

JAERI-M

6803

トカマク型核融合動力炉用電源システム設計研究

1977年1月

炉設計研究室

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

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

トカマク型核融合動力炉用電源システム設計研究

日本原子力研究所東海研究所核融合研究部
炉設計研究室

(1976年11月4日受理)

2000 MWt トカマク型核融合炉設計の一環として、その電源システムの設計研究を行った。本設計研究の目的は電源系の問題事項を摘出、検討し必要な研究開発計画を立案することにある。主要設計研究項目は、全電源システムの総合計画、エネルギー蓄積装置及びしゃ断器の設計である。電源システムの設計研究では核融合炉に必要な各種電源の仕様、性能を調査研究し、その全体設計を検討した。超電導誘導エネルギー蓄積装置の設計では、材料の選択、所要の設計計算、構造設計を実施し、寸法、重量、性能を導き出した。サイリスタしゃ断器の設計では素子の直並列接続のための回路設計、冷却設計を行い、寸法、重量等を導き出した。

Design Study of Electrical Power Supply System
for Tokamak Fusion Power Reactor

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

(Received November 4, 1976)

Design study of the electrical power supply system for a 2000MWt Tokamak-type fusion reactor has been carried out. The purposes are to reveal and study problems in the system, leading to a plan of the research and development. Performed were study of the electrical power supply system and design of superconducting inductive energy storages and power switches.

In study of the system, specification and capability of various power supplies for the fusion power reactor and design of the total system with its components were investigated.

For the superconducting inductive energy storages, material choice, design calculation, and structural design were conducted, giving the size, weight and performance.

For thyristor switches, circuit design in the parallel / series connection of element valves and cooling design were studied, providing the size and weight.

目 次

まえがき	1
第1章 電源システムの設計	2
§ 1.1 核融合炉用電源の概要	2
§ 1.1.1 直接プラズマに関する電源	2
§ 1.1.2 その他の電源	3
§ 1.1.3 炉の運転と電源の動作	4
§ 1.2 設計条件	6
§ 1.3 核融合炉に特有な電源	6
§ 1.3.1 ポロイダルコイル用電源	6
§ 1.3.2 トロイダルコイル用電源	7
§ 1.3.3 中性粒子入射装置用電源	9
§ 1.3.4 冷凍機用電源	10
§ 1.3.5 真空排気系電源	11
§ 1.4 その他の電源	13
§ 1.4.1 発電系補機およびその他の補機用電源	13
§ 1.4.2 受変電および送配電システム	14
§ 1.4.3 非常用電源および無停電電源	17
§ 1.5 電源システム	24
§ 1.5.1 蒸気および電力変換システム	24
§ 1.5.2 核融合発電システムの性能	28
§ 1.6 大電力直流エネルギーの取り扱い	39
§ 1.6.1 まえがき	39
§ 1.6.2 各システムにおけるエネルギー転送の概念	39
§ 1.6.3 各システムの特性解析	41
§ 1.6.4 結論および今後の問題点	46
§ 1.7 変流器電源系の検討	57
§ 1.7.1 回路方式	57
§ 1.7.2 回路解析	58
§ 1.7.3 解析結果と検討	60
§ 1.7.4 まとめ	62
§ 1.8 参考資料	73
§ 1.8.1 変流器コイルの蓄積エネルギー 6.4GJ の計算	73
§ 1.8.2 誘導エネルギー蓄積装置とサイリスタシャ断器の仕様の決定	73
§ 1.8.3 § 1.5.2 式の誘導	74
§ 1.8.4 基本回路のエネルギー転送期間におけるエネルギー転送特性 の数値解析	75

第2章 誘導エネルギー蓄積装置の試設計	78
§ 2.1 概要設計	78
§ 2.1.1 ポロイダルコイル用電源としてのSC-IES	78
§ 2.1.2 形状と線材の選択	78
§ 2.1.3 トーラスの概要設計	79
§ 2.1.4 2重ソレノイドの概要設計	84
§ 2.1.5 試設計コイルの決定	89
§ 2.2 基本設計	104
§ 2.2.1 線材の設計	104
§ 2.2.2 磁界の計算	108
§ 2.2.3 電磁力の計算	111
§ 2.2.4 誘導周回電流の検討	114
§ 2.2.5 冷却負荷の計算	117
§ 2.3 構造設計	148
§ 2.3.1 全体構造の概要	148
§ 2.3.2 構造設計上の主要検討内容	149
§ 2.4 補機系の概要設計	160
§ 2.4.1 冷却系	160
§ 2.4.2 真空排気系	162
§ 2.5 他のエネルギー蓄積装置との比較	168
§ 2.5.1 SC-IESのコスト概算	168
§ 2.5.2 他のエネルギー蓄積装置との比較	169
§ 2.6 試設計結果と今後の技術開発課題	170
§ 2.6.1 試設計結果の要点	170
§ 2.6.2 技術開発課題	171
§ 2.6.3 結論	173
第3章 起動回路用サイリスタしゃ断器の試設計	174
§ 3.1 電力用半導体素子の動向	174
§ 3.2 サイリスタしゃ断器試設計仕様	174
§ 3.3 サイリスタバルブの大要	174
§ 3.4 設計の内容	177
§ 3.4.1 主バルブ直列素子数の決定	177
§ 3.4.2 主バルブ並列素子数の決定	177
§ 3.4.3 消弧用補助アームの設計	178
§ 3.4.4 冷却設計	179
§ 3.4.5 外形寸法, 重量	179
§ 3.5 直流しゃ断器の現状	182
§ 3.6 研究開発課題	182

(参考文献, 表, 図は各節の終りに, この順でつけてあります。)

まえがき

熱出力2000 MWtトカマク式核融合炉設計の一貫として、その電源システムの設計、研究を行なった。本設計、研究の目的は、電源系に関し、核融合炉実現のための具体的裏付けを与えることであり、電源系の問題事項を摘出、検討し、解決の可能性を見出すとともに、そのために必要な研究開発計画を立案することにある。また、炉の経済的見通しを確立するため、電源関係のデータを作成、収集することである。

主要設計研究項目は、全電源システムの総合計画、プラズマの起動、停止時のパルス電力を処理するエネルギー蓄積装置およびしゃ断器の試設計である。

第1章の電源システムの設計、研究では、核融合炉に必要な各種電源の仕様、性能を調査、研究し受配電設備を含めてその全体設計を検討した。また、核融合炉電源の特徴である直流大電力の取り扱いと、ポロイダル回路系に関し、それぞれ1節を設けて研究成果をとりまとめた。

第2章の超電導誘導エネルギー蓄積装置(SC-IES)の試設計では、与えられた仕様に対し、資材の選択、所要の設計計算、構造設計、製図を実施し、寸法、重量、性能を導き出した。ここでとりあげたSC-IESは、その用途上、フライホイール付電動発電機と競合するものであるが、その貯蔵エネルギーの大きさと、今後の超電導技術の進歩を加味すれば、将来かなり有望であろうと思われる。

第3章の起動回路用サイリスタしゃ断器の試設計は、記録的な直流大電流のひんばんしゃ断を目的としたものであり、その実現には大きな研究開発を必要とすると考えられる。サイリスタしゃ断器は、他のしゃ断器に比べ、信頼性は非常に高いが、経済性については、なお検討に値する。ポロイダル回路系全体としての評価、検討が待たれるところである。

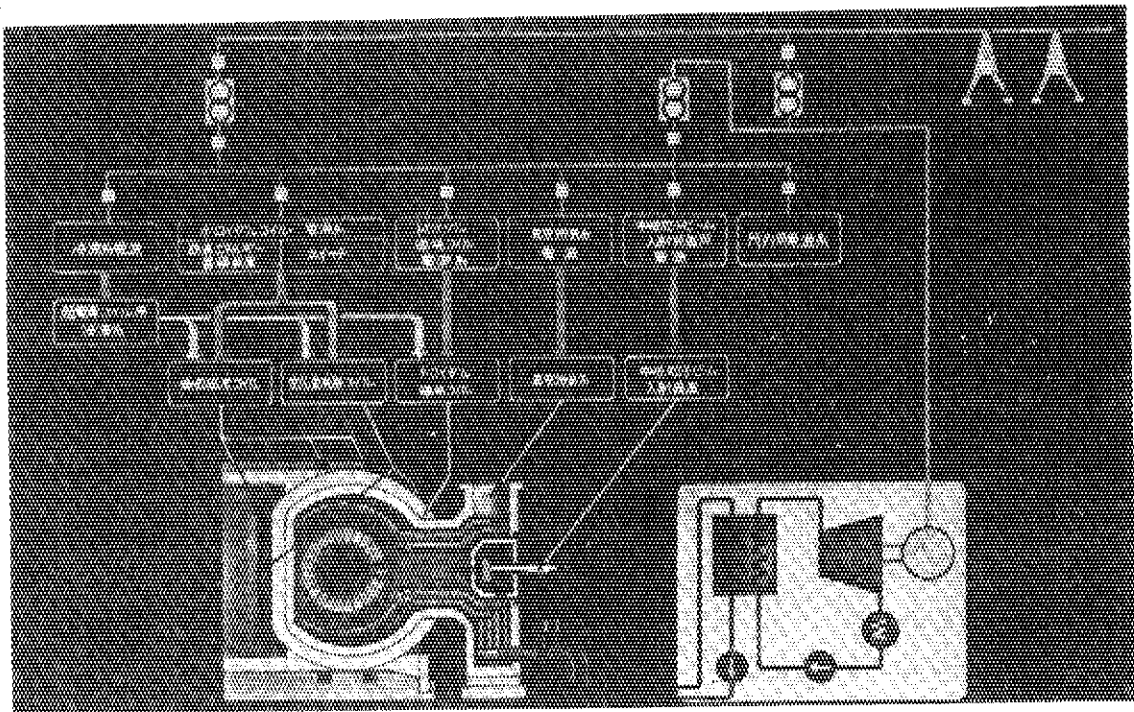
周知の通り、核融合炉の実現までには、炉心、炉工学の両面において解決しなければならない幾多の難問題が残っている。その解決にはまだ、かなりの日時を要するであろう。その間、現在計画されている核融合炉の基本的構造そのものに、重大な変化がもたらされるかもしれない。あるいは、トカマク式核融合炉に特有なポロイダル系、トロイダル系などの電源は、この部門の研究開発の成果が、炉本体の設計に何等かの影響を及ぼすこともありうることである。今回の電源の設計、研究も炉側と密接な連絡をとりながら、強力に遂行した。

振り返ってみると、仮定された中心のまわりに、未確定な媒介を経て、周辺の電源が固められ、20年先の構想に、現実の機器が入りまじり、報告書の作成を終って、非常にとまどいを感じている。最初であるから、広くサーベイしたのであるが、個々の内容の重みに顕著な差がでてしまった。この件については、御判読、御了解をお願いしたい。また、研究開発計画の立案という面では、上記事情により、なお検討を要すると思われる。しかし、今後の進め方に、有益な指針を与え、課題の選択に貢献しうるものであると信じている。御指導、御援助を賜わって一層の努力を続けたい。

第1章 電源システムの設計

§ 1.1 核融合炉用電源の概要

核融合により、大きな電力を生み出すことができるプラズマは、そのプラズマを作り出すのに、また大きな電力を必要とする。個々の詳細は以下の各論に譲り、ここでは核融合炉の運転に必要な全電源を、直接プラズマに関係する電源、冷凍とか真空排気とかのように、一見、通常用途のものに近いが、その規模が、核融合炉用として現在の実績規模をはるかに凌駕する種類のもの、および汎用電源とみなされるものに分けて展望する。下の写真は、ヘリウム循環系、蒸気タービン発電系を含めて全電源系の構成を分かりやすく図解したものである。



2,000 MW(t) ガス冷却型核融合炉 電源システム

§ 1.1.1 直接プラズマに関係する電源

直接プラズマに関係する電源は、今回の核融合炉の試設計では

- (1) プラズマを立ち上げ保持するポロイダル系コイル用の電源
- (2) プラズマを閉じ込めるためのトロイダルコイル用の電源
- (3) プラズマを加熱するための中性粒子入射加熱用の電源

の3種に分けて考える。

ポロイダル系コイル用の電源は、変流器コイルおよび垂直磁場コイルをはじめとする各種のプラズマ制御用コイルに給電するもので、その目的上、種類が多く、使用上の複雑な要求も少なくない。これについては、§ 1.7 に一節を設けて、その研究成果を報告する。しかし、この設計では、当時の炉

心設計の現状に鑑み、その対象を変流器コイルと垂直磁場コイルに限り、次のような考え方で電源計画を行なった。変流器コイル用電源は、プラズマ起動時に必要な6.4 GJの磁気エネルギー (§ 1.9.1) を蓄積するための大電流電源である。変流器コイルは、プラズマ運転中、プラズマ電流を流すため連続的に使用されるので、この6.4 GJのエネルギーを、プラズマの消滅している60秒以内に蓄えるのは、平均106.5 MWの電力を1分だけ消費するということである。しかもこれがプラズマの生成消滅の1周期6000秒おきに繰返される。このような負荷は、電力系統にとって好ましくないので、商用系統との間にエネルギー貯蔵媒体を設けて、この尖頭負荷を平滑化することを計画した。このエネルギーの貯蔵には、従来の実験装置では、フライホイール付電動発電機が広く用いられているが、この設計研究では、今後の超電導エネルギー蓄積装置(SC-IES)の進歩、性能向上、価格低下を予期してSC-IESの採用を考えた。(SC-IESの単体の試設計を第2章にとりあげている。)このSC-IESの仕様は、ポロイダル回路系の解析により決定され、21 GJ、240 kAのものを当面の検討対象とした。

トロイダルコイル用の電源は、超電導のトロイダルコイルに32.9 kAの直流電流を流し、最大で115 kG、中心で60 kGの定常磁界を作り出すものである。この時の磁界の蓄積エネルギーは156 GJに達する。しかしこの電源は、一度コイルを充電して(コイル電流を0から32.9 kAに上げて)しまえば、あとは超電導の永久電流の減衰を補うに必要な約0.2 MW程度の極めて小さな電源で十分である。電源電圧は、要求される充電時間によって定まるが、平常時には、充電は炉の初起動時に1回だけ行なえばよく、その際はコイルの超電導状態への冷却に非常に長時間を要するので、充電時間もそれを考慮して十分長くとることができる。以上の考察により、トロイダルコイル用電源は、商用系統より直接受電する変圧整流器(Sフォーマ)を考える。直流電流の脈動率は0.5%以下でなければならないとして、平滑化には十分な注意を払うこととした。

中性粒子入射加熱用の電源は、プラズマ電流自身のオーム加熱による約1 keVのプラズマ温度を、目標の15 keVまであげるためのものである。この電源は、加速電源、減速電源、アーク電源、フィラメント電源⁽¹⁾から成り立っており、加速電源に120 kV級の直流高圧を必要とする以外に、あまり特殊なものはない。ただし、その用途上調整制御条件の厳しいものもある。24基の中性粒子入射加熱装置からプラズマへ注入する正味電力は、約30 MW(1基当り1.25 MW)である。使用時間はプラズマ立ち上げ時の10秒以内であるから、電源の定格はこれに適したものとする。

§ 1.1.2 その他の電源

トロイダルおよびポロイダルコイルの超電導化は、その使用最大磁束密度の大きさ、常電導体を使った時の電力損失から考えて、炉の実現に対し不可欠の課題である。超電導冷凍用の電源は、冷凍機を運転する誘導電動機用の商用電源である。その仕様は、冷凍機の方から決定されるが、必要な総電力は、トロイダルコイル用50 MW、ポロイダル系コイル用1 MW、超電導エネルギー蓄積装置用1 MWと算定されている。冷凍能力の喪失が炉に与える影響は甚大であるので、十分信頼性の高い電力供給系を計画する。

真空排気用電源は、冷凍用電源と殆んど同じような意味合いをもつが、真空引の対象をトラスだけとすれば、その所要電力は約700 kWとかなり小さい。もし炉全体を格納する建屋の真空引きを考えると、この値は大巾に変化する。この設計は、トラスだけの真空引きに対するものであるが、炉本体の構想により再検討を必要とする。

その他に電源として、発電系の補機用電源、また非常用あるいは無停電電源が必要であり、さらに受変電、配電用の機器が必要である。これ等には新しい考えは必要でなく、在来技術の活用で解決できる問題である。

§ 1.1.3 炉の運転と電源の動作

炉の初起動は、まず極低温容器の断熱層の真空引きと、コイルの冷却から始まる。超電導状態のコイルを常電導に戻すのは、極めて特別な場合と考えられるので、この操作の行われる頻度は極めて僅かである。従って冷凍能力を過大にしないで、十分な運転準備時間をとるのが普通のプラクティスである。図 1.1-1 では、たとえば 50 MW 程度の電力で、200 時間程かけて、トロイダル、ポロイダル系、さらに IES のコイルの超電導状態を確立する。次にトーラスの真空排気が始まり、同時に 100 時間位かけて 24 個のトロイダルコイルの充電を行なう。プラズマ電流を立ち上げる前に、燃料供給系、熱輸送回路、蒸気タービン発電系などの各種補機類を起動する。プラズマ電流の立ち上げには、変流器コイルに流れている電流をしゃ断する際に発生する電圧の電磁誘導を利用する。この変流器コイルの充電に SC-IES を用いるという考えは、前に述べた通りである。次に中性粒子入射などでプラズマを自己点火温度まで加熱する。核融合反応により自己加熱が継続し、ブランケットの熱は、ヘリウムを媒体として熱交換器に輸送される。約 6000 秒でプラズマは消滅し、60 秒後次のサイクルが始まる。この間の様子を図 1.1-1 に付記する。蒸気発生器への熱流を連続的にするため、中間に蓄熱器を設ける方式も提案されている。⁽²⁾

〔参考文献〕

- (1) 松田, 大和: 2000 MWt トカマク炉のための中性粒子入射加熱装置概念設計, JAERI-M6222 (75 年 8 月)
- (2) 迫: トカマク炉用蓄熱システムの試設計, JAERI-M 6099 (75 年 4 月)

