

JAERI-M
7963

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

1979年 2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

(1978年10月19日受理)

トカマク型核融合実験炉用超電導トロイダルマグネットの安全性解析を行った。検討項目は事故の分類、FMEA及びFTA解析、コイル安定性とクエンチ時挙動の解析、マグネット異常の検出システムとコイル保護システムの設計、構造解析、破壊及び疲労の検討、地震応答解析などである。又、クライオスタットや冷凍系の事故解析も行った。

この安全性解析を通じてトロイダルマグネットの工学的課題を抽出することが本作業の目的である。

本報告書は三菱電機株式会社、三菱重工業株式会社、三菱原子力工業株式会社が原研からの委託によって行った設計研究の成果である。

(契約番号52年サ-0055)

Safety Analysis of Superconducting
Toroidal Field Magnet for
Tokamak Experimental Fusion Reactor

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

(Received October 19, 1978)

Safety analysis of the superconducting toroidal field magnet for a Tokamak experimental fusion reactor has been carried out. Works were accident classification, FMEA and FTA analyses, coil stability and quench behavior calculations, failure detection and coil protection system designs, structure analysis, fracture and fatigue studies, and earthquake response analysis. Accident analysis of cryostat and refrigeration system was also performed.

The objective of this work is to reveal technological problems of the toroidal field magnet by safety analysis.

Keywords: Experimental Fusion Reactor, Safety Analysis, Accident Analysis, Toroidal Field Magnet, Superconducting Magnet, Quench, Failure Detection, Protection System, Earthquake Response Analysis, Cryostat

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

目 次

まえがき	1
1. トロイダルマグネットの設計概要	1
1.1 設計諸元と特色	1
1.2 コイルの形状と基本仕様	2
1.3 構造設計	4
1.4 超電導線とマグネット材料	6
1.5 クライオスタット・冷却システム	8
2. 超電導マグネットにおける安全設計	21
2.1 安全設計の基本思想	21
2.2 超電導マグネットの運転経験と事故例	23
2.3 安全設計の方法	24
3. 異常原因と波及効果	32
3.1 超電導トロイダルマグネット部品リスト	32
3.2 FMEAチャート	32
3.3 フォールトツリー	33
3.4 考 察	34
4. コイルにおける安全性解析	45
4.1 完全安定化とFlux flow領域での安全性	45
4.2 コイル保護方式の比較	51
4.3 本設計におけるコイル保護方式	52
4.4 コイルクエンチ検出法	58
4.5 コイルクエンチ時の安全性	63
4.6 コイルフェイル時の安全性	66
4.7 導体断線時の安全性	70
4.8 導体短絡時の安全性	72
5. 構造設計における安全性解析	90
5.1 構造材料の問題点	90
5.2 構造設計と構造物破損	95
5.3 電磁力異常	99
5.4 耐震設計	104
6. クライオスタットにおける安全性解析	142
6.1 超電導コイルのクエンチによる影響	142
6.2 真空槽の洩れによる影響	145
6.3 ヘリウム槽の洩れによる影響	149

6.4	ヘリウム槽破壊が真空槽に及ぼす影響	150
6.5	冷却系停止によるクライオスタットへの影響	154
あ	と	
が	き	162

Contents

Preface	1
1. Summary of TF magnet design	1
1.1 Main Characteristics	1
1.2 Coil Shape and Design Bases	2
1.3 Structural Support Design	4
1.4 Superconducting Cable and Materials	6
1.5 Cryostat and Refrigeration System	8
2. Safety Problems of Superconducting Magnets	21
2.1 Safety Problems and Coil Protection	21
2.2 Failure Experiences in Existing Superconducting Magnets	23
2.3 Ways of Coil Protection	24
3. Systematic Analysis of Failure Modes	32
3.1 Components of TF Magnet	32
3.2 Failure Mode and Effect Analysis	32
3.3 Fault Tree Analysis	33
3.4 Considerations	34
4. Safety Analysis in Superconducting Coils	45
4.1 Full Stabilization and Safety in the Flux Flow Region	45
4.2 Comparison of Coil Protection Methods	51
4.3 Coil Protection Method and Energization System in the Design	52
4.4 Methods for Detecting Coil Quenching	58
4.5 Safety in Coil Quenching	63
4.6 Safety in Coil Failure	66
4.7 Safety in Superconducting Wire Breaking	70
5. Safety Analysis in Structural Supports	90
5.1 Structural Materials	90
5.2 Structural Design and Rupture	95
5.3 Magnetic Forces in Coil Failure	99
5.4 Earthquake Response Analysis	104
6. Safety Analysis in Cryostats	142
6.1 Influence of Coil Quenching	142
6.2 Influence of Leakage in the Vacuum Vessel	145
6.3 Influence of Leakage in the Helium Vessel	149
6.4 Influence of Helium Vessel Breaking on the Vacuum Vessel	150

6.5 Influence of Refrigerator Stopping on the Cryostats	154
Conclusion	162

ま え が き

本報告書はトカマク型核融合実験炉用超電導トロイダルマグネットの安全性解析に関するものである。核融合炉用トロイダルマグネットの安全性解析が重視されるのは核融合炉本体の主要機器であること、巨大な蓄積磁場エネルギーを有すること、マグネットが超電導であり多量の液体ヘリウムが極低温状態にあることなどによっている。

主要検討項目はコイルにおける安全性解析、構造設計における安全性解析、クライオスタットにおける安全性解析の3項目である。又、超電導トロイダルマグネットの異常の原因と波及効果、安全設計の考え方についてまとめた。

本解析は出力100MWtトカマク型核融合実験炉の第1次予備設計のトロイダルマグネット概念設計に基づき安全性解析を行うことにより、超電導トロイダルマグネットの安全性上の問題を明確にし、今後の設計研究および開発研究に資することを旨としている。

1. トロイダルマグネットの設計概要

本報告書で安全性解析を加えた核融合実験炉の超電導トロイダルマグネットの設計内容は幾つかの文献^{(1), (2)}にもまとめられているが、その概要を示すことにより安全性解析の便宜をはかるものである。なお核融合実験炉は熱出力100MWトカマク型であり、その設計内容についても例えば文献^{(2), (3)}に詳しく述べられている。

1.1 設計諸元と特色

トロイダルマグネット諸元は、Table 1.1に示す通りである。マグネットは16本のコイルから構成され、これらの間に作用する電磁力支持がマグネット設計上の大きな要素となっている。電磁力はコイル1本あたり向心力約6万トン、拡張力約17万トン、倒し力約2万トン・メートルに達する。このように大きな電磁力を支持するためコイル形状は均一応力型にほぼなっている。又、超電導線は18枚の超電導ディスク(SUS 310S)の両面に埋めこまれて支持され、超電導線そのものにはあまり応力が生じない構造となっている。

本設計では巻線中最大磁場が12.0Tと高く、NbTiなど合金系超電線材の使用限界を超えるので、高磁場用超電導線材として最も有望なNb₃Snを用いることとした。Nb₃Snを用いた大型超電導マグネットは現在の研究開発レベルからはなお大きな飛躍が必要であるが、今後の研究開発推進により実現可能と考えられる。

コイル運転電流は25.1KAとかなり大きい値をとっている。導体部分はダブルコンダクタで4面冷却が可能な構造をとっており、完全安定化を実現している。なお低磁場領域では

ま え が き

本報告書はトカマク型核融合実験炉用超電導トロイダルマグネットの安全性解析に関するものである。核融合炉用トロイダルマグネットの安全性解析が重視されるのは核融合炉本体の主要機器であること、巨大な蓄積磁場エネルギーを有すること、マグネットが超電導であり多量の液体ヘリウムが極低温状態にあることなどによっている。

主要検討項目はコイルにおける安全性解析、構造設計における安全性解析、クライオスタットにおける安全性解析の3項目である。又、超電導トロイダルマグネットの異常の原因と波及効果、安全設計の考え方についてまとめた。

本解析は出力100MWトカマク型核融合実験炉の第1次予備設計のトロイダルマグネット概念設計に基づき安全性解析を行うことにより、超電導トロイダルマグネットの安全性上の問題を明確にし、今後の設計研究および開発研究に資することを旨としている。

1. トロイダルマグネットの設計概要

本報告書で安全性解析を加えた核融合実験炉の超電導トロイダルマグネットの設計内容は幾つかの文献^{(1), (2)}にもまとめられているが、その概要を示すことにより安全性解析の便宜をはかるものである。なお核融合実験炉は熱出力100MWトカマク型であり、その設計内容についても例えば文献^{(2), (3)}に詳しく述べられている。

1.1 設計諸元と特色

トロイダルマグネット諸元は、Table 1.1に示す通りである。マグネットは16本のコイルから構成され、これらの間に作用する電磁力支持がマグネット設計上の大きな要素となっている。電磁力はコイル1本あたり向心力約6万トン、拡張力約17万トン、倒し力約2万トン・メートルに達する。このように大きな電磁力を支持するためコイル形状は均一応力型に選ばれている。又、超電導線は18枚の超電導ディスク(SUS 310S)の両面に埋めこまれて支持され、超電導線そのものにはあまり応力が生じない構造となっている。

本設計では巻線中最大磁場が12.0Tと高く、NbTiなど合金系超電線材の使用限界を超えるので、高磁場用超電導線材として最も有望なNb₃Snを用いることとした。Nb₃Snを用いた大型超電導マグネットは現在の研究開発レベルからはなお大きな飛躍が必要であるが、今後の研究開発推進により実現可能と考えられる。

コイル運転電流は25.1kAとかなり大きい値をとっている。導体部分はダブルコンダクタで4面冷却が可能な構造をとっており、完全安定化を実現している。なお低磁場領域では

Nb-Tiを用いる設計(ハイブリッド方式)も行ったが、ここでは全領域でNb₃Snを使用する設計について述べることにした。Nb₃Snの場合、高い平均電流密度で完全安定化することができ、導体寸法を小さくすることにより構造材スペースを大きくとれるという有利さがある。

本設計のトロイダルマグネットの特色をまとめると次のようになる。

- (1) Nb₃Sn超電導線材を用い、巻線中での最大磁場は12Tに達している。
- (2) 超電導線はSUS310Sの超電導ディスクに埋めこまれて電磁力支持されている。
- (3) コイル形状は均一応力D型に近い形をとっている。
- (4) ダブルコンダクタの4面冷却方式を採用し、安定化電流を増加させ、完全安定化を実現している。
- (5) D型コイル間の張り合いと支持リング・支持シリンダで向心力支持を行っている。
- (6) 励磁電源系は18系列とし、コイルクエンチ時の誘起電圧や異常電磁力を十分小さく押えている。

マグネット磁場エネルギーと運転電流の相関をFig. 1.1に示した。本設計のマグネットは他の設計に比しても大型高磁場型であることがわかる。本設計では従来の設計に較べて大電流方式を採用しているが、最近では諸外国でもこの方式を用いた設計が幾つかある。又、Fig. 1.2に立面図、Fig. 1.3に平面図を示した。

1.2 コイルの形状と基本仕様

1.2.1 コイル形状

トロイダルコイルには1コイル当り17万トンもの電磁力が生ずるので、応力問題が最大の問題といえる。そこで、本設計ではこれを最優先に考えて基本的には均一応力D型を採用することにした。この形状では、コイルの応力は引張応力だけになり、曲げ応力が生じないので、応力問題は他の形状のコイルよりも楽になる。現在設計されている超電導トロイダルマグネットの大半がこの形状を採用しており、また、常電導トロイダルコイルでもJETやJT-4でこの形状を用いている。しかし均一応力D型は縦長形状になるのが難点であり、ブランケットや遮蔽構造との空間配置上のバランスが良いとはいえず、コイル内側の上部と下部に無駄なスペースができる。このような点を考慮して、この設計では、本来の均一応力D型形状を変更して、横幅を広くした形状を用いることにした。

D型コイルの巻線部分の断面形状は大別して(1)矩形断面、(2)台形断面、の2つが考えられる。矩形断面の短所は巻線断面積の小さいことであるが、次のような長所をもつ、すなわち、

- (1) 同一寸法パンケーキまたは超電導ディスクの積み重ねでもってD形コイルを構成できる。
台形断面コイルでは幅の小さいパンケーキまたはディスクを部分的に必要とする。
- (2) 励磁分割保護方式を採用する場合、矩形断面コイルの方が各励磁分割コイルの電気回路的バランスをとりやすい。

さらに、D型コイルの直線部の三角形の構造物は電磁力支持の役割をもっており、巻線に使用されていないとしても有効な働きをしている。

このような点、特に製作上から矩形断面のほうが有利とみなすことができるので、本設計において巻線部分は矩形断面形状を採用した。

1.2.2 ディスク方式コイル巻線支持

トロイダルコイルの巻線支持方式には、(1)パンケーキ方式 (2)ディスク方式 の2つが考えられる。

トロイダルコイルのパンケーキ巻線では、電磁力による張力を支持するために高強度金属（主にステンレス鋼）の補強テープを複合超電導線と共に巻線する場合がある。この補強テープ方式は完全な均一応力D型コイルにおいては採用できるといえるが、テープは曲げに対してあまり効果がないので、曲げ応力のかかるD型コイルにおいては補強テープとは別に補強ガーダを用いる必要がある。巻線の外側を補強ガーダで支持する方法は、従来から、レーストラック形コイルや鞍形コイルにしばしば使われた方法である。本設計のような高エネルギー型コイルの外側補強ガーダは、非常に厚いものであり、さらに、巻線の各部分に働く電磁力が集積した状態で巻線外側部分に加わる。従って、その部分での圧縮応力が複合超電導線を構成する超電導体や安定化基材、あるいは絶縁物の降伏応力以上になってしまうという欠点が外側ガーダ支持方式にはある。

この外側ガーダ方式の欠点を除去する方法として、巻線を径方向にいくつか分割して、それぞれの巻線をガーダで保持する方法（内部ガーダ支持方式と呼ぶことができよう）が考えられる。内部ガーダ支持方式では補強ガーダの数が増すに従って曲げ応力に弱くなる。この欠点を克服する方法として、ステンレス鋼のディスク（超電導ディスクと呼ぶ）に超電導線を埋めこんで支持する方式をとることとした。本設計では両面ディスク方式を採用する。

トロイダルコイルを16分割したD型コイルの製作・組立上の問題も考慮して、51mm厚さの超電導ディスク18枚および1mm厚さの絶縁物19枚でD型コイルを構成することにした。超電導線を入れるスロット数を、ディスクの片面に14、両辺合計して28とした。

1.2.3 コイル運転電流

蓄積エネルギーの増加と共にコイル運転電流は大きくなる傾向にある（Fig. 1.1 参照）。製作された大形超電導コイルでは、CERNのBEBCコイルが800MJで、5,700A、NALの泡箱用コイルが400MJで、5,000Aである。これまで核融合実験炉・実用炉用として設計されたトロイダルコイルの電流は、ほとんど6,000-15,000Aの間にある。ところが、本設計の運転電流は25,100Aという大電流値を用いている。これは、線材製造上の条件、巻線上の条件、安定化設計、パワーリード侵入熱、励磁条件などを検討し、総合的に判断した結果決められた。電流値が大きい方が秀れていると思われるのは、励磁分割方式では、大電流の方が励磁分割数が少なくなり、電源系列数が少なくてすむというメリットがあるからである。1.2.2で述べたように1ディスクのスロットは28個（両面で）であり、1スロット1ターンとすれば、全トロイダルマグネットで8064ターンとなる。一方、全起磁力は202MATであるので、コイル運転電流は25,100Aとなる。製造上や巻線上の問題点は、今後の課題であるが、解決可能と思われる。超電導線の使用実績は、6,000A以下であり、25,100A定格の超電導線の製作はより困難になるように見えるが、溶ダ方式製造法を採用すれば、大電流超電導線の製作上の制約はほとんどないと考えられる。

電流値が小さくてターン数が多いと、巻回数が増加するので巻線作業時間は増加する。一方、

電流値が大きくなると、ディスク工作時間も巻線時間も減少するという利点がある。超電導線寸法が大きくなると巻線時の曲げ加工による歪がより大きくなるという問題が生ずるが、Cu基材をほぼコイル状に曲げ、超電導素線を溶ダで固着してからスロット内に固定する方法か、あるいは、製作した複合線を巻線時に熱処理工程に通す方法によってこの問題は解決される。

1.2.4 複合超電導線の断面形状と寸法

エッジ・フラット4面冷却の場合には、偏平形の複合線のほうが冷却ペリメータは大きくなる。さらに冷却ペリメータを大きくするには、一つの複合線を2つの偏平形状の導体に分けて、2つの導体の間にも冷却通路を設ければよい。本設計では、Fig. 1.4のようにダブルコンダクター方式を実証炉用トロイダルマグネット同様採用することにした。⁽⁴⁾

コイル運転電流 I_o は 25,100 A であるので、安定化電流 I_s は I_o より若干高い。

$$I_s \approx 25,300 \text{ A}$$

臨界電流 I_c は I_s より若干高い

$$I_c \geq 25,500 \text{ A}$$

と設定した。これらは1ターン当りの値であり、ダブルコンダクターの1導体当りの値は、これらの半分になる。

超電導体の種類、臨界電流および基材の抵抗率を決めるためには、ディスクのスロットに印加する磁場の値を知る必要がある。巻線内磁場分布の計算から得た値によると、スロット No. 14 に 1.2 T, No. 13 に 1.13 T, ……、No. 2 と No. 1 に 3.3 T 印加する。かくして、ダブルコンダクター方式の1導体当りの厚さを 4.5 mm として、各スロット用複合超電導線の必要素線本数や銅帯幅などが計算される。決定された複合超電導線の諸元を Table 1.2 に示した。

1.2.5 超電導ディスク基本構造

超電導ディスクのスロット付近の断面形状は Fig. 1.4 に示されている。ディスクのスロット間には He 通路が設けられており、スロット内で発生した He バブルは He 通路へと追い出すことになり、スロット内にバブルがとどまることによる安定化条件の低下をふせいでいる。

又、前項では計算された複合超電導線形状 (Table 1.2) に基いて各スロットの寸法を決定した。結果は Fig. 1.5 に示される通りで、ステンレス鋼構造材のスペースファクターは、かなり小さくなってしまっている。なお、Fig. 1.6 に超電導ディスク、複合超電導線、He 通路などの基本構造を示している。

1.3 構造設計

1.3.1 向心力支持

トロイダルコイルはトロイダル磁場とトロイダル電流の相互作用の結果として、大きな向心力が作用する。この向心力、 F_c は本設計では $6.409 \times 10^7 \text{ kg/コイル}$ 、マグネット全体で $1.025 \times 10^9 \text{ kg}$ である。この向心力に対する支持は、(1) D型トロイダルコイルの直線部をくさび型とし、隣接するコイル構造材を密に接合し、互の張り合い力で支持する。(2) トロイダル

コイルの内側に支持シリンダを設置し、向心力の一部を負担させる。(3)支持シリンダーの内側で、トロイダルコイル群の間に支持リングを設け、向心力支持の機能を果たす。各部分の受けもつ力の割合は支持リング27%、支持シリンダ11%、トロイダルコイルくさび部62%である。

支持シリンダは16本のトロイダルコイルから、ほぼ一様な力で圧縮されるシリンダとして考えることが出来る。従って、支持シリンダ内部にはフープ圧縮応力が発生する。計算により $\sigma = 23.0 \text{ kg/mm}^2$ となる。また、支持リング内でも同様な考察が出来、計算の結果圧縮応力として $\sigma = 21.3 \text{ kg/mm}^2$ となる。これ等の数値は概算値であるが、ほぼ材料の許容応力値以下である。コイルディスクは18枚積層されており、1つのディスクには1/18の力が作用する。このディスク間のずれを防止し、各ディスクからくさびへの力の伝達を確実にするために各ディスクは厚さ方向に1部分をずらせる構造としている。

1.3.2 拡張力支持

トロイダルコイルには $1.66 \times 10^8 \text{ kg}$ /コイルの拡張力が働く。この拡張力は310Sステンレス鋼の超電導ディスクの張力と釣り合うことによって支持されている。トロイダル磁場による電磁力(拡張力)が超電導ディスク内に発生させる応力分布の最大値は 35.3 kg/mm^2 となった。なお、拡張力荷重条件下における最大変位は約8mmである。電磁力によるディスク応力は、この拡張力(ディスク面内の電磁力)によるものの他に、倒し力による応力がある。従って、上記の最大応力に倒し力による応力が重畳されて、さらに大きい値となる。このことは1.3.3項において述べられる。

1.3.3 倒し力支持

トロイダル磁場の作用により、トロイダルコイルにはR軸のまわりに回転させるようなモーメントが作用する。その大きさは最大 $1.87 \times 10^7 \text{ kg} \cdot \text{m}$ /コイルである。これを支持するために隣接するコイルの側面を連結する梁部材を設けラーメン構造としている。

トロイダルコイルのディスク構造がこの梁部材によって支持された場合、ディスク面に垂直方向に作用する倒し力によって曲げ応力が作用することになる。この曲げ応力は近似的に等分布の横荷重を受ける両端固定の梁と考えると、最大曲げ応力はその固定端で発生する。その大きさを 5 kg/mm^2 以下とするために荷重の大きな所では、スパン長を3m以下に取った。

倒し力のみが作用した場合の解析結果によると、最大変位は24.1mm、最大応力値は 21.7 kg/mm^2 であった。

トロイダルコイルには倒し力と同時にディスク平面内拡張力が働く。この時の最大応力は 40 kg/mm^2 以上になる。このような高応力を軽減する対策は、今後の課題であろう。

1.3.4 自重支持

トロイダルコイル単体の自重は1個あたり約350トンである。本設計ではFig. 1.7, Fig. 1.2に示すごとくピン・レバー方式で架台から吊り下げる方式を採用した。この構造を用いた理由を以下に述べる。トロイダルコイルディスクは主として、ステンレス鋼の構造物であり、

コイル冷却時の熱収縮は約 0.3% である。従って主半径約 10 m の位置の支点に対して、約 30 mm の移動が行わなければ構造物に大きな熱応力が発生することになる。次にトロイダルコイル自身の拡張力によって約 10 m の支点位置は径方向に約 4 mm 移動する。自重支持はこれ等熱収縮または電磁力などを原因とする構造物の変位による支点移動を許容する必要がある。一方支持部分からの熱流入は極力小さくする必要がある。クライオスタットの外側で支持するには、熱絶縁のためのスーパーインシュレーション (S I) は強度的に弱く、煎断力の伝達構造物としては不相当である。本設計で用いたピン・レバー方式ではレバーの回転により支点の径方向への移動が可能となっている。

1.3.5 コイル導体の電磁力支持

コイル導体には最大磁場 12 T の部分で 31 kg/mm (導体単位長さあたりの荷重) の電磁力が働いている。又、ポロイダル磁場との相互作用により、最大 3 kg/mm の電磁力が上記の力と垂直な方向に働く。コイル導体は Fig. 1.6 のようにステンレスのディスク溝内に、エポキシの絶縁物およびステンレス・スペーサーを介して収納されステンレス材のコイル押え用くさびにて固定されている。このくさびは 10 mm 幅で 15 mm の間隙をおいて配置されている。したがって導体表面のうち、固定されている部分は全長の 40% で、残り 60% は液体ヘリウムに接している。

コイル導体に働く電磁力は、エポキシの絶縁物およびステンレススペーサーを通じてステンレスのディスクに伝えられる構造になっている。このコイル導体は最大 12 T の磁場中にあり、ここに流れる 25,100 A (導体 2 本について) の電流との相互作用により導体には半径方向に広がろうとする電磁力が生じる。すなわち、コイル導体は両端を固定した梁にスパン 15 mm 程度わたって等分布の荷重が作用している状態となる。このときの導体の固定端の曲げ応力は最大でも 0.2 kg/mm^2 以下になることが計算された。ポロイダル磁場によって生じる導体の電磁力は、上述の拡張力とは直角の方向すなわち、D 型コイル面に垂直な方向である。この荷重方向に対してはコイル導体の剛性は小さいが、磁場も最高 1 T 程度であり、最小断面の導体 (トロイダル磁場が低い側) に対しても曲げ応力の最大値 σ_{\max} は 0.3 kg/mm^2 を越えない。

ディスクの応力や変位に関する解析は前項に述べている通りであり、D 型の直線部から曲線に変る付近で最大 40 kg/mm^2 程度の引張り応力が発生している。これに対応するひずみ量は約 0.18% である。従って、導体の銅材にもほぼ同程度のひずみが発生していると考えられるので、導体の銅材は永久変形をしている状態と考えられる。この状態でも超電導線の特性はそなわれない。

1.4 超電導線とマグネット材料

1.4.1 超電導線

超電導素線としては Nb_3Sn を芯線とする FM 線を用い、その径としては線材のサイズなどの点から 0.5 mm 程度が妥当と思われる。Fig. 1.8 には 0.5 mm 径の NbTi と Nb_3Sn の FM 線の代表的な H-I 特性を示す。図中の 1 は現在市販されている Nb-Ti FM 線 (MCA 社、

H-1 conductor) のメーカ保証値であり、2は三菱電機で試作された Nb_3Sn FM線の実測値を0.5mm径のものに換算した値である。又、1', 2'は中性子照射劣化を考慮に入れた値(15%低下)である。設計には1', 2'を用いる。

超電導線としては次のような構造を持ったものを用いることとする。即ち、銅帯の片側面に溝を切って必要な本数の素線を擦って圧延したものを溶剤で埋め込む。しかる後に銅の蓋を設けて一本の線としたものである。Fig. 1.9にこのようにして製造された超電導線の断面構造を示す。なお、溶剤方式超電導線の特長として、トロイダルコイル特有の巻き線時の変形歪や巨大な電磁力によって生ずる線材の歪などの問題に対して有効と考えられる。

なお、絶縁材としてはエポキシガラスファイバーを用いることとした。

1.4.2 金属構造材料

オーステナイト系ステンレス鋼は低温脆性を起さず溶接性に優れ、熱伝導率が小さいなどの理由により古くから低温用材料として使用されている。本設計では超電導ディスク材料としてSUS 310Sステンレス鋼を用いることとした。この材料選択の理由を以下述べる。

- (1) 極低温(4 K)における耐力が大きい。
- (2) 切欠き強度比の室温からの減少率が小さい。
- (3) 溶接強度が大きく、しかも強度のバラツキが小さい。
- (4) Niを20%含んでいるため、オーステナイト組織の安定性が良く、塑性変形を受けてもマルテンサイト変態を生じない。

SUS 304は使用経験も豊かであり、又極低温でも安定なオーステナイト系ステンレス鋼であるが、溶接強度のバラツキが大きく溶接後の熱処理を要すること、4.2 Kで切欠き強度比が1以下を示しており脆化が大きいことを理由にこれを選ばなかった。

1.4.3 照射効果による材料の特性変化

超電導マグネット表面における中性子フルーエンス(負荷率50%として)は10年後には $1.2 \times 10^{17} \text{ n/cm}^2$ に達する。このような照射条件下におけるマグネット材料の特性変化について述べる。

高速中性子($E > 0.1 \text{ MeV}$)の $4 \times 10^{18} \text{ n/cm}^2$ 迄のフルーエンスによる Nb_3Sn 超電導線の照射効果データがある。 H_{c2} は変化せず、 T_c の減少は約1 Kである。 J_c は25~250%増加し、高磁場中では、照射前の値が小さいものほど大きな増大が認められる。結論としては、上記のフルーエンスでは J_c の減少はないと考えられる。

中性子照射により安定化材の銅の抵抗率が增大する。超電導コイル安定化設計上、安定化材(銅)の抵抗率増大は大きな問題である。照射前の抵抗率が $0.1 \sim 0.4 \times 10^{-10} \Omega\text{m}$ の銅材の中性子照射実験によれば $1 \sim 2 \times 10^{18} \text{ n/cm}^2$ ($E_n > 0.1 \text{ MeV}$)で $8.5 \sim 11.5 \times 10^{-10} \Omega\text{m}$ に変化する。アルミ安定化材は中性子照射による抵抗率増大量が大きく、使用することが困難である。このようなことから本設計では銅安定化材を用いることとし、照射後における抵抗率の最大値を $3 \times 10^{-10} \Omega\text{m}$ とした。これに磁気抵抗を合計することにより、1.2 Tでの抵抗率は $8 \times 10^{-10} \Omega\text{m}$ に達するとした。

液体水素温度における絶縁物ポリマーの γ 線照射に関する報告によると、 $1\sim 8\times 10^8$ Radsの照射でも、31種のポリマーのうち9つの試料については機械的性質の劣化が認められなかった。照射に対して、ガラス充填材料は一般に安定であり、ポリウレタンは敏感である。又、マイラーの低温照射のデータは正確なものがない。電気的な性質の影響については今後の実験データが望まれる。

1.5 クライオスタット・冷却システム

1.5.1 クライオスタットの構造

トロイダルマグネットのD型コイルは18枚の超電導ディスクからなっており、これらは全体としてHeキャンに収納されている。このHeキャンを4.2 Kに保つため、これらの領域を真空雰囲気中におく。真空槽外壁からHeキャンへの熱負荷を低減するために多層積層断熱材(スーパーインシュレーション:S. I.)を施工する。そして、この間の最適位置に熱シールドを設けた。

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

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

クライオスタットの構造は分解可能で真空を保持できるものでなければならない。各D型コイルの円弧部を包む、16個のクライオスタットは、その真空フランジが支持シリンダの外側におかれたカゴ形フランジの各面に密着して、一体構造となる。しかる後にカゴ形のフランジの上部と下部に蓋をかぶせ、真空槽を形成する。

1.5.2 冷却方式の検討

超電導マグネットの冷却方式として、(1)液体He浸漬方式、(2)二相流冷却方式、(3)超臨界He冷却方式の3方式が一般的である。これらの中どの方式を採用するかは、マグネットの構成や目的で異なる。液体He浸漬方式では、発熱体が密に配置された場合、その影響を受けやすく、例えば、発熱体下面からの熱伝達は、垂直配置の1/2程度、蒸気のためりができた場合は、1桁以上小さくなるので、この点の配慮が必要である。液体浸漬方式の1つとして、1.8 K以下の超流動Heを用いる方法があり、この場合、熱伝達特性は非常に向上し、液体温度も低いので超電導体は安定であるが、He冷凍機にかかる負担は大きくなる。二相流冷却の場合は発熱体配置による熱伝達特性の違いはなく熱伝達率も大きい。しかしながら、圧力損失が大きいので、ポンプ動力が大きくなること、通常0.3 bar程度の圧力降下を見込むので、冷媒温度が多少高くなる他、特に、マルチチャンネルの場合、流れの不安定性が起きやすい欠点がある。超

臨界He冷却の場合は、発熱体配置に対する自由度は一番大きい、冷媒温度が高くなる臨界点付近で熱振動が生じやすい欠点がある。

本設計のトロイダルマグネットでは、その大きさから、完全安定化方式を採用した。したがって、冷却方式を選定する場合は、超電導マグネット系に生ずる冷却負荷の除去と、線材安定化から要求される熱流束除去の2条件を満足しなければならないが、定常運転時の冷却負荷を問題にする限り、熱流束が非常に小さい(0.0001 W/cm^2 以下)ので、どの方式を採用してもさしつかえない。しかしながら、超電導動作の安定の点からは冷媒の温度が低い方式が望ましいので、液体He浸漬方式が適当である。超電導線材の安定化の点からは、熱流束が厳しい条件になるが、導体の構造によって冷却面積も大幅に異なるので比較は困難であるが、これまでの実績と冷媒温度が低い点から、液体He浸漬方式を採用した。

1.5.3 冷却システム

本設計のトロイダルマグネットは、その規模が、現在実用化されている最大のものに比して1桁以上大きく、超電導線や構造物の発熱がクライオスタットの伝導による負荷と同程度もあることなどから、冷却系の容量は非常に大きなものになる。HeベーパーシールドにHe槽で蒸発したHe蒸気を流す場合と、冷凍機の間mediateステージから低温ガスを導く場合の2ケースについて冷却負荷を検討し、平均冷却負荷でそれぞれ6.73KWと7.49KWを得た。実験炉の場合、動力炉に比して、トロイダル磁場変動による冷却負荷の変動が大きく、蒸発Heガスによるベーパーシールド冷却では出口蒸気温度が大きく変化し、したがって、冷凍機の中間の戻り側ガスに帰すのは系統的に複雑となるので、ここでは、冷凍機の間mediateステージから低温ガスを導く冷却システムを採用した。この場合、トロイダル磁場変動による過渡冷却負荷を考慮して、定格の約1.2倍の9KWの冷凍設備を持つことが必要である。

液化機で液化した4.2Kの液体HeをHe槽に注入し、冷凍機の間mediateステージから低温ガスをシールドに流すシステムは簡明であるが、本設計では、実験炉の性格上、予冷と液回収の頻度が多いので、予冷冷凍機も含めた冷却システムが必要とされる。Fig. 1.10は16個のトロイダルコイルに冷却系を組合せた構成ブロック図である。冷却系はトロイダルコイルの冷却負荷、重量、液体ヘリウム張込量およびクライオスタットの形状寸法を検討した結果、16個のトロイダルコイルを4組に分け、1組毎に単位冷却系1システムずつの合計4システムで構成する。単位冷却系は主冷却装置(4.2Kおよび5.5K冷却)、低温分配装置、液化装置、液化ヘリウムコンテナおよびヘリウムガス回収装置から構成される。Fig. 1.11に単位冷却系のシステムフローシートを示す。

主冷却系の容量は、液化機の能力と主冷却器の熱交換・ガス圧縮能力によって決まるが、定常冷却負荷の1.2倍の能力をもつように設計し、4.2Kで9.0kW、5.5Kで6.0kWとした。液化装置の能力も同様に、定常冷却負荷の1.2倍の液化能力をもつものとして $2000 \text{ l/h} \times 8$ 基とした。Heガス回収設備は、最大冷却負荷時の蒸発Heガス量に約10%の余裕をもたせて決定し、 $20,000 \text{ Nm}^3/\text{h}$ の能力をもつものとした。補機動力は、4.2Kにおける1Wの負荷に対して500W、5.5Kにおける1Wの負荷に対して15Wとして計5,400kWとなった。

参 考 文 献

- (1) 炉設計研究室, “核融合実験炉超電導トロイダルマグネットの設計研究”, JAERI-M 7298, Oct. 1977.
- (2) 炉設計研究室, “核融合実験炉第1次予備設計”, JAERI-M 7300, Sept. 1977.
- (3) 炉設計研究室, “核融合実験炉第1次予備設計(中間報告書)”, JAERI-M 6670, Aug. 1976.
- (4) 炉設計研究室, “トカマク型核融合動力炉用超電導トロイダルマグネットの設計研究”, JAERI-M 6921, Feb. 1977.

Table 1.1 Main characteristics of toroidal field magnet.

<u>Magnet Structure</u>	
Number of coils	16
Number of discs per coil	18
Number of slots per disc	14×2
Number of conductors per slot	2 (double conductors)
<u>Dimensions of Magnet</u>	
Major radius	6.75 m
Inner diameter	11.2 × 7.3 m
Outer diameter	14.4 × 10.0 m
<u>Magnetic Field</u>	
Magnetic field at plasma center	6 T
Peak field at coil	12 T
Maximum ripple at plasma	0.47%
<u>Inductance</u>	
Total	190 H
<u>Stored Energy</u>	
Total	59.9 GJ
Per coil	4.74 GJ
<u>Magnetomotive Force</u>	
Total	202.5 MAT
Per coil	12.66 MAT
<u>Magnetic Force</u>	
Hoop force per coil	166,000 ton
Centering force per coil	64,000 ton
Lateral force per coil	1.87×10^7 kg·m
<u>Dimensions of Coil</u>	
Thickness	0.92 m
Width	0.94 - 1.30 m
Length of straight section	7.8 m
<u>Stainless steel Disc</u>	
Thickness	5.0 cm
Width	94 - 130 m
Depth of slot	1.7 cm
Width of slot	3.0 - 5.2 cm
Depth of liq. He channel	1.0 cm
Width of liq. He channel	1.0 cm
Disc material	SUS 310S
Thickness of insulator between discs	0.1 cm
<u>Number of Turns</u>	
Total	8064
Per coil	504
Per disc	28

Table 1.1 Main characteristics of toroidal field magnet (continued)

<u>Superconducting Cable</u> Superconductor Stabilizer Superconducting composite Thickness Width Grades Cu/SC ratio Copper resistivity (maximum after irradiation) Insulator	Nb ₃ Sn Cu Fine-multi twisted 4.5 mm 26-48 mm 13 48-17 $3 \times 10^{-10} \Omega \text{m}$ Epoxy glassfiber
<u>Current</u> Operational current Stabilization current Critical current	25,100 A 25,300 A 25,500 A
<u>Current Density</u> At conductor Average at conductor Average at disc	107-58 A/mm ² 82 A/mm ² 15-11 A/mm ²
<u>Cooling</u> Method Temperature Cool-down time	Liq. He Pool Cooling 4.2 K 160 hr
<u>Heat Load</u> Superconductor loss Neutron and gamma ray heating Eddy current loss at structure material Cryostat loss Current lead loss Total	1.30 kW 0.98 kW 0.15 kW 3.98 kW 1.08 kW 7.49 kW
<u>Power Supply</u> Number of suppliers Dump resistor Excitation time Induced voltage at excitation Capacity of supplier	18 0.3 Ω 5 hr 19.4 V $26 \text{ kA} \times 20 \text{ V} = 520 \text{ kVA}$
<u>Length of Conductor</u> Per turn Total	39-33 m 290 km
<u>Weight</u> Conductors of a disc Stainless steel disc (including conductors) Stainless steel discs and Helium can Toroidal coil Total	2.84 ton 138 ton 298 ton 883 ton 7150 ton

Table 1.2 Characteristics of superconducting cable for each slot

Slot No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
Maximum Field (T)	3.3	3.3	4.0	4.8	5.7	6.5	7.2	7.9	8.6	9.3	10.0	10.6	11.3	12.0
Critical current per filament (A)	264	264	232	195	160	136	119	103	91	80	71	66	62	59
Number of filaments	49	49	55	66	80	94	108	124	141	160	180	194	206	216
Cross section of superconductors (mm ²)	2.20	2.20	2.47	2.96	3.59	4.22	4.84	5.56	6.32	7.17	8.07	8.70	9.24	9.69
Width of copper conductor (mm)	26	26	27	28	30	32	34	36	38	40	42	44	46	48
Cross section of copper conductor (mm ²)	105	105	108	110	115	121	126	131	136	140	144	150	156	162
Cu/SC ratio	47.7	47.7	43.7	37.2	32.0	28.7	26.0	23.6	21.5	19.5	17.8	17.2	16.9	16.7

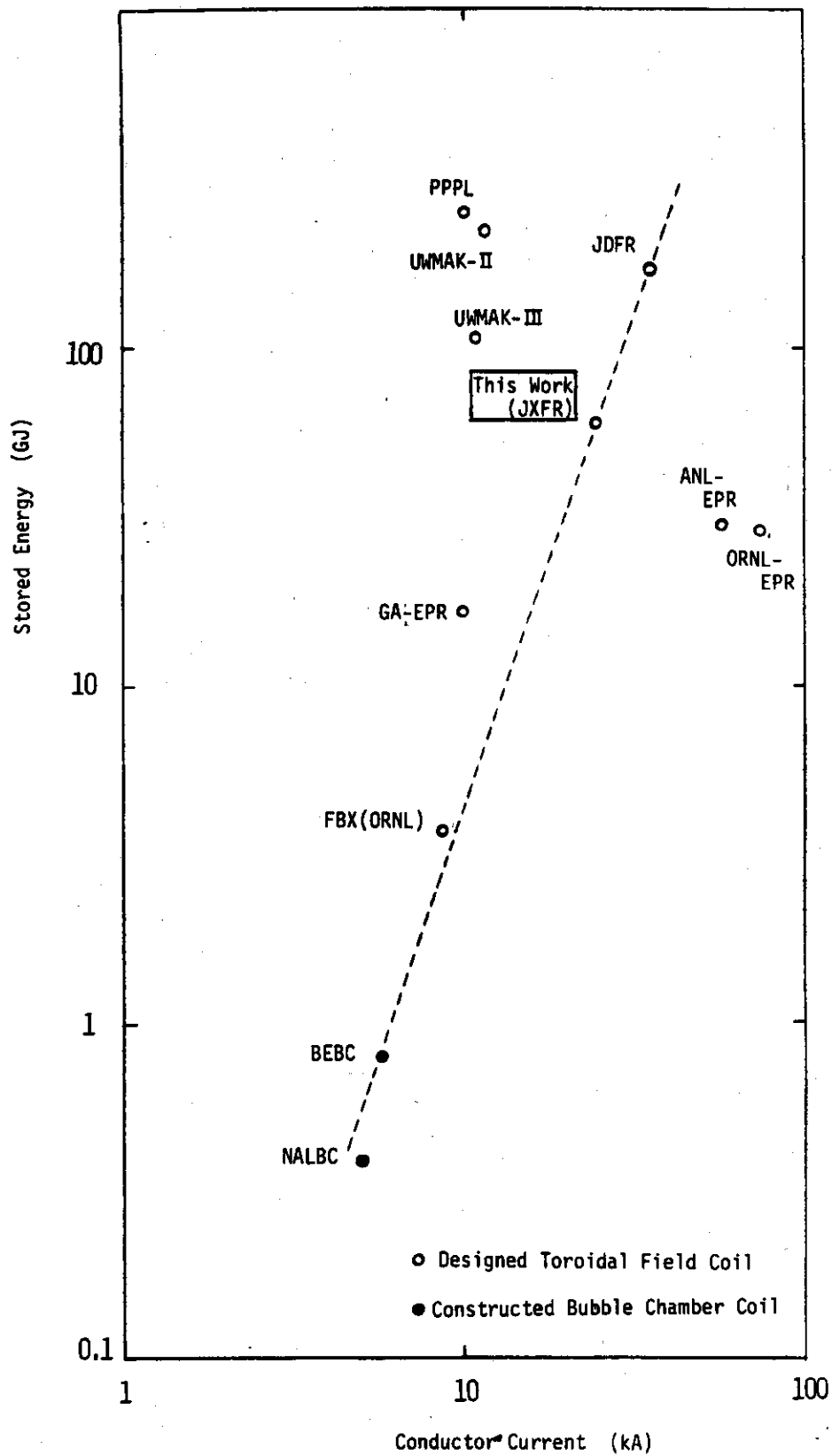


Fig. 1.1 Stored Energy and Conductor Current of Superconducting magnet

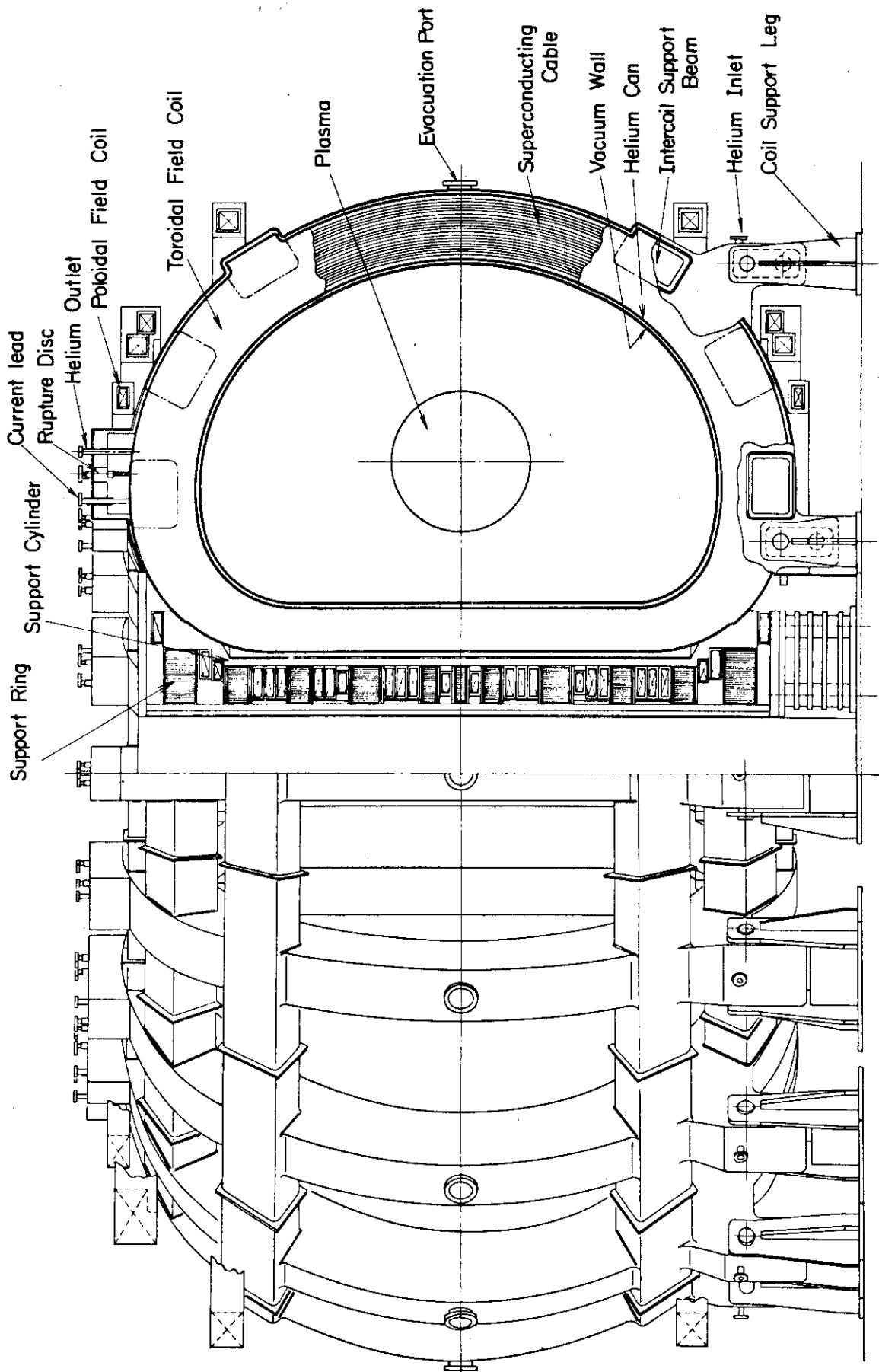


Fig. 1.2 Elevation view of TF coil

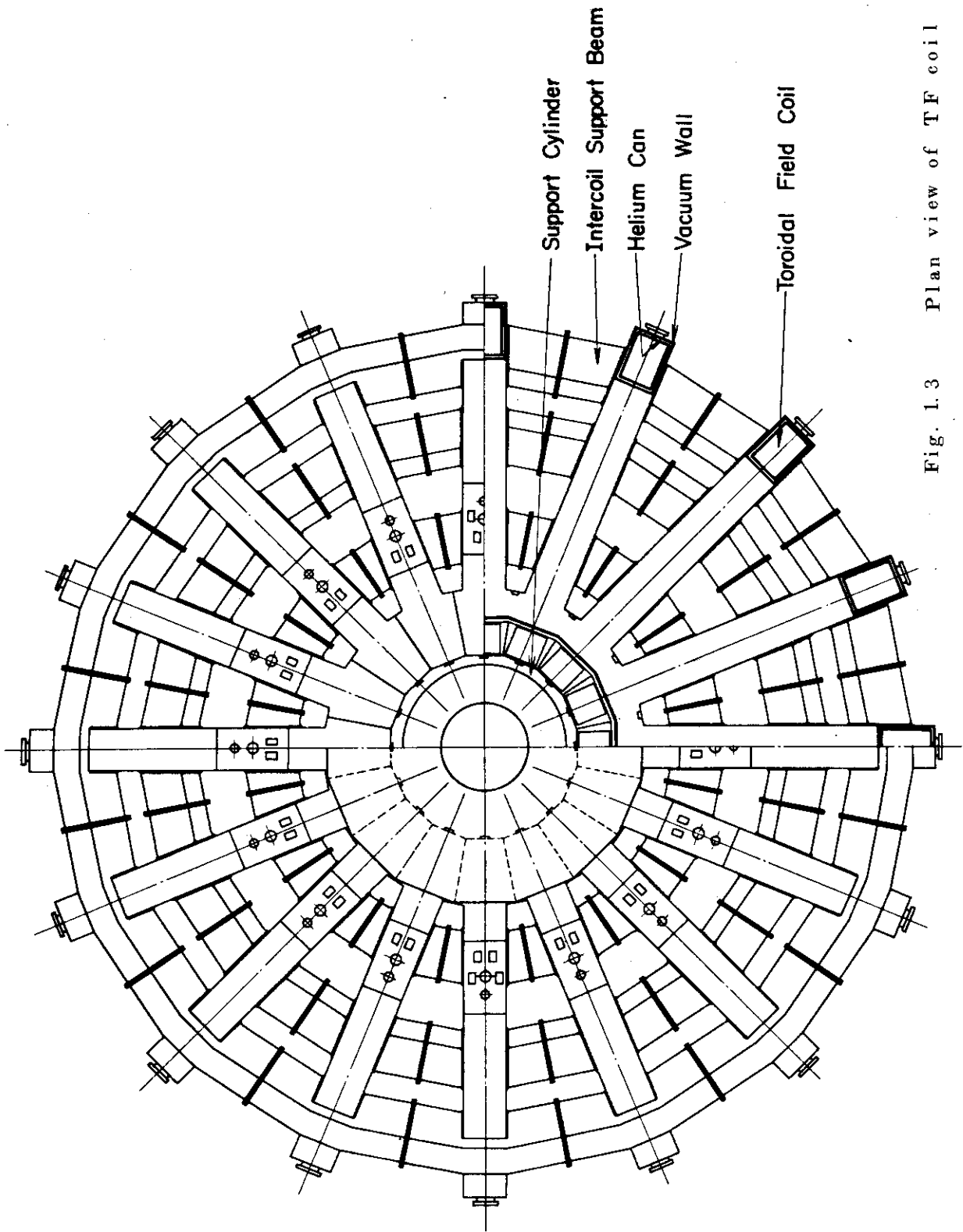


Fig. 1.3 Plan view of TF coil

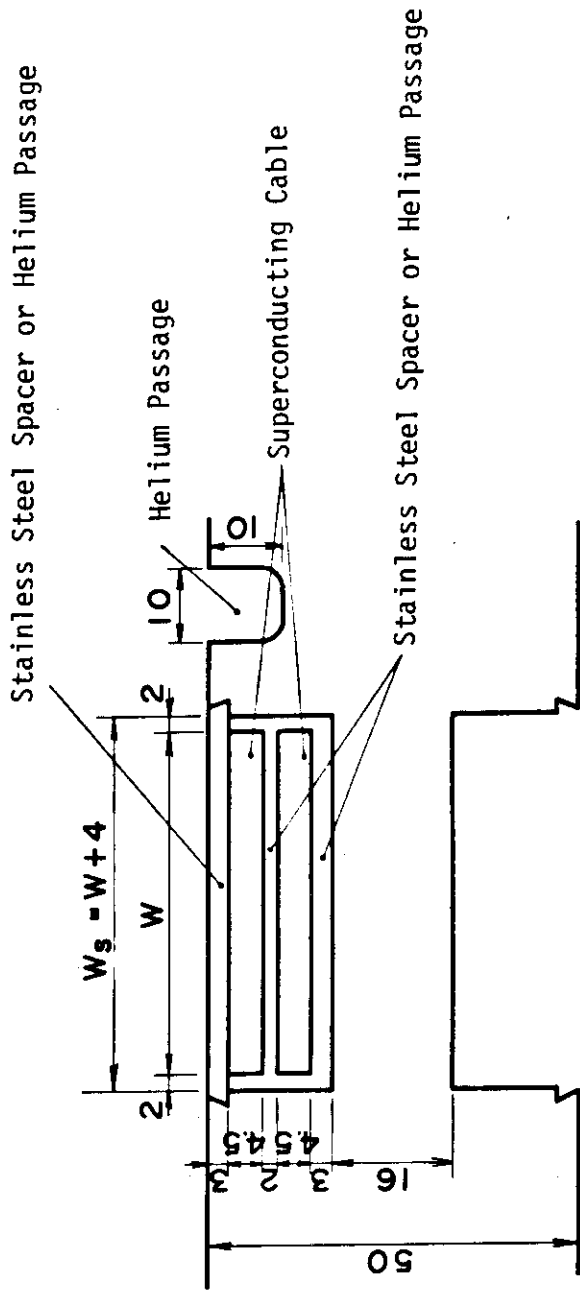


Fig. 1.4 Cross section of superconducting cable and stainless steel disc

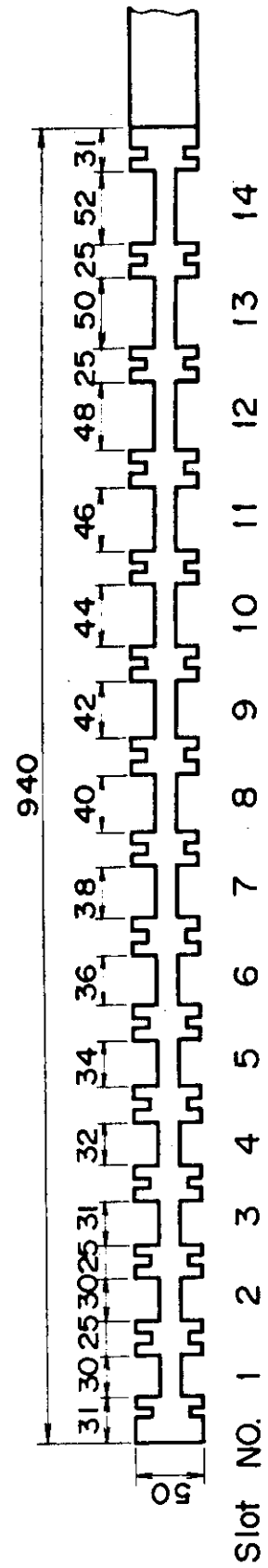


Fig. 1.5 Cross section of stainless steel disc

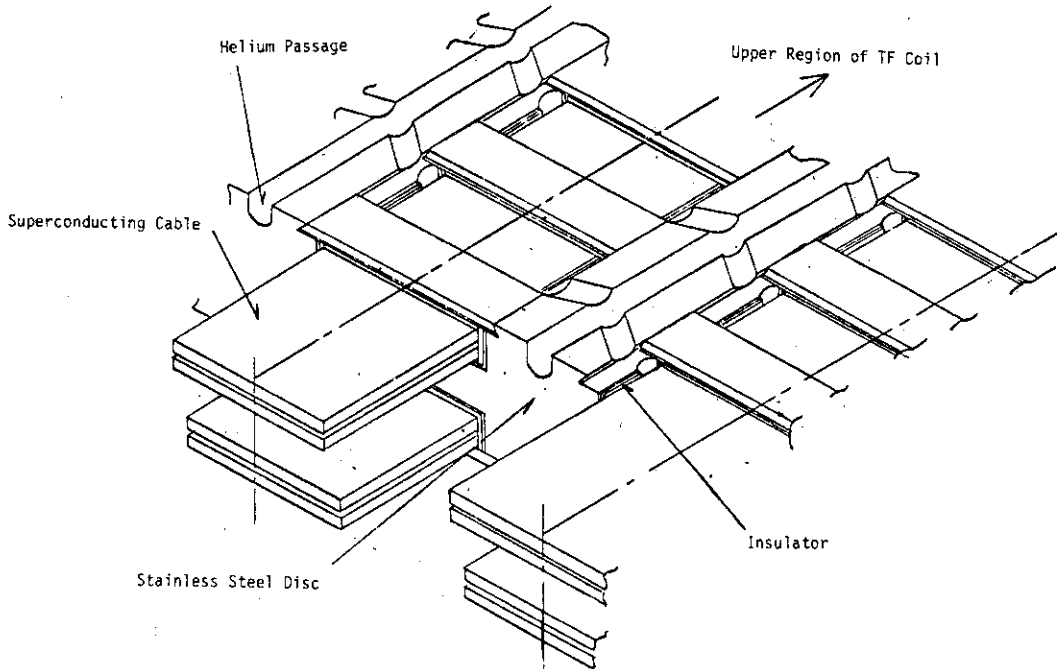


Fig. 1.6 Superconducting cable and helium passage

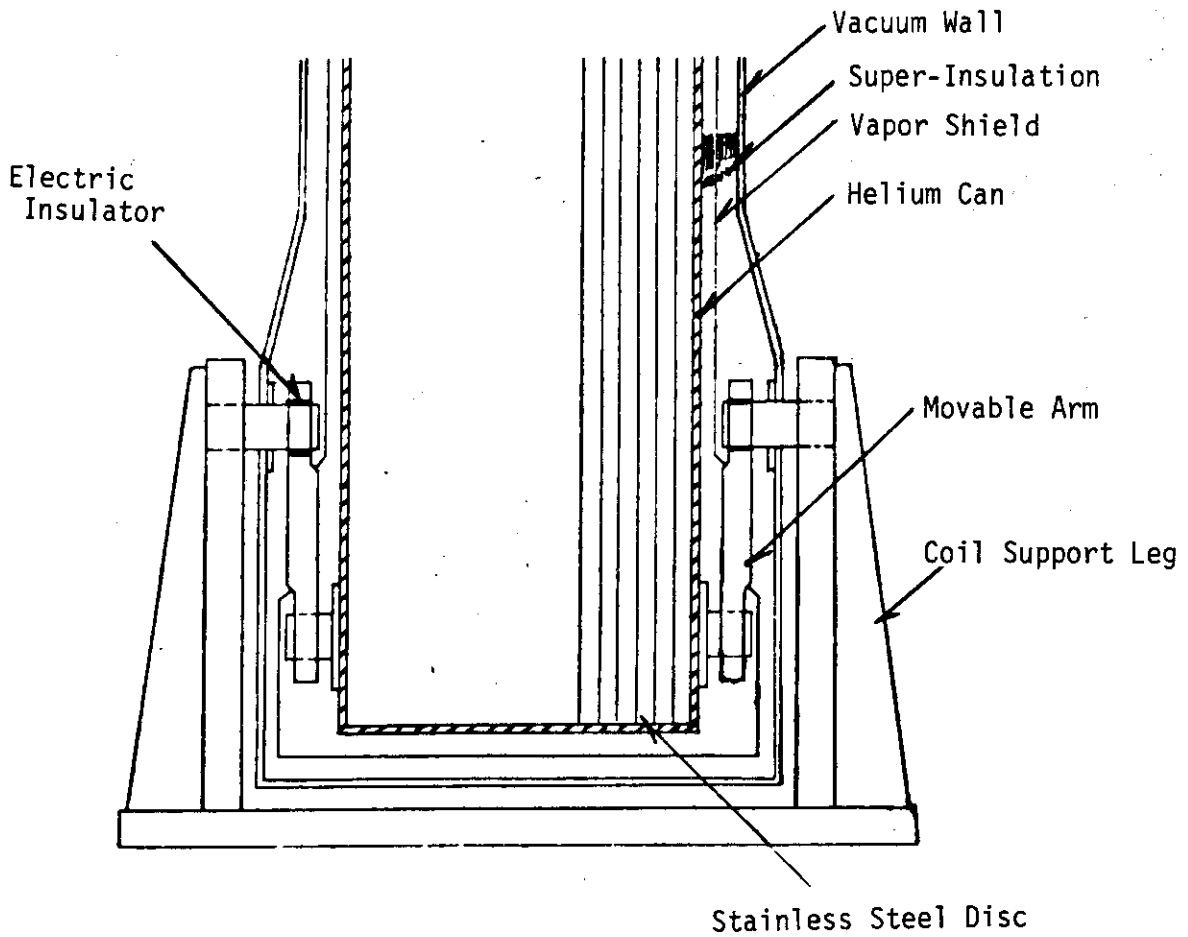


Fig. 1.7 Structure of coil support leg and cryostat

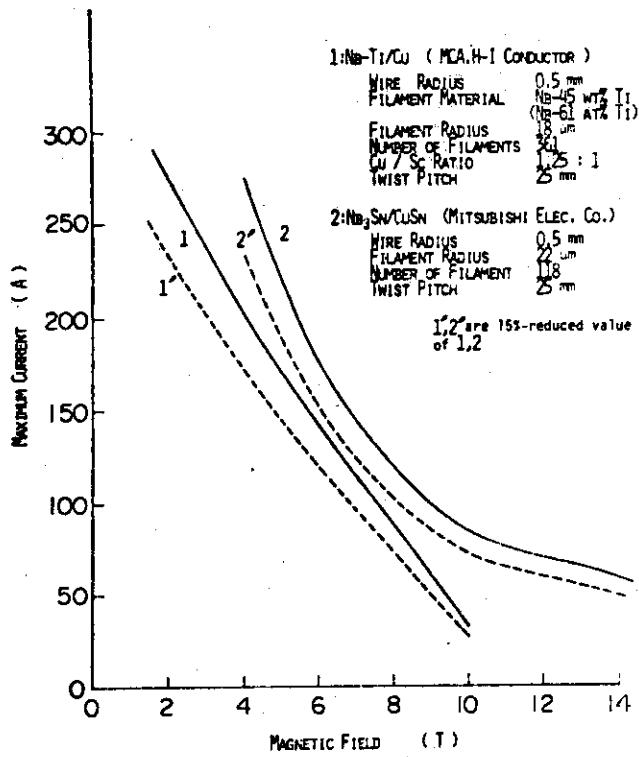


Fig. 1.8 Critical Current for Nb₃Sn and NbTi Superconductor

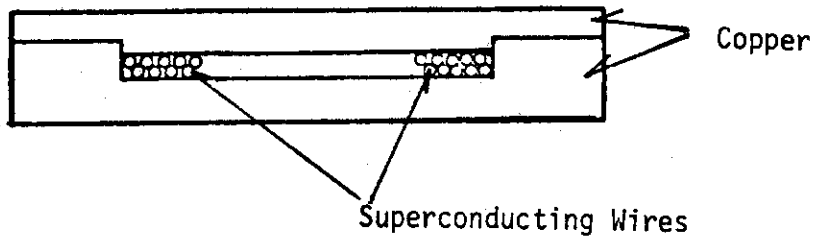


Fig. 1.9 Structure of Superconducting Cable

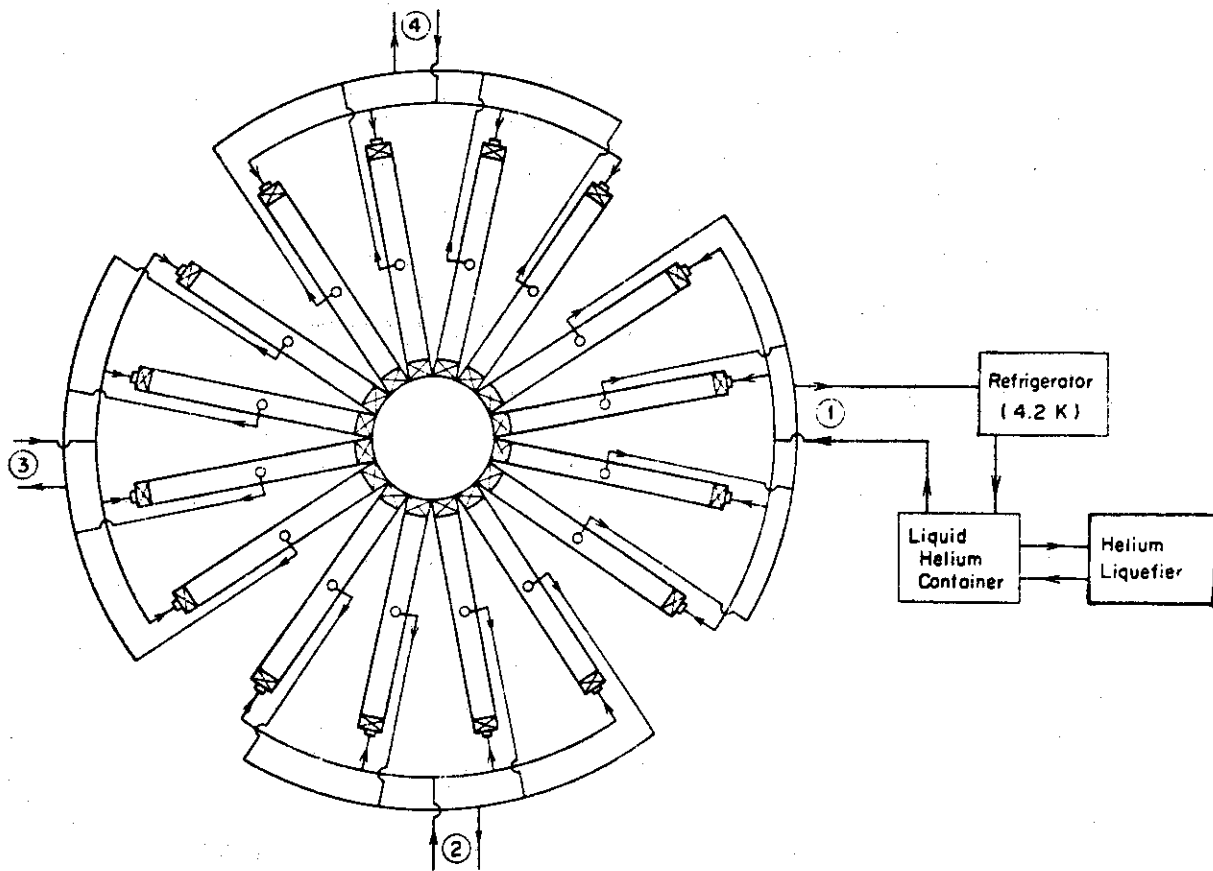
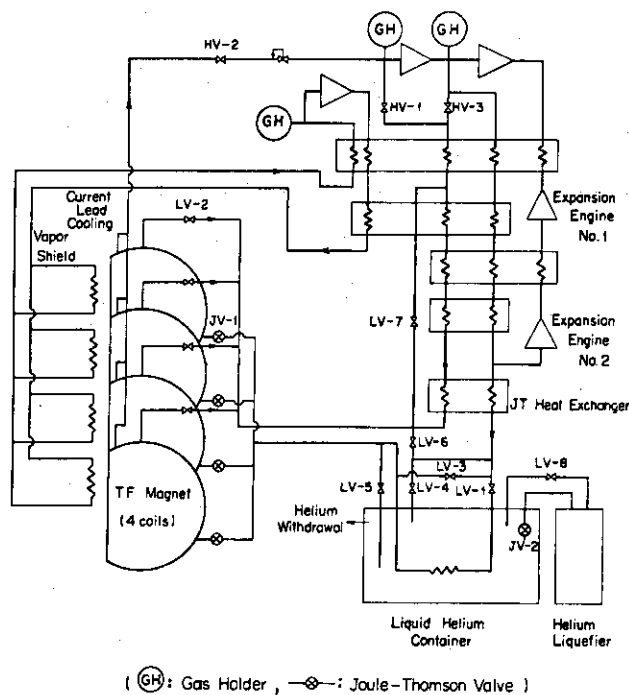


