

JAERI-M
8140

核融合実験炉超電導ポロイダルマグネットの
安全性解析

1979年3月

核融合研究部炉設計研究室

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

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

核融合実験炉超電導トロイダルマグネットの安全性解析

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

(1979年2月1日受理)

前に行なった核融合実験炉超電導トロイダルマグネットの概念設計(JAERI-M 7200)を安全性の観点から見直し設計を進めた。

運転時間短縮により、空心変流器コイルの起磁力が60MATから48MATに減少した。このため、電磁力によるマグネット材料(SUS304)の繰り返し引張応力値が24 kg/mm²に低下した。また超電導線の安定性も向上した。

断熱真空容器の真空度劣化について解析し、この種の事故に対する安全弁等の設計を行なった。

また、トロイダルマグネット修理時の分解法についてもトロイダルマグネットと関連させて検討した。

最後に、トロイダルマグネットの安全性一般解析をイベントツリーやフォールトツリーの手法を用いて行なった。

JAERI -M 8140

Safety Analysis of Superconducting Poloidal Magnets for
a JAERI Experimental Fusion Reactor

Fusion Reactor System Laboratory
Division of Thermonuclear Fusion Research
Tokai Research Establishment , JAERI
(Received February 1, 1979)

The design of superconducting poloidal magnets was restudied concerning safety. The magnetomotive force of the superconducting air core transformer was reduced from 60 MAT to 48 MAT by shortening the operation period of reactor, so that the maximum repeated tensile stress of structural material (304SS) caused by electromagnetic force was lowered to the level of 24 kg/mm^2 and stability margin of the superconductor was increased. The deterioration of thermal insulation in the vacuum jacket was studied, and safety valves were designed to cope with it.

For repair, disassembling the poloidal magnet was also studied in relation of the toroidal magnet.

Analysis of general failure of the superconducting poloidal magnet was made by event tree and fault tree techniques.

Keyword: JAERI Fusion Experimental Reactor, Superconducting Poloidal Magnet, Stability Margin, Safety Analysis, Vacuum Jacket, Disassembling

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

目 次

序	1
1. JXFRポロイダルマグネットの概要	2
1.1 設 計 条 件	2
1.2 ポロイダルマグネット本体	2
1.3 クライオスタット	2
1.4 冷却システム	3
1.5 設計上の問題点	3
2. 安全解析概要	27
2.1 超電導コイル	27
2.2 クライオスタット	27
3. ポロイダルマグネット本体	34
3.1 設 計 条 件	34
3.2 電 気 的 検 討	34
3.3 機械的構造の検討	35
3.4 超電導線設計	38
3.5 熱 計 算	39
3.6 高速励磁および減磁時のコイルの安定性	40
3.7 超電導コイルクエンチ時の温度上昇	42
3.8 絶 縁 設 計	43
3.9 パワーリード設計	45
4. 超電導コイルクエンチ時の保護法	64
4.1 超電導コイルクエンチ検出法	64
4.2 超電導コイル保護法	65
4.3 本設計の超電導コイルクエンチ時の保護法	66
5. クライオスタット	79
5.1 真空度の劣化による熱伝導	79
5.2 液体ヘリウムの蒸発	83
5.3 超電導マグネットクエンチによる温度上昇	84
5.4 真空度が劣化する速さ	85
5.5 安全弁と破壊板	91
5.6 ヘリウム貯槽が破壊した最悪の場合	95
5.7 真空漏れと真空排気ポンプ	98
6. ポロイダルマグネットの組立・分解・修理方法	109
6.1 ポロイダルマグネットとトロイダルマグネットの接続	109

6.2	小径コイルの組立	110
6.3	大径コイルの組立	110
6.4	電流リードの組立	111
6.5	ポロイダルコイル全体の組立	112
7.	高圧ガス取締法に基づく技術基準	130
7.1	高圧ガス取締法の目的と法規・基準の大系	130
7.2	特定設備の技術上の基準	130
8.	安全性解析からみた本設計とその問題点	137
8.1	一般的な問題	137
8.2	超電導コイル	137
8.3	クライオスタット	138
結	言	140
付	録	
A.	安全性一般解析	141
A.1	概 要	141
A.2	関連機能図による解析	145
A.3	部品事故と安全率	154
A.4	部品故障と機能との関連	158

Contents

Preface

1. Outline of JXFR poloidal magnets
 - 1.1 Design condition
 - 1.2 Poloidal magnet
 - 1.3 Cryostat
 - 1.4 Cooling system
 - 1.5 Research subject
2. Outline of safety analysis
 - 2.1 Superconducting magnet
 - 2.2 cryostat
3. Poloidal magnet
 - 3.1 Design condition
 - 3.2 Electric design
 - 3.3 Mechanical design
 - 3.4 Superconductor design
 - 3.5 Thermal calculation
 - 3.6 Coil stability in high speed magnet charge
 - 3.7 Temperature rise in quench
 - 3.8 Electric insulation
 - 3.9 Power lead
4. Coil protection in quench
 - 4.1 Detection of quench
 - 4.2 Protection method
 - 4.3 Coil protection design
5. Cryostat
 - 5.1 Thermal conduction in low level vacuum
 - 5.2 Vaporization of liquid helium
 - 5.3 Temperature rise in quench
 - 5.4 Degradation rate of vacuum
 - 5.5 Safety valve and rupture disc
 - 5.6 Destruction of helium vessel
 - 5.7 Leakage and vacuum pump

6. Assembling, disassembling and repair
 - 6.1 Connection of poloidal magnet and toroidal magnet
 - 6.2 Assembling of small radius coil
 - 6.3 Assembling of large radius coil
 - 6.4 Assembling of power lead
 - 6.5 Assembling of poloidal magnet
7. Regulation by high pressure control law
 - 7.1 High pressure control law
 - 7.2 Special equipment
8. Review of this study
 - 8.1 General problem
 - 8.2 Superconducting coil
 - 8.3 Cryostat

Conclusion

Appendix

- A. General failure analysis
 - A.1 Outline
 - A.2 Chart of function relation
 - A.3 Parts trouble and safety factor
 - A.4 Parts trouble and function

序

新技術の開発は、開発の初期の段階では性能に重点が置かれ安全性に対する検討が見落される傾向がある。最近の軽水炉等の原子炉の稼働率の低下がその一例であり、安全性、信頼性の検討が性能に優先して考慮されなければならない。

本報告書は、先に行った核融合実験炉用超電導ボロイダルマグネットの概念設計（以下前設計と略す。JAERI-M 7200参照）を安全性の面から再検討を行ったものである。

安全性の検討を進めてゆく上で、線材に作用する応力の点等、一部概念設計の変更を行ったものもあるが、基本的には概念設計の線に沿って行った。

しかし、超電導ボロイダルマグネット自体が複雑なシステムを構成していることに加えて、他の炉構成要素、特にトロイダルマグネットとの結び付きが強く、安全性の解析を進める上で大胆なモデル化を行わざるを得なかった部分もある。

1章には安全性解析を行う対象である超電導ボロイダルマグネットの概念設計（前設計）について簡単に示した。

2章は本報告書の要点について概括したものであり、3章以下に詳細な検討結果を示した。

3、4章ではボロイダルマグネット本体の概念設計を安全性の見地から見直し、懸念のある部分については再検討を行った。

5章ではクライオスタットの事故とその事故により生じる経過について解析した。

6章では、ボロイダルマグネットが故障した場合の修理に重点を置いた超電導ボロイダルマグネットの組立・分解・修理方法について、トロイダルマグネットとの関連も含めて検討した。

超電導マグネットはその設計・製作・運転の上で高圧ガス取締法の対象になる部分が多く、高圧ガス取締法で規制されている技術基準について7章で簡単に概観した。

8章で本安全性解析からみた概念設計の問題点についてまとめた。

付録として、超電導ボロイダルマグネットの安全性一般解析を行った。超電導ボロイダルマグネットの構成要素が互いに及ぼし合う機能を分解し、イベントツリー、フォールトツリー等の手法を用いて事故の発展経路、それぞれの部品事故が最終的にもたらす結果等について解析した。尚この解析の対象は、JXFRボロイダルマグネット概念設計（JAERI-M 7200）とした。

1. J X F R ポロイダルマグネットの概要

本安全性解析の対象となる核融合実験炉用超電導ポロイダルマグネットについて、その概要を明らかにしておく。詳細は J A E R I - M 7 2 0 0 に記されている。

1.1 設計条件

設計条件のうち主要なものは、コイル中心位置と起磁力及び、コイル電流波形である。本ポロイダルマグネットは、プラズマ電流を励起、維持するための変流器コイル及びプラズマ位置の平衡を保つための垂直磁場コイルより成っており、それぞれが分割された複数個のコイル（小コイルと呼ぶ）で構成されている。Table 1.1 及び Table 1.2 にこれらの各コイル中心位置及び起磁力の数値を示し、Fig. 1.1 には各小コイル中心位置を示した。又、変流器コイルと垂直磁場コイルの電流波形を Fig. 1.2 に示した。同図において波形は最大電流値で規格化してある。運転の各時間を Phase I ~ Phase VI のように呼ぶことにする。

1.2 ポロイダルマグネット本体

ポロイダルマグネットの起磁力、ターン数、最大発生電圧、最大電流を Table 1.3 にまとめた。Table 1.4 には各小コイルのターン数をまとめて示したが、この表から解るように、電気的ターン数を少なくおさえるための並列巻線を行なっている。Table 1.5 にはインダクタンスの値を示した。

次に小コイルの断面の一例を Fig. 1.3 に、見取り図を Fig. 1.4 に示した。1本の導体の見取り図を Fig. 1.5 として、超電導部の拡大図を Fig. 1.6 として示した。

又、Table 1.6 で導体の仕様を明らかにした。Table 1.7 には導体部で発生する熱量の計算値を示した。

Fig. 1.7 には応力的に最もきびしい小コイルの応力分布を示したが、最大応力はかなり大きな値となった。Fig. 1.8 には超電導体の臨界電流 I_c と回復電流 I_r 及びロードラインを示したが、コイル安全性にとってもかなりきびしい設計となっている。

Fig. 1.9 にポロイダルマグネット全体の断面を示した。

1.3 クライオスタット

各小コイルは Fig. 1.9 に示すように数個単位で液体ヘリウム容器に収められている。この液体ヘリウム容器は、この部分での渦電流や循環電流による発熱がなくなるように非金属の繊維強化プラスチック (FRP) 製としている。1個の液体ヘリウム容器の断面図を Fig. 1.10 に示した。

輻射シールドは液体窒素冷却のシェブロンシールドで構成されている。シェブロンシールドは Fig. 1.11 に示すように渦電流が発生しにくい構造であるので、トロイダルマグネットの輻射シールドに適している。

真空断熱容器はステンレス製であり、炉の中心部の小径コイル群を収めるものと、トロイダルマグネットの上下に位置する大径コイルを収めるものがある。中心部の真空断熱容器は Fig. 1.12 に示すようにトロイダルマグネットの真空断熱容器と連結している。大径コイルの真空断熱容器の見取図も同図に示した。

1.4 冷却システム

4.2 Kにおける冷却負荷を Table 1.8 及び Fig. 1.13 に、又 80 Kにおける冷却負荷を Table 1.9 に示した。超電導コイルの冷却方法は発熱の多い小径コイルにおいては、Fig. 1.13 に示すような自然対流と強制対流の併用方式を、大径コイルにおいては、Fig. 1.15 に示すような液体ヘリウム浸漬方式を採用した。

このような冷却方式の冷却回路図を Fig. 1.16 に示した。強制対流は同図における液体ヘリウムタンク 3 個に定互に内圧を加え液体ヘリウムを圧送することによって行なっている。

コイルの冷却に関する仕様を Table 1.10 に、冷却システムに関する仕様を Table 1.11 にまとめた。

1.5 設計上の問題点

この設計で明らかとなった問題点及び、今後の研究開発課題のうち主なものを以下に示す。

- (1) コイルの最大発生電圧が 50 kV 程度になる。ガスヘリウム中での沿面放電に関しては特に注意を要する。
- (2) コイルの最大発生電圧を低くおさえるように、コイルの電流値を大きくとったが、そのため巻線を並列巻線とせざるを得ない。これに伴う電流分布の不均一が問題である。
- (3) 導体を構成しているステンレス材での最大応力は 50 kg/mm^2 近くまで及ぶ。この応力は $10^5 \sim 10^6$ 回繰り返されるので、この応力値を低下させることが必要である。
- (4) 液体ヘリウムガスリーク対策上等の問題点が多い。
- (5) 冷却システムは単純なものではないので、コンピュータによる自動制御の開発等が必要である。

又、強制送液に伴う送液損失の低下を図る必要がある。

Table 1.1 空心変流器コイル仕様

コイル個数	(個)	22
総起磁力	(MAT)	60.0

コイル位置及び起磁力

	R (m)	Z (m)	I (MAT)
No 1	2.0	0.9 1	3
No 2	2.0	1.2 1	3
No 3	2.0	1.5 1	3
No 4	2.0	2.5 8	3
No 5	2.0	2.8 8	3
No 6	2.0	3.7	3
No 7	2.0	4.0	3
No 8	2.0	4.3	3
No 9	2.3 9	5.2 6	1.5
No 10	3.2 2	6.2 9	3
No 11	9.2 0	6.2 1	1.5
No 12	2.0	- 0.9 1	3
No 13	2.0	- 1.2 1	3
No 14	2.0	- 1.5 1	3
No 15	2.0	- 2.5 8	3
No 16	2.0	- 2.8 8	3
No 17	2.0	- 3.7	3
No 18	2.0	- 4.0	3
No 19	2.0	- 4.3	3
No 20	2.3 9	- 5.2 6	1.5
No 21	3.2 2	- 6.2 9	3
No 22	9.2 0	- 6.2 1	1.5

Table 1.2 垂直磁場コイル仕様

コイル個数 (個)	12
起磁力 (MAT)	8.0 と -8.0
コイル位置及び起磁力	

	R (m)	Z (m)	I (MAT)
No. 1	2.0	0.34	1
No. 2	2.0	2.33	1
No. 3	2.27	5.0	1
No. 4	8.07	6.81	1
No. 5	8.82	6.43	-2
No. 6	11.18	3.94	-2
No. 7	2.0	-0.34	1
No. 8	2.0	-2.33	1
No. 9	2.27	-5.0	1
No. 10	8.07	-6.81	1
No. 11	8.82	-6.43	-2
No. 12	11.18	-3.94	-2

Table 1.3 ポロイダルマグネットターン数と最大発生電圧

	空心変流器コイル	垂直磁場コイル
総起磁力	60 MAT	8 MA - 8 MAT
ターン数	240	80 80
最大発生電圧	48 kV	16 kV - 16 kV
最大電流値	250 kV	100 kV

Table 1.4 各小コイルの巻数

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

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

Table 1.5 インダクタンスと結合定数

上段 インダクタンス (H)
 下段 結合定数 $k = \frac{M}{\sqrt{L_1 L_2}}$

	変 流 器	垂直磁場コイル	プ ラ ズ マ
変 流 器	0.697		
	1.00		
垂直磁場コイル	0.00637	0.1097	
	0.0729	1.00	
プ ラ ズ マ	0.267×10^{-3}	0.325×10^{-3}	0.153×10^{-4}
	0.267	0.251	1.00

変流器コイル 蓄積エネルギー 2.18 GJ

垂直磁場 " " 0.549 GJ

Table 1.6 超電導導体仕様

断	面	(mm^2)	1.1 × 2.5
総	長 (変流器コイル)	(km)	8.3.1
	(垂直磁場コイル)	(km)	6.8.3
最大	外部磁場	(T)	8.1.2
電	流 容 量	(A)	5,680
電	流 密 度	(A/mm^2)	20.7
常	電導転移時最大熱流束	(W/cm^2)	0.359
ストランド線 (平角転位撚線)			
	数	(板)	2
断	面	(mm)	2 × 2.1
撚	線 数	(本)	4.2
電	流 密 度	(A/mm^2)	7.1.2
素 線			
	径	(mm)	1.1
構	造	NbTi-CuNi-Cu 3層構造	
NbTi	フィラメント数	(本)	2033
"	径	(μ)	10
CuNi	膜 厚	(μ)	2
Cu	比 (Cu:NbTi+CuNi)		2.04 : 1
NbTi	での電流密度	(A/cm^2)	0.423×10^5
ツイ	ストピッチ	(mm)	3.0
絶 縁			

SUS 枠間に 1 mm 厚の有機絶縁物, 各素線表面に金属酸化皮膜

Table 1.7 超電導コイル部での交流発熱

Phase	I	II	III	IV	V	VI	計
時間 (秒)	1	9	320	10	60	20	420
B 比 (Phase I を 1)	1	1/45	1/400	1/125	0	1/16.7	
小径コイル							
SUS わく (W)	5,764	285	0.036	36.9	0	20.7	
カップリングロス (W)	10,948.0	54.1	0.684	700	0	393	
ヒステリシスロス (W)	17,955	399	44.9	1,436	0	1,075	
発熱和 (W)	133,199	455.35	45.62	2,172.9	0	1,488.7	484
発熱和 (J)	133,199	4,103.55	14,598.4	21,729	0	29,774	203,404
大径コイル							
SUS わく (W)	6,162	0.304	0.00385	3.94	0	2.2	
カップリングロス (W)	11,700	5.78	0.0731	7.49	0	4.20	
ヒステリシスロス (W)	6,510	145	16.4	523	0	392	
発熱和 (W)	18,856.2	151.084	16.477	601.84	0	436.2	95.78
発熱和 (J)	18,856.2	1,359.76	5,273	6,018.4	0	8,734.0	40,227

Table 1.8 ボロイダルコイル冷却負荷 (4K負荷)

(単位:watt)

項目	Phase						1サイクルの 発熱量
	I (1 sec)	II (9 sec)	III (320sec)	IV (10sec)	V (60sec)	VI (20sec)	
中央部 コイル	動的熱負荷	1333×10 ⁴	457	45	2173	~ 0	1489
	超電導体の電気損失	530	360	530	530	370	440
	電流リード侵入熱	1038	~ 0	~ 0	7	~ 0	4
	トロイダル支持リング渦電流損	1.43×10 ⁴	7	~ 0	~ 0	~ 0	~ 0
	H形鋼構造物渦電流損	~ 0	~ 0	~ 0	~ 0	~ 0	~ 0
放射線発熱	30	30	30	30	30	30	30
ふく射熱	70	70	70	70	70	70	70
伝導熱	14.93×10 ⁴	924	675	2902	470	2084	(47.25×10 ⁴)
小計	(14.93×10 ⁴)	(8316)	(21.6×10 ⁴)	(29.0×10 ⁴)	(2.82×10 ⁴)	(4.17×10 ⁴)	
大径 コイル	動的熱負荷	1.88×10 ⁴	151	16	602	~ 0	436
	超電導体の電気損失	~ 0	~ 0	~ 0	~ 0	~ 0	~ 0
	放射線発熱	100	100	100	100	100	100
	ふく射熱	60	60	60	60	60	60
	伝導熱	1.90×10 ⁴	311	176	762	160	596
小計	(1.90×10 ⁴)	(2799)	(5.63×10 ⁴)	(7620)	(9600)	(1.19×10 ⁴)	(10.72×10 ⁴)
小計	16.83×10 ⁴	1235	851	3664	630	2680	
計	(16.83×10 ⁴)	(1.11×10 ⁴)	(27.23×10 ⁴)	(3.66×10 ⁴)	(3.78×10 ⁴)	(5.36×10 ⁴)	(57.97×10 ⁴)

注: () 内は発熱量, 単位はJoule

Table 1.9 ポロイダルコイル冷却負荷 (80K負荷)

(単位; watt)

Phase		I (1 sec)	II (9 sec)	III (320sec)	IV (10 sec)	V (60 sec)	VI (20 sec)	I サイクルの 発熱量
中 央 部 コ イ ル ド	動的熱荷	29.0×10 ⁴	143	1.8	1856	~0	1040	
	渦電流損失	~0	~0	~0	~0	~0	~0	
	放射線損失	2200	2200	2200	2200	2200	2200	
	ふく射熱	10	10	0	10	10	10	
大 径 コ イ ル ド	動的熱荷	29.2×10 ⁴	2353	2212	4066	2210	3250	
	渦電流損失	(29.2×10 ⁴)	(2.12×10 ⁴)	(70.8×10 ⁴)	(4.07×10 ⁴)	(1.33×10 ⁴)	(6.50×10 ⁴)	(126×10 ⁴)
	放射線損失	20.7×10 ⁴	102	1.3	1325	~0	742	
	ふく射熱	~0	~0	~0	~0	~0	~0	
小 計	動的熱荷	7000	7000	7000	7000	7000	7000	
	渦電流損失	40	40	40	40	40	40	
	放射線損失	21.4×10 ⁴	7142	7041	8365	7040	7782	
	ふく射熱	(21.4×10 ⁴)	(6.43×10 ⁴)	(225×10 ⁴)	(8.37×10 ⁴)	(4.22×10 ⁴)	(15.6×10 ⁴)	(319×10 ⁴)
小 計	動的熱荷	50.6×10 ⁴	9495	9253	1.24×10 ⁴	9250	1.10×10 ⁴	
	渦電流損失	(50.6×10 ⁴)	(8.55×10 ⁴)	(296×10 ⁴)	(1.24×10 ⁴)	(55.5×10 ⁴)	(22.1×10 ⁴)	(4.45×10 ⁴)
	放射線損失							
	ふく射熱							

注: () 内は発熱量, 単位はJoule

Table 1.10 Specification of magnet cooling

Small diameter coils	
Cooling method	: Liquid helium forced cooling
Flow rate of liq. He	: 800 l/min in coils
Cooling channel in radial direction	
Total cross section	: 6.868 m ²
Total volume	: 4.808 m ³
Average velocity	: 0.194 cm/s
Coolant	
Temperature	: 4.5 K
Pressure	: 1.2 atm
Large diameter coils	
Cooling method	: Liquid helium dipped cooling
Supply rate	: 450 l/h
Coolant	
Temperature	: 4.5 K
Pressure	: 1.2 atm

Table 1.11 Specification of cooling system

(1) Three tanks	
Number of tanks	: 3
Volume of one tank	: 7 m ³
Dimension of one tank	: D=1.6m, H=3.5m
Material	: FRP
Maximum inner pressure	: 0.5 kg/cm ² G
Temperature	: 4.5 K
(2) Cooling system	
Flow rate of liq. He	: 1000 l/min.
Capacity of liquefier	
Refrigerating capacity	: 4 kW × 2 (at 4.5K)
Liquefying capacity	: 500 l/h × 2
Input power	: 2,500 kW × 2
Liq. N ₂ consumption	: 4,000 l/h

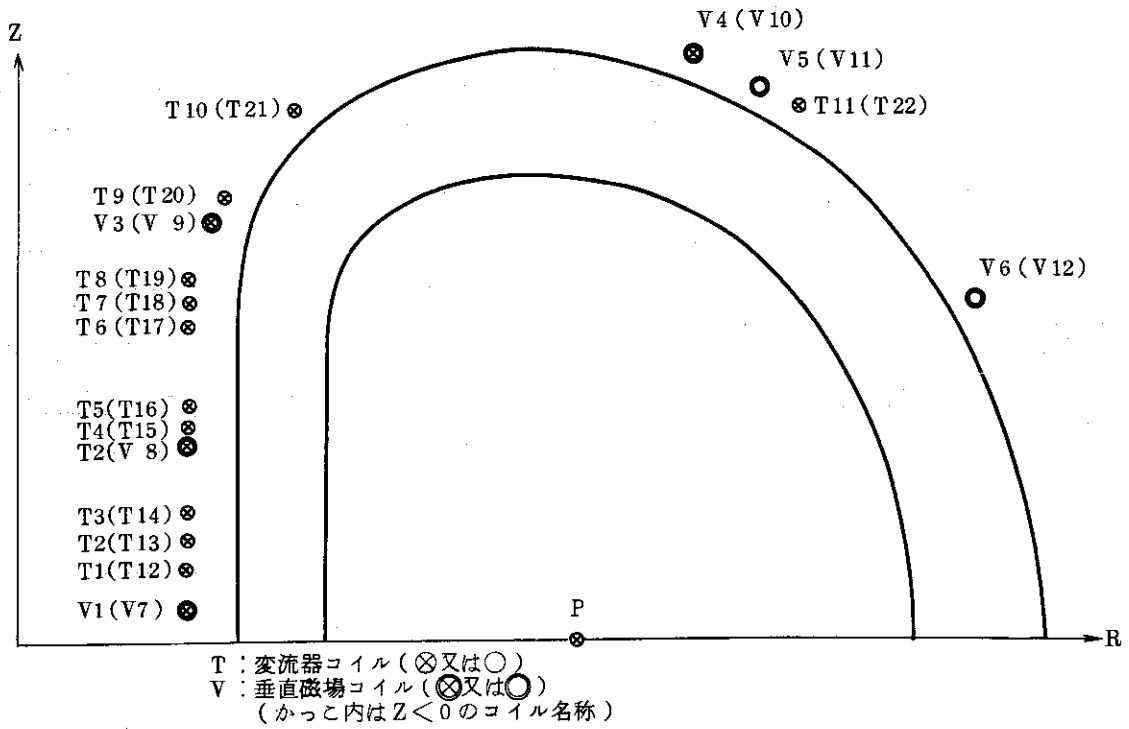


Fig. 1.1 各小コイル位置、名称、電流方向

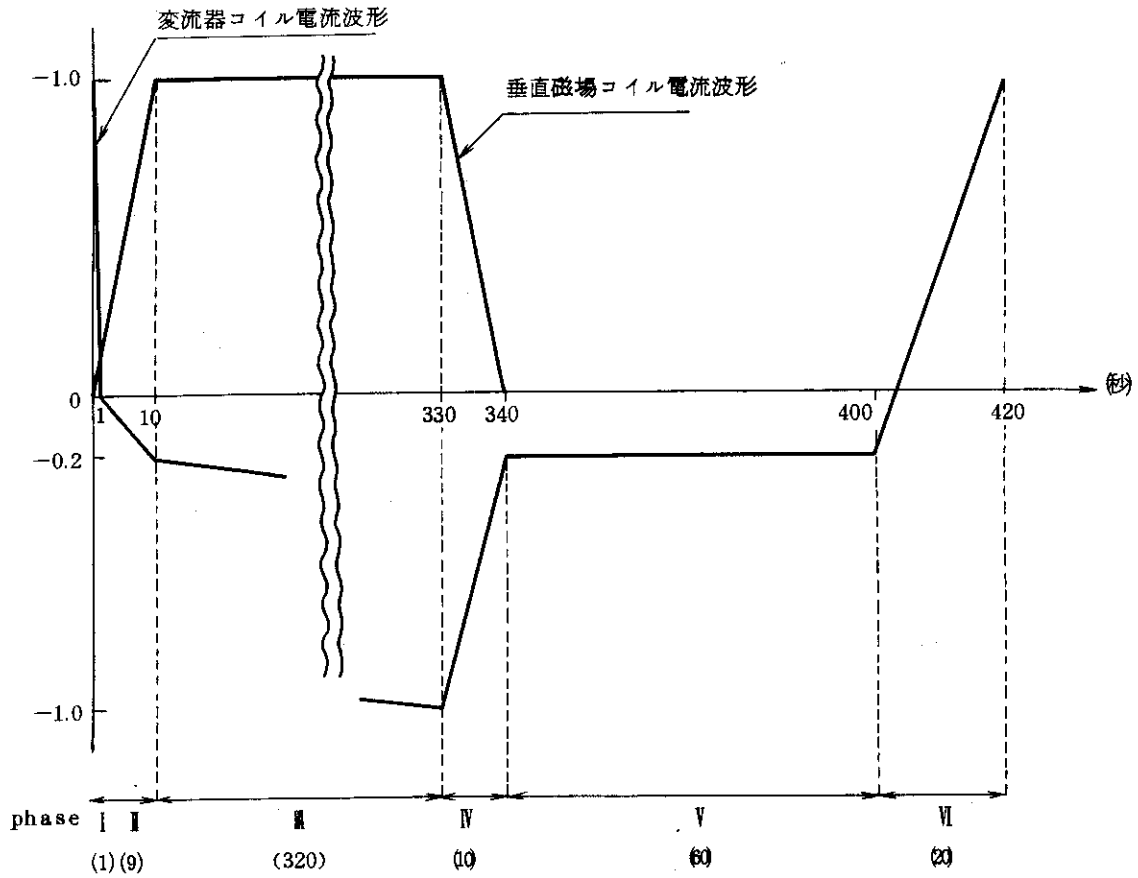


Fig. 1.2 ポロイダルコイル電流波形

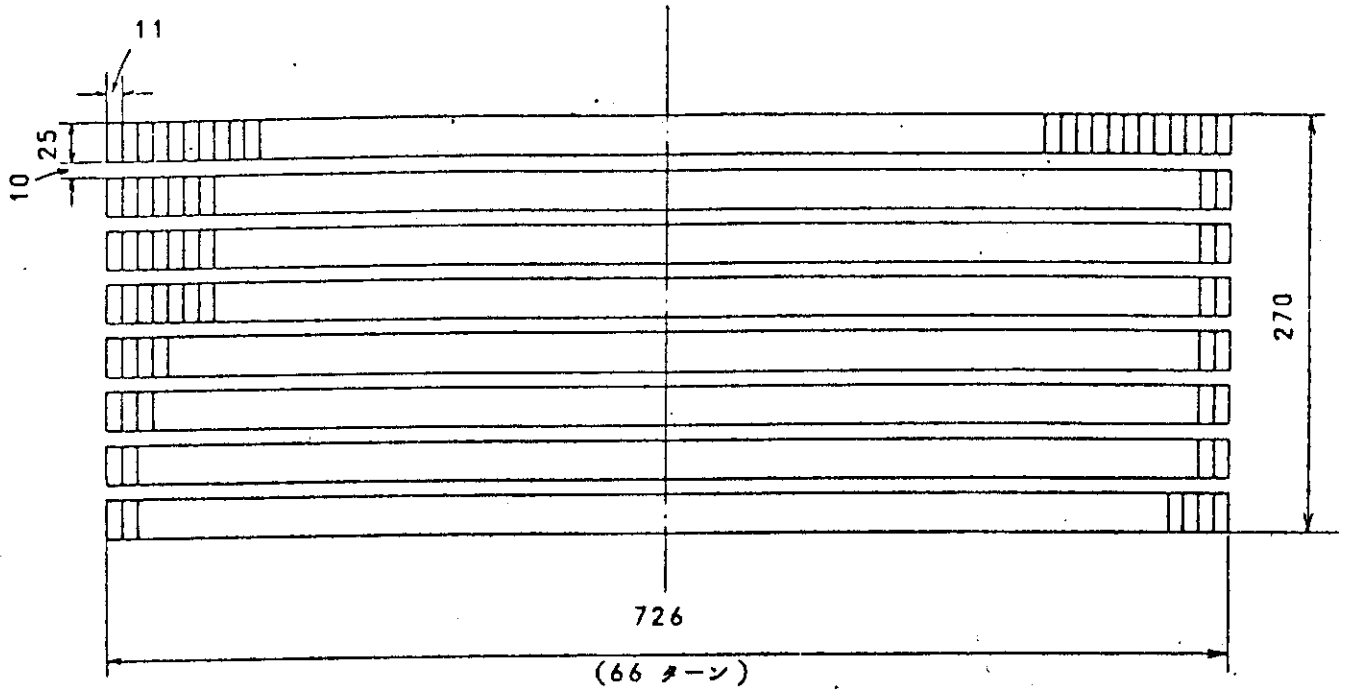


Fig. 1.3 T1~T8, T10, T12~T19, T21 変流器小コイル断面図

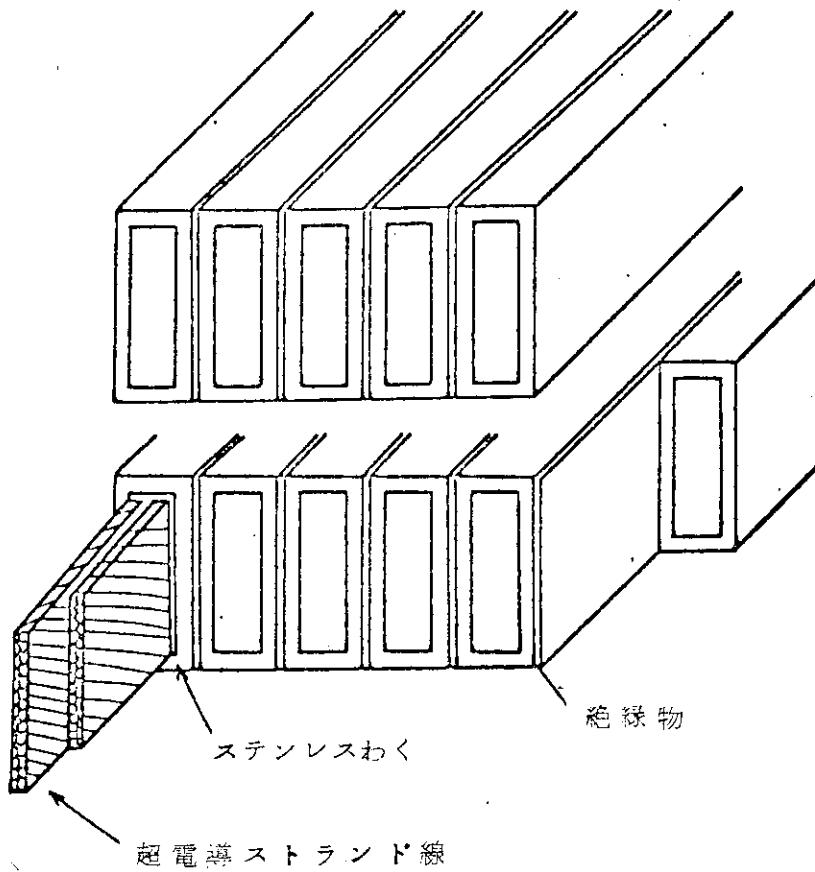


Fig 1.4 コイル構成見取図

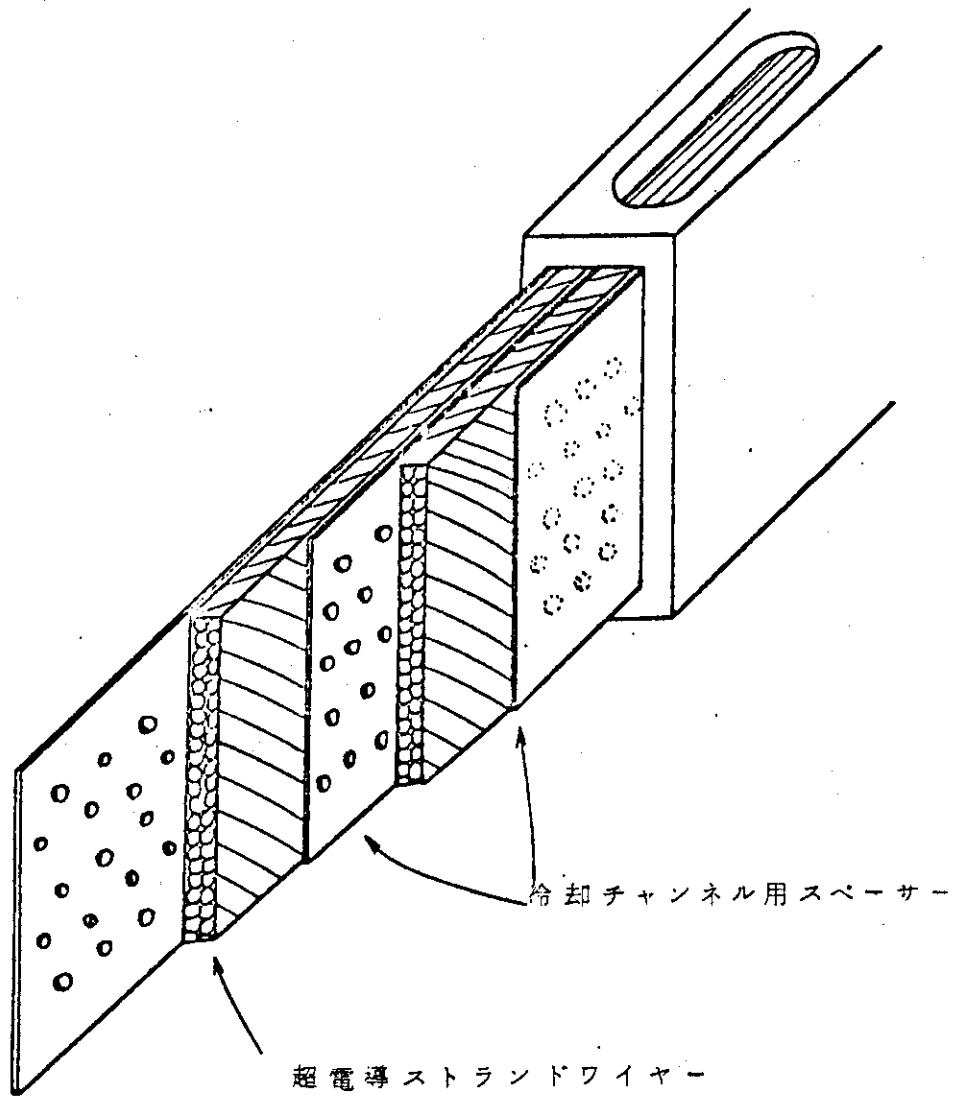
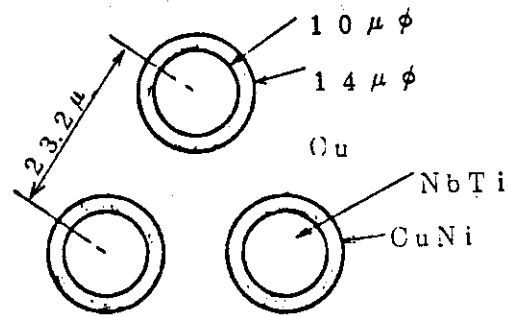
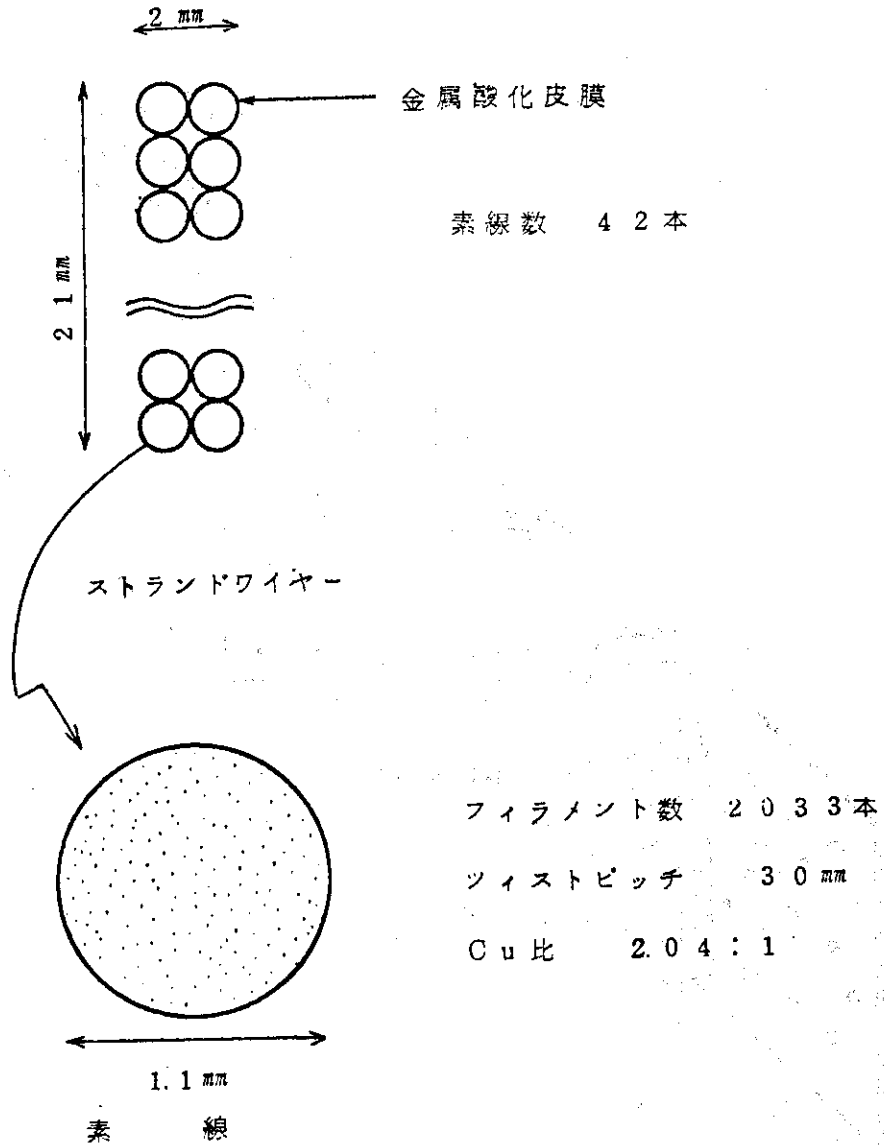


Fig 1.5 超電導体見取図



超電導フィラメント

Fig.1.6 超電導線詳細図

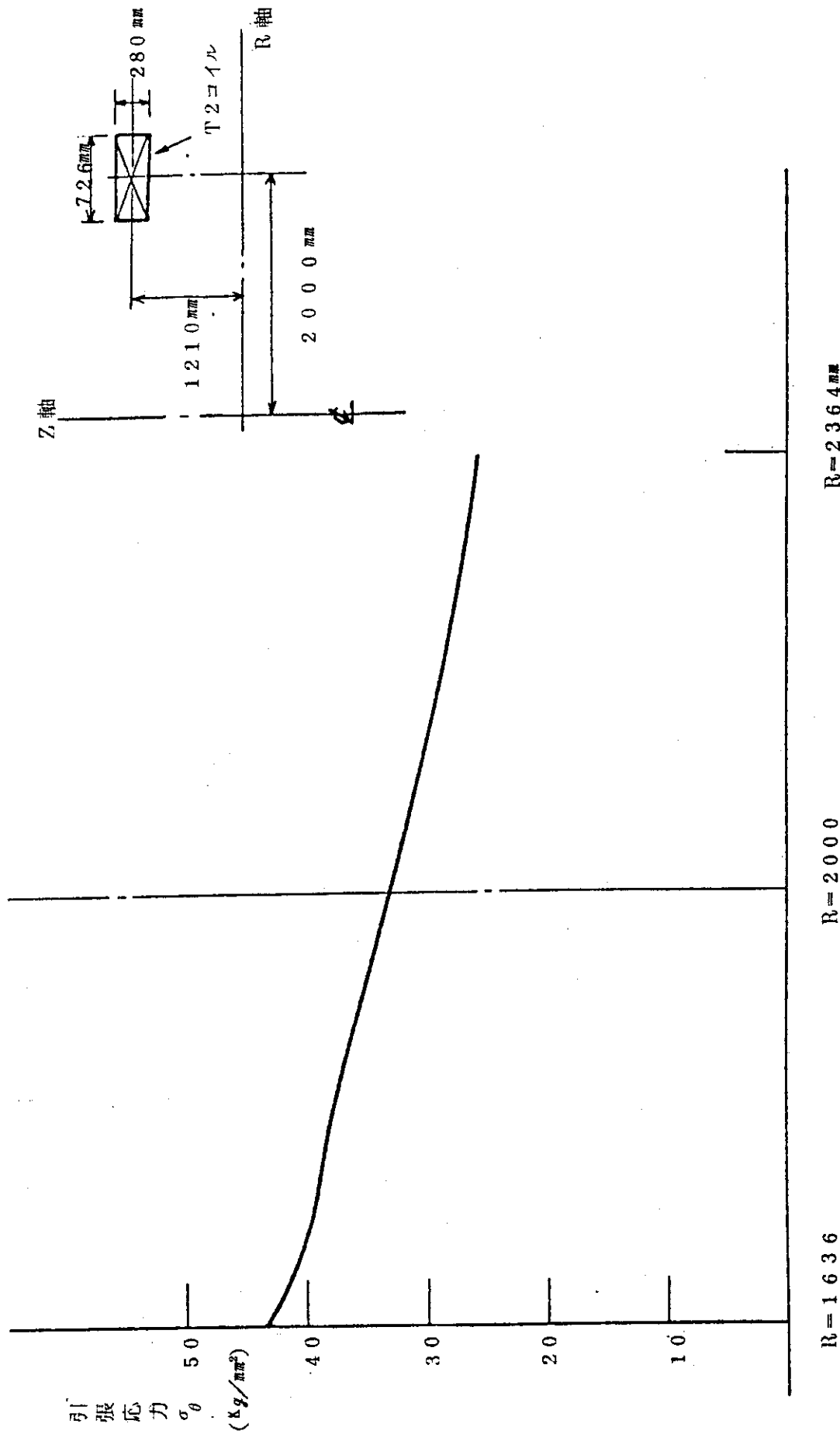


Fig. 1.7 空芯変流器T2コイル中央部応力
 応力: T2コイル中央部 ($Z=1210\text{mm}$) の円周方向応力 σ_θ
 条件: 空芯変流器コイル垂直磁場コイルブラズマすべて定格電流の場合

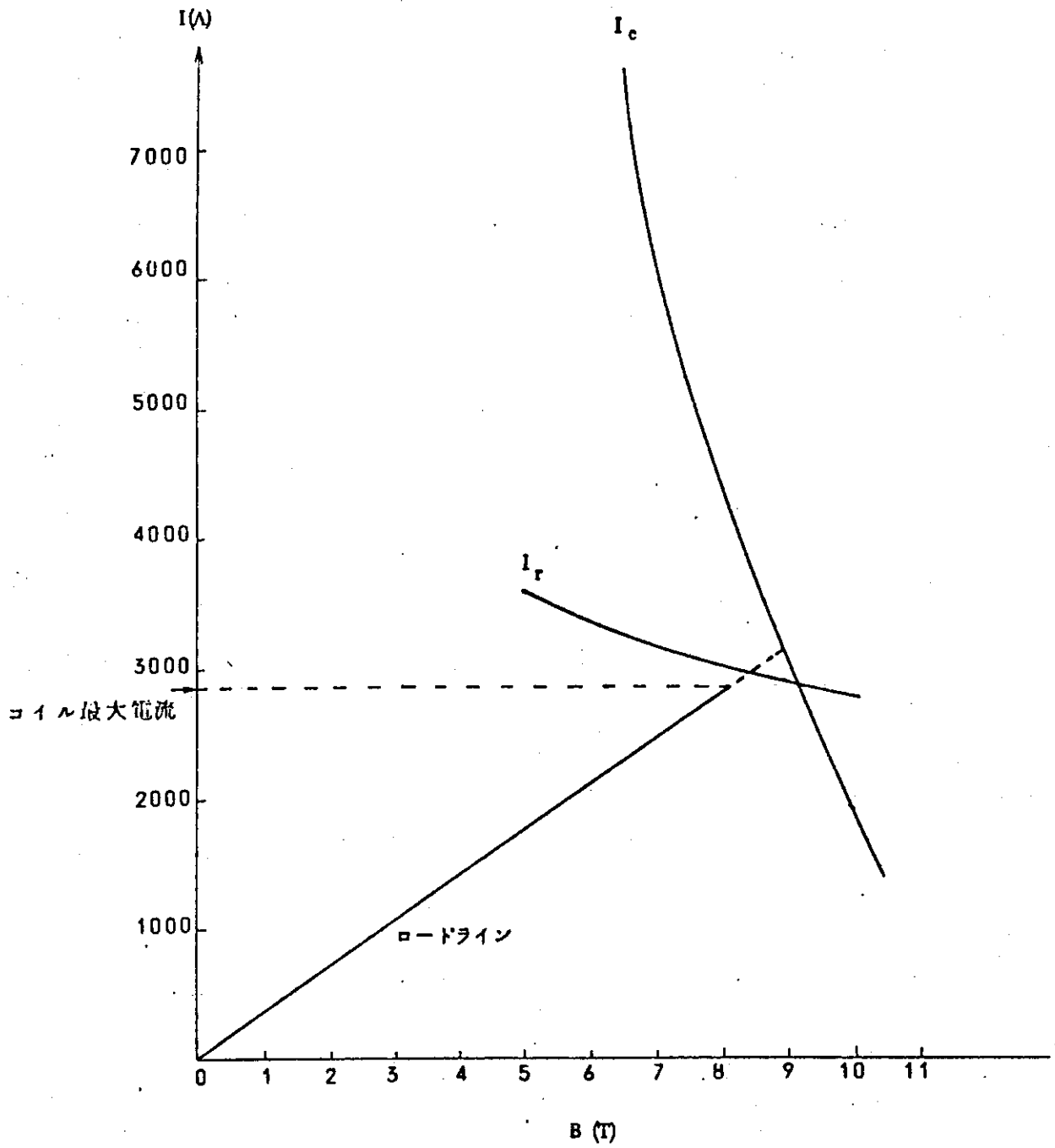


Fig. 1.8 回復電流とロードライン

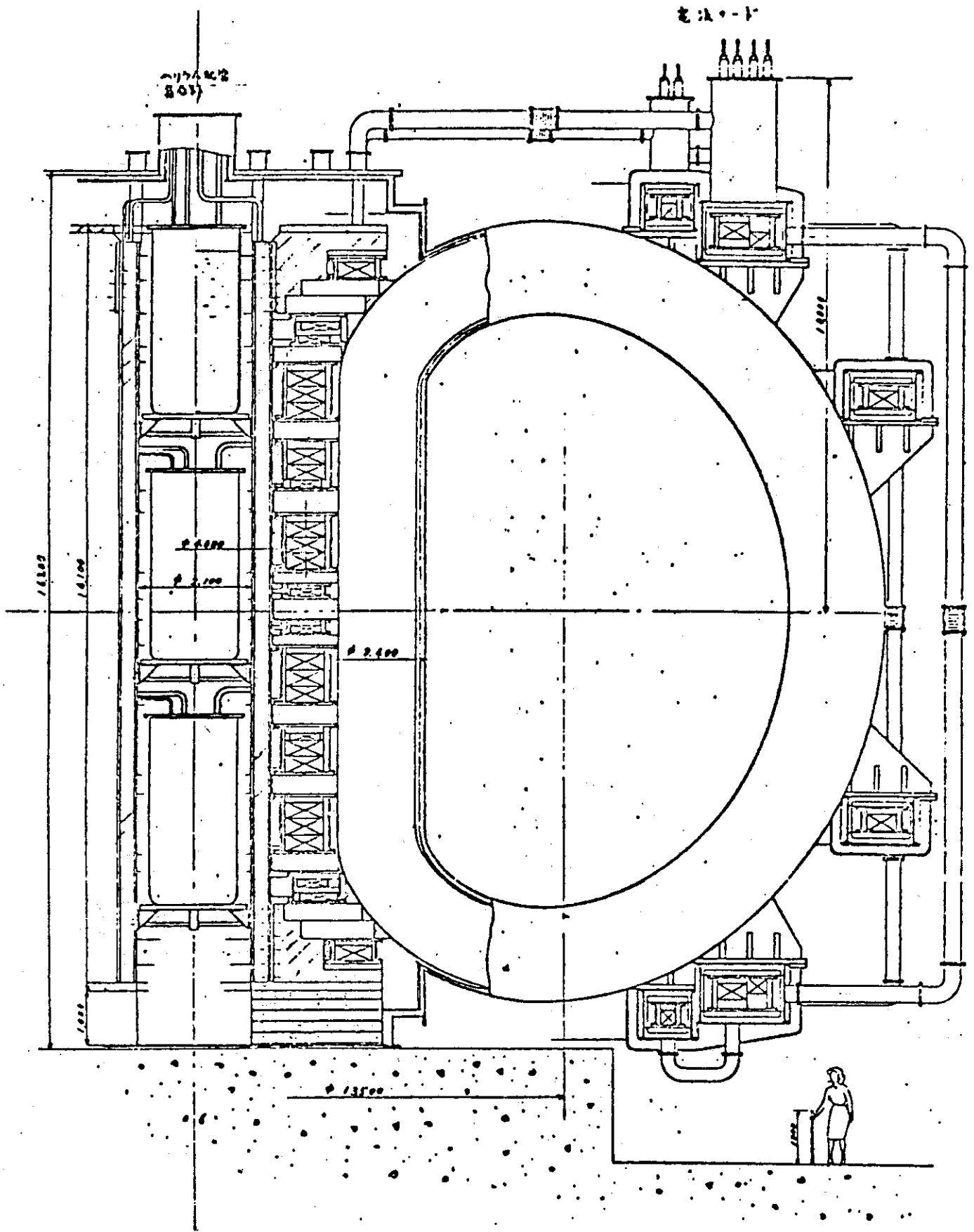


Fig. 1.9 ポロイダルマグネット断面図

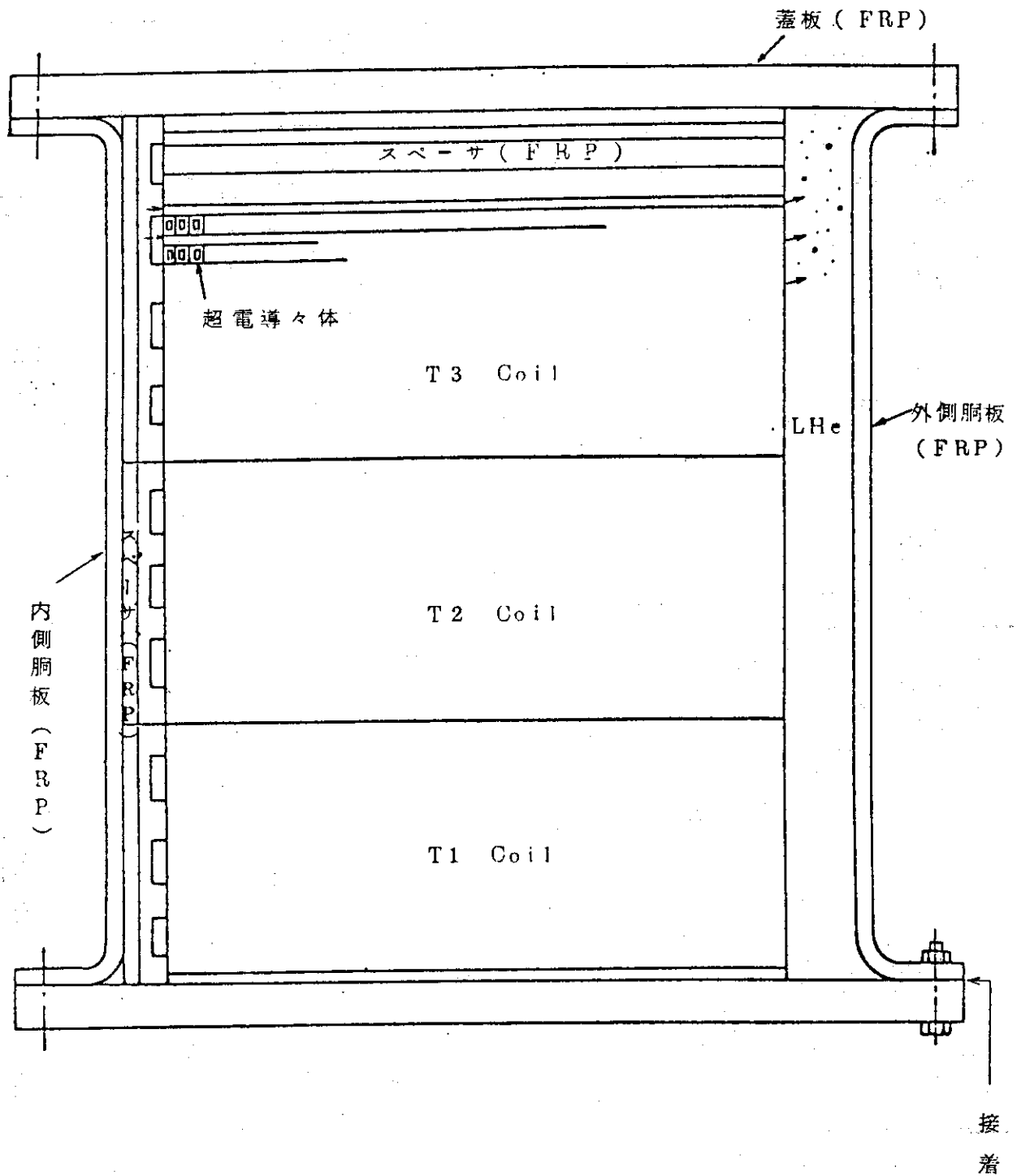
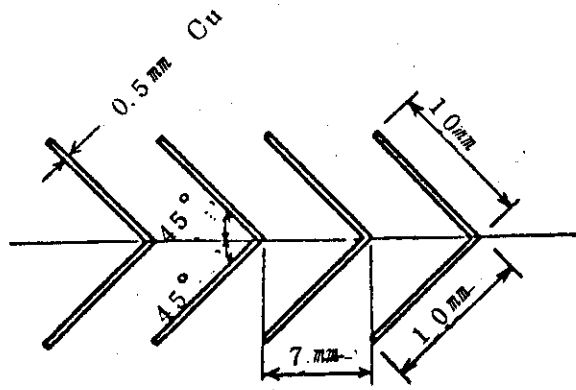


Fig. 1.10 ヘリウム容器 (中央部コイルの例)



シェブロン詳細

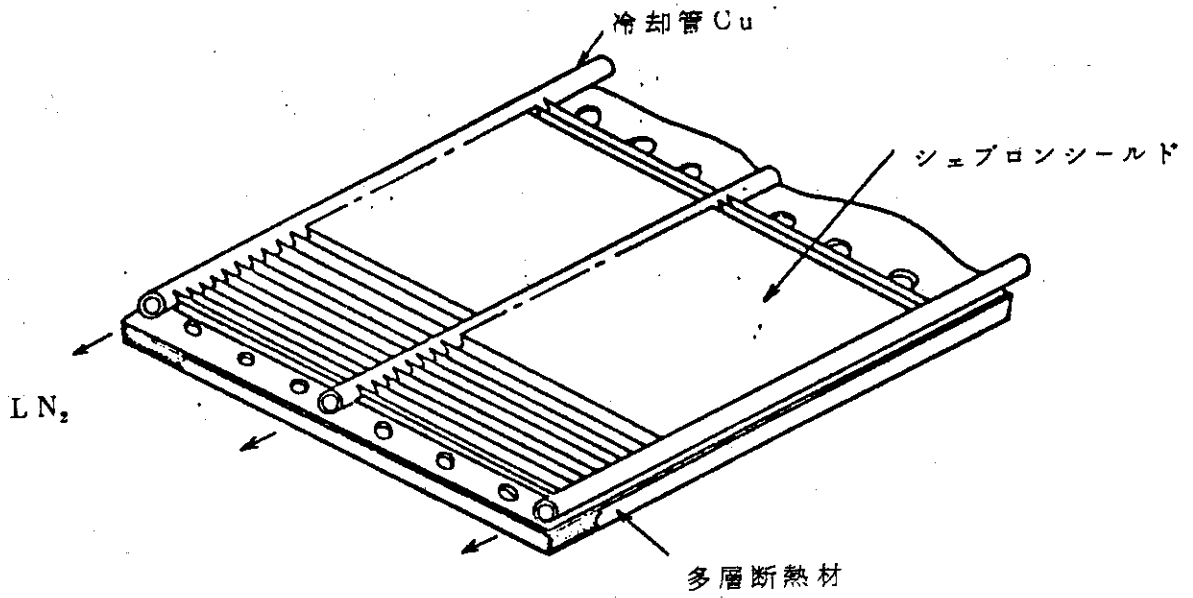
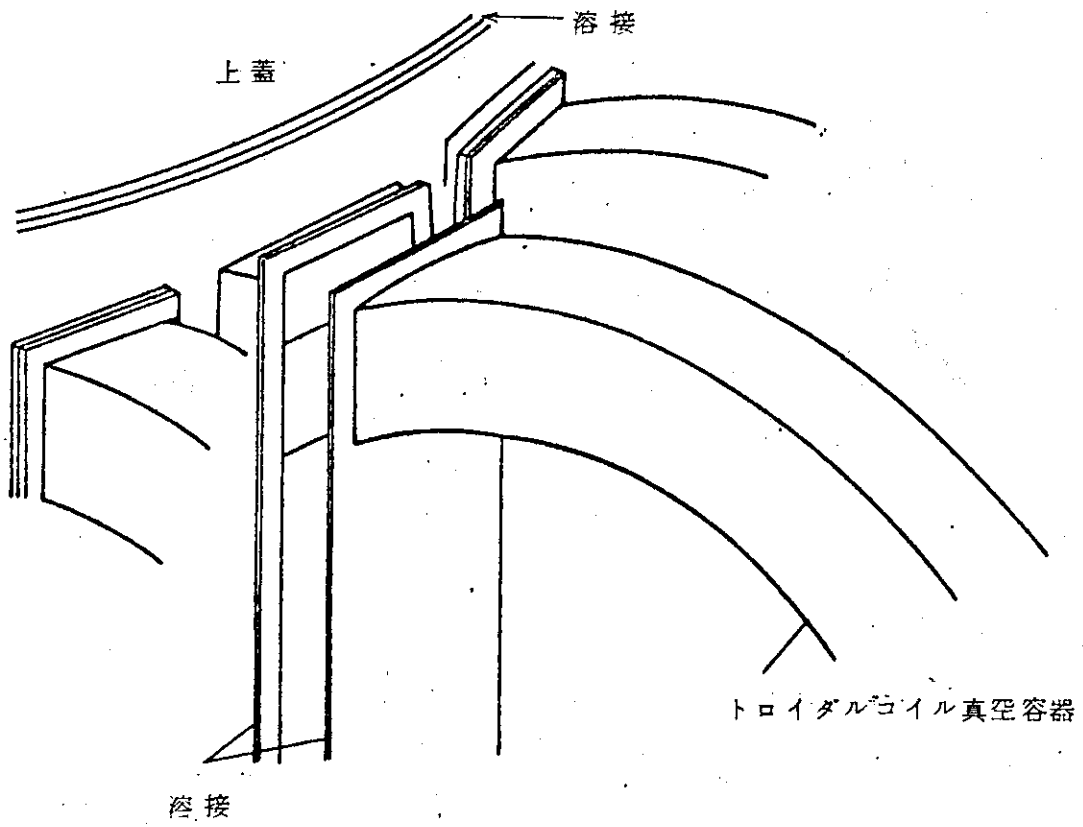
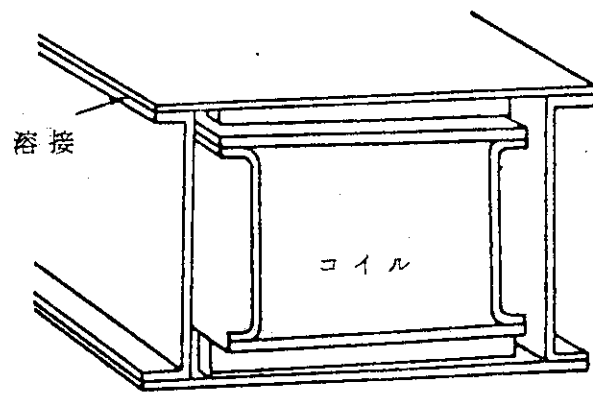