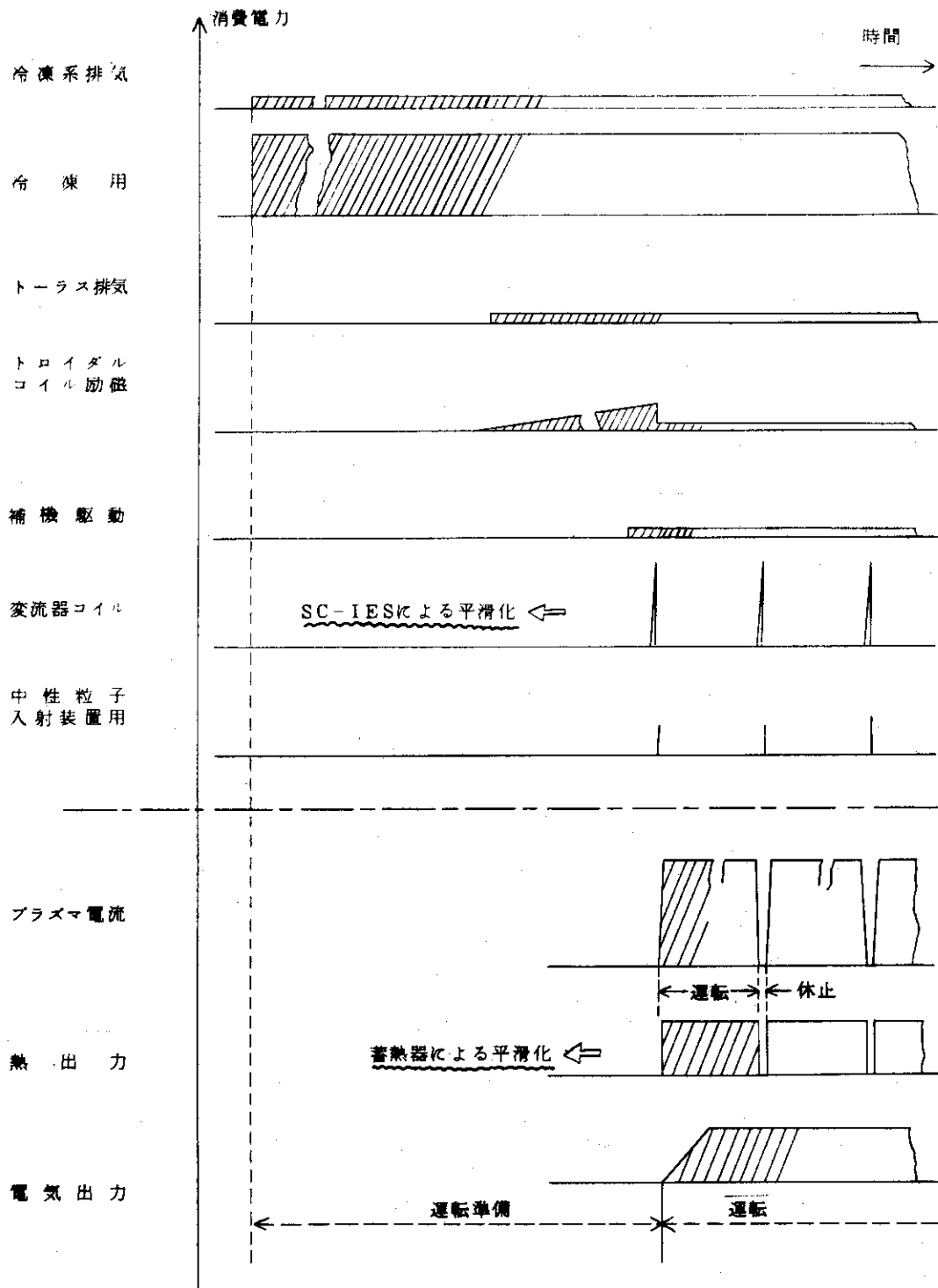


図 1.1.-1 核融合炉運転模型

§ 1.2 設計条件

本設計研究を進めるにあたって、次のような設計条件を設定した。

(1) 設計全般にわたり、IAEA-CN-33/G1-5に基づいて設計研究を進める。

(2) ポロイダル電源の仕様は上記資料に記載された変流器コイルの6.4 GJ 必要ということは既定の事実とし、そのエネルギーを合理的に供給するための電源として、21 GJ、0.72 Hの超電導誘導エネルギー蓄積装置(SC-IES)を使用するものとする。また、プラズマ立ち上げ時にSC-IESから変流器コイルへの通電電流240 kAをしゃ断するスイッチはサイリスタ・スイッチを使用するものとする。

(3) トロイダルコイルはプラント起動時に励磁されたら、運転サイクル末期の周期的なプラズマ停止時も停止されないものとする。最大起磁力は156 GJ、フラットトップ時の電流および損失はそれぞれ32.9 kA、197 kWとする。

(4) 中性粒子入射装置電源としては全体の必要電力は98 MWで1オペレーション期間のうちプラズマ立ち上げ時に10秒間使用するものとする。

加速電源	DC	120 kV	780 A
減速電源	DC	1 kV	20 A
アーク用電源	AC	100 V	50 kA
フィラメント他	AC	200 V	750 A

(5) 送配電システムの計画においては送電系は275 kV系とし、システムの凡長性や独立性などに関する安全性の考え方などは軽水炉型原子力発電所でとられている考え方に従うものとする。

(6) SC-IES およびサイリスタSW設計条件

変流器回路最大電流	240 kA
同上 最大電圧	50 kV
初期蓄積エネルギー	21 GJ
使用回数および耐用年数	15回/日 20年

§ 1.3 核融合炉に特有な電源

§ 1.3.1 ポロイダルコイル用電源

ポロイダルコイルは、トロイダルコイルの外部に、トロイダル方向に巻かれたコイル群の総称であり、炉の起動、制御などに重要な役割を果たす。ポロイダル系コイルの中の主なものは、変流器コイルと垂直磁場コイルである。変流器コイルは、プラズマ電流を流すために、プラズマ環の内部に磁束変化を作り出すものであり、プラズマ立ち上げ時には大きな磁束変化を作って、一気にプラズマ電流を立ち上げ、プラズマ電流が所定の値に達した後は、プラズマ抵抗によるプラズマ電流の減衰を補償するための僅かな磁束変化を作り続けるものである。垂直磁場コイルは、フープ力、プラズマ圧力などによるプラズマ環の拡大を抑制するためのものであり、その電流値は、プラズマ電流、プラズマ温度、プラズマ密度などの関数となる。従ってプラズマの立ち上げ時には、これらのパラメータの上昇に伴って、急激な電流増加が要求される。

以上の簡単な説明でもわかるとおり、ポロイダル系コイルの電源は、そのコイルなどを介して、炉心プラズマ設計の影響を大きく受け、種々の非常に難しい問題を含んでいる。プラズマからの要求

を満足させる解決策にも、種々な方式、装置が考えられる。

しかし、ここでは変流器コイルに6.4 GJ (§ 1.9.1)要るということを既定の事実として、そのエネルギーを合理的に供給するための、21 GJ, 0.72 H (§ 1.9.2)の超電導誘導エネルギー蓄積装置(SC-IES)とそれを充電するための変圧整流装置を計画した。なおプラズマ電流立ち上げの初期にSC-IESから変流器コイルへの通電電流240 kAをしゃ断しなければならないので、直流240 kAを開閉する装置として、信頼性と寿命の点より、サイリスタ・スイッチをとり上げた。このポロイダル電源は、その方式により、なお数個のスイッチを必要とし、またプラズマ電流維持用の制御用直流電源なども必要であるが、現時点では一応代表として以下の装置を検討するにとどめた。回路方式およびその後の研究の進展を§ 1.7 変流器電源系の研究において詳述する。

<ポロイダル系コイル電源装置の概略仕様>

(1) 変流器コイル用SC-IES (第2章 参照)

蓄積エネルギー 21 GJ
最大電流 240 kA

(2) プラズマ立ち上げ用主サイリスタ・スイッチ (第3章 参照)

最大開路電流 240 kA
最大開極電圧 50 kV

(3) 21 GJ・SC-IES 充電用変圧整流装置

型式 水冷式間接型変圧整流器
定格 1次側 AC 6600 V, 3相, 50 Hz
2次側 DC 29.5 V
240 kA

(4) 変流器コイル制御用変圧整流装置

形式 水冷式間接型変圧整流器
定格 1次側 AC 6600 V, 3相, 50 Hz
2次側 DC 17.5 V
140 kA

§ 1.3.2 トロイダルコイル用電源

発電用核融合炉の場合、トロイダルコイルはポロイダルコイルと異なり最初の炉起動時に励磁され必要なフラットトップ電流値に達すると、以後はコイルのリード部等の抵抗損失を補償するだけの一定直流電圧が印加され続け、炉の周期的な停止時(周期的な停止時とはプラントの停止時ではなく、6000秒の1運転時間後のプラズマの停止時期を言う)も運転される。従ってトロイダルコイル用電源はポロイダルコイル用電源と考え方が自ずから異なってくる。すなわち、ポロイダルコイルは6000秒の周期で定期的な運転がくり返されるため、ポロイダルコイルには一定の時間内でプラズマ電流の立ち上げに必要なエネルギーを充電できるパルスの大容量の直流電源が必要である。しかしながらトロイダルコイルは前述したようにプラント起動時にプラズマを閉じ込めるために必要な電流値まで一旦充電されると、以後は一定直流電圧の印加によりこの電流値が一定に保持し続けられ、パルス運転の必要はない。しかもプラント起動時には超電導コイルの冷凍やプラント起動準備にかなりの日数が必要であり、トロイダルコイルの充電には十分な時間をかけることができるので、トロイダルコ

イルの電源にはそれほど大容量のものは必要ない。

表 1.3-1 に 2000 MWt 核融合炉のトロイダルコイルの仕様を記す。2000 MWt 核融合炉のトロイダルコイルには 32.9 kA のフラットトップ電流が必要であり、この定常状態では約 6 V の電圧降下（電力として約 200 kW）を補償する必要がある。またトロイダルコイルには超電導コイルが使用されるので、超電導コイルを液体ヘリウム温度まで冷却し、この温度を保持する必要がある。従ってトロイダルコイル用電源としては下記の電源が必要となる。

- (1) 励磁用電源
- (2) 抵抗損失補償用電源
- (3) 冷凍機用および真空排気用電源

冷凍機用および真空排気用電源については § 1.3.4 および § 1.4.1 で後述することとし、以下は低電圧大電流の直流電源である励磁用および抵抗損失補償用電源について検討を行ない、その計画概要および仕様を述べる。

(1) 励磁用電源

励磁用電源は励磁時間が電源容量に大いに影響する。（ここで励磁時間とはトロイダルコイルを充電し始めてからフラットトップ電流値に達するまでの時間を言う。）トロイダルコイルのインダクタンスおよび抵抗を L , R とし、外部より一定直流電圧 E を印加した場合にトロイダルコイルに流れる電流 I は下記により求めることができる。

$$E = RI + L \frac{dI}{dt} \dots\dots\dots (1.3-1)$$

(1.3-1) 式を初期条件 ($t = 0$ にて $I = 0$) を入れて I について解くと

$$I = \frac{E}{R} (1 - e^{-\frac{R}{L}t}) \dots\dots\dots (1.3-2)$$

T をフラットトップ電流を得るに必要な励磁時間とすると、励磁終了時の最大電力 P_{max} および励磁期間中の平均電力 P_{mean} は次式より与えられる。

$$\begin{aligned} P_{max} &= E \cdot I_{max} \\ &= E \cdot \frac{E}{R} (1 - e^{-\frac{R}{L}T}) = \frac{E^2}{R} (1 - e^{-\frac{R}{L}T}) \dots\dots\dots (1.3-3) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} P_{mean} &= E \cdot I_{mean} \\ &= E \cdot \frac{1}{T} \int_0^T \frac{E}{R} (1 - e^{-\frac{R}{L}t}) dt \\ &= \frac{E^2}{R} \left[1 - \frac{L}{R \cdot T} (1 - e^{-\frac{R}{L}T}) \right] \dots\dots\dots (1.3-4) \end{aligned}$$

ここで I_{max} および I_{mean} は励磁終了時のトロイダルコイルの最大電流および励磁期間中の平均電流である。

従って I , P_{max} , P_{mean} は印加電圧 E と励磁時間 t によって大きく異なってくる。表 1.3-2 に必要なフラットトップ電流 32.9 kA を得るための印加電圧 E と励磁時間 T との関係を示す。ここでトロイダルコイル抵抗 R は表 1.3-1 のフラットトップ時の電圧降下より次のとおり算出した。

$$R = \frac{6 \text{ (V)}}{32.9 \times 10^3 \text{ (A)}} = 1.829 \times 10^{-4} \text{ (\Omega)} \dots\dots\dots (1.3-5)$$

表 1.3-2 より励磁時間を長くすると電源としてはそれだけ低電圧小容量の電源ですむことが分かる。本設計では励磁時間を 100 時間程度と仮定して、励磁電圧は 30 V を採用した。必要な励磁電力は最大で約 1 MW、平均で約 0.5 MW である。

(2) 抵抗損失補償用電源

表 1.3-1 よりフラットトップ時の電流および電力損失は 32.9 kA および 197 kW である。従ってフラットトップ時に電流 32.9 kA に保持するに必要な印加電圧 E は次の通りである。

$$E = \frac{197 \text{ (kW)}}{32.9 \text{ (kA)}} = 6 \text{ (V)} \dots\dots\dots (1.3-6)$$

従って、フラットトップ時は 6 V の直流電圧を印加し続ければ、197 kW の電力を消費するだけで、フラットトップ電流は 32.9 kA に保持される。

以上よりトロイダルコイル電源は励磁期間は直流 30 V、1 MW、フラットトップ時は直流 6 V、0.2 MW のものです。常電導コイルを使用した臨界プラズマ実験装置 (JT-60) のトロイダルコイル電源が 350 MVA 必要であると言われているものに比べると、運転方法の相異 (JT-60 はパルス運転) はあるが超電導コイルを使用したトロイダルコイルの電源ははるかに小さいものでよいことが分る。このトロイダルコイル電源としては商用電源を使用するものとし、変圧整流器により交流入力 (6.6 kV, 3 相, 50 Hz) を直流 30 V および 6 V に変換しトロイダルコイルへ給電するものとする。変圧整流器の出力側は直流 30 V と 6 V が切替可能なものとし、出力電流が 0~32.9 kA に変化した場合でも直流 30 V を一定に保持できるものとする。なお、電流リップルがプラズマの制御に影響を与えるが、本設計では 0.5% 以下とした。以下にトロイダルコイル電源用変圧整流器の概略仕様を示す。

<トロイダルコイル電源用変圧整流器>

型 式	水冷式直接型変圧整流器		
定 格	1 次側	AC 6600 V, 3 相, 50 Hz	
	2 次側	DC 30 および DC 6 V	33 kA
		電流リップル	0.5% 以下

§ 1.3.3 中性粒子入射装置用電源

中性粒子入射装置は、各セクターに 2 台ずつ設置され、合計 24 台である。2 台ずつ同一場所にあるので、それを 1 組として、その電源を計画する。高い直流電圧を必要とする加速電源が特徴のあるものである。またアーク電源は、相当の低圧大電流である。

(1) 加速電源

7800 kW 変圧整流装置	30 秒定格	12 台
交流側	3 相 6.6 kV	735 A
直流側	120 kV	65 A

(2) 減速電源

1.7 kW 変圧整流器	30 秒定格	12 台
交流側	3 相 200 V	4.9 A
直流側	1 kV	1.7 A

(3) アーク用電源

420 kVA 変圧器	連続定格
-------------	------

一次側 单相	6.6kV	64 A	12 台
二次側 单相	100 V	4.2 kA	

(4) フィラメント電源

12.5 kVA 変圧器	連続定格	12 台
一次側 单相	200 V	62.5 A

§ 1.3.4 冷凍機用電源

トロイダルコイルおよびポロイダルコイルにはプラズマの生成および閉じ込めに必要な高磁場を得るために大電流を流す必要があり、これらのコイルはこの大電流により発生する損失を低減させるために超電導コイルが使用される。

また、ポロイダル系の電源にはそのパルスの大容量性のために超電導エネルギー蓄積装置が用いられている。これらの超電導コイルには液体ヘリウムによる冷凍システムが使用され、この冷凍システムによって超電導コイルは、プラント初期起動時には周囲温度から液体ヘリウム温度(4.2°K)へと冷却され、それ以後はこの温度に安定に保持される。このためには冷凍機用および外部からの熱侵入を絶縁するための真空排気用の電源が超電導コイルには必要であるが、本項では所内消費電力のうちかなりの部分を占めるであろうと考えられる冷凍機用電源について以下に検討を加える。

冷凍システムの電源容量を決定するものとして冷凍方法や冷凍機など冷凍システムに起因する効率と超電導コイルの熱負荷の大きさが考えられる。前者の効率は非常に悪く、現在かなり良いとされている冷凍システムにおいても0.2~0.3%程度と言われており、これが電力消費に大きく影響を与えている。また、後者の熱負荷としては外部からの熱侵入、放射線およびパルス磁界などによる発熱が考えられ、これらの発熱量と熱絶縁の性能なども電力消費に大きく影響を与える。

これらのことから2000 MWt核融合炉に使用される超電導コイルの冷凍機の電源容量を推定すると下記の程度のものとなる。

(1) トロイダルコイル系	50 MW
(2) ポロイダルコイル系	1 MW
(3) SC-IES系	1 MW
(合 計)	52 MW

これらの電源としては通常時は商用電源を使用し、外部電源喪失時は非常用電源を使用するものとし、所内高圧非常系母線(6.9 kV)および低圧非常系母線(440 V)から冷凍機へ給電するものとする。所内の母線構成については§ 1.4.2で後述するので、それを参照されたい。

上記容量、特にトロイダルコイルの消費電力は総発電電力に占める割合はかなり大きく、発電コストや非常系電源の設計にかなり大きな影響を与えるので、トロイダルコイルの詳細設計がなされた時点で再度検討を行なう必要がある。

なお、参考までにウイスコンシン大学の設計〔UWMAK-I〕とプリンストン大学の設計〔PPPL-CTR〕の冷凍電力に対する数値を付記しておく。

〔UWMAK-I〕

Refrigerators	45 MWe
---------------	--------

〔PPPL-CTR〕

Refrigeration power required	100 MWe
------------------------------	---------

Heating	
from pulsed fields	35 kW
from neutrons & gammas	95 kW
thermal conduction	150 kW

