

JAERI - M  
92-119

強制冷却方式による大型超電導磁石の  
安定性と保護の研究

1992年8月

吉田 清

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。  
入手の問合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division  
Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-  
mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1992

編集兼発行 日本原子力研究所  
印 刷 いばらき印刷(株)

強制冷却方式による大型超電導磁石の安定性と保護の研究

日本原子力研究所那珂研究所核融合工学部

吉田 清

(1992年7月15日受理)

現在、日本、米国、欧州共同体及びロシア共和国(旧ソ連)の国際協力による次世代大型トカマク装置の計画として国際熱核融合実験炉(I T E R : International Thermonuclear Experimental Reactor)の設計検討が精力的に進められている。これらの設計検討をとおして核融合反応を長時間持続する燃焼技術を確立するために、トカマク型プラズマ閉じ込め装置には超電導磁石を採用することが必須となった。さらに、大型超電導磁石には強制冷却方式による超電導々体を用いることが必要であることがわかってきた。本研究の目的は、核融合実験炉用超電導磁石に用いる強制冷却型導体の設計指針を確立する事である。そのために、強制冷却型導体の設計に必要な安定性マージンの測定法及び推定法、常電導転移後の常電導伝播速度の推定法を示し、さらに強制冷却型導体の高性能な常電導転移検出法の考案を示す。

まずI T E R 概念設計活動から、大型強制冷却型導体に何が要求されているかを検討する。核融合実験炉に使用されている各種導体の要求性能と動作環境を設計解析して、超電導磁石には、機械的強度の大きい強制冷却型導体を超臨界圧ヘリウムによって冷却するのが最適であることを示す。さらに、強制冷却型導体を用いるためには高速な保護が必要なので、高電圧な電気絶縁が必須であることを示す。

超電導磁石の一つの問題点は、臨界電流よりかなり低い電流で突然クエンチしてしまい所定の磁界が発生できないことである。そのために、定常運転時に定められた擾乱に対して、超電導々体は十分な安定性マージンを有する必要がある。超電導々体の安定性マージンが大きいとは、外部から加えられる大きい擾乱にたいしてクエンチしない事である。この安定性マージンを、磁界、温度さらに、電流値の関数で求める安定性実験を、実証ポロイダル・コイルを用いて測定した。また、強制冷却型導体の安定性マージンの測定結果を解明するために、一次元流体解析、導体とヘリウムの熱の授受のみを考慮した無次元熱解析と、制限電流についての検討結果を示す。

次に超電導磁石の常電導転移の原因である擾乱について検討した。擾乱としては、素線の機械的

動きによる摩擦熱、変動磁界によって発生する交流損失がある。それらの外部からの擾乱の発生機構、量と持続時間について推定した。さらに、常電導転移した後の超電導磁石がクエンチしていく過程について観測し、超電導磁石がクエンチした場合の波及効果を解明した。また、大型超電導磁石の保護設計基準であるホット・スポット温度についての小実験とその熱解析を行い、ホット・スポット温度の計算方法を検証した。

核融合実験炉用超電導磁石の高電流密度化をはかる為には信頼性の高い保護技術が必要である。その保護技術の中で、最も重要な常電導転移の検出法の改良について述べる。本研究で新たに開発した常電導転移検出法は、共巻ピックアップを用いた電圧法及び入口流量変化による流体法である。それらの常電導検出法は精度が高く、両方式を併用することにより保護技術の信頼性を向上できたので、変動磁界の中に置かれた大型超電導磁石でも十分に実用的である。常電導転移の検出感度が向上したことによって、信頼性を保ちながら、超電導磁石の高電流密度化が可能になった。

最後に、以上の研究結果から、核融合実験炉に使用する超電導磁石用のうち中心ソレノイド・コイル用大型強制冷却型導体の設計案を提案する。大型強制冷却型導体の安定性と保護の観点から、これまでの解析方法を用いて候補導体を評価し、超電導々体の電流密度の決定には、その安定性マージンとホット・スポット温度を合わせた設計法を提案する。

浸漬冷却型超電導々体とは異なり、強制冷却型超電導々体についての安定性マージンに関する適切な設計基準が従来なかった。これに対し、大型強制冷却超電導磁石を用いた世界的にも例のない安定性実験を行い、その測定結果を解析した結果、今後の設計基準となりうる有用なデータを得ることができた。併せて、流体法による常電導転移検出法を新たに考案し、その性能を実証した。これにより核融合実験炉用超電導磁石は信頼性を保ちながら高性能化が可能であることを示した。

Stability and Protection of Forced Cooling Conductor for  
Large Superconducting Magnet

Kiyoshi YOSHIDA

Department of Fusion Engineering Research  
Naka Fusion Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Naka-machi, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received July 15, 1992)

The Internal Thermonuclear Experimental Reactor (ITER), international corroboration among Japan, United States, European Community and Russia, is an experimental thermonuclear tokamak reactor testing the basic physics performance and technologies. The superconducting magnet systems are the most critical subsystem to realize a long time fusion burning in ITER. The forced cooling conductor is required to manufacture a large size magnet system in ITER.

The requirements or needs were revealed from the coil design at the conceptual design activity in ITER from 1988 to 1990. The forced flow conductor cooled by supercritical helium is the most suitable to survive in the high stress environment. The reliability of coil protection is important in case of using the forced cooling conductor for the superconducting magnet.

The quench suddenly happens in the superconducting coils before reaching the nominal operating current. The enough stability margin is required to avoid the quench of superconducting coils. The stability margins were measured in a function of magnetic field, operating temperature, and the operating current in several cable-in-conduit conductors of large superconducting magnets. The measured stability margins are analyzed to provide the design criteria of the stability margin of the large current superconducting conductor by using a fluid dynamic analysis, a non-dimensional thermal analysis and a concept of the limiting current.

The disturbances inside the superconducting conductor are estimated at duration times and values from several experimental data. The disturbance consists of the mechanical movement of the wire, AC loss from field changing. The propagation velocities of normal zone were measured in several coils. The influence of the quench is relatively small if the coil protection works within a few seconds. The hot spot temperature in case of large magnet is estimated from experimental data using a small conductor.

The protection system of superconducting coils is the most important of the coil parts to guarantee the safety operation. The coil protection techniques are improved by the fluid choking method and co-wind compensation coils inside of the winding. The flow in the forced cooling conductor is suddenly choked when the conductor becomes normal stage. The flow meters installed in the helium supply can detect the flow choking in spite of a long distance from the quenching position. The quench detection methods using two different mechanisms increase the reliability of the protection system in the superconducting magnet. Therefore, the forced cooling conductor can be demanded in the large magnet system.

Finally, the conductor for the central solenoid coil in the ITER magnet system is proposed by using the design criteria to consider not only the stability margin but also the hot spot temperature from this study. The stability design method of the forced cooling conductor is proposed from the experimental data and the thermal analysis in this study.

Keywords: Superconducting, Coil, Magnet, Stability, Conductor, Fusion, ITER

## 目 次

## 記号一覧

1. 序 論 .....	1
1.1 背景と状況 .....	1
1.2 本研究の目的 .....	3
1.3 各章の概要 .....	4
2. 大型超電導磁石に要求される項目 .....	9
2.1 はじめに .....	9
2.2 核融合実験炉用超電導磁石システムの構成 .....	10
2.3 トロイダル磁界コイル .....	11
2.4 中心ソレノイド・コイル .....	13
2.5 外周リング・コイル .....	15
2.6 発熱と入熱 .....	15
2.7 大型強制冷却型導体に対する要求項目 .....	16
2.8 まとめ .....	17
3. 大型超電導磁石の安定性測定 .....	40
3.1 はじめに .....	40
3.2 誘導加熱による安定性評価法 .....	41
3.3 実証トロイダル・コイル試験装置 .....	46
3.4 Nb-Ti 実証トロイダル・コイルの安定性測定 .....	47
3.5 Nb <sub>3</sub> Sn 実証トロイダル・コイルの安定性測定 .....	48
3.6 高強度Nb <sub>3</sub> Sn 実証コイルの安定性測定 .....	49
3.7 まとめ .....	49
4. 安定性の数値解析と考察 .....	69
4.1 はじめに .....	69
4.2 一次元流体解析 .....	69
4.3 無次元熱解析 .....	73
4.4 制限電流の検討 .....	77
4.5 まとめ .....	79
5. 常電導転移現象の観測と考察 .....	92
5.1 はじめに .....	92
5.2 超電導々体に加わる擾乱 .....	92
5.3 常電導転移伝播速度の観測 .....	94

5.4	ホット・スポット温度	96
5.5	まとめ	97
6.	常電導転移検出方法の考案	106
6.1	はじめに	106
6.2	常電導転移検出のこれまでの問題点	107
6.3	共巻補正コイルによる電圧法	108
6.4	流量異常検出による流体法	110
6.5	まとめ	111
7.	大型強制冷却型導体に対する提案	117
7.1	はじめに	117
7.2	核融合実験炉用強制冷却型導体の提案	117
7.3	臨界特性の解析	118
7.4	安定性マージンとホット・スポット温度の解析	119
7.5	定格動作点での安定性マージンとホット・スポット温度の関係	120
7.6	本推定法の適用範囲と問題点	121
7.7	まとめ	122
8.	結論	128
8.1	研究結果の要約	128
8.2	本研究成果の意義	130
	謝辞	131
	参考文献	132
	付録	
A.	用語解説	140
B.	交流誘導加熱	144
C.	単発誘導加熱	147



## Contents

## Symbol Table

1. Introduction .....	1
1.1 Foreword .....	1
1.2 Purpose .....	3
1.3 Abstract .....	4
2. Requirements of Large Superconducting Magnet .....	9
2.1 Introduction .....	9
2.2 Consist of Superconducting Magnet System for Fusion Reactor .	10
2.3 Toroidal Field Coils .....	11
2.4 Central Solenoid Coils .....	13
2.5 Outer Ring Coils .....	15
2.6 Heat Generation .....	15
2.7 Requirements of Large Superconducting Conductor .....	16
2.8 Summary .....	17
3. Stability Measurements of Superconducting Magnet .....	40
3.1 Introduction .....	40
3.2 Inductive Heating Method .....	41
3.3 Experimental Facility for Demo. Poloidal Coils .....	46
3.4 Stability Measurement of Nb-Ti Demo. Poloidal Coils .....	47
3.5 Stability Measurement of Nb <sub>3</sub> Sn Demo. Poloidal Coils .....	48
3.6 Stability Measurement of Performed Armor Nb <sub>3</sub> Sn Demo. Poloidal Coil .....	49
3.7 Summary .....	49
4. Numerical Analysis of Stability Measurement .....	69
4.1 Introduction .....	69
4.2 One Dimensional Fluid Dynamic Analysis .....	69
4.3 Non-dimensional Thermal Analysis .....	73
4.4 Limiting Current .....	77
4.5 Summary .....	79
5. Quench Phenomena .....	92
5.1 Introduction .....	92
5.2 Disturbances of Conductor .....	92
5.3 Quench Propagation Velocity .....	94
5.4 Hot Spot Temperature .....	96
5.5 Summary .....	97

6. Quench Detection .....	106
6.1 Introduction .....	106
6.2 Problems of Conventional Quench Detection Methods .....	107
6.3 Co-winding Compensation Coil for Quench Detection .....	108
6.4 Flow Choking for Quench Detection .....	110
6.5 Summary .....	111
7. Proposal Conductor for Large Conductor .....	117
7.1 Introduction .....	117
7.2 Proposal Conductor for Fusion Reactor .....	117
7.3 The Critical Current and the Critical Temperature .....	118
7.4 Analysis of the Stability Margin and the Hot Spot Temperature .....	119
7.5 The Stability Margin and the Hot Spot Temperature at Operating Condition .....	120
7.6 Applied Range and Problems of this Analysis .....	121
7.7 Summary .....	122
8. Conclusions .....	128
8.1 Summary of Conclusions .....	128
8.2 Significance of Results .....	130
Acknowledgements .....	131
References .....	132
Appendix A. Special Word Explanation .....	140
Appendix B. Theory of AC Inductive Heating .....	144
Appendix C. Theory of One Pulse Inductive Heating .....	147

## 記号一覧

$A_w$	: 素線断面積	( $m^2$ )
$A_c$	: 安定化材 (銅) 断面積	( $m^2$ )
$A_h$	: 冷媒 (ヘリウム) 断面積	( $m^2$ )
$a$	: 素線の半径	( $m$ )
$a_1$	: ソレノイド・コイルの内径	( $m$ )
$a_2$	: ソレノイド・コイルの外径	( $m$ )
$B$	: 磁界 (スカラー量)	( $T$ )
$B$	: 磁界 (複素数)	( $T$ )
$B_{c20m}$	: 超電導物質の絶対零度で外挿した臨界磁界	( $T$ )
$B_m$	: 変動磁界の波高値	( $T$ )
$B_z$	: 外部磁界に平行な磁界	( $T$ )
$b$	: ソレノイド・コイルの軸方向の長さの半分	( $m$ )
	: 規格化磁界	
$C_w$	: 素線の比熱	( $J/kg$ )
$C_D$	: 冷媒 (ヘリウム) の定圧比熱	( $J/kg$ )
$C_v$	: 冷媒 (ヘリウム) の定積比熱	( $J/kg$ )
$C_o$	: 臨界電流密度の係数	( $A \cdot T^{1/2}$ )
$C_f$	: 磁界変換係数	( $T/A$ )
$D_h$	: 水力直径	( $m$ )
	$D_h = 4 A_h / l_c$	
$d$	: 素線の外径	( $m$ )
$E$	: 電界強度 (複素数)	( $V/m$ )
$E_h$	: 流体の全エネルギー	( $J/kg$ )
	$E_h = I_h + u^2/2$	
$F_{ih}$	: 誘導加熱係数	
$F$	: 流体の受ける摩擦力	( $Pa$ )
	$F = 2 f \rho_h u^2 / D_h$	
$f$	: 流体の管摩擦係数	
$g$	: 外部磁界の変化の時定数の逆数	( $1/s$ )
$h$	: 素線表面から冷媒 (ヘリウム) への熱伝達係数	( $W/m^2/K$ )
$I_{lim}$	: 制限電流値	( $A$ )
$I_h$	: 冷媒 (ヘリウム) の内部エネルギー	( $J/kg$ )
$I_w$	: 素線 (銅) の内部エネルギー	( $J/kg$ )
$I_m$	: 電流の波高値	( $A$ )
$I_{op}$	: 通電電流	( $A$ )
$I_{ex}$	: 外部コイルの電流	( $A$ )

$J_0, J_1$	: 零次と一次の第一種ベッセル関数	
$J$	: 電流密度 (複素数)	(A/m <sup>2</sup> )
$J_c$	: 超電導物質の臨界電流密度	(A/m <sup>2</sup> )
$j_c$	: 安定化材 (銅) の電流密度	(A/m <sup>2</sup> )
$k$	: 誘導加熱の係数 (複素数)	
	$k = (1 - j) / \delta$	
$K_f$	: 管摩擦係数の実験係数	
$kn$	: $J_0(kn)=0$ の解	
$l_w$	: 素線の冷却周長	(m)
$l_s$	: 電線管 (ステンレス鋼など) の冷却周長	(m)
$l_i$	: 絶縁材 (ガラス・クロス・エポキシなど) の冷却周長	(m)
$L_p$	: パンケーキの自己インダクタンス	(H)
$M_{ex}$	: 外部コイルとの相互インダクタンス	(H)
$M_c$	: パンケーキと補正コイルとの相互インダクタンス	(H)
$n_s$	: 素線数	
$P_{ih}$	: 誘導加熱電力	(W/m <sup>3</sup> )
$Pr$	: プラントル数	
	$Pr = \eta C_p / \lambda_h$	
$P$	: 全圧力 ( $P = p + q$ )	(bar)
$p$	: 静圧力	(bar)
$Q$	: 熱流	(W/m)
$Q_j$	: 常電導発熱	(W/m)
$Q_h$	: 素線 (銅) から冷媒 (ヘリウム) への熱流	(W/m)
$Q_{ex}$	: 外部加熱	(W/m)
$Q_s$	: 電線管 (鋼) から冷媒 (ヘリウム) への熱流	(W/m)
$q$	: 動圧力	(bar)
$Re$	: レイノルズ数	
	$Re = \rho_h u D_h / \eta$	
$r$	: 抵抗率	( $\Omega$ m)
$r_c$	: 安定化材 (銅) の抵抗率	( $\Omega$ m)
$r_n$	: 常電導抵抗	( $\Omega$ )
$r$	: 径方向の座標	(m)
$T$	: 温度	(K)
$T_w$	: 素線 (銅) 温度	(K)
$T_h$	: 冷媒 (ヘリウム) 温度	(K)
$T_s$	: 電線管の温度	(K)
$T_i$	: 絶縁材の温度	(K)
$T_{cs}$	: 分流開始温度	(K)
$T_c$	: 臨界温度	(K)
$T_{com}$	: 磁界零における臨界温度	(K)
$T_b$	: 初期定常温度	(K)

$T_{hs}$	: ホット・スポット温度	(K)
$t_h$	: 加熱時間	(s)
$t$	: 時間	(s)
	: 規格化温度	
$U$	: 冷媒の内部エネルギー	(J/m <sup>3</sup> )
$u$	: 冷媒の流速	(m/s)
$V_D$	: パンケーキ電圧	(V)
$V_C$	: 補正コイル電圧	(V)
$V_S$	: 無誘導パンケーキ電圧	(V)
$W$	: 加熱量	(J/m <sup>3</sup> )
$Y_0, Y_1$	: 複素ベッセル関数	
$\alpha_i$	: 絶縁材から電線管への熱伝達係数	(W/m/K)
$\lambda_h$	: 冷媒（ヘリウム）の熱伝達率	(W/m <sup>2</sup> /K)
$\lambda_w$	: 素線（銅）の熱伝導率	(W/m <sup>2</sup> /K)
$\delta$	: 浸透深さ $\delta = \sqrt{2 / \omega \mu \chi}$	(m)
$\varepsilon$	: 歪	
$\eta$	: 冷媒（ヘリウム）の粘性係数	(Kg/m/s)
$\Phi$	: 磁束	(Wb)
$\mu$	: 透磁率	(H/m)
$\xi_h$	: 冷媒（ヘリウム）断面積の効率	
$\xi_c$	: 冷却表面積の効率	
$\xi_f$	: 管摩擦係数の実験補正	
$\xi_s$	: 電線管による磁気遮蔽の割合	
$\rho$	: 密度	(kg/m <sup>3</sup> )
$\rho_w$	: 素線（安定化銅）の密度	(kg/m <sup>3</sup> )
$\rho_h$	: 冷媒（ヘリウム）の密度	(kg/m <sup>3</sup> )
$\rho_s$	: 電線管（ステンレス鋼など）の密度	(kg/m <sup>3</sup> )
$\tau$	: 磁気拡散時定数	(s)
$\tau_{ex}$	: 外部磁界減衰時定数	(s)
$\omega$	: 角速度 (=2 $\pi$ f)	(rad/s)
$\chi$	: 電導率	(S/m)

# 1. 序論

## 1. 1 背景と状況

“地上に太陽を”実現するために、長期間しかも困難な道を歩んできた核融合研究も、ようやく核融合実験炉を製作し、核融合の実現性を実証する時期にさし掛かってきた。核融合実験炉に必要な大型超電導磁石の技術は、これまでの十年間に飛躍的に進展した。主たる開発課題であるトロイダル磁界コイル（TFコイル）の技術的課題は、LC T計画<sup>1)~8)</sup>やクラスター・テスト計画<sup>9)~13)</sup>により大型化及び高磁界化とも実現の可能性が示された。また、ポロイダル磁界コイル（PFコイル）の技術的課題は、実証ポロイダル・コイル計画<sup>14)~16)</sup>が現在も進行中で、その試験結果により原理的な問題は解決しつつある。従って、核融合実験炉に超電導磁石を応用することに対する基盤的技術課題は解決しつつあり、今後原型級超電導磁石の試作と実証を残す段階である。

現在、活発に設計検討が進められている次期大型トカマク装置として、日本、米国、欧州共同体及びロシア共和国（旧ソ連）の国際協力として設計が進行中の国際熱核融合実験炉（ITER: International Thermonuclear Experimental Reactor）<sup>17)~25)</sup>と国内計画である核融合実験炉（FER）<sup>26)~28)</sup>がある。概念設計活動で検討がより進展したITER用超電導磁石の鳥かん図を図1. 1に示す。ITERの様なトカマク型核融合炉の超電導磁石は、プラズマを閉じ込めるTFコイルと、プラズマに電流を流し形状を制御するPFコイルに大別される。さらに、PFコイルはトーラスの中心に位置する中心ソレノイド・コイルと、中口径のダイバータ・コイル、および大口徑な外周リング・コイルに区分される。それら各コイルの位置関係は図1. 1に示したとおりである。

### 1. 1. 1 超電導磁石の開発課題と計画

核融合実験炉用超電導磁石の製作に必要な解決すべき問題は多くあり、主な項目は次に示すとおりである。

- (1) 巨大化に伴う問題点：高さ 16 m のTFコイル
- (2) 高性能化に伴う問題点：13 T の磁界を発生と高電流密度
- (3) 中性子による影響：耐放射線性の高い電気絶縁材料の利用
- (4) 放射化による影響：信頼性の飛躍的向上

核融合反応から発生するエネルギー 14 MeV の中性子は超電導磁石に放射線損傷を引き起こす。最も影響を受易い材料は電気絶縁材料であり、磁石の寿命を決めている。耐放射線の優れた絶縁材料を選択して使用しなければならぬが、耐放射線性の向上は、超電導磁石自身の問題ではなく、特殊な絶縁材料の利用の工夫の問題である。

さらに、トロイダル磁界コイルは運転中に多数の中性子にさらされ、コイル容器などに使用するステンレス鋼が放射化する。そのため、放射化した後には現実的には修理が困難であり、トロイダル磁界コイルは恒久部品と同等の信頼性が要求される。この信頼性の向上は、以下に述べる原型級超電導磁石の試作と実証試験のなかで同時に解決すべき問題である。

また、巨大化と高性能化の技術的問題点を解決するために、ITER計画では、工学設計活動として1992から6年間に原型級の超電導磁石の開発が実施される。その開発の段階を図1. 2に示すが、PFコイルのうち中心ソレノイド・コイルについては、高磁界で高速励磁をする大型超電導磁石の開発が重要な課題である。一方、TFコイルは機械的な問題を解決しながら大型化する必要がある。これまで開発されてきた超電導磁石システムと、今後開発すべきITERの超電導磁石システムの磁界の強さと、蓄積磁気エネルギーの関係を図1. 3に示す。中心ソレノイド・コイルの開発仕様は、大きさは実機の内径の約2/3の規模、かつ発生磁界は実機とほぼ同程度の13 Tである。一方、TFコイルの開発仕様については、発生磁界を11 Tとした上で機械的性能を実証するために最適な大きさを現在検討中である。

### 1. 1. 2 超電導磁石の技術的課題

核融合実験炉用大型超電導磁石の完成に必要な具体的な技術的課題は以下に示すとおり、電気特性、機械特性、熱や流体特性、材料等、多岐にわたる。

#### 【電気】

- (1) 超電導々体の臨界特性（磁界B, 電流I, 温度T, 応力 $\sigma$ ）の向上
- (2) 定常運転とプラズマ・ディスラプション時の交流損失の低減
- (3) 中性子環境下で、高電圧な電気絶縁特性の信頼性の向上
- (4) 常電導転移と常電導伝播速度の把握

#### 【機械】

- (5) 低温材料の特性を考慮した機械的設計手法の確立
- (6) 巻線部の剛性及び巻線・容器間の力の伝達機構の解明
- (7) 電気絶縁性能を有する磁石間支持技術の開発
- (8) 電線管材の疲労特性の向上と非破壊検査技術の開発

#### 【熱、流体】

- (9) 外部からの擾乱に耐える安定性マージンの把握と向上
- (10) 定常発熱（核発熱、交流損失）の除去特性の向上
- (11) クエンチ時の温度上昇と圧力上昇の把握

#### 【材料】

- (12) 超電導素線の機械的劣化特性の把握
- (13) 耐放射線性絶縁材料の機械特性の向上と放射線による特性劣化特性の把握
- (14) コイル容器材料の肉圧部(300 mm)溶接部の機械特性の向上
- (15) コイル間支持用電気絶縁材料の圧縮応力特性（セラミックス等）の向上

## 【超電導磁石用部品】

- (16) ガス冷却電流リード、給電々線の信頼性の向上
- (17) 電気絶縁継手の信頼性の向上
- (18) 常電導転移検出器の高感度かつ信頼性の向上

## 【サブ・システム】

- (19) 電源：大電流直流遮断器
- (20) 冷凍：100kW級冷凍機とコイル循環ポンプ系の開発

以上の個々の研究開発課題について、ITERの概念設計活動で計画的な開発仕様の案が示された<sup>31)</sup>。ITER計画の工学設計活動として1992から6年間に原型級の超電導磁石の開発と同時に、上記の個別の研究開発課題を実施する計画である。それぞれの研究開発課題は、まったく新規なものではなく、ほとんどがこれまでの研究開発と近年の実証トロイダル・コイル計画と原型トロイダル・コイル計画<sup>32)-33)</sup>で研究開発してきたものである。しかし、もはや小規模の試験装置で原理実験をしている段階は過ぎた。やはり、原型級超電導磁石の技術開発のなかで、ある程度の規模で研究開発しなければ、上記の研究開発課題は解決できない。

本研究は上記に示した超電導磁石の技術的課題の中の位置づけを示すと、(4) 常電導転移と常電導伝播速度の把握、(9) 外部からの擾乱に耐える安定性マージンの向上、(11) クエンチ時の温度上昇の把握、(18) 常電導転移検出器の高感度かつ信頼性の向上である。

## 1. 2 本研究の目的

本研究の目的は、核融合実験炉用超電導磁石に用いる強制冷却型導体の設計指針を確立する事にある。そのために強制冷却型導体に必要な安定性マージン（超電導々体に外部から擾乱が入ってもクエンチしない最高の擾乱量）の測定と推定法と、常電導転移後の常電導伝播速度の観測し、さらに強制冷却型導体の常電導転移の検出法を考案した。

まずITER概念設計と解析結果から、大型強制冷却型導体に何が要求されているかを検討し、核融合実験炉用超電導磁石には強制冷却型導体が必須である事とその要求性能と使用環境について明らかにする。

超電導磁石の一つの問題点は、臨界電流よりかなり低い電流で突然クエンチしてしまい希望の磁界が発生できないことである。そのために、定められた定常運転時に定められた擾乱に対して、核融合実験炉用超電導々体は十分な安定性マージンを有する必要がある。超電導々体の安定性が高いとは、外部から加えられる高い擾乱にたいして常電導転移しない事である。この安定性マージンを、磁界、温度さらに、電流値の関数で求める安定性実験を、実証トロイダル・コイルを用いて測定した。また、強制冷却型導体の安定性マージンの測定結果を解明するために、一次元流体解析、導体とヘリウムの熱の授受のみを考慮した無次元熱解析と、制限電流について検討し、強制



冷却型導体の安定性の理論を明らかにする。

次に、超電導磁石が常電導転移した後の挙動を示すために、核融合実験炉用超電導磁石に加わる常電導転移の原因である入熱を検討する。入熱としては、素線の機械的動きによる摩擦熱、変動磁界によって導体に発生する交流損失などがある。それらの擾乱発生の機構、量および持続時間について示す。さらに、超電導磁石が常電導転移し、常電導部が超電導に復帰せずに暴走して拡大する過程を観測し、超電導磁石の常電導転移とクエンチ現象を解明する。最後に、大型超電導磁石の保護設計基準であるホット・スポット温度（クエンチした超電導磁石を保護連動して電流を急速に低下させた場合に、導体の最終到達温度）についての小実験とその熱解析を行い、ホット・スポット温度の設計指針の妥当性と有効性を明らかにする。また、核融合実験炉用超電導磁石の高電流密度化をはかるためには信頼性の高い保護技術が必要である。その保護技術の中で、最も重要な常電導転移の検出法の改良について、電圧法および流体法を提案した。それらの常電導検出法は精度が高く、両方式を併用することにより信頼性を向上できるので、変動磁界の中に置かれた大型超電導磁石でも十分に実用的である。

以上の研究結果から、核融合実験炉に使用する超電導磁石用のうち中心ソレノイド・コイル用大型強制冷却型導体の具体的導体案と、その設計基準に対する提案を示す。安定性と保護の観点から、これまでの解析方法を用いて導体案を評価する。超電導導体の電流密度の決定には、そのホット・スポット温度に加えて安定性マージンの両方を考慮した最適設計法を提案する。

### 1. 3 各章の概要

本紙は強制冷却方式による大型超電導磁石の設計基準を確立するために行った研究の報告である。各章の概要を以下に示す。

1章：序論：本研究の状況と背景について国際熱核融合実験炉の概念設計と長期開発計画について述べ、研究の目的および特長について述べる。

2章：大型超電導磁石に要求される項目：国際熱核融合実験炉の概念設計の設計案について述べる。そして、どの様な大型超電導磁石が必要とされ、どの様な強制冷却型導体が要求されているかを示す。

3章：大型超電導磁石の安定性の測定：実証ポロイダル・コイルを用いた安定性マージンの測定を示す。導体の外部に取り付けたコイルから誘導加熱法で素線に直接入熱する方法を確立し、定量的な安定性が測定できるようになった。そして、3種の実証ポロイダル・コイル（DPC-U、DPC-EX及び、DPC-TJ）の安定性マージンを測定した。

4章：安定性の数値解析と考察：3章の実験結果を数値解析した結果を示す。一次元流体解析、無次元熱解析および制限電流の結果を示し、実験結果を検討した。

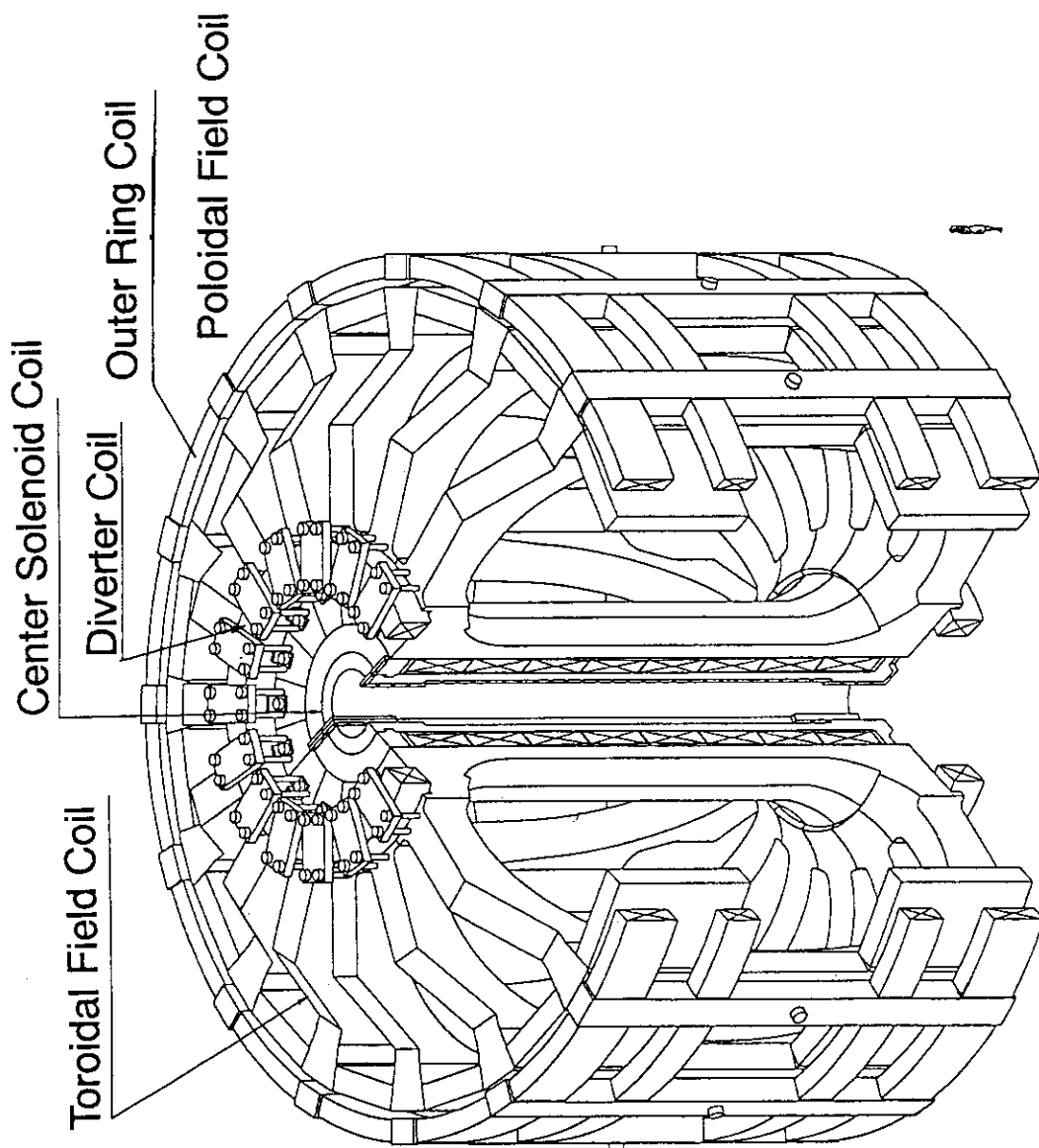
5章：常電導転移現象の観測と考察：実証ポロイダル・コイルの常電導伝播速度

の観測結果とホット・スポット温度についての実験と解析結果を示す。

6章：常電導転移検出法の考案： 実証ポロイダル・コイルで開発した常電導転移検出法を示す。特に、常電導転移が発生すると流体であるヘリウムの流量が閉塞する現象に着目し、冷媒入口に設置された流量計で検出を行う流体法による常電導転移検出法を考案し、実際のコイルに実装してその性能を実証した。

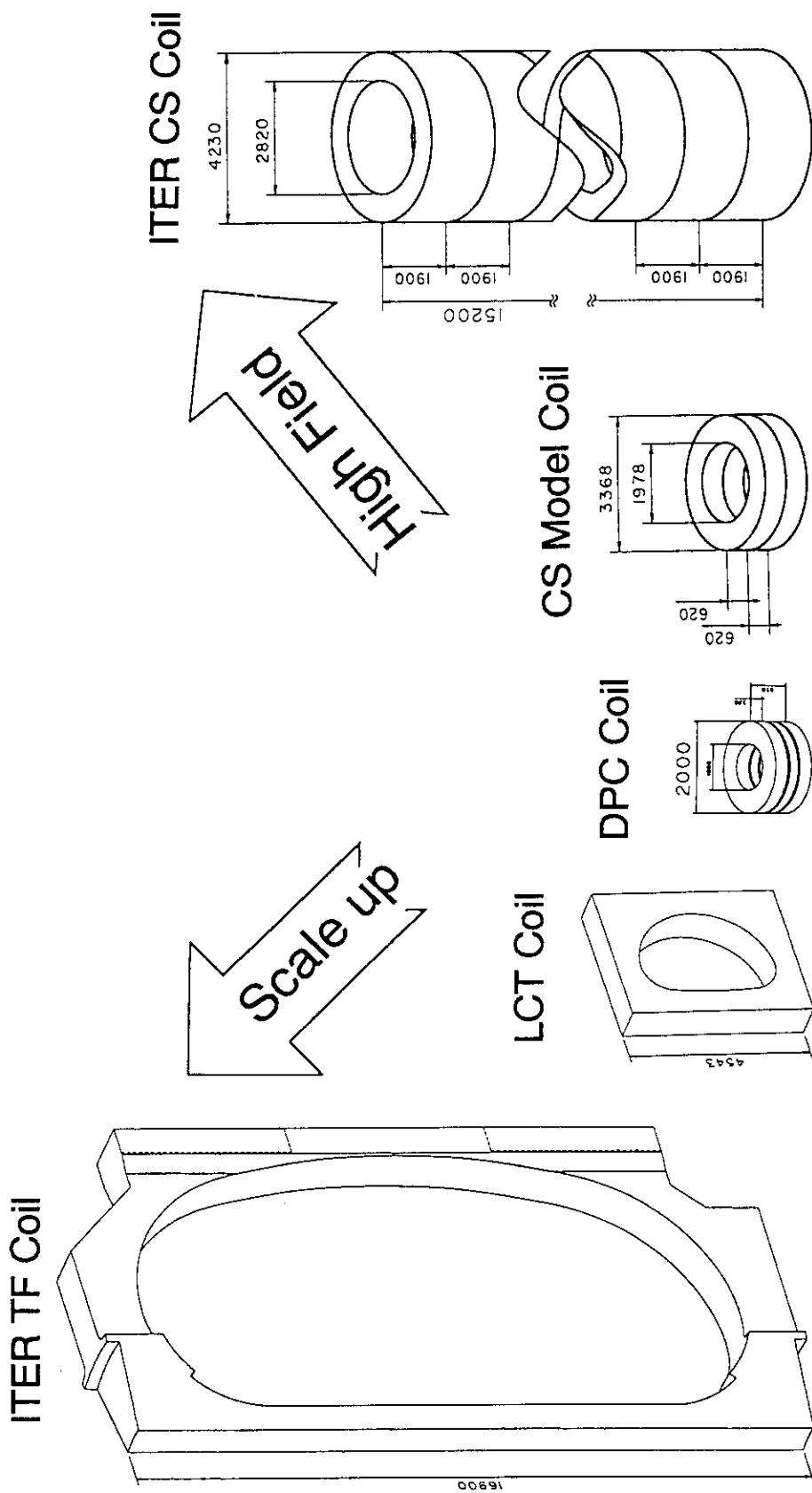
7章：大型強制冷却型導体に対する提案： 上記の研究の成果を現在検討されている国際熱核融合実験炉の中心ソレノイド・コイル用強制冷却型導体について適用する事により、大型強制冷却型導体の設計指針を示した。

8章：結論： 本研究の結果を要約し、研究成果をまとめた。



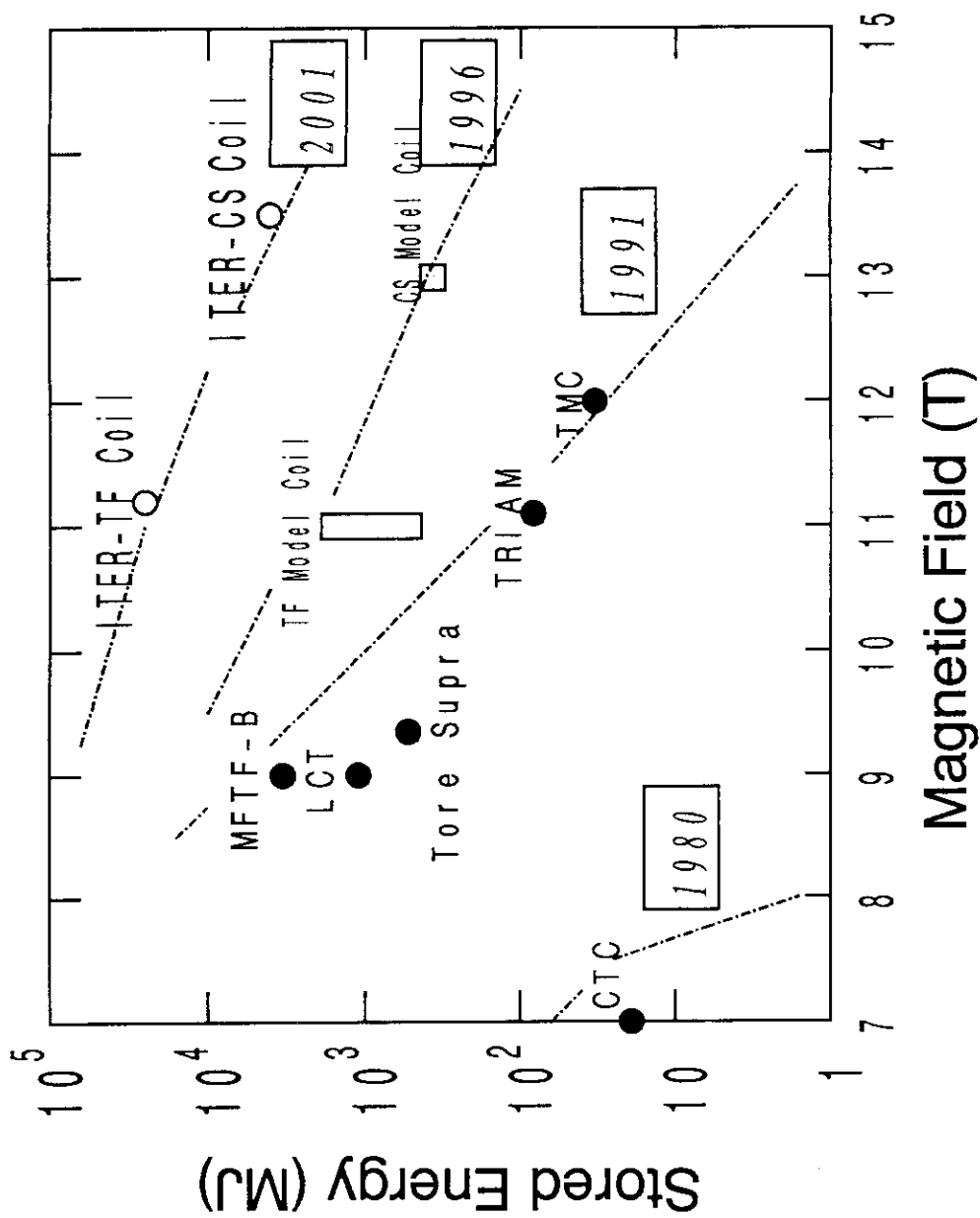
## ITER Superconducting Magnet System

図1.1 国際熱核融合実験炉（ITER）の超電導磁石システムの鳥かん図



## Development Step of ITER Superconducting Coils

図1.2 国際熱核融合実験炉 (ITER), IEAによる大型コイル事業 (LCT), 実証ポロダイル・コイル (DPC) の超電導磁石の規模の比較



## Development of Superconducting Magnet

図1.3 超電導磁石システムの発生磁界と蓄積エネルギー。●：既存，○：計画中で，□内は西暦を示す。

## 2. 大型超電導磁石に要求される項目

### 2.1 はじめに

核融合実験炉とは、重水素と三重水素（D-T）の核融合反応を安定して持続できるプラズマ物理と総合技術を実証する実験装置である。核融合実験炉は、これまで各国で行ってきた大型トカマク試験装置である欧州共同体（EC）のJET、米国のTFTR、日本のJT-60などの約3-4倍ほど大きなトカマク型プラズマ装置を必要とする。プラズマ装置の巨大化に伴って超電導磁石の採用は必須であり、大きさ16mのトロイダル磁界コイルが16個、発生磁界13Tの中心ソレノイド・コイルが8個、内径6mのダイバータ・コイルが2個、および外径24.5mの外周リング・コイルが4個から核融合実験炉の超電導磁石システムは構成される。

1988年から始まった国際熱核融合実験炉（ITER）の概念設計活動<sup>31)</sup>における超電導磁石の設計の基本思想は、1991年まで基礎的開発研究を行った実現可能な技術を基に設計を進めることであった。この基本思想に則り、磁石の設計値を1988年の水準と比較して高めに設定された。

核融合実験炉用超電導磁石を製作するには、解決しなければならない課題が色々と残されている。それは核融合炉と深い関わりを持った問題点で、以下に示す点が特に重要である。

**巨大化：** 最近のプラズマ物理の要請により、プラズマ電流は増大しITERの設計では22MA程度である。そのため、高さ16mのトロイダル磁界コイルと、ポロイダル磁界コイルのうち外周リング・コイルは外径24.5mの円形コイルが必要である。

**高性能：** ポロイダル磁界コイルのうち中心ソレノイド・コイルは、発生磁界13Tで、かつ電線領域での電流密度が50A/mm<sup>2</sup>が要求される。トロイダル磁界コイルは、発生磁界11Tで電線領域の電流密度を65A/mm<sup>2</sup>まで向上する必要がある。

**中性子による影響：** 核融合反応から発生するエネルギー14MeVの中性子は超電導磁石に放射線損傷を引き起こす。その損傷を軽減するため十分な遮蔽を行うと、遮蔽体により超電導磁石の発生する磁界空間が利用できなくなり、結果として核融合炉の巨大化を招く。そのため、それぞれの材料で許容できる被曝は許容せざるを得ない。最も影響を受易い材料は電気絶縁材料であり、磁石の寿命を決めている。耐放射線の優れた絶縁材料を選択して使用しなければならない。

**放射化による影響：** トロイダル磁界コイルは運転中に多数の中性子にさらされ、コイル容器などに使用するステンレス鋼が放射化する。このため人間が近づくことは不可能となり、一旦故障の際には人間が行っても難しい修理作業を遠隔操作で行うことになる。そのため、現実的には放射化した後に修理は困難であり、トロイダル磁界

コイルは恒久部品と同等の信頼性が要求される。現在まで、製作経験のない大型超電導磁石を、いきなり恒久部品と同等に取り扱うためには信頼性の飛躍的向上を達成する必要がある。

この様な問題を解決するために、ITER工学設計活動の中で長期R & D計画として、超電導磁石開発計画が国際協力の基に1992年から6年計画で始まろうとしている。ITER概念設計活動での超電導磁石の設計案はまだ統一されたわけではないが、本質的にはすでに2-3の設計案に集約されている。もはや、設計案を数値解析によってのみで優劣をつけることは困難で、モデル化した超電導磁石を実際に製作して評価する時期にさしかかっている。それがITER工学設計活動の長期R & D計画の基本的な考え方である。

本章の目的は、ITER概念設計活動の設計と解析結果から、大型強制冷却型導体に何が要求されているかを述べる。また、現在までに判明している点と、判明していない点を明らかにして、今後の研究の指針を明かにする。本章では、著者が中心になって行ってきたITERの概念設計活動の日本の設計案<sup>20)-25)</sup>を中心に述べる。

## 2. 2 核融合実験炉用超電導磁石システムの構成

ITERはトカマク型プラズマ装置であるので、図1. 1に示すように、超電導磁石システムが装置の骨格を形成している。超電導磁石システムはトロイダル磁界を発生するトロイダル磁界コイル(TFコイル)とプラズマに電流を流しプラズマの形状を制御するポロイダル磁界コイル(PFコイル)から構成される。

ITER概念設計活動で設計された超電導磁石システムの主な設計値を表2. 1に示す。TFコイルはトラス中心から6.0 mのプラズマ中心位置に4.85 Tの主半径に逆比例した( $1/R$ )勾配を持つ磁界を発生する。そのため、巻線部の最大磁界は11.1 Tになり、コイル一個当たり9.1 MAT、合計で145.6 MATの起磁力を有する必要がある。プラズマ外表面の磁束のトラス( $\theta$ )方向の磁束の波うちの割合(リップル率)の制限等を考慮してコイル数は16個と決定された。

TFコイルは図2. 1に示すような非円形をしたコイルで、最大磁界は11.1 Tと低い、PFコイルとプラズマからの磁界と自身の電流から巨大な面外力を受けるので、巻線自身の強度を向上させるとともに、巻線部とコイル容器間の力の伝達を確保する必要がある。

PFコイルは図2. 2に示すように中心ソレノイド・コイル(CSコイル)、ダイバーター・コイル(DFコイル)と、外周リング・コイル(ORコイル)から構成されている。CSコイルは高磁界かつ高電流密度の8個のソレノイド・コイルから構成され、限られた空間に最大の磁束を発生させるためにPFコイルの中では最も技術的に難しいコイルである。DFコイルおよびORコイルはプラズマの位置及び形状を制御するために使用する。直径の最も大きいコイルは外径24.5 mの大きさで、輸送も困難であり現地製作を考慮しなければならない。特に、これから述べるTFコイルと

P F コイルのうち C S コイルに要求される磁界及び電流密度の高さは、現状の超電導磁石技術を大きく越えている。

## 2. 3 トロイダル磁界コイル

### 2. 3. 1 機能と特徴

トロイダル磁界コイル (T F コイル) に要求される機能は、プラズマ中心で 4.8 5 T の磁界を  $1/R$  の磁界分布で発生させることである。そのため、中心側の円筒に 145.6 MA の電流を一方向に流さなければならず、約 630 bar の外圧に相当する磁気圧に、16 個の T F コイルで構成される円筒は耐えなければならない。その外圧を支持するための方法として、T F コイル間のくさびを用いる支持方法が採用された。図 1. 1 で示されるくさび支持方法を採用している。ITER 用 T F コイルの設計案を表 2. 2 に示す。T F コイルの特徴は、蓄積エネルギーが 44.5 GJ と図 1. 3 に示すように既存の超電導磁石システムの蓄積エネルギーの 10 倍あることである。また、コイルの横断面は図 2. 1 に示すような D 型をした形状している。また、これまでの超電導磁石では経験の少ない中性子の照射にさらされるために、絶縁材料の耐放射線特性を向上させる必要がある。

### 2. 3. 2 巻線と容器の構成

定格電流値を 30 kA 程度とすると、T F コイルの巻数は 292 回で、巻線部は 1 ダブル・パンケーキから構成されている。冷却路の長さを 300 m 以下にするために、導体を 2 本ずつ束ねて巻線を行う 2 条持ち巻線とし、冷却路数はコイル当り 44 となる。

T F コイルの水平断面を図 2. 3 に示す。トラス中心側は厚さ 280 mm コイル容器がくさびの機能を果たしている。トラス外周側は、不要な変形を抑えるために、厚さ 300 mm のステンレス鋼によって支えられている。また、巻線部とコイル容器の詳細を図 2. 4 に示す。その D 型直線部では 292 本の導体が約 10 m の長さに渡って平行に高精度に配置されなければならない。巻線部の外周は厚さ 10 mm の対地電気絶縁と、厚さ 5 - 10 mm 程度の緩衝材で巻線部を覆っている。

### 2. 3. 3 候補導体

T F コイルに使用する超電導々体はいくつか提案があるが、主にモノリシック型導体とケーブル・イン・コンジット型導体に区別される。モノリシック型導体とは超電導撚線と安定化銅を半田で一体化した強制冷却型導体で、ケーブル・イン・コンジット型導体とは撚線を電線管に入れた強制冷却方式の超電導々体のことである。ケーブル・イン・コンジット型導体については、P F コイルに使用される導体案と同様であるので、ここでは図 2. 5 に示すモノリシック形導体の一つである T M C - F F 導体<sup>32)</sup> -<sup>33)</sup>について説明する。



TMC-FF 導体は、日本原子力研究所で開発した世界初の大型 Nb<sub>3</sub>Sn 超電導磁石であるテスト・モジュール・コイル (TMC) の導体製造技術を発展させたものである。従来の、TMC 導体は浸漬冷却型導体であったが、超電導磁石の大型化にともない TMC-FF 導体は強制冷却を採用した。以下にその特徴を示す。

(1) 平角撚線を門型安定化銅の中心に配置して、Nb<sub>3</sub>Sn の臨界電流の劣化を抑えている。TMC での劣化率は 11% であった。

(2) TMC において Nb<sub>3</sub>Sn 導体と Nb-Ti 導体の接続の発熱量が 0.4 W という値が得られている。この実績に基づけば、パンケーキ内で Nb<sub>3</sub>Sn 導体と Nb-Ti 導体の接続が可能であり、導体を最適な形状や特性に変更する方法の採用や、パイ間接続 (ダブル・パンケーキ間の超電導導体の接続) が容易になる。

(3) 安定化銅はエポキシ樹脂による絶縁スリットを有し低交流損失にできる (実用新案申請)。

(4) 交流損失低減のために純銅を素線内に含まない全ブロンズ素線を採用している。

(5) 熱間加工した高強度高剛性ステンレス鋼を電線管に採用し、組立にはレーザー溶接を採用した。

#### 2. 3. 4 電磁力と発生応力

TF コイルは図 2. 6 に示すようにトーラス中心に高い磁界 (11 T) を発生し、外周側は 7 T と低い。また、電流 145 MA の戻り回路である外周側は炉内構造物を避けて回さなければならず、PF コイルの磁界により図 2. 7 に示すような転倒力を受ける。そのため、TF コイルは水平方向に捻られる力 (転倒力) を受けて、燃焼終了時に図 2. 8 に示すように 26 mm の変形をする。

トロイダル磁界の反力として 630 bar の外圧を支持する中心円筒を構成する 16 個の TF コイルは、くさび方式の支持方法を採用している。中心円筒部分の応力解析結果を図 2. 9 に示すように、コイル容器のトーラス中心側に 655 MPa の高い応力が発生している。コイル容器自体は、著者が中心になって開発してきた高強度な低温構造材<sup>34)~38)</sup>を用いるため機械強度の問題はないが、交流損失を低減するために、コイル容器間に挿入する絶縁材料が現状の材料 (ガラス繊維強化エポキシ樹脂複合材料) では許容応力 300 MPa を越えている。トーラスの支持方法を考慮した機械試験<sup>39)</sup>と高強度な絶縁材料 (セラミック材を用いた挿入板を特許申請) が必要である。

巻線部の応力を調べると、やはりトーラス中心側の水平断面で応力が最大になっている。図 2. 10 に示すように導体に平行な引張応力は 64 MPa と高くないが、巻線の軸方向の圧縮力は 130 MPa と高い。また、高磁界から低磁界への巻線の厚みに方向の応力は 80 MPa と比較的高い。また、巻線部のせん断力は 15 MPa 発生しており、巻線部は応力的に非常に厳しい設計となっている。

#### 2. 3. 5 超電導磁石保護とホット・スポット温度

超電導磁石の構成材料は、Nb-Ti や Nb<sub>3</sub>Sn などの超電導材料、安定化のた

めの銅またはアルミ、冷媒であるヘリウム、電磁力を支持する構造材であるステンレス鋼、そして絶縁材料である。TFコイルの占有面積における構成材料と電流密度を表2.3に示す。巻線部の電流密度は余り高くないが、電線領域（超電導材料、安定化銅、ヘリウム）の電流密度は  $65 \text{ A/mm}^2$  と高い。限られた領域でこの電流密度を達成する為には、安定化銅とヘリウムの量を減らさなければならない。よって、コイルは一旦常電導転移すると発熱が大きくなり、その温度上昇で焼損する可能性が大きい。ため、常電導転移時のコイルの保護が重要になってくる。

ホット・スポット温度とは、クエンチした超電導磁石を保護連動した場合に導体が到達する最終温度である。超電導磁石の導体の安定銅の必要量の決定に用いられる。ホット・スポット温度の解析手法の詳細は6.4項に示す方法で、TFコイル用導体のホット・スポット温度を解析すると図2.11に示すように、放電時定数  $14.2 \text{ s}$  と不感時間を  $1 \text{ s}$  とすると  $150 \text{ K}$  になり、余裕のある設計である。設計上の要求値は放電時定数  $10 \text{ s}$  と不感時間  $1 \text{ s}$  である。この放電時定数 ( $10 \text{ s}$ ) とコイルのインダクタンスより、コイル端子電圧は  $18 \text{ kV}$  程度と計算される<sup>23)</sup>。しかし、強制冷却型導体は固体絶縁を使用できるため、 $20 \text{ kV}$  程度の電気絶縁の設計は十分に可能である。

### 2.3.6 中性子の影響

TFコイルへの中性子の影響として、核発熱、絶縁材の劣化及び安定化銅の抵抗の増加が挙げられる。核発熱は最大でも  $5 \text{ mW/cm}^3$  ( $\text{kW/m}^3$ ) 程度で、コイルの安定性を損なう量ではない。しかし、冷媒の温度上昇を抑えるために、冷媒流量を増大させる必要があり、より大型なヘリウム冷凍機が要求される。一方、絶縁材料の強度の劣化は重大な問題で、コイルの許容線量を規定している<sup>24)</sup>。そのため、絶縁材料の開発が重要な課題になっている。また、安定化銅の抵抗増加の割合は、図2.12に示す様な原子炉 (JRR-2) での照射の測定結果<sup>40)</sup>を利用できる。核融合実験炉の中性子のエネルギー分布は少し安全側であるので、日本原子力研究所の研究炉 (JRR-2) の測定結果に基づいて、中性子線量と磁気抵抗 ( $12 \text{ T}$ ) の増加を、図2.12のJRR-2の線で示す。現在の設計線量は  $1 \times 10^{22} \text{ n/m}^2$  であるから、一度も室温で焼鈍せずに利用した場合、安定化銅の抵抗は  $1.4 \times 10^{-9} \text{ } \Omega\text{m}$  まで上昇してしまう。コイルで許容できる発熱に抑えるには、安定化銅が約2倍必要となり、電線領域の電流密度を下げなければならない。そのため、室温で焼鈍して安定化銅の抵抗を回復させる方式を提案した。コイルの使用期間 (10年間) に昇温を三年に一度行えば、安定化銅の抵抗の上限を  $9 \times 10^{-10} \text{ } \Omega\text{m}$  に抑えることが出来る。

## 2.4 中心ソレノイド・コイル

### 2.4.1 機能及び構造

中心ソレノイド・コイル (CSコイル) の主な機能は、変圧器で言えば一次巻線に

あたり、プラズマが1ターンの2次巻線である。CSコイルは図2. 13に示すように全部で8個から構成されており、その主要設計項目を表2. 4に示す。これらのコイルは個別電源に接続されていて、PF-4 U&Lはダイバータ・コイルと併せてプラズマ平衡を保つ磁束を供給しているため、複雑な動作が要求される。図2. 13に示す中心側の支持部材は、8個のコイルが電磁力によって分離しないように上下に締め付ける働きをしている。CSコイルの中心ボアは利用目的がないので、上下支持部材は中心側に集めた。また、図2. 14に示すようにコイルの巻線の中心を50 mmづらして、パイ間接続部や給電々線などを通し易くする工夫をした(実用新案出願中)。

磁界解析、プラズマ平衡解析、応力解析の結果から、CSコイルは、22 MAのプラズマを発生させるために、発生起磁力は315 Vsが必要とされた。一方、このCSコイルは外径4.26 mの範囲以内に収める必要がある。巻線方式は図2. 14に示すパンケーキ巻方式を採用した。しかし、応力解析から図2. 15に示す様な構造材を最内層では導体の幅57 mmに対し構造材を30 mmも必要となった。二重電線管導体は、以下に示すように強度の設計が要求値に対して柔軟に対応できるこのため、筆者は構造材の最適配置法を考案し工業所有権を申請した。

#### 2. 4. 2 候補導体

導体案は、図2. 16に示すようなケーブル・イン・コンジット型でかつ二重電線管型な(NbTi)<sub>3</sub>Sn導体<sup>41)~42)</sup>である。交流損失を低減するためには、超電導素線をクロム(Cr)被覆し、素線間を高抵抗で区切った<sup>43)</sup>ケーブル・イン・コンジット型導体が優れている。電線の定格は12 Tで40 kAで、6 - 15 mmの厚さの第二電線管によって電磁力を支持している。

#### 2. 4. 3 電磁応力

また、PFコイルはそれ自身の拡張力の他に上下に巨大な電磁力が発生する。図2. 17は各運転シナリオの時点の上下方向の力をしめす。図2. 17中IMAGとは初期励磁時で、EOBは燃焼終了時でEOB1と2はプラズマの条件の違いである。CSコイルはそれぞれのコイルがばらばらな電流で励磁され、特にPF-4が他のコイルと逆方向に励磁するから、ソレノイド・コイルの端部のPF-3 UとPF-4 Uに大きな上下力が発生している。その上下力はパンケーキの巻線に100 MPaの圧縮力を加える。そのときの導体に発生する応力分布の一例を図2. 18に示す。現状におけるパンケーキ方式を用いたCSコイルは、応力的限界によって巻線部の電流密度が制限されており、その値が上限を決めている。

#### 2. 4. 4 寿命と交換性

CSコイルは高い応力で、しかもポロイダル運転回数を14,000回行う必要があるり、構造材料の疲労寿命が問題となる。CSコイルは電流を正負に両振りするので、

荷重回数は2倍の28,000回である。ITERのCSコイルの寿命解析<sup>41)</sup>を図2.19に示す。図中ITERで要求される運転回数14,000回(1MW-y/m<sup>2</sup>)に対し、現状の設計では8,000回で寿命に達してしまう。そのため、CSコイルは炉の運転期間中に1回以上の交換を想定している。または、構造材の厚みを増やし、応力を低下させて長寿命化を考慮すべきである。二重電線管型導体は、構造材の厚みの増加は容易であるので十分対応が可能である。

## 2.5 外周リング・コイル

外周リング・コイル(ORコイル)は他のコイルと比べると、電流密度や定格磁界の制限が少なく設計が容易である。問題点は、最大外径24.5m、1周77mにもなる大きさである。そのために導体を二条持ちした巻線方法を用いても、冷却長は400mになり、常電導転移時の圧力上昇が限界に達してしまう。その設計案の主要項目を表2.5に、コイル断面を図2.20に示す。その解決策としてNb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル(DPC-EX)型<sup>41)</sup>導体と同様な設計思想を有する副冷却路を持った導体(図2.21)を提案した。中心の配管に冷媒である超臨界圧ヘリウムが早く流れ、交流損失の熱を導体から取り去る。超電導素線の周りのヘリウムは超電導の安定化のために働き、常電導転移した場合は中心の配管にヘリウムは流れ込み圧力上昇を抑える。超電導素線はNb-Ti実証ポロイダル・コイル(DPC-U)型導体<sup>16)</sup>と同一でNb-Tiを用い、5.5T-40kAの定格性能で設計した。

発生応力は図2.22に示すようにポロイダル磁界とトロイダル磁界の相互作用で波うちの力が発生し、コイルに曲げ応力が発生している。図2.22はPF6をトラス方向に45度だけ取り出した解析モデルで、この間にTFコイルが2個入っている。発生応力の最大値は支持点付近で100MPa発生している。この程度の応力の発生は金属材料を用いた容器であれば問題ないが、交流損失低減のためにコイル容器を非金属材料(繊維強化プラスチック)を用いるため問題は残る。さらに、巻線の剛性によっても発生応力が大きく変化するので、巻線部の剛性や強度の測定<sup>45)</sup>が必要である。

## 2.6 発熱と入熱

核融合実験炉は一般の超電導磁石とは比較にならないほど発熱と入熱が多い。ITER概念設計で解析された超電導磁石システム全体の発熱と入熱の詳細は表2.6に示すように85kWになった。ITERの超電導磁石システムが蓄積磁気エネルギーが45GJの通常のシステムであれば、熱負荷は10kW程度だろう。しかし、交流損失、核発熱とガス冷却電流リードの熱負荷が普通の超電導磁石より多い。ITERは1運転サイクルを500sで繰り返し運転するため、交流損失が40kW発生する。その交流損失のうち巻線部は半分の20kWであるが、それ以外に構造物の渦電流によ

る交流損失が 20 kW と大きい。さらに、核融合反応によって生成される中性子による発熱が、プラズマ真空容器で遮蔽しても 22 kW 発生する。また、使用目的によりコイル数が多く電流リードの数が 64 本となり、しかも電流値が 40 kA と大きいので、電流リードの熱負荷は冷凍能力にすると 13 kW である。

この極低温 (4 K) において 85 kW の発熱と入熱を除去するために、冷凍機は 100 kW の能力と 11 - 17 kg/s の流量を循環ポンプ・システムを有する必要<sup>46)</sup>がある。その冷凍機を運転するための必要電力は、運転効率を 1 / 300 にすると 30 MW である。もし ITER が発電をすると、その核発熱量 1000 MW の 1 / 3 が電力として得られはらずであるから、冷凍機の必要電力 30 MW は発生電力の 1 / 10 に相当し決して小さくない。

ITER 概念設計活動のなかで、特に TF コイルは発生磁界が 11 T であるため、超電導電線に Nb-Ti を用い、冷却に超流動 (1.8 K) ヘリウムを用いる提案があった。この 85 kW の発熱を超流動冷凍機で処理するには、約 3 倍の冷凍機と電力が必要のため、経済性の確保が困難であると判断した。そのため、核融合実験炉は、Nb<sub>3</sub>Sn 導体と超臨界圧ヘリウム (4.5 K) による冷却方式の組合せが最適である。

