

JAERI-M

7200

核融合実験炉超電導ポロイダル
マグネット設計研究

1977年9月

核融合研究部炉設計研究室

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

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ポロイダルマグネット設計研究

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

(1977年7月12日受理)

核融合実験炉用超電導ポロイダルマグネットについて設計研究を行なった。着手目的は、設計研究を行なうことにより、超電導ポロイダルマグネットの技術的問題点を抽出し、今後の研究開発課題を明確にすることである。

本設計研究により、明らかになった問題点及び研究開発課題のうち主なものは、極低温における電気絶縁方法、超電導線補強材の繰り返し応力による劣化、コイル並列巻線による誘起電流対策、FRPヘリウム容器の開発、ヘリウム送液損失の改善等である。これらの問題点及び研究開発課題の開発スケジュールも立案した。

Design Study of Superconducting Poloidal Magnets for
a Tokamak Experimental Fusion Reactor

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

(Received July 12, 1977)

Design of superconducting poloidal magnets for a tokamak experimental fusion reactor has been studied. The purpose is to reveal engineering problems of poloidal magnets.

Electrical insulation at liquid helium temperature, fatigue of reinforcement materials of the windings due to repeated electromagnetic forces, construction of FRP liquid helium containers and transfer loss of liquid helium are found to be especially important.

The schedule of R&D is also presented.

Keyword: Tokamak Fusion Reactor, Experimental Reactor, Superconducting Magnet, Poloidal Magnet, Design Study, Electrical Insulation

The design study performed by Tokyo Shibaura Electrical Co., Ltd. under contract with JAERI.

目 次

まえがき	1
1. 設計条件	1
1.1 設計条件	1
1.2 呼称, 単位その他	3
2. 設計概要	8
2.1 ポロイダルマグネット本体	8
2.2 クライオスタット	11
2.3 冷却システム	12
2.4 全体構成図	12
3. 炉心の立場からのポロイダルマグネット設計	18
3.1 炉の運転サイクル	18
3.2 変流器	22
3.3 垂直磁場マグネット	25
3.4 まとめ	26
4. ポロイダルマグネット本体	34
4.1 電氣的検討	34
4.2 機械的構造の検討	38
4.3 超電導線設計	42
4.4 熱 計 算	49
5. クライオスタット	89
5.1 基本構造	89
5.2 クライオスタットの構造	89
6. 冷却システム	104
6.1 冷却負荷	104
6.2 被冷却系	106
6.3 冷却システム	110
7. 製造組立及び保守法	122
7.1 ポロイダルマグネット本体	122
7.2 クライオスタット	123
8. 事故対策	124
8.1 クエンチ	124
8.2 地震対策	125
9. 設計上の問題点と研究開発課題及び開発スケジュール	126
9.1 炉心的立場から見たポロイダルマグネット	126

9.2	ポロイダルマグネット本体	126
9.3	クライオスタット	129
9.4	冷却系	130
9.5	開発スケジュール	131
結 言		133
設計研究担当者		136

まえがき

先に行なったトカマク型核融合動力炉用超電導ポロイダルマグネット設計研究 (JAERI-M 6802) にひきつづき、それに先立つトカマク型核融合実験炉の超電導ポロイダルマグネットについての設計研究に着手した。

この設計研究の目的は設計途上で出て来る技術的問題点を抽出し、今後の研究開発課題を明らかにすることである。

設計は動力炉用ポロイダルマグネット設計で問題となった点について重点的に検討を進めた。本報告書においては動力炉用ポロイダルマグネット設計研究 (JAERI-M 6802) と内容的に同一な箇所は出来るだけ簡略化して記した。

本報告書の構成は第1章に設計条件、第2章に設計結果の概要、第3章から第8章に設計内容の詳細、第9章に問題点と研究開発課題という構成となっている。

1. 設 計 条 件

1.1 設 計 条 件

本ポロイダルマグネットの基本設計仕様は JAERI-M 6670 に記されているが、以下に本設計で必要な設計条件を再確認する。尚、Table 1.1 及び Fig. 1.1 に JAERI-M 6670 のうちから装置全体を表わす図表を転載した。

(1) 炉心プラズマ関係仕様

主半径	R (m)	6.75
副半径	a (m)	1.5
プラズマ電流 I_p	(MA)	4.0
電流立上り時間	(sec)	10.0
電流減少時間	(sec)	10.0
定常電流時間	(sec)	300.0
1 ターン電圧	(V)	200.0

(2) 空心変流器コイル仕様

コイル個数	(個)	22
総起磁力	(MAT)	60.0

まえがき

先に行なったトカマク型核融合動力炉用超電導ポロイダルマグネット設計研究 (JAERI-M 6802) にひきつづき、それに先立つトカマク型核融合実験炉の超電導ポロイダルマグネットについての設計研究に着手した。

この設計研究の目的は設計途上で出て来る技術的問題点を抽出し、今後の研究開発課題を明らかにすることである。

設計は動力炉用ポロイダルマグネット設計で問題となった点について重点的に検討を進めた。本報告書においては動力炉用ポロイダルマグネット設計研究 (JAERI-M 6802) と内容的に同一な箇所は出来るだけ簡略化して記した。

本報告書の構成は第1章に設計条件、第2章に設計結果の概要、第3章から第8章に設計内容の詳細、第9章に問題点と研究開発課題という構成となっている。

1. 設 計 条 件

1.1 設 計 条 件

本ポロイダルマグネットの基本設計仕様は JAERI-M 6670 に記されているが、以下に本設計で必要な設計条件を再確認する。尚、Table 1.1 及び Fig. 1.1 に JAERI-M 6670 のうちから装置全体を表わす図表を転載した。

(1) 炉心プラズマ関係仕様

主半径	R (m)	6.75
副半径	a (m)	1.5
プラズマ電流 I_p	(MA)	4.0
電流立上り時間	(sec)	10.0
電流減少時間	(sec)	10.0
定常電流時間	(sec)	300.0
1ターン電圧	(V)	200.0

(2) 空心変流器コイル仕様

コイル個数	(個)	22
総起磁力	(MAT)	60.0

コイル位置及び起磁力

	R (m)	Z (m)	I (MAT)
No. 1	2.0	0.91	3
No. 2	2.0	1.21	3
No. 3	2.0	1.51	3
No. 4	2.0	2.58	3
No. 5	2.0	2.88	3
No. 6	2.0	3.7	3
No. 7	2.0	4.0	3
No. 8	2.0	4.3	3
No. 9	2.39	5.26	1.5
No. 10	3.22	6.29	3
No. 11	9.20	6.21	1.5
No. 12	2.0	-0.91	3
No. 13	2.0	-1.21	3
No. 14	2.0	-1.51	3
No. 15	2.0	-2.58	3
No. 16	2.0	-2.88	3
No. 17	2.0	-3.7	3
No. 18	2.0	-4.0	3
No. 19	2.0	-4.3	3
No. 20	2.39	-5.26	1.5
No. 21	3.22	-6.29	3
No. 22	9.20	-6.21	1.5

(3) 垂直磁場コイル仕様

コイル個数	(個)	12
起磁力	(MAT)	8.0と-8.0

コイル位置及び起磁力

	R (m)	Z (m)	I (MAT)
No. 1	2.0	0.34	1
No. 2	2.0	2.33	1
No. 3	2.27	5.0	1
No. 4	8.07	6.81	1
No. 5	8.82	6.43	-2
No. 6	11.18	3.94	-2
No. 7	2.0	-0.34	1
No. 8	2.0	-2.33	1
No. 9	2.27	-5.0	1

Na 1 0	8.07	-6.81	1
Na 1 1	8.82	-6.43	-2
Na 1 2	11.18	-3.94	-2

(4) その他の設計条件

上記の諸設計条件の他、本設計においては次の設計上の制約を設ける。

- トロイダルマグネットの求心力支持リングがポロイダルマグネット部の空間部に配置される。
- ポロイダルマグネットとトロイダルマグネットの真空断熱容器およびふく射シールドは、一部共通となる。

1.2 呼称、単位その他

(1) 呼 称

(a) 小コイル

変流器コイルを構成する22個のコイル群及び、垂直磁場コイルを構成する12個のコイル群の各々を小コイルと呼ぶ。変流器コイルの小コイルは、1.1(2)のコイルNaの前にTをつけT1, T2……T22のように呼び、垂直磁場コイルは、1.1(3)のコイルNaの前にVをつけ、V1, V2……V12のように呼ぶ。これらの各小コイル位置と名称をFig. 1.2に示した。

又、垂直磁場コイルの電流方向を明らかにするため、同図にプラズマ電流立上げ時の各小コイルの電流方向を示した。

(b) 運転シーケンス

変流器コイル及び垂直磁場コイルの電流波形は、以下の設計計算の都合上Fig. 1.3に示すようにモデル化しておく。

同図において、各コイル電流はその最大値で規格化してある。

一運転周期を6個の時間帯にわけ、各々を

Phase I $0 \leq t \leq 1$ (プラズマ着火時)

Phase II $1 \leq t \leq 10$ (プラズマ加熱時)

Phase III $10 \leq t \leq 330$ (核融合反応時)

Phase IV $330 \leq t \leq 340$ (プラズマ消滅時)

Phase V $340 \leq t \leq 400$ (運転停止時)

Phase VI $400 \leq t \leq 420$ (運転準備時)

のように呼ぶことにする。但しt(秒)である。

(2) 単 位

本報告書で用いる単位系は、SI単位系を原則とする。但し、各分野で慣習的によく用いられている単位に関しては、必ずしもこれに従わない。

(3) 座 標

本報告書では、各装置の位置を明確にするため、円筒座標を用いた。プラズマリングの中心を含む面を $Z=0$ 面とし、空心コイル中心を $R=0$ 、トロイダル方向を θ とした。

Table 1.1 Main design parameters of the JAERI Experimental Fusion Reactor (JXFR)

Fusion power (MW)	100	SCM irradiation effects	
Reactor dimensions		Max. copper displacement (dpa y^{-1})	1.5×10^{-5}
Major radius (m)	6.75	Max. nuclear heating rate ($W\ cm^{-3}$)	7.8×10^{-5}
Plasma radius (m)	1.5	Total nuclear heating in SCM (kW)	0.98
First wall radius (m)	1.75		
Plasma volume (m^3)	300		
Plasma		Toroidal field magnet	
Mean temperature (keV)	7	Number of coils	16
Mean density ($10^{14}\ cm^{-3}$)	1.1	Inner diameter, W/H(m)	7/11
Effective charge	1.6	Max. field strength (T)	11.5
Confinement time (s)		Stored energy (GJ)	50
Trapped-ion	2.9		
Neo-Bohm	2.3	Vertical field magnet	
Pseudoclassical	5.7	Magnetomotive force (MAT)	8
Injection power (MW)	27	Field intensity (T)	0.26
(D-particle with 200keV)		at plasma center	
Toroidal field (T)	6	Stored energy (GJ)	0.5
Safety factor	2.5		
Poloidal beta	2.2	Primary winding	
Toroidal beta	0.017	Magnetomotive force (MAT)	60
Plasma current (MA)	4	Maximum field intensity (T)	8
		Stored energy (GJ)	2.1
		Flux change (Wb)	140
Reactor Structure			
Reactor module/Reactor	8	Neutral beam injector	
Blanket cells/Reactor module	284	Deutrium beam energy (keV)	200
Injection and evacuation hole/Reactor module	1	Ion beam output (MW)	240
Nominal max.1st wall temp($^{\circ}C$)	540	Injection power (MW)	33
		Neutral beam gas efficiency (Γ_n/Γ_c)	0.5
Materials		Total power efficiency	0.26
Structural material	316SS		
Blanket fertile material	Li_2O	Cooling system	
Neutronics		Coolant ($10\ kg/cm^2$)	He
Neutron current at 1st wall ($n\ cm^{-2}\ s^{-1}$)	7.6×10^{12}	Inlet/Outlet temp. ($^{\circ}C$)	300/500
Neutron wall loading ($MW\ m^{-2}$)	0.17	Flow rate (kg/s)	143
First wall displacement damage rate (dpa y^{-1})	0.9	Secondary system	He, air-cooled
Max. helium production rate in 1st wall (appm y^{-1})	12	Tritium inventory	
Max. hydrogen production rate in 1st wall (appm y^{-1})	36	Fuel recirculating system (kg)	0.3
Tritium breeding ratio	0.92	Tritium recovery system including blanket (kg)	0.1
Nuclear heating per DT neutron (MeV n^{-1})	16.7	Total inventory including storage (kg)	0.5
Total induced activity at one hour after shutdown (Ci)		Operation cycle	
(after one year operation)	7.5×10^7	Operation period(s)	420
		Burn time(s)	300

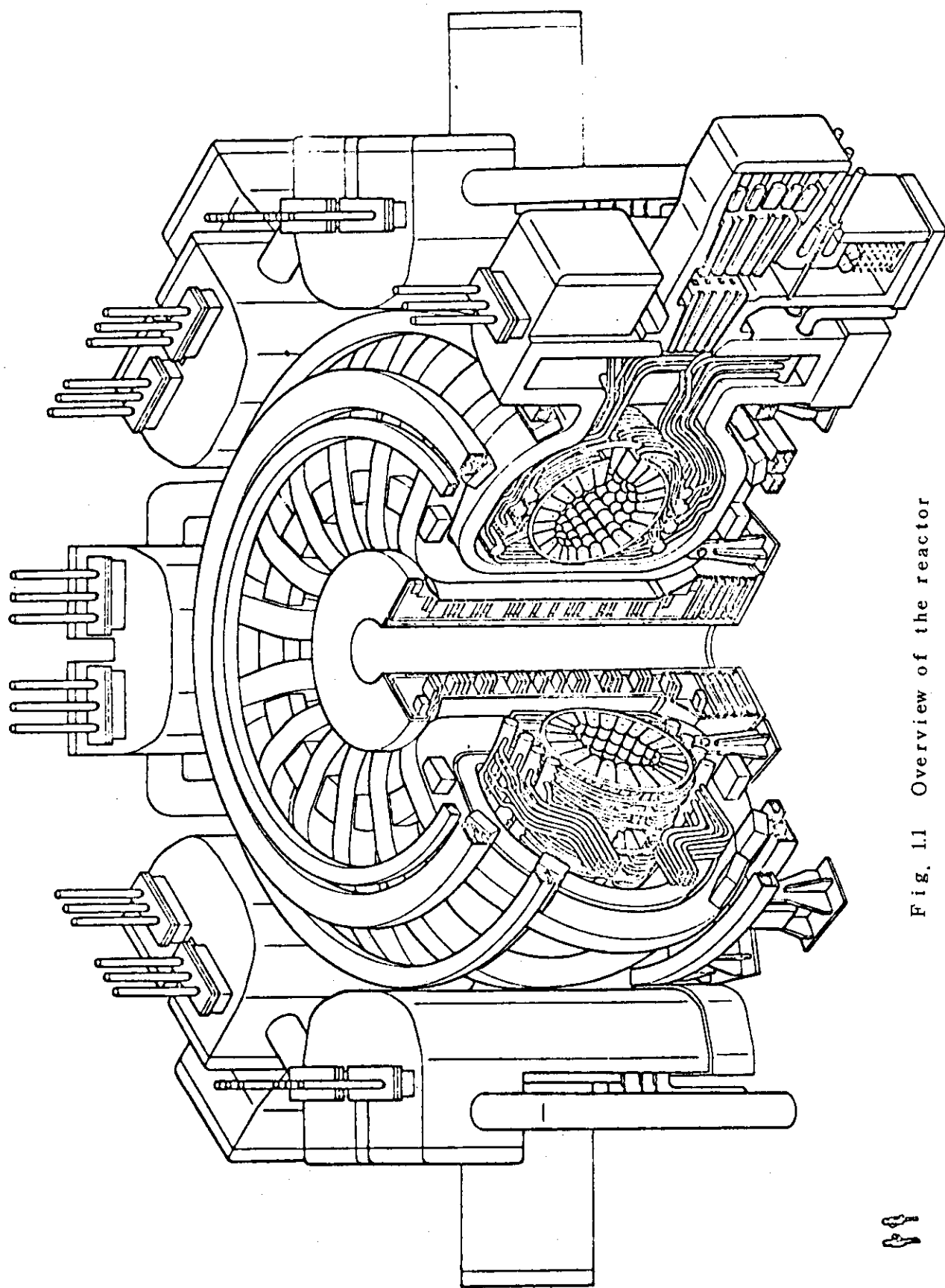


Fig. 1.1 Overview of the reactor

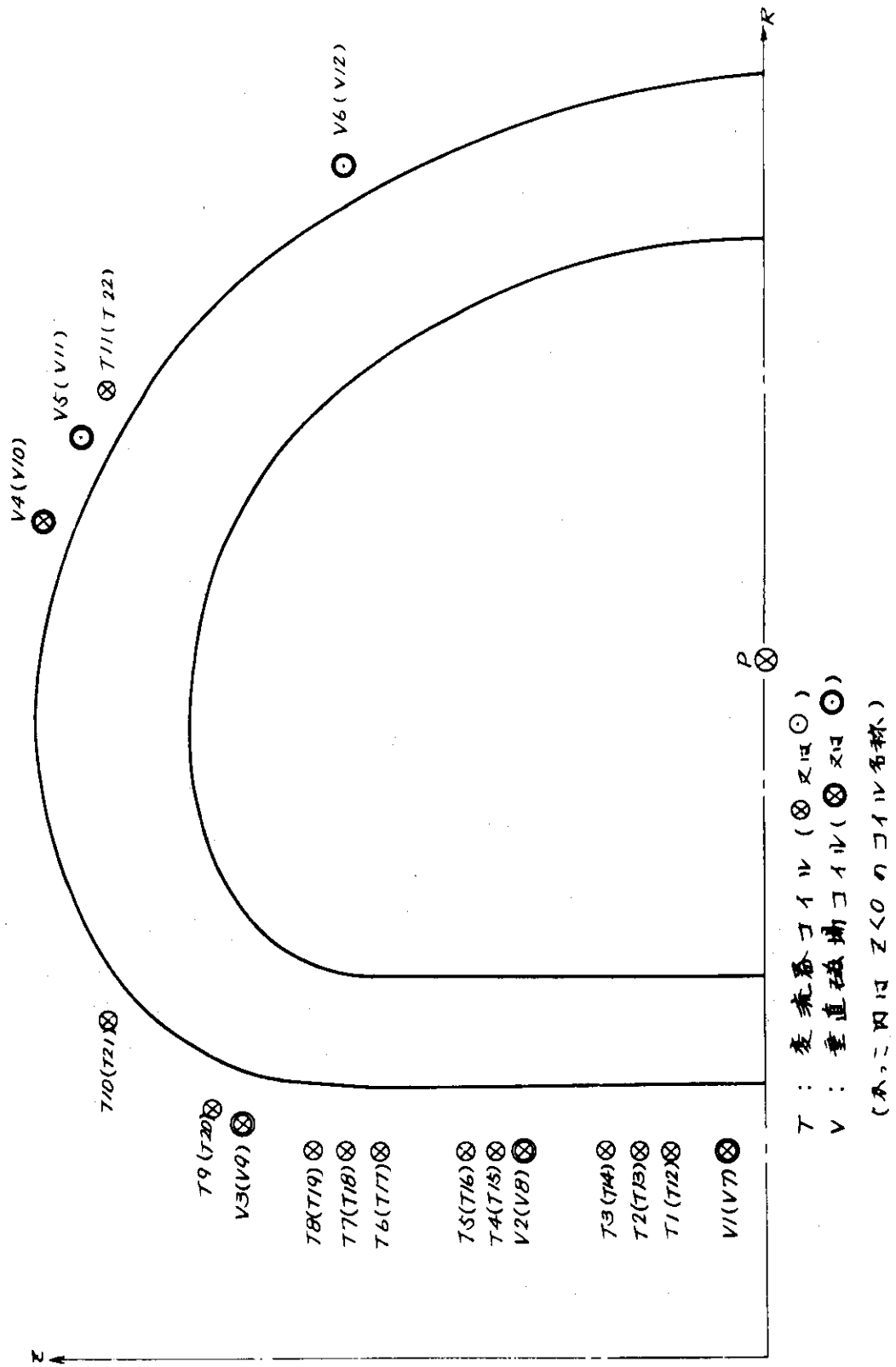


Fig. 1.2 各小コイル位置, 名称, 電流方向

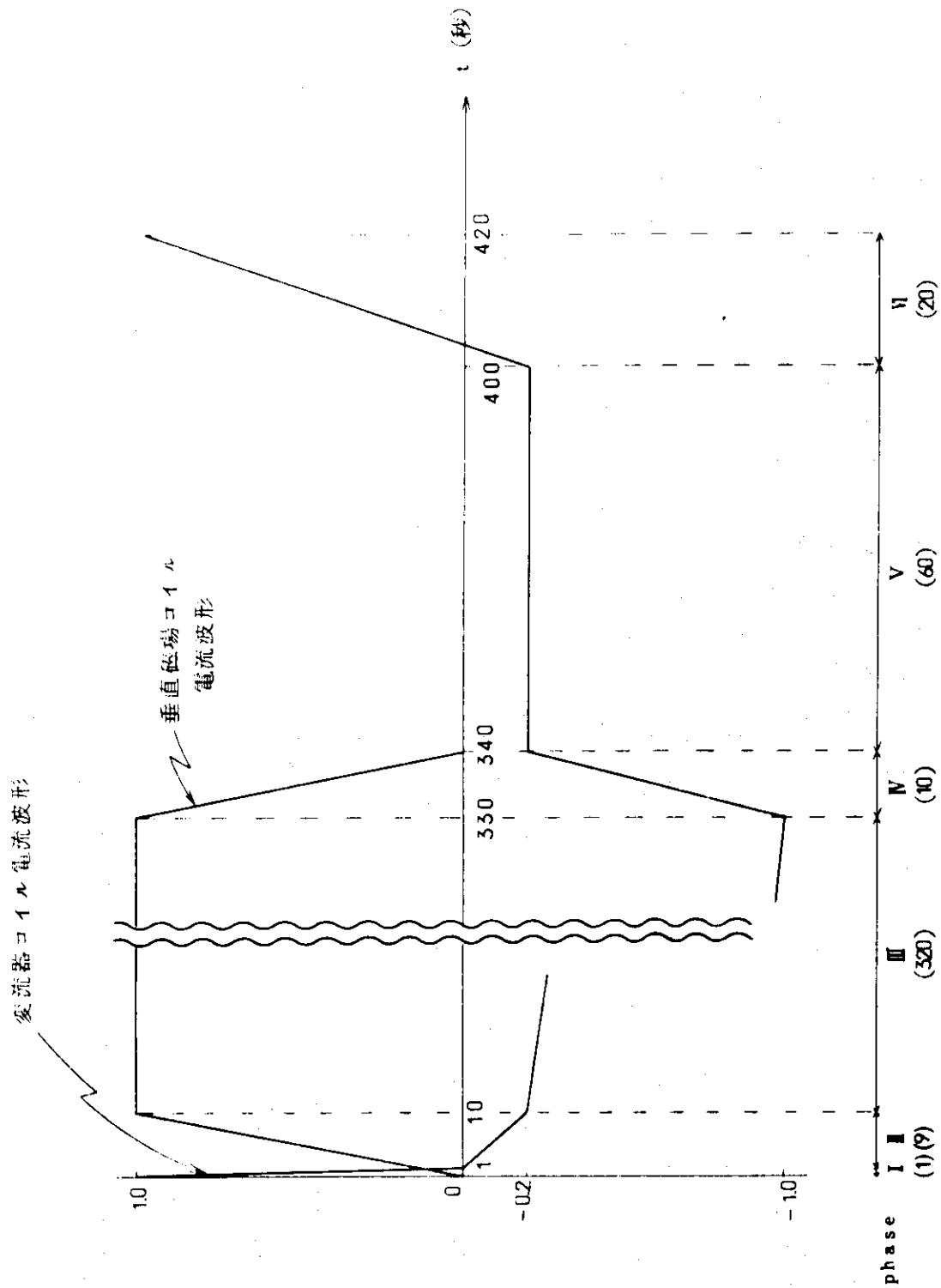


Fig. 13 ポロイダルコイル電流波形

2. 設 計 概 要

本設計研究の結果の概要を以下に記す。

2.1 ポロイダルマグネット本体

(1) 空心変流器コイル

(a) 全体仕様

起磁力	(MAT)	60
総ターン数	(T)	240
最大電流	(kA)	250
自己インダクタンス	(H)	0.0697
最大蓄積エネルギー	(GJ)	218
中心磁束密度	(T)	5.13
コイル位置最高磁束密度	(T)	8.12
重 量 (コイル部)	(ton)	142
最大発生電圧	(kV)	48

(b) 小コイル位置, 形状, 起磁力, ターン数

コイル名称	コイル中心		コイル形状		起 磁 力	ターン数
	R (m)	Z (m)	巾 (m)	高さ (m)	I (MAT)	
T 1	2.0	0.91	0.726	0.28	3	12
T 2	"	1.21	"	"	"	"
T 3	"	1.51	"	"	"	"
T 4	"	2.58	"	"	"	"
T 5	"	2.88	"	"	"	"
T 6	"	3.7	"	"	"	"
T 7	"	4.0	"	"	"	"
T 8	"	4.3	"	"	"	"
T 9	2.39	5.26	"	0.14	1.5	6
T 10	3.22	6.29	"	0.28	3	12
T 11	9.20	6.21	0.363	"	1.5	6
T 12	2.0	-0.91	0.726	"	3	12
T 13	"	-1.21	"	"	"	"
T 14	"	-1.51	"	"	"	"
T 15	"	-2.58	"	"	"	"
T 16	"	-2.88	"	"	"	"

コイル名称	コイル中心		コイル形状		起磁力	ターン数
	R (m)	Z (m)	巾 (m)	高さ (m)	I (MAT)	
T 1 7	2.0	-3.7	0.726	0.28	3	12
T 1 8	"	-4.0	"	"	"	"
T 1 9	"	-4.3	"	"	"	"
T 2 0	2.39	-5.26	"	0.14	1.5	6
T 2 1	3.22	-6.29	"	0.28	3	12
T 2 2	9.20	-6.21	0.363	"	1.5	6

コイル形状は $\left\{ \begin{array}{l} T 1 \sim T 8, T 10 \\ T 12 \sim T 19, T 21 \end{array} \right\}$ については Fig. 2.1 を参照

T 9, T 20 については Fig. 2.2 を参照

T 11, T 22 については Fig. 2.3 "

(c) コイル構造

導 体 : (3) 項参照

コ イ ル 構 造 : Fig. 2.1 ~ Fig. 2.3 を参照

電 気 接 続 法 : $\left. \begin{array}{l} 11 \text{ 本並列} \\ 4 \text{ ダブルパンケーキ並列} \\ 22 \text{ 本並列} \\ 2 \text{ ダブルパンケーキ並列} \end{array} \right\} \begin{array}{l} (T1 \sim T8, T10, T11, \\ T12 \sim T19, T21, T22) \\ (T9, T20) \end{array}$

パンケーキ厚さ : 25mm

パンケーキ間空隙 : 10mm

全電流密度 (含冷却空間) : 14.8 (A/mm²)

導 体 寸 法 : 25mm × 10mm

全 タ ー ン 数 : 528 (T1 ~ T8, T10, T12 ~ T19, T21)

264 (T9, T11, T20, T22)

コイル安定化法 : 完全安定化

(2) 垂直磁場コイル

(a) 全体仕様

起 磁 力	(MAT)	± 8
総ターン数	(T)	160
最大電流	(kA)	100
自己インダクタンス	(H)	0.11
最大蓄積エネルギー	(GJ)	0.55
プラズマ位置磁束密度	(T)	- 0.27
重 量 (コイル部)	(ton)	117
最大発生電圧	(kV)	16

(b) 小コイル位置, 形状, 起磁力, ターン数

コイル名称	コイル中心		コイル形状		起磁力	ターン数
	R (m)	Z (m)	巾 (m)	高さ (m)	I (MAT)	
V 1	2.0	0.34	0.55	0.14	1	10
V 2	2.0	2.33	0.55	0.14	1	10
V 3	2.27	5.0	0.55	0.14	1	10
V 4	8.07	6.81	0.275	0.28	1	10
V 5	8.82	6.43	0.55	0.28	-2	20
V 6	11.18	3.94	0.55	0.28	-2	20
V 7	2.0	-0.34	0.55	0.14	1	10
V 8	2.0	-2.33	0.55	0.14	1	10
V 9	2.27	-5.0	0.55	0.14	1	10
V10	8.07	-6.81	0.275	0.28	1	10
V11	8.82	-6.43	0.55	0.28	-2	20
V12	11.18	-3.94	0.55	0.28	-2	20

コイル形状は, V1~V3, V7~V9 については Fig.2.4 を参照

V4, V10 については Fig.2.5 "

V5, V6, V11, V12 については Fig.2.6 "

(c) コイル構造

導 体: (3)項参照

コイル構造: Fig.2.4 ~ Fig.2.6 を参照

電気接続法: 10本並列 } (V1~V3, V7~V9)
 2ダブルパンケーキ並列 }
 5本並列 } (V4~V6, V10~V12)
 4ダブルパンケーキ並列 }

パンケーキ厚さ: 25mm

パンケーキ間距離: 10mm

全電流密度 (含冷却空間): 12.99A/mm²

全ターン数: 200 (V1~V4, V7~V10)
 400 (V5, V6, V11, V12)

コイル安定化法: 完全安定化

(3) 導体構造

断	面	(mm ²)	11×25
総	長 (変流器コイル)	(km)	83.1
	(垂直磁場コイル)	(km)	68.3
最大外部磁場	(T)		8.12
電流容量	(A)		5.680

電 流 密 度	(A/mm ²)	20.7
常電導転移時最大熱流束	(W/cm ²)	0.359
ストランド線 (平角転位 線)		
数	(枚)	2
断 面	(mm ²)	2×21
素 線 数	(本)	42
電 流 密 度	(A/mm ²)	71.2
素 線		
径	(mm)	11
構 造	Nb Ti -Cu Ni -Cu 3層構造	
Nb Ti フィラメント数	(本)	2033
“ 径	(μ)	10
Cu Ni 膜 厚	(μ)	2
Cu 比 (Cu : Nb Ti + Cu Ni)	2.04 : 1	
Nb Ti での電流密度	(A/cm ²)	0.423×10 ⁵
ツイストピッチ	(mm)	30
絶 縁		
ステンレス補強管間に1mm厚の有機絶縁物、各素線表面に金属酸化皮膜 (Fig. 2.7 参照)		

2.2 クライオスタット

(1) ヘリウム容器

材 料	ガラス繊維強化プラスチック
個 数	12個 (中心部) + 6個 (大径コイル)
構 成	内側胴円筒 + 外側胴円筒 + 上ふた + 下ふた

液体ヘリウム張込量	3.4 m ³ (中心部)
	+ 7.0 m ³ (大径コイル)
計	10.4 m ³

(2) ふく射シールド板

構 成	シェブロンシールド + 多層断熱材
冷 却 方 式	パイプ内液体窒素送液方式
冷 却 板 材 料	銅板 0.5mm 厚

(3) 真空断熱容器

材 料	ステンレス鋼
個 数	1個 (中央部) + 6個 (大径コイル)
構 成	容器内面に多層断熱材

2.3 冷却システム

(1) 被冷却系

(a) 中心部小径コイル

冷却方式	液体ヘリウム強制冷却
送液量	800 ℓ/min (コイル内にて)
平均流速	0.194 cm/s (放射状冷却溝にて)
冷媒温度	4.5 K
冷媒圧力	1.2 atm

(b) 大径コイル

冷却方式	液体ヘリウム浸漬冷却
補給液量	450 ℓ/h
冷媒温度	4.5 K
冷媒圧力	1.2 atm

(2) 冷却システム

送液システム	3タンク送液システム
送液量	1000 ℓ/min
冷凍液化装置容量	
冷凍容量	4kW $\times$ 2台 (at 4.5K)
液化容量	500 $\ell/\text{h} \times 2$ 台
電力	2500kW $\times$ 2台 (液体窒素使用)
液体窒素使用量	4000 ℓ/h

2.4 全体構成図

Fig.2.8にポロイダルマグネットの断面図を, Fig.2.9に上面図を示した。

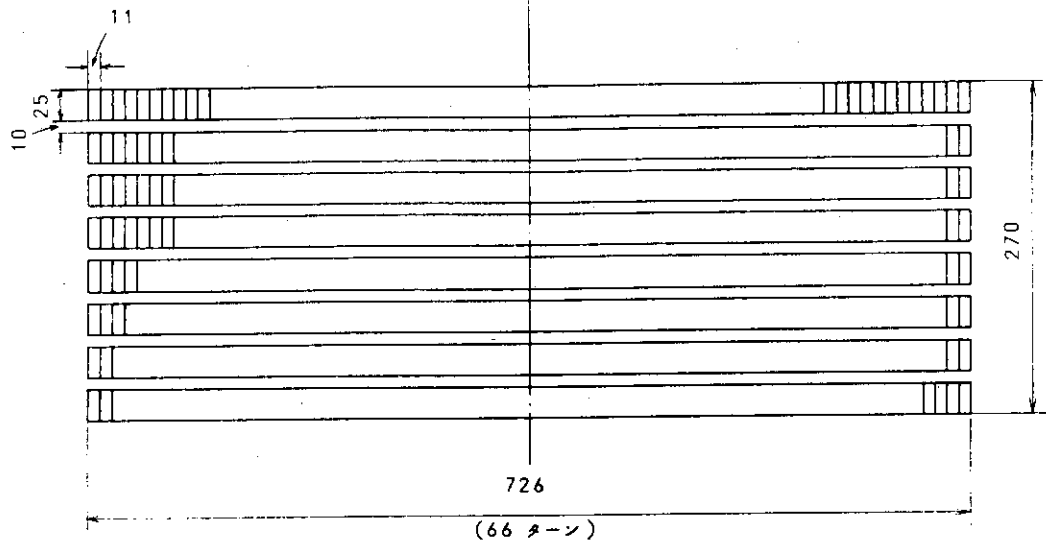


Fig. 2.1 T1~T8, T10, T12~T19, T21変流器小コイル断面図

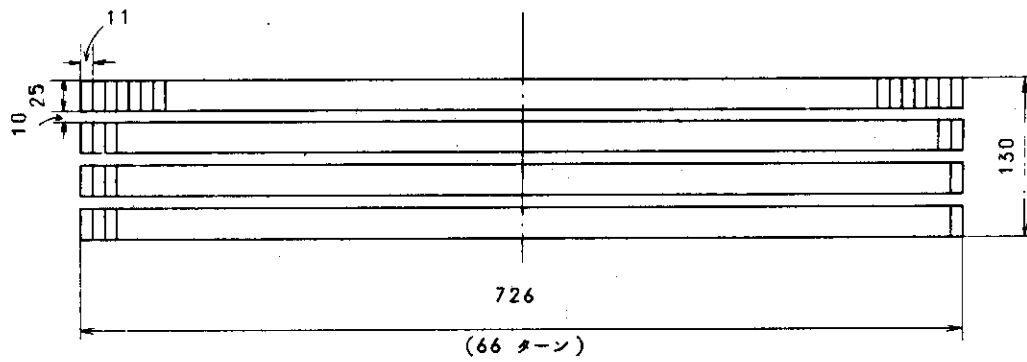


Fig. 2.2 T9, T20変流器小コイル断面図

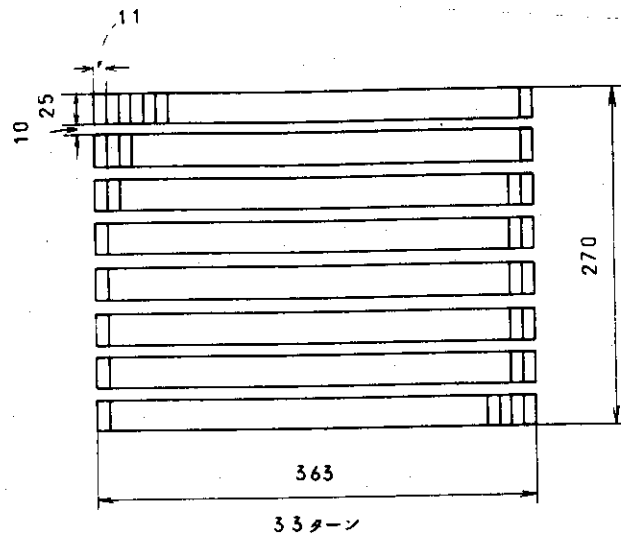


Fig. 2.3 T11, T22変流器小コイル断面図

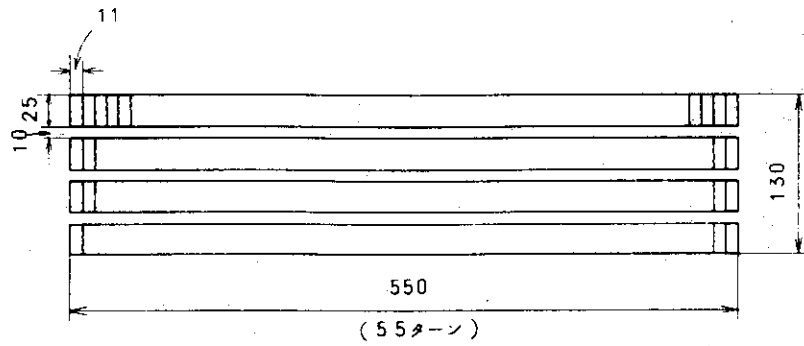


Fig. 24 V 1~V 3, V 7~V 9 垂直磁場小コイル断面図

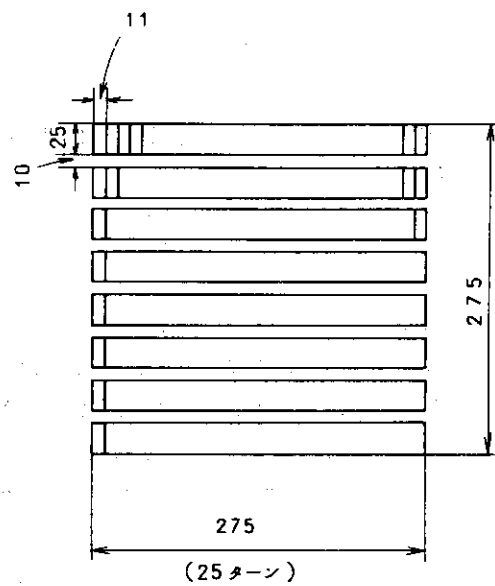


Fig. 25 V 4, V 10 垂直磁場小コイル断面図

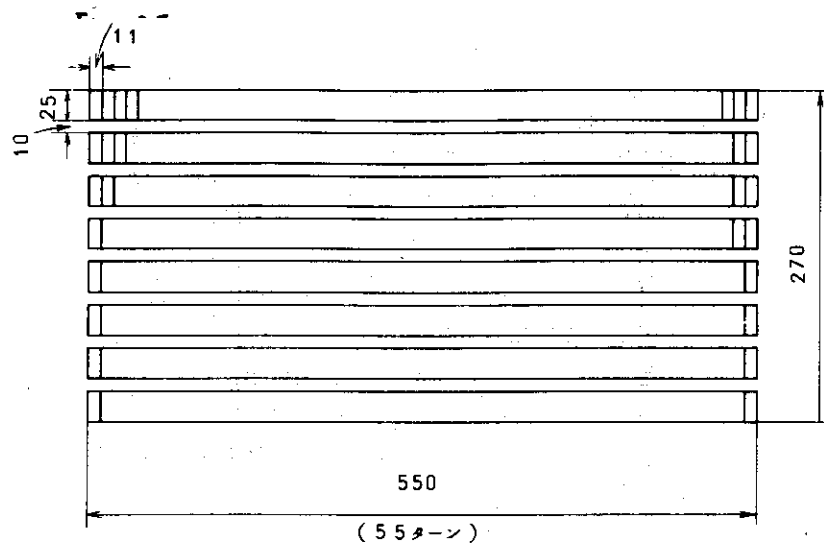


Fig. 26 V 5, V 6, V 11, V 12 垂直磁場コイル断面図

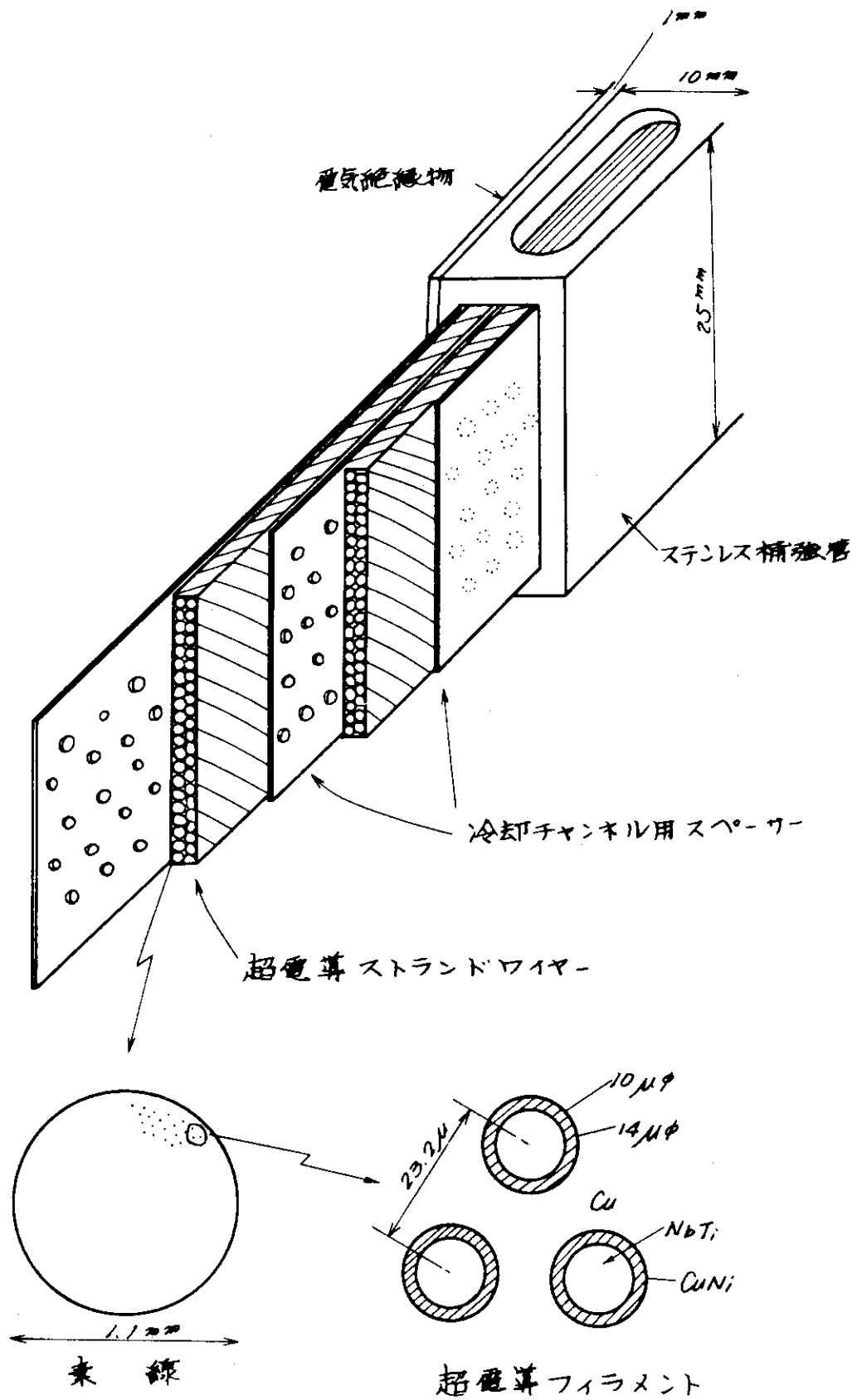


Fig. 2.7 導 体 構 造

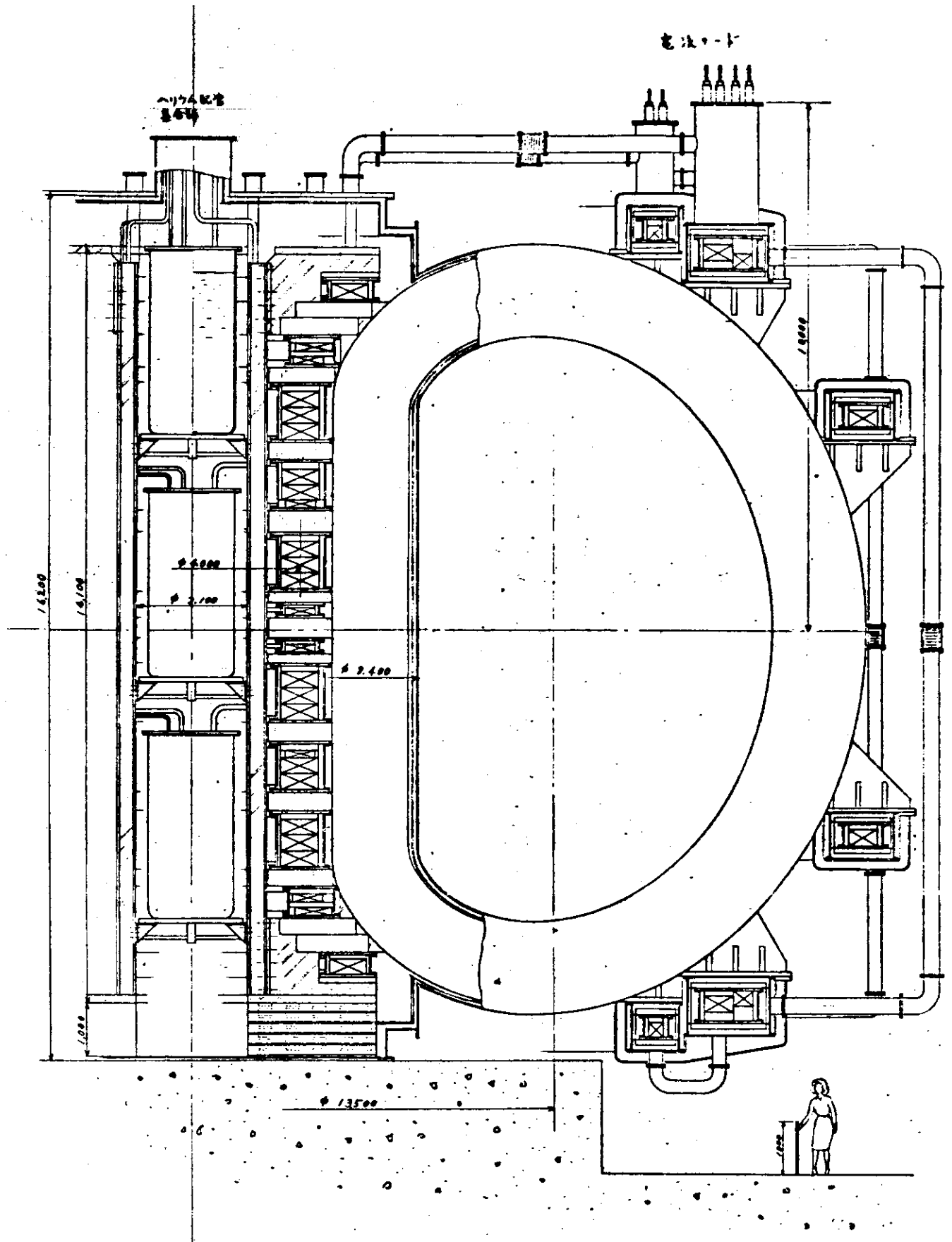


Fig. 28 ポロイダルマグネット断面図

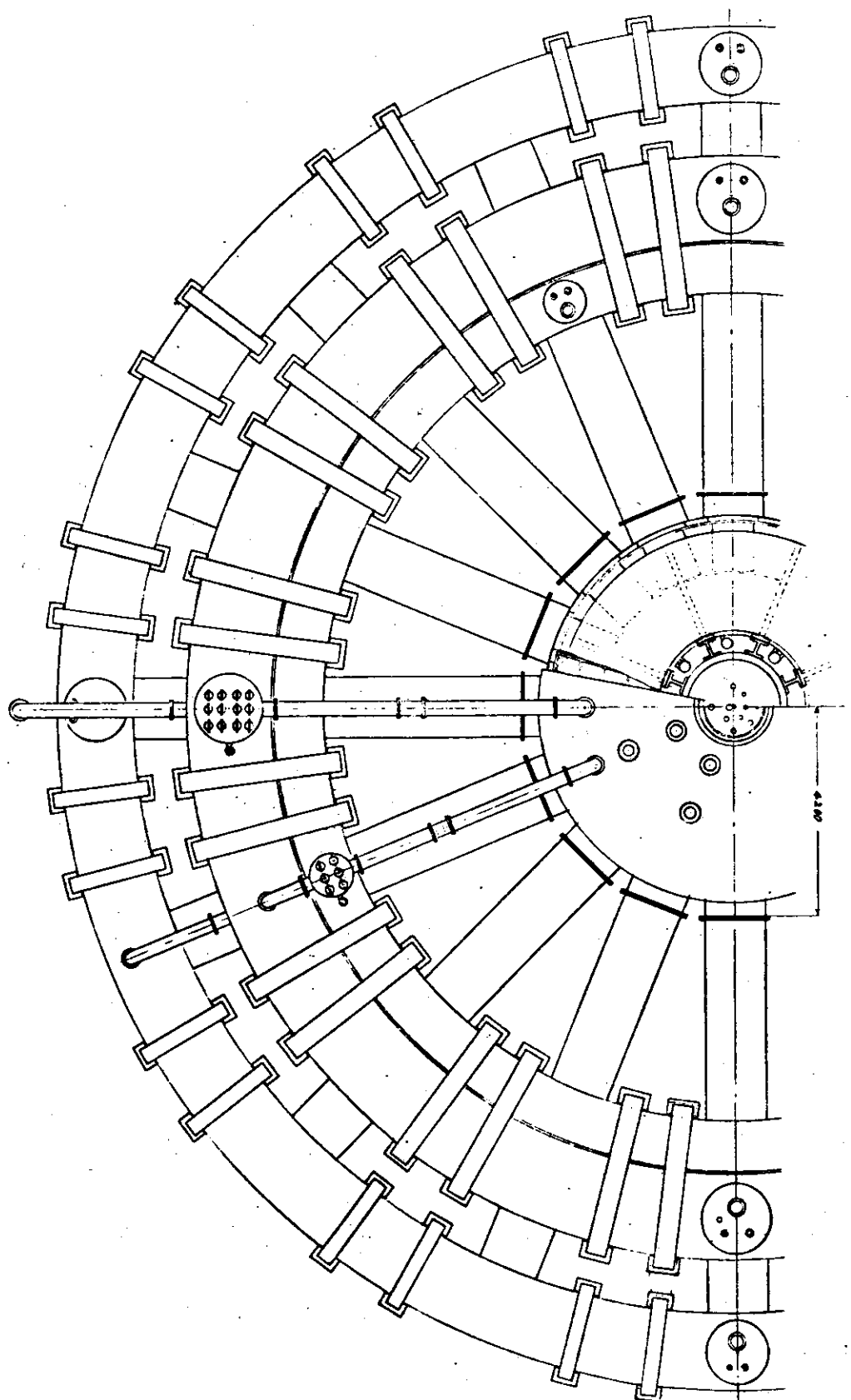


Fig. 29 ポロイダルマグネット上面図

3. 炉心の立場からのポロイダルマグネット設計

ポロイダルマグネットにはプラズマ電流を励起し、維持し、停止するための変流器、プラズマ位置を制御するための垂直磁場、水平磁場マグネット、およびプラズマ断面形状を制御する制御用マグネットあるいは、四重極磁場マグネットがある。ここでは炉全体の設計との関連が密接と思われる変流器および垂直磁場マグネットについて各マグネットに対し、炉心より要求される諸条件、マグネットのおかれる環境について述べる。本実験炉の全般的な設計については文献 1) 及び 2) を参照されたい。また各マグネットの詳細な電気、機械的設計については以下の章で述べられる。

3.1 炉の運転サイクル

このトカマク実験炉においては、プラズマ電流は変流器の磁束変化に依っているため、必然的にパルス運転（準定常運転）となる。この原因以外にもプラズマ内の不純物の蓄積等により炉を一旦停止し、炉心容器内の排気の後再び運転を開始することにする。運転の 1 サイクルは次の如き区分とすることができる。

