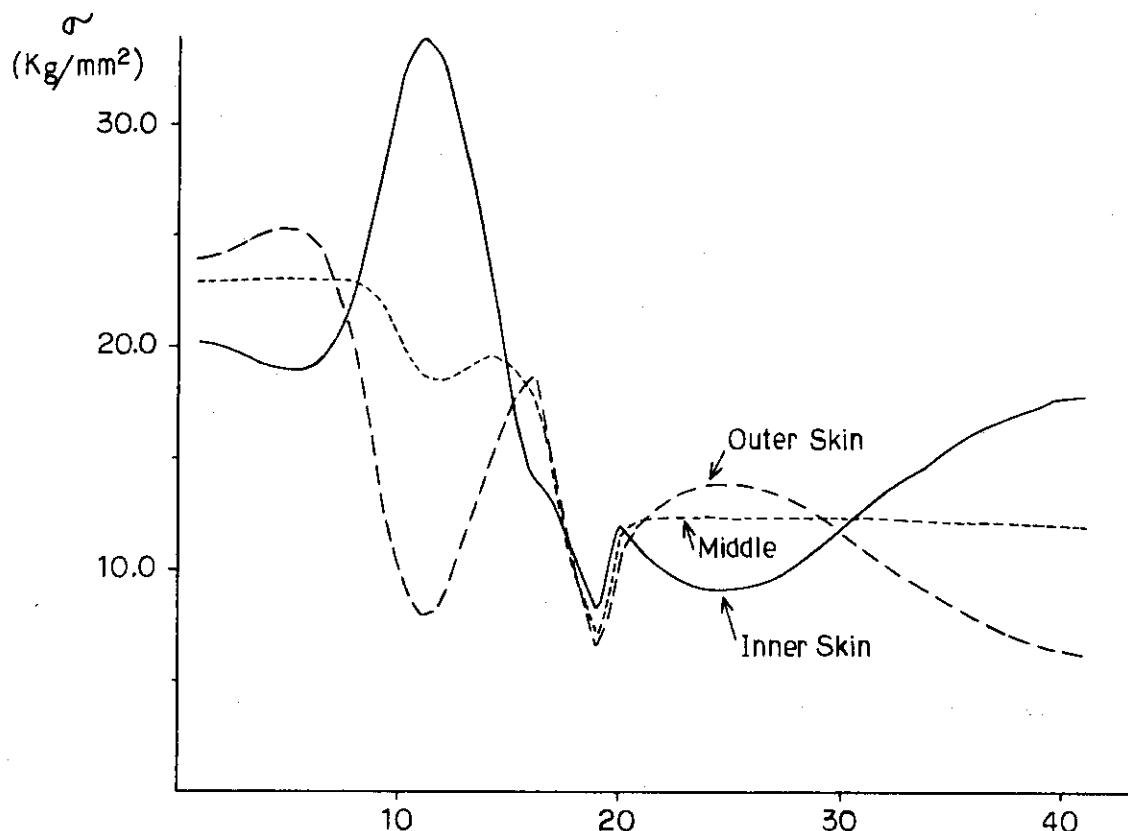


Fig. 1.4.1 3(b) 応力分布 (タイプN)

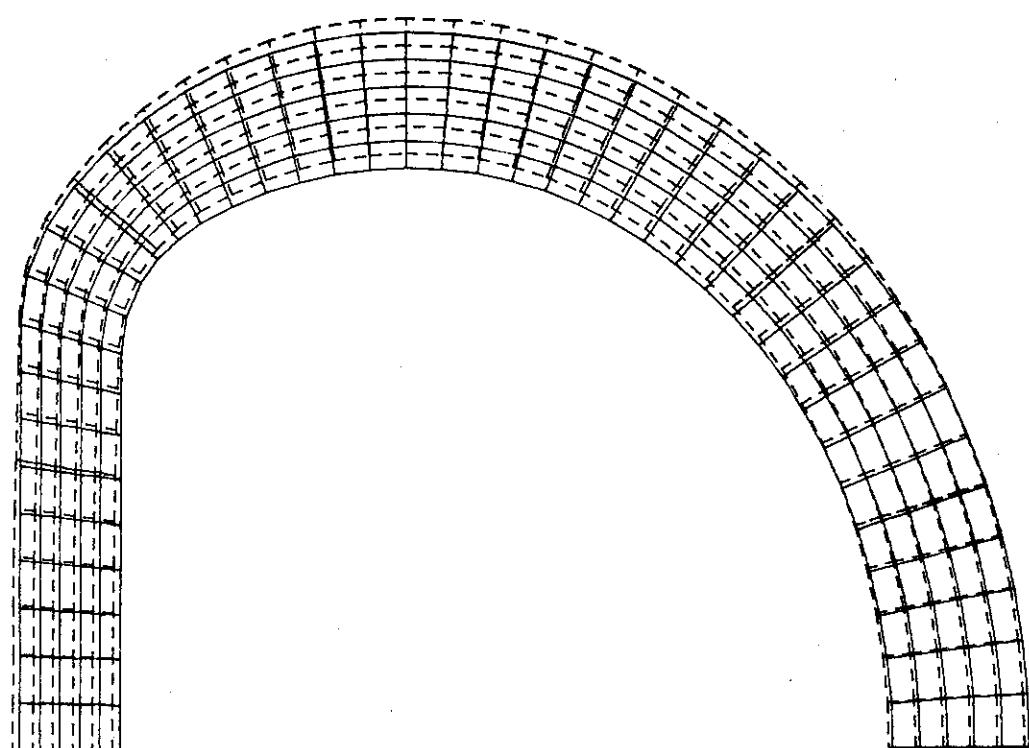


Fig. 1.4.1 4(a) コイル変形(タイプW) 変形後:点線(20倍拡大)

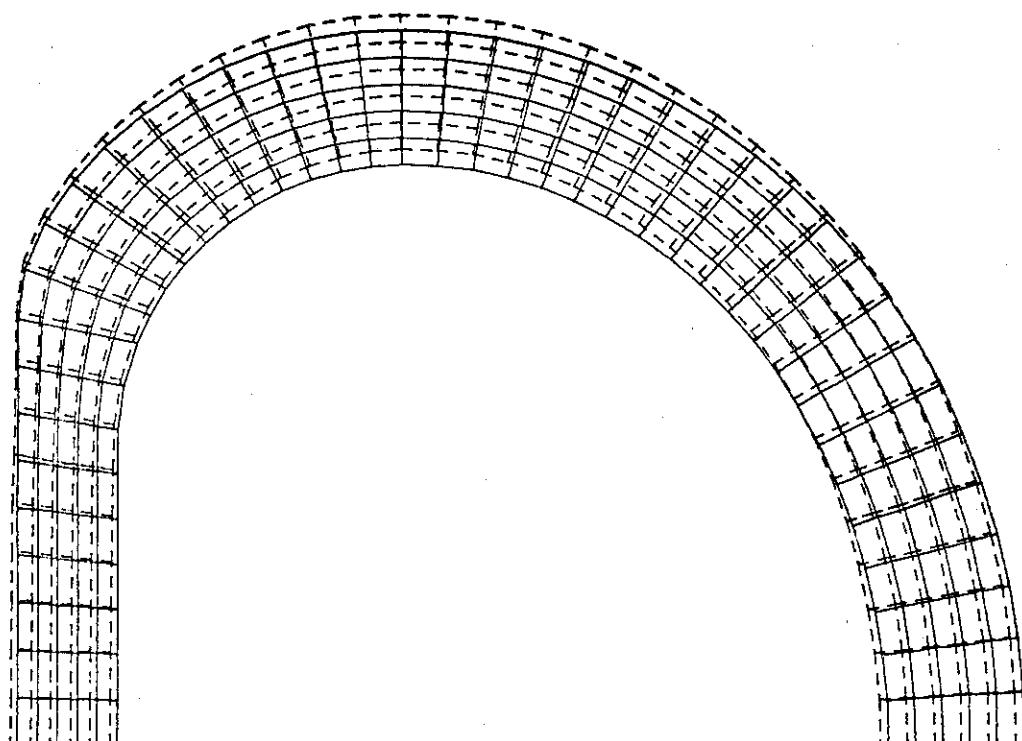


Fig. 1.4.1 4(b) コイル変形(タイプN) 変形後:点線(20倍拡大)

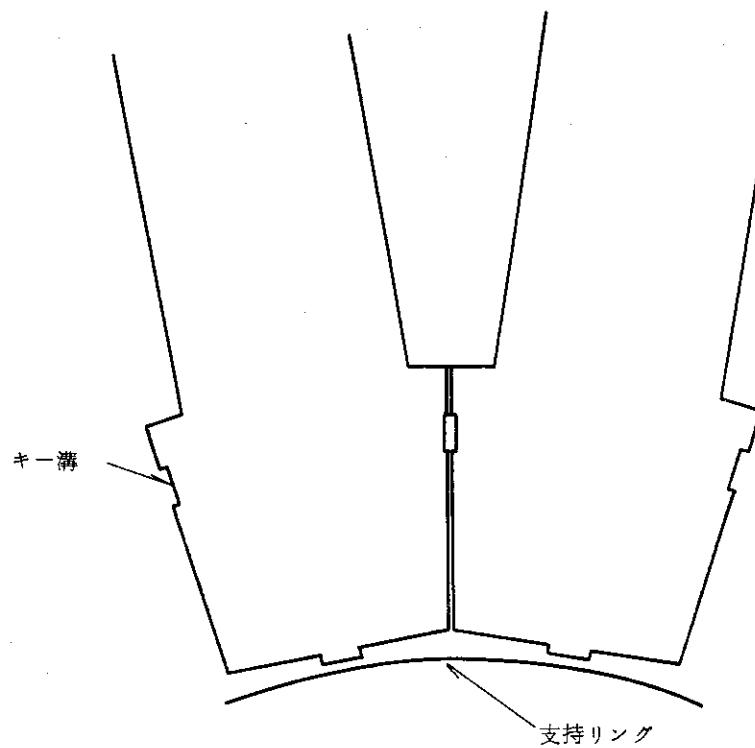


Fig.1.4.15 向心力支持構造

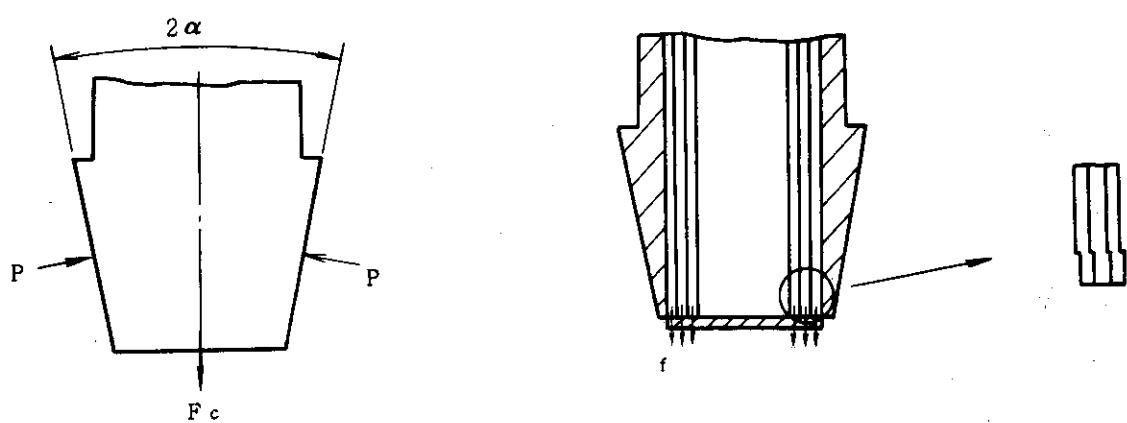


Fig.1.4.16(a) 楔部作用力モデル

Fig. 1.4.16 (b) ディスク部分構造

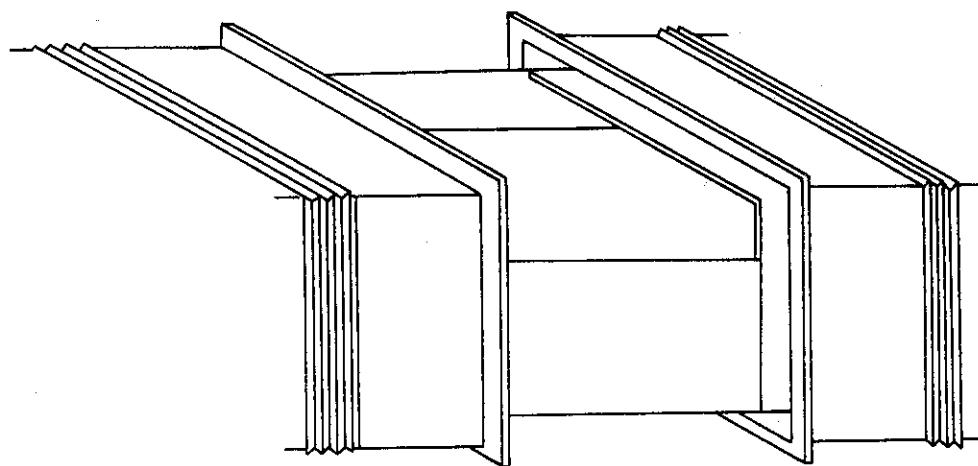


Fig. 1.4.17 (a) 支持梁の構造

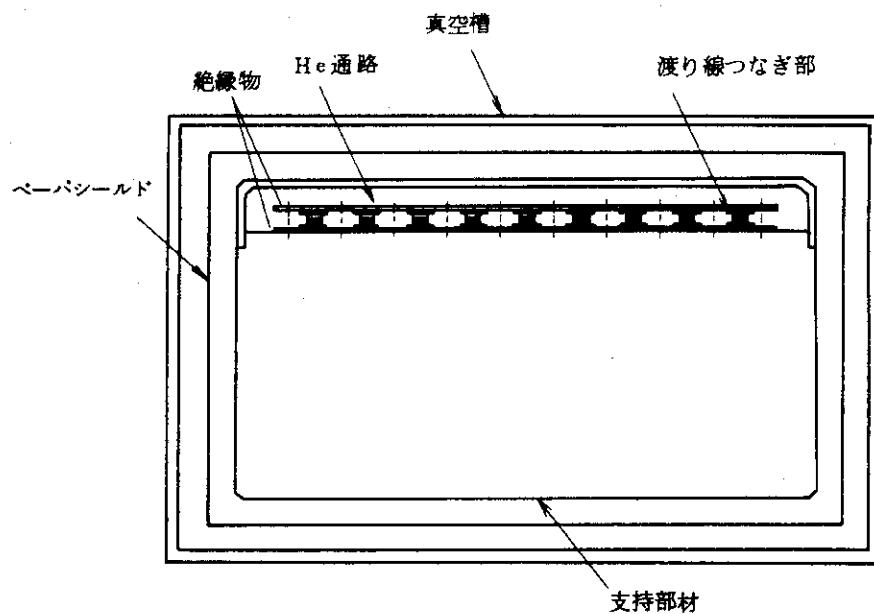


Fig. 1.4.17 (b) 支持梁の断面図

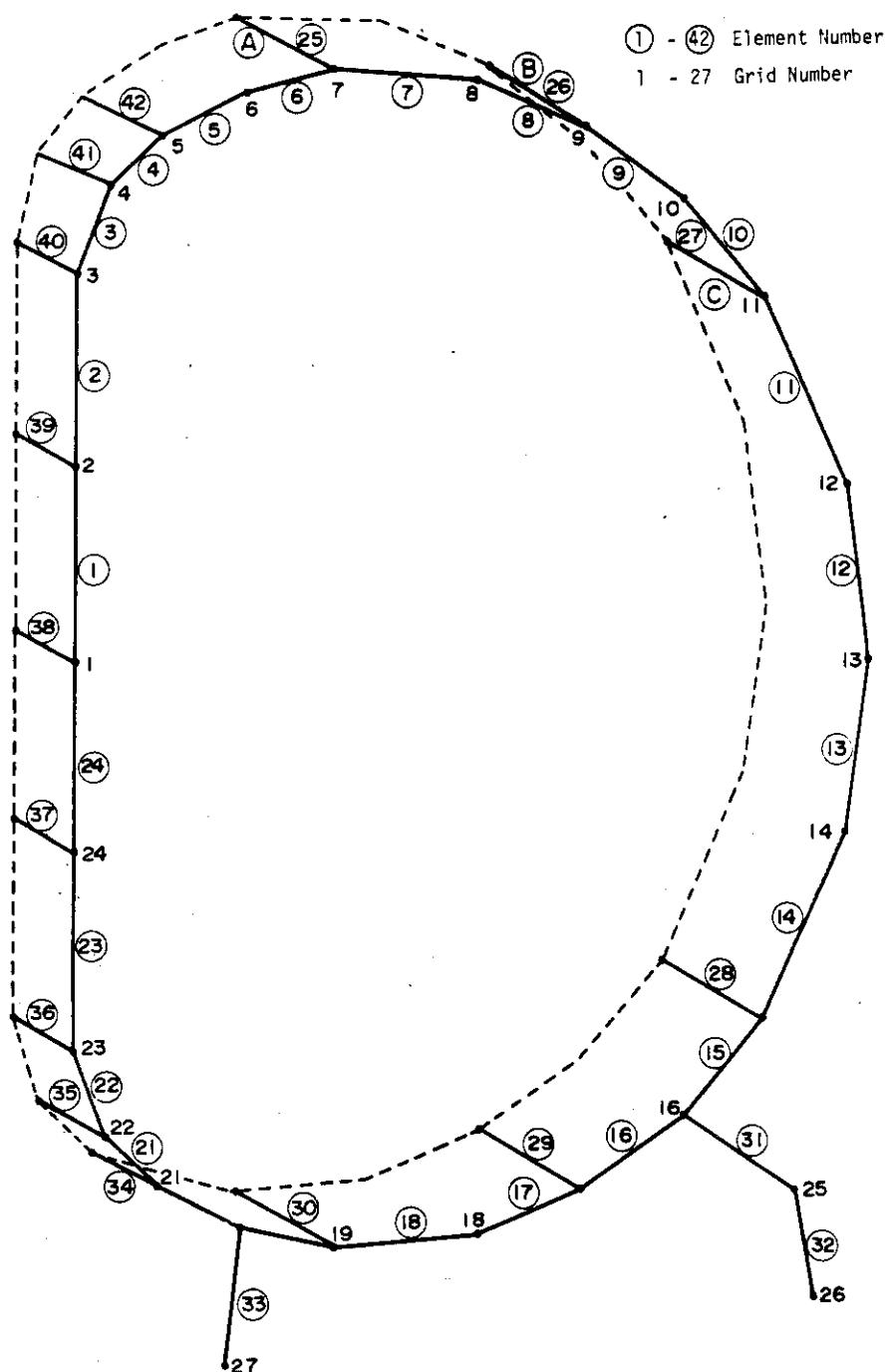


Fig.1.4.18 構造解析モデル図

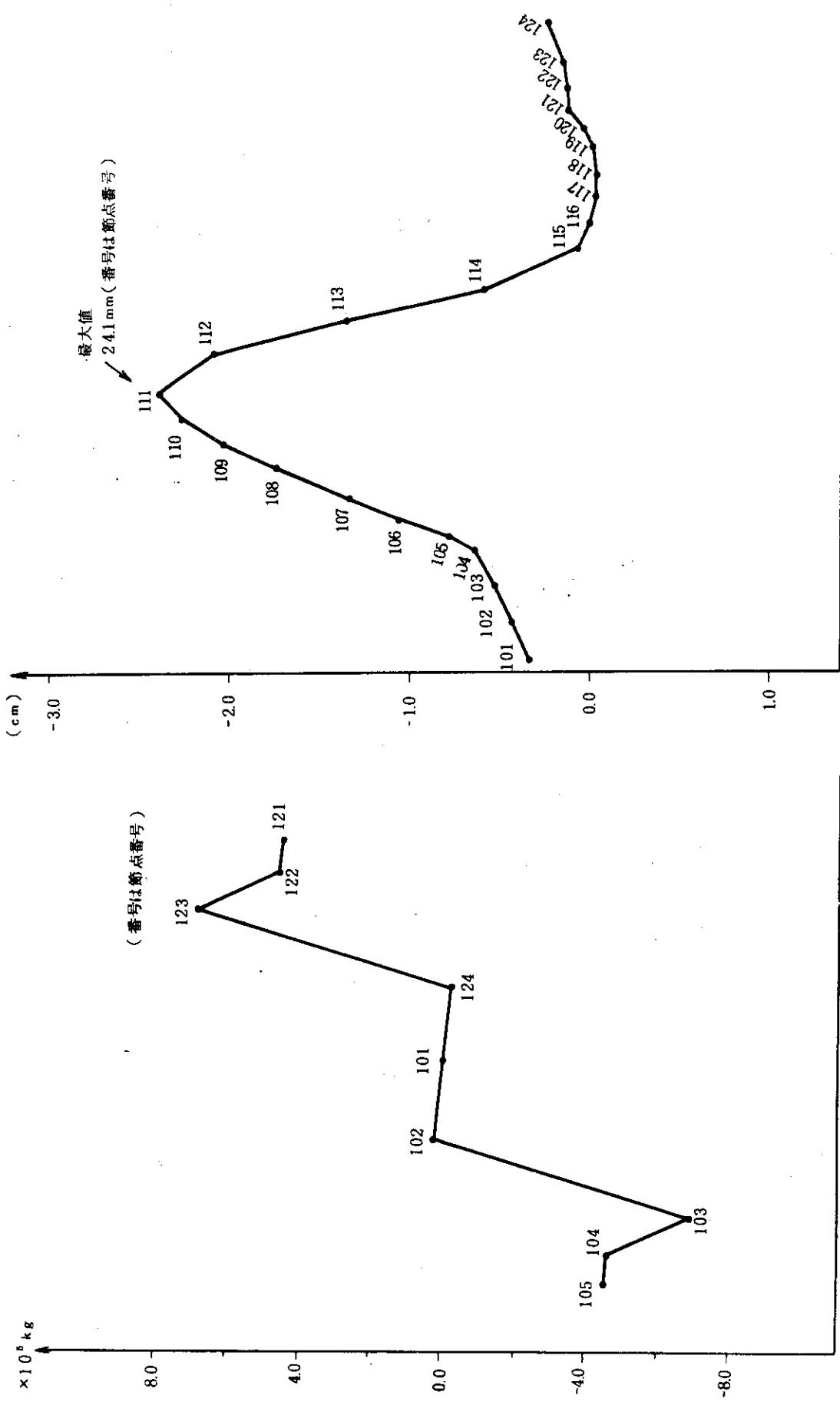


Fig.1.4.19 倒し力の荷重分布

Fig.1.4.20 各節点の変位分布 (θ 方向)

倒し力のみ働いた場合

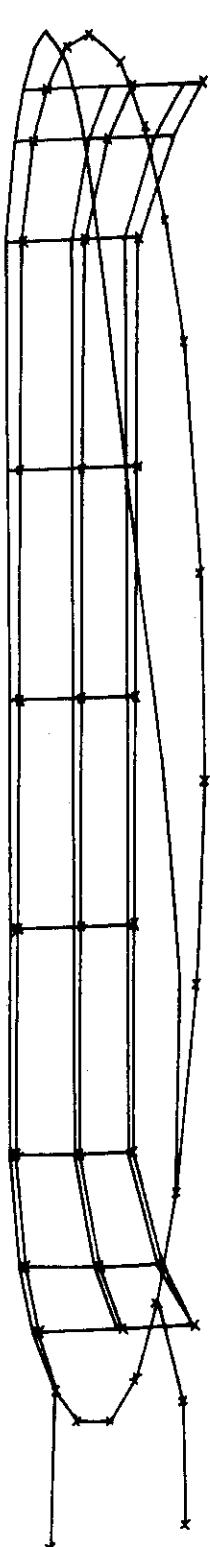


Fig.1.4.21 電磁力作用時の変位
(倒し力のみの場合)

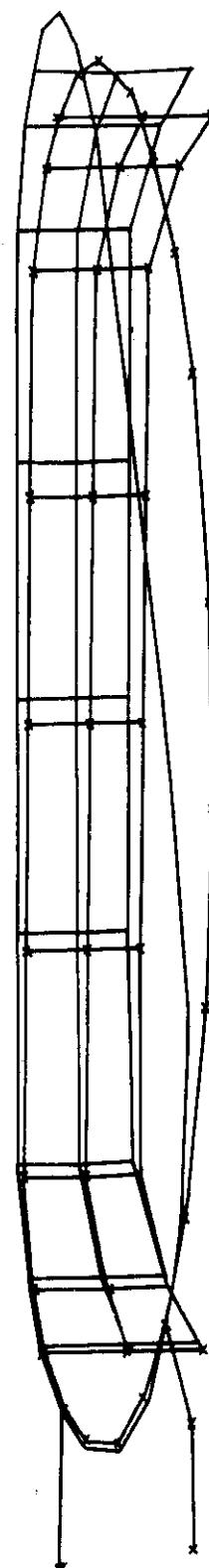


Fig.1.4.23 電磁力作用時の変位
(倒し力 + 拡張力)

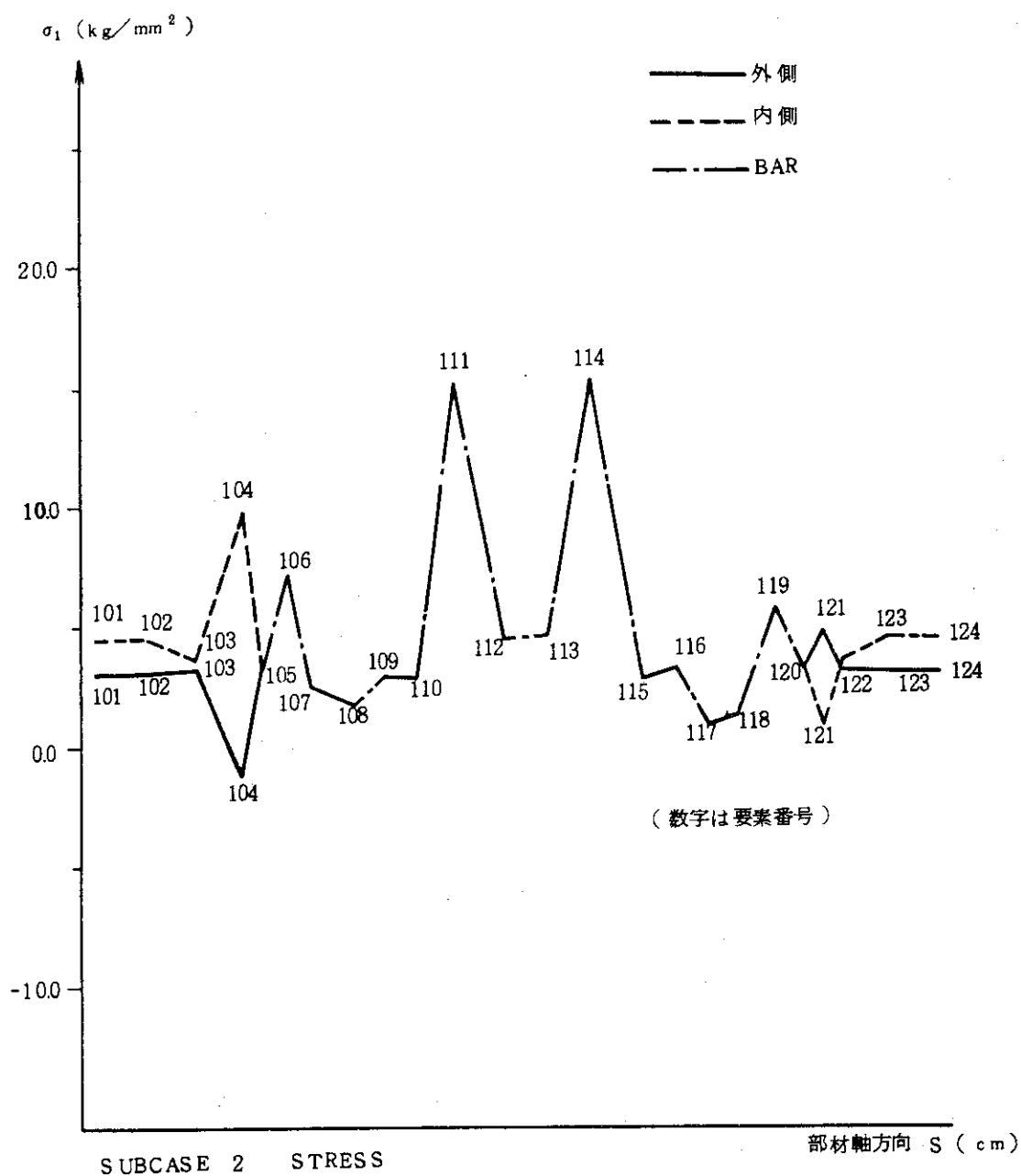


Fig.1.4.22 各要素における平均応力値（倒し力作用時）

(Displacement : Enlarged 35 Times)

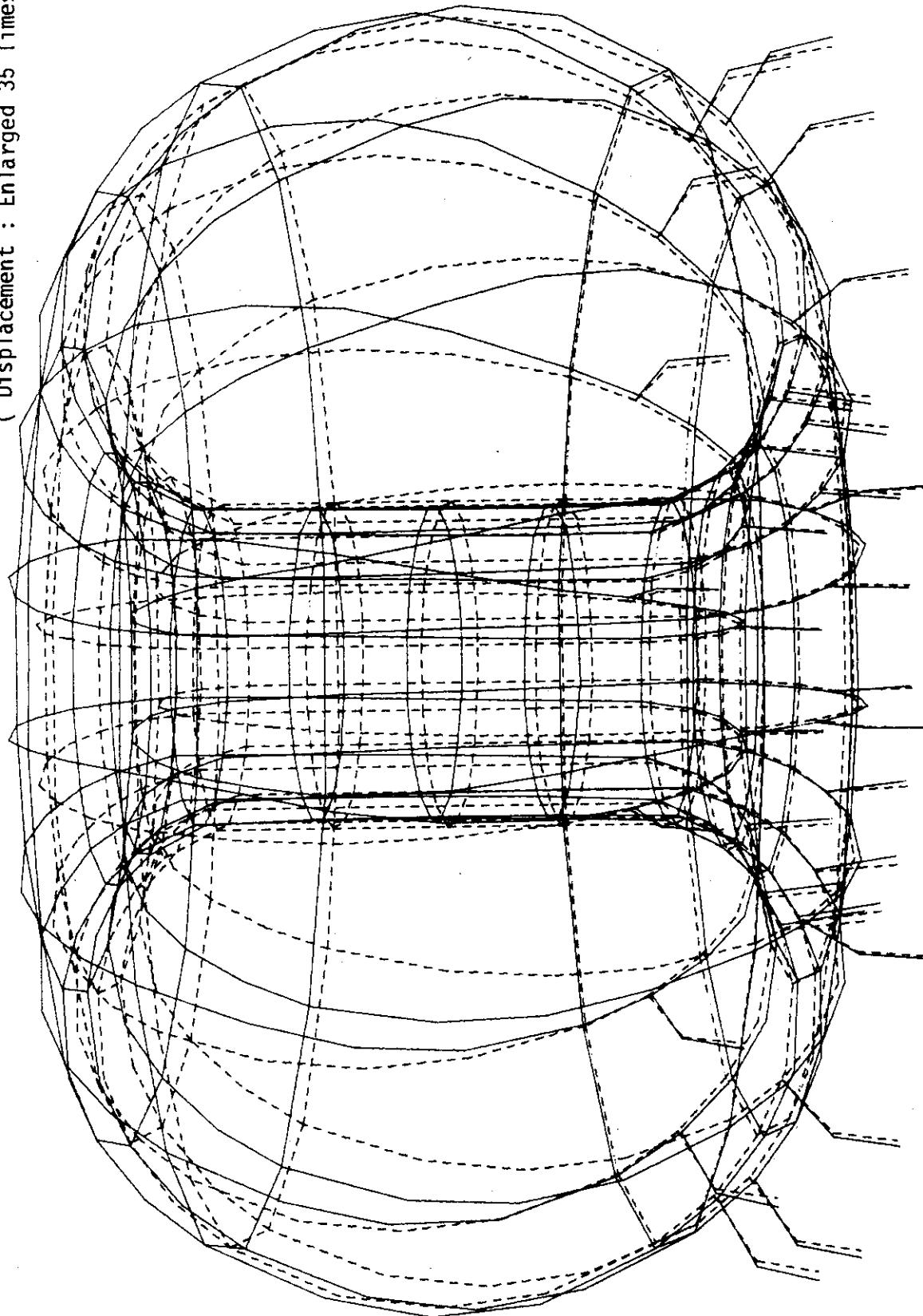


Fig.1.4.24 電磁力作用時の変位の立体図
(倒し力+拡張力)

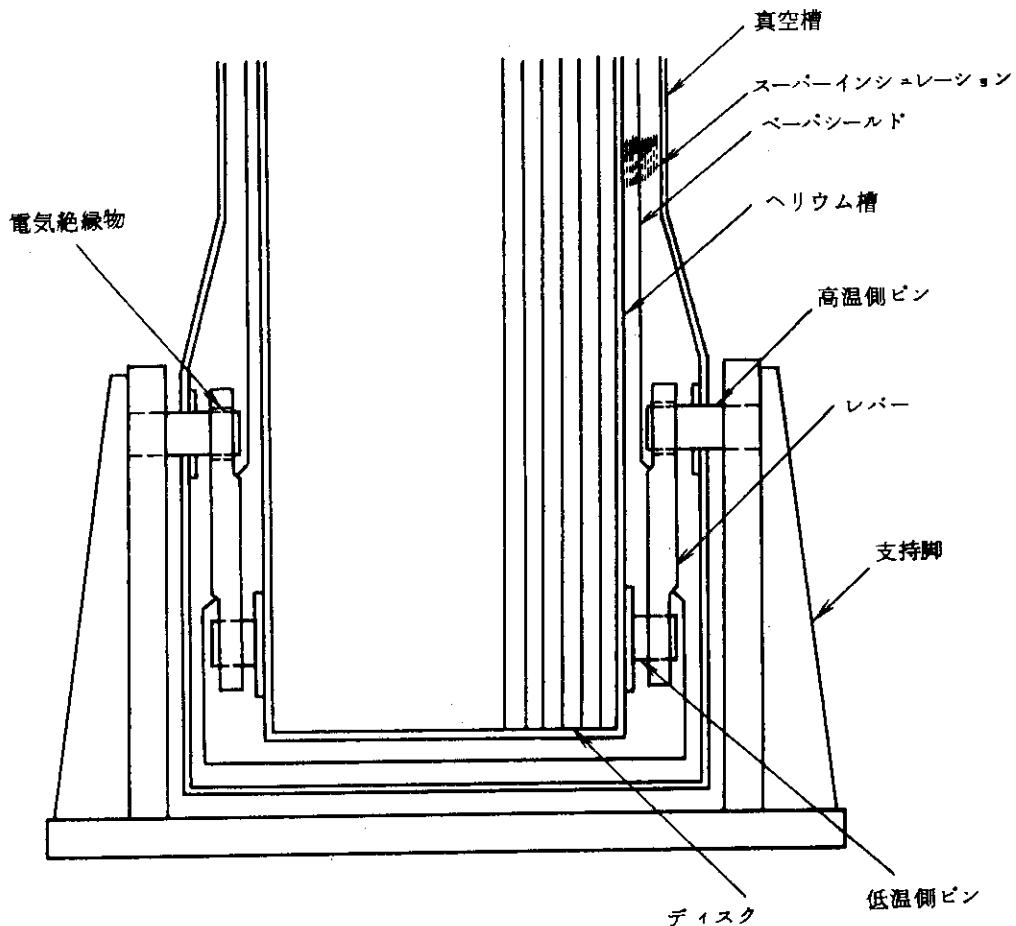


Fig.1.4.25 実験炉用トロイダルコイル自重支持構造

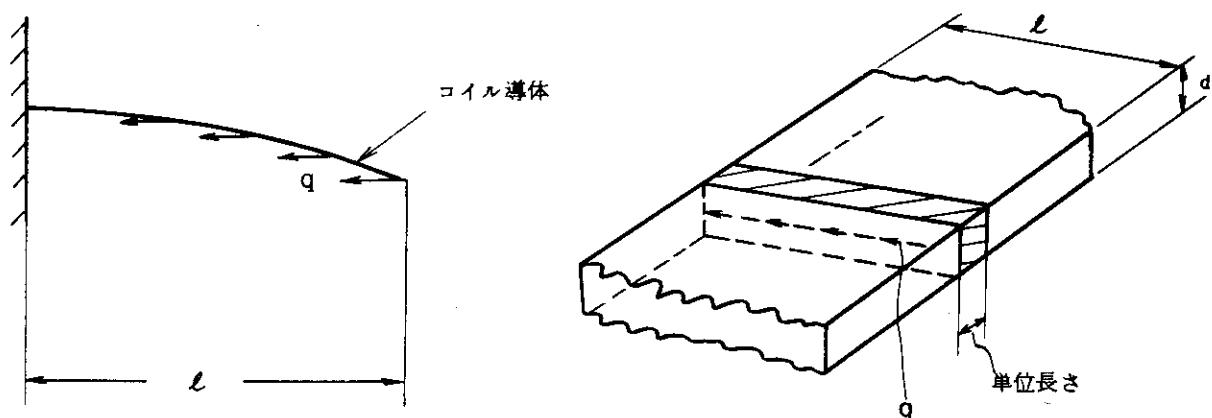
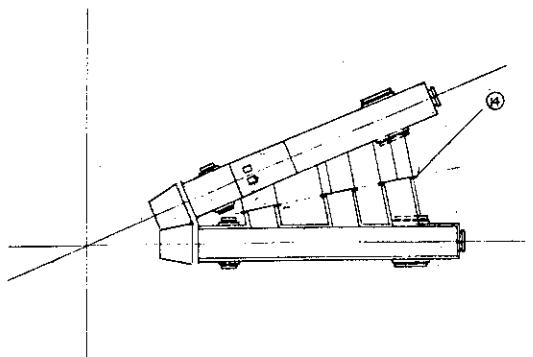


Fig.1.4.26 (a) コイル導体の座屈

Fig.1.4.26 (b) コイル導体の形状



- | | |
|----------|-------------|
| ① He槽 | ⑨ 液溜 |
| ② 真空槽 | ⑩ He排気口 |
| ③ 真空ポート | ⑪ パワーリード |
| ④ 支持部 | ⑫ カゴ形容器 |
| ⑤ 足 | ⑬ クサビ部 |
| ⑥ He注入口 | ⑭ 支持部接続フランジ |
| ⑦ 架台 | |
| ⑧ 真空フランジ | |

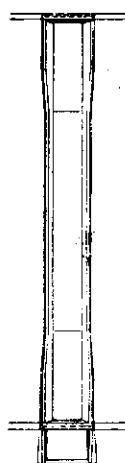
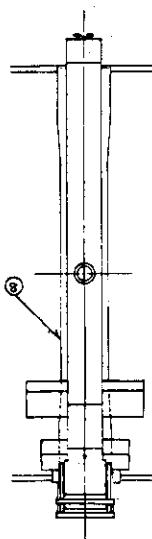
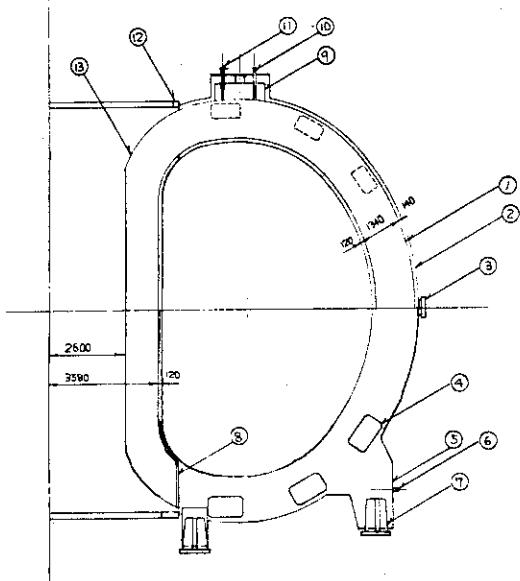


Fig.1.5.1 クライオスタット構成図

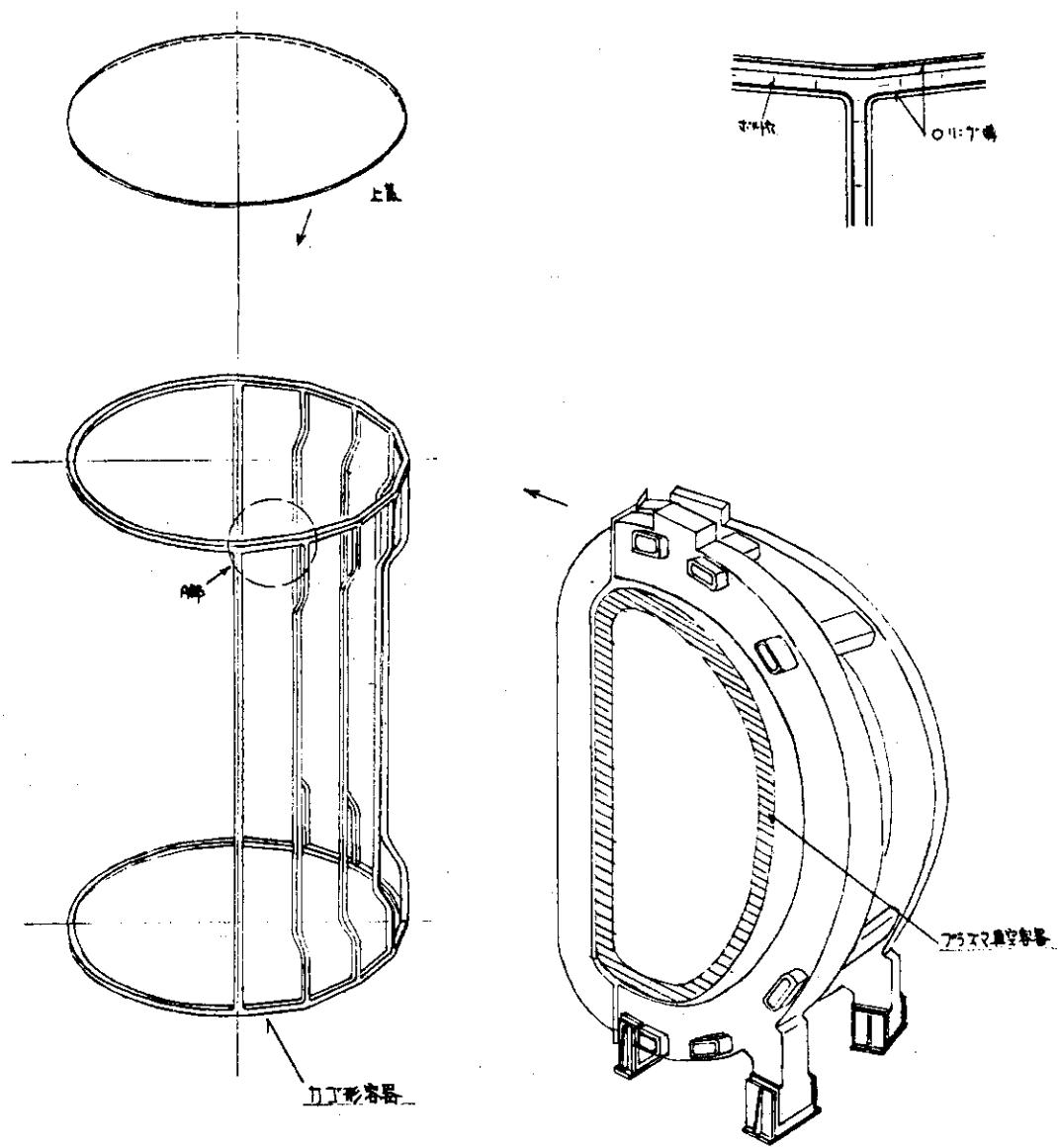


Fig.1.5.2 クライオスタット構成図

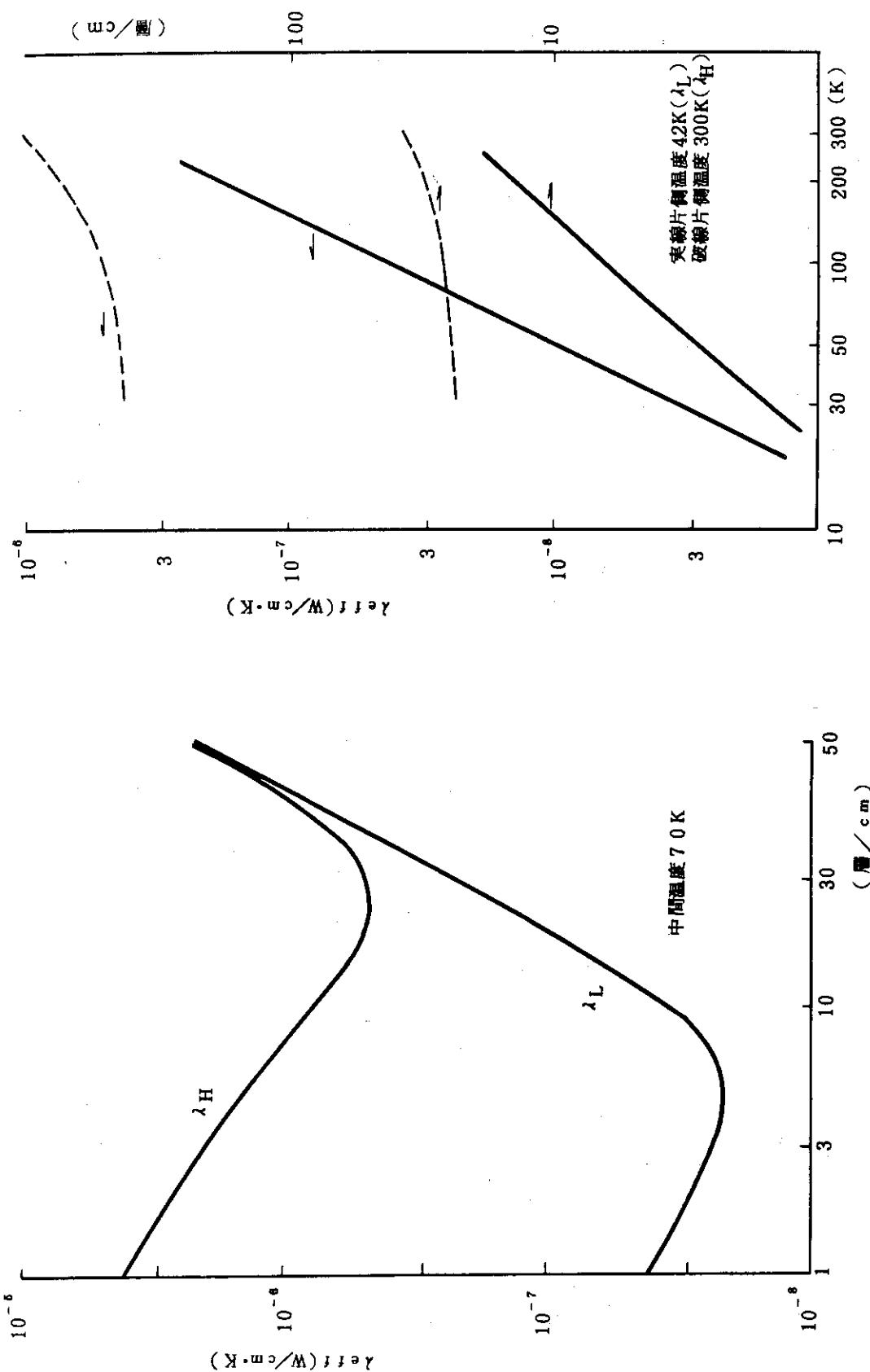
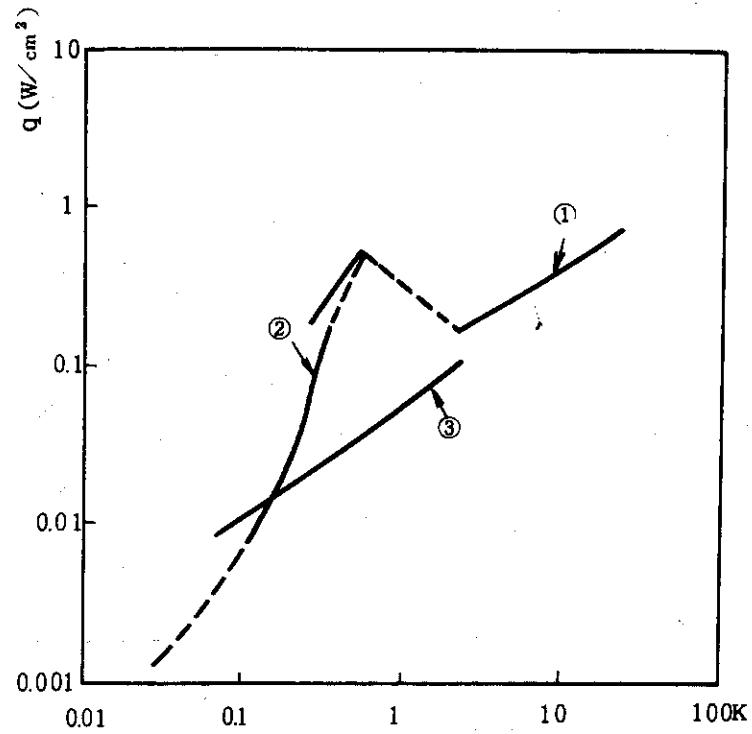


Fig.1.5.3 SIの熱伝導率と最適層数

Fig.1.5.4 SIの熱伝導率と最適層数



- ① 液体He 膜沸騰
- ② 液体He 核沸騰
- ③ 超臨界He 5.4 K, 2.4 atm

Fig.1.6.1 He 热伝達特性

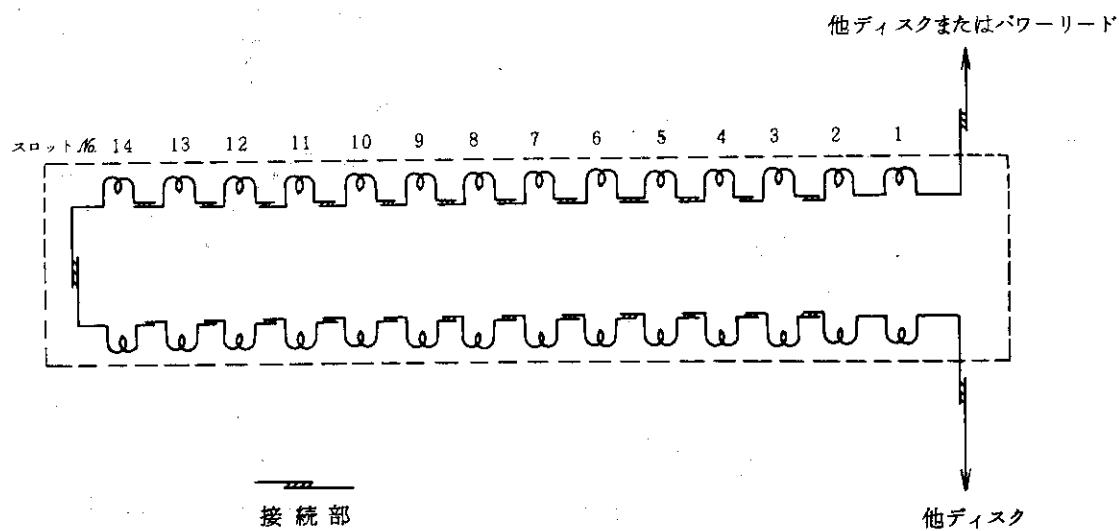


Fig.1.6.2 ディスク内の接続部分配置

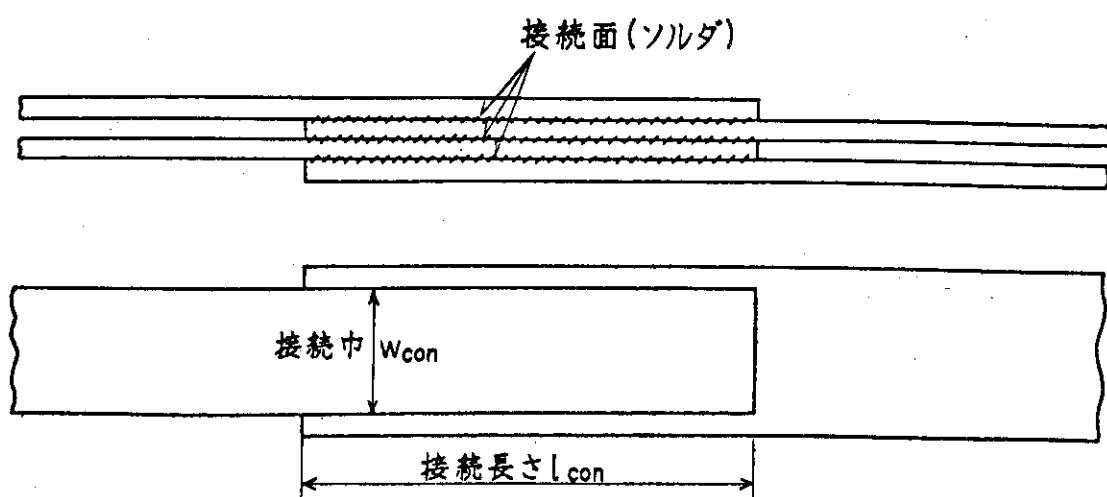


Fig. 1.6.3 接 続 部 概 念 図

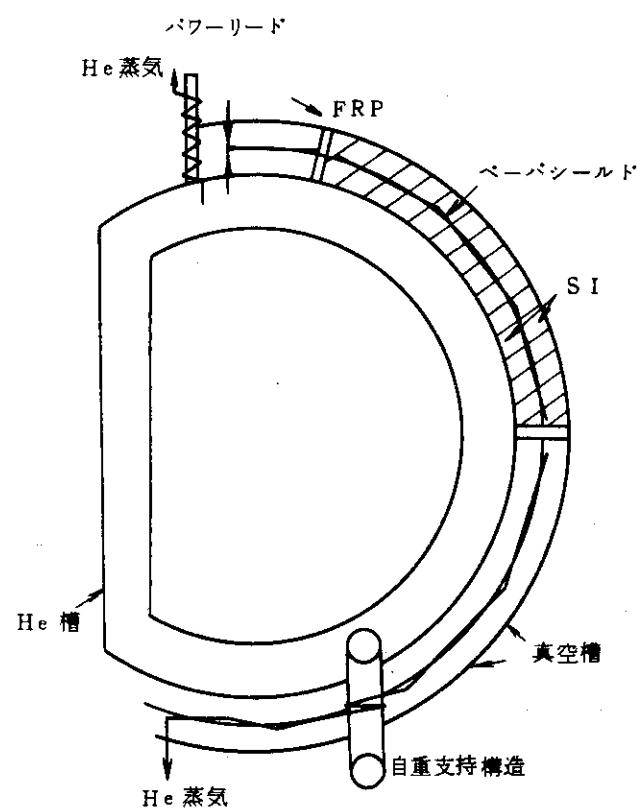


Fig. 1.6.5 热侵入径路

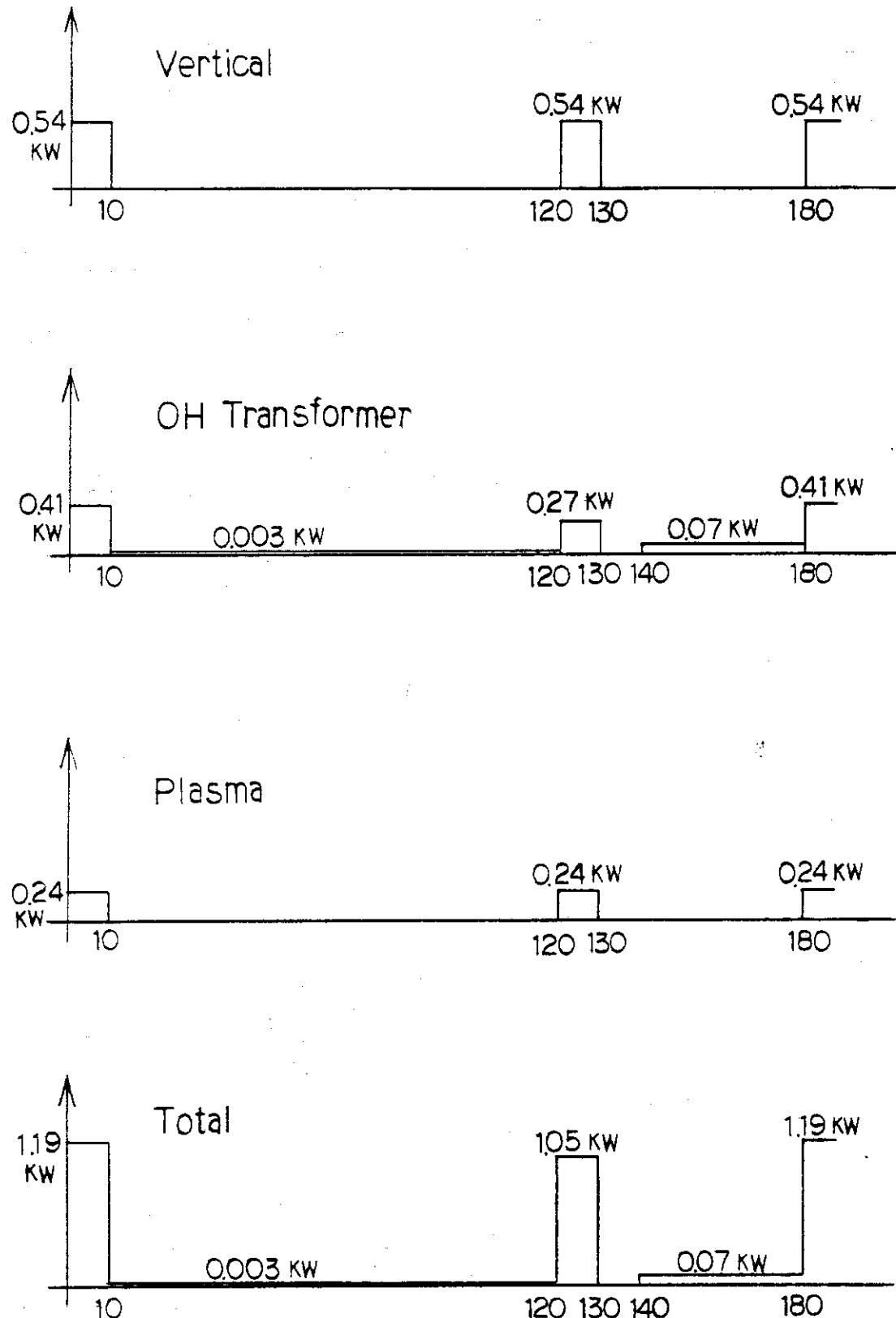


Fig. 1.6.4 漩電流発熱量の時間変化（構造物中）

2. ポロイダルマグネット設計

2.1 基本設計

2.1.1 設計思想

(1) はじめに

ポロイダルマグネットに特有な問題として次のような事項が挙げられている。

- a) 導体安定性を向上し、かつ、バルス励磁を可能にする事。
- b) 導体の交流損失の軽減。
- c) He 容器の交流損失の軽減。
- d) 振動的なくり返し電磁力に対する巻線の固定保持。

これらの問題を容易かつスマートに克服する為に、今回のポロイダルマグネット設計においては“Nb₃Sn/Forced Flow方式”を採用する事とした。

(2) Nb₃Sn/Forced Flow方式の特徴

ポロイダルマグネットをNb₃Sn/Forced Flow方式で設計した場合に、次のような長所がある。

- a) 導体の安定性が向上し、高電流密度のバルス励磁運転が可能になる。

① Forced Flow-Bundle導体方式は、He の冷却効果が大きく、導体としての安定性が向上し、電流密度が高く設定でき、超電導性消失に対する回復も早い。

② 特に、Nb₃Sn導体を使用すると臨界温度Tcが高く、安定度はさらに向上する。

③ なお、Nb₃Sn FM線材をBundle状に組合せて製作するので、Nb₃Sn素線についても製造が容易になる。

- b) 導体の交流損失が小さくなる。

① Bundleを形成するNb₃Sn FM素線は細く、この為安定化銅材における渦電流損失は著るしく小さくできる。

② Nb₃Sn素線にはBronze(Cu Sn)層が介在する。このBronze層はCoupling lossを軽減する効果がある。

③ したがって、従来考えられていたような3-component conductor(Cu-CuNi-SC)を使用する必要がない。

- c) He 容器を設ける必要がなく、それによる交流損失がない。

① 液体Heは導体内部に封入されて貫流して存在するのみであり、トポロジカルにポロイダルマグネットを取り囲むHe容器は必要でない。

② すなわち、ポロイダルマグネット巻線はレジンで含浸接着されるか或いは機械的にクランプされて、断熱真空槽中に保持されている。

③ 従来考えられていたプラスチックHe容器を採用する必要がない。なお、プラスチックHe容器は小形のものは試作されているが、核融合炉用の様な大形のものを信頼

性高く安価に製作するようにする為には、かなりの開発努力を必要とするであろう。

- d) 導体のターン間に He channel space を設ける必要がない。巻線は、各導体を強固に固定でき、場合によってはレジン含浸によって強固に一体化できる。この為巻線の Integrity が向上し、ポロイダルマグネットの強度が高くなる。振動電磁力による Fretting の危険性も減少する。
- e) 運転パターンに対応して、冷却効果を可変制御できるので、常時、最適な冷却条件で運転できる。また、 cool Down, Warm upなどの制御も容易となり、冷却系を含む全ポロイダルマグネットの自動化運転が可能になる。

(3) $\text{Nb}_3\text{Sn}/\text{Forced Flow}$ 方式の問題点

<特性上の問題点>

- a) Forced Flow に併う、He 粘性損失が、一種の低温熱負荷となって、必要な冷凍機容量を増大させる。しかし、この熱負荷の増分は、Conductor の交流損失の軽減分によって十分、償えるものと考えられる。

<技術開発上の問題点>

- a) Forced Flow Cooling System
特に効率の良い低温ポンプの開発。
- b) Nb_3Sn Conductor の開発
- c) Inner cool Conductor の開発
- d) 絶縁ホース接手の開発

電流路と He 流路の分離のために。これらの問題は、今後の開発努力によって十分解決できる。

(4) 開発の見通し

Pool Boiling 浸漬冷却方式が、ほぼ完成された技術であり、多数の実績を有するのに対し、Forced Flow 方式及び Nb_3Sn は今後の課題である事は否めない。しかし、Scientific Break Through を要するような技術問題は見当らない。

余裕のある開発期間と、積極的な開発努力があれば、実験炉用として十分開発できる range のものと考えられる。

三菱電機としても Forced Flow 実験の為の開発研究を鋭意計画中である。

国外では、

- SIN の Muon channel
- Stanford の Pion Generator
- OMEGA magnet

などで、Forced Flow は実用されている。これらは核融合用の技術とは若干異なるものであるが、参考になろう。

核融合炉用では、large Coil Project 用として

米国 WH (Nb_3Sn -Bundle Conductor)

欧州 Kahl'sruhe-Siemens (Nb-Ti/Hollow Conductor)

欧州 BBC (スイス)

などで検討を進めている模様である。

2.1.2 設計条件

ポロイダルマグネットは、ポロイダル磁場を発生させるマグネットを総称して呼ぶもので、この中にはプラズマ電流をつくりプラズマの閉じ込め及び加熱の役割を果す変流器コイル、プラズマの水平方向の位置制御を行う垂直磁場コイル、その他に垂直方向の位置制御を行うコイルやプラズマ断面形状を制御するコイルなどがある。上記の諸コイルはプラズマ設計の要請に基づいて、その基本仕様が決定される。（但し、ここではポロイダルコイルの中でも重要な変流器コイルと垂直磁場コイルについて検討を行う。）