Fig. 1.111 シェブロンシールド構成例



(a) 真空容器溶接構造



(b) 大径コイル真空容器

Fig.1.12 真空容器の構成

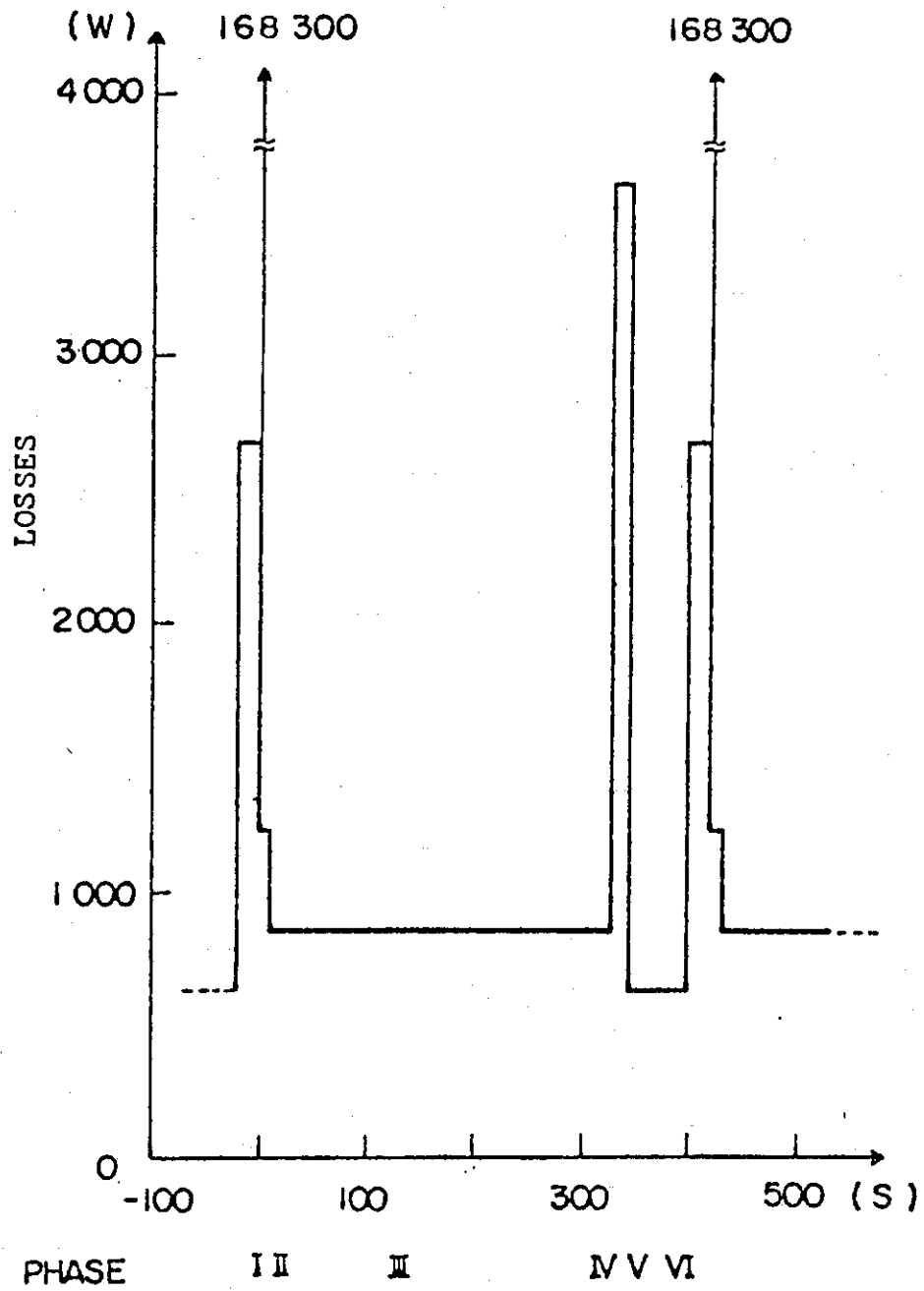


Fig. 1.13 ポロイダルコイル冷却負荷

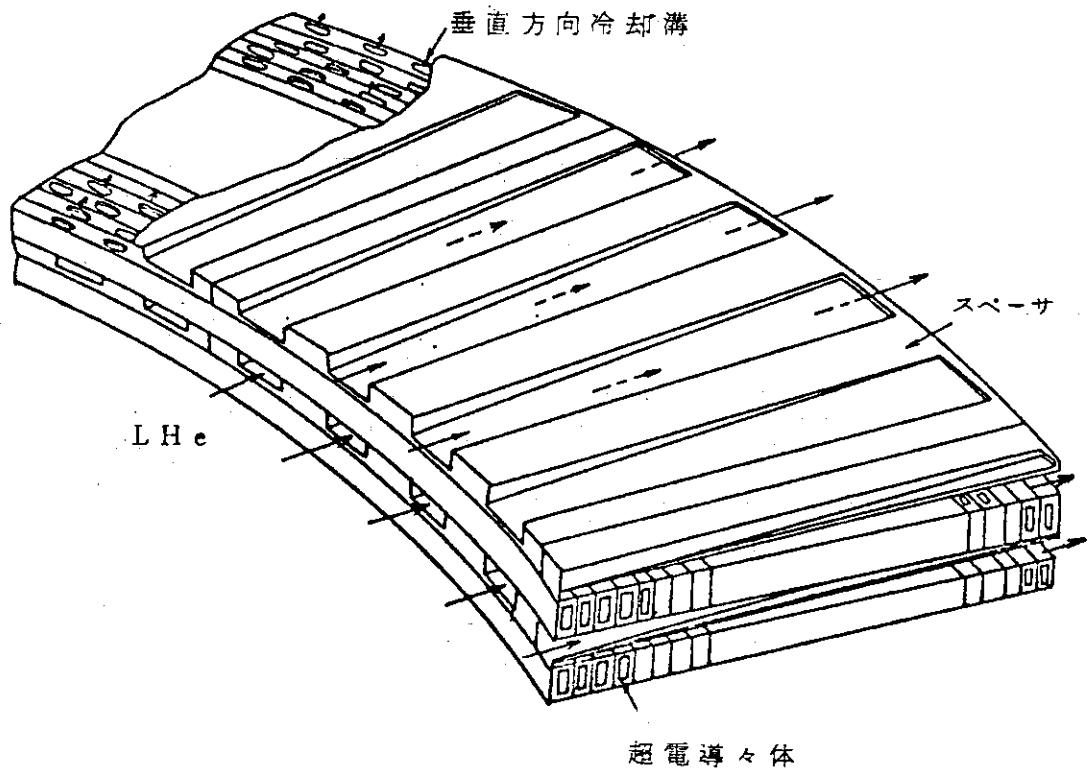
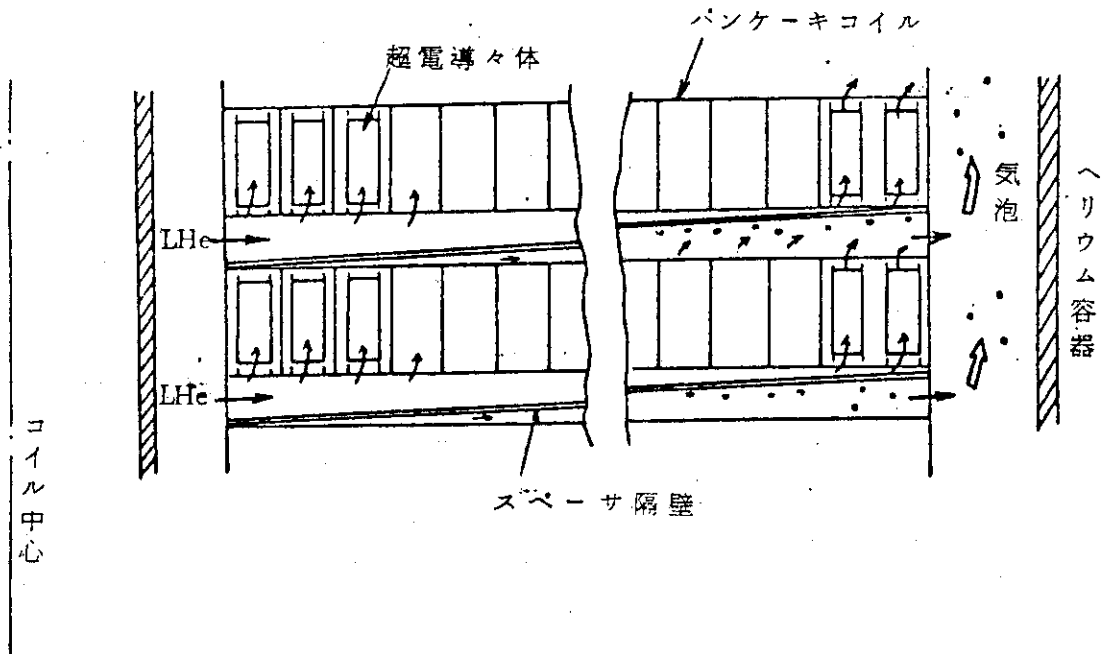


Fig.1.14 中心部小径コイル流路構造

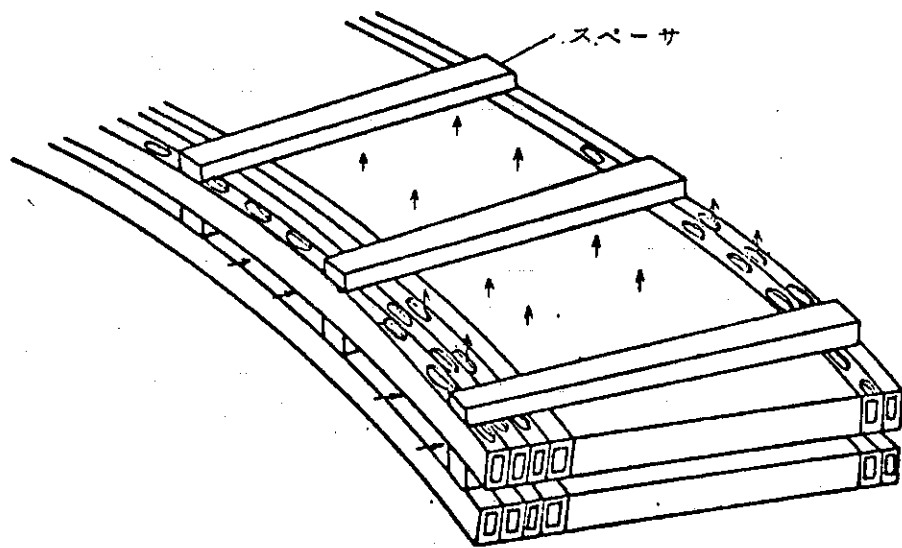
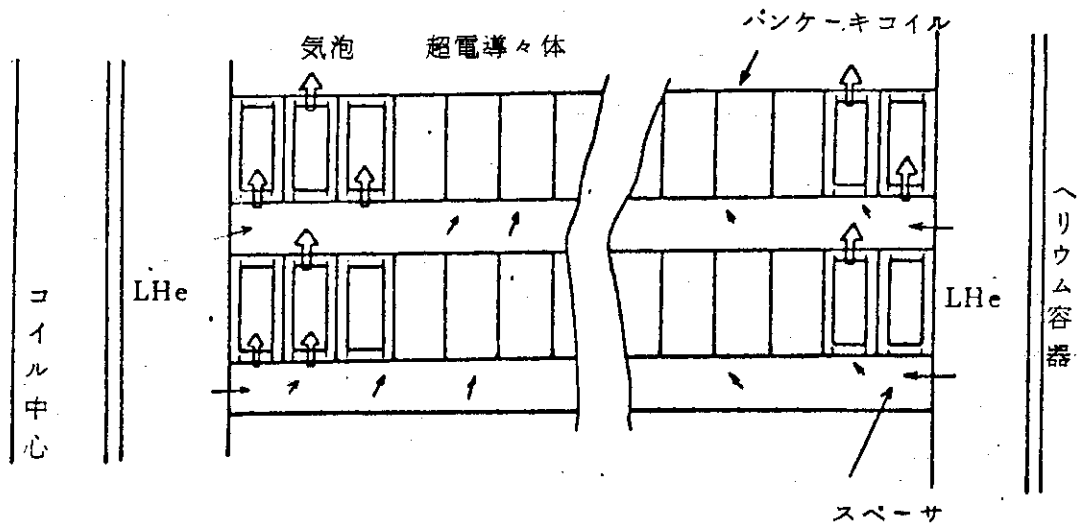


Fig.1.15 大径コイル流路構造

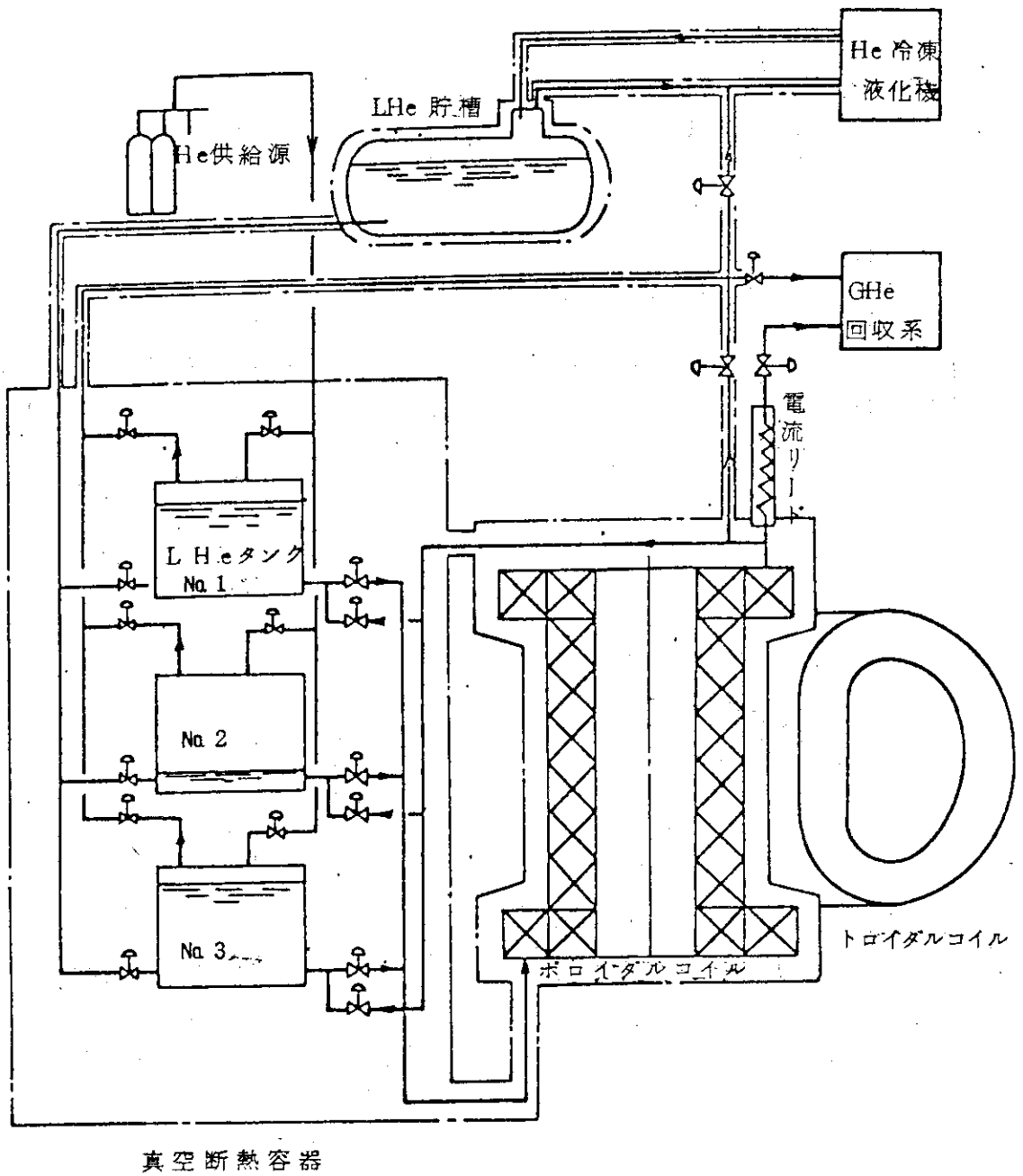


Fig.1.16 3タンク送液システム系統図

2. 安全解析概要

2.1 超電導コイル

JXFRポロイダルマグネット概念設計においては、コイル部のステンレス枠に働く応力の最大値が 46 kg/mm^2 と大きく、又常電導転移時における導体表面での熱流束が 0.36 W/cm^2 とかなり大きな値となり、マグネットの安全性及び信頼性の面で満足のいく設計とはならなかった。この安全性解析においては、これらの数値を安全性、信頼性の面から満足のいく数値にするべく設計変更を行なった。それは、

変流器コイル起磁力： $60 \text{ MAT} \rightarrow 48 \text{ MAT}$

の設計条件変更を行なうことにより達成された。主なる設計変更点をTable 2.1にまとめた。又1章で示した図表が、設計変更によりどのように変更されたかを明らかにするため、Table 2.2に新旧図表の対照表を示した。

設計変更の結果ステンレス枠での最大応力値は 24 kg/mm^2 となり、 10^6 回程度の繰り返し応力に対しても安全な数値となった。又、常電導転移時の熱流束は 0.24 w/cm^2 となり完全安定化をより確実に実現できる数値となった。

こういった変更設計の他、3章においては高速励磁および減磁時のコイル安定性について議論しポロイダルマグネットの安全性、信頼性を確かめた。その他パワーリード等について前設計より設計を進め図面化した。4章においては各種コイルクエンチ検出法およびクエンチ時のコイル保護法について比較検討し、安全性、信頼性の面から最も適当なブリッジ検出法および外部抵抗保護法を採用した。

2.2 クライオスタット

超電導マグネットは極低温に冷却して保持されなければならないため、高真空でかつ熱的にも断熱された容器の中に収められている。この容器はポロイダルマグネットによるくり返し機械力にさらされる一方、トロイダルマグネットの発生する磁場から受ける電磁力および大気圧から非常に大きい外圧を受ける。また冷却と昇温がくり返し行われる場合には熱応力も受けることになり幾種類もの力が重畳して作用することになる。また容器は電気的にも絶縁されていなければならないため、非常に複雑な構造をとることになる。容器には非常に数多くの冷却配管、測定素子の取り出し口、および電流の導入口が接続されるため、これらの接続箇所各々について気密漏れが発生した場合には、これが直ちに容器の断熱特性の劣化につながり、ひいては貯蔵されていた液体ヘリウムの蒸発、容器内の圧力上昇、最後には容器の破壊に至ることになる。

ここではこのような容器の真空劣化に伴って生じる液体ヘリウムの蒸発、圧力上昇等について検討した。検討した事項は非常に小さい気密漏れが発生しているときの容器の断熱特性の劣

化、それに伴うヘリウムの蒸発および大きな気密漏れが発生した場合のその後の現象、それに対して容器を破かいから守るための安全弁、破かい板の検討等である。

以下検討を行った項目についての概略について説明する。

(1) 真空度の劣化による熱伝導

(a) 真空壁からシールド板への伝熱量

クライオスタットの真空度が劣化した場合に、ガス分子によって真空壁からシールド板へ伝えられる伝熱量は下記のようなになる。

真 空 度	伝 熱 量
10^{-7} Torr	1.25 kW
10^{-6}	12.5
10^{-5}	125
10^{-4}	1.25 MW
10^{-3}	12.5

(b) シールド板の温度上昇

シールド板に液体窒素が循環しなくなった場合、真空度の劣化と共にシールド板の温度は Fig. 2.1 のように時間的に温度上昇する。

(c) シールド板から液体ヘリウム槽への熱伝導

シールド板から液体ヘリウム槽へのガス分子による熱伝導は次のようになる。

真 空 度	伝 熱 量	液体ヘリウムが空になる時間
10^{-6} Torr	3.5 kW	12000 sec
10^{-5}	35	1200
10^{-4}	350	120
10^{-3}	3.5 MW	12

(2) 真空度の劣化速度

(a) クライオポンプ効果を考慮しない場合

真空外壁に割れまたは穴が発生した場合、クライオポンプ効果を考慮しない場合には、真空度は Fig. 2.2 に示した速さで劣化する。

(b) クライオポンプ効果を考慮した場合

真空度は、

$$P = P_0 + (P_1 - P_0) e^{-\frac{t}{\tau}}$$

$\sim P_0$

となる。ここで P_0 は容器の割れから侵入してくるガス量とクライオポンプの排気量で定まる定常真空度である。クライオポンプ作用が非常に大きいため真空外壁に面積 1 cm^2 の割れが生じた場合でも真空度は $\sim 10^{-4}$ Torr になる程度である。この場合はむしろ、クライオ面に持込まれるガスによる熱損失が問題であり、割れの面積とクライオ面での熱損失の関係は次のようになる。

割れの面積	クライオ面での熱損失
0.01 cm ² (約1mmの穴)	50 watt
0.1 (3.5mmの穴)	500
1.0 (約1cmの穴)	5000

(3) 安全弁と破かい板

(a) 液体ヘリウム初期貯液量と容器内圧力

液体ヘリウム槽への侵入熱量 Q と、その後の容器内の圧力上昇速度は、液体ヘリウム初期貯液量に関係し Fig.2.3 のような関係になる。

(b) 安全弁および破かい板の吹出し面積

安全弁および破かい板の作動圧力を2気圧とした場合、液体ヘリウム槽への侵入熱量 Q と必要な安全弁および破かい板の吹出し面積は Fig.2.4 に示した関係になる。

(c) 液体ヘリウム槽が破かいした場合、真空容器に設ける破かい板の吹出し面積

この場合には、液体ヘリウムが真空容器に漏れるため、ほとんど瞬間的にヘリウムが蒸発する。真空容器の内圧の設計圧力を2気圧とすると、真空容器には吹出し面積 5.7m²の破かい板を設けなければならない。

(4) 真空漏れと真空排気ポンプ

真空容器にヘリウムガスの漏洩があった場合、漏れ量、排気ポンプの容量および真空度の関係は Fig.2.5 に示したようになる。

Table 2.1 主なる設計変更点

項 目	前 設 計	本 設 計
変流器コイル起磁力	60 MAT	48 MAT
運 転 周 期	420 s	180 s
変流器コイル電流値	250 kA	200 kA
導体位置最大磁場	8.12T	6.52T
磁気蓄積エネルギー (変流器)	2.2 GJ	1.4 GJ
ステンレス枠での最大応力	46 Kg/mm^2	24 Kg/mm^2
単 位 導 体 電 流 (変流器)	5.682 A	5.000 A
常電導転移時熱流束	0.36 w/cm^2	0.24 w/cm^2
ポロイダルマグネット全平均発熱	1.380 w	1.916 w

Table 2.2 設計変更の比較

項 目	前 設 計	本 設 計
ポロイダルコイル電流波形	Fig. 1.2	Fig. 3.1
ポロイダルマグネット電氣的諸定数	Table 1.3	Table 3.1
各小コイルの巻数	Table 1.4	Table 3.2
超電導コイル部での交流発熱	Table 1.7	Table 3.4
超電導線臨界電流とロードライン	Fig. 1.8	Fig. 3.18
ポロイダルマグネット冷却負荷 (4 K)	Table 1.8	Table 3.5
ポロイダルマグネット発熱時間変化	Fig. 1.13	Fig. 3.19

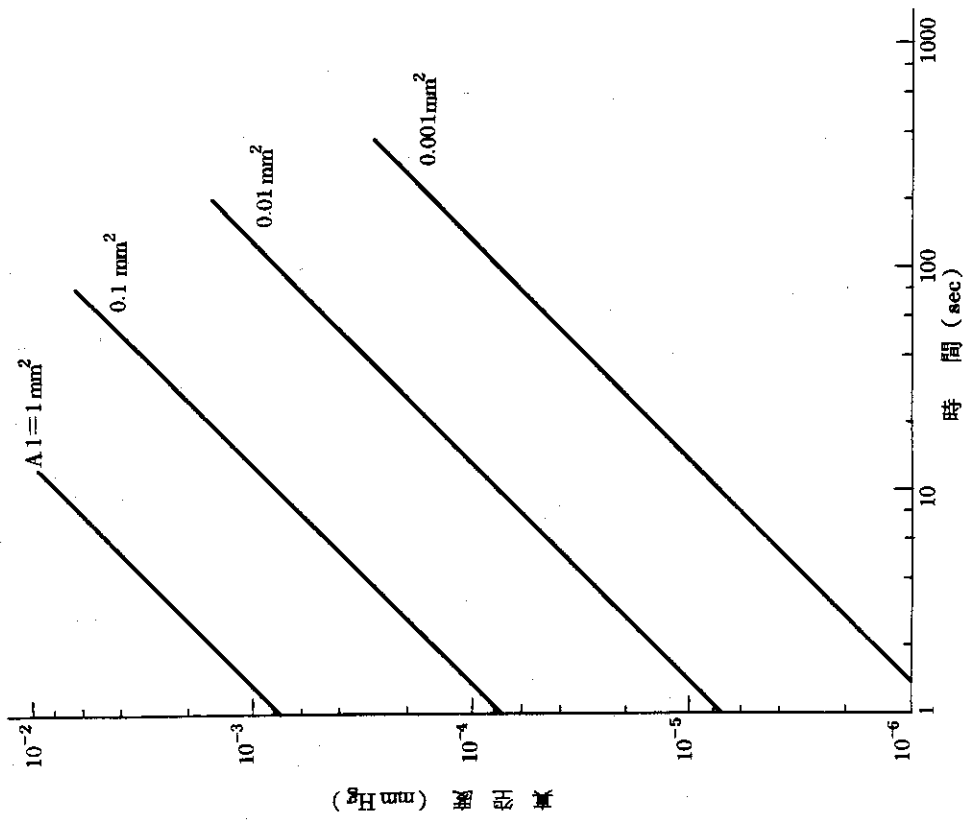


Fig. 2.2 割れの大きさと真空劣化

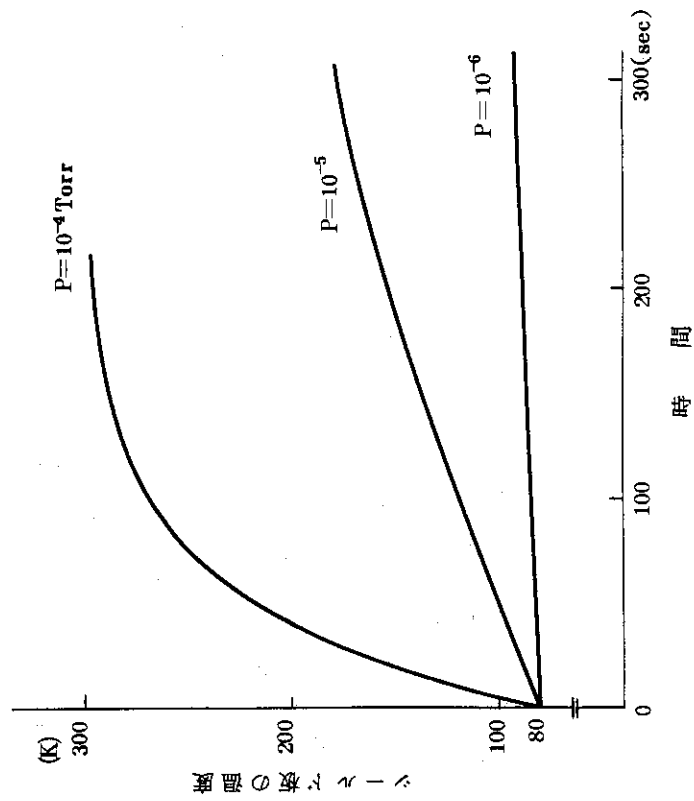


Fig. 2.1 シールド板の温度上昇

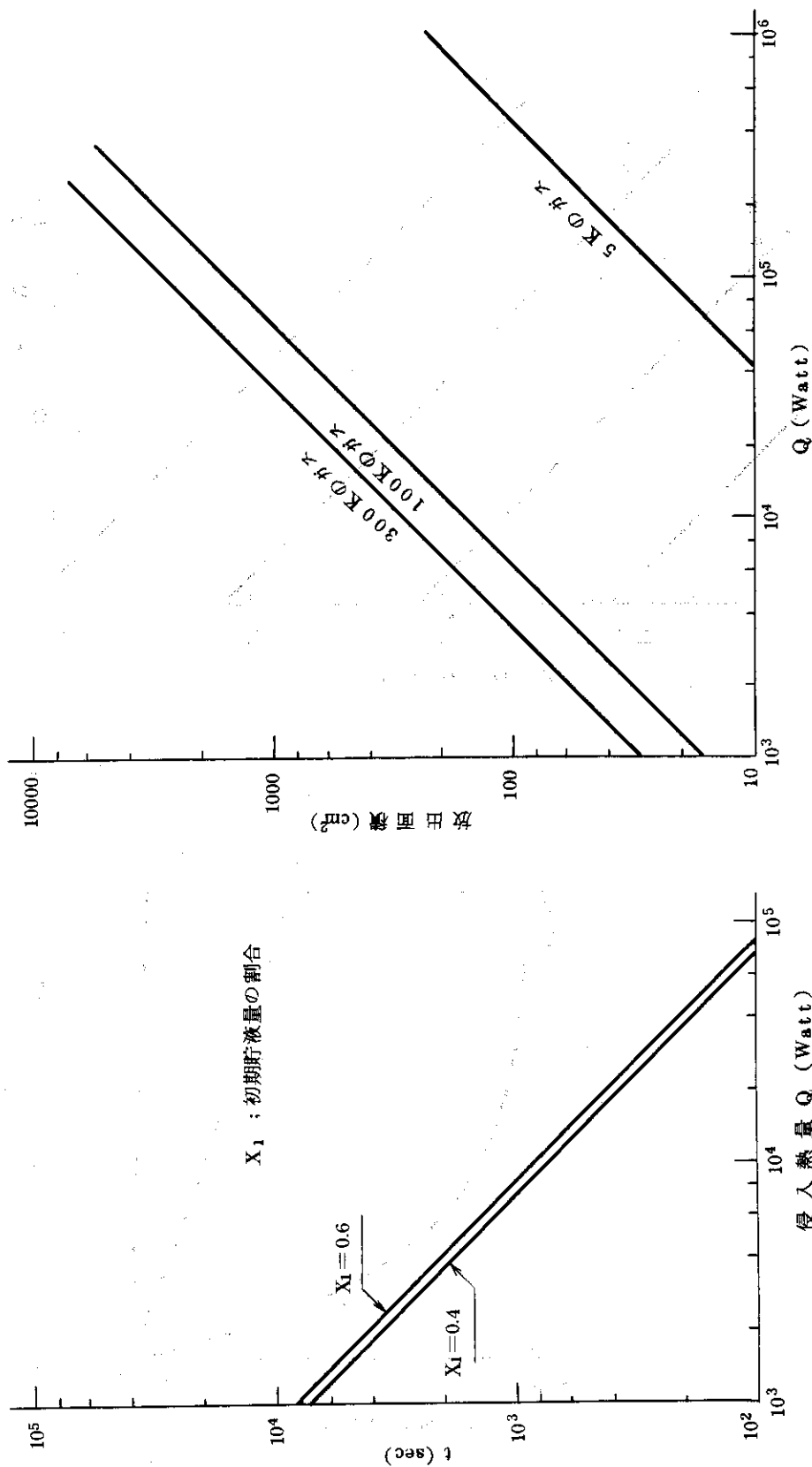


Fig. 2.4 安全弁および破壊板の吹き出し面積 (作動圧力 2 気圧)

Fig. 2.3 熱侵入量と容器の圧力上昇時間 (圧力が1気圧から2気圧になるまで)

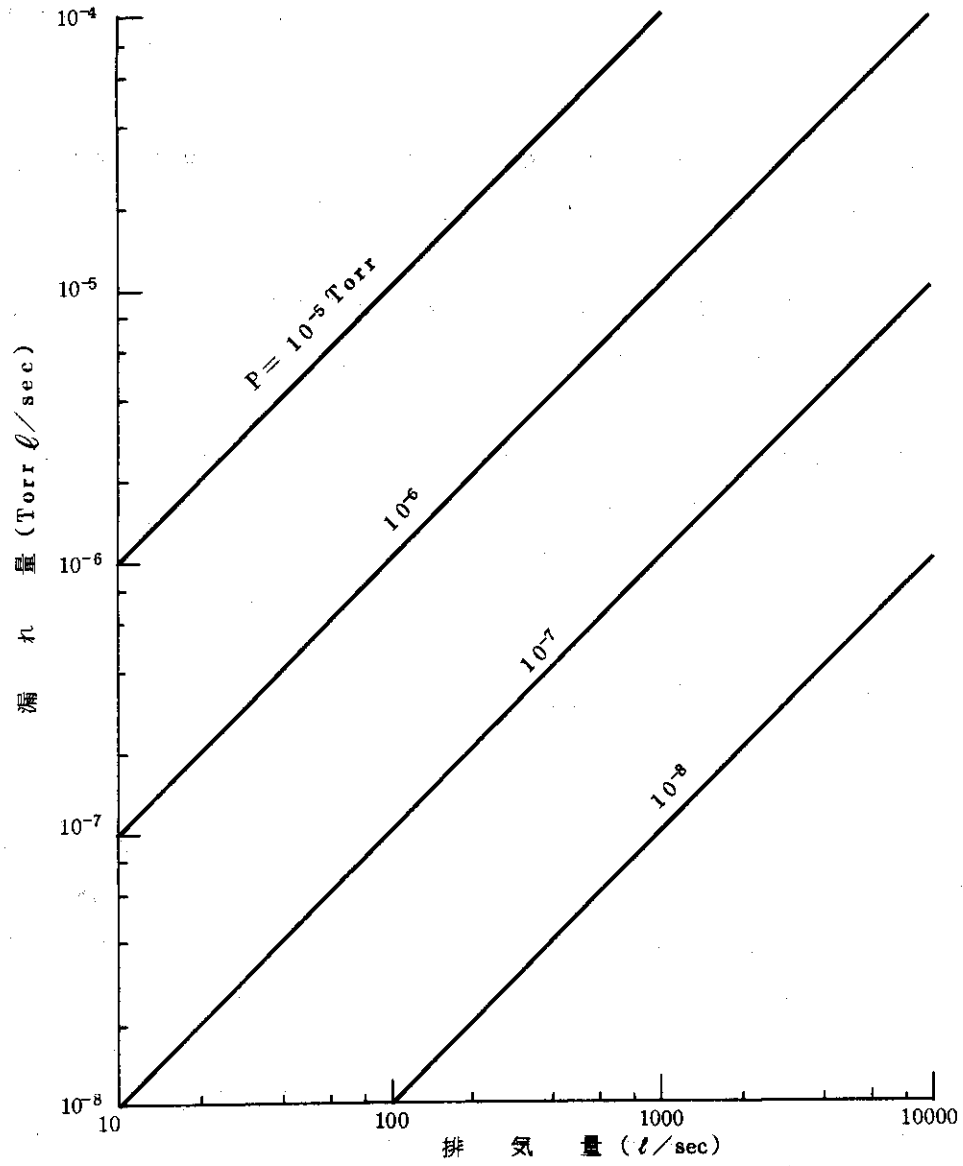


Fig. 2.5 ヘリウムガス漏れ量と排気ポンプの容量

3. ポロイダルマグネット本体

3.1 設計条件

設計条件は1章に記したポロイダルマグネットに関するものと以下の点をのぞいては全く同じである。

(1) 起磁力

変流器コイルの総起磁力を48MATとする。従って各小コイルの起磁力もそれぞれTable 1.1に示した数値の0.8倍となる。

(2) 運転シーケンス

変流器コイル及び垂直磁場コイルの電流波形をFig. 3.1に示すものとする。同図において各コイル電流はその最大値で規格化してある。

(3) その他

トロイダルマグネット等の設計変更に伴うポロイダルマグネットへの影響は殆んどないので以下の安全性解析においては、特にこのことに関して考慮しない。

3.2 電氣的検討

設計変更を行なった点について主に記す。

(1) ターン数と発生電圧

Table 3.1にターン数と発生電圧をまとめた。

変流器コイルの総起磁力が2割減になったがこれをターン数の減少でなく電流値の減少で処理した。従って最大発生電圧は不変である。前設計においては最大発生電圧(48kV)がかなり高い値であることを問題点としてとり上げたが、本設計においてもこのことは不変である。あえてターン数の減少をしなかったのは、ターン数の減少により、かえって新たな問題点が発生するからである。それは、

○導体の応力が前設計においては、かなり高い値であったが、ターン数を減少させることによって導体断面が減り、せつかく応力を減少させるため、総起磁力を低下させたのにその効果を弱めることになる。

○小ターン数化に伴い並列巻線間の電流分布の不均一がはげしくなる。

○わたり線、給電線等の不均一磁場が多くなる。

等である。

巻線は前設計と同じく並列巻線を行なう。各小コイルの巻数をTable 3.2に示す。Table 3.2の超電導線電流は5kAであり前設計での値5.68kAの8割になっていないが、それは各小コイル内で並列巻線数を11ターンから10ターンに減らしているためであり、起磁力は前設計の8割になっている。Fig. 3.2にこの関係が明らかになるように変流器コイルの電気結線を

示した。

(2) 磁場解析

前設計における変流器コイルが作る磁場値が本設計においては8割になるだけである。全コイル中最大磁場はT2コイルの内径側であり、その値は6.52 Tとなる。このうちわけは、

変流器コイル	5.948 T
垂直磁場コイル	0.243 T
プラズマ	0.369 T

である。各コイルの和が6.52 Tより大になるのは、ここに示した磁場値がいずれも磁場の絶対値で示してあるからである。

(3) インダクタンスと蓄積エネルギー

電氣的ターン数は前設計と同じなので、インダクタンスは前設計と変りない。磁気蓄積エネルギーは前設計の0.8²倍になる。即ち、変流器について

$$2.18 \text{ GJ} \times 0.8^2 = 1.395 \text{ GJ}$$

と変更された。

3.3 機械的構造の検討

前設計においては、コイル導体部のステンレス枠の応力がかなり高い値となり、今後解決すべき問題点としてのこされた。そこで本設計においてはまず許容される最大の応力値を定め、その後この応力内に収まるよう応力低下の設計を行なった。

(1) 最大許容応力の決定

前設計においては、ポロイダルマグネット中の最大応力はT2変流器コイルのステンレス枠において発生し、その値は約46 kg/mm²であった。しかもこれは定常応力ではなく420秒の周期でくり返されるくり返し応力であった。実験炉を10年運転するとすれば全サイクル数は 7.5×10^5 回となる。ところが、実はコイルの電流は正方向から逆方向へ反転して用いるのでステンレス枠には運転のサイクル数の2倍回の応力即ち 1.5×10^6 回のくり返し応力が働くことになる。これらの応力値及びくり返し数はステンレス枠にとっては常識からするとかなり厳しい条件であり、材料としてSUS304を用いる場合冷間加工条件やわずかな組成のちがいを考慮して十分材料の選択を慎重にし、実際の加工や溶接にも配慮しなければならない。

そこで本設計においては安全性、信頼性の観点から、この最大応力値を十分信頼できる許容応力内に収まるように設計変更した。ここではこの許容応力値の決定手順を明らかにしておく。

まず極低温でのSUS304の引張性質¹⁾についてのデータを示す。Fig. 3.3は室温から液体ヘリウム温度に至るまでのSUS304の引張強さ、0.2%耐力、比例限界を示すものである。

次に極低温におけるSUS304の疲労性質^{2) 3)}についてのデータを示す。Fig. 3.4はSUS304の引張・圧縮繰返し応力(平均応力=0)において材料が破壊する応力振幅(引張又は圧縮の最大応力)とくり返し回数の関係を示すものである。この図より液体ヘリウム温度におい

ては 40 kg/mm^2 程度の応力振巾の時 10^6 回のくり返し応力において材料は破壊することがわかる。しかし 10^6 回のくり返しにおける強度が 40 kg/mm^2 程度と言うのは平均応力 $\sigma_m = 0$ 、応力振巾 $\sigma_r = 40 \text{ kg/mm}^2$ の圧縮引張の場合であり、ポロイダルコイルのように引張のみのくり返し応力の場合はこの値を採用するわけには行かない。ポロイダルコイルの概念設計では応力振巾が $\sigma_r = 46 \text{ kg/mm}^2 \div 2 = 23 \text{ kg/mm}^2$ であり、平均応力も $\sigma_m = 23 \text{ kg/mm}^2$ である。このような場合は疲れ限度線図 (Fig. 3.5) より容易に、このくり返し応力では材料の破壊には致らないことがわかる。

又、上記の機械的性質の他磁氣的性質⁴⁾についても配慮しておかねばならない。SUS304 に強磁性のマルテンサイトが生成される可能性があるからである。マルテンサイト量は飽和磁化を測定すればわかる。このデータを Fig. 3.6 に示す。この図より単純引張りにおいては、耐力以下で用いるかぎりマルテンサイトの生成はあまり気にしなくてよいことがわかる。それに対し、くり返し応力下ではマルテンサイトは低い応力振巾値でも多く生成される。いずれにせよマルテンサイトは塑性変形や破壊の近辺で生成されるものであるから材料の許容応力を機械的性質の面だけから考えて十分安全な範囲にとっておけばマルテンサイトの生成は問題にしないでよい。

ポロイダルコイルのステンレス棒に用いる SUS304 の許容応力を定めるために前提となる基本的なデータは上記のようにある程度はそろったが、実際には同じ SUS304 でも各試料毎にばらつきがあるので、許容応力を決定するには、このことに十分考慮を払わねばならない。⁴⁾ Fig. 3.7 は SUS304 のロットの異なる 4 種類の棒材と 3 種類の薄板材 (1mm 厚) についての引張強さ及び降伏応力のばらつきを示すものである。Fig. 3.8 は SUS304 のロットの異なる 4 種類の棒材について -196°C での疲れ強さのばらつきを示すものである。

いずれもかなりのばらつきがあることが解る。このようなデータをもとに安全率を見込んで許容応力の上限値を定めた例を Fig. 3.9 に示す。これは許容応力の上限値を静的負荷に対しては降伏応力のばらつきの下限値の 0.6 ~ 0.7 倍、動的負荷に対しては、S-N 曲線から得られる各時間強度の 0.5 ~ 0.6 倍くらいにとったものである。

静的負荷に関しては、室温以上の許容応力の上限値を定めたものとして、ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII, Division 1 (1974) の Table UHA-23 があるので、この表の数値を Fig. 3.9 に付け加えた。文献 4) と ASME Code では室温で少しのずれを示すが、互いにほぼ延長線上にある。動物負荷に関しては、この図と比較できるような許容応力上限値を定めた例は見当らない。

ポロイダルコイルのステンレス棒に用いる SUS304 は十分材料が吟味されていてばらつきの少ないものを選ぶことになるので本設計における最大許容応力は静的荷重に対しては 30 kg/mm^2 、動的荷重に対しては 22 kg/mm^2 とする。但しポロイダルコイルにおける動的荷重は片振りであるので Fig. 3.5 に関する議論より片振りの場合の動的荷重に対する許容応力は 26 kg/mm^2 とする。

以上のようにして導体のステンレス棒に用いる SUS304 の動的負荷に対する許容応力を 26 kg/mm^2 と定めたが、これにあくまでも比較的手に入り易い SUS304 に対する許容応力であることを認識しておかねばならない。例えば SUS304L に 0.2wt% の窒素を添加

した材料では常温での0.2%耐力が50%も向上し、4.2 Kでの0.2%耐力が 155 kg/mm^2 にも達すると言う報告もある。⁵⁾ このように新材料の開発も十分期待できるから、ここできめたSUS304の許容応力値に必ずしもこだわる必要はない。ただ本設計においては、このSUS304の許容応力値を設計基準として構造設計をしたまでである。

- 1) 福島, 後藤, 伏見: 日本金属学会誌 36 (3) P 195 ('72)
- 2) 福島, 後藤, 伏見, 伊藤: 日本金属学会誌 36 (6) P 605 ('72)
- 3) 福島, 後藤, 石井: 日本材料強度学会誌 8 (1) P 26 ('73)
- 4) 福島: 鉄と鋼 61 (10) P 2501 ('75)
- 5) DCLarbalestier, D.Evans: ICEC-6 at Grenoble ('76)

(2) 応力解析

前節の磁場解析の値にもとずき、電磁力によるコイル内応力分布を計算した。計算は核融合動力実用炉ポロイダルマグネット設計(JAERI-M 6802)で行なったのと同じ解析的手法で行なった。この解析の方法は、コイル内の磁場分布がコイル内径側から外径側に直線的に変化することを前提としているが、この条件が成立する限り、この方法による解は厳密解である。

実際のコイル内での磁場分布は殆んど直線的に変化していることは、例えばJAERI-M 6802に示した各小コイル内の磁場曲線を見れば明らかである。従って上記解析解を本実験炉ポロイダルマグネット応力解析に用いても、かなり正確な答が得られるはずである。さらにこのことを立証するために前設計で行なった有限要素法による応力解析の結果と前設計のコイルについて上記解析的手法を用いたものとを比較してみる。Fig. 3.10がそれを比較した図であり両者が非常によい一致を示していることがわかる。

しかし上記解析的手法は、あくまでもコイル内の平均応力を与えるものであり導体が特殊な構造をしていたり、異なる材料の組合せで出来ている場合は解析解からは導体各部の各構成要素の応力は出ず、ある程度の推定をせねばならない。ところがこのポロイダルマグネットに関しては前設計の有限要素法による導体各部の応力分布の図(JAERI-M 7200のP80)から明らかなように、1つのステンレス棒についてみると、その7分割した要素のいずれの部分の応力も殆んど一致している。このことより、このような導体を用いるマグネットに対しては、コイル各部の平均応力が求まれば、ステンレス棒での応力は、単純な比例配分で求まることがわかる。

以上のことより、本設計においてはコイルの応力解析には解析的手法によりコイルの平均応力を求め比例配分でコイル構成要素の応力を求めることにした。Fig. 3.11からFig. 3.16に代表的なコイルのコイル内平均応力分布を7の小さい順に示す。いずれも変流器コイル、垂直磁場コイル、プラズマとも最大電流で電流方向はPhase Iの時の応力である。

これらの図より明らかなように、最大平均応力はT2コイル中間層の内径面で発生しその値は 11.44 kg/mm^2 である。本設計での導体はFig. 3.17に示したが、前設計のものと殆んど同じである。違いは前にも述べたように並列巻線数を11から10にへらし、かつコイル形状を不変に保った関係上、単位導体を1.1mm厚くし、この1.1mmをステンレス棒の左右両側面を厚くすることで解決したことである。

最大平均応力はこのような $25 \text{ mm} \times 12.1 \text{ mm}$ の断面に働くが、前設計と同じく超電導導体はステンレス枠の中にルーズに入れられており、又絶縁物のヤング率はステンレスのそれより十分小さいので、これらのヤング率をゼロ、即ちこれらの部分は電磁力を全く受け持たないという厳しい仮定をすると、電磁力を受け持つのは

$$S = 25 (2.5 + 2.6) + 2 \times 2 \times 6 = 151.5 \text{ mm}^2$$

のステンレス枠の断面であり、ここでの応力は

$$\sigma_{\max} = 1.144 \times \frac{25 \times 12.5}{151.5} = 22.84 \text{ kg/mm}^2$$

となる。

この応力計算においては、運転シーケンス中最も応力が大になる場合として Phase I で変流器コイル、垂直磁場コイル、垂直磁場コイル、プラズマとも最大電流の時をとっている。しかし Fig. 3.1 より明らかなように、Phase I ではこの3者は共に最大電流になることがない。従って上記の応力は少し厳しすぎる条件下での応力であるが、運転シーケンスでの各コイル励磁の時間のズレを考慮しても、高々応力的には 2.5 kg/mm^2 程度減少するにすぎないので、この効果は考慮しないことにする。コイルパンケーキ間のスペーサーにより導体がブリッジする時の曲げ応力及び巻線時張力等は前設計と同じ値を用い、最終的にステンレス枠での最大応力は 24 kg/mm^2 程度となる。但し以上の議論においてはステンレス枠の上下の冷却孔の効果は考慮していないが、冷却上からは孔はストランド線の両側面の冷却チャンネル巾の和 2 mm 分が開いていればよく、この孔を考慮することによる応力の増加は $(23 \text{ mm} / 8.5 \text{ mm}) / (23 \text{ mm} + 6.5 \text{ mm}) = 1.068$ 倍であるので、ステンレス枠の最大応力は、最終的に 25.6 kg/mm^2 となる。これは(1)で定めた許容応力の上限值 26 kg/mm^2 以内におさまっている。

3.4 超電導線設計

(1) 導体構造

超電導体が受ける最大磁場は先述の如く 6.52 T である。前設計の 8.12 T に比べかなり低い値になったので、NbTi 超電導線を用いても全く無理のない設計値となる。本設計においては、前設計において設計上かなり厳しかった箇所を、安全性の観点から余裕をみた設計にすることが旨であるので、導体の構造は前設計と変えぬことにした。

(2) 安定性

本設計の超電導線の安定性をしらべるため、前設計と同様、臨界電流及び回復電流の磁場依存性曲線及びロードラインを Fig. 3.18 に示した。同図において回復電流 I_r は臨界熱流束 $h \Delta T$ の値を 0.3 w/cm^2 (前設計では 0.4 w/cm^2) として計算したものである。

I_r は $\sqrt{h \Delta T}$ に比例するので前設計の I_r の値を $\sqrt{\frac{0.3}{0.4}} = 0.866$ 倍することによって得られる。この臨界熱流束の値は一般に言われている値よりも決して小さくはないが、前設計でも述べたように、導体内で気泡の排出がスムーズになるよう、わずかに液体ヘリウムを流していることを考慮すれば、この値はかなり現実的な値と考えてよい。Fig. 3.18 より明らかなよ

うに最大電流は回復電流を下回っているので完全安定化されている。又、最大電流は超電導臨界電流に対しても十分余裕があるので、超電導線材特性のバラッキや諸々な意味での超電導安定性を考慮しても、十分安全な設計と行うことができる。尚本設計において超電導線が最大電流時に常電導転移した時の熱流束は

$$\rho \times \frac{1}{A} \times I^2 \times \frac{1}{P} = 4.25 \times 10^{-8} \Omega \text{ cm} \times \frac{1 \text{ cm}}{0.268 \text{ cm}^2} \times 2500^2 \text{ A} \times \frac{1}{4.2 \text{ cm}}$$

$$= 0.236 \text{ w/cm}^2$$

となる。

3.5 熱計算

ここでポロイダルマグネット全体の熱計算を行なっておく。

(1) 計算条件

ポロイダルマグネットの構造は、コイルのステンレス枠を厚くした他は不変である。従って冷却系にとっての熱負荷のうち静的熱負荷は前設計の数値と変りはない。動的熱負荷はコイル電流波形が Fig. 3.1 のように変更となったので再計算した。コイル電流波形の変更点をまとめておくと Table 3.3 となる。ここで B は前設計の Phase I を 1 として規格化した数値で示してある。この表よりプラズマ電流立上げ時 (Phase I) および核融合反応時 (Phase III) の B は前設計と同じ値であることがわかる。

(2) 熱計算

Table 3.3 をもとに Table 1.7 および Table 1.8 に示した前設計でのコイルおよびマグネット全体の発熱テーブルを計算し Table 3.4 および Table 3.5 として示した。

但し放射線による発熱率は前設計の数値をそのまま用いた。又パワーリードからの侵入熱に関しては別途 3.9 節で計算しこの値を用いた。

ポロイダルマグネット全体の発熱の時間変化が明らかになるように Fig. 3.19 に Table 3.5 の数値をグラフ化して示した。全時間平均した発熱は 1,916 w であり、前設計での値 1,380 w とそれほどかわりはない。前設計に比して本設計では運転の周期が 420 秒から 180 秒へと約半分になったのに、マグネット全体の時間平均発熱が 2 倍にならないのは、前設計において発熱量 (J) が一周期全体の発熱量の約半分を占めていた、Phase III の時間が、前設計での 320 秒から本設計での 120 秒へと約 1/2.7 になったためである。

このようにポロイダルマグネット全体の 4.2 K での平均発熱値は前設計と本設計ではあまり変りはないので、これらの数値を冷却負荷とする冷却システムも前設計のままとし、設計変更は行なわない。

(3) 断熱状態での交流発熱による超電導線の温度上昇

本設計の場合、超電導線のうち一番発熱条件がきびしいのは T2 コイル内径側で Phase I の時である。このことは前設計においても同様であった。又 Phase I の B は Table 3.3 に示すように本設計も前設計も同じ値である。そこで断熱状態での交流発熱は前設計の値をそのまま用いることができる。以下で上昇温度を計算する。

(i) カップリングロスによる銅マトリックスの温度上昇
 前設計により銅マトリックスの発熱は 4.5×10^{-2} (w/g) とわかっている。よって Phase I (0.8 秒間) での発熱量は 3.6×10^{-3} (J/g) となる。これによる銅マトリックスの上昇温度は銅のエンタルピー曲線より 11.5 K 程度になることがわかった。

(ii) ヒステリシスロスによる超電導フィラメントの温度上昇
 前設計により超電導フィラメントの発熱は 2.87×10^{-3} (w/g) と計算されている。Phase I における発熱量は、 2.3×10^{-3} (J/g) となるので、Nb のエンタルピー曲線より上昇温度を求めると、7 K となる。

これらの値についての超電導としての安定性の議論は 3.6 節において行なう。

3.6 高速励磁および減磁時のコイル安定性

ポロイダルマグネットは高速で励磁および減磁を行なうので、超電導線にとっては磁気的不安定をとまらう。前設計においてこの問題に特にふれなかったのはコイルが完全安定化されているのでたとえフラックスジャンプ等の磁気的不安定状態があったとしてもコイルは絶対にクエンチしないと考えたからである。本設計においても前述のようにコイルは前設計以上の基準で完全安定化されているが(3.4 節参照)、ここでさらに安全性を確かめる意味で磁気的不安定性に関する検討を行なっておく。

(1) フラックスジャンプの可能性

フラックスジャンプに対する安定性の議論は古くから行なわれており、これに対する安定化の基準は超電導のフィラメント径がある値以下であるという数式で与えられていた。この議論の初期の段階では超電導体への磁束侵入による発熱がすべて超電導体の温度上昇に使われるとしていたため、この安定化法は断熱安定化法又はエンタルピー安定化法と呼ばれた。¹⁾²⁾ しかし実際には、熱の拡散は有限のスピードでおこるため、この効果を考慮し、さらに磁気拡散に関しても超電導体のフラックスフロー又はクリープの状態をとり入れて、動的安定化理論が作られた。³⁾⁴⁾ これはかなり一般的な理論であるため、超電導線のまわりの冷却の効果等も入れて計算することが出来る。この動的安定化理論の一極限が断熱安定化理論であることは言うまでもない。安定化の条件としては、断熱安定化のほうが厳しい条件であることは断熱安定化と動的安定化の考え方の違いより明らかである。

しかし、これらの理論は準静的な磁場中での安定性の理論であるため、安定化条件には B があらわれて来ない。 \dot{B} の効果を考える⁵⁾ と言うことは \dot{B} が小さい値の時は熱拡散のほうが磁気拡散のほうが磁気拡散よりも優勢であるとして、この場合超電導体の微分抵抗 ρ_s が電位差、即ち \dot{B} に依存するという効果を考え方の中にとり入れることである。 \dot{B} が大きい値の時は、磁気拡散が熱拡散を上回るので、この場合は断熱安定化の考え方に近づき \dot{B} によらなくなる。このような考え方で \dot{B} の効果をとり入れた安定化理論が最近出て来ているが、こう言った理論には交流損失の効果はとり入れられていない。即ちカップリングロスやヒステリシスロスによって超電導体が昇温していく過程はとり入れられておらず、各瞬時瞬時のフラックスジャンプに対する安定性にとり扱っているだけである。今後は \dot{B} による交流損失の効果をもとり入れた⁶⁾

安定化理論が展開されていくことであろう。

このように現在までのところフラックスジャンプに対する安定化理論は交流運転するマグネットを対象とする限りは、まだ十分なものであるとは言えない。この交流損失による発熱の効果を考えなければ、本設計に用いた超電導線のフィラメント径は 10μ と十分細く、フラックスジャンプの可能性はないと言ってよい。

(2) 交流損失

3.5節(3)で示したように断熱状態を仮定すると、交流損失による最高上昇温度は銅で 11.5K 、超電導フィラメントで 7K となる。断熱安定化理論によるとフラックスジャンプをおこさない超電導フィラメント径 D は

$$D < \frac{1}{J_c} \sqrt{\frac{3}{\mu_0} C_p \delta \left(-J_c \frac{\partial J_c}{\partial T} \right)}$$

で与えられる。但し $C_p \delta$ は超電導体の単位体積あたりの比熱である。 $-J_c \frac{\partial J_c}{\partial T}$ は温度の関数であり温度が高いほど大きな値となる。 J_c は温度が高くなるとその値は小さくなる。従って上の式より超電導体の温度が上るとフィラメント径は太くてよい、即ちフラックスジャンプはおこりにくくなる。この議論はまず交流損失による発熱を仮定して、その上での磁気的不安定性を考えるやり方で、これによると交流損失を考えることによりかえって磁気的不安定性は少なくなる結果となった。しかしその他の原因(例えば超電導線の動きによる発熱)による常電導転移の可能性が大きくなることを見のがしてはいけないし、又このように交流損失とフラックスジャンプを別々に考えることにもかなり無理がある。

(3) コイルとしての安定性

以上の議論で明らかなように、フラックスジャンプと交流損失を別々に考える限り、このコイルはフラックスジャンプを起こさず磁気的に安定している。しかし実際この両者は同じ超電導体内の磁束線拡散と言う現象の別の見方にすぎず、決して切りはなして考えるわけには行かない。その理論的解析がまだ成されていないことは(1)に述べたとおりである。そこでここでは高速励磁又は減磁時にフラックスジャンプが起ったと仮定してコイルとしての安定性について考慮する。フラックスジャンプによって1本の導体が完全に常電導転移したとする。この時は液体ヘリウムによる冷却の効果により導体の温度は、高々 5K におさまるまで吸熱される。従って導体は常電導転移時に、超電導体の中まで侵入した磁束を凍結したまま再び超電導状態に復帰し、以降はこれ以後の新たな外部磁場変化によってのみフラックスジャンプは起こる。このように完全安定化されている導体では、たとえフラックスジャンプが起ってもそのたび毎に超電導体内の磁束分布が安定な位置に移行し、又導体は冷却され、すぐ超電導状態に復帰するので、コイルとしては全く安定した動作が期待できる。

- 1) P.S.Swartz, C.P.Bean: *Jou. Appl. Phys.* 39 (11) P4991 ("68)
- 2) R.Hancox: *Phys. Lett.* 16(3) P 208 ("65)
- 3) H.R.Hart: *Proc. 1968 Summer Study on Super Conducting Device and Application* P 571 ("68)
- 4) K.Koyama: *Jou. Appl. Phys.* 44 (12) P5531 ("73)
- 5) 海保, 小原, 小山: *電気学会論文誌A*, 昭52-7 P347 ("77)

6) 島本：低温工学 10 (1) P 19 ("75)

3.7 超電導コイルクエンチ時の温度上昇

(1) クエンチ時のコイル上昇温度計算法

超電導コイルが万が一クエンチした場合、コイルは Fig. 3.20 に示すような放電回路でそのエネルギーを外部へ放出しコイル自体の破損を防止する。

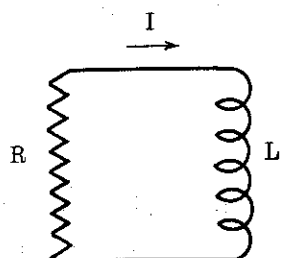


Fig. 3.20 コイル保護回路

しかし、常電導転移したコイル部分は昇温する。その部分の上昇温度 θ (K) は、コイルが断熱状態にあると仮定して次の式で与えられる。

$$\int_{4.2}^{\theta} \frac{\gamma C_p(T)}{\rho(T)} dT = \frac{1}{2} I_m^2 / S^2 R$$

ここで

γC_p (J/cm ³ K)	安定化材の単位体積当りの熱容量
ρ (Ω -cm)	" 比抵抗
I_m (A)	クエンチ時のコイル電流
S (cm ²)	安定化材の断面積

である。

上式の左辺を $f(\theta)$ と θ の関係が与めわかっていれば、上式の右辺の値を計算することにより最高上昇温度 θ を知ることができる。この $f(\theta)$ と θ の関係は各種金属について B. J. Maddock¹⁾ の文献に示されている。ところがこの

$$f(\theta) = \int_{4.2}^{\theta} \frac{\gamma C_p(T)}{\rho(T)} dT$$

の分母にある $\rho(T)$ の値が同じ材料においてもそれを用いる環境（磁界強度、ひずみ等）によってかなり値が変わってくるので文献の $f(\theta)$ の数値をそのまま用いることが出来ない場合が多い。

(2) 磁気抵抗効果の導入

実際のコイルにおいては $\rho(T)$ には磁気抵抗効果が入ってくる。しかしこの効果を入れた $\rho(T)$ を用いるだけで完全と言う訳ではない。実はコイル保護回路では放電により磁界強度が時間と共に減衰するからそれに伴い磁気抵抗効果も時間の関数となるからである。磁気抵抗効果を考慮しない前々式の導出の基本となる熱バランスの式は

$$\frac{\rho(T)}{S} I^2(t) dt = S \gamma C(T) dT$$

であったので、簡単に変数分離積分が可能であった。

ところが磁気抵抗効果を考慮すると、

$$\frac{\rho(T, H(t))}{S} I^2(t) dt = S \int C(T, H(t)) dT$$

となり容易に積分できない。この積分のためには、 $\rho(T, H)$ 及び $C(T, H)$ の中味も明らかにせねばならない。そこでここでは最も温度上昇にとってきびしい仮定をし、 $\rho(T, H) = 2.5 \rho(T, 0)$ 、 $C(T, H) = C(T, 0)$ として計算を行なう。これを用いた $f(\theta)$ を $f_H(\theta)$ と記す。

(3) 実際の上昇温度

空心変流器コイルについて考える。各定数は

$$\frac{L}{2} I m^2 = 1.4 \times 10^9 \text{ J}$$

$$S = \pi \times \left(\frac{0.11}{2}\right)^2 \times 42 \times 2 \times 40 = 31.9 \text{ cm}^2$$

$$R = 0.24 \Omega$$

であるので

$$f_H(\theta) = 0.00573 \quad \left(\frac{\text{A}^2 \text{S}}{\text{cm}^4}\right)$$

又垂直磁場コイルについては

$$\frac{L}{2} I m^2 = 0.55 \times 10^9 \text{ J}$$

$$S = \pi \times \left(\frac{0.11}{2}\right)^2 \times 42 \times 2 \times 20 = 16.0 \text{ cm}^2$$

$$R = 0.16 \Omega$$

であるので

$$f_H(\theta) = 0.0134 \times 10^9 \quad \left(\frac{\text{A}^2 \text{S}}{\text{cm}^4}\right)$$

となる。Fig. 3.21にD.L.Atherton²⁾の文献より引用した $f(\theta)$ と、これに磁気抵抗効果を含めた $f_H(\theta)$ を示したがこの図より最高上昇温度は空心変流器コイル、垂直コイルとも高々25 Kであることがわかる。

- 1) B.J.Maddock et al : Proc. IEE 115 (4) P 543 ("68)
- 2) D.L.Atherton : Jou. Phys. E 4 P 653 ("71)

3.8 絶縁設計

(1) 設計条件

最大発生電圧は48 kVで、1ターン電圧は200Vである。隣接パンケーキコイル間には、最高20ターン分、4 kVが加わる可能性がある。

コイル部分は液体ヘリウムで浸漬されるが、極低温維持のため、液体窒素による中間温度熱シールドが設けられるので、冷媒供給の関係から、配管絶縁部分に最高48 kVの電圧が加わ

り、真空、液体ヘリウムおよび液体窒素、気体ヘリウムおよび気体窒素の4種の媒質がそれぞれこの電圧に耐えなければならない。

(2) 低温絶縁の問題点

低温における気密シールは、必ずしも容易ではない面がある。真空部分の絶縁は、真空度が低下すると、その破壊電圧も低下する。したがって、ヘリウムの洩れ込み等による真空度の低下は避けなければならない。また、支持または接続絶縁物表面の吸着ガスは、絶縁物表面の実効的真空度を低下させ、沿面破壊電圧を低くする。したがって、この種の絶縁物の表面は、bakingや放電処理により十分脱ガスしておくことが望ましい。

一方、固体絶縁物を極低温下で使用する場合は、常温との温度差に伴う熱収縮に注意する必要がある。特に複合材料や複雑な形状の場合は、収縮に伴い亀裂を生ずる危険性がある。亀裂が生ずれば電気的にも弱点を構成する形となり、破壊電圧が下る。したがって、熱膨脹率の面から構成材料の選択と形状の適正化を考慮しなければならない。

(3) 放射線による問題点

γ 線や中性子等の放射線が有機絶縁物に照射されると、有機絶縁物は照射中電気特性の低下を来す一時的変化と、分子構造の変化に基づく諸物性の変化(多くは低下)を来す永久劣化を示す。これらはそれぞれ放射線の照射線量率および吸収総線量に左右される。

本実験炉では、ポロイダルコイルの所で、中性子束および γ 線束はたかだが $10^{-2} \text{ rad S}^{-1}$ であり、連続10年の運転を仮定しても、 10^6 rad の吸収線量にとどまるので、耐放射線性の良いポリイミド樹脂やエポキシ樹脂等を用いれば永久劣化の面の心配は全くない。また、照射下の一時変化についても、 $10^{-2} \text{ rad. S}^{-1}$ のような低線量率では、問題にならない。

(4) その他注意すべき点

平均の設計電界は、バルクの媒質部で 1 kV/mm 以下、沿面部分で 0.4 kV/mm 以下であるので、裕度は大きい。金属部分に尖鋭な箇所があると、電界が集中するので、断熱用のスーパーインシュレーションの端部や導体角部の電界的シールドを考慮した方がよいケースもあろう。

また、局所的発熱に伴う気泡が、層間の絶縁物表面を橋絡する場合は、気相だけで電圧に耐えなければならないことになる。このような場合は余裕が小さくなるので、生じた気泡が停滞しないような配慮が望ましい。実際、本コイルの設計では、冷却の面からもこの種の配慮が加えられている。

(5) 本コイル設計における絶縁設計

ポロイダルコイルの最大発生電圧は 48 kV であり、この電圧が発生するのは一部の小コイルとパワーリード部である。各小コイルにおいては電圧が発生するコイル巻線部および給電線等はすべて超電導状態であるので、 4.2 K 近辺であり、例えばガスヘリウムの絶縁破壊などは、 80 K 近辺で用いるパワーリードのガスヘリウム冷却部に比して、十分おこりにくいと考えてよい。そこで本設計においては、最も絶縁設計上厳しいパワーリードについて絶縁設計することとし、3.9節(4)でそれを行なった。