## 2. 7 大型強制冷却型導体に対する要求項目

ITER の超電導磁石の設計結果に基づいて、核融合実験炉用超電導導体に要求される項目のうち明らかになった点を以下に示す。

**導体方式：** 超臨界圧ヘリウム (4.5 K) により強制冷却される Nb<sub>3</sub>Sn ケーブル・イン・コンジット導体が中心ソレノイド・コイルには最適である。強制冷却方式の選択は、機械的強度の要求によるものである。さらに、ケーブル・イン・コンジット導体の選択は交流損失を低下させるためである。トロイダル磁界コイル用導体にはモノリシック型強制冷却型導体の可能性もあるが、プラズマ・ディスラプション時の交流損失と安定性マージンで決定すべきである。さらに、動作環境を模擬した実験で求めるようにすべきである。

**交流損失の発生量と時間：** 交流損失は CS コイルで 160 mJ/cm<sup>3</sup> が 20 - 50 ms で発生する。TF コイルは 93 mJ/cm<sup>3</sup> が同じ時間で発生する。この場合、素線垂直方向の結合時定数を 10 ms と推定した。実験によって導体の結合時定数を評価する必要である。

**安定性マージンの必要量：** 導体に外部より加えられる擾乱は、プラズマ・ディスラプション時の交流損失が 35 mJ/cm<sup>3</sup> と、機械的擾乱が約 20 mJ/cm<sup>3</sup> とが同時に発生すると予想され、擾乱の合計は約 60 mJ/cm<sup>3</sup> となる。それに対して、安定性マージンはまだ十分に解明されていないため安全率を十分に取って、必要な安定性マージンは 200 mJ/cm<sup>3</sup> とした。

**超電導磁石保護条件：** 超電導磁石の保護条件はホット・スポット温度が 150 K 以下であれば良いものとした。常電導転移した場合は約 10 s の時定数で放電すること

になる。

**電流密度：** 中心ソレノイド・コイルは電線領域（電線管の内側の面積）で  $50\text{A}/\text{mm}^2$  を  $13.5\text{T}$  で達成する必要がある。また、トロイダル磁界コイルは  $65\text{A}/\text{mm}^2$  を  $11.2\text{T}$  において要求されている。この導体が高磁界かつ高電流密度で正常に動作するかどうかを確認するのがITER工学設計活動の長期R&D計画の主目的である。

**機械的強度：** 中心ソレノイド・コイルの巻線部は  $450\text{MPa}$  の引張応力と、 $100\text{MPa}$  の導体の垂直方向の応力に耐えなければならない。トロイダル磁界コイルの巻線部は  $100\text{MPa}$  の導体の垂直方向の応力に耐えなければならない。

**電気絶縁：** トロイダル磁界コイルとポロイダル磁界コイルは  $20\text{kV}$  の端子電圧で放電できるものとする。

**除熱能力：** トロイダル磁界コイルは  $5\text{mW}/\text{cm}^3$  の核発熱を除去できる能力を有する必要がある。この量は現状の核発熱の2倍である。ヘリウム冷凍機は実験炉の完成後に追加できるが、コイルの交換は極めて困難であるので、要求量に対して約2倍の除熱能力をコイルは持っていなければならない。

## 2. 8 まとめ

ITERの超電導磁石システムの概念設計結果より、超電導磁石には次の基本的な要求項目が明かになった。

- (1)強制冷却方式導体： ITERの様な大型超電導磁石の導体には強制冷却型導体しか使用できない。それは、巻線部の機械的強度の要求によるものである。浸漬冷却方式の超電導々体では、要求される強度を実現するのは困難である。
- (2)超臨界圧ヘリウムによる冷却： 核融合装置の超電導磁石は、運転の形態から変動磁界を発生するために交流損失が発生し、かつ中性子による核発熱が無視しえないため、超流動ヘリウムによる冷却は経済的でない（冷凍機が約3倍大型化）。そのため、温度  $4.5\text{K}$  の超臨界圧ヘリウムによる冷却が妥当である。
- (3)高電圧な電気絶縁： 強制冷却型導体を使用するため、クエンチ後の高速な保護連動が必要になる。さらに、電流密度向上のために安定化銅を極力減らすため、放電時定数は  $10\text{s}$  程度になり、必要な端子電圧は  $20\text{kV}$  となる。強制冷却型導体なら高電圧な電気絶縁は設計が十分可能である。

1988年間から3年間行われたITERの概念設計活動では、超電導磁石の設計案の優劣より、上記の様な超電導磁石に要求される条件を明確にできた事が意義深いと思われる。世界中の超電導の専門家とプラズマの専門家が、お互いの実験データに裏付けされた実績と発展の予測に基づいて決定された概念設計案である。今後、ITERの建設に発展するためには、概念設計案で仮定した設計概念と実験データを相当規模の実証試験で確認しなければならない。もはや設計案を机上で議論する過程は明らかに終了した。

表2.1 核融合実験炉用超電導磁石システムの主要設計値

トロイダル磁界コイル		
発生磁界 (プラズマ中心)	4.85	T (r=6.0m)
最大磁界	11.2	T
起磁力/コイル	9.1	MA
定格電流値	30-40	kA
電線領域電流密度	65.4	A/mm <sup>2</sup>
有効空間	14.7 m 高 x 7.1 m 水平	
コイル数	16	
ポロイダル磁界コイル		
発生磁束	315	Vs
中心ソレノイド・コイル		
最大磁界	13.6	T
最大起磁力	22.4	MA
電線領域電流密度	49.6	A/mm <sup>2</sup>
平均径	1.73	m
個数	8	
ダイバイタ・コイル		
最大磁界	9.5	T
最大起磁力	18.5	MA
平均半径	3.9	m
個数	2	
外周リング・コイル		
最大磁界	5.2	T
最大起磁力	14.0	MA
平均半径	11.5	m
個数	4	

表2.2 核融合実験炉用トロイダル磁界コイルの設計案

定格磁界	11.2	T
定格電流	30.3	kA
臨界電流安全率	1.9	
平均電流密度／コイル	14.7	A/mm <sup>2</sup>
／巻線部	33.9	A/mm <sup>2</sup>
起磁力／コイル	9.09	MA
／全体	145.5	MA
コイル数	16	
巻数／コイル	292	
蓄積エネルギー	44.5	GJ
インダクタンス／コイル	2.6	H
／全体	95.9	H
最大端子間電圧	20.	kV
放電時定数	10.	sec
最大変動磁界(ディスラプション)	2.	T /50ms
冷却路長	276.	m
冷媒入口条件／温度	4.2	K
／圧力	6.	bar
冷媒差圧	1.	bar
核発熱(許容最大値)	5.	kW/m <sup>3</sup>
絶縁材線量	20.	MGy
銅DPA	$1.8 \times 10^{-4}$	dpa
トロイダル運転回数	< 20,000	
励磁回数	< 100	
予冷昇温回数	< 20	



表2.3 核融合実験炉用トロイダル磁界コイルの材料構成比と電流密度

構成材料	(%)	電流密度	(A/mm <sup>2</sup> )
構造材	68.0	／コイル	14.7
安定化銅	12.2	／巻線	33.9
絶縁材料	6.8	／電線領域	64.3
超電導材	4.7	(超電導材 + 安定化銅 + 冷媒)	
冷媒	4.1	／安定化銅	109.0
その他	4.3	／超電導材 (非銅)	286.0

表2.4 核融合実験炉用中心ソレノイド・コイル (PF-1) の設計案

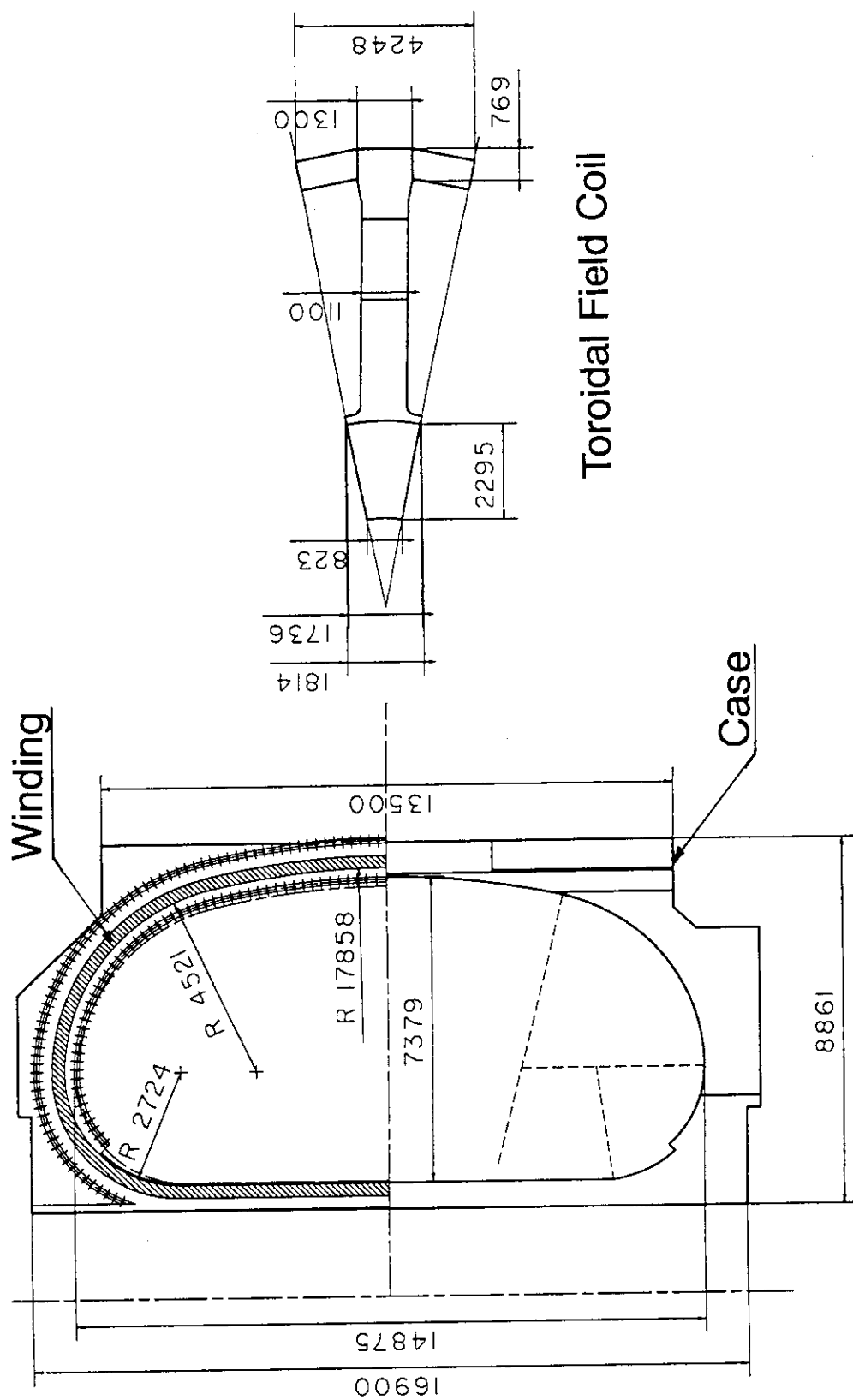
定格磁界	13.5	T
定格電流	37.4	kA
臨界電流安全率	1.7	
電流密度／コイル	19.0	A/mm <sup>2</sup>
起磁力／コイル	20.6	MA
平均半径	3.50	m
巻厚 x 高さ	0.590 x 1.846	m
巻数	550	
放電時定数	10.	s
最大端子間電圧	20.	kV
冷却路長	137.	m
冷媒入口条件／温度	4.5	K
／圧力	6.	bar
冷媒流量	10.	g/s
冷媒差圧	0.6	bar
運転回数	< 5,000	
予冷昇温回数	< 20	

表2.5 核融合実験炉用外周リング・コイルの設計案 (PF-6)

定格磁界	5.5	T
定格電流	43.75	kA
臨界電流安全率	4.45	
電流密度/コイル	18.7	A/mm <sup>2</sup>
起磁力/コイル	14.0	MA
平均半径	23.0	m
巻厚 x 高さ	0.466 x 1.522	m
巻数	320	
放電時定数	29.	s
冷却路長	361.	m
冷媒入口条件/温度	4.2	K
/圧力	6.	bar
冷媒流量	10.	g/s

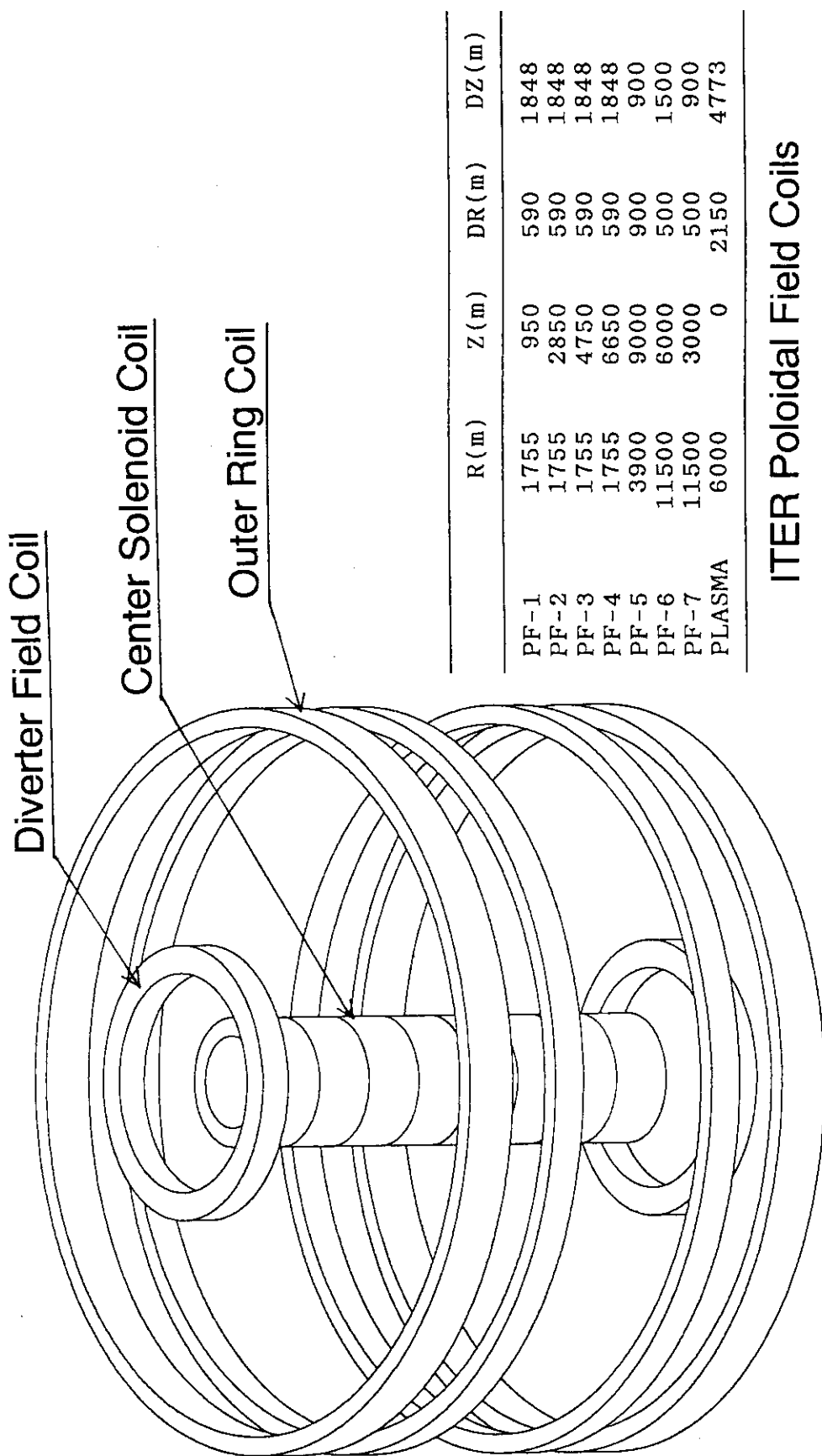
表2.6 核融合実験炉用超電導磁石の4Kにおける平均熱負荷

輻射	6 kW	交流損失内訳	
支持伝導	4 kW	PF巻線部	15 kW
電流リード	13 kW	PF構造物	4 kW
核発熱	22 kW	TF巻線部	5 kW
交流損失	40 kW	TF容器	8 kW
		コイル間構造物	8 kW
合計	85 kW		



Toroidal Field Coil

図2.1 核融合実験炉トロイダル磁界コイルの外観



BIRD'S-EYE VIEW

図2.2 核融合実験炉ポロイダル磁界コイルの大きさと位置

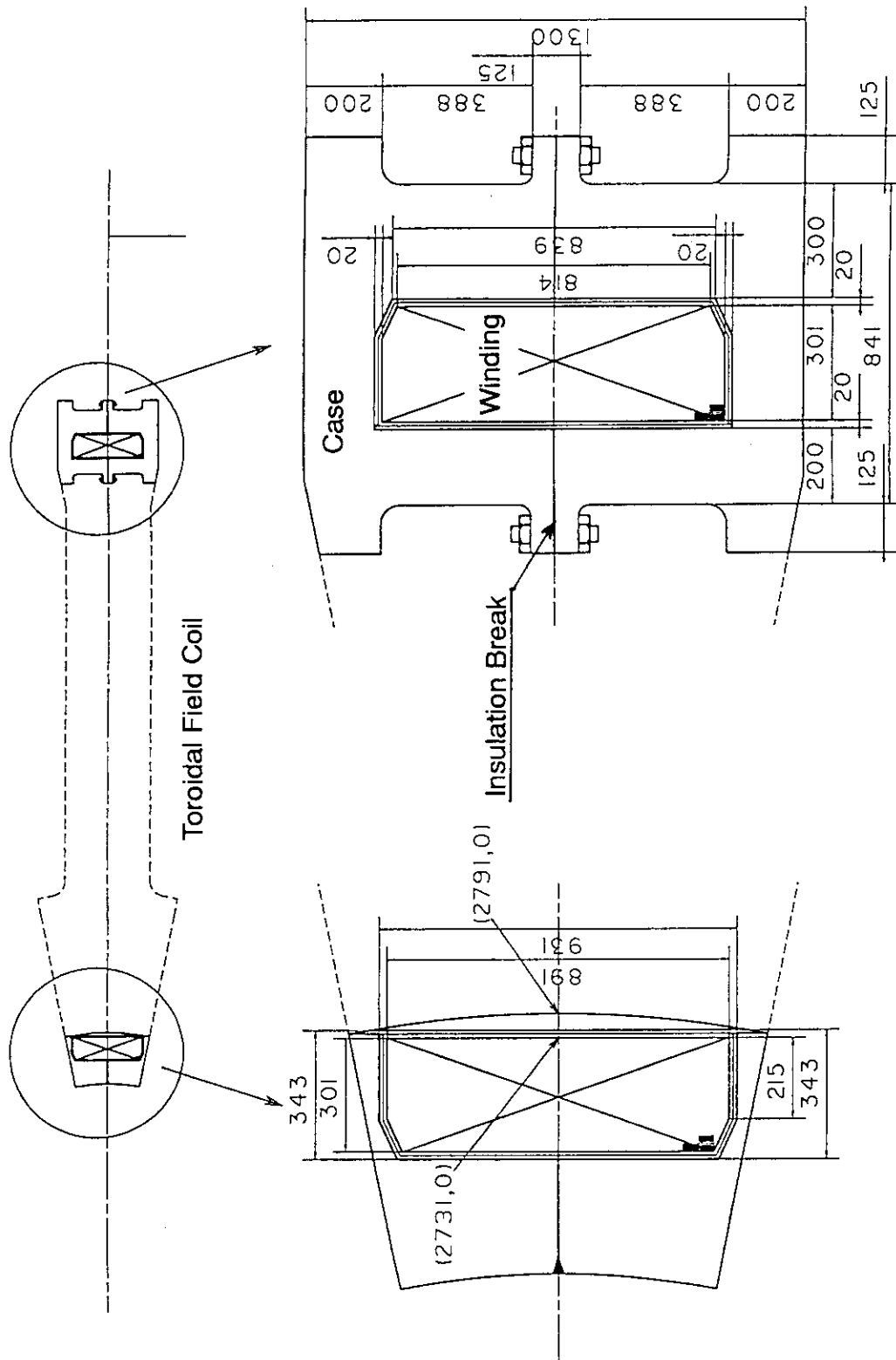


図2.3 トロイダル磁界コイルの水平断面

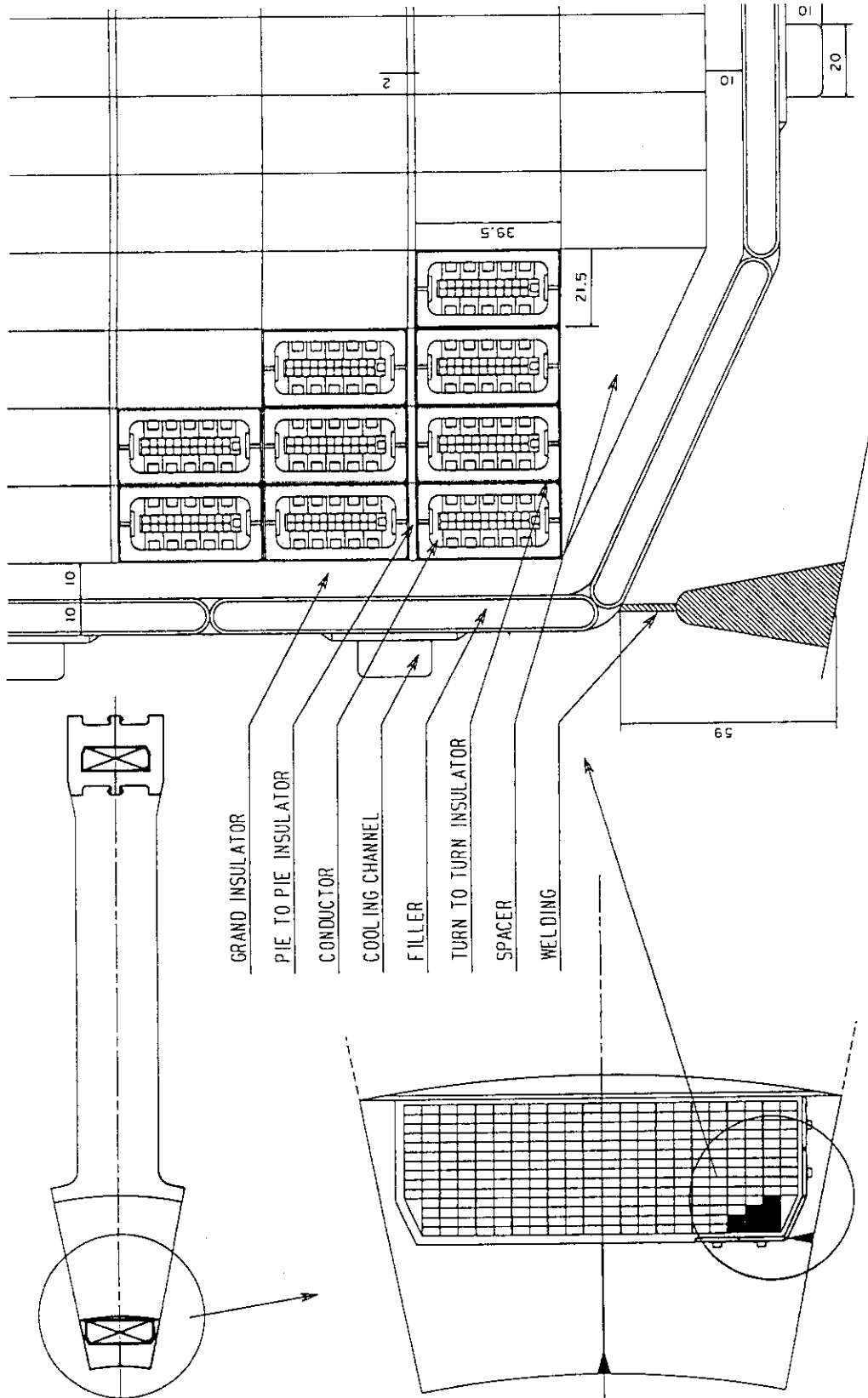


図2.4 トロイダル磁界コイルの巻線部詳細

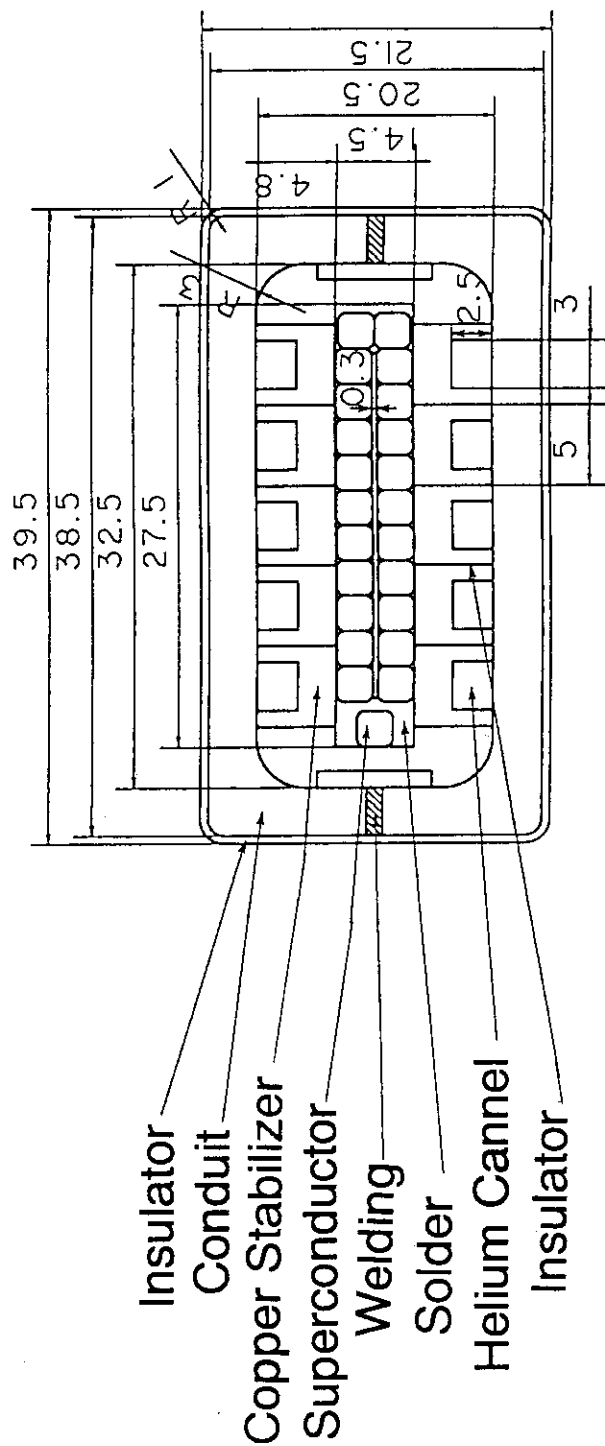


図2.5 トロイダル磁界コイルの導体案 (モノリシック型強制冷却導体)

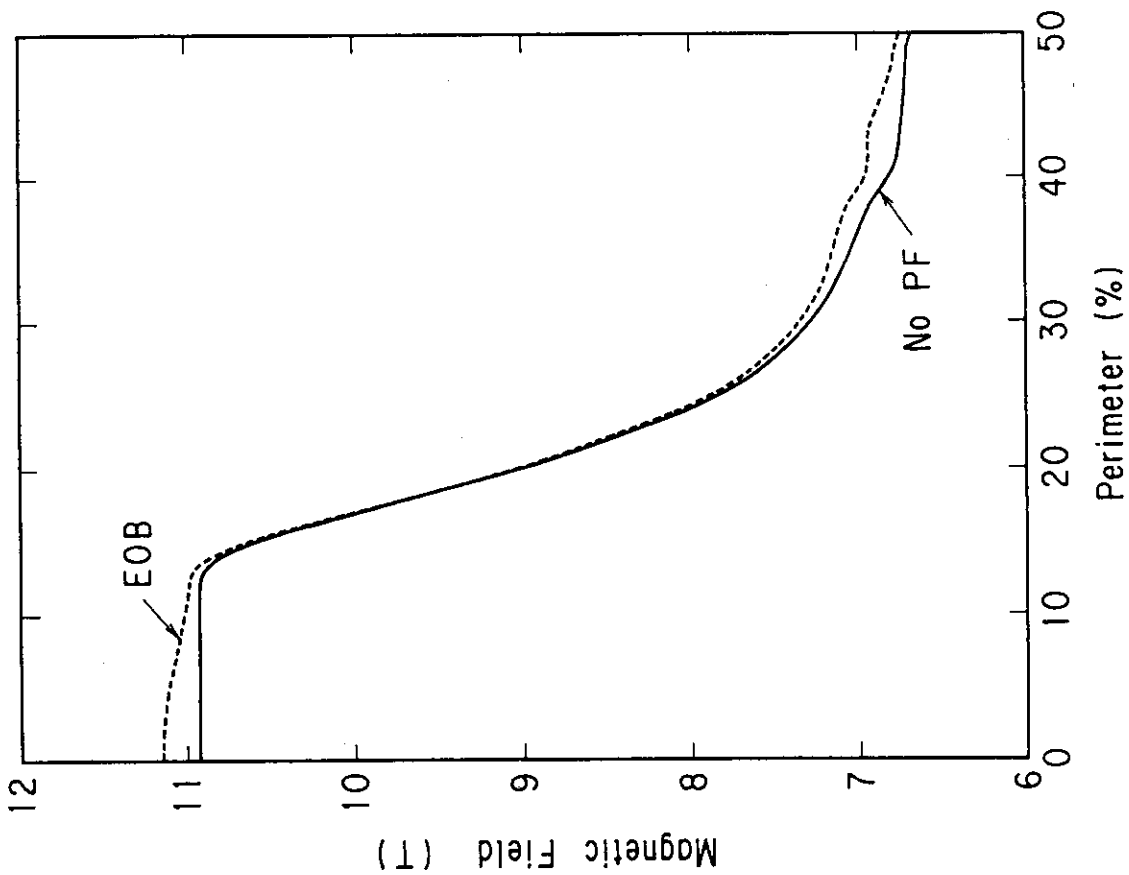


図2.6 トロイダル磁界コイルの導体の磁界分布。導体の長手方向に沿った分布で0%がトラス中心側の水平断面, 50%が外周側の水平断面。実線がTFのみによる磁界であり, 波線がEOB (燃焼終了) 時のPFコイルとプラズマからの磁界を加えたものである。

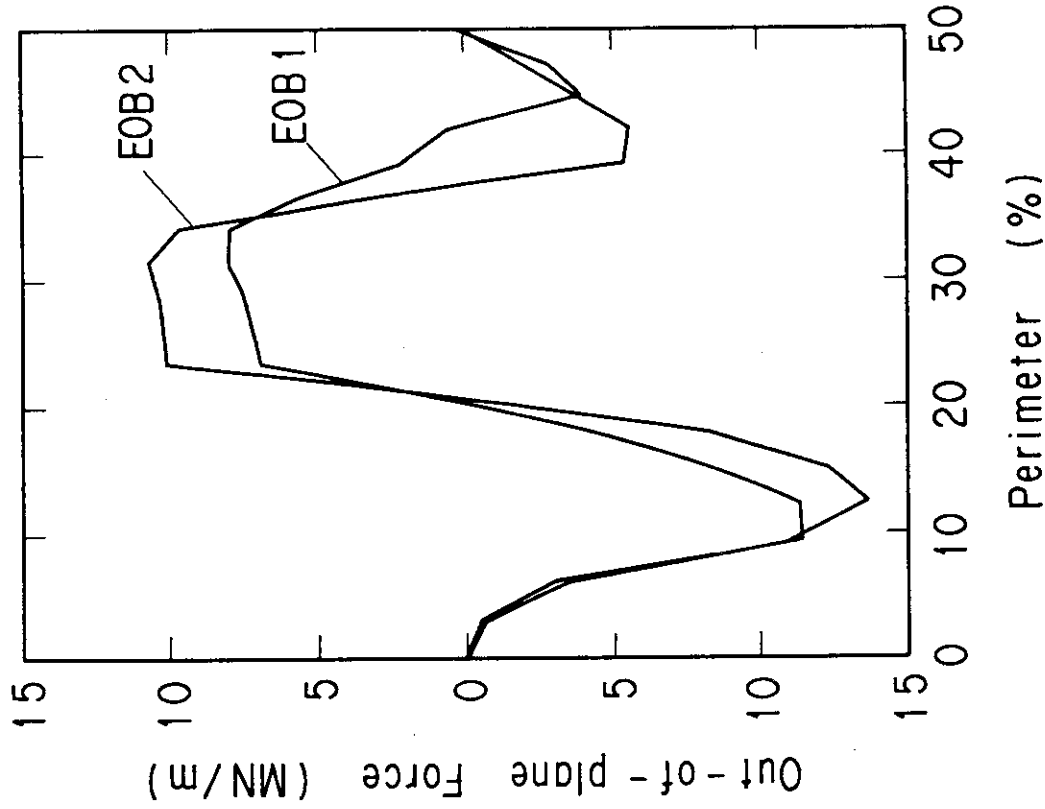


図2.7 トロイダル磁界コイルに加わる面外力。導体の長手方向に沿った分布で0%がトラス中心側の水平断面, 50%が外周側の水平断面。EOBとは燃焼終了の時点である。EOB1と2はプラズマの運転状態の差によるものである。



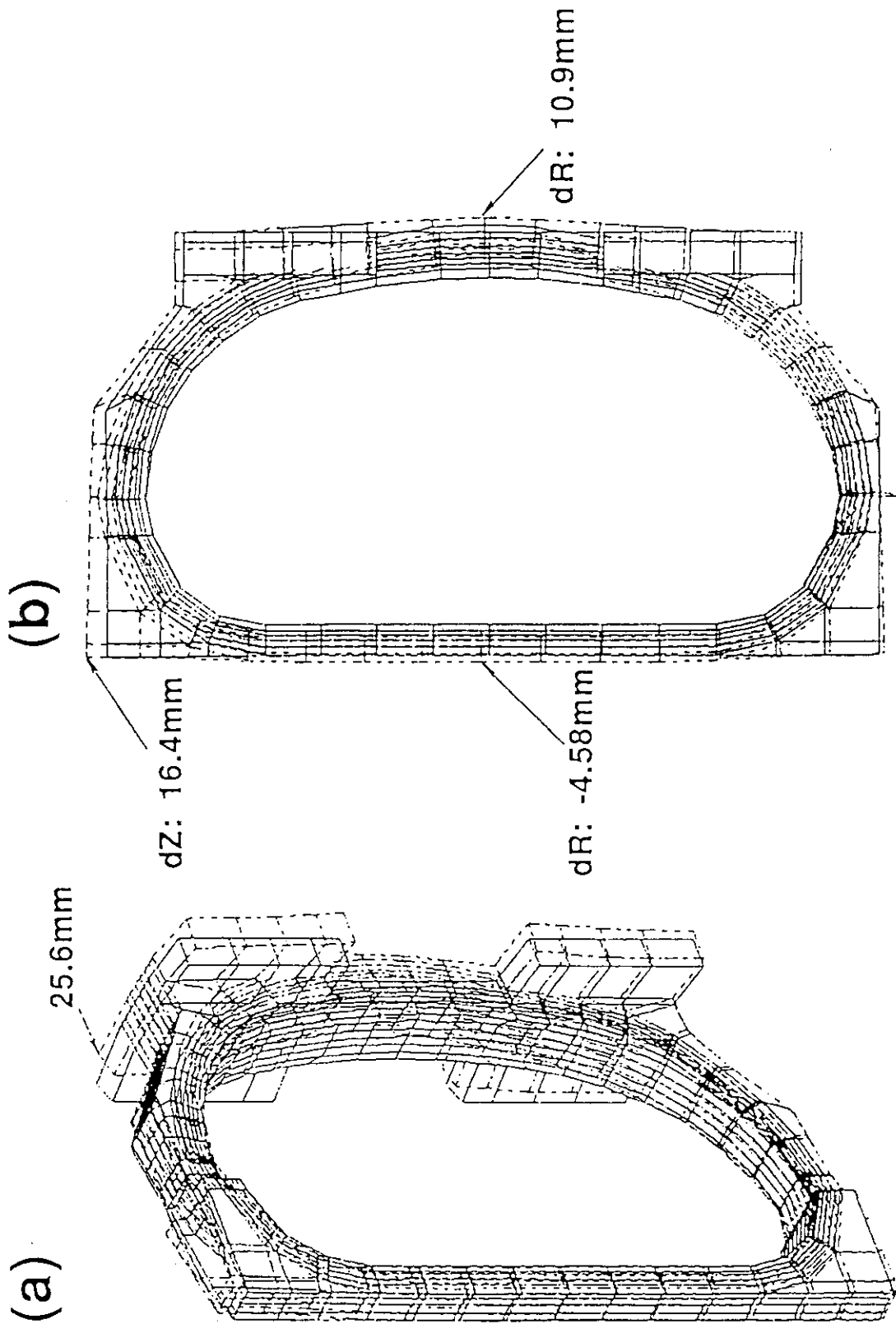


図2.8 燃焼終了時 (EOB) のトロイダル磁界コイルの変形図。

(a) トーラス中心側の鳥かん図, (b) 側面図

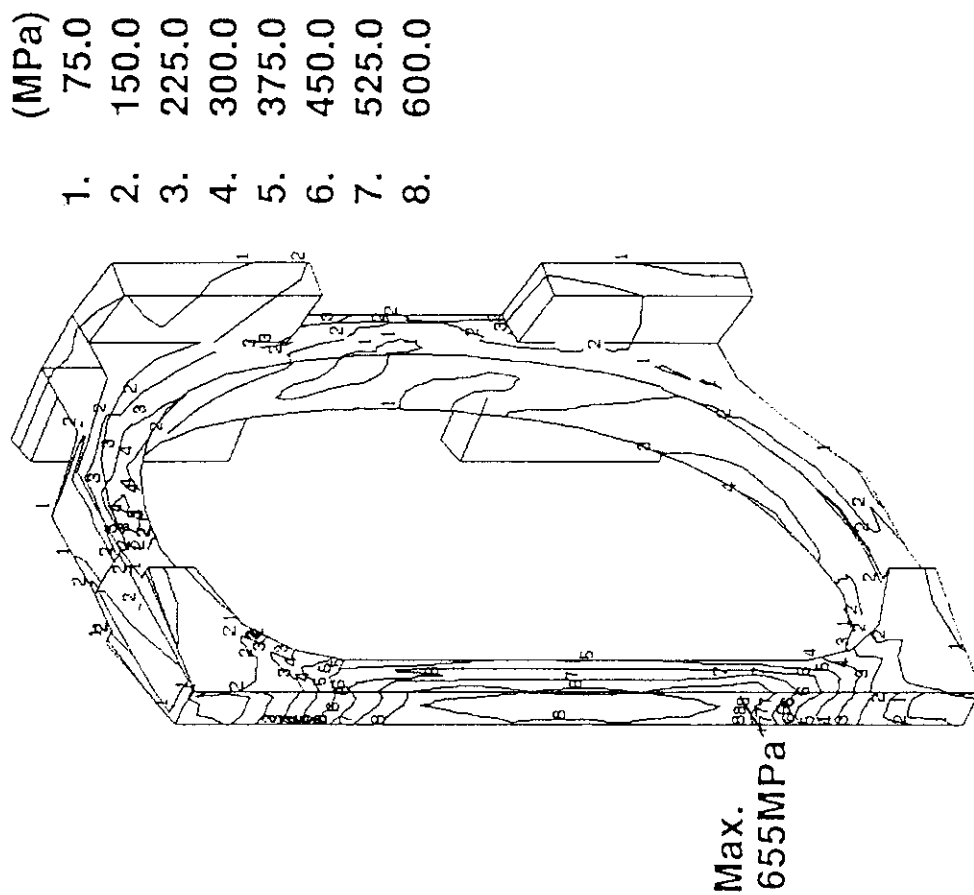


図2.9 燃焼終了時 (EOB) のTFコイル容器のトレスカ応力。向心力によるくさび部の応力が655MPaと高い。

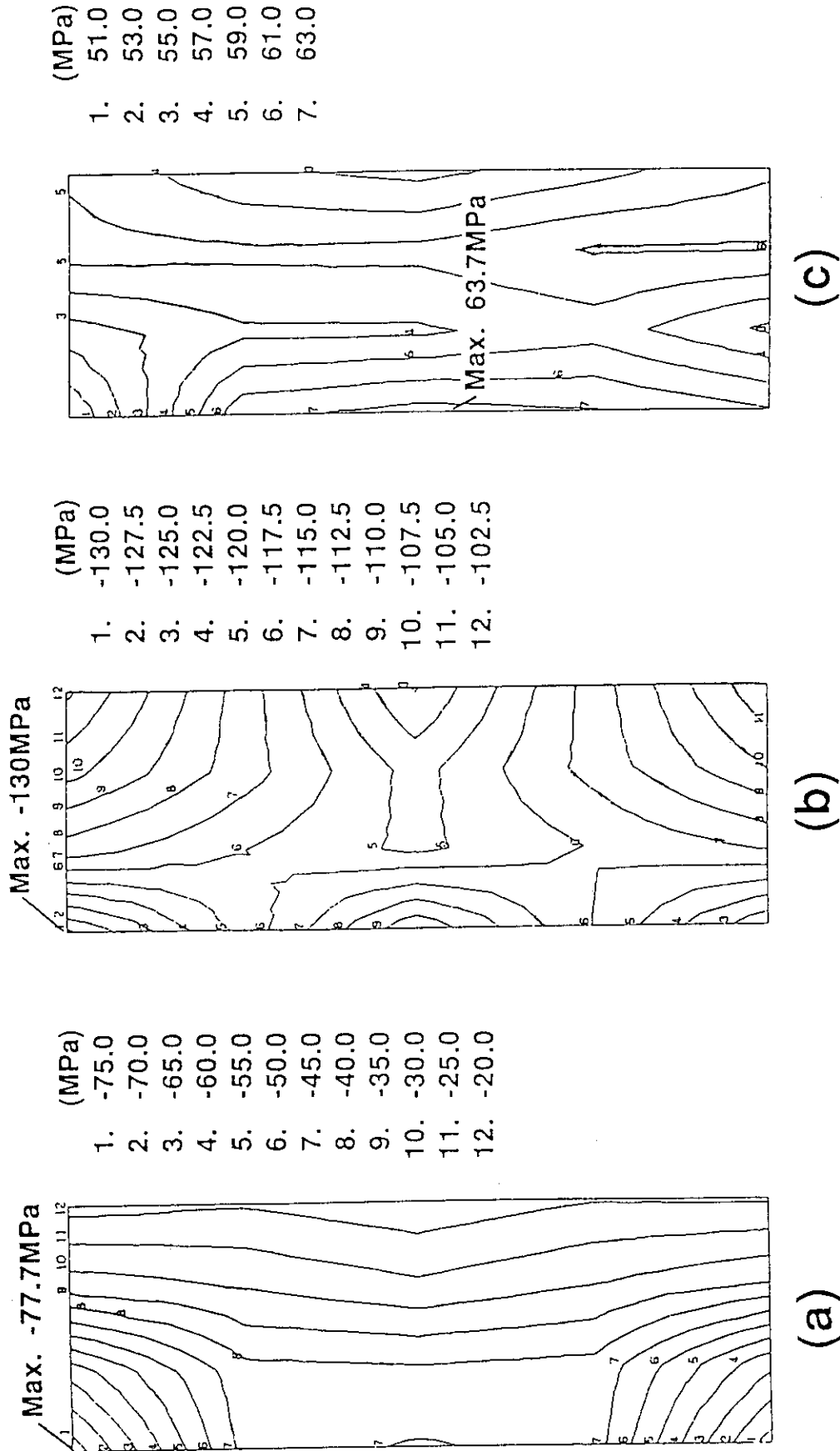


図2.10 トーラス中心側の水平断面の巻線部の主応力。(a) 長手方向 $\sigma_\theta$ , (b) 巻厚方向 $\sigma_r$ , (c) 巻軸方向 $\sigma_z$

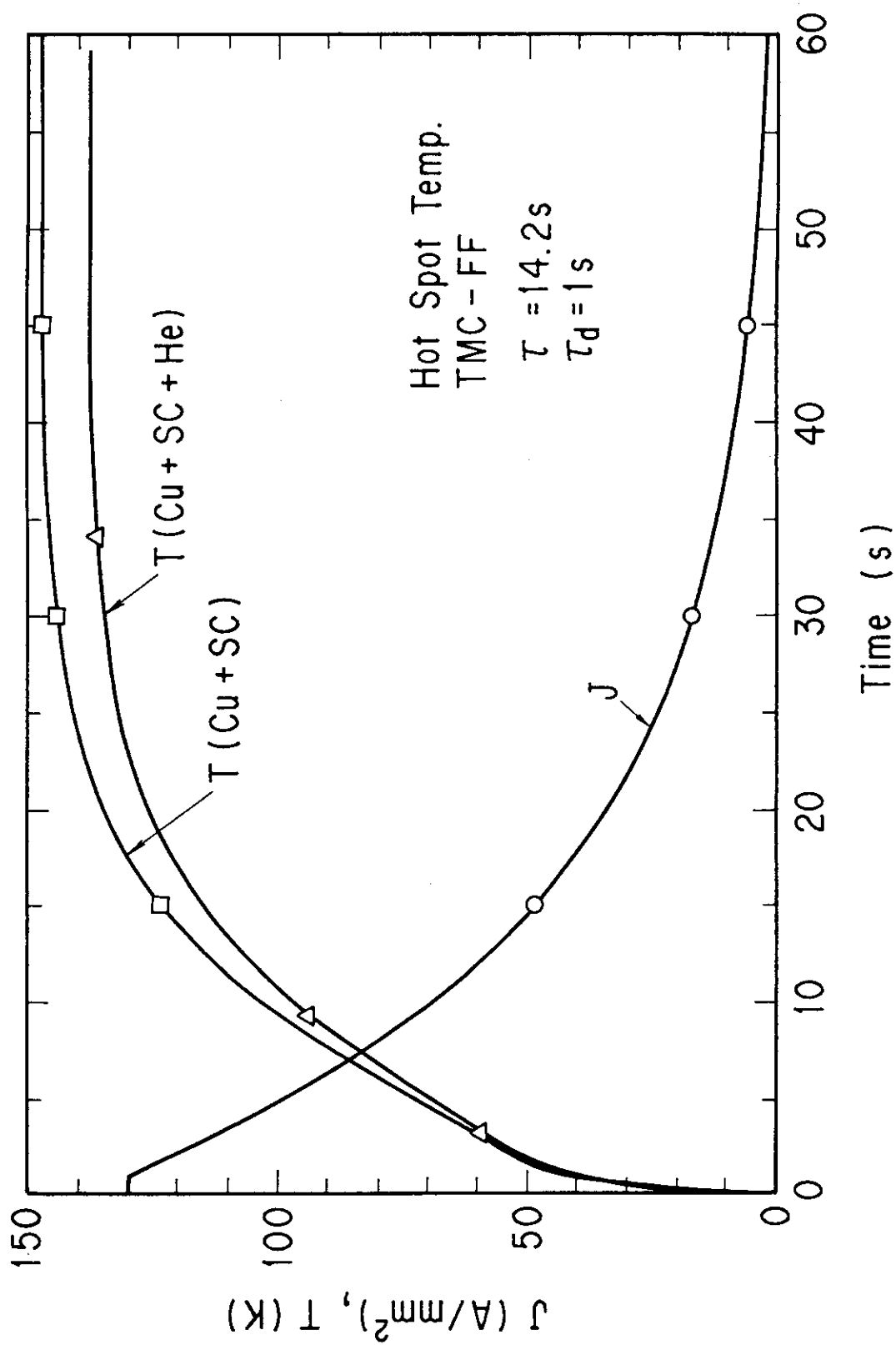


図2.11 トロイダル磁界コイル用導体の放電時の温度変化 (ホット・スポット温度)

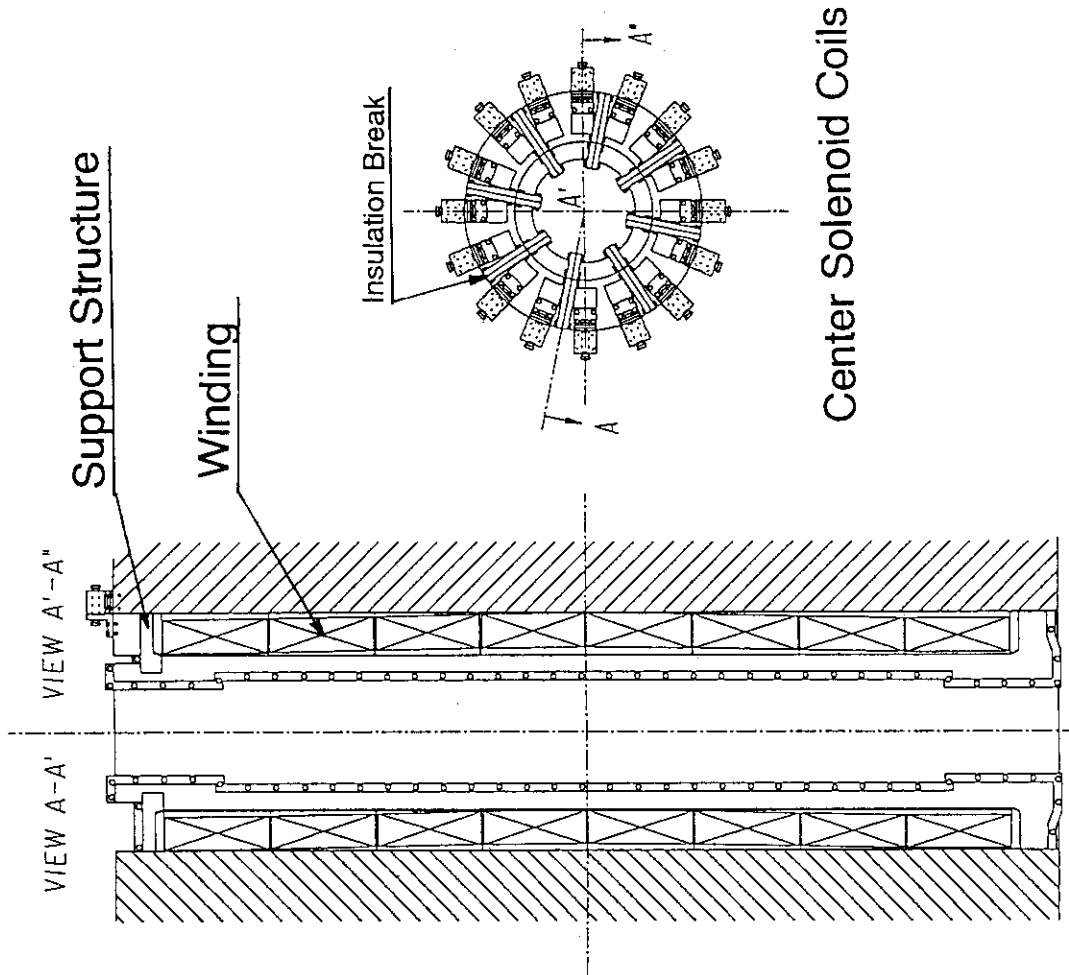


図2.13 中心ソレノイド・コイルの断面図と上面図。  
巻線部と支持構造物を示す。

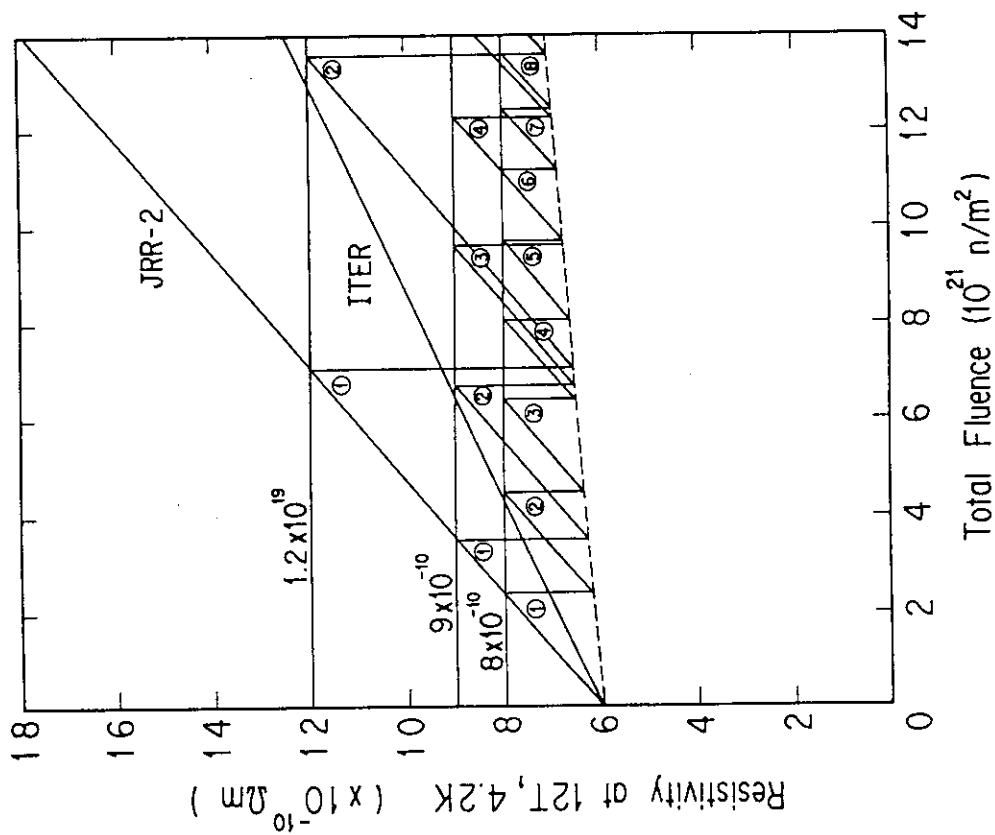


図2.12 トロイダル磁界コイルの安定化銅の抵抗率  
の中性子による経年変化

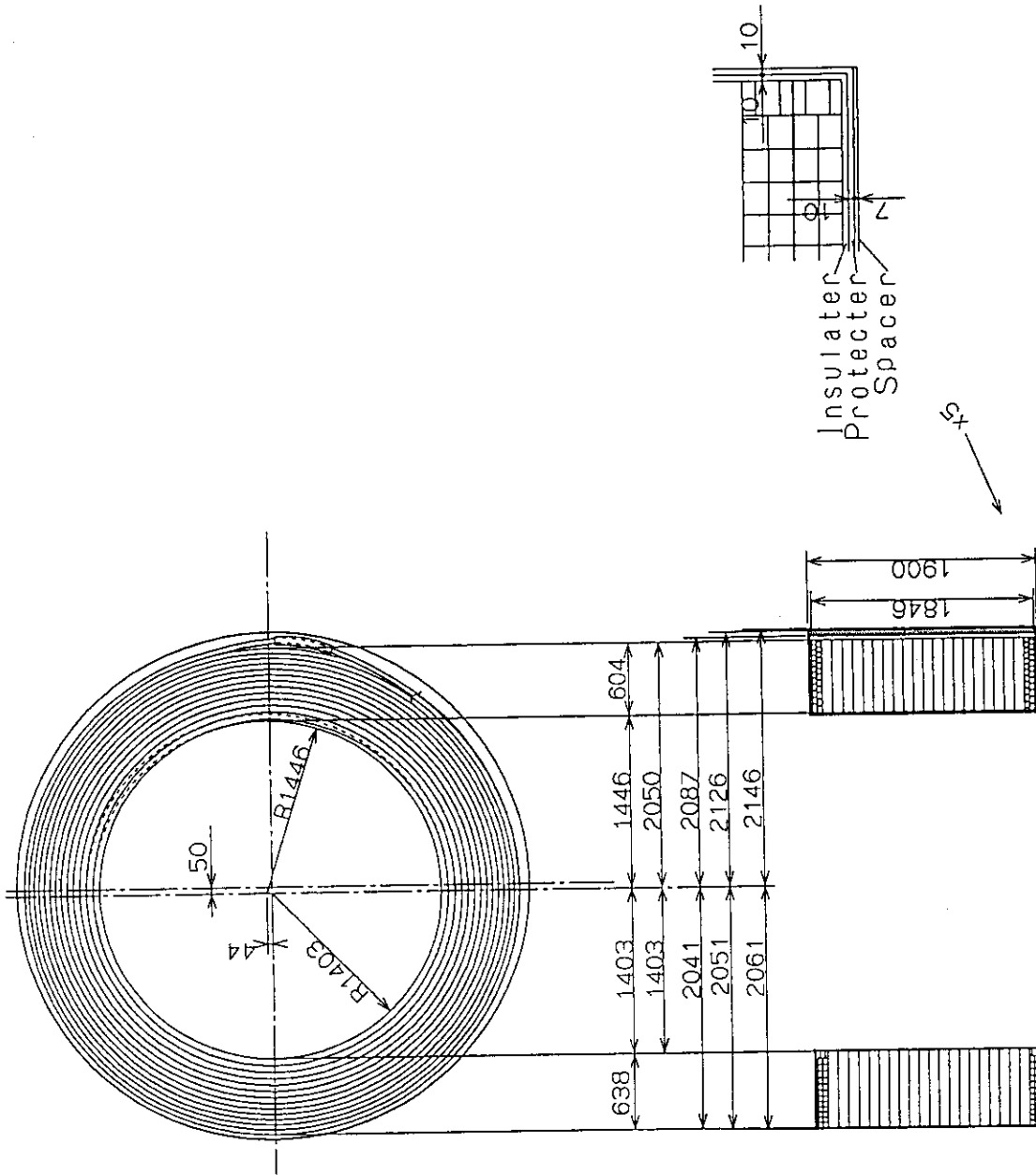


図2.14 中心ソレノイド・コイルの単体図

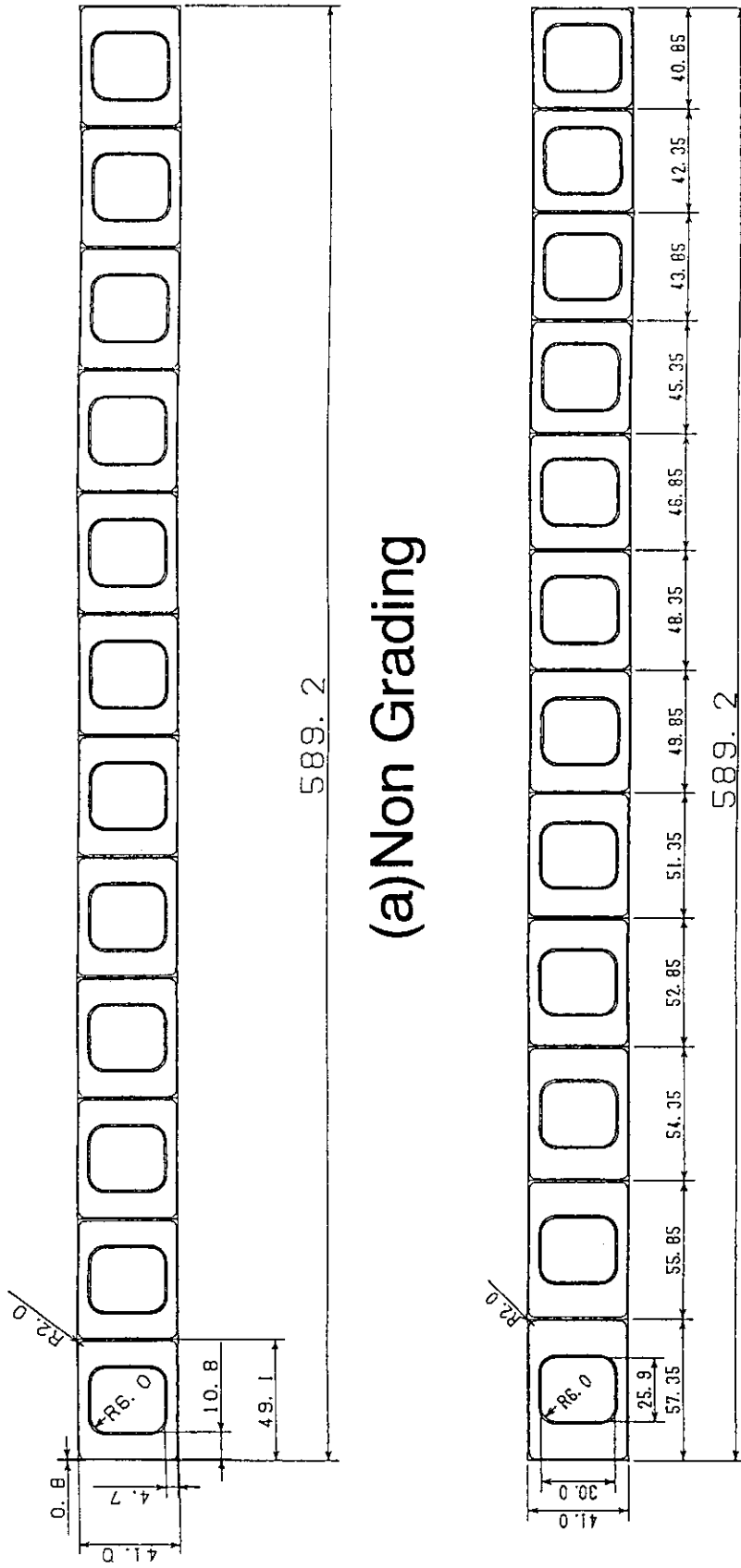
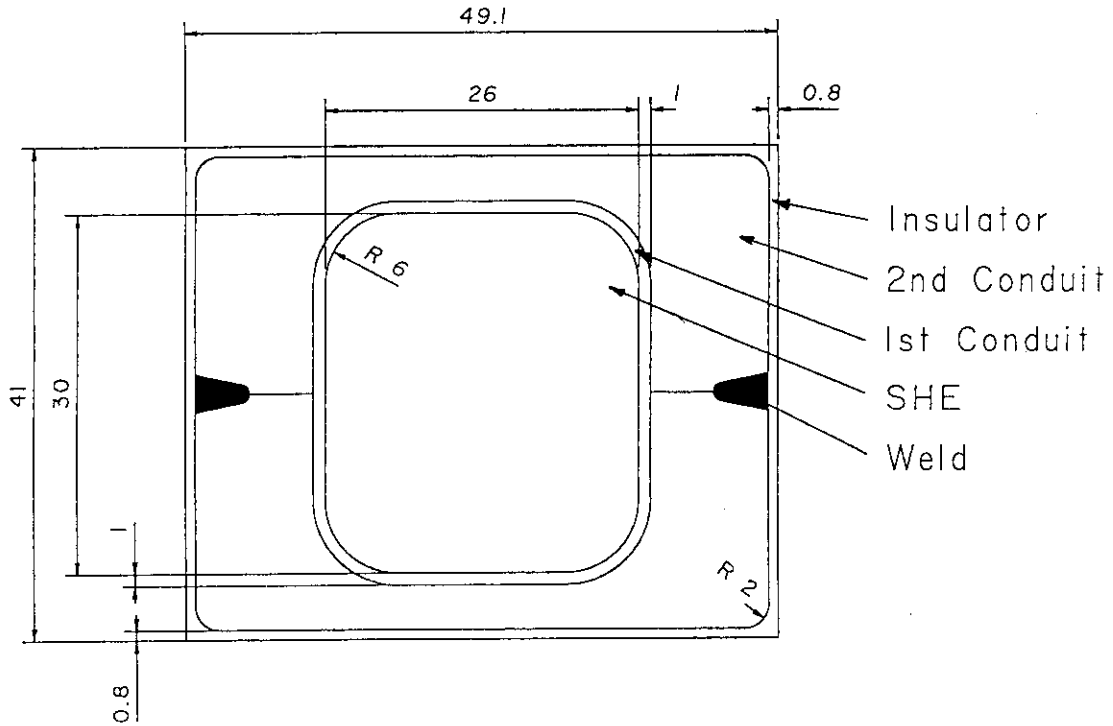


図2.15 中心ソレノイド・コイルで採用した構造材最適配置の例, (a) 均一配置, (b) 最適配置



CONDUCTOR FOR PF1-PF4

図2.16 中心ソレノイド・コイルの導体例（ケーブル・イン・コンジット型導体案）

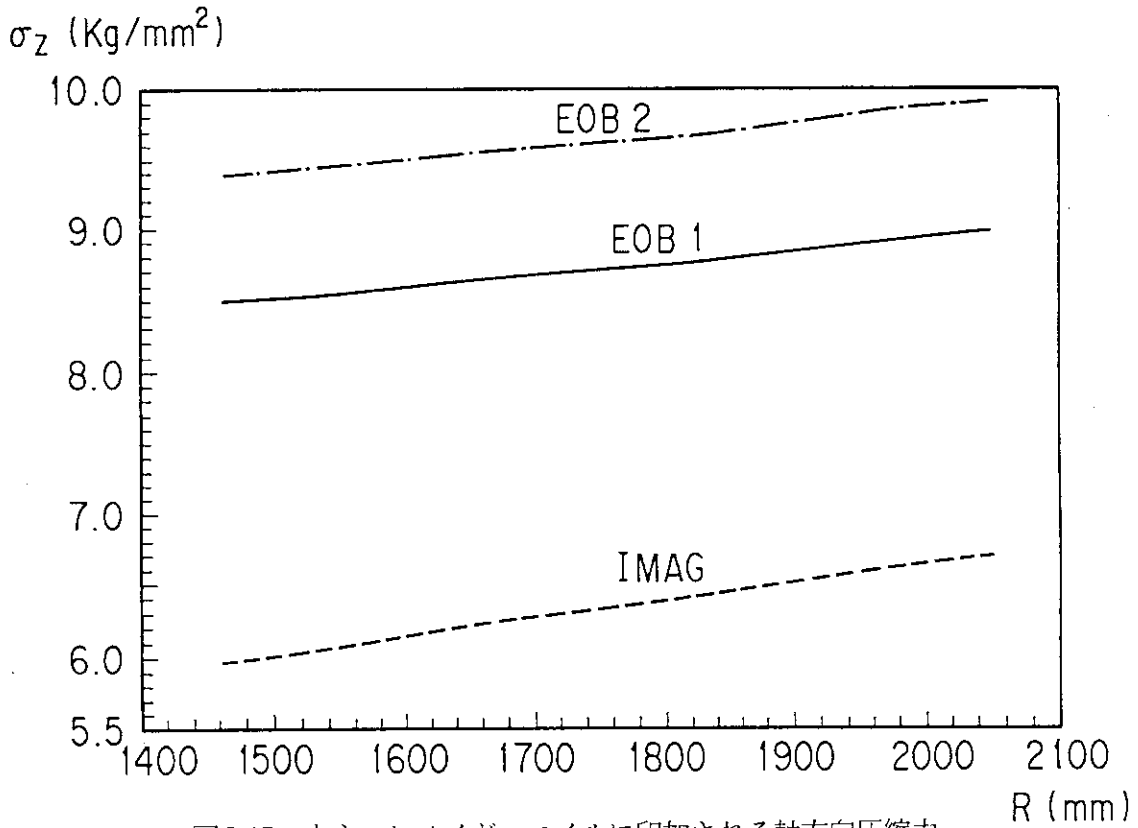
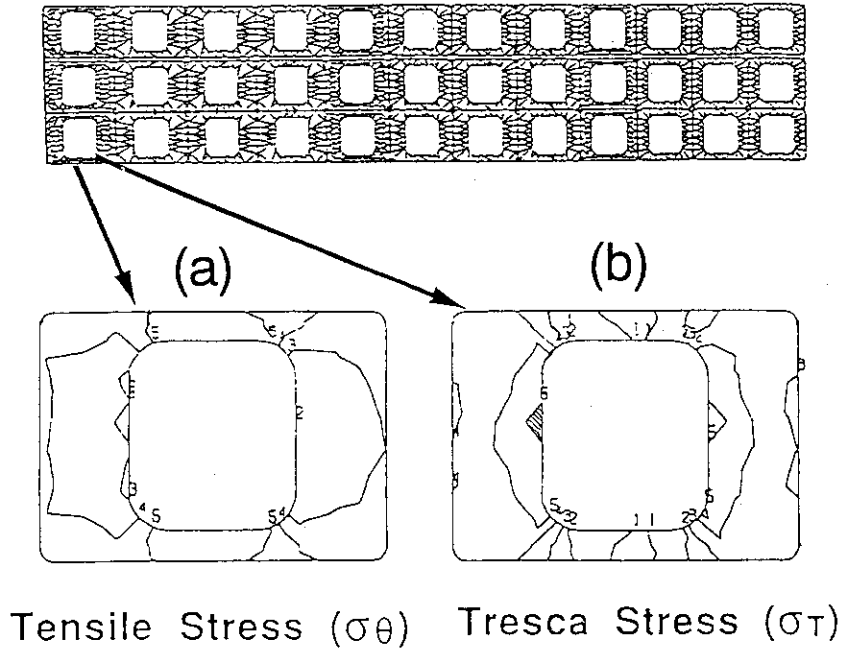


図2.17 中心ソレノイド・コイルに印加される軸方向圧縮力, EOB 1, 2は燃焼終了時, IMAGは初期励磁時





Contour level (MPa)		Contour level (MPa)	
1.	410.	1.	510.
2.	430.	2.	530.
3.	450.	3.	550.
4.	470.	4.	570.
5.	490.	5.	590.
		6.	610.