変流器コイルはプラズマに4.4 MAの電流を励起する一次巻線になっているが、プラズマとの結合が必ずしも良くないので大きな起磁力が要求されることになる。垂直磁場コイルに関しても、その位置がトロイダルコイルの外側であることによりプラズマとの距離が大きいため大きな起磁力が必要となっている。

実験炉のように負荷率（～30%）が高く燃焼時間が長くなると、ポロイダルマグネットに常電導コイルを使用した場合、消費電力量はかなり大きくなり経済的困難を伴う。又超電導ポロイダルマグネット開発は実用炉実験に必要な課題の1つでもある。

こうした理由から、実験炉ポロイダルマグネットでは超電導コイルを用いることとなる。ここでポロイダルコイルをトロイダルの内側に設置するとお互いのコイルがリンクするような配置となってしまい、このような配置は、超電導コイルでは組立・分解上困難と思われる。そこでポロイダルコイルは、トロイダルコイルの外側に配置されることになり、上記の如く大きな起磁力が必要となる。

ポロイダルコイルの位置については設定されたプラズマ条件（Table 2.1.1 参照）に基いて、計算コードを用いて最適配置が決定される。Table 2.1.2 に変流器コイル、Table 2.1.3 に垂直磁場コイルの中心位置の座標と起磁力を示す。但しこの中心座標は実際の設計においては、若干の変更を行っている。Table 2.1.2 及び Table 2.1.3 の配置を図示したものが Fig. 2.1.1 である。なお、コイル設計に必要なプラズマのワンターン電圧としては 200V を設定した。大型装置における実験の進展とともに、より確実性の高い値が定められるであろうが、ここでは TFTR の設計値などを参考にして決定された。

2.1.3 運転電流波形

本装置では 100 秒のフラットトップ（燃焼時間）、1 サイクル 180 秒を基本としている。各コイル電流、プラズマ電流、プラズマ温度の波形を Fig. 2.1.2 に示す。OH コイル電流変化の最も短い時定数は 10 秒となり、従来の設定値 1 秒よりかなり長くなつて設計条件が緩くなつた。又、垂直磁場コイル電流、プラズマ電流の立上り時、立下り時の時定数はいずれも 10 秒程度であるが、垂直磁場コイル電流の立上り時では、時定数約 20 秒で変化する（Fig. 2.1.2）。サイクルの時間が 420 秒から 180 秒に短縮されたことにより、超電導線の損失の点などで逆に厳しくなつた点もある。

又、この 180 秒の時間のうち主要な時点を次のように呼ぶこととする。すなわち、

- phase (I) $t = 0 \text{ sec}$ 放電開始時
 phase (II) $t = 10 \text{ sec}$ プラズマ電流の定格値 (4.4 MA) 到達時
 phase (III) $t = 20 \text{ sec}$ プラズマ温度の定格値 (7 keV) 到達時
 phase (N) $t = 120 \text{ sec}$ プラズマ電流の立下げ開始時
 phase (V) $t = 130 \text{ sec}$ プラズマ電流立下げ途中時
 phase (VI) $t = 140 \text{ sec}$ プラズマ消滅時 (休止時間開始)
 phase (VII) $t = 160 \text{ sec}$ OHコイル励磁開始時

である。そして 1 サイクルはこれらの 7 つの時点で区切られた 7 つの時間帯に分けられる。又、コイル設計・解析の便宜上、phase (I) ~ (VII) を使うものとする。

2.1.4 コイル本体構成

コイルは大きくわけて空心変流器コイル (OHコイル) と垂直磁場コイル (Vコイル) とにわかれる。OHコイルはプラズマに電流を誘起するためのものであり、Vコイルはプラズマの位置や形状の制御のために用いられるコイルである。各コイルは設計条件としてアンペアターンと中心位置が与えられた幾つかのコイルブロックから構成される。OHコイルは 20 ブロック、Vコイルは 8 ブロックで構成される。OHコイルは 20 ブロック、Vコイルは 8 ブロックで構成される。配電は装置中央水平面に関して対称な位置にあり、コイルブロックには OHコイルの場合 T_1, T_2, \dots, T_{10} ; $T_1', T_2', \dots, T_{10}'$, Vコイルの場合 V_1, V_2, \dots, V_4 ; V_1', V_2', \dots, V_4' などの呼称がつけられている。そして T_1 と T_1' , T_2 と T_2' , ..., V_1 と V_1' , V_2 と V_2' は互に中央水平面に関して対称な位置にあり、アンペアターンも同一の値をとる。以後コイルブロックを略して単にコイルと呼ぶことがある。

(1) 空心変流器コイル

空心変流器コイルの主要諸元は以下の通りである。

- (i) 起磁力 : 47.84 MAT
- (ii) コイルブロック数 : 20 個
- (iii) 最大磁場 (OHコイルのみ通電時) : 5.7 T
- (iv) 蓄積エネルギー : 1.26 GJ
- (v) 磁束変化 : 102 Wb
- (vi) 超電導線材 : Nb₃Sn
- (vii) 総ターン数 : 1884 ターン
- (viii) 運転電流 : 25.5 KA ($T_1 \sim T_8$), 24.8 KA (T_9, T_{10})
- (ix) 電源台数 : 10 台

(2) 垂直磁場コイル

垂直磁場コイルの主要諸元は以下の通りである。

- (i) 起磁力 : ± 8.28 MAT
- (ii) コイルブロック数 : 8 個
- (iii) 最大磁場 (Vコイルのみ通電時) : 2.9 T
- (iv) プラズマ中心磁場 : 0.296 T

- (V) 蓄積エネルギー : 0.73 GJ
- (VI) 超電導線材 : Nb₃Sn
- (VII) 総ターン数 : 616 ターン
- (VIII) 運転電流 : 27.1 KA (V₁, V₄), 26.5 KA (V₂, V₃)
- (IX) 電源台数 : 2 台

2.1.5 コイルブロックのターン数・寸法

与えられたコイルブロックのATから、素線構造をもとにターン数を定め、コイルブロックの寸法を決める。コイルブロックのターン寸法の設計には、空間許容条件、不整磁場、電磁力支持、耐圧条件、電源構成などと相互に関係を有している。Fig.2.1.3にコイルブロック寸法設計に取りうる相互関係を示す。

(1) ターン数の概略試算

垂直磁場コイルも同様であるので、ここでは変流器コイルについて述べる。

- ① 変流器を構成するコイルブロックは、Table 2.1.2に従い、ATに応じてターン比10:8:4の3種類となり、2.6 MATのブロックを100ターン前後に選ぶと他のブロックのターン数はTable 2.1.4になる。
- ② コイルブロック中心間距離はT₅-T₆間およびT₂-T₁間が狭くなっている。T₅-T₆を1ブロックとして取扱いが可能なのでT₂-V₁を450 mm程度とし、この間に支持構造物を入れることを考えれば、2.6 MATブロックのZ方向長を400 mm以下とする。
- ③ コイル1ターンの寸法としてR方向～31mm, Z方向～51mm(2.2節参照)とし、2.6 MATブロックのR方向, Z方向のターン数が全て整数となる場合のコイルブロックの構成をTable 2.1.5に示す。
- ④ 電磁力の支持の観点からR方向のターン数を少くし、Z方向に多くまく方が好しい。上記①～④に基いて下記(i)(ii)を2.6 MATブロックのターン数の目安とする。

(i) R方向のターン数15, Z方向のターン数7

(ii) R方向のターン数15, Z方向のターン数5

(2) コイルブロックのターン数の奇偶と不整磁場

(a) Z方向ターン数の奇偶

コイルブロックへの電流の入出路は、一般にFig.2.1.4に示すように、Z方向のターン数が偶数の場合(i), 奇数の場合(ii)となる。従ってコイルブロック間を結線する場合には、Fig.2.1.5に示すようにブロックのR方向長さとコイルブロック間の距離が長い程ブロック間のわたり線電流路によるプラズマへの不整磁場は(ii)の方が大きくなる。従ってZ方向のターン数の奇偶は、不整磁場の点から偶数の方がよい。

(b) R方向のターン数の奇偶

R方向を偶数ターンにする場合、ダブルスバイラルまき(Fig.2.1.6)の方法があり、この方法では層間わたり部による不整磁場はトロイダル面内に一様に分布し、局所的な不整磁場が少くなる点で好しい。しかしダブルスバイラルまきでは、ターン間でクロス部が生じ、

クロス部に応力集中することが想定されるので、ダブルスバイラル巻きを採用しないこととする。従ってR方向のターン数の奇偶による差異は特に考えない。

(3) コイルブロックの結線と電源の協調

コイルブロック間の結線は原則として、ブロック間を直列に結線し、1コイル1電源方式とするのが好しい。しかしTable 2.1.6に示すように、ターン間耐圧200Vとすると、各コイルブロックの直列結線によるコイル端子間耐圧は、変流器(OH)コイル376.5KVとなり電源として非現実的な規模となる。垂直磁場コイルはOHコイルとのカップリングをさけるため、全コイルブロックを直列に結線すれば、総AT=0となるようにまいっている。従って、V₁, V₂とV₃, V₄のコイルブロックとOHコイル及びプラズマとのカップリングの差異に起因する誘起電圧を考えればよく、この場合は大きな電圧とはならない。

(a) コイルの結線

OHコイル直列結線時、コイル端子間耐圧376.8KVは非現実的な規模となるので、下記のような対処方法が考えられる。

① 1コイル1電源方式でコイルブロック間を並列に結線し電源の耐圧条件を緩和する。
(JAERI-M7200)⁽¹⁾

② 1コイルを複数電源で励磁し各電源の耐圧条件を低くする。

方法が考えられる。①の方式の特徴、欠点は文献①に示されているが、①の結線方式ではブロック間を並列に結線するので、ブロック間で閉回路をなし循環電流が流れる。このためOHコイルの励磁(+極性から-極性電流のスイングなど)で所望の通電電流波形を得るために電流コントロールが困難と思われる。ここでは経済性の点で不利だと思われるが、磁場の制御をより容易にすることを最重要視し、②の方式を選択する。②の方式において

(i) 上下面の磁場の対称性を得やすくするため、上下対称位置にあるコイルブロックを直列結線とする。

(ii) 対地耐圧条件を緩和するため、上記(i)の結線の中点を接地する。

また②の方式を選択することにより、

(iii) 各電源を負荷に応じて設計できるので、コイルブロック間のターン数の強い規定を受けずにする。

(b) 電源台数

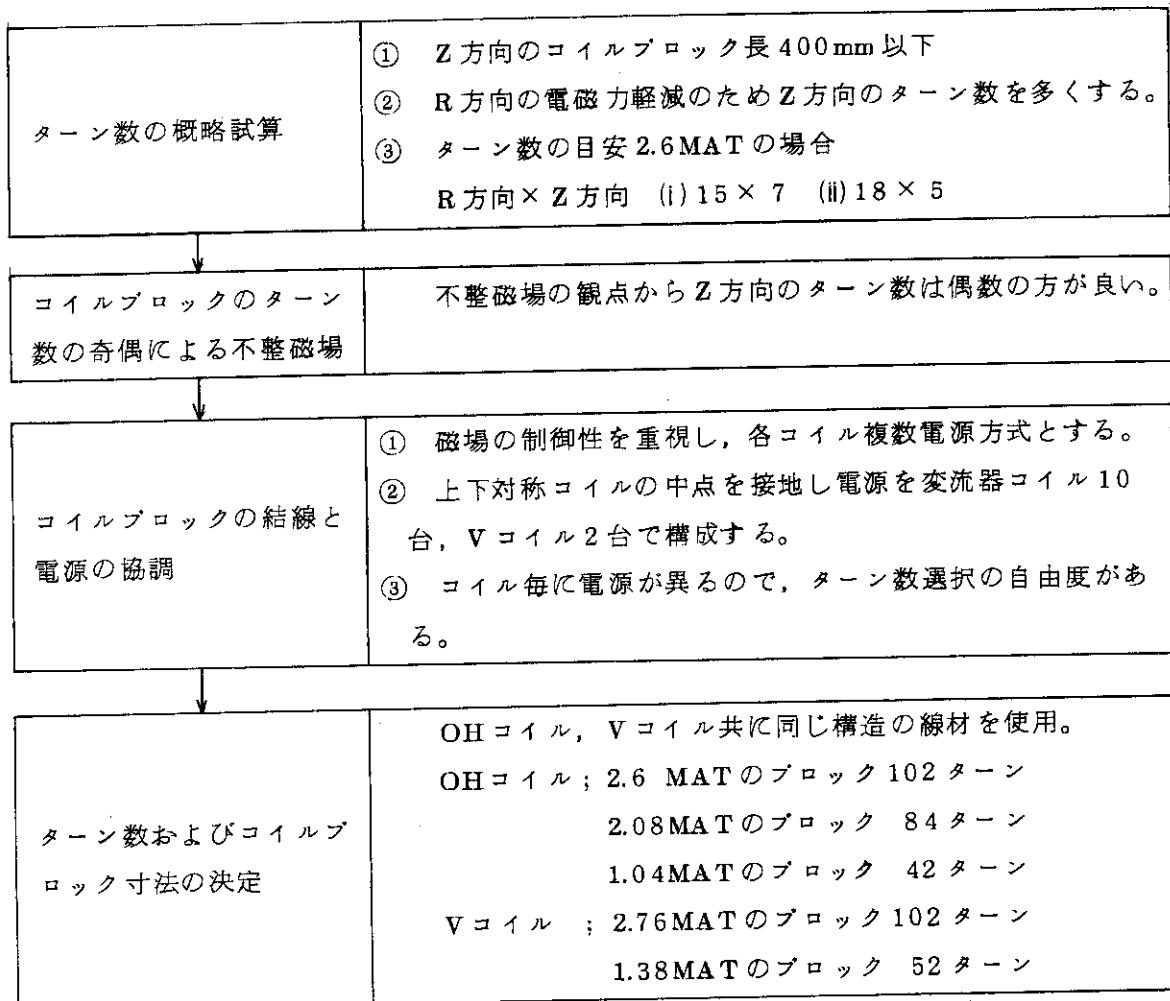
各コイルブロックには冷凍機から配管(SUS材、アース、電位)により超臨界ヘリウムガスがフィードされる。従ってコイルブロックと配管との間を絶縁ホース等により絶縁する必要がある。空間許容条件から判断し、絶縁の耐地耐圧を20KV程度と考えて、電源の数を決める。Table 2.1.7にコイルブロックの結線と電源分割を示す。OHコイルは10台の電源で、Vコイルは2台の電源で励磁するものとする。OHコイル、Vコイルと電源結線をFig. 2.1.7に示す。

1コイル多電源方式の採用により生じる問題を下記によって対処する。

① 各コイル電源が各自独立しているため励磁バターンの同期性が複雑になるが、コイル負荷、コイル間の相互誘導など予め解析できるので、各電源の励磁バターンをプログラム化でき、これらは計算機のもとでコントロールできる。

② 各電源を独立して設置するため、回路要素のオーバヘッドがあり、経済性の点で 1 コイル 1 電源方式に比して不利になることが想定される。しかし同一容量、同一回路構成の電源が多いので、回路の規格化が計れる。また同一電源群に対し、余分に 1 台のバックアップ電源を設けることで電源システムの MTBF を向上させられる。

これ迄の検討過程をまとめると下記のようになる。



コイルブロックのターン数・寸法を Table 2.1.8 IC, ポロイダルコイルブロック位置と寸法を Fig. 2.1.8 IC に示す。

2.2 導体設計と絶縁検討

2.2.1 導体構成およびコイル構成

前節で述べたように本ポロイダルマグネットは Forced Flow/Bundle 導体方式で設計される。このため、導体構造とコイル構造は切り離しては考えられない。前節の検討からコイルの 1 ターン当たりの寸法が抑えられるからこれに基いて導体構成とこれを巻いたコイル構成を考えることとする。

Fig. 2.2.1 に導体構成とコイル構成の断面図を示す。導体は冷媒を流通させるための矩形断

面シースとその内部に置かれた超電導ケーブルとから成る。この導体をコイルに巻く際には、導体と並列に耐電磁力用補強テープを巻き込み、ターン間、層間に絶縁物を挿入することとする。

(1) シース

シースの材質および寸法は後述する応力解析を厳密に行って決定する必要があるが、設計の手順としては概略の電磁力および応力の検討から安全サイドの値を取って決定した。この結果シースの材質としては Ti-5Al-2.5Sn 合金 (ELI 材) を用い、サイズとしては外寸 50 mm × 25 mm、内寸 45 mm × 15 mm とした。

(2) 補強テープ

補強テープの材質はシースと同じ Ti-5Al-2.5Sn (ELI) とし、サイズは幅 50 mm、厚さ 5 mm のものを用いる。

(3) 超電導ケーブル

超電導ケーブルは基本的には小線径の素線を多数本撲線として構成することとする。このような構成をとる理由は、

- (a) Nb₃Sn は本質的に硬くて脆いという性質を持つため、太く、一体化されたものでは巻き線時の曲げ加工に耐えられない恐れがある。
- (b) 細線に分割するほどトータルの冷却表面積が増加し超電導安定性が向上する。
- (c) 細線にすると長尺のものが得られ易く、これを撲線としたケーブルも容易に長尺化でき、技術的、経済的に大きなメリットとなる。
- (d) 細線を個々に絶縁した撲線は同一断面積の一体化線に比べ交流損失が著しく小さくなる。

ケーブルの構成は、Fig. 2.2.2 に示すように 3 重撲線とする。素線および各段階の撲線構成を Table 2.2.1 に示す。素線および 1 次、2 次撲線の構成を Fig. 2.2.3 に、又超電導ケーブル (3 次撲線) の構成を Fig. 2.2.1 に示す。

(4) ターン間絶縁物、層間絶縁物

いずれも繊維強化プラスチック積層材 (FRP) を用い、ターン間は 1 mm 厚さ、層間は 5 mm 厚さのものを用いる。

2.2.2 導体の超電導特性検討

(1) 電流密度

(a) コイル平均電流密度

前項の検討の結果、コイル 1 ターン当りの断面積は 55 mm × 31 mm = 1705 mm² となった。コイルの定格運転電流は 25.5 KA (T₁ ~ T₈)、24.8 KA (T₉, T₁₀)、27.1 KA (V₁, V₄)、26.5 KA (V₂, V₃) であるから、コイル平均電流密度は

$$T_1 \sim T_8 ; 15.0 \text{ A/mm}^2$$

$$T_9, T_{10} ; 14.5 \text{ A/mm}^2$$

$$V_1, V_4 ; 15.9 \text{ A/mm}^2$$

$$V_2, V_3 ; 15.5 \text{ A/mm}^2$$

となる。この値は本ボロイダルマグネット程度の大形コイルとしては妥当なものと考えられる。

(b) 導体平均電流密度

超電導ケーブルは432本の超電導素線と156本のダミー素線とで構成される。全ケーブルの断面積は 333.7 mm^2 、超電導素線のみでは 245.1 mm^2 となる。この結果、導体平均電流密度は、

$$T_1 \sim T_8 ; 76.4 \text{ A/mm}^2$$

$$T_9, T_{10} ; 74.3 \text{ "}$$

$$V_1, V_4 ; 81.2 \text{ "}$$

$$V_2, V_3 ; 79.4 \text{ "}$$

となり、又、超電導素線のみの平均電流密度は

$$T_1 \sim T_8 ; 104 \text{ A/mm}^2$$

$$T_9, T_{10} ; 101 \text{ "}$$

$$V_1, V_4 ; 111 \text{ "}$$

$$V_2, V_3 ; 108 \text{ "}$$

となる。

(2) 臨界電流特性

定格運転電流27.6KA(Vコイル)であるが、各素線への電流配分に不均一が現れた場合等を考慮すれば臨界電流はこれより30%程度大き目に設定しておくのが安全である。又、冷媒(超臨界ヘリウム)の温度が6K程度まで上昇すると仮定すると、臨界電流としては温度6K、臨界8Tにおいて36KA程度の値を持つようとする必要がある。これは、4.2K、8Tにおいて44KA程度の臨界電流を有する導体となるが、ケーブルを構成する超電導素線数は432本であるから、超電導素線1本当りでは100Aとなる。

Nb_3Sn 超電導線の臨界電流(I_c)はこれに含まれる Nb_3Sn 超電導体の臨界電流密度(J_c)とその断面積を掛けたもので与えられる。しかし、本設計で用いる超電導素線のように、Cu-Sn合金の中にNb芯線を入れ、熱処理によりSnを拡散させて Nb_3Sn を反応形成させるいわゆるプロンズ法による線材においては、 Nb_3Sn の形成量(断面積)を正確に把握することは難しい。このため、一般に、プロンズ法 Nb_3Sn 線材においては、プロンズ(Cu-Sn)で囲まれる総断面積(プロンズ、 Nb_3Sn 、未反応Nb等が含まれる)当たりの J_c を以って評価することが多い。Fig.2.2.4は三菱電機で試作した Nb_3Sn 多芯複合超電導線(FM線)のプロンズ断面積当たりの J_c の外部磁界依存性を示したものである。図によれば、8Tにおいて約 900 A/mm^2 の J_c を持つことが判る。現在試作開発中又は市販されている Nb_3Sn FM線のプロンズ当たりの J_c は8Tにおいて $700\text{ A/mm}^2 \sim 900\text{ A/mm}^2$ 程度である。ここでは一応8T、4.2Kにおいてプロンズ当たりの J_c を安全サイドをとって 700 A/mm^2 と考えておく。Fig.2.2.3のように超電導素線中にはΦ0.18mmのプロンズ層が6本挿入されている。したがって超電導素線1本当りの I_c は107A(4.2K, 8T)、全導体の I_c は46.2KA(4.2K, 8T)となる。

Fig.2.2.5に導体臨界電流の磁界依存性を、又、Fig.2.2.6には温度依存性を示す。6K、8Tにおいても38KAの I_c を有するが、これは、定格運転電流より38%高い値であり、十分

安全であると考えて良い。

(3) 安定化特性

超電導コイルは励磁中や定格電流運転中にクエンチせず安定に運転されねばならない。特に本ポロイダルコイルのように大規模なコイルではクエンチは絶対に起してはならない。超電導コイルの安定化の考え方には、

- ① 超電導線に内的な不安定要因 (Flux jump, 高応力, 歪み印加など) が生じないようにする。
- ② 外的な不安定要因 (磁界・電流変動, Wire movement, 一時的冷媒不足など) が超電導線に加わっても、これらに起因する発熱を速やかに除去できる方式をとる。

の 2 つが考えられる。本ポロイダルコイルでは上記の 2 方式のどちらも採用して 2 重の安定策を講じておくこととする。

(a) 内的安定化の条件

高応力、歪み印加による超電導特性劣化等の超電導線の機械的效果については別途検討する。ここでは超電線の内的不安定性の主要因の一つである Flux jump (磁束跳躍) を抑える手段について検討を加える。Flux jump 抑制手段としては、超電導体を細線化してツイスト (ねじり) を加える方法が良く知られている。細線の径と、ツイストピッチに対して次の 3 つの基本式がある。

$$\text{断熱安定化条件} \quad d < \frac{\sqrt{10^9 \pi C_s T_o}}{4 J_c} \quad (2.2-1)$$

$$\text{動的安定化条件} \quad d < \frac{\sqrt{8 T_o m \lambda_s / \rho_{Cu}}}{J_c} \quad (2.2-2)$$

$$\text{非結合条件} \quad l \ll 4 \left(\frac{2 \times 10^4 \gamma^{1/2} \rho J_c d}{B} \cdot \frac{d}{w+d} \right)^{1/2} \quad (2.2-3)$$

ここに、
d : 超電導体フィラメント径 (cm)

J_c ; " 臨界電流密度 (A/cm^2)

C_s ; " 比熱 ($J/cm^3 \cdot K$)

λ_s ; " 熱伝導率 ($J/sec \cdot K \cdot cm$)

T_o ; $J_c / (-d J_c / d T)$ (K)

ρ_{Cu} ; 銅基材抵抗率 ($\Omega \cdot cm$)

γ ; 超電導フィラメント占積率

m ; 基材 / 超電導体比

B ; 磁界変動率 (T/sec)

l ; ツイストピッチ (cm)

w ; フィラメント間隔 (cm)

である。
(2.2-1) 式および (2.2-2) 式に超電導素線の値として次の値を入れる。

$$J_c = 2 \times 10^5 A/cm^2 \quad (8T)$$

$$C_s = 2 \times 10^{-3} J/cm^3 \cdot K$$

$$\lambda_s = 1 \times 10^{-3} J/sec \cdot K \cdot cm$$

$$\begin{aligned}T_0 &= 10.5 \text{ K} \quad (8 \text{ T}) \\ \rho_{\text{Cu}} &= 5 \times 10^{-8} \Omega \text{cm} \quad (8 \text{ T}) \\ r &= 0.086 \\ m &= 10.6\end{aligned}$$

この結果、

$$d < 102 \mu\text{m} \quad (\text{断熱安定化条件})$$

$$d < 211 \mu\text{m} \quad (\text{動的安定化条件})$$

を得る。本設計では Nb_3Sn フィラメント径を $10 \mu\text{m}$ としておりこれより十分小さい。

次に、

$$\dot{B} = 0.92 T/\text{sec} \quad (T_5 \text{コイル}, I \rightarrow II)$$

$$d = 1 \times 10^{-3} \text{ cm}$$

$$w = 1 \times 10^{-3} \text{ cm}$$

$$\rho = 3 \times 10^{-5} \Omega \text{cm} \quad (\text{プロンズ層抵抗率})$$

を (2.2-3) 式に代入すると

$$\ell \ll 17.5 \text{ cm}$$

となる。本設計では素線のツイストピッチを 2.5 cm としており十分これを満足している。

本設計では内的安定化特性を十分満足している。

(b) 外的安定化の条件

先にも述べたように本設計のボロイダルマグネット程度の大規模なコイルは極めて高い信頼性が要求される。このため、使用する超電導線には最も安全サイドの設計になる“完全安定化”方式を採用するのが望ましい。完全安定化超電導線は、超電導体に低抵抗の常電導金属を電気的、熱的に密着させ、この線材を冷媒に直接接触させることにより、Flux jump や外的不安定要因のために超電導線に一時的な超電導破壊が生じても、速やかにもとの超電導状態に復帰するようにしたものである。

超電導回復電流 I_r は、

$$I_r = \sqrt{\frac{s \eta A h \Delta T_C}{\rho}} \quad (\text{A}) \quad (2.2-4)$$

で与えられる。ここに、

s ; 冷却周囲長 (cm)

η ; 冷却率

A ; 基材 (Cu) 断面積 (cm^2)

h ; 冷媒熱伝達係数 ($\text{W}/\text{cm}^2 \cdot \text{K}$)

ΔT_C ; $T_C - T_B$ (K)

T_C ; 超電導遷移温度 (K)

T_B ; 冷媒温度 (K)

ρ ; 基材 (Cu) 抵抗率 (Ωcm)

超電導ケーブルを構成する超電導素線は各々独立に絶縁されて存在し、冷却条件も均一であるからここでは超電導素線 1 本について I_r を計算して評価する。

$$\begin{aligned}
 S &= 0.267 \text{ cm} \\
 A &= 3.80 \times 10^{-3} \text{ cm}^2 \\
 \rho &= 5 \times 10^{-8} \Omega \text{ cm} \quad (8 \text{ T}) \\
 \Delta T_0 &= 14 - 5 = 9 \text{ K} \quad (8 \text{ T}) \\
 h &= 0.0497 \text{ W/cm}^2 \text{ K} \quad (P = 7 \text{ atm}, T = 5 \text{ K})
 \end{aligned}$$

を取る。又冷却率 η としては、ガラス絶縁層が網目状になっており超電導素線の全表面積の中の50%が冷媒に接しているとして

$$\eta = 0.5$$

を取る。この結果、

$$I_r = 67.4 \text{ A} / \text{超電導素線}$$

となる。ケーブル全体では

$$I_r = 29.1 \text{ kA} / \text{ケーブル}$$

となり、定格運転電流27.1 kAに比べ十分大きく、完全安定化されていると考えられる。

2.2.3 交流損失

(1) ポロイダルマグネットの交流損失について

ポロイダルマグネットはパルス超電導コイルである。パルス励磁波形は、2.1節、Fig. 2.1.2に示される通りであり、これにより各コイルに印加される磁界の値は2.3節、Table 2.3.1に与えられる。

超電導線にパルス磁界が印加されると交流損失が発生する。超電導線に交流損失が発生する場合、次の2点について検討を加える必要がある。

- ① 超電導線の交流損失による不安定性の評価。
- ② 超電導線（ケーブル、シース）の交流損失による冷却負荷の評価。

本項では上記2点について検討を行う。

ポロイダルマグネットにパルス磁界が印加された場合に発生する交流損失を要素別に分類すると次の通りになる。

- ① シースおよび補強材に発生する渦電流損
- ② 超電導ケーブルに発生する損失
 - ②-1 ダミー素線に発生する渦電流損
 - ②-2 超電導素線の基材に発生する渦電流損
 - ②-3 Nb₃Snフィラメントに発生するヒステリシス損
 - ②-4 Nb₃Snフィラメント間の結合電流による結合損
 - ②-5 超電導素線間の結合電流による結合損

この中、②-5については各素線はガラス絶縁されているため、素線間の結合電流は存在しないため②-5の損失は発生しない。ここでは①から②-4までの損失について計算する。

(2) 計算法

計算式は次の通りである。

$$\textcircled{1} \quad P_{es} = \frac{1}{24\rho_c} \dot{B}^2 a^2 S_c \quad (\text{w/m}) \quad (2.2-5)$$

$$\textcircled{2}-1, 2 \quad P_{es} = \frac{1}{24\rho_s} \dot{B} D^2 S_s \quad (\text{w/m}) \quad (2.2-6)$$

$$\textcircled{2}-3 \quad P_{hf} = \frac{2}{3\pi} J_c d \dot{B} \left[1 + \left(\frac{I_t}{I_c} \right)^2 \right] S_f \quad (\text{w/m}) \quad (2.2-7)$$

$$\textcircled{2}-4 \quad P_{cs} = \frac{1}{\rho_b} \dot{B}^2 \left(\frac{\ell_p}{2\pi} \right)^2 S_b \quad (\text{w/m}) \quad (2.2-8)$$

ここで、 ρ_c ; シースおよび補強テープの抵抗率 (Ωm)

ρ_s ; 素線の銅基材の抵抗率 (Ωm)

ρ_b ; 素線のブロンズ層の抵抗率 (Ωm)

a ; シース又は補強テープの磁界と垂直な方向の幅 (m)

D ; 素線の直径 (m)

d ; Nb_3Sn フィラメント径 (m)

S_c ; シース又は補強テープの断面積 (m^2)

S_s ; 素線の銅基材の総断面積 (m^2)

S_f ; Nb_3Sn フィラメントの総断面積 (m^2)

ℓ_p ; 素線のツイストピッチ (m)

J_c ; Nb_3Sn フィラメントの臨界電流密度 (A/m^2)

I_c ; 超電導線の臨界電流 (A)

I_t ; 超電導線に流れている電流 (A)

\dot{B} ; 変動臨界変化率 (T/sec)

シースおよび補強材に発生する渦電流損は、シースの中空部分も同じ材質でつまつた中実材と補強テープが一体となった幅30mm、高さ50mmのものの損失を計算し、その後幅15mm、高さ45mmの中空部分の損失を計算し、前者から後者を差し引いた値として求めた。

超電導ケーブルの損失は、素線1本について $\textcircled{2}-1$ から $\textcircled{2}-4$ までの値を計算し、これに素線数を乗じて全ケーブルの損失を計算した。

(3) 超電導線の安定性に及ぼす交流損失の影響

$T_1 \sim T_{10}$, $V_1 \sim V_4$ 各コイルの超電導ケーブルの局部的最大交流損失の値を Table 2.2.2 に示す。全ボロイダルコイルの中での最大交流損失は T_5 および T_6 の内側ターンで Phase I \rightarrow IIにおいて発生する 167 mW/m である。この発熱による超電導ケーブルの温度上昇は 0.21 mK 程度であり超電導線の安定化特性には全く影響はないと考えられる。

(4) 冷却負荷としての交流損失

冷却負荷としての交流損失はパルス波形の各 Phase におけるコイルの全交流損失を算出する必要がある。コイルの全交流損失は各コイルについて導体単位長当たりの平均値を求め、これに導体長をかけて算出した。平均値の求め方は次のようにした。 $(2.2-5) \sim (2.2-8)$ 式

において

- ① \dot{B} ; 漏電流損、結合損は該当コイル内の二乗平均値、ヒステリシス損は算述平均値
- ② ρ , J_c , I_c ; 該当コイル、該当Phaseでの平均値
- ③ I_t ; 該当Phaseの始りと終りの平均値

を取った。

Table 2.2.3 に各コイルの各Phaseで発生する損失および1 cycle の平均損失を示す。全コイルの平均損失は 140W であり、瞬間最大損失は Phase I → II における 1370 W である。

2.2.4 絶縁検討

(1) 素線間絶縁物

超電導ケーブルを構成する各素線は個々に厚さ 0.05 mm のガラス繊維で絶縁されている。この絶縁の目的は、

- ① 磁界変動中の素線間の電気的結合を防ぎ、交流損失を少くし、不安定性を抑える。
- ② 素線間に隙間を設けるためのスペーサとして働き、冷媒の流通路を確保する。

の 2 点である。

素線間に生ずる電圧の最大値は

$$V_m = \frac{1}{4} \dot{B}_m w \ell_s \quad (\text{V}) \quad (2.2-9)$$

と考えられる。ここに

\dot{B}_m ; 最大磁界変化率 (T/sec)

w; 超電導ケーブル幅 (m)

ℓ_s ; 超電導ケーブル撚りピッチ (m)

である。 \dot{B}_m は T_5 および T_6 コイルの Phase I → II における $0.92 T/\text{sec}$ であり、 $w = 15 \times 10^{-3} \text{ m}$, $\ell_s = 0.8 \text{ m}$ をとると

$$V_m = 2.76 \text{ mV}$$

となる。この値は 0.05 mm 厚さのガラス繊維絶縁にとって何ら問題となる値ではない。

(2) ターン間絶縁物

ターン間は 1 mm 厚さの FRP で絶縁されている。エポキシグラスファイバー積層板 (EPG) の室温、空気中での短時間絶縁破壊強度 (3.18 mm 厚) は 14 kV/mm である。一般の絶縁材料の LHe 温度、真空中での絶縁破壊強度は、室温、空気中での値とほぼ同じか高い値を示す。従って、1 mm 厚さの EPG の LHe 温度、真空中での絶縁耐圧はほぼ 14 kV 程度と考えて良い。これは 1 ターン当たりの発生電圧の最大値 200 V の約 700 倍の値である。

(3) 層間絶縁物

層間は 5 mm 厚さの FRP で絶縁されている。絶縁厚さと破壊電圧の関係は材料によって異なるが、悪いものでもほぼ厚さの平方根に比例して増加する。5 mm 厚さの EPG の耐圧は少くとも 30 kV はあると考えられる。この値は層間最大発生電圧 6.8 kV (200 V × 34) の 4 倍の値であり十分余裕があると考えられる。

2.2.5 導体の製造工程

Fig.2.2.7に導体の製造工程の一例を示す。

2.3 電磁気解析

2.3.1 コイル内磁場分布

コイル内磁場分布を計算することの目的は次の2点にある。

- (1) コイル構造設計……コイル内の磁場分布からコイル内容ターンの受ける電磁力が計算される。コイルの支持構造設計、応力解析にはコイル内電磁力分布は不可欠である。
- (2) 超電導線設計……超電導線の性能（臨界電流値など）はコイル印加磁場によって支配されている。超電導線の設計にとって印加磁場の計算は不可欠である。特に各コイルブロックにおける最大磁場を求めておくことが重要である。

まず最初に1個のコイルブロックにのみ通電されているとした場合に、そのコイルブロック内の磁場分布を求めてみる。ブロックの中心位置： $(R, Z) = (1.98\text{m}, 0.0\text{m})$ 断面寸法：高さ×巾 = $0.4\text{m} \times 0.4\text{m}$ 、従って内径は 3.92m 、コイル電流：2.6 MATとして、 $T_1 \sim T_6$ コイルブロックの1つに相当する。この時のZ方向の磁場分布はFig.2.3.1に示すように、コイルブロックの内側面で最大値をとる。最大値は約 2.8T である。そして、位置が外へゆくにつれて急激にZ方向の磁場は低くなり、やがて符号が反転してコイル外側面で負の最大値約 -1.7T に達する。しかる後に B_Z は除々に 0.01 に近づいてゆく。なお、符号が反転した位置はコイルブロック内、内側面から $2/3$ 程入った所であった。

次に運転時にコイルに印加される磁場について計算する。コイルに印加される磁場の要因としてはOHコイル、Vコイル、プラズマの各電流が挙げられる。まず、OHコイルのみ、Vコイルのみ、プラズマのみに電流が流れている場合の3ケースについて計算を行った。

- (1) OHコイル通電時—各コイルブロック最大値をFig.2.3.2に示す。 T_5 ないしは T_6 における 5.7T が最高値である。小径コイルでは $3 \sim 5\text{T}$ 、大型コイルでは $1 \sim 3\text{T}$ 程度各ブロックにおける最大値である。
- (2) Vコイル通電時—各コイルブロック最大値をFig.2.3.3に示す。 V_1 における 2.6T が最高値である。Vコイル各ブロックにおける最大値は $1.5 \sim 2.5\text{T}$ 程度である。
- (3) プラズマ通電時—各コイルブロック内側面における値をFig.2.3.4に示す。値はいずれもそれほど大きくない。 T_1 における 0.6T が最大値で、各ブロック内側面における値は $0.1 \sim 0.6\text{T}$ 程度である。

Fig.2.1.2に通電パターンを示したが、運転モードの各Phaseにおける磁場計算を行う。各コイルブロック内側面における次の各ケースの磁場計算を実施した。

- (I-1) : Phase (I), プラズマ電流 = 0
- (II-1) : Phase (II), プラズマ電流 = 0
- (III-1) : Phase (III), プラズマ電流 = 0
- (N-1) : Phase (IV), プラズマ電流 = 0
- (II-2) : Phase (II), プラズマ電流 = 4.4 MA

(III - 2) : Phase Ⅲ, プラズマ電流 = 4.4 MA

(N - 2) : Phase Ⅳ, プラズマ電流 = 4.4 MA

各ケースにおける磁場計算結果を Table 2.3.1 にまとめた。なお、Phase Ⅴ, Ⅵ, Ⅶ における磁場の値は、Phase Ⅰ～Ⅳ における最大値より大きくなることは考えられないで、ここでは省略した。

結局、各コイルブロックに印加される磁場の最大値は、5.2 T (T1), 5.1 T (T2), 5.1 T (T3), 5.1 T (T4), 5.7 T (T5), 5.7 T (T6), 4.9 T (T7), 3.9 T (T8), 2.8 T (T9), 1.3 T (T10), 3.4 T (V1), 3.6 T (V2), 1.8 T (V3), 2.6 T (V4) となる。Table 2.3.2 にこれらの結果をまとめた。

又、コイルの電磁力支持構造設計を行うために、T6 コイルと V4 コイルの内部磁場分布を計算した。その計算結果を Fig.2.3.5 (B_z), Fig.2.3.6 (B_R) に示す。計算を行ったのは T6 ではケース (N-1), V4 ではケース (III-2) についてである。T6 では $B_z = -5.7 \sim +0.9$ T の範囲にある。一方、V4 では $B_z = -2.4 \sim +1.9$ T の範囲にあり、コイルブロック全ターンの電磁力 (F_z) としては比較的小さいものとなる。

2.3.2 コイル外磁場分布

コイル外磁場分布を計算する目的としては次の点が挙げられる。

- (1) プラズマからの要請、設計条件に合致しているかどうかを検討する。
- (2) トロイダルコイルに印加される磁場分布とその時間変化、電磁力分布を解析して、トロイダルコイル設計に用いる。
- (3) 淫れ磁場分布を計算して、周辺機器への影響評価を行う。

この中で、(2)については 1.3 節において計算を行った。また、既に Fig.1.3.12 ~ Fig.1.3.20 にボロイダル磁場のプラズマ領域をも含めた空間分布を図示した。Vコイルによるプラズマ領域での磁場分布を Fig.2.3.7 に示した。垂直磁場成分 B_z はプラズマ領域で 0.314 ~ 0.281 T である。又、OHコイル磁場のプラズマ領域で 20 ~ 50 ガウス程度に抑えられる。(Fig.2.3.8)。

又、淫れ磁場のトロイダル中心軸上垂直方向分布、中央平面上分布を Fig.2.3.9, Fig.2.3.10 に示した。Z = 21 m の位置で B = 100 ガウス、R = 13.5 m の位置で B = 100 ガウス程度にまで下がる。

2.3.3 コイル電磁力

各コイルブロックに働く電磁力を OHコイルのみ、Vコイルのみ、プラズマのみに電流が流れた 3 の場合と Fig.2.1.2 で示した各 Phase において計算した。 F_R は径方向の力のブロック 1 周全体におけるスカラー和、 F_z はブロックにかかる上下方向の力の総計である。

F_R - Phase I Fig.2.3.11 最大値 = 7.2×10^7 N (T6)

Phase II Fig.2.3.12 最大値 = 3.5×10^7 N (T6)

Phase III Fig.2.3.13 最大値 = 3.9×10^7 N (T6)

Phase N Fig.2.3.14 最大値 = 7.4×10^7 N (T6)

F_z - Phase I Fig. 2.3.15 最大値 = $4.1 \times 10^7 \text{ N}$ (T7)

Phase II Fig. 2.3.16 最大値 = $2.5 \times 10^7 \text{ N}$ (T5)

Phase III Fig. 2.3.17 最大値 = $-3.4 \times 10^7 \text{ N}$ (T2)

Phase IV Fig. 2.3.18 最大値 = $-5.6 \times 10^7 \text{ N}$ (T2)

F_R , F_z の各 Phase における力をブロック毎に計算し、上記の如く Fig. 2.3.11 ~ Fig. 2.3.18 に示した。各 Phase における電磁力の最大値は T2, T5, T6, T7 などに働く力である。

又、各ブロックに働く力の最大値を示したものが Fig. 2.3.19 (F_R), Fig. 2.3.20 (F_z) である。又、その最大値を与えるケース (Phase 番号) も併せて示した。コイル支持構造設計にまず必要とされるのはこの F_R , F_z の最大値である。Table 2.3.3 に設計に用いるために F_R , F_z or (F_z) の最大値をまとめ、今後の便宜をはかった。

コイル内各ターン毎の応力解析、支持構造設計を行うために、ターン毎の電磁力を計算した。すべてのコイルブロックについてターン毎の電磁力を計算することはあまり意味が無い。2.3.1 項や 2.3.3 項のことまでの評価を参考として、荷重条件の厳しい T6 コイルと V4 コイルの 2 ブロックについてターン毎の計算を行った。径方向最も内側のターンを 1 として、最も外側のターン 17 までの単位長さあたり電磁力を算出した。計算結果は、T6 : Table 2.3.4, V : Table 2.3.5 にまとめられた。T6 で $f_R = -2 \sim 14 \text{ kg/mm}$, $f_z = 0.2 \sim 1.1 \text{ kg/mm}$ 程度、V4 で $f_R = -5.5 \sim 6.4 \text{ kg/mm}$, $f_z = 0.02 \sim 0.05 \text{ kg/mm}$ 程度の電磁力が各ターンに働くことになる。

以上の検討ではポロイダル磁場の効果のみを考えたが、この他にトロイダル磁場（洩れ磁場）の効果、各コイルの渡り部や端子部のつくる誤差磁場の効果も一部では無視できないことがある。

2.3.4 インダクタンス

(1) 自己インダクタンス

計算結果を Table 2.3.6 に示す。インダクタンスの値の例としては、

プラズマ : $15.6 \mu\text{H}$,

OHコイル : 3.88 H (T1コイル : 0.063 H),

Vコイル : 1.98 H (V4コイル : 0.704 H),

などである。

(2) 相互インダクタンス

OHコイル、Vコイル、プラズマ相互間のインダクタンスと結合係数を計算した。

(1) OHコイル-プラズマ

相互インダクタンス	2.04 mH
結合係数	0.263

(2) Vコイル-プラズマ

相互インダクタンス	1.17 mH
結合係数	0.211

(3) OHコイル-Vコイル

相互インダクタンス	38.1 mH
結合係数	0.014

(3) 蓄積エネルギー

上記のインダクタンスより蓄積磁場エネルギーが計算される。OHコイル：1.26 GJ, Vコイル：0.73 GJと算出された。

2.4 構造設計と応力解析

2.4.1 構造概略設計

(1) R方向電磁力支持

本設計では、コイルの外側にガーダーを設ける構造はとらず、コイル自体で電磁力を支持するようとする。R方向の電磁力により、コイル内にR方向の圧縮応力とθ方向の引張り応力が発生する。応力の詳細解析は2.4.2項の(1)で述べるが、概略計算によりこれらの応力値を各部材の低温での強度の1/4以下となるように構造、寸法を決めた。Table 2.4.1にTi合金の機械的性質を、Fig.2.4.1からFig.2.4.3にTi-5Al-2.5Sn合金の疲労強度を、Fig.2.4.4にエポキシグラスファイバー積層材の強度および伸びの温度変化を示す。Ti-5Al-2.5Sn合金は低温で150 kg/mm²の耐力を持つ。又10⁴回までの応力サイクルでは、母材で140 kg/mm²、切欠き材で40 kg/mm²、溶接部で65 kg/mm²以上の疲労強度を持つ。又EPGは圧縮強度73 kg/mm²、引張り強度90 kg/mm²である。

(2) Z方向電磁力支持

Z方向に働く力としては、

- ① コイル単独で巻線間（層間）に発生する電磁力、
- ② コイル間相互に働く電磁力
- ③ コイルに働く重力

の3つがある。詳細は2.4.2項の(2)で述べるが、①の最大は1650 ton, ②の最大値は9180 ton, ③は全コイルの合計でも380 tonである。

次に、Z方向の力に対して考慮を払う必要のある構造材としては、

- ① シースおよび補強テープ
- ② 層間絶縁物
- ③ コイル間スペーサ
- ④ コイル支持材

である。

①および②はR方向と同様、応力値が許容値を越えないように設計した。コイル支持は、T_{7'}～T_{1'}, T₁～T₇をコイル間にスペーサを入れて下から積み上げ一体として上下にそれぞれコイル支持材を設け真空槽に入れる構造とした。従ってコイル支持材としては、コイル間電磁力の合成値とコイル重量を支持できるものが必要となる。

(3) コイル構造

シース、補強テープ、ターン間絶縁物、層間絶縁物の構造、寸法はFig. 2.2.1に示す通りである。

2.4.2 応力評価

(1) R方向電磁石による応力

コイル線材で発生する大きなR方向電磁力をシース及び補強テープにより各ターンで支持する構造(Fig. 2.4.5)で設計している。ここでは支持部材及びターン間絶縁材の応力、変位がどの程度になるかを計算する。

計算対象コイル

2.1で示したように、コイルブロックに作用する電磁力で最大となるコイルブロックはT6コイルで運転I-1の時である。また、半径の大きなV4コイルについて電磁力条件のきびしいのは運転III-2時である。従って、運転I-1時のT6コイル、運転III-2時のV4コイル(T6, V4コイル共6段×17ターンで構成)の中央部(上から3段目)17ターン(#1～#7)を計算対象とする。

計算条件

- ① シース、補強テープを一体構造として扱う。
- ② 電磁力は、シース内壁に一様に発生するものとし、これをPr(kg/mm^2)とする。Prの荷重分布をTable 2.4.2に示す。
- ③ コイル支持材はR方向に自由に伸縮できる。
- ④ 計算モデルをFig. 2.4.6に示す。図において応力及び変位計算評価点をA～Fとする。
 - A.B.C：支持材($T_{\tau} - 5 A \ell - 2.5 Sm$)の応力の集中する所。
 - D.E：支持材($T_i - 5 A \ell - 2.5 Sm$)の標準的な応力発生場所。
 - F：絶縁部で応力の集中する所。
- ⑤ 計算は2次元有限要素法に基いて行う。解析に用いた要素分割をFig. 2.4.7に示す。

計算結果

応力及び変位計算結果をTable 2.4.3に示す。T6コイルの変位を図に示す(Fig. 2.4.8)。

① T6コイル

② 応力

#15ターンのC点で最大となり、半径方向 32.8 kg/mm^2 、θ方向のひっばり 21.2 kg/mm^2 である。応力に関しては、 $T_i - 5 A \ell - 2.5 Sm$ の0.2%耐力($\sim 150 \text{ kg/mm}^2$)に比して充分小さい。

③ T6コイルの伸び

伸びの最高値は#16ターンE点で半径方向 0.715 mmである。E点での半径は2220.5 mmだから、伸び率は $\frac{0.715}{2220.5} = 3.2 \times 10^{-4}$ である。#1ターンのA点での伸び率は $\frac{0.342}{1719.5} = 2.0 \times 10^{-4}$ である。従って線材の伸びもこの程度と考えると、支持部材、線材とも、許容伸び率の目安 $\sim 5 \times 10^{-3}$ に比して充分小さい。

(c) 絶縁物の応力

#15 ターン F 点で最大となり 6.36 kg/mm^2 である。これは、圧縮耐力 $\sim 18 \text{ kg/mm}^2$ に比して小さいが、かなり厳しい値である。

(2) V4 コイル

(a) 応力

応力は、R 方向、θ 方向共に 7 kg/mm^2 以下で部材の耐力から考えて、問題はない。

(b) 伸び

伸びも最大 6.109 mm で、伸び率は $\frac{6.109}{12860.5} = 4.75 \times 10^{-4}$ で問題ない。

(c) 絶縁物の応力

R 方向、θ 方向とも、 1.35 kg/mm^2 以下で問題ない。本設計で、R 方向電磁力の支持は充分である。

(2) Z 方向電磁力による応力

先にも述べたように、本設計では、 $T_7' \sim T_7$ コイルは一体として真空槽に入れる構造とする (Fig. 2.4.9)。 $T_8(T_8')$ ~ $T_{10}(T_{10}')$, $V_3(V_3')$, $V_4(V_4')$ はそれぞれ独立の真空槽を持ち独立の支持を行う。独立支持の各コイルは支持するための空間も十分あるので問題ないが $T_7' \sim T_7$ は空間も狭く、一括支持であるため慎重な応力検討が必要である。Table 2.4.4 にはコイル重量を、Table 2.4.5 には各コイルの電磁力の最大値と最小値を示す。又、Table 2.4.6 には $T_7' \sim T_7$ を一体化して上下のコイル支持材で支持する構造とした時のコイル境界とコイル支持材に働く累積電磁力を示す。表から判る通り、電磁力は重量より 2 衡高いオーダーであるから、電磁力に対して応力検討を行えば十分である。

(1) シースおよび補強テープ

電磁力の Z 方向の最大値は、 $T_5(T_5')$ と $T_6(T_6')$ 間に Phase N で発生する $9 \times 10^7 \text{ N}$ である。この時シースの横壁および補強テープに発生する圧縮応力は 2.80 kg/mm^2 となる。この値は Ti 合金の低温での耐力 150 kg/mm^2 に比べて十分小さく、疲労強度に比べても十分小さい。

厚さ t, 高さ h の板に高さ方向の力が作用した場合の板の座屈応力は、

$$\sigma_{cr} = \left(\frac{t}{h} \right)^2 \frac{E\pi^2}{12(1-\nu^2)}$$

で与えられる。ここで、

E ; ヤング率

ν ; ポアソン比

である。

シースの横壁および補強テープを独立の板と考えて σ_{cr} を計算すると、

$$E = 1.37 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$$

$$\nu = 0.42$$

$$t = 5 \text{ mm}$$

$$h = 45 \text{ mm}$$

をとって、

$$\sigma_{cr} = 169 \text{ kg/mm}^2$$

を得る。電磁力による応力値 2.80 kg/mm^2 に対して十分大きく座屈の恐れはない。

(2) 層間絶縁物、コイル間スペーサ

T_5 および T_6 コイル内の層間スペーサおよび $T_5 - T_6$ 間のコイル間スペーサには最大に見積もってもシース横壁および補強テープに発生する 2.80 kg/mm^2 と同じ応力しか発生しない。層間スペーサは EPG、コイル間スペーサはステンレス鋼と EPG の複合体と考えられるがいずれも全く問題はない。

(3) コイル支持材

Table 2.4.6 によれば、コイル支持材（下側）にかかる電磁力の最大値は Phase N における $4.3 \times 10^7 \text{ N}$ ($4.8 \times 10^6 \text{ kg}$) である。電磁力の対称性から上側にも同じ値の電磁力が印加される（厳密には、下側にはさらに $T_7 - T_7'$ コイルの重量 $1.54 \times 10^5 \text{ kg}$ がかかる）。コイル支持材に発生する最大応力は次式で与えられる。

$$\sigma_{max} = M_{max} / Z$$

M_{max} ; 最大曲げモーメント

$$M_{max} = w\ell^2 / 12$$

Z ; 断面係数

$$Z = bt^2 / 6$$

w ; 均等荷重密度

$$w = Wb / 2\pi R_o \ell$$

ℓ ; コイル支持材幅

t ; " 厚さ

b ; " 長さ

R_o ; コイル平均半径

W ; 荷重

コイル支持材としてはステンレス鋼 (SUS 304) を用い、厚さ 150 mm 程度を取るものとする。

$$\ell = 7 \times 10^2 \text{ mm}$$

$$t = 1.5 \times 10^2 \text{ "}$$

$$R_o = 2.2 \times 10^3 \text{ "}$$

$$W = 5 \times 10^6 \text{ kg}$$

をとると、

$$\sigma_{max} = 5.58 \text{ kg/mm}^2$$

となる。この応力値は通常のステンレス鋼の常温での値としては過大な値ではない。コイル支持材がポロイダル磁界に対して閉ループを形成していると磁界をシールドしてしまう不具合があるならば、支持材は周方向に 2 ~ 4 分割しても応力値はそれ程増加しない。

以上の結果、Z 方向電磁力に対して、導体、コイル、コイル支持構造は十分であると結論される。

2.5 クライオスタット構造設計

本設計では冷却方式として導体内に超臨界ヘリウムを循環させる方法を用いているため従来

のような液体ヘリウム溜としてのクライオスタットは不要であり、クライオスタット構成要素としては真空容器、断熱支持材、輻射シールドが主なものとなる。

中央部コイル群 ($T_7 \sim T_7'$) は 2.4.2 項で述べたように一体の真空容器内に収納されている。 T_8, T_8' より外側に位置するコイル群に関しては各々のコイルについて真空容器が必要となる。Fig.2.5.1 は概観図であるが、超臨界ヘリウム圧力損失は 2.6 節で述べるように非常に小さいため、その出入口はコイル上 1ヶ所でよく、クライオスタントは非常にスマートで単純なものである。

Fig.2.5.2 は V4 コイルのクライオスタット断面図である。導体群はコイルバインダーでコイル形状に保たれる。このコイルは断熱支持材とスポークにより真空容器に取付けられている。Table 2.5.1 はコイル支持間隔と最大応力、最大歪との関係である。支持間隔はこの表より 1 m とした。コイルバウンダーは、厚み 20 mm、周方向長さ 170 mm のステンレス鋼より構成され、その AC 発熱は直接超臨界ヘリウムの冷却負荷となる。Table 2.5.2 は Phase I → II (10 秒間) の AC 発熱である。 T_8, T_8' より外側に位置するコイルバインダー全体では 270 Watt となり Phase I → II 間の導体全発熱 1370 Watt の 20% 程度となる。真空容器は耐真空強度からその厚みは 25 mm である。

2.6 コイル冷却システムと冷却負荷

2.6.1 超臨界ヘリウム冷却システム概念

システム構成は第 3 章で詳細に述べるが、本設計で採用した超臨界ヘリウム (SHE) 冷却方式を模式的に表わすと Fig.2.6.1, 2 のようになる。

即ち、低温ポンプで等エントロピー的に昇圧されて温度上昇した SHE は、液体ヘリウム槽中に設けられた熱交換器で冷却され、高圧で低温の状態となってコイル群に送り込まれる。この高圧、低圧の SHE はコイル中を通る間に導体発熱等を冷却しながら圧力損失を受け、低圧、高温となってコイル出口に達し、再びポンプで昇圧されてサイクルを描く。Fig.2.6.2 はこのサイクルを圧力-エンタルピー線図で表わしたものである。

2.6.2 システム設計条件

SHE 冷却熱負荷としては、構造体伝導等による定常熱負荷と、導体の AC 発熱等の非定常熱負荷がある。定常熱負荷は低温容器と高温部との間の伝導、輻射によるものであるので、ポロイダルマグネット全体としての位置関係等が決定していれば大きく変化するものでなく、本設計では JAERI-M 7200 の値を採用し、定常熱負荷 260 Watt とする。

AC 発熱等は非定常であるが、後述するように SHE の速度は遅く (25 cm/sec)，SHE 側から見ると熱負荷としては、平均化した取扱いが可能である。従って、主たる非定常熱負荷である AC 発熱としては 2.2 節で検討した導体発熱の平均値 140 Watt と、その約 20% のコイル支持構造体発熱の和 170 Watt を採用する。従って全冷却熱負荷は 430 Watt となる。

2.6.3 SHE 動作条件

低温ポンプで昇圧され、等コントロリー的に温度上昇したSHEを冷却する液体ヘリウム温度は4.5 K(第3章)であるので熱交換器の効率等を考慮してコイル入口SHE温度を4.6 Kとする。

本設計での導体はバンドルタイプであるので導体と冷媒間の伝熱面積は充分にあり導体と冷媒温度はほぼ等しいと考えられる。従ってNb₃Sn導体からの要請よりSHE最高温度部、即ちコイル出口温度を5.5 Kとする。

後述するように、コイル中及び配管系での圧力損失は非常に小さく、SHE動作圧は自由に設定可能である。従ってコイル出入口間のエンタルピー差が最も大きくなるような動作圧とすれば、SHE流量は最少となる。Fig. 2.6.3は、コイル入口温度、出口温度をそれぞれ4.6 K, 5.5とした場合についてSHE動作圧に対する出入口間エンタルピー差変化の様子である。但し圧力損失をバラメータとしてある。この図より入口圧が低いほど出入口間のエンタルピー差は大きい。即ちSHE流量が少なくてよい事がわかる。しかし入口圧が低ければ圧力の変化に対して、不安定があるので、安定な動作特性が得られる7気圧をコイル入口圧とする。Table 2.6.1は7気圧のヘリウム物性値を示す。

2.6.4 SHE 流量

430 Watt の熱負荷を冷却するのに必要なSHE流量は、Table 2.6.1より 110×10^{-3} kg/sec となる。しかしこの場合には、後述するような流路断面積、流力直徑等を用いると導体中の熱伝達率が $0.016 \text{ Watt}/\text{K} \cdot \text{cm}^2$ となり 2.2.2 項で検討した導体の安定性からの要請 $0.05 \text{ Watt}/\text{K} \cdot \text{cm}^2$ を充さない。この要請を充すためには $703 \times 10^{-3} \text{ kg/sec}$ の流量が必要となる。従って以下の検討ではSHE流量として $703 \times 10^{-3} \text{ kg/sec}$ を用いる。なお、この流量での冷却能力は、入口、出口温度をそれぞれ4.6 K, 5.5 Kとすると導体中のピークAC発熱(1370 Watt)のほぼ2倍に相当し、冷却負荷が430 Watt であれば出口温度は4.8 Kとなる。

2.6.5 SHE 流路の流力的評価

SHEの圧力損失から見ると、1コイル全体を1流路で冷却可能であるが、安全のためコイル当たり3流路とする(但し最大径コイルについては12流路とする)。この流し方では最大流路長さでも500 m程度となり、ポロイダルコイル全体で102流路となる。

SHEは2次より線の内部すきまをも流れるが、ここでは安全サイドとして2次より線の外部のみを流れるとすると導体当たりの流路断面積は 2 cm^2 となる。流力直徑は5 mmを用いる。

以上の値を用いるとSHE流れのレイノルズ数は 4.15×10^4 となり、この値に対するなめらか管の摩擦係数は $0.022^{(1)}$ である。Hoenig⁽²⁾によるとケーブル状の導体の摩擦係数はなめらか管の2.8倍になる。従って本設計の導体の摩擦係数は0.0616となる。Table 2.6.2はSHE流量 $703 \times 10^{-3} \text{ kg/sec}$ の時のレイノルズ数、熱伝達率等である。

(1) 機械工学便覧

(2) M.O.Hoenig, et al.: Proceedings of the 6-th Symposium on Engineering Problems of Fusion Research, San Diego, Calif. (1975).

