

JAERI-M
6802

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

1977年1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.

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

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

(1976年11月4日受理)

核融合動力炉用超電導ポロイダルマグネットの技術的問題点を明らかにするために設計研究を行った。

設計内容はポロイダルコイルの電気設計，電磁応力解析，超電導線材の設計，超電導コイルの交流運転に伴う発熱計算，断熱低温容器（クライオスタット）の設計と断熱計算，超電導コイルの冷却システムの設計等である。

本設計研究の結果，超電導コイルの電磁力支持方法，クライオスタットでの渦電流損失の低減方法，超電導コイルの冷媒である液体ヘリウムの循環方法などに今後研究開発すべき問題点のあることから明らかになった。

Design Study of Superconducting Poloidal Magnets
for Tokamak Fusion Power Reactor

Fusion Reactor System Laboratory,
Division of Thermonuclear Fusion Research, Tokai, Japan

(Received November 4, 1976)

Design study of the superconducting poloidal magnets for a tokamak fusion power reactor has been carried out. The purpose is to clarify engineering problems in development of the superconducting poloidal magnets.

Performed here were electrical design, stress analysis of electromagnetic forces, design of superconducting wires, calculation of heat generated in superconducting coils by pulsive current, design of the cryostat and its heat-leak calculation and design of refrigeration system.

As the result, the need for further study was indicated in the following areas: supports of coils against electromagnetic forces, structure of low-eddy-current cryostat and circulation of liquid helium in superconducting coils.

目 次

序	1
I 章 装置の概要	2
1-1 ポロイダルマグネットの構成	2
1-2 ポロイダルマグネットの基本仕様	2
1-3 呼 称	7
1-4 設計概要	17
II 章 ポロイダルコイルの設計	17
2-1 ポロイダルコイル仕様明細	21
2-2 電気設計	45
2-3 機械設計	55
2-4 巻線法と電気結線	58
2-5 超電導コイルとしての問題点	77
2-6 コイル設計のまとめ	80
II 章 文 献	81
III 章 クライオスタットの設計	81
3-1 クライオスタット仕様明細	82
3-2 クライオスタットの構成	85
3-3 クライオスタットの断熱設計(静的熱負荷)	102
3-4 クライオスタットでの内部発熱(動的熱負荷)	105
3-5 真空排気装置	109
3-6 クライオスタット設計のまとめ	111
IV 章 冷却システムの設計	111
4-1 冷却システム仕様明細	111
4-2 冷却系の熱負荷	118
4-3 冷却システムの設計	125
4-4 冷凍液化機系の設計	125
4-5 初期冷却	130
4-6 冷却システム設計のまとめ	131
IV 章 文 献	132
V 章 ま と め	132
5-1 本ポロイダルマグネット設計の特徴	132
5-2 本ポロイダルマグネット設計上の問題点と今後の研究開発課題	133

序

本報告書は熱出力2000MW、トカマク型核融合炉の超電導ポロイダル系マグネットに関する概念設計報告書である。

実用炉段階では強磁場の発生と規模の大きさの点でトロイダルマグネットの超電導化は必然的とみられ、各所において概念設計が試みられている。一方、ポロイダル系マグネットについては、これまでに発表された設計例は極めて少ない。その理由としては、交流的、パルスのな作動条件であること、大電流でマグネットのエネルギーが高くなること、各所に大きな渦電流損が発生し、これを抑えるための特殊な構造が要求される等トロイダルマグネットにはみられない、超電導化に伴う新たな問題が発生するためと考えられる。すなわち従来技術の延長上にあって比較的实现の可能性が高く、しかも将来その超電導化が必然的とみられるトロイダルマグネットの超電導化を先ず検討しようという事情があるためとみられる。

以上のような状況のもとに実用規模の超電導ポロイダル系マグネットの概念設計を行うことによってその問題点を抽出し、今後の開発課題を明確にすることが本設計報告書に課せられた役割と考える。

本報告書の構成は、第I章にポロダルマグネットの役割と基本仕様ならびに設計概要を、第II章から第IV章に各部分についての設計内容を収録し、各章の冒頭にその仕様明細を掲示し、章の終りにまとめとして問題点を明らかにする構成とした。最後の第V章は本設計の総括として本設計の特徴、問題点、実用化のための研究課題等を示した。

I 章 装置の概要

1-1 ポロイダルマグネットの構成

ポロイダルマグネットとは、プラズマ電流に対し、垂直な面方向の磁力線を作るマグネットの総称である。本設計でのポロイダルマグネットは、空心変流器コイルと、垂直磁場コイルより構成されている。

このうち空心変流器コイルは、コイル電流を時間的に変化させることにより、磁気誘導でプラズマに電流を流す役割をもっている。プラズマに電流を流すことは、プラズマをジュール加熱することと、その電流による磁場とトロイダルマグネットによる磁場との合成により、プラズマを包囲する磁気面を作り、プラズマをとじこめることの二つの意味がある。

垂直磁場コイルは、プラズマに電流が流れた時プラズマ環が自分自身のフープ力でひろがろうとするのを抑制する役割をもつ。

1-2 ポロイダルマグネットの基本仕様・設計条件

本設計の基本仕様及び、設計条件を明らかにする。

1.2.1 基本仕様

本設計の基本仕様は、IAEA-CN-33/GI-5に記されている。同資料の図表を表1.2.1及び図1.2.1として掲載した。

表1.2.1には、各コイルの起磁力と蓄積エネルギーが、図1.2.1には、コイル配置が示されている。

1.2.2 設計条件

本設計は下記の設計条件のもとに行う。

- (i) 空心変流器は、6,000 秒毎に、最高電流値から10秒間で電流ゼロとなるような周期的パルス運転が繰り返されるものとする。
- (ii) ポロイダル系コイルはトロイダル系とは別に独立の真空断熱容器を有する。
- (iii) ポロイダル系コイルに働く各種作用力は、自身で与えるものとし、トロイダルコイルにその支持を求めることはしない。

1-3 呼 称

以下の説明の都合上、次の呼称を使うことにする。

1.3.1 小コイル

ポロイダルマグネットは、多数個の矩形断面、円形コイルで構成されている。これらの矩形断面円形コイルを小コイルと呼ぶ。図1.3.1に各小コイルの中心位置を⊙⊗で示した。さらに各小コイルを番号づけして、それを同図に記した。Tのつくものは、空心変流器コイル(Transformer)の小コイル、Vのつくものは垂直磁場コイル(Vertical field coil)の小コイルである。コイル中心の記号⊙、⊗は、電流の向きである。

1.3.2 運転シーケンス

ポロイダルマグネットは交流で運転するものであるが、その電流波形を図 1.3.2 に示した。
同時にプラズマ電流の波形を示した。

各一周を 4 つの時間帯にわけ、図 1.3.2 に示したように次の呼称を採用する。

phase I : $0 < t < 10$

(プラズマ電流を励起する時間帯)

phase II : $10 < t < 6,000$

(核融合反応がおこっている時間帯)

phase III : $6,000 < t < 6,020$

(プラズマ電流を消滅させる時間帯)

phase IV : $6,020 < t < 6,110$

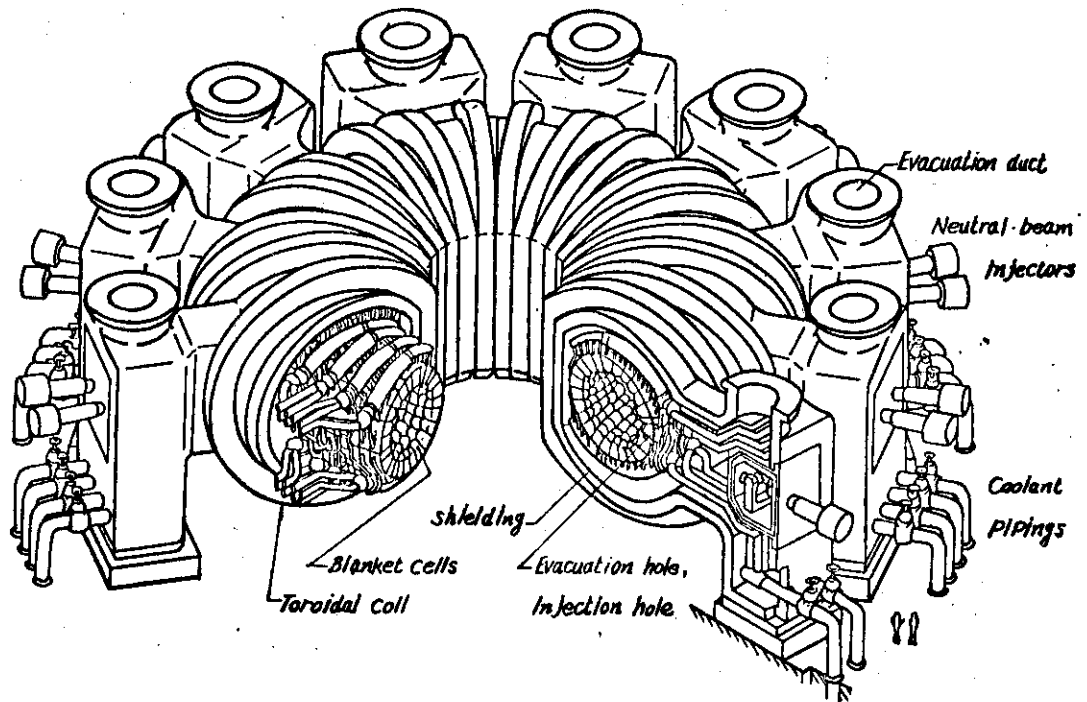
(次の運転の準備をする時間帯)

phase II における各小コイル及びプラズマの電流の向きを図 1.3.1 に示した。

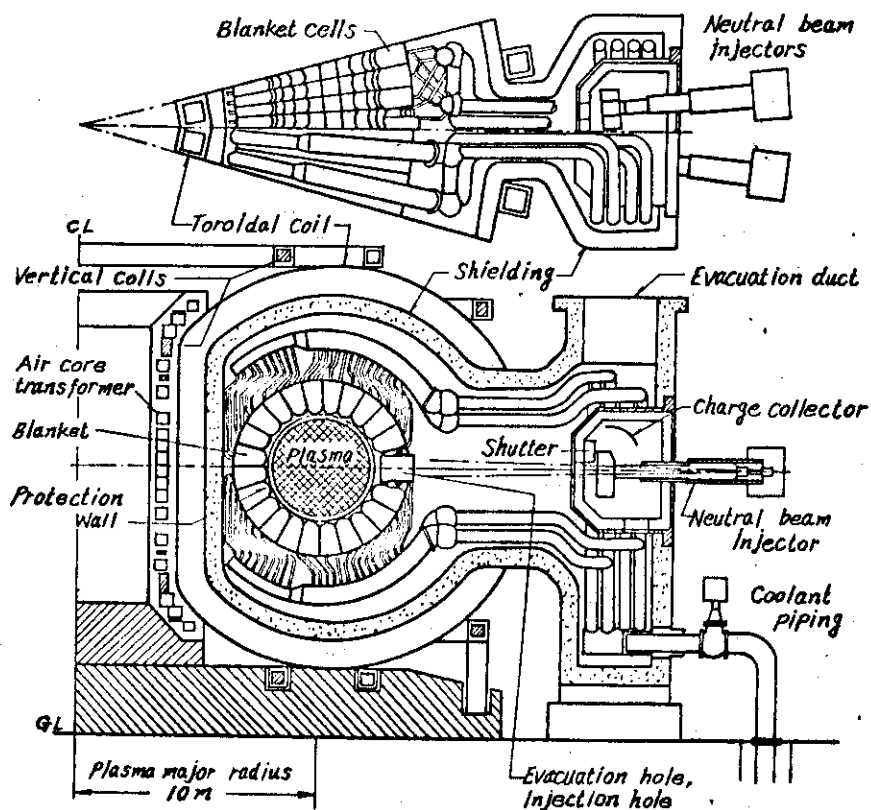
表1.2.1 ポロイダルマグネット基本仕様

Design Parameters	
<u>Power</u>	
Reactor thermal output	2000MW
Electrical output	800MW
<u>Dimensions</u>	
Major radius	10m
Plasma radius	2m
First wall radius	23m
<u>Core Plasma</u>	
Average plasma temperature	15keV
Average plasma density	$1.0 \times 10^{14} \text{ cm}^{-3}$
Energy confinement time	1.8sec
Operation period	100min
Toroidal magnetic field	60kG
Safety factor	1.5
Poloidal β value	20
Plasma current	8MA
Effective Z	1.8
Bremsstrahlung loss	29.4MW
Excitation radiation loss	61.7MW
Recombination radiation loss	23.1MW
<u>Blanket Materials</u>	
Structural material	Mo alloy
Fertile material	Li ₂ O pebbles
Reflector material	Graphite balls
<u>Neutronics</u>	
Total first wall neutron flux	$3.3 \times 10^{14} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{sec}^{-1}$
Tritium breeding ratio	1.24
Neutron heating	$1.1 \text{ MeV} \cdot \text{n}^{-1}$
Gamma heating	$3.7 \text{ MeV} \cdot \text{n}^{-1}$
Total heating	$1.48 \text{ MeV} \cdot \text{n}^{-1}$
<u>Cooling System</u>	
Reactor coolant	He

Reactor inlet/cutlet temperature	400/700°C
Secondary system	Steam cycle
<u>Toroidal Field Magnet</u>	
Number of coils	24
Coil major radius	10.5m
Coil inner/outer radius	7/8.2m
Maximum magnetic field(mid plane)	115kG
Magnetomotive force	300MAT
Stored energy	160GJ
Coil shape/arrangement	D-shape/V-type
Superconductor (stabilized)	Nb ₃ Sn-NbTi hybrid
Average current density/overall	10/1.25kA·cm ⁻²
Electromagnetic force/coil	
Expansion force	182x10 ⁶ kg
Centering force	72x10 ⁶ kg
Force due to irregular arrangement	22x10 ⁶ kg
Rotating moment	76x10 ⁶ kg·m
<u>Air Core Transformer</u>	
Stored energy	7GJ
Magnetomotive force	70MAT
<u>Vertical Field Coil</u>	
Stored energy	0.6GJ
Magnetomotive force	17MAT
<u>Neutral Beam Injector</u>	
Number of injectors	24 units
Heating power	30MW
Ion source output	120keV, 33A, D ⁺
Neutralization efficiency	45%
Overall power efficiency	65%



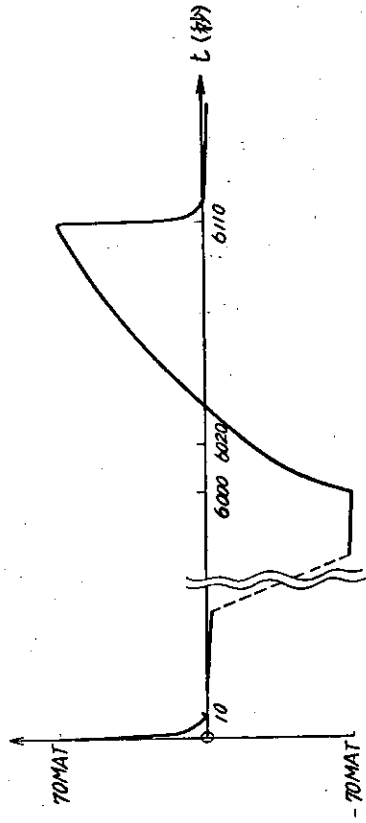
Overall view of the reactor



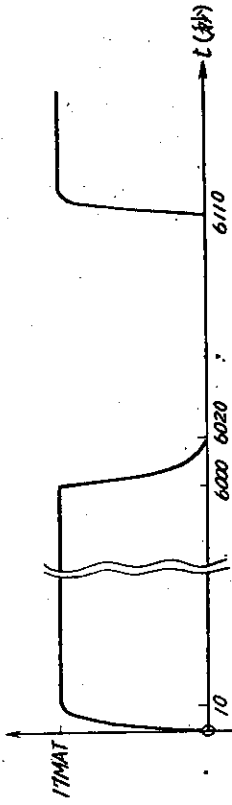
Cross section of the reactor module

図 1.2.1 ポロイダルマグネット配置図

変流器コイル電流



垂直磁場コイル電流



Phase I I II III IV

プラズマ電流

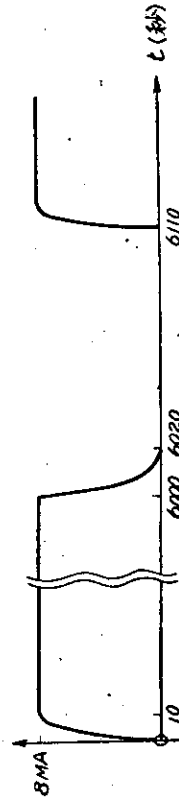


図 1.3.2 ポロイダルマグネット電流波形

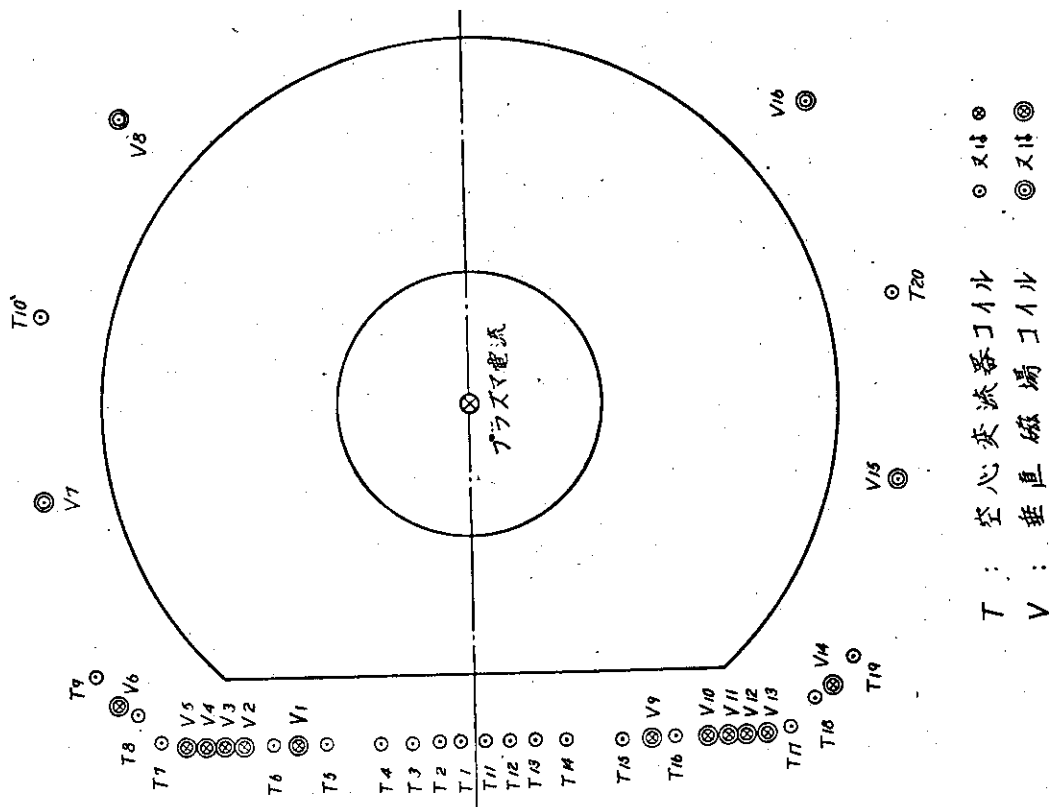


図 1.3.1 各小コイル名称

1-4 設 計 概 要

ここで本設計研究による設計結果の概要を簡単にまとめておく。

1.4.1 ポロイダルコイル設計概要

ポロイダルコイルの全体構成断面図を図 1.4.1 に、平面図を図 1.4.2 に示した。同図が示すように各小コイルはそれぞれ液体ヘリウム容器に入れられ、それらは真空断熱容器におさまられている。

図 1.4.3 に小コイルの詳細断面を示したが、コイルは薄いパンケーキをつみ重ねた構造になっており、各パンケーキ間は冷媒である液体ヘリウムの通路になっている。図 1.4.4 は小コイルの水平断面であり液体ヘリウムの流れが示されている。図 1.4.5 は前図の部分詳細図であり各パンケーキを隔てるスペーサー配置が示されている。

これらの設計概要諸数値を表 1.4.1 にまとめた。

1.4.2 クライオスタット設計概要

クライオスタットの全体構成は図 1.4.1 で明らかなように、中央部の多くの小コイルをおさめたクライオスタットと、周辺部の大径小コイルをおさめたクライオスタット 6 個とより成る。

超電導コイルの冷却はコイルパンケーキ間に液体ヘリウムを強制対流させることによって行なう。図 1.4.3 には液体ヘリウムを閉じこめるヘリウム容器及び液体ヘリウムの流路断面（パンケーキ間の空間）が示されている。

図 1.4.4 と図 1.4.5 は中央クライオスタットの水平断面とその部分詳細図である。各小コイルをつつむヘリウム容器は I 字型の支柱 12 本のまわりにつみ重ねられる。ヘリウム容器と常温部との断熱は、外側の真空断熱容器で真空断熱をし、内側のふく射シールド板及び真空断熱容器にはりつけられた多層断熱材によってふく射を断熱することによって、行なっている。

これらの設計概要諸数値を表 1.4.2 にまとめた。

1.4.3 冷却システム設計概要

前記のように超電導コイルの冷却はコイルパンケーキ間に液体ヘリウムを強制対流させることによって行なう。超電導コイル部での発熱は時間変動が著しいので、液化機の負荷変動を均一化するため、ヘリウム液化機と超電導コイル部は直結せずに、定常運転しているヘリウム液化機より生成される液体ヘリウムを一時タンクにたくわえ、このバッファータンクより圧送ポンプにてコイル部に冷媒を流すという方法をとる。この冷却システムのフローダイヤグラムを図 1.4.6 に示した。又表 1.4.3 に設計概要諸数値をまとめた。

表 1.4.1 ポロイダルコイル仕様

	空 心 変 流 器 コ イ ル	垂 直 磁 場 コ イ ル
小 コ イ ル 数 (個)	20	Atype* 4 Btype* 12
総 起 磁 力 (MAT)	70	17
総 タ ー ン 数 (ターン)	400	240
最 大 電 流 (kA)	175	70.8
自己インダクタンス (H)	0.363	1.09
最大蓄積エネルギー (GJ)	5.56	273
コイル位置最高磁束密度 (T)	7.2	5.76
重 量 (巻線部) (ton)	1,300	1,100
小コイル断面 (m×m)	1.0×0.4	Atype 1.0×0.485 Btype 1.0×0.16
巻 線 法	ダブルパンケーキ巻き	ダブルパンケーキ巻き
パンケーキ厚さ (mm)	15	15
冷却空間厚さ (mm)	5	5
単位線材断面 (mm×mm)	3×15	3×15
単位線材電流容量 (A)	1,600	1,600
超 電 導 材 料	NbTi 又は Nb ₃ Sn	NbTi 又は Nb ₃ Sn
電 流 密 度 (A/mm ²)		
小 コ イ ル 全 体	8.75	8.88
巻 線 部	11.67	11.83
線 材 部	32.4	32.8
発生熱 (1周期平均) (kW)		0.235

* Atype , Btype については図 1.4.3 を参照

表 1.4.2 クライオスタット仕様

構 成	中央クライオスタット 1 個と大径クライオスタット 6 個	
ヘリウム容器		
運 転 温 度 (K)	4.2 ~ 4.6	
" 圧 力 (atm)	1.0 ~ 1.75	
冷 媒 容 量 (m ³)	100	
" 流 速 (m/s)	0.5	
" 流 量 (l/s)	110	
重量 (全容器) (ton)	920	
" (全冷媒) (ton)	125	
材 料	ステンレス鋼	
ふく射シールド板		
運 転 温 度 (K)	80 ~ 85	
冷 媒	ヘリウムガス循環	
多 層 断 熱 材	60 層 (Al 蒸着マイラ + ガラス繊維スペーサ)	
材 料	銅板, 銅管	
真空断熱容器		
真 空 度 (torr)	$1 \times 10^{-5} \sim 1 \times 10^{-6}$	
多 層 断 熱 材	60 層	
材 料	ステンレス鋼	

表 1.4.3 冷却システム仕様

コイル部	
冷却負荷 (1 周期平均) (kW)	2.8
冷却方式	液体ヘリウム強制循環
冷媒温度 (K)	4.2~4.6
" 圧力 (atm)	1.0~1.75
" 容量 (m^3)	100
" 流速 (m/s)	0.5
" 流量 (m^3/s)	0.1
冷却流路断面積 (m^2)	0.2
" 長さ (m)	530
液化機本体	
型 式	クロードサイクル式
液化容量 (ℓ/h)	4000
冷凍容量 (kW)	8 at 4.5 K
" "	20 at 80 K
液体ヘリウムタンク	
容 量 (m^3)	7.0
液体ヘリウム圧送ポンプ	
流 量 (ℓ/min)	6000
吐出圧力 (kg/cm^2)	1.5

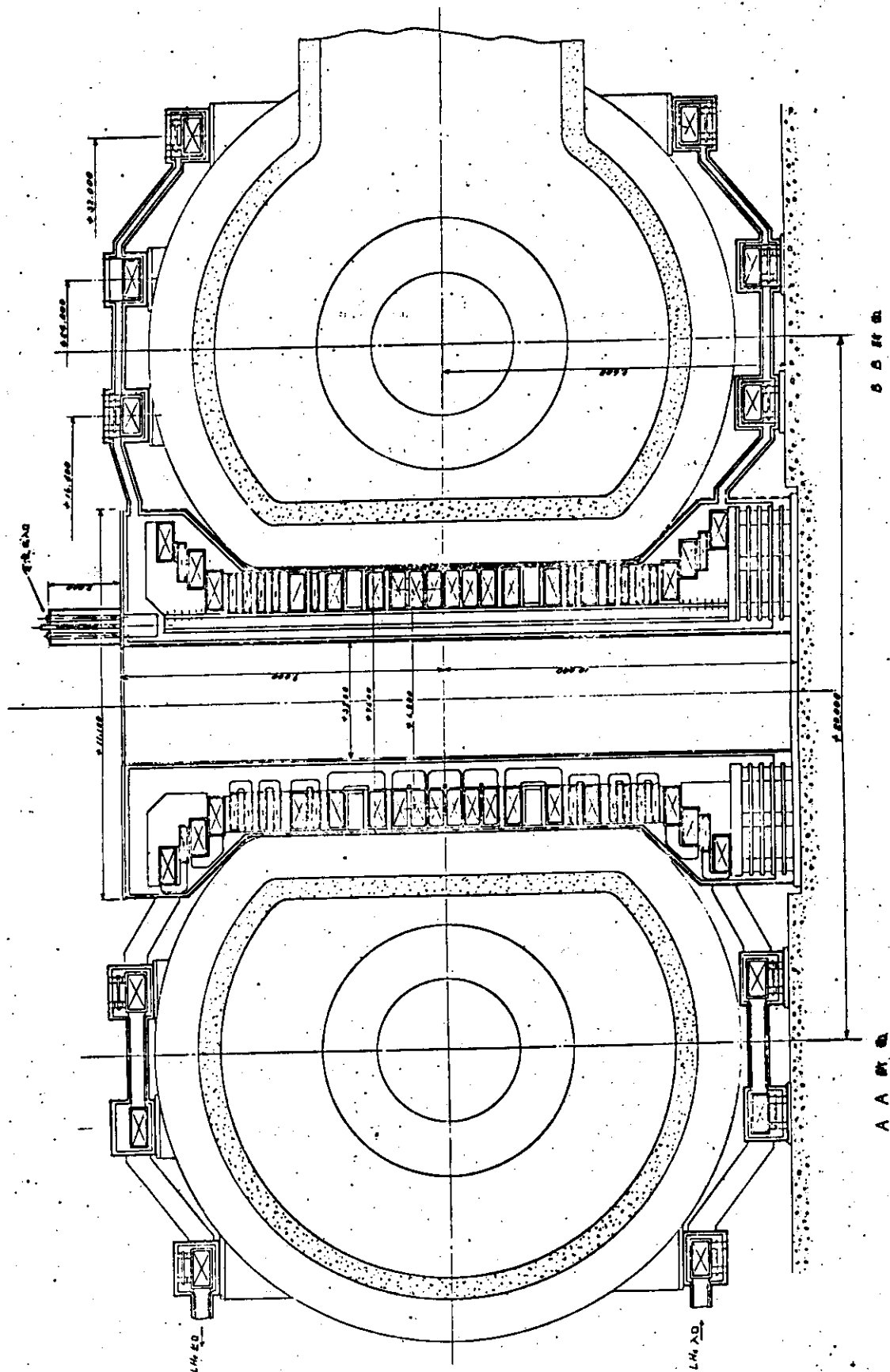


図1.4.1 超電導ポロイダルコイル組立断面図

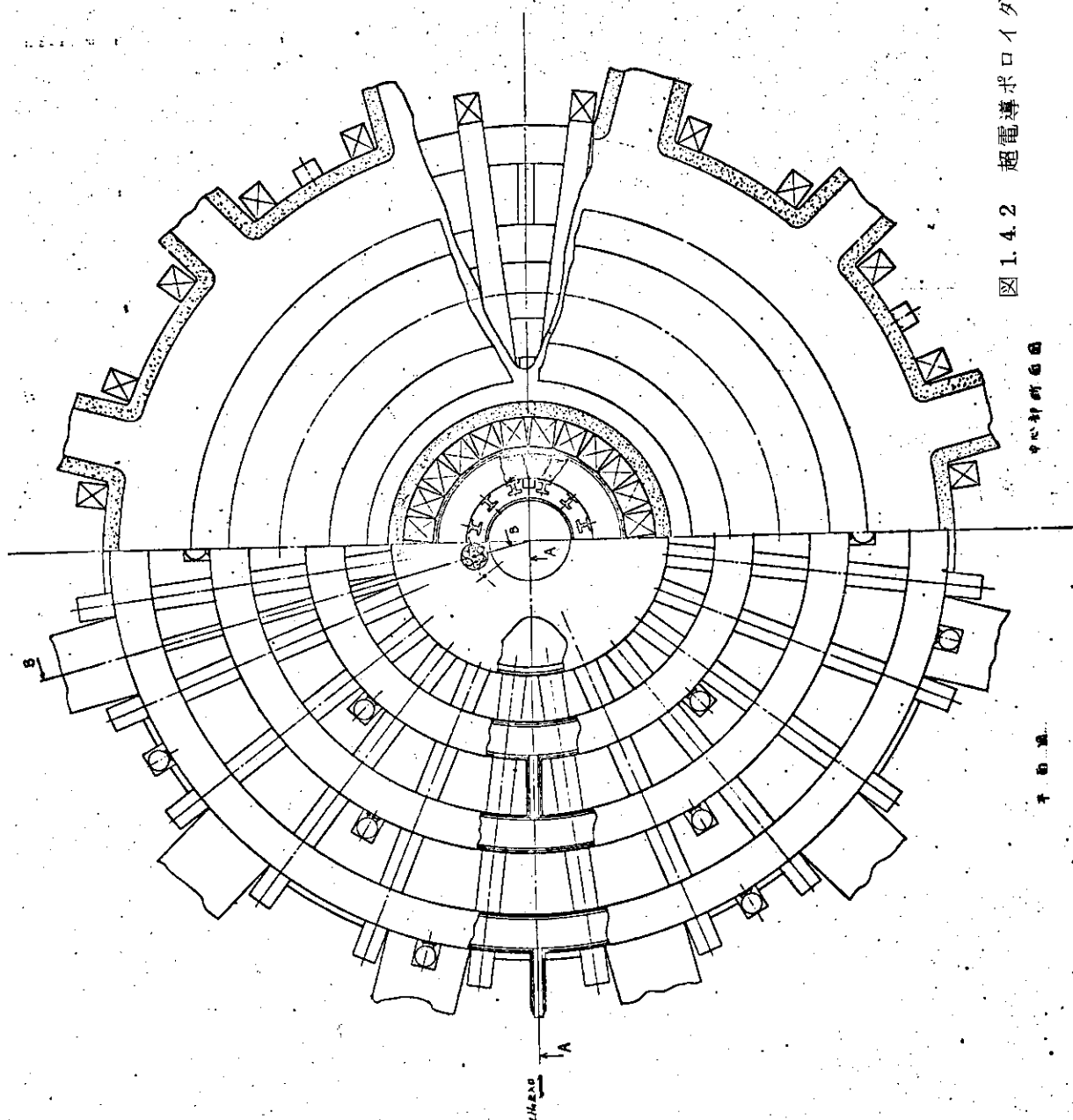
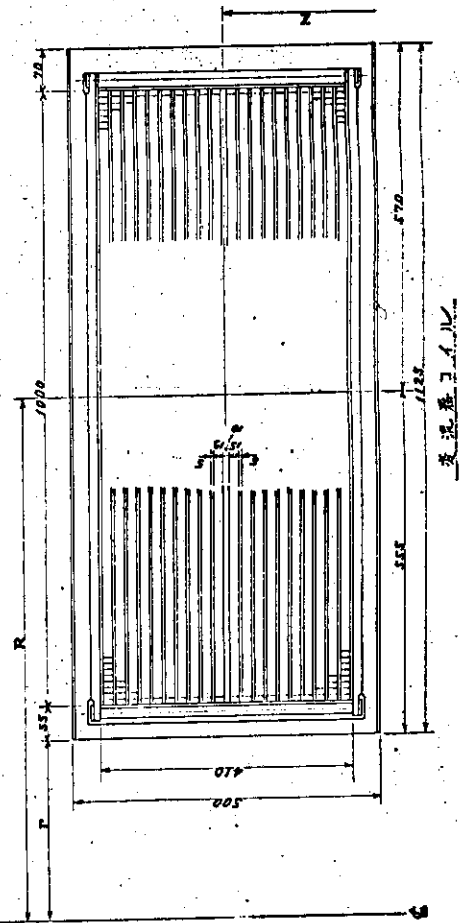
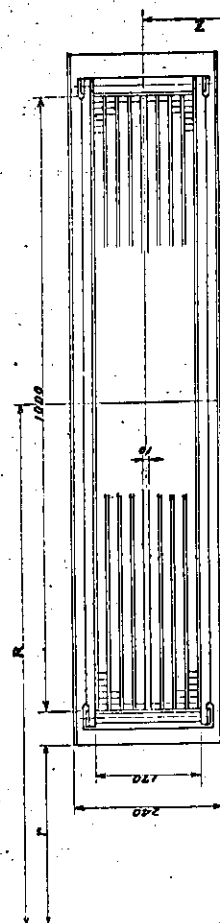
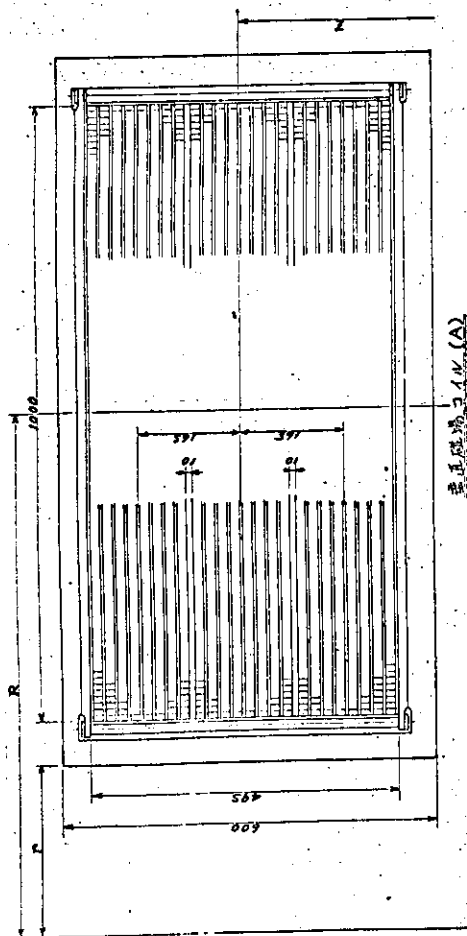


図 1.4.2 超電導ポロイダルコイル組立平面図

中心部断面図

平面図



超電導コイル

No.	R	Γ	Z	T_{90}
1	3.1	2.545	3.6	B
2	*	*	4.7	*
3	*	*	5.1	*
4	*	*	5.5	*
5	*	*	5.9	*
6	4.0	3.045	7.3	*
7	8.2	7.630	8.7	A
8	16.0	15.430	7.0	*
9	3.1	2.545	-3.6	B
10	*	*	-4.7	*
11	*	*	-5.1	*
12	*	*	-5.5	*
13	*	*	-5.9	*
14	4.0	3.045	-7.3	*
15	8.2	7.630	-8.7	A
16	16.0	15.430	-7.0	*

交流巻コイル

No.	R	Γ	Z
1	3.1	2.545	0.25
2	*	*	0.75
3	*	*	1.25
4	*	*	1.90
5	*	*	2.05
6	*	*	4.10
7	3.2	2.645	6.40
8	3.0	3.245	6.90
9	4.6	4.045	7.75
10	12.0	11.445	8.70
11	3.1	2.545	-0.25
12	*	*	-0.75
13	*	*	-1.25
14	*	*	-1.90
15	*	*	-2.05
16	*	*	-4.10
17	3.2	2.645	-6.40
18	3.0	3.245	-6.90
19	4.6	4.045	-7.75
20	12.0	11.445	-8.70

図 1.4.3 超電導ポロダイダル小コイル 断面図

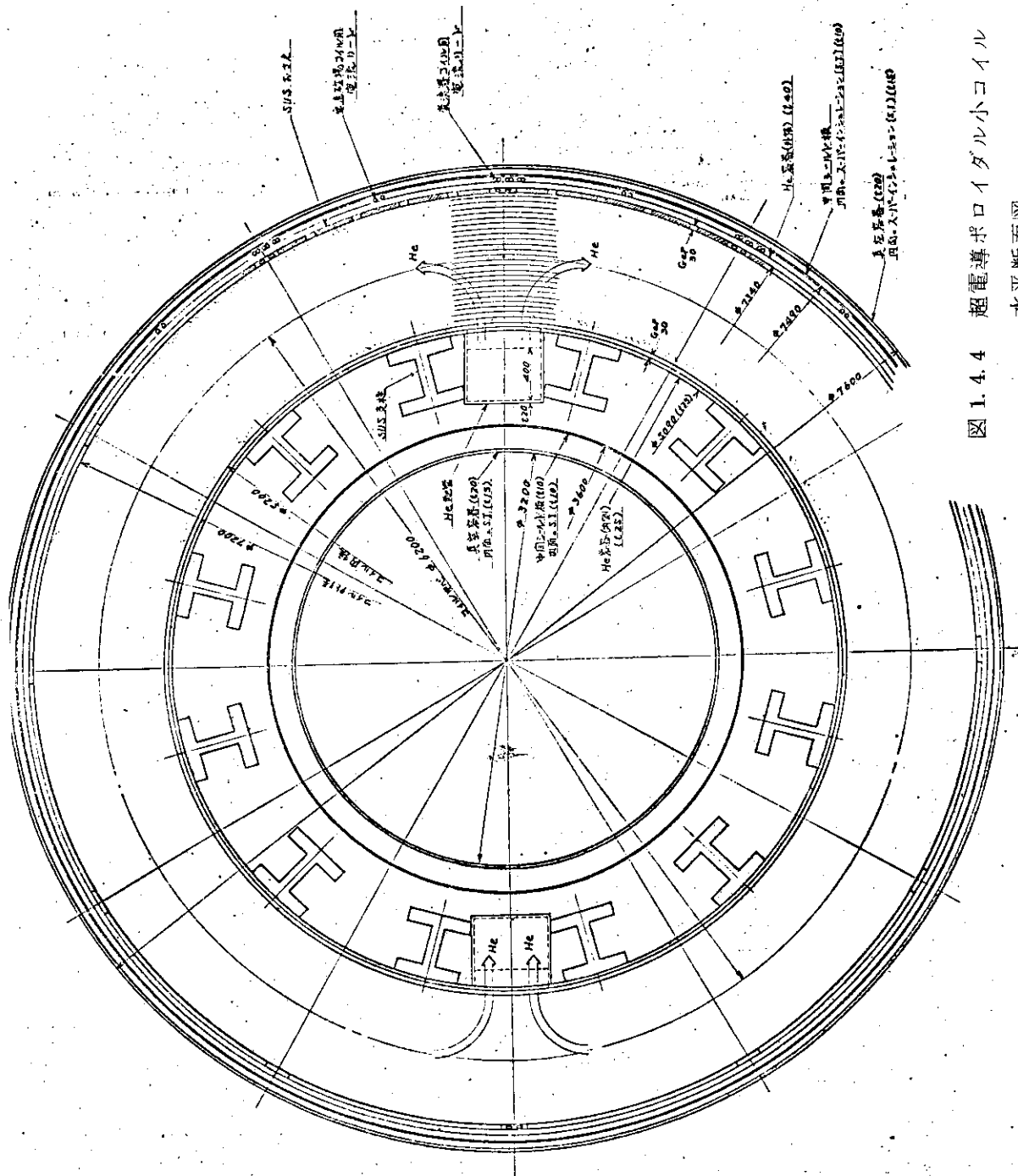


図 1.4.4 超電導ポロイダル小コイル
水平断面図

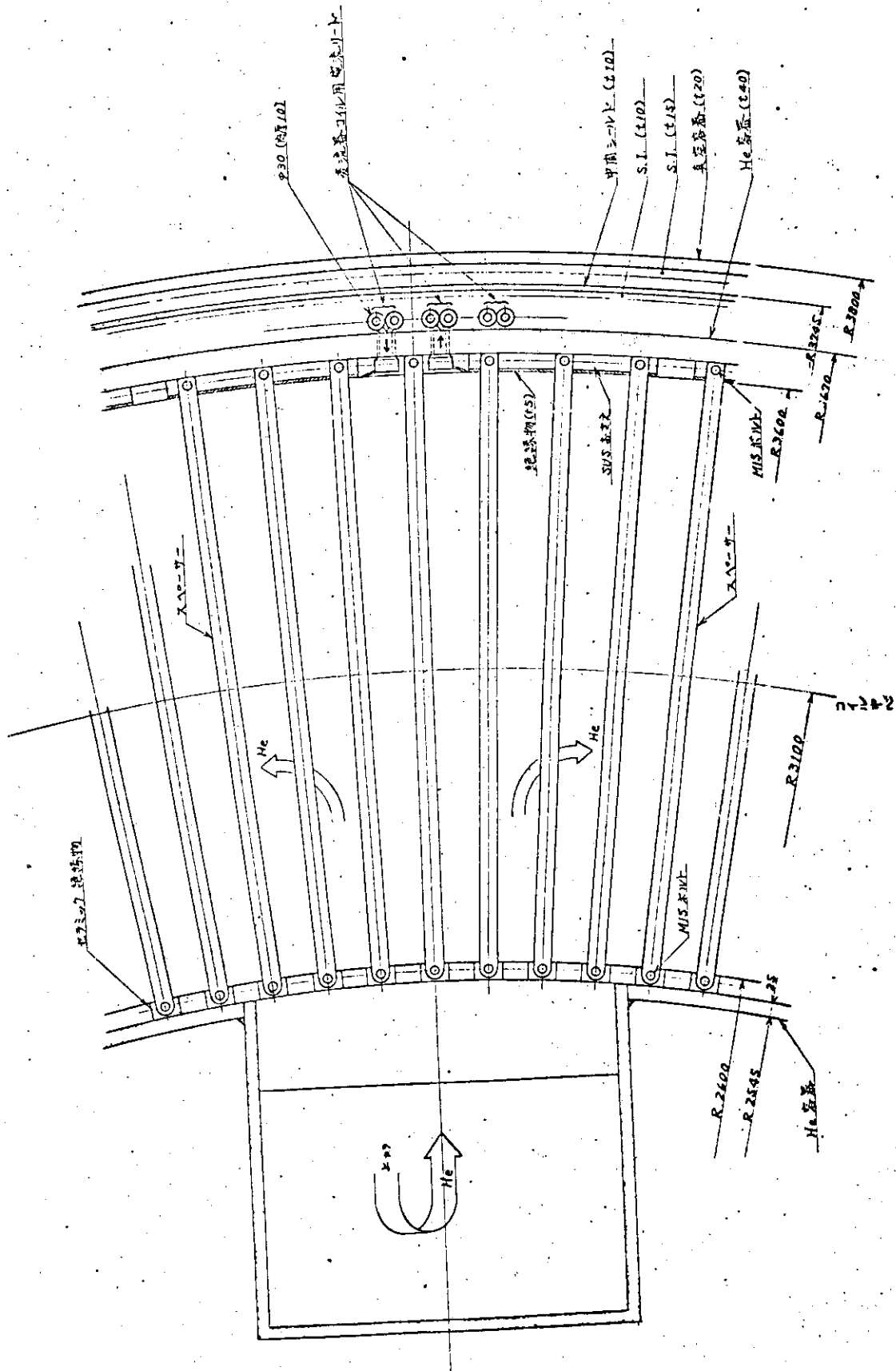


図 1.4.5 超電導ポロイダル小コイル水平部分断面図

Ⅱ 章 ポロイダルコイルの設計

2-1 ポロイダルコイル仕様明細

ここで本設計によるポロイダルコイルの仕様明細を記す。以下の各節において、この仕様明細の数値の根拠、計算過程、等をあきらかにすると共に、さらに詳しいコイル構造を説明する。

2.1.1 空心変流器コイル

表 2.1.1 に空心変流器コイルの仕様明細を記した。又、図 1.4.3 に同小コイルの縦断面図を、図 1.4.5 に水平断面図を示した。

2.1.2 垂直磁場コイル

表 2.1.2 に垂直磁場コイルの仕様明細を記した。又、図 1.4.3 に同小コイルの縦断面図を示した。

2.1.3 超電導線

表 2.1.3 と図 2.1.1 に上記コイルに使用する線材の仕様及び見取図を示した。

2.1.4 超電導線補強構造

表 2.1.4 と図 2.1.1 に、超電導線を補強するための補強構造の仕様及び見取図を記した。

表 2.1.1 空心変流器コイル仕様明細

空心変流器コイル全系		
小コイル数	(個)	20
起 磁 力	(MAT)	70
総ターン数	(T)	400
最大電流	(kA)	175
自己インダクタンス	(H)	0.363
最大蓄積エネルギー	(GJ)	5.56
中心磁束密度	(T)	6.12
コイル位置最高磁束密度	(T)	7.2
重量(コイル部)	(ton)	1,300
最大発生電圧	(kV)	40
空心変流器小コイル		
小コイル中心の座標		
θ	R(m)	Z(m)
T 1	3.1	0.25
T 2	"	0.75
T 3	"	1.25
T 4	"	1.90
T 5	"	3.05
T 6	"	4.10

N_c	R (m)	Z (m)
T 7	3.2	6.40
T 8	3.8	6.90
T 9	4.6	7.75
T 10	12.0	8.70
T 11	3.1	-0.25
T 12	"	-0.75
T 13	"	-1.25
T 14	"	-1.90
T 15	"	-3.05
T 16	"	-4.10
T 17	3.2	-6.40
T 18	3.8	-6.90
T 19	4.6	-7.75
T 20	12.0	-8.70
小コイル断面 (幅)	(m)	1.0
" (高さ)	(m)	0.4
小コイル起磁力	(MAT)	3.5
巻線法	ダブルパンケーキ巻き	
ダブルパンケーキ数	(個)	10
電気接続法	ダブルパンケーキ間は並列	
電氣的ターン数/小コイル	(T)	20
パンケーキ厚さ	(mm)	15
冷却空間厚さ	(mm)	5
電流密度 (含冷却空間)	(A/mm ²)	8.75
" (除 ")	(A/mm ²)	11.67

表 2.1.2 垂直磁場コイル仕様明細

垂直磁場コイル全系		
小コイル数 Atype [*]	(個)	4
Btype [*]	(個)	12
起磁力 (A or B)	(MAT)	17
総ターン数 (A or B)	(T)	240
最大電流	(kA)	7.08
自己インダクタンス	(H)	1.09
最大蓄積エネルギー	(GJ)	2.73

* Atype, Btype の区別については図 1.4.3 を参照のこと。

プラズマ位置磁束密度	(T)	-0.312
コイル位置最高磁束密度	(T)	5.76
重量(コイル部)	(ton)	1,100
最大発生電圧	(kV)	24
垂直磁場小コイル		
小コイル中心の座標		
ϕ	R(m)	Z(m) Type
V 1	3.1	3.6 B
V 2	"	4.7 "
V 3	"	5.1 "
V 4	"	5.5 "
V 5	"	5.9 "
V 6	4.0	7.3 "
V 7	8.2	8.7 A
V 8	16.0	7.0 A
V 9	3.1	-3.6 B
V 10	"	-4.7 "
V 11	"	-5.1 "
V 12	"	-5.5 "
V 13	"	-5.9 "
V 14	4.0	-7.3 "
V 15	8.2	-8.7 A
V 16	16.0	-7.0 A
A小コイル断面(幅)	(m)	1.0
" (高さ)	(m)	0.485
B小コイル断面(幅)	(m)	1.0
" (高さ)	(m)	0.16
Atype と Btype : 電氣的にはAtypeはBtypeを3個直列接続したもの		
A小コイル起磁力	(MAT)	4.26
B "	(MAT)	1.42
巻線法	ダブルパンケーキ巻き	
パンケーキ数(in A)	(個)	12
" (in B)	(個)	4
電気接続法	ダブルパンケーキ間は並列	
電氣的ターン数/A小コイル	(T)	60
" /B小コイル	(T)	20
パンケーキ厚さ	(mm)	15
冷却空間厚さ	(mm)	5

電流密度 (含冷却空間)	(A/mm ²)	8.88
" (除 ")	(A/mm ²)	11.83

表 2.1.3 超電導線仕様

形 状	矩形断面テープ状	
断 面	(mm ²)	15 × 3
総長 (変流器コイル)	(km)	1,300
(垂直磁場コイル)	(km)	1,100
最大外部磁場	(kG)	75
電流容量 (at 80 kG)	(A)	1,600
電 流 密 度	(A/mm ²)	35.6
超 電 導 材 料	NbTi 又は Nb ₃ Sn	
構 造	2-5 で詳述	

表 2.1.4 超電導線補強構造材仕様

形 状	矩形断面テープ状
断 面	(mm ²) 15 × 5.33
材 料	SUS304 及び Polyimide 絶縁皮膜
構 造	15 × 1 (mm ²) のステンステープの両側に電気絶縁皮膜 (33 μ) をはり、それを5枚重ねたもの。