3.9 パワーリード設計

(1) パワーリードの最適設計

(a) 設計条件

本設計に必要なパワーリードは以下の通りである。

変流器コイル用 200 kA × 2本 (電流出入口)

垂直磁場コイル用 100 kA × 2本 (電流出入口)

パワーリードは言うまでもなく常温の給電ブッシングから液体ヘリウム温度までの電流リード線である。ここでのオーミック発熱を減少させるにはリード線の断面積を太くすればよい。しかしこのことによってリードを伝って常温部から液体ヘリウム温度への伝導熱が多くなる。したがってリードの断面積には最適値があるはずである。以下ではこの最適化設計をWilliams¹⁾の手法によって行なう。

(b) 最適化設計

以下のパラメータを使う。

He ガスの定圧比熱 $C_P = 5.2 \text{ J/gK}$

He の蒸発潜熱 $C_L = 20.5 \text{ J/g}$

OFHC銅の電気抵抗の温度係数 $\alpha = 0.5 \times 10^{-8} \Omega\text{-cm/K}$

OFHC銅の熱伝導度 $K = 7 \text{ w/cmK}$

リード線の低温端温度 T_c

” T_h

N₂ ガスの定圧比熱 $C_P = 1.04 \text{ J/gK}$

N₂ の蒸発潜熱 $C_L = 199.0 \text{ J/K}$

本設計のパワーリードは液体窒素でサーマルアンカーするため、最適化設計も(i) 77 K ~ 4.2 Kのパワーリードと、(ii) 300 K ~ 77 Kのパワーリードにわけて考える。

(i) 77 K ~ 4.2 Kのパワーリード

$$Q \equiv \frac{C_L}{C_P(T_b - T_c)} = 0.0542$$

であり、文献1)の表より

$$A(Q) = 5$$

$$B(Q) = 7$$

を得る。一万

$$B(Q) = 2I \frac{\ell}{a} \sqrt{\frac{\alpha}{K}}$$

の関係がある。ここで、 ℓ/a は最適なリードの長さと断面積の比であり単位はcmである。この式より

$$\ell/a = 0.655 \quad 1/\text{cm}$$

となる。また

$$A(Q) = \frac{mC_p}{K} \frac{\ell}{a}$$

なる関係がある。ここで m はリードからの侵入熱により単位時間当りに蒸発するヘリウムの質量であり、単位は g/s である。この式より液体ヘリウム温度への侵入熱は

$$mC_L = 211 w$$

となる。

(ii) 300 K ~ 77 K

上記計算と同様に

$$Q = 0.86$$

$$A(Q) = 1.2$$

$$B(Q) = 4$$

$$\ell/a = 0.374 (1/cm)$$

$$mC_L = 4298 w$$

となる。

以上の計算は変流器コイル用パワーリードについて行なった。垂直磁場コイル用パワーリードについては、電流値が変流器コイル用のものに比して $1/2$ になるだけであるので、 ℓ/a の値が2倍、即ちパワーリードの長さを一定とすれば、断面積のみ変流器コイルのもの $1/2$ にすればよく、侵入熱も同様に $1/2$ となる。そこで以下では変流器コイル用パワーリードについてのみ考察する。

(c) 近似誤差の評価

上記計算に用いた α , K , Q の値は全て近似値を用いているため、ここでその影響の評価を行なっておく。

$$\frac{\ell}{a} = B(Q) \times K^{\frac{1}{2}} \times \alpha^{\frac{1}{2}} \times \frac{1}{2I}$$

であり、文献 1) の表より

$$B(Q) = 3.41 \log_{10} Q + 2.8$$

であるので

$$\frac{\ell}{a} = (-3.4 \log_{10} Q + 2.8) \times K^{\frac{1}{2}} \times \alpha^{\frac{1}{2}} \times \frac{1}{2I}$$

となる。この式より ℓ/a に及ぼす各パラメータの影響をしらべると

(i) Q に関して ($\Delta Q/Q = 10\%$ の時)

$$\frac{B(Q+\Delta Q)}{B(Q)} = 98.5\%$$

(ii) K に関して ($\Delta K/K = 10\%$ の時)

$$\frac{(K+\Delta K)^{\frac{1}{2}}}{K^{\frac{1}{2}}} = 104.7\%$$

(iii) α に関して ($\Delta \alpha/\alpha = 10\%$ の時)

$$\frac{(a+\Delta a)^{-\frac{1}{2}}}{a^{-\frac{1}{2}}} = 95.3\%$$

のようになり、各パラメーターの変動 10% に対し、 l/a の変動は 5% 以内におさまることがわかる。

(2) パワーリードの実際設計

前項の最適化設計計算値をもとに、実際のパワーリードを設計し Fig. 6.11 にその垂直断面図を、Fig. 6.12 に水平断面図を示した(後出)。まず 300K ~ 77K の部分について説明する。

200 kA の常温部ブッシングは 1 個にすると非常に大きなものになるので、本設計においては 20 kA のブッシングを 10 本立てて 200 kA 用ブッシングとした。Fig. 6.12 で半円がプラス側、他の半円がマイナス側のパワーリード断面である。常温部での電流密度は

$$J = 20 \times 10^3 \text{ A} / \pi \times 60^2 = 1.77 \text{ A/mm}^2$$

にとつてある。このままの銅の断面で液体窒素まで行くと仮定すると、前項の最適化設計より、パワーリードの長さは

$$l = 3.74 \left(\frac{1}{\text{cm}} \right) \times a_{\text{cm}}^2 = 3.74 \times \pi \times 6^2 = 423 \text{ cm}$$

となり非現実的な値となる。そこで本設計において Fig. 6.11 に示すように、銅の断面積を液体窒素温度に近づくに従って減少させている。液体窒素温度での銅の断面積は

$$S = \pi (70/2)^2 = 3848 \text{ mm}^2 = 38.48 \text{ cm}^2$$

程度の値となっている。この断面積を用いても最適パワーリードの長さは、144 cm となりまだ非現実的な値である。本設計では、液体窒素はかなり自由に使えることを前提としているので、必ずしも液体窒素温度への侵入熱が最小となる最適パワーリードである必要はない。そこで、Fig. 6.11 に示すように液体窒素を十分使い、とにかく液体窒素浴でパワーリードを液体窒素温度に固定するような構造としている。尚液体窒素浴から低温側へのパワーリード出口での電流密度は

$$J = 20 \times 10^3 / \pi \times 20^2 = 15.9 \text{ A/mm}^2$$

となっている。

次に、77K ~ 4.2K の部分について説明する。この部分のパワーリードは Fig. 6.11 の断面図に示すように銅の網線で出来ており、気化したガスヘリウムと網線との熱交換は 100% 近くおこなえる。この網線の空間占有率は 40% であるので、網線の断面積は

$$S = \pi \times 20^2 \times 0.4 = 5027 \text{ mm}^2 = 5.03 \text{ cm}^2$$

となる。前項の最適設計よりパワーリードの長さは

$$l = 6.55 \left(\frac{1}{\text{cm}} \right) \times 5.03 (\text{cm}^2) = 32.9 \text{ cm}$$

となり、30 cm 程度の長さになるよう設計した。

(3) パワーリードの冷却設計

液体窒素冷却部に関しては液体窒素浴に常に液体窒素があり、パワーリードを液体窒素温度にサーマルアンカーできるに足る十分な液体窒素を送り込めば良いので特に問題となる点はな

5。

液体ヘリウム浴に関しては、液体ヘリウムの蒸発量をあたっておかねばならない。前々項の最適設計によりその値は 211w と与えられた。これは液体ヘリウムの蒸発量に換算すると、1時間あたり 289ℓ のヘリウム蒸発量となる。変流器コイル及び垂直磁場コイルのパワーリードのプラス側とマイナス側をあわせると両コイル最大励磁時には、867ℓ/h の速度で液体ヘリウムは蒸発する。ところが実際のコイル運転波形は 3.1 節で説明したように周期的非定常であるので、上記蒸発速度でヘリウムが蒸発することはない。

パワーリードの非通電時におけるヘリウム温度への侵入熱は次のように計算できる。

$$B = 0$$

$$Q = 0.0542$$

の数値を文献 1) の図表に入れて、

$$A = 2.9$$

を得る。これを用いて、液体ヘリウムへの侵入熱は

$$mC_L = A \frac{a}{\ell} \frac{K}{C_P} C_L = 2.9 \times \frac{1}{0.655} \times \frac{7}{5.2} \times 20.5 = 122.2 \text{ w}$$

と算出できる。

以上の検討によりパワーリードからの液体ヘリウム部位への侵入熱を各運転時間帯について計算した結果 Table 3.6 として示す。

(4) パワーリードの絶縁設計

パワーリードのターミナル間最大発生電圧は 48 kV である。従ってこの発生電圧に十分耐える絶縁設計をせねばならない。特にパワーリード冷却のための冷媒を通じての絶縁破壊は見落しやすいため注意を要する。

Fig. 6.11 及び Fig. 6.12 より明らかなように次のように絶縁距離をとっている。

(i) 液体及びガスヘリウムの給排管部	400 mm
(ii) 液体及びガス窒素の給排管部	200 mm
(iii) 高圧部とアースとの真空絶縁距離	50 mm
(iv) 真空及び空気中の高圧部とアースとの沿面距離	200 mm

このうち(i)に関しては、ガスヘリウム中の沿面放電が室温で 0.2 kV/mm 以上で起り得る²⁾ので、400 mm の絶縁距離があれば 80 kV の耐圧を保証できる。

(ii)に関しては、窒素ガス中の沿面放電が室温で 0.5 kV/mm 以上で起り得るので、200 mm の絶縁距離があれば 100 kV の耐圧を保証できる。

(iii)に関しては特に問題はない。(iv)に関しては沿面の状態にもよるが、特別汚れ等が無い限り問題はない。

上記議論においては金属の端面での電界集中による部分放電に関して特に触れなかったが、実機の製作においては十分このことを考慮して金属の端面を丸める等の加工を行わねばならない。

(5) パワーリードの焼損に関する検討

パワーリードのガス冷却が停止した場合は直ちに電流の供給を断つ必要がある。即ちガス冷

却が停止してから電流リードが焼損するまでの時間 t_1 に対して、冷却の停止を検出してから完全に電流がしゃ断されるまでの時間 t_2 が $t_2 < t_1$ の関係を満たしていなければならない。

リード線が断熱状態にあるものと仮定（安全サイドの設計）してその最高上昇温度 T_m を求めてみる。

C	パワーリード線の比熱
γ	" 比重
ρ	" 比抵抗
I	" 電流値
a	" 断面積

とすると次の関係が成り立つ。

$$\int_{300}^{T_m} C \gamma dT = \int_0^{t_1} \left(\frac{I}{a}\right)^2 \rho dt$$

ここで、 ρ として 300K と 400K の ρ の値の中間値

$$\rho = 2.1 \times 10^{-6} \Omega\text{-cm}$$

をとると、 $I = 200 \text{ kA}$ の時

$$T_m - 300 = \frac{t_1}{a^2} \times 24800$$

となる。a として本設計のパワーリード中の最も断面積の小さい部分の値 50 cm^2 をとり、 T_m として有機絶縁物の最高許容温度（ 100°C ）より 400K という値をとると

$$t_1 = 10.1 \text{ (s)}$$

となり、10 秒以内に電流をしゃ断しなければならないことになる。変流器コイルは 1 秒での最高電流値からゼロ電流への減磁が可能であるので、パワーリードの異常温度検出さえ正確に行なえていれば、焼損の危険性はまず無いと言ってよい。

- 1) J.E.C. Williams: Cryogenics No 12 ('63) p 234
- 2) R.A. Haarman, K.D. Williamson: CEC at Kingston

Table 3.1 ターン数と発生電圧

	空心変流器コイル	垂直磁場コイル
総起磁力	48 MAT	8 MAT, -8 MAT
ターン数	240	80, 80
最大発生電圧	48 kV	16 kV, -16 kV
最大電流値	200 kA	100 kV, 100 kA

Table 3.3 コイル運転波形の変更

Phase		I	II	III	IV	V	VI	全
		時間 (S)	0.8	9.2	120	10	20	20
B	本設計	1	1/23	1/400	1/14.3	0	1/25	—
	前設計	1	1/45	1/400	1/12.5	0	1/16.7	—

Table 3.2 各小コイルの巻数

小コイル名		起磁力 (MAT)	ダブルパン ケーキ数 (A)	並列巻線数 (B)	電氣的 ターン数 (C)	全ターン数 (A×B×C)	超電導線 電流 (kA)
変 流 器 コ イ ル	T 1	2.4	4	10	12	480	5
	T 2	2.4	4	10	12	480	5
	T 3	2.4	4	10	12	480	5
	T 4	2.4	4	10	12	480	5
	T 5	2.4	4	10	12	480	5
	T 6	2.4	4	10	12	480	5
	T 7	2.4	4	10	12	480	5
	T 8	2.4	4	10	12	480	5
	T 9	1.2	2	20	6	240	5
	T 10	2.4	4	10	12	480	5
	T 11	1.2	4	10	6	240	5
全		48	—	—	240	—	—

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

Table 3.4 超電導コイル部での交流発熱

Phase	I	II	III	IV	V	VI	計又は平均
時間 (S)	0.8	9.2	120	10	20	20	180
Ḃ比 (Phase Iを1)	1	1/23	1/400	1/143	0	1/25	—
SUS わく (W)	5,764	10.89	0.036	28.19	0	9.22	—
カップリングロス (W)	109,480	206.96	0.683	535.38	0	175.17	—
ヒステリシスロス (W)	17,955	780.65	44.9	1,255.59	0	718.2	—
発熱和 (W)	133,199	998.5	45.62	1,819.16	0	902.59	874.8
発熱和 (J)	106,559	9,186.2	5,474.3	18,191.6	0	18,051.8	157,463.1
SUS わく (W)	616	1.16	0.00385	3.01	0	0.986	—
カップリングロス (W)	11,700	22.12	0.0731	57.22	0	18.72	—
ヒステリシスロス (W)	6,510	283.04	16.4	455.2	0	260.4	—
発熱和 (W)	18,856	306.32	16.477	515.42	0	280.1	170.2
発熱和 (J)	15,084.8	2,818.1	1,977.2	5,154.2	0	5,602.1	30,636.4

Table 3.5 ポロイダルマグネット全体の発熱 (4 Kでの値)

(単位 W)

項目	Phase	計と平均						
		I 0.8 s	II 9.2 s	III 120 s	IV 10 s	V 20 s	VI 20 s	180 s
中央部 コイル	超電導導体の電気損失	133,199	9985	45.62	1,819.2	0	902.6	
	電流ロード侵入熱	442	440	590	480	366	442	
	トロイダル支持リング渦電流損	1,038	~ 2	~ 0	5	0	2	
	H形鋼構造物渦電流損	14,300	27	1	70	0	23	
	放射線発熱	~ 0	~ 0	~ 0	~ 0	~ 0	~ 0	
動熱負荷	ふく射熱	30	30	30	30	30	30	
	伝導熱	70	70	70	70	70	70	
小計		149,079 (119,263)	15,675 (14,421)	73.66 (88,394)	2,474.2 (24,742)	466 (9,320)	1,469.6 (29,392)	1,586 (285,532)
大径コイル	超電導導体の電気損失	18,856.0	306.3	16.48	515.4	0	280.1	
	放射線発熱	~ 0	~ 0	~ 0	~ 0	~ 0	~ 0	
	ふく射熱	100	100	100	100	100	100	
	伝導熱	60	60	60	60	60	60	
	小計		19,016 (15,213)	466.3 (4,290)	176.48 (21,178)	675.4 (6,754)	160 (3,200)	440 (8,800)
計		168,095 (134,476)	2,034 (18,711)	913.1 (109,572)	3,150 (31,500)	626 (12,520)	1,910 (38,200)	1,916 (344,966)

注 () 内は発熱量で単位はJ

Table 3.6 パワーリードからの液体ヘリウム部位への侵入熱

(単位 watt)

Phase(s)	I (0.9)	II (9.2)	III (120)	IV (10)	V (20)	VI (20)	全発熱量(J) 全平均(W) (180)
変流器コイル ブラース側	160	140	190	160	122	160	31990 (J) 1777.7 (W)
垂直磁場コイル マイナース側	61	80	105	80	61	61	16630 (J) 92.4 (W)
全パワーリード計	442	440	590	480	366	442	97240 (J) 540 (W)

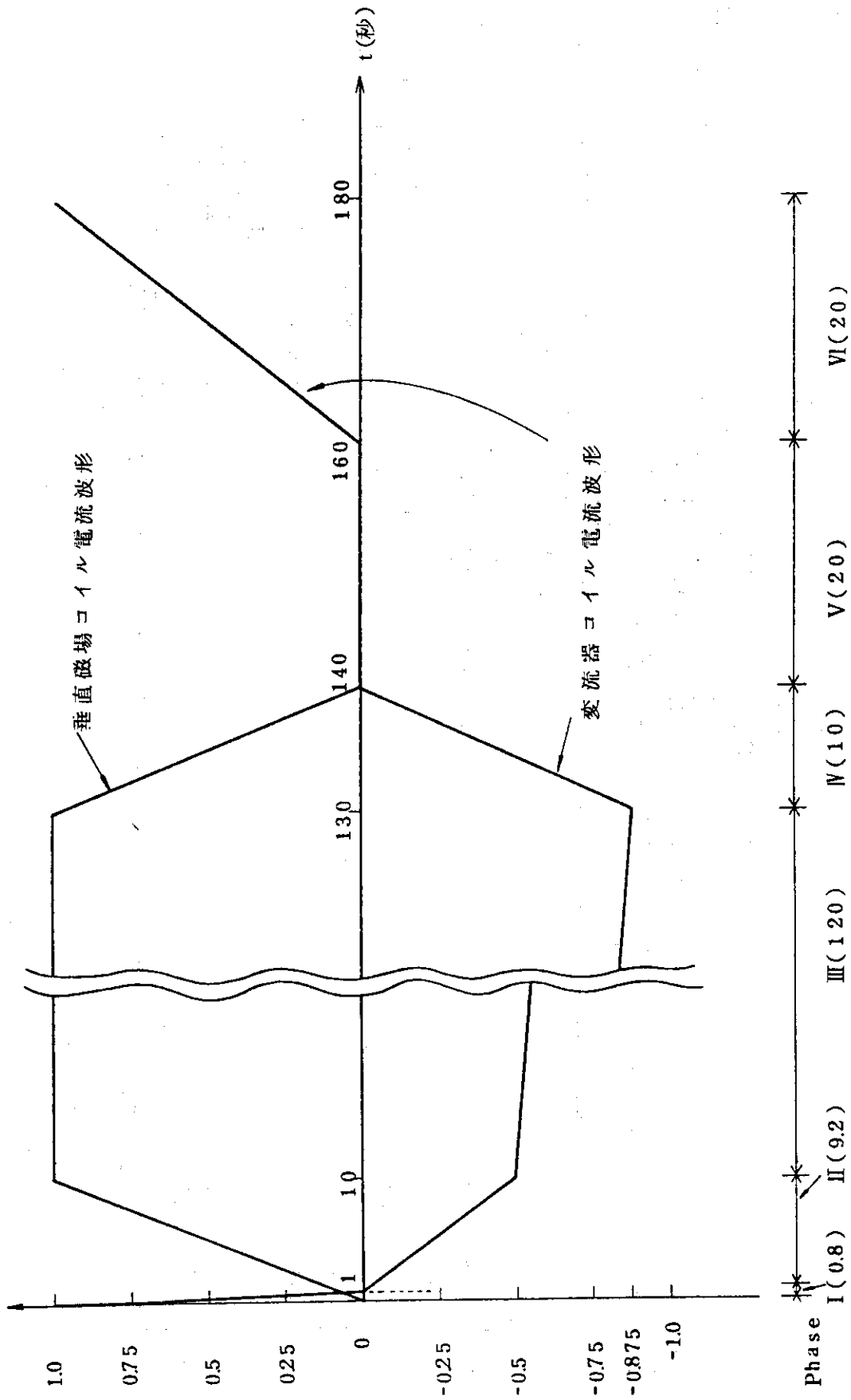


Fig.3.1 ボロイダルコイル電流波形

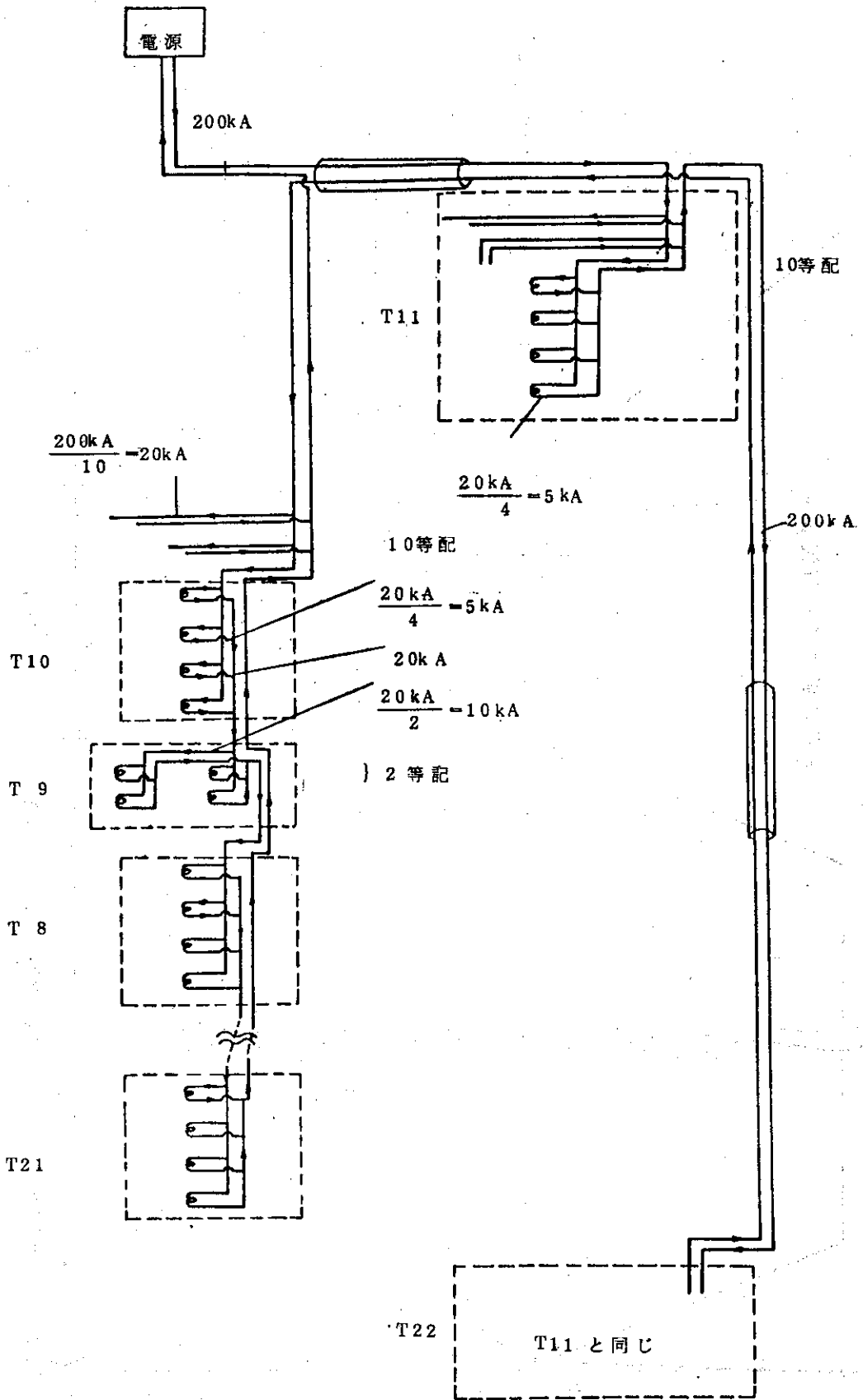
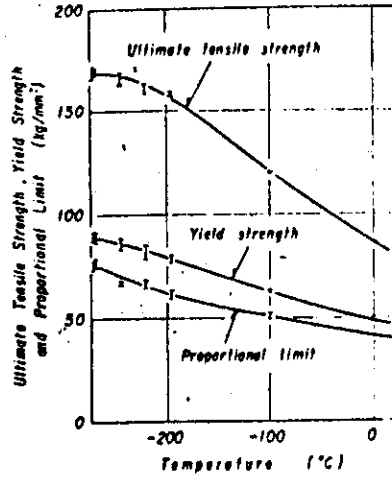
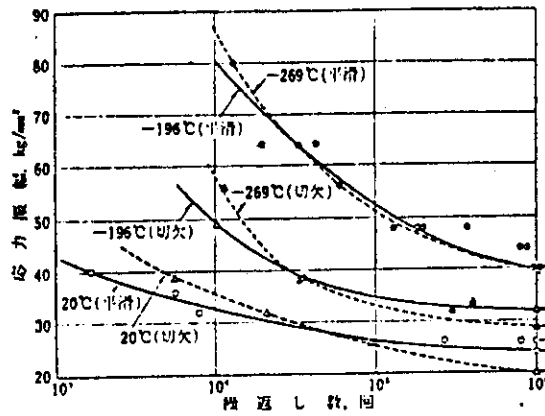


Fig. 3.2 変流器コイル電気結線図



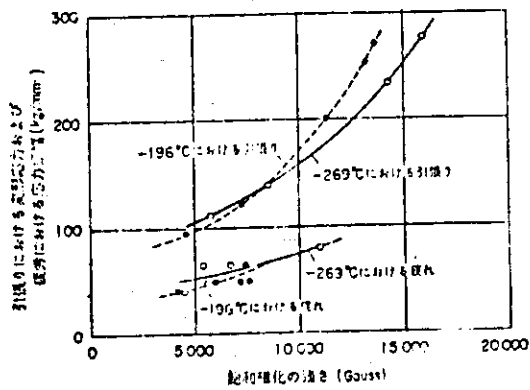
Ultimate tensile strength, yield strength and proportional limit of 18-8 stainless steel in the temperature range between room temperature and -271°C

Fig. 3.3 SUS 304 の引張性質



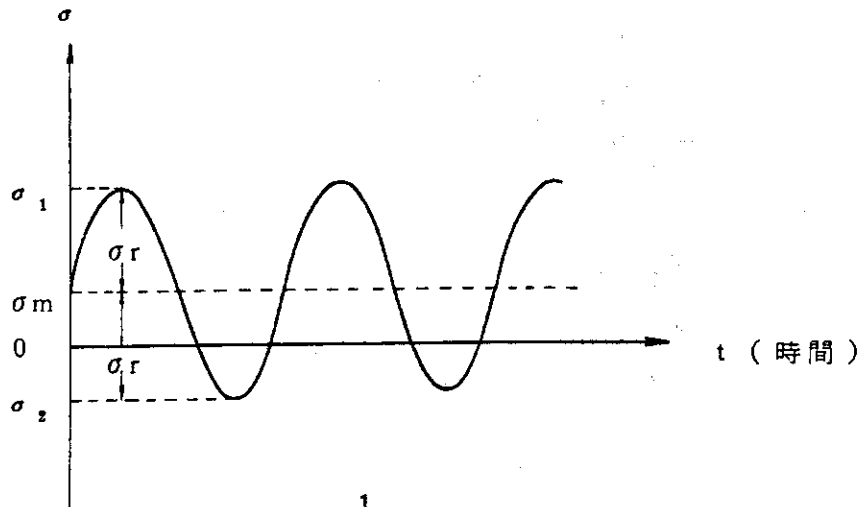
20°C, -196°C および -269°C における 18-8 ステンレス鋼の平均および切欠試験片の S-N 曲線

Fig. 3.4 SUS 304 の疲労性質



変形応力および応力振幅と飽和磁化の強さの関係

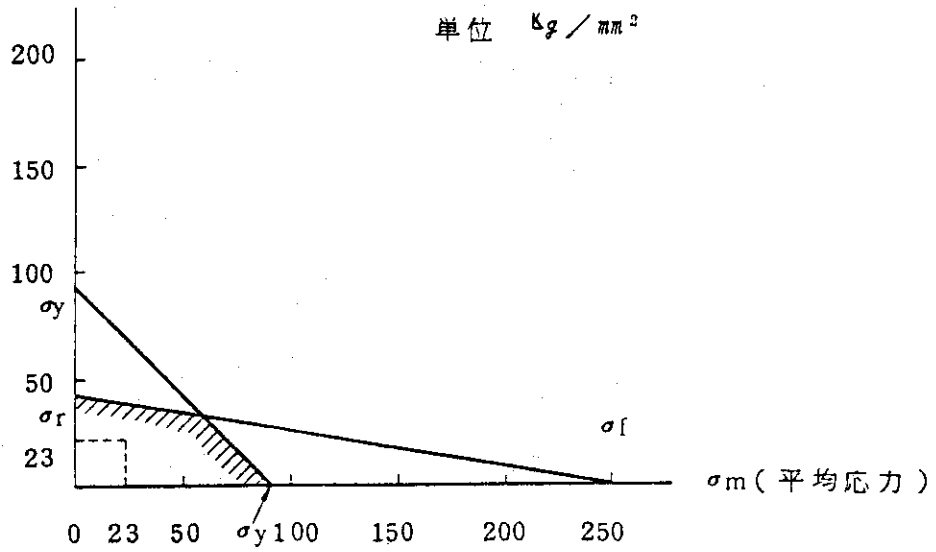
Fig. 3.6 SUS 304 の飽和磁化



$$\sigma_m = \frac{1}{2} (\sigma_1 + \sigma_2)$$

$$\sigma_r = \frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_2)$$

σ_r (応力振幅)

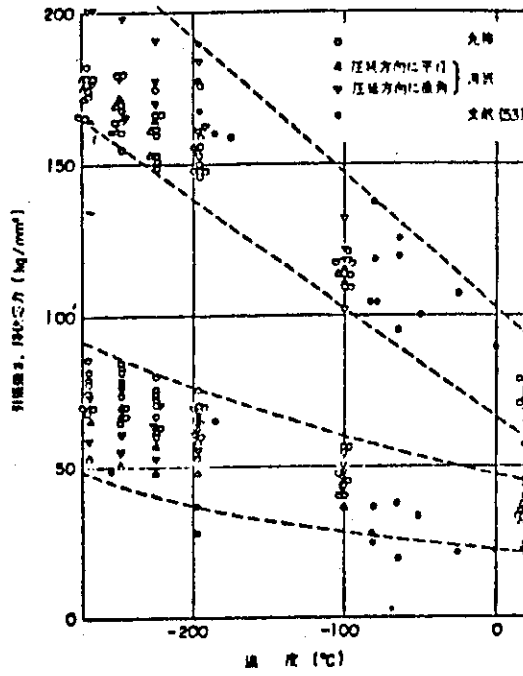


σ_y ; 耐力 (静荷重)

σ_f ; 真破断応力 (静荷重)

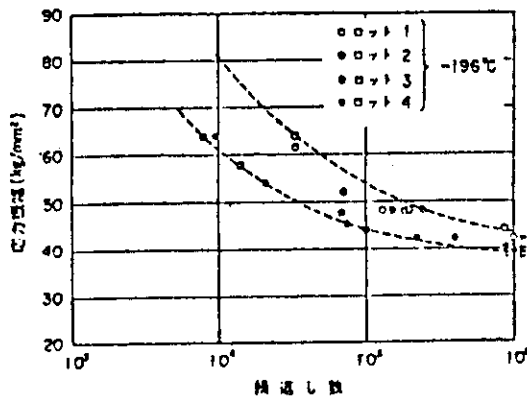
σ_f' ; 10^6 回の繰り返しにおける時間強度

Fig. 3.5 SUS 304 の $-269^\circ C$ における疲れ限度線図



極低温における 18-8 ステンレス鋼 (SUS304) の引張強さ、降伏応力のばらつき

Fig. 3.7



極低温における 18-8 ステンレス鋼 (SUS304) の疲れ強さのばらつき

Fig. 3.8

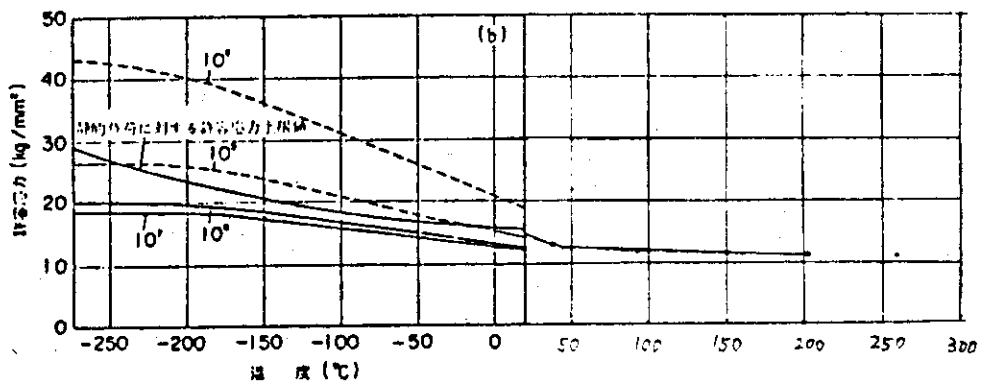


Fig. 3.9 SUS304 の許容応力上限値

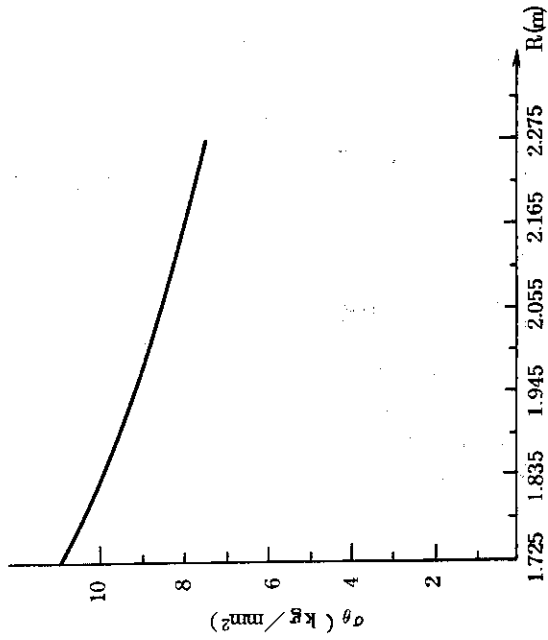


Fig. 3.11 V1コイル中間層応力分布

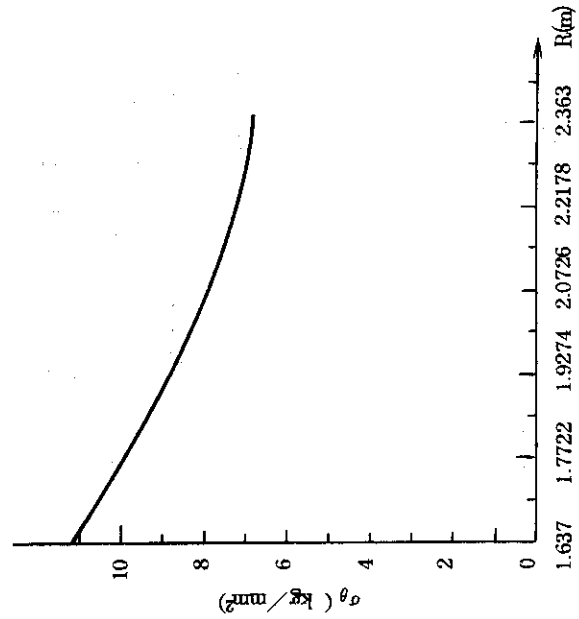


Fig. 3.12 T1コイル中間層応力分布

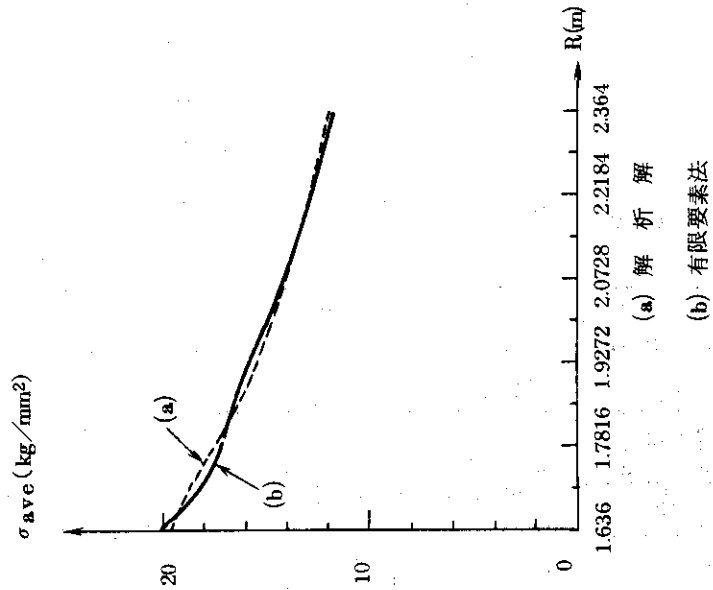


Fig. 3.10 コイル内応力解析法の比較

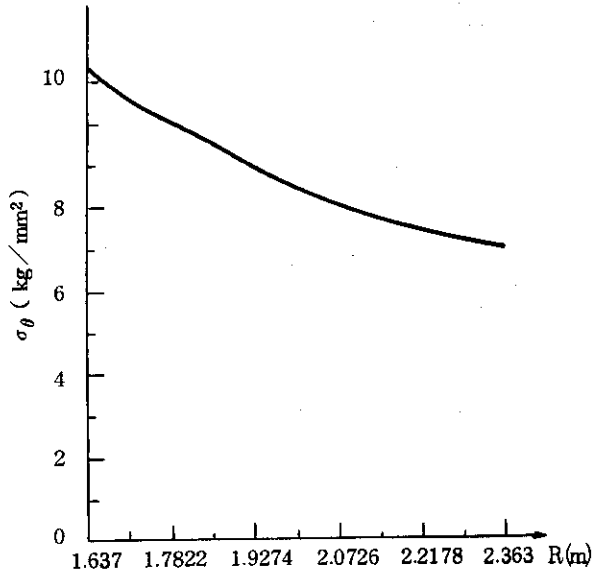


Fig. 3.13 T2コイル下層応力分布

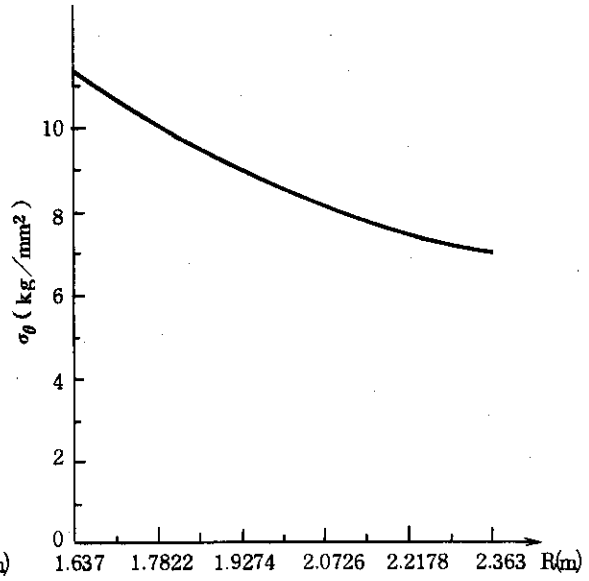


Fig. 3.15 T2コイル上層応力分布

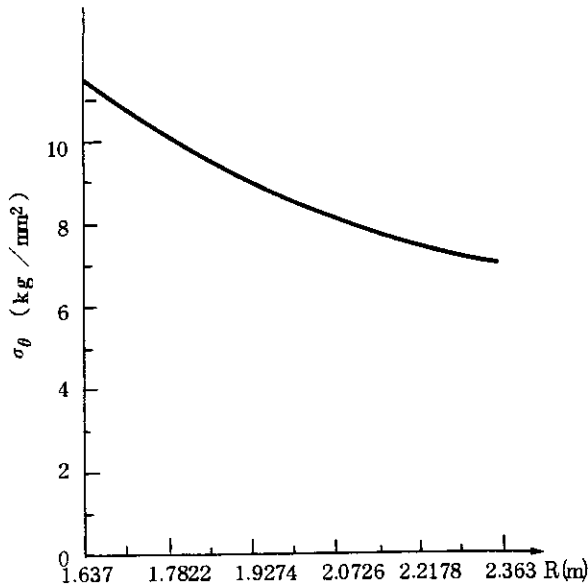


Fig. 3.14 T2コイル中間層応力分布

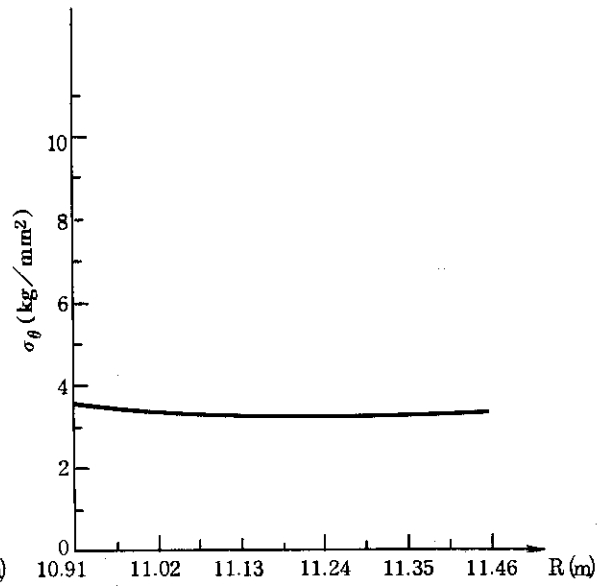


Fig. 3.16 V6コイル中間層応力分布

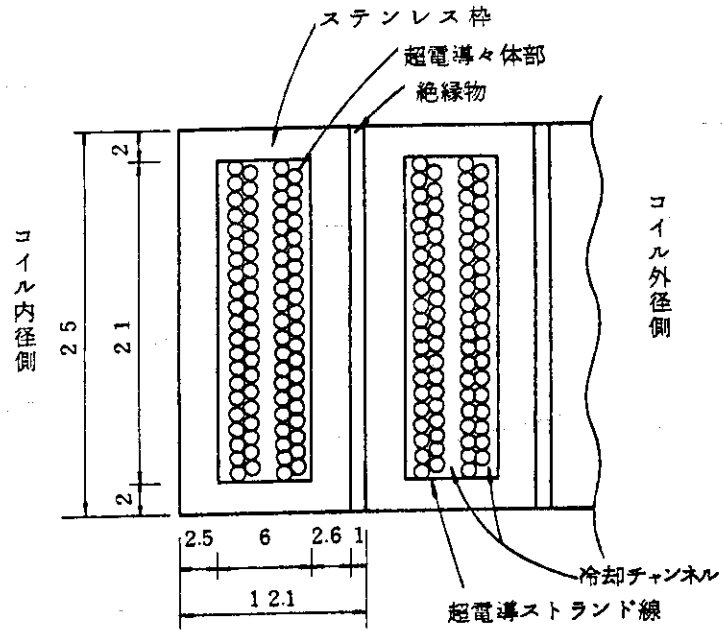


Fig. 3.17 導体断面図

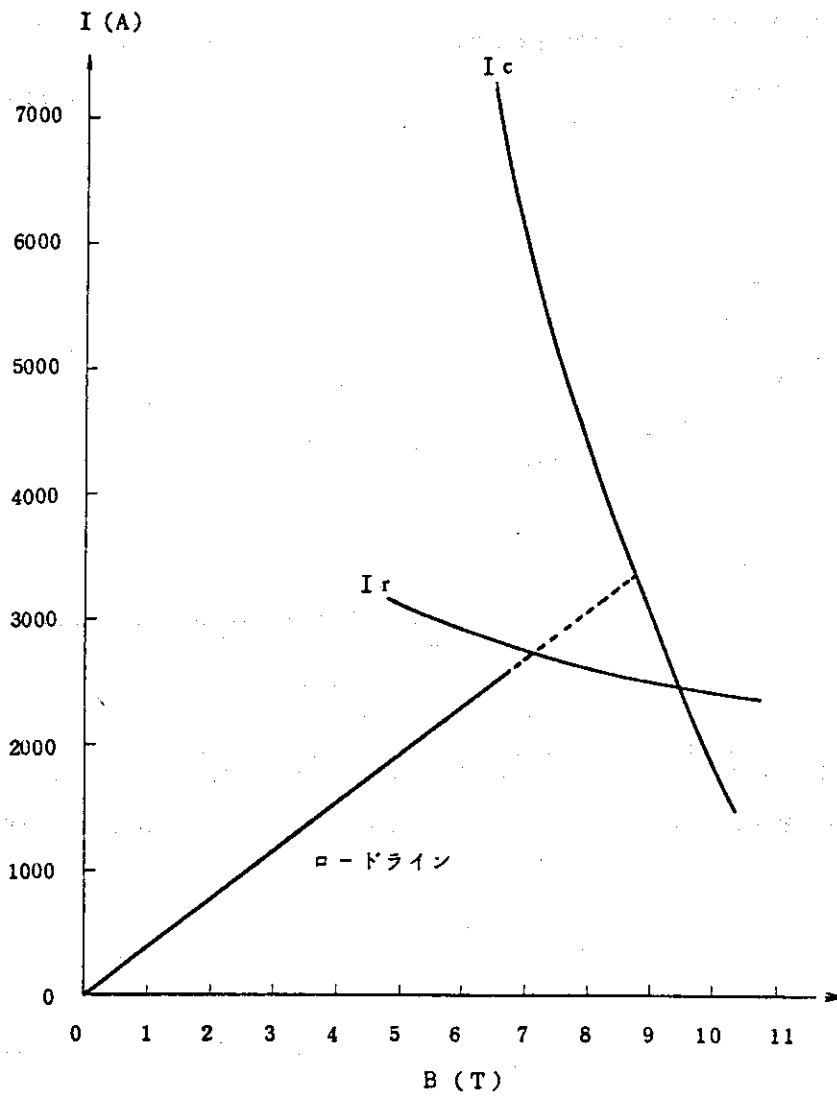


Fig. 3.18 回復電流とロードライン

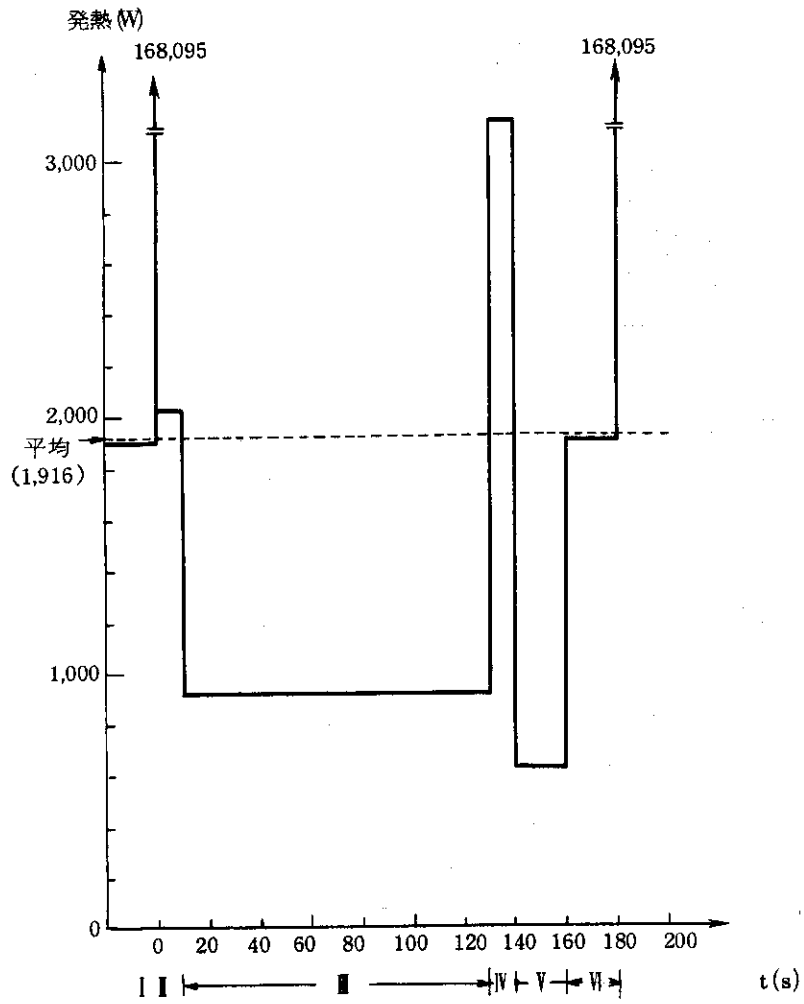


Fig. 3.19 ポロイダルマグネット全体の発熱 (4 Kでの値)

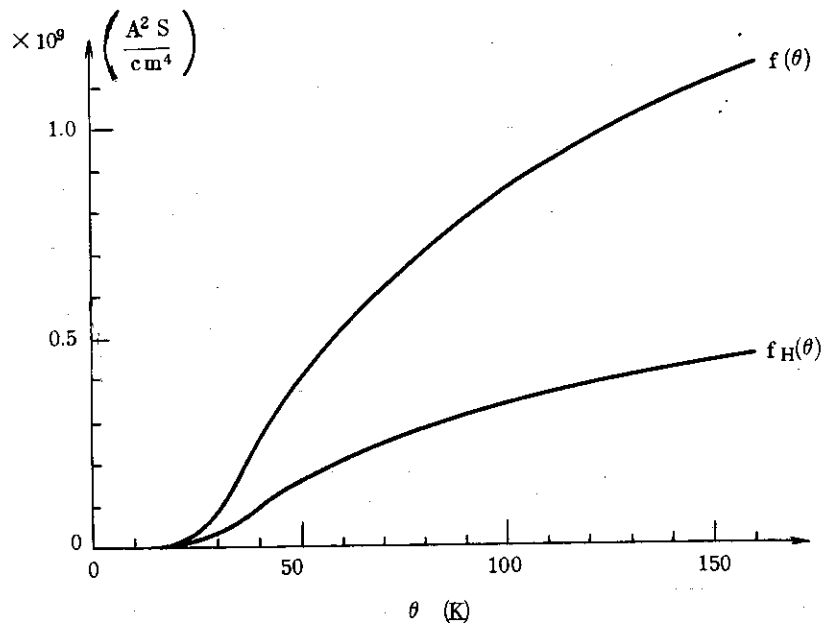


Fig. 3.21 コイルクエンチ時の上昇温度

4. 超電導コイルクエンチ時の保護法

超電導マグネットシステムの安全性を検討するうえで、超電導コイルのクエンチ時の対策を確立しておくことが最も重要な課題であることは言うまでもない。そこでこの章では超電導コイルクエンチの検出法とコイル保護法について各種方法の比較検討を行なった後、本設計で採用した検出法、保護法について述べる。

4.1 超電導コイルクエンチ検出法

Brookhaven National Laboratory (BNL)のJ.Powellらが行なった検討に沿って述べて行く。

各種のクエンチ検出法について説明する。

(1) ピックアップコイル法

Fig. 4.1(a)に示す方法であり、超電導コイルと磁氣的に結合したピックアップコイルの両端電圧で、超電導コイルの両端電圧 $L \dot{i}$ を打ち消し、クエンチによる余分の電圧を検出する方法である。

この方法はFig. 4.2に示すFermi National Accelerator Laboratory (FNAL)のenergy doubler prototype超電導マグネットクエンチ検出回路およびFig. 4.3に示すMulhallらのクエンチ実験装置で用いられている。

(2) ブリッジ法

Fig. 4.1(b)に示す方法であり、クエンチ時にはブリッジのバランスがくずれ電圧計に電圧が発生する。この方法はArgonne National Laboratoryの12フィート水素泡箱用超電導マグネット (Fig. 4.4) やCulham研究所のLevitronで用いられている。

(3) コイル両端電圧法

Fig. 4.1(c)に示す方法であり、コイル両端でのクエンチによる異常電圧によりクエンチを検出する方法である。この方法は主に直流マグネットのクエンチ検出に用いられている。例えばFig. 4.5に示したBNLの 8^0 ビーム輸送マグネットのクエンチ検出回路や、Fig. 4.6に示したStanford Linear Accelerator Laboratory (SLAC)の分割ソレノイド分光計のクエンチ検出回路はこの方法を採用している。

(4) 超電導プローブ法

この方法はIGO社で開発中のものであり、その原理は超電導線のツイストされた多芯線のうちの2本のフィラメントを選び、これにわずかな電流を流し常電導転移による電圧発生を観測する方法である。

(5) マイクロホン法

この方法は現在実用化の可否のテスト中の段階である。原理はジュワーの中に数個のマイクロホンを入れておき、クエンチ又はクエンチの前駆現象(例えば超電導線の動きやエボキシの

クラック)をとられる方法である。

4.2 超電導コイル保護法

これに関してもBNLのPowellの行なった^{1),2)}検討に沿って各種の超電導コイル保護法を説明する。

(1) 外部並列抵抗法

Fig. 4.7 (a) に示す方法であり、クエンチ時に電源とのリード線をシャ断することにより、コイルエネルギーを外部抵抗で消費させる方法である。この方法が用いられている装置としては、ANLの12フィート水素泡箱用マグネット (Fig. 4.8)、FNALの15フィート水素泡箱用マグネット (Fig. 4.9)、SLACのLASSマグネット (Fig. 4.10)、SLACのRCBCマグネット (Fig. 4.11)、FNALのenergy doubler マグネット (Fig. 4.12) 等数多くある。

(2) 内部並列抵抗法

Fig. 4.7 (b) に示す方法であり、この方法の場合は電源とコイル間にシャ断器を設けないことが多い。この方法が用いられている装置としてはBNLの8⁰ビーム輸送マグネット (Fig. 4.13) やNASAのBumpy Torusがある。

(3) 内部分割抵抗法

Fig. 4.7 (c) に示す方法であり、コイルから多数のタップを出し抵抗を接続し、コイルのエネルギーをジュワー内で消費させる。この方法は多くの商業用マグネットで採用されているが、NSRDC船舶推進システムのmotor generator (Fig. 4.14) にも採用されている。

(4) 外部直列抵抗法

Fig. 4.7 (d) に示す方法であり、クエンチ時には直列抵抗のバイパススイッチを閉き同時に電源もOFFする。コイル電流は電源内ではfree-wheeling diodeを流れ、電流の減衰は外部直列抵抗によって行なわれる。この方法はBNLの7フィート水素泡箱用マグネット (Fig. 4.15) で採用されている。

(5) 磁気結合二次コイル法

Fig. 4.7 (e) に示す方法である。原理はトランスと同様で一次側の超電導コイルエネルギーを二次側に移すものである。この方法においては、一次および二次コイルの時定数の決め方および一次コイルと二次コイルの磁氣的結合のさせ方が問題である。

(6) キャパシタンス法

Fig. 4.7 (f) に示す方法であり、コンデンサとダイオードをコイルと直列に接続する。クエンチ時に、バイパススイッチを開くとコイルのエネルギーはコンデンサに蓄えられる。ダイオードはコンデンサからコイルへの電流の逆流を阻止するために設けてある。この方法ではコイルの蓄積エネルギーと同容量のコンデンサが必要なため、大形コイルには適用できない。

(7) 自己保護法

この方法はコイルのエネルギーがコイルの一部に集中して発熱しないように、常電導部分のコイル内での伝播速度を十分速めコイルのエネルギーをコイル内に分散させる方法である。

(8) その他

その他のコイル保護法、即ちコイル蓄積エネルギー回収法としては、直流電源ラインへの回収、直流モーターへの回収、DC-ACインバーターによる回収等が考えられているが、今までのところ実績はない。

4.3 本設計の超電導コイルクエンチ時の保護法

(1) コイルクエンチ検出法

Fig. 4.1 で説明したコイルクエンチ検出法のうち(a)法はピックアップコイルが必要であり又コイル両端電圧の打消し回路が必要である。それに対し(b)法はコイルから中間電圧端子を1本出すだけでよく、非常に簡単で確実である。(c)法は直流マグネットに適した方法であり、ポロイダルマグネットには全く不向きである。このようなことより本設計においては安全性の観点からも簡単で確実な(b)法を採用した。このブリッジ法は過去の実績も豊富であり、信頼性は高い。

このブリッジ法の電圧検出部のブロックダイアグラムをFig. 4.16 に示した。ここで超電導コイルのクエンチを判定する比較電圧を定めておく。5,000 A容量の導体が長さ1 mにわたって常電導転移したとすると発生電圧は

$$V = 2.0 \times 10^{-8} \Omega \cdot \text{cm} \times \frac{100 \text{ cm}}{2 \times 0.268 \text{ cm}} \times 5,000 \text{ A} = 0.0187 \text{ V} = 18.7 \text{ mV}$$

となる。コイルにおいては導体は並列巻線しているため、導体の一部が常電導転移すると、そこに流れていた電流は他の超電導状態の並列巻線部に分流し、それによる電圧 $L \dot{I}_{sc}$ と常電導転移部での電圧 $R I_{nc}$ がつりあう。このような場合は導体の一部1 mが常電導転移したとしても、コイル両端には18.7 mV以下の常電導転移による電圧しか発生しない。そして分流により常電導転移部が再度超電導状態に復帰し正常な電流配分になるか又は常電導転移部はそのままでも超電導状態部への分流が完了してしまえば、常電導転移による電圧はゼロとなり、従って焼損等もなくなる。

それに対し導体の一部が常電導転移し、そこに流れていた電流が他の並列巻線部分流して分流した先の並列巻線部をも常電導転移させた場合は、コイル両端には1 m長さの常電導転移につき18.7 mVの電圧が発生する。従って常電導転移判断の基準を1 m長さの常電導転移とし、常電導転移を判定する比較電圧を18.7 mVとする。

ポロイダルマグネットは最大48 kVの両端電圧を発生するので、この電圧の中からクエンチ信号18.7 mVを選び出すのは $18.7 \text{ mV} / 48 \text{ kV} = 4 \times 10^{-7}$ の検出精度が必要であり(b)法のブリッジのバランスをよほど確実にせねばならない。しかし48 kVの電圧を発生する期間は、プラズマ電流立上げのため、コイル電流を放電する時間帯であり、その回路は後述のコイル保護法と原理的に全く同一であるため、この時間帯はあえてクエンチ検出およびコイル保護を必要としない。そこでこの時間帯では、クエンチ検出回路の機能をとめておくことにする。その他の時間帯では検出精度は 5×10^{-6} 程度必要である。

(2) コイル保護法

4.2節のFig. 4.7 で説明した各コイル保護法のうち、本ポロイダルマグネットのような大

形コイルにはエネルギーをジュワー内で消費させる(b)(c)法は採用できない。(e)(f)法も不適當であることは言うまでもない。残った(a)法と(d)法はコイル保護にとっては抵抗値が同じなら差はない。(a)法か(d)法かの選択は電源等の要請により決められるべきものである。従って本設計においては(a)法又は(d)法を採用する。この方法を採用した場合、抵抗部の放熱を水冷却するには水の温度上昇を 20°C とすれば変流器コイルについて

$$V(\text{m}^3) \times 10^{-6} \left(\frac{\text{cc}}{\text{m}^3} \right) \times 1 \left(\frac{\text{cal}}{\text{cc}^{\circ}\text{C}} \right) \times 20(^{\circ}\text{C}) \times 4.2 \left(\frac{\text{J}}{\text{cal}} \right) = 1.395 \times 10^9 (\text{J})$$

$$\therefore V = 16.6 (\text{m}^3)$$

の水が必要である。

- 1) J.Powell et al : BNL50542 Jan. 1976
- 2) J.Powell et al : BNL50658 Feb. 1977

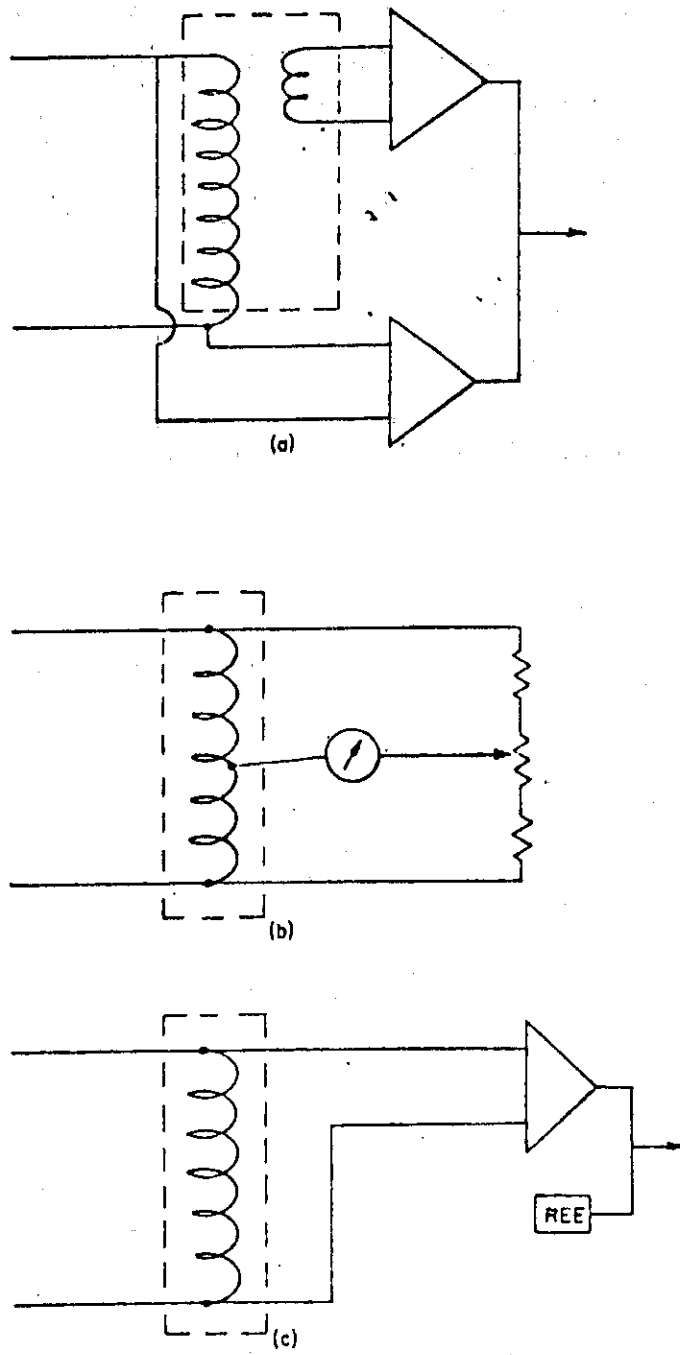


Fig.4.1 Schematic diagram of several normal region detection methods.

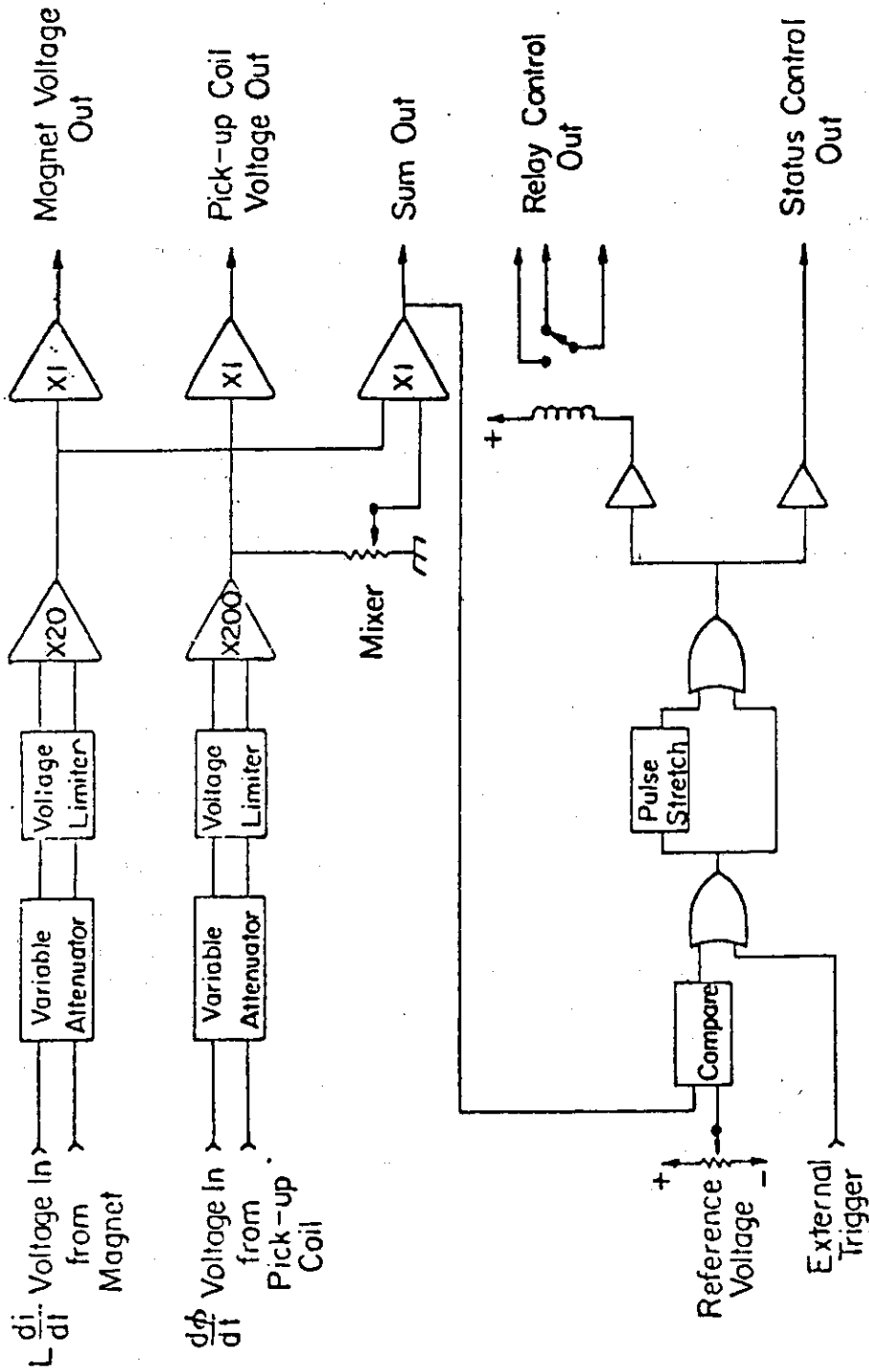


Fig. 4.2 Block diagram of the energy doubler's quench detection circuit.