2.6.6 圧力損失とポンプパワー

上述の流力形状、摩擦係数を用いるとコイル中の SHE 圧力損失は 0.265 気圧となる。本設計では 7 気圧という高圧 SHE を採用しているので液体ヘリウム槽等からコイルへの往復の配管中の抵抗も非常に小さく、内径 2 インチ、50m の配管でも 0.13 気圧程度であり、全ポンプ揚程としては 0.4 気圧となる。

この揚程でサイクルへ SHE を流す低温ポンプ軸動力は 215 Watt であり、ポンプ効率を 50 % と仮定すると 430 Watt の冷凍負荷となる。

2.6.7 液体ヘリウム供給速度

液体ヘリウム槽への液体ヘリウム供給速度は、コイル中の負荷 430 Watt とポンプ損失 430 Watt との和 860 Watt の熱負荷に対する液体ヘリウムの蒸発量 1210 l/H が必要となる。

2.7 まとめ

2.7.1 PF コイル本体

(1) OH コイル

(a) コイル仕様

起 磁 力	: 47.84 MAT
コイルブロック数	: 20 個 (総ターン数 1884)
最大磁場	: 5.7 T (OH コイルのみ通電時)
重 量	: 216 ton
蓄積エネルギー	: 1.26 GJ
磁束変化	: 102 Wb

(b) コイル構造

巻線方式	: バンケーキ巻線 (導体、補強テープ並列)
バンケーキ厚さ	: 50 mm
バンケーキ間絶縁	: 5 mm 厚 FRP スペーサ
ターン間絶縁	: 1 mm 厚 FRP スペーサ
コイル電流密度	: 15.2 A/mm ²
励磁方式	: 水平面に対し対称な 2 つのコイル (T_1 と T_1' 等) を 1 電源で直列励磁
電 源 数	: 10

(2) V コイル

(a) コイル仕様

起 磁 力	: ± 8.28 MAT
コイルブロック数	: 8 個 (総ターン数 616 ターン)
最大磁場	: 2.9 T (V コイルのみ通電時)
プラズマ中心磁場	: 0.296 T

重 量 : 165 ton

蓄積エネルギー : 0.73 GJ

(b) コイル構造

巻線方式 : バンケーキ巻線

バンケーキ厚さ : 50 mm

バンケーキ間絶縁 : 5 mm 厚 FRP スペーサ

ターン間絶縁 : 1 mm 厚 FRP スペーサ

コイル電流密度 : 16.2 A/mm²

励磁方式 : V_1, V'_1, V_4, V'_4 を 1 電源で直列励磁, V_2, V'_2, V_3, V'_3 を 1 電源で直列励磁

電 源 数 : 2

(3) コイル導体

導体方式 : 内部冷却方式 (SHE 強制冷却)

シース寸法 : 50 mm × 25 mm

シース中空部寸法 : 45 mm × 15 mm

シース材質 : Ti-5Al-2.5Sn

補強テープ寸法 : 50 mm × 5 mm

補強テープ材質 : Ti-5Al-2.5Sn

超電導ケーブル : Nb₃Sn 素線 3 重撚線構造

Nb₃Sn 素線数 : 432 本

ダミー素線数 : 156 本

素線寸法 : $\phi 0.85$ mm (絶縁上り $\phi 0.95$ mm)

導体長 : OH コイル 30.3 Km

 V コイル 23.2 Km

運転電流 : OH コイル 26 KA

 V コイル 27.6 KA

導体電流密度 : OH コイル 77.9 A/mm²

 V コイル 82.7 A/mm²

臨界電流 : 38 KA (8T, 6K において)

安定化電流 : 29.1 KA (8T, 6K において)

Table 2.1.1 プラズマ設計諸元

核融合反応出力	100 MW
プラズマ大半径	6.75 m
プラズマ小半径	1.5 m
平均プラズマ温度	7 keV
平均プラズマ密度	$1.1 \times 10^{14} \text{ cm}^{-3}$
実効電荷 (Zeff)	~ 2
閉じ込め時間	3.6 秒
入射加熱量	30 MW
トロイダル磁場	5.5 T
安全係数	2.5
ポロイダルベータ値	2.2
トロイダルベータ値	0.025
プラズマ電流	4.4 MA
運転周期	180 秒
全出力運転時間	100 秒
負荷率	0.3
稼動率	0.6

Table 2.1.2 ポロイダルコイル配置の原案<変流器コイル>

T 1	1.9555	0.4648	1.0	2.6
T 2	1.9618	0.9890	1.0	2.6
T 3	1.9744	2.0510	1.0	2.6
T 4	1.9812	2.6230	1.0	2.6
T 5	1.9930	3.6124	1.0	2.6
T 6	1.9966	3.9155	1.0	2.6
T 7	2.0479	4.5353	1.0	2.6
T 8	2.4506	5.8011	1.0	2.6
T 9	4.0483	7.4628	0.8	2.08
T 10	9.5786	7.2529	0.4	1.04
T 1'	1.9555	-0.4648	1.0	2.6
T 2'	1.9618	-0.9890	1.0	2.6
T 3'	1.9744	-2.0510	1.0	2.6
T 4'	1.9812	-2.6230	1.0	2.6
T 5'	1.9930	-3.6124	1.0	2.6
T 6'	1.9966	-3.9155	1.0	2.6
T 7'	2.0479	-4.5353	1.0	2.6
T 8'	2.4506	-5.8011	1.0	2.6
T 9'	4.0483	-7.4628	0.8	2.08
T 10'	9.5786	-7.2529	0.4	1.04

Table 2.1.3 ポロイダルコイル配置の原案<重直磁場コイル>

	R (m)	Z (m)	ターン比	起磁力 (MAT)
V 1	1.9671	1.4352	2.0	2.76
V 2	1.9867	3.0801	1.0	1.38
V 3	4.8370	7.8011	-1.0	-1.38
V 4	12.621	4.0589	-2.0	-2.76
V 1'	1.9671	-1.4352	2.0	2.76
V 2'	1.9867	-3.0801	1.0	1.38
V 3'	4.8370	-7.8011	-1.0	-1.38
V 4'	12.621	-4.0589	-2.0	-2.76

Table 2.1.4 A T 比とまき数

ブロックの MAT	ターン数		
	2.6	2.08	1.04
ケース 1	90	72	36
ケース 2	95	76	38
ケース 3	100	80	40
ケース 4	105	84	42
ケース 5	110	88	44

Table 2.1.5 ターン数とターン構成の選択

項目 ターン数	ターン数	寸法 (mm)	備考
	R 方向 × Z 方向	R 方向 × Z 方向	
90	9 × 10	279 × 510	②を満足しない
	18 × 5	558 × 275	
95	19 × 5	589 × 275	
100	20 × 5	620 × 275	
	10 × 10	310 × 510	
105	15 × 7	465 × 357	②を満足しない
	5 × 21	155 × 1071	
110	11 × 10	341 × 510	②を満足しない
	22 × 5	682 × 275	

Table 2.1.6 コイルブロックの端子間耐圧

コイルブロック	ターン数	ブロックの端子間 耐圧 (kV)	コイルブロック	ターン数	ブロックの端子間 耐圧 (kV)
T 1	102	20.4	V 8	102	20.4
T 2	102	20.4	V 9	84	16.8
T 3	102	20.4	V 10	42	8.4
T 4	102	20.4	V 1	102	20.4
T 5	102	20.4	V 2	52	10.4
T 6	102	20.4	V 3	52	-10.4
T 7	102	20.4	V 4	102	-20.4

Table 2.1.7 コイルブロックの結線と電源分割

直列結線する コイルブロック	ターン数	端子間耐圧 (kV)	直列結線する コイルブロック	ターン数	端子間耐圧 (kV)
T 1, T 1'	204	40.8	T 8, T 8'	204	40.8
T 2, T 2'	204	40.8	T 9, T 9'	168	20.4
T 3, T 3'	204	40.8	T 10, T 10'	84	16.8
T 4, T 4'	204	40.8	V 1, V 4, V 1', V 4'	408	-
T 5, T 5'	204	40.8	V 2, V 3, V 2', V 3'	208	-
T 6, T 6'	204	40.8			
T 7, T 7'	204	40.8			

Table 2.1.8 コイルブロックのターン数・寸法

コイル名	ブロック名	中心座標 (m)		ターン数	導体部寸法 (m) R 方向 × Z 方向	起磁力 (MAT)	運転電流 (kA)	
		R 方向	Z 方向	R 方向 × Z 方向(計)				
変流器コイル	上側	T 1	1.98	0.46	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
		T 2	1.98	0.99	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
		T 3	1.98	2.05	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
		T 4	1.98	2.62	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
		T 5	1.98	3.56	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
	下側	T 6	1.98	3.96	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
		T 7	2.05	4.54	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
		T 8	2.45	5.80	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
		T 9	4.05	7.46	14 × 6 (84)	0.434 × 0.33	2.08	24.8
		T 10	9.58	7.25	7 × 6 (42)	0.217 × 0.33	1.04	24.8
垂直磁場コイル	上側	T 1'	1.98	-0.46	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
		T 2'	1.98	-0.99	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
		T 3'	1.98	-2.05	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
		T 4'	1.98	-2.62	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
		T 5'	1.98	-3.56	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
	下側	T 6'	1.98	-3.96	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
		T 7'	2.05	-4.54	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
		T 8'	2.45	-5.80	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.6	25.5
		T 9'	4.05	-7.46	14 × 6 (84)	0.434 × 0.33	2.08	24.8
		T 10'	9.58	-7.25	7 × 6 (42)	0.217 × 0.33	1.04	24.8
垂直磁場コイル	上側	V 1	1.98	1.44	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.76	27.1
		V 2	1.98	3.08	13 × 4 (52)	0.403 × 0.22	1.38	26.5
		V 3	4.84	7.80	13 × 4 (52)	0.403 × 0.22	-1.38	26.5
		V 4	12.62	4.06	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	-2.76	27.1
	下側	V 1'	1.98	-1.44	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	2.76	27.1
		V 2'	1.98	-3.08	13 × 4 (52)	0.403 × 0.22	1.38	26.5
		V 3'	4.84	-7.80	13 × 4 (52)	0.403 × 0.22	-1.38	26.5
		V 4'	12.62	-4.06	17 × 6 (102)	0.527 × 0.33	-2.76	27.1

Table 2.2.1 超電導ケーブル構成

	寸 法	φ 0.85 mm (絶縁上り ; φ 0.95 mm)
	安 定 化 基 材	OFHC 銅
	バ リ ア ー	T _a
超電導素線	Nb ₃ Sn フィラメント	φ 10 μm × 618 本
	銅 / そ の 他 比	2 : 1
	ツイストピッチ	25 mm
	絶 縁	高珪酸ガラス繊維袋編み
ダミー素線	寸 法	φ 0.85 mm (絶縁上り ; φ 0.95 mm)
	材 質	OFHC 銅
	絶 縁	高珪酸ガラス繊維袋編み
1 次 摶 線	寸 法	φ 2.7 mm (相当)
	超電導素線数	6 本
	ダミー素線数	1 本
	摶 線 ピ ッ チ	50 mm
ダミー摶 線	寸 法	φ 2.7 mm (相当)
	ダミー素線数	7 本
	摶 線 ピ ッ チ	50 mm
2 次 摶 線	寸 法	φ 8.1 mm (相当)
	1 次 摶 線 数	6 本
	ダミー摶 線 数	1 本
	摶 線 ピ ッ チ	150 mm
3 次 摶 線 (超電導ケーブル)	寸 法	15 mm × 45 mm
	2 次 摶 線 数	12 本
	摶 線 ピ ッ チ	800 mm

Table 2.2.2 各コイルの超電導ケーブルに発生
する局部的最大交流損失

コイル	最大交流損失 (mW/m)	Phase
T ₁	134	I → II
T ₂	129	"
T ₃	132	"
T ₄	132	"
T ₅	167	"
T ₆	167	"
T ₇	135	"
T ₈	90.4	"
T ₉	47.6	"
T ₁₀	3.38	VII → VIII
V ₁	68.0	I → II
V ₂	81.1	"
V ₃	11.7	IV → V
V ₄	22.5	"

Table 2.2.3 各コアル交流損失(単位 W)

ΣA_{w}	線長(m)	I → II (10 sec)	II → III (10 sec)	III → IV (100 sec)	V → VI (10 sec)	V → VII (20 sec)	VII → VIII (20 sec)	1 Cycle(180 sec) 平均
T ₁	1270	69.7	~0	0.36	4.45	0.84	5.03	11.7
T ₂	1270	68.0	~0	0.34	3.64	0.84	5.03	11.7
T ₃	1270	69.3	~0	0.34	3.98	0.84	5.03	11.7
T ₄	1270	69.3	~0	0.34	3.98	0.84	5.03	11.7
T ₅	1270	83.0	0.25	0.39	6.23	1.46	5.98	13.7
T ₆	1270	83.0	0.25	0.39	6.23	1.46	5.98	13.7
T ₇	1310	72.0	0.56	0.36	6.29	1.20	5.19	11.3
T ₈	1570	57.8	0.69	0.32	6.78	1.11	4.58	9.84
T ₉	2140	42.6	1.50	0.28	12.6	1.02	3.53	7.70
T ₁₀	2530	1.26	0.60	0.11	3.29	0.62	1.96	4.19
Total	1230	7.7	6.47	1.15	20.6	9.46	215	114
V ₁	1270	36.8	1.53	0.13	4.23	0.91	2.86	6.44
V ₂	647	20.7	0.14	0.13	2.35	0.46	1.68	3.54
V ₃	1580	1.26	2.03	0.04	8.39	~0	~0	1.67
V ₄	8090	10.6	25.1	~0	80.6	~0	~0	2.02
V Total	139	57.4	0.59	191	2.74	9.07	27.3	26.0
計†	1370	65.1	7.33	306	23.3	104	242	140

Table 2.3.1 各 phase における印加磁場の最大値 (単位は Tesla/a)

	(I-1)	(II-1)	(III-1)	(IV-1)	(I-2)	(II-2)	(III-2)	(IV-2)	V ₀ /A	Plasma D/A
T ₁	5.2	3.4	3.4	4.8	5.2	2.8	2.8	4.2	0.8	0.6
T ₂	5.1	3.3	3.3	4.6	5.1	2.7	2.7	4.0	2.3	0.6
T ₃	5.1	3.3	3.3	4.6	5.1	2.8	2.8	4.1	2.3	0.6
T ₄	5.1	3.3	3.3	4.6	5.1	2.8	2.8	4.1	1.1	0.5
T ₅	5.7	3.9	3.9	5.6	5.7	3.5	3.6	5.2	1.3	0.4
T ₆	5.7	3.9	4.0	5.5	5.7	3.5	3.6	5.2	0.7	0.4
T ₇	4.9	3.5	3.6	4.9	4.9	3.1	3.3	4.6	0.5	0.4
T ₈	3.7	2.7	3.0	3.9	3.7	2.5	2.7	3.7	0.5	0.3
T ₉	2.3	2.0	2.2	2.8	2.3	1.8	2.1	2.7	0.8	0.2
T ₁₀	1.1	0.9	1.0	1.3	1.1	0.9	1.0	1.2	0.4	0.1

Table 2.3.2 各 phase における印加磁場の最大値

(単位は Tesla)

	T ₁	T ₂	T ₃	T ₄	T ₅	T ₆	T ₇	T ₈	T ₉	T ₁₀
V ₁	3.2	2.4	2.7	3.4	3.2	2.1	2.6	3.1	2.9	0.6
V ₂	3.4	2.4	2.7	3.6	3.4	2.3	2.4	3.3	1.6	0.5
V ₃	0.7	1.1	1.7	1.8	0.7	1.0	1.5	1.6	1.6	0.2
V ₄	0.2	1.5	2.6	2.5	0.2	1.5	2.6	2.6	2.6	0.1
										V ₄
										V ₁
										V ₂
										V ₃
										V ₄

Table 2.3.3 (F_R) の最大値, F_Z の最大値と最小値
(コイル内スカラー総和)

	$F_R (10^7 \text{N})$	$F_Z (10^7 \text{N})$	
		最 大 值	最 小 值
T ₁	6.78 (I)	1.46 (I)	0.02 (III-1)
T ₂	6.74 (I)	-2.07 (I)	-5.66 (IV-1)
T ₃	6.71 (I)	4.12 (IV-2)	1.69 (II-1)
T ₄	6.76 (I)	-0.59 (II-2)	-1.60 (IV-1)
T ₅	6.96 (I)	5.50 (IV-2)	2.33 (II-1)
T ₆	7.35 (IV-1)	-0.29 (III-2)	-2.59 (I)
T ₇	6.49 (IV-1)	-1.46 (III-2)	-4.11 (I)
T ₈	5.65 (IV-1)	-0.74 (III-2)	-2.29 (I)
T ₉	5.07 (IV-1)	-0.04 (III-2)	-1.38 (I)
T ₁₀	1.34 (IV-1)	-0.18 (II-2)	-0.98 (IV-1)
V ₁	-5.43 (IV-1)	1.66 (IV-1)	0.55 (II-2)
V ₂	-3.19 (IV-1)	-0.19 (II-1)	-0.69 (IV-2)
V ₃	0.79 (III-1)	-0.46 (II-2)	-1.52 (IV-1)
V ₄	3.28 (III-2)	0.16 (II-2)	-0.92 (III-1)

() 内は phase を示す。磁場計算の資料の Fig. 4 を参照のこと。

Table 2.3.4 T₆ コイル内電磁力

ターンNo. (内側側面より)	B _Z (Tes/a)	B _R (Tes/a)	F _R (kg/mm)	F _Z (kg/mm)
1	-5.35	-0.280	13.91	0.728
2	-4.97	-0.310	12.93	0.806
3	-4.59	-0.338	11.94	0.879
4	-4.22	-0.365	10.98	0.949
5	-3.86	-0.387	10.04	1.006
6	-3.49	-0.404	9.08	1.051
7	-3.13	-0.412	8.14	1.072
8	-2.75	-0.411	7.15	1.069
9	-2.38	-0.400	6.19	1.040
10	-2.00	-0.379	5.20	0.986
11	-1.63	-0.349	4.24	0.908
12	-1.25	-0.312	3.25	0.812
13	-0.87	-0.269	2.26	0.700
14	-0.49	-0.225	-1.27	0.585
15	-0.10	-0.180	-0.26	0.468
16	0.31	-0.137	-0.81	0.356
17	0.71	-0.097	-1.85	0.252

Table 2.3.5 V₄ コイル内電磁力

ターンNo. (内側面より)	B _Z (Tes/a)	B _R (Tes/a)	F _R (kg/mm)	F _Z (kg/mm)
1	-2.26	0.0180	6.36	0.051
2	-1.94	0.0172	5.46	0.048
3	-1.63	0.0163	4.59	0.046
4	-1.35	0.0155	3.80	0.044
5	-1.09	0.0147	3.07	0.041
6	-0.85	0.0139	2.39	0.039
7	-0.62	0.0131	1.75	0.037
8	-0.39	0.0126	1.10	0.035
9	-0.17	0.0116	0.48	0.033
10	0.05	0.0109	-0.14	0.031
11	0.28	0.0101	-0.79	0.028
12	0.51	0.0094	-1.44	0.026
13	0.76	0.0087	-2.14	0.025
14	1.02	0.0080	-2.87	0.023
15	1.30	0.0073	-3.66	0.021
16	1.61	0.0066	-4.53	0.019
17	1.93	0.0060	-5.44	0.017

Table 2.3.6 自己インダクタンス

プラズマ		15.6 (μH)
OHコイル	全 体	3.88 (H)
	T ₁ , T ₁ '	0.063 (〃)
	T ₂ , T ₂ '	〃 (〃)
	T ₃ , T ₃ '	〃 (〃)
	T ₄ , T ₄ '	〃 (〃)
	T ₅ , T ₅ '	〃 (〃)
	T ₆ , T ₆ '	〃 (〃)
	T ₇ , T ₇ '	0.064 (〃)
	T ₈ , T ₈ '	0.084 (〃)
	T ₉ , T ₉ '	0.117 (〃)
	T ₁₀ , T ₁₀ '	0.094 (〃)
Vコイル	全 体	1.98 (〃)
	V ₁ , V ₁ '	0.063 (〃)
	V ₂ , V ₂ '	0.018 (〃)
	V ₃ , V ₃ '	0.060 (〃)
	V ₄ , V ₄ '	0.704 (〃)

Table 2.4.1 各種チタン合金の特性値

材 料	温 度 (K)	耐 力 (kg/mm ²)	引張強度 (kg/mm ²)	伸び (%)	切欠強度比 Kt = 6.3	弾 性 率 (10 ³ kg/mm ²)	電気抵抗 ($\mu\Omega \cdot \text{cm}$)
Ti-5Al-2.5Sn (普通材)	297	82.3	87.9	17	1.32	10.8	160
	77	135	143	14	1.16	12.4	
	20	166	175	7	0.81	13.0	137
Ti-5Al-2.5Sn (ELI)	297	76.7	82.8	16	1.33	11.6	
	77	125	134	15	1.19	13.2	
	20	150	163	10	1.03	13.7	136
Ti-6Al-4V (ELI)	297	92.1	99.5	12	1.13	11.2	160
	77	147	154	10	0.89	12.1	
	20	173	180	3.3	0.75	13.5	138

Table 2.4.2 T_6 , V_4 コイルにおける R 方向電磁力分布

電磁力

運転モード	$I - 1$		$III - 2$	
コイル名	T_6		V_4	
荷重 ターン番号	F_R (kg/mm)	P_R (kg/mm ²)	F_R (kg/mm)	P_R (kg/mm ²)
# 1	13.91	0.309	6.36	0.141
# 2	12.93	0.287	5.46	0.121
# 3	11.94	0.265	4.59	0.102
# 4	10.98	0.244	3.8	0.084
# 5	10.04	0.223	3.07	0.068
# 6	9.08	0.202	2.39	0.053
# 7	8.14	0.181	1.75	0.039
# 8	7.15	0.159	1.10	0.024
# 9	6.19	0.138	0.48	0.011
# 10	5.2	0.116	-0.14	-0.003
# 11	4.24	0.094	-0.79	-0.018
# 12	3.25	0.072	-1.44	-0.032
# 13	2.26	0.0502	-2.14	-0.048
# 14	1.27	0.028	-2.87	-0.064
# 15	0.26	0.0058	-3.66	-0.081
# 16	-0.81	-0.0018	-4.53	-0.101
# 17	-1.85	-0.041	-5.44	-0.121

Table 2.4.3(1) 応力および伸びの計算結果

運転モード	III - 1									
コイル名	T ₆									
評価位置 ターン番号	A		B		C		D		E	
	R(kg/mm ³) θ(kg/mm ³)	伸び (mm)								
# 1	1.86 2.75	0.342	0.04 2.72	0.341	0.34 2.45	0.341	0.3 2.87	0.339	0.27 3.29	0.338
	1.09 2.98	0.341	4.95 5.1	0.342	4.38 4.87	0.343	0.5 2.82	0.342	0.04 2.86	0.341
# 3	2.0 3.39	0.344	6.3 5.4	0.347	8.8 6.85	0.349	0.74 2.9	0.35	0.14 2.6	0.35
	2.82 3.76	0.353	9.0 6.6	0.357	11.7 8.72	0.361	0.94 2.98	0.362	0.3 2.37	0.361
# 5	3.56 4.14	0.365	11.55 7.14	0.371	14.94 10.46	0.376	1.14 3.1	0.378	0.46 2.2	0.378
	4.24 4.52	0.382	13.85 8.7	0.388	17.89 12.1	0.395	1.31 3.23	0.397	0.6 2.06	0.397
# 7	4.85 4.9	0.402	15.9 9.75	0.409	20.55 13.57	0.417	1.46 3.38	0.42	0.19 2.93	0.42
	5.4 5.26	0.425	17.78 10.66	0.433	22.94 14.94	0.442	1.6 3.54	0.445	0.85 1.91	0.446
# 9	5.89 5.61	0.451	19.42 11.49	0.46	25.06 16.17	0.469	1.72 3.71	0.473	0.96 1.88	0.474
	6.32 5.96	0.479	20.86 12.25	0.489	26.9 17.29	0.499	1.82 3.88	0.503	1.06 1.88	0.504
# 11	6.67 6.28	0.509	22.09 12.92	0.52	28.47 18.26	0.53	1.9 4.06	0.535	2.28 2.73	0.536
	6.97 6.58	0.541	23.11 13.51	0.553	29.79 19.10	0.563	1.97 4.24	0.569	1.21 1.95	0.569
# 13	7.21 6.86	0.575	23.92 14.02	0.586	30.82 19.81	0.597	2.02 4.41	0.603	1.28 2.01	0.604
	7.41 7.12	0.609	24.51 14.44	0.621	31.56 20.36	0.633	2.04 4.59	0.638	1.33 2.16	0.639
# 15	7.11 7.24	0.645	25.15 14.79	0.657	32.82 21.24	0.669	2.05 4.62	0.678	1.24 1.19	0.681
	4.96 6.97	0.679	17.65 11.48	0.687	22.96 16.31	0.695	1.59 4.51	0.707	0.54 0.48	0.715
# 17	1.66 5.91	0.698	0.87 3.67	0.697	3.04 2.63	0.695	0.16 4.6	0.693	0.12 4.77	0.694

Table 2.4.3(2) 応力および伸びの計算結果

運転モード	III - 1		I - 1							
	T ₆		V ₄							
評価位置 応力 ターン番号	F		B		C		D		F	
	R(kg/mm ²) θ(kg/mm ³)	伸び (mm)								
# 1	0.69 0.59	0.339	0.12 6.81	6.109	0.36 6.96	6.107	0.133 6.664	6.107	0.26 1.3	6.105
# 2	1.48 0.68	0.342	1.23 6.18	6.101	1.63 5.90	6.099	0.17 6.67	6.099	0.55 1.27	6.097
# 3	2.19 0.76	0.35	2.29 5.71	6.082	2.98 5.18	6.079	0.27 6.63	6.077	0.78 1.24	6.076
# 4	2.85 0.84	0.362	3.18 5.3	6.070	4.13 4.55	6.067	0.35 6.59	6.065	0.98 1.21	6.064
# 5	3.45 0.92	0.378	3.89 4.98	6.057	5.04 4.04	6.054	0.36 6.55	6.052	1.13 1.19	6.050
# 6	3.99 1.0	0.397	4.44 4.72	6.044	5.73 3.66	6.04	0.42 6.51	6.038	1.24 1.17	6.037
# 7	4.48 1.07	0.42	4.86 4.51	6.03	4.19 4.76	6.026	0.43 6.47	6.023	1.32 1.16	6.022
# 8	4.91 1.14	0.446	5.13 4.37	6.016	4.43 4.62	6.011	0.45 6.45	6.009	1.35 1.15	6.008
# 9	5.29 1.21	0.474	5.27 4.28	6.001	6.79 3.0	5.997	0.42 6.41	5.995	1.36 1.14	5.993
# 10	5.61 1.28	0.504	5.25 4.26	5.987	6.76 2.99	5.983	0.43 6.39	5.981	1.31 1.14	5.98
# 11	5.88 1.34	0.535	4.97 4.35	5.98	6.39 3.14	5.97	1.37 5.79	5.967	1.22 1.14	5.966
# 12	6.1 1.4	0.569	4.56 4.5	5.961	5.87 3.38	5.957	0.38 6.35	5.955	1.1 1.15	5.954
# 13	6.26 1.45	0.603	4.01 4.71	5.949	5.14 3.73	5.946	0.36 6.32	5.944	0.93 1.16	5.953
# 14	6.36 1.5	0.638	3.29 4.99	5.939	4.21 4.18	5.936	0.27 6.31	5.934	0.73 1.18	5.933
# 15	5.38 1.44	0.676	2.42 5.34	5.93	3.08 4.74	5.928	0.21 6.31	5.926	0.47 1.2	5.925
# 16	2.12 1.1	0.703	1.35 5.78	5.923	1.7 5.42	5.921	0.12 6.3	5.92	0.18 1.23	5.919
# 17	0.075 0.83	0.693	0.05 6.3	5.918	0.07 6.33	5.916	0.03 6.28	5.915	0.018 1.244	5.914

Table 2.4.4 PFコイル重量

コイル	重量 (kg)	9.03×10^3
T ₁		
T ₂	"	"
T ₃	"	"
T ₄	"	"
T ₅	"	"
T ₆	"	"
T ₇	9.31	"
T ₈	11.2	"
T ₉	15.2	"
T ₁₀	18.0	"
T _{Total}	216	"
V ₁	9.03	"
V ₂	4.60	"
V ₃	11.2	"
V ₄	57.5	"
V _{Total}	165	"
T _{Total}	381	"

Table 2.4.5 Z方向電磁力の最大値と最小値
(単位: $10^7 N$)

	最大値	最小値
T ₁	1.46 (I)	0.02 (III - 1)
T ₂	-2.07 (I)	-5.66 (IV - 1)
T ₃	4.12 (IV - 2)	1.69 (II - 1)
T ₄	-0.59 (II - 2)	-1.60 (IV - 1)
T ₅	5.50 (IV - 2)	2.33 (II - 1)
T ₆	-0.29 (III - 2)	-2.59 (I)
T ₇	-1.46 (")	-4.11 (")
T ₈	-0.74 (")	-2.29 (")
T ₉	-0.04 (")	-1.38 (")
T ₁₀	-0.18 (II - 2)	-0.97 (IV - 1)

() 内はPhaseを示す。

Table 2.4.6 各 Phase におけるコイルの Z 方向電磁力

コイル	Phase I		Phase II		Phase III		Phase IV	
	内部 (*1)	境界 (*2)	内部	境界	内部	境界	内部	境界
T ₁		3.7		2.1		3.7		
T _{1'}	-1.4	5.1	-0.4	2.5	0	3.7	-0.5	5.2
T _{2'}	+2.1	3.0	+2.5	0	+3.7	0	+5.7	0
V _{1'}	0	3.0	-0.5	0.5	-1.2	1.2	-1.6	1.6
T _{3'}	-1.8	4.8	-1.8	2.3	-2.7	3.9	-4.2	5.8
T _{4'}	+1.1	3.7	+0.7	1.6	+0.9	3.0	+1.6	4.2
V _{2'}	0	3.7	+0.2	1.4	+0.6	2.4	+0.7	3.5
T _{5'}	-3.0	6.7	-2.5	3.9	-3.4	5.8	-5.5	9.0
T _{6'}	+2.6	4.1	+0.8	3.1	+0.3	5.5	+1.3	7.7
T _{7'}	+4.1	0	+1.7	1.4	+1.6	3.9	+3.4	4.3
コイル支持材 (下)								

○ 単位 ; 10^7 N

*1 内部 ; コイル間電磁力によりそのコイルに働く電磁力。

*2 境界 ; 任意の隣接コイルの境界に働く累積電磁力。

Table 2.5.1. 支持間隔と最大応力, 歪

支持間隔 (m)	4.	2.	1.
最大応力 (kg/mm^2)	39.	9.8	2.45
最大歪 (mm)	190.	12.	0.74

Table 2.5.2 コイルバインダーのAC発熱

	1ヶ所の損失	コイル当たりの損失
V ₄ コイル	5.90×10^{-3} W	10.6 W
V ₃ //	1.89×10^{-3}	1.26
T ₈ //	0.850	57.8
T ₉ //	0.378	42.6
T ₁₀ //	9.44×10^{-4}	1.26

(Phase I → II)

Table 2.6.1 7気圧でのヘリウム物性値

温 度 (K)	4.5	5.0	5.5	10.0	15.0
密 度 (kg/m^3)	142.8	136.2	128.2	42.06	23.93
比 热 ($\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$)	3575.	4534.	4964.	7201.	5923.
熱伝導率 ($\text{Watt}/\text{m}\cdot\text{K}$)	0.02371	0.02434	0.02458	0.02128	0.02485
動粘性係数 ($10^{-8}\text{m}^2/\text{sec}$)	3.076	3.047	3.036	6.545	13.64
プラントル数	0.6621	0.7730	0.7860	0.9317	0.7786
エンタルピー ($10^3\text{J}/\text{sec}$)	13.01	16.98	17.31	54.43	85.88

Table 2.6.2 SHE の流れ定数

	5.K	15.K
流量密度 ($\text{kg}/\text{sec}\cdot\text{m}^2$)	34.46	34.46
流 速	0.2530	1.440
レイノルズ数	4.15×10^4	5.28×10^4
ヌッセルト数	103.	125.
熱伝達率	500.	620.

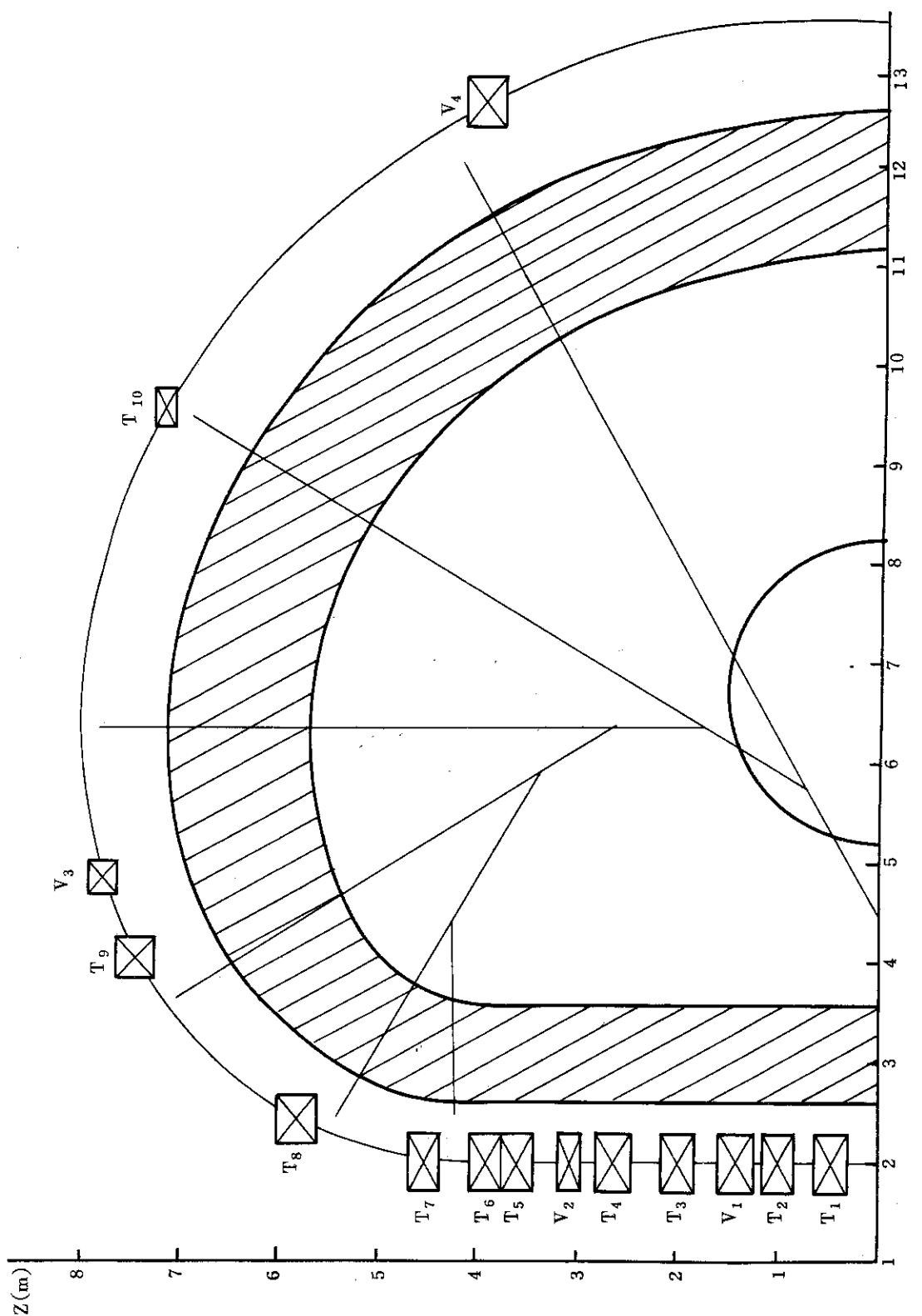
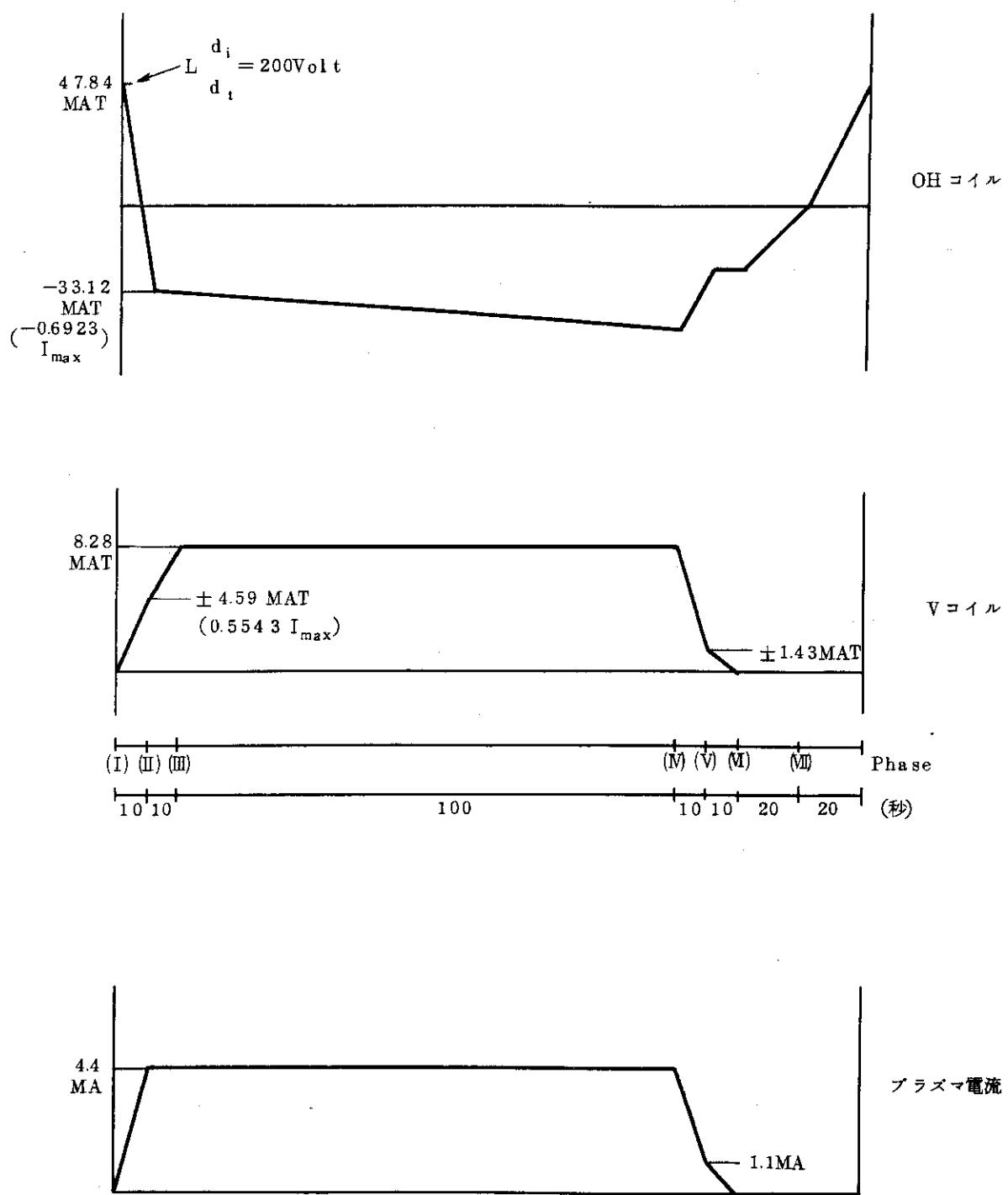


Fig. 2.1.1 ポートバルブ配置図



プラズマ電流の無い場合 : Case(II-1) ~ (VII-1)

プラズマ電流の有る場合 : Case(II-2) ~ (VII-2)

Fig. 2.1.2 ポロイダルコイル電流運転モードと各 Phase

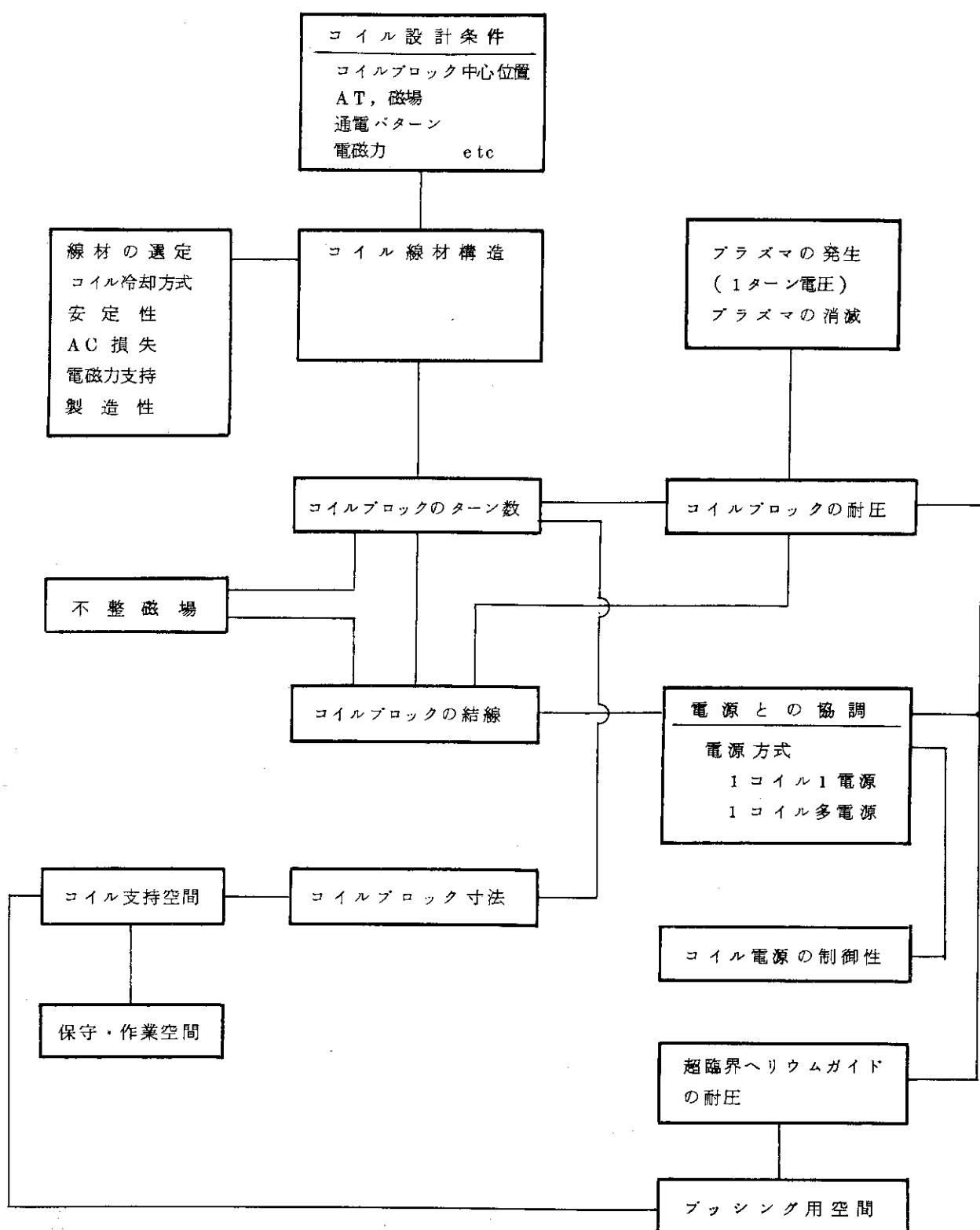


Fig. 2.1.3 コイルブロック寸法設計に取りうる相互関係

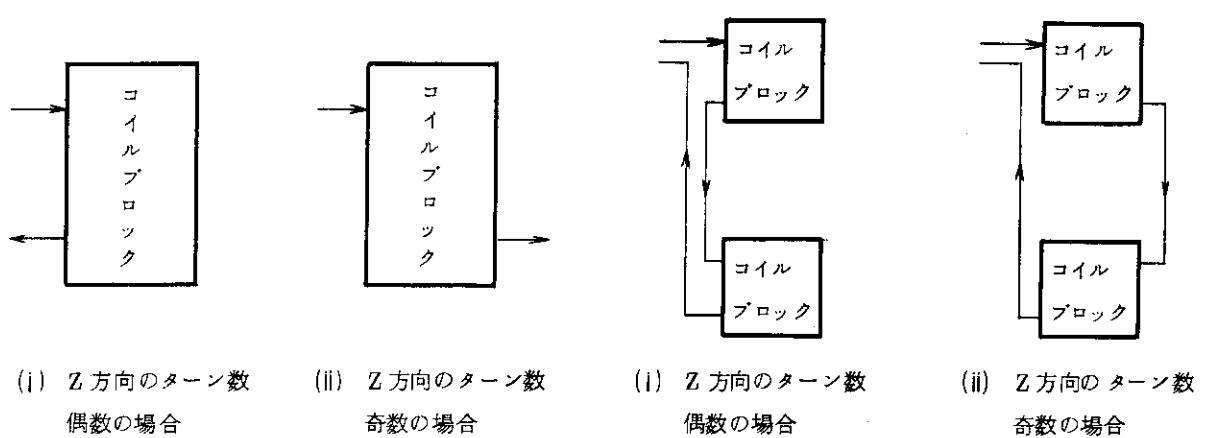


Fig. 2.1.4 コイルブロックへの電流の入出路

Fig. 2.1.5 コイルブロック間の結線

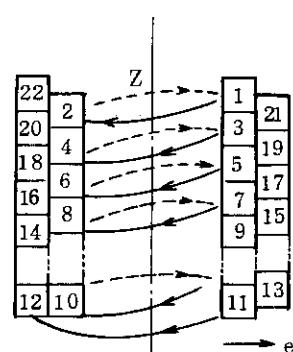


Fig. 2.1.6 ダブルスパイラルまき

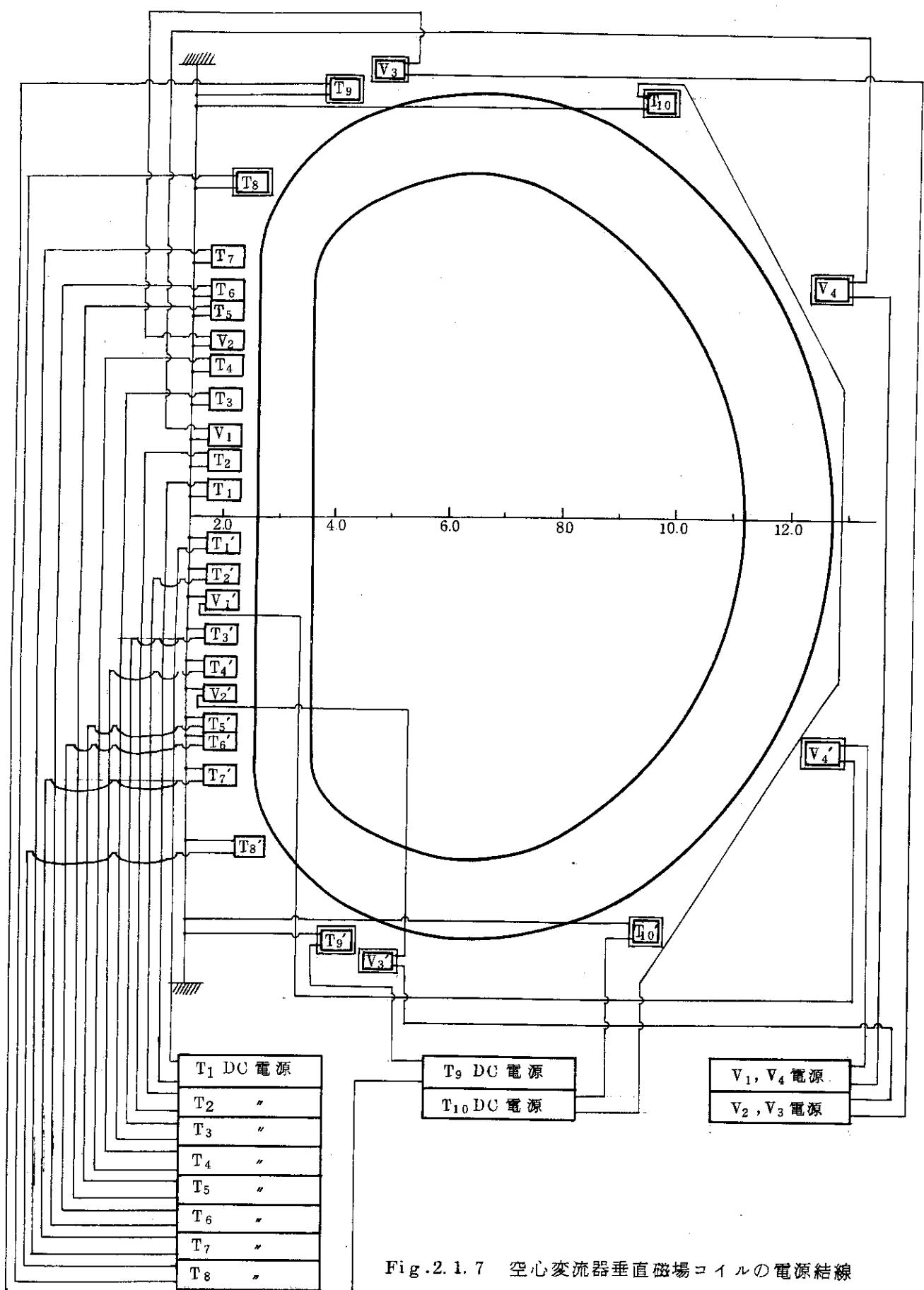


Fig. 2.1.7 空心変流器垂直磁場コイルの電源結線

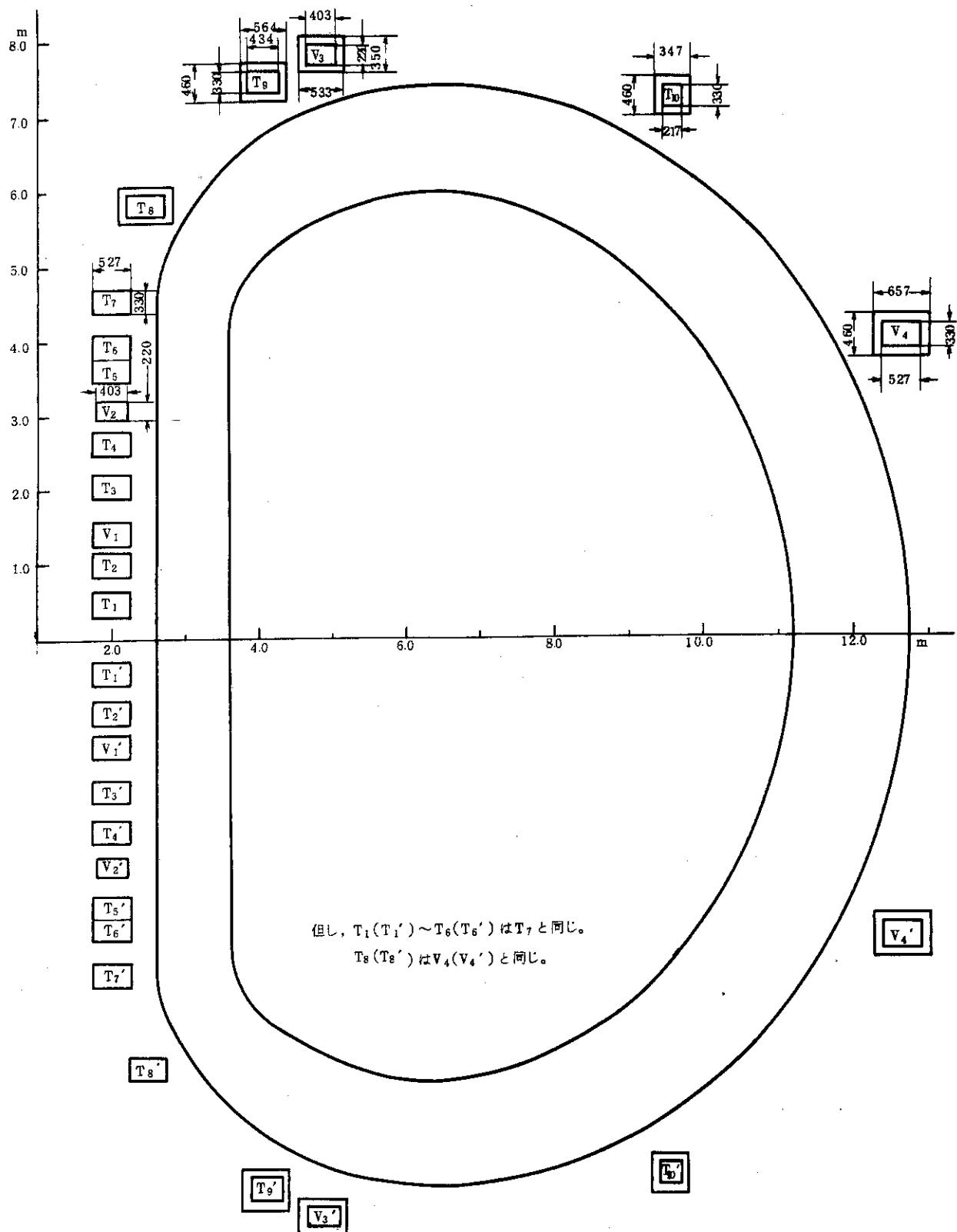


Fig. 2.1.8 ポロイダルコイルブロック位置と寸法

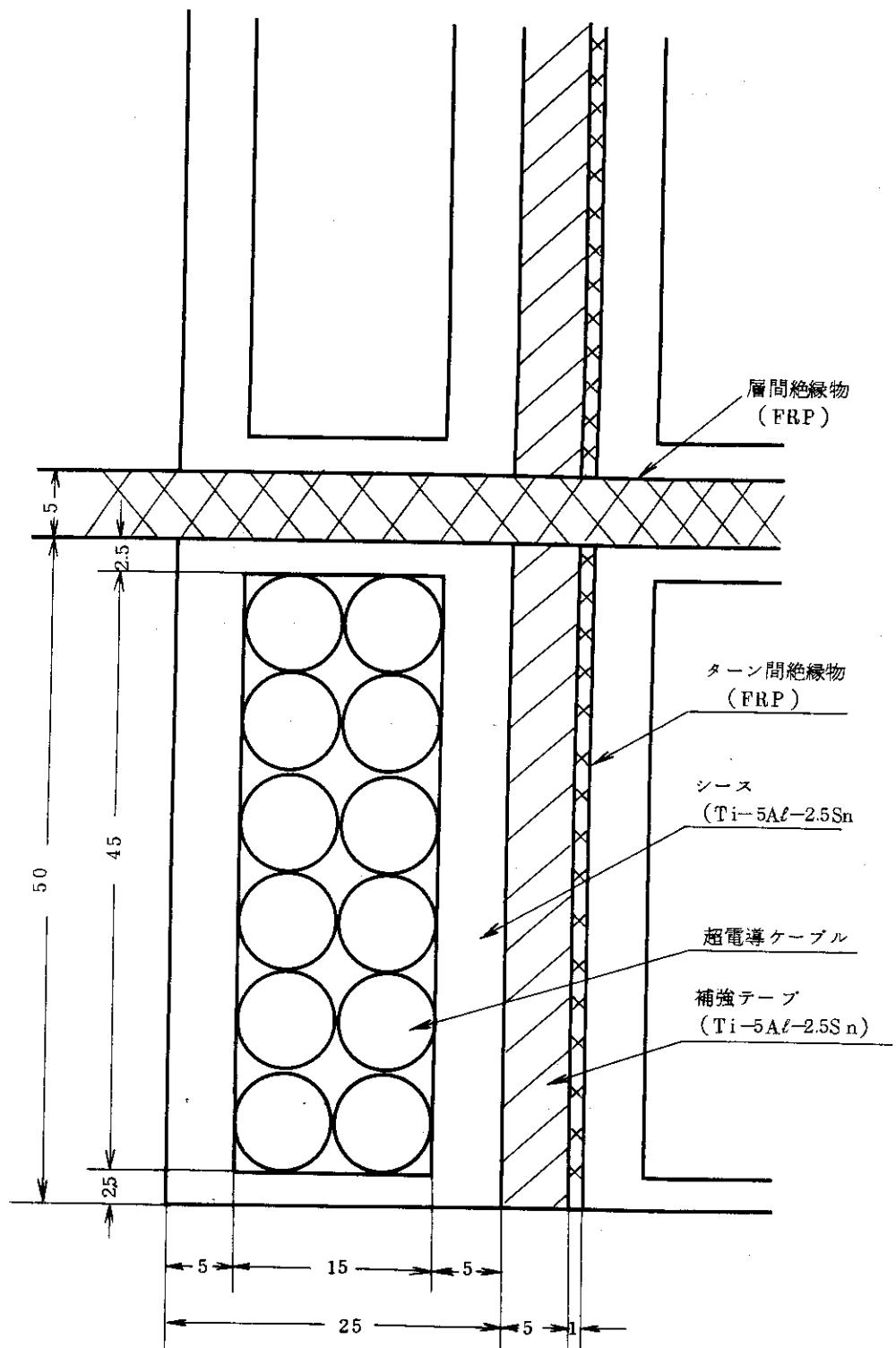


Fig. 2.2.1 超電導線及びそのコイル構成

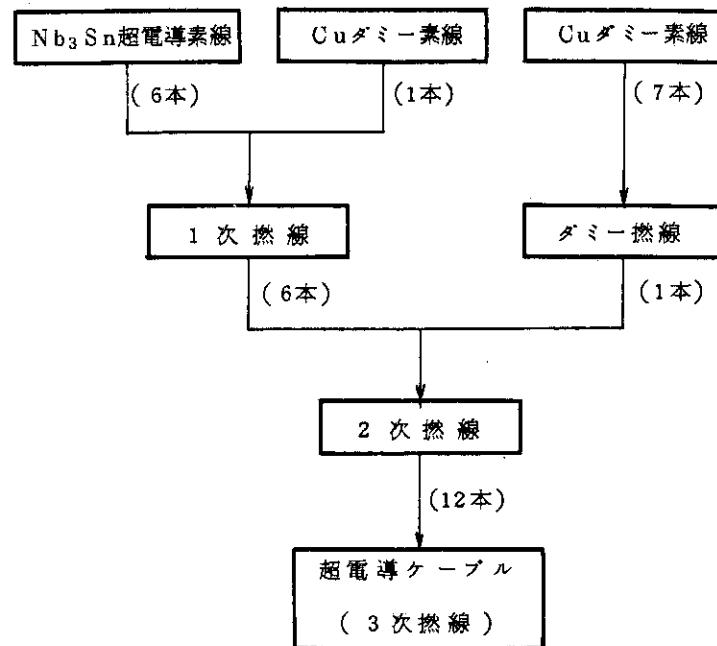


Fig. 2.2.2 超電導ケーブル構成

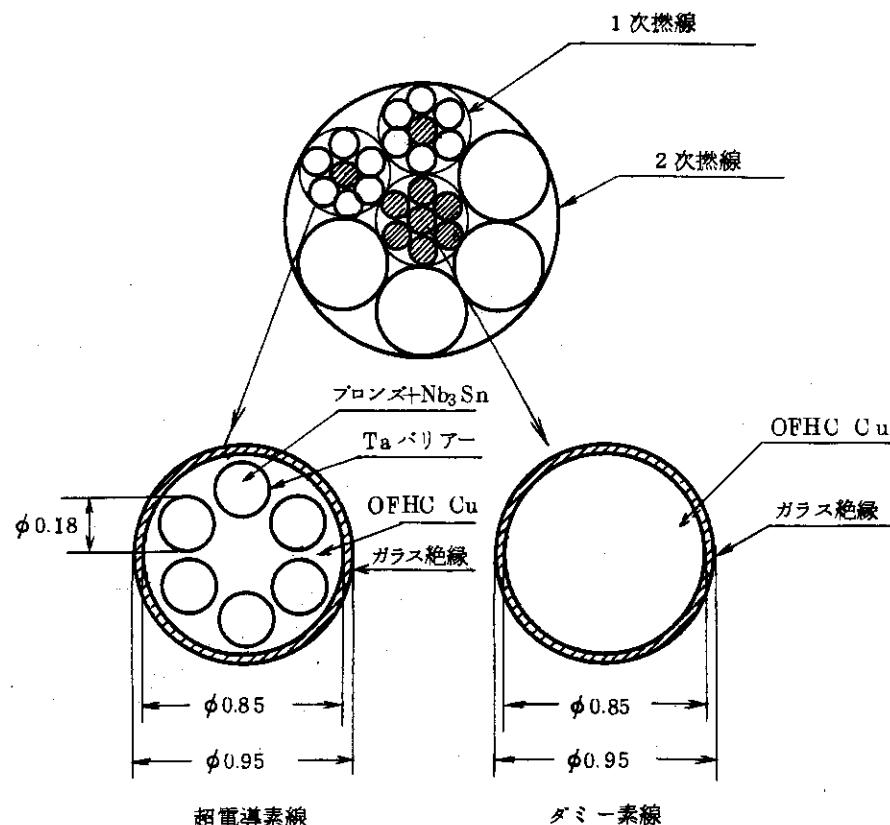
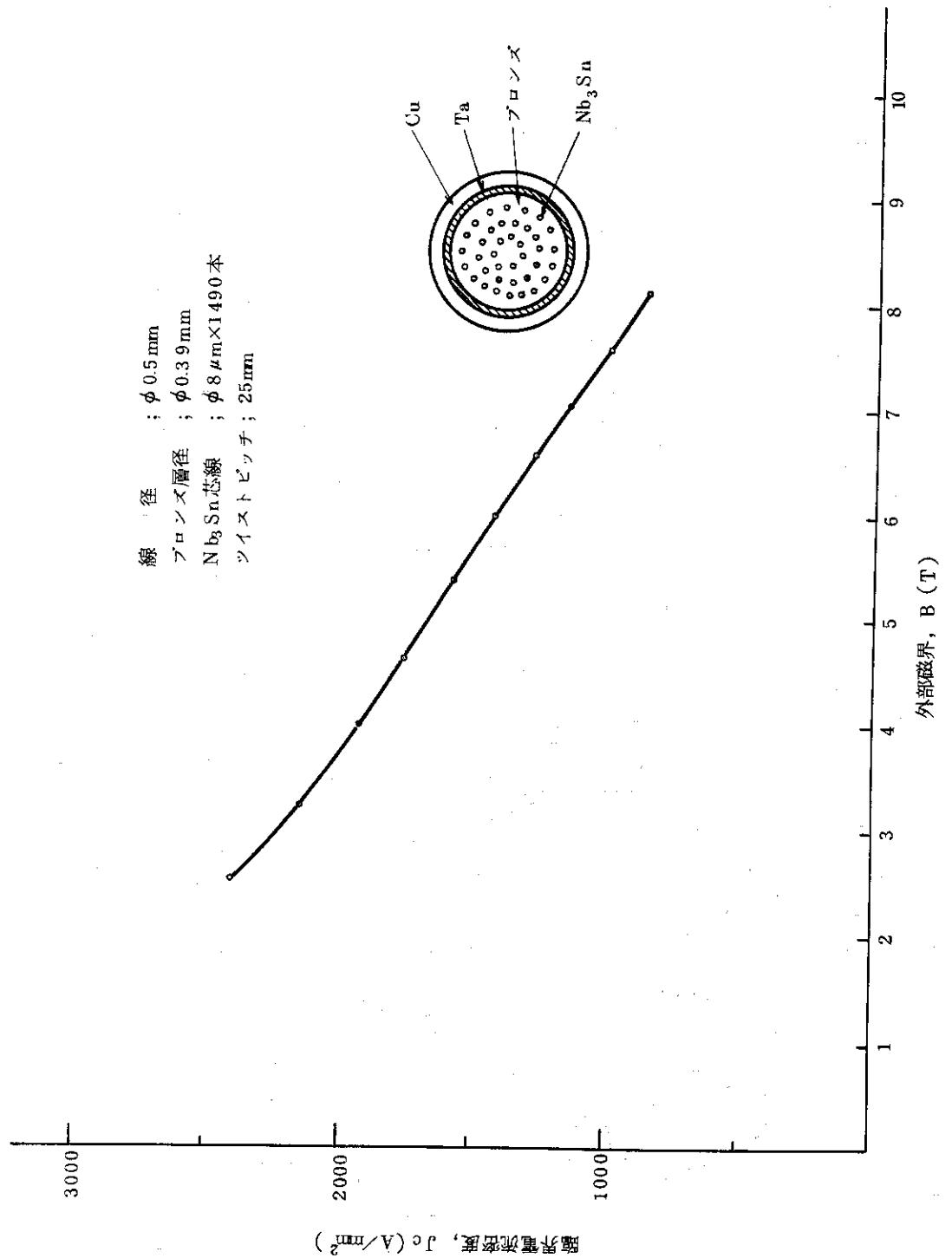


Fig. 2.2.3 素線および1次、2次撲線の構成

Fig. 2.2.4 プロンズ法 Nb_3Sn EM 線のプロンズ断面積当りの臨界電流密度 (4.2 K)