図 2.1.1 参照

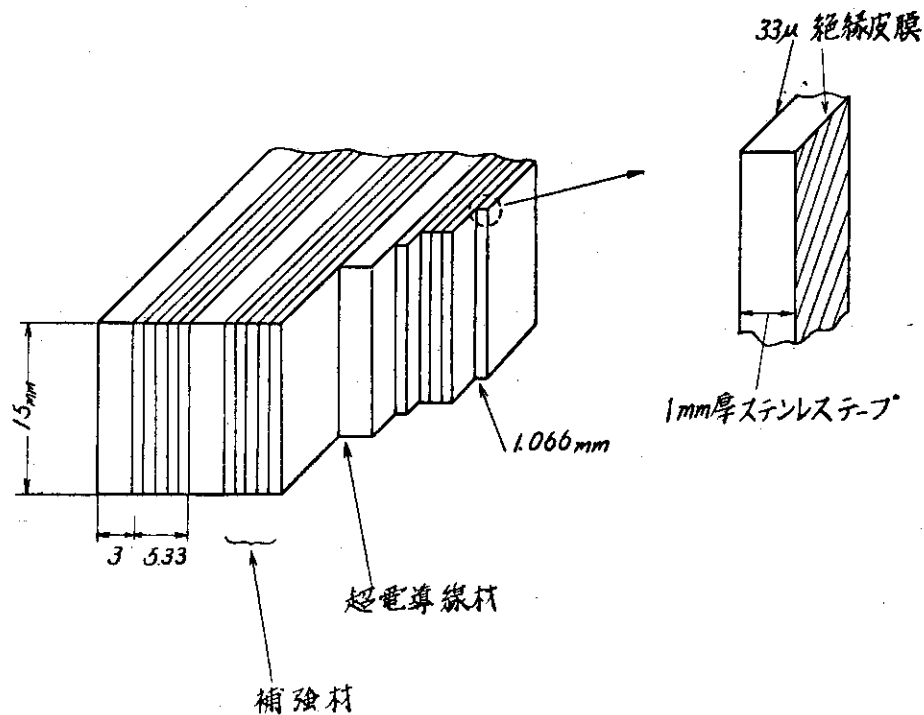


図 2.1.1 超電導線及び補強構造見取り図

2-2 電 気 設 計

以下に電気設計の詳細を記す。

2.2.1 磁場発生に必要なAT

プラズマに電流を励起するため、プラズマ環内に磁束の変化をおこさねばならない。それに必要な磁束を発生するための空心変流器コイルの総起磁力は70 MATである。

又、プラズマの位置を固定するためにプラズマ位置に垂直磁場を発生せねばならない。その磁場発生に必要な垂直磁場コイルの総起磁力は、17 MATである。

2.2.2 誘導電圧

空心変流器コイルは、プラズマに電流を誘起するために、はやい電流変化で運転する。このため、空心変流器コイル1ターンあたり最大100 Vの電圧が発生する。

垂直磁場コイルにも1ターンあたり最大100 Vの電圧が誘起される。

2.2.3 絶縁設計

絶縁技術のうえからは、誘導電圧が低いほうがよい。誘導電圧を低くするには、ターン数をへらして、1ターンあたりの電流容量を増せばよい。しかし1ターンあたりの電流容量を増すと、巻線が技術的に困難になったり、大電流容量の導線の製作が困難になったり（特に超電導線の場合）する。

ここでは、最高発生電圧を40 kVとして絶縁設計をした。絶縁材料の詳細は2.5.6で述べる。

2.2.4 ターン数

最高発生電圧を40 kVにおさえるという条件と1ターンあたり100 Vの電圧が誘起されるということより空心変流器コイルの総ターン数は400ターンときまる。

垂直磁場コイルも、空心変流器コイルと同じ巻線法をとるので、それより自動的に垂直磁場コイルの総ターン数は240ターンとなる。

図2.2.1に空心変流器コイル及び垂直磁場コイルの発生電圧とターン数の関係を示した。

2.2.5 接 地

接地に関しては、変流器コイル、垂直磁場コイルの他にトロイダルコイルや、これらの電源など多数の電流系統が混在するので、変流器コイル、垂直磁場コイルとも接地しない。

2.2.6 コイルインダクタンス

表2.2.1にコイルインダクタンスの数値をまとめた。同時に、各コイル系相互の相互インダクタンス、結合定数も計算し示した。

2.2.7 コイル内磁場分布

超電導コイルの設計にあたっては、コイル内磁場分布の知識が不可欠である。その主なる理由は

- (i) 超電導線材は、それがおかれている磁場の強さによって、電流容量が著しく影響される。そこでコイル内磁場を計算し、その磁場中でも考えている線材に十分電流を流せるかどうか検討せねばならない。
- (ii) コイル内磁場分布の知識より、コイル内の電磁力による応力分布を計算し、その応力に十分耐えられるようなコイルの支持構造の設計をしなければならない。

の2点である。

理由(i)に関して、説明図を図2.2.2に示した。それ以上の電流を流すと超電導性がこわれてしまう電流(臨界電流)と、線材がおかれている磁場の関係を示すのが曲線aである。この線材で巻いたコイル内のある位置における磁場と電流の関係を示すのが直線bである。これはロードラインとよばれるものである。ふつうの円形コイルでは、コイル内での最高磁場はコイル内周でおこるので、コイル内周でのロードラインがもっともゆるやかになる。図2.2.2のロードラインがコイル内周のものだとすれば、この超電導コイルには最大 I_0 の電流が原理的には流せる。ところが実際は、コイルの安定性等の点から、流せる電流は I_0 よりも低い値である。

理由(ii)に関しては、改めて説明する必要はないであろう。

本設計でのコイル内磁場分布を、代表的な6つの小コイルについて図2.2.3から図2.2.8に示した。図の順序は各小コイルの半径の小さいものからの順である。この6つの小コイルを選んだ理由は、図2.2.3のNo.1変流器小コイルは最強磁場中にあり、図2.2.4のNo.7変流器小コイルと図2.2.5のNo.9変流器小コイルは最も半径方向の磁場成分の強い場所であり、図2.2.6のNo.7垂直磁場コイルと図2.2.7のNo.10変流器小コイルと図2.2.8のNo.8垂直磁場小コイルに比して径が大きいからである。こういった各コイルの特徴のうち、最強磁場中にあるということは、超電導線材の電流容量及び、電磁力の支持にとってきびしい条件であり、最も半径方向の磁場成分の強い場所にあるということは、コイルのZ方向の力に対する支持にとってきびしい条件であり、最も半径が大きいコイルであると言うことはフープ力の支持にとってきびしい条件であるということである。

図には、コイル軸方向の磁場 B_z (T)と半径方向の磁場 B_r (T)を記した。ある位置での磁場には以下の3系統からの寄与があるが、図中の記号T.V.Pはそれぞれ

- T: 変流器コイル電流による磁場
- V: 垂直磁場コイル電流による磁場
- P: プラズマ電流による磁場

を表わす。

電流の大きさは、各コイルの定格の起磁力に相当する大きさの電流を流した場合である。電流の向きは図1.3.2でphase Iの場合である。

測定点としては、軸方向位置を小コイル下面、小コイル中心、小コイル上面の3通りにとり、半径方向にスイープした。

図2.2.3のNo.1変流器小コイルは、ポロイダルマグネット系の上下対称中心面近くにあるため単純なソレノイド磁場分布に近い形をしている。線材が受ける最大磁場は、7.2 Tである。

図2.2.5のNo.9変流器小コイルでは、最大の垂直磁場成分 B_z と、最大の半径方向磁場成分 B_r がほぼ同じオーダーになる。最大の半径方向磁場成分は2.45 Tである。

図2.2.6、図2.2.7、図2.2.8の径の大きい小コイルは、他の小コイルとはなれた場所にあるため、自分自身の小コイルで作る磁場が大きくなり、 B_z はコイル中心に関し、対称に近い形をしている。図2.2.6のNo.7垂直磁場小コイルと図2.2.8のNo.8垂直磁場小コイルは他の小コイルと電流の向きが逆なので、磁場の向きも逆になっている。

図2.2.9から図2.2.24にかけては計算機のプロッターを使って炉全体の磁場分布を描かせ

たものを載せた。変流器コイルによる磁場分布，垂直磁場コイルによる磁場分布，プラズマ電流による磁場分布，上記3者の重ねあわせによる磁場分布（但し電流は phase II の終りにおける向き及び大きさとする）について描かせてあり，それぞれ磁力線分布図，軸方向磁場分布図，半径方向磁場分布図，磁場絶対値分布図の4枚の図から構成されている。

2.2.8 発熱計算

超電導コイルでの発熱は，次のものに分類できる。

- (i) 超電導線材での交流損失
- (ii) 超電導線補強帯でのウズ電流損失
- (iii) 炉心からの放射線による発熱

このうち(i)の超電導線材での交流損失は，線材の構造に非常に敏感な量であり，超電導的性質に大きく依存するので2.5.2の交流損失の項で導出する。

(ii)の超電導線補強帯でのウズ電流損失は計算して後の表2.5.4にまとめた。この時補強材料のステンレスの液体ヘリウム温度での電気比抵抗を

$$\rho_{\text{SUS}} = 7 \times 10^{-7} (\Omega \cdot \text{m})^{(1)}$$

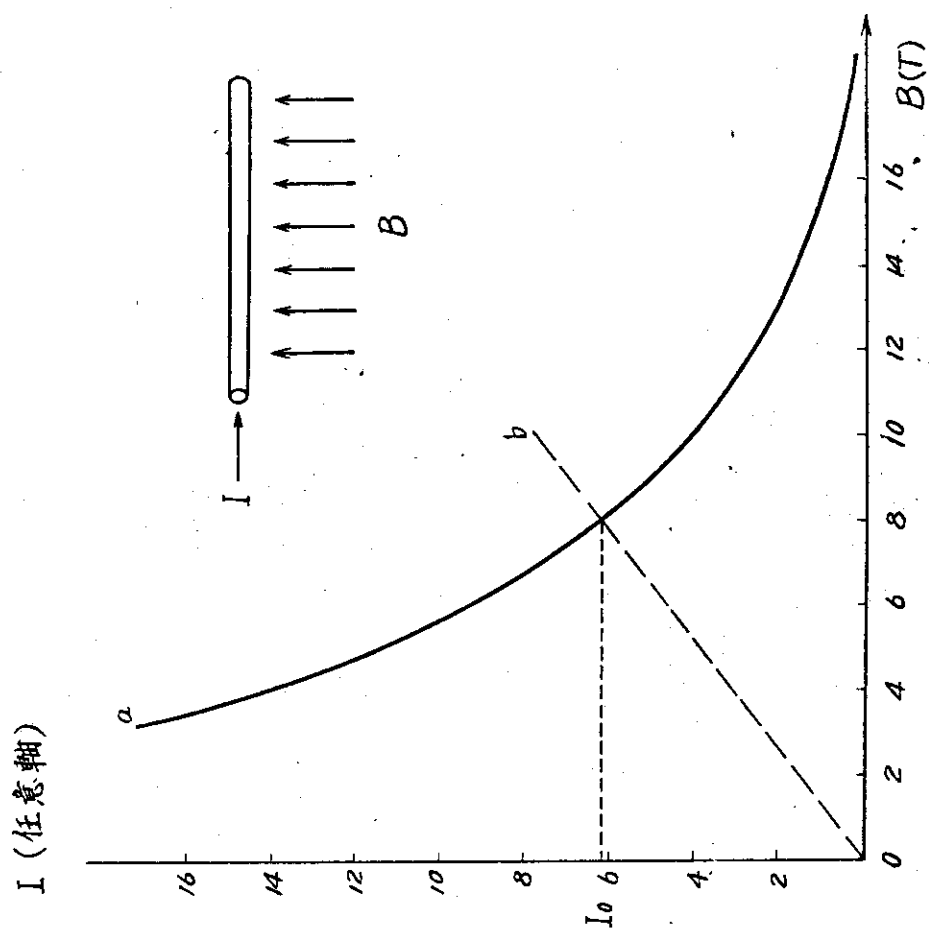
として計算した。ステンレスの補強帯は，表2.1.4に示したように，各々電気絶縁された厚さ1mmのテープを5枚重ねたものであるが，このような薄い層構造にしたのは，主にこの部分でのウズ電流損失を軽減するためである。

(iii)の炉心からの放射線による発熱は2.5.5の放射線による影響の項で算出する。

表2.2.1 コイルインダクタンス

プラズマの自己インダクタンス		(μH)	244
変流器コイルの自己インダクタンス			
全 体		(H)	0.363
No. 1 及び No. 11 小コイル		(mH)	3.70
2	12	(")	"
3	13	(")	"
4	14	(")	"
5	15	(")	"
6	16	(")	"
7	17	(")	3.87
8	18	(")	4.92
9	19	(")	6.40
10	20	(")	2.25
垂直磁場コイルの自己インダクタンス			
全 体		(H)	1.092
No. 1 及び No. 9 小コイル		(mH)	3.98

No 2 及び No 10 小コイル		(mH)	3.98
3	11	(#)	"
4	12	(#)	"
5	13	(#)	"
6	14	(#)	5.64
7	15	(H)	0.122
8	16	(#)	0.285
プラズマと変流器コイルの			
相互インダクタンス		(mH)	0.91
結合定数			0.306
プラズマと垂直磁場コイルの			
相互インダクタンス		(mH)	1.35
結合定数			0.262
変流器コイルと垂直磁場コイルの			
相互インダクタンス		(H)	0.062
結合定数			0.0982



a: 臨界電流 - 磁場曲線

b: ロードライン

図 2.2.2 超電導線の電流容量

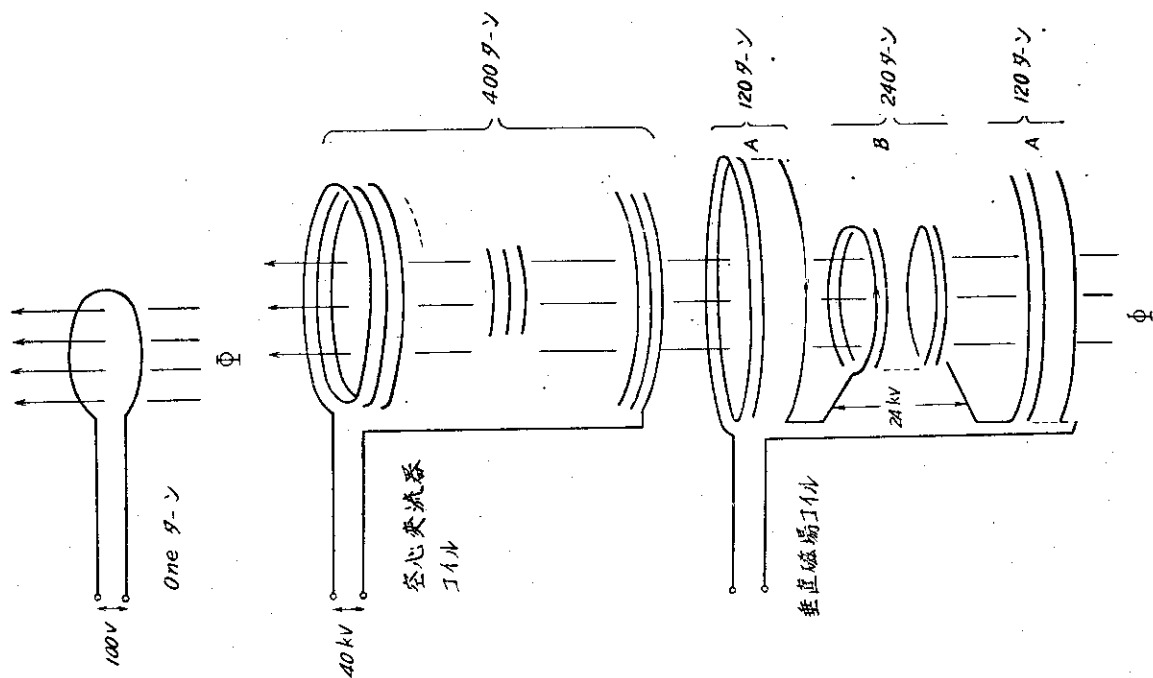


図 2.2.1 コイル発生電圧とターン数

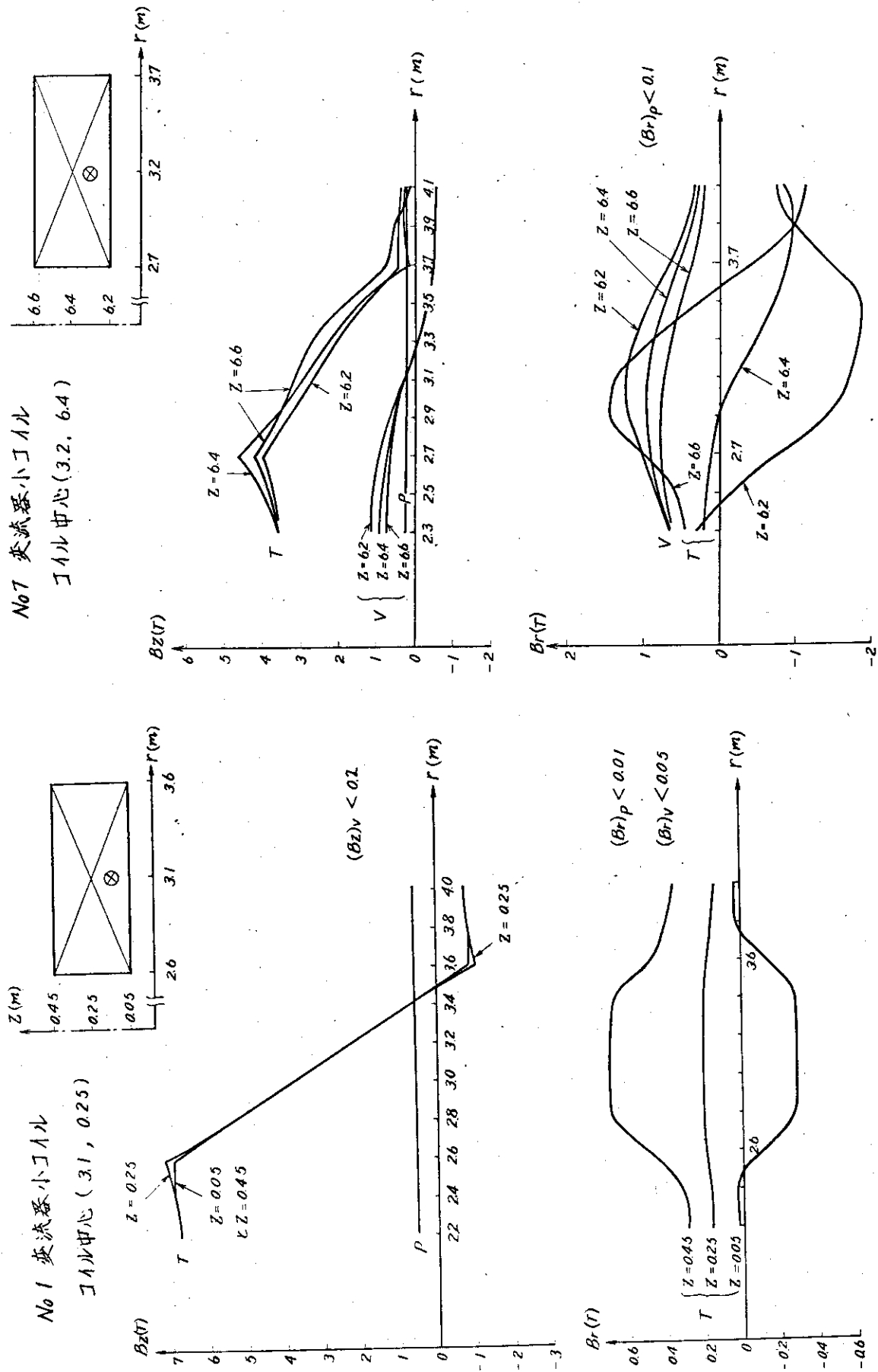


図 2.2.3 No 1 変流器小コイル内磁場分布

図 2.2.4 No 7 変流器小コイル内磁場分布

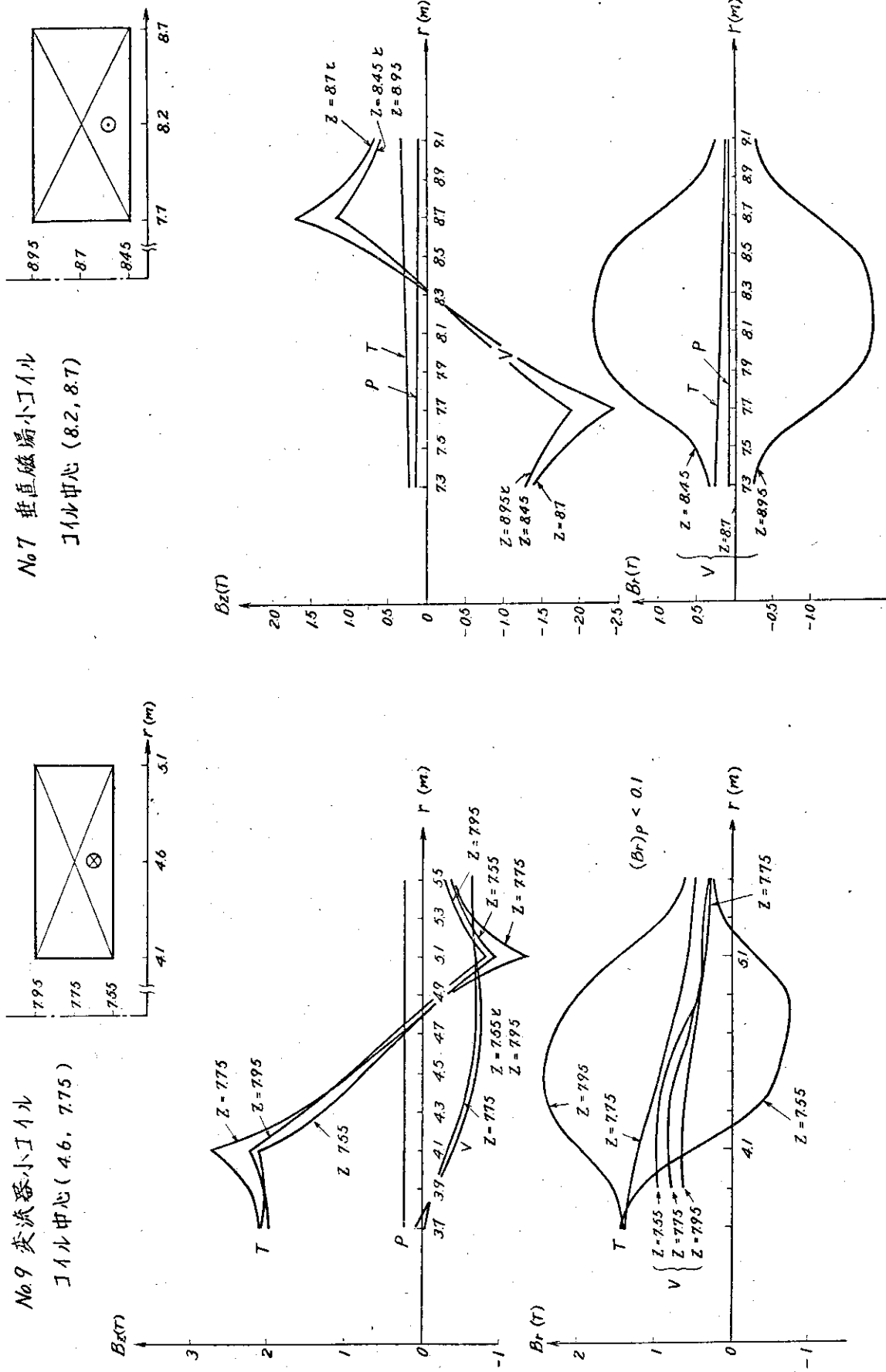
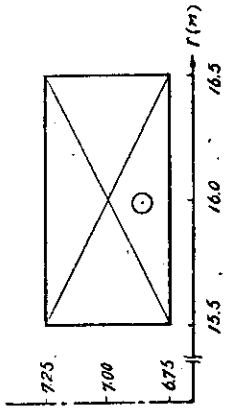


図 2.2.5 No.9 変流器小コイル内磁場分布

図 2.2.6 No.7 垂直磁場小コイル



No. 8 垂直磁場小コイル
コイル中心 (16.0, 7.0)

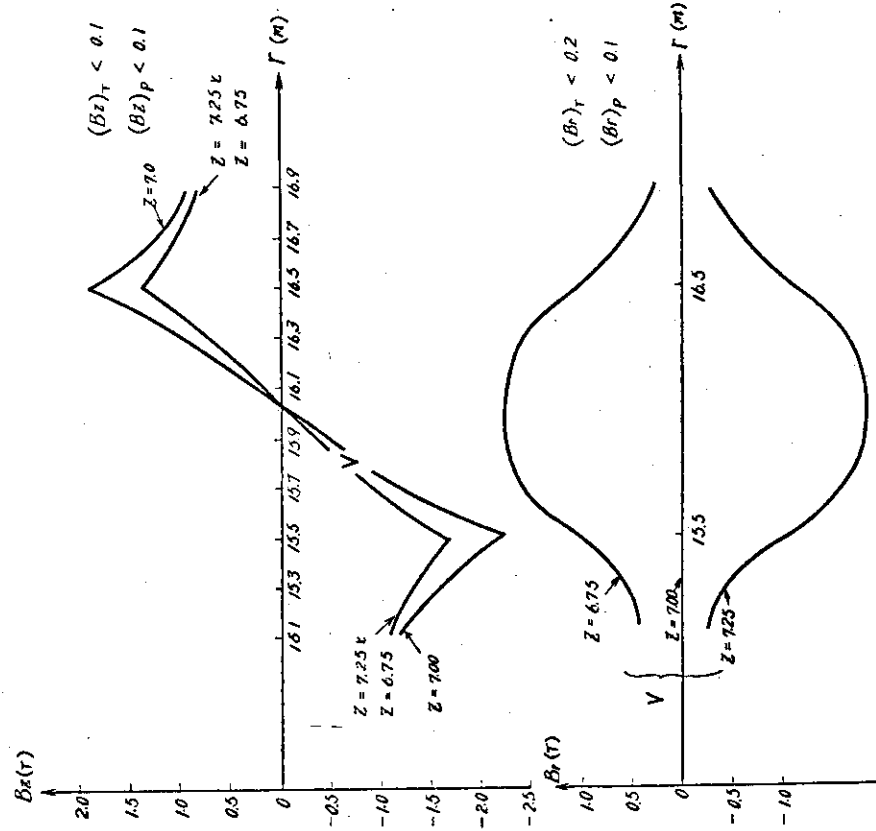
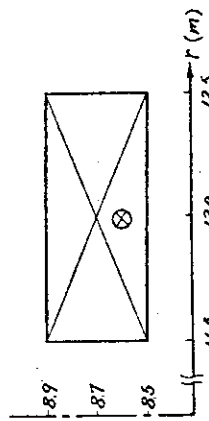


図 2.2.8 No. 8 垂直磁場小コイル内磁場分布



No. 10 変流器小コイル
コイル中心 (12.0, 8.7)

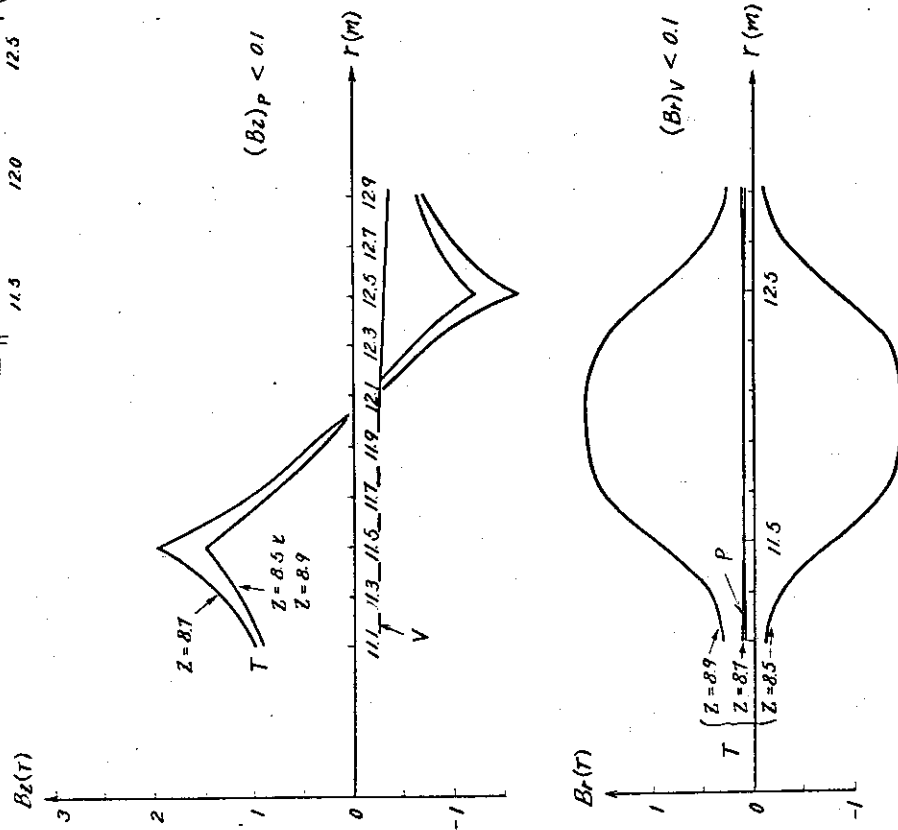


図 2.2.7 No. 10 変流器小コイル

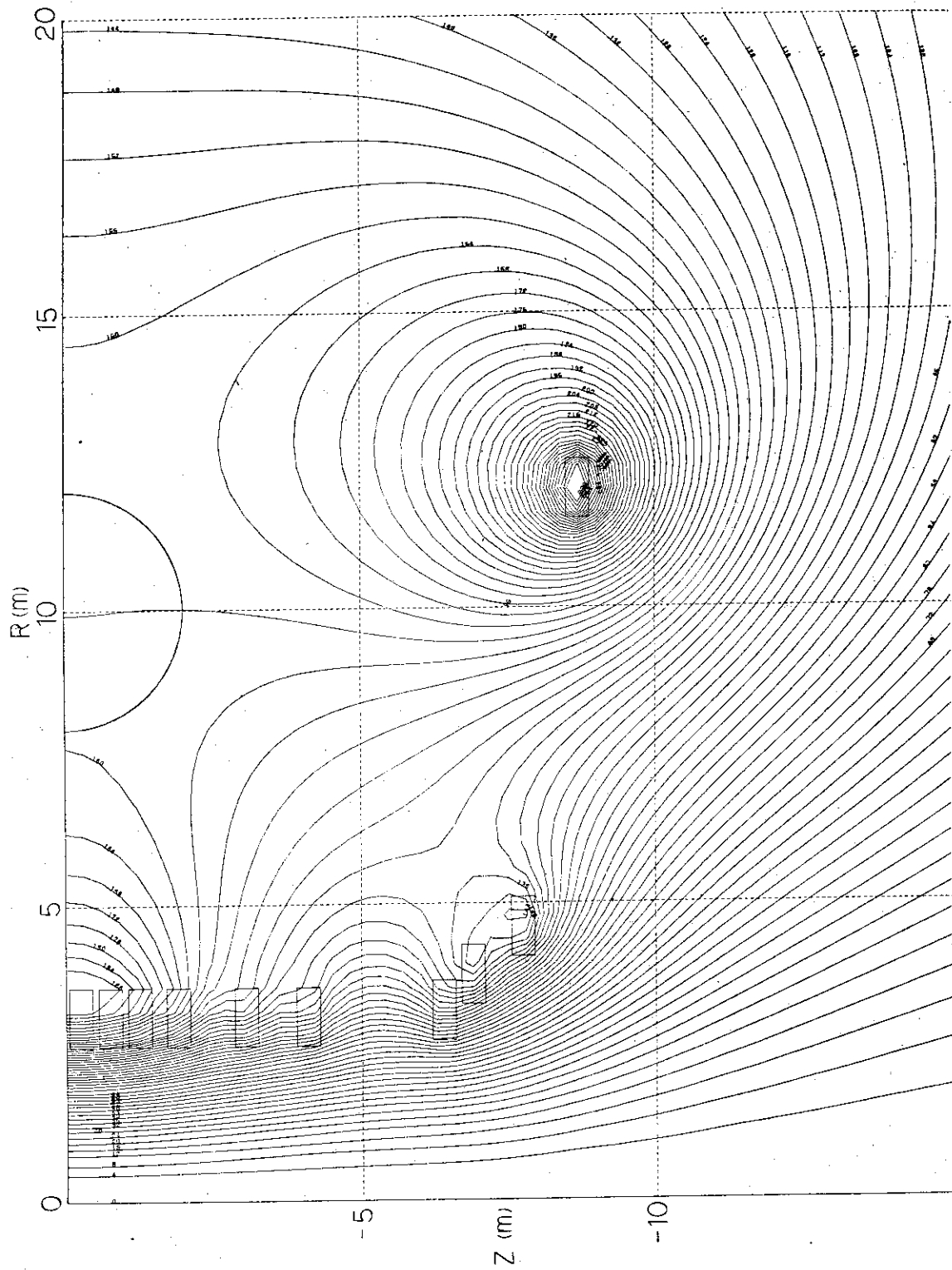
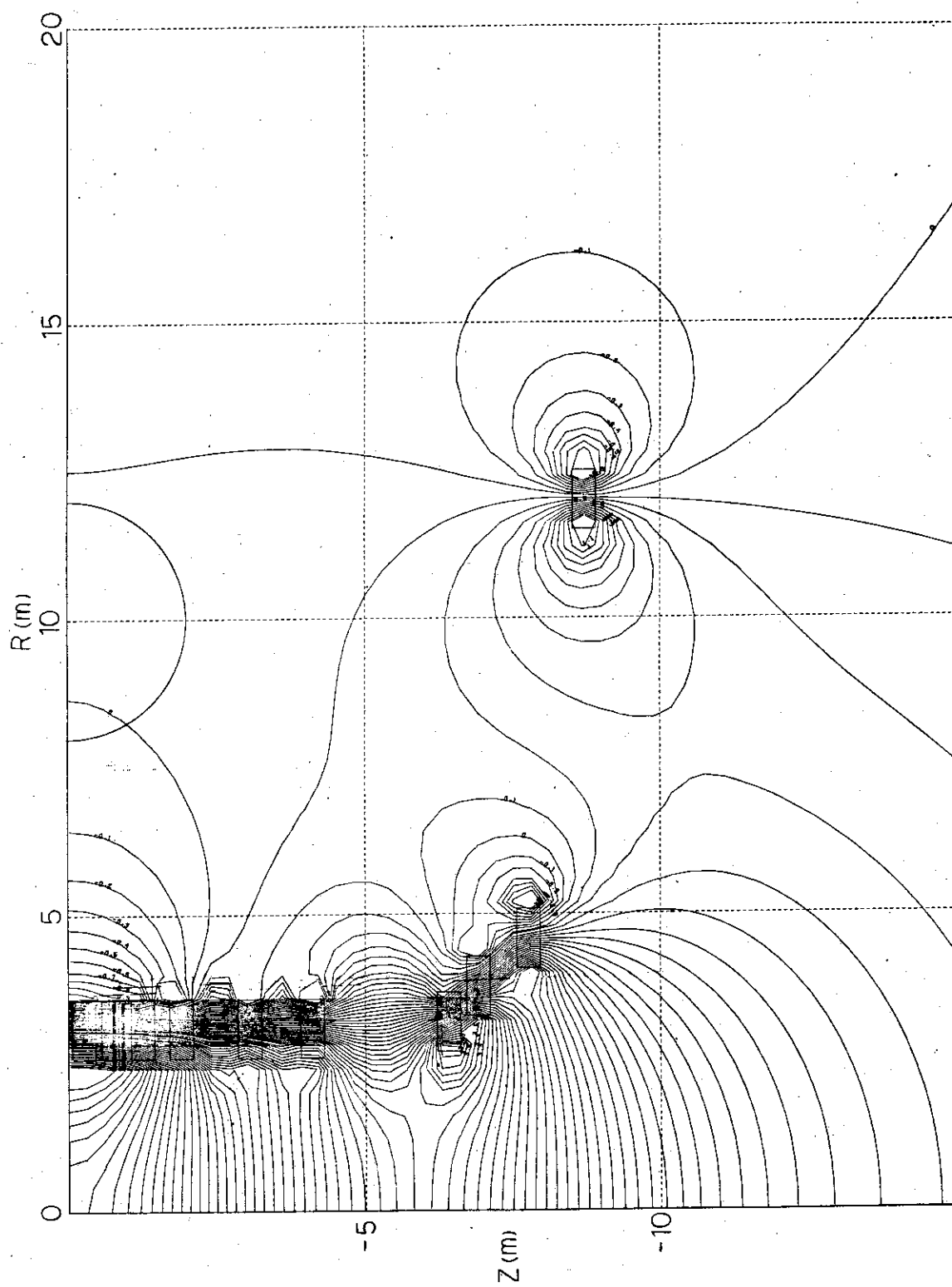
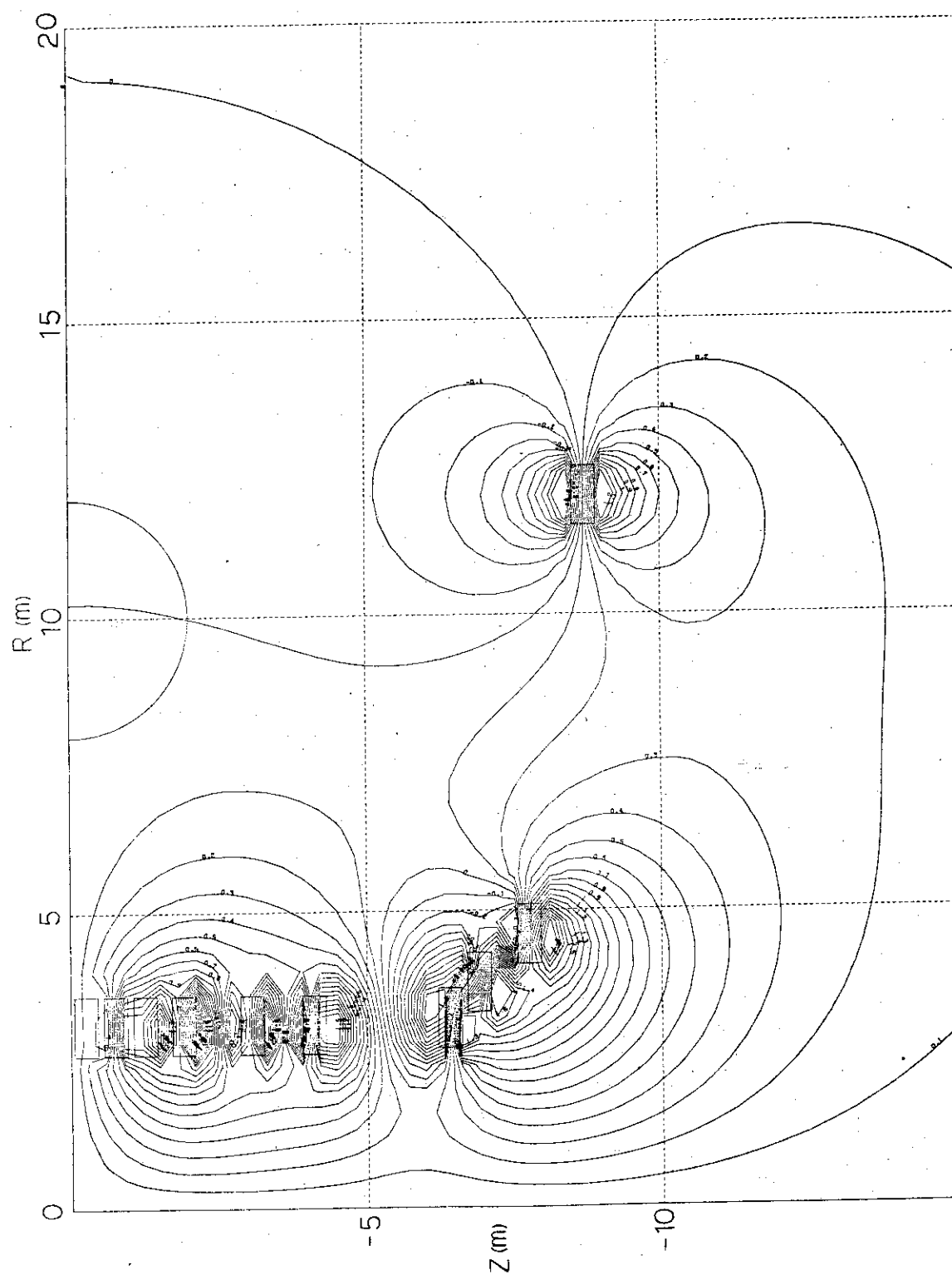


図 2.2.9 変流器コイル磁力線分布 (V-sec)