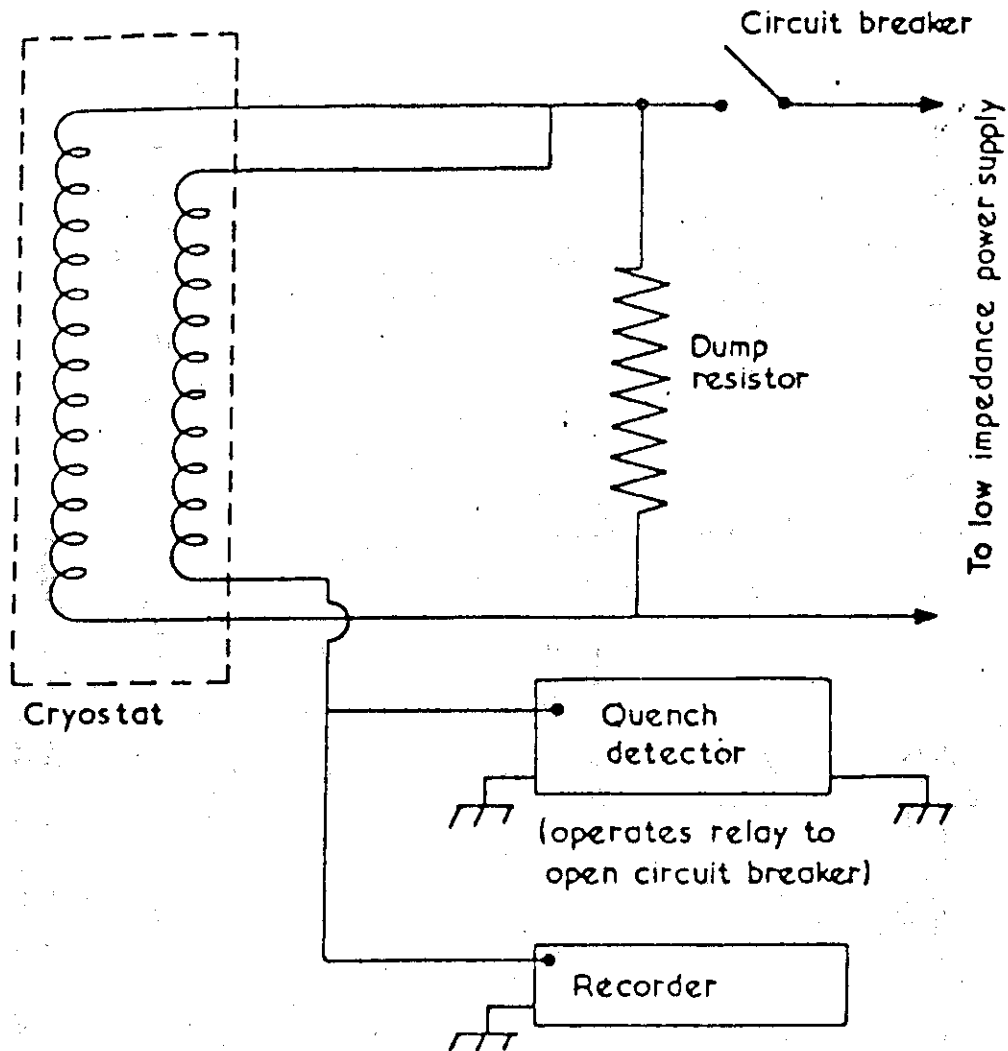


Fig. 4.3 Schematic diagram of the quench detection circuit used in quench studies by Mulhall, et al.

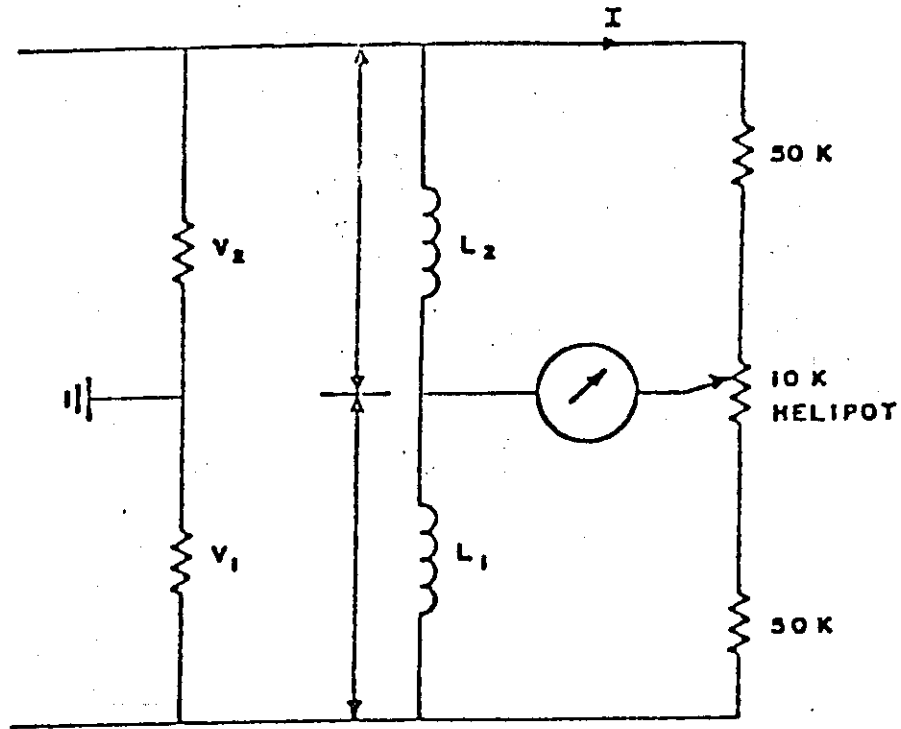


Fig. 4.4 Schematic diagram of the quench detection circuit for ANL's 12 foot bubble chamber magnet.

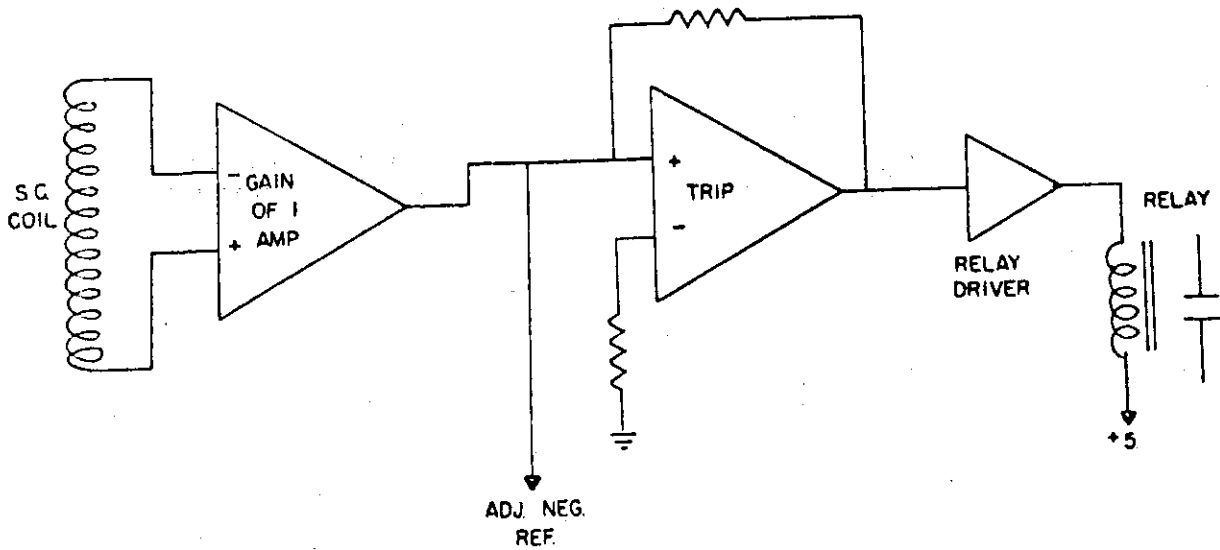


Fig. 4.5 Block diagram of the quench detection circuit for BNL's 8° magnet system.

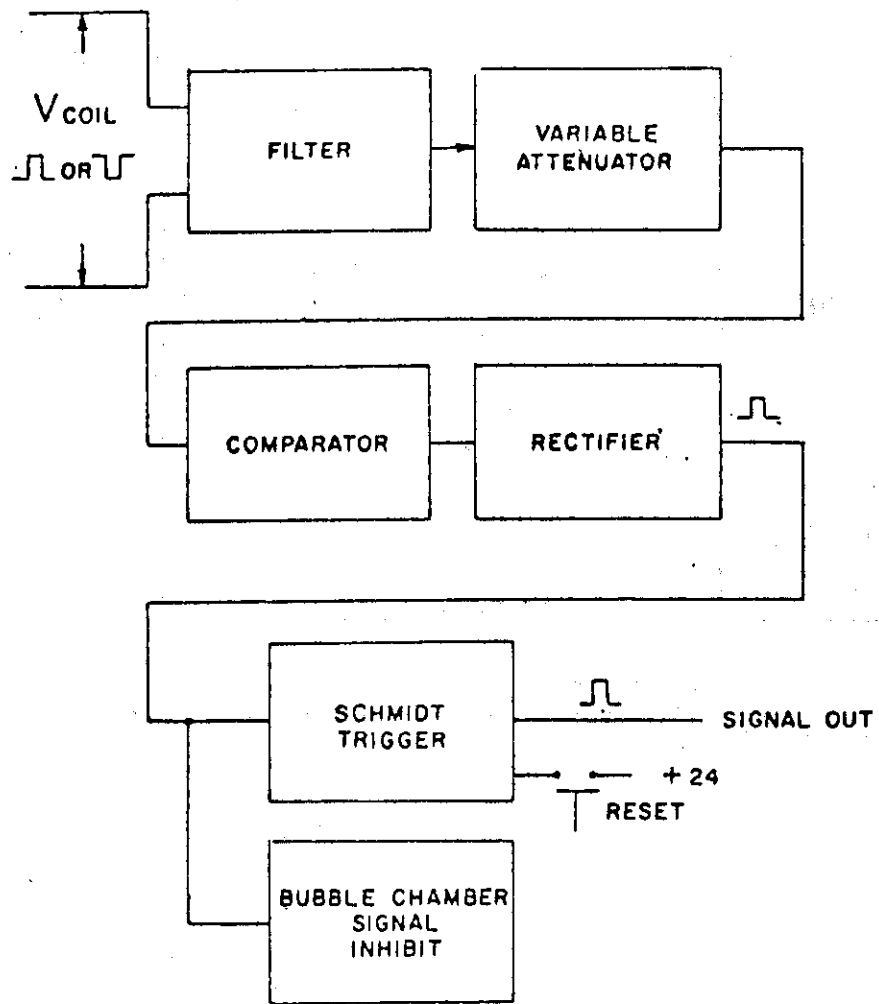


Fig.4.6 Block diagram of SLAC's quench detection circuit for LASS and RCBC magnet (courtesy of S.J. St. Lorant, SLAC).

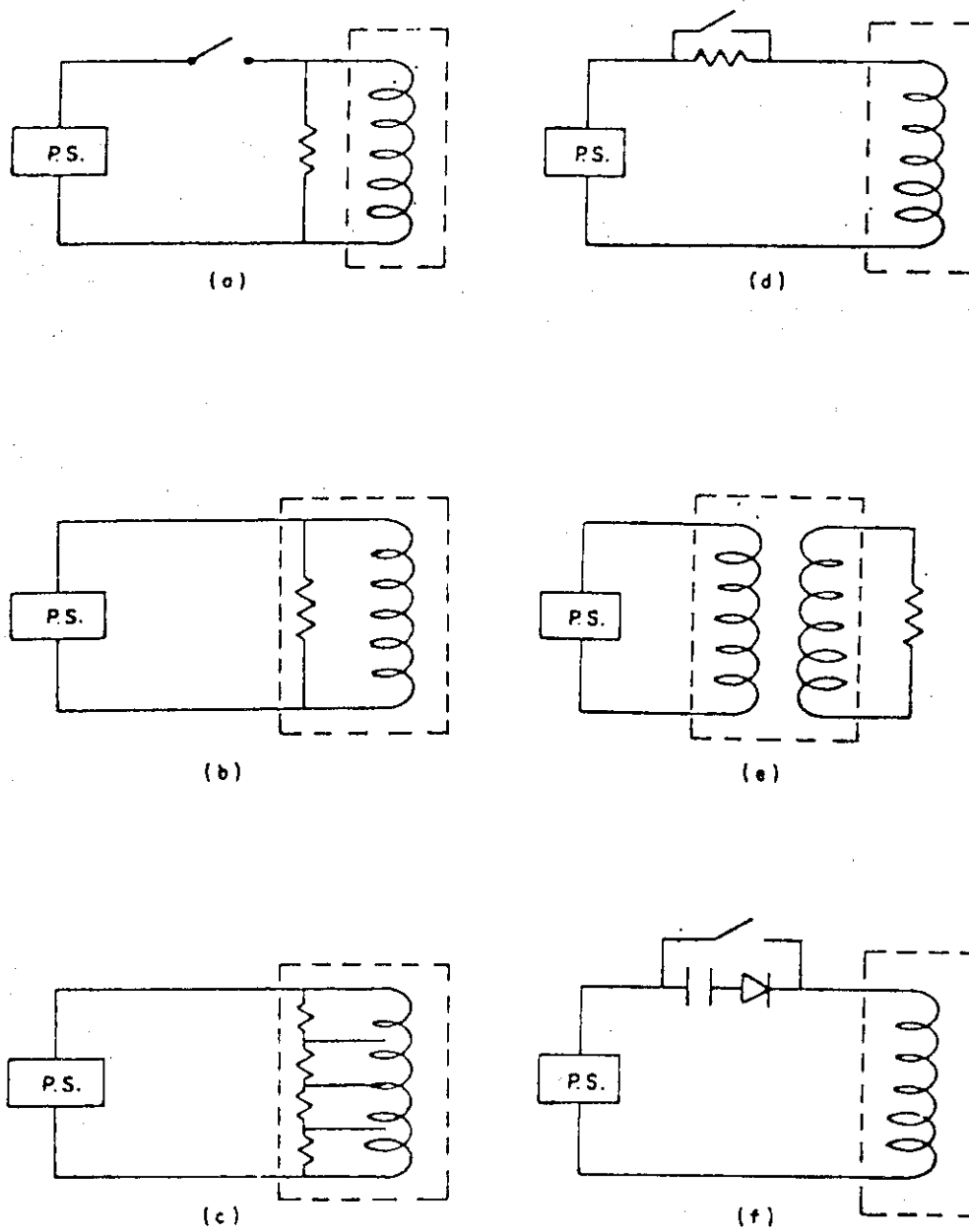


Fig 4.7 Schematic diagram of several magnet protection methods.

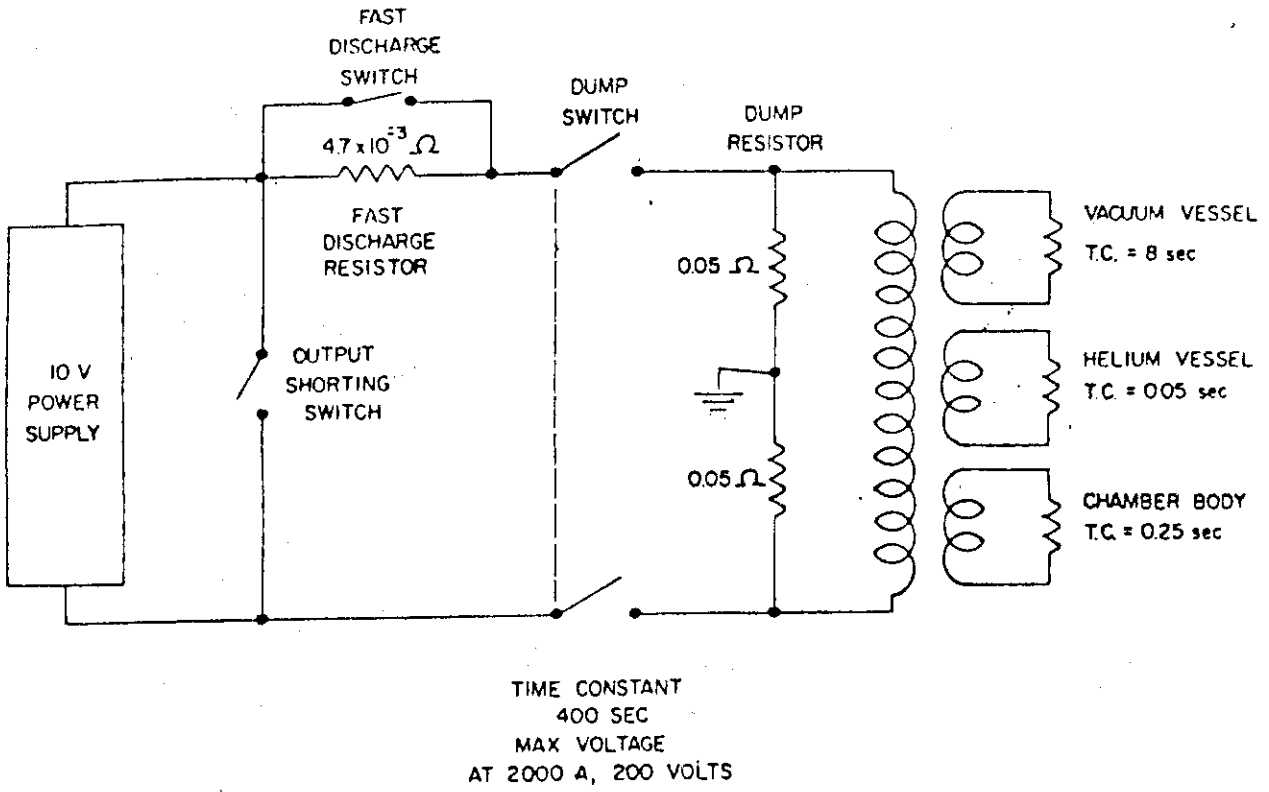


Fig.4.8 Schematic diagram of ANL's 12 foot bubble chamber magnet protection method.

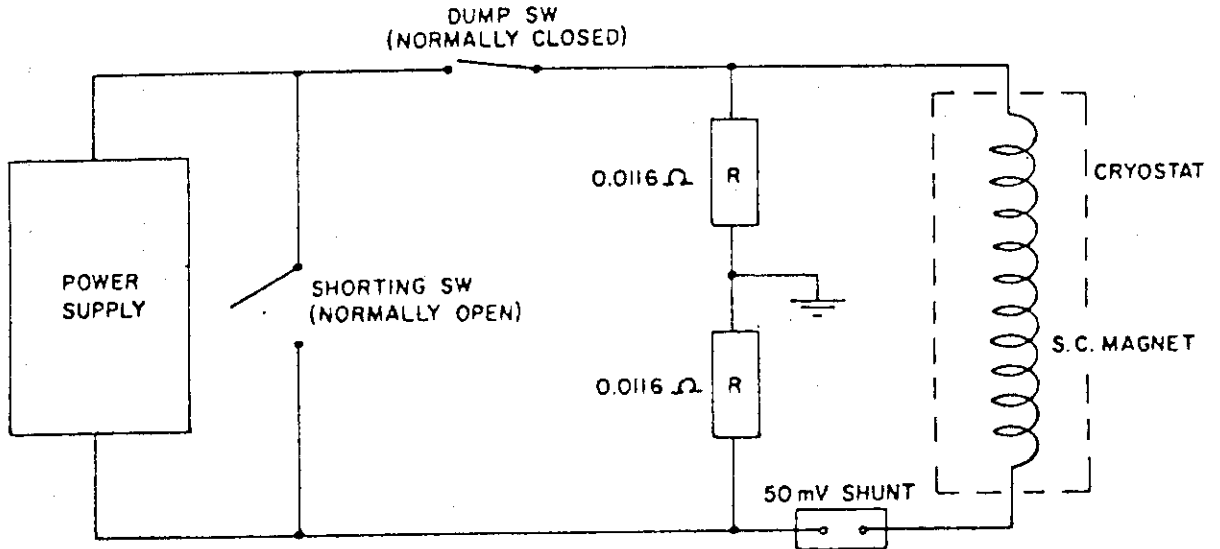


Fig.4.9 Schematic diagram of FNAL's 15 foot bubble chamber magnet protection method (courtesy of H. Kautzky, FNAL).

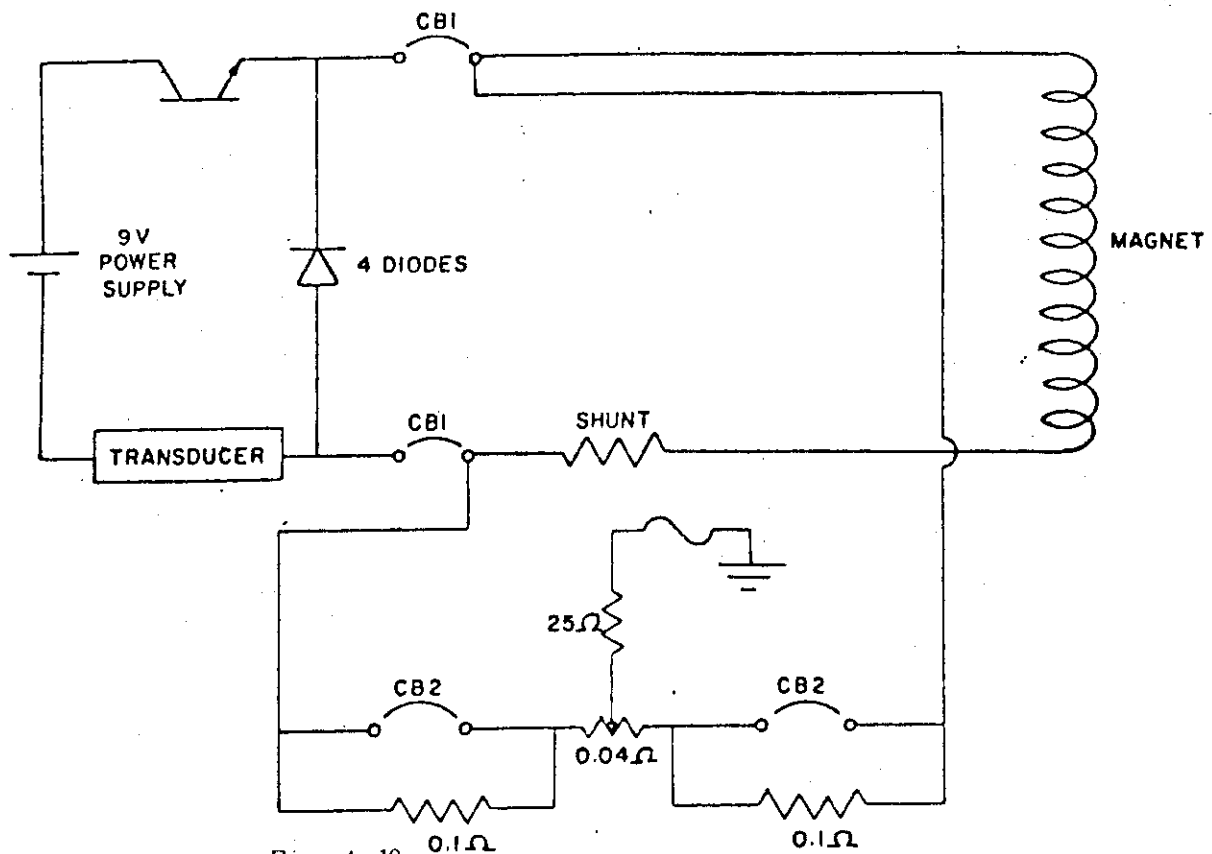


Fig. 4.10

Schematic diagram of SLAC's LASS magnet protection method (courtesy of S.J. St. Lorant).

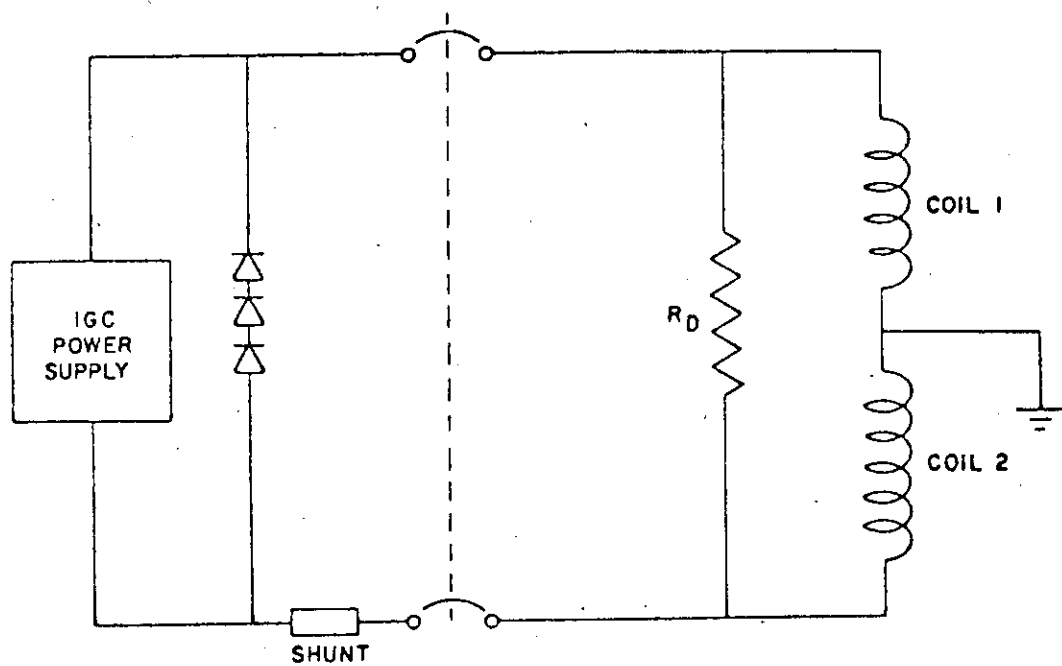


Fig.4.11

Schematic diagram of SLAC's RCBC magnet protection method (courtesy of S.J. St. Lorant).

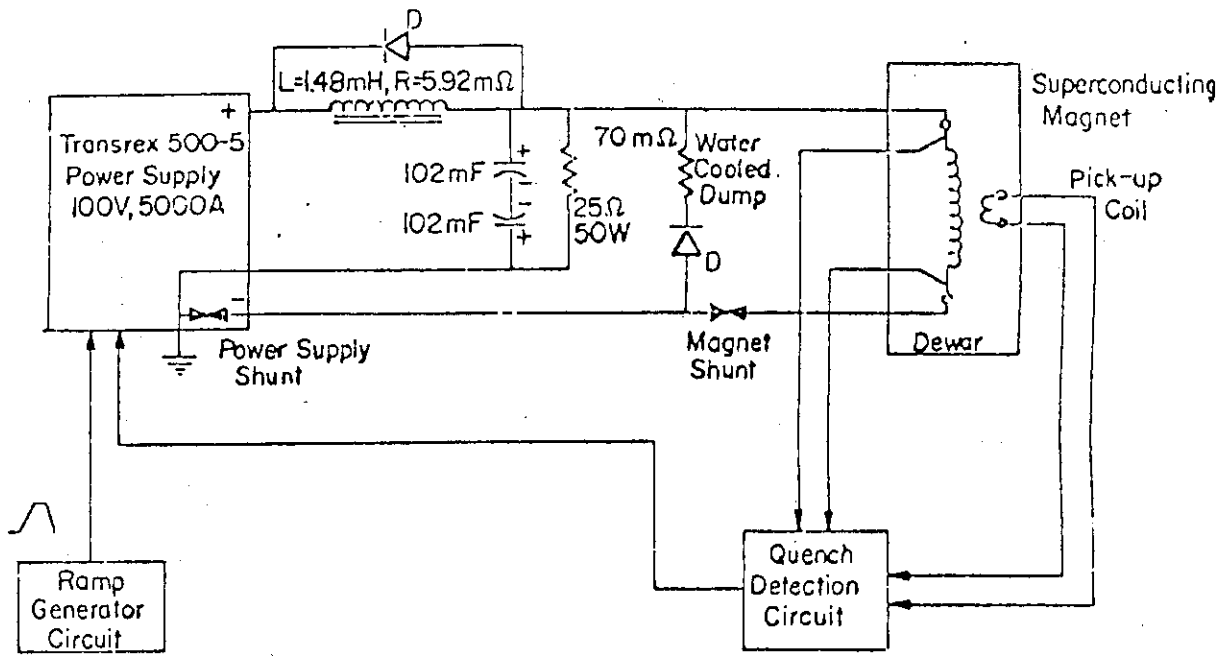


Fig.4.1 2 Schematic diagram of quench detection and energy removal method for FNAL's energy doubler magnet.

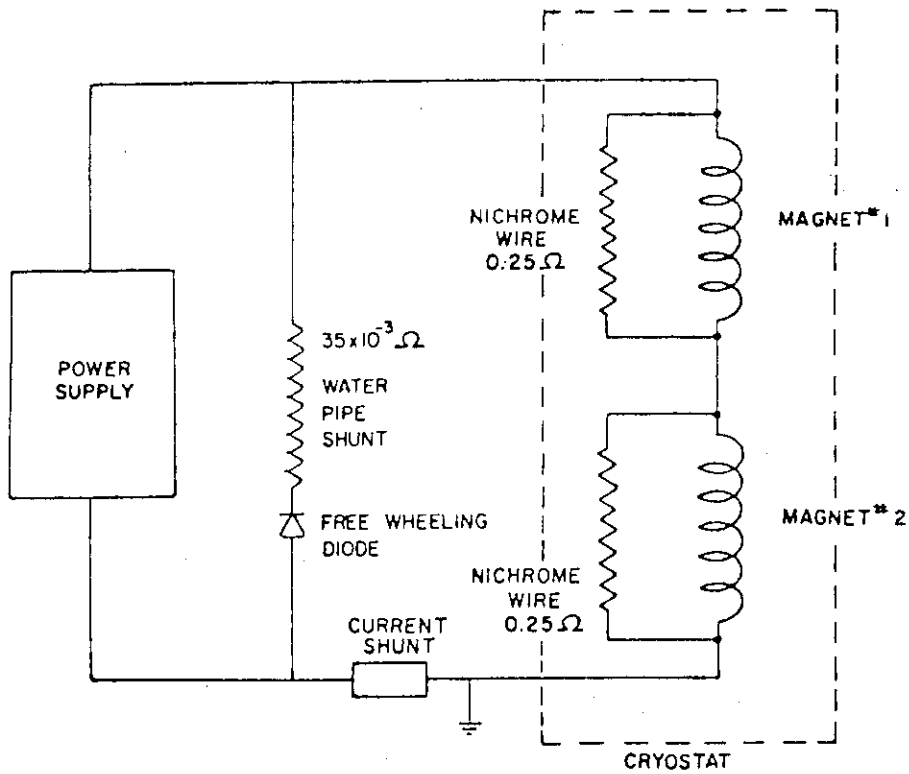
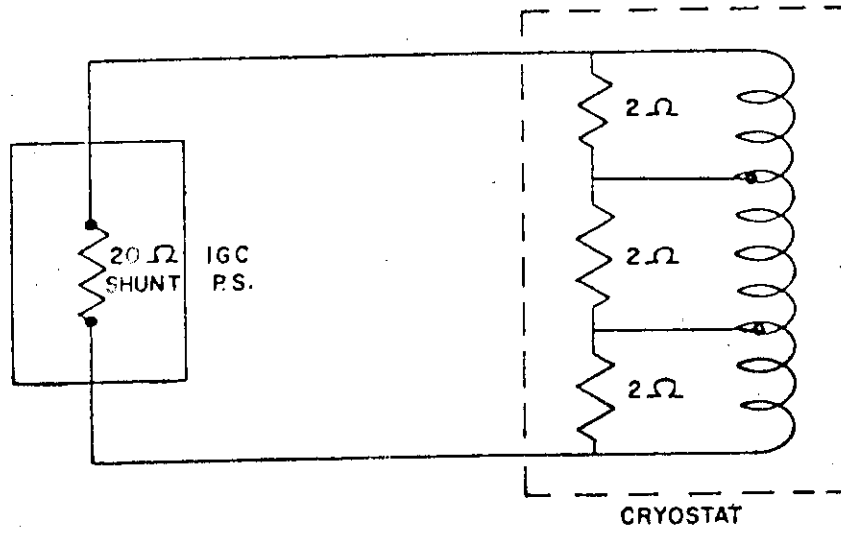
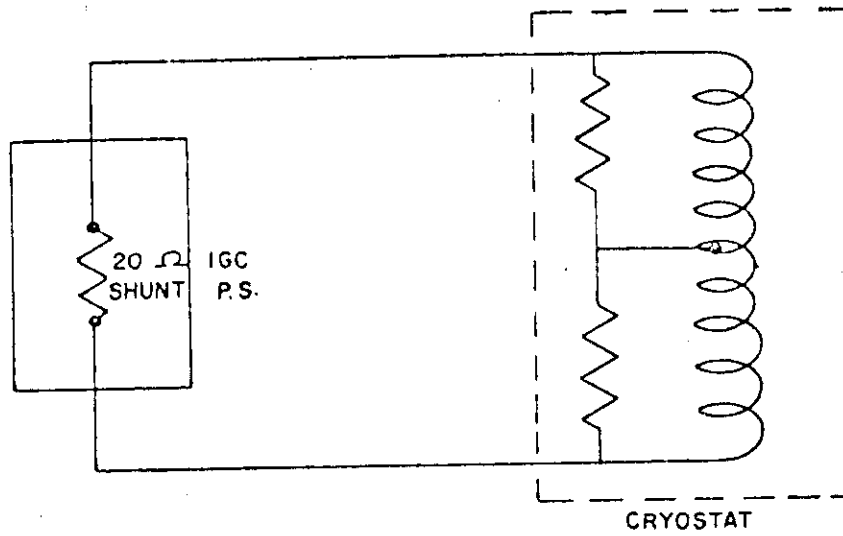


Fig.4.1 3 Schematic diagram of BNL's 8° magnet protection method.



MOTOR



GENERATOR

Fig.4.14 Schematic diagram of magnet protection method used for Navy's ship propulsion system (courtesy of H.O. Stevens, NSRDC).

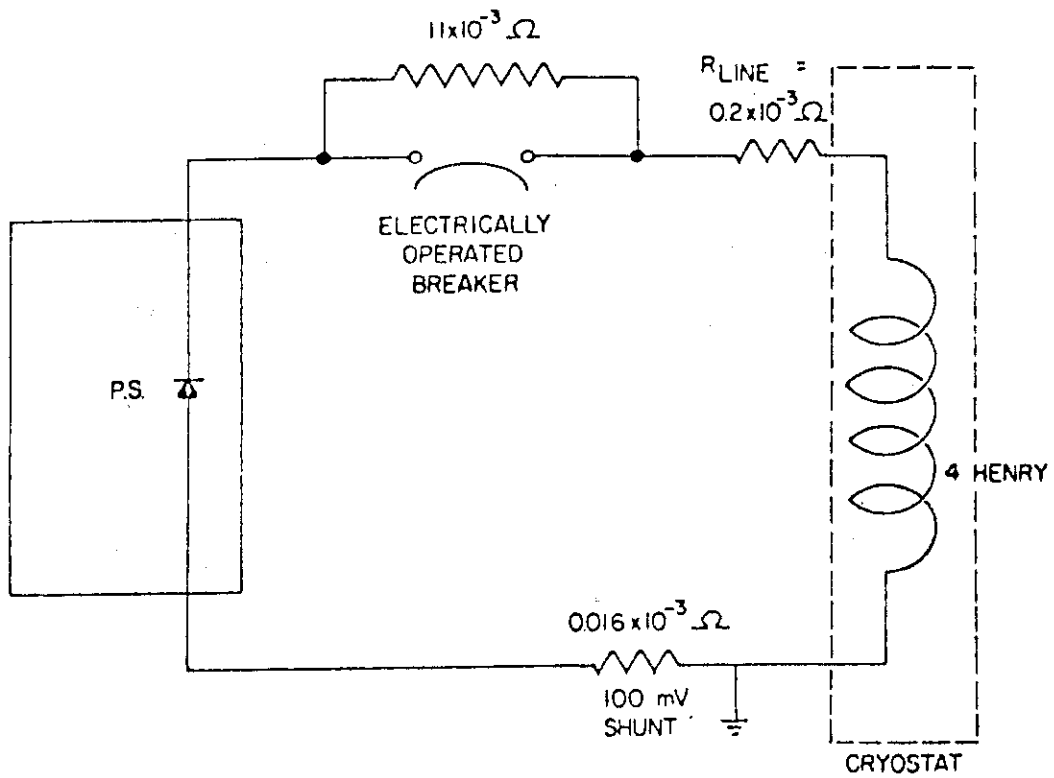


Fig.4.15 Schematic diagram of BNL's 7 foot bubble chamber magnet protection method.

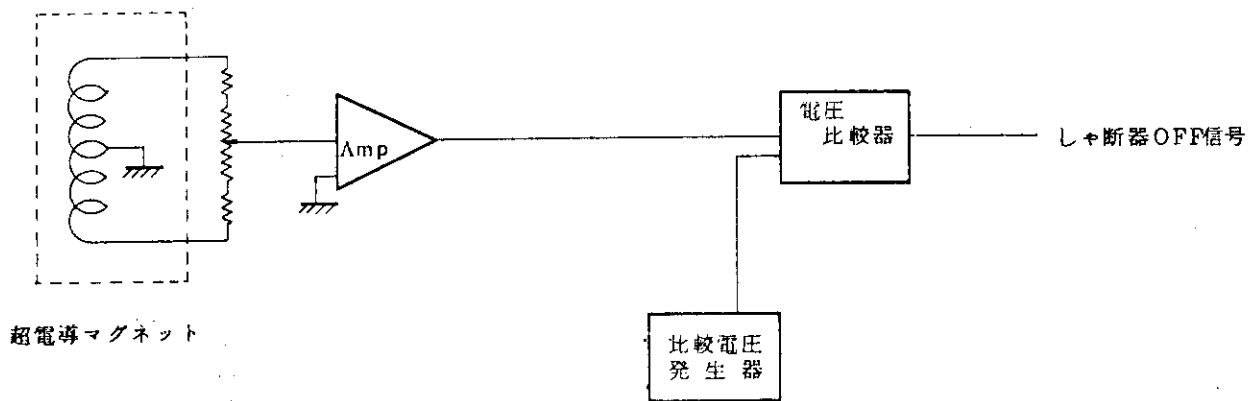


Fig. 4.16 電圧検出部ブロックダイアグラム

5. クライオスタット

超電導マグネットは極低温に冷却して保持されなければならないため、高真空でかつ熱的にも断熱された容器の中に収められている。この容器はボロイダルマグネットによるくり返し機械力にさらされる一方、トロイダルマグネットの発生する磁場から受ける電磁力および大気圧からほり大な量の外圧を受ける。また冷却と昇温がくり返し行われる場合には熱応力も受けることになりあらゆる種類の力が作用することになる。また容器は電氣的には絶縁されていなければならないため、非常に複雑な構造をとっている。容器には非常に数多い冷却配管、測定素子の取り出し口、電流の導入口が接続されるため、これらの接続箇所各々について気密が保持されなければならない。万一少しでも気密漏れの生じた場合には、これが直ちに容器の断熱特性の劣化につながり、ひいては貯蔵されていた液体ヘリウムの急激な蒸発、容器内の圧力上昇、容器の破かいに至ることになる。

ここでは、このような容器の真空劣化に伴って生じる液体ヘリウムの蒸発、圧力上昇等について検討する。

検討事項は、非常に小さい気密漏れが発生しているときの容器の断熱特性の劣化、それに伴うヘリウムの蒸発および大きな気密漏れが発生した場合のその後の現象、それに対して容器を破かいから守るための安全弁、破かい板の検討等である。

5.1 真空度の劣力による熱伝導

Fig. 5.1 に示したように、高温壁の温度 T_1 、低温壁の温度 T_2 の同心円筒間に圧力 P の気体が存在する場合、気体の自由熱運動により高温壁から低温壁の単位面積、単位時間当たり次の次で与えられを Q の熱が侵入する

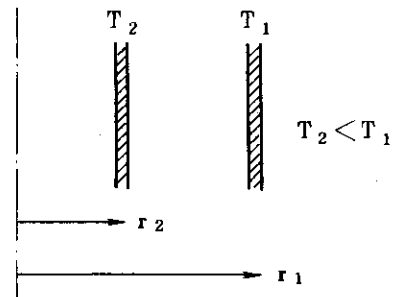


Fig. 5.1 同心円筒間の熱伝導

$$\dot{Q} = \frac{1}{2} \left(\frac{r+1}{r-1} \right) \sqrt{\frac{R}{2\pi M}} \frac{2}{\sqrt{T'_1} + \sqrt{T'_2}} P (T'_1 + T'_2) \quad (5.1)$$

ここで、 r : 気体の定圧比熱 C_p と定積 C_v の比 C_p/C_v

R : ガス定数

M : 気体のモル数

T'_1 および T'_2 は気体の適切係数、壁面の状態、同心円筒の半径等によって決定される温度である。

$r_1 \approx r_2$ および適切係数 ≈ 1 の場合には壁の温度そのもの、即ち $T'_1 \approx T_1$ 、 $T'_2 \approx T_2$ となる。

低温での気体による熱伝導を問題にする場合には、気体の低温吸着現象をとり上げなければ

ならない。

今の場合には、問題にする気体はヘリウムガスのみと考えてよい。その他のガスは液体ヘリウム槽あるいは、窒素シールド槽にトラップされて、熱伝導には寄与しない。ヘリウムガスの場合の適切係数を求めた実験例は少なく、厳密な議論はできないが近似的には(5.1)式で表わされた熱量に適切係数を乗じた値の熱量が低温壁に流入すると考えてよい。種々の気体の適応係数を参考としてTable 5.1に示した。

ヘリウムガスについては；

$$r = 1.67$$

$$R = 8.32 \text{ Joule/mol. deg}$$

$$M = 4$$

さらに圧力PをTorrで表わすと、 $1 \text{ Torr} = 1.333 \times 10^3 \text{ dyne/cm}^2$ であるから(5.1)式のPには 1.333×10^3 倍した値を用いなければならない。

従って(5.1)式は

$$\dot{Q} = 1.333 \times 10^3 \left(\frac{r+1}{r+1} \right) \sqrt{\frac{R}{2\pi M}} \frac{P}{\sqrt{T_1} + \sqrt{T_2}} (T_1 - T_2) \quad (5.2)$$

となる。ヘリウムガスについての定数を代入すると、

$$\begin{aligned} \dot{Q} &= 1.003 \times 10^3 \frac{1.67+1}{1.67-1} \sqrt{\frac{8.32}{2\pi \times 4}} \frac{P}{\sqrt{T_1} + \sqrt{T_2}} (T_1 - T_2) \\ &= 3 \times 10^3 \frac{P}{\sqrt{T_1} + \sqrt{T_2}} (T_1 - T_2) \quad \text{watt/cm}^2 \quad (5.3) \end{aligned}$$

となる。

この式は(5.4)式で示される気体の平均自由行程 λ が2つの差の間隔に較べて十分大きい場合に成立するものである。

$$\lambda = \frac{1}{\pi d^2 n} \quad (5.4)$$

ここでdは気体分子の直径、nは分子密度である。

一方圧力とnの間には $P = nkT$ の関係があるため、PをTorrで表わしたとき、

$$\lambda = \frac{kT}{\pi d^2 P} \times \frac{10^3}{1.333} \quad (\text{cm})$$

となる。従って $\lambda \approx 10 \text{ mm}$ までが許されるとすると、ヘリウムガスについての数値

$$d \approx 3 \times 10^{-8} \text{ cm}$$

$$k = 1.38 \times 10^{-16} \text{ erg/deg}$$

を代入して、圧力が1 Torr位までの気体に適用することができる。

液体ヘリウム容器は、外槽とヘリウム槽の間に液体窒素温度のシールド板が設けられている。

真空度の劣化によって、外槽からはシールド板に、またシールド板からはヘリウム槽へと(5.3)式で示される熱が気体分子によって運ばれることになる。

(1) 外槽からシールド板への伝熱量

(5.3)式で $T_1 = 300 \text{ K}$ 、 $T_2 = 80 \text{ K}$ であるから、

$$\begin{aligned} \dot{Q} &= 3 \times 10^3 \frac{P}{\sqrt{300 + \sqrt{80}}} \quad (300 - 80) \\ &= 2.5 \times 10^4 \cdot P \quad \text{watt/cm}^2 \end{aligned} \quad (5.5)$$

の熱が侵入することになる。この熱はかなり大きい、これは前述したように気体の適応係数を1とした場合であり、ヘリウムガスの適応係数はTable 5.1 から0.1の程度と考えられる。現実の問題としては(5.5)式の値よりも1/10程度小さいと考えることができる。従って

$$\begin{aligned} \dot{Q} &\approx 2.5 \times 10^3 \cdot P \quad \text{watt/cm}^2 \\ &= 2.5 \times 10^7 P \quad \text{watt/m}^2 \end{aligned} \quad (5.6)$$

程度である。

ポロイダルコイルシールド板の全表面積は、約500m²あり、従って

$$\dot{Q} \approx 1.25 \times 10^{10} \cdot P \quad \text{watt} \quad (5.7)$$

の熱侵入となる。圧力が10⁻⁷Torrの場合には1.25kwattの熱侵入となる。

真空が破れ、真空槽の圧力が上昇した場合には(5.7)式で与えられる熱がシールド板に伝わることになる。真空槽の圧力とシールド板への伝熱量をTable 5.2に示した。

このように真空度に比例して伝熱量が増加するため、シールド板の温度は急激に上昇する。このように急激に熱が流入した場合には、シールド板の温度を液体窒素を流すことによって冷却できることは期待できない。シールド板はそれ自身のもっている熱容量で温度上昇することになる。

Fig. 5.2に示したようにシールド板として厚さdの板を使用していると、単位面積当り \dot{Q} watt/cm²の熱が流入し、A板が断熱的に温度上昇するとすると、シールド板の温度は次の式で上昇する。

$$\dot{Q} dt = c \rho d dt \quad (5.8)$$

$$\therefore T = \frac{\dot{Q}}{c \rho d} t \quad (5.9)$$

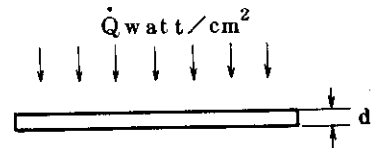


Fig. 5.2 シールド板の温度上昇

ここで、

c ; シールド板の比熱 Joule/g · K

ρ ; " 密度 g/cm³

t ; 時 間 sec

シールド板に厚さ1mmのA板を使用するとすると、A板の80Kから300Kまでの平均比熱c ~ 0.6 Joule/g · K, ρ = 2.7 g/cm³を代入して、

$$\begin{aligned} T &= \frac{\dot{Q}}{0.6 \times 2.7 \times 0.1} t \\ &\approx 6 \dot{Q} t \end{aligned} \quad (5.10)$$

となる。

$\dot{Q} = 1 \text{ kw/m}^2 = 0.1 \text{ watt/cm}^2$ の場合10秒で6K, 100secで60K温度上昇すること

になる。

$\dot{Q} = 1 \text{ kw/m}^2$ は真空度が 10^{-7} Torr の場合であるが、真空が劣化し $P = 10^{-4} \text{ Torr}$ になった場合は $\dot{Q} \approx 1 \text{ MW/m}^2$ であり、この場合には、1秒で 60 K も温度上昇することとなる。従ってシールド板の温度は数秒で室温 (300 K) まで上昇すると考えられる。

以上の考察は、シールド板が温度上昇してもシールド板に流入する熱量は変化しないと考えた場合であるが、実際には (5.2) 式が示すように高温壁と低温壁の温度差が小さくなれば、流入する熱量は減少する。この効果を考えるとシールド板に流入する熱量は次のようになる。

(5.3) 式からシールド板の温度を T 、外槽の温度を T_1 とすると \dot{Q} は次のようになる。ここではヘリウムの適応係数を 0.1 とした。従って、 \dot{Q} は (5.3) 式の値の $1/10$ になっている。

$$\dot{Q} = 3 \times 10^2 \frac{P}{\sqrt{T_1} + \sqrt{T}} (T_1 - T) \quad \text{watt/cm}^2 \quad (5.11)$$

上式で \dot{Q} に大きく反映されるのは分子にある $(T_1 - T)$ であり分母の $T_1 + T$ は近似的に T_1 のみと考へても大差はない。従って、上式は近似的に、

$$\dot{Q} = 3 \times 10^2 \frac{P}{\sqrt{T_1}} (T_1 - T)$$

となる。したがって (5.8) 式から、

$$\int_0^t dt = \frac{c \rho d \sqrt{T_1}}{3 \times 10^2 \cdot P} \int_{T_2}^T \frac{dT}{T_1 - T}$$

$$\therefore t = - \frac{c \rho d \sqrt{T_1}}{3 \times 10^2 \cdot P} \ell_n \frac{T_1 - T}{T_1 - T_2}$$

$$\therefore T = T_1 - (T_1 - T_2) e^{-\frac{3 \times 10^2 P}{c \rho d \sqrt{T_1}} t} \quad (5.12)$$

となる。すなわちシールド板の温度はそれぞれの真空度に応じて Fig. 5.3 のように上昇する。

(2) シールド板からヘリウム槽への伝熱量とマグネットの温度上昇

(1) で計算したと同様な方法により、シールド板からヘリウム槽への伝熱量を計算できる。

(5.3) 式において、 $T_1 = 80 \text{ K}$ 、 $T_2 = 4 \text{ K}$ を代入し、(1) と同様にヘリウムガスの適切係数を 0.1 とすると、

$$\begin{aligned} \dot{Q} &= 3 \times 10^2 \frac{P}{\sqrt{80} + \sqrt{4}} (80 - 4) \\ &= 2 \times 10^3 \cdot P \quad \text{watt/cm}^2 \end{aligned} \quad (5.13)$$

となる。(5.3) 式からわかるように残留ガスによる熱伝導は $300 \rightarrow 80 \text{ K}$ も $80 \text{ K} \rightarrow 4 \text{ K}$ も order 的には余り変らない。

この計算は、高温壁と低温壁の間を残留ヘリウムが自由に動けると考えた場合であるが、実察の超電導マグネットの断熱は、スーパーインシュレーションで行われているため、ヘリウムガスは自由に動くことはできず、上の計算がそのまま適用できるとはいえない。

しかし容器に漏れが生じ、ヘリウムガスが断熱層に浸入した場合には、最悪の場合上で計算した熱量がヘリウムガス分子によって運ばれると考へてよい。

(1)で行ったと同様に、真空が劣化した場合のヘリウム槽への伝熱量およびそれに基づく超電導マグネットの温度上昇について考える。

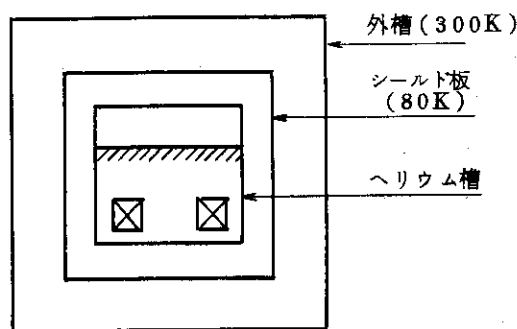


Fig. 5.4 ヘリウム槽への侵入熱

Fig. 5.4 のように超電導マグネットはヘリウム槽の中に置かれており、その周りをシールド板で熱シャヘいし、さらに全体は真空槽に収められている。

ヘリウム槽の表面積を S (cm^2) とすると、 80K のシールド板から 4K のヘリウム槽へは $\dot{Q} = 2 \times 10^3 \cdot P \cdot S$ の熱が流入する。

超電導マグネットは、まず冷却に用いている液体ヘリウムが蒸発した後、その温度が上昇することになる。超電導マグネットの温度が上昇する過程では、その途中で超電導マグネットのクエンチが起りマグネットの温度上昇の様子を複雑なものとする。

5.2 液体ヘリウムの蒸発

液体ヘリウムの蒸発潜熱は 4.2K 、 1 気圧の下で、 20Joule/g であるから、 $m(\text{g})$ の液体ヘリウムでは $20 \times m\text{Joule}$ の熱を蒸発によってとり去ることができる。

超電導ポロイダルマグネットには、中心側コイルと大径コイルがあるが、ヘリウム槽の表面積、貯液ヘリウムの量、超電導マグネットの重量を総合して考えると、大径コイルの温度上昇がもっとも厳しいことになる。

ここではV6コイルを例にとってその温度上昇を解析することにする。V6コイルの寸法はFig. 5.5 のようになっている。

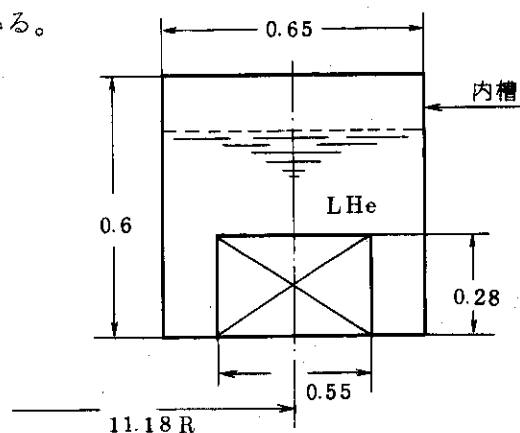


Fig. 5.5 大径コイルV6の寸法

したがって、

ヘリウム槽表面積	175 m ²
液体ヘリウムの貯液量	16.5 m ³ = 2.1 ton
超電導コイルの重量	48 ton

である。

ここで、超電導コイル外形寸法の50%を線材が占めるとし、またその量は銅のみと仮定した。また液体ヘリウムの貯液量は、ヘリウム槽容積の80%とし、コイル部の50%には液体ヘリウムが浸透しているとした。

真空度がP Torr のとき、ヘリウム槽には $2 \times 10^3 P \text{ watt/cm}^2$ の熱が流入する。したがってV6コイル全体では、

$$2 \times 10^3 \times 175 \times 10^4 P \quad \text{watt}$$

の熱が侵入することになる。

この熱は液体ヘリウムの蒸発潜熱によってとり去られる。液体ヘリウムの貯液量は $2.1 \times 10^6 \text{ g}$ であるから、全蒸発潜熱は、 $20 \times 2.1 \times 10^6 = 4.2 \times 10^7 \text{ Joule}$ となる。したがって液体ヘリウムが蒸発してしまうまでの時間 t は

$$t = \frac{4.2 \times 10^7}{2 \times 10^3 \times 175 \times 10^4 \cdot P}$$

$$= 0.012 \times \frac{1}{P} \quad \text{sec} \quad (5.14)$$

で与えられる。

すなわち、Table 5.3 に示した関係が得られる。

5.3 超電導マグネットクエンチによる温度上昇

このように、真空度が劣化した場合にはヘリウム槽の液体ヘリウムは非常に早く蒸発する。その後の超電導マグネットは、クエンチ保護回路により保護されているため、蓄積エネルギーの一部がコイルに消費されることによる温度上昇と外部からの侵入熱による温度上昇が加えられて温度上昇することになる。

V6コイルはクエンチ保護抵抗 0.16Ω 、垂直磁界コイル全体のインダクタンス 0.11 H 、電流 100 kA であるからクエンチしたときには

$$\tau = 0.11 / 0.16 = 0.69 \text{ sec}$$
 の時定数で減衰する。

V6コイルの自己インダクタンスは 0.0263 (H) であるから、V6コイル自身で蓄積している電磁エネルギーは

$$E = \frac{1}{2} \times 0.0263 \times (10^5)^2 = 1.32 \times 10^8 \quad \text{Joule}$$

である。

銅の極低温 ($4 \sim 30 \text{ K}$) の比熱 C は

$$C = 1.6 \times 10^{-5} T + 5.5 \times 10^{-7} T^3 \quad (\text{Joule/g} \cdot \text{K})$$

で近似的に表わされる。

蓄積エネルギーの内 α がコイルで消費されるとするとコイルの温度は次の式で上昇する。

$$\alpha E = \int_4^T c m d T \approx \int_4^T c m d T \quad (5.15)$$

$$\therefore \alpha E = m (0.8 \times 10^{-5} T^2 + 1.375 \times 10^{-7} T^4) \quad (5.16)$$

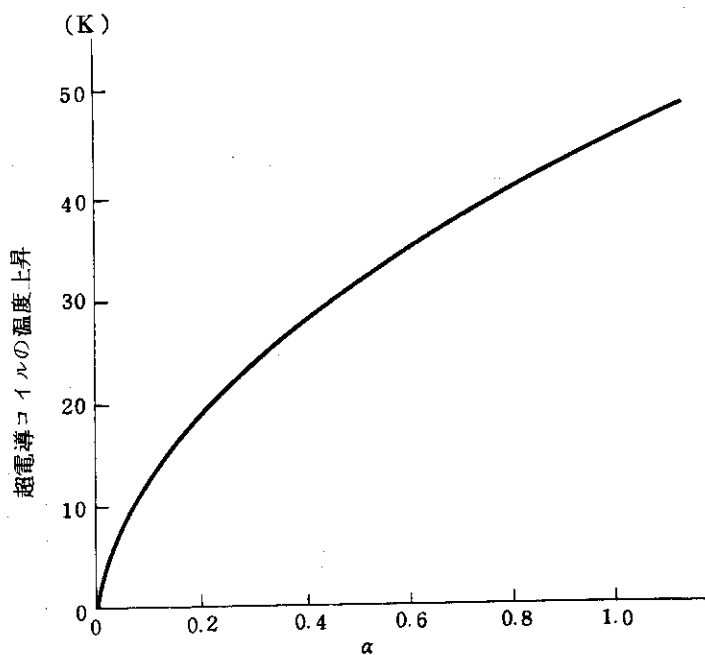
$$E = 1.32 \times 10^8 \quad (\text{Joule})$$

$$m = 4.8 \times 10^7 \quad (\text{g})$$

を代入して $1.32 \times 10^6 \alpha = 3.84 T^2 + 6.6 \times 10^{-2} T^4$

$$\therefore T^2 = \frac{-1.92 + (1.92^2 + 6.6 \times 10^{-2} \times 1.32 \times 10^6 \cdot \alpha)^{\frac{1}{2}}}{6.6 \times 10^{-2}} \quad (5.17)$$

各 α に応じて、コイルは Fig. 5.6 に示したように温度上昇することになる。



α ; コイルの蓄積エネルギーの内、コイルで消費されるエネルギーの割合

Fig. 5.6 超電導コイルのクエンチ時温度上昇

超電導コイルがクエンチした場合の温度上昇は、超電導コイル内で消費されたエネルギーの割合によって Fig. 5.6 に示したようになるが、この温度に達する時間は、クエンチ時間の時定数とほぼ等しいと考えることができる。垂直磁界コイルの場合は 0.69 sec である。

超電導コイルがクエンチした後の温度上昇は、クライオスタット外部からの熱侵入によって行われるが、この温度上昇の解析は安全設計上は特に問題にはならない。

5.4 真空度が劣化する速さ

液体ヘリウム真空断熱容器の真空外槽に割れが生じた場合には、そこから空気が真空中に流入し、真空度は急激に劣化する。

この場合、液体ヘリウムの真空容器が普通の真空容器と異なる点は、液体ヘリウム容器がクライオポンプ作用をもっている点である。すなわち、真空度は、流入したガス中で、低温壁に吸着した残りのガスに左右されることになる。ここではクライオポンプ作用を考慮した場合について、真空外壁に割れが生じた場合の真空度の劣化について考える。

(1) 真空外壁に割れが生じた場合に大気中から真空中に流入する空気の数

今、Fig. 5.7 のように真空容器（圧力 P_b ）に割れが生じた場合に、大気中から容器に流入する空気の数について考える。

流体力学によると、この場合に流入する気体の量は割れる形状に関する。

割れは一般にはFig. 5.8 に示したように大きく分けて3種類の形状をとり得る。

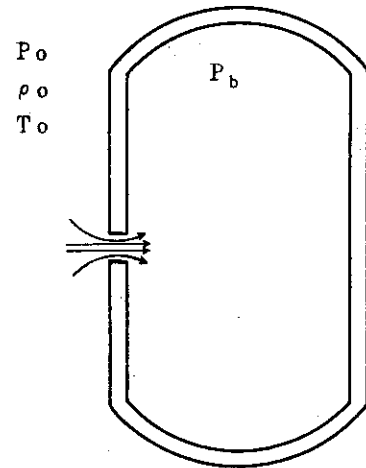


Fig. 5.7 真空容器の割れによる気体の流入

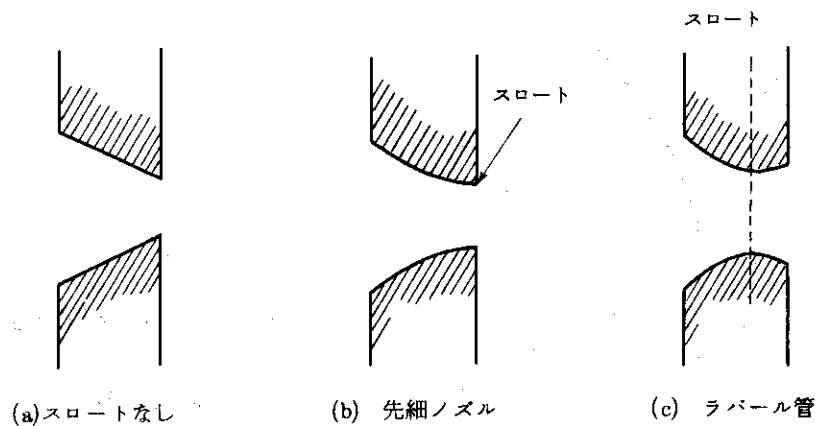


Fig. 5.8 割れの形状

それぞれの割れは、割れ部分にスロートがあるかどうかによって分類される。今、割れの出口の面積が上の3種類について一定とすると、問題にしている気体の流入は、割れの出口にスロートのある(b)の先細ノズルの場合が最大となる。したがって、ここでは(b)のような割れの場合について考える。

スロート部分の面積 A_1 とすると、容器中に流入する気体の質量流量 \dot{m} は次の式で与えられる。

$$\dot{m} = \rho_o \cdot a_o \cdot A_1 \sqrt{\frac{2}{\gamma-1} \left\{ \left(\frac{p_e}{p_o} \right)^{\frac{2}{\gamma}} - \left(\frac{p_e}{p_o} \right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma}} \right\}} \quad (\text{g/sec}) \quad (5.18)$$

ここで、 ρ_0, p_0 は大気の密度と圧力である。

また a_0 は大気の音速であり、大気の比熱比 r 、ガス定数 R 、温度 T_0 とすると、

$$a_0 = \sqrt{\frac{r R T_0}{M}} \quad (5.19)$$

で与えられる。大気の場合 $r = 1.4$ 、 $R = 8.32 \times 10^7 \text{ erg/mol deg}$ 、 M はモル数であり空気の場合 $M = 29$ および $T_0 = 29.3 \text{ K}$ であるから、 $a_0 = 340 \text{ m/sec}$ である。さてここで P_0 はスロート部の圧力であるが、これは容器の圧力すなわち背圧 p_b を下げればいくらかでも小さくなるというわけではなくスロート部における大気のマッハ数が 1 以上をとることはできないため、

$$p_e = p^* = p_0 \left(\frac{2}{r+1}\right)^{\frac{r}{r+1}} \quad (5.20)$$

で与えられる臨界値以下にすることはできない。また、このときが割れから流入する質量流量が最大となり次式であたえられる。

$$\dot{m}_{\max} = \rho_0 a_0 A_1 \left(\frac{2}{r+1}\right)^{\frac{r+1}{2(r-1)}} \quad (\text{g/sec}) \quad (5.21)$$