Fig. 1.10 Liquid Helium Cooling System and Refrigerators



(GH: Gas Holder, —◇—: Joule-Thomson Valve)

Fig. 1.11 Refrigerator System for TF Magnet

2. 超電導マグネットにおける安全設計

2.1 安全設計の基本思想

ここでいう超電導トロイダルマグネットの「安全設計」は、

- (1) 一般公衆はもちろん作業従事者に対しても実質的な悪影響を及ぼさないようにする。
- (2) マグネットがその機能を失ったり、性能を低下させることなく正常に運転されることを確保する。

ことを目標として行われる。核融合実験炉中には多量のトリチウムや放射化した材料が存在すること、そして超電導トロイダルマグネットはその主要構成機器であり、巨大な蓄積エネルギーを磁場エネルギーとして保有していることに留意しつつ安全設計を進めなければならない。さらに、核融合実験炉の目的、経済的や社会的な要請を考慮したりえて可能な限り十分な安全設計を行うことが望ましい。

現在、安全性について最も詳細に検討されているものの1つに原子炉がある。この原子炉の安全対策は計画、設計、建設、運転における高度の技術の適用と、これらの各段階における綿密な品質保障、管理によって達成されるが、このことは核融合実験炉用超電導トロイダルマグネットにおいても何ら変わることはないと思われる。通常運転時において安全を確保するためには、どのような外乱、過渡状態（負荷の変動、停電、機械装置の故障、地震など）が生じても安全をそこなうことのないよう対応処置ができるようになっていなければならない。そのために、安全保護系と安全上必要な機器が備えられ、設置された機器が必要な時に必ず機能を発揮するように保証することが義務づけられる。このような条件を満たすために次のような項目に留意してトロイダルマグネットの安全設計を行わなければならない。

- (1) 重要な機器あるいはシステムは単純な故障を仮定しても、所定の安全機能を果たすことが可能であること。
- (2) 安全確保に必要な機器あるいは回路を多重にすること。多重防護 (Defence in Depth) と呼ばれる。
- (3) 操作の自動化。
- (4) 誤動作、誤操作においても危険側に作動しないこと。
- (5) 適切なインターロック化。
- (6) 情報伝達の高信頼性化。
- (7) 誤信号により頻繁には安全保護系が作動しないこと。

又、一般公衆や作業従事者の安全、マグネットや核融合実験炉本体の機能保全に大きな影響を与える可能性のあることに関してはほとんど起りそうもない事故を仮定して、このような事故が起った場合でも安全確保が可能であるような安全防護対策をたてる必要があるだろう。上記のような事故は原子炉安全解析においても設計基準事故（もしくは最大仮想事故）と呼ばれ、このような事故が仮に起ることがあってもその想定発生確率は極めて小さく、 10^{-6} /年以下、

もしくは同一個人がそれに遭遇することが仮にあって一生に2度あってはならないとされている。 10^{-6} /年 以下という許容リスク・レベルと呼ぶべきものは、他の災害などの調査・確率計算に基づき定められるものである。WASH-1400(ラスムッセン報告)などによると次のような結果が与えられている。

- (1) 10^{-3} /年 病気：非常に過大なリスクである。一般に容認できない。
- (2) 10^{-4} /年 交通事故：リスク減少のためかなりな努力を払っている。
- (3) 10^{-5} /年 火災，溺死，毒物：このリスクを避けるためある程度の不便を容認している。
- (4) 10^{-6} /年 航空機，感電，鉄道：一般公衆としてはあまり注意を払わなくなってくる。
- (5) 10^{-6} /年以下 落雷，ハリケーン：俗にいう天災という感じで，一般に無視しうるレベルと考えられる。

原子炉事故に関して同様の検討を行った結果，WASH-1400によると，周辺1500万人に対する原子力発電所100基のリスク・レベルは， 2×10^{-10} /年と算定されている。このリスク・レベルは隕石落下による死亡確率とほぼ同程度であるといわれる。以上のように，安全設計においては事故の起る確率と損害の大きさの評価が重要である。又，設計基準事故(最大仮想事故)の解析・検討を行うことが要求される。

トロイダルマグネットの安全性確保のためには安全設計を含めて次のような点に留意しなければならない。

- (1) 安全基準の設定——トロイダルマグネットの安全設計の目標となる安全基準をまず定める必要がある。

これには安全設計基準・製作・検査などの規格・標準・規格類が含まれる。

- (2) 安全設計の確立——すべての安全基準を満足するような信頼性の高い計装及びマグネット保護システムの設計を強化・確立する。
- (3) 安全性の実証的研究——解析のみでは充分信頼性の高い結果が得られない事象については実験により実証する必要がある。特に安全性に重要な影響を与える機器やシステム(クエンチ検出器とそのシステム，コイル保護システムなど)については，モックアップを用いた試験などを行い，その信頼性を充分に実証する必要がある。

- (4) 製作・組立中の品質保証

実際に建設されるトロイダルマグネットが，設計どおりの品質・性能をもったものがつくられているかどうかを，工場製作中および現場組立中に確認しなければならない。トロイダルマグネットの場合，極低温中におかれており，大きな電磁力がかかるので工程の各段階において特に厳重な試験・検査を行う必要がある。

- (5) 使用開始後の性能確認

使用開始後に系統や機器が所定の性能を保っていることを，定期検査を含めて随時確認しておく必要がある。トロイダルマグネットの電磁力支持構造や冷却用ヘリウム配管などの健全性を確認すると同時に，異常を検出する装置やエネルギー放出システムなどの性能を充分確認しておかなければならない。

以上の項目をすべて実施してはじめて十分な安全性が確保されることになる。

2.2 超電導マグネットの運転経験と事故例

現在、超電導マグネットは加速器用、泡箱用、核融合装置用などに製作され、運転されている。最も運転時間の合計の多いものの例としてはANLの12フィート泡箱がある。最近6年間における通算の運転時間で15,000時間になる。従って稼働率は約30%である。これに対して核融合実験炉は使用年数は10年で稼働率も高いものが要求されている(～70%以上と思われる)。従って、従来の超電導マグネットに要求されたものより遙かに高い信頼性が核融合炉用のマグネットには必要とされるであろう。このことから、核融合炉用超電導マグネットの安全性と従来のマグネットの安全性を同次元で論じることはできない。しかしながら、現在運転中の超電導マグネットにおいて用いられたコイル保護システムやコイル異常の検出システムの設計・製作及び実際に生じた事故例を調査し、安全設計に反映させてゆくことは非常に重要であると思われる。

現在までに製作・運転された超電導マグネットの事故例についてはBNLのS・Hsiehなどにより調査されており、その報告書⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾によると調査した超電導マグネットのうち、かなりのもの(20中14マグネット)⁽¹⁾が事故もしくは異常を経験している。どのマグネットにおいても種々の事故を想定して、安全性に充分留意した設計・製作を行っているにもかかわらず、このような不具合を経験している。しかも核融合実験炉用超電導マグネットの場合、従来のマグネットに比して次のような荷酷な条件下にある。

- (1) マグネットの巨大化——従来の装置では泡箱のボア径でせいぜい5m程度しかない。これが核融合実験炉用ではボア径7×11mに達する。
- (2) マグネット配置の複雑化——従来の装置では大型のものは単純な円形コイルが多いのに比して核融合装置用の超電導マグネットはトロイダル状に配置されている。
- (3) パルス磁場——数秒という比較的短い時定数での変動磁場が印加される。AC超電導マグネットの経験は極めて少ない。
- (4) 種々のモードの電磁力——電磁力分布が一様でなく、そしてコイル面内にある電磁力とコイル面に垂直な電磁力とが重畳される。しかも電磁力の大きさや方向が時間的に変化し材料疲労が問題となる。
- (5) その他の問題——以上に述べた項目の他にも核融合炉用超電導マグネットの場合にはいくつかの大きな問題がある。例えば放射線(中性子や2次ガンマ線)による超電導線、安定化材、絶縁材の性能劣化は新たな問題である。又、電磁力支持構造材には非常に大きな応力が発生する。これは特にトカマク型の場合、マグネットの置かれるスペースが限られていることにもよる。更に、大型超電導マグネットとしては類をみない高磁場を発生させていること、大電流超電導ケーブルを用いることなどにも、これまでにない問題を発生させる可能性がある。

以上に述べたことをまとめると、従来運転されてきた超電導マグネットのかなりなものが事故を経験してきている。更に核融合炉用超電導マグネットの場合、高磁場大型で構造も複雑化するなどの理由で、種々の未経験技術が要求される。しかしながら、現在迄に経験されてきた事故はいずれもその解決に根本的な困難さを伴うものではない。設計・製作の改善、異常検出

システムやコイル保護システムの改善により充分克服できると思われる。現に事故を経験したマグネットの多くは故障部分を修理し、又、コイル保護システムや異常検出システムの改良などにより、その後順調な運転を行っている。

現在までの経験だけではもちろん核融合炉用超電導マグネットの安全性を評価することはできない。なお一層の実証試験を行い、運転実績を蓄積すると同時に、ソフトウェアによる安全性の予測も必要であろうと思われる。又、従来の小型マグネットでは検出器の様子を目でみながら手でコイル保護システムを作動させるものが数多くみられた。核融合炉用超電導マグネットではコイル保護システムはすべて自動的に作動する機構を持たなければならない。更に、異常を確実に検知するために多種の検出器を多重に入れることになる。同時にマグネットに異常がない場合にコイル保護システムが作動してコイルがシャットダウンするなどの誤作動が殆んど起らないように検出信号の相互チェックが行われる。上記に述べたように核融合実験炉用超電導マグネットでは非常に多くの検出器が各所におかれているので、これらの多種多量の情報を処理して信頼性の高い制御を行うために電子計算機を用いることになるであろう。なお、Table 2.1 に現在までに知られている過去の超電導マグネットの事故例をまとめて示した。

2.3 安全設計の方法

まず安全設計における第1歩はトロイダルマグネットの各機器において異常が生じないように信頼性の高い設計を行うことにある。核融合実験炉用超電導トロイダルマグネット設計ではマグネットの信頼性を充分高いものとするために種々の考慮がされているが、そのうち重要なものをいくつか挙げると次のようになる。

- (1) 完全安定化方式を用いており、コイルの超電導状態が外乱により一時的に破られて常電導に転移したとしても、超電導状態に自己回復するように設計されている。
- (2) 安定化材（銅）の照射効果による抵抗率増加を見込んで安定化材の量を多くしてある。
- (3) 実績があり信頼性が高いと思われる冷却方式である液体ヘリウム浸漬方式を採用している。
- (4) 超電導体の支持構造としてディスク状のステンレス鋼に溝を用いる方式を使っており、電磁力支持構造として信頼性が高く導体の位置が大きくずれたりしない構造となっている。
- (5) 極低温において機械強度的にも秀れ（0.2%YSが大きい）、かつ低温脆性があらわれないという観点から構造材料を選んだ。オーステナイト系ステンレス鋼SUS 310Sが本設計では選定されている。

このようにトロイダルマグネットに異常が生じる確率をできる限り小さくするように設計するのが第1段階であるが、次に仮に異常が生じた場合でもその影響を最小にするような安全防护システムを備えることが要求される。異常が生じても機器の破損をできるだけ小さくするよう、もしくは修理困難な部分の破損につながらないようにする。そして万が一機器の破損が生じそれが拡大したとしても、一般公衆や作業従事者に危険を及ぼさない対策が必要である。

異常が生じた時に破損を最小に抑えるためには異常をできるだけ早く（時間遅れ無く）かつ確実に検出する必要がある。超電導トロイダルマグネットにおかれる検出器により測定される

ものを次に挙げる。

- (1) コイル端子間の電圧 — コイルクエンチを検出する。端子はコイルの各部分に置かれる。
- (2) リード部などの温度 — リード部など温度上昇する可能性のある各部分の温度をモニターする。
- (3) リード部の冷却流量 — リード部はヘリウムガスで冷却される。この冷却流量をモニターする。
- (4) クライオスタットに関しては真空槽内の真空度の測定、ヘリウム槽内のヘリウム蒸気圧及び真空度の測定を行う。
- (5) 液体ヘリウム供給系統や冷却系統の各部分における流量やリザーバーなどにおける液面の高さなどを測定する。
- (6) 超電導ディスクなど超電導マグネット各部分の位置や相対距離、局所的な歪などを測定する。

以上に述べたものは主要な検出器であるが、これらの測定の結果によりコイルの超電導状態が保持されているかどうか、異常発熱がないかどうか、冷却が充分であるかどうか、構造が健全に保たれているかどうかなどがチェックされる。これらの測定量をデータ処理して、危険であると判断された時には警報を出したりコイル保護システムを作動する。なお、主な検出器の種類と内容を一覧表を Table 2.2 に示した。コイル保護のためには、基本的には磁場エネルギーとして蓄えられているエネルギーを外部抵抗体にとり出して、コイル電流値を減衰させる方法がとられた。又、ヘリウム槽内の圧力上昇に対しては、圧力破壊板によって設計値以上の過圧力が生じた場合には内圧緩和が確実に行われる。超電導トロイダルマグネット中の潜在エネルギーとして大きなものは上記の電磁気エネルギー及び液体ヘリウムが蒸発する時に生じるエネルギーであり、これら2要素に対して、マグネットは破損から防護されていることになる。

参 考 文 献

- (1) S. Y. Hsieh et al., "A survey of failure experience in existing superconducting magnet systems and its relevance to fusion power reactors", IEEE Transactions on Magnetics, Vol. MAG-13, No.1, Jan. 1977.
- (2) J. Powell et al., "Aspects of Safety and Reliability of Superconducting Magnet Systems for Fusion Power Reactors", Proc. of 9th Symposium on Fusion Technology, Jun. 1976.
- (3) J. Powell et al., "Aspects of Safety and Reliability for Fusion Magnet Systems", BNL-50542, Jan. 1976.
- (4) J. Powell et al., "Magnet Safety and Reliability in Magnetic Fusion Energy Systems", BNL-50658, Feb. 1977.

Table 2.1.a 過去における超電導マグネットの事故例(その1)

④ 局部加熱とアーク放電

マグネット名 (機関名)	諸元	故障状況	原因	コイル保護	備考
① Energy doubler prototype C10-3 (FNAL)	40KG, 0.15MJ, パルス運転, 10フィート長, θ-dipole。	コイル, シェルと巻線の間の アーク放電により導体が焼き 切れた。 Hot spot > 400 K。	External shunt が短絡された形になっ てしまい, 内部でエ ネルギーが放出され た。	自動的エネルギー放出シス テム。1/2のエネルギーが外 部へ。External shunt 有り。	コイル補修不可 能。
② Beam transport マグネットシステム (LBL)	4.2 kG, 0.7 MJ, dipole, 1 m長。	同半径で両極に位置する2本 のコイルで焼き切れ。外部保 護装置なし。エネルギーすべ て内部放出。	巻線間の短絡。	external protection なし。	insulation 追加。FNALで 使用中。
③ Bumpy torus マグネットシステム (NASA)	30 kG, 0.6MJ, 12個, トロイダル, 外径~0.31 m。	shunt地絡, アーク放電。 2000 hrs 後 170 クエンチ。 internal shunt が起因。 35 kG で全コイルがクエンチ。 30 kG で半分のコイルがクエンチ。 25 kG では1個のコイルがク エンチ。	shunt設計・不完全。 shunt 絶縁不良。	Internal shunt 有り。 リード部の温度モニタマー。 2個の圧力解放バルブ。 48個のLHeの液面計。 エネルギー放出は手動で行 う。	新コイル設置。 shuntとリード は修理。

Table 2.1b 過去における超電導マグネットの事故例(その2)

④ 局部加熱とアーク放電(続き)

マグネット名 (機関名)	諸元	故障状況	原因	コイル保護	備考
④ SUMMA マグネットシステム (A) テスト中 (B) 運転中 (NASA)	88 kG, 18MJ, 4個のソレノイド, 1個あたり3本の 同心円コイル, 最内側: Nb ₃ Sn, 外径~0.9 m.	(A) (1) NbTi (外側) 絶縁と端点カバラーの破損 →多所でアーク放電。 (2) Nb ₃ Sn (内側) バンケーキーの端点で短絡 (Nb ₃ Sn リボンが滑り動い た)。 (B) パワーリードの1つが過熱し て損傷をうけた (1分以内で温度上昇)。	(A) (1)電磁力支持が不充 分, 絶縁が不充分。 (2)電磁力支持が不充 分。 (B) リード部の冷却と異 常検出システムが不 充分。	自動・手動エネルギー放出。 システムエネンチ検出器。 External shunt(NbTi)。 Internal shunt(Nb ₃ Sn)。 5分毎にリード部の温度測 定。	コイル補修。 リード交換。 1つのコイルが 性能低下。
⑤ 3-section solenoid 導体テスト用 (Princeton)		(1)中心近くのリードの1つが 焼けた。 (2)リード損傷の結果, マグネッ ト中心部でクエンチが発生。 マグネットが損傷を受けた。 但し, 室温での抵抗値減少 の程度にとどまった。	マグネット中心のリ ード部の冷却不充分。 パワーリードの温度 測定と冷却流量測定 が自動的に行われず。	クエンチ検出器。 自動エネルギー放出システ ム。	内部は開かれな かった。 IGC solenoid insertにより 使用されなくな った。

Table 2.1e 過去における超電導マグネットの事故例(その3)

④ 局部加熱とアーク放電(続き)

マグネット名 (機関名)	諸元	故障状況	原因	コイル保護	備考
⑥ IGC Test solenoid Insert (Princeton)	55 kG, ~0.1MJ, 上記ソレノイドに挿入する。 16.5 cm ボア, エボキシ含浸。	ニクロム・リボン shunt に接続したリロード線が溶融。クエインチしたコイルの損傷なし。	リロード線が良く絶縁カバーされていないため, 冷却不十分(設計ミス)。	ニクロムリボン internal shunt。 External shunt 有り。	
⑦ Prototype synchrotron マグネット AC3 (Rutherford Lab.)	40 kG, 0.06MJ, θ -dipole, 0.4 m 長。	液体ヘリウム中で, ファイダ間でアーク放電。 銅のファイダ部分が蒸発。 コイル自体は損傷なし。	ファイダ部不良。	クエンチ検出器 balanced potentiometer。 自動エネルギー放出システム (33m Ω)。 external circuit breaker。 over-pressure バルブ。	ファイダ部交換。
⑧ RCBC Field Coil	Rapid cycle Bubble chamber, 2個のソレノイド; 20 kG, 1.2MJ, 外径 0.88 m。	リロード部溶融 → 回路オープン → アーク放電・地絡 ダブコンダクタター6インチにわたって蒸発。	コイルを結ぶワイヤの冷却不十分 (冷却流路閉塞)。	自動エネルギー放出システム (logic sequential alarms interlocks) 手動エネルギー放出も可能。 ヘリウム液面, 真空度, ヘリウム圧の測定とリロード部のアラームとインターロック	修理して運転中。

Table 2.1d 過去における超電導マグネットの事故例(その4)

⑩ パワーリード故障

マグネット名 (機関名)	諸元	故障状況	原因	コイル保護	備考
⑨ 8° Beam Trans-part マグネット	40 kG, 0.3 MJ, dipole, 2個, DC運転, 1.8 m長。	パワーリードの1つが過熱。 結ばれていた導体が溶融。 マグネットはアーク放電・地絡 (パワーリードはガス冷却)。	リード部が不良。 異常検出システムが 不十分。リード線の 施工が不良。	電圧, ヘリウム液面, リー ド部冷却流量の測定(手動)。 External shunt。	導体交換。 現在運転中。
⑩ 7-ft. 泡箱 (BNL)	30 kG, 61 MJ。	リード部過熱 → 水素がデュワー 真空部へ漏出 (パワーリードは低温水)。 素ガス冷却	リード部の冷却不十分 異常検出システムが 不十分 (リード部過熱では 検出されず, 真空 劣化により発見)。	ヘリウム液面, ヘリウム圧 力の測定。手動エネルギー 放出システム。	リード部の補修, 異常検出システ ムの増強により, 運転中。
⑪ Alternator (MIT)	25 kG, 0.09 MJ, AC, 1.0 m長, 鞍型コイル。	リード部導体の蒸発 → アーク放電・地絡, → ヘリウム槽外壁が損傷。	リード部の冷却不十分。 リード線の銅が不足。	電圧リミタ, 放電ギャップ などによりコイル保護。 リード部冷却流量の検出。	導体の1部を取 り去った。ステ ンレスへヘリウム 槽の交換。 現在運転中。

Table 2.1 e 過去における超電導マグネットの事故例(その5)

◎ 導体移動

マグネット名 (機関名)	諸元	故障状況	原因	コイル保護	備考
⑫ High field solenoid	150 kG, 4MJ, 2個の同心ソレノイド, 内側(Nb ₃ Sn)ポア19 cm, 外側(NbTi)ポア41 cm。	(1) Nb ₃ Sn パンケケーキ, NbTi コイル, 1.27 cm厚ステンレス鋼の機械的変形。 (2) NbTi コイルの機械的損傷によりアーク放電が発生して, 小さな電氣的損傷が生じた。	電磁力支持が不十分。	External shunt。	コイルは巻きなおし。 エポキシ・レジソ含浸。運転中。性能は日標値に達せず。
⑬ 60° Levitated Ring (Princeton)	28 kG, 0.3MJ, 浮上リング。 Nb ₃ Sn テープ。	導体移動によりコイルの性能劣化。	電磁力支持が不十分。	浮上させている為, コイル保護なし。	予備と交換。 修繕。

◎ その他

⑭ Hybrid magnet (MIT)	200 kG, 2MJ, 外径 0.67m。	性能低下。以前に得られた値より低い電流値で常にクエンチ。	導体そのものの性能劣化と思われる。	External shunt。 (手動)電圧とヘリウム圧力の検出。	最新の NbTi で巻線のやりなおし。
-----------------------	---------------------------	------------------------------	-------------------	--------------------------------------	---------------------

Table 2.2 超電導トロイダマグネットに設置される主な検出器

設置場所	検出器	測定量	検出目的
コイル	電圧計	異常電圧	コイルエンチの検出
コイル	電流計	電流値	運転電流のチェック, コイルの異常の検出
コイル	マイクロフォン	音波 (超音波を含む)。	コイルエンチ, 構造材の破損の検出
リード	温度計	リード部の温度	リード部の過熱に対して警報を出す
リード	流量計	リード部冷却ガスの流量	リード部の冷却が充分かどうかのモニター
クライオスタット	液面計	ヘリウム槽内のヘリウム液面	ヘリウム槽内の異常の検出
クライオスタット	圧力計	ヘリウム槽内のヘリウム蒸気圧	ヘリウム槽内の異常発熱の検出
クライオスタット	真空計	真空槽内の真空度	コイルの真空断熱が充分かどうかのモニター
冷却系	流量計	液体ヘリウムの流量	冷却系供給量が充分かどうかのモニター
冷却系	液面計	冷却系, 配管, タンク各部分の液面	冷却系における不具合がないかどうかのモニター
超電導ディスタック	歪計	超電導ディスタック (構造材) の歪	超電導ディスタックの歪量が適量であるかのチェック
マグネット外	位置検出計	マグネット各部分の (相対) 位置	マグネット全体の構造の健全性のチェック
マグネット外	磁場検出計	磁場分布	マグネットの磁場分布のチェック

3. 異常原因と波及効果

超電導トロイダルマグネットの安全性評価・検討に当っては、異常の原因と波及効果を把握し、システムの中でどこが問題となる点であるかを明らかにするとともに、それを改善するための評価方法が必要である。

ここでは、一般的に用いられている手法であるFMEA(Failure Mode Effect Analysis)及びFTA(Fault Tree Analysis)を使用し、超電導トロイダルマグネットの異常原因と波及効果について検討した。

3.1 超電導トロイダルマグネット部品リスト

異常の原因と波及効果の流れを把握する前準備作業であり、FMEAチャート、フォールトツリー作成の前提条件となる部品リストを作成した。システムの機能、構成要素は現時点までの設計研究成果としてJAERI-M 7298にまとめられており、これを参考にして作成した超電導トロイダルマグネットの部品リストをTable 3.1に示した。

部品リストはシステムを(1)超電導コイル、(2)クライオスタット、(3)支持構造物、(4)冷却システム、(5)励磁、計測、保護装置に大別し、それぞれをFMEAチャート、フォールトツリー作成時の対象システムとした。

各システムでリストアップした部品のレベルは統一したものではなく、本体関係の主要部品を中心にまとめたものである。

3.2 FMEAチャート

FMEAは安全性の観点からの定性的な解析であり、システムの各構成要素で生じる故障とその原因、およびそれ等の故障がシステムに与える影響を定性的に調べたものであり、以下の点に着目し作成したFMEAチャートをTable 3.2に示した。

- (1) システムの各構成要素(部品)は可能性としてどのような故障が考えられるか
- (2) 故障モードのメカニズム
- (3) 故障の及ぼす影響
- (4) 故障に対する処置
- (5) 故障の分類

FMEAにおける故障の格付け、評価には種々の方法が考えられるが、各構成要素に対する信頼性データ(故障率データ)の不足等から、作成したFMEAチャートでは故障の波及効果の程度と、修復時の困難度より重故障、中故障、軽故障の3段階に分類した。

波及効果の分類の目安は以下の通とした。

A級：システムの破壊に直接波及するか、又は、人身の安全に直接影響するもの。

B級：システム全体に波及し、緊急にプラントを停止する必要があるもの。

C級：波及効果はB級以下であるが、システム全体に波及する恐れがあるもの。

D級：波及効果が通常のシステムの運転には影響しないもの。

修復作業の困難度の目安は以下の通りとした。

1級：修復作業が困難か又は修復時間に30日以上要するもの。

2級：修復時間が1日から30日程度のもの。

3級：修復作業が容易で修復時間が1日以下のもの。

以上の波及効果による分類（A級～D級）と修復時の困難度（1級～3級）からの故障分類の関係は次の通りである。

波及効果 修復度	A 級	B 級	C 級	D 級
1 級	重故障	重故障	中故障	軽故障
2 級	重故障	中故障	中故障	軽故障
3 級	重故障	中故障	軽故障	軽故障

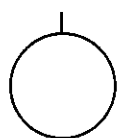
3.3 フォールトツリー

フォールトツリー解析（FTA）はシステムにとって致命的な故障（トップ事象）を定義し、故障モード影響解析（FMEA）の結果を参考にして、トップ事象から順次第2事象レベル、第3事象へと最終的には、基本事象に至るまで展開し、それ等の事象をフォールトツリー記号を用いて構成要素の故障モードの事象とシステムの機能喪失の関係を求めるものである。

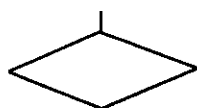
Fig. 3.1に超電導トロイダルマグネットのフォールトツリーを示した。ここで、このフォールトツリーは以下の方針並びに前提条件のもとで作成したものである。

- (1) システム全体のトップ事象はトロイダルマグネットの破損とした。
- (2) 対象とするシステムは超電導コイル、クライオスタット、超電導ディスクに大分類され、それぞれの破損事象はトロイダルマグネット破損（トップ事象）に対する第2レベル事象とした。（Fig. 3.1参照）
- (3) フォールトツリーのブレイクダウンでは、部品リストに挙げた構成要素の破損の他に、地震、火災、ミサイル、及び極めて起りそうにないと考えられる事象も表現した。

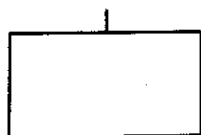
フォールトツリーに使用されている記号及びその意味は次の通りである。



「円」はそれ以上分解する必要のない基本事象を表わす。
（最小レベルの基本事象）



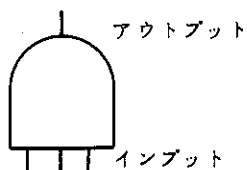
「ダイヤモンド」は、その発生原因を追求することは原理的に可能であるがフォールトツリーでは省略した事象を表わす。



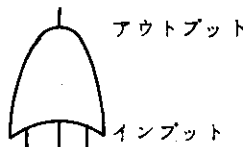
「矩形」は基本事象が理論ゲートを通じて組み合わされた合成事象を表わす。



「三角形」は転送記号で(a)はここから他へ、(b)は他からここへの転送を表わす。



「ANDゲート」アウトプット事象が起るには全てのインプット事象が起らなければならない論理操作。



「ORゲート」インプット事象の少なくとも1つが起ればアウトプット事象が起るとい論理操作を表わす。

3.4 考 察

超電導トロイダルマグネットの安全性評価の一環として異常原因と波及効果についてFMEAについて、フォールトツリーを作成し検討した結果をまとめると次の様になる。

(1) FMEAチャートでは、生じうる故障モードとシステムへの影響が明らかとなり、故障原因も検討することにより機器の設計上注意すべき点が把握できた。

さらに故障検出方法の検討により重大な故障検出対策の確認ができた。

(2) フォールトツリーでは故障発生メカニズムをロジカルに表現したことにより信頼性向上のための対策が組織的に検討でき、故障モードの事象とシステムの機能喪失の関係が把握できた。

(3) 今回のFMEAチャート、フォールトツリーの前提条件となる部品リストが現状では概略的なものにならざるを得ず、今後の設計の詳細化にともなう安全性、信頼性解析が必要である。併せて、超電導トロイダルマグネットの各要素の信頼性データ(故障率データ)不足を付す。

Table 3.1 a 超電導トロイダルマグネット部品リスト

(1) 超電導コイル

No.	大分類	中分類	小分類	機能
1	超電導コイル	複合超電導線 (ソルダ式)	複合超電導素線	超電導状態での給電
2			ソルダ	複合超電導素線の固着
3			安定化材	クエンチ防止
4		超電導ディスク	スロット部	複合超電導線の収納
5			He 通路	冷媒流路
6			ディスク間絶縁物	渦電流防止
7			コイル押え用クサビ	複合超電導線の押え
8			超電導ディスク	複合超電導線の電磁力支持

Table 3.1 b 超電導トロイダルマグネット部品リスト

(2) クライオスタット

No.	大分類	中分類	小分類	機能
1	クライオット		真空槽	大気に対する真空容器, 断熱
2			積層断熱材 (スーパーインシュレーション)	He 槽への伝熱侵入熱の低減
3			ベーパーシールド	熱除去
4			FRP サポート	真空槽と He 槽間の支持
5			破壊板	He 槽防曝のため所定圧で破壊
6			He 槽	超電導ディスクを He 中に収納し超電導環境に供する。

Table 3.1 c 超電導トロイダルマグネット部品リスト

(3) 支持構造物

No.	大分類	中分類	小分類	機能
1	支持構造物	向心力支持部	支持シリンダ	コイル向心力の支持
2			支持リング	コイル向心力の支持
3			キ ー	電気絶縁性を有しコイル間配置を保つ
4		倒し力支持部	支 持 梁	倒し力支持
5			絶 縁 物	ループ形成防止のため、コイル間に配置
6		自重支持部	ベ ロ ー ズ	コイル間真空槽の接続
7			高温側ピン	コイル自重支持
8			低温側ピン	コイル自重支持
9			レバー	高温側ピンと低温側ピンを連結し、コイル自重支持
10				架 台

Table 3.1 d 超電導トロイダルマグネット部品リスト

(4) 冷却システム

No.	大分類	中分類	小分類	機能
1	冷却システム		主冷却装置	冷媒冷却
2			低温分配装置	各々のクライオスタットへのHe分配
3			液化装置	Heの液化
4			液体ヘリウム・ コンテナ	Heの貯液
5			Heガス回収装置	Heガスの回収
6			熱交換器	余熱除去
7			膨張エンジン	ヘリウム冷却
8			ガスホルダー	ガス溜め
9			弁 類	冷媒流入開閉
10			配管類	冷媒供給、回収

Table 3.1 e 超電導トロイダルマグネット部品リスト

(5) 励磁, 計測, 保護装置

No.	大分類	中分類	小分類	機能
1	励磁装置		励磁分割電源	コイルへの電流供給
2			パワーリード	コイルへの電流供給
3	計測装置		電流計	運転電流のチェック, コイルの異常検出等
4			電圧計	コイルクエンチ検出等
5			圧力計	真空槽内真空度, He 槽内異常発熱検出等
6			歪(応力)計	超電導ディスクの歪量のチェック等
7			磁場検出計	マグネットの磁界分布測定
8			温度計	リード部の過熱に対するチェック等
9			He 液面計	He 槽内の異常検出, 冷媒量の供給, 不足の検出等
10			電流しゃ断器	コイル電流しゃ断
11			コイル保護抵抗	クエンチ時のコイルエネルギー放出
12			クエンチ検出系	コイルクエンチの検出

超電導トロイダルマグネット

Table 3.2 a

F M E A チャート (1) 超電導コイル

No.	機器名 (部品)	機能的 目	故障モード	故障原因	システム(サブシステム)への影響	検出方法	故障分類			必要処置
							重	中	軽	
1	複合超電導素線	給電 (超電導状態での)	給電不能 (超電導状態実現せず)	断線・損傷	コイルとしての機能喪失	電圧計	○			コイル保護システム作動
2	ソルダ	複合超電導線の 固着	剝離	異常発熱 導体移動	完全安定化条件の不足 複合超電導素線の破損			○		
3	安定化材	クエンチ防止	クエンチ防止能力喪失	異常応力・破損 不十分な冷却	超電導状態の喪失 クエンチ	電圧計	○			コイル保護システム作動
4	超電導ディスク スロット部	複合超電導線の 収納	複合超電導線の離脱	スロット部変形大 押え板の破損 導体移動	複合超電導線の破損			○		
5	He 通路	冷媒流路	冷媒が流れない	冷却流路閉塞	導体の冷却不可, 温度上昇, 熔融 超電導状態の維持不可				○	コイル保護システム作動
6	ディスク間絶縁物	渦電流防止	渦電流過大	絶縁材破損	異常電磁力発生, 構造物の荷重増大 内部発熱量増加				○	
7	コイル押え用 クサビ	複合超電導の押え	変形大・破損	スロット部変形大 設計施工上の欠陥	複合超電導線の破損				○	
8	超電導ディスク	複合超電導線の 電磁力支持	超電導ディスク破損	異常電磁力 疲接部欠陥	コイルとしての機能喪失 複合超電導線の破損	歪計, 音波 波検出器			○	

超電導トロイダルマグネット

Table 3.2 b

FMEAチャート (2) クライオスタット

No.	機器名 (部品)	機能的 機目	故障モード	故障原因	システム(サブシステム)への影響	検出方法	故障分類		必要処置
							重	軽	
1	真空槽	大気圧に対する真空容器, 断熱	真空破壊	真空ポンプ故障, パルプ, シール部破損	He槽の温度上昇にもなる槽内圧力上昇, 積層断熱材の断熱不良	真空計	○		
2	積層断熱材 (スーパインシュレーション)	He槽への伝熱浸入熱の低減	伝熱浸入熱大	積層断熱材の機械的破損	He槽の温度上昇, 槽内圧力上昇		○		
3	ベーパーバシールド	熱除去	熱除去不良	冷媒流入不足, ベーパーバシールド破損	冷凍機負荷大	流量計	○		
4	FRPサポート	真空槽とHe槽間の支持	FRPサポート破損	真空槽又はHe槽の变形大	真空槽, 又はHe槽の極端な移動 積層断熱, ベーパーバシールドの破損		○		
5	破壊板	He槽防曝のため 所定圧力で破壊	破壊しない 割れ・クラック	設計耐圧過大 異常破損	He槽の破壊 所定圧以下での破壊, He吐出		○		
6	He槽	超電導ディスクを He中に収納し超 電導環境に供する。	He槽機能喪失	損傷 冷媒が流入しない	導体の温度上昇, クエンチ		○		運転停止

超電導トロイダルマグネット
FMFAチャート (3) 支持構造物

Table 3.2.c

No.	機器名 (部品)	機能的 目	故障モード	故障原因	システム(サブシステム)への影響	検出方法	故障分類			必要処置
							重	中	軽	
1	支持シリンダ	コイル向心力支持	コイル向心力支持不可	異常電磁力 破損	コイル配置バランスのくずれ	歪計 コイル位置 検出計	○			運転停止
2	支持リング	コイル向心力支持	同上	同上	支持シリンダへの負担大	同上	○			運転停止
3	キ	電気絶縁性を有し コイル間配置を保 つ	変形大、破損	異常電磁力 破損	コイル間配置の精度低下、支持パ ランスのくずれ			○		
4	支持梁	倒し力支持	コイル倒し力支持不可	破損 応力過大	コイル機能喪失、コイル破損	歪計 コイル位置 検出計	○			運転停止
5	絶縁物	ループ形成防止の ためコイル間に設置	ループ形成	破損	異常電磁力の発生 プラズマの起動の不具合			○		
6	ベローズ	コイル間真空槽の 接続	接続部破損	接続部欠陥	真空度低下	真空計		○		
7	高温側ビン	コイル自重支持	コイル自重支持不可	破損・異常電磁力	He槽の落下、クライオスタット機能大破			○		
8	低温側ビン	コイル自重支持	コイル自重支持不可	破損・異常電磁力	He槽の落下、クライオスタット機能大破			○		
9	レバ	高温側ビンと低温 側ビンを連結し、 コイル自重支持	コイル自重支持不可	破損・異常電磁力	He槽の落下、クライオスタット機能大破	歪計		○		
10	架台	コイル自重支持	コイル自重支持不可	破損・異常電磁力	支持構造の機能損傷、 クライオスタット破損	歪計	○			運転停止

超電導トロイダルマグネット
FMEAチャート (4) 冷却システム

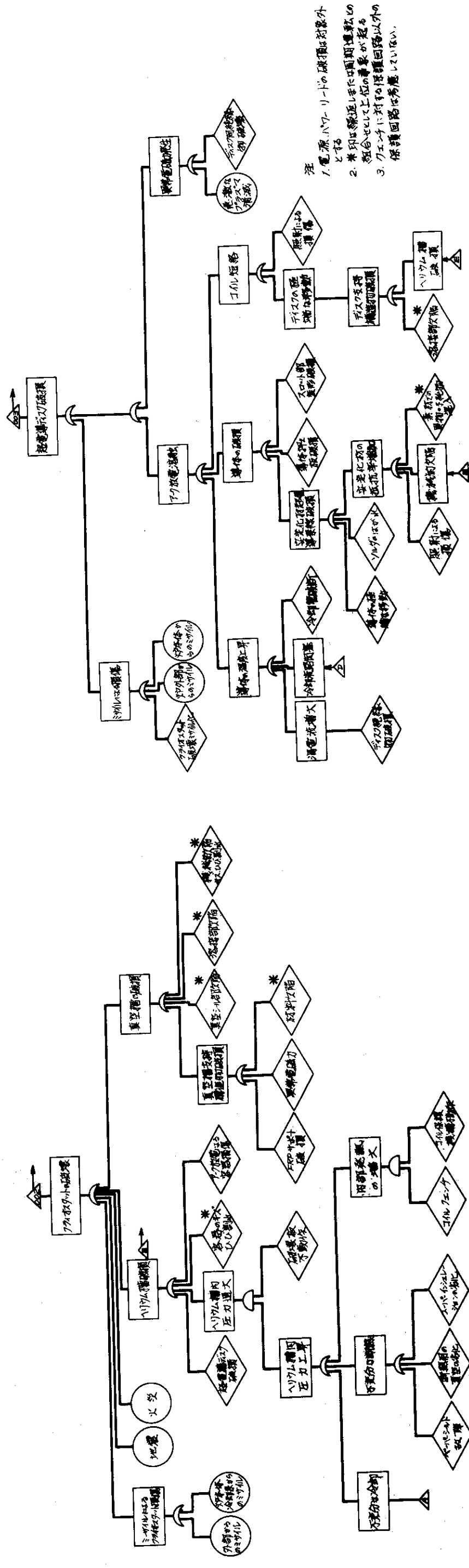
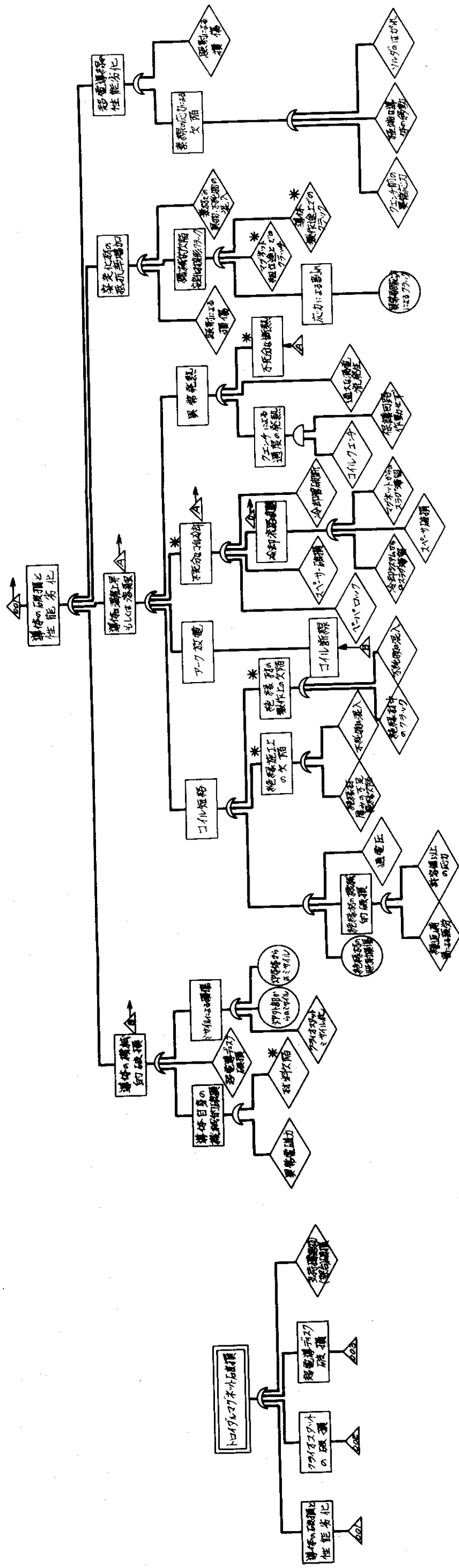
Table 3.2.d

No.	機器名 (部品)	機能的 項目	故障モード	故障原因	システム(サブシステム)への影響	検出方法	故障分類		必要処置
							重	軽	
1	主冷却装置	冷媒冷却	機能喪失	構成部品の損傷・破損	マグネットの冷却不足, 予冷不可	温度計	○		
2	低温分配装置	各々のクライオスタットへのHe分配	分配機能喪失	構成部品の損傷・破損	クライオスタットへのHe供給不能	流量計	○		
3	液化装置	Heの液化	液化機能喪失	構成部品の損傷・破損	液体ヘリウム不足	流量計	○		
4	液体ヘリウム, コンテナ	He貯液	He貯液不可	漏洩・破損	He供給不足, 冷凍機負荷大	液面計	○		
5	Heガス回収装置	Heガス回収	回収機能喪失	構成部品の破損	Heガス回収不能	流量計	○		
6	熱交換器	余熱除去	漏洩・破損	シール部の破損損傷 長期使用による各部疲労	余熱除去不能 冷媒温度の上昇	温度計	○		
7	膨張エンジン	ヘリウム冷却	機能喪失	構成部品の破損	マグネットの冷却不足・予冷不可 ベーパーシールド除熱不充分		○		
8	ガスホルダー	ガス溜め	漏洩・破損	シール部の破損損傷 異常な外力の作用による破損	系外にガス流出	圧力計		○	
9	弁類	冷媒流入開閉	漏洩・破損	シール部の破損損傷 異常な外力の作用による損傷	冷却機能の低下	定期点検		○	
10	配管類	冷媒供給・回収	漏洩・閉塞	シール部の破損損傷 異物の混入	冷却機能の低下	流量計		○	

超電導トロイダルマグネット
F M E A チャート (5) 励磁, 計測, 保護装置

Table 3.2 e

No.	機器名 (部品)	機能的 目	故障モード	故障原因	システム(サブシステム)への影響	検出方法	故障分類		必要処置
							重	軽	
1	励磁分割電源	コイルへの電流供給	給電不能	断線・短絡 スイッチ故障	コイル励磁不能	電流計, 電 圧計	○		
2	パワーリード	コイルへの電流供給	給電不能	断線 短絡	コイル励磁不能	電流計, 電 圧計, 温度計	○		
3	電流計	電流の表示, 記録	指示しない 誤指示	断線, ショート等 構成部品の損傷, 劣化等	運転電流のチェック, コイル異常検 出不可	点検, 監視		○	交換, 修理
4	電圧計	電圧の表示, 記録	指示しない 誤指示	断線, ショート等 構成部品の損傷, 劣化等	コイルエッチ検出不能	点検, 監視		○	交換, 修理
5	圧力計	圧力の表示, 記録	指示しない 誤指示	断線, ショート等 構成部品の損傷, 劣化等	真空槽内真空度, He 槽内異常発熱 検出不能	点検, 監視		○	交換, 修理
6	歪(応力)計	歪の表示, 記録	指示しない 誤指示	断線, ショート等 構成部品の損傷, 劣化等	超電導デバイスの歪量のチェック不 可能	点検, 監視		○	交換, 修理
7	磁場検出計	マグネット磁場分 布測定	指示しない 誤指示	断線, ショート等 構成部品の損傷, 劣化等	マグネットの磁界分布のチェック不 可能	点検, 監視		○	
8	温度計	温度の表示, 記録	指示しない 誤指示	断線, ショート等 構成部品の損傷, 劣化等	リード部の過熱に対するチェック不 可能	点検, 監視		○	
9	He液面計	He液面の表示, 記録	指示しない 誤指示	断線, ショート等 構成部品の損傷, 劣化等	He 槽内の異常検出, 冷媒量の供給 検出不能	点検, 監視		○	
10	電流しゃ断器	コイル電流しゃ断	作動不能	作動装置の故障 機器の損傷	コイル保護抵抗不動作にともなうコ イル損傷	定期点検		○	
11	コイル保護抵抗	クエンチ時のコイル エネルギー放出	破損	断線, ショート等 性能劣化	コイル破損(クエンチ時)	定期点検		○	
12	クエンチ検出系	コイルクエンチの検出	機能喪失	検出システムの破損	コイルクエンチの検出不能	点検, 監視		○	



注
 1. 電源ハブリーとの接続は対象外
 2. 米印は最近の中間期運転の組合せとして上位の現象が起る
 3. フェーズに対する保護回路以外の保護回路は考慮していない。

Fig. 3.1 超電導トロイダルマグネット・フォールト・ツリー全体構成図

4. コイルにおける安全性解析

4.1 完全安定化と Flux flow 領域での安全性

4.1.1 完全安定化設計

(1) 完全安定化ツイスト複合超電導線

トロイダルマグネットの安全性という観点から超電導コイルには高い信頼性が要求される。このことからトロイダルコイルにおいては完全安定化方式が採用された。完全安定化超電導線は複数本の超電導芯線が多量の低抵抗率金属基材と電氣的・熱的に接着した導体で、直接LHeによって冷却されることにより完全安定化特性が得られるようにしたものである。完全安定化複合超電導線を巻線した超電導コイルでは、Flux jumpや外部じょう乱(Wire movement, 局所的・一時的LHe不足など)によって一時的に超電導破壊が生じても、その原因が除去されると、元の超電導状態に復帰する。ただし、超電導破壊によって発生する温度が熱暴走温度 T_h ($\sim 30\text{K}$)を超える場合には、そのじょう乱が除去されても超電導状態には復帰しない⁽¹⁾。

しかし、超電導芯線が直線的に並んでいる巾広の大電流超電導線においては、超電導芯線間に変化磁場と直交する向きに結合電流が流れ、基材に発熱が生ずるだけでなく、超電導芯線に流れる電流がアンバランスになり、複合超電導線は不安定になる。この現象は励磁速度を比較的速くすると生じ、BEBコイルでもみられている。この電流結合効果は、芯線の直径を極細にしても防ぐことができず、芯線のツイストによってのみ防止できる。したがって、本設計の超電導線としては、古典的な完全安定化線ではなく、“完全安定化ツイスト複合超電導線”を採用した。

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

その臨界長 l_c は

$$l_c = \left(\frac{2\rho J_c d}{B} \cdot \frac{d}{w+d} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \lambda^{\frac{1}{4}} \quad (\text{m}) \quad (4.1)$$

で与えられる⁽²⁾。ここで、 ρ ($\Omega\text{-m}$) : 基材の抵抗率

J_c (A/m^2) : 超電導芯線の臨界電流密度

d (m) : 芯線の直径

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

λ : 超電導芯線の複合超電導線に対する占積率

\dot{B} (T/s) : 励磁するときの磁場変動率

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

$$\ell_c \approx \frac{0.0092}{\sqrt{\dot{B}}} \quad (\text{m}) \quad (4.2)$$

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

$$l_c \approx 0.0027 \sqrt{t_0} \quad (4.3)$$

の関係がある。

ところで、本設計における励磁時間は5時間に設定しているので、これに対応する臨界長は $\ell_c = 0.36$ mになる。したがって、素線同士のツイスト・ピッチは $4\ell_c = 1.44$ mより十分短かい30 cmに設定する。このツイスト・ピッチは製作技術の面からも無理のない値である。

(2) ポロイダル磁場に対する安定性

以上説明した複合超電導線では、トロイダルコイルの励磁・減磁時のFlux jumpは防止されているといえよう。しかし、ポロイダル磁場 (ポロイダルコイルによる垂直磁場, 変流器による磁場, プラズマ電流による磁場) がトロイダルコイルにパルスの的に印加する場合の安定性についても検討する必要がある。

まず、垂直方向ポロイダル磁場印加について考える。このポロイダル磁場は最大0.85 T, 最小変動時間1 secの変動磁場である。この変動率を(4.2)式に代入すると、臨界長 ℓ_c は1 cmになる。この値に対する必要な複合線のツイスト・ピッチは4 cmよりも十分短かい値となり、超電導芯線間に結合が生じる。超電導芯線間に結合が生じる。超電導芯線間に結合が生じる場合、Fig. 4.1に示すように、複合超電導線全部が一つの超電導体として働く。この場合、磁束が複合線に達したときFlux jumpは生じやすいが、そのときの外部磁場 B_a は

$$B_a = \mu_0 \cdot J_{ca} \quad (\text{T}) \quad (4.4)$$

で与えられる。ここで、 $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$ H/m : 真空の透磁率

J_{ca} (A/m²) : 超電導芯線が存在する部分の平均臨界電流密度

a (m) : 複合超電導線巾の半分

本設計では、ポロイダル磁界が複合超電導線のフラット面に平行に印加するので、 $a \approx 2.2 \times 10^{-3}$ mであり、12 Tにおける $J_{ca} \approx 4 \times 10^{-8}$ A/m²を使って、 $B_a \approx 1.1$ Tになる。

この値はポロイダル磁場の最大値0.9 Tより大きいので、複合超電導線に結合があっても破局的なFlux jumpは生じにくい。しかし、 B_a 以下でもFlux jumpが生じないとはいえず、Flux jumpが起った場合、部分的に超電導破壊が生ずる恐れがある。

本設計では、ツイストされた超電導線がさらにツイストまたはブレードされるというトランスポーズ方式を採用しているが、これも安定化に幾分役立っているとみなすことができよう。仮りにトランスポーズの効果がなとしても、完全安定化方式をとっているので、多量のCuによる冷却効果によって超電導線は安定化される。

(3) 安定化電流

完全安定化の基準となる安定化電流 I_s の表式は、超電導体がNbTiとNb₃Snとでは異なる。Nb₃SnがNbTiと異なる重要な点は臨界磁場と臨界温度の高いことである。Nb₃Snの磁場Bにおける臨界温度 T_c はFig. 4.2に示される値を持つ。B = 12 Tにおいて $T_c = 12.5$ Kであり $4T_c = T_c - 4.2 = 8.3$ Kとなり大きい。このことが、NbTi系超電導線と

異なる安定化基準を Nb_3Sn 超電導線について与える。

Nb_3Sn 複合線の電圧電流 ($V-I$) 特性は臨界電流 I_c の大きさに応じて Fig. 4.3 に示されているように4種の States が存在する。そして図に示された I_t , I_m , I_{to} , I_r , I_f , I_{ro} は次の表式であらわされる。

$$\text{跳躍電流 } I_t = I_c \left[\frac{1 - (I_{to}/I_n)^2}{2} + \sqrt{\left\{ \frac{1 - (I_{to}/I_n)^2}{2} \right\}^2 + \left(\frac{I_{to}}{I_c} \right)^2} \right] \quad (4.5)$$

核沸騰 Flux flow の存在する領域の電流最大値

$$I_n = \sqrt{\frac{s\eta Ah_n \Delta T_c}{\rho}} \quad (4.6)$$

$I_c \rightarrow 0$ としたときの跳躍電流

$$I_{to} = \sqrt{\frac{s\eta A q_t}{\rho}} \quad (4.7)$$

膜沸騰 Flux flow から核沸騰 Flux flow 領域へ復帰する電流

$$I_r = I_c \left[\frac{1 - (I_{ro}/I_f)^2}{2} + \sqrt{\left\{ \frac{1 - (I_{ro}/I_f)^2}{2} \right\}^2 + \left(\frac{I_{ro}}{I_c} \right)^2} \right] \quad (4.8)$$

完全常電導から完全超電導へ復帰する電流

$$I_f = \sqrt{\frac{s\eta Ah_f \Delta T_c}{\rho}} \quad (4.9)$$

$I_c \rightarrow 0$ としたときの復帰電流

$$I_{to} = \sqrt{\frac{s\eta A q_r}{\rho}} \quad (4.10)$$

h_n ($w/m^2 \cdot k$) : 核沸騰領域での LHe 熱伝達係数

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

q_t (w/m^2) : 核沸騰から膜沸騰へ移行するときの熱流速

q_r (w/m^2) : 膜沸騰から核沸騰へ移行するときの熱流速

$$\Delta T_c (K) = T_c - T_b$$

Nb_3Sn 複合線の安定化電流には

(a) $I_c < I_f$ のとき

$$I_s = I_r \quad (4.11)$$

(b) $I_c \geq I_f$ のとき

$$I_s = I_f \quad (4.12)$$

の2種類が在ることがわかる。そして、 $I_r \leq I_f$ である。臨界電流 I_c を I_f より低くした場合の運転電流 I_o は、 $I_o \leq I_c < I_f$ である。他方、 I_c を I_f より高くした場合の運転電流は $I_o \leq I_f$ にすることができる。このことから当然のことながら Nb_3Sn の複合線において

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

の設計をすべきである。

Nb_3Sn 複合線では、 $NbTi$ と異なり、 h_f と ΔT_c が安定化電流を決める要素となる。膜沸騰領域における熱伝達係数 h_f は、複合線寸法、形状、表面状態や He 通路条件 (長さ、巾、

傾斜など)によってかなり変動するようであるが、ここでは $h_f = 1.5 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ として設計した。 h_f を厳密に設定するためには、実際の寸法形状の試験モデルが必要とされよう。次項で Nb_3Sn 複合超電導線の実験結果について述べる。

4.1.2 Nb_3Sn 複合超電導線の安定性実験⁽³⁾

(1) 実験試料と方法

実験試料は、Fig. 4.4 に示すように、 Nb_3Sn テープ(厚さ 0.06 mm, 巾 3.5 mm) を 2 枚重ねて、銅基材(0.85 mm × 9.5 mm) にハンダ付けしたものを、単層パンケーキコイル(4.5 ターン, 全長 5.2 cm) とした。パンケーキコイルの LHe の冷却面は上面のみであり、下面は熱絶縁している。

パンケーキコイルの軸方向に外部直流磁界を印加し、パンケーキコイル 2-3 層間の 1.25 cm 長さについて 5 T までの V-I 特性、およびヒータ加熱による $q-\Delta T$ 特性を測定した。

(2) 結果

実験で得られた V-I 特性を Fig. 4.4 に、5 T における熱伝達特性を Fig. 4.5 に示す。核沸騰から膜沸騰へ移行するときの熱流束 q_f と、完全常電導から完全超電導へ復帰するときの熱流束 $h_f \Delta T_c$ はそれぞれ $q_f = 0.96 \times 10^4 \text{ W/m}^2$, $h_f \Delta T_c = 1.9 \times 10^4 \text{ W/m}^2$ である。安定化電流 I_f を決める熱伝達係数 h_f は磁界にかかわらず $1.5 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ が得られた。

この実験結果によって Nb_3Sn を使用する場合の安定化電流が NbTi のそれよりも 50% 以上も増加することが証明されたことになろう。

4.1.3 Flux flow 領域におけるコイルの安全性

(1) 余裕電流

Nb_3Sn 複合超電導線がある I_c 値を越えると徐々に電流が増加し跳躍電流 I_t に達すると完全に常電導になる。電流が I_c と I_t の間の領域、いわゆる Flux flow 領域に存在する場合には電流電圧特性は可逆的であり、超電導コイルはクエンチ状態ではないので、電流 ($I_t - I_c$) は余裕電流とみなすことができる。

最大磁界が印加する No. 14 スロットの 2 重導体 ($4.5 \times 48 \text{ mm}^2$, 2 本) および最低磁界部分の No. 1 スロットの 2 重導体 ($4.8 \times 26 \text{ mm}$, 2 本) について、それらの I_c が 0 から 30 kA までのある値をとる場合の余裕電流を計算する。なお、実験炉設計研究での I_c は 25.5 kA である。運転電流は 25.1 kA, 安定化電流はどのスロットにおいても 25.3 kA である。

I_t は (4.5) 式から計算される。その式中の I_n は、(4.6) 式と (4.9) 式から導かれる

$$I_n / I_f = \sqrt{h_n / h_f} \quad (4.14)$$

に $h_n = 1 \times 10^4 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$, $h_f = 1.5 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$, $I_f = 25.3 \text{ kA}$ を代入して、No. 1, 14 スロットとも $I_n = 65.3 \text{ kA}$ である。次に I_{t0} については、 q_f の値として低めの $0.5 \times 10^4 \text{ W/m}^2$ をとり、 $\eta = 0.6$ および No. 1 スロットにおける $A = 2.1 \times 10^{-4} \text{ m}^2$, $s = 0.122 \text{ m}$, $\rho = 4.2 \times 10^{-10} \Omega \cdot \text{m}$, No. 14 スロットにおける $A = 3.24 \times 10^{-4} \text{ m}^2$, $s = 0.21 \text{ m}$, $\rho = 8.0 \times 10^{-10} \Omega \cdot \text{m}$ を (4.7) 式に代入して、 $I_{t0} = 13.5 \text{ kA}$ (No. 1 スロット), $I_{t0} = 16 \text{ kA}$ (No. 14 スロット) になる。 I_{t0} が高磁場のほうが高いのは q_f が磁

場に依存しないからである。No. 2 スロットの 2 重導体の I_{t0} は No. 1 スロットの I_{t0} と同じ、No. 3 ~ 13 スロットの I_{t0} は No. 1 は No. 14 スロットの 2 重導体の I_{t0} の間の値をとる。

No. 1 と No. 14 スロットの 2 重導体の跳躍電流 I_t は $I_c = 0 \sim 30 \text{ kA}$ に対して Fig. 4.7 に示す値となる。 I_t は No. 14 スロット (高磁場) のほうが No. 1 スロット (低磁場) よりも大きい。Fig. 4.8 に余裕電流 $I_t - I_c$ 依存性を示す。 $I_t - I_c$ は I_c の増加と共に減少するが、 I_c が定格電流 25.1 kA の場合でも $5.0 \sim 6.6 \text{ kA}$ もの余裕がある。

したがって、LHe 不足や大きなじょう乱がない限り、超電導線の電流が I_c を越えてかなりの電流を余分に流してもクエンチすることはない。

次に、Flux flow 領域における抵抗、電圧、発熱について述べる。

(2) Flux flow 領域での出現抵抗と検出

コイル電流が I_c を越えると、Flux flow 抵抗が生じ、したがって電圧と発熱が生ずる。これらの量を示す式は次のとおりである。

$$\text{電圧 } V_f = \frac{\ell \rho I_c}{A} \left\{ \frac{(I/I_c) - 1}{1 - (I/I_c)/(I_n/I_c)^2} \right\} \quad (4.15)$$

$$= \frac{\ell \rho}{A} \cdot \frac{\ell_n^2 (I - I_c)}{I_n^2 - I I_c} \quad (\text{V}) \quad (4.16)$$

$$\text{Flux flow 抵抗 } R_f = \frac{V_f}{I} = \frac{\ell \rho}{A I} \cdot \frac{I_n^2 (I - I_c)}{I_n^2 - I I_c} \quad (\Omega) \quad (4.17)$$

$$\text{発熱 } P_f = V_f I = \frac{\ell \rho I}{A} \cdot \frac{I_n^2 (I - I_c)}{I_n^2 - I I_c} \quad (\text{W}) \quad (4.18)$$

ここで、 $\rho (\Omega\text{-m})$: 基材の抵抗率

$A (\text{m}^2)$: 基材の断面積

$\ell (\text{m})$: 複合超電導線の抵抗出現部分の長さ

上記 (4.17) 式を使って Flux flow 抵抗を算出してみる。実験炉設計研究ではどのスロットも同じ臨界電流 I_c に設定しているので、⁽⁴⁾コイル電流 I が I_c を越すと同時に電圧が生ずることになるが、現実の超電導コイルでは I_c 値に若干の相異があり得る。14 のスロットのうちどのスロットでも最少 I_c になり得るので、最低磁場部の No. 1 スロット (No. 2 スロットも同じ) と最高磁場部の No. 14 スロットについて検討する。他のスロットは No. 14 スロットの中間の状況であるからここでの検討から除く。

No. 14 スロットの 2 重導体は、 $A = 3.24 \times 10^{-4} \text{ m}^2$ 、 $\rho = 8.0 \times 10^{-10} \Omega\text{-m}$ であり、抵抗長さ ℓ として D 型直線部の長さ 8 m をとれば、 $\ell \rho / A = 2.0 \times 10^{-5} \Omega$ である。他方、No. 1 スロットでは $A = 2.1 \times 10^{-4} \text{ m}^2$ 、 $\rho = 4.2 \times 10^{-10} \Omega\text{-m}$ 、 $\ell = 8 \text{ m}$ から $\ell \rho / A = 1.6 \times 10^{-5} \Omega$ となる。

Flux flow 抵抗 R_f を (4.17) 式から計算すると Fig. 4.9 に示す値となる。ここで、 I_n は前述した値 65.3 kA を使っている。 I_c の設計値は 25.5 kA であるが、ここでは定格電流 $I_c = 25.1 \text{ kA}$ よりも若干小さい 25 kA と仮定する。なお、 I_c が 25 kA の半分の 12.5 kA の場合も付記したが、 $I_c = 25 \text{ kA}$ の場合よりも R_f は幾分高い。

Flux flow 領域における電圧 V_f と発熱 P_f について上と同様に計算した結果を Fig. 4.