図 2.2.10 変流器コイル軸方向磁場 $B_z(T)$ の等高線

図 2.2.11 変流器コイル半径方向磁場 B_r (T) の等高線

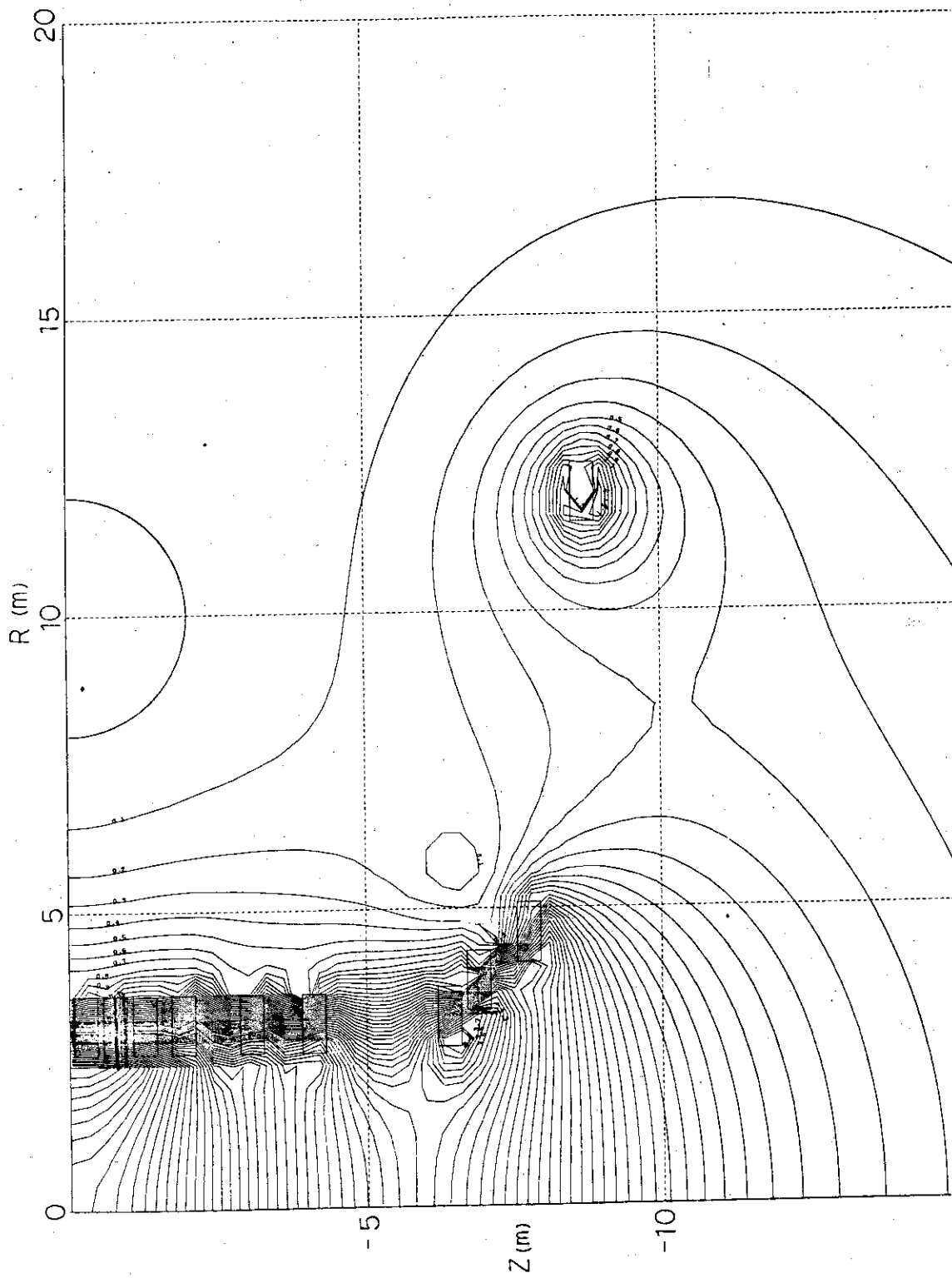


図 2.2.1.2 変流器コイル磁場絶対値 $|B|$ (T) の等高線

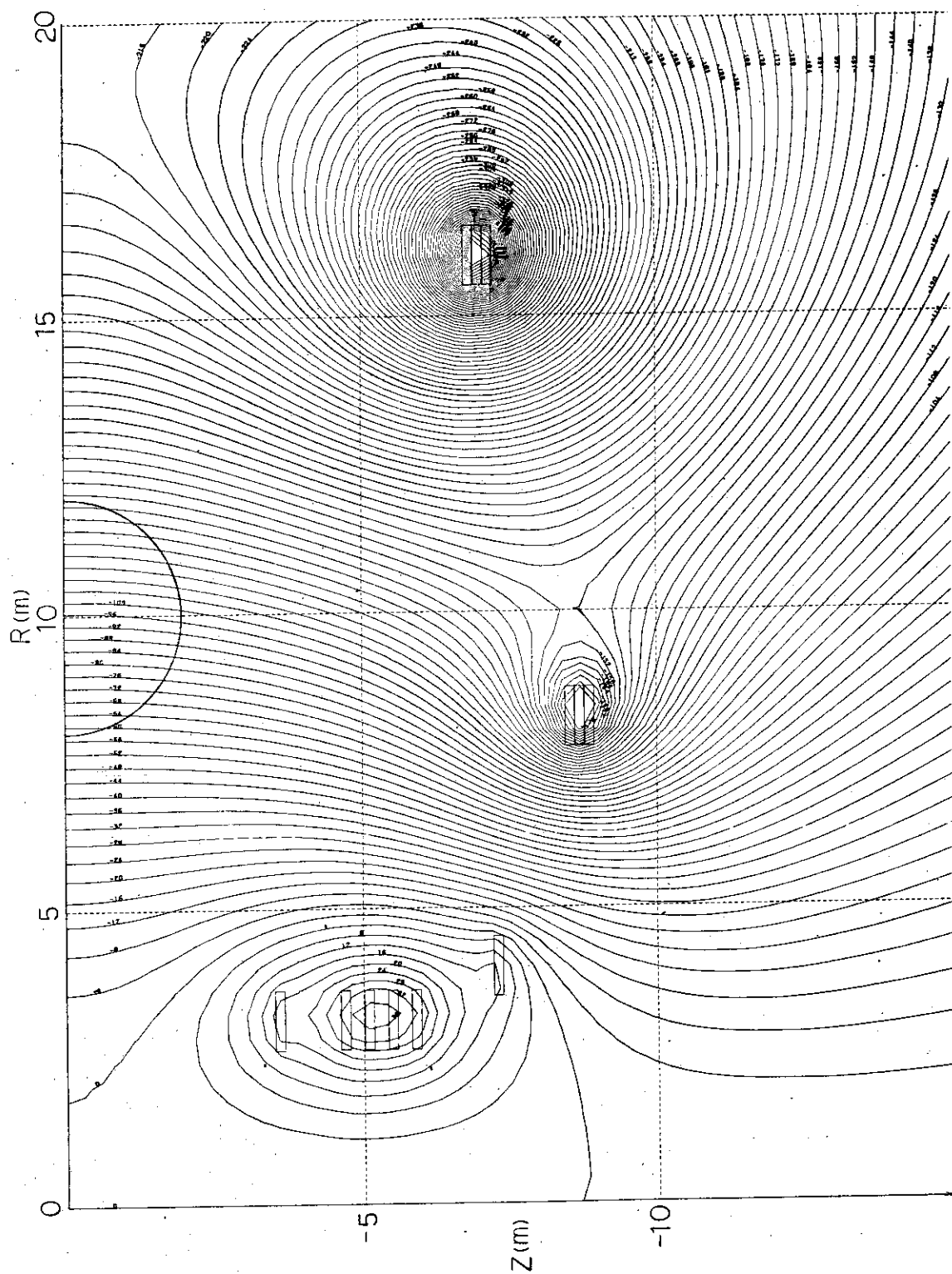
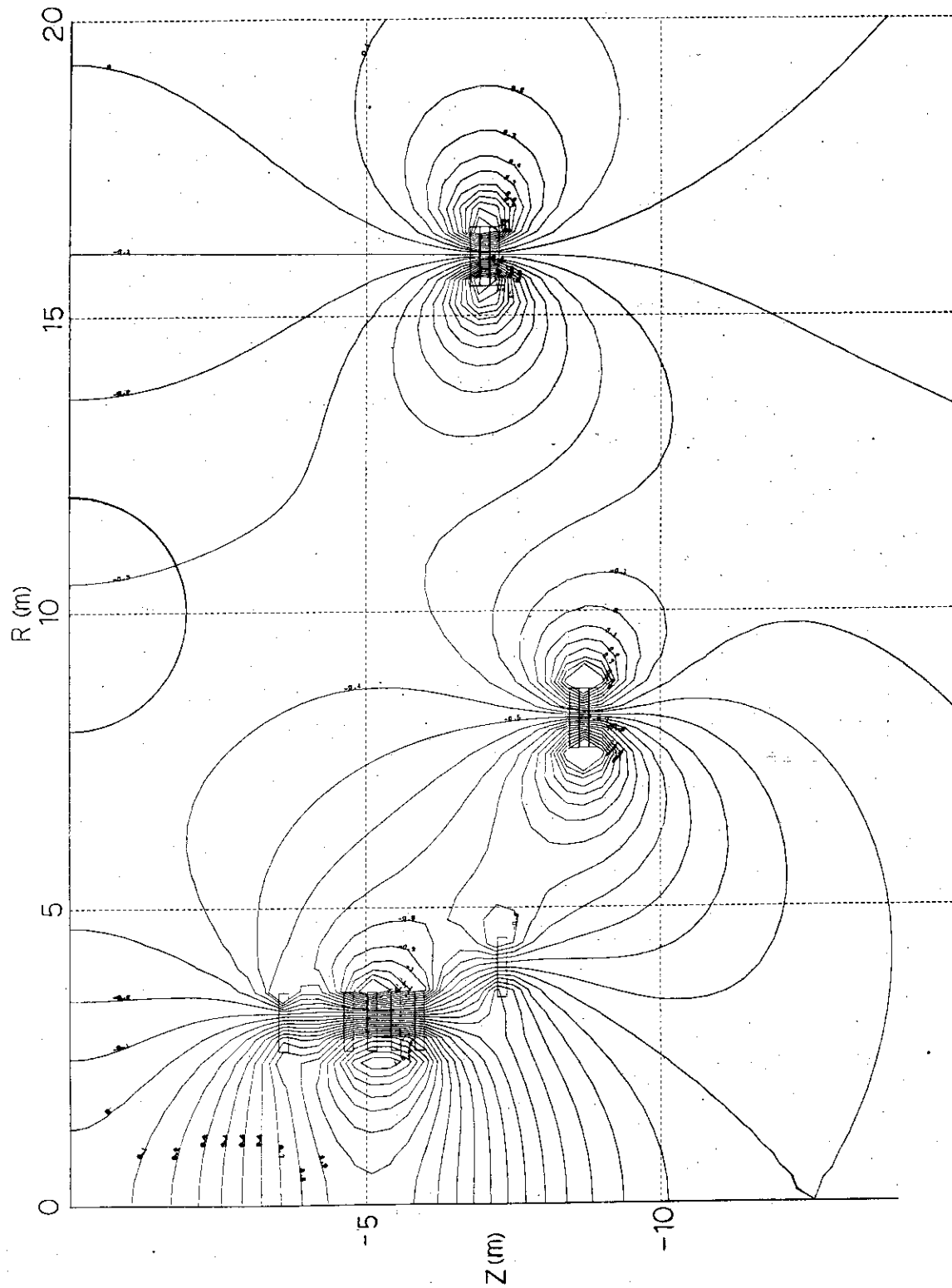
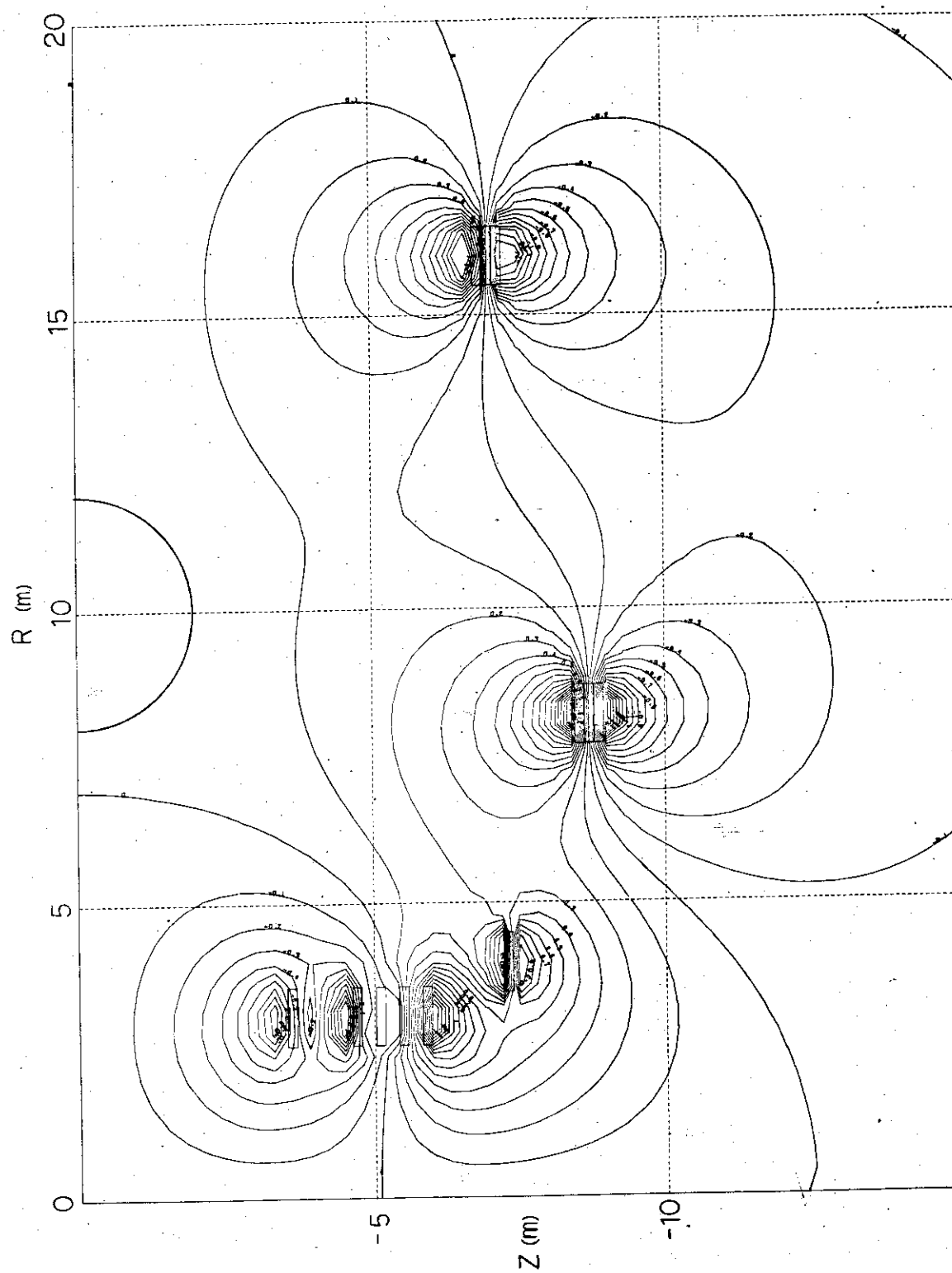
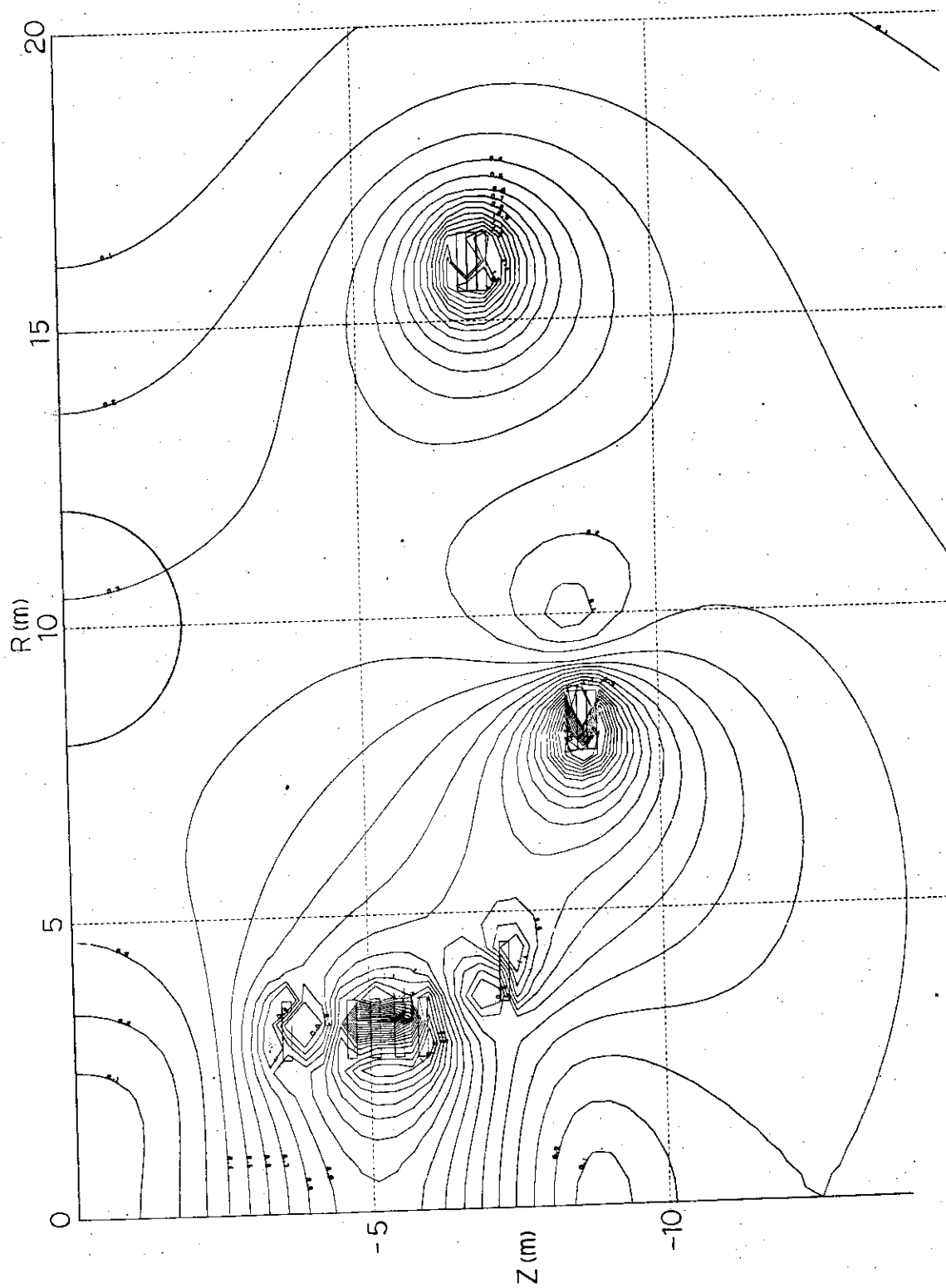


図 2.2.13 垂直磁場コイル磁力線分布 (V-sec)

図 2.2.14 垂直磁場コイル軸方向磁場 B_z (T) の等高線

図 2.2.1.5 垂直磁場コイル半径方向磁場 B_r (T) の等高線

図 2.2.1.6 垂直磁場コイル磁場絶対値 $|B|$ (T) の等高線

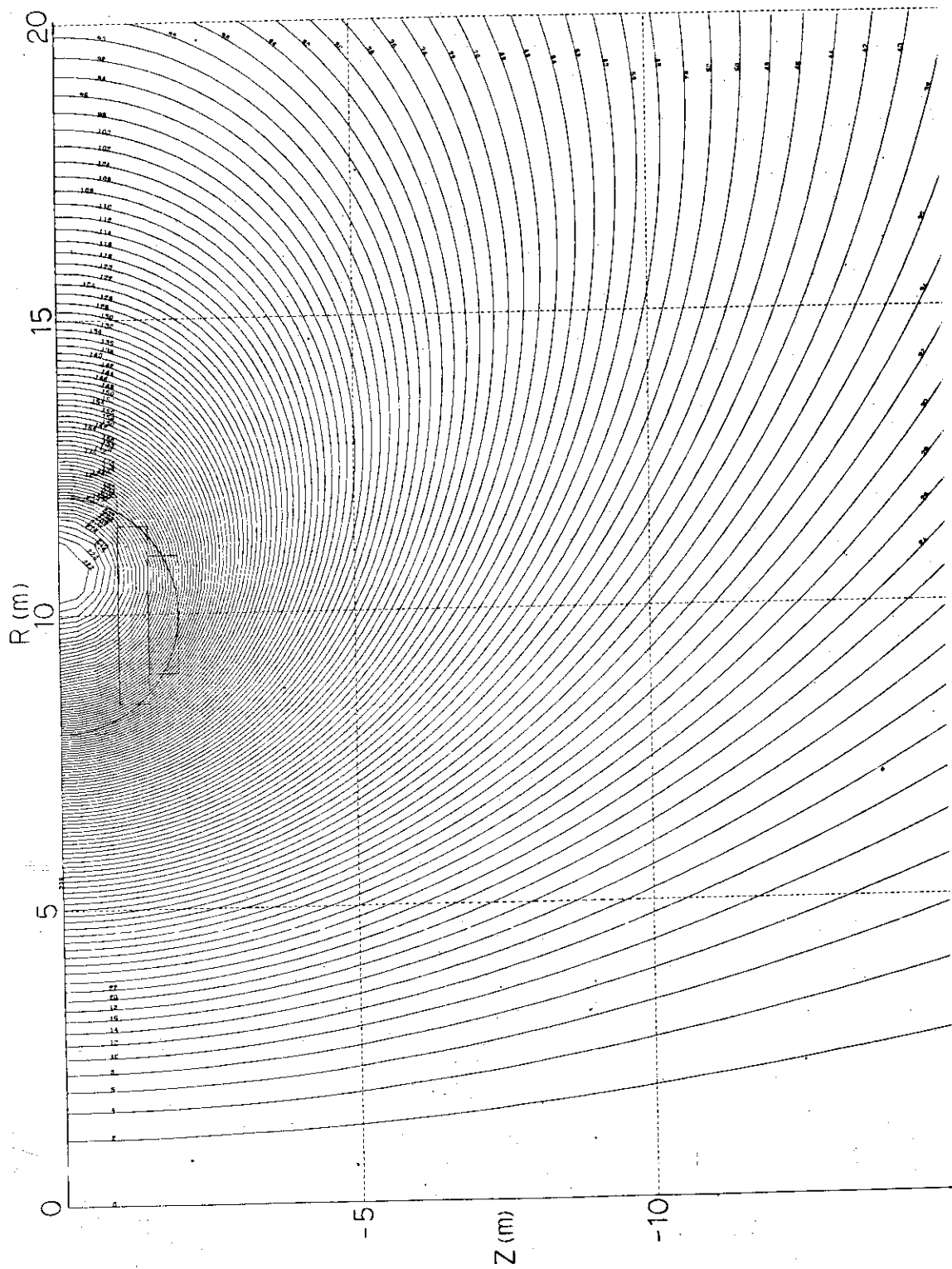


図 2.2.17 プラズマ電流による磁力線分布 (V-sec)

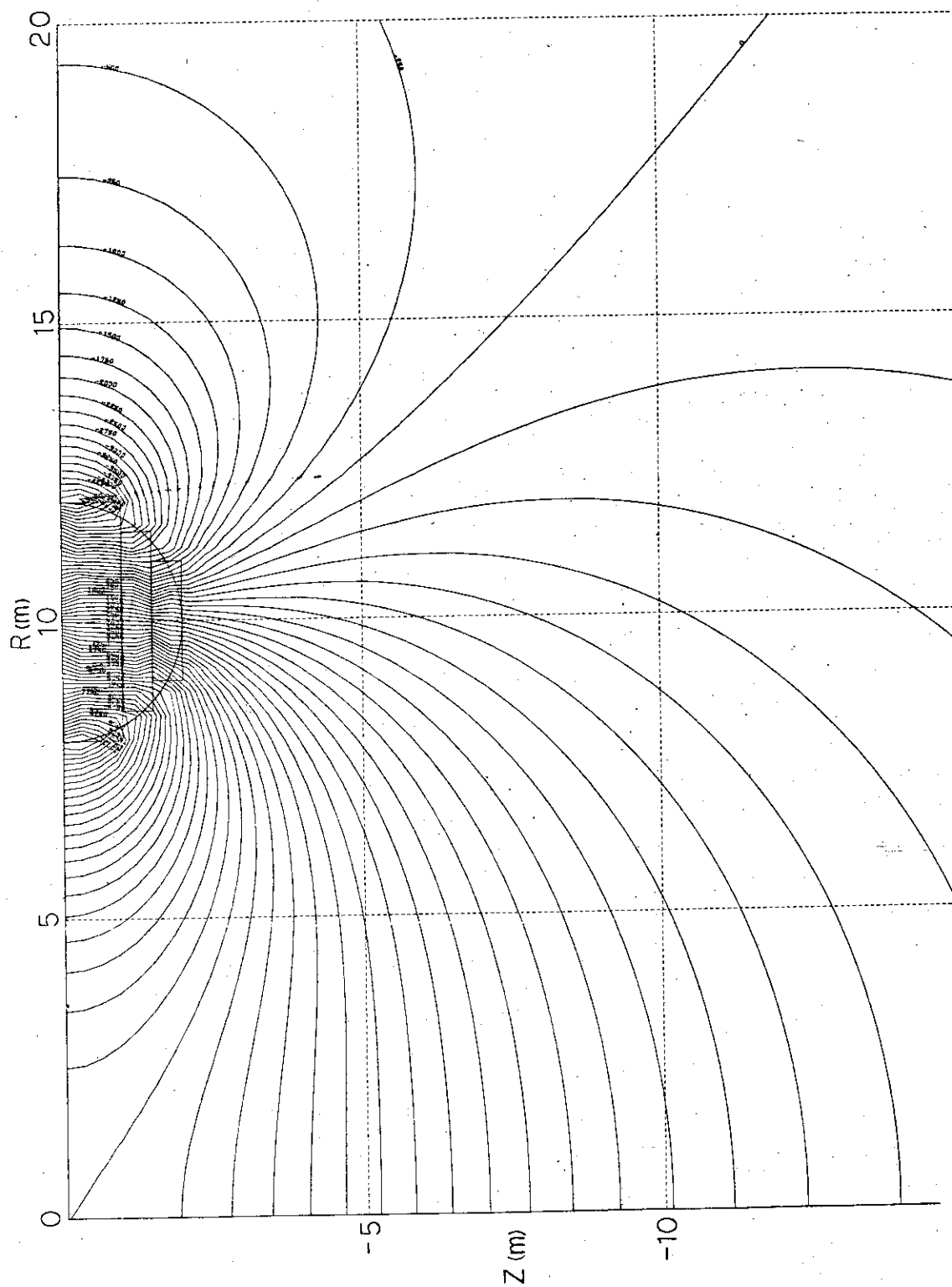
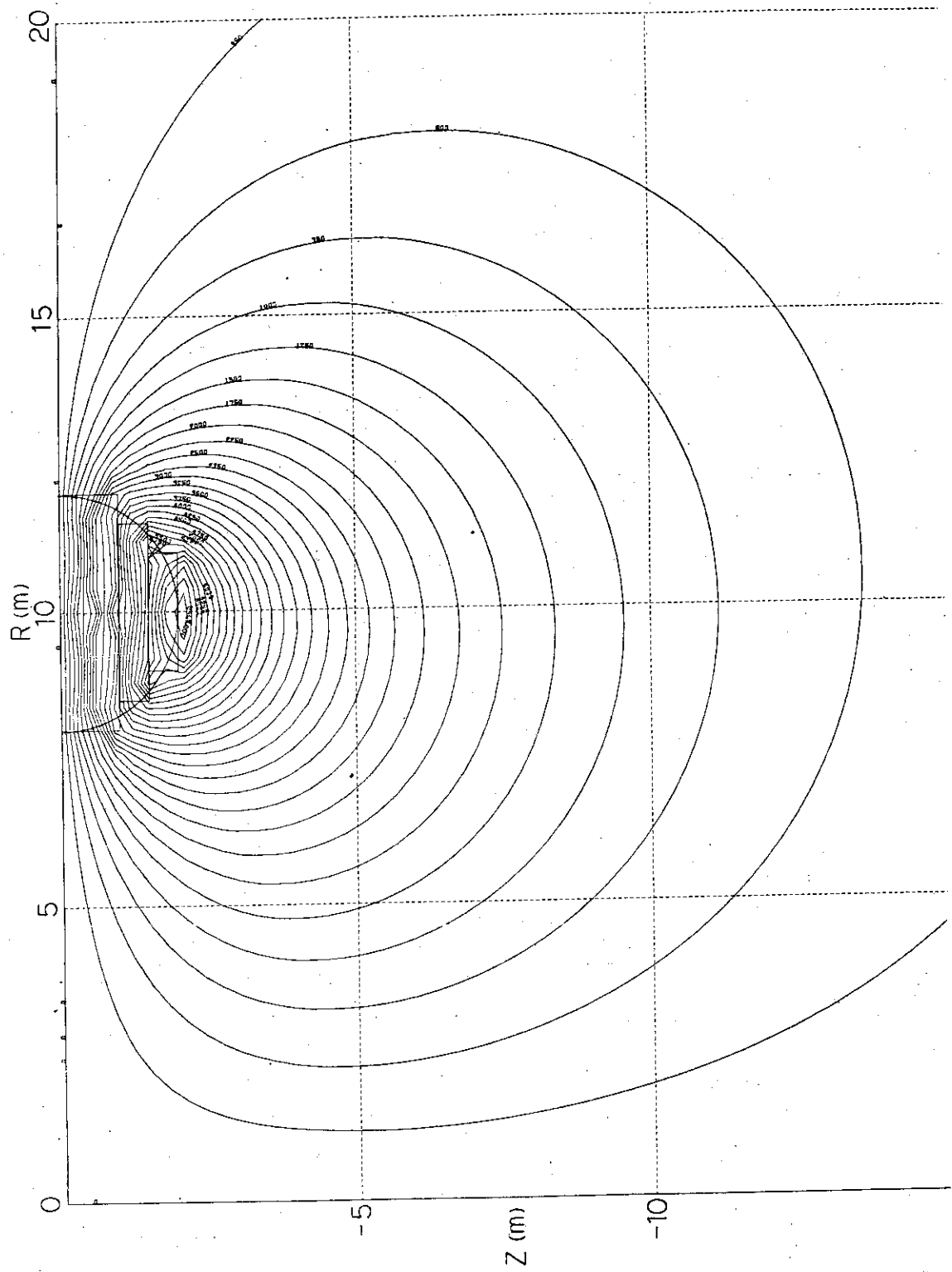


図 2.2.18 プラズマ電流による軸方向磁場 B_z (Gauss) の等高線

図 2.2.19 プラズマ電流による半径方向磁場 B_r (Gauss) の等高線

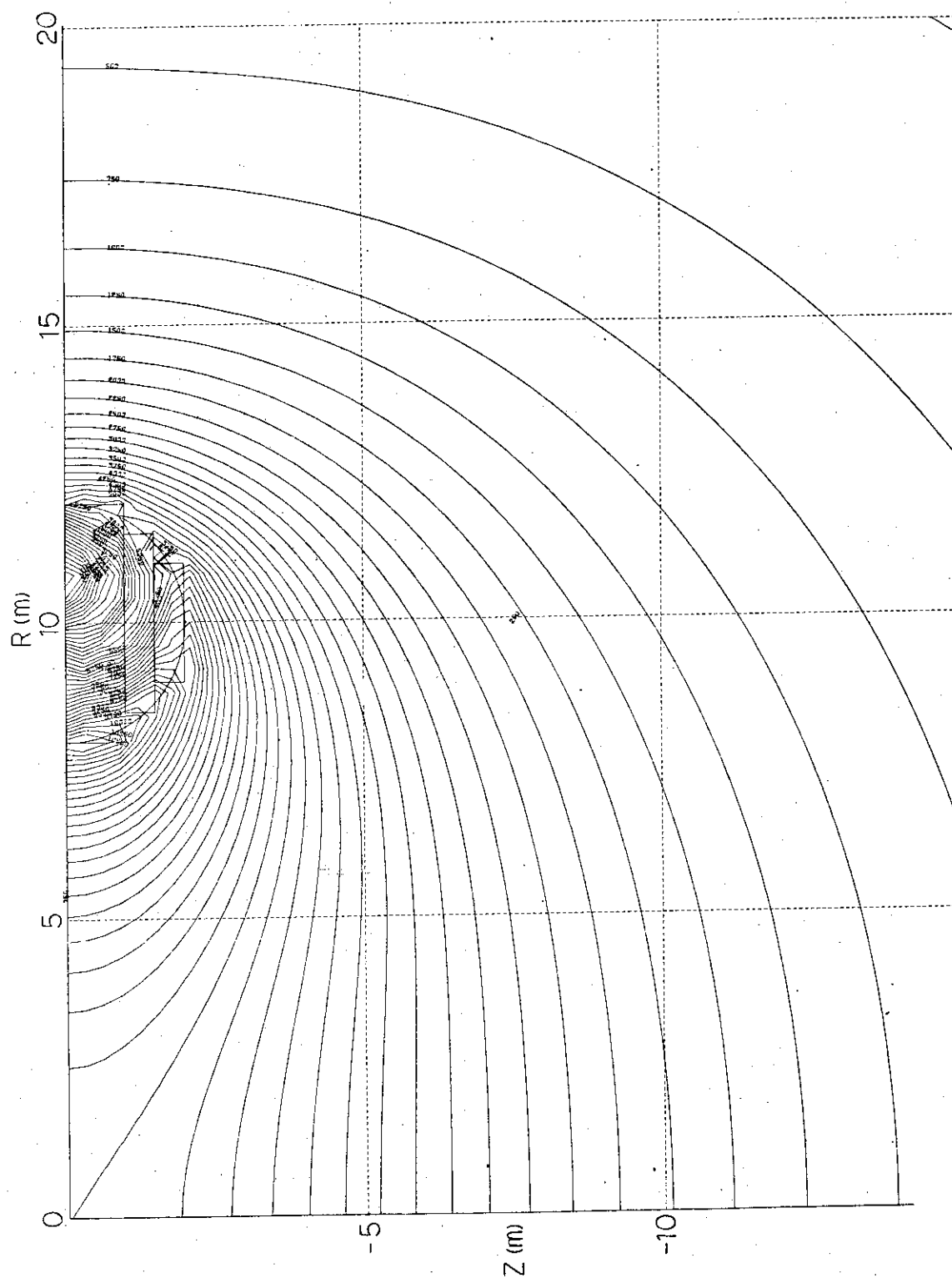


図 2.2.20 プラズマ電流による磁場絶対値 $|B|$ (Gauss) の等高線

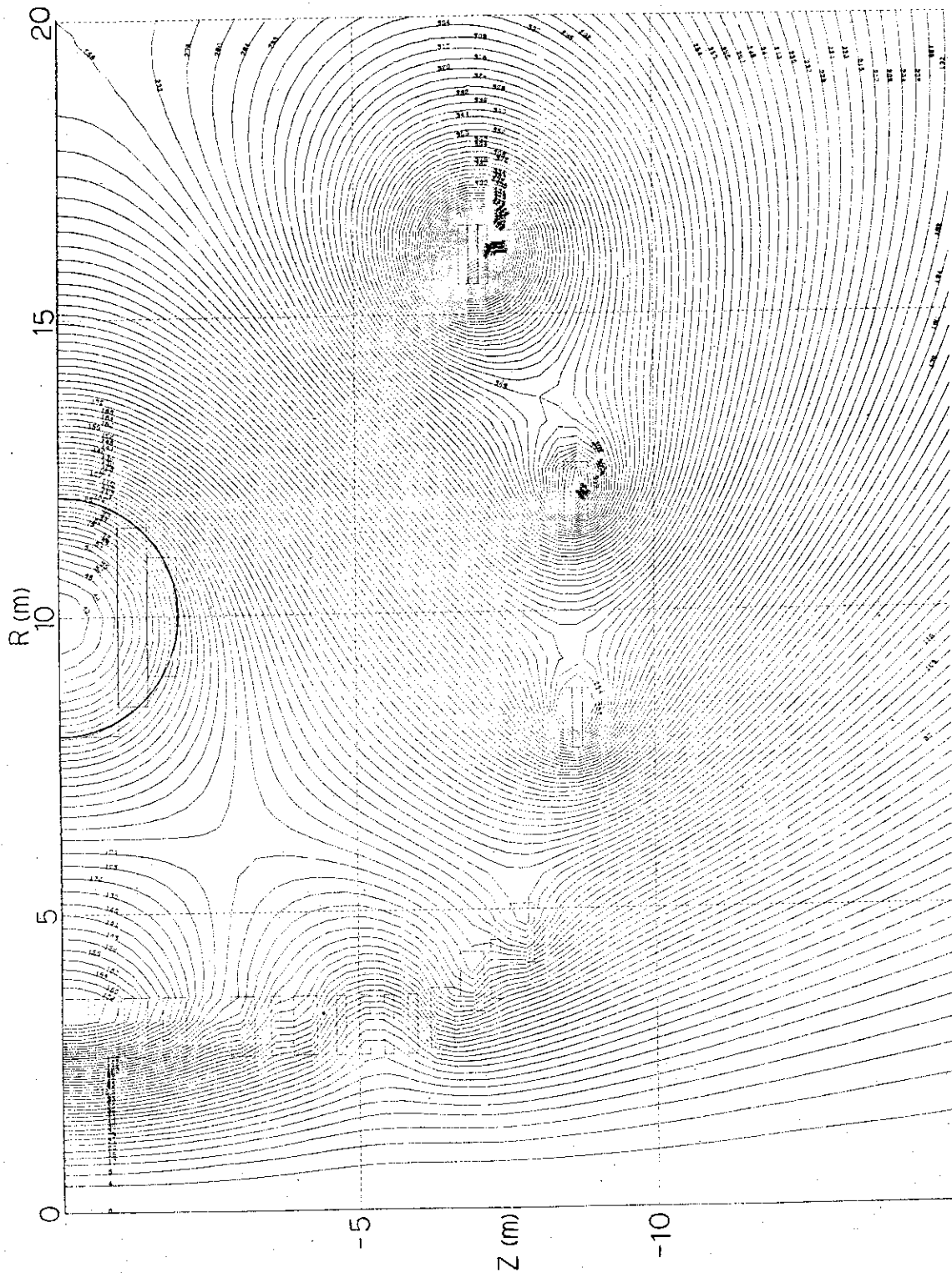


図 2.2.21 重ねあわせ磁場の磁力線分布 (V-sec)

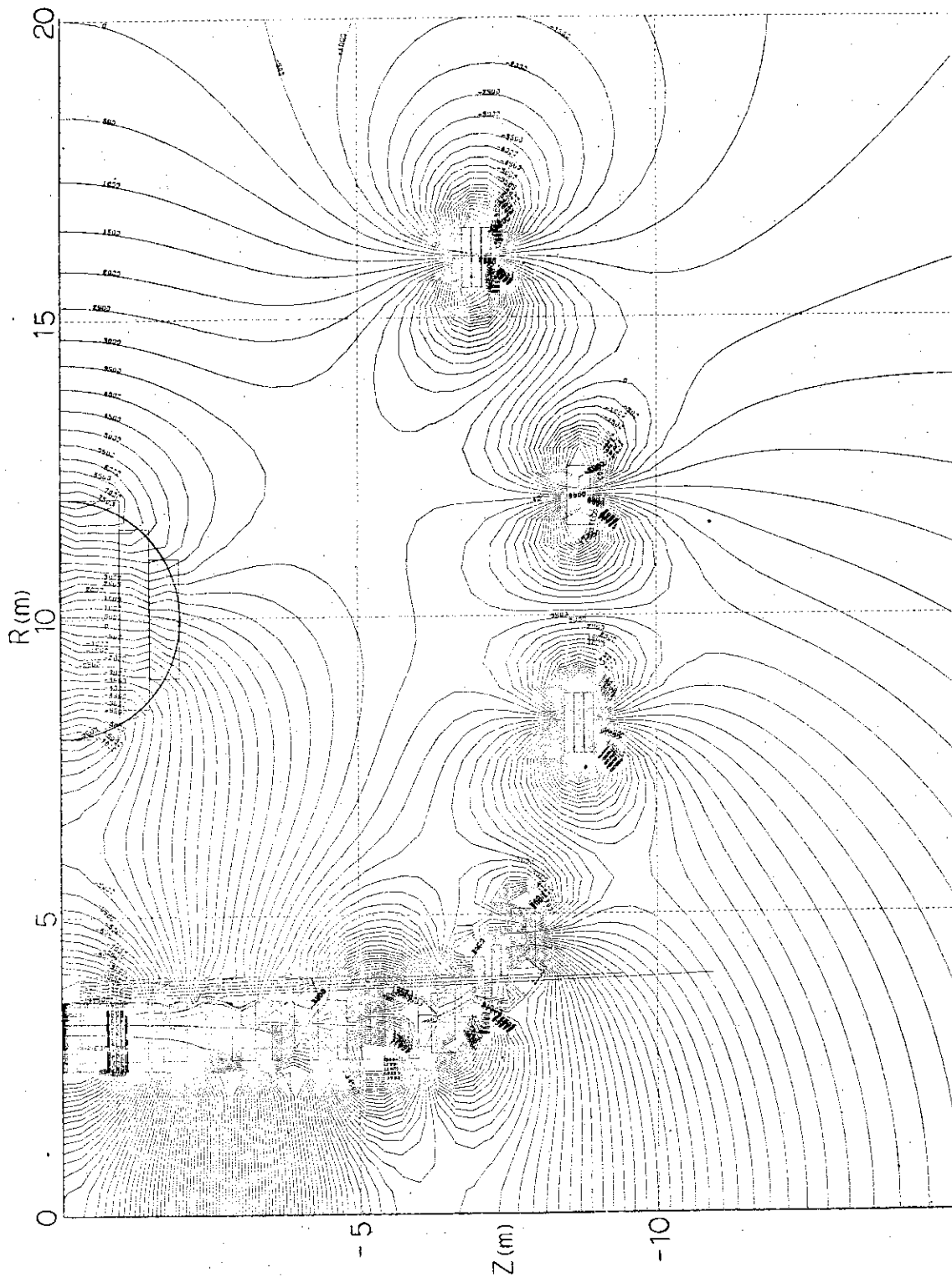


図 2.2.22 重ねあわせ軸方向磁場 B_z (Gauss)

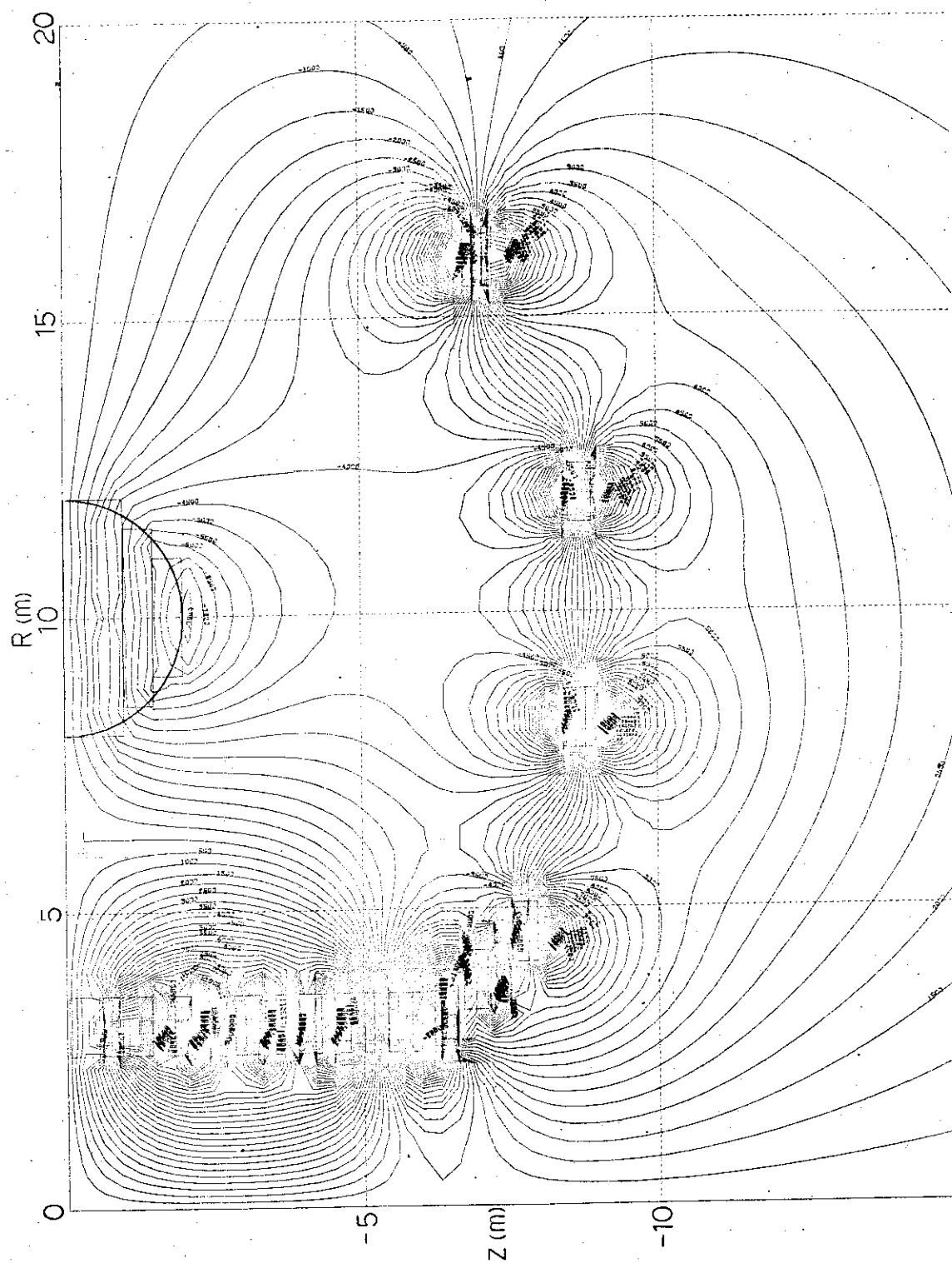


図 2.2.23 重ねあわせ半径方向磁場 B_r (Gauss) の等高線

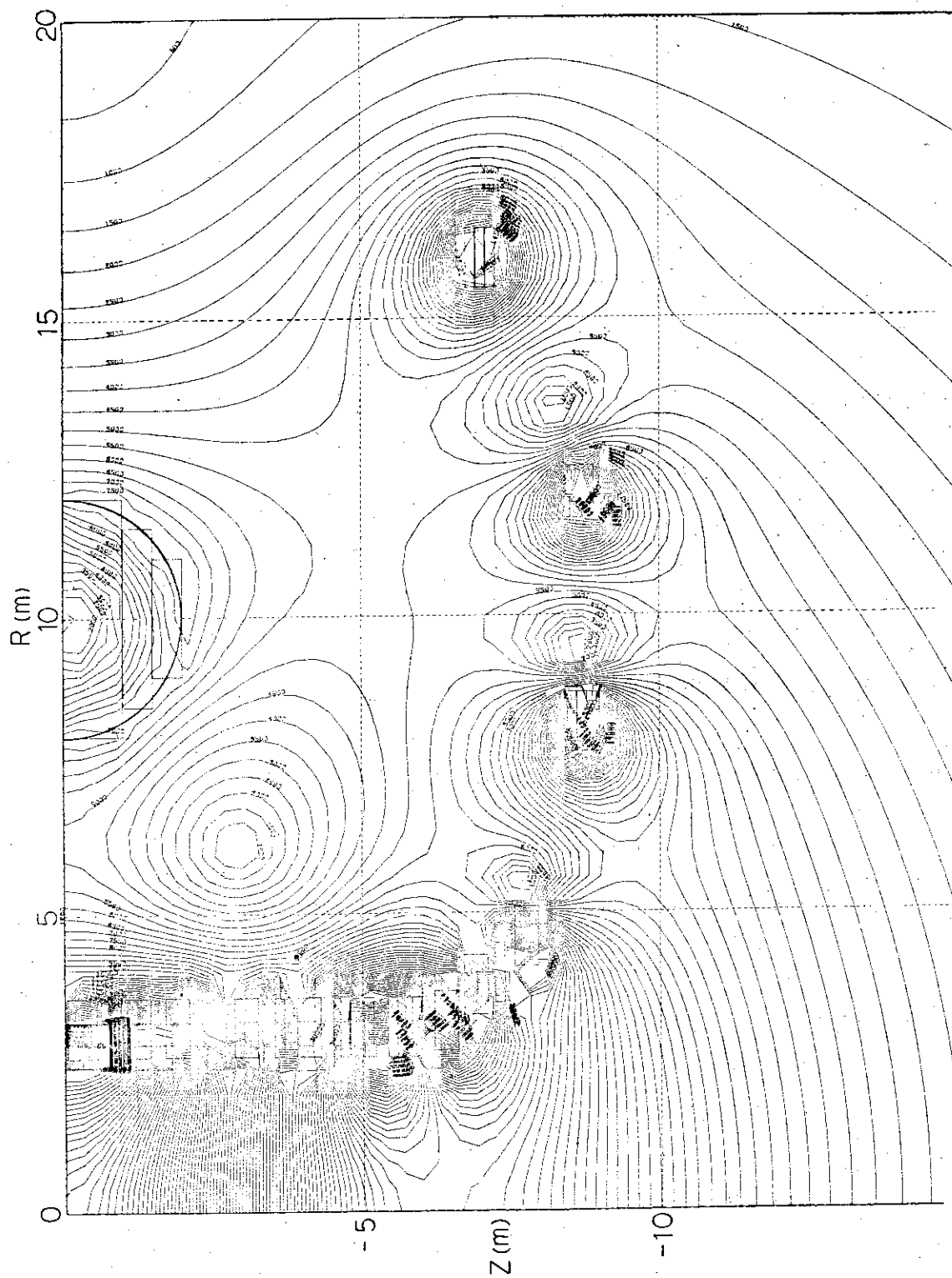


図 2.2.24 重ねあわせ磁場絶対値 $|B|$ (Gauss) の等高線

2-3 機械設計

以下に機械設計の詳細を記す。

2.3.1 電磁力の計算

前節で得られたコイル内の磁場分布の知識を使えば、コイル内の電磁力分布が計算できる。コイル内の電磁力分布は、コイル内磁場分布と同じ形をしているので、ここでは特に図示しない。

2.3.2 電磁力による応力

電磁力によりコイル内に応力が発生する。コイル軸方向の磁場成分 B_z に起因する応力と、コイル半径方向の磁場成分 B_r に起因する応力があるが、ここでは分けて考える。

(a) コイル軸方向磁場成分 B_z に起因する応力

コイル軸方向磁場 B_z による電磁力は、コイル半径方向に働くフープストレスである。コイル断面内で電流密度が均一であればコイル内磁場分布 B_z は図 2.3.1 の上に示したように、ほぼ直線的になる。電磁力 F_r も当然磁場分布と同じく、直線的になる。コイルは線材が幾層にもまかれて出来ているが、かりに各層間で線材が力学的に結合していないとすると、電磁力 F_r は各層の線材自身のひっぱり力 σ_θ となって現われる。

ところが実際にコイルを作る場合、各層間を力学的に独立にすると、線材の位置によってひっぱり応力 σ_θ にひどく不均一が出来、 σ_θ の大きい所では許容値をこえてしまう可能性がある。又負の σ_θ 値が出てくるともコイル全体の支持としてみれば無駄なことである。コイル内の応力分布 σ_θ を均一化するには、各層を完全に密着させてコイル全体を一体の金属円板のようなものにすればよい。そのようにすればコイル内の線材に働くひっぱり応力は均一化され、図 2.3.1 の σ_θ^S のようになる。

本設計では各小コイルは図 1.4.3 に示したように、いくつものパンケーキ状の巻線をつみ重ねた形になっている。1つのうすいパンケーキ(厚さ 15 mm)は、超電導線材とステンレスの補強帯をいっしょに巻き込んだものであるが、各層間は完全に密着していて、パンケーキは一つの金属で出来た円板とみなしてよい。すなわち、各層間でズレが全くおこらず、電磁力によってパンケーキ全体がある変位をすると考えてよい。冷媒による冷却のチャンネルを水平方向にえらんだのも、電磁力支持の面から一体化した円板状のパンケーキを作らねばならなかったからである。

このような一体化したコイル内での応力分布 σ_θ^S は、図 2.3.1 の上図に記入した、コイル内周磁場 B_1 、コイル外周磁場 B_2 、コイル内半径 r_1 、コイル外半径 r_2 、コイル電流密度 j 、及びコイル材料のボアソン比 μ が与えられれば計算できる。⁽²⁾⁽³⁾

この方法で図 2.2.3 から図 2.2.8 に示したコイル内磁場分布を使い、最大応力発生時のコイル内応力分布 σ_θ^S を計算して、結果を図 2.3.2 から図 2.3.7 に示した。

又、No. 1 変流器小コイルについてのみ各層間が力学的に独立とした時のひっぱり応力 σ_θ と一体化した円板とみなした時のひっぱり応力 σ_θ^S を図 2.3.8 に示し図 2.3.1 を根拠づけた。

(b) コイル半径方向磁場成分 B_r に起因する応力

コイル半径方向磁場成分 B_r による電磁力は、コイル軸方向にはたらく。本設計においては、図 1.4.3 に示したようにコイルは多数のパンケーキをつみ重ねた構造になっている。そして各

パンケーキ間は、5mm厚さの冷媒の通るチャンネルになっている。図1.4.5のコイル水平断面図が示すように、冷却チャンネルをもうけるため各パンケーキ間にはスペーサーが放射状に配置されている。

このようなコイル構造の場合、コイル軸方向にはたらく電磁力によって、線材部分には均等荷重のはりに働くのと同じ応力が発生する。この関係を図2.3.9に示した。

(a)の議論ではパンケーキを一体の円板として応力分布を計算したが、コイル軸方向の電磁力に対しては、超電導線とステンレスの補強帯を力学的に独立と考えるべきである。ステンレス補強帯も当然超電導線と共にわずかに軸方向に変位すると思われるが、よりきびしい条件での設計をするには、ステンレス補強帯と、超電導線は、コイル軸方向の力に対しては力学的に独立であると考えなければならない。超電導線材にかかる最大の曲げ応力は次の式で与えられる。向きは、線材の長さ方向である。

$$\sigma_b = \frac{1}{2} \cdot B_r \cdot \frac{1}{t_{s.c.}} \cdot \left(\frac{\ell}{b}\right)^2 \quad \left(\frac{N}{m^2}\right) \quad (2-3-1)$$

ここで

B_r : コイル半径方向磁場 (T)

I : 1本の線材に流れる電流 (A)

$t_{s.c.}$: 超電導線の厚さ (m)

b : 超電導線の巾 (m)

ℓ : スペーサー間隔 (m)

である。

この計算式を使うにあたって、コイル半径方向の磁場成分の値 B_r は図2.2.3から図2.2.8の各図において最大の B_r の値をとった。又各パラメーターの数値は

$$t_{s.c.} = 3 \text{ mm}$$

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

$$\ell = 70 \text{ mm}$$

である。

超電導線材に働く、最大曲げ応力 σ_b の計算値は、図2.3.2から図2.3.7のたて軸に←記号で示した。いずれの小コイルにおいても、その値は 2 kg/mm^2 以下であった。

2.3.3 巻線材料にかかる応力

前の2.3.2では、ことなる磁場成分 B_z , B_r に起因する応力 σ_θ^s , σ_b を別々に求めた。ところが σ_θ^s も σ_b も共にコイルの巻線方向に働くひっぱりの応力である。これらのひっぱり応力は、超電導線材及びステンレス補強帯にどのように配分されているのであろうか。ここでは超電導線材とステンレスの補強帯に働く、それぞれのひっぱり応力を求め、それが許容できる値かどうか検討する。

(a) 超電導線材に働くひっぱり応力

前項で求めた σ_θ^s は超電導線材とステンレスの補強帯に働くひっぱり応力の平均値である。実際は超電導線材とステンレス補強帯のヤング率のちがいにより、両者に働く応力はことなる。図2.3.10に示したように、超電導線材のみに働く応力 $\sigma_\theta^{s.c.}$ 及び、ステンレス補強帯のみに

働く応力 $\sigma_{\theta}^{\text{SUS}}$ は次のようにあらわせる。

$$\sigma_{\theta}^{\text{S.C.}} = \frac{\sigma_{\theta}^{\text{S}} \cdot (t_{\text{S.C.}} + t_{\text{SUS}} + t_{\text{ins}})}{t_{\text{S.C.}} + t_{\text{SUS}} \frac{E_{\text{SUS}}}{E_{\text{S.C.}}}} \quad (2-3-2)$$

$$\sigma_{\theta}^{\text{SUS}} = \frac{\sigma_{\theta}^{\text{S}} \cdot (t_{\text{S.C.}} + t_{\text{SUS}} + t_{\text{ins}})}{t_{\text{SUS}} + t_{\text{S.C.}} \frac{E_{\text{S.C.}}}{E_{\text{SUS}}}} \quad (2-3-3)$$

ここで

- t_{SUS} : ステンレス補強帯の厚さ
- t_{ins} : 絶縁皮膜の厚さ
- E_{SUS} : ステンレス補強帯のヤング率
- $E_{\text{S.C.}}$: 超電導線材のヤング率

である。

又前項で求めた σ_b は超電導線材のみに働くひっぱり応力である。

よって超電導線材のみに働く全ひっぱり応力 $\sigma_{\text{S.C.}}$ は

$$\sigma_{\text{S.C.}} = \sigma_{\theta}^{\text{S.C.}} + \sigma_b \quad (2-3-4)$$

とあらわせる。

(b) ステンレス補強帯に働くひっぱり応力

ステンレス補強帯に働く全ひっぱり応力 σ_{SUS} は

$$\sigma_{\text{SUS}} = \sigma_{\theta}^{\text{SUS}} \quad (2-3-5)$$

とあらわせる。

(c) 巻線材料の最大許容ひっぱり応力

本設計においては超電導線の安定化銅のひっぱり応力 σ_{CU} の最大許容値を次のように定めた。

$$\sigma_{\text{CU}} = 11.0 \text{ kg/mm}^2$$

銅の最大許容ひっぱり応力を 11.0 kg/mm^2 にとった理由は、OFHC銅の弾性限界が液体ヘリウム温度で 14.0 kg/mm^2 程度⁽⁴⁾⁽⁵⁾であることと、OFHC銅の液体ヘリウム温度での電気抵抗が弾性限界以上のひっぱりで徐々に増加しはじめる⁽⁵⁾⁽⁶⁾ことによる。後の超電導線の項 2.5.1 に示すように、超電導極細多芯線は殆んど安定化銅で出来ているので、この安定化銅の最大許容ひっぱり応力を、超電導極細多芯線の最大許容ひっぱり応力とした。