- 起動準備時間
- 加熱時間
- 定常運転時間
- 冷却時間

(1) 起動準備時間

炉心を点火して定常的出力を得る状態を作る前には、起動のための準備が必要である。準備動作としては、

- (a) ポロイダルマグネット電源の準備
- (b) プラズマ容器の排気と燃料ガスの充填

が考えられる。

この実験炉では、変流器は、放電開始前に通電をしておき最大電流に達した時刻に電流を遮断し、プラズマ電流を励起する。いわゆる電流器自身を初期放電用のエネルギー蓄積器として使用する方式をとる。したがってポロイダルマグネット電源の準備動作としては変流器コイルの励起がある。プラズマ電流の励起時間は 10 秒を目標としており、変流器の電流変化時間も最大値から零までの変化を 10 秒以内に行ないうる設計を必要とする。したがって変流器の励起時間も数 10 秒あれば十分と予想される。但し、変流器励磁用の電源の各コンポーネントの電流容量を考慮した場合には必ずしも短時間による磁場が有利とは限らず、本設計においては、変流器の充填時間は 20 秒と設定した。

次に、炉停止後のプラズマ容器の排気、燃料ガスの充填の時間を考えると、排気については 1 回の放電後容器内の真空度をどの程度まで下げる必要があるかによって決まる。現在行なわれて

いるトカマク実験においてはガスは常時流しながら適当な排気速度で排気し、真空容器内の不純物を含んだガスを新しい純度の高いガスで置換する方法をとるか、真空容器内壁へのガスの付着をきらう場合には放電終了後十分な排気をし、パルスのようにガスを注入し放電させる方式をとっている。本実験炉においても燃料の注入を停止し十分な排気を行った後、新燃料を注入し再点火する方法と、注入を連続して行ない同時に排気を続ける方法とが考えられる。前者の場合について考えてみると、プラズマ容器内は不純物が問題とならない程度の密度まで排気する必要がある。放電終了時の不純物濃度がどの程度かの推定は困難であるが、どんなに大きく見積っても10%程度であろうから、これを0.1%相当まで排気すると仮定すると2桁圧力を下げれば良いことになる。運転状態におけるガスブランケットの密度は $10^{13}/\text{cm}^3$ 、常温換算で約 $3 \times 10^{-4} \text{ torr}$ を想定しており、不純物の分圧は $3 \times 10^{-5} \text{ torr}$ となる。また炉心容器は $3 \times 10^{-4} \text{ torr}$ より $3 \times 10^{-6} \text{ torr}$ 、不純物に対しては 10^{-7} torr まで排気する必要があることになる。一方プラズマ容器の体積は 300 m^3 、排気までの実効排気速度を $4 \times 10^5 \text{ l/s}$ としたので、その排気の時定数は0.75秒である。実際上はプラズマ容器のみではなく、ブランケット、シールド間の領域も排気の必要があり、その体積を $3,000 \text{ m}^3$ と仮定すると、7.5秒の時定数となる。したがって真空度を2桁上げるには単純な計算で3.4秒を必要とする。

またすでに述べた様にガスを置換する方法においても置換の時定数は排気容量で決まるため上記の如き値となるであろう。したがって同程度の不純物濃度を維持するためには同程度、あるいはガスの混合状況等を考えれば更に長時間を必要とすることになるかも知れない。

本実験炉の設計では排気および、初期燃料の装荷の時期を加えて60秒としている。ただし変流器充電時間もこの動作に利用できるとすれば60秒となる。

(2) 加熱時間

プラズマの生成および加熱は、まずプラズマ電流を励起し、最大電流である4 MAまで上昇し、この電流によるジュール加熱によって1 keV程度の温度で、 $5 \times 10^{19}/\text{m}^3$ 程度のプラズマを達成する。次に中性粒子入加熱約30 MWを加えることにより温度を約7 keVに上昇すると同時に、定常運転密度である約 $1.1 \times 10^{20}/\text{m}^3$ に到達する。温度、密温の特性については、真木氏等の報告³⁾に示されている。

プラズマの電流上昇時間については、プラズマ自身からの要請よりも、プラズマ電流の立上がり時に超電導マグネット(変流器および垂直磁場マグネット)にどの程度の電流変化が許されるかによって制限されるものと思われる。後者については3.2以下における検討を参照いただくとして、プラズマ電流自身の問題に少し触れておきたい。プラズマ電流の方は第1の問題としてプラズマの表皮効果が挙げられる。プラズマは温度が上昇するに従って温度の $3/2$ 乗に比例して比抵抗が減少し、1 keVを超えると銅と同程度あるいはそれ以下となってしまう。そのためプラズマの半径を1.5 mとすると、100 eV程度の温度では0.1秒程度で電流は一様化されるが、1 keVでは100秒程度、7 keVでは1000秒も時間が必要となってしまう。しかし実際にはこの様なゆっくりした電流上昇は許されず、電流の上昇に従ってプラズマ半径を増大し、外側の新しくできたプラズマ部分に電流を励起してゆく方法が提案されており、計算機シミュレーションの結果では1 m程度のプラズマにほとんど表皮効果なしに数10 msecにMA程度の電流を流

すことが可能であることを示している。ただしこれはあくまでも計算上の話であって現実にはプラズマ径をいかなる方法で変化するかが問題であり更にその際の半径の変化がどの様に制御可能なものであるかも問題となる。半径変化の方法としてはJT-60 装置では可動リミターの応用と磁気リミターの応用が考えられており、TFTRでは垂直磁場の制御により、プラズマ位置を動かすことが考えられている。

これまでの実験結果においては、プラズマ半径が30cm以下と小さいこともあるが、実際には表皮効果は予想よりも小さく電流は古典的抵抗で求めたよりも小さくなっている。その理由としてはある種の不安定性とか、プラズマ外から不純物等が流入し表面領域が冷されることが原因と考えられている。この現象のためむしろ電流がプラズマ中心部へ集中し新しい不安定性の原因となっている。

この設計では一応表皮効果を抑えるため、プラズマ径の制御を行なうことを念頭においておいた方が良く、その際の制御性を考えればあまり早い電流上昇は望ましくない。制御方法としては電流立上がり時にプラズマ位置制御がいずれにしても必要と思われるので、機械式リミターを使用するこの実験炉ではTFTRで使用予定の位置制御方式が有力と考えられる。この設計では電流の立上がり時間は一応10秒とすることにした。したがって垂直磁場コイル電流も約10秒で変化するものと考えて良い。

電流が定常値に達した後は中性粒子入射加熱により運転温度まで加熱することはすでに述べた通りである。第2段加熱の方もあまり短時間で加熱を行えば必要な加熱パワーが増大する。この実験炉では、プラズマの閉込めの温度、密度依存を考慮し、プラズマの温度上昇に応じてプラズマ密度を制御し、加熱に必要なパワーを抑え、定常運転時に必要とされるパワー30MWにより運転状態に達し得る様工夫がなされている。³⁾

(3) 定常運転時間

定常運転時間をどれだけとるかは、プラズマからの要請ではなく、炉の性格によって決まるものである。例えば米国の3研究所で設計が行なわれたEPR (Experimental Power Reactor) では長いもので100秒程度の運転時間であり、EPRの名の通り電気出力は出すけれども、毎パルス前の加熱に必要な入力が大きいため電気出力は小さく、また出力を定常的に出すことのできないものであり、いわゆる動力実験炉と呼ぶにふさわしいものではない。一方この実験炉は電気出力を発生することは断念したけれども運転の周期および燃焼時間をできる限り長くし、炉心の長時間運転に対する効果、出力レベルの制御を始め発電系を除く各炉コンポーネントの運転経験を貯積し、次の原型炉ないし実証炉を目指すことを目的としている。

この様な観点より、炉の燃焼時間は800秒を目標とし設計を開始したが、構造等の制約より変流器磁束の通路断面の大きさ、超電導材料としてNbTiを使用した際の最大磁場の制約等のため一応300秒とした。

定常状態においてプラズマから要求される磁束については、プラズマの抵抗値が不純物効果、捕粒子の効果、その他不安定性に起因する異常抵抗効果を除いて不確かさはない。これまでの実験においても不純物量の効果を入れることにより古典的なSpitzerの理論的な比抵抗と良い一致を示しており磁束の計算に問題はない。

ところがプラズマ電流の立上がり時においては、その時間は定常運転時間に比べて短かいが、

放電の発生の機構が複雑であるため必要な磁束の推定には困難がある。この様な問題は放電停止時にも考えられ、プラズマ電流と、プラズマ諸量との関係をどの様な状態に保ちつつ電流を減少するかによって必要な磁束が変わってくる。プラズマの温度が低温でしかも大電流を維持する必要が生じると、そのため磁束が大きくなる。電流上昇、下降時の磁束に対し適当な仮定をし、燃焼時間は300秒を得た。

(4) 冷却時間

炉の停止方法についてはこれまでほとんど検討が行なわれていないが、多くの炉において冷たいガスを導入しプラズマを冷却、高温のプラズマが直接壁に触れ壁の損傷を起こすことを防ぐことが考えられている。また太田氏等の解析では、プラズマへの燃料補給を停止した際のプラズマ温度、出力、放射損失等の過渡的变化を調べたが、これらの量は滑らかに減少する訳ではなくプラズマの閉込め性能によっては急激な温度上昇を起こし第1壁に短時間に大きな熱負荷を与える場合もあることが示されている。この様な観点から実用炉の設計においては、三重水素の注入を停止し、重水素燃料の注入量を逆に増大することにより反応を滑らかに減少しプラズマを冷却することを提案している。

本設計における実験炉は自己点火状態ではないので補助加熱の変化によって出力、したがってプラズマ温度の制御は比較的容易と思われる。

問題はむしろプラズマ電流をどの様にして滑らかに減少して放電を停止するかにある。現在のトカマク実験においてはプラズマ電流がある程度減少すると、プラズマ電流が急激に減少し放電が停止してしまう現象があり、電源その他への誘導電圧の発生が問題となる。電流の急激な遮断の原因については未だ物理的検討が不十分であるが放電中に発生するプラズマの一周電圧のスパイク状変動と共に何らかの不安定性によるものと予想される。電流の急速遮断による問題としては、ブランケットセル中に電流が発生しトロイダル磁場の大きな電磁力が発生し、セルの変形、破壊を招く可能性のあることが迫氏によって指摘されている。⁴⁾ またプラズマ電流が急激に遮断されると、大きな誘導電圧が発生し、コイルの絶縁破壊および電源系の事故の原因となる可能性がある。この様な問題のため核融合炉では、放電停止時における電流の制御が不可欠と考えられる。また電流減少時にもプラズマの位置を制御することは、プラズマが1方向に移動し、壁またはリミターの部分的損傷を防ぐばかりでなく、プラズマ径の変化による電流遮断の原因を防ぐ効果も考えられる。もし垂直磁場による位置制御を加熱時と同様に行なうものとする、冷却時間は加熱時間と同様な時間を必要とするものと思われる。本設計では、まず電流は一定に維持し入射加熱を停止し1 keV 前後まで冷却する時間を10秒、その後電流を減少し放電を停止する時間を10秒と設定している。

(5) 運転スケジュール

以上の如き検討から運転スケジュールとしてはFig.3.1に示す様なものと仮定し設計を進める。

3.2 変 流 器

(1) 必要な磁束の決定

変流器に要求される磁束変化は、すでに述べたように一周電圧による放電の形成、プラズマ閉込め、ジュール加熱に必要な電流の発生、定常運転時における電流の維持、制御、および放電停止時の電流の下降とプラズマ電流制御に使用される。

プラズマ電流上昇のために必要な磁束変化はプラズマインダクタンスを L_p 、電流を I_p としたとき $L_p I_p$ である。プラズマ加熱時に抵抗消費される磁束は評価が困難なものである。その理由は放電開始の機構が複雑であり説明がなされていないこと、放電開始時にはプラズマの温度が非常に大きく変化し、それに伴ってプラズマ抵抗は温度の $3/2$ 乗に逆比例して変化することである。将来は放電発生時、加熱時の詳しい検討を行うこととして、ここでは $L_p I_p / 2$ を必要な磁束と仮定した。一方定常運転時にはプラズマの抵抗を R_p 、燃焼時間を τ_p として、必要な磁束 $R_p I_p \tau_p$ を得る。結局必要な磁束変化 $\Delta \Phi_p$ は

$$\Delta \Phi_p = 1.5 L_p I_p + R_p I_p \tau_p$$

となる。

プラズマのインダクタンス L_p は $1.555 \times 10^{-5} \text{H}$ であり、プラズマ電流を4 MAとすると、 $L_p I_p$ は622 Wbである。プラズマ抵抗 R_p は

$$R_p = \frac{2\pi R}{\pi a^2} \eta$$

より求める。 R はプラズマの主半径6.75cm、 a は副半径1.5mである。プラズマの比抵抗 η はSpitzer⁵⁾の古典的な値を使えば

$$\eta_s = 1.65 \times 10^{-9} \frac{Z_{\text{eff}} \ell_n A}{T_e^{3/2}} (\Omega \cdot \text{m})$$

である。電子温度 T_e はkeV単位、 Z_{eff} はプラズマの不純物密度に依存した有効電荷である。 $\ell_n A$ は温度、密度に弱い依存性を示す量であり、電子温度7 keV、電子密度 n_e を $10^{20} / \text{m}^3$ とすると18.04となり η_s は $1.61 \times 10^{-9} Z_{\text{eff}} (\Omega \cdot \text{m})$ である。

トーラス状プラズマの場合には、いわゆる捕獲電子が存在し、そのためのプラズマの抵抗が増大することがHazeltine等によって示されている。⁶⁾

その場合の比抵抗は、

$$\eta_H = \eta_0 \frac{f_Z}{f_{\text{TR}}}$$

$$\eta_0 = 3.260 \times 10^{-9} \frac{\ell_n A}{T_e^{3/2}} (\Omega \cdot \text{m})$$

$$f_Z = \frac{0.457 Z_{\text{eff}}}{1.077 + Z_{\text{eff}}} + 0.29 Z_{\text{eff}}$$

$$f_{\text{TR}} = 1 - \frac{1}{(1 + \nu_e^*)} \left[1.9 \left(\frac{r}{R} \right)^{1/2} - \frac{r}{R} \right]$$

$$\nu_e^* = 6.929 \times 10^{-24} q R A \frac{n_e Z_{\text{eff}} \ell_n A}{T_e^2}$$

で表わされる。 f_Z は不純物の効果, f_{TR} は捕 電子の効果を表わしており, q は安全係数, A はプラズマのアスペクト比である。電子温度 7 keV, 密度 $10^{20}/\text{m}^3$ のプラズマに対して, 幾つかの異なる Z_{eff} の場合の η_S および η_H の値を Table 3.1 に示した。両者の η 値はそれほど大きく異ならない。その理由はプラズマの密度が比較的高く, 温度の低いプラズマであるためと思われる。

$Z_{\text{eff}}=2$ を仮定すると η_H は $5.65 \times 10^{-9} \Omega\text{-m}$ であり, プラズマ抵抗は $3.39 \times 10^{-8} \Omega$ となる。 τ_p として 300 秒をとると, その時間 4 MA を維持するための磁束は 40.7 Wb, 全磁束変化 $\Delta \Phi_p$ は 134 Wb となる。この磁束変化を一定としたとき, 不純物のみが変化すると可能な定常運転時間 τ_p は Fig. 3.2 のように変化する。

(2) コイル配置と磁場分布

変流器はプラズマとの場合を考えたときにはプラズマの周囲に置かれることが望ましいが, 超電導マグネットを使用するとすれば第 1 に中性子等放射線効果の少ないところ, すなわち遮蔽の外に置くことが必要であり, 更にトロイダルコイルと鎖交した場合組立分解が不可能と思われ, トロイダルマグネットの周囲に置く構造となった。コイル配置は変流器の目的からいってプラズマ領域に磁場を発生せず, プラズマと鎖交する磁束だけを作るものであることが理想である。それはプラズマの周囲, あるいはトロイダルコイルの外に閉路を作りその上に連続的な電流分布を仮定すれば内部の磁場をすべて零とする電流分布は存在するが, 有限の大きさのコイル本数有限の場合にはその様なことはできない。

ここにおけるコイル配置の決定はある閉曲線を (実際には折線) 仮定しその上でコイルを移動し, プラズマ領域でコイルを最小化する方法を使用しコイル配置を決定した。この最適化計算については原研竹田氏等の開発した非線型計画法による最適化コードを使用させていただいた。⁷⁾ 使用したコイルの本数は上下合せて 20 本で, 全部同一電流として最適化し, コイル間にコイルの大きさのためある程度以上コイル間距離が近づき過ぎない様制限を入れた。コイル間隔の制限を入れると最適化はある程度以上不可能といった状態に達する。その場合に一部のコイルを 2 本に分離し電流値が半分のを 4 本とし合計 12 本とし更に最適化を行った。その結果得られたコイル配置は Table 3.2 の Case I の様になる。

Case II の方は最適化の結果と同じ位置に来たコイル 10, 11 を 1 本とし, 更に後述の垂直磁場コイルとの位置関係を補正し決定したものであり, このコイル配置を基準として設計を進める。ただしコイル構造上の制約等のため実際の設計結果得られたものはこれと同じではない。変流器の作る磁場の分布および磁束分布は Fig. 3.3, Fig. 3.4 に示した。^{*} プラズマ領域における最大磁場は変流器の起磁力が, 60 MA T のとき, Case I では $5.3 \times 10^{-3} \text{ T}$, Case II では 6.2×10^{-3} である。

またコイルインダクタンス, 他コイル, プラズマとの相互インダクタンスは 3.4 に示した。

Table 3.2 変流器のコイル配置

コイル番号	Case I			Case II		
	R	Z	I	R	Z	I
1	2.0	1.05	1.0	2.0	0.91	1.0
2	2.0	1.36	1.0	2.0	1.21	1.0
3	2.0	1.36	1.0	2.0	1.51	1.0
4	2.0	2.67	1.0	2.0	2.58	1.0
5	2.0	2.79	1.0	2.0	2.88	1.0
6	2.0	3.75	1.0	2.0	3.7	1.0
7	2.0	4.03	1.0	2.0	4.0	1.0
8	2.0	4.03	1.0	2.0	4.3	1.0
9	2.39	5.26	0.5	2.39	5.26	0.5
10	3.22	6.29	0.5	} 3.22	6.29	1.0
11	3.22	6.29	0.5			
12	9.20	6.21	0.5	9.20	6.21	0.5

(3) 放電開始電圧とその他の問題

変流器設計上大きな問題の1つは、プラズマの1周当たり何Vを印加すれば放電が形成されるかといった問題である。変流器の端子電圧が絶縁技術的に抑えられるため、1周電圧を大きくするとターン数の少ない大電流のコイルが必要となる。

必要な1周電圧を決定することは極めて困難であるが最近のHawryluk等の計算では、TFTRのプラズマに対して電流、電子温度が上昇して行くためには初期プラズマに対する1周電圧80Vが必要であり、不純物として酸素2%があると150V以上が必要だとしている。⁸⁾ この様な必要電圧が出て来る原因は、いわゆる放電に於ける雪崩現象を起こすために必要なものというよりはプラズマ抵抗が大きく低温のときに、プラズマ電流を増加し各種損失に打勝ってプラズマを加熱するために必要なものである。

プラズマからの損失の状況等はTFTRと同じとはいえないが、プラズマ内の電場を同じとすると本実験炉プラズマの主半径は約2倍であり、最低160，酸素不純物2%を仮定すると、1周電圧300Vが必要となる。ここでの設計値としては一応200Vをとることにしたのでコイル端子間を80kVと仮定すると、変流器の総巻数は400Tが許される。

次に変流器の起磁力であるが、起磁力 $N_T I_T$ は次式で求める。

$$\Delta \Phi_p / 2 = M_{pT} N_T I_T$$

ここで M_{pT} は変流器を1ターンとした時のプラズマと変流器の相互インダクタンスであり、変流器電流を $+I_T$ から $-I_T$ まで変化させて必要な磁束変化を達成することにした。 M_{pT} は3.4に示す如く $1.149 \times 10^{-6} \text{H}$ であり、 $N_T I_T = 60 \text{MAT}$ で必要な磁束134Wbが達成できる。ターン数を400ターンとするとコイルの素線電流は150kAとなる。

3.3 垂直磁場マグネット

(1) プラズマの平衡

トカマクプラズマは、トロイダル磁場およびプラズマ電流の作る磁場の不均一のため垂直磁場を加えないとプラズマは大半径方向に広がってしまつて平衡が存在しない。プラズマの平衡状態において望みの断面形状をもったプラズマを作るためには、プラズマのMHD的な方程式を解くことが必要となる。しかしここではMHD的な方程式を解くことはせず、次の近似式より求まる⁹⁾ 磁場を使用することにした。

$$B_v = B_{v0} \left[1 - (R - R_0) n / R_0 \right]$$

$$B_{v0} = \frac{\mu_0 I_p}{4 \pi R} \left[\ell_n \left(\frac{8 R_0}{a} \right) + \beta_p - \frac{5}{4} \right]$$

$$n = - \frac{R}{B_v} \frac{\partial B_v}{\partial R} \bigg|_{R=R_0}$$

$$= \frac{\frac{3}{4} \ell_n \left(\frac{8 R_0}{a} \right) - \frac{17}{16} + \left(1 + \frac{\ell_z}{\ell_R} \right) \frac{R_0^2}{a^2}}{\ell_n \left(\frac{8 R_0}{a} \right) + \beta_p - \frac{5}{4}}$$

R_v が必要な垂直磁場の主半径方向座標 R における値であり、 R_{v0} は $R = R_0$ 。すなわちプラズマ中心の垂直磁場、 n は減衰定数と呼ばれるもので B_v の R 方向の勾配を与えている。 μ_0 は真空の透磁率、 I_p はプラズマ電流、 a はプラズマの副半径、 β_p はプラズマのポロイダルベータ値、 ℓ_z / ℓ_R は非円形度を表わす。この設計では円形プラズマを想定したので $\ell_z / \ell_R = 1$ とおいた。この式が良い近似となるのはプラズマの非円形度が小さくアスペクト比が大きい場合、 β_p の値が特に大きくないときであり、現在のプラズマでは大きな誤差はないものと予想している。

設画値であるプラズマ電流 4 MA、主半径 6.75 m、副半径 1.5 m、を代入すると、 $\beta_p = 2$ のプラズマに対して $B_{v0} = 0.257$ T、 $n = 0.375$ を得る。 β_p の値と n 値、 B_{v0} の値の関係は Fig. 3.5 に示した。

(2) コイルの配置と磁場分布

垂直磁場マグネットについても変流器と同じ最適化コードを利用し、プラズマの子午面上の B_v の分布が(1)に述べた値にできる限り近づくよう最適化を行った。コイル本数はやはり 20 本を出発点とし、Table 3.3 に示す Case I の如きコイル配置を得た。表は上半分のコイル 10 本の位置を示している。垂直磁場の場合はプラズマ領域にはほぼ垂直方向の磁場を作ることが目的であるので、コイル電流の向きは 3 本ずつ逆向とすることにより、変流器との統合のため垂直磁場コイルに大きな誘導電流が流れるのを除く様にしてある。

Case II の方はほぼ同じ位置にきたコイルを 1 体化したもので、そのほかに変流器との位置関係を補正した場合である。結局垂直磁場コイルは 12 本とし、 $I = 1$ に相当するコイルに 9.49×10^5 A としたときに必要な垂直磁場となる。 $(\beta_p = 2, I_p = 4 \text{ MA})$ 、総起磁力は 6.7×10^6 AT である。

Case II について得られたコイル配置についての磁力線分布を Fig. 3.6 に、また等磁束密度線

Table 3.3 垂直磁場コイルの配置

コイル番号	Case I			Case II		
	R	Z	I	R	Z	I
1	2.0	0.34	+1.0	2.0	0.34	+1.0
2	2.0	2.66	+1.0	2.0	2.33	+1.0
3	2.27	5.0	+1.0	2.27	5.0	+1.0
4	8.07	6.81	+1.0	8.07	6.81	+1.0
5	8.82	6.45	+1.0	8.82	6.43	-2.0
6	8.85	6.43	-1.0			
7	8.85	6.43	-1.0			
8	8.85	6.43	-1.0			
9	11.18	3.94	-1.0	11.18	3.94	-2.0
10	11.18	3.94	-1.0			

分布をFig.3.7にそれぞれ示した。また子午面上の垂直磁場分布として(1)の計算によるもの(直線)とCase IIによる(曲線)の比較をFig.3.8に示した。

3.4 まとめ

以上はプラズマ設計の立場からポロイダルマグネットへの要求をまとめたものである。実際の超電導マグネットの設計を進める上で上記条件を完全に満足するマグネットとすることは不可能と思われるし、また最適な設計ともなっていないと思われる。しかし一応ここでは炉心側からみた設計例としてまとめておくことにする。

(1) 自己および相互インダクタンス

- (a) プラズマ自己インダクタンス $1.555 \times 10^{-5} \text{ H}$
- (b) 変流器自己インダクタンス $1.188 \times 10^{-6} N_T^2 \text{ H}$
- (c) 垂直磁場マグネット
自己インダクタンス $3.854 \times 10^{-6} N_V^2 \text{ H}$
- (d) プラズマ-変流器
相互インダクタンス $1.149 \times 10^{-6} N_T \text{ H}$
- (e) プラズマ-垂直磁場マグネット
相互インダクタンス $2.033 \times 10^{-6} N_V \text{ H}$
- (f) 変流器-垂直磁場マグネット
相互インダクタンス $1.659 \times 10^{-7} N_V N_T \text{ H}$

N_T : 変流器巻数, N_V : 垂直磁場マグネット巻数

(2) 変流器および垂直磁場マグネットの仕様

- (a) 変流器
 - ターン数 400
 - コイル数 22

起 磁 力	60 MA T
蓄積エネルギー	21 G J
自己インダクタンス	0.19 H
プラズマとの相互インダクタンス	4.6×10^{-4} H
結合係数	0.27
垂直磁場マグネットとの 相互インダクタンス	2.12×10^{-2} H
結合係数	0.078
磁束変化	136 W _b
(b) 垂直磁場マグネット	
ターン数	128
コイル数	12
起 磁 力	+8, -8 MA T
蓄積エネルギー	0.5 G J
自己インダクタンス	6.4×10^{-2} H
プラズマとの相互インダクタンス	2.6×10^{-4} H
結合係数	0.26
プラズマ中心の磁束密度	0.27 T

尚各コイル配置図をFig.3.9に示した。

(3) 今後の問題

- 放電開始時の現象の詳細な解析
- プラズマ電流遮断時およびスパイク振動の評価および対策
- プラズマ断面位置形状の制御の検討
- 磁束変化に依らないプラズマ電流維持法の検討

文 献

- 1) 核融合炉設計研究室; J A E R I - M 6670 (1976).
- 2) K.Sako et al. : Plasma Physics and Controlled Nuclear Fusion Research (Berichtesgaden 1976).
- 3) 真木, 大和, 東稔; J A E R I - M 6876 (1976).
- 4) 迫: private communication
- 5) L. Spitzer : Physics of Fully Ionized Gases. Interscience. (1972).
- 6) R. Hazeltine, F. Hinton, M. Rosenbluth : Phys. Fluids 16 (1973) 1645.
- 7) K. Toi, T. Takida : J A E R I - M 6018 (1975).
- 8) R.J. Hawryluk, J.A. Schmidt, Matt-1201 (1976).
- 9) V.S. Mukhavatov, V.D. Shafranov : Nucl. Fusion 11 (1971) 605.

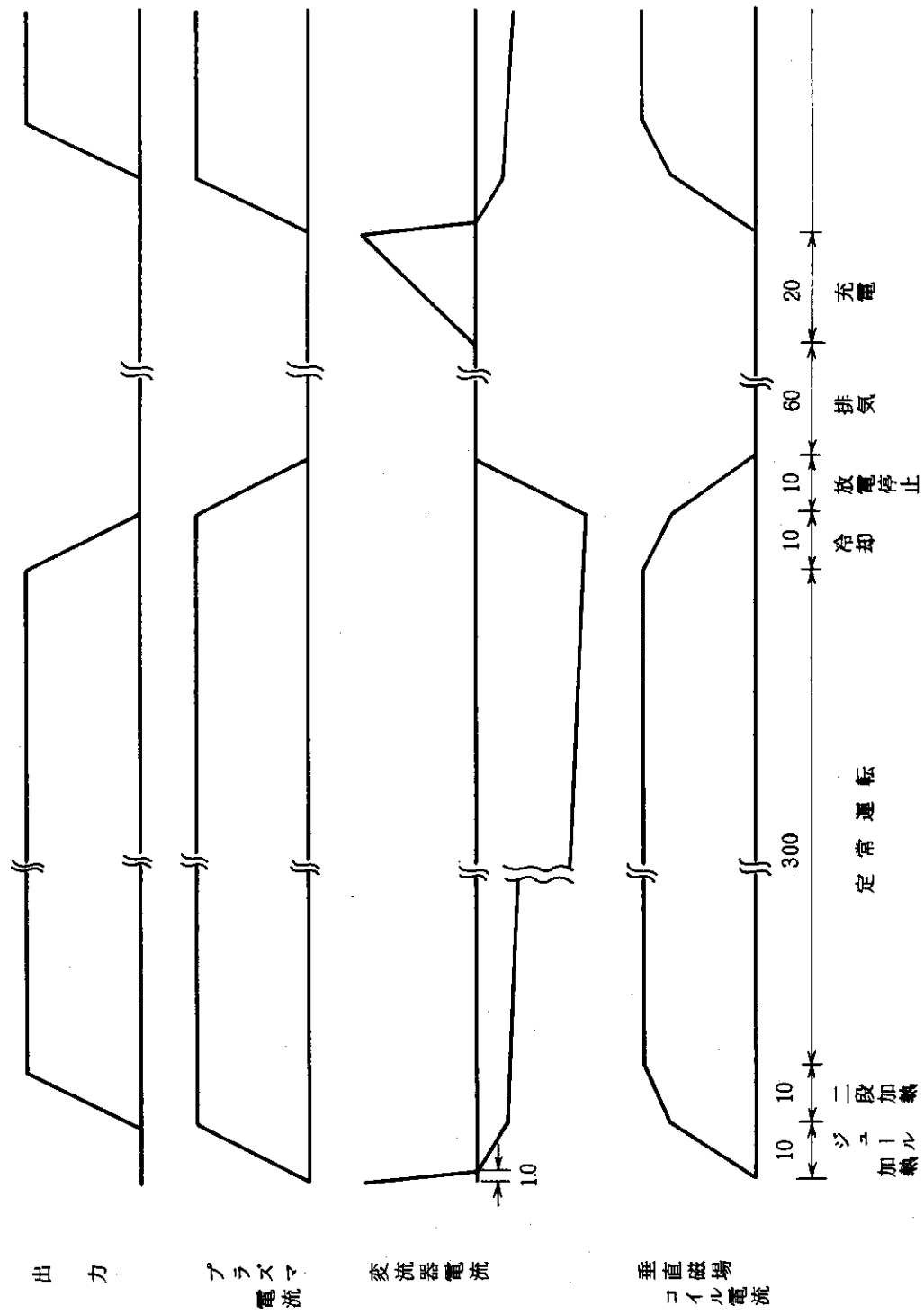


Fig. 3.1 運転のスケジュール

Table 3.1 Spitzer および Hazeltine 等によって求められた比抵抗の値 η_S , η_H と有効電荷の関係 (電子温度 7 keV, 密度 $10^{20}/\text{cm}^2$ のとき)

Z_{eff}	f_Z	f_{TR}	$\eta_H (\Omega\text{-m})$	$\eta_S (\Omega\text{-m})$
1	0.510	0.458	3.53×10^{-9}	1.61×10^{-9}
2	0.877	0.493	5.65×10^{-9}	3.21×10^{-9}
3	1.206	0.525	7.30×10^{-9}	4.82×10^{-9}
6	1.826	0.577	1.08×10^{-8}	8.03×10^{-9}

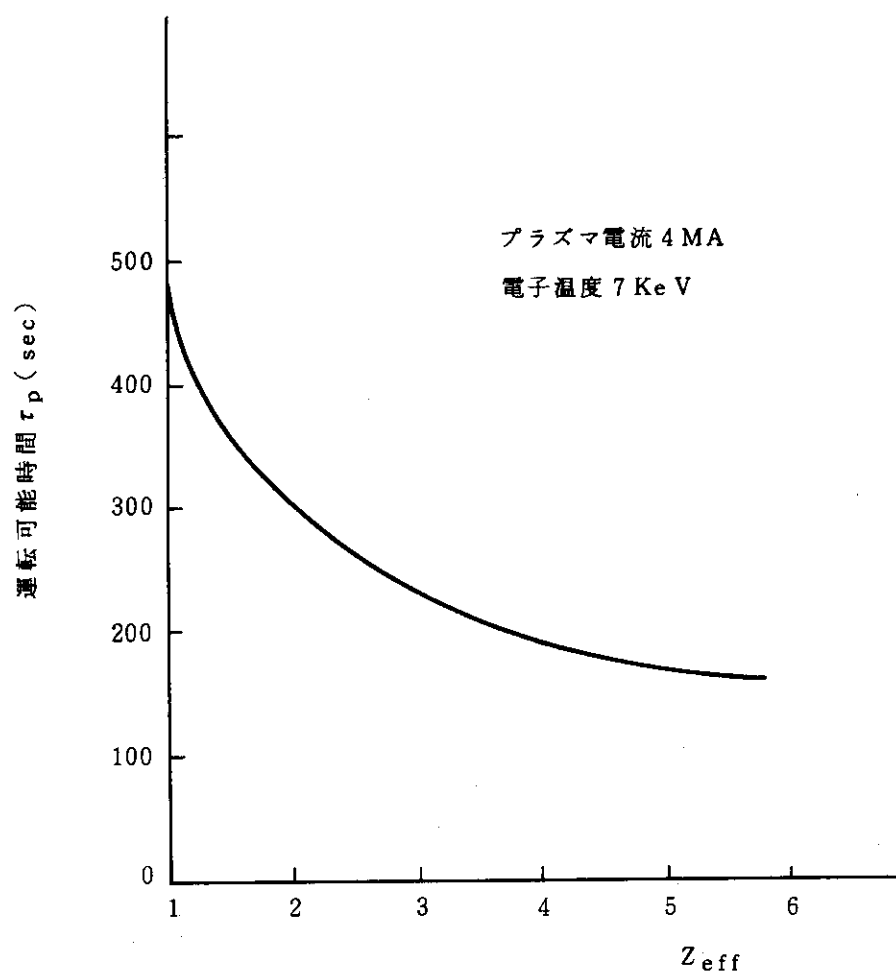


Fig. 3.2 運転可能時間 τ_p と有効電荷の関係

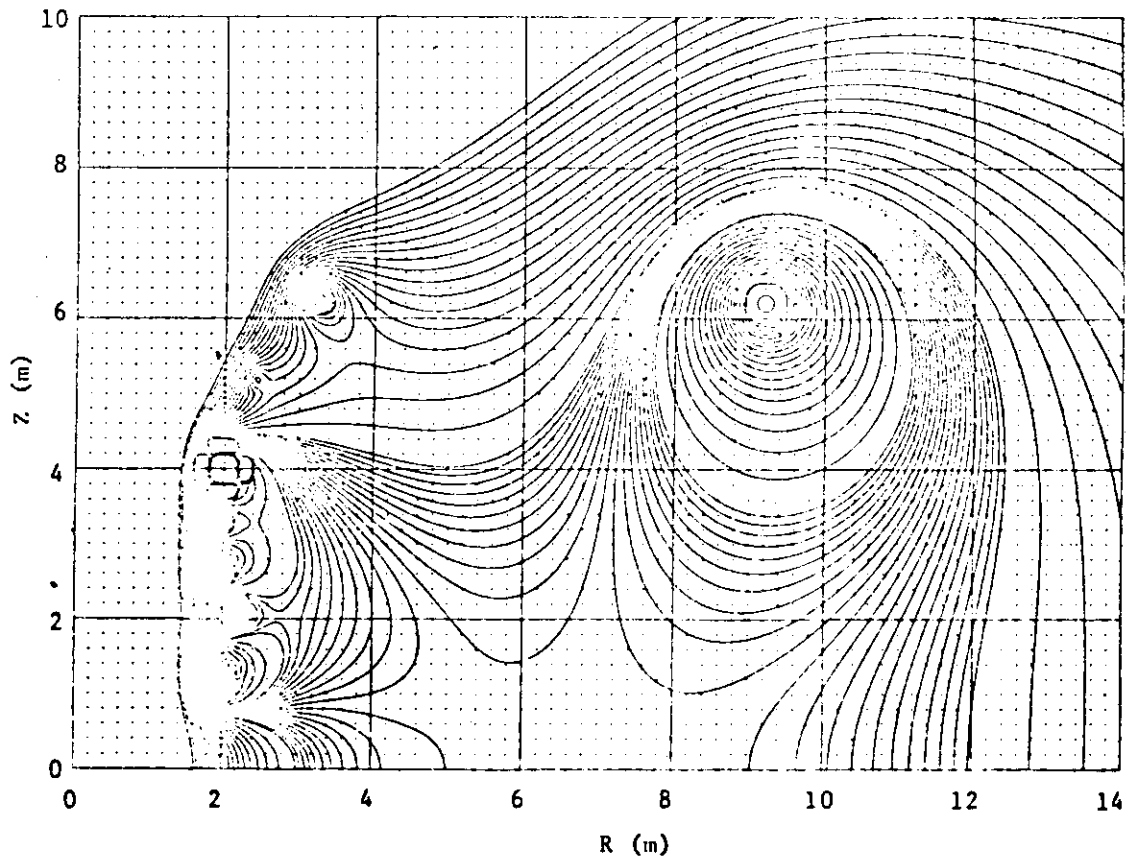


Fig. 3.3 変流器の磁力線分布 (Table 3.2のCase IIの場合)

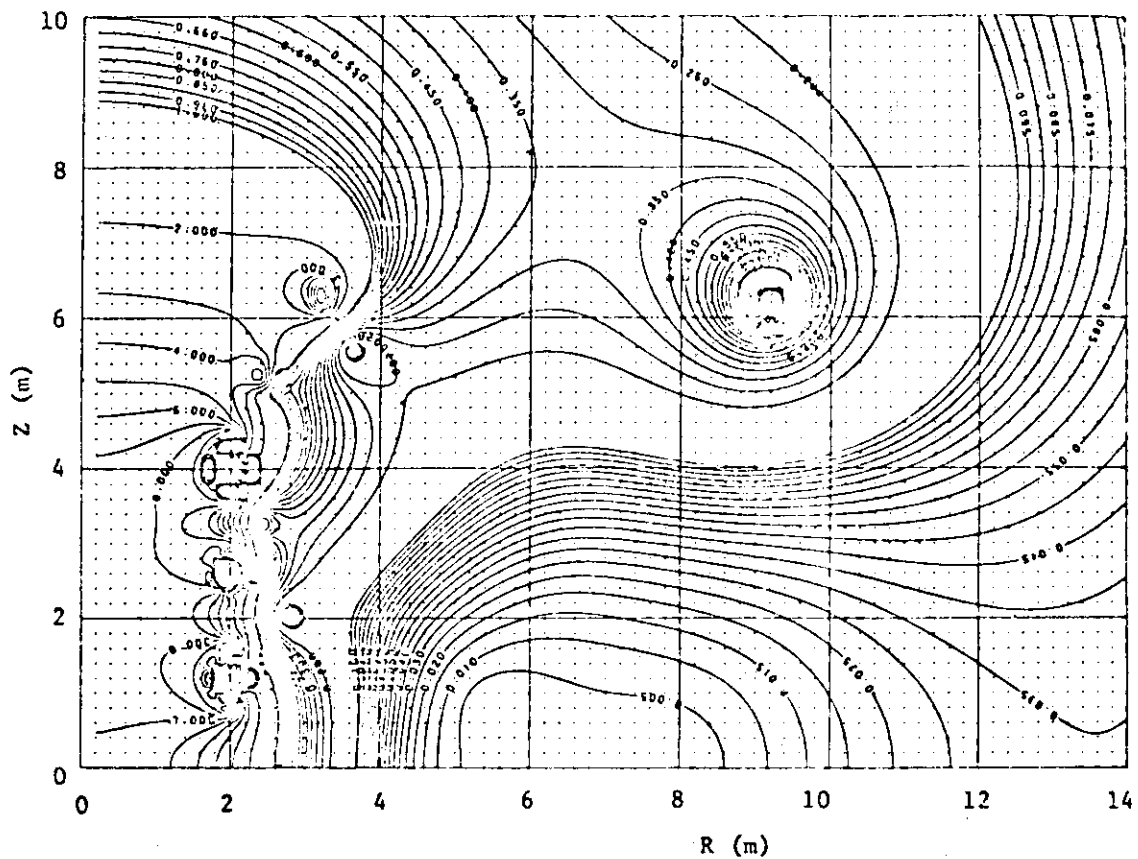


Fig. 3.4 変流器の磁場分布 (等磁束密度線) (Table 3.2のCase II
に対応, 起磁力60 MATの場合)

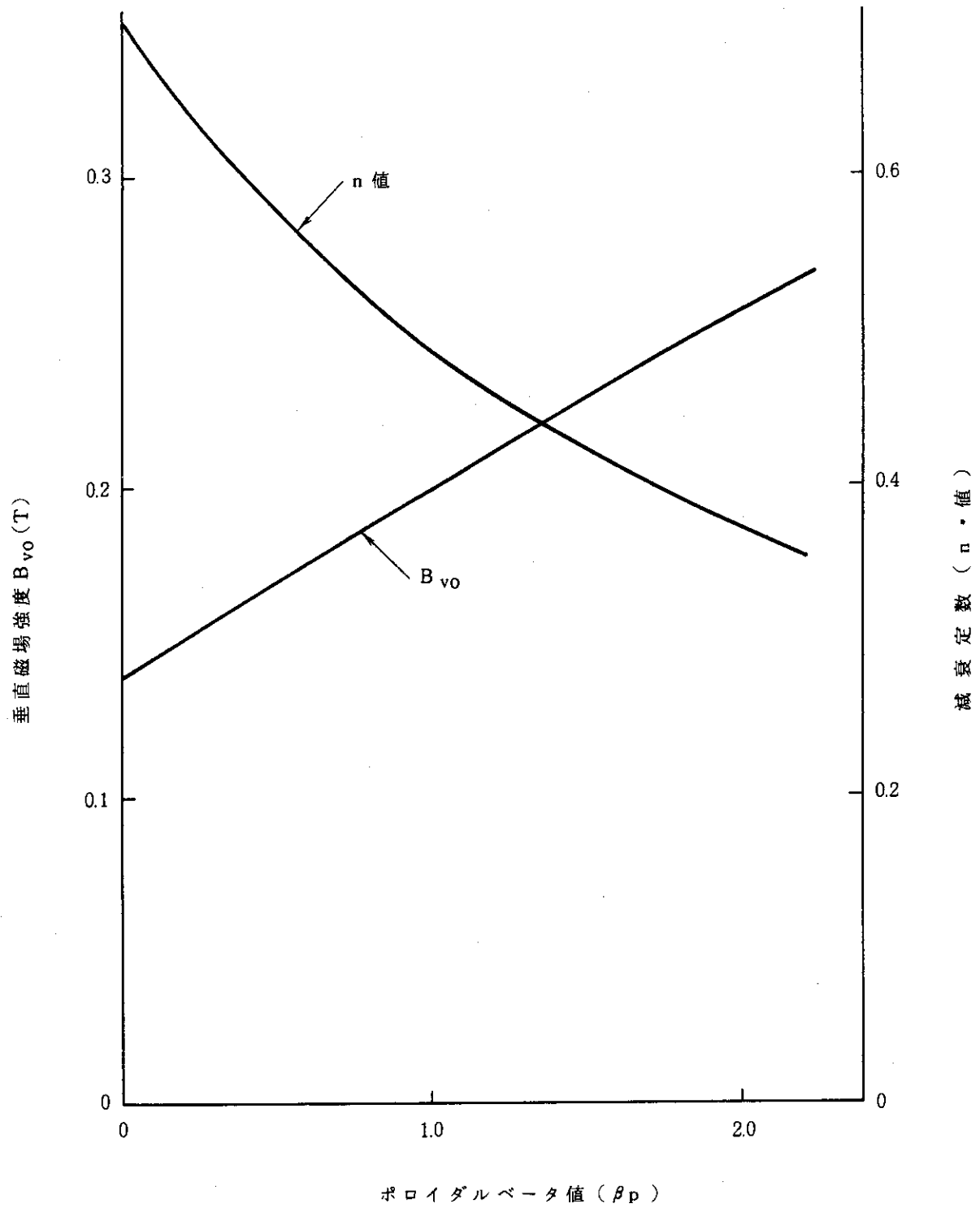


Fig. 3.5 垂直磁場強度および減衰定数とポロイダルベータ値との関係

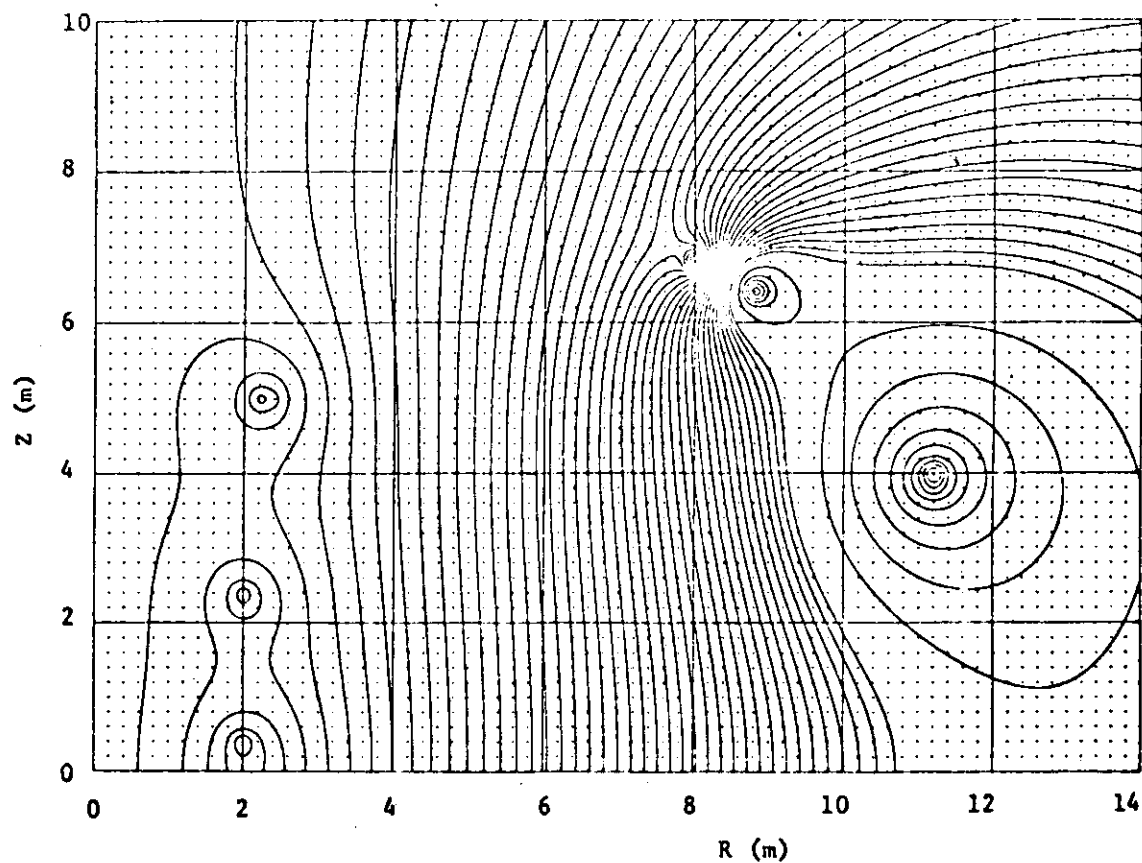


Fig. 3.6 垂直磁場の磁力線

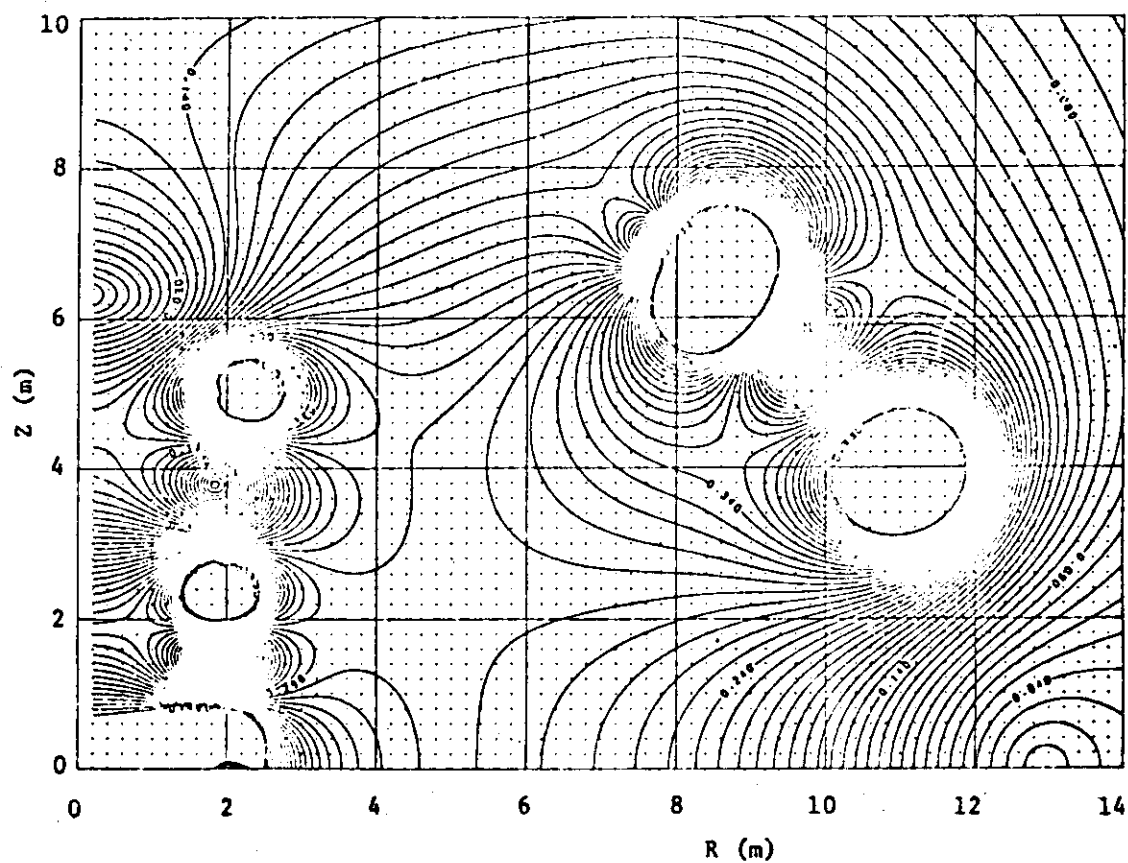


Fig. 3.7 垂直磁場の等磁束密度線

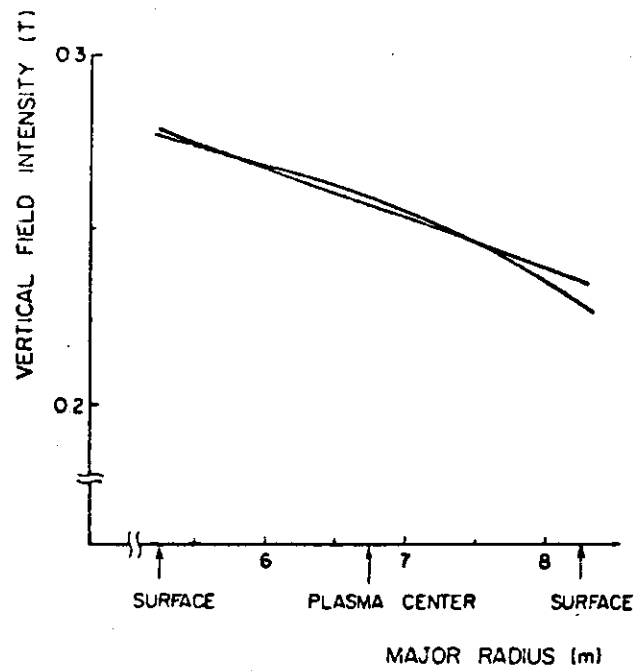


Fig. 3.8 必要な垂直磁場と実際の垂直磁場（プラズマの子午面上での値）

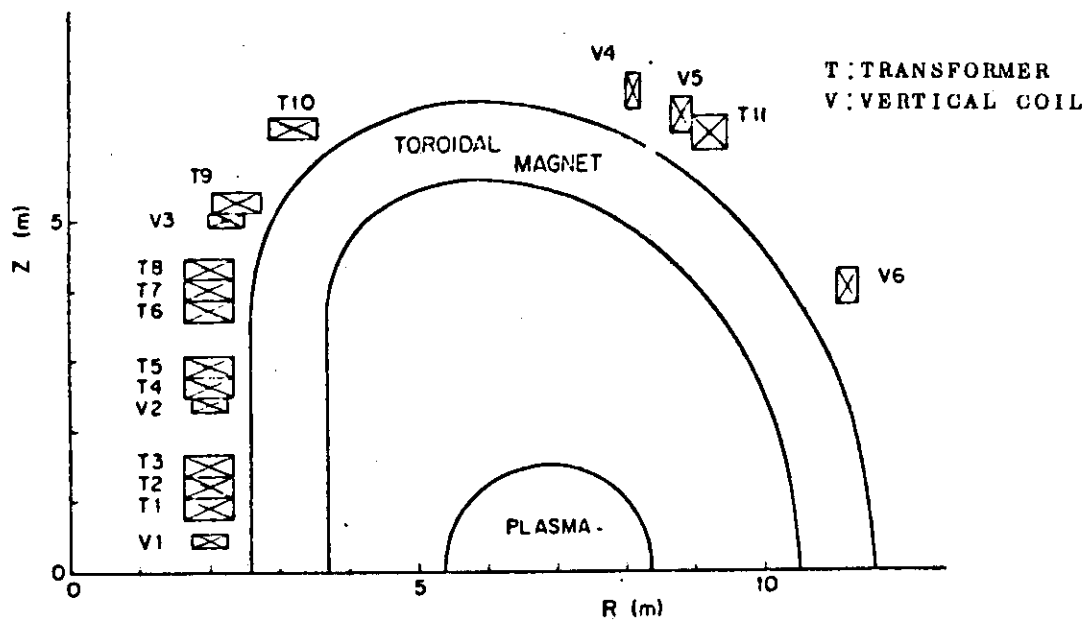


Fig. 3.9 変流器および垂直磁場コイル配置

4. ポロイダルマグネット本体

4.1 電氣的検討

(1) ターン数と発生電圧

ポロイダルコイルの基本仕様として、各コイルの起磁力が、1.1に示したように与えられている。

又、同節に示したコイルに発生する電圧の最大値は、すべてのポロイダルコイルで1ターンにつき

「最大発生電圧（1ターンあたり）200V」

となっている。

これらのことより、空心変流器コイル及び垂直磁場コイルのターミナル間最大発生電圧をきめれば、各コイルのターン数がきまり各コイルの最大電流値も決定される。

又、逆に各コイルの最大電流値をきめればターン数がきまりターミナル間の最大発生電圧が決定される。

本設計においては、低温での絶縁設計の困難さ^{*}を考慮してターミナル間最大発生電圧を50kV以下におさえることにした。

一方コイルの最大電流値は主に超電導の面からの制約^{**}があり、むやみに大電流化はのぞめない。

上記の事情を考慮して本設計においては、以下に示すようなターン数、ターミナル間最大発生電圧、最大電流値を選択した。

	空心変流器コイル	垂直磁場コイル	
総 起 磁 力	60 MAT	8 MAT	- 8 MAT
タ ー ン 数	240	80	80
最大発生電圧	48 kV	16kV	-16 kV
最大電流値	250 kA	100kA	100 kA