10~11に示す。

抵抗検出の観点からみれば、抵抗値の小さい場合が条件としてはきびしいので、ここではNo. 1スロットについて検討する。

コイル電流 I が $I_c = 25.000\text{A}$ を 100A 超過のとき $R_f = 0.075\mu\Omega$, $V_f = 1.9\text{mV}$, $P_f = 47\text{W}$ である。 I が I_c を 500A 超過のとき $R_f = 0.37\mu\Omega$, $V_f = 9.4\text{mV}$, $P_f = 240\text{W}$ である。Fig. 4.8 に示すように余裕電流 $I_f - I_c$ は 5.000A もある。余裕電流の大きいことは Nb_3Sn 複合超電導線の安定性の良さを示す指標になっているといえよう。 $I - I_c = 0.5\text{kA}$ のときの V_f は 9.4mV であるが、 $I = 30\text{kA}$ で跳躍するときのD型直線部の2重導体の電圧は 97mV である。Fig. 4.12 にNo. 1スロットの2重導体の電圧電流特性を示す。

通常の励磁条件(定格まで5hr)では1個の励磁分割コイルの誘起電圧は 14.8V であるから(4.3.1項), 1ディスク当たり 920mV , 1ディスク片面当たり 460mV の電圧が励磁中に発生する。クエンチ検出用電圧タップを1ディスク毎に付けておく場合、誘起電圧 920mV の5%の電圧(46mV)が重畳されるときに検出が可能になるとみなすことができる。コイルのクエンチ検出法については4.4節で詳述するので、ここでは 46mV の電圧発生までの電流と時間について述べる。

Flux flow領域での電圧 46mV を発生する電流超過分($I - I_c$)は、No. 1スロット1個のみ I_c が定格値 25.1kA 以下であり、他のスロットでは超電導のままとした場合、Fig. 4.10 に示すように 2.4kA である。運転電流は 25.1kA であるから、No. 1スロットの I_c が 22.7kA 以下のとき電圧は 46mV に達することになる。 I_c が 22.7kA 以上であれば、 25.1kA で電流上昇を停止したとき、 46mV 以下のFlux flow電圧が生じているが、誘起電圧がゼロになるので抵抗発生を検出することは可能である。

25.1kA の定格電流値までに励磁する時間は5hrであるから、電流上昇率は 1.39A/s である。したがって、No. 1スロットの I_c が 22.7kA 以下でFlux flow電圧が発生し始めて 46mV に達するまでの時間は約29分である。

以上の検討からわかるように、ディスク1個当りの誘起電圧ベース 920mV があって、その電圧の上に観測可能と思われる 46mV が発生するのに29分もの時間がかかるというのは、Flux flow検出法としてこの方法が妥当ではないことを示している。適切な検出法は、4.4節に示すブリッジ・電圧検出法と圧力上昇検出法(He蒸発量検出法)であろう。

(3) Flux flow領域での発熱と安全性

完全安定化超電導コイルのクエンチの原因としてLHe通路のつまりやLHe供給不足がある。そのうちLHe供給不足の原因には、He液化供給系のトラブルがまず考えられるが、複合超電導線の I_c と I_f の間のFlux flow領域での発熱によってスロット内はHeの蒸発のみあうだけのLHe供給が行われなことが十分考えられる。

コイル電流が 2.4kA 超過のとき、例えばNo. 1スロットのD型直線部 8m の発熱は 1.3kW である。 1.3kW の発熱を複合超電導線表面(冷却表面積 0.59m^2)の熱流束に換算すれば 2200W/m^2 であり、核沸騰から膜沸騰へ移行するときの熱流束 $\sim 5000\text{W/m}^2$ の2.3分の1になる。LHeの供給がある限り、当然コイルは安定に保たれる。

この発熱がある場合のLHe供給量は $1800\ell/\text{h}$ であり、液化装置の能力 $2000\ell/\text{h} \times$

8の7%になる。これは1スロットだけがFlux flow領域に入ったとみなした場合であるが、1ディスクのスロットが全て同じI_cをもつ場合には5万ℓ/hのLHe蒸発になるので、Flux flow領域の抵抗出現が時間的にゆるやかである点を考えれば、抵抗出現の検出には、電圧法だけでなくHe蒸発量測定法も併用すべきである。

電圧法および蒸発He量測定法によって、Flux flow領域に超電導コイルが入ったことを確認して、速かに電流を下げて超電導状態に復帰させうればよいが、LHe供給不足によるクエンチが生ずる怖れはある。このクエンチについては4.5節で述べる。

4.2 コイル保護方式の比較

4.2.1 保護方式の種類

本節ではコイル保護方式の一般論について論ずる。

超電導コイル保護方式には種々の方式があり、それらの基本回路をFig. 4.13に示す。その内容は次の通りである。

(a) 外部並列分流抵抗法 (Fig. 4.13(a))

クライオスタットの外でコイル端子と並列に分流抵抗を置く方法である。コイルがクエンチした時にクエンチ検出器がこれを検知し、スイッチを作動させて電源を切りはなす。

(b) 内部並列分流抵抗法 (Fig. 4.13(b))

クライオスタット内部にコイルと並列に分流抵抗を置く方法である。スイッチは使用しない。コイルの蓄積エネルギーはクライオスタット内部で熱エネルギーになる。

(c) 分割型内部並列分流抵抗法 (Fig. 4.13(c))

基本的には(b)と同じであるが、ある1ヶ所で生じたクエンチを他にも誘発させて電流減衰を早めてコイルの温度上昇を(b)よりも小さくする方法である。

(d) 外部直列分流抵抗法 (Fig. 4.13(d))

コイルと電源に直列に分流抵抗を設ける。定常運転時には抵抗を短絡するスイッチが閉じており、クエンチが生じるとこのスイッチを開く方式である。電源を流れる電流はダイオードを使ってバイパスされる。

(e) 結合2次巻線法 (Fig. 4.13(e))

コイルと結合のよい2次巻線に蓄積エネルギーを転送して、エネルギーを吸収する。

(f) コンデンサ法 (Fig. 4.13(f))

コンデンサとダイオードが(d)の方式の分流抵抗の位置に置かれたものである。定常運転時にはコンデンサとダイオードを短絡するスイッチが閉じており、クエンチが生じるとスイッチが開かれる。蓄積エネルギーはコンデンサを荷電することにより消費される。

4.2.2 保護方式の比較

(b)と(c)の方式はスイッチを設けないという利点はあるが、蓄積エネルギーが全てクライオスタット内で熱に変わるので問題がある。ただし、並列抵抗をクライオスタット外に置いた場合のエネルギー外部消費についての検討が必要であろう。

(e)の方式は、トロイダルコイルに対して2次巻線を配置するスペースが無いので、使用困難である。

(f)の方式もコンデンサ容量の観点からコイル用としては現実的でない。

(a)と(d)の方法は、外部にエネルギーを取り出す点では基本的には同じであるが、電源方式に差異が生ずる。

(d)の場合は適切な電流減衰時定数に応じた電源内部インピーダンスを与えなければならないという制約が生ずる。さらに、スイッチのしゃ断遅れも異なる影響を与えると考えられる。

本設計では、使用実績の最も多い(a)の外部並列分流抵抗法を採用した。

4.3 本設計におけるコイル保護方式と励磁システム

4.3.1 18励磁分割方式

(1) 方式と回路

本設計の超電導トロイダルマグネットではコイル保護の観点から18励磁分割方式を用いている。Fig. 4.14に示すように同じNo.のディスク同士を結んだ分割励磁方式である。本方式を用いれば異常電磁力が発生せずコイル保護の観点からも有利な点が多い。

この方式における励磁保護回路をFig. 4.15に示す。これは4.2節の外部並列分流抵抗法に属するものである。

n 個の励磁分割コイルを同時に一樣な速度で励磁して t_n (s)後に電流 I_0 (A)に達する場合に必要な直流電源(DC.PS. n)の電圧は

$$V_{en} = \frac{L_n I_0}{t_n} + R_n I_0 \quad (\text{V}) \quad (4.19)$$

で表わされる。ここで、

L_n (H)：励磁分割コイルNo. n のインダクタンス

R_n (Ω)：超電導線の接続部分、パワーリード、電源リードなどの抵抗

したがって、1個の電源の容量は

$$P_{sn} = I_0 V_{en} \quad (\text{VA}) \quad (4.20)$$

になる。他の17個の電源の電圧、容量とも上2式と同じである。

(2) 励磁時間、励磁電圧

超電導トロイダルコイルを定格運転電流 $I_0 = 25,100$ Aまで励磁する時間 t_n は、超電導線のツイストピッチや励磁損失を考慮して

$$\text{励磁時間 } t_n = 5 \text{ hr}$$

とした。

$L_n = 10.6$ H であるから、5 hr 励磁の場合の誘起電圧は14.8 Vである。

(3) 負荷側抵抗と直流電圧降下

電源の負荷側抵抗 R_n のうち、超電導線の接続部分の抵抗は、1ディスク当たり 3.4×10^{-10} Ω とディスク間抵抗1ヶ所 1.8×10^{-11} Ω から、励磁分割コイル1個の接続抵抗は0.0057 $\mu\Omega$ になる。

パワーリード1本の抵抗 R_{PL} と電流 I_0 の関係は、パワーリード長さ、パワーリードの熱伝導率、リードの抵抗率がそれぞれ一定という条件のもとで計算すると

$$R_{PL} I_0 = \text{const} \quad (4.21)$$

になる。筆者らの作った1,000A定格のパワーリード1本の抵抗は、定格電流運転時に約 $150\mu\Omega$ であるから、25,100Aパワーリード1本の抵抗 $6.0\mu\Omega$ 、2本1対で $12\mu\Omega$ とみることができる。

電源リード抵抗は、リードを大きくすることによっていくらでも小さくできることが原理的には可能であるが、現実の問題としてどの程度になるか概算してみよう。Cu等の複数枚からなるリードの電流密度を約 3 A/mm^2 、電源とパワーリード端子間の距離を5mとすると、

$$\text{電源リードの断面積} \approx 84\text{ cm}^2$$

$$\text{往復の電源リード抵抗 } R_{PS} \approx 21\mu\Omega$$

となる(Cuの室温抵抗率 $\rho = 1.8 \times 10^{-8}\Omega\text{-m}$ とする。)

以上の各抵抗のうち、超電導接続抵抗は無視することができ、パワーリード抵抗と電源リード抵抗を合わせて、 $33\mu\Omega$ になる。

したがって、25,100A通電時の電圧降下は0.83Vである。

(4) 電源容量

5時間励磁の場合の電源電圧は、誘起電圧とリード電圧を加えた

$$V_{en} = 15.7\text{ V}$$

である。したがって、励磁電源電圧は正味394kVAであるが、余裕をみて、

$$26,000\text{ A} \times 20\text{ V} = 520\text{ kVA}$$

の容量をもつDC電源18台が必要であろう。

4.3.2 コイル保護の考え方

本設計では完全安定化法を採用しているので、通常の状態においてはクエンチ(超電導状態に復帰しない超電導破壊)は生じえない。しかし、万が一のこととして、LHe通路のつまりやLHe供給不足が生じ、なおかつ、これら異常を検出して適切な処置をすることができないという稀なケースが考えられるが、その場合超電導コイルはクエンチする可能性をもつ。このときのコイル保護について論ずる。

励磁分割No. nコイルにクエンチが生じて、複合超電導線のある部分の温度が上昇しているとき、その異常を検出して(例えば、異常電圧検出)、励磁電源のスイッチをOFFし、コイルに流れている電流 I_0 を保護抵抗 R_{pn} に転流させる必要がある。電流減衰の時定数 τ_{pn} は、コイルに発生する抵抗 R_{cn} と保護抵抗 R_{pn} 、およびコイルのインダクタンス L_n から

$$\tau_{pn} = \frac{L_n}{R_{cn} + R_{pn}} \quad (8) \quad (4.22)$$

で表わされる。 $R_{cn}(t)$ は通常時間と共に増加する量である。

完全安定化超電導コイルでは、常電導部分が周囲に伝播せず、局所的に複合線の温度が上昇することが十分あり得るので、発生抵抗 R_{cn} を保護抵抗 R_{pn} に対して無視してコイル保護を考えなければならない。

すなわち、このことは、完全安定化コイルの τ_{pn} は非安定化コイルの τ_{pn} よりも長くなり、完全安定化コイルに万が一のクエンチが生じた場合、非安定化コイルよりもむしろ保護が難しいことを意味する。

クエンチ時のコイル保護のもう一つの条件はコイル端子間の絶縁耐圧である。

励磁分割コイルの励磁電源のスイッチをOFFにしたときコイル両端に発生する電圧は

$$V_n = I_0 R_{pn} \quad (4.23)$$

であるが、コイル中央を接地している場合、励磁分割コイルのプラス端子には $-V_n/2$ 、マイナス端子には $V_n/2$ の電圧が生ずるので、コイル端子と中点の間の耐圧は

$$V_p = V_n/2 \quad (4.24)$$

である。

$V_p < 5,000 \text{ V}$ を仮定して (4.23 ~ 2.4) 式から得られる保護抵抗は

$$R_{pn} < 0.40 \Omega$$

である。

(4.22) 式で $R_{cn} = 0$ とおいた

$$\tau'_{pn} = \frac{L_n}{R_{pn}} (> \tau_{pn}) \quad (4.25)$$

と、クエンチ時の電流減衰時定数限界 (保護時定数) τ_a とに

$$\tau_a \geq \tau'_{pn} \quad (4.26)$$

の関係が成立すれば、コイル電流減衰時定数 τ_{pn} が保護時定数 τ_a よりも短いのでコイルは保護される。

すなわち、コイル保護条件は

$$L_n \leq \frac{2V_p \tau_a}{I_0} \quad (4.27)$$

である。

4.3.3 複合線基材の熱容量を利用する場合の保護時定数

電流が減衰するとき、複合線の熱容量によって発熱を吸収して、時間 $t \rightarrow \infty$ における温度が超電導体や絶縁物を劣化させない温度 T 。以下になるような保護時定数 τ_a を求める。

完全安定化複合線は Cu 基材が断面のほとんどを占めるので、熱容量は Cu 基材のみ考える。

基材電流密度 j が

$$j = J e^{-t/\tau} \quad (\text{A/cm}^2) \quad (4.28)$$

で減衰するときの熱方程式は

$$C_1 \frac{dT_1}{dt} = Q e^{-2t/\tau} \quad (4.29)$$

で表わされる。ここで、 T_1 (K) : Cu 基材の温度

$$C_1 (\text{J/K}) = V_1 c_1 \sigma_1 : \text{体積 } V_1 (\text{cm}^3) \text{ の基材の熱容量} \quad (4.30)$$

c_1 (J/g) : Cu 基材の比熱

σ_1 (g/cm³) : Cu 基材の密度

$$Q = J^2 \rho_1 V_1 \text{ (W)} : \text{体積 } V_1 \text{ の基材のジュール発熱 (4.31)}$$

J (A/cm²) : 運転電流における基材電流密度

ρ_1 (Ω -cm) : Cu の抵抗率

上記の微分方程式を積分して

$$\tau_a = \frac{2}{J^2} \cdot U_o(T_M, T_b) \quad (4.32)$$

$$U_o(T_M, T_b) \equiv \int_{T_b}^{T_M} \frac{\sigma_1 C_1(T)}{\rho_1(T)} dT_1 \quad (4.33)$$

T_b (K) : 冷媒温度

が得られる。 ρ_1 は温度 T の関数であり、筆者らの実験式によれば⁽¹⁾

$$\rho = \{ \rho_r + \rho_L(T) \} \cdot \{ 1 + k_m(B) \} \quad (4.34)$$

磁気抵抗係数

$$k_m = \frac{1.6 \times 10^{-4} (B \rho_\theta / \rho_o)^2}{1 + 7.5 \times 10^{-2} (B \rho_\theta / \rho_o)} \quad (4.35)$$

格子抵抗率

$$\rho_L(T) = \frac{425.2 (T/\theta)^5}{1 - 5.494(T/\theta) + 36.41(T/\theta)^2 - 0.92(T/\theta)^3 + 39.42(T/\theta)^2} \quad (4.36)$$

ここで、 ρ_r : 残留抵抗率

ρ_θ : Debye 温度 $\theta = 333$ K における抵抗率 $\rho_\theta = 1.99 \times 10^{-8} \Omega$ -m

B : 印加磁束密度 (T)

複合超電導線の基材断面積 A の 2 乗と抵抗率 ρ の比の最も小さい No. 1, 2 スロットの 2 重導体の $U_o(T_M, T_b)$ を計算する。Cu の $\sigma_1 = 8.9$ g/cm³, $\rho_r = 3 \times 10^{-8} \Omega$ -cm, $k_m(3.3 \text{ T}) = 0.45$ および $T_b = 4.2$ K を (4.33) 式に代入して数値計算すると Fig. 4.16 に示す値が得られる。

最終到達温度 T_M を 300 K とすれば、 $U_o = 1.26 \times 10^9$ J/ Ω -cm⁴, スロット No. 1, 2 の基材電流密度 1.20×10^4 A/cm² から、保護時定数 $\tau_a = 17.5$ sec を得る。

この τ_a を (4.27) 式に代入すると、励磁分割コイルのインダクタンスは $L_n < 7.0$ H, したがって励磁分割数

$$n = \frac{L}{L_n} \quad (4.37)$$

は 27 以上となる (そだし、 L (H) は全トロイダルコイルのインダクタンス 190 H)。しかし、基材以外に発熱を吸収するものを考えることによって τ_a を長くし、励磁分割数を減らすことができる。次項でこれについて述べる。

4.3.4 ディスク構造物の熱容量も利用する場合の保護時定数

超電導ディスクを構成する複合超電導線には、絶縁物を介して SUS 構造物が付いている。

そこで、クエンチによる複合線の発熱はCu 基材だけでなく絶縁物とSUS構造物でも吸収し、複合線の温度上昇はCu 基材のみ考慮する場合よりも小さくなるであろう。しかし、SUS構造物の発熱吸収には遅れが生ずるので、4.2.3項の計算式はそのまま使うことはできない。

この複合線-構造物複合体における熱計算モデルとしてFig. 4.17 を考える。ここでは、絶縁物は量的に少ないので、熱抵抗にはなるが熱容量としては動かしないと仮定している。さらに、SUS構造物の温度上昇は一様とみなしている。

Fig. 4.17のモデルにおける熱方程式は

$$C_1 \frac{dT_1}{dt} = Q e^{-2t/\tau} - \frac{T_1 - T_3}{R_2} \quad (4.38)$$

$$C_3 \frac{dT_3}{dt} = \frac{T_1 - T_3}{R_2} \quad (4.39)$$

で表わされる。ここで、 T_1 、 C_1 、 Q は4.2.3項のものと同じである。 R_2 、 C_3 は次のとおり。

$$R_2 \text{ (K/W)} = \frac{\ell_2}{k_2 A_2} \quad : \text{絶縁物の熱抵抗} \quad (4.40)$$

$k_2 \text{ (W/cm-K)} : \text{絶縁物の熱伝導率}$

$\ell_2 \text{ (cm)} : \text{絶縁物の長さ}$

$A_2 \text{ (cm}^2\text{)} : \text{絶縁物の断面積}$

$$C_3 \text{ (J/W)} = V_3 C_3 \sigma_3 : \text{体積 } V_3 \text{ (cm}^3\text{) の構造物の熱容量} \quad (4.41)$$

$C_3 \text{ (J/g-K)} : \text{SUS構造物の比熱}$

$\sigma_3 \text{ (g/cm}^3\text{)} : \text{SUS構造物の密度}$

C_1 、 C_3 、 R_2 は温度の関数であるが、ここではそれらを一定値とみなした近似的な解を求める。上記の連立微分方程式を解き、初期条件 $t=0$ のときの $T_1 = T_3 = T_b$ (冷却媒体温度) を使って、

基材の温度

$$T_1 = T_b + \frac{\tau Q}{2(C_1 + C_3)} - \frac{\tau^2 Q}{\tau(C_1 + C_3) - 2R_2 C_1 C_3} \left\{ \frac{\tau - 2R_2 C_3}{2\tau} e^{-2t/\tau} + \frac{R_2 C_3^2}{\tau(C_1 + C_3)} e^{-(C_1 + C_3)t/R_2 C_1 C_3} \right\} \quad (4.42)$$

構造物の温度

$$T_3 = T_b + \frac{\tau Q}{2(C_1 + C_3)} - \frac{\tau^2 Q}{\tau(C_1 + C_3) - 2R_2 C_1 C_3} \left\{ \frac{1}{2} e^{-2t/\tau} - \frac{R_2 C_1 C_3}{\tau(C_1 + C_3)} e^{-(C_1 + C_3)t/R_2 C_1 C_3} \right\} \quad (4.43)$$

が得られる。

構造物の温度 T_3 は単調に増加するが、基材の温度 T_1 はある最大値に達してのち減少し最終的に T_3 に一致するケースと、 T_1 が T_3 より先行するが単調に増加して $T_1 = T_3$ になるケースの2つがある。

T_{1M} は $\tau < 2R_2 C_3$ のときに与えられ、その値は

$$t = \frac{\tau R_2 C_1 C_3}{2R_2 C_1 C_3 - \tau(C_1 + C_3)} \ln \frac{C_1(2R_2 C_3 - \tau)}{\tau C_3} \quad (4.44)$$

を(4.42)式に代入して得られる。 $t \rightarrow \infty$ のときの温度は

$$(T_1)_{t \rightarrow \infty} = (T_3)_{t \rightarrow \infty} = T_b + \frac{\tau Q}{2(C_1 + C_3)} \quad (4.45)$$

である。この様子をFig. 4.18に示す。

T_1 が単調増加する条件は $\tau \geq 2R_2 C_3$ であり、最終到達温度は $\tau < 2R_2 C_3$ の場合と同じく(4.45)式で与えられる。

構造物が存在しない場合の T_1 の時間依存性は(4.42)式で $C_3 = 0$ とおいた

$$T_1' = T_b + \frac{\tau Q}{2C_1} (1 - e^{-2t/\tau}) \quad (4.46)$$

である(Fig. 4.17)。 T_1' の最大値は

$$T_{1M} = (T_1')_{t \rightarrow \infty} = T_b + \frac{\tau Q}{2C_1} \quad (4.47)$$

である。

数値計算はNo.1スロットについて行う。Cuの c_1 , ρ_1 の平均値として、4.2.3項の結果と(4.47)式から得られる $c_1 = 0.14 \text{ J/g-K}$, $\rho_1 = 2.8 \times 10^{-7} \Omega\text{-cm}$ を使用する。複合線の長さを5 cm とすると $V_1 = 10.5 \text{ cm}^3$ であるから $C_1 = 13.1 \text{ J/W}$ になる。SUSの物理定数は $c_3 = 0.14 \text{ J/g-K}$, $\sigma_1 = 8.0 \text{ g/cm}^3$, $V_3 = 52.3 \text{ cm}^3$ であるから $C_3 = 58.6 \text{ J/W}$ になる。 $l_2 = 0.2 \text{ cm}$, $A_2 = 14.8 \text{ cm}^2$, $\kappa = 7 \times 10^{-3} \text{ W/cm-K}$ から、絶縁物の熱抵抗 $R_2 = 1.93 \text{ K/W}$ が得られる。

保護時定数 τ_a が $2R_2 C_3 = 226 \text{ sec}$ であれば、基材温度 T_1 は最大値 T_{1M} をもつ。 T_{1M} vs. τ をFig. 4.19に示す。 $T_{1M} = 300 \text{ K}$ になる保護時定数は

$$\tau_a = 45 \text{ sec}$$

である。300 Kに達する時間は26 secであり、基材とSUS構造物の最終温度 $(T_1)_{t \rightarrow \infty}$, $(T_3)_{t \rightarrow \infty}$ は143 Kである。

なお、Cu基材のみが発熱を吸収する場合の最大温度 T_M と時定数 τ の関係を参考データとしてFig. 4.19に示す。SUS構造物の効果が大きいことがよくわかる。

以上検討したようにSUS構造物の熱容量を利用すれば、保護時定数 τ_a は45 secに伸び、コイル保護のための励磁分割数 n は、(4.27)式の $L_n \leq 17.9 \text{ H}$ と(4.37)式から、 $n \geq 11$ となる。

本設計では18励磁分割であり、次項(4.2.5)で示すように $\tau_a \geq 35 \text{ sec}$ であるとしたので、

$$\text{最高温度 } T_{1M} = 260 \text{ K}$$

$$T_{1M} \text{に達する時間 } t = 23 \text{ sec}$$

$$(T_1)_{t \rightarrow \infty} = (T_3)_{t \rightarrow \infty} = 108 \text{ K}$$

が得られる。

4.3.5 コイル保護抵抗と電流減衰時の発生電圧

本トロイダルコイルの保護抵抗 R_{pn} を設定する。励磁分割数 $n = 18$ と $L = 190 \text{ H}$ を (4.37) 式に代入して

$$L_n = 10.6 \text{ H}$$

である。これと $\tau_a = 45 \text{ sec}$ を (4.25 ~ 26) 式に代入して

$$R_{pn} \geq 0.24 \Omega$$

が得られるから、保護抵抗は

$$R_{pn} = 0.30 \Omega$$

に設定する。

この保護抵抗値から逆に電流減衰定数 τ'_{pn} は

$$\tau'_{pn} = 35 \text{ sec}$$

となるので、保護時定数 τ_a は (4.26) 式から

$$\tau_a \geq 35 \text{ sec}$$

の値をとればよい。

したがって、励磁分割コイル両端に発生する電圧は、(4.23) 式から

$$V_n = 7.53 \text{ kV}$$

である。

4.4 コイルクエンチ検出法

4.4.1 クエンチ検出法の種類

超電導コイルのクエンチを検出するためには、まずクエンチが生ずるときの状態変化を観測しなければならない。その状態変化の物理量として

- (1) 超電導線に生ずる電気抵抗 → 電圧発生
- (2) 抵抗 → ジュール発熱 → 温度上昇
- (3) 抵抗 → ジュール発熱 → He 蒸発 → 圧力上昇
- (4) 超電導線の内部摩擦 → 超音波発生⁽³⁾

が考えられる。

(1), (2), (3) は、クエンチによる最初の変化物理量を抵抗としているオーソドックスなものである。抵抗出現と同時に現われる物理量は電圧であり、温度上昇と圧力上昇には幾らかの遅れがある。

電圧検出法は最もよく使用される方法であり、この方法には幾つかの方法があるが、それらは 4.4.2 項で論ずることとする。

温度検出法を使用する場合には、測温プローブ(熱電対, カーボン測温体など)を各所に入れる必要があるので、検出法として主役にするのは困難である。補助的手段として最もクエンチし易い箇所の温度上昇測定に使うことは可能である。

圧力上昇検出法は、クエンチが局所的でなく広範囲に発生する場合には有効な方法であり、補助的手段として使用すべきである。

超音波検出法は、クエンチする前にクエンチを検出することも可能といわれている新しい方法であるが、完全安定化コイルにおけるクエンチにおいても検出可能な超音波が発生するか、クエンチ点の近傍に検出センサを置く必要があるのではないか（その場合、温度検出法と同様に多数のセンサをコイル内に入れる必要がある）、という点が明確にされていないようである。又、バックグラウンドのノイズから分離して、クエンチが生じる場合であるかどうかを判定する必要がある。このようにまだ不明確な点があるが、将来信頼性の高いものが開発されればクエンチ検出法として用いられる可能性もある。

4.4.2 電圧検出法

(1) 電圧検出法の種類

電圧検出法としては次のものが考えられる。

(a) タップ間電圧測定法

コイルの各部分に電圧タップを置き、このタップ間の電圧を測定する。タップ間電圧の急変によりクエンチを検出する。この方法は最も単純な方法で、DCマグネットで使用された実例は多い。使用例としてはFig. 4.20に示したものがある。⁽⁵⁾

(b) ピックアップコイル法

コイルと電磁誘導的に結合した小コイルをマグネット中に置き、Bを測定する。検出電圧は増幅されて、マグネット端子間電圧中のLiに相当する分をキャンセルする方法である。この方法は加速器のマグネットや1部の設計研究⁽⁶⁾で用いられている(Fig. 4.21)。

(c) ブリッジ法

コイルと並列に高低抗体を置き、一方コイルにセンタータップを設けて、これらの中でブリッジを形成する方法である。コイルの超電導状態が保持されて異常電圧が発生していない時は、電圧計が零になるようバランスをとってあるが、クエンチが生じると電圧値が観測される。この方法の使用例としてFig. 4.22で示した泡箱用のものがある。⁽⁷⁾

以上の(a), (b), (c)の方式を単純化した回路図で示したものがFig. 4.23である。

(2) タップ間電圧測定法

この方法は、コイル端子間またはコイルの一部巻線間の電圧がある一定値以上になった場合にクエンチを検出する方法である。この方法の欠点は電流変動によるLiあるいはインダクタンス変化によるLiが電圧のベースになっているため、誤動作がなくクエンチを検出するには検出電圧をベース電圧の2倍程度にする必要があり、高速度検出に困難があることである。

励磁時のベース電圧は1励磁分割コイル当り14.8Vであり(4.3.1項)、1ディスク当り920mVである。1ディスク毎に電圧タップを出して電圧検出を行う場合、ディスクのある1ヶ所でクエンチが生じてから抵抗性電圧920mVに達するまでの時間は約1.3secである(4.5節参照)。この1.3secは検出時間としては短かくはない。

1ディスクの電圧が920mVのときに発生するジュール損失は実に23kWであり、電圧検出を行う前にHe蒸発量検出が可能なほどである。

電源の電流リップルのベース電圧に対する影響を調べてみる。電源電流が

$$i = I_0 + i_0 \sin \omega t \quad (4.48)$$

のとき、抵抗 R_{pn} を流れる電流 i_R とインダクタンス L_n のコイルを流れる電流 i_L を計算すると (Fig. 4.24)

$$i_R = \frac{\omega L_n}{\sqrt{R_{pn}^2 + (\omega L_n)^2}} i_o \cos(\omega t - \varphi) \quad (4.49)$$

$$i_L = I_o + \frac{R_{pn}}{\sqrt{R_{pn}^2 + (\omega L_n)^2}} i_o \sin(\omega t - \varphi) \quad (4.50)$$

$$\text{ただし, } \varphi = \tan^{-1} \frac{\omega L_n}{R_{pn}} \quad (4.51)$$

$\omega = 2\pi f$, f (Hz): リップルの周波数
である。電源電流の交流分は抵抗に幾分か流れるので、

$$\text{電源リップル} = i_o / I_o \quad (4.52)$$

は減少して、コイルでは

$$\text{コイル電流リップル} = \frac{R_{pn}}{\sqrt{R_{pn}^2 + (\omega L_n)^2}} \cdot \frac{i_o}{I_o} \quad (4.53)$$

の値になる。

1個の励磁分割コイルでは $L_n = 10.6$ H, $R_{pn} = 0.3 \Omega$ であるから, $f = 50$ Hz とすれば, $R_{pn} / \sqrt{R_{pn}^2 + (\omega L_n)^2}$ は 0.0003 にすぎない。したがって、電源リップルが 1% のときコイル電流リップルは 3×10^{-4} % という極く小さい値となる。

問題はむしろコイルに生ずる交流電圧 (振巾) U_L と抵抗に生ずるジュール熱 P_R にあると思われる。これらは

$$v_L = \frac{\omega L_n R_{pn} i_o}{\sqrt{R_{pn}^2 + (\omega L_n)^2}} \approx R_{pn} i_o \quad (4.54)$$

$$P_R = \frac{(\omega L)^2 R_{pn} i_o^2}{2 \{ R_{pn}^2 + (\omega L_n)^2 \}} \approx \frac{R_{pn} i_o^2}{2} \quad (4.55)$$

で表わされる。電源リップル率 i_o / I_o に対してこれらを図示したものが Fig. 4.25~26 である。励磁電圧 14.8 V に相当する交流電圧 (振巾) を生ずる電源リップル率は 2×10^{-4} であり、そのとき保護の発熱は 400 W である。電源リップル率を 10^{-4} にすれば, $v_L = 0.8$ V, $P_R = 0.9$ W になるので、電源リップル率を 10^{-4} のオーダーにすれば励磁電圧より幾分小さくできるし、抵抗での発熱も問題にはならない。

コイルを構成している導体の一部が電磁力によって移動することを仮定してみる。この場合インダクタンス変化があるので

$$v = I_o \frac{dL}{dt} \quad (4.56)$$

の電圧が生ずる。インダクタンス L の変化分 dL として 2 重導体 1 ターン分をここでは考えることにする。半径 r の 2 重導体が dr だけ移動したときの dL は、

$$L = kr^2 \quad (k: \text{係数}) \quad (4.57)$$

の関係から、

$$dL = \frac{2Ldr}{r} \quad (4.58)$$

と表わすことができる。これを(4.56)式に代入すると

$$v = \frac{2I_0L}{r} \cdot \frac{dr}{dt} \quad (4.59)$$

が得られる。1ターン分のインダクタンスは $L \approx 0.024\text{H}$ 、コイルの半径は $r \approx 5\text{m}$ 、定格電流 $I_0 = 25,100\text{A}$ であり、発生する電圧 v が1ディスクの誘起電圧 920mV 相当になるには

$$\frac{dr}{dt} \approx 0.004 \text{ (m/s)}$$

の移動を必要とする。この値は、 1ms に $4\mu\text{m}$ 、 10ms に $40\mu\text{m}$ の導体移動を意味するが、現実のコイルにこのような動きがありうるかどうかは定量的には全く不明であり、当然のことながら導体移動のないように超電導コイルを作らなければならない。仮りに導体移動があってもクエンチする可能性は少ないが、クエンチしないにもかかわらず導体移動による電圧を検出して電流シャ断することはあり得るので、タップ間電圧測定法を使用するのは妥当でないといえよう。

しかし、タップ間電圧測定法でも次のような工夫によって使用することは可能になると考えられる。すなわち、コイルクエンチにより発生する異常電圧をその他の原因により発生する電圧、即ち“雑音”から選別するために電圧の時間変化を波形分析する方法である。クエンチによる異常電圧の発生を確実に検出し、雑音による誤作動を防止するためには、上記の波形分析の技術の確立を実証試験を通じて行う必要がある。

(3) ピックアップコイル法

この方法は、ピックアップコイルを設けるスペースを必要とすること、増巾器を用いること、ポロイダル磁場の B の影響を受けるなどの問題があるので採用し難い。

(4) ブリッジ法と保護システム動作

ブリッジ法の長所としては

(a) 微小抵抗の発生を感度よく測定することができる。従って、クエンチを早期に検出することが可能となる。

(b) 単純な回路であるので信頼性が高い。

(c) 電流リップルによる $L\dot{I}$ の電圧発生効果が除かれ、この電圧発生による誤作動はない。

(d) タップの数を増せば、コイルのどの部分でクエンチが生じたかをかなり正確に知ることができる。

などが挙げられるが、短所としては

(a) 中点の両側に全く同じ抵抗性電圧が生じた場合に電圧検出が不可能である。

であるが、確率としては小さいこの問題が致命的にならないように、圧力上昇検出法などを併用すべきである。

本設計では、主なクエンチ検出法としてブリッジ法を用いることにした。この方法によると、 $L\dot{I}$ の発生電圧が打ち消されているので、励磁もしくは減磁時におけるクエンチも検出が容易

である。クエンチ検出にブリッジ法を用いた場合の回路図をFig. 4.27に示した。ブリッジ法においてはタップの数を増すことにより、信頼性の高い検出ができると同時に、コイルのどの部分でクエンチが生じたかを知ることができる。しかしながらFig. 4.27における L_1 は L_2 にほぼ等しいことが望ましい。そこで、ここでは1ディスクの片側14ターンを最小単位として、1ディスクの両側を用いて1つのブリッジを組むことにした。本設計では18励磁分割方式を用いているので、上記のブリッジがNo. 1コイルから始めてNo. 16コイルまで16個組まれることになる。この方式により、どのコイルのどのディスクのどの側でクエンチが起っているかが明確になる。又、タップは1ディスクの端点と中間点におかれるから、タップの数はタップ/ディスク、32タップ/電源であり、マグネット全体で576タップが取り付けられる。

ブリッジ法を用いた本設計におけるクエンチ検出システムをFig. 4.29に示した。クエンチが生じていない時は電圧計が零を示すように設置抵抗 R_1 、 R_2 が調整される。なお電圧計が示すような条件は次式で示される。

$$\frac{R_1}{R_2} = \frac{L_1 i_1 + r_1 i_1}{L_2 i_2 + r_2 i_2} = \frac{\frac{L_1}{\tau} + r_1}{\frac{L_2}{\tau} + r_2} \quad (4.60)$$

ここで L_1 、 L_2 、 r_1 、 r_2 、 i_1 、 i_2 はFig. 4.27に示されている各部分におけるインダクタンス、抵抗、電流値である。 τ は励磁もしくは減磁時の時定数であるが、定常運転時には $\tau \rightarrow \infty$ とすれば良い。本設計では、 $L \approx L_2$ 、 $r_1 \approx r_2$ であるので、 $R_1 \approx R_2$ としてよく、抵抗値の調整は殆んどいらぬ。

このブリッジの電圧計では出現抵抗による電圧増加量がそのまま測定される。4.5節で示すように、クエンチによる出現抵抗は $r_Q = r_c t$ で表現され、No.1スロットでは $r_c = 2.9 \times 10^{-5} \Omega/s$ 、No.14スロットでは $r_c = 1.5 \times 10^{-5} \Omega/s$ である。設置抵抗 R_1 、 R_2 はクエンチ抵抗に較べて充分大きいので、検出される電圧は $R_c I$ (I は運転電流)としてよい。従って、出現電圧速度はNo.1スロットで $0.73V/s$ 、No.14スロットで $0.38V/s$ である。どのスロットでクエンチが起ったかにより出現電圧速度は異なるが、クエンチ検出電圧を $100mV$ に設定したとすれば、 $0.14 \sim 0.27$ 秒でクエンチが検出されることになる。この時のクエンチ伝播長さは $21 \sim 32cm$ 程度である。

次に、ブリッジ・電圧検出法によるコイル保護システムについて述べる。

コイル保護システムの作動はブリッジ法電圧検出値が、あるレベル以上に達した時に行われる。検出電圧値はコンパレータに入り、規定電圧に達した場合は信号を出してリレードライバーを駆動してスイッチを開閉する。Fig. 4.28に回路基本図を示す。ディスクのどちらの面でクエンチが起ったかによって、ブリッジ法による検出電圧値の正負が異なるので、ここではコンパレータを2つ置いている。又、どちらのコンパレータから信号が出るのかを検出すれば、ディスクのどの面でクエンチが起ったかを知ることができる。

コイル保護システムの回路図をFig. 4.29に示した。通常運転時、スイッチ④、⑤、⑥は閉じており、スイッチ③は開いている。クエンチ時には上記のリレードライバーが作動して、スイッチ④、⑤が開き、スイッチ③が閉じることにより、コイル⑦に蓄えられていたエ

エネルギーが分流抵抗④において消費される。②と③とではLR回路を作っており、その時定数は前にも述べた通り35秒に設定されている。この②と③とで作るLR回路の外での断線は何らコイル保護システムに影響を与えないが、LR回路の中で断線があれば誘起電圧が設定値以上となり、絶縁破壊などの問題を起す可能性がある。尚、スイッチ①は実験停止などに伴う、ゆっくりした減磁に使うもので、スイッチ②を開くことにより分流抵抗④で電流減衰を行うものである。

4.5 コイル・クエンチ時の安全性

4.5.1 クエンチ時の出現抵抗と電圧

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

$$v = \frac{J}{c \sigma} \frac{\epsilon \rho}{T_c - T_b} \quad (4.61)$$

で与えられる。ここで

J (A/cm ²)	= I/A : 導体電流密度
C (J/g-K)	: 複合超電導線の比熱
σ (g/cm ³)	: 複合超電導線の密度
k (W/cm-K)	: 複合超電導線の熱伝導率
ρ (Ω -cm)	: 複合超電導線の抵抗率
T_c (K)	: 超電導体の磁場 B における臨界温度
T_b (K)	: 複合超電導線の初期周囲温度

クエンチする部分はNo.1スロットとみなす。複合超電導線のCu-SC比は48:1であるので、(4.61)式の物理量はCuのを使えばよい。 $I = 25,100$ A, $A = 2.1$ cm², $J = 1.2 \times 10^4$, A/cm², $C = 1.1 \times 10^{-3}$ J/g-K, $\sigma = 8.9$ g/cm³, $\epsilon = 4$ W/cm-K, $\rho = 5 \times 10^{-8}$ Ω -cm, $T_c - T_b = 12.3$ Kを(4.61)式に代入して

$$v = 150 \text{ cm/s}$$

が得られる。

同様の計算をNo.14スロットについて行くと、抵抗伝播速度は

$$v = 118 \text{ cm/s}$$

であり、No.1スロットより若干小さい。

複合超電導線の抵抗伝播は線の両方向に生ずるだけでなく、隣りのターンとディスクの反対側にも生ずるが、これらの影響を合わせて4倍とみなすと、抵抗出現速度 r_c (Ω /s) は

$$r_c = \frac{4 \rho v}{A} \quad (4.62)$$

で表わされる。抵抗率 ρ は温度と共に上昇するので、 r_c は時間と共に増加するが、ここでは $\rho \approx 10^{-7}$ Ω -cm を使うことにする。その場合、1ディスク当りの抵抗出現速度は、 v と A としてNo.1, 14スロットの値の平均を使えば

$$r_c = 1.9 \times 10^{-5} \Omega/s$$

である。定格運転時のコイル電流は 25,100 A であるから、電圧出現速度は

$$\begin{aligned} V_c &= r_c I & (4.63) \\ &= 0.48 \text{ V/s} \end{aligned}$$

になる。

励磁時のベース電圧は 1 ディスク当り 920 mV であり、クエンチ検出法としてタップ間電圧測定法を採用する場合には、自動的に検出できる電圧として、920 mV の約 40% の 400 mV をとれば、この電圧に達するまでの時間は 0.83 sec である。

0.83 sec という幾分長い検出時間はクエンチ時のエネルギー回収率を幾分小さくするので、クエンチ検出法としてブリッジ法を採用し、検出電圧を 100 mV に設定すれば、検出時間を 0.21 sec と短かくすることができる。

4.5.2 クエンチ時のコイル内エネルギー消費

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

クエンチが生じた時刻から電流減衰開始時までの時間は約 0.5 sec とみなすことができる。これは電流減衰時定数は約 40 sec に比べて小さいので、ここでは無視する。クエンチしてから超電導コイルに発生する抵抗 R_{cn}

$$R_{cn}(t) = r_c t \quad (4.64)$$

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

コイル電流が減衰しているときの回路方程式は

$$L \frac{di}{dt} + (R_{pn} + r_c t) i = 0 \quad (4.65)$$

コイル内で消費されるエネルギーは

$$W_c = r_c \int_0^{\infty} t \{i(t)\}^2 dt \quad (\text{J}) \quad (4.66)$$

で表わされる。ここで、 i (A) : コイル電流

t (s) : 時間。 $t = 0$ は電流減衰開始時刻。

L_n (H) : 回路のインダクタンス

R_{pn} (Ω) : この回路の保護抵抗

初期条件 $t = 0$, $i = I$ (電流減衰開始時の電流) を考慮して回路方程式を解くと

$$i = I \exp \left[- (2R_{pn}t + r_c t^2) / 2L_n \right] \quad (4.67)$$

を得るから、コイル内の消費エネルギーは

$$W_c = \frac{1}{2} L_n I^2 - \frac{\sqrt{L_n R_{pn}} I^2}{\sqrt{r_c}} \cdot \exp(R_{pn}^2 / L_n r_c) \cdot \operatorname{Erfc}(R_{pn} / \sqrt{L_n r_c}) \quad (4.68)$$

になる。ここで

$$\operatorname{Erfc}(x) = \int_x^\infty e^{-t^2} dt \quad (4.69)$$

は誤差関数。

式の簡略化のために

$$k = R_{pn}^2 / L_n r_c \quad (4.70)$$

とおくと、コイル内のエネルギー消費率は

$$w = W_c / (L_n I^2 / 2) \\ = 1 - 2 \sqrt{k} e^k \operatorname{Erfc}(k) \quad (4.71)$$

で表わされる。

この設計では18励磁分割方式を採用しており、全ての励磁分割コイルが同時にクエンチする場合を考えると、1個の励磁分割コイルのインダクタンス L_n は10.6 Hとなる。励磁分割コイルの保護抵抗は $R_{pn} = 0.30 \Omega$ である。クエンチする部分は同時に数ヶ所存在することは考え難いが、ここではそれを仮定して、1励磁分割コイルを構成する16ディスクが同時にクエンチするとみなせば、抵抗出現速度は4.5.1項の r_c 値の16倍

$$r_c = 3.0 \times 10^{-4} \Omega/s$$

になる。したがって、(4.70)式から、 $K = 28$ であり、これを(4.71)式に代入して、エネルギー消費率 $w_c \approx 0.05$ を得る。

クエンチ時のHe槽内圧力上昇については第6章で論ずる。

4.5.3 クエンチ時の温度上昇

励磁回路の抵抗が保護抵抗 R_{pn} のみとみなしたときの電流減衰時定数と導体温度上昇は、4.3.4項に示したように、35.3 secと260 Kである。ここでコイルに生ずる抵抗増加によって時定数がどうなるかを計算してみる。

(4.67)式で i/I が $1/e$ になる条件から時定数 τ を求めると

$$\tau = \frac{R_{pn}}{2 r_c} \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{4 L_n r_c}{R_{pn}^2}} - 1 \right) \quad (4.72)$$

になる。 $R_{pn} = 0.3 \Omega$ 、 $L_n = 10.6 \text{ H}$ 、 $r_c = 3.0 \times 10^{-4} \Omega/s$ を上式に代入して $\tau = 3.42 \text{ sec}$ が得られる。

電流減衰時定数の減少は1.1 secにすぎず、導体温度上昇も260 Kを5 K程度下まわるだけである。この計算から、完全安定化超電導コイルの保護基準は4.3.2～4項で述べた“基材と構造物の熱容量によってクエンチ時の発熱を吸収するという考え方”が単純かつ適切であるといえよう。

4.6 コイルフェイル時の安全性

4.6.1 フェイル時の安全性の考え方

超電導トロイダルコイルを構成する励磁分割コイルの一つがクエンチまたは誤動作によってフェイル（励磁の消滅）したとき、その磁気回路の磁束を保存するように他の励磁分割コイルの電流が増加する。この電流増加分がそのコイルの臨界電流 I_c の余裕分を越えれば、そのコイルがクエンチする可能性がある。コイル電流が I_c を越えても跳躍電流 I_t 以下であれば、理論的にはクエンチは生じないが、Flux flow 領域における発熱にみあう LHe 供給がない場合にはクエンチにいたるので、フェイル時の電流増加を I_c 以下に抑えるのをコイル安全設計の考え方として採用すべきである。

4.6.2 フェイル時の電流増加

一つの励磁分割コイルと他の励磁分割コイルの正常運転時の回路図を Fig. 4.30 に示す。 L_1 , L_2 は励磁分割コイルの自己インダクタンス、 M は2つの励磁分割コイルの相互インダクタンス、 R_{p1} , R_{p2} は保護抵抗である。

2つのコイルともスイッチ (SW) は ON であり、励磁電源 (PS) からコイルに定格電流 I_c を供給している。

励磁分割コイル1がクエンチすると、SW1をOFFにしてコイルのエネルギーを保護抵抗 R_{p1} に吸収させる。あるいは、SW1を誤動作によってOFFにする場合にもエネルギーは R_{p1} に吸収される。このとき、励磁分割コイル2のSW2はONのままであり、コイル2に生じた電流増加分は $L_2 - R_{p2}$ 回路に流れる。

このフェイル時の電流増加現象を解析するための回路図を Fig. 4.31 に示す。 $R_c(t)$ はクエンチ時に生ずる抵抗で、時間と共に増加する量であるが、クエンチによらないフェイルの場合には $R_c = 0$ である。

Fig. 4.2 の回路における方程式は

$$L_1 \frac{di_1}{dt} + (R_{p1} + R_c) i_1 + M \frac{di_2}{dt} = 0 \quad (4.73)$$

$$L_2 \frac{di_2}{dt} + R_{p2} i_2 + M \frac{di_1}{dt} = 0 \quad (4.74)$$

である。ここで、 i_1 (A) : 時刻 t (s) での励磁分割コイル1の電流。

i_2 (A) : 時刻 t (s) での励磁分割コイル2の電流増加分。

(4.73~74) 式から、 i_1 と i_2 について各々

$$\frac{d^2 i_1}{dt^2} + \frac{L_1 R_2 + L_2 (R_1 + R_c)}{L_1 L_2 - M^2} \cdot \frac{di_1}{dt} + \frac{(R_1 + R_c) R_2 + L_2 \frac{dR_c}{dt}}{L_1 L_2 - M^2} \cdot i_1 = 0 \quad (4.75)$$

$$\frac{d^2 i_2}{dt^2} + \left\{ \frac{L_1 R_2 + L_2 (R_1 + R_c)}{L_1 L_2 - M^2} - \frac{1}{R_1 + R_c} \cdot \frac{dR_c}{dt} \right\} \frac{di_2}{dt}$$

$$+ \left\{ \frac{(R_1 + R_c) R_2}{L_1 L_2 - M^2} - \frac{L_1 R_2}{(L_1 L_2 - M)(R_1 + R_c)} \frac{dR_c}{dt} \right\} i_2 = 0 \quad (4.76)$$

の式を得る。

クエンチによるフェイルの場合でも $R_c(t)$ は R_{p1} に比べて小さいので、クエンチの有無にかかわらず $R_c = 0$ とみなして計算を行う。この場合、(4.75~76)式は

$$\frac{d^2 i_1}{dt^2} + \frac{L_1 R_2 + L_2 R_1}{L_1 L_2 - M^2} \cdot \frac{di_1}{dt} + \frac{R_1 R_2}{L_1 L_2 - M^2} \cdot i_1 = 0 \quad (4.77)$$

$$\frac{d^2 i_2}{dt^2} + \frac{L_1 R_2 + L_2 R_1}{L_1 L_2 - M^2} \cdot \frac{di_2}{dt} + \frac{R_1 R_2}{L_1 L_2 - M^2} \cdot i_2 = 0 \quad (4.78)$$

になる。これら微分方程式の一般解は

$$i_1 = A_1 e^{-(\alpha - \gamma)t} + B_1 e^{-(\alpha + \gamma)t} \quad (4.79)$$

$$i_2 = A_2 e^{-(\alpha - \gamma)t} + B_2 e^{-(\alpha + \gamma)t} \quad (4.80)$$

である。ここで

$$\alpha = \frac{L_1 R_{p2} + L_2 R_{p1}}{2(L_1 L_2 - M^2)} \quad (4.81)$$

$$\gamma = \frac{\sqrt{(L_1 R_{p2} - L_2 R_{p1})^2 + 4M^2 R_{p1} R_{p2}}}{2(L_1 L_2 - M^2)} \quad (4.82)$$

$$(\alpha \geq \gamma)$$

(4.79~80)式を(4.73)式の $R_c = 0$ とおいた式に代入して $t = 0$ とおいた

$$\gamma L_1 (A_1 - B_1) + \gamma M (A_2 - B_2) - (\alpha L_1 - R_{p1}) (A_1 + B_1) - \alpha M (A_2 + B_2) = 0 \quad (4.83)$$

と、(4.79~80)式を(4.74)式に代入して $t = 0$ とおいた

$$\gamma L_2 (A_2 - B_2) + \gamma M (A_1 - B_1) - (\alpha L_2 - R_{p2}) (A_2 + B_2) - \alpha M (A_1 + B_1) = 0 \quad (4.84)$$

が積分定数 A_1, B_1, A_2, B_2 を定める式である。

$t = 0$ での初期条件 $t = 0$ における $i_1 = I_0, i_2 = 0$ から得られる

$$A_1 + B_1 = I_0 \quad (4.85)$$

$$A_2 + B_2 = 0 \quad (4.86)$$

を(4.83~84)式に代入して、積分定数は次のように決まる。

$$A_1 = \frac{I_0}{2} \left\{ 1 + \frac{1}{\gamma} \left(\alpha - \frac{L_2 R_{p1}}{L_1 L_2 - M^2} \right) \right\} \quad (4.87)$$

$$B_1 = \frac{I_0}{2} \left\{ 1 - \frac{1}{\gamma} \left(\alpha - \frac{L_2 R_{p1}}{L_1 L_2 - M^2} \right) \right\} \quad (4.88)$$

$$A_2 = \frac{I_0 M R_{p1}}{2\gamma (L_1 L_2 - M^2)} \quad (4.89)$$

$$B_2 = -\frac{I_0 M R_{p1}}{2\gamma (L_1 L_2 - M^2)} \quad (4.90)$$

したがって、過渡的電流は

$$i_1 = I_0 e^{-\alpha t} \left\{ \cosh \gamma t + \frac{(L_1 R_{p2} - L_2 R_{p1}) \sinh \gamma t}{\sqrt{(L_1 R_{p2} - L_2 R_{p1})^2 + 4M^2 R_{p1} R_{p2}}} \right\} \quad (4.91)$$

$$i_2 = \frac{2 I_0 M R_{p1} e^{-\alpha t} \sinh \gamma t}{\sqrt{(L_1 R_{p2} - L_2 R_{p1})^2 + 4M^2 R_{p1} R_{p2}}}$$

で表わされる。

励磁分割コイル2の保護抵抗 $R_{p2} = 0$ のとき、フェイル時の電流増加分 i_2 は

$$i_2 = \frac{I_0 M}{L_2} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{L_2 R_{p1}}{L_1 L_2 - M^2} t\right) \right\} \quad (4.93)$$

のように、抵抗 R_{p2} が存在する場合よりも大きい値をとる。同じ条件での i_1 は

$$i_1 = I_0 \exp\left(-\frac{L_2 R_{p1}}{L_1 L_2 - M^2} t\right) \quad (4.94)$$

である。

(4.93) 式によれば、 $R_{p2} = 0$ のときの電流増加分は $t \rightarrow \infty$ で最大となり、その値は

$$(\Delta I_2)_{\max} = \frac{I_0 M}{L_2} \quad (4.95)$$

である。

$R_{p2} \approx 0$ のときの i_2 の極大値 $(\Delta I_2)_{\text{peak}}$ は (4.92) 式から次のように与えられる。
すなわち、

$$t_p = \frac{1}{2\gamma} \ln \left(\frac{\alpha + \gamma}{\alpha - \gamma} \right) \quad (4.96)$$