ステンレス補強帯の弾性限界は液体ヘリウム温度で 100 kg/mm^2 程度以上⁽⁴⁾であるが、本設計においては一応安全を見込んで

$$\sigma_{\text{SUS}} = 30.0 \text{ kg/mm}^2$$

にとつた。

(d) 巻線材料の最大ひっぱり応力

これまでの議論をもとにして、各巻線材料に働く最大ひっぱり応力を計算する。

まず超電導線材のヤング率を出さねばならない。超電導線材は2.5.1で詳述するように、超電導極細多芯線、タングステン芯、及びそれらを一体化してテープ状にするフィラー、という3種類の材料で出来ている複合材料である。この超電導線材のヤング率は、それを構成する3種の金属の個々のヤング率がわかれば、計算でき

$$E_{S.C.} = 1.63 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$$

となる。又ステンレスの液体ヘリウム温度でのヤング率は

$$E_{SUS} = 2.03 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2^{(4)}$$

ととつた。又

$$t_{SUS} = 5 \text{ mm}$$

$$t_{ins} = 0.33 \text{ mm}$$

$$t_{S.C.} = 3 \text{ mm}$$

である。

σ_{θ}^S の最大値は図2.3.2から図2.3.7より、 $\#1$ 変流器小コイルでの 13.4 kg/mm^2 である。

これらの数値を(2-3-2)式、及び(2-3-3)式に代入して、軸方向磁場に起因する超電導線材、及びステンレス補強帯に働く、最大ひっぱり応力を求めると、

$$\sigma_{\theta}^{S.C.} = 12.1 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sigma_{\theta}^{SUS} = 15.1 \text{ kg/mm}^2$$

となる。又 $\#1$ 変流器小コイルの曲げ応力 σ_b の最大値は 0.4 kg/mm^2 なので(2-3-4)式より、 $\#1$ 変流器小コイルの超電導線材に働く全ひっぱり応力は

$$\sigma_{S.C.} = 12.5 \text{ kg/mm}^2$$

となる。他の小コイルについて同様な検討をしても $\sigma_{S.C.}$ はこの値が最大である。

表2.3.1にさらに詳しい計算結果をまとめた。超電導極細多芯線の最大ひっぱり応力及び、ステンレス支持帯の最大ひっぱり応力は、許容値内におさまっている。のび率とは巻線材料に最大ひっぱり応力が加わった場合の、のびである。

2.3.4 熱 応 力

超電導コイルは極低温で使用するため巻線材料や構造材料の熱収縮の差による熱応力の発生が予想される。ここではその対策をのべる。

(a) 超電導極細多芯線内での熱応力

超電導極細多芯線内で $N_b T_i$ 又は N_b の芯線と安定化母材の銅との熱収縮率のちがいにより発生する熱応力が考えられる。本設計の超電導極細多芯線では、芯線径は 8μ と細く、そのうえツイストされているので、超電導極細多芯線内での熱応力は無視できる。

(b) 冷却時に発生する熱応力

本設計においては、各超電導小コイルは図 1.4.3 が示すように、各々ステンレス製の液体ヘリウム容器の中におさめられている。この液体ヘリウム容器は、液体ヘリウムの容器であると共に、超電導コイルのまきわくを兼ねている。室温で密着していたこのヘリウム容器と超電導コイルは、すべてが液体ヘリウム温度になれば、銅の熱収縮とステンレスの熱収縮がほぼ同じ（1000 分の 3 程度）なので再び密着する。

ところが初期冷却の際、コイル部は熱伝導度のよい銅と、それに密着して冷却効果のよいステンレスの補強帯から出来ているので、速く冷却され収縮するのに対し、ステンレス製のヘリウム容器は肉厚で冷媒との接触面積がせまいので、冷却がおくれ、収縮もおくれる。

そこでもしコイル部とコイルの内周にあるステンレスの肉厚壁との間に 100 K 程度の温度差がついたとすると、コイル部にはコイル材料の最大許容ひっぱり応力をはるかに越える応力が働く。本設計においては、この熱収縮差による応力をにげるため、ヘリウム容器とコイル部との間にはスプリング機構を入れてある。その結果、熱応力で超電導線材が許容値以上のひっぱり応力をうけることはなく、また最終的に冷えきった状態で両者にガタが生ずることもない。

2.3.5 巻線時応力 (pretension)

図 2.1.1 が示すようにコイルの巻線は、ステンレスの補強帯と超電導線材を同時に巻き込む方法をとる。この際、ある程度のテンションを加えて線材及びステンレスの補強帯を巻かねばならないのは当然である。

加えるテンションの大きさは次の 3 つの条件で決まる。

- (i) 巻きあがったパンケーキは各ターン間のすべりがなく、一体化した円板であること。
- (ii) 巻きあがった状態で、超電導線材及びステンレスの補強帯のひっぱり応力が、許容値内であること。
- (iii) 超電導状態にして電流を流さない時、及び電流を流した時に、超電導線材及びステンレスの補強帯に働くひっぱり応力が許容値内であること。

この 3 つの条件にかなう巻線時応力を加えて巻線を行なえばよい。

表 2.3.1 巻線材料に働く最大ひっぱり応力

	最大ひっぱり 応力 (kg/mm ²)	最大許容 ひっぱり応力	ヤング率 × 10 ⁴ (kg/mm ²)	伸び率 × 10 ⁻⁴
超電導線	12.5	—	1.63	7.67*
極細多芯線	10.97	11.0	1.43 ⁽⁴⁾	7.67
タングステン芯	28.4	—	3.70 ⁽⁷⁾	7.67
フィラー	0	—	0	—
ステンレス支持帯	15.1	30.0	2.03 ⁽⁴⁾	7.44*
絶縁皮膜	0	—	0	—

* この値のちがいは超電導線材には、コイル半径方向磁場に起因する曲げ応力 σ_b が働くからである。

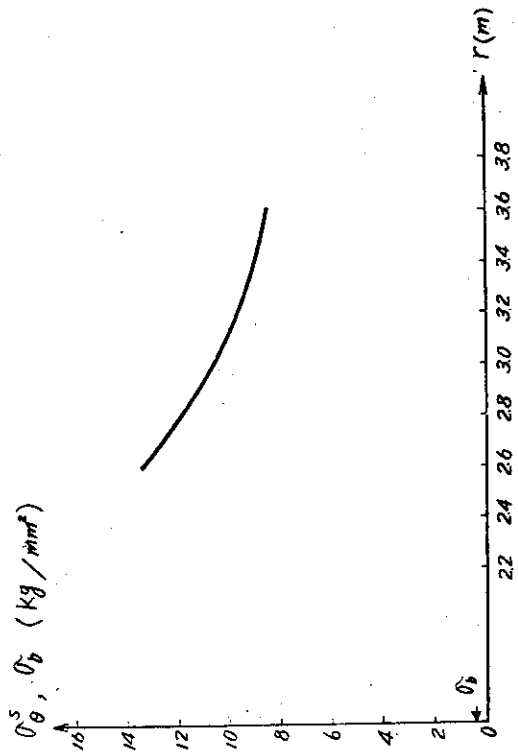


図 2.3.2 No. 1 変流器小コイル内応力分布

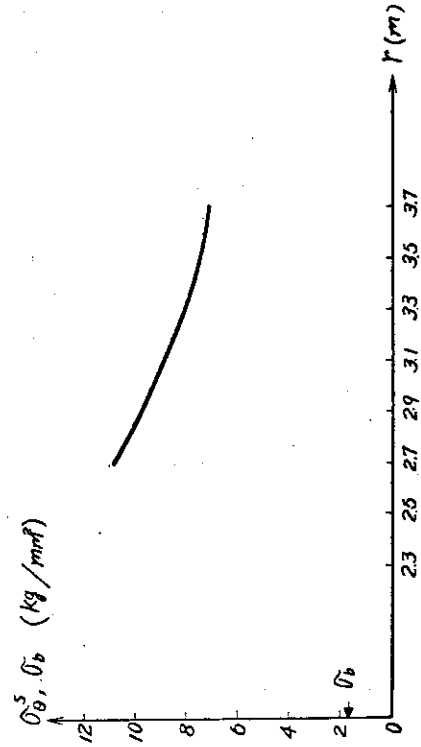


図 2.3.3 No. 7 変流器小コイル内応力分布

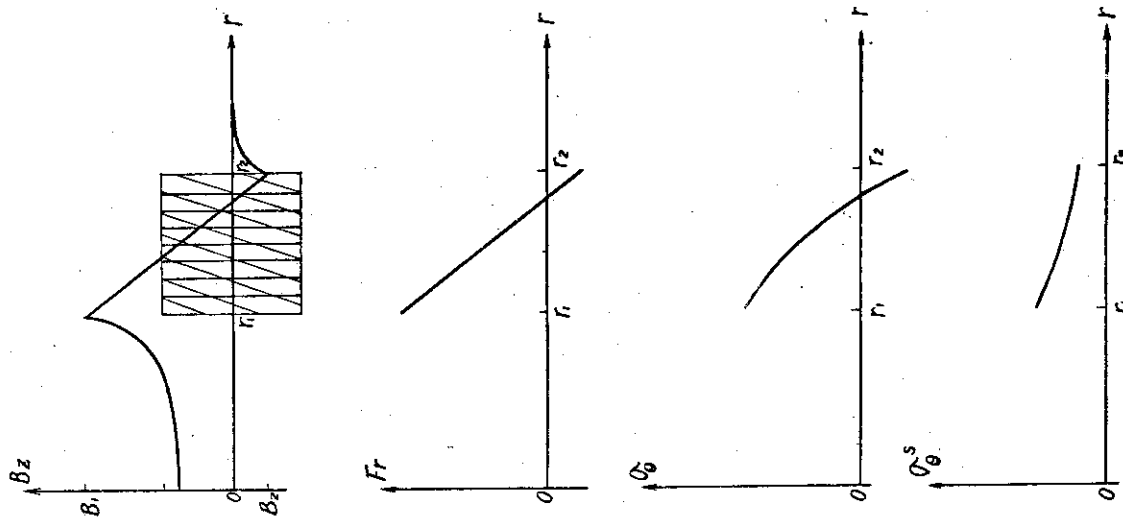


図 2.3.1 コイル内応力分布 (軸方向磁場に起因するもの)

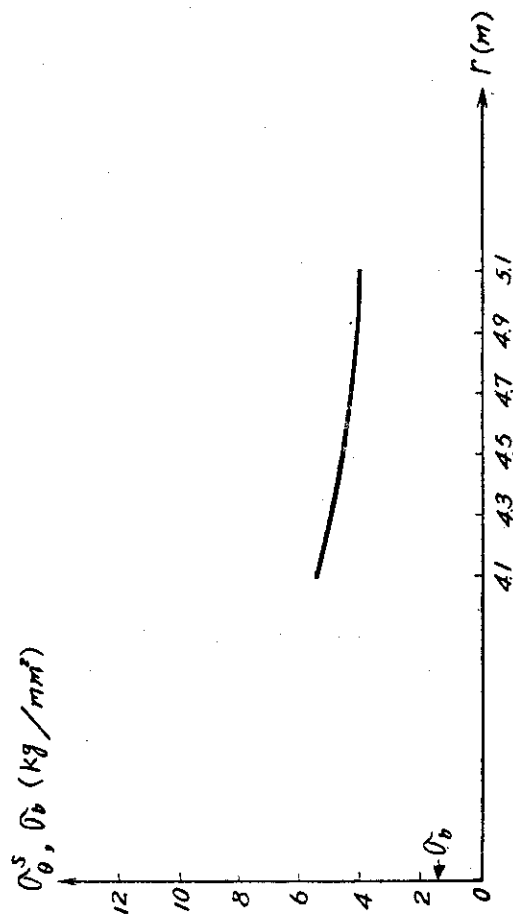


図 2.3.4 №9 変流器小コイル内応力分布

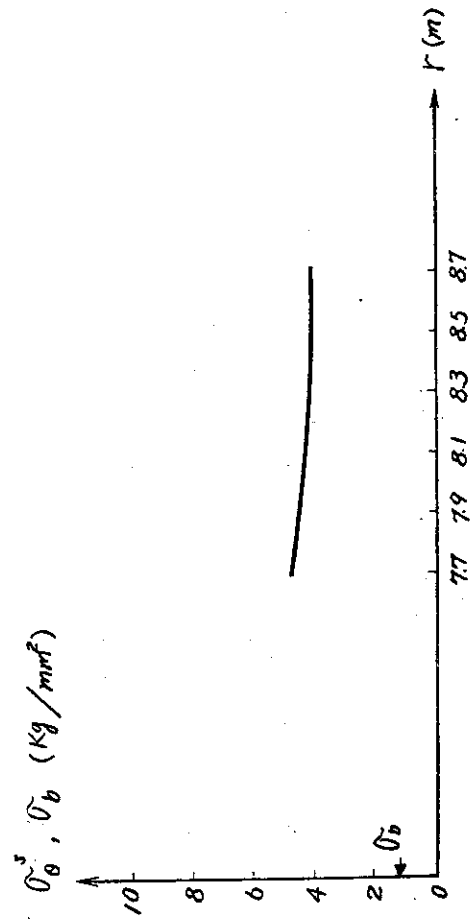


図 2.3.5 №7 垂直磁場小コイル内応力分布

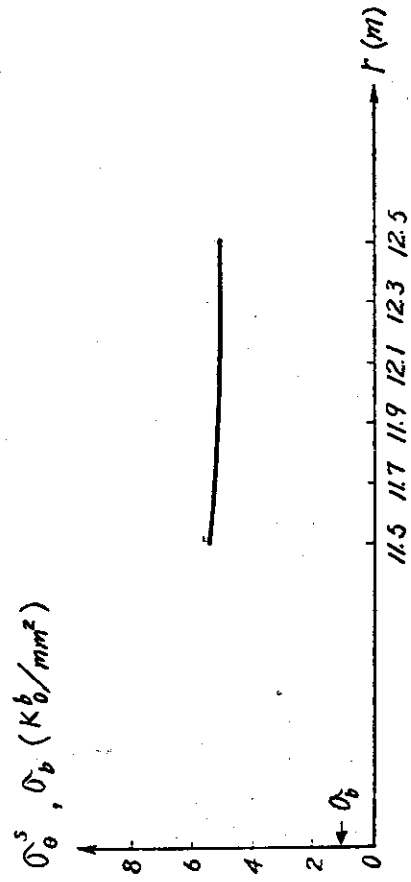


図 2.3.6 №10 変流器小コイル内応力分布

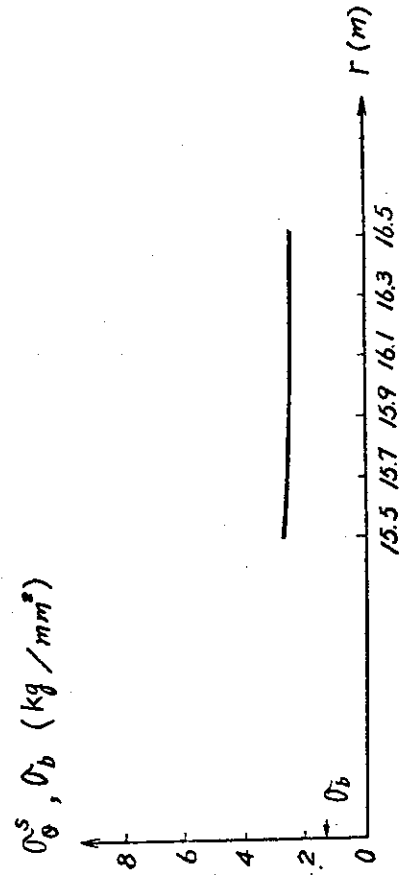


図 2.3.7 №8 垂直磁場小コイル内応力分布

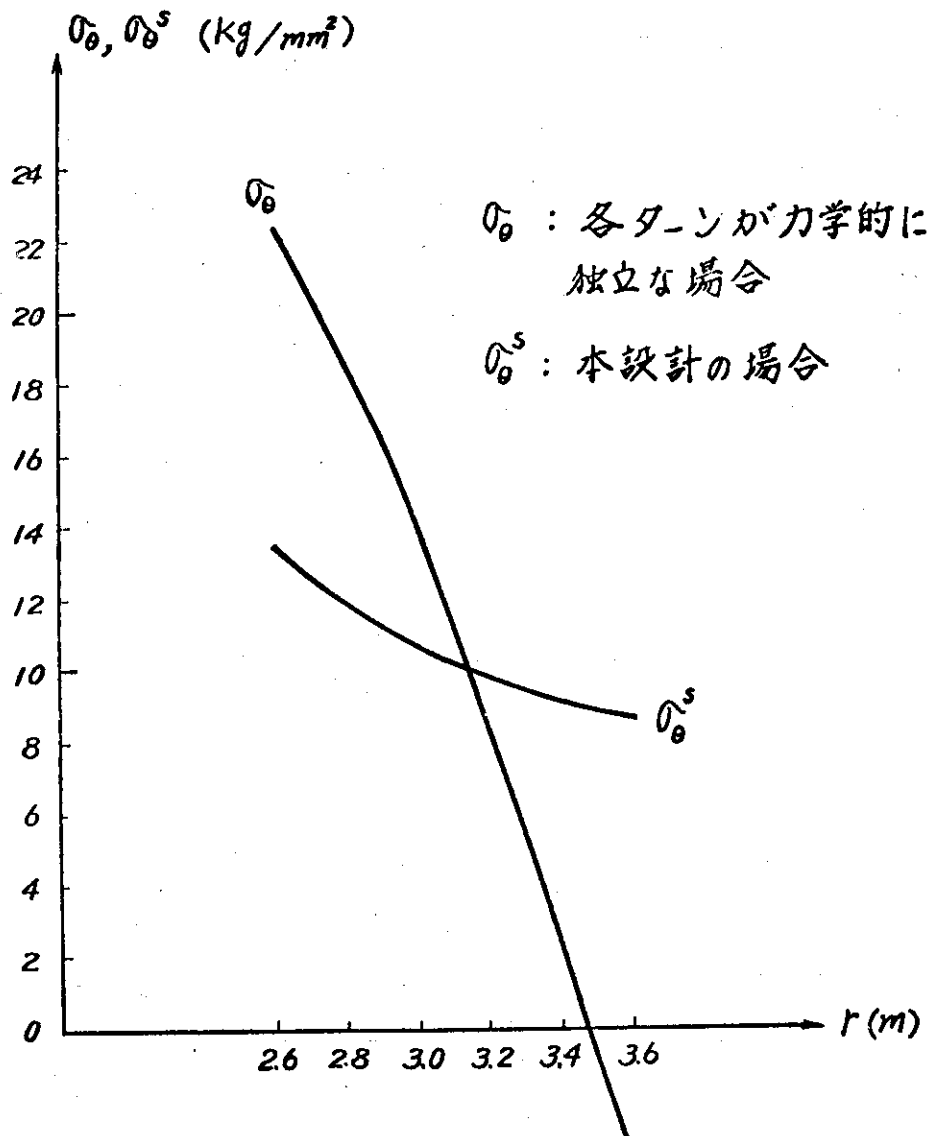
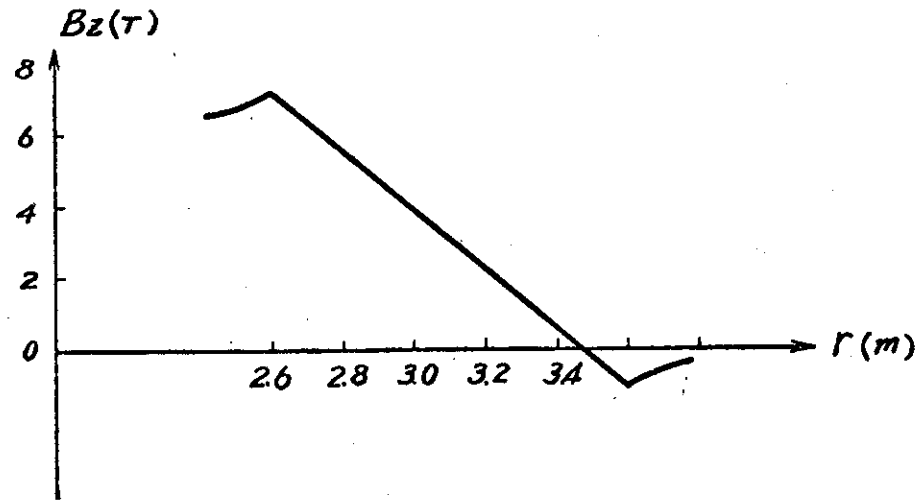
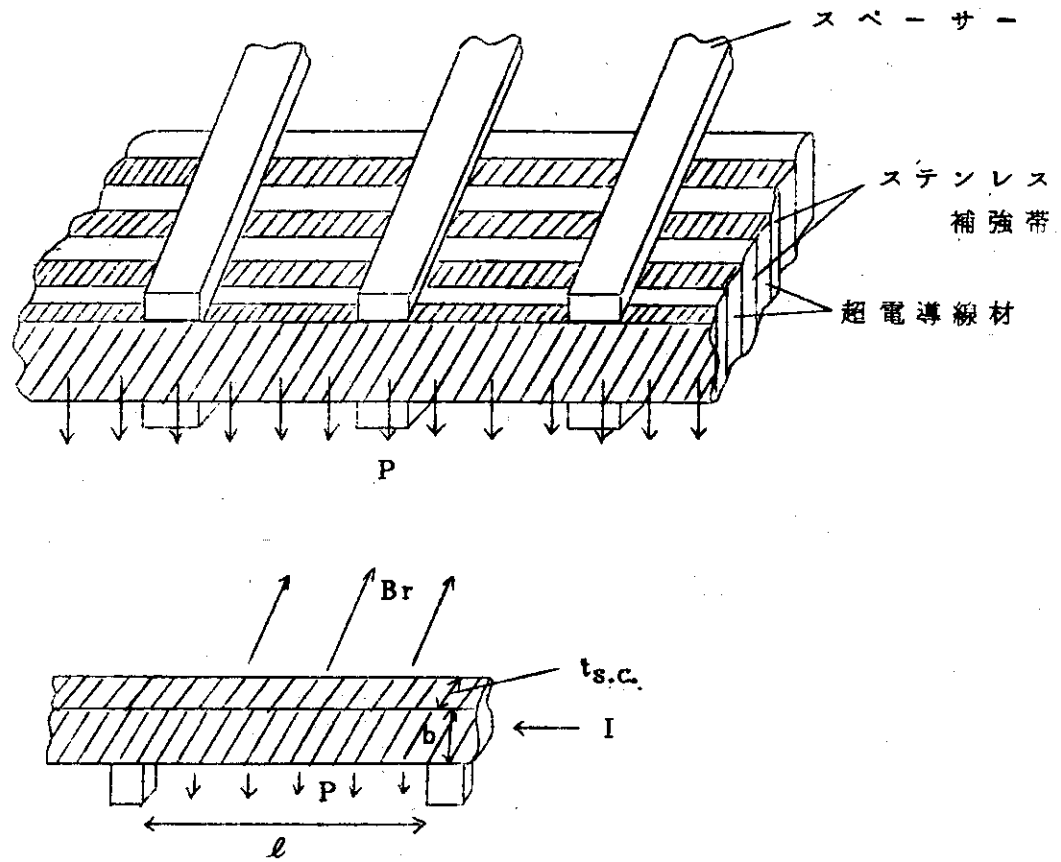


図 2.3.8 Ⅱ-1 変流器小コイル内の応力分布



電磁力 $P = B_r \times I / t_{s.c.} \quad (\text{N/m}^2)$

軸方向断面係数 $Z = \frac{t_{s.c.} b^2}{6} \quad (\text{m}^3)$

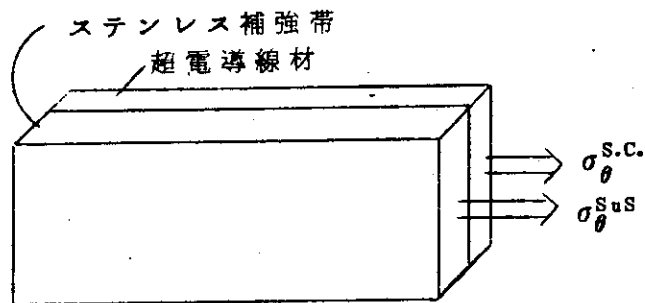
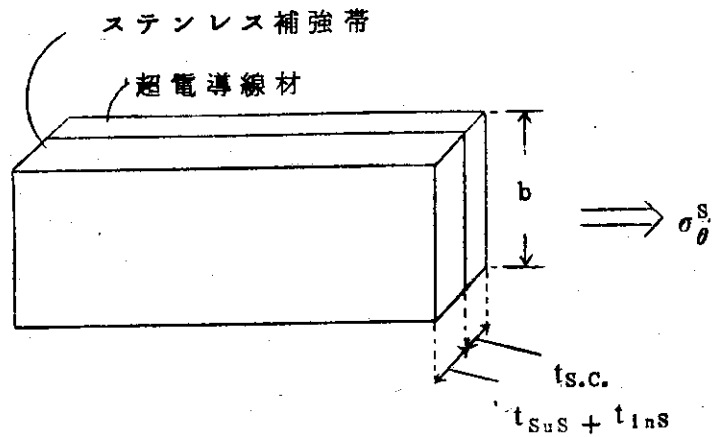
曲げモーメントの最大値 $M_{\max} = \frac{P t_{s.c.} \ell^2}{12} \quad (\text{Nm})$

曲げ応力は $\sigma = \frac{M_{\max}}{Z} \left(\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right)$

$$= \frac{1}{2} \cdot P \cdot \left(\frac{\ell}{b} \right)^2 \left(\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right)$$

$$= \frac{1}{2} \cdot B_r \cdot \frac{I}{t_{s.c.}} \cdot \left(\frac{\ell}{b} \right)^2 \left(\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right)$$

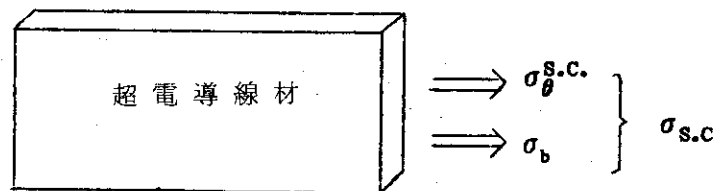
図 2.3.9 線材にはたらく曲げ応力



$$\sigma_{\theta}^S \times (t_{S.C.} + t_{SUS} + t_{ins}) = \sigma_{\theta}^{S.C.} t_{S.C.} + \sigma_{\theta}^{SUS} t_{SUS}$$

$$\sigma_{\theta}^{S.C.} = \frac{\sigma_{\theta}^S \times (t_{S.C.} + t_{SUS} + t_{ins})}{\frac{E_{SUS}}{t_{S.C.} + t_{SUS}} \frac{E_{S.C.}}{E_{SUS}}}$$

$$\sigma_{\theta}^{SUS} = \frac{\sigma_{\theta}^S \times (t_{S.C.} + t_{SUS} + t_{ins})}{\frac{E_{S.C.}}{t_{SUS} + t_{S.C.}} \frac{E_{SUS}}{E_{SUS}}}$$



$$\sigma_{S.C.} = \sigma_{\theta}^{S.C.} + \sigma_b$$

図 2.3.10 超電導線に働くひっぱり応力

2-4 巻線法と電気結線

この節ではコイルの巻線法と電気結線法について述べる。ここでは変流器コイルを例にとつて説明するが、垂直磁場コイルでも、1つの小コイルあたりのダブルパンケーキ数が、4個に減るだけで、他は何も変わらない。

2.4.1 巻線法

巻線形式は、コイル半径方向の電磁力支持の必要上、パンケーキ巻きとした。又、超電導線材の接続部がコイル内周の磁場や電磁力が大きいところだと、その部分で超電導特性が劣化するおそれがあるので、コイル外周で接続することにした。

このような要求をみたす巻線法は、ダブルパンケーキ巻きである。図2.4.1に3ターンの場合のダブルパンケーキ巻きの例を図示した。

本設計においては、超電導コイルの最高発生電圧を40kVとしたため、変流器コイルの総ターン数は、400ターンにおさえられてしまった。変流器小コイル数は20個あるので、1つの小コイルあたりのターン数は20ターンとなる。

各小コイルは10個のダブルパンケーキで構成されるが、各ダブルパンケーキは並列接続するので、1つのダブルパンケーキのターン数は20ターンである。よって1つのパンケーキあたりのターン数は10ターンとなる。

もし本設計のような円板状のパンケーキを10ターンで巻くと、円板の巾が1mなので、1ターンの巻込線厚さは10cmとなる。このような厚いものを巻いた場合、上下のパンケーキ間のわたり部分、および電流の口出し部分に応力がかかり、超電導特性を劣化させるし、巻線自体も困難である。

そこで本設計においては、図2.4.2に示したように、線材とステンレス補強帯の組を12組同時に巻き込むことにした。この場合、1つの巻込線の厚さは8.33mmとなる。この8.33mm厚さの巻込線は、図2.1.1で示したように、厚さ3mmの超電導線材と厚さ5.33mmのステンレス補強帯の組である。このように巻線すると1パンケーキあたりのターン数は120ターンとなる。しかも電気結線によって、電氣的ターン数は10ターンと出来る。

2.4.2 電気結線法

実際の巻込線のターン数は、巻線法の関係上1パンケーキ当たり120ターンとなるが、それを電気接続によって10ターンにおとさねばならない。図2.4.3に電気結線の模式図を示した。このような電気結線を行なえば、コイル全体として電氣的ターン数は400ターンとすることが出来る。又、図2.4.4にダブルパンケーキ間の並列結線図を示した。

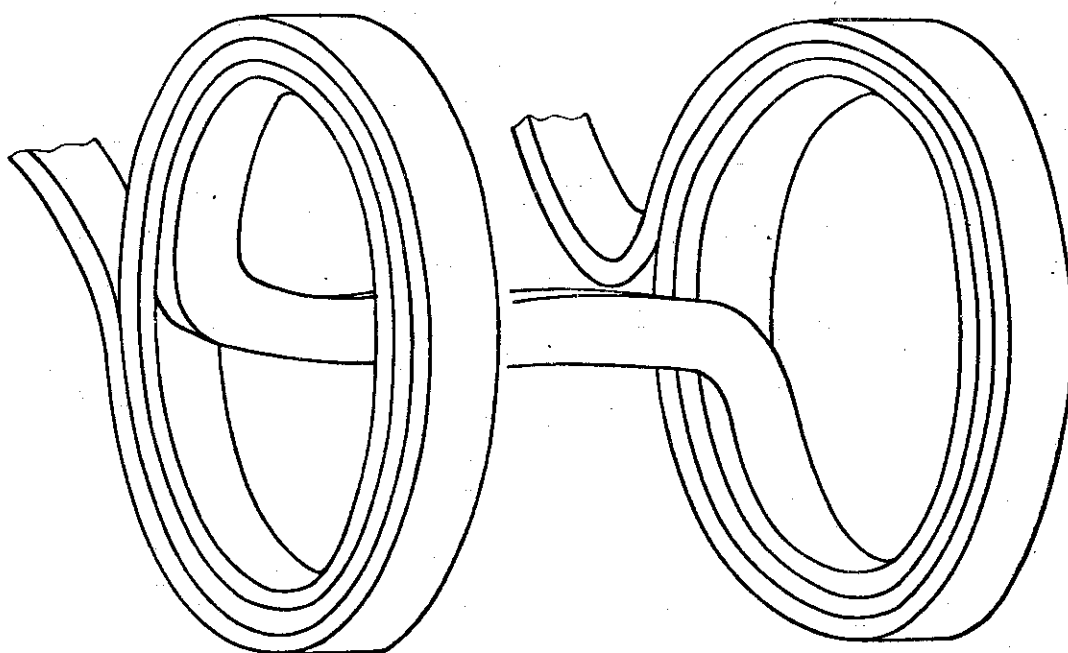
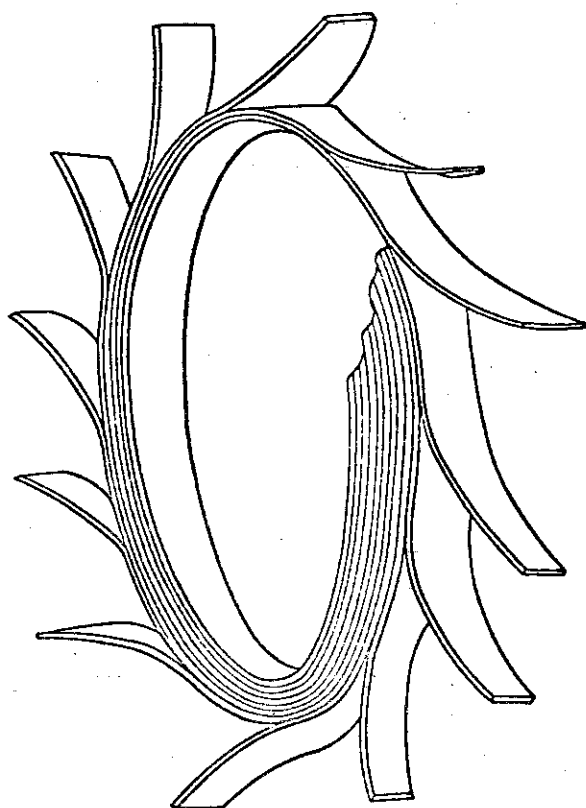


図 2.4.1 ダブルパンケーキ巻き(3ターンの場合)



厚さ 8.33 mm

超電導線 3 mm t

補強帯 5.33 mm t

図 2.4.2 巻線法

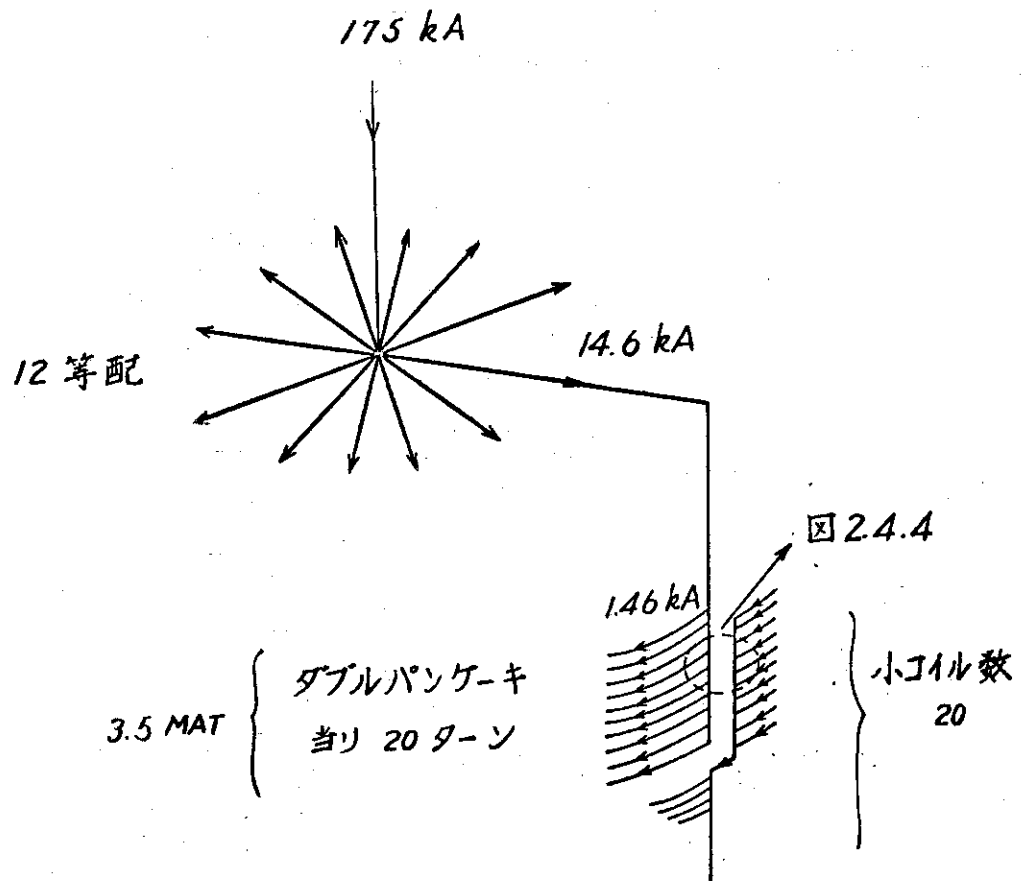


図 2.4.3 電気結線法 (変流器コイルの場合)

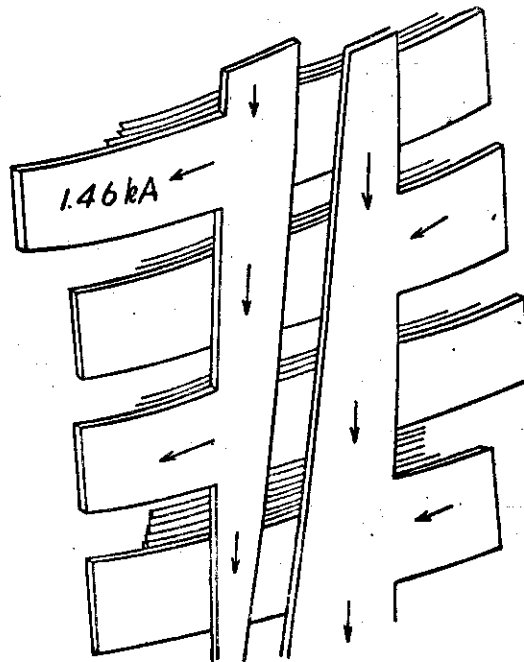


図 2.4.4 ダブルパンケーキ間の並列結線図

2-5 超電導コイルとしての問題点

これまでの各節は、特に超電導コイルに特有なものではなかった。この節では、超電導コイルに特有な設計、検討を行なう。

2.5.1 超電導線材

超電導線の仕様は、表 2.1.3 に示したとおりである。このような仕様をみたす線材の設計を行なう。

(a) 超電導材料の選択

超電導線材を形成する超電導材料は、合金系と化合物系に大別されるが、その性質がかなり異なるため、使用目的によって、その選択をしなければならない。

表 2.5.1 に合金系超電導材料のうち、現在もっとも広く使われ、かつ信頼性がある NbTi と化合物系超電導材料のうちでは、もっとも信頼性と将来性のある Nb₃Sn について、その基本的性質、使用上の問題点の比較を示した。

また図 2.5.1 に複合加工法で作製した NbTi と Nb₃Sn の臨界電流密度の磁場変化の曲線⁽⁸⁾を示した。

表 2.5.1 と図 2.5.1 からわかるように、基本的性質は、いずれも Nb₃Sn のほうがまさっている。ところが極細多芯線の製作上の問題、機械的強度の問題等で Nb₃Sn 線材、特に極細多芯線の開発は、NbTi 線材に大巾におくれをとっているのが現状である。

そこで本設計においては、現在の技術で十分間にあう NbTi を使った場合と、本設計が 20 年先の概念設計であることを考え、将来当然開発、実用化が予想される Nb₃Sn を使った場合の両者について、線材の設計を行なった。

(b) 安定化母材の選択

超電導体が常電導転移した状態での電気比抵抗は、液体ヘリウム温度での銅の電気比抵抗にくらべて、3 桁程度大きい。そこで万が一、超電導線に通電中、超電導体が常電導転移してもその部分でのジュール発熱が大きくなならないよう、超電導体は銅等の電気伝導度のよい金属中にうめこまれて使われる。このような線材を複合線材と呼んでいる。

一方、超電導体がうめこまれている母体の金属は、安定化母材と呼ばれている。又、多数のはそい、超電導線がうめこまれている安定化母材は、マトリクスと呼ばれている。

このマトリクスの役目は上に記した。

(i) 超電導体が常電導転移した場合に、ジュール発熱を低くおさえる。

のほか、

(ii) 多数の超電導芯線と液体ヘリウムとの伝熱をよくする。

(iii) マトリクスは磁気拡散定数がひくいので、磁束の急激な侵入を防ぐ。

等の役目をもっている。このことより逆にマトリクスに要求される条件は、電気伝導度と、熱伝導度がよいことである。その他、マトリクスには、複合線材の製作の容易なものが要求される。

そのようなマトリクスの材料としては、銅とアルミニウムが考えられる。両者の比較を表 2.5.2 に行なった。磁気抵抗効果も含めた電気抵抗の面では、アルミニウムのほうが、かなり有利であるが、⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾ アルミニウムは機械的性質（特にヤング率）では銅にくらべかなり劣る。

特に今回の設計のように、ステンレスの補強帯を入れて補強せねばならないような強い応力が発生するコイルにおいては、アルミニウムは適さない。そこで本設計においては、安定化母材としては、銅を採用することにした。

(c) 超電導線材の設計

本設計においては、超電導線材の設計目標を以下のように定めた。

- (i) 十分超電導状態をみたせるよう、電流容量に余裕ある線材
- (ii) 交流損失のできるだけ少ない線材
- (iii) 機械的強度のある線材
- (iv) 完全安定化の条件をみたす線材
- (v) 断熱安定化の条件をみたす線材
- (vi) 常電導転移してもやき切れない線材

これらの要求をすべて満たすものとして提案したのが、表 2.5.3 及び図 2.5.2 の線材である。

まずこの線材が(i)の要求を満たしているかどうか検証する。図 2.5.3 が示すように、NbTi の場合も Nb₃Sn の場合も、電流容量には十分余裕がある。

(ii)の要求をみたすため、次の配慮をした。

- 超電導フィラメント径を細くして、フィラメントでのヒステリシスロスをおさえた。
- フィラメントをツイストしてマトリクスでのウズ電流損をへらした。
- 極細多芯線の径を細くして、マトリクスでのウズ電流損をへらした。
- 各極細多芯線を電気絶縁してツイストして、極細多芯線間の電氣的結合を切った。

このような線材での交流ロスの計算は次の項で行なう。

(iii)の要求をみたすための配慮は

- 銅の安定化母材を使った。
- タングステンの補強線を入れ、タングステンに力をもたせるようにした。(図 2.5.2 を参照)
- 極細多芯線をよせあつめテープ状に加工した。

である。線材にはたらくひっぱり応力に関する計算はすでに 2.3.3 で行なっており、極細多芯線にかかる応力を許容値内におさめうることを示した。又、その時極細多芯線の、ひっぱり応力によるのびが、0.08% 以内であることを示したが、この程度ののびは、Nb₃Sn 線の劣化には全く影響がない。

(iv)の要求をみたすため、銅比を大きくとり、低電流密度の設計にした。

(v)の要求をみたすため、極細多芯線内のフィラメント径を 8 μ とした。

(vi)の要求をみたすため、銅比を大きくとった。

この(iv)(v)に関しては、2.4.3 項の安定性のところで、(vi)に関しては 2.4.4 項のコイル保護法のところで詳しく検討する。

2.5.2 超電導線材の交流損失

ここでは超電導線材で発生する交流損失について計算する。超電導線材で発生する交流損失は次の 3 つに分類できる。

- (i) 安定化母材(マトリクス)で発生するウズ電流損失

(ii) 超電導体(フィラメント)で発生するヒステリシス損失

(iii) 自己磁場損失

ここでは超電導材料としてNbTiを使った場合について、以下の計算を行なう。

(a) 安定化母材(マトリクス)で発生するウズ電流損失

本設計に用いた1本の極細多芯線の単位長さあたりのウズ電流損失は、次式で与えられる。⁽¹²⁾

$$\frac{P_e}{\ell} = \frac{\pi}{4} \cdot D^2 \cdot \left(\frac{\dot{B} \ell_p}{2\pi} \right)^2 \cdot \frac{w-d}{w} \cdot \frac{1}{\rho_{\text{matrix}}} \quad (2-5-1)$$

ここで

P_e : 損失(W)

ℓ : 極細多芯線長さ(m)

D : 極細多芯線外径(m)

$\dot{B}$: 磁場変化速度(T/S)

ℓ_p : フィラメントのツイストピッチ

w : フィラメント間隔(m)

d : フィラメント直径(m)

ρ_{matrix} : 安定化母材の電気比抵抗($\Omega \cdot m$)

である。この式に表2.5.3で与えた線材の諸数値を入れて、コイル全体の損失を計算した。結果は、表2.5.4に示した。

一方ツイストピッチの長さが適当であったかどうかは、臨界ツイストピッチを求め、それより小さければ小さいほどよい。臨界ツイストピッチ ℓ_c は

$$\ell_c = \left[(2\pi)^2 \cdot \rho_c \cdot I_c \cdot \frac{N}{\pi D} \cdot \frac{1}{|B|} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2-5-2)$$

で与えられる。⁽¹²⁾ 但し

$$\rho_c = \rho_{\text{matrix}} \cdot \frac{w}{w-d} \quad (2-5-3)$$

である。ここで

I_c : フィラメントの臨界電流(A)

N : 1本の極細多芯線内のフィラメント数

である。本設計の極細多芯線の臨界ツイストピッチは

$$\ell_c = 4.34 \text{ mm}$$

と計算できる。本設計ではツイストピッチは、3mmなので、このツイストピッチは適当であると言える。

(b) 超電導体(フィラメント)で発生するヒステリシス損失

本設計で用いた超電導線材のうち、超電導のフィラメントで発生するフィラメント単位体積あたりのヒステリシス損失は次のようにあらわせる。⁽¹²⁾

$$\frac{P_{hl}}{V} = \frac{8}{3\pi} \cdot \mu_0 \cdot J_c \cdot \frac{d}{4} \cdot |\dot{H}_{ex}| \quad (2-5-4)$$

ここで

- P_{h1}/V : フィラメントの単位体積あたりのヒステリシス損失 (W/m^3)
 J_c : 超電導フィラメントの臨界電流密度 (A/m^2)
 $\dot{H}_{ex}$: 外部磁界変化速度 ($A/m \cdot s$)

である。この式を用いてNbTi線材の場合の各時間帯でのコイル全体の損失を求めて表2.5.4に示した。

(c) 自己磁場損失

これまでの議論では、1本の超電導極細多芯線にかかる磁場は均一であると考えてきた。ところが実際は考えている超電導極細多芯線自身に流れる電流が作る自己磁場のため、磁場の不均一がおこり、極細多芯線表面でいわば表皮効果がおこる。これによる損失が、自己磁場損失である。

この損失をなくするには、単にフィラメントをツイストするだけではだめで、フィラメントをトランスポーズ(転移)しなければならない。本設計においては、極細多芯線内のフィラメントはトランスポーズしてないので、この自己磁場損失を見積っておかねばならない。

自己磁場損失は、1本の極細多芯線の電流を $I_0 \rightarrow -I_0 \rightarrow I_0$ と1周期させた時、極細多芯線単位長さあたり

$$\frac{W_{sf}}{L} = \frac{\mu_0}{4\pi} \cdot (2I_0)^2 \left\{ \frac{1}{2 \cdot 3} \cdot \left(\frac{I_0}{I_c}\right)^2 + \frac{1}{3 \cdot 4} \left(\frac{I_0}{I_c}\right)^2 + \dots \dots \dots \right\}$$

(2-5-5)

とあらわせる。⁽¹²⁾ ここで

W_{sf}/L : 1本の極細多芯線単位長さあたりの自己磁場損失 (J/m)

I_0 : 超電導極細多芯線の電流 (A)

I_c : 超電導極細多芯線の臨界電流 (A)

である。NbTi線材の場合について、コイル全体での自己磁場損失を計算し、表2.5.4に記した。

2.5.3 安定性

本設計においては、超電導コイルが安定に運転されるように、線材およびコイル構造の面で次のような方策をとった。

- (i) 安全安定化法
- (ii) 断熱安定化法
- (iii) 強制冷却法
- (iv) コイル保護法

このうち(i)と(ii)は、一般に超電導線材の安定化法とよばれているもののうちの2つである。この節では、この2つの安定化法について述べる。(iii)は線材の冷却効果を上げるため、液体ヘリウムを強制的に循環させる方法である。これに関しては、IV章の冷却システムの中でふれる。(iv)のコイル保護法は、次項で詳述する。

(a) 安全安定化法⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾

超電導線が、何らかの原因で常電導転移した時、電流は安定化母材の銅の中を流れる。その

場合、安定化母材でのジュール発熱が少なく、しかも冷却効果によって熱がうばい去られるなら、超電導体の温度上昇は低い値におさえられる。この値が超電導体の臨界温度以下であれば常電導転移した超電導体は再び超電導状態にもどる。このようにして、超電導線材を安定化するのが、安全安定化法と呼ぶ。

図 2.5.4 に示すように、本設計での線材は、両エッジからのみ冷却される。この線材が常電導転移した時の両エッジでの単位面積あたりの発熱は 0.3 W/cm^2 となる。液体ヘリウムの熱伝達曲線が示すように、この発熱では線材の両エッジでの温度上昇は 0.5 K 以内なので、この部分では超電導状態への復帰がすぐおこる。超電導状態へ復帰した部分では、ジュール発熱がなく、液体ヘリウム温度になるので、超電導状態への復帰が両エッジから順次内側へおこって行き、線材全体が超電導へ復帰する。よって本設計の線材及び冷却法は完全安定化の条件をみたしている。

尚、前項での交流損失による発熱のうち、最高発熱時の発熱を、超電導線材の単位表面あたりの発熱に直すと約 $4 \times 10^{-3} \text{ W/cm}^2$ となる。これは常電導転移時での超電導線材の単位表面あたりの発熱 0.3 W/cm^2 にくらべ十分小さい。よって交流損失による発熱では、線材の温度上昇は無視でき、コイルの安定性に影響はない。

(b) 断熱安定化法⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾

前の完全安定化法とは、線材での発熱を冷媒による冷却能力でカバーしてやる方法であった。ここで述べる断熱安定化法は、安全安定化法とは全くことなる概念である。

超電導体(フィラメント)の内へ、磁束が入りこむ時必ず発熱を伴うが、この磁束の侵入が急激だと、発生熱はすべて超電導フィラメントの温度上昇につかわれる。この温度上昇によりフィラメントの臨界電流が減少し、さらに磁束侵入をまねく。もしこのサイクルが収束することなくどこまでも続いたら、フィラメントの温度は臨界温度以上になり、常電導転移してしまう。しかしこのサイクルで発生熱によるフィラメントの温度上昇が、臨界温度以下で収束し、発散しないならフィラメントの常電導転移が防げる。このようすを図 2.5.5 に示した。断熱安定化法は、このサイクルが終結するような条件を与えている。それは、次のように定式化されている。⁽¹²⁾

$$J_c^2 d^2 < (3/\mu_0) \cdot (C_p \delta) \cdot (-J_c / \frac{\partial J_c}{\partial T}) \quad (2-5-6)$$

ここで、

J_c : 考えている超電導フィラメントの臨界電流密度 (A/m^2)

d : 考えている超電導フィラメントの外径 (m)