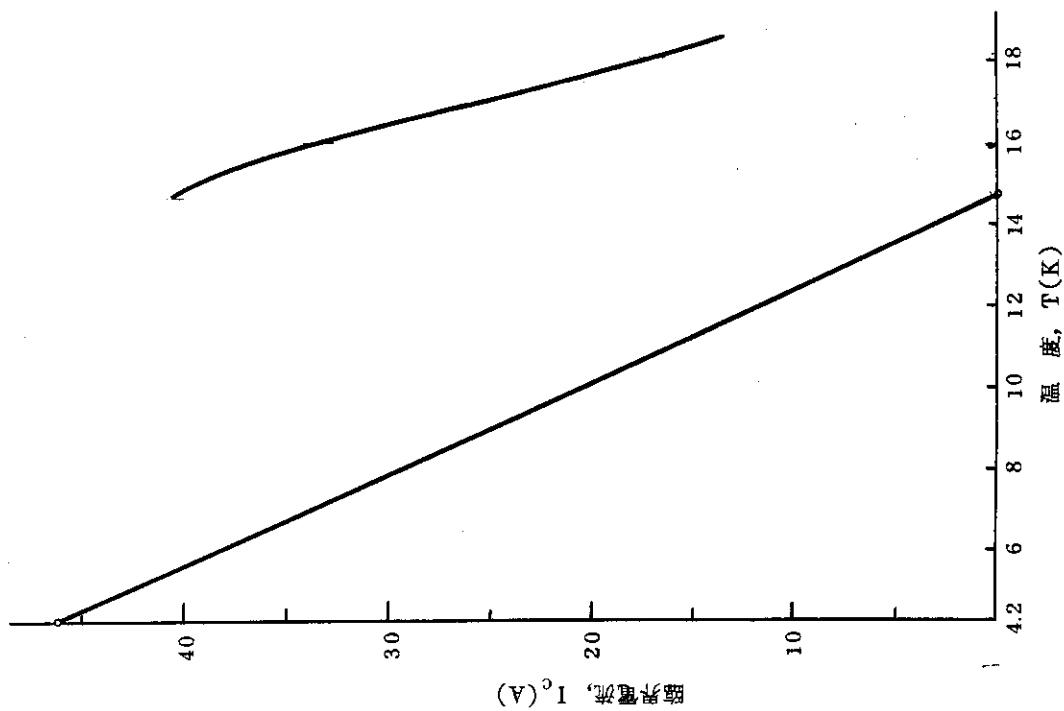


Fig. 2.2.6 導体臨界電流の温度依存性

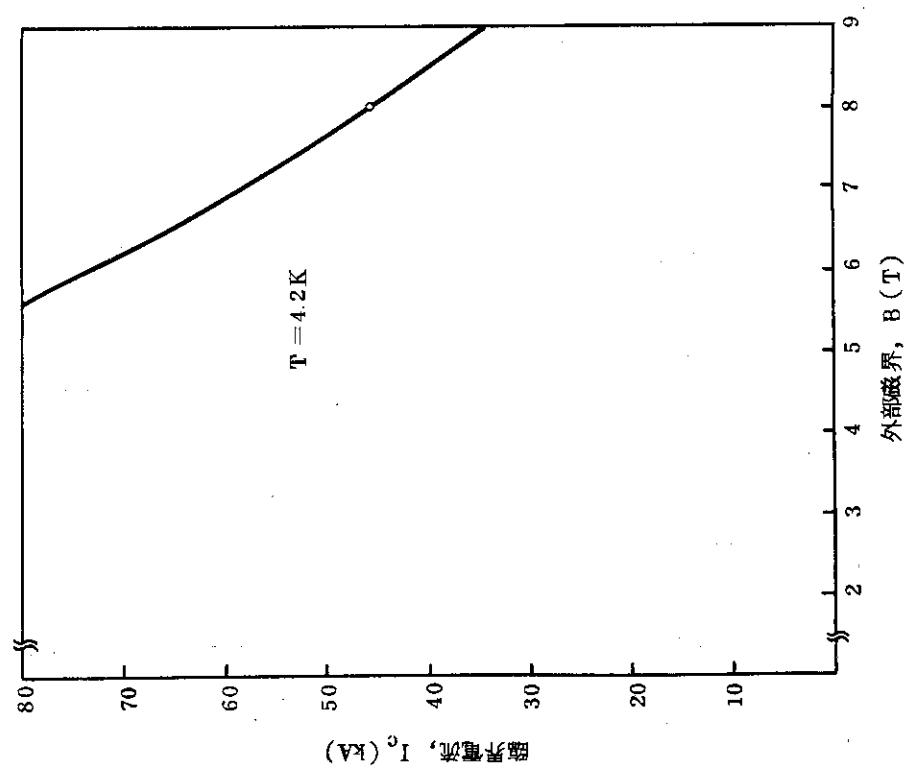


Fig. 2.2.5 導体臨界電流の磁界依存性 (4.2 K)

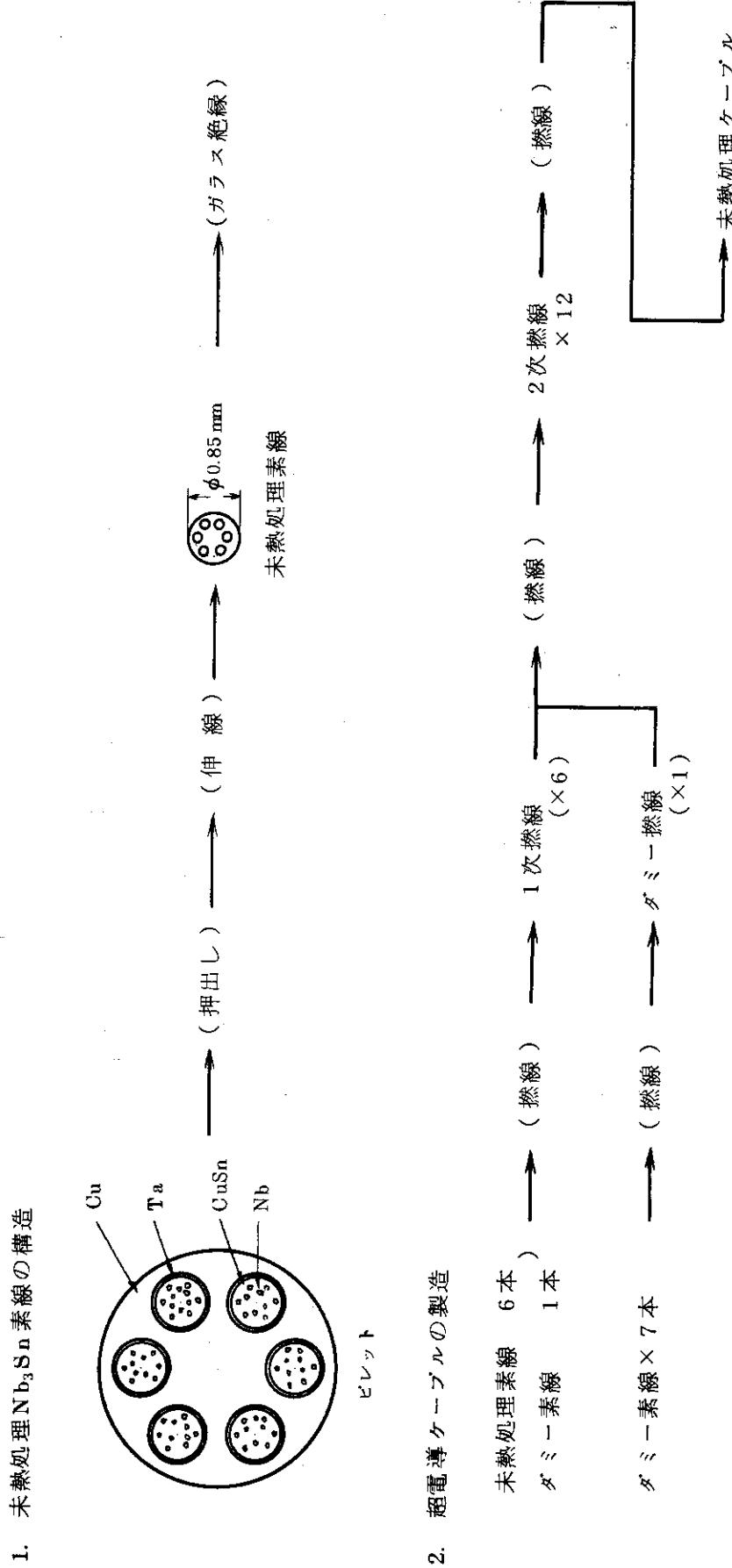


Fig. 2. 2. 7 導体の製造工程

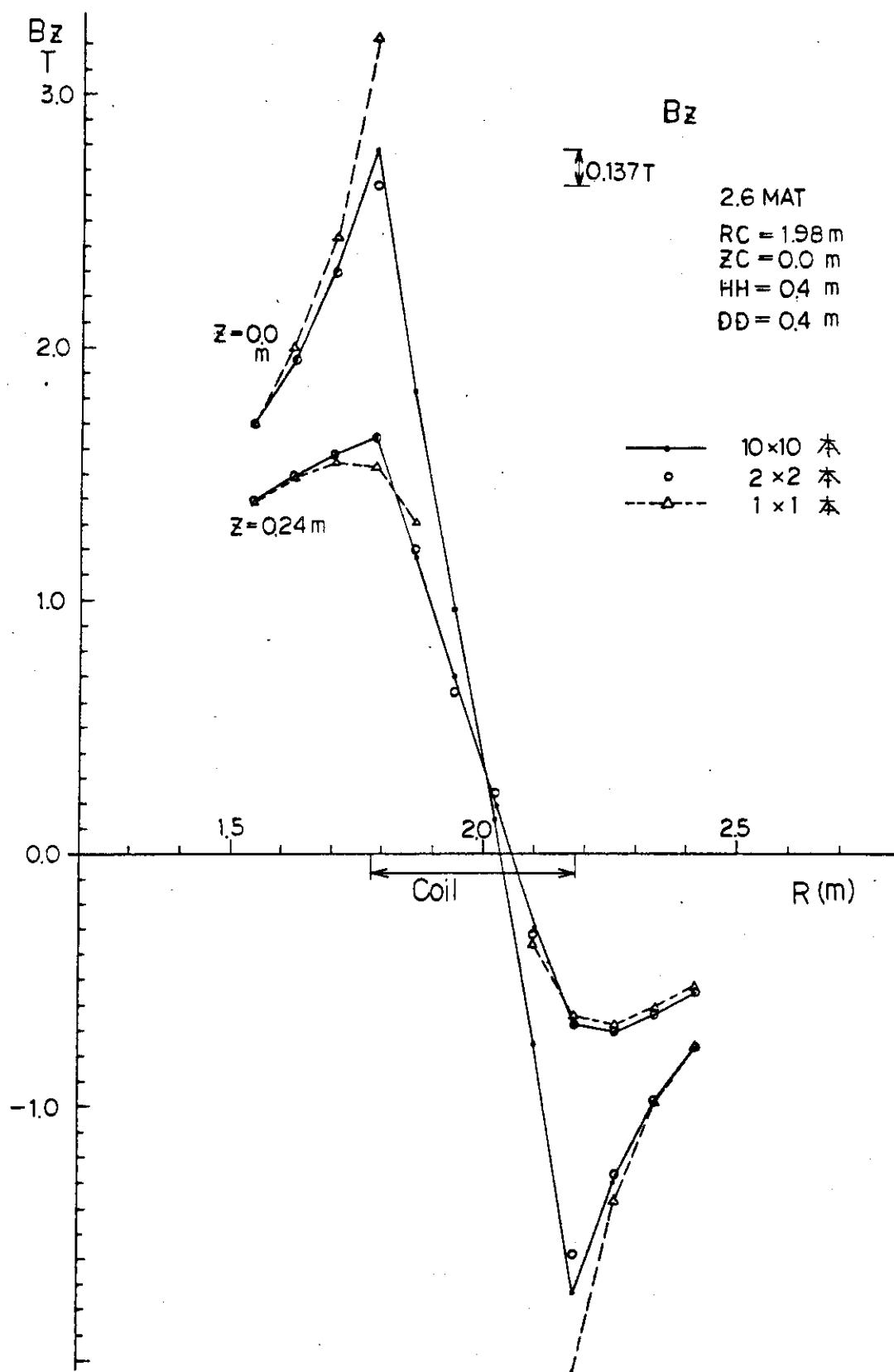


Fig. 2.3.1 コイル内磁場分布(プロック1個のみ通電)

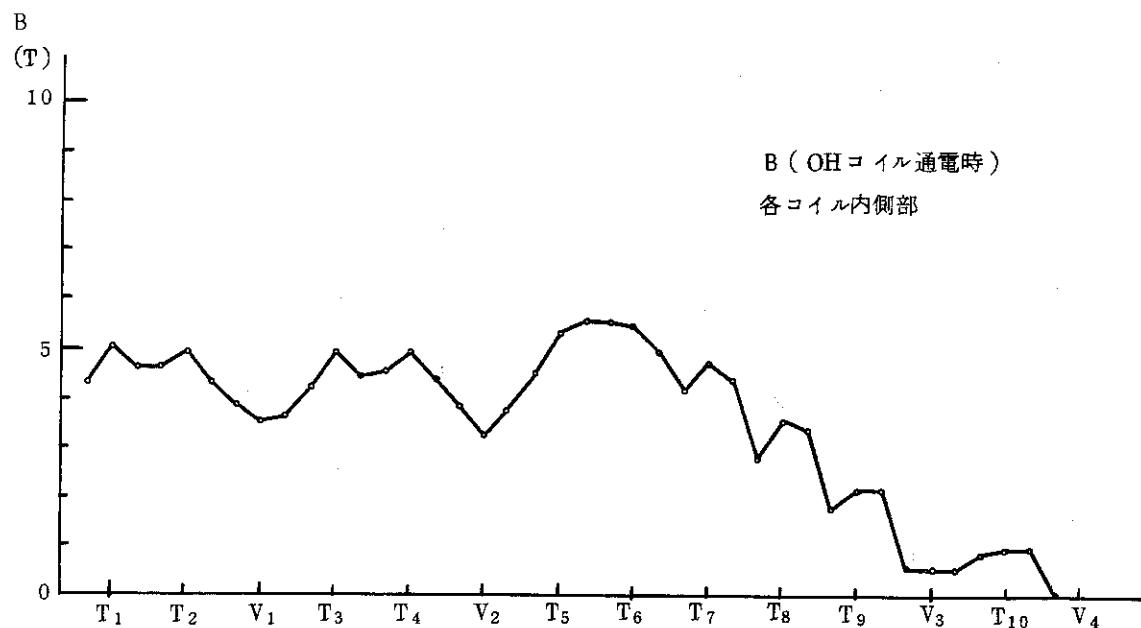
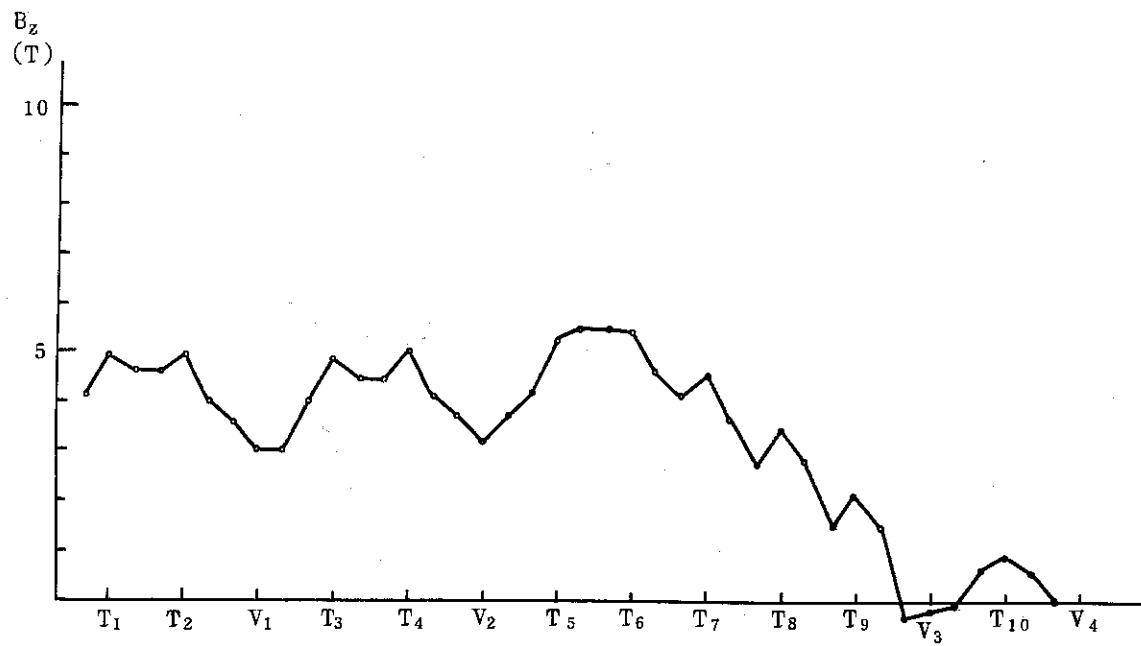


Fig. 2. 3. 2(a) 磁場分布 (B-OHコイル)

Fig. 2. 3. 2(b) 磁場分布 (B_z-OHコイル)

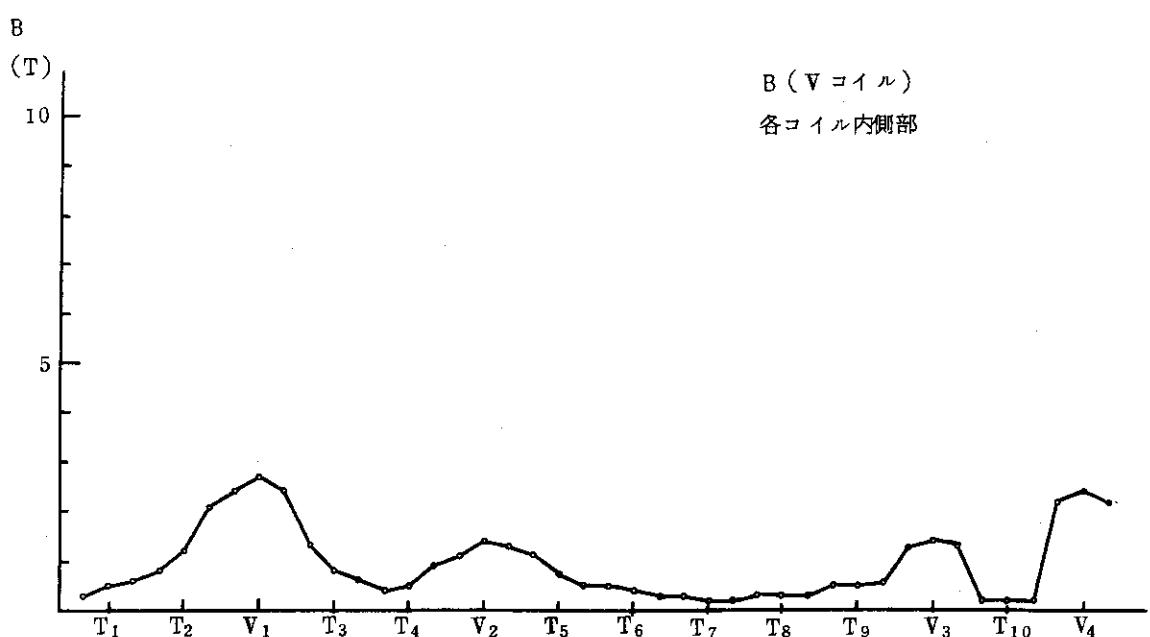
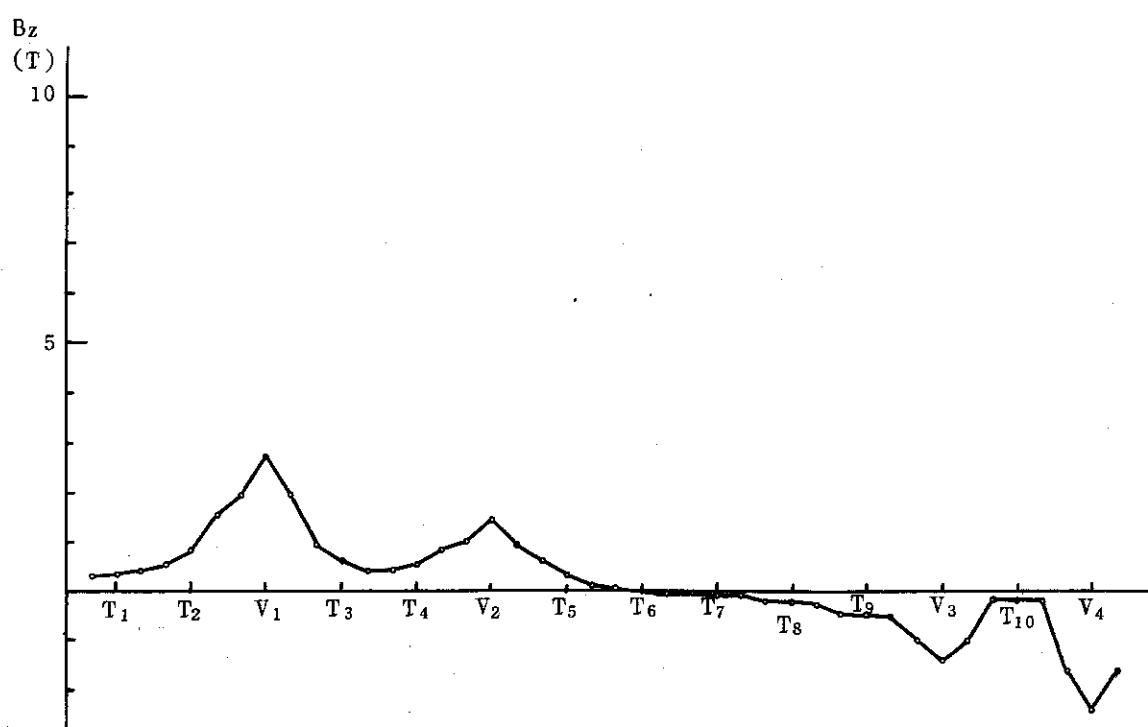
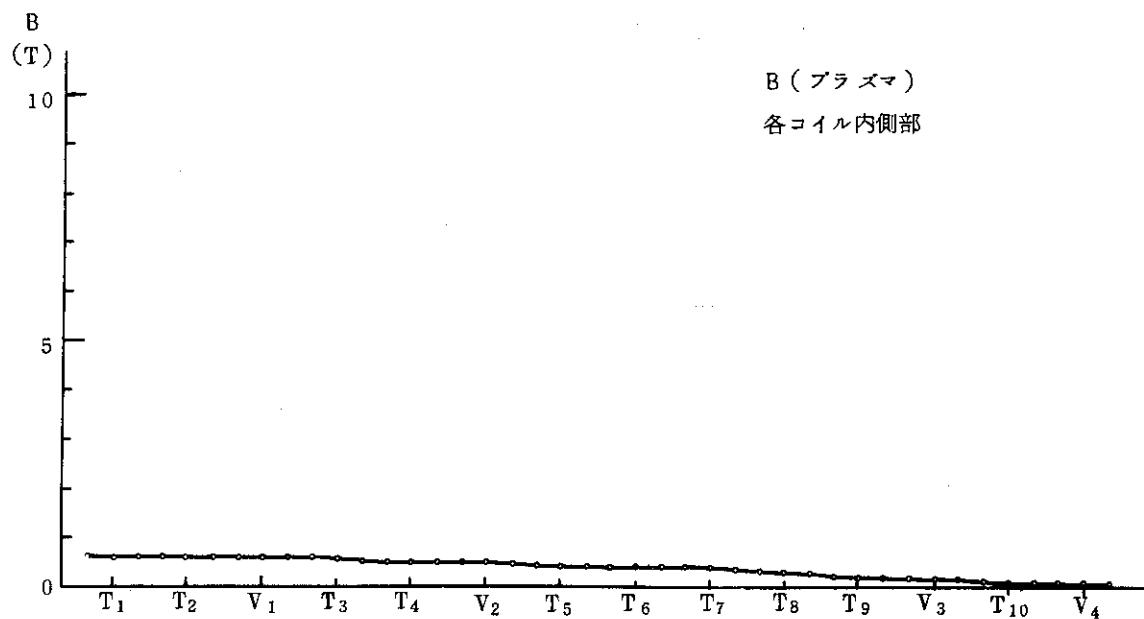
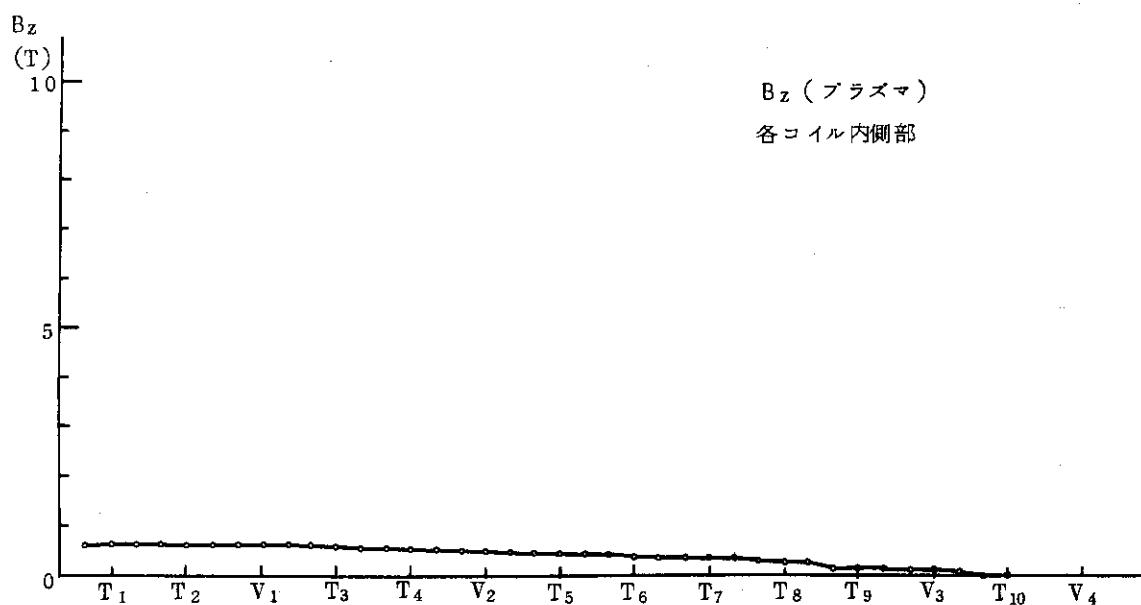


Fig. 2. 3. 3 (a) 磁場分布 (B-V イル)

Fig. 2. 3. 3 (b) 磁場分布 (B_z-V イル)

Fig. 2.3.4 (a) 磁場分布 (B —プラズマ)Fig. 2.3.4 (b) 磁場分布 (B_z —プラズマ)

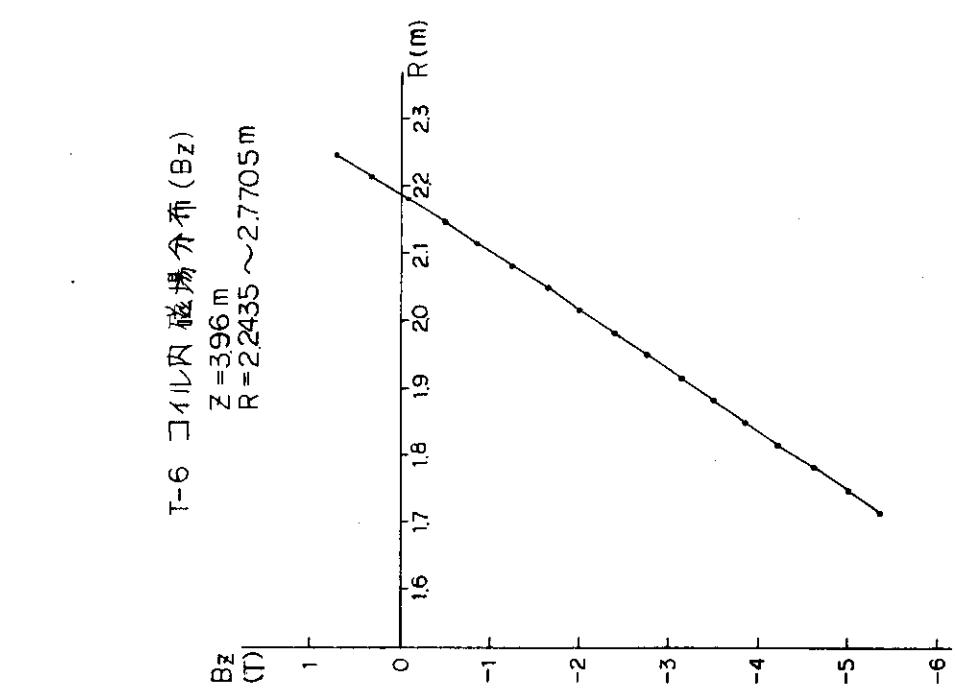


Fig. 2.3.5 T-6コイル内磁場分布

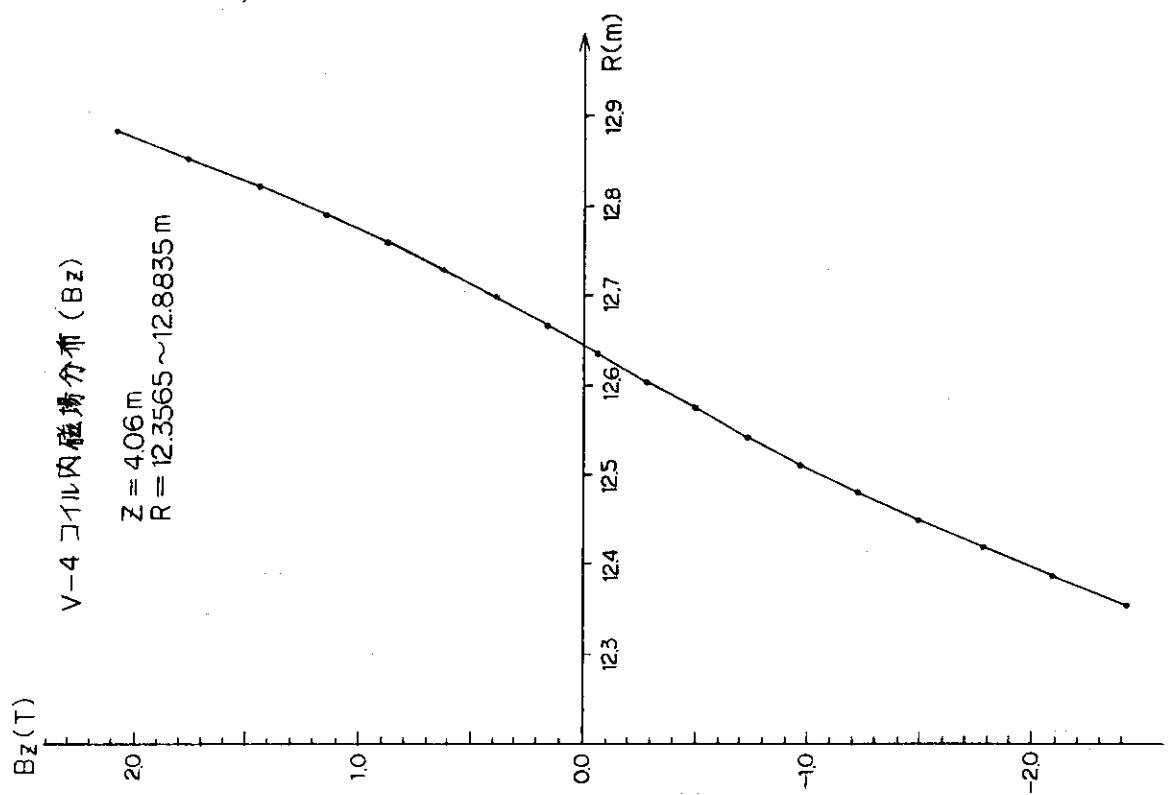


Fig. 2.3.6 V-4コイル内磁場分布

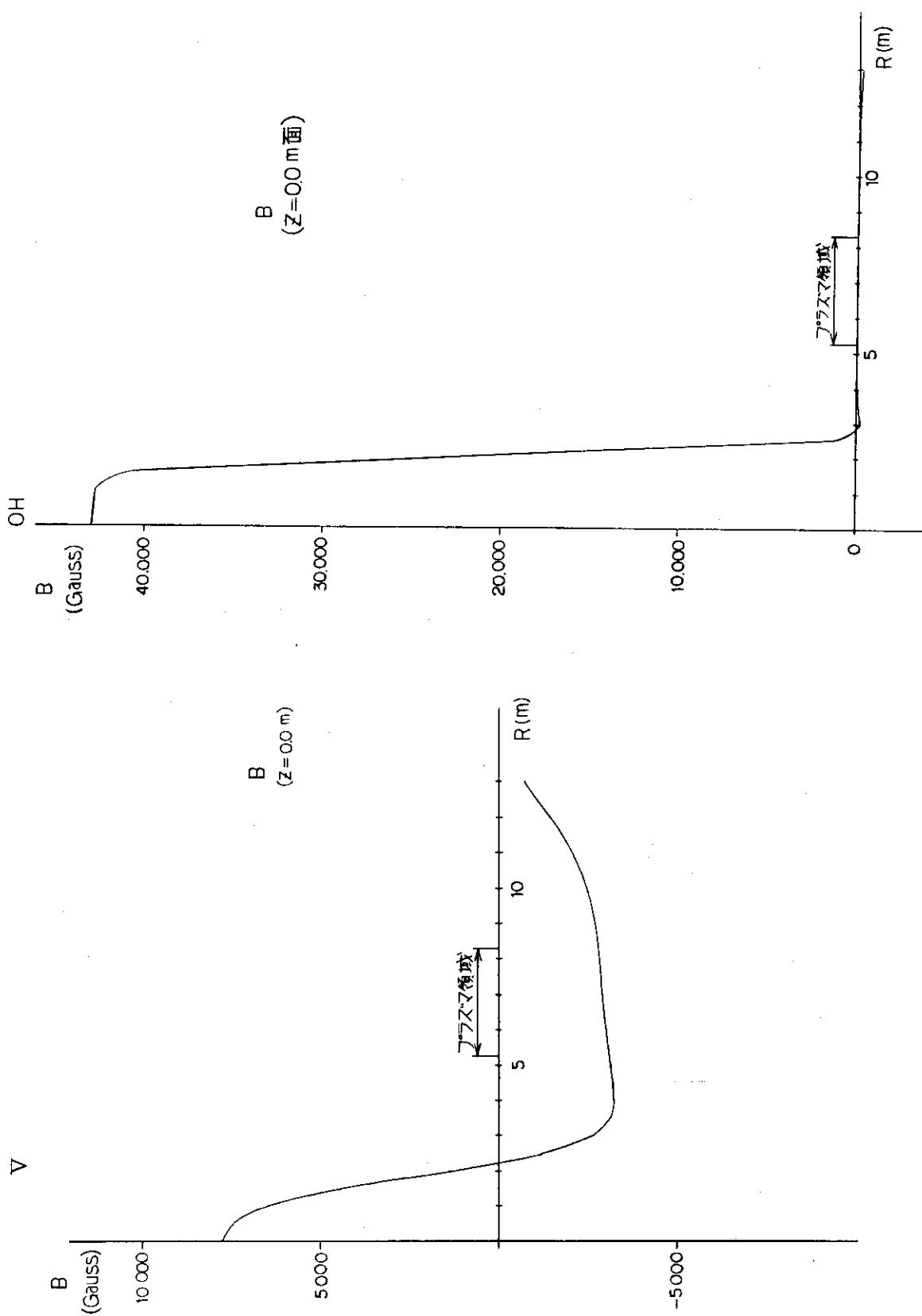


Fig.2.3.7 Vコイルによる磁場分布

Fig.2.3.8 OHコイルによる磁場分布

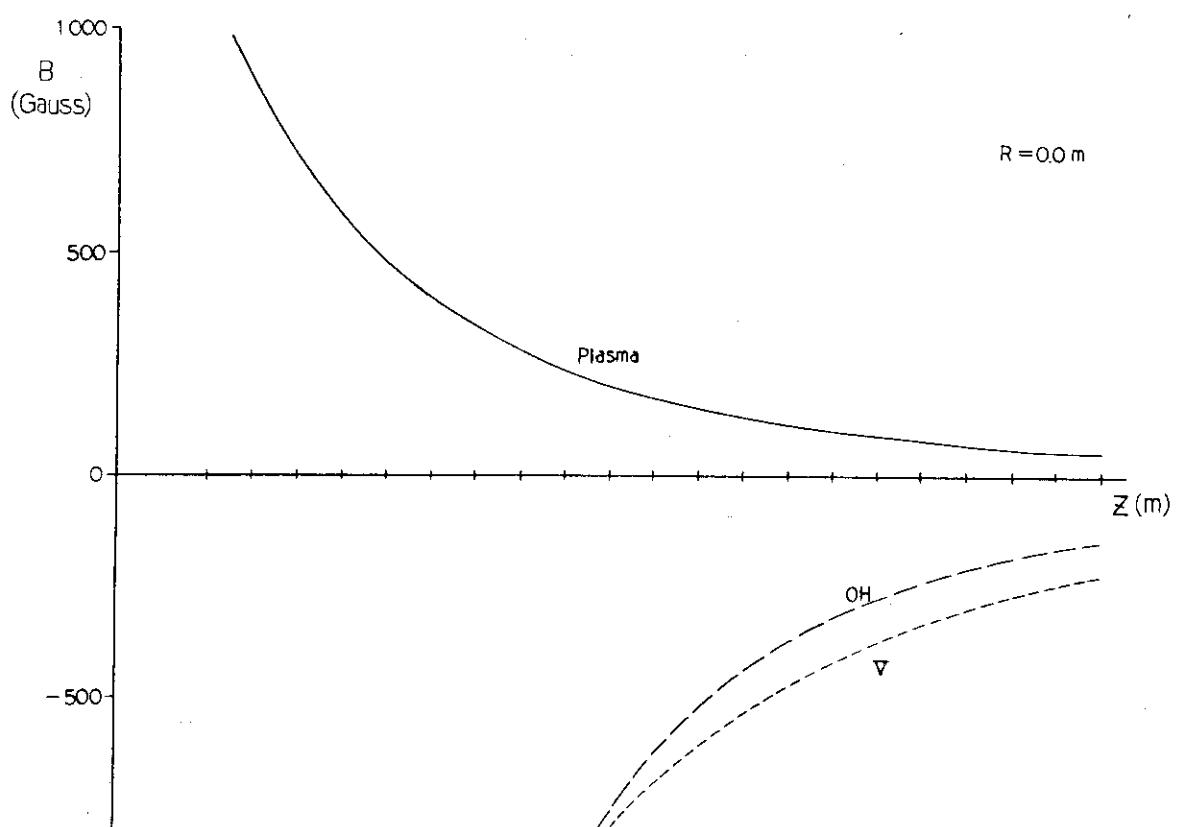


Fig. 2.3.9 淹水磁場分布（中心軸垂直方向）

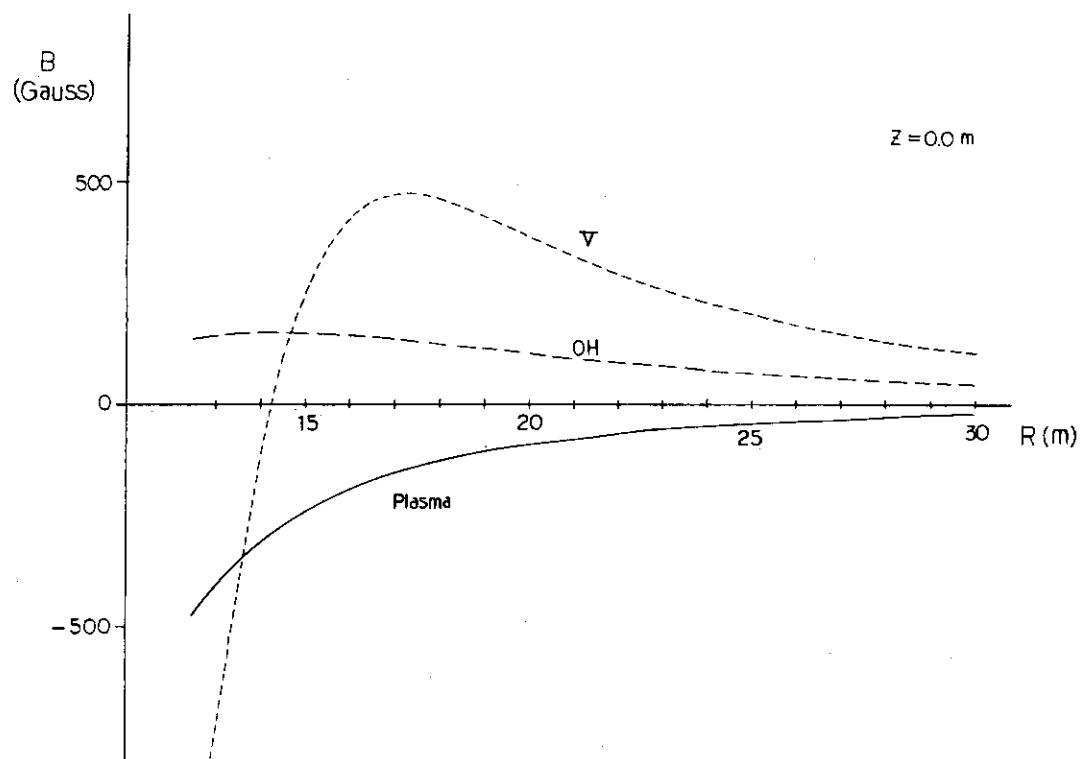
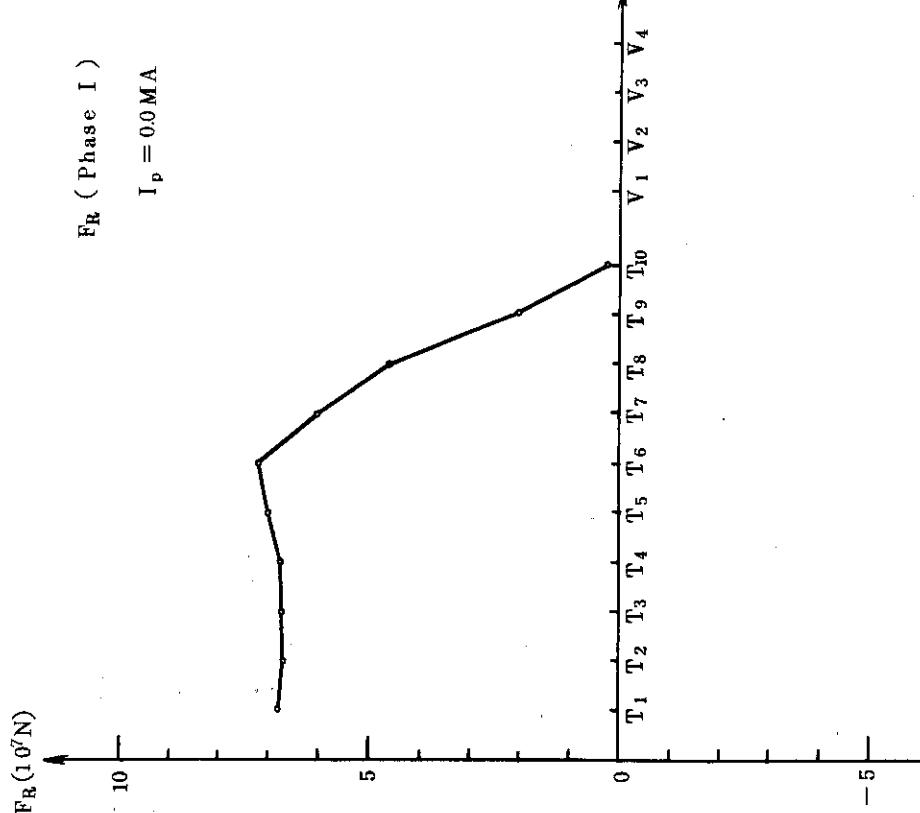
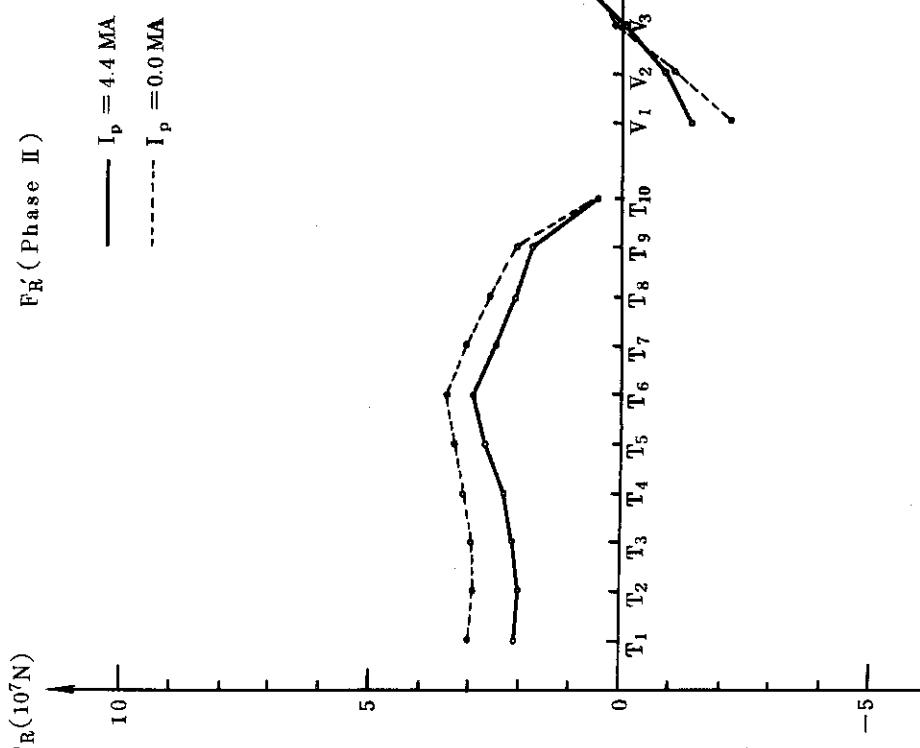
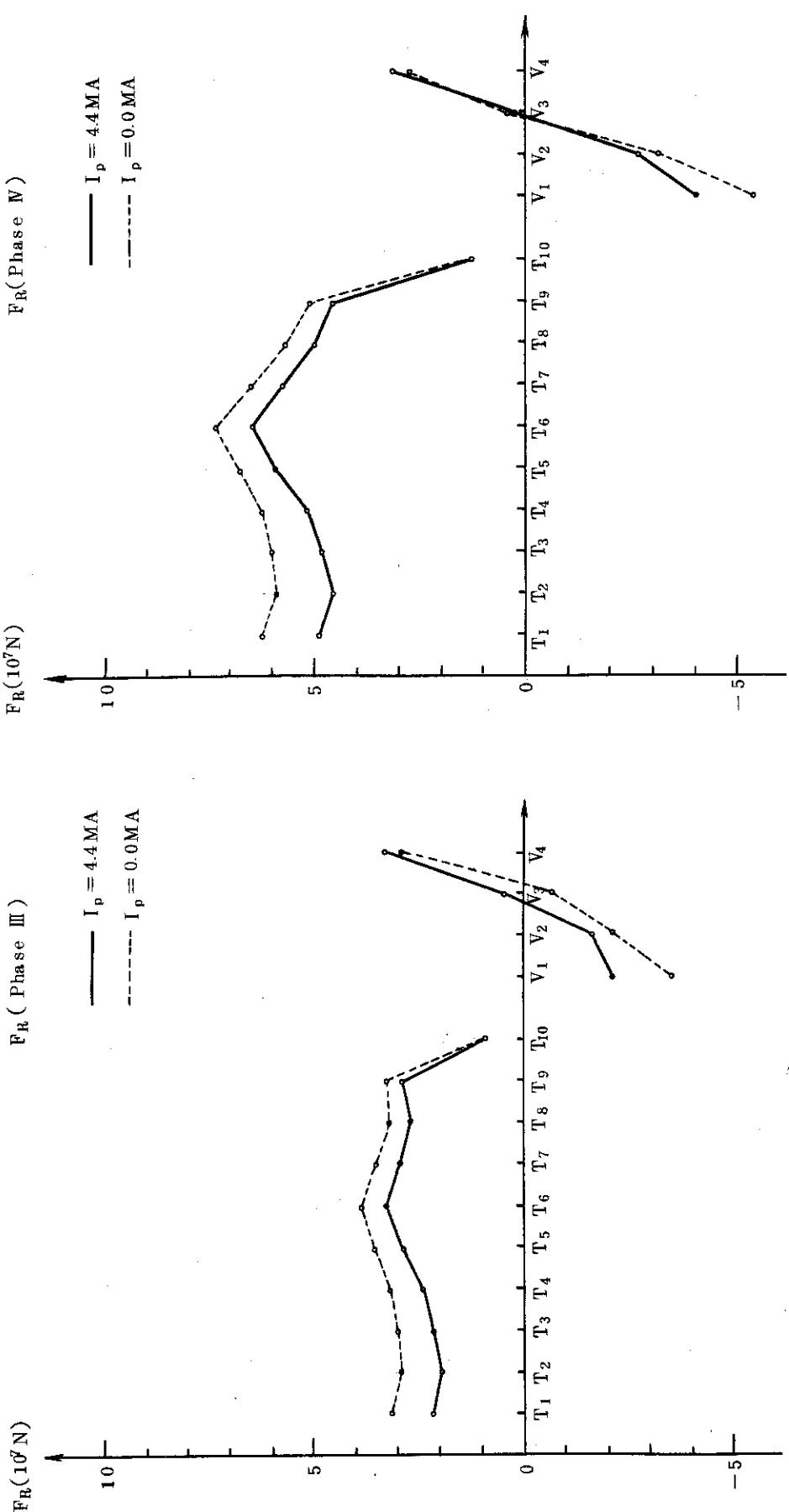
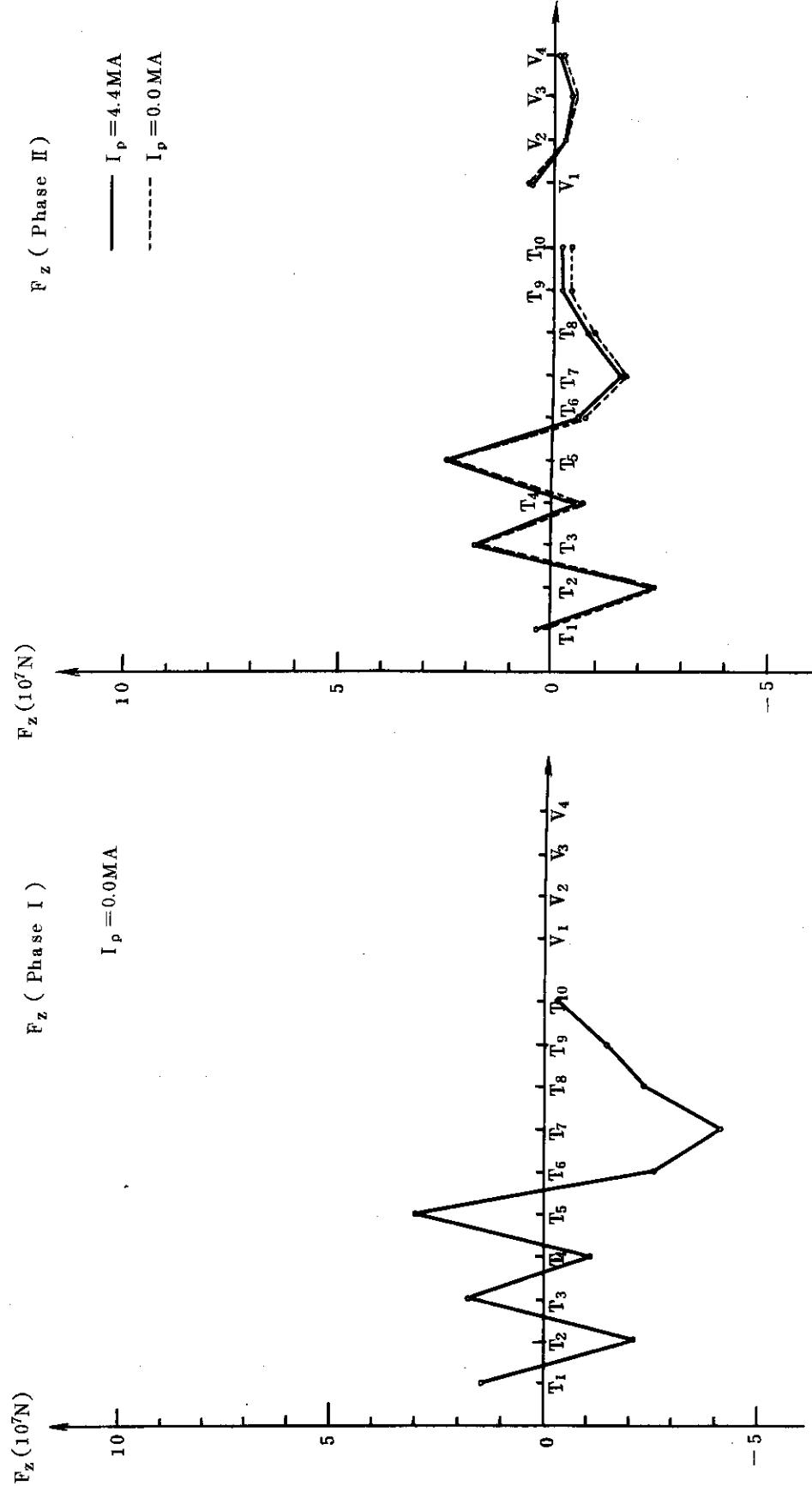
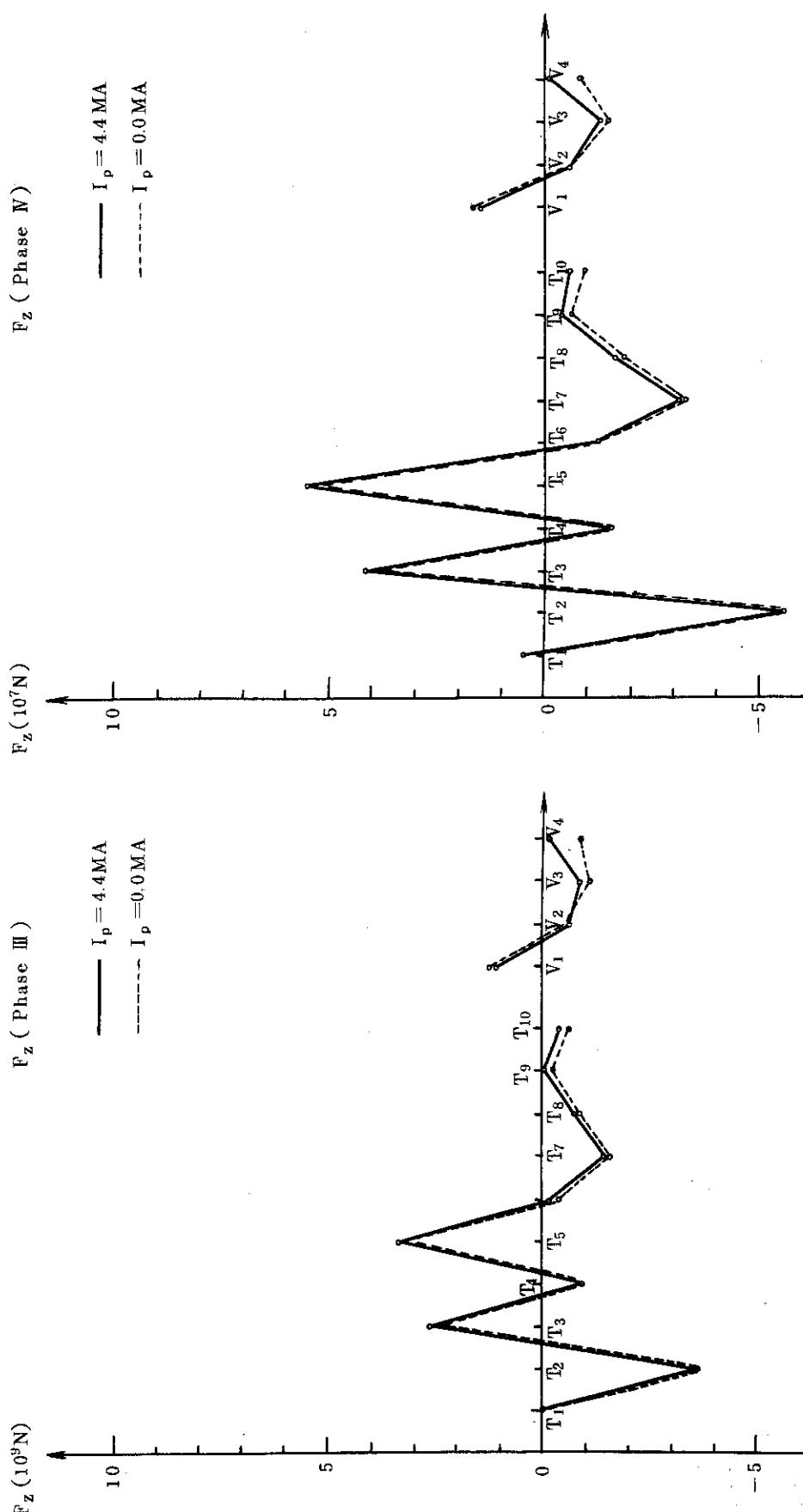


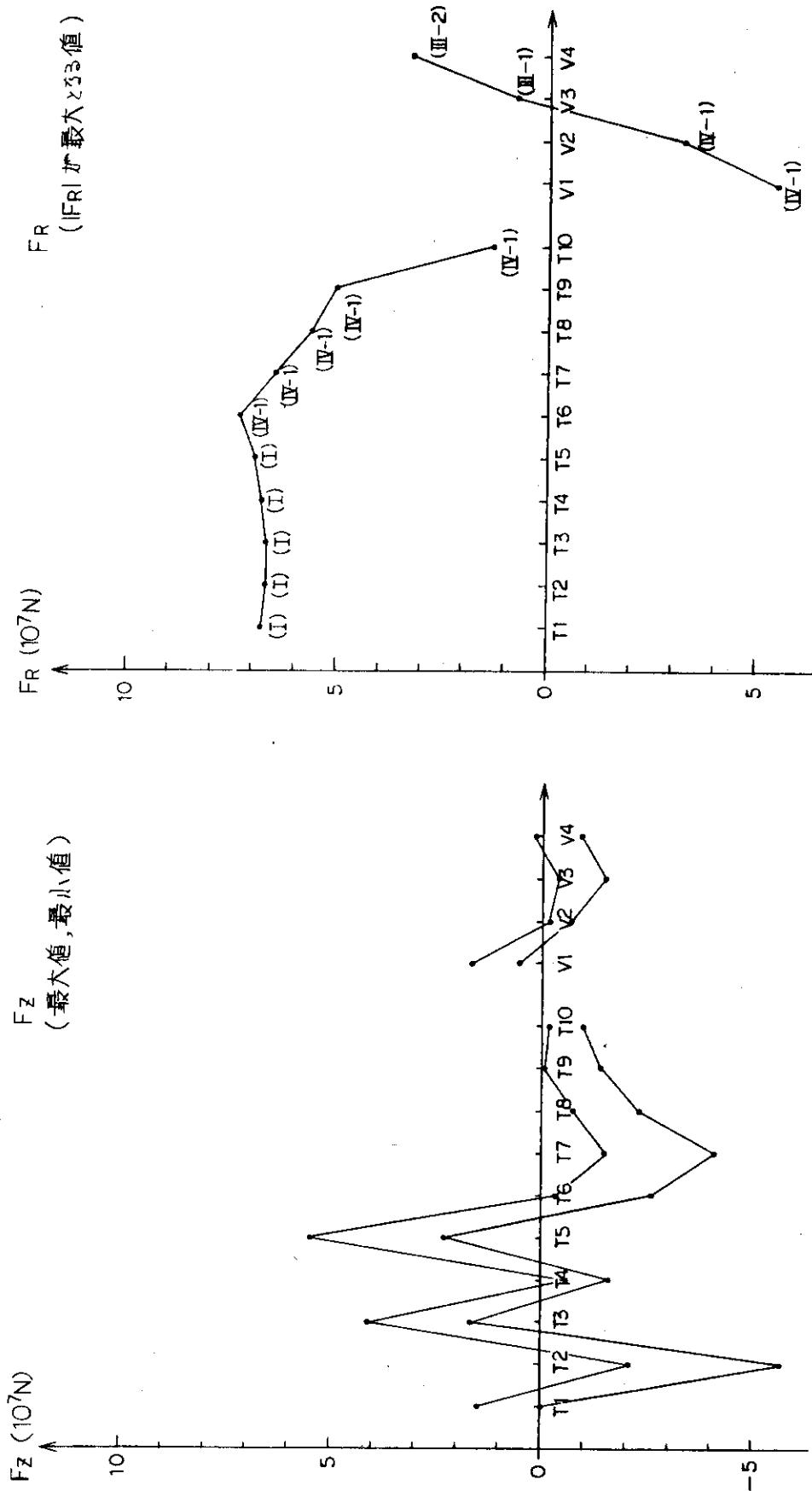
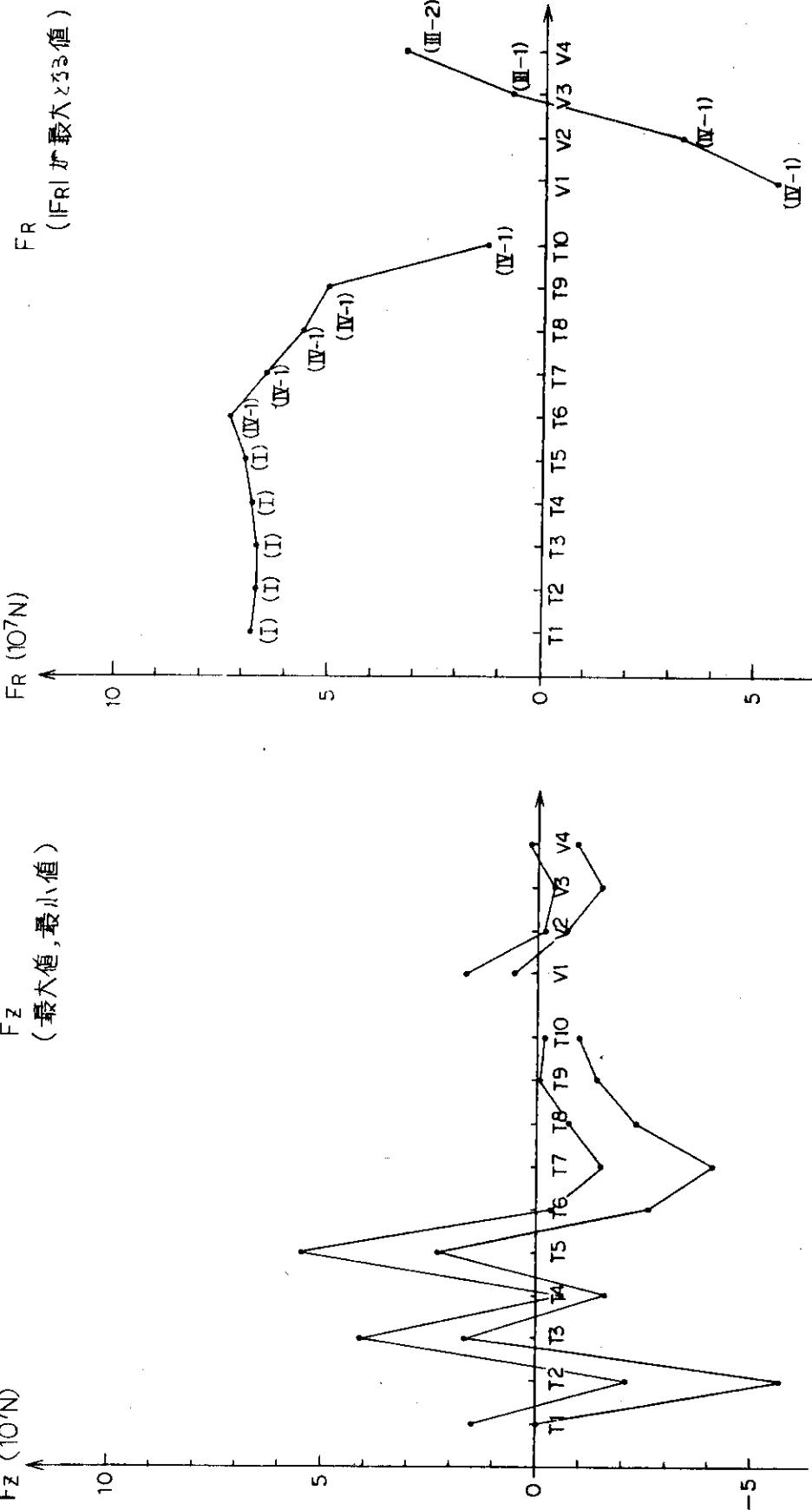
Fig. 2.3.10 淹水磁場分布（中央平面水平方向）

Fig. 2.3.11 電磁力分布 (F_R -Phase I)Fig. 2.3.12 電磁力分布 (F_R' -Phase II)

Fig. 2.3.13 電磁力分布 (F_R -Phase III)Fig. 2.3.14 電磁力分布 (F_R -Phase IV)

Fig.2.3.15 電磁力分布 (F_z-Phase I)Fig.2.3.16 電磁力分布 (F_z-Phase II)

Fig. 2.3.17 電磁力分布 (F_z -Phase III)Fig. 2.3.18 電磁力分布 (F_z -Phase IV)

Fig. 2.3.19 磁磁力分布 (F_z -最大値,最小値)Fig. 2.3.20 磁磁力分布 ($F_R \sim |F_R|$ 最大値)