空心変流器コイルについては、最大発生電圧はこれ以上大きく出来ないため、大電流にせざるを得ないが、超電導としての問題点は、後述のように解決している。垂直磁場コイルは空心変流器に比して、最大発生電圧値も最大電流値も低く、特に問題点はない。

* 液体ヘリウム自身の絶縁破壊強度は絶縁油の $\frac{1}{2}$ 程度であるが、ボイドを含む液体ヘリウムでは絶縁破壊強度はさらに低下することが予想される。

又、ガスヘリウムの絶縁破壊強度は液体ヘリウムの $\frac{1}{2}$ 程度である。

絶縁材料（セラミックス、エポキシ等）においては低温での熱収縮に伴う絶縁材料自身のクラック又はそれと接合する異種材料との熱収縮差によるギャップ等による絶縁及び機械的性質の劣下が予想される。

** 電流値が大きくなればなるほど電流リード線を通して室温部から低温部に侵入してくる熱が多くなる。

又、大電流の超電導線は製造上長尺のものが出来ないことや、巻線が困難になる等の問題点がある。

(2) 絶縁設計

(a) 小コイル

コイルは、各導線を電磁力支持のためのステンレスの矩形状補強管の中におさめ、それを巻線することによって構成されている。各ターンのステンレス補強管が電氣的にターン間ショートすると、大きいループの循環電流が流れ熱発生がおこるので、各ターンのステンレス管同志は、電気絶縁されている。

プラズマ立上げ時には、ワンターン当り最大200Vの電圧が発生するので、各ターン間に1mm厚のエポキシ絶縁物をはさんで電気絶縁を行なった。このエポキシ絶縁物は、各ターンの力学的結合もかねているため、電気絶縁に関し十分余裕のある設計とした。

ストランド線の各素線は、金属酸化皮膜で絶縁されており、各素線間の結合電流を遮断している。又、ステンレス補強管ともこの金属皮膜で電氣的に絶縁されている。ステンレス補強管とストランド線は原理的に同電位なので、これらの間の絶縁は両者の結合電流を遮断する程度のものでよいのである。これらのことをFig.4.1に示した。

(b) 給電線、渡り線

給電線、渡り線は、それが作る、誤差磁場を最小にするための配慮から、行きと戻りを出来るだけ接近して配置するため、電圧差が大きいものを小さな空間で絶縁せねばならない。

そのためFig.4.2に示すような構造にして、少くとも片側は完全に電気絶縁物（セラミック等）でつつみ、液体ヘリウムのみで絶縁することはしていない。電気絶縁物でくるんだ導体は、中空導体となっており、内部で十分冷却できる構造である。

(c) 液体ヘリウムを通しての短絡対策

以上のようにセラミック等の絶縁物で絶縁しても、冷媒はどこかでつながっているわけで絶縁は必ずしも完全とは言えない。しかし、今回の場合は十分距離が離れている（10mのオーダー）ので問題はない。

(3) 結線法、巻線法

先に記したようにポロイダルコイルのターン数、最大電流値が決ったが、このような大電流（変流器コイルで250kA、垂直磁場コイルで100kA）の超電導線は、製造面からも、又巻線技術の面からも、実現は不可能に近い。そこで本設計においても、実用動力炉ポロイダルマグネット（JAERI-M 6802）と同様の並列巻線法を採用することにした。

この方法の長所は、

- 1本の超電導線の電流容量を低くおさえられるので製造し易い。
- 1本の超電導線は細くなるので巻線し易い。
- ターン数を多く出来るため、コイルの電流出入口が多くなり、磁場等の θ 方向の均一性がよくなる。
- コイル内側で超電導線を互いにトランスポーズするため、インダクタンスは真円のコイルのインダクタンスに近くなる。

等があげられる。この並列巻線法の模式図（但し3本並列巻線で1ターンダブルパンケーキの場合）

合)をFig.4.3に示した。

一方この巻線法の短所としては

- コイルの電流出入口が多くなり、結線が厄介になる。
- 各並列巻線に同一な張力を加えて巻線せねばならず、巻線時に手間がかかる。
- 各並列巻線間に誘導電流が励起され発熱が予想される (Fig.4.4 参照)

等である。このうち前2者は本質的問題ではなく解決可能である。しかし誘導電流の励起に関しては、トロイダルマグネットが交流マグネットであることを考慮すると、かなり重大な問題であることが予想される。この誘起電流の大きさや、それに伴う発熱の評価は、現在のところ非常に困難であるので今後これについての研究がのぞまれる。

本設計においては、一本の超電導線の電流が5,000 A内外になるように、各小コイルのダブルパンケーキ数や並列巻線数を選んだ。その結果の一覧をTable 4.1に掲げた。

又、この表の並列巻線を実現するための、変流器小コイル間及び垂直磁場小コイル間の電気結線をFig. 4.5及びFig.4.6に示した。トロイダルコイルの下にある大径コイルへの給電は、スペース面で小径コイルの外側に給電線を配置することが出来ないため、トロイダルコイルの外側を通過して上の大径コイルより給電する。同図で破線は一つのヘリウム容器をあらわす。又、円筒パイプは、1つのクライオスタットと他のクライオスタットを真空断熱パイプでつないだことを示している。

これらの図のうち、T10小コイルと、V3小コイルについて結線の様子を明確にするため、Fig.4.7とFig.4.8に小コイル断面模式図を示した。実際にはFig.4.9に示す見取図のような構造となる。この図は2ダブルパンケーキより成る、変流器小コイルへの給電、巻戻し線のコイルとの結合部分を明らかにしている。又、Fig.4.10には小コイルの平面図において、給電線と巻戻し線の配置の具合を示している。給電線、巻戻し線の組は、変流器コイルで11組、垂直磁場コイルで10組あるが、同図が示すように、あまり多くのスペースをとらないので、これらのコイルの上下に配置される、トロイダルコイル集中力支持リングには、それほど大きな穴はあかない。

次に給電線、巻戻し線の実際を説明する。変流器コイル及び垂直磁場コイルの夫々の給電線、巻戻し線の断面図は、Fig.4.11に示すとおりである。巻戻し線は電気絶縁の項でもふれたように、かなりコイルとの絶縁をしっかりとっておかねばならない。そこで同図に示すように、巻戻し線は、線そのものの形状は給電線と同じであるが、約5 mm厚の電気絶縁物で包んだ形にして絶縁している。これらの給電線、巻戻し線は、超電導で使用するので、冷却をよくし安定度を増すために導体内部に凹凸の溝をつけた構造となっている。これらの線に関する諸数値をTable 4.2に掲げた。常導転移時の熱流束は小さく、安定した使用が保証できる。

トロイダルコイルの下に配置された大径コイルへのわたり線は、Fig.4.12に示すように先の給電線を11本(変流器コイルの場合)又は10本(垂直磁場コイルの場合)たばねて、さらに行きと帰りを絶縁物を介して一体化し、真空断熱容器におさめた形となっている。これも導体内部を液体ヘリウムで冷却する構造である。最も長いわたり線でも10 m長なので冷却上は特に問題になるようなことはない。

(4) 磁場解析

超電導コイルの設計において磁場解析(特に超電導線が受ける最大磁場を求める事)の重要性

はJAERI-M 6802 に記したとおりである。

ポロイダルコイルが受ける磁場としては

- ポロイダルコイル自身の作る磁場
- プラズマ電流が作る磁場
- トロイダルコイルからのもれ磁場

があるが、本設計においては前2者について機械計算した。

Fig.4.1 3 からFig.4.2 4にかけて空心変流器コイルが作る磁場分布、垂直磁場コイルが作る磁場分布、上記2者とプラズマ電流が作る磁場分布（但しphaseⅢの最後、即ちFig.1.3で $t = 330$ の時点）をプロッターで かせたものを掲げる。それぞれ $2\pi r A \varphi = \text{Const}$ ライン（磁力線図）、 $B_z = \text{Const}$ ライン、 $B_r = \text{Const}$ ライン、 $|B| = \text{Const}$ ラインの4枚の図より成る。

各コイル内磁場分布は別途詳細に計算したが、ここでは主要ポイントの磁場を記しておく。

	R (m)	Z (m)	$ B $ (T)
T1 コイル内側 (T+V+P)	1.67	0.91	7.72
T2 (")	1.67	1.21	8.12
T3 (")	1.67	1.51	7.72
T4 (")	1.67	2.58	7.70
T5 (")	1.67	2.88	7.54
V1 (")	1.75	0.34	5.34
V2 (")	1.75	2.33	6.44
プラズマ中心 (V)	6.75	0	0.27
空心中点 (T)	0	0	5.13

* かつこ内のT, V, P は $|B|$ (T) に寄与しているコイルを示している。

以上より、最大磁場を経験するコイルは、T2 コイルの内側であり、その磁場は8.12 Tであることがわかった。

変流器コイルが空心中点に作る磁場は、5.13 Tであり、プラズマ電流を励起するのに十分な磁束が確保できた。

垂直磁場コイルが、プラズマ位置に作る磁場は0.27 T であり、かつ十分垂直であり、プラズマ位置を制御できる。

(5) 電磁力解析

Table 4.3 及びTable 4.4 に各変流器小コイルに働く電磁力及び、各垂直磁場小コイルに働く電磁力を示した。各上段はそのコイル（変流器コイル又は垂直磁場コイル又はプラズマ）の単独励磁時に働く力、中段は、全コイル同時励磁時（但しphaseⅠの時の電流方向）に働く力、下段は全コイル同時励磁時（但しphaseⅢの時の電流方向）に働く力を示してある。

これらの表より、各小コイルに働く電磁力は半径方向、垂直方向とも最大 10^8 ニュートン（ 10^4 トン）のオーダーとなり自重のオーダー（100・トン）より2桁程度大きな値をとることがわかる。

(6) インダクタンス

各ポロイダルコイル間のインダクタンスの計算結果をTable 4.5 に示した。

又、各コイル間の結合定数も同時に記した。

Table 4.5 インダクタンスと結合定数

$$\begin{array}{l} \text{上段} \quad \text{インダクタンス(H)} \\ \text{下段} \quad \text{結合定数 } k \equiv \frac{M}{\sqrt{L_1 L_2}} \end{array}$$

	変 流 器	垂直磁場コイル	プ ラ ズ マ
変 流 器	0.0697 1.00		
垂直磁場コイル	0.00637 0.0729	0.1097 1.00	
プ ラ ズ マ	0.267×10^{-3} 0.267	0.325×10^{-3} 0.251	0.153×10^{-4} 1.00

これより変流器コイルと垂直磁場コイルの蓄積エネルギーがもとまり

変流器コイル 蓄積エネルギー 2.18 GJ

垂直磁場 " 0.549 GJ

となる。

4.2 機械的構造の検討

(1) 導体およびコイルの構造

本設計のポロイダルコイルの特徴は、電磁力に対しわずかに伸縮可能な構造の超電導々体をステンレス補強管（以下ステンレス枠とも呼ぶ）におさめ、電磁力のほとんど全部をこのステンレスにもたせる支持方法である。

実用動力炉ポロイダルマグネット（JAERI-M 6802）のように超電導々体にステンレス鋼体を同時に巻き込む方式では、ステンレスの分担応力は、超電導々体のヤング率と、ステンレスのヤング率の比で決まり、超電導々体にかかる応力を軽減するにはステンレス鋼帯を厚くする以外に方法はなかった。

ポロイダルコイルの設置空間は極めてせまく今回の設計では、上述のステンレス巻き込み方法を採用することはヘリウム容器のスペースも考えればとても無理で、本設計のような導体構造を採用するに到った。

後述するが、本設計の導体構造を用いれば、空間的にはかなり改善されるが、ステンレス補強体に働く応力は相当大きくなる。1日に30～40ショットの運転において、コイルその他に繰返し応力が作用することを考えれば、応力値を一般常識より高く取ることは好ましいことではない。炉の全体のライフサイクルを考え、最高許容応力値を決定しなければならない。

今回は現状で利用出来る空間を一ぱいに利用してなんとか限られた空間に入れ込むように努力した結果、応力値がかなり高めになった。

導体はFig. 4.3 3に示すように、ステンレス補強管の中にベンチレータタイプの金属スペーサと共に組み込まれる。この場合、超電導ストランド線は長さ方向に僅かながら（正確にはステンレス管の電磁力による伸び分）伸びることが出来るような状態に組込まれる必要がある。

導体に働く電磁力はステンレス管壁で隣接導体に伝えられるが、ステンレス管内ではスペーサ、超電導ストランド線などを経由してステンレス管壁に電磁力が伝達する。したがって金属スペーサにも応力は僅かではあるが分担される。この場合、ステンレス管内の内容物は管に緊密に収納されることが望ましく、内容物を管内に収容後、線引きし直すことが必要である。

金属スペーサの凸部が超電導線に多少食い込むかも知れないが、この凸部間で超電導線が延びることになる。導体絶縁はステンレス管の外側で行う。

冷却溝は、Fig.4.2 5に示すようにパンケーキ間の水平な半径方向冷却溝と、ステンレス補強管の垂直方向冷却溝の2つである。

半径方向冷却溝はパンケーキコイル水平面の全面にセクター状に置かれたガラスエポキシ積層板（以下FRP Fiberglass Reinforced Plastic の略）に刻まれた溝によって構成する。これはコイルの垂直方向電磁力および自重がこの冷却溝の板にかかるため、荷重支持面積としてコイル水平面積の50%が必要なためである。後述するようにコイル内径側とヘリウム容器間は約50mmのスペースが給液用として確保されるが、この空間にはFRP スペーサを配置して、容器壁とコイルとの力の伝達を行うと共に、図に示すように水平冷却溝スペーサの位置決めを行う。

水平冷却溝スペーサはFig.4.2 6に示すように、10mm 厚のFRP 両面に傾斜して設けられた半径方向冷却溝が刻まれ、上下冷却溝はそれぞれ液体ヘリウム供給用と蒸発気泡流出用に使い分けられる。

この水平スペーサは組立上数個のセクターに分けられ、コイル円周上に配置される。セクター間は配置後、エポキシ硬化材で接着する。

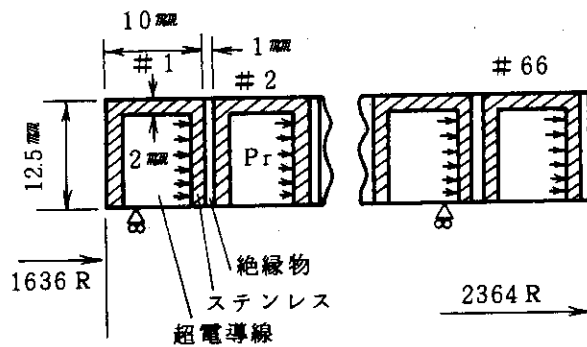
以上のような構成のコイルにつき、その機械的強度などを以下に検討する。

(2) コイル応力

4.1 節(5)項に示したように、電磁力によるコイル応力は、すべてのコイルを定格電流で励磁し、プラズマ電流が100%の場合に最も大きくなる。そこで本節では、コイル応力の最も高いと考えられる空心変流器T2コイルの応力について詳細に検討する。

(a) 計算モデル

空心変流器T2コイルは、66ターン巻円板コイル8層からなる。層間には液体ヘリウムの流路があるので各層は半径方向に自由に変位すると考えられる。そこで下部より4層目のコイルを次の様にモデル化した。



すなわち、超電導線はルーズに巻かれているので、弾性係数を 20 kg/mm^2 と仮定し、これに加わる電磁力はステンレス内壁に作用する圧力 P_r とした。(Fig. 4.2.7 参照。)

Fig.4.2.7 計算モデル

Table 4.6 定数

	弾性係数 (kg/mm^2)	ポアソン比
超電導線	10	0.3
ステンレス	20000	0.3
絶縁物	2000	0.3

例えば、#1 ターンに加わる電磁力 F (kg/m) は

$$F = \frac{B_z I}{g} = 4701 \text{ (kg/m)}$$

B_z = #1 ターン中央部軸方向磁界 = 8.12 T
(各コイル、プラズマ共 100% 励磁時)

I = #1 ターン電流 = 5680 A

$$g = 9.81 \text{ m/s}^2$$

従ってステンレスの内壁に加わる圧力 P_r (kg/mm^2) は

$$P_r = \frac{F}{1000 \times 21} = 0.224 \text{ (kg/mm}^2\text{)}$$

となる。他のターンについても同様である。

なお計算に使用した定数を Table 4.6 に示す。

(b) 計算手法

上述したモデルを軸対称二次元有限要素法により解析した。解析に用いた要素分割を Fig. 4.2.8 に示す。

(c) 計算結果

計算結果を Fig. 4.2.8 および Fig. 4.2.9 に示す。これによると、ステンレス部の最大応力は、#1 ターンにおいて $43.6 \text{ (kg/mm}^2\text{)}$ 、超電導線の最大応力は、#1 ターンで、 $0.05 \text{ (kg/mm}^2\text{)}$ 、絶縁物の最大応力は #2 ターンの間で発生する $4.37 \text{ (kg/mm}^2\text{)}$ である。また Fig. 4.2.9 に示すように、ステンレス部の応力はコイル全域にわたって、 $25 \text{ (kg/mm}^2\text{)}$ 以上である。

なおコイルの変位は、

半径方向 最大 3.57 mm (at $R = 1636$ mm)

軸 方 向 最大 0.081 mm (")

である。

ただし上記応力には水平冷却溝スペーサの上に導体がブリッジするときの曲げ応力、冷却時の熱収縮差による応力、初期張力の影響などが入っていない。

曲げ応力は、ステンレス管がスペーサ間にブリッジするとき、両端固定、等分布荷重はりとして計算出来る。はりの断面は箱形容器として計算すれば、コイルに働く最大垂直荷重を 0.127×10^9 N として、等分布垂直荷重は 2.37 kg/mm 、である。したがってはりのスパンすなわち冷却溝巾を 100 mm とすれば曲げ応力は 2.9 kg/mm^2 、スパンを 15.5 mm とすれば、 0.07 kg/mm^2 で、後者が今回の設計値である。

初期冷却時の導体に働く応力は、本設計のコイル構成では、超電導々は長さ方向にフリーであるし、巻線相当の FRP はステンレス鋼より熱収縮率が大きいから発生しないと考えてよい。

巻線時張力は 2 kg/mm^2 以内に押えたとすれば、コイルに働く最大応力値はステンレス補強管で 4.6 kg/mm^2 程度となる。これはかなり高い値である。

(3) スペーサ

中央部のコイル群は上下方向に積み上げる配置とするため、コイル自重と垂直方向電磁力が作用する。その作用力は次に示す通りである。

中心部コイルについては

全コイル自重 $\div 3.9 \times 10^5 \text{ kg}$ (容器その他含)

電磁力 (T 1 コイルに作用) $= 2.08 \times 10^8 \text{ N}$

$= 2.12 \times 10^7 \text{ kg}$

計 $2.16 \times 10^7 \text{ kg}$

この力は T 1 コイルに圧縮力として働く。ただし、コイル自重は安全のため全コイル分を加算し、電磁力は全コイル運転時の合計とした。

コイル水平面の全断面積は 8.8 m^2 でこれの 50% にスペーサを配置するとすれば、

スペーサ圧縮荷重 $= 2.16 \times 10^7 / 4.4 \times 10^6$

$= 4.9 \text{ kg/mm}^2$

となる。

FRP の圧縮許容応力を 5 kg/mm^2 に抑えたいからスペーサ面積は 4.4 m^2 となる。

スペーサの冷却溝の巾であるが、前項に述べたように、 100 mm とすると曲げ応力が 2.9 kg/mm^2 でやや高いし、ステンレス管にけられた垂直方向の冷却孔が巻線時にそろわないから、この孔をふさぐ確率を小さくするため、孔の長さ 15 mm とほぼ同じ 15.5 mm を採用した。このときの曲げ応力は前述のごとく 0.07 kg/mm^2 で問題はない。

スペーサは、コイル円周上にセクター状に並べる。中心コイルに並ぶセクター数は 50 個とし、各セクター間の隙間はエポキシで充填する。

一方、大径コイルではコイルの積み重ねがないからスペーサ荷重は電磁力のみとなる。

T11大径コイルについては

$$\begin{aligned}\text{最大垂直方向電磁力} &= 0.332 \times 10^6 \text{ N} \\ &= 3.4 \times 10^6 \text{ kg}\end{aligned}$$

$$\text{T11コイル水平面断面積} = 5.26 \text{ m}^2$$

スペーサ圧縮許容応力を 5 kg/mm^2 とすれば、

$$\text{スペーサ所要面積} = 0.678 \text{ m}^2$$

これはコイル面積に対し約13%でこれ以上であればよい。

大径コイルT11のスペーサは

15mm巾×363mm長×10mm厚×150本とする。

放射状配列でその間隔は 2.4° 、約200mmとなる。このときスペーサ間の導体のブリッジによる曲げ応力は約 2.3 kg/mm^2 となる。

中心部コイル、大径コイルの各スペーサをFig. 4.26に示した。

4.3 超電導線設計

(1) 超電導体

磁場解析の項でも述べたように、超電導コイルの設計においては、コイル自身にかかる磁場の最大値が重要であり、この最大磁場が11Tをこえると、もはやNbTi線には殆んど電流を流し得なくなる。

本設計においては、コイル自身が受ける最大磁場は8.12Tであり、超電導体としてNbTiを用することにした。その理由(Nb₃Snを採用しなかった理由)は

- Nb₃SnはNbTiにくらべ、機械的変形に対する電流容量の劣化が大きい。
- NbTi線はかなり開発しつくされており十分信頼して用い得る。
- 冷却は液体ヘリウム浸漬又は、それに近い形で行なうので、冷媒の温度は4.2K付近でありNbTi($T_c \cong 10\text{K}$)を使い得る。

等である。

Fig.4.30にNbTi線の臨界電流密度の磁場依存性曲線と本設計の場合の超電導線にとって一番きびしい条件下にあるコイル位置での負荷直線(ロードライン)を示した。

(2) 安定化母材

安定化母材としては銅を用いることにした。

アルミニウムを用いなかった理由は

- アルミニウムは、機械的強度が銅に比してない。
- 銅安定化母材は、十分実用化されており信頼して用いうる。
- 中性子照射による電気抵抗の増加が、アルミニウムは銅に比して大きい。

等である。しかしアルミニウムには

- 磁気抵抗効果が少ない
- 純度の高いものは電気伝導率が高い
- 銅に比して誘導放射能が少ない

等の捨て難い利点もあるので、今後アルミニウム母材の超電導線の研究がのぞまれる。特にアルミニウムの融点が低いために、製造上の問題点が多く出ることが予想されるので、この辺の究明が重要になると思われる。

(3) 線材構造

(a) コイル形状と電流密度

コイル形状は基本設計仕様で与えられた各小コイル中心位置を中心として、出来るだけ大きな矩形断面となるように設計した。

コイル断面を大きくする利点は

- 安定化母材を多く使えるため、コイルの安定性の向上を図ることが出来る。
- コイルに働く電磁力を支える材料を多く使えるため応力的に楽な設計が出来る。
- 超電導線を十分入れることが出来、超電導線の電流密度を低くおさえ得るので、超電導として余裕のある設計が出来る。
- コイルの冷却空間を多くとることが出来、コイルの安定性が向上する。

等である。

一方欠点としては

- 材料がかさみ高価になる。
- 材料が増えた分だけ交流損失が多くなる。

等があげられる。

本設計においては、上記の利点を実現させるように、コイル配置の制限の許す範囲内で（あまりコイル断面を大きくすると、全てのコイルが与えられた空間に入りきらなくなる）コイル断面を大きくとった。

その結果コイルの平均電流密度（冷却空間も含める）は

空心変流器コイル	148 A/mm ²
垂直磁場コイル	12.99 A/mm ²

となった。

大径コイルは一見、応力的にも超電導的にも小径コイルに比べると楽な条件下にあるように思えるが、V 5 コイルはPhaseⅢで大きなフープ力を受け、V 4 コイルはPhaseⅢで圧縮力を受けるので、大径コイルも小径コイルと同じ平均電流密度にして、電磁力に対する支持をした。

(b) 電磁力支持構造

前にも述べたように、本設計ではコイルに働くフープ電磁力が非常に大きく実用動力炉（JAERI-M 6802）の場合のように超電導線をステンレステープと共に巻き込み、超電導線にかかる張力を低下させるという方法をとっても、超電導線に働く張力をその許容応力以下に抑えることは出来ない*。

そこで、本設計においては、超電導線に働く電磁力の支持法を次の方針の下に検討し設計した。

即ち、

「超電導線に働く電磁力によって超電導線が動いても、超電導線には張力が働かないよう予

め超電導線を、のびの少ない支持物の内側にゆるく巻いておく」という方針である。

Fig.4.31にこのことを図式化して示した。(1)は超電導線に電流が流れて、電磁力が働くことを示す。

(2)はのびにくい支持物がない場合で、超電導線には張力が働く。

(3)が本報告の設計方針を示す図であり、超電導線に働く半径方向の電磁力が外側ののびにくい支持物にそのまま伝達され、支持物に張力が働くことを示してある。超電導線はゆるく巻かれているので、たとえ支持物がのびたとしても、超電導線には張力がほとんど、働かない構造である。

この電磁力支持方法をコイルで実現するため、コイルはFig.4.32に示すように構成されている。即ち、超電導線は、フレキシブルな薄板状ストランド線であり、それがリジッドなステンレス製の枠の中におさめられている。これを幾重にもパンケーキ状に巻いてコイルを形成している。このような構造であれば超電導線に働く電磁力は、殆んどすべてステンレス製の枠に伝達されるため、コイル全体として見ると応力的には、コイルはステンレス製の枠だけから構成されている構造物とみなすことができる。

前記応力解析によると、T2コイルのR方向の変位は、最大3.57mm (at R=1,636mm) であるので、ストランド線は、わずか1ターンで

$$2\pi \times 1.636 \times \frac{3.57}{1.636} = 22.43 \text{ mm}$$

たるませておけばよい。

- * コイル配置上許される空間を十分用いた場合、コイルが全て同一金属で出来ているとして、その最大応力は、 14.2kg/mm^2 になる。実際は、冷却チャンネルが必要なため、その分だけ電磁力を支持する金属が減少し、その金属の応力は増加する。

(c) 冷却構造

Fig.4.32のコイル構成見取図が示すように、超電導線は電磁力支持のためのステンレスの枠の中に収められている。これを冷却するには、次の方法が考えられる。

- (i) ステンレス枠内に冷媒（液体ヘリウム、過冷却液体ヘリウム、超臨界圧ガスヘリウム等）をその長さ方向に強制的に送り込む。
- (ii) ステンレス枠に穴をあけ、冷媒がステンレス枠外から出入り出来る構造にする。

このうち(i)の方法に関しては、現在のところ実験例も少なく、安定化法又は安定化の条件が明確になっていないので採用しないことにした。即ち(i)のホローコンダクター冷却において、もし一部が発熱した場合、その影響は冷媒を通して直接下流の導体部に及び下流導体部の安定化条件を変えてしまうため、いわゆる完全安定化は実現出来ない。

(ii)の方法はいわゆる浸漬冷却であり、確立された冷却法である。しかし今の場合一般に行なわれている浸漬冷却のように、自由に気泡がコイル外へぬけ得るような構造ではないため、わずかに液を流し気泡を排出する方法を採用した。ステンレス枠の上下に穴をあけて、そこから液体ヘリウムを出し入れする方法である。詳しい冷却構造の検討、計算は後節にゆずる。

尚、大径コイルに関しては、磁場が弱いため常電導安定化母材の比抵抗が低く気泡の発生が少ないことと、パンケーキの積み重ねが少ないので気泡がコイル外へぬけやすいこととで、液は流さず単なる浸漬冷却とした。

(4) 安定性設計

本設計においては、安定化設計の設計方針として「完全安定化法」を採用した。この安定化法は一口で言えば「たとえ一時的に超電導状態が破壊して、これまで超電導部に流れていた電流が安定化材に流れ、ジュール発熱しても、液体ヘリウムによる冷却のため、線材の温度が超電導臨界温度以下におさえられ、一たん常電導に移っていた超電導体が再度超電導状態に復帰するという安定化法」である。

本設計ではこの条件をみたすよう、Fig.4.3.3に示すような設計をした。即ち、

- ・導体と液体との接触面積を増すように導体は薄板テープ状とした。
- ・導体表面で発生した気泡が、導体表面に停滞することがないように導体間にはスペーサをはさみ、気泡が上へぬける構造とした。
- ・導体が常電導に移した時、導体の表面当りの熱流束を $1\text{W}/\text{cm}^2$ （核沸騰→膜沸騰への転移をおこす臨界熱流束）以下の $0.359\text{W}/\text{cm}^2$ におさえた。

ここでこの安定性の度合いをもう少し数値的に詳しくあたっておく。1枚のストランド線をFig.4.3.4のような平角導線とみなす。図でAは超電導線の断面のうち、常電導母材の占める面積で

$$A = 0.637 \times 10^{-2} (\text{cm}^2) \times 42 (\text{本}) = 0.268 (\text{cm}^2)$$

Pは冷却周長で、今の場合左右両面で冷却される。

$$P = 2.1 (\text{cm}) \times 2 = 4.2 (\text{cm})$$

である。又この銅安定化母材の比抵抗は磁場に依存するが $\rho(H) (\Omega \cdot \text{cm})$ であらわし、その値をTable 4.7に示すものとする。

この導線に流れる電流をI(A)とする。冷却面での最大吸熱量を単位面積当り $h \Delta T (\text{W}/\text{cm}^2)$ とおく。液体ヘリウムでの $h \Delta T - \Delta T$ 曲線では、 ΔT 上昇の場合と ΔT 下降の場合で、核沸騰→膜沸騰の転移時の $h \Delta T$ の値がことなるヒステリシス性を示す。ここでは $h \Delta T$ の値として ΔT 下降時の値

$$h \Delta T = 0.4 (\text{W}/\text{cm}^2)$$

をとることにする。

これらの値を用いると、発熱が吸熱より下まわる安定条件は、

$$\rho \times \frac{1}{A} \times I^2 \leq P h \Delta T \quad (\text{W}/\text{cm})$$

で与えられる。特に発熱と吸熱がつりあった状態を回復電流 I_r (A) と称している。

即ち

$$I_r = \sqrt{\frac{A P h \Delta T}{\rho}} \quad (\text{A})$$

である。

本設計の場合の I_r を計算してFig.4.3.5に示した。同図にはストランド線の臨界電流 I_c 。

(A)も同時に示した。又コイル中でもっとも厳しい条件にさらされる導線のロードラインも示した。

この図より明らかなように、このコイルの各超電導線は、全て回復電流 I_r 以下で用いられており、たとえ一時的にコイルの一部が発熱して常電導転移したとしても、すぐに超電導状態に復帰する。

以下で常電導転移のメカニズムを考察し、さらに詳しく安定性を評価する。

超電導線が常電導状態に転移することは、結局外部からのじょう乱、あるいは内部でのじょう乱のエネルギーが熱の形で超電導線に与えられ、超電導線の温度を臨界温度以上に上げるためである。

このじょう乱の原因としては(1)フラックスジャンプ、(2)交流損失、(3)線材が機械的に動くことによる摩擦等がある。本設計で採用した線材は(1)、(2)に対しては、極細多芯線を使用し、しかもそれをストランドする方法で、常電導に転移する原因にならないように十分考慮されている。(3)については先述したように、強大な電磁力に耐え得るように超電導線自体は補強に用いたステンレス棒の中である程度自由に動くことができるように設計してある。したがって線材の動きに対する安定性の程度を議論しておく必要がある。

線材は流れている電流 I (A)と、その部分に加えられている磁束密度の軸方向成分 B_z の積に相当する力でステンレス棒に押し付けられている。この力は小径コイルの $z=0$ 付近で最大になり、線材の長さ1cm当り、 $F = 5.680 \text{ A} \times 8.12 \text{ T} \times \frac{1}{9.8 \times 100 \text{ cm}} = 47 \text{ kg/cm}$ になる。ステンレス棒と線材の間に摩擦力がなければ線材が動いても摩擦熱は発生しないが、摩擦がある場合は摩擦熱が線材にも与えられることになる。最悪の場合を考えて、ステンレス棒と線材の間の摩擦係数を1とすると、摩擦熱が全て超電導線の温度上昇のみに使われたとして、線材は約10Kまで温度上昇し常電導状態に転移してしまう。完全安定化の条件を満たすためには線材が常電導状態から超電導状態に復帰する時間と、その間に発生するヘリウムの気泡をチャンネル内からとり去ることができるかどうかを見積もっておく必要がある。

Fig.4.36に示したようにx方向に 2ℓ の厚さをもった無限平板が初期温度 t_i であり、 t_f の冷媒に漬けられているときの過渡的な温度分布を考える。このモデルは本設計における超電導線を模擬していることになる。簡単な熱伝導の計算から超電導体の温度は $e^{-\lambda^2 \alpha \tau}$ で下ることがわかる。

ここで $\lambda \simeq \frac{\pi}{2\ell}$, $\alpha = \frac{K}{C}$, τ は時間(sec)である。Kは導体の熱伝導率、Cはその比熱である。低温における銅の物性値および $\ell=0.1\text{cm}$ を代入すると、 $\lambda^2 \cdot \alpha \simeq 1$ (sec⁻¹)のオーダーになる。したがって超電導線が常電導状態に転移した場合でも約1secで元の超電導状態に復帰することになる。

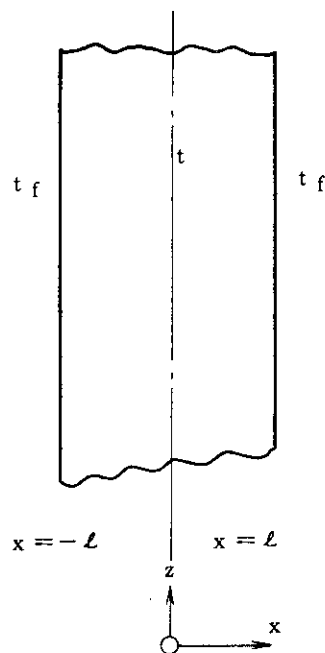


Fig.4.36 無限平板の過渡的温度分布

この時間、超電導体表面で発生する損失は導体の単位面積当たり、0.359 Wattであるが本設計では0.5mm巾のチャンネルを採用しており、かつ新しい液体ヘリウムの供給も十分行なえる構造になっているため、線材の動きその他の原因で常電導状態に移した場合でも数secで元の状態に復帰し、十分完全安定化の条件を具えているといえる。

(5) 交流用線材設計

本ボロイダルマグネットは、Fig.1.3に示すような電流波形で繰り返し運転されるため、かなりの量の交流発熱がある。実用動力炉の場合は運転の一周期が約6,000秒と長かったためプラズマ電流励起時に発生する多量の熱も一周期で時間平均するとあまり大きな発熱ではなかった。しかし実験炉の場合は、運転の一周期が420秒と短いためかなりの交流発熱対策をしておかないと一周期で時間平均したロスは大きな値となる。

本設計で用いた線材及びコイル各部での発熱計算の詳細は次節にゆずるとして、ここでは線材構造上、発熱を減らす対策を講じた点について述べる。Fig.4.37参照。

(a) 常電導母材での、渦電流損失(カップリングロス)を減ずる方法。

- 超電導フィラメント間を安定化母材を通して流れる電流を流れにくくするため、超電導フィラメント間の電気抵抗を高くした。

具体的には、各超電導フィラメントをCu Ni (Cu 90 Ni 10の合金で、4.2 Kでの比抵抗は $10 \mu\Omega\text{-cm}$ 。銅の同温度の比抵抗は $2 \times 10^{-2} \mu\Omega\text{-cm}$ なので、500倍の抵抗率である)のうすい(2 μ)さやでつつむ。これによりカップリングロスはCu Niのさやのない時に比べ、150分の1となった。

このような線材を3層構造と称している。

- フィラメントにツイストを施してフィラメント間の電流カップリングをへらした。
ツイストピッチは、30mm長である。
- 各素線の表面を金属酸化皮膜でおおい各素線間のカップリング電流をしゃ断した。
- 各素線をストランド^{*}し、各素線間の大きい閉ループ誘起電流が励起されないようにした。
- 各素線を細く(1.1mm 径)してストランド^{*}し各素線内での渦電流の発生を少なくした。

これらの対策を講ずることにより、常電導母材での渦電流発熱は後述するように大巾に低減し、冷却系にとっての最大の熱負荷は、冷媒自身の送液損失となった。

- (*) ストランド線を用いた理由は、これらのことの他に、前に述べたように、電磁力対策上ワイヤーはある程度フレキシブルなテープ状でなければならないからである。

(b) 超電導フィラメントでのヒステリシス損失を減ずる方法

各フィラメントを細くして磁場がフィラメント内に十分しみ込むようにして、フィラメントの磁化履歴を小さくした。フィラメント径は10 μ とした。

このように交流損失をへらした超電導線を用いてもある程度の発熱はあるわけで、これによ

り液体ヘリウムに気泡が発生する。この気泡がコイル中に停滞して線材と液体ヘリウムとの伝熱をさまたげぬよう、小径コイルにおいてはわずかに液体ヘリウムを流している。

又、液体中に発生した、気泡が他のコイルに付着しないよう気泡そらせ板を各パンケーキ間に配置してある。

(6) 超電導線の総合検討

以上に述べたような超電導線を採用したのは基本条件として

- 完全安定化線材
- 電磁力は超電導線自身で支持しない

を前提として、できるだけ低交流損失の超電導線に近づけたからであった。

ところが、もし完全安定化の条件のみを十分満足するような線材を設計すると、その線材は本設計のものとは全く異なったものになる。例えば、できるだけ銅の安定化材を多くするためコイルは薄い銅母材の超電導テープを冷却チャンネル用スペーサを介して巻き上げた形になる。この場合、確かに完全安定化の条件は十分満足されるが、電磁力に対しては全く弱い構造になってしまう。

又、もし電磁力の支持のみが十分な線材を設計すると、それは例えば、ステンレス等のパイプの中に、わずかに超電導線が配置されている構造となり、安定性は、完全に犠牲になる。

本設計においては、完全安定化の条件は熱流束が 0.359 W/cm^2 なのでどうにか満足している。電磁力支持に関しては支持体のステンレスの最大応力が 46 kg/mm^2 程度とかなり大きい、十分ステンレスの弾性限界内にあり、電磁力の支持はできる。

このように本設計においては、ある条件だけが十分満足され、そのしわよせが他の条件に及ぶ、と言うようなことがなく全体としてまとまった線材設計と言うことが出来る。

尚、超電導線の安定性の向上と、電磁力支持の向上とが両立しないものであることを明確にするために、その相関関係を Fig.4.38 に示した。

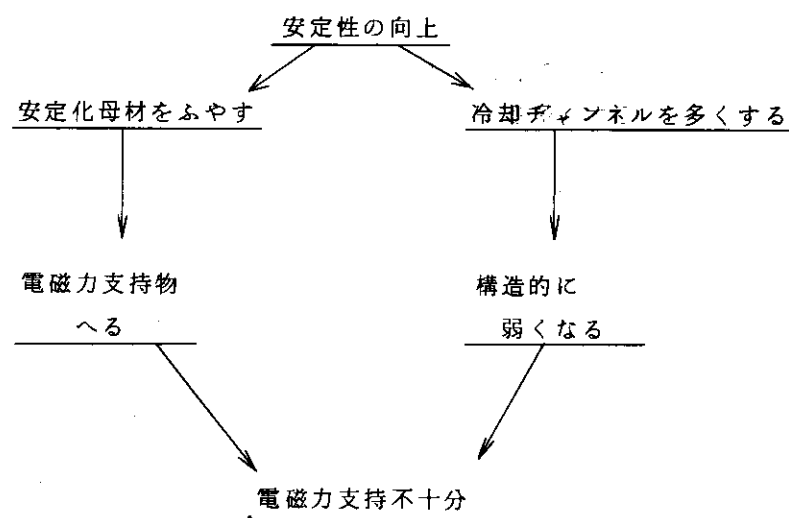


Fig .4.38 安定性と電磁力支持の関係

4.4 熱 計 算

(1) 超電導コイル部での交流発熱

前項で述べたコイル構造について、交流発熱を計算した。交流発熱には、ステンレス枠での渦電流損失、常電導母材での渦電流損失、超電導フィラメントでのヒステリシス損失があるが、以下順を追ってこれらについて述べていく。

(a) ステンレス枠での渦電流損失

各ステンレスの枠は、電気絶縁してコイル状に巻かれているため、電氣的に閉ループにはなっていない。従って、循環電流は誘起されない。しかし各ステンレスの枠には、枠内での渦電流が誘起されるために発熱を伴う。この渦電流損失は、その材質の電気比抵抗に逆比例するが、ここではその値を

$$\rho_{\text{sus}} = 5 \times 10^{-5} \Omega \cdot \text{cm}$$

として計算した。結果はTable 4.9に示すとおりであるが、ステンレスの電気比抵抗が銅にくらべて2500倍も大きいいためこの発熱が全体発熱に占める割合は小さい。

(b) 常電導母材での渦電流損失

超電導フィラメント間を常電導安定化母材を通して流れる電流による発熱（カップリングロス）はJAERI-M 6802に記した方法で計算できる。但し本設計においては、この損失を低減させるため超電導のフィラメント（10 μ 径）をCuNiのさや（2 μ 厚）でおおっているので実効的な安定化母材の電気比抵抗がCuNiのさやがない場合比して152倍になり、この損失は $\frac{1}{152}$ に低減できる。

このことをFig. 4.39に示した。

結果はTable 4.9に示すとおりである。

(c) 超電導フィラメントでのヒステリシス損失

この損失もJAERI-M 6802と同じ方法で計算した。結果はTable 4.9に示すとおりである。

(d) ロスの配分

Table 4.9に上記3者のロスでそれぞれ小径コイルと大径コイルにわけて記しておく。この表から一周期での総発熱量Jを小径コイルのステンレスわくでのロスで規格化して示すと下表のようになる。

Table 4.8 超電導コイル部の損失

小径コイル	ステンレスわくでの渦電流発熱	1
	カップリングロス	19
	ヒステレシスロス	11
大径コイル	ステンレスわくでの渦電流発熱	0.1
	カップリングロス	2
	ヒステレシスロス	4
全 コイル	ステンレスわくでの渦電流発熱	1.1
	カップリングロス	21
	ヒステレシスロス	15

この表より解ることは

- ステンレス母材での渦電流発熱は、全発熱に占める割合は小さく無視し得る。
- 小径コイルでは磁場変化速度が大きいためカップリングロスとヒステリシスロスの約2倍、大径コイルでは、磁場変化速度が小さいためこの関係は逆転する。
- 全コイルでの発熱では、カップリングロスとヒステリシスロスが同程度であり、この設計の交流用線材は十分適当なものと言うことができる。

(e) 断熱状態での交流発熱による超電導線の温度上昇

(i) 銅マトリックス

超電導素線 1 m 当りのカップリングロスとヒステリシスロスは本設計の場合

$$\frac{P_e}{\ell} = 4.04 \times 10^{-10} \times B^2 \quad (\text{W/m})$$

で与えられる。最も発熱の大きい Phase I における T 2 コイル内面での値は

$$\frac{P_e}{\ell} = 0.026 \quad (\text{W/m})$$

である。これを銅マトリックスの単位体積当りの発熱に直すと

$$\frac{P_e}{V} = 0.026 \times 10^{-2} \quad (\text{W/cm}) \times \frac{1}{0.00637 \text{ cm}^2} = 0.04 \quad (\text{W/cc})$$

となる。これは $4.5 \times 10^{-2} \quad (\text{W/g})$ である。

Phase I は 1 秒間つづくが、この間の発熱は $4.5 \times 10^{-3} \quad (\text{J/g})$ である。銅のエンタルピー曲線より、断熱状態での銅の温度は約 12 K まで上昇する。

(ii) 超電導フィラメント

超電導フィラメントにおける発熱、即ちヒステリシスロスは本設計の場合

$$\frac{P_{\text{hys}}}{V} = 16.960 \quad (\text{W/m}^3) = 0.0169 \quad (\text{W/cc})$$

となる。これは $2.87 \times 10^{-3} \quad (\text{W/g})$ である。Phase I は 1 秒間つづくので、この間の発熱量は $2.87 \times 10^{-3} \quad (\text{J/g})$ である。これによる Nb Ti の温度は、Nb のエンタルピー曲線より約 7.5 K まで上昇することになる。

以上(i)、(ii)とも超電導線が断熱的に温度上昇すると仮定した計算であるが、磁気的な原因による発熱を問題にする場合は、磁束の侵入する速さと、熱の逃げる速さと、どちらが速いかの比較の上で議論しなければならない。銅の磁気拡散係数は $D_m \simeq 1.0 \text{ cm}^2/\text{sec}$ のオーダーであり熱のそれは、 $D_{th} \simeq 10^2 \text{ cm}^2/\text{sec}$ のオーダーである。すなわち、たとえ磁気的な発熱が生じて、熱の拡散は磁場の拡散より十分大きく、上で仮定したように超電導線が磁気的な原因により断熱的に温度上昇するおそれはないと言える。

(f) 交流発熱による熱流束

上記で計算した交流発熱が、超電導線の常電導転移時のジュール発熱に比べてどの程度の値になるかを知る意味で、交流発熱によるストランド線の単位表面当りの熱流束を計算しておく。

銅安定化母材での渦電流発熱の熱流束への換算値は最大時 (T 2 コイルの Phase I) に

$$Q_{\text{coupling}} = 2.59 \times 10^{-3} \quad (\text{W/cm}^2)$$

又、ヒステリシスロスの熱流束への換算値は最大時 (T2 コイルの phase I) に

$$Q_{\text{hys}} = 0.271 \times 10^{-3} \text{ (W/cm}^2\text{)}$$

となる。常電導転移時のジュール発熱の熱流束換算値は

$$Q_{\text{nor}} = 0.359 \text{ (W/cm}^2\text{)}$$

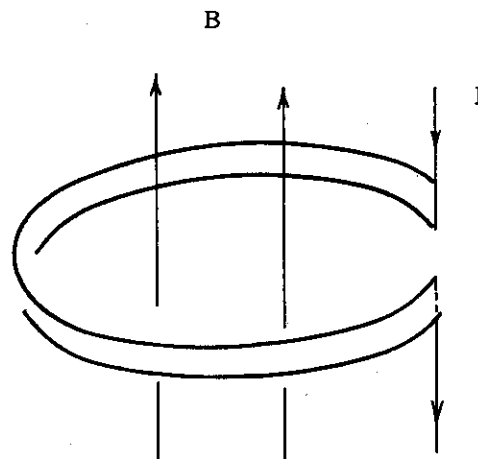
なので、交流発熱による熱流束は問題にならない位小さな値である事がわかる。

(g) その他のロス

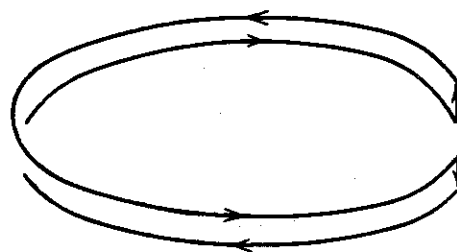
本設計においては超電導コイル部での発熱を前記3者と次項の放射線発熱に限った。しかしこの他にも発熱の要因はある。例えば

- コイルの並列巻線間の大きい閉ループを流れる誘導電流によるロス (Fig.4.40を参照)
- 巻線部のくり返し応力により、巻線部材料の応力-ひずみ曲線がえがくヒステリシスによるロス

等のロスが予想されるが、現段階ではこれらのロスを正確に評価することは困難なので本報告では省いた。今後これらの不確定なロスを数値的に明確にしていけることが必要である。



(1) パンケーキ間の並列巻線



(2) 予想される閉ループ誘起電流

Fig.4.40 コイル並列巻線による閉ループで発生する誘起電流

(2) 放射線発熱

放射線による超電導ポロイダルコイル部での発熱はJAERI-M 6783の計算結果を用い次のように見積った。

(a) 見積り法

ポロイダルコイルのうち小径コイルはトロイダルコイルによってしゃへいされているので、ポロイダルコイルの単位体積当りの発熱はトロイダルコイルのプラズマから最も遠い側の単位体積当りの発熱と同じとした。