§ 1.3.5 真空排気系電源

燃料給排出系においては真空排気のために消費される電力がもっとも大きく、真空排気用の真空ポンプの電源を検討することが必要である。使用する真空ポンプはトリチウムによる作動流体の照射損傷に対する考慮から水銀拡散ポンプが有力視されている。必要な総排気速度は 3.38×10^5 [ℓ/sec] 程度と見なされており、⁽¹⁾ 今、この総排気速度を水銀拡散ポンプで実現する場合を考えると、排気口をトーラスの周囲 12ヶ所として排気速度が 1.0×10^4 [ℓ/sec] の水銀拡散ポンプが 36台必要となる。このような真空排気系に必要な電源容量は約 720 [kW] と推定される。また、プラント起動時に真空度を上げるために炉容器のベーキングが行なわれることが予想される。これらの電源を含めて真空排気系に必要な全電源容量は 1000 kW であり、これは通常の商用電源および非常用電源を受電できる所内低圧母線 (440 V) から給電するものとする。

なお、炉の分解、再組立を行なう際の炉のシールの困難を考えると、炉室全体を真空にする方が有利ではないかという考えもあるが、この場合の真空排気系の電源の検討は今後に期待したい。

(参考文献)

(1) 大和春海氏試算メモ (昭和 49 年 6 月 28 日)

表 1.3-1 トロイダルコイル主要仕様

諸 元	仕 様
型 式	Nb ₃ Sn-NbTi ハイブリッド D 型 超電導コイル
コ イ ル 数	24 個
最 大 起 磁 力	156 GJ
インダクタンス	286 H (全コイル直列接続)
	11.9 H (1コイルあたり)
巻 数	9120 ターン (全コイルあたり)
	380 ターン (1コイルあたり)
フラットトップ 電 流	32.9 kA
フラットトップ アンペアターン	300 MAT
フラットトップ 電 力 損 失	197 kW (リード部電圧降下, 約 6 V)
冷 凍 電 力	発生熱量 効率 50 MW ($100\text{kW} \times \frac{1}{0.002} = 50\text{MW}$)

表 1.3-2 励磁電圧, 時間によるトロイダルコイルの消費電力

励磁電圧 : E	100V	50V	30V	10V
励磁時間: t (H)	$9.674 \times 10^4 \text{ sec}$	$2.006 \times 10^5 \text{ sec}$	$3.489 \times 10^5 \text{ sec}$	$1.441 \times 10^6 \text{ sec}$
	(26.875H)	(55.722H)	(96.924H)	(400.278H)
消費最大: P _{max}	$3.28 \times 10^6 \text{ W}$	$1.646 \times 10^6 \text{ W}$	$9.841 \times 10^5 \text{ W}$	$3.28 \times 10^5 \text{ W}$
電力平均: P _{mean}	$1.64 \times 10^6 \text{ W}$	$840.6 \times 10^5 \text{ W}$	$5.103 \times 10^5 \text{ W}$	$1.896 \times 10^5 \text{ W}$

§ 1.4 その他の電源

前節までは核融合炉に特有な電源についてその概要を述べてきたが、以下は発電系補機やその他の電源、送配電システムや電源系構成機器および炉の安全確保のための非常用電源と無停電電源など従来のシステムや機器について検討を加え、その概要を述べる。

§ 1.4.1 発電系補機およびその他の補機用電源

前節までに述べた以外の電源としては、(1)発電系補機用、(2)トリチウム処理および燃料供給系補機用、(3)超電導コイル真空排気系補機用、(4)サービス系補機用および、(5)計測制御系補機用などの電源が必要となるであろうが、大ざっぱに推測すると、これらの電源として下記の程度の電源容量が必要であろう。

(1) 発電系補機

最も電力を消費すると考えられるヘリウム循環機とボイラ給水ポンプはタービン駆動とした。

復水ポンプ	450 kW	3台 (うち1台予備)
復水ブースタポンプ	520 kW	3台 (うち1台予備)
ボイラ給水ブースタポンプ	370 kW	2台
循環水ポンプ	2800 kW	3台
その他のポンプ類	400 kW	
計	11,480 kW	

(2) トリチウム処理および燃料供給系補機

2,000 kW

(3) 超電導コイル真空排気系補機

1,000 kW

(4) サービス系補機

空調換気設備	} 2,000 kW
照明設備	
補機冷却水および純水供給設備	
圧縮空気供給設備	
動力設備 (荷役, メンテナンス設備等)	
その他の設備	

(5) 計測制御設備

200 kW

これらに必要な電源容量は大略 16 MW となる。これらの電源には商用電源を使用するものとし、6.9 kV 母線および 440 V 母線より給電する。上記設備のうち、外部電源喪失時にプラントの安全確保上必要な補機については非常用ディーゼル発電機が接続された非常系母線より受電可能とする。また、計測制御設備などのように無停電電源が必要な設備は無停電母線より受電可能とする。母線構成および非常用電源、無停電電源についての詳細は § 1.4.2 および § 1.4.3 を参照されたい。

これらの設備のうち発電系については本報告書の § 1.5.1 に検討を加えたが、それ以外の設備については現時点では全く検討されていないので、これらの設備の設計がなされた時点で上記電源容量は再度見直すことが必要である。

§ 1.4.2 受変電および送配電システム

(1) 計画上の基本的考え方

発電プラントにおける受変電および送配電システムを考える場合、下記の事項がその計画に大きく影響する。

(i) 安全に対する考え方

これは事故時のプラントのより高い安全維持のためのシステムの多重化、独立化などの要求である。

(ii) 電力の安定供給

これは電力をより安定に供給するための要求である。即ち、送電システムの多重化や事故などで炉が停止した際の復帰や再起動を最短にするためのシステムへの要求などである。これらは(i)と密接に関連する。

(iii) 機器能力よりの制限

機器製作時点での機器能力からの制限や、しゃ断容量や電圧降下などからの制限

(iv) 経済性

これは(i), (ii)と密接に関連する。

核分裂型発電炉の場合には、事故時に崩壊熱を除去し、放射線被曝を防止するという要求から、(i)の安全性が最重要視され、経済性をある程度犠牲にして多重化された電源システムが計画されている。核融合発電炉の場合には核分裂発電炉の崩壊熱のような問題はないが、トリチウムが環境へ放出されるのを防止することが最重要視されるであろう。従って核融合発電炉の電源システムを計画するうえでも(i)の安全性を最重要視することにした。また、炉の起動停止が6000秒の周期で周期的に繰り返され、その度にプラズマ起動用のパルスの大容量直流電源を必要とすることも、電源システムを計画する上で重要である。

本来、電源システムはプラントシステムが設計され、上述の事項が明らかになった時点においてはじめて明らかにされるものであり、これらの事項が不明確な現時点において電源システムを計画することは無理な点も多々あるが、本設計報告書巻頭の「まえがき」に記した本設計研究の目的（電源システムを総合計画し、電源系の問題点の抽出および検討、研究開発計画の立案、経済的見通しのためのデータの把握）に対し、自由度を持って計画を行ない、今後の詳細設計のための検討資料を提供するとともに問題点を提起するものとする。

(2) 受変電および送配電システム

図 1.4 - 1 に電源系統の概念を示す。送配電系統は核融合発電炉が建設される時点では 500 kV 以上の系統がかなり多くなることが予想されるが、本設計では現在の一般的な系統電圧である 275 kV を選択した。ユニット発電機は 22 kV, 910 MVA (818 MW), 50 Hz の三相同期発電機とし、発電された電気は 920 MVA, 高圧側 275 kV, 低圧側 22 kV のユニット変圧器により 275 kV に昇圧され送電線へ送電される。送電線は電力の安定供給のために 2 回線とした。プラント起動は外部商用電源を起動変圧器で受電して行なう。プラント起動時は 275 kV 外部電源を受電し、起動変圧器により 275 kV を 6.9 kV に降圧し所内高圧母線 (6.9 kV 母線) に給電し、プラントを起動する。起動変圧器は安全性としゃ断容量の低減の二つの観点から 2 台に分け 2 次側はさらに 2 分割とし、一方は非常用電源が接続された非常系母線 (6.9 kV 1A or 1B 母線) へ接続し、もう一方は非常用電源が接続されていない常用系母線 (6.9 kV 1C or 1D 母線) へ接続する。所内の母線は前述どおり外部電源喪失時ディ

ーゼル発電機よりの受電が可能な非常系母線と外部電源喪失時は停電する常用系母線および無停電系母線（AC 110 V 交流無停電および DC 110 V 直流無停電）より構成する。非常系母線および常用系母線は 6.9 kV 母線および 440 V 母線で構成し、各母線はさらに 2 母線に分割し、電源の信頼性を高めた。無停電系母線は交流無停電系と直流無停電系より構成し、両系統とも 2 系統 2 母線構成とし信頼性を高めた。常用系母線にはプラントの安全維持上は特に必要ない負荷を接続し、非常系母線にはプラントの安全維持上必要な負荷およびその負荷の電源喪失に起因する機器の破損が大きな財産喪失を招くものなどを接続し、瞬時または十数秒間の停電も許容できない負荷は無停電系母線に接続する。非常系母線および無停電系は安全性を考えて、構成機器を含めて上記負荷に対して 1 系統で 100% 容量のものとし、1 系統が事故などで使用不能の場合にもプラントの安全維持上問題ないものとする。非常用電源および無停電電源については § 1.4.3 でもう少し検討を加えるものとする。プラント起動後の所内電力確保のため所内変圧器を設ける。ユニット発電機が発電開始後は所内動力は起動変圧器から所内変圧器よりの受電に切替える。所内変圧器はユニット発電機の出力側から直接 22 kV を受電し、6.9 kV に降圧して所内高圧母線へ給電する。所内変圧器も起動変圧器と同様の考えにより 2 台かつ 2 次側は 2 分割とし、一方は非常系母線へもう一方は常用系母線へ接続する。また、非常系の電源の信頼度を増すために予備変圧器を 1 台設け、275 kV 系統とは別系統（別系統とはまったく別の発電所より給電されている系統であり、本設計では 154 kV 系を採用）から非常系母線は受電可能とする。

(3) 所内負荷および所内電源容量の推測

必要な所内電源容量は所内負荷によって決定されるものであり、現時点では精度よい所内負荷の推定が出来ないが、本設計研究では主要負荷の電源容量を表 1.4-1 のように大ざっぱに推測した。

表 1.4-1 をまとめると次のとおりである。

i) トロイダルコイル用電源	1.0 MW
ii) ポロイダルコイル用電源	9.6 MW
iii) 中性粒子入射装置用電源	98.81 MW (10秒間)
iv) 冷凍機用電源	52.0 MW
v) 真空排気用電源	1.0 MW
vi) 発電系補機用電源	11.48 MW
vii) トリチウム処理および燃料供給系補機用電源	2.0 MW
viii) 超電導コイル真空排気系電源	1.0 MW
ix) サービス系補機用電源	2.0 MW
x) 計測制御用電源	0.2 MW
合 計	179.09 MW

この値は全発電電力 818 MW の約 21.9% にあたり、この比率は変圧整流器などの電力変換効率を考えるとさらに増加することとなり、表 1.4-2 に示したウィスコンシン大学やプリンストン大学の設計に比べて非常に大きな値となった。この要因は中性粒子入射装置がそれだけで約 100 MW の電力を必要とするためである。中性粒子入射装置は 1 運転サイクル (6000 秒) のうち 10 秒間しか運転しないので、電力を平均化することが出来れば中性粒子入射装置の電力は上記値の $1/600$ の 0.17 MW で済み、所内の負荷の消費電力は約 80.5 MW で全発電電力の 9.8% となり、送電可能な正味電力は非常に改良される。このように中性粒子入射装置の電力の平均化は正味送電電力にとって非常に有利である

ので、誘導エネルギー蓄積装置や120kV級DC-DC変換器の使用の適否など経済性を含めた今後の研究開発が必要である。

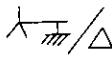
(4) 主要電源機器の仕様

上述した通り、中性粒子入射装置の電源方式によっては所内電力は大きく異なったものとなるが、本設計研究では中性粒子入射装置の電力の平均化は行なわないものとして、主要電源機器の仕様を以下の通り推定した。核融合炉に特有な電源については前記したので本項では再記しないものとする。


i) ユニット発電機

型 式	横軸円筒界磁形水冷却同期発電機
定 格	910 MVA, 3相, 50 Hz 22 kV, Pf = 0.9, 3000 rpm ブラシなし励磁方式, 水冷却

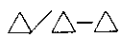
ii) ユニット変圧器

型 式	屋外用送油風冷無電圧タップ切換器付
定 格	920 MVA, 275 ± 25 / 22 kV 3相, 50 Hz 

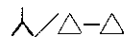
iii) 起動変圧器

型 式	屋外用送油風冷負荷時タップ切換器付
定 格	100 / 55 - 45 MVA 275 ± 25 / 6.9 - 6.9 kV 3相, 50 Hz, 

iv) 所内変圧器

型 式	屋外用送油風冷式
定 格	100 / 55 - 45 MVA, 22 / 6.9 - 6.9 kV 3相, 50 Hz, 

v) 予備変圧器

型 式	屋外用送油風冷負荷時タップ切換器付
定 格	100 / 55 - 45 MVA, 154 ± 14 / 6.9 - 6.9 kV 3相, 50 Hz, 

vi) 275 kV系統しゃ断器

型 式	屋外用SF ₆ ガスしゃ断器
定 格	300 kV, 3000 A, 3相, 50 Hz しゃ断容量 25 GVA

(5) 問題点および今後の検討事項

以上かなり自由に受変電および送配電システムについて述べてきたが、本設計により明らかとなった問題点および今後の検討が必要な事項について以下に述べる。

問題点および今後の検討が必要な事項については次のものが考えられる。(本節では在来システムおよび機器に限る。)

i) 中性粒子入射装置用電源

ii) 低電圧大電流直流電源

システム方式、構成機器(特に変圧整流器、しゃ断器など)、電力変換効率、極小内部抵抗、保護装置等

iii) 安全性の考え方(システムの重複性、独立性、系統分離等)などの設計クライテリア

- IV) 各系統の負荷およびその電源仕様（電圧，電流，電源精度等）
- V) 非常用電源，無停電電源に対する要求
- VI) プラント運転方式と負荷の運転方式
- VII) 配 置 等

上記のものはそれぞれそれぞれ相応の検討が必要であるが、(iii)~(vii)はその考え方が明らかにされ、各系統の詳細な検討が行なわれれば自から明らかとなるが、(i)および(ii)についてはその解決実現にはかなりの研究開発が必要であろう。これらの問題については § 1.8 に核融合に特有の電源の研究開発課題と併せて再載する。

§ 1.4.3 非常用電源および無停電電源

外部電源喪失時にプラントを安全に停止し、炉の再起動に対して待機するために非常用電源設備および無停電電源設備を設ける。これらの設備のシステム構成、容量や運転方法はプラントシステムやその運転方法および核融合炉の安全性の考え方によって大きく異なるが、現時点においてはこれらのものはほとんど不確定であるので、本項においてはこれらの電源の概念および計画する上での問題点について述べるものとする。

(1) 非常用電源

非常用電源設備はディーゼル機関，三相同期発電機およびディーゼル機関駆動のための補機類で構成し，外部電源喪失を非常系高圧母線に接続された保護継電器で検出し，その信号により非常用電源設備は自動起動され，定格電圧に達すると非常用電源を必要とする負荷が自動負荷投入シーケンスに従って順序投入される。上述したように非常用電源を必要とする負荷はプラントシステムやその運転方法によって大きく異なるが，主なものは次のようなものが推定される。

- i) 非常用ヘリウム循環機
- ii) 超電導コイル用冷凍機
- iii) 真空排気用ポンプ
- iv) 冷却系ポンプ（一部）
- v) 循環水ポンプ
- vi) 冷却塔ファン
- vii) トリチウム処理設備
- viii) 照明設備（一部）
- ix) 空調換気設備（一部）
- x) データ処理装置
- xi) 無停電電源設備
- xii) 計測および制御装置

安全性を重要視して上記負荷容量 100% に対して 2 組（1 組は完全予備）のディーゼル発電設備を設けるものとする。設備の容量および構成は上記負荷の容量や所内の母線構成などにより異なり現時点では推定できないが，参考までに PPPL の例を付記すると PPPL の試設計⁽¹⁾では 4 MW のディーゼル発電設備が予備 1 台を含めて 3 台設備されている。下記の事項が明らかになった時点で非常用電源の仕様は明確化されるだろう。

<非常用電源設計上に必要なデータ>

- i) プラントシステム構成および運転方法
- ii) 電源喪失時のプラント運転方法および事故処理方法
- iii) 安全性の考え方（重複性，系統分離等）
- iv) 地震に対する仕様
- v) 消防法など規制法

(2) 無停電電源

無停電電源設備は非常用電源設備が給電可能となるまでのわずかの時間でも停電が許されない無停電負荷に対して給電する設備であり，交流無停電電源設備および直流無停電電源設備により構成する。図 1.4-2 に無停電電源設備の概念を示す。交流無停電電源設備は整流装置，蓄電池およびインバータより構成され，直流無停電電源設備は整流装置，蓄電池およびシリコンドロップパー（蓄電池の均等充電時に負荷電圧を規定値内に維持する装置）より構成される。蓄電池は常時は整流装置により浮動充電されているが，外部電源喪失時は蓄電池より負荷へ放電する。本設備も非常用電源設備と同様にその接続負荷は不明であるが，次のようなものが推定される。

- i) 計測および制御装置
- ii) 警報表示灯および状態表示灯
- iii) 電源設備操作電源
- iv) タービン発電機非常用潤滑油ポンプ
- v) 非常灯
- vi) 通信設備

無停電電源設備も安全上の考え方から上記負荷容量 100% に対して 2 組（1 組は完全予備）の設備を設けるものとする。無停電電源設備を詳細に計画するには今後下記の事項を明らかにして行く必要がある。

- i) 無停電電源を必要とする負荷およびこれらの負荷の外部電源喪失時の運転方法
- ii) 蓄電池の放電時間
- iii) 安全性の考え方（重複性，系統分離等）
- iv) 地震に対する仕様
- v) 電源の質（電圧精度，周波数精度等）