$C_p \delta$: フィラメントの単位体積あたりの熱容量 ($\text{WS/m}^3\text{K}$)

である。Nb-Ti フィラメントの場合は、この条件は

$$d < 0.145 \text{ mm} = 145 \mu$$

と計算される。本設計においては、フィラメント径を 8μ としているので、本設計の線材は断熱安定化されていると言えることが出来る。

2.5.4 超電導コイル保護法

超電導コイルは、それが超電導状態で運転される限り、オーミック発熱に相当する発熱がな

い。ところがもし超電導コイルの一部が何らかの原因で常電導転移（以下クエンチと呼ぶ）して、超電導状態に復帰しないと、クエンチ箇所はジュール加熱され、最悪の場合には超電導線材の焼損にまで至る。

このようなことを防ぐため、大型の超電導マグネットには、常電導転移を検知し、すばやくコイル電流をおろすコイル保護装置がぜひとも必要である。

(a) 保護法の原理

図 2.5.6 に常電導転移の検出法を示した。図で L は超電導コイルである。 L_1 は超電導コイルを中点で分割した時の片側のインダクタンスである。 R_1 は高抵抗体であり、 L_1 2 個と R_1 2 個でブリッジを形成する。超電導コイルが、超電導状態ではこのブリッジはバランスしている、検出器③には電圧が発生しない。もしコイルの一部が常電導転移すると、このバランスはくずれ③に電圧が発生する。この電圧を検知してコイルを電源から切りはなし、外部保護抵抗 R_{ex} につなぐ。このような保護回路を作れば、コイルの蓄積エネルギーは大部分この外部保護抵抗で消費させることが出来る。

(b) 常電導転移検出器の感度

常電導転移検出器は、その感度があまり敏感すぎると、ちょっとしたノイズまでひろってしまい、保護装置が働くので、実用的でない。

線材の常電導転移部が 10 cm の長さ以上になった時この検出器がシグナルをひろうものとする、検出器の感度は 1mV でよい。この検出器の感度は、変流器コイルにおいても、垂直磁場コイルにおいても同じでよい。

(c) 外部保護抵抗値の上限

超電導コイル電流 I_0 が流れている時、コイルの一部がクエンチして保護回路となった時の回路図を図 2.5.7 に示した。この時コイルに発生する最高電圧は $R_{ex} I_0$ (V) である。これは 2.2.3 の絶縁設計からの要請により 40 kV 以下でなければならない。よって外部保護抵抗の値は、変流器コイルにおいて 0.229Ω 以下、垂直磁場コイルにおいては 0.565Ω 以下でなければならない。

(d) 線材の温度上昇

(i) 変流器コイル

上の議論で外部保護抵抗 R_{ex} の値は 0.229Ω 以下の必要があると述べたが、 R_{ex} の値を小さくすると、保護回路の時定数が長くなり、クエンチ箇所での発熱が多くなる。よって、線材の温度上昇をおさえるためには、できるだけ R_{ex} の値を大きくとりたい。そこでここでは R_{ex} の値を 0.23Ω にとることとする。

その時の線材の温度上昇を計算してみる。クエンチ部での発熱は

$$Q = \int_0^{\infty} R_0 I^2 dt \quad (J) \quad (2-5-7)$$

で与えられる。ここで

R_0 : クエンチ箇所の抵抗 (Ω)

I : コイル電流 (A)

であり、いずれも時間的に変化する量である。この発熱により線材の温度が T_1 (K) まであが

ったとすると、それは前のQと

$$Q = \int_{4.2}^{T_1} r S \ell C dT \quad (J) \quad (2-5-8)$$

のように関係づけられる。ここで

r : 超電導線材の比重 (g/cm^3)

S : 超電導線材の断面積 (cm^2)

ℓ : クエンチ箇所の長さ (cm)

C : 超電導線材の比熱 (J/gK)

である。これを

ρ : 超電導線材の常電導状態での比抵抗 ($\Omega \cdot m$)

をつかって、書き直すと

$$\frac{L}{2} \cdot I_0^2 \cdot \frac{1}{R_{ex}} \cdot \frac{1}{S^2} = \int_{4.2}^{T_1} \frac{r C}{\rho} dT \quad (2-5-9)$$

となる。この式の右辺は T_1 の関数として与えられている。⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾

変流器コイルの場合、左辺は最大 $0.02 \times 10^9 A^2 S/cm^4$ と計算でき、 T_1 は約 25 K となる。よってコイルがクエンチして保護装置が働いた時、線材の焼損や温度上昇による熱応力の発生はおこらない。

(iii) 垂直磁場コイル

この場合も、変流器コイルの場合と全く同じ過程で計算できる。外部保護抵抗 R_{ex} の値は 0.56Ω にとる。線材の温度上昇の最大値は、約 25 K である。

2.5.5 放射線による影響

超電導コイルが炉心から出る放射線によって受ける影響は以下の2つである。

(i) 放射線によるコイルの加熱

(ii) 放射線によるコイルの材料の損傷

ここでは(i)については γ 線と中性子束によるもの、(ii)については中性子束によるもののみを考えることにする。

(a) 放射線による発熱

原研資料⁽¹⁹⁾ (JAERI-M6046) より、超電導コイル内の放射線による単位体積あたりの発熱分布は、中性子束によるものは

$$P_n/V = 2 \times 10^{-7} \exp(-0.086x) \quad (W/cm^3) \quad (2-5-10)$$

γ 線によるものは

$$P_\gamma/V = 1.5 \times 10^{-6} \exp(-0.076x) \quad (W/cm^3) \quad (2-5-11)$$

とあらわせる。ここで x は、プラズマに近い側の超電導コイルの表面を原点とした時、超電導コイルの厚さ方向位置 (単位 cm) を示す量である。

これよりコイル部での発熱が計算できる。結果は表 2.5.4 にまとめて示した。この発熱によるコイルの温度上昇は無視できる。

(b) 超電導コイルの中性子束による損傷

本節においては、超電導コイルの中性子束による損傷についての最近の実験データと、それに対する見解を述べる。

(i) 中性子束による損傷の対象物

中性子束による損傷をうける対象は、本設計のポリダルマグネット系では

- 超電導線材
- ステンレス補強帯
- 電気絶縁物
- 構造支持物

にわけられる。⁽²⁰⁾ 本報告においては超電導線材の中性子による損傷についてのみふれる。

超電導線材がうける中性子による損傷は2つに分けられる。ひとつは超電導体(本設計の場合は超電導フィラメント)の損傷であり、他は安定化母材(本設計の場合は銅のマトリクス)の損傷である。

(ii) 超電導体が受ける損傷

超電導体の中性子があたると、原子がはじきとばされ欠陥が出来る。それによって原子の整列はみだされる訳で、超電導性の最も本質的な指標である臨界温度 T_c は低下する。一方、新しく出来た欠陥が磁束のピン止め点として働く場合には、超電導体の電流容量が増加して、かえって都合がよい場合もある。しかし一般に超電導線材として使う超電導性は、電流容量が最も多くなるように熱処理や加工をほどこして、磁束のピン止め中心を作っているのので、その上の中性子の照射により欠陥が出来ると、欠陥同志の相互作用ができて、かえって有効な磁束ピン止め点が少なくなる。

このような事情のため、超電導体の中性子束があたることは、決してこのましいことではない。後記する各実験報告を総合して判断すると次のようなことが言える。

NbTi 線材の場合、全中性子束が 10^{17} n/cm^2 以上になると電流容量が徐々に減少しはじめる。又、Nb₃Sn 線材の場合は、全中性子束が 10^{18} n/cm^2 以上になると電流容量が急激に減少しはじめる。臨界温度 T_c の低下は電流容量の低下が著しくなる全中性子束量より多い中性子束のところでおこるので、超電導電磁石として線材を使う限りそれほど大きな問題ではない。室温でのアニール効果による電流容量の回復の効果は、あまり期待できない。

NbTi 線材の実験報告 (20)(21)(22)(23)(24)(25)

Nb₃Sn 線材の実験報告 (21)(23)(24)(26)(27)(28)

(iii) 安定化母材が受ける損傷

安定化母材の中性子があたると、格子欠陥が出来、母材の残留抵抗が増加する。

銅の場合 10^{17} n/cm^2 の中性子束の入射で、残留抵抗は $6 \times 10^{-9} \Omega\text{-cm}$ だけ増加する。⁽²⁹⁾

アルミニウムの場合は同じ入射で残留抵抗は $2 \times 10^{-8} \Omega\text{-cm}$ だけ増加する。⁽²⁹⁾

残留抵抗の増加量は、全入射中性子束に比例する。安定化母材の電気抵抗の増加によって、超電導線材の安定性が悪くなることは当然予想されるが、文献(20)はそれを実証している。

室温でのアニール効果は、時間をかければかなり期待できる。

(iv) 本設計での放射線損傷

原研資料⁽¹⁹⁾によれば、超電導コイル部で最も中性子束が多くあたる場所での中性子束は $2 \times 10^8 \text{ n/cm}^2 \cdot \text{S}$ であるので、20年間で $1.3 \times 10^{17} \text{ n/cm}^2$ の中性子束が入射してくることになる。

上記の調査によると、この中性子束では超電導体（フィラメント）自体はまだ電流容量の低下をまねかないようである。

安定化母材はこの中性子束で、液体ヘリウム温度での電気抵抗がかなり増加し、超電導線材の安定性に悪い影響を及ぼすものと思われる。

アニールによる回復は、実用的見地からするとあまり期待できない。

この見解のもとになった様々の実験の実験条件は、必ずしも核融合炉で超電導マグネットがおかれている条件と同じではない（例えば、照射温度や、入射エネルギー、照射時間の面で）。それ故、本設計の線材を実際、実用炉に用いた場合、どのような影響が出てくるかは、現段階では正確に予測できない。

核融合炉における超電導マグネットがおかれている環境をより正確にシミュレートした実験データの蓄積がのぞまれる。

2.5.6 低温での電気絶縁

本設計においては、コイルの最高発生電圧は40kVである。これに十分耐える真空、冷媒、電気絶縁物の絶縁厚さはどれだけ必要かをこの節で議論する。

(a) 真空

図2.5.8⁽³⁰⁾が示すように、液体ヘリウム温度で5mmの真空ギャップがあれば、十分40kVの電圧にたえる。

(b) ガスヘリウム

図2.5.9⁽³¹⁾及び図2.5.10⁽³²⁾にガスヘリウムの絶縁破壊強度の実験例を示した。図2.5.10より4.2Kにおけるガスヘリウムの絶縁破壊強度は液体ヘリウムの値の $\frac{1}{2}$ 程度であり、40kVの耐圧には10mm以上のギャップが必要であることがわかる。ガスヘリウムの絶縁強度については、かなり慎重でなければならない。

(c) 液体ヘリウム

図2.5.11⁽³³⁾及び図2.5.12⁽³¹⁾が示すように、ギャップ長5mmあれば絶縁破壊の問題はない。

(d) 固体絶縁物

有機絶縁物の絶縁破壊強度を図2.5.13⁽³⁴⁾に示した。同図より高分子系絶縁物は厚さが5mm以上あれば絶縁破壊強度は40kVより十分大きいことが解る。又本設計ではステンレス補強帯に、はりつけられる絶縁皮膜をPolyimide filmとしたが、その絶縁破壊強度も同図に示されている。

(e) 本設計での電気絶縁

本設計においては、高電圧が発生する場所でガスヘリウムが停滞又は循環する箇所はない。ガスヘリウム以外の絶縁物（真空、液体ヘリウム、固体絶縁物）の絶縁破壊強度は5mmの厚さがあれば40kV以上なので、本設計においては高電圧の絶縁は、すべて厚さ5mm以上の絶縁層をはさんで行なっている。

(f) その他の留意すべき事柄

上で述べたのはある物質についての絶縁破壊強度であった。ところが実際の装置においてはこの絶縁破壊電圧に至る前に放電がおこることがある。それは沿面放電のためであり特に真空又はガス中にある固体絶縁物表面でおこりやすい。この現象のため見かけ上の真空の絶縁破壊強度は真の値の7, 8割以下となる場合がある。又真空下の沿面放電はその回数をくり返すと沿面の状態がかわるため、しだいに沿面破壊強度を増すというコンディショニング効果がある。このためコンディショニングを行なわない前は実際の沿面強度の数分の1の電圧で放電してしまう。実機の製作に際しては、これらの現象に十分注意を払わねばならない。

その他、絶縁物によってはいくら絶縁厚さを増しても破壊強度が上がらない飽和特性が著しいものがあるので注意を要する。

表 2.5.1 NbTi と Nb₃Sn の比較

	Nb-Ti	Nb ₃ Sn
基本的性質		
臨界温度 [T _c] (K)	9.5	18.2
臨界磁界 [H _{c2}] at 4.2 K (kG)	122	245
臨界電流 [J _c]	図 2.5.1	
使用上の問題点		
機械的強度面から見た取り扱い	銅と同じに扱える	補強後は特別の配慮はいらない
線材としての安定性	T _c が低いので問題	T _c が高いので安定
放射線損傷	2.5.5	
その他		
作製過程	易	Nb-Ti に比してやや複雑

表 2.5.2 安定化母材の比較 (at 4.2 K)

	銅	アルミニウム
残留抵抗比 ⁽¹¹⁾	120	1370
ρ (at 0 K) (Ω -cm)	1.44×10^{-8}	1.95×10^{-9}
ρ (at 10 K) (Ω -cm)	4.7×10^{-8}	6.0×10^{-9}
密度 (g/cm^3) ⁽¹²⁾	8.95	2.7
熱伝導度 (W/cmK)	2.5	0.57
磁気拡散定数 (cm^2/s)	0.95	1.25
熱拡散定数 (cm^2/s)	2.8×10^3	0.76×10^3

表 2.5.3 超電導線材仕様明細

形 状	矩形断面テープ状
断 面	(mm^2) 15×3
構 造	8本の超電導極細多芯線をタングステン線によりそれを20本まとめてフィラーでテープ状にしたもの(図2.5.2)
電 流 容 量(at 8 T)	(A) 1600
冷 却 面	テープ両側
冷 却 長	(cm^2/cm) 0.6
安 定 化 法	完全安定化かつ断熱安定化
タングステン芯線	
数	(本/テープ) 20
外 径	(mm) 0.7
回りの極細多芯線数	(本) 8
超電導極細多芯線	
外径(テープ加工前)	(mm) 0.5
電流容量(at 8 T)	(A) 10
電流密度	(A/mm^2) 51
マトリクス材料	OFHC 銅
銅 比	8.8
フィラメント数	(本) 400
フィラメント外径	(μ) 8
ツイストピッチ	(mm) 3
超電導材料	NbTi 又は Nb_3Sn
NbTi の場合	
フィラメント電流密度	(A/mm^2) 500
Nb_3Sn の場合	
Nb_3Sn 層厚	(μ) 0.6
Nb_3Sn 層での電流密度	(A/mm^2) 2,650
フィラー材料	Ag-Sn 合金等

表 2.5.4 超電導コイルでの発熱

phase		I (10 sec)	II (6000 sec)	III+IV (110 sec)	
線材の 交流損失	マトリクス	0.398×10^5 W	0.011 W	160 W	
	でのウズ損	0.398×10^6 J	66 J	17.5×10^3 J	4.16×10^5 J
	フィラメントのヒステリシス損	15.9×10^3 W	26.6 W	2.9×10^3 W	
		15.9×10^3 J	15.9×10^3 J	31.9×10^3 J	6.36×10^5 J
	自己磁場 損失	47.5 W 47.5 J	7.9×10^{-3} W 47.5 J	0.86 W 95 J	1.9×10^2 J
ステンレス補強帯での ウズ電流損失		26.4 W 26.4 J	0.73×10^{-5} W 0.044 J	0.106 W 11.6 J	2.76×10^2 J
放射線に よる発熱	r 線	0	51 W 3.06×10^3 J	0	3.06×10^5 J
	中性子	0	14 W 8.4×10^3 J	0	8.4×10^4 J
計		0.557×10^5 W 0.557×10^6 J	9.17×10^1 W 5.5×10^5 J	3.06×10^3 W 3.37×10^5 J	1.44×10^6 J

一周期平均 235×10^2 W

(注) 上段: その phase での平均発熱 (W)

下段: その phase での総発熱量 (J)

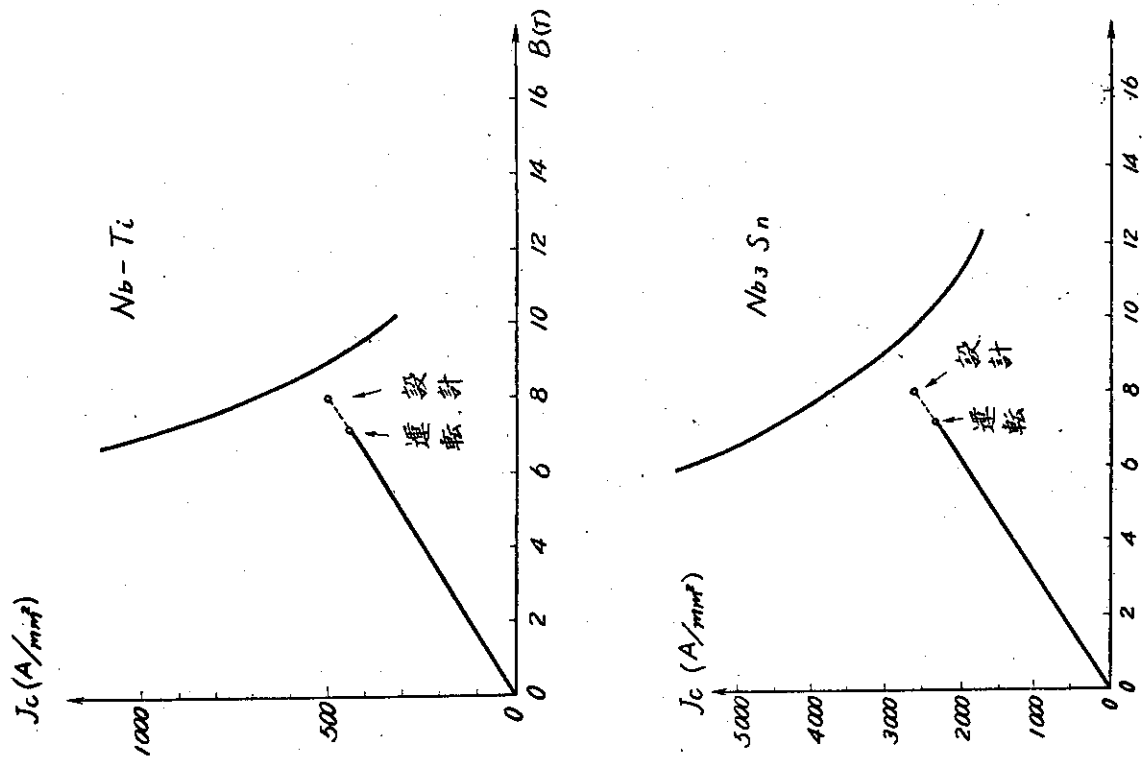


図 2.5.3 超電導線の電流密度とロードライン

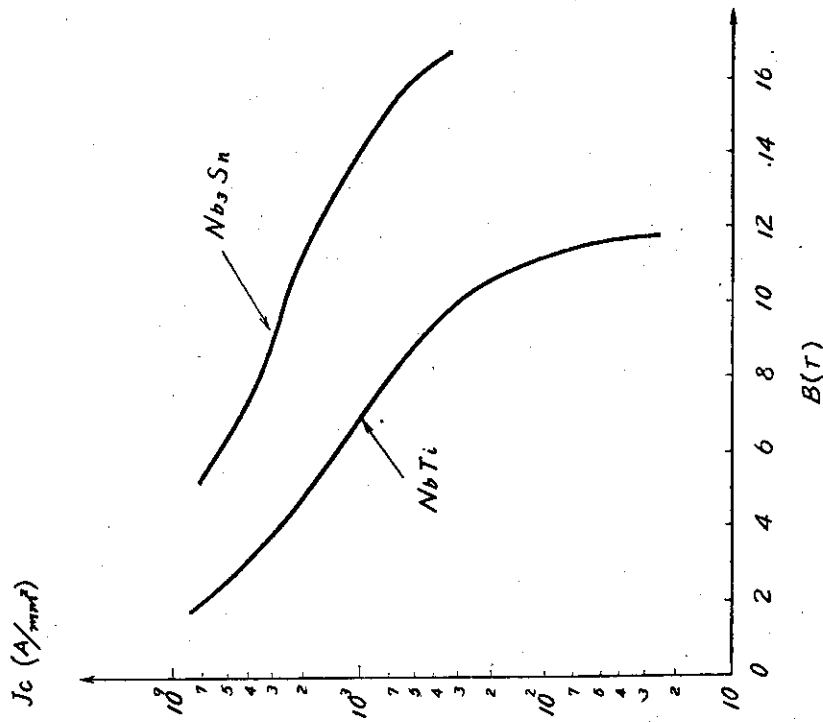


図 2.5.1 合金系超電導体と化合物系超電導体の臨界電流密度の磁場変化

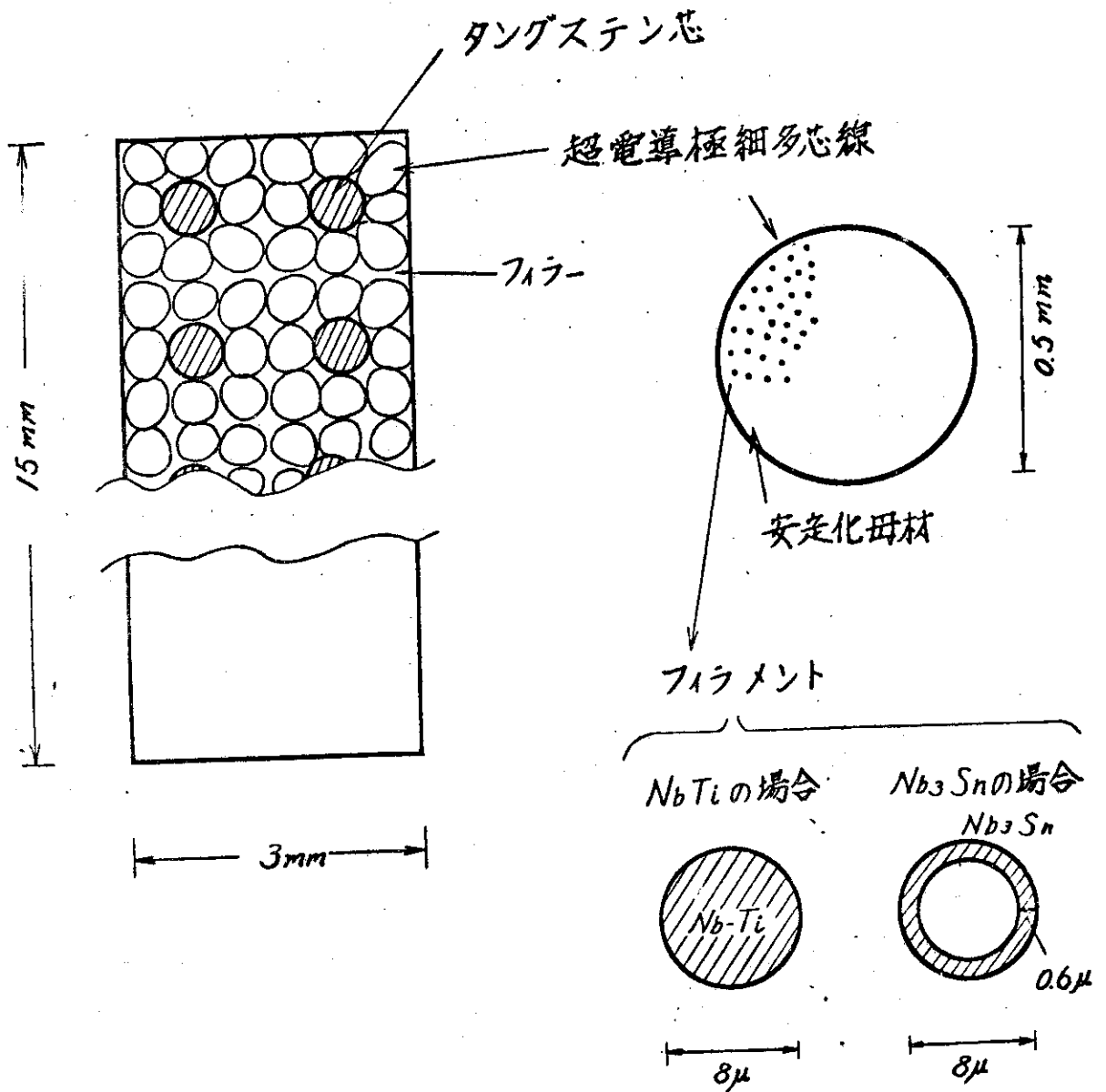


図 2.5.2 超電導線材構造図

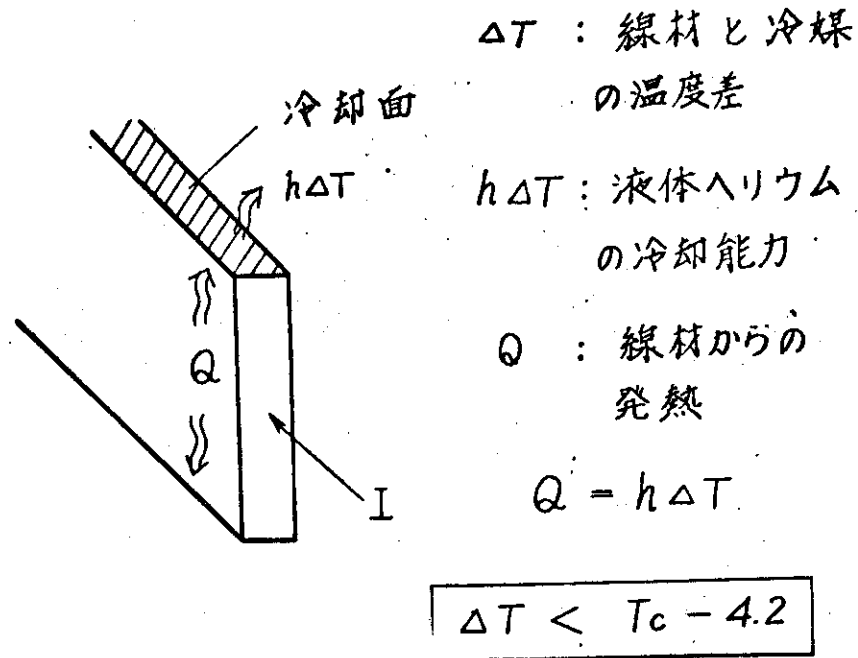


図 2.5.4 完全安定化法

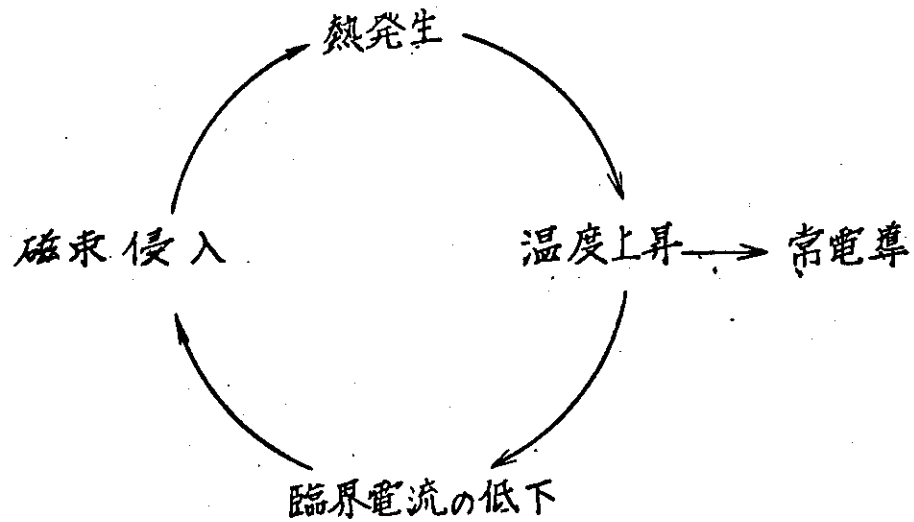


図 2.5.5 超電導フィラメントの不安定サイクル

L : 超電導コイル

Ⓔ : 常電導転移検出器

R_{ex} : 外部保護抵抗

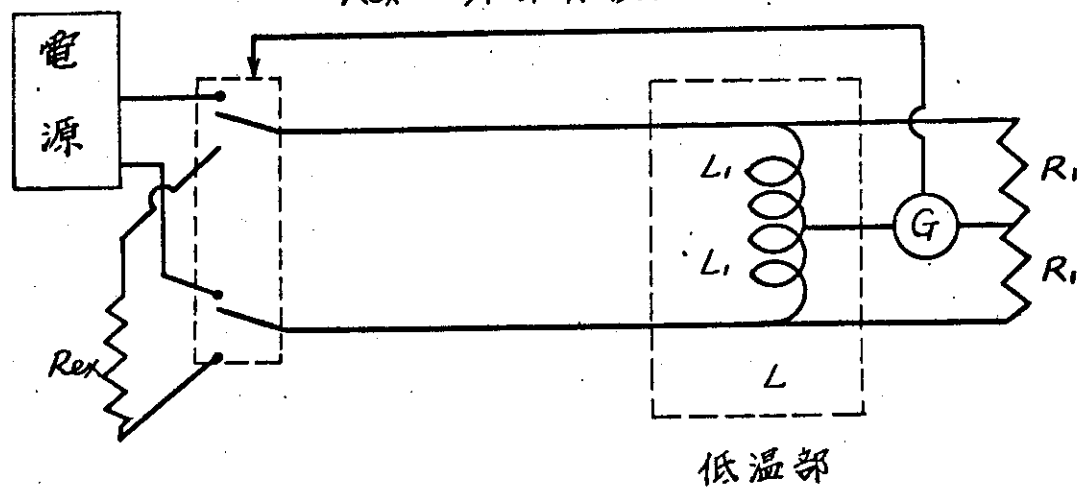


図 2.5.6 超電導コイル保護法の原理図

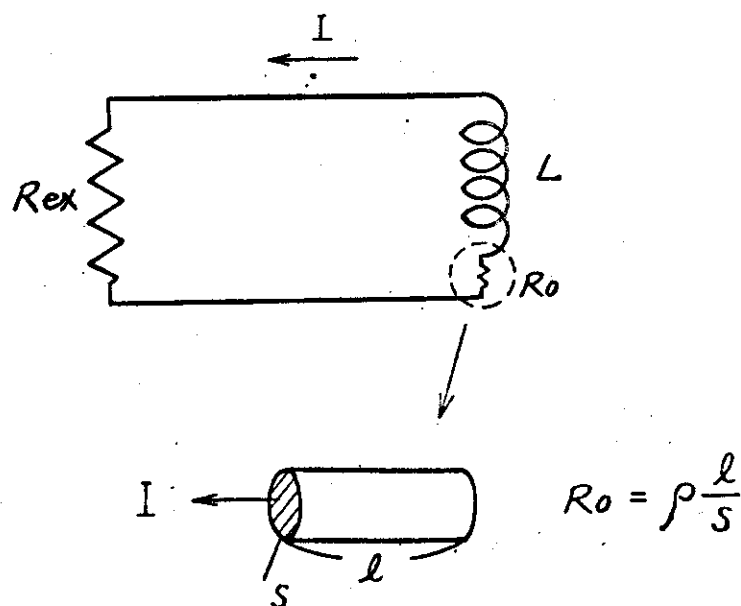


図 2.5.7 超電導コイル保護回路

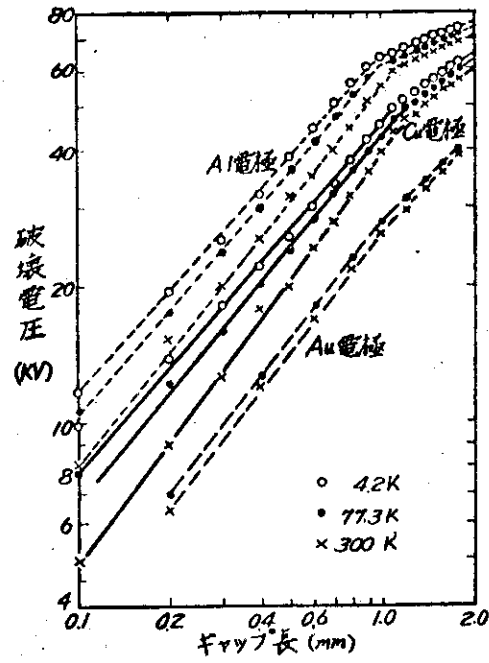


図 2.5.8 真空の絶縁破壊電圧 (DC)

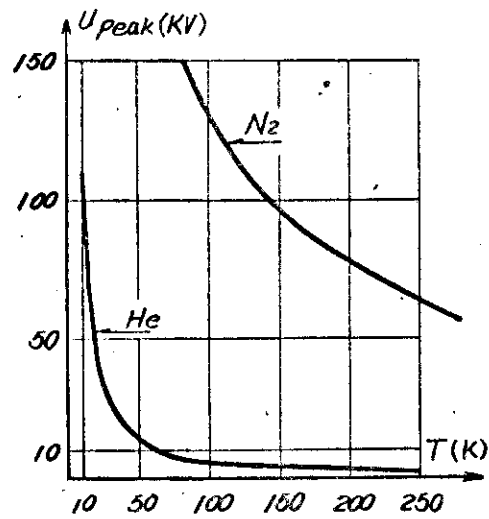


図 2.5.9 A.C.(50 Hz)breakdown voltage of gaseous He and N_2 versus temperature(gap length:20 mm)
(CIGRE report 1974 n°15-04)

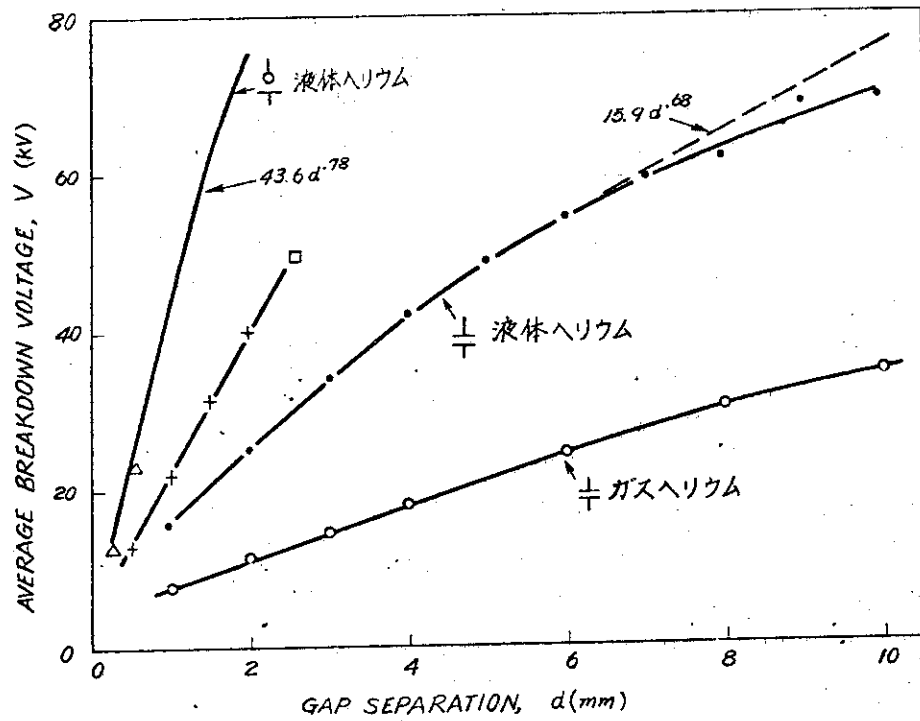


図 2.5.10 ガスヘリウム及び液体ヘリウムの絶縁破壊強度 (D.C)

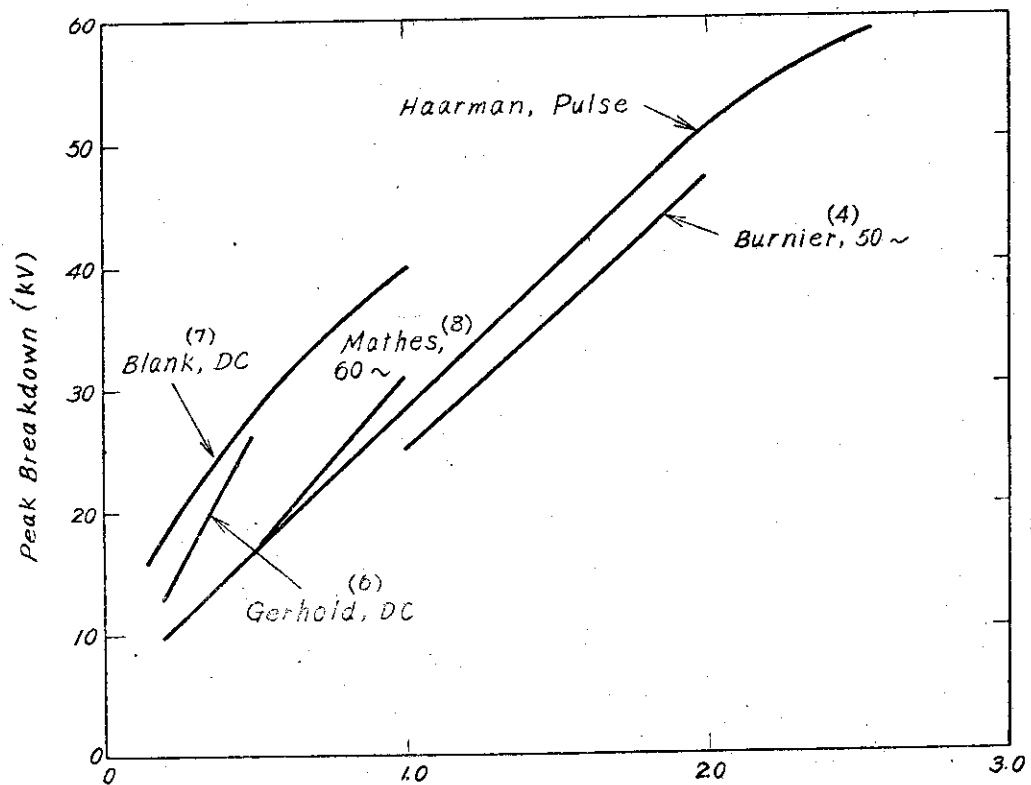


図 2.5.11 液体ヘリウムの絶縁破壊強度

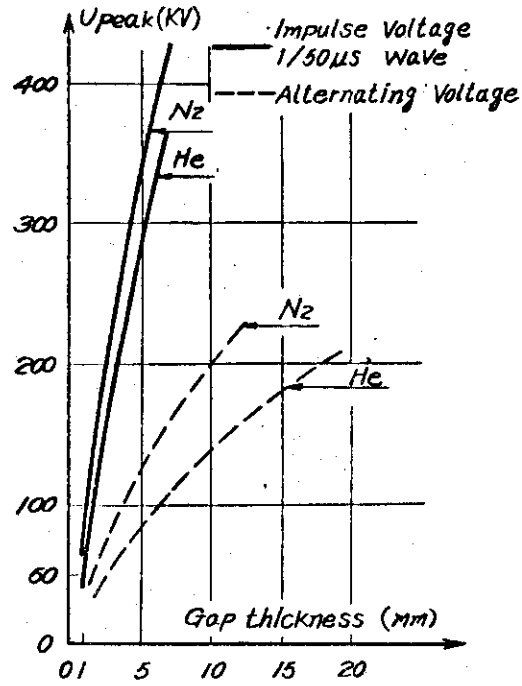


図 2.5.12 Comparison of the breakdown voltages of 119vid He(42K) and N_2 (77K) in a.c. and under impulse voltages(12/50 us wave) versus gap thickness. for large gaps(CIGRE report 1974n°1504)-Laboratoires de Marcoussis data

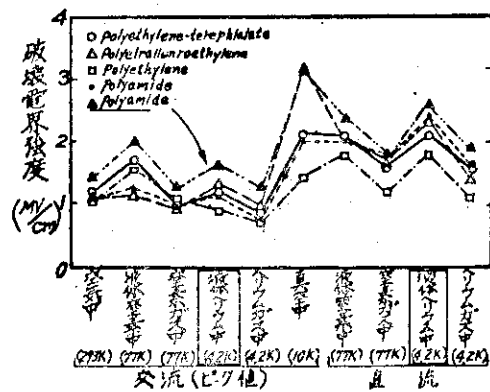


図 2.5.13 極低温における絶縁破壊強度

2-6 コイル設計のまとめ

本節では、これまで述べてきた超電導コイルの設計の特徴、設計途上で出てきた問題点、及び今後の研究、開発課題を述べる。

2.6.1 本設計の特徴

(a) 少ターン数

コイルの最高発生電圧を40 kVにおさえるため、少ターン数、大電流容量、低インダクタンスのコイルとした。

(b) 低電流密度

電磁力によるフープストレスを低減するため、低電流密度のコイルとした。

(c) 電磁力支持法

電磁力によるフープストレスを支持するため、ステンレスの補強帯を線材と同時に巻き込んだ。

(d) タングステン芯による超電導線材の補強

超電導線材を補強するため、タングステン芯を超電導線材にうめ込んだ。

(e) ウズ電流低減のための薄いテープ状ステンレス補強帯

ステンレス補強帯は、電気絶縁した薄いテープを重ねて用い、ウズ電流損失を低減した。

(f) 初期冷却時のコイル熱応力の低減

コイル初期冷却時に発生する熱応力を逃げるため、コイル部とコイル容器の間に緩衝機構を設けた。

(g) 低インダクタンス巻線

電氣的ターン数をへらすため、特別な巻線法と電気結線を行なった。

(h) 交流用超電導線材

超電導線材の交流損失をへらすため、直径の小さい極細多芯線を束ねて一つの線材とした。

(i) コイル安定化法

安定したコイルの運転ができるように、完全安定化かつ、断熱安定化された線材を用いた。

(j) コイル保護法

たとえコイルがクエンチしても線材の温度上昇を25 K以下におさえる保護回路を用いた。

(k) 絶縁設計

高電圧発生箇所にはガスヘリウムが存在しない構造にした。(ガスヘリウムは電気の絶縁強度が低いため)

2.6.2 設計上の問題点と今後の研究開発課題

本設計過程ででてきた問題点のうち、もっとも主要なものは、コイルを超電導化してもコイル平均電流密度を 10 A/mm^2 以上にする事ができなかったことである。コイルを超電導でつくることの利点の一つは超電導コイルではオーミックなロスがないことであるがこの他に、超電導線は電流容量が大きいので、そのことを利用して、コンパクトなコイルを作ることができる、ということがさらに大きい利点である。

ところが本設計では、後者の利点を全く生かせなかった。このようにコイルの平均電流密度を低くおさえざるを得なかったのは次の理由による。

コイルの平均電流密度を上げようとする、線材位置での磁束密度が大きくなり、その結果フープ力が増大し、線材にかかる引張り応力が大きくなる。本設計の電流密度を採用してさえ線材に働く引張り応力は、ほぼ許容限度であるので、さらにコイルの平均電流密度をあげれば確実に線材には許容応力以上の引張り応力がかかってしまう。このような事情のため、本設計では空間の許す限り線材間に補強材を入れた。その結果コイルの平均電流密度は 10 A/mm^2 以下の低い値になってしまった。

コイルの平均電流密度を上げるには、次の方策が考えられるが、各々解決すべき問題点が山積している。

(a) 線材自身の許容引張り応力を上昇させること。

本設計においても、線材自身の許容引張り応力を上昇させるため、タングステンの芯を線材の中に入れた。このような線材を使う提案は各所で出されているがこれで実際に大型超電導マグネットが作られた実績はまだない。今後このように線材自身が補強されている超電導線材の開発を急ぐ必要があるが、それと共に、このような線材を使って大型のマグネットを作ってみて、特性を調べることが必要である。具体的には $15 \sim 20 \text{ kg/mm}^2$ の引張り応力が加わっても、超電導性及び安定性に全く影響のないような補強された線材を開発することである。さらにそれを使って、3 m 内径くらいの大型コイルを作り、交流運転をくり返して、特性に劣化がないことを確かめることである。超電導材料としては、最大磁場が 8 T 近くなるので、 Nb_3Sn を使うことも考えなければならない。 Nb_3Sn は機械的にもろいので、引張り力による劣化を特に研究する必要がある。

(b) 補強支持帯の性能の向上を図ること。

本設計においてはステンレスの補強帯を用いた。ところが、このヤング率は、せいぜい銅の 1.5 倍程度なので、引張り応力はあまりステンレス補強帯には配分されない。そこで、ステンレス補強帯よりもヤング率が大きく、かつテープ状に加工できて巻込の容易な補強帯を開発する必要がある。もしヤング率が $3.0 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$ 程度の補強帯が開発されるなら、大巾なコイル電流密度の上昇が期待できる。

(c) 全く別のフープ力支持法をとること。

本設計においては、設計条件として、「力の支持はトロイダルマグネットに求めない」という制約があった。もしこの制約がなければ、フープ力は、ある程度、トロイダルマグネットにもたせることができる。その場合にはそれなりの問題点がでてくると思われるが、フープ力対策の一つの手段ではある。

又、ポロイダルコイルの中空部に非金属の構造物を置き、内側からコイルが外にひろがろうとする力を引っ張ってやる、という方法も考えられる。

いずれも具体的な提案の形とはなっていないが、フープ力支持がコイル製作の可能性を左右する問題であるので、これらの支持法をもっと詳しく解析して、実現可能性の是非をたしかめる必要がある。

これらの方法によって、コイルの平均電流密度を上げることができれば、超電導でコイルを作ることの意義は益々大きくなる。

本設計過程ででてきた第 2 の問題点は、電氣的ターン数を 400 ターンという小さな値にし

たための電気結線の煩雑さや、巻線方法の複雑さである。これを改善する方法としては、絶縁強度を上げてターン数を増すか、あるいはポロイダルマグネットの運転波形をもっとゆるやかなものにしてターン数を増すか、である。このような大型装置での絶縁のむずかしさを考えると、1ターンあたり最高20Vくらいの発生電圧におさえるポロイダルマグネットの運転波形がのぞまれる。

本設計、検討においては、一般に重要視されている線材の交流損失や、中性子損傷は、電磁力支持の問題にくらべれば、二次的な問題であるといえる。交流損失は一周期として見れば、放射線による発熱と同じオーダーであり、又交流損失のパルス加熱によるクエンチも考えられない。

中性子損傷の問題に関しては、特に安定化母材の損傷を、もっとしらべる必要がある。しかしこの問題のため、超電導コイルが実現出来ないということはないと思われる。地道な実験データの蓄積が必要である。

Ⅱ 章 文 献

- (1) E.W.Collings et al.:CEC paper O-6 ('75)
- (2) L.M.Lontai et al.:Proc.Inte.Mag.Tech. p723 ('65)
- (3) W.F.Westendrop et al.:Proc.1968 Summer Study on Super Cond.
Device and Appl. III p714 ('68)
- (4) F.R.Schwartz et al.:Cryogenic Materials Data Handbook, Wright-
Patterson Air Force Base ('70)
- (5) Amax Copper News 10 (2) p11 ('70)
- (6) J.Alcon et al.:SLAC-106 UC-28 p61 ('69)
- (7) 機械工学便覧(第4版) p5-7
- (8) 太刀川:低温工学 10 (4) p124 ('75)
- (9) F.S.L.Hsu et al.:Rev.Sci.Inst. 34 p297 ('63)
- (10) J.R.Purcell et al.:Cryogenics 3 p109 ('63)
- (11) G.M.Mc Cracken et al.:CLM-R-120 ('72)
- (12) H.Brechna:Super.Cond.Magnet Systems Springer-Verlag(Ber lin)('73)
- (13) Z.J.J.Stekly et al.:Rev.Sci.Inst. 36 p825 ('65)
- (14) Z.J.J.Stekly et al.:J.Appl.Phys. 40 p2238 ('69)
- (15) P.F.Chester:Proc.of ICEC-1 p147 ('67)
- (16) M.N.Wilson et al.:Brit.J.Appl.Phys. 3 p1517 ('70)
- (17) B.J.Maddock et al.:Proc.Inst.Ele.Eng. 115 p543 ('68)
- (18) D.L.Atherton:J.Phys. E 4 p653 ('71)
- (19) 関:JAERI-M6046 ('75)
- (20) M.Soell:IEEE Trans.on Magnetics MAG-11(2) p178 ('75)
- (21) 大西:電総研調査報告 175 ('73)
- (22) 岡田他:低温工学 9 p221 ('74)
- (23) D.M.Parkin et al.:IEEE Trans.Mag.MAG-11 (2) p166 ('75)
- (24) D.M.Parkin et al.:Nuclear Tech. 22 p108 ('74)
- (25) M.Couach et al.:IEEE Trans.MAG-11 (2) p170 ('75)
- (26) R.Bett:Cryogenics p361 ('74)
- (27) D.M.Parkin et al.:LA-UR-75-1849
- (28) M.Soell et al.:Phys.Lett. 51A p83 ('75)
- (29) G.Burger et al.:Phys.Stat.Sol. 4 p281 ('64)
- (30) R.N.Allan et al.:J.Phys.D 7 p1159 ('74)
- (31) B.Fallo:Proc. 5 th Inter.Conf.Mag.Tech. (MT-5) p644 ('75)
- (32) M.M.Menon:CEC paper C-3 ('75)
- (33) R.A.Haarman et al.:LA-UR 75-1032
- (34) 石井他:低温工学 10 p161 ('75)

Ⅲ 章 クライオスタットの設計

3-1 クライオスタット仕様明細

クライオスタットの仕様を表 3.1.1 に示す。クライオスタットの断面図を図 1.4.1，図 1.4.2 に示す。又 №1 変流器小コイル位置でのクライオスタットの水平断面図を図 1.4.4 に示す。