又、ポロイダルコイルのうち大径コイルはトロイダルコイルによってしゃへいされている所とトロイダルコイルによってしゃへいされていない所があるのでポロイダルコイルの単位体積当りの発熱は、トロイダルコイルのプラズマに最も近い側の単位体積当りの発熱と同じとした。

これらの事をFig.4.41に示した。

即ち小径コイルに関しては、同図でa部と記したトロイダルコイル部と同じ単位体積当りの発熱があるとし、大径コイルに関しては、同図でb部と記したトロイダルコイル部と同じ単位体積当りの発熱があるとした。

(b) 小径コイル部での発熱

以上のことより単位体積当りの小径コイル部の発熱は、トロイダルコイルa部の単位体積当りの発熱と同じと仮定し、その値を

$$10^{-8} \text{ W/cm}^3$$

とする。これに小径コイルの体積 $16 \times 10^6 \text{ cm}^3$ を乗じ、小径コイルでの放射線発熱は

$$0.16 \text{ W}$$

と見積ることが出来る。但し、これには中性子線による発熱と γ 線による発熱が含まれており、後者は前者より約1桁大きい値をとる。

(c) 大径コイル部での発熱

大径コイル部での単位体積当りの発熱はトロイダルコイルでのしゃへい効果を無視し前図において、トロイダルコイルb部の単位体積当りの発熱と同じと仮定する。その値は

$$10^{-8} \text{ W/cm}^3$$

であるからこれに大径コイルの体積 $16 \times 10^6 \text{ cm}^3$ を乗じて大径コイルでの中性子線及び γ 線による発熱を

$$0.16 \text{ W}$$

と見積ることが出来る。このうち中性子線による発熱は約1割である。

(d) 全コイルでの放射線発熱

以上のように放射線発熱は、大径、小径コイルとも0.16Wであり、両者合せて多目に見積っても高々1Wである。これは前記の交流損失に比して無視し得るくらい小さい値である。

(e) その他の個所での放射線発熱

ポロイダルマグネットでの放射線発熱は、上記以外の所でも発生するが、設計上問題となるのは極低温部位での発熱である。

これには

FRPヘリウム容器

液体ヘリウム

支持構造物 (ステンレス)

トロイダルコイル集中力支持リング

等の各部位での発熱があるが、上記のコイル部での発熱に比してかなり少ないことが予想される。そこで本報告においては、これらの発熱を特に考慮していない。

(3) 冷却チャンネルでの冷却

Fig.4.42に示すようなコイル断面冷却チャンネルにおける冷媒 (液体ヘリウム) の流速および発生ボイド率を計算し、超電導マグネットの安定性に対する冷却条件をチェックする。計算は強制冷却される小径コイルのうち代表として変流器コイルのT1～T8のものについて行なうことにする。

1個のコイルの冷却チャンネルにおける冷媒の流速 u (m/s) は全流量が $G=50\text{m}^3/\text{h}$ (後述) であることから

$$2\pi R\delta \times 7 \times 65 \times 3600 u = \frac{50}{26} (\text{m}^3/\text{h})$$

より $u=0.04\text{mm/s}$ と非常にゆっくりとしたものになる。ここで $R=2\text{m}$, $\delta=2 \times 10^{-3}\text{m}$ (冷却チャンネル幅), 左辺の 7×65 とは一個の小コイル (T1～T8) 内における冷却チャンネル数である。右辺の $50/26 (\text{m}^3/\text{h})$ とは全部で小コイルが26個あるので一つの小コイルへの冷媒流量である。

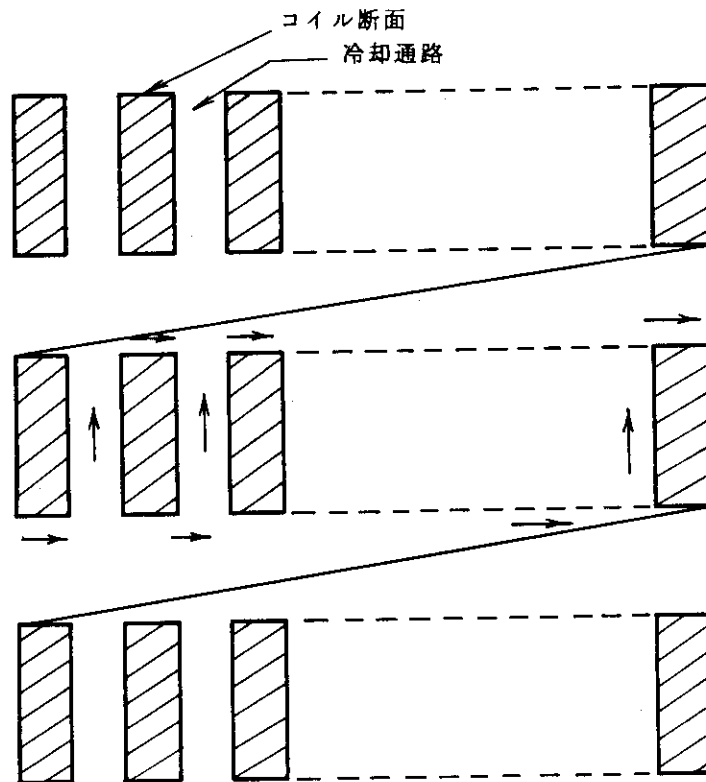


Fig. 4. 42 コイル内における冷媒の流れ

次にヘリウム気泡の冷却チャンネル内における上昇速度について計算する。自由空間におけるヘリウム気泡の上昇速度は、常温液体における気泡上昇速度を与える式を用いると

$$U_m = 1.96 \sqrt{\frac{\sigma g}{r_L d}}$$

または

$$U_m = 1.18 \left(\frac{g^2 \sigma}{r_L} \right)^{\frac{1}{4}}$$

となる。ここで σ は液体の表面張力 (kg/m)、 g は重力加速度 (m/s^2)、 r_L は液体の比重量 (kg/m^3)、 d は気泡径である。 d として沸騰における加熱面からの離脱気泡径

$$d_0 = 1.034 \sqrt{\frac{\sigma}{r_L}}$$

を用いることにより U_m を上式の二式で計算する。ヘリウムの物性値を代入すると

$$d_0 = 0.29 \text{ mm}$$

となり

$$U_m = 3.14 \sim 5.2 \text{ cm/s}$$

となる。この値の平均値である $U_m = 4 \text{ cm/s}$ を気泡上昇速度と考えると、この値は前出の液体ヘリウムの流速よりもはるかに大きく、冷却チャンネル内における気泡の移動はほとんど気泡の上昇速度 U_m によって行なわれるということになる。この値をもとにして、各phaseにおいて冷却チャンネルに発生する最大ボイド率を計算し、超電導線の冷却に対して十分安全であるかどうかを検討する。

小径コイルの冷却表面積は $10,300 \text{ m}^2$ であり、各phaseにおける発熱量(W)は6.1節におけるTable 6.2の値を用いるとすると、これから各phaseにおける熱流束 q (W/m^2 または $\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}$)を求めることができる。いまFig. 4.4.3に示すような一つの冷却チャンネルを考えると、冷却長は 21 mm であるので $U_m = 4 \text{ cm/s}$ の気泡が冷却チャンネルを通過する時間は 0.5 s である。これは各phaseのうちのいかなる期間よりも短いので、次のように考えることにする。

この冷却チャンネルに発生する最大ボイド率は 0.5 s の間の発熱量に相当する蒸発ヘリウムガスの体積を冷却通路体積で割ったものの2倍であり、冷却チャンネル出口(上側)に発生する。この値が十分小さければ超電導線の液体ヘリウムによる沸騰冷却に対して安全であることになる。

各phaseにおけるこのような計算を行なう。蒸発ガスの体積 v (0.5 s 間におけるもの)は

$$v = q \times 2\pi R H \times \frac{0.5}{3600} \times \frac{1}{r r_v} (\text{m}^3)$$

である。ここで r は蒸発潜熱 (kcal/kg)、 r_v は飽和ヘリウムガスの比重量 (kg/m^3)、 q は $\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}$ で表わした数値である。一方冷却チャンネルの体積 V は、冷却チャンネル高さを H とすると

$$V = 2\pi R \delta H (\text{m}^3)$$

であり、最大ボイド率 f は

$$f = \frac{2v}{V}$$

となる。

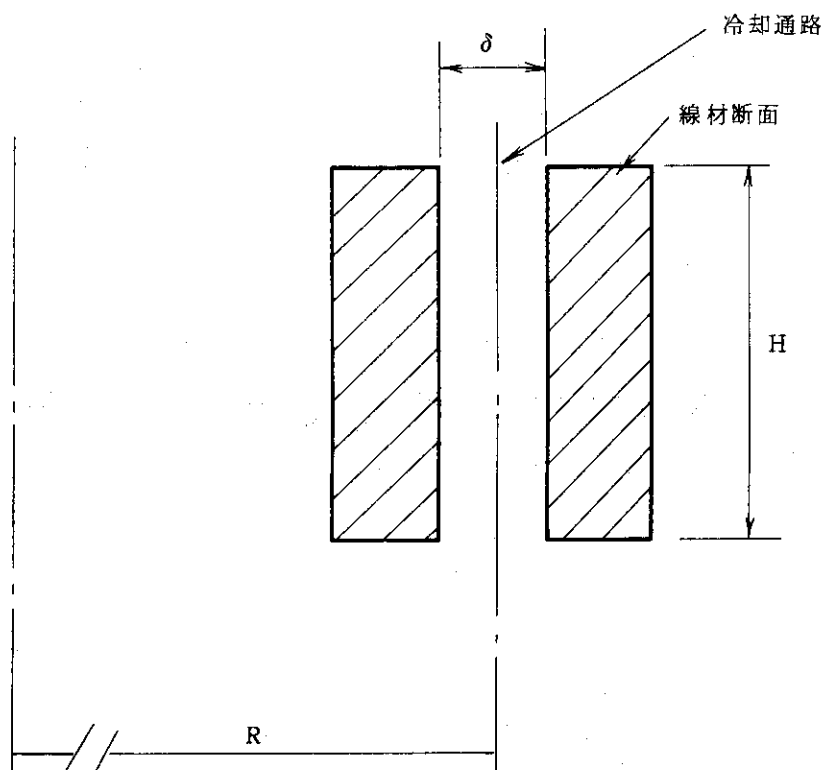


Fig. 4. 43 冷却チャンネル

このようにして計算した各phaseでの最大ボイド率 f をTable 4.10に示す。これによると最もボイド率が高いのはphase Iであるが、それでも $f=2 \times 10^{-3} = 0.2\%$ と非常に小さい。これはコイル各層の入口に常に液体ヘリウムが供給される構造になっていることと、一つの冷却チャンネルを通過した後、液体ヘリウムは横方向の通路に集められること、および気泡上昇速度が比較的速いことになる。

このようなボイド率の数値は液体ヘリウムの沸騰におけるバーンアウト熱流束の低下に影響をおよぼす範囲よりはるかに下にあり、核沸騰の冷却特性も单相流の場合と同じであるとみなし得るので、本冷却システムは超電導線の安定性に対して十分安全サイドにあるということになる。また、このボイド率は冷却チャンネル通過後横方向チャンネルに冷媒が集められた場合、あるいは

Table 4.10 各phaseにおける発生ボイド率

Phase	冷却通路内最大ボイド率
I	2×10^{-3}
II	1.2×10^{-5}
III	0.84×10^{-5}
IV	4×10^{-5}
V	0.6×10^{-5}
VI	2.8×10^{-5}

はさらに右側集合ダクトに集合した場合も変化しないので、この値が本冷却システム内部に生じているボイド率とみなしてよいことになる（マグネット冷却チャンネルを出た部分ではいわゆるクライオスタットロスのため多少ボイド率がこの値より大きくなるが、数値のオーダーが変わるというものではない）。

Table 4.1 各小コイルの巻数

小コイル名		起磁力 (MAT)	ダブルパンケーキ 数(A)	並列巻線数 (B)	電氣的 ターン 数(C)	全ターン数 (A×B×C)	超電導線 電流(kA)
変 流 器 コ イ ル	T 1	3	4	11	12	528	5.68
	T 2	3	4	11	12	528	"
	T 3	3	4	11	12	528	"
	T 4	3	4	11	12	528	"
	T 5	3	4	11	12	528	"
	T 6	3	4	11	12	528	"
	T 7	3	4	11	12	528	"
	T 8	3	4	11	12	528	"
	T 9	1.5	4	22	6	264	"
	T 10	3	4	11	12	528	"
	T 11	1.5	4	11	6	264	"
全		60	—	—	240	—	—

垂 直 磁 場 コ イ ル	V 1	1	2	10	10	200	5
	V 2	1	2	10	10	200	5
	V 3	1	2	10	10	200	5
	V 4	1	4	5	10	200	5
	V 5	-2	4	5	20	400	-5
	V 6	-2	4	5	20	400	-5
	全	+8, -8	—	—	80, 80	—	—

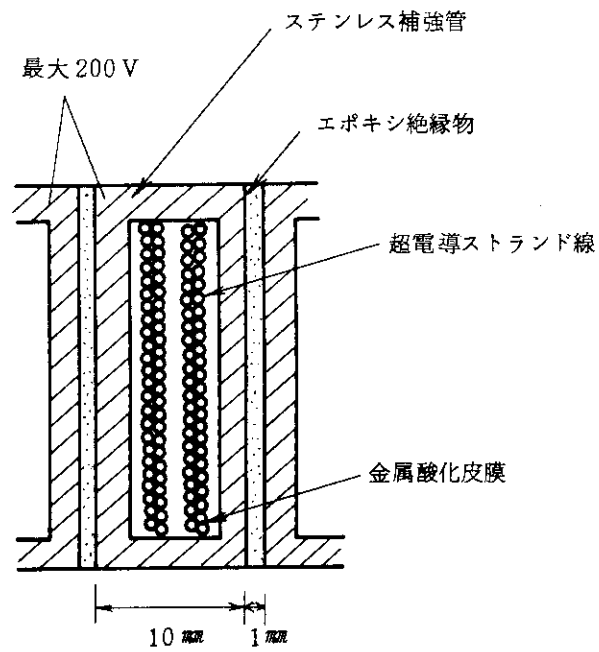


Fig. 4.1 コイル電気絶縁図

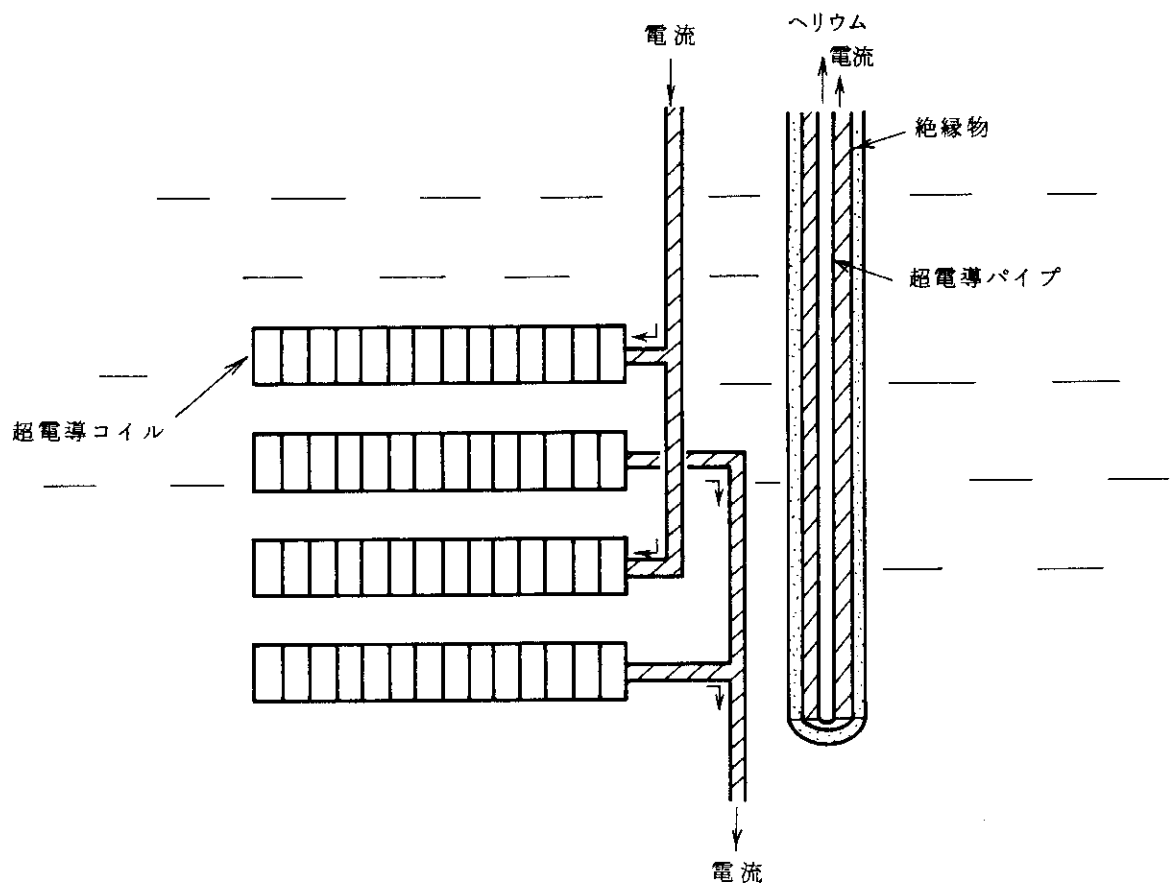


Fig. 4.2 給電線，渡り線絶縁図

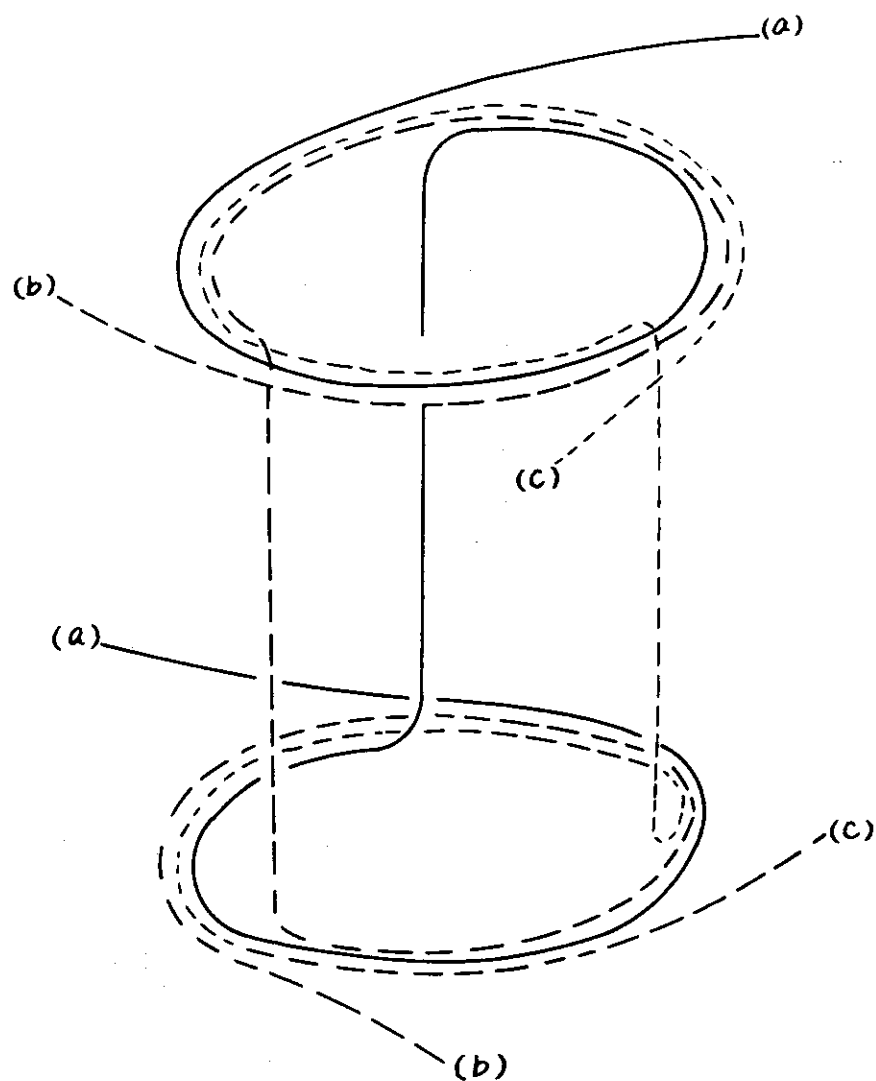


Fig. 4.3 3本並列巻線 (1ターンダブルパンケーキの場合)

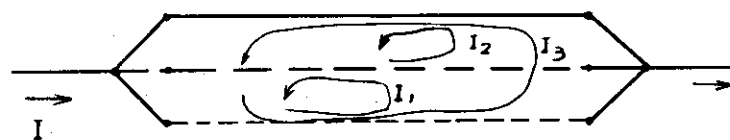


Fig. 4.4 好ましくない誘起電流 (I_1 , I_2 , I_3)

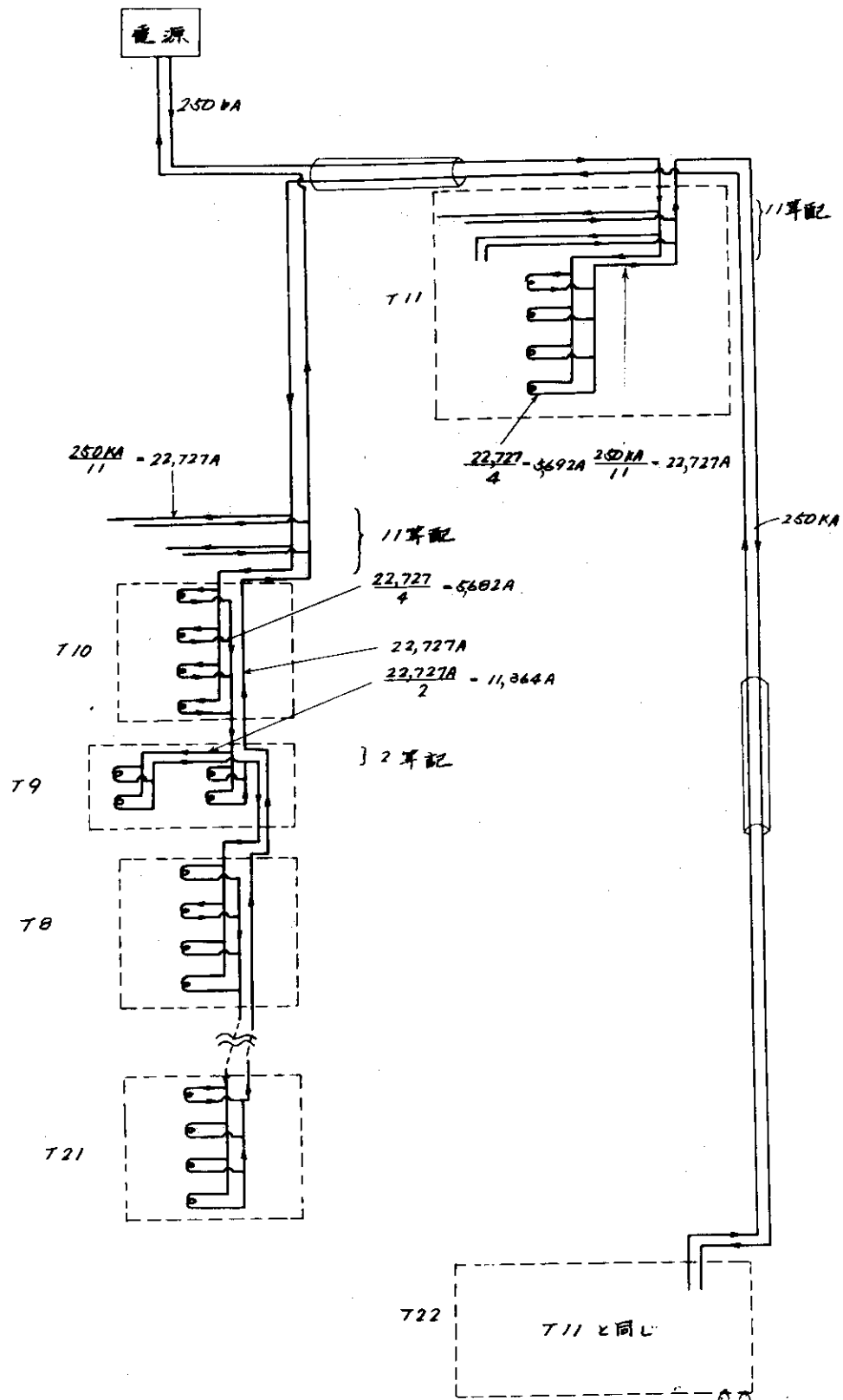


Fig. 4.5 変流器コイル電気結線図

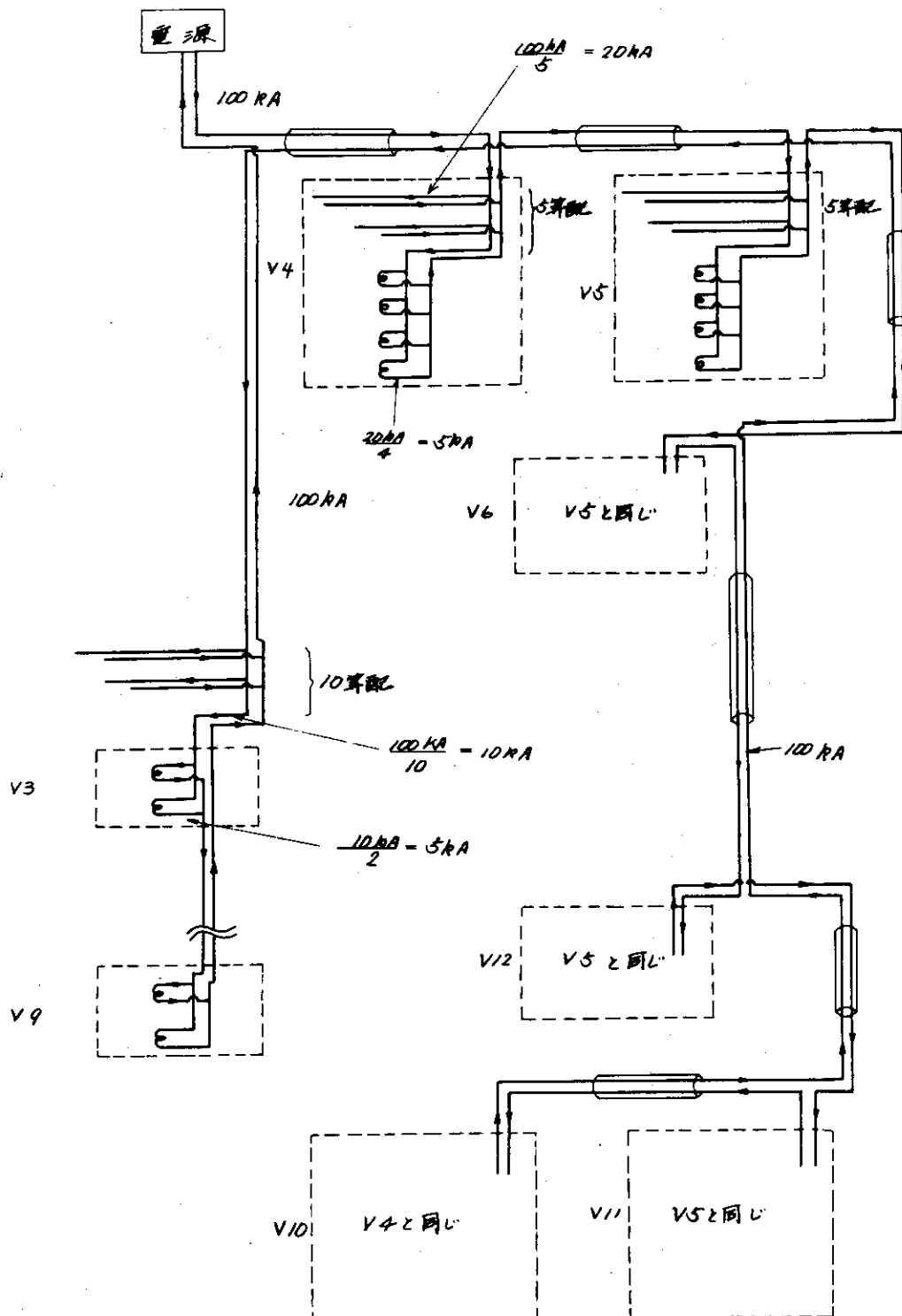
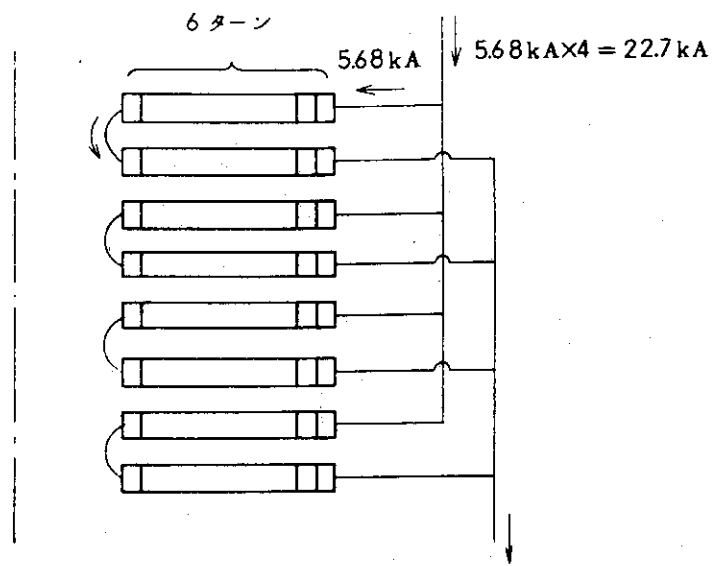
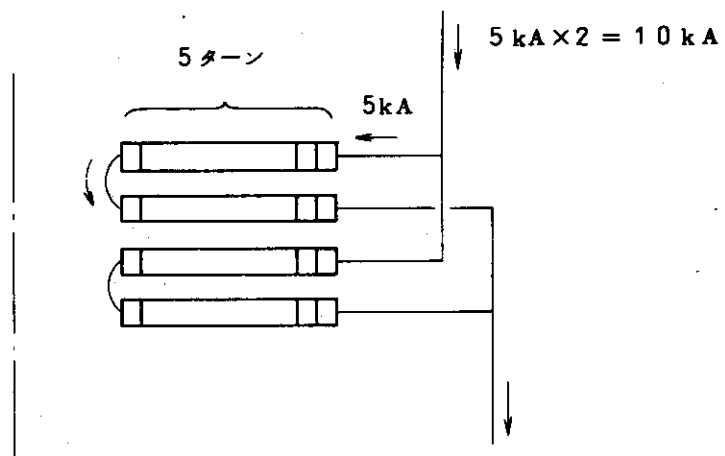


Fig. 4.6 垂直磁場コイル電気結線図



この巻線を 11 本並列に行なう

Fig. 4.7 T 10 小コイル内結線図



この巻線を 10 本並列に行なう

Fig. 4.8 V 3 小コイル内結線図

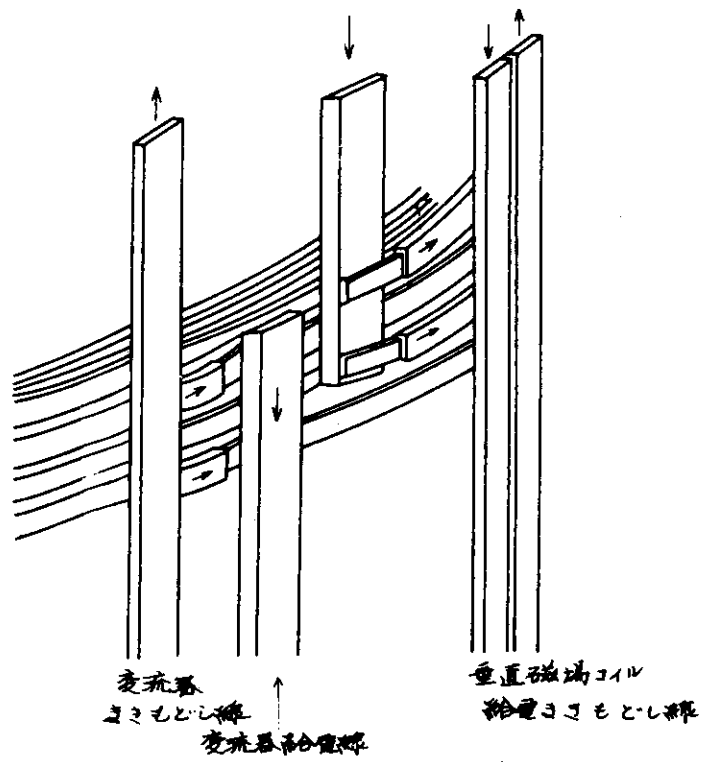


Fig. 4.9 小コイル内電気接続図

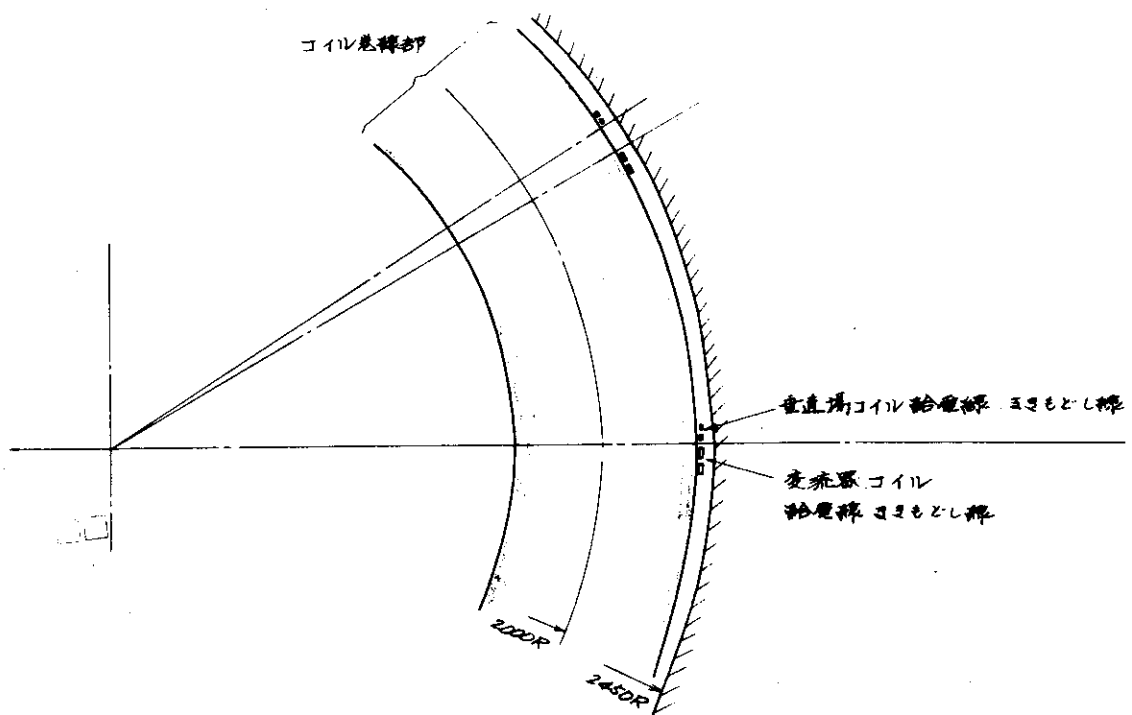


Fig. 4.10 給電線まきもとし線配置図

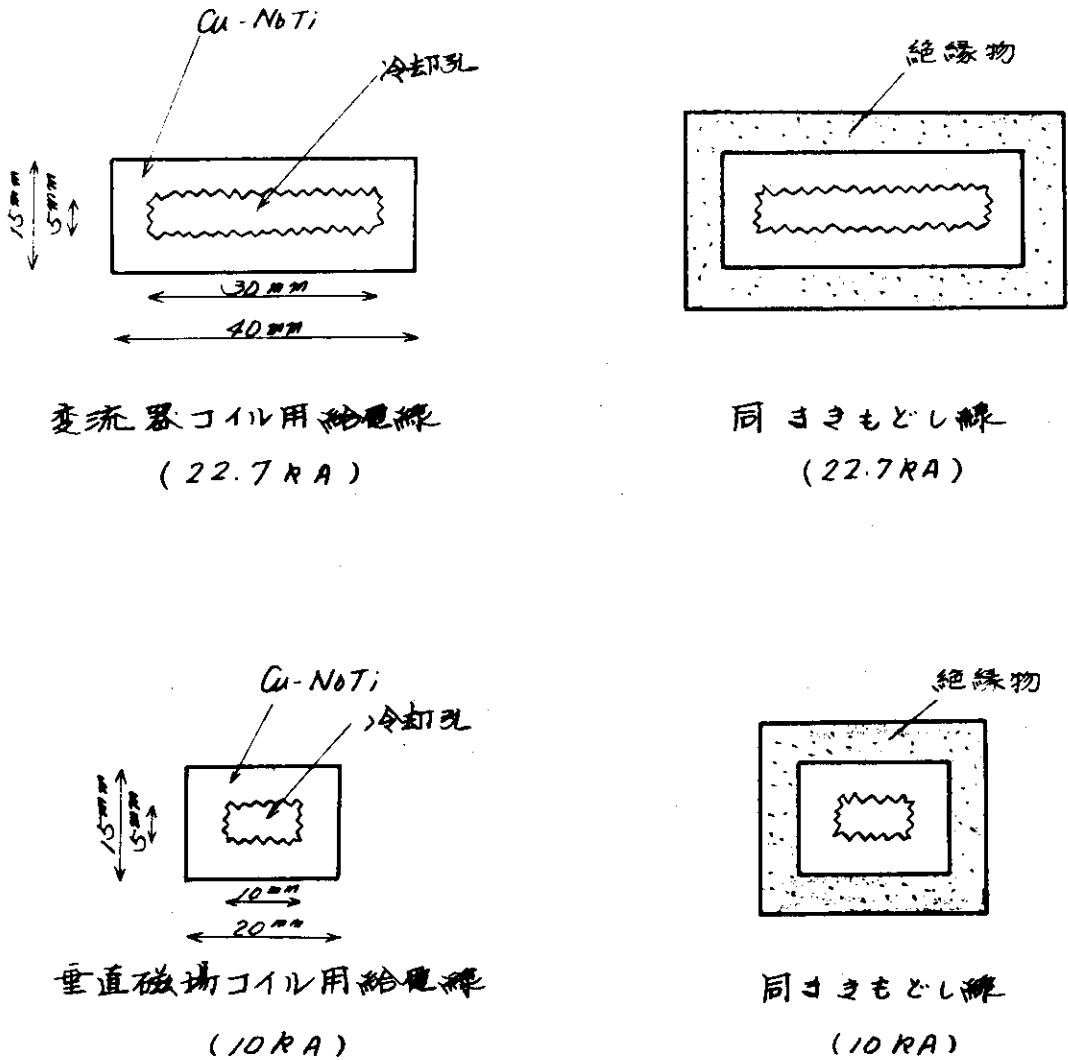
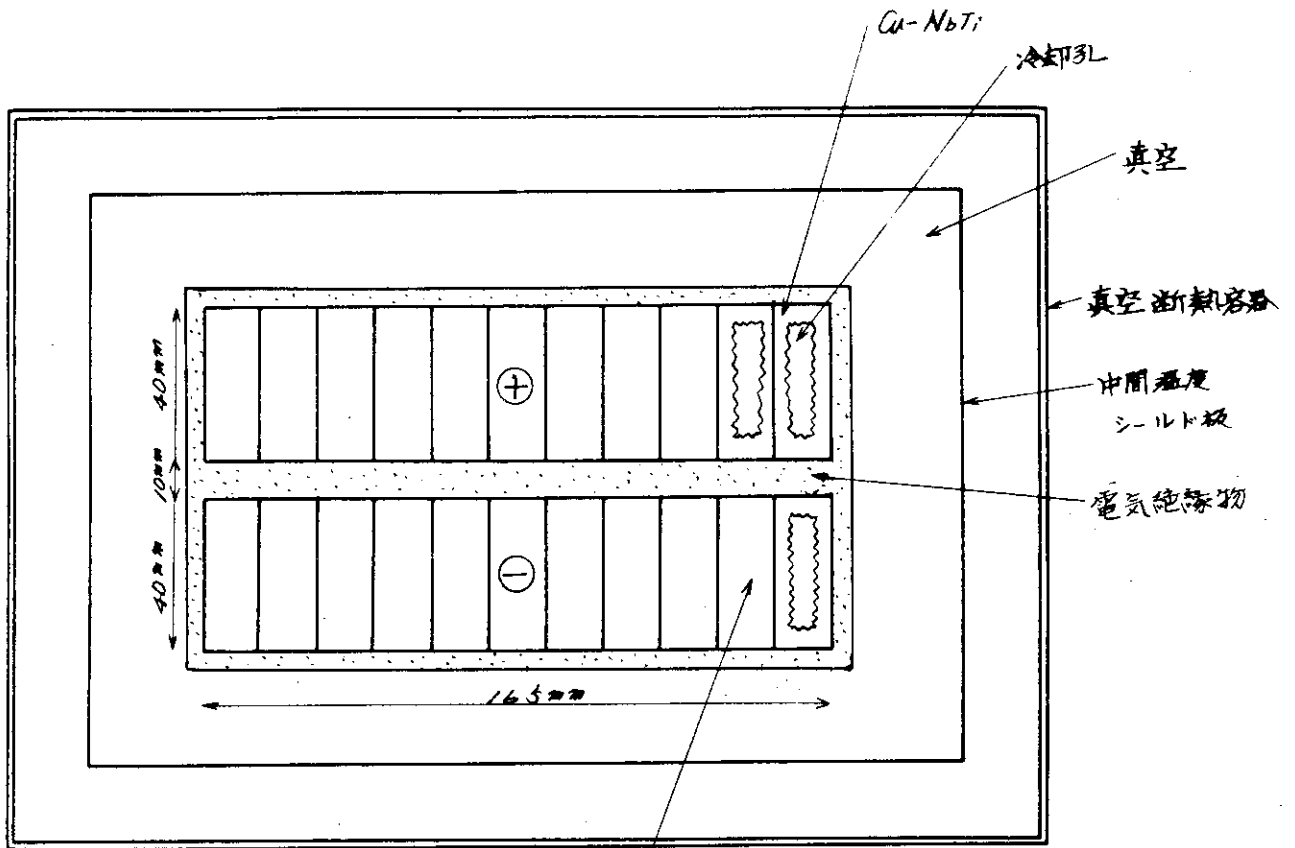


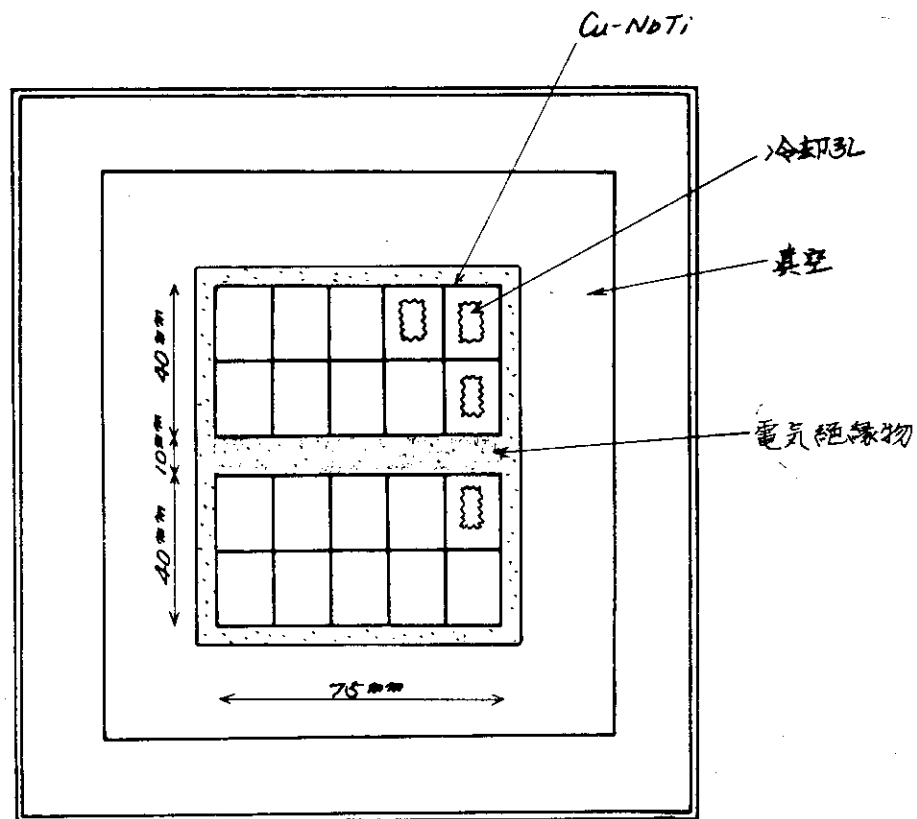
Fig. 4.11 給電線，まきもどし線断面図

Table 4.2 給電線，巻戻し線仕様

	変流器コイル用	垂直磁場コイル用
最大電流	22.7kA	10kA
コイル断面	40mm×15mm	20mm×15mm
超電導部断面積	50mm ²	30mm ²
超電導部電流密度	0.45×10^5 A/cm ²	0.33×10^5 A/cm ²
常電導部断面積	400mm ²	220mm ²
冷却周長	14cm	6cm
最大熱流束	0.18W/cm ²	0.152W/cm ²



変流器コイル用 ($\pm 250\text{KA}$)



垂直磁場コイル用 ($\pm 100\text{KA}$)

Fig. 4.12 わたり線断面図

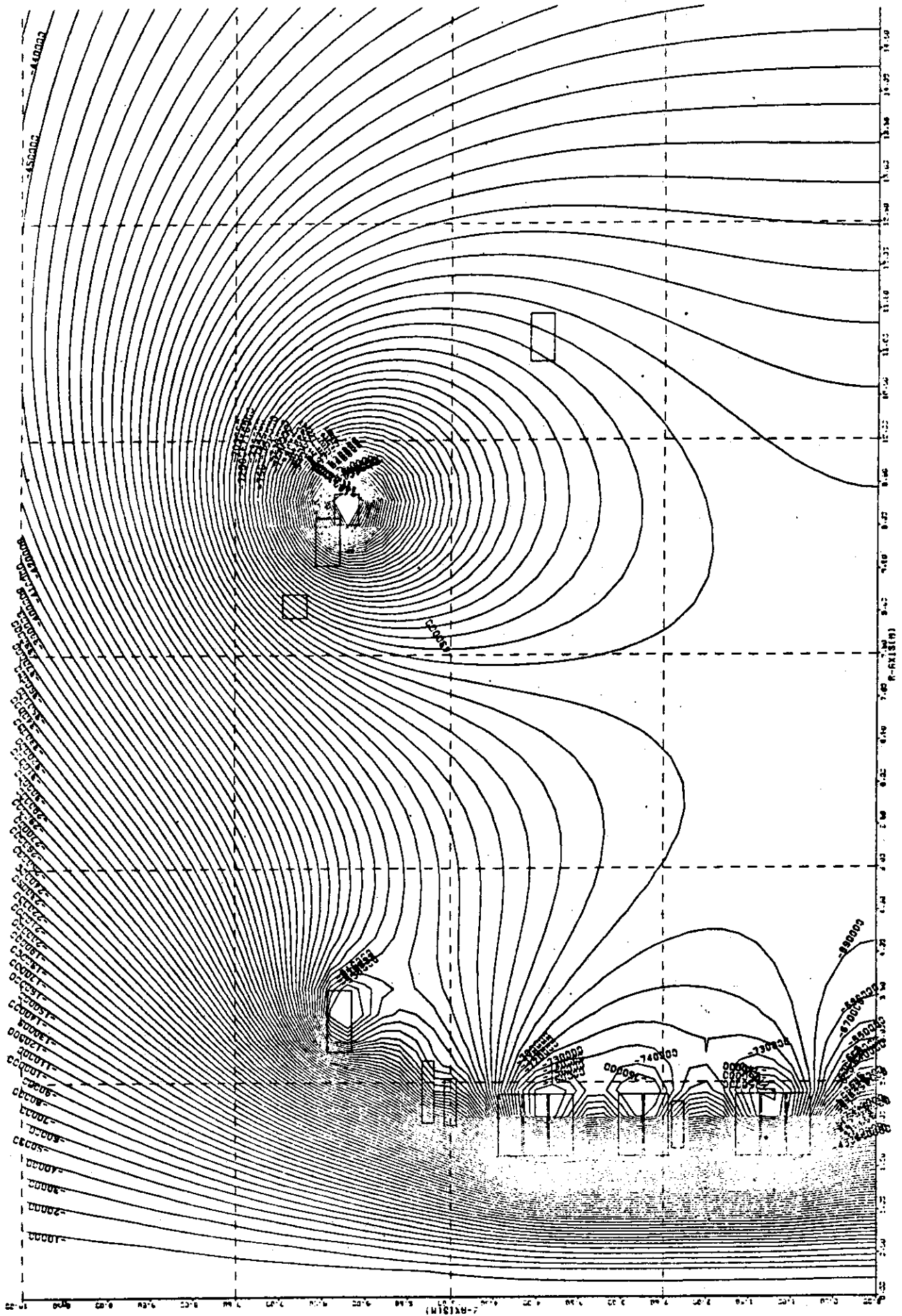


Fig. 4.13 空心変流器コイル磁力線分布 (10^4 VS)

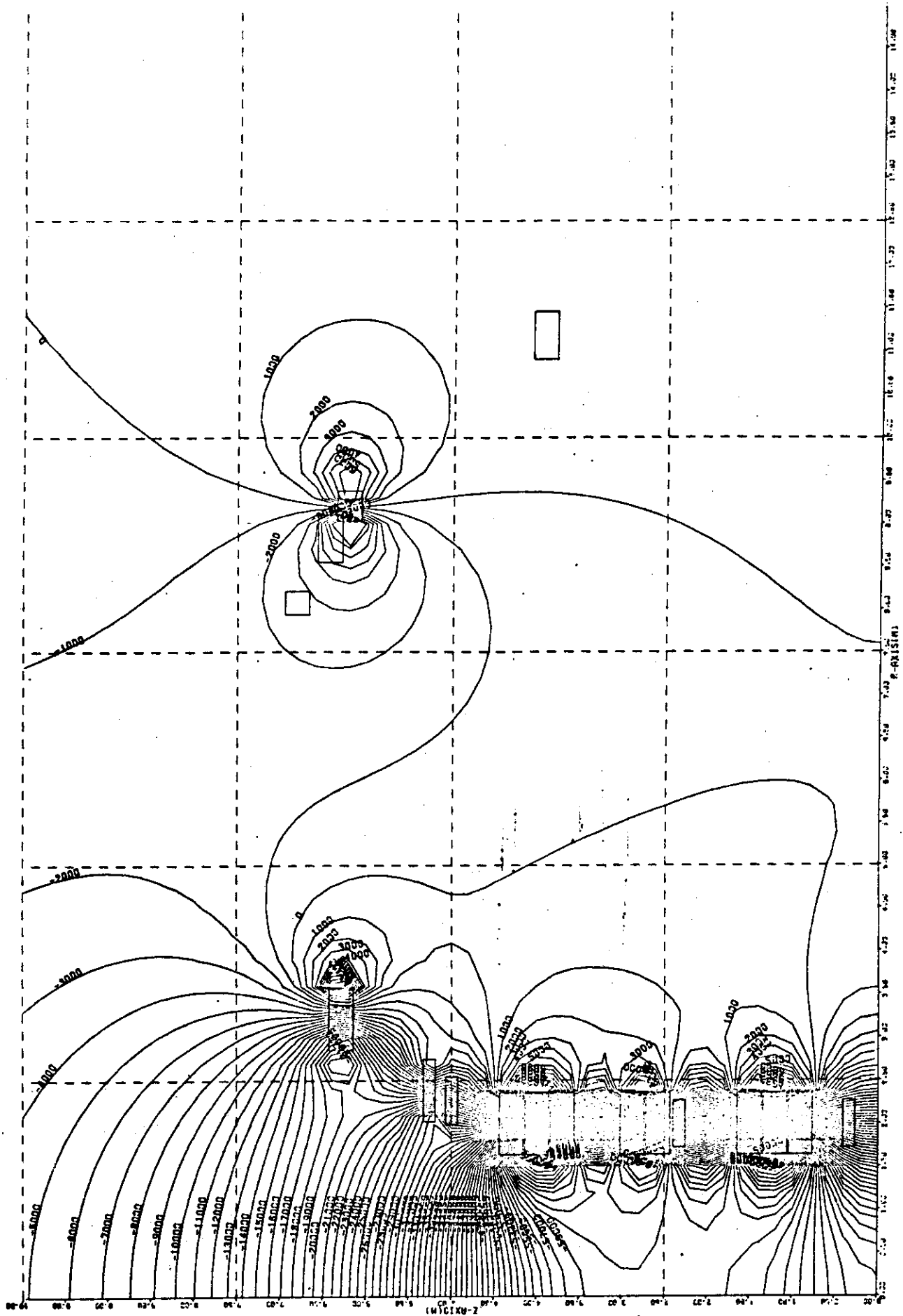


Fig. 4.14 空芯変流器コイル B_z (Gauss)