上記のうち，蓄電池の放電時間は蓄電池の容量を大きく左右する。PPPL の試設計⁽¹⁾では 2 時間の放電に耐えるものが設備されているが，これは軽水炉の設計をそのまま踏襲している様に思われる。安全性の考え方にもよるが 2 組のディーゼル発電設備が同時に起動失敗することはないと考えると，蓄電池は外部電源喪失時からディーゼル発電機が蓄電池を浮動充電できるようになるまでの間（時間的には 5 分以下）無停電負荷に対して充分放電できる容量を持てば良いとする考えも成り立つ。またディーゼル発電機の起動時間は最短で 10 秒程度必要であり，負荷側でもっと短い起動時間の非常用電源を必要とするなら，エネルギー蓄積装置などの非常用電源への適用の検討も必要であろう。これらの考え方の選択の議論はプラント全般の設計がもっと詳細に進み，核融合炉の安全性に対する考え方，基準などが検討された時点で再度行なわれ，それに基づき核融合炉の非常用電源および無停電電源の詳細な検討がなされることを期待したい。

(参考文献)

- (1) MATT-1050 "A Fusion Power Plant", Plasma Physics Laboratory,
Princeton University, August 1974

表 1.4 - 1 主要負荷の電源仕様

仕 様 負荷又は系統	数 量	電 源 仕 様		備 考
		電 圧	容 量	
1) トロイダルコイル用 励磁および制御用	1 式	DC30V および DC6V	1MW	励磁期間は30V フラットトップ制御時は6V
2) ボロイダルコイル用 励磁用 制御用	1 式 1 式	DC29.5V DC17.5V	7.1MW 2.5MW	IESの充電最大容量 系統電源を使用
3) 中性粒子入射装置用 ○加速用 ○減速用 ○アーク用 ○フィラメント用	1 2ケ 1 2ケ 1 2ケ 1 2ケ	DC120kV DC 1kV AC100V AC200V	93.6MW 0.02MW 5.04MVA 0.15MVA	プラズマ電流立ち上げ時のみ 7.8MW/1台 (10秒) 1.7kW/1台 0.42MVA/1台 125kVA/1台
4) 冷凍機用 ○トロイダルコイル ○ボロイダルコイル ○誘導エネルギー蓄積装置	1 式 1 式 1 式	AC6.9kV および AC440V	50MW 1MW 1MW	冷凍システムの効率は0.2% と仮定
5) 真空排気用 ○トーラス真空排気用 ○ベーキング用	1 式 1 式	AC6.9kV および AC440V	0.72MW 0.28MW	トーラスのみを真空排気する と仮定
6) 発電系補機用 ○復水ポンプ ○復水ブースタポンプ ○ボイラ給水ブースタポンプ ○循環水ポンプ ○その他のポンプ	2ケ(1) 2ケ(1) 2ケ 3ケ 1式	AC 6.9kV AC440V	0.9 MW 1.04 MW 0.74 MW 8.4 MW 0.4 MW	0.45MW/1台 ()内は予備 0.52MW/1台 それ以外は常用 0.37MW/1台 2.8MW/1台 ヘリウム循環機とボイラ給水 ポンプはタービン駆動とする。
7) トリチウム処理および 燃料供給系補機用	1 式	AC 440V	2MW	
8) 超電導コイル真空排気系 補機	1 式	AC 440V	1MW	
9) サービス系補機用 ○空調換気設備 ○照明設備 ○補機冷却水および純水供給設備 ○圧縮空気供給設備 ○動力設備 ○その他	1 式	AC6.9kV および AC 440V	2MW	
10) 計測制御設備	1 式	AC100V DC100V	0.2MW	

表1.4-2 UWMAK-IとPPPL CTRの電源系仕様

UWMAK-I 設計		PPPL CTR 設計	
1) プラント諸元		1) プラント諸元	
i) 熱出力	5000MW	i) 熱出力	5305MW
ii) 電気出力(グロス)	1681MW	ii) 電気出力(グロス)	2405MW
2) 負荷		2) 負荷	
i) 液体金属ポンプ設備	116.6 MW (15,631 ^{HP})	i) ヘルウム循環機	251MW
ii) 発電系ポンプおよびその他のポンプ設備	38.6 (51,760)	ii) 冷凍機設備	100
iii) シールドクレーニング設備	0.02 (24)	iii) クレーニングタワーファン	15
iv) ファン設備 (クレーニングタワー用を含む)	14.5 (19,400)	iv) 雑設備	9
v) 真空ポンプ設備	3.3 (4,500)	計	375
vi) 冷凍機設備	4.5 ((6,100)		
vii) 液体金属用ヒータ設備	13.3 (17,890)		
viii) ダイバーターおよび変流器コイル	6.0 (8,000)		
ix) トリチウム純化系	0.02 (30)		
x) 燃料供給系	2.4 (3,250)		
xi) 中性粒子入射装置	0.05 (69) ^{*1}		
xii) その他 (暖房, 空調, 照明, その他)	1.99 (26,743)		
計	219.2 (29,407.6) ^{*2}		

*1 15MWeを平均化(5790秒のうち使用時間20秒)

*2 原文は294,173Hpだが計算のまちがいか, またkW=0.746Hp

で計算

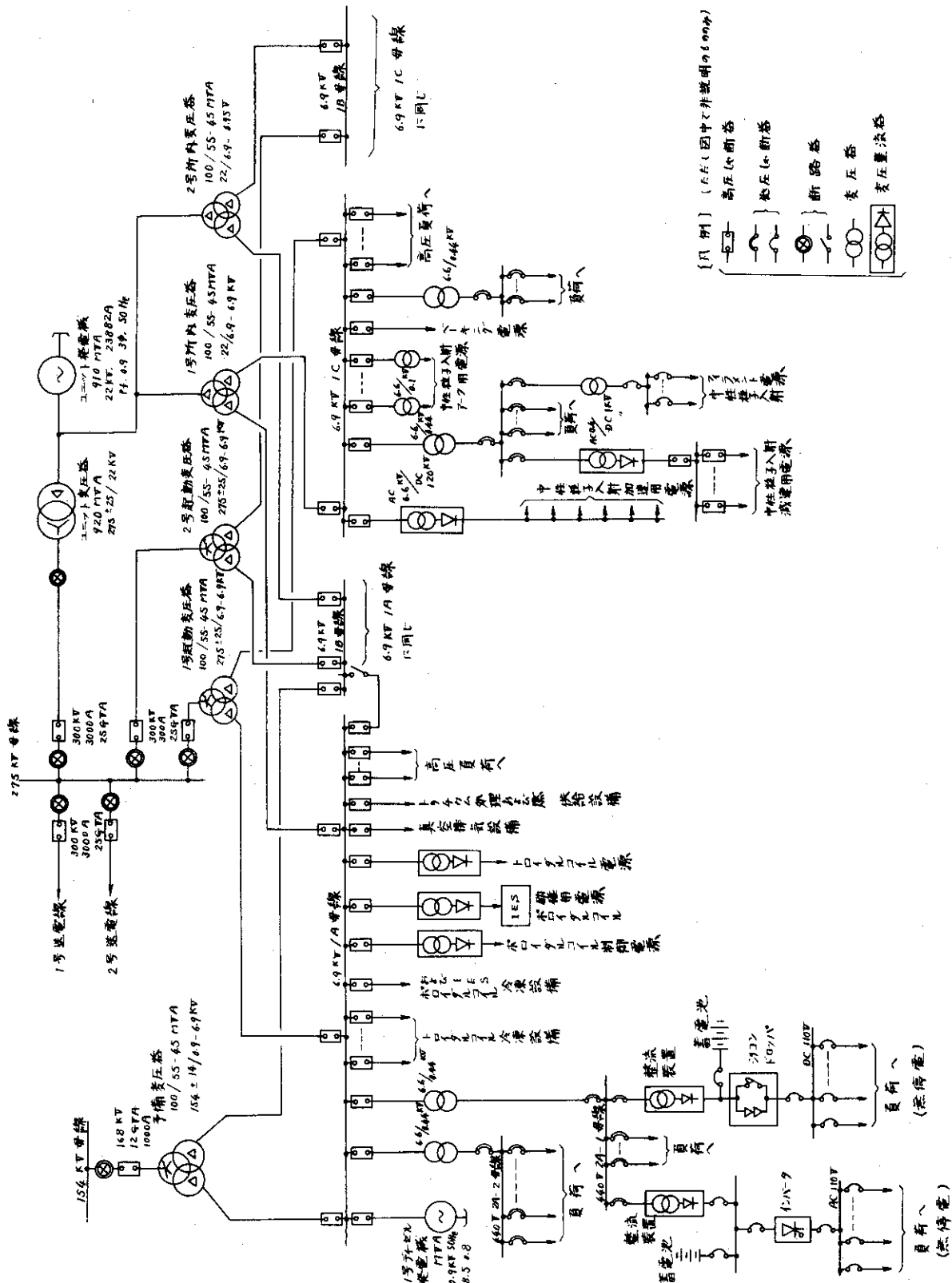


図 1.4-1 電源系統概念図

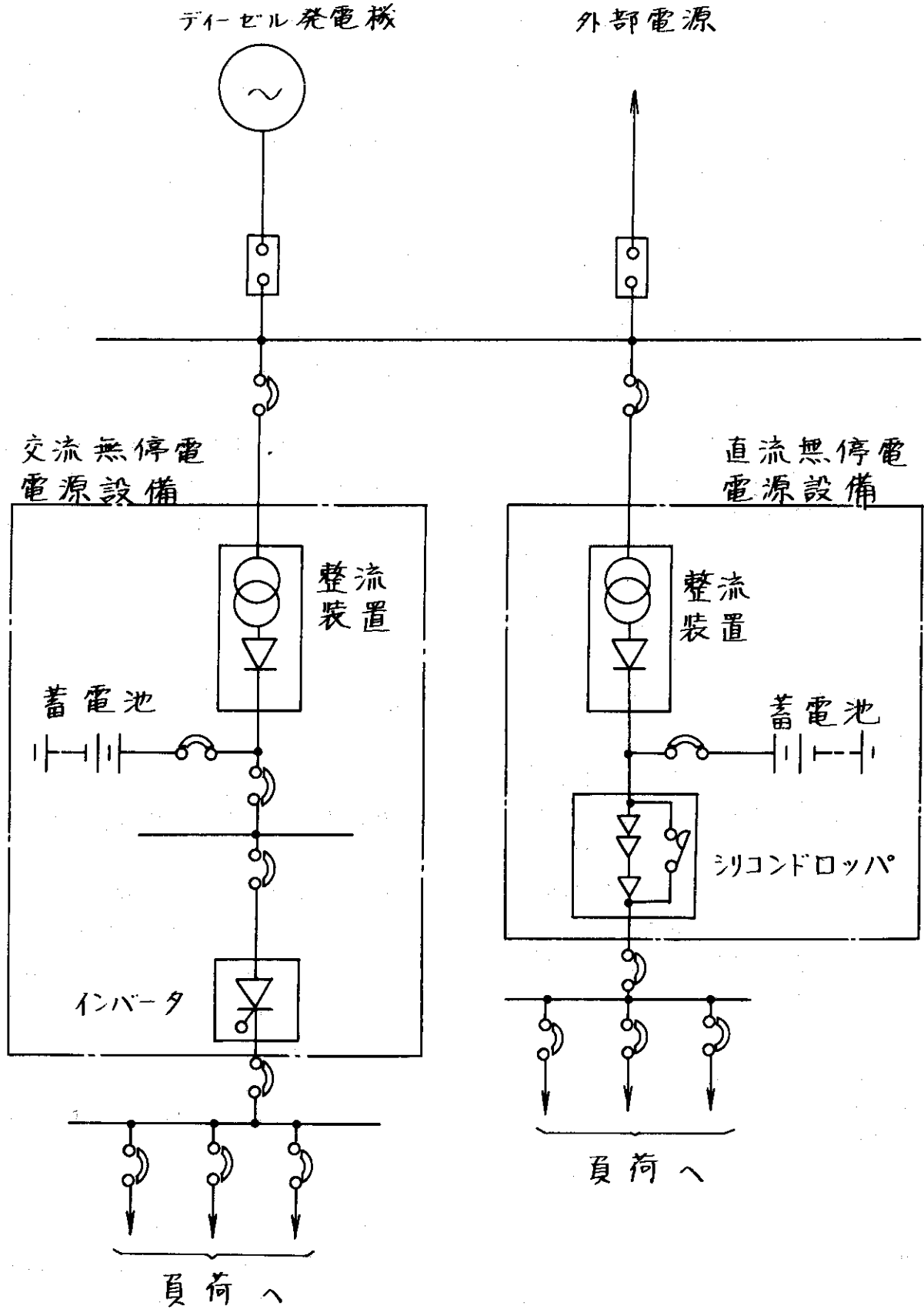


図 1.4 - 2 無停電電源設備概念系統図

§ 1.5 電源システム

§ 1.5.1 蒸気および電力変換システム

(1) 基本設計

核融合炉のエネルギーは、熱エネルギーとして、ヘリウム循環系を介して水蒸気系に運ばれる。ヘリウム循環系は本研究報告の対象外とし、ここでは蒸気発生器の過熱器と再熱器から蒸気を受け、タービン発電機中で熱エネルギーを電気エネルギーに変換し、消費された蒸気を主復水器中で復水し、定格条件に加熱した給水を蒸気発生器入口へ供給する蒸気および電力変換システムを取り扱う。

全システムのプラント系統図が図 1.5-1 である。

最大 2104 MWt のタービンプラント入熱に対し、タービン発電機設備を計画する。給水加熱サイクルは、表面形給水加熱器、脱気加熱器、タービン駆動のボイラ給水ポンプから成る。復水器は、最大負荷時の全排出蒸気を復水できる大きさで、バイパス時には、100%の再熱バイパス蒸気を一時的に受け入れることができる。冷却水としては海水を考える。

タービン関係の冷却水系も、閉ループで、ベアリング水、タービン油、発電機用の水素、純水の冷却を行なう。その他通常の補機もこの系で冷却する。この系のヒートシンクも海水である。その他にヘリウム循環機駆動用タービン、グランドシール系、補助蒸気系などが主な設備である。

タービンプラントへの入熱	2104 MW
(ヘリウム循環機駆動用タービン 104 MWと仮定)	
主蒸気	温度 538.0°C
	圧力 251 ata
再熱蒸気	温度 538.0°C
	圧力 (再熱器圧力損失10%と仮定)
蒸気発生器	給水温度 任意

として、熱設計計算を行なった結果の一部を図 1.5-2 の熱勘定図に示す。図の流量、圧力、および温度条件に適合した主機、補機および配管系などを設計する。

この蒸気システムは、タービン発電機がトリップした後も、一次冷却系（ヘリウム循環系）に残存する熱を処理し続けることができるような、フラッシュタンク付の主蒸気バイパス、高温再熱蒸気バイパスおよび復水器冷却系を有する。さらに電動バイパス弁、安全弁を装備し、万一、復水器や他の熱サイクル構成要素が働かない場合には、安全弁だけで、最大の蒸気量を気中に放出できる設計とする。

(2) 主蒸気および再熱配管系

配管設計は、図 1.5-2 に示された条件で行なう。配管寸法は、蒸気速度と圧力降下を考慮し、経験上余裕のある値に決定する。

(i) 主蒸気系

主蒸気系は、蒸気発生器の過熱器出口から、高圧タービン入口までの配管と弁である。4台の蒸気発生器からの4本の主蒸気配管の末端に、急速閉鎖形逆止弁を設ける。これは万一、どれか一つの蒸気発生器が破損した場合の主蒸気のプロードダウンを防ぐものである。主蒸気系を異常圧力から守るために、電動バイパス弁を設け、蒸気発生器出口圧力が、規定値を超えると、バイパス系へ蒸気をダンブする。

(ii) 低温再熱蒸気系

高圧タービンの排出蒸気は、タービンへの蒸気の逆流を防ぐための逆止弁を経て、低温再熱系に入る。低温再熱系は、第2段高圧給水加熱、高圧バイパス系および補助蒸気ヘッダーと結合する。なおこの系が、ボイラ給水ポンプタービンとヘリウム循環機用タービンへの蒸気供給源である。

(iii) 高温再熱蒸気系

蒸気発生器再熱部からの高温再熱蒸気配管の終端には、急速しゃ断弁を設ける。これは再熱蒸気の逆流あるいはブローダウンを防ぐためのものである。再熱部の異常圧力を制限するため機械式減圧弁を設ける。高温再熱バイパス配管は、中圧タービンをバイパスし、一定の過渡状態では、高温再熱蒸気を復水器にダンプする。このバイパスは、高圧バイパスと連動して、主タービン停止中および低負荷時の蒸気発生器からの過剰エネルギーを消化することができる。

(iv) 抽気蒸気系

抽気蒸気配管は、それぞれのタービン抽気点の圧力、温度、流量を考慮して設計する。抽気蒸気の供給先は、ヘリウム循環機用タービン、ボイラ給水ポンプタービン、脱気器、給水加熱器などである。

(3) 蒸気発生器

この蒸気発生器は、蓄熱器よりの約700°Cのヘリウムにより、538°Cの主蒸気および再熱蒸気を生産する。この計画は、本設計研究の対象外であるが、ヘリウム加熱蒸気発生器については、実績も少なく、とくに核融合炉として、トリチウムの問題があるので、詳細な検討を要する機器の一つであることをつけ加えておきたい。

(4) タービン発電機

主タービンは、4ケーシング4流排気のタンデム式である。ヘリウム循環機用および給水ポンプ用タービンに復水式を採用したため、主タービンの排気流量をかなり小さくでき、大容量タービンであるにもかかわらず4流排気とすることができる。

発電機の機内は、通常の水素冷却機と同様に水素で冷却するが、固定子巻線導体は純水で直接冷却する水冷却方式とする。回転子巻線導体は水素で直接冷却する。固定子鉄心は、振動を低減するためフレームに対してバネ板支持とする。励磁は、回転部分にシリコン整流器を取付け、交流励磁機の交流電力を直流に変換するブラシレス方式で、完全にメンテナンスフリーである。

タービン発電機の制御は、蒸気発生システムの制御と連繫して、主蒸気、再熱蒸気、および給水の定格圧力、温度を維持し、負荷変動時の過渡現象を制限する。これは、応答の早い電子油圧式制御システムで行ない、バックアップとして完全な機械式油圧システムを準備する。

(i) タービン

形 式	タンデムコンパウンド
	4気筒4流排気式再熱形
定格出力	818 MW
回転速度	3000 rpm
蒸気条件	
主蒸気圧力 (主蒸気止弁前)	251.0 ata
主蒸気温度 (")	538.0°C
再熱蒸気温度 (再熱蒸気止弁前)	538.0°C