の時刻に

$$(\Delta I_2)_{\text{peak}} = \frac{I_0 M R_{p1}}{\sqrt{(L_1 R_{p2} - L_2 R_{p1})^2 + 4M^2 R_{p1} R_{p2}}} \left\{ \left(\frac{\alpha + \gamma}{\alpha - \gamma} \right)^{-\frac{\alpha}{\gamma} + 1} - \left(\frac{\alpha + \gamma}{\alpha - \gamma} \right)^{-\frac{\alpha}{\gamma} - 1} \right\} \quad (4.97)$$

となる。

励磁分割コイル1がフェイルしたときの励磁分割コイル2の電流増加分を計算する。インダクタンス L_1 , L_2 , M は次のような計算で求めた。

1 ディスクの自己インダクタンス L_{ij} は全ディスクについて

$$L_{ij} = 0.0173 \text{ H}$$

と計算される。ここで、 i は No. i 励磁分割コイル、 j は No. j トロイダルコイルを示す順番であり、 $i = 1 \sim 18$, $j = 1 \sim 16$ である。1 励磁分割コイルを構成する16個のディスクの2個のディスク同士の相互インダクタンスを M_{ij} , ij' ($j < j'$, $j = 1 \sim 15$, $j' = 2 \sim 16$) とすると No. i 励磁分割コイルの自己インダクタンスは

$$L_i = \sum_{j=1}^{16} L_{ij} + 2 \sum_{j < j'=2}^{16} M_{ij, ij'} \quad (4.98)$$

である。相互インダクタンスも自己インダクタンス同様に同一の値をとると仮定すると

$$L_i = 16L_{ij} + 240M_{ij, ij'} \quad (4.99)$$

となる。結合係数

$$k_{i, ij'} = M_{ij, ij'} / \sqrt{L_{ij} L_{ij'}} \quad (4.100)$$

を用いると(4.99)式は

$$L_i = (16 + 240k_{i, ij'})L_{ij} \quad (4.101)$$

になる。

全トロイダルコイルのインダクタンスLは、励磁分割コイルの自己インダクタンス L_i と相互インダクタンス $M_{ii'}$ ($i < i'$, $i = 1 \sim 17$, $i' = 2 \sim 18$)によって

$$L = \sum_{i=1}^{18} L_{ii'} + 2 \sum_{i < i'=2}^{18} M_{ii'} \quad (4.102)$$

と表わされる。 L_i , $M_{ii'}$ とも*i*によらず同一とみなし、結合係数

$$k_{ii'} = M_{ii'} / \sqrt{L_i L_{i'}} \quad (4.103)$$

を用いると、(4.102)式は

$$L = (18 + 306k_{ii'})L_i \quad (4.104)$$

になる。

ここで、仮りに $k_{i, ij'} = k_{ii'}$ ($\equiv k$) が成立するとみなせば、(4.101), (4.104)式から

$$L = (16 + 240k)(18 + 306k)L_{ij} \quad (4.105)$$

になる。 $L = 190\text{H}$, $L_{ij} = 0.173\text{H}$ であるから

$$k = 0.324$$

$$L_i = 1.62\text{H}$$

$$M_{ii'} = 0.53\text{H}$$

である。

したがって、 $L_1 = L_2 = 1.62\text{H}$, $M = 0.53\text{H}$, $R_{p1} = R_{p2} = 0.30\Omega$, $I_0 = 25,100\text{A}$ を(4.81~82, 96~97)式に代入して、 $\alpha = 0.207$, $\gamma = 0.0678$ および

$$t_p = 5.0 \text{ sec}$$

$$(dI_2)_{\text{peak}} = 0.092 I_0 = 2,300\text{A}$$

が得られる。励磁分割コイル2の電流は27,400Aまでに上昇するので、臨界電流 I_c は25,500Aではなく、幾分の余裕をみて28,000Aにすべきである。

4.6.3 フェイル時の磁場変化率とコイル安定性

フェイル時のNo. 2コイルの電流上昇速度はコイル安定性に影響を与える。その速度は(4.92)式から

$$\frac{di_2}{dt} = \frac{I_0 MR_{p1} \{ (\alpha + \gamma) e^{-(\alpha + \gamma)t} - (\alpha - \gamma) e^{-(\alpha - \gamma)t} \}}{\sqrt{(L_1 R_{p2} - L_2 R_{p1})^2 + 4M^2 R_{p1} R_{p2}}} \quad (4.106)$$

であり、最大値は $t = 0$ のときの値

$$\left(\frac{di_2}{dt} \right)_{\text{MAX}} = \frac{2 I_0 MR_{p1} \gamma}{\sqrt{(L_1 R_{p2} - L_2 R_{p1})^2 + 4M^2 R_{p1} R_{p2}}} \quad (4.107)$$

である。この式に数値を入れて

$$(dt_2/dt)_{MAX} = 1700 \text{ A/s}$$

となる。この値は定格励磁速度 1.39 A/s に比べると非常に大きい。しかし、No. 1 コイルの電流は減少しているものであり、No. 2 コイルに印加する磁場の変化率が問題となる。

(4.91) 式を微分して

$$\begin{aligned} \frac{di_1}{dt} = & -\frac{I_0}{2} \left[(\alpha - \gamma) e^{-(\alpha - \gamma)t} + (\alpha + \gamma) e^{-(\alpha + \gamma)t} \right. \\ & \left. + \frac{(L_1 R_{p2} - L_2 R_{p1}) \{ (\alpha - \gamma) e^{-(\alpha - \gamma)t} - (\alpha + \gamma) e^{-(\alpha + \gamma)t} \}}{\sqrt{(L_1 R_{p2} - L_2 R_{p1})^2 + 4M^2 R_{p1} R_{p2}}} \right] \end{aligned} \quad (4.108)$$

である。

(4.106, 108) 式に $L_1 = L_2$, $R_{p1} = R_{p2}$ を代入すると

$$\left(\frac{di_1}{dt} \right)_{L_1=L_2, R_{p1}=R_{p2}} = -\frac{I_0}{2} \{ (\alpha + \gamma) e^{-(\alpha + \gamma)t} + (\alpha - \gamma) e^{-(\alpha - \gamma)t} \} \quad (4.109)$$

$$\left(\frac{di_2}{dt} \right)_{L_1=L_2, R_{p1}=R_{p2}} = -\frac{I_0}{2} \{ (\alpha + \gamma) e^{-(\alpha + \gamma)t} + (\alpha - \gamma) e^{-(\alpha - \gamma)t} \} \quad (4.110)$$

になる。これら電流変化率を足し合せた式は

$$\dot{i} = -\frac{I_0}{2} \cdot (\alpha - \gamma) e^{-(\alpha - \gamma)t} \quad (4.111)$$

である。2つのコイルの電流変化率を磁場変化率 B に換算すると、近似的に

$$\begin{aligned} \dot{B} &= \left(\frac{2}{18} \right) 12 (\text{T}) \cdot \frac{\dot{i}}{I_0} \\ &= -0.667 (\alpha - \gamma) e^{-(\alpha - \gamma)t} \quad (\text{T/s}) \quad (4.112) \end{aligned}$$

になる。 $t=0$ として α , γ の値を代入すると、 $B = -0.093 \text{ T/s}$ である。

この検討によれば、磁場変化は減少する向きであり、磁場率化率の絶対値は定格磁場変化率 0.0007 T/s の 14.0 倍であってもコイル安定性にはあまり影響はないといえよう。

4.7 導体断線時の安全性

4.7.1 導体断線時の現象

起電導コイルの導体が断線するという非常に希な事故が生じた場合の現象と問題について論ずる。

励磁運転中の導体の断線には、電磁力が導体に印加したことによる導体の断線、構造物の破損による導体の断線、が考えられる。

励磁中に導体に断線が生ずると断線部分にアークが発生して電流は流れ続けようとする。アークが続行すると断線間隔の増加と共に発生電圧も大きくなり、励磁電源電圧の制約によって

電流は減衰し、アークも消滅する。この一連の現象においては、アーク発生部分の温度が千度以上にもなるので、断線部分は熔融状態になり、その部分の超電導ディスクの再使用は不可能であり、正常なディスクと交換しなければならない。

この断線現象が生じた場合の被害を少しでも小さくするためには、クエンチ時と同様に導体断線を検出して速やかに電流減衰を行わせるべきであり、その検出には4.4節の方法が適用できる。アーク発生部分には電位傾度が生ずるので、断線間隔の増加と共に両端電圧は増加する。これはクエンチ時に電圧が増加するのと全く同一の状況を示すので、検出法は電圧ブリッジ法を主体にした本設計で採用したものでよい。

4.7.2 導体断線部の発生電圧とコイル内エネルギー消費率

アーク現象の実験データのうちから、Heガス中における電気接点間のアークの電位傾度に関する実験データをFig. 4.32に示す。接点間隔は5mmであり、通電電流1~70Aであるが、間隔が他の値の場合や、電流が25kAの場合でも同じ傾向を示すものとして検討を進めることにする。

2重導体に25,100A通電しているときに断線が生じたとする。そのときに断線部分に生ずる電圧は

$$V_a = 30d \quad (V) \quad (4.113)$$

である。ここで、 d (cm)：断線部分間隔。

d が0.1cmのとき $V_a = 3V$ 、 $d = 0.5$ cmのとき $V_a = 15V$ である。

等価的な抵抗は

$$R_a = V/I = 30d/I \quad (4.114)$$

であり、 $d_1 = 0.1$ cmのとき $0.12m\Omega$ 、 $d_1 = 0.5$ cmのとき $0.60m\Omega$ である。

抵抗と電圧はクエンチ時よりも大きい。断線部の抵抗 R_a を一定としてエネルギー消費量を計算してみる。

導体が断線してアークが発生して $t = 0 \sim t_0$ の間、電流が I のままの場合の回路方程式は

$$V_a = L_n \frac{di_1}{dt} + R_a i_1 = R_{pn} i_2 \quad (4.115)$$

$$I = i_1 + i_2 \quad (4.116)$$

である(Fig. 4.33)。これを解いて初期条件($t = 0$: $i_1 = I$)を入れて

$$i_1 = \frac{I}{R_{pn} + R_a} (R_{pn} + R_a e^{-t/\tau}) \quad (4.117)$$

$$i_2 = \frac{I R_a}{R_{pn} + R_a} (1 - e^{-t/\tau}) \quad (4.118)$$

になる。ここで、 $\tau \equiv L_n / (R_{pn} + R_a)$ (4.119)

$t = t_0$ で電源スイッチをしゃ断して電源をコイルから切り離した場合は、(4.115)式と

$$i_1 + i_2 = 0 \quad (4.120)$$

を解き、初期条件($t = t_0$ を(4.117)式に代入したもの)を入れて

$$i_1 = \frac{I}{R_{pn} + R_a} \{ R_a e^{-t/\tau} + R_{pn} e^{-(t-t_0)/\tau} \} \quad (4.121)$$

になる。

コイル内で消費されるエネルギーは

$$W_a = R_a \int_0^{\infty} \{ i_1(t) \}^2 dt \quad (4.122)$$

$$= \frac{I^2 R_a}{R_{pn} + R_a} \left\{ \frac{L_n}{2} + \frac{R_{pn}^2 t_0}{R_{pn} + R_a} + \frac{L_n R_{pn} R_a}{(R_{pn} + R_a)^2} (1 - e^{-t_0/\tau}) \right\} \quad (4.123)$$

コイルエネルギー消費率は

$$w_a = W_a / (L_n I^2 / 2) \\ = \frac{R_a}{R_{pn} + R_a} \left\{ 1 + \frac{2 R_{pn}^2 t_0}{L_n (R_{pn} + R_a)} + \frac{2 R_{pn} R_a}{(R_{pn} + R_a)^2} (1 - e^{-t_0/\tau}) \right\} \quad (4.124)$$

である。 $R_{pn} \gg R_a$ であるから (4.124) 式は

$$w_a \approx \frac{R_a}{R_{pn}} + \frac{2 R_a t_0}{L_n} + \frac{2 R_a^2}{R_{pn}^2} (1 - e^{-t_0/\tau}) \quad (4.125)$$

になる。

$R_{pn} = 0.30 \Omega$, $L_n = 10.6 \text{ H}$ および t_0 , R_a に次の値を仮定して (4.125) 式に代入すると

$$t_0 = 0, R_a = 0.12 \text{ m}\Omega \text{ のとき } w_a = 0.0004$$

$$t_0 = 0, R_a = 0.60 \text{ m}\Omega \text{ のとき } w_a = 0.0020$$

$$t_0 = 5 \text{ s}, R_a = 0.12 \text{ m}\Omega \text{ のとき } w_a = 0.0005$$

$$t_0 = 5 \text{ s}, R_a = 0.60 \text{ m}\Omega \text{ のとき } w_a = 0.0026$$

と計算される。この数値からいえることは、アーク部分の抵抗 R_a が大きいほどコイル内エネルギー消費は多くなるが、1%以下にすぎないということである。 R_a が一定の場合、アーク発生からしゃ断までの時間が5 sec程度の比較的長い時間であっても w は非常に小さい。この時間がさらに長くなっても R_a が一定である限り w は小さいが、 R_a が時間と共に増加しても発生電圧は電源電圧におさえられるので、電源しゃ断機構が働かなくても電流は減衰し、コイル内エネルギー消費は1%以下に抑えられるものと考えられる。しかし、電源しゃ断が遅れると、アークによる局所的な損傷が広がるので、しゃ断を速やかに行う方がよいのは当然である。

4.8 導体短絡時の安全性

4.8.1 導体短絡時の現象

ディスク型超電導コイルでは、隣り合うターン間または隣り合う層間の導体同士の直接短絡は全く考えられないが、導体とディスク構造物との間には短絡の生ずる恐れはありうる。導体・ディスク構造物間短絡が一個所の場合、ディスク構造物は他と絶縁しているので、そのままの状態では何ら問題は生じない。しかし、さらにディスク構造物とHe槽との間に短絡が生じ

て導体と中点との間に短絡パスが作られるか、あるいは同じディスク構造物に2個所の導体・ディスク構造物間短絡が生ずるという非常に確率の小さい場合に問題が生じてくる。

これら短絡は結局、巻線の中に短絡パスを作ることの意味しており、その回路モデルを Fig. 4.34 に示す。\$R_s\$ は短絡部分の接触抵抗と構造物抵抗の和、\$L_s\$ は短絡個所のコイルの自己インダクタンス、\$L\$ は正常コイルの自己インダクタンス、\$M\$ は正常コイル・短絡コイル間の相互インダクタンスである。

短絡が生じたことによって次のような問題が起きる。短絡状態で励減磁する場合短絡回路に循環電流が誘起される。このため短絡接触部分と構造物に発熱が生ずる。さらに、減磁時には短絡コイルは臨界電流を越えてクエンチを起す怖れもある。一方、短絡回路にポロイダル磁場が印加すれば短絡回路に電流が誘起され、発熱が生ずると共に、場合によっては誘起電流が通電電流に加算されて、その電流値が臨界電流を越えてクエンチを誘起する可能性がある。

短絡が発生した場合、その励磁分割コイルは他の励磁分割コイルと磁氣的に良好に結合しているため、短絡したコイルの処置はかなり厄介である。短絡部分の接触抵抗の大きさにもよるが、一般的には短絡コイルの電流制御は定格励減磁速度では不可能であり、短絡した励磁分割コイルの減磁には長い時間を要するのであろう。

短絡が発生したことの検出は、超電導コイルまたは特別に設けたサーチコイルに交流を印加し、そのインピーダンスを絶えずモニタすることによってできる。

4.8.2 短絡コイルの電流と短絡部の発熱

短絡をもつコイルを励磁する場合と、短絡コイルに変動磁場が印加する場合について解析する。

(1) 短絡コイルの励減磁

Fig. 4.34 の回路方程式は

$$L_s \frac{di_1}{dt} + M \frac{di}{dt} = R_s i_2 \quad (4.126)$$

$$i_1 + i_2 = i = i_0 + j_0 t \quad (4.127)$$

である。(正常コイルの自己インダクタンスそのものは入らないが、相互インダクタンスの形で入る)。上式を解き、初期条件 (\$t=0, i=i_0\$) を入れて

$$i_1 = i_0 + j_0 t - \frac{L_s + M}{R_s} j_0 (1 - e^{-t/\tau_s}) \quad (4.128)$$

$$i_2 = \frac{L_s + M}{R_s} j_0 (1 - e^{-t/\tau_s}) \quad (4.129)$$

が得られる。ただし、\$\tau_s \equiv L_s / R_s\$。 (4.130)

短絡コイルに印加する電圧 \$V_s\$ は

$$\begin{aligned} V_s &= R_s i_2 \\ &= (L_s + M) j_0 (1 - e^{-t/\tau_s}) \end{aligned} \quad (4.131)$$

であり、接触部分に生ずる発熱は

$$P_s = V_s i_2$$

$$= \frac{(L_s + M)^2 j_0}{R_s} (1 - e^{-t/\tau_s})^2 \quad (4.132)$$

である。

短絡状態として1励分割コイルのうちの1ディスク両端が短絡したものを仮定して説明する。4.6.2項で検討したインダクタンスの関係を使えば、 $L_s = 0.0173\text{H}$ 、 $M = 0.0841\text{H}$ である。 j_0 として定格励減磁速度 $\pm 1.39\text{A/s}$ をとる。

励磁中に $i_0 = 24,100\text{A}$ で短絡が生じたと仮定し、さらにコイル電流を12分間で1,000A通電したときに短絡コイルに流れる電流 i_1 と短絡部分の電流 i_2 を(4.128~129)式から計算するとFig. 4.35に示す値をとる。短絡抵抗 R_s は短絡状態で大巾に変わるので、ここでは $10^{-6} \sim 10^{-3}\Omega$ としている。 $R_s = 10^{-6}\Omega$ のとき短絡部に流れる電流は5,750A、そのときの発熱は33Wになり、 $R_s = 10^{-3}\Omega$ のときは140Aと20Wである。図にも示しているように、励磁時には短絡コイルに流れる電流はコイル電流よりも小さくなる。なお、 i_0 として24,100Aより小さい値を想定すれば、定格電流値 $I_0 (= 25,100\text{A})$ における $i_2 = I_0 - i_1$ の値はより大きくなり、発熱もより増加する。

定格電流値 I_0 で短絡が生じた状態で減磁してコイル電流をゼロにした場合($i_0 = 25,100\text{A}$ 、 $j_0 = -1.39\text{A/s}$ 、 $t = 5\text{hr} = 1.8 \times 10^4\text{s}$)の i_1 を計算してFig. 4.36に示す。 i_2 は $-i_1$ である。 $R_s = 10^{-6}\Omega$ のとき i_1 は91.2kAもの大きい値になっており、その発熱は8,300Wもある。 $R_s = 10^{-3}\Omega$ のとき $i_1 = 140\text{A}$ 、発熱は20Wと小さくなる。

このように短絡抵抗 R_s が $\mu\Omega$ 程度の低抵抗であれば減磁時の電流増加が非常に大きいので、非現実的なほど長時間の減磁を行うか、あるいはLHe供給を止めてコイルを常電導状態にして R_s を大きい値にし、外部抵抗にエネルギーを取り出すかの方法をとらねばならないのであろう。

(2) 短絡コイルへの変動磁場印加

ターン数 N をもつコイルが抵抗 R_s で短絡されている回路に変動磁束密度 B が印加しているときに生ずる電圧は

$$V_1 = -NBS \quad (4.133)$$

である。ここで、 S は回路を鎖交する磁束の断面積。したがって、変動磁界によって回路に生ずる電流は

$$i_1 = -\frac{NBS}{R_s} \quad (4.134)$$

発熱は

$$P_1 = \frac{N^2 B^2 S^2}{R_s} \quad (4.135)$$

である。

1ディスク短絡の場合を仮定すれば、 $N = 28$ 、 $S \approx 60\text{m}^2$ 、である。ポロイダル磁場が例えば1secで0.1T印加するとすれば $B = 0.1\text{T/s}$ であるから

$$i_1 = -\frac{118}{R_s} \quad (\text{A}) \quad (4.136)$$

になる。 $R_s = 10^{-6} \Omega$ のときは実に $118,000 \text{ kA}$ 、 $R_s = 10^{-3} \Omega$ のときでも 118 kA もの電流が短絡回路に流れる。

当然のことながら短絡のないことが確認された状態でトロイダル磁場を印加すべきであるから、4.8.1項で述べた短絡検査法によるチェックが必要である。

参考文献

- (1) 佐藤, 福原, “複合超電導線の熱暴走現象,” 低温工学誌, 8, 5 (1973) 181-187.
- (2) Superconducting Applications Group, Rutherford Laboratory, “Experimental and theoretical studies of filamentary superconducting composites,” J. phys. D; Appl. Phys., 3 (1970) 1517-1585.
- (3) 佐藤, 福原, 田中, “ Nb_3Sn 複合超電導線の安定化特性,” 第20回低温工学研究発表会, A1-4 (1978) 4.
- (4) 炉設計研究室, “核融合実験炉超電導トロイダルマグネットの設計研究,” JAERI-M (1977).
- (5) J. Powell, “Aspects of Safety and Reliability for Fusion Magnet Systems,” BNL-50542, (1976).
- (6) B. E. Mulhall and D. H. Prothero, “The Quenching of Large Superconducting Coils,” Cryogenics, pp. 31 (1975).
- (7) J. Purcell et al., “The Superconducting Magnet System for the 12-foot Bubble Chamber,” ANL/HEP 6813, Argonne National Laboratory.

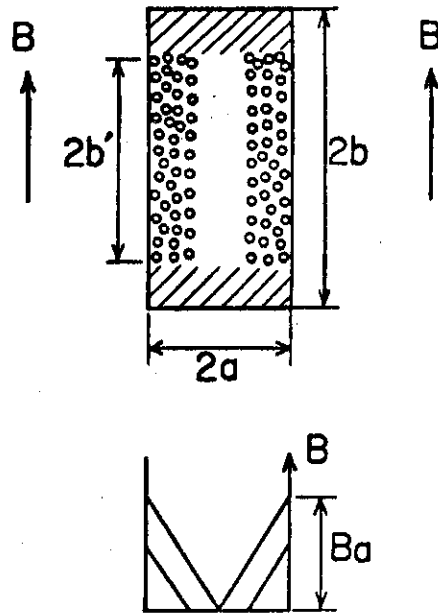


Fig. 4.1 トロイダルコイル用
複合超電導線の断面概念図と結合の場合の導体内磁界分布

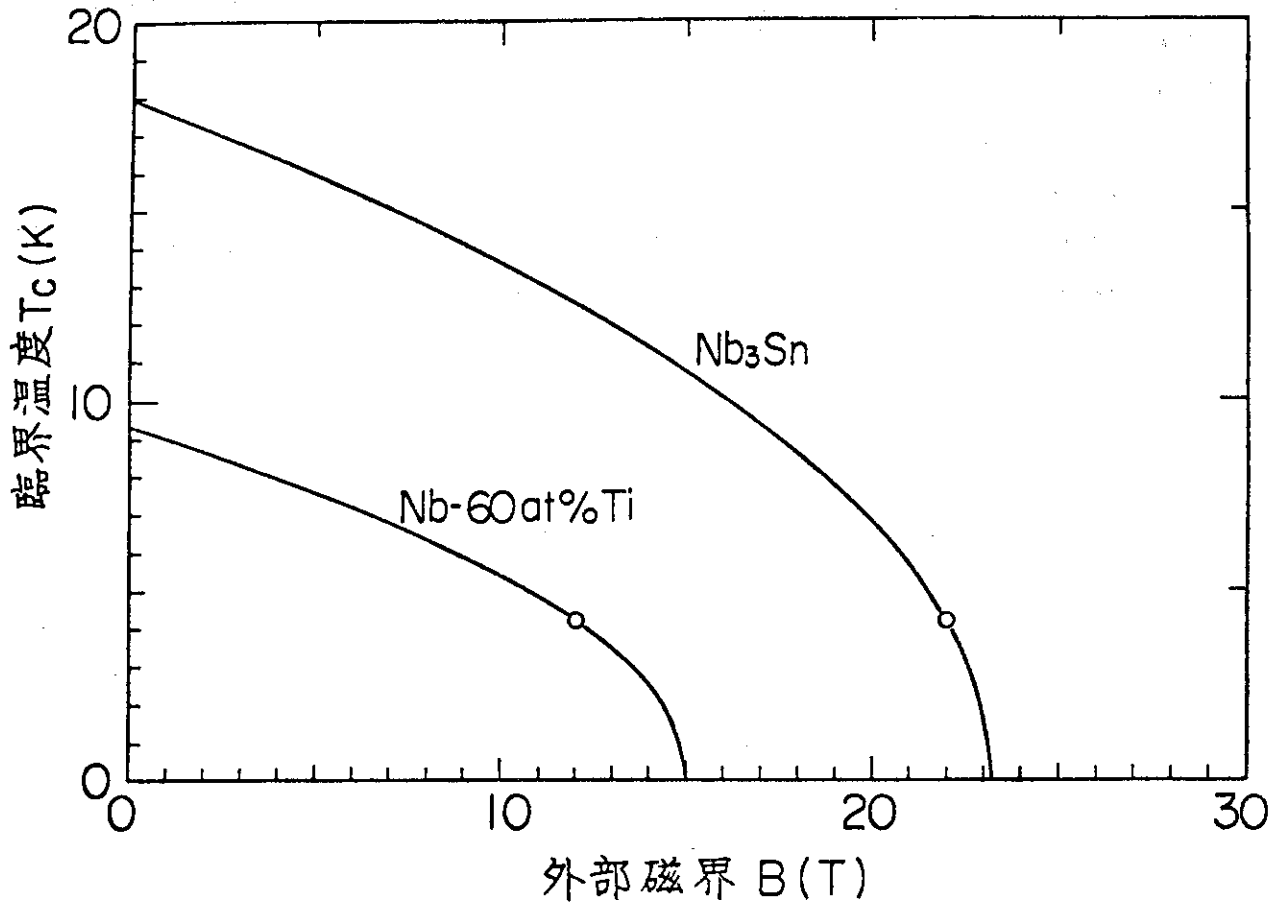


Fig. 4.2 磁界 B における臨界温度 T_c

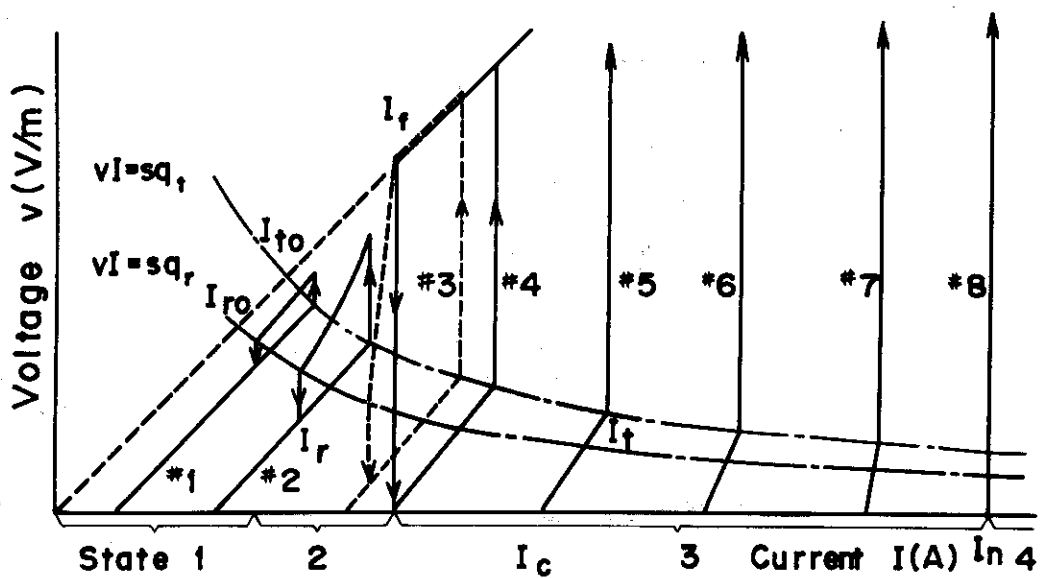


Fig. 4.3 Nb_3Sn 複合超電導線の電圧-電流特性

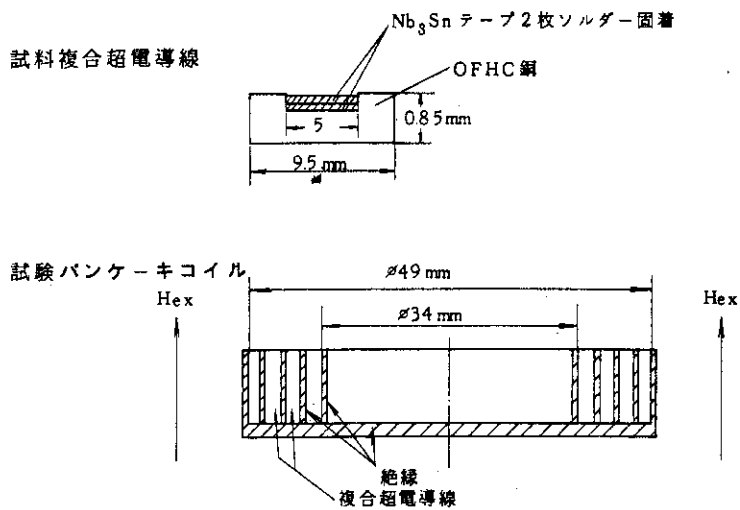


Fig. 4.4 Nb_3Sn 複合線の実験試料

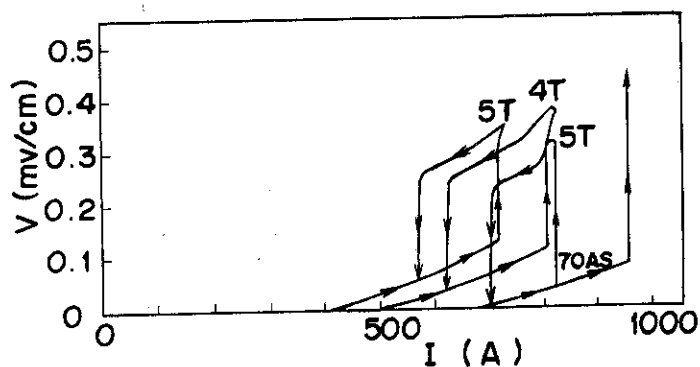


Fig. 4.5 Nb₃Sn 複合超電導線の V-I 特性

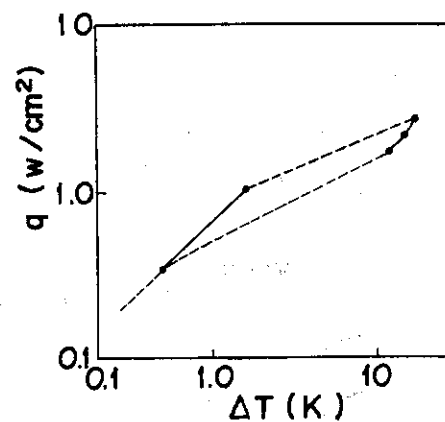


Fig. 4.6 Nb₃Sn 複合超電導線の 熱伝達特性

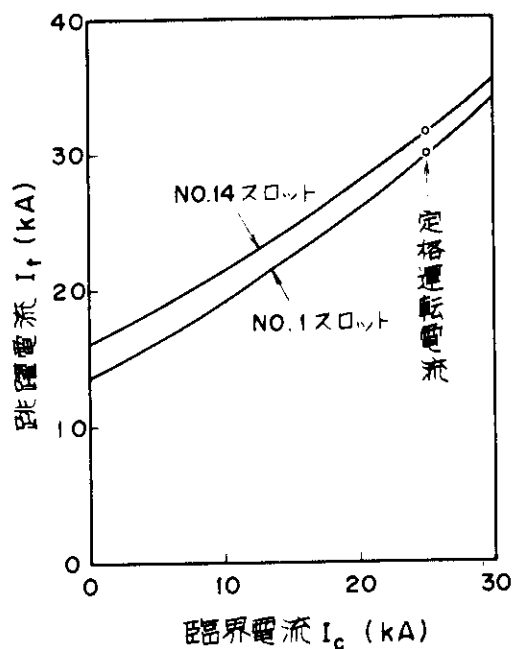


Fig. 4.7 跳躍電流 I_T の I_c 依存性

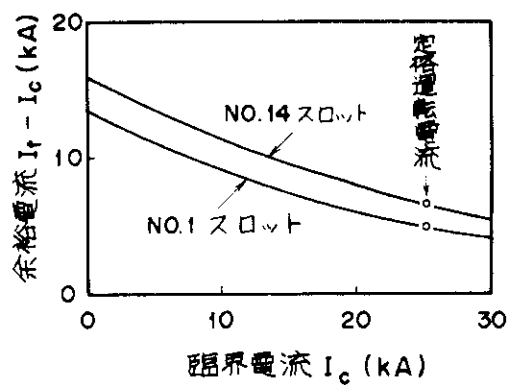


Fig. 4.8 余裕電流 $I_T - I_c$

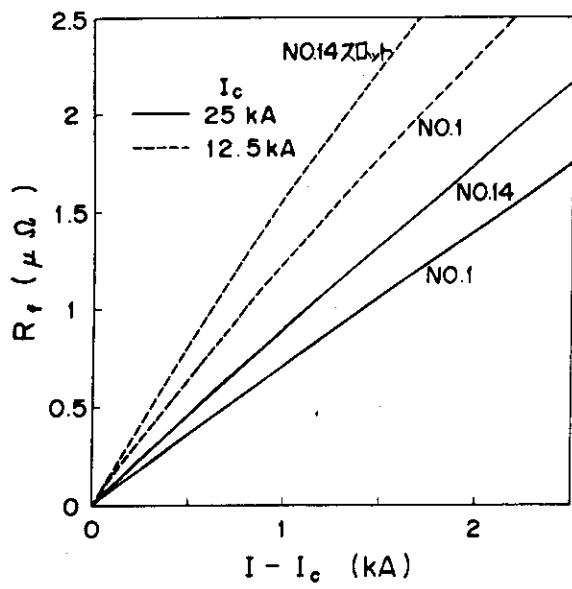


Fig. 4.9 Flux flow 抵抗

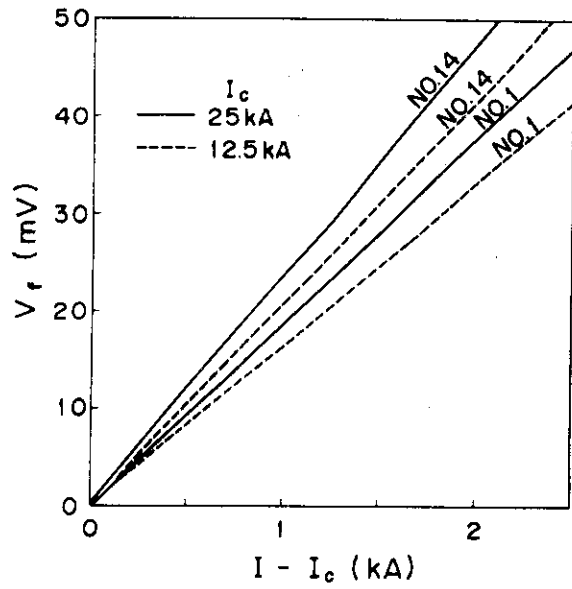


Fig. 4.10 Flux flow 領域の電圧

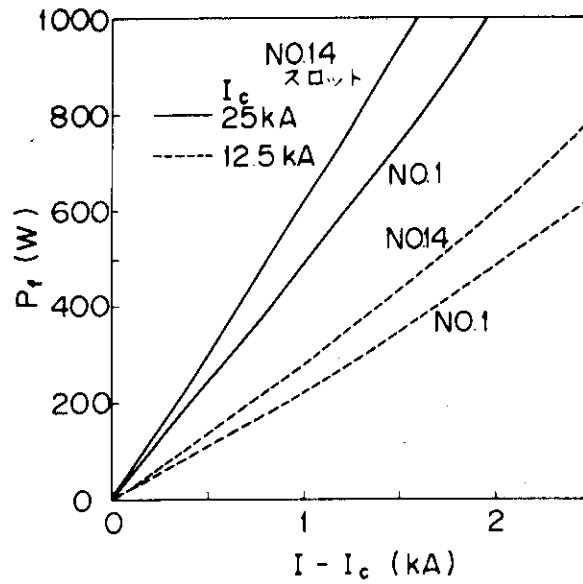


Fig. 4.11 Flux flow 領域の発熱

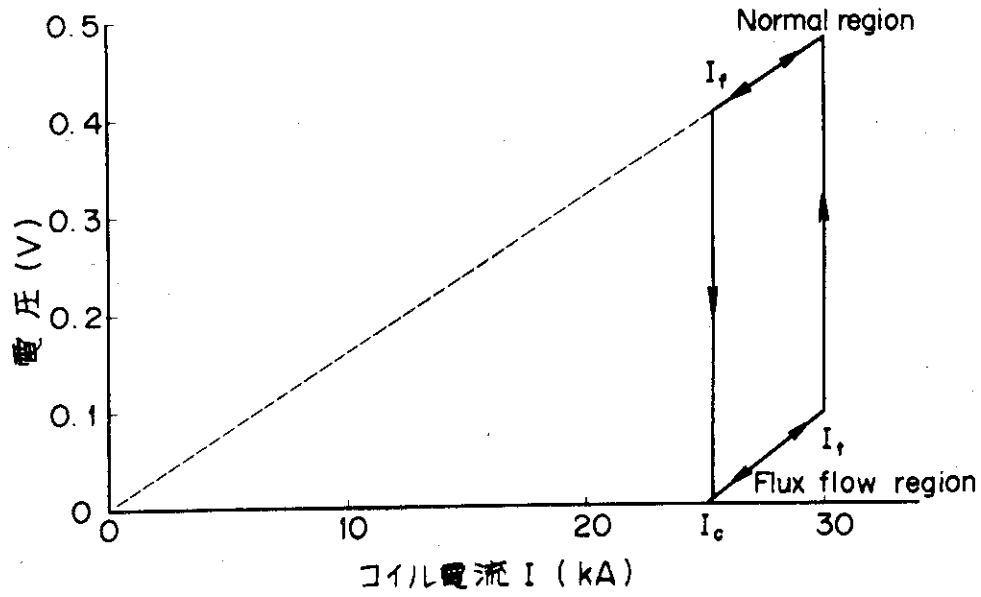


Fig. 4.12 D型直線部NO.1スロットの複合超電導線のV-I特性

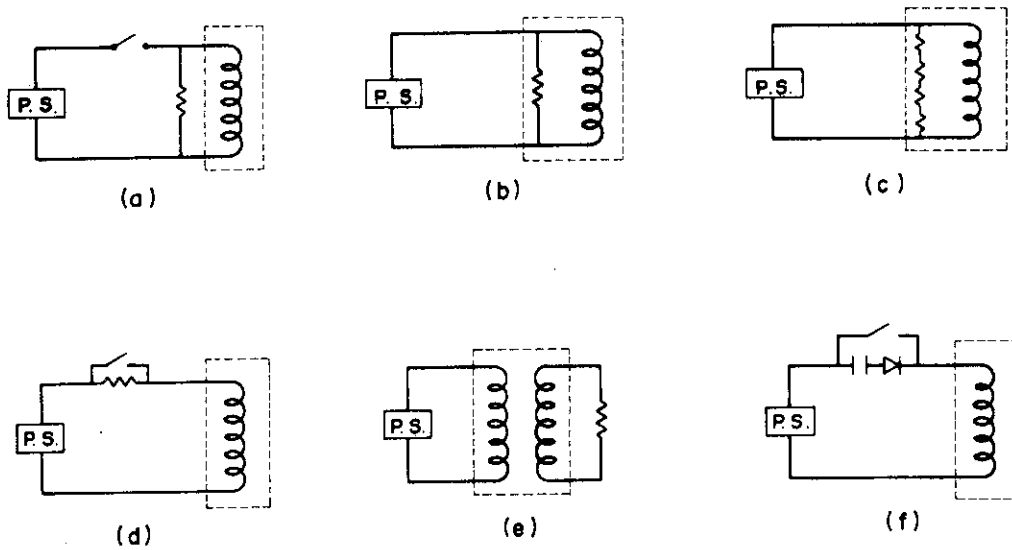


Fig. 4.13 コイル保護システムの比較

(a) 外部並列分派抵抗法 (b) 内部並列分派抵抗法 (c) 分割型内部並列分派抵抗法
 (d) 内部直列分派抵抗法 (e) 結合2次巻線法 (f) コンデンサ法

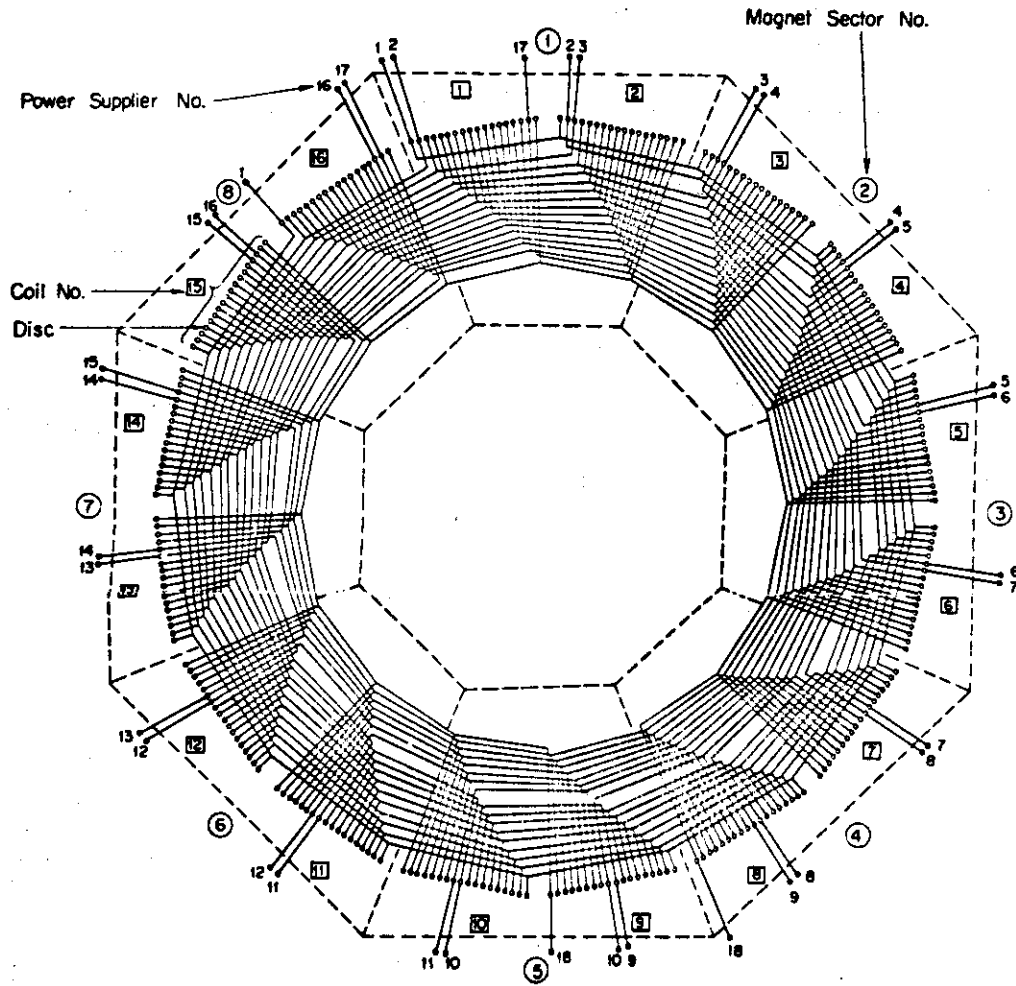


Fig. 4.14 18励磁分割コイルの結果全体図

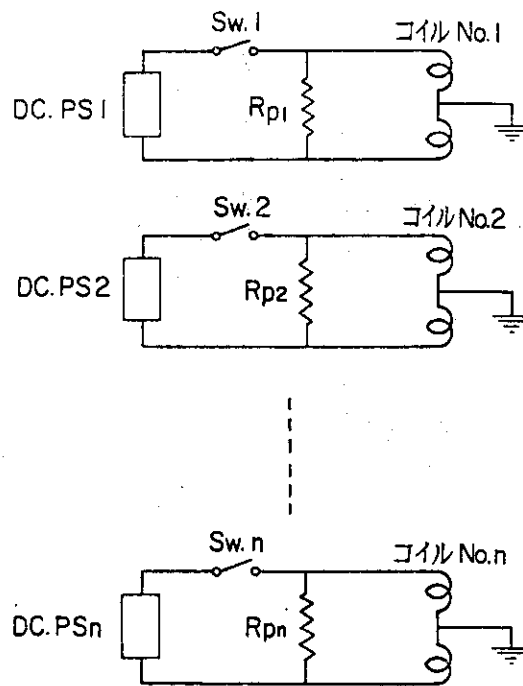


Fig. 4.15 複数の電源による励磁・保護回路

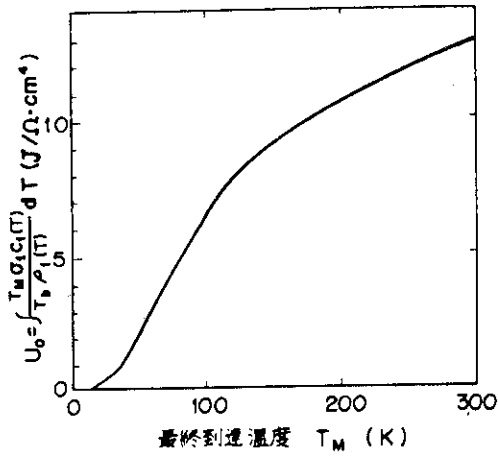


Fig. 4.16 関数 U_0 VS. T_M

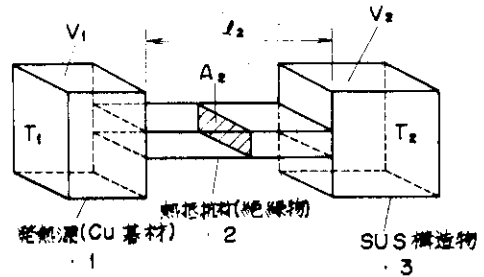


Fig. 4.17 基材-構造複合体
における熱計算モデル

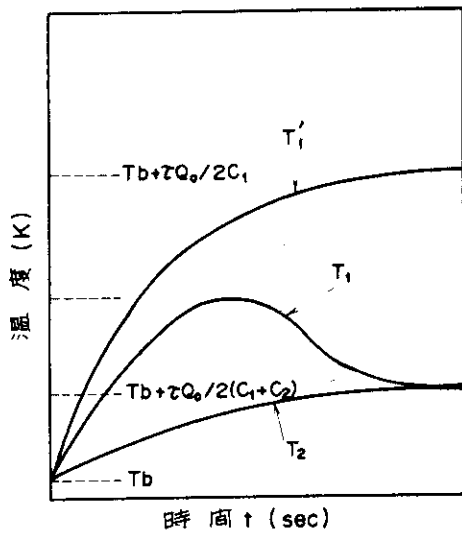


Fig. 4.18 複合線-構造物の温度変化

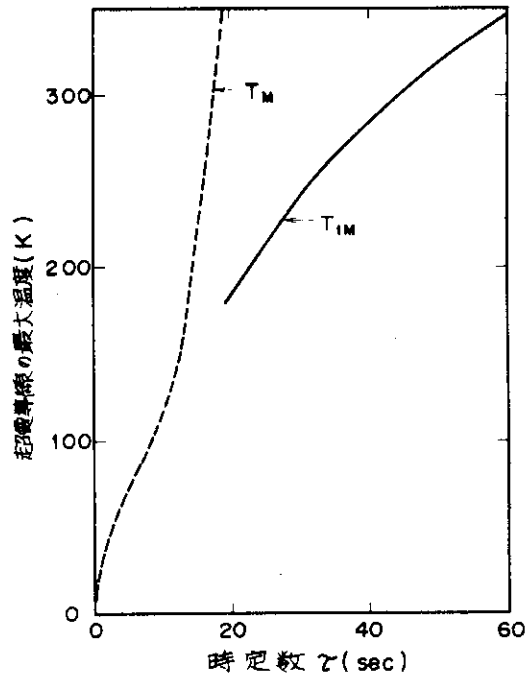


Fig. 4.19 複合超電導線の最大温度

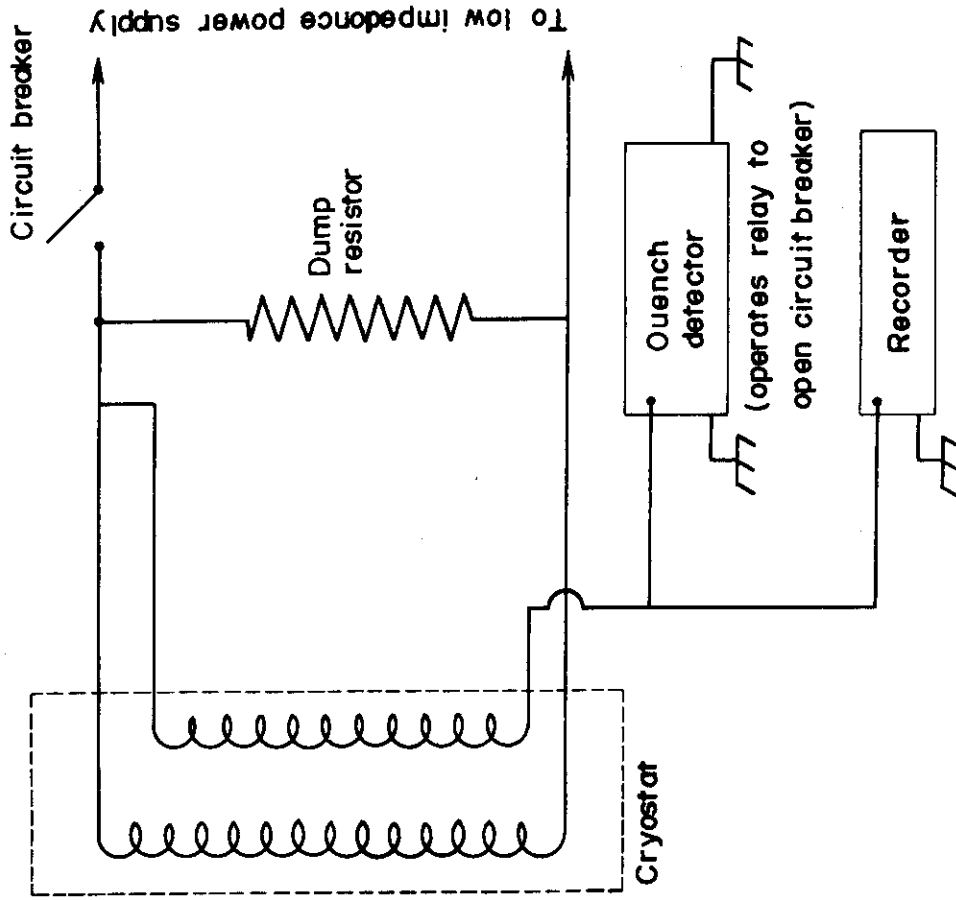


Fig. 4.21 クエンチ検出システム⁽⁶⁾
(Mulhall et al.)

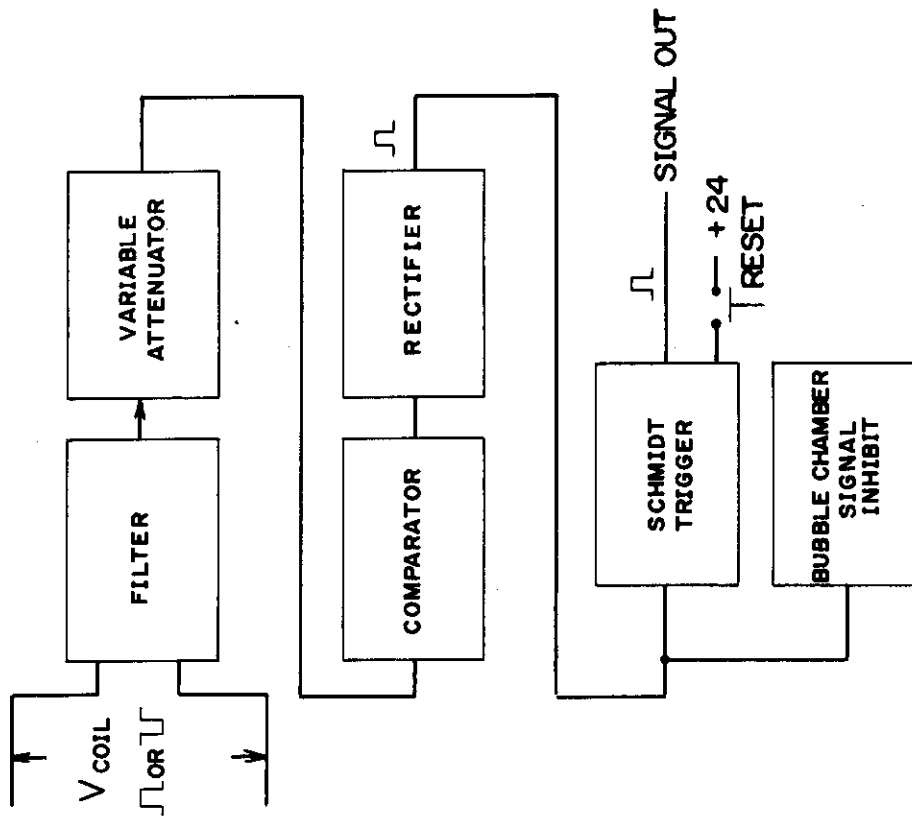


Fig. 4.20 LASS, ROBC (SLAC) のクエンチ検出
ブロックダイヤグラム⁽⁵⁾

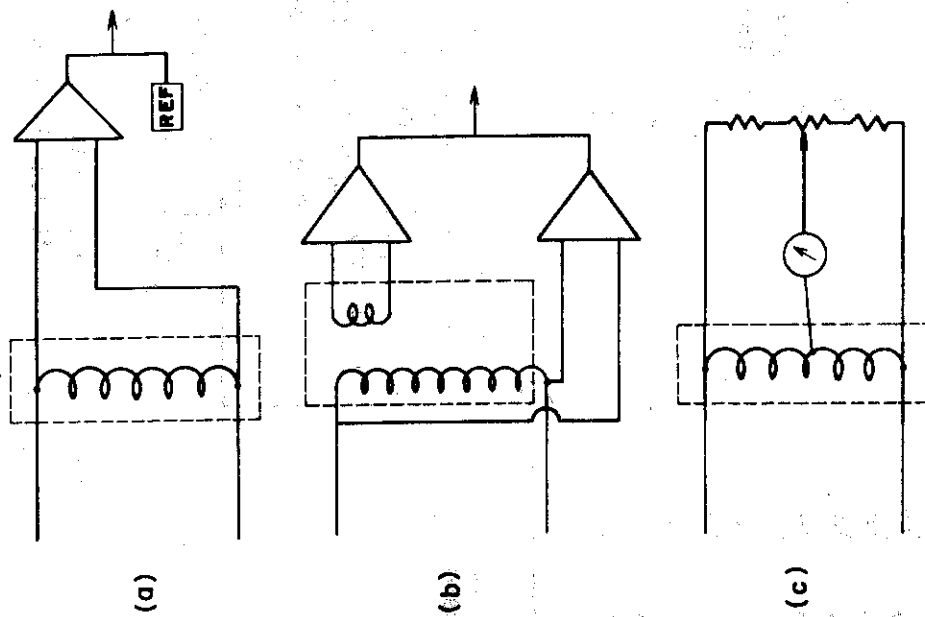


Fig. 4.23 クエンチ検出方式の比較
 (a) タップ間電圧測定法
 (b) ビックアッププローブ法
 (c) ブリッジ法

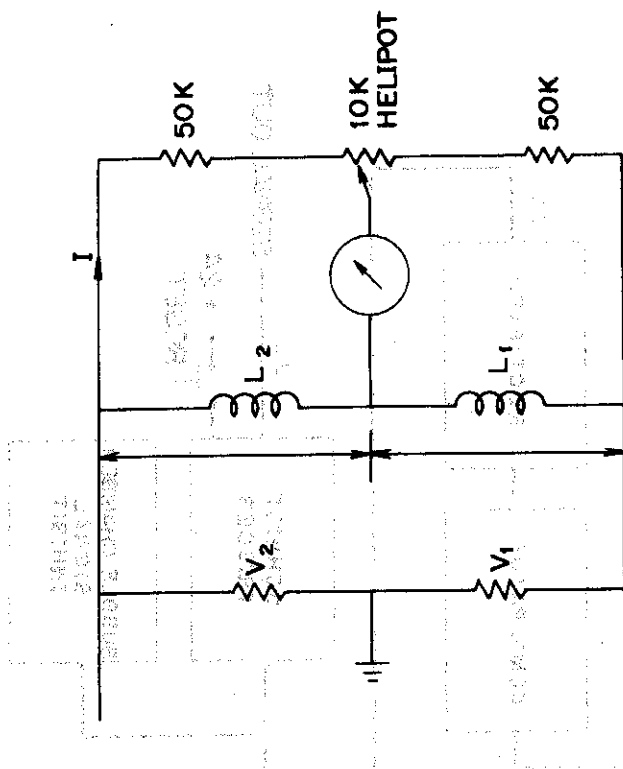


Fig. 4.22 12フェリト泡箱(ANL)の
 クエンチ検出

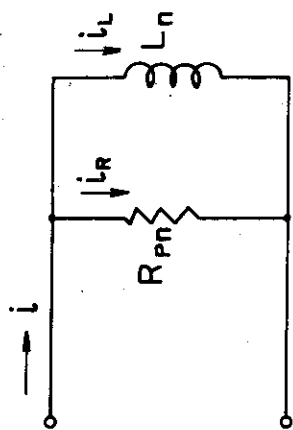


Fig. 4.24 電流電圧リップ計算のための回路図

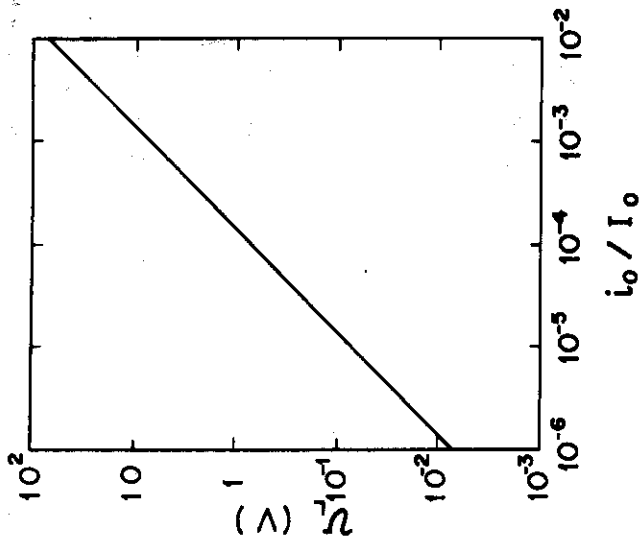


Fig. 4.25 電源リップ i_0/I_0 によってコイル両端の生ずる電圧 v_L

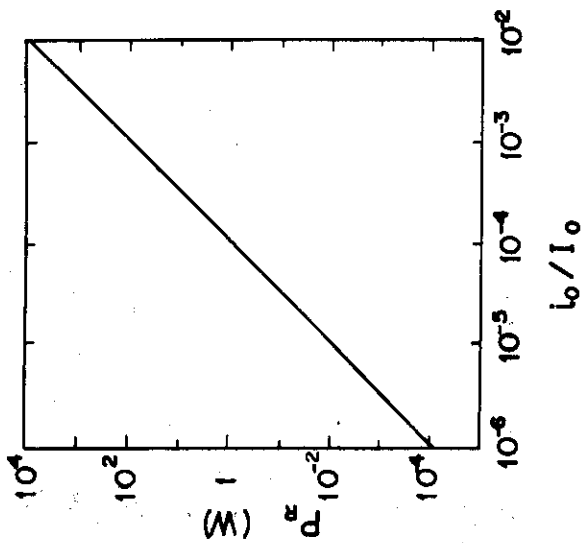


Fig. 4.26 電源リップ i_0/I_0 によって保護抵抗 R_{Pn} に生ずるジュール熱 P_R

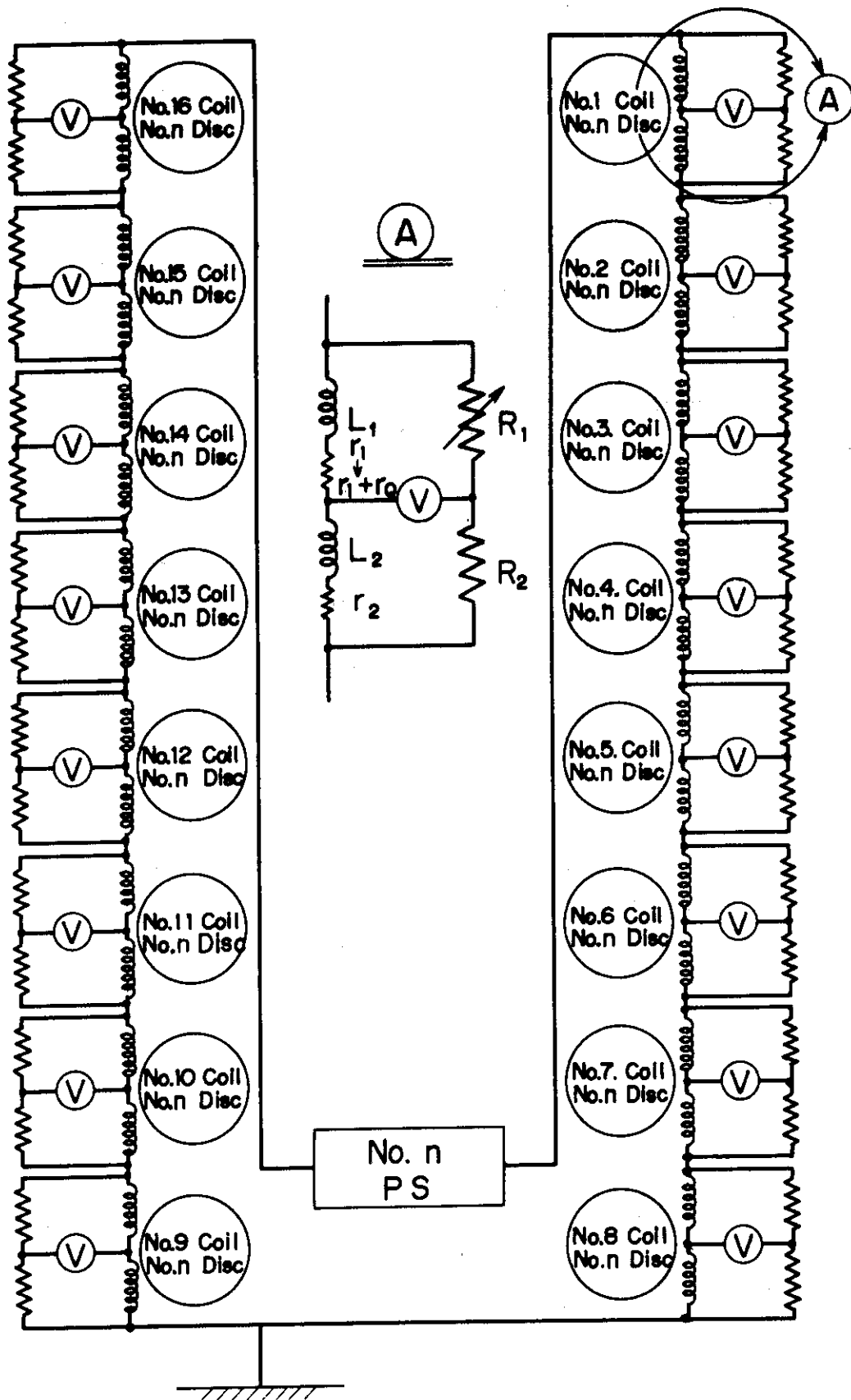


Fig. 4.27 ブリッジ法によるクエンチ検出

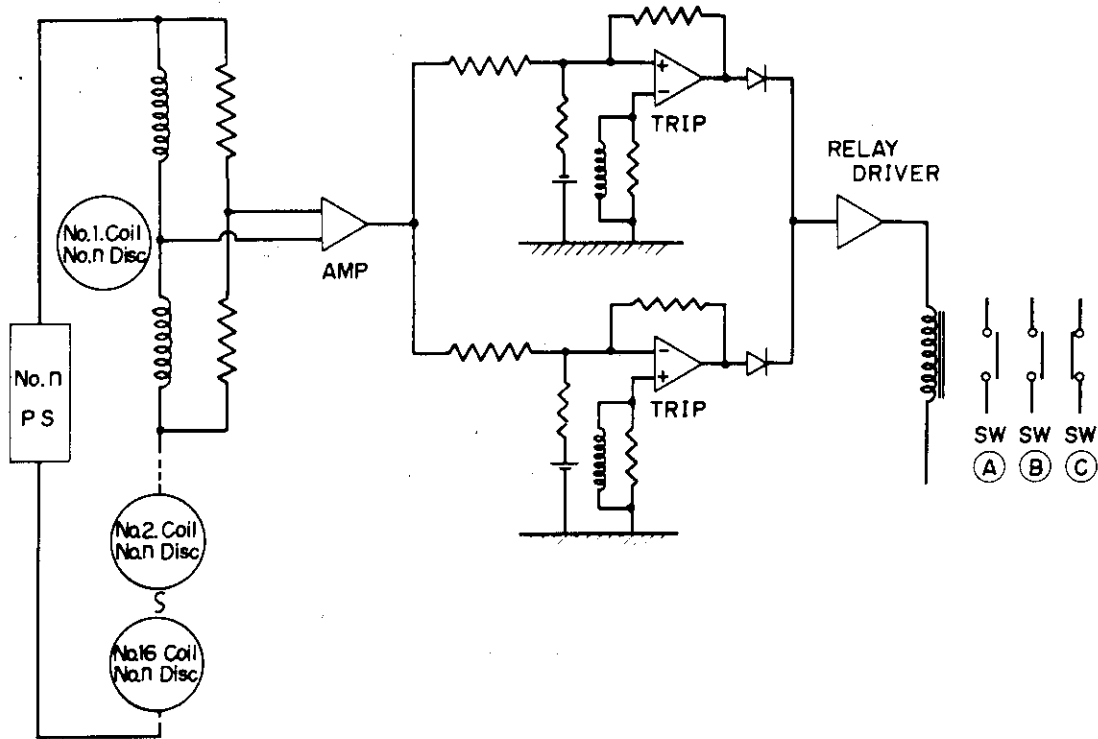
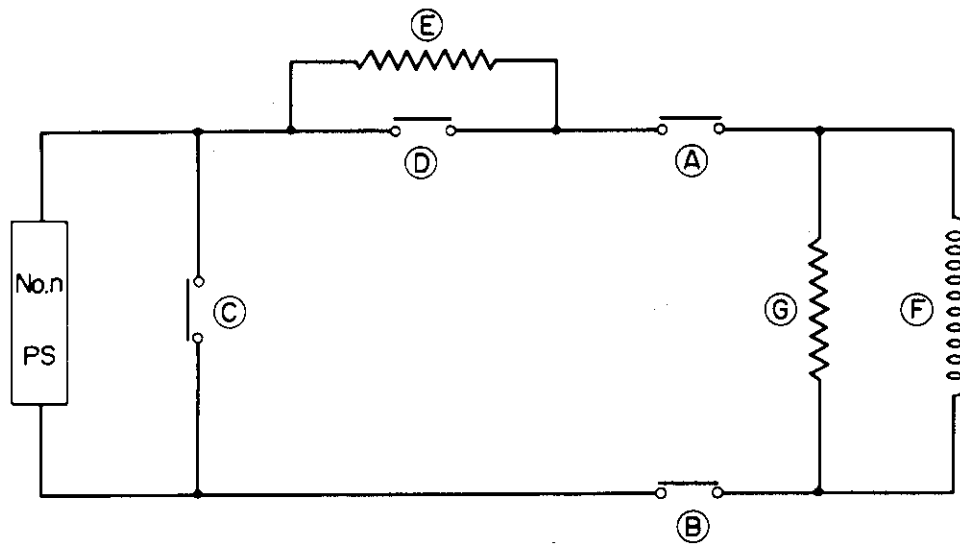