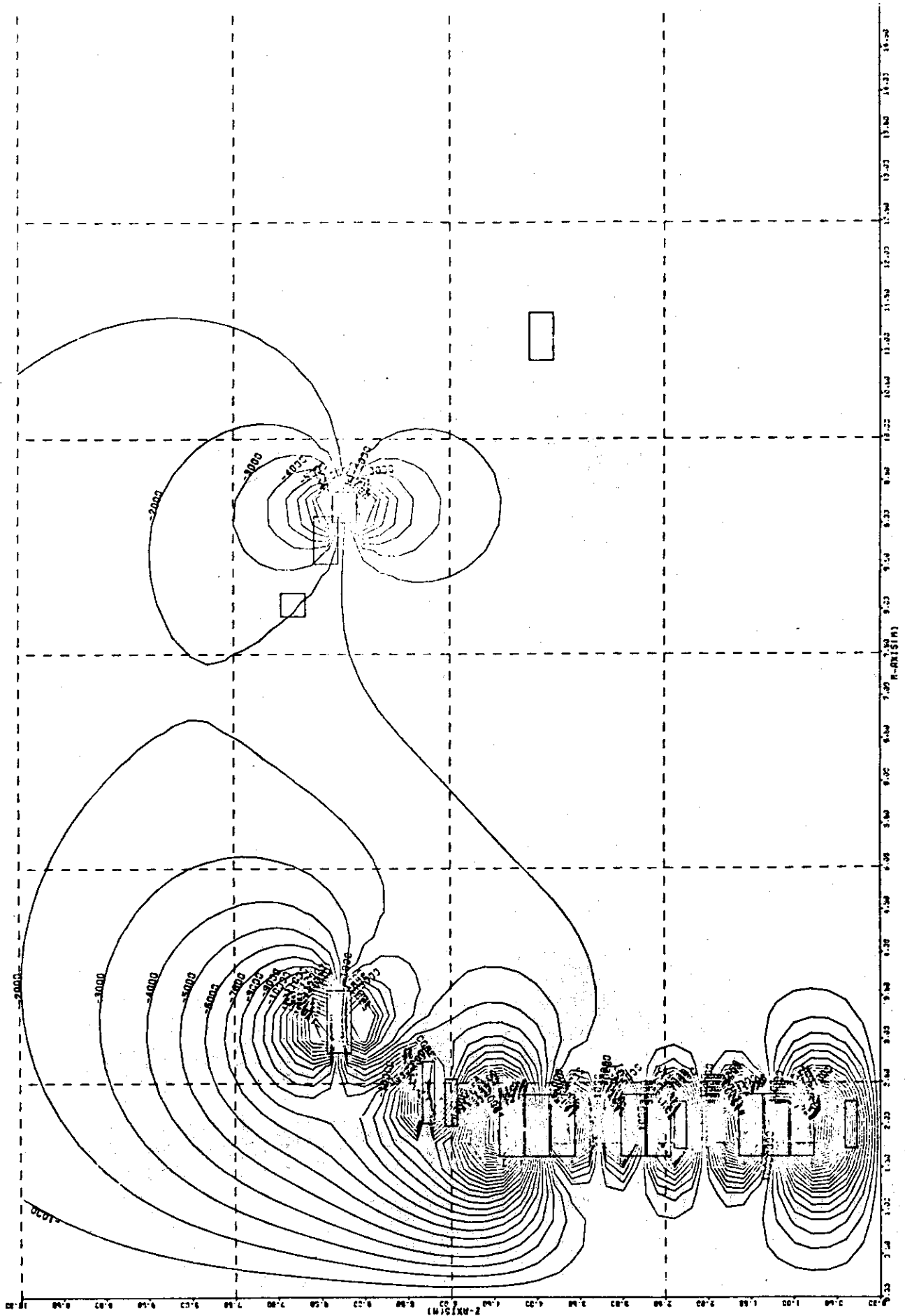


Fig. 415 空芯変流器コイルBr (Gauss)

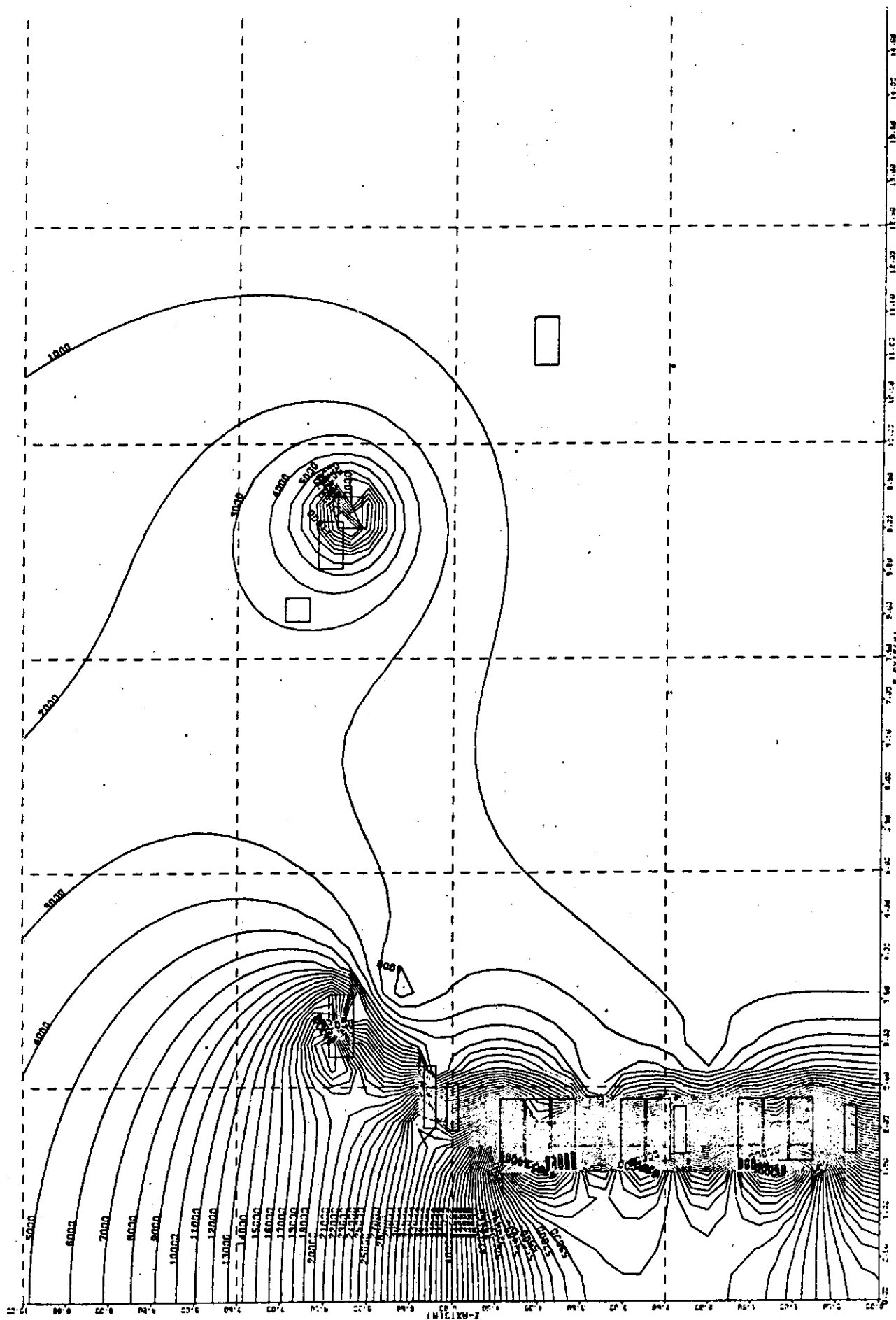


Fig. 4.16 空心変流器コイル $|B|$ (Gauss)

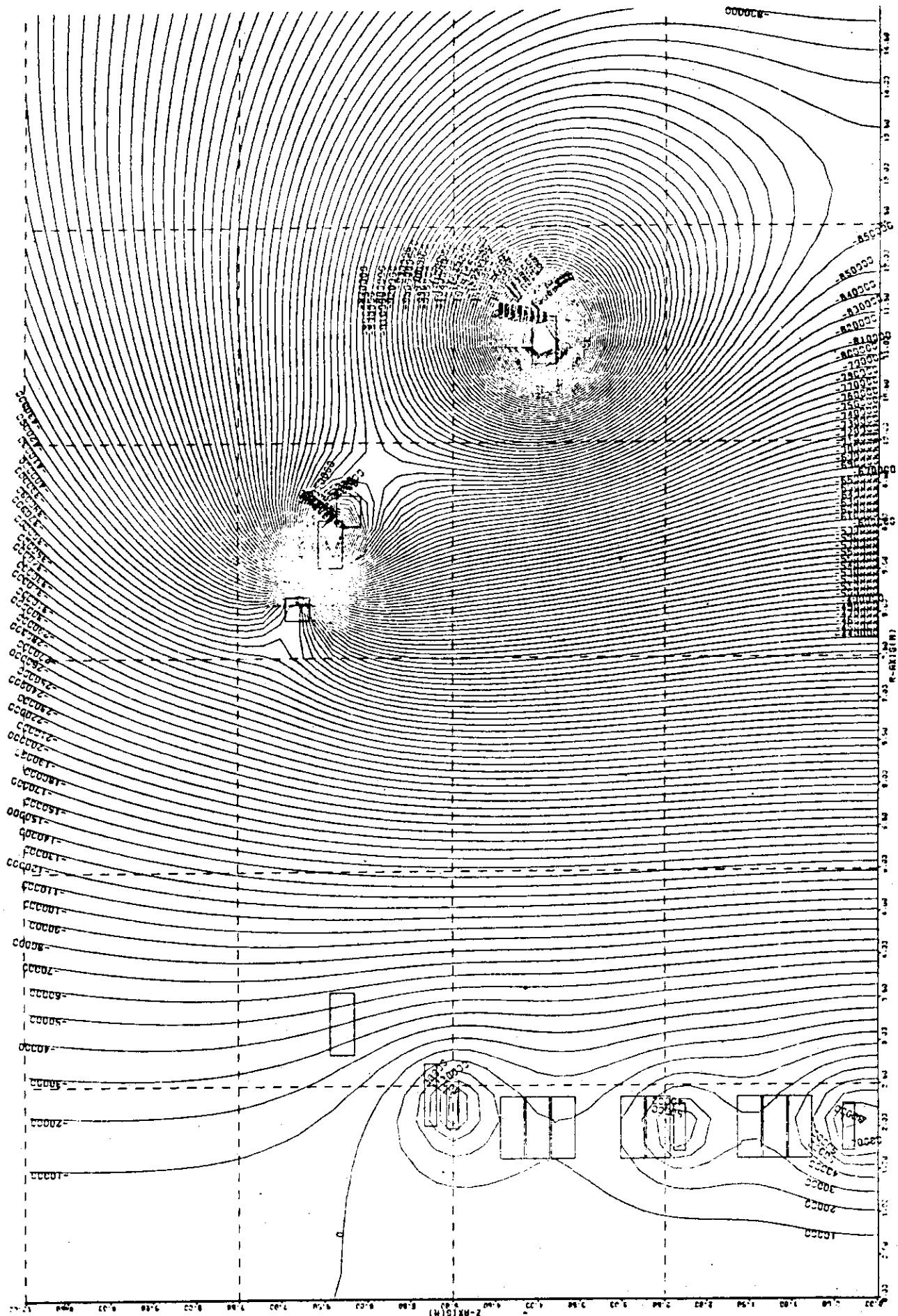


Fig. 4.17 垂直磁場コイル磁力線分布 (10^{-4} VS)

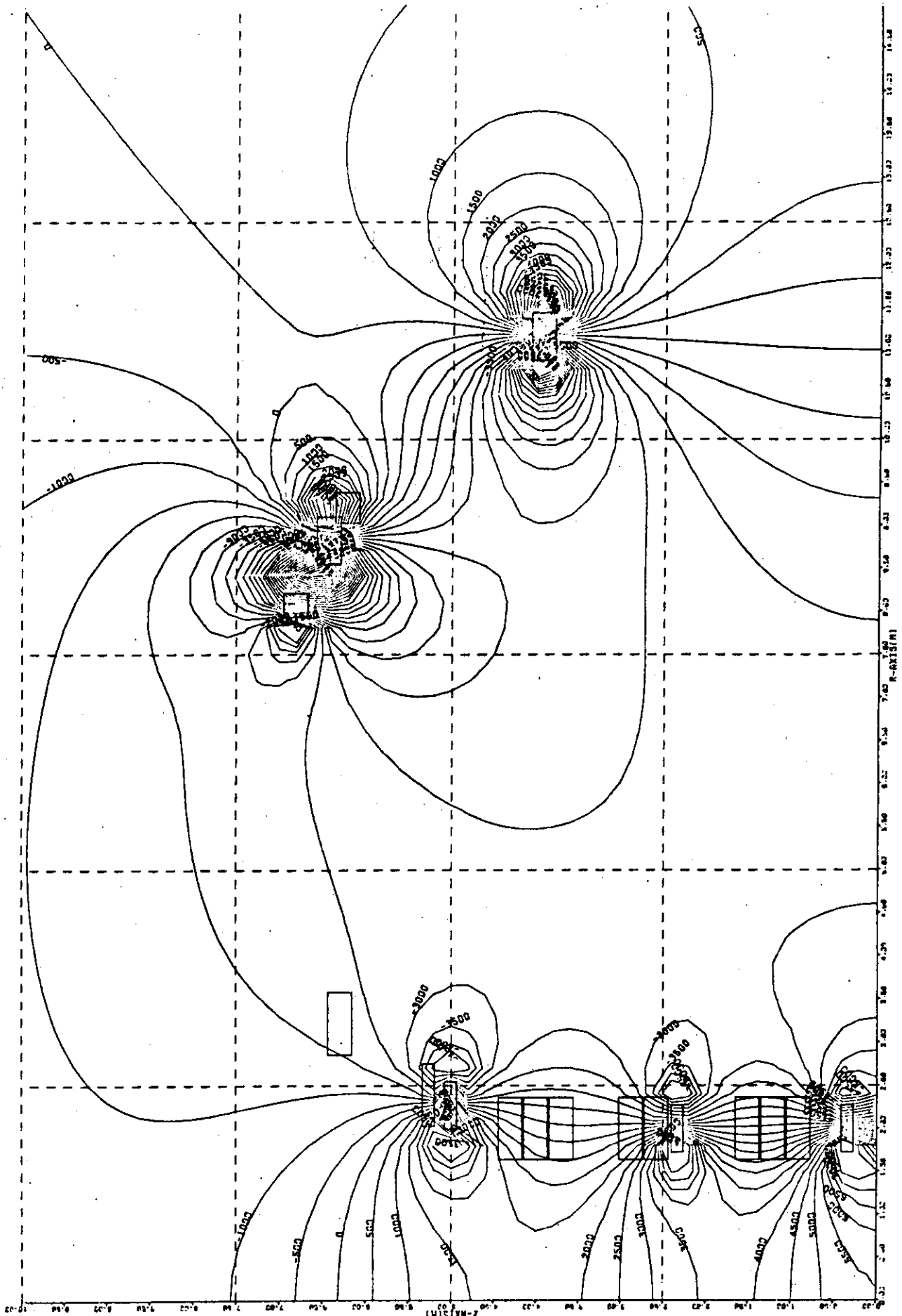


Fig. 4.18 垂直磁場コイル B_z (Gauss)

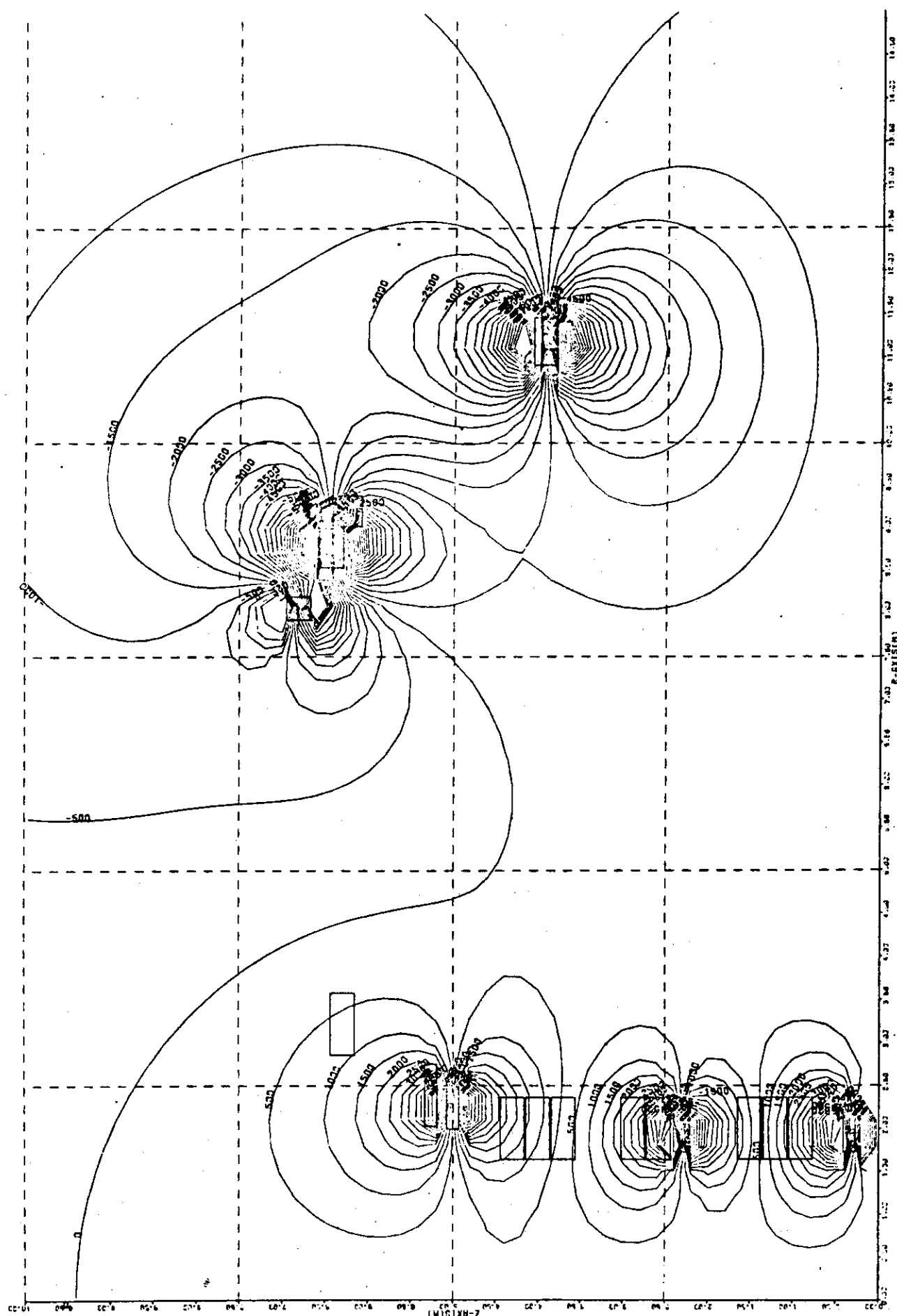


Fig. 4.19 垂直磁場コイルBr (Gauss)

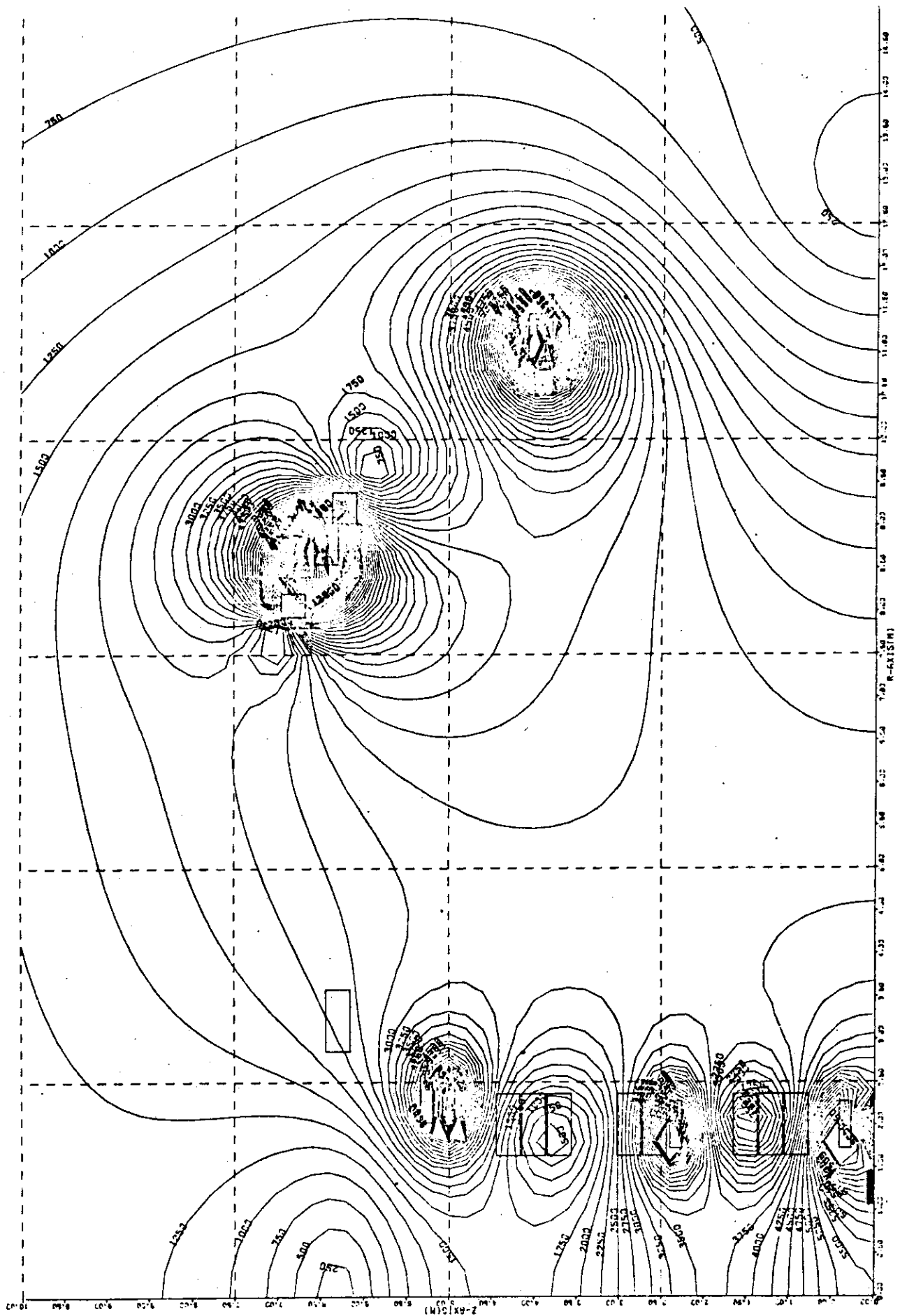


Fig. 4.20 垂直磁場コイル B (Gauss)

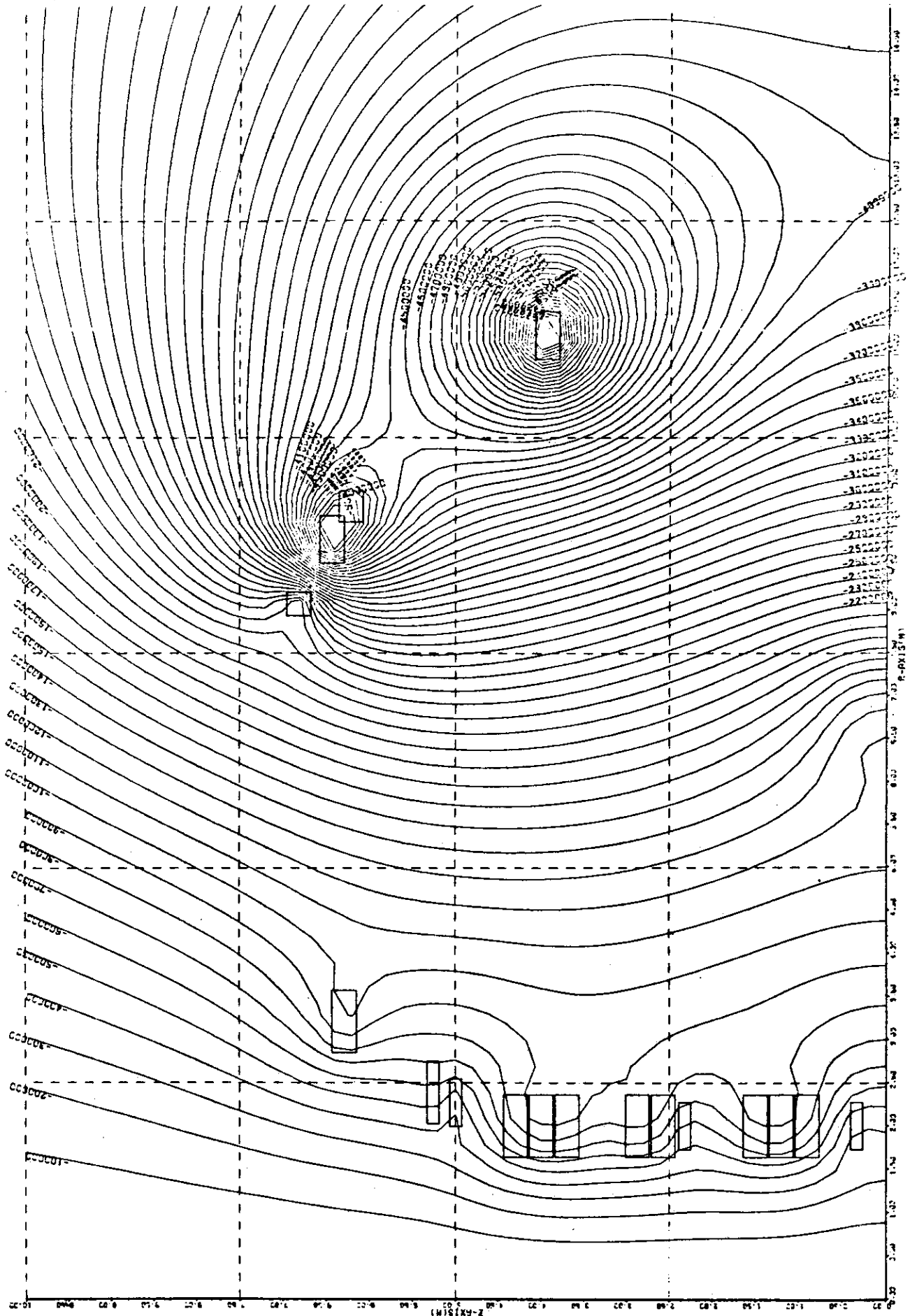


Fig. 4.21 重ね合せ磁力線分布 (10^{-4} VS)

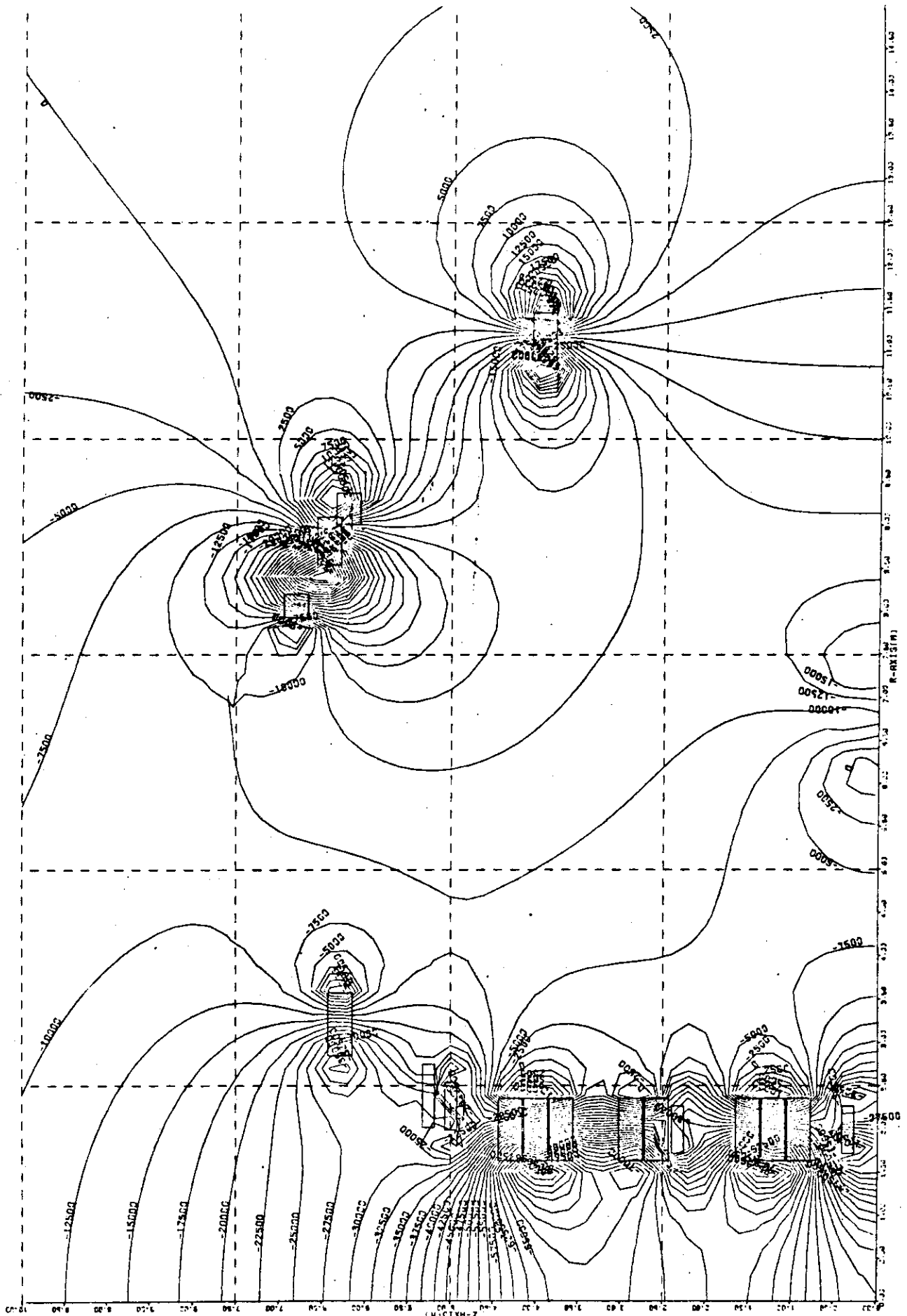


Fig. 4.22 重ね合せ B_z (Gauss)



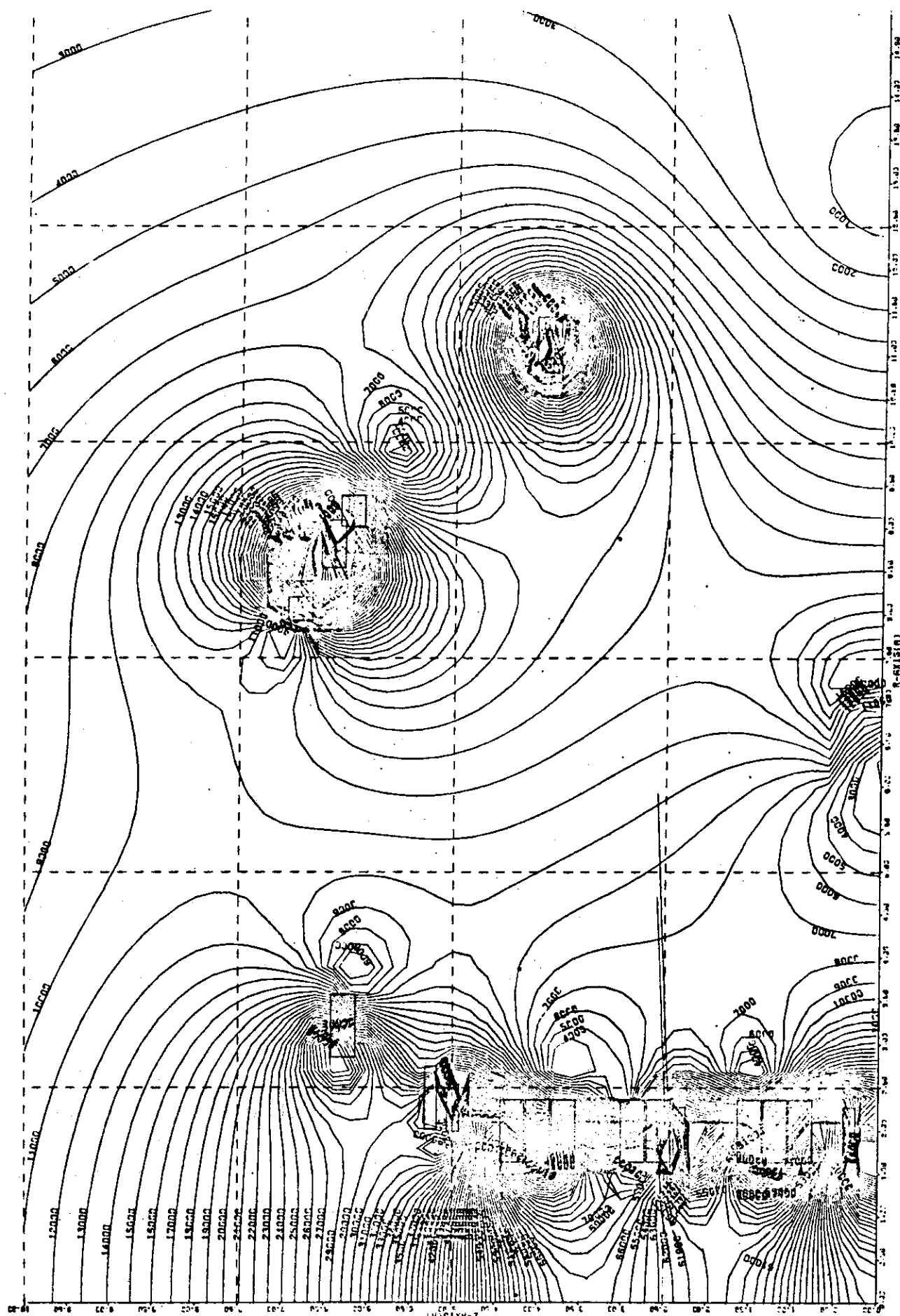


Fig 4.24 重ね合せ B (Gauss)

Table 4.3 変流器小コイルに働く電磁力

コイル 名 称	小コイル中心		電 流(MA)	半径方向電磁力 F _r (N)		軸 方 向 電 磁 力 F _z (N)	
	R(m)	Z(m)					
T 1	2.0	0.91	3	0.104 E9		0.104 E9	
				0.120 E9		0.945 E8	
				0.879 E8		0.123 E9	
T 2	2.0	1.21	3	0.109 E9		0.139 E8	
				0.124 E9		0.719 E7	
				0.938 E8		0.206 E8	
T 3	2.0	1.51	3	0.107 E9		-0.787 E8	
				0.121 E9		-0.795 E8	
				0.926 E8		-0.780 E8	
T 4	2.0	2.58	3	0.106 E9		0.688 E8	
				0.119 E9		0.360 E8	
				0.934 E8		0.101 E9	
T 5	2.0	2.88	3	0.107 E9		-0.498 E8	
				0.117 E9		-0.647 E8	
				0.962 E8		-0.351 E8	
T 6	2.0	3.7	3	0.107 E9		0.613 E8	
				0.115 E9		0.588 E8	
				0.990 E8		0.638 E8	
T 7	2.0	4.0	3	0.108 E9		-0.283 E8	
				0.116 E9		-0.277 E8	
				0.999 E8		-0.290 E8	
T 8	2.0	4.3	3	0.103 E9		-0.123 E9	
				0.113 E9		-0.119 E9	
				0.938 E8		-0.127 E9	
T 9	2.39	5.26	1.5	0.336 E8		-0.221 E8	
				0.295 E8		-0.347 E8	
				0.376 E8		-0.679 E7	
T10	3.22	6.29	3	0.425 E8		-0.362 E8	
				0.365 E8		-0.430 E8	
				0.484 E8		-0.294 E8	
T11	9.20	6.21	1.5	0.661 E7		-0.594 E7	
				0.434 E8		-0.332 E8	
				0.302 E8		0.213 E8	

Table 4.4 垂直磁場小コイルとプラズマリングに働く電磁力

垂直磁場コイル

コイル 名 称	小 コ イ ル 中 心		電 流 (MA)	半 径 方 向 電 磁 力		軸 方 向 電 磁 力	
	R (m)	Z (m)		Fr (N)		Fz (Z)	
V 1	2.0	0.34	1	0.167 E7 0.368 E8 -0.235 E8		-0.297 E7 0.133 E8 -0.195 E8	
V 2	2.0	2.33	1	0.781 E6 0.391 E8 -0.295 E8		-0.766 E6 0.315 E8 -0.342 E8	
V 3	2.27	5.0	1	-0.394 E6 0.298 E8 -0.253 E8		-0.516 E6 -0.968 E7 0.729 E7	
V 4	8.07	6.81	1	-0.313 E8 -0.163 E8 -0.427 E8		0.154 E8 0.170 E7 0.227 E8	
V 5	8.82	6.43	-2	0.510 E8 -0.244 E8 0.121 E9		-0.232 E8 0.307 E8 -0.633 E8	
V 6	11.18	3.94	-2	0.162 E8 0.257 E8 0.121 E8		0.899 E5 0.402 E7 0.104 E8	

プラズマリング

P	6.75	0.	4	0.282 E8 -0.178 E8 -0.184 E8		0.	
---	------	----	---	------------------------------------	--	----	--

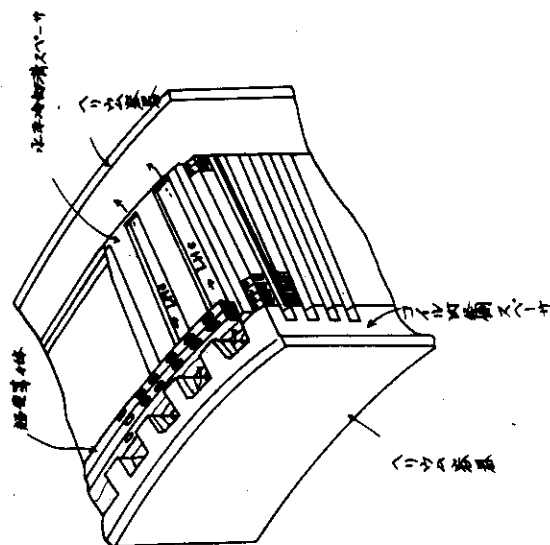
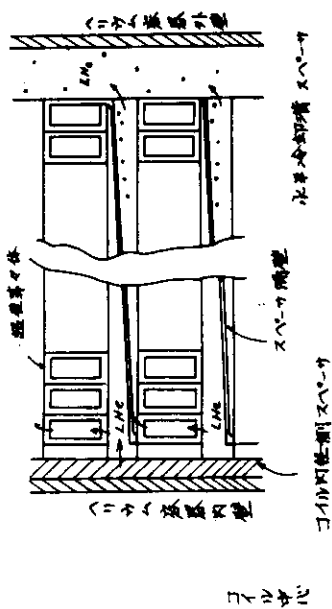
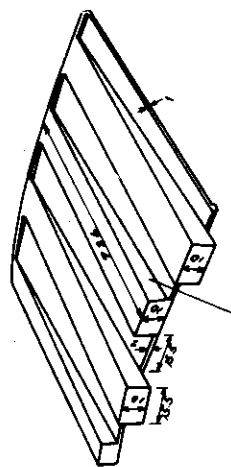
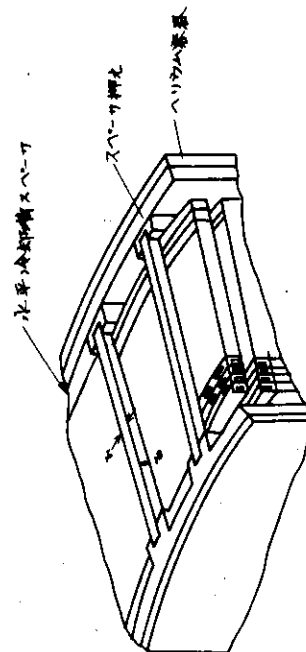


Fig 4.25 コイルおよびスペーサの構成

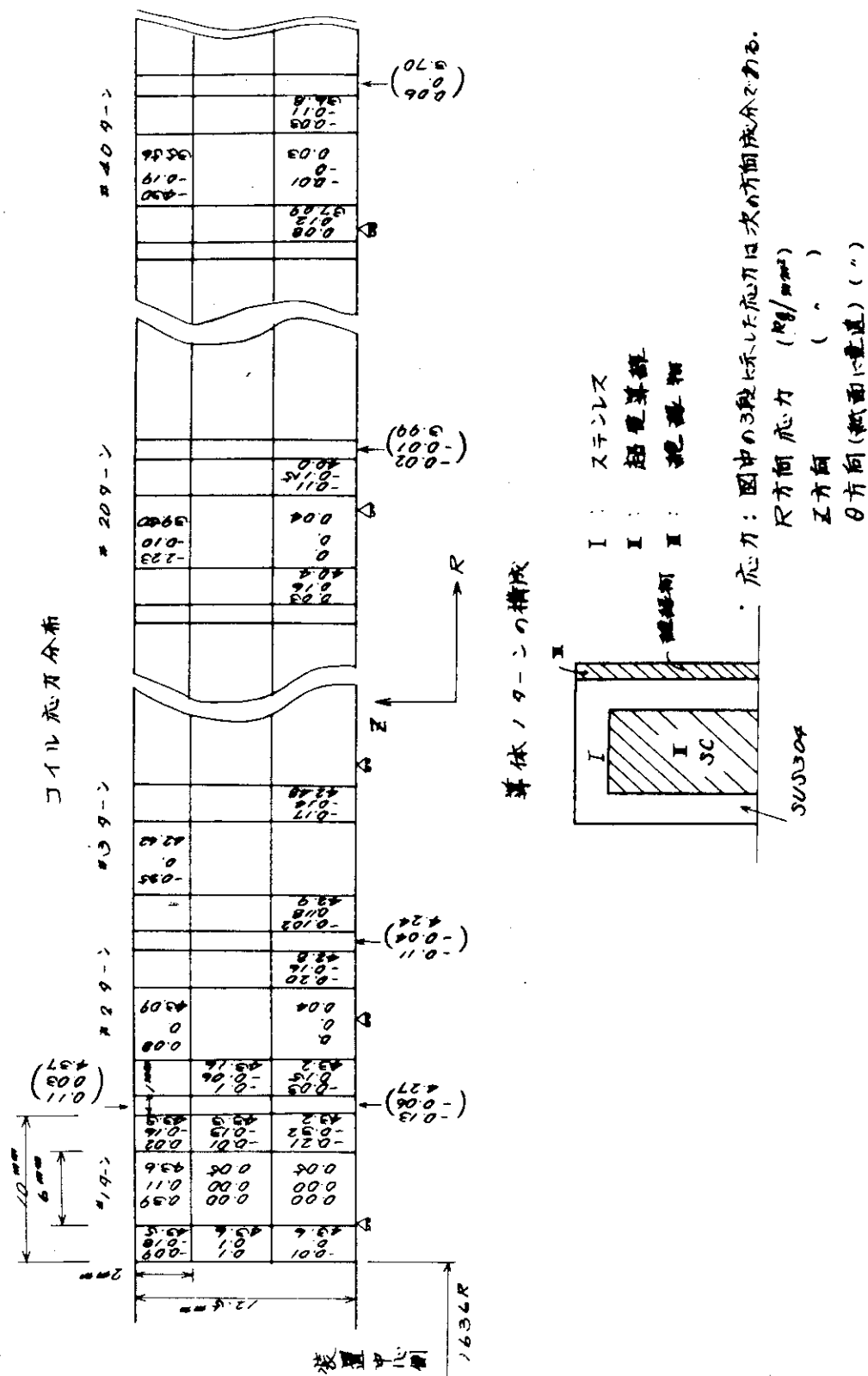


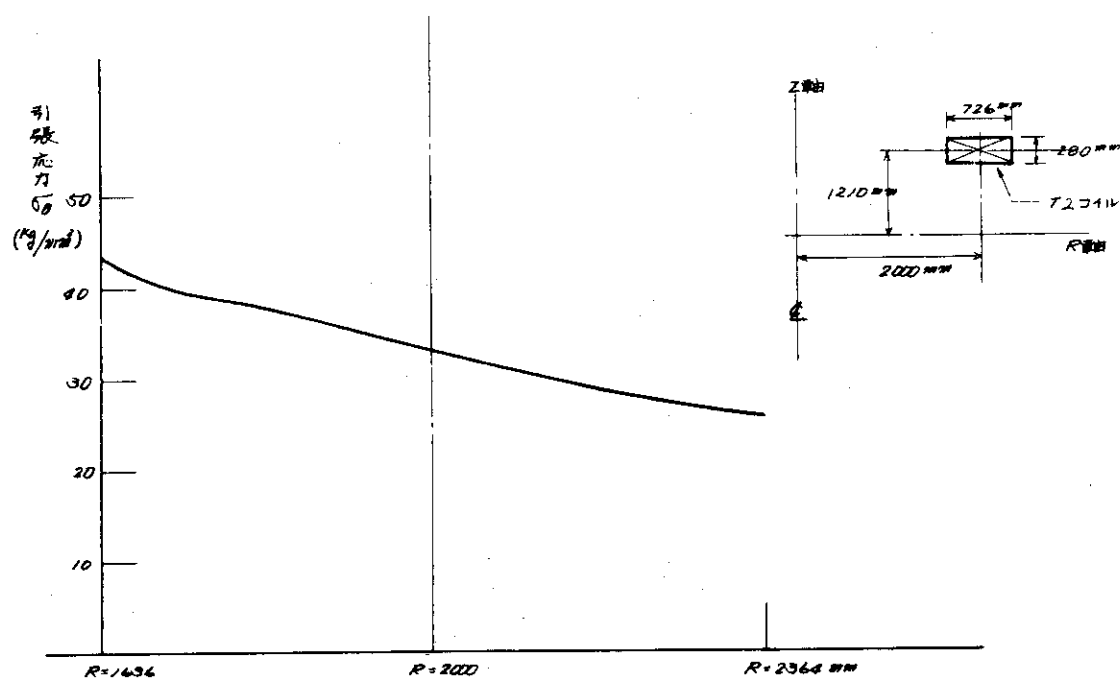
(a) 内側コイルスペーサの部分



(b) 外側コイルスペーサ

Fig 4.26 スペーサ





応力：T 2 コイル中央部 ($Z = 1210\text{mm}$) の円周方向応力 σ_θ

条件：空心変流器コイル，垂直磁場コイル，プラズマすべて
定格電流の場合。その他条件はFig 4.28 と同じ。

Fig. 4.29 空心変流器T 2 コイル中央部応力

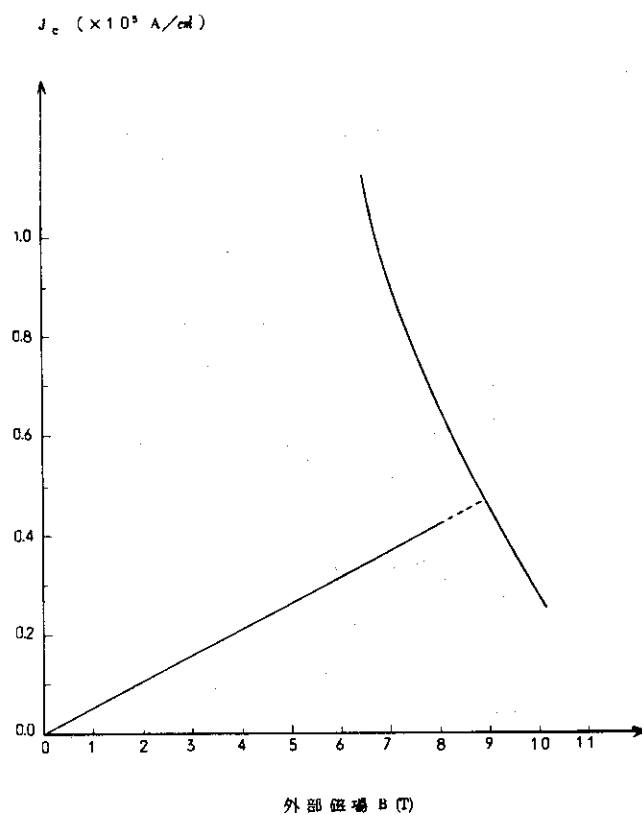


Fig. 4.30 NbTi の臨界電流密度とロードライン

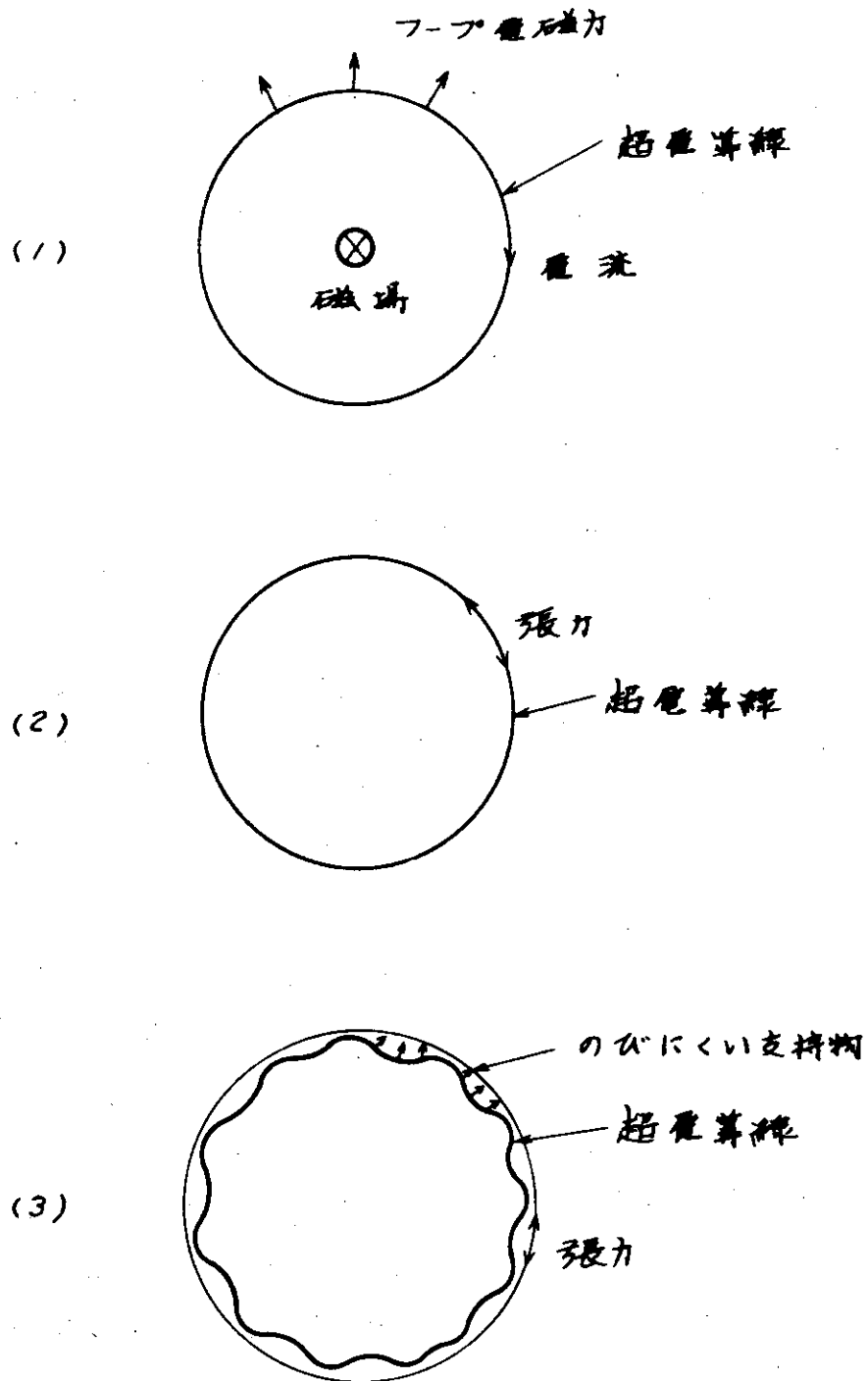


Fig. 4.31 超電導線に働くフープ電磁力とその支持方法

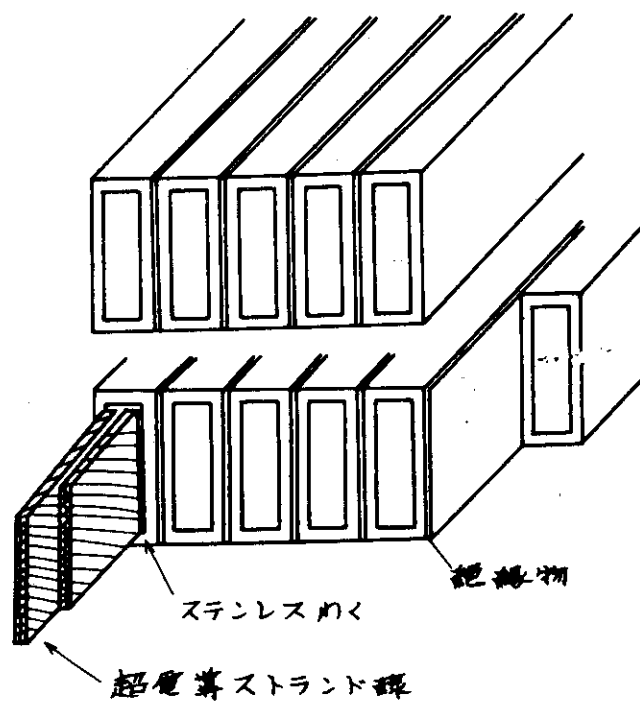


Fig. 4.32 コイル構成見取図

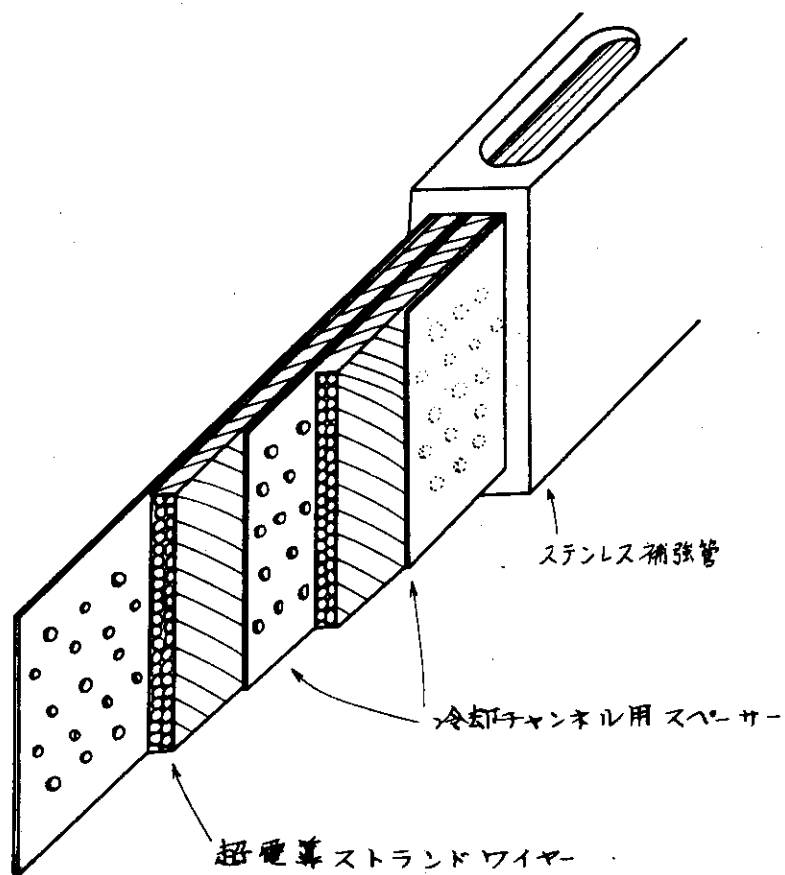


Fig. 4.33 超電導線安定化構造

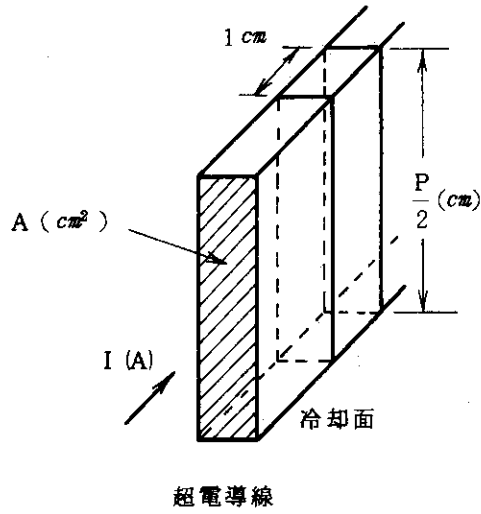


Fig. 4 3 4 安定性評価図

Table 4.7 銅の磁気抵抗効果

B (T)	ρ ($\times 10^{-8} \Omega\text{-cm}$)
0	2.0
1	2.1
2	2.3
3	2.5
4	3.0
5	3.5
6	4.0
7	4.5
8	5.0
9	5.5
10	6.0