(V) 復水脱塩装置

形 式 外部再生システム付，混床式

100%容量のもの1組（脱塩タンク+再生タンク）

(VI) 給水加熱器

形 式 表面形U管，水平設置

2 系列 7段（高圧3段，低圧3段）

(VII) 脱気加熱器

形 式 水平，トイレ形（給水タンク上取付け）

容 量 3000 t/hr

給水タンク容量 250 t （5分）

(VIII) ボイラ給水ポンプタービン

蒸気源はヘリウム循環用タービンと同一とし，復水器は主タービンと共用とする。

形 式 多段式 可変速度

(IX) ボイラ給水ポンプ

形 式 遠 心 可変速度

60%容量のものを2台設置。

(X) ボイラ給水ブースタポンプ

形 式 遠 心 可変速度

60%容量のものを2台設置。ボイラ給水ポンプタービンで，ギヤ駆動する。

(XI) 循環水ポンプ

形 式 垂直混流形

33⅓%容量のものを3台設置。

(XII) 補助蒸気ボイラ

(6) プラント制御システム

炉出力と主タービン蒸気入口条件を，プラントの正常な運転に必要なレベルに維持するのが，プラント制御システムの目的であり，主な制御は次の3つである。

(i) 主蒸気圧制御 (図 1.5-3)

(ii) 主蒸気温度制御 (図 1.5-4)

(iii) 再熱蒸気温度制御 (図 1.5-5)

自動制御ループが，これらの値を設定値に保持する。

その他に次の制御システムが必要である。

(a) 自動給水流量低減プログラム

タービントリップまたは炉しゃ断時に使用する。

(b) 遠隔手動制御給水調整

蒸気発生器への給水ループの制御

(7) プラント保護システム

炉およびヘリウム循環系に関係する多くのものは別として，蒸気および電力変換システム設備についての代表的なものとして，次の2項をとりあげる。

再熱蒸気圧力（再熱蒸気止弁前）	41.0 ata
排気圧力	
抽気段数	8
タービン段落数	高圧タービン 単流
	中圧タービン 複流
	低圧タービン 2×複流
最終段動翼長	830 %

(ii) 発電機

形式	横軸円筒回転界磁水冷却形
出力	910 MVA
力率	0.90
電圧	22 kV
回転速度	3000 rpm
周波数	50 Hz
冷却方式	固定子 水冷却 回転子 水素冷却
励磁方式	ブラシレス励磁方式

(5) その他の機器

(i) ヘリウム循環機用タービン

抽気系より蒸気の供給を受ける2流排気の復水タービンである。主タービンが停止またはごく低負荷となって、抽気圧力が低下した場合には、低温再熱系より蒸気の供給を受ける。復水器は主タービンと独立である。

形式	1気筒2流排気復水式
出力	104 MW
回転速度	可変
独立復水器付	

(ii) 復水器

形式	マルチプレッシャ形
容量	950,000 kg/hr

50%容量のものを2台設置し、循環水は復水器IIに入り、反対側で配管により復水器Iに導かれ、復水器Iを通過後排出される構造である。胴体上部に、低圧第1および第2給水加熱器を内蔵する。

(iii) 復水ポンプ

形式	遠心、垂直形、多段式
容量	480,000 kg/hr

50%容量のものを3台設置。

(iv) 復水ブースタポンプ

形式	水平形
容量	480,000 kg/hr

50%容量のものを3台設置。

(a) 一次冷却材中の湿分

これは蒸気発生器の蒸発器，過熱器部の管の破損を示すものであり，保護システムが損傷蒸気発生器を，ただちに隔離，ダンプすると同時に，他のループの給水流量，一次冷却材流量を所定のレベルに調節する。

(b) 一次冷却材の圧力上昇

これも蒸気発生器の管の破損を検出するものであり，保護システムで，炉が自動的にトリップすると同時に，プラントの全制御システムが残留熱除去にむかって作動する。

(8) 参考⁽¹⁾

PPPLの5305MWt核融合炉のエネルギー変換系の概念設計では，蒸気発生器は，高圧，低圧の2段の再熱部をもち，超臨界蒸気条件（538°C，259 ata）のクロスコンパウンド・タービン（高圧軸（VHP-IP-LP-LP），低圧軸（HP-IP-LP-LP），いずれも複流）を計画している。これは炉熱出力の違いに起因するものと考えられる。なお，この蒸気システムは，6段の給水加熱の中，第5，第6段をヘリウム加熱とすることを特徴としている。これはヘリウム系のトリチウム分離に関する要求からであると述べているが，ヘリウム循環系を含めて今後の検討課題であろう。

§ 1.5.2 核融合発電システムの性能⁽²⁾

(1) 性能評価の基本式

核融合発電システムのエネルギーの基本的流れ図を，図1.5-6のように考える。ここで

- P_g エネルギー変換システムからの電気出力（総電気出力）
- P_c 外部へ出ない循環電力（循環電力）
- P_p プラズマ形成に必要な電力
- P_i 核融合炉心への入力エネルギー
- P_f 核融合により発生するエネルギー
- P_o エネルギー変換システムへの全入力 { 核融合炉からのエネルギー（ $P_i + P_f$ ）
+ エネルギー変換システムを動かすための電力（ $P_c - P_p$ ） }
- L_i プラズマ形成システムの損失
- L_c エネルギー変換システムの損失

である。

発生した総電力 P_g の中，炉を動かすための電力 P_i は，プラズマ形成システムへの入力 P_p と，エネルギー変換システムへの入力（ $P_c - P_p$ ）に分けうるものとする。プラズマ形成用の電力 P_p とは，トロイダル系コイル，トロイダルコイル，中性粒子入射装置，冷凍機用，真空排気装置用などの電力であり，エネルギー変換システムへの電力（ $P_c - P_p$ ）は，主として発電システム補機用（冷却媒体循環機用タービン動力は別とする）である。

核融合発電システムの性能を評価するため，次の4つのパラメータを定義する。

$$\text{核融合炉のエネルギー増倍率} \quad q_f = P_f / P_i$$

$$\text{エネルギー変換システムの効率} \quad \eta_c = P_g / P_o$$

$$\text{プラズマ形成システムの効率} \quad \eta_i = P_i / P_p$$

$$\text{プラズマ使用電力比率} \quad \varepsilon = P_p / P_c$$

プラズマ形成システムを，プラズマ閉じ込めサブシステムとプラズマ加熱サブシステムに分けるこ

とができ、それぞれの効率を η_H , η_I とすると

$$\eta_i = b_H \eta_H + (1 - b_H) \eta_I$$

となる。ここに b_H はプラズマ形成システムへ入るエネルギーの中、閉じ込めシステムに使われる割合である。

エネルギー変換システムも、ここでは簡単に、熱、電気変換の一方法だけを対象としているが、それ以外に直接変換法あるいは電磁誘導法などが並用されるときには、エネルギー変換システムの効率 η_c は、同様な考えで求めることができるであろう。

さて外部で使用できる正味電力は $P_g - P_c$ であるから、核融合発電システムの性能評価係数 A を

$$A = \frac{P_g - P_c}{P_g}$$

と定義すれば (§ 1.9.3)

$$A = 1 - \frac{1}{\eta_c [\epsilon \{ \eta_i (i + q_f) - 1 \} + 1]} \quad \text{式 1.5 - (1)}$$

この A を用いて、よく引用される Lawson の条件を説明してみれば

(i) 正味出力 $P_g - P_c = 0$ すなわち $A = 0$ 従って

$$\eta_c [\epsilon \{ \eta_i (1 + q_f) - 1 \} + 1] = 1 \quad \text{式 1.5 - (2)}$$

(ii) 全出力がプラズマ形成システムの入力となるので、 $\epsilon = 1$

また、Lawson の考え方では、この場合プラズマ形成システムを具体的には考えていないので

$$\eta_i = 1$$

として、式 1.5 - (2) は

$$\eta_c (q_f + 1) = 1 \quad \text{式 1.5 - (3)}$$

(iii) Lawson は変換効率 $\eta_c = 1/3$ と仮定しているので、式 1.5 - (3) は、

$$1/3 (q_f + 1) = 1$$

$$q_f = 2$$

Lawson 条件の説明に対しては、図 1.5 - 6 のエネルギーの基本的流れ図は、図 1.5 - 7 のごとく簡略化され

$$q_f = \frac{P_f}{P_i} = 2, \quad \frac{P_o}{P_i} = \frac{P_f + P_i}{P_i} = q_f + 1 = 3$$

となる。

(2) システム性能への各パラメータの影響度

(1) で誘導した式 1.5 - (1) によって、核融合発電システムの性能 A に及ぼす各パラメータ q_f , η_c , η_i , ϵ の影響度を検討する。

$$A = 1 - \frac{1}{\eta_c \{ \epsilon \{ \eta_i (1 + q_f) - 1 \} + 1 \}} \quad \text{式 1.5-(1)再掲}$$

式より分かる通り、 η_c 、 ϵ 、 η_i 、 q_f は第2項の分母にあり、それぞれの値が大きければ大きい程、第2項の値は小さくなり、Aが大きくなる。例として4変数の中、3つを固定し、残りの1変数だけを変えて、この関係を図示したのが図 1.5-8(a)~(e)である。

η_c 、 ϵ 、 η_i があまり小さくなく (たとえば0.1以上) q_f が非常に大きく (たとえば1000以上) となれば

$$A = 1 - \frac{1}{\eta_c \epsilon \eta_i q_f} \quad \text{式 1.5-(4)}$$

となり、 η_c 、 ϵ 、 η_i が同じ重みでAの値に作用する。

式 1.5-(1)で $q_f = 1000$ 、 $\epsilon = 0.7$ とし、 η_c を0.3から0.5へ上げた効果と、 η_i を0.3から0.5へ上げた効果は

$$1 - \frac{1}{0.3 \times [0.7 \times \{0.5 \times (1000 + 1) - 1\} + 1]} = 0.990490$$

$$1 - \frac{1}{0.5 \times [0.7 \times \{0.3 \times (1000 + 1) - 1\} + 1]} = 0.990499$$

となり、同一と見做しうる。

以下近似式 1.5-(4)を用いて、 $q_f = 1000$ と 10,000 の場合につき、 η_c 、 ϵ 、 η_i の中のいずれか2つの積をパラメータとし、残りの1つに対するAの変化の模様を図 1.5-9(a)、(b)に示す。 η_c 、 η_i あるいは ϵ が、ある限度以上になれば、Aが急激に大きくなることが分かる。図 1.5-8(a)、(c)、(d)のパラメータ $q_f = 20$ に対し、 q_f が1,000、10,000と大きくなれば、 η_c 、 η_i あるいは ϵ のAに及ぼす影響は、 η_c などが或る値以上になれば非常に小さい。それ故、この解析は q_f を大きくすることが、核融合発電に最重要であることを指摘しているといえよう。

(3) パラメータ q_f 、 η_c 、 η_i 、 ϵ の現実にとりうる値の推定とシステム性能評価係数Aの値

これまで取り扱ってきた4つのパラメータの中、 η_c を除いては核融合炉のサブシステムにおいて初めて定義されたもので、現時点でその値を定めることは容易ではない。とくに η_i はプラズマ形成システムに関係するもので、電源系以外の広いデータを必要とする難かしい問題である。 q_f は一応仕様から導きうる数値を用いて算出できるが、なお検討を要する。 ϵ はプラズマ形成システムの入力と、エネルギー変換システムの補機入力から求まるが、詳細な数値を累積しなければならない。従って現状では、以下の数値は、これらのパラメータの理解を深めるため、参考として、とりあげたものであって、今後の研究により大巾に変わりうるものと御理解願いたい。

(i) η_c

$$\eta_c = \frac{\text{エネルギー変換システムからの出力エネルギー}}{\text{エネルギー変換システムへの入力エネルギー}}$$

この値は、蒸気タービン発電系より定まる。現在の設計では0.38である。

ただし、将来MHD直接発電などを並用することができれば、0.5位となる可能性がある。一応 $\eta_c = 0.4$ として以下の計算を行なった。

(ii) η_i

$$\eta_i = b_H \eta_H + (1 - b_H) \eta_I$$

この値については、なお相当の研究を必要とし、ここで推定するのは冒険である。しかし、システム性能評価係数Aの数値を試算する目的で、 $\eta_i = 0.2$ と仮定する。この仮定の根拠は、別途確かめることとしたい。

(iii) q_f

プラズマの発生から消滅までの1周期に関して

$$q_f = \frac{2000 \text{ [MW]} \times 5700 \text{ [sec]}}{500 \text{ [MJ]} + 1000 \text{ [MJ]} + 30 \text{ [MW]} \times 10 \text{ [sec]}} \approx 5000$$

とする。分子は核融合により発生するエネルギー、分母の第1項は、プラズマ電流による発熱、第2項はプラズマの磁気エネルギー、第3項は中性粒子入射による加熱エネルギーである。

(iv) ϵ

$$\epsilon = \frac{\text{プラズマ形成システム入力エネルギー}}{\text{プラズマ形成システム入力エネルギー} + \text{エネルギー変換システム入力エネルギー}}$$

$$\epsilon = 0.8 \text{ と仮定する。}$$

以上の η_c 、 q_f 、 ϵ の値を用いると

$$A = 1 - \frac{1}{0.4 \times [0.8 \times \{0.2 \times (5000 + 1) - 1\} + 1]} = 0.996876$$

初めに述べた通り、現時点で η_i 、 q_f 、 ϵ の確かな値を推定することは非常に難しい。従ってこのAの値も架空のものとなる心配がある。そこでパラメータの広範な値に対し、Aの値の変化を概観できるように、図1.5-8、9を作成したのである。

(4) 性能評価の考察

核融合炉の電源システムの性能評価として

$$A = \frac{\text{正味出力 (外部で使用できる電力)}}{\text{総電気出力}}$$

を定義して、各パラメータのAに及ぼす影響を検討したが、 q_f が大きくなると、 η_c 、 η_i 、 ϵ の影響は非常に小さいという結果がえられた。それでは苦心して、 η_c 、 η_i を大きくするということが、どんな意味があるのだろうか。それは、これまでの検討で全く考慮していなかった燃料消費量に大きく影響するのである。

いま

$$Z = \frac{\text{燃料消費率}}{\text{正味出力}} = \frac{F}{P_g - P_c} \quad \text{式 1.5-(5)}$$

と定義すれば、

$$Z = \frac{F}{A \cdot P_g} \quad (\S 1.9.3)$$

$$= \frac{F}{A \cdot P_f} \cdot \frac{1}{\eta_c \left[1 + \frac{1}{q_f} \left\{ 1 + \frac{1}{\eta_i} \left(\frac{1}{\epsilon} - 1 \right) \right\} \right]} \quad \text{式 1.5-(6)}$$

q_f が大きい時は、(2), (3)で調べた通り、 $A=1$ 、また上式の分母で、大括弧の中は1に対し $\frac{1}{q_f}$ が無視されて

$$Z = \frac{F}{P_f} \cdot \frac{1}{\eta_c} \quad \text{式 1.5-(7)}$$

すなわち、単位出力当りの燃料消費率は、 $X' = \frac{1}{\eta_c}$ とおけば、 η_c によって、図 1.5-10 のように変化する。

しかし、ここでも q_f が大きい(1に対し $\frac{1}{q_f}$ が無視できる)場合、 η_i, ϵ はマスクされてしまって、その影響は表面に表われない。これを物理的に解釈すれば、核融合が自己加熱で持続するようになれば、プラズマ形成入力は、非常に小さくてよく、その効率 η_i の大小は、燃料消費率にも殆んど影響を与えないということであろうか。

q_f の小さい場合、近似式 1.5-(7)は使えないので、定義式 1.5-(5)に戻ると (§ 1.9.3)

$$Z = \frac{F}{P_f} \cdot \frac{1}{\eta_c \left[1 + \frac{1}{q_f} \left\{ 1 + \frac{1}{\eta_i} \left(\frac{1}{\epsilon} - 1 \right) \right\} \right] - \frac{1}{q_f \epsilon \eta_i}} \quad \text{式 1.5-(8)}$$

$$X = \frac{1}{\eta_c \left[1 + \frac{1}{q_f} \left\{ 1 + \frac{1}{\eta_i} \left(\frac{1}{\epsilon} - 1 \right) \right\} \right] - \frac{1}{q_f \epsilon \eta_i}}$$

と置き、 η_c, q_f を図 1.5-8 の値とし、 η_i と X, ϵ と X の関係を図 1.5-11(a), (b) に与える。

いずれにしても最終的には、核融合発電の評価は、既存の発電システムと同様に、単位電気出力当りの建設費と燃料費で定まるものであり、その検討が順次行なわれる筈である。本節の研究は、電源システムの各サブシステムの重みを理解し、今後の研究の方向づけに役立つであろう。

[参考文献]

- (1) MATT-1050 ; R. G. Hill, Princeton University, "A FUSION POWER PLANT" Aug. '74 p. 283 ~ 286
- (2) Conf.-721111 ; Argonne National Lab., P. J. Persiani, W. C. Lipinski, A. J. Hatch ; Power - Balance Parameters Q and E as Measures of Performance for Fusion Power Reactors