Fig. 4.28 クエンチ検出とスイッチの作動



Coil Protection

SW (A)	ON	→ OFF
SW (B)	ON	→ OFF
SW (C)	OFF	→ ON

Fig. 4.29 クエンチ時のコイル保護システム

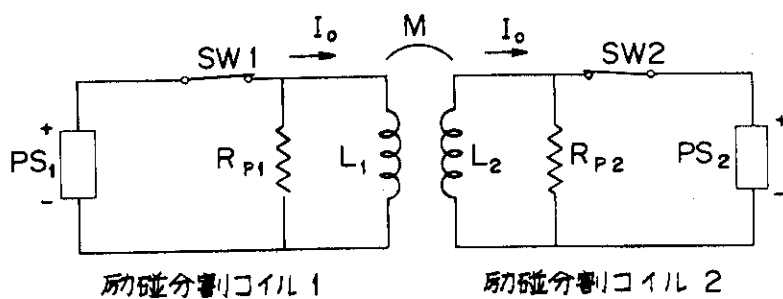


Fig. 4.30 超電導コイル回路図

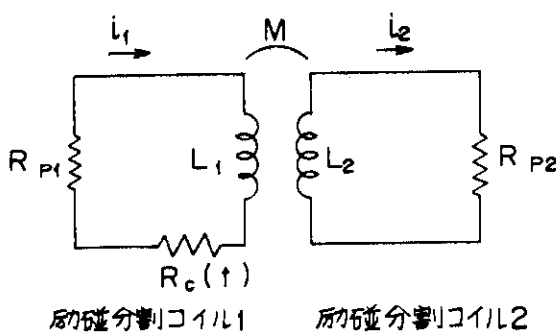


Fig. 4.31 フェイル時電流増加現象解析のための回路図

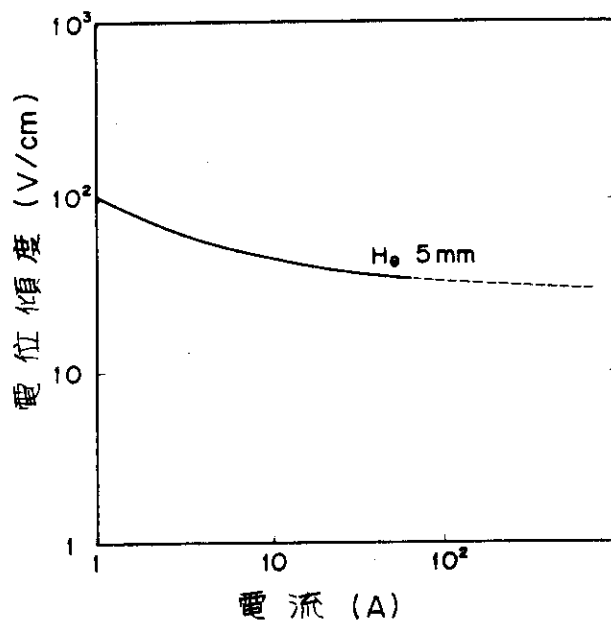


Fig. 4.32 アークの電流と電位傾度

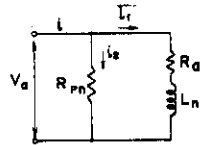


Fig. 4.33 導体断線時の現象解析のための回路図

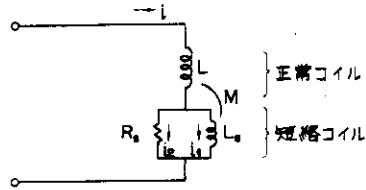


Fig. 4.34 導体短絡時の現象解析のための回路図

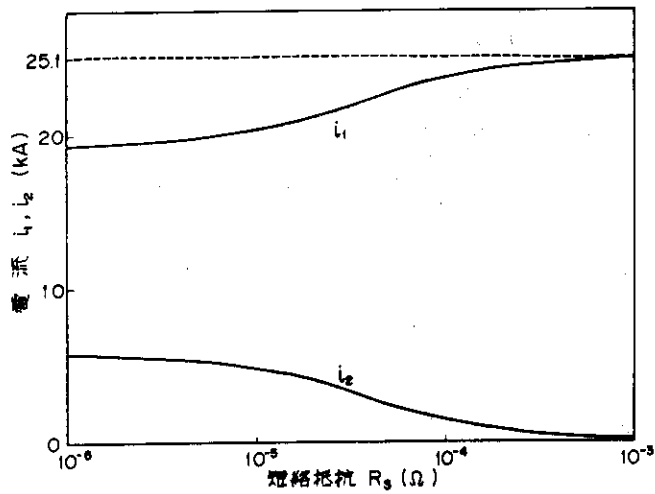


Fig. 4.35 励磁時の短絡コイル電流 i_1 と短絡部電流 i_2

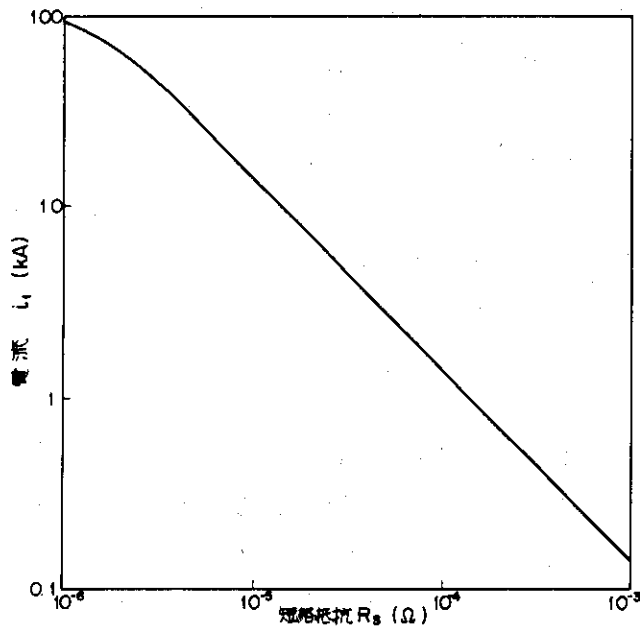


Fig. 4.36 減磁時の短絡コイル電流 i_1

5. 構造設計における安全性解析

5.1 構造材料の問題点

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

- (1) 極低温で機械的強度が高く、十分な靱性を有すること
- (2) 機械加工性の良いこと
- (3) 溶接接合部の強度低下が少ないこと
- (4) 強磁界の影響が少ないこと（透磁率が低い）
- (5) 弾性率が高く、一定応力に対する歪が小さいこと
- (6) 低温での電気抵抗が高く、トロイダル磁界によって生ずる渦電流損が小さいこと

などである。

本設計では上の要求を満足する材料としてオーステナイト系ステンレス鋼 SUS310S を選定した。

本節では低温用構造材として、オーステナイト系ステンレス鋼を中心として、低温での性質をしらべることにより低温構造材料に考えられる 2、3 の問題点の検討を行う。

5.1.1 低温に於ける材料物性

- (1) オーステナイト系ステンレス鋼は fcc 構造で、鉄とクロム、ニッケル、その他の元素の合金である。鉄以外の元素の割合は 25 wt % 以上というものが多く、50 wt % 近くなるものもある。オーステナイト系ステンレス鋼は極低温構造材での使用経験が最もあるもので、液体窒素温度 (77K) 以下では、構造材としては第一候補として挙げられる。

オーステナイト系ステンレス鋼のメリットとしてはいくつかの点が指摘される。①まず、他の考えられる材料と較べて単位重量あたりの値段が最も安いことである。②次に、使用経験が最も豊富であるので、製造法・設計法について最も良く知られているからである。③又、殆んどあらゆる温度領域において、強度があり延性を有することが重要な点である。④そして、ヤング率が大きい ($200 \text{ GPa} = 30 \times 10^6 \text{ psi} = 2.1 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$) ことも秀れた点である。⑤又、設計の上で大事なことであるが、材料の機械的性質の上で異方性がないことである。⑥更に材料の機械的強度を最適化するための熱処理としては、Solution Annealing を行えば良い点から、大規模構造物の溶接が簡単であることがわかる。

室温では Anneal したステンレス鋼は常磁性であるが冷間加工したり、極低温にまで温度を下げたりするとマルテンサイト転移が起り、Ferromagnetic な bcc 構造になってしまう。転移温度などは僅かな成分の違いでかなり変化することもあり、予測するのは容

易ではない。但し、この転移により磁性や寸法的な変化は起るが、予想に反して必ずしも強度の低下が起るとは限らない。

鉄を含む合金の一つの問題としては、コイル中にガンマ線を生ぜしむ (n, γ) 反応が起ることである。又オーステナイト系ステンレス鋼は 4 K で電気抵抗値が低くなってしまい ($\rho \approx 60 \mu\Omega\text{m}$, 4K), 渦電流の問題が生じてしまう。トロイダルマグネットでは比較的小さな問題であるが、ボロイダルマグネットでは大きな問題になる。

ここでトロイダルマグネット構造材料として適合性の高いオーステナイト系ステンレス鋼としては、21-6-9, SUS 310S, SUS 304/304L の 3 つが代表例としてあげられる⁽¹⁾。

- (2) 21-6-9 は Armco Steel Corp. で開発された合金である。彼等によると "Nitronic 40" と呼ばれる。組成は Cr-21wt%, Ni-6wt%, Mn-9wt%, N-0.3wt%, C-0.04wt% 以下, となる。窒素 (N) は強度をあげる働きをしている。このため 4 K で 0.2% 耐力は 1200 MPa (175 ksi) と大きい。これは切り欠き強度を犠牲にして得られたものである。又電子ビーム溶接などの高速溶接の場合、窒素のバブルにより問題が生じることが報告されている。しかし溶接の問題は研究により克服できると思われる。
- (3) SUS 310S は高温酸化雰囲気中に使用するために開発された比較的古いタイプのオーステナイト系ステンレス鋼である。その成分は Cr-25wt%, Ni-20wt%, Mn-1wt%, C-最大で 0.08wt%, である。このステンレス鋼の 0.2% 耐力は比較的低い (750 MPa, 110 Ksi, 77 kg/mm²)。しかしながら、SUS 310S は 4 K の変形に対しても安定であるという利点がある。但し、溶接に関しては (特に電子ビーム溶接など) 問題があり、設計上の自由度が小さくなる。310S の溶接上の問題は R & D で解決しようとすべきであろう。
- (4) SUS 304 は、常温でも低温でも、使用経験の豊富なオーステナイト系ステンレス鋼である。組成は Cr-19wt%, Ni-9wt%, Mn-1wt%, C_{max}-0.08wt% (304L の時は、C_{max}-0.03wt%) である。低炭素成分は溶接の時、粒界に炭化金属成分が生じるのを防ぐためである。製造法・溶接法ともに、SUS 304 は他の種類のものより最も良く知られている。SUS 304 が低温で使うことを阻害している条件としては、2 つ挙げられる。まず、0.2% 耐力の大きさが比較的小さい (400 MPa (60 ksi)-304L, 4K)。第 2 点としては低温でマルテンサイト変態が起る可能性があることである。マルテンサイト変態は応力や変形を与えなくても、温度を下げることにより生じる。そして、温度を上げて元には戻らない。しかしながら、この合金の透磁率は、4 K でも非常に小さいという長所のあることを忘れてはならない。
- (5) LH 温度で使われるその他のオーステナイト系合金の例としては、SUS 316, 321, 347 等がある。これらの合金もやはりマルテンサイト変態を起す恐れがある。316, 321, 347 は 304 を改良したもので、水分があるとか腐食性の雰囲気中での特性において秀れているということで開発された。SUS 316 は 4 K で 304 より 0.2% 耐力が大きい。こういふことで、316 が SC マグネットに使われた場合もある。321 や 347 も極低温で使われたことがあるが、304 より特に秀れている点は見出せない。

この他にもCr-Mn-Ni系鋼として、いくつか極低温で有望なものがある。例えば21-6-9以外のArmeoの“Nitronic”シリーズのものとかWestinghouse社のKromac 58 (Cr-10wt%, Ni-21wt%, Mn-10wt%, Mo-1.25wt%, C_{max}-0.08wt%, N-0.17wt%)などである。しかしながら、実績やコストの面で310S, 304, 304L, 316などに勝るものは今のところない。

- (6) Table 5.1に代表的なステンレス鋼の磁性値として0.2%耐力, 引張強度, 伸び, 弾性率, 電気抵抗率, 透磁率及び熱膨張率についてまとめた。

Fig. 5.1はSUS304, 310, 321の引張り強度, 0.2%耐力, 伸びの値の温度変化を示したものである⁽³⁾いずれも極低温での伸びは30%以上であり, 脆性破壊は示さないと考えられる。

- (7) 切欠き強度: 構造材中に析出物, 介在物, 収縮孔, 鍛造傷などが存在する場合, それらの近傍では極めて大きな応力集中が起り, いわゆる切欠きが存在するのと同様の影響を及ぼす。また必然的に切欠き形状をとるボルトが使われることも考慮せねばならない。切欠きが存在する場合, 応力集中と塑性変形抵抗の増加により, 脆性破壊へ移る温度が高くなるといわれている。Fig. 5.2は各種鋼材の切欠き引張強度と, その丸棒強度に対する比の温度変化を示したものである⁽³⁾切欠き強度比はいずれも4.2Kでは室温よりも減少しているが, SUS310Sが最も減少率が小さくて優れている。SUS304は4.2Kで1以下になっているがこれは他のデータ⁽⁴⁾でも同様であり, 極低温での使用に問題があることを示している。

- (8) 溶接強度: 構造材が溶接構造をとることは多いが, 溶接は低温脆性に大きな影響を与える。これは溶接の際に生ずる介在物, クラック, ブローホールなどが前記の切欠き効果を生じるとともに残留応力の存在も効いて, 母材や溶着金属自体の性質だけからは予測できない遷移温度の上昇が現れる。残留応力や炭化物の析出は溶接後の熱処理によって除去できるが, ディスクのような大型の構造物では熱処理が困難であり, 溶接されたままの状態 で用いられるため, 大きな問題となる。Fig. 5.3はアーク溶接された試料の溶接強度を示す。SUS304では熱処理により強度は回復するが溶接されたままの強度は極めて大きなバラツキを示し使用上危険性が高いことを示している。

一方, SUS310Sは溶接されたままでも強度のバラツキは少なく, しかも母材強度に比べてそれほど大きな低下はない。

- (9) オーステナイト系ステンレス鋼の中ではSUS310Sが最も優れていると判断されるため本設計ではこれを採用した。SUS310Sは,

- ① 0.2%耐力が高く, 設計応力の1.9倍程度ある。
- ② 切欠き強度比も1以上あり, 調査したものの中では最も高い。
- ③ 溶接されたままでも強度の低下はあまりなく, バラツキも小さい。
- ④ 弾性率も他の鋼種に比べて僅かながら高い。
- ⑤ 電気抵抗率も他の鋼種に比べ高い。

ということが出来る。

Fig. 5.4 ~ 5.14にCryogenic Materials Data Handbook Vol. 1⁽⁴⁾から転載し

て、SUS310の引張強度0.2%耐力、伸び(焼鈍材)、伸び(冷間加工材)、切欠き強度、切欠き強度比、溶接強度応力-歪曲線(焼鈍材)、応力-歪曲線(冷間加工材)、弾性率、衝撃強度および熱膨脹率の温度変化を示す。

5.1.2 材料の照射効果

(1) JXFRにおける放射線環境条件⁽⁵⁾

トロイダル磁場コイルは超電導マグネットであるためにコイル内における照射損傷を低くおさえ、しかも極低温に維持する必要上熱発生も低く押える必要がある。従って、放射線遮蔽は通常十分に行われる。そして、遮蔽設計の基準としては、

- ① 安定化銅材の年間の変位損傷を 2.45×10^{-5} dpa 以下にする。
- ② Nb_3Sn の臨界電流密度の変化が少ないフルーエンスとして $10^{18} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2}$ 以下とする。
- ③ 最大の放射線発熱率を 10^{-3} Wcm^{-3} 以下にし温度上昇を1K以下に抑え、冷凍系消費電力を低く押える。
- ④ 運転停止から1週間経過後には、人間の近接が可能な程度にSCMの誘導放射能を抑える。

としている。

上記の基準に従って遮蔽設計を行い、解析した結果をTable 5.2に示す。

SCMの最大中性子束は、トーラスの内側において $7.71 \times 10^8 \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ であり、トーラスの外側において $3.53 \times 10^6 \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ であり、内側の最大値の約1/500である。炉の負荷率を50%として10年間使用するとしても、最大の中性子フルーエンスは $1.2 \times 10^{17} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2}$ である。またFig.5.15, 16に内側および外側モデルの中性子および γ 線束の空間分布を示す。

炉停止後トロイダルマグネットの修理を行う場合近接出来ることが設計条件となる。炉を1年間の連続運転の後停止し、1週間を経た時点の線量率分布をFig.5.17に示す。この図より遮蔽体の内部へ人間が立入ることは不可能であることが分る。炉停止時に従事者が装置に近接する必要があるとすれば、重要なのはマグネットの間またはその外側の空間での線量率である。炉停止1週間後の遮蔽体外側線量率は約 2 mrem/h であり、従業員が立入れるレベルである。

(2) 構造材料の照射効果

オーステナイト系ステンレス鋼は低温構造材として優れた性質をもっている。ステンレス鋼等の種々の金属材料の低温照射試験はNERVA計画で行われた。Table 5.3にステンレス鋼に対する低温における中性子照射効果を示す⁽⁷⁾。一般に室温照射では、約 10^{21} n/cm^2 まで照射されたステンレス鋼の耐力は増加し、高温では300℃以上で性質の劣化が認められている(Bloom 1967)⁽⁸⁾。低温ではSUS347の溶接材料で照射により耐力が増加した例を除外すれば、いちじるしい特性変化は認められず、伸びが若干減少する程度である。現在までの実験データから推定すると、 $\sim 10^{19} \text{ n/cm}^2$ までは機械特性の劣化は考えなくてよいと言える。

5.1.3 繰り返し荷重と材料疲労

(1) JXFRにおける応力条件

トロイダルマグネットに作用する電磁力は主として、

- a) トロイダル磁界とトロイダル電流による相互作用力
- b) ポロイダル磁界とトロイダル電流による相互作用力

である。

本設計では、拡張力 $166 \times 10^6 \text{ kg/コイル}$ 、向心力 $64 \times 10^6 \text{ kg/コイル}$ である。この向心力に対する支持はトロイダルの直接部が楔状となっており、16個のコイル間の張り合いで62%、その内側にもうけた支持シリンダと支持リングで残りの38%の力を分割している。拡張力の支持は、コイル導体が前述の通りディスク構造物の中に入り込め込まれており、電磁力が導体からディスク構造物へと伝達されることによって行われる。

次にポロイダル磁界とトロイダルコイル電流との相互作用によって、ディスク平面に垂直な向きを持った力がトロイダルコイルに作用する。この力はトロイダルコイルの水平面（R-O平面）の上部と下部とで正反対な向きをもつ。その結果、トロイダルコイルをR軸のまわりに回転させるようなモーメントとして作用する。この作用力の特徴は、前述したトロイダルコイル自身の定常的な電磁力とは対照的に運転モードに従ってくり返し作用することである。実験炉では420secのサイクルタイムであり、70%の稼働率を考慮すると年間約 5.3×10^4 サイクルになり炉の寿命を10年とすると 5.3×10^5 サイクルになる。したがって疲労の問題を考慮する必要がある。

この作用力（すなわち、倒し力）をトロイダルコイルに生じさせる磁界は変流器コイル磁界、垂直磁界およびプラズマ電流のつくる磁界であるが、ここでは変流器コイル磁界と垂直磁界の和をとって解析した。この場合に倒し力が最大となる。

倒し力と拡張力が同時に印加した時に生じる応力は、それぞれの力が働いた時に生ずる応力が重畳されたものになる。Table 5.4に示すように、重畳された応力の最大値は 48.9 kg/mm^2 になる。なおTable 5.4における拡張力のみによる応力分布は最近行った三次元有限要素法（MARS-MES）の結果と比較して大きな値となっているが、ここでは安全側に見てTable 5.1の値を示した。なお要素番号はFig.5.18のモデル図に示す。くり返し応力としては倒し力が問題であるが、これによる最大応力は引張りの片振りでは 21.7 kg/mm^2 で、大半は $4 \sim 10 \text{ kg/mm}^2$ である。

(2) 材料の疲労強度

4.2 Kにおける疲労強度のデータは極めて少ないため一般的な議論は難しい。Fig.5.19は福島らによる18-8ステンレス鋼（SUS304）の疲労測定データを示す。またFig.5.19はHandbook⁽¹¹⁾から引用した。低温では室温におけるよりも疲労強度は向上しているが、これは他のデータでも全く同じ傾向である。SUS310Sのデータは無いがSUS304でみるかぎり疲労強度は 5×10^5 サイクルなら4 K（-269℃）では 43 kg/mm^2 、切り欠き付きで 30 kg/mm^2 の値であり、 20 kg/mm^2 程度の応力振幅では十分耐えるものと思われる。

5.2 構造設計と構造物破損

5.2.1 構造設計上の問題点

現在までに製作・運転された超電導マグネットの中には、機械強度が充分でなかったことや電磁力支持枠が不十分であったことなどによるマグネット故障を起すものもあった。構造の一部の変形や導体移動 (Conil Motion) やこれに伴う絶縁破壊が起った。このことは2.2においても述べた。このようなことから、電磁力支持、重力支持の強度を充分持った構造設計を行うことがまず要求される。次に、大型構造物の製作法の確立、溶接強度の確保などが必要であろう。又、構造強度に影響を与えるような事象の発生を防止しなければならない。例えばアーク放電による構造物の一部溶融などがこのような事象として挙げられる。更に、構造物そのものや、その位置・配置に異常がないかどうかを早期に検出し、マグネットを減磁したりするなど必要な対策を打つことが望まれる。

このような考え方に基づき、マグネットの構造強度上の健全性を保つためには次のような解析や検討を行う必要がある。ここでは主たる項目について述べる。

- (1) 超電導ディスク、支持梁、支持シリンダ、支持リングなどの応力分布解析を行い、最大応力値が充分許容値以下になるようにしなければならない。この解析は静的荷重条件でまず行われる。
- (2) トロイダルマグネットにはポロイダル磁場との相互作用により繰り返し荷重が印加されることになる。繰り返し荷重により発生する応力値の大きさを計算し、各種材料の使用温度において調べられたS-N曲線により疲労破壊を起す可能性があるかどうかを評価しなければならない。疲労評価については第5.1節において検討を既に行った。
- (3) 通電中の導体などの異常が構造物に与える影響を解析するとともに、構造物に対して悪影響を及ぼす事象の発生防止対策を検討する。コイルクエンチなどを原因とする熱発生や局部温度上昇により生じる熱応力分布の解析、アーク放電により構造物が溶融するなどの現象の解析を行う必要がある。
- (4) 構造物に破損や配置のずれなどの影響を与える可能性のあるものの1つに異常電磁力発生がある。通電中の導体における不具合などにより発生する電磁力異常は普通、コイル構造設計上は安全サイドに働くことが多いが、故障のモードによっては電磁力のバランスが崩れて大きな応力が発生する可能性がある。又、プラズマの急激な消滅や、ポロイダルコイルの不具合などによりトロイダルコイルに生じる渦電流分布とそれに伴う電磁力の解析を行わなければならない。これらに関する検討は第5.3節について述べる。
- (5) トロイダルマグネットの地震力に対する挙動を解析する必要がある。固有振動数が2~10Hz程度の場合、最大加速度が大きくなる領域にくることが予想されるので、精度の良い解析が必要である。コイルへの熱侵入を防ぐことと熱応力を軽減するため架台も特殊な構造をとっているため架台部分における応力値が大きくなる。第5.4節において耐震検討について述べる。
- (6) 切欠部分や溶接部分などにおける応力集中の問題や破壊の問題についても検討する必要がある。SUS310Sは4.2Kにおいても延性が保たれていると考えられるが、ある実験

データではこれに反する結果も得られている。これらの点に関しては第5.1節において述べられているし、又、破壊に関しては後で若干述べることとする。

- (7) トロイダルマグネット用超電導コイルは寸法的に苛酷な条件と巨大な電磁力により、大きな応力下にある。一方、極低温における構造設計指針は簡単なものがあるのみで、このままでは設計することができない。従って、実証試験結果を踏まえつつ極低温構造設計基準を確立してゆかねばならない。例えばASMEの設計基準(ASME Boiler & Pressure Vessel Code)に高温用のものがあるようにつくられることが望まれる。極低温構造設計基準についても後で述べることとする。
- (8) トロイダルマグネットの構造体は熱応力により破損する可能性がある。コイルクエンチが起り局部発熱の結果、構造物の熱応力が或る部分で降伏応力以上になることがある。この点に関しては温度分布・熱応力分布解析を行う必要がある。又、初期冷却時に、コイル温度を下げてゆく時に発生する熱応力も問題となる可能性がある。コイル架台部分に関しては、熱収縮を吸収して大きな熱応力が発生しないような重力支持方法をとっている。
- (9) この他、コイル構造物の異常やコイル配置・位置のずれを早期に確実に検出する方法を確立しなければならない。極低温構造物で使用可能な歪計、音波検出計、コイルや支持梁の主要点の位置検出計などが必要とされるであろう。

このような多種の問題のうち解析によりかなり定量的な安全性検討ができるようになるものも多い。

5.2.2 極低温構造設計基準

極低温用圧力容器の設計は常温における圧力容器の設計に準拠すると考えられるが、次の点に留意する必要があるとされている。

- (1) 設計計算に使用される材料の許容引張応力は、室温における値を用いるものとされている。一般に材料の引張強さは温度の低下とともに大きくなるものであるが、使用温度によりどの程度大きい応力値まで安全であるかを定めることは難しいとされている。そこで安全側に考えて、室温における許容応力で一律に規定する。この考え方は従来の低温用圧力容器設計において用いられてきたものであるが、核融合炉用超電導マグネットにおいてはこの許容応力値では設計することが困難かもしれない。
- (2) 許容圧縮応力は許容引張応力と同じ値を使い、又、許容せん断応力を許容引張応力の80%とする。この定め方は室温における場合と同じである。
- (3) 容器の構造は十分な強度、耐低温性を有する。
- (4) 容器内で、温度分布による大きな熱応力が発生しないような容器構造になっている。

製作上の問題としては次の点に留意しなければならない。これは室温において使用される圧力容器と同様のものも多いが、特に、応力集中や脆性破壊を防ぐ必要がある。

- (1) 使用材料の成形加工その他の作業中に鋭い切欠きをつくらないように注意する。
- (2) 切断後は切断面を滑らかにし、ノッチが生じた時は肉盛補修後グラインダなどで平滑化する。
- (3) 組立中においても適当な治具を用いて、大きな変形やきずが生じないようにする。

(4) 溶接に関してはあらかじめ溶接試行法試験を行って適正であることを確認せねばならない。一方、低温構造設計において非常に大きな問題は使用材料の低温における機械的特性である。脆性破壊をしない材料を選定することが第1条件で、このことはASME Section VIII, Division 1, B.S. 1500と1501にも規定されている。又、JIS規格でも(JIS B 8243 火なし圧力容器) -30℃以下で使用する炭素鋼および合金鋼は脆性破壊を生じない材料を選ぶこと、-200℃以下ではシャルピー衝撃試験を行う必要があるとされている(Fig. 5.21 参照)。

5.2.3 応力解析と安全性検討

材料の破壊には種々のモードがあり、それぞれ破壊条件が異なる。トロイダルマグネットにおいて最も大きな荷重条件はトロイダル磁場との相互作用によるものであり、この荷重はプラズマ運転サイクルとは関係無く、静的荷重条件である。又、マグネット構造物に使用したSUS310Sは低温においても脆性ではないと思われ、この場合「延性破壊の条件」を検討しなければならない。この条件には、(1)トレスカの降伏条件、(2)ミーゼスの降伏条件などがある。トレスカの降伏条件は最大せん断応力説とも呼ばれ、降伏は最大せん断応力がある値に達した時に起るとしている。即ち、

$$\text{Max} \left\{ \frac{|\sigma_1 - \sigma_2|}{2}, \frac{|\sigma_2 - \sigma_3|}{2}, \frac{|\sigma_3 - \sigma_1|}{2} \right\} \leq \sigma_a \quad (5.1)$$

であらわされる。一方、ミーゼスの降伏条件も同様に次式で示される。

$$\frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \leq \sigma_a \quad (5.2)$$

トロイダル磁場による電磁力静荷重条件下による応力分布の解析を行ったものがFig. 5.22とFig. 5.23である。最大応力値は約35 kg/mm²であった。しかしながら、この解析は均質組成に平均的なヤング率やポアソン比を用いて計算したものである。実際のマグネットはステンレス鋼や銅などの不均一組成であり、冷却ヘリウム流路用の溝がぼってあったりする。このようなことから、局所的な応力のピーク、即ち応力集中が当然生じる。この点に関してはより詳細な検討が必要であろう。又、トロイダル磁場との相互作用による倒し力が更に重畳され、最大応力値は40 kg/mm²以上と報告されている。

しかし、一方、オーステナイト系ステンレス鋼の4Kにおける降伏応力は非常に大きい。SUS310Sの0.2% Yield Strengthは83.3 kg/mm²(4K)であることがわかっており、かなり高い応力値が局所的に発生しても降伏することが無い。

トロイダルマグネットは全体で16本のコイルからできており、それぞれのコイルは約64,000トンの向心力を受ける形になっている。この電磁力のうち、支持リング27%、支持シリンダ11%、トロイダルコイル楔部62%の割合で概略分担支持される。この時薄肉円筒に近い支持シリンダでは座屈が起る可能性がある。そのために支持シリンダの内側に支持リングを設置してあった。ここでは支持リングは向心力分担をする機能のみと考えて、全向心力の

1.1%が支持シリンダの外圧としてかかった時の座屈について論じる。Fig. 5.2.4にセンタシリンダの寸法・形状を示した。サウスウェルの実験式によると薄肉円筒におけるモードnの座屈の危険外圧は次式で与えられる。

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

ここで $\ell \gg r_m$ とすれば第1項 \gg 第2項である。

$$P = \frac{m^2 Et^3 (n^2 - 1)}{12(m^2 - 1) r_m^3} \quad (5.4)$$

ただし E : ヤング率, $1/m$: ポアソン比, ℓ : 円筒の長さ, r_m : 円筒の半径, t : 肉厚。

$n = 2$ が最も起りやすいモードで, $P \cong 1.42 \times 10^2 \text{ kg/cm}^2$ と計算された。一方, 全向心力の1.1%を支持シリンダの外圧とすれば, 外圧 $\cong 0.94 \times 10^2 \text{ kg/cm}^2$ と計算される。従って電磁力異常やコイル楔部のずれなどが起らないかぎり, 座屈は起らないと考えてよい。

5.2.4 構造物破損と破壊条件

前項でも述べたが破壊様式には種々あり, まず大きくわけて静荷重条件下のものと繰り返し荷重条件下のものがある。後者は疲労破壊と呼ばれ脆性破壊の様式と考えられる。又, 静荷重条件下のものには延性破壊と脆性破壊とがある。延性破壊の条件式については既に前項で述べた。更に, 疲労については第5.1節で述べた。

破壊において重要な要素を持つものに応力集中係数がある。切欠きが存在する時, その近傍でピーク応力が平均応力の何倍にもなる。更に切欠きの先端半径が限りなく小さくなったものをき裂という。き裂先端では弾性応力集中係数は無限大となる。従って低い平均応力でも, き裂先端には必ず若干の塑性域が生じる。この塑性域が小さい時は脆性破壊, き裂の進展や破壊の検討に応力拡大係数を使うことができる。Fig. 5.2.5に示す如く片側き裂の応力拡大係数は次式で計算された。

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \left[1.1215 - 0.23 \left(\frac{a}{W} \right) + 1.055 \left(\frac{a}{W} \right)^2 - 2.171 \left(\frac{a}{W} \right)^3 + 3.038 \left(\frac{a}{W} \right)^4 \right] \quad (5.5)$$

ここで板厚: W , き裂の深さ: a として K を計算してみた。 $W \cong 100 \text{ cm}$, $\sigma = 30 \text{ kg/mm}^2$, $a \cong 0.1 \text{ cm}$ とした時 $K = 18.9 \text{ ksi} \sqrt{\text{inch}}$ が得られた。 K がどの程度以下であればき裂が成長しないか, 又, 破断に至らないかを4Kステンレス鋼について実験する必要がある。

5.3 電磁力異常

既に述べたように、正常に運転されているトロイダルマグネットには、大別して3種の電磁力が作用する。第1は、トロイダルマグネット全体に作用する向心力であり、マグネット全体で約100万トンである。第2は、各コイルの拡張力であり、その大きさはコイル1ヶあたりで16.6万トンである。第3は、ポロイダル磁場との相互作用によって生じる倒し力であり、その大きさはコイル1ヶあたり約1万8千トン・メートルである。上に述べた第1および第2の電磁力は各コイル間に作用する大きな電磁力が均衡を保っている場合の値であり、何等かの事情からコイル間電磁力の均衡が破れた場合には上に述べた以外の電磁力が発生する。一方、第3のポロイダル磁場との相互作用はポロイダルコイル、プラズマが正常に動作している場合は上述の作用力であるが、ポロイダルコイル、プラズマに異常が発生した場合には作用力も異なる。本稿では、上に述べたような正常運転時以外の電磁力と正常運転時電磁力の差を異常電磁力と定義して以下の議論を進める。

5.3.1 異常電磁力の原因

各コイル間電磁力の不均衡を発生させるような原因としては、コイルの相対位置の移動および各コイル間電流の不均衡が考えられる。このうち、前者はマグネットの構造が既に破損している状態であり、ここでの検討の対象外とする。後者の電流不均衡の原因としては、励磁電源の一部喪失、コイルのクエンチ、断線、短絡および給電線の断線、短絡などが考えられる。このような原因による電流不均衡は5.3.2に述べ、また電流不均衡による異常電磁力は5.3.3に述べる。

ポロイダル磁場との相互作用の異常電磁力は、ポロイダル磁場の異常に起因するものであり、プラズマ異常、ポロイダルコイルまたは給電線の異常、あるいはポロイダル電源異常などが原因として考えられる。このうち、プラズマ消滅時の電磁力増加については既にJAERI-M 7298中のマグネット応力解析で考慮済みである。その他のポロイダルコイル異常は、コイル電流の減少、すなわちポロイダル磁場の減少を意味するものであり、トロイダルコイルにとっては安全側である。このような点から、ポロイダル磁場との異常作用力については検討を特に要しないと思われる。

以上に述べた異常電磁力の他に、プラズマの起動・停止時等にコイル内に発生する渦電流による異常電磁力が考えられるが、渦電流については精度の良い解析法が未だ十分に確立されていないため、ここでは問題点の指摘に留める。

5.3.2 コイル電流不均衡の解析

(1) 電源の一部喪失、機能低下

本設計では、主としてコイルクエンチ時の電流減衰時定数の観点から、トロイダルコイル全体を18ヶの電源に分割する励磁分割方式を採用している。この場合、Fig.4.10に示すように、各電源にはマグネットを構成する全コイルの1ディスクづつが直列に結線されている。したがって、1ヶの電源の機能喪失や低下による電流低下が発生しても、各コイルの18ヶのデ

ディスクに流れている総電流には不均衡は発生しない。ただし、各コイルのディスク間の電流不均衡は発生する。ディスク間電流不均衡の最大値は、通常運転電流値である 25.1 kA である。

(2) コイルのクエンチ

コイルクエンチが発生した場合、その回路モデルは Fig. 5. 2 6 で示される。図からわかるように、コイルクエンチが発生しても、同一の電源に接続されている全ディスクは直列結線であり各コイル間の電流不均衡は発生しない。なお、クエンチ検出に伴って電源シャ断が行われ、コイルに流れていた電流は外部保護抵抗に放出される。現設計ではクエンチが発生した場合、当該ディスクの電源シャ断が行われるだけで、他の電源に対しては電源シャ断を行わない。したがって、各コイル内のディスク間の電流不均衡は発生し、その値は(1)と同様に最大 25.1 kA である。

(3) コイル短絡

コイル短絡の回路モデルは Fig. 5. 2 7 で示される。電源が正常であり、コイルに断線、クエンチ等が発生しなければ、コイルに流れる電流は定常である。このような定常電流に対しては、超電導コイルの両端には電位差が発生せず、したがって短絡部には電流は流れない。しかし、電源電流のゆらぎ等が発生した場合には、コイル両端に $L \frac{di}{dt}$ なる電位差が生じ短絡部に電流が流れ発熱しクエンチの誘因となる。このような原因、または他の原因からクエンチが発生した場合、電源シャ断が行われ Fig. 5. 2 6 に示すような電流変化があればコイル両端に大きな電位差が発生し、短絡部にも大きな電流が流れる。以上述べたような、コイル電流の時間変化がある場合には直列に接続されたディスク間にも電流の不均衡を生じる。

いま、簡単のため電源シャ断が行われた場合を例にとると、回路モデルは Fig. 5. 2 8 のようになる(但し、コイル間の相互インダクタンスは無視する)。図に示すように、短絡を起したディスクのインダクタンス、電流を L_2 , i_2 , 正常なディスクのインダクタンス、電流を L_3 , i_3 , 保護抵抗を R_0 , 短絡部の抵抗、電流を R_1 , i_1 とすると回路方程式は、

$$i_1 + i_2 = i_3 \quad (5.6)$$

$$i_1 R_1 = L_2 \frac{di_2}{dt} \quad (5.7)$$

$$i_1 R_1 + L_3 \frac{di_3}{dt} = -R_0 i_3 \quad (5.8)$$

初期条件は

$$i_3 \Big|_{t=0} = i_0 \quad (i_0 \text{ は通常運転電流}) \quad (5.9)$$

$$i_1 \Big|_{t=0} = 0 \quad (5.10)$$

となる。

式(5.6)～(5.8)を初期条件(5.9), (5.10)の下に解くと以下の解を得る。

$$i_1 = \frac{L_2 \cdot \alpha \beta}{R_1 (\alpha - \beta)} (e^{\beta t} - e^{\alpha t}) i_0 \quad (5.11)$$

$$i_2 = \frac{1}{\alpha - \beta} (\alpha e^{\beta t} - \beta e^{\alpha t}) i_0 \quad (5.12)$$

$$i_3 = \frac{1}{R_1 (\alpha - \beta)} \left\{ \alpha (R_1 + L_2 \beta) e^{\beta t} - \beta (R_1 + L_2 \alpha) e^{\alpha t} \right\} i_0 \quad (5.13)$$

ただし、 α 、 β は次式を満たす2根であり、この場合はいずれも負の実数である。

$$\frac{L_2 L_3}{R_1} x^2 + \left(L_2 + L_3 + \frac{R_0}{R_1} L_2 \right) x + R_0 = 0 \quad (5.14)$$

以上の解に示されているように、直列に接続されているディスクの電流 i_2 、 i_3 は一般に異なる値を示す。

このようなディスク間の電流不均衡による電磁力異常は、5.3.3に述べるように、 $i_1 \cdot i_3$ に比例する。 $i_1 \cdot i_3$ の値は、回路を構成する素子の定数に依存するが、構造上の観点からすれば、直列に接続されている複数のディスクが同時に短絡を起すことは考えられず、1ケのディスクの両端が短絡する場合についてのみ検討すれば良いであろう。この場合、各回路素子の定数は $R_0 = 0.3 \Omega$ 、 $i_3|_{t=0} = 25.1 \text{ kA}$ 、 $L_2 \approx 0.5 \text{ H}$ 、 $L_3 \approx 7 \text{ H}$ である。 R_1 の値は短絡の様子によって異なるが、アーク放電の場合は4.5に述べたように $10^{-2} \sim 10^{-3} \Omega$ 、機械的接触の場合でも同等もしくはそれ以下の値となろう。このような R_1 の値に対しては、回路全体の時定数に比較して、短絡コイルの時定数が非常に大きい。即ち

$$\frac{L_2 + L_3}{R_0} \ll \frac{L_2}{R_1} \quad (5.15)$$

であるため、短絡コイルと非短絡コイルの電流差が大きくなる。パラメトリックサーベイを行った結果によると、 $i_1 \cdot i_3$ の最大値は $1.5 \times 10^8 \text{ A}^2$ 程度とする。なお、Fig.5.29に $R_1 = 1 \text{ m}\Omega$ の場合の電流変化の様子を示す。

(4) コイル断線

コイル断線の場合、等価回路はFig.5.30のように書けるが、実際には断線部はアーク放電が発生するためFig.5.26のコイルクエンチ時と同じ回路モデルとなる。ただし、クエンチ時と違って、アーク放電の両端に高電圧が発生するためディスクに絶縁破損が発生してディスクの短絡が起るであろう。この時の回路モデルはFig.5.31となるが、この回路はFig.5.28と等価である。

以上に示したように、コイル断線は最終的にはコイル短絡と同等に扱うことができる。

(5) 給電線の短絡

給電線短絡は、短絡位置によって検討を区別する必要がある。第1のケースは、Fig.5.32に示すように保護抵抗より電源側に短絡が発生した場合である。この場合には、電源側の破損はあり得るが、コイル側からみれば電源シャ断と同一とみなせるので(2)で述べたように1ケのコイル内のディスク間に最大25.1 kAの電流不均衡が発生する。第2のケースは、保護抵抗とコイル間に短絡が発生した場合である(Fig.5.32参照)。この場合にも電源側の破損はあり

うる。コイル側からみた場合には、小さな保護抵抗で電源しゃ断が行われたのと等価であり、長い時定数でしゃ断される。以上いずれの場合にも、他の事故が重複しない限りディスク間の電流不均衡は発生するが、コイル間の電流不均衡は発生しない。ただし、実際の現象としては、短絡部での異常発熱によって断線となる可能性が多いが、これについては(6)に述べる。

(6) 給電線断線

給電線断線についても、断線位置によって検討を区別する必要がある。第1のケースは前記(5)の場合と同様、保護抵抗の電源側で断線が発生した場合である。この場合の回路は電源しゃ断と同一でありコイル間の電流不均衡は発生しない。第2のケースとしては、保護抵抗よりコイル側に断線が発生した場合である。このときは、断線部分のアークによってコイル両端に高電圧が発生し、ディスクの絶縁破壊が発生するであろう。いま、簡単のため給電線の断線とディスク絶縁破壊が同時に発生すると考えれば等価回路は Fig. 5.3.2 になる。したがって、(3)で述べたコイル短絡と同一の電流不均衡が発生しうる。

(7) まとめ

以上に、実験炉超電導マグネットで考えられる故障モードについて、コイル間およびディスク間に発生する電流不均衡について検討した。これらの検討の結果をまとめると次のようになる。

- (a) コイル間の電流不均衡は、1つの電源に直列に結線されたディスク間に電流不均衡が発生した場合に起る。この場合、電磁力異常の原因となるディスク間の電流不均衡の積 ($i_1 \cdot i_3$) は最大で $1.5 \times 10^8 \text{ A}^2$ 程度である。1ケのコイルは18ケのディスクから構成されて各々別の電源によって励磁されているが、最悪のケースとして1ケのコイルを構成する全ディスクに電流不均衡が同時に発生する場合を想定した場合、コイル間の電流不均衡の積は最大で $\sim 5 \times 10^{10} \text{ A}^2$ 程度である。
- (b) 1つのコイルを構成する18ケのディスク間の電流不均衡の最大値は、電源電流量と等しく 25.1 kA である。

5.3.3 異常電磁力の解析

(1) コイル間異常電磁力

上に述べたように、実験炉超電導マグネットを構成する16ケのコイル間には短絡事故等の場合には電流不均衡が発生し得る。

良く知られているように、このようなコイル間電流不均衡が発生した場合は、コイル間に倒し力が発生する。この倒し力は、電流減少が発生したコイルに隣接したコイルで最大となり、その値は電流減少に伴い隣接コイルとの吸引力の減少分に等しい。この事情を以下に説明する。いま、装置のトーラス方向を θ で表わし、コイル間の相互インダクタンスを L_{ij} とすると、コイル i 、コイル j の間の相互吸引力は

$$F_{\theta} = \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial \theta} (L_{ij}) I_i I_j \quad (5.16)$$

で表わされる。正常に運転されているマグネットのコイル i に作用する倒し力は

$$(F_{\theta})_i = \sum_k \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial \theta} (L_{i,i+k} \cdot I_i I_{i+k} + L_{i,i-k} I_i I_{i-k}) \quad (5.17)$$

となるが、マグネットの対称性から、 $\frac{\partial}{\partial \theta} (L_{i,i+k}) = -\frac{\partial}{\partial \theta} (L_{i,i-1})$ であり、また $I_i = I_j = I_0$ である。したがって式(5.17)の右辺は0となり倒し力は作用しない。いま、コイル $i-1$ の電流が I_0 から $(I_0 - \Delta I)$ に減少した場合、式(5.17)は

$$(F_{\theta})_i = \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial \theta} (L_{i,i-1}) \cdot I_0 \cdot \Delta I \quad (5.18)$$

となる。

トロイダル状に配置された非円形コイルの相互インダクタンス L_{ij} は解析的には求められないので、ここでは、トロイダルマグネットを同軸円形コイルの集合で近似して電磁力を求める。

半径が R 、コイル間距離 a の同軸円形コイル間の電磁吸引力は次式で表わされる。

$$F = \frac{\mu_0 a \cdot I_1 I_2}{\sqrt{4R^2 + a^2}} \left\{ K(k) - \frac{2R^2 + a^2}{a^2} E(k) \right\} \quad (5.19)$$

ここで、 $E(k)$ 、 $K(k)$ は完全楕円積分であり、 k は

$$k = \frac{2R}{\sqrt{4R^2 + a^2}} \quad (5.20)$$

で与えられる。

経験によれば、このような近似で求めた値は5.0%程度の精度で厳密計算値と一致する。

コイルの平均半径を $R = 5.0 \text{ m}$ 、コイル間距離をプラズマ中心での距離、 $a = 2.65 \text{ m}$ 、コイル電流の積は5.3.2の(7)より $5 \times 10^{10} \text{ A}^2$ にターン数28の自乗を乗じて $\sim 4 \times 10^{13} \text{ A}^2$ として、式(5.19)を求めると、

$$F_{\theta} = 7.8 \times 10^3 \text{ トン}$$

となる。実際には、コイル構成する全ディスクが同時に電流不均衡を生じることはないので、異常電磁力は最大でも数百トン程度と推定される。

(2) ディスク間異常電磁力

5.3.2に述べたように、1つのコイルを構成するディスク間に最大25.1 kAの電流不均衡が発生する。このような電流不均衡に対して、上記(1)と同様に式(5.19)を用い、 $a = 0.05 \text{ m}$ として異常電磁力を求めると

$$F_{\theta} = 6.28 \times 10^3 \text{ トン}$$

となる。

1ヶのコイルを構成するディスクのうち、中心部に存在するディスクについては正常運転時には配置の対称性から電磁力が相殺されている。したがって、事故時には上記異常電磁力が新たに付加されることになる。しかし、端の方に存在するディスクでは配置の対称性が無いため、むしろ正常運転時の場合大きな吸引力が作用している。一番端にあるディスクについて、残り

17ヶのディスクからの吸引力を合計すると、約2万トンとなる。このような端に存在するディスクにとっては、上記異常電磁力から差引かれることになり、安全側である。

いずれにしても、ディスクに作用する異常電磁力は正常運転時の作用力よりも小さく構造安全上特に問題とはならない。

5.4 耐震設計

5.4.1 設計方針

(1) 設計思想

超電導トロイダルコイルの耐震設計は原子力発電所における機器・配管系の設計に相当すると考えるのが安全側でもあり妥当である。

機器・配管系構造物の耐震設計は建築物・土木構造物の耐震設計とその基本において、次に示すような点で差異がある。

- 1) 振動特性
- 2) 荷重特性
- 3) 破壊特性

振動特性についていうと、固有振動数が広範囲に分布しており、また主要振動の方向が3次元的でありかつ振動形も複雑である。減衰定数も著しく低いものから高いものまでである。荷重特性については分布荷重を受け、また使用温度が常温より高く（または低く）、熱応力等を考慮する必要がある場合が多い。これらの荷重による応力は許容応力内での取り分のかかなりの割合を占め、しかも破壊の発生に際し解放されるエネルギーが地震荷重による破壊エネルギーに比べ、はなはだしく大きいものがある。破壊特性の差については、すでに触れたことのほか、コンクリートを主体とする構造物と鋼構造物の差もある。前者の破壊は一般に漸進的であって、その進展に従って吸収されるエネルギーは大きい。また、一般の荷重に対する許容応力の規定の仕方が1次応力、2次応力と区別をしているため、一般にいわれる値は引張り強さの $1/3 \sim 1/4$ と一見低くとられているが、すべての応力を総合すると、建築物等に比べて決して低くなく、鋼材等金属の有する特性を極限まで利用している。

これまでに設計されてきた原子力施設の各種の機器・配管系は安全性確保に関連した重要度によって3種類（すなわち最重要のAクラス、重要なBクラス、普通のCクラス）程度に分類され、それぞれの分類に応じた設計手法がとられている。但し、A、B、Cクラスの分類は以下のように定義されている。

Aクラス； その機能喪失が原子炉事故をひき起すおそれのあるもの、および原子炉事故の際に放射線障害から公衆を守るために必要なもの。Aクラスのうちでも安全上特に重要なもの、すなわち原子炉格納容器、原子炉停止装置は通常Asクラスに分類する。

Bクラス； 高放射性物質に関連するもので、Aクラス以外のもの。

Cクラス； AクラスおよびBクラス以外のもので通常の耐震性を要するもの。

ここで述べる実験炉の超電導トロイダルコイルも上記Aクラス又はBクラスに属すると考え、解析・検討を実施する。

(2) 設計方法

上記設計思想に基づき耐震設計の方法を流れ図に示すと Fig. 5.3.3 となる。耐震設計の第一着手は振動特性それも主に固有振動数による分類を行うことである。この分類の結果と重要度分類の結果を合わせて、設計方法を決定するわけであるが、機器・配管系においては構築物系の設計の際の静的震度法に相当する動的設計と対立する概念としての静的設計は採られない。固有振動数による分類の結果、剛構造対象に適用される設計法は、従来の静的震度法と同様、分布慣性力による荷重が静的に加えられた際に生ずる応力分布によっている。しかしながら、これは固有振動数を検討した上で行われることであって、本質的には動的設計の一部である。Bクラスやその他一般の対象物については、動的設計を適用していないといわれることがあるが、これらのクラスについても自動的に行われていると考えた方がよい。本来、剛構造領域にあるよう設計するのが原則であり、従って大部分の対象物については静的震度法による取り扱いが適当となるのである。柔かい領域にある系に対して静的震度法を適用するのは無意味である。

一般に、機器・配管系はその機能要求の一つの耐圧条件による規格強度計算等によって主体構造体（耐圧部本体の形状、寸法、板厚等）の設計が行われるのが、その支持構造体の設計に当っては、主体構造の自重、つり荷重および支持荷重のほか、地震荷重（B、Cクラスは設計震度仕様通り、Aクラスは設計のこの時点では未定であるので適当に、最小設計震度仕様以上の値を仮定して概算している）に耐えられるようにする一方、その支持構造体によって主体構造物に過大な熱応力が生じないように考慮されなければならない。一般の耐震上の支点は熱膨脹を拘束し、熱応力を高めることが多いので、支持構造の概念設計が固まった時点で熱応力解析を行うことが一般的に行われている。概念的にみて、機器系は剛領域に入るよう設計することは容易であり、またそうすることにより構造上の安全率を高めることに役立っているが、配管系は剛領域に入ると、地震応力は低減しても熱応力を高めることになり、必ずしも構造上の安全率を高められないことが多い。従って配管系は地震力と熱応力の適当なバランスがとれるような支持構造を決定することが重要となる。

現状では、動的解析の技術はかなりの水準に達し、超高層建築物の設計などで多く実施されている。しかしながら応答解析等には本質的に不確定なものが含まれており、この面から考えても、なおかつ剛構造領域に入るよう設計方針を選択することが望まれる。このような諸点にかかわらず検討の結果、柔らかく設計した方が有利であるとの結論に達した対象系は、固有振動数の分類に応じ、以下に述べるような観点で設計法を選択し実施して行く。設計法に関連する設計用震度（クラスAは最小基準）は Table 5.5 が一般的に採用されている。Aクラスの水平方向震度は予備的な値であって、動的解析（固有値解析、応答解析）を行うことが原則であり、その結果が上記の最小基準の震度によるものを下回るときは最小震度を採用することになっている。また、Aクラス機器・配管系の固有値解析の結果、その1次固有振動数が、その支持建物の1次固有振動数の少なくとも2倍以上の区間にあるとき、これを剛構造領域にあるとみて、応答解析を省略し上記最小基準震度を採用している。次に応力解析については、機器系、特に主体構造と支持構造の接合部など最も応力が大きくなると予想されるところでは、一般機械荷重、熱荷重、地震荷重を同時に与えて解析する場合が通例であるが、配管系では熱荷重、

地震荷重による解析を独立に行い、それぞれの結果と内圧荷重による応力を合成することが一般的である。

(3) 設計基準

機器・配管系の設計、材料、製作、試験、検査については基準、コードがあり、耐震設計の応力算定、許容応力についても、これら基準、コードが基礎となる。前述のように、核融合炉の機器・配管系の設計基準は原子炉容器、配管系の基準に従うことが妥当と考えられるのでここでも原子力発電所設計で採用されている基準に従うこととした。

耐震設計評価の国内の慣習は、設計地震と仮想地震（安全余裕検討用地震）を考え、設計地震には、その算定1次応力を降伏点未満に保つこと、局部、2次、ピーク応力については降伏点を越えても良いが、過大な変形、進行性の変形はさけることとし、仮想地震には、格納施設および原子炉安全停止系など安全上最重要な設備の安全機能を保持することとしてきた。この2種の地震強さと評価レベルを考えた主な理由は、地震荷重の想定、算定の不確定幅が大きいことによる。これは米国でも同様な考え方を採用している。このような背景の中からASME Section IIIでは、地震、故障、事故を総括して正常状態を上回る状態を異常、緊急、損傷の3状態に分類し、その各状態の設計基準を与えている。国内では、原子力発電プラントの耐震設計の経験も蓄積され始め、国内の電力会社からの要請もあり、現在、ある程度の統一的基準（または指針）が示されている。