図2.18 燃焼終了時 (EOB) の中心ソレノイド・コイル導体の電線管に発生した応力, (a) 導体長手方向の応力 $\sigma_\theta$ , (b) トレスカ応力 $\sigma_\tau$

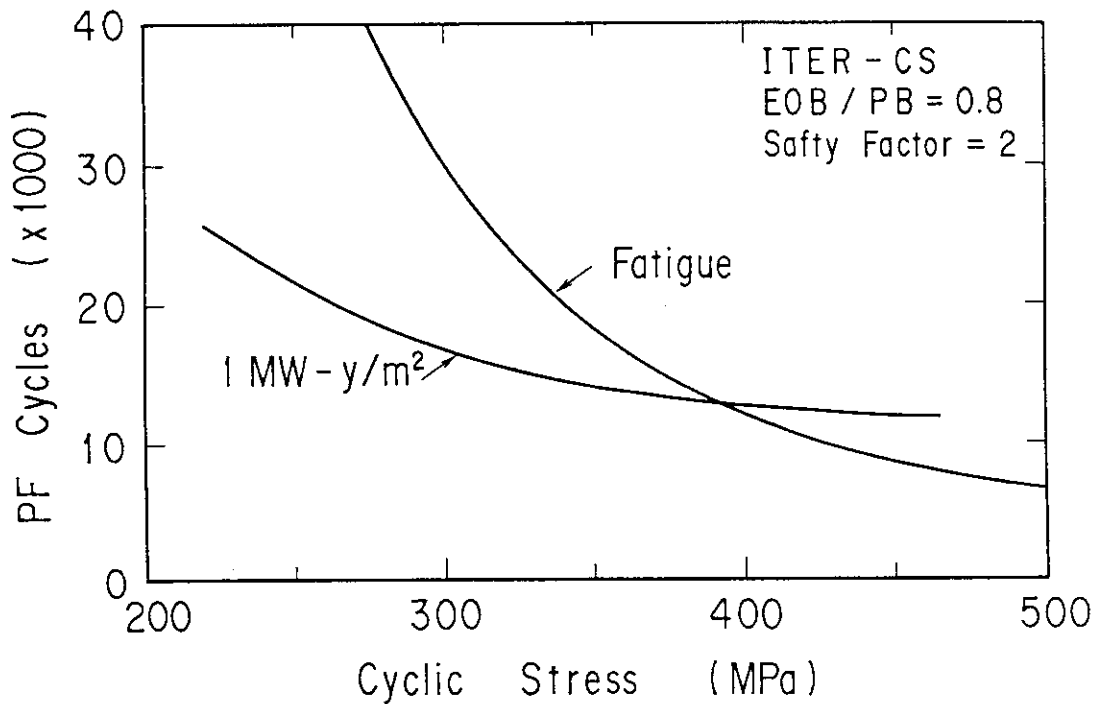


図2.19 中心ソレノイド・コイル用導体の疲労解析

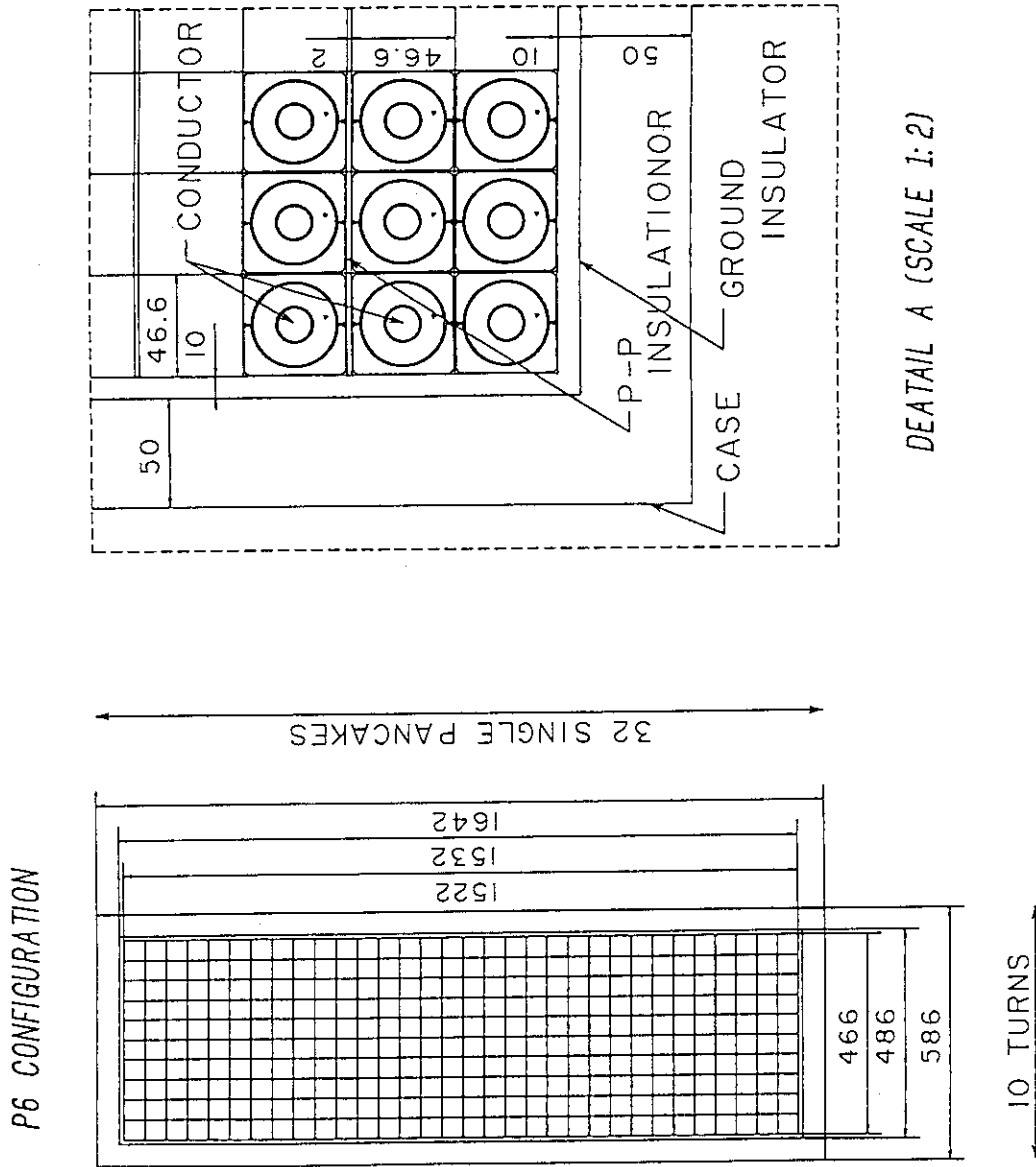


図2.20 外周リング・コイルの断面と詳細図

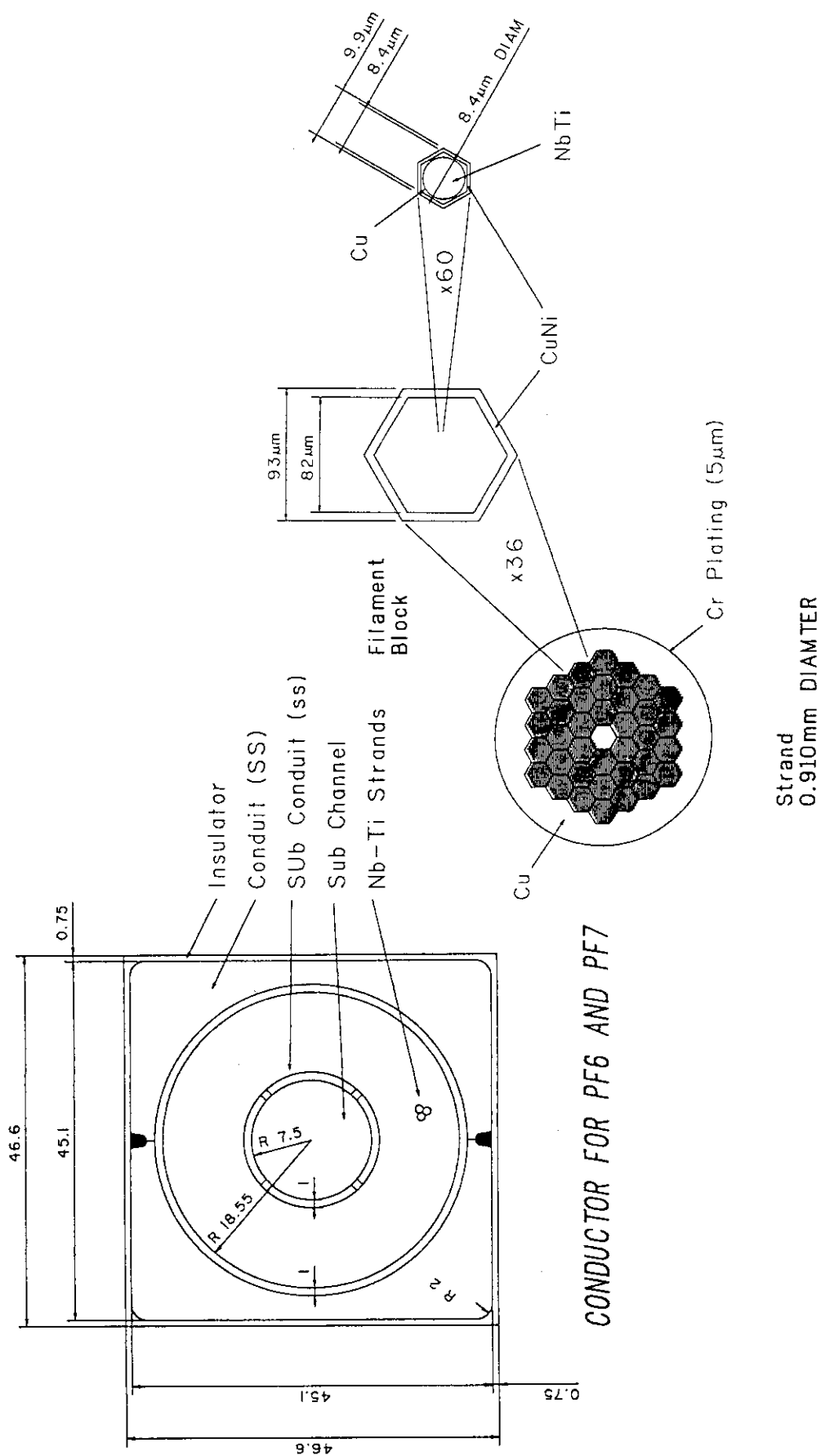


図2.21 外周リング・コイル用導体案 (副冷却路付Nb-Tiケーブル・イン・コンジット導体)

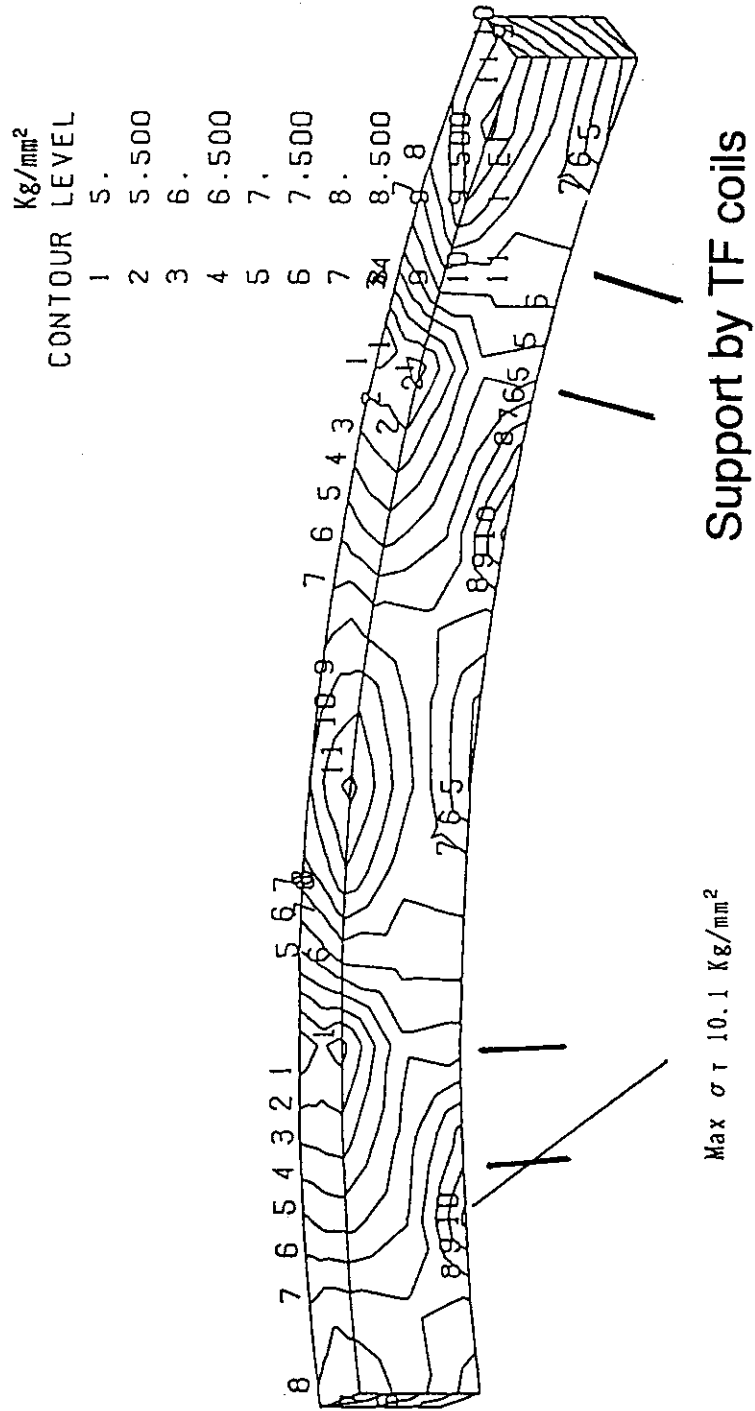
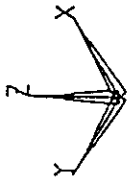


図2.22 外周リング・コイルの応力図, コイル容器のトレスカ応力

## 3. 大型超電導磁石の安定性測定

### 3. 1 はじめに

超電導磁石の一つの問題点は、臨界電流よりかなり低い電流で突然クエンチしてしまい希望の磁界が発生できないことである。クエンチとは常電導転移した常電導部が超電導に復帰せずに暴走して拡大する状態である。保護連動して電流を急速に低減しなければ超電導磁石は焼損する。目的の磁界を発生する前にクエンチしてしまう事は、超電導磁石の最大の問題点である。

一般の小型超電導磁石はクエンチさえしなければ使用上の問題はないのであるから、安定性を十分に確保することは考慮していない。むしろ、安定性はほとんどないが、外部からの入熱である導体の摩擦熱や接着に使用した樹脂の亀裂の発生や剥離の発生を抑える製作技術によっている。また小型超電導磁石の場合は再励磁の時間もかからないため、初期冷凍後の最初の励磁でクエンチしても障害はすくない。しかし、核融合実験炉用超電導磁石の様な大型な超電導磁石が通常の使用環境でクエンチしては経済的損失は大きすぎる。そのため、定められた使用条件においてかつ定められた擾乱に対して、超電導々体は十分な安定性マージンを有する必要がある。

超電導々体の安定性が高いとは、外部から加えられる高い擾乱に対して、一時的には常電導転移してもクエンチに至らない事である。そのため、超電導に復帰する最大の擾乱量を安定性マージンと呼ぶ。または、常電導転移しクエンチする最小の擾乱の量を安定性マージンと呼んでも同じ意味である。この安定性マージンを、磁界、温度さらに、電流値の関数で求める実験が安定性実験である。本章では、強制冷却型導体の安定性の実験方法について解説し、数値解析と考察は4章に示す。

#### 3. 1. 1 これまでの安定性の研究状況と問題点

強制冷却型導体に対する安定性の研究は、米国 MIT の M.O.Hoenig や米国 ORNL の L.W.Lue、J.Miller や L.Dresner などによってケーブル・イン・コンジット導体の安定性マージンや制限電流の考え方<sup>51)~53)</sup>が、LCT計画の米国ウエスティングハウス社製LCTコイルの導体開発で示された。その後、原研の安藤ら<sup>54)~56)</sup>によって小型コイルの安定性や常電導転移伝播速度の測定が行われた。

これまでの安定性の実験では、擾乱の量や持続時間が明確でなかった。それは、抵抗ヒータを用いていたため、抵抗ヒータから超電導線までの伝熱の遅れが 50-100 ms もあり、誘導加熱の場合は入熱量の校正が正確でなかった事によっている。さらに、近年のケーブル・イン・コンジット型導体の場合は、素線が細くなっていき、抵抗ヒータはヘリウムは加熱するが素線は加熱しない結果になってきた。そのため誘導加

熱法が用いられる様になったが、導体は交流損失を低下させるために素線の表面に各種被覆がなされ、誘導加熱の効率が低下した。さらに導体の大形化にともなって誘導加熱により大きな電力が必要となり、核融合実験炉用大型導体の安定性測定はますます困難になった。

### 3. 1. 2 本研究の改善点と特長

上記の問題を解決するために、強制冷却型導体の外側に配置した誘導加熱コイルから電磁誘導で加熱する技術と電源の開発を行った。そして、各種大型強制冷却型導体に誘導加熱コイルを装着して、各大型超電導磁石の安定性マージンの測定が可能になった。まず、高速(10 ms 以下)に導体に直接入熱する誘導加熱法についての実験を示し、導体の加熱量の校正値を求める方法を示す。そして、その誘導加熱法を用いて実証ポロイダル・コイル計画の中の3種のNb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル(DPC-EX)、Nb-Ti実証ポロイダル・コイル(DPC-U)、及び高強度Nb<sub>3</sub>Snコイル(DPC-TJ)の各コイルの安定性実験を行い、安定性マージンの測定結果を得た。各コイルとも実験上の制限で磁界を上昇させられない場合は、入口温度を上昇して安定性マージンを測定した。いずれの結果も大型強制冷却型導体では初めての測定結果である。

## 3. 2 誘導加熱による安定性評価法

### 3. 2. 1 誘導加熱の目的と特長

超電導磁石は突然の擾乱によって常電導転移することがある。特に、強制冷却型の導体はその傾向が強い。また、その擾乱のうち比較的長時間(1 s 以上)の現象は、導体の外部に取り付けた抵抗ヒータを用いて擾乱を模擬できる。しかし、超電導磁石を常電導転移させる擾乱は10 ms 以下の高速な入熱であることが判明してきた<sup>105)</sup>。そのため、極低温(4 K)において、数 ms の間に数 J/cm<sup>3</sup> の熱を、直接超電導素線に入れる誘導加熱法を開発した。それによって、実際の素線の摩擦などを模擬する高速な入熱できる安定性実験が可能となった。

加熱材と誘導加熱コイルで使用される銅が4 K に冷却されているため、その抵抗が室温の1/100程度になっている。そのため、数 kHz の交流磁界で比較的容易に誘導加熱できる。また共振周波数が数 kHz と低いため、大容量サイリスタ素子を加熱電源に使用でき、大出力電源が容易に製作できる利点がある。さらに、誘導加熱コイルの抵抗が室温の1/100程度になっているため、測定上の誤差となる誘導加熱コイル自身の発熱を抑えて、しかも高磁界が発生できるなど、極低温における誘導加熱法は多くの利点がある。

### 3. 2. 2 交流加熱法の原理

図 3. 1 に示すような均一磁界中に置かれた半径を  $a$  とした円柱に、 $B_m$  を波高値とする式(3.1)のような交流外部磁界  $B$  を円柱に平行に外部 ( $r = a$ ) に印可する。

$$B = B_m e^{j\omega t} \quad (r=a) \quad (3.1)$$

ただし、 $f$  は交流の周波数で、 $j$  は虚数単位で、 $t$  は時間である。円柱内の磁界  $B$ 、電界  $E$  及び電流  $J$  は以下のように半径  $r$  の関数で与えられる<sup>57)~58)</sup>。

$$B(r) = \frac{B_m J_0(kr)}{J_0(ka)} \quad (3.2)$$

$$E(r) = - \frac{B_m \rho k J_1(kr)}{\mu J_0(ka)} \quad (3.3)$$

$$J(r) = - \frac{B_m k J_1(kr)}{\mu J_0(ka)} \quad (3.4)$$

ただし、電気抵抗を  $\rho$ 、 $k$  は複素数の係数で  $k = (1 - j) / \delta$  で与えられ、 $\delta$  は電流の浸透深さである。 $\mu$  は透磁率で、 $J_0$ と $J_1$ は零次と一次の第一種ベッセル関数である。

また、誘導加熱電力  $P_{in}$  は、式(3.4)を断面内で積分することによって以下の式のようになる。

$$P_{in} = \frac{1}{2} \int_0^a \rho J \bar{J} 2\pi r dr \quad (3.5)$$

ここで、 $J$  と  $\bar{J}$  は共役複素数で電流密度の波高値であり、 $P_{in}$  は電力であるので  $1/2$  した。

さらに、加熱材の直径  $d$  を浸透深さ  $\delta$  で割った係数  $d/\delta$  を基底に加熱効率関数  $F_{in}$  を定義すると加熱量は求め易い。図 3. 2 に示す関数  $F_{in}$  は、式 (3.5) を数値計算する<sup>59)</sup>ことによって求められる。よって、加熱時間  $t_h$  とすると加熱量  $W$  は以下の式によって求める。解析の詳細を付録 B に示す。

$$W = \frac{\omega B_m^2}{2 \mu} t_h F_{in} \left( \frac{d}{\delta} \right) \quad (3.6)$$

### 3. 2. 3. 単発加熱法と磁気拡散時定数

均一磁界中に置かれた円柱内の磁界分布と発熱量は K. Knalaf-Allah<sup>60)</sup>によって求められている。外部磁界の減衰時定数を  $\tau_{ex}$  とし、その逆数を  $g$  とし、外部磁

界が以下のように変化すると、

$$B = B_m e^{-gt} \quad (r=a) \quad (3.7)$$

円柱内の磁界  $B_z$  と加熱量  $W$  は以下の式で与えられる。

$$B_z(r, t) = -2 B_m \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_0(k_n r/a)}{k_n J_1(k_n)} \left( \frac{q_n}{g-q_n} e^{-g t} - \frac{g}{g-q_n} e^{-q_n t} \right) \quad (3.8)$$

$$W = \frac{2 B_m}{\mu} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{g}{k_n^2 (g + q_n)} \quad (3.9)$$

ただし、 $k_n$  は零次第一種ベッセル関数  $J_0(k_n) = 0$  の解で  $q_n$  は以下の定義による。

$$q_n = \frac{kn^2 \rho}{a^2 \mu} \quad (3.10)$$

よって、抵抗率  $\rho$  と線径  $d$  を与えれば加熱量  $W$  は数値計算により求めることができる事になる。また、磁束  $\Phi$  は磁界  $B_z$  を断面内で積分すれば求められるので、初期磁束が  $1/e$  になる時間である磁気拡散時定数  $\tau$  は数値解析によって求めることができる。解析の詳細は付録 C に示す。

### 3. 2. 4 誘導加熱実験装置

誘導加熱実験を行うための実験装置を以下に示す。

**誘導加熱コイル：** 誘導加熱コイルは図 3. 3 に示すような形状に直接導体に巻き付ける。交流加熱の場合は、加熱材（素線）の印加交流の周波数を上げる必要があるため、コイルのインダクタンスを低く抑える事が重要である。誘導加熱コイルの発生磁界は参考文献<sup>61)</sup>などにより簡便に求めることができる。また、電線管の材料がステンレス鋼であるため、磁気遮蔽効果は考慮する必要がある。

**磁気拡散時定数の測定用コイル：** 磁気拡散時定数の測定には、数  $\mu s$  で磁界を変化させる必要があるため、印加磁界用コイルのインダクタンスは極力小さくする必要があり、小さな径のコイルを用いる。また、磁界検出コイルは直接素線に巻き付ける必要があり、直径 1 mm 程度の素線では、極細線のホルマル絶縁銅線を用いる。実例として図 3. 4 に DPC-U 型素線の測定に用いたコイルと素線に直接 0.2 mm のホルマル電線を巻き付けた検出コイルを示す。

**交流加熱電源：** 印加する交流の周波数を 500 Hz から 5 kHz まで変更でき、かつ瞬時 (10 ms) に大きな電力 (600 V<sub>pp</sub> - 1000 A<sub>pp</sub>) を誘導加熱コイルに出力するために、図 3. 5 に示すインバータ電源を製作した。図中の負荷  $L_0$  と結合コンデンサ  $C_0$  によって並列共振させ、サイリスタ  $G$  によって増幅させる電源である。



周波数の変更はコンデンサ  $C_0$  の変更によって行う。瞬時とは言え 600 kVA<sub>pp</sub> の電気エネルギーは大容量コンデンサ  $C_1$  から供給される。このような巨大な出力を持つ電源を小型に製作できたのは、大容量サイリスタ素子が使用できた為である。

**単発用電源：** サイリスタを用いた直流遮断器（スイッチ）は、転流するために遮断時の波形がみだれてしまう。そのため、波形観測するような用途にはサイリスタは適さない。そのため、近年使用できるようになった大容量トランジスタ（1200 V - 500A）を直流遮断器として使用した電源を製作した。図 3. 6 に示すように、電流の立ち上げは、コンデンサ  $C_1$  と内部  $L_1$  によって 10 - 100 ms で立ち上げる。トランジスタ  $T_r$  には保護回路を着けずに用いることによって、スイッチ動作時間は数  $\mu$ s にする事が可能である。急変する磁界は、誘導コイル  $L_0$  と抵抗  $R_0$  による減衰によって発生する。電流  $I$  と  $R_0$  の積で決まる遮断電圧は約 1000 V 以下で使用しないと、トランジスタは瞬時に破壊する。しかし、トランジスタも廉価になってきたので、過剰な保護装置を装着して過渡特性を下げるより、予備品を用意して実験した方が実験精度が向上する。

### 3. 2. 5 誘導加熱量の校正実験と測定結果

**交流法による加熱量校正実験：** 誘導加熱の問題点は加熱量が計算で求めにくい点にある。加熱材が均質な材料でしかも円形をしていれば、ある程度は解析で加熱量を推定できるが、超電導々体はそうはいかない。そのため、加熱量を校正して求めるために図 3. 7 に示す誘導加熱量校正治具を用いる。この治具は DPC-U のように素線が絶縁されている材料とか、小型な導体を校正できる。加熱材は約 20 mm 程度に切断して、その端部に熱電対を取り付ける。熱電対の温度定点は、誘導加熱コイルの十分離れた下の銅の塊に取り付けた。校正されたゲルマニウム（Ge）温度計など極低温で正確な温度測定できる温度計<sup>62)</sup>と一緒に取り付けてある。それら全体をガラス管に入れて、液体ヘリウムの中に入れる。それと、同時にガラス管を真空に排気して、対流と伝導による加熱材からの放熱を抑える。また、他の小型の導体（約  $\phi$  10 mm）は直接真空層に装着できる。さらに、大型の導体の試料はエポキシ樹脂などで真空含浸して、試料の中心に温度計を実装して温度測定を行う。

**交流法による加熱量測定結果：** 交流加熱電源で誘導加熱コイルに印加した電流と電圧の波形を図 3. 8 に示す。約 1.4 kHz で共振している。その場合の加熱材の温度上昇を図 3. 9 に示す。この温度上昇から、単位重量あたりの入熱量を算出する。磁界の印加量を  $B^2t$  ( $T^2s$ ) でまとめると加熱量 ( $J/g$ ) は実証ポロイダル・コイルの DPC-U と、DPC-EX を図 3. 10 に示すようになった。磁界の印加量を  $B^2t$  にほぼ比例した入熱量が得られた。

**磁気拡散時定数の測定：** 測定した DPC-U 型の素線は、素線の断面は図 3. 11 に示すように、交流損失を低下させるために周方向に 6 箇所銅ニッケル（CuNi）合金を高抵抗材料として挿入している。磁気拡散時定数を測定した波形を図 3. 11 に示す。素線垂直方向の磁気拡散時定数は 6 - 8  $\mu$ s と観測された。式(3.8)を

断面内の磁界を積分して磁束の変化を数値解析すると、素線は均質な導体の等価な抵抗率が求まり、 $1.0 \times 10^{-8} \Omega \text{m}$  が得られた。また、抵抗率が与えられれば加熱量は式(3.9)で求められる。しかし、数値解析による加熱量は、温度上昇の実験によって測定した加熱量より約3倍多い。それは、直径が約1mmと小さく、しかも高抵抗層が断面内に挿入されているような素線の磁気拡散時定数の測定は精度が良くないためである。

### 3. 2. 6 誘導加熱実験上の考慮点

誘導加熱実験を行うための考慮すべき点を以下に示す。

ソレノイド・コイルの中心磁界： ソレノイド・コイルの中心磁界  $B$  (T) は以下の式で求めることが出来る<sup>61)</sup>。

$$B = a_1 \cdot J \cdot F_b(\alpha, \beta) \cdot 10^{-6} \quad (3.11)$$

$$F_b = \frac{4\pi}{10} \beta \ln \left[ \frac{\alpha + \sqrt{(\alpha^2 + \beta^2)}}{1 + \sqrt{1 + \beta^2}} \right] \quad (3.12)$$

ただし、変数  $\alpha = a_2 / a_1$ ,  $\beta = b / a_1$  で、 $a_1$  は内半径、 $a_2$  は外半径、 $b \times 2$  がコイル長さで、単位は m で、電流密度は A/mm<sup>2</sup> である。詳細な磁界はビオ・サバル則の体積積分より求める<sup>62)</sup>。

金属管による磁気遮蔽効果： 超電導々体の周りを囲む金属管に流れる誘導電流による磁気遮蔽効果  $\xi_s$  は、交流法の場合は式(3.2)で求めることができる。金属管の材質が SUS 304, 316 系である場合は図 3. 12 の様な遮蔽効果を考慮する必要がある。

単発法における問題点： 磁気拡散時定数  $\tau$  が外部磁界減衰時定数  $\tau_{ex}$  より十分に大きい場合はよいが、両者が近い場合は厳密な数値解析が必要となる。最新の低交流損失導体用の素線は内部に高抵抗隔壁を有して、 $\tau$  は数  $\mu\text{s}$  から数 10  $\mu\text{s}$  と小さいため、外部磁界の減衰時定数  $\tau_{ex}$  の数  $\mu\text{s}$  と近い。円柱に平行な磁界が急変した場合の磁界と発熱量は式(3.8)(3.9)で求めることが出来る。外部磁界の減衰時定数  $\tau_{ex}$  が十分に小さいときは、磁気拡散時定数は  $\tau_0$  に、発熱量は磁気エネルギー  $W_0$  に漸近する。

$$\tau_0 = \frac{\mu d^2}{35.22 \rho} \quad (3.13)$$

$$W_0 = \frac{B^2}{2\mu} \quad (3.14)$$

外部磁界の減衰時定数  $\tau_{ex}$  と  $\tau_0$  の比  $\tau_{ex} / \tau_0$  を横軸の変数として、計算によって求める磁気拡散時定数  $\tau$  と  $\tau_0$  の比  $\tau / \tau_0$  と、加熱量の比  $W / W_0$  を図 3. 13 に示す。よって、単発法で磁気拡散時定数や発熱をさせる場合は、磁気拡散時定数  $\tau_0$  より 10 倍は高速に外部磁界の減衰時定数  $\tau_{ex}$  を変化させなければ

ならない。

温度上昇から内部エネルギーを求め方法： 極低温の実験では、小型な温度計として極低温用熱電対（AuFe-Agなど）を用いる。そのため、熱電対の電圧波形（図3.9）から温度上昇を求め、さらに加熱材（銅など）の内部エネルギーは温度の関数<sup>64)~65)</sup>になっているので、温度上昇から内部エネルギーを求めることができる。銅の比熱の温度変化が激しいため、これらの測定結果は3次スプライン補間式<sup>59)</sup>を用いて内挿すると精度が高い。

印加磁界変動量 $B^2t$ の求め方： 一定の交流磁界が発生出来れば問題はないが、実際の印加磁界は図3.8の様に均一な正弦波ではないため、波形の補正を行う必要がある。加熱量は式(3.6)に示すように磁界の2乗と加熱時間に比例するので、電流から磁界に変換した波高値 $B_m$ の2乗の波数に合計し、加熱時間 $t_h$ を掛けた値は印加磁界変動量 $B^2t$ で整理する。

$$B^2t_h = \frac{t_h}{2n} \sum_{i=1}^n B_m^2 = \frac{t_h C_f^2 \xi_s^2}{2n} \sum_{i=1}^n I_m^2 \quad (3.15)$$

ただし、 $C_f$ は電流磁界変換係数（T/A）で、 $\xi_s$ は電線管による磁気遮蔽の割合、 $n$ は波数、 $I_m$ は電流の波高値である。

磁気抵抗効果： 加熱量の校正実験を印加磁界が無い状態で行って、実際のコイルの実験では高磁界（8 T以上）で誘導加熱を行うと、素線内の安定銅の磁気抵抗によって加熱量が増える。磁気抵抗の変化を考慮して式(3.6)で加熱量を補正する必要がある。抵抗率と素線径によるが、直径が1 mm程度の素線で、磁界12 T程度での加熱量は磁界零の場合の約2倍になる事があった。

### 3. 2. 7 誘導加熱法のまとめ

強制冷却型導体の外側に配置した誘導加熱コイルから電磁誘導で加熱する技術と、そのための電源の開発を行い、高速（10 ms以下）に導体に直接入熱する誘導加熱法が確立した。特に、安定性マージンを求める上で実験精度を要求される導体の加熱量を校正する方法を確立した。こうして、次項以降の大型導体の安定性マージンの測定が定量的にできるようになった。

### 3. 3 実証ポロイダル・コイル試験装置

本研究で使用した試験コイルと試験装置を紹介する。本実験で使用した実証ポロイダル・コイルは、大型ポロイダル・コイルの導体とコイル方式を実証するために計画された内径1 mのポロイダル・コイル・システムである。実証ポロイダル・コイルは図3.14に示す様に、2個のNb-Ti実証ポロイダル・コイル（DPC-U）<sup>16)</sup>と間にNb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル（DPC-EX）<sup>41)</sup>から構成される。また、真ん中のDPC-EXは交換が可能なように設計されており、高強度Nb<sub>3</sub>Sn実証

コイル (DPC-TJ)<sup>42)</sup>と、米国のマサチューセッツ工科大学 (MIT) が製作した米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC)<sup>107)</sup>はDPC-EXの位置に組み込まれて評価された。

各超電導磁石は図3.15 (DPC-U1の例) に示すような冷凍配管<sup>66)</sup>を有しており試験されるパンケーキのみ図中のヒータで加熱され冷媒入口温度を上昇させた。冷媒の状態は出入口に取り付けられた温度計、流量計および圧力計で観測された。超電導磁石の励磁<sup>67)</sup>には図3.16に示す直流電源 (30 kA - 12 V) を用いた。高速励磁試験には図中のJT-60用ポロイダル磁界コイル電源 (58kA - 5 kV)<sup>126)</sup>を使用し、高速励磁特性については参考文献(16)と6章で述べる。

安定性マージンの測定は、超電導復帰する最高の擾乱と、クエンチする最低の擾乱の境界を捜す実験である。そのために超電導磁石を数多くクエンチさせる必要があり、後述するDPC-TJの場合は約50回クエンチを発生させた。万一、常電導転移検出が失敗すれば試験コイルは焼損するので、超電導磁石の保護には高い信頼性が必要である。その信頼性の問題は6章に述べる高信頼な常電導転移検出の新方式を用いて解決したので、安定性マージンの測定の為に大型超電導磁石を数多くクエンチさせてもなんら問題は発生しなかった。

### 3.4 Nb-Ti 実証ポロイダル・コイルの安定性測定

#### 3.4.1 試験コイルの諸元

Nb-Ti 実証ポロイダル・コイルのDPC-Uコイルは、30 kA - 7 T を目標に製作されたNb-Ti 素線を用いた強制冷却型導体を用いた世界初の実用的なポロイダル・コイルである。DPC-Uに用いられた導体は図3.17に示すように直径 1.16 mm の素線を486本寄り合わせたケーブル・イン・コンジット型導体である。電線管の材料は、高強度構造材料 (CSUS-JN1) を用いて、成形ローラーによる連続成形と溶接を行い、約 150 m 導体を製作した。素線は、銅ニッケル合金 (CuNi) による高抵抗隔壁によって区切られたNb-Ti の  $\phi 10 \mu\text{m}$  のフィラメントを 2,160 本中心部に組み合わせた三層構造の低交流損失素線である。素線間の交流損失を低減するために、素線の表面は  $10 \mu\text{m}$  のホルマルで絶縁されている。表3.1にDPC-Uの導体諸元を示す。この導体は、定格電流よりかなり低い電流値で不安定性をおこしてクエンチする。そこで、誘導加熱法を用いて、本コイルの安定性マージンを測定した。

#### 3.4.2 安定性マージンの測定結果

DPC-U1の単独通電において、入口温度 4.2 K と 6.0 K の両条件での安定性マージンの測定結果を図3.18に示す。入口温度 4.5 K では、11.5 - 13 kA の間に安定性マージンが急激に低下している。また、6.0 K では 11.0 - 11.5 kA の間で、急激に安定性マージンが喪失している。同様に、DPC-U2についても同様に

測定してあるが、クエンチを開始する電流が 17 kA から 19 kA に増加する程度で、安定性特性は相似である。

DPC-U1 は通常に 4.5 K で励磁すると、図 3. 18 に示す 15 - 18 kA 付近で必ずクエンチする事と安定性の急激な低下と良く一致している。また、この 6.0 K の安定性マージンの値は、冷媒入口温度を 6 K から 8 K まで上昇させてから、コイルの通電々流を上昇させると 10 - 12 kA でクエンチする事と一致する。いずれにせよ、DPC-U は 10 kA 以上の領域では安定性が低下してしることが明かとなった。その不安定性の原因調査は今後の研究に期待するとしても、DPC-U の安定性マージンが 20 - 30 mJ/cm<sup>3</sup> まで低下しているために、低電流領域での励磁特性の不安定性は発生している事が明らかとなった。

### 3. 5 Nb<sub>3</sub>Sn 実証ポロイダル・コイルの安定性測定

#### 3. 5. 1 試験コイルの諸元

Nb<sub>3</sub>Sn 実証ポロイダル・コイル (DPC-EX) は実証ポロイダル・コイル計画の中で、世界初の強制冷却型 Nb<sub>3</sub>Sn ポロイダル・コイルとして製作された。その超電導々体は図 3. 19 に示すように、中心部に 153 本の  $\phi 0.8$  mm の素線が平織りされている。素線部の両側は副冷却路である。本導体は Nb<sub>3</sub>Sn の生成の熱処理をした後に、巻線をする方式 (React-and-wind) で製作された。導体とコイルの諸元を表 3. 2 に示す。定格電流と磁界は 10 kA - 10 T で、Nb<sub>3</sub>Sn 強制冷却型ポロイダル・コイルとしては少し小型な導体を使用した。素線は図 3. 19 に示すように、中心部に内部拡散法の芯が 7 個でフィラメント数が 5,754 本で構成されている。Nb<sub>3</sub>Sn 生成後は中心部はブロンズになるため、その錫の拡散防止のために従来は Nb 隔壁を用いていたものをタンタル (Ta) に変更した。そのことによって、交流損失の重要な要因である有効フィラメント径を小さくできた。また、素線の表面はクロム (Cr) を厚さ 5  $\mu$ m の被覆<sup>48)</sup>し、素線間の結合損失を低減した。DPC-U はフォルマル樹脂による素線間は完全な絶縁であるに対し、DPC-EX は素線間は金属による接触抵抗が存在する違いがあった。

#### 3. 5. 2 安定性マージンの測定結果

DPC-EX 単独通電において、電流値 17 kA - 磁界 4.2 T において入口温度を少しづつ上昇して安定性マージンを求めた。その結果を図 3. 20 に示す。本結果は大型 Nb<sub>3</sub>Sn 導体の安定性を測定した初めての測定結果である。電流値 17 kA で温度をゆっくり上昇していくと 10.0 K の時に常電導転移したので、分流開始温度 T<sub>cs</sub> を測定したことになる。本実験は大型コイルでの初めて、磁界の不足分を温度上昇によって安定性マージンを変化させた実験である<sup>68)</sup>。

この入口温度を上昇する試験条件を作るのは、むしろ大型設備を用いた方が小型試験装置より長時間安定している。小型実験ではむしろ磁界発生が容易であるが、印加

磁界の発生に使用する超電導磁石が一般的には浸漬冷却型であるため 4.2 K で使用しなければならない。よって、試験体の入口温度を上昇するのは困難である。一方、大型設備では磁界の発生の方が高価で困難である。超電導の特性は温度と磁界の関数であるので、温度を上昇させることと磁界を上昇させることは等価である。そのため、安定性マージンや臨界電流値などの特性は、温度を上昇させることにより、測定することができる。

### 3. 6 高強度 Nb<sub>3</sub>Sn 実証コイルの安定性測定

#### 3. 6. 1 試験コイルの諸元

高強度 Nb<sub>3</sub>Sn 実証コイル (DPC-TJ)<sup>42)</sup> は高強度と高電流密度を両立させた新方式で、TF コイルをモデル化して製作されたものである。図 3. 21 に示すような超電導撚線を二重電線管で包んでいる。第一電線管は気密特性のみを受持ち、第二電線管は機械的補強のみを受け持つという基本的な設計思想となっている。本導体方式は、DPC-U や DPC-EX などの一重の電線管を用いる強制冷却型導体より複雑で高価であるが、強度の高い巻線を必要とするコイルに採用すると有効である。そのため、ITER の CS コイルの設計案に採用された。

導体の性能諸元を表 3. 3 に示す。定格電流は 24 kA で 12 T が設計条件として製作された。使用した素線の Nb<sub>3</sub>Sn は Nb チューブ法で製作され、φ 0.67 mm の素線を 486 本撚り合わせたものである。

#### 3. 6. 2 安定性マージンの測定結果

DPC-TJ の実験は、DPC-EX の実験後に行われたので試験条件を厳選して行った。安定性マージンの実験条件は、入口温度 4.5, 6.0, 8.2, 10.0 K で行われた。その他の冷媒の条件は圧力は 6 atm で流量は 2 g/s 付近で一定であった。安定性マージンの測定結果を図 3. 22 (a) に示す。数 10 mJ/cm<sup>3</sup> から 1,000 mJ/cm<sup>3</sup> までの範囲の安定性マージンの測定が出来た。測定結果の評価は 4 章で示す。

さらに、加熱時間が安定性マージンに与える影響を調べるために、安定性の高い領域の 4.5 K - 18 kA と、安定性の低い領域の 8 K - 24 kA の 2 条件で安定性マージンの測定を行った。実験結果を図 3. 22 (b) に示す。安定性の高い領域では加熱時間が 10 ms 以下になると、安定性マージンが増加するのに対し、安定性の低い領域では加熱時間が短くなると単調に減少している様である。

### 3. 7 まとめ

これまで述べてきた電磁誘導による加熱法を用いて、大型強制冷却型導体の安定性マージンを評価できるようになった。以下に得られた成果を示す。

- (1) 強制冷却型導体の外側に配置した誘導コイルから電磁誘導で加熱する技術と電源や入熱量の校正方法の開発を行った。電磁誘導による大型強制冷却型導体の素線を直接しかも短時間に加熱する方法を確立した。
- (2) 各種大形強制冷却型導体に誘導加熱コイルを装着して、実証ポロイダル・コイル計画の中の(1)DPC-EX、(2)DPC-U、(3)DPC-TJの各コイルの安定性マージン測定を行い測定結果を得た。各コイルとも実験上の制限で磁界を上昇させられない場合は、冷媒入口温度を上昇して安定性マージンを測定した。いずれの結果も大型強制冷却型導体では初めての測定結果である。
- (3) これまで、明解な定義の無かった強制冷却型導体の安定性の評価について、本誘導加熱の方式を用いることによって、強制冷却型導体の安定性マージンを定量的に評価が可能になり、かつ大型コイルの安定性特性の予測を可能にした。

表3.1 Nb-Ti実証ポロイダル・コイル (DPC-U) の導体の諸元

	超電導材	Nb - Ti	
	定格磁界	7	T
素線 :	素線直径	1.12	mm
	ホルマル絶縁材厚	10	$\mu$ m
	フィラメント径	10	$\mu$ m
	フィラメント数	2,160	
	NbTi / Cu / CuNi	1 / 3.3 / 1.3	
導体 :	定格電流	30	kA
	素線数	486	
	冷却路長	75	m

表3.2 Nb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル (DPC-EX) の導体の諸元

	超電導材	Nb <sub>3</sub> (SnIn)	
	定格磁界	10	T
素線 :	素線直径	0.81	mm
	クロム被覆厚	5	$\mu$ m
	有効/実効フィラメント径	30 / 2.7	$\mu$ m
	フィラメント数	5,754	
	Cu / SC比	2. / 1.	
導体 :	定格電流	10	kA
	素線数	153	
	冷却路長	125	m

表3.3 高強度Nb<sub>3</sub>Sn実証コイル (DPC-TJ) の導体の諸元

	超電導材	(NbTi) <sub>3</sub> Sn	
	定格磁界	12	T
素線 :	素線直径	0.67	mm
	フィラメント径	58	$\mu$ m
	フィラメント数	61	
	Cu / SC	1.15 / 1.	
導体 :	定格電流	24	kA
	素線数	486	
	冷却路長	79	m