1 気圧、 20°C の空気の密度 ρ_0 は $1.2 \times 10^{-3} \text{ g/cm}^3$ であるから

$$\begin{aligned} \dot{m}_{\max} &= 1.2 \times 10^{-3} \times 3.4 \times 10^4 \times \left(\frac{2}{1.4+1}\right)^{\frac{1.4+1}{2(1.4-1)}} \cdot A_1 \\ &= 23.6 A_1 \quad (\text{g/sec}) \end{aligned} \quad (5.22)$$

となる。

すなわち、容器の圧力がスロート部の臨界圧力 $p^* = 0.52 p_0$ に達するまでは上式で与えられる \dot{m}_{\max} の質量流量で容器の中に流入することになる。

さて真空容器の体積を V とすると、時間 $t = 0$ で割れが生じてから、 t 秒後には

$$m = 23.6 A_1 \cdot t \quad \text{g}$$

の空気が体積 V の中に流入することになる。したがって、 t 秒後の容器は密度 $\rho = \frac{m}{V}$ の気体で満されていることになり、容器の圧力は、

$$\begin{aligned} P &= \frac{R T}{M} \rho = \frac{m R T}{M V} \\ &= \frac{R T}{M V} \times 23.6 A_1 \cdot t \quad (\text{dyne/cm}^2) \\ &= 1.77 \times 10^{-2} \frac{R T}{M V} A_1 \cdot t \quad (\text{Torr}) \end{aligned} \quad (5.23)$$

となる。

さて、ここで中央部真空容器について考える。

この部分の真空部体積は $\pi \times 3.7^2 \times 9 \times 0.5 = 193 \text{ m}^3 \approx 200 \text{ m}^3$ である。上式で 0.5 は真空槽の中に収納されている液体ヘリウム槽、液体ヘリウムタンクおよびその他の構造物を除

いた純粋に真空のみの占める割合である。

$$R = 8.32 \times 10^7 \text{ (erg/mol deg)}$$

$$T = 293 \text{ (K)}$$

$$M = 29$$

$$V = 2 \times 10^8 \text{ (cm}^3\text{)}$$

を代入して

$$P = 7.44 \times 10^{-2} A_1 \cdot t \text{ (Torr)} \quad (5.24)$$

となる。これから、割れの断面積 A_1 と真空度の劣化の関係を図にすると Fig. 5.9 のようになる。

このように真空容器の体積が非常に大きくても、少しの割れで真空度は急激に劣化する。例えば 0.01 mm^2 の割れ（これは直径約 0.1 mm^2 の穴に相当する）が生じて、100 sec 位で真空度は 10^{-3} Torr 位に低下することになる。

(2) クライオポンプ効果を考えた場合

以上の考察は、割れから流入した大気が全て真空層に拡がると仮定した場合であったが、ヘリウム容器は非常に低温であり、流入したガスをその低温壁表面に吸着するクライオポンプ作用を有している。この作用を考慮すると、真空の劣化はもっとゆるやかになる。

$$S = A \left(\frac{RT_g}{2\pi M} \right)^{\frac{1}{2}} \left\{ C_g - C_s \frac{P_s}{P_g} \left(\frac{T_g}{T_s} \right)^{\frac{1}{2}} \right\} \quad (5.25)$$

ここで、

A ; 低温壁の表面積

C_g ; 低温壁に衝突したガスの凝縮係数

C_s ; 凝縮ガスの蒸発の確率

T_s ; 低温壁の温度

T_g ; ガスの温度

P_g ; ガスの圧力

P_s ; 凝縮ガスの蒸気圧

である。 C_g は Table 5.4 に示したようにほぼ 1 に近い値をもっている。また空気に対しては Fig. 5.10 に示したように P_s はほぼ 0 の値をもっているから (5.25) 式で $\left\{ \right\}$ 内の第 2 項は無視できる。

したがって低温壁、すなわち液体ヘリウム容器の表面は 20°C の空気に対して

$$S = 11.6 \times A \times 10^3 \text{ cm}^3/\text{sec}$$

の排気速度をもっている。

今、Fig. 5.11 のように体積 V 、低温壁表面の吸着排気速度 S の系があったときに毎秒 \dot{m} の気体が侵入してくる場合の圧力 P の時間変化について考える。

今、時間 t において圧力が P でありそのときの気体の密度を ρ とすると dt 時間内には $\dot{m}dt$ の気体が体積 V 内に流入し、その中で $\rho S dt$ の気体が低温壁に吸着されることになる。したがって、体積 V 内には差引き

$$\dot{m}dt - \rho S dt$$

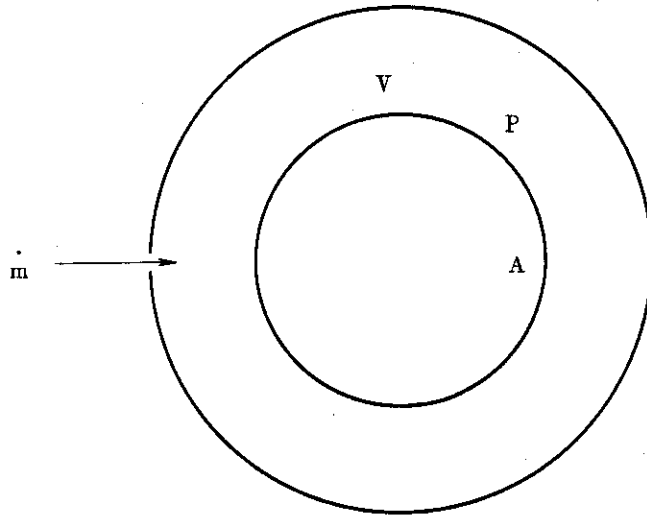


Fig. 5.11 クライオポンプの効果を考慮した真空劣化

の気体が増加することになる。この増加によって圧力が dp 上昇するとすると

$$dp = \frac{RT}{M} \frac{\dot{m}dt - \rho Sdt}{V} \quad (5.26)$$

の関係がなり立つ。

$$\rho = \frac{M}{RT} P \text{ であるから}$$

$$V \frac{dp}{dt} = \frac{RT}{M} \dot{m} - PS \quad (5.27)$$

これを解くと、

$$P = P_0 + (P_1 - P_0) e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (5.28)$$

ただし、

$$P_0 = \frac{RT\dot{m}}{SM} \quad (5.29a)$$

$$P_1 ; \text{ 初期真空度} \quad (5.29b)$$

$$\tau = \frac{V}{S} \quad (5.29c)$$

である。

これまで考察してきた数値について考えると、

$$\dot{m} = 23.6 A_1 \text{ (g/sec)}$$

$$V = 2 \times 10^8 \text{ (cm}^3\text{)}$$

$$A = 5 \times 10^6 \text{ (cm}^2\text{)}$$

であるから、

$$S = 11.6 \times 5 \times 10^5 \times 10^3 \text{ cm}^3/\text{sec}$$

$$= 5.8 \times 10^{10} \text{ cm}^3/\text{sec}$$

となり, $A_t = 1 \text{ mm}^2$ の場合には

$$P_0 = \frac{8.32 \times 10^7 \times 293 \times 23.6 \times 10^{-2}}{5.8 \times 10^{10} \times 29}$$

$$= 3.42 \times 10^{-3} \text{ (dyne/cm}^2\text{)}$$

$$= 2.56 \times 10^{-6} \text{ (Torr)}$$

また,

$$\tau = \frac{2 \times 10^8}{5.8 \times 10^{10}} = 3.4 \times 10^{-3} \text{ (sec)}$$

したがって

$$P = 2.56 \times 10^{-6} + (P_1 - 2.56 \times 10^{-6}) e^{-\frac{10^3}{3.4} t}$$

$$\approx 2.56 \times 10^{-6} \text{ (Torr)}$$

となり, 真空度はほとんど劣化しないことがわかる。

$A_t = 1 \text{ cm}^2$ の場合でも, クライオポンプの作用により圧力は

$$P \approx 2.56 \times 10^{-4} \text{ (Torr)}$$

になるだけである。このようにクライオポンプ作用を考慮に入れた場合には, 少しの割れが生じてこれほどほとんど真空度の劣化には影響しない。しかし, クライオポンプ作用により大量のガスが低温壁に吸着するため, 今度はそのガスにより持込まれる熱侵入が問題となる。

次にこの熱侵入量について考える。

(3) クライオポンプ作用による熱損失

空気は 2 原子分子であるから自由度 5 を有しており, したがって温度 T で 1 モルの空気は $\frac{5}{2} RT$ のエネルギーをもっている。

先に述べたように, 表面積 A の低温壁には単位時間当り ρS (g/sec) の空気が吸着される。ここで S はクライオポンプ作用による排気量である。吸着された後は空気分子のもっていたエネルギーは 0 になるから, 最初に有していたエネルギーが全て低温壁に吸収されることになる。

したがって, 低温壁に吸収される単位時間当りのエネルギーは

$$W = S\rho \times \frac{5RT}{2M} \quad (\text{wall}) \quad (5.30)$$

である。

また ρ は雰囲気中の圧力に関係し,

$$\rho = \frac{M}{RT} P = \frac{M}{RT} \left\{ P_0 + (P_1 - P_0) e^{-\frac{t}{\tau}} \right\} \quad (5.31)$$

で表わされ時間的に変化している。

ここで P_0, P_1, τ は (5.29 a, b, c) 式で表われた値である。 τ は msec の order であるから上式で時間的に変化する項は無視できて短時間に定常値,

$$\begin{aligned} \rho &= \frac{M}{RT} P_0 \\ &= \frac{\dot{m}}{s} \\ &= \frac{1}{S} \times 23.6 A_i \quad (\text{g/cm}^3) \end{aligned}$$

になると考えてよい。

したがって、

$$W = 23.6 \cdot A_i \times \frac{5RT}{2M} \quad (\text{watt}) \quad (5.32)$$

となる。このように低温壁に吸収されるエネルギーは、クライオポンプ作用の排気量にはよらないことがわかる。これはクライオポンプの排気量が非常に大きく、真空部に流入した空気がすべてクライオ表面に吸着されることから当然のことである。

割れ面積 A_i の大きさによって、低温壁が吸収する単位時間当りのエネルギーは (5.32) 式を計算すると Table 5.5 に示したようになる。

5.5 安全弁と破壊板

(1) 熱浸入と圧力上昇

Fig. 5.12 のように液体ヘリウム容器に \dot{Q} (wall) の熱が侵入したときを考える。

この熱により液体ヘリウムが蒸発するが、蒸発したヘリウムガスの逃げ口がない場合には、容器の内圧が上昇し、容器の破壊に至ることになる。したがって適当な容量の安全弁および破壊板を設け、容器の内圧を設計値以下に抑えることが必要になる。

圧力容器の安全弁および破壊板は 5.4 で考察したと同様の方法で設計することができる。

Fig. 5.12 においてヘリウム容器の設計圧力を P とすると、内圧を P 以下に抑えるためには、最大質量流量 \dot{m}

$$\dot{m} = \rho_a A \sqrt{\frac{2}{r-1} \left\{ \left(\frac{P_0}{P} \right)^{\frac{2}{r}} - \left(\frac{P_0}{P} \right)^{\frac{r+1}{r}} \right\}} \quad (5.33)$$

の質量が流れるだけの安全弁あるいは破壊板の断面寸法 A が必要である。

$$\rho = \frac{M}{RT} P, \quad a = \sqrt{\frac{rRT}{M}} \text{ を代入して、}$$

$$\dot{m} = PA \sqrt{\frac{M}{RT}} \sqrt{\frac{2r}{r-1} \left\{ \left(\frac{P_0}{P} \right)^{\frac{2}{r}} - \left(\frac{P_0}{P} \right)^{\frac{r+1}{r}} \right\}} \quad (5.34)$$

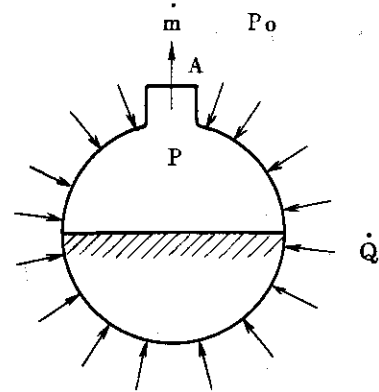


Fig. 5.12 液体ヘリウムの蒸発

となる。

容器の設計圧力をPとすると、液体ヘリウム槽への熱侵入はまず、4.2 K、1気圧の液体ヘリウムを圧力Pの液体ヘリウムにするための、ヘリウムの内部エネルギーの増加として使われる。

この場合にも、熱侵入量と容器の体積の割合がもっとも厳しいV-6コイルの場合について考える。

今、Fig. 5.13のように

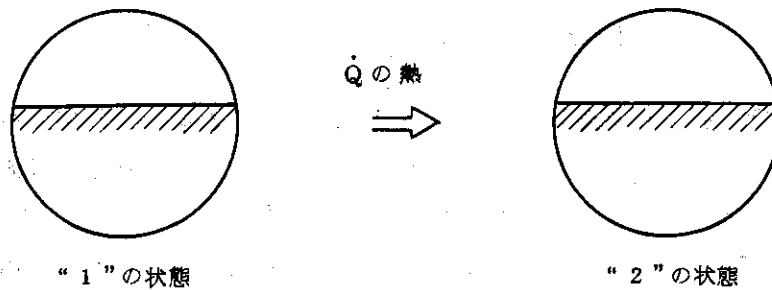


Fig. 5.13 熱侵入による圧力の上昇

ヘリウム容器内の液およびガスが“1”の状態にあるとき、この容器に熱 \dot{Q} が侵入し“2”の状態になったときを考える。

“1”状態と“2”の状態について、容器内の質量の変化はないから、

$$V(1-x_1)\rho_{g1} + V \cdot x_1 \rho_{l1} = V(1-x_2)\rho_{g2} + V \cdot x_2 \rho_{l2} \quad (5.35)$$

また、エネルギーバランスの条件から、

$$V(1-x_1)\rho_{g1} \cdot U_{g1} + V x_1 \rho_{l1} U_{l1} + \dot{Q} \cdot t = V(1-x_2)\rho_{g2} \cdot U_{g2} + V x_2 \rho_{l2} U_{l2} + V x_2 \rho_{l2} U_{l2} \quad (5.36)$$

ここで、

- V ; 容器の体積
- x ; 容器V内の液量の割合
- ρ ; 密度
- U ; 内部エネルギー

添字g, l, 1, 2はそれぞれ、ガス、液および状態が“1”であるか“2”であることを示したものである。

安全弁あるいは破壊板の作動する圧力をPとすると、Pが与えられるとその条件で液とガスが共存する温度は飽和温度から定ってくる。圧力と温度が定まっておれば、そのときのガスおよび液の内部エネルギーは定っており、結局上式で未知数は x_2 と時間tのみになる。

(5.35)および(5.36)両式から x_2 は次のように計算される。

$$x_2 = \frac{(1-x_1)\rho_{g1} + x_1\rho_{l1} - \rho_{g2}}{\rho_{l2} - \rho_{g2}} \quad (5.37)$$

さてここで、ヘリウムの物性値としてTable 5.6に示した値をとる。

ここで、単純にPおよび x_1 を与えると、それに相当する上式の x_2 は Fig. 5.14 および Fig. 5.15 のようになる。

$x_2 \leq 1$ が意味のある数値であり、容器内のヘリウムが飽和状態を保って変化している場合例えば最初の液量が $x_1 = 0.8$ である場合、圧力1.8気圧の状態は存在することができるが、圧力2気圧の液とガスの共存状態は存在することができないことがわかる。 $x_2 > 1$ の場合は、容器内はガスのみで満され、高圧に圧縮されたガスになっている。このような状態では、ガスのとり得る状態が高圧-低温か、低圧-高温かの2通りをとり得ることができ、一義的に定まらないことになる。

したがって、ここではヘリウムガスおよび液が飽和状態を保ちながら共存して変化する場合のみを考える。

最初の液量を $x_1 = 0.6$ とし、2気圧で安全弁あるいは破壊板が作動する場合を考える。

Fig. 5.14 から $x_2 = 0.71$ と求まる。

容器の体積 $V = 20.6 \text{ m}^3$ であるから、 \dot{Q} の熱侵入があった場合、容器の圧力が2気圧になる時間 t は (5.36) 式から求めることができる。

$$t = \frac{1}{\dot{Q}} \left\{ V(1-x_2) \rho_{g2} U_{g2} + Vx_2 \rho_{l2} \cdot U_{l2} - V(1-x_1) \rho_{g1} U_{g1} - Vx_1 \rho_{l1} \cdot U_{l1} \right\} = \frac{8.3 \times 10^6}{\dot{Q}} \quad (5.38)$$

したがって、熱侵入量に対して圧力が2気圧に達する時間は Fig. 5.16 のようになる。

同じく $x_1 = 0.4$ の場合も Fig. 5.16 に示した。このときは $x_2 = 0.32$ である。

5.2節では、液体ヘリウムが $x_1 = 0.8$ の量あったとき、侵入熱を蒸発潜熱のみで取り去ったとしたとして液体ヘリウムがなくなるまでの時間を求めたが、液体ヘリウムの圧力上昇をゆるすとする、許容される圧力まで上昇する時間は1気圧の液体ヘリウムの蒸発潜熱のみで取り去った場合の約 $\frac{1}{6}$ になる。

(2) 安全弁および破壊板の吹出し面積

Fig. 5.17 に示したように、単位時間当り \dot{Q} の熱が dt 時間侵入し、圧力Pの飽和液体ヘリウムが体積にして Vdx 蒸発したとする。

また圧力Pで安全弁あるいは破壊板が作動しガス領域内の圧力をPに保つように単位時間当り \dot{m} の質量流量でヘリウムガスが大気中に放出されるものとする。

圧力Pが一定であるからガス領域では密度の変化はなく次の式が成立する。

$$Vdx \rho_g = Vdx \rho_l - \dot{m} dt \quad ((5.39))$$

この式は、ガス領域の質量の増加が、ガス領域に蒸発してきた液体ヘリウムの質量から外部に放出された質量の差に等しいことを示している。

また $\dot{Q}dt$ の熱侵入により $Vdx \rho_l$ の液体ヘリウムが蒸発しヘリウムガスになるから、熱バ

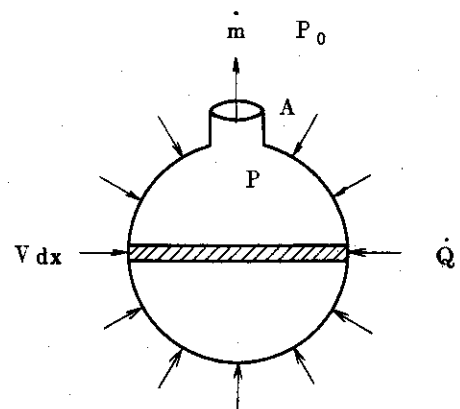


Fig. 5.17 安全弁および破壊板の吹出し面積

ランスから次の式が成立する。

$$\dot{Q} dt = V dx \rho_l (h_g - h_l) \quad (5.40)$$

(5.39) および (5.40) の両式で、

- V ; ヘリウム容器の体積
- dx ; 液面の減少 ($V dx$ が液の減少体積)
- ρ_g ; 圧力 P の飽和ヘリウムガスの密度
- ρ_l ; " " 液 "
- h_g ; 圧力 P の飽和ヘリウムガスのエンタルピー
- h_l ; " " 液 "

である。

この2式から、放出されるヘリウムガスの質量流量 \dot{m} は

$$\dot{m} = \frac{\rho_l - \rho_g}{\rho_l (h_g - h_l)} \dot{Q} \quad (5.41)$$

となる。

圧力 $P = 2$ 気圧とすると、 ρ_l, ρ_g は Table 5.6 から、またエンタルピーは、

$$h_g = 26.7 \text{ J/g}$$

$$h_l = 16.0 \text{ J/g}$$

であるから

$$\dot{m} = 0.0534 \dot{Q} \text{ g/sec}$$

となる。

この \dot{m} を放出するために必要な安全弁あるいは破壊板の放出面積は (5.33) 式から、

$$A = \frac{\dot{m}}{\rho_g a \sqrt{\frac{2}{r-1} \left(\frac{P_0}{P}\right)^{\frac{2}{r}} - \left(\frac{P_0}{P}\right)^{\frac{r+1}{r}}}} \quad (5.42)$$

として求めることができる。

$P_0 = 1$ 気圧、 $P = 2$ 気圧のときは根号内はヘリウムガスの比熱比 $r = 1.66$ を入れると 0.563 となる。

$\rho_g = 0.042 \text{ g/cm}^3$, $a = 9,800 \text{ cm/sec}$ であるから

$$A = 2.3 \times 10^{-4} \dot{Q} \text{ (cm}^2\text{)}$$

すなわち、例えば $\dot{Q} = 10^6 \text{ wall}$ の熱侵入した場合には $A = 230 \text{ cm}^2$ の面積の放出口が必要になる。

ただし、ここでは圧力 2 気圧の飽和ガスがその温度でそのまま放出されることを考えたが、このガスが 100K の温度で放出される場合は $\rho_g = 10^{-3} \text{ g/cm}^3$, $a = 5,900 \text{ cm/sec}$ になるから $A = 1.6 \times 10^{-2} \dot{Q} \text{ (cm}^2\text{)}$ となり、放出面積を約 100 倍大きくしなければならない。

$\dot{m} = 0.0534 \dot{Q}$ の質量流量は 4.2 K、1 気圧の飽和液体ヘリウムに換算すると、各 \dot{Q} に応じて Fig. 5.18 に示した流量になる。

また侵入熱量と、安全弁および破壊板の放出面積は放出ガスの温度に応じて Fig. 5.19 に示した値となる。

5.6 ヘリウム貯槽が破壊した最悪の場合

(1) ヘリウム貯槽への熱侵入量

以上検討してきたのは、真空外槽に穴が開き、しかもコントロールできる程度にヘリウム槽に熱侵入があった場合であるが、最悪の場合にはヘリウム槽が破壊し、ヘリウム槽に貯液されていた液体ヘリウムが全て真空外槽に漏出した場合である。

この場合も液体ヘリウムを貯液している容器の体積に比較して表面積の割合が大きいV-6コイルについて検討する。

V-6コイルの真空槽はFig. 5.20に示した大きさをもっている。

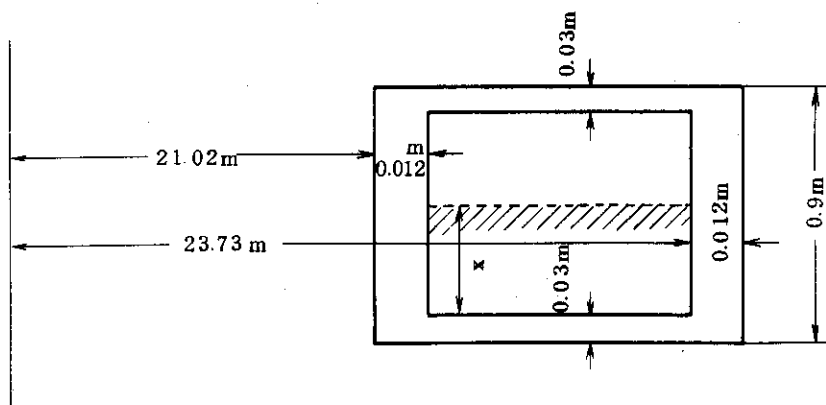


Fig. 5.20 V-6コイル真空容器寸法

V-6コイルの液体ヘリウム貯液量は 16.5 m^3 であるから、この量が真空容器に漏出した場合Fig. 5.20で液の高さ x は 0.017 m となる。漏出した瞬間には液体ヘリウムの受ける侵入熱は、容器底面と側板 0.017 m の高さの部分と考えてよいが、非常に短い時間に蒸発したガスが真空容器全体を満すため、侵入熱は真空容器全ての表面からくると考えることができる。

漏出する直前に、液体ヘリウムおよびガスのもっている内部エネルギー U_1 は、

$$U_1 = V_{1g} \cdot \rho_{1g} \cdot u_{1g} + V_{1l} \cdot \rho_{1l} \cdot u_{1l} \quad (5.43)$$

である。

ここで V は体積、 ρ は密度、 u は内部エネルギーである。添字 g および l でその状態がそれぞれガスおよび液であることを示した。また添字 1 で漏出する直前の状態を示した。

$V_{1g} = 4.1\text{ m}^3$ 、 $V_{1l} = 16.5\text{ m}^3$ であり、1気圧、4.2 Kの飽和ヘリウムが貯蔵されていたとすると、Table 5.6の数値を使って

$$U_1 = 20 \times 10^6 \text{ (J)}$$

となる。

このヘリウムが真空容器に漏出した瞬間には容器は次の式で与えられる密度のガスで満される。

$$\rho_2 = \frac{V_{1g} \cdot \rho_{1g} + V_{1l} \cdot \rho_{1l}}{V_2} \quad (5.44)$$

ここで V_2 は真空容器の体積であり $V_2 = 7.9 \times 10^7 \text{ cm}^3$ である。したがって $\rho_2 = 0.027$

g/cm^3 となる。

また、漏出前と漏出した瞬間とでは内部エネルギーに変化はなく一定に保たれる。漏出した後では上に述べたように密度が非常に小さいガスになっているため、以下の議論ではこのガスを理想気体として考えていく。

漏出後のガスの全質量は $V_2 \cdot \rho_2 = 2.13 \times 10^6 \text{ g}$ である。ヘリウムガスは単原子分子気体であるから、温度 T で 1 モルのヘリウムガスは $\frac{2}{3} RT$ の内部エネルギーをもっている。

したがって漏出した直後のヘリウムガスは次の式で与えられる温度になっている。

$$\frac{2}{3} RT \cdot \frac{V_2 \cdot \rho_2}{4} = U_1 \quad (5.45)$$

左辺の分母にある数字 4 はヘリウムガスモル数を示している。

$R = 8.32 \text{ J/molK}$ であるから、温度 T は $T = 3 \text{ (K)}$ となる。すなわち、ヘリウムの漏出は断熱的に行われたため、温度が低下していることがわかる。

ヘリウムガスの密度および温度がわかれば、そのときの圧力を知ることができる。

$$P = \rho \frac{RT}{M} \quad \text{であるから,}$$

$$P = 0.027 \times \frac{8.32 \times 10^7 \times 3}{4} = 1.68 \times 10^6 \text{ (dyne/cm}^2\text{)}$$

$$= 1.65 \text{ (atm)}$$

すなわち、ヘリウム容器中で 1 気圧の飽和状態にあった液およびガスが、真空容器中に漏出することによって、圧力 1.65 気圧、温度 3 K のガスになったことがわかる。

さて、真空容器に漏出したヘリウムガスはその瞬間から真空容器壁からの熱侵入を受け、温度および圧力が上昇する。

ガスの密度は一定であるから、真空容器の破壊板が圧力 2 気圧で動作すると、そのときのガスの温度は (5.45) 式から $T = 3.64 \text{ K}$ になっている。ヘリウムガスの定積比熱 C_v は 3.12 J/g であるから、漏出したヘリウムガス全体が温度 3.64 K になるためには、

$$Q = 2.13 \times 10^6 \times 3.12 (3.64 - 3.0) = 4.25 \times 10^6 \text{ (J)}$$

の熱侵入がなければならない。

さて、Fig. 5.20 に示した真空容器の外壁の温度を T_h 、内壁の温度とヘリウムガスの温度に等しいとして T_e とすると、真空容器の外壁からは、

$$\dot{Q} = K \left[\frac{\pi}{12} (21.02 + 23.73) \times 0.9 \times 10^4 + \frac{2}{3} \times \frac{\pi}{4} (23.73^2 - 21.02^2) \right. \\ \left. \times 10^4 \right] \times (T_h - T_e) \\ = 7.4 \times 10^5 \text{ K} (T_h - T_e) \text{ (watt)}$$

の熱侵入が生じている。ここで K は容器の熱伝導度であり FRP を使用するとして 300 K から $3 \sim 4 \text{ K}$ までの平均熱伝導率約 1 watt/cm をとった。

したがって \dot{Q} は、

$$\dot{Q} = 7.4 \times 10^5 \times 1 \times (300 - 3) \\ = 2.2 \times 10^8 \text{ watt}$$

となる。 $Q = 4.25 \times 10^6$ J の熱侵入で破かい板が作動するため破壊板が作動するまでの時間は 0.02 秒となる。このように破かい板はヘリウムが漏出した瞬間に作動することになる。

(2) 破壊板の吹出し面積

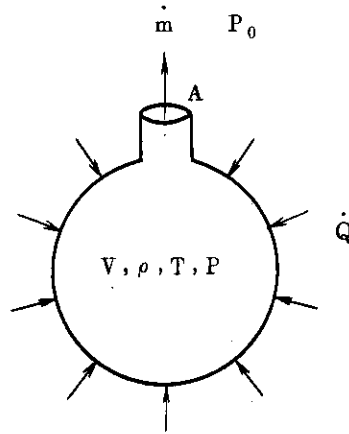


Fig. 5.21 破壊板の吹出し面積

Fig. 5.21 のように、体積 V の容器の中に温度 T 、圧力 P 、密度 ρ のヘリウムガスが充填しているときに、外部から \dot{Q} の熱が侵入する場合を考える。この熱侵入により容器内の圧力は上昇しようとするが、圧力が一定値以下になるように破壊板からヘリウムガスを逃がしてやらなければならない。

容器内のヘリウムガスを理想的なガスと仮定すると、 $P = \frac{RT}{M} \rho$ から圧力が一定に保たれているとすると $\rho T = \text{const}$ でなければならない。すなわち、

$$\rho dT + T d\rho = 0 \tag{5.46}$$

また、 \dot{Q} の熱が dt 時間侵入し、容器内の温度が dT 上昇し、外部には $\dot{m} dt$ のガスが逃げるとするとエネルギーバランスの式から、

$$\dot{Q} dt = V \rho C_v dT + \dot{m} dt C_v T \tag{5.47}$$

が成り立つ。ここで C_v はガスの比熱である。

一方外部に逃げるガスの量と容器内の密度の変化から、

$$\dot{m} dt = -V d\rho \tag{5.48}$$

が成り立つ。

以上 3 式から、

$$\dot{m} = \frac{\dot{Q}}{2 C_v T} \tag{5.49}$$

が得られる。

\dot{m} の質量流量でガスを放出させるに必要な破壊板の吹出し面積 A は (5.33) 式から、

$$A = \frac{\dot{m}}{\rho a \sqrt{\frac{2}{r-1} \left\{ \left(\frac{P_0}{P} \right)^{\frac{2}{r}} - \left(\frac{P_0}{P} \right)^{\frac{r+1}{r}} \right\}}}$$

であるが、 $\rho = \frac{M}{RT} P$, $a = \frac{r RT}{M}$ であり、また $C_v = \frac{2}{3} \frac{R}{M}$ であるから

$$A = \frac{\dot{Q}}{3P \sqrt{\frac{RT}{M}} \cdot \sqrt{\frac{2r}{r-1} \left\{ \left(\frac{P_0}{P}\right)^{\frac{2}{r}} - \left(\frac{P_0}{P}\right)^{\frac{r+1}{r}} \right\}}} \quad (5.50)$$

となる。

この式でそれぞれの量の単位を、 $\dot{Q} = [\text{erg/sec}]$, $P = [\text{dyne/cm}^2]$, $R = [\text{erg/mol deg}]$, $T = [\text{deg}]$ で表わせば A は $[\text{cm}^2]$ の単位で示される。

上式から吹出し面積は、ガスの温度が低いほど大きくとらなければならないことがわかる。これは 5.5 節で検討した場合と逆であるが、これは侵入してくる熱を放出されるガスが取り去ってくれるからである。

ガスの温度が最少値をとるのは、容器内の圧力が 2 気圧になった瞬間であり、このときには 3.64 K であった。 $P = 2$ 気圧 $= 2 \times 10^6$ dyne/cm², $P_0 = 1$ 気圧とすると (5.50) 式は次のようになる。

$$A = 2.6 \times 10^{-11} \dot{Q} \quad (\text{cm}^2)$$

\dot{Q} を $[\text{erg/sec}]$ ではなく watt で示すと、

$$A = 2.6 \times 10^{-4} \dot{Q} \quad (\text{cm}^2) \quad \text{となる。}$$

\dot{Q} は前に計算したように 2.2×10^8 watt であるから、

$$\begin{aligned} A &= 5.72 \times 10^4 \quad (\text{cm}^2) \\ &= 5.72 \quad (\text{m}^2) \end{aligned}$$

すなわち、直径約 2.7 m の破壊板が必要になる。

5.7 真空漏れと真空排気ポンプ

超電導マグネットは熱損失を減少させるため、高真空に保たれた低温断熱容器に収納しなければならない。この断熱容器は、冷却のための数多くの配管および配線がなされており、これらの配管には数多くのバルブ、圧力計等がつけられている。

液体ヘリウム槽の組立は勿論、これにつながる配管等は溶接、“O”リングあるいは、接着等でなされている。

全体の組立にあたっては、部品単体でヒートサイクルテスト、圧力テストおよび気密テストを行い合格したもののみが使用される筈であるが、部品の数が非常に多くまた溶接を含めた接続箇所がほゞ大な量になるため 100% の信頼性を達成することは困難である。また、たとえ組立当初においては、合格したものであっても、冷却-昇温のヒートサイクルあるいは加圧をくり返す内に、真空漏れが発生する可能性は十分考えられる。ポロイダルマグネットは炉の中心部および炉の上下に配置されるため、これを修理するときには、ほとんど炉全体を分解しなければならないことになる。大きな故障の場合には炉の分解もやむを得ないとしても、さ細な故障(特に微少な真空漏れ)に対しては、その真空漏れを補って余りある真空排気系を設け、正常な実験が続けられるようにしなければならない。

真空断熱容器の真空外壁からの漏れは空気であり、これはヘリウム槽のクライオポンプ作用で真空排気されるため真空度の劣化には余りつながらない。ただしこの時は、空気のもっているエネルギーがヘリウム槽で取り去られるため、ヘリウム槽の熱損失、すなわち冷却システム的设计に影響することになる。

一方ヘリウム槽あるいは真空断熱容器内に配置されている配管等からの漏れはヘリウムガスであるためこれに対してはクライオポンプ作用は期待できず容器の真空劣化に直ちにつながる。いずれの場合にも真空漏れに対する排気系の設計は次のように考えることができる。

Fig. 5.2.2 に示したように容積 V (ℓ) の真空容器を排気速度 S (ℓ/sec) で排気するとき、容器内の圧力 P は、

$$Q - PS = V \frac{dP}{dt} \quad (5.51)$$

で与えられる。

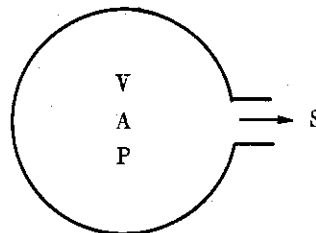


Fig. 5.2.2 排気の基本関係

ここで、 Q ($\text{Torr } \ell/\text{sec}$) は漏れガス量である。いま、 Q を一般に時間の関数としたとき、排気速度 S が時間および圧力に無関係に一定に与えられるならば、この系の圧力 P は次のように求められる。

$$P(t) = \exp\left(-\frac{t}{T}\right) \left\{ P_0 + \int_0^t \frac{Q(x)}{V} \exp\left(\frac{x}{T}\right) dx \right\} \quad (5.52)$$

ここで、 P_0 は $t=0$ における p の値、 $T = V/S$ は排気系の時定数である。

この解の形からみて、 $Q(t)$ が $\exp\left(-\frac{t}{T}\right)$ の程度で急速に小さくならない限り、ある時間たった後の真空容器の圧力 $P(t)$ は第 2 項すなわち $Q(t)$ を含む項で決定されてしまう。もっとも簡単な場合として、 $Q(t) = Q = \text{一定}$ (漏れ量は外部の状況および漏れ個所の成長消滅がない限り一定と考えることができる) とすれば、

$$P(t) = \left(P_0 - \frac{Q}{S}\right) \exp\left(-\frac{t}{T}\right) + \frac{Q}{S} \quad (5.53)$$

となり、ある程度時間のたった後 ($t \gg T$) では $P(t)$ は、

$$P(t) \cong \frac{Q}{S} = P_u \quad (5.55)$$

で与えられる一定の到達圧力 P_u になる。

すなわち、漏れが生じている場合の容器の真空度は漏れガス量と排気速度のみによって決定

される。

(1) ヘリウムガスの漏れ

ヘリウムガスの漏れについては5.4節で考察したがここではもっと一般に漏れ量と真空度および真空排気系の容量について考える。

ヘリウムガスの漏れに対しては、クライオポンプ作用は期待できないため、漏れたガスは全て排気系で除去しなければならない。

容器の真空度を一定に保ったとき、ヘリウムガスの漏れ量と排気ポンプの容量の関係はFig. 5.23に示したようになる。

この図からガス漏れ量を 10^{-5} Torr ℓ/secまでゆるし、かつ容器の真空度を 10^{-6} Torr に保つとするならば、真空排気ポンプの容量は1000 ℓ/secのものがことになる。

(2) 空気の漏れ

ヘリウムガスの漏れとは異って、空気が真空槽内に漏れる場合には漏れ空気はヘリウム槽表面のクライオポンプ効果によって排気される。したがって5.4(2)で議論したように微少な漏れに対しては真空度の劣化はほとんど問題にする必要はない。しかし、それに代って空気によって持込まれるヘリウム槽への熱侵入が新しく問題となってくる。

空気によって持込まれる熱侵入も5.4(2)で議論したが、ここでは漏れ量の観点から検討する。

ガスの漏れ量は通常 Torr ℓ/sec の単位で表わされている。PV = ν RT の関係があり、P を Torr、V を ℓ で表わしたとき、1 Torr ℓ の漏れは、300 K のガスの場合、 $\nu = 5.4 \times 10^{-5}$ モルの漏れがあることと同じである。1 モルの空気は $\frac{5}{2} RT$ のエネルギーをもっているため300 K の空気 5.4×10^{-5} モルは、

$$E = 5.4 \times 10^{-5} \times \frac{5}{2} \times 832 \times 300 = 3.4 \times 10^{-1} \text{ Joull}$$

のエネルギーを有している。

このガスがヘリウム槽に吸着されるので1 Torr ℓ/sec の漏れがあったとき、ヘリウム槽への熱侵入は 3.4×10^{-1} watt になる。普通、クライオスタットの漏れは 10^{-6} Torr ℓ/sec 以下になるように製作されるため、たとえ1 Torr ℓ/sec の空気の漏れがあった場合でも、それによるヘリウム槽への熱侵入は非常に小さく、熱損失の点からは問題にはならない。

Table 5.1 気体の熱的適応係数

気体 固体	He	Ne	Ar	Kr	Xe	H ₂	N ₂	O ₂	CO	表面処理	表面状態
W	0.057	0.07								フ ラ ッ シ ュ	清
W	0.017	0.042								フ ラ ッ シ ュ	清
W	0.029 ~0.067	0.059 ~0.094	0.30 ~0.44		0.61 ~0.70					フ ラ ッ シ ュ	清
W	0.0194					0.172				He-清浄 H ₂ -H ₂ 吸着面	清
Fe		0.056								H ₂ 還元 イオン衝撃	清
Ni	0.071									フ ラ ッ シ ュ	清
Al	0.073	0.159								Pt 上に蒸着	清
Be	0.145	0.315								Pt 上に蒸着	清
K	0.083	0.199								Pt 上に蒸着	清
Na	0.090	0.198								Pt 上に蒸着	清
Pt	0.03		0.55			0.11				フ ラ ッ シ ュ	清
W		0.17 ~0.22	0.42 ~0.47		0.75						H ₂ 単分子層
W		0.37	0.60		0.85						10 ⁻⁴ Torr H ₂ 吸着
W	0.34	0.62	0.93		1.00						酸化した面
Pt	0.403	0.700	0.847	0.844	0.858	0.312	0.769	0.782	0.772		特に浄化しない面
Pt	0.238	0.57	0.89			0.22		0.74	0.76		特に浄化しない面
ガラス		0.671	0.901			0.302					脱ガスしない面

Table 5.2 ヘリウムガスによってシールド板に伝えられる熱量

真空度	伝熱量
10^{-7} Torr	1.25 kw
10^{-6} "	12.5 kw
10^{-5} "	125 kw
10^{-4} "	1.25 Mw
10^{-3} "	12.5 Mw

Table 5.3 断熱容器真空度と液体ヘリウムの蒸発

P	\dot{Q}	t
10^{-3} Torr	3.5×10^6 watt	12 sec
10^{-4}	3.5×10^5	120
10^{-5}	3.5×10^4	1200
10^{-6}	3.5×10^3	12000

Table 5.4 凝縮係数Cgの値

気体	気体の温度(°K)	クライオ面の温度(°K)	Cg
CO ₂	158 ~ 402	77	1.0
N ₂	85	20	0.65 ~ 0.8
N ₂	77	20	0.4 ~ 0.7
N ₂	300	≤ 25	1.0
A	300	4.2	0.6
A	83	4.2	≈ 0.7
H ₂	100	3.5 3.7	0.98 ~ 0.99
H ₂	300	3.5 3.7	0.91 ~ 0.93
H ₂ , D ₂	300	2.2 ~ 3.9	0.9

Table 5.5 割れの大きさとガス吸着による熱損失

A t	W
0.01 cm ² (約1 mmの穴)	50 watt
0.1 (3.5 mmの穴)	500
1.0 (約1 cmの穴)	5000

Table 5.6 ヘリウムの物性値

圧力 P	飽和温度	$\rho_l \times 10^2$	$\rho_g \times 10^2$	U_l	U_g
気圧	K	g/cm ³	g/cm ³	J/g	J/g
1	4.2	12.5	1.7	8.9	24
1.2	4.4	12.1	2.05	9.8	24
1.4	4.6	11.6	2.46	10.7	23.8
1.6	4.76	11.1	2.9	11.6	23.4
1.8	4.9	10.6	3.5	12.7	22.8
2.0	5.05	9.8	4.2	13.9	21.9
2.2	5.17	8.5	5.8	15.9	19.8

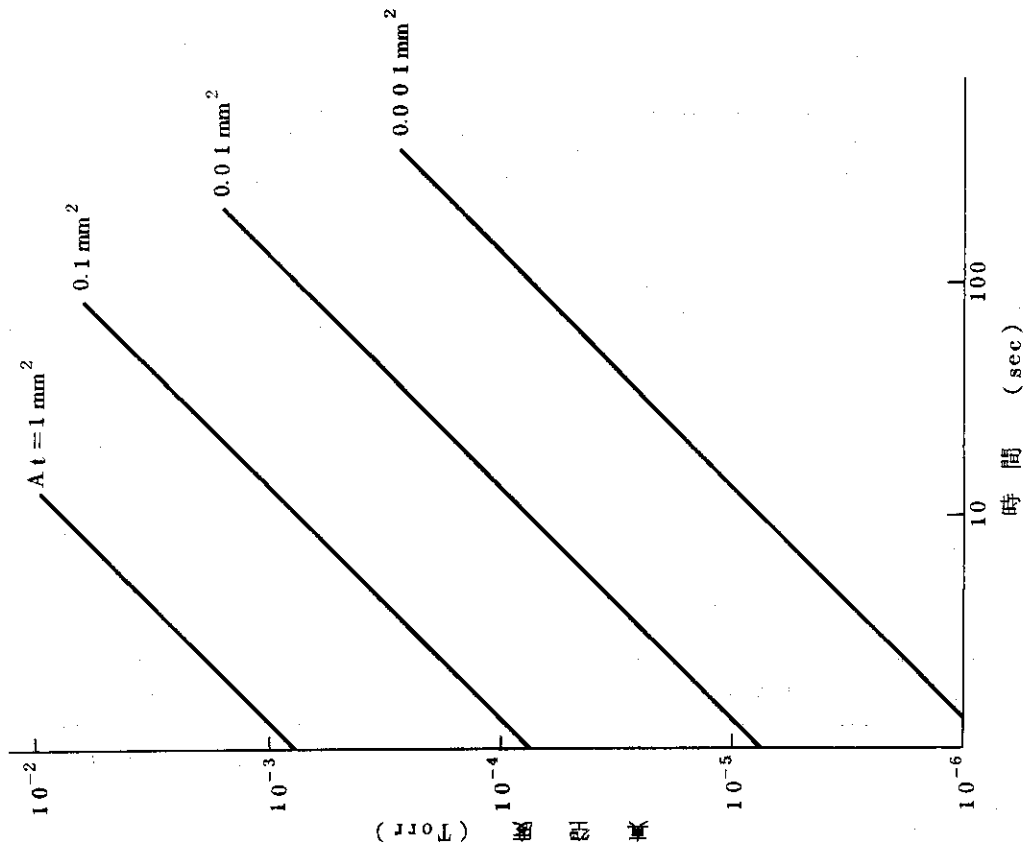


Fig. 5.9 割れの大きさと真空劣化

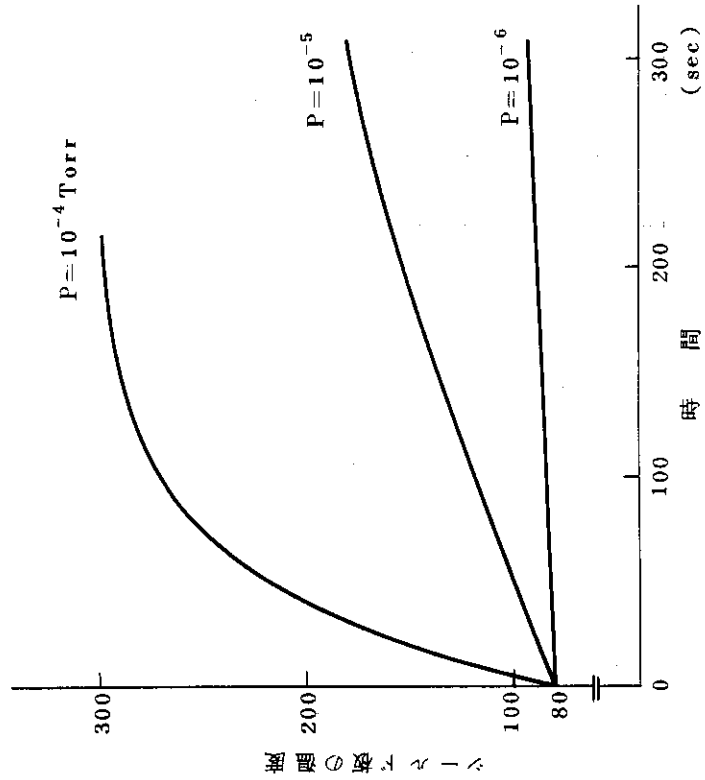


Fig. 5.3 シールド板の温度上昇

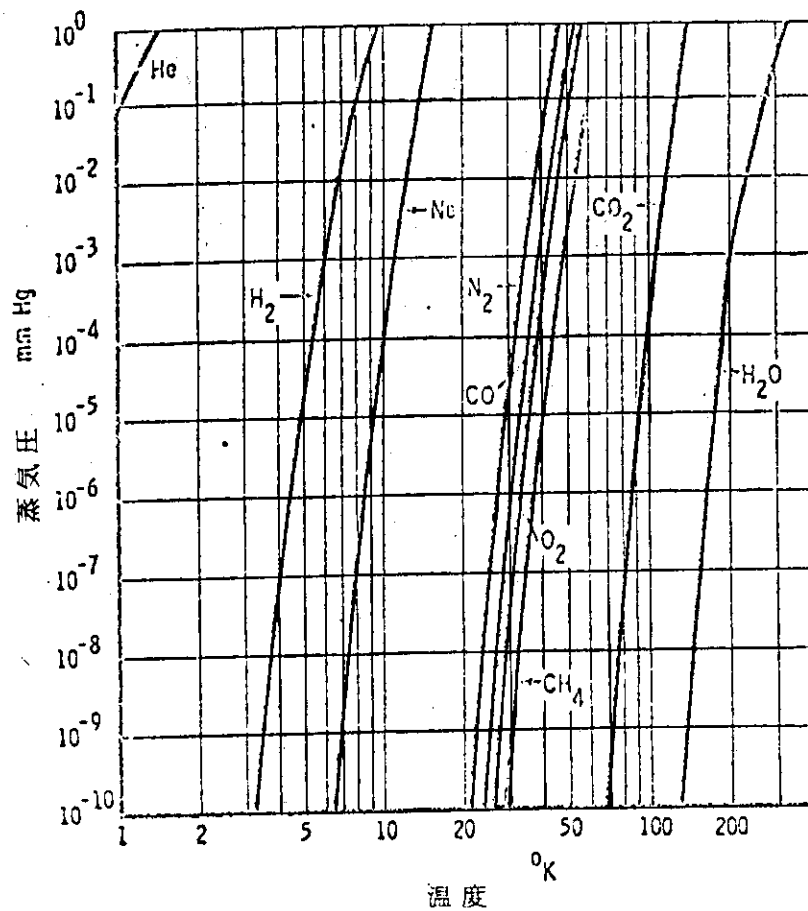


Fig. 5.10

ガスの蒸気圧曲線

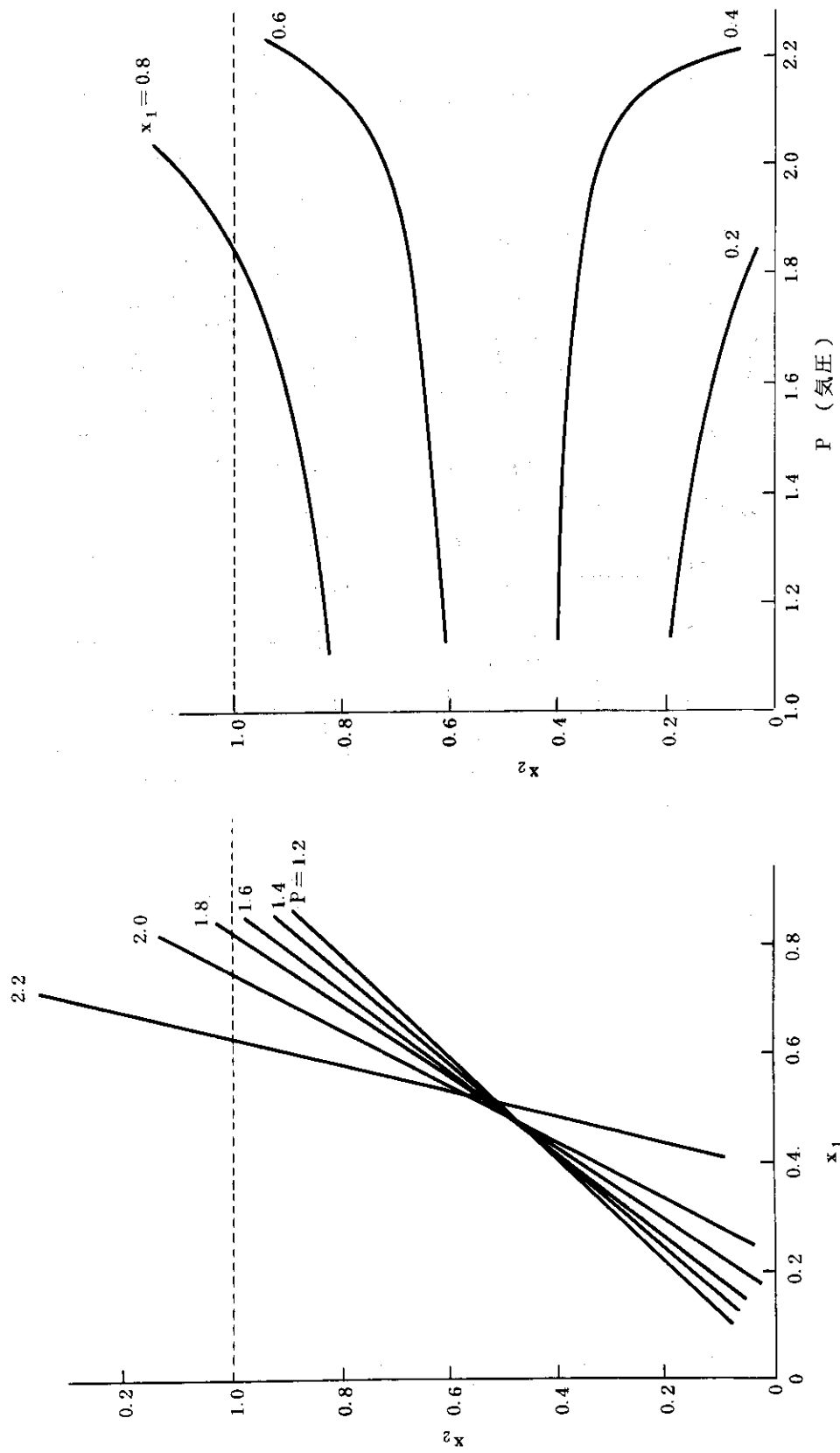


Fig. 5.15 圧力と液面の変化

Fig. 5.14 液面の変化 (圧力パラメーター)

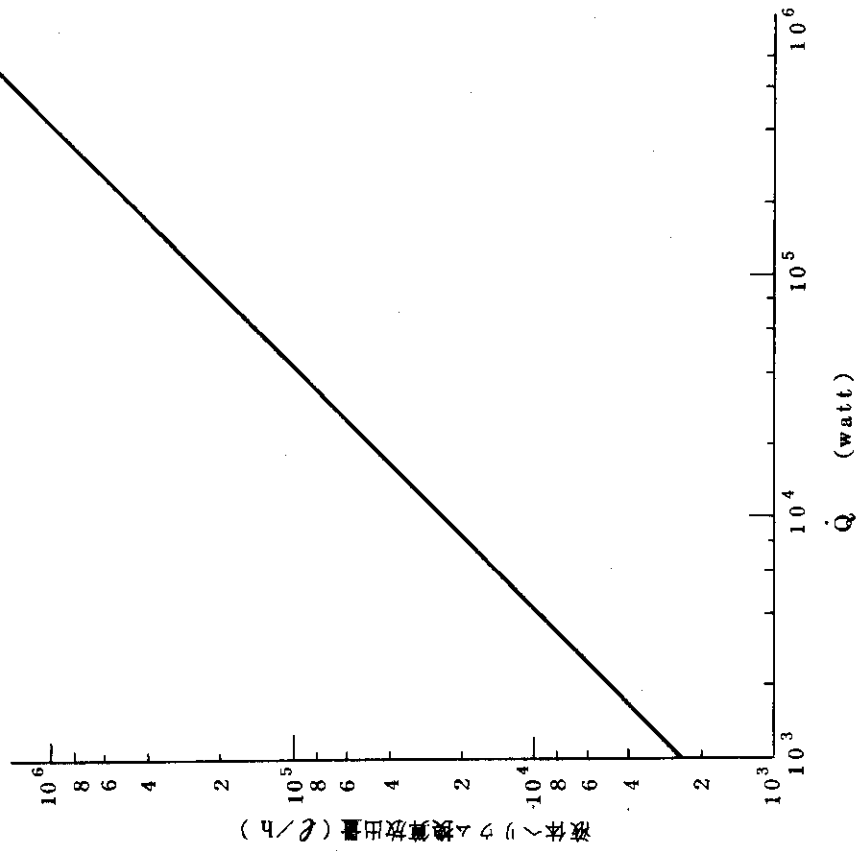


Fig. 5.18 安全弁あるいは破壊板からの4.2 K 1気圧液体へリウム換算放出量 (安全弁・破壊板作動圧2気圧)

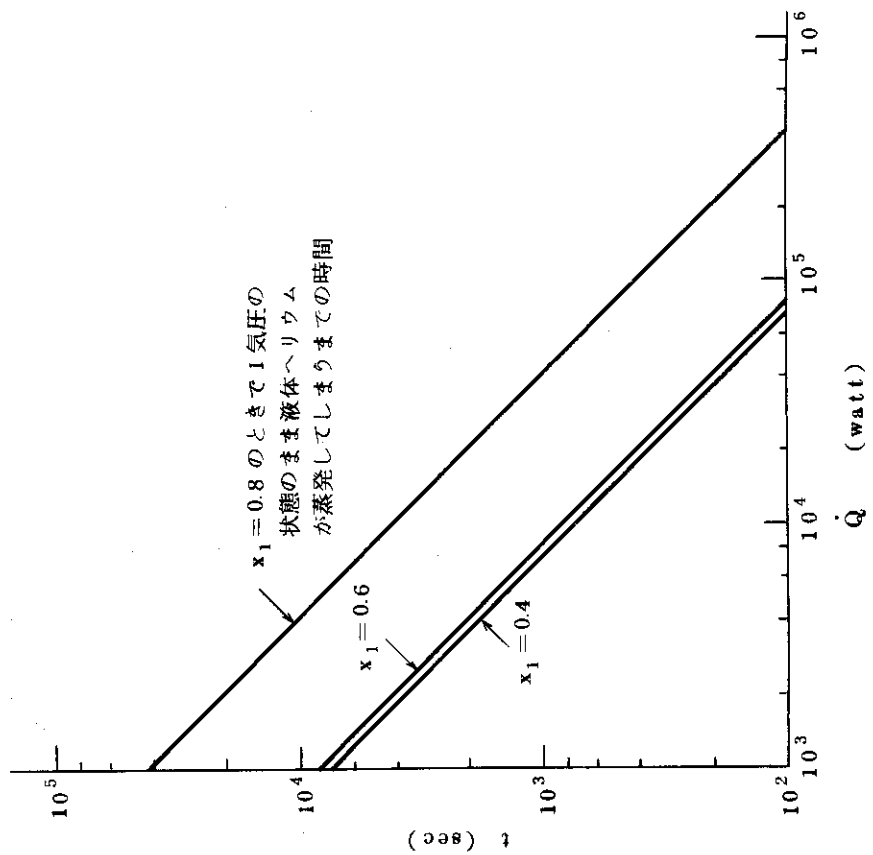


Fig. 5.16 熱侵入量と容器の圧力上昇時間 (圧力が1気圧から2気圧になるまで) x_1 ; 初期貯液量の割合

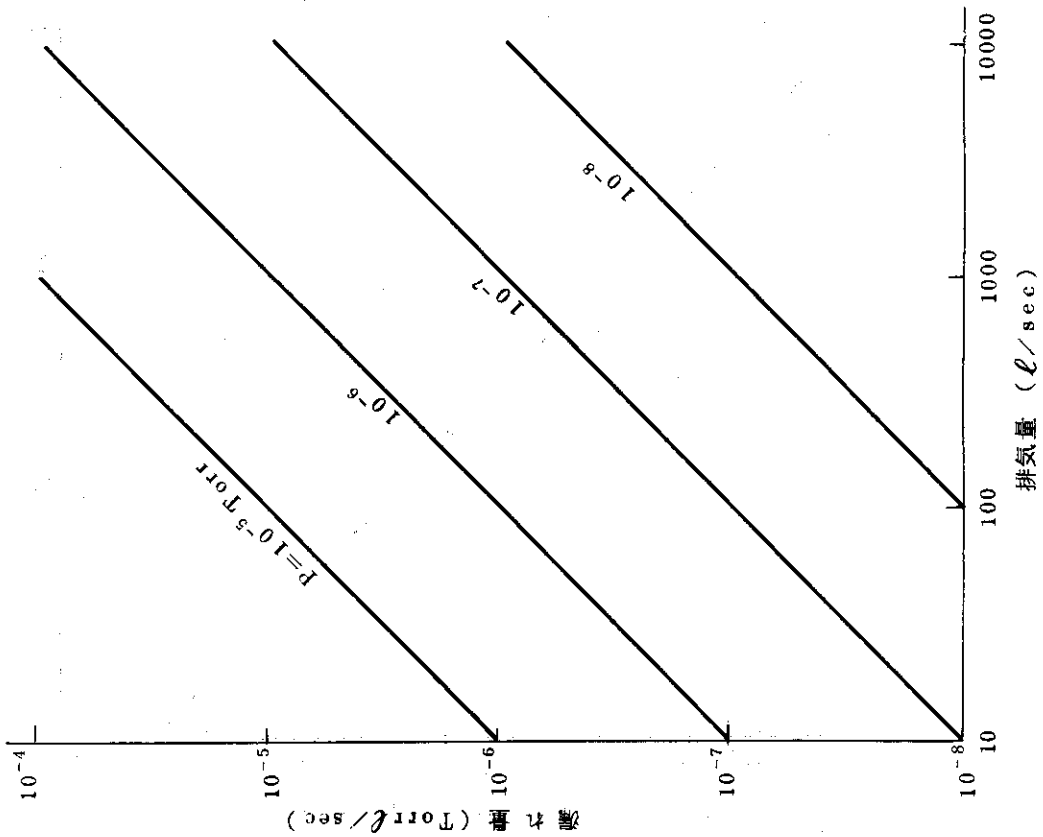


Fig. 5.23 ヘリウムガス漏れ量と排気ポンプの容量

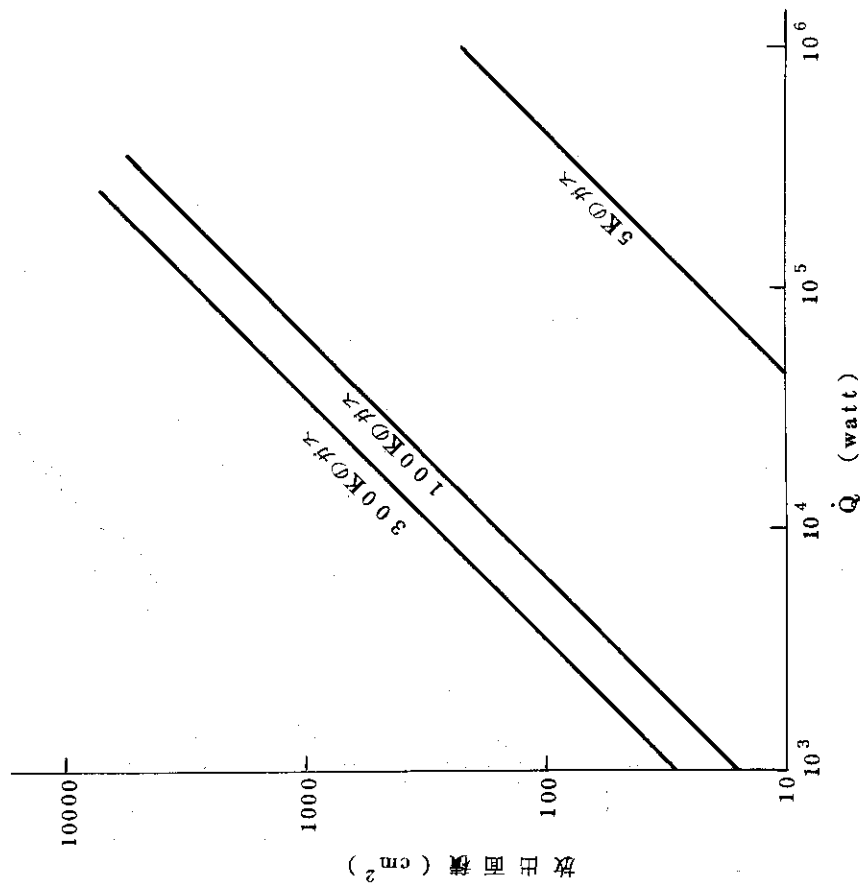


Fig. 5.19 安全弁および破壊板の吹出し面積 (作動圧力2気圧)

6. ポロイダルマグネットの組立・分解・修理方法

核融合装置のような巨大なシステムを、最初から何の不良もなく建設することは不可能といえる。建設途中での種々の手直し、運転中の故障に対する修理の方法について当然考慮をしておかなければならない。特に運転中の故障の修理あるいは手直しについては、放射線の問題が発生する。遠隔操作で修理することも考えられているが、遠隔操作で可能な手直しは非常に限られたものにならざるを得ないと考えられる。したがって、ここでは基本的には人間が直接タッチできることを前提にしてポロイダルマグネットの組立・分解法について検討した。分解は組立の逆を行えば良いと考え以下では主として組立の方法について検討する。組立には溶接が必要な個所が多いが、これを分解する場合のことを考慮して必要なヶ所は数回の切断再溶接が可能であるように配慮した。

6.1 ポロイダルマグネットとトロイダルマグネットの接続

ポロイダルコイルとトロイダルコイルとは冷却は夫々独立に行うことになっているが真空容器は共有する方がスペース的に有利である。(以下ポロイダル、トロイダル両コイルを夫々Pコイル、Dコイルと呼ぶ)。

Dコイルの外形図をFig. 6.1に示した。真空壁を重点的に示してある。

PコイルとDコイルの接続で特に問題になるのは中央部PコイルとDコイルの取付け部であり、取付け方法の見取図をFig. 6.2に示した。またその平面図をFig. 6.3に示した。この両図からわかるように、真空壁の取付けは溶接によって行い。分解する場合には、溶接個所を切断することになる。溶接する部分はひだを持つ構造になっているため数回の取り外しが可能である。このひだは今の設計では100mmの長さを選んであるがこれを長くすることは容易であり10数回の取り外しを行うこともできる。