従って、設計基準として、ASMEコードを採用するか、以下に示す原子力発電所耐震設計指針を採用すれば良い。

原子力発電所耐震設計指針では、考え方の前提として

- (1) 許容応力値は、「設計地震時においても、過大な変形および破損がなくその機能を保持しうる。但し地震後運転を正常に再開するためには修復を必要とすることがありうる」とする。
- (2) 荷重の組合せについては、設計地震プラス通常運転荷重とする。但し、単時間継続の荷重との組合せは考えない。

設計地震に対して本指針で設計されている限り、Section IIIでいう異常状態として想定すべき規模の地震、すなわち年1回程度のひん度で期待される地震では容器の応力は十分コードの許容応力値以内であろうと考えられる。基準をTable 5.6に示す。

5.4.2 弾性系の動的応答解析法

動的応答解析法はもちろんすでに確立された手法であり、あらためて述べる必要もないが基本的な点について、1自由度系の非減衰の場合、多自由度系の非減衰の場合、多自由度系の減衰のある場合に分けて説明する。

- (1) 1自由度の減衰項のない場合

運動方程式は、

$$M\ddot{U} + KU = P(t) \quad (5.21)$$

Mは質点の質量、Kはバネ定数、Pは外力、Uは質点の変位である。

外力として任意関数P(t)を考えると、(5.21)の特解は

$$\begin{aligned}
 U(t) &= P(0)A(t) + \int_0^t \frac{dP}{d\tau} A(t-\tau) d\tau \\
 &= A(0)P(t) + \int_0^t P(\tau)A'(t-\tau) d\tau
 \end{aligned}
 \tag{5.22}$$

となる。但し、 $A(t)$ は indicial admittance と定義されており、

$$A(t) = M^{-1} \omega^{-2} (1 - \cos \omega t) \tag{5.23}$$

と書ける。' は時間で微分することを意味する。(5.22)式は $A(0)=0$ より

$$U(t) = M^{-1} \omega^{-1} \int_0^t P(\tau) \sin [\omega(t-\tau)] d\tau \tag{5.24}$$

となる。従って、特解と合わせて、(5.21)式の一般解は

$$\begin{aligned}
 U(t) &= U(0) \omega^{-1} \sin \omega t + U(0) \cos \omega t \\
 &\quad + M^{-1} \omega^{-1} \int_0^t P(\tau) \sin [\omega(t-\tau)] d\tau
 \end{aligned}
 \tag{5.25}$$

となる。但し、初期条件として $t=0$ における変位と速度を与えた。また $\omega^2 \equiv K/M$ である。

(5.25)式より任意の時刻の速度、加速度、変位が求まる。

(2) 多自由度非減衰弾性構造物の場合

この場合の運動方程式はマトリックス M 、 K および列マトリックス U 、 $P(t)$ を用いて次式で表わされる。

$$M \ddot{U} + K U = P(t) \tag{5.26}$$

一般に、 M 、 K は対角要素以外のマトリックス要素が零ではないので運動の微分方程式は連成されており、そのためこれらの方程式を直接的に解くことは非常に困難なことである。そこで、通常はこれら一群の方程式を非連成として解を求める modal analysis 法が採用されている。この方法では固有振動数を最初に求める必要があり、このことは我々の設計法の方針と一致している。modal analysis 法では解 U を剛体モード P_0 と P_e の線形結合で表わしうると仮定する。

$$U = P \Phi = [P_0 \ P_e] \begin{bmatrix} \Phi_0 \\ \Phi_e \end{bmatrix} \tag{5.27}$$

但し、 Φ_0 、 Φ_e は次の(5.28)式に表わされるような時間の未知関数の列マトリックスである。

$$\Phi_0 = \{ \Phi_1, \Phi_2, \dots, \Phi_w \} \tag{5.28}$$

$$\Phi_e = \{ \Phi_{w+1}, \Phi_{w+2}, \dots, \Phi_{w+m} \}$$

(5.28)式を(5.27)式に代入し、左から P_0^T を掛けると、

$$P_0^T M P_0 \ddot{\Phi}_0 + P_0^T M P_e \ddot{\Phi}_e + P_0^T K P_0 \Phi_0 + P_0^T K P_e \Phi_e = P_0^T P(t) \tag{5.29}$$

となる。

次に重要な性質，すなわち以下に示す直交条件を用いる。

$$P_0^T M P_e = 0, P_0^T K = (K P_0)^T = 0$$

すると，(5.29)式は

$$P_0^T M P_0 \ddot{\Phi}_0 = P_0^T P(t) \quad (5.30)$$

となる。 $P_0^T M P_0$ ， $P_0^T P(t)$ は通常一般化質量，一般化力と呼ばれている。

$$P_0^T M P_0 \equiv M_0 \quad (5.31)$$

$$P_0^T P(t) \equiv P_0 \quad (5.32)$$

とおくと，(5.30)式は

$$\ddot{\Phi}_0 = M_0^{-1} P_0(t) \quad (5.33)$$

となり，積分を実行すると

$$\Phi_0 = M_0^{-1} \int_{\tau_2=0}^{\tau_2=t} \int_{\tau_1=0}^{\tau_1=\tau_2} P_0(\tau_1) d\tau_1 d\tau_2 + \Phi_0(0) + \dot{\Phi}_0(0)t \quad (5.34)$$

となる。但し， $\Phi_0(0)$ ， $\dot{\Phi}_0(0)$ は初期条件より決まる。次に弾性モードについて議論する。(5.29)式に左から P_e^T を掛け，直交条件を用いると，

$$M_e \ddot{\Phi}_e + K_e \Phi_e = P_e^T P(t) \quad (5.35)$$

となる。但し， M_e ， K_e はそれぞれ

$$K_e \equiv P_e^T K P_e \quad (5.36)$$

$$M_e \equiv P_e^T M P_e \quad (5.37)$$

である。(5.35)式に左から M_e^{-1} を掛けると

$$\ddot{\Phi}_e + M_e^{-1} K_e \Phi_e = M_e^{-1} P_e(t) \quad (5.38)$$

となる。但し， $P_e(t)$ は一般化力であり，下式で表わされる。

$$P_e(t) = P_e^T P(t) \quad (5.39)$$

また， $M_e^{-1} K_e$ は， $M_e^{-1} K_e = \Omega^2$ であるから，(5.38)式は

$$\ddot{\Phi}_e + \Omega^2 \Phi_e = M_e^{-1} P_e(t) \quad (5.40)$$

となる。但し， Ω は

$$\Omega^2 = [\omega_{w+1}^2, \omega_{w+2}^2, \dots, \omega_{w+m}^2] \quad (5.41)$$

である。(5.40)式は連成されていない2階の微分方程式群を構成していることがわかる。

(5.40)式を剛体モードの場合と同様に積分すると，

$$\begin{aligned} \Phi_e = & \Omega^{-1} \sin \omega t \dot{\Phi}_e(0) + \cos \omega t \Phi_e(0) \\ & + \Omega^{-1} M_e^{-1} \int_0^t \sin [\omega(t-\tau)] P_e(\tau) d\tau \end{aligned} \quad (5.42)$$

但し $\sin \omega t$, $\cos \omega t$ はそれぞれ列マトリックスである。(5.34)式, (5.42)式を(5.27)式に代入すると下式に示すごとく変位 U が求まる。

$$\begin{aligned} U = & P_0 \Phi_0(0) + P_0 \dot{\Phi}_0(0) t + P_e \Omega^{-1} \sin(\omega t) \dot{\Phi}_e(0) + P_e \cos(\omega t) \Phi_e(0) \\ & + P_0 M_0^{-1} \int_{\tau_2=0}^{\tau_2=t} \int_{\tau_1=0}^{\tau_1=\tau_2} P_0(\tau_1) d\tau_1 d\tau_2 + P_e \Omega^{-1} M_e^{-1} \int_0^t \sin[\omega(t-\tau)] P_e(\tau) d\tau \end{aligned} \quad (5.43)$$

次に時刻 $t = 0$ における Φ , $\dot{\Phi}$ の初期値を物理量 U と関連づけなければならない。

式(5.27)より

$$U(0) = P_0 \Phi_0(0) + P_e \Phi_e(0) \quad (5.44)$$

$$\dot{U}(0) = P_0 \dot{\Phi}_0(0) + P_e \dot{\Phi}_e(0) \quad (5.45)$$

(5.44)式に左から $P_0^T M$ を掛けると下式が得られる。

$$P_0^T M U(0) = M_0 \Phi_0(0) \quad (5.46)$$

つまり Φ_0 は

$$\Phi_0(0) = M_0^{-1} P_0^T M U(0) \quad (5.47)$$

となる。次に $\Phi_0(0)$ を求める。(5.44)式に左から $P_0^T M$ を掛けると次式を得る。

$$\Phi_e(0) = M_e^{-1} P_e^T M U(0) \quad (5.48)$$

結局, $\Phi_0(0)$, $\dot{\Phi}(0)$, $\Phi_e(0)$, $\dot{\Phi}_e(0)$ が求まったので最終的に

$$\begin{aligned} U = & P_0 M_0^{-1} P_0^T M U(0) + P_0 M_0^{-1} P_0^T M \dot{U}(0) t + P_e \Omega^{-1} \sin(\omega t) M_e^{-1} P_e^T M \dot{U}(0) \\ & + P_e \cos(\omega t) M_e^{-1} P_e^T M U(0) + P_0 M_0^{-1} \int_{\tau_2=0}^{\tau_2=t} \int_{\tau_1=0}^{\tau_1=\tau_2} P_0(\tau_1) d\tau_1 d\tau_2 \\ & + P_e \Omega^{-1} M_e^{-1} \int_0^t \sin[\omega(t-\tau)] P_e(\tau) d\tau \end{aligned} \quad (5.49)$$

を得る。 P_0 , P_e が時間的に複雑に変化する場合はもちろん数値計算を行うことになる。

(3) 多自由度減衰弾性構造物の場合

減衰のある場合の運動方程式は

$$M\ddot{U} + C\dot{U} + KU = P \quad (5.50)$$

と書ける。但し、 C は減衰係数から成る対角マトリックスである。 U に対する解は前と同様剛体モード, 弾性モードの線形結合であると仮定し, (5.50)式に代入すると

$$MP_0 \ddot{\Phi}_0 + MP_e \ddot{\Phi}_e + CP_0 \dot{\Phi}_0 + CM_e \dot{\Phi}_e + KP_0 \Phi_0 + KP_e \Phi_e = P \quad (5.51)$$

が得られる。この式に左から P_0^T , P_e^T を掛け、直交性を用いると、つぎの2組の式が得られる。

$$M_0 \ddot{\Phi}_0 + e_0 \dot{\Phi}_0 + P_0^T C P_0 \Phi_0 = P_0 \quad (5.52)$$

$$M_e \ddot{\Phi}_e + P_e^T C P_0 \dot{\Phi}_0 + e_e \dot{\Phi}_e + \Omega^2 M_e \Phi_e = P_e \quad (5.53)$$

但し、 e_0 , e_e はそれぞれ一般化された減衰マトリックスであり、下式で定義されている。

$$e_0 = P_0^T C P_0 \quad (5.54)$$

$$e_e = P_e^T C P_e \quad (5.55)$$

(5.52), (5.53) 式は $P_0^T C P_e = 0$ と仮定すると非連成となり、その解を別々に求めることができる。さらに、もし e_0 , e_e が対角マトリックスであれば、各々の式は非連成となり、その解は別々に求めることができる。これは、 C が M に比例する場合、もしくは C が剛性マトリックス K に比例する場合である。そのような訳で C が M に比例する場合および K に比例する場合について (5.52), (5.53) 式の解を以下に示す (汎用コード等では、 C は M と K の線形結合としている場合が普通である)。

i) 質量に比例する減衰のある場合

$C = 2\beta M$ を (5.52) 式, (5.53) 式に代入すると次式が得られる。

$$\ddot{\Phi}_0 + 2\beta \dot{\Phi}_0 = M_0^{-1} P_0 \quad (5.56)$$

$$\ddot{\Phi}_e + 2\beta \dot{\Phi}_e + \Omega^2 \Phi_e = M_0^{-1} P_e \quad (5.57)$$

Laplace 変換を用いて (5.56), (5.57) 式をそれぞれ解くと

$$\Phi_0 = \frac{M_0^{-1}}{2\beta} \int_0^t (1 - e^{-2\beta(t-\tau)}) P_0(\tau) d\tau + \Phi_0(0) + \frac{1 - e^{-2\beta t}}{2\beta} \dot{\Phi}_0(0) \quad (5.58)$$

$$\begin{aligned} \Phi_e &= (\Omega^2 - \beta^2 I)^{-\frac{1}{2}} M_e^{-1} \int_0^t e^{-\beta(t-\tau)} \sin [(\omega^2 - \beta^2)^{\frac{1}{2}} (t-\tau)] P_e(\tau) d\tau \\ &\quad + e^{-\beta t} \cos [(\omega^2 - \beta^2)^{\frac{1}{2}} t] \Phi_e(0) + e^{-\beta t} (\Omega^2 - \beta^2 I)^{-\frac{1}{2}} \sin [(\omega^2 - \beta^2)^{\frac{1}{2}} t] \\ &\quad \times [\dot{\Phi}_e(0) + \beta \Phi_e(0)] \end{aligned} \quad (5.59)$$

となる。

これらの解の線形結合が U に対する解である。 $\Phi_0(0)$, $\dot{\Phi}_0(0)$, $\Phi_e(0)$, $\dot{\Phi}_e(0)$ は前述と同じ方法で変位 U と結びつけられる。

ii) 剛性マトリックス K に比例する減衰のある場合

剛性 K に比例する減衰の場合は

$$C = 2\nu K \quad (5.60)$$

とし、(5.52), (5.53) 式に代入すると

$$\Phi_0 = M_0^{-1} \int_0^t (t-\tau) P_0(\tau) d\tau + \Phi_0(0) + \dot{\Phi}_0(0) t \quad (5.61)$$

$$\begin{aligned} \Phi_e = & (I - \nu^2 \Omega^2)^{-\frac{1}{2}} \Omega^{-1} M_e^{-1} \int_0^t e^{-\nu \omega^2 (t-\tau)} \sin [\omega (1 - \nu^2 \omega^2)^{\frac{1}{2}} (t-\tau)] \\ & \times P_e(\tau) d\tau + e^{-\nu \omega^2 t} \cos [\omega (1 - \nu^2 \omega^2)^{\frac{1}{2}} t] \Phi_e(0) \\ & + e^{-\nu \omega^2 t} (I - \nu^2 \Omega^2)^{-\frac{1}{2}} \Omega^{-1} \sin [\omega (1 - \nu^2 \omega^2)^{\frac{1}{2}} t] [\dot{\Phi}_e(0) + \nu \Omega^2 \Phi_e(0)] \end{aligned} \quad (5.62)$$

但し、 $e^{-\nu^2 \omega^2 t}$ は

$$e^{-\nu^2 \omega^2 t} \equiv [e^{-\nu^2_{w+1} t}, e^{-\nu^2_{w+2} t}, \dots, e^{-\nu^2_{w+m} t}] \quad (5.63)$$

初期値 $\Phi_0, \dot{\Phi}_0, \Phi_e, \dot{\Phi}_e$ は前述と同様に変位 U とむすびつけられる。以上より、最終的に解は下式で与えられる。

$$U = P_0 \Phi_0 + P_e \Phi_e \quad (5.64)$$

5.4.3 実験炉超電導コイルの耐震解析

(1) 解析モデル

文献(1)において実験炉の超電導コイルの静的地震荷重を与えた場合の応力解析を実施し、応力的に充分満足できる構造であることは確認されている。本実験炉のトロイダルコイルはもちろん、今後同程度の装置が設計されることを考えると、構造になるべく忠実な解析モデルによる動的解析を現時点で実施しておく必要がある。本節では解析モデルについて説明する。

今回、前述の modal analysis 法を用い、汎用コード MSC/NASTRAN を使用し実施した。modal analysis では最初に固有振動数を求める必要があるが、これは前述の設計手順に沿っているものである。Fig. 5.3 4 に解析対象の超電導トロイダルマグネット鳥瞰図を示す⁽¹⁾。

運転状態において、静的設計地震荷重を与えた場合の応力解析の結果⁽¹⁾では、応力的に問題がないことから今回は、コイルの交換中の状態を模擬し、コイル 2 本を抜いた状態で解析を実施した。Fig. 5.3 5 にこのような状態の解析モデルを示す。有限要素としては梁とパネル構造を使用した。要素の断面 2 次モーメント、単位重量、物性値等はすべて静的解析⁽¹⁾ で使用したのものを使った。また、計算時間等のことを考慮し、加速度が対称面の両側で同じように入ると仮定して、16 個のコイルを半分にした。節点番号のつけ方は、1 本のコイルについて、301, 302, ……324, 326, 327 (Fig. 5.3 5 参照) とした。2 本目のコイルでは、401, 402, ……424, 426, 427 となる。対称面上にある点は、951, 952, ……1007, 1009, 1011, 1015, 1017, 1019 とつけてある。

MSC/NASTRAN では Fig. 5.3 6 に示す図において、円の中心に地面を模擬した large mass (質量が 10^{12} kg 以上) を有する質点を取り、トロイダルコイルの足の部分と剛体結合させ、この large mass の質点に地震加速度を入力し、各質点の応答を求める方法を採用している。我々は、節点数をへらす目的で 1/2 モデルとした関係上、large mass の質点の x 方向にのみ加速度を与えたので当然この質点は x 方向のみに変位する。従って、各コイルの足の点における拘束条件は、large mass の x 方向変位を U_x とすると、下式で与えられる (もちろん

ん、R方向はローラ支持であるので、R方向変位は自由である)。

$$U_{\theta} = -U_x \sin \theta \quad (5.65)$$

但し、(R, θ , Z) は足の位置での局所座標軸である。

(2) 解析条件

次に large mass の点に入力した EL-Centro 地震波を Fig. 5.37 に示す。今回はこれらのデータのうち、加速度を 20 msec 毎に時刻 8 秒まで読み、テーブルにして、large mass 点に入力して与えた。EL-Centro 波は同図からわかるように、時刻 2.1 秒で最大 341.7 gal を有し、また波の主要部分は約 4 Hz で振動していることがわかる。

また、減衰マトリックス C は、MSC/NASTRAN では、

$$C = \alpha M + \beta K$$

を使用している。我々は無次元減衰係数 h として、通常、鋼構造物で採用されている一定値 1% を採用した (減衰係数 h は普通、角速度 ω とともに増加する)。この h は、上記 α 、 β と次の関係がある。

$$\alpha = \omega h \quad (5.66)$$

$$\beta = h/\omega \quad (5.67)$$

5.4.4 解析結果

Fig. 5.38, Fig. 5.39, Fig. 5.40 にコイルの固有振動モードを示す (細線が固有変形モードを示す)。1 次モードの固有振動数は 10.2 Hz である。前述したように、EL-Centro 入力波の主要振動数が約 4 Hz であることから少なくとも、共振現象は生じないし、また発生応力もそれほど大きくないという判断が可能である。2 次、3 次モードの固有振動数はそれぞれ 14.4 Hz, 24.3 Hz であった。

Fig. 5.41, Fig. 5.42 に代表的点の応答解析結果を示す。我々は、固有モードとして 3 次まで考慮したので、(5.56), (5.57) 式をすべて非連成として、 Φ_e , Φ_{e1} , Φ_{e2} , Φ_{e3} を未知数とする、4 個の 2 階微分方程式を時刻 8 秒まで各タイムステップ (100 ms) 毎に毎回解いた。Fig. 5.41, Fig. 5.42 を見ると、それぞれ別のセクターにおけるデータであるが、時刻 5 秒において、最も大きな応答加速度を示しているので、時刻 5 秒時において、Table 5.7 に示してある節点について応答加速度および変位を求めた。当然ではあるが、コイルの上部付近で最大加速度を示し、最高 950 gal 程度であることがわかる。

5.4.5 解析結果のまとめと考察

- (1) 16 本のコイルのうち、2 本を抜いた状態で、その系の固有振動数を 3 次まで求めた結果、1 次モード、2 次モード、3 次モードの振動数の値は、それぞれ 10.2 Hz, 14.4 Hz, 24.3 Hz であった。また、変形モードとしては、1 次モードは転倒する形、2 次モードはねじれる形であった。入力波として通常使う EL-Centro, Taft, Golden Gate 地震波の主要振動数は大体、4 Hz 前後であることから、共振現象等は生じないと期待できる。従って、2 本抜いた状態でも耐震上、問題はない。但し、上、下方向には加速度を与えな

かったが、これはトロイダルコイル耐震静解析において垂直方向0.3Gの加速度として計算したにとどめた。

- (2) 動的応答解析を行った結果、比較的大きな応答加速度を示す時刻は、EL-Centro 入力波のピーク値を示す時刻より3秒遅れて、時刻5秒時であった。また、そのときの最大応答加速度は、約1Gであった。
- (3) 各節点で得られた応答加速度を使って、系の応力解析を実施すべきであるが、文献(1)で示されている静荷重(上下、左右方向に0.3Gの加速度を与えた解析)を与えた場合の応力解析の結果は、最大、約 2.5 kg/mm^2 程度であること、従って、今回得られた最大加速度1Gをすべての節点に与えても最大応力値は約 8 kg/mm^2 と予想される。

5.4.6 まとめ

5.4.1で原子力発電所で実施されている耐震設計に準じ、実験炉の超電導トロイダルコイルの設計思想、設計手法、手順、設計基準について記述した。

5.4.2でmodal analysis法を用いた動的解析法を記述した。

5.4.3で実験炉の超電導コイルの耐震解析上のモデル化、解析条件、解析結果について記述した。

5.4.4で解析結果のまとめおよび解析結果についての考察を行い、現計算条件では、現構造のコイルで耐震上、問題ないことを確認した。

参 考 文 献

- (1) C.J. Long et al., Structural Materials for Large Superconducting Magnets for Tokamaks, ORNL-TM-5632(1976)
- (2) 堀内健文; 極低温材料, A. 金属材料; 電気学会雑誌, 94(1974)375
- (3) 小侯虎之助他, 極低温におけるオーステナイト系ステンレス鋼の機械的性質, 三菱電機技報, 43(1969)460
- (4) F.R. Schwartz et al., Cryogenic Materials Data Handbook; Air Force Material Lab. U.S.A.
- (5) 小侯虎之助他, オーステナイトステンレス鋼の極低温における相変態および磁性; 三菱電機社内報告 (1968)
- (6) 原研, 核融合研究部炉設計研究室, 核融合実験炉第1次予備設計, JAERI-M 7300, (1977)
- (7) J.F. Guess et al., A Survey of Radiation Damage Effects in Superconducting Magnet Components and System, ORNL-TM-5187
- (8) E.E. Bloom et al., The Effect of Irradiation Temperature on Strength and Microstructure of Stainless Steel, J. Nucl. Science 22 68
- (9) K. Ioki, to be published.
- (10) 福島英二, 極低温における金属, 合金の機械的性質, 鉄と鋼 1975年10号 183

(1) Handbook on Metals for Superconducting Machinery. Metals and
Ceramic Information Center BMI MCIC-HB-04(1974)

Table 5.1 各種ステンレス鋼の特性値

鋼種	JIS旧記号	温度 ^{*1} (K)	0.2%耐力 ^{*1} (kg/mm ²)	引張強度 ^{*1} (kg/mm ²)	伸び ^{*2} (%)	弾性率 ^{*2} (kg/mm ²)	電気抵抗率 ^{*1} ($\mu\Omega\text{-cm}$)	透磁率 ^{*3}	熱膨張率 ^{*4} ($\times 10^{-5}$)
SUS 304	SUS 27	297	23.2	60	60	19,500		1.03	
		77	40.1	144	43	20,400		1.03	-260
		19.3	44.8	172	48	20,000	51.0	1.03	-290
SUS 304L	SUS 28	297	19.7	60	60				
		77	24.6	40	42		49.4		
		19.3	23.8	45	41				
SUS 310	SUS 33	294	24.6	56	60	21,100			
		77	49.8	106	54	22,100			-240
		25.9	67.1	127	56	22,500	68.8		-280
SUS 316	SUS 32	294	24.6	59	70			1.03	
		77	52.7	130	58			1.006	
		20.4	59.1	148	55		53.8	1.012	
SUS 321	SUS 29	294	26.7	63	60	19,200			
		77	47.8	148	43	20,400			-260
		20.4	64.6	167	35	20,400	53.4		-290

*1) 文献(2)から単位換算して転載。

*2) 文献(3)から単位換算して引用。

*3) 極低温の値は4.2 Kの値を示す。文献(4)より引用。

*4) $(L_T - L_{293}) / L_{293}$; 文献(3)より引用。

Table 5.2 照射条件

Items *)	Design criteria	Values at inner SCM	Values at outer SCM **)
Maximum dpa in copper (dpa · y ⁻¹)	2.45×10^{-5}	9.0×10^{-6}	2.0×10^{-8}
Maximum neutron fluence (n · cm ⁻²)	1.0×10^{18}	1.2×10^{17}	5.6×10^{14}
Maximum dose in Mylar (rad)	1.2×10^8	4.3×10^8	8.5×10^5
Maximum nuclear heating (W · cm ⁻³)	1.0×10^{-3}	6.2×10^{-5}	3.8×10^{-8}
Total nuclear heating in SCM (W)	————+))		680

*) Load factor and reactor lifetime are assumed to be 50% and 10 years, respectively.

***) To take the effect of neutron streaming through the injection ports the values for outer SCM should be multiplied by 20~50.

+) As low as practicable for cryogenic capacities.

Table 5.3 ステンレス鋼の低温中性子照射効果

材 料	形状・処理	照 射 条 件		0.2%耐力 (ksi)		引張強さ (ksi)		伸 び (%)		備 考
		照 射 量 E>1MeV (n/cm ²)	温 度 (K)	初 期 値	照 射 後	初 期 値	照 射 後	初 期 値	照 射 後	
347	鍛 造	<5×10 ¹⁸	78	40	120	~180	~180	統計的に顕著な変化なし		
347	鍛 造	<5×10 ¹⁸	78*	40	100	~180	~180			
347	板	3×10 ¹⁷	22	66	83-87	230	228	27	26	78 K照射と同様な結果
347	板	2-3.5×10 ¹⁷	20	75	90	234	230	28	26	78 K照射有
347c	圧 延	5×10 ¹⁷	20	83	80	117	115	8	10	
347	溶 接	3×10 ¹⁷	22	67	90	204	208	22	20	剪断強度に顕著な変化なし
347	溶 接	2-3.5×10 ¹⁷	22	66	90	204	201	22	18	
347	溶 接	5×10 ¹⁶	20	97	63	224	229	27	30	
A-286	鍛 造	2-3.5×10 ¹⁷	20	147	156	208	204	26	19	78 K照射用
A-286	圧 延	5×10 ¹⁶	20	36	137	224	220	37	30	剪断強度に顕著な変化なし
301-CW Type 3	硬化シート	5×10 ¹⁷	78	165	177	292	290	20	20	焼純サイクル
301-CW Type 3	硬化シート	5×10 ¹⁷	78*	-	175	-	294	-	-	焼純サイクル
303-SE Type 1	焼 純 棒	6.5×10 ¹⁷	78	85	115	165	174	45.5	34	焼純サイクル
303-SE Type 11	焼 純 棒	6.5×10 ¹⁷	78*	-	89	-	173	-	41	焼純サイクル

Table 5.4 構造材中の応力値（各要素における最大値）

C B A R ^(*)			C Q U A D 4 ^(*)				
要素番号	拡張力 T E M F	倒し力 P E M F	拡張力+倒し力 T E M F + P E M F	要素番号	拡張力 T E M F	倒し力 P E M F	拡張力+倒し力 T E M F + P E M F
1 1 1	27.1	21.7	48.9	1 2 2	43.8	3.63	44.2
1 1 9	29.8	9.51	39.3	1 7 2	43.8	3.60	44.1
1 0 6	27.6	9.51	38.7	1 5 3	37.8	3.58	38.2
1 1 2	26.9	9.08	35.6	1 0 3	37.8	3.58	38.0
1 1 3	26.8	9.16	35.0	1 7 1	27.4	8.99	33.0

(単位 kg/mm²)

(*) C B A Rはバー要素, C Q U A D 4はパネル要素部分を示す。

Table 5.5 設計震度

	水平方向	鉛直方向	備 考
A クラス	3.6 · C ₀ または建物の据付位置の最大応答震度 (α _B /g) の1.2倍以上	± 1.5 ~ 1.8 C _V	水平, 鉛直方向は同時に加える。
B クラス	1.8 · C ₀	0	
C クラス	1.2 · C ₀	0	

(注) α_Bは動的解析により求めた構造物応答加速度の最大値。
 C₀は日本建築法に定められた標準震度(0.2g)であるが, 建物の構造種別と地盤種別の低減係数のみを考慮することは認められており, また高さを計る基準面としては建物の基礎底面を採用している。
 C_Vは上述のC₀の基礎底面の値と同一のもので, 建物の高さによる増加は考えない。

Table 5.6 耐震設計基準

種 別	算 定 応 力	耐 震 設 計 許 容 応 力
1 容 器 (1) 第1種容器	P_m	1.2 S_m または S_y の大きい方
	$P_L + P_b$	1.8 S_m または 1.5 S_y の大きい方 または 0.8 C_L
	$P_L + P_b + Q$	3 S_m , 3 S_m をこえる場合は疲労解析 実施
(2) 第2種容器	設計地震により著しい応力 が生ずる部分についてのみ P_m	1.2 S_m または 15/16 S_y の大きい方
	$P_L + P_b$	1.8 S_m または 1.5 × (15/16 S_y) の大きい方または 0.8 C_L
	$P_L + P_b + Q$	3 S_m , 3 S_m をこえる場合は疲労解析 実施
(3) 第3,4種容器	最 大 応 力	1.6 S_m または S_y の大きい方
2 配 管 (1) 第1種配管	$B_1 \frac{D_o P}{2t} + B_2 \frac{D_o M_i}{2I}$	1.8 S_m
	$B_2' \frac{D_o T}{2I}$	1.4 S_m
	$C_2 \frac{D_o}{2I} (M_i)_E$	3 S_m , 3 S_m をこえる場合は疲労解析 実施
(2) 第2種管	最 大 応 力	1.6 S_m または S_y の大きい方
(3) 第3種管	第3種管およびこれに準ずるダクトで耐震設計上Aクラスに分類されるものは、地震力および地震時における構築物または支持構築物の変形等により系統としての機能を喪失することのないよう設計すること。	
3 構 造 材 (1) 機能材 (2) 構造材	関連機器, 配管と同じ 第1種容器相当の応力 解析をするもの その他の構造材	関連機器, 配管の許容応力 第1種容器に準ずる 現行日本建築学会, 鋼構造計算基準を 準用する。
	4 ボルト材 (1) 機能材 (2) 構造材	関連機器, 配管, 構造 材に同じ 現行日本建築学会鋼構造計算基準を準用する。

Table 5.7 時刻5秒での加速度と変位ベクトル

節 点 番 号	Accelalation Vector (gal)			Displacement Vector (cm)		
	R	O	Z	R	O	Z
301	-356	361	188	21.8	-14.6	~0
303	-531	507	196	21.8	-14.6	~0
305	-556	604	207	21.8	-14.7	~0
307	-555	649	192	21.8	-14.7	~0
309	-574	689	134	21.8	-14.7	~0
311	-622	661	80.5	21.8	-14.7	~0
401	-218	474	143	14.5	-21.8	~0
403	-325	677	146	14.6	-21.9	~0
405	-333	781	147	14.6	-21.9	~0
407	-327	821	125	14.6	-21.9	~0
409	-340	868	67.6	14.6	-21.9	~0
411	-377	862	26.5	14.6	-21.9	~0
501	-42.2	525	86.9	5.1	-25.7	~0
503	-69.7	755	89.3	5.1	-25.8	~0
505	-57.8	862	78.8	5.1	-25.8	~0
507	-47.8	894	52.7	5.1	-25.8	~0
509	-52.8	942	20.6	5.1	-25.8	~0
511	-72.1	947	~0	5.1	-25.8	~0
601	155	507	30.6	-5.1	-25.7	~0
603	197	730	32.1	-5.1	-25.8	~0
605	231	830	8.0	-5.2	-25.8	~0
607	244	854	-19	-5.2	-25.8	~0
609	249	898	-23	-5.2	-25.8	~0
611	245	909	-25.5	-5.2	-25.8	~0
701	299	421	-18.4	-14.6	-21.8	~0
703	438	606	-18.9	-14.6	-21.8	~0
705	493	688	-55.6	-14.6	-21.8	~0
707	509	705	-84.4	-14.6	-21.8	~0
709	521	741	-62.9	-14.6	-21.8	~0
711	532	751	-49.1	-14.6	-21.8	~0
801	424	278	-54.4	-21.8	-14.6	~0
803	618	399	-57.1	-21.8	-14.6	~0
805	690	453	-104	-21.8	-14.6	~0
807	709	463	-134	-21.8	-14.6	~0
809	727	487	-93.7	-21.8	-14.6	~0
811	748	494	-67.7	-21.8	-14.6	~0
901	491	97	-73.6	-25.7	-5.1	~0
903	712	139	-77.1	-25.7	-5.1	~0
905	798	159	-132	-25.7	-5.1	~0
907	817	162	-160	-25.7	-5.1	~0
909	839	171	-109	-25.7	-5.1	~0
911	865	173	-76.8	-25.7	-5.1	~0
951	500	0	-78.7	-26.2	0	~0
953	724	0	-82.8	-26.2	0	~0
955	808	0	-141	-26.2	0	~0
1007	831	0	-163	-26.3	0	~0
1009	857	0	-109	-26.3	0	~0
101	884	0	-78.2	-26.3	0	~0

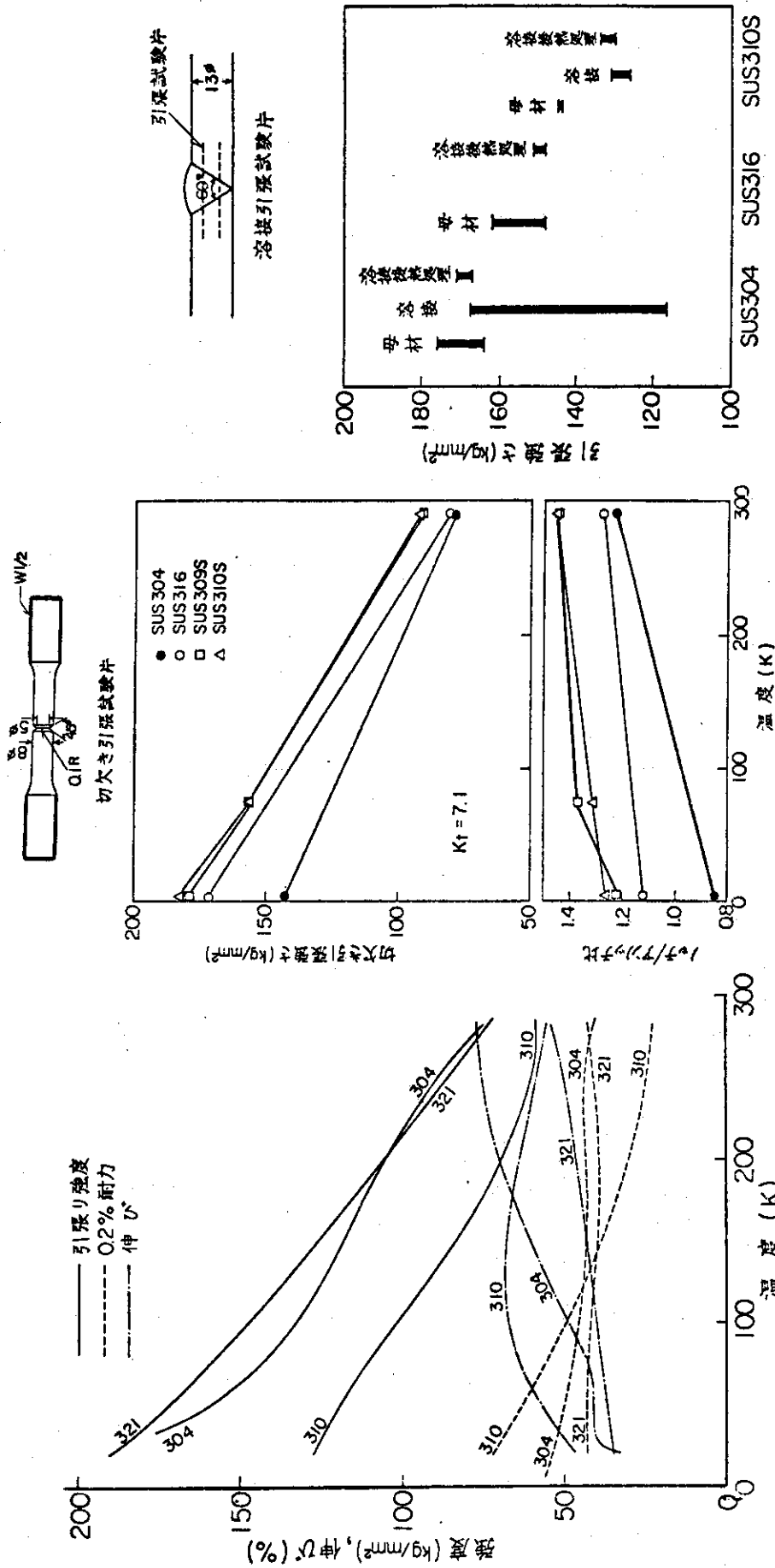


Fig. 5.1 各種ステンレス鋼の強度および伸びの温度変化

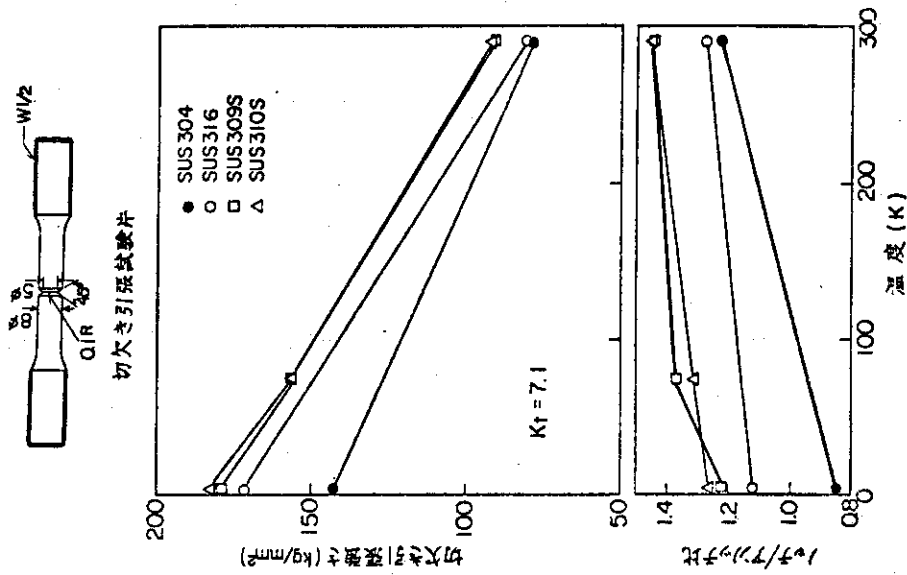


Fig. 5.2 オーステナイトステンレス鋼の極低温における切欠引張強さ

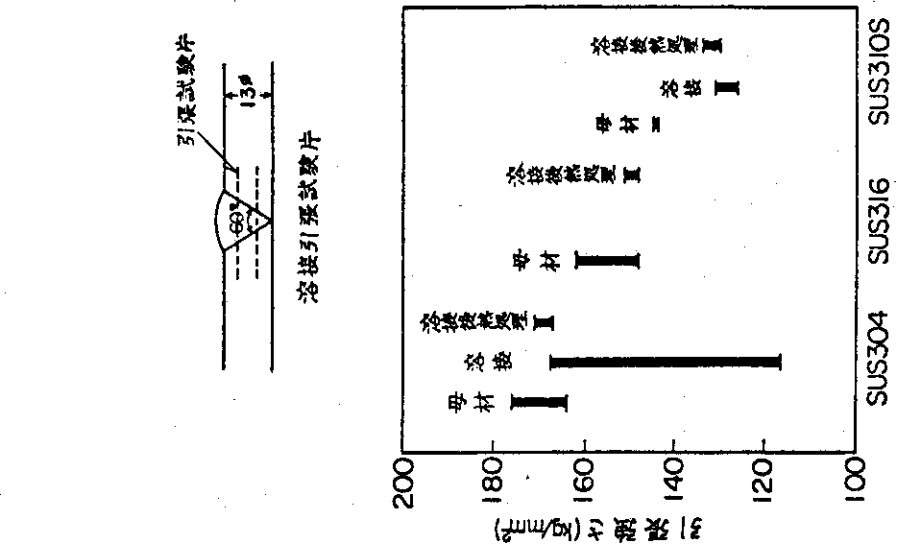


Fig. 5.3 オーステナイトステンレス鋼の4.2Kにおける溶接強度

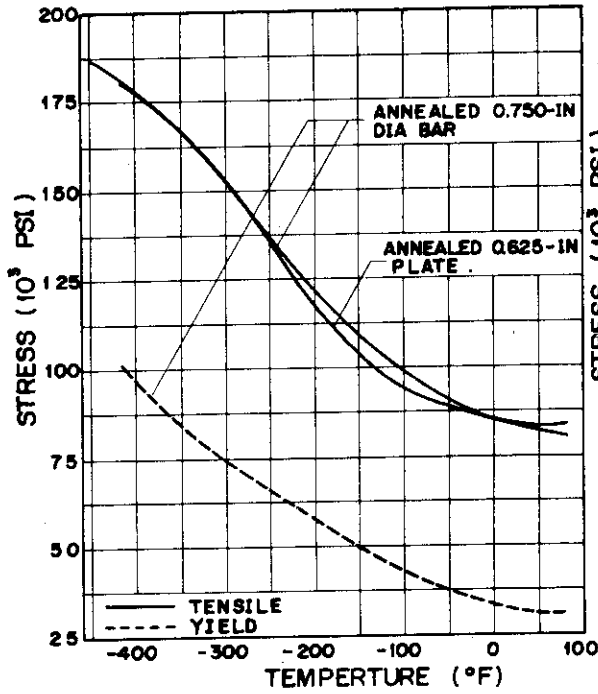


Fig. 5.4
STRENGTH OF 310 STAINLESS STEEL.

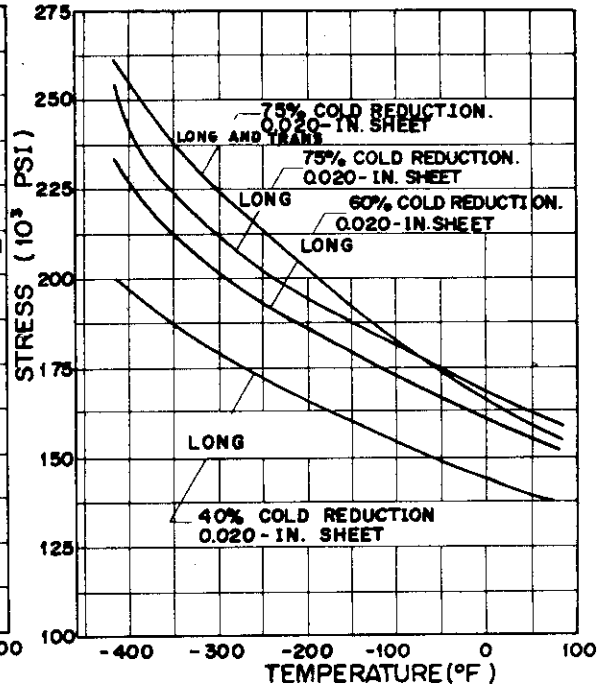


Fig. 5.5
YIELD STRENGTH OF 310 STAINLESS STEEL.

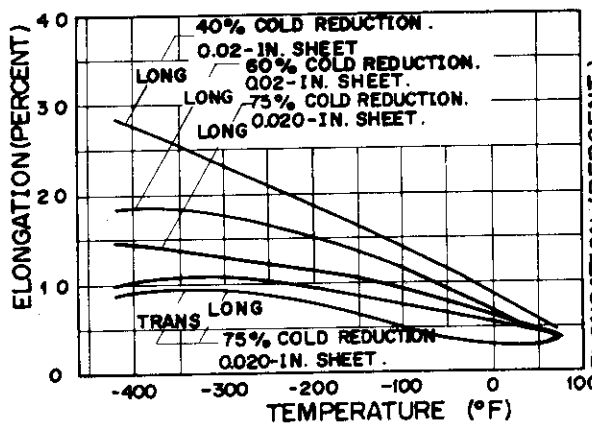


Fig. 5.6
ELONGATION OF 310 STAINLESS STEEL.

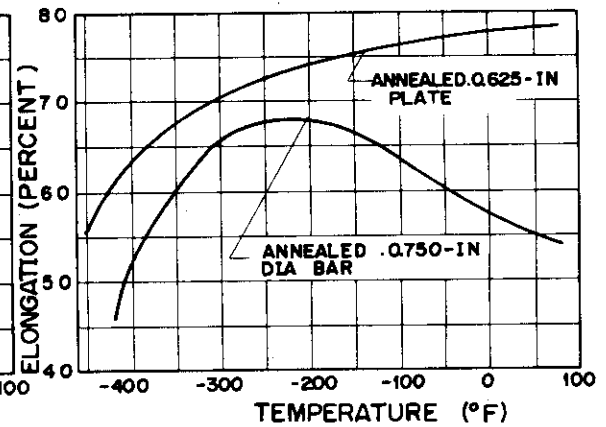


Fig. 5.7
ELONGATION OF 310 STAINLESS STEEL.

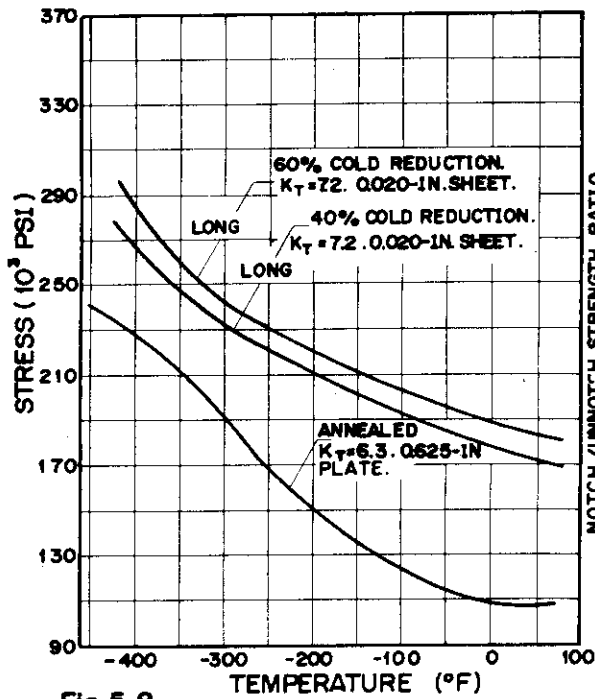


Fig. 5.8
NOTCH TENSILE STRENGTH OF 310
STAINLESS STEEL.

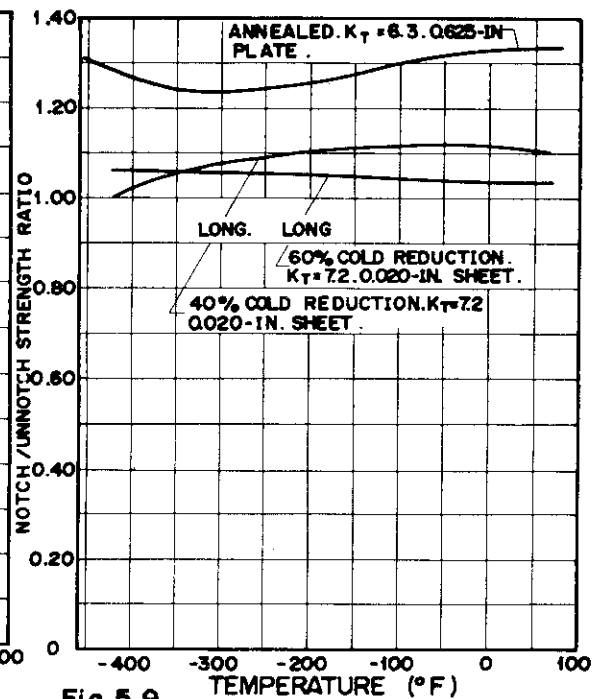


Fig. 5.9
NOTCH STRENGTH RATIO OF 310
STAINLESS STEEL.

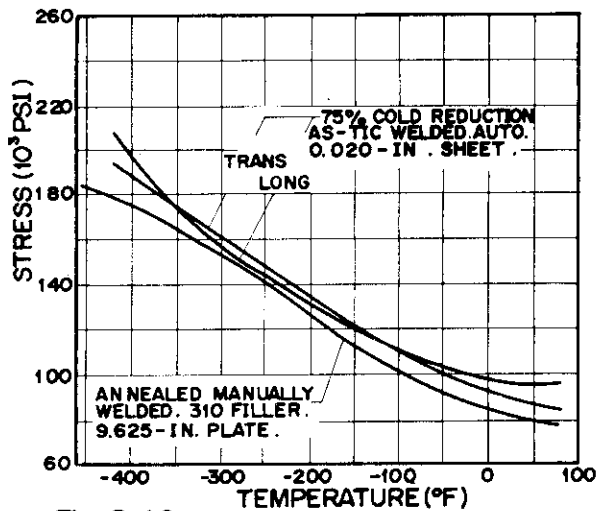


Fig. 5.10
WELD TENSILE STRENGTH OF 310
STAINLESS STEEL

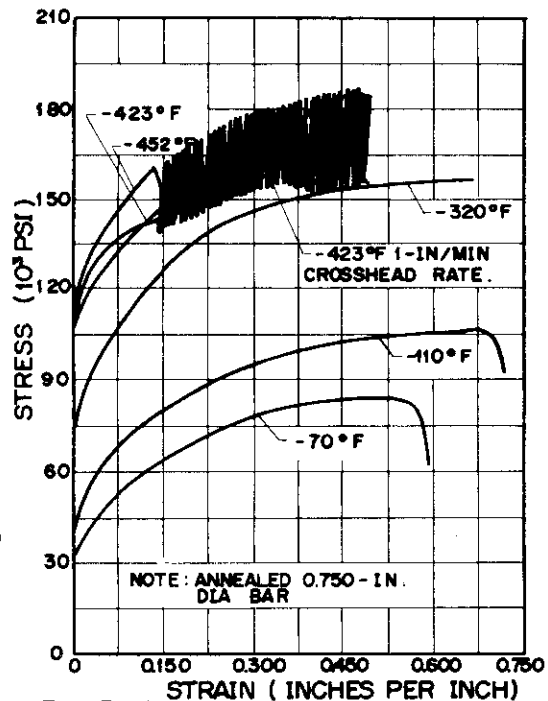


Fig. 5.11
STRESS-STRAIN DIAGRAM FOR 310
STAINLESS STEEL.

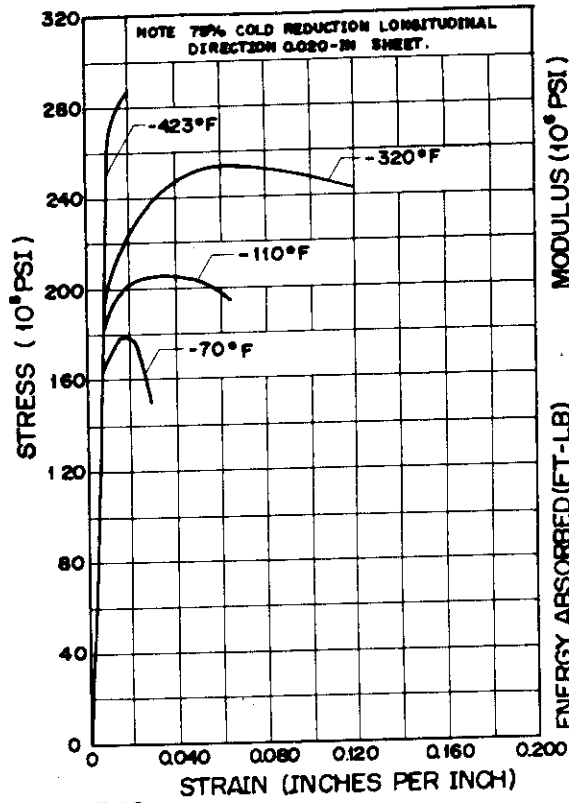
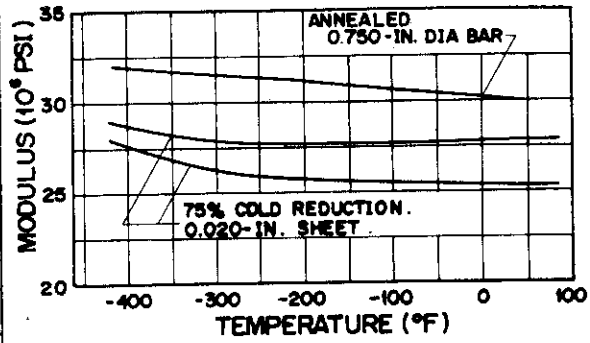


Fig. 5.12
STRESS-STRAIN DIAGRAM FOR 310 STAINLESS STEEL.