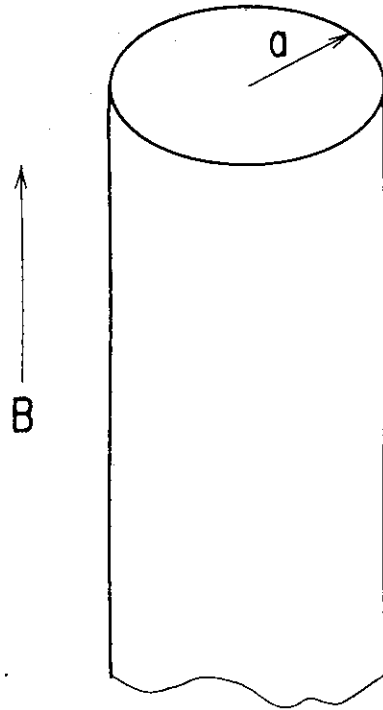


図3.1 誘導加熱法における加熱材と外部磁界の関係

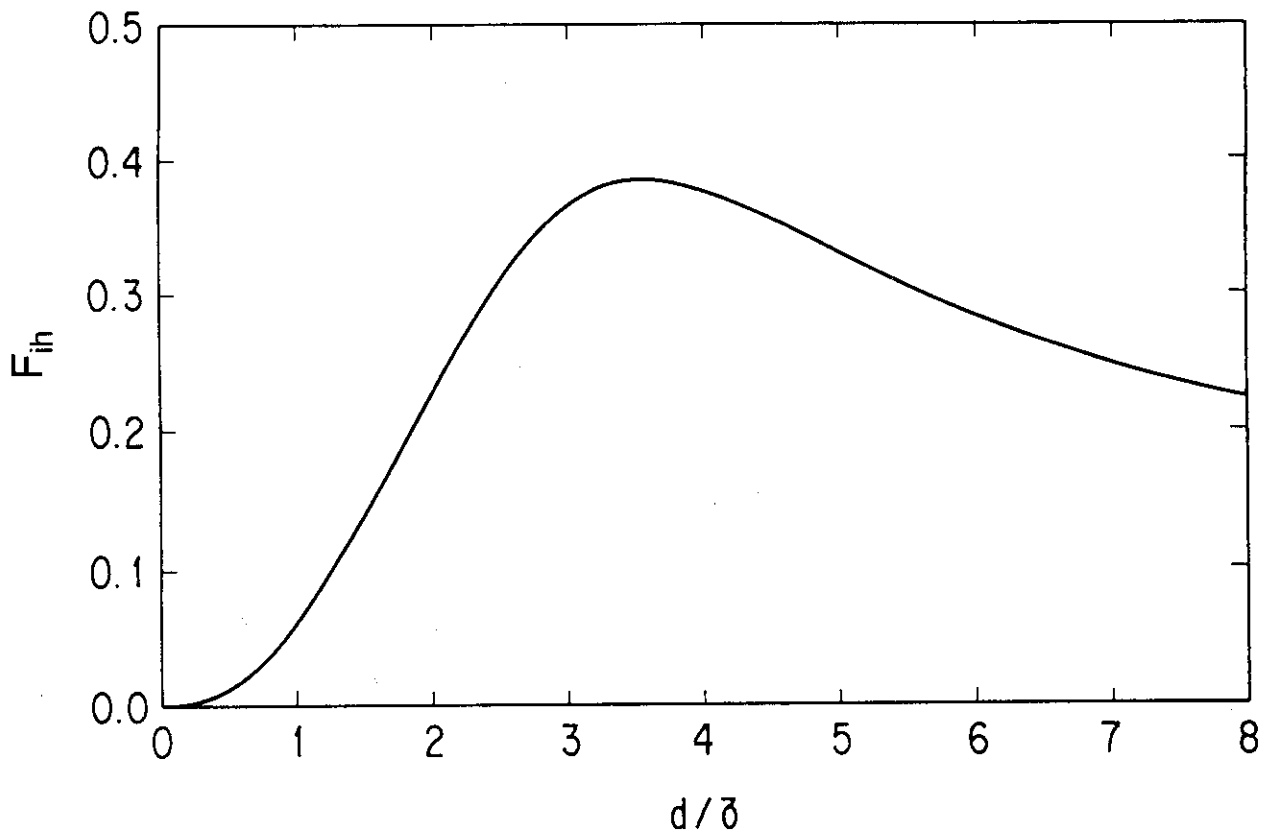


図3.2 加熱効率関数  $F_{in}$ ,  $d$ が円柱の直径,  $\delta$ が浸透深さ

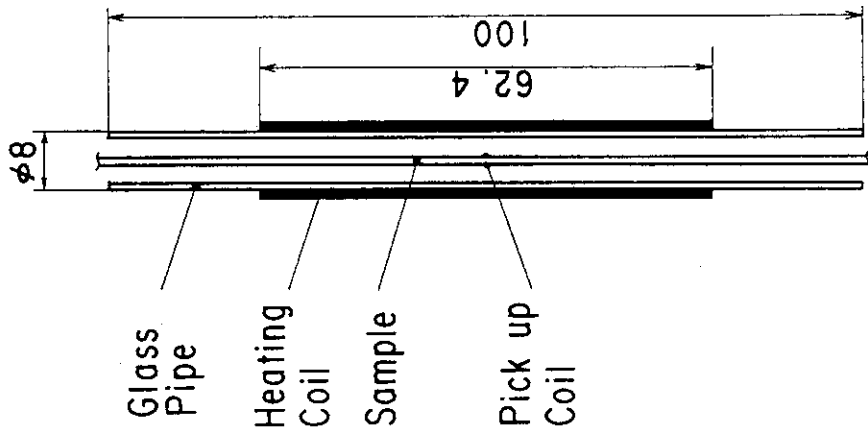


図3.4 素線の磁気拡散時定数の測定用励磁コイルと検出コイル

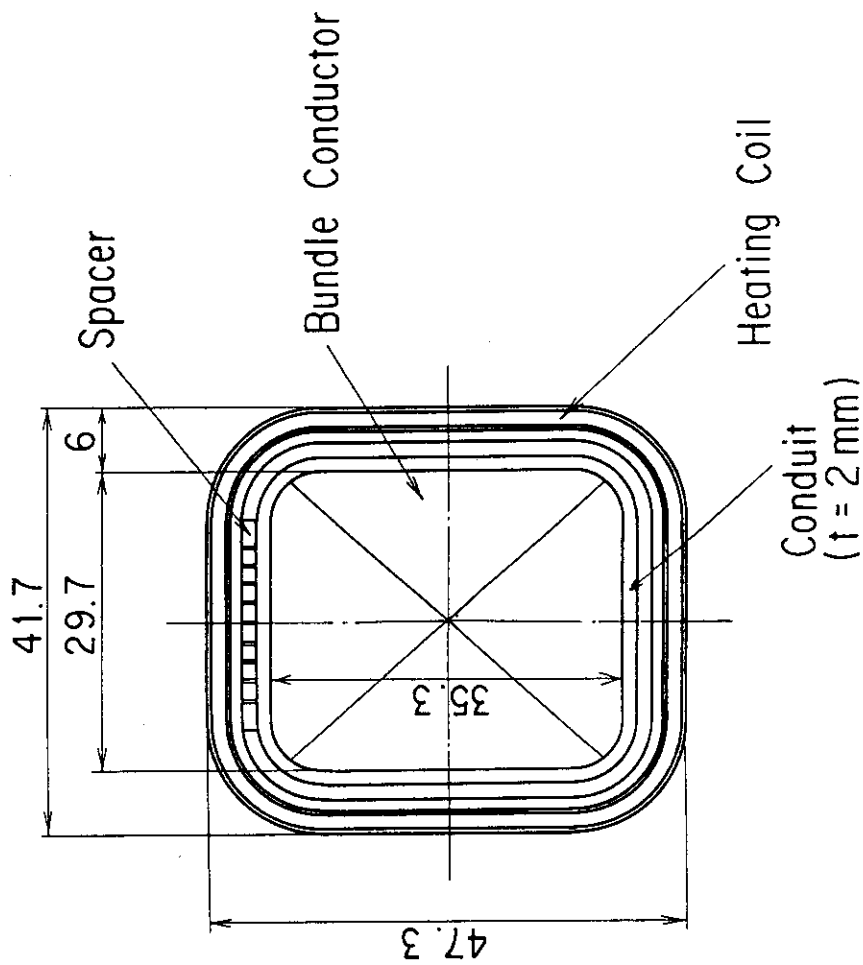


図3.3 Nb-Ti実証ポロイダル・コイル (DPC-U) に取り付けた誘導加熱コイル, 長さ90mm, 巻数30

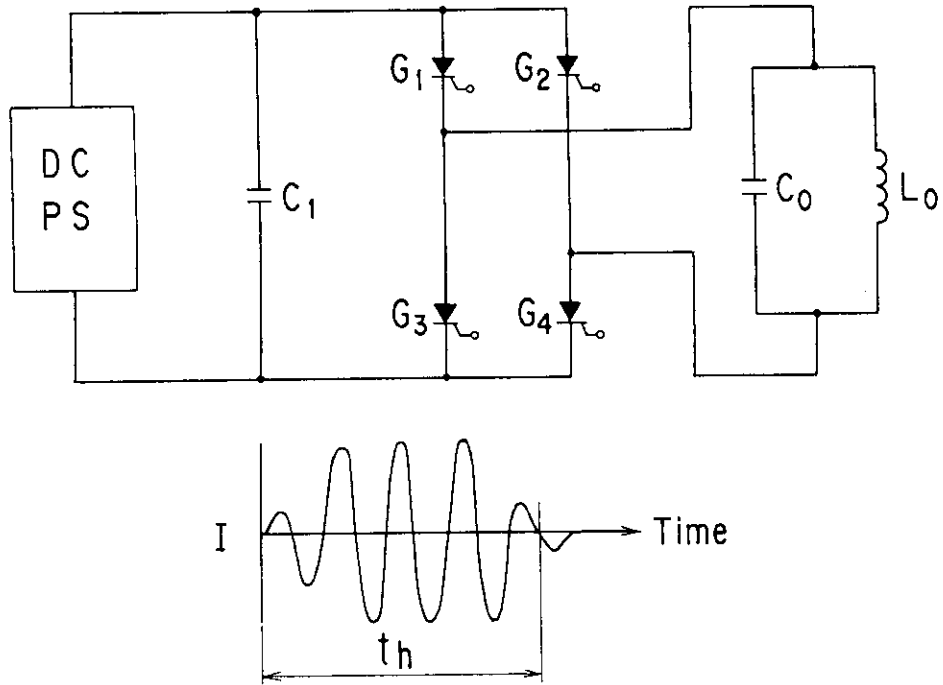


图3.5 誘導加熱用交流電源

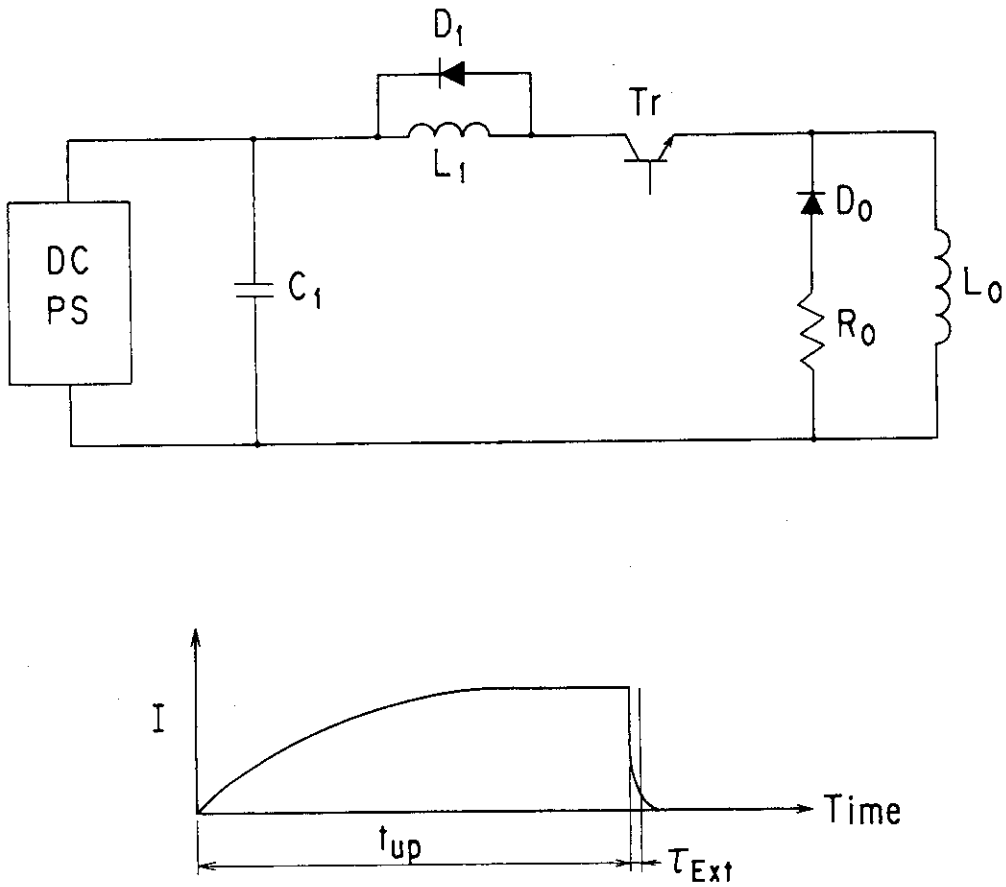


图3.6 誘導加熱用単発電源

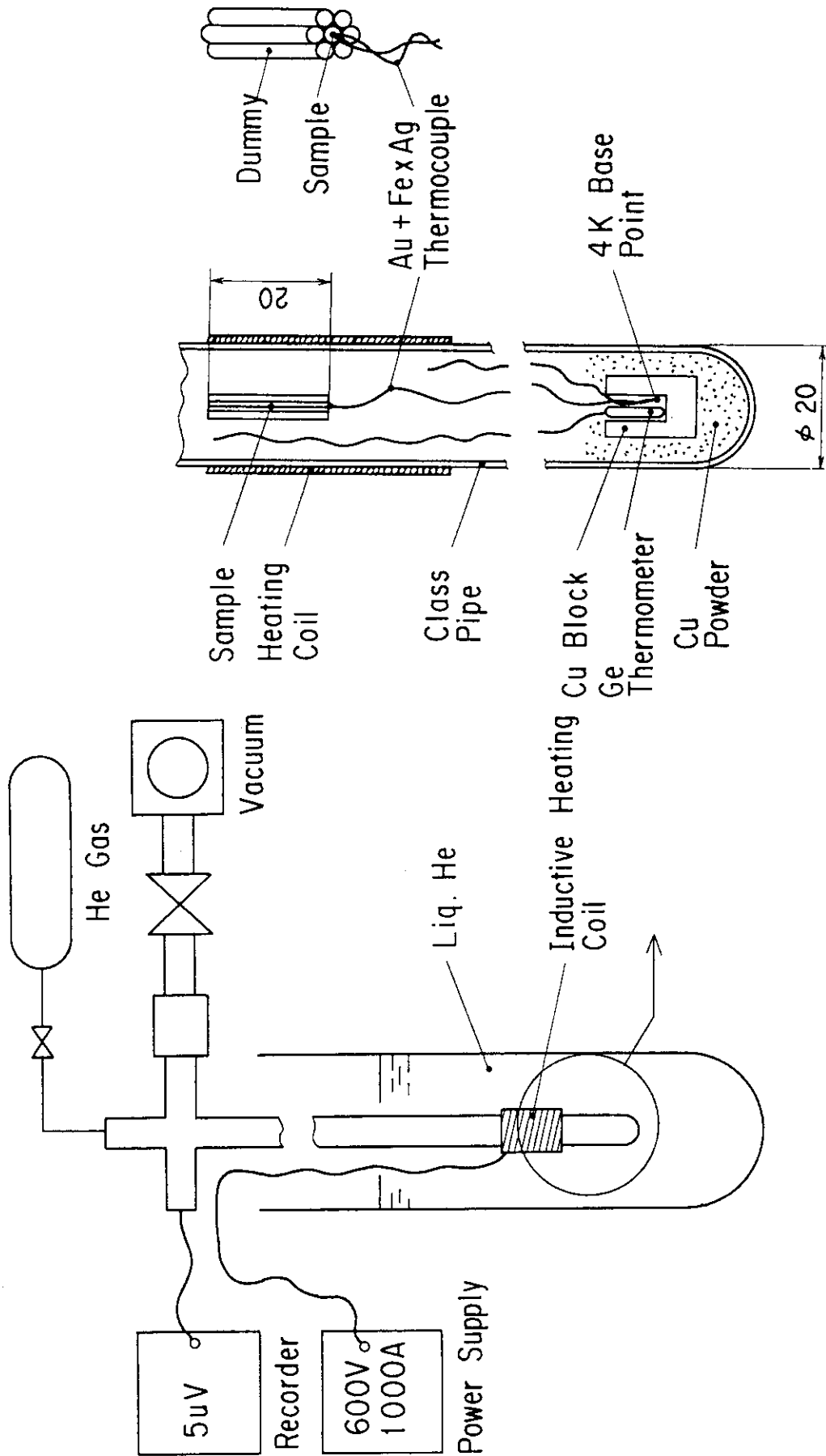


図3.7 誘導加熱校正治具

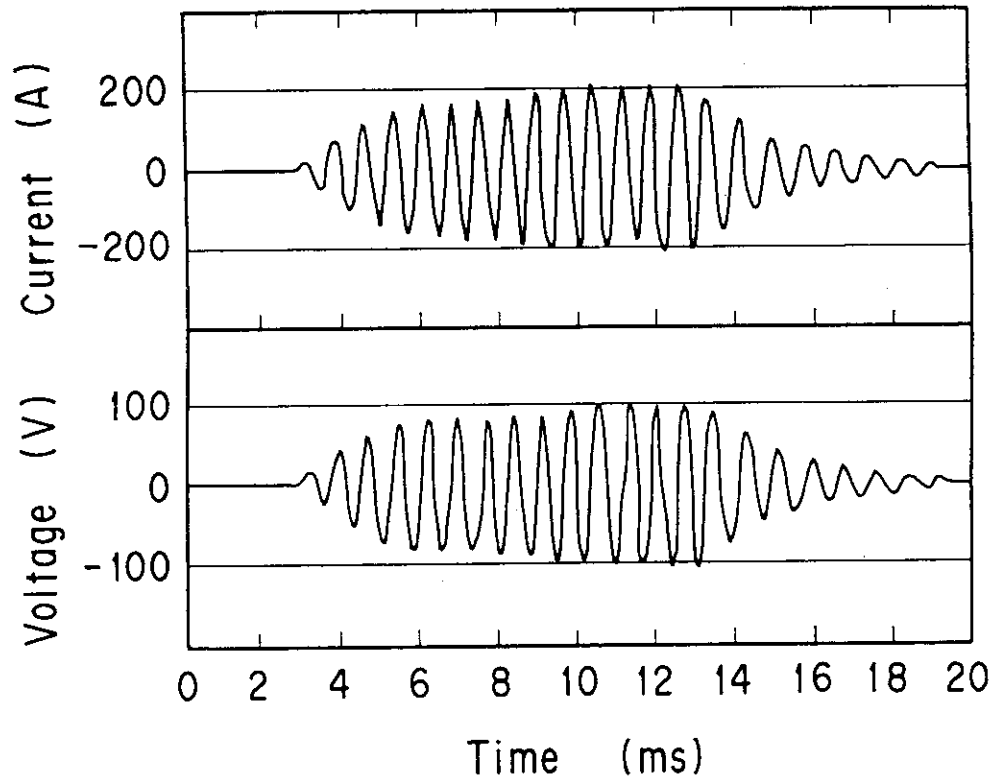


図3.8 交流用誘導加熱の電流と電圧波形

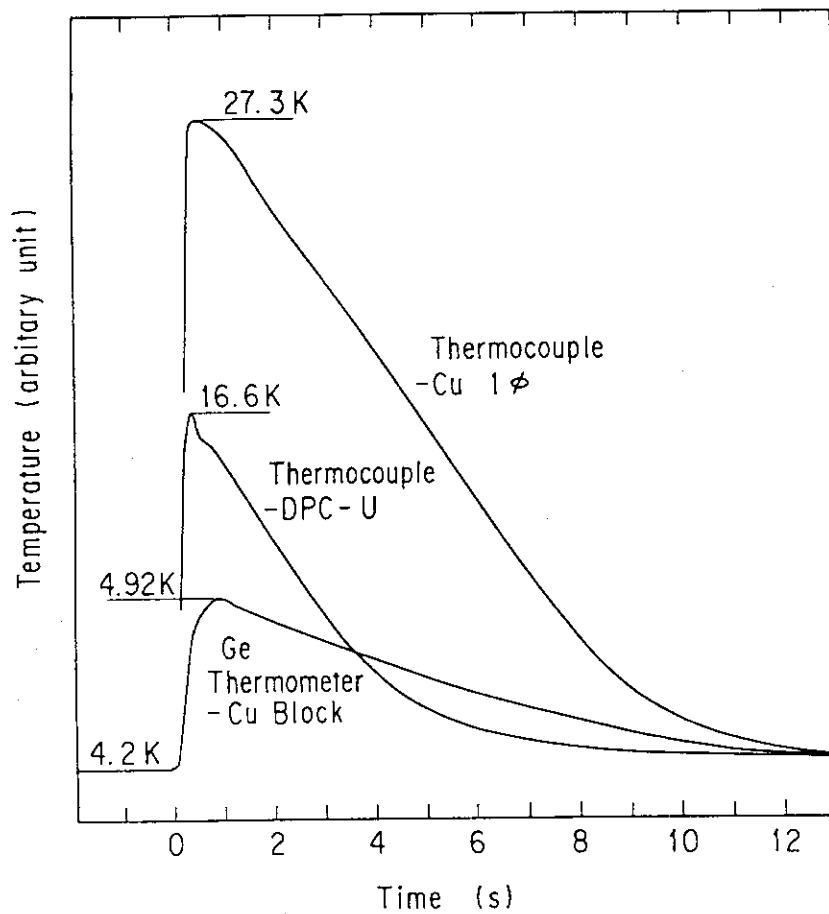


図3.9 誘導加熱時における試料温度の時間変化

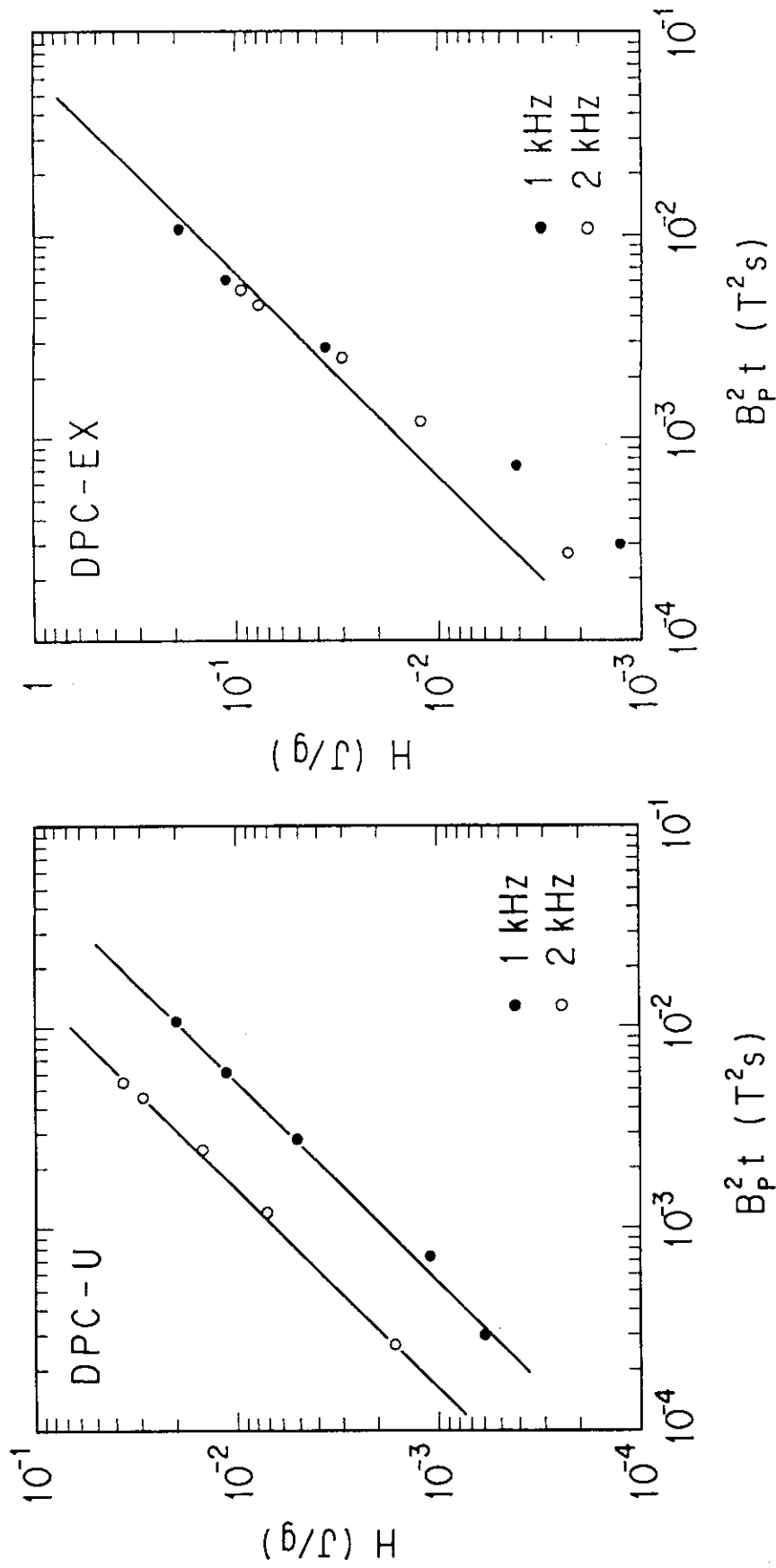


図3.10 誘導加熱校正曲線：(a)Nb-Ti実証ポロイダル・コイル (DPC-U) 導体，(b)Nb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル (DPC-EX) 導体

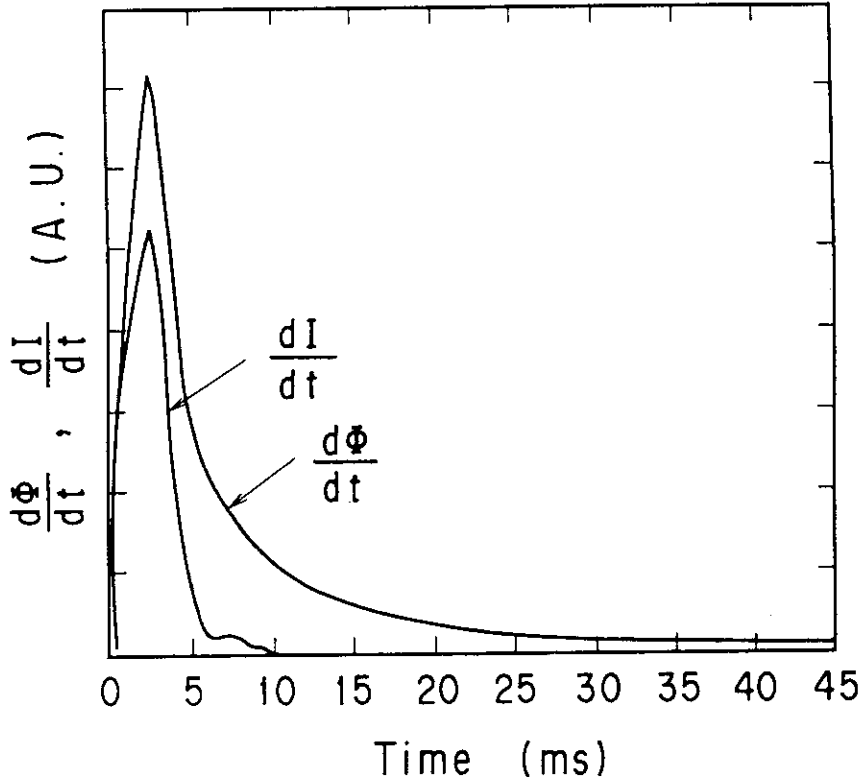


図3.11 Nb-Ti実証ポロイダル・コイル (DPC-U) 素線の磁気拡散時定数の測定

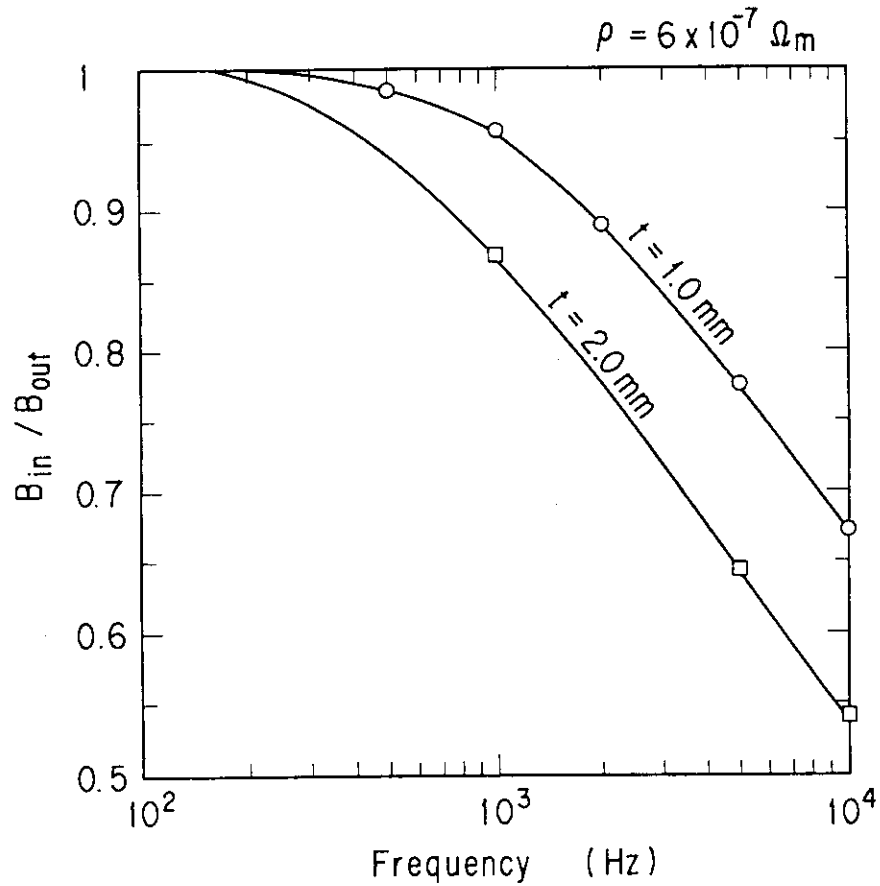


図3.12 電線管の磁気遮蔽効果

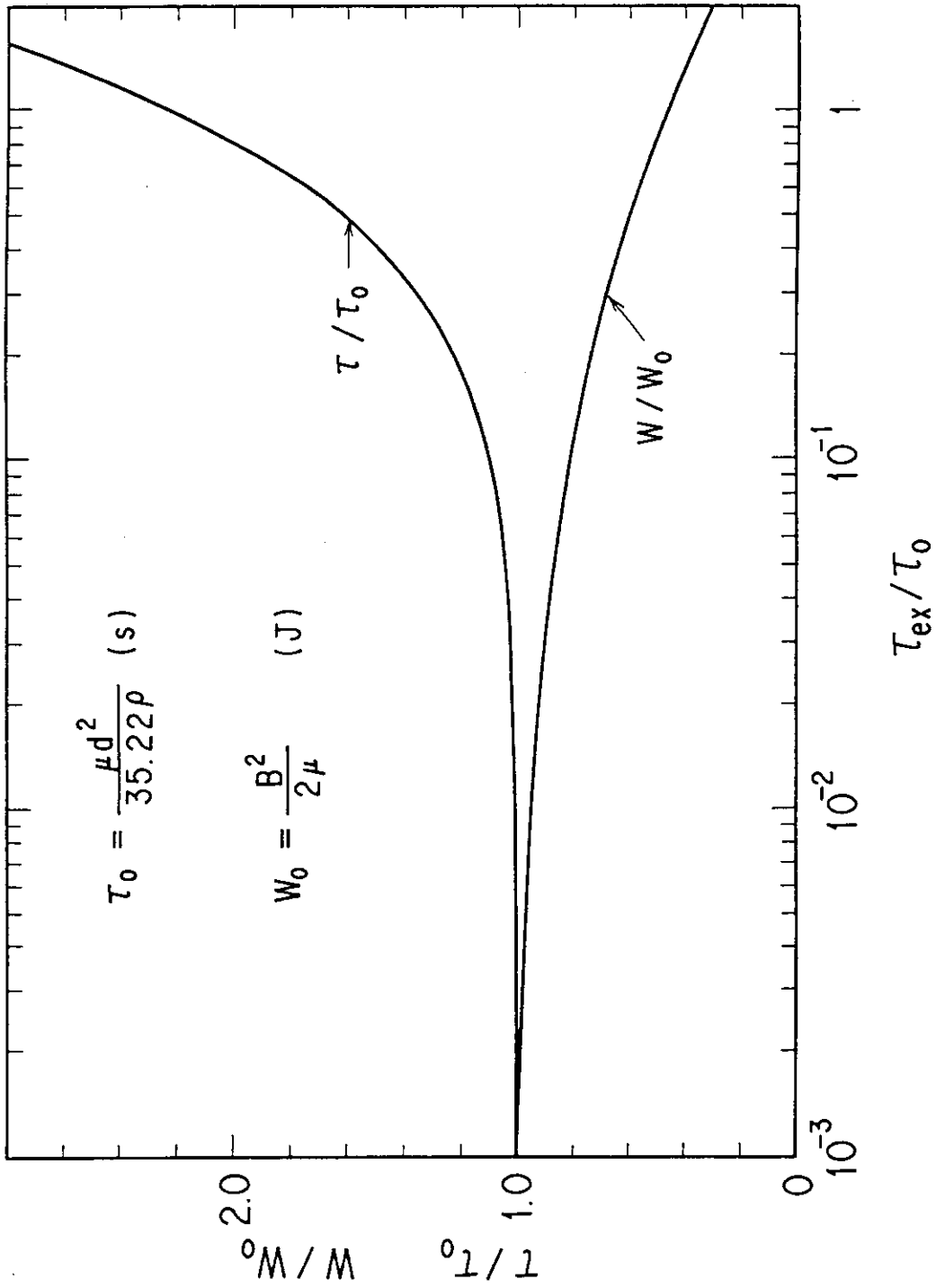
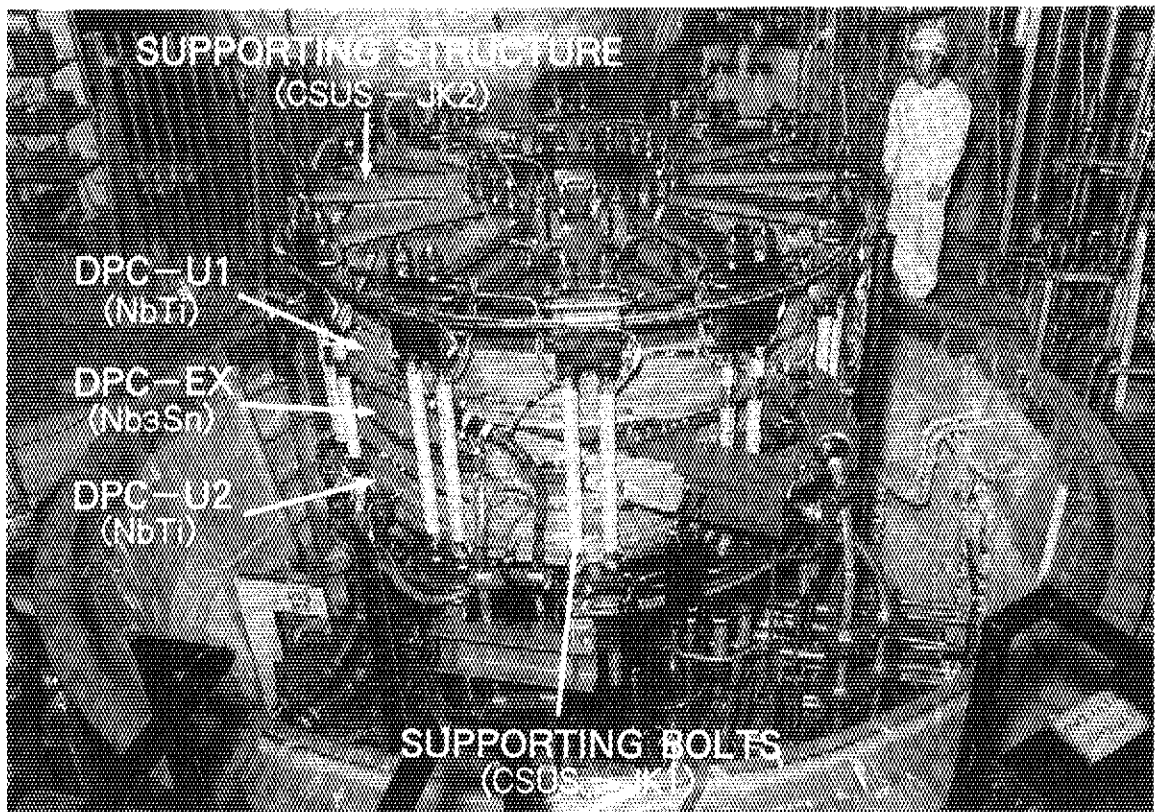


図3.13 単発誘導加熱の効率





## DEMO. POLOIDAL COILS

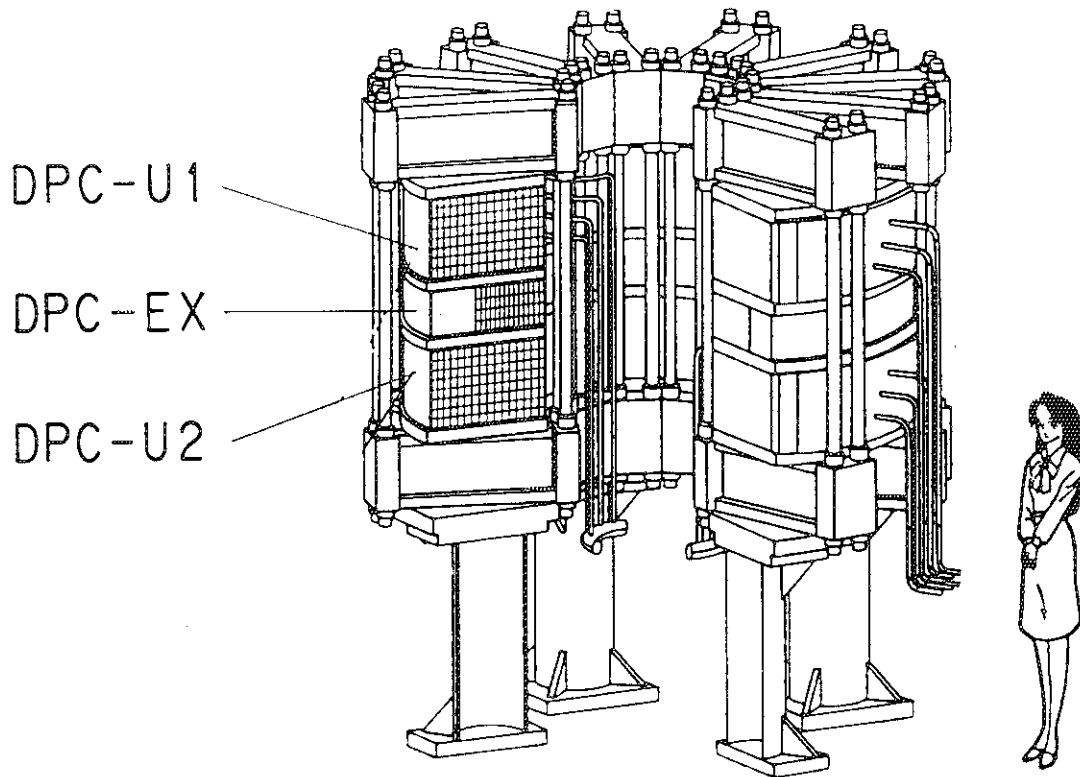


図3.14 実証ポロイダル・コイル・システム (DPC) の鳥かん図

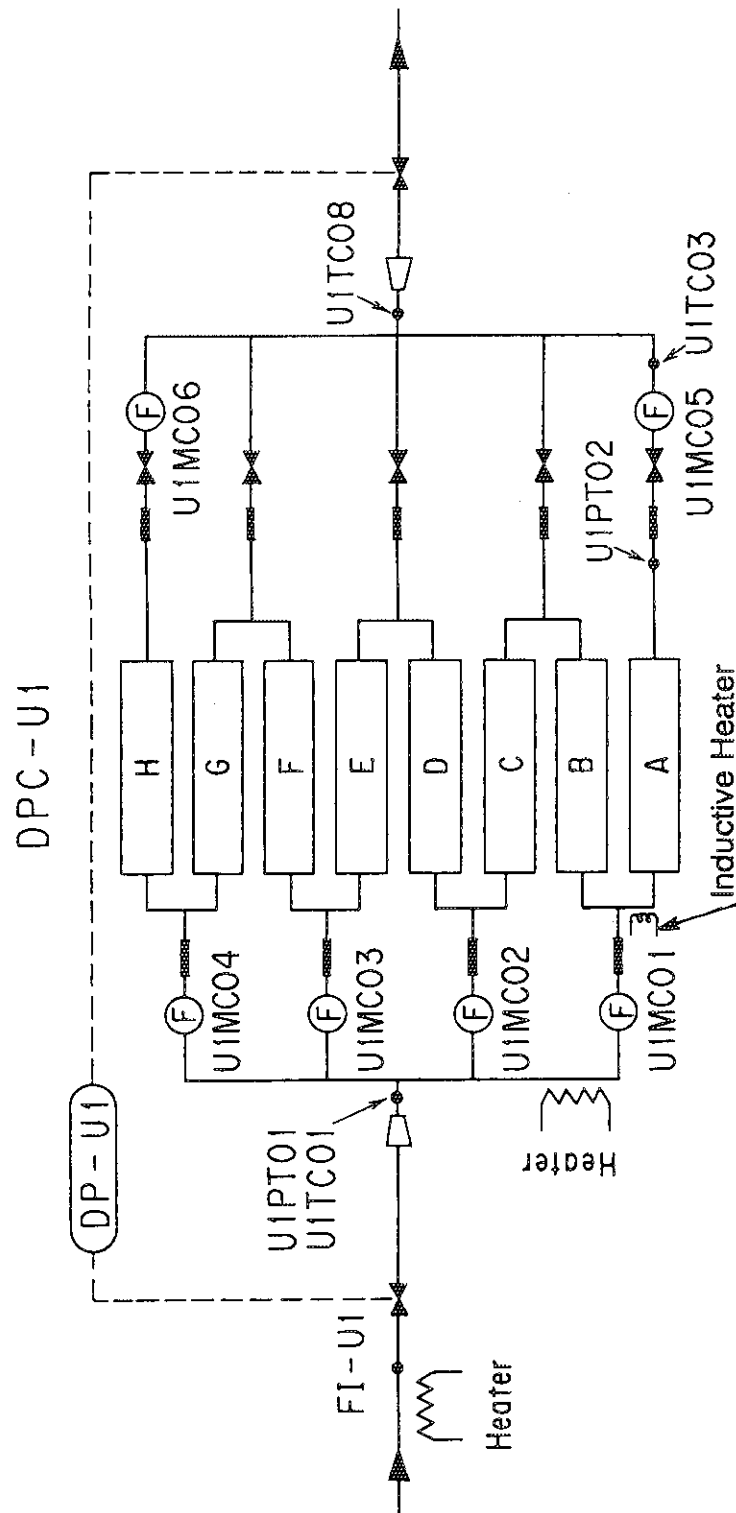


図3.15 実証ポロイダル・コイルの冷凍配管の系統図

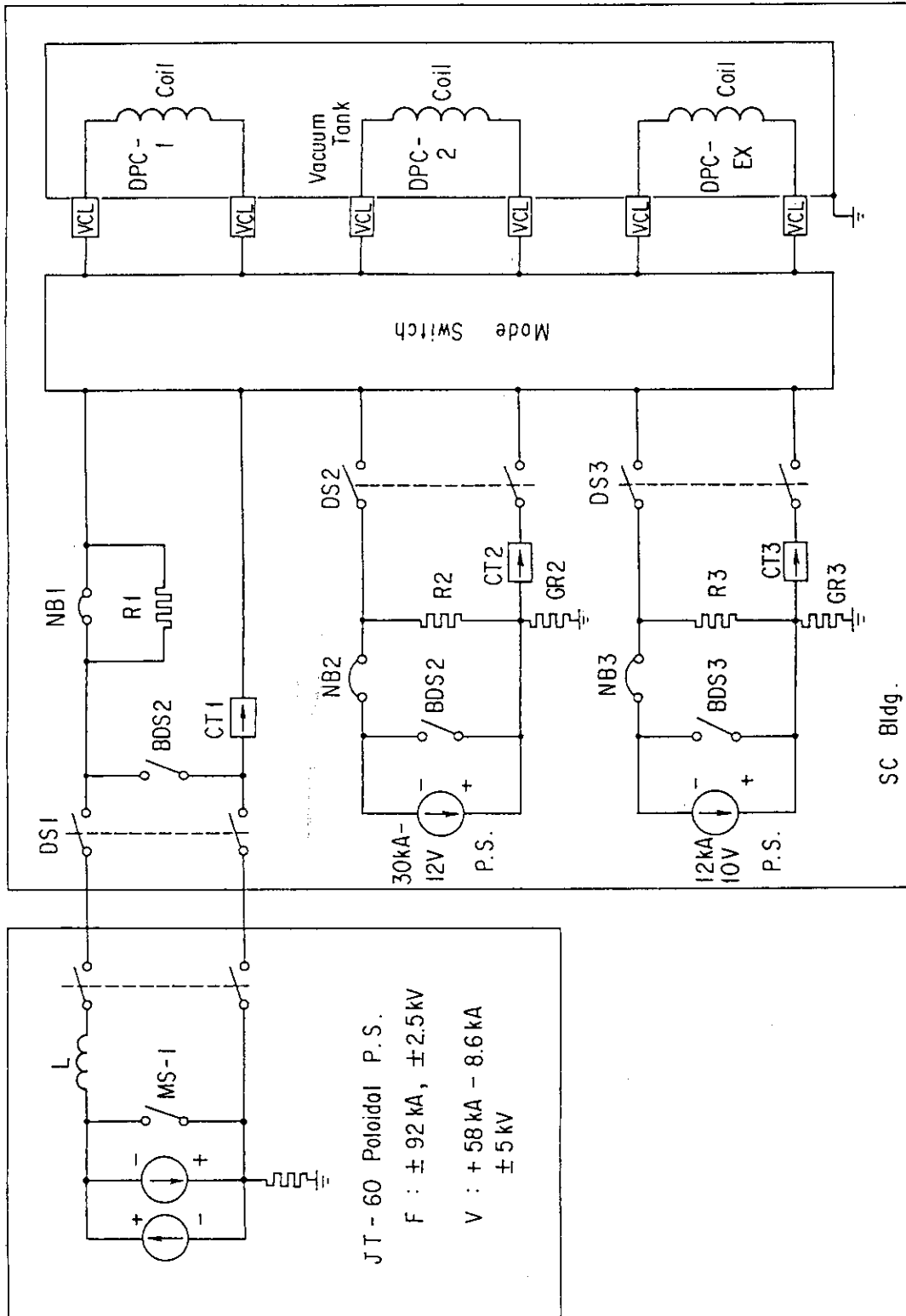


図3.16 実証ポロイダル・コイルの励磁電源の配線図

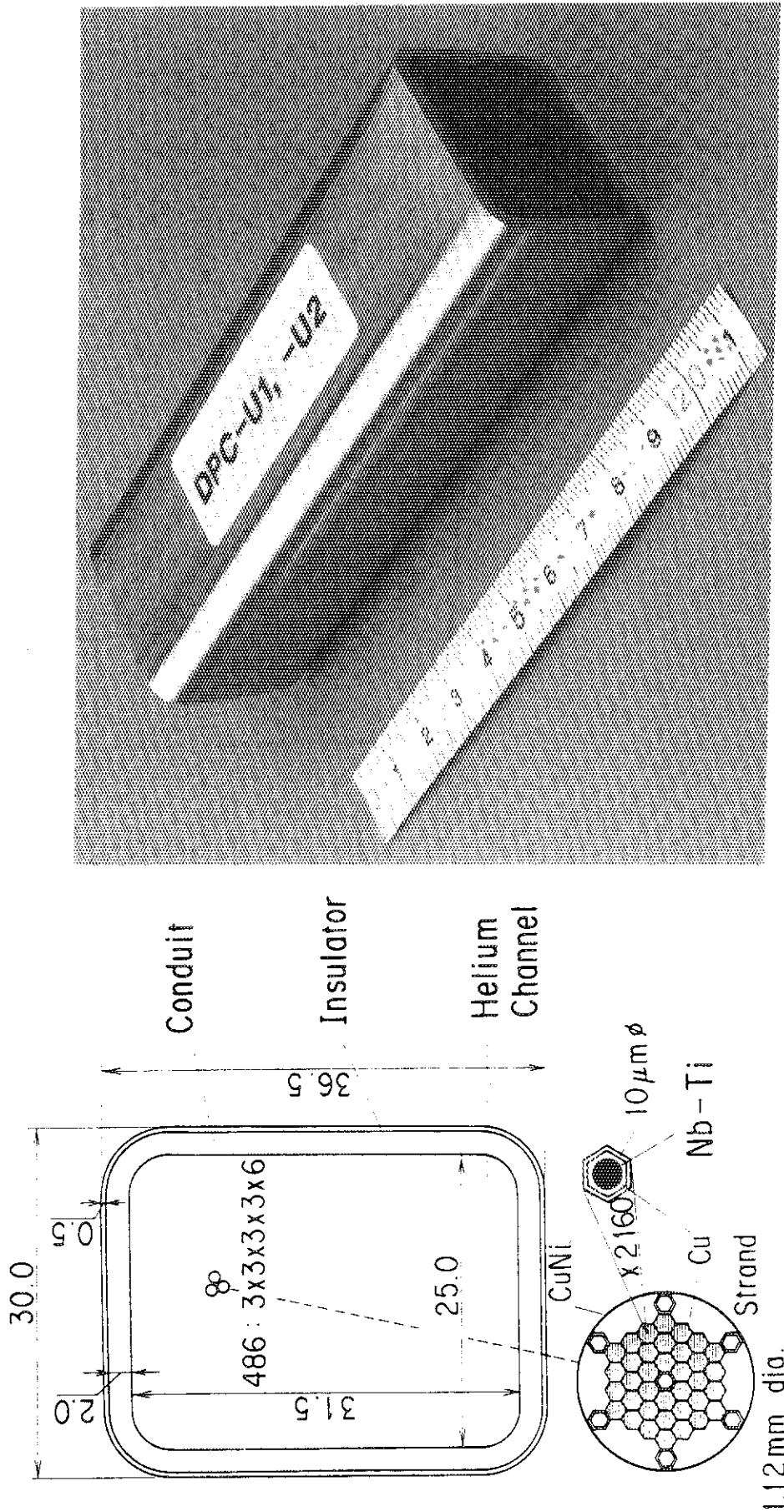


図3.17 Nb-Ti実証ポロイダル・コイル (DPC-U) 用導体の構成

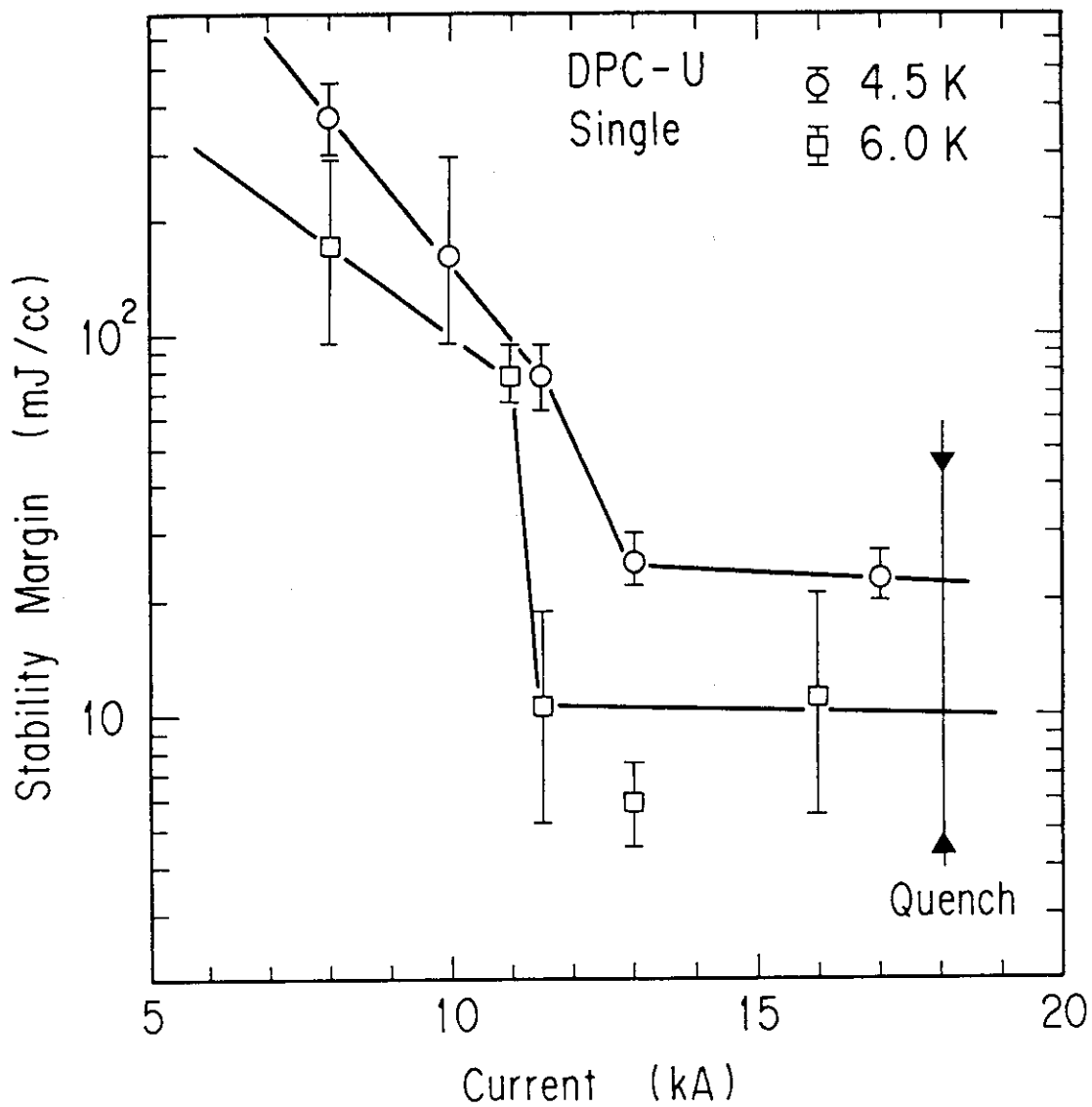


図3.18 Nb-Ti実証ポロイダル・コイル (DPC-U) の安定性マージンの測定結果

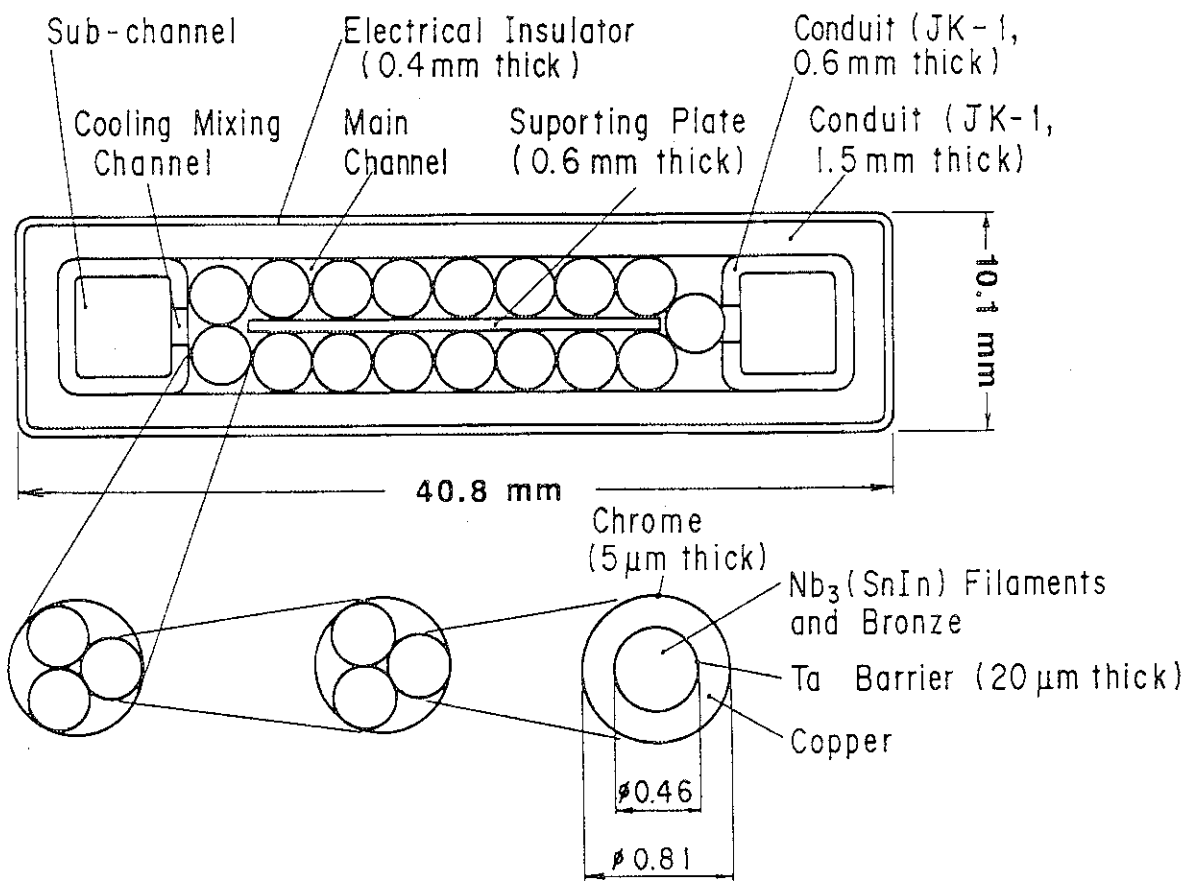
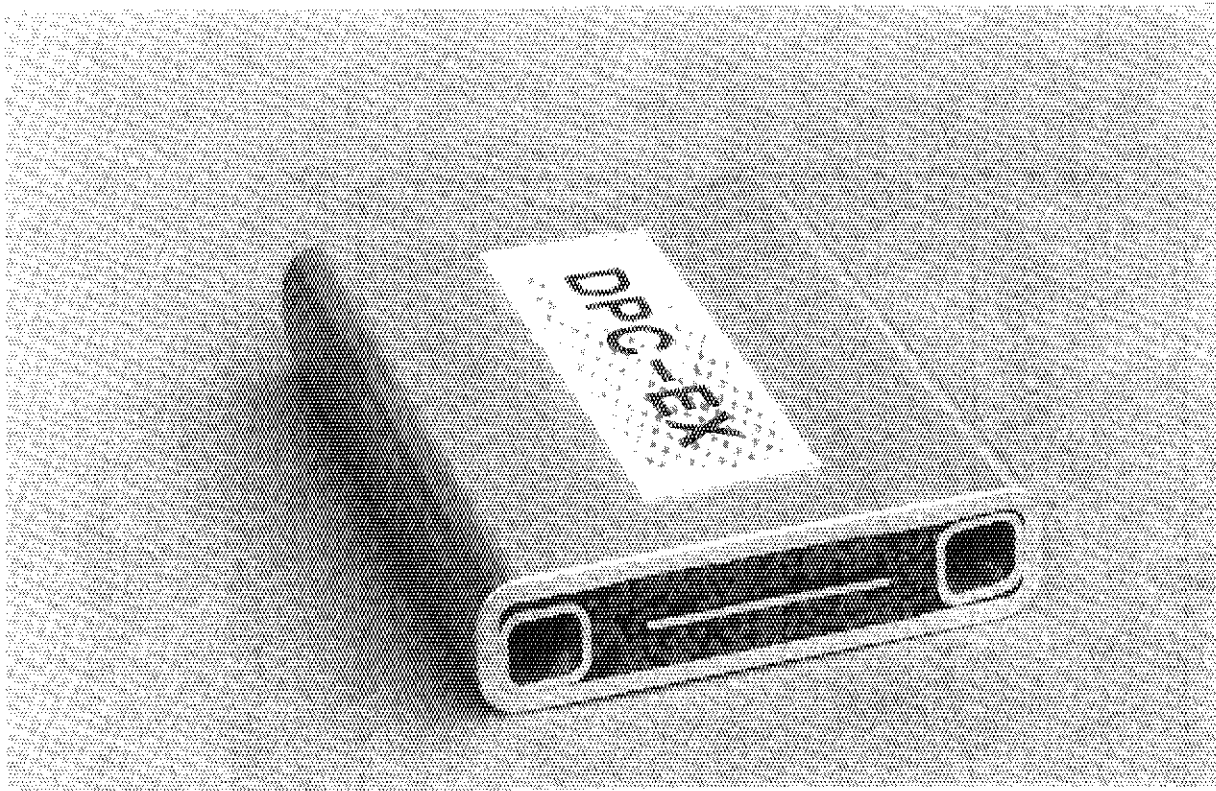


図3.19 Nb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル (DPC-EX) 用導体の構成

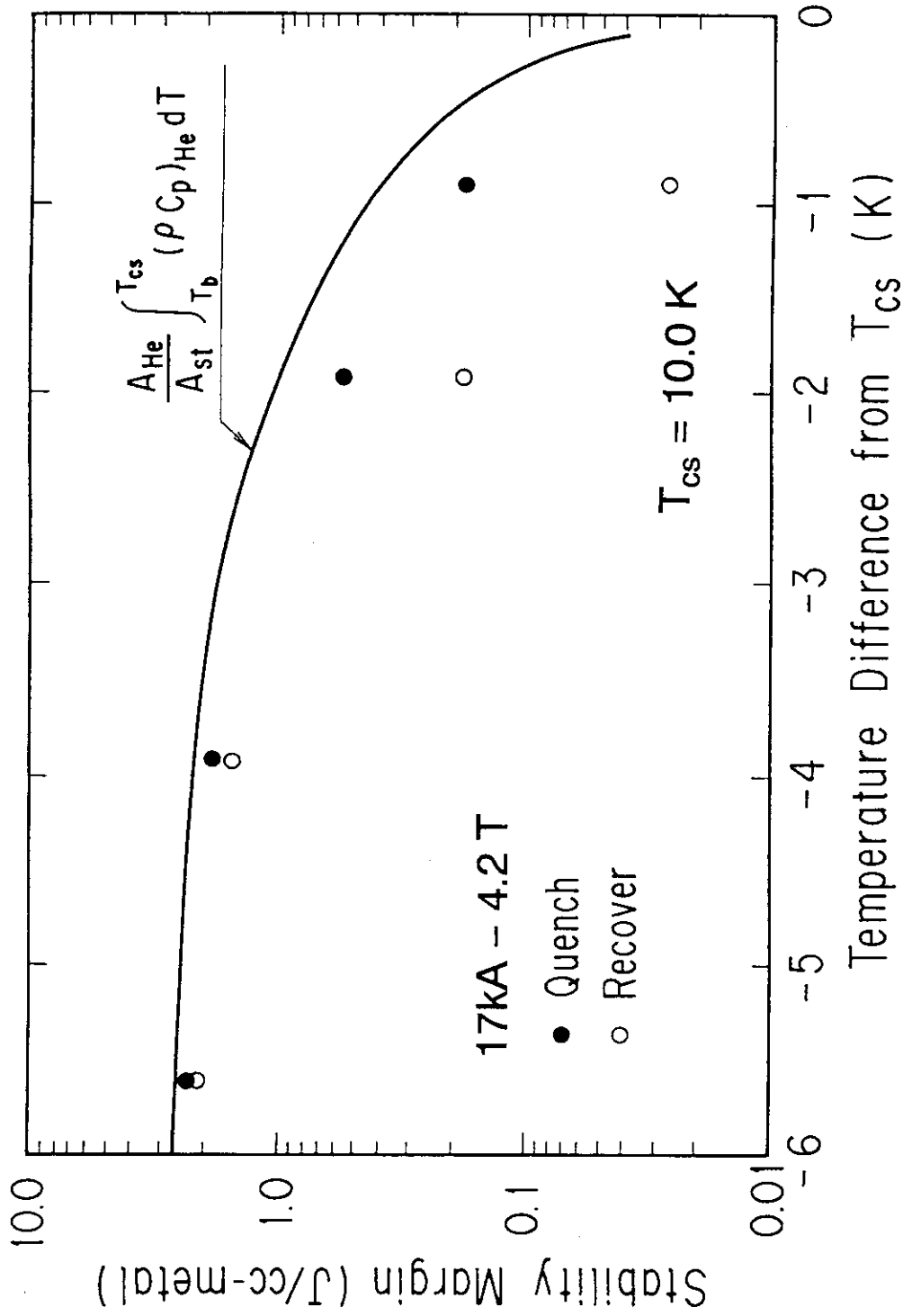


図3.20 Nb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル (DPC-EX) の安定性マージンの測定結果

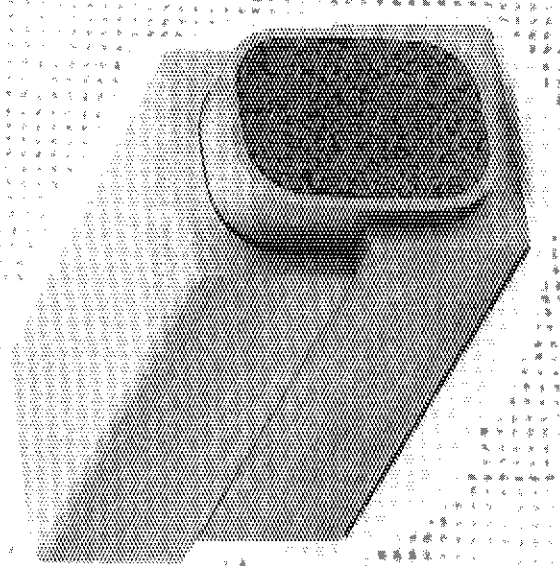
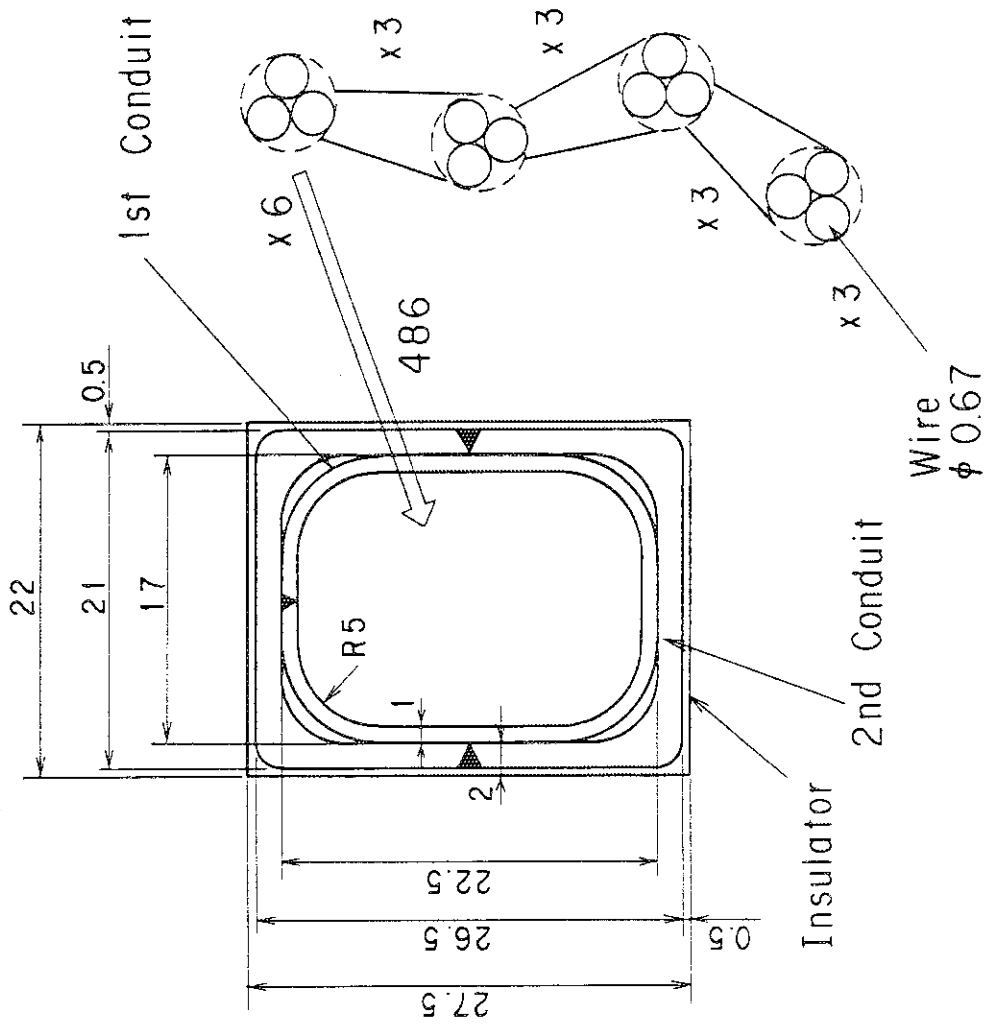


図3.21 高強度Nb<sub>3</sub>Sn実証コイル (DPC-TJ) 用導体の構成



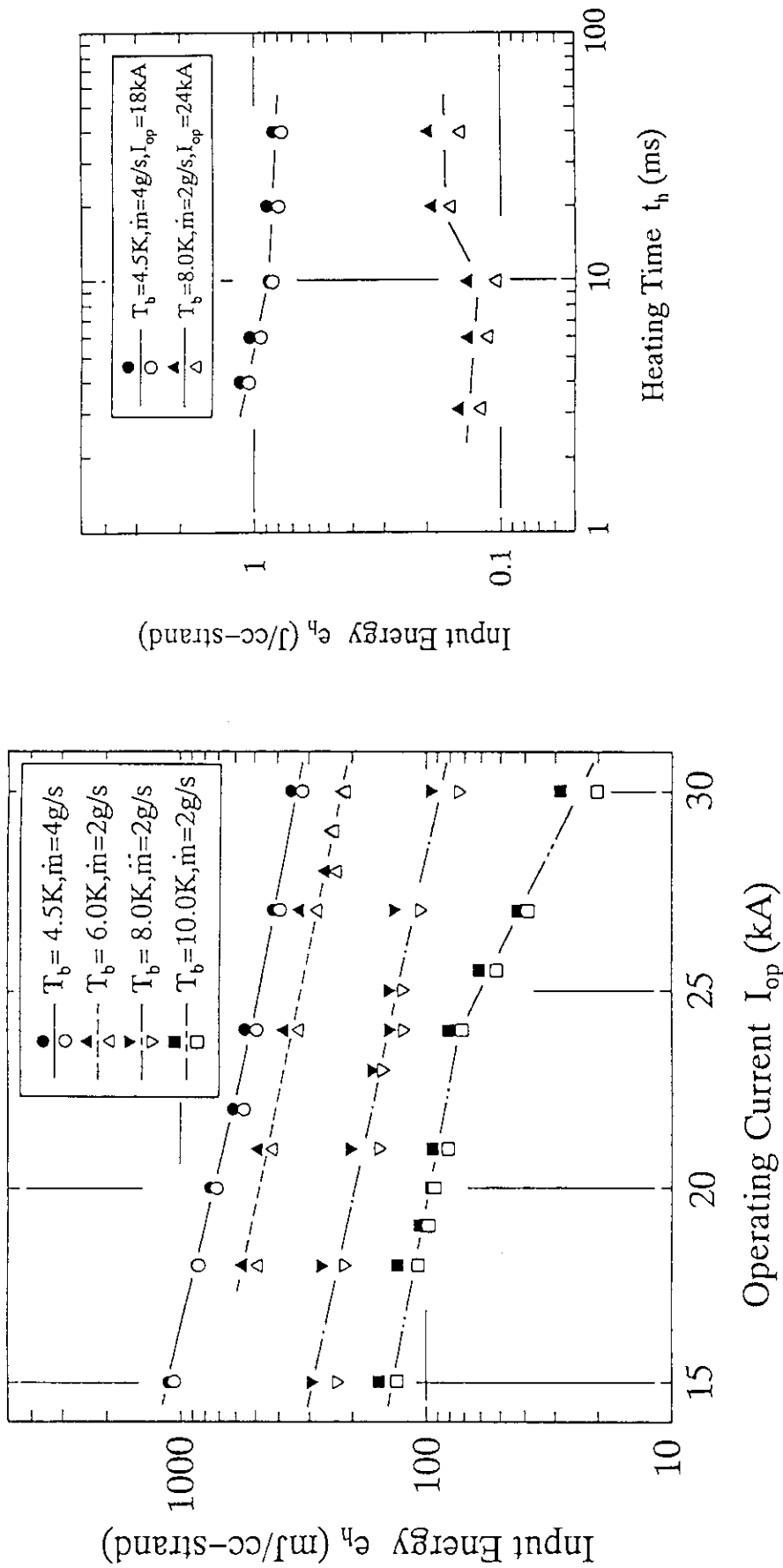


図3.22 高強度 $Nb_3Sn$ 実証コイル (DPC-TJ) の安定性マージンの測定結果,  
黒がクエンチで白が超電導復帰, (a) 温度依存性, (b) 時間依存性

## 4. 安定性の数値解析と考察

### 4. 1 はじめに

3章の安定性実験によって求めた強制冷却型導体の安定性マージンの測定結果を説明するために、本章では数値解析とその考察を示す。まず、一次元流体解析で流体と導体を考慮した数値解析を行った。流体解析は計算時間が膨大にかかるが、定性的な現象の理解を深める上で有益である。次に、流体の拡散の効果を見捨て、導体と冷媒の熱の授受のみを考慮した無次元熱解析を行った。無次元熱解析は、流体の質量保存則と運動量保存則を見捨ててエネルギー保存則のみで導体の熱の授受を求めるものである。そのため、流体解析のように計算時間をかけずに、超電導体の安定性マージンを求めることができる。最後に、導体のジュール発熱と冷却の効果のみを考慮したの制限電流の考え方により、さらに簡便に強制冷却型導体の使用限界を求めることができることを示した。

### 4. 2 一次元流体解析

これまで、一次元流体解析は多くの報告<sup>71)~76)</sup>がある。本章では数値解析に使用した基本式と特長を中心に述べる。解析上の最大の問題点は、計算時間がかかり過ぎることである。以下の解析上の高速化を行っても、1回の解析で大型計算機(M780-10: 10 MFLOPS)のCPU時間で20分は要し、1条件の計算でCPU時間で10時間は必要である。本章では、Nb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル(DPC-EX)の実験結果についての解析を行った。本解析は常電導転移現象の定性的理解に役立つ。

#### 4. 2. 1 解析モデル

一次元流体解析は超電導磁石のなかに使用されている強制冷却型導体の流体解析を行うものである。数百mに及ぶ導体長に比べ水力直径は高々数cmであるので、流体を一次元として扱う事ができる。一次元とすると流体は圧縮性粘性流体として扱うことが容易になり、超臨界圧ヘリウムのように物性の不安定な流体解析が可能となる。流体への外部からの入熱は、外部からの擾乱を模擬した加熱と、超電導が常伝導転移し安定化銅に流れる電流によるジュール発熱である。数値解析モデルを図4. 1に示し、以下に解法上の仮定と工夫を示す。

- (1) 一次元流体：数百mに及ぶ導体長に比べ流体の水力直径は高々数cmであるので流体は断面内の変化を見捨てる。
- (2) 一相圧縮性流体：冷媒は圧縮性を考慮するため、ヘリウム物性計算プログラム