PコイルとDコイルにはFig. 6.3の平面図に示したようにシェブロンシールドおよびスーパーインシュレーションは独立に設けてある。真空壁を溶接したときにはPコイルとDコイルのシールド板が重なり合うようになり常温部から低温部が光学的に直接覗かれないようになっている。

Dコイル同志の間隔が非常に狭いため、Dコイル間の真空壁を溶接する場合には特殊な溶接器具が必要になるであろう。分解のため溶接部を切断する場合も同様である。

ここでの設計ではPコイルとDコイルの真空壁の結合は真空に対する信頼性から溶接する方法をとったが、全く同じ構造でこれを“O”リング方式に代えることは容易である。この場合にはひだの部分に“O”リング溝を切りボルトで固定するようにすればよい。

“O”リング止めの場合には全体の寸法に精密さが要求されることになる。またPコイルとDコイルおよびDコイル同志が突張り合う可能性もあるため、気温による変形あるいは電磁力による変形に対して十分考慮する必要があるであろう。溶接する場合にも1ヶ所から順々に行ってゆ

く溶接では熱による変形が生じるため、全体の構成を点付けで行ない、全体を均等に溶接してゆくことによって、溶接による変形を避けることができる。

PコイルとDコイルの接続が問題になるのは主としてPコイル小径コイル部とDコイルの間であって、Pコイル大径コイルとDコイルの間にはあまり問題はない。Dコイルの上にPコイル取付台を設けておき、その上に大径コイルを固定することができる。

6.2 小径コイルの組立

小径コイルの組立見取図をFig. 6.4, 断面図をFig. 6.5, および平面図をFig. 6.6に示した。図には T_1 , T_2 および T_3 コイルを示したが他のコイルの組立も基本は同じである。変流器コイルと垂直磁界コイルが同じヘリウム容器に収納される場合には、コイルの内径、外径が違っているため、それに応じた巻枠の設計を行わなければならないが、これは詳細設計の段階になれば如何ようにも解決することができる。

コイル巻枠の最内側(半径方向)にはセンタリングガイドが設けられており、この上にコイルを巻線してゆく。センタリングガイドとヘリウム容器の間には、ヘリウムタンクからの液体ヘリウムが送られ、センタリングガイドによりコイル巻線間の冷却チャンネルに等分に分配されるようになっている。冷却チャンネルの構成は概念設計で示したように、スペーサ隔壁を挿入し、蒸発したヘリウムガスが他の冷却チャンネルの中へは入らないようになっている。

小径コイルにはゆるい強制冷却が採用されているが、この流れは、コイルの内側から外側に向っており、冷却チャンネルを出たところで、パイプに集められ、上側の小径コイルに送られる。このパイプの中には、さらに各小径コイルをつなぐ電流リードも挿入されている。

小径コイルのヘリウム容器はFRPで構成されているため組立には強力な接着が必要である。これは今後の開発をまたなければならないが、機械的に補強するためボルトでのメ付けを併せ行うこともできる。この概念設計では接着とボルトでのメ付け併用を採用している。

小径コイルを修理する場合にはおそらくヘリウム容器の再使用はできないと考えられる。

小径コイルの外側(半径方向)にはサポートシリンダーを挿入しこのシリンダーでDコイルを受ける。Dコイルの強力な求心力を受けるためにはこのシリンダーだけでは不十分であり、サポートシリンダーで受けた力がさらにFRPサポートリングに伝えられるようになっている。FRPサポートリングは小径コイルを積み重ねてゆく場合に、小径コイルの位置決めを兼ねて、小径コイル同志の間に挿入されるリングである。

6.3 大径コイルの組立

大径コイルの見取図、断面図および平面図をそれぞれFig. 6.7, 6.8, 6.9に示した。

大径コイルは小径コイルと違って液体ヘリウムによる浸漬冷却法を採用しており、またコイル巻線の方式も通常の大形マグネットと同様のパンケーキ方式であるため、従来の大形マグネットの製法と基本的に異っている点はない。ただ、コイルの直径が20m以上あるにも拘らず、その巻線断面が小さいため、非常にひ弱な感じがする。

大径コイルは、図に示したように、それぞれのコイルが独立した真空容器、断熱シールドおよびヘリウム槽をもっている。真空容器は大径コイルの発生する磁界が低く、したがってBももさいため、ステンレス鋼で構成することができる。真空容器の中へのヘリウム槽の固定はハニカム座によって行っている。

ハニカム座の採用は、ヘリウム槽を真空容器に強力に固定する半面、真空容器からの熱侵入を減らす目的からである。さらに、この目的のためにハニカム座の中間に液体窒素冷却のシエブロンシールドを取付け熱侵入をこのシールドで取去るようにしている。

液体ヘリウムは真空容器まではヘリウム注入管によって連絡されている。この注入管はヘリウム容器の底まで導かれておりコイルの初期冷却が効率よく行われるようになっている。

蒸発したヘリウムガスはヘリウム槽上部に設けられている断熱された配管から外部に取り去られる。

大径コイルはDコイルの上に固定されるが、その固定はH形鋼のコイル押えにより行う。

大径コイルが固定された後には、電磁力あるいは自重によりコイル全体が歪むことはないが、固定の途中では、直径20 m以上の大径コイルの全周にわたって力が等分に加えられるような特別の組立具が必要であろう。大径コイルを運搬するときも同様であり、コイル全体が歪まないようにする工夫が必要である。

大径コイルと大径コイル、あるいは大径コイルと小径コイルは電氣的に接続しなければならないがこの接続はFig. 6.10 のように行う。

図に示されているように大径コイルが電流リードは常温中を通らなければならないため真空断熱する必要がある。そのため最内側に液体ヘリウム通路のための穴の開いたリード線を通しその外側を液体窒素で冷却したシールド管、さらにその外側を真空外管で覆った構成となる。外管と電流リードの間は真空になっている。外管とLN₂シールド管の間には図には示さなかったがスーパーインシュレーションを巻く必要もあろう。

まず片側の電流リードをもう一方の電流リードに挿入し溶接する。この溶接は低温で気密を保つものでなければならない。次にLN₂シールドカバー（LN₂シールドカバーおよび外管カバーはあらかじめそれぞれの位置に挿入されている）をLN₂シールド管の上に被せハンダで固定する。この固定はLN₂管の熱がカバーに伝えられる程度でよい。そしてその上に真空外管カバーの両端を外管に溶接する。

6.4 電流リードの組立

小径コイルおよび大径コイルのそれぞれから電流リードが出るがそれぞれを室温中に取り出すことは熱侵入量が増加して得策ではない。これまで説明してきたように、それぞれのコイル間は低温度領域で接続するようにし、最末端の電源と接続する部分のみ常温中に取り出すことになる。最末端の電流リード端子の構造をFig. 6.11およびFig. 6.12に示した。Fig. 6.11は断面図でありFig. 6.12はその平面図である。Fig. 6.11,12の電流リードは変流器コイル用の電流リード端子である。

変流器コイルの巻線は、5 KAの電流容量をもつ線材を単位導体とし、これが10本並列に

巻かれるような構造をとっている。さらに各バンケーキ間を並列接続しているので全体では200KAの電流が流れることになる。電流出口リードとしては20KAの電流容量をもつ口出しリードを10本並列に用いる構造になっている。

常温部分では1本のリードは120mm ϕ の銅棒であるが低温になり銅の比抵抗が減少するに伴って断面積を減少させ常温部からの熱侵入を小さくする工夫がされている。熱侵入を小さくするためにリード線の間を液体窒素で冷却して常温からの熱侵入を一端ここで取り去っている。液体窒素温からヘリウム温度までは蒸発したヘリウムガスで冷却する“ガス冷却方式”を採用している。電流端子からの熱侵入がコイルに直接は入らないように電流端子はそれ自体が液体ヘリウム槽を備えた構造になっている。

6.5 ポロイダルコイル全体の組立

(1) ポロイダルコイル中央部コイルの組立

ポロイダルコイル中央部コイルの総合組立図をFig. 6.13に示した。組立は矢印の工程に沿って進める。

① まずタンク支持支柱(H形鋼)を立てる。

当然ポロイダルコイルを下部で受けるエポキシ積層土台および真空容器の下部フランジ、冷却シールド板、スーパーインシュレーションなどの構成は既に整えられている。

② このH形鋼にヘリウムタンクを一基ずつ順次挿入し固定する。ヘリウムタンク同志の配管はタンクをH形鋼に固定する段階で行う。H形鋼は8本立てられているが籠状になっているため作業空間は十分にとれる。

③④ 中央部小径コイルは直径が小さいためあらかじめ別の場所で製作されている。

⑤ この小径コイルを1ヶずつ順次H形鋼の外側へはめ込んでゆく。

小径コイルは各コイル夫々独立のヘリウム容器をもって隣接したコイルはヘリウム配管で接続されている。ヘリウムタンクからの液体ヘリウムは各小径コイルに供給されそのコイルから順次上側のコイルに送られることになる。ヘリウムタンクと小径コイルの配管は、小径コイルをH形鋼に固定した後に行う。配管は低温になった真空中を通るため断熱その他の複雑な構造をとる必要はない。

Fig. 6.14に示したようにポロイダルコイル側かあるいはヘリウムタンク側の配管ベローズを設けておき配管の接続はフランジで行う。“O”リングはインチウムでもよいが最近カプトテープの“O”リングが実際に用いられており、これで低温での気密を十分に保つことができる。

最下部の小径コイルの上に次の小径コイルを挿入する。

小径コイルの位置決めはH形鋼で行う。小径コイルを励磁した場合電磁力で小径コイルが互に引張り合うことになるがこの力はFRPのサポートリングで受ける。従って小径コイルをH形鋼に固定する場合には、サポートリングの厚さを調整しておかなければならない。小径コイル同志はヘリウム配管で結ばれるがこの配管は内部に電流リードが通っているものである。この配管の接続はFig. 6.15に示したように行う。

2つの配管の端から電流リードを長めにしておき、まず、リード線を接続する。リード線の接続はハンダで行った後、力を保持するためボルトでA付ける等の方法をとることができる。その後ヘリウム管より少し直径の大きいサヤ管を接続部の上に被せ両端をヘリウム管に接続する。熱収縮を考慮してヘリウム管の途中にベローズあるいはヘリウム管を少し曲げておく等の配慮はしておかなければならない。

このようにして小径コイルを順次積重ねてゆく。小径コイルには変流器コイルと垂直磁界コイルがあるが、配管はその区別なく通してゆけばよい。そのためには各コイルにダミーのリード線をあらかじめ通しておくことも一つの方法である。変流器コイルと垂直磁界コイルが隣り合っているときにはこのダミーリードを利用して垂直磁界コイルは垂直磁界コイル同志を、変流器コイルは変流器コイル同志を電氣的に接続することができる。

小径コイルを重ねてゆく段階で適当な位置にトロイダルコイルの求心力を受ける支持リングを挿入する必要がある。この支持リングには小径コイルを結ぶヘリウム配管の通る穴を開けておかなければならない。

⑥ 小径コイルの積み重ねが終れば、上部フランジをとり付ける。この上部フランジも矢張りH形鋼に取り付け、位置決めを行う。電流リード、測定リード、ヘリウムガス回収管およびヘリウムタンクの配管端等は全てこの上部フランジから出ることになる。

これで中央部コイルの組立は終わったことになるがこの段階で液体ヘリウムで冷却し全体の気密試験を行う必要があるであろう。

このためには試験用の真空外槽を用意し上部フランジと下部フランジの間に被せなければならない。ポロイダルコイル自体も、この段階では励磁した場合の電磁力にも耐えるようになっていたため、励磁試験、クエンチの試験まで行っておけばこれより後の組立を安心して行うことができる。

(2) ポロイダルコイル大径コイル部組立

ポロイダルコイル大径コイル部の組立図をFig. 6.16に示した。大径コイルは直径が20m以上になるため別の場所で製作したのでは運搬が出来ないため現地で製作することになる。

特にトロイダルコイルの下側に置かれるコイルはその修理を考えた場合にはトロイダルコイルを非常に遠くまで引きはがさなければならなくなる。些細な故障にその都度トロイダルコイルを遠くまで移動させることは非常な時間と手間をとるため下側のポロイダルコイルはその場所で製作することが望ましい。Fig. 6.16はその基本線に沿って考えた大径コイルの組立の方法である。

① 図に示したように大径コイルは炉建設現場で製作する。トロイダルコイルの上側に置かれる大径コイルは別の場所で製作してもよいが、下側のコイルは修理を考えてその場で製作する。①にコイル巻線の基本図を示した。コイル製作の具体的な方法は示さなかったが、炉の建設される直下にかなり広い地下の作業場を確保する必要がある。

② トロイダルコイルをポロイダルコイル中央部コイルにセットし真空槽を熔接する。この熔接の方法は6.1に詳しく説明した。トロイダルコイルをセットする場合は、求心力を支持する支持リングとの結合に注意しなければならない。

③ トロイダルコイルがセットされ真空槽が熔接された後、大径ポロイダルコイルをとりつ

ける。これはトロイダルコイル上にポロイダルコイルの取付け台を熔接し門形をしたH形鋼で固定する。

④ 大径ポロイダルコイル同志および小径コイルとの接続を行う。その他電流リード端子との接続等も行い、これでポロイダルコイルの組立は完了したことになる。

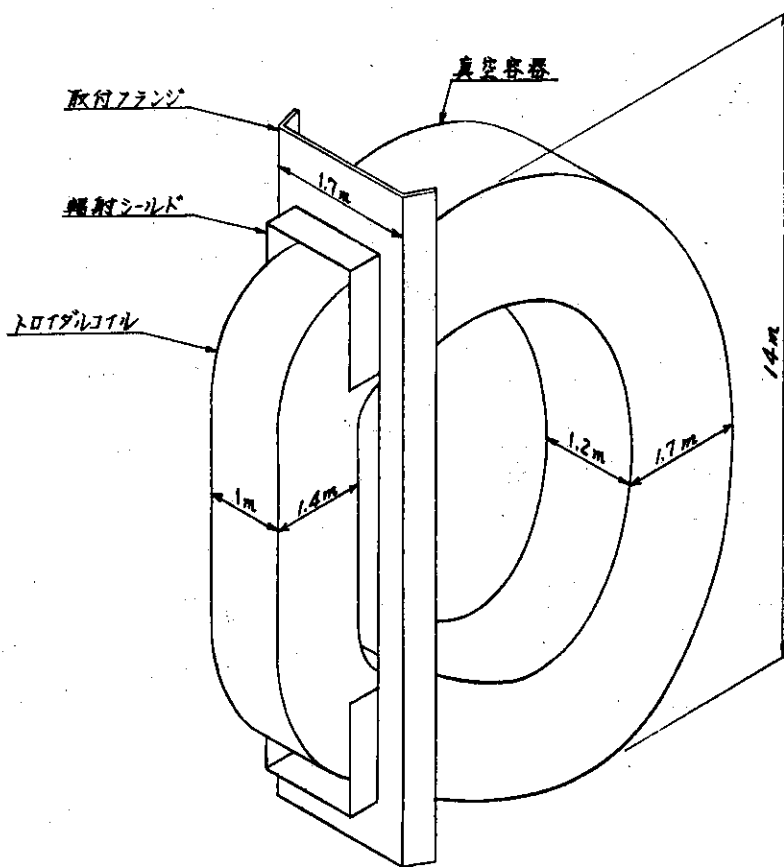


Fig. 6.1 トロイダルコイル外形図

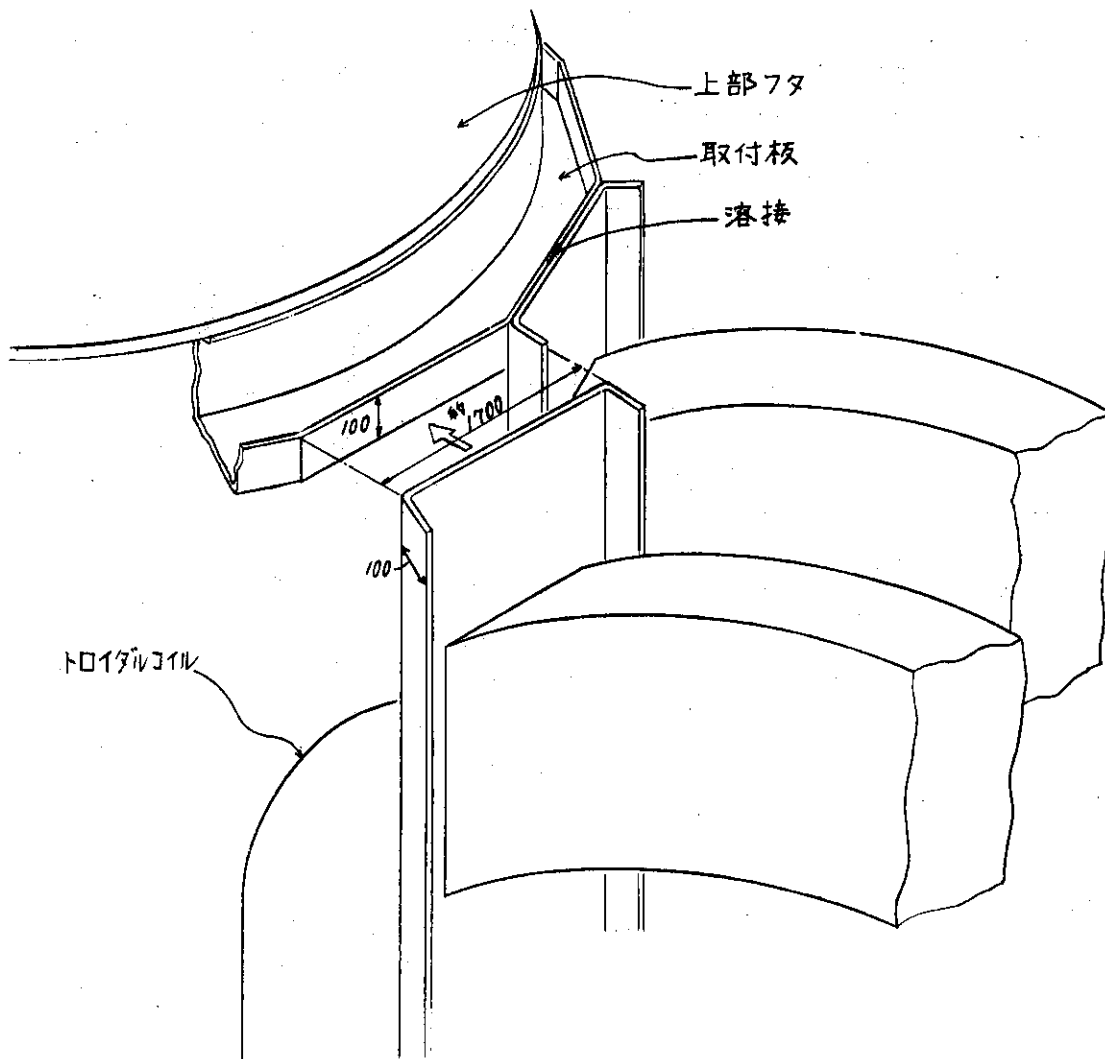


Fig. 6.2 ポロイダルコイルとトロイダルコイルの真空壁の接続見取図

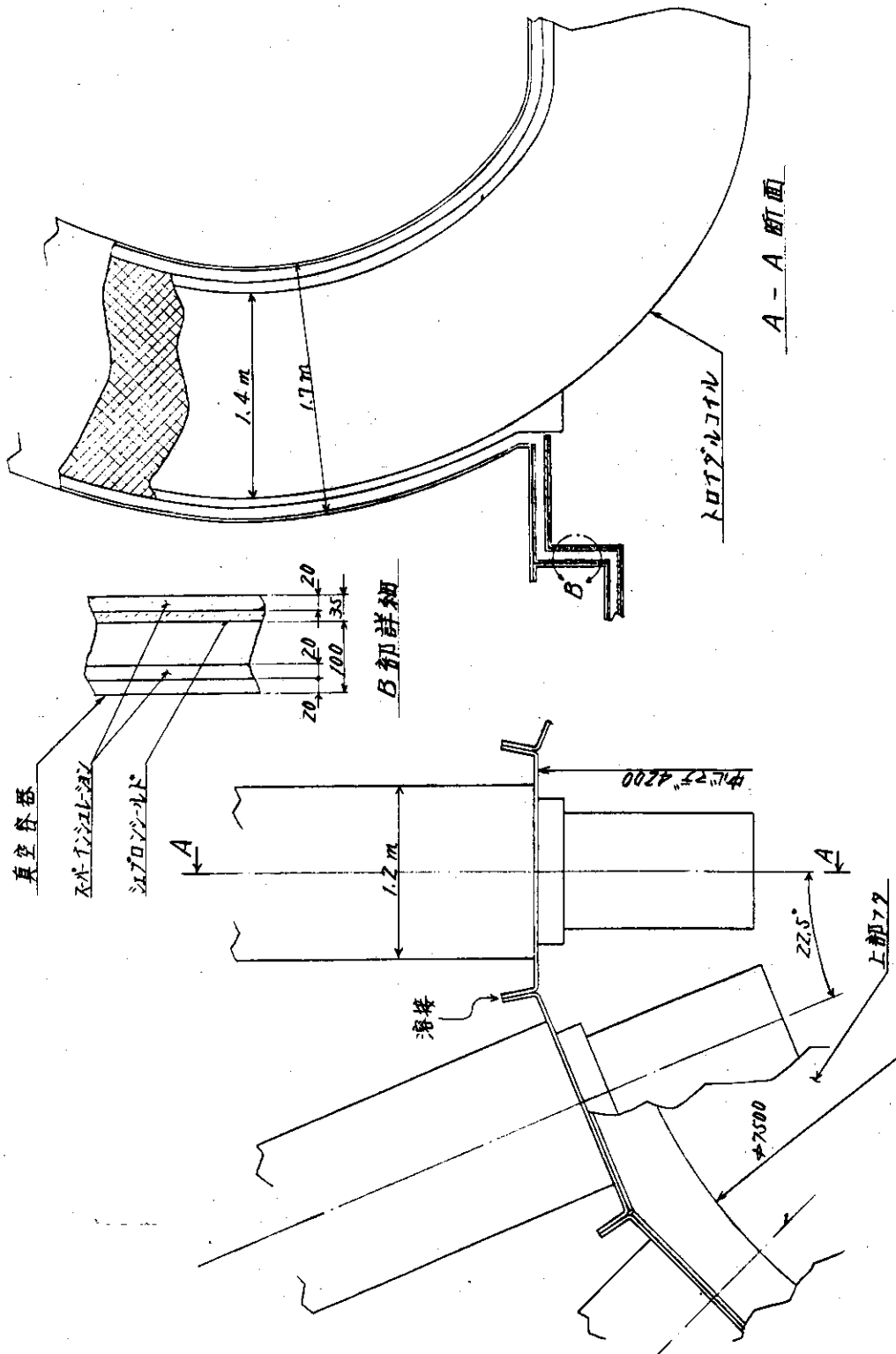


Fig. 6.3 ポリダイマルコイルとトリウムコイルの真空壁接続平面図

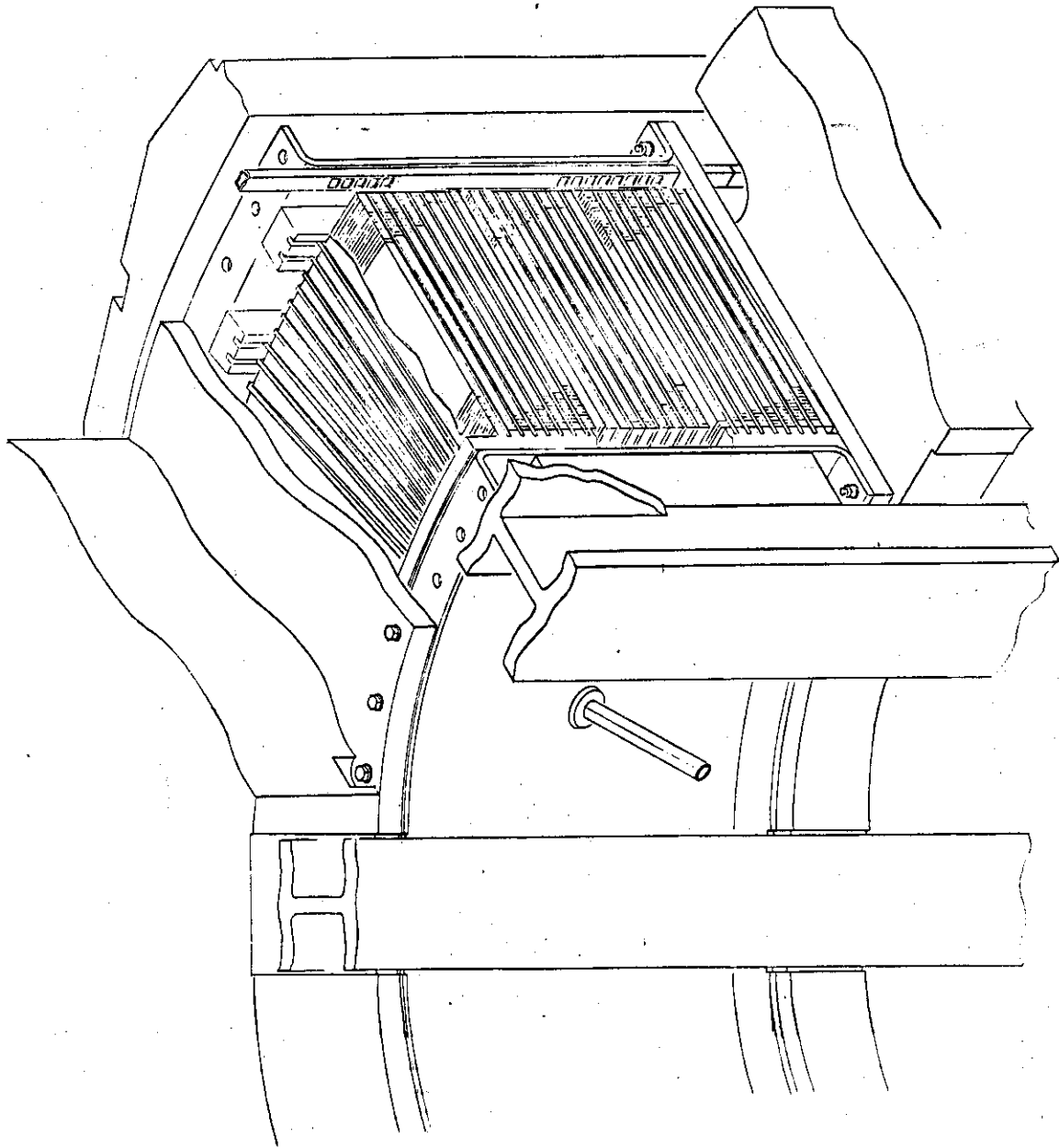


Fig. 6.4 小径コイル見取図

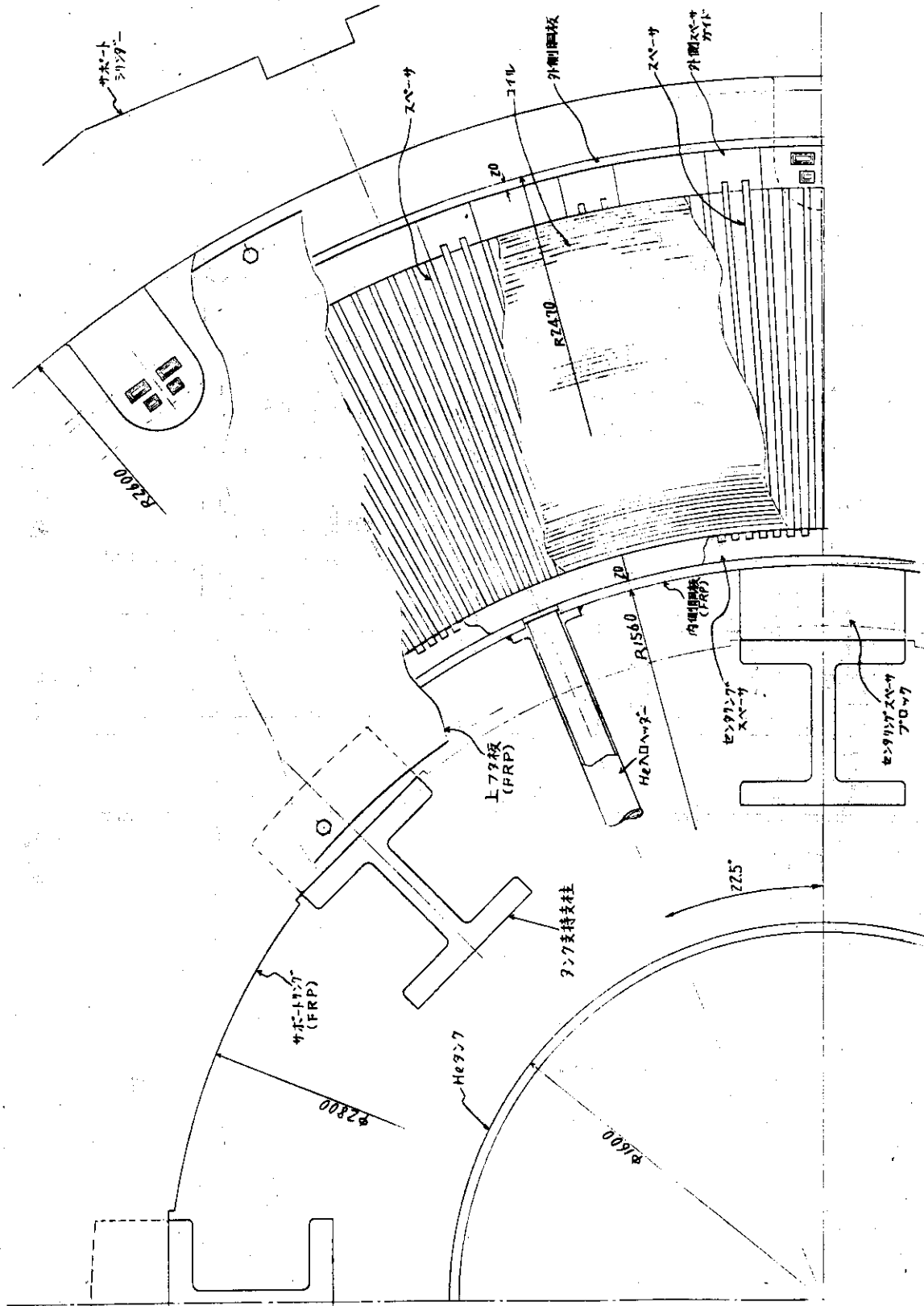


Fig. 6.6 小径コイル平面図

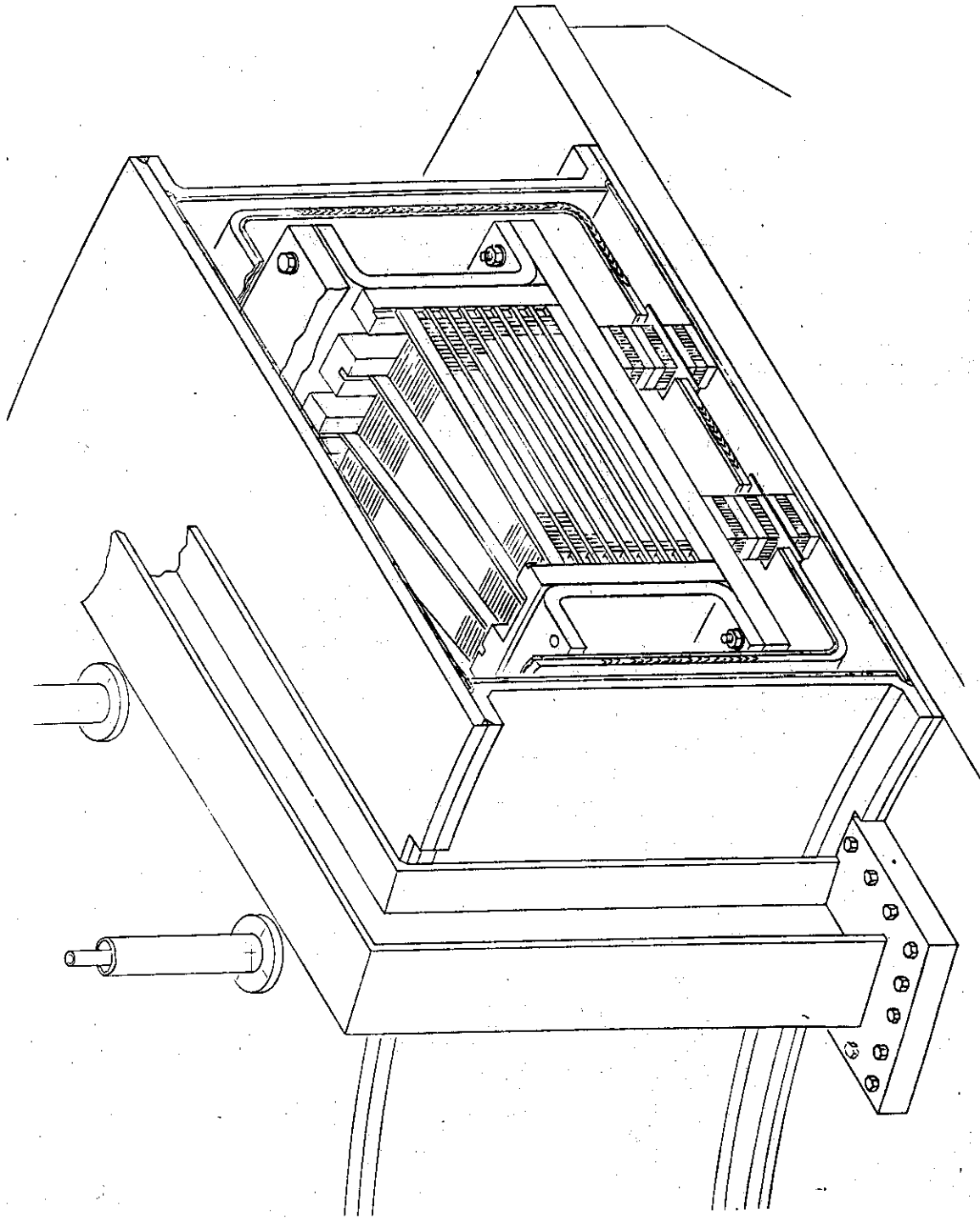


Fig. 6.7 大径コイル見取図

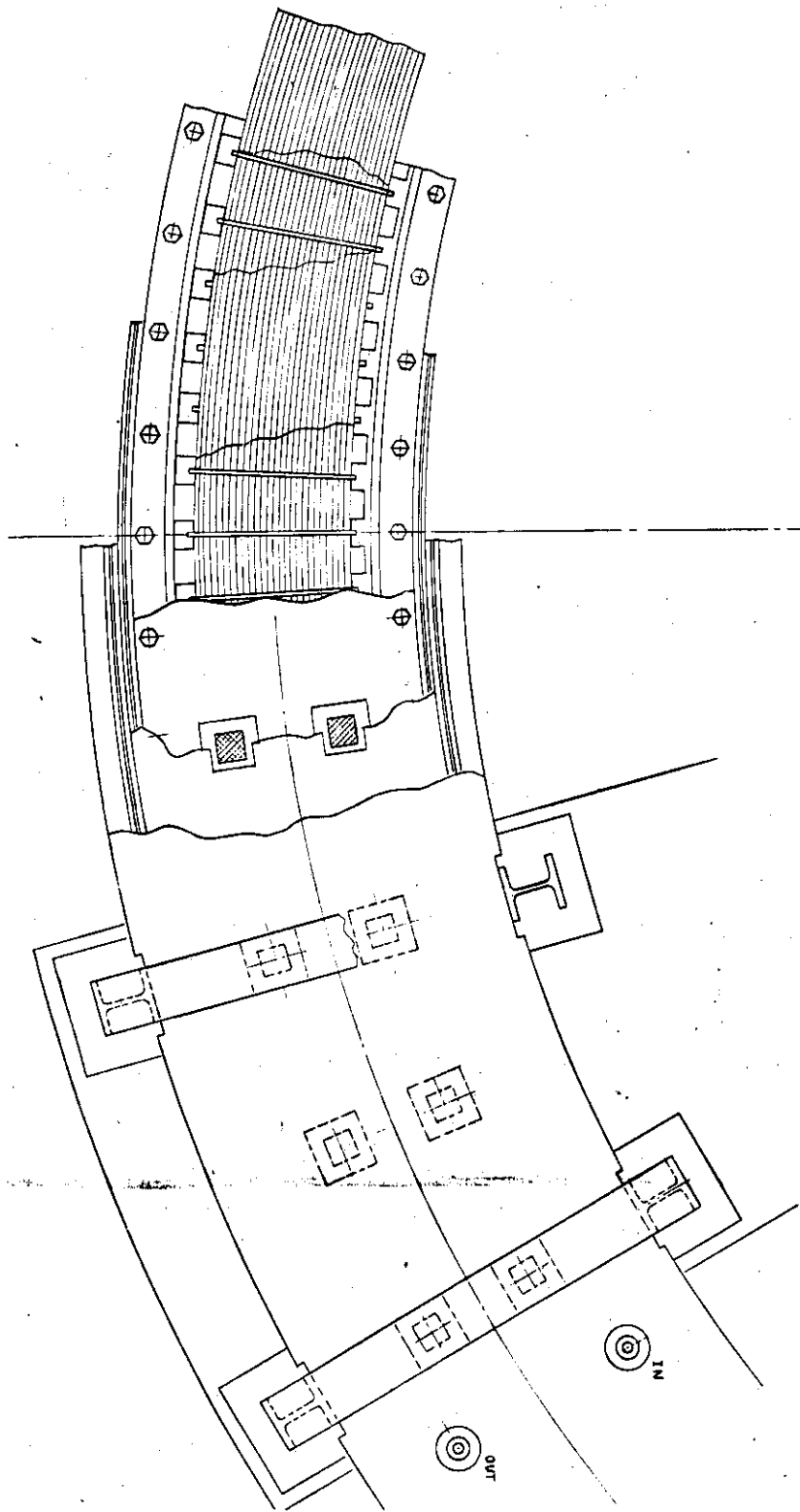


Fig. 6.9 大径コイル平面図

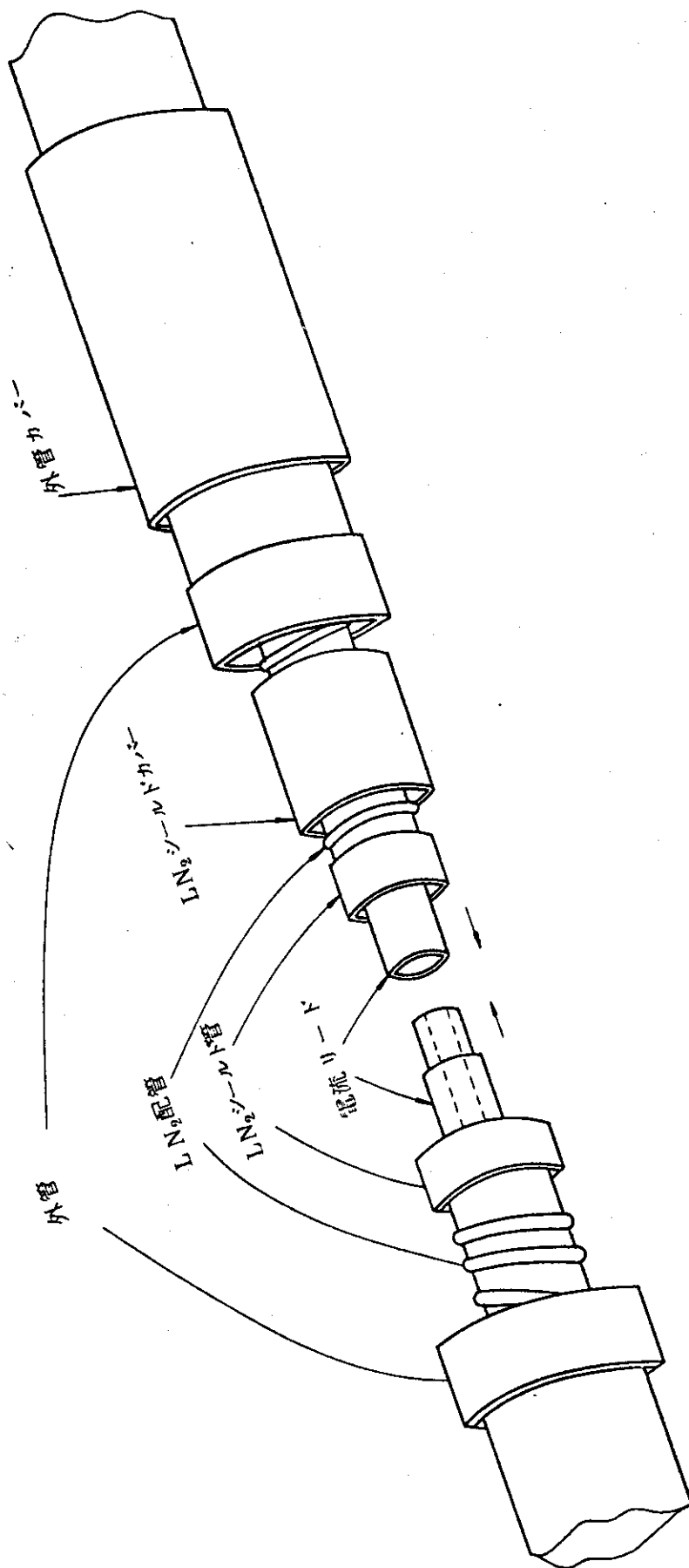


Fig 6.10 電流リードの接続

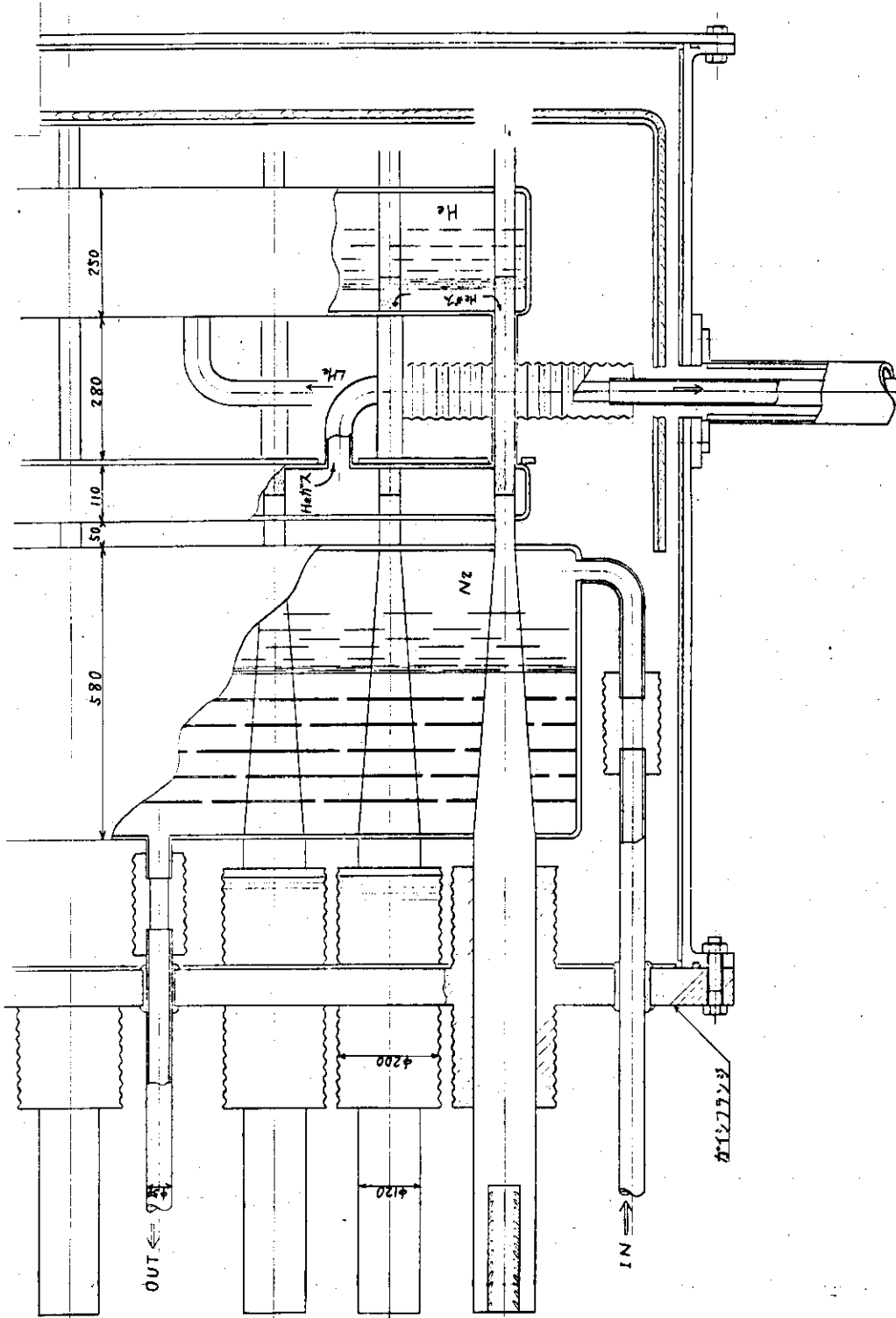


Fig. 6.11 電流リード端子断面図

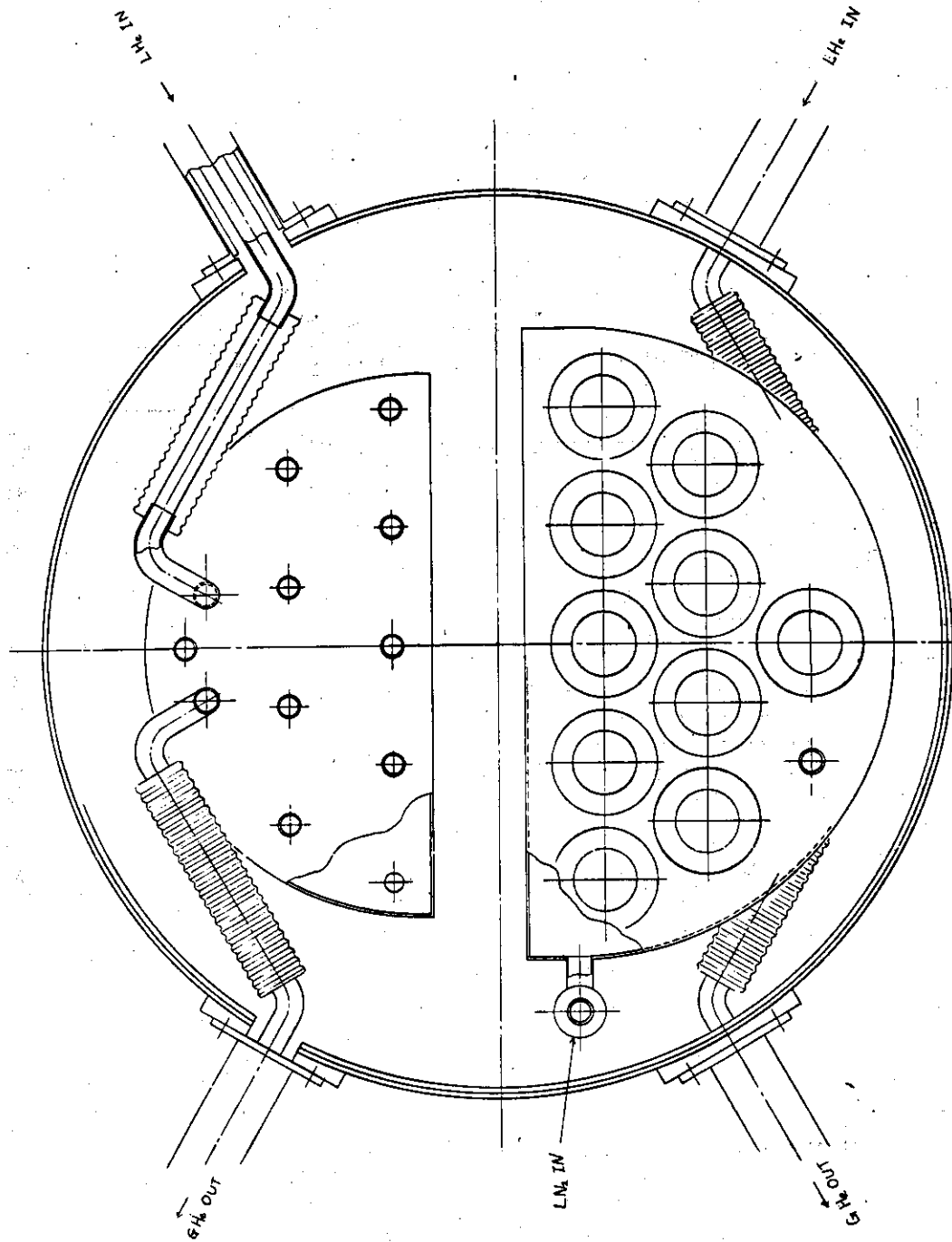


Fig. 6.12 電流リード端子平面図

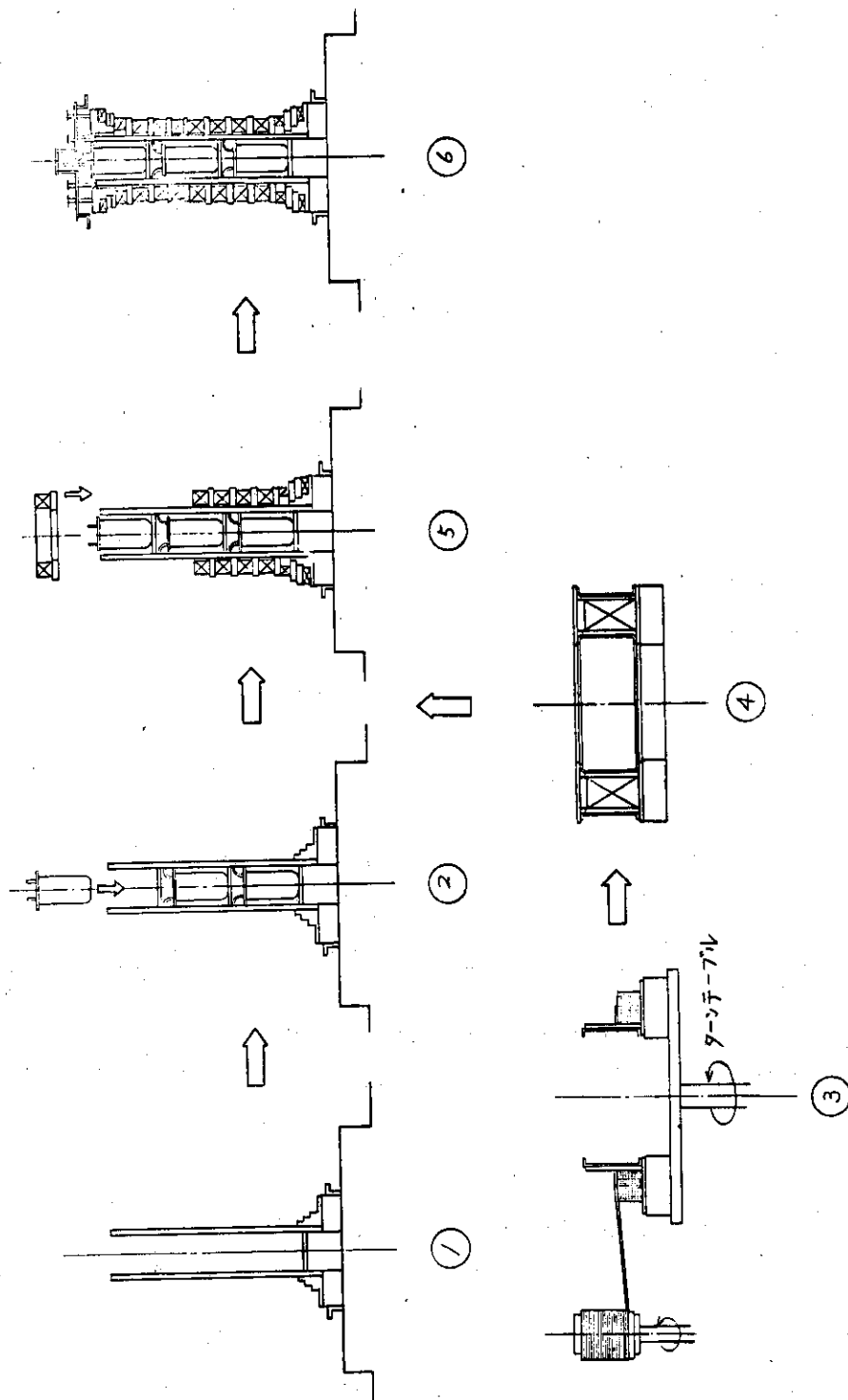


Fig. 6.13 ポロイダルコイル中央部コイルの組立

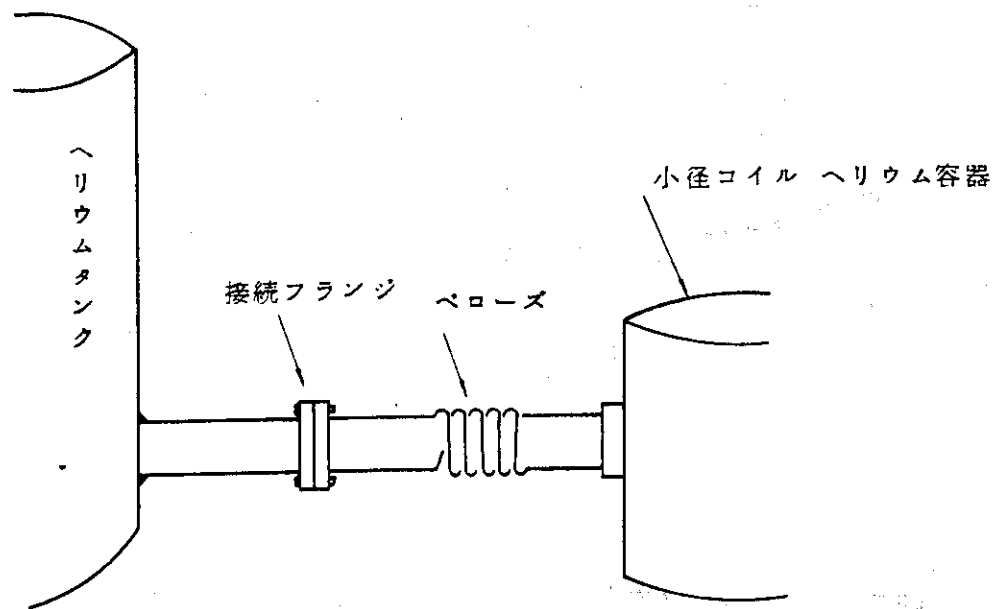


Fig 6.14 ヘリウムタンクとポロイダルコイルのヘリウム供給配管の接続

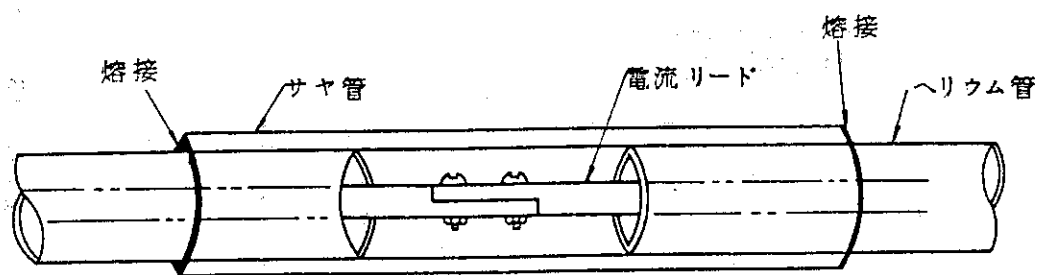


Fig 6.15 電流リードを内蔵した配管の接続

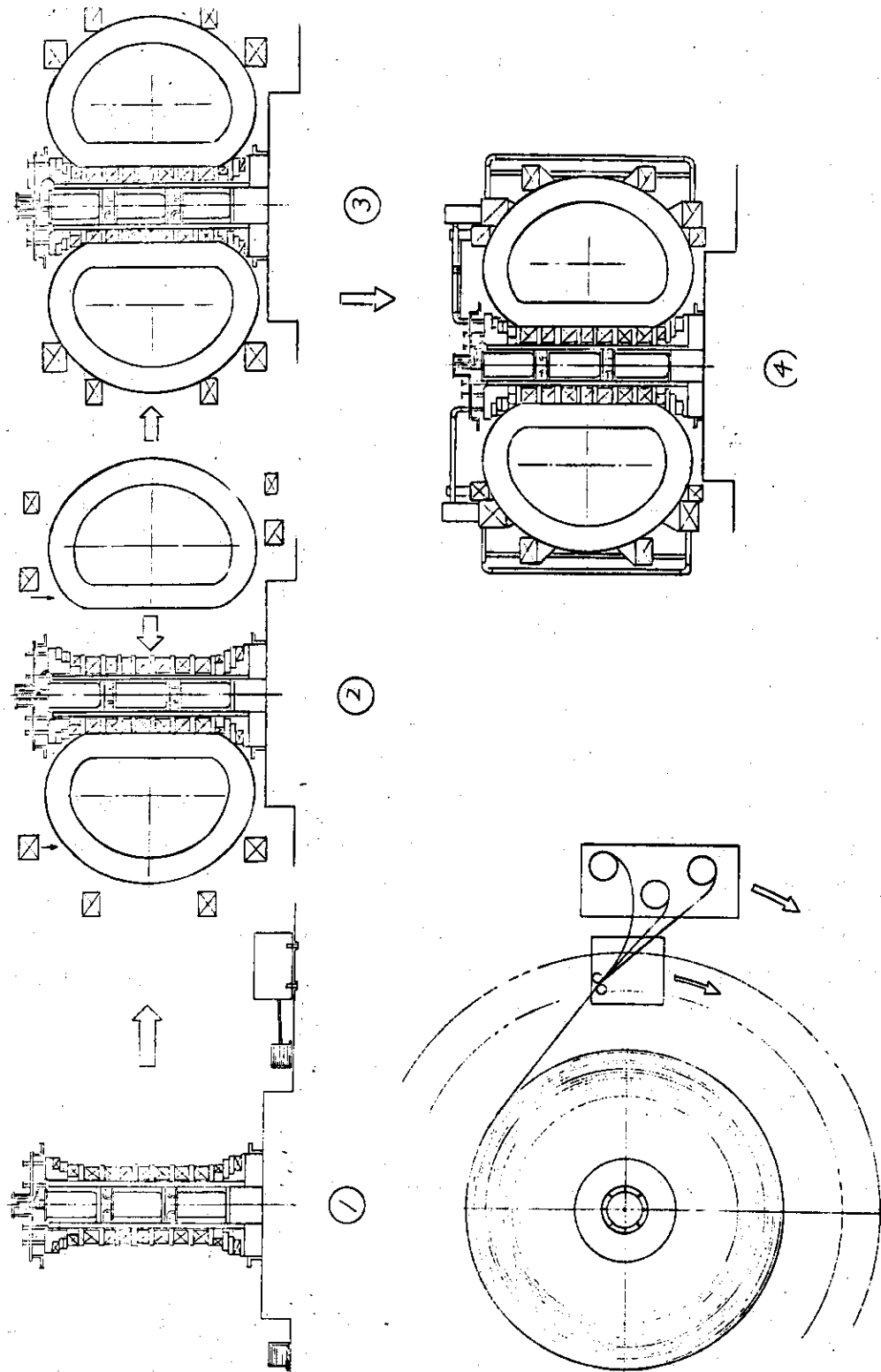


Fig. 6.16 ポロイダルコイル大径コイル部組立図

7. 高圧ガス取締法に基づく技術基準

超電導ボロイダルマグネットは極低温の条件の下で使用されるものであり、その製作の段階から運転の段階に至るまで非常に多くかつ細かい点まで高圧ガス取締法の規制を受けることになる。高圧ガス取締法の目的が機器および作業者の安全性におかれているため、ボロイダルコイルの安全解析についても法の規制の面から眺めておく必要がある。

7.1 高圧ガス取締法の目的と法規・基準の大系

高圧ガス取締法の規制の対象となる高圧ガスを大別すると (1)冷凍のための冷媒ガス (2)一般高圧ガス (3)液化石油ガスとなり、それぞれについての高圧ガスの製造、販売、貯蔵、移動、取扱いなどについて基準が定められている。

ことに通商産業省令においては、技術上の基準をはじめ、詳細な施行運用上の規定が単独の規則にまとめられており、さらに、その他の関連規則も含めて Fig. 7.1 に示したように高圧ガス取締法の体系が構成されている。

さらに、それぞれの規則に関する運用及び解釈のための通牒によって、明確な定義とか運用上の取扱いの基準が示されている。

各保安規則には、より具体的な内容の基準を定めるために“保安規則関係基準”が定められており、保安規則の内容をより詳細に規定している。

このように、高圧ガス取締法の省令が、(1)冷凍 (2)一般高圧ガス (3)液化石油ガス (4)容器等の区分ごとに、単独の省令としてまとめられており、一般高圧ガスに関する事項は、一般高圧ガス保安規則にまとめられている。

しかし、一般高圧ガスに関する業を行う場合は冷凍設備の運転を行うため、他の規則(冷凍保安規則、容器保安規則等)と無関係ではなくなる。このほか高圧ガス保安協会が保安の推進のため自主的に制定している各種の基準がある。

7.2 特定設備の技術上の基準

超電導マグネットは全体をみれば、ヘリウム冷凍機、高圧ガス容器、クライオスタット等を含めた大きなシステムを構成しており、システムの構成要素はそれぞれ違った規則の規制を受けることになる。

例えば、ヘリウム冷凍機は冷凍保安規則、ガスポンプ、液体ヘリウム貯蔵容器、液体窒素貯蔵容器等は容器保安規則による等である。また、これらのシステム要素が構成している冷凍システム全体は一般高圧ガス保安規則および特定設備検査規則の両方にまたがって規制を受けることになる。

超電導マグネットの設計・製造・運転を規制する規則は一般高圧ガスなのか特定設備なのか

あいまいであったが、これまでの実例から現在では特定設備の中に含まれてきている。

特定設備検査規則には、設計の技術基準について詳細に述べられており、ここではその中から超電導マグネットの設計にからんでいるものについて調査する。

技術上の基準としては、材料、加工、溶接、構造が含まれている。この他に雑則として特殊の設計による特定設備の特例について述べられており、この場合には通産大臣の認可を受けた場合に限りその認可を受けた技術基準によることができると規定されている。核融合用超電導マグネットは、これまでに経験のない新しい技術、(例えばFRPクライスタットの採用等)が必要なことから以下に述べる技術基準以外の基準を採用する必要が数多く生じると考えられる。

(1) 材 料

(a) 材 料

これまで温度下限 -196°C までは使用材料について基準が定められていたが、液体ヘリウム温度で使用できる材料についての基準がなかった。しかし極低温技術が工学的な面から取り上げられるようになり、昭和51年7月30日付の告示で -269°C までの温度で使用可能な材料が規定された。

使用可能な材料の基準は圧力を受ける部分についてのみ定められているため、圧力の加わらない材料例えば電気絶縁材料は含まれていない。

新しく定められた耐圧材料にはSUS304L, Al合金その他が含まれている。

超電導ボロイダルマグネットのクライオスタット材料にとって不可欠であるエポキシ耐圧材料は現在の基準の下では使用することができない。試験データを蓄積し新しく認可を受ける必要がある。

(b) 超音波探傷試験

耐圧部分に使用する材料については材料と厚さに応じて超音波探傷試験を行うことが義務づけられている。

(2) 加 工

(a) 外 観

材料の切断、成形、溶接を除くその他の加工は、加工後の表面に使用上の有害な傷、打こん、腐しよく等の欠陥がないようにしなければならない。

(b) 管以外の部分の最小厚さ

特定設備の次に掲げる部分は最小厚さ以上の厚さをもたなければならないと規定されており、各々の部分について最小厚さを求める式が示されている。

(i) 内面に圧力を受ける胴板

- (イ) 円筒胴の胴板
- (ロ) 球形胴の胴板
- (ハ) 円すい胴の胴板

(ii) 外面圧力を受ける胴板

- (イ) 円筒胴の胴板
- (ロ) 球形胴の胴板

- (i) 円すい胴の胴板
- (iii) 中低面に圧力を受けるフランジなしの鏡板
 - (i) さら形鏡板または全半球形鏡板
 - (ii) 半だ円体形鏡板
- (iv) 内面に圧力を受ける円すい体形鏡板
 - (i) 円すいの頂角が 140° 以下の鏡板の円すいの部分
 - (ii) 円すいの頂角が 140° を超える鏡板の円すいの部分
- (v) 外面に圧力を受ける円すい体形鏡板
- (vi) 円すい体形以外の形のものであって、中高面に圧力を受け、かつステーを取り付けない鏡板
- (vii) 中低面に圧力を受けるフランジ付きのさら形鏡板
- (viii) 平鏡板、平ぶた板、平底板等の平板でステーを取り付けないもの
 - (i) 円形平板
 - (ii) 円形平板以外の平板
- (c) 管以外の部分の最小厚さの許容差