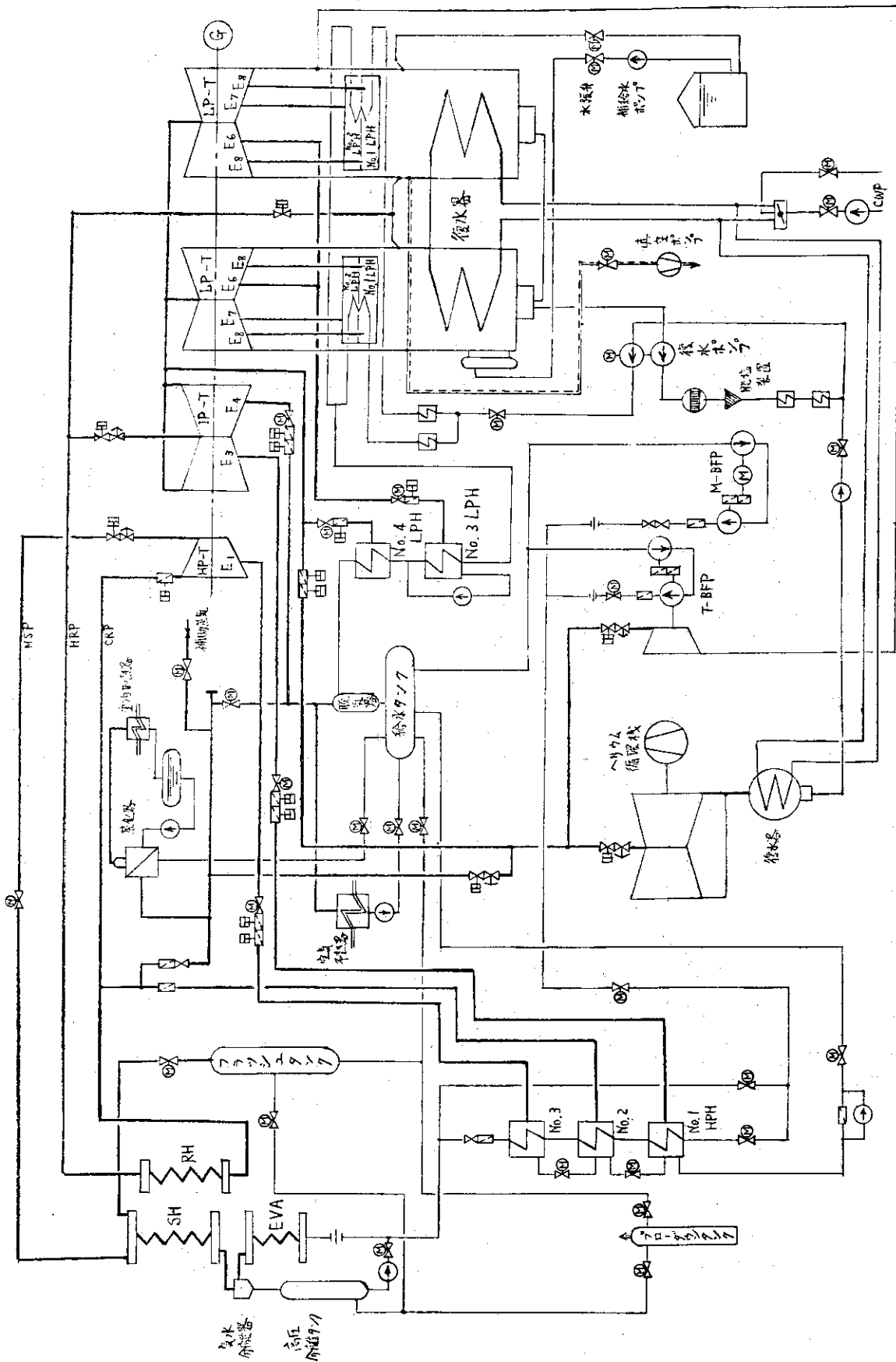


図 1.5-1 フロント系統図

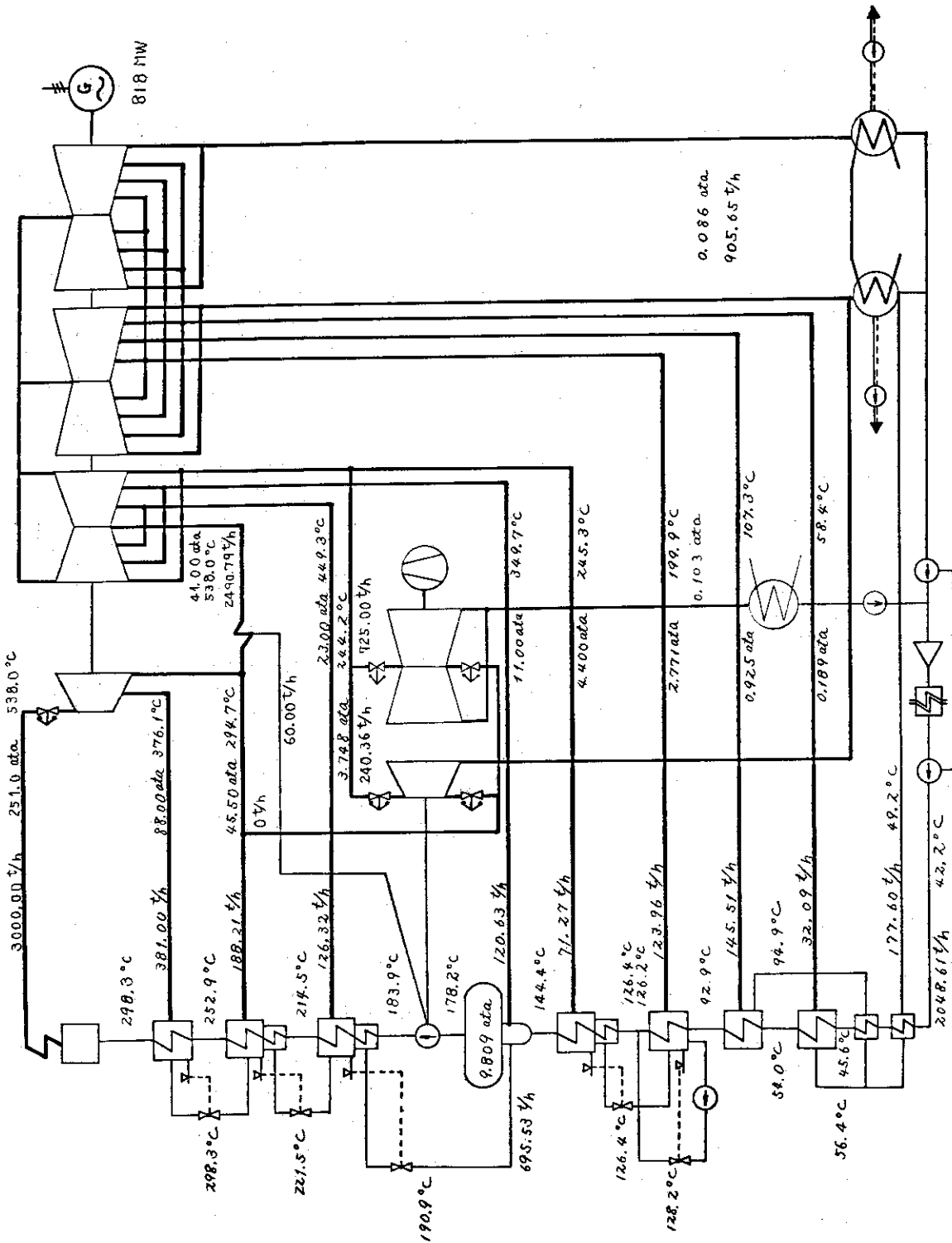


图 1.5 - 2 热流线图

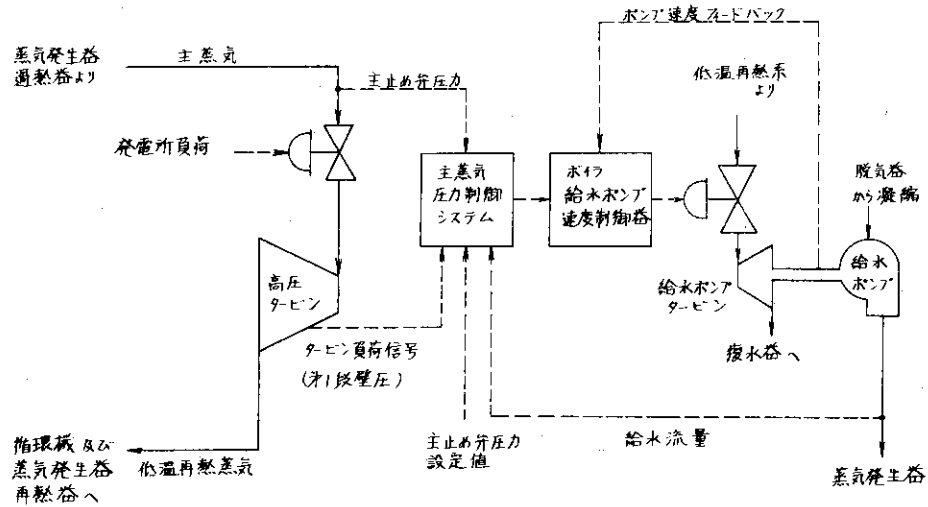


図 1.5 - 3 主蒸気圧制御ループ

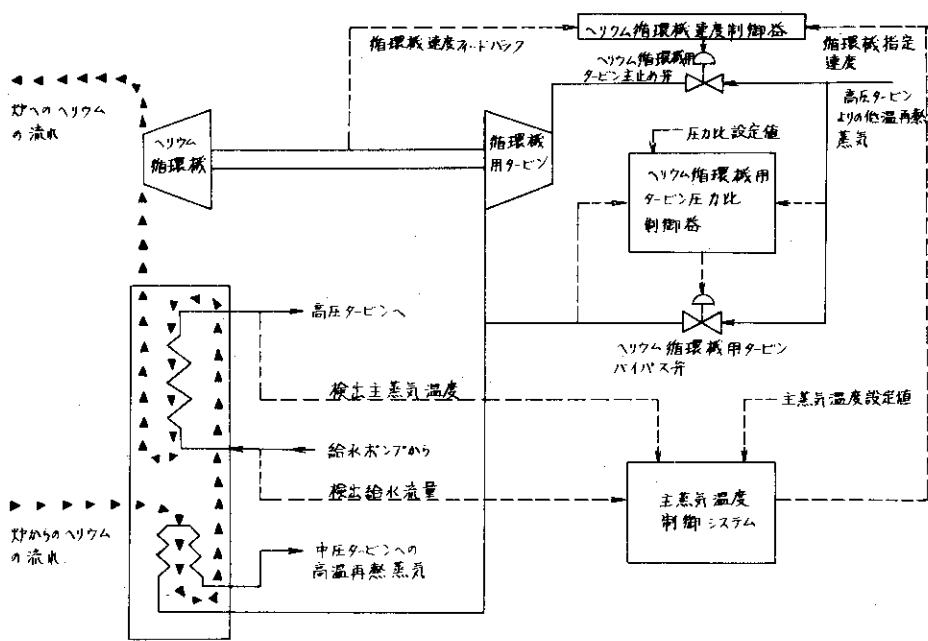


図 1.5 - 4 主蒸気温度制御ループ

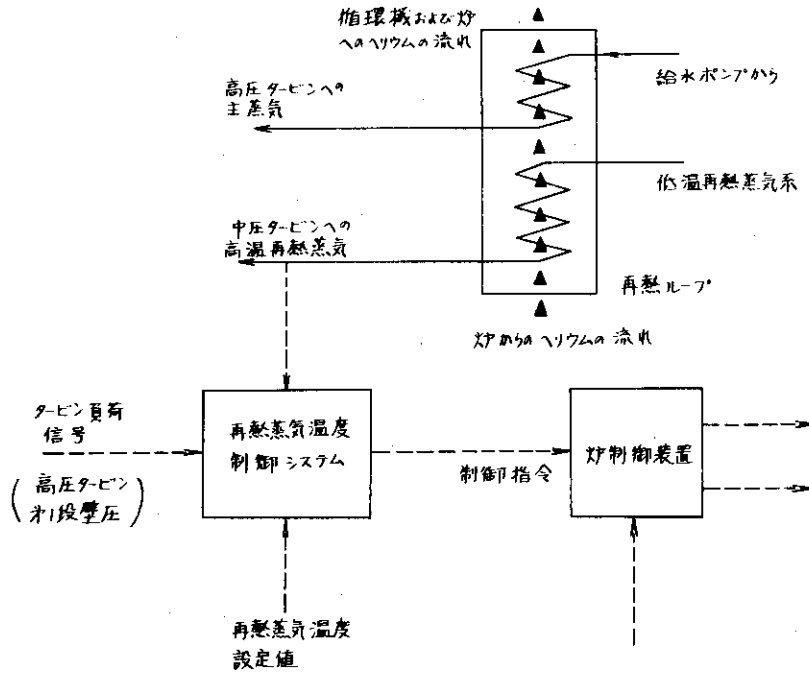


図 1.5 - 5 再熱蒸気温度制御ループ

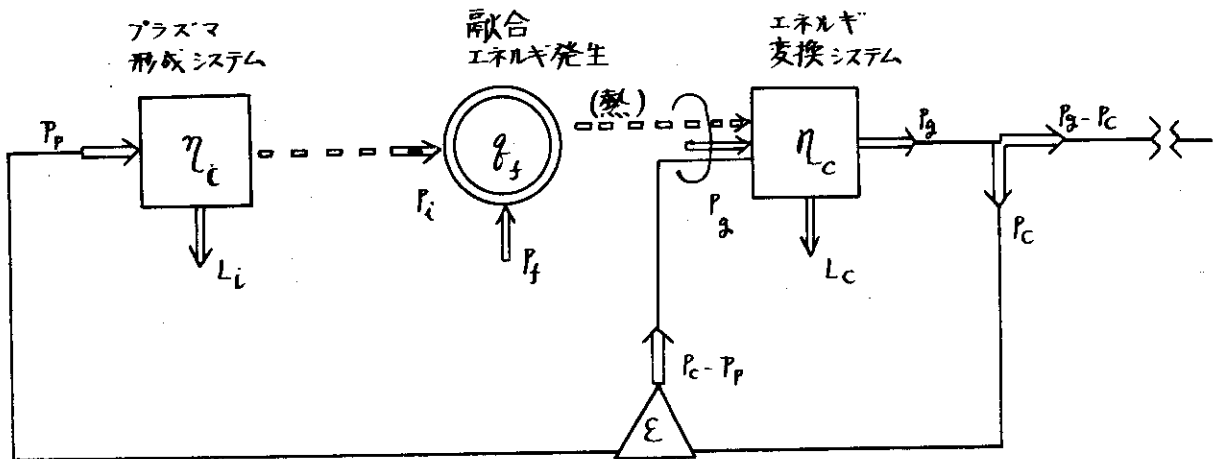


図 1.5 - 6 核融合発電システムのエネルギーの基本的流れ

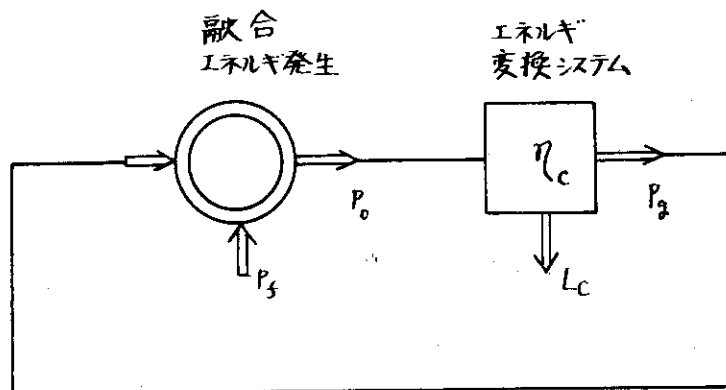
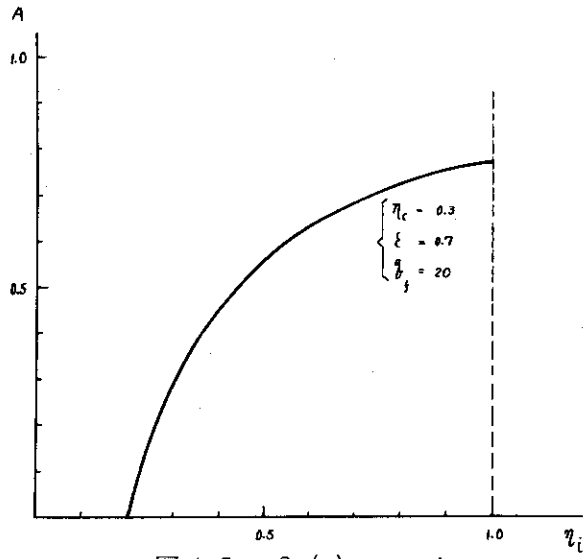
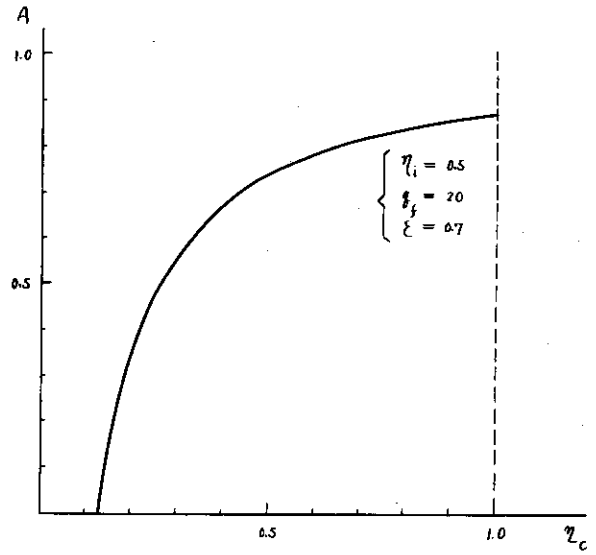


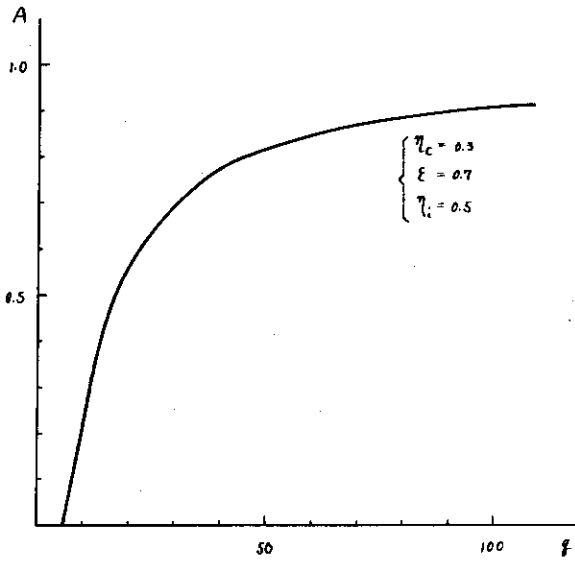
図 1.5 - 7 Lawson条件説明図 (1.5 - 6 の簡略化)