表 3.1.1 クライオスタット仕様明細

構 成	成：（真空容器）+（ふく射シールド）+（液体ヘリウム容器）で，前二者の内側に多層断熱を施行。 クライオスタットは中央クライオスタット1基，大径クライオスタット6基からなり，電流とヘリウム通路は各クライオスタット間で連結され，真空部もこの通路に沿って連結される。	
ヘリウム容器個数	中央クライオスタット	30 個
	；大径クライオスタット	計6 個（各1 個）
ヘリウム容器諸元	運 転 温 度（K）	4.2 ～ 4.6
	“ 圧 力（ata）	1.0 ～ 1.75
	冷 媒 容 量（m ³ ）	100
	“ 流 速（m/s）	0.5
	“ 流 量（ℓ/s）	110
	重量（全容器）（ton）	920
	“（全冷媒）（ton）	12.5
	材 料	ステンレス鋼，絶縁物他
支 持 構 造 材	中央クライオI 型鋼（本）	12（ステンレス鋼，他）
	上下分割円板（個）	各2
	下部重量支持材	3×8 等配（ガラスエポキシ） 厚さ1400mm（銅板合）
ふく射シールド	運 転 温 度（K）	80 ～ 85
	冷 媒	ヘリウムガス循環
	多 層 断 熱 材	60 層（Al 蒸着マイラ+ガラスせんいスペーサ）
	材 料	銅板，銅管，ステンレス鋼他
真 空 断 熱 容 器	真 空 度（Torr）	$1 \times 10^{-5} \sim 1 \times 10^{-6}$
	多 層 断 熱 材	60 層（Al 蒸着マイラ+ガラススペーサ）
	材 料	ステンレス鋼，絶縁物他

3-2 クライオスタットの構成

3.2.1 全体構成

クライオスタットは超電導マグネットを液体ヘリウム中に浸漬保持するための液体ヘリウム容器と、これを常温部からの対流伝熱から断熱するための真空空間を形成する断熱真空容器と、ヘリウム容器への高温部からの熱ふく射をしゃ断軽減するためのふく射シールド、およびヘリウム容器を真空空間部に保持するための支持構造、断熱材等によって構成される。本設計の対象となるポロイダルマグネットは、磁場配置の関係から空間に散在するため、通常の超電導マグネットの断熱真空容器の場合のように一個の真空容器に収容することは困難である。したがって本設計では炉の中心部に集中するポロイダル系マグネットを一つの真空容器に、他のトロイダルマグネット上下部に配置するポロイダル系マグネットはそれぞれ独立の真空容器に収容し、計7個の真空容器はそれぞれ独立の排気系により排気する構成とした。ただし各マグネット間の液体ヘリウム移送管は互いに連結されるため、この連結部の真空断熱部が各断熱真空容器を結果的に共通に連結する構造となる。

真空排気装置は真空容器にできるだけ近接しなければならない、ポロイダルマグネット中心の下部基礎の地下に設置する。トロイダルマグネット上下部に配置するポロイダル系の真空排気装置は拡散ポンプのみを真空容器に複数個密接し配置するものとする。

3.2.2 ヘリウム容器

ヘリウム容器は4 Kの極低温に保持され、伝導、対流、ふく射に対し断熱されねばならない。中央部の真空容器に収容されるポロイダル系マグネットは全体を一つの巻枠に円筒型に巻き込む方法も考えられるが、今回は円周方向の強大な電磁力、液体ヘリウム強制循環方式による流路制限からマグネットはパンケーキ型とし、各小コイルをそれぞれ独立した液体ヘリウム容器に収納し、各容器間では電流リードと液体ヘリウム流路は連結する。こうして各小コイルを連結した液体ヘリウムおよび電流リードは外部接続口に集められ電源装置あるいはヘリウム冷凍液化系に連結する。トロイダルマグネット上下部に配置するポロイダル系マグネットについてはそれぞれ独立した真空容器中に収容するが、中央部のマグネットは各小コイル系巻き状支持構造体に積み上げる形とする。

ヘリウム容器は高圧ガス取締法の規制を受けるからこの規格に準拠して設計しなければならない。高圧ガス取締法では超低温容器についてはオーステナイト系ステンレス鋼を用いること、耐圧試験圧力は常用圧力の1.5倍以上、安全弁動作圧力は(耐圧試験圧力)×0.8以下とすること、容器の板厚は定められた計算式によって計算すること等、設計上の規程の他、製作、試験、定期検査その他に関し細かく定められている。したがって製作に当っては開始時から運転に至るまで所轄官庁の指示に従う必要がある。

ヘリウム容器の寸法はマグネットの大きさにより決定されるが、その他に容器の板厚、マグネットと容器間の熱収縮差を考慮し、適当な空間を設けなければならない。容器の板厚は上記高圧ガス取締法による耐圧に関する計算式と、小コイルに働く垂直方向電磁力に自重を加えた垂直方向荷重に対する容器壁の座屈を考慮して決定される。一方マグネットが常温から4 Kまで冷却される間にマグネットと容器間に熱収縮差が発生する。すなわちマグネットの銅は熱伝導率も大きく、冷却表面積を多く有しているから容器よりも先に冷却される。したがって超伝

導マグネットの最内周に大きな熱収縮によるフープ力が働く。半径 3.6 m 程度のマグネットに働く最大応力は 21 kg/mm^2 を越え、銅の耐力を越えるからこの熱収縮応力を取除くために巻棒とマグネット間に空間を設けなければならない。空間だけでは冷却が完了した時点でマグネットの中心位置が移動したりゆるんだりするから巻棒上にバネ等の応力吸収装置を設ける必要がある。収縮量の推定には最大温度差が必要であるが、100 K 程度とし、実際の予冷段階でこの温度差を保つような運転を行うものとする。半径 3.6 m 程度のコイルの収縮量は半径方向で 4 ~ 5 mm となりこれを吸収するバネ機構が必要である。しかもバネは、自重と電磁力による垂直方向荷重に対してマグネットを摩擦力に打ち勝って移動させる程度の力を有し、かつ超電導線材の常温時の耐力の約 11 kg/mm^2 以下になるように設計する。

今回のヘリウム容器で最も重大な問題は、ポロイダルマグネットのパルス運転により容器その他電氣的閉回路に流れる循環電流、渦電流の問題である。これ等の電氣的熱負荷は断熱部からの伝達熱に較べてはるかに大きく、冷凍系の設備費は飛躍的に増大する。したがって少なくともヘリウム容器は電氣的に分割しなければならず、極低温、超高真空容器を分割するという、従来装置に類をみない困難に直面する。理想的には渦電流損も軽減するため、容器の板を積層薄板で構成出来ればよいが、具体的案は現在決定していない。

一方小コイル毎にヘリウム容器を有するため各容器に電流とヘリウムの出入口が必要で、組立時は、これ等を現地で溶接組立てる必要があり、リーク対策の面から余り好ましい構成ではない。これは冷却方式に関係するから強制液冷以外の冷却方法を考えて改善する必要がある。

3.2.3 支持構造

中心部のコイルはステンレス I 型鋼により構成された鳥かご状支持構造により磁気中心の保持、横方向の崩れ等を支える。上下端にオーバーハング部分があるが上部は特に 3 個のコイルの自重を支える必要があり曲げ剛性が要求される。またこれ等の支持構造に対しても前述の循環電流、渦電流軽減のため、分割と薄板構成を考えなければならないが具体案は目下検討中である。中央コイルの全荷重はガラスエポキシ積層板により圧縮荷重として真空断熱容器底面から支持する。ガラスエポキシ積層板では常温における圧縮加重 20 kg/mm^2 程度は許容出来るが、不均一冷却による曲げ等考慮し、許容圧縮応力を 5 kg/mm^2 とする。

なお不均一冷却による熱収縮のアンバランスを極力小さくするため、ガラスエポキシ積層板の間に銅、アルミ等の均熱板を挿入するものとする。この均熱板の一部はふく射シールド板を兼用するように配置する。トロイダルマグネット上下部に配置する、ポロイダルマグネットについては、その中心位置が固定されているため、断熱距離が取りにくく、上述ガラスエポキシ積層板による支持と、真空容器上部への吊下げ方式を併用する。

3.2.4 ふく射シールド

ふく射シールドは約 80 K の中間冷却板で、銅板に銅パイプをろう付けし、冷却ヘリウムガスを通して冷却する。容器、支持材と同様、循環電流、渦電流による熱発生を少なくするため分割構造とする。特に銅の薄板構造のため電流に働くローレンツ力による変形もしくは破壊の心配があり、ステンレス補強材が必要である。シールド板の支持は常温真空断熱容器から懸下して自重を支えるほか横方向、回転方向の支持をステンレス棒、ワイヤ等で行う。

3.2.5 真空断熱容器

真空断熱容器は非常に大きなものとなるが、従来のように真空容器にマグネットを懸下しないので、容器は基本的には1気圧の耐圧でよい。しかし非常に大きいため自重を支えなければならないし、ふく射シールドと後述の多層断熱材を支持しなければならない。ポロイダル、トロイダル両マグネット間の隙間が狭いため有効な支持が難しいが、基本的には真空容器の内筒外筒自身の剛性と両者間に常温支持材を貫通させて両者を固定することを考える。

3.2.6 多層断熱材

多層断熱材はAℓ蒸着マイラーと紙状のガラス繊維からなるスペーサを交互に組合せて積層し、マット状にして真空空間に配置する。Aℓ蒸着マイラーは全体厚さが 12μ 、蒸着厚さが $60\text{ m}\mu$ 、スペーサの厚さが $0.1 \sim 0.2\text{ mm}$ で積層厚さが厚い程断熱効果はよいが、材料費がかさむし、放出ガスが増加して真空排気が困難になる。各60層程度で十分と思われ、真空容器内壁とシールド内壁に施行する。

このように高温側に設置すれば、低温側に設置の場合よりも断熱効果は高いことが実証されている。施行範囲が広いため多量の放出ガスを発するので 100°C 程度のベーキングが必要である。

3-3 クライオスタットの断熱設計(静的熱負荷)

3.3.1 ふく射による侵入熱

(1) 真空断熱について

よく知られているように市販の真空断熱式魔法びん等は、 10^{-3} Torr 以下の真空度に排気すると、残留ガスによる伝熱は極く少くなり、ほとんど支持部からの伝導とふく射による伝熱のみとなることを利用しており、さらにふく射熱を少なくするために、真空空間に鏡面を使用している。超電導装置のクライオスタットも原理は同じで、ふく射熱を少なくするために、スーパーインシュレーション(Super Insulation)あるいは多層断熱と呼ばれるアルミ箔の鏡面と、ガラス繊維布を交互に積み重ねた多層断熱材を、クライオスタット内の真空空間中に取り付けたり、後述する、液体窒素で冷却されるラジエーションシールド(Radiation shield)を真空空間中に配置してふく射熱を途中で吸収したり、魔法びんを高級にしたものと思えばよい。

一般に 10^{-4} Torr ($=10^{-4}$ mmHg) より良い真空下では、残留ガスによる伝熱が無視出来ることは多くの文献に述べられているが、 10^{-4} Torr $\sim$ 10^{-1} Torr の間では、残留ガスによる熱伝達量、すなわちみかけの熱伝導率は、残留ガスの圧力と共に上昇することが分子運動論に基く理論式並びに実験結果より明らかとなっている。すなわち 10^{-4} Torr 以下の真空に保持すれば、真空空間を伝わる熱はふく射による分だけと考えてよい。このことは先に述べたスーパーインシュレーションの断熱効果についてもいえる。

この関係を図 3.3.1 に示す。

図から明らかなように、スーパーインシュレーションが最高の断熱性能を発揮するためには、 10^{-4} Torr 以下の良い真空度を必要とすることがわかる。

以上より、超電導装置のクライオスタットの断熱真空度は、 10^{-6} Torr を目標に、少なくとも 10^{-4} Torr よりもよい真空度を達成しなければならない。

(2) ラジエーションシールド

さて、 10^{-4} Torr より良い真空度を保つことにより、液体ヘリウム収容容器への常温界からの侵入熱はほぼふく射熱のみとすることが出来たが、ヘリウム冷凍液化機の設定費を考えれば、まだまだ十分ではない。すなわち、このふく射熱も出来るだけ食い止めなければならない。ふく射熱をさえぎる方法として次の方法が考えられる。

(a) 中間に、適当に冷却されたラジエーションシールドを置く。

(b) 反射板を多数積み重ねたスーパーインシュレーションを置く。

(c) 真空部に露出する金属面を出来るだけ鏡面仕上げとし、放射率をさげる。

(b) については後述することにし、(c) については真空排気の点からどうしても必要であるのでここでは(a)について述べることにする。

ラジエーションシールドは文字通り、ふく射をシールドするための冷却壁であって、クライオスタットの最外壁からのふく射熱を吸収除去するように、通常、液体ヘリウム容器と最外壁間の真空部に、ヘリウム容器を包囲するように設けられる。冷却方法には次のものがある。

(a) 静止液体窒素で冷却し、不足分を逐次補給する。

(b) 液体窒素をパイプ中に強制的に流して冷却する。

- (c) 液体水素，冷却水素ガスで冷却する。
- (d) 冷却された気体ヘリウムをパイプその他に強制的に流して冷却する。
- (e) 液体ヘリウムの蒸発ガスをパイプその他に流す。
- (f) (a)～(e)を温度の順に並べ，組合せてシールドする。

ふく射伝熱量 Q は，二つの壁の温度 T_1 ， T_2 に対して

$$Q \propto (AT_1^4 - BT_2^4) \quad A, B: \text{定数}$$

であり， $T_2 = 4.2 \text{ K}$ とすれば， T_1 が低いほど，ふく射伝熱量 Q は少なくなる。ところが T_1 を低くすること自体が液体ヘリウムを作るのと同じ位難かしいのでは，シールドの意味がなくなる。すなわち，(c)，(d)，(e)，(f)では，それぞれの低温流体が，その低温装置の主目的の副産物として手軽に得られる場合あるいは，最初からシールドのために低温流体を作る場合に限られることになる。高エネルギー物理の水素あわ箱等では(c)も可能である。(d)は，ヘリウム冷凍液化機の熱交換器の適当な部分から適当な温度の高圧ヘリウムガスを取り出せばよい。この場合は冷凍液化機のヒートバランスはかなり難かしくなるし，シールドの熱負荷が変化すると，冷凍液化性能が変化することになるが，大型超電導装置では圧力損失も大きくなり，圧送のための加圧力が必要となるのでこの方式が有利となる。

(b)はパイプの途中で液体窒素（以下 LN_2 ）が気体窒素（以下 GN_2 ）となり，気液混合状態となって伝熱工学上厄介な2相流の問題を含むことになるが，使い捨てが出来るし加圧力が得やすいので，比較的小型の装置によく用いられる。(e)の方式は市販の100ℓ以上の液体ヘリウム（以下 LHe ）容器によく用いられており，蒸発ガスシールド式と称するものである。これは容器の内圧力が関係するのでクライオスタットの使用状態をよく検討したうえで適用しなければならない。

本設計で取り上げるふく射シールドは，ふく射熱を吸収する一方，パルス運転による循環電流損，渦電流損の発生により，プラズマ電流を励起する最初の10秒間は，むしろ発生熱源となり得る。常温部からの侵入熱より上記電流損がはるかに大きいふく射シールドの設置には色々な問題があるが，動的熱負荷の発生する最初の10秒間を除けば他の大部分の時間帯において侵入熱である静的熱負荷がかなり支配的であることから，従来と同様のふく射シールドを設けるものとする。循環電流，渦電流を軽減するため，図3.3.2に示すように(d)のパイプ方式として銅管に80 Kヘリウムガスを強制的に流し，温度の均一化のため多数に分割された銅薄板を銅板にろう付けし，さらにシールドの内側の全面を多層断熱材でおおう構造とする。中央部クライオスタットのシールド円筒内径は7 mにもおよぶから，上記構成のシールドをブロック化して予め単位毎に組立てておき，コイルの組立てと併行して組立てを行う。

(3) スーパーインシュレーション

(a) スーパーインシュレーションの仕様

スーパーインシュレーションはアルミ箔と熱絶縁のためのグラスファイバー布（スパーサと呼ぶ）を交互に重み重ねたマット状の断熱材で，その積層数が多い程効果があるが，工作性が悪く，材料も高価であるし，真空排気に不利なガスも多量に内蔵するので適当な積層数を選択しなければならない。アルミ箔は，純アルミの箔そのものを用いる場合もあるが，普通は十数ミクロン厚のテトロンフィルムの両側あるいは片側にアルミニウムを真空蒸着したものを

いる。片側蒸着のものは熱および電気絶縁上好ましいが、同一積層数に対しては両側蒸着の方が有利である。

スペーサには色々なものがあり、大別して織物状のものと、和紙状のものがあり、前者は取扱い易いがかなり厚手で重く、値段も高い。後者は障子紙のようでもっと弱く、すこし引張ると破れ、非常に扱いにくい。

アルミ箔、スペーサ共日本ではスーパーインシュレーション用としてよりも装飾用とか、ガラスエポキシ積層板のガラス基材等として製作されているが、米国ではスーパーインシュレーションを対象とした放出ガスの少ないスペーサも市販されている。

表 3.3.1 と表 3.3.2 に国産、外国品の一例を比較する。使用実績、価格、性能等の面から、表 3.3.3 の仕様による多層断熱材を考えるものとする。スーパーインシュレーションの構成は下記とする。

外側真空容器内圧……………60層(15mm厚)

ふく射シールド内圧……………60層(15mm厚)

施行場所は図 3.3.2 に示す通りである。

(b) スーパーインシュレーションの性能

国内ではあまり論文も発表されておらずもっぱら外国の資料によるが下記を計算の根拠とした。

みかけの熱伝導率 $\lambda = 5 \times 10^{-4}$ (Kcal/mhK) at 300K

$\lambda^1 = 5 \times 10^{-5}$ (") at 77K

外国文献では 6×10^{-5} (Kcal/mhK) というデータもあるが上記の値を用いる。

Aℓ箔の放射率 $\epsilon = 0.03$ at 300K

0.018 at 77K

SUS表面(鏡面)

放射率 $\epsilon = 0.08$ at 300K

0.048 at 77K

0.048 at 4.2Kと仮定

} 外国文献値

Cu表面(鏡面)

放射率 $\epsilon = 0.019$ at 4.2K

外国文献

なお、層間の真空排気性を良くするためAℓ箔に5mmφ, 50mmピッチの穴をあける。

ϵ の値は、Aℓ箔表面の汚れ具合により大きく変わるが、酸化層がある場合はこの値は約1桁大きくなる。

(4) ふく射熱による侵入熱の計算

スーパーインシュレーション内の熱移動はふく射と伝導によって行われるのでその温度勾配は直線にはならないが、平均的なみかけの熱伝導率 λ を考え図-3.3.3のように直線とする。

外側スーパーインシュレーション(以下Sup Ins)内の平均伝導熱量 Q_1 は、

$$Q_1 = \lambda \frac{T_1 - T_2}{\delta_1} S_1 \text{ (Kcal/h)} \quad (3.3.1)$$

ここに

$$\lambda : \text{SUP INS の平均熱伝導率} \begin{cases} 5 \times 10^{-4} \text{ Kcal/mhK} & \text{at } 300\text{K} \\ 5 \times 10^{-4} & \text{at } 77\text{K} \end{cases}$$

T_1 : 外側容器壁の温度 ($=300\text{K}$)

T_2 : 外側 SUP INS の内側表面温度 (K, 未知)

δ_1 : 外側 SUP INS の厚さ ($=15 \times 10^{-3}\text{m}$)

S_1 : 外側 SUP INS の熱通過面積 ($\div 2,700\text{m}^2$)

外側スーパーインシュレーションの温度 T_2 面から, ふく射シールドへのふく射伝熱量 Q_1' はふく射の式から,

$$Q_1' = 4.88 \times 10^{-8} \times \frac{\epsilon_2 \epsilon_3}{\epsilon_2 + \frac{S_3}{S_2} (1 - \epsilon_2) \epsilon_3} (T_2^4 - T_1^4) S_3 \quad (3.3.2)$$

ここに

T_2 : 外側 SUP INS の最内層温度 (K 未知)

ϵ_2 : 温度 T_2 面の放射率 ($=0.03 \times 5$ とする)

S_2 : " 表面積 ($\div 2,700\text{m}^2$)

δ_2 : 外側 SUP INS の厚さ ($=15 \times 10^{-3}\text{m}$)

T_3 : ふく射シールド温度 ($=80\text{K}$)

ϵ_3 : 温度 T_3 面の放射率 (0.048×5 とする)

S_3 : " 表面積 ($\div 2,700\text{m}^2$)

δ_3 : シールド側 SUP INS の厚さ ($=15 \times 10^{-3}\text{m}$)

T_4 : " 表面温度 (K 未知)

T_5 : ヘリウム容器温度 ($=4.2\text{K}$)

ϵ_4 : " 面放射率 ($\div 0.048 \times 5$)

熱平衡状態では $Q_1 = Q_1'$ であるから, T_2 は T の 4 次方程式の根として求まるから, T_2 から浸入熱量 Q_1 が求まる。なお, 放射率は製作の過程でかなり汚れるし, 酸化するとして, 前出データの 5 倍をみることにする。シールド側のスーパーインシュレーションの通過熱量 Q_2 についても前出の式で同様に計算出来る。

計算結果は次の通りである。なおスーパーインシュレーションがない場合は, (3.3.2) 式のみで計算出来, 参考のためこれについても計算した。

(a) 外側容器からふく射シールドへのふく射伝熱量

スーパーインシュレーション表面温度 $T_2 = 173\text{ (K)}$

ふく射伝熱量 $Q_1 = 11429\text{ (Kcal/h)}$

(スーパーインシュレーション有り) $= 13.2\text{ (KW)} \dots\dots\dots 80\text{K にて}$

(" 無し) $Q_1 = 10.77 \times 10^4\text{ (Kcal/h)}$

$$= 125 (\text{KW}) \cdots \cdots 80 \text{ K にて}$$

(b) ふく射シールドからヘリウム容器へのふく射伝熱量

$$T_s = 80 (\text{K})$$

$$T_s = 4.2 (\text{K})$$

$$\epsilon_s = 0.048 \times 5$$

$$\epsilon_4 = 0.048 \times 5$$

$$\delta_2 = 15 \times 10^{-3} (\text{m})$$

$$S_s = 2700 (\text{m}^2)$$

$$\lambda^1 = 5 \times 10^{-5} (\text{Kcal/mhK})$$

として, (3.8.1), (3.8.2) 式より

$$\text{スーパーインシュレーション表面温度 } T_4 = 58 (\text{K})$$

$$\text{ふく射伝熱量 } Q_2 = 200 (\text{Kcal/h})$$

$$(\text{スーパーインシュレーション有り}) = 232 (\text{W}) \cdots \cdots 4.2 \text{ K にて}$$

$$(\text{ " " 無し}) Q_2 = 737 (\text{Kcal/h})$$

$$= 857 (\text{W}) \cdots \cdots 4.2 \text{ K にて}$$

上記計算では, ふく射面の表面積は各温度面で全部等しいとし, 全コイル(トロイダルコイル上のコイル含む)の表面積として概算した。

3.3.2 伝導による侵入熱

(1) 計 算 式

一般構造材の極低温領域における熱伝導率は温度とともに非直線的に大きく変化するため, 伝導熱の計算はこの変化を考慮しなければならない。すなわち断面が一樣な棒の一端から他端に熱が伝導する様な一次元熱流における伝導熱量の式は下記の様になる。

$$Q_c = \frac{A}{\ell} \int_{T_1}^{T_2} \lambda(T) dT \quad (3.3.3)$$

ここに

Q_c : 伝導熱量 (Kcal/h)

T_1 : 低温側伝熱面温度 (K)

T_2 : 高温側 " (K)

A : 伝熱面積 (m^2)

ℓ : 熱伝導長さ (m)

$\lambda(T)$: 材料の熱伝導率 (Kcal/mhK)

$\int_{T_1}^{T_2} \lambda(T) dT$ (Kcal/mh) はサーマルポテンシャルとも呼ばれ熱伝導率を温度 T に対して積分して得られる。したがって, $\int_{T_1}^{T_2} \lambda(T) dT$ がわかれば熱伝導率が変化する場合の温度分布, 伝導熱量は簡単に得られる。図 3.3.4 ~ 図 3.3.6 に主な構造材料のサーマルポテンシャルを示す。これ等は, 米国 NBS 発行のデータから積分して得たものである。

図では $0 (\text{K})$ から $T (\text{K})$ の温度範囲について, $\int_0^T \lambda(T) dT$ のかたちで示してあるが,

$$Q = \frac{A}{\ell} \int_{T_1}^{T_2} \lambda(T) dT$$

$$= \frac{A}{\ell} \left\{ \int_0^{T_2} \lambda(T) dT - \int_0^{T_1} \lambda(T) dT \right\} \quad (3.34)$$

であるから、 T_1 、 T_2 での $\int_0^T \lambda(T) dT$ を読んで差を取れば T_2 、 T_1 間のサーマルポテンシャルが判かる。

なお、同様の方法で、材料の比熱についても同じような積分値 $\int_0^T C(T) dT$ ($C(T)$ は材料の比熱) が得られ、冷却時間の計算に便利であり、参考として図 3.3.7 と図 3.3.8 に併せて示した。冷却時間は下記のようになる。

$$\tau = \frac{W}{Q} \int_{T_1}^{T_2} C(T) dT \quad (3.35)$$

ここに

$C(T)$; 材料の比熱 (cal/gk)

W ; 冷却重量 (g)

Q ; 冷凍量 (cal/s)

τ ; 所要冷却時間 (s)

(2) 伝導熱の計算

ポロイダルコイルは 3.2.3 で述べたように、真空断熱容器底部で絶縁物を介してその大部分の荷重を支持する構造となっており、侵入熱の多くはこの部分から流入する。この他にヘリウムの給排出管の常温貫通部からの伝導熱、各種支持材からの流入熱等がある。侵入経路の概略を図 3.3.9 に示す。

以下に各侵入経路について述べる。

(a) ガラスエポキシ積層板

図 1.4.1 に示すように中央部のポロイダルコイルの荷重はガラスエポキシ積層板の集合体で支える。積層板はコイル支持枠の底板を円周方向 8 等配に分割支持するものとする。積層板の半径方向温度分布を均一にするために積層板の間には良熱伝導体の均熱板を置くものとするがその配分は 1 : 1 とする。

ガラスエポキシ積層板は極低温下での使用が可能で、圧縮荷重に強く、 20 kg/mm^2 には十分耐えるが安全をみて 5 kg/mm^2 を許容荷重とする。ただし、曲げ荷重はかからないような構造としなければならない。コイルの熱収縮の影響、積層板自体の熱収縮等を考慮し、合理的構造配置を決定しなければならないが今回は図のような概略構成とする。

さて積層板の断面積を決定するには支える荷重を知る必要がある。ヘリウム容器の重量は下記の通りである。

(i) 中央部コイルの全荷重 $\div 1800 \text{ Ton}$ (断熱距離 $\div 1.4 \text{ m}$)

(ii) 大径クライオスタット荷重

$$\begin{array}{l} \text{垂直磁場コイル荷重 (2 個)} \div 1300 \text{ ton} \\ \text{変流器コイル荷重 (4 個)} \div 500 \text{ ton} \end{array} \quad \left. \vphantom{\begin{array}{l} 1300 \\ 500 \end{array}} \right\} \text{ (断熱距離} = 0.5 \text{ m)}$$

$$\hline \text{クライオスタット全荷重} \div 3600 \text{ ton}$$

積層板の伝熱面積 A は、積層板の許容圧縮応力を 5 kg/mm^2 とすれば上記(i), (ii)につき

(i)の場合

$$A_1 = \frac{1800 \times 10^3}{5 \times 10^6}$$

$$= 0.36 (\text{m}^2)$$

(ii)の場合

$$A_2 = \frac{(1300 + 500) \times 10^3}{5 \times 10^6}$$

$$= 0.36 (\text{m}^2)$$

積層板の積厚は各断熱距離の $1/2$ (半分は均熱板) とし, (3.3.3) 式と図 3.3.6 のサーマルポテンシャルから、積層板を通しての伝導熱量を計算すると下記ようになる。

ただし, Q_c ; 全積層板の伝熱量 (Kcal/h)

T_1, A_2 ; 前述(i), (ii)の積層板伝熱面積 ($A_1 = A_2 = 0.36 \text{ m}^2$)

T_1 ; 低温側温度 ($= 4.2 \text{ K}$)

T_2 ; 高温側温度 ($= 300 \text{ K}$)

ℓ_1 ; (i)の場合の伝熱長さ ($= 0.7 \text{ m}$)

ℓ_2 ; (ii) " ($= 0.25 \text{ m}$)

$$Q_c = \left(\frac{A_1}{\ell_1} + \frac{A_2}{\ell_2} \right) \int_{T_1}^{T_2} \lambda(T) dT$$

$$= \left(\frac{0.36}{0.7} + \frac{0.36}{0.25} \right) \times 41$$

$$= 21 + 59$$

$$\div 80 (\text{Kcal/h})$$

$$= 93 (\text{W}) \dots \dots \dots 4.2 \text{ K にて}$$

(b) ヘリウム給排管

ヘリウムのコイルへの給排管は各 1 本と仮定し、概略下記とする。

ヘリウム給排管寸法

内 径: $300 \text{ mm}\phi$ (液体ヘリウム流速約 1.4 m/s)

管肉厚: 7 mm

材 質: SUS304

管 長: 2000 mm ($300 \text{ K} \rightarrow 4 \text{ K}$)

侵入熱量 Q_c は (3.3.3) 式と図 3.3.4 より

$$Q_c = \frac{2A}{\ell} \int_4^{300} \lambda(T) dT$$

$$= \frac{2 \times \pi \times 0.3 \times 7 \times 10^{-3}}{2} \times 2700$$

$$= 17.8 \text{ (Kcal/h)}$$

$$\approx 21 \text{ (W)} \dots \dots \dots 4.2 \text{ K にて}$$

ふく射シールドへの給排水管については上記と同程度と考えられ、ふく射伝熱量に比し、無視出来る程度となるから(4)項のふく射伝熱量に含める。

(c) 支持構造材

中央コイル群の上端のオーバーハングするコイル(コイルⅥ, T 8, V 6, T 9 の3個)は、コイル支持体に曲げモーメントを与え、強度上問題があるので、3個のコイルは真空容器上蓋に懸下する。また、V 7, T 10, V 8 のトロイダルコイル上に配置するコイルはやはりそれぞれの真空容器に懸下するものとする。

各コイル自重、支持材諸元は下記の通りである。

コイルⅥ	自重 (Ton)	伝熱距離 (m)
T 8	84	1
V 6	43	1
T 9	102	1
小 計	229	
V 7	221	1
T 10	266	1
V 8	431	1
小 計	918	

支 持 材

材 質; SUS 304

形 状; 丸 棒

許容応力; 15 kg/mm^2 とする

コイル自重支持材断面積 A ;

$$A = 229 \times 10^3 / 15 \times 10^6$$

$$= 0.015 \text{ (m}^2\text{)} \dots \dots \dots \text{T 8, V 6, T 9 コイル支持}$$

$$A = 918 \times 10^3 / 15 \times 10^6$$

$$= 0.061 \text{ (m}^2\text{)} \dots \dots \dots \text{V 7, T 10, V 8 コイル支持}$$

$$\text{計 } 0.076 \text{ (m}^2\text{)}$$

他の支持材も含めて

コイル支持材全断面積 = $0.1 \text{ (m}^2\text{)}$ とする。

コイル支持材の全伝導熱量 Q_c は

$$Q_c = \frac{A}{\ell} \int_1^{300} \lambda(T) dT$$

$$\begin{aligned}
 &= \frac{0.1}{1} \times 2700 \\
 &= 270 \text{ (Kcal/h)} \\
 &= 314 \text{ (W)} \dots\dots 4.2 \text{ Kにて}
 \end{aligned}$$

ふく射シールドの総重量は約250Tonであるが、支持材の長さを1mとすればふく射シールド支持材の伝導熱量 Q は

$$\begin{aligned}
 Q &= \frac{250 \times 10^3}{1 \times 15 \times 10^6} \times 2700 \\
 &= 45 \text{ (Kcal/h)} \\
 &\div 52 \text{ (W)} \dots\dots 80 \text{ Kにて}
 \end{aligned}$$

これはふく射伝熱量に比較すれば小さい。

3.3.3 電流リードからの侵入熱

電流リードの侵入熱の計算は断面一様の棒の一端から他端への熱伝導と、ジュール損失による内部発熱が組合さった伝熱問題として考えられる。電流リードは一端が液体ヘリウム中に浸漬され、流入熱量により蒸発気化したヘリウム蒸気の顕熱を十分に利用して冷却する強制冷却式が一般的で侵入熱量も少ない。ヘリウムとリード表面との熱交換を十分にすることが低熱侵入リードの設計のポイントとなるが、その実施例の概略構成を図-3.3.10に示す。

図のようにリード線を適当に細線化し、ヘリウムをそらせ板によってジグザグ流にして流せば、シェルアンド・チューブ型熱交換器のように効率よく冷却出来る。

このような構成の電流リードは、1000Aにつき、液体ヘリウムへの侵入熱量を2~3W（1対の電流リードにつき）程度に出来る。

今回のポロイダルコイルの電流リードも図のような構成の10000A/対程度のリードを十数本組合せることになる。したがって電流リードによる侵入熱量は下記をみ込む。

$$\begin{aligned}
 &\text{電 流; } 175 \text{ kA} \\
 &\text{リード損失; } 3\text{W}/1000\text{A (1対のリード当り)} \\
 &\text{電流リード侵入熱量} = 175 \times 10^3 \times 3 / 1000 \\
 &= 525 \text{ (W)} \dots\dots 4.2 \text{ Kにて}
 \end{aligned}$$

リード冷却流量は4~6Nm³/h/1000Aリード(対)程度であるから、175kA冷却用としては5×175=875Nm³/h÷150kg/hのヘリウム流量となる。

3.3.4 クライオスタットの総侵入熱量

クライオスタットの侵入熱量の計算結果をまとめると表3.3.4のようになる。

表 3.3.1 アルミナイズドマイラー

製 造 者	全体厚さ	アルミ蒸着厚さ	面 積 係 数	光線反射率
東洋レーヨン(株) 商品名;メタルミー	12 μ	60m μ (片面と両面有)	59.5m ² /kg	95%以上
National Metalizing Division	6.4 μ	両 面	114m ² /kg	ふく射率 003~0035

表 3.3.2 ス ペ ー サ

製 造 者		厚 さ	重 量	引 張 強 さ
旭ファイバーグラス(株)	MG130 (クロス状)	0.13mm	110g/m ²	
商品名 ; グラスロン	SMB 3600E	0.25mm	3 "	
Strathmore paper Co (米)	Grade 100	64 μ	15.5 "	タテ方向 89g/cm ヨコ 66 "
	Grade 102		12.2 "	タテ方向 89 " ヨコ 35 "
Dexter Corporation (株)	Grade 233	79 μ	16.2 "	タテ方向 94 " ヨコ 30 "

表 3.3.4 クライオスタット侵入熱量

侵 入 熱 の 種 類	侵 入 熱 量 (W)	
	4.2 K	80 K
ふく射伝熱量		
外側容器(300K)→ふく射シールド(80K)	—	13200
ふく射シールド(80K)→ヘリウム容器(4.2K)	232	—
小 計	232	13200
伝 導 熱 量		
積 層 板 断 熱 材	93	—
ヘ リ ウ ム 給 排 管 (SUS)	21	21
支 持 構 造 材 (SUS)	314	52
小 計	428	73
電 流 リ ー ド	525	—
侵 入 熱 総 計	1185 ≒1200	13273 ≒14000

表 3.3.3 スーパーインシュレーションの詳細

アルミ箔	
品 名 ・ 型 式	アルミナイズドマイラー#12 テトロンフィルムの両面にアルミニウムを真空蒸着したもの。
製 造 者	東洋レーヨン(株)
商 品 名	「メタルミー」
全 体 厚 さ	12 ミクロン
Al 蒸 着 厚 さ	約 60 ミリミクロン(両側合せて)
口 ー ル	巾 100mm, 長さ 1000m
面 積 係 数	$59.5 \text{ m}^2/\text{kg}$
引 張 強 さ	$22 \text{ g}/\text{mm}^2$
融 点	260℃
使用可能温度範囲	150℃以下
熱 膨 張 係 数	$27 \times 10^{-6} \text{ cm}/\text{cm}/\text{C}$
スぺーサ(グラスファイバー布輸入品)	
品 名	Cryogenic Insulation Materials 微細グラスファイバーから成る紙状のスぺーサで, Grade 233 は, スーパーインシュレーション用として, 開発されており, 高真空排気が可能ないようにアウトガス発生源となるバインダーを使用していない。米国で広く使用されているといわれる。
型 式	Grade 233
製 造 者	Dexter Corporation (米)
厚 さ	0.079mm
面 積 係 数	$61.7 \text{ m}^2/\text{kg}$
引 張 強 さ	長さ方向 $94 \text{ g}/\text{cm}$ 巾 方向 $30 \text{ g}/\text{cm}$
口 ー ル	巾 1m, 長さ約 1000m

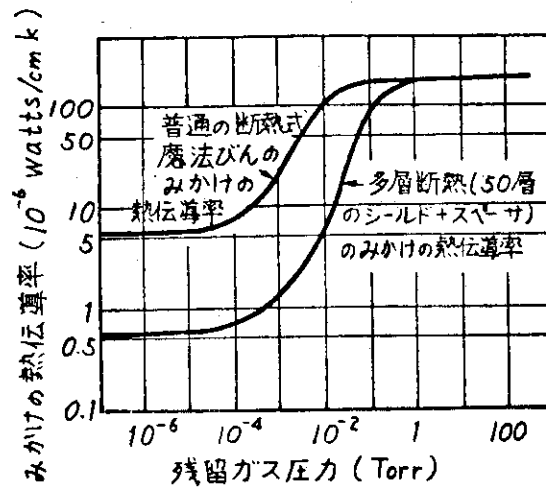


図 3.3.1 普通の真空断熱と多層断熱の比較

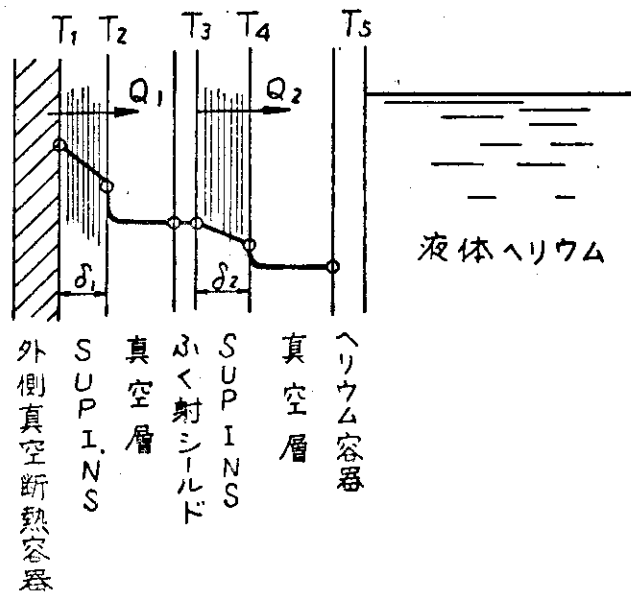
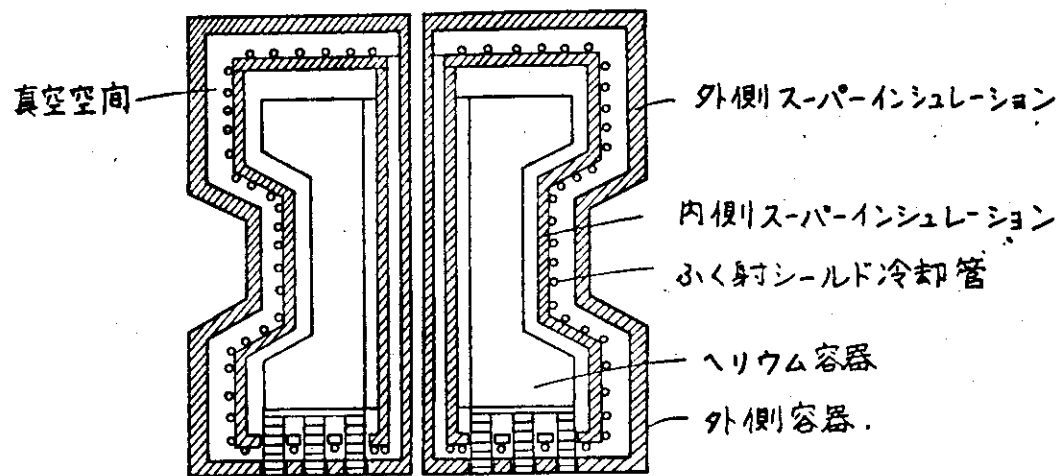