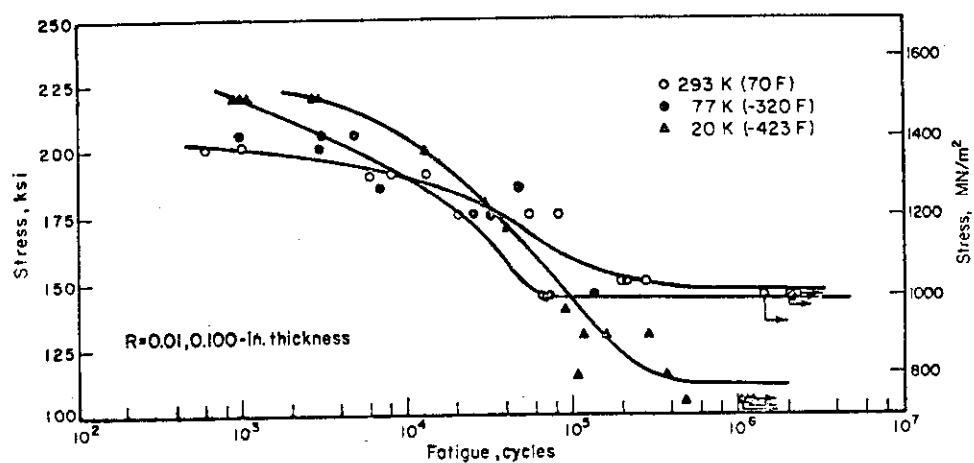


Fig. 2.4.1 AXIAL FATIGUE LIFE CURVES FOR UNNOTCHED 5Al-2.5Sn (ANNEALED) TITANIUM ALLOY [58024]

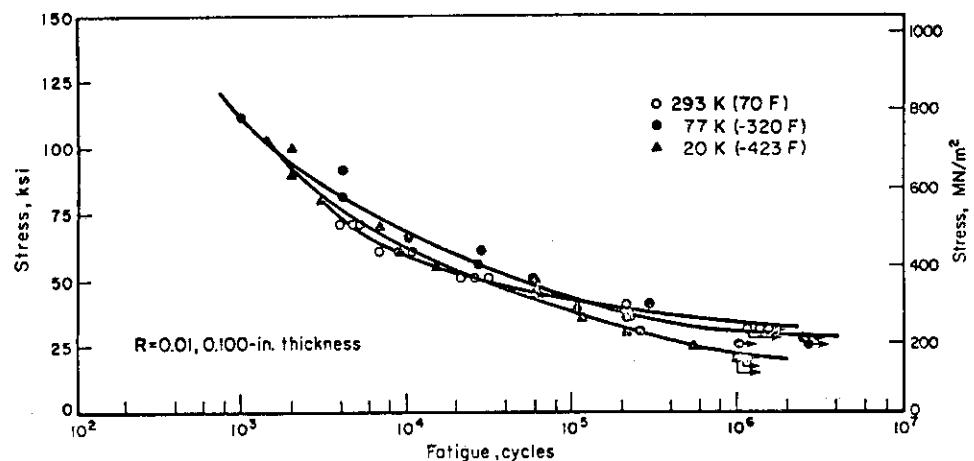


Fig. 2.4.2 AXIAL FATIGUE LIFE CURVES FOR NOTCHED 5Al-2.5Sn (ANNEALED) TITANIUM ALLOY [58024]

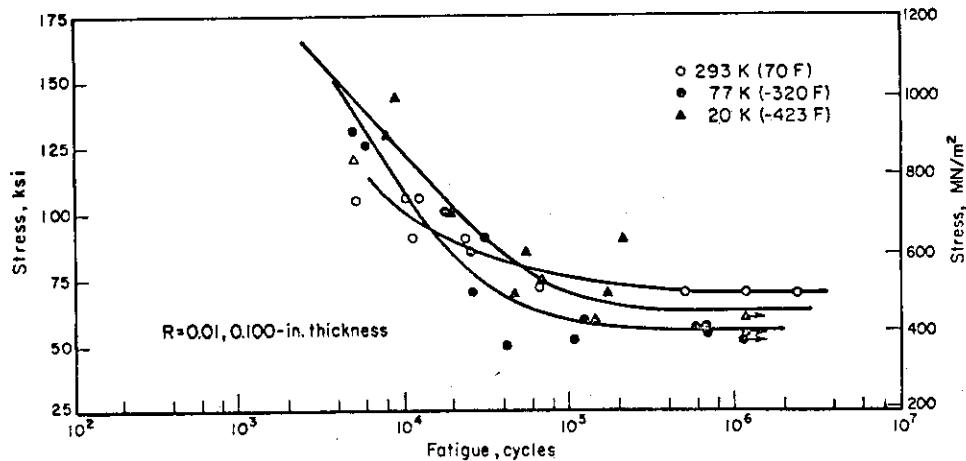


Fig. 2.4.3 AXIAL FATIGUE LIFE CURVES FOR 5Al-2.5Sn (ANNEALED) TITANIUM ALLOY SHEET AS WELDED [TIG welded; parent metal filler] [58024]

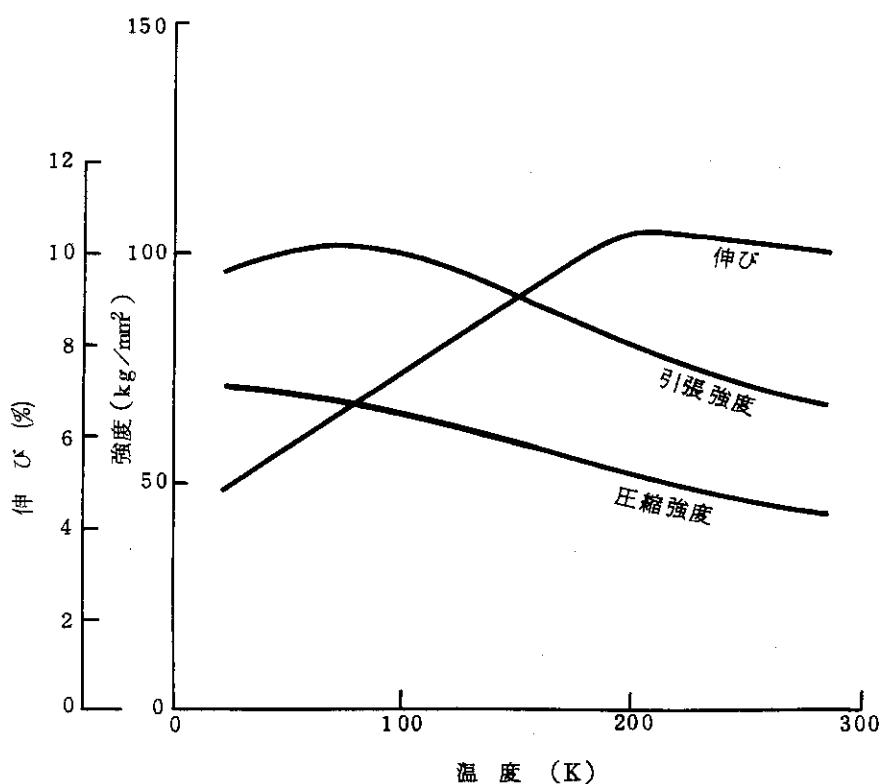


Fig. 2.4.4 エポキシ・グラスファイバー積層材の強度
および伸びの温度変化⁽³²⁾

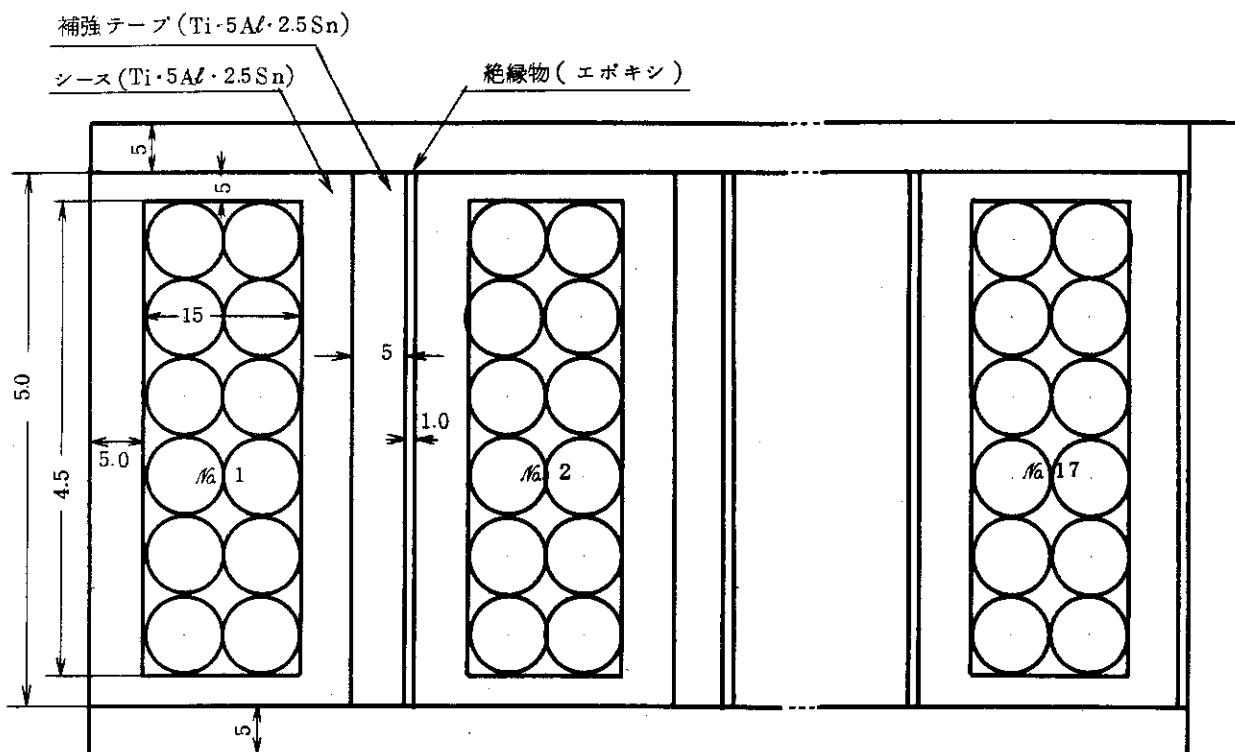
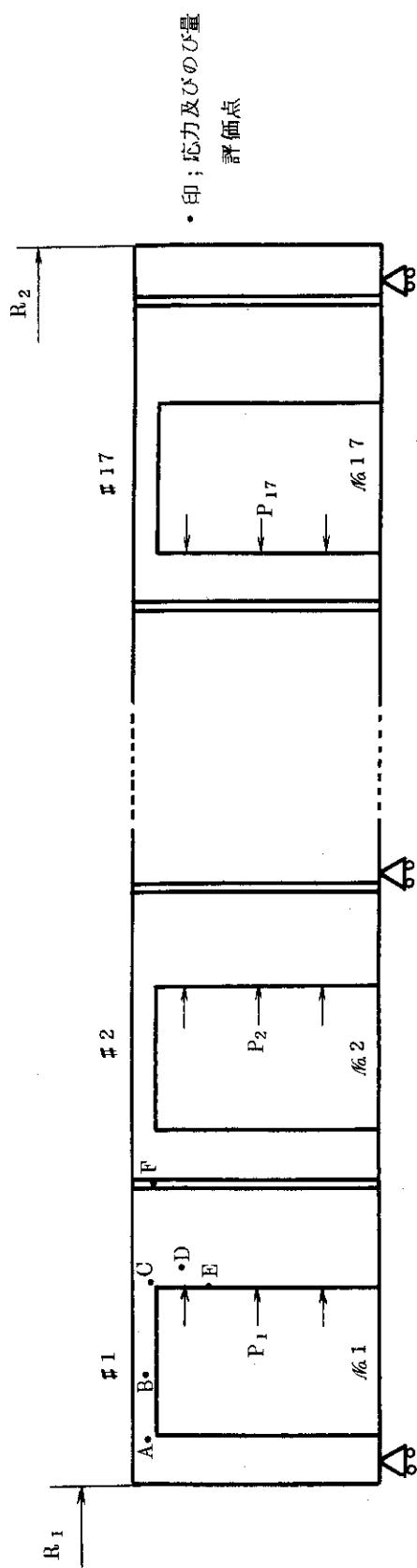


Fig. 2.4.5 コイル断面構造



コイル名	R ₁ (mm)	R ₂ (mm)	ヤング率(kg/mm ²)		ボアソン比
			エボキシ	Ti-5Al-2.5Sn	
T ₆ (中心Φ一層)	1719.5	2251.5			
V ₄ (中心Φ一層)	12359.5	12891.5	2.8×10 ³	1.37×10 ⁴	0.1 0.42

Fig. 2.4.6 計算モデル

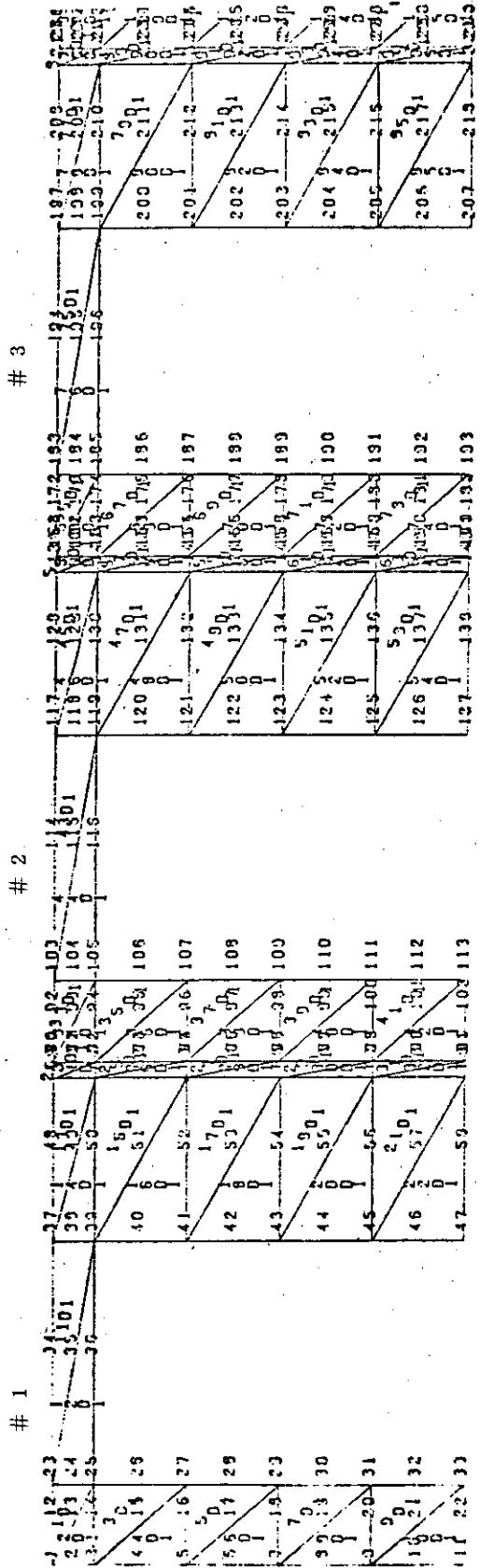


Fig. 2.4.7(1) 解析に用いた要素分割

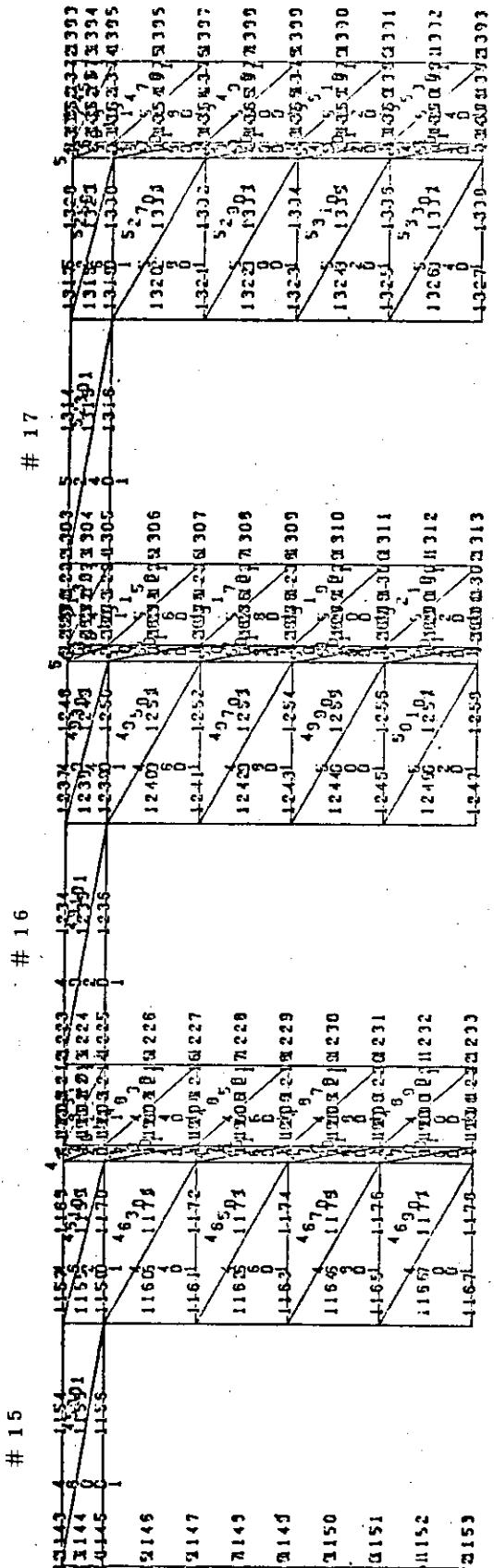


Fig. 2.4.7(2) 解析に用いた要素分割

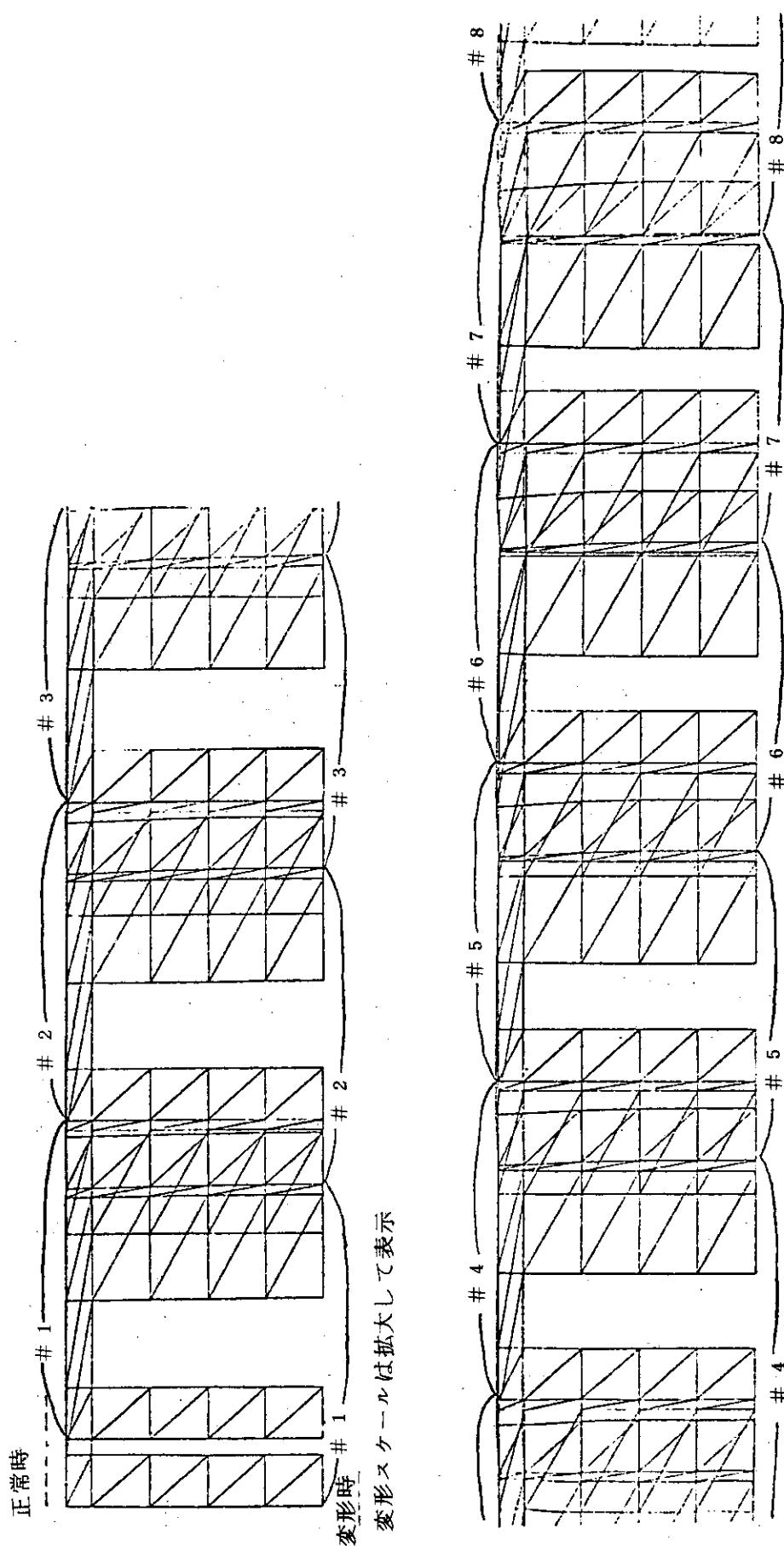


Fig. 2.4.8(1) T6コイル姿位

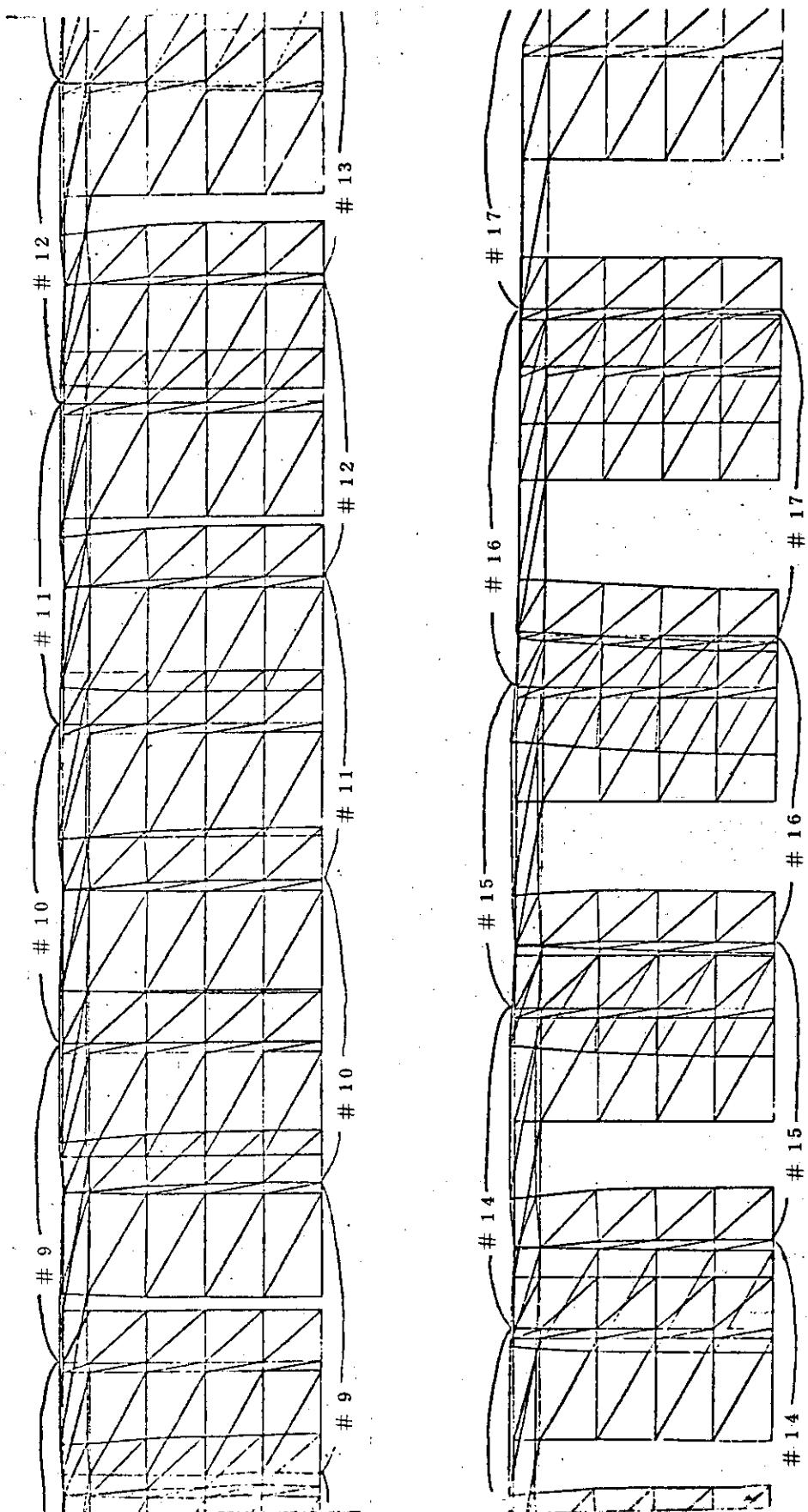


Fig. 2.4.8(2) T6-1変位

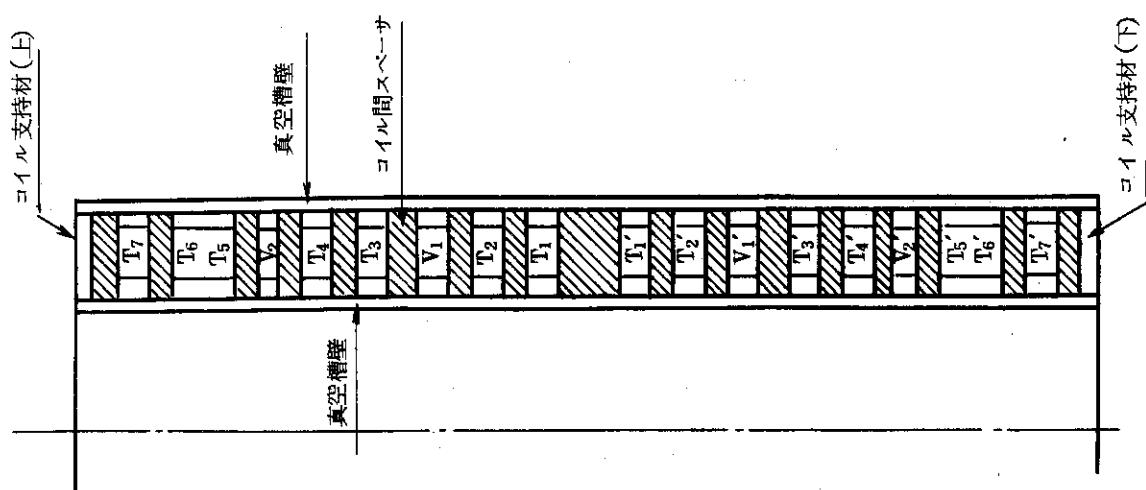
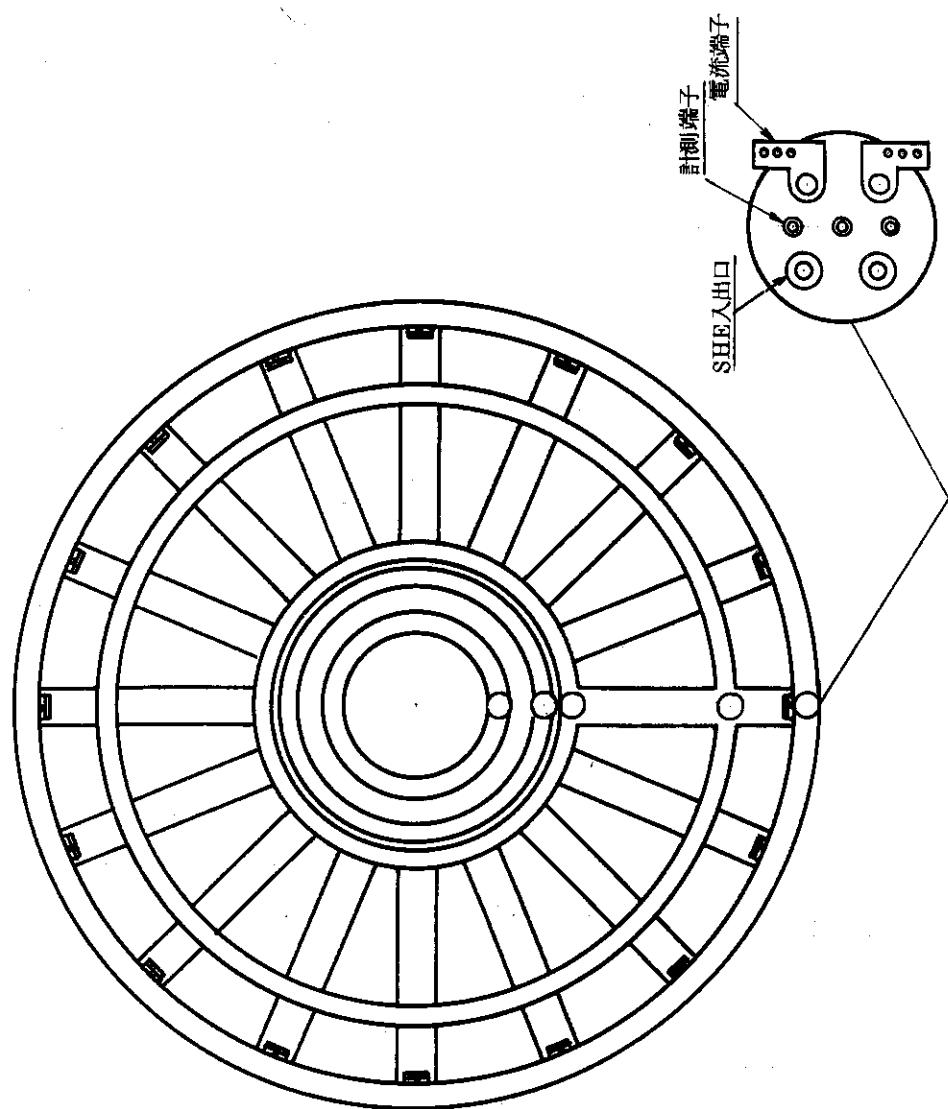
Fig. 2.4.9 $T_7 \sim T_7'$ コイルの Z 方向支持

Fig. 2.5.1 クライオスター

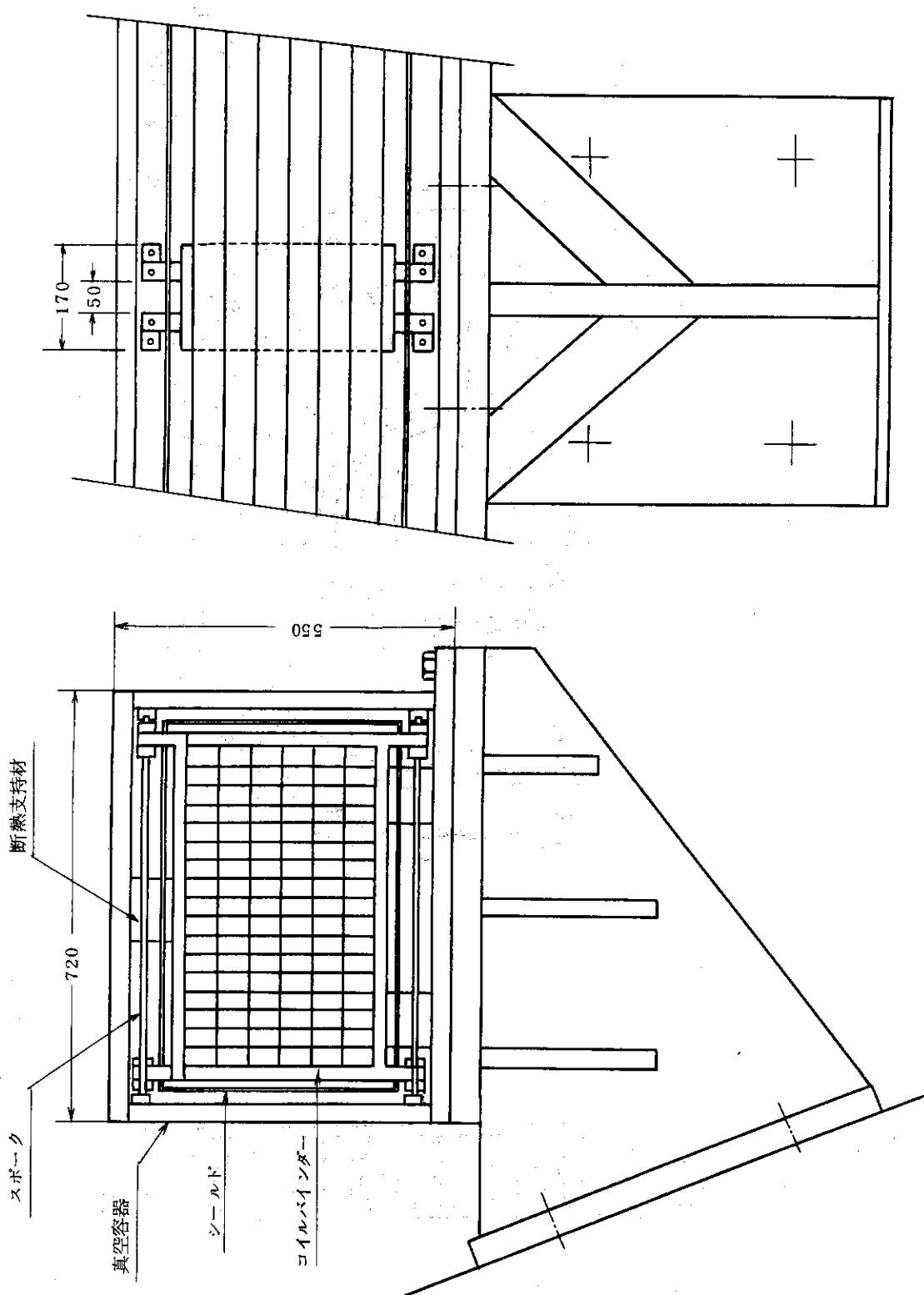


Fig. 2.5.2 V-4 コイル・クライオスタット

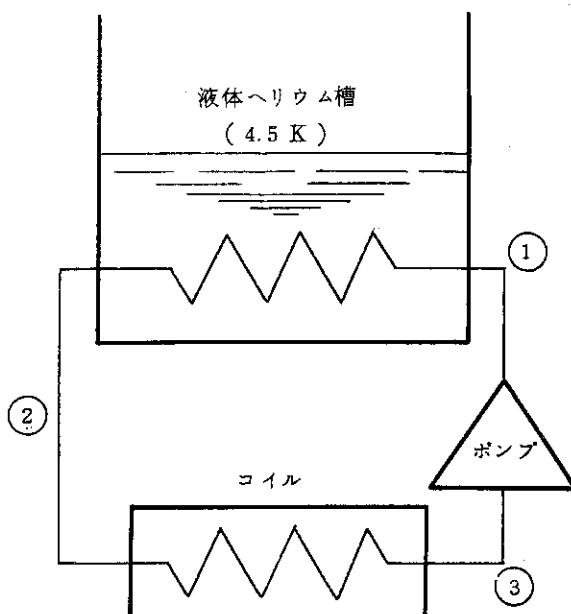


Fig. 2.6.1

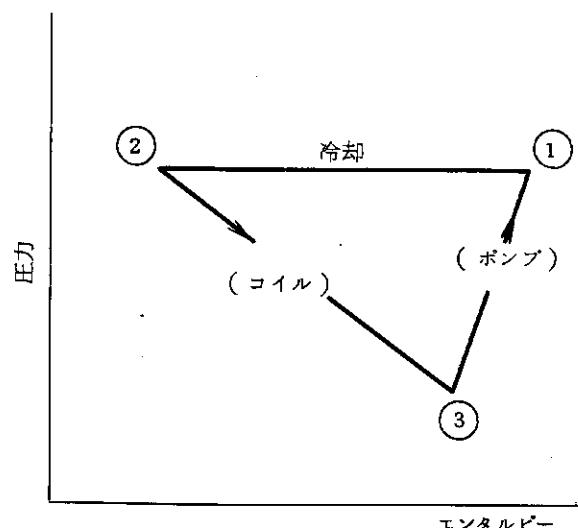


Fig. 2.6.2

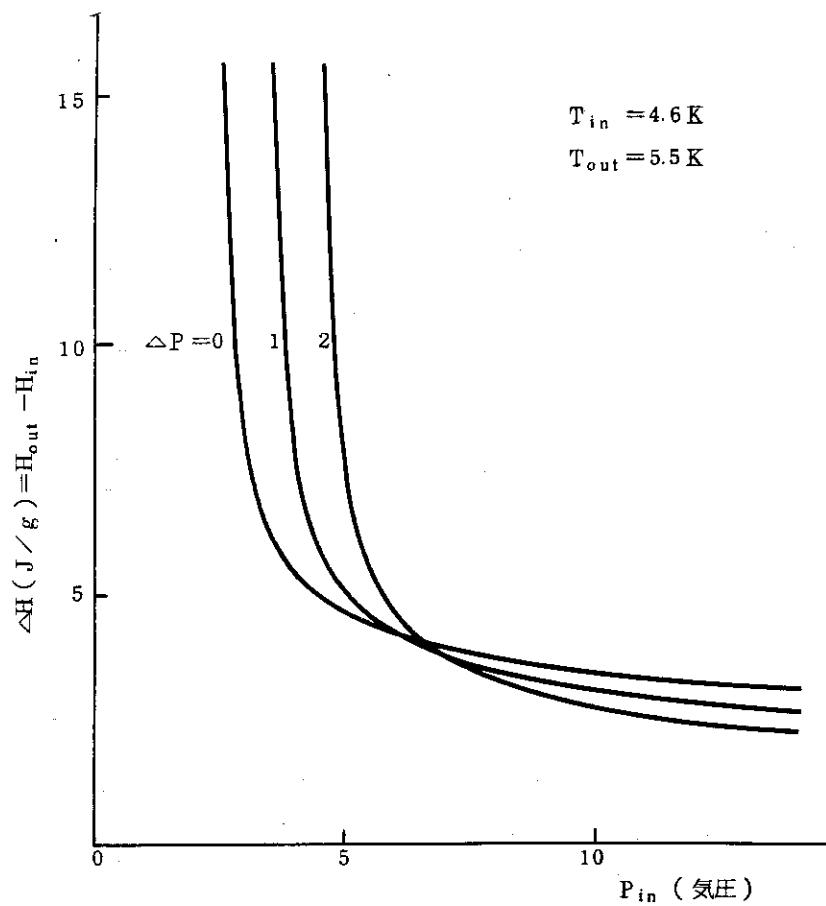


Fig. 2.6.3 SHE動作圧に対する出入口エンタルピー差

3. 極低温冷却系

本設計において、トロイダルコイル群およびボロイダルコイル群を冷却する専用冷却系について検討した。ここに適用する冷却系は、現在の技術レベルで建設可能なものであるが、その構成機器には多くの開発要素を有する。例えばボロイダルコイルのヘリウム強制循環用の低温ポンプは、大流量でポンプ効率の高いものが開発されることが前提となるが、 Nb_3Sn 化合物系超電導線材が実用化される時期には、十分使用に耐えるものが開発されると考えられる。

本設計において採用した冷却方式は、トロイダルコイルを4.3 Kの液体ヘリウムによる液浸冷却、ボロイダルコイルを4.6 Kの超臨圧ヘリウム（以下SHEと呼ぶ）による強制冷却とし、両方の異なった冷却方式を一つの冷却系で実現できるようにした。また冷却系の設置スペースは核融合実験炉の炉室（地上）および地下室とし、この間を接続して運転できるように構成機器を計画した。

3.1 冷却系の構成

冷却系全体の基本構成をFig.3.1.1に示す。核融合実験炉の極低温冷却系は、大容量のセントラルヘリウム液化設備によって集中的に所要冷凍を発生させ、トロイダルコイル群とボロイダルコイル群の被冷却装置に冷凍を分配供給することができる。セントラルヘリウム液化設備は、ヘリウム液化装置、液体ヘリウム貯槽、窒素液化装置および液体窒素貯槽からなる。なおこのセントラルヘリウム液化設備の容量は、核融合実験炉の他の極低温装置例えばクライオポンプなどへの冷凍供給量を含まない。

トロイダルコイル群16個は4個ずつ4組に分け、1組毎にサテライト冷却装置を設けて4.3 K液化系により冷却を行なう。ボロイダルコイル群に対する冷却は全コイルを1組とし、上記のサテライト冷却装置4基の内の1基に低温ポンプ系を組んだハイブリットタイプによって行なわせる。サテライト冷却装置は、圧縮機、コールドボックスおよび液体ヘリウム槽からなり、セントラルヘリウム液化設備から冷凍の供給を受けて所要の条件を満す冷凍に変換し、分配と再生を行なう循環システムである。また炉室内に設置するので、液体ヘリウムの保有量を少なくするために、各サテライト冷却装置の液体ヘリウム保有容積が2000 l程度ですむような運転制御系を組むものとした。また、本冷却系では使用するヘリウムをすべて液体ヘリウム貯槽に液化回収する方式をとり、補給はタンクローリーから直接液体ヘリウムで行なうので、ガス回収貯蔵設備を設けない。

セントラルヘリウム液化装置には液体ヘリウム供給系と50 K冷却ガス系の2つの系からなり、液体ヘリウム貯槽から液体ヘリウムをサテライト冷却装置に供給するほか、補冷のために50 K冷却ガスを供給する。またトロイダルコイルおよびボロイダルコイルのシールド部などのクライオスタットの中間温度領域での熱負荷を除去するために50 K冷却ガス系を使用する。

窒素液化装置はセントラルヘリウム液化設備に付属し、製造した液体窒素をヘリウム液化裝

置の補冷と、液体ヘリウム貯槽のシールド冷却に供給する。窒素液化系はクローズドシステムになっており、蒸発した窒素ガスは再び窒素液化装置に戻り、液化サイクルで再液化する。窒素の補給はタンクローリーから液体窒素により行ない、空気からの精製分離は行なわない方式とする。

3.2 機能と運転モード

Fig.3.2.1 はセントラルヘリウム液化設備、サテライト冷却装置のハイブリッドタイプにトロイダルコイル 4 個 1 組とポロイダルコイル群を組合せて構成した冷却系フローシートである。

(1) 超電導コイルの予冷

サテライト冷却装置より 3 atm の低温ガスをトロイダルコイルおよびポロイダルコイルに供給し予冷する。常温から予冷するときは、低温弁 LV-3 と LV-7 を開いてトロイダルコイルを、また LV-8 と LV-9 を開いてポロイダルコイル群をそれぞれ約 100 K まで予冷する。このとき LV-1, LV-2, LV-4, LV-5, LV-6, LV-10 は閉じておく。サテライト冷却装置のヘリウムガス 3 atm の循環は圧縮機 COMP-3 により行なわれ、冷却能力はセントラルヘリウム液化装置の 50 K 冷却ガス系によって与えられる。

第 1 予冷過程 300 K → 120 K (LV-7 開)

第 2 予冷過程 120 K → 30 K (LV-6 開, LV-7 閉)

第 3 予冷過程においては、セントラルヘリウム液化設備の液体ヘリウム供給系から、サテライト冷却装置の液体ヘリウム槽に液体ヘリウムを供給し (LV-1, LV-2 開) SHE 冷却器 HX-9 を通して 4.5 K に冷却したヘリウムガスを供給して約 5 K に冷却し予冷を終了する (LV-4 開, LV-3 閉) 。

(2) トロイダルコイルの液体ヘリウム冷却

トロイダルコイルへの液体ヘリウムの供給は、第 3 予冷過程の継続によって行なう。すなわち低温弁 LV-4 を開いて、液体ヘリウム中に浸漬した SHE 冷却器 HX-9 に送り、ここで 3 atm, 4.5 K に冷却する。SHE 冷却器を出た超臨界冷却ヘリウムは 4 個のトロイダルコイルに分配され、それぞれのクライオスタットの入口近くに設けられたジュールトムソン膨張弁 TV-2 で 1.1 atm まで膨張し、ほとんどが液滴となってトロイダルコイルを浸漬する。一方クライオスタットにおいて液体ヘリウムが冷却熱負荷によって蒸発するから、液化速度に等しい蒸発速度で飽和蒸気がクライオスタットから JT 熱交換器 HX-13 の 2 次側に戻る。

以上の状態におけるクライオスタットおよび SHE 冷却器におけるヘリウムの蒸発速度はつきの通りである。

i クライオスタットからの蒸発速度 m_1

$$m_1 = \frac{Q_1}{H_3 - H_5} = \frac{1950}{30.3 - 12.5} = 109.6 \text{ g/s}$$

Q_1 : トロイダルコイル 4 個の冷却熱負荷 (= 1950 W)

H_3 : クライオスタット入口ミストのエンタルビ (1.1 atm, 4.3 K)

H_5 : クライオスタット出口蒸気のエンタルビ (1.1 atm, 4.3 K)

ii SHE冷却器(HX-9)における蒸発速度 m_2

$$m_2 = \frac{Q_2}{H_{21} - H_{22}} = \frac{1600}{30.0 - 12.6} = 92.0 \text{ g/s}$$

$$Q_2 = m_1 (H_1 - H_2) = 109.6 (27.1 - 12.5) = 1600 \text{ W}$$

H_1 : SHE冷却器入口ガスのエンタルビ(3 atm, 6.5 K)

H_2 : SHE冷却器出口ガスのエンタルビ(3 atm, 4.6 K)

H_{21} : 液体ヘリウム槽入口液体のエンタルビ(1.3 atm, 4.5 K)

H_{22} : 液体ヘリウム槽出口蒸気のエンタルビ(1.3 atm, 4.5 K)

(3) ポロイダルコイルのSHE冷却

ポロイダルコイル群へのSHEの供給は、第3予冷過程の終了によって、低温弁LV-8とLV-9を閉じ、4.3K液化系と分離状態にしてSHE系を作動させることにより行なう。すなわち、低温弁LV-10を開き、低温ポンプPUMP-3によってSHEをSHE冷却器HX-10に送り、ここで7 atm, 4.6 Kに冷却する。SHE冷却器を出た超臨界冷却ヘリウムはポロイダルコイル群に分配され、それぞれのコイルを流動し冷却する。SHE冷却器(HX-10)における蒸発速度 m_4 はつきのようになる。

$$m_4 = \frac{Q_4}{H_{21} - H_{22}} = \frac{858}{30.3 - 12.5} = 48.2 \text{ g/s}$$

$$Q_4 = m_3 (H_{15} - H_{16}) = 703 (14.73 - 13.51) = 858 \text{ W}$$

m_3 : ポロイダルコイル群へのSHE流量($= 703 \text{ g/s}$)

H_{15} : SHE冷却器入口SHEのエンタルビ(7 atm, 4.9 K)

H_{16} : SHE冷却器出口SHEのエンタルビ(7 atm, 4.6 K)

(4) クライオスタットのシールド冷却

ヘリウム液化装置の第1膨張機EXP-1の低温排気ガスで冷却した5 atm約50Kの冷却ガスをクライオスタットに供給し、シールド部における熱負荷を除去し、ヘリウム温度部の冷却熱負荷を軽減させる。この50K冷却ガス系はヘリウム液化系と分離されており、常温部に約5 atmで動作する圧縮機により、低温ガスが循環する構成となっている。

3.3 冷却系の諸元

セントラルヘリウム液化設備の容量は、定常冷却時の全冷却熱負荷の約1.2倍の能力を有するものとし、4.5 Kにおいて10.5 kW(等価液化能力4000 l/h)および50Kにおいて100 kWに設定した。また液体ヘリウム貯槽は国際コンテナ規格による最大の40'型(充填量37000 l)3基を使用し、111,0000 lの液体ヘリウムを保有できるようにした。

サテライト冷却装置は4個のトロイダルコイルに対し、4.3 Kで2.4 kWの冷却能力を有し、セントラルヘリウム液化設備から補冷のために50 Kで5.2 kWの冷凍能力を受取る。液体ヘリウム槽の容積は1800 lとする。

ハイブリッドタイプは、上記サテライト冷却装置の冷却能力のほかに、4.6 Kで1.1 kWの冷却能力を持ち、低温ポンプで昇圧されたSHEを液体ヘリウムで冷却してポロイダルコイル群

に供給する。また 50 K の冷却ヘリウムはトロイダルコイルおよびボロイダルコイルのシールド冷却で 62.5 kW の熱負荷を除去することができる。

以上のような冷却系の諸元を Table 3.1 に示す。所要動力は 4.5 K における 1 W の熱負荷に対して 500W, 50 K における 1 W の熱負荷に対して 20W とすると計 7350 kW となる。このほか 50 K 冷却ガス系の循環所要動力 750 kW を加えるとセントラルヘリウム液化設備の所要動力は 8100 kW となる。また窒素液化装置 3500 l/h の所要動力を 0.6 kW/l/h として 2100 kW と見積ると、ヘリウム液化装置の所要動力は、上記の 8100 kW から 2100 kW を引いて 6000 kW となる。このほかサテライト冷却装置の循環用圧縮機 4 基分の所要動力 800 kW を加えると冷却系の全動力は 8900 kW となる。

本冷却系の液体ヘリウム保有量はトロイダルコイル 1 個当りの液体ヘリウム張込量が 3300 l であるので、16 個で 52,800 l に達する。またボロイダルコイルに占める圧力 7 atm の SHE の重量は 1100 kg であり、1.3 atm の液体ヘリウム（密度 0.12 kg/l）に換算すると約 9200 l となる。さらにサテライト冷却装置の液体ヘリウム槽 1800 l の 4 基分 7200 l を加えると、本冷却系に保有するヘリウムは液体ヘリウム換算で 69200 l となる。したがって、充填容量 37,000 l の液体ヘリウム貯槽を常時 2 基使用し、さらに補充用あるいは緊急回収用の予備として 1 基を加え計 3 基 111,000 l を設置する。

3.4 冷却系の配置

冷却系の設置スペース⁽¹⁾は、核融合実験炉の炉室（一階）に約 15 m² が 4ヶ所と、地下室に約 2000 m² が予定されている。トロイダルコイル群およびボロイダルコイル群の冷却熱負荷は Table 3.4.1 に示すとおり、極めて大きく、これを冷却するためのサテライト冷却装置が大きくなる。このためサテライト冷却装置のコールドボックス、液体ヘリウム槽および制御盤を 4 組だけに限定して炉室内に分散配置し、他はすべてスペースに余裕がある地下室に設置することで計画した。Fig.3.4.1 は冷却系の炉室配置計画図である。炉室におけるサテライト冷却装置 4 基の配置スペースの内、1 基分について示す。Fig.3.4.2 は冷却系の地下室配置計画図であり、セントラルヘリウム液化設備の全体と、サテライト冷却装置用圧縮機をここに設置する場合について示しており、扇形スペースのほぼ 3/4 が占有スペースとなる。

文 献

- (1) 炉設計研究室：JAERI-M 7300

Table 3.4.1 冷却系の諸元

項目	構成機器・諸元	定格
冷却熱負荷	トロイダルコイル、液体ヘリウム浸漬 冷却、4.3 K	1.95 kW × 4組
	ポロイダルコイル、SHE 強制冷却、 入口温度 4.6 K	0.9 kW
	シールド、低温ヘリウムガス循環冷却、 入口温度 50 K	12.5 kW × 5組
	サテライト冷却装置、ヘリウムガス補 冷冷凍、入口温度 50 K	5.2 kW × 4組
冷凍能力	セントラルヘリウム液化装置 液化温度 4.5 K	10.7 kW
	冷却ガス温度 50 K	100 kW
	窒素液化装置液化能力	3500 ℥/h
	サテライト冷却装置 4.3 K 液体ヘリウム冷却	2.4 kW × 4基
	4.6 K SHE 冷却	1.1 kW
貯液槽充填容量	セントラルヘリウム液化装置 液体ヘリウム貯槽	37,000 ℥ × 3基
	サテライト冷却装置 液体ヘリウム槽	1,800 ℥ × 4基
	液体窒素貯槽	18,000 ℥ × 2基
	セントラルヘリウム液化装置	6000 kW
所要動力	サテライト冷却装置 4基計	800 kW
	窒素液化装置	2100 kW

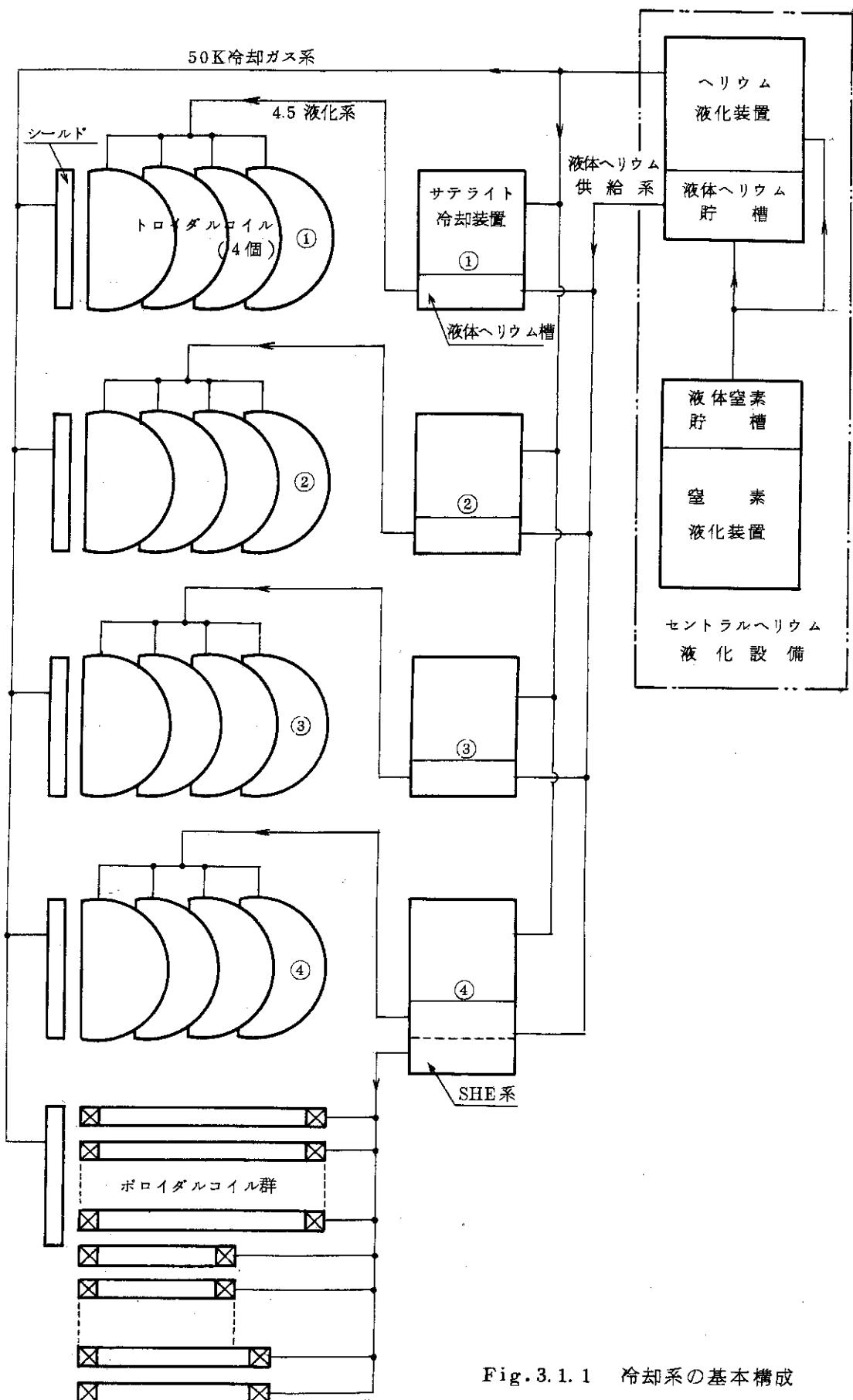


Fig. 3.1.1 冷却系の基本構成

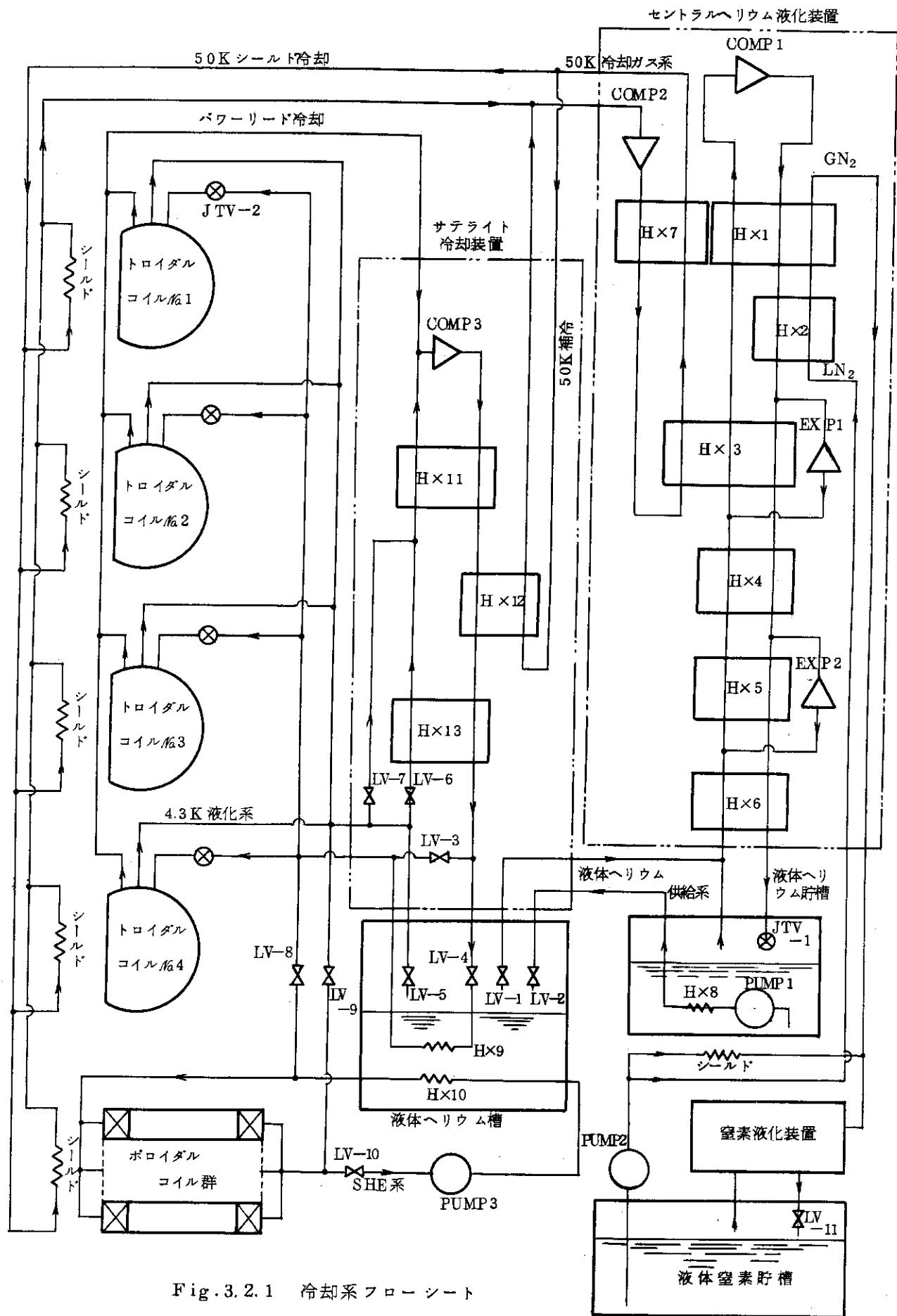


Fig. 3.2.1 冷却系フロー シート

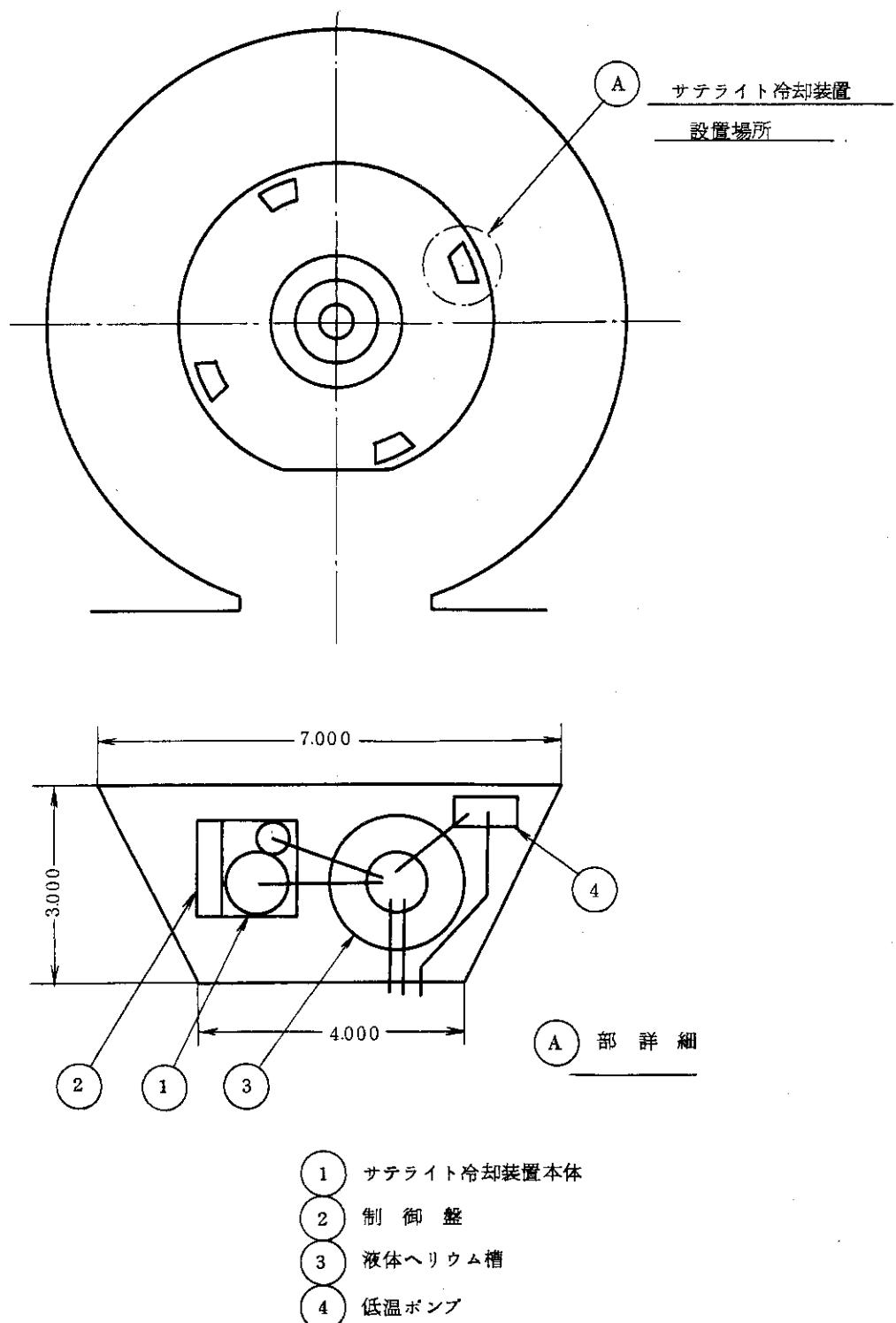


Fig. 3.4.1 冷却系炉室配置計画図

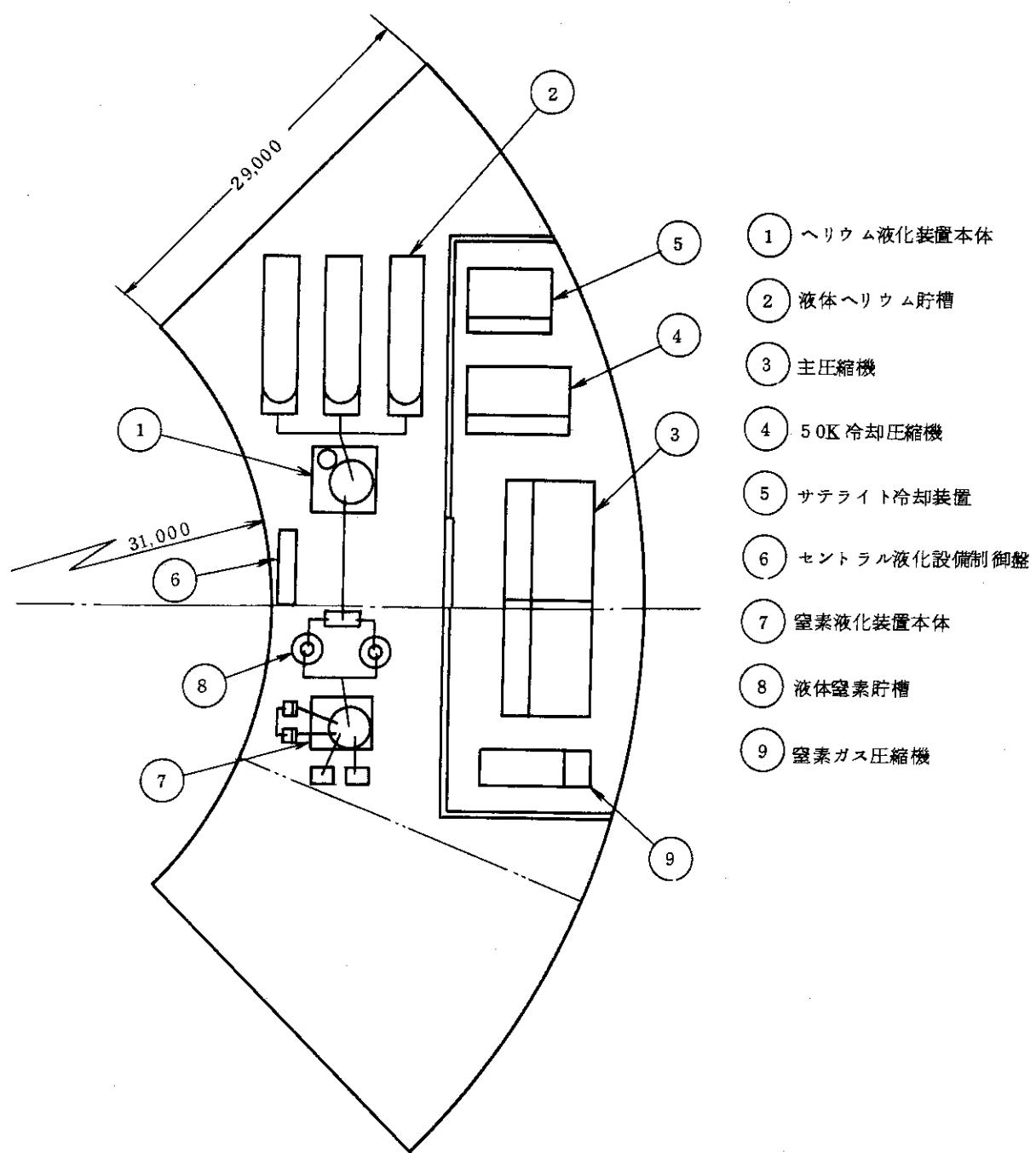


Fig. 3.4.2 冷却系地下室配置計画図

4. 安全性解析

ここでは重要度の高いトロイダルコイルについて検討結果を述べることとする。

安全性解析については JAERI-M 7963 でも述べたので、ここでは変更点を中心に重要な点のみ検討する。

4.1 クエンチの波及効果

4.1.1 出現抵抗と電圧

(1) Flux flow 領域において出現する抵抗と電圧

完全安定化超電導コイルのクエンチの原因として、LHe の道路のつまりや LHe 供給不足がある。そのうち LHe 供給不足をもたらす原因是、He 液化供給系のトラブルがまず当然と考えられるが、Nb₃Sn 複合超電導線の I_c を越えた Flux flow 領域 (Fig. 1.2.8) での発熱によってディスクのスロットに He ガスが充満し LHe の供給が不十分になることもなりうる。この場合の抵抗と電圧について述べる。