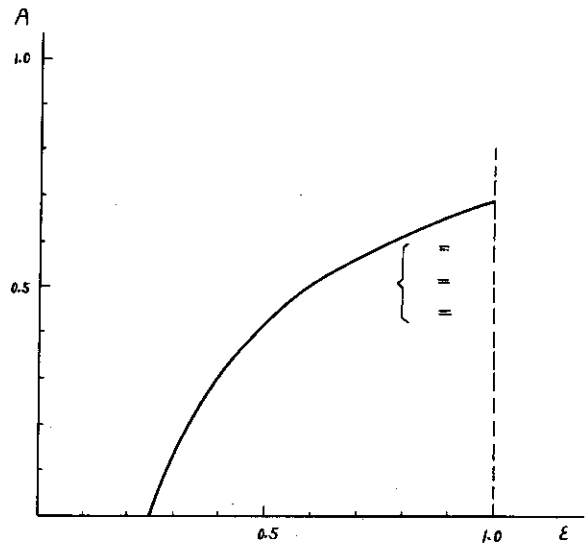
☒ 1.5-8 (a) $\eta_i - A$



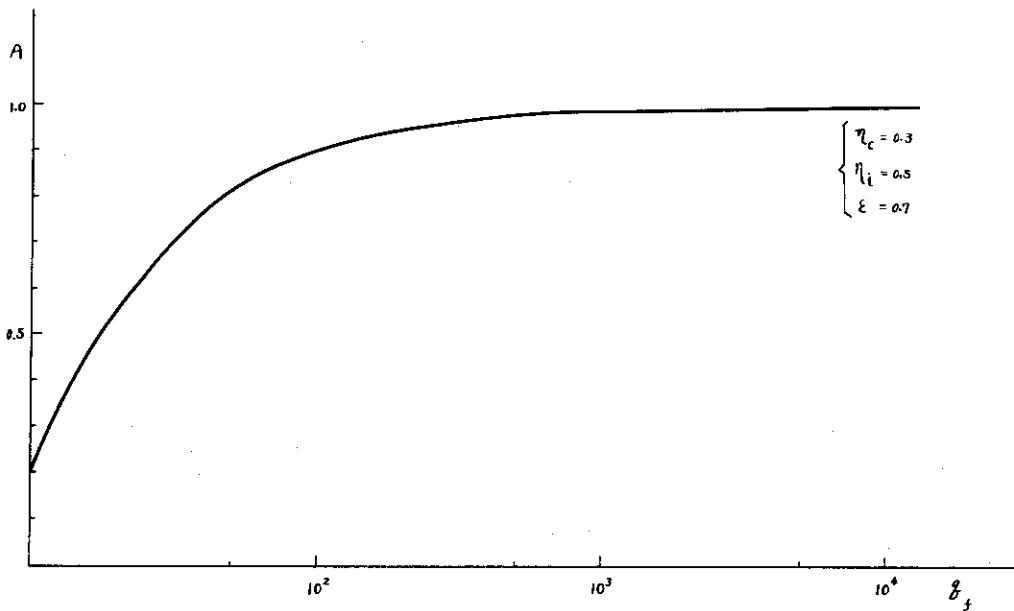
☒ 1.5-8 (c) $\eta_i - A$



☒ 1.5-8 (b) $q_f - A$



☒ 1.5-8 (d) $\epsilon - A$



☒ 1.5-8 (e) $q_f - A$

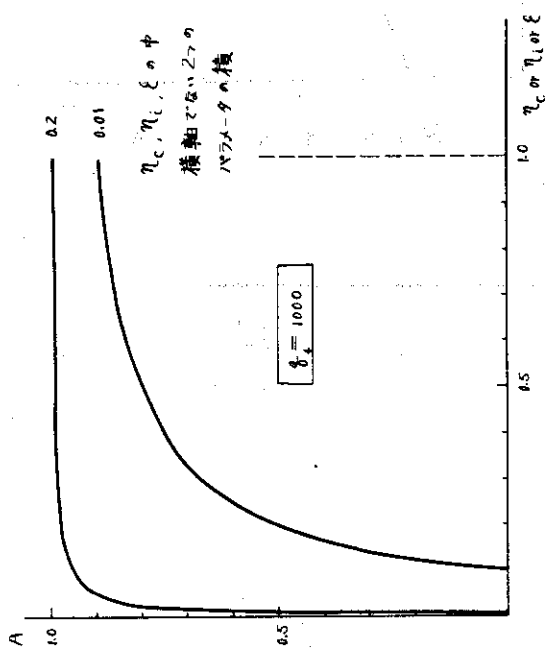


図 1.5-9 (a) η_c or η_i or $\epsilon - A$

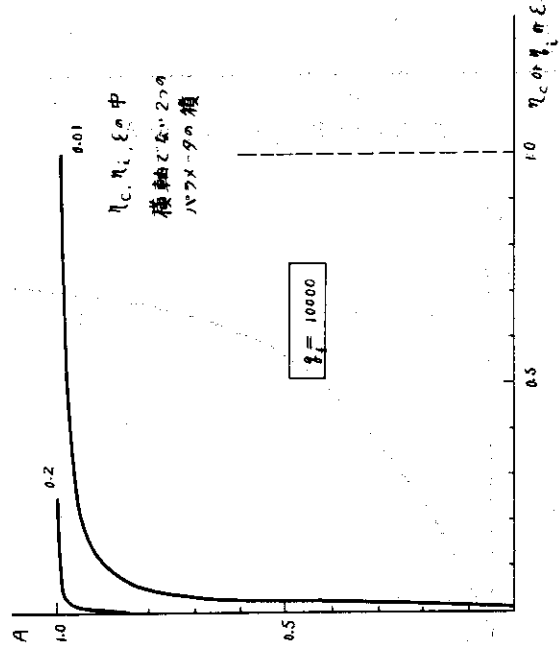


図 1.5-9 (b) η_c or η_i or $\epsilon - A$

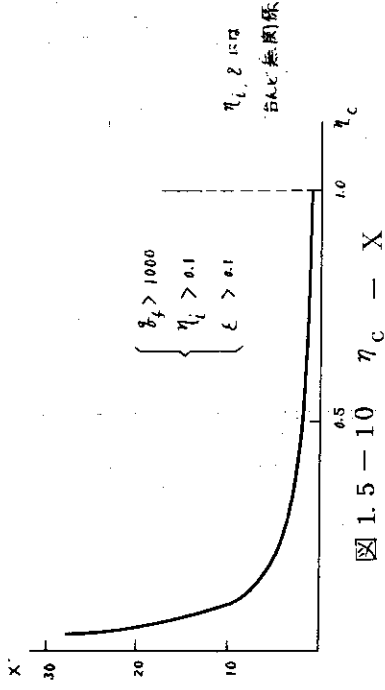


図 1.5-10 $\eta_c - X$

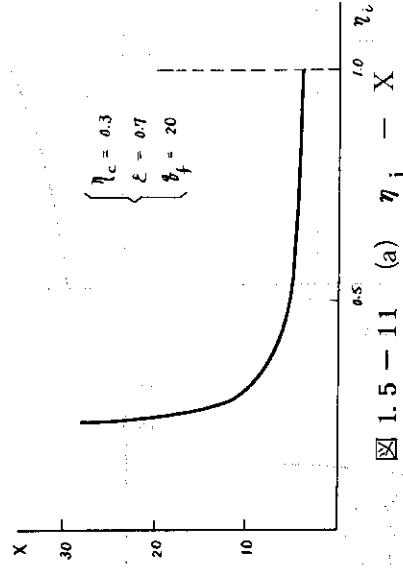


図 1.5-11 (a) $\eta_i - X$

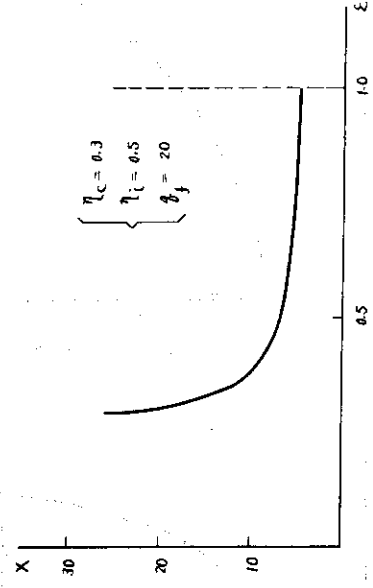


図 1.5-11 (b) $\epsilon - X$

§ 1.6 大電力直流エネルギーの取り扱い

§ 1.6.1 まえがき

§ 1.3.1 で述べたとおり 2000 MWt 核融合炉のポロイダル電源としては約 8 MA のプラズマ電流を立ち上げるのに変流器コイルには約 6.4 GJ の巨大な直流エネルギーが必要であり、このエネルギーは炉停止時の 1～2 分程度の短い時間で変流器コイルへ供給されねばならない。この変流器コイルの電源としては、系統電力を直接使用することも考えられるが、そのパルスの大容量性を考えるとエネルギー蓄積媒体を中間に設けて使用することが望ましい。このエネルギー蓄積媒体としてはコンデンサバンク、フライホイール付電動発電機や電磁力を利用した誘導エネルギー蓄積装置 (IES) などが考えられるが、蓄積すべきエネルギーの大きさ、蓄積装置としての小形・軽量化、さらには経済化の観点から超電導によるエネルギー蓄積装置 (SC-IES) が注目されはじめており、2000 MWt 核融合炉のポロイダル電源としてこの SC-IES の使用が考えられた。

SC-IES から超電導の変流器コイルへの約 6.4 GJ の直流エネルギーを転送する際の問題は今までに議論された例はあまりないが、大変重要な問題を含んでいる。すなわち、このような大エネルギーを 1～2 分程度の時間で効率良く転送することは発電炉としての使命を考えた時必要欠くべからざることである。本節ではこの大電力直流エネルギーの転送技術について SC-IES の適用方法を含めて転送システム、転送エネルギー効率 (= 転送されたエネルギー / 初期蓄積エネルギー) やシステムの特徴などの問題をつぎの四つのシステムについて検討を行なった。

- (1) 基本回路 [L-R (一定抵抗)] による方式
- (2) R 変回路 [L-R (抵抗変化)] による方式
- (3) C 直列挿入回路による方式
- (4) C 並列挿入回路による方式

§ 1.6.2 各システムにおけるエネルギー転送の概念

(1) 基本回路 [L-R (一定抵抗)] による方法

図 1.6-1 は基本回路とこのシステムにおけるエネルギー転送の概念を記したものである。超電導どうしの SC-IES から変流器コイルへの直流エネルギー転送システムは次の四つのフェーズに分類して考えることが出来る。

(i) エネルギー貯蔵期間

本フェーズは基本回路において SW1 のみを ON し、電源から SC-IES へ必要なエネルギーを蓄積貯蔵する期間である。後述するが理想回路 (コイル, 線路, スイッチ, 電源などの抵抗は零とする) を考えた場合, SC-IES の電流 (I_s) は線型的に増加する。

(ii) 待機期間 (I)

本フェーズはエネルギー貯蔵期間において SC-IES へ貯蔵したエネルギーを、変流器コイルに転送する時期まで SW3 のみを ON することにより貯蔵する期間である。理想回路における抵抗損失を零と考えれば、エネルギー貯蔵期間において SC-IES へ貯蔵したエネルギーは、そのまま SC-IES に保存される。

(iii) エネルギー転送期間

本フェーズは SC-IES へ貯蔵したエネルギーを変流器コイルへ転送する期間であり、SW2, SW4 のみを ON することにより、抵抗 R に SC-IES の蓄積エネルギーの一部を消費させ、その時の

R端子間の発生電圧 V_R により、変流器コイルへ必要なエネルギーを転送する。SC-IES, 変流器コイルおよび抵抗の電流 I_S, I_L, I_R はそれぞれEXP型に変化し、十分に大きな時間を経た定常状態においては I_R はほぼ零になり、 I_S と I_L は等しい値となる。

(IV) 待機期間(III)

本フェーズはエネルギー転送期間において変流器コイルへプラズマ立ち上げに必要な初期蓄積エネルギーを転送し終ると、SW3およびSW5のみをONして、SC-IESに残ったエネルギーは次の使用時まで保存し、変流器コイルへ転送されたエネルギーはプラズマ起動時まで変流器コイルへ保存する期間である。待機期間(I)と同様に理想回路を想定すると、SC-IESおよび変流器コイルのエネルギーはそのまま保存される。

(2) R変化回路〔L-R(抵抗変化)〕による方法

図1.6-2はR変化回路を記したものである。この回路におけるSC-IESから変流器コイルへの直流エネルギー転送システムの概念は基本的には前述した「基本回路による方法」と同じであるが、「エネルギー転送期間」において抵抗を数段に変化させ、この時の過渡特性がエネルギー転送に与える効果を考えてみようというものである。

(3) C直列挿入回路による方法

図1.6-3はC直列挿入回路を記したものである。この回路におけるSC-IESから変流器コイルへの直流エネルギー転送システムの概念も基本的には「基本回路による方法」に変わらないが、SC-IESや変流器回路と直列にコンデンサCを挿入し、「エネルギー転送期間」において L_S, L_L, R, C による過渡時の共振特性がエネルギー転送に与える効果を考えてみようというものである。

(4) C並列挿入回路による方法

図1.6-4はC並列挿入回路を記したものである。このシステムにおけるエネルギー転送の概念は次のとおりである。

(i) エネルギー貯蔵期間

「基本回路による方法」と同様である。

(ii) 待機期間(I)

SW2のみをONし、エネルギー貯蔵期間にSC-IESへ蓄積したエネルギーを貯蔵待機する。

(iii) エネルギー転送期間

SW2をOFFすることにより、SC-IESへ蓄積したエネルギーを、 L_S, L_L に並列に挿入したコンデンサCを充電しながら変流器コイルへ転送する。Cの充電電圧がシステムより制御される電圧に達した時にSW2をONし、SC-IESへ残ったエネルギーは次の転送のために保存待機させるとともに、コンデンサに充電されたエネルギーを変流器コイルへ放電転送する。この場合コンデンサの放電電流がSC-IESへ逆流するのを防止するためにダイオードD1を設ける。コンデンサの電圧が零になると再びSW2をOFFし、コンデンサを充電しながらSC-IESの蓄積エネルギーを変流器コイルへ転送する。以下このサイクルを繰り返して変流器コイルへ必要なエネルギーを転送するシステムである。なお、理想的にはコンデンサ電圧が零になった時、SW2をOFFするが、この動作に時間的ずれが生じて変流器コイルへ転送したエネルギーがコンデンサへ逆流するのを防止するためにダイオードD2を設ける。

(iv) 待機期間(II)

変流器コイルへプラズマ立ち上げに必要なエネルギーを転送し終るとSW2をONし、SC-IESに残留するエネルギーは次の転送のために保存し、変流器コイルへ転送されたエネルギーはプラズマ起動時まで L_L-D2 回路を循環しながら保存待機する。

§ 1.6.3 各システムの特性解析

(1) 下記の前提条件を設定し、各システムの特性解析を行なった。

(i) 変流器回路

a) 変流器コイルインダクタンス	1.065×10^{-1} (H)
b) 変流器コイル初期充電電流	94 (kA)
c) 変流器コイル初期蓄積エネルギー	4.705×10^8 (J)
d) 変流器コイル充電時間	60 (秒)
e) 変流器回路最大電圧	3.2 (kV)

なお、本節の研究は本報告書の設計研究とは独立に行なったため、上記数値は本報告書に前記した変流器回路の数値と異なっていることを予めおことわりしておきたい。

(ii) 変流器コイルおよびSC-IESは一定不変のインダクタンスのみの超電導コイルとする。

(iii) スイッチ、線路および電源の抵抗、インダクタンスは無視できるほど小さいものとする。

(iv) スイッチ類の開閉操作は完全に同時に理想的に行なわれるものとする。(例えばSW1の開操作とSW2の閉操作が同時に行なわれる場合、この両方の操作は完全に同時に行なわれ、電流の移行も理想的にスムーズに行なわれるものとする。

(v) エネルギー転送効率およびエネルギー損失率の計算には超電導コイルの冷凍に消費されるエネルギーは考えないものとする。

(2) 記号説明

特性解析に用いた記号とその意味は下記の通りである。

i_S ; SC-IES の電流	(A)
i_L ; 変流器コイルの電流	(A)
i_R ; 抵抗Rの電流	(A)
i_C ; コンデンサCの電流	(A)
I_{so} ; SC-IESの初期蓄積電流	(A)
L_S ; SC-IESの自己インダクタンス	(H)
L_L ; 変流器コイルの自己インダクタンス	(H)
R ; 抵抗	(Ω)
C ; コンデンサCのキャパシタンス	(F)
V_R ; 抵抗Rの端子間に発生する電圧	(V)
V_C ; コンデンサCの端子間に発生する電圧	(V)
P_S ; SC-IESのエネルギー	(J)
P_L ; 変流器コイルのエネルギー	(J)
P_R ; 抵抗に消費されるエネルギー	(J)
P_C ; コンデンサに充電されたエネルギー	(J)

P_{s0} ; SC-IES の初期蓄積エネルギー (J)

t ; 時 間 (S)

E ; 直流電源電圧 (V)

η ; エネルギー転送効率

$$\left(= \frac{\text{変流器コイルへ転送されたエネルギー}}{\text{SC-IES の初期蓄積エネルギー}} \right)$$

ℓ ; エネルギー損失率

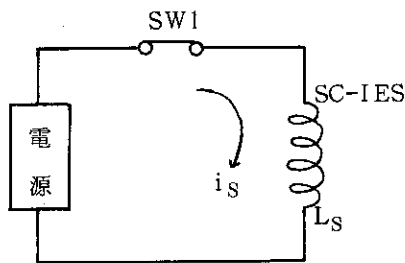
$$\left(= \frac{\text{抵抗 R に消費された損失エネルギー}}{\text{SC-IES の初期蓄積エネルギー}} \right)$$

(3) 各システムの回路方程式

次に各システムの特徴を示す回路方程式について以下に述べる。

(i) 基本回路による方法

a) エネルギー貯蔵期間

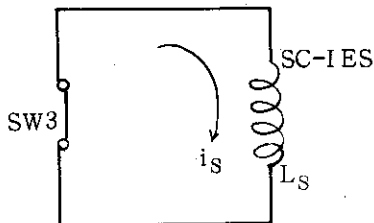


$$E = L_s \frac{di_s}{dt} \dots\dots\dots (1.6-1)$$

$$i_s = \frac{E}{L_s} t \dots\dots\dots (1.6-2)$$

従って電源が定電圧直流電源だとSC-IESの充電電流は充電時間に比例して増加する。

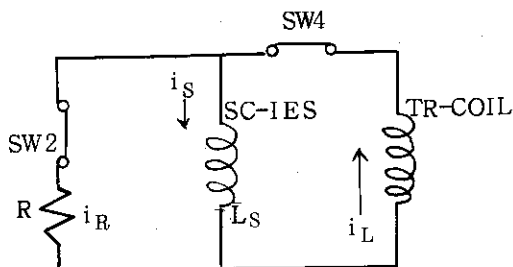
b) 待機期間(I)