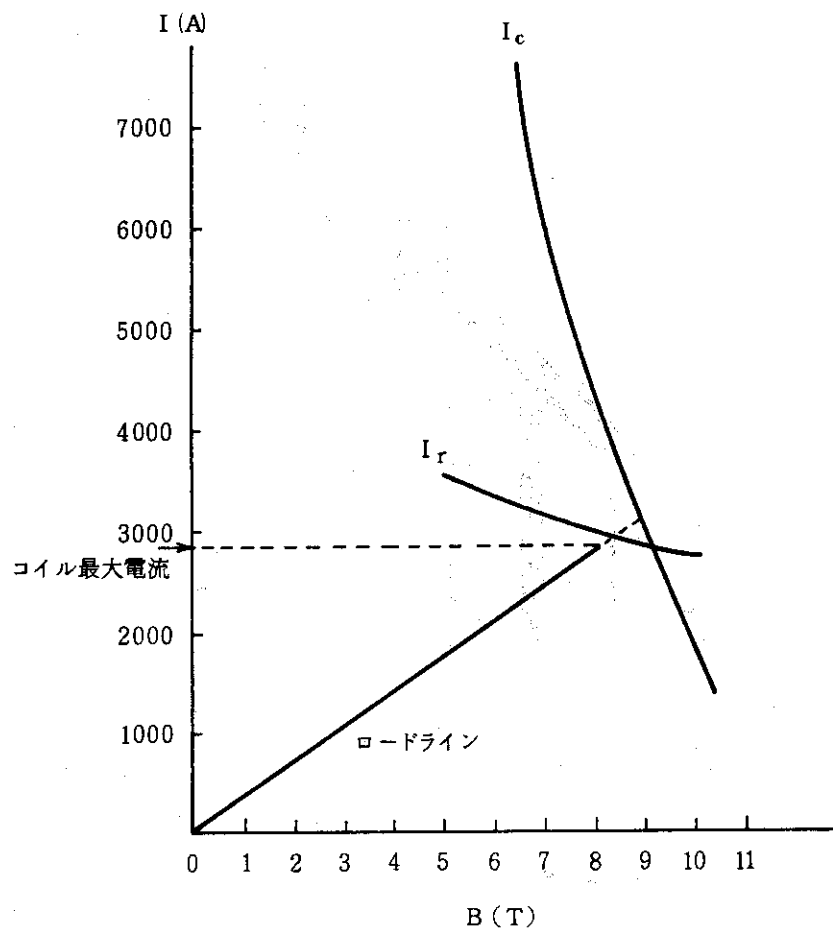


Fig. 4 3 5 回復電流とロードライン

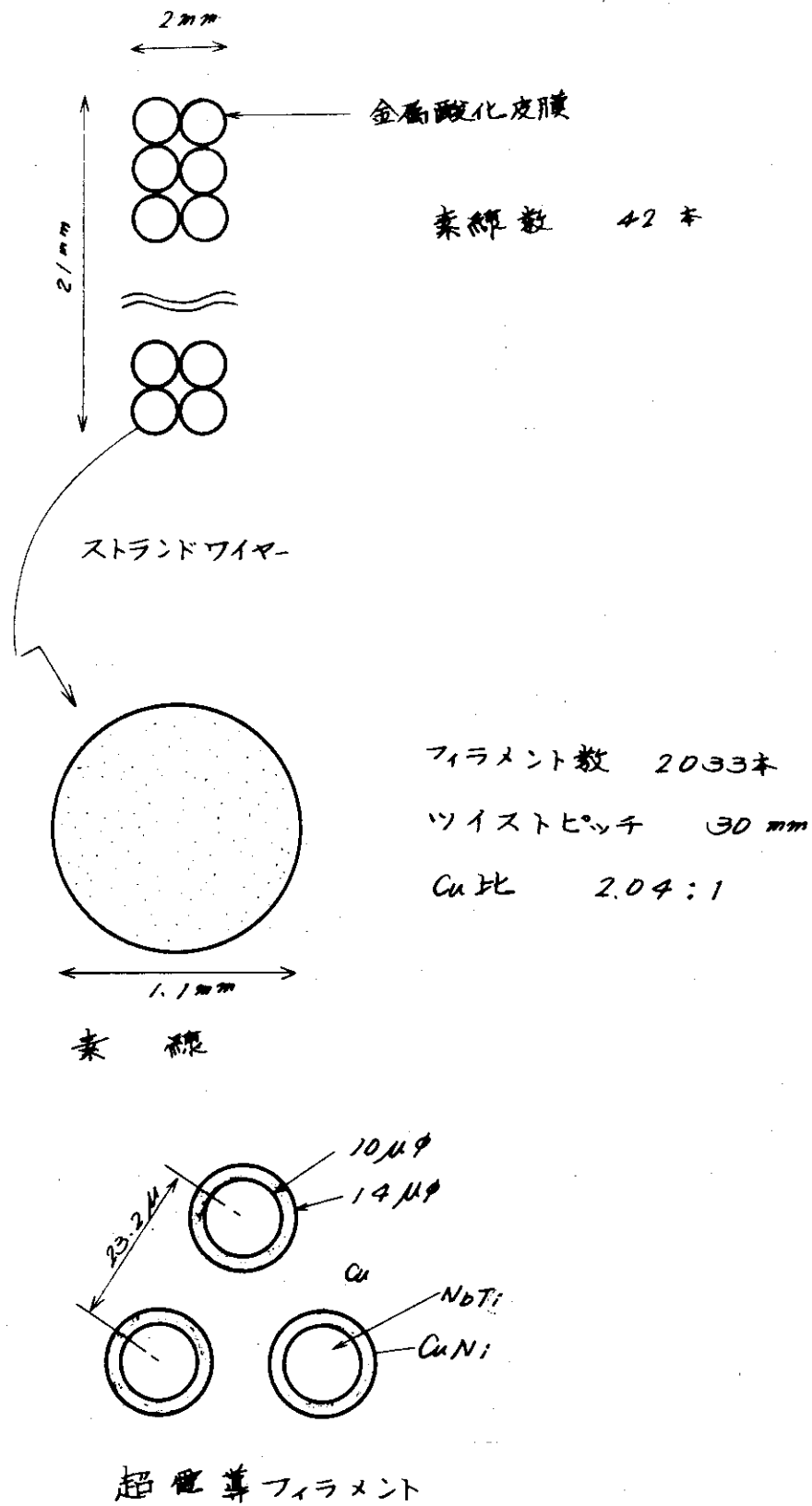
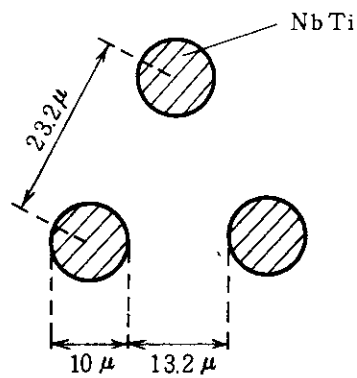


Fig. 4.37 低交流損失超電導線の構造

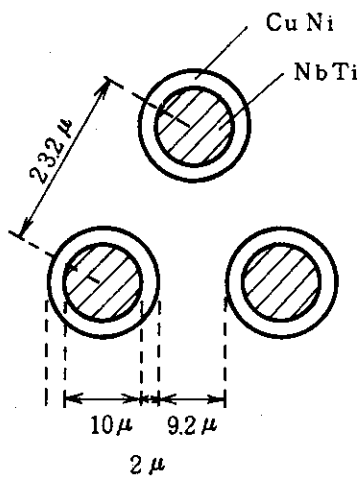
Table 4.9 超電導コイル部での交流発熱

Phase	I	II	III	IV	V	VI	計
時間 (秒)	1	9	320	10	60	20	420
B 比 (Phase I を 1)	1	1/45	1/400	1/125	0	1/16.7	
小 径 コ イ ル	S U S わ く (W)	5,764	0.036	36.9	0	207	
	カップリングロス (W)	109,480	0.683	700	0	393	
	ヒステリシスロス (W)	17,955	44.9	1,436	0	1,075	
	発 熱 和 (W)	133,199	45.62	2,172.9	0	1,488.7	484
	発 熱 和 (J)	133,199	4,103.55	14,598.4	0	29,774	203,404
大 径 コ イ ル	S U S わ く (W)	6,162	0.00385	3.94	0	22	
	カップリングロス (W)	11,700	0.0731	74.9	0	420	
	ヒステリシスロス (W)	6,510	164	523	0	392	
	発 熱 和 (W)	18,856.2	151.084	601.84	0	436.2	95.78
	発 熱 和 (W)	18,856.2	1,359.76	527.3	0	873.40	4,022.7



$$\rho_{\text{matrix}} = 2 \times 10^{-10} \text{ } \Omega\text{-m}$$

(1) CuNi のさやがない場合



$$\rho_{\text{matrix}} = \frac{1}{132} \{ 9.2 \times \rho_{\text{Cu}} + 4 \times \rho_{\text{CuNi}} \}$$

$$= 3.04 \times 10^{-8} \text{ } \Omega\text{-m}$$

(但し $\rho_{\text{CuNi}} = 10 \mu \Omega\text{-cm}$)

(2) CuNi のさやがある場合

Fig. 4.39 3層構造超電導線の安定化母材の実質抵抗

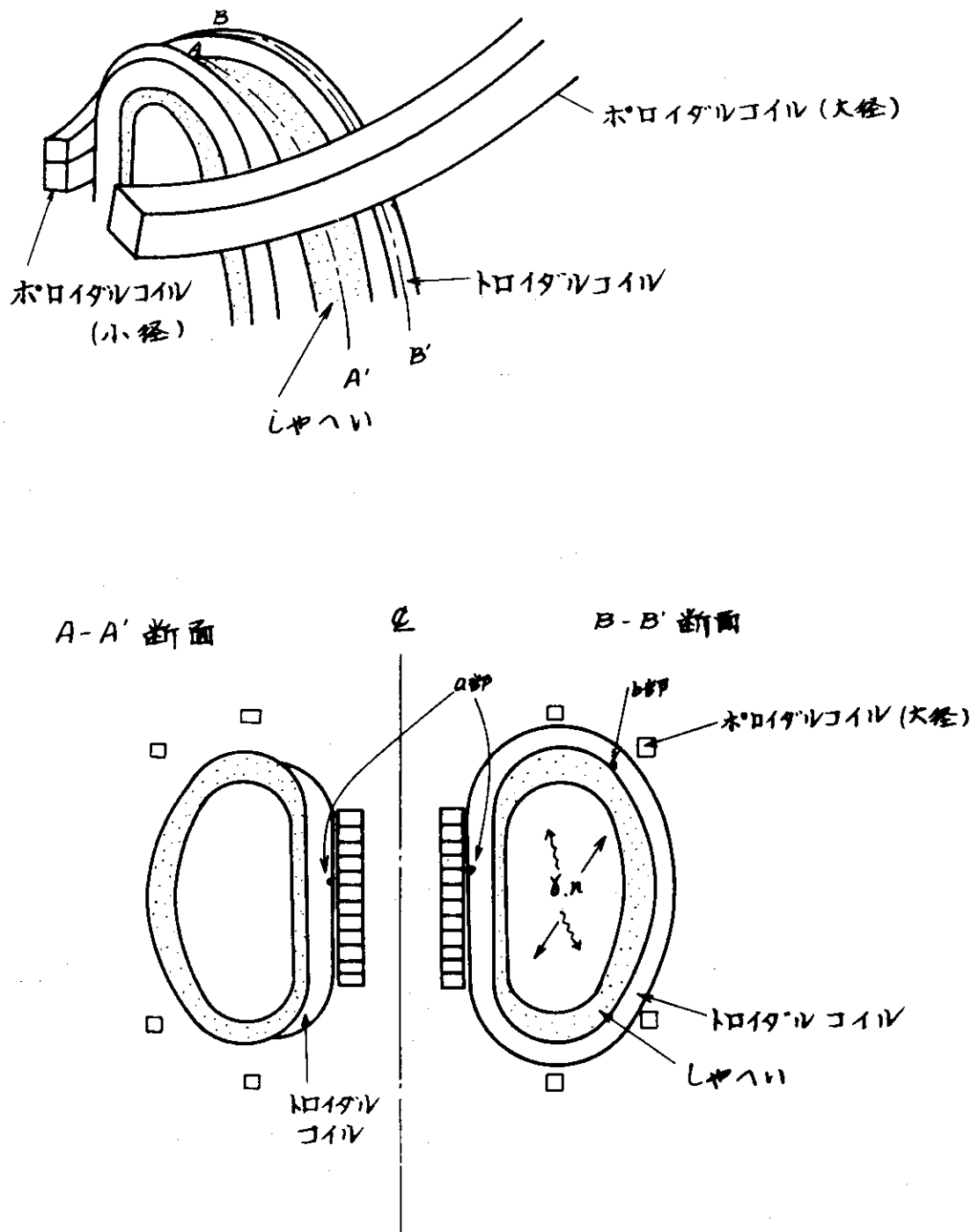


Fig. 4.41 放射線発熱評価法

5. クライオスタット

5.1 基本構造

トロイダルコイルとポロイダルコイルの真空断熱容器をそれぞれ独立にすると、両コイル間のスペースは極度に狭くなり、組立が困難であるし、特にメリットもない。そこで両コイルの真空容器は一部共用するものとする。

ポロイダルコイルのヘリウム容器は、一部分割のみでは到底電気損失を押えることは出来ず、渦電流損を極少に押えるために、絶縁物による容器を採用せざるを得ない。

ふく射シールドを省略すると、ヘリウム容器への入熱量はシールドがある場合の数百倍となり、省略は出来ない。ただし、ふく射シールドでの電気損失は極力減らすものとし、トロイダルコイルと、シールドの一部を共用しなければならない。

多層断熱材は真空排気の際にガス放出源となり厄介であるが、これを設けないと、真空容器からふく射シールドへのふく射熱量は、設けた場合の6～7倍となり、ふく射シールドからヘリウム容器へのふく射量も3倍近く増える。したがって、多層断熱材はやはり使用する。

ポロイダルコイルの支持であるが、中心部コイルは約1.2 mの高さにわたって積み上げられるかたちで不安定であるが、中心部に置かれた堅固なボビン状支持構造物にはめ込む構造とする。ボビン状支持構造物は真空断熱容器の床面上に断熱材を介して設置する。

一方トロイダルコイルのセンターリングフォースの一部を圧縮リングで受けなければならないが、この圧縮リングは構造上、ポロイダルコイルの間に介在せざるを得ない。一体の金属構造物では電気損失が増加するので、特殊なリングとする必要がある。基本的には圧縮リング自体で力を受け、ポロイダルコイル支持構造物に力がかからない構成を考える。

コイルに働く電磁力は、コイルや炉の運転モードにより色々な方向に働くが、特に大径コイルでは、コイル自体が飛び上がる方向に電磁力が働く場合があるので、これの支持を考えなければならない。中心部コイルでは2、3の例外はあるが全体としてはコイルが圧縮される方向である。

クライオスタット全体としては分解可能なかたちとし、真空シール部は溶断、再溶接構造とする。

以下クライオスタット各部について述べる。

5.2 クライオスタットの構造

(1) ヘリウム容器

(a) 材 料

循環電流、渦電流の金属容器に発生するジュール熱は数百～数千 kWのオーダーとなり、1 Wattの入熱に対し、1.4 ℓ /hの割合で蒸発する液体ヘリウムをおさめる容器に金属製の容器を使用することは出来ない。

現在の樹脂系容器の技術、安全性、高圧ガス取締法規などを考えるとき、極低温容器にはなるべく実績のある金属材料を使用したい。しかし、たとえば、中心部の小コイルを1 mm厚のステンレス容器でおおい、その外側を樹脂の絶縁物でおさえつけたとしても、コイル1個当りの循環電流による発熱は1000kW以上というぼう大なものであり、電氣的閉回路は是非とも避けなければならない。またこの場合の金属薄板に発生する渦電流損は数十kW～百kWで、いずれにせよ、ヘリウムに対するリーク対策としての金属容器の使用は、このポロイダルコイルに関する限り断念せざるを得ない。

一方我が国では、通産商業省の定める高圧ガス取締法において、高圧ガスの爆発その他災害の発生を防止するために設計、材料、製造などを製造の工程ごとに特に検査する必要のある特定設備について規定している。液体ヘリウムを使用する設備はこれに属し、その規定の適用を受ける。すなわち高圧ガス取締法規のうち、特定設備検査規則（昭和51年2月17日通産産業省令第四号）の第9条第2項に、特定設備のうち内面または外面に $0\text{ kg/cm}^2\text{G}$ をこえる圧力を受ける部分には次の各号に掲げる日本工業規格に適合する材料またはこれと同等以上の化学的成分および機械的性質を有する材料を使用しなければならない、と規定しており、使用しなければならない材料はステンレス、銅、クロムなど全て金属材料である。さらに、技術基準の細目を定める告示に、同じステンレス鋼でも、零下268℃の温度で使用できるのはSUS 304L, SUS 316Lなど、炭素の含有量が0.03%以下のもので他の材料を使用するときは特殊設計として必要書類、資料を準備し、通産産業省の許可を得なければならない（ただし、告示については、昭和51年7月30日改正したものについて説明した。）。

ヘリウム容器にガラスエポキシなど非金属材料を使用してはならないわけである。これは米国のASME規格でも同様である。したがって極く近い将来ポロイダルコイルの超電導化が具体化されるときは、国内外の規則に対処出来るような技術水準と実績を得ておかなければならない。

さて以上のような問題はあるが、絶縁材料で容器を作る可能性はないわけではなく、現在米国において小型容器の製作に成功している。材料はガラスエポキシ積層板（FRP—Fiberglass Reinforced Plasticsの略）である。

すなわち、米国カリフォルニア大学の地球物理実験用クライオスタットは、外径1.27m、深さ1.6mの風おけ形で90層の多層断熱材を用いて熱侵入量は2.3 wattと発表している。ヘリウム容器の材料は次のようである。

ヘリウム容器

製 造 法：Hand Layed Epoxy/Glass
Laminate on a Male Form

エポキシレジン：Epon 814 (67%)
+Versimid 140 (33%)

ガラス布：181タイプ

ガラス対レジン比率：50/50

最大曲げ応力（設計値）：5000psi (3.5kg/mm²)

最大せん断応力（設計値）：500psi (0.35kg/mm²)

外側真空容器および 板

製 造 法 : Chopped Glass/Polyester
Sprayed and Male Form

ポリエステルレジン: Isophthalic polyester

ガラスせんい:

ガラス対レジン比率: 40/60

最大応力(設計値): 3000psi (21kg/mm²)

最大せん断応力(設計値): 300psi (0.21kg/mm²)

上記の例のほかに米国ではNASA-Lewies Research Centerなどでかなり以前からガラスエポキシを用いた圧力容器について地道な研究を進めている。ガラスせんいの量が多くなれば強度は増すが真空に対しポーラスになり、レジン量を増せば強度は低くなり、特にクラックの危険が出てくる。

またこの種の材料の欠点として、ガラスせんいを用いているために繰返し応力に弱い。通常、金属に求められる10,000 サイクルの繰返しでは、ガラスエポキシ材では引張強さは40%以下におちてしまうといわれる。これは核融合炉のようなパルス運転の繰返しでは問題で1日40ショットとすれば10,000 サイクルでは、250日に相当する。これは信頼性に乏しいということになり、放射線損傷も考え、そのライフタイムの設定を行なわなければならない。

FRPには色々の種類があつて、ガラスファイバーのほかにタングステンの にボロンを蒸着したボロンファイバーなどは強度と密度はガラスファイバーと同じであるがヤング率が数倍もあり、支持材に適しているものや、似たような機械的性質をもつグラファイトファイバーなどがあり、今後の進歩、開発が期待される。

しかし、現在使用可能な標準的FRPはやはり前述のガラス布にエポキシレジンを含浸させたタイプのものであろう。

Fig. 5.1~Fig.5.5にタイプ181のガラス布とEPON 828レジンの組合せによるFRPの機械的性質を示す。図によればレジンの含有率にもよるが引張強さは20K付近で70kg/mm²もある。ヤング率はこの温度で約3000kg/mm²でステンレスの20300kg/mm²より一ケタ小さく非常に伸び易く縮み易い。疲労強度は10⁴~10⁶ サイクルで約40%強度が落ちている。

しかしすでに述べたように、ガラスファイバーは曲げに弱く、繰返しに弱いから許容応力は低くみておく必要がある。

今回の設計では、カリフォルニア大学でヘリウム容器に使用したFRPを基準に考えることにする。

このようなFRPの製造方法は、すでに我が国でも、水槽、クーリングタワー、小型ボートなどの製造実績が確立されており、特に船舶では20m長さ、32トンのFRP船が進水している。このような大型のものはハンドレイアップ法という、ガラス布をしきながらレジンをぬっていく方法を用いる。したがって大型FRPの製造そのものには特に問題はない。しかし、配管その他の接続部はリーク、強度などの点で進歩が必要と思われる。

(b) 構 造

(i) 中心部小径コイル

ヘリウム容器の構造を考えるために容器にかかる圧力を定める。

ヘリウム容器には液体ヘリウムの重さ、運転圧力の他に、コイルの自重、電磁力がかかる。液体ヘリウム容器は高圧ガス設備となるので、高圧ガス取締法規の適用を受けるものとすれば下記の試験圧力での耐圧テストが義務づけられる。

$$\text{耐圧試験圧力} = (\text{常用圧力}) \times 1.5 \quad (5.1)$$

常用圧力は液体ヘリウムの圧送圧力を最大 $0.5 \text{ kg/cm}^2\text{G}$ とし、最下層コイルに約 12 m の液柱水頭がかかるとすれば、 $0.5 + 0.15 = 0.65 \text{ kg/cm}^2\text{G}$ となる。したがって

$$\begin{aligned} \text{耐圧試験圧力} &= 0.65 \times 1.5 \\ &= 0.98 \text{ kg/cm}^2\text{G} \end{aligned}$$

しかしヘリウム容器は真空中にあるので、FRP の容器壁にかかる圧力は $1.98 \text{ kg/cm}^2\text{G}$ となる。したがって余裕をみて

$$\text{ヘリウム容器設計圧力} = 2.5 \text{ kg/cm}^2\text{G}$$

とする。

一方、電磁力と自重の和が最大になるのは中心部コイルの中央の V 1 垂直磁場コイルで、このコイルの上方に位置するコイルの電磁力および自重の総和がこのコイルにかかる。コイルの 1 個当り重量を約 15 ton とすれば

$$\text{垂直方向電磁力の総和} = 19.867 \text{ ton}$$

$$\text{コイル自重の総和} = 195 \text{ ton}$$

$$\text{垂直方向最大荷重} = 20062 \text{ ton}$$

垂直磁場コイルと変流器コイルの寸法に差はあるが、一律にコイルの垂直荷重分担面は $3300 \text{ mm} \phi \times 4700 \text{ mm} \phi$ とすれば、コイルに働く垂直方向最大圧縮力は次のようになる。

$$\text{コイルの垂直方向最大圧縮力} = 2.3 \text{ kg/mm}^2$$

容器は内圧を受ける外側胴と、外圧を受ける内側胴および上下 2 枚の鏡板からなる。

高圧ガス取締法が適用されるものとすれば、特定設備検査規則第十二条にこれに関する容器の肉厚算定式が規定されている。

内圧を受ける円筒胴の最小板厚の式：

$$t = \frac{P D_i}{200 \sigma_s \eta - 1.2 P} \quad (5.2)$$

ここに

t : 胴板の最小厚さ (mm)

P : 設計圧力 ($= 2.5 \text{ kg/cm}^2$)

D_i : 胴の内径 ($\approx 4880 \text{ mm}$)

σ_s : 材料の設計温度における許容引張応力
($= 3.5 \text{ kg/mm}^2$ とする)

η : 溶接継手効率 (この場合溶接なしで 1.0)

(5.2) 式より外側胴板の最小内厚 t は次のようになる。

$$t = 17.5 \text{ mm}$$

余裕をみてこれを 20 mm 厚とする。

次に、内側胴板については、高圧ガス取締法の外圧を受ける円筒胴の式は、材料が該当し

ないため適用出来ない。そこで次の外圧を受ける薄肉円筒の式を用いることにする。

$$P_c = \frac{Et}{r_m} \left[(n^2 - 1) \frac{m^2}{12(m^2 - 1)} \left(\frac{t}{r_m} \right)^2 + \frac{\pi^4}{n^4(n^2 - 1)} \left(\frac{r_m}{4} \right)^4 \right] \quad (5.3)$$

ここに

P_c : 円筒が外圧によりつぶれる限界圧力 (kg/cm^2)

r_m : 円筒の平均半径 (cm)

ℓ : 円筒の固定端間長さ (cm)

t : 肉厚 (cm)

n : へこみの数

m : $1/m$ ポアソン比

E : ヤング率 (kg/cm^2)

$r_m = 160 \text{ cm}$

$\ell = 100 \text{ cm}$ (小コイル3個分)

$t = 2 \text{ cm}$ とする

$m = 1/0.3 = 3.33$

$E = 250000 \text{ kg}/\text{cm}^2$ (FRPのヤング率)

$n = 8$ とする ($100t/2r \doteq 0.63$, $r/\ell \doteq 1.6$ に対する経験値)

とすれば

$$P_c = 10.6 \text{ (kg}/\text{cm}^2\text{)}$$

したがって設計圧力 $25 \text{ kg}/\text{cm}^2$ の4倍以上あり肉厚は 2 cm で長さ 100 cm の円筒でよい。小コイルの積上げ数が3個未満のものについては安全係数がさらに高くなるから問題ない。

円環状の上下蓋板についても高压ガス取締法に該当計算式がみあたらない。この蓋板には積上げたコイルの荷重がかかるのでそれ程の肉厚を必要としない。 80 cm のスパンの等分布荷重を受ける両端固定はりとして計算すれば、肉厚 5 cm で応力 $3.2 \text{ kg}/\text{mm}^2$ であるから、 5 cm の肉厚があればコイルの積上げ荷重がなくても応力的にもつ。

ヘリウムの容器の数はリード線の接続し易さ、製作工数、リーク対策などからなるべく少ない方がよいから、隣接コイルをなるべくまとめて1つの容器に収容する。その代表例を Fig.5.6 に示す。

容器は、コイル外径側にリード接続および蒸気泡の通路を確保するため約半径方向に 80 mm 、内径側に液体ヘリウム供給と送液損失による蒸気泡を排するために約 50 mm 、そして容器上部に $50 \sim 100 \text{ mm}$ の蒸気空間をそれぞれ設けた。上下蓋板と胴板の接続と気密は、エポキシ接着とボルトまたはFRPバンドによる締結で行う。コイル内径側にはコイル支持スペーサを入れる。

(ii) 大径コイル

大径コイルは直径が 20 m 前後で非常に大きいため、液面の傾きによってはコイルが露出する可能性がある。したがって液面調整用の煙突タンクを設ける必要がある。またコイル上

面に発生蒸気のたまるスペースを200mmは設け、この部分の蒸気は煙突部から冷凍液化系に返す。

煙突は大径コイル1個につき4個設ける。大径コイルは超電導ケーブルに近い構造であるから、ケーブルのような構成も考えることが出来るが、電磁力の支持が必要なことから、大半径ソレノイドと考え、中心コイルと同様に、角形断面のFRP容器とする。

中心コイルの場合と同様に、容器の設計圧力を $2.5\text{kg/cm}^2\text{G}$ として板厚などを計算出来る。ヘリウム容器の構造は中心部コイルの容器と変らない (Fig.5.6 参照)。

なお、中心部コイルも同様であるが、エポキシ容器表面の放射率は高いので、ふく射熱軽減のため、多層断熱材数枚 (2~3枚) を貼り付ければ効果があるであろう。

(c) 液体ヘリウム張込量

各部の体積は次の通りである。

コイル容積 (冷却溝など含む)

中心部コイル 58.16 m^3

大径コイル 58.26 m^3

超電導々体冷却溝 10.91 m^3

水平冷却溝 22.57 m^3

ヘリウム容器 (コイルその他含む)

中心部コイル 81.7 m^3

大径コイル 104.0 m^3

上記値より液体ヘリウム張込量は次のようになる。

中心部コイル張込量 34 m^3

大径コイル張込量 70 m^3

全液体ヘリウム張込量 $104\text{ m}^3 = 104\text{ k}\ell$

これはコイル容器のみの張込量であるが、3タンクや配管の分を入れれば約 130 m^3 となり相当な量である。ガス量で $91,000\text{ Nm}^3$ となり 7 Nm^3 のポンペで13,000本となる。

(2) ふく射シールド

ふく射シールドは液体窒素温度で冷却する。ポロイダルコイルのふく射シールドは、主としてコイル上下端のシールドで、強い磁束がこれを通ずる。したがって循環電流、渦電流による損失は極力おさえる構造としなければならない。当然液充填方式の容器では上記電気損失は増加するし、組立上も液充填式の採用は困難である。

そこでシールドの冷却は銅管などによるパイプ冷却方式とする。

冷却パイプの間をうめる冷却板に工夫が要る。真空排気装置に、液体ヘリウムで冷却し、気体を凝縮固着させて大排気量を得るクライオポンプがある。このポンプではやはりふく射熱をさえぎるシールド板が用いられるが、真空排気の邪魔をしない構造が要求される。一般に、シェブロンパッフルと呼ばれる薄い銅板をくの字に折り曲げたものを冷却銅管にロー付けして構成する。これによれば、あらゆる角度からのふく射線をさえぎり、しかも排気抵抗を小さく出来る。

渦電流損、循環電流損をおさえるにはこのシェブロンパッフル構造が効果的と考えこれを使用する。今回の目的には真空排気抵抗は問題でなく、板を積層細分化し、循環回路を作らないこと

が主眼となる。

Phase I において、巾 10 cm、長さ 1 m、厚さ 1 mm の銅板に発生する渦電流損は 6.6 kW にもなり許容出来ない。この銅板を巾 1 cm にすると 1/1000 の 6.6 W になる。2 cm 巾、0.5 mm 銅板をくの字に折り曲げたシェブロン板は 1 m 長さ、1 枚につき 26.4 W/枚の損失を発生する。これを冷却管にロー付けするが、シェブロン板間で循環電流が流れないように、熱伝導を阻害しないような方法で電気絶縁する。冷却管の間隔は、冷却負荷と熱伝導の関係から、温度上昇を 2 K 程度におさえるものとして 400 mm 程度とする。

シェブロン形状は、クライオポンプの場合折り曲げ角度にも論議があるようであるが、0.5 mm 厚、20 mm 銅板を 90° 角で 2 つに折り曲げ、各シェブロン板の間隔は 7 mm とする。シェブロン板の高温側は黒色塗装を施して吸収率を向上させる。

なお、シェブロンシールドの低温側には、60 層程度の多層断熱材のマットを取り付ける。

シェブロンシールドはセクション状に製作し、冷却管その他で接続する。

シェブロンシールドの構造例を Fig. 5.7 に示す。容器は当然スーパーインシュレーションで断熱することになるがアルミ蒸着を格子状にし、渦電流による変形が生じないような工夫を施す。

(3) 真空断熱容器

真空断熱容器はポロイダルコイルとトロイダルコイルが一部共用する構造とする。理由は、両コイル間の隙間がせまく、独自の真空容器の設置が困難であることと、別に容器を設ける理由がみあたらないことである。

中央の真空容器は両端に蓋のある円筒容器とみなせる。円筒部は 1 気圧の外圧を受ける円筒である。外圧円筒の計算式は (5.3) 式に示してある。いまこの式で、容器材料をステンレスとすれば

$$\begin{aligned} r_m &= 370 \text{ cm} \\ \ell &= 900 \text{ cm} \quad (\text{トロイダルコイル貫通部の長さ}) \\ t &= 2 \text{ cm} \\ n &= 7 (100t/2r=0.27, r/\ell=0.41) \\ m &= 3.33 \\ E &= 2030000 \text{ kg/cm}^2 \end{aligned}$$

に対して、つぶれの限界圧力 P_c は

$$P_c = 1.67 \text{ kg/cm}^2$$

安全率は 1.67 倍であるが、実際はトロイダルコイルが円筒胴のまわりに並んで支えるから円筒肉厚は 20 mm でよい。

蓋板は、下記の応力を受ける円板の最大応力を求める次の式で計算する (円板端部固定)。

$$\sigma_{\max} = 0.75 \frac{Pr^2}{t^2} \quad (5.4)$$

ここに、

P : 圧力 ($= 1 \text{ kg/cm}^2$)

r : 円板の半径 (370 cm)

t : 円板肉厚 (cm)

$t = 10 \text{ cm}$ とすれば, $\sigma_{\max} = 1026 \text{ kg/cm}^2$

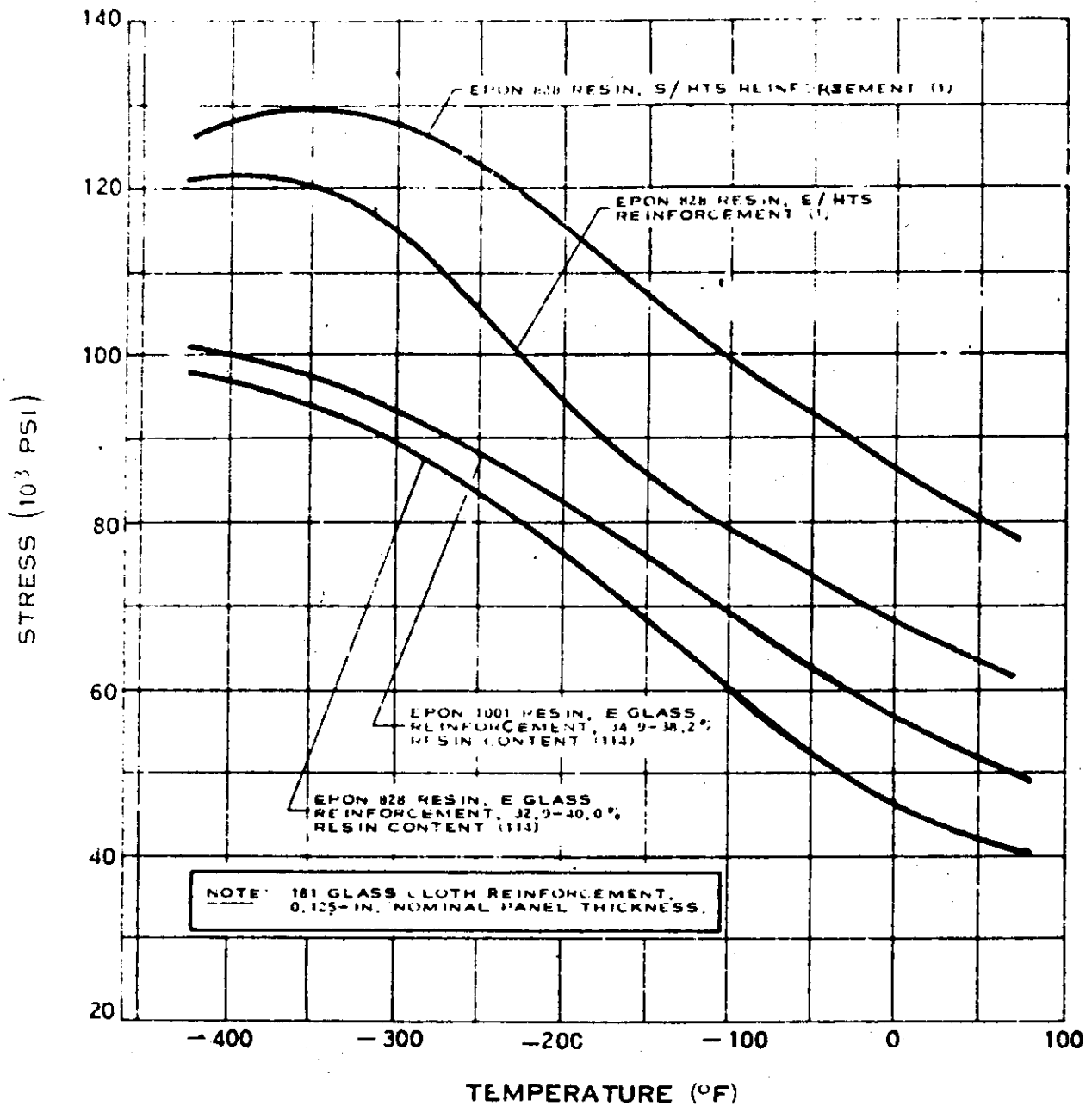
ステンレスの常温における引張強さは 50 kg/mm^2 程度でこれの $1/4$ 以下であるからよい。

大径コイルについては, (5.2) 式と (5.3) 式から内・外圧力を受けるステンレス円筒として計算できる。但しステンレス (SUS 304) の常温における許容応力は 13 kg/mm^2 とする。

真空容器も分割構造としなければ電気損失が多く加熱する。しかし, ふく射シールドのように簡単に分割出来ない。薄板構造にすると強度がもたない。この分割方法についてはさらに検討する必要がある。容器の温度上昇が大きいようだと水冷などの冷却も必要であろう。

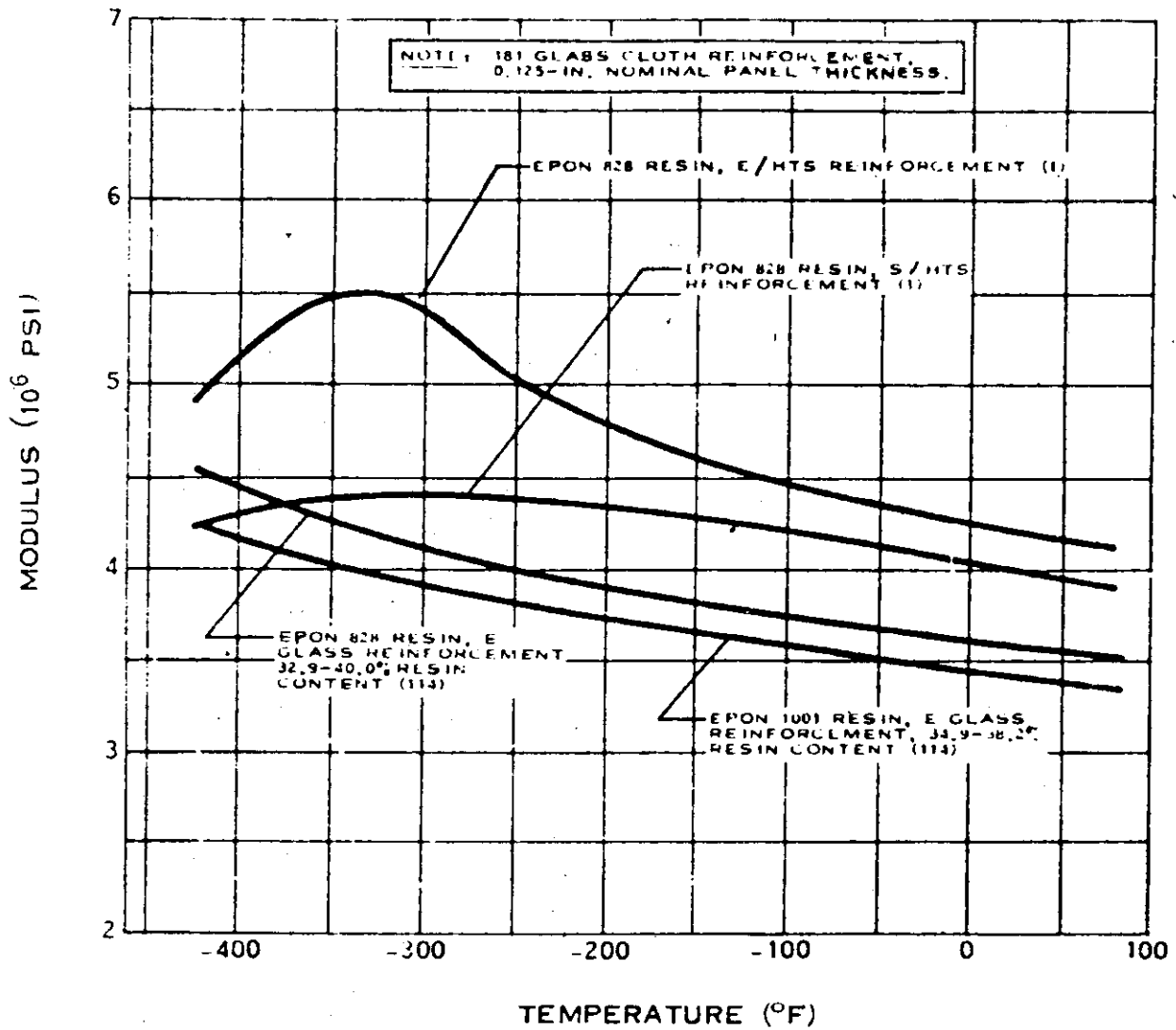
大径コイルは飛び出す方向にも力が働くが, これをトロイダルコイル間に設置した支持構造で支持するとすれば, 支持点間で真空容器は曲げられるから, この曲げ応力も考慮して容器の板厚を決定しなければならない。

真空容器はトロイダルコイルの修理が必要な場合, 分解出来なければならない。真空シール部は溶接とするが, 分解時はこれを溶断し, 再溶接のかたちとなる。このような構造の真空容器の概略構成を Fig.5.8 に示す。



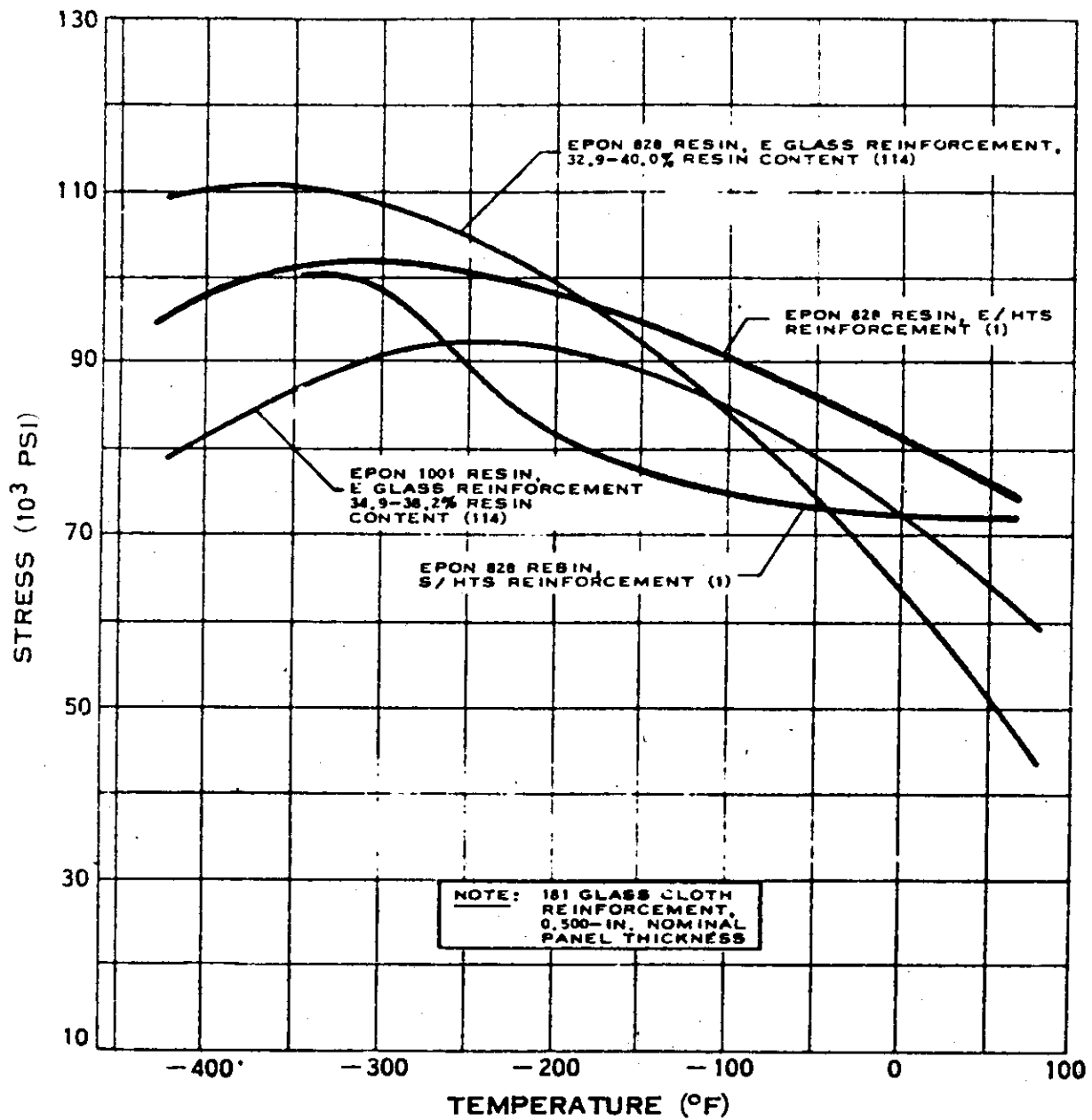
TENSILE STRENGTH OF EPOXY - FIBERGLAS LAMINATE