本設計では I_c ≥ 25500 A, I_s (= I_f) ≈ 25300 A であるから、Fig. 1.2.8 state 3 の #4 にほぼ対応する。この領域の Flux flow 微分抵抗率はほぼ基材の抵抗率に等しいので、電流値 I における電圧 V_f (V) は

$$V_f = \frac{1}{A} \rho (I - I_c) \quad (4.1.1)$$

等価的抵抗 R_f (Ω) は

$$R_f = \frac{V_f}{I} = \frac{1}{A} \rho - \frac{I - I_c}{I} \quad (4.1.2)$$

で表わされる。ここで ρ (Ω-m) : 基材の抵抗率

A (m²) : 基材の断面積

ℓ (m) : 抵抗が出現している複合電導線の長さ

次に、この設計における数値を使って発生する抵抗の値を求める。どのスロットも同じ臨界電流 I_c にしているので、コイル電流 I が I_c を越えると同時に電圧が生ずることになる。D 型コイルの直線部が最大磁界となるので 1 として直線部の長さ 8 m をとると、Nb₃Sn 複合超電導線については、1 ρ/A の値は、#1 と #2 スロットで各々 1.6 × 10⁻⁵ Ω, #14 スロットで 2.2 × 10⁻⁵ Ω, 他のスロットではこれらの間の値をとる。#1 スロットの複合超電導線の抵抗が最も小さいのでこれについて V_f と R_f を計算し、Fig. 4.4.1 に示す。I_c が仮りに定格電流より小さい 25700 A とみなせばコイル電流が 100 A 超過のとき V_f = 1.6 mV, R_f = 0.06 MΩ, 500 A 超過のとき V_f = 8.0 mV, R_f = 0.3 μΩ になる。

トロイダルコイルの通常の励磁条件では、全誘起電圧は 1.3.5 V であるから、1 ディスク当たり 0.84 V, 1 ディスク片面当たり 4.20 mV の電圧が励磁中に発生することになる。クエンチ

検出用電圧タップを 1 ディスク毎に付けておく場合、誘起電圧の 0.5 % の電圧 2.1 mV が生ずるのは、コイル電流 I が I_c を越えて 100 sec 後、130 A の超過のときである。励磁電圧監視中にこの程度の電圧超過を観測することはそれほど困難ではない。なお、本設計で採用したブリッジ法によるクエンチ検出では全く問題がない。Flux flow 電圧が発生したことが観測されれば、直ちにコイル電流を下げて I_c 以下にすればよい。しかし、Flux flow 抵抗による発熱のためクエンチに到る可能性があるが、そのとき直ちに電源電流をしゃ断しなければならない。

(2) クエンチ時の出現抵抗と電圧

LHe 通路のつまりや LHe 供給不足によって超電導コイルの抵抗出現状態について検討する。断熱条件における複合超電導線の線方向抵抗伝播速度 V (cm/s) は

$$V = \frac{J}{c \sigma} \sqrt{\frac{K \rho}{T_c - T_b}} \quad (4.1.3)$$

で与えられる。

ここで J (A/cm²) = I/A : 導体電流密度

c (J/g-K) : 複合超電導線の比熱

σ (g/cm³) : 複合超電導線の密度

K (W/cm-K) : 複合超電導線の熱伝導率

ρ (Ω-cm) : 複合超電導線の抵抗率

T_c (K) : 超電導体の磁界 B における臨界温度

T_b (K) : 複合超電導線の初期周囲温度

クエンチする部分は 1 スロットとみなす。複合超電導線の Cu - SC 比は 49 : 1 であるので、(4.1.3) 式の物理量は Cu のを使えばよい。 $I = 25900$ A, $A = 2.3$ cm², $J = 1.1 \times 10^4$, A/cm^2 , $c = 1.1 \times 10^{-3}$, $J/g-K$; $\sigma = 8.9$ g/cm³, $K = 4$ W/cm-K, $\rho = 4.3 \times 10^{-8}$ Ω-cm, $T_c - T_b = 1.23$ K を (4.1.3) 式に代入して

$$V = 133 \text{ cm/s}$$

が得られる。

複合超電導線の抵抗伝播は線の両方向に生ずるだけでなく、隣りのターンにも生ずると思われる所以、これらの影響を合わせて 2 倍とみなすと抵抗出現速度 r_c (Ω/s) は

$$r_c = \frac{2 \rho V}{A} \quad (4.1.4)$$

で表わされる。抵抗率 ρ は温度と共に上昇するので、 r_c は時間と共に増加するが、ここでは $\rho \approx 10^{-7}$ Ω-cm を使うことにする。その場合、1 ディスク当たりの抵抗出現速度は

$$r_c = 1.2 \times 10^{-5} \Omega/s$$

である。このときのコイル電流は 25900 A であるから電圧出現速度は

$$\begin{aligned} V_c &= r_c I \\ &= 0.32 \text{ V/s} \end{aligned} \quad (4.1.5)$$

になる。

クエンチ検出電圧は (1 ディスク当たり) を 100 mV とした場合、検出電圧に達するまでの

時間は 0.3 sec である。

4.1.2 クエンチ時のコイル内エネルギー放出

超電導コイルがクエンチすると、抵抗が発生して電圧が生ずる。その電圧がある一定基準に達したとき、電源電流をコイルからしゃ断して、コイル電流を減衰させる。この操作によって、超電導コイルに蓄えられていた磁気エネルギーの大部分は、コイルと並列に接続された保護抵抗 R_p に吸収される。しかし、一部分のエネルギーはコイル内で消費され、そのエネルギーは LHe を蒸発させ、コイル内の圧力を上昇させる。この圧力上昇をヘリウム槽の許容値以下に抑える必要があり、その意味でコイル内エネルギー消費を算出することが重要となる。

クエンチが生じた時刻から電流減衰開始時までの時間は約 1 sec とみなすことができる。これは電流減衰時定数の約 40 sec に較べて小さいので、ここでは無視する。クエンチしてから超電導コイルに発生する抵抗 R_c が

$$R_c(t) = r_c t \quad (4.1.6)$$

のよう直線的に増加すると仮定する。温度上昇と共に Cu 基材の抵抗率が増加する効果と、電流減衰によって抵抗伝播速度が減少する逆効果とによって、 r_c 一定の仮定は妥当な近似と考えられる。

コイル電流が減衰しているときの回路方程式は

$$L \frac{di}{dt} + (R_p + r_c t) i = 0 \quad (4.1.7)$$

コイル内で消費されるエネルギーは

$$W_c = r_c \int_0^\infty t \{ i(t) \}^2 dt \quad (4.1.8)$$

で表わされる。ここで $i(A)$: コイル電流

$t(s)$: 時間, $t = 0$ のとき電流減衰開始時刻

$L(H)$: 回路のインダクタンス

$R_p(\Omega)$: この回路の保護抵抗

初基条件 $t = 0$, $i = I$ (電流減衰開始時の電流) を考慮して (4.1.7) 式を解くと

$$i = I e \times \rho [- (2R_p t + r_c t^2) / 2L] \quad (4.1.9)$$

を得るから、コイル内の消費エネルギーは

$$W_c = \frac{1}{2} L I^2 - \frac{\sqrt{L R_p I^2}}{\sqrt{r_c}} \cdot e \times \rho [R_p^2 / L r_c] \cdot \text{Erfc}(R_p / \sqrt{L r_c}) \quad (4.1.10)$$

になる。ここで

$$\text{Erfc}(x) = \int_x^\infty e^{-t^2} dt \quad (4.1.11)$$

は誤差関数。

式の簡略化のために

$$K \equiv R_p^2 / L r_c \quad (4.1.12)$$

とおくと、コイル内のエネルギー消費率は

$$W_c = W_e / \left(\frac{1}{2} L I^2 \right)$$

$$= 1 - 2 \sqrt{K_e} e^{-K_e} \operatorname{erfc}(K_e) \quad (4.1.13)$$

で表わされる。

この設計では励磁分割方式を採用しており、その回路は第4.2節に示すものである。n = 16個の回路の個々のインダクタンスは、全ての励磁分割コイルが同時にクエンチする場合を考えると、第4.2節に示すように 938 H となる。励磁分割コイルの保護抵抗は R_p = 0.25 Ω である。クエンチする部分は同時に数ヶ所存在することは考え難いが、ここではそれを仮定して、1 励磁分割コイルを構成する 16 ディスクが同時にクエンチするとみなせば、抵抗出現速度は 4.1.1 項の r_c 値の 16 倍。

$$r_c = 4.0 \times 10^{-4} \Omega/\text{s}$$

ICなる。したがって、(4.1.12)式から K = 16.7, $\sqrt{K} = 4.1$ であり、これを(4.1.13)式に代入して $W_e \approx 0.05$ を得る。

4.1.3 クライオスタットへの影響

超電導コイルが何らかの原因でクエンチした場合、コイルの蓄積エネルギーを急速に回収して超電導コイルの保護を行なう。しかし蓄積エネルギーをすべて回収することは不可能であり、コイル内で消費されるエネルギーによりヘリウムが蒸発し、ヘリウム槽の内圧が上昇する。したがってコイルで消費されるエネルギーの消費率が小さいほど安全動作が簡単であり、運転再開に支障を生じないような安全動作にとどめることができる。

一般にヘリウム槽の内圧が規定を越えると、液体ヘリウム供給系に対する緊急遮断を行ない、ヘリウム槽から液体ヘリウムコンテナへのガスの逆流を防止する。これに対し、本冷却系では液体ヘリウムコンテナの系統から分離した超臨界圧(SHE)系統から 3 atm の低温ヘリウムの分配を受けているので、常用最高圧力 3.6 atm 以下でレリーフ弁を作動させて内圧を下げる事が可能である。レリーフ弁から吐出したガスは回収系統に導いて、圧縮貯蔵するようになっているので、ガスを大気中に放出して損耗することがなく、ヘリウム槽の内圧が正常に復帰すれば運転を継続できる。さらにヘリウム槽の内圧が上昇した場合、直ちに常用圧力以下に戻せる措置をとるため、レリーフ弁のほかに、安全弁と破裂板を設ける。Table 4.1.1 はヘリウム槽の設定圧力を示す。

ヘリウム槽の耐圧試験圧力は常用圧力 3.6 atm の 1.5 倍以上にとって 5.4 atm とし、安全弁作動圧力は耐圧試験圧力の 80% 以下の 4.0 atm と設定する。

超電導コイルがクエンチしたときのエネルギー消費率が大きいと、先に述べたようにレリーフ弁の作動だけではヘリウム槽の内圧は下らず、4.0 atm IC 達して安全弁が作動する。安全弁からのガスは大気に放出されるので冷却系に保有すべきヘリウムガスが減ることになり系外から補充する必要が生じる。さらにヘリウム槽の破壊防止のため、耐圧試験圧力以下で作動する破裂板を設けてあるが、これが万一作動すると SHE 系統のヘリウムガスを大気に放出するだけでなく、ヘリウム槽に空気が拡散して侵入し、運転再開が困難となる。したがって超電導コイルがクエンチしても、安全弁からの大気放出ですすむ程度に蓄積エネルギーの消費率を下げることが必要である。

超電導コイルのクエンチ時に、コイルの蓄積エネルギー 1 ディスク当り 0.195 GJ の 95

%を外部に回収することは第4章で検討したとおりである。残り5%が発熱して超電導体とディスクに蓄積され、さらにその一部が熱伝達によって液体ヘリウムを蒸発させて、ヘリウム槽の内圧を上昇させる。この過程をFig. 4.1.1に示すようにモデル化して計算する。計算式などはJAERI-M 7963に示したとおりである。安全弁の直径をディスク1個当たり60mmに選ぶと安全弁の流路抵抗は小さくて無視できる。以上の計算結果をFig. 4.1.2に示す。液が完全になくなつてから約2.5秒後に最高の圧力4.0 atmとなり、安全弁が作動する。

4.2 クエンチ検出とコイル保護

4.2.1 電圧検出法

本設計では電圧検出法を主のクエンチ検出法として用いている。クエンチ時における出現抵抗と電圧の進展速度は4.1.1項の(2)に述べられている。 $\frac{1}{16}$ スロットでのクエンチ伝播速度 $v = 130 \text{ cm/s}$, 1ディスクあたりの抵抗出現速度 $r_c = 1.2 \times 10^{-5} \Omega/\text{s}$ と計算された。式(4.1.3)を使って同様に $\frac{1}{14}$ スロットではクエンチ伝播速度 $v = 99 \text{ cm/s}$, 1ディスクあたりの抵抗出現速度 $r_c = 0.70 \times 10^{-5} \Omega/\text{s}$ と計算され、 $\frac{1}{14}$ の速度 $\frac{1}{16}$ に較べて小さくなる傾向にある。クエンチ検出電圧を100mVに設定すると、定常運転時における検出電圧までに達する時間は $\frac{1}{16}$ スロットで0.32秒、その時迄の伝播長さは40cmになる。同様に $\frac{1}{14}$ スロットの場合は0.55秒、その時迄の伝播長さは55cmである。

電圧検出法は異常電圧を測定してコイルクエンチを検出する方法であるが、コイルクエンチ以外にも異常電圧が生じる要因がある。その一つはコイル電源のふらつきなどによる電流リップルである。仮に、この電流リップルにより生じる電圧をクエンチ検出の見地から1ディスクあたり50mV以下に抑える必要があるとすれば、

$$L \dot{I} = 50 \text{ mV}$$

$$\dot{I} = \frac{50 \times 10^{-3} \text{ V}}{150 \times \frac{1}{16} \times \frac{1}{16} \text{ H}} = 8.53 \times 10^{-3} \text{ A/s}$$

$$\frac{\dot{I}}{I} = \frac{8.53 \times 10^{-3} \text{ A/s}}{25900 \text{ A}} = 3.29 \times 10^{-6} / \text{s}$$

\dot{I}/I を $3.29 \times 10^{-6} / \text{s}$ 以下に抑えなければならない。

上記の電流リップルの他に異常電圧の原因となるものに導体移動(Coil motion)がある。導体移動によりコイルの持つインダクタンスが変化し、このことにより電圧が誘起される。誘起される電圧をやはり50mVに抑えるためには、下記の条件以下にならなければならぬ。

$$I \frac{dL}{dt} = 50 \text{ mV}$$

$$\frac{dL}{dt} = 1.93 \times 10^{-6} \text{ H/s}$$

導体移動が起る時間長さは不確定なものであるが、ここでは $dt = 1 \text{ ms}$ とするとインダクタンス変化量: $dL < 1.93 \times 10^{-9} \text{ H}$ にする必要がある。一方、1ディスク間のインダクタン

スは概略 $150 \times \frac{1}{16} \times \frac{1}{16} H = 0.59H$ であるから、 $\frac{\Delta L}{L} < 3.27 \times 10^{-9}$ というのが要求される条件となる。ここでインダクタンスが変化する部分を 1 ターンのみとすれば L の代わりに $L' \approx \frac{L}{14}$ を用いる。すると $\frac{\Delta L'}{L'} < 4.6 \times 10^{-8}$ となる。又、インダクタンス L' は巻線の半径 r の自乗に比例している。即ち

$$L' \propto r^2 \quad (4.2.1)$$

であるから、半径 r の変化率については

$$\frac{\Delta r}{r} = \frac{1}{2} \frac{\Delta L'}{L'} < 2.3 \times 10^{-8} \quad (4.2.2)$$

にしなければならない。コイル半径 $r \approx 5 m$ とすれば、 Δr は 0.1 ミクロン程度以下にしなければならない。時間長さ $\Delta t = 10 ms$ とすれば 1 ミクロン程度までの半径変化が許される。

コイルクエンチにより発生する異常電圧をその他の原因により発生する電圧、即ち“雑音”から選別するためには電圧の時間変化を波形分析することが考えられる。クエンチによる異常電圧の発生を確実に検出し、雑音による誤作動を防止するためには、上記の波形分析の技術の確率を実証試験を通じて行なう必要がある。

電圧検出法のための回路はいくつか考かられるが、まずここでは代表的なものを 3 つに挙げてみる。

- (1) タップ間電圧測定法 (Fig. 4.2.1 参照)
- (2) ピックアップコイル法 (B コイル法) (Fig. 4.2.2 参照)
- (3) ブリッジ法 (Fig. 4.2.3 参照)

以上の(1), (2), (3)の方式を単純化した回路図で示したもののが Fig. 4.2.4 である。これらの方式を比較検討した結果、本設計ではブリッジ法を主の検出法として用いることとした。「ブリッジ法」の長所としては、

- (1) 微小抵抗の発生を感度よく測定することができる。従って、クエンチを早期に検出することができる。
- (2) 単純な回路であるので信頼性が高い。
- (3) 電流リップルによる L_i の電圧発生の効果が除かれ、この電圧発生による誤作動は無い。
- (4) タップの数を増せば、コイルのどの部分でクエンチが生じたかをかなり正確に知ることができる。

が挙げられる。これに対して、「タップ間電圧測定法」では電流リップルによる L_i の発生電圧が打消されていないこと、「ピックアップコイル法」は構造が若干複雑になること、増幅器を用いること、ポロイダル磁場分布の B の効果を受けるなどの問題がある。

4.2.2 ブリッジ法によるクエンチ検出

前項で述べたように本設計では主のクエンチ検出法としてブリッジ法を用いることとした。この方法によると L_i の発生電圧が打ち消されているので、励磁もしくは減磁時におけるクエンチも検出が容易である。クエンチ検出にブリッジ法を用いた場合の回路図を Fig. 4.2.5 に示した。ブリッジ法においてはタップの数を増すことにより、信頼性の高い検出ができると同時に、コイルのどの部分でクエンチが生じたかを知ることができる。しかしながら Fig. 4.2.5

における L_1 は L_2 にほぼ等しいことが望ましい。そこで、ここでは 1 ディスクの片側 14 ターンを最小単位として、1 ディスクの両側を用いて 1 つのブリッジを組むことにした。本設計では、16 励磁分割方式（4.2.3 項参照）を用いているので、上記のブリッジが $\frac{1}{16}$ コイルから始めて $\frac{1}{16}$ コイルまで 16 個組まれることになる。この方式により、どのコイルのどのディスクのどの側でクエンチが起っているかが明確になる。又、タップは 1 ディスクの端点と中間点におかれるから、タップの数は 2 タップ/ディスク、32 タップ/電源であり、マグネット全体で 512 タップが取り付けられる。

ブリッジ法を用いた本設計におけるクエンチ検出システムを Fig. 4.2.5 に示した。クエンチが生じていない時は、電圧計が零を示すように設置抵抗 R_1 , R_2 が調整される。なお電圧計が零を示すような条件は次式で示される。

$$\frac{R_1}{R_2} = \frac{L_1 i_1 + r_1 i_1}{L_2 i_2 + r_2 i_2} = \frac{\frac{L_1}{\tau} + r_1}{\frac{L_2}{\tau} + r_2} \quad (4.2.3)$$

ここで L_1 , L_2 , r_1 , r_2 , i_1 , i_2 は Fig. 4.2.5 に示されている各部分におけるインダクタンス、抵抗、電流値である。 τ は励磁もしくは減磁時の時定数であるが、定常運転時においては $\tau \rightarrow \infty$ とすれば良い。本設計では、 $L_1 \approx L_2$, $r_1 \approx r_2$ であるので、 $R_1 \approx R_2$ としてよく、抵抗値の調整は殆んどいらない。

このブリッジの電圧計では出現抵抗による電圧増加量がそのまま測定される。4.1.1 項と 4.2.1 項で示したように、クエンチによる出現抵抗は、 $r_o = r_{ct}$ で表現され、 $\frac{1}{16}$ スロットでは $r_c = 1.2 \times 10^{-5} \Omega/s$, $\frac{1}{14}$ スロットでは $r_c = 0.70 \times 10^{-5} \Omega/s$ である。設置抵抗 R_1 , R_2 はクエンチ抵抗に較べて充分大きいので、検出される電圧は $r_o I$ (I は運転電流) としてよい。従って、出現電圧速度は $\frac{1}{16}$ スロットで $0.31 V/s$, $\frac{1}{14}$ スロットで $0.18 V/s$ である。どのスロットでクエンチが起ったかにより出現電圧速度は異なるが、クエンチ検出電圧を $100 mV$ に設定したとすれば、 $0.32 \sim 0.56$ 秒でクエンチが検出されることになる。

4.2.3 16 励磁分割方式

本設計の超電導トロイダルマグネットではコイル保護の観点から 16 励磁分割方式を採用した。Fig. 4.2.6 に示すように同じ $\frac{1}{16}$ のディスク同士を結んだ分割励磁方式である。本方式を用いれば異常電磁力が発生せずコイル保護の観点からも有利な点が多い。

n 個の励磁分割コイルを同時に一様な速度で励磁して t_n (s) 後に電流 I_o (A) に達する場合に必要な直流電源 (DC.P.S. n) の電圧は

$$V_{en} = \frac{L_n I_o}{t_n} + R_n I_o \quad (V) \quad (4.2.4)$$

で表わされる。ここで、 $R_n (\Omega)$: 超電導線の接続部分、パワーリード、電源リードなどの抵抗。したがって、1 個の電源の容量は

$$P_{sn} = I_o V_{en} \quad (VA) \quad (4.2.5)$$

になる。他の 15 個の電源の電圧・容量とも上 2 式と同じである。

(1) 励磁時間、励磁電圧

超電導トロイダルコイルを定格運転電流 $I_o = 25900 \text{ A}$ まで励磁する時間 t_n は、超電導線のツイストピッチや励磁損失を考慮して

$$\text{励磁時間 } t_n = 5 \text{ hr}$$

とした。

$L_n = 9.38 \text{ H}$ であるから、5 hr 励磁の場合の誘起電圧は 13.5 V である。

(2) 負荷側抵抗と直流電圧降下

電源の負荷側抵抗 R_n のうち、超電導線の接続部分の抵抗は、1ディスク当たり $3.4 \times 10^{-10} \Omega$ とディスク間抵抗 1ヶ所 $1.8 \times 10^{-11} \Omega$ から、励磁分割コイル 1 個の接続抵抗は $0.0057 \mu\Omega$ になる。

パワーリード 1 本の抵抗 R_{PL} と電流 I_o の関係は、パワーリード長さ、パワーリードの熱伝導率、リードの抵抗率がそれぞれ一定という条件のもとで計算すると

$$R_{PL} I_o = \text{const} \quad (4.2.6)$$

になる。1000 A 定格のパワーリード 1 本の抵抗は、定格電流運転時に約 $150 \mu\Omega$ であるから、 25900 A パワーリード 1 本の抵抗 $5.8 \mu\Omega$ 、2 本 1 対で $11.6 \mu\Omega$ とみること。

電源リード抵抗は、リードを太くすることによっていくらでも小さくできることが原理的には可能であるが、現実の問題としてどの程度になるか概算してみよう。

Cu 帯の複数枚からなるリードの電流密度を約 3 A/mm^2 電源とパワーリード端子間の距離を 5 m とすると、電源リードの断面積 $\approx 8.6 \text{ cm}^2$

$$\text{電源リードの断面積} \approx 8.6 \text{ cm}^2$$

$$\text{往復の電源リード抵抗 } R_{PS} \approx 2.1 \mu\Omega$$

となる (Cu の室温抵抗率 $\rho = 1.8 \times 10^{-8} \Omega^{-m}$ とする。)

以上の各抵抗のうち、超電導接続抵抗は無視することができ、パワーリード抵抗と電源リード抵抗を合わせて $33 \mu\Omega$ になる。

したがって、 25900 A 通電時の電圧降下は 0.85 V である。

(3) 電源容量

5 時間励磁の場合の電源電圧は、誘起電圧とリード電圧を加えた。

$$V_{en} = 14.4 \text{ V}$$

である。したがって、励磁電源電圧は正味 373 kVA であるが、余裕をみて

$$26800 \text{ A} \times 19 \text{ V} = 510 \text{ kVA}$$

の容量をもつ DC 電源 16 台が必要であろう。

4.2.4 電流減衰の時定数限界

電流減衰の時定数限界はコイルが温度限界 (ここでは $T_{max} \lesssim 300 \text{ K}$) 以上にならないという観点からきめられる。複合線の熱容量のみでは時定数が非常に短く (17 秒以下) なるので、周辺の物質の熱容量にも期待する。超電導ディスクを構成する複合超電導線には、絶縁物を介して SUS 構造物が付いている。そこで、クエンチによる複合線の発熱は Cu 基材だけでなく絶縁物と SUS 構造物も吸収し、複合線の温度上昇は Cu 基材のみを考慮する場合よりも

小さくなるであろう。しかし、SUSの構造物の発熱吸収には時間遅れが生ずる。

この複合線一構造物複合体における熱計算モデルとしてFig. 4.2.7を考える。ここでは、絶縁物は量的に少ないので熱抵抗にはなるが熱容量としては動かないと仮定している。さらに、SUS構造物の温度上昇は一様とみなして計算を行った 計算法の詳細は JAERI-M 7963 参照)。

構造物の温度 T_3 は単調に増加するが、基材の温度 T_1 はある最大値に達してのち減少し最終的に T_3 に一致するケースと、 T_1 が T_3 より先行するが単調に増加して $T_1 = T_3$ になるケースの 2 つがある。その様子を Fig. 4.2.8 に示す。

数値計算は、 M_1 スロットについて行った。時定数限界 τ_a が 226 sec 以下であれば T_1 は最大値 T_{1M} をもつ。 T_{1M} vs τ を Fig. 4.2.9 に示す。 $T_{1M} = 300\text{ k}$ になる時定数限界は、

$$\tau_a = 45 \text{ sec}$$

である。この最大値に達する時間は 26 sec であり、 $(T_1)_{t \rightarrow \infty} = (T_3)_{t \rightarrow \infty} = 143\text{ k}$ である。

なお、Cu 基材のみの場合の最大温度 T_{MVS} 時定数 τ の関係を参考データとして Fig. 4.2.9 に示す。

この項で検討したように、SUS構造物の熱容量をも利用すれば、電流減衰時定数限界 τ_a は 45 sec になる。本設計は 16 励磁分割であり時定数を 37.5 sec であるとしたので(4.2.5 項参照)，

$$\text{最高温度 } T_{1M} \cong 280\text{ k}$$

$$T_{1M} \text{ に達する時間 } t \cong 25 \text{ sec}$$

$$(T_1)_{t \rightarrow \infty} = (T_3)_{t \rightarrow \infty} \cong 120\text{ k}$$

が得られる。

4.2.5 コイル保護抵抗と電流減衰時の発生電圧

16 分割コイルの一つ(例えば M_n)がクエンチしたとき、そのコイルのスイッチ SW. M_n をしゃ断して、コイルのエネルギーを保護抵抗 R_{pn} に放出する、その時定数 τ_{pn} は

$$\tau_{pn} = \frac{L_n}{R_{pn} + R_{cn}} \quad (\text{s}) \quad (4.2.7)$$

である。ここで、 L_n (H) : 分割コイル M_n のインダクタンス

R_{cn} (Ω) 分割コイル M_n に生ずる抵抗で、時間と共に増加する量

励磁分割コイルが電流減衰するときにコイル両端に発生する電圧は、

$$V_n = I_0 R_{pn} \quad (4.2.8)$$

であるが、コイル中央を接地している場合、励磁分割コイルのプラス端子には、 $-V_n/2$ 、マイナス端子には $V_n/2$ の電圧が生ずるので、コイル耐圧 V_p として

$$V_p = V_n/2 \quad (4.2.9)$$

を考えればよい。この耐圧 V_p が 5 kV 程度以下であることがコイル保護設計の上でまず満たなければならない条件である。16 分割の場合この条件が満されていることが下記の計算で確認される。

(4.2.7) 式で $R_{cn} = 0$ とおいた

$$\tau'_{pn} = \frac{L_n}{R_{pn}} > \tau'_{pn} \quad (4.2.10)$$

と、クエンチ時の電流減衰時定数限界 τ_a に

$$\tau_a \geq \tau'_{pn} \quad (4.2.11)$$

の関係が成立すれば、コイル電流減衰時定数 τ_{pn} が時定数限界 τ_a よりも短かいから、コイルは保護されることになる。

1 6 励磁分割コイル 1 個の自己インダクタンスは $L/16$ (L : トロイダルコイル全体のインダクタンス) より小さいが、全分割コイルが同時にクエンチする最悪の場合を考えて

$$L_n = \frac{L}{16} \quad (4.2.12)$$

として考察を進める。本設計では 1 コイルのディクク数が 16 であることもあり、励磁分割数を 16 としたが、この時 $L_n = 9.38$ と計算される。

4.2.4 項で計算された $\tau_a = 4.5 \text{ sec}$ を代入して、 $R_{pn} > 0.20 \Omega$ が得られるが、本設計では、

$$R_{pn} = 0.25 \Omega$$

に設定する。この保護抵抗値は、 $\tau_a = 4.5 \text{ sec}$ より若干余裕を持った値である。

$$\tau_a \geq \tau'_{pn} = 3.75 \text{ sec}$$

$$V_p = 3.2 \text{ kV}$$

が得られた。

4.2.6 コイル保護システム

許容時定数限界、保護抵抗値、発生電圧については 4.2.4 項、4.2.5 項で計算を行った。本設計で採用したこの方式はいわゆる「外部並列分流抵抗法」とも呼ぶべきものである。この方式を含めて以下のようないくつかのコイル保護方式がある。又、諸方式の基本回路図を Fig. 4.2.10 に示した。

- (1) 外部並列分流抵抗法 (Fig. 4.2.10(a))
- (2) 内部変列分流抵抗法 (Fig. 4.2.10(b))
- (3) 分割型内部並列分流抵抗法 (Fig. 4.2.10(c))
- (4) 外部直列分流抵抗法 (Fig. 4.2.10(d))
- (5) 結合 2 次巻線法 (Fig. 4.2.10(e))
- (6) コンデンサ法 (Fig. 4.2.10(f))

本設計で用いられた(1)の方法は単純な方法であるが、信頼性が高いと思われる。(2)と(3)の方式では蓄積エネルギーがクライオスタット内部で熱エネルギーに変換されてしまうので問題がある。(5)の方式はトロイダルコイルに対して 2 次巻線を配置するスペースが無く、本設計において使うことは無理である。又、(6)の方式もコンデンサ容量の観点から大型マグネット用としては現実的ではない。(4)の方式は(1)の方式と基本的には同じものであり、この方式を用いることも可能である。

コイル保護システムの作動は、4.2.2項で述べたブリッジ法電圧検出値が、あるレベル以上に達した時に行われる。検出電圧値はコンパレータに入り、現定電圧に達した場合は信号を出してリレードライバーを駆動してスイッチを開閉する。Fig. 4.2.11に回路基本図を示す。ディスクのどちらの面でクエンチが起ったかによって、ブリッジ法による検出電圧値の正負が異なるので、ここでは、コンパレータを2つ置いている。又、どちらのコンパレータから信号が出るのかを検出すれば、ディスクのどの面でクエンチが起ったかを知ることができる。

コイル保護システムの回路図をFig. 4.2.12に示した。通常運転時、スイッチⒶ, Ⓑ, Ⓒは閉じており、スイッチⒹは開いている。クエンチ時においては上記のリレードライバーが作動して、スイッチⒶ, Ⓑが開き、スイッチⒹが閉じることにより、コイルⒺに蓄えられていたエネルギーが分流抵抗Ⓓにおいて消費される。ⒹとⒶとでは、LR回路を作っており、その時定数は前にも述べた通り、3.5秒に設定されている。このⒻとⒹとで作るLR回路の外での断線について何らコイル保護システムに影響を与えないが、LR回路の内での断線などについては、誘起電圧が設定値以上となり、絶縁破壊を起すなどの問題を起す可能性がある。尚、スイッチⒹは実験炉停止などに伴う、ゆっくりした減磁に使うもので、スイッチⒹを開くことにより分流抵抗Ⓓで電流減衰を行うものである。

4.3 耐震解析

4.3.1 設計基準

機器・配管系の設計、材料、製作、試験、検査については基準、コードがあり、耐震設計の応力算定、許容応力についても、これら基準、コードが基礎となる。前述のように、核融合炉の機器・配管系の設計基準は原子炉容器、配管系の基準に従うことが妥当と考えられるのでここで電子力発電所設計で採用されている基準に従うこととした。

耐震設計評価の国内の慣習は、設計地震と仮想地震（安全余裕検討用地震）を考え、設計地震には、その算定1次応力を降伏点未満に保つこと、局部、2次、ピーク応力については降伏点を越てもよいが、過大な変形、進行性の変形はさけることとし、仮想地震には、格納施設および原子炉安全停止系など安全上最重要的設備の安全機能を保持することとしてきた。この2種の地震強さと評価レベルを考えた主な理由は、地震荷重の想定、算定の不確定幅が大きいことによる。これは米国でも同様な考え方を採用している。このような背景の中からASME Section IIIでは、地震、故障、事故を総括して正常状態を上回る状態を異常、緊急、損傷の3状態に分類し、その各状態の設計基準を与えていた。国内では、原子力発電プラントの耐震設計の経験も蓄積され始め、国内の電力会社からの要請もあり、現在、ある程度の統一的基準（または指針）が示されている。

従って、設計基準として、ASMEコードを採用するか、以下に示す原子力発電所耐震設計指針を採用すればよい。

原子力発電所耐震設計指針では、考え方の前提として、

(1) 許容応力値は、「設計地震時においても、過大な変形および破損がなくその機能を保持しうる。但し地震後運転を正常に再開するためには修復を必要とすることがありうる」とする。

(2) 荷重の組合せについては、設計地震プラス通常運転荷重とする。但し、単時間継続の荷重との組合せは考えない。

設計地震に対して本指針で設計されている限り、Section ■でいう異常状態として想定すべき規模の地震、すなわち年1回程度のひん度で期待される地震では容器の応力は十分コードの許容応力値以内であろうと考えられる。基準をTable 4.3.1に示す。

4.3.2 解析モデル

文献(1)において実験炉の超電導コイルの静的地震荷重を与えた場合の応力解析を実施し、応力解析を実施し、応力的に充分満足できる構造であることは確認されている。本実験炉のトロイダルコイルはもちろん、今後同程度の装置が設計されることを考えると構造になるべく忠実な過析モデルによる動的解析を現時点で実施しておく必要がある。本節では解析モデルについて説明する。

今回、前述のmodal analysis法を用い、汎用コードMSC/NASTRANを使用し実施した。modal analysisでは最初に固有振動数を求める必要があるが、これは前述の設計手順に沿っているものである。

運転状態において、静的設計地震荷重を与えた場合の応力解析の結果⁽¹⁾では、応力的に問題がないことから今回は、コイル交換中の状態を模擬し、コイル2本を抜いた状態で解析を実施した。Fig. 4.3.1にこのような状態の解析モデルを示す。有限要素としては梁とパネル構造を使用した。要素の断面2次モーメント、単位重量、物性値等はすべて静的解析⁽¹⁾で使用したものを使った。また、計算時間等のことを考慮し加速度が対称面の両側で同じように入ると仮定して、16個のコイルを半分にした。節点番号のつけ方は、1本のコイルについて、301, 302, ……324, 326, 327(Fig. 4.3.1参照)とした。2本目のコイルでは、401, 402, ……424, 426, 427となる。対称面上にある点は、951, 952, ……, 1007, 1009, 1011, 1015, 1017, 1019とつけてある。

MSC/NASTRANではFig. 4.3.2に示す図において、円の中心に地面を模擬したlarge mass(質量が 10^{12} kg以上)を有する質点をとり、トロイダルコイルの足の部分と剛体結合させ、このlarge massの質点に地震加速度を入力し、各質点の応答を求める方法を探っている。我々は、節点数をへらす目的で1/2モデルとした関係上、large massの質点のx方向にのみ加速度を与えたので当然この質点はx方向のみに変位する。従って、各コイルの足の点における拘束条件はlarge massのx方向変位を U_x とすると、下式で与えられる(もちろん、R方向はローラ支持であるので、R方向変位は自由である)。

$$U_0 = -U_x \sin \theta \quad (4.3.1)$$

但し、(R, O, Z)は足の位置での局所座標軸である。

(1) 解析条件

次にlarge massの点に入力したEL-Centro地震波をFig. 4.3.3に示す。今回はこれらのデータのうち、加速度を20 m/sec毎に時刻8秒まで読み、テーブルにして、large mass点に入力して与えた。EL-Centro波は同図からわかるように、時刻2.1秒で最大341.7 galを有し、また波の主要部分は約4 Hzで振動していることがわかる。

また、減衰マトリックス C は、MSC/NASTRAN では、

$$C = \alpha M + \beta k$$

を使用している。我々は無次元減衰係数 n として、通常、鋼構造物で採用されている一定値 1 % を採用した（減衰係数 n は普通、角速度 ω とともに増加する）。この n は上記 α , β と次の関係がある。

$$\alpha = \omega n \quad (4.3.2)$$

$$\beta = n / \omega \quad (4.3.3)$$

4.3.3 解析結果

Fig. 4.3.4, Fig. 4.3.5, Fig. 4.3.6 にコイルの固有振動モードを示す（細線が固有変形モードを示す）。1 次モードの固有振動数は 1.02 Hz である。前述したように、EL-Centro 入力波の主要振動数が約 4 Hz であることから少なくも、共振現象は生じないし、また発生応力もそれほど大きくないという判断が可能である。2 次, 3 次モードの固有振動数は、それぞれ 1.44 Hz, 2.43 Hz であった。

Fig. 4.3.7, Fig. 4.3.8 に代表的点の応答解析結果を示す。我々は、固有モードとして 3 次まで考慮したので、(5.5.6), (5.5.7) 式をすべて非連成として、 ϕ_e , ϕ_{e1} , ϕ_{e2} , ϕ_{e3} を未知数とする、4 個の 2 階微分方程式を時刻 8 秒まで各タイムステップ (100 ms) 毎に毎回解いた。Fig. 4.3.7, Fig. 4.3.8 を見ると、それぞれ別のセクターにおけるデータであるが時刻 5 秒において、最も大きな応答加速度を示しているので時刻 5 秒時において、Table 4.3.2 に示してある節点について応答加速度および変位を求めた。当然ではあるが、コイルの上部付近で最大加速度を示し、最高 950 gal 程度であることがわかる。

4.3.4 解析結果のまとめと考察

(1) 16 本のコイルのうち、2 本を抜いた状態で、その系の固有振動数を 3 次まで求めた結果、1 次モード, 2 次モード, 3 次モードの振動数の値は、それぞれ 1.02 Hz, 1.44 Hz, 2.43 Hz であった。また、変形モードとしては、1 次モードは転倒する形、2 次モードはねじれる形であった。入力波として通常使う EL-Centro, Taft, Golden Gate 地震波の主要振動数は大体、4 Hz 前後であることから、共振現象等は生じないと期待できる。従って、2 本抜いた状態でも耐震上、問題はない。但し上・下方向には加速度を与えなかったが、これはトロイダルコイル耐震静解析において垂直方向 0.3 G の加速度として計算したにとどめた。

(2) 動的応答解析を行った結果、比較的大きな応答加速度を示す時刻は、EL-Centro 入力波のピーク値を示す時刻より 3 秒遅れて、時刻 5 秒時であった。また、そのときの最大応答加速度は、約 1 G であった。

(3) 各節点で得られた応答加速度を使って、系の応力解析を実施すべきであるが、文献(1)で示されている静荷重（上下、左右方向に 0.3 G の加速度を与えた解析）を与えた場合の応力解析は、最大、約 2.5 kg/mm² 程度であること、従って、今回得られた最大加速度 1 G をすべての節点に与えても、最大応力値は約 8 kg/mm² と予想される。

Table 4.1.1 ヘリウム槽の設定圧力

常用最高圧力	3.6 atm
耐圧試験圧力	5.4 atm
レリーフ弁作動圧力	3.0 atm
安全弁作動圧力	4.0 atm
破裂板作動圧力	4.3 atm

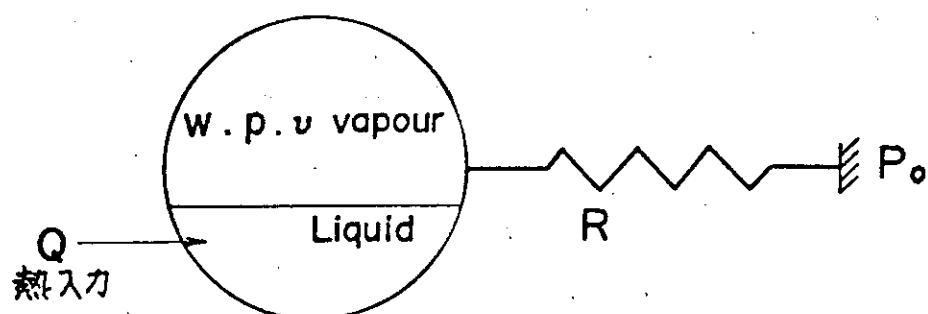


Fig. 4.1.1 He 槽内圧上昇モデル

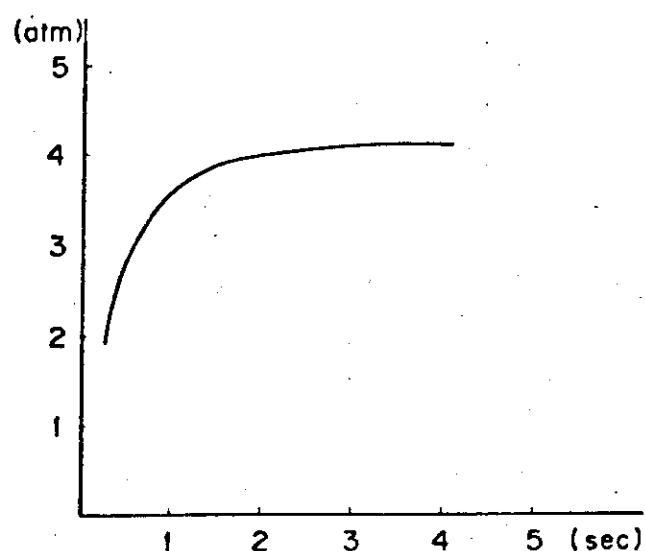


Fig. 4.1.2 He 槽内圧上昇計算値

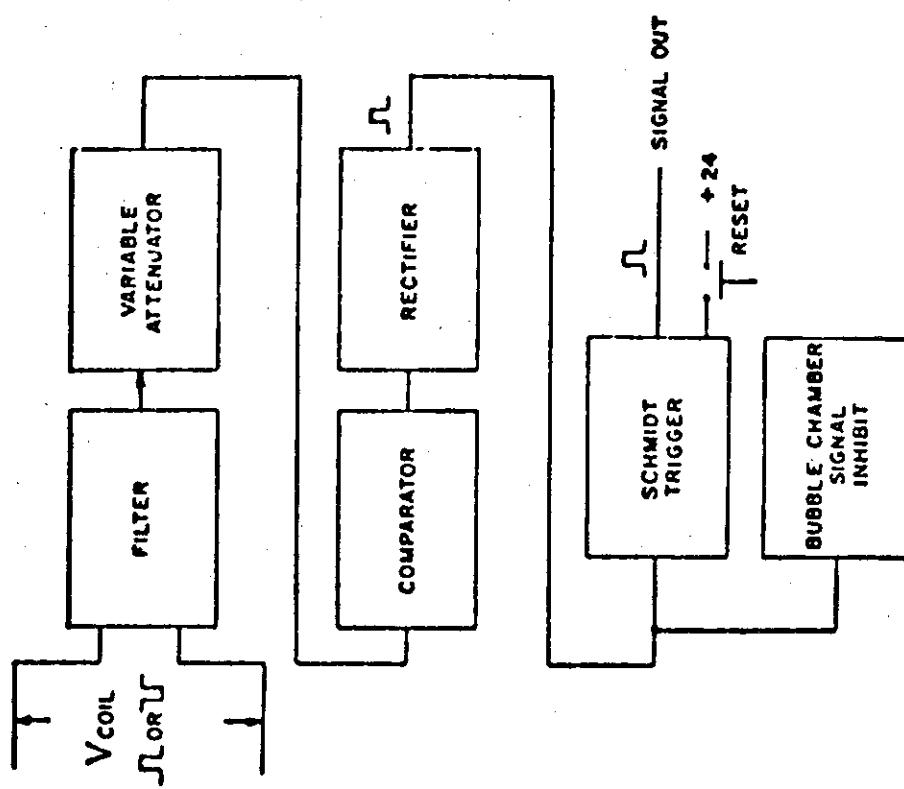
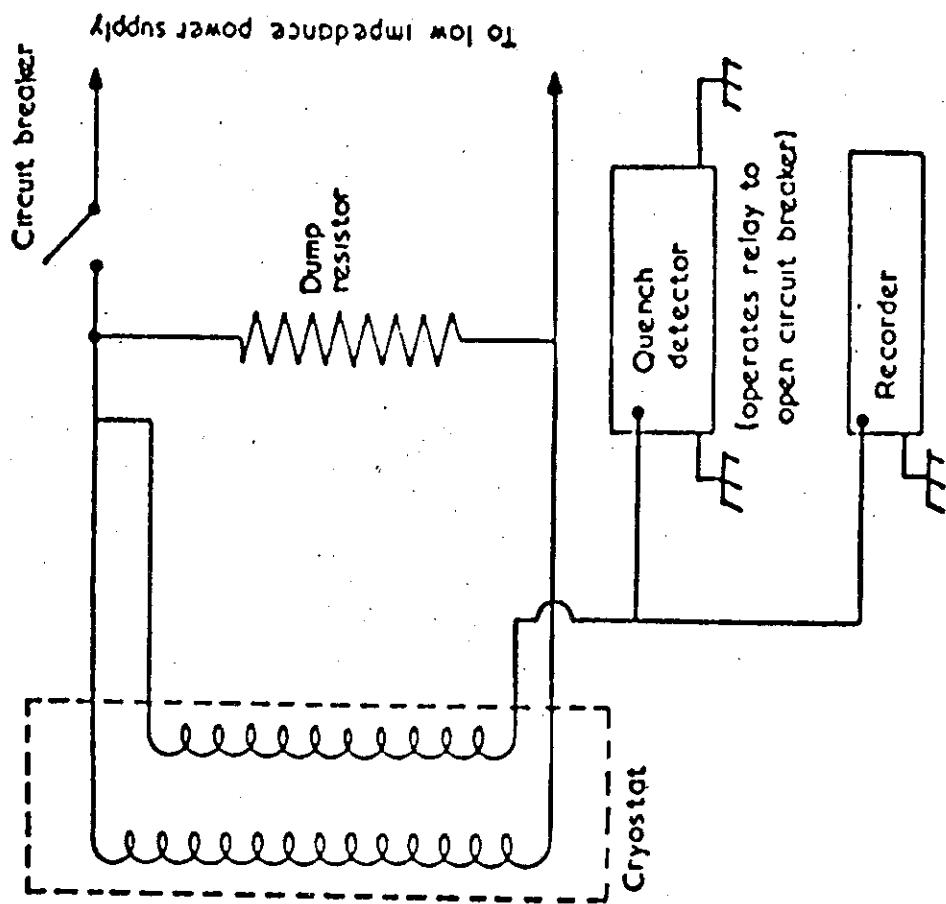


Fig. 4.2.2 クエンチ検出システム
(Muhall et al)

Fig. 4.2.1 LASS, RCBC (SSLAC) の
クエンチ検出プロックダイアグラム (6)

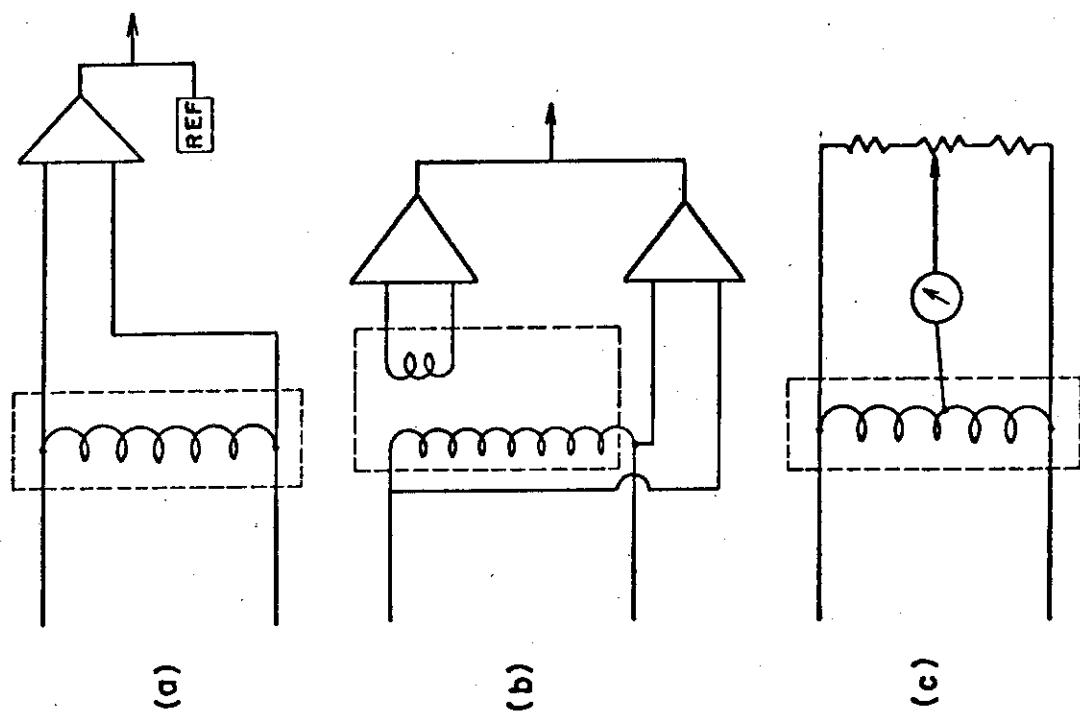


Fig. 4.2.4 クエンチ検出方式の比較
 (a) ダブル間電圧測定法
 (b) ビックアップコイル法
 (c) ブリッジ法

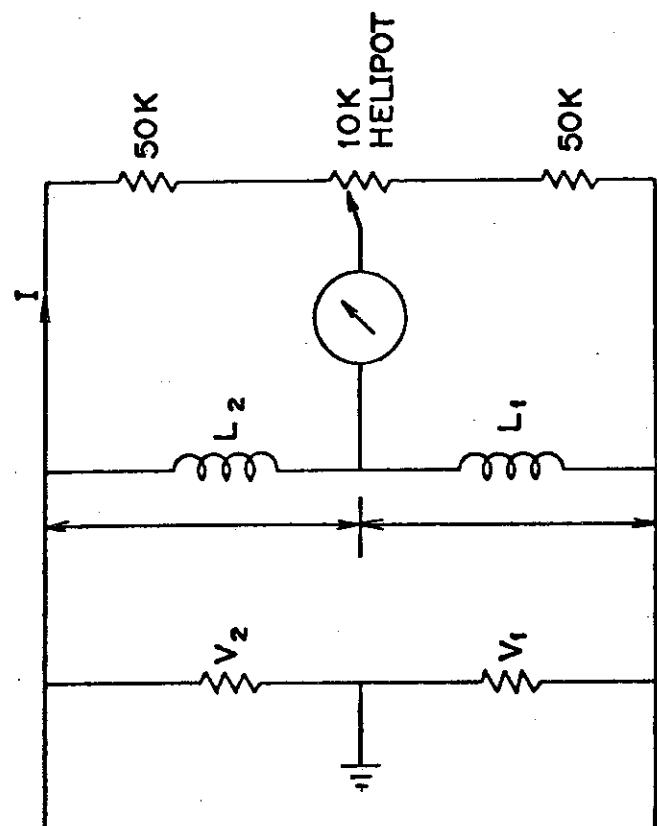


Fig. 4.2.3 12フィート泡箱(ANL)の
クエンチ検出⁽⁷⁾

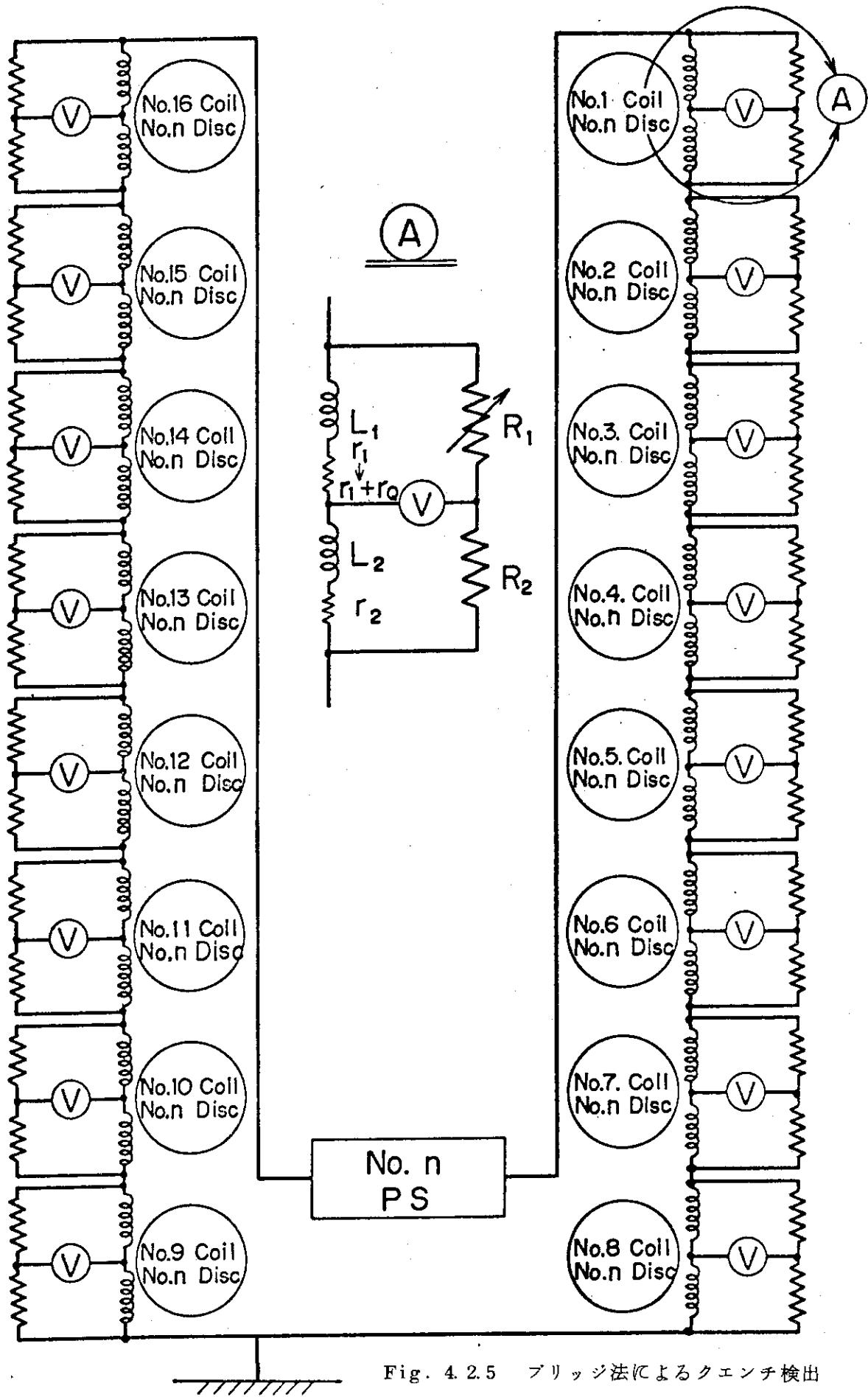


Fig. 4.2.5 ブリッジ法によるクエンチ検出

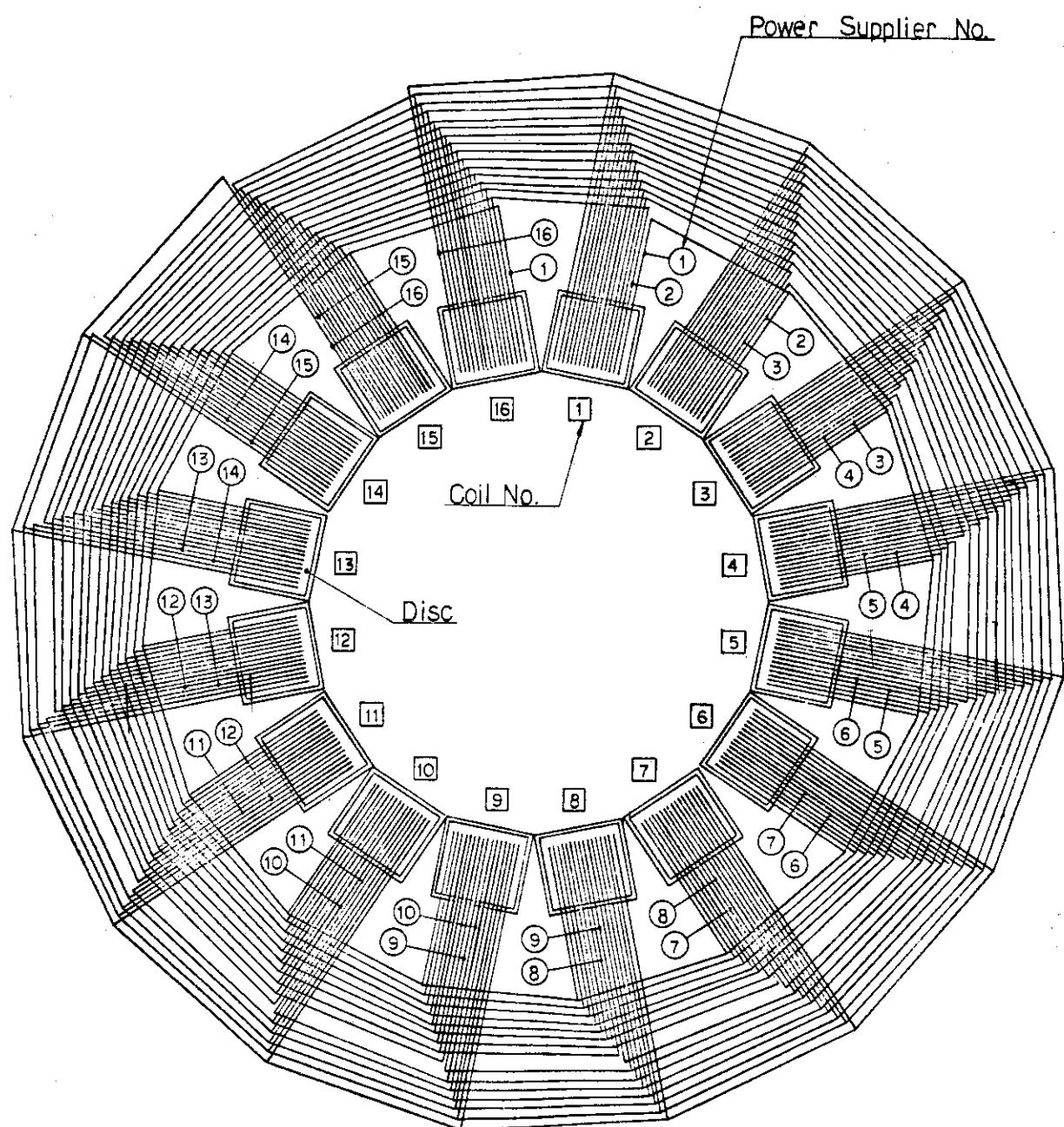


Fig. 4.2.6 Current Distribution System of TF Coil

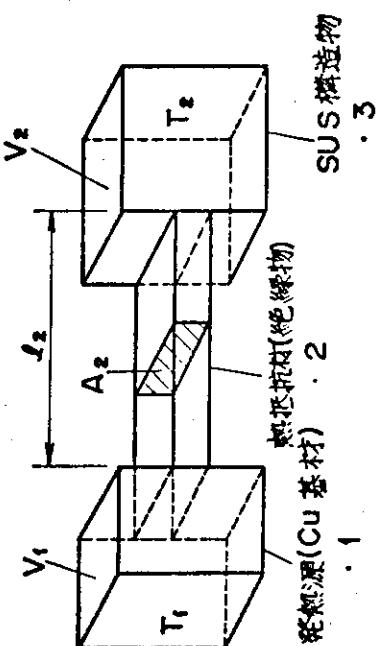


Fig. 4.2.7 基材—構造複合体における
熱計算モデル

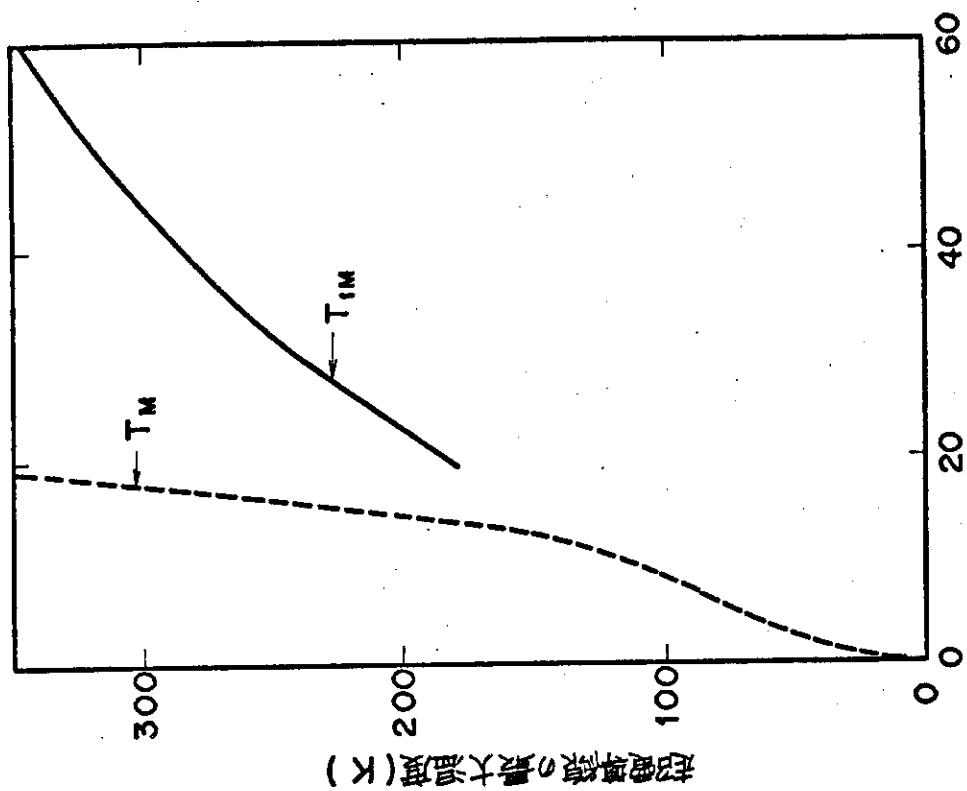
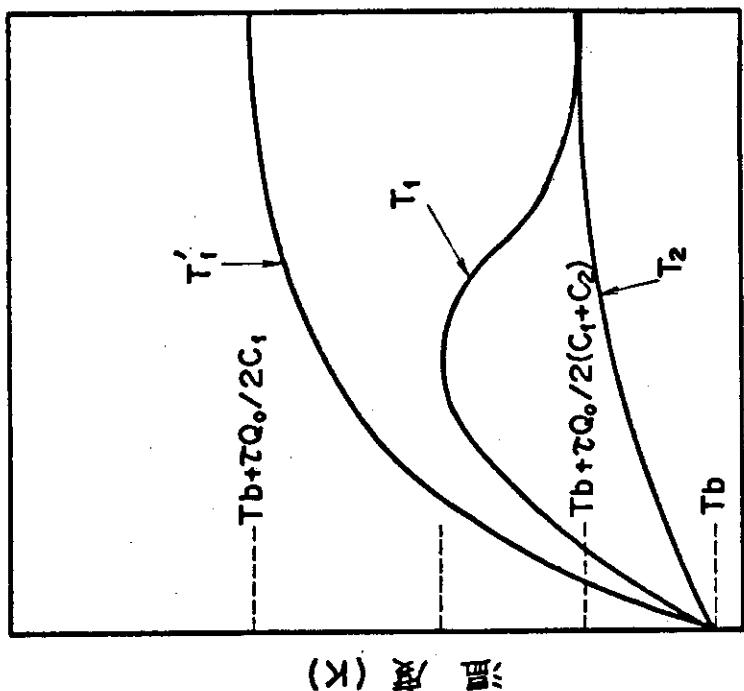