- ラムを使用する。冷媒は一相の超臨界圧ヘリウムと考える。
- (3) 粘性による摩擦は人工粘性抵抗で考慮し、実験値を採用する。
  - (4) 流体の熱伝導と、位置エネルギーは影響が少ないので無視する。
  - (5) 安定化銅の導体長手方向の熱伝導は考慮する。
  - (6) 導体構成材料の比熱及び熱伝導度を温度の関数として与える。
  - (7) 熱伝達係数は流体の流速と過渡特性を考慮する。
  - (8) 超電導の常電導転移は分流開始温度と臨界温度を考慮する。

#### 4. 2. 2 流体基礎方程式

本解析で使用した一次元流体基礎式を以下に示す。

【連続の式】

$$\frac{d}{dt}(\rho_n) + \frac{d}{dx}(\rho_n u) = 0 \quad (4.1)$$

【運動量保存則】

$$\frac{d}{dt}(\rho_n u) + \frac{d}{dx}(\rho_n u^2) = -\frac{d}{dx}(p) - F \quad (4.2)$$

【エネルギー保存則】

$$\frac{d}{dt}(\rho_n E_n) + \frac{d}{dx}(\rho_n E_n u) = -\frac{d}{dx}(P u) + \frac{Q}{A_n} \quad (4.3)$$

ただし、冷媒の流速  $u$ 、密度を  $\rho_n$ 、 $E_n = I_n + u^2 / 2$  は流体の内部エネルギーと運動エネルギーの和である。式(4.1)(4.2)は粘性流体を表現した一次元偏微分方程式であり、式(4.2)は Navier-Stokes の式である。式(4.3)はエネルギー保存則で、流体の温度  $T$  は内部エネルギー  $I_n$  から収束反復計算して求めることが出来る。式(4.3)の第二項は流体の拡散を示しており、第三項は流体の圧力のした仕事である。圧力  $P$  は静圧  $p$  と動圧  $q$  の和から成る。また、 $Q$  は外部からの流体への入熱で、 $A_n$  は冷媒の断面積である。この偏微分方程式の表現を図示すると図4. 1の様になる。

#### 4. 2. 3 管摩擦係数

式(4.2)の人工粘性抵抗  $F$  は以下の式で求める。

$$F = 2 f \frac{\rho_n u^2}{D_n} \quad (4.4)$$

ただし、 $f$  は管摩擦係数、 $D_n$  は水力直径である。乱流の場合の管摩擦係数は参考文献<sup>77)~78)</sup>により Blasius の式(4.5)に実験係数  $\xi_x$  を掛けて使用する。

$$f = 0.079 \text{ Re}^{-0.25} \xi_f \quad (4.5)$$

ここで、Re はレイノルズ数で、 $\xi_f$  は管摩擦係数の実験係数で、滑らかな円管の場合の  $\xi_f$  は 1.0 であるが、ケーブル・イン・コンジット導体の場合は 1.5 - 2.0 の値で、実測した圧力損失特性から求める。

#### 4. 2. 4 熱伝達

式(4.3)の流体外部からの熱流  $Q$  と、導体である固体の温度の決め方を示す。熱の授受を図 4. 1 に示すように、導体の固体部のうち銅のみ、導体の長手方向熱伝導は考慮する。その他の金属と冷媒の長手方向の熱伝導は影響が少ないので無視する。熱流  $Q$  は以下のように区分される。

$$Q = Q_n + Q_s \quad (4.6)$$

ただし、 $Q_n$  は素線から冷媒への熱流で、 $Q_s$  は電線管から冷媒への熱流である。 $Q_s$  はケーブル・イン・コンジット型導体の場合少なく、 $Q_n$  が支配的である。素線（銅）から冷媒への入熱  $Q_n$  は以下の式によって定まる。

$$Q_n = h (T_w - T_n) l_w \quad (4.7)$$

ここで、 $h$  は熱伝達係数で、過渡熱伝達  $h_t$  と定常熱伝達  $h_s$  から求めることが出来る。本解析では、 $h_t$  と  $h_s$  いずれか大きい方を用いた。また、 $T_w$  は素線の温度で、 $T_n$  は冷媒の温度で、 $l_w$  は冷却周長である。

過渡熱伝達は以下の式<sup>87)-88)</sup>で求めることができる。その場合に加熱開始からの時間 ( $t$ ) を関数として以下の式で計算した。

$$h_t = \frac{1}{2} \sqrt{\left(\frac{\pi \lambda_n \rho_n C_p}{t}\right)} \quad (4.8)$$

ここで、 $\lambda_n$  は冷媒の熱電導率、 $\rho_n$  は冷媒の密度、 $C_p$  は冷媒の定圧比熱である。また、強制対流の場合に用いられる Dittus-Boelter 型の定常熱伝達  $h_s$  は以下の式で与えられる。

$$h_s = 0.023 \text{ Re}^{0.8} \text{ Pr}^{0.4} \lambda_n / D_n \quad (4.9)$$

ここで、Re はレイノルズ数で、Pr はプラントル数で、 $\lambda_n$  は熱伝達係数、 $D_n$  は冷媒の水力直径である。

また、電線管から冷媒への入熱  $Q_s$  は以下の式によって定まる。

$$Q_s = h ( T_s - T_h ) l_s \quad (4.10)$$

ここで、 $T_s$  は電線管温度で、 $l_s$  は冷却長さである。また、電線管の周りの絶縁材 (FRP) から電線管 (鋼) への入熱  $Q_i$  は以下の式によって定まる。

$$Q_i = \alpha_i ( T_s - T_i ) l_i \quad (4.11)$$

ここで、 $\alpha_i$  は熱伝達係数で、 $T_i$  は絶縁材の温度で、 $l_i$  は冷却長さである。

さらに、素線の温度は導体長手方向からの熱伝達を考慮するため、以下の式で求める。

$$A_w \rho_w C_w \frac{dT_w}{dt} = A_w \frac{d}{dx} \left( \lambda_c \frac{dT_w}{dx} \right) + Q_j - Q_h + Q_{ex} \quad (4.12)$$

ただし、 $\rho_w$  は素線の比重、 $\lambda_w$  は素線の熱伝導率、 $T_w$  は素線の温度、 $C_w$  は素線の比熱、 $T_w$  は銅の温度。外部からの入熱は  $Q_{ex}$  で、ジュール発熱  $Q_j$  は素線の温度  $T_w$  と分流開始温度  $T_{cs}$  と臨界温度  $T_c$  の以下に示す関係によって求める。

$$Q_j = 0 \quad (T_{cs} > T_w) \quad (4.13)$$

$$Q_j = A_c r_c j_c^2 \frac{T_w - T_{cs}}{T_c - T_{cs}} \quad (T_c > T_w > T_{cs}) \quad (4.14)$$

$$Q_j = A_c r_c j_c^2 \quad (T_w > T_c) \quad (4.15)$$

ただし、 $A_c$  は素線中の安定化銅の断面積で、 $r_c$  は銅の抵抗率で、 $j_c$  は銅に流れる電流密度である。

#### 4. 2. 5 数値解法と物性値

数値解析のためのプログラムはこれまでに発表された文献<sup>79)-82)</sup>を参考に製作した。特に、流体方程式の差分展開は文献(80)を参考に製作し、解法の論理手順は文献(72)を参考にプログラムを制御した。本解析のヘリウム物性解析プログラムは米国 NIST の V. Arp 氏らのヘリウム・コード<sup>79)</sup>を使用した。数値解析の高速化の為に、ヘリウム物性解析プログラムの最適化 (高速化) を行った。また、本解析の固体物性値は参考文献(64)-(65)から数値を取って使用した。

数値解析は高速化の改良を行ったが、本研究での解析モデルでは高速化が困難である。それは、初期状態がほぼ温度が 4.5 K で圧力が 6 - 10 atm であり、常電導転移している場所では、温度が 10 - 20 K で圧力が 10 - 20 atm まで上昇している。

そのため、長手方向には必ず物性の求めにくい擬臨界(6 - 8 K)付近の物性状態があり物性が非常に不安定であるため数値解析の刻み時間が大きくできない。計算時間を要する問題点は、圧縮流体の数値解析の解法の研究が進展しないと容易に安定性マージンを数値解析でもとめることはできない。今後の数値解析の研究と高速計算機の利用の拡大を期待したい。

#### 4. 2. 6 実験解析と考察

流体解析結果を図4. 2に示す。特に流体解析で興味があるのが、常電導転移時に加熱部の流量はどうなるかである。図4. 2(c)に加熱部付近の流量を示すが、加熱部は急速に流量が低下する。その原因は、加熱部では流体は膨張して両側に拡散し、その対称点である加熱部の流量が零になる。その速度は図から解るように、定常時60 cm/sの流速が10 ms以内に600 cm/sに増加する。しかも、加熱部の両側は流量の方向は必ず反転する。その流量閉塞現象は、4. 3章で議論する流量を無視した無次元の熱解析の考え方を有効にする。

Nb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル(DPC-EX)の安定性実験の解析を図4. 3に示す。流量を定格の0.4 g/sと4.0 g/sと、熱伝達係数を一定に1,000 W/m<sup>2</sup>/Kにした解析をDPC-EXの実験で行った。その結果、制限電流の検討のところ議論したような6 - 8 Kでの安定性の急速な低下は解析でも示せた。初期流量が0.4 g/sから4 g/sまでの範囲では、安定性マージンは流量に依存しない。この解析を行うために大型計算機で約50時間のCPU時間を要した。

### 4. 3 無次元熱解析

#### 4. 3. 1 目的と特長

無次元解析はケーブル・イン・コンジット導体のモデルをより簡略化して安定性解析を行うものである。厳密には冷媒の流体解析をしないと安定性マージンは求まらないが、流体解析には膨大な計算時間(CPU時間)と深い解析経験を必要である。そのため、安定性マージンを簡便に求める解析プログラムを製作し、実験解析や流体解析の指針を得るために使用することを主な目的とした。

強制冷却型導体の安定性マージンは3章の方法によって実験的に求めることができるが、実験結果の内挿や外挿するには、実験結果を簡便にかつ精度良く説明する解析プログラムが必要である。そのため、以下に示すような解析手法を用いて容易に安定性マージンを求めることが可能にした。

#### 4. 3. 2 解法

**解析モデル:** 超電導素線の温度はジュール発熱と冷媒への放熱の関係から決まる(84)~(86)。素線に入る熱には外部から誘導加熱による発熱と、温度が上昇して分流開始温度以上に達した場合のジュール発熱とがある。また、素線の冷却は素線の表面か

ら周りの冷媒への放熱である。導体内の熱の授受の関係を図4.4に示す。単位長さ当りのエネルギー保存則を考慮し、導体長手方向は均一である解析モデルを考る。それは、外部より誘導加熱により、素線を直接加熱した場合は流体が閉塞する現象から、流体はある限られた熱容量を有する物質として取り扱えるという仮定が成り立つためである。素線から冷媒への放熱は素線表面の熱伝達係数によって決まると仮定した。

解析の方程式： 厳密には流体の質量保存則と運動量保存則とエネルギー保存則を考慮する必要があるが、流体解析はその解の不安定性から実時間を約0.1秒の解析を行うのに大型高速計算機でもCPU時間は20分程度を要する。厳密な解は流体解析によるとして、本解析の方程式はエネルギー保存則のみ考慮する。また、素線が1mm程度の直径に対し長さ100mm程度を考慮すれば、素線の長手方向の熱伝導も無視できる。よって、素線の温度  $T_w$  は式(4.12)から以下の式のように簡略化できる。

$$A_w \rho_w C_w \frac{d}{dt}(T_w) = Q_j - Q_h + Q_{ex} \quad (4.16)$$

ここで、 $\rho_w$  は安定化銅の密度、 $A_w$  は素線断面積、 $C_w$  は安定化銅の比熱である。 $Q_j$  はジュール発熱で、式(4.13)-(4.15)で求める。 $Q_{ex}$  は外部からの誘導加熱を示し、素線と冷媒の熱流束  $Q_h$  は以下の式で定まる。

$$Q_h = h_c (T_w - T_c) l_c \xi_c \quad (4.17)$$

ここで、 $T_c$  は冷媒温度、 $l_c$  は冷却長さ、 $\xi_c$  は冷却効率で実験係数である。また、冷媒へも熱が入るため温度が増加する。そこで、冷媒を固体と同様に内部エネルギー  $U$  が温度の関数だけであれば以下の式で定まる。

$$A_h \xi_h \frac{d}{dt}(U) = Q_h \quad (4.18)$$

ここで、 $A_h$  は冷媒断面積、 $\xi_h$  は冷媒の効率で実験係数である。また、冷媒の内部エネルギー  $U$  は以下の式で求めたものを使用した。

$$U = \int_{T_b}^T (\rho_h C_p) dT \quad (4.19)$$

ここで、 $T_b$  は初期温度である。また、内部エネルギー  $U$  については4.2.3節でさらに検討をする。

材料物性： 上記の変数のうち銅の比熱  $C_w$  と内部エネルギー  $U$ 、及び冷媒の熱伝達係数  $\lambda_h$ 、密度  $\rho_h$  と定圧比熱  $C_p$  との積は、温度によって大きく変化するため温度関数として求めた。冷媒の各種物性を図4.5に示す。熱伝達係数の  $h$  を支配

する  $\lambda_n \rho_n C_p$  の積は温度が 7 K で最高値を示して温度の上昇と共に低下する。また、(4.8)式で時間が 10 ms の場合の熱伝達係数  $h$  を求めると、やはり 7 K で最高値を持つ。

解法： 無次元熱方程式の解放には、前進差分方程式を用いて繰り返し計算<sup>89)</sup>を行う。加熱時間が 10 ms の場合は、差分の刻み時間は 20  $\mu$ s 以下で誤差が無視できるようになる。素線の比熱  $C_w$  と内部エネルギー  $U$ 、及び熱伝達係数  $h$  を求めるための  $\lambda_n \rho_n C_p$  積は、入力された温度関数の表をスプライン 3 次補間を用いて求めた。

仮定： 本解析の仮定をまとめると以下の様になる。

- (a) 流体の質量保存則と運動量保存則は考慮せず、エネルギー保存則のみを考慮した。
- (b) 熱流束は過渡熱伝達を考慮した。その場合、加熱開始を時間 0 とした。
- (c) 素線内のブロンズなどの比熱は銅とほとんど近いので、銅と同一とした。
- (d) 銅の電気抵抗は約 20 K までは温度変化は少ないので、その温度変化は無視した。

#### 4. 3. 3 基礎解析

内部エネルギーの考え方： 予備的に行った解析によると、冷媒の温度は高々 10 K までしか上昇しない。このため、冷媒に熱が入り温度は何度上がるかを、流体を考慮せずに固体の熱容量のように考えても誤差は少ない。但し、冷媒の内部エネルギーは流体であるため、式(4.19)と以下の 3 つ方法で計算できる。

$$U = \int \rho C_v dT \quad (4.20)$$

$$U = \rho \int C_v dT \quad (4.21)$$

$$U = \rho \int I dT \quad (4.22)$$

ここで、 $I$  は内部エネルギーである。それらを温度の関数で示すと図 4. 6 に示した。温度 10 K までを考慮すると(4.22)と(4.19)が大きく、(4.20)(4.21)は小さい。

4. 3. 4 節の解析問題を内部エネルギーの違いを図 4. 7 に示した。低電流領域 (15 kA 付近) で内部エネルギーの大きさに比例し、高電流領域では大きな差は見られない。本解析では、以下に述べる実験係数として冷媒断面積の効率  $\xi_n$  を考慮するため、従来から用いていた式(4.19)で  $\rho C_p$  の温度の積分値を用いた。

実験効率： 実験結果を説明するために実験係数として冷媒断面積の効率  $\xi_n$  と、冷却表面積の効率  $\xi_c$  を導入する。それらの効果を 4. 2. 4 節の問題 (D P C - T J の 4.5 K の条件) で検討した結果を図 4. 8 に示す。実験結果と一致したのは、 $\xi_n$  が 0.75 と、 $\xi_c$  が 0.75 の場合である。全体的な傾向としては、安定性の高



い 15 kA 付近では  $\xi_h$  が支配的で、安定性の低い領域 (30 kA) では、 $\xi_c$  が支配的である。

**熱伝達係数：** 本解析では流量を考慮していないため、過渡熱伝達が冷却を支配する。計算では式(4.8)を用いて冷媒の温度関数で求めた。その結果を DPC-TJ で 4.5 K の例について図 4.9 に示した。図中に Auto とは物性をプログラム内部で計算したもので、初期熱伝達係数  $h$  を  $6,000 \text{ W/m}^2/\text{K}$  とし、その時間変化 ( $t^{-0.5}$ ) を 10 ms で止めたものと 100 ms まで計算した結果を示す。それぞれ大きな変化は無いが、熱伝達係数を内部計算 (auto) したものが理論的に合う。特に、DPC-TJ の場合は 4.5 - 10 K の温度範囲で実験したのであるから過渡熱伝達は温度依存性を入れて解析すべきである。

**小型実験の検証：** 参考文献(54)の Nb<sub>3</sub>Sn の小型導体の安定性マージンの測定結果を解析した。実験条件は磁界 12 T で温度 4.2 K で流量 0 g/s である。また、誘導加熱は導体が小型であるため単発法を用い、加熱時間は約 1 ms であるので、解析も 1 ms で計算した。実験結果と解析結果を図 4.10 に示す。安定性マージン値はよい一致を示した。実験では制限電流は 500 A であったが、解析では 600 A であった。安定性マージン値はよい一致を示した。無次元熱解析が一般的な実験結果もよく説明していることを示した。

#### 4.3.4. 実験解析

高強度 Nb<sub>3</sub>Sn 実証コイル (DPC-TJ) 安定性マージンの実験結果 (3.6 章) を無次元熱解析した結果を以下に示す。ただし、解析で使用した実験条件、銅の磁気抵抗と臨界温度を表 4.1 に示す。

**温度依存性：** DPC-TJ の実験は 4.5, 6.0, 8.2, 10.0 K の 4 条件で行われた。圧力は 6 atm で流量は 2 g/s 付近であった。加熱時間は 10 ms で固定して行った。実験結果と解析結果を図 4.11 に示す。この解析では、熱伝達が物性の温度依存性が高く、熱伝達係数を各温度で求めるようにして良く一致した。最大  $1,200 \text{ mJ/cm}^3$  から  $20 \text{ mJ/cm}^3$  までの安定性マージンを解析によって求めることが出来た。とくに、式(4.8)の熱伝達係数の物性を温度依存性を考慮すると 10 K 付近でよい一致を示した。実験効率は冷媒断面積の効率  $\xi_h$  を 0.75 と、冷却表面積の効率  $\xi_c$  を 0.75 で解析したものが実験結果をよく説明した。

**加熱時間による影響：** 安定性マージンの加熱時間の影響は、安定性の良い条件の温度 4.5 K で通電々流値 18 kA と、安定性特性の悪い条件の温度 8.2 K で電流値 24 kA の 2 条件で測定した。図 4.12 に示すように実験結果と解析結果はよい一致を示した。安定性の高い領域では、加熱時間が 10 ms 以下で過渡熱伝達の効果が見られる安定性マージンが増加する傾向がみられ、安定性の低い領域では、安定性マージンが時間とともに単調に増加する傾向が実験と解析で同等に示せた。

特に、核融合実験炉用導体の擾乱はプラズマ・ディスラプション時の交流損失で擾乱の持続時間は 20 から 50 ms である。安定性マージンは加熱時間 4 ms から 40 ms

s まで大きく変化しないことが実験によって示せたので、加熱時間 10 ms で測定した温度依存性の実験データがプラズマ・ディスラプション時の安定性マージンの予測に有効であることが言える。

#### 4. 3. 5 無次元熱解析のまとめ

- (1) 安定性マージン値はエネルギー保存則のみを考慮した無次元熱解析で求めることができた。安定性マージンが 1,000 mJ/cm<sup>3</sup> から 20 mJ/cm<sup>3</sup> まで説明できた。これにより、容易に安定性マージン値が求めることができるようになった。
- (2) 実験結果を説明するために、実験係数として冷媒断面積の効率  $\xi_n$  と、冷却表面積の効率  $\xi_c$  を導入し、 $\xi_n$  が 0.75 と、 $\xi_c$  が 0.75 の場合に実験と解析結果がよく一致した。安定性の高い領域では  $\xi_n$  が支配的で、安定性の低い領域では、 $\xi_c$  が支配的である。
- (3) 加熱時間の効果は、安定性の高い領域では、加熱時間が 10 ms 以下で過渡熱伝達の効果が見られる安定性マージンが増加する傾向がみられ、安定性の低い領域では、安定性マージンが時間とともに単調に増加する傾向が実験と解析で示せた。
- (4) 解析に用いる物性値のうち臨界温度と銅の抵抗率は安定解析を行うために最も重要であるので、正確に求める必要がある。

#### 4. 4 制限電流の検討

ケーブル・イン・コンジット型強制冷却型導体の安定性マージンが急激に低下する制限電流の考え方は L. Dresner<sup>53)</sup> が提唱したものである。その後、安藤ら<sup>54)</sup> によって実験結果から制限電流の求める式 (4.23) を熱伝達係数  $h$  を約 1,000 W/m<sup>2</sup>/K とした式で示されることを提案された。

$$I_{lim}^2 r_c = h (T_c - T_b) A_c l_c \quad (4.23)$$

この式(4.23)は式(4.16)のジュール発熱  $Q_j$  と冷却  $Q_h$  が一致する特異点を示しており、いわゆる Stekly の完全安定化理論<sup>90)</sup> である。これまで、浸漬冷却方式の超電導体の安定性の指針であった完全安定化理論であった制限電流は、強制冷却型導体でも存在するかどうかを検討する。

ここで式(4.16)を検討すると、もしクエンチするかどうかの判定が加熱を終了した時点にされるとすると、その時点では外部加熱  $Q_{ex}$  は 0 になっており、素線の温度が高々 10 K であるので、金属の比熱は冷媒と比較すると 1/10 以下と少ない。よって、ジュール発熱と冷媒への冷却  $Q_h$  が等しい点が素線の熱エネルギーの平衡点である。式(4.23)が素線のエネルギー保存則を示しているかどうかを吟味する項目は  $h$  と  $(T_c - T_b)$  の項である。以下に、DPC-TJ と DPC-EX の試験結果をもとに検討する。

#### 4. 4. 1 高強度 Nb<sub>3</sub>Sn 実証コイルの場合

図 4. 13 に Nb<sub>3</sub>Sn 実証コイル (DPC-TJ) の温度 4.5 K で 15 から 30 kA の安定性マージンの解析結果を示す。無次元熱解析では外部加熱  $Q_{ex}$  以外に冷媒への冷却  $Q_c$ 、ジュール発熱  $Q_j$  を求める。また同時に冷媒の熱容量とその 75% を図中に示す。冷媒への冷却  $Q_c$  は外部加熱  $Q_{ex}$  とジュール発熱  $Q_j$  の和になっている。安定性の高い領域では、ジュール発熱が電流に比例して増加しているが、20 kA 程度から変化して、24 kA からは電流に比例して減少している。それに伴って、冷媒への冷却も同様に变化する。この 24 kA が制限電流に相当していると考えられる。この場合 (24 kA) の熱伝達係数  $h$  を逆算すると  $810 \text{ W/m}^2/\text{K}$  になり、小型サンプルで示された熱伝達係数が  $1,000 \text{ W/m}^2/\text{K}$  である事と近い。

また、常電導転移が復帰するか暴走するかを 2 条件を解析したのを、図 4. 14 に熱の授受と冷媒と素線の温度を示す。この図から 12 ms 付近で復帰か暴走の判定をしている。その場合 (12 ms) の温度差は  $8.1 \text{ K}$  ( $14.1 \text{ K} - 6.0 \text{ K}$ ) である。熱伝達係数の時間変化を図 4. 15 に示し 12 ms では  $1,100 \text{ W/m}^2/\text{K}$  であった。温度差と熱伝達の積は  $8,910 \text{ W/m}^2$  になっていた。解析の中の熱伝達係数  $h$  は、ヘリウムの物性によって求められており、常電導転移した場合と超電導復帰した場合の  $h$  を図 4. 16 に示す。熱伝達係数  $h$  は、どちらの場合でも同様に時間 20 ms までは同じであるが、常電導転移した場合の熱伝達係数  $h$  は常電導転移が進行した 20 ms 以降に急速に悪くなる。

一方、式 (4.23) で温度差  $9.7 \text{ K}$  ( $14.2 \text{ K} - 4.5 \text{ K}$ ) と熱伝達係数 (810) の積  $h(T_c - T_b)$  は  $7,860 \text{ W/m}^2$  となっている。温度差と熱伝達係数の積  $h(T_c - T_b)$  過渡解析と制限電流の差は 10% 程度と少なく、両者はよい一致を示した。

また、式 (4.23) を求める仮定であるクエンチするかどうかの判定時間は、12 ms で加熱終了後 2 ms あり、その時点での外部加熱は零になっている。また、5. 3. 1 項の常電導電圧の観測結果で、安定性の高い領域では、クエンチの判定時間は加熱終了後長くなり 10 - 20 ms である。

以上に検討から、制限電流はエネルギー保存則に基づいて素線の発熱と放熱の平衡する電流値であることを示している。

#### 4. 4. 2 Nb<sub>3</sub>Sn 実証ポロイダル・コイルの場合

Nb<sub>3</sub>Sn 実証ポロイダル・コイル (DPC-EX) の安定性マージンの測定結果を安定性マージンの点から検討する<sup>9)10)</sup>。安定性マージンの測定結果 (図 3. 20) と流体熱解析 (図 4. 3) をまとめたのが図 4. 17 である。図中に安定性マージンの変化が 6 - 8 K の間に見られる。その原因について、動作温度上の制限電流を熱伝達率を変数にして表示したのが図 4. 18 である。丁度 6 - 8 K の間に熱伝達係数  $h$  が  $1,000 \text{ W/m}^2/\text{K}$  制限電流をこえる点が見られる。その温度以上では安定性マージンが急激に低下している様に見える。

一方、励磁特性の結果と制限電流を図 4. 19 に示す。磁界 7 T で高速励磁した

時に常電導転移した点は、制限電流が熱伝達係数  $h$  で  $1,400 \text{ W/m}^2/\text{K}$  に一致する点である。励磁速度は  $1 \text{ s}$  であったので、この場合は冷媒と素線は熱平衡に達していると思われる。そのため、冷媒の熱容量を有効に使っているので熱伝達係数は高めになった。

#### 4. 4. 3 制限電流のまとめ

- (1) 制限電流は、エネルギー保存則に基づいて素線の発熱と放熱の平衡する電流値を示している。これまで、浸漬冷却方式の超電導々体の安定性の設計指針であった完全安定化理論を示す制限電流は、強制冷却型導体でも有効である。
- (2) 制限電流は無次元熱解析の様に安定性マージンの定量的な解析は出来ないが、安定性マージンが急速に低下する電流値を示す。
- (3) 強制冷却型導体は制限電流値を越えた電流値では高い安定性は期待できない。しかし、超電導磁石に高い擾乱が加わらなければ、制限電流を越えても超電導磁石の励磁には支障はない。制限電流は強制冷却型導体の安定性マージンが低下する電流値を示す重要な設計指針である。

#### 4. 5 まとめ

安定性マージンの数値解析と考察の結果を以下にまとめる。

- (1) 一次元流体解析は、数値的に精度は悪いが定性的には現象を定性的理解を可能とした。特に、流体解析結果は無次元の解析を支持する流量の閉塞を示しており、素線から冷媒への熱伝達は過渡熱伝達が支配的であることを示している。
- (2) 定常流量が流れるケーブル・イン・コンジット型強制冷却型導体の安定性マージン値は、流れを無視して、エネルギー保存則のみを考慮した無次元熱解析で求めることができた。これにより、容易に安定性マージン値が求めることができるようになった。
- (3) 実験結果を説明するために、実験係数として冷媒断面積の効率  $\xi_h$  と、冷却表面積の効率  $\xi_c$  を導入し、 $\xi_h$  が  $0.75$  と、 $\xi_c$  が  $0.75$  の場合に実験と解析結果がよく一致した。安定性の高い領域では  $\xi_h$  が支配的で、安定性の低い領域では、 $\xi_c$  が支配的である。
- (4) 加熱時間の効果は、安定性の高い領域では、加熱時間が  $10 \text{ ms}$  以下で過渡熱伝達の効果が見られる安定性マージンが増加する傾向がみられ、安定性の低い領域では、安定性マージンが時間とともに単調に増加する傾向が実験と解析で示せた。
- (5) 制限電流は、エネルギー保存則に基づいて素線の発熱と放熱の平衡する電流値を示している。制限電流の値は、無次元熱解析により求められる変曲点の電流値と大きな差はない。また、強制冷却型導体は制限電流値を越えた電流値では高い安定性は期待できない。制限電流は強制冷却型導体の安定性マージンが低下する電流値を示す重要な指針である。

表4.1 高強度Nb<sub>3</sub>Sn実証コイル (DPC-TJ) の磁気抵抗,  
分流開始温度, 臨界温度

$I_{op}$ (kA)	$j_c$ (A/mm <sup>2</sup> )	B (T)	$r_c$ (nΩ-m)	$T_{cs}$ (K)	$T_c$ (K)
15.	161.6	2.255	0.978	13.51	14.90
18.	194.0	2.71	1.018	13.08	14.65
19.	204.7	2.856	1.032	12.87	14.56
20.	215.5	3.006	1.045	12.70	14.48
21.	226.2	3.157	1.058	12.54	14.39
22.	237.0	3.307	1.072	12.38	14.31
23.	247.7	3.458	1.085	12.22	14.23
24.	258.6	3.61	1.099	12.05	14.15
27.	290.9	4.06	1.138	11.55	13.90
30.	323.2	4.51	1.178	11.05	13.64

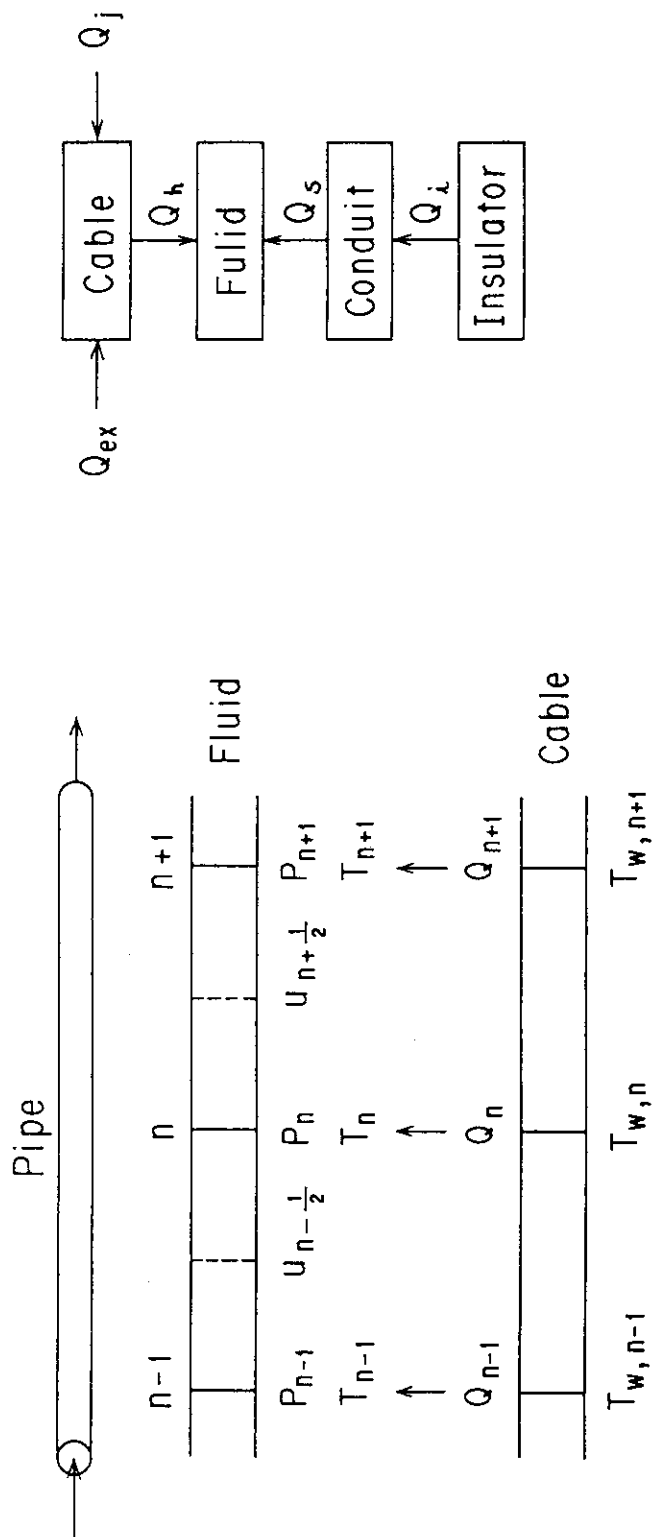


図4.1 一次元流体解析モデル

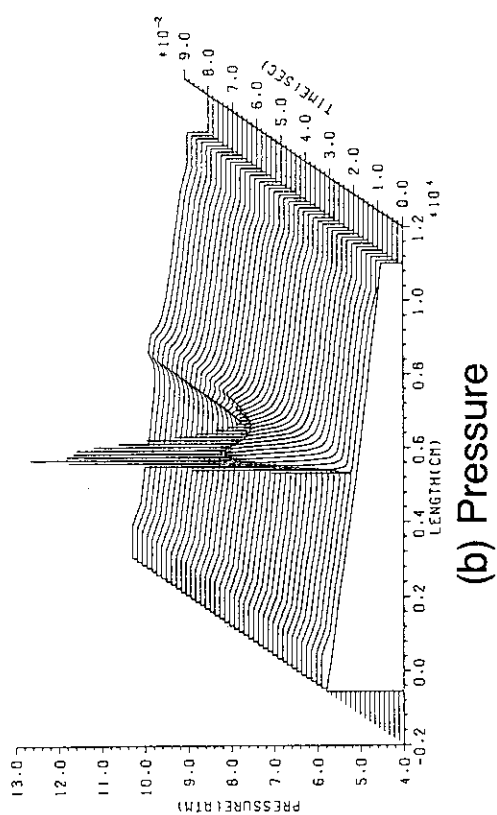
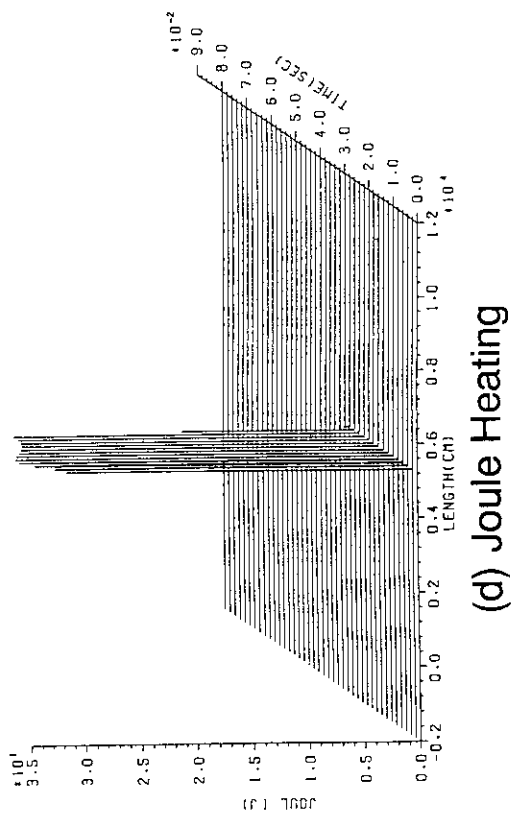
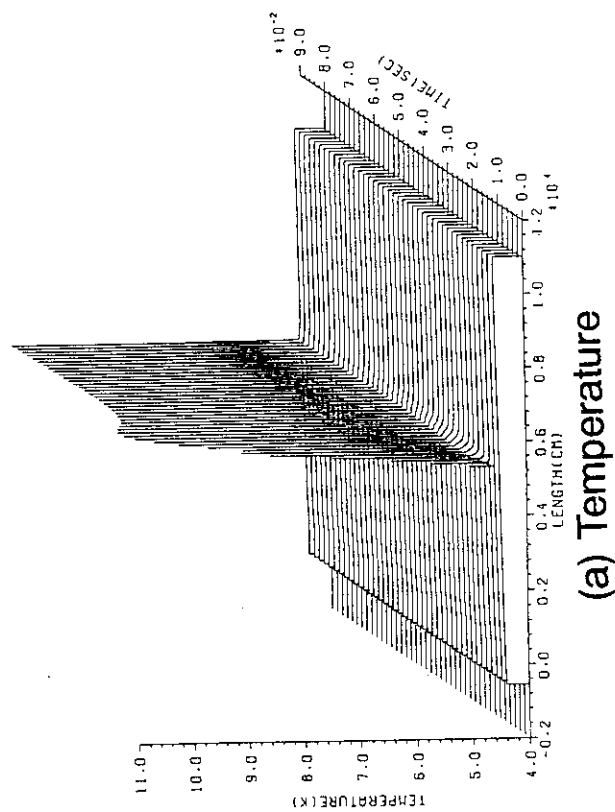
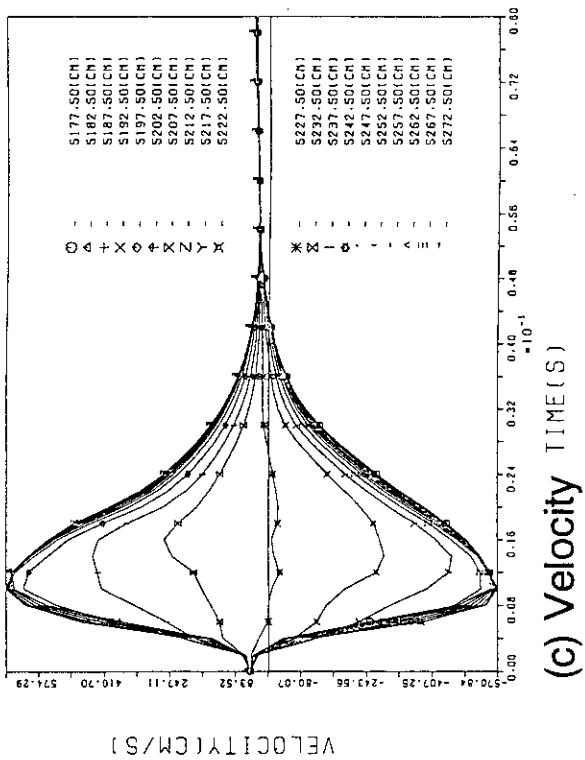


图 4.2 一次元流体解析結果：温度，压力，流速

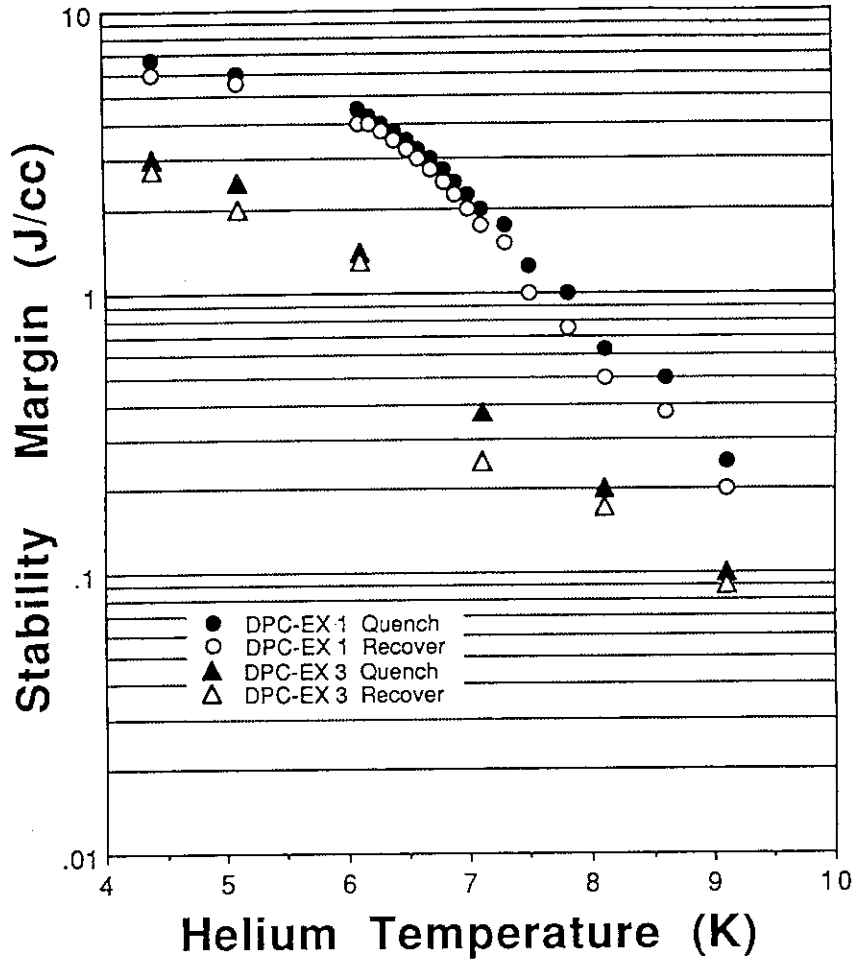


図4.3 一次元流体解析結果：Nb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル (DPC-EX) の安定性実験解析：○が流量 0.4, 4g/s : △が h=1,000 W/m<sup>2</sup>/Kとした場合

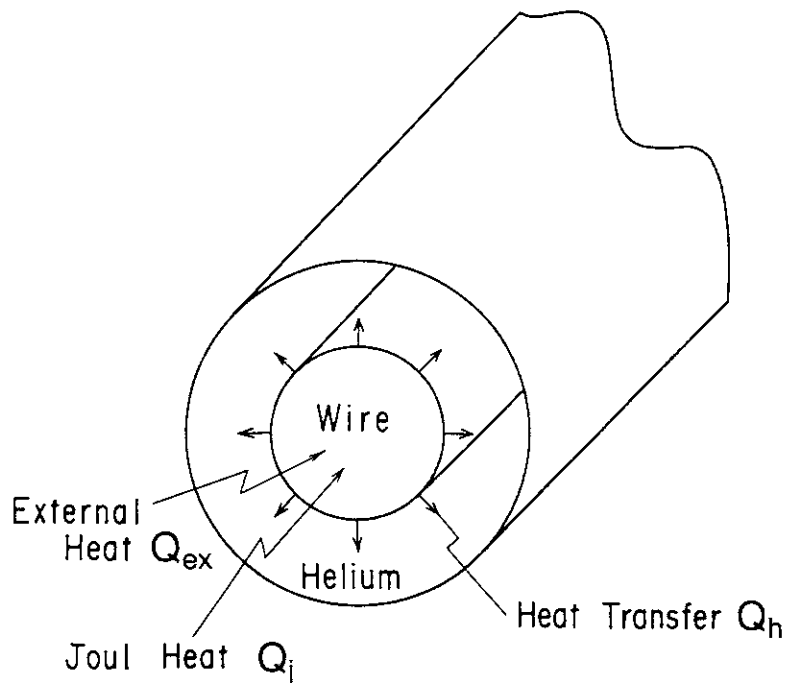


図4.4 無次元熱解析の解析モデル



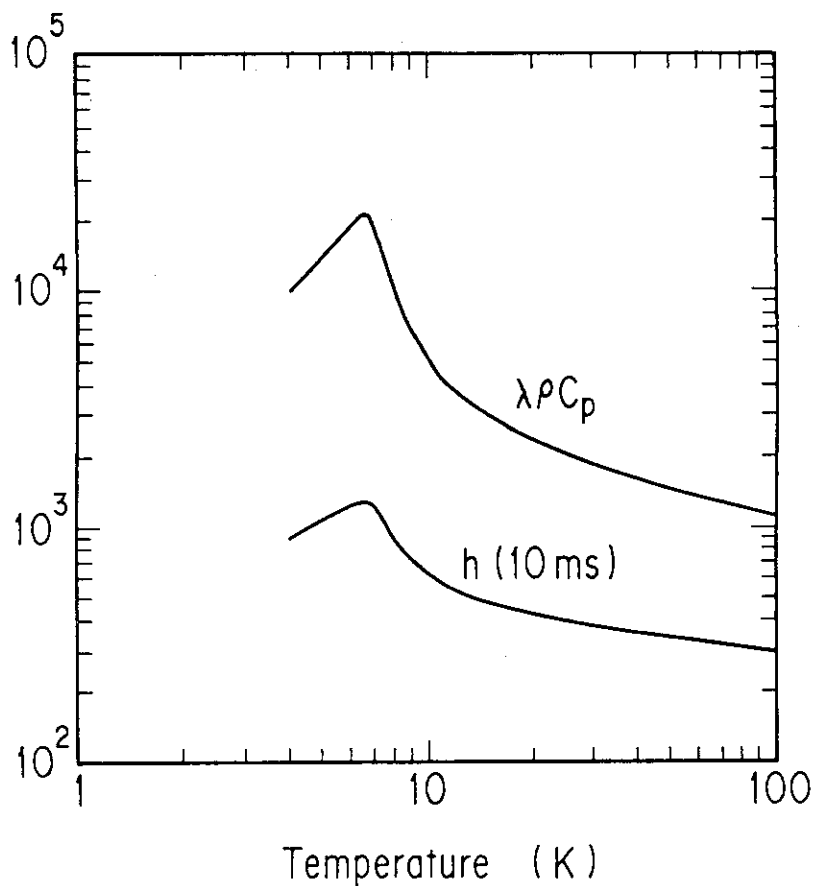


図4.5 ヘリウムの物性（密度，定圧比熱，熱伝達率）と熱伝達係数の温度関数

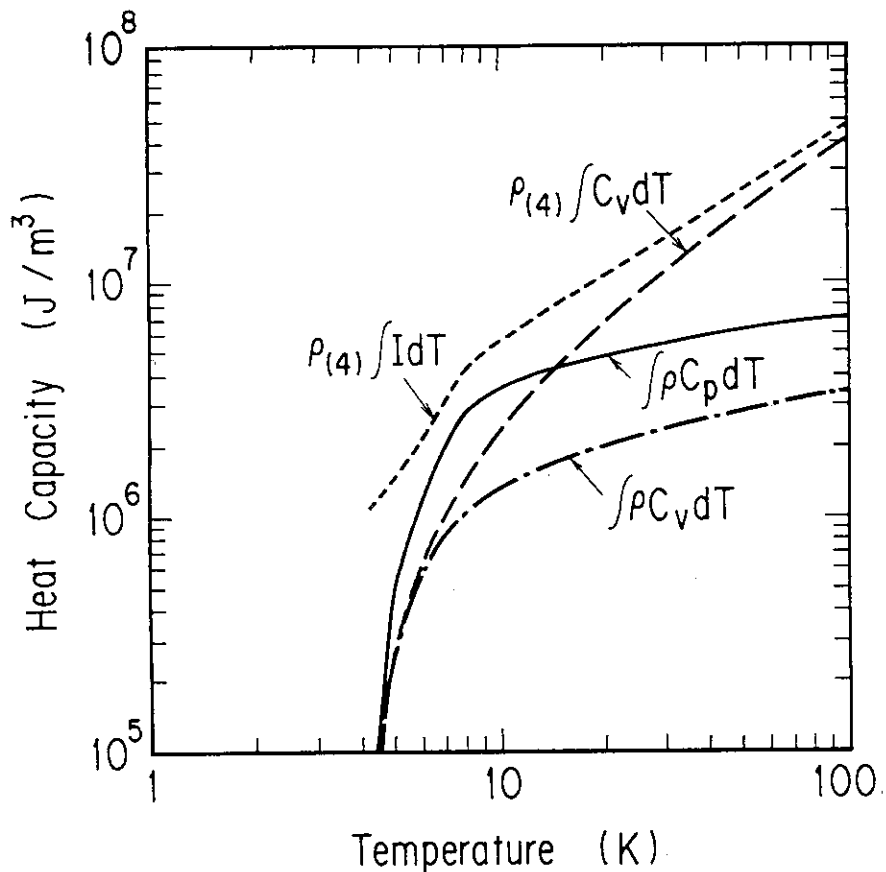


図4.6 各種物性から計算されるヘリウムの熱容量

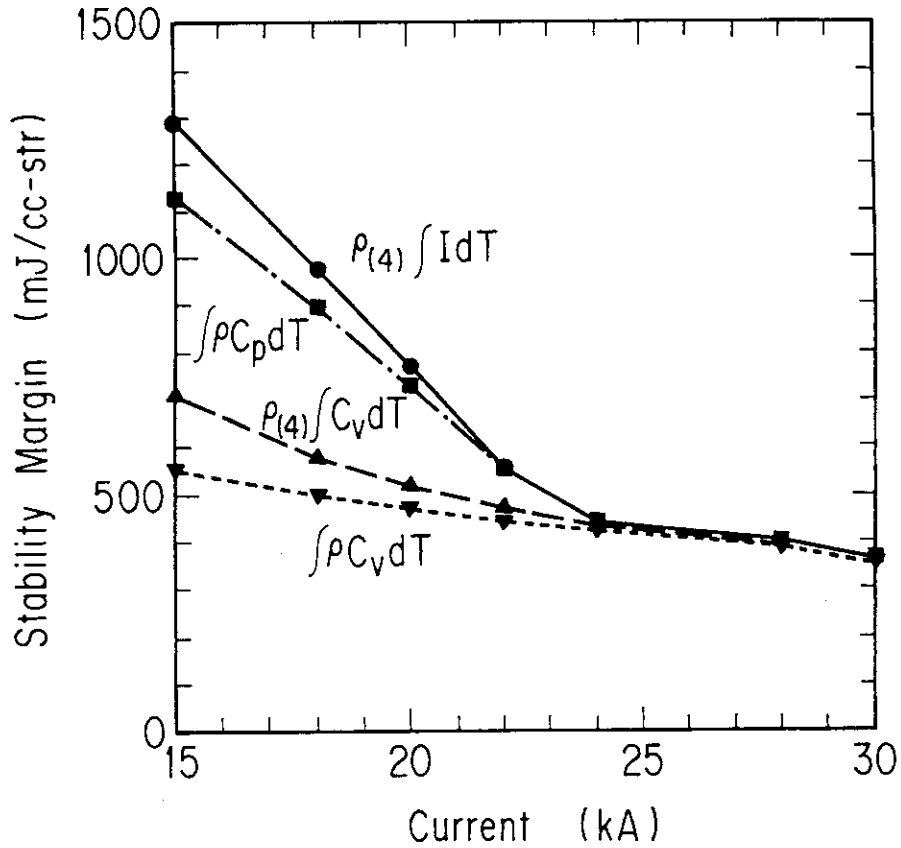


図4.7 各ヘリウムの熱容量が安定性マージンに与える影響

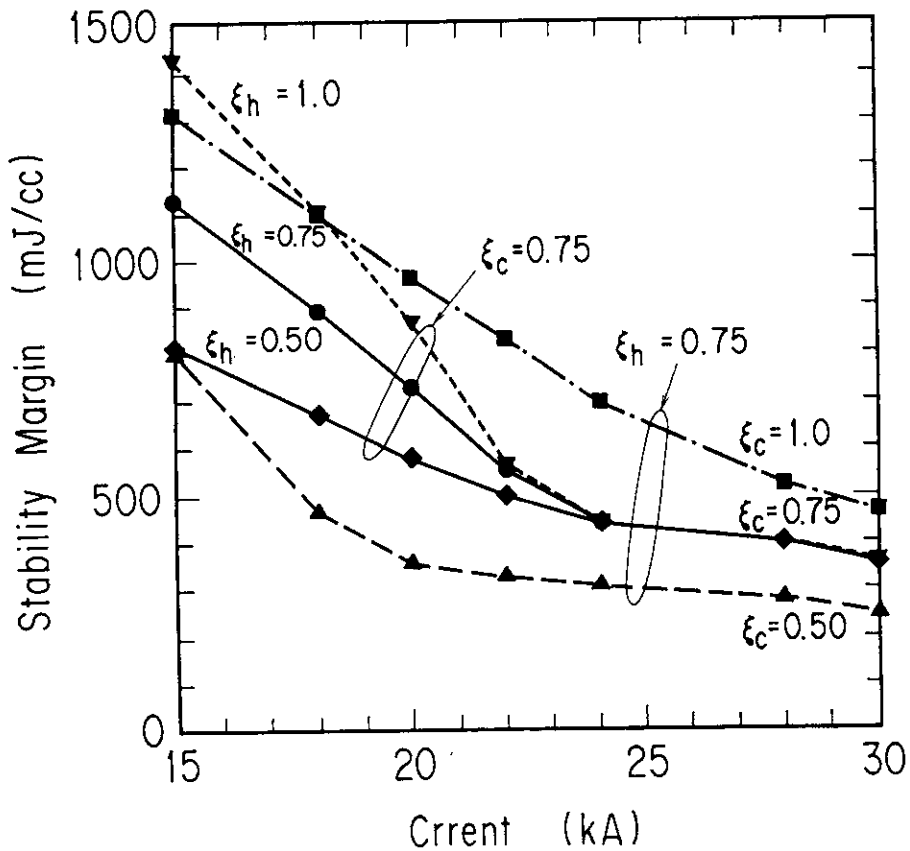


図4.8 実験効率 ( $\xi_h$  : ヘリウム容積,  $\xi_c$  : 冷却面積) が安定性マージンに与える影響

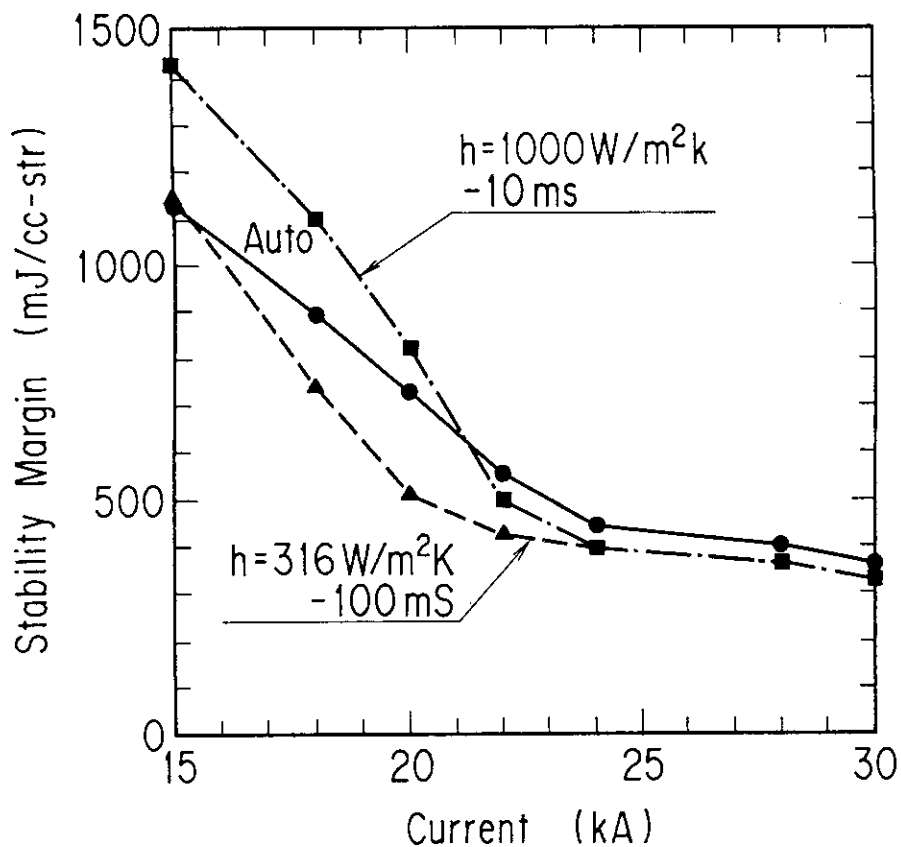


図4.9 素線表面からヘリウムへの熱伝達係数 ( $h_s$ ) が安定性マージンに与える影響

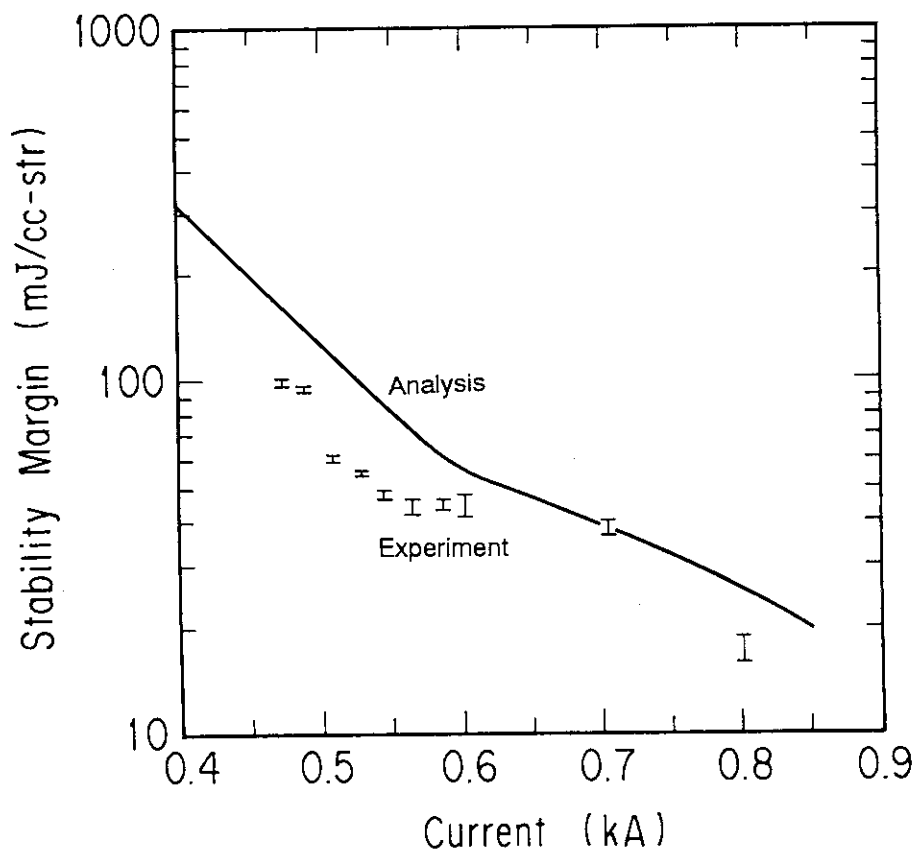


図4.10 小型導体の安定性マージンの実験と解析結果

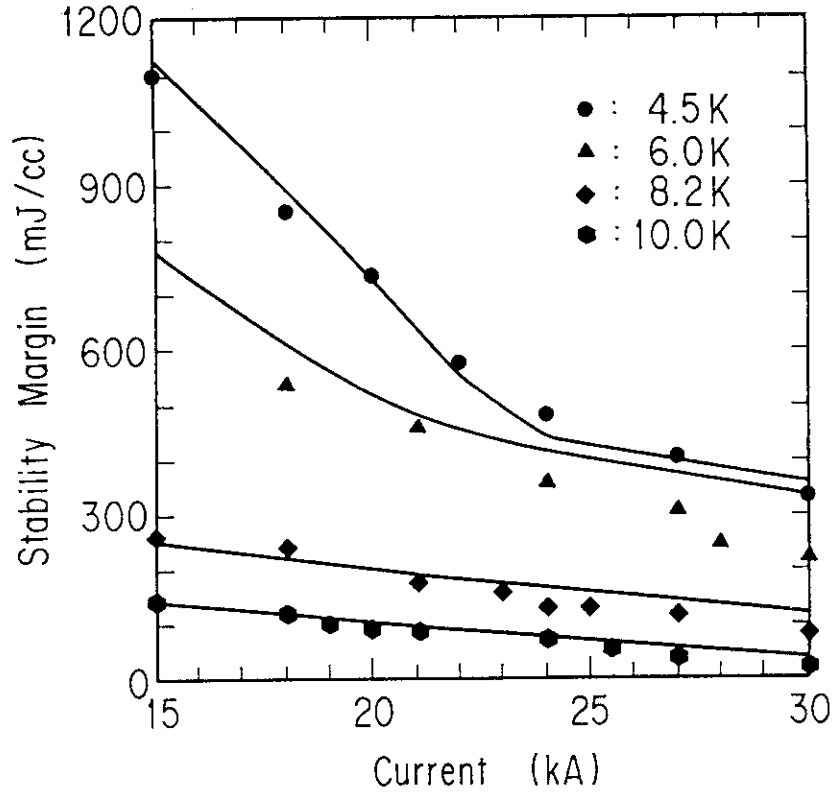


図4.11 高強度Nb<sub>3</sub>Sn実証コイル (DPC-TJ) の実験解析：温度依存性，各点は図3.22の測定値の平均値を示す。

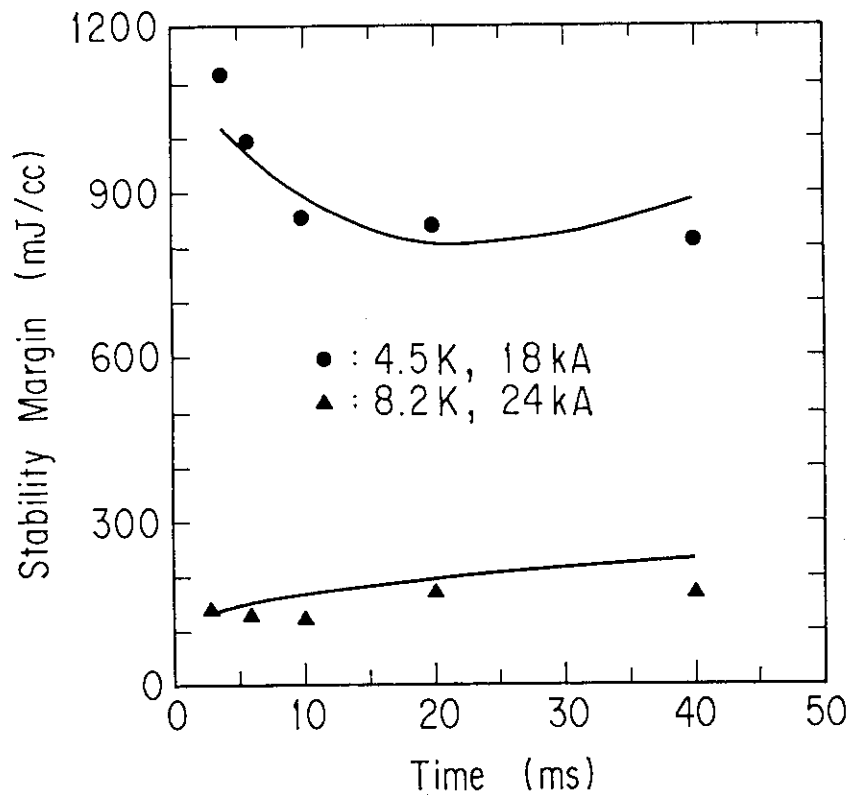


図4.12 高強度Nb<sub>3</sub>Sn実証コイル (DPC-TJ) の実験解析：加熱時間依存性，各点は図3.22の測定値の平均値を示す。

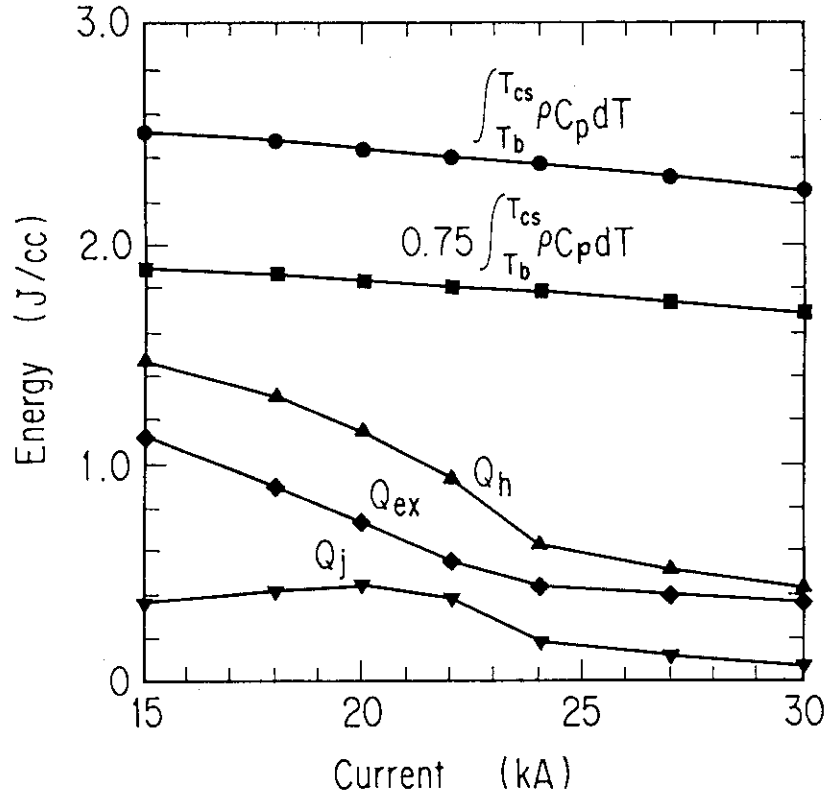


図4.13 無次元安定性解析結果：外部加熱 $Q_{ex}$ 、常電導発熱 $Q_j$ 、冷却 $Q_h$ とヘリウム冷媒の熱容量

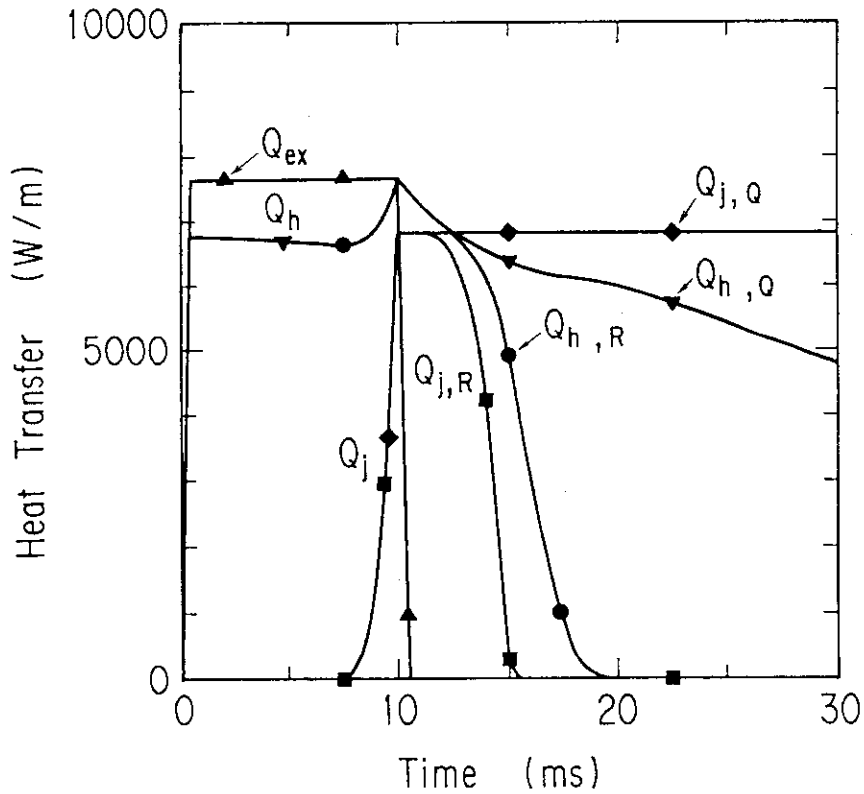


図4.14 無次元安定性解析結果：超電導復帰(R)とクエンチ(Q)の場合における常電導電圧と熱の授受，外部加熱 $Q_{ex}$ 、常電導発熱 $Q_j$ 、冷却 $Q_h$  (DPC-TJ, 24kA-4.5K)