Fig. 5.1 エポキシガラス積層板の引張強さ



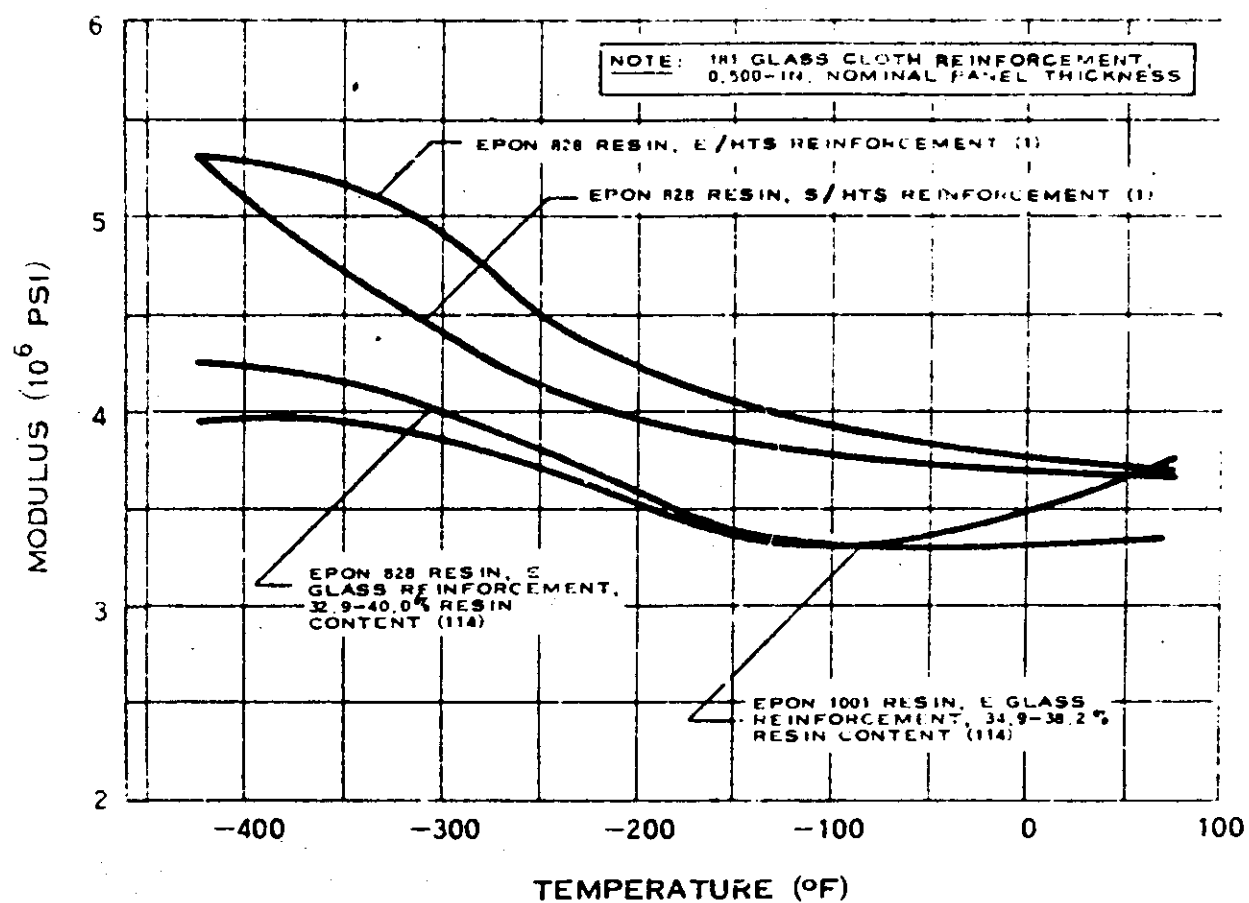
MODULUS OF ELASTICITY OF EPOXY-FIBERGLAS LAMINATE

Fig. 5.2 エポキシガラス積層板のヤング率



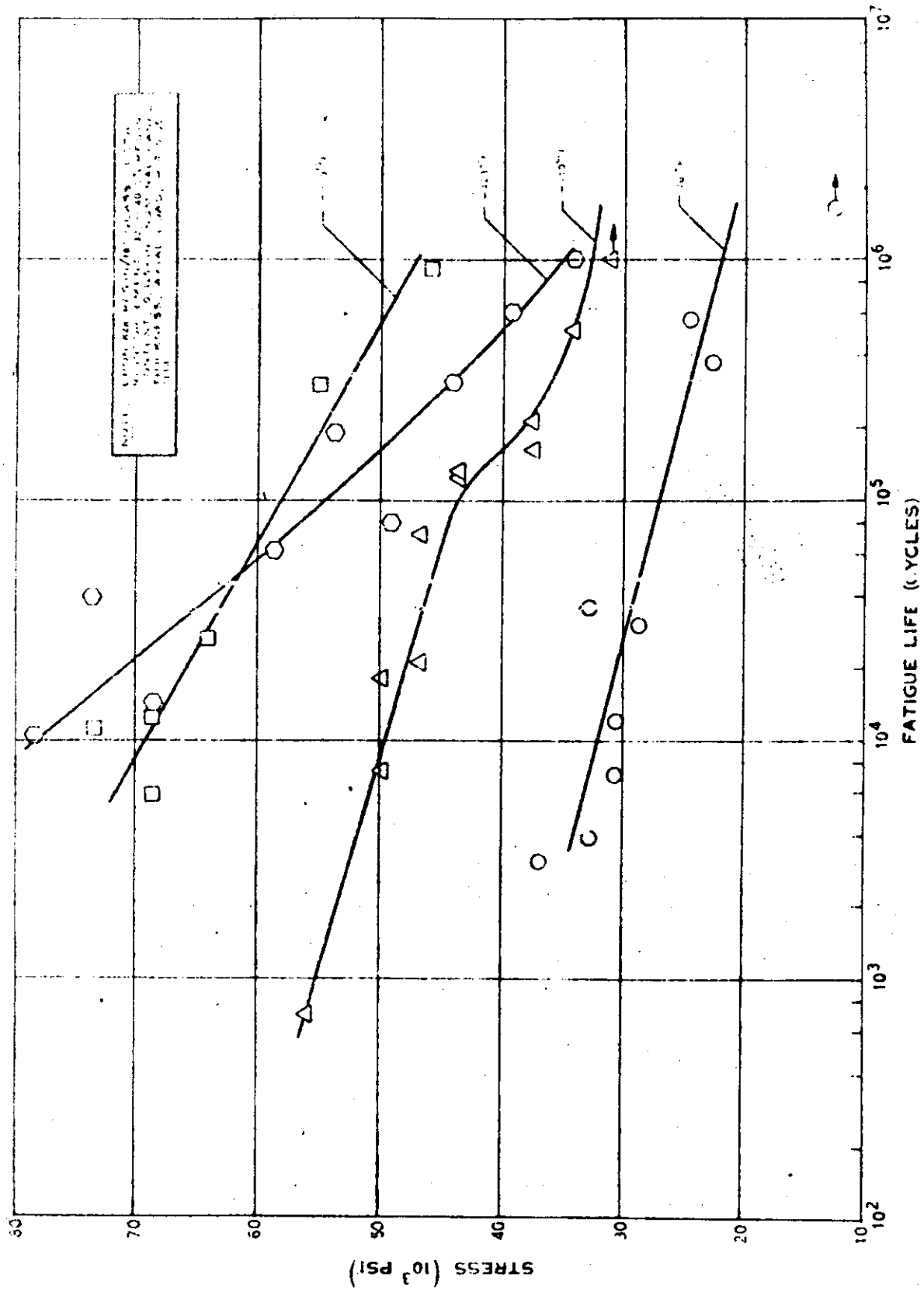
COMPRESSIVE STRENGTH OF EPOXY - FIBERGLAS LAMINATE

Fig. 5.3 エポキシガラス積層板の圧縮強さ



COMPRESSIVE MODULUS OF EPOXY-FIBERGLAS LAMINATE

Fig. 5.4 エポキシガラス積層板のヤング率 (圧縮)



FATIGUE STRENGTH OF EPOXY-FIBERGLAS LAMINATE

Fig. 5.5 ガラスエポキシ積層板の疲労強度

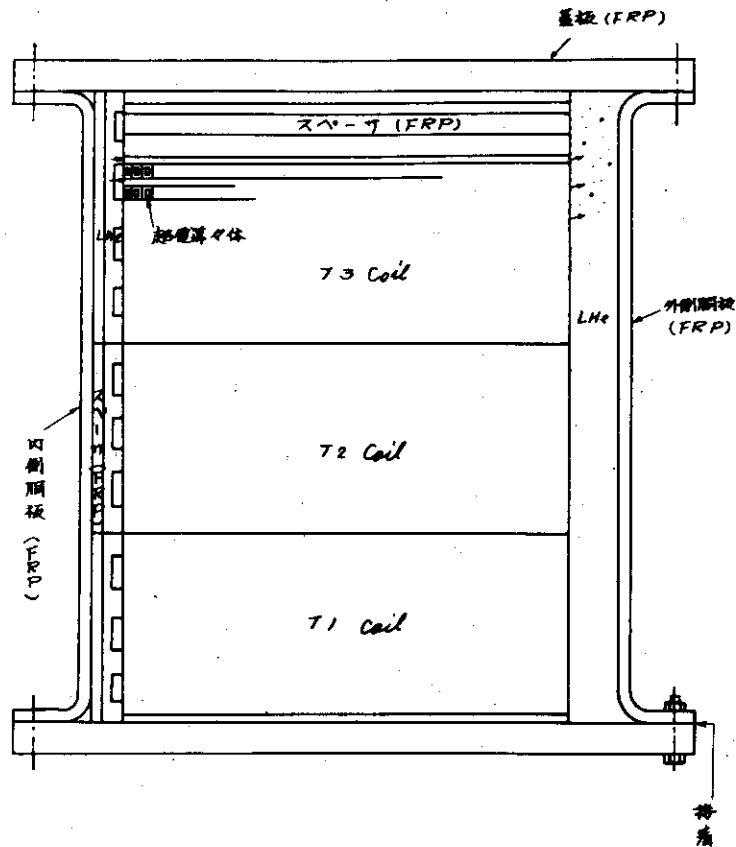


Fig. 5.6 ヘリウム容器 (中央部コイルの例)

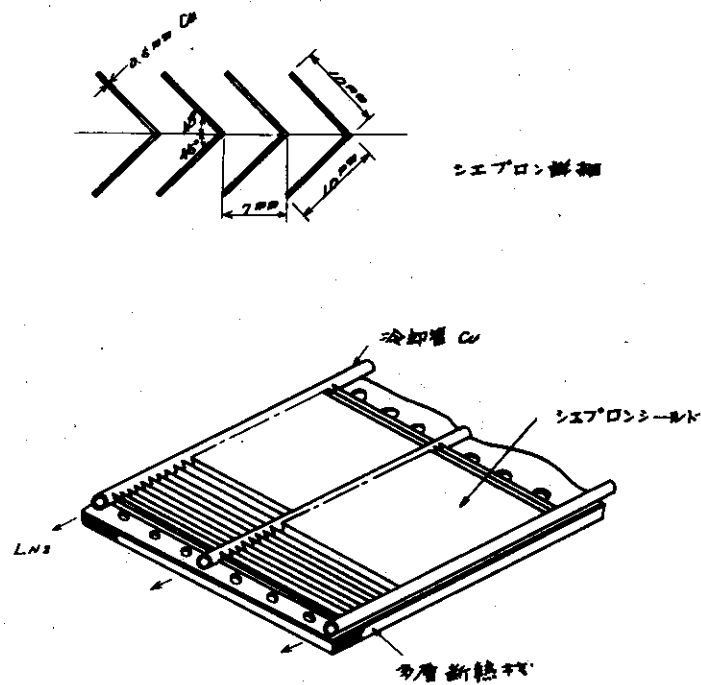
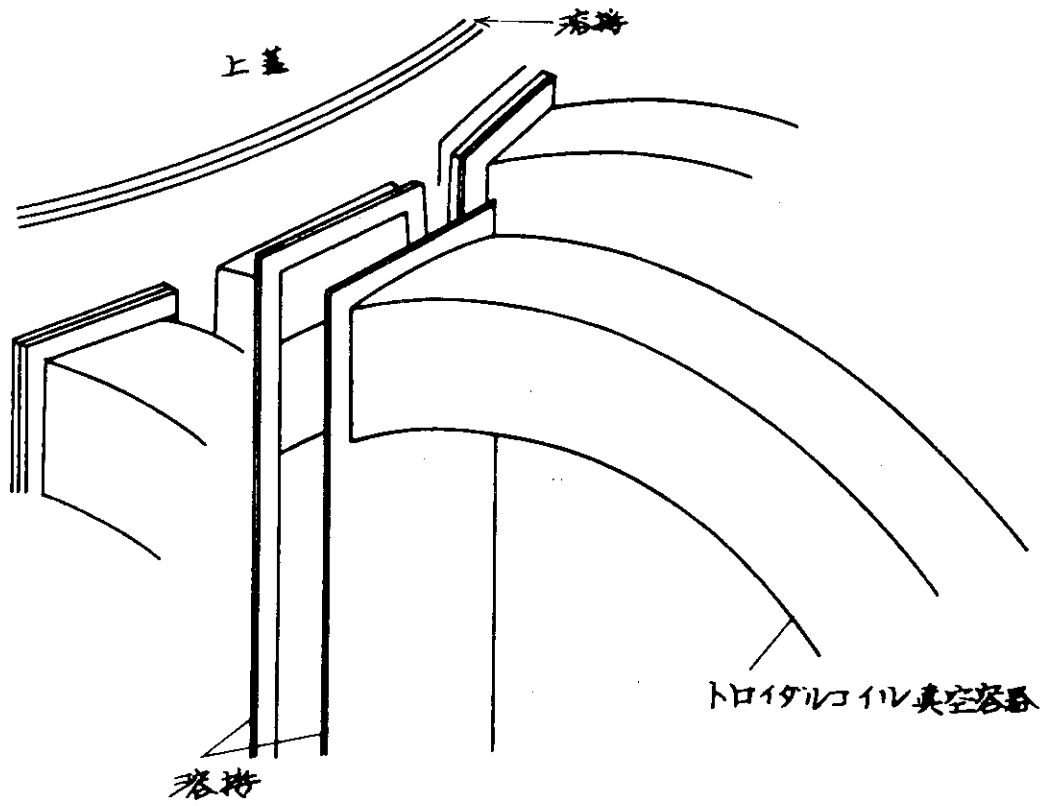
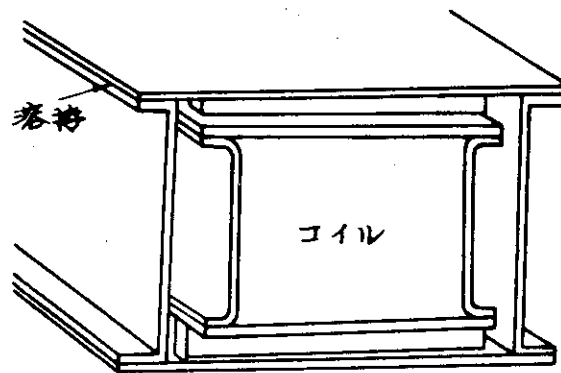


Fig. 5.7 シェブロンシールド構成例



(a) 真空容器巻掛構造



(b) 大径コイル真空容器

Fig 5.8 真空容器の構成

6. 冷却システム

6.1 冷却負荷

(1) 冷却負荷の特徴

実験炉のポロイダルコイルは420秒間に1ショットの間隔で運転される。電流変化の最も激しいのはPhase Iの1秒間で他のPhase では比較的ゆるやかな変化である。すなわち、電流の速い変化によって超電導線、構造物などに誘起される電氣的熱損失、いわゆる動的熱負荷は、Phase Iにおいて 10^5 Watt 台、他のPhase では2000 Watt 程度である。しかし時間的にみればPhase Iは最も短かく、放散熱量は他のPhaseと大差ない。なお、動的熱負荷の中には電流リードからの侵入熱も含む必要がある。変流器コイルに250kA、垂直磁場コイルに100 kA、合計350 kAの大電流がPhase Iの段階で通電される。このような大電流のリードはもちろん、ヘリウムによる強制冷却方式となるが、液体ヘリウムへの熱侵入は避けられない。電流リードによる侵入熱のうち、ジュール発熱による分は電流の自乗に比例するから、各Phase 毎に異った熱負荷を発生し、動的熱負荷の分類に入れる必要がある。ただし、導体の熱伝導過程を含むので時間には多少の遅れがあり、液体ヘリウムに浸漬されたコイル、構造物等の発熱と時期が一致しないことが考えられる。

一方、伝導、ふく射による静的熱負荷は各Phase を通じて一定である。中央部コイルよりも直径が4～6倍も大きい大径コイルは、ふく射伝熱面積が3倍以上も大きいため、静的熱負荷はコイル数の割に大きく、中央部コイルよりも数倍高いため、1ショット当りの熱負荷は大径コイルの4倍以上である。そこで動的熱負荷が主流を占める中央部コイルと、静的熱負荷のかかなりの割合を占める大径コイルとは冷却負荷の態様が異なるものとしてとらえた方が、冷却システムを考える場合、好都合と思われる。

(2) 冷却負荷の実際

前節で検討した熱負荷を分類整理したものをTable 6.1～Table 6.5に示す。表に示す動的熱負荷のうち、電流リード、トロイダル支持リング、H形鋼構造物など、液体ヘリウムあるいは容器との接触面からの熱伝導距離の長いものは数秒～数十秒の短いPhase 中に一定熱負荷で液体ヘリウム中に熱放散するとは思われない。色々な周囲条件を入れて非定常熱解析を行わなければならないが、本設計では容器、構造物などでの発熱は極力抑えることを考慮したので、動的熱負荷の大半は超電導々体内に発生する。したがって、冷却性のよいコイル構造により、各Phase での発熱はすみやかに液体ヘリウムに放散されるから、表に示す各Phase での熱負荷は、他のPhase へ大きくずれ込むことはないと思う。

一方、80 Kのふく射シールドにおける渦電流損などの動的熱負荷はゼロとし、表には示していない。今回の実験炉では、トロイダルコイルと真空断熱容器を共用しており、ポロイダルコイルのふく射シールドの面積は少ないし、分割構造により損失を少なくすることを考えて、80 Kの余裕冷却能力の中に包含した。

Table 6.5 はポロイダルコイル全体の各Phase における熱負荷を蒸発潜熱をベースに液体ヘリウム消費速度と消費量に換算してあるが、これが必要な液体ヘリウム量の全てではない。

液体ヘリウムを液化機あるいは貯槽からコイルに移送するとき、かなり多くの移送損失が生ずる。これを次項に述べる。

(3) 送液損失

液体ヘリウムを真空断熱移送管（トランスファーチューブ）などで容器から容器へ移しかえるときに、管路やバルブを通して侵入する侵入熱による液損失とバルブ、管路の絞りにおける等エンタルピー膨張に伴う液損失すなわちフラッシュロスを生ずる。前者は通常の断熱管で 1 Watt/m 程度であり、バルブでは大きさにもよるが、1 個当り 3～5 Watt（ただし、真空断熱長軸バルブ）程度とかなり大きい。場合によっては超電導装置そのものへの侵入熱量より、移送管の侵入熱の方が大きい場合もある。後者のフラッシュロスは、ヘリウムのエンタルピー変化から予想出来る。

圧力 P_1 から P_2 に液が移送される場合のフラッシュロスは次式で計算出来る。

$$FL = 100 \frac{h_{L1} - h_{L2}}{h_{v2} - h_{L2}} \quad (6.1)$$

ここに、

FL : フラッシュロス (重量%)

h_{L1} : P_1 での液のエンタルピー

h_{L2} : P_2 での飽和液のエンタルピー

h_{v2} : P_2 での飽和蒸気のエンタルピー

これを図示すると、Fig. 6.1 のようになる。図によれば、送液圧力損失が 0.5 kg/cm^2 で約 20% の液が蒸発し、 1.0 kg/cm^2 では実に 43% が蒸発して、前述の侵入熱による蒸発を加えれば送った液の半分以上は蒸発してしまうことになる。したがって効果的に液を移送するには出来るだけ低い圧力で圧送しなければならない。

送液系の圧力損失は、管の寸法と流速が決まれば次の式から計算出来る。ただし、液体ヘリウムに関する気液 2 相流の圧力損失についての文献は極めて少なく、通常の円管内圧力損失の式である。

$$\Delta P = \lambda \frac{\ell V^2}{d 2g} \cdot r + \zeta \frac{V^2}{2g} r \quad (6.2)$$

$$\lambda = 0.316 \text{ Re}^{-\frac{1}{4}} \quad (\text{乱流})$$

ここに、

ΔP : 圧力損失 (kg/cm^2)

V : 流体の流速 (m/s)

d : 管の直径 (m)

ν : 流体の動粘性係数 (m^2/s)

ℓ : 管の長さ (m)

r : 流体の比重量 (kg/m^3)

Re ; レイノルズ数 ($= \frac{dV}{\nu}$ 無次元)

ζ ; 抵抗係数 (無次元)

液体ヘリウム (4.2 K, 1 atm) では

$$\nu = 2.54 \times 10^{-8} \text{ (m}^2/\text{s)}$$

$$\rho = 125 \text{ (kg/m}^3\text{)}$$

ヘリウム蒸気 (4.2 K, 1 atm) では

$$\nu = 7.4 \times 10^{-8} \text{ (m}^2/\text{s)}$$

$$\rho = 16.9 \text{ (kg/m}^3\text{)}$$

ζ は、流路の変化に伴う圧力損失の係数でバルブ、分岐管、曲りなどで値が異なる。

送液管の流速を 3.5 m/s 程度、戻りガス管の流速を 10 m/s 程度として圧力損失を計算すると、それぞれの管における ΔP は約 0.1 kg/cm^2 で合計 0.2 kg/cm^2 となる。なおコイル内の流速は極めて遅く、水平ダクトの最も早い部分でも 0.2 cm/sec 程度で、 ΔP は無視出来る。この他に静水圧の分があり、後述する送液加圧タンク間の距離を約 10 m、液体ヘリウムの比重量を 0.125 g/cm^3 とすれば、 0.125 kg/cm^2 の液圧がかかる。以上より、送液時の加圧力は合計 0.325 kg/cm^2 となるから、フラッシュロス (Fig. 6.1 より) 13% となるが余裕をみて 15% とする。

したがってポロイダルコイル冷却系の全液体ヘリウム損失は

$$\begin{aligned} \text{全液体ヘリウム損失} = & (\text{発熱, 侵入熱など全冷却負荷}) \\ & + (\text{送液量}) \times 0.15 \end{aligned}$$

となる。

なおフラッシュロスは、等エンタルピー膨張時に、送液のための加圧により、増加した液の内部エネルギーが膨張時に液を蒸発させる。この場合加圧ガスの温度が液温より高いと、液とガス間で熱伝達が行われる。この熱伝達が全く行われないうちにすばやく送液すると、液は加圧された不飽和の状態で送り出され、膨張によって再び圧力が下がるから、100%の送液が可能といわれている。これについてはデータが少なく、解析もあまり行われていないようである。したがって、ここでは、加圧による内部エネルギーの増加分は全て蒸発に寄与し、15%のフラッシュロスが生ずるものとした。

6.2 被冷却系

(1) 冷却方式

大径コイルと中心部の小径コイルでは、冷却負荷に相当の差があり、後者の方がはるかに大きい。また小径コイルは最大3つの積み重ねがあるのに対し、大径コイルにはない。本設計の導体によれば、発生蒸気泡は垂直方向にぬけられるから自然循環冷却の出来る構造である。したがって、位置的に遠く送液の厄介な大径コイルは自然冷却とした方が好都合である。

一方、小径コイルでは1サイクルの間に184ℓの液が蒸発し、1362ℓの蒸気を発生する。この蒸気が導体内空間もしくは冷却構内に滞留すると、26~28%の蒸気含有率となり、数サイクルで冷却構付近で蒸気が充満することになる。したがって蒸気を強制的に追いださなければなら

らない。すなわち強制送液が必要である。すでに述べたように、送液量が多い程フラッシュロスが増えるから、必要最小限の送液量にとどめたい。

液を流す目的は発生蒸気の滞留を防ぐことである。本設計のコイルおよび導体構造は、導体付近に発生した蒸気を出来るだけ早く導体の外、つまりステンレス補強管の外の放射状冷却溝に出し、ここに滞留しようとする蒸気を強制送液によってコイル外径側に押し出そうとするものである。そこで、必要最小限の送液量とは、放射状冷却溝内の液体ヘリウムを1サイクル以内、つまり420秒以内に1回入れ替えるに足る液量と定義することが出来る。

なお、送液時に、コイルに入る以前にフラッシュロスとして発生した蒸気は15%にも達するが、これはコイルに入る前に気液分離し、コイル中には侵入しないようにしなければならない。

以上より、コイルの冷却方式は下記とする。

中心部小径コイル群

冷却方式：強制冷却

送液量：800ℓ/min（コイル内にて）

放射状冷却溝

全断面積：6.868 m²

全容積：4.808 m³

平均流速：0.194 cm/s

冷媒

温度：4.5 K

圧力：1.2 atm

大径コイル部

冷却方式：浸漬冷却

補給液量：450ℓ/h（フラッシュロス20%）

冷媒

温度：4.5 K

圧力：1.2 atm

(2) 冷却流路構造と冷却回路

(a) 流路構造

中心部の小径コイル群は強制液冷、大径コイルは浸漬冷却である。それぞれのコイル内の流路構造は異なる。

小径コイルのスペーサはすでに述べたように電磁力、自重の関係からコイル全面をおおう構造で、スペーサの両面に蒸気泡の脱出用の溝と液体ヘリウムの導入のための溝をきざみ込んだものである。Fig.6.2に示すように、コイルの内側から入った液体ヘリウムは、超電導導体を通り、蒸気泡を伴ってコイル外径方向に進む。超電導導体付近の流速は極めて遅いが、ここでは浸漬冷却の場合のプール沸とうが支配的で、気泡の上昇力自身が25 mmの垂直方向流路における気泡の脱出を促進する。スペーサの溝にたまった気泡は約0.2 cm/secの流速で、1サイクル（420秒）以内の360秒のうちにコイル外周の液中に脱出する。このときの水平冷却溝における気泡含有率はサイクル当りの平均値で約28%でそれ程大きくない。この気泡が

強制的に排出されないと3サイクル後に気泡が充満しだすことになる。

次に大径コイルであるが、電磁力の加算がないからスペーサは、前述のように100mm間隔、10mm厚の放射状配列の直線スペーサでよい。この15mm巾は、超電導体のステンレス補強材の穴(巾15mm)をなるべくふさがらないように決められた。

大径コイルの全長は中心部コイルの全長の約90%であり、ほぼ等しいのに対し、1サイクル当りの液体ヘリウム消費量は約23%である。しかもスペーサの占積率が、中心部コイルの50%に対し、13%であるから水平冷却溝の液体ヘリウム空間は大きい。コイルパンケーキの積上げ数は最大8層であるから、発生蒸気は、水平冷却溝にあまり滞留することなく、垂直方向泡抜穴からクライオスタット上方液面に離脱する。すなわち、通常の浸漬冷却である(Fig.6.3参照)。

(b) 冷却回路

ポロイダルコイルは広い空間に散在しているため液体ヘリウム容器を共通に出来ない。しかしそれぞれ独立させたヘリウム容器は電流リードにより連結されるから、液体ヘリウムは通過することになる。

今回の設計では、中心部コイルは強制液冷、大径コイルは浸漬冷却としたが、両者は電流リードを通じて液体ヘリウムが連通するから、圧力差に起因するヘリウムの流れが生ずる。これを回避するにはそれぞれの容器を独立させるか、あるいは両冷却系の圧力をバランスさせればよい。前者は電流リードの数が増えて熱侵入が増加するから、後者の圧力バランス方式の方がよい。

室温部からの電流リードを一箇所に集中すれば、結局コイルのヘリウム容器は全部連通することになる。各コイル間のリードを接続端子により気密に接続し、液を連通させないことは可能ではあるが、異種導体接続による抵抗損失の増加と、発生蒸気泡の滞留部を作るなど、不都合が多い。

結局、すべてのヘリウム容器よりも静水圧的に高い位置に電流リードを備えたヘッドタンクを置き、各コイルは電流リードで連通する回路を基本とする。熱負荷のうち、電流リードからの侵入熱はかなり大きいから、この熱負荷を独立の容器で処理するうえでも都合がよい。

Fig.6.4にこの基本回路を示す。前項で述べたように、中心部コイルは強制液冷で全てのコイルは、その内周側から外周側に液が流れる並列流路である。この場合、各コイルに多少の流路抵抗の差があるが無視し得る程度であるから、水平冷却溝での流速のアンバランスは問題にならないと考える。

(3) 送液ポンプ

現在米国その他で、液体水素用の大型遠心ポンプが実用に供されている。これはロケットなどの液体燃料として用いられる液体水素のポンプで、数千リッター毎分、数十 kg/cm^2 という大型機もある。しかし、液体ヘリウムの大型ポンプの実用化の報には未だ接していない。これは開発の必要性が十分にたかまっていなかったためなのか、技術的に困難なのか不明である。いずれにせよ、核融合炉、MHD発電などの大型超電導コイルや、超電導送電などでは、この種のポンプの開発は是非必要と思われる。しかし実験炉建設の段階で、十分信頼性の高い大容量液体ヘリウムポンプの開発が完了しているかどうかは疑問である。

ポンプが開発されたとしても、その総合効率が高々80%程度で、残りの20%はフラッシュロスと同様、液の蒸発のかたちで失われる。ポンプで圧送された液はさらに途中の送液損失のかたちで蒸発する。ポンプのような回転体を高磁界中におくことは電氣的発熱などの面から考えられず、遠くから移送管で送ることになる。

今回の実験炉の運転では、Phase Iにおける電氣的損失が圧倒的に多いが、幸い時間が短いので、液体ヘリウムの蒸発量はそれほどでもなく、周囲の液体ヘリウムが瞬時に補給されるから、送液速度をこのPhaseに合せる必要はない。しかし、このPhaseの時間がもっとも長い場合には、送液速度をこのPhaseに合せる必要がある。他のPhaseでは大量の送液は不要であるから送液速度を落してよい。つまり各Phaseに合せて送液速度を変えた方が、フラッシュロス、設備投資の面で有利である。ただしポンプの場合はその容量は最高送液速度に合わせることになるから、設備としてはやはり過剰投資になる。

ポロイダルコイルのように、ある短かい時間に大量の送液が必要な特殊用途には、通常では考えられないような特殊な送液方法の方が好都合かも知れない。

本設計では、3つの液体ヘリウムタンクをポロイダルコイルの中心部の真空の空間におさめ、各タンクに付属するバルブの切替えとタンク内圧力の調整により、連続的にコイルに液を供給する。

すなわち、Fig.6.5に示すように、3つのタンクのうち1つは空の状態にあるとし、まず一つの充填タンクを加圧してコイルに送液する。送液されたコイルからは空のコイルに向って液が押し出される。コイル容器内の圧力は別に設けられた蒸気出口管により調整される。液面も出口管の開口部の位置で規制される。送液タンクの液量が少なくなったら、他の充填タンクからの送液を開始し、両タンクから同時に送液する。送液量はタンク圧力とバルブ開度調整で規制する。片方の送液タンクが空になったら1つのタンクから送液を継続し、受液タンクが1ばいになったら他のタンクに切替えるという操作を継続し、連続送液する。この間に液体ヘリウムはどんどん減少するが、これの補充は別に設けられた液体ヘリウム貯槽から3つのタンクのうちの補充の必要なタンクに加圧移送される。

上記を3タンク送液システムと呼ぶものとする。これは圧力、液面、開放の調整など相当に複雑で、圧力と送液量との間の遅れや、熱負荷の変化による諸量の調整など、人間の判断では制御は不可能と思われる。実験炉のようなビッグプラントでは当然コンピューターコントロールが考えられるから、ヘリウム冷凍液化系、ヘリウム回収精製系なども含め、この送液システムをコンピューターで運転することを考える。

ただし、この3タンク送液システムは既存技術の延長と考え、液体ヘリウムポンプの開発に先行し得るとの見方に基いて提案したが、ポンプの開発が先行し、しかも利点が多ければ当然液体ヘリウムポンプの使用を考えるべきであろう。

3タンク容量は大きい程よいが、ポロイダルコイルのセンター穴の空間におさめるならあまり大きくは出来ない。タンク容量を決める一つの定義は、炉の運転の1サイクル中は1個のタンクから供給し得るという定義である。送液損失などを20%とすれば、1サイクルに必要な液量は $800\ell/\text{min} \times 7\text{min} \times 1.2 = 6720\ell$ である。したがって、タンク容量は1基当り 7m^3 あればよい。3タンク送液系の仕様は次の通りである。

3 タンク送液システム

タンク数：3基

液体ヘリウム送液量：1000ℓ/min

(フラッシュロス含)

タンク容量：7 m³/基

タンク寸法：直径 1.6 m，長さ 3.5 m

タンク材質：エポキシ樹脂

タンク内圧力：最大 0.5 kg/cm² G

タンク温度：4.5 K

タンク板厚：円筒胴板 5 mm

円形ふた板 50 mm

6.3 冷却システム

(1) システムの概要

本ポロイダルコイルの冷却系は、液体ヘリウム循環系による強制送液を一部行っているが、結局は液体ヘリウムの補給による液面保持の方式である。

一方、ふく射シールドの熱負荷は Table 6.4 にみられるように Phase I が非常に大きく他はほぼ平均的熱負荷である。このシールドの熱負荷をヘリウム冷凍液化機の熱負荷として処理してもよいが、パルスの熱負荷は冷凍液化機にとっては望ましくない。というのは、シールド用の寒冷は、冷凍液化機の熱交換器の高圧側の 80 K 付近から取り出し、熱負荷を吸収して再び冷凍液化機に戻るのが普通であるから、パルスの加温されたガスが液化機のヒートバランスを崩すからである。

ポロイダルコイルの冷却系を全体として考えれば、ヘリウム冷凍液化機、ヘリウムガス回収精製系と共にふく射シールドも液体窒素冷却とした方が合理的と考える。ただし液体窒素も使用量がままとすると液化窒素製造プラントを持った方が経済的であろう。

以上より、ポロイダルコイルの冷却系は液体ヘリウムの製造および、供給設備と、液化窒素の供給、場合によっては製造設備および、ヘリウムガス回収・精製設備からなる。

実用動力炉においては冷凍液化系の主要部たとえばヘリウム圧縮機および膨張機などは二重設置により連続運転に万全を期す必要があるが、実験炉においてはその必要はないと考える。

ただし、 $\frac{1}{2}$ 容量機を 2 台備え、不足容量は液体ヘリウム貯槽で補うことにした方が実験の円滑実施の面で有利であろう。

冷却システムは炉全体としてとらえるべきであり、ポロイダルコイル単独の冷却システムを設計しても片手落ちとなるきらいがある。

しかし、本節では、ポロイダルコイルを中心にその冷凍容量、液体窒素の使用量、供給方法、その他システム構成上主要と思われる点に関し述べることにする。

(2) 冷凍液化容量

1 サイクルの運転で消費される平均液体ヘリウム量は、Table 6.5 に示すように、発熱およ

び侵入熱などによるものだけだと $1932 \text{ } \ell/\text{h}$ である。ところが、中心部の小径コイルに $800 \text{ } \ell/\text{min}$ で送液し続けるときの送液損失を流量の 15% をみこむとすれば、 $120 \text{ } \ell/\text{min}$ すなわち $7200 \text{ } \ell/\text{h}$ というぼう大な量の液が蒸発することになる。

これはポンプによる送液でも同じで、むしろこの場合はポンプ自体での恐らく少くとも 20% には達する液損失と、送液管での送液損失が加算されると思われる。

この問題を解決する方法として、ヘリウム冷凍液化機を負荷に直結する方法が考えられるが、液では $800 \text{ } \ell/\text{min}$ の循環量を確保することは容易なことではない。これは液化量相当とみなければならず、約 $50000 \text{ } \ell/\text{h}$ の液化機となる。これは $150 \sim 200 \text{ kW}$ at 4.5 K 程度の冷凍負荷に相当し、電力は $100 \sim 150 \text{ MW}$ という巨大なものになる。これは過剰投資といえよう。

以上より、実際のコイルの熱負荷に比較し、4倍近くも多い蒸発損失をカバーすることは強制送液方式に特有の問題といえよう。

送液損失も熱負荷とみなし得るから、本ポロイダルコイルの冷却負荷は次のようになる。

$$\begin{aligned} \text{全冷却系液体ヘリウム消費量} &= 1932 + 7200 \\ &= 9132 \text{ } \ell/\text{h} \\ 4 \text{ K 冷凍負荷への換算値} &= 9132 / 1.4 \\ &= 6523 \text{ Watt} \end{aligned}$$

ただし、 1 atm における液体ヘリウムの蒸発潜熱より

$$1 \text{ Watt} \rightarrow 1.4 \text{ } \ell/\text{h} \quad \text{L He の蒸発とした。}$$

4 K 冷凍負荷に換算したのは、蒸発ヘリウムの寒冷を冷凍液化機に返し、冷凍運転とした場合の冷凍負荷に相当する。ただし、Table 6.3 に示すように、電流リードからの熱侵入は約 530 Watt で、この入熱量を蒸発潜熱によるガス冷却で処理するとすれば、このリード冷却ガスは常温近くまで加温され、冷凍液化機には返らない。つまり 530 Watt ($742 \text{ } \ell/\text{h}$ の液蒸発に相当) 分は液として供給しなければならぬ。したがって冷却負荷は次のようにかきかえられる。

$$\begin{aligned} 4 \text{ K 冷凍負荷} &= 6523 - 530 \\ &= 5993 \text{ Watt} \end{aligned}$$

$$\text{液 化 容 量} = 742 \text{ } \ell/\text{h}$$

なお、4 K 冷凍といっても、蒸発ガスを再凝縮するから液位と同じである。

一般に、極低温装置の冷却負荷の見積りはあまり正確でなく、極端には、計算値の2倍の冷却容量を考える必要があるともいわれる。

特に、渦電流損失などは本設計においても、正確を期したとはいえない。そこで、冷却装置の容量にどれだけ余裕をみるかは難かしい問題であるが、前出の Table 6.1 ~ Table 6.5 の熱負荷および、 15% の送液損失はかなりの精度があるものとし、余裕は約 30% をみることにする。

また故障時を考慮して $\frac{1}{2}$ 容量機2台を設置するものとすれば、容量は下記のようになる。

ヘリウム冷凍液化装置容量

$$\text{冷凍容量} : 4 \text{ kW} \times 2 \text{ 台} \quad \text{at} \quad 4.5 \text{ K}$$

+

$$\text{液化容量} : 500 \text{ } \ell/\text{h} \times 2 \text{ 台}$$

$$\text{電 力} : 2500 \text{ kW} \times 2 \text{ 台 (液体窒素使用)}$$

上記電力は、ヘリウム圧縮機の動力で、冷凍容量との比すなわち冷凍係数は約550としている。この数字は現在市販の欧米一流メーカーによる冷凍液化機の実績値で、かなり良い値である。しかし、上記のような大容量機では、今後数年の改良も含めて300~400程度の冷凍係数の実現は可能であろう。なお上記2台の容量を液化容量に換算すれば約3500ℓ/h相当であろう。

(3) 液体窒素の使用量

ヘリウム冷凍液化機に液体窒素を使用するのが、その消費量は通常ヘリウムの液化量1ℓ/hに対し、1~1.5ℓ/hである。したがって冷凍液化機用としての窒素消費量は約3500ℓ/hである。

次に、ふく射シールドで吸収すべき熱負荷はTable 6.4より1サイクル(420秒)当り、 445×10^4 Jouleであるから平均値で 106×10^3 Watt (=9112kcal/h)である。液体窒素の蒸発潜熱は38.8kcal/ℓであるから液体窒素消費量は235ℓ/hである。

この他に、ヘリウムガスの精製に液体窒素を使用するが、その使用量は回収容量その他によるのでいちがいにいえないが、200~300ℓ/h程度必要であろう。

結局、液体窒素の全使用量は約4000ℓ/hである。1日の使用量としては96000ℓ/day, 67200Nm³/dayである。

この程度の規模になると、大口需要者の敷地内にオンサイトプラントとして空気分離装置を設置し、専門運転業者による液体窒素の自家製造を行なうべきであろう。実験炉全体としてはこのほかにトロイダルコイル、NBI (Neutral beam injector) 用クライオポンプなどにも液体窒素を使用するであろうから、全液体窒素使用量は前述の値の2倍以上となると思われる。1日に数百kℓの液体窒素の搬入は現状ではかなり困難と思われ、運転経費その他経済的にもオンサイトプラントの方が有利であろう。

Table 6.1 静的熱負荷 (クライオスタット侵入熱)

負 荷 の 種 類			熱 負 荷 (Watt)	
			80 (K)	4.2 (K)
中 央 部 コ イ ル	ふく射熱	外側容器 (300 K) → ふく射シールド (80 K)	2200	—
		ふく射シールド (80 K) → ヘリウム容器 (4 K)	—	30
	伝導熱	底部支持構造 (300 K) → ヘリウム容器 (4 K)	—	60
		冷媒給排管 (300 K) → ヘリウム容器 (4 K)	—	10
		冷媒給排管 (300 K) → ふく射シールド (80 K)	10	—
		小 計	2210	100
大 径 コ イ ル	ふく射熱	外側容器 (300 K) → ふく射シールド (80 K)	7000	—
		ふく射シールド (80 K) → ヘリウム容器 (4 K)	—	100
	伝導熱	支持構造 (300 K) → ヘリウム容器 (4 K)	—	50
		冷媒給排管 (300 K) → ヘリウム容器 (4 K)	—	10
		冷媒給排管 (300 K) → ふく射シールド (80 K)	40	—
		小 計	7040	160
計			9250	260

Table 6.2 動的熱負荷 (4 K 負荷)

(単位: watt)

項 目	Phase						1 サイクルの 発 熱 量
	I (1 sec)	II (9 sec)	III (320 sec)	IV (10 sec)	V (60 sec)	VI (20 sec)	
中 央 部 コ イ ル	銅マトリクスの渦電流損	1095×10 ⁴	54	700	~0	393	
	素線のヒステリシス損	180×10 ⁴	400	1436	~0	1075	
	ステンレス管の渦電流損	058×10 ⁴	3	37	~0	21	
	放 射 線 発 熱	~0	~0	~0	~0	~0	
	電 流 リ ー ド	530	360	530	370	440	
	トロイダル支持リング渦電流損	1038	~0	~0	~0	4	
	H 形鋼構造物渦電流損	143×10 ⁴	7	92	~0	51	
大 径 コ イ ル	小 計	1492×10 ⁴ (14.92×10 ⁴)	824 (7416)	575 (18.4×10 ⁴)	2802 (2.80×10 ⁴)	1984 (3.97×10 ⁴)	(4.305×10 ⁴)
	銅マトリクスの渦電流損	1.17×10 ⁴	6	~0	75	42	
	素線のヒステリシス損	065×10 ⁴	145	16	523	392	
	ステンレス管の渦電流損	616	~0	~0	4	2	
	放 射 線 発 熱	~0	~0	~0	~0	~0	
	小 計	1.88×10 ⁴ (1.88×10 ⁴)	151 (1359)	16 (5120)	602 (6020)	436 (8720)	(4.00×10 ⁴)
	計	1680×10 ⁴ (16.80×10 ⁴)	975 (8775)	591 (1.891×10 ⁴)	3404 (3.40×10 ⁴)	2420 (2.20×10 ⁴)	(4.705×10 ⁴)

注: () 内は発熱量で単位は Joule

Table 6.3 ポロイダルコイル冷却負荷 その1 (4 K 負荷)

(単位: watt)

項 目	Phase	I (1 sec)	II (9 sec)	III (320 sec)	IV (10 sec)	V (60 sec)	VI (20 sec)	1 サイクルの 発 熱 量
中 央 部 コ イ ル	超電導導体の電気損失	13.33×10^4	457	45	2173	~0	1489	
	電 流 リ ー ド 侵 入 熱	530	360	530	530	370	440	
	トロイダル支持リング渦電流損	1038	~0	~0	7	~0	4	
	H 形鋼構造物渦電流損	1.43×10^4	7	~0	~0	~0	~0	
	放 射 線 発 熱	~0	~0	~0	~0	~0	~0	
大 径 コ イ ル	負 荷 的 熱	30	30	30	30	30	30	
	伝 導 体	70	70	70	70	70	70	
	小 計	14.93×10^4 (14.93×10^4)	924 (8316)	675 (21.6×10^4)	2902 (2.90×10^4)	470 (2.82×10^4)	2084 (4.17×10^4)	(47.25×10^4)
	超電導導体の電気損失	1.88×10^4	151	16	602	~0	436	
	放 射 線 発 熱	~0	~0	~0	~0	~0	~0	
大 径 コ イ ル	負 荷 的 熱	100	100	100	100	100	100	
	伝 導 体	60	60	60	60	60	60	
	小 計	1.90×10^4 (1.90×10^4)	311 (2799)	176 (5.63×10^4)	762 (7620)	160 (9600)	596 (1.19×10^4)	(10.72×10^4)
	放 射 線 発 熱	~0	~0	~0	~0	~0	~0	
	大 計	1.683×10^4 (1.683×10^4)	1235 (1.11×10^4)	851 (27.23×10^4)	3664 (3.66×10^4)	630 (3.78×10^4)	2680 (5.36×10^4)	(57.97×10^4)

注: () 内は発熱量, 単位は oule

Table 6.4 ポロイダルコイル冷却負荷 その2 (80 K 負荷)

(単位: watt)

項 目	Phase						1 サイクルの 発 熱 量
	I (1 sec)	II (9 sec)	III (320 sec)	IV (10 sec)	V (60 sec)	VI (20 sec)	
中央部コイル ふく射シールド	動的負荷	渦電流損失 290×10^4 ~0	18 ~0	1856 ~0	~0 ~0	1040 ~0	
	放射線損失						
	ふく射熱	2200	2200	2200	2200	2200	
	伝導熱	10	10	10	10	10	
	小計	292×10^4 (292×10^4)	2212 (708×10^4)	4066 (407×10^4)	2210 (133×10^4)	3250 (650×10^4)	(126×10^4)
大径射 コイル	動的負荷	渦電流損失 207×10^4 ~0	13 ~0	1325 ~0	~0 ~0	742 ~0	
	放射線損失						
	ふく射熱	7000	7000	7000	7000	7000	
	伝導熱	40	40	40	40	40	
	小計	214×10^4 (214×10^4)	7041 (225×10^4)	8365 (837×10^4)	7040 (422×10^4)	7782 (156×10^4)	(319×10^4)
計		506×10^4 (506×10^4)	9253 (296×10^4)	124 $\times 10^4$ (124×10^4)	9250 (55.5×10^4)	110 $\times 10^4$ (221×10^4)	(445×10^4)

注: () 内は発熱量, 単位は Joule

Table 6.5 液体ヘリウム消費速度と消費量

(単位; lit/h)

Phase 項目	I (1 sec)	II (9 sec)	III (320 sec)	IV (10 sec)	V (60 sec)	VI (20 sec)	1サイクル間の 平均消費速度と消費量
中央部コイル	動的熱負荷	2089×10 ⁴	805	3923	518	2778	
	静的熱負荷	140	140	140	140	140	
	小計	20.90×10 ⁴ (58)	945 (84)	4062 (113)	658 (11.0)	2918 (162)	1575 (1837)
大径コイル	動的熱負荷	263×10 ⁴	22	843	0	610	
	静的熱負荷	224	224	224	224	224	
	小計	2.65×10 ⁴ (74)	246 (219)	1067 (30)	224 (37)	834 (46)	357 (417)
計		23.55×10 ⁴	1191	5129	882	3752	1932
		(654)	(1059)	(143)	(147)	(208)	(2254)