Fig. 4.2.9 構造複合線の最高温度
と時定数 τ (sec)



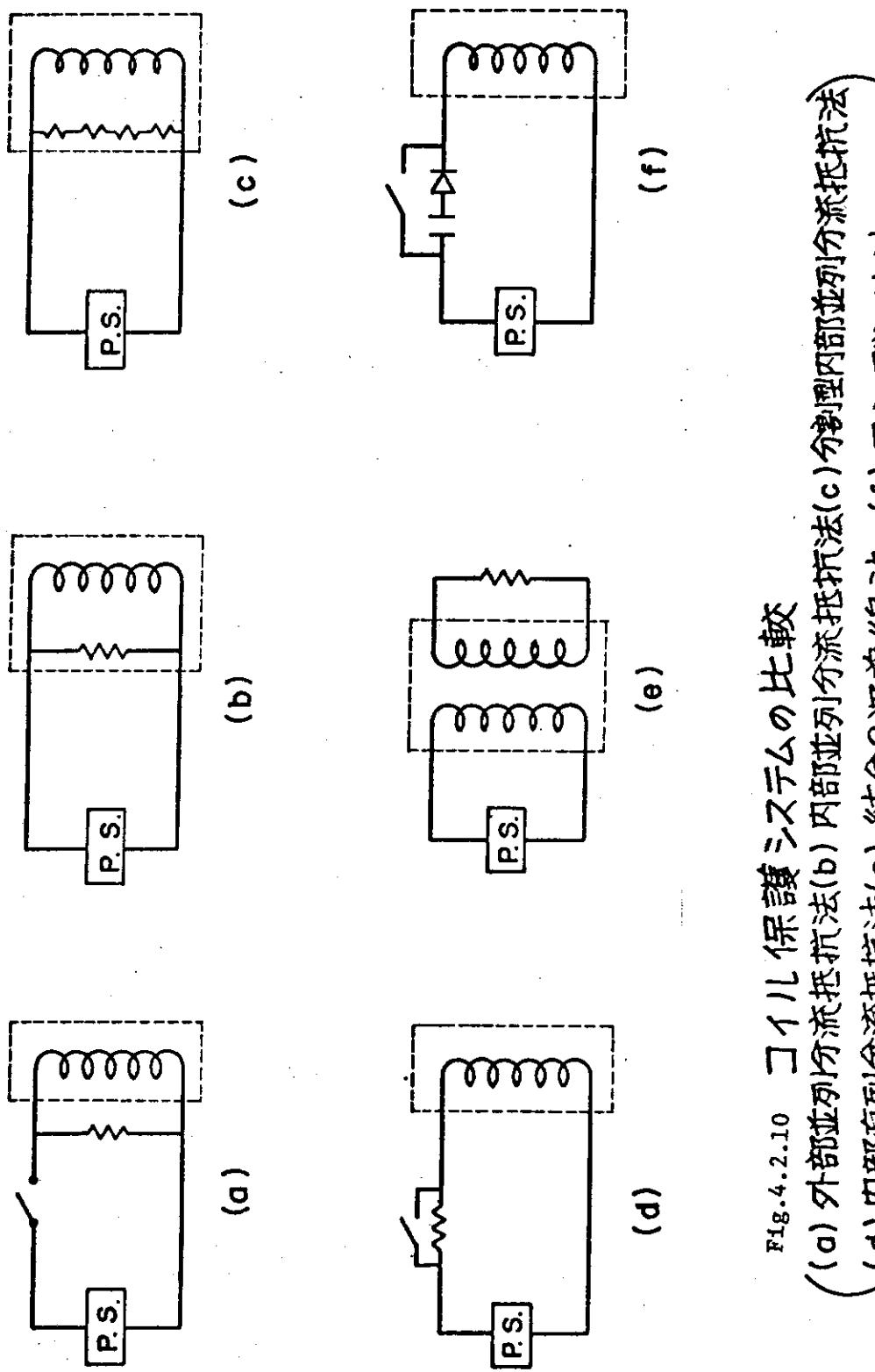


Fig.4.2.10 コイル保護システムの比較
 ((a) 外部並列分流抵抗法 (b) 内部並列分流抵抗法 (c) 分割型内部並列分流抵抗法
 (d) 内部直列分流抵抗法 (e) 結合2次巻線法 (f) コンデンサ法)

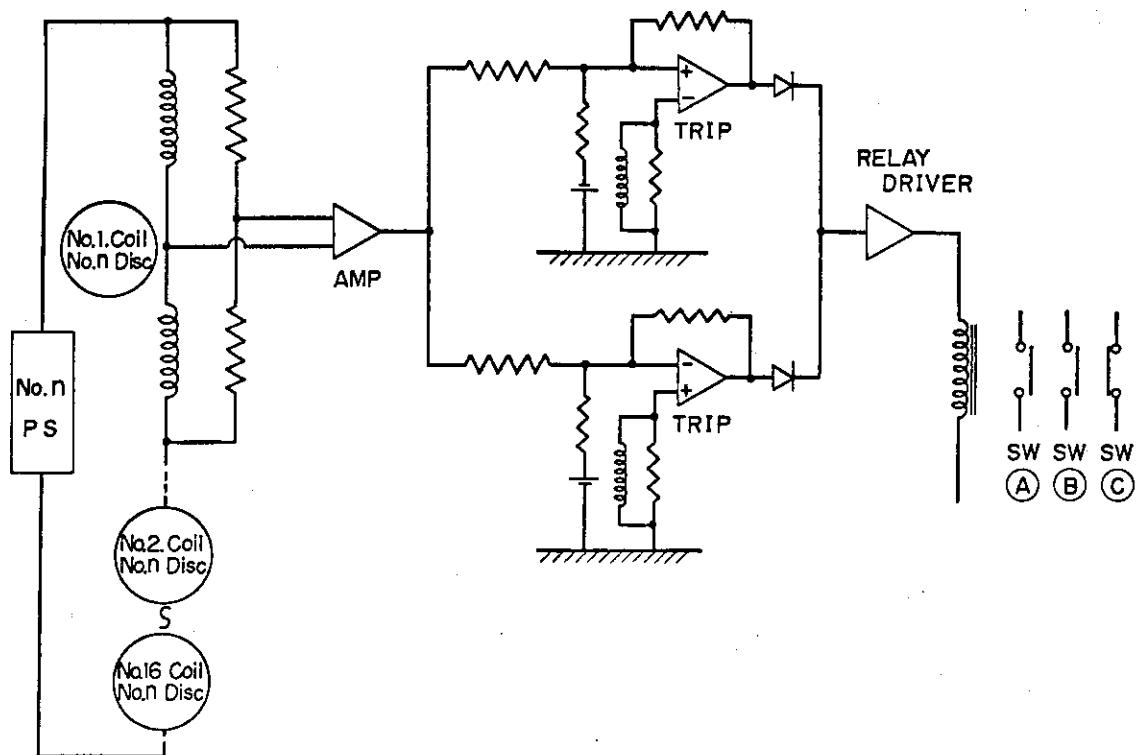
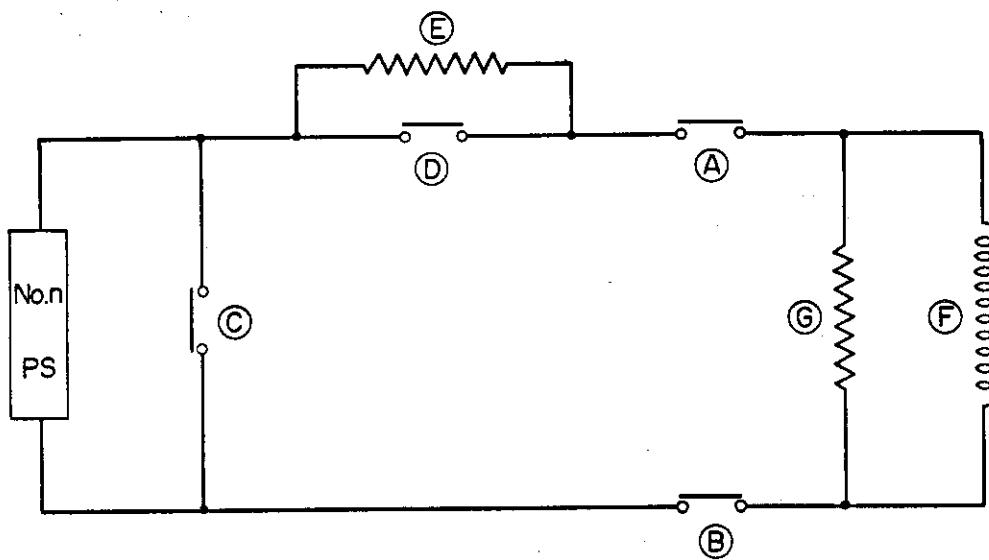


Fig. 4.2.11 クエンチ検出とスイッチの作動

Coil Protection

<u>SW (A)</u>	<u>ON → OFF</u>
<u>SW (B)</u>	<u>ON → OFF</u>
<u>SW (C)</u>	<u>OFF → ON</u>

Fig. 4.2.12 クエンチ時のコイル保護システム

Table 4.3.1 耐震設計基準

種 別	算 定 応 力	耐 震 設 計 許 容 応 力
1 容 器 (1) 第1種容器	P_m	1.2 S_m または S_y の大きい方
	$P_L + P_b$	1.8 S_m または $1.5 S_y$ の大きい方または $0.8 G_L$
	$P_L + P_b + Q$	3 S_m , 3 S_m をこえる場合は疲労解析実施
(2) 第2種容器	設計地震により著しい応力が生ずる部分についてのみ P_m	1.2 S_m または $15/16 S_y$ の大きい方
	$P_L + P_b$	1.8 S_m または $1.5 \times (15/16 S_y)$ の大きい方または $0.8 C_L$
	$P_L + P_b + Q$	3 S_m , 3 S_m をこえる場合は疲労解析実施
(3) 第3, 4種容器	最 大 応 力	1.6 S_m または S_y の大きい方
2 配 管 (1) 第1種配管	$B_1 \frac{D_o P}{2 t} + B_2 \frac{D_o M_i}{2 I}$	1.8 S_m
	$B'_2 \frac{D_o T}{2 I}$	1.4 S_m
	$C_2 \frac{D_o}{2 I} (M'_i)_E$	3 S_m , 3 S_m をこえる場合は疲労解析実施
(2) 第2種管	最 大 応 力	1.6 S_m または S_y の大きい方
(3) 第3種管	第3種管およびこれに準ずるダクトで耐電設計上Aクラスに分類されるものは、地震力および地震時における構築物または支持構造物の変形等により系統としての機能を喪失することのないよう設計すること。	
3 構 造 材 (1) 機能材 (2) 構造材	関連機器、配管と同じ 第1種容器相当の応力 解析をするもの その他の構造材	関連機器、配管の許容応力 第1種容器に準ずる 現行日本建築学会、鋼構造計算基準を 準用する。
4 ボルト材 (1) 機能材 (2) 構造材	関連機器、配管、構造材に 同じ 現行日本建築学会鋼構造計算基準を 準用する。	関連機器、配管、構造材の許容応力

Table 4.3.2 時刻 5 秒での加速度と変位ベクトル

節点番号	Acceleration Vector (gal)			Displacement Vector (cm)		
	R	O	Z	R	O	Z
301	-356	361	188	21.8	-14.6	~0
303	-531	507	196	21.8	-14.6	~0
305	-556	604	207	21.8	-14.7	~0
307	-555	649	192	21.8	-14.7	~0
309	-574	689	134	21.8	-14.7	~0
311	-622	661	80.5	21.8	-14.7	~0
401	-218	474	143	14.5	-21.8	~0
403	-325	677	146	14.6	-21.9	~0
405	-333	781	147	14.6	-21.9	~0
407	-327	821	125	14.6	-21.9	~0
409	-340	868	67.6	14.6	-21.9	~0
411	-377	862	26.5	14.6	-21.9	~0
501	-42.2	525	86.9	5.1	-25.7	~0
503	-69.7	755	89.3	5.1	-25.8	~0
505	-57.8	862	78.8	5.1	-25.8	~0
507	-47.8	894	52.7	5.1	-25.8	~0
509	-52.8	942	20.6	5.1	-25.8	~0
511	-72.1	947	~0	5.1	-25.8	~0
601	155	507	30.6	-5.1	-25.7	~0
603	197	730	32.1	-5.1	-25.8	~0
605	231	830	8.0	-5.2	-25.8	~0
607	244	854	-19	-5.2	-25.8	~0
609	249	898	-23	-5.2	-25.8	~0
611	245	909	-25.5	-5.2	-25.8	~0
701	299	421	-18.4	-14.6	-21.8	~0
703	438	606	-18.9	-14.6	-21.8	~0
705	493	688	-55.6	-14.6	-21.8	~0
707	509	705	-84.4	-14.6	-21.8	~0
709	521	741	-62.9	-14.6	-21.8	~0
711	532	751	-49.1	-14.6	-21.8	~0
801	424	278	-54.4	-21.8	-14.6	~0
803	618	399	-57.1	-21.8	-14.6	~0
805	690	453	-104	-21.8	-14.6	~0
807	709	463	-134	-21.8	-14.6	~0
809	727	487	-93.7	-21.8	-14.6	~0
811	748	494	-67.7	-21.8	-14.6	~0
901	491	97	-73.6	-25.7	-5.1	~0
903	712	139	-77.1	-25.7	-5.1	~0
905	798	159	-132	-25.7	-5.1	~0
907	817	162	-160	-25.7	-5.1	~0
909	839	171	-109	-25.7	-5.1	~0
911	865	173	-76.8	-25.7	-5.1	~0
951	500	0	-78.7	-26.2	0	~0
953	724	0	-82.8	-26.2	0	~0
955	808	0	-141	-26.2	0	~0
1007	831	0	-163	-26.3	0	~0
1009	857	0	-109	-26.3	0	~0
1011	884	0	-78.2	-26.3	0	~0

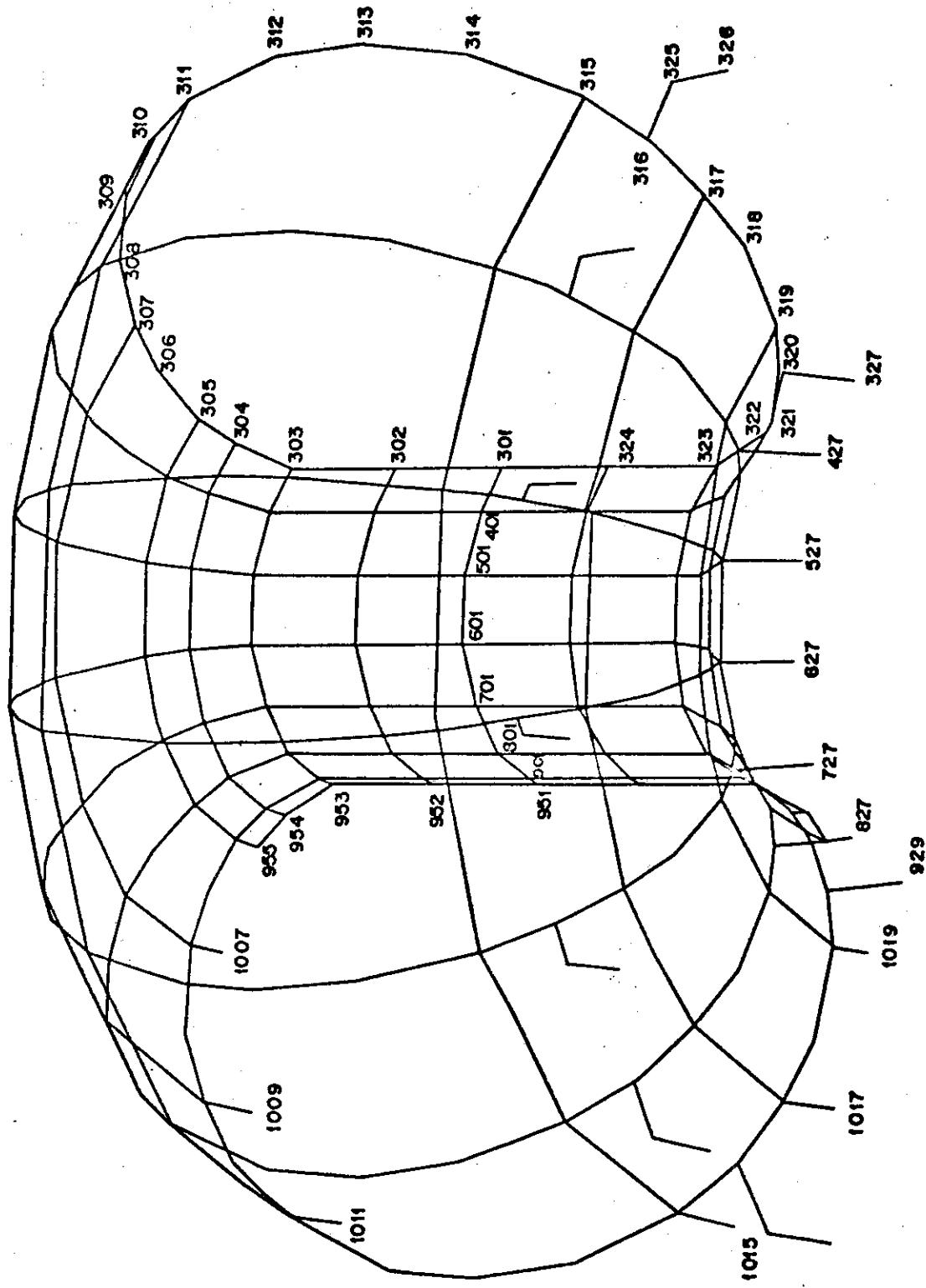


Fig. 4.3.1 計算モデルと節点番号

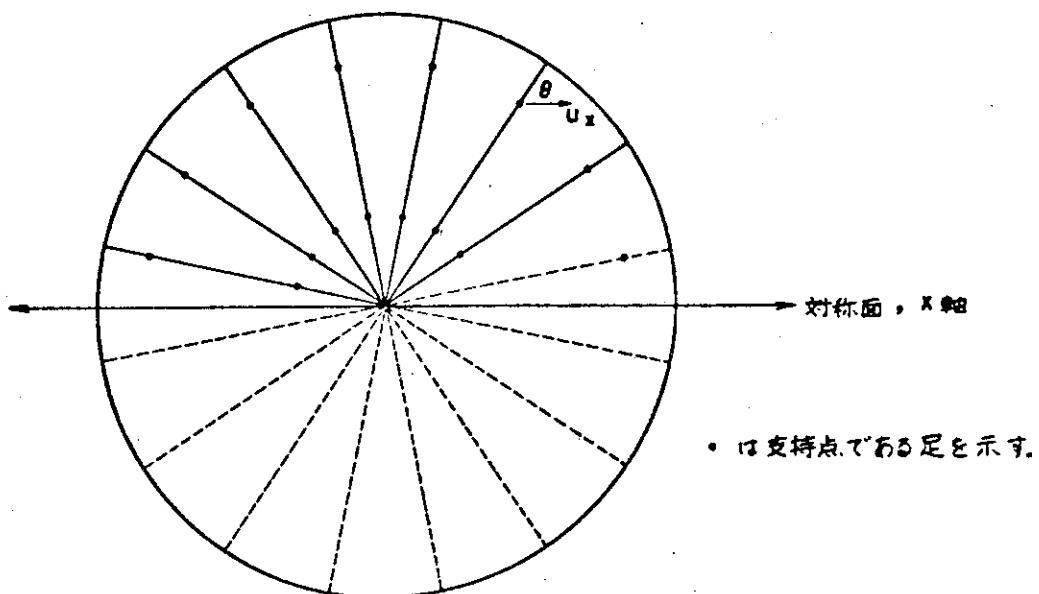


Fig. 4.3.2 対称面と拘束条件

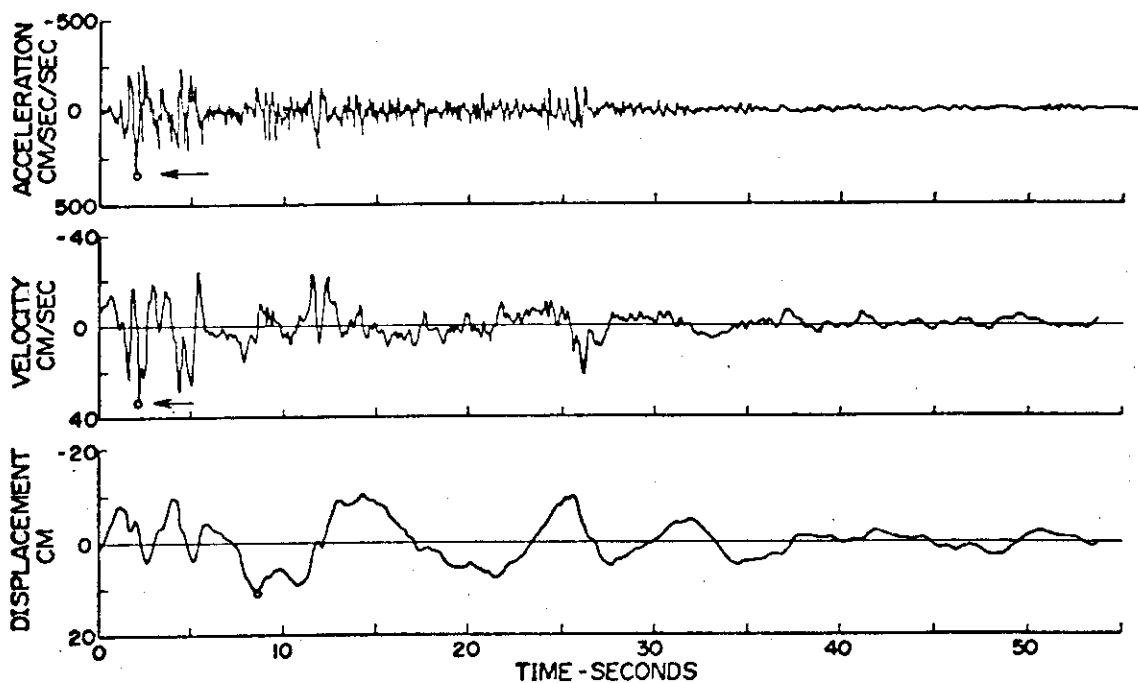


Fig. 4.3.3 入力に使用した EL Centro 波

(○ PEAK VALUES : ACCEL=341.7 CM/SEC/SEC VELOCITY=33.4 CM/SEC DISPL=10.9 CM)

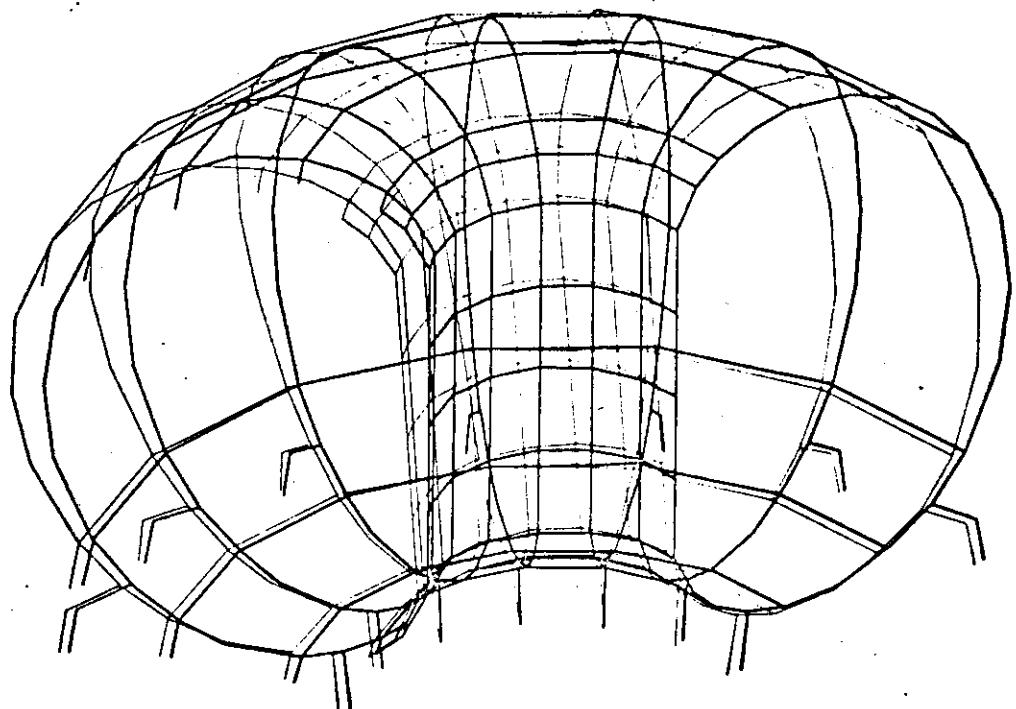


Fig. 4.3.4 1次固有振動モード ($\omega_1 = 10.2 \text{ Hz}$)

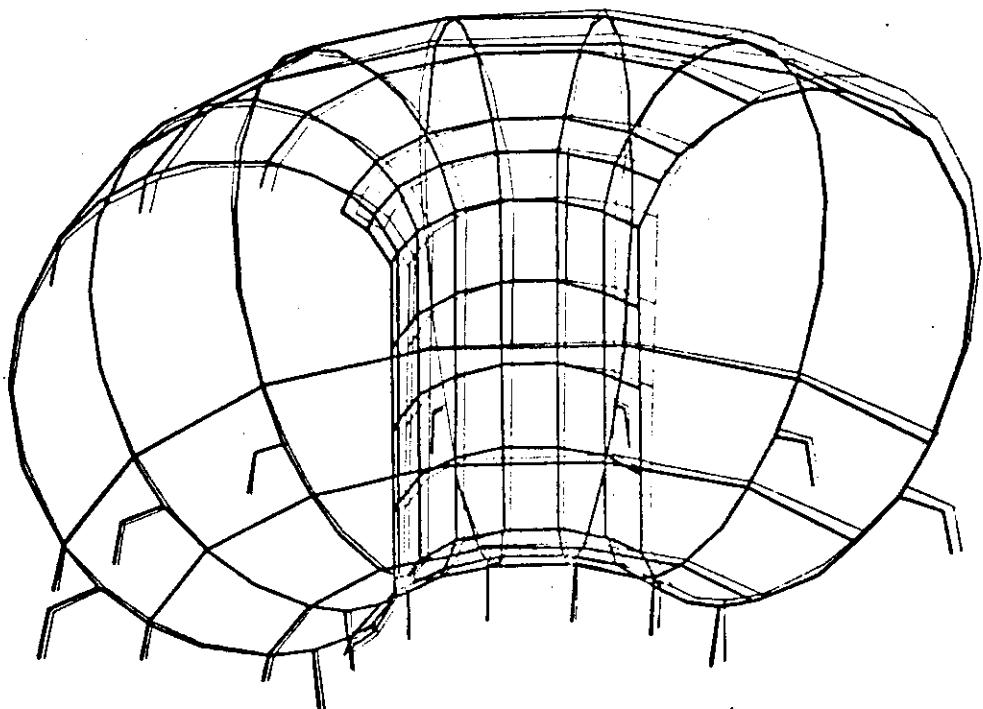


Fig. 4.3.5 2次固有振動モード ($\omega_2 = 14.4 \text{ Hz}$)

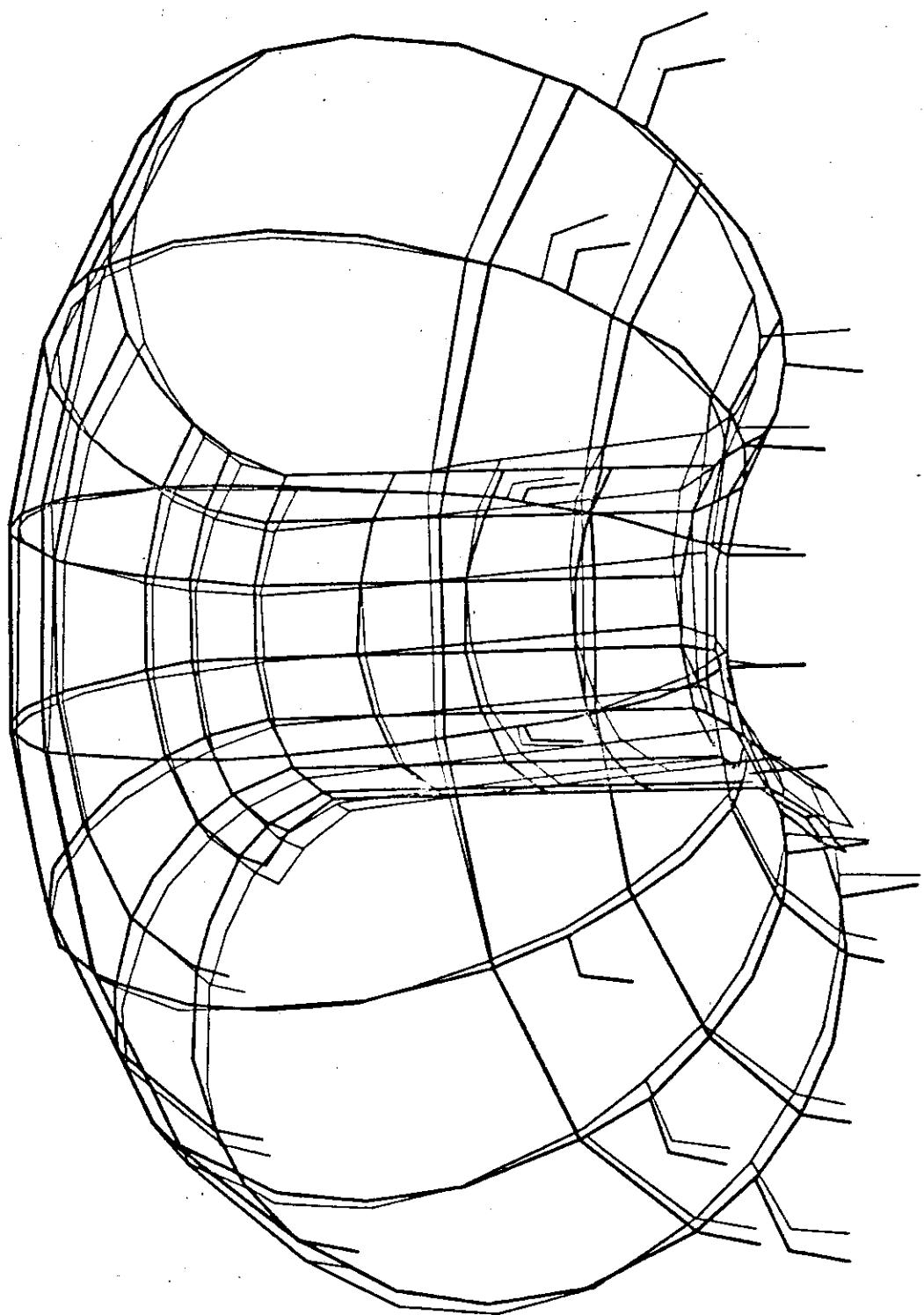


Fig. 4.3.6 3次固有振動モード ($\omega_3 = 24.3 \text{ Hz}$)

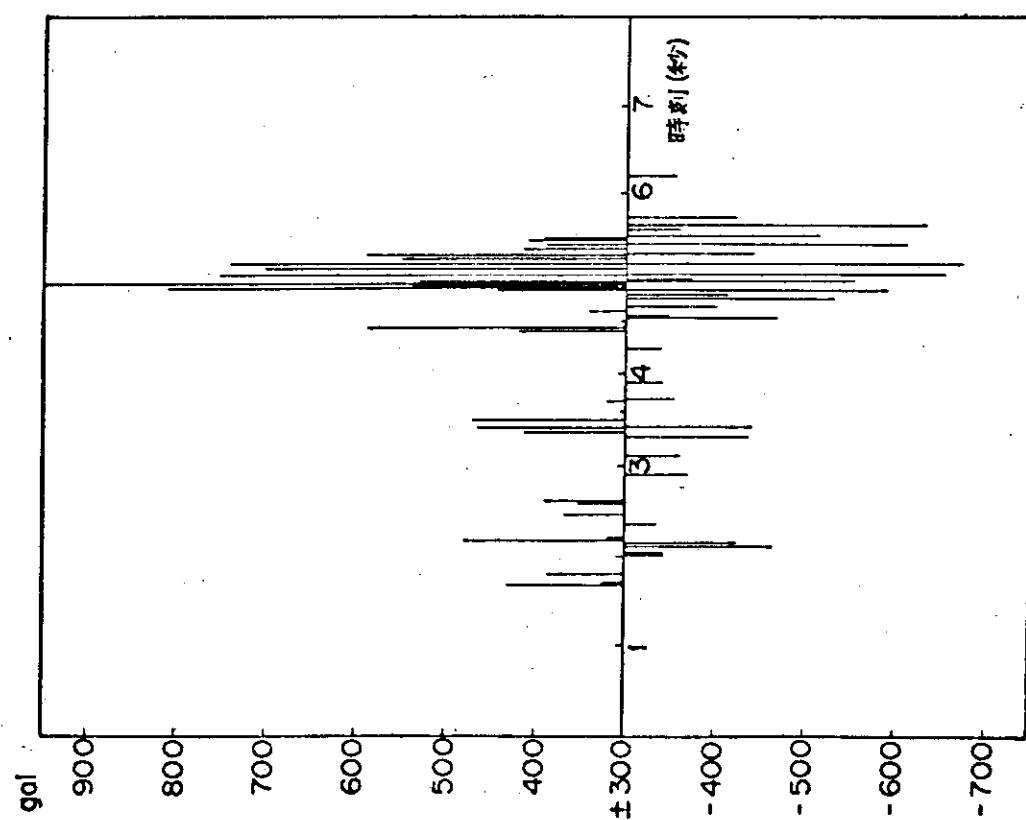
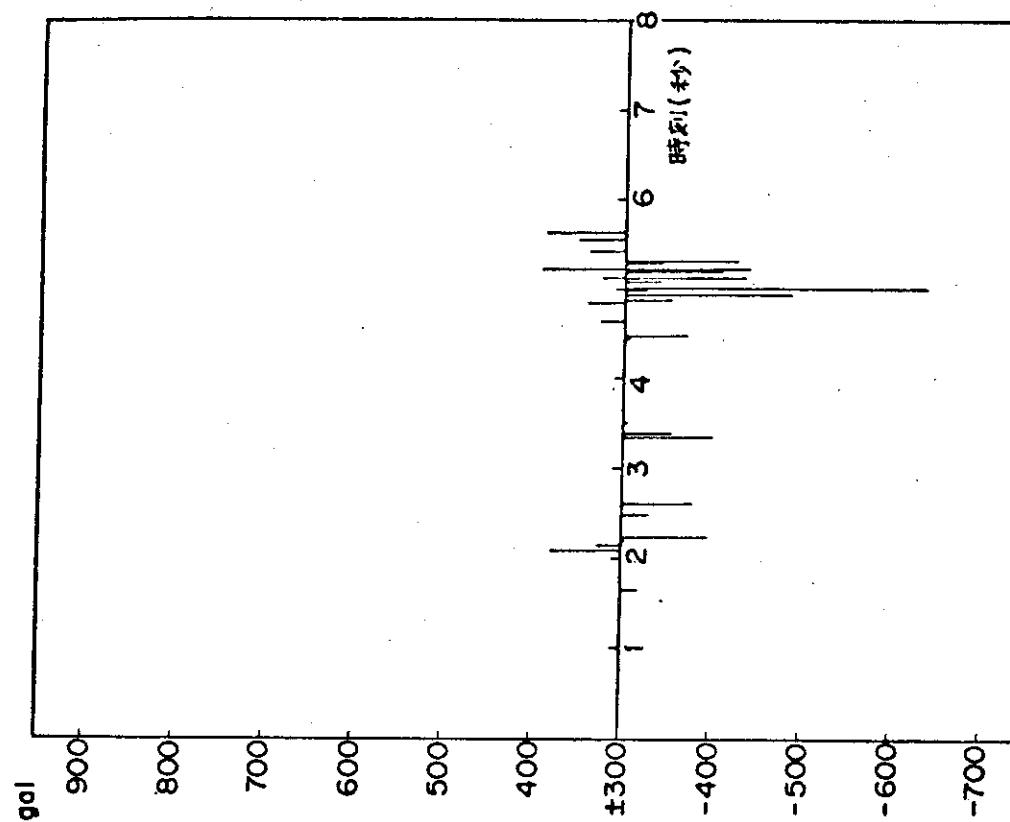
Fig. 4.3.7 動的応答（節点 510 番の θ 方向）

Fig. 4.3.8 動的応答（節点 312 番 R 方向）

5. マグネットの製作・組立

5.1 トロイダルコイルの製作・組立

5.1.1 超電導線の製作

(1) リボン状撚線の製作

これについては、筋にも述べたが、先ず $0.5 \text{ mm} \phi$ の素線を用いて一組 Fig. 1.2.3(a)に示すような1層の中空撚線を作製し、しかる後にこれを圧延等によって(b)のようなリボン状撚線にする。 Nb_3S_n 生成反応のための熱処理はリボン状撚線とした後に行う必要がある。これは Nb_3S_n の脆さ故にリボン状にする際断線等が起るのを防ぐためである。

(2) 複合電導線の製作

次に、溝を切った銅帯とリボン状撚線をソルダで固着し、更に銅帯の蓋をして Fig. 1.2.3(d)のような最終的な複合超電導線の形にする。Fig. 5.1.1 は、三菱電機において 75 kG 大形超電導マグネット用ソルダ複合線用として使われたものであるが、本設計の複合線もこのような考え方の装置で製作されるものと思われる。Fig. 5.1.1 の装置では蓋付きの複合線を作るようにはなっていないが、①に示すような銅帯巻枠をもう1つ上部に設けるだけで良い。

でき上った複合線の巻き取りはフラット方向曲げで行えば、巻枠としてはそれほど大きな径のものは必要ではないが、複合線の厚みが 4.5 mm であることを考えれば Nb_3S_n 複合線では 1 m 径以上のものは必要であろう。複合線の巻き癖などを考えればドラムの径はある程度大きなものが望ましい。一応巻枠は 3 m 径としておく。

(3) コイル巻線

コイルの巻線は 1 ターン毎に行われる。この場合最も問題になるのはエッチ方向に曲げることによる Nb_3S_n 複合線の歪による特性劣化である。これを防ぐためには Fig. 5.1.2 に示すように線材ドラムとコイル巻型の間に加熱炉を設け、この炉により複合線のソルダを溶融し、リボン状撚線が伸縮できる状態にして、巻線するのが望ましい。加熱炉ではソルダの融点より若干高い温度まで加熱し、複合線が巻型で変形を受ける際にソルダが溶融状態にあるようにしておく必要がある。 Nb_3S_n の反応温度は少なくとも 600 ℃以上であるから、加熱炉の温度が少々高くとも超電導特性を損うことはない。ソルダが溶融すると銅帯と撚線および蓋銅帯との間の結合力がなくなるため、Fig. 5.1.2 付図に示すような断面の巻型とし、上下のフランジで複合線を抑え込むようにする。巻型に巻いて D 型に変形してのち複合線は冷却されるから線材の厚みの寸法精度も保たれるし、素線に無理がかかることも全くない。巻線が終った後は巻型のフランジとスペーサを分解し D 型に巻かれた複合線 (M1・2 スロットは 2 ターン、他のスロットは 1 ターン) を取り出し、ディスクの所定のスロットに挿入する。

5.1.2 超電導ディスク製作

D 型のディスクは 10 ないし 15 分割した素材を溶接して作る (Fig. 5.1.3)。溝の寸法

精度を高めるため、素材の段階の加工は溝外形の素加工にとどめ、溶接によりディスクを形成した後溝加工を行う。溝形状が複雑なためNCフライス盤を用いる。導体を埋め込むディスクは厚さ5.6mm、大きさが10m以上のD型であるから薄板のような変形をするので、上面・下面の溝加工の手順には注意しなければならない。ディスクに数ヶ所ボルト穴を設け、フライス盤加工台にとりつけ、台毎廻転させる等の工作が必要である。このボルト穴はディスクを積んで、コイルを形成するときのフィッティングに用いる。

溝加工としては、導体を埋め込む同心のD型溝の他、溝間をつなぐ渡り部分の加工が必要で、これはディスクにかかる応力の少ないD型上部に設ける。渡り部分で導体を接続するためには、導体厚さの2倍+ α ≈2.4mmの深さとなる。したがって、ディスク上面・下面の渡り部分が場所的に一致しないように配慮されている。

5.1.3 D型コイル・クライオスタット組立

複合超電導線を埋め込んだディスクは、ディスク間の絶縁物をはさんでHe槽胴板の上に順次積み上げる。この際、He槽胴板上に数ヶ所設けられたボルトによってフィッティングを行う。He槽板には各ディスクから出ている合計36本の渡り線およびパワーリード引き出し線の取り出し口が設けられている。ディスクを18板積み上げた後、もう一枚のHe槽胴板をのせ、上下部へ16~17本ずつ引き出す。次いで、He槽板の内径側、外径側を10~15分割して溶接する。この際、D型上部から2~3本のリード引き出し線を取り出す。また、He注入口、排出口、安全弁のポートの取り付け口を用意しておくのは当然である。

He槽を横置きしたままで、コイル間支持部材および自重支持の低温側ピンを取り付ける。この時点でコイル支持部材およびピンの全8ヶ所でHe槽1基の重量200トンを支える工作台を用意する(Fig. 5.1.4)。

次に低温側SIの施工を行う。他方、真空槽を10~15個に分割し、その内側に高温側SIを施工し、次いでベーパシールドをFRPのカラムで取りつけたものを用意する。ベーパシールドは、真空槽に対してきっちりと固定されているのではなく、真空槽からの距離をほぼ一定に保ちながら最大10mm程度各方向に移動可能にしておく。これは、ベーパシールドが低温になったときの収縮を自由に行わしめるためである。また、真空槽からはベーパシールドを貫通して、長さ100~130mmのFRPのカラムが多数取りつけられている。このカラムで、He槽からの距離を所定の値に保って、真空槽をHe槽の周りにセットし、ベーパシールドのパイプを接続し、パワーリード、He注入・排気口等を接続し、真空槽間を溶接してクライオスタットを完成する(Fig. 5.1.5)。この際、ベーパシールドのパイプ、パワーリード等全てHe槽が低温になった時の相対距離の移動を考慮して、ベローズを用いる等の対策が必要である。

FRPのカラムは、He槽に対して固定せず、He槽が収縮した時は、真空槽の薄板構造が変形してHe槽の変形にある程度追随する。

こうしてできあがったトロイダル1本は工作台とともに回転して、直立させられる。以上のトロイダルコイル1本が完成する迄の手順をまとめたものがFig. 5.1.6である。

5.2 ポロイダルコイルの製作・組立

5.2.1 超電導線の製作

第2章でもポロイダルコイル用超電導線の製造法について述べたが、簡単に手順をまとめたものがFig. 5.2.1である。まず、Nb₃S₆超電導線(0.85 mm径)をつくる。まわりをガラス絶縁した後、素線6本を1本のダミー素線を芯として1次撚線とする。1次撚線7本から2次撚線をつくる。更に、2次撚線12本から中空の円形撚線をつくり、これを圧延するなどして帯状の撚線にする。帯状の撚線をチタン合金のシースに入れて溶接することにより超電導ケーブルが得られる。

5.2.2 コイル巻線

コイル巻線用のターンテーブルを用意しておく。ポロイダルコイル内径の寸法に応じて巻き枠をつくっておき、あらかじめコイルキャンの下側及び内側胴部をターンテーブル上に設置する。電気絶縁層をはりつけた後に、超電導ケーブルと補強テープ(チタン合金製)とターン間絶縁物の3層を、ターンテーブルを回転させることにより巻いてゆく。1段あたりのターン数はコイルにより異なるが、T1～T8, V1, V4コイルは17ターン、T9コイルは14ターン。T10は7ターン、V2, V3は13ターンである。各段の間には5 mm厚の層間絶縁を施してゆく。コイルの全ターンが巻線されると、絶縁を行ったあとコイルキャンの上側及び外側胴部を溶接する。こうしてコイル全ターンを構造強度上1体にし、Z方向の電磁力、自重に対し支持できるようにする。

5.2.3 クライオスタッフ組立

クライオスタッフ構造についてはやはり第2章に述べた。コイルキャンにより1体とされたポロイダルコイルは真空槽内に支持される。T9, T10, V3, V4については真空槽つきで組み立てられるが、T1～T8, V1, V2については真空槽無いでつくられ、サイトで1体の真空槽内におかれる。ポロイダルコイルの組立手順をFig. 5.2.2に示した。

5.3 マグネット組立・解体

5.3.1 組立手順

(1) センターポール設置、T10', V4'コイル仮設置

まず最初にセンターポールを設置する。これを基準としたTFコイル、PFコイルの位置ぎめ(芯出し、上下設置ぎめ)に用いられる。T10', V4'コイルを仮設するためのピットを用意しておく。各ピット内の4ヶ所に油圧ジャッキなど上下可動装置を設置し、その上にT10', V4'コイルを置く。次に、TFコイル移動用のガイドレールをセンターポールから放射状に設ける(Fig. 5.3.1)。ガイドレールとピットが交叉する部分には取り外し可能な蓋を設け、ガイドレールがピットの上で不連続にならないようにする。

(2) センタポスト組立

次にセンタポストの組立に着手する。熱絶縁性材料を多層に用いて、P Fコイル（T1～T8, T1'～T8'）の架台をつくる。この架台の上にT8'を支持棚を取付ける。更に、T8'を支持棚の上にT7'を取付ける。同様の手順でT6', T5'……T1', T1……T8の順に取付けてゆく。そして、センタポスト部のP Fコイル全体をアイビームで固定1体ものとして、Z方向の力を支持できるようにする。冷却用ヘリウム配管をコイル内筒側に、コイルわたり線・フィーダー線を外筒側に設置する。そこで真空槽の一部を形成するカゴ形容器を、センタポストを包むような形で同軸状に設置する。カゴ形容器は油圧ジャッキで上下位置が調節できるようになっている。次にT9', V3'を所定の位置に地上から固定して、フィーダー線、冷却ヘリウム配管を取付ける。

(3) トロイダルコイル設置

直立させられたトロイダルコイル2本とプラケット・遮蔽（8分割したもの）を1体とする。このユニット8基をトロイダルマグネットの主軸から放射状に配置する。（Fig. 5.3.2）。トロイダルコイルとプランケット・遮蔽は、(1)で述べた放射状に設けられたレールに従って径方向に移動される。レールの配置はFig. 5.3.1に示した。トロイダルコイルを径方向に移動した後、フランジ部をカゴ形容器にボルト締めする。16個のクライオスタットの取りつけが完了するとカゴ形容器はクライオスタットで支えられることになる。しかる後にカゴ形容器の上蓋をボルト締めする。そして、油圧ジャッキを取り外してヘリウム冷却配管を外に接続して下蓋をボルト締めする。

上に述べたように、クライオスタットの組立にはカゴ形フランジが用いられており、真空シールが必要である。全周は約20mであるが、この程度の規模のメタルガスケットは、従来巨大加速器等で用いられており実用上の問題はない。また最近は、ステンレス鋼の中空Oリングが作られており、メタルガスケットは弾性に富んでいるのでこの方が使い易い。さて、トロイダルコイルを内径方向に移動する過程で、2個のトロイダルコイルとプラズマ真空容器の相対位置が変化する。すなわち、内径方向に移動するにしたがい、トロイダルコイルがプラズマ真空容器の周りで相接近するが、この様子はFig. 5.3.2に示す通りである。

次にコイル間の支持梁を接続する。トロイダルコイルを所定の位置に配置すると、コイル間支持梁が中央で接するので溶接する。このとき、16本の超電導マグネットの渡り線を約50cmに沿って重ね合せ、銅片と共にボルト締めし、ハンダ付けする。次いで、接続部のカバーを溶接し、断熱材とベーパシールドを施工する。第1章に述べたように支持梁部の真空容器はペローズで作られているので、真空フランジを合せてボルト締めし、真空槽が完成する。支持梁部の完成図をFig. 5.3.3に示す。真空排気口は、各クライオスタット後部に設けられているが、真空空間は全て連続している。

(4) ポロイダルコイル設置

トロイダルコイル真空槽にポロイダルコイル設置用の架台を用意する。そして、T10', V4'各コイルピットの蓋をとりはずした後、コイルを油圧ジャッキで持ち上げて、T Fコイルに取付ける。T9, V3, T10, V4コイルをクレーンで持ち上げ、所定の位置に設置する。フィーダー線、冷却ヘリウム配管を取付ける。大口径コイル（V4コイルで直径27m 170

トン)の移動方法については検討が必要である。

(5) 組立手順のまとめ

組立手順の全体を Fig. 5.3.4 と Fig. 5.3.5 にまとめた。Fig. 5.3.4 は作業流れ図, Fig. 5.3.5 は組立手順図である。

5.3.2 解体手順

解体は以上の工程を概略逆に行えばよいが、特に注意する点を以下に述べる。炉の停止後残留放射能が低下し外側コイル周辺での作業ができるようになる迄一定期間(1週間程度)をおいて解体に着手する。また、He槽温度が常温まで復帰していることを確認するのは当然である。

まず、フィーダー線、冷却用ヘリウム配管をはずし、ポロイダルコイルを鉛直方向の地下(ピット内)及び天井まで移動する。ついで、トロイダルコイル間の支持梁部の真空フランジをはずし、支持梁周りのHe槽を切断し、コイル間の渡り線をはずす。カゴ形容器との真空フランジをはずし、プラズマ容器の溶接部を切断後トロイダルコイル2本と1/8のプランケット・遮蔽を一体として径方向外側に移動する。この際、プランケット・遮蔽の放射能による汚染をさけるため、必要に応じてプラズマ容器切断面にシールド用のフタをして遠隔操作によって移動する。径方向所定の位置でトロイダルコイルを架台に取りつけ分離する。

5.3.3 マグネット輸送

核融合に使用される超電導コイルは非常に大型のものである。トロイダルコイル1本で重量が約200トン、寸法が $14 \times 10 \times 1.2\text{ m}$ である。一方、ポロイダルコイルの場合は、各種の寸法のものがあるが、最も大型である。V4コイルは直径~27mの円形で、重量は約170トンである。

大容量重量物の輸送に関する制約には、その物自身の重量と容積以外に、輸送機関とクレーンの容量がある。その制約事項を列記すると次のようになる。すなわち、

- (1) 製作工場で運搬装置に積み上げるためのクレーンの容量
- (2) その運搬装置の積載容量
- (3) 輸送径路の重量・横幅制限または接岸吃水制限
- (4) 現地で運搬装置からおろすためのクレーンの容量。

通常の輸送方法はトレーラ・トラックに積み一般道路上を運ぶことであるが、日本の道路および橋梁事情では、巾10m・重量14tonの超電導ディスクさえ運搬することは困難である。これを運ぶためには特別道路や橋梁を作る必要があるが、短距離ならともかく、長距離では不可能であろう。どうしても遠距離陸上輸送をする場合には、超電導線ドラムや分解した構造物を現地へ運ぶことしかないが、これは工場製作というよりは現地製作ということになる。

核融合炉サイトが内陸でなく海岸にある場合、マグネットの海上輸送が可能となる。工場が港に接しておれば直接マグネットの海上輸送が可能となる。工場が港に接しておれば直接マグネットを製作工場から船に積み込むことができる。そのクレーンは、工場設置で約500ton、海上フローティング・クレーン船で約1000ton容量のものが現在使用可能である。

現在使用されている運搬船の最大容量は、積載重量 1500 ton, マグネットを積載するハッチの巾 10 m, 長さ 20 m である。これによってトロイダルコイルの輸送ができる。大口径ボロイダルコイル (V4) はこれ以上の巾になるので専用船を必要とする。トロイダルコイルの場合には現在使用されている船の貸借で間に合う。なお、ハシケには積載重量 2000 ton, 長さ 30 m のものがあるが、これは内海でなく外洋で使用するには問題があるかもしれない。

核融合炉サイトが海岸にあり、かつ船から直接コイルをおろすことができる場合には、1000 ton 海上クレーンでコイル 1 対をおろして据えつければよい。しかし、通常は若干港から離れていると考えられるので、そのときは道路上を運ばなければならない。もちろん特別道路をつくることになる。この道路を使ってコイルを運ぶ運搬装置には自走車がある。巾 5 m, 長さ 20 m の台に多数の輪が付いた特殊車で 400 ton の荷物をのせることができる。自走車の巾から若干はみだして荷物を置いてもよいので、トロイダルコイル 1 個の運搬が可能である。しかし、大口径ボロイダルの場合は陸上運送が容易でない。

以上の輸送方法をまとめると Fig. 5.3.6 のようになる。分類すると 6 つの方法が考えられる。ここで、大口径ボロイダルコイル (V4 など) は非常に巾の広い特別道路と大きな自走車を要して、(3) の方法は現実的とは言い難い。(1) の方法を用いる方がコスト的に有利かも知れない。しかし、トロイダルコイルと小口径ボロイダルコイルにとって(3) の方法が最も現実的であろう。これは、コイルを自走車で港まで運び、港から船にクレーンで積み込み、炉サイトの近くの港におろし、自走車で炉サイトに持ち込む方法である。なお、Table 5.3.1 に主要部分の重量、寸法をまとめた。

Table 5.3.1 マグネット各部の重量と容積

	部 分	重 量	見掛けの容積 (タテ×ヨコ×高さ)
トロマグダネルット	ディスク	15.1 トン	14 × 10 × 0.056 m
	D型コイル	291 トン	14 × 10 × 1.4 m
	コイル 1 対	869 トン	14 × 10 × 2.8 m
	マグネット全体	7038 トン	26 × 26 × 16.5 m
ボロマグダネルット	T1 コイル	9.0 トン	4.49 × 4.49 × 0.33 m
	V4 コイル	57.0 トン	25.77 × 25.77 × 0.33 m
	O H コイル	216 トン	19.51 × 19.51 × 15.25 m
	V コイル	165 トン	25.77 × 25.77 × 15.95 m
	マグネット全体	1000 トン	25.77 × 25.77 × 15.95 m