(2)で述べた最小厚さの基準の適用に当ってはそれぞれの基準に定める厚さから 0.25 mm 差引いた厚さ以上のときは適合するとされている。
- (d) 管の最小厚さ

特定設備に使用する管についても最小厚さの基準が定められている。

 - (i) 直管で内面に圧力を受ける管
 - (ii) 直管で外面に圧力を受ける管
 - (iii) 曲げ加工する管で内面に圧力を受ける管
 - (iv) 曲げ加工する管で外面に圧力を受ける管
- (e) 材料の許容引張り応力

使用温度に相当する許容引張り応力が規定されており、ここで超電導ポロイダルマグネットのヘリウム容器にエポキン材料を使用することが制限されることになる。
- (f) 材料の許容曲げ応力

引張り応力と同様に使用温度に応じて規定されている。
- (g) 材料の許容せん断応力
- (h) 材料の許容圧縮応力
- (i) 材料の縦弾性係数

以上(g), (h), (i)とも温度に応じて定められている。
- (j) 溶接継手の効率

溶接継手の種類に応じ継手効率の規準が定められている。
- (k) ステーの取付方法

ステーを取付けることができる材料、取付けの方法、および取付けるステーの断面積等について規定されている。

(1) 穴の補強

特定設備に設ける穴について、強め材の補強が必要なもの必要でないもの、強め材取付けの方法、近接する2つ以上の穴の補強の方法等について規定している。

(m) 円すい胴と円筒胴との接続部の強め輪

円すい胴と円筒胴との接続部には、胴の形状材料の引張り応力に応じて、強め輪を取付けるように定められている。この場合強め輪の重心、取付位置等に関しても細かい基準が設けられている。

(n) 切断、成形および仕上げ

材料の切断、成形および仕上げについて、材料の使用目的、加工の方法および仕上げについて基準が設けられている。

(o) 直管の曲げ加工

直管を曲げ加工して作る管について、管の外径と曲げ半径の基準が設けられている。

(3) 溶接

(a) 溶接の方法の制限

溶接することのできる継手と、溶接の方法について規定されている。

(b) 溶接部

溶接部は母材の強度と同等以上の強度を有するものでなければならない。

(c) 突合せ溶接

突合せ溶接の継手面の食違い、厚さの異なる板の突合せ溶接、両側溶接を行う場合等について規定されている。

(d) 両側全厚すみ肉重ね溶接

板の重ね部の長さとの関係が規定されている。

(e) 鏡板と胴板との溶接

鏡板のフランジ部の長さ、プラグ溶接を行う場合には、プラグの径、プラグの荷重等について溶接の基準が定められている。

(f) 胴板と平板等との溶接

ある厚さ以上の材料を溶接する場合には、溶接前後に磁粉探傷試験または浸透探傷試験を行うこと、またハブ付きの平板等を溶接する場合の加工の方法等の基準が定められている。

(g) 管台、強め材等の溶接

管台、強め材等を胴板または鏡板に取付けるための溶接の形状、溶接部の強さ等が定められている。

(h) 強め輪の溶接

外面に圧力を受ける円筒胴に強め輪を溶接する場合、溶接部分の長さ、他の溶接部分との間隔等についての基準が示されている。

(i) ジャケットの溶接

胴板に半割ジャケット、およびジャケットを取り付けるため方法について定められている。

(j) スターの溶接

スターを胴の内面に取付ける場合にはすみ肉溶接によらないこと、すみ肉溶接による場合

にはステーの取付部の全周にわたって行うこと等が定められている。

(k) 応力除去

特定設備の溶接部について応力除去の必要な溶接および必要でない溶接についての基準が定められている。また応力除去のための熱処理温度、温度上昇の条件等が示されている。

また設置場所で溶接を行う特定設備で、ここで定められている基準に従って行うことができない場合の特例について述べられておりこの場合には通産大臣が有効と認める方法によることが規定されている。

超電導マグネットは非常に大形になるため現地組立になることが予想されるが、この場合の応力除去の方法については新しい基準を作る必要があるであろう。

(l) 機械試験

特定設備の突合せ溶接による溶接は、その溶接の種類によっては試験板について試験を行うこれに合格したものでなければならないことが規定されている。

また試験の方法については、

継手引張試験

自由曲げ試験

側曲げ試験

裏曲げ試験

衝撃試験

を行うことが規定されており、それぞれの試験の方法基準について細かく定められている。

(m) 継手の仕上げ

特定設備の容器の溶接部であって非破壊検査を行うものの表面は母材の表面より低くはないこと、また余盛りの高さ等について定められている。

(n) 非破壊試験

気体により耐圧試験を行う特定設備は、突合せ溶接を行うものについては全周について放射線透過試験を行いこれに合格しなければならないと定められている。

しかし気体により耐圧試験を行うもの以外で放射線透過試験を行わないものとして設計された溶接部は行う必要がないとされている。

その他

超音波探傷試験

磁粉探傷試験

浸透探傷試験

等について規定されている。

(o) 非破壊試験の再試験

(n)で述べた各非破壊試験の結果がそれぞれの試験の合格基準に達しない場合には、不合格の原因を除去した上で再溶接その他の補修を行い、これについて再試験を行うことができると規定している。再試験の結果が合格基準に適合しなければならないことは当然である。

(4) 構造

(a) 胴の真円度

円筒胴および円すい胴の軸に垂直な断面における最大内径と最小内径との差が基準内径および板の厚さとの関連で定められている。

(b) 胴の真円に対する偏差

外面に圧力を受ける胴の真円に対する偏差が外径と強め輪と取付位置の関連で定められている。

(c) 円すい胴の形状

円すい胴の形状は板厚と溶接方法の関連で定められている。

(d) 鏡板の形状

鏡板の形状が、さら形鏡板、半球体鏡板、半だ円体形鏡板、円すい体形鏡板の各々について板厚、曲げ部分の半径、内径との関連で定められている。

(5) 耐圧試験

特定設備はその種類および使用圧力に応じて水を使用して耐圧試験をしなければならないと規定されている。また水を使用することができない特定設備については、設計圧力の1.5倍の試験圧力で、空気窒素等の気体を使用して耐圧試験を行わなければならないことが定められている。またその試験の方法についても、まず設計圧力のすまで圧力を上げ、その後設計圧力の $\frac{1}{10}$ の圧力ずつ段階的に圧力を上げ試験圧力に達した後、再び設計圧力まで圧力を下げるというように細かに定められている。

(6) 気密試験

特定設備で、耐圧試験を行わなかった設備は、設計圧力以上の圧力で気密試験を行わなければならないことが定められている。

(7) 輸入された特定設備についての特例

輸入された特定設備については、適当と認められる設計図、材料の品質および溶接部についての機械試験の成績を示す図書その他の特定設備についての必要な資料を具えているときには、特定設備に係る技術基準を免れることが規定されている。

(8) 特殊の設計による特定設備の特例

特殊な設計による特定設備について通産大臣の認可を受けた場合は、認可した技術基準をもって技術上の基準に代えることができる。

以上、高圧ガス法およびその関連する規則、基準について簡単に説明したが、超電導ポロイダルマグネットを設計・製作および試験するときには、これらの規制からはみ出すことが予想される。核融合の技術は超大形の技術であり、かつ従来の規制を受けたのでは設計が不可能になることも当然予想されるため、新しい基準の下に安全性を検討しなければならないと思われる。

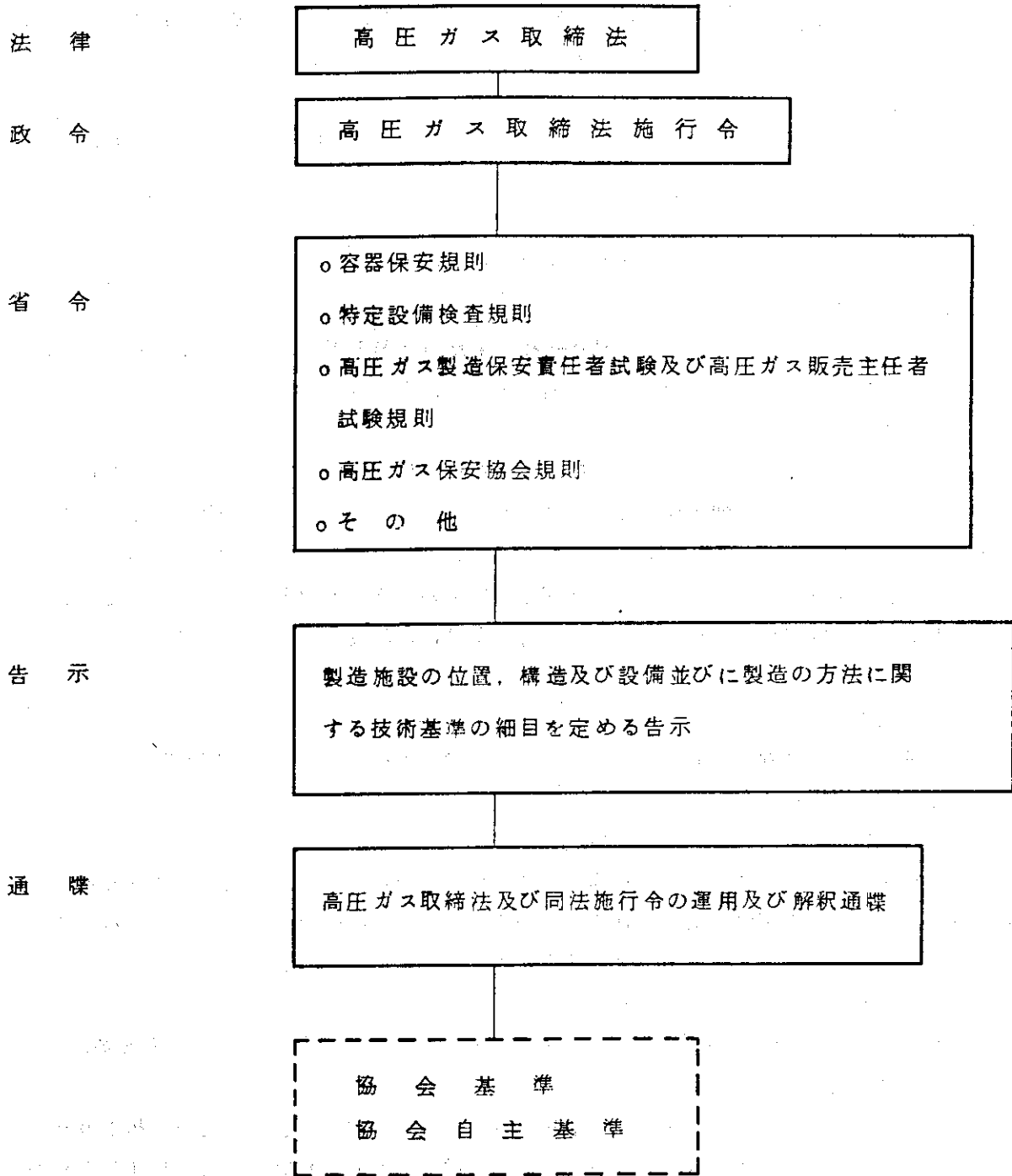


Fig 7.1 高圧ガス取締法の大系
(一般高圧ガス関係)

8. 安全性解析からみた本設計とその問題点

8.1 一般的な問題

現在超電導マグネットは世界各国で数多く稼動しており、本安全解析で対象にした核融合超電導ポロイダルマグネットの $\frac{1}{10}$ 程度の規模（蓄積エネルギーにして）のものについても数年間の稼動実績がある。この実績からみて、また本安全解析からみても核融合用の超電導マグネットが設計できないという基本的な理由は何もない。

本付録で述べるインベントツリー、およびフォールトツリーの結果より明らかにされるように、どの構成要素の事故が重大事故につながりどの要素が些細な故障程度でとどまるかはわかるがその事故の起る頻度可能性等についてはほとんど予想がつかない状況である。

また事故に基づく人的・物的な災害を防ぐという意味からの安全性の解析は本解析で行ったようにある程度定量的に扱うことができるが、超電導ポロイダルマグネットの信頼性を高めるにはどうすればよいかという議論は定性的な扱いにとどまらざるを得ない。たとえば超電導マグネットは高真空で断熱された真空容器の中に収められるが、高真空を保つ技術の大部分は溶接技術であり溶接技術の不良の発生する確率は実績も少く定量的な議論の範囲外といえる。

超電導ポロイダルマグネット構成要素の各々については、ある故障がその要素の中でどのようにさらに上級の故障につながってゆくかは本付録解析だけでは十分ではないとしても定量的な解析に馴染む性質のものである。しかし要素間の関連については不確定要素が非常に大きく、これらの解析は実物に近いモデルについて行い以外にないのではないかと考えられる。

安全性からみた概念設計の見直しを行うことが1つの目的であったが、設計には新技術の採用が不可欠の部分もあり十分な見直しが行えたとはいえない部分が多い。例えばFRP製デュワーの採用は、システムを経済的に成立させるためには欠くことのできないものであるにも拘らず、その可能性についての十分な裏付けを行うことができなかった。

また、時間と計算機の能力の不足から超電導マグネットがクエンチした場合の常電導部分の伝播の様子それに伴いマグネット各部の温度不均一による熱応力の発生等は非常に重要な問題であるにも拘らず十分な解析ができたとはいえない。

しかし、現在の技術レベルでは机上での解析が行われたとしてもその計算にはヘリウム冷却特性、マグネット巻線間の熱伝導等について大きな仮定がはいることは止むを得ないため、解析結果が事実を反映するかどうかは非常に疑問である。

これ等も実規模に近いモデルについて実験と理論の両方から追求してゆく以外にないと考えられる。

8.2 超電導コイル

超電導コイルは概念設計の段階では応力の面からもコイルの安定性の面からもかなり厳しい

設計であり、安全性信頼性の面で問題が多かった。そこで本安全解析においては、安全性・信頼性を向上すべく設計変更を行った。具体的には変流器コイルの起磁力を2割減として、応力面および安定性面で余裕のある設計とした。設計変更した数値は現在の常識ではかなり安全な値となった。

このような安全性の向上を旨とした設計変更を行うと同時に、概念設計の段階では行っていなかった高速励磁および減磁時のコイル安定性を議論した。その結果このポロイダルコイルは完全安定化されているため、磁気的不安定性に対しても安定した運転が行えることが明らかとなった。

今後コイルの安全性向上のためすべきこととしては

- 常電導転移時の安定性を実験的に確認すること
- 高速励磁又は減磁時の超電導線の安定性を交流損失をくり入れて検討すること

等があげられる。

こういったコイルそのものの解析の他、コイルクエンチ時のクエンチ検出法およびコイル保護法についても検討し、最良のクエンチ検出法およびコイル保護法を選択し、コイルの安全性を高めた。

8.3 クライオスタット

クライオスタットの安全性に関しては主として真空劣化とそれに伴う液体ヘリウム蒸発さらにはそれによる容器の圧力上昇について解析した。

ポロイダルマグネットの真空容器はトロイダルマグネットの真空容器と共通になっているため、真空劣化に伴う影響はトロイダルマグネットの方がはるかに大きい。

ここではポロイダルマグネットのみについて検討したがトロイダルマグネットと関連して考察することが必要である。

また真空劣化後に発生するであろう現象を解析するにあたって種々の仮定を設定した。その一つは真空断熱が高真空断熱のみで行われていてスーパーインシュレーションの効果は取り入れなかったことである。真空劣化に伴う熱侵入はガス分子の移動により行われるものでありスーパーインシュレーションの存在は当然、また非常に大きくガス分子の移動に影響を与えるものである。スーパーインシュレーションが存在する場合のガス分子の運動については理論での解析は難しく実験的に検討することが必要であろう。

真空容器が破損した場合、破損個所から流入してくる空気は直ちに液体ヘリウム容器の表面に吸着すると考えたが、これもスーパーインシュレーションおよび液体窒素シールド板の存在如何によっては大きく影響を受けるものである。これについても実験による検証が必要である。

大径コイルは夫々独立したクライオスタットを構成しているが、液体ヘリウムは各クライオスタット間をパイプで連結し共通になっている。一つのクライオスタットに故障が発生すれば当然その影響が他のクライオスタットにも現われるはずである。この場合には現象が発展する過程の様子すら仮定できないほどの複雑さをもっており検討を行うことができなかった。

クライオスタットの安全性に関しては、単独の容器の強度設計については概念設計で行った

程度である程度の予想をつけることはできるが、マグネットのような重量物が内部に存在した場合地震その他による全体の振動の問題に関しては適当な柔構造を採用する必要があるとの指摘をするにとどまった。各支持個所の弾性を考えた上で振動の問題を検討する必要があるがそのためには概念設計を発展させて製作設計に近いものになっている必要があり今の段階では仮定が大きいため省略した。

結 言

安全性および信頼性の点から、前回行った概念設計の見直しをしたが、もっとも気になった点は技術レベルをどこに置くかということであった。核融合炉が実用化されるのは21世紀になるといわれており、そのための実験炉にしても早くても10年前後、今後の開発経過によっては次の世紀には入るともいわれている。このような未来の技術を考えるとき、安全性あるいは信頼性を考慮に入れなければかなり漸新な設計が可能であるが、それらを考慮するとどうしても設計が保守的にならざるを得ない事情がある。

超電導トロイダルの安全解析を進めていくうえで、さらに問題を複雑にしたのは、トロイダルマグネット自体をcloseして考えることができない点である。

他の炉システム構成要素特にトロイダルマグネットとは密接に関連しており、この点で炉システム全体をスルーした安全解析を積み重ねる必要がある。

また、超電導トロイダルマグネットをcloseして考えるにしても、その技術に未経験のものが数多くあり机上で安全性が証明できてもそれが真実かどうか疑問の残る点が多々あった。

今後も、机上と実験の両面から地道に技術を積み上げてゆくことが望まれる。

付 録

A. 安全性一般解析

A.1 概 要

(1) 超電導磁石としてのボロイダルマグネットの特徴

核融合炉用超電導磁石のトロイダルマグネットおよびボロイダルマグネットの特徴としては大形電気機器超電導化のメリットがそのまま数え挙げることになる。

すなわち、非常に大きな空間に高い磁場が出せ、しかも非常に大きな電磁エネルギーを無損失（ジュール損を伴わずに）で貯えることができることである。

しかし、実際には無損失に超電導コイルを保つためには、それを超電導状態に維持する冷凍システムが必要で、これを運転するためのパワーが要求される。

また、上記三つの特徴（巨大、高磁場、無損失）も、あく迄も直流電流を流してしまう場合にいえることであって、交流電流を流そうとすると、無損失性が損われはじめて、必ずしも超電導としての力を発揮できないことがでてくる。

JXFRはじめ、一般のトカマク炉のボロイダルマグネットの蓄積エネルギーは、トロイダルマグネットの $\frac{1}{10}$ 以下であるし、上で問題としたパルス的な使われ方もされるため、開発計画中ではトロイダルマグネットよりは、ワンステップ後に超電導化されるように位置づけられているのがふつうである。

しかし、それにしてもJXFR（実験炉）でも最大2GJの蓄積エネルギーを保つボロイダルマグネットにしても通常の電気機器に比べれば、その空間に占める大きさでも、エネルギーでも巨大なものという特徴を挙げるのに遠慮することはなさそうである。

それだけのエネルギーが秒を単位にして出たり入ったりすることは何といたってもボロイダルマグネットの特徴で巨大なこととパルス動作にもボロイダルマグネットの特徴が認められる。

このパルス動作は、通電電流がパルス状であるばかりでなく、コイルやその支持物に働く電磁力もパルス状、ac損失にもとづく熱的な負荷もパルス的であることを意味している。

もとより、超電導体のac損失、周りの金属構成体の電磁誘導は考慮されなければならない。

技術的問題としてはこのような変動負荷と冷凍およびヘリウム液化システムをどのように組み合わせるかとか、繰返される電磁的な、または熱的な応力に対してボロイダルマグネットの構造および構成材料の疲労対策をどのように設計に折り込むかが重要になってくる。

さらに、これはトカマク炉においてはボロイダルコイルだけに限るわけではないが、全体構造や一つ一つの構成要素の構造の複雑さも特徴の一つと考えておいた方が良いでしょう。具体的な内容は前報（JAERI-M 7200）に詳細に報告してあるが、例えば超電導線の構造（前報図4.32 P. 83, 同図4.33 P. 83）や冷却チャンネルと巻線構成（前報図6.2 P. 119, 同図6.3 P. 119）などに明らかな通りである。これらの設計は、上述したような種々の問題点が、一応現在のレベルで解決されている。しかし、複雑化の方向での解決は

信頼性でも複雑化していて結局全体の信頼性の点で問題を多くしていないとはいえないと思う。

とくに巨大な装置の概念設計ではスケーリングを充分実証していないまま縮小モデルが採用されたり、ごく一部または小片の試作と試験から巨大で複雑なシステムを設計し、逆にその中から技術課題を発見することを目論むことがある。その場合概念設計は実は新しい問題の抜け殻にすぎない。それなのにその概念設計が独立して物をいうなことになり兼ねない。結果としての概念設計をその意味で充分明瞭に位置づけておくことが必要である。

以上で検討した問題点をポロイダルマグネットの特徴として捉えた項目毎に並べてみると以下のようになる。

巨 大 さ	構造物としての エネルギーの量としての その大きさの位置づけ それが出たり入ったりすること 未踏技術に属すること 製造技術 組立て、修理・点検の方法の組み込み
Pluse 動作	超電導 a c 損失 構造物に対する効果 電 磁 力 電磁誘導、渦電流 冷却負荷の変動、冷凍システム 熱 応 力 内圧流動 繰返し、疲労
構造の複雑化	超電導線、複合超電導線 超電導コイル 冷却チャンネル構造、スペーサ 絶縁物 補強技術と補強材 コイル接続 冷却構成としての 電気回路としての 断熱構造 冷却配管 クライオスタット 材料構成、異種材料の接合、耐圧 渦電流対策 給電用リード アクセサリー貫通、計測線

緊急対策

哲学

機能分離

多段化, 多重化

保護機能, センサー

以上の各項がJXFRでどのようになっているかは前報や本報告書の1章(JXFRポロイダルマグネットの概要)および2章で概観することができる。

(2) 超電導ポロイダルマグネットの安全性の一般解析のすすめ方

前項で検討したようにポロイダルマグネット安全性の, 核融合炉または核融合炉用超電導マグネットシステムの安全性における位置は大きくない。しかし, その超電導機器としての特徴の中には大きな故障・事故の原因となるような性質を持っている。ここでは超電導マグネットの共通の性質について安全性を一般的な立場で検討し, この報告における, JXFRポロイダルマグネットシステムの安全性を具体的に検討していく際の指針とする。

また, 本来の安全性検討では炉心内の, または核融合発電炉内の放射能放出に至る過程*まで進むべきであるが, この報告の対象がポロイダルマグネットシステムであるので検討は超電導マグネットに限ってある。

以下, A.2では超電導マグネットを種々の立場から見たとき必要とされる機能とそれに関連する現象, 機能, 装置, 問題点を整理して展開する。ここではとくにポロイダルコイルのパルスコイルとしての機能についても, 空心変流器コイルと垂直磁場コイルに分けて検討してある。また, 必要に応じてJXFRのポロイダルコイルの構造設計図を利用している。

A.3では製作に使われる部品について, その事故と安全率を考慮することの重要性を検討している。このために実際にはFMEA(Failure Mode, Effect Analysis:故障モード効果解)とかFMCA(Failure Mode, Effect and Criticality Analysis:故障モード, 効果および危険度解析)とかの手法を使うのであるが, 実際に製作に使われる構造, 材料, 部品などが決まらなるとそれ以上に検討を進めても意味が少ないので例を使って検討を試みている。

A.4では部品や機能の関連における故障・事故の展開をFault Tree, Event Treeの手

* BNLのJ. Powell などによると超電導マグネット事故についても以下のように4つのカテゴリーを決めている。

Category 1	取り替えが必要 放射能の放出はない $1 \sim 3 \times 10^{-2} / \text{Reactor year of Operation}$	
Category 2	Magnet は壊れるが一次容器は壊れない。 $\sim 10^{-4} / \text{RY}$ 放射能放出あり	LWRの一次格納容器破壊に至らない事故と同程度
Category 3	Magnet 破壊 一次格納容器も破壊放射能放出あり	3と4は環境への放出のレベルで分類
Category 4	$< 10^{-6} / \text{RY}$	

法を使って検討している。そのために、まず故障・事故の原因となる要因 (Initiator : 起因子) をさがし出し、整理してある。その上で代表的な故障・事故について、必要に応じて JXFR トロイダルマグネットの概念設計内容を対象としながら、それらが起る諸原因と原因同志の関係を調べて Fault Tree として展開し、また考えている故障・事故を原因として、より大きな故障・事故に発展していく要件を検討 (Event Tree) してある。

Fault Tree, Event Tree の展開は、同じ原因と結果でも、その結びつけ方、重要度の与え方など検討の進め方、その上での着眼点によって、幾通りかのやり方が可能であろう。その意味で本報告に示したのが唯一のものではない。

また、Event Tree では本来、各 Event について、その生起の確率が求められていて、最終事象の生起確率が論じられるべきものであるが、問題となっているような巨大、複雑、蓄積エネルギーも大きな超電導マグネットについては、データが全くないので、この報告でも数値的検討はしていない。ちなみに、これまでに世界が経験した最大の超電導磁石 (CERN の水素泡箱用超電導磁石) の蓄積エネルギー : 800 MJ でさえも JXFR 超電導トロイダルコイルの蓄積エネルギーの約 $\frac{1}{50}$ 、動力炉となると、さらにこの $\frac{1}{10}$ 程度になる。日本では電総研の MHD 発電実験用超電導マグネットが最大であり、浮上式鉄道用の超電導マグネットなら $\frac{1}{50,000}$ となる。50 kJ 程度の物理実験用超電導マグネットとなると 10^{-6} にすぎない。そして、まだ、超電導線についても超電導コイルについても、あるいは極低温冷却技術に関する知見・経験についても、スケーリング法則は確立されていない。

A.2 関連機能図による解析

装置の信頼性・安全性を検討する手がかりとしてその装置機能が、それに結びついている装置や機能によってどのように維持されており、また、考えている装置がどのように他の装置あるいは、それらを含む全体システムの機能を支えているかを調べて関連づけていく方法がある。これを図にまとめたものが関連機能図であり、信頼性検討を意図して作図の手法を方向づけて作り上げるものが信頼性ブロック図である。

たとえば超電導・極低温技術を考えることを目的として超電導ポロイダルマグネットについて、そのプラズマ加熱機能までを展開してみたものが Fig. A.1 である。

- ・超電導ポロイダルマグネットによってポロイダル磁界が作られて、その磁界でプラズマは核融合反応を起すように加熱される。これが主機能の流れである。実際には垂直磁場も補助的な役目をもっているのでさらに検討を進めるにはそのことをも書き込まなければならない。
- ・超電導ポロイダルマグネットがそのマグネットとしての働きを維持するために必要な装置・機能の主なものを展開すると、この図の下側周辺に散りばめたようなものが挙ってくる。
- ・まず、クライオスタットは超電導あるいは極低温状態に超電導コイルを維持するための基本的な装置である。それは外界と極低温に保持された部分を(1)真空断熱技術 (2)ふく射熱の低減技術 (3)熱伝導で流れ込む熱の低減技術の三つの基本技術を最高度に駆使して、熱シャ断(断熱)している。このうち(2)と(3)は設計・製作時の配慮で固定されてしまい、突然の変化を起さないものと考えて、Fig. A.1には書き込まなかった。
- ・クライオスタットは真空容器である。その真空を維持するために耐圧構造および気密構造になっている。容器が負荷変動で坐屈したり、溶接部のピンホールが大きくなったりすると真空維持できなくなる。
- ・それでも或る大きさまでのピンホールからの洩れは真空ポンプの性能でカバーしうる。
- ・外界から十分に断熱された超電導コイルを極低温にするのは冷却システムの作業である。物理実験用の小さな超電導コイルは液体ヘリウムの冷媒としての機能だけで極低温に保たれている。核融合の大形超電導マグネットでは液体ヘリウムばかりでなくサブクール状態の液体ヘリウム、超臨界ヘリウム、ヘリウムガス、ヘリウムの気液二相流などが冷媒として使われることになるし、ヘリウムは *once through* ではなく循環して使われることになるので、冷凍機・液化機を図には拾い出してある。
- ・冷凍機・液化機はクライオスタットの性能で決まる定常的な静的な負荷ばかりでなく、外部の磁界変動などで超電導線の安定化母材に生ずる渦電流のジュール熱、ポロイダルコイルなどではパルス磁界に応じた超電導 *a c* 損失(安定化母材中のジュール熱発生も含む)の変動などもシステム的に吸収して、超電導線の温度上昇を最小限に抑え、決して臨界温度(実際に輸送電流の許される範囲の温度)以上にはならないような冷却能力を必要とする。
- ・何かの原因で *quench* した超電導コイルの一部がすぐまた冷却されて超電導に戻るように完全安定化の原則で設計された超電導線の働きを十分に機能させるのも冷却能力の役割で

ある。この場合、コイル周辺の冷媒の流れや熱容量など比較的局部的な関係が問題となり、冷凍機・液化機など冷却システムがシステムとしての機能を全て発揮しなければならないことはない。

- ・超電導コイルを励磁するとき励磁速度に応じて超電導コイルに熱発生がある。また、フラックスジャンプ、ワイヤームーブメントが起るたびに局部的に熱発生がある。このような熱をす早く除去することも超電導コイルの quench を未然に防ぐ方法である。
- ・超電導コイルや極低温空間で起った、あるいは起りつつある異常を、ピックアップしてコイル保護機能を働かせて超電導コイルを破壊から守ることも、技術の難易、単純・複雑さなどに違いはあっても、大ていの超電導機器には組み込まれるようになってきている。

ポロイダルコイルについて、さらに詳細な機能関連を検討、展開していく際、Fig. A.1 で作った粗い展開に従って、部分毎に検討を進めていくことにする。

すなわち次のような順で検討を進める。

- (1) ポロイダルマグネット主機能
- (2) 電気回路要素としての関連の展開
- (3) 超電導マグネットとしての主な機能関連
- (4) 極低温、冷却を維持する関連機能
- (5) 材料から見た部品機能の関連
- (6) 構造から見た関連機能

- (1) ポロイダルマグネット主機能

ポロイダルマグネットは機能的には

1. 空心変流器コイル
2. 垂直磁場コイル

の2つから成り立っており、位置的な関係から

1. 中心部コイル
2. 大半径コイル

の二つに分類できる。

空心変流器コイルに流れる電流とプラズマ電流の関係はFig. A.2 のようになっており、時間的には図中に示したような違った働きをしている。

この動作シーケンスから空心変流器コイルの機能を列挙すると次のようになる。

- ・電流の形でエネルギーを貯える
- ・急速に (J X F R では 1 秒の間に) 放電する
- ・ Plasma 電流を一定に保つよう電流を流す
- ・急速に電流を切って Plasma に逆電流を誘起し Plasma を消す (放電停止)
- ・ (次の充電を準備するこの間にトーラスを排気する)

Plasma 加熱 1
Plasma 加熱 2

これらの機能に障害が起ればそこで空心変流器の働きは停止する。その障害の原因としては

電流変化に応じて発生する電圧、同じように発生する熱除去の速さ、それに応じて発生する圧力などが検討の対象となろう。いずれも安全率を含めた設計がされていても、予測し得ない障害の重なりなどで異常が起り得ると考えて、そのような可能性は検討しておいた方がよい。

このような検討は次項以下で進められる。

垂直磁場コイルに流れる電流とプラズマ電流の関係は Fig. A.3 のようになっており、時間的には図中に示したような一連の働きを行う。

垂直磁場コイルの機能を列挙すれば次のようになる。

・空心変流器コイルによるジュール加熱を助けてジュール加熱を行う(比較的早い充電)	ジュール加熱
・ Plasma 第2段加熱をする(遅い充電)	第2段加熱(この間に)
・垂直磁場発生	Plasma の平衡位置を維持する。
・ Plasma 位置変動を復帰させるために変動に応じた制御磁場発生	Plasma 位置制御(できないと Plasma-Wall-Interaction)

一方、位置関係から中心部コイル、大半径コイルという分類があるがこの方は構造あるいは冷却負荷として特徴的なので検討はそちらの項目で行うことにする。

(2) 電気回路要素として関連の展開

前項で検討した空心変流器コイルや垂直磁場コイルは変動大電流を流して変動磁場をプラズマのある空間に作ることにある。これらの変動する時間関係は Fig. A.2 および A.3 に示してあるように、空心変流器コイルのジュール加熱のための放電を除外して考えれば比較的長い時間である。

それでも流している電流が極めて大きいために、超電導コイルとしての励磁速度 (dI/dt ないし平均的に I/T) は大きくなっていて超電導 ac 損失を考えなければならないほどである。

また、コイルの自己インダクタンスにより発生する電圧 ($L \cdot di/dt$) が最も大きくなると超電導コイルの電気絶縁を破壊したり、クライオスタット内、あるいはコイル表面で沿面放電を起すことになるので絶縁耐圧を材料やコイル構造に応じて越えない配慮が必要である。実際には施している電気絶縁試料や液体ヘリウム(その他、その時使用している冷媒の状態での)絶縁耐圧以下に誘起電圧が収まるようにコイルインダクタンスや絶縁距離を設計することになる。

Table A.1 に空心変流器コイル、垂直磁場コイルの諸量を示しておく。

ポロイダルマグネットの機能の完全動作や破壊事故を考える上で忘れてはならないのは電源システムの意味である。

Fig. A.2 や A.3 のような制御された電流波形で一連の動作を行うには電源を適確に制御する制御系の役割りも重要である。

どちらの故障もポロイダルマグネットの機能を損う。それに起因する故障・事故がポロイダルマグネットの故障・事故を起すことも考えておく必要がある。

(3) 超電導マグネットとしての主要関連機能

パルス状の磁界を発生することが最主要機能である。それを可能にするため沢山の機能・責務をこなすことが必要になる。まず、それらを列挙してみると次のようになる。

・磁界発生	
パルス状磁界発生	
・超電導状態になること	初冷却, 断熱, 冷却
・超電導状態が維持されること	
通電前の状態で	断熱
パルスによるAC損失発生に対して	冷却・除熱
・パルス動作に耐えること	
電磁力対策	構造 …… 補強
繰返しパルス応力対策	スペーサ, 巻線のゆるみ
パルス状の力対策	巻線
wire movement	
電圧発生	絶縁耐圧
quench	
arc 発生	除熱
・パルス状の熱発生	
冷媒の高温部の除去	
気泡	
圧力発生	ダンプ構造
・quenchにおける動作	
安定化材の役割	
冷却チャンネルの役割	
緊急状況に対する対策	保護, エネルギー取出し

(4) 極低温状態, 冷却能力を維持する関連機能

・断熱性	
真空	
ふく射シールド	多層断熱技術
伝熱	
中間熱 sink の設定	GAS SHIELD
パルス動作	冷凍機との結合, 配分
電磁誘導	
金属の温度上昇	渦電流 減少策
パルス状電磁力	非金属との接続技術

a c 損失による熱損失

気泡発生
 局部昇温
 圧力上昇

気泡除去
 熱除去, 不安定現象

・冷媒・液化機の部分システムとしての超電導コイル

流路抵抗
 分岐
 気泡処理
 圧力上昇
 負荷変動に対する技術

分配液量コントロール

 choking
 圧力 damp 機構

例えば変動負荷ことに大きな負荷電流とその変動で生じる熱発生に対して J X F R の巻線・超電導線には Fig. A. 4 (a)~(c) のような配慮が施してある。

(a) は巻線部分の断面を示している。

巻線 (パンケーキ状) の層間に挿入されるスペーサを (b) に示してある。層間のギャップを保つスペーサに交互に長短が設けてある。

長い方のスペーサによって (a) 左側の液体ヘリウムが右に分配され、該当層のパンケーキを冷す。

短い方のスペーサは、その上の方へ液体ヘリウムが流れるのを保障している。

この二種のスペーサの間に斜板がついていて、一層を冷した液体ヘリウムは必ず右側の液体ヘリウム流路にいくようになっている。これによって或る層から出た気泡が、その上の層へいかないようになっているから、パンケーキの上層程、気泡の多い液体ヘリウムで冷されるといことが避けられている。

一方、超電導線は同図 (c) のように端面に孔のあいたステンレススリーブの中に、突起付きのスペーサで保持されていて、冷却チャンネルが準備されているからここで発生した気泡はそのまま上の孔から外に出て、スペーサ間の斜板に沿って液体ヘリウム回収チャンネル (右側) の方に流れていくようになっている。

(5) 材料から見た部品機能の関連

各部品、各構成部に種々の材料が使われている。その材料ごとに必要とされる機能があり、それに応じた性能が要求される。

・超電導線

超電導材料
 安定化母材

抵抗バリヤー
 補強材
 絶縁被覆

構造 Aspect Ratio

反応の残材の影響
 抵抗, 形状, 構造
 超電導線との接合状態

厚さ (熱伝導性)

・超電導コイル

冷却ベリフェリー
 コイル形式
 スペーサ
 補護材
 コイルフォーマ(巻枠)
 含 浸
 線返し冷却, 励磁

・クライオスタット

超電導コイル容器
 スペーサ
 接合, 組立法
 構造の違い
 ふく射シールド
 冷却配管
 接 合
 加工技術
 多層断熱

(6) 構造から見た関連機能

部 品 毎

超電導線

ステンレススリーブ

スペーサ

コイルスペーサ

クライオスタット

大半径コイル

中心部コイル

液体ヘリウムタンク

トロイダルコイルとの接合

バンケーキ, ソレノイド
 液体He中収縮, 熱衝撃

巻線張力, 含浸

材 料

断熱設計, 機械強度

大半径, 中心部コイル

厚さ, 温度平均化

薄板接着, 信頼性

加工技術

熱の除去

真空に対する余力

吸着ガス, 吸着面積

パット施行の可能性

力, 圧縮力対策

電磁力分担

液体ヘリウム流路

多様さ, 強度

保 持

積み重ね

分岐配管, 積み重ね

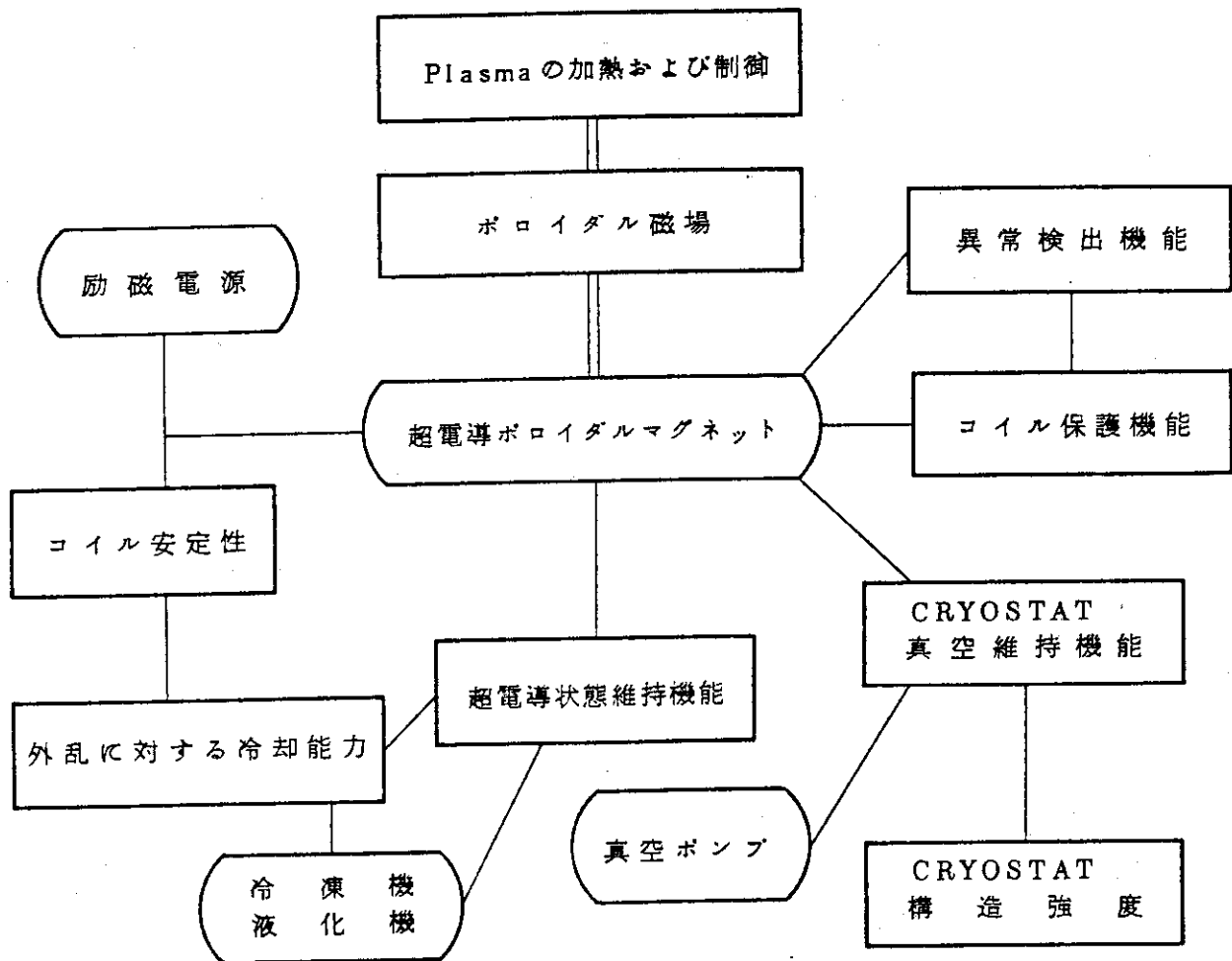


Fig. A.1 ポロイダルマグネット機能図

Table A.1 ポロイダルマグネットの概要

		空心変流器コイル	垂直磁場コイル
起磁力	MA	60	±8
総ターン数	ターン	240	160
最大電流	kA	250	100
自己インダクタンス	H	0.0697	0.11
最大蓄積エネルギー	GJ	2.18	0.55
中心磁束密度	T	5.13	
コイル位置最高磁束密度	T	8.12	
プラズマ位置磁束密度	T		-0.27
コイル部重量	ton	142	117
最大発生電圧	kV	48	16

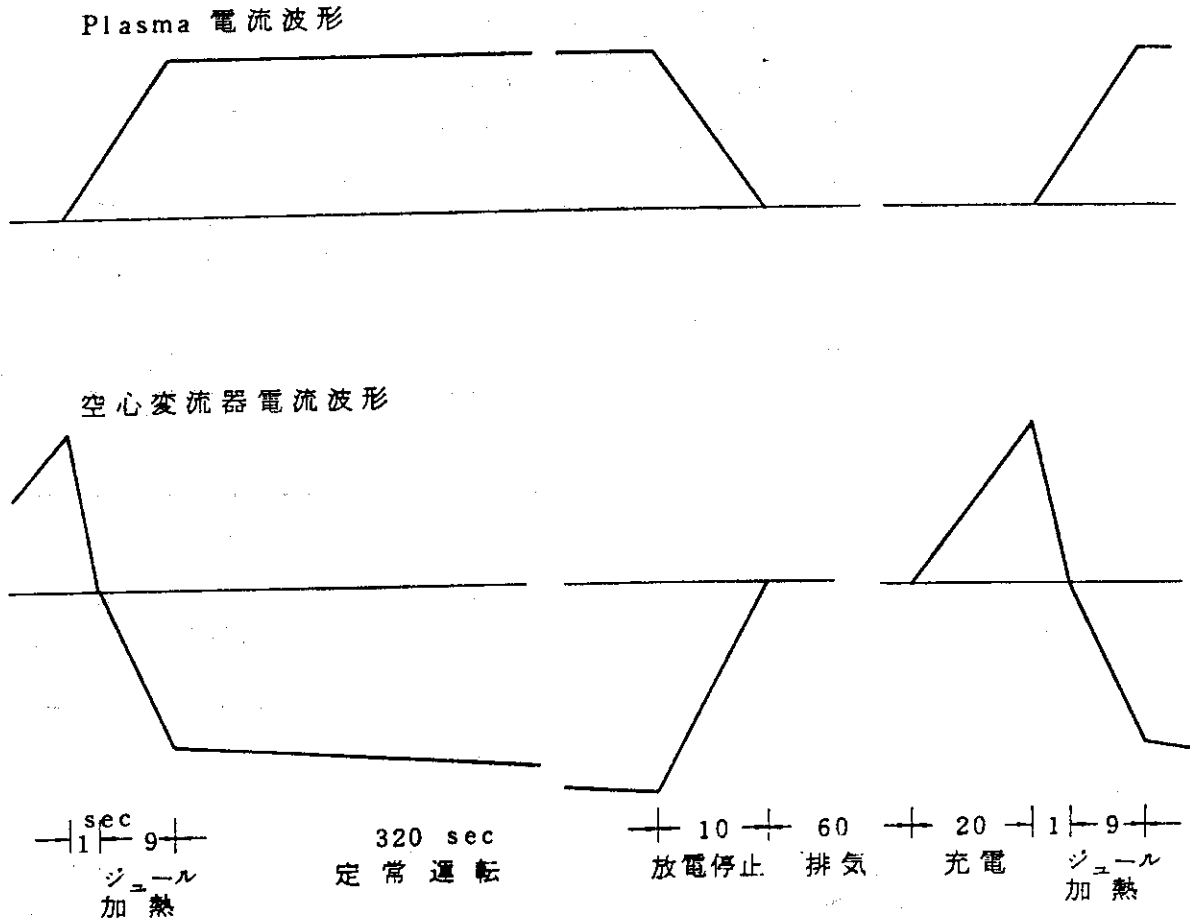


Fig.A.2 ポロイダルコイル電流波形

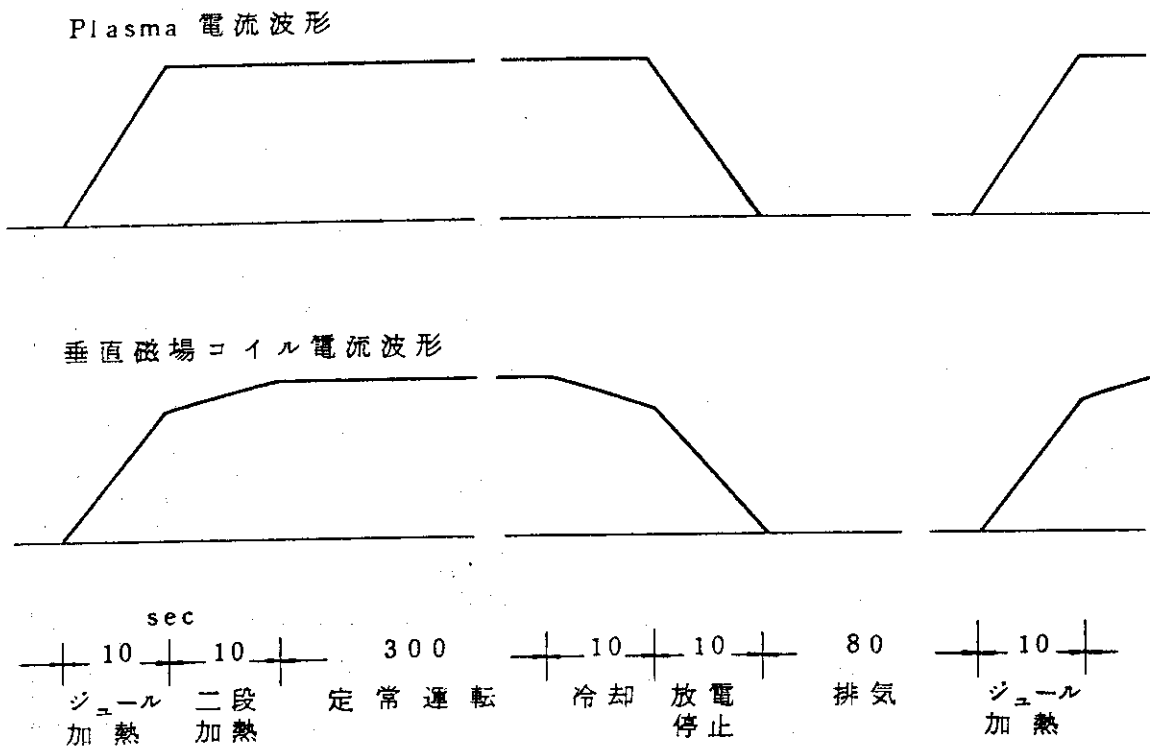


Fig.A.3 垂直磁界コイル電流とプラズマ電流

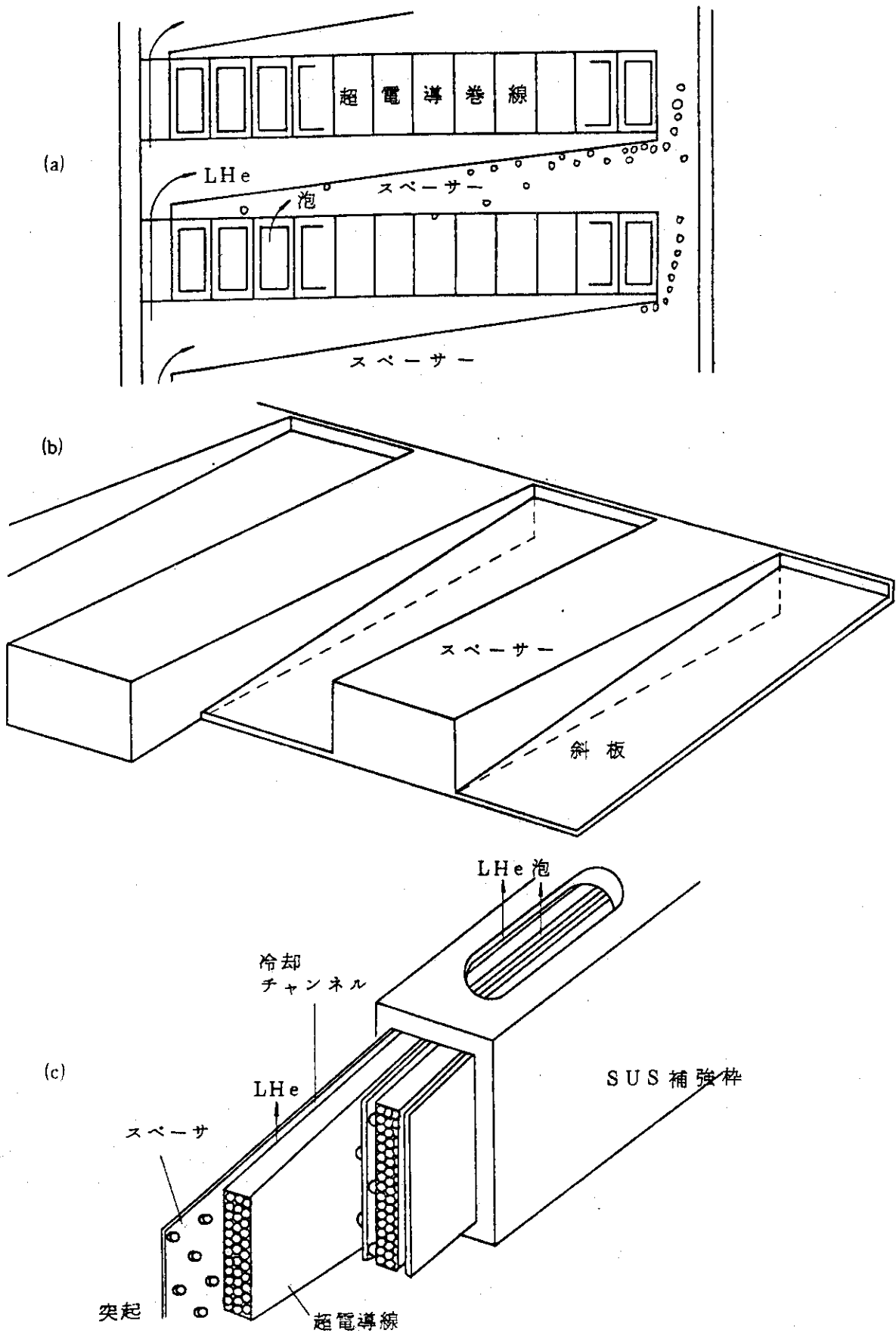


Fig. A.4 超電導コイル構造

A.3 部品事故と安全率

前節においてポロイダルマグネットを、空心変流器コイルと垂直磁場コイル、中心部コイルと大半径コイルあるいは超電導線、超電導コイル、ふく射シールド、クライオスタット、あるいは冷却、材料、構造、電気回路要素などといった種々の見方から、その機能に関する検討を行った。

そのような検討の目的は、必要とされる機能を全うするためにどのような部品の、どのような特性が重要でその故障が機器の機能発揮にとって命とりになるかを知ることにある。

それが判ると次に検討する必要のあるのは、どの部品の、どのような故障が、どの程度に起るのかということと、どの程度で起った故障が、その機能にどの程度の障害を与え、全体機能が、どの程度にそこなわれるかを知ること、および、その故障がどのようにして全体機能を損うように展開していくかをしらべることである。

展開のしかたについては項を改めて検討することにするが、本節では部品事故の影響について検討することにする。問題を整理すると次のようになる。さきの表現とは逆に並べると

1. 全体機能：どの程度損われるか
2. 機能の障害：どの程度
3. 故障：どの程度

あるいは

- 1' 故障：どの程度
- 2' 故障：どのような
- 3' 部品：どの

これらの他に

1" どのくらいの頻度または確率で
 というこの部品の信頼度の問題がある。

この種の検討には信頼性、安全性検討の手法が確立しており、核融合の場合でもこれらを利用した検討を進めることになる。

ただし、どの手法も具体的な材料、部品、使用法を細かく指定する必要があるので、JXFRポロイダルマグネット概念設計のような設計作業の場合、具体的な数値としてこれを提示することはできない。

また、これまで進めてきたJXFRポロイダルマグネット概念設計ではどの部品にも全てASMEコードのような基準に従って設計が進められているわけではなく、種々の内部的な、外部的な要請を調和させるために無理な数値を決めている。そのような使用条件では利用できる信頼性データ、安全性データがない。また、高圧ガス取締り法規のような現状の規制では必要とする性能の部品が使えないのにこのような部品・材料を利用した所もある。認められていない安全率というのはどのような意義があるのかも疑問である。

しかし、最近の大形技術ではいつも充分信頼性や性状の知りつくされた部品・材料が使えるとは限らないため、このような状態でも構成部品や材料から作られたシステムの信頼性を或る程度評価できる技術が開発されている。

これがFMEA (Failure Mode, Effect Analysis : 故障モード効果解析) とかFMECA (Failure Mode Effect and Criticality Analysis : 故障モード, 効果および危険度解析) の手法である。

Table A.2 および A.3 に FMEA/FMECA の例を示した。

Table A.2 は超電導線を構成している突起付スペーサー (Fig. A.4(c) 参照) について検討している。突起の欠落は製造上の問題で起こるので、製品になったものから欠落することは殆んど起らないと思われる。しかし、電磁力の繰返し印加による超電導線の動きが、ずれ方向に働くときには考えられないことではないので、挙げてある。このような可能性に思い当たった以上、突起の高さと直径、あるいは基材の機械強度などに十分な計算・検討を施し、かつまた、液体ヘリウムとその中に含まれる気泡の通路としての機能を発揮できるような設計が必要である。流路幅、流路を構成する材質による液体ヘリウム中の泡の浮上速度や泡のサイズについて不十分なデータが与えられている。

この泡が突起にひっかかり滞在するボイドとなる場合も次に出してある。

Table A.3 はパンケーキ状に巻いた超電導線を重ねて超電導コイルを組み立てるとき層間に入れるスペーサー (Fig. A.4(b)) について検討している。ここでは、そのスペーサーの間について斜板の機能を解析している。

以上のように FMEA/FMECA は部品一つ一つについて極めて詳細に機能とそれに対して起りうる故障の組み合わせを考え、問題をあらかじめ除去したり、起りやすさの目安や起ったときの障害、その対応策を検討、展開していく。この手法を部品・材料を決める前に使って設計上であらかじめ危険を避けておき、そうしてできた設計に使われている部品について更に再び解析して、信頼性のより高い設計、部品・材料の選定を進めることができるわけである。

しかし、例からも判る通り、この手法を概念設計で使う限りにおいては機能に対応する故障モードの数え挙げとその起り易さは抽象的な検討の域を出ない。これは、やはり実設計において具体的な部品・材料についての検討・解析に使うとき、有力な武器となって機器の信頼性を高めることになる。

Table A.2 FMEA/FMECA

FMEA/FMECA: ボロイダルネットワーク		超電導コイル						
突起付スベーサ		超電導線						
機	能	考えうる故障	重要度	起り易さ	緊急度	伝搬先	対応策	対応策の難易さ
	超電導線側面を液体へリウムに接触させるスベーサ	突起の欠落による超電導線の遊び	c	c	c	quench ? (wire removal など)	超電導線の交換 突起強度 突起サイズ	難
		超電導線が一方でスベーサ面に密着して液体へリウムの閉塞の発生	a	c	a	安定化クライテリ アの破壊 (密着の長さによる)	同上	難
		不純物の氷のひっかかり	b	b	b	熱除去能不足による quench 冷却能力低下	試験運転による回復の様子を見る	難
		泡が突起について離れにくくなる	b	b	b	冷却能力低下	同上	難

Table A.3 FMEA/FMECA

FMEA/FMECA: ポロイダルマダグネット		超電導コイル						
腐問スベ一サー		中央部コイル						
機	能	考えうる故障	重要度	起り易さ	緊急度	伝搬先	対応策	その難易度
	パンケケ一トからの 泡を外側液体 Heダクトにはこぶ	斜板の破損による 泡のもれ出し 同じくスベ一サ問 のゆるみ 斜板への気泡の密 着	b	b	c	上層の巻線の所の ポイド率増加	解体・スベ一サの 取り換え	難
			b	b	c	斜板が線に近い側 で冷却LHe不足	斜板角度の設計や り直し交換	難
		分配液量のアンバ ランス	a	c	a	冷却能力不足の部 分の発生	循環液量(流量の 増加)	中

A.4 部品故障と機能との関連

或る機能や部品に故障が起ったとき、その故障から次々と他の機能や部品にも故障が伝播して或る様式の故障として一段落する。

この展開過程を検討しておいて、その連鎖の中の機能や部品の位置づけを知り、対策を加えたり、あるいは新しい機能・部品を挿入して、最後の故障が重大ではないようにするための考え方の手法にEvent Treeの技法がある。

また、最終段階で起る故障・事故を選び出し、それを起す事象の取り合わせを、故障のよりプリミティブなものへと遡っていき、どのような単位故障モードがあるかを見出していく手法にFault Treeの技法がある。

単位事象の発生確率が判っていれば確率論の計算法により最終事象の発生確率を決めることができる。

確率が判らない場合でもこのような事象の連鎖を知ることは機器の信頼性や安全性の程度に目安をつけたり、信頼性や安全性を高める方策をたてるために有用である。部分的に故障モードの発生確率が得られていたり、予想がつけられるときには、ひとまずそれを利用して相対的に信頼性・安全性向上の努力を進めることができる。

以上を纏めるとFig. A.5のように表現できる。

(a)は原因-故障・事故の連鎖を形づくる単位の組み合わせである。この中にも幾つかの機器部品や機能に関わる現象(故障と事故)の展開が含まれる。

(b)は一つの原因から故障・事故が段々に拡大していく場合、(c)は或る原因で起った故障・事故が、また一つの原因となって次々と故障・事故が続いていく場合である。この場合も後になるほど故障・事故が拡大していくのが普通である。途中で消滅する連鎖も勿論ある。

ここで最終の故障・事故としては軽水炉安全性検討における重大事故や仮想事故のようなものが採られるべきであろう。しかし、超電導マグネットを扱う限りにおいては、この図の(b)、(c)のような一連の重大事故や仮想事故を考える等の、長く大きな連鎖の中でかなり早い段階の、小さな一部分の位置を考えることになる。したがって本報告でも故障・事故の連鎖を最終迄追跡しないで、超電導マグネットの故障・事故たとえば破壊が、最終イベントになるような所迄で連鎖を打切ることにする。

なお、超電導マグネットに関する故障・事故を分枝に含むようなより広範な故障・事故については例えば日本原子力学会の報告書^{*}に扱われている。

Fig. A.5(a)のような原因と故障・事故の結びつきで、はじめの原因を想定し、それから故障・事故に至る経路を検討していくとき使われるのがEvent Tree、望ましくない故障・事故を想定して、それに寄与する因子とその関連のしかたを整理しながら、より根元的な原因へと遡っていくのがFault Treeの手法である。

(1) 原因(Initiator-起因因子)

Fig. A.5に示した超電導マグネットの故障原因に当たるものについては前述の日本原子力

* 日本原子力学会 核融合炉研究専門委員会報告書“核融合炉システムの安全性の評価に関する研究”

学会報告にも明らかにされているが、BNLのJ. Powell 他も本報告と同じような検討を行って報告**しており原因についての整理を手際よく行っているのでもそれに多少の追加・修正を加えながら整理してみることにする。

Table A.4 は故障・事故発生原因の分類表である。ここでは Powell にしたがって起因子 (Initiator) という言葉を使ってある。

Table A.5 に Table A.4 の各項毎に細分した起因子を数え挙げてある。

(2) Event Tree

① 過度の導体運動 (起因子 1.5)

これは Wire movement といい表わされていて適切な訳語がついていない。

超電導コイルの中で、電磁力などのために超電導線の一部が動くとき、まわりの巻線、スペーサ、含浸材などとの摩擦で熱が発生する。この現象が断熱的に起きるとこの部分の超電導線の温度が高まり、そのときの電流に対応した臨界温度 $T_c(I)$ を越すと quench を起す。これには超電導線が実質的に動くだけのスキ間の存在が必要である。

Fig. A.6 に JXFR ポロイダルマグネットの巻線の一部をとり出して図式的に示した。下段に Wire movement の原因となるような巻線のずれが描かれている。このギャップが電磁力などで消える時、上下のスペーサとの間に摩擦熱が発生する。この熱発生が断熱的で、超電導線の温度上昇があれば quench の懸念が出てくる。

この場合、考慮すべき点は次の諸点である。

1. 電磁力によって巻線に加わっている張力
2. 超電導線の安定化の様式
3. 隣接部がスペーサ (絶縁物) か導体か
(断熱性、熱伝導性の良否)
4. 摩擦熱の大きさ
5. 導体の動きの速さ、断熱性
6. 冷却状態 (冷却剤 循環の良否)
7. 温度上昇、 $T_c(I)$ 以上かどうか
8. quench

この場合の Event Tree を Fig. A.7 に示す。各場合について機械的に分けていくと最後には $2^8 = 256$ 本の分岐になる。この中には全く確率的に無意味な分岐もあるので現象の組み合わせの物理的意味のあるもの、あるいは確率の殆んどゼロになるものなどの考慮、検討して整理する必要が出てくる。そのような配慮をしてみたのが Fig. A.8 である。ここでも中間の部分 (点線で示し省略してある) については細分されていくことになる。

② quench

超電導状態が常電導状態に突然転移することを quench という。quench に至る過程あるいは quench の原因と考えられる現象は幾つかある。そのうち Wire movement (起因子 1.5) に発生するものは前項で検討した。

** J. Powell 他: Magnet Safety and Reliability in Magnetic Fusion Energy System, BNL 50658 (Feb. '77)

ここでは quench から超電導線の焼断に至る経過を追ってみてある。

超電導体が quench すると安定化母材の方へ電流が流れる。JXFR ポロイダルマグネットの超電導線は完全安定化の設計条件で作られているので、正常状態では、やがて超電導状態へ復帰する。

しかし、安全性検討では設計のときには取り入れる必要がなかったほどの悪い条件を想定してそのための防護を検討することになるので、たとえば quench した超電導線の所だけヘリウム気泡がトラップされていたような場合も考えることになる。このような場合の Event Tree を Fig. A.10 に示した。また、Fig. A.9 にはこのときの保護回路構成を示している。

(3) Fault Tree

Fig. A.5 で示したように望ましくない故障・事故のモードを考えてそれに至る原因をつぎつぎと遡って調べていくのが Fault Tree 手法である。

① Wire Movement

この原因と考えられていることはいくつかあり、それが起っていれば Wire Movement は起りうる。Fault Tree にすると Fig. A.11 のようになる。

この図で Primary Event (一次的原因) になっている 5 つのうちどれか一つが起っていると (OR gate), マグネットが励磁されて電磁力があると, Wire Movement が起る。電磁力の側からみると条件としてほかに一次的原因のどれかが必要になる。