図 3.3.3 ふく射熱と温度分布

(a) 断熱材の構成



(b) ふく射シールド

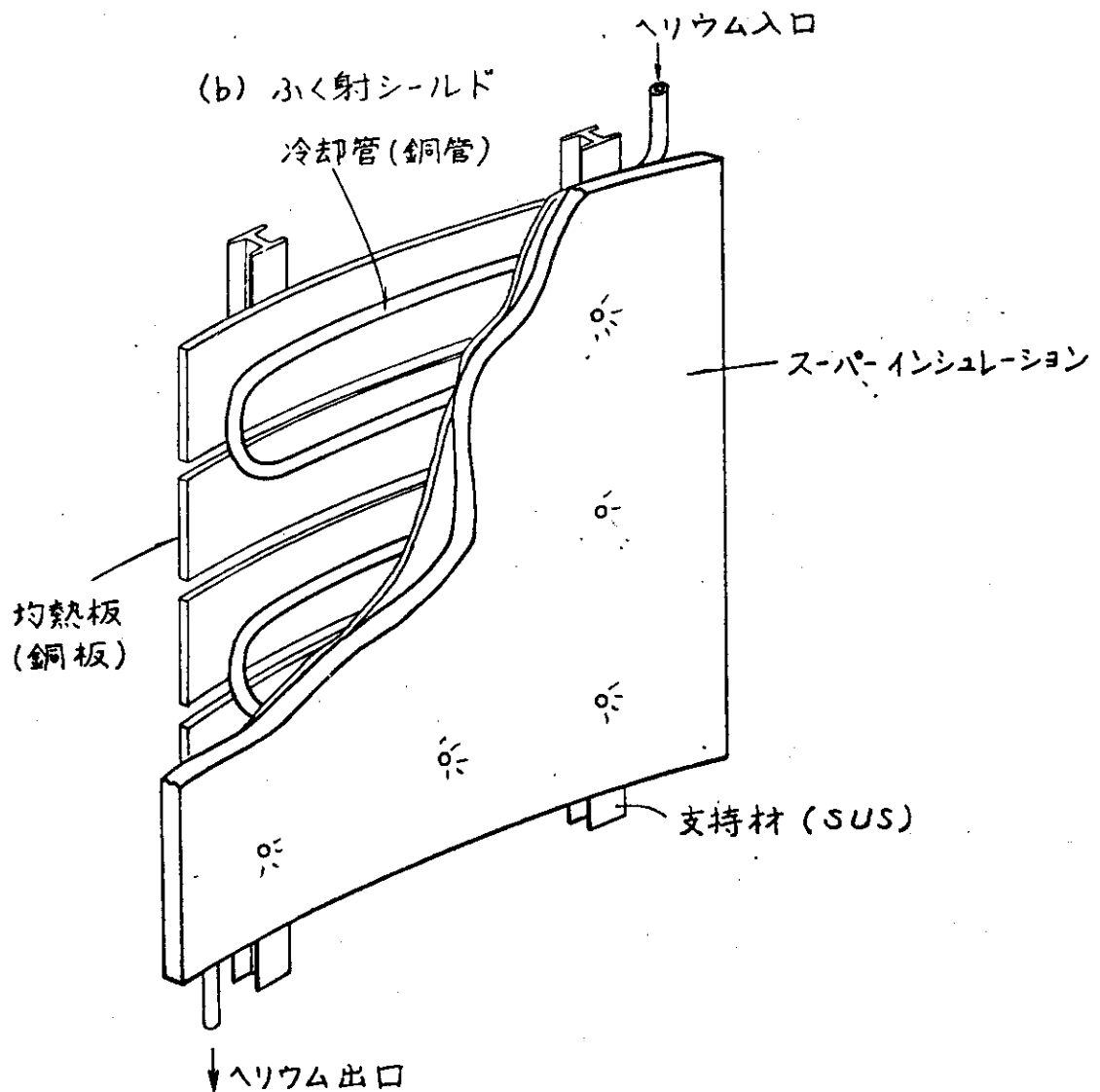


図 3.3.2 ふく射シールド

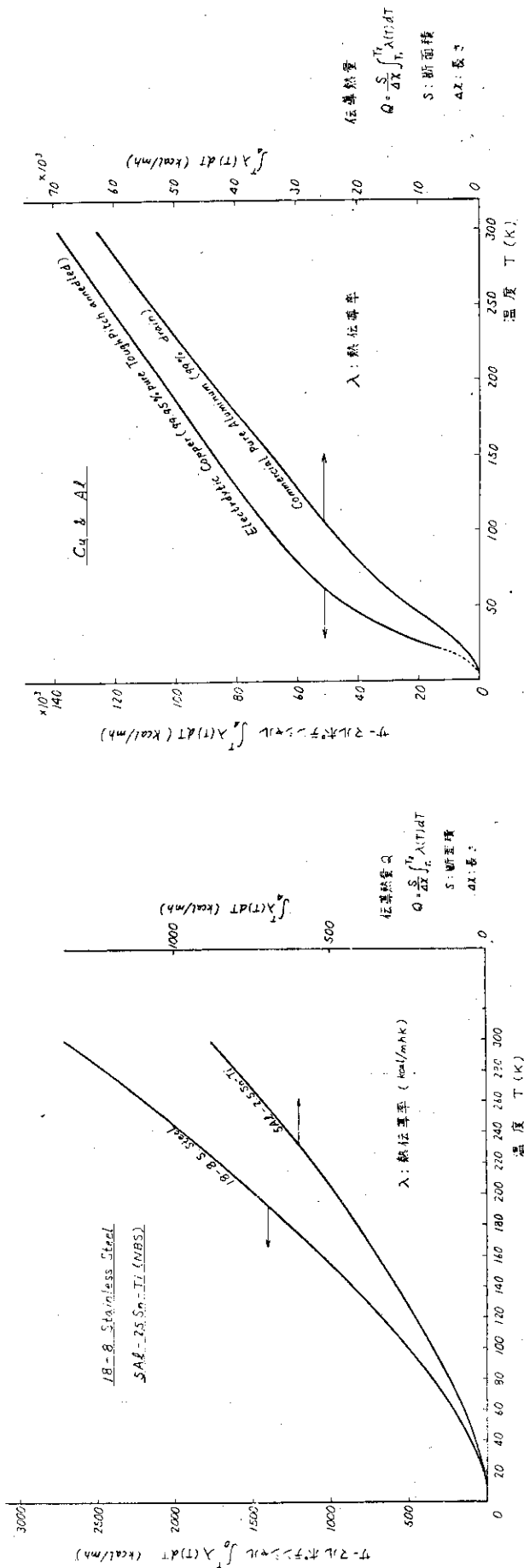


図 3.3.4 ステンレス, チタン合金のサーマルポテンシャル

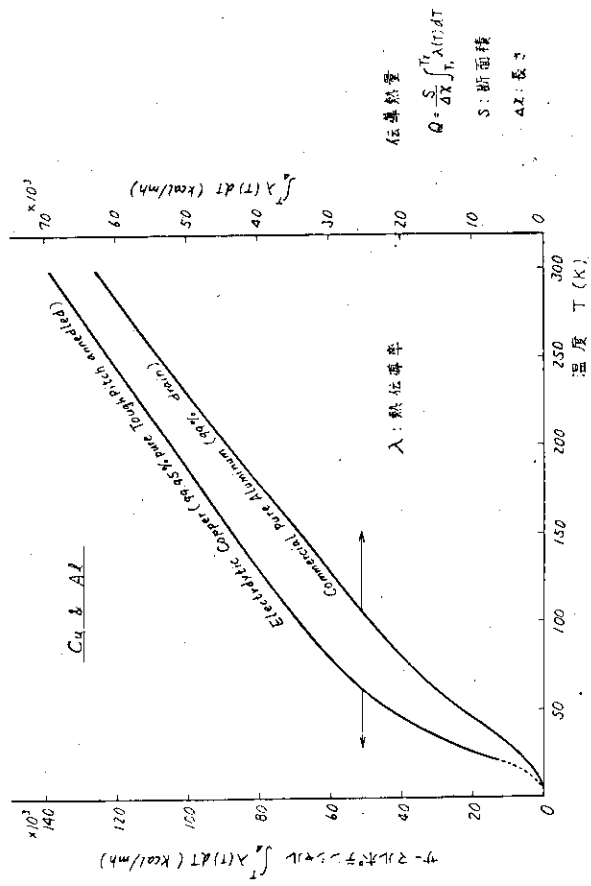


図 3.3.5 電気銅, 純アルミのサーマルポテンシャル

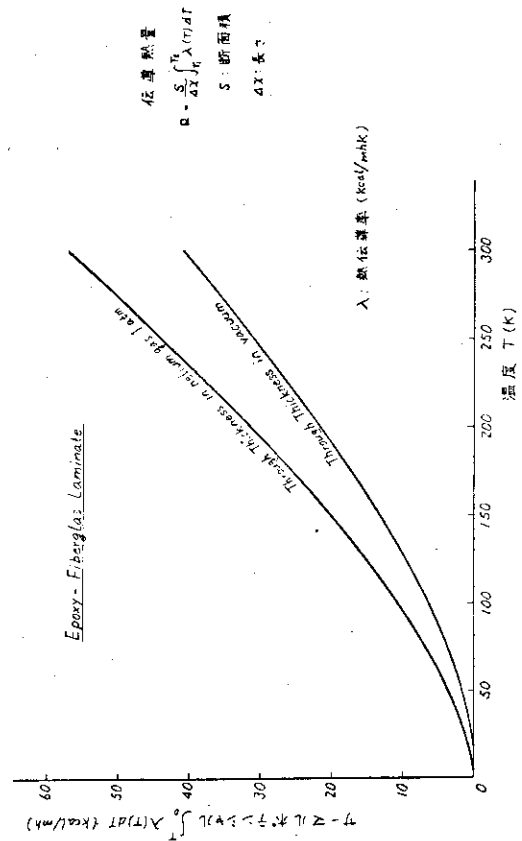


図 3.3.6 エポキシ積層板のサーマルポテンシャル

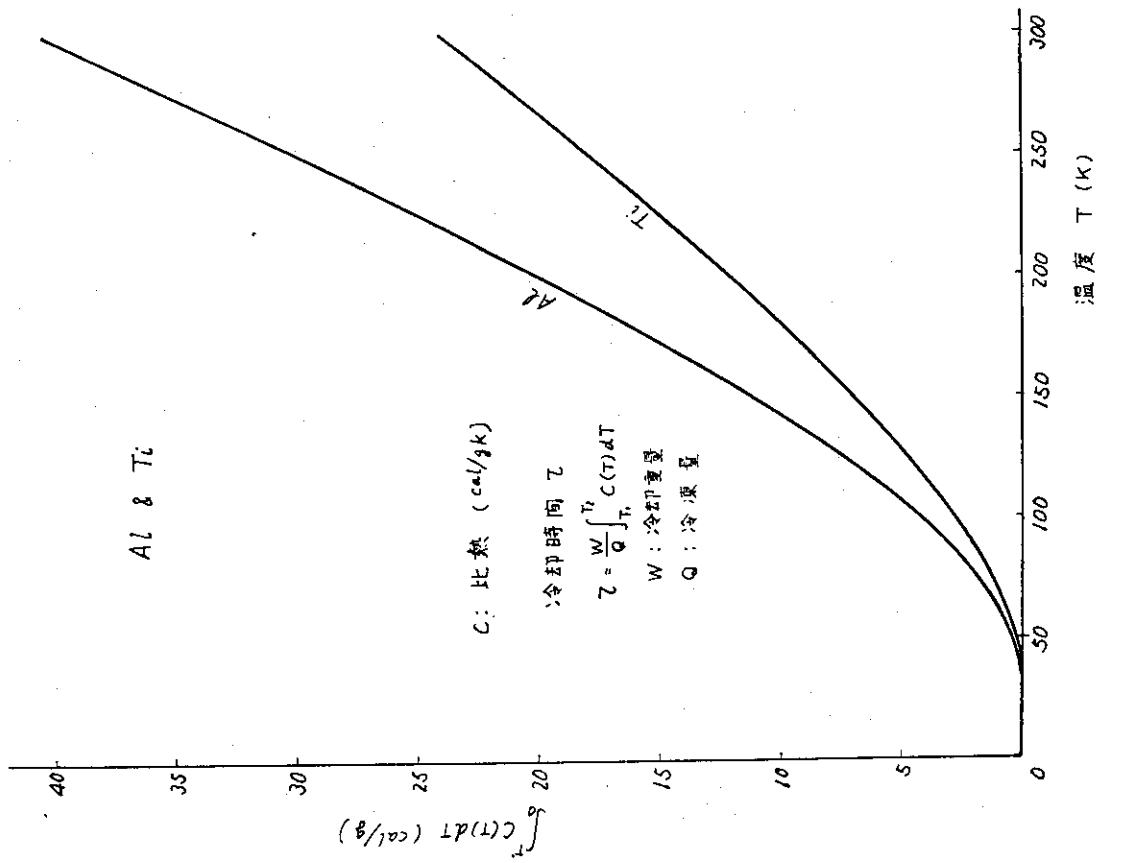


図 3.3.8 アルミとチタンの比熱積分値

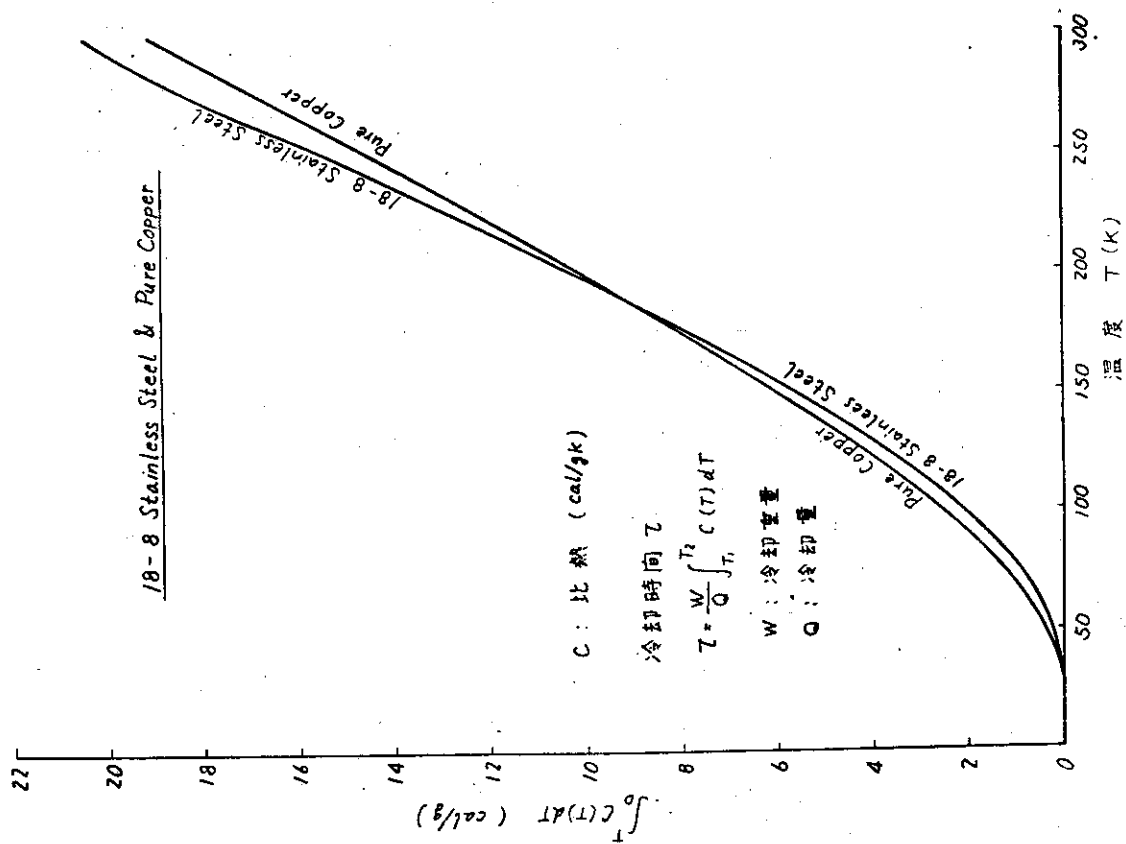


図 3.3.7 ステンレス, 純銅の比熱積分値

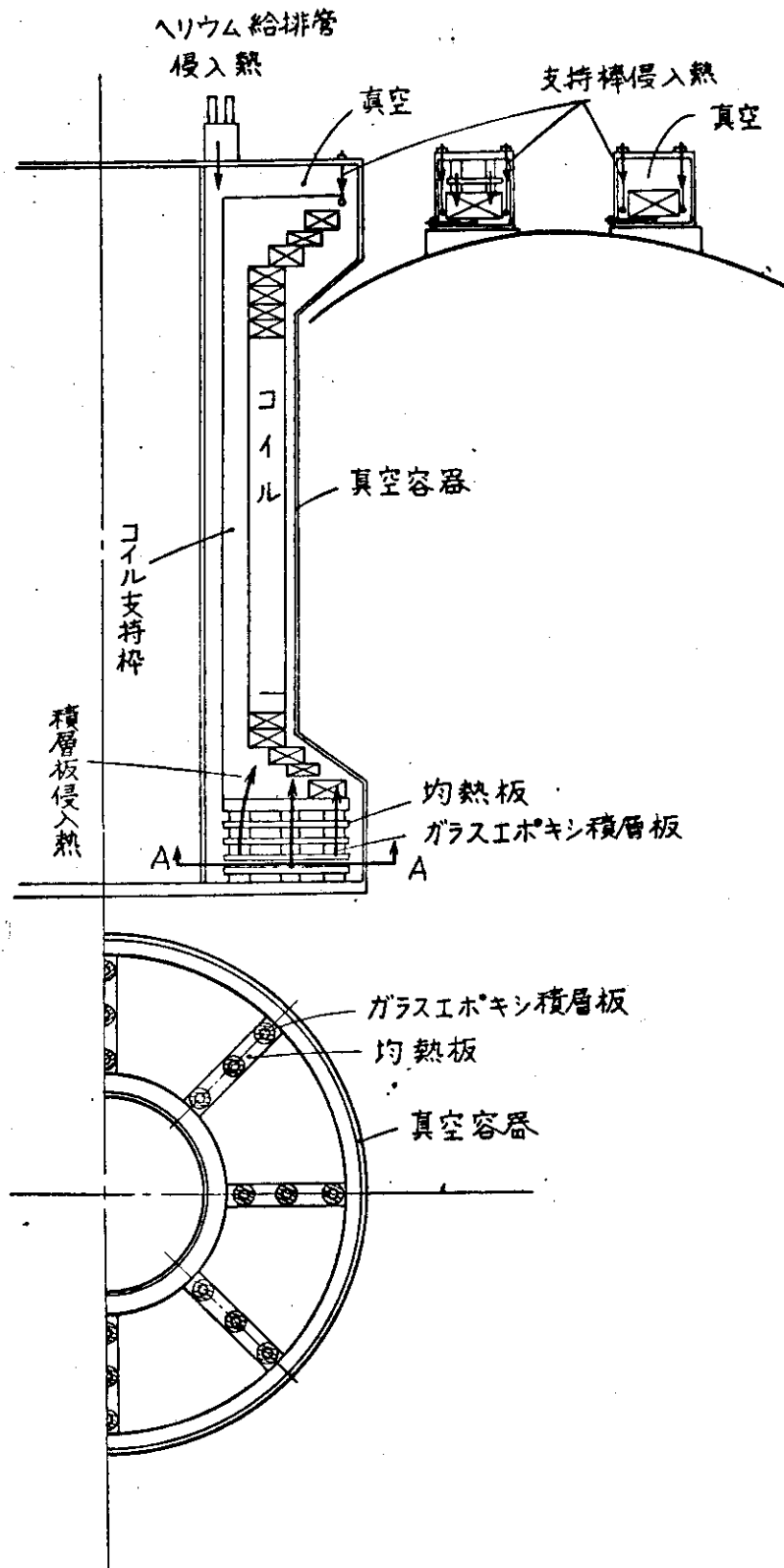


図 3.3.9 伝導による侵入熱経路

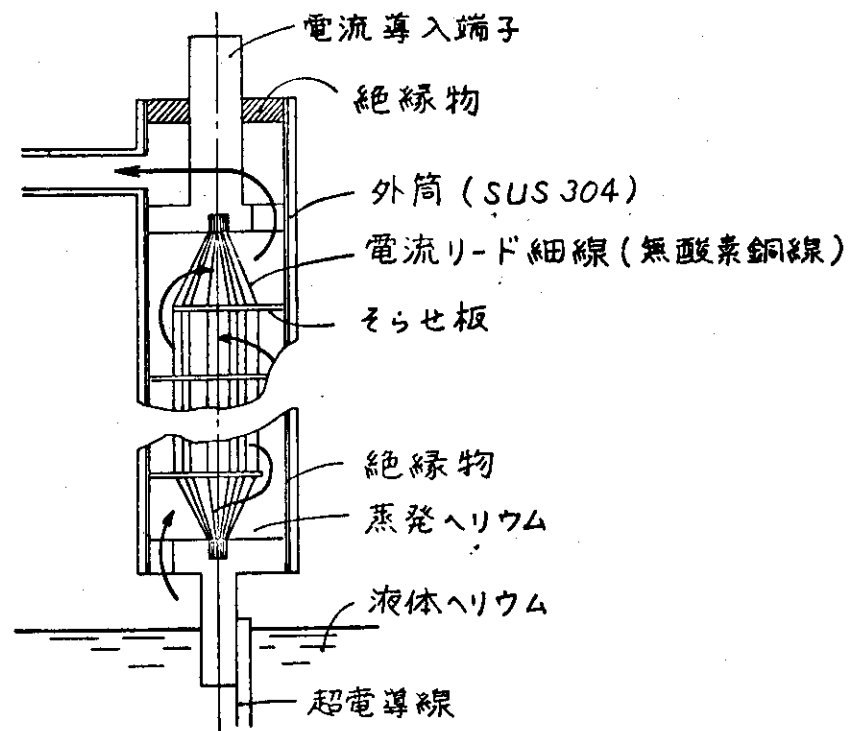


図 3. 3. 10 電流リードの構成

3-4 クライオスタットでの内部発熱（動的熱負荷）

前節ではクライオスタットの断熱設計を行ない低温部での侵入熱量を求めたが4.2 Kにあるクライオスタットでの熱負荷としては、このほかに3-2節でも述べたように、磁場変化によって誘起される循環電流による発熱及び渦電流損失があり、その値はかなり大きいものと予想される。又放射線による発熱も予想される。

これらは前節で導出した侵入熱とやや性質を異にするものなので、ここでクライオスタットでの内部発熱として概略の値を出しておく。

3.4.1 循環電流による発熱

ポロイダルコイルの各小コイルのヘリウム容器のように、プラズマ環と同心円状に配置される導電体の円環には、変流器コイルの作る磁束の変化により、大きな循環電流が誘起される。この循環電流の発生機構と、その等価回路を図3.4.1に示した。循環電流の最大値は外部磁束の変化がもっとも激しいphase Iでおこる。一例として1小コイルのヘリウム容器の内周部での循環電流による発熱を見積ると、phase Iの10秒間で10 MJのオーダーとなる。他の小コイルでの発熱をあわせると循環電流によるphase Iでの発熱は100 MJのオーダーとなり、これはphase Iの10秒間の平均で10 MW、61.20秒の運転の1周期で平均しても16 KWとなる。表2.5.4でまとめた超電導コイルでの発熱や、表3.3.4でまとめたクライオスタット侵入熱量と比較して、この循環電流による発熱は桁違いに大きく、4.2 Kでの冷却の負荷として許容できる値ではない。

そこで本設計においては、この循環電流をなくするため、3-2でも述べたように、大きな磁束をとりかこむすべての導電体の円環は電氣的にカットを入れ（図3.4.2参照）循環電流が流れないようにしている。

3.4.2 渦電流損失

磁場の変化に起因する発熱のうち、循環電流による4.2 Kでの発熱は許容できる大きさではないので循環電流が発生しないクライオスタットの構造としたことは先に述べた。

しかしたとえこのような方策をとっても導電体が交流磁界中に置かれるかぎり渦電流損の発生はまぬかれ得ない。この渦電流損を軽減するには電気抵抗の大きい材料を使うか、同じ体積の材料でも磁場ベクトルの方向と並行に何分割かし多層構造にするかのいずれかの方法をとらねばならない。

ここで4.2 Kにあるクライオスタットでの渦電流損の大体の値を見積っておく。この値を正確に見積れないのは次の事情のためである。

- 渦電流損はその発生材料の形状にきわめて大きく依存する。クライオスタットの形状が単純ではないので、正確に渦電流損失を見積ることはきわめて困難である。
- II章で示したようにポロイダルコイルの磁場ベクトルの向きと方向が場所によってかなり異っている。これらの値を正確にとり入れて渦電流損の計算をするには多大の労力と時間を要する。
- ポロイダルコイルの運転波形が正弦波形のような単純な形ではないので、この波形をフーリエ分解するなどして詳しい解析をしなければならない。

このような事情のため、ここでは次の仮定をして4.2 Kにあるクライオスタットでの渦電流

損を見積ってみる。

- クライオスタットの材料はすべてステンレス鋼とし、その液体ヘリウム温度での比抵抗を $7 \times 10^{-7} \Omega\text{-m}$ とした。
- 4.2 K にあるクライオスタットの体積を 200 m^3 とした。
- 材料はすべて磁場ベクトルの方向と平行に 7 cm 厚さに分割されていて各々電気絶縁されているとした。
- すべての材料が最大 5 T の磁場をうけるとした。

これらの仮定のもとに 4.2 K にあるクライオスタットでの渦電流損失を見積り表 3.4.1 にまとめた。

3.4.3 放射線による発熱

超電導コイル部同様クライオスタットも中性子及び γ 線の入射によって加熱をうける。

ここで、この発熱量の概略値を次の仮定をおいて見積っておく。

- 4.2 K にあるクライオスタットの体積を 200 m^3 とした。
- この 4.2 K にあるクライオスタットはすべて放射線の入射方向に対する厚さが 7 cm であるとした。
- 放射線による発熱の式は II 章で用いた超電導コイルでの発熱の式 (2-5-10) 式及び (2-5-11) 式を使った。その際材料の厚さ方向の座標軸 x のとる範囲を $0 \leq x \leq 7 \text{ cm}$ とした。

これらの仮定のもとで 4.2 K にあるクライオスタットでの放射線による発熱を見積り表 4.3.1 にまとめた。

3.4.4 ま と め

この節で導出した 4.2 K にあるクライオスタットでの内部発熱を表 3.4.1 にまとめた。この表の数値は表 2.5.4 の超電導コイルでの発熱や表 3.3.4 のクライオスタットの侵入熱量の数値にくらべて、精度の悪いものである。ところがこの表 3.4.1 の数値は他のものと比べると無視できないどころか、熱負荷の主要な要素であることがわかる。したがってこの損失の大小が冷却システムの設計に大きくひびいてくる。これらの数値の精度を向上させることが今後の重要な研究開発課題の一つといえる。

尚 80 K にあるクライオスタットの部分は、ふく射シールド板と、構造支持物であるが、これらの体積は小さく、かつ電氣的に細分割されているので、この場所での内部発熱（渦電流損失、放射線による発熱）は無視できる。

表 3.4.1 クライオスタットでの内部発熱 (4.2 K での動的発熱)

phase	I (10 sec)	II (6000 sec)	III + IV (110 sec)
循環電流	0 W 0 J	0 W 0 J	0 W 0 J
ウズ電流損	$\sim 5 \times 10^5$ W $\sim 5 \times 10^6$ J	0 W 0 J	$\sim 10^4$ W $\sim 10^6$ J
放射線による発熱	0 W 0 J	~ 260 W $\sim 1.6 \times 10^6$ J	0 W 0 J

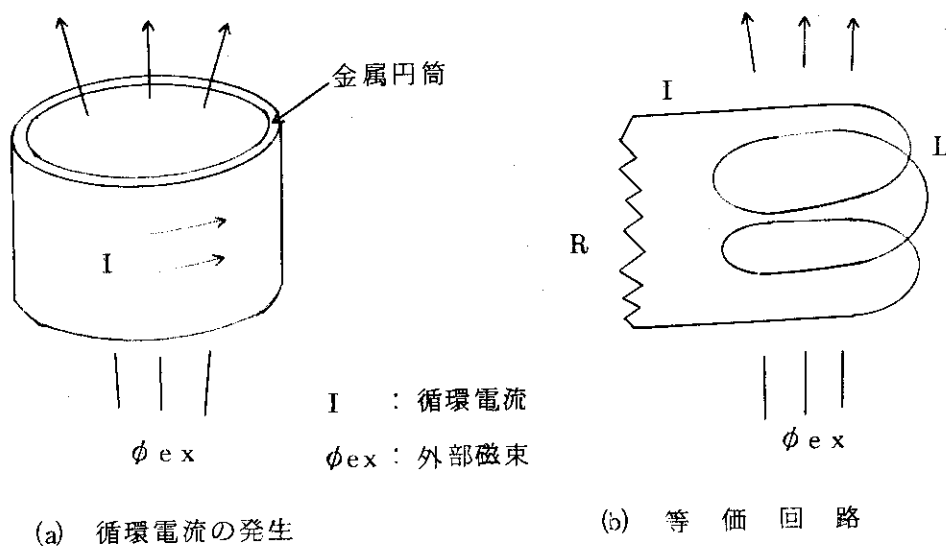


図 3.4.1 循環電流の発生

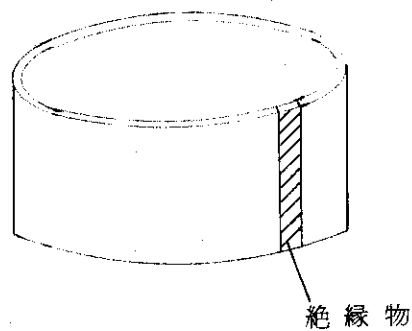


図 3.4.2 循環電流の阻止

3-5 真空排気装置

真空装置の性能は、真空ポンプの性能、真空容器のリークおよび脱ガス量、真空配管の寸法等によって決まる。以下にこれらの真空排気系についての検討結果を説明する。

3.5.1 排気系の構成

空心変流器コイル、垂直磁場コイルの配置から考えて、真空排気系は図 3.5.1 のように設置する。

すなわち、トロイダルコイルの内側にあるコイルはまとめて一つの断熱真空容器のなかにおさめられており、この系の排気は地下 3 m に設置した拡散ポンプ 4 台でおこなう。V 7, V 10 V 8 等の小コイルは、小コイル毎に断熱真空容器がつくられており、その排気は等間隔に真空容器に直接設置された拡散ポンプでおこなう。

排気装置の仕様を表 3.5.1 に示した。

3.5.2 真空容器本体排気系の実効排気速度と到達真空度

(1) 表面積

容器本体, シールド板	$5.2 \times 10^3 \text{ m}^2$
スーパーインシュレーション (60 層とする)	
A ℓ 箔	$10.0 \times 10^4 \text{ m}^2$
ス ペ ー サ	$10.0 \times 10^4 \text{ m}^2$

(2) 放出ガス量

上記材料表面からの放出ガス量を表 3.5.2 に示す。

単位面積当放出ガスのデータは排気後 10 hr のものであり、100℃程度でベーキングをおこなって 1/100 程度におとせるとすれば、

$$\text{放出ガス量} \quad 10.1 \text{ Torr } \ell / \text{sec}$$

(3) 排気導管コンダクタンス

拡散ポンプの設置位置を地下 3 m とすれば、真空容器本体から拡散ポンプまでの排気導管の長さは約 7 m となる。この時のコンダクタンス C は、

$$C = 12.1 \frac{d^3}{\ell} = 12.1 \times \frac{101.6^3}{700} \quad \begin{array}{l} d : \text{パイプ内径} \\ 101.6 \text{ cm} \\ \ell : \text{パイプ長さ} \\ 700 \text{ cm} \end{array}$$

$$= 1.813 \times 10^4 \ell / \text{s}$$

(4) 実効排気速度

真空ポンプに配管がついた場合の実効排気速度 Se' は、

$$\frac{1}{Se'} = \frac{1}{C} + \frac{1}{Sp} = \frac{1}{1.813 \times 10^4} + \frac{1}{1.3 \times 10^4}$$

但し Sp は油拡散ポンプの排気速度

$$\therefore Se' = 7.57 \times 10^3 \ell / \text{s}$$

故に総排気量 S_e は

$$S_e = 4 S_{e'} = 3.03 \times 10^4 \text{ } \ell/\text{s}$$

(5) 到達真空度

綿密なリーク試験をおこない容器全体のリーク量を $10^{-5} \text{ Torr} \cdot \ell/\text{s}$ 以下におさえるとすれば、到達真空度 P_b は次のようになる。

$$P_b = \frac{(\text{リーク量}) + (\text{放出ガス量})}{\text{総排気量}} = \frac{10^{-5} + 10.1}{3.03 \times 10^4} \\ = 3.3 \times 10^{-4} \text{ Torr}$$

3.5.3 周辺コイル排気系の到達真空度

周辺コイルの排気装置は、周上に等間隔に配置されており、真空容器引口から排気装置までの導管は短いので導管のコンダクタンスは無大とする。排気装置の設置間隔はほぼ同一になっているので、以下に内側のコイル (V 7 および V 15) をおさめた真空容器についてのみ検討をする。

(1) 表面積 (V 7 コイルをおさめた真空容器について)

容器本体、シールド板	$7.6 \times 10^2 \text{ m}^2$
スーパーインシュレーション (60 層とする)	
A ℓ 箔	$3.1 \times 10^4 \text{ m}^2$
ス ペ ー サ	$3.1 \times 10^4 \text{ m}^2$

(2) 放出ガス量

3.5.2 項で検討したのと同様の単位面積当放出ガス量を使って計算をおこなうと、

$$\text{放出ガス量} \quad 314.9 \text{ Torr} \cdot \ell/\text{sec}$$

100℃程度でベーキングをおこなって放出ガス量を 1/100 におとせるとすれば、

$$\text{放出ガス量} \quad 3.15 \text{ Torr} \cdot \ell/\text{sec}$$

(3) 到達真空度

この真空容器の排気系統には 4 台の拡散ポンプがすえつけられており、その総排気量 S は

$$S = 20000 \text{ } \ell/\text{sec}$$

リーク量を $10^{-5} \text{ Torr} \cdot \ell/\text{sec}$ におさえれば、到達真空度は

$$P_b = \frac{10^{-5} + 3.15}{2.0 \times 10^4} = 1.58 \times 10^{-4} \text{ Torr}$$

3.5.4 排気系統のまとめ

計算によれば到達真空度は 10^{-4} Torr のオーダーであるが、過去の経験から十分なベーキングをおこない、かつ長時間真空排気を続ければ、 $10^{-5} \sim 10^{-6} \text{ Torr}$ の真空度に到達すると思われる。また真空容器本体排気系の排気導管を長くするとそれがポンプを妨害するので、現在の計算寸法 7 m よりもできるだけ短くする事が望ましい。

表 3.5.1 排 気 系 仕 様

真空容器本体排気系（トロイダルコイル内側のコイル用）				
	油拡散ポンプ	排気速度	13000	ℓ/sec
		到達圧力	2×10^{-6}	Torr
		台 数	4	台
	補助真空ポンプ			
	メカニカルブースタポンプ	排気速度	3400	m ³ /hr
		台 数	4	台
	油回転ポンプ	排気速度	6000	ℓ/min
		台 数	4	台

周辺コイル用排気系（V7, T10, V8等のコイル用）				
	油拡散ポンプ	排気速度	5000	ℓ/sec
		到達圧力	2×10^{-6}	Torr
		台 数	36	台
	補助真空ポンプ			
	メカニカルブースタポンプ	排気速度	1000	m ³ /hr
		台 数	36	台
	油回転ポンプ	排気速度	3000	m ³ /hr
		台 数	36	台

表 3.5.2 クライオスタット材料表面からの放出ガス量

	単位面積当放出ガス (Torr・ℓ/sec/cm ²)	放 出 ガ ス 量 (Torr・ℓ/sec)
容器本体・シールド板 (SUS304)(Cu)	0.5×10^{-7}	2.6
アルミ箔	0.075×10^{-7}	7.5
スペーサ	1.0×10^{-7}	997.0
総 計	—	1007.1

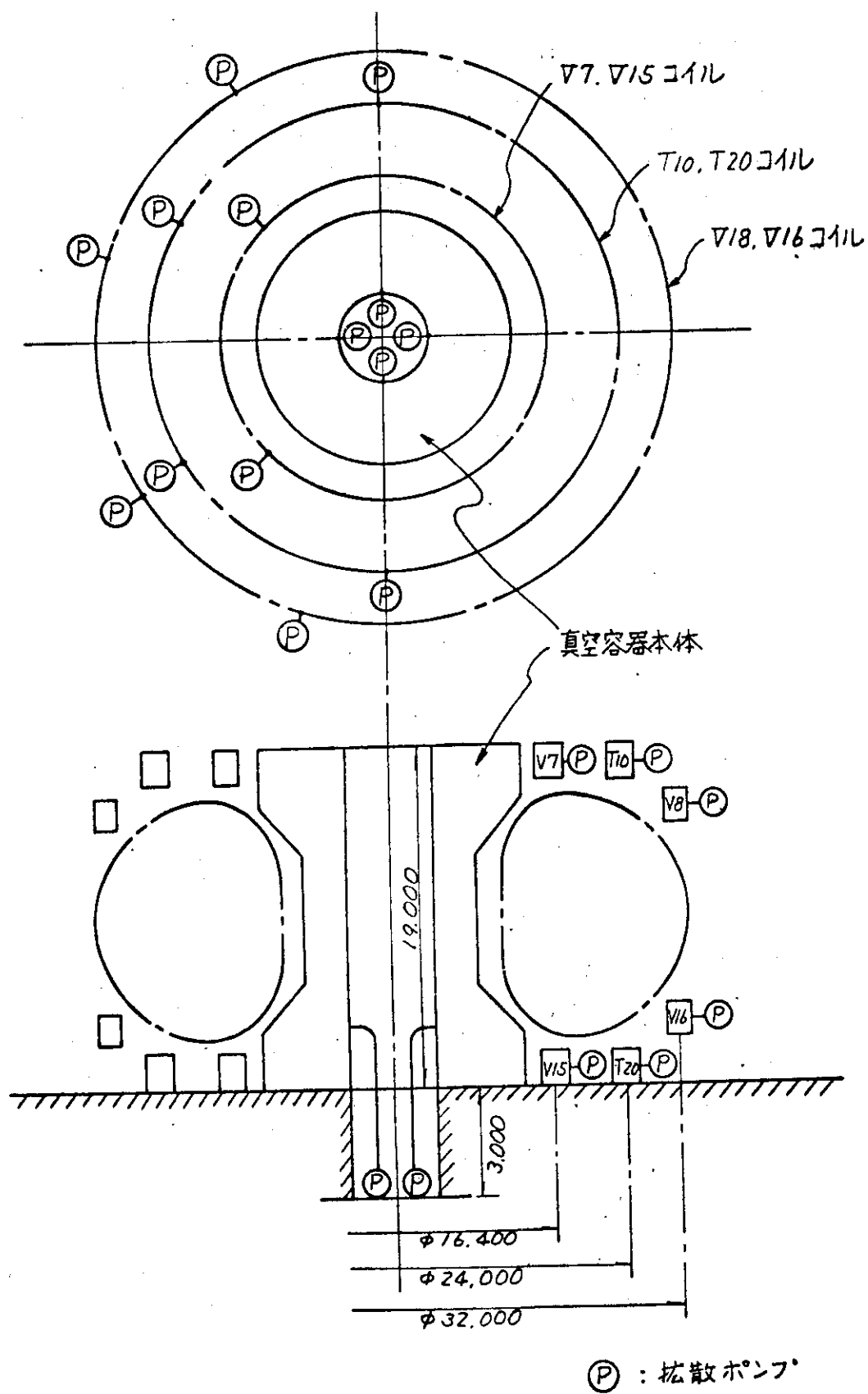


図 3.5.1 真空排気系の配置

3-6 クライオスタット設計のまとめ

3.6.1 本設計の特徴

(a) クライオスタットの分割

磁場の構成上、ポロイダルコイルはトロイダルコイル周辺に散開するため、一つのクライオスタット中に全コイルを収容することができず、中央部に集中したコイルと、トロイダルコイル周辺に分散した大径コイルをそれぞれ独立したクライオスタットに収容した。電流と冷媒は各クライオスタットを連通し、真空断熱排気装置は各クライオスタットに独立に設置した。

(b) ヘリウム容器の独立化

ヘリウム容器は各コイル毎に独立させ、電気、冷媒の接続は各容器間の連通ダクトで行った。これは超電導線の強制冷却において必要な冷媒流速を得るためと、組立て上好都合な理由による。

(c) クライオスタット各部の分割

パルス運転による循環電流、渦電流の発生をおさえるため、ヘリウム容器、ふく射シールド真空断熱容器、支持構造等は少くとも二つ以上に分割するものとした。

(d) コイルと容器間に熱収縮吸収部を設けた。

コイル最内層とヘリウム容器間に熱による差動収縮を吸収する機構を設け、予冷時のコイルに働く過大な応力を吸収し、コイルのゆるみをなくする構造とした。

(e) コイル容器の断熱材による支持

ガラスエポキシ積層板と金属製均熱板と組合せた断熱材によりコイル自重の大部分を支え、他に金属支持棒により補助的に支持する構造とした。

3.6.2 設計上の問題点と今後の研究開発課題

以下に問題点と開発課題について述べる。

(a) 循環電流損、渦電流損の低減

本設計の最大の問題点は、最初のプラズマ励起時において、クライオスタットの断熱部からの侵入熱よりも電氣的発熱がはるかに大きいことであった。ヘリウム温度で1 Wattの侵入熱を常温界に汲み出すための動力が500~1000 Wattというヘリウム冷凍液化装置の低効率を考えると、これは致命的といわざるを得ない。すなわち超電導化のメリットがなくなってしまう。従って上記電気損失を電気設計上からも構造上からも極力減少させることが最大の研究課題である。

(b) 分割絶縁構造クライオスタットの開発

前項電気損失低減にはクライオスタットに金属を用いないことが望ましいが、これは現状の技術では不可能に近い。すなわち極低温下での機械強度、ヘリウムの断熱層へのリークの完全防止、熱収縮対策等から、例えばエポキシ樹脂製クライオスタット等の大型クライオスタットへの適用の可能性は甚だ疑しい。そこで従来の金属製クライオスタットを電氣的に分割することになるが、本設計のような大径コイル容器の分割構造は例がなく、容器の剛性、リーク対策熱変形対策等に新技術が必要で、現在のところ、残念乍ら具体案を提案するに致っていない。さらに電気損失の低減には大分割のみならず、構造物の一層の細分化、薄板積層構造化等が一層要求され更に問題は難かしくなる。樹脂と金属の組合せも考えられるが同様に難しい問題

であろう。

ポロイダルコイルの超電導化には、上記発生損失をどこまで減少出来るか等を融合炉全体としてとらえ、その採用の可否を決定する必要がある。

(c) 真空断熱容器の簡素化

本設計ではトロイダルコイルとポロイダルコイルをそれぞれ独立に設計しているが、超電導化にあたっては両者を断熱、構造設計上同時にとらえた方がはるかに好ましい。一つに、真空断熱容器は今回の場合、両コイル間の狭い限られた空間内に挿入しなければならず、設計上、組立上困難となるし、多層断熱、シールド、真空容器の施行場所が増え、コスト上昇をまねき、真空排気を困難にする。両コイルの真空断熱容器を共通にすればこの問題は解決出来る。一方、トロイダルコイルの求心力その他の支持にも、両者を共通真空容器に収容する方が有利となる。また、今回の設計ではコイル中央部に常温空間を設けたが、これを省略すれば共通真空容器の利点がさらに活かされる。

(d) クライオスタット構造の合理化

電気接続管、冷媒連通管が各小コイルクライオスタット間に多数配置される今回の設計では、クライオスタット構造が複雑となり、溶接部が増えてリーク対策上も好ましくない。電気接続は磁場の低いコイル外側でおこなうが、この接続をヘリウム容器内で行えれば、電気接続は常温部からの電流リード部分のみとなり簡単になる。ただし、これはコイルを一つのヘリウム容器内に収容する従来の浸漬方式のような構造になるので、水平冷却構内の熱伝達機構を解明し、合理的な冷却構造、冷却方法を開発しなければならない。

(e) 大径コイルの熱変形対策

半径1.6 mのコイルは常温から4 Kまでの冷却で直径で約10 cm収縮するが、この収縮に対する対策が必要である。今回の設計で採用したガラスエポキシ積層板熱絶縁による支持構造ではコイル中心方向への熱収縮に対する考慮は十分になされていない。

(f) 多層断熱材使用の可否の検討

ポロイダルコイルのクライオスタットでは侵入熱より内部発熱がはるかに大きいことは述べたが、冷凍液化機の規模は当然この内部発熱吸収を前提に決定される。したがって多層断熱材を用いてクライオスタットへのふく射侵入熱を1/10程度少なくすることに意義があるかの判定が必要である。多層断熱材施工による費用の増大と、放出ガス増加による真空排気を難しくする難点を考え、経済比較して、これの採用の可否を決定する必要がある。

IV 章 冷却システムの設計

4-1 冷却システム仕様明細

ここで本設計による冷却システムの仕様を明らかにしておく。

4.1.1 冷却負荷一覧

冷却の対象となる冷却負荷の一覧表を表 4.1.1 (4.2 K での冷却負荷) 及び表 4.1.2 (80 K での冷却負荷) に示した。なお負荷に対する説明は 4-2 節に記した。

4.1.2 クライオスタット冷却系仕様明細

表 4.1.3 にクライオスタット冷却系の仕様明細を示した。

4.1.3 冷凍液化機系仕様明細

表 4.1.4 に冷凍液化機系仕様明細を記した。

4-2 冷却系の熱負荷

超電導ポロイダルコイルの熱負荷を大別すると、断熱層を通してクライオスタット低温部へ定常的に侵入するふく射、伝導熱等の静的熱負荷と、プラズマ電流の励起と消滅のサイクルにおいて、電流の交流的变化によってコイル各部に発生する電氣的損失および、放射線によるコイル等の加熱を含めた時間的に変化する動的熱負荷の二つに分類される。前者は運転中絶えず入力する一定な熱負荷で、直流的に使用される超電導装置ではこの熱負荷のみを冷凍機の熱負荷と考えればよい。後者はポロイダルコイルの超電導化に伴う最も特徴的な熱負荷で特に初期のプラズマ電流励起時には前者よりはるかに大きく、冷凍機の規模を甚しく増大させる。表 4.2.1 に以上の熱負荷进行分类する。

4.2.2 熱負荷について

(1) 静的熱負荷

クライオスタットの侵入熱量については第 III 章で主要なものにつき検討しており、表 3.3.4 に示す通りである。表 4.2.1 のうち、真空排気孔からのふく射熱は、液体窒素冷却のバップルを使用すれば無視出来る程度となるので省略した。計測リードについても長さを大きくとれるので無視出来る。送液系の送液損失はポンプの送液損失と送液管の液損失に分かれる。ポンプでは駆動部のジュール発熱と常温部からの侵入熱等の熱損失に、インペラーの摩擦損失が加わり、この種のポンプが開発されていない現在、その総損失の見積りは容易でない。

送液管の液損失は、真空断熱部を通過するふく射、伝導熱と、送液時の圧力降下に伴う流体のエンタルピー減少による損失である。

これ等は今回のような強制循環回路ではポンプの入口出口間その他送液管に発生する。これ等送液系の損失は送液系の長さや構造によって決まり、かなりの損失となるが、今回はこれを考慮せず、静的熱負荷は 1.2 kW (4 K) のクライオスタット侵入熱のみとした。これらをまとめて表 4.2.2 として示した。

(2) 動的熱負荷

コイル部に発生する電氣的損失や放射線による発熱量については第 II 章に述べた。(表 2.5.4

参照)その他クライオスタットの支持構造材も含めた構成部に発生する渦電流損等の動的熱負荷の推定が焦点であり、これがポロイダルマグネット系の動的熱負荷の大部分を占める。この損失を減少させる構造の決定がまず必要であるが具体案は未定である。したがってオーダー的推定にとどまるが、前章に概算値を示した。(表 3.4.1 参照)

これらの動的熱負荷を図 4.2.3 にまとめた。

(3) 冷却系の全熱負荷

冷却系の全熱負荷は前の表 4.1.1 及び 4.1.2 に示されている。

表 4.1.1 冷却負荷一覧表 (4.2 Kでの負荷)

phase		I (10 sec)	II (6000 sec)	III (20 sec)	W (90 sec)	計 (1サイクル当りの発熱量)
静的 負荷	伝導, ふく射, その他 (クライオスタット侵入熱)	1.2×10 ³ W 1.2×10 ⁴ J	1.2×10 ³ W 7.2×10 ⁶ J	1.2×10 ³ W 2.4×10 ⁴ J	1.2×10 ³ W 1.1×10 ⁵ J	7.4×10 ⁶ J
	超電導線の 交流損失	0.56×10 ⁵ W 0.56×10 ⁶ J	27 W 1.6×10 ⁵ J	3.1×10 ³ W 6.2×10 ⁴ J	3.1×10 ³ W 2.8×10 ⁵ J	1.1×10 ⁶ J
動的 負荷	ステンレス支持帯 でのウズ電流損	2.6.4 W 2.6.4 J	0.73×10 ⁻⁵ W 0.044 J	0.106 W 21.2 J	0.106 W 9.54 J	2.8×10 ² J
	放射線による発熱	0 W 0 J	65 W 3.9×10 ⁵ J	0 W 0 J	0 W 0 J	3.9×10 ⁵ J
	ウズ電流損失	~5×10 ⁵ W ~5×10 ⁶ J	~0 W ~0 J	~10 ⁴ W ~2×10 ⁵ J	~10 ⁴ W ~9×10 ⁵ J	6.1×10 ⁶ J
	放射線による発熱	W J	~260 W 1.56×10 ⁶ J	0 W 0 J	0 W 0 J	1.6×10 ⁶ J
	小計	~6×10 ⁵ W ~6×10 ⁶ J	~350 W 21×10 ⁶ J	~13×10 ³ W ~26×10 ⁵ J	~20×10 ³ W ~1.8×10 ⁶ J	1.0×10 ⁷ J
計 (各 phase での冷却 負荷の総計)		~6×10 ⁵ W ~6×10 ⁶ J ~1.4×10 ³ kcal	~1.5×10 ³ W ~9.3×10 ⁶ J ~2.2×10 ³ kcal	~1.4×10 ³ W ~2.8×10 ⁵ J ~68 kcal	~21×10 ³ W ~1.9×10 ⁶ J ~450 kcal	(1サイクル当りの総発熱量) 1.7×10 ⁷ J 4.1×10 ³ kcal

表 4.1.2 冷却負荷一覧表 (80 Kでの負荷)

phase		I (10 sec)	II (6000 sec)	III (20 sec)	IV (90 sec)	計 (1サイクル当りの発熱量)
静的 負荷	伝導, ふく射, その他	1.4×10^4 W 1.4×10^5 J	1.4×10^4 W 8.4×10^7 J	1.4×10^4 W 2.8×10^5 J	1.4×10^4 W 1.3×10^6 J	8.6×10^7 J
	ウズ電流損失	~0 W ~0 J	0 W 0 J	~0 W ~0 J	~0 W ~0 J	~0 J
動的 負荷	放射線による 発熱	0 W 0 J	~0 W ~0 J	0 W 0 J	0 W 0 J	~0 J
	小計	0 W 0 J	0 W 0 J	0 W 0 J	0 W 0 J	~0 J
計 (各 phase での冷却負荷の総計)		1.4×10^4 W 1.4×10^5 J 3.3×10 kcal	1.4×10^4 W 8.4×10^7 J 2.0×10^4 kcal	1.4×10^4 W 2.8×10^5 J 6.7×10 kcal	1.4×10^4 W 1.3×10^6 J 3.1×10^2 kcal	1 サイクル当り総発熱量 8.6×10^7 J 2.1×10^4 kcal

表 4.1.3. クライオスタット冷却系仕様明細

(a) ヘリウム容器部 (コイル部)		
冷 却 方 式	液体ヘリウム強制循環	
冷 媒	液体ヘリウム	
冷 媒 温 度	(K)	4.2 ~ 4.6
" 圧 力	(a t a)	1.0 ~ 1.7 5
" 流 速	(m / s)	0.5
" 流 量	(m ³ / s)	0.1
冷却流路断面積	(m ²)	0.2
" 長 さ	(m)	5 3 0.0
" 体 積	(m ³)	1 0 6.0

(b) ふく射シールド部		
冷 却 方 式	ガスヘリウム強制循環	
冷 媒	ガスヘリウム	
冷 媒 温 度	(K)	8 0 ~ 8 5
" 圧 力	(a t a)	1.0 ~ 1.5
" 流 量	(k g / h)	3 3
(c) パワーリード部		
冷 却 方 式	ガスヘリウム強制循環	
冷 媒	ガスヘリウム	
冷 媒 温 度	4.2 K ~ 3 0 0 K	

表 4.1.4 冷凍液化機系仕様明細

(a) 冷凍液化機本体			
型 式	クロードサイクル式, タービン式膨張機使用		
液 化 容 量	(ℓ/h)	4000	
冷 凍 容 量	(kW)	8	at 4.5 K
	(kW)	20	at 80 K
(b) 液体ヘリウム圧送ポンプ			
流 量	(ℓ/min)	6000	
吐 出 圧 力	(kg/cm ²)	1.5	

表 4.2.1 冷却系熱負荷の分類

1. 静的熱負荷（クライオスタットへの侵入熱）			
ふく射熱			
外側容器	(300K)	→	ヘリウム容器 (4K)
ふく射シールド	(80K)	→	ふく射シールド (80K)
真空排気部	(300K)	→	ふく射シールド (80K)
伝導熱			
支持機構	(300K)	→	ヘリウム容器 (4K)
冷媒配管	(300K)	→	ふく射シールド (80K)
電流リード	(300K)	→	ヘリウム容器 (4K)
計測リード	(300K)	→	ふく射シールド (80K)
冷媒損失			
ヘリウムの移送配管における損失			
ヘリウムの流動攪拌減圧等における損失			
ポンプによる送液損失			
2. 動的熱負荷（損失熱発生部）			
電氣的損失（渦電流相，循環電流損，超電導交流損失）			
ヘリウム容器	(4K)		
ふく射シールド	(80K)		
多層断熱材のAℓ箔	(80K)		
超電導線	(4K)		
ステンレス支持帯	(4K)		
各種支持構造材	(4~300K)		
放射線による発熱（中性子線，γ線）			
電氣的発生損失の発生部位，その他			

表 4.2.2 冷却系の熱負荷（静的熱負荷）

熱負荷の種類			冷却熱負荷 (Watt)	
			80 (K)	4.2 (K)
静的熱負荷 (クライオスタット侵入熱)	ふく射熱	外側容器 (300K) → ふく射シールド (80K)	13200	—
		ふく射シールド (80K) → ヘリウム容器 (4K)	—	232
	伝導熱 リード	底部積層断熱材 (300K) → ヘリウム容器 (4K)	—	93
		その他支持材 (300K) → ヘリウム容器 (4K)	52	314
		冷媒給排管 (300K) → ヘリウム容器 (4K)	—	21
		冷媒給排管 (300K) → ふく射シールド (80K)	21	—
		電流リード (300K) → ヘリウム容器 (4K)	—	524
	計		~14000	~1200

表 4.2.3 冷却系の熱負荷 (動的熱負荷)

	phase	I (10 sec)	II (6000 sec)	III (20 sec)	IV (90 sec)
42K での熱負荷	超電導線の交流損失	0.4×10^5 W	1.1×10^{-2} W	1.6×10^2 W	1.6×10^2 W
	マトリクスでのウズ電流損失				
	ファイラメントのヒステリシス損失	1.6×10^4 W	2.7×10 W	2.9×10^3 W	2.9×10^3 W
	自己磁場損失	4.8 W	7.9×10^{-3} W	8.6×10^{-1} W	8.6×10^{-1} W
	ステンレス補強帯でのウズ電流損失	2.6×10 W	7.3×10^{-6} W	1.1×10^{-1} W	1.1×10^{-1} W
	放射線による発熱	0 W	5.1×10 W	0 W	0 W
		0 W	1.4×10 W	0 W	0 W
	小計	5.6×10^4 W	9.2×10 W	3.1×10^3 W	3.1×10^3 W
	ウズ電流損失	5.0×10^5 W	0 W	1.0×10^4 W	1.0×10^4 W
	放射線による発熱	0 W	2.6×10^2 W	0 W	0 W
80K 熱負荷	小計	5.0×10^5 W	2.6×10^2 W	1.0×10^4 W	1.0×10^4 W
	発生熱	6.0×10^5 W	3.5×10^2 W	1.3×10^4 W	2.0×10^4 W
	総発生熱量	6.0×10^6 J	2.1×10^6 J	2.6×10^5 J	1.8×10^6 J
	ウズ電流損失	~ 0 W	0 W	~ 0 W	~ 0 W
	放射線による発熱	0 W	~ 0 W	0 W	0 W
	小計	~ 0 W	~ 0 W	~ 0 W	~ 0 W
総発生熱量		~ 0 J	~ 0 J	~ 0 J	~ 0 J
					1.0×10^7 J

4-3 冷却システムの設計

4.3.1 冷却方式の選択

これまでに建設された大型超電導マグネットの大部分は液体ヘリウム浸漬方式であり、この方式は技術的にはほぼ完成した冷却方式である。本設計においてもこの方式の採用を検討した。しかし、従来の水素泡箱等の大型マグネットに要求されるよりも一段と高い磁束密度を要求される本ポロイダルコイルでは、強大な電磁力によるフープ力を支えるために水平配置のパンケーキコイルの採用を余儀なくされた。そのためヘリウムの核沸とう気泡の排出の問題が残るこの液体ヘリウム浸漬冷却方式の採用は見合わせた。

したがって本設計ではヘリウムの強制冷却方式に的が絞られた。

強制冷却方式には、飽和温度の液体ヘリウムの送液と、飽和温度以下まで冷却した過冷却ヘリウムの送液と、超臨界ヘリウム循環方式がある。このうち超臨界ヘリウムは、相の変化を伴わないから泡の排出の問題がないし、中空超電導体を用いればヘリウム容器が不要となる等大型機に適する点があると思われる。

しかし、高応力に耐える中空導体の設計、圧力損失による温度勾配や熱損失の問題、電氣的接続と冷媒通路の複雑化を考えて今回はこれを除外した。今後、色々な利点を有するこの方式の検討は是非必要であろう。

過冷却ヘリウムによる冷却であるが、1気圧、4.2 Kの液体ヘリウムを減圧して4 K以下の液体ヘリウムとすれば、冷媒が吸熱して飽和温度に達するまでは気泡を生じないから大型機の冷却に有利と考えられる。しかしこれも実績に乏しく、冷却システムの複雑化等から、不採用とした。

結局、本設計では発生気泡の排出が可能な飽和液の強制冷却を採用することにした。すなわち、全ポロイダルコイルを直列の冷却通路とし、液体ヘリウムを圧送するわけであるが、ヘリウム冷凍液化機の貯液部では圧力が高々1.2～1.4 atm程度に低下しているので、この圧力での圧送は難しい。そこで液体ヘリウム循環ポンプによる圧送を考える。この種ポンプの工業的開発は行われていないが今後に期待するものとする。

4.3.2 冷却システムの容量

(a) ヘリウム冷凍液化機容量

表4.1.1より各phaseにおける液体ヘリウム消費量は、 $1W=1.4\ell/h$ （液体ヘリウム蒸発量）とすれば下記のようになる。

phase I	(10 sec)		2333 ℓ
" II	(6000 ")		3500 ℓ
" III	(20 ")		109 ℓ
" IV	(90 ")		735 ℓ
	(6120 ")		6677 ℓ

液化容量をphase Iのピーク値に合わせると非常に大きくなる。そこで液体ヘリウムの貯槽を設け、液体ヘリウムを必要量確保しておき、ピーク負荷に対処することを考える。すなわち液化容量としては1サイクルの平均消費量 $=1.09\ell/s (=6677\ell/6120S=3927\ell/h)$ とし、各phaseの不足分は貯槽から補うものとする。