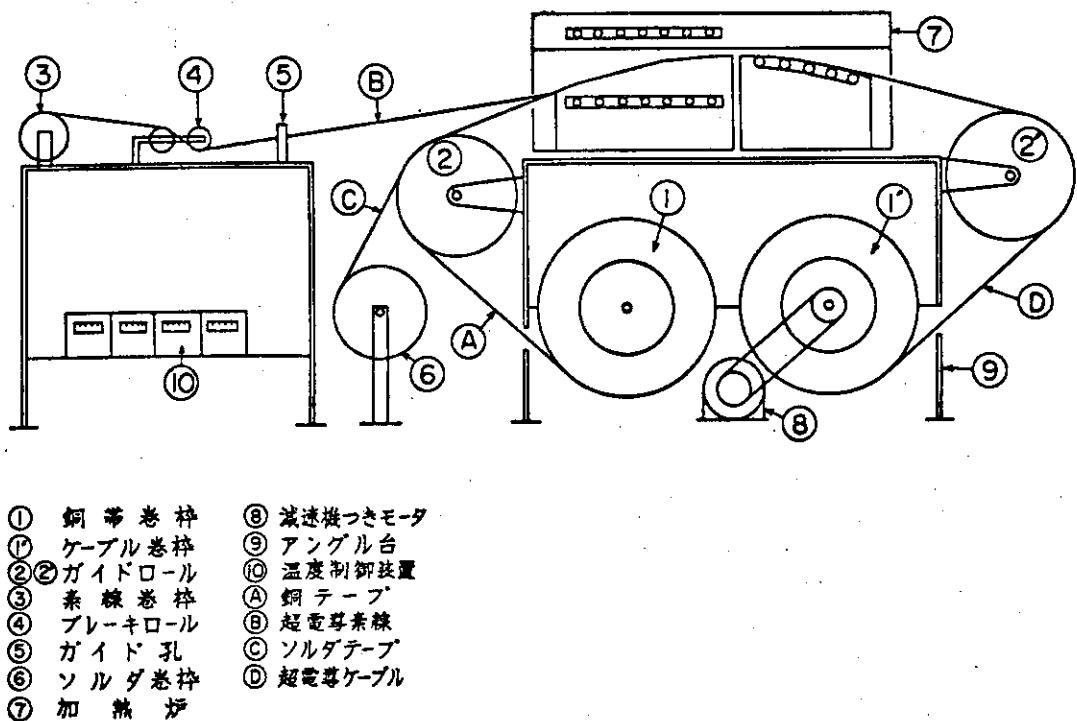


Fig. 5.1.1 ソルダー方式線材の製造装置の概略図

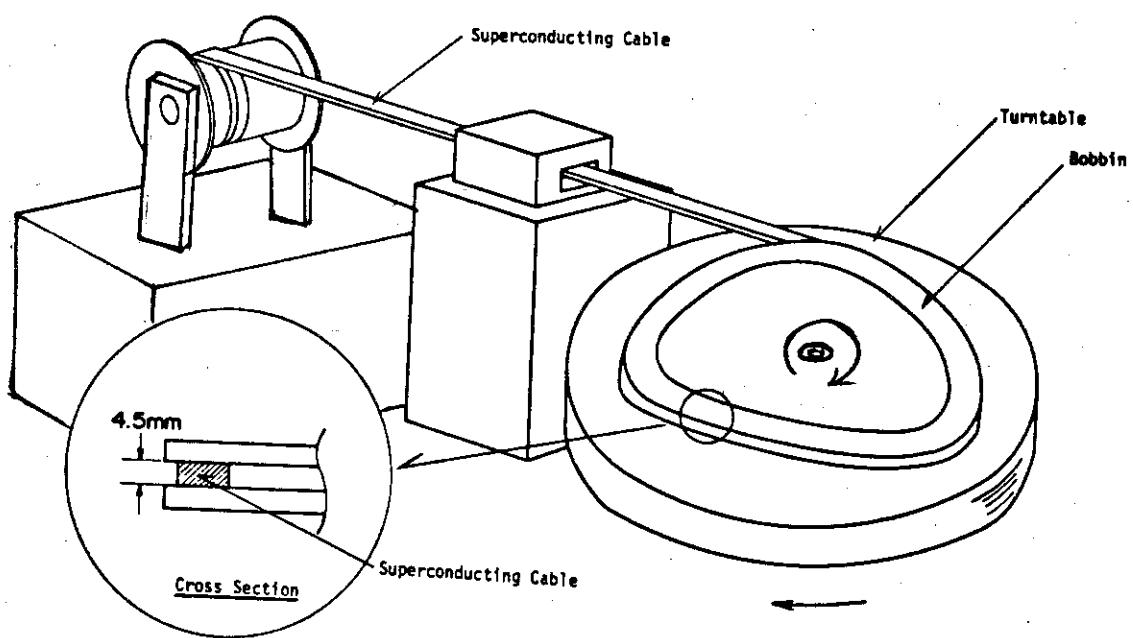


Fig. 5.1.2 コイル巻線装置

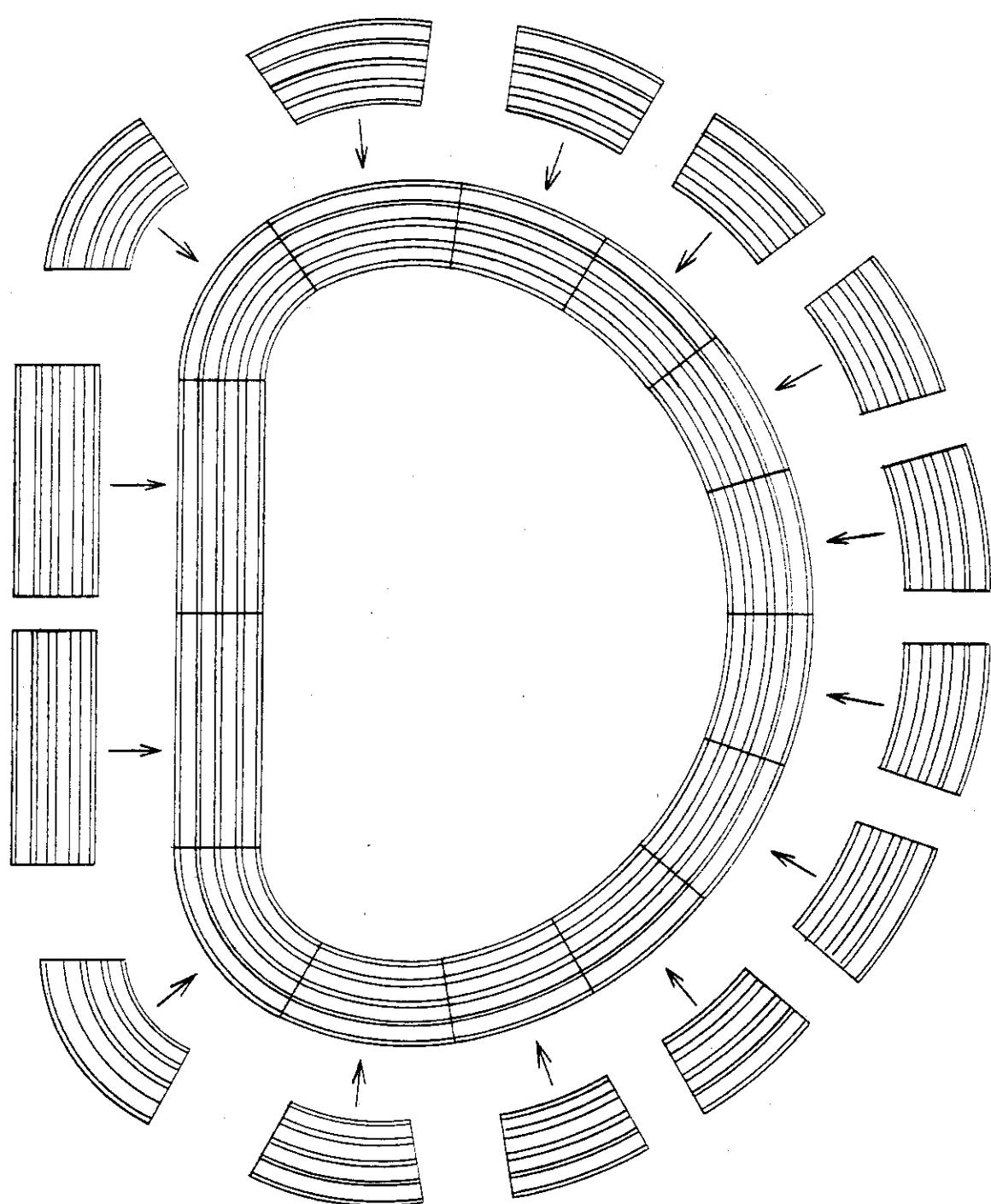


Fig. 5.1.3 素材よりディスクの製作

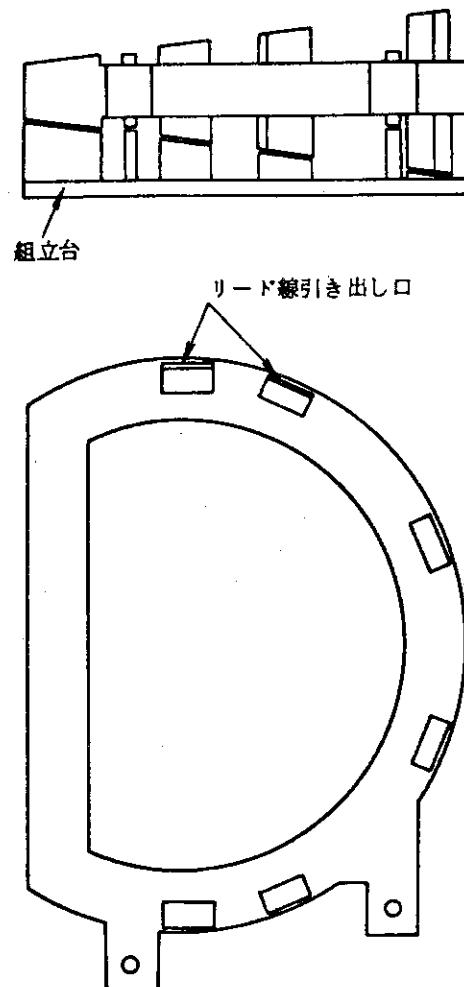


Fig. 5.1.4 He 槽 組 立

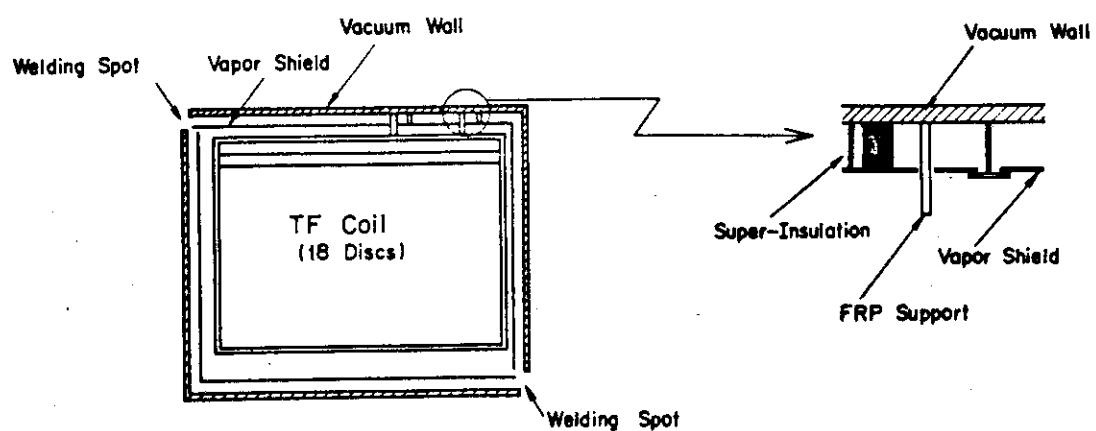


Fig. 5.1.5 真空槽組立

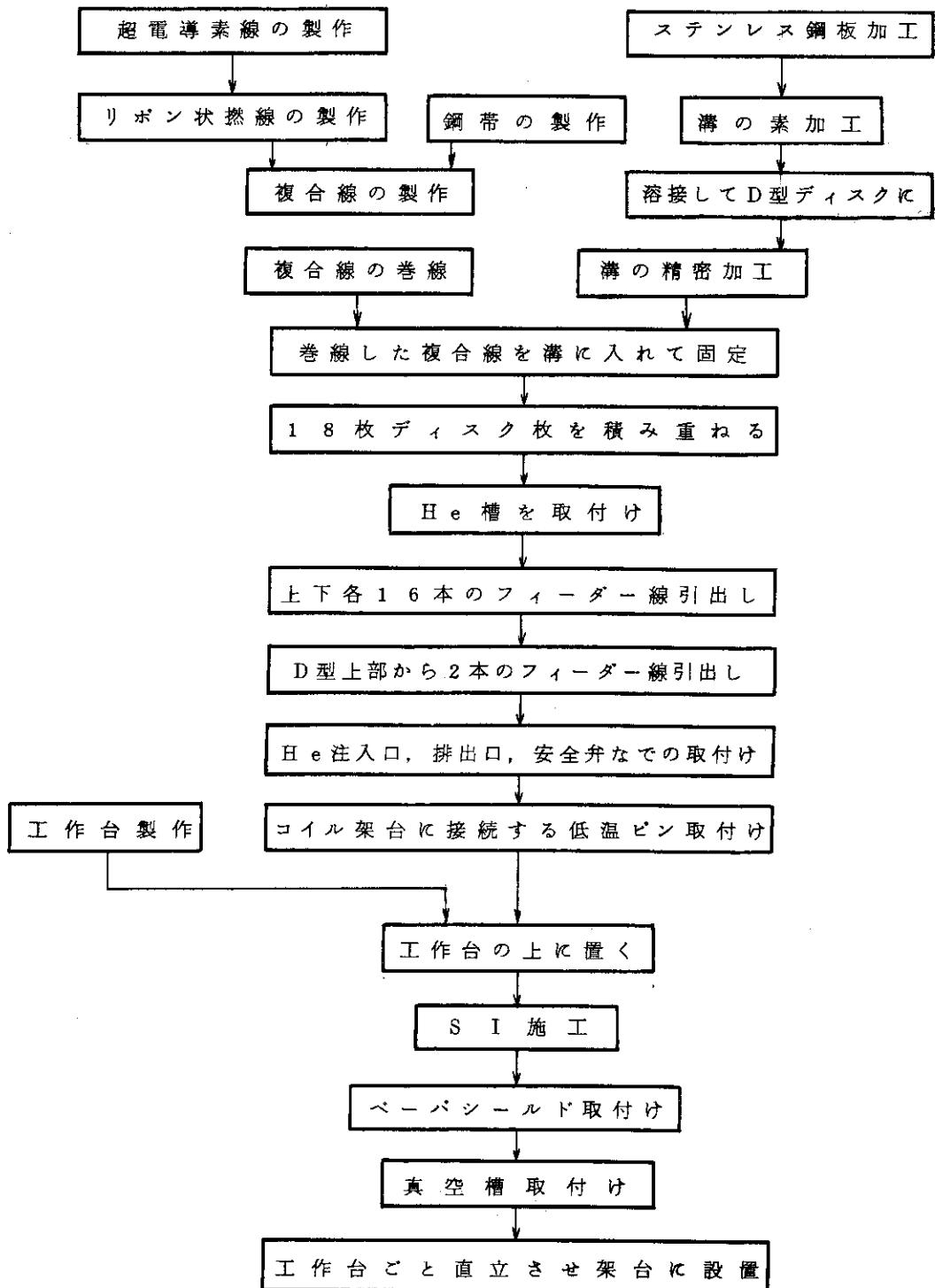


Fig. 5.1.6 TFコイル製作手順

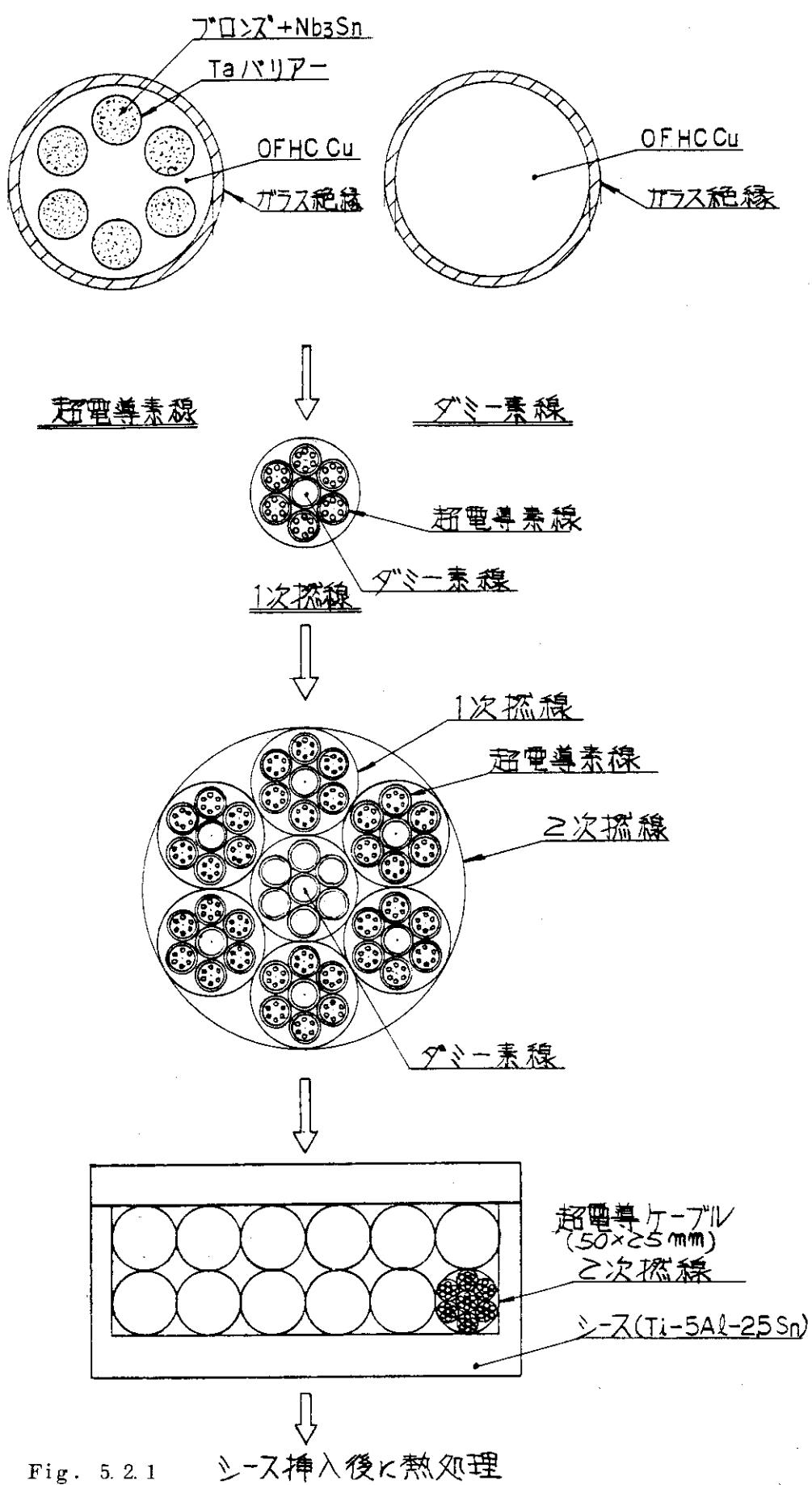
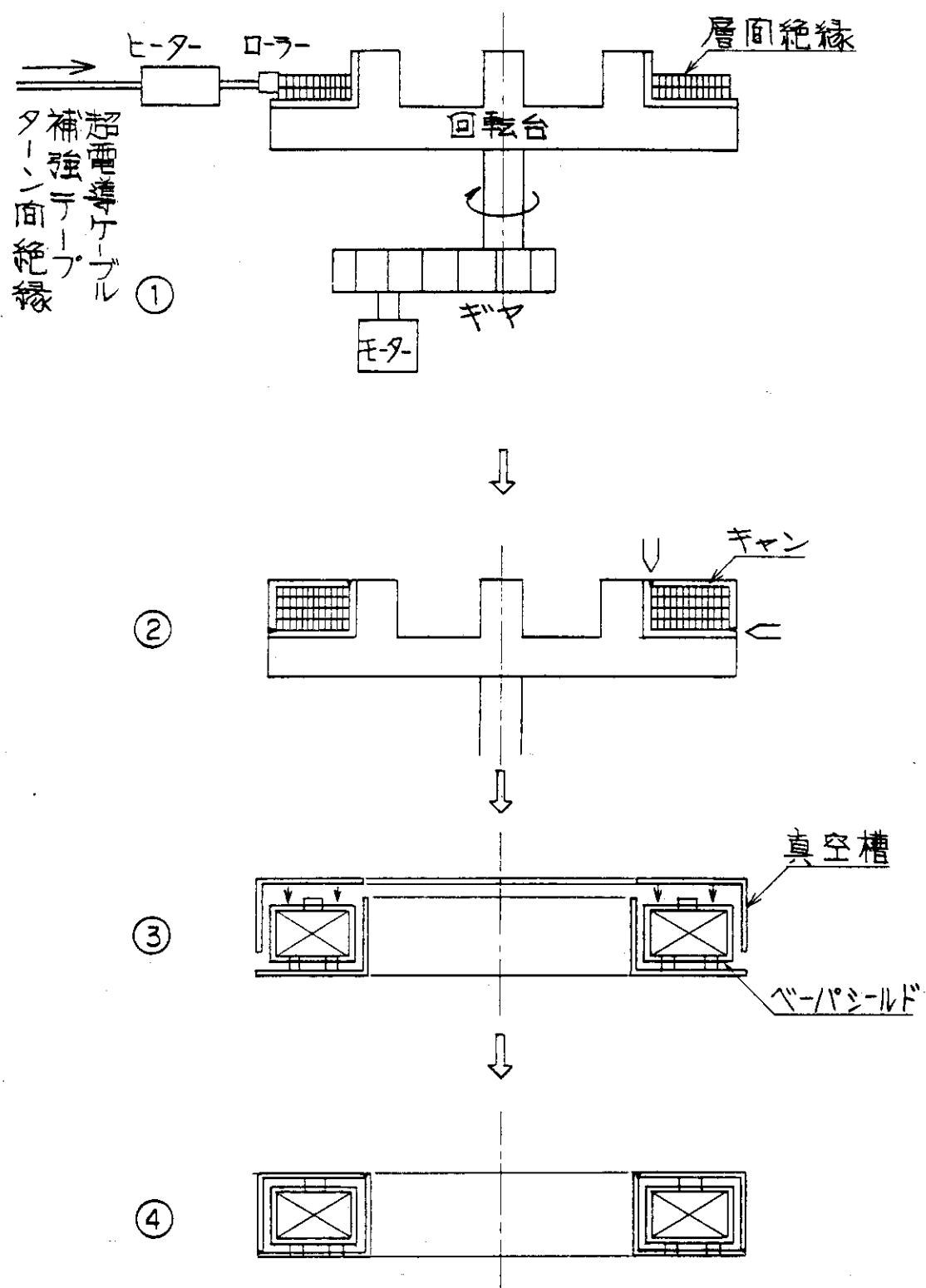


Fig. 5.2.1 シース挿入後に熱処理



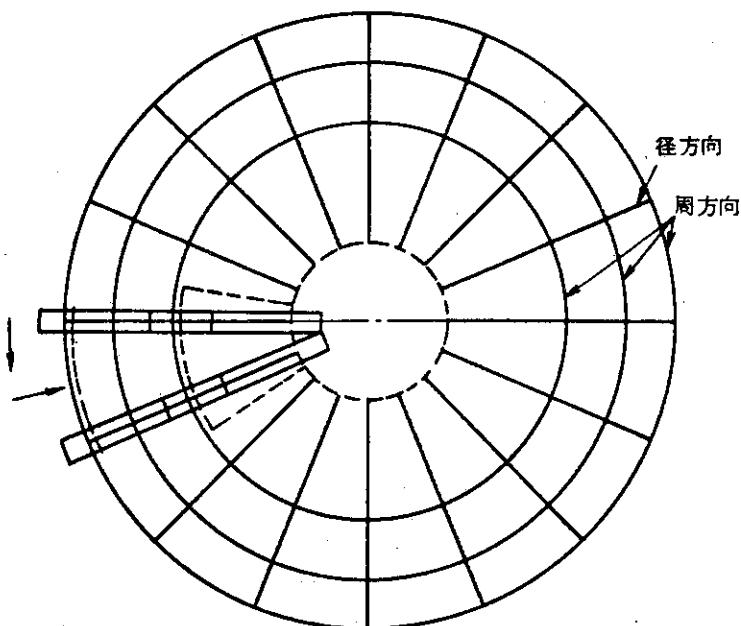


Fig. 5.3.1 レール配置図

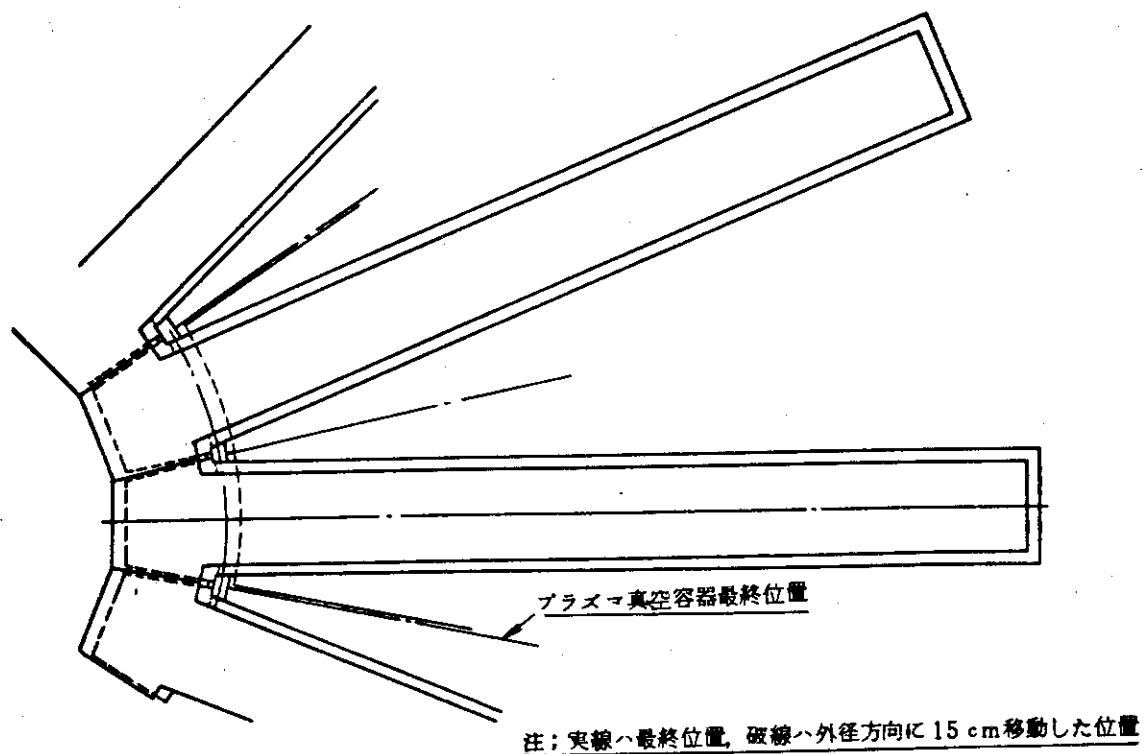


Fig. 5.3.2 トロイダルマグネット組立要領図

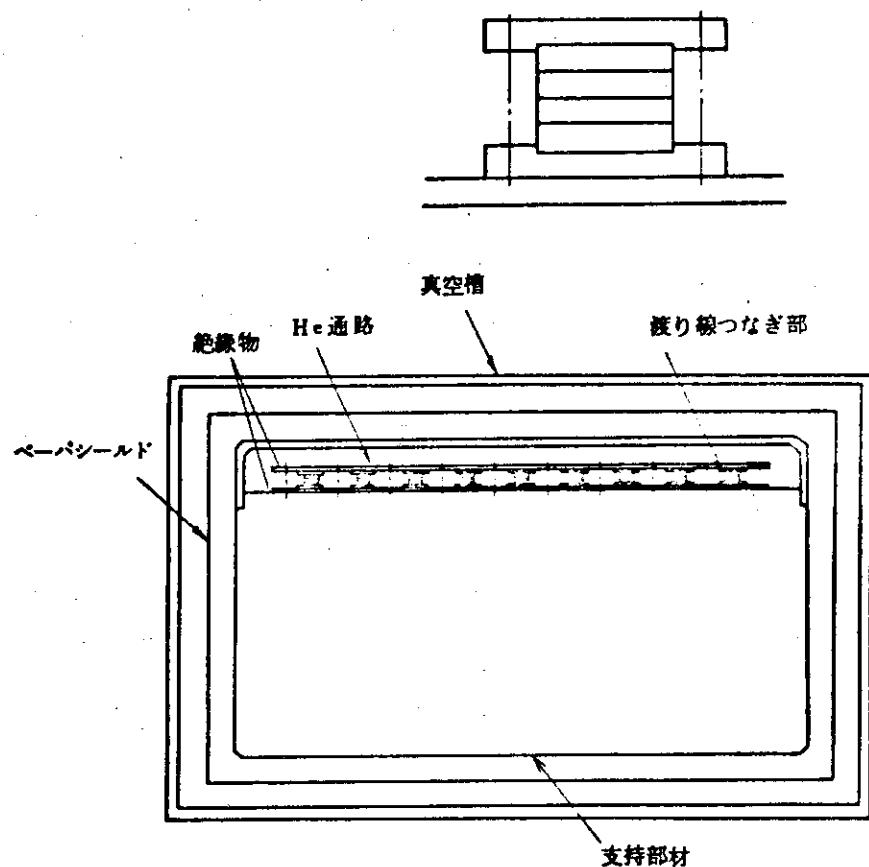


Fig.5.3.3 渡り線接続部

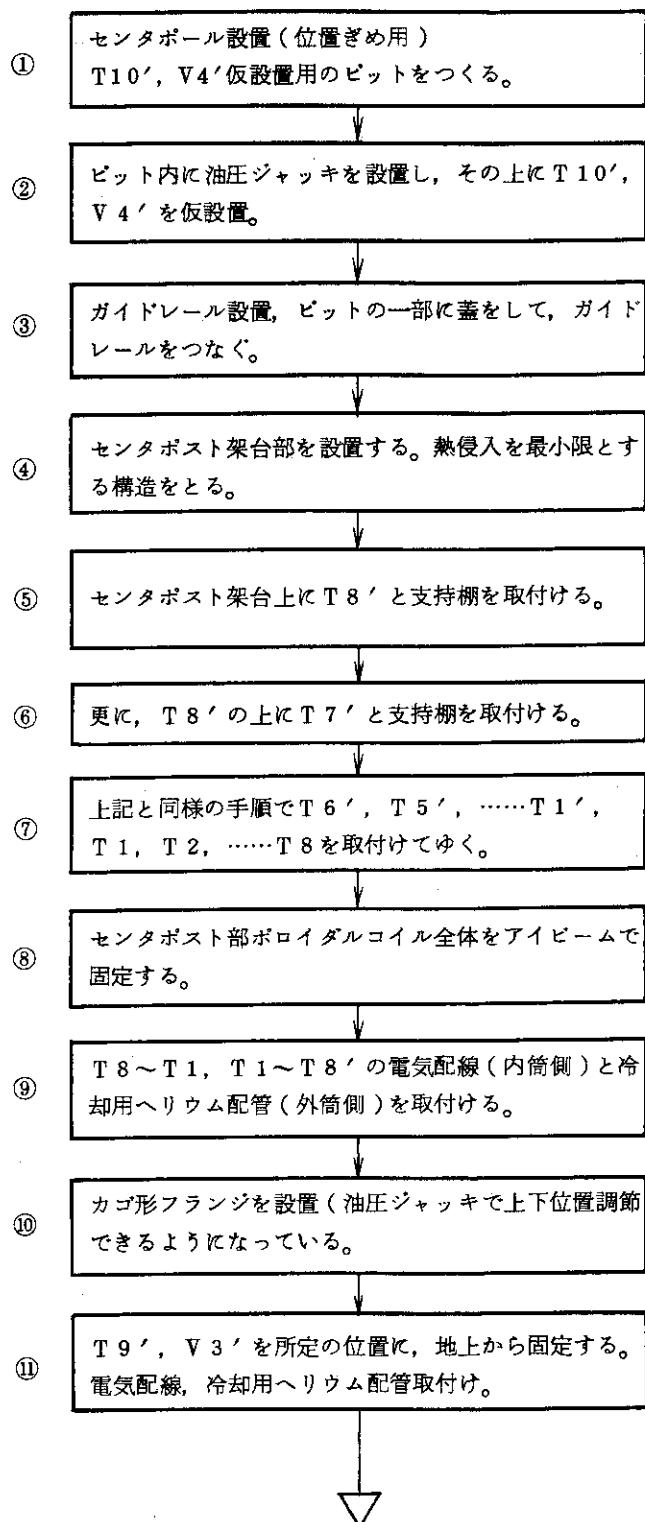


Fig. 5.3.4 組立手順流れ図(その1)

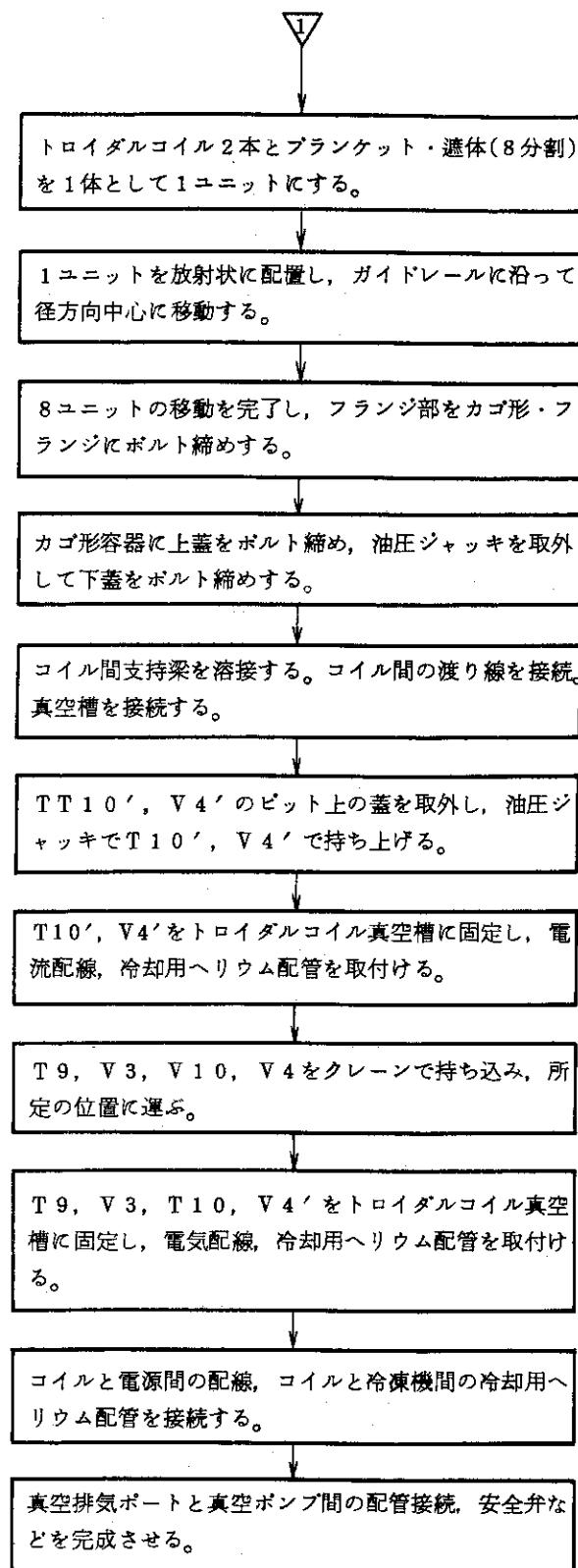


Fig. 5.3.4 組立手順流れ図（その2）

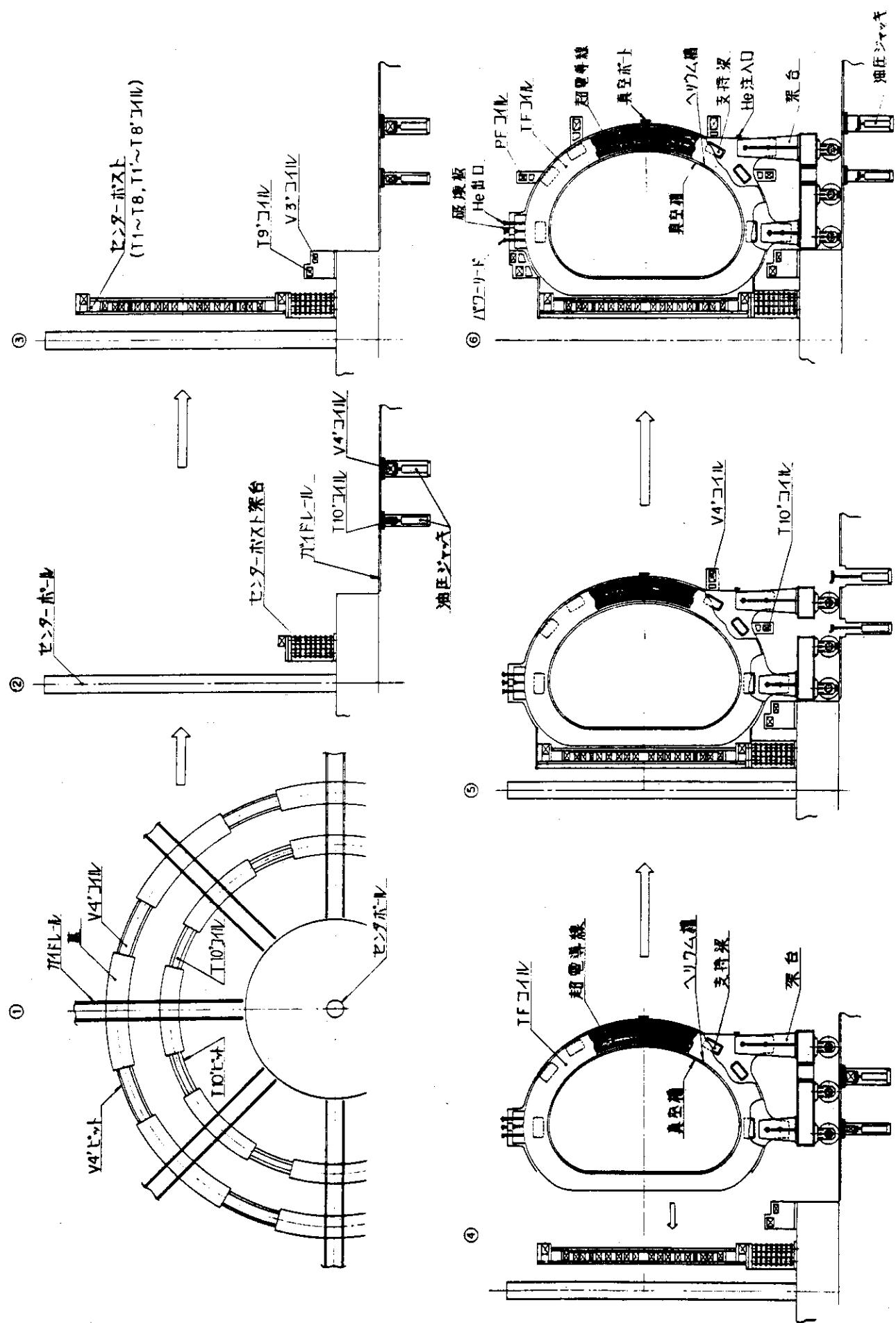


Fig. 5.3.5 マグネット組立手順図

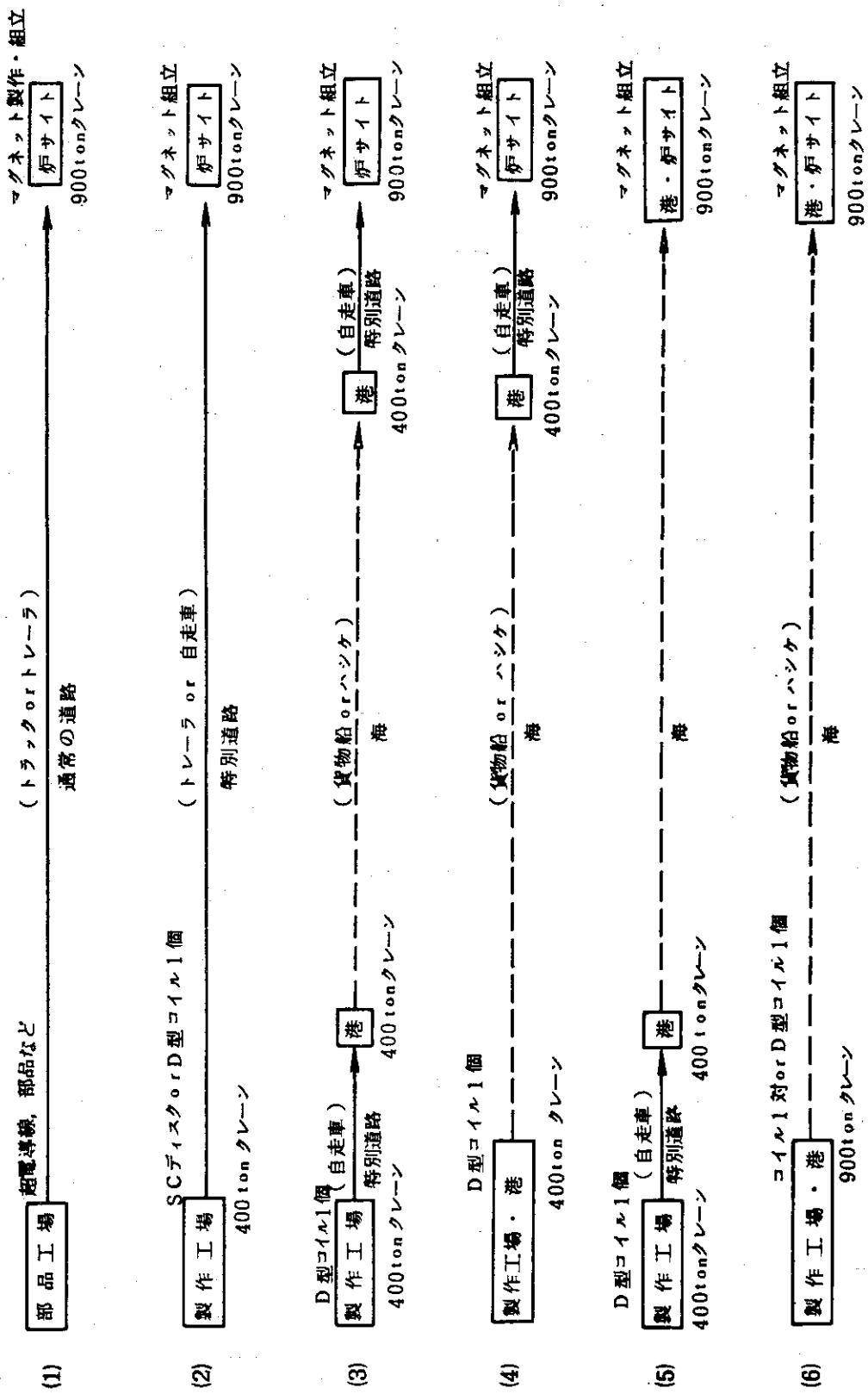


Fig. 5.3.6 トロイダルマグネットの輸送方法

6. 開発課題と開発スケジュール

6.1 TFマグネット

TFコイルの開発課題、開発スケジュールについては既に JAERI-M 7298, JAERI-M 7300において検討を行った。ここでは開発課題について主要項目をまとめることとする。

(1) 高電磁力に耐えるマグネット支持構造と材料の開発

本設計ではSUS 310Sステンレス鋼のディスクで超電導線に印加される電磁力を支持した。トロトダルコイルに働く電磁力(トロイダル磁場及びポロイダル磁場によるもの)の結果、ステンレス鋼ディスクに生じる高張力に耐える構造及び材料を開発する必要がある。又、本設計ではコイル自重はピンとレバーで支持し、冷却時の熱収縮に対する追随と熱侵入低減の役割を果している。今後は他の方式をも含めて、耐震性解析などを行う必要がある。構造材料については極低温度下における有望な材料の開発、設計評価方法の確立をはからなければならぬ。

(2) 大電流Nb₃S_n複合超電導線の開発

大電流Nb₃S_n複合線の実績は乏しく、歪によるNb₃S_n超電導線特性の劣化ガスが問題とされる。最近Nb₃S_n極細多芯線の製作、試験が各所で行なわれるようになってきているが、今後は大電流超電導線を用いた大型超電導コイルの製作を目指す必要がある。

(3) クライオスタットの設計・製作と組立・分解

トロイダルマグネット用クライオスタットは複雑な形状をしているが、組立・解体ができるだけ容易な形で真空槽を形成することが望まれる。本設計ではカゴ形容器を中心として、各セクターを移動して大型サスケットで固定する方式をとっているが、詳細設計を行わなければならない。

(4) コイル保護と安全性解析

本設計では16励磁分割方式を採用しており、コイルクエンチなどが生じても、異常電磁力が発生することなく許容時定数内でコイル電流を減衰させることができる。クエンチ伝播などクエンチ時の挙動については不確定な点も多く、今後の研究成果に待つことが多い。耐震検討についてはモデル実験、電子計算機による解析、時に組立解体における評価などを行う必要があろう。

(5) その 他

AC損失、安定化、線材の大量生産技術、電気絶縁、材料疲労、クエンチ検出法、照射効果など多くの課題を解決してゆかなければならない。

6.2 ポロイダルマグネット

6.2.1 コイル本体

(1) 導体

導体は Nb_3S_n ケーブルを T_1 合金シースの中に挿入した内部冷却導体となっている。研究開発を要する項目は次の通りである。

(a) Nb_3S_n 素線

ブロンズ法による Nb_3S_n 極細多芯線は現在、世界の各方面で開発中であり、試作品もかなり出始めている。又、長尺線をコイルに巻いた例も聞かれており実用にかなり明るい見通しが得られている。一方、 Nb_3S_n は $Nb-T_1$ 等合金系超電導線に比べ、極めて脆く、取扱いには極めて慎重な配慮が必要である。又、電磁力等の応力が印加された場合に、 $Nb-T_1$ に比べ遙かに敏感な電流劣化を来す。脆く、取扱いが困難という問題は、コイルの場合であれば、巻線後熱処理、ケーブルの場合であれば、ケーブル構成後熱処理等の手段で逃げることが可能であるが、電磁力等の応力による特性劣化はかなり本質的なものであるため、現実の解明はもとより、冶金学的な解決法、応力を素線に掛けないような構成法等多方面からの解決法を考えて行く必要がある。

又、 Nb_3S_n の放射線損傷による劣化の問題も別個に研究する必要がある。

実験炉規模の大形超電導コイル用ともなれば、使用される超電導線の総量も莫大なものとなる。素線 1 本は細いものであるが、総量が大きいから、やはり素線製造工程でできるだけ長尺の素線が得られるようにしなければ効率的な量産は不可能であろう。長尺素線製造技術も大きな開発課題となろう。

(b) ケーブル

ケーブルとしては素線を 3 重に撚架した $1.5\text{ mm} \times 4.5\text{ mm}$ の成形撚線となる。このような多素線、大形成形撚線を精度良く製造する技術は不可決である。

先にも述べたように Nb_3S_n の脆弱性のため、 Nb_3S_n の反応生成は素線をケーブルに構成した後に行うのが適当であるが、 1000 m 級の大形撚線を均質に熱処理する技術も開発を要する。

(c) シース、補強テープ

T_1 合金は低温で極めて高い耐力を示し、低温用構造材として優れた性質をもつが、ステンレス鋼等に比べ、使用経験、実績共に少く、実用までにはかなりの R & D、取扱い経験を積む必要がある。特に長尺の T_1 合金シースの製造技術（加工技術、溶接技術）を開発する必要がある。

構造材としての T_1 合金の機械的性質、特に P F コイルでは疲労性質の把握が必須である。又放射線損傷による機械的性質の劣化の有無も是非確認しておく必要がある。

(d) 導体構成

導体全体として見て最適設計、すなわち電気的性質（安定性、交流損等）と機械的性質（応力等）、熱的性質（冷却負荷）の協調を考慮しての導体最適設計については、本概念設計では十分行われているとは言い難く、今後の研究に俟たれるところである。

又、超電導ケーブルをミースに挿入して長尺の内部冷却導体を構成する技術の確立も必要な項目であろう。

(2) コイル構成

(a) 卷 線

P Fコイル実現には何と言っても、大電流、大形導体の大径コイルへの巻線技術、固定技術が最大の難関となる。特に本設計の様な中空導体の巻線にはバルクな導体に見られない問題もあると考えられ、小規模なコイルから順次経験を積み上げて行くしかない。

又、大形、重量コイルのハンドリングの問題も 過できない。

(b) コイル接続

本設計では、撲線ケーブルを主導体としているが、パンケーキ用、コイル間の渡り接続には十分な配慮が必要である。素線電流分布の観点からは素線個々に接続するのが望ましいが1導体当り588本の素線があるので接続作業は相当迅速にできるような方式を取らねばならない。又、接続抵抗の均一性を素線電流分布の面からかなり厳しく要求される。同時に接続ケーブルの開発も必要である。接続ケーブル長の総量はかなり長くなるため、常電導ケーブルではその部分の Joule 発熱が問題となる。又、27 kA の常電導ケーブルは巨大なものとなり現実的でないかも知れない。この意味から、接続ケーブルも超電導ケーブルを用いることになると考えられるが、この構造をどの様にすべきかは本稿では明らかにすることできなかった。今後の検討に俟たれる所である。

(c) ターン間、層間絶縁物

ターン間、層間絶縁物は、電気的絶縁を行うと同時に、電磁力による応力を支持する構造材としての役目を負っている。本設計ではFRP (EPG等)を用いることとしているが、これらは低温の強度は十分あるが、繰り返し応力による疲労性質については不明点が多い。又、放射線劣化の問題も究明して行く必要がある。

絶縁物の絶縁耐圧は比較的明らかになっているが、形状、固定法を変えた時のクリベージ強度等、きめ細かな検討を要する点も多い。

(d) コイル保護

本設計では一応完全安定化電流以下で運転することにしているが、内部強制冷却下でのケーブルの安定性については現在研究の謡についたばかりの段階であり、明らかになっていない点も多い。

完全安定化コイルといえども全くクエンチしないという保証はない(例えば冷媒の欠陥)。クエンチの保護は十分検討しておく必要がある。又、クエンチを含めあらゆる場合の異常検出システムと対応システムの確立が急がれる。

(3) コイル全体構成

P Fコイル系を構成する上での問題点、開発課題は、

- 大形、重量コイルの配置、固定技術
- 大容積真空容器技術
- 大形、重量コイルの断熱支持方式
- 大電流リード線の開発

。対震構造技術
等であろう。

6.2.2 超臨界ヘリウム冷却システム

ポロイダルコイルを強制冷却する技術は超臨界ヘリウム（SHE）の冷却特性に関するものと、大形ヘリウム液化設備の開発に関するものとがある。

(1) SHE冷却法

SHEを長尺被冷却体に適用する技術は、超電導送電や、ホローコンダクタ超電導磁界装置などの研究開発を通じて徐々に進歩しつつあるが、今回のポロイダルコイルに適用するには、バンドルタイプの冷却流路における低温流体の過渡的熱伝達特性、磁界変動のもとでの超電導安定性について未知な問題が多い。研究課題として

- (a) 低温流体としての特性の解明
- (b) 流体系に発生する異常現象（振動、脈動）の解明
- (c) 超電導バンドル形導体中の熱伝達
- (d) 局部発熱およびパルス発熱の冷却法

があり、これらの解明と対策が必要となる。これらの課題はSHE流体の基礎実験とSHEループのシミュレーション実験によりある程度の技術向上が望めるが、超電導特性がSHE冷却特性に依存するので、究極的には実機寸法の超電導線と組合せる総合特性試験を実施することが必要となる。これによってSHE強制冷却超電導ポロイダルコイルの安定性、常電導転移および回復などのコイル特性が基本的に明らかになる。

(2) SHE冷却システム

ここに計画した極低温冷却系は、セントラルヘリウム液化装置冷凍能力4.5 kWにおいて9.5 kW、液化速度に換算すると4000 l/hに相当する大容量機と、ポロイダルコイル群とトロイダルコイル群を同時に冷却することができるハイブリッド冷却形サテライト冷却装置とから構成され、そのシステムの構成と主要構成機器設備の開発が重要課題となる。前者の大容量ヘリウム液化装置は1972年に米国のFNAL(Fermi National Accelerator Laboratory)のEnergy Doubler計画により開発された4500～5000 l/hのヘリウム液化装置が稼動することが予定されており、これとほぼ同規模のヘリウム液化装置は、我国でも7年程度の開発期間があれば十分建設可能である。その開発ステップとしてまず500 l/h級の準大形機を試作し、大容量化に対する技術開発を行ないあわせてヘリウム圧縮機、タービン膨張機および計算機運転制御システムの実用化開発を行なうことが必要である。

後者のサテライト冷却装置は、実験炉に近接して設置されることから、多くの冷却機能を合せて持ったコンパクト機であることが必要条件となっており、今回提案したような自己冷凍の発生能力をもたない循環システムが採用されることが考えられる。このようなシステムは内外に例がなく、動作の安定性、運転制御の簡易化あるいは装置の安全性など実用上のメリットがあり、冷却システムとしての効率向上および運転制御方式の確立などの技術開発が課題となる。

6.3 開発スケジュール

TFコイルとPFコイルの開発は各々独立に考えることはできないが、コイル形状、方式、導体構造、巻線方式、支持方式、冷却方式等がかなり異なるため、その開発項目、スケジュール等は自ら異ったものとなる。本設計の実験炉を10～15年で実現するとした場合の開発スケジュールの概要をTable 6.3.1 TFコイルの開発、Table 6.3.2 PFコイルの開発およびTable 6.3.3 冷却システムの開発についてそれぞれ示す。

Table 6.3.1 核融合実験炉超電導マグネットTFコイル開発計画

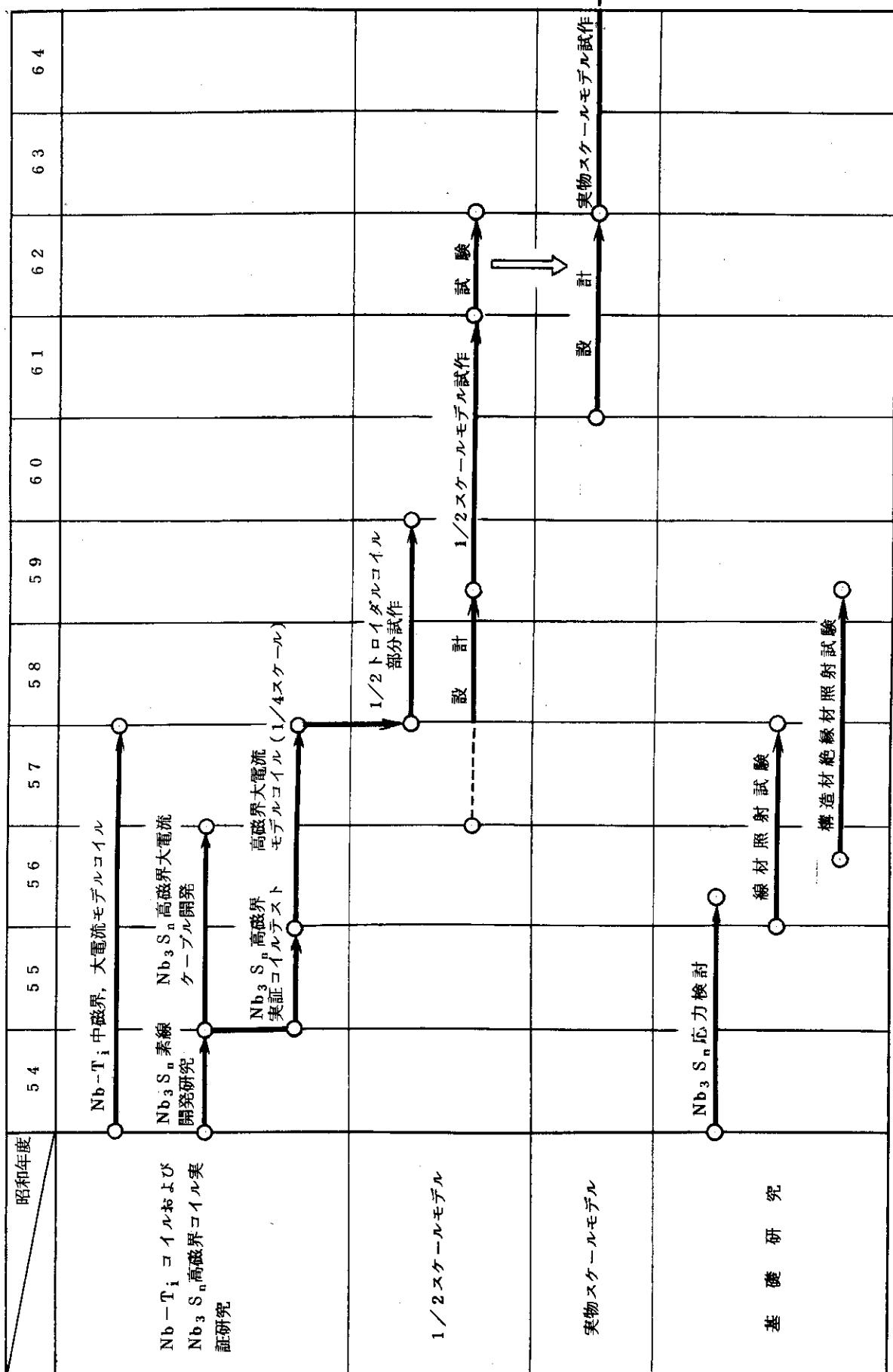
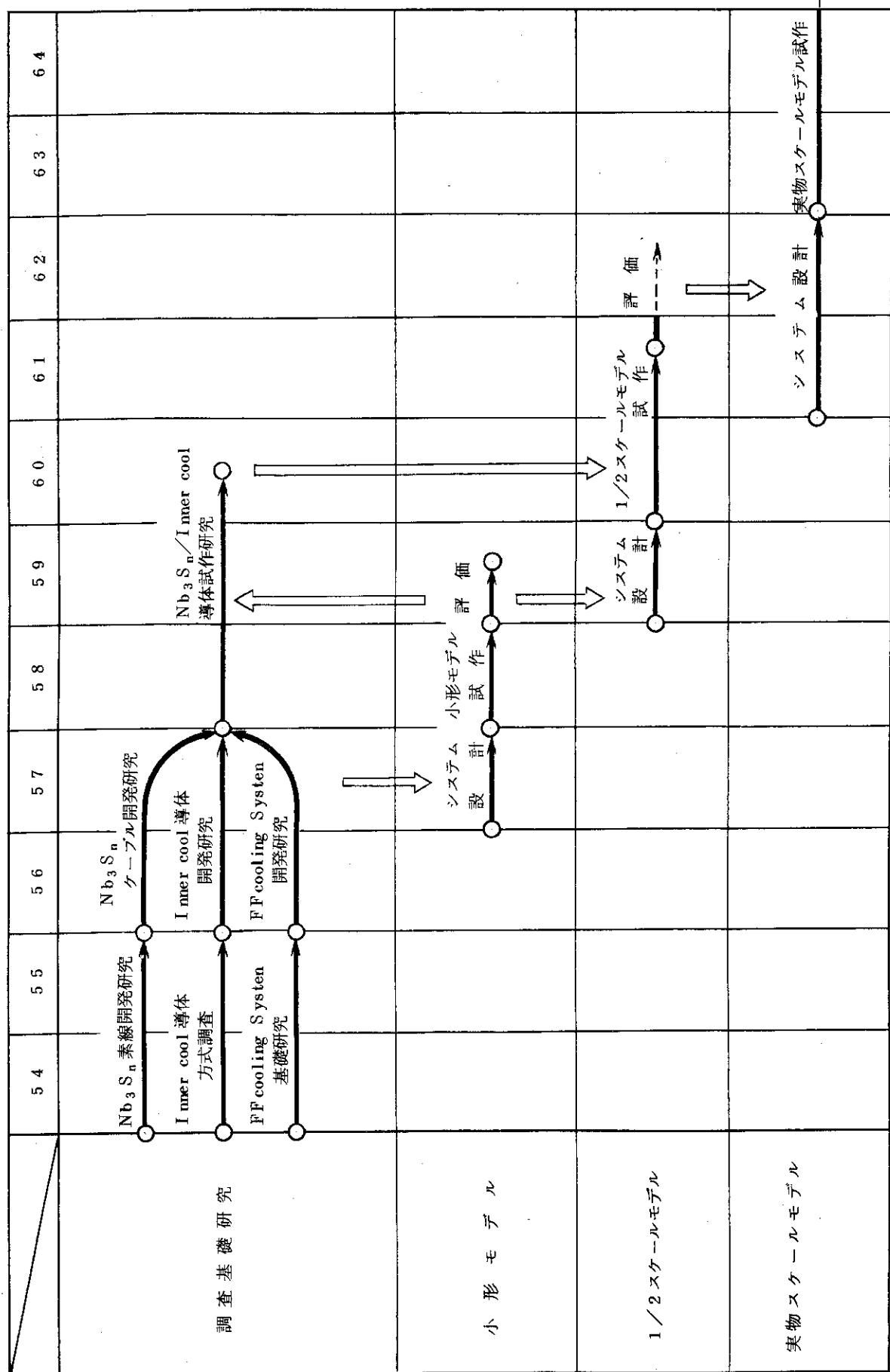
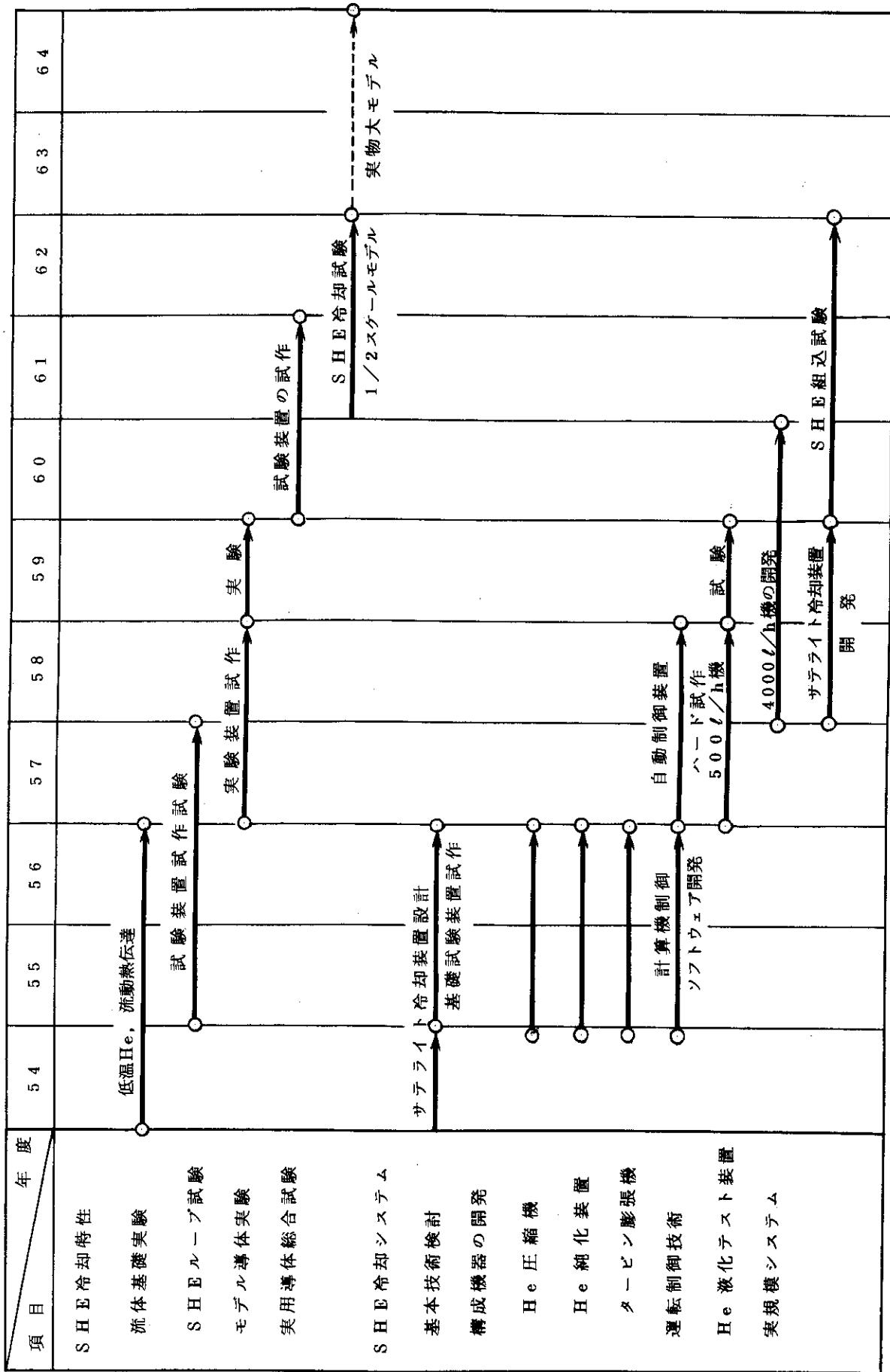


Table 6.3.2 核融合実験炉超電導マグネットPFコイル開発計画



J A E R I - M 8 6 4 0

Table 6.3.3 核融合実験炉極低温冷却システム開発計画



あとがき

核融合実験炉における超電導マグネットは大きくわけてトロイダルマグネットとポロイダルマグネットとがある。昭和50年度に動力炉トロイダルマグネット設計、昭和51年度に実験炉トロイダルマグネット設計(第1次)、昭和52年度に実験炉トロイダルマグネット安全性解析と実施し、その内容も詳細かつ具体的なものとなってきた。しかしながら、トロイダルマグネットとポロイダルマグネットを総合的に設計すること、トロイダルマグネットに生じる大きな応力などに今後の問題が残された。

本報告書ではトロイダルマグネットとポロイダルマグネット両方について設計研究を行い、組立解体を含めて総合的な検討を加えた。その結果、詳細には今後の開発研究に待つ点も多々あるが、実験炉用超電導マグネット概念をほぼ確立することができたと言えよう。トロイダルマグネットについては、第2次予備設計の設計条件に基づいたこと、コイル形状の若干の変更により、ほぼ実現可能な構造設計レベルに達し得たと言えよう。又、ディスク板数や励磁電源台数を適切に選び、よりバランスのとれた設計とすることができた。

ポロイダルマグネットにおいては本設計の最大の特徴は、Nb₃S_n Bundle 導体を用い、SHE Forced Flow 冷却方式を採用したことである。2.1.1項でも述べたように本方式は、従来形の設計に比べ、数々の優れた点を有し、採用のポロイダルマグネットとして極めて魅力的な方式であり、ポロイダルマグネットの本質である繰り返しパルス励磁にまつわる、電気的、機械的なすべての問題を完結的に解決し得るほぼ唯一の方式であると言っても過言ではないであろう。このような観点に立って、われわれは第2章以後において、この方式のポロイダルマグネットの設計、製作に伴う種々の検討を行った。十分な最適設計が行われているとは言い難い点もあるが、現段階での技術とその発展方向を踏まえて、一応最適と考えられるポロイダルマグネットの姿は提示し得たのではないかと考えている。

とは言え、Nb₃S_n 導体にしても、Forced Flow 冷却方式にしても、現時点では決して完成された技術とは言えず、その信頼性の高い実用には多くの開発努力に俟たれる面が多い。必要開発課題に関しては6章で詳述したので、ここで繰り返す煩は避けるが、その実現にとつていつかはくぐらなければならない難関とも言える問題点と、開発スケジュール上のStart pointとして早急に取り組んで行く必要のある当面の緊急課題とも言うべきものを列挙して締めくくりとしたい。

- (1) Nb₃S_n 線材の超電導基礎特性の解明(安定性、応力系に対する特性等)
- (2) Nb₃S_n 長尺素線の製造技術と信頼性向上
- (3) Nb₃S_n Bundle Conductor の開発
- (4) SHE の低渦流体としての挙動、特性解明
- (5) SHE Forced Flow 冷却下での超電導線の安定化特性の実証的試験
- (6) SHE 冷却循環システム低温分配運転の自動化
- (7) 実規模冷却システムの開発と信頼性向上

設計研究担当者

(1) 主たる設計研究者

三菱原子力工業(株) 原子力開発センター研究所 伊尾木公裕, 浅見 直人

三菱電機(株) 中央研究所 田中 光雄, 萩野 治, 豊田 勝義, 岩本 雅民

(2) 原研側担当

炉設計研究室 迫 淳