注1: ()内は実消費量, 単位はlit

注2: 上記数値はフラッシュロス等の送液損失は含まない。

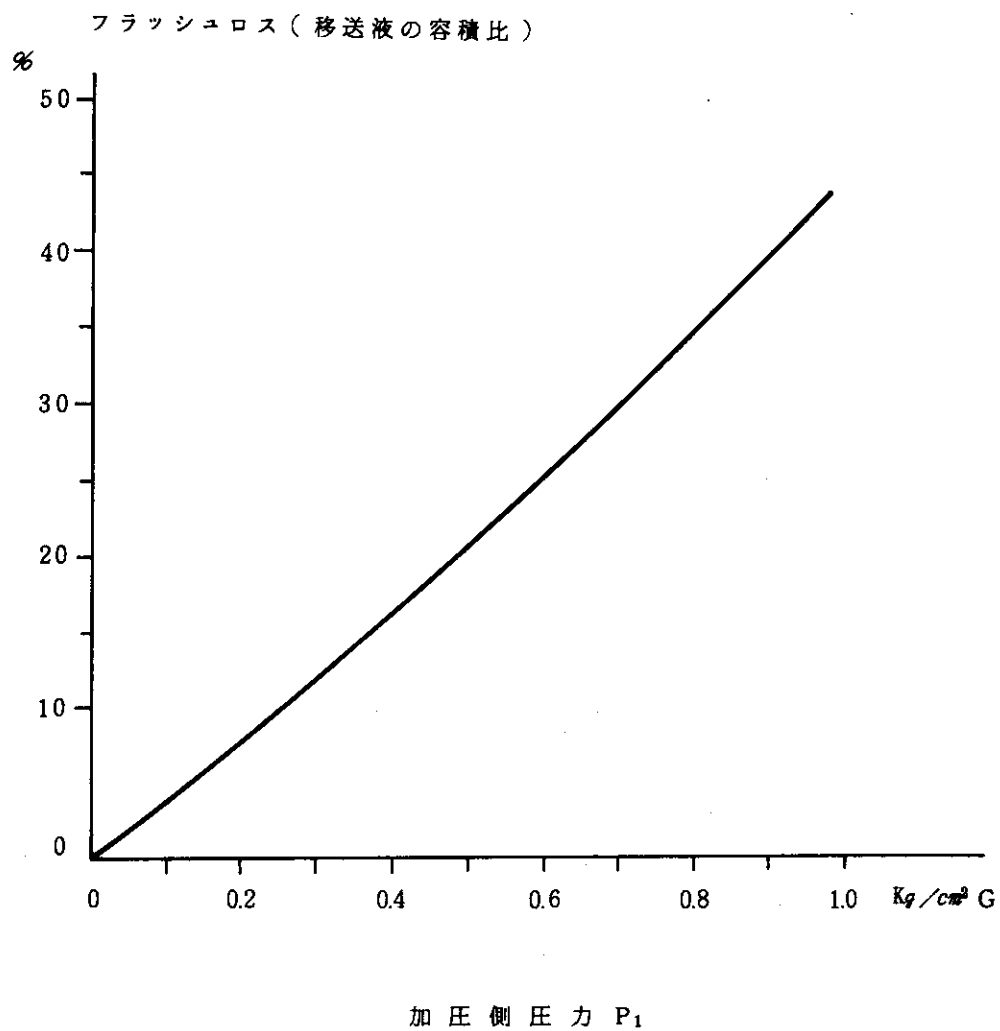


Fig. 6.1 液体ヘリウム移送時のフラッシュロス

ただし、受液側の貯槽圧力 P_2 を 1 気圧とした場合

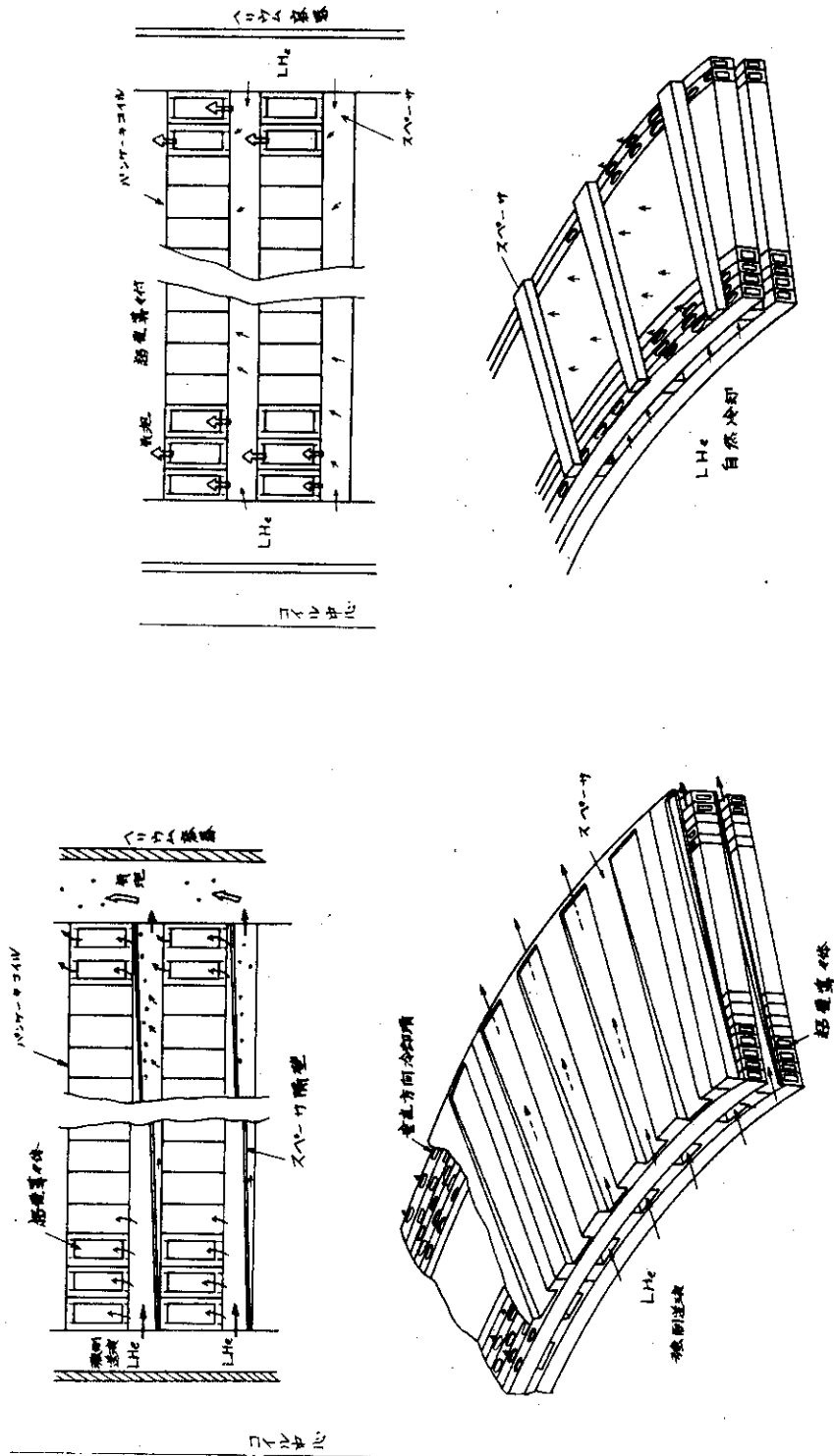


Fig. 6.3 大径コイル流路構造

Fig. 6.2 中心部小径コイル流路構造

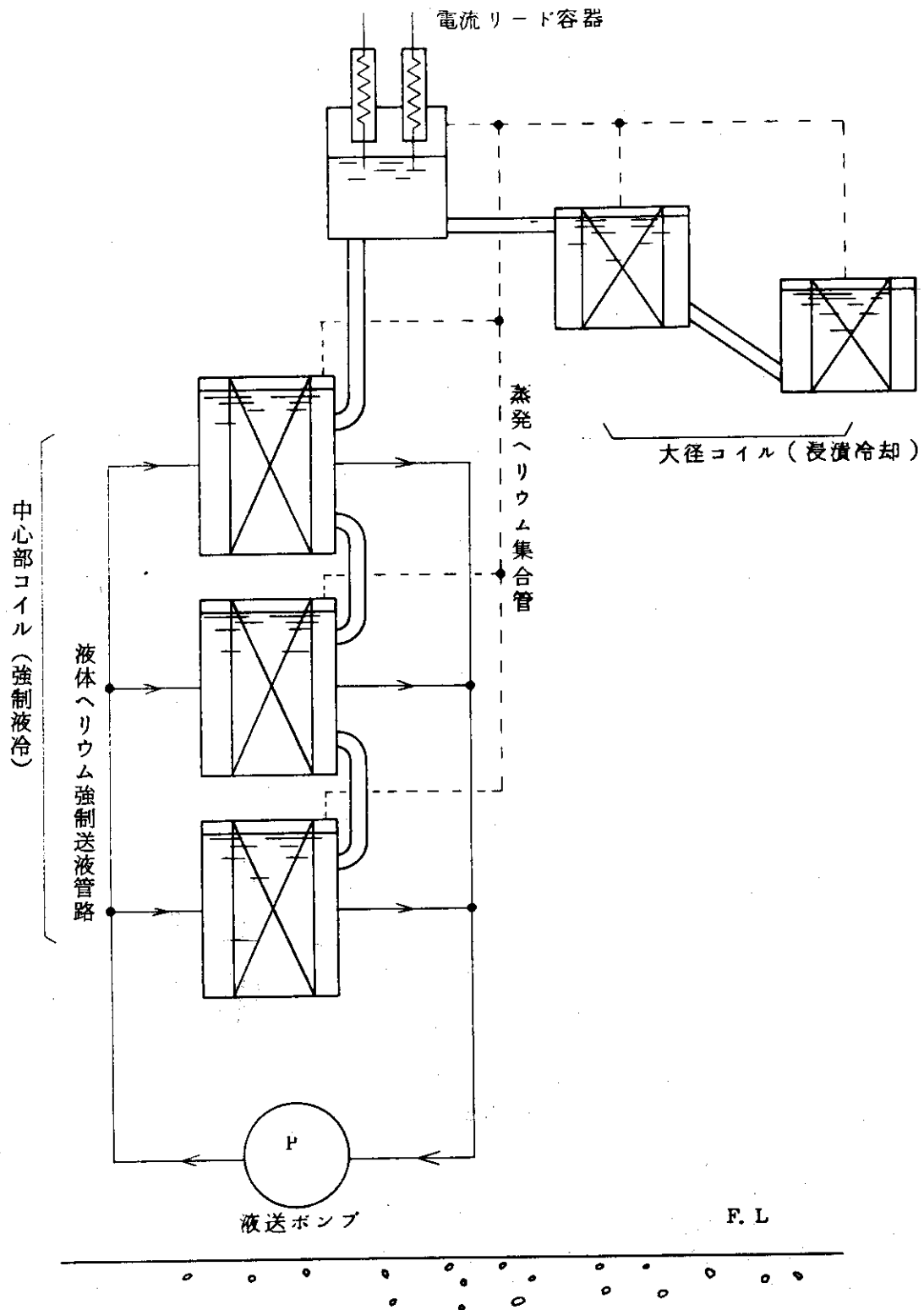


Fig. 6.4 ポロイダルコイル基本冷却回路

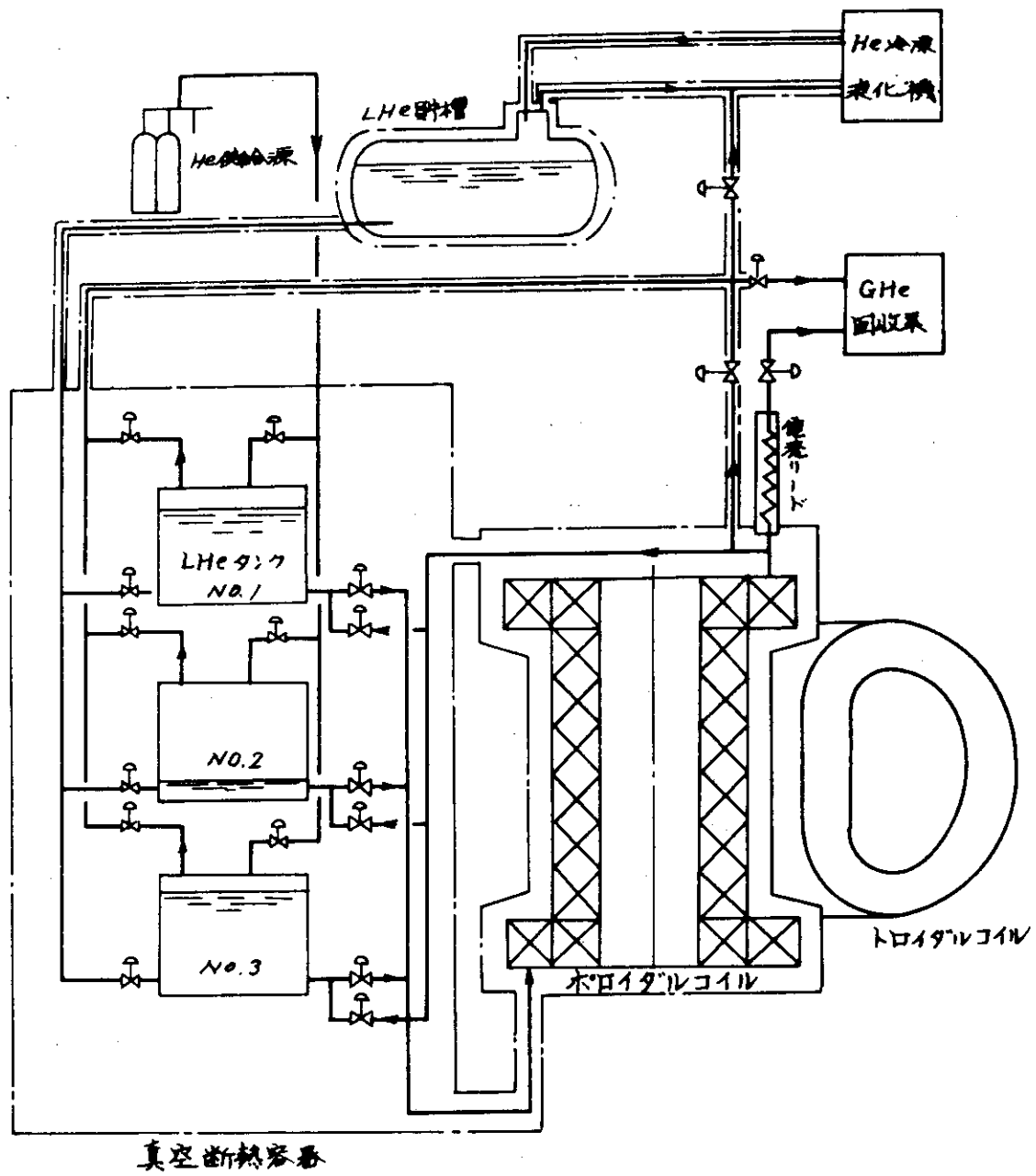


Fig. 6.5 3タンク送液システム系統図

7. 製造組立及び保守法

7.1 ポロイダルマグネット本体

(1) 超電導線材

(a) 超電導素線

本設計の三層構造 (Cu-CuNi-NbTi) 超電導素線の製造法の流れ図をFig.7.1に示す。最初NbとTiのインゴットよりNbTiの合金を作り、それを細線化する。それにCuNiとCuのパイプをかぶせて三層構造にした後再度細線化する。これを六角形状に加工し、束ねてCuパイプに入れ、細線化する。所要のフィラメント数とフィラメント径になるまで、束ねて細線化という工程をくり返す。所定の素線が出来たところでツイスト加工する。ツイストによって出来る表面の凹凸をとりぞき、熱処理をして、臨界電流の向上をはかった後、絶縁をほどこして素線が出来あがる。

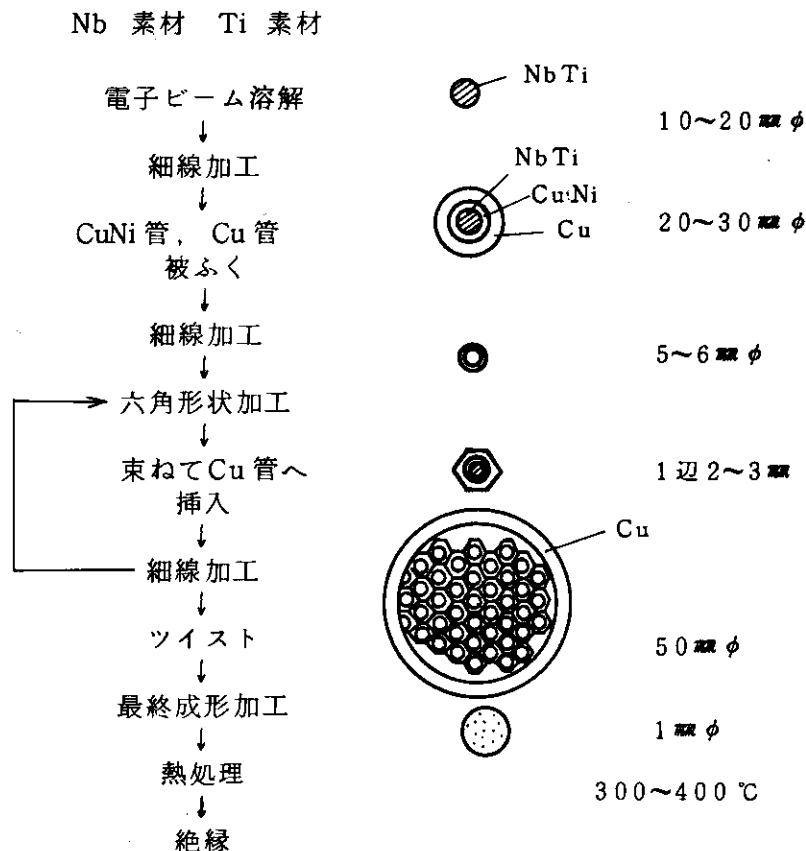


Fig.7.1 三層構造超電導素線の製造法

(b) スtrand線

上記のようにして出来上った素線42本をよじり、平角状につぶして所定のstrand線を得る。

(c) ステンレスパイプへの挿入

ストランド線は平角形状に成形ののちコの字形のステンレス管に挿入しコの字形の一方の口にステンレステープをあてがいながら電子ビーム溶接で接合する。

(2) マグネット

中心部コイルは、ダブルパンケーキとして構成し、各パンケーキを熱処理して導体間のセルフボンディングで接着する。このパンケーキを現場で、FRP 容器の巻管、底板上に組立て電気接続を行う。

大径コイルは、径が大きいためパンケーキを作らず、FRP 巻管容器に支持金具を用いて巻線し、コイルを構成する。コイル構成後は熱処理を行い、コイルの一体化を行う。

7.2 クライオスタット

FRP 容器の強度が弱いので、コイルを容器に入れた状態での運搬は無理である。したがって、断熱真空容器組立て以前に断熱真空容器の底板の上で、FRP 容器をコイルと共に組立てることになる。つまり、コイルパンケーキを1枚ずつFRP 容器底板上に組上げ、コイルを接続して容器の他の板を組合せ接着し、さらにその上にコイルを積上げていく。

コイルが組上ったら糸巻支柱を組み、配管、配線を行い、ふく射熱シールド、真空容器の組立てを行う。

トロイダルコイルとポロイダルコイルの真空断熱容器は共用するが、その接合部は本文中の図に示すようにフランジ溶接とし、分解時溶断する。

8. 事故対策

8.1 クエンチ

(1) クエンチの可能性

本設計においては、コイル安定法として完全安定化法を採用しているため、コイルのクエンチ（常電導転移）は正常運転時にはおこり得ない。しかし次のような異常事態においては、クエンチはおこり得る。

- 液体ヘリウムの供給が十分でなく、コイルの一部が液体ヘリウムと接しなくなる場合
- 何らかの原因でコイルの一部が加熱された場合

このような異常事態に対処するため、保護回路がもうけられている。

(2) 保護回路

保護回路は、クエンチ検出回路、コイル電流遮断器、保護抵抗より成るが、原理その他は JAERI-M 6802 に記したので省略する。

保護抵抗値は、保護回路が動作した時の最大発生電圧が変流器コイルで 48 kV、垂直磁場コイルで 16 kV 以下になるように決定すればよい。この 48 kV、16 kV という値は、プラズマ電流立上げ時の最大発生電圧であり、コイルの電気絶縁は、この値を保証するように設計してある。従って空心変流器の保護抵抗値は、

$$48 \text{ kV} = R_{tr} \times 250 \text{ kA}$$

$$R_{tr} = 0.132 \Omega$$

垂直磁場コイルの保護抵抗値は

$$16 \text{ kV} = R_{ve} \times 100 \text{ kA}$$

$$R_{ve} = 0.16 \Omega$$

と決定できる。

(3) コイルの温度上昇

コイルの一部が常電導転移し、保護回路が働いた場合でも常電導転移部でのある程度の温度上昇はさけられない。

このコイルの温度上昇の計算を JAERI-M 6802 と同じ方法で行った。その結果、空心変流器においても垂直磁場コイルにおいても温度上昇は高々 25 (deg) である。

これらの温度では、線材の特性変化もなく、又熱応力面でも問題はない。

(4) 液体ヘリウムの異常蒸発

クエンチ時には莫大な量の液体ヘリウムが蒸発するが、これを速やかに大気へ放出しないとヘリウム容器、そして真空容器は破壊する。

超電導線の全面にわたってクエンチが起る場合は当然容器内の全液体ヘリウムが瞬時に蒸発する。しかし部分的にクエンチし、また超電導に戻る場合は蒸発ガスの回収は可能である。

部分クエンチに対しては、蒸発ガス戻り回路に回収安全弁を設ける。

全面クエンチに対しては、コイルの時定数より、ガスの放出速度を算定し、放出回路の圧力

損失を求め、ヘリウム容器が破壊しないような放出管路と、破壊板を設け、蒸発ガスを大気に速やかに放出する。

放出管は大径コイルの場合は直ちに大気へ出せるが、中心部コイルでは、コイル中央部の空間の隙間を利用して、放出管路を配置し、真空容器上部に放出用破壊板を多数設置することになる。放出ガスを屋外へ出すためには管路が伸び圧力損失の点で無理であろう。

また万一、ヘリウム容器が破壊した場合に備え、真空容器自体にも破壊板を設ける必要がある。これも放出ガスの方向を上に向ける意味で真空容器上部に設けるべきであろう。

一方、クエンチのほかに、真空断熱層の真空破壊時のヘリウム蒸発があるが、この蒸発量は全面クエンチ時に比べれば小さく、前述の破壊板で対処可能である。

8.2 地震対策

ポロイダルコイルは、地盤面に対して強固に固定されていない。したがって巨大地震に対しては弱い。しかし、ポロイダルコイルはトロイダルコイルに近密に包囲されたかたちであるので地面に固定されたトロイダルコイルに包囲された全体構造は強固で安定しているといえる。トロイダルコイルは、電磁力に対し移動、転倒しないように設計されるから、ポロイダルコイルはこれによって支えられ、倒壊しにくい配置である。

問題なのは、ポロイダルコイルとトロイダルコイルが独立振動系として動いた場合で、FRP容器の破壊、断熱真空容器の破壊が予想される。これに対しては適当な柔構造を採用する必要がある。特に断熱真空容器の両コイル共通部分にこの対策が必要である。

一方、トロイダルコイルの求心力はリングで支えられるが、このリングはポロイダルコイルの間に挿入されており、両コイルが別々に動いた場合、ポロイダルコイルのFRP容器は、ダルマ落しのような作用により過大な力を受け、破壊に至ることが考えられる。従って、支持リングはポロイダルコイル系と全く独立に配置することが望ましい。

同様に、トロイダル、ポロイダル両コイルが互いに接触していれば、やはり、FRP容器は外側から圧縮され、破壊の危険がある。したがって、両コイルは互いに非接触とし、中心部のポロイダルコイルの過大なゆれをおさえるため、I型支持構造の上下で、トロイダルコイルに支持される構造とすればよい。ただし、常時は非接触とする。

9. 設計上の問題点と研究開発課題及び開発スケジュール

9.1 炉心的立場から見たポロイダルマグネット

第1の問題点としては放電開始時を含めたプラズマの動特性の詳細な検討を行ない、放電開始時の正確な必要1周電圧を評価すること、および放電形式において消費される磁束をより正確に求めることが挙げられる。

第2にはプラズマ電流制御ともからめてプラズマ電流の遮断あるいは大きな変動現象を解明し、電流の確実な制御および遮断時におけるポロイダルマグネットを含む炉全体の保護の問題が考えられる。

第3には炉停止の際にどのような手順でプラズマを冷却し、電流を下降するかを検討を十分に行ない変流器および垂直磁場の電流波形を決定することである。

9.2 ポロイダルマグネット本体

(1) 電 気 設 計

電気設計上の第一の問題点は絶縁設計である。本設計においては最大発生電圧を48 kVとしたが、極低温装置での絶縁対策が十分経験されていない現状では、この最大発生電圧値に対し絶縁を保証できるかどうか疑問である。この問題点を解決するには、少なくとも次の事項の研究開発が必要である。

- 液体ヘリウム、ヘリウムガス、ボイドを含む液体ヘリウム、不純物を含む液体ヘリウム等についてのあらゆる絶縁特性のデータを蓄積すること。特にパルス状電圧に対する絶縁特性のデータ。
- 極低温装置での真空部分の絶縁についての研究を進めること。これは真空を構成する容器での沿面放電について研究を進めることである。極低温容器は、多くのガス類がコールドトラップされているので、沿面放電には多くの問題点がある。
- 極低温でのあらゆる絶縁材料（エポキシ樹脂、セラミックス等）についての、絶縁特性のデータを蓄積すること。また、これらの絶縁材料の機械的性質（低温での熱収縮、異種材料との接合）および放射線による劣化現象（電気的および機械的）について研究を進めること。

この絶縁設計と関連して問題なのは大電流化に伴う問題点である。最大発生電圧を48 kVにとっても変流器コイルの最大電流値は250 kAと大きい。これに伴い、次のような問題点と研究開発課題が発生する。

- 大電流容量の常温部と低温部間の電流リードの開発をすること。常温部から低温部への侵入熱が少なく、かつリードでのジュール発熱の少ないものが必要である。
- 大電流化に伴いコイルのターン数は減少する。そのためコイルは並列巻線せざるを得ないが、その巻線および結線が複雑になり問題である。さらにこのような並列巻線をするこ

り大きな電氣的閉ループが出来ることが、ここでの誘導電流の見積りと発生熱の評価が必要である。こういった問題点はさらに詳細な設計をして、図面化した後でないと、その解決策は具体化しない。

以上の電気設計上の諸問題点はすべて、プラズマ立上げ時のワンターン電圧値が大きいことに由来している。コイル設計の側からは、ワンターン電圧の低減がのぞまれる。

(2) 機 械 設 計

本設計における超電導々体の特徴は、超電導線を長て方向にわずかながら伸長可能なストランド線とし、これをステンレス補強管におさめ、電磁力のほとんどをステンレスに分担させるようにしたことである。この場合、超電導線がまさつ力その他の作用力を全く受けずに、ステンレスに対して自由に動き得る場合に、電磁力の全部をステンレス管が分担出来る。実際は、超電導ストランド線とスペーサおよびステンレス管内壁との間に、電磁力によるおしつけ力が作用し、両者の間にまさつ力が働く。また、ストランド線の内部でも超電導線間同志でまさつ力が作用し合う。このまさつ力は小さいほど都合よいので、冷却性に影響をおよぼさない程度に特殊な表面処理を施すことになる。

以上のように、導体とステンレス管の間のまさつ力により分担応力値は変化し、このまさつ力は実験により求めるしかない。実物大の導体を各種製作し、低温下での応力測定など、応力分担構造の解明のための基礎研究が、超電導の安定性も含めた研究として必要である。

また応力については、1日当たり30～40ショットというパルス運転を考慮しなければならない。超電導線材およびステンレス補強管は頻繁な繰返し荷重を受けることになり、実験炉としての寿命を考慮したうえで、その繰返し許容応力内におさまるような設計が必要である。

本設計では、電磁氣的、構造的制約のため、ステンレス管の最高応力値は 46kg/mm^2 となったが、これは相当に高い値で、実験炉の性格を考えたとしても 30kg/mm^2 程度におさえることが望ましい。

ちなみに、我国の高圧ガス取締法規における特定設備検査規則第15条に定められた規格材料の許容引張応力は、冷間、熱間とも圧延ステンレス鋼板を -196°C で使用するときは 13.3kg/mm^2 とするように定めている（昭和51年2月17日制定の規則では -269°C については定めていない）。これは実績その他に基づき、十分な安全性を考慮したうえで定められた数値で、実用炉段階では当然考慮すべき数値であろう。

本設計のような導体構成は信頼性の面で必ずしも好ましいものとはいえないが、ポロイダルコイルの配置を根本的に考え直すか、仕様を変えない限り、導体の電磁力支持方法としては本設計の案にならざるを得ないと思う。

一方、コイル全体として考えると、中心部コイルは上下に積み重ねたかたちである。コイル中心穴はI形鋼支持構造材で支えられるようになってはいるが、電磁力、ヒートサイクルの繰返しによりいわゆる荷崩れが生じ、コイル端部もしくはFRP容器に不当な荷重がかかる恐れがある。また、コイルの各導体は絶縁を兼ねた接着性のセルフボンディングコートで固めるがやはり同じ原因により、これらがバラバラに分解する可能性もある。従来の超電導コイルはステンレスの強固な巻線で支えられていたが今回のようなFRP容器では、コイルを支えその剛性を高めることは難しい。この問題に対しては、コイル自体を一個の一枚岩のように強化する必要がある。

導体間の接着強度、FRPバンドなどによる締め付け法、仕上り寸法精度などについて実験研究を行わなければならないであろう。

(3) 超電導設計

超電導体はNbTiを使うことにしているので特に問題点はない。ただ、かなり強磁場(8.12T)にさらされるので、強磁場での臨界電流の磁場依存性を実験的に数多く測定しておく必要がある。

安定化母材としては、超電導線製造面や実績面から銅を使うことにしたが、アルミニウム安定化母材には銅にない多くのメリットがあるので、アルミニウム安定化母材超電導線の研究開発がのぞまれる。アルミニウム安定化母材超電導線の研究開発項目としては、(i) 製造法、(ii) 大量生産技術、(iii) 機械的強度、等のチェックすべき項目がある。

本設計においては、電磁力はすべてステンレスの枠でもたせることにしているので、超電導線はフレキシブルなストランドワイヤーとした。このストランドワイヤーのフレキシビリティについては、まだデータがないので、これについて実験を進める必要がある。実験は実際のコイルと同じ条件で磁場をかけ電流を流して、ストランドワイヤーののび具合、ステンレスわくとの密着度、ストランドワイヤーの動きによる発熱、ストランドワイヤーの疲労などについて調べればよい。

コイルの安定性については、計算上では一応問題はない。しかし実験的には十分チェックしておく必要がある。即ち、ストランドワイヤー表面の狭いチャンネルに気泡がつまって超電導に復帰できないようなことがおこり得ないことを確かめておかねばならない。

交流用線材については、特に重大な問題点はない。ただ三層構造線の試作をし、それをストランドワイヤー化して試みるにより問題点をリストアップする必要がある。考え得る問題点としては、三層構造線でCuNiのさやが破れないで均一にNbTiフィラメントにかぶさるかどう、多芯三層構造線の大量生産が可能かどうか、素線の金属酸化物皮膜絶縁は大丈夫か、ストランド線の動きによるストランドのほぐれや絶縁のはがれがないか、ストランド線の素線に集中応力が加わるようなことはないか等がある。

(4) 冷却設計

超電導線の発熱は、実際に短線試料を作って交流ロスを測定して、計算値と照合することが必要である。計算式は色々とモデル化を行なっているので、計算式どおりに実際の発熱があると断言は出来ない。

本設計では扱わなかった発熱、即ち並列巻線が作る大きな閉ループ回路に誘起される電流による発熱の評価は重要であり、今後の詳しい検討が必要である。

本設計では超電導線から発生した蒸気泡は自らの上昇力により水平方向冷却溝に速やかに脱出し水平方向冷却溝に滞留しようとする蒸気泡を強制送液により追い出すようにした。この強制送液に莫大な送液損失を伴うが、他の、例えば蒸気泡の上昇力を活かして気泡の脱出をはかるコイル構造を考案して、出来れば全部自然冷却とした方が、クライオスタット、冷凍系共に簡単になり、建設費も軽減するし、信頼性も増すことになる。

これについては、大型モデルコイルを試作試験し、水平冷却溝における蒸気泡の排出機構、垂直方向への蒸気泡の浮上力とそれによる気泡の随伴作用などを研究し、自然冷却による大型コイルの冷却構造を開発しなければならない。

強制送液については、送液時に発生した気泡をコイルに入る前に分離、除去することを考えなければならないし、送液損失自体を極力少くするような回路の設計が必要である。

今回の設計では、超電導ストランド線からの蒸気泡の脱出は浮力により速やかに行われるとしているが、線間、あるいは線とスペーサの間で蒸気泡の滞留が起らないか、ややミクロな観点から、泡の排出機構を研究することも必要で最適な導体構造が開発されねばならない。

各コイル間の接続部については本設計で取上げなかったが、この部分の冷却は自然冷却となると考えられ、構造的にかなり難しい冷却となる。

9.3 クライオスタット

今回の設計ではコイル容器にガラスエポキシ積層板 (FRP) を使用しているが、これの使用については種々の問題がある。

第一に、現在日本を含めた世界中で、このFRPを高圧ガス設備に使用してよいという法律を定めた国はないであろう。すなわち日本の高圧ガス取締法規では、FRPなど樹脂類の使用を認めていない。今後、データの蓄積と共に実績を作りながら、法的許可をとりつけるための努力が必要である。

第二に、技術的な問題がある。一つは機械的強度の問題で、ある方向に対する単純引張および圧縮に対しては金属に匹敵するほどの強度を有し、低温にも強いが、曲げがかかると弱く、曲げに対する許容応力は、 $2 \sim 3 \text{ kg/mm}^2$ 程度にしかとれない。したがって曲げが出来るだけかからないような構造にしなければならない。

しかも繰り返し荷重に弱く、 10^4 サイクル程度で疲労強度は40%も低下するというデータがある。核融合炉のようなパルス運転ではこれが特に問題で、他の構成部とのバランスをとった寿命を考慮しなければならない。

また、機械強度が低いため、運搬が困難になる。ワイヤロープなど直接かけることは出来ないであろう。運搬治具を用いても組立時にその治具の取外しに苦勞することになる。

次に、ヘリウムのリークの問題がある。エポキシ含有量をガラス繊維に対して大きくすれば対リーク特性は向上するが、クラックが入り易くなるし、機械強度が低下する。また容器の蓋や管などの継ぎ目はエポキシ接着となり、リークの原因となる。

次に、FRP容器およびFRP配管の製造法の問題がある。我が国でも全長20m、32トンのFRP船が進水し、浄化槽、クーリングタワーなどの市販品が出まわる現状で、製造法自体に問題はないと思われる。しかし何分にも収容物が液体ヘリウムで、しかも 10^{-5} Torr l/s 以下のリークにおさえるとなれば、その製造法は一般の場合と異ならざるを得ないであろう。

特に本設計のような大型コイルを収容するFRP容器は現場組立てとなることは必至とみられ、接合部の構成、組立て法が最大の難関となろう。

FRP配管は、FW成形 (Filament Winding 成形) により製造出来るが、これも現在のところ液体ヘリウム用としての実績はあまり聞かれない。この場合の問題もやはり接合部の構造にあると思われ、ステンレス鋼継手とのタイアップなども必要かと思われる。

このほかに、中性子照射によるFRPの劣化も考えなければならない。

以上、極低温容器にFRPを使用するに当たっては、強度、リーク、法律、製造、組立て法など、

多方面にわたる開発研究と実績の積上げが必要で、金属容器、配管類の信頼性が開発目標となろう。場合によっては、FRPの全面使用は困難であるから、薄板金属容器をFRPで補強し、発生電気損失は冷却系で処理することになるかも知れない。

真空断熱容器については、循環電流をおさえるため分割構造もしくはプラズマ容器にみられるようなベローズ構造の採用が必要で、真空シールが問題となる。この場合、外圧 $1\text{ kg/cm}^2\text{G}$ を受けるが、これに耐える構造でなければならない。FRPなどによる補強も必要となる。

真空容器の一部はトロイダルコイルとボロイダルコイルで共用されるが、その接合部は両コイルに動きの差がある場合、破壊する恐れがあるからフキシブル構造にすべきであろう。

各FRP容器および真空容器には、異常時に対し、放圧装置が必要であるが、放圧を効果的に行うには放圧管の適切な配置を考えなければならない。

また、真空容器の分離組立ては、溶断、再溶接で出来るが、FRP容器はボルトその他で締結したうえで接着しているから、接着部の分解、再組立て法を開発しなければならない。これが困難なら、容器は作り直しとなる。

一方、クライオスタットにとって大きな問題の一つに、熱変形がある。常温から4 Kまで冷却すると、半径2 mの中心コイルでは、銅、ステンレスはそれぞれ半径で6.5 mm, 6 mm縮む。FRPは、レジンの種類と量、補強繊維の種類と方向により、大きく変るが、モールドタイプのエポキシと違い、エポキシカラス積層板の場合は比較的収縮量は小さく、せんい方向でステンレスの $1/4$ 程度、せんいに垂直な方向ではステンレスより僅かに大きい程度である。したがって、FRP容器内ではコイルが容器内側円筒は圧縮されることになる。これを避けるために、電磁力、熱収縮量を検討し、常温時、低温時に不当な力が容器に働かないように適当な間隙を設計しなければならない。この場合、予冷時のコイル、容器間の温度差も考慮する必要がある。

特に上記については、大径コイルの場合に問題で、半径1.2 mの垂直磁場コイルでは、常温から4 Kまでのコイル収縮量は半径で34 mmに達するから、FRP容器とコイルの干渉について慎重な設計を要する。

一方、ふく射シールドはシェブロンシールドとしたが、循環電流が流れないように配管、パネルの絶縁を考えなければならないし、発生渦電流に作用する電磁力も考慮しなければならない。

9.4 冷却系

強制送液の場合送液損失が非常に大きくなることを述べたが、冷却回路の圧力損失の低減をはかるか、あるいは全面自然冷却とするかなどコイル構造を含めて検討しなければならない。

送液にはポンプなど圧送装置が必要であるが大型装置の試作開発により、高効率、低熱損失の循環装置の実用化を計る必要がある。

冷却系は複雑になるから、計算機制御の実用化も進めなければならない。本設計のタンクによる圧送方式では、計算機制御が是非とも必要である。

大気中への系全体のヘリウム損失も問題である。十万リッターの液量に対し、1日1%のヘリウム損耗があるとすれば、1日千リッターが毎日失なわれ、100日でヘリウムがなくなってしまふ。資源が少ないからこのような損耗は容認出来ない。従来設備以上のリーク対策、ヘリウム回収率の向上が要求される。

6章で述べたように、ヘリウム冷凍液化機、ふく射シールド、精製装置などに用いる液体窒素使用量はポロイダルコイルだけでも10万ℓ/日で、トロイダルコイル分を合わせればその2倍以上の液体窒素が毎日必要である。このような量になるともはやタンクローリーによる運搬は不可能で、オンサイトプラントとして空気分離装置を設置し、専門運転業者による液体窒素の自家製造を行うことになる。液体窒素を使用せず、全冷却負荷をヘリウムの寒冷で吸収出来るが、消費電力の点で液体窒素使用に太刀打ち出来るとは思われない。

このオンサイトプラントにヘリウムの分離装置を取付け、実験炉全体からリークしたヘリウムガスを部屋の上層部で捕集、再液化して回収することも真剣に取り上げざるを得なくなると考える。現在のヘリウム資源は、地下から噴出する天然ガス中から採取されるが、その含有量が0.3%以上で資源とみなされている。これに比較すれば、1日当り全液量の1%のリーク量におさえたとしても、ポロイダルコイルの分だけで約700m³である。このリーク分が60m×60m×60mの部屋に拡散し、室外への洩れがないとすれば1日における室内のヘリウム含有量は0.32%となる。半分以上が室外に失われても2日で資源となるから、多少の電力料を振り向けても回収すべきであろう。この場合当然建家の特に上部構造はリークしない構造とすべきである。

同様に、従来の超電導装置ならば液体窒素は用済み後大気放出であったが、これらを回収し、空気分離装置で再液化すれば、窒素含有率の多い空気であるから分離装置自体の簡素化と電力節減に寄与するものと考えられる。

ヘリウム圧縮機の冷却水も当然クーリングタワーによる循環形式となろうが、液体窒素の蒸発寒冷をこの冷却の一部に当てることも考えられる。

以上のように、実用動力炉の段階ではもちろん、実験炉でも、ヘリウム、窒素のリサイクルを考えるべきであろう。

9.5 開発スケジュール

以上で述べた核融合実験炉用超電導ポロイダルコイルの研究開発課題を、超電導コイル、クライオスタット、冷却システムの3つに分けて整理しその一覧表をTable 9.1に示した。

現在の技術から実験炉用超電導ポロイダルコイルの開発に至るまでには、基礎的な課題の研究開発に加えて、規模の面からのR & Dが必要である。以下にそれらのR & D計画を述べそのタイムスケジュールをTable 9.2に示す。尚、超電導ポロイダルマグネットと密接に関連している装置としてその励磁電源があるが、ここではポロイダルマグネット開発の立場から励磁電源に対してのぞまれる開発スケジュールを同表に付記しておく。

(1) 要素技術の研究開発

要素技術の面からみれば、超電導トロイダルマグネットとポロイダルマグネットでは共通する問題が非常に多い。特にポロイダルマグネットで問題になるものには、

- (a) 電気絶縁
- (b) 電流リード
- (c) 動的な発熱と冷却
- (d) 材料の疲労

- (e) コイル巻線技術
- (f) 線材の安定性と損失

等が考えられる。

特に電気絶縁と電流リードの問題は、トロイダルコイルに比較して1桁以上の厳しい設計値を採用することになるための精密なデータを蓄積しておく必要がある。

(2) 円筒形パルスコイルの開発

ポロイダルコイルは炉の中心部に位置している円筒形をしたコイル（主として変流器コイルから成っている）と炉の周辺に配置されているリング状のコイル（主として垂直磁場コイル）から構成されている。本設計で明らかなように、これらのコイルはコイルの構造、冷却方式等種々の点で異っているため、夫々についてR&Dを行うことが、研究効率の点で好ましいと考えられる。

円筒形コイルは、コイルの直径は小さいが高磁場を発生することが特徴である。最終の製作にはいるためには次のR&Dを順次行っていく必要がある。

- (a) 線材の開発
- (b) 直径0.5m、磁場8Tのパルスコイルの開発
 - 線材をコイルの特性の点から評価する
 - 損失の評価
 - コイル保護

励磁入出力装置との組み合わせ運転技術

(c) 直径1.5m、8Tのパルスコイルの開発

(b)項と同様の研究内容に加えて、このコイルでの主な目的は実験炉ポロイダルコイル設計のための全てのデータをとることにある。したがって励磁入出力装置も実験炉を模擬して行う必要がある。実験炉で行う程度の長時間連続運転を行い耐久性の試験も行わなければならない。

この円筒コイルは変流器コイルと垂直磁場コイルの両方を含んでおりそれらには異った波長の電流が流れるため、このコイルではそれらを正確に模擬した試験を行う必要がある。

(d) 実物銅コイル模擬試験

実験炉用超電導ポロイダルコイルの製作設計を行った後、その設計に基づいて超電導線材を除いては完全に同一の仕様でコイルを製作し、組立上の問題点を抽出しなければならない。

また実際に冷却し、真空の問題、銅模擬コイルに電流を流し発熱があったときの冷却上の種々の問題を実証しておかなければならない。

(3) リング形パルスコイルの開発

トロイダルコイルの上下に置かれているポロイダルコイルは中心部円筒形コイルと違って一つ一つが独立した構成でしかも大直径のリング状をしている。このコイルの冷却方法は円筒形コイルとは異っているため、円筒形コイルとは別のR&Dが必要である。

- (a) 直径5mのパルスコイルの開発
- (b) 直径10mのパルスコイルの開発
- (c) 直径20mのパルスコイルの開発

これらのコイルを順次開発し、円筒形と同様の試験を通して問題点を解決していくことが必要である。このコイルは組立上の問題が特に重要になると考えられる。

(4) FRP デュワーの開発

円筒形コイルを収納する液体ヘリウム容器は、FRP にならざるを得ない。次のR&Dを通してFRP デュワーを開発すると同時に、組立、接合の技術を蓄積しておかなければならない。

直径 0.5 m の円筒形コイルはその開発の重点が超電導線材のコイルとしての特性にあるためデュワーは金属性でも差支えないが、1.5 m 直径のコイルは実物のポロイダルコイルのベンチテストが重点になるため、FRP デュワーを使用する必要がある。したがってタイムスケジュール的にはそれまでに開発しておかなければならない。

(a) 1.5 m 直径デュワー

(b) 4 m 直径デュワー

(5) 冷凍システムの開発

本概念設計で提案したヘリウム液化冷凍機の冷凍能力は、液化能力に換算して2台で3500 ℓ/h 程度である。現在すでに液化能力2400 ℓ/h のヘリウム液化機が開発されており、冷凍能力の点では開発済みと考えることができる。

しかし本設計で採用した3タンク送液システムは液面のコントロール、送液圧力のコントロール等システム的に見た場合には精密な自動制御を行う必要がある。円筒形 1.5 m 直径のパルコイルを使用して冷却システムの実証をしておく必要があろう。

結 言

本設計に当り最も悩まされたのは冷却方式と超電導々体構造の決定にあった。これらは欧米においても論議的となっており、決定的妙案は出されていない。当初、浸漬方式と中空導体による強制冷却を並行して検討したが、超電導安定化と電磁力支持に対して自信が持てず、結局、本設計の案のような冷却方式となった。また導体構造も、伸縮可能な超電導線と穴あきのステンレス補強管を組合わせ、電磁力のほとんどを補強管にもたせようとしたり、幾分アイデア先行のそしりを受けそうであるが、実験炉の電氣的制約は実用動力炉よりも厳しくなっており、かなりの思い切った冷却方式、コイル構造を考えないと実現が難しいのではないかという感想である。本設計の導体構造は種々問題もあるが、かなり有望で、ユニークなものとする。

FRP 容器については、あまりにも問題が山積しており、その必要性は必須であるにもかかわらず、現時点においてその実現可能性を論ずる段階に至っていない。今後の強力な研究開発が望まれる。

本設計においては、分解組立でも含めた広範囲の詳細設計を実施出来なかったが、コイルおよび導体構造とその冷却方式に一步の前進をみる事が出来た。

(4) FRP デュワーの開発

円筒形コイルを収納する液体ヘリウム容器は、FRP にならざるを得ない。次のR&Dを通してFRP デュワーを開発すると同時に、組立、接合の技術を蓄積しておかなければならない。

直径 0.5 m の円筒形コイルはその開発の重点が超電導線材のコイルとしての特性にあるためデュワーは金属性でも差支えないが、1.5 m 直径のコイルは実物のポロイダルコイルのベンチテストが重点になるため、FRP デュワーを使用する必要がある。したがってタイムスケジュール的にはそれまでに開発しておかなければならない。

(a) 1.5 m 直径デュワー

(b) 4 m 直径デュワー

(5) 冷凍システムの開発

本概念設計で提案したヘリウム液化冷凍機の冷凍能力は、液化能力に換算して2台で3500 ℓ/h 程度である。現在すでに液化能力2400 ℓ/h のヘリウム液化機が開発されており、冷凍能力の点では開発済みと考えることができる。

しかし本設計で採用した3タンク送液システムは液面のコントロール、送液圧力のコントロール等システム的に見た場合には精密な自動制御を行う必要がある。円筒形 1.5 m 直径のパルコイルを使用して冷却システムの実証をしておく必要があろう。

結 言

本設計に当り最も悩まされたのは冷却方式と超電導々体構造の決定にあった。これらは欧米においても論議的となっており、決定的妙案は出されていない。当初、浸漬方式と中空導体による強制冷却を並行して検討したが、超電導安定化と電磁力支持に対して自信が持てず、結局、本設計の案のような冷却方式となった。また導体構造も、伸縮可能な超電導線と穴あきのステンレス補強管を組合わせ、電磁力のほとんどを補強管にもたせようとしたり、幾分アイデア先行のそしりを受けそうであるが、実験炉の電氣的制約は実用動力炉よりも厳しくなっており、かなりの思い切った冷却方式、コイル構造を考えないと実現が難しいのではないかという感想である。本設計の導体構造は種々問題もあるが、かなり有望で、ユニークなものとする。

FRP 容器については、あまりにも問題が山積しており、その必要性は必須であるにもかかわらず、現時点においてその実現可能性を論ずる段階に至っていない。今後の強力な研究開発が望まれる。

本設計においては、分解組立でも含めた広範囲の詳細設計を実施出来なかったが、コイルおよび導体構造とその冷却方式に一步の前進をみる事が出来た。

Table 9.1 核融合実験炉用超電導ポロイダルコイルの研究開発課題

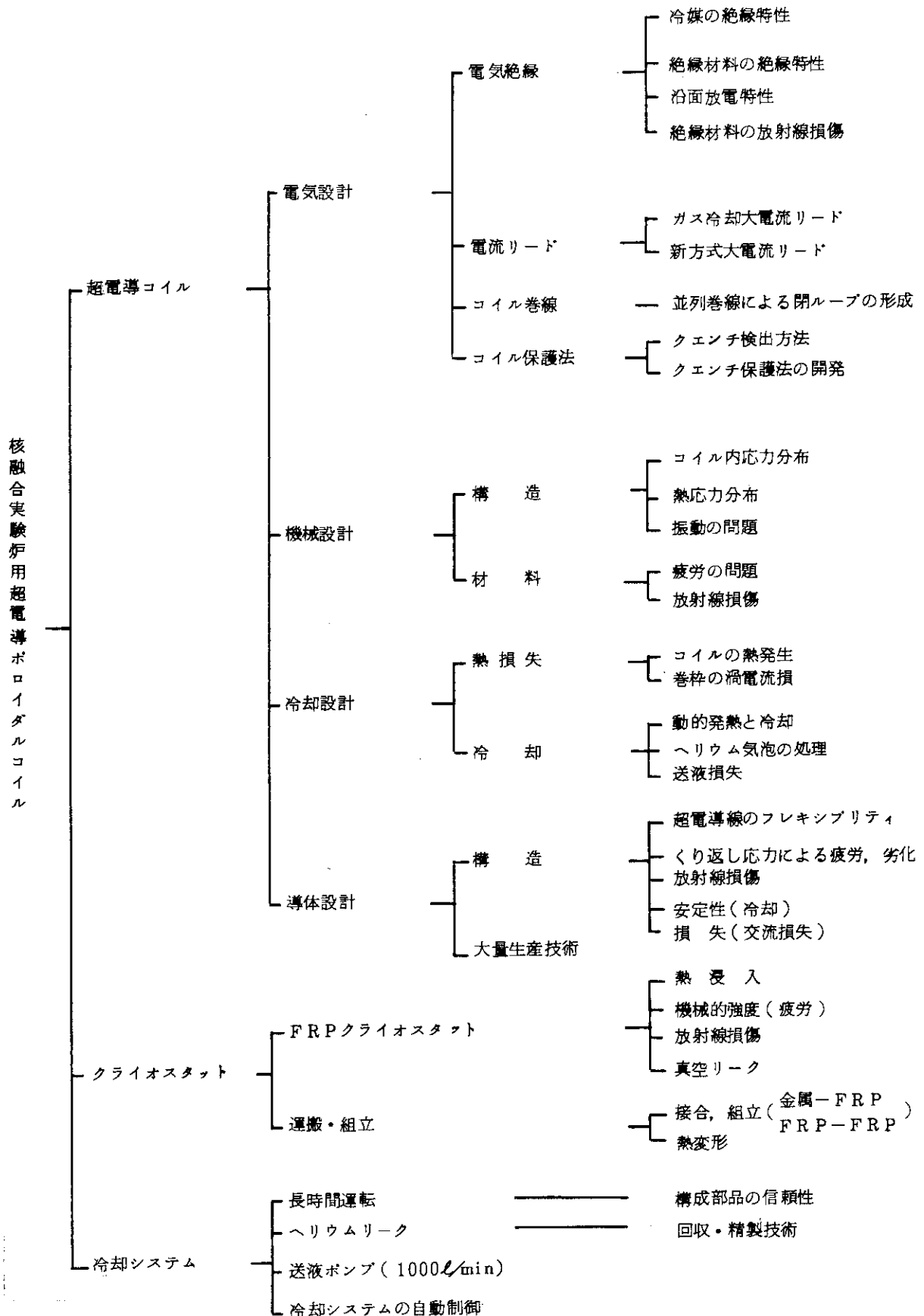
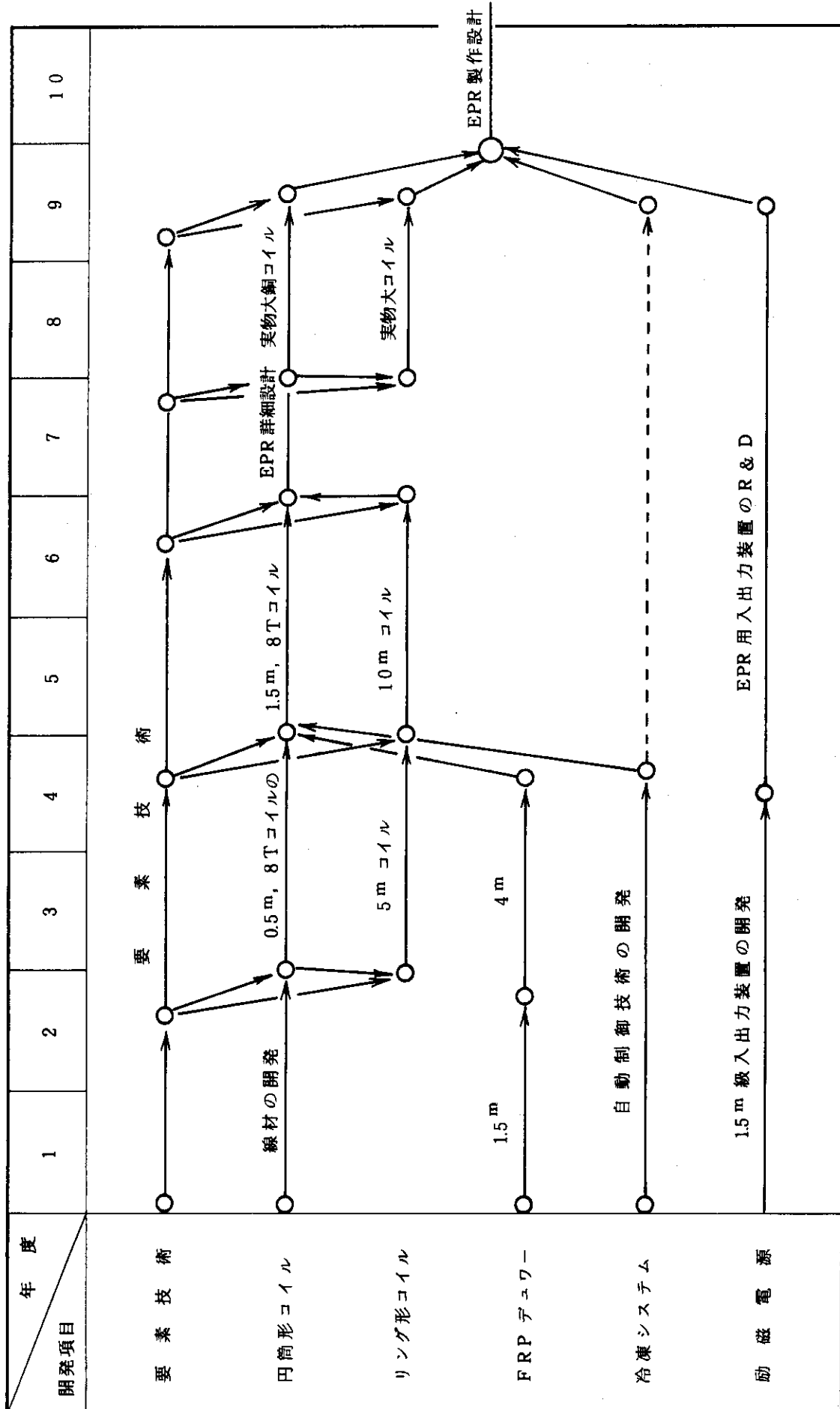


Table 9.2 核融合実験炉超電導ボロイダルマグネットのR&Dスケジュール



設計研究担当者

(1) 主たる設計研究者

東京芝浦電気(株) 三根 進, 市川隼男, 稲井信彦,
三浦秋彦, 大崎 治, 大和春海

(2) 原研側担当者

炉設計研究室 迫 淳