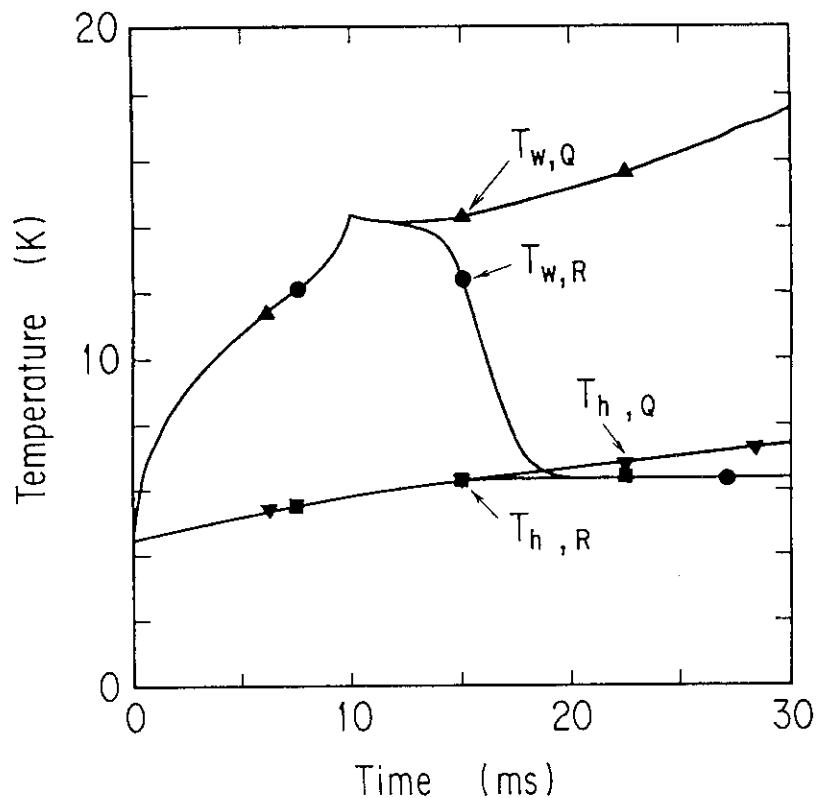


図4.15 無次元安定性解析結果：超電導復帰(R)とクエンチ(Q)の場合における素線温度 $T_w$ と冷媒温度 $T_h$  (DPC-TJ, 24kA-4.5K)

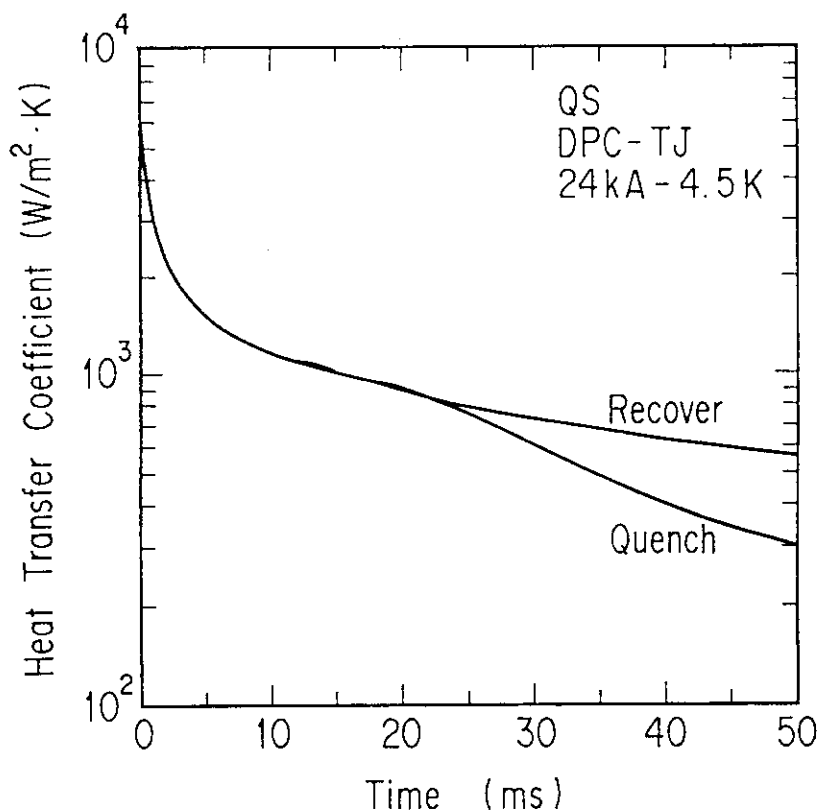


図4.16 無次元安定性解析結果：超電導復帰 (Recover)とクエンチ(Quench)の場合における熱伝達係数の時間変化(DPC-TJ, 24kA-4.5K)

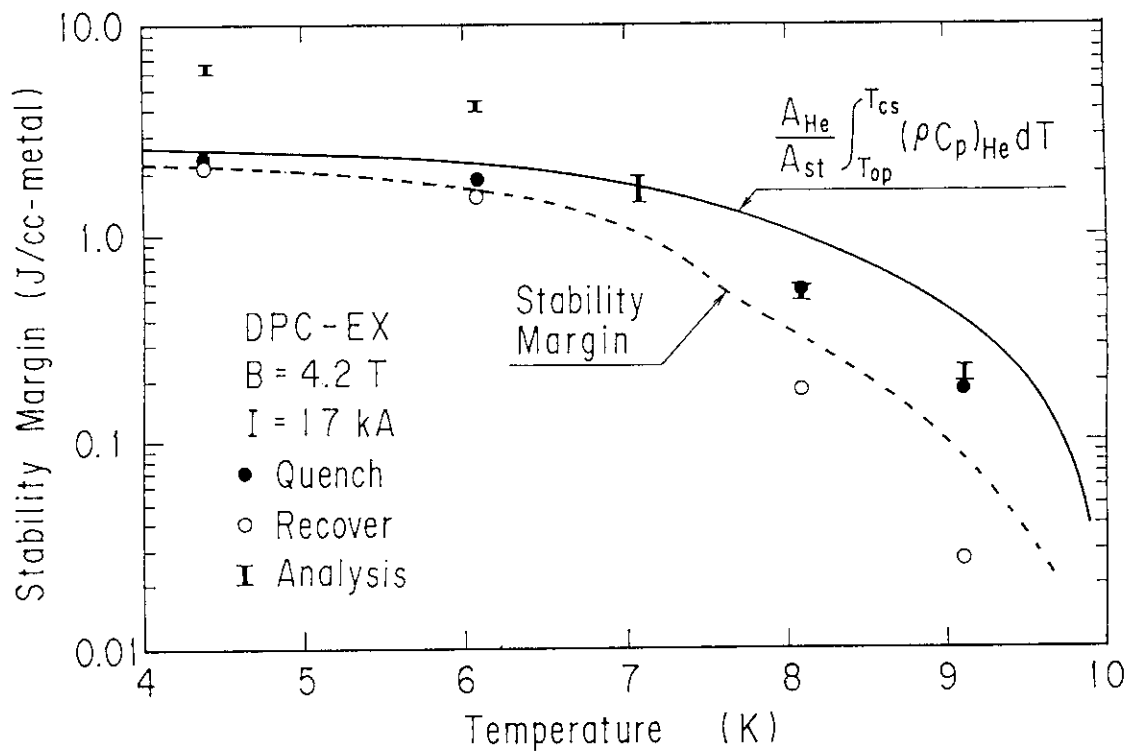


図4.17 Nb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル (DPC-EX) の安定性測定, 制限電流と流体解析結果

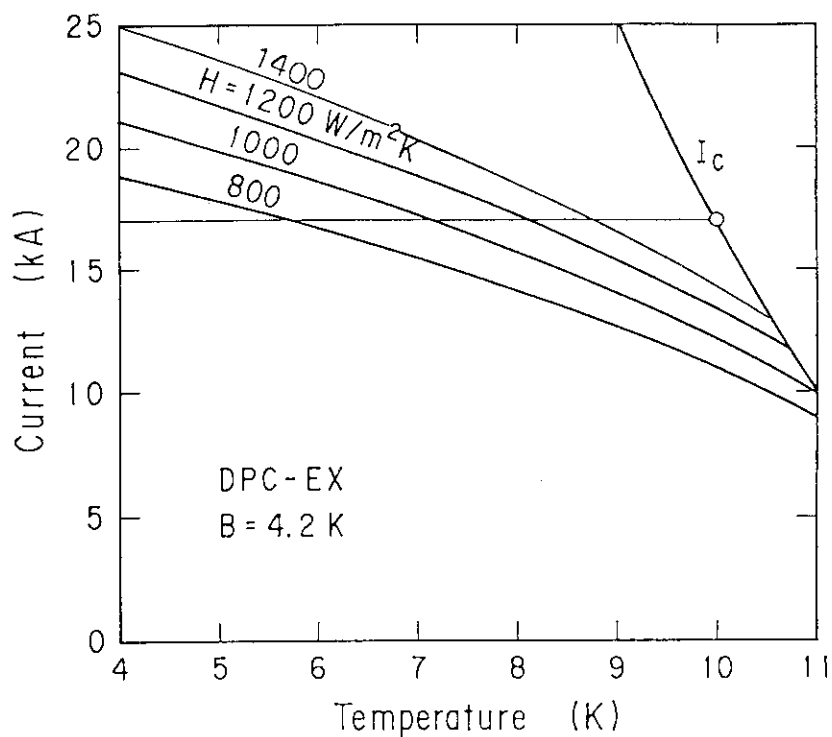


図4.18 Nb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル (DPC-EX) の制限電流の温度変化

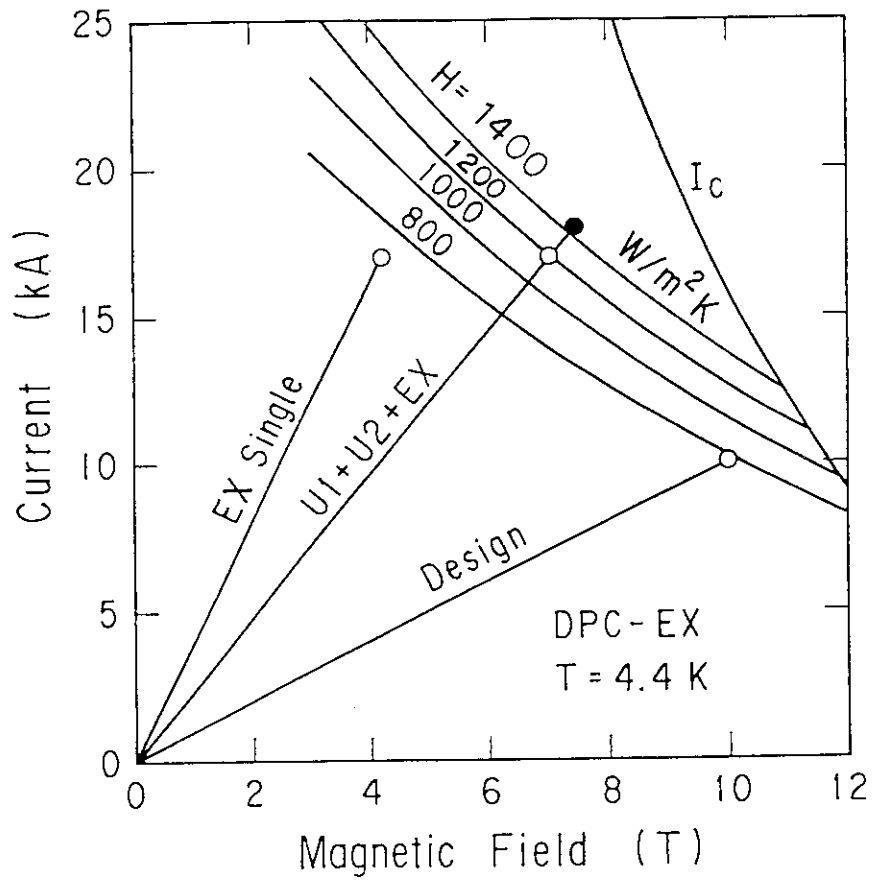


図4.19 Nb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル (DPC-EX) の励磁特性と制限電流



## 5. 常電導転移現象の観測と考察

### 5. 1 はじめに

3章および4章では、強制冷却型導体はどのくらいの熱を外部から加えるとクエンチするかを解明した。本章では、クエンチの原因である擾乱とクエンチした後の現象を明らかにする。まず、核融合実験炉用超電導磁石に加わる常電導転移の原因である擾乱を検討する。擾乱の種類は、素線の機械的動きによる摩擦熱、変動磁界によって導体に発生する交流損失があり、それらの擾乱の発生機構、量および持続時間について議論する。さらに、常電導転移した後の超電導磁石がクエンチしていく過程について、実証ポロイダル・コイル群超電導磁石の観測に基づいて、発生した常電導転移が超電導に復帰する時間と数値解析との差を検討する。さらに、発生した常電導が発達して暴走していく速度である常電導伝播速度を測定し、クエンチの波及効果を推定する。最後に、ホット・スポット温度についての小実験とその熱解析について考察し、大型超電導磁石の場合もホット・スポット温度を用いた設計基準が妥当である事を述べる。ここで、ホット・スポット温度とは導体がクエンチし、超電導磁石を保護連動した場合の導体の最終到達温度のことである。

#### 5. 1. 1 常電導転移とクエンチ現象

外部からの擾乱によって、超電導部が分流開始温度 ( $T_{cs}$ ) 以上になった場合に超電導材料に流れていた電流が安定化銅に分流し、常電導転移する。しかし、短時間 (約 10 ms 程度) の擾乱に対しては、素線が一時的に常電導になっても冷却が良ければ、超電導に復帰する現象が見られる。そのため、ケーブル・イン・コンジット導体の場合は、素線と冷媒が熱平衡に達する時間 50 - 100 ms の入熱とそれ以上の時間の入熱に対しての安定性マージンは少し質が異なる。

常電導転移が持続して加速的に拡大していく現象をクエンチという。外部より何もしなければ、超電導磁石は温度上昇して最終的には焼損する。小型サンプルのクエンチ発生時の圧力上昇や常電導伝播速度を観測予測した論文はこれまで多く発表<sup>101)-104)</sup>されてきた。本研究では、始めて大型の超電導磁石の常電導転移現象の観測を行った。この際の温度上昇を防止する技術を超電導磁石の保護技術と言い6章で詳細に述べる。

### 5. 2 超電導々体に加わる擾乱

本項では核融合実験炉 (ITER) 用超電導磁石に用いられる強制冷却型導体に外

部より加わる擾乱の量と持続時間について実験と解析から推定する。

### 5. 2. 1 素線の動きによる擾乱

超電導々体の燃線に加わる機械的エネルギーについて検討する。3章に示した Nb-Ti 実証ポロイダル・コイル (DPC-U) の安定性測定結果 (図 3. 18) から 20 - 30 mJ/cm<sup>3</sup> 程度まで安定性マージンが少なくなると、コイルは電流上昇中にクエンチし、再励磁してもほぼ同じ電流値でクエンチする。この励磁特性から推定すると、燃線に加えられる擾乱は素線の動きによる摩擦熱ではないかと推定される。また、逆に素線の動きによる擾乱の入熱量は、ケーブル・イン・コンジット型導体でも高々 30 mJ/cm<sup>3</sup> ではないかと言える。また、参考文献<sup>106)</sup>に示す NET (欧州共同体の核融合実験炉) の超電導々体の機械的エネルギーの測定結果は 6 - 13 mJ/cm<sup>3</sup> であることが示されている。DPC-U コイルの励磁特性と安定性マージンの測定結果から推定される素線の動きによる擾乱量と、NET の導体の機械的エネルギーの測定結果は大きな違いはない。

### 5. 2. 2 交流損失による高速な熱負荷

ITER 用超電導々体に印可される擾乱のうち交流損失の入熱は、プラズマが何かの原因で急速に自己の電流を喪失するプラズマ・ディスラプション時に最も大きい。中心ソレノイド・コイルのケーブル・イン・コンジット導体の場合は、素線間結合時定数が 10 ms とすると、高磁界部で 15 mJ/cm<sup>3</sup> で、低磁界領域で 160 mJ/cm<sup>3</sup> の熱が時定数 20 - 50 ms で入る。これの交流損失は、印加磁界がかなり正確に計算できるようになったので、素線間結合とヒステリシス損失が正確に測定できれば、プラズマ・ディスラプション時の交流損失は解析で精度良く求めることができる。

### 5. 2. 3 準定常熱負荷

ITER の定常運転時の準定常熱負荷は、交流損失と中性子による核発熱である。2章で示したように単位体積辺りの熱量は多くないが、超電導磁石の重量が 12,000 ton もあるため入熱の総合計は 85 kW にもなる。

交流損失： ITER の定常運転時における交流損失は、ポロイダル磁界コイルで 15 kW の発熱がある。運転シナリオのうちの最大値は初期励磁から最初にプラズマを点火する時で、ポロイダル磁界コイルのうち中心ソレノイド・コイル (PF1 から PF4) で最大 7.5 mJ/cm<sup>3</sup> が 0.6 s の時間に発生する。この発熱量は導体の安定性上の問題にはならない。しかし、外周リング・コイルの場合、発熱量は少ないが冷却長さが 400 m になるため、運転サイクル (600 s) の間に交流損失の発熱量をパンケーキからいかに除去するかが問題となる。

核発熱： 核融合反応によって発生する中性子は、おもにトロイダル磁界コイルでの核発熱を起す。この量はトロイダル磁界コイル一個あたり 1.25 kW の発熱になる。TF コイルの冷却流路数を 44 とすると、1 流路あたり 28.4 W の除熱が必要にな

る。また、発熱量の最大値は単位体積辺り  $1.5 \text{ mW/cm}^3$  であり、設計上の最大除熱能力  $5 \text{ mW/cm}^3$  に対して十分な余裕がある。核発熱の量は交流損失よりさらに小さい。

#### 5. 2. 4 擾乱のまとめ

以上の擾乱を発生量と持続時間でまとめると図 5. 1 に示すようになる。素線の動きによる機械的擾乱は、擾乱の量は比較的大きいが短時間であるので、導体の安定性マージンは高い。一方、プラズマ・ディスラプションによる交流損失は、高磁界部では少ないが、低磁界部では大きい。準定常熱負荷は少なく安定性マージンの問題はない。問題を複雑にしているのは、超電導磁石が変動磁界を発生している場合に、交流損失が発生しながら、同時に素線の動きによる機械的擾乱が突発的に発生している点である。そのため、導体に必要な安定性マージンの量は、機械的擾乱と準定常熱負荷を加えた量  $40 \text{ mJ/cm}^3$  である。以上の解析で示された結果(図 5. 1)を検討すると、核融合実験炉用強制冷却型導体に必要な安定性マージンは高磁界部で  $100 \text{ mJ/cm}^3$  で十分であると言える。

また核融合による発電炉を考慮すると定常的な発電が必要になり、プラズマ・ディスラプションの発生は防止されるはずである。そのため、現在問題となっている擾乱のうちプラズマ・ディスラプションの交流損失は、実験炉固有の問題である。ケーブル・イン・コンジット型導体であるから機械的擾乱が大きいのであり、モノリシック型導体なら機械的擾乱も小さくなる。しかし、核融合実験炉においてプラズマ・ディスラプションの原因解明と防止技術が研究課題になっているため、プラズマ・ディスラプション時に超電導磁石がクエンチしては装置全体の運転に支障をきたす。そのように、超電導磁石の使用目的に最適な導体形式を採用するし、その条件での擾乱に耐えうる導体を設計しなければならない。

### 5. 3 常電導転移伝播速度の観測

#### 5. 3. 1 常電導電圧波形

実証ポロイダル・コイル群の安定性マージンの測定(3章)を行った場合に、その実験と同時に常電導転移電圧の観測を行った。安定性マージンの測定を行った場合の常電導転移をしない最も多い加熱量と、常電導転移する最も少ない加熱量の場合の常電導電圧の観測ができた。

$\text{Nb}_3\text{Sn}$  実証ポロイダル・コイル(DPC-EX)は  $10 \text{ kA} - 4.5 \text{ K}$  の状態で誘導加熱を入れて常電導転移する点を捜した。その場合、まだ十分安定性マージンはある領域であるが、図 5. 2 に示すように加熱後約  $50 \text{ ms}$  で常電導転移が復帰するか暴走するか判定される。この判定までの遅れ時間( $50 \text{ ms}$ )は常電導転移の流体解析を行う場合の計算時間をきめるのに役立った。図 5. 2 中で H5 が常電導復帰の最大の加熱をおこない、H7 がクエンチにいたる最小の加熱である。どちらも、約  $50 \text{ ms}$  でクエンチか超電導復帰かが決まる。一方、常電導に完全に復帰する時間は  $0.6 \text{ s}$

必要である。

高強度 Nb<sub>3</sub>Sn 実証コイル (DPC-TJ) の常電導電圧の観測も DPC-EX と同様に行われた。図 5. 3 に安定性マージンの高い 4.5 K - 15 kA の条件の場合に、安定性マージンの限界の点での常電導転移回復時間が加熱終了後 17.9 ms となっている。また、安定性マージンの悪い環境 (4.5 K - 27 kA) では、常電導電圧の回復には 6.1 ms 要している。この様に常電導転移回復時間で比較すると、この 3 倍近い違いが両者の安定性マージンの違いを示している。

この電圧波形について試験条件と同一な条件で無次元安定性解析を行った結果を図 5. 4 に示す。図 5. 4 は導体とヘリウムとの熱の授受  $Q_h$  と、常電導のジュール発熱  $Q_j$  と、外部からの入熱量  $Q_{ex}$  を示す。また、試験条件で添え字が 15 が 15 kA で、添え字 27 が 27 kA で試験条件を示す。電圧波形はジュール発熱  $Q_j$  と同一な波形になるはずである。通電電流値 15 kA における常電導転移回復時間は解析では 28 ms で実験の 18 ms に近い。通電電流値 27 kA の条件では、解析での常電導転移回復時間は 2 ms であるに対して実験は 7 ms と多少ずれる。よって、この 2 通電条件 (15, 27 kA) の常電導転移回復時間は、安定性マージンが違う。4. 4 章で示した制限電流の前後の変化に対応しているようである。

最後に、DPC-U は 8 kA - 4.5 K の状態の安定性試験の電圧波形を図 5. 5 に示すように、常電導転移の暴走の判定時間が約 2 秒はかかっている。この緩やかな変化は流体解析から説明することは困難である。この現象は浸漬冷却コイル (LCT<sup>8)</sup> など) の実験結果に類似している。

### 5. 3. 2 常電導伝播速度

実証ポロイダル・コイル群の安定性マージンの測定などを行った場合に常電導転移した場合に常電導伝播速度の観測を行った。安定性限界値の測定を行っているときに、常電導伝播速度も同時に測定できた。Nb<sub>3</sub>Sn 実証ポロイダル・コイル (DPC-EX) の測定結果を図 5. 6 に示す。当然、9. 1 K の時の方が T<sub>c</sub>s までの温度差が少ないので伝播速度は 4.4 K の結果より早い、常電導長さは時間の 1.8 - 2.0 乗に比例して、その温度差の影響は少ない。

一方、Nb-Ti 実証ポロイダル・コイル (DPC-U) の測定結果を図 5. 7 に示す。こちらは、常電導伝播が悪く、常電導長さは時間の 1.0 乗に比例している。導体の長手方向に熱伝導で伝播していく速度に近い。

さらに、米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC) コイル<sup>107)</sup> の常電導転移伝播速度は、ジュール発熱量が DPC-EX の場合より多いにもかかわらず、常電導長さを時間の 1.8 - 2.0 乗に比例している。その測定結果を図 5. 8 に示す。そのことは、違う導体特性にもかかわらず同一の常電導転移伝播速度を示したことは興味深い。特に、DPC-EX と US-DPC の常電導伝播速度が、安藤らの小型サンプルの伝播速度の試験結果<sup>102)</sup> とほとんど同一の結果を示した事は興味深い。よって、常電導伝播の長さは、時間の 1.8 - 2.0 乗に比例する。常電導転移しても保護連動

が的確に行えれば、中心ソレノイド・コイル用導体の場合の常電導の最大長さは 36 - 50 m であり、パンケーキ内に留まると予測される。

#### 5. 4 ホット・スポット温度

ホット・スポット温度とは導体がクエンチし、超電導磁石を保護連動した場合の導体の最終到達温度のことである。強制冷却型導体の設計上、安定化銅の量を決定している要因であるホット・スポット温度の実験と解析について述べる。

##### 5. 4. 1 実験と実験結果

ホット・スポット温度の測定実験<sup>108)</sup>は図 5. 9 に示す小型なケーブル・イン・コンジット導体を用いて行った。導体は直径  $\phi 0.98$  mm、銅比 3.0 の Nb-Ti 素線を 18 本用いた熱線を、ステンレス鋼製の電線管によって覆われ、ヘリウムが電線領域の 48.1% を占める。さらに、中心に直径  $\phi 1$  mm のステンレス線を抵抗ヒターとして組み込まれ、長さ 26 m の導体である。試験体を磁界 7 T 中で励磁して、誘導加熱でクエンチを発生させてホット・スポット温度を測定した。ホット・スポット温度の測定は、常電導転移したあとの導体の温度を銅の抵抗の温度変化から測定したものである。安定化銅の抵抗は 4.2 K と 77 K の温度で校正して、その間は銅の比熱の実測データ<sup>64)</sup>から補間して使用した。測定結果を図 5. 10 に示す。縦軸は加熱量で電流と電圧の積分値から求め、横軸温度は銅の抵抗から求めた温度である。通電電流値(1.6 - 2.0 kA)にあまり依存せず、100 K に達するエネルギーは 1.1 - 1.3 kJ/m であった。

##### 5. 4. 2 温度解析

導体がクエンチし、保護連動して電流が減衰した後の平衡温度は以下の計算式<sup>109)</sup>から求めることができる。

$$\int_0^{\infty} r_c j^{c2} dt = \rho_c \int_{T_b}^{T_{hs}} C_c dT + \int_{T_b}^{T_{hs}} \rho_h C_h dT + \rho_s \int_{T_b}^{T_{hs}} C_s dT \quad (5.1)$$

ここで、 $r_c$  は安定化銅の抵抗率、 $j^c$  は銅に流れる電流密度、 $\rho_c$ 、 $\rho_h$ 、 $\rho_s$ 、安定化材(銅)、冷媒(ヘリウム)、電線管(ステンレス)の密度、 $C_c$ 、 $C_h$ 、 $C_s$ 、安定化材、冷媒、電線管の比熱、 $T_{hs}$  はホット・スポット温度、 $T_b$  は初期定常温度

である。

式(5.1)のなかで問題になるのは、ヘリウムの熱容量がどこまで取れるかである。ヘリウムの各種熱容量と安定化銅の熱容量の比較を図5.11に示す。ヘリウムの熱容量は、圧力 6 atm のヘリウムの熱容量を密度 \* 定圧比熱、密度 \* 定積比熱、及び密度 \* エントロピが考慮され、図5.11に示すように 33, 41, 45 Kで一致する。また、圧力 20 atm の密度 \* エンタルピでも 62 K で銅の熱容量と一致してしまう。そのため、図5.10の結果の 1.1 kJ のうち、ヘリウムが 0.174 kJ しか持てず、素線が 0.60 kJ であるので、残りの 0.326 kJ はステンレス材と素線内部のヒータに入ったことになる。それ以外には物質が無い。その 0.326 kJ から計算するとステンレス材の厚み 0.44 mm 分だけが加熱されたことと等価である。

超電導磁石の設計上、ホット・スポット温度の設定が 80 K 程度の場合は、銅の熱容量  $45 \text{ J/cm}^3$  ( $\text{MJ/m}^3$ ) に比べてヘリウムの熱容量も  $30 \text{ J/cm}^3$  と大きい。しかし、ITERのようにホット・スポット温度が 150 K になると、銅の熱容量が  $220 \text{ J/cm}^3$  と大きくヘリウムの熱容量は相対的に小さくなっていく。そのため、素線の熱容量だけのホット・スポット温度によって導体の安定化銅の量を決定しても良いことになる。

以上の効果をITERの中心ソレノイド・コイルを例に検討する。コイルの放電時定数を 12.2 s で、放電までの不感時間を 1 s と設定し、素線の熱容量のみでホット・スポット温度を計算すると 150 K に達するに対し、ヘリウムとステンレス材の熱容量を加えたホット・スポット温度は 115 K まで低下する。その導体の温度と電流密度の時間変化を図5.12に示す。この効果はホット・スポット温度で 35 K の低下でき、設計上で約 23 % の余裕である。しかし、ITERの巨大な超電導磁石システムではこの程度の余裕は設計上考慮すべきであり、ホット・スポット温度を素線（超電導物質と安定化銅）の熱容量のみで求めることは妥当である。よって、素線の熱容量のみによって求めるホット・スポット温度に基づいて導体の安定化銅の量を決定する方法は、適度な安全率を有する設計手法である。

## 5.5 まとめ

それらの常電導転移現象の観測と考察によって解明した結果をまとめると以下のようになる。

- (1) Nb-Ti 実証ポロイダル・コイル (DPC-U) の励磁特性と安定性マージンの測定から、機械的擾乱の量は  $30 \text{ mJ/cm}^3$  程度と推定できる。機械的エネルギーの測定結果と大きな違いはない。
- (2) 核融合実験炉用超電導磁石に外部から加わる擾乱を検討結果から、強制冷却型導体に必要な安定性マージンは、高磁界部で  $100 \text{ mJ/cm}^3$  確保できれば十分である。
- (3) 常電導伝播の長さは、時間の 1.8 - 2.0 乗に比例する。中心ソレノイド・コイル用導体の場合、クエンチしても保護が的確に行えれば、電流が減衰した最終的な

- 状態での常電導長さは 36 - 50 m であり、パンケーキ内に留まると推定できる。
- (4) ホット・スポット温度を 150 K 程度と高く設定する場合は、素線の熱容量のみによって求めたホット・スポット温度は、その他の熱容量を考慮して求めたホット・スポット温度に比べて約 20 % の温度マージンを有する。よって、素線の熱容量のみによって求めるホット・スポット温度に基づいて導体の安定化銅の量を決定する方法は、適度な安全率を有する設計手法である。

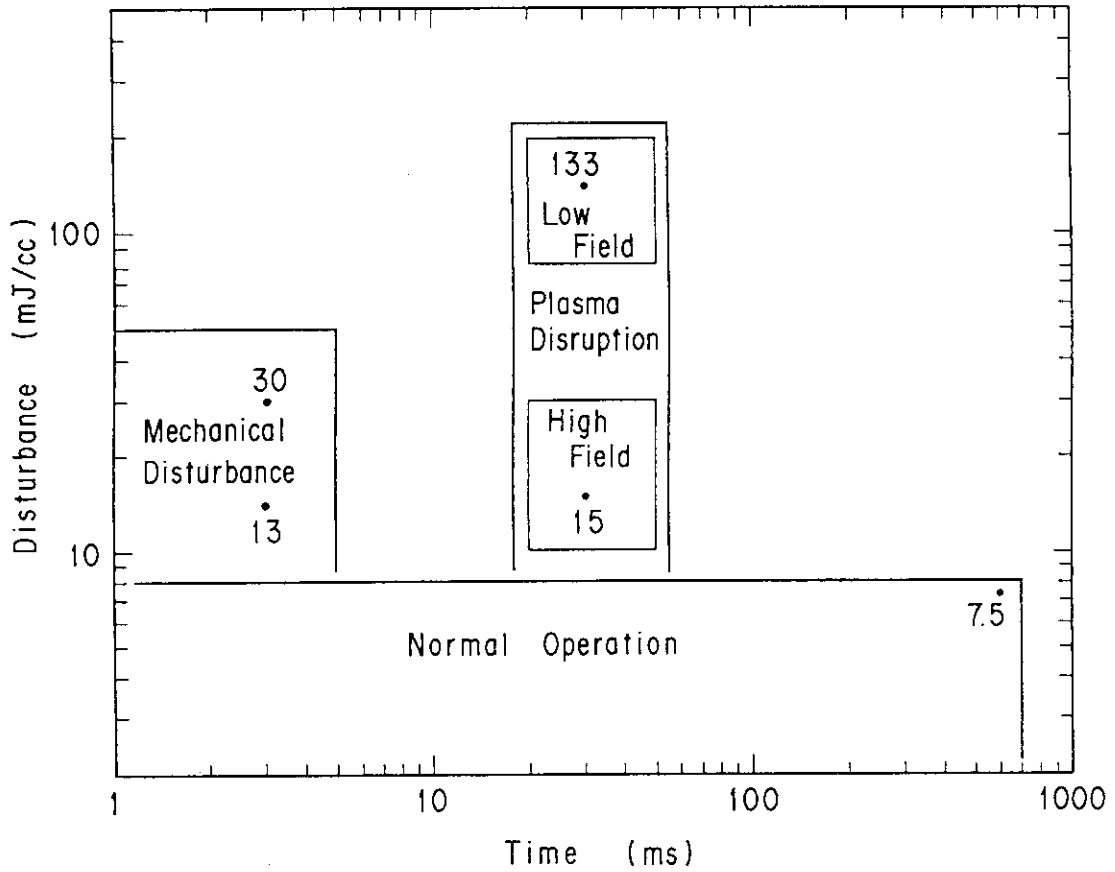


図5.1 常電導転移の原因である擾乱の量と持続時間

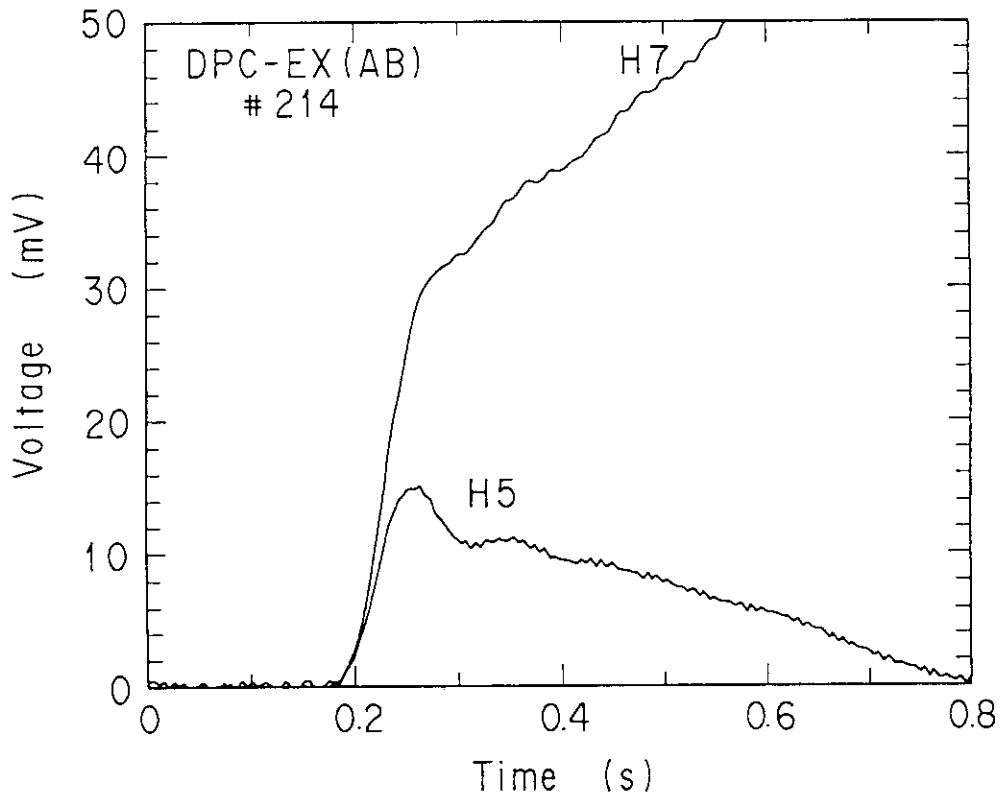


図5.2 Nb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル (DPC-EX) の常電導電圧



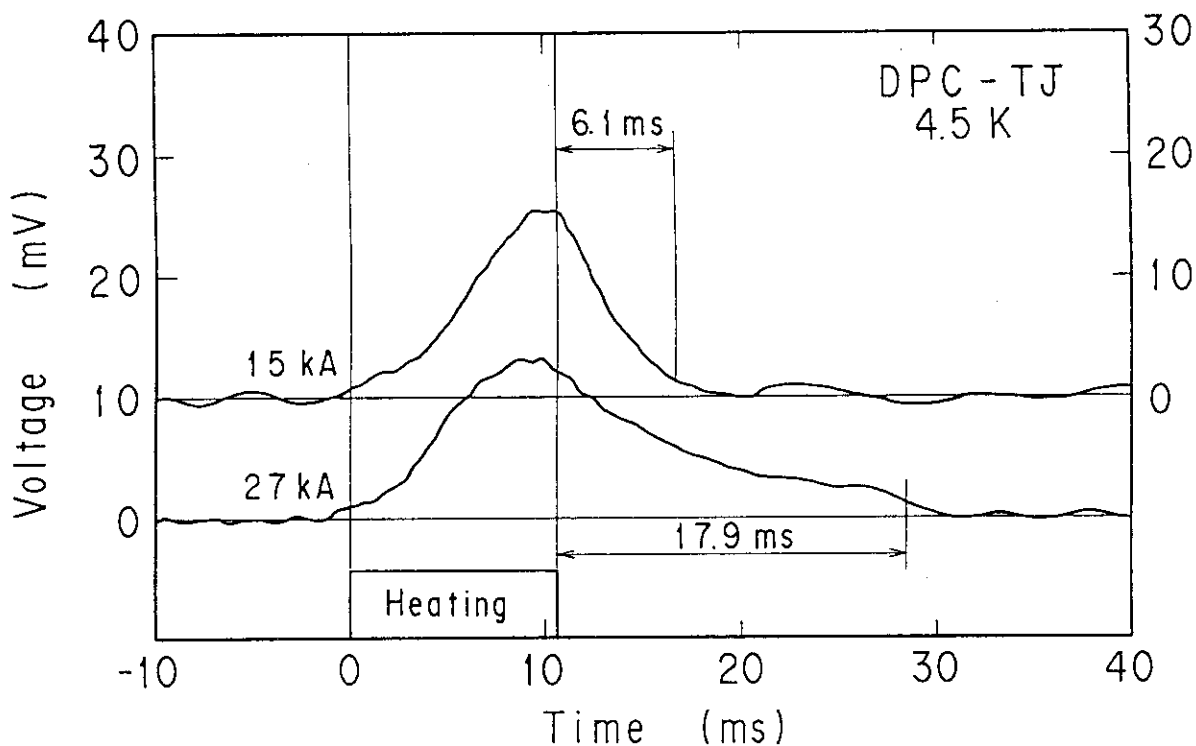


図5.3 安定性マージンの高い領域 (15kA) と低い領域 (27kA) での高強度 $Nb_3Sn$ 実証コイル (DPC-TJ) の常電導電圧

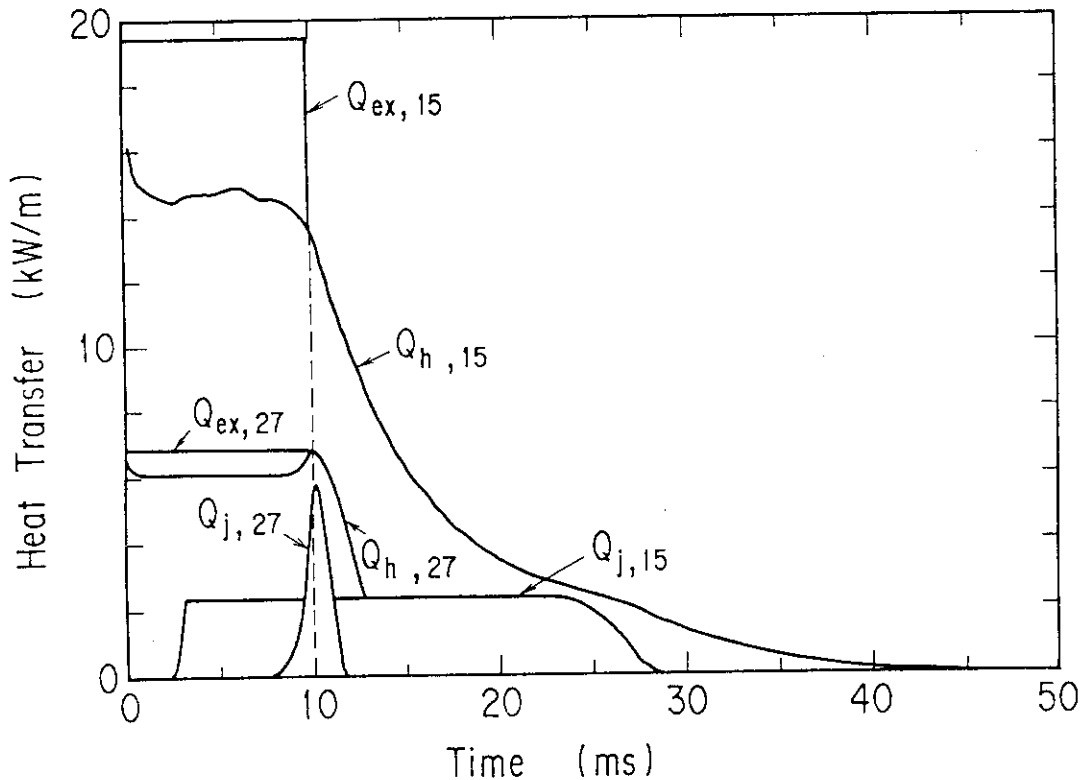


図5.4 高強度 $Nb_3Sn$ 実証コイル (DPC-TJ) の常電導電圧の常電導復帰の無次元熱解析結果, 冷却 $Q_h$ , 発熱 $Q_j$ , 擾乱 $Q_{ex}$ で, 15, 27が電流値 (kA)

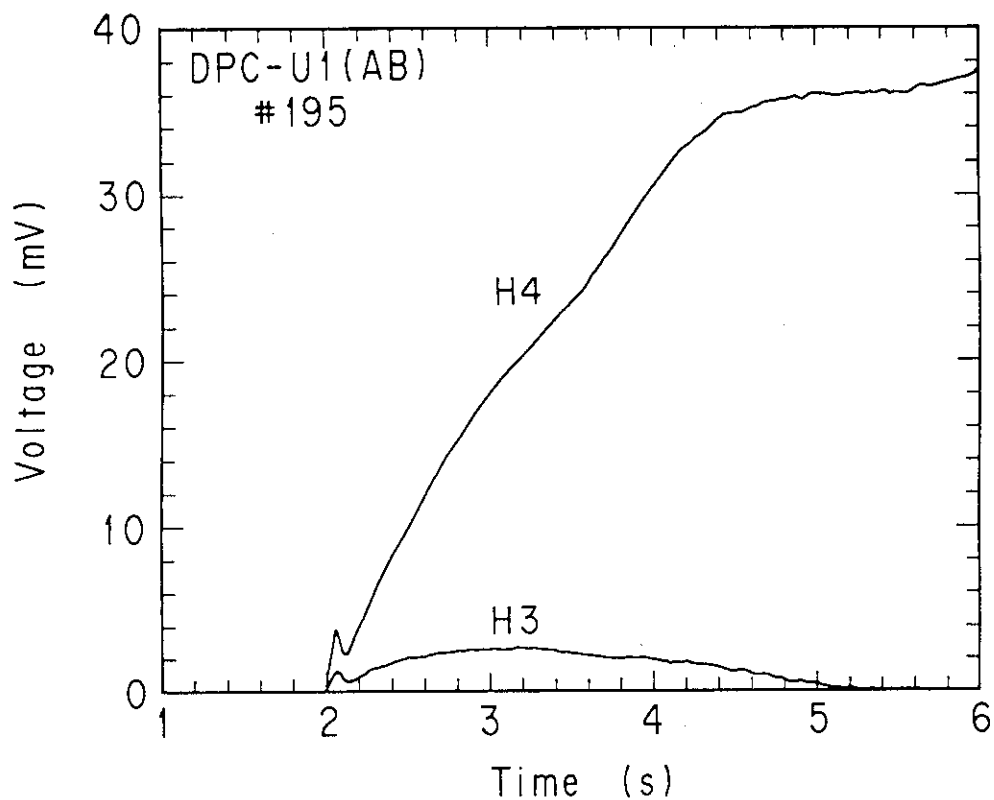


図5.5 Nb-Ti実証ポロイダル・コイル (DPC-U) の常電導電圧

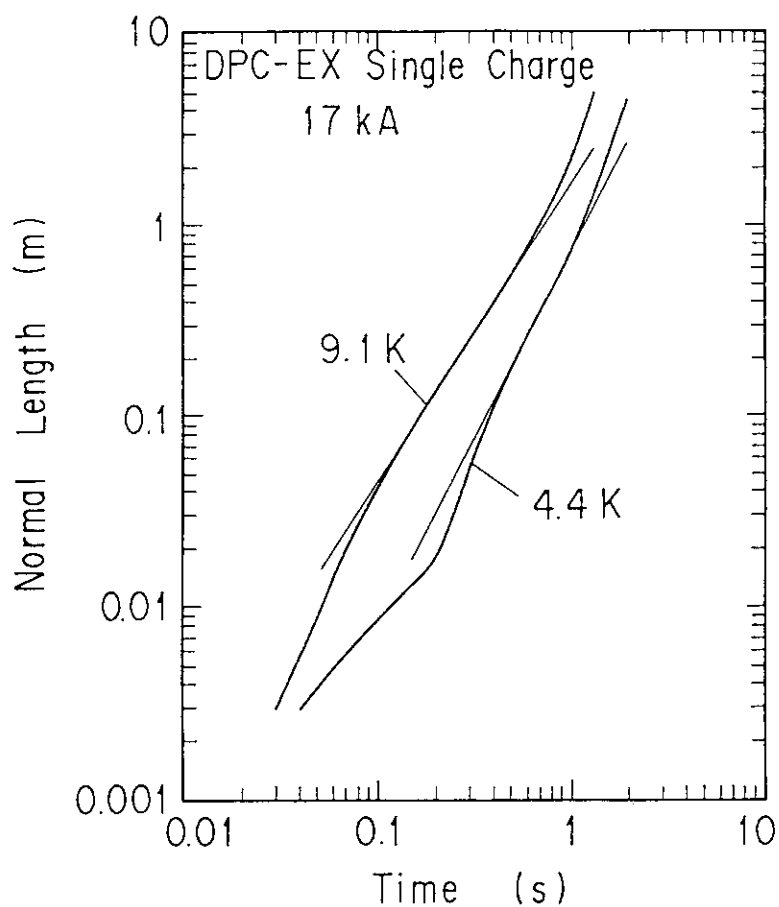


図5.6 Nb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル (DPC-EX) の常電導伝播速度

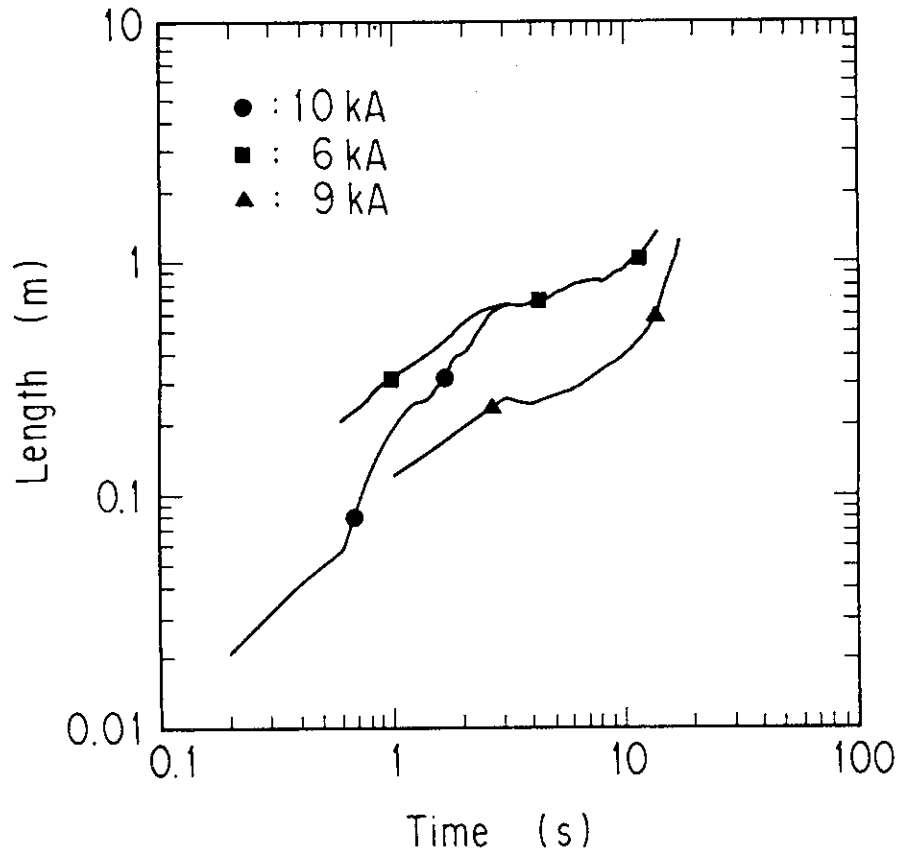


図5.7 Nb-Ti実証ポロイダル・コイル (DPC-U) の常電導伝搬速度

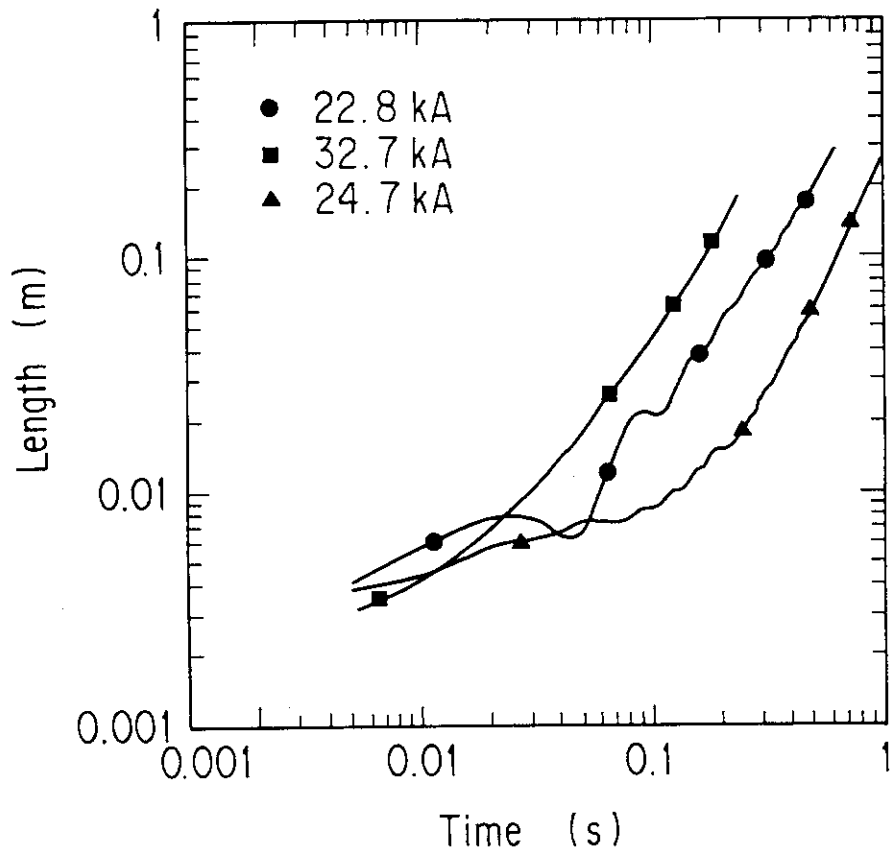


図5.8 米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC) の常電導伝搬速度

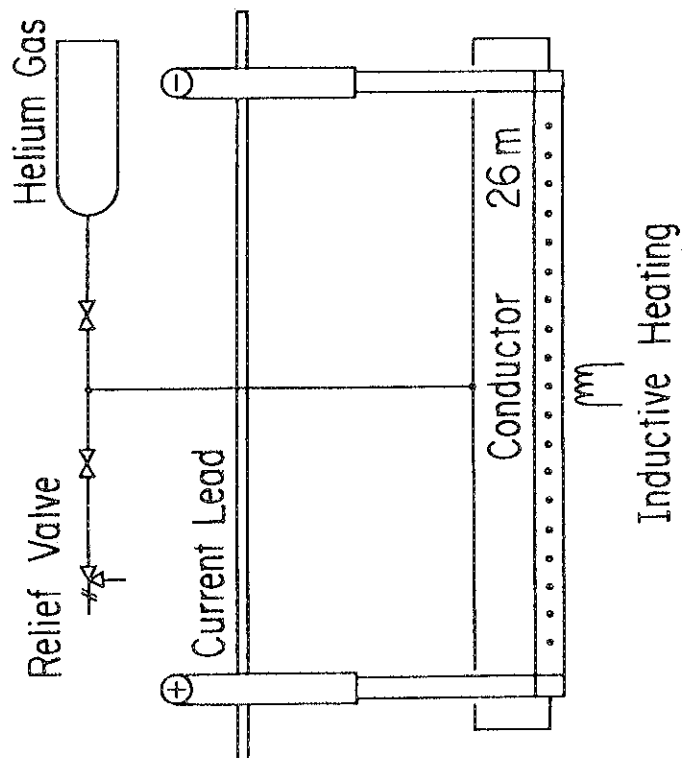
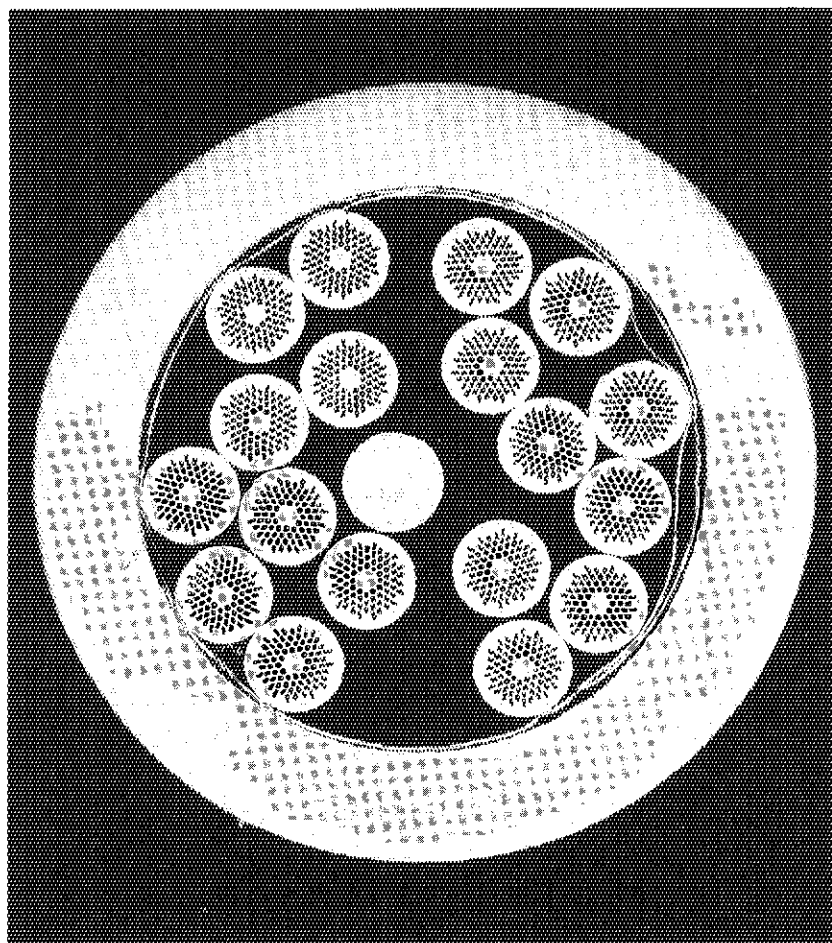