80 Kの冷却負荷は表4.12より 1.4×10^4 Wであるが余裕をみて20 kWとする。したがって冷凍液化機容量は下記のようになる。

$$\text{液化容量} = 4000 \ell/h$$

$$80 \text{ K 冷凍容量} = 20 \text{ kW}$$

(b) 液体ヘリウム貯槽

4000 ℓ/h の液化能力で連続液化するとき、1サイクルにおける液化量は6800 ℓ ($= 4000 \times \frac{6120}{3600}$)で消費量は6677 ℓ であるから、差引き123 ℓ の液体ヘリウムが貯槽内に残る。そこで貯槽容量は約7000 ℓ とする。

(c) 精製機およびその他の設備

全冷却システムを構成する設備のうちヘリウム圧縮機およびヘリウム液化機、超電導マグネットクライオスタットをのぞく設備は

ガスバッグ

ヘリウムガス回収精製用圧縮機

ヘリウムガス精製器

精製ポンペ

汚染ポンペ

バッファタンク

などである。

先ずガスバッグの容量であるが、決め方としてはいろいろな考え方がある。最大値はクライオスタット内全液体ヘリウム張り込み量に相当するヘリウムガス容積分だけのものとなるが、そのように大きいものは一般に必要ではない。

ここでは考え方として励磁一サイクル中に蒸発するヘリウムガスを回収できるだけの容積のものにするということにすると、容積として $5 \times 10^3 \text{ m}^3$ のものとなる。

ヘリウムガス回収精製用圧縮機およびヘリウムガス精製器については、ヘリウム液化機および超電導マグネットクライオスタット内でのヘリウムの純度劣化と関連して大きさを決めなければならないがここでは現在ある大形ヘリウム液化機の回路で用いられている精製装置の大きさから本設計冷却システムにおける精製器の大きさを決めることにする。ヘリウムガス回収精製用圧縮機として流量400 Nm^3/h 、容量200 kWのもの、精製器流量400 Nm^3/h 程度のものになるものと考えられる。これを二台並列に用いた場合を図1.4.6に示す。

精製および汚染ポンペも各々液体ヘリウム張り込み量に相当するヘリウムガス量を回収できる容積をもたなければならないものとする、標準ポンペ(7 Nm^3 、圧力150 kg/cm^2)のものが精製および汚染に対してそれぞれ約10,000本ずつ必要になる。標準ポンペの寸法は直径約23 cm、高さ136 cmであるので、精製および汚染ポンペ置場として必要なスペースをだいたい計算することができる。一辺に100本ずつポンペを並べて正方形に配列するとすると、一辺の長さが23 mで面積が530 m^2 となる。しかし、実際にはポンペ列間にスペースを考慮するので、この面積の2~3倍を考慮することが必要であろう。

バッファタンクの大きさの決定も、やはり精製器容量の決定と同じく、現在の大形ヘリウム

液化機の調査から決定することになると、容積として約 20 m^3 程度のものとなる。

4.3.3 冷却システムのフローダイヤグラム

4.2 における冷却負荷および、本節におけるクライオスタット冷却系の検討により本設計に際しては、図 4.3.1 に示すような液体ヘリウムの強制循環冷却方式を用いることにする。

ヘリウム圧縮機（多段往復動圧縮機）により高圧（ $12 \sim 17\text{ atm}$ ）に圧縮された 300 K のヘリウムガスが三種類の熱交換器により J. T. 弁（ジュール・トムソン弁）の入口において約 6 K まで等圧のもとで冷却され、J. T. 弁によりその一部が液化して液体ヘリウムタンク内に蓄積される。超電導マグネット冷却チャンネル内へはこのタンクから圧送用ポンプにより供給され、超電導マグネット出口から液体ヘリウム（気液二相流となっている）が再びこのタンクにもどり、超電導マグネット内での発熱はこのタンク内の液体ヘリウムの蒸発量となる。

蒸発ヘリウムは冷凍機低圧もどり回路（ $1 \sim 1.5\text{ atm}$ ）へもどる。第一段熱交換器出口において一部のガス G_2 （ kg/h ）は膨張機（大形のものでは普通タービン式膨張機が用いられる）の回路へ入りここで外部仕事を行ない、温度降下して低圧もどり回路へ合流する。液体ヘリウムタンクからの蒸発もどりガスの一部は超電導パワーリードおよびガス冷却シールドの冷却用として供給される。図 4.3.1 には超電導マグネットの強制冷却システムの説明に必要なもののみ記入してありパワーリードおよびガス冷却シールド系は省略してある。詳細のフローダイヤグラムは図 4.4.1 に示し、ヘリウムガス精製回路を含めた全系統図を図 4.1.6 に示す。

4.3.4 超電導マグネット冷却チャンネルにおけるヘリウムの流れおよび圧力損失

本設計超電導ポロイダルマグネットの冷却チャンネルの寸法（冷媒の流れる通路の寸法）は幅 $1,000\text{ mm}$ 、高さ 5 mm であり水力学的代表寸法 d は

$$d = 4 \times \frac{5\text{ mm} \times 1,000\text{ mm}}{2 \times 1,000\text{ mm}} = 10\text{ mm}$$

となる。冷媒流速は $u = 0.5\text{ m/s}$ であり冷媒の流し方は一つの小コイルについて入口から入った液体ヘリウムは左右に二分割され、半周ずつ流れて合流して出て行く。一つの小コイルの出口と次の小コイルの入口との接続は図 1.4.2，図 1.4.3，図 1.4.4 に示すように全体として小コイル間が直列に連結されるようになっている。冷却チャンネル全長は $L = 1,060\text{ m}$ であるが、圧力損失を計算する際のチャンネル長としては上に記したことからこの半分の約 500 m となる。

冷却チャンネルにおける冷媒の圧力損失（液体ヘリウムの気液二相流）を算出するが、その際液体単相流としての圧力損失が必要になるので先ずそれを計算し、次に二相流圧力損失を構成する各種圧力損失を計算する。これらの和として冷媒の圧力損失を求め、液体ヘリウム圧送用ポンプの揚程を算出することにする。

(1) 液体ヘリウム単相流としての圧力損失

液体ヘリウムに対する $\frac{\Delta p}{L}$ の値を用いると

$$\Delta p = 2.49 \times 10^{-4} \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{m} \times 500\text{ m} = 0.124 \text{ kg/cm}^2$$

となる。

(2) 液体ヘリウム单相流曲り管としての圧力損失
 曲り管における圧力損失は係数

$$\xi_b = 0.00705 \alpha \theta^{1.1} \text{Re} \quad (4.3.1)$$

を用いて計算される。⁽²⁾

ここで、

Re : レイノルズ数

θ : 曲り管の入口と出口のなす角度(度)

α および β は文献(2)の表で与えられる係数である。曲り管の半径を均一の $r = 3.6 \text{ m}$ とし
 $d = 0.01 \text{ m}$ および文献(2)の図表よりの数値を代入して

$$\xi_b = 3.800$$

$$\Delta p = \xi_b \frac{u^2}{2g} = 4.83 \times 10^{-4} \text{ kg/cm}^2$$

となり、全コイル合計では

$$\Delta p = 0.174 \text{ kg/cm}^2$$

となる。冷却チャンネルの代表寸法と曲率半径とが大きく違うので、曲り管としての影響はあまり大きくない。

(3) 二相流摩擦損失

二相流における圧力損失を計算するに際してはチャンネル内でのボイド率 f_g を知る必要がある。核融合炉用超電導ポロイダルマグネットのように周期的加熱を受ける場合はボイド率も変化するが、冷却チャンネル内に発生する最大ボイド率の計算結果は約 27.5 % である。文献(3)によればボイド率約 35 % までは気液二相流はいわゆる気泡流として流れており圧力損失は次式で与えられる。

$$\frac{\Delta p_f}{\Delta p_{10}} = \frac{1}{1 - f_g} \left\{ 1 + 350 \left(\frac{f_g}{\text{Re}_l \cdot \text{Fr}_l} \right)^{0.5} \right\} \quad (4.3.2)$$

ここで

Δp_f : 二相流摩擦損失

Δp_{10} : 液体单相流としての圧力損失

f_g : ボイド率

Re_l : $\text{Re}_l = \frac{u_{10} d}{\nu_l}$ 液体单相流としてのレイノルズ数

Fr_l : $\text{Fr}_l = \frac{u_{10}^2}{gd}$ 液体单相流の流速で定義したフルード数

ボイド率 $f_g = 0.275$ として代入すると

$$\frac{\Delta p_f}{\Delta p_{10}} = 1.77$$

Δp_{10} として 0.174 kg/cm^2 をとると

$$\Delta p_f = 0.308 \text{ kg/cm}^2$$

を得る。

(4) 二相流加速損失

出口のかわき度が x である蒸発管における加速損失は

$$\Delta p_a = \frac{G^2}{g} v_{ex} \left(\frac{v_g}{v_l} - 1 \right) \quad (4.3.3)$$

で与えられる。⁽³⁾

ここで

G : 冷却チャンネル単位断面積あたりの冷媒流量 ($\text{kg/m}^2 \cdot \text{s}$)

v_e : 液体の比体積 (m^3/kg)

v_g : 蒸気の比体積 (m^3/kg)

x : 出口におけるかわき度

である。今の場合ボイド率からの換算により、かわき度は

$$x = 0.05$$

であり、また

$$v_l = 0.008 \text{ m}^3/\text{kg}$$

$$v_g = 0.06 \text{ m}^3/\text{kg}$$

$$G = 6.25 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$$

であるので、

$$\Delta p_a = 1 \times 10^{-4} \text{ kg/cm}^2$$

となりこれは(3)項の圧力損失にくらべて小さく無視できる。

(5) ヘッド損失

ヘッド損失は二相流の比重量 (kg/m^3) が

$$r = r_g f_g + r_l (1 - f_g) \quad (4.3.4)$$

と表わされるので

$$\Delta p_h = \{ r_g f_g + r_l (1 - f_g) \} H \quad (4.3.5)$$

となる。

ここで

H : 冷却チャンネル入口と出口間の高さ (m)

である。本設計マグネットの場合 $H \doteq 20 \text{ m}$ であるので

$$\Delta p_h = 0.185 \text{ kg/cm}^2$$

となる。

以上(3), (4), (5)の計算より冷却チャンネルにおける二相流圧力損失として

$$\Delta p = \Delta p_f + \Delta p_a + \Delta p_h = 0.493 \text{ kg/cm}^2$$

となる。したがって液体ヘリウム圧送用ポンプ揚程として $0.5 \sim 0.75 \text{ kg/cm}^2$ 程度必要となる。

4.3.3 冷却チャンネル内における冷却

冷却チャンネルにおける冷却を考える場合、最大熱流束に対する超電導コイルの温度上昇を検討しておけばよい。最大熱流速は phase I でおこりその値は 4-2 で述べた 4.2 K における全冷却負荷を冷却表面積で割ることにより求められ 0.04 W/cm^2 あるいは $344 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h}$ となる。この最大熱流束はほとんど超電導コイルからのものなので超電導コイルの温度上昇を核沸騰における Kutateladze の式により求めた熱伝達率から求めると

$$\Delta T \doteq 0.1 \text{ K}$$

となる。また液体ヘリウムの核沸騰のデータ⁽⁵⁾から求めた温度上昇は

$$\Delta T \doteq 0.2 \text{ K}$$

となる。しかしこの熱流束は核沸騰開始点近くのものであるので局所的には沸騰が起っていない場合も考えられるので、液体ヘリウムの強制冷却の検討を行なっておく必要がある。管内強制対流熱伝達を表わす式

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (4.3.6)$$

に液体ヘリウムの物性値を代入して、それから温度上昇を求めると

$$\Delta T = 0.55 \text{ K}$$

となる。

以上の諸検討から超電導線材の温度上昇は、最大で $\Delta T = 0.55 \text{ K}$ である。この熱流束 $q = 344 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h}$ は沸騰曲線のバーンアウト熱流束の約 $\frac{1}{30}$ であり、またバーンアウト熱流束はかわき度の増加とともに減少するが⁽¹⁾、本設計超電導マグネット冷却チャンネルでのバーンアウトの危険性はない。

本設計超電導マグネットが常電導にもどった場合の発熱による温度上昇に対する検討はすでに II 章において行なっており、核沸騰領域での発熱が行なわれ温度上昇は小さくやはりバーンアウトの危険性はない。

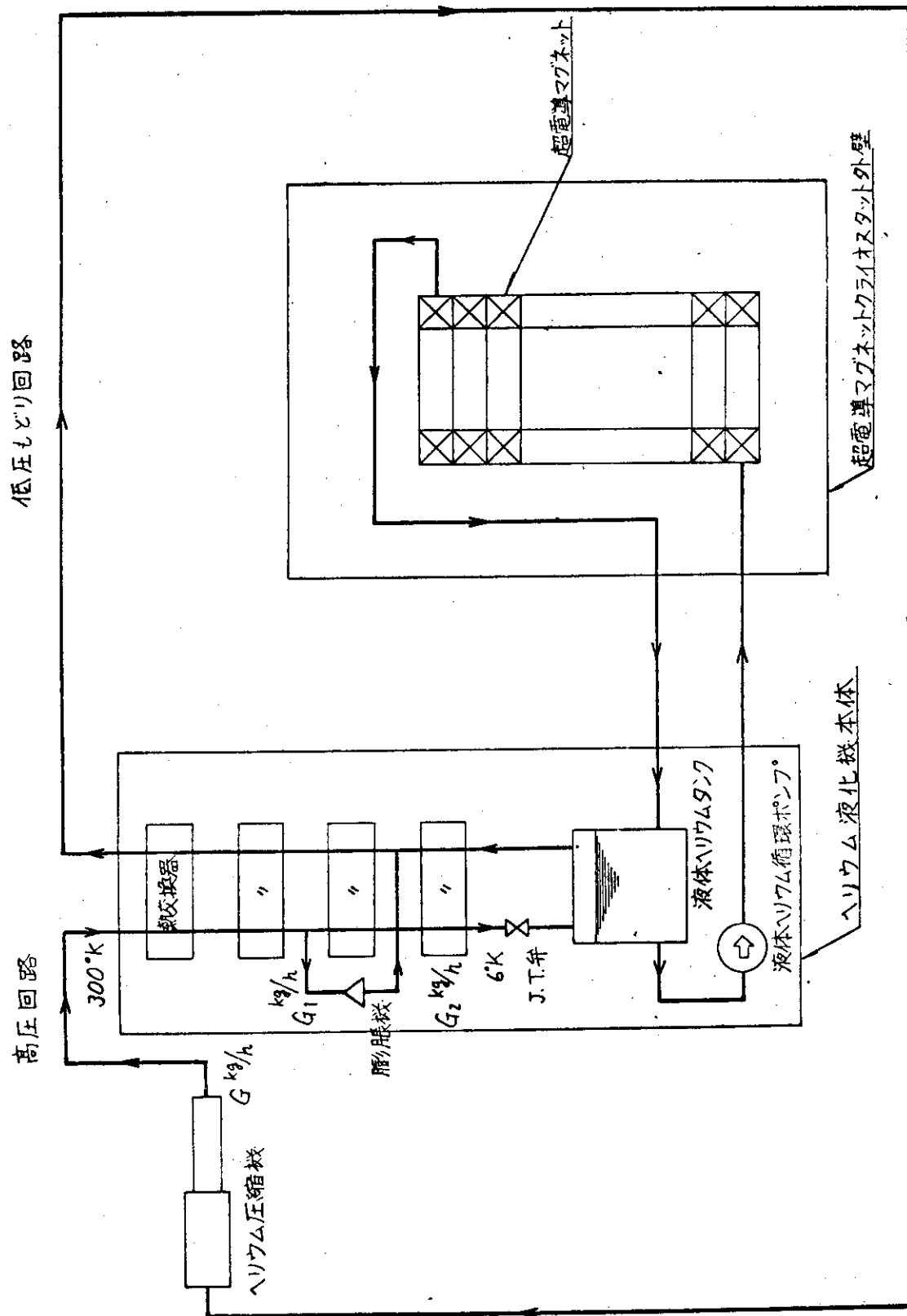


図 4.3.1 超電導ポロイダルマグネット冷却システムフローダイヤグラム

4-4 冷凍液化機系の設計

4.4.1 冷凍機の設計

表 4.2.1 にまとめた冷却負荷より，冷却システムにおける液化量として $4,000 \ell/h = 500 \text{ kg/h}$ が必要である。J.T. 弁前までの高圧回路流量 (kg/h) と液化量 (kg/h) との比をほぼ 2 : 1 にとると，高圧回路における流量 (図 4.3.1 における G_2 の値) はほぼ $1,000 \text{ kg/h}$ となる。低圧もどり回路へのガスの一部は超電導パワーリードへ供給される (その流量は 150 kg/h になる)。したがって低圧もどり回路流量は 850 kg/h となる。

膨脹タービン入口温度を 20 K とし，断熱効率を現存する大形ヘリウム液化機のタービンにおける断熱効率を参考にして 70% とし，高圧側を 12 atm ，低圧側を 1.2 atm と定め，タービン内でのヘリウムガスの状態変化を ($T-S$) 線図上に示すと図 4.4.2 のようになる。この線図からタービン出口温度が 11°K となる。

これらの各温度をもとにして各熱交換器の入口と出口の温度を図 4.4.1 に示すように定めるとヒートバランスから高圧回路流量 (G_2 , kg/h) と，タービン回路流量 (G_1 , kg/h) の比が約 1 : 1 となり， $G_1 = 1,000 \text{ kg/h}$ ，ヘリウム圧縮機吐出流量が $G = G_1 + G_2 = 2,000 \text{ kg/h} = 12,3000 \text{ Nm}^3/\text{h}$ となる。

以上の諸数値よりヘリウム圧縮機の理論動力が計算できるわけであるが，ここでは T. R. Strohbridge⁽¹⁾ らによる調査をもとにして，圧縮機容量を決定することにする。図 4.4.3 は文献(1)における各種ヘリウム冷凍機の冷凍能力 (W) とヘリウム圧縮機動力 (kW) との比を表わすものである。4-2 に記したように本設計超電導ポロイダルマグネットの冷却負荷は $2.9 \text{ kW} \div 3 \text{ kW}$ である。したがってヘリウム圧縮機としては $3,000 \text{ W} \times 0.5 \text{ kW/W} = 1,500 \text{ kW}$ となり，入力として $1,500 \sim 2,000 \text{ kW}$ 程度のものが必要になることになる。

4-5 初期冷却

4-4 において設計したヘリウム冷凍機により冷却物 (超電導マグネット，クライオスタット内のマグネット支持柱) を常温から液体ヘリウム温度まで冷却するに要する時間を計算する。

初期冷却過程においては図 4.4.1 に示す J.T. 弁出口から分岐した初期冷却回路を通して冷却ガスが超電導マグネットに供給され，このとき液体ヘリウム圧送用ポンプ，および J.T. 弁から液体ヘリウムタンクへの回路はストップ弁により閉じられるものとする。このとき超電導マグネットへ供給される冷却ガスは，膨脹タービンの入口と出口とで生じたエンタルピ差に相当しただけエンタルピ降下をもったガスである。膨脹タービンの入口と出口のエンタルピ差は単位流量に対して

$$W = A R T_1 \frac{\kappa}{\kappa - 1} \left[1 - r^{\frac{\kappa - 1}{\kappa}} \right] \eta \quad (4.5.1)$$

と表わされる。

ここに

$$A : \frac{1}{426.8} (\text{kcal/kg} \cdot \text{m})$$

R : ガス定数 $212 \text{ (kg} \cdot \text{m} / ^\circ\text{K kg)}$

T_1 : タービン入口温度 ($^\circ\text{K}$)

κ : 比熱比 (1.66)

r : 圧力比 (0.1)

η : タービン断熱効率

一方膨脹タービン内の流量 $m \text{ (kg/h)}$ は温度に対して

$$m = \frac{C}{\sqrt{T}} \quad (4.5.2)$$

と表わされ、 C は定数である。定常流量値 ($T = 20 \text{ K}$ において $1,000 \text{ kg/h}$) より C の値を定めると、タービン流量とタービンにおける発生動力の温度に対する変化を知ることができる。これをタービン入口温度に対して示したものが図 4.5.1 である。

初期冷却時間を算出するに際して、温度を 300 K から 100 K までを 50 K おきに、 100 K から 10 K までを 10 K おきに区切って各区間における冷却時間を算出する。

ある区間の冷却時間 t は

$$t = \frac{MC_p(T)\Delta T}{Q} \text{ (h)} \quad (4.5.3)$$

と表わされる。

ここで

M : 冷却物の重量 (kg)

$C_p T$: 冷却物の比熱 ($\text{kcal/kg} \cdot \text{K}$)

ΔT : 区間における温度低下量 (K) で 50 K または 10 K

Q : タービン発生動力 (kcal/h)

本設計マグネットの場合 $M = 4500 \times 10^3 \text{ kg}$ であり、 C_p として銅および SUS の比熱の温度変化は図 4.5.2 のようになりほぼ共通の値を用いてもよい。

図 4.5.1 における結果と上式とを用いて計算した初期冷却曲線を図 4.5.3 に示す。 300 K から 10 K までの冷却日数が約 90 日となる。初期冷却全期間を通しての平均の温度低下率は約 0.13 K/h となり、これは現存する超電導マグネットの初期冷却温度低下率に比べて非常に小さい。

以上の計算は、ヘリウム液化機膨脹タービンの仕事単独で冷却物を予冷する計算であるが、初期冷却の方法、冷却回路（ヘリウムガスの流し方）については他にいろいろな方法が考えられる。

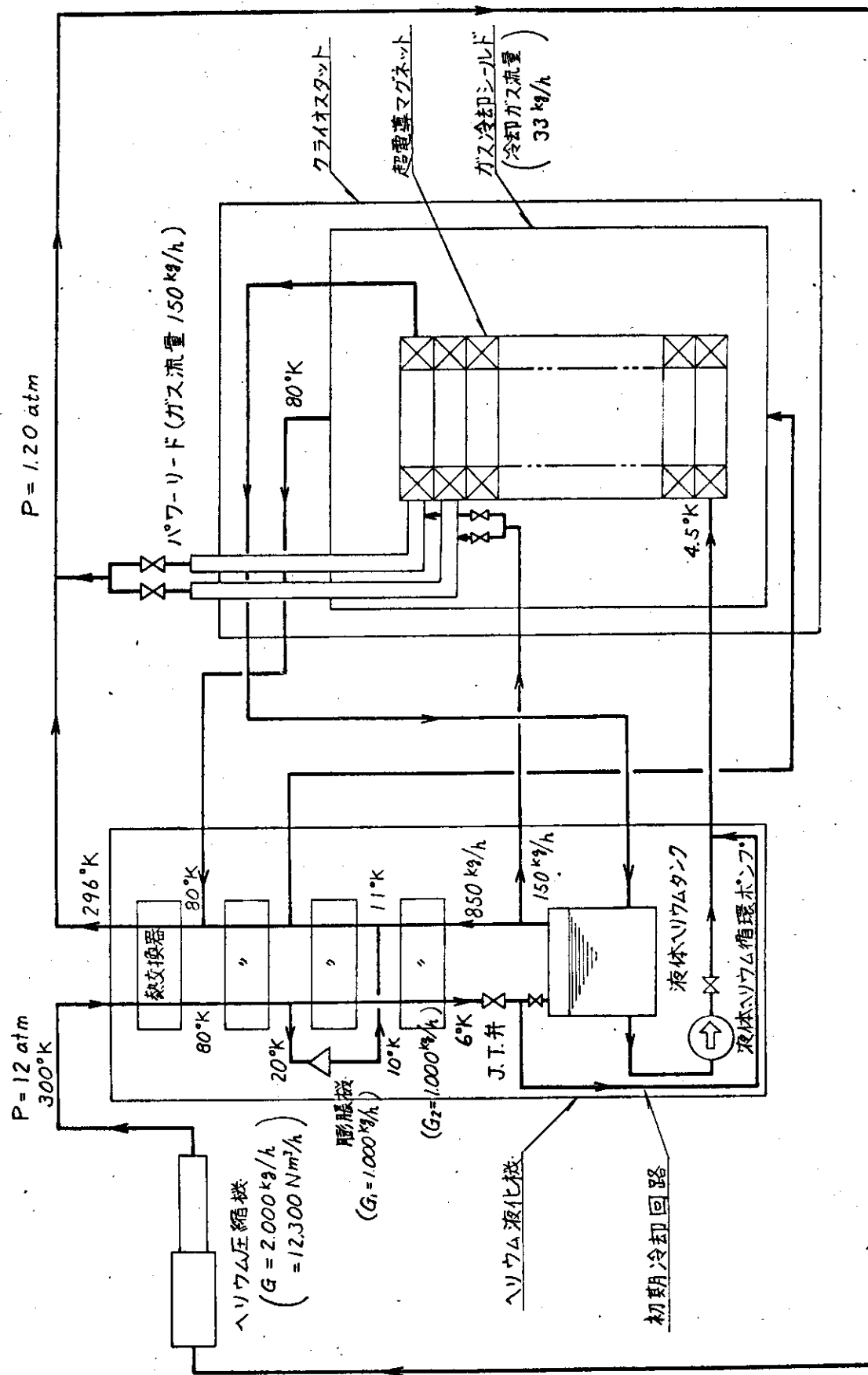


図 4.4.1 超電導ポロイダルマグネット冷却システム

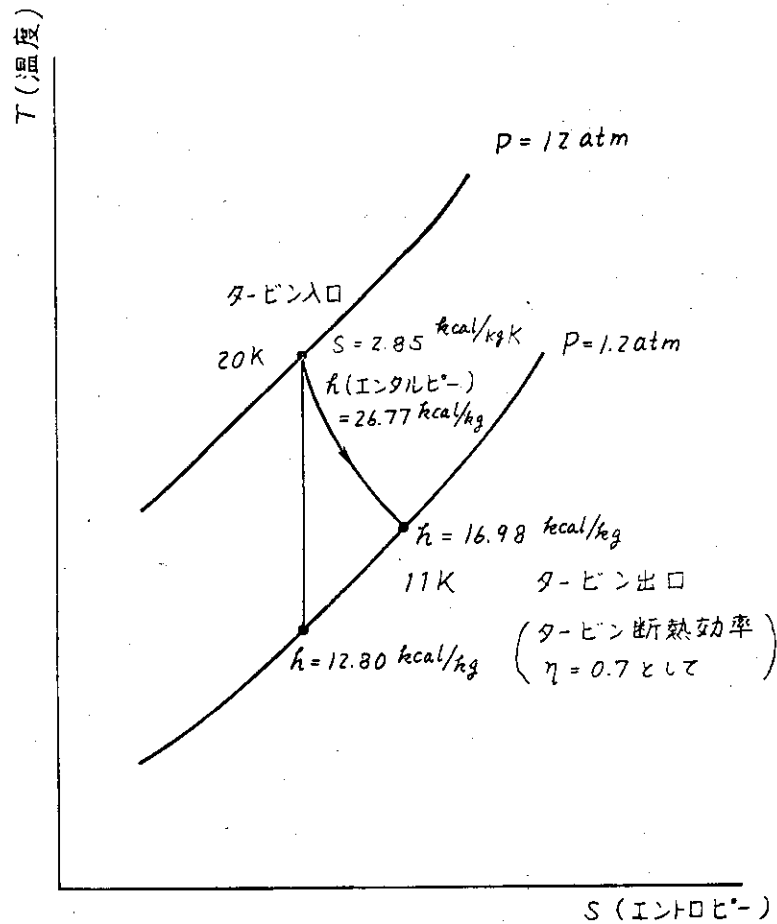


図 4.4.2 ヘリウム液化機膨脹タービンの (T-S) 線図

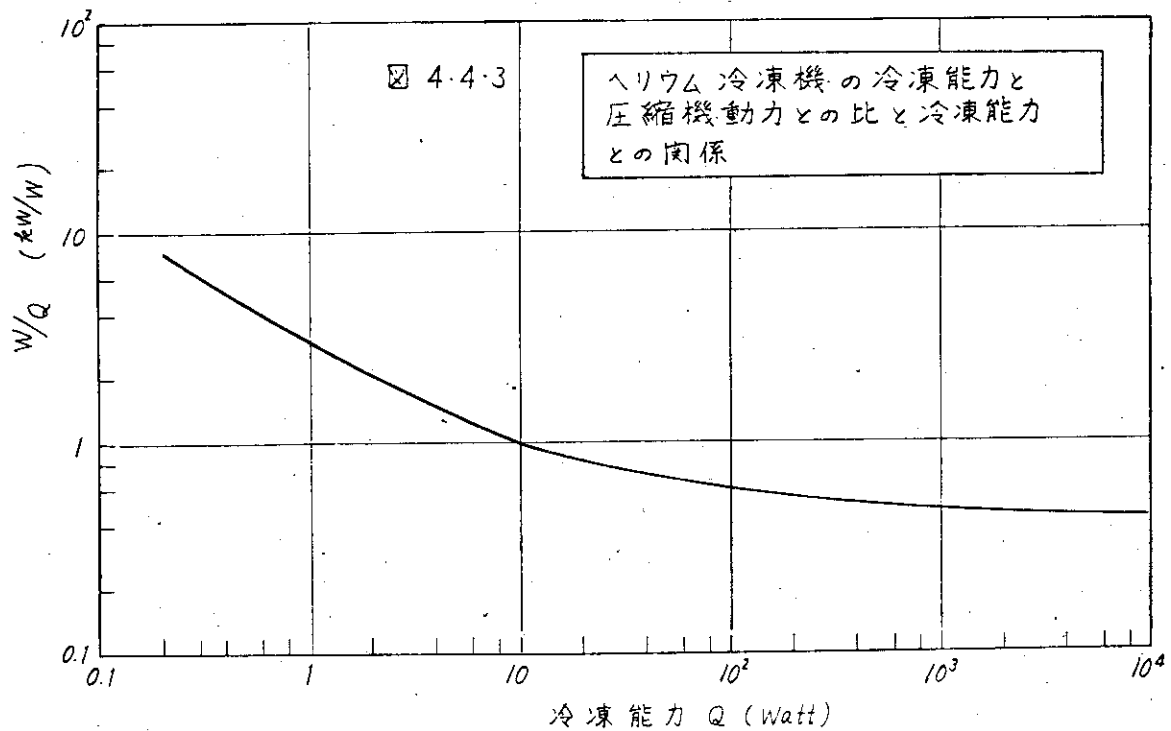


図 4.4.3 ヘリウム冷凍機の冷凍能力と圧縮機動力との比と冷凍能力との関係

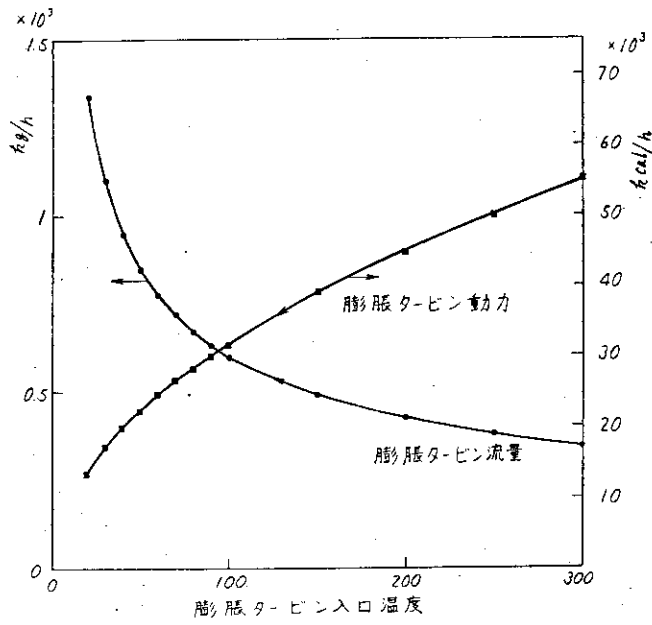


図 4.5.1 膨脹タービン内流量と発生動力とタービン入口温度との関係

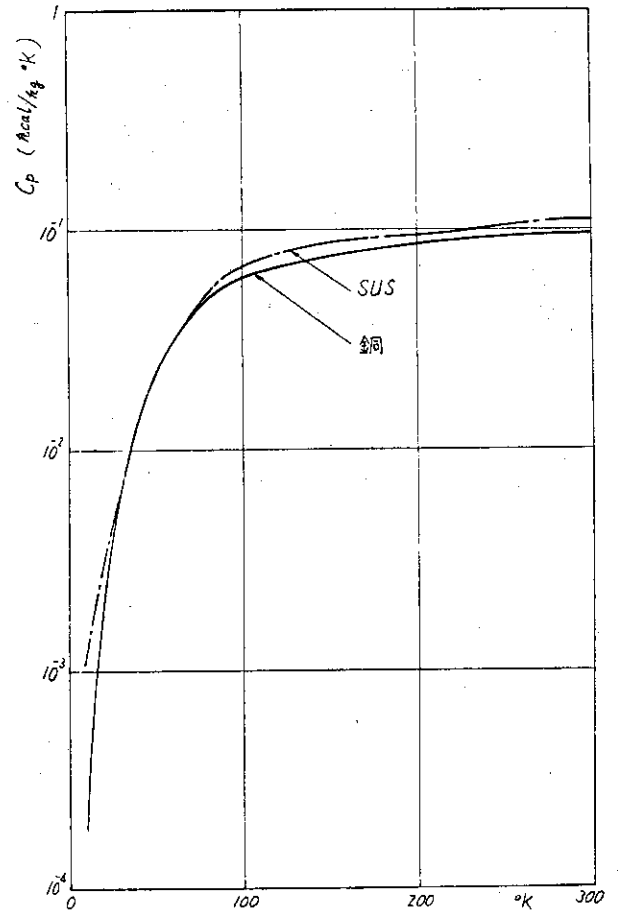


図 4.5.2 銅およびSUSの比熱の温度変化

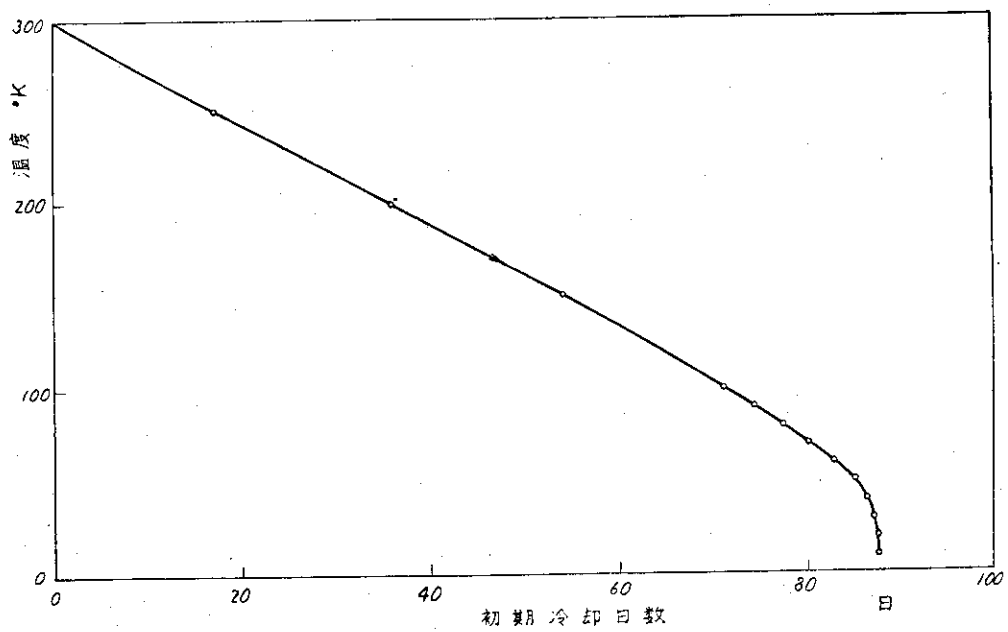


図 4.5.3 初期冷却曲線

4-6 冷却システム設計のまとめ

ここに設計を行なった冷却システムのまとめとして本設計の特徴をあげて、次に設計途上において明らかになった問題点、今後開発すべき点などを記す。

4.6.1 本設計の特徴

(a) 冷却方式

本設計超電導ポロイダルマグネットの冷却システムの設計に際し、大形超電導マグネット冷却法の調査を行ない、冷媒として液体ヘリウム、冷却法として強制循環方式を用いることにした。冷媒の循環方法としては液体ヘリウム圧送用ポンプを用いることにして、負荷部の冷媒回路としては、超電導マグネット全体を一つの直列回路とした。ただし各小コイル中では冷媒は入口で左右に二分され半周ずつ流れて出口で合流するという流し方にした。

(b) 冷却回路

本設計超電導マグネットは四つの phase にわたってそれぞれ違った大きさの発熱をして冷媒に熱を伝達する。そのため冷却チャンネル内における液体ヘリウムのボイド率 f_g は時間的に変化する。このように冷却負荷が変動しても安定に冷媒を供給する方法として、ヘリウム液化機 J.T. 弁からの液体ヘリウムをある容積をもった液体ヘリウムタンクに貯蔵し、それから液体ヘリウム圧送用ポンプを用いて超電導マグネットクライオスタットへ供給循環する方法をとった。

(c) 液体窒素の不使用

本冷却システムでは液化機本体および、クライオスタットに液体窒素を使用していない。

4.6.2 問題点と今後の開発課題

(a) 冷却方式の検討

飽和温度の液体ヘリウムを循環して冷却する方法が最適とは限らず、超臨界ヘリウムによる冷却、過冷却ヘリウムによる冷却、そして液体ヘリウム浸漬冷却についても十分検討する必要がある。ポロイダルコイルのように空間に散開するコイルではどうしてもヘリウム容器が複数個にわたり、冷媒流路も複雑になっている。超臨界ヘリウムの場合は、中空導体を用いることによりヘリウム容器が省略出来ることになりクライオスタットが簡略になる利点がある。過冷却ヘリウムの場合は飽和温度に達するまで気泡が発生しない利点もある。

また、冷却負荷が時間的に大きく変化する冷却システムの最適化も今後の課題である。

(b) トロイダルコイルとの冷却系の統一

トロイダルコイルの超電導化は必然的とみられるから、その冷却システムをポロイダルと共用すれば設備費等が軽減出来ることも考えられる。トロイダルコイルの場合、冷却負荷の時間変化は比較的少ないと思われるが、その変化がポロイダルコイルの場合とほぼ一致する場合には、共用の利点が一層見い出せるものと思われる。

(c) 冷凍液化システムの自動化

核融合炉という大きな装置の中で補機的な存在となる冷凍液化機は出来るだけ自動化することが望ましい。特に時間的負荷変化がある場合、それに自動的に対応出来るよう、コンピュータ制御も必要になると思われる。

(d) 大型超電導コイル冷却における二相流の問題の解明

ヘリウムの二相流に関する研究はまだ進んでおらず、大型機には必ずこの問題が生ずると思われるから、基礎的研究を進める必要がある。

(e) 信頼性の向上

ヘリウム冷凍液化装置の製作例はかなりあるが、信頼性の点で十分とはいえない。核融合炉においては、その信頼性は従来以上に要求されると思われ、場合によっては、同一機をバックアップとしてもう一台設置する必要も考えられる。

少くとも、主要部の圧縮機、膨脹機類はバックアップを考える必要がある。

事故時も含めたあらゆる場合を想定したシステム設計も必要であるが、冷凍液化機そのものの信頼性向上がやはり今後の主要な課題となろう。

IV 章 文 献

- (1) T.R. Sirobridge et al.,
Size and Power Requirement of 4.2K Refrigerators, Advances in
Cryogenic Engineering, Vol. 12, P.276, 1967.
- (2) 日本機械学会, 機械工学便覧8
- (3) 赤川, 気液二相流, コロナ社, 1974.
- (4) S.L. Soo, Thermodynamics of Engineering Science, Prentice-Hall,
Inc., P.326
- (5) 日本機械学会, 伝熱工学資料(改訂第3版), P.99, 1975.

V 章 ま と め

5-1 本ポロイダルマグネット設計の特徴

5.1.1 超電導コイル部

本超電導コイル設計の代表的な特徴として次のことがあげられる。

(a) 電磁力の支持法

電磁力によって超電導線に許容値以上の応力が働くことがないように、コイルの平均電流密度を低く (8.8 A/mm^2) おさえた。その上線材を補強用のステンレステープと共に巻き込み、線材に加わる引張り応力を低減させた。さらに線材自身をタングステン芯のまわりにまきつけて補強した。

(b) 交流損失の低減

ポロイダルマグネットの交流運転に伴う超電導コイル部での発熱を低減させるため、超電導線材は、交流用に設計した。又ステンレス補強帯での渦電流損失を低減させるため、ステンレス補強帯には、電気絶縁された厚さ 1 mm のステンレステープ 5 枚を重ねて用いた。

(c) ターン数と巻線法

コイルの最高発生電圧を 40 kV におさえるため、電氣的ターン数を 400 ターンとした。そのためコイル巻線及び電気結線に、特別な工夫をした。(図 2.4.2 及び図 2.4.3 参照)

(d) コイル安定化法と保護法

コイルは完全安定化かつ断熱安定化されており、安定に運転できる。たとえクエンチしても線材が焼損しないように保護回路がついている。

5.1.2 クライオスタット部

本設計におけるクライオスタットの特徴としては次のことがあげられる。

(a) 全体構成

コイル配置の関係上 6 個の大径コイルは各々独立なクライオスタットに入れられるが、他の中央部の小コイルは 1 個のクライオスタットにおさめられる。

(b) ヘリウム容器の独立化

マグネット組立て上の都合のためと、液体ヘリウム強制循環実現のために、ヘリウム容器は各小コイル毎独立とした。

(c) クライオスタット各部の分割

ポロイダルマグネットの交流運転による発熱をおさえるため、クライオスタットの円環状の部分には電氣的にカットを入れた。

(d) コイルとヘリウム容器間の緩衝機構

初期冷却時のコイルとまきわくの間温度差による熱収縮のちがいにより、コイル巻線に大きな熱応力がかかったり、コイルがゆるんだりしないよう、コイルとまきわくであるヘリウム容器間に、緩衝機構を設けた。

(e) 自重支持

自重支持はガラスエポキシ積層板の上にコイルをつみ重ねることによって行なった。

5.1.3 冷却システム部

本設計による冷却システムの特徴は次のものである。

(a) 液体ヘリウム強制冷却方式

本ポロイダルマグネットは交流で運転するため、コイル部での発熱を伴う。この時冷媒中の気泡が停滞してコイル部からの吸熱が悪くならないよう、冷媒の液体ヘリウムを強制的にコイル間に流している。

(b) 非定常発熱に対する冷却

本ポロイダルマグネットは6000秒毎に1回のパルス加熱があるという周期的非定常発熱をする。そこでヘリウム液化機は定常的に運転し、冷却能力を液体ヘリウムの形でタンクに貯蔵しておき、最大熱負荷時にそなえるという液化方式を採用した。この液体ヘリウム貯蔵タンク中の液体ヘリウムは、液体ヘリウム循環ポンプによってクライオスタット内に圧送され再び貯蔵タンクにもどる、という冷却システムになっている。

(c) 液体窒素不使用

本設計における冷却系では、液体窒素を用いていない。80Kの冷却は、ヘリウム冷凍液化機の80K熱交換器よりとり出したヘリウムガスによって行なう。

5-2 本ポロイダルマグネット設計上の問題点と今後の研究開発課題

5.2.1 超電導コイル部

本設計の途上で特に問題となった箇所及びそれに対する研究開発課題としては次のものがある。

(a) 電流密度の向上と電磁力支持法

本設計でのコイルの平均電流密度は 8.8 A/mm^2 である。これでは超電導線の大きな特徴である高電流密度の性質が余り生かされていない。コイルの平均電流密度を向上させると、線材には許容値以上の引張り応力が発生する。これに対処するには、(i)線材自身をタングステン等を有効に使って補強する。(ii)線材と同時に巻き込む補強テープ用にヤング率がステンレスより大きく、かつ熱収縮が超電導線と同じ材料を開発する。(iii)フープ電磁力の支持をコイル自身で処理するのではなく、他の系に力を伝達して支持するような方策をとる、等の方法が考えられるが、いずれも現存技術の範囲をこえたものであるので、これらを精力的に研究開発する必要がある。

(b) 発生電圧と巻線法

本設計では発生電圧の最大値を40kVとして電気絶縁設計をした。沿面放電等を考慮すると、最高発生電圧をこの値以上にとることは極めて困難である。最高発生電圧を40kVにおさえるには、コイルの電氣的ターン数を400ターン以下にせねばならない。しかしこのために巻線法や電気結線法が煩雑になった。これに対しては、本設計で行なった巻線法や電気結線法より、容易な巻線法、電気結線法を考えるか、あるいはポロイダルマグネットの運転波形をもっとゆるやかなものにするかである。それと並行して、低温での電気絶縁法に関する研究を続行して最大許容発生電圧値を向上させることが必要である。

(c) その他

上記のほか次の地道な研究，開発が必要である。

- (i) 超電導線，特に安定化母材に与える中性子束の影響をしらべること。
- (ii) 化合物系線材の信頼性をたしかめること。
- (iii) 線材の量産化技術を開発すること。

等である。

5.2.2 クライオスタット部

本設計におけるクライオスタットの問題点及び，それに対する研究開発課題としては，次のものが挙げられる。

(a) 循環電流損，渦電流損の低減

本設計でヘリウム容器等，大きな磁束をとりかこむ導電体の円環では，許容することが出来ない大きな循環電流発熱があるので，すべての導電体の円環には電氣的にカットを入れる設計にした。ところが極低温で用いるクライオスタットで電気絶縁物と金属をつなぎ合わせた気密を保つ構造のクライオスタットの設計はきわめて難しい。しかしこれらの技術の開発は，交流超電導マグネットを実用化するうえで不可欠のものであるので，多大の研究開発の努力が必要である。

しかしこのような電氣的カットを入れた円環状クライオスタットを開発しても，クライオスタットに多量の金属を使用する限り，渦電流損失の発生はまぬがれ得ない。本設計においては，この損失が熱負荷の主要な要素となっている。このことより非金属あるいは，金属部分の少ない大型クライオスタットの開発も必要である。

(b) 真空断熱容器の簡素化

本設計は前提条件として，トロイダルマグネットとポロイダルマグネットは，各々独立した真空容器におさめられるとした。ところがこの条件のため，中央部の大真空容器は狭い空間に押しこめられ，設計上，組立上とも技術的にやっかいとなった。両マグネット系を同じ真空容器におさめれば，空間的余裕ができるため，断熱や，支持がもっと容易になる。

又真空排気も効率よくできる。これらのことよりトロイダルマグネットとの真空容器の一体化も考える必要がある。

(c) クライオスタット構造の合理化

本設計においては，ヘリウム容器が多数個存在するため，電気及びヘリウム配管の接続が多くなった。製作上の煩雑さや，電気及び液体ヘリウムのリークの可能性を考えると，必ずしもこのようにヘリウム容器を細分化することは得策ではない。ヘリウム容器の細分化の可否は冷却方式と密接にかかわっているため，いちがいにうんぬんすることはできないが，検討の余地があるところである。

(d) 大径コイルの熱変形対策

大径コイルにおいては冷却により直径に約10 cm程度の熱収縮がおこるが，この収縮を支持構造でいかに吸収するかが今後の開発課題である。

(e) 多層断熱材と真空排気

ポロイダルマグネットにおいては，多層断熱されたクライオスタットでの4.2 Kへのふく射侵入熱は他の熱負荷とくらべ比較的小さい。

又多層断熱材を使うことによって真空排気がかなり難しくなる。このようなことを考えあわせると、多層断熱材を多く使用するのが必ずしもよいとは言えない。これは今後十分検討を要することがらである。

5.2.3 冷却システム部

冷却システムの設計途上で問題となった点及びそれに対する今後の研究開発課題を述べる。

(a) 冷却方式の検討

本設計における液体ヘリウム強制循環方式を実現させるためには、まず流量 $6000 \ell/\text{分}$ の液体ヘリウム循環ポンプを開発することが必要である。この開発と共に、この液体ヘリウム強制循環方式がこのような大型ポロイダルマグネットの冷却に最適な冷却方式かどうかを十分検討する必要がある。具体的には、超臨界圧ヘリウムによる冷却、過冷却ヘリウムによる冷却をさまざまな方面から比較検討することが必要である。

(b) トロイダルマグネットとの冷却系の統一

隣接するトロイダルマグネットとポロイダルマグネットを、別々の液化機で、別々の回路で冷却することは、色々な意味で無駄が多い。両者を一つにした大きな冷却システムについての検討が必要である。

(c) 冷凍液化システムの自動化

時間変化する熱負荷があるポロイダルマグネットの冷却システムには、コンピューター制御等による自動化の導入を検討することがのぞましい。

(d) 二相流の基礎的研究

ヘリウムの二相流に関する研究はあまり進んでいないので、この方面の基礎的研究、データの蓄積が必要である。

(e) 信頼性の向上

発電プラントとしての信頼性を高めるには、その一部である冷凍液化機の信頼性を高めることが不可欠である。

5.2.4 本ポロイダルマグネット全体系の設計としての問題点及び今後の研究開発課題

本ポロイダルマグネットの設計途上で出て来た問題点及び今後の研究開発課題については、ポロイダルマグネットの個々の部分につき今まで述べて来た。ここではポロイダルマグネット全体系の設計上の問題点及び今後の研究開発課題について述べる。

本設計では前提条件として、ポロイダルマグネットは一つの独立したシステムであり、他のシステムとのかかわり合いはないとした。すなわち、力学的支持を他の系に求めることがなく、又真空容器はポロイダルマグネット専用のものとした。しかしこの前提条件の制約のため、コイルの電磁力支持、クライオスタットの構造、それに冷却システムの設計に無理が出て来たことは前述したとおりである。

それ故、今後是否とも検討が必要なのは、トロイダルマグネット、ポロイダルマグネット、それにポロイダルマグネット電源としての超電導エネルギーストレージの3者をひとつのトータルシステムとみての最適設計の検討である。このようなトータルシステムの設計を行なうことにより、最も有効な電磁力の支持法や、最も効率よい冷却システムが決定されるであろう。今回の設計はトータルシステムの設計を行なう足がかりなので、これを機に今後早急にトータルシステムの検討を行なう必要がある。