MODULUS OF ELASTICITY OF 310 STAINLESS STEEL

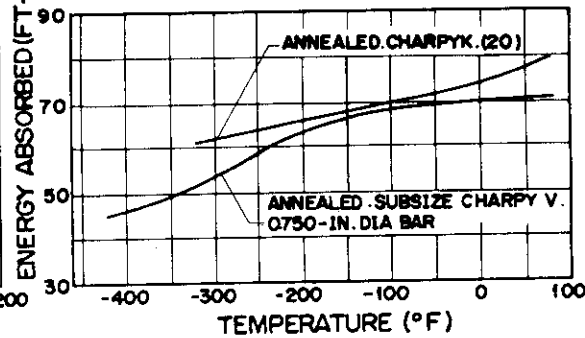


Fig. 5.13
IMPACT STRENGTH OF 310 STAINLESS STEEL

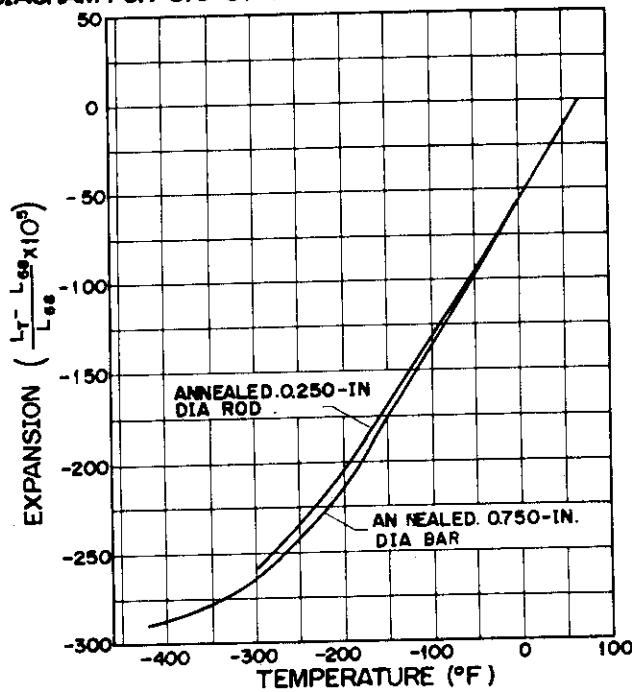


Fig. 5.14
THERMAL EXPANSION OF 310 STAINLESS STEEL

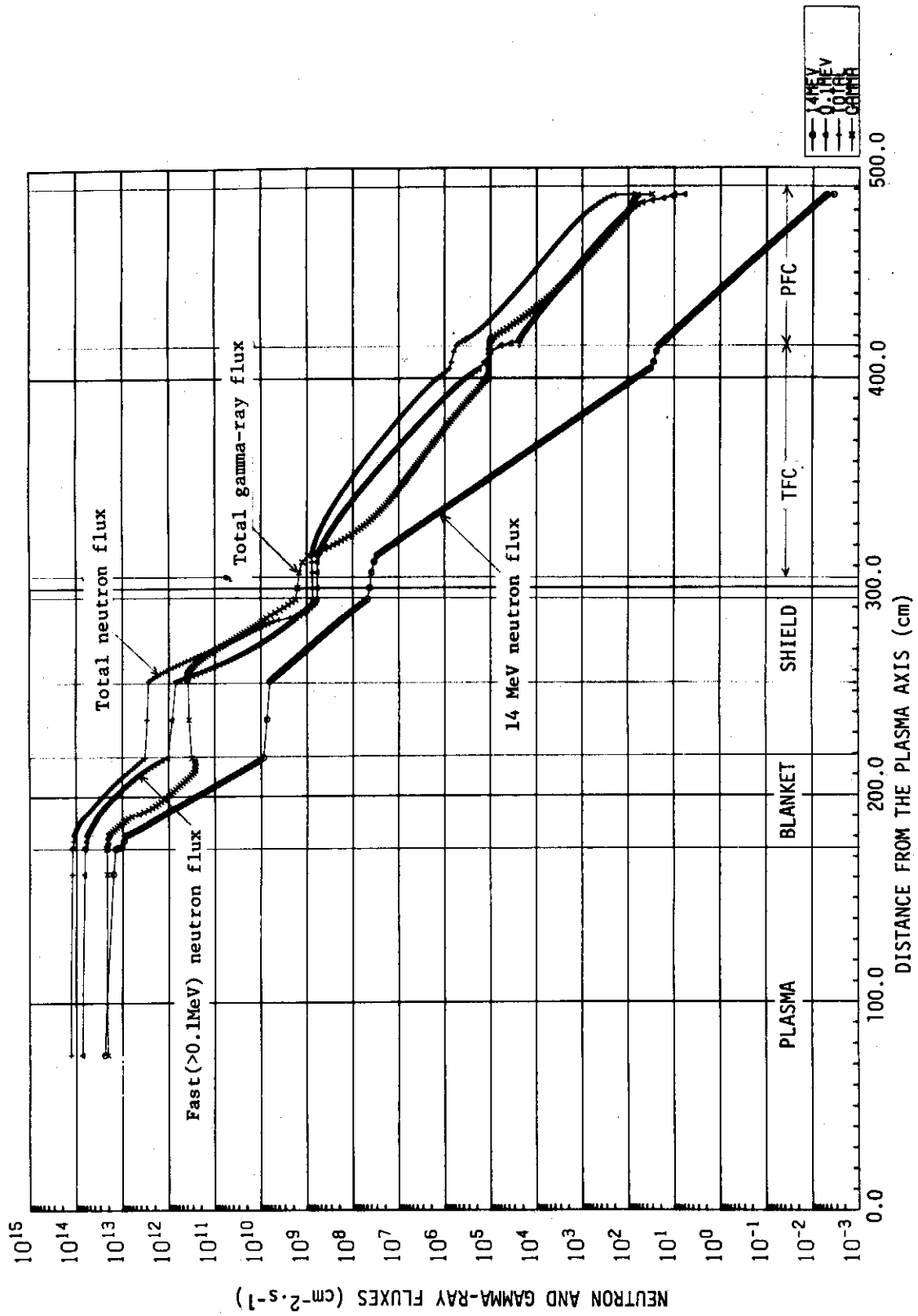


Fig. 5.15 内側構造モデルの中性子およびγ線束

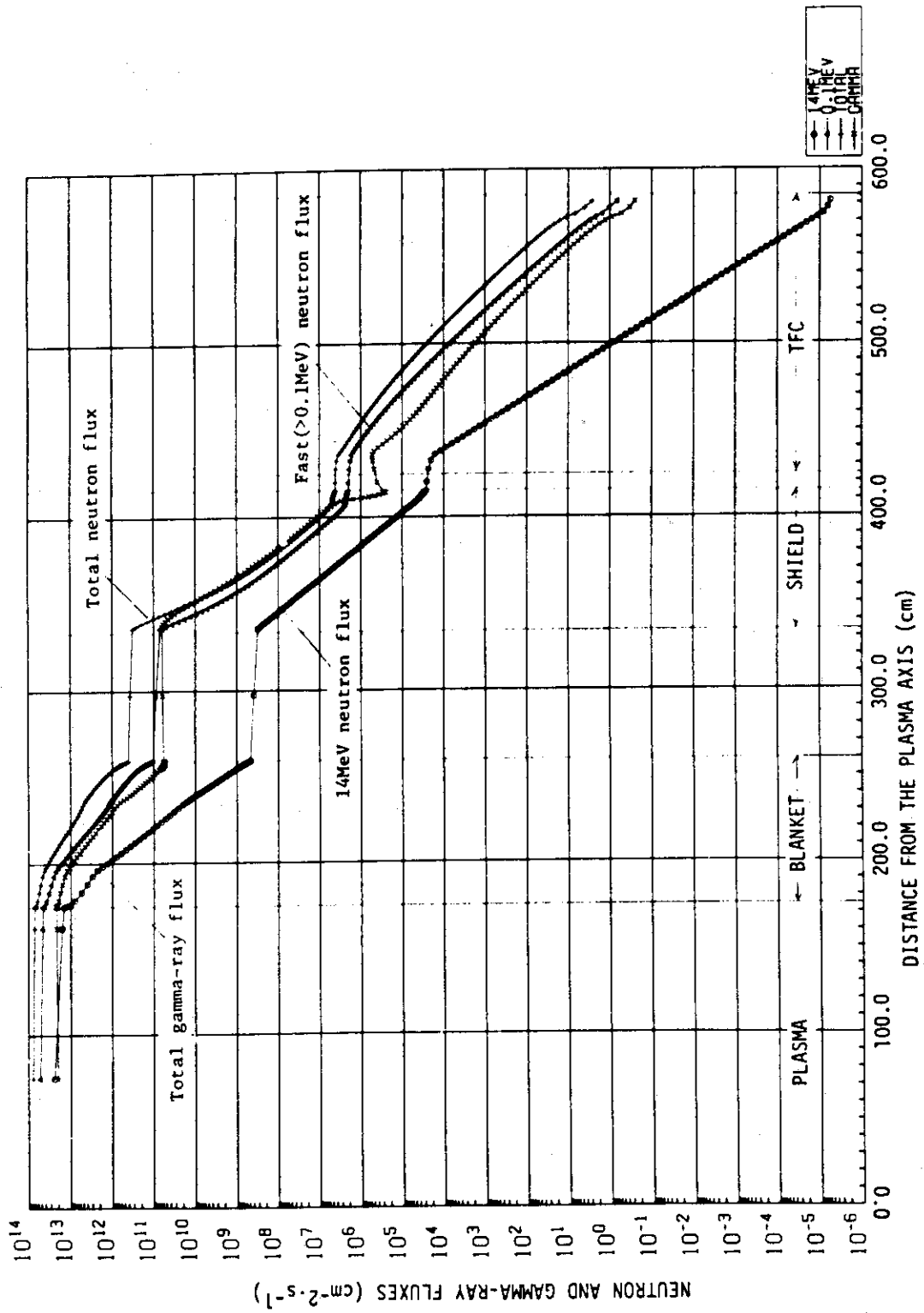


Fig. 5.16 外側構造モデルの中性子およびγ線束

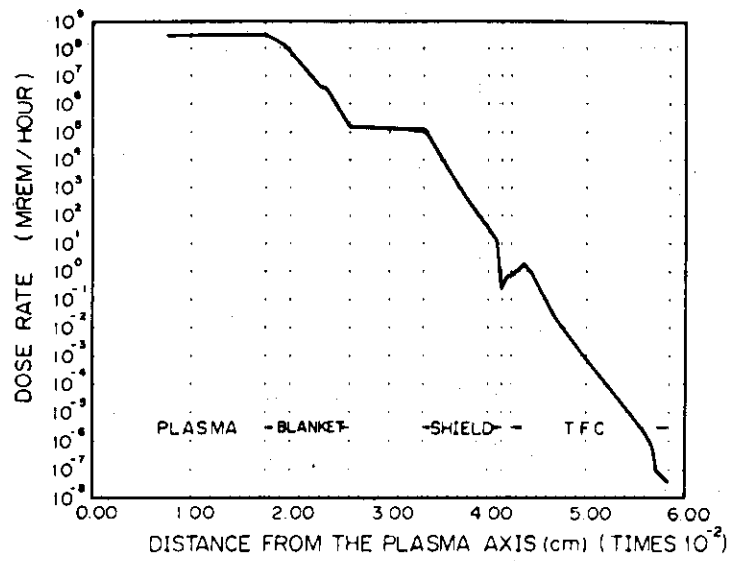


Fig. 5.17 炉停止一週間後の線量率分布

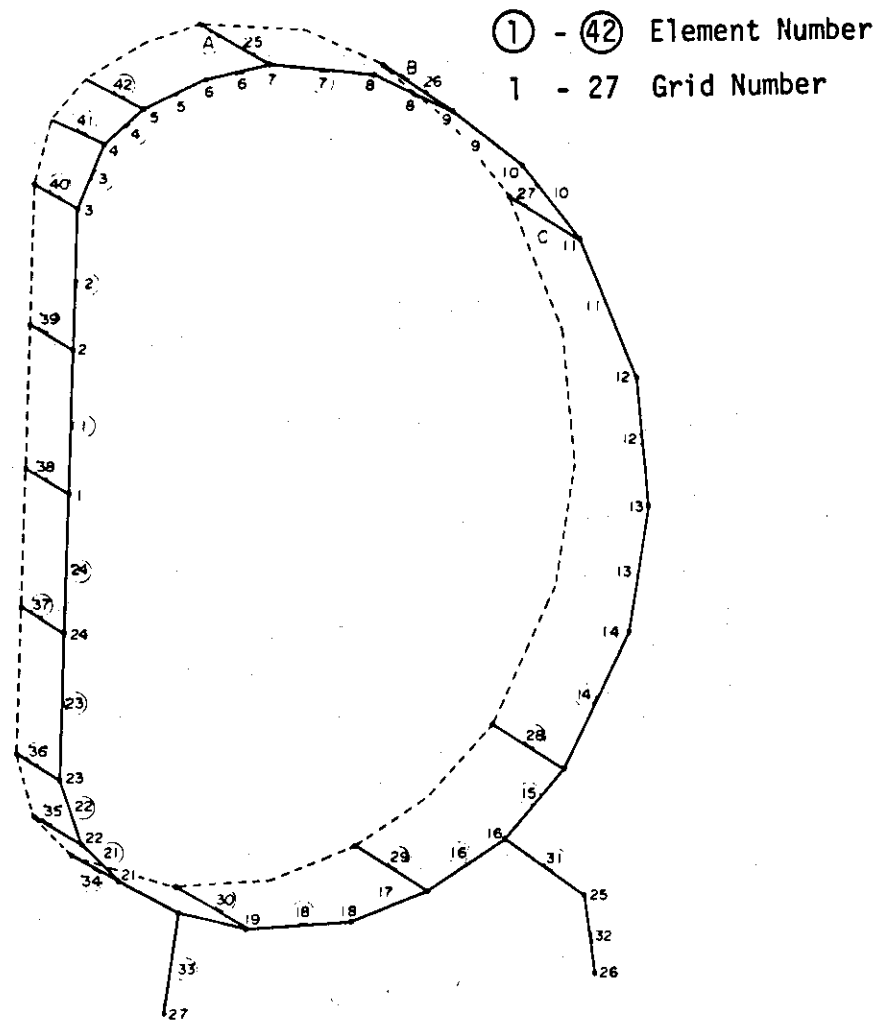


Fig. 5.18 構造解析モデル

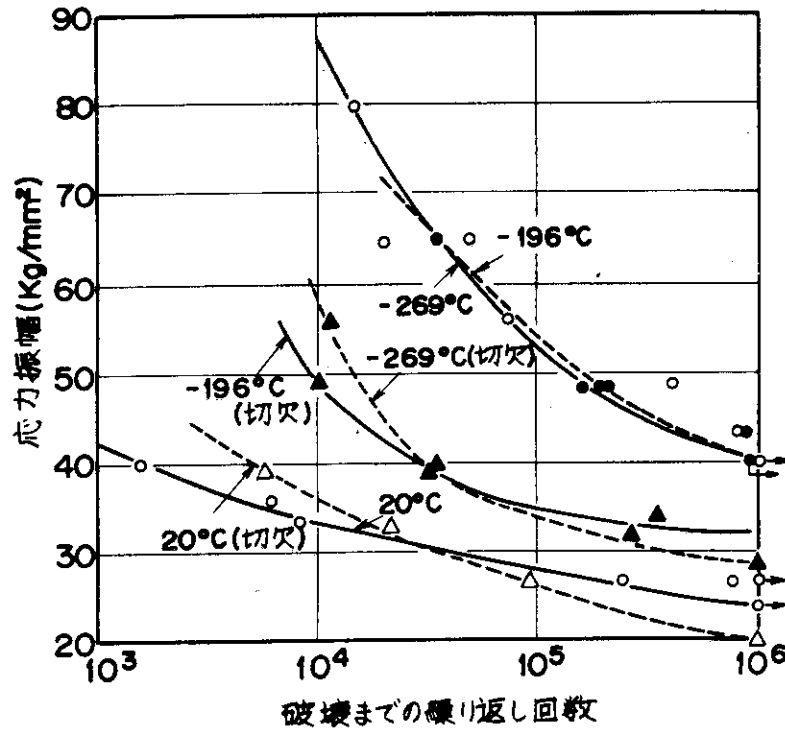


Fig. 5.19 18-8 ステンレス鋼の 20°C, -196°C, -269°C における疲労曲線

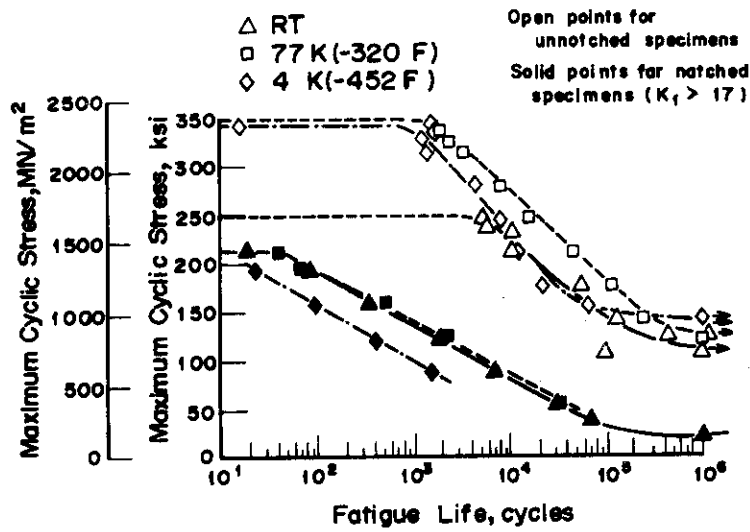


Fig. 5.20 硬質冷間圧延加工した SUS 301 ステンレス鋼板 (0.056 cm 厚) の圧延方向の疲労曲線 (R = 0.14 で 3.3 と 0.27 Hz)

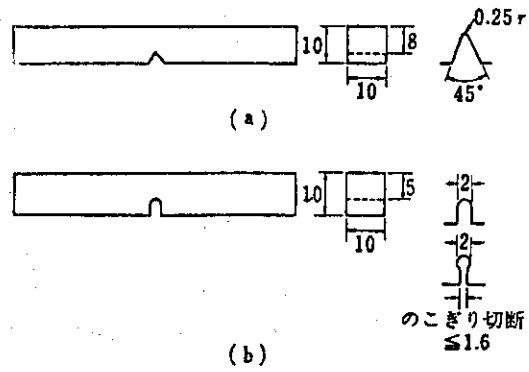


Fig. 5.21 小型試験片による衝撃試験片
Vノッチ・シャルピー衝撃試験法

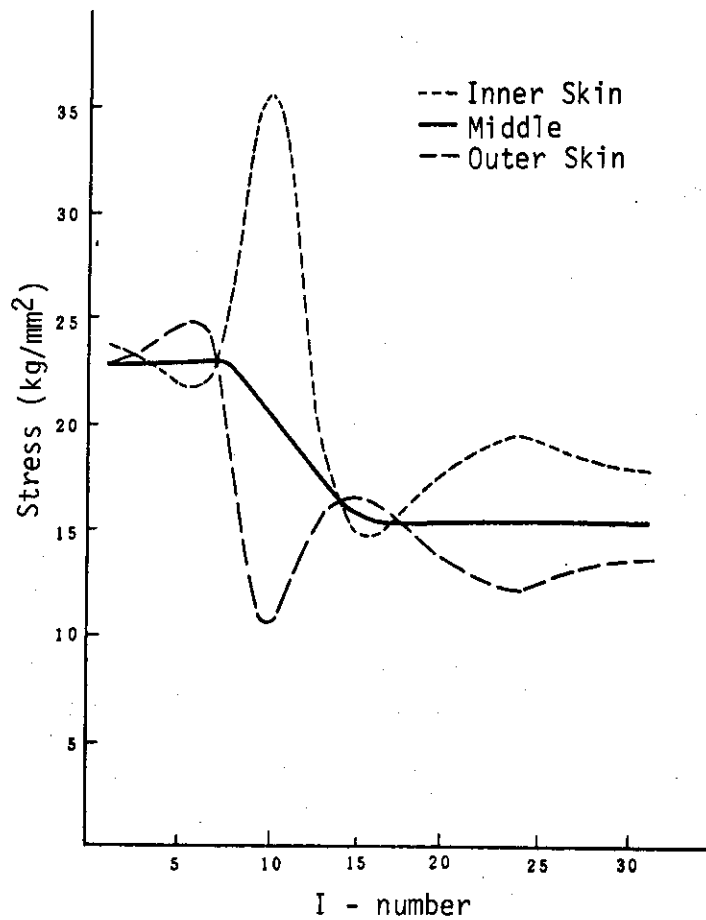


Fig. 5.22 トロイダル・コイル応力分布 (Nb₃Snで)

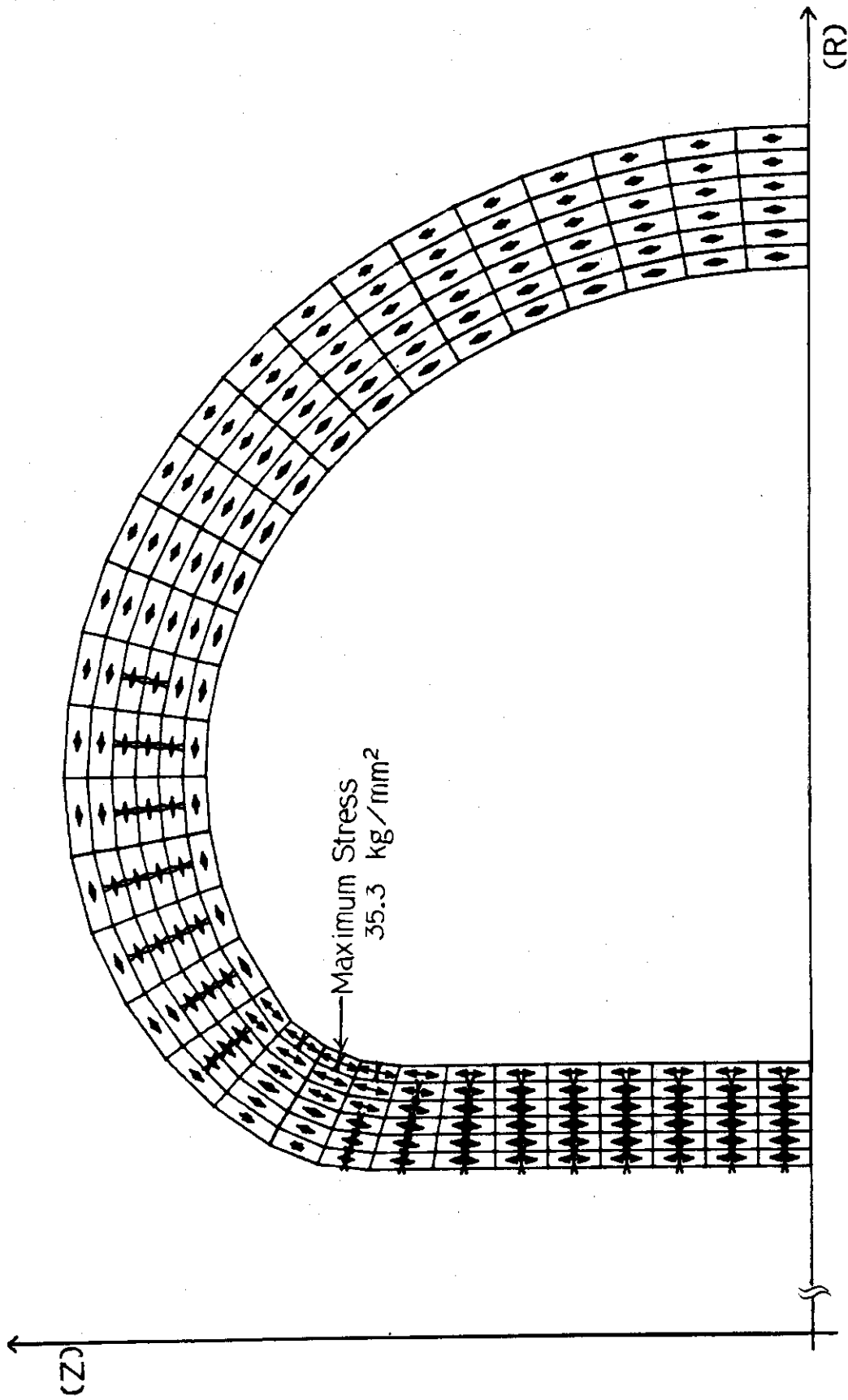


Fig. 5.23 コイル応力分布図

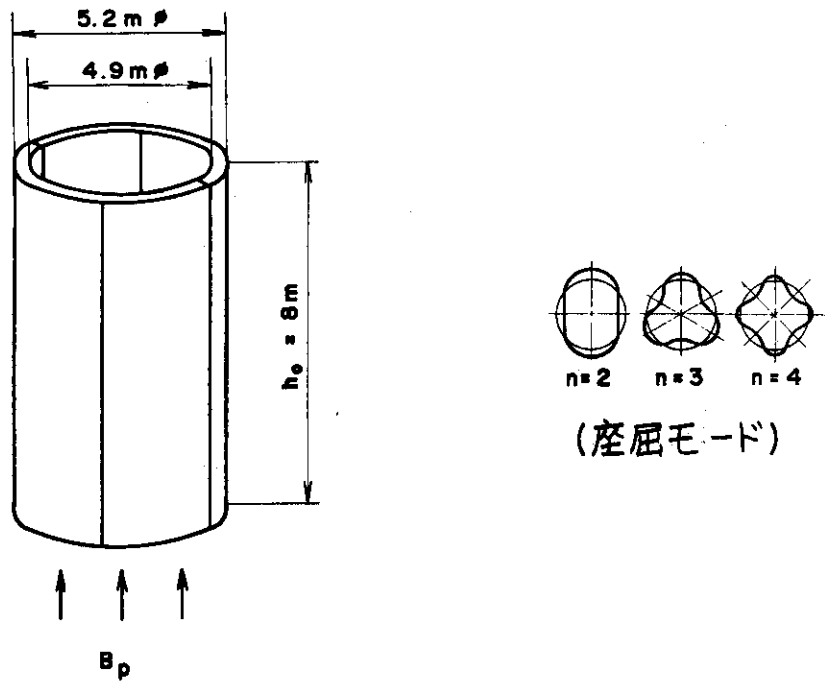


Fig. 5.24 トロイダル・コイル支持シリンダ

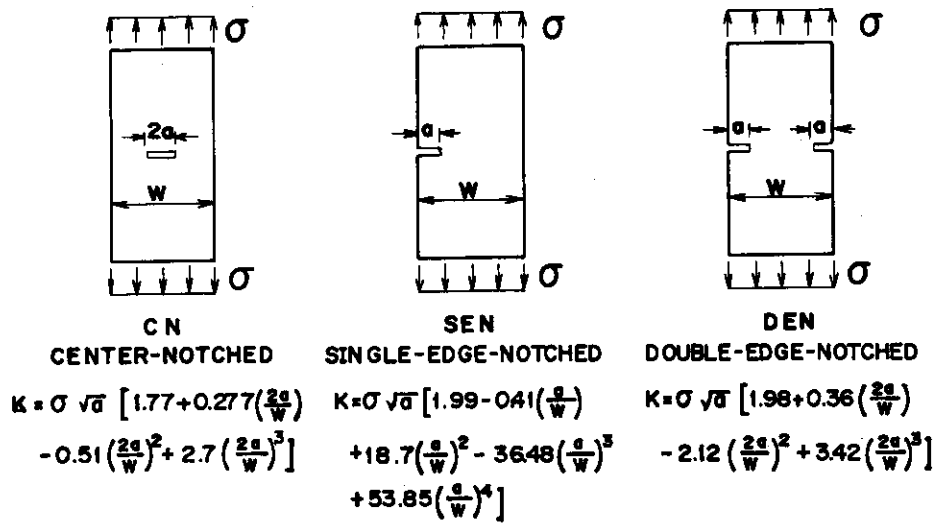


Fig. 5.25 応力拡大係数

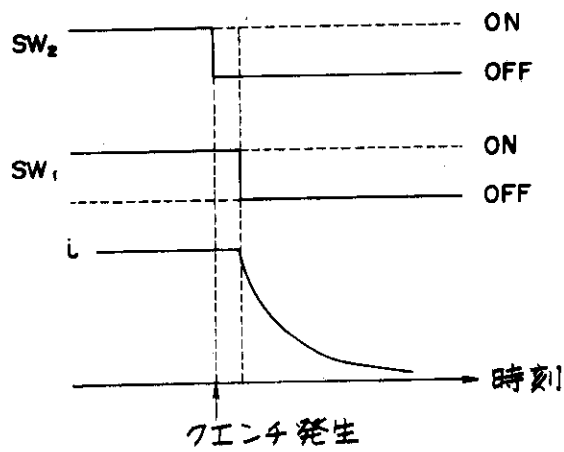
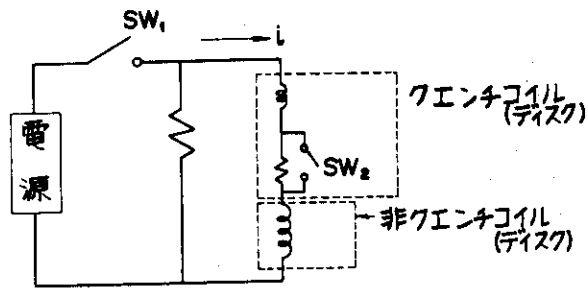


Fig. 5.26 クエンチ時の回路モデルと電流変化

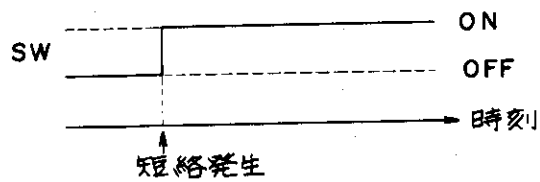
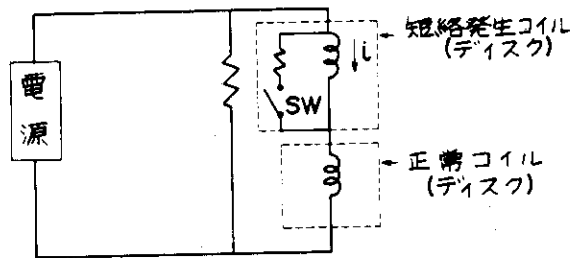


Fig. 5.27 コイル短絡時の回路モデル

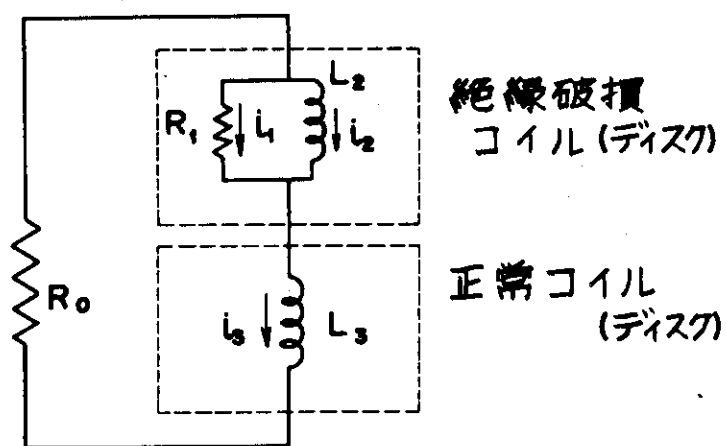


Fig. 5.28 短絡発生時の電流しゃ断の回路モデル

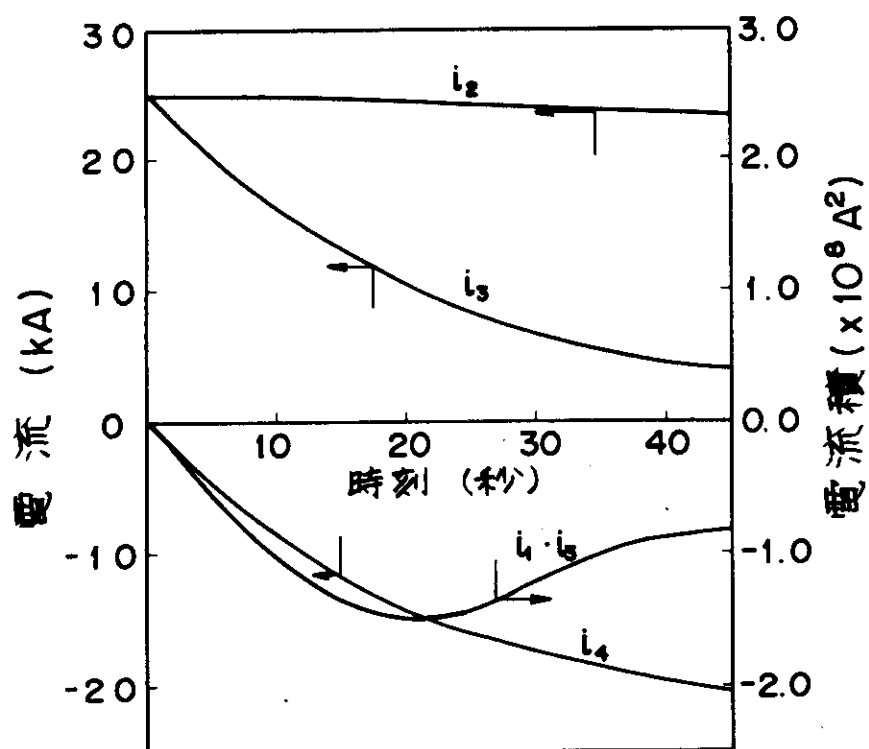


Fig. 5.29 短絡抵抗が $10^{-3} \Omega$ の場合の各コイル電流波形および電流積波形

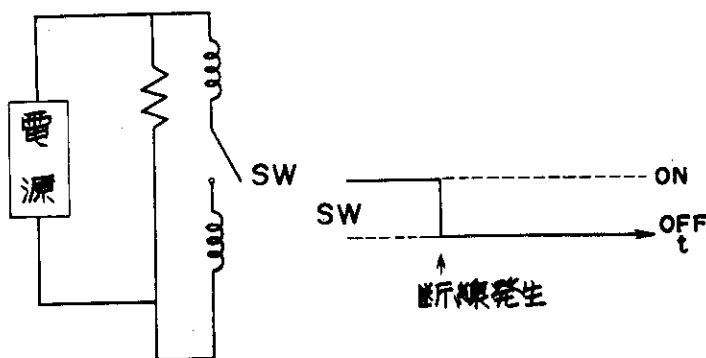


Fig. 5.30 コイル断線時の回路モデル

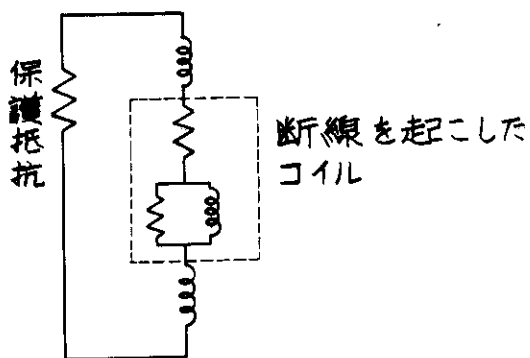


Fig. 5.31 コイル断線時の回路モデル (ディスク絶縁破損の発生時)

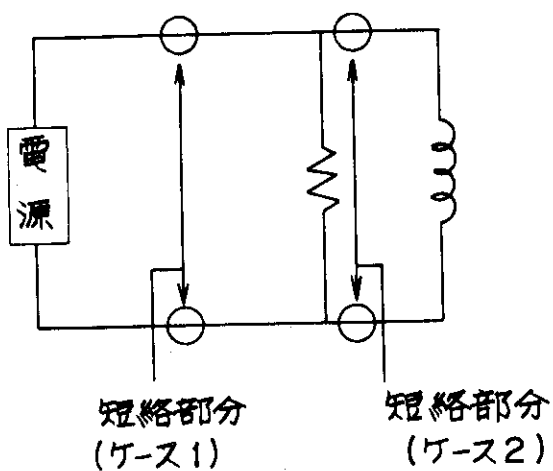


Fig. 5.32 給電線短絡位置

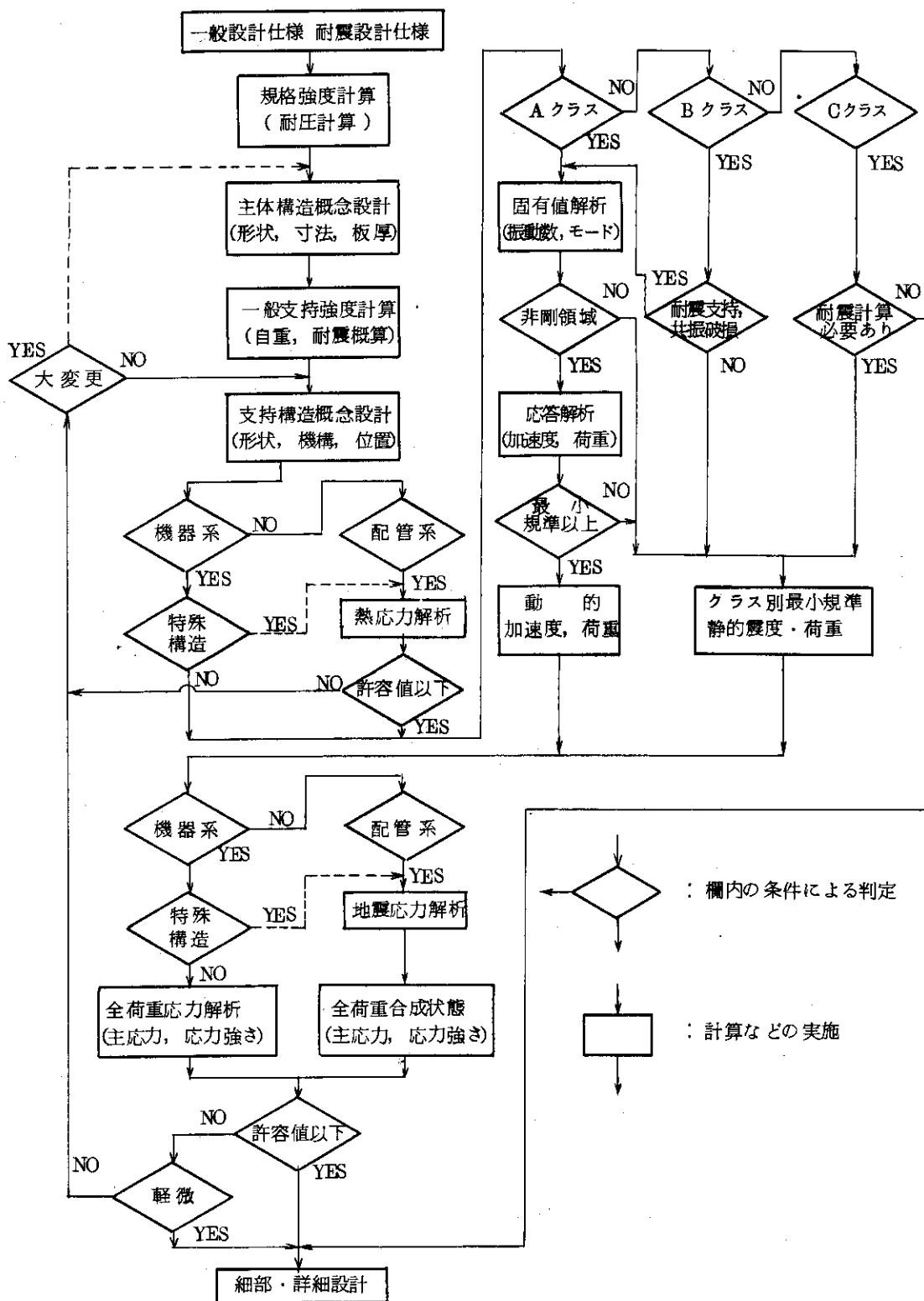


Fig. 5.33 耐震設計流れ図

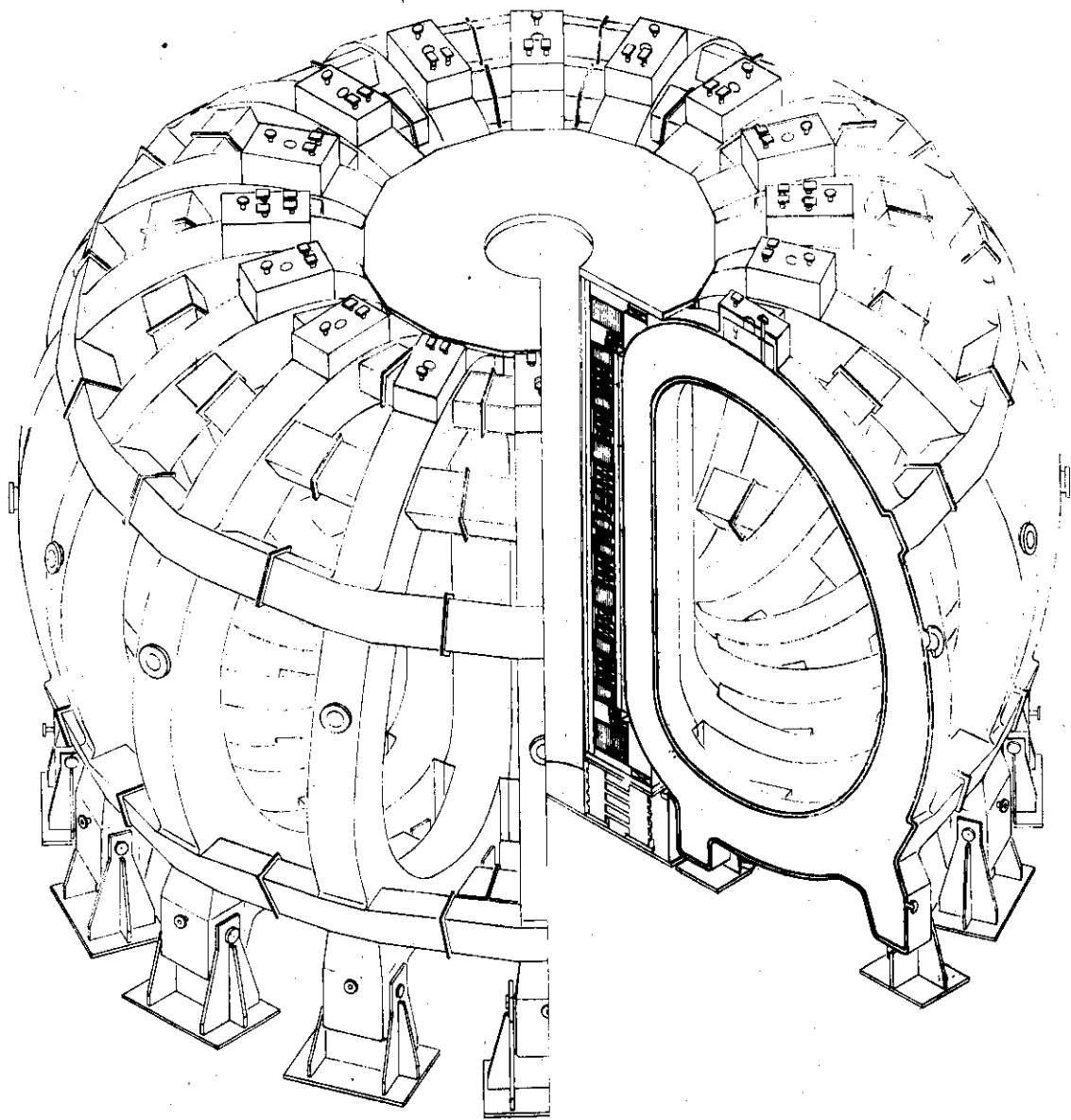


Fig. 5.34 トロイダルマグネット鳥瞰図

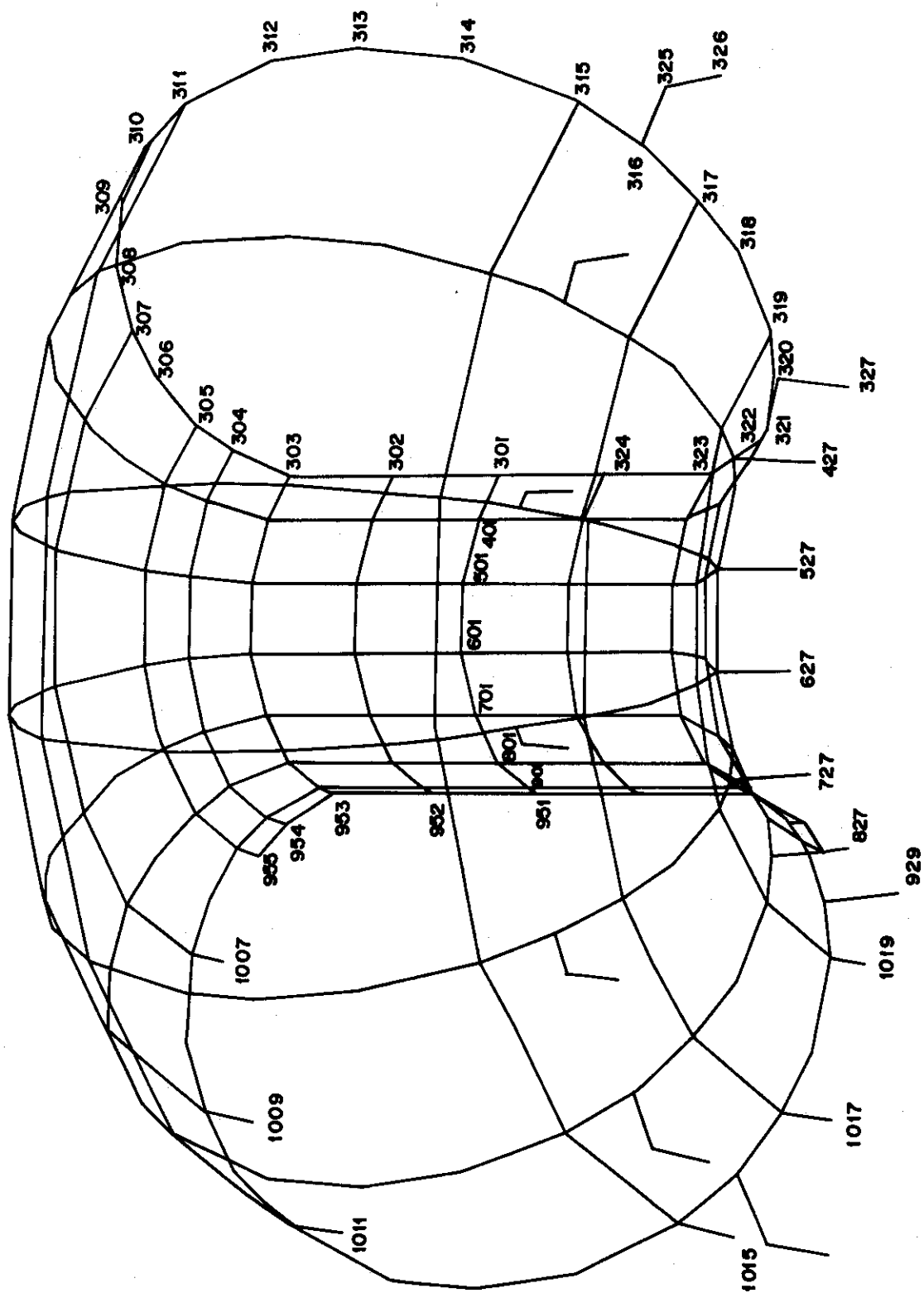


Fig. 5.35 計算モデルと節点番号

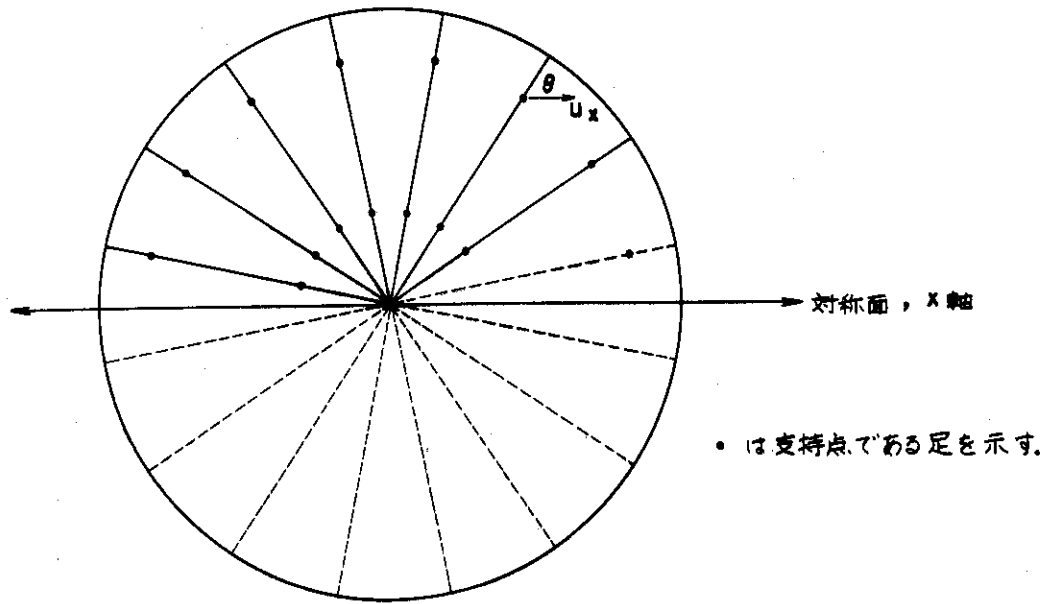


Fig. 5.36 対称面と拘束条件

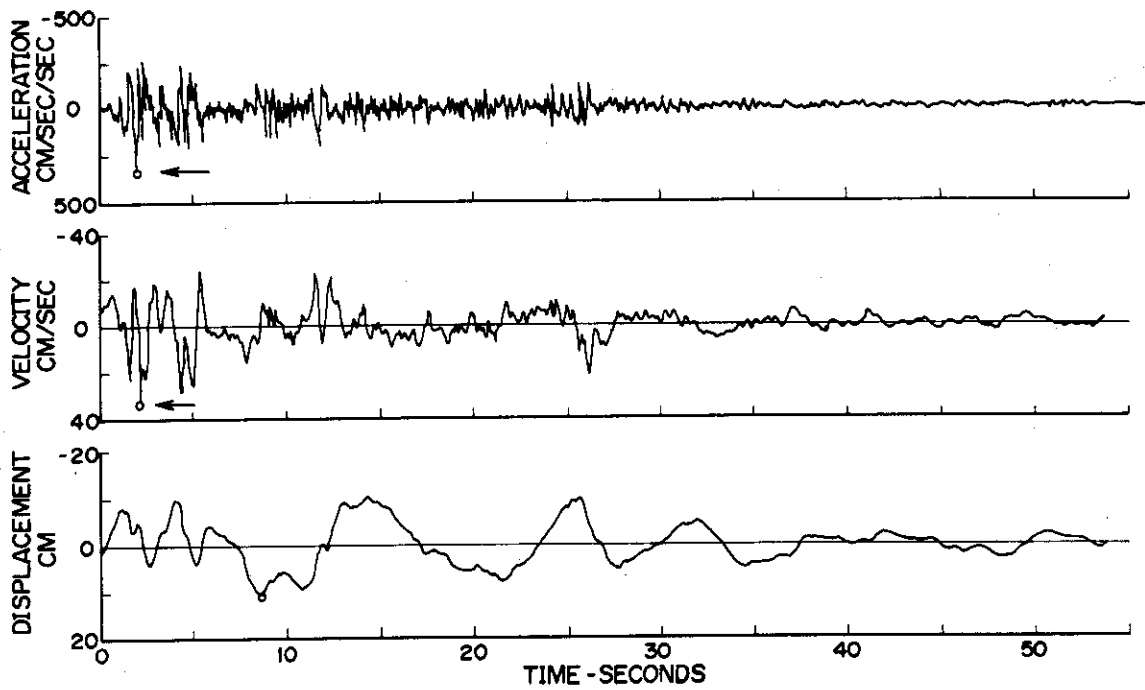


Fig. 5.37 入力に使用した EL Centro 波

(○ PEAK VALUES : ACCEL=341.7 CM/SEC/SEC VELOCITY=33.4CM/SEC DISPL=10.9CM)

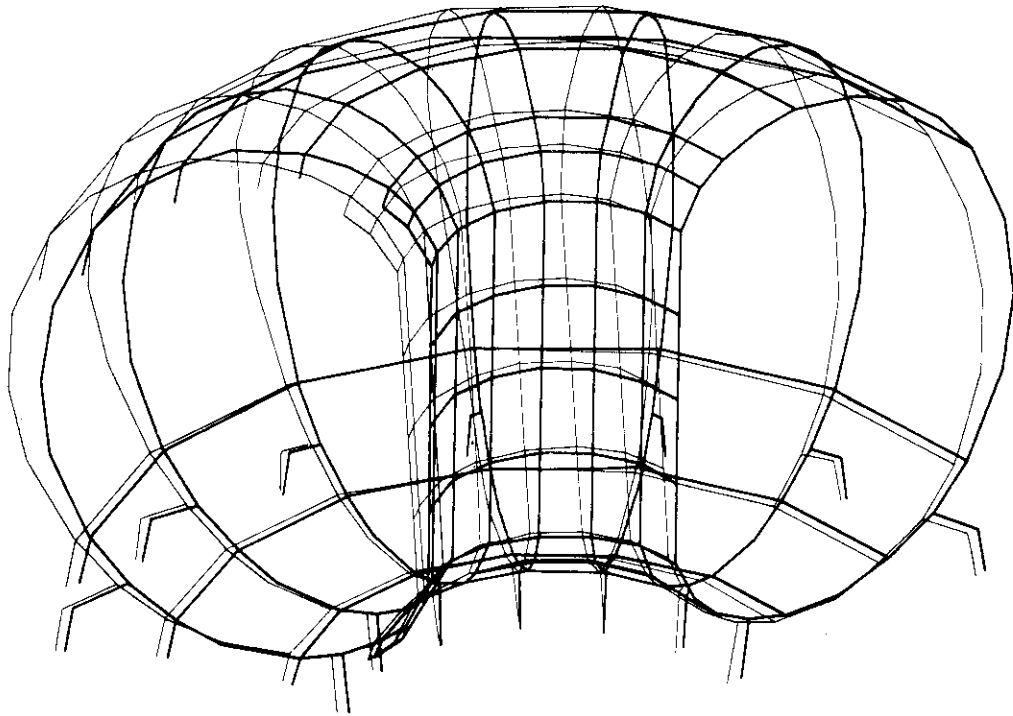


Fig. 5.38 1次固有振動モード ($\omega_1 = 10.2$ Hz)

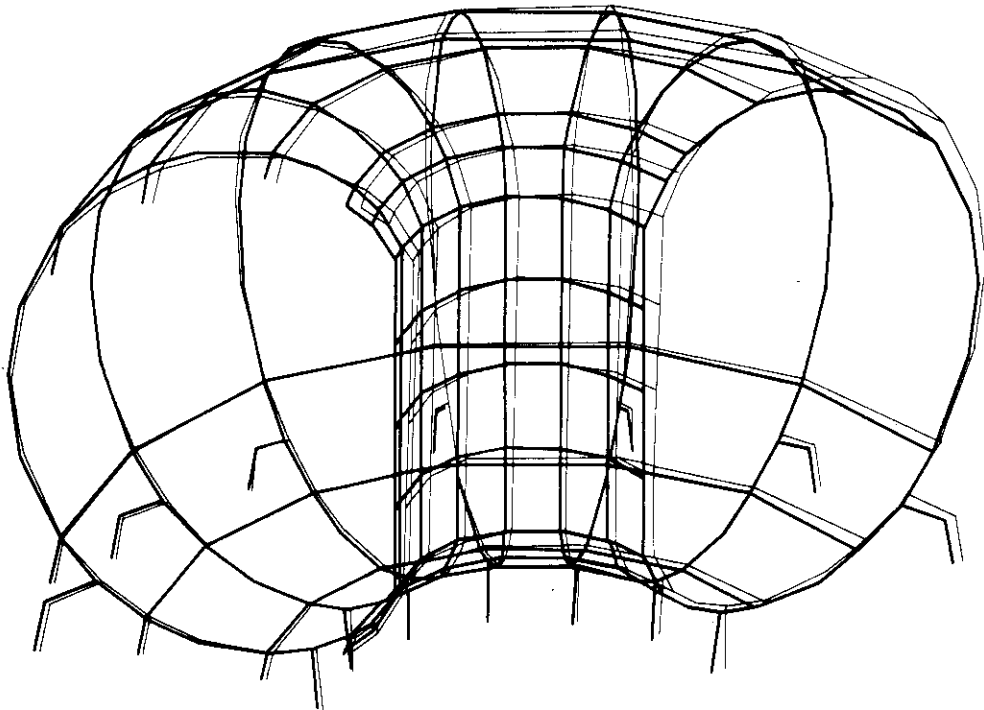


Fig. 5.39 2次固有振動モード ($\omega_2 = 14.4$ Hz)

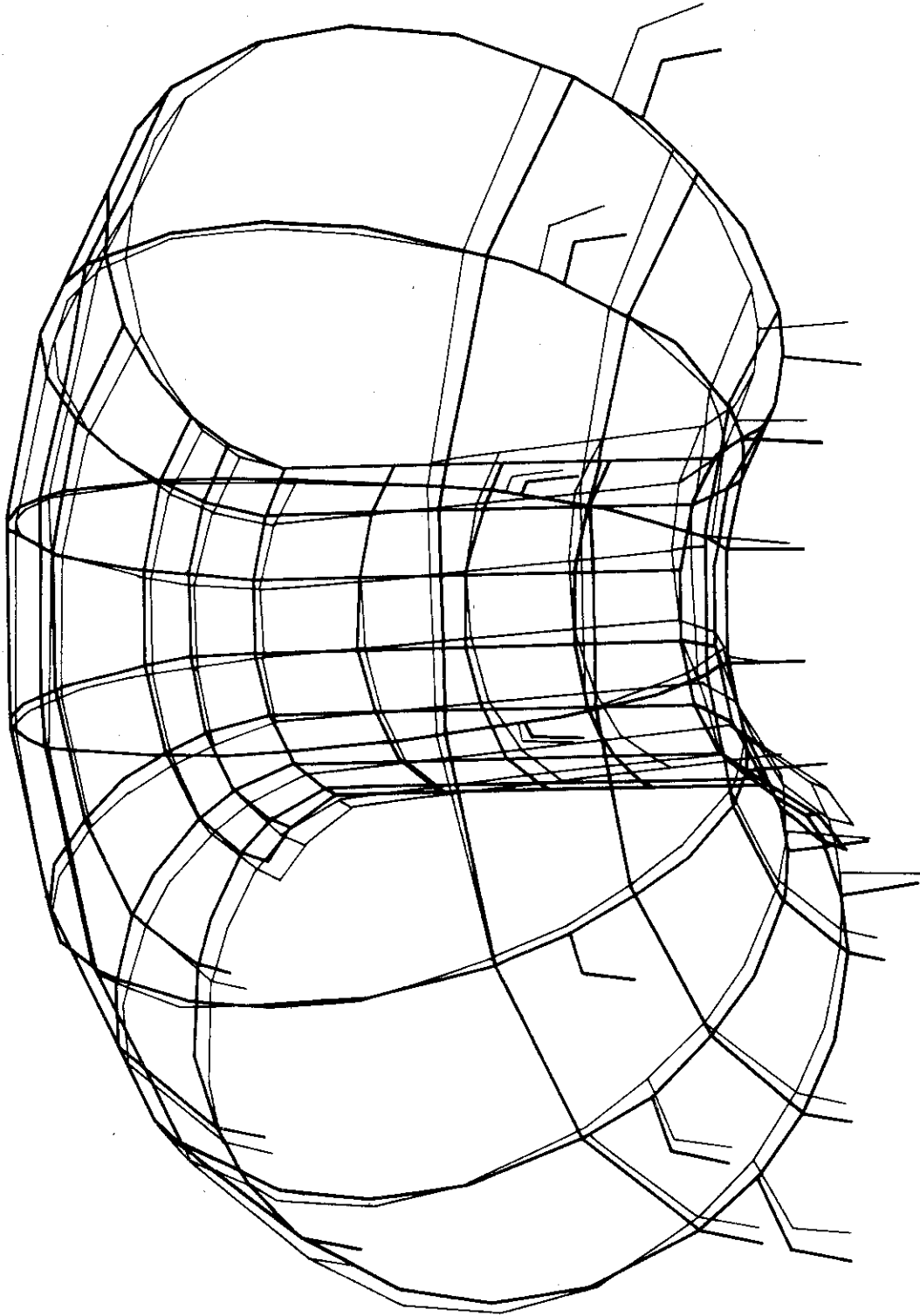


Fig. 5.40 3次固有振動モード ($\omega_3 = 24.3 \text{ Hz}$)

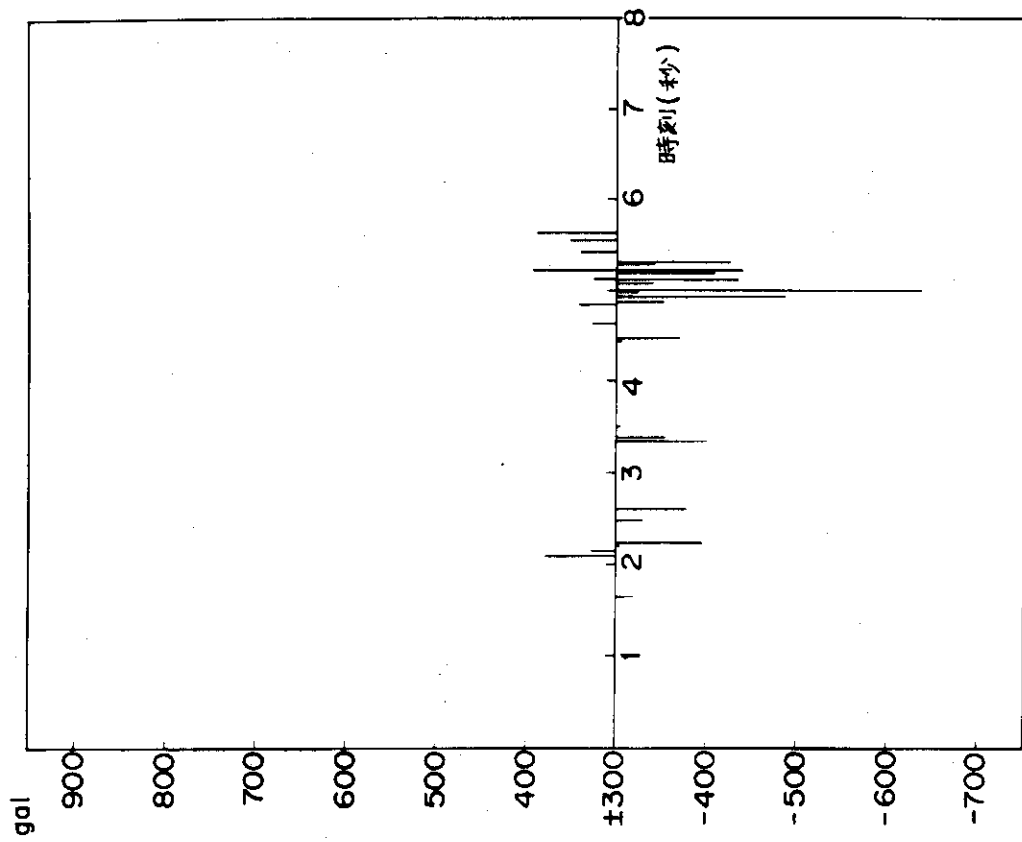


Fig. 5.41 動的応答 (節点 510 番の θ 方向)

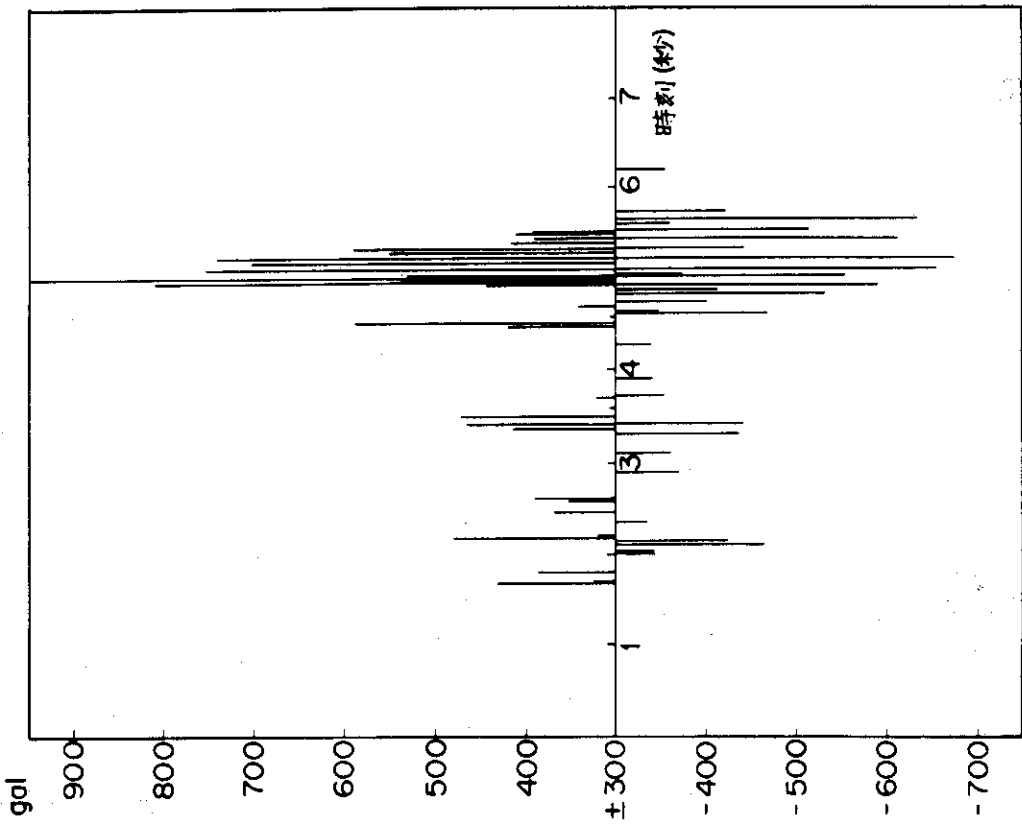


Fig. 5.42 動的応答 (節点 312 番 R 方向)

6. クライオスタットにおける安全性解析

クライオスタットにおける異常時の安全性は、基本的にはクライオスタット自身に原因するものと、冷却系から波及するものについて検討する必要がある。ただし、いずれの方に原因があろうとも、絶対にクライオスタットが破壊しないことは勿論、他の設備装置に及ぼすようなことがあってはならない。

クライオスタットの異常状態に対する安全動作をブロック図に示したのがFig. 6. 1である。これによると異常状態は

- (1) 超電導コイルのクエンチ
- (2) 真空槽の洩れ発生
- (3) ヘリウム槽の洩れ発生
- (4) ヘリウム槽の破壊

が挙げられる。クライオスタットの事故でヘリウム槽の破壊は最も大きな事故であり、これを防止するために万全の措置を講じることが、高圧ガス取締法で厳しく義務づけられており、絶対に破壊事故は起してはならない。このために、法的に使用材料が指定され、低温容器の設計製造検査基準が制定されており、更に保安規則により常用の圧力を越えた場合はただちに常用圧力以下に戻せる措置として、2種類以上の安全装置を備えていないと運転試験ができないことになっている。しかしトカマク炉の場合は、形状が複雑であり、計画時に予想し得ない状態が絶無とも言い難い。ここではヘリウムが突然破壊するという最も厳しい状態に対する安全性を併せて検討する。

つぎに冷却系の異常状態に対する安全動作をブロック図に示したのがFig. 6. 2である。冷却系が停止する原因は構成機器の故障による停止と、停電断水等の外因による停止が考えられるが、いずれの場合にも、冷却系自身は自動的に安全停止することは勿論、クライオスタットに事故を誘発することがあってはならない。クライオスタットに及ぼす影響としては、液体ヘリウムの供給量不足とクライオスタットの内圧上昇が想定されるが、最終的には過渡状態を経過した後安全停止するので、クライオスタット側にある安全動作機能だけで十分対処できる。

6.1 超電導コイルのクエンチによる影響

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

一般にヘリウム槽の内圧が規定値を越えると、液体ヘリウム供給系に対する緊急遮断を行い、ヘリウム槽から液体ヘリウムコンテナへのガスの逆流を防止する。これに対し、本冷却系では

液体ヘリウムコンテナの系統から分離した超臨界圧 (SHE) 系統から 3 atm の低温ヘリウムの分配を受けているので、常用最高圧力 3.6 atm 以下でレリーフ弁を作動させて内圧を下げる事が可能である。レリーフ弁から吐出したガスは回収系統に導いて、圧縮貯蔵するようになっているので、ガスを大気中に放出して損耗することがなく、ヘリウム槽の内圧が正常に復帰すれば運転を継続できる。さらにヘリウム槽の内圧が上昇した場合、直ちに常用圧力以下に戻せる措置をとるため、レリーフ弁のほかに、安全弁と破裂板を設ける。Table 6.1 はヘリウム槽の設定圧力を示す。

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

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

超電導コイルのクエンチ時に、コイルの蓄積エネルギー 1 ディスク当たり 0.195 GJ の 95 % を外部に回収することは第 4 章で検討したとおりである。残り 5 % が発熱して超電導体とディスクに蓄積され、さらにその一部が熱伝達によって液体ヘリウムを蒸発させて、ヘリウム槽の内圧を上昇させる。この過程を以下のようにモデル化して計算する。