図5.9 ホット・スポット温度測定のための導体と治具

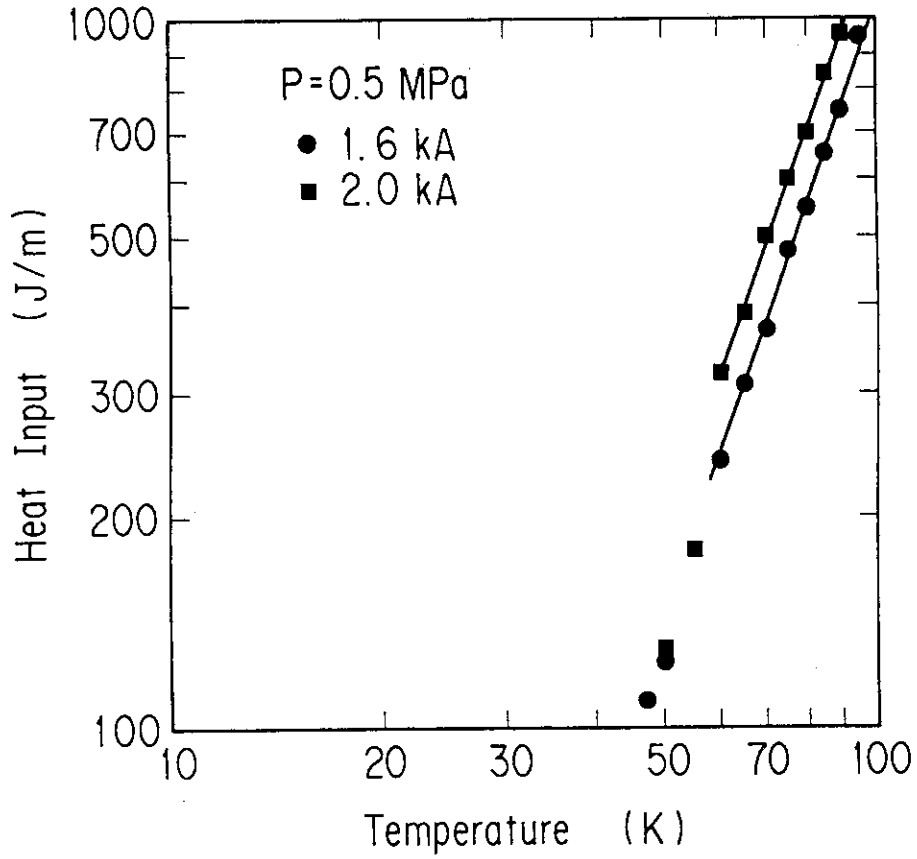


図5.10 ホット・スポット温度測定結果

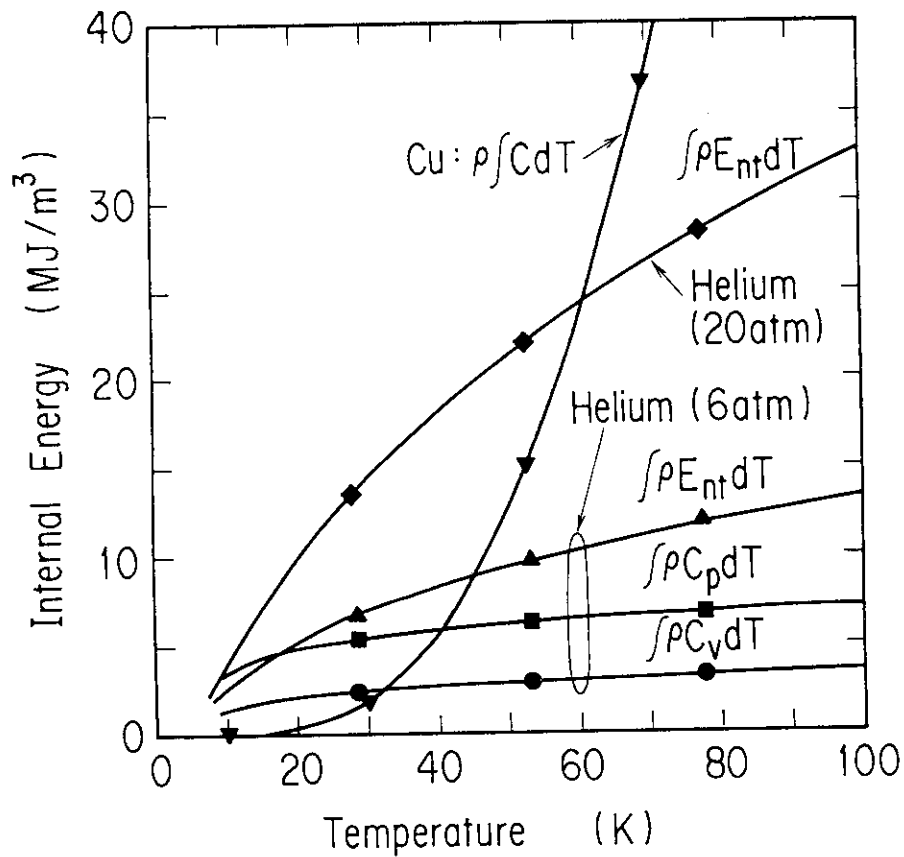


図5.11 ヘリウムの各種熱容量と銅の熱容量の比較

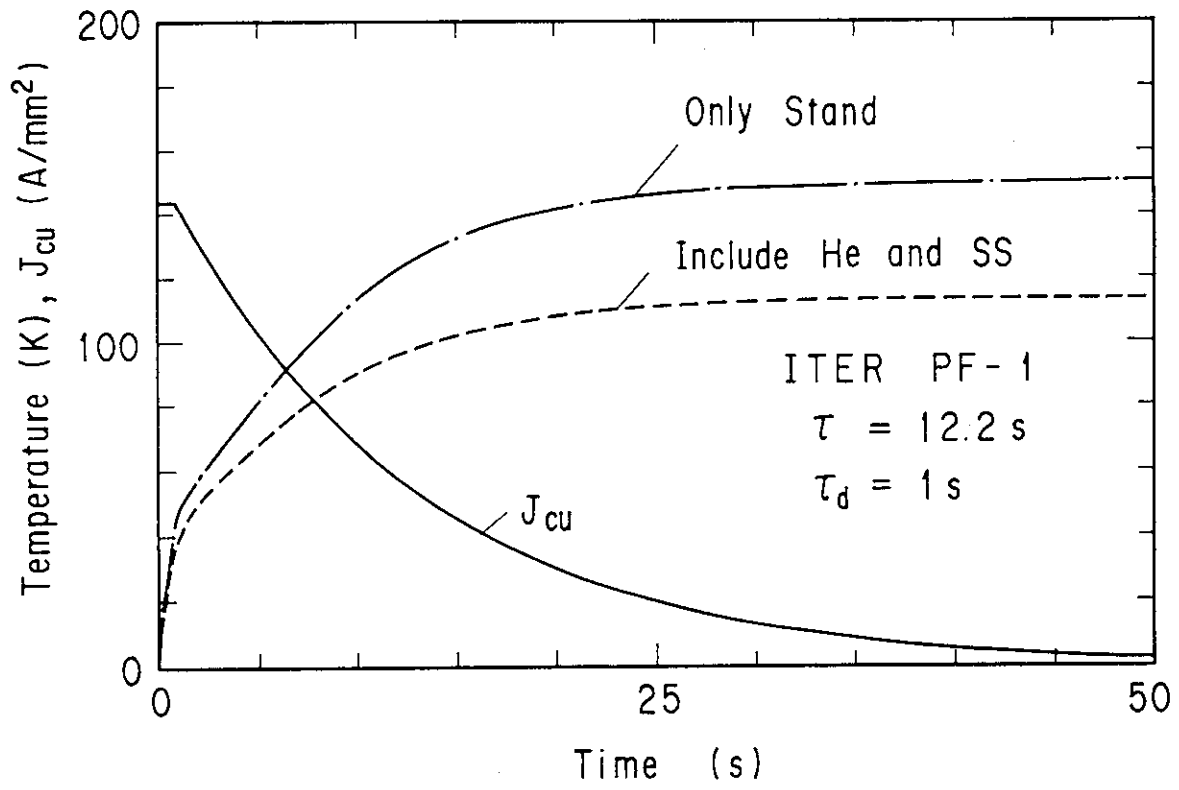


図5.12 核融合実験炉用中心ソレノイド・コイルのホット・スポット温度

## 6. 常電導転移検出法の考案

### 6. 1 はじめに

核融合炉用超電導磁石の開発の目的は、高磁界かつ高電流密度な超電導磁石の実現である。その磁界を利用して高温プラズマの閉じ込めを行う磁気核融合に使用するのだから、超電導磁石の性能がそのまま核融合炉の性能に影響を与えることは明白である。その要求性能は際限なく膨らんでいくが、けっして超電導磁石の開発の速度を越えることはできない。むしろ、超電導磁石に新しい技術が開発されると、核融合炉自身の仕様が変更される。

高磁界化は日本原子力研究所が開発した世界初の大型Nb<sub>3</sub>Sn導体を採用したテスト・モジュール・コイル<sup>9)</sup>によって可能性が示され、その後改良が進められている。一方、高電流密度化はただ材料開発だけでは解決しない複数の複雑な原因により明確な解答を得られていない。すなわち高電流密度化は、超電導体の構成材料のうち安定化銅と冷媒のヘリウム量を減らさなければならず、超電導電線が臨界電流に達するより危険な温度上昇による破損を考慮しなければならないからである。

超電導磁石の破損はあまり多く報告<sup>121)</sup>されてはいないが、その多くの原因は、常電導転移時の電流遮断の失敗による異常電圧の発生に起因した放電や、異常発熱による機械的破壊である。その破壊した超電導磁石の修理は極めて困難である。その現象は大型超電導磁石でも同様であり、その常電導転移を放置して置いては超電導磁石は間違いなく破損する。そのため、高電流密度化の研究は実験上の困難が大きいため従来は進展しなかった。

大型超電導磁石の安全性は、その保護装置がどのように働くかにかかってくる。これまでの研究開発<sup>122)</sup>で保護装置の構成は図6. 1に示す様な直流遮断器と放電抵抗を用いた方法が採用されている。そのうち、遮断器は10万回に一度程遮断を失敗する確率を持つ。そのため、図6. 1に示すように直流遮断器を両極性に取り付けように多重化すれば、遮断器の信頼性を十分高めることができる。従って超電導磁石の技術的問題点は、常電導転移の検出法の感度である。うまく常電導転移を示す信号を得られれば、保護連動自体は信頼性の高いものとなる。

本章は核融合実験炉用超電導磁石の高電流密度化をはかるために必要不可欠な常電導転移の検出法について述べる。本研究で開発された常電導転移検出法は、電圧法および流体法である。その実試験結果は高性能で信頼性が高く、大型超電導磁石でも実用的であることが証明された。こうして、常電導転移の検出感度が向上することによって、超電導磁石の高電流密度化が可能となった。

## 6. 2 常電導転移検出のこれまでの問題点

### 6. 2. 1 高電流密度化に必要な項目

超電導磁石の構成物質は、Nb-Ti や Nb<sub>3</sub>Sn などの超電導材料、安定化のための銅またはアルミニウム、冷媒であるヘリウム、電磁力を支持する構造材であるステンレス鋼、そして絶縁材料から構成される。国際熱核融合炉 (ITER) 用超電導トロイダル磁界コイル (TF コイル)<sup>14)</sup> の占有面積における材料構成を表 2. 3 に示す。占有面積の最も多い構造材と 3 番目に多い絶縁材はコイルの機械的要求と電気絶縁要求から決定されるもので、ここでは議論しない。ここで、検討するのは超電導々体の基本的構成材料である超電導材料、安定化銅およびヘリウムである。超電導材料の電流密度の向上はほとんど限界に近づいており、それがたとえ 2 倍になってもコイルの電流密度の向上には効果が無い。そのため、構成の割合の多い安定化銅及びヘリウムの減らすことが重要になる。ITER 用超電導 TF コイルの設計に用いられている電流密度を表 2. 3 に示す。巻線部の電流密度は余り高くないが、電線領域 (超電導材料、安定化銅、ヘリウム) の電流密度は 64 A/mm<sup>2</sup> と高い。そのため、安定化銅とヘリウムの量を減らさなければならない。よって、コイルは一旦常電導転移すると発熱が大きいため、温度上昇で破損する可能性が大きくなり、常電導転移時の磁石の保護がますます重要になってくる。

### 6. 2. 2 超電導磁石の保護技術

小型超電導磁石では 12 T の磁界を発生してかつ、巻線部電流密度 100 A/mm<sup>2</sup> 以上が実現している。それは、超電導磁石の安全性は保護装置の使用を前提として考えているからである。一方、大型超電導磁石の安全性設計の考え方は、今だ常電導が発生しても自律的に回復する完全安定化の設計理論である。それはいかにも過剰設計で、超電導磁石の占有面積は大きくなり、初期冷却だけでも大変になってしまう。

導体の機械強度と電気絶縁の向上のために強制冷却方式を用い、電流密度を上げなければ核融合炉自身が巨大化してしまう。そのため、核融合実験炉用超電導磁石では完全安定化の設計思想は採用できず、小型超電導磁石と同様に保護を前提にした超電導磁石の安全性を確保しなければならない。

一方、超電導磁石の絶縁特性は、コイルの放電時間に大きく影響を与える。常電導転移時の温度上昇を抑えるために、放電時間を早めなければならない。放電時間を早めるためには、コイルの絶縁特性を向上させなければならない。そのため、現在設計においては、導体の冷却方式は強制冷却とし、電気絶縁は FRP などによる固体絶縁を採用することにより、十分な絶縁特性を確保している。

一方、常電導領域の長さは時間の約 1.8 - 2.0 乗に比例して、加速度的に成長する<sup>102)-104)</sup>ため、常電導領域が短いうちに保護動作に入れば、コイルの温度上昇を抑えることが出来る。従って、短い常電導長さをいかに検出するかが最も重要な課題である。



### 6. 2. 3 常電導転移検出法－電圧法の問題点

これまで、大型超電導磁石の常電導転移検出法は、一般に両端電圧を中間端子などを用いたインダクタンス－抵抗（L－R）ブリッジ法であった。また、LCTコイルの場合<sup>123)</sup>はコイルの外表面に配置した検出コイルとコイルの両端電圧を電子回路で差を取っていた。それらの検出感度は約 $1/100$ （-40 dB）で十分でなく、外部磁界の変化に対しては十分なインダクタンスの補正を行っていない。そのため、誘導性のノイズが大きい場合には検出感度を極端に下げざるを得ず、信頼性が高く実用的な常電導転移検出法ではなかった。

### 6. 2. 4 電圧法を補完する流量異常検出法

超電導磁石も巨大化するに従って、超電導磁石の保護を行うための常電導転移検出法は複数化による信頼性の向上が重要になってくる。従来の電圧法は複数のコイル間の電磁誘導によるノイズで常電導転移の検出失敗が考えられる。そのため、これまでアコースチック・エミッション（AE）の観測を行ってきたが、常電導転移の検出技術の確立に必要な実験データが蓄積されていない<sup>124)～125)</sup>。

一方、強制冷却型導体を用いた小型実験において冷媒である超臨界圧ヘリウムの変化を観測していると、流量変化が常電導転移とよく応答している傾向が見いだされた<sup>126)</sup>。このため、以下の試験コイルを用いて、冷媒である超臨界圧ヘリウムの流量変化で、常電導転移を検出する流量異常検出法を考案し、その有効性を示した。

本実験に用いた試験コイルは図3. 12に外観を示すNb-Ti実証ポロイダル・コイル（DPC-U）<sup>10)</sup>である。DPC-Uコイルは核融合実験炉用超電導パルス・コイルの開発のために計画され、トロイダル・コイルの内側に配置される中心ソレノイド・コイルに直結する大型超電導磁石の開発を目的として製作されてきた。DPC-Uの超電導々体は、図3. 10に示すように、電気絶縁かつ機械的特性に優れた強制冷却型導体を採用しており、超電導材料はNb-Tiを用いて、巻線部電流密度は $25 \text{ A/mm}^2$ で最大磁界7 Tを発生する。

### 6. 3 共巻補正コイルによる電圧法

実証ポロイダル・コイルで使用する電源は、JT-60のポロイダル磁界コイル用の電源<sup>127)</sup>で、5 kV - 50 kAの容量を有する。この大型電源は、通常超電導磁石で使用する低圧電源とは比べものにならない電源ノイズがある。また、実証ポロイダル・コイルでは数個のコイルを励磁するため通常のブリッジ方式の誘導電圧補正はできない。そのため、以下のような共巻補正コイルをダブル・パンケーキごとに取り付けその特性を測定した。

補正コイルの電気回路は図6. 2に示すような構成をしている。コイルのダブル・パンケーキに発生する電圧 $V_0$ は以下の式で示される。

$$V_p = L_p \frac{dI}{dt} + r_n \cdot I_{op} + \Sigma (M_{ex} \frac{dI_{ex}}{dt}) \quad (6.1)$$

ただし、 $L_p$  はパンケーキの自己インダクタンス、 $r_n$  は常電導抵抗、 $I_{op}$  は電流値、 $M_{ex}$  は外部コイルとの相互インダクタンス、 $I_{ex}$  は外部コイルの電流値である。

一方、補正コイルに発生する電圧  $V_c$  は以下の式で示せる。

$$V_c = M_c \frac{dI}{dt} + \Sigma (M_{ex} \frac{dI_{ex}}{dt}) \quad (6.2)$$

ただし、 $M_c$  : パンケーキと補正コイルとの相互インダクタンスである。ここで、補正コイルと外部コイルとの相互インダクタンスは、相対的に距離が十分あるためパンケーキと外部コイルとの相互インダクタンスとは同一と近似できる。さらに、補正コイルはパンケーキとほとんど同一の幾何学的位置にあるため、以下の仮定が成立する。

$$L_p = M_c \quad (6.3)$$

よって、 $V_p$  と  $V_c$  の差分  $V_s$  は、図 6. 2 のようにブリッジで行うと、

$$V_s = V_p - V_c = r_n \cdot I_{op} \quad (6.4)$$

となり、実効電圧の出力が得られる。

共巻コイルは図 6. 3 に示すように、導体の角にテフロン絶縁電線をはめ込んだ後、繊維入りエポキシ樹脂で固定した。検出器とパンケーキの組合せは、図 6. 4 に示すようにダブルパンケーキごとに配置して検出精度を向上している。

検出器は図 6. 5 に示すような光ファイバーと砒石によって絶縁された高圧部 (AC 6.6 kV 対応)<sup>128)</sup> と制御用の低圧部からなっている。高圧部に L-Rブリッジがあり、補正コイルとパンケーキの実装上のインダクタンスのわずかな違いを調整する。

本実験では、Nb-Ti 実証ポロイダル・コイル (DPC-U) を最大磁界 5.25 T を 0.75 s で励磁できたので、その実験データから検出感度を算出する。図 6. 6 にそのときのコイル電流、コイル電圧、及び補正コイルの出力を示す。コイル電圧は 800 V のとき、補正コイルの電圧は 200 mV であり、検出感度は -72 dB となった。また、本検出器は 1 つのコイルに 4 台用いているため、ダブル・パンケーキごとの実効検出感度は約 1/4 になり -60 dB となる。この様なダブル・パンケーキごとに検出器を配置する方法は、発生電圧や実装上も実用的であり、検出感度は 72 dB は確保できる。この結果は、従来法に比べて 3.4 倍 (32 dB) 感度が向上した。

さらに、図 6. 6 の補正電圧を観察すると、励磁中のノイズの成分は交流損失による実効成分であることがわかる。補正電圧の時間積分を電流の関数にした波形と、検

出コイルによって測定された磁化 ( $B-M$ ) 曲線の波形は相似である。この通電の場合の検出感度は実測されたノイズの 2 倍の 400 mV と設定しており、その電圧は 7 m の導体が常電導転移したことに相当する。この DPC の励磁条件である磁界変化率は 7 T/s で、ITER の中心ソレノイド・コイルの磁界変化率は 2 T/s である。よって、ノイズ源である交流損失も磁界変化に逆比例しているため、ITER の場合の最小検出感度は常電導長さ換算で 2 m 以下であると予想される。

よって、信号とノイズ (SN) 比を定めるノイズは、本来超電導磁石に発生している交流損失などの実効成分であり、これ以上の性能の向上はアナログ式では容易ではない。これ以上のノイズ除去をするには、コイルの交流損失を電流と電流の変化率から計算して除去する方法が考えられる。しかし、ITER 程度の励磁速度であれば、アナログ式のノイズ除去方式が信頼性が高く最適である。

#### 6. 4 流量異常検出による流体法

従来の電圧法とはまったく異った原理<sup>126)</sup>に基づく、冷媒である液体ヘリウムの流量の異常を検出する方法を考案し、その実験結果を得た。その原理は、強制冷却型導体を用いた超電導磁石の高磁界側の冷媒導入部に取り付けた流量計の変化によって常電導転移を検出する方法である。

##### 6. 4. 1 流量計の実装

図 3. 10 に示すような強制冷却型導体を用いた超電導磁石は、冷媒に超臨界圧ヘリウムを用いている。その冷媒流路は図 6. 7 に示すように高磁界側から供給され、一定な冷媒流量でコイルは励磁される。本方式は、各ダブル・パンケーキの冷媒供給配管に流量計を据え付けて冷媒流量を測定し、その流量変化を常電導転移の判定信号に用いた。

##### 6. 4. 2 流量閉塞現象

DPC-U コイルの励磁実験において、誘導加熱による人工的にクエンチを発生させた時の測定結果を図 6. 8 に示す。図 6. 8 のなかで、時間軸 0.2 秒において誘導加熱を 10 ms 印加し、超電導々体は常電導転移し、常電導部が伝播していった様子が電圧波形からわかる。そのとき、超臨界圧ヘリウムは各流量計に 12.5 g/s 流れていた。その流量は差圧計で 55 mmHg に相当している。また、この流量波形のなかで、約 3 Hz の振動は流量測定上の振動であり常に発生している。図中の流量は常電導伝播とほとんど同期して低下しており、この条件では時間 2 秒で流量異常検出器が動作し、保護回路が動作した。そのときの常電導電圧は 16 mV で常電導の長さはわずか 1 m でしかない。

その流量低下の原因は、常電導の発生による発熱が冷媒に入り、冷媒が膨張し流路を閉塞し、さらに逆流するためである。そのため、常電導転移の場所と流量計の距離

によりその検出の遅れ時間は差があるが、一般的に常電導転移しやすい場所は高磁界部であるため、図 6. 7 に示すように冷媒導入部に流量計を設置すれば検出の遅れは生じにくい。DPC-Uコイルの場合は流量計と常電導転移させた場所の距離は約 1 m と短いため、図 6. 8 に示すように流量の変化の反応は早く、放電（放電時定数は 1 秒）後に直ちに流量は回復している。

#### 6. 4. 3 流体変化の数値解析

4 章で示した次元ヘリウム流体数値計算プログラムをもちいて常電導転移の発生を模擬解析した結果を図 6. 9 に示す。計算条件は DPC-Uコイルに 30 kA を通電し 7 T の磁界を発生している場所に、誘導加熱によって素線に直接  $10\text{W}/\text{cm}^3$  の熱を 10 ms 印加した後、常電導転移が伝播していく現象を、導体長さ 5 m について数値解析した。

図 6. 9 の実験において定常流量は  $12.5\text{ g/s}$  であるから流体の速度は  $0.3\text{ m/s}$  であり、約 2 秒後に常電導長さ 1 m となって流量が  $0\text{ g/s}$  になった。一方、計算では常電導長さが 1 m になった時 ( $0.5\text{ s}$ ) の流速は  $8\text{ m/s}$  となっており、実験値と計算値は一致していない。それは、流量を測定している供給配管が図 6. 7 に示すように導体に対して T 字分岐しているため、次元ヘリウム流体数値計算プログラムでは、流量計のある場所の流量を計算出来ないためである。しかし、計算結果は定性的に、冷媒が逆流する現象をよく説明している。

#### 6. 5 まとめ

- (1) 従来のブリッジを用いた電圧法を用いた常電導転移検出法とは異なり、共巻補正コイルをダブル・パンケーキ毎に取り付けて誘導電圧を積極的に除去した方法を用いると、核融合実験炉の場合の最小検出感度は常電導長さ換算で 2 m 以下である。そのため、本新方式は核融合実験炉においても十分に実用的である。
- (2) 従来の電圧法とはまったく異った原理に基づく、冷媒である液体ヘリウムの流量の異常を検出する流体法により、電氣的ノイズに強い常電導転移検出を開発した。この研究成果により今後、超電導磁石の保護の信頼性を大幅に向上させることができる。
- (3) 上記の 2 方式を併せて用いることによって、核融合実験炉の超電導磁石の安全性は飛躍的に向上し、ひいては超電導磁石の電流密度の向上が可能になった。

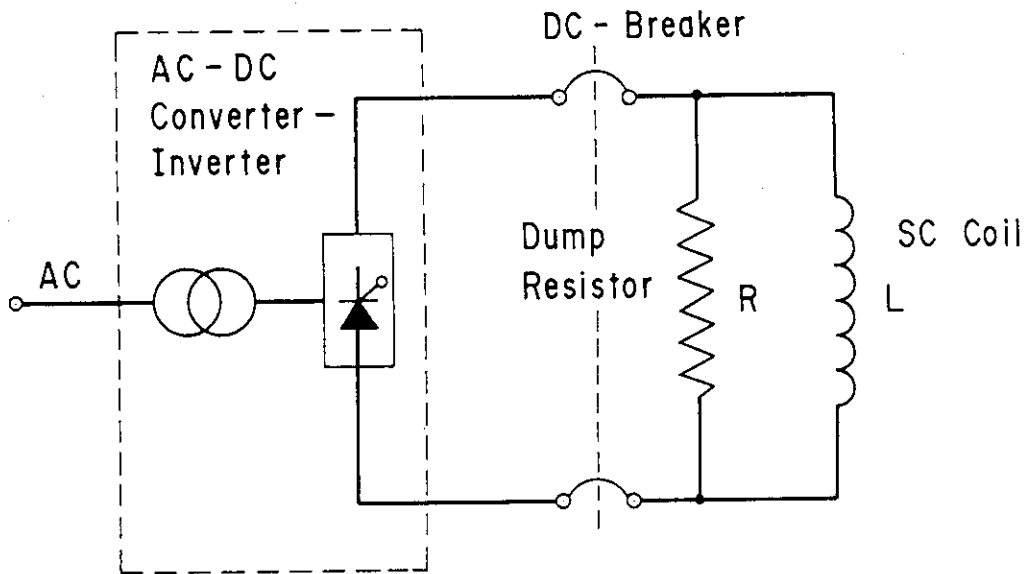


図6.1 超電導磁石の保護回路

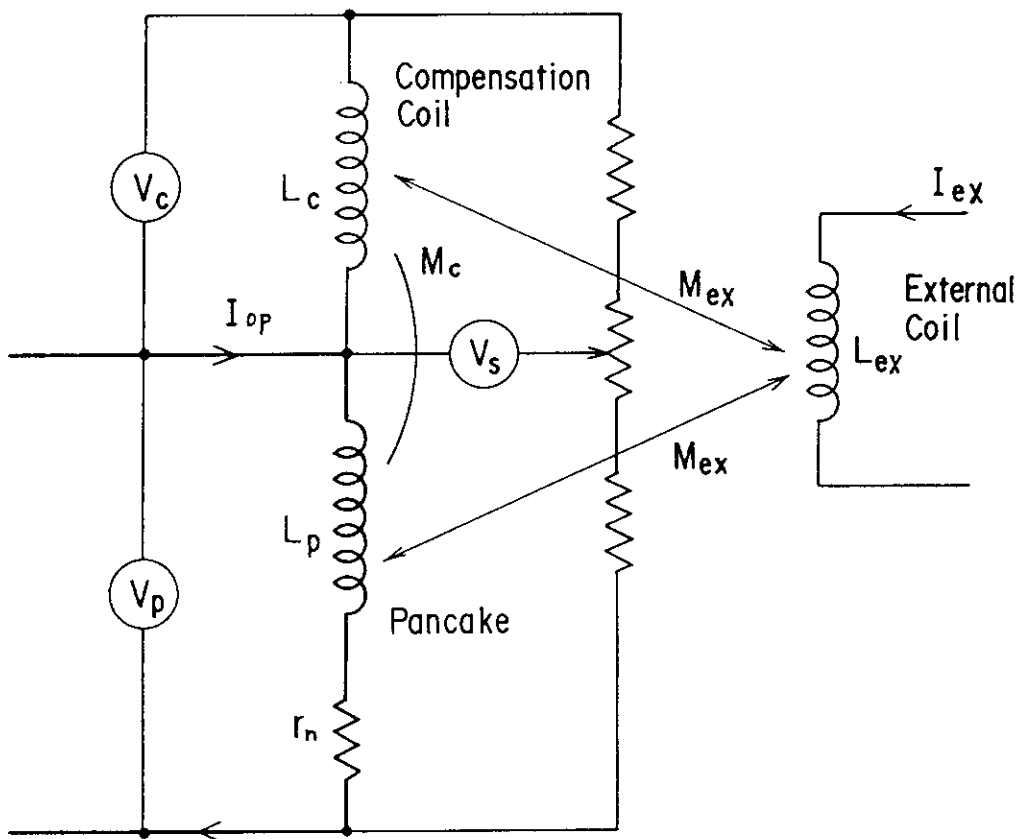


図6.2 パンケーキと補正コイルと外部コイル間のインダクタンスの関係

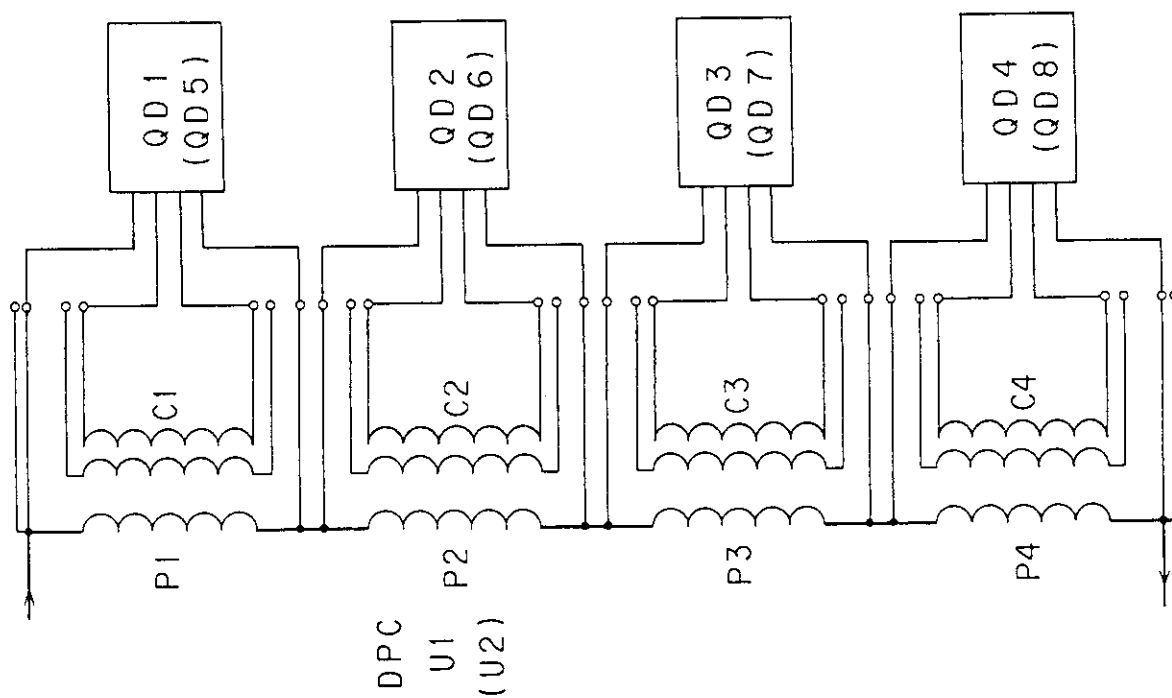


図6.4 パンケキーと常電導転移検出器

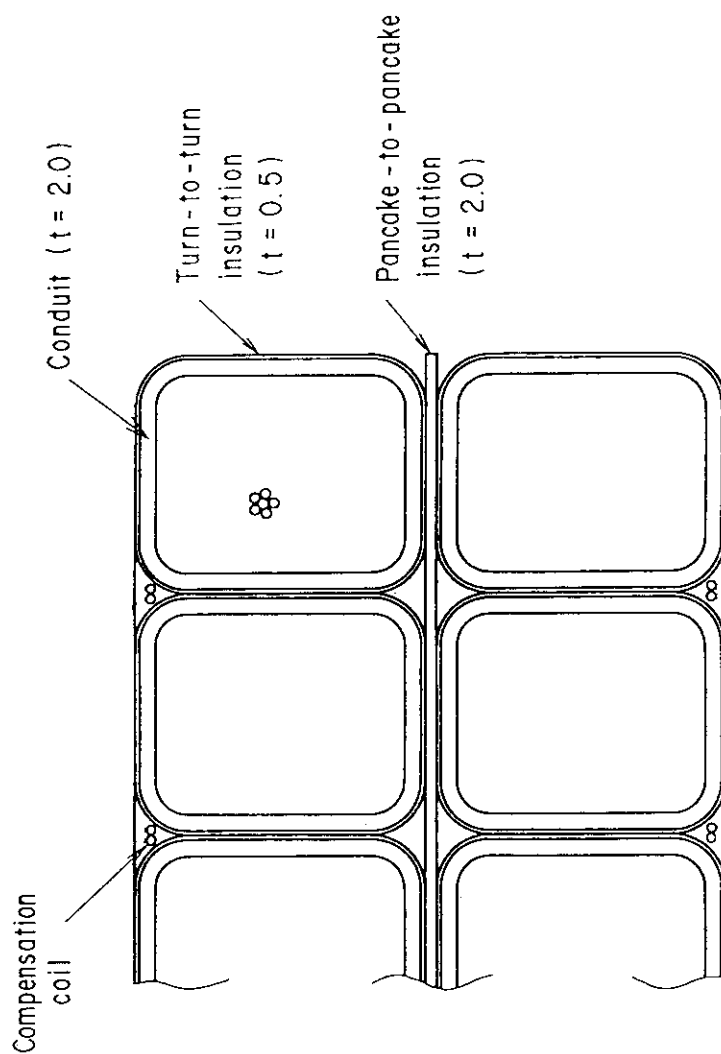


図6.3 補正コイルの実装状態 (DPC-U)

V - P : Volt. - Photo. Converter  
 D - P : Digital - Photo. Converter

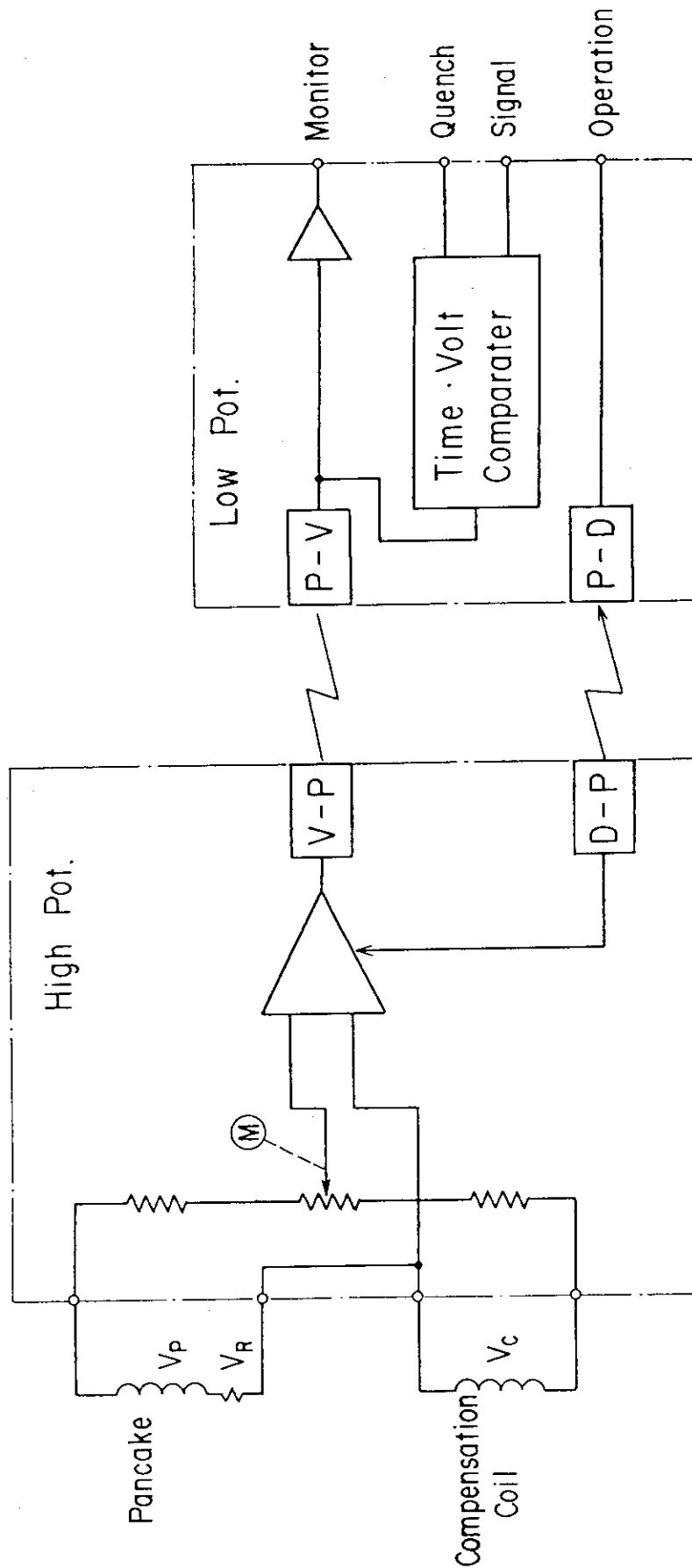


图 6.5 常電導轉移檢出器

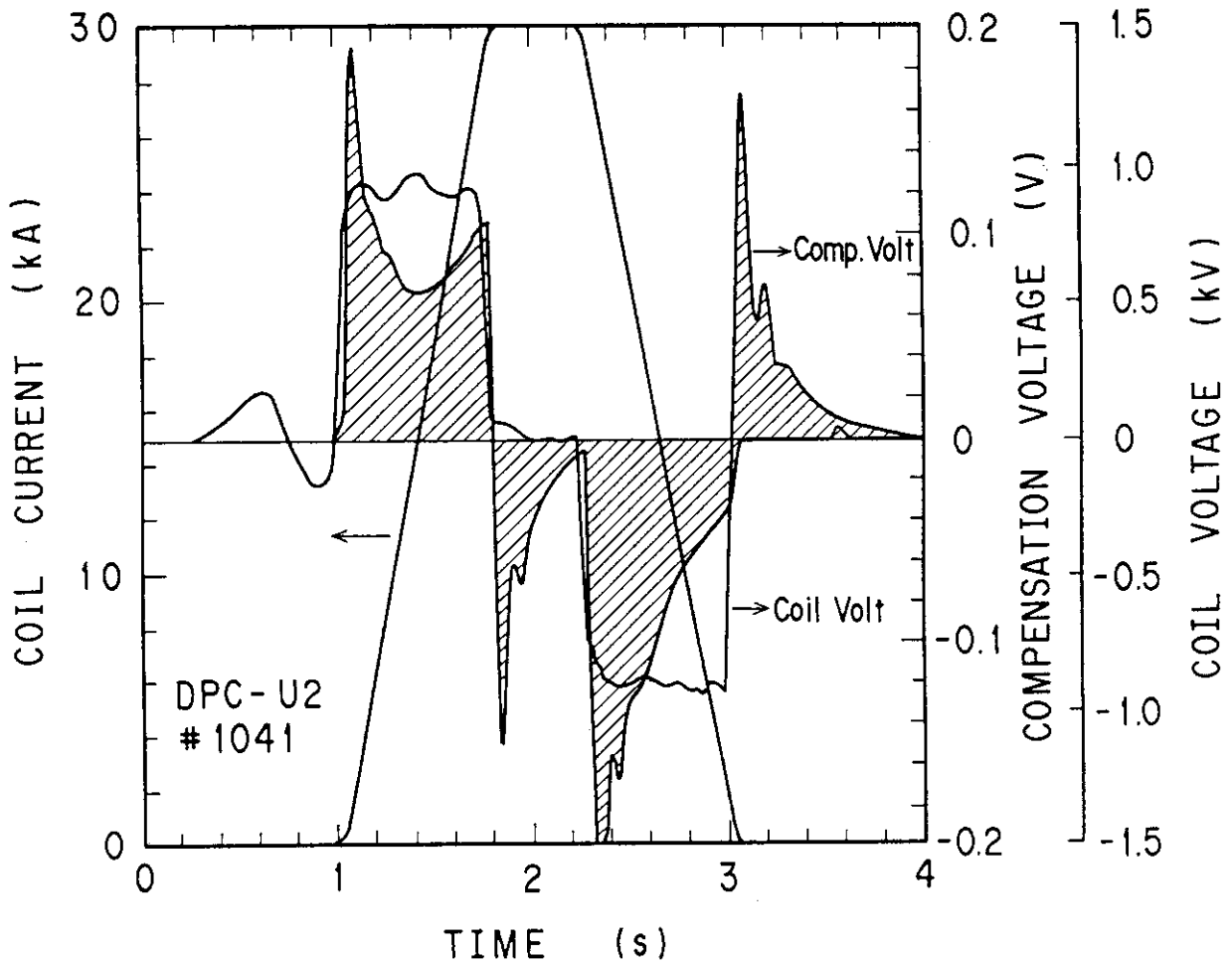


図6.6 共巻補正コイルの補正特性

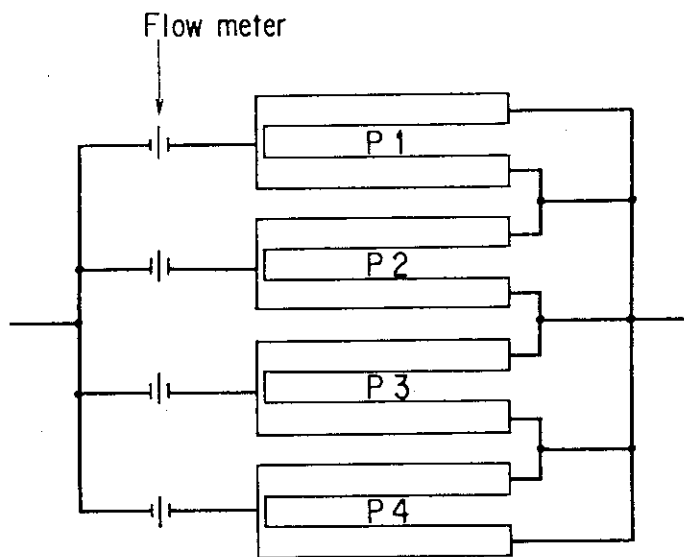


図6.7 強制冷凍コイルの冷却流路と流量検出器



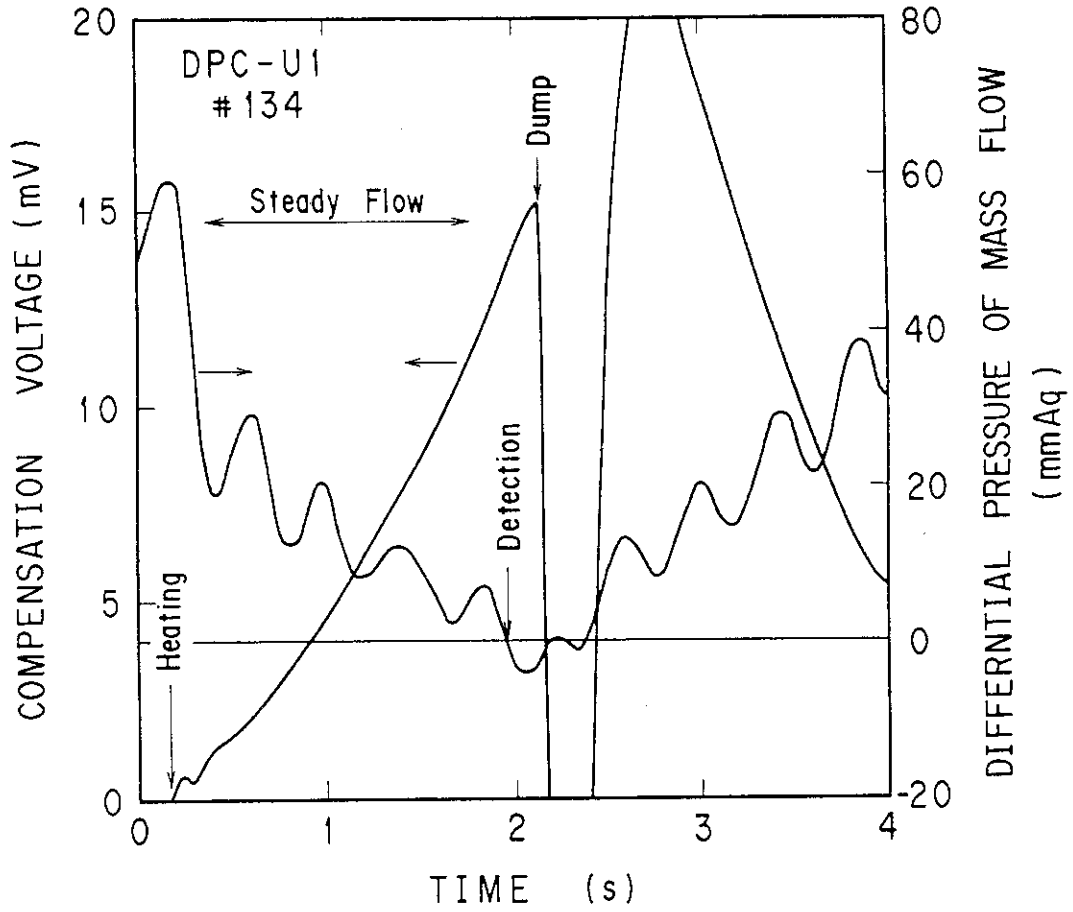


図6.8 常電導転移時の流量計の閉塞現象

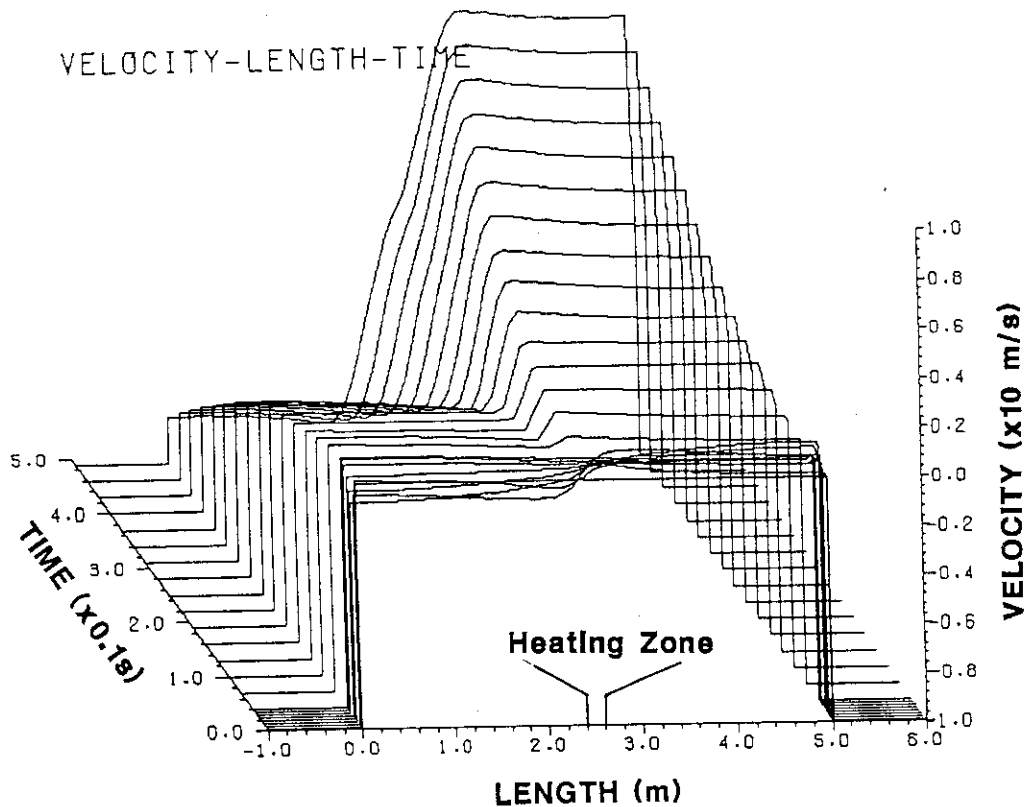


図6.9 常電導転移時の流体解析

## 7. 大型強制冷却型導体に対する提案

### 7. 1 はじめに

本研究の目的は、強制冷却方式による大型超電導々体の安定性と保護に関する設計基準を確立することを目指したものである。そのために、実証ポロイダル・コイル群の安定性の測定を行い、常電導伝搬速度の観測を行い、それらの観測から流体による常電導転移検出法を考案した。これらは実際に超電導磁石の保護回路に組み込まれて使用されている。

本章では、これまで行ってきた研究結果から、核融合実験炉に使用する超電導磁石用のうち中心ソレノイド・コイル用大型強制冷却型導体と、その設計基準に対する提案を示す。中心ソレノイド・コイル用導体案はITER概念設計案を改良したものである。大型強制冷却型導体の安定性と保護の観点から、導体案を提案し、これまでの解析方法を用いて導体案を評価する。この導体案は、今後のITERの長期R&D計画で試作され評価される予定である。さらに導体の開発の方向性についても簡単に述べる。

核融合実験炉用超電導磁石の目的は磁界の発生である。中心ソレノイド・コイルは、特に限られた空間に発生する磁束を多くするため、磁束密度 +13.5 T から -12.5 T までを1運転周期で発生する。さらに、2章で示した様に電磁力に耐えうる機械的強度に必要な構造材は不可欠である。そのため、電流密度の向上が必要となる。電流密度の設計上限についての議論は参考文献(131)-(132)などで議論されていて、ホット・スポット温度によって決定されているようである。本研究では超電導々体の電流密度の決定には、ホット・スポット温度に加えて安定性マージンの考え方を提案する。

### 7. 2 核融合実験炉用強制冷却型導体の提案

素線性能： 核融合実験炉用中心ソレノイド・コイルに用いる超電導々体で使用する素線は直径が約0.9 mmの丸線である。その断面を図7. 1 (b)に示ように、(NbTi)<sub>3</sub>Snフィラメントを含む芯部の回りに、約4 - 20 μm厚のタンタル(Ta)隔壁が錫の安定化銅への拡散を防止している。安定化銅はタンタル隔壁の外側に配置し、機械的な緩衝の働きと芯を成形するための外側から圧力を加えている。さらに、外表面には厚さ2 - 5 μmのクロム被覆が施されているのはNb<sub>3</sub>Sn実証ポロイダル・コイル(DPC-EX)で開発された技術である。素線の諸元は表7. 1に示す。

素線の超電導特性は、以下の性能を目標に進めている。目標性能値は磁界12 Tで

温度 4.2 K の試験条件で測定するものと定義する。ただし、電流密度を向上させた (NbTi)<sub>3</sub>Sn 超電導材料はフィラメント間が局所的に結合しているため、製作されたフィラメント径ではなく、ヒステリシス損失の測定によって逆算される実効的なフィラメント径を有効フィラメント径という。

- (1) 臨界電流値 : 800 A/mm<sup>2</sup> 以上  
 (2) 有効フィラメント径 : 10 μm 以下

素線の製造方法は、内部拡散法とチューブ法<sup>133)</sup>、ブロンズ法<sup>134)</sup>によって実現できる可能性がある。現在それぞれの製造方式ごと試作開発を進めている。

導体の構成： 中心ソレノイド・コイル用超電導々体は、上記の素線を 675 本燃合わせた燃線を純チタン (Ti) またはステンレス鋼の厚さ 1 mm 程度の管に挿入して製作する。導体断面を図 7. 1 (a) に示し、導体の諸元を表 7. 1 に示す。図 2. 16 に示す概念設計案との違いは、電線領域を円形化して、導体長手方向の歪特性の劣化<sup>135)-136)</sup>を低減するために純 Ti を第一電線管に採用した点である。導体製作上の技術的問題点は、Ti 管の加工特性と溶接特性の解明が不十分である点と、素線の電流密度がどの程度向上できるかが不明である。それら点を解明するには実規模の導体を試作し評価する以外に方法はない。

第二電線管は高強度ステンレス鋼 (JN1 など) を使用することによって、静的応力は 800 MPa まで使用可能である。絶縁材は、中性子の影響の少ないボロン (B) を含まない T または S ガラス繊維を導体に巻き付けて、その後エポキシ樹脂を用いて真空含浸する。これらの製造方式は高強度 Nb<sub>3</sub>Sn 実証コイル (DPC-TJ)<sup>42)</sup> で開発された製作技術である。

導体の諸元を表 7. 1 に示すように、電線領域での電流密度は 53 A/mm<sup>2</sup> に達するが、巻線部では 24.4 A/mm<sup>2</sup> まで低下する。この様に、定格磁界 13 T かつ定格電流 40 kA で 2 T/s 変動磁界中で動作可能な性能を期待される中心ソレノイド・コイル用導体は、核融合実験炉用超電導磁石の中では最も困難な技術を必要とする。

### 7. 3 臨界特性の解析

上記の素線の臨界特性を解析した結果を表 7. 1 に示す。現状ではまだ開発中であるため臨界電流値が 12 T かつ 4.2 K に於て 800 A/mm<sup>2</sup> で長手方向に 0.2 % の歪が加わった状態での素線 (ほぼ理想的な特性) と、臨界電流値が 600 A/mm<sup>2</sup> で長手方向に 0.4 % の歪が加わった素線 (現状の特性) の両方の条件で以下の方法で解析した。

超電導々体の臨界電流や分流開始温度の解析には、米国 LLNL の L. Summers らの提案する以下の計算式<sup>137)-139)</sup>を用いた。臨界電流値  $J_c$  は温度  $T$ 、磁界  $B$  と導体長手方向の歪  $\varepsilon$  を与えることによって以下の式で求めることができる。

$$J_c(B, T, \varepsilon) = C(\varepsilon) (B_{c2}(T, \varepsilon))^{-0.5} (1 - t^2)^2 b^{-0.5} (1 - b)^2 \quad (7.1)$$

ただし、 $B_{c2}$  は温度  $T$  と歪  $\varepsilon$  によってきまる臨界磁界であり、 $C(\varepsilon)$  は臨界電流密度の係数である。また、 $b$  は規格化磁界で、 $t$  は規格化温度である。それらは、以下の式で定義される。

$$B_{c2}(T, \varepsilon) = B_{c20}(\varepsilon) (1 - t^2) [1 - 0.31 t^2 (1 - 1.77 \ln(t))] \quad (7.2)$$

$$t = T / T_{c0}(\varepsilon) \quad (7.3)$$

$$b = B / B_{c2}(T, \varepsilon) \quad (7.4)$$

$$C(\varepsilon) = C_0 (1 - a |\varepsilon|^u)^{0.5} \quad (7.5)$$

上記の式で、 $T_{c0}$  は臨界温度の歪の影響であり、同様に  $B_{c20}$  は臨界磁界の歪の影響である。

$$T_{c0}(\varepsilon) = T_{c0m} (1 - a |\varepsilon|^u)^{1/w} \quad (7.6)$$

$$B_{c20}(T, \varepsilon) = B_{c20m} (1 - a |\varepsilon|^u) \quad (7.7)$$

ただし、 $B_{c20m}$ 、 $T_{c0m}$ 、 $C_0$  は超電導物質固有の特性で、素線の臨界電流や臨界温度の測定結果から求めことのできる定数である。また、式中の  $a$ 、 $u$ 、 $w$  は定数で  $a = 900$  ( $\varepsilon < 0$ )、 $a = 1,250$  ( $\varepsilon > 0$ )、 $u = 1.7$ 、 $w = 3$  である。この計算式は、4章の臨界電流や臨界温度の予測に利用できた。7. 2. 項の試作素線 ( $(\text{NbTi})_3\text{Sn}$ ) の臨界電流の目標値と上記式の推定値が合致する定数の値は、 $B_{c20m} = 28$  (T)、 $T_{c0m} = 17$  (K)、 $C_0 = 12,000$  ( $\text{A} \cdot \text{T}^{1/2}$ ) であった。

その物質定数を用いて、中心ソレノイド・コイルの動作点付近 (10 T - 15 T) の臨界電流値、臨界温度と分流開始温度の磁界特性を図 7. 2 に示す。臨界電流  $I_c$  は超電導特性  $800 \text{ A/mm}^2 - 0.2\%$  と  $600 \text{ A/mm}^2 - 0.4\%$  の2条件で求める。臨界電流比 ( $I_c / I_{c0}$ ) は 2.6 から 1.4 と大きく変化する。臨界温度  $T_c$  は2条件でも大きく変化はしないが、分流開始温度  $T_{cs}$  は 7.1 - 5.7 K と大きく変化する。定格運転状態 (13 T) で温度マージンを 2 K 以上とすることが ITER の概念設計の期待値であるが、超電導特性が  $600 \text{ A/mm}^2 - 0.4\%$  の場合には達成できない。しかし、導体の設計において温度マージンは重要な要素ではなく、あくまで安定性マージンがどれだけ取れるかが重要である。

#### 7. 4 安定性マージンとホット・スポット温度の解析

第 5. 4 項で示した方法で提案導体のホット・スポット温度を計算した。この場合の安定化銅の抵抗率  $\rho_c$  は、残留抵抗率 (RRR) が 100 のもので、磁気による抵

抗の増加を以下の式で与えられるものとした。

$$\rho_c = 1.78 \times 10^{-10} + 4.46 \times 10^{-11} B(T) \quad (7.8)$$

ただし、磁界  $B$  の単位は  $T$  で与えるものとする。さらに、放電時定数は  $10 \text{ s}$  と不感時間を  $1 \text{ s}$  として計算した結果を図 7. 3 に示す。定格運転状態 ( $13 \text{ T}$ ) では  $141 \text{ K}$  であり、ITER の設計指針である  $150 \text{ K}$  は満足した。安定化銅の抵抗率の変化は磁界  $10 - 15 \text{ T}$  の間では大きくないのでホット・スポット温度の磁界の影響は少ない。むしろ、安定化銅の電流密度に大きく依存する。中心ソレノイド・コイル用導体は  $45 \text{ kA}$  で  $200 \text{ K}$  のホット・スポット温度であるので、 $45 \text{ kA}$  以上の運転を行う場合は保護時定数を短くする必要がある。

次に、第 4. 2 項で示した無次元安定性解析の手法で提案導体の安定性限界を予測する。計算に使用する臨界温度と分流開始温度は 7. 3 項の計算方法で計算した。また、安定化銅の磁気抵抗は式 (7.8) を用いた。超電導特性が  $800 \text{ A/mm}^2 - 0.2\%$  と  $600 \text{ A/mm}^2 - 0.4\%$  の 2 条件を解析した結果を図 7. 4 に示し、磁界  $13 \text{ T}$  でそれぞれ  $148, 110 \text{ mJ/cm}^3$  の安定性マージンが期待できる。両者条件の温度マージン ( $T_{cs} - T_b$ ) の差は  $2.6 \text{ K}$  と  $1.2 \text{ K}$  で 2 倍あるにもかかわらず、 $T_c$  の差は  $9.6$  と  $9.5 \text{ K}$  と少ないためであろう。そのことは、制限電流の値が ( $T_{cs} - T_b$ ) ではなく ( $T_c - T_b$ ) に比例する事と一致する。

現状の設計値では ITER の安定性マージンの目標値  $200 \text{ mJ/cm}^3$  は十分には満足できない。そのため、冷却周長と通電電流値の条件について安定性マージンを計算してみると、図 7. 5 の様に安定性マージンは変化する。定格電流を  $35 \text{ kA}$  にするか冷却表面積を  $1.2$  倍にする事が考えられる。つまり、定格電流密度を下げた発熱量を低減するか、冷却能力を増加させることである。安定性マージンの向上させるには、以下の 3 つの方法を項目検討をする。

- (a) 安定性の向上には素線の径を下げて冷却周長を長くする。
- (b) 安定化銅の量を多くし、常電導転移時の発熱を抑える。
- (c) 定格電流を下げる。

いずれの場合も、素線が小さくなるために臨界電流密度の劣化や製作の工数の増加や、導体の電流密度が下がるなど不具合点との調整が必要である。

## 7. 5 定格動作点での安定性マージンとホット・スポット温度の関係

ITER の安定性に対する設計基準として、温度マージンを  $2 \text{ K}$  以上にするとか、 $200 \text{ mJ/cm}^3$  などは今後さらに議論の必要があるが、核融合実験炉用中心ソレノイド・コイル用導体の現状の設計による動作点を磁界 - 電流特性上で図 7. 6 に示す。図中でホット・スポット温度は磁界に余り影響は少なく、しかし安定性は  $100, 200 \text{ mJ/cm}^3$  については磁界に対して大きな制限を受ける。現状設計案の直径  $\phi 0.9 \text{ mm}$  素線で

は  $150 \text{ mJ/cm}^3$  程度の安定性マージンしか確保できないが、図中の I M と E O B が I T E R の運転上の初期励磁時と燃焼終了時の動作点である。また、M が I T E R の長期開発で製作する中心ソレノイド・コイル ( C S ) 用モデル・コイルの動作点 (  $13 \text{ T} - 40 \text{ kA}$  ) である。試験条件の I M、M、E O B とともに評価が可能である。

現状の導体の設計基準で最も不確定なのは、安定性マージンの要求量と擾乱の量である。それについて、これまでの研究結果を踏まえると、安定性の要求値は  $100 \text{ mJ/cm}^3$  であり、現状の設計案でも十分満足できる。また、ホット・スポット温度によって安定化銅の量を要求しているが、現状の設計でも  $150 \text{ K}$  以下の設計が可能である。このように、中心ソレノイド・コイル用導体の設計は、動作点に於ける安定性マージンとホット・スポット温度によって最適設計を行うべきである。

## 7. 6 本推定法の適用範囲と問題点

本提案に用いた推定法の適用範囲と、これまで行ってきた研究と今後の技術的問題点を以下に示す。

誘導加熱量の校正実験： 擾乱として与える誘導加熱量の校正を行う場合、実際の導体の置かれる磁界と、校正を行う磁界の違いを一致させなければならない。この校正値が正確でないと、安定性特性の絶対値に大きな狂いが生ずる。

物性値： 安定性の推定に用いる物性値のうち、超電導材料の臨界温度と安定化銅の抵抗率は精密な測定が必要である。これらの物性値は安定性マージンの推定に大きな誤差を与える。

無次元解析： 安定性マージンの推定は、直径  $1 \text{ mm}$  程度素線を用いたのケーブル・イン・コンジット導体を想定して実験データの取得と解析を行ってきた。直径が  $2 \text{ mm}$  以上の素線を用いると、導体の圧損が小さくない、クエンチ時の流量閉塞が起こりづらくなる。そのため無次元熱解析が適応しなくなる。また、加熱長の安定性マージンにたいする影響は、参考文献(140)に示すように、加熱長さが長くなると安定性マージンが減少する傾向が見られる。さらに、詳細な実験が必要である。

大型導体の高磁界での安定性マージン： 現状の実験で得られた大型超電導々体の安定性マージンは、磁界が約  $4 \text{ T}$  と低いため、I T E R の中心ソレノイド・コイルの動作する磁界  $13 \text{ T}$  での導体の安定性を正確に推定するためには、より高磁界で大型導体の安定性マージンの測定を行う必要がある。

大型導体のホット・スポット温度： 大型導体のホット・スポット温度の測定結果が無い。今後、大型導体のホット・スポット温度を測定して、小型導体の推定が一致するかどうか確認する必要がある。

常電導転移検出法： 常電導転移検出法のうち電圧法は、機械強度の向上の為に導体の角が鋭角になり、共巻ピックアップを巻線内部に実装することが困難になりつつある。流体法では、流量計とクエンチする間の距離が約  $50 \text{ m}$  程度になった場合は、流量変化量の割合が小さくなる可能性がある。

以上の問題点を解決するために、ITERの長期R&D計画で原型級の超電導磁石を製作して、実際に通電試験を行い実験データを採取する予定である。さらに、コイル製作に先駆けた実寸導体試作などの実証試験においても多くの測定データを得る計画である。

## 7.7 まとめ

設計基準は以上の議論により、以下の結論に到達する。

(1)安定性マージンの向上には以下の様な改善をする。

(a)安定性の向上には素線の径を下げて冷却周長を長くする。

(b)安定化銅の量を多くし、常電導転移時の発熱を抑える。

(c)定格電流を下げる。

いずれの場合も、素線が小さくなるために臨界電流密度の劣化や製作の工数の増加や、導体の電流密度が下がるなど不具合点があり、設計上の最適化を考慮する必要がある。

(2)ホット・スポット温度の制限により、安定化銅の必要量が決定される。但し、現状の中心ソレノイド・コイルの設計では、安定性の確保のための安定化銅の要求の方が多く、ホット・スポット温度が設計上の制限になっていない。

(3)強制冷却型導体は、動作点に於ける安定性マージンとホット・スポット温度を求めることによって、導体の諸元である超電導材と安定化銅の割合、冷却周長を最適に設計すべきである。

表7.1 中心ソレノイド・コイル用超電導素線の提案

## 【素線】

直径	0.92	mm
銅比 (Cu/SC)	1.6	
クロムメッキ厚み	5	$\mu\text{m}$
磁界	13.	T
抵抗率	$7.56 \times 10^{-10}$	$\Omega\text{m}$

高電流密度型素線 内部拡散法、チューブ法	低損失型素線 ブロンズ法
-------------------------	-----------------

開発目標	800-0.2	600-0.4	
	磁界 12 T	A/mm <sup>2</sup> - %	A/mm <sup>2</sup> - %
臨界電流値	570.		353. A/mm <sup>2</sup>
臨界温度 (Tc)	9.6		9.5 K
分流開始温度 (Tcs)	7.1		5.7 K
温度マージン (Tm)	2.6		1.2 K
臨界電流比 (Ic/Iop)	2.3		1.4
制限電流値	46.8		45.9 kA
安定性マージン	148.		110. mJ/cc-str

## 【導体】

定格電流値	40.0 kA、素線数: 675		
第一コンジット材	純Tiまたはステンレス鋼 (JK1), 1.0mm厚		
第二コンジット材	ステンレス鋼 (JN1)		
絶縁材	T-ガラス繊維+エポキシ樹脂 (真空含浸) 0.5mm厚		
断面積	素線	448. (107%)	mm <sup>2</sup>
	ヘリウム	275. (37%) (電線領域: 755.)	mm <sup>2</sup>
	ステンレス鋼	765.	mm <sup>2</sup>
	絶縁材料	80.	mm <sup>2</sup>
合計	1600.		mm <sup>2</sup>