また、ここに一次的原因としたでき事でも、さらに遡って原因を調べることができるものがある。それを意識的に表現するときには菱形の枠を使う。菱形の枠は二次的原因であり、さらに細かく遡って一次的原因に分割できることを意味している。

② quench

Wire Movement と Flux jump を原因とする場合を Fig. A.12 および Fig. A.13 に示した。

③ コイル容器破損

Fig. A.14 にコイルを収納し、液体ヘリウムがそれを冷しながらゆっくりと循環しているコイル容器 (液体ヘリウム容器) の破損をトップイベントとする Fault Tree を示してある。

以下、Fig. A.15 ~ A.19 には重要な Event Tree を、Fig. A.20 ~ A.25 には主要な Fault Tree を示した。また、Fig. A.26 には Fault Tree を構成する論理記号要素を示してある。

また、Table A.6 および Table A.7 の本報告に示してある Event Tree と Fault Tree を、それぞれ表として総覧してある。

Table A.4 故障・事故原因 (Initiator) 一覧

1.	マグネットの運転・構成に関する機械的起因子
2.	電気絶縁起因子 (非機械的原因)
3.	冷媒起因子
4.	導体起因子 (非機械的原因)
5.	リード起因子
6.	マグネットシステム外起因子
7.	コントロールシステム誤動作起因子
8.	真空起因子

Table A.5 事故・故障起因子

1.	マグネットの運転・構成に関する機械的起因子
1.1	導体の破断
1.2	補強材の破砕
1.3	安全化材が高抵抗だったために起こる割れの発生または塑性変形
1.4	超電導フィラメントの断線 (完全安定化ではない超電導線)
1.5	過度の導体運動 (含浸材の破砕)
1.6	絶縁物にひび割れ発生
1.7	クライオスタットの破裂
1.8	放射線による機械的性質の劣化
1.9	繰返し応力による機械的性質の劣化

Table A.5 続 き

2.	電気絶縁起因子（非機械的原因）
2.1	絶縁物中に金属片混入（製造中・組立て中）
2.2	導体巻線間を金属片が短絡
2.3	保護回路動作によるクエンチ時の過大電圧発生 1 He 温度上昇による絶縁耐力低下 2 He 中の放射線誘導電離 3 放射線照射による絶縁劣化 4 繰返し応力による絶縁性低下（表面の荒れなど）
2.4	絶縁施行中の誤り（入れ忘れ・混すき）
3.	冷媒起因子
3.1	冷却機からの冷媒配管の破断
3.2	スペーサ破断による冷却チャンネルの閉塞
3.3	導体またはコイルの移動による冷却チャンネルの閉塞
3.4	冷媒中の不純物の集積による冷却チャンネルの閉塞
4.	導体起因子（非機械的原因）
4.1	放射線劣化による安定化材の高抵抗化
4.2	超電導体の放射線劣化（完全安定化してないもの）
4.3	インゴットの時からのもたは導体製造中の不純物または混入物
4.4	$\frac{\partial B}{\partial t}$: 過大（完全安定化してないもの） 1 Plasma 電流の急な消滅 2 高速の励磁または消磁（設計値以上） 3 急峻パルス印加（設計値以上）

Table A.5 続 き

5.	リード起因子
5.1	リードの断線・破壊
5.2	冷却が悪いために起きる温度上昇と溶融

6.	マグネットシステム外起因子
6.1	炉プラントからのミサイル (タービン, 冷却配管, フライホイール, エネルギー貯蔵システム他)
6.2	炉プラントの外からの飛来物(航空機など)
6.3	地震
6.4	サボタージュ
6.5	人的エラー

7.	コントロールシステム誤動作起因子
7.1	コントロール回路電源の消滅
7.2	センサーの故障・破壊
7.3	インターロックの故障
7.4	計算機の誤動作
7.5	エネルギー汲み出しスイッチシステムの故障

8.	真空起因子
8.1	繰返し応力による洩れ口の発生・拡大
8.2	溶接不良微小リークとその拡大

Table A.6 Event Tree 一覧

	Event Tree	図	注 記
1	Wire Movement	A. 7	quenchに至る(未整理のもの)
2	同 上	A. 8	quenchに至る(整理したもの)
3	Quench 発生	A. 10	導 体 焼 断
4	冷凍機からの主冷却配管の破断	A. 15	コイル 導 体 焼 断
5	コイル内冷却チャンネルの閉塞	A. 16	ク エ ン チ
6	真空容器(外槽)の破損	A. 17	超電導コイルクエンチ
7	同 上	A. 18	クライオスタット内槽破裂
8	リード線の冷却不足	A. 19	アーク発生

Table A.7 Fault Tree 一覧

	Fault Tree	図	注 記
1	Wire Movement	A. 11	
2	quench	A. 12	Wire Movement から
3	quench	A. 13	Flux Jump から
4	コイル容器(He 容器)破損	A. 14	
5	導体の破断	A. 20	
6	冷却機からの主冷却配管の破断	A. 21	
7	コイルの冷却チャンネルの閉塞	A. 22	
8	真空容器(外槽)の真空劣化	A. 23	
9	電流リードの断線・破壊	A. 24	
10	コイル保護システムの故障	A. 25	

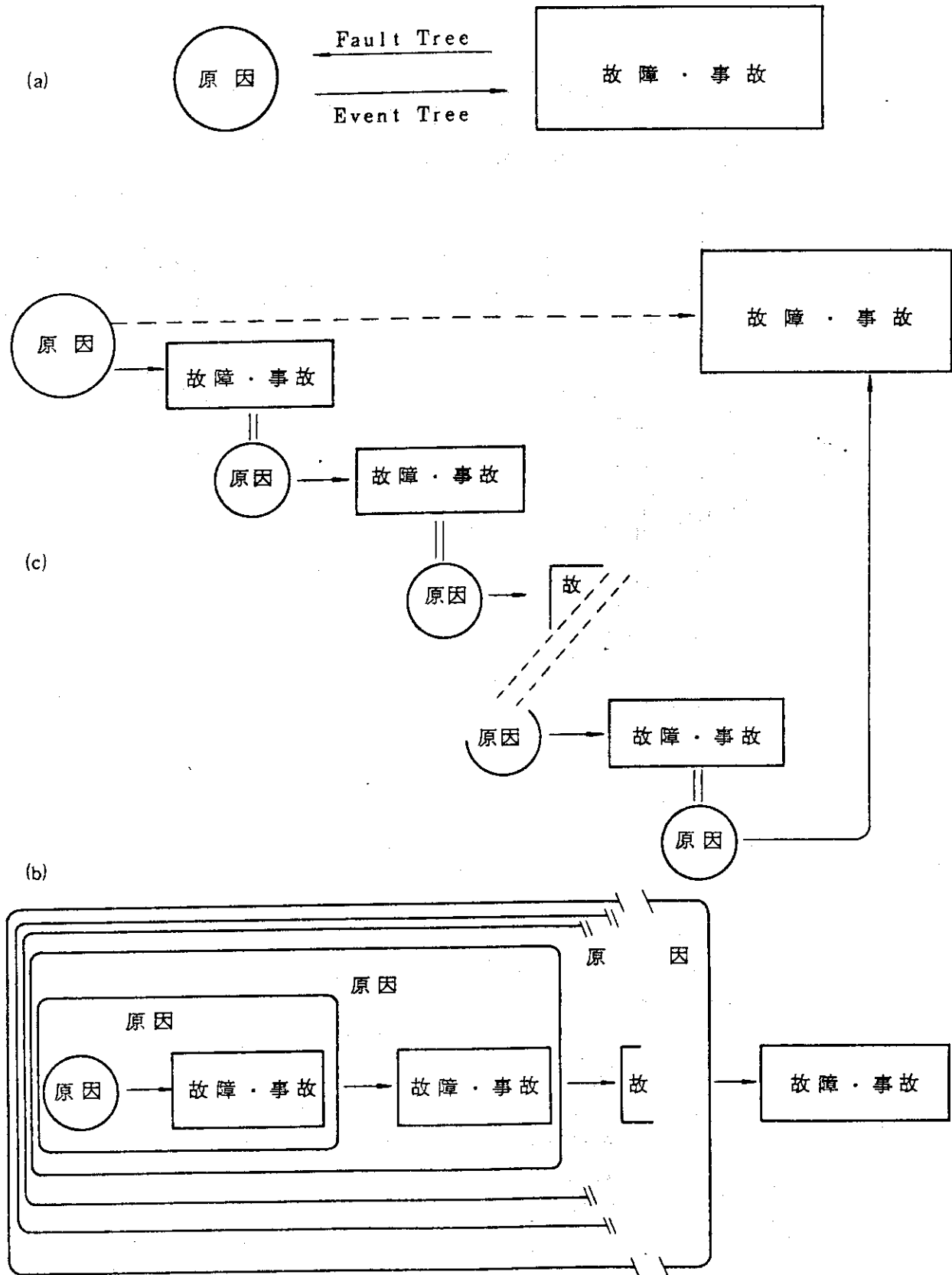


Fig.A.5 原因と故障・事故の連鎖

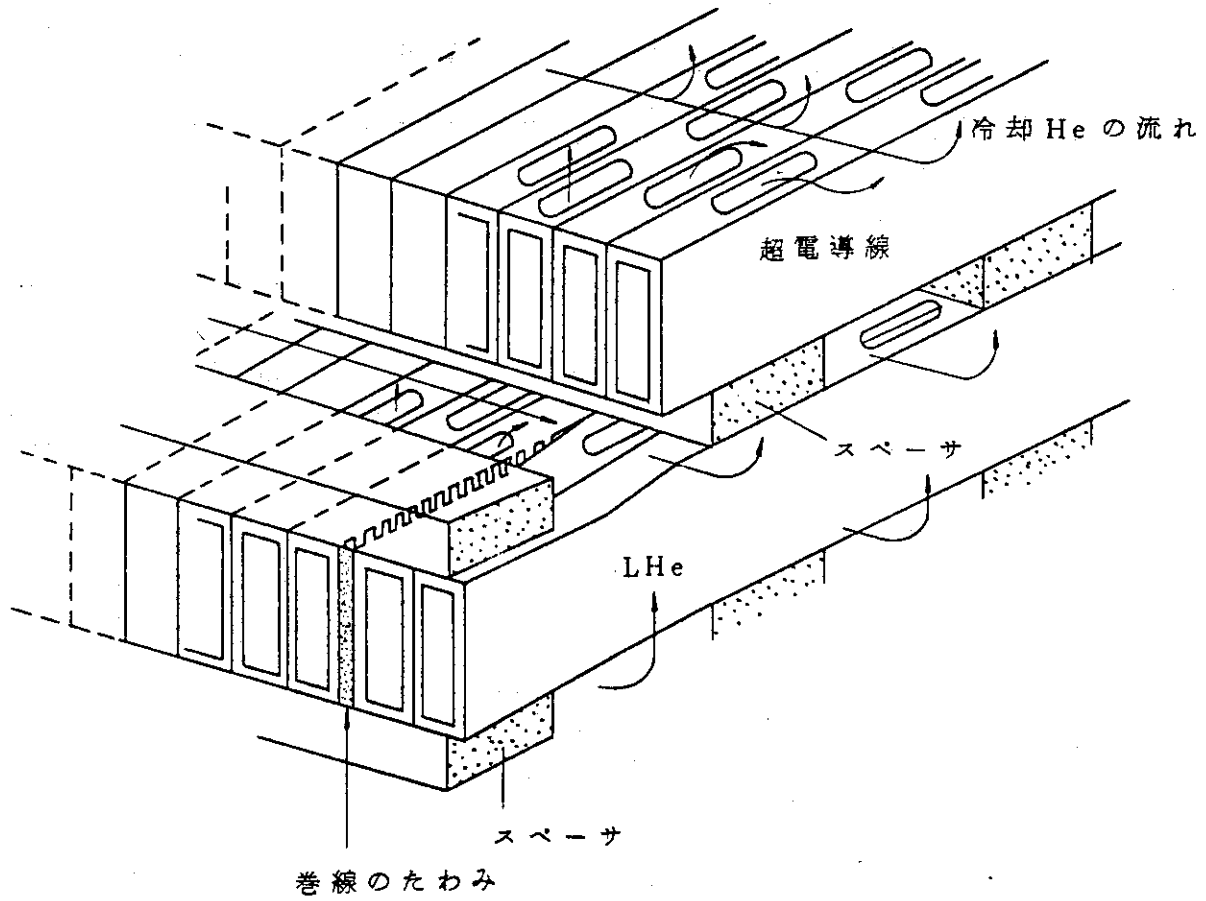


Fig. A.6 超電導コイル巻線構造

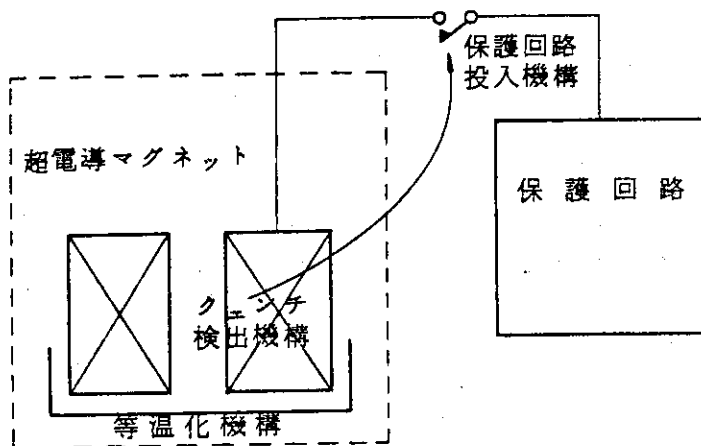


Fig. A.9 保護回路構成

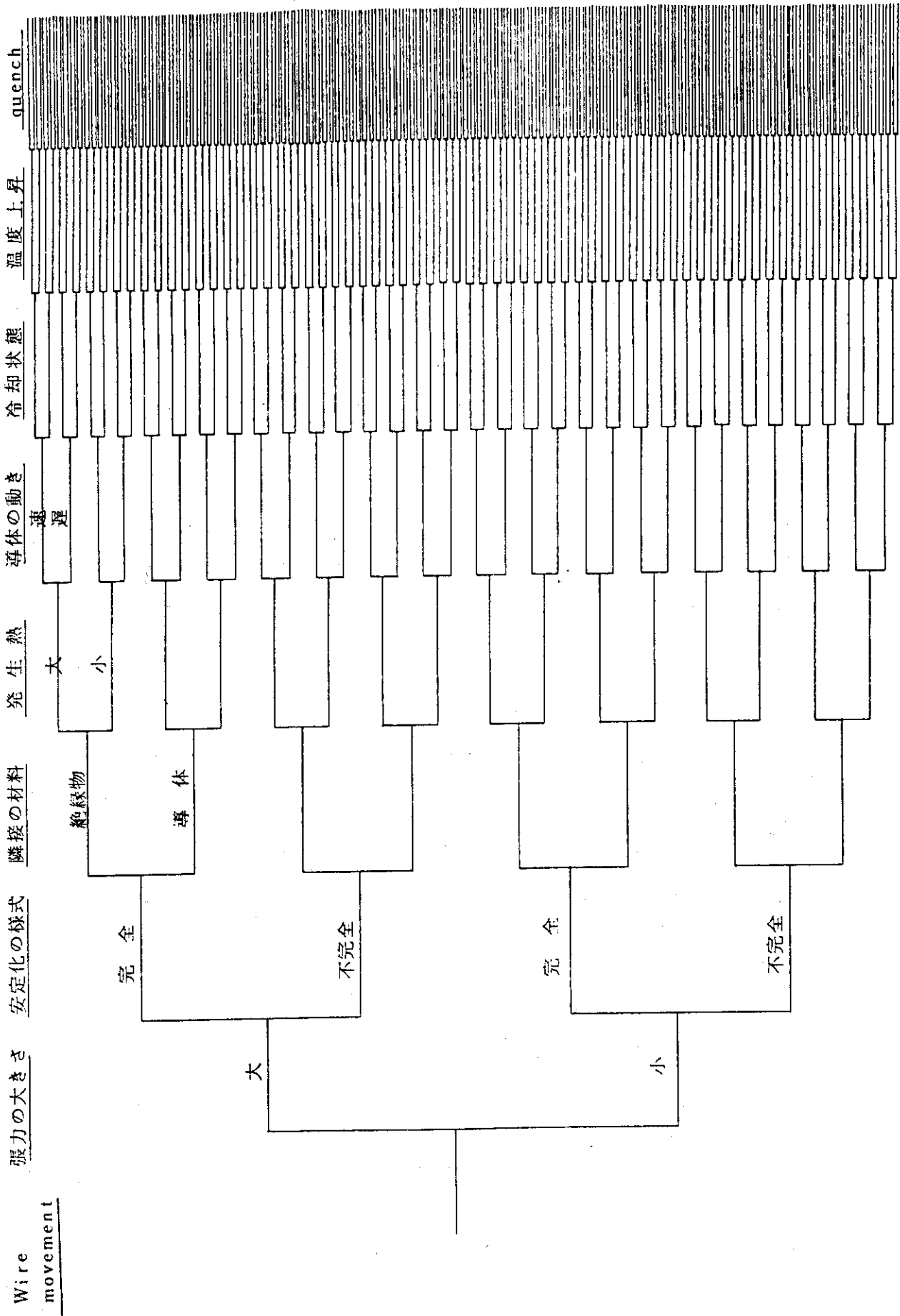


Fig. A.7 線材の動きに起因する Event Tree

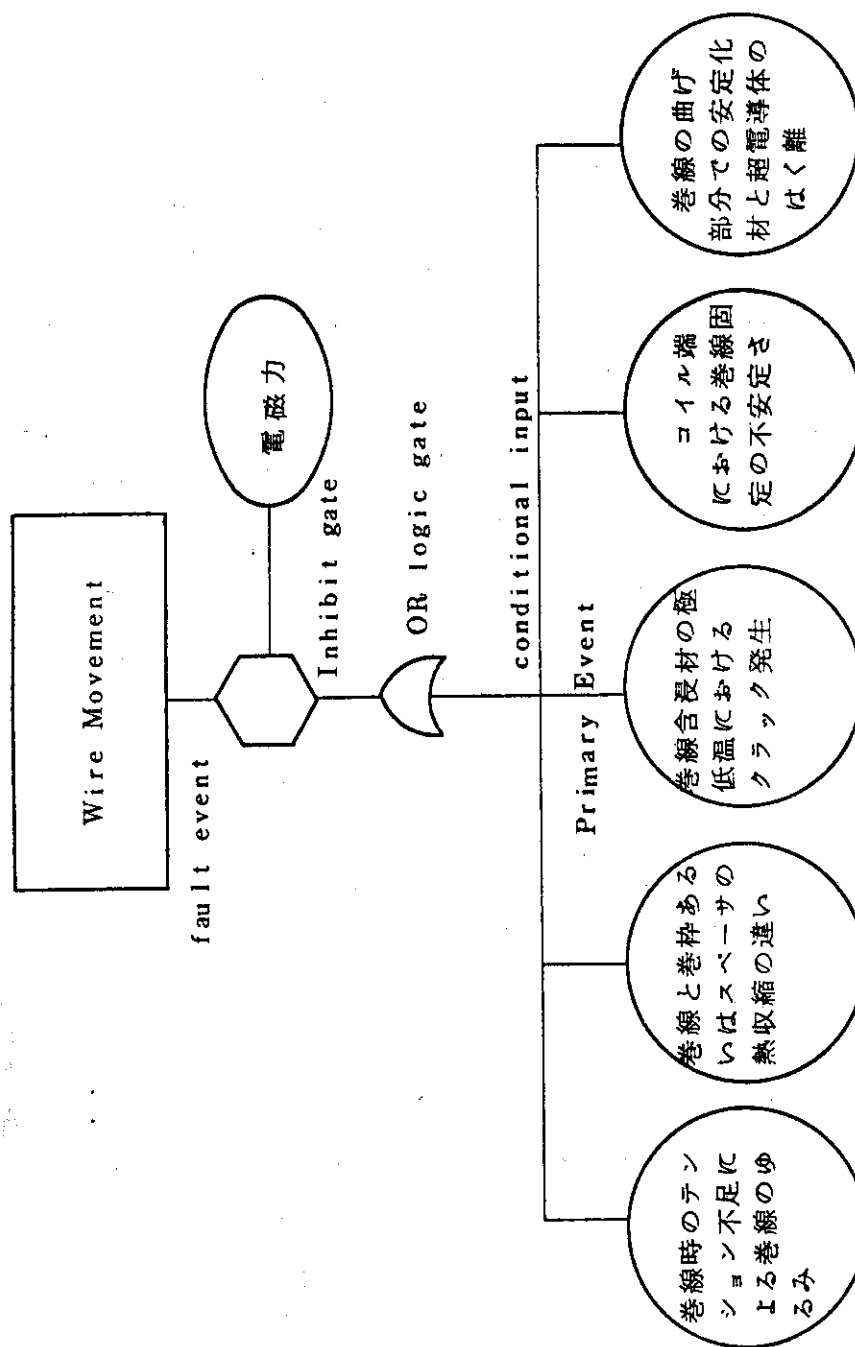


Fig. A.11 Wire Movement を結果とする Fault Tree

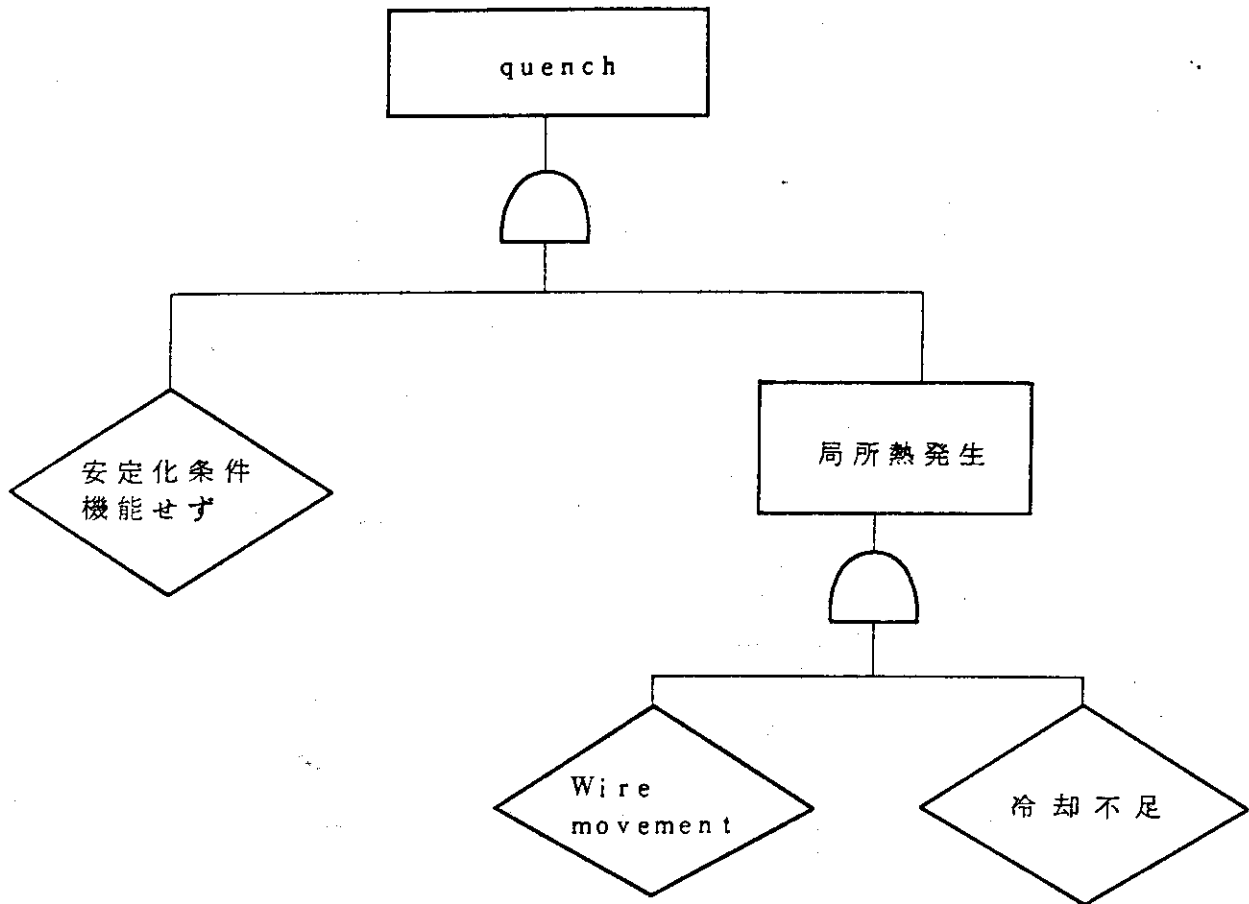


Fig.A.12 Wire Movementを原因とする
QuenchのFault Tree

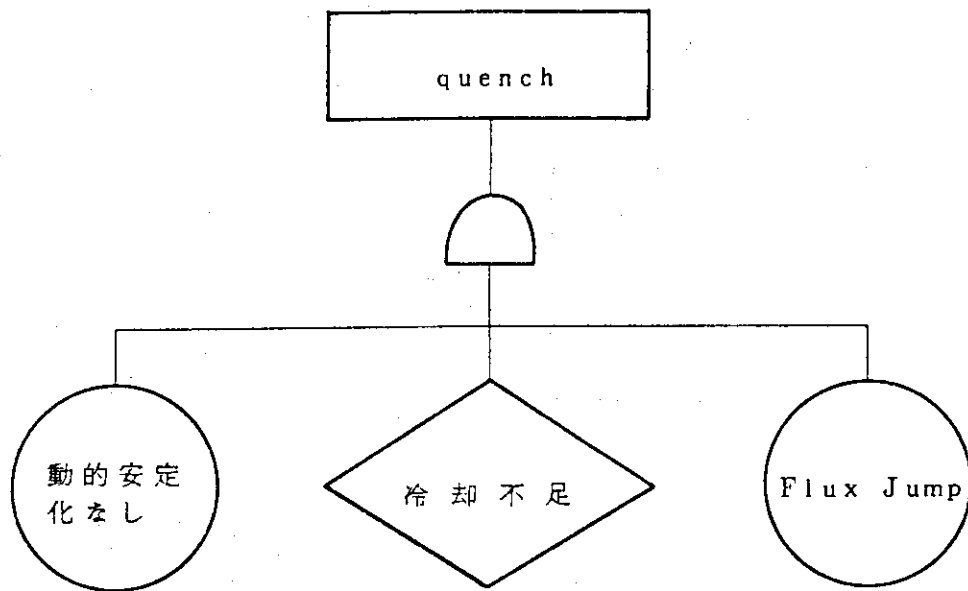


Fig.A.13 Flux Jumpを原因とするQuenchの
Fault Tree

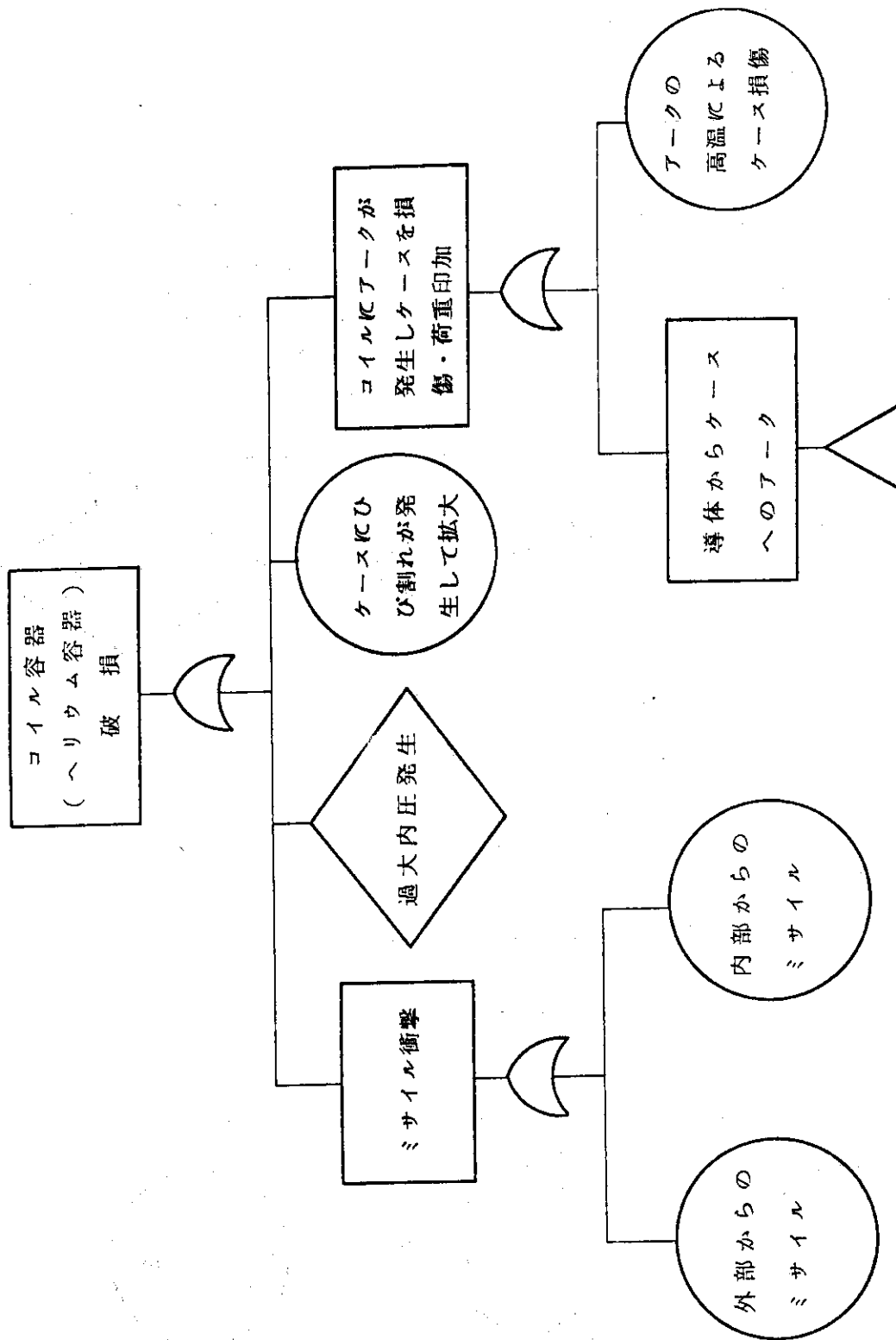


Fig. A.14 コイル容器破損の Fault Tree

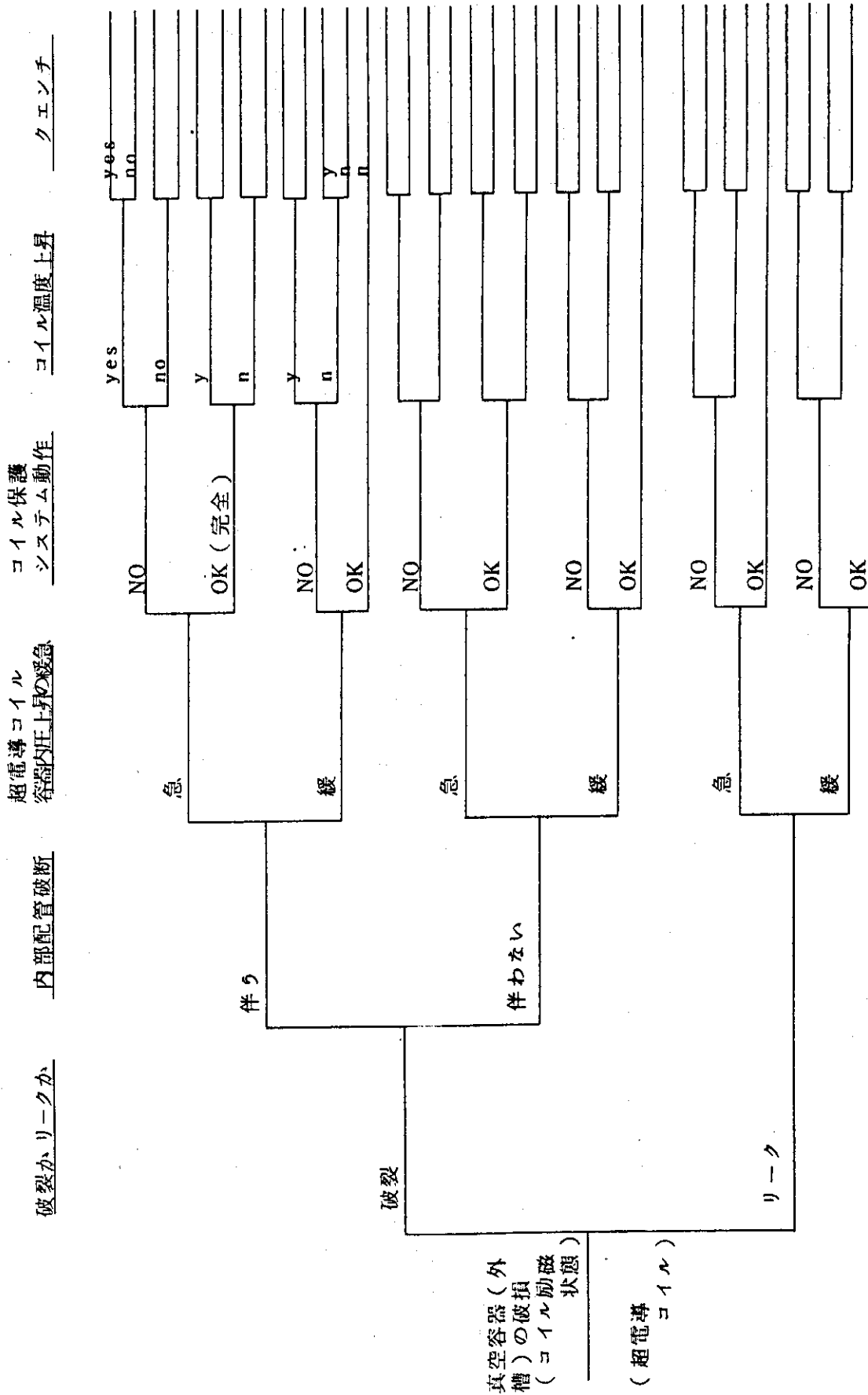


Fig. A.17 真空容器の破損による Event Tree (II)

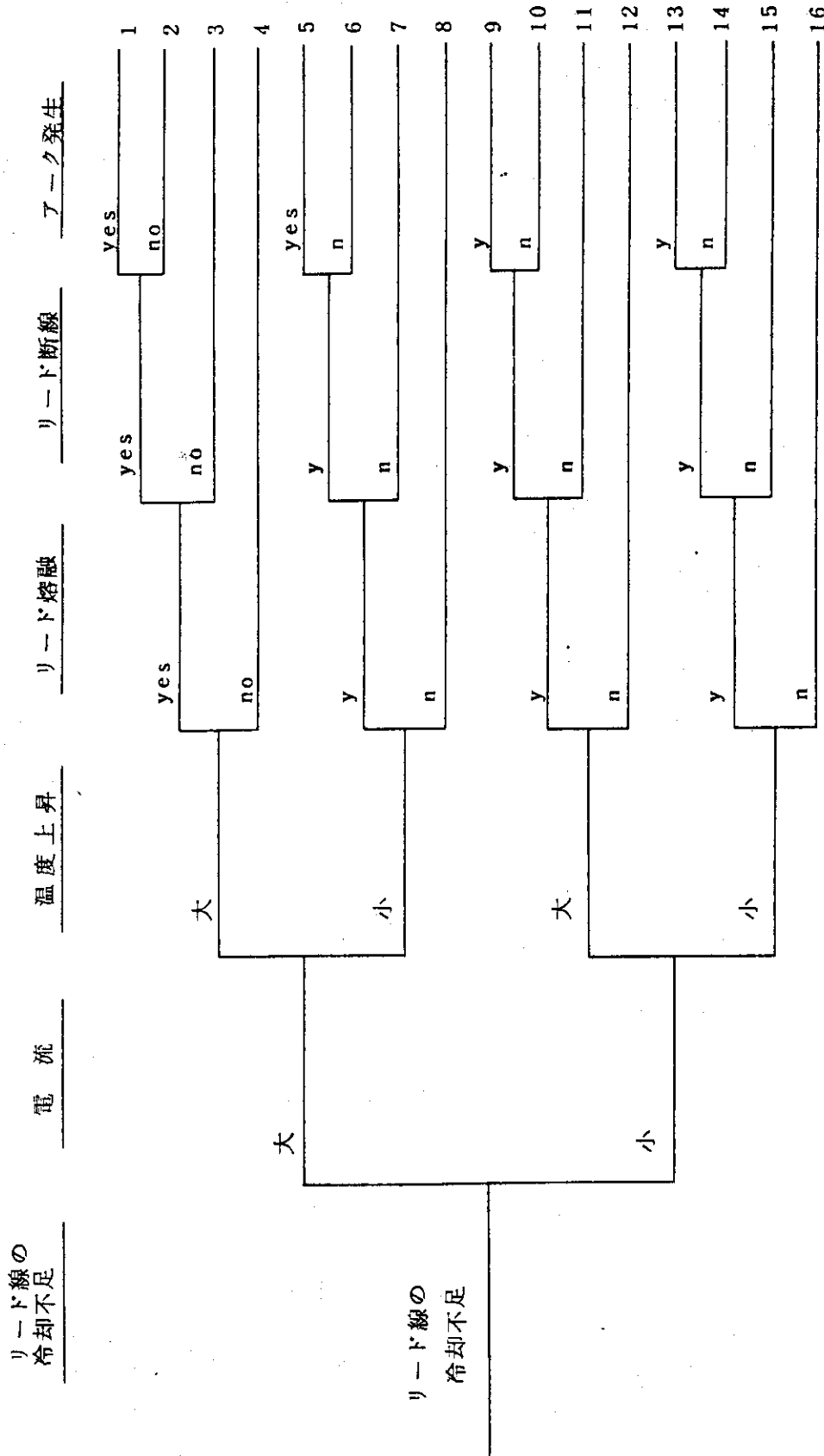


Fig. A.19 リード線の冷却不足による Event Tree

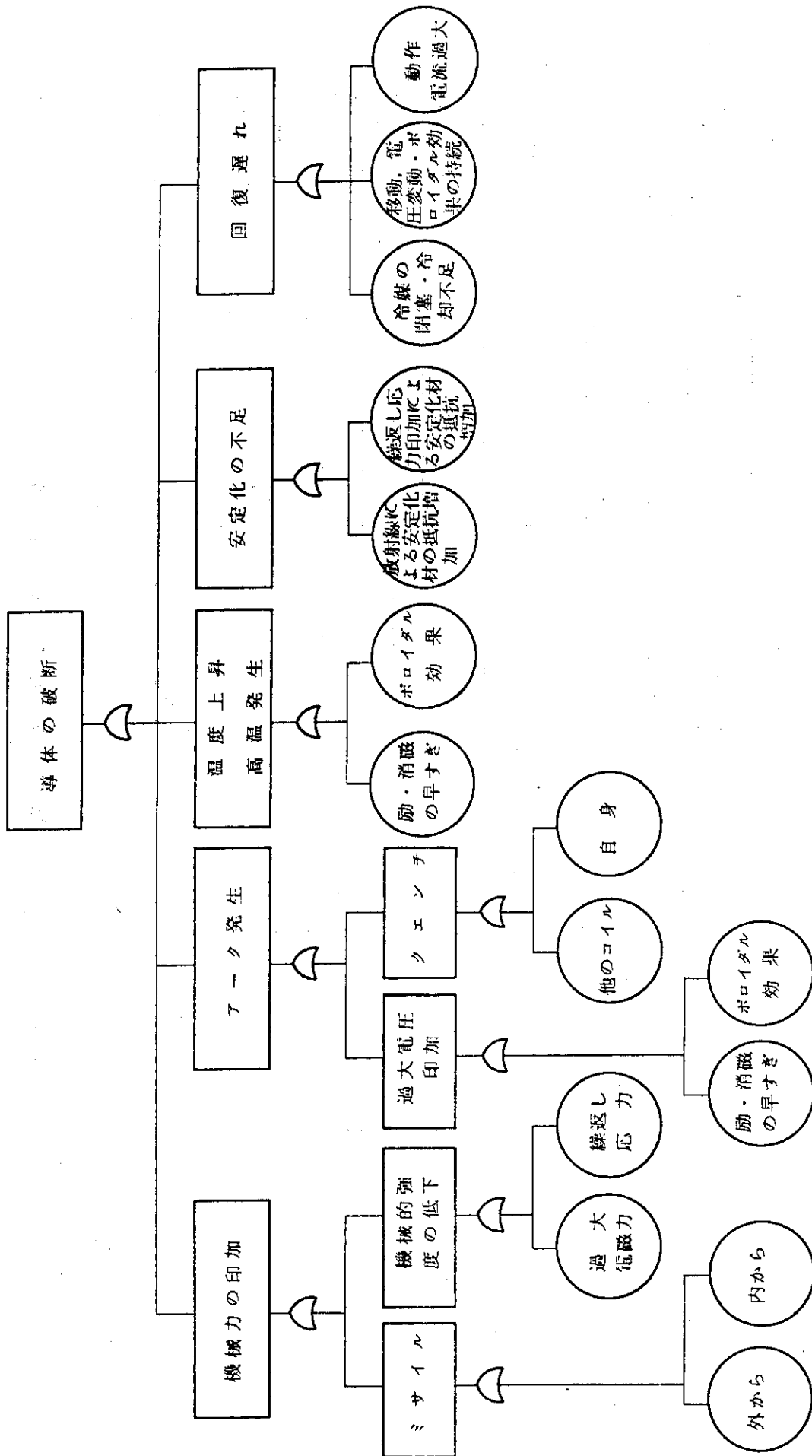


Fig. A.20 導体破断の Fault Tree

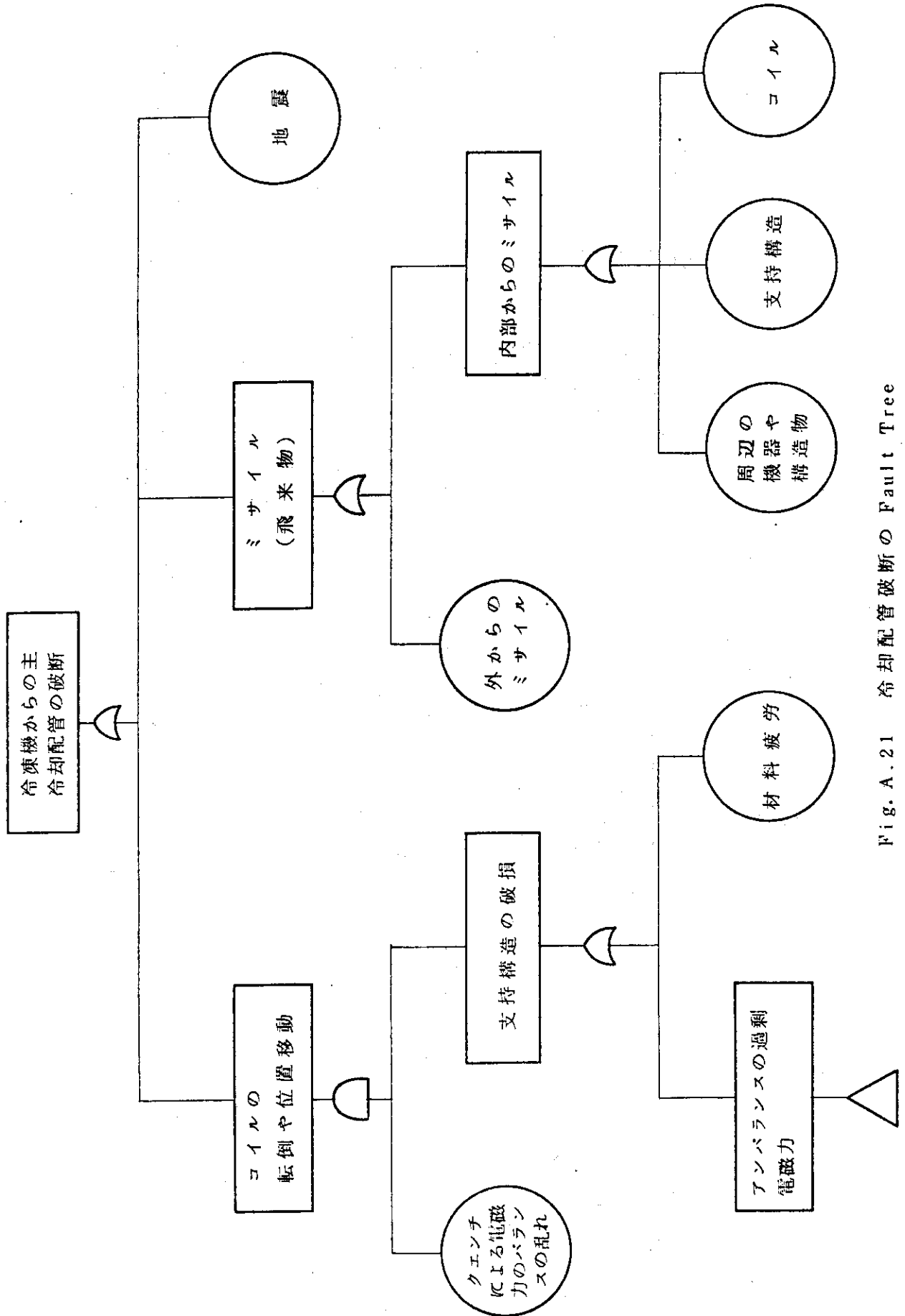


Fig. A.21 冷却配管破断の Fault Tree

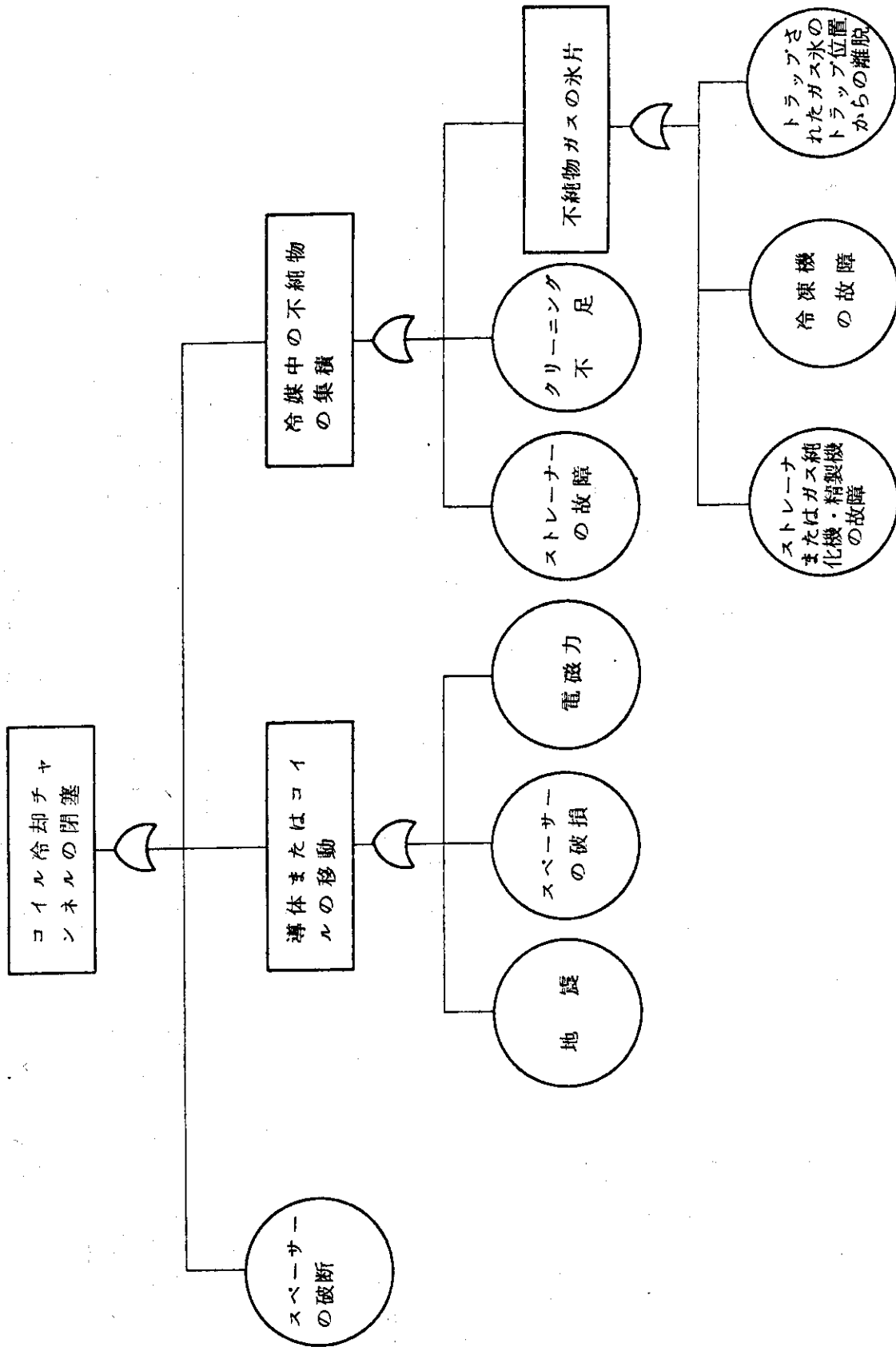


Fig. A.22 コイル冷却チャネルの閉塞の Fault Tree

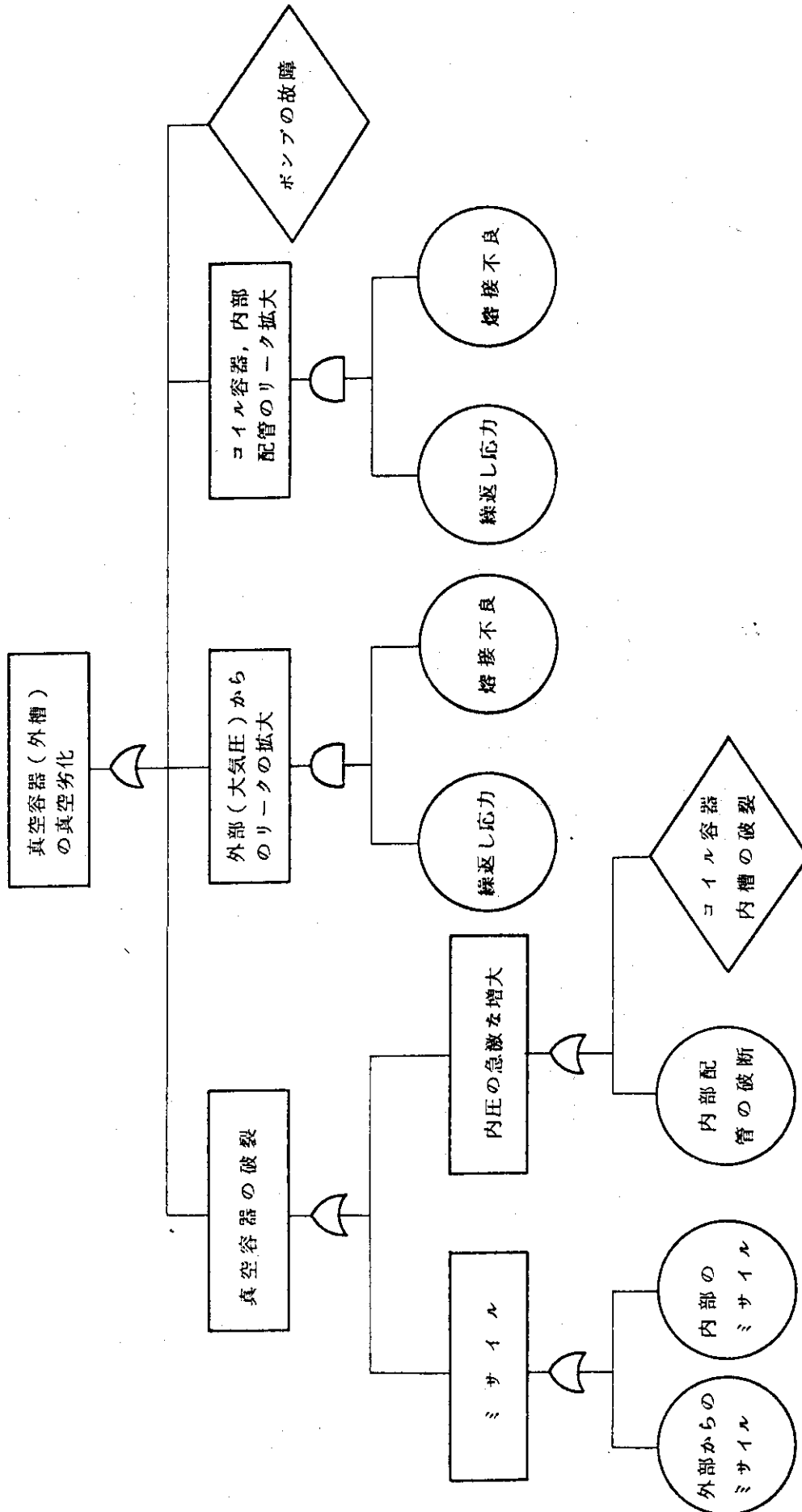


Fig. A.23 真空容器の真空劣化の Fault Tree

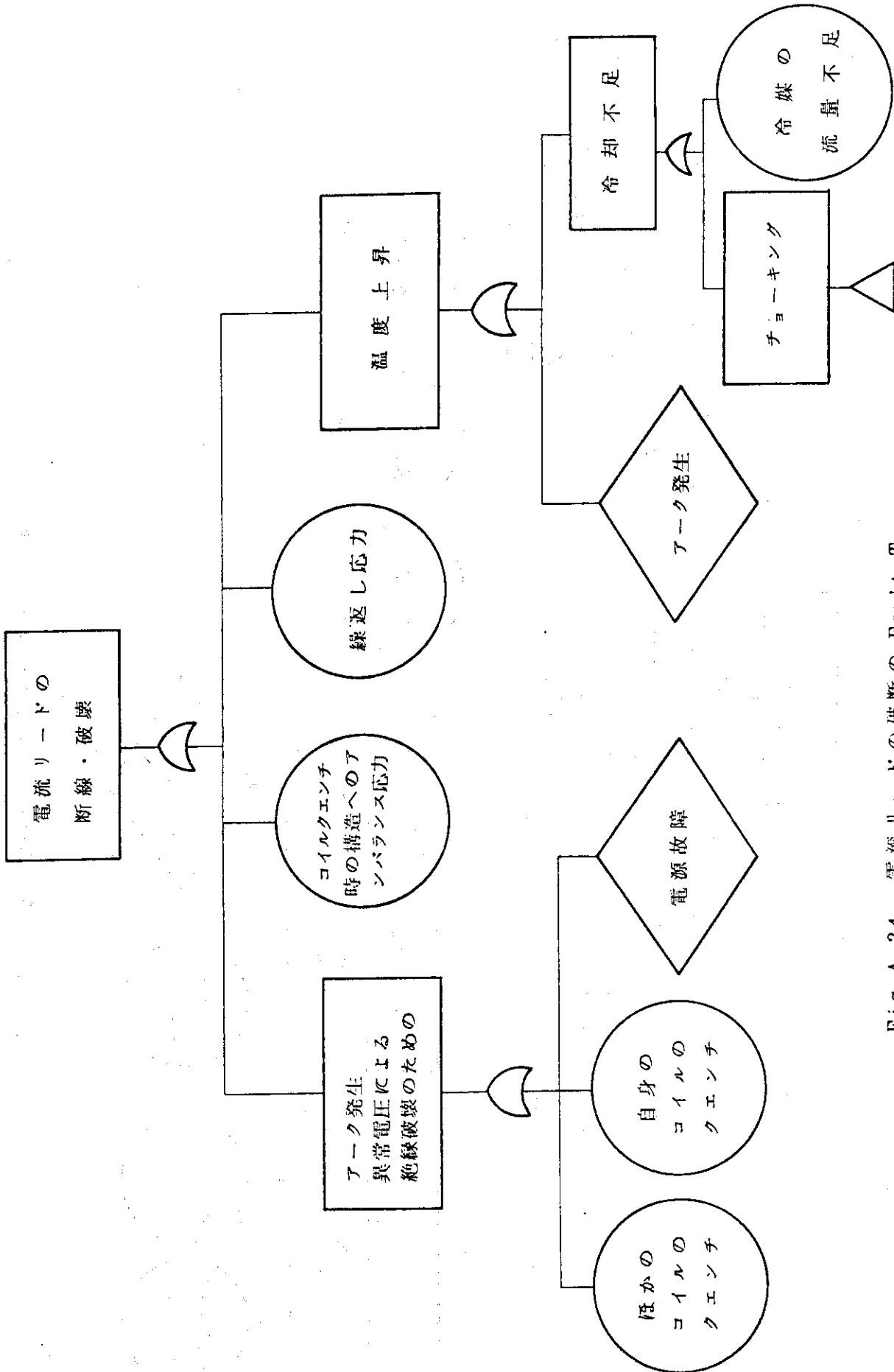
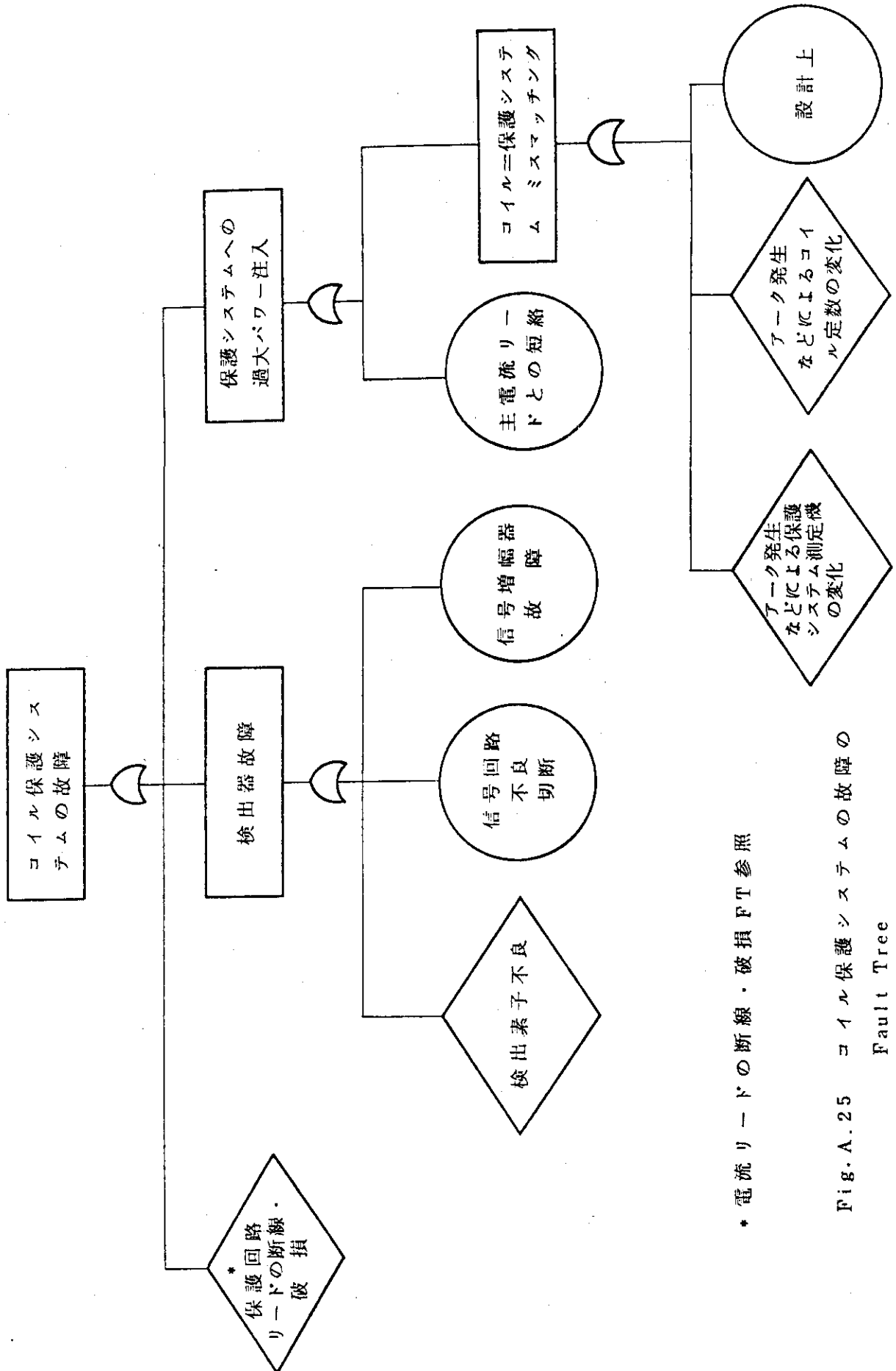


Fig. A.24 電流リードの破断の Fault Tree



* 電流リードの断線・破損 FT 参照

Fig. A.25 コイル保護システムの故障の Fault Tree

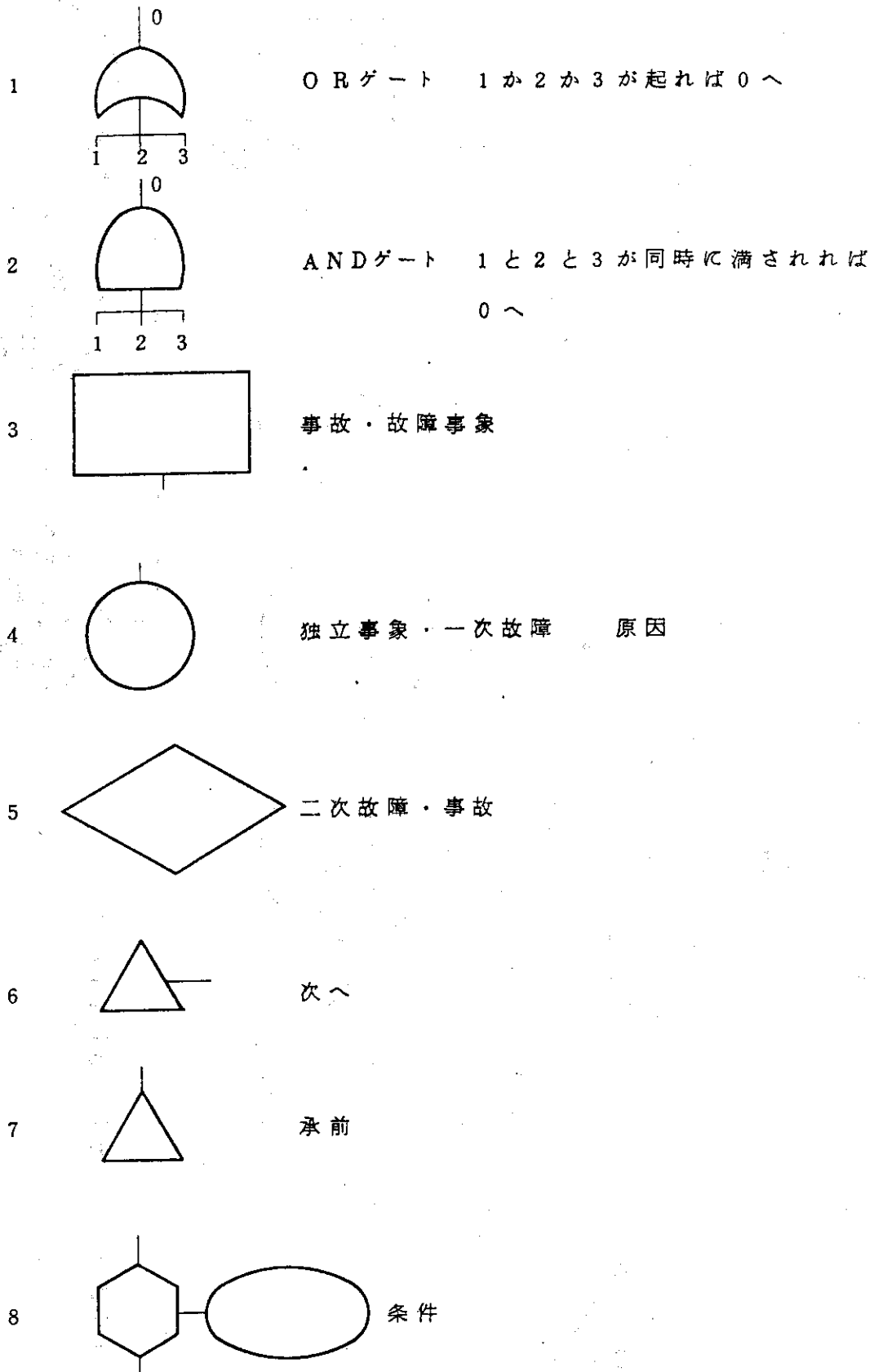


Fig.A.26 Fault Tree 論理記号

設計研究担当者

(1) 主たる設計研究者

東京芝浦電気(株) 三根 進・市川 隼男・萩原 宏康

(2) 原研側担当者

炉設計研究室 迫 淳