まず超電導体とディスクは一体化し、同一温度と近似する。発熱はステップ状に与え温度変化を求める。

$$WC \frac{dT}{dt} = q - hAT \quad (6.1)$$

$$t = 0 \text{ において } T = 4.2 \text{ K}$$

- ただし、
 W : 超電導体およびディスクの重量
 C : " " " " の発熱
 q : ジュール発熱
 A : 超電導体の表面積
 h : 液体ヘリウムへの熱伝達率

である。

(6.1) 式を解くと

$$T = \frac{q}{hA} \left(1 - e^{-\frac{hA}{WC}t} \right) + 4.2 \quad (6.2)$$

したがって、液体ヘリウムに伝わる熱量 Q は (6.2) 式に hA を乗じて積分を行い、

$$Q = q \left[t + \frac{WC}{hA} \left(e^{-\frac{hA}{WC}t} - 1 \right) \right] \quad (6.3)$$

となる。(6.3)式で与えられる熱量が液体ヘリウムを蒸発させたときのヘリウム槽の内圧上昇モデルとして、Fig.6.3に示すものを考える。この場合、

- (1) ヘリウム槽を1つの容器と考え、その内部は一様な圧力を示す。
 - (2) ヘリウム槽からの蒸発ヘリウムの排出は、一定流動抵抗の排出口から、ヘリウム槽内圧と外気圧力との差圧によって行われる。
 - (3) 液体ヘリウムが一部でも残っている限り、排出ガスの温度は4.2 Kである。
- と仮定する。いまモデルの系からの排出ヘリウム量をGとすると、以下の諸式が成立する。

$$P - P_0 = \left(\frac{\ell}{d} \cdot \zeta + \zeta' \right) \left(\frac{G}{\frac{\pi}{4} d^2 n} \right)^2 \frac{1}{2g\rho} \quad (6.4)$$

$$w = w_0 - \int_0^t G \cdot dt \quad (6.5)$$

$$P = m \frac{RT}{v} \quad (6.6)$$

$$w_0 = \frac{Q}{i_{P,T} - i_{1,4.2}} \quad (6.7)$$

ただし、ヘリウムガスの排出経路として、n本の長さ ℓ 、直径dの管路があり、その摩擦係数を ζ とする。その他

- ζ' : 安全弁の排出流量係数
- ρ : ヘリウムガスの密度
- w: 系内のヘリウムガス重量
- w_0 : 系で蒸発したヘリウム重量
- m: 系内のヘリウムガスのモル数 ($w/4$)
- R: 気体常数
- v: 系内を占めるガスの容積
- i: ヘリウムのエンタルピ

である。

前述の(6.4)から(6.7)式を1ステップ毎に解くことにより、ヘリウム槽の内圧上昇特性が得られる。トロイダルコイルの1ディスクの諸数値

$$\ell \sim 10\text{m}, \quad d \sim 0.01\text{m}, \quad n = 28$$

$$\zeta = 0.02$$

$$w = 11 \times 10^3 \text{ kg}$$

$$v_t = 3259 \ell, \quad v_{\text{初期値}} = 33 \ell$$

$$A = 85\text{m}^2$$

$$h = 0.5 w / \text{cm}^2 \text{K} \text{ (液体ヘリウムが存在しているとき)}$$

を代入して計算する。

いまヘリウムガスの排出管路の摩擦抵抗分 $\zeta \cdot \frac{\ell}{d} = 0.02 \times \frac{10}{0.01} = 20$ に対して、安全弁の直径をディスク1個当り60 mmに選ぶと安全弁の流路抵抗分 ζ' は小さく無視できる。以上の計算結果をFig. 6.4に示す。液が完全になくなってから約2.5秒後に最高の圧力4.0 atmとなり、安全弁が作動する。

6.2 真空槽の洩れによる影響

ヘリウム槽が液体ヘリウムによって冷却されている状態で、真空槽に洩れが発生した場合について検討する。この場合、真空槽の壁から洩れ込んだ空気が、ヘリウム槽の低温壁面上に凝縮し、直ちに凝固するので微少な洩れに対しては真空劣化は起らない。さらに空気の洩れが増加し、真空劣化を検知するようになると、空気を凝縮凝固するための熱量が無視できなくなり、液体ヘリウムの蒸発が増え、ヘリウム槽の圧力が上昇する。しかし以上のように真空槽に洩れが生じた場合は、真空劣化を検知してから、対流やガスの伝導による熱移動が無視できなくなる真空度 10^{-3} torrまでに劣化する時間は長く、超電導コイルのクエンチのような急激なヘリウム槽の圧力上昇はないので、レリーフ弁の作動圧力3 atmまでは運転を継続することが可能である。

6.2.1 大気からの空気の洩れ速度

真空槽に洩れがあるということは、容器の壁に小さな孔があることであるが、その形状は千差万別であり、洩れ速度の推定は容易でない。ここでは洩れ孔を比較的大きなノズル状とし、空気が臨界速度で真空槽に流入する場合について考える。

Fig. 6.5は真空槽に空気が流入する洩れ孔(ノズル)を表わす。ノズルの形状はFig. 6.6のようにa)縁が刃形の鋭い形状、b)縁が直角な形状、c)先細ノズル、d)末広ノズルなどの形状がある。いま洩れ孔の出口部分の面積がそれぞれの形状について同じであれば、先細ノズルが最大の流量を示す。Fig. 6.6において、流れが孔の壁から離れて収縮し、少し下流で最小断面となった後に平行な流動となる。最小断面の面積 F_2 と孔の断面 F との比 $\alpha = F_2/F$ を収縮係数といい、流出量 G は

$$G = \alpha \frac{F \cdot w_2}{v_2} \quad (6.8)$$

となる。先細ノズルでは、 $\alpha = 1$ となるので、ここでは洩れの形状を先細ノズルで代表させる。この場合の限界圧力 P_c は

$$P_c = \left(\frac{2}{K+1} \right)^{\frac{K}{K-1}} P_1 \quad (6.9)$$

であり、空気の場合、断熱指数 $K = 1.41$ であるから、限界圧力は $P_c = 0.527 P_1$ である。し

たがって流入する空気の圧力が大気圧 $P_1 = 1 \text{ atm}$ の場合限界圧力は $P_c = 0.527 \text{ atm}$ となる。真空槽の圧力 $P_0 = 0 \text{ atm}$ ($10^{-8} \sim 10^{-3} \text{ torr}$) であり、 $P_0 < P_c$ において流出速度は音速となり、大気からの空気の洩れ流量 G (g/sec) は一定となる。

$$G = F \sqrt{2g' \frac{K}{K+1} \left(\frac{2}{K+1} \right)^{\frac{2}{K-1}} \frac{P_1}{v_1}} \quad (6.10)$$

ここで

F : 孔の断面積	cm^2
g' : 重力の加速度	cm/sec
P_1 : 流入する空気圧力	g/cm^2
v_1 : 流入する空気の比容積	cm^3/g

である。いま温度 300 K の空気が真空槽に洩れ込んだ場合について計算すると $v_1 = 0.85 \times 10^3 \text{ cm}^3/\text{g}$, $G = 23.3 F \text{ g}/\text{sec}$ を得る。この洩れ量を通常用いられる単位 $\text{torr } \ell/\text{sec}$ で表わすと

$$G = 23.3 \times 0.85 \times 10^3 \times \frac{1}{1.32 \times 10^{-3}} F = 1.5 \times 10^7 F \text{ torr } \ell/\text{s} \cdot \text{cm}^2$$

となる。Fig. 6.7 に孔の断面積と洩れ量の関係を示す。

6.2.2 クライオポンプ作用による排気速度

ヘリウム槽の低温面の排気速度は、入射空気分子の凝縮速度と低温面における蒸発速度との差であり、分子流領域において次式で表わされる。

$$S = A \left(\frac{RT_g}{2\pi M} \right)^{1/2} \left\{ C_g - C_s \left(\frac{T_g}{T_s} \right)^{1/2} \frac{P_s}{P_g} \right\} \quad (6.11)$$

ここで S : 正味の排気速度	cm^3/sec
A : 低温面の面積	cm^2
R : 気体定数	$8.314 \times 10^7 \text{ erg}/\text{mol} \cdot \text{K}$
T_g : 入射ガス分子の温度	K
M : 入射ガスの分子数	$28.96 \text{ g}/\text{mol}$
C_g : 低温面に衝突するガスの凝縮常数	
C_s : 低温面における凝縮ガスの蒸発確率	
T_s : 低温面の温度	K
P_s : 凝縮面のガスの飽和蒸気圧	torr
P_g : 流入ガスの圧力	torr

である。気体の凝縮常数 C_g は空気に対して約 0.9, 蒸発確率 C_s は同じく空気に対して通常 1.0 とする。(6.11)式において、 P_s はヘリウム槽の低温面 4.2 K に凝縮する空気の蒸気圧で 10^{-7} torr 以下であるから、凝縮したガスの蒸発は無視できる。よってクライオポンプ作用に

よる排気速度 S は

$$S = \left(\frac{RT_g}{2\pi M} \right)^{1/2} C_g \cdot A \quad \text{cm}^3/\text{sec} \cdot \text{cm}^2 \quad (6.12)$$

$$= 10.5 \times 10^3 A \quad \text{cm}^3/\text{sec} \cdot \text{cm}^2$$

となる。いまトロイダルコイルのヘリウム槽全表面積の内、低温凝縮面積 $A = 1 \times 10^7 \text{ cm}^2$ がクライオポンプの作用をもつとすれば、大気圧からの空気の洩れに対する排気速度 S は

$$S = 10.5 \times 10^{10} \text{ cm}^3/\text{sec} \quad (\text{at } 1 \text{ atm})$$

となる。

6.2.3 クライオポンプ作用による到達真空度

いま $d\tau$ 時間内に $G \text{ g/sec}$ で空気が体積 $V \text{ cm}^3$ の真空槽に洩れ込んだ場合、クライオポンプ作用により、 $\rho \cdot S \text{ g/sec}$ の空気が低温壁に凝縮凝固する。この結果真空槽の圧力が dp だけ上昇する。 ρ は空気の密度 (g/cm^3) である。

$$dp = \frac{RT}{M} \frac{d\tau(G - \rho S)}{V} \quad (6.13)$$

$$\rho = \frac{M}{RT} P \quad (6.14)$$

$$\frac{V}{S} \cdot \frac{dp}{d\tau} = \frac{RT}{MS} G - P \quad (6.15)$$

(4.15) 式を解くと、圧力の時間的変化を表わす式が求まる。

$$P = P_0 + (P_1 - P_0) e^{-\tau \frac{S}{V}} \quad (6.16)$$

ただし $P_1 =$ 初期真空度

$P_0 =$ 到達真空度

である。洩れ量 G と真空度 P_0 における排気量 $P_0 S$ が等しくなったとき、 $\frac{dp}{d\tau} = 0$ となる。このときの真空度 P_0 は

$$P_0 = \frac{RT}{MS} G \quad (6.17)$$

である。また所要時間 τ は

$$\tau = \frac{V}{S} \quad (6.18)$$

である。

いまトロイダルコイルの真空槽について、空気の洩れ量 G に対する到達真空度 P_0 を (6.17)

式により求めると Fig. 6.7 のようになる。

$$\begin{aligned} \text{ただし, クライオポンプ低温面積 } F &= 1 \times 10^{10} \text{ cm}^2 \\ \text{低温凝縮面温度 } T_s &= 4.2 \text{ K} \\ \text{クライオポンプ排気速度 } S &= 10.5 \times 10^{10} \text{ cm}^3/\text{sec} \end{aligned}$$

において

$$\begin{aligned} P_0 &= \frac{RT}{MS} G = \frac{8.32 \times 10^7 \times 300}{28.96 \times 10.5 \times 10^{10}} \times 23.3 F \\ &= 1.91 F \text{ g/cm} \cdot \text{s}^2 = 1.43 \times 10^{-4} F \text{ torr} \end{aligned}$$

である。

Fig. 6.7 より, 空気の洩れ込み量 G が $1.5 \times 10^7 \text{ torr} \cdot \ell/\text{sec}$ と非常に大きな洩れであっても, クライオポンプ作用により, 空気が凝縮凝固するため $1.4 \times 10^{-4} \text{ torr}$ の真空度が保持される。このとき真空槽に生じた洩れ箇所の大きさは, 孔の面積にすると 1 cm^2 に相当するものである。

6.2.4 洩れ空気凍結による熱負荷

クライオポンプ作用により, クラックから洩れ込んだ空気は, ヘリウム槽の極低温面に凝縮し, そのまま凝固するので, 真空槽の圧力上昇はほとんど起らない。しかし大量の空気が低温面で凝縮凝固されるので, ヘリウム槽の外壁からの熱負荷が増大し, 液体ヘリウムの蒸発は急激に増える。

空気のもつエンタルピは, よく知られている $T-H$ 線図から求めることができる。すなわち 300 K から 10 K の固体空気のもつエンタルピは Table 6.2 のとおりである。

Table 6.2 空気のエンタルピ

状 態	エンタルピ (J/mol)
300 K 気 体	12400
78.8K 気 体	5900
78.8K 液 体	0
10 K 固 体	-3800

Table 6.2 より, 300 K から 78.8 K に冷却するに要する熱量は, $\Delta H_1 = 12400 - 5900 = 6500 \text{ J/mol}$ であり, これが通常空気のもつエネルギー $\frac{5}{2} \frac{RT}{M}$ にほぼ等しい。この空気が低温面に凝縮するときの潜熱は $\Delta H_2 = 5900 \text{ J/mol}$ である。凝縮した空気は, さらに低温面で冷却され, 窒素 63.1 K , 酸素 54.4 K のそれぞれの3重点に達するまでに凝固し, 低温面に凍結する。78.8Kの液体空気が冷却されて凝固し, 10 K の固体空気になるのに要する熱量は各成分毎のエンタルピ変化を積算すると $\Delta H_3 = 3800 \text{ J/mol}$ となる。このように 300 K の空気 1 mol の洩れ込みによって, 液体空気が凝縮するまでに $\Delta H_1 + \Delta H_2 = 12400 \text{ J}$ の熱が, さらに固体空気となって 10 K で凍結するまでに $\Delta H_1 + \Delta H_2 + \Delta H_3 = 16200 \text{ J}$ の熱が, 液体ヘリウムを蒸発させることになる。

ヘリウム槽の熱負荷 Q_{air} は

$$Q_{air} = \frac{\Delta H_1 + \Delta H_2 + \Delta H_3}{M} \cdot G \quad (6.19)$$

より求めることができる。Gは300Kの空気が洩れ込む場合の流量g/secで(6.10)式より $G = 23.3 F$ g/secである。Fig. 6.8は、洩れ込んだ空気がヘリウム槽に凝固した場合の熱負荷を計算した結果を示す。洩れ孔の断面積 $F = 1 \text{ cm}^2$ の場合では、真空劣化は 1.4×10^{-4} torrにとどまっているにもかかわらず、熱負荷の増加は13.1kWに達する。したがって熱負荷増加の限度から、この値の1桁小さい1~2kWに抑えることが必要となるから、洩れ孔の断面積は 0.1 cm^2 程度が許容値となる。

以上の結果から、真空槽に洩れが発生し、空気が真空槽に流入しても、冷却されたヘリウム槽がクライオポンプの作用をするので、微小な洩れに対しては、真空度が 10^{-7} torrのオーダーで安定し真空劣化は現われない。しかし空気を凍結するために約 16000 J/mol の熱量が侵入するので、液体ヘリウムの蒸発が増え、ヘリウム槽の内圧が徐々に上昇する。さらに大量の空気が洩れ込むようになると 10^{-4} torrのオーダーで真空劣化が検知されるがこのときには、ヘリウム槽の熱負荷も10kW前後まで増加し、液体ヘリウムの蒸発速度が $10,000 \text{ l/h}$ を越えるようになって、レリーフ弁が作動するに至る。

6.3 ヘリウム槽の洩れによる影響

ヘリウム槽から真空槽への洩れは、ヘリウムガスが低温部に吸着トラップされることがないので、洩れが発生すると真空度 P (torr)は時間 τ (sec)に比例して上昇する。

$$P = \frac{G}{V} \cdot \tau \quad (6.20)$$

ここで、 V : 真空槽の容積 (ℓ)

G : ヘリウムの洩れ量 ($\text{torr } \ell/\text{sec}$)

である。Fig. 6.9は真空槽容積 $V = 3 \times 10^5 \ell$ の場合につき、ヘリウムの洩れ量 G をパラメータにして、真空度の時間的変化を計算した結果である。ヘリウム槽からの洩れは、その洩れ量のオーダーにより、緩やかな真空劣化の場合と、急激な真空劣化をひき起こす場合があり、安全動作は異なる。

真空槽内に施工した積層断熱材(S1)の熱伝導率は 10^{-6} torrの真空度において、 $1 \times 10^6 \text{ w/cm K}$ 以下であるが、 10^{-3} torrになると、 10^{-5} w/cm K と10倍程度大きくなる。いま断熱真空度の劣化限界として 1×10^{-3} torrとし、このときのヘリウム槽への侵入熱量 Q_{s1} を求める。

$$Q_{s1} = \frac{\lambda_{s1}}{\ell} A (T_2 - T_1) \quad (6.21)$$

ここで

$\bar{\lambda}_{s1}$: S 1 の平均熱伝導率	$1 \times 10^{-5} \text{ w/cm K}$
ℓ : S 1 の積層厚さ	5 cm
A : ヘリウム槽の S 1 施工表面積	10^7 cm^2
T_1 : 高温側温度	300 K
T_2 : 低温側温度	4.2 K

とすると、 10^{-3} torr に真空劣化したときの侵入熱量 Q_{s1} は、約 6 kW となる。

真空槽は組立が終わったときにリーク検知器により、 1×10^{-6} torr ℓ/sec 以下の洩れ量であることが確認されており、構成機器の単体検査の段階ではヘリウムリーク検知器の実用感度 10^{-8} torr ℓ/sec で検知できない程度をもって合格としている。Fig. 6.9 によれば、もし 1 torr ℓ/sec の洩れが発生した場合、30秒で 10^{-4} torr の真空度となり、約5分で 10^{-3} torr まで真空劣化する。真空劣化が起ると超電導コイルの消磁を行うことになるが、ヘリウムの蒸発が急増するので、ヘリウム槽の内圧が上昇し、安全弁の作動に至ることになる。また 10^{-2} torr ℓ/sec 程度の洩れであれば、洩れが発生した後、約50分で 10^{-4} torr の真空劣化を検知し、主真空弁を開くことによって、緊急的に排気を開始することによって、 10^{-6} torr のオーダーに真空度を回復させることができる。この結果、超電導コイルの消磁を行わなくてもすみ、また液体ヘリウムの蒸発が一時的に増え、ヘリウム槽の内圧上昇を招くが、レリーフ弁の作動圧力 3 atm を越えることなく、正常圧力に復帰させることができる。このときのポンプの有効排気速度 S は、到達真空度 P を 10^{-6} torr 以下にするために

$$S = \frac{G}{P} = \frac{10^{-2}}{10^{-6}} = 10,000 \ell/s$$

より大きくすればよい。

このように、ある程度の排気速度をもった真空ポンプを備えておけば、超電導コイルの緊急消磁などの安全動作を行わないで、真空度の経時劣化を監視しながら、運転を継続することができる。

6.4 ヘリウム槽破壊が真空槽に及ぼす影響

ヘリウム槽が万一破壊した場合、ヘリウム槽に貯っていた液体ヘリウムおよびヘリウムガスが破壊部分から、真空槽内に噴出し充填する。破壊部分からヘリウムが噴出する時間はその位置および形状寸法が全く予測できないので定量的に求めることができない。このため噴出した瞬間に液体ヘリウムは真空槽の下部に、ヘリウムガスは真空槽の上部に放散しているという条件で、真空槽の圧力上昇を計算する。この条件はヘリウム槽からの洩れ速度が無限大であり、爆発的に破壊した最悪の状態を模擬することになる。

6.4.1 真空槽の圧力および温度

真空槽に噴出する前に、ヘリウム槽に貯っているヘリウムの重量 m_1 は

$$m_1 = v_{l1} \cdot \rho_{l1} + v_{g1} \cdot \rho_{g1} \quad (6.22)$$

である。ここで

v_{l1} : ヘリウム槽の液体ヘリウムの容積
 ρ_{l1} : " の密度
 v_{g1} : ヘリウム槽のガスヘリウムの容積
 ρ_{g1} : " の密度

である。つぎにこのヘリウムが真空槽に噴出して蒸発した場合、真空槽とヘリウム槽が同じ圧力になったとすれば

$$\rho_2 = \frac{m_1}{V_1 + V_2} \quad (6.23)$$

が成立する。

ここで ρ_2 : 真空槽内のヘリウム密度
 V_1 : 真空槽内容積 $V_1 = v_{l1} + v_{lg}$
 V_2 : ヘリウム槽内容積

である。いま破壊前のヘリウム充填量が圧力 1 atm で飽和した状態において、 $v_{l1} = 3000 \ell$ 、 $v_{g1} = 1000 \ell$ とすると、(6.22)式より $m_1 = 98400 \text{ mol}$ である。ただし、 $v_{l1} = 31.4 \text{ mol}$ 、 $v_{g1} = 4.2 \text{ mol}$ である。したがって真空槽内容積 $V_2 = 3 \times 10^5 \ell$ とすれば、見掛けの密度は (6.23)式より $\rho_2 = 0.324 \text{ mol}/\ell$ となる。この密度のヘリウムが真空槽内に占めるときの飽和圧力は $P_2 = 0.056 \text{ atm}$ 、温度は $T_2 = 2.2 \text{ K}$ である。以上のように充填量 v_{l1} および v_{g1} から、 m_1 を求めることにより、ヘリウム槽が破壊する直前のヘリウムの圧力および温度にかかわらず、充填量 $m_1 =$ 一定の条件から、ヘリウム槽が破壊した直後のヘリウムの状態を決定することができる。また真空槽内容積 V_2 がヘリウム槽内容積 V_1 にくらべ 100 倍大きいので、液体ヘリウムが洩れて全量が蒸発したときの飽和圧力は $P_2 = 0.056 \text{ atm}$ であり、大気圧より低い。すなわち、真空槽に及ぼす影響は真空劣化を起こすだけであり、噴出したヘリウムガスは真空槽を冷却し、熱を得て温度および圧力が上昇する。

真空槽内のヘリウムは破裂板から吹出すまでは、封じ込まれた状態で温度上昇により容積一定のもとで、圧力上昇する。この状態でのヘリウムの密度は $\rho_2 = 0.324 \text{ mol}/\ell$ で一定であるので、真空槽の圧力とヘリウムガスの温度との関係をヘリウムの特性図表を用いて、Fig. 6.10 のように表わすことができる。この図より真空槽の破裂板の作動圧力を 3 atm と設定したときの、真空槽内のヘリウムガスの平均温度は 111 K であることがわかる。

6.4.2 真空槽内ヘリウムの温度上昇

真空槽内のヘリウムは、真空槽壁で暖められて上部に向って自然対流を起こし、熱伝達が行われる。いま真空槽壁に沿っての伝達熱量 q は

$$q = h \cdot S_2 \cdot (T_w - T_f) \quad (6.24)$$

である。ここに S_2 は伝熱面積、 T_w は真空槽壁の温度、 T_f はヘリウムの温度である。

h は真空槽壁に接するヘリウムの熱伝達率で、次式に示す垂直平板による実験式で示される。

$$h = 0.13 (G_r \cdot P_r)^{\frac{1}{3}} \frac{\lambda_f}{H} \quad (6.25)$$

ただし G_r : ヘリウムガスの自然対流に関するグラスホフ数
 P_r : ヘリウムガスのプラントル数
 λ_f : ヘリウムガスの熱伝導率
 H : 真空槽内壁の高さ

である。

また、真空槽内のヘリウムガスの温度上昇は、真空槽壁からの加熱によるものであり、容積一定における加熱量 Q_v は次式で表わされる。

$$Q_v = m \cdot C_v (T_f - T_2) \quad (6.26)$$

ここで

C_v : ヘリウムの容積比熱
 T_f : Q_v によって加熱されたヘリウムガスの平均温度
 T_2 : 加熱開始直前のヘリウムガスの平均温度

である。ヘリウムガスの温度上昇に要する時間 τ (sec) は (6.24) 式と (6.26) 式を連立させ、温度 T_f を段階的に変化させ計算することができる。

いま、 $S_2 = 5.5 \times 10^5 \text{ cm}^2$ 、 $T_w = 273 \text{ K}$ 、 $h = 0.2 \times 10^{-2} \text{ w/cm}^2 \text{ K}$ 、 $m = 98400 \text{ mol}$ 、 $C_v = 1.25 \text{ w/mol} \cdot \text{K}$ の場合の真空槽の圧力上昇を計算すると、Fig. 6.11 のようになる。この計算結果によればヘリウム槽が破壊した後、ヘリウムが噴出し加熱されたときの、真空槽圧力の上昇速度は割合遅く、破裂板の作動圧力 3 atm に達するまでに 542 sec (約 9 min) を要する。なお破裂板の作動圧力におけるヘリウムガスの熱容量 Q_v は $1.23 \times 10^6 \text{ J/K}$ であり、真空槽壁から伝達される熱量 q は $0.178 \times 10^3 \text{ J/sec}$ である。この値は、破裂板の吹出し口径を設計する条件となる。

このようにヘリウム槽が破壊して、真空槽に液体ヘリウムが噴出し、瞬時に蒸発したとしても、真空槽の容積が大きいので、充分蒸発ガスを吸収して急激な圧力上昇は起らない。ヘリウムの圧力上昇は (6.24) 式に示す真空槽壁からの自然対流伝達熱によるものであり、ヘリウム槽破壊直後の爆発的なヘリウムの蒸発によるものでない。むしろ 6.3 に述べたように、真空槽にヘリウムが洩れることによって、断熱性が劣化して、他の超電導コイルを収納したヘリウム槽の侵入熱量が大幅に増え、圧力上昇を誘発することに注目すべきである。

6.4.3 真空槽破裂板の設計

6.4.2 で検討したとおり、ヘリウム槽の破壊によって真空槽の圧力上昇が起るが、爆発的なものでない。ここで常温の真空槽壁からの熱伝達によってヘリウムガスが加熱されて、圧力上昇する場合に対して破裂板の設計を行う。

いま吹出し口径 D (cm) の破裂板を真空槽に設け、吹出し圧力 3 atm で作動させる場合について、吹出し流量 W (kg/h) を計算すると Fig. 6.12 のようになる。ヘリウムガスに対する破裂板の適用式はつぎのとおりである。吹出し決定圧力 $P_2 = 3$ atm, 大気圧 $P_1 = 1$ atm のとき、 $P_2/P_1 = 0.33$ となり、断熱指数 $k = 1.66$ に対する法定圧力比 $P_2/P_1 = 0.488$ より小となる。したがって、高圧ガス取締法に関する通産省告示第 291 号により、吹出し面積 A (cm²) は次式のように定める。

$$A = \frac{W}{C \cdot K \cdot P_1 \sqrt{\frac{M}{T}}} \quad (6.27)$$

ここで W : 1 時間当りの所要吹出量 (kg/h)

C : 断熱指数に対する値で、 $k = 1.66$ に対して 281 をとる。

K : 吹出し係数、破裂板取付部の構造による。ここでは $K = 0.71$ を用いる。

M : ガスの分子量、ヘリウム $M = 4.0$ とする。

T : 吹出し量決定圧力におけるガスの温度 (K)

である。Fig. 6.11 において、作動圧力 3.0 atm のときのガスの温度は 111 K である。Fig. 6.12 は破裂板の口径に対する吹出し流量を (6.27) 式によって計算した結果である。ガスの温度は破裂板周辺の温度が常温であるので $T = 300$ K の場合について、また $T = 30$ K と低温状態で吹出す場合について吹出し流量を計算してある。

つぎに真空槽の内圧上昇を 3 atm 以下にするための、所要吹出流量 W (kg/h) を計算する。真空槽内のヘリウムガスの温度上昇に対する圧力平衡を考えると、

$$P = \frac{R T_1}{M} \cdot \frac{m_1}{V} = \frac{R T_2}{M} \cdot \frac{m_2}{V} \quad (6.28)$$

が成立する。したがって単位時間当りの温度変化に対し

$$\frac{T_1}{T_2} = \frac{m_2}{m_1} \quad (6.29)$$

を (6.24) 式と (6.26) 式から計算し、次式の関係から

$$W = \frac{m_1 - m_2}{\Delta t} \quad (\text{kg/h}) \quad (6.30)$$

を決定する。

いま 6.4.2 で求めた破裂板作動圧力 3 atm におけるヘリウムガスの熱伝達量 $q = 0.178 \times 10^6$ J/sec, 熱容量 $Q_v = 1.23 \times 10^6$ J/K の場合について、破裂板の所要吹出し流量を計算すると、 $W = 1834$ kg/h となる。この作動条件における破裂板の口径を、Fig. 6.12 から求めると、吹出ガス $T = 111$ K で $D = 4.5$ cm 以上となる。ここで、破裂板の吹出し開始時の温度

は常温 300 K に近いので、安全側にとって、口径を 10 cm に設定する。

このようにヘリウム槽が万一破壊しても、真空槽の耐圧試験圧力以下で確実に作動する破裂板および安全弁を備えておけば、真空槽が破壊損傷することは起り得ないといえる。なお真空槽の破裂板作動圧力をここでは 3 atm としたが、この値は構造設計時に詳細に検討し、設定する必要がある。

- 適用法規 1. 高圧ガス取締法による特定設備検査規則
2. 通産省告示第 291 号 (昭和 50 年 8 月 1 日)

6.5 冷却系停止によるクライオスタットへの影響

冷却系の停止によるクライオスタットへの影響は Fig. 6.2 に示したようになる。すなわち

(1) クライオスタットの冷却能力不足

冷却系の液体ヘリウム供給能力の低下によるクライオスタットの液面低下。

(2) ヘリウム槽の圧力上昇

冷却系の低圧ラインの圧力上昇によるヘリウム槽の圧力上昇。

(3) ヘリウム槽の圧力低下

冷却系の低圧ラインの圧力低下あるいは、低温配管の閉塞によるヘリウム槽の圧力低下がある。

6.5.1 冷却系の機器故障

冷却系の液体ヘリウム供給能力の低下は構造機器の故障によるものであるが、経時的に劣化し、ある時間を経過して許容限界に達する寿命故障と、ある時突然発生する突発故障とがある。前者については適時運転切替えなどを行い、故障停止時間を短縮することが可能である。

冷却系停止時の典型的な状態に対して、今回構成した冷却系は、大きな余裕をもつことが特徴となっている。

冷却系は Fig. 6.1.3 に示すように 16 個のトロイダルコイルを 4 組に分け、1 組毎に単位冷却系を 1 システムずつ構成した合計 4 システムからなる。単位冷却系は Fig. 6.1.4 に示すように、さらに主冷却装置、低温分配装置、液化装置、液体ヘリウムコンテナおよびヘリウム回収装置から構成される。

液化装置の故障に対しては、2000 l/h の 2 基を交互に作動させるように構成し、その切替時間中は、大形の液体ヘリウムコンテナ 10000 l と主冷却装置の単独液化能力 670 l/h でこの間をカバーするように動作させることができる。

つぎに主冷却装置が故障した場合、前段圧縮機 (COMP 1) あるいは後段圧縮機 (COMP 2) のいずれか 1 基を運転しているので、クライオスタットにおける所要冷凍能力を最小限確保できる。もし上記の圧縮機が両方とも停止したときは、クライオスタットに対する超臨界圧ヘリウムの供給が不能となるのでクライオスタットの液面は低下する。しかし超電導コイルの消磁を規定レベルで開始すれば、クエンチ事故に至らないで安全停止させることができる。

また低温分配装置および低温配管の故障は、管路に不純物が凍結して圧力降下が増大する流

体側の故障と、断熱真空の洩れやバルブの閉切り不良などの機構上の故障がある。前者は低温流体の移送を止め、加温して不純物を融かして除去する操作が必要であり、温度、圧力、流量などの計測データを定期的にチェックすることにより、異常状態を予測し、早期に上記復元操作を行うりようにする。

計測制御系はクライオスタットを含めて多数の計測素子と制御記録装置などが使用され、相互のチェック機能が完備しているが、故障は皆無とはいえない。特に低温装置に実用される計測素子は未だ信頼性が確立されていないので、実用に当っては信頼性の高い計測制御システムを採用しておく必要がある。

6.5.2 停電、断水時の冷却系動作

冷却系が停止する外的原因に、停電および断水がある。いずれの場合にも、冷却系が安全停止することは勿論、クライオスタット側に対しても監視運転、ヘリウム回収運転および断熱真空系運転が継続できるような、非常用電源設備を完備し、安全停止を行わせる。

冷却系は所要電力が大きいため、幹線電力停電と同時に安全制御系の無停電電源装置を作動させて監視制御運転を続け、給電復帰を待つ。もし停電が長時間続く場合は液体ヘリウムの貯液量が不足し順次安全停止させることになる。またヘリウムガスの大量大気放出を避けるために、非常用電源によって回収用圧縮機を駆動させるようにし、蒸発したヘリウムガスを高圧ガス貯蔵容器に回収し充填する。

冷却水は停電により水ポンプが停止する場合は非常用電源に切替える間だけ断水となる。冷却水設備の停止事故は定期保守点検と整備より信頼性は高く、さらに予備ポンプセットに切替運転できるようになっているので、断水停止は稀と考えられる。

Table 6.1 ヘリウム槽の設定圧力

常用最高圧力	3.6 atm
耐圧試験圧力	5.4 atm
レリーフ弁作動圧力	3.0 atm
安全弁作動圧力	4.0 atm
破裂板作動圧力	4.3 atm

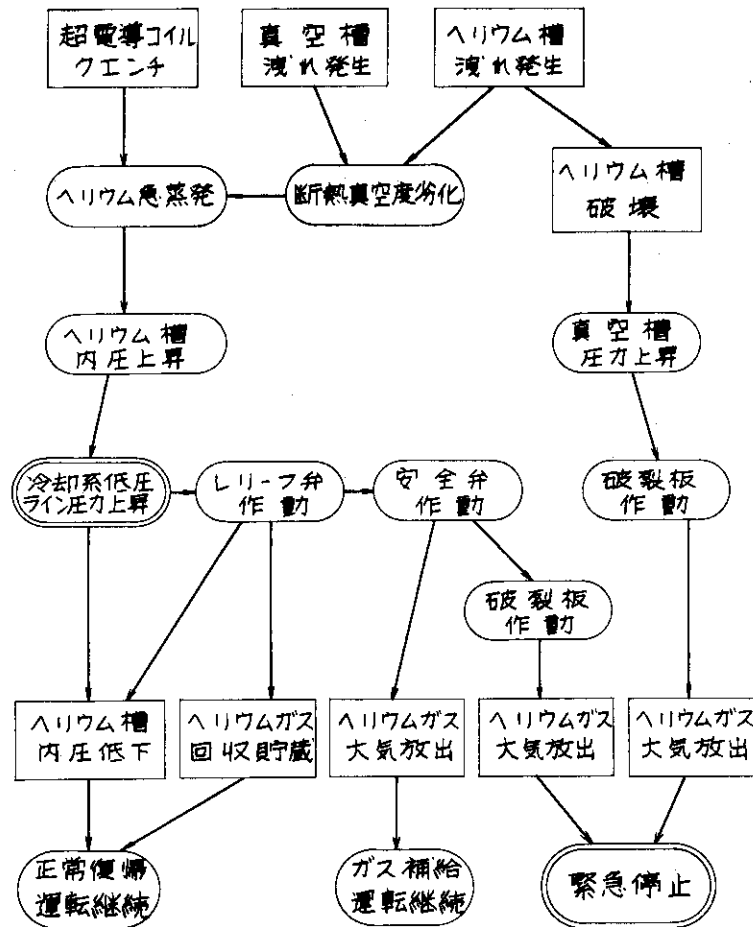


Fig. 6.1 クライオスタット安全動作ブロック図

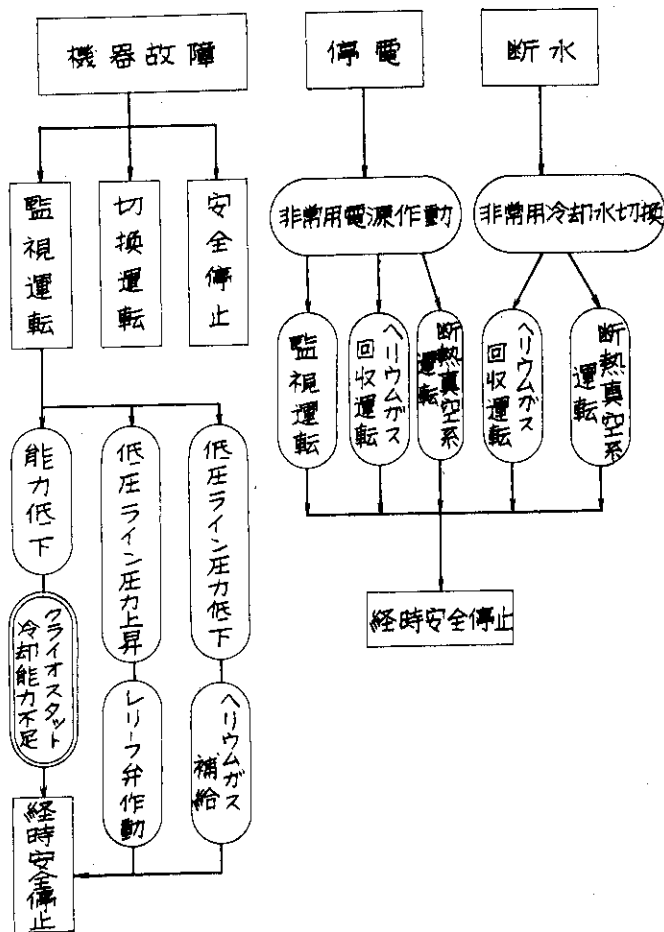


Fig. 6.2 冷却系の安全動作ブロック図

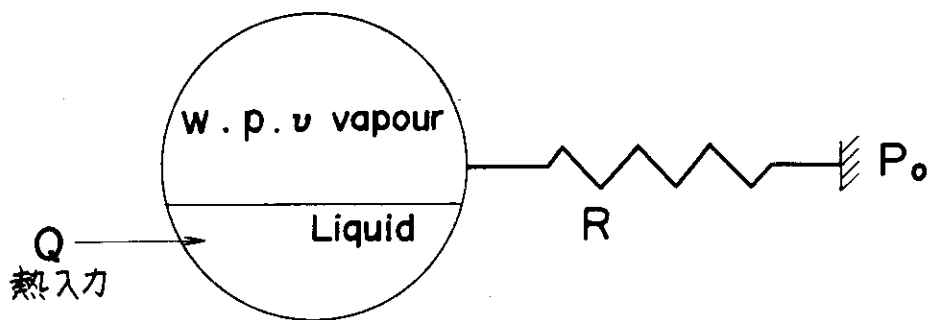


Fig. 6.3 He 槽内圧上昇モデル

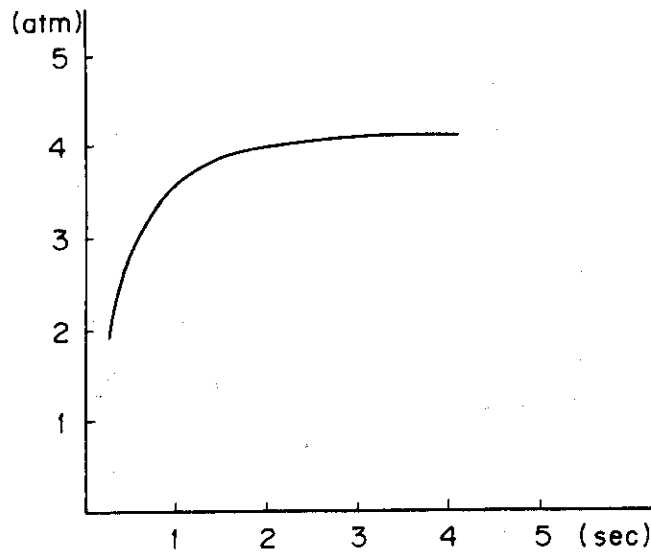


Fig. 6.4 He槽内圧上昇計算値

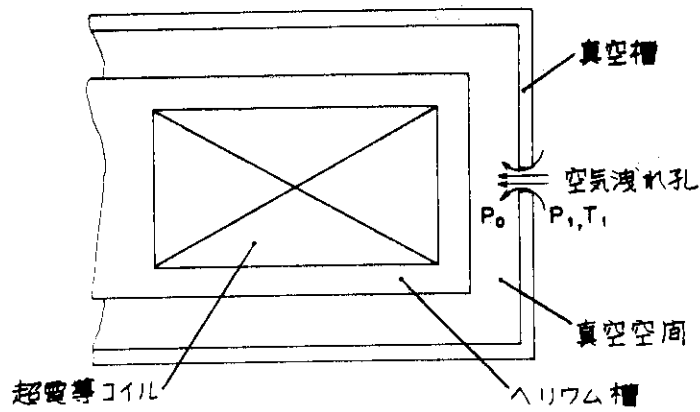


Fig 6.5 真空槽の洩れ孔(1ズル)

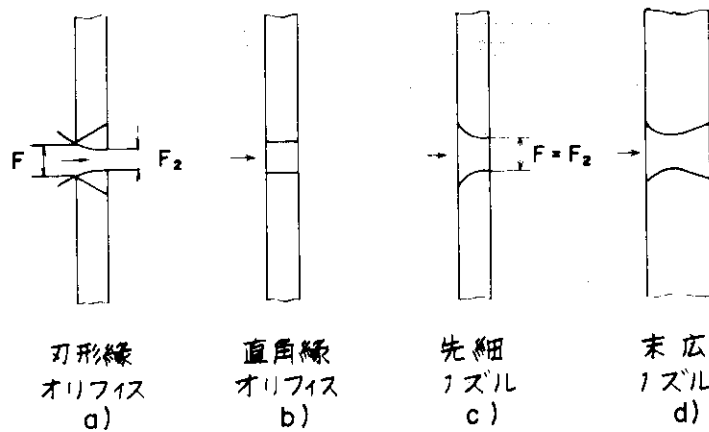


Fig 6.6 絞り板の形状

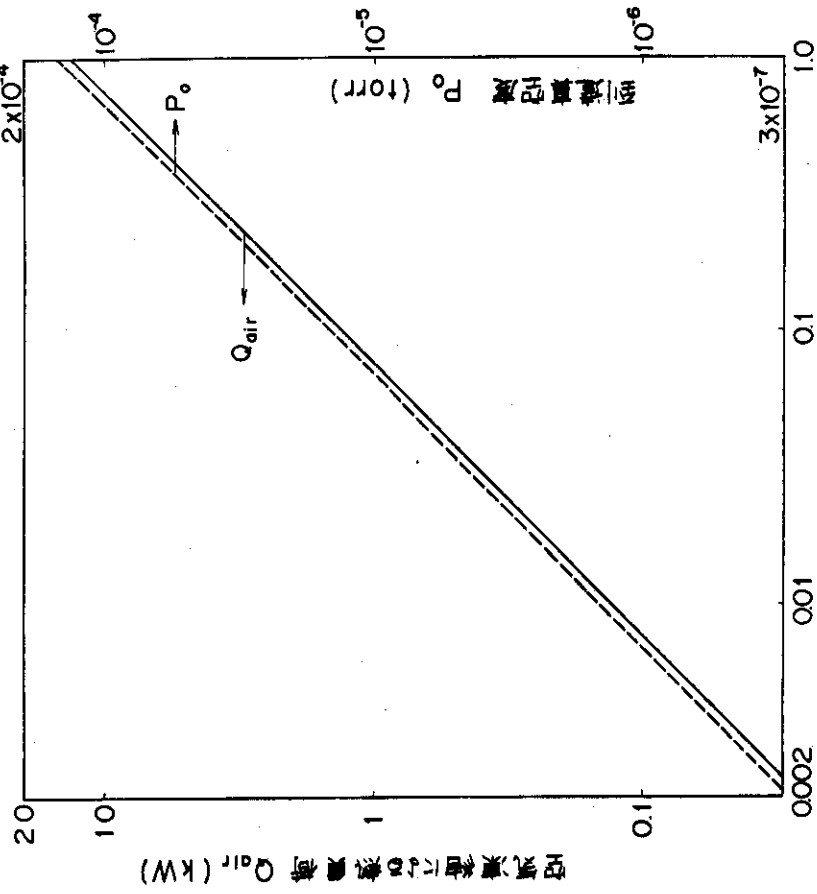


Fig 6.8 真空槽の洩れ孔の大きさ
と空気凍結による熱負荷

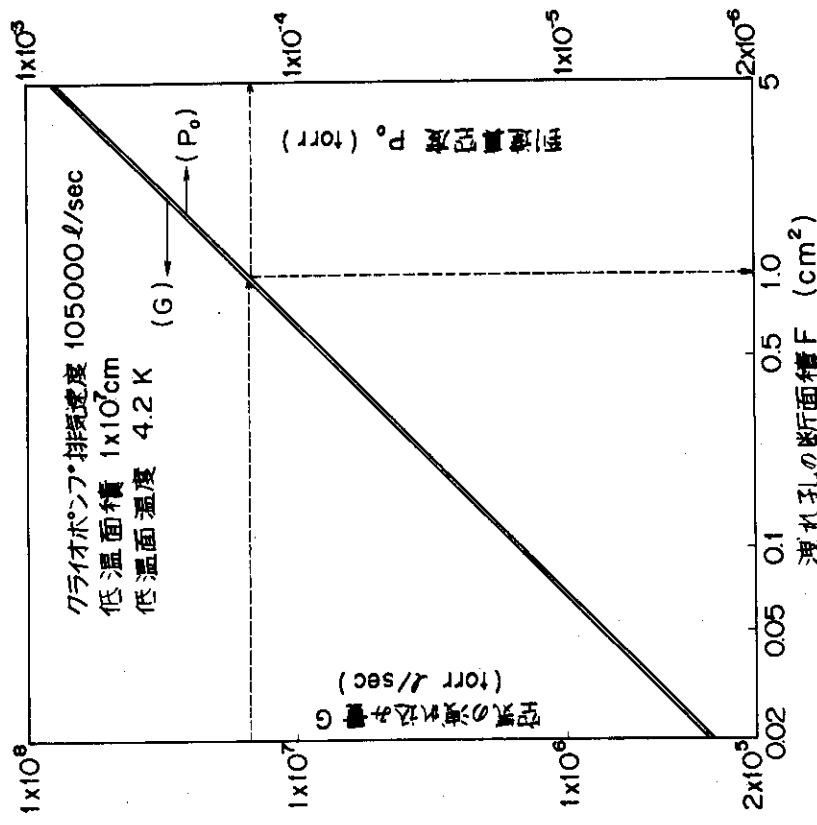


Fig. 6.7 空気の洩れに対する到達真空度
(クライオポンプ作用がある場合)

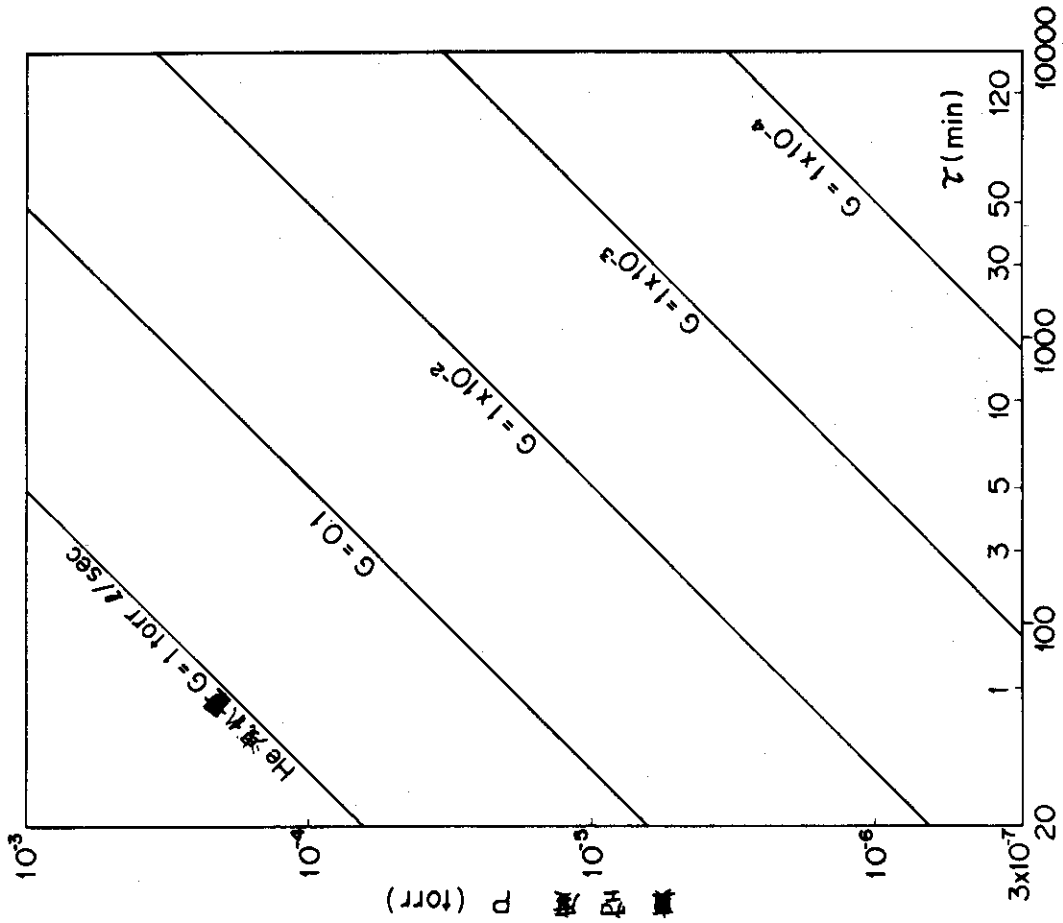


Fig. 6.9 He 脱気による真空度の変化
(真空槽容積 3×10^5 l の場合)

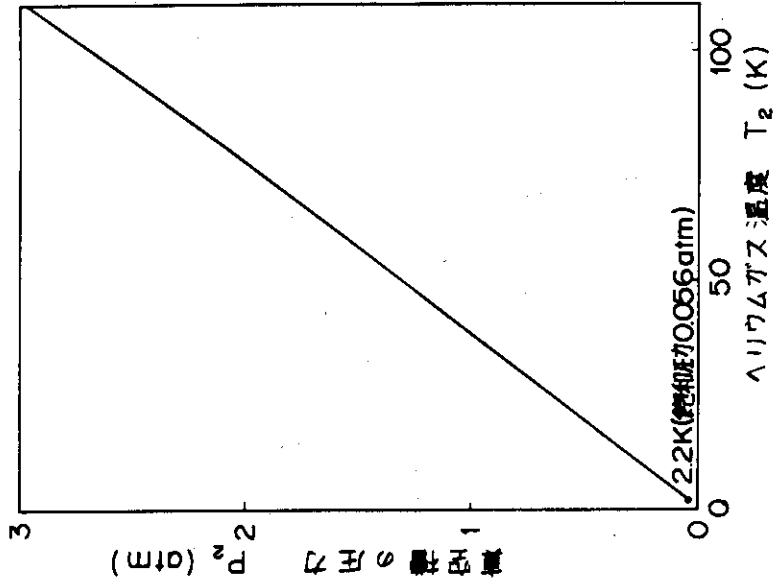


Fig 6.10 リリウム槽破壊後の真空槽圧力と
リリウムガス温度との関係

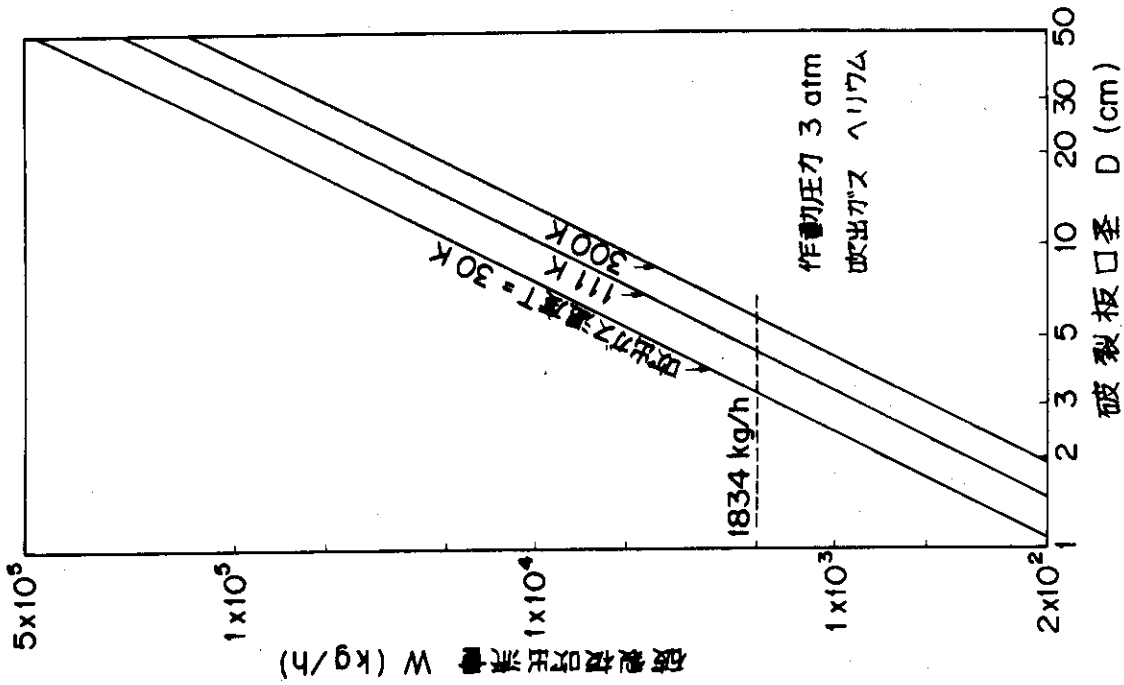


Fig 6.12 真空槽の内圧上昇時の破裂板吹出特性

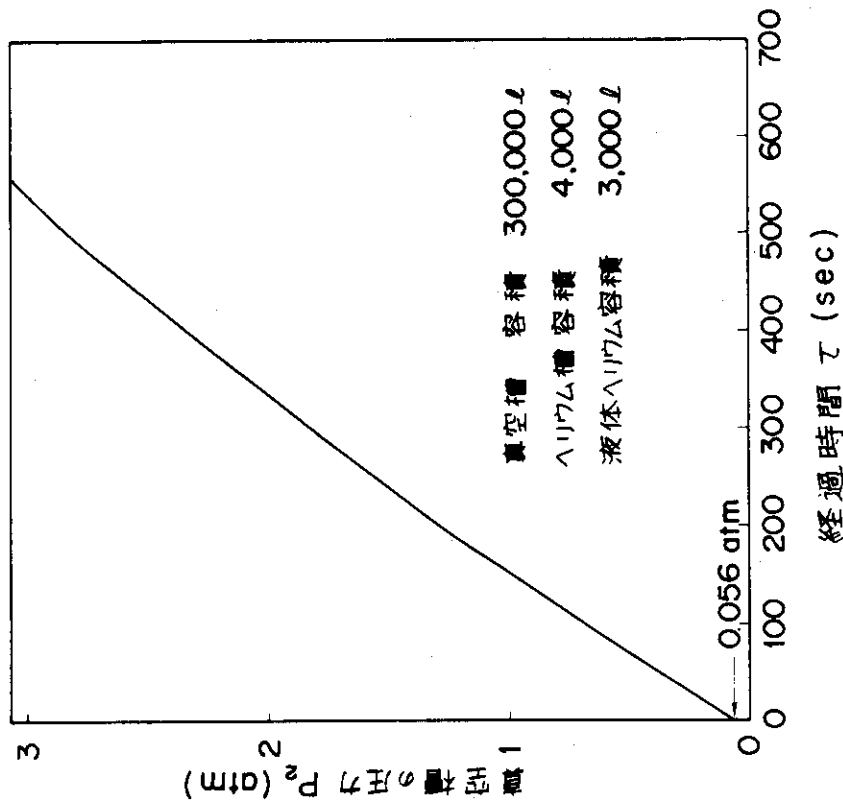


Fig. 6.11 ヘリウム槽破壊後の真空槽の
圧力上昇

あ と が き

超電導トロイダルマグネットの安全性問題は核融合炉における安全性問題のなかでも詳細検討する必要のある重要な問題の1つであると言われている。現在に至るまでに製作された超電導マグネットでも種々の事故が経験されてきており、しかも核融合炉用トロイダルマグネットはこれらのマグネットに比べ遙かに巨大な蓄積磁場エネルギーを有するものである。又、大規模の超電導トロイダルマグネットの開発には多大の費用と年月を要することを考慮すると、現段階においても設計研究そして安全性解析を行うことによる効果は大きいであろう。

昭和50年度には動力炉用トロイダルマグネット設計、昭和51年度には実験炉用トロイダルマグネット設計を実施してきており、今回はこれらの成果に基づいて実験炉用トロイダルマグネットの安全性解析を行った。本解析で得られた主たる結果及び問題点を下記に示す。

(1) コイルにおける安全性解析

本設計では主なクエンチ検出システムとしてブリッジ法を用い、検出電圧レベルを100mVに設定した。クエンチ発生後約0.1～0.3秒後、伝播長さ0.2～0.3m程度でクエンチは検出され、リレー回路作動によりコイル保護システムが働く。コイル保護方式は外部並列分流抵抗法に属するものを用い、外部抵抗値は0.3Ω、電流減衰時定数は35秒に設定された。ブリッジ法は電流値変動による誤動作を防止できるが、導体移動(Coil motion)による電圧上昇をクエンチによるものと識別することはやはり困難である。多種の検出器を同時に用いるなどして、より確実な検出システムを開発してゆく必要がある。又、コイル保護抵抗を用いての電流減衰時には両端電圧7.6kVが発生し、中点接地したとしても3.8kV耐圧の絶縁設計を行わなければならない。大型で複雑な構造を持つ超電導マグネットにおける、このような高い耐圧の絶縁設計を確立するための研究開発が必要である。

(2) 構造設計上の安全性解析

本設計では、極低温で0.1%耐力が大きく、切り欠き強度比が大きく、溶接強度のバラツキが少ないSUS310Sを用いることとしている(0.1%耐力: 83.3 kg/mm^2)。しかしながら、極低温における機械強度データはまだ不十分であり、今後の整備が望まれる。又、極低温構造物用の設計基準や許容応力値の設定は今後、研究開発と平行しながら検討してゆかなければならない課題である。次に本設計では同一ディスク毎に結線する電源方式をとっているもので、コイル事故時においても構造物破損をもたらすような電磁力異常は起らないと言って良い。又、マグネット構造物の地震応答解析をEL CENTRO波(最大341.7gal)の場合について行った結果、構造物中の最大加速度として約1000galを得た。マグネット支持架台は地震力に耐える強度を有しつつ、熱応力や侵入熱を充分小さく抑えるような構造を持たなければならない。支持架台の構造についてはより詳細な検討が今後必要である。

(3) クライオスタットにおける安全性解析

ヘリウム槽には作動圧力3.0 atmのレリーフ弁と作動圧力4.0 atmの安全弁、作動圧力4.3 atmの破裂板とが設けられている。ヘリウム槽内でのエネルギー消費率が小さい時はレリーフ

弁が作動するのみで圧力が下り、蒸発したヘリウムは回収される。又、クエンチ時に外部抵抗を使ったコイル保護回路が作動すればエネルギーの5%以上がコイル内で消費されることはないので、ヘリウム槽内の最高圧力は4.0 atmを越えることがないことがわかった。この時安全弁が作動し、蒸発したヘリウムは大気中に放出されるが、大気がヘリウム槽内に入ってくることはない。又、真空槽に洩れが生じた場合、真空度が悪くなってきて断熱効果が悪くなっていくが、空気の凝縮凝固効果により真空劣化の速度は非常にゆっくりしたものとなり、事故に結びつくことは考えられない。以上のようにヘリウム槽が破壊しないように十分な対策が講じられているが、もし仮にヘリウム槽が破壊したとしても真空槽に安全弁および破裂板を設けることにより、真空槽の破壊という最悪の状態を避けることができる。ヘリウム槽、真空槽の破裂板の作動圧力は4.3 atm, 3.0 atmに設定されたが、各々の容器はこれらの作動圧力より20%程度高い耐圧試験圧力に耐えることが要求される。一方、クライオスタットは分解可能な構造を持つことが条件である。クライオスタットの詳細な構造設計は今後の課題である。

現在までに経験されている超電導マグネットの安全性上の問題点はいずれも技術的に克服することが可能であると予想されるが、核融合炉における特殊性も考慮して、今後はトロイダルマグネット設計の詳細化・具体化、マグネットの長期連続運転経験の蓄積、精度の高い安全性解析手法の確立を推し進めてゆかねばならない。

設計研究担当者

(1) 主たる設計研究者

三菱原子力工業(株) 伊尾木公裕, 上田憲照, 西川正名, 浅見直人

三菱電機(株) 佐藤 隆, 荻野 治

(2) 原研側担当

炉設計研究室 迫 淳