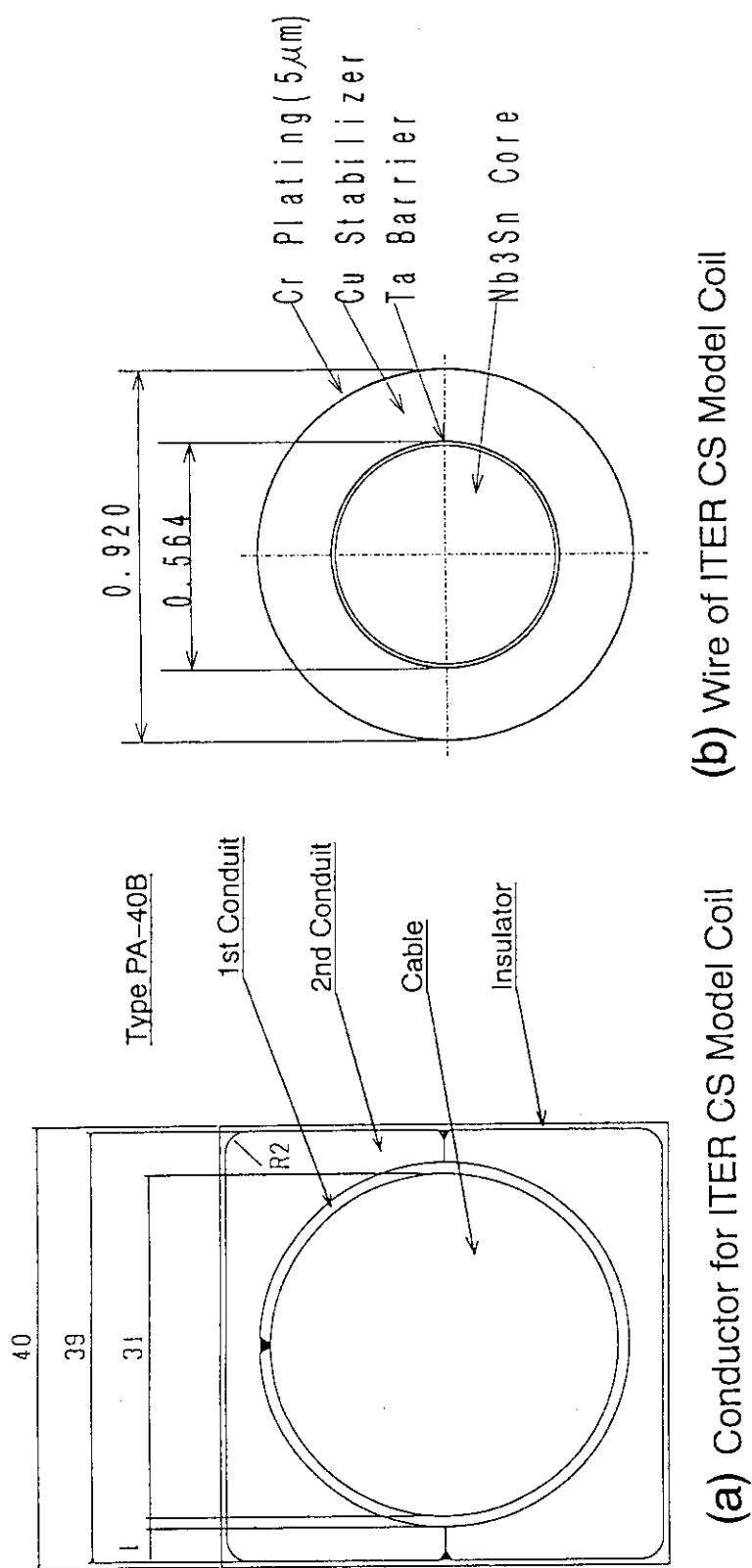


図7.1 核融合実験炉用中心ソレノイド・コイル用導体と素線断面  
 (a) 導体設計案, (b) 素線設計案

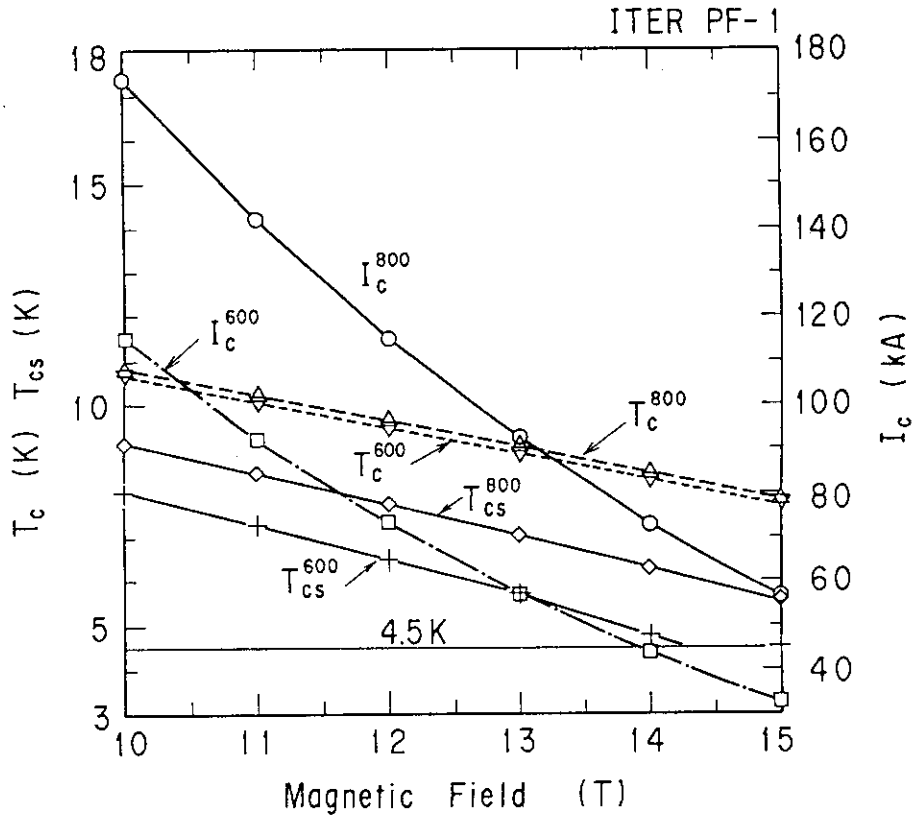


図7.2 臨界電流，臨界温度と分流開始温度の推定。 $I_c$ が臨界電流， $T_c$ が臨界磁界， $T_{cs}$ が分流開始温度，添字800が12T-4.2Kで $I_c$ が800A/mm<sup>2</sup>で歪-0.2%の条件，添字600が600A/mm<sup>2</sup>で歪-0.4%条件。

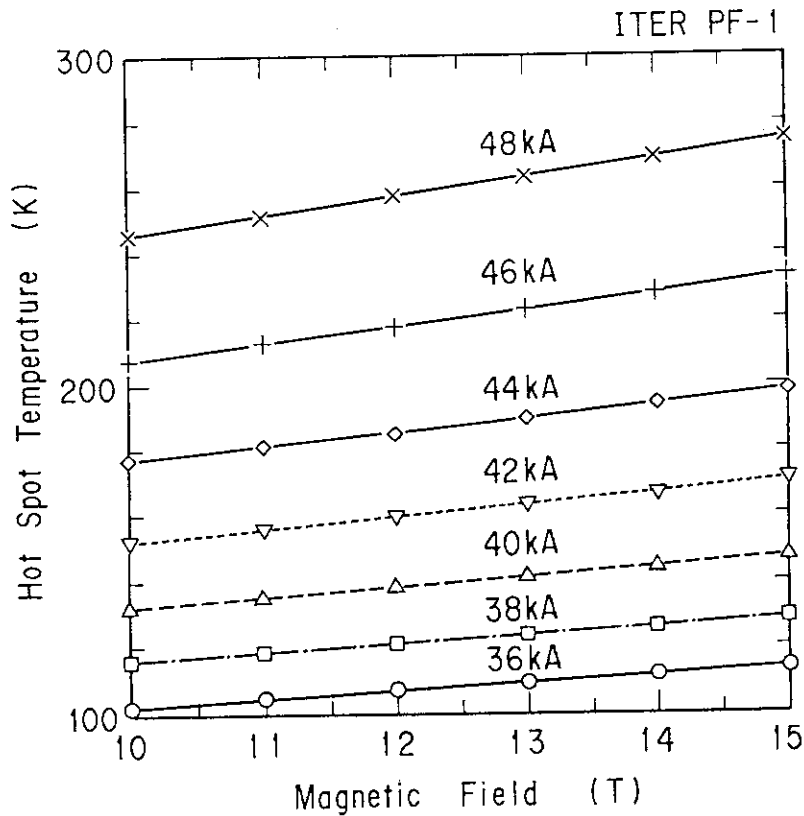


図7.3 ホット・スポット温度の推定

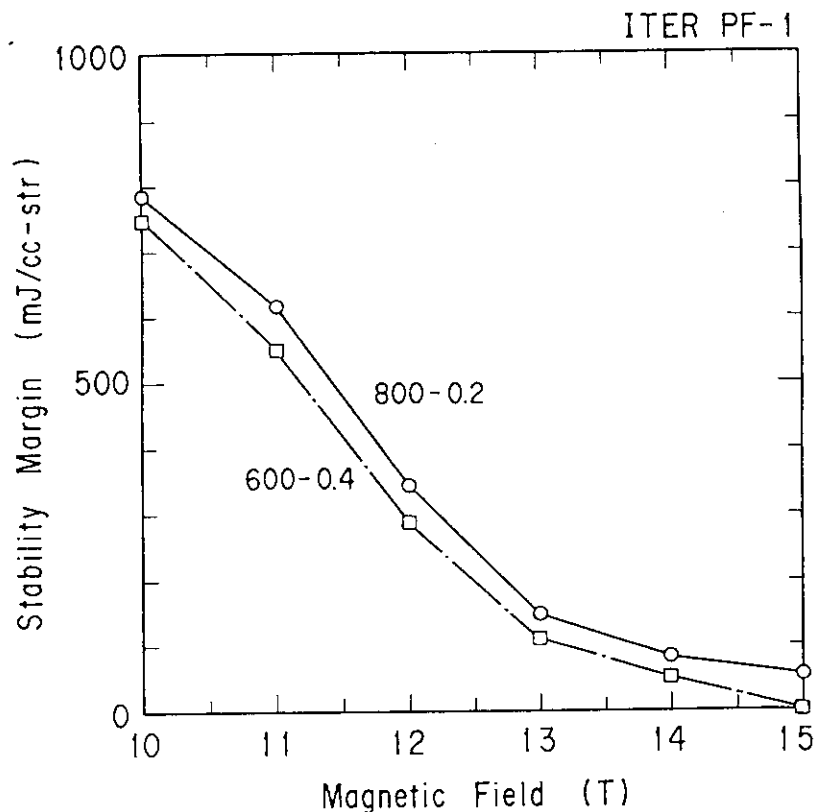


図7.4 異なる超電導特性の安定性マージン。添字 800が12T-4.2Kで臨界電流800A/mm<sup>2</sup>で歪-0.2%の条件、添字600が600A/mm<sup>2</sup>で歪-0.4%条件。

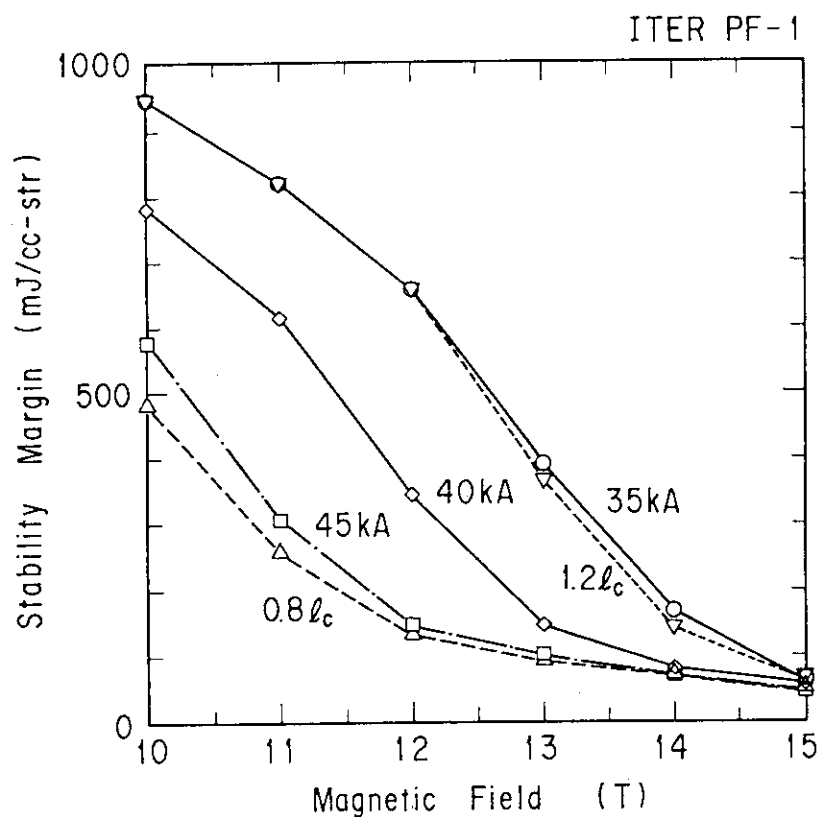


図7.5 異なる通電電流値と冷却周超の安定性マージン。l<sub>c</sub>が冷却周長。

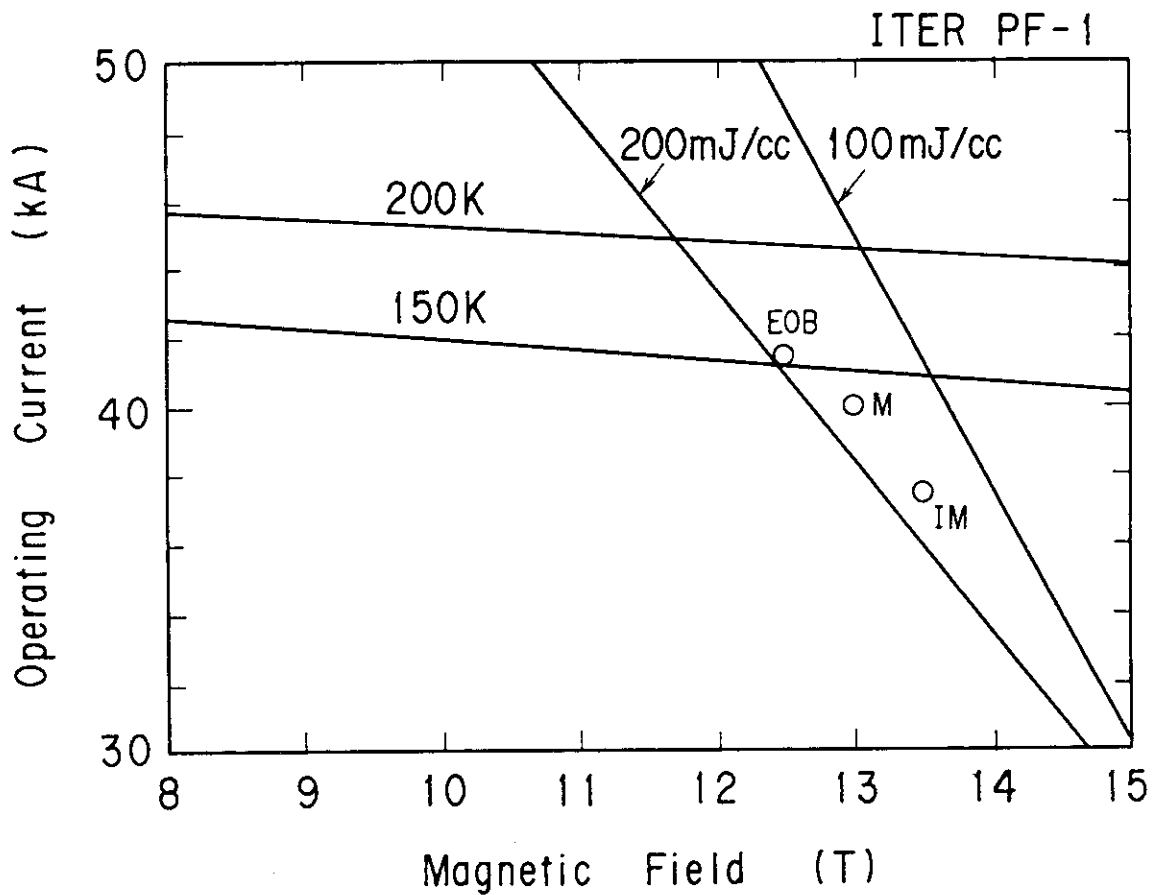


図7.6 中心ソレノイド・コイルの動作点における安定性マージンとホット・スポット温度の評価。IMとEOBがITERの運転上の初期励磁時と燃焼終了時の動作点。MがITERのCSモデル・コイルの動作点。

## 8. 結論

### 8. 1 研究結果の要約

強制冷却方式による大型超電導磁石の安定性と保護に関する研究を行い、以下に列挙する項目が明らかとなった。

1988年から1990年までの3年間、各国（米国、EC、ソ連〔ロシア共和国〕）の研究者と合同の国際熱核融合実験炉（ITER）の概念設計活動に参加し、超電導磁石と強制冷却型導体に対する要求性能を明らかにした。

#### (1) 強制冷却型導体の必要性

核融合実験炉の様な大型超電導磁石の導体には強制冷却型導体しか使用できない事が明らかとなった。その主な理由は巻線部の機械的強度の要求によるものである。

#### (2) 冷却媒体

核融合装置の超電導磁石は、運転の形態から変動磁界を発生するために交流損失が発生し、かつ中性子による核発熱が無視しえないため、超流動ヘリウムによる冷却は冷凍所要電力の観点から約3倍不経済的である。従って、超電導々体にはNb<sub>3</sub>Snを用いて、冷媒は4.5 Kの超臨界ヘリウムとすることが最適である。

#### (3) 高電圧導体

強制冷却型導体を使用するために、常電導転移後の速やかな保護連動が必須である。また、電流密度向上のために安定化銅を極力減らすので、放電時定数は10秒程度になり、そのためコイルの耐電圧は20 kVとなる。強制冷却型導体なら高電圧な電気絶縁は設計が可能である。

安定性に関する実験と解析により以下に結論を得た。

#### (4) 安定性マージンの測定技術

本研究で開発した誘導加熱の方法を用いて、大型強制冷却型導体の安定性マージンを評価できるようになった。超電導の特性は温度と磁界の関数であるので、温度を上昇させることと磁界を上昇させることは等価である。そのため、安定性マージンや臨界電流値などの特性は、温度を上昇して測定できる方法を考案した。本方式により強制冷却型導体の安定性マージンを定量的に評価できることが示され、大型超電導磁石の強制冷却型導体の安定性マージン特性の予測技術に大きく貢献することができた。

#### (5) 大形強制冷却型導体の誘導加熱実験

各種大形強制冷却型導体に誘導加熱コイルを装着して、実証ポロイダル・コイル計画の中の(1)DPC-EX、(2)DPC-U、(3)DPC-TJの各コイルの安定

性マージン測定を行い測定結果を得た。各コイルとも実験上の制限で磁界を上昇させられない場合は、冷媒入口温度を上昇して安定性マージンを測定した。いずれの結果も大型強制冷却型導体では初めての測定結果である。

#### (6)流体解析

一次元流体解析は、解析に時間を要し数値的に精度は悪いが常電導転移現象の定性的理解を容易にすることが示された。特に、流量変化についての推定は、実際に導体内の流量の測定ができないため重要である。

#### (7)安定性マージンの無次元熱解析

強制冷却型導体のエネルギー保存則のみを考慮して求めた安定性マージンの無次元熱解析は実験結果をよく説明できた。これまで大形超電導磁石の安定性についての設計指針は制限電流値しかなかったが、無次元熱解析により容易に安定性マージンの量を求めることが出来るようになった。

#### (8)制限電流

制限電流は導体の発熱と冷却のエネルギー保存則を示すもので、安定性マージンの量は求められないが、導体の設計諸元を重要な指針である。制限電流の値は、無次元熱解析により求められる変曲点の電流値と大きな差はない。制限電流の算出に使用する熱伝達係数は 800 から 1,400 W/m<sup>2</sup>/K を使用するのが妥当である。また、強制冷却型導体は制限電流値を越えた電流値では高い安定性は期待できない。

超電導磁石に常電導転移と保護に関する研究において以下に結論を得た。

#### (9)機械的擾乱の量

Nb-Ti 実証ポロイダル・コイル (DPC-U) の励磁特性と安定性マージンの測定から、機械的擾乱の量は 30 mJ/cm<sup>3</sup> 程度と推定される。この値と機械的エネルギーの測定結果の間に大きな違いはない。

#### (10)安定性マージンの必要量

核融合実験炉用超電導磁石に外部から加わる擾乱を検討結果から、強制冷却型導体に必要な安定性マージンは、高磁界部で 100 mJ/cm<sup>3</sup> 確保できれば十分である。

#### (11)常電導転移伝播速度

Nb<sub>3</sub>Sn 実証ポロイダル・コイル (DPC-EX) と米国実証ポロイダル・コイル (US-DPC) の測定から、常電導転移伝播する長さは、時間の 1.8 - 2.0 乗で増加することが明らかとなった。超電導磁石がクエンチしても保護が正確に行えれば、ITER 中心ソレノイド・コイル用導体の場合の常電導長さは 36 - 50 m であり、パンケーキ内に留まる。

#### (12)ホット・スポット温度

ホット・スポット温度を 150 K 程度と高く設定する場合は、素線の熱容量のみによって求めたホット・スポット温度は、その他の熱容量 (冷媒、電線管) を考慮して求めたホット・スポット温度に比べて約 20% の温度マージンを有する。よって、素線の熱容量のみによって求めるホット・スポット温度に基づいた導体の安定化銅の量

を決定する方法は、適度な安全率を有する設計手法である。

#### (13)常電導転移検出法

本研究で開発された流体による常電導転移検出と共巻方式によって改良した電圧法を組み合わせれば、トカマク装置のようなノイズの多い環境でも十分に感度と多重化が確保できる。信頼性が高く高性能な常電導転移検出法が確立した。

#### (14)強制冷却型導体の設計法と設計条件

強制冷却型導体は、動作点に於ける安定性マージンとホット・スポット温度を求めることによって、導体の諸元である超電導材と安定化銅の割合、冷却周長を最適に設計すべきである。核融合実験炉に強制冷却型導体を使用するためには、安定性マージンを  $100 \text{ mJ/cm}^3$  以上、ホット・スポット温度を  $150 \text{ K}$  以下とする設計条件を満足すべきである。

### 8. 2 本研究成果の意義

核融合装置に必須な強制冷却型超電導磁石については、浸漬冷却型とは異なり、これまで安定性に関する適切な設計基準がなかった。これに対し、世界でも初めて大型強制冷却型超電導磁石を用いた安定性実験を行い、その測定結果を解析した結果、今後の設計基準となりうる安定性の方法を示すことができた。併せて、流体法による常電導転移検出法を新たに考案し、超電導磁石の保護技術を確立した。その性能を実証できたことにより、核融合実験炉用超電導磁石の高性能化が可能となった。

超電導磁石技術の中で、大型・高磁界・高電流密度な超電導磁石の開発ほど技術的にも研究規模的にも挑戦的な研究開発はない。しかも、超電導磁石の性能が核融合実験炉の性能を左右しているのであるから、超電導磁石の開発に従事している研究者は今後も性能向上の努力をしなければならない。また、放射化や放射線障害に関する問題は超電導技術の本質的問題ではなく、磁界発生装置が核融合炉に利用されるための必要条件である。現状の技術の制限内で十分設計が可能であると判断される。

最後に、核融合実験炉の超電導開発計画は技術的難易度の高い技術開発であるが、計画的な開発研究を行えば高性能な超電導磁石システムの実現は十分可能である。さらに、核融合実験炉における超電導磁石の開発は、大型超電導磁石技術に大きな超電導磁石技術的な波及効果を与え、さらに  $\text{Nb}_3\text{Sn}$  などの化合物系超電導材料の普及を通じて超電導磁石の高磁界化に大きく貢献しうるものと確信する。

## 謝 辞

本研究は日本原子力研究所核融合工学部超電導磁石研究室において、実証ポロイダル・コイルおよび、その試験装置を用いて行ったものである。本研究の遂行にあたり御指導いただきました吉川允二理事、島本 進部長の両氏に深く感謝します。また、ITER概念設計活動において、松田慎三郎ITER開発室リーダー、下村安夫次長からの助言に感謝致します。また、本研究の全般に関し終始ご指導と励ましをいただいた辻 博史室長、および一緒に実験や議論をしていただきました超電導磁石研究室の安藤俊就、桧山忠雄、高橋良和、西 正孝、多田栄介、小泉興一、奥野 清、加藤 崇、中嶋秀夫、磯野高明、杉本誠、小泉徳潔、河野勝巳、押切雅之の各氏に感謝の意を表します。



## 参考文献

## 1章

- 1) 島本 進：超電導トロイダル・コイル開発の国際協力” L C T 計画” の展開と結果、低温工学、24 (1989) 134
- 2) 吉田清, 安藤俊就, 島本進：ORNL - LCT の磁界と応力の解析, JAERI-M 7543, (1978)
- 3) 吉田清, 多田栄介, 小泉興一, 桧山忠雄：応力下試験装置による L C T コイルのための実証試験(1), JAERI-M 8784 (1980)
- 4) 小泉興一, 吉田清, 中嶋秀夫, 飯田文雄, 島本進：L C T コイル国内実験の機械的結果, 低温工学, 19 (1984) 170-176
- 5) K. Yoshida, M. F. Nishi, K. Koizumi, R. Takahashi, S. Shimamoto, et al. "THE JAPANESE LCT COIL TEST RESULTS IN ORNL - 3 COIL", Proc. of 9th Int. Conf. on Magnet Technol. (1985) 435-438
- 6) K. Yoshida, E. Tada, K. Koizumi, T. Hiyama, S. Shimamoto, "MECHANICAL STUDY ON THE JAPANESE TEST COIL FOR THE LARGE COIL TASK", IEEE Trans. MAG-17, No. 1, (1981) 203-206
- 7) K. Yoshida, Y. Takahashi, E. Tada, M. Shimada, A. Tokuchi, "MECHANICAL PROPERTIES OF THE JAPANESE LCT COIL CONDUCTOR", Adv. in Cryogenic Engineering, 28 (1982) 781-790
- 8) D. S. Beard, K. Klose, S. Shimamoto, and G. Vecsey, "The Large Coil Task", Fusion Engineering and Design, Vol7, Nos. 1, 2 (1988)
- 9) 島本 進, 安藤俊就, 桧山忠雄, 辻 博史, 吉田 清 (他12名)：クラスター・テスト装置の設計・建設および実験、JAERI-M 82-044 (1982)
- 10) 安藤、吉田、辻、島本、安河内：クラスター・テスト装置の目的とクラスター・テスト・コイルの設計、低温工学 19 (1982) 11-20
- 11) 吉田 清, 桧山忠雄, 多田栄介, 西 正孝, 奥野 清 (他3名)：クラスター・テスト装置のシステム設計、低温工学, 19 (1984) 91-104
- 12) 島本 進, 安藤俊就, 桧山忠雄, 辻 博史, 吉田 清(他8名)：クラスター・テスト装置の実験結果、低温工学, 19 (1984) 105-115
- 13) 安藤俊就、他：クラスター・テスト計画 T M C - I の製作と通電実験、低温工学 20 (1985) 196-202
- 14) H. Tsuji, et al., "RECENT PROGRESS IN THE DEMO POLOIDAL COIL PROGRAM", IEEE Transactions on Magnetics, MAG-25, No. 2 (1989) 1484-1487
- 15) K. Yoshida, H. Nakajima, K. Koizumi, M. Oshikiri, H. Tsuji, "STRESS ANALYSIS AND MECHANICAL TESTS FOR DEMO POLOIDAL COIL", IEEE Trans. MAG-24, No. 2 (1988)

1448-1451

- 16) K. Okuno, H. Tsuji, Y. Takahashi, H. Nakajima, K. Yoshida, et al, "THE FIRST EXPERIMENT OF THE 30-kA, Nb-Ti DEMO POLOIDAL COILS (DPC-U1 AND -U2)", Proc. of the 11th Int. Conf. on Magnet Technology (1990) 812-817
- 17) 吉田 清：トカマク型核融合装置の超伝導技術、核融合研究, 62 (1989) 185-200
- 18) ITER Magnet Design Unit, "ITER MAGNET SYSTEM". ITER Documentation Serious No. 24, IAEA, Vienna, 1991.
- 19) M. Hasegawa, K. Yoshida, K. Koizumi, K. Okuno, Y. Takahashi, et al, "JAPANESE DESIGN OF ITER SUPERCONDUCTING MAGNET SYSTEM", Proc. of the 11th Int. Conf. on Magnet Technology, (1990) 902-907
- 20) K. Yoshida, M. Hasegawa, K. Okuno, M. Nishi, Y. Takahashi, H. Nakajima, H. Tsuji, "CONCEPTUAL DESIGN OF SC MAGNET SYSTEM FOR ITER(I) - OVERVIEW -", JAERI-M 91-120 (1991)
- 21) K. Koizumi, M. Hasegawa, K. Yoshida, "CONCEPTUAL DESIGN OF SC MAGNET SYSTEM FOR ITER(II) - STRESS ANALYSIS -", JAERI-M 91-121 (1991)
- 22) M. Hasegawa, K. Okuno, Y. Takahashi, S. Nishio, K. Yoshida, "CONCEPTUAL DESIGN OF SC MAGNET SYSTEM FOR ITER(III) - AC LOSS -", JAERI-M 91-122 (1991)
- 23) T. Kato, K. Yoshida, H. Hiue, Y. Ookawa, "CONCEPTUAL DESIGN OF SC MAGNET SYSTEM FOR ITER(IV) - POWER SUPPLY AND CRYOGENICS -", JAERI-M 91-123 (1991)
- 24) H. Nakajima, M. Nishi, S. Egusa, K. Yoshida, H. Tsuji, "CONCEPTUAL DESIGN OF SC MAGNET SYSTEM FOR ITER(V) - MATERIAL -", JAERI-M 91-124 (1991)
- 25) K. Yoshida, M. Sugimoto, H. Tsuji, "CONCEPTUAL DESIGN OF SC MAGNET SYSTEM FOR ITER(VI) - R&D PROPOSALS -", JAERI-M 91-125 (1991)
- 26) K. Yoshida, K. Koizumi, M. Sugimoto, K. Okuno, E. Tada, et al, "DESIGN STUDY OF FER SUPERCONDUCTING MAGNET SYSTEM". Proc. of the 11th Int. Conf. on Magnet Technology, (1990), 908-913
- 27) 核融合実験炉特別チーム、辻 博史、吉田清、他45名：次期大型装置（FER）の概要（平成元年度報告書）、JAERI-M 90-090 (1990)
- 28) 多田栄介、高津英幸、下村安夫、本田 力、黒田敏公、吉田 清、他10名：  
ITER：工学設計概要、核融合研究 65 (1991) 167-191

## 2 章

- 31) IAEA, "ITER CONCEPTUAL DESIGN REPORT", ITER Documentation Serious, No. 18, IAEA, Vienna 1991
- 32) K. Yoshida, M. F. Nishi, Y. Takahashi, H. Tsuji, K. Koizumi, et al, "DESIGN OF THE PROTO-TYPE CONDUCTORS FOR THE FUSION EXPERIMENTAL REACTOR", IEEE Trans. MAG-25, No. 2 (1989) 1488-1491

- 33) K. Yoshida, M. F. Nishi, Y. Takahashi, M. Sugimoto, H. Tsuji, et al., "DEVELOPMENTS OF THE PROTOTYPE CONDUCTORS AND DESIGN OF THE PROTO TOROIDAL COIL FOR THE FUSION EXPERIMENTAL REACTOR", Proc. of the 11th Int. Conf. on Magnet Technology (1990) 890-895
- 34) K. Yoshida, H. Nakajima, K. Koizumi, et al., "DEVELOPMENT OF CRYOGENIC STRUCTURAL MATERIALS FOR TOKAMAK REACTOR", Austenitic Steels at Low Temperatures, Plenum Press (1983) 29-39
- 35) K. Yoshida, K. Koizumi, H. Nakajima, M. Shimada, Y. Sanada, "DEVELOPMENT OF CRYOGENIC STRUCTURAL MATERIALS FOR TOKAMAK REACTORS", Proc. of 1982 Int. Cryogenic Mater. Conf. (1982) 417-420
- 36) 吉田清, 多田栄介, 高橋良和, 島本進, 三浦立, 大西敬三: 高Mnオーステナイト鋼の極低温における機械的特性, 低温工学, 17 (1982) 158-162
- 37) 中嶋秀夫, 吉田清, 島本進: 極低温構造材料の開発と構造設計基準 - 核融合炉用超電導コイルを中心として, 低温工学 21 (1986) 197-204
- 38) K. Yoshida, H. Nakajima, M. Oshikiri, R. L. Tobler, S. Shimamoto, "MECHANICAL TESTS OF LARGE SPECIMENS AT 4K: FACILITIES AND RESULTS", Adv. in Cry. Eng. Materials, 34 (1988) 225-232
- 39) M. Sugimoto, K. Yoshida, H. Hasegawa, K. Koizumi, et al., "MECHANICAL TEST OF SUPERCONDUCTING MAGNET SYSTEM FOR FUSION EXPERIMENTAL REACTOR", Fusion Technology 1990 (1991) 1530-1534
- 40) 田中 清智、他: 超電導磁石用銅及びアルミニウム安定化材の極低温中性子照射による電気抵抗の変化、JAERI-M 83-230 (1984)
- 41) T. Ando, M. Nishi, H. Tsuji, et al., "DESIGN OF THE Nb<sub>3</sub>Sn DEMO POLOIDAL COIL (DPC-EX)", IEEE Transactions on Magnetism, 24 (1988) 1444-1447
- 42) T. Hamajima, A. Tanaka, H. Shiraki, et al., "DEVELOPMENT OF A FORCED-COOLED SUPERCONDUCTING COIL WITH HIGH AVERAGE CURRENT DENSITY (DPC-TJ)", IEEE Transactions on Magnetism, MAG-25.2 (1989) 1721-1724
- 43) 安藤俊就、他: Nb<sub>3</sub>Snケーブル・コンジット導体の結合損失のクロム被服効果、低温工学、22 (1987) 362-367
- 44) L. T. Summers, "Fatigue Limits of Superconducting Magnet Structural Components", ITER US Contribution from LLNL (1990)
- 45) H. Hiue, M. Sugimoto, H. Nakajima, M. Hasegawa, K. Yoshida, H. Tsuji, "WINDING RIGIDITY OF IMPREGNATED COIL WITH LARGE CONDUCTOR", to be published in 14th Symposium on Fusion Engineering, San Diego, USA (1991)
- 46) T. Kato, E. Tada, T. Hiyama, K. Kawano, et al., "DESIGN CONCEPT OF CRYOGENIC SYSTEM FOR THE PROTO TOROIDAL COIL PROGRAM", Fusion Technology 1988 (1989) 1603-1607

- 51) M. O. Hoenig and A. G. Montgomery, "CRYOSTABILITY EXPERIMENTS OF FORCE COOLED SUPERCONDUCTORS", Proc. 7th Symposium on Engineering Problems of Fusion Research, IEEE Pub No. 77CH267-4-NPS (1977) 780-781
- 52) J. R. Miller, J. W. Lue, S. S. Shen, and, J. C. Lottin, "MEASUREMENTS OF STABILITY OF CABLED SUPERCONDUCTORS COOLED BY FLOWING SUPERCRITICAL HELIUM", IEEE Transactions on Magnetics MAG-15, No.1 (1979) 351-354
- 53) L. Dresner, "Superconductor stability, 1983: a review", CRYOGENICS, 24 (1984) 283-292. L. Dresner, "Superconductor stability, '90: a review", CRYOGENICS, 31 (1991) 489-498.
- 54) T. Ando, M. Nishi, and S. Shimamoto, "Measurement of the Stability Margin of Nb3Sn Cable-in-conduit Conductor", IEEE Transactions on Magnetics, MAG-25, No. 2 (1989) 2386-2390.
- 55) P. E. Phelan, "INVESTIGATION OF Nb-Ti CABLE-IN-CONDUIT CONDUCTOR: EXPERIMENTAL RESULTS, JAERI-M 87-013 (1987)
- 56) H. Takeishi, C. Shumit, "STABILITY EXPERIMENT ON THE KFK POLOIDAL FIELD COIL CABLE", Proc. of the 11th Int. Conf. on Magnet Technology, (1990) 868-873
- 57) J. Davis, P. Simpson, "Induction Heating Handbook", McGRAW-HILL Book Company Limited, (1979)
- 58) 電気学会通信教育会：電熱工学、オーム社(1984)
- 59) 渡辺 力、他：第3版数値解析とFORTRAN、丸善(1983)
- 60) K. Knalaf-Allah, "EDDY CURRENT LOSS IN PULSE MAGNETIC FIELDS", CLM-R 139, Culham Laboratory, Abingdon, Oxon, UK (1974)
- 61) V. Newhouse, "Applied Superconductivity", Academic Press, 2 (1975) 401
- 62) 吉田清, 山浦義郎, 太和田善久：アモルファス・シリコン温度計, 低温工学, 23 (1988) 140 - 144
- 63) 島本 進：超電導磁石に関する研究、電子技術総合研究所研究報告書第722号 (1971)
- 64) "HANDBOOK ON MATERIALS FOR SUPERCONDUCTING MACHINERY", METALS AND CERAMICS INFORMATION CENTER BATTELLE(1977)
- 65) J. E. Jensen, R. B. Stewart, W. A. Tuttle, "BUBBLE CHAMBER GROUP Selected Cryogenic Data", Work Supported by the U. S. Atomic Energy Commission.
- 66) T. Kato, J. Yoshida, E. Tada, T. Hiyama, K. Kawano, et al, "OPERATION PERFORMANCE OF DPCF IN THE TEST OF THE Nb-Ti DEMO POLOIDAL COILS (DPC-U1, U2)", Proc. of the 11th Int. Conf. on Magnet Technology, (1990) 1350-1354
- 67) T. Isono, K. Yoshida, Y. Ohkawa, K. Okuno, H. Tsuji, et al, "POWER SUPPLY SYSTEM FOR THE DEMO POLOIDAL COILS", Proc. of the 11th Int. Conf. on Magnet Technology, (1990) 835-840

- 68) Y. Takahashi, K. Yoshida, T. Ando, et al., "Experimental results of Nb<sub>3</sub>Sn demopoloidal coil (DPC-EX)", CRYOGENICS, 31 (1991) 640-644

## 4 章

- 71) L. Dresner, "Heating-induced flows in cable-in-conduit conductor", CRYOGENICS, 19 (1979) 653-658
- 72) J. Benkowitzsch and G. Kraff, "Numerical analysis of heat-induced transients in forced flow helium cooling system", CRYOGENICS, 20 (1980) 209-215
- 73) C. Marinucci, "A numerical model for analysis of stability and quench characteristics of forced-flow cooled superconductors", CRYOGENICS, 23 (1983) 579-586
- 74) K. Agatsuma, "TRANSIENT STABILITY ANALYSIS OF A FORCED COOLED SUPERCONDUCTOR" IEEE Transactions on Magnetics, MAG-23, No. 2 (1987) 1543-1546. K. Agatsuma, "Influence of mass flow rate and hydraulic perimeter on the transient stability margin of a forced flow cooled superconductor", CRYOGENICS, 31 (1991) 551-556
- 75) E. Tada, Y. Takahashi, H. Tsuji, et al., "Downstream effect on stability in cable-in-conduit superconductor", CRYOGENICS, 29 (1989) 830-840
- 76) 多田栄介: 核融合炉用超臨界ヘリウム強制冷凍型長尺超電導導体の安定性に関する研究、JAERI-M 87-214 (1987)
- 77) D. E. Daney and P. R. Ludtke, "Friction factors for flow of near-critical helium in curved tubes", CRYOGENICS, 18 (1978) 345-348
- 78) J. W. Dean, W. Stewart, and J. K. Hoffer, "TEMPERATURE PROFILES IN LONG GASEOUS-HELIUM-COOLED TUBE", Advanced in Cryogenic Engineering 23 (1977) 250-254
- 79) V. Arp, "Thermodynamics of single-phase one-dimensional fluid flow", CRYOGENICS, 15 (1975) 285-289
- 80) F. H. Harlow and A. A. Amsden, "Numerical Calculation of almost Incompressible Flow", J. of Computational Physics, 3 (1968) 80-93
- 81) 日本機械学会編: 流れの数値シミュレーション、コロナ社(1988)
- 82) 山口方士、多田栄介、島本 進: 強制冷凍型超電導コイルの安定性解析コード ALPHE-II、JAERI-M 85-108 (1985)
- 83) V. Arp, E. R. Ballinger, P. J. Giarratano, et al., "HELIUM HEAT TRANSFER", NBS REPORT 10753 (1972)
- 84) Y. Iwasa, M. O. Hoenig, and D. B. Montgomery, "CRYOSTABILITY OF A SMALL SUPERCONDUCTING COIL WOUND WITH CABLED HOLLOW CONDUCTOR", IEEE Trans. on Mag. MAG-13, No. 1 (1977) 678-681
- 85) A. Y. Lee, "CRYOGENIC RECOVERY ANALYSIS OF FORCED-FLOW SUPERCRITICAL-HELIUM-COOLED SUPERCONDUCTORS", Advances in Cryogenic Engineering 23(1977)235-244
- 86) L. Bottura, et al., "Modelling of dual stability in cable-in-conduit

- conductor", IEEE Trans. on Mag. 27-2 (1991)1900-1903
- 87)W. G. Steward, "TRANSIENT HELIUM HEAT TRANSFER PHASE I - STATIC COOLANT",  
Int. J. Heat Mass Transfer 21 (1978) 863-874
- 88)W. B. Bloem, "Transient heat transfer to a forced flow of supercritical helium  
at 4.2 K", CRYOGENICS, 26 (1986) 300-308
- 89)G. D. Smith, "Numerical Solution of Partial Differential Equation", Oxford  
University Press (1965)
- 90)Z. J. J. Stekly and J. L. Zar, "Stable Superconducting Coils", IEEE Trans. on  
Nuclear Science, NS-12 (1986) 367-371
- 91)K. Yoshida, T. Isono, Y. Takahashi, and T. Ando, "THE STABILITY MARGIN AND  
PROPAGATION VELOCITY OF THE Nb<sub>3</sub>Sn DEMO POLOIDAL COIL (DPC-EX)", CEC91,  
Adv. in Cryogenic Engineering, 32 (1992)

## 5 章

- 101)J. W. Lue, J. R. Miller, L. Dresner, and S. S. Shen, "SIMULATION OF THE QUENCHING OF  
AN INTERNAL COOLED SUPERCONDUCTOR", Proc. ICEC9 Kobe, Japan (1982) 814-818
- 102)T. Ando, et al., "PROPAGATION VELOCITY OF THE NORMAL ZONE IN A  
CABLE-IN-CONDUIT CONDUCTOR", Advanced in Cryogenic Engineering, 35 (1990)  
701-708
- 103)J. R. Miller, L. Dresner, J. W. Lue, S. S. Shen, and, H. T. Yen, "PRESSURE RISE DURING THE  
QUENCH OF A SUPERCONDUCTING MAGNET USING INTERNALLY COOLED CONDUCTOR",  
Proc. ICEC8 (1980) 321-329
- 104)T. Ando, M. Nishi, M. Hoshino, et al. "EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF PRESSURE  
RISE OF QUENCHING CABLE-IN-CONDUIT SUPERCONDUCTOR", Proc. of 12th Int.  
Cryogenic Eng. Conf. (1988) 908-912
- 105)前田秀明、塚本修巳、岩佐幸和：超電導マグネットに生ずる機械的擾乱（Ⅰ）、  
（Ⅱ）（Ⅲ）、低温工学, 18 (1983) 57-80
- 106)P. Bruzzone, N. Mitchell, et al. "MECHANICAL BEHAVIOR TRANSVERSAL LOAD OF THE  
40 KA NB<sub>3</sub>SN CABLE-IN-CONDUIT CONDUCTOR FOR THE NET INNER POLOIDAL COILS",  
Proc. of the 11th Int. Conf. on Magnet Technology, (1990) 926-931
- 107)M. M. Steeves, T. A. Painter M. Takayasu, et al, "THE US DEMONSTRATION POLOIDAL  
COIL", IEEE Trans. on Mag. 27-2 (1991) 2369-2372
- 108)J. Yoshida, T. Ando, K. Yoshida and T. Ando, "Hot Spot Temperature of a  
Cable-in-conduit Conductor", to be published to JAERI-M 91
- 109)C. H. Joshi and Y. Iwasa, "Prediction of current decay and terminal voltages  
in adiabatic superconducting magnets", CRYOGENICS, 29 (1989) 157-167
- 110)Y. Iwasa and Y. M. Butt, "Normal zone propagation in adiabatic superconducting  
magnets over the temperature range 4.2-80 K", CRYOGENICS, 30 (1990) 37-40

## 6 章

- 121) S. Y. Hsieh, et al. "A SURVEY OF FAILURE EXPERIENCE IN EXISTING SUPERCONDUCTING MAGNET SYSTEMS AND ITS RELEVANCE TO FUSION POWER REACTOR", IEEE Transactions on Magnets, 13-1 (1977) 90
- 122) S. S. Shen, et al. "THE DESIGN AND PRELIMINARY TEST RESULTS OF THE QUENCH DETECTION SYSTEM FOR IFSMTF", Proc. of 9th Int. Conf. on Magnet Technol. (MT-9), Zurich, (1985) 811
- 123) G. Nother, S. Gauss, W. Maurer, et al. "Quench detection system of the EURATOM coil for Large Coil Task", CRYOGENICS, 29(1989)1148-1153
- 124) K. Yoshida, M. F. Nishi, H. Tsuji, Y. Hattori, S. Shimamoto, "ACOUSTIC EMISSION MEASUREMENT ON LARGE SCALE COILS AT JAERI", Adv. in Cryogenic Engineering 31 (1986) 277-284
- 125) 吉田清, 島本進: 核融合用超電導コイルの A E, 低温工学, 22 (1987) 30-33
- 126) L. Dresner, "QUENCH DETECTION BY FLUID DYNAMIC MEANS IN CABLE-IN-CONDUIT SUPERCONDUCTOR", Advanced in Cryogenic Engineering, 33 (1988) 167-174
- 127) 嶋田隆一、他: J T - 6 0 の電源開発をめぐる話題技術と波及効果、O H M 2 (1986)17
- 128) K. Yoshida, M. Nishi, E. Tada, et al., "DEVELOPMENT OF CRYOGENIC ELECTRICAL COMPONENTS FOR THE DEMONSTRATION POLOIDAL COILS", IEEE Trans. on Mag., MAG-23, No. 2, (1987) 1517-1520
- 129) 吉田清: 核融合炉用超電導コイルの常電導転移検出法、低温工学, 24 (1989) 276-282
- 7 章
- 131) 島本 進: 保護条件からみた超電導電磁石の電流密度、JAERI-M 6671 (1976)
- 132) M. N. Wilson, "Stabilization, protection and current density: some general observations and speculation", CRYOGENICS, 31 (1991) 499-503
- 133) A. K. Ghosh and M. Suenaga, "MAGNETIZATION AND CRITICAL CURRENT OF TIN-CORE MULTIFILAMENTARY Nb<sub>3</sub>Sn CONDUCTOR", IEEE Trans. on Mag. 27-2(1991)2407-2410
- 134) M. Thoner, H. Krauth, A. Szulczyk, et al. "Nb<sub>3</sub>Sn MULTIFILAMENTARY SUPERCONDUCTORS: AN UPDATE COMPARISON OF DIFFERENT MANUFACTURING ROUTES", IEEE Trans. on Mag. 27-2 (1991) 2027-2032
- 135) T. Ando, M. Nishi, H. Nakajima, et al., "Compressive Stress Effects on the Critical Current of Nb<sub>3</sub>Sn Cable-in-conduit Conductor", Proc. of the 11th Int. Conf. on Magnet Technology, (1990) 1003-1008
- 136) J. W. Ekin, "Strain scaling law for flux pinning in practical superconductors. Part I: Basic relationship and application to Nb<sub>3</sub>Sn conductors", CRYOGENICS, 20 (1980) 611-624
- 137) D. P. Hampshire and D. C. Larbalestier, "THE CRITICAL DENSITY THROUGHOUT THE SUPERCONDUCTING PHASE OF MULTIFILAMENTARY Nb<sub>3</sub>Sn WIRE FOR FORCED FLOW FUSION

- APPLICATIONS MEASURED USING THE BEAN-CAMPBELL AC MAGNETIZATION TECHNIQUE",  
IEEE Transactions on Magnetics, MAG-25, No. 2 (1989) 2382-2385
- 138) L. T. Summers, M. W. Guinan, J. R. Miller, et al, "A MODEL FOR THE PREDICTION OF  
NB<sub>3</sub>SN CRITICAL CURRENT AS A FUNCTION OF FIELD, TEMPERATURE, STRAIN, AND  
RADIATION DAMAGE", IEEE Transactions on Magnetics, MAG-27, No. 2 (1991)  
2041-2044
- 139) 渡辺和雄、能登宏七、武藤芳雄：ブロンズ法極細多芯Nb<sub>3</sub>Sn線材における上部  
臨界磁場と電流密度、低温工学、25 (1990) 317-322
- 140) J. R. Armstrong, "EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF COOLING PERIMETER AND  
DISTURBANCE LENGTH EFFECT ON STABILITY OF Nb<sub>3</sub>Sn CABLE-IN-CONDUIT  
CONDUCTORS", JAERI-M 92-013 (1992)



## 付録

### A. 用語解説

#### 【あ行】

安定化銅 : Copper Stabilizer

超電導材の安定化のために超電導材の回りに付けられた銅

安定性マージン : Stability Margin

超電導々体に外部から擾乱が入ってもクエンチしない最高の擾乱量。

I T E R : International Thermonuclear Experimental Reactor

日本、米国、欧州共同体及びソ連（ロシア共和国）が国際協力として設計を進める核融合実験炉のことで、国際熱核融合実験炉の英語の略語。

温度マージン : Temperature Margin

動作温度と分流開始温度の温度差で、超電導々体が動作できる温度の裕度

#### 【か行】

核融合実験炉 : Fusion Experimental Reactor

核融合反応を行う核融合実験炉の総称で、国際協力計画に I T E R があり、国内計画に F E R がある。

外周リング・コイル : Outer Ring Coil

トロイダル磁界コイルのうちトーラスの外周に位置する円環状のコイル

クエンチ : Quench

常電導転移した常電導部が超電導に復帰せずに暴走して拡大する状態。保護連動して電流を急速に低減しなければ超電導磁石は焼損する可能性の高い現象。英語の quench は鉄などを水に入れて焼き入れする事に用いるが、超電導磁石がクエンチした場合も同様にヘリウムが吹き出すので、そのように言われるようになった。

クロム被覆 : Cr Plating

素線の回りに被覆されたクロム・メッキ（鍍金）で、おもに素線間の接触抵抗を大きくする効果によって素線間の交流損失を下げる効果がある。

ケーブル・イン・コンジット方式強制冷却型導体

: Foreced Flowing Cable-in-Conduit Conductor

撚線を電線管に入れた強制冷却方式の超電導々体。英語の略語で C I C 導体とも言う。

コイル容器 : Coil Case

巻線部の回りの囲む容器で電磁力を支持する。トロイダル磁界コイルでは肉

厚なステンレス鋼のコイル容器を用いる。

コイル間支持構造物： Inter-coil Structure

コイル間の支持構造物で、トロイダル磁界コイルの転倒力の支持をする。

交流損失： AC Loss

超電導々対が交流磁界中に置かれたときに発生する発熱で、渦電流損失 (Eddy current loss)、結合損失 (Coupling current loss)、ヒステリシス損失 (Hysteresis loss) の総称

子撚： Strand

素線を撚った撚線で、通常は 20 - 30 本までの小型の撚線で、子撚をさらに撚ったものが撚線という。

【さ行】

ジュール発熱： Joule Heating

常電導部に電流が流れて発生する抵抗発熱

実証ポロイダル・コイル： Demo Ploidal Coil

日本原子力研究所で試作されたポロイダル・コイルの特性を実証するために製作されたコイルとその試験装置

常電導転移： Normal Conductivity Transition

超電導状態から常電導状態に転移して超電導部に流れていた電流が常電導部に分流する現象。そのまま暴走すればクエンチと言うが、その初期の過渡的現象で単に常電導電圧の発生を言う。

常電導伝播速度： Normal Zone Propagation Velocity

常電導転移した常電導部が拡大していく速度。

制限電流： Limiting current

超電導磁石にある電流以上流すと、導体の安定性が少なくなり、クエンチしやすくなる電流値を制限電流と言う。

素線： Wire

約  $\phi$  1 mm 程度の超電導と銅の複合化超電導電線。素線を撚り合わせて撚線になる。

ソレノイド・コイル： Solenoid Coil

円筒状のコイル

【た行】

ダイバーター・コイル： Diverter Coil

ポロイダル磁界コイルのうちダイバーター磁界配位を作るための中口径な円環コイル。

ダブル・パンケーキ： Double Pancake

導体の巻線方式の一つで、半径方向に巻線して、出来上りがパンケーキに似ているのでこう呼ばれる。導体の長手方向の中心を半径方向の内側にして巻初める巻線方式。出来上りが上下 2 段になるのでダブル・パンケーキと呼ば

れる。

中心ソレノイド・コイル: Central Solenoid Coil

ポロイダル磁界コイルのうちトーラスの中心に位置する円筒状なコイル。

超電導: Superconductivity

ある物質を低温にすると、その電気抵抗が零になる現象。

超電導々体: Superconducting Conductor

超電導を利用した導体の総称

超電導磁石: Superconducting Magnet

超電導々体を用いた磁界発生装置で、超電導を利用した電磁石のこと。

超臨界圧ヘリウム: Supercritical Helium

1気圧で4.2Kの飽和液体ヘリウムを6-10気圧に加圧したヘリウム。  
密度が高く、熱容量が多く、層変化が無いので循環が容易である。

電線管: Conduit

熱線を入れている電線管で、英語のままコンジットとも言う。

電線領域での電流密度: Current Density at Cable Space

電流密度の定義として、実際に超電導機能を保つに必要な「超電導材料、安定化銅、ヘリウム」の占有面積での電流密度。

トカマク型プラズマ: Tokamak Plasma

軸対称なトーラス磁界によるプラズマ閉じ込め装置の一種。現在、最もプラズマ特性がよく、核融合炉の実現性に最も近い。

トロイダル磁界コイル: Toroidal Field Coil

トーラス磁界装置においてトロイダル磁界を発生するコイルで、静的な磁界を発生する。

トーラス: Torus

トカマク装置のトロイダル磁界コイルがドーナツ状に並んでいる形状。

動作温度: Operating Temperature

超電導が定常的に動作している温度。

トレスカ応力: Tresca Stress

部材に発生する応力のうち主応力 $\sigma_1$ と $\sigma_3$ 差を絶対値した値。米国機械学会設計基準(ASME)で用いられる。

【な行】

【は行】

パイ: Pie

ダブル・パンケーキの一枚をパイと呼ぶ。パンケーキの接続をパイ間接続と呼ぶ。

歪効果: Strain effect

加えられた歪によって主に化合物系( $Nb_3Sn$ )の超電導物質の特性が劣化する効果

フィラメント：Filament

超電導線の極細多芯な超電導物質の芯。通常は直径数 $\mu\text{m}$ の極細芯線である。

プラズマ運転シナリオ：Plasma Operation Senario

プラズマを着火し保持するためにポロイダル磁界コイルに流す電流の時間変化

プラズマ・ディスラプション：Plasma Disruption

トカマクにおいて、急速にプラズマの構造が大きく変化して崩壊する現象を言う。

分流開始温度：Current Shearing Temperature

超電導から安定化銅に分流を開始する温度

ヘリウム循環ポンプ：Circulation Pump

強制冷却型導体に超臨界圧ヘリウムを流し込むポンプ

保護時定数：Dump Time Constant

超電導磁石の急速減磁の為に、回路に抵抗を投入し、その抵抗とコイルのインダクタンスで決まる時定数。放電時定数とも言う。

ホット・スポット温度：Hot Spot Temperature

クエンチした超電導磁石を保護連動して電流を急速に低下させた場合に、導体の最終到達温度。英語のまま使用。

ポロイダル磁界コイル：Poloidal Field Coil

トラス磁界装置においてポロイダル磁界を発生するコイルで、プラズマ制御のために変動磁界を発生するコイルの総称

#### 【ま行】

モノリシック方式強制冷却型導体：Foreced Flowing Monolithic Conductor

超電導燃線と安定化銅を半田で一体化した強制冷却型導体。英語のまま使用。

#### 【や行】

撚線：Stranded Cable

子撚をさらに撚線したもので通常は数百本の撚線

#### 【ら行】

臨界温度：Critical Temperature

これ以上の温度では超電導状態でいられない温度。磁界の関数である。

臨界磁界：Critical Magnetic Field

これ以上の磁界では超電導状態ではいられない限界な磁界。温度の関数である。

臨界電流：Critical Current

これ以上の電流を流すと超電導状態でなくなる電流値。温度と磁界の関数で与えられるが、製法や履歴で変化する量。

## B. 交流誘導加熱

交流磁界中に置かれた円柱状の導電体には、渦電流が流れてジュール熱が発生する。その発熱量を求める。

### B. 1 基礎式

導電体中のマックスウェル方程式は、誘電効果を除けるため次のようになる。ただし、磁界  $B$ 、電界  $E$  とし、 $t$  を時間、 $\rho$  は導電体の電気抵抗率、 $\mu$  が透磁率とする。

$$\nabla \times E = - \frac{dB}{dt} \quad (B.1)$$

$$\nabla \cdot E = 0 \quad (B.2)$$

$$\nabla \times B = \frac{\mu}{\rho} E \quad (B.3)$$

$$\nabla \cdot B = 0 \quad (B.4)$$

式(B.1)と(B.3)から電界を消去すると、マックスウェル方程式は以下のように簡略化できる。

$$\nabla^2 B - \frac{\mu}{\rho} \frac{dB}{dt} = 0 \quad (B.5)$$

ここで円柱の境界条件として、 $B_m$  を波高値とする交流外部磁界  $B$  を円柱に平行に外部境界( $r = a$ )に印可する。

$$B = B_m e^{j\omega t} \quad (r=a) \quad (B.6)$$

ただし、 $\omega$  は角速度で、 $\omega = 2\pi f$  である。 $f$  は交流の周波数で、 $j$  は虚数単位である。すると式(B.6)は次のような方程式に展開する。ここで、均一分布の磁界中に置かれた半径を  $a$  とした円柱の導体とすると、円筒座標系でしかも軸方向に導電体の材質が均一であると仮定すると、式(B.5)は次のようになる。

$$\frac{d^2 B}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dB}{dr} - k^2 B = 0 \quad (\text{B.7})$$

ただし、定数  $k$  は  $k^2 = j\omega\mu/\rho$  で定義する。よって、 $k$  は複素数の定数で、 $k = (1-j)/\delta$  で与えられる。 $\delta$  は電流の浸透深さで、 $\delta = \sqrt{2\rho/\mu\omega}$  で与えられる。

### B. 2 円柱内の磁界、電界及び電流

式(B.7)はベッセル関数で現せる方程式である。円柱内の磁界  $B$  は以下のように半径  $r$  の関数に求まる。 $J_0$  と  $J_1$  は零次と一次の第一種ベッセル関数である。

$$B(r) = \frac{B_m J_0(kr)}{J_0(ka)} \quad (\text{B.8})$$

電界  $E$  は式(B.7)と(B.8)から求めることができる。

$$E(r) = - \frac{B_m \rho k J_1(kr)}{\mu J_0(ka)} \quad (\text{B.9})$$

さらに、電流密度  $J$  は式(B.9)と  $E = \rho J$  の関係から求めることができる。

$$J(r) = - \frac{B_m k J_1(kr)}{\mu J_0(ka)} \quad (\text{B.10})$$

### B. 3 加熱量

さらに、加熱量  $P_{in}$  は、(B.10)式を断面内で積分することによって求められる。

$$P_{in} = \frac{1}{2} \int_0^a \rho J \bar{J} 2\pi r dr \quad (\text{B.11})$$

ここで、 $J$  と  $\bar{J}$  は共役複素数で電流密度の波高値であり、 $P_{in}$  は電力であるので  $1/2$  した。

ここで、加熱材の直径  $d$  を浸透深さ  $\delta$  で割った係数  $d/\delta$  を基底に加熱効率関数  $F_{in}$  を定義すると加熱量は求め易い。関数  $F_{in}$  は、式(B.11)を数値計算することによって求められる。また、加熱時間  $t_h$  とすると加熱量  $W$  は以下の式によって求まる。

$$W = \frac{\omega B_m^2 t_h}{2 \mu} F_{in} \left( \frac{d}{\delta} \right) \quad (\text{B.12})$$

B. 4 参考文献

- (1) J. Davis, P. Simpson, "Induction Heating Handbook", McGRAW-HILL Book Company Limited, (1979), p. 322
- (2) 電気学会通信教育会：電熱工学、オーム社(1984)
- (3) 電気学会：電気工学ハンドブック、p. 1586

## C. 単発誘導加熱

均一磁界中に置かれた半径  $a$  の円柱内の磁界分布と発熱量を求める。式(B.5)から求めることができる。磁界の方向は円柱と同一とする。

### C. 1 境界条件と一般解

外部磁界の減衰時定数の逆数を  $g$  として、外部磁界( $r = a$ )が以下のように変化すると、

$$B_z = B_m e^{-gt} \quad (C.1)$$

式(B.5)の一般解は以下のような拡散方程式になる。

$$B(r, t) = \sum_{n=1}^{\infty} C_n f_n \left[ \frac{q_n}{g-q_n} e^{-gt} - \frac{g}{g-q_n} e^{-q_n t} \right] \quad (C.2)$$

ただし、 $C_n$  は定数、 $f_n$  形状に関する関数で、 $q_n$  は導体内の磁界の減衰係数である。本解法は数学では一般的な級数展開にあたる。解法の詳細は参考文献を参考にする。

### C. 2 磁界と加熱量

円柱形の場合は以下のような解が式C.2を満足する。ただし、円柱内の磁界  $B_z$ 、電流密度  $J_\theta$  と加熱量  $W$  とする。

$$B_z(r, t) = -2 B_m \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_0(k_n r/a)}{k_n J_1(k_n)} \left[ \frac{q_n}{g-q_n} e^{-gt} - \frac{g}{g-q_n} e^{-q_n t} \right] \quad (C.3)$$

$$J_\theta(r, t) = -\frac{2 B_m}{a \mu} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_0(k_n r/a)}{J_1(k_n)} \frac{q_n}{g-q_n} \left[ e^{-gt} - e^{-q_n t} \right] \quad (C.4)$$

$$W = \frac{2 B_m^2}{\mu} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{g}{k_n^2 (g + q_n)} \quad (C.5)$$

ただし、 $k_n$  は  $J_0(k_n) = 0$  の解で  $q_n$  は以下の定義による。

$$q_n = \frac{k_n^2 \rho}{a^2 \mu} \quad (C.6)$$

よって、抵抗率  $\rho$  と線径  $d$  を与えれば加熱量  $W$  は数値計算により求めることがで



きることになる。数値解析においては、次数  $n$  は 20 次以上計算すると数値誤差を 1 % 以下にすることができる。また、参考文献(1)には、円柱と平行磁界以外にも円柱と垂直磁界や矩形断面などの解が示されている。参考文献(2)には、ホロー型導体の磁気拡散時定数が示されている。

また、磁束  $\Phi$  は磁界  $B_z$  を断面内で積分すれば求められる。磁気拡散時定数  $\tau$  は、初期磁束が  $1/e$  になる時間であるので、数値解析により求めることができる。本解は超電導を含むと適応できないが、極低温になり抵抗が室温の  $1/100$  程度になる銅などの交流損失は正確に求めることができる。また、時定数を測定することによって、固まった形状の抵抗率を逆算できる。

### C. 3 参考文献

- (1) K. Knalaf-Allah, "EDDY CURRENT LOSS IN PULSE MAGNETIC FIELDS", CLM-R 139, Culham Laboratory, Abingdon, Oxon, UK (1974)
- (2) K. Knalaf-Allah, "TIME CONSTANT FOR MAGNETIC FIELD DIFFUSION INTO A HOLLOW CYLINDER CONDUCTOR", CLM-R 141, Culham Laboratory, Abingdon, Oxon, UK (1974)