エネルギー貯蔵期間のSC-IESの充電時間をT(S)とすると、待機期間(I)中は下記の一定電流がSC-IESに貯蔵される。

$$i_s = \frac{E}{L_s} T = I_{s0} \dots\dots\dots (1.6-3)$$

c) エネルギー転送期間



$$i_s = i_R + i_L \dots\dots\dots (1.6-4)$$

$$R \cdot i_R + L_s \frac{di_s}{dt} = 0 \dots\dots\dots (1.6-5)$$

$$L_s \frac{di_s}{dt} + L_l \frac{di_L}{dt} = 0 \dots\dots\dots (1.6-6)$$

$$V_R = R \cdot i_R \dots\dots\dots (1.6-7)$$

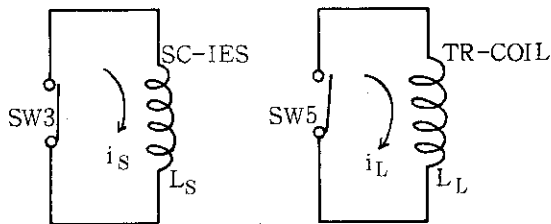
$$P_s = \int_0^{I_s} L_s I_s di_s = \frac{1}{2} L_s I_s^2 \dots\dots\dots (1.6-8)$$

$$P_L = \int_0^{I_L} L_L I_L di_L = \frac{1}{2} L_L I_L^2 \quad \dots\dots\dots (1.6-9)$$

$$\eta = \frac{P_L}{P_{so}} = \frac{\frac{1}{2} L_L I_L^2}{\frac{1}{2} L_S I_{so}^2} = \frac{L_L I_L^2}{L_S I_{so}^2} \quad \dots\dots\dots (1.6-10)$$

$$\begin{aligned} \rho &= \frac{P_{so} - (P_L + P_S)}{P_{so}} = \frac{\frac{1}{2} L_S I_{so}^2 - \frac{1}{2} L_L I_L^2 - \frac{1}{2} L_S I_s^2}{\frac{1}{2} L_S I_{so}^2} \\ &= 1 - \frac{L_L I_L^2 + L_S I_s^2}{L_S I_{so}^2} \quad \dots\dots\dots (1.6-11) \end{aligned}$$

d) 待機期間(II)

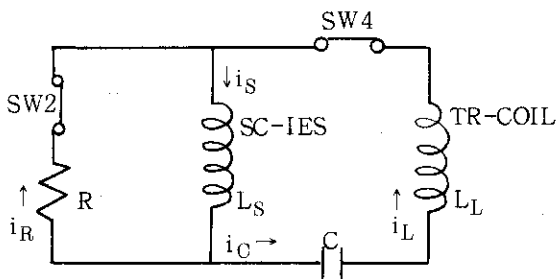


エネルギー転送期間の i_s , i_L および i_R は (1.6-4) 式～(1.6-6) 式を解くことにより求めることが出来, その値は充電時間 t の関数となる。従ってエネルギー転送期間の充電時間を $T(s)$ とすると i_s および i_L は (1.6-4) 式～(1.6-6) 式により求められた式に $t = T$ を代入すれば良く, この値は本期間中一定で, それぞれ SC-IES および TR-COIL へ貯蔵待機される。

(ii) R変化回路による方法

本システムについても「基本回路による方法」と回路方程式は同じであるが, 「エネルギー転送期間」では時間とともに R の値を階段上に変化させることが必要である。

(iii) C直列挿入回路による方法



本システムについては「エネルギー転送期間」以外のフェーズは「基本回路による方法」と同じである。「エネルギー転送期間」の回路方程式は次の通りである。

$$i_s = i_R + i_L \quad \dots\dots\dots (1.6-12)$$

$$i_L = i_C \quad \dots\dots\dots (1.6-13)$$

$$R i_R + L_S \frac{di_s}{dt} = 0 \quad \dots\dots\dots (1.6-14)$$

$$R i_R - L_L \frac{di_L}{dt} - \frac{1}{C} \int i_C dt = 0 \quad (1.6-15)$$

$$P_C = \frac{1}{2} C V_C^2 = \frac{1}{2} C \left[\frac{1}{C} \int i_C dt \right]^2 \quad (1.6-16)$$

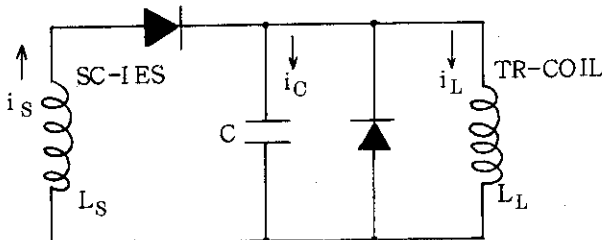
$$\ell = \frac{\frac{1}{2} L_S I_{s0}^2 - \frac{1}{2} L_S I_S^2 - \frac{1}{2} L_L I_L^2 - \frac{1}{2} C V_C^2}{\frac{1}{2} L_S I_{s0}^2} \quad (1.6-17)$$

その他の方程式は (1.6-7) 式～(1.6-10) 式と同一である。

(IV) C 並列挿入回路による方法

本システムも「エネルギー転送期間」以外のフェーズは「基本回路による方法」と同じであるが、「エネルギー転送期間」はコンデンサの充電時と放電時では回路方程式は異なり、次のとおりとなる。

a) コンデンサ充電時



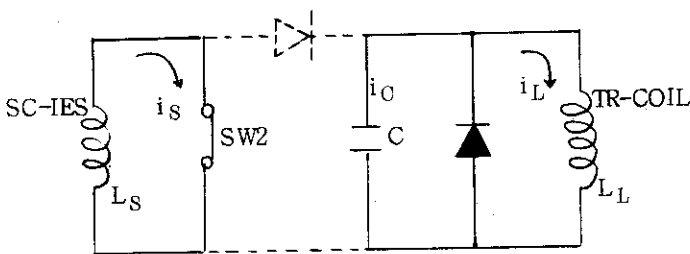
$$i_S = i_L + i_C \quad (1.6-18)$$

$$L_S \frac{di_S}{dt} + \frac{1}{C} \int i_C dt = 0 \quad (1.6-19)$$

$$L_S \frac{di_S}{dt} + L_L \frac{di_L}{dt} = 0 \quad (1.6-20)$$

$$V_C = \frac{1}{C} \int i_C dt \quad (1.6-21)$$

b) コンデンサ放電時



$$i_S = I_{SE} \quad (1.6-22)$$

$$i_C = i_L \quad (1.6-23)$$

$$\frac{1}{C} \int i_C dt + L_L \frac{di_L}{dt} = 0 \quad (1.6-24)$$

$$V_C = \frac{1}{C} \int i_C dt \quad (1.6-25)$$

ここで I_{SE} はコンデンサが充電時から放電時に切り換わる瞬間の SC-IES の電流値である。その他の方程式は (1.6-7) 式～(1.6-10) 式および (1.6-16) 式, (1.6-17) 式と同一である。

(4) 各システムのエネルギー転送特性

各システムについて前項(3)に述べた回路方程式を、電子計算機を用いてルンゲ・クッタ・ジル法により解き、SC-IES から TR-COIL へのエネルギー転送特性を求めた。

(i) 基本回路による方法

図 1.6-5 に基本回路のエネルギー転送特性を示す。図 1.6-5 から明らかなように基本回路にお

けるエネルギー転送効率 η は $L_S = L_L$ のときが最大で、SC-IESの初期蓄積エネルギーの25%しかTR-COILへは転送されず、50%ものエネルギーが抵抗で消費されることが解る。従ってこの方式でSC-IESからTR-COILへエネルギーを転送しようとするれば、TR-COILが必要とするエネルギーの4倍のエネルギーを蓄積できるSC-IESが必要となり、しかもSC-IESの蓄積エネルギーの半分は抵抗に消費されるので、エネルギーの有効利用から考えると非常に効率が悪いものである。なお、参考までに§ 1.9.4に数値解析解を添付した。

(ii) R変化回路による方法

表 1.6-1 は R 変化回路において R を時間とともに段階的に増化させた時、TR-COIL へ転送される電流、抵抗に消費される損失やエネルギー転送効率などを示している。この時の最大転送時間は 60 秒とした。R を切替えた時の過渡特性によりエネルギー転送効率の向上を期待したが、表 1.6-1 より明らかなように本回路においても初期蓄積エネルギーの 25% 以上のエネルギーを TR-COIL へ転送することはできない。しかしながらこの回路ではエネルギー転送時に回路に発生する電圧を低く押えるには効果があることが解った。この特性を顕著に示すものが図 1.6-6 である。図 1.6-6 の CASE 1 の抵抗不変の場合に比べ、抵抗を 3 段に変えた CASE 2 および CASE 3 の回路電圧は大きく減少している。以上より R 変化回路ではエネルギー転送効率は初期蓄積エネルギーの最大 25% しか期待できないが、回路電圧を低く押える必要がある場合には一考する価値があると言える。

(iii) C 直列挿入回路による方法

表 1.6-2 は C 直列挿入回路において R, L_L , L_S および C の値をいろいろと変えた場合の TR-COIL へ転送される最大電流およびそれを得るに必要な時間、最大端子電圧やエネルギー転送効率などを示している。表 1.6-2 より明らかなようにこのシステムにおいてもエネルギー転送効率は初期蓄積エネルギーの 25% 以上にできない。しかしながら非常に短時間で最大転送電流を得ることが出来る。この回路で R および C の値がエネルギー転送特性にどのように影響するかを見るために表 1.6-2 をまとめ直したのが図 1.6-7 および図 1.6-8 である。これらの図は数ケースについて試算したものをグラフ化したに過ぎないので定量的な議論はできないが、これらの図により R または C はある値（勿論、この値は R, L_L , L_S および C の組合せによって異なる。）以上はいくら変えてもエネルギー転送特性にはほとんど関係なくなることが定性的に解る。以上より C 直列挿入回路ではエネルギー転送効率は初期蓄積エネルギーの最大 25% としか期待できないが、非常に短い時間でエネルギーを転送する必要がある場合には有利であると言える。しかしながら電流変化が大きいため、回路の発生電圧が高くなり、制御の困難さもデメリットとしてでてくる。

(iv) C 並列挿入回路による方法

図 1.6-9, 図 1.6-10 および図 1.6-11 に本システムのエネルギー転送特性を示す。図 1.6-9 は TR-COIL の電流およびコンデンサ端子電圧の時間変化を示したもので、この回路の動作特性を顕著に示している。この回路の動作の詳細は § 1.9.2 で述べたので再述はしないが、コンデンサは 0 ~ 32KV までは充電され、32KV ~ 0V までは放電操作を行なう。このコンデンサの充放電のサイクルはくり返され、コンデンサの充放電の 1 サイクルごとに TR-COIL の電流は増加して行く。またこの充放電周期はその回数を増すごとに短くなっていく。図 1.6-10 は必要な転送電流を得るまでの TR-COIL 電流 I_L の時間的変化を L_S , L_L , C の値を変えた場合について示したものである。また必要な転送電流を得るまでのコンデンサの充放電回数と最終放電時の周期を図 1.6-10 に併せて付

記した。図 1.6-10よりコンデンサ容量を小さくすればそれだけ充放電回数が多くなり、その周期が短くなることが解る。また、非常に短時間で最大電流を転送できるが、 L_S の値によっては必要な電流を得ることは出来ないことも解った。図 1.6-11は本回路のエネルギー転送特性を最も顕著に示している。3ケースについて試算したが $L_S = 1.065 \times 10^{-1}(\text{H})$ の2ケースおよび $L_S = 5.33 \times 10^{-2}(\text{H})$ の1ケースの場合のエネルギー転送効率はそれぞれ50%と66.7%となった。しかも残りのエネルギーは全てSC-IESへ蓄積されており、損失消費されるエネルギーは零であることが解る。以上よりC並列挿入回路では初期蓄積エネルギーを損失消費させることなしに、その25%以上のエネルギーをTR-COILへ転送することが可能であり、エネルギー転送特性としては上記4つのシステムで最もすぐれたシステムであると言える。

§ 1.6.4 結論および今後の問題点

以上の検討より、C並列挿入回路によるエネルギーの転送システムが非常にすぐれていると結論する。多少の回路の工夫が必要となろうが、本システムでは100%に近いエネルギー転送も可能であると考えられ、SC-IESをポロイダルコイルの電源として使用する場合は非常に魅力あるシステムである。

本システムに関する今後の主な検討課題は下記の通りである。

(1) 実際のポロイダル回路と結合しての総合検討

IESの大きさ、転送時間、許容最短コンデンサ充放電周期などを考慮したエネルギー転送効率などの検討

(2) 保護を含めた制御方式、装置の検討

(3) 経済性評価

最終的にはこれらのことを実証するために、また超電導コイル間のエネルギー授受の経験を積むためにモデル実験などを実施することが開発段階で必要であろう。

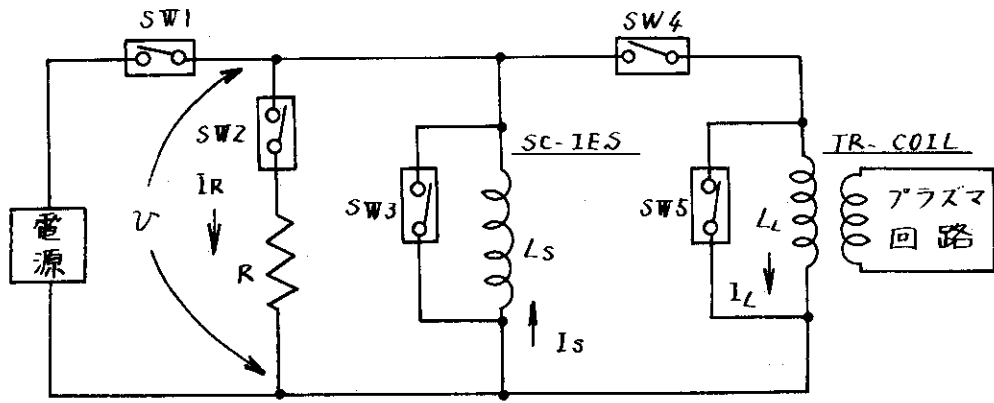
表 1.6-1 R 変化回路の回路解析結果

最大時間は $t = 60$ 秒である。

RUN No	抵抗変化仕様				最大抵抗	最大抵抗	最大転送	抵抗に消費	エネルギー
	変化 段数	段	時間	抵抗	端子電圧	電流	電流	される損失	転送効率 (最大値)
			(秒)	(Ω) ⁻²	(V)	(A)	(A)	(J)	(%)
1	1	1	0~60	1.0×10^0	1.88×10^3	1.88×10^5	9.40×10^4	9.43×10^8	25.00
2	3	1	0	1.0×10^{-3}	1.88×10^2	1.88×10^5	9.42×10^4	9.46×10^8	24.97
		2	15	5.0×10^{-3}	7.10×10^2	1.42×10^5			
		3	30	1.0×10^{-2}	3.45×10^2	3.45×10^4			
3	3	1	0	1.0×10^{-3}	1.88×10^2	1.88×10^5	9.16×10^4	9.45×10^8	23.61
		2	40	5.0×10^{-3}	4.44×10^2	8.87×10^4			
		3	50	1.0×10^{-2}	3.45×10^2	3.45×10^2			
4	3	1	0	1.0×10^{-3}	1.88×10^2	1.88×10^5	9.30×10^4	9.46×10^8	24.34
		2	30	5.0×10^{-3}	5.35×10^2	1.07×10^5			
		3	50	1.0×10^{-2}	1.63×10^2	1.63×10^4			
5	3	1	0	1.0×10^{-3}	1.88×10^2	1.88×10^5	9.40×10^4	9.46×10^8	24.88
		2	20	5.0×10^{-3}	6.50×10^2	1.29×10^5			
		3	40	1.0×10^{-2}	1.96×10^2	1.96×10^4			
6	3	1	0	1.0×10^{-4}	4.16×10^1	4.16×10^5	6.65×10^4	2.48×10^9	2.55
		2	30	5.0×10^{-4}	1.97×10^2	3.93×10^5			
		3	55	1.0×10^{-3}	3.11×10^2	3.11×10^5			
7	3	1	0	1.0×10^{-4}	1.88×10^1	1.88×10^5	9.40×10^4	9.46×10^8	24.99
		2	30	5.0×10^{-4}	8.88×10^1	1.78×10^5			
		3	55	1.0×10^{-1}	1.31×10^4	1.31×10^5			
8	1	1	0~60	1.0×10^{-3}	2.78×10^2	2.78×10^5	9.40×10^4	1.84×10^9	11.42

表 1.6-2 C 直列挿入回路の回路解析結果

RUN No.	R (Ω)	L L (H)	L S (H)	C (F)	初期蓄積電流 (A)	最大転送電流 I L (A)	T (s) (最大 I L を得るまで)	最大端子電圧 (V)	初期蓄積エネルギー (J)	転送エネルギー (J)	エネルギー転送効率 (%)
1	1.5×10^{-2}	1.247×10^{-2}	1.514×10^{-2}	1.0×10^3	6.8×10^5	3.26×10^5	1.0×10^0	1.02×10^4	3.5×10^9	6.63×10^8	1893
2	1.5×10^{-1}	1.247×10^{-2}	1.514×10^{-2}	1.0×10^3	6.8×10^5	3.72×10^5	3.44×10^{-1}	1.02×10^5	3.5×10^9	8.63×10^8	2465
3	1.5×10^0	1.247×10^{-2}	1.514×10^{-2}	1.0×10^3	6.8×10^5	3.73×10^5	5.18×10^{-2}	1.02×10^6	3.5×10^9	8.67×10^8	2479
4	1.5×10^{-2}	1.247×10^{-2}	1.514×10^{-2}	1.0×10^2	6.8×10^5	2.81×10^5	9.20×10^{-1}	1.02×10^4	3.5×10^9	4.92×10^8	1407
5	1.5×10^{-1}	1.247×10^{-2}	1.514×10^{-2}	1.0×10^2	6.8×10^5	3.67×10^5	2.50×10^{-1}	1.02×10^5	3.5×10^9	8.40×10^8	2400
6	1.5×10^0	1.247×10^{-2}	1.514×10^{-2}	1.0×10^2	6.8×10^5	3.73×10^5	4.32×10^{-2}	1.02×10^6	3.5×10^9	8.67×10^8	2479
7	1.5×10^{-1}	1.247×10^{-2}	1.514×10^{-2}	1.0×10^{-2}	6.8×10^5	7.50×10^5	1.63×10^{-2}	1.02×10^5	3.5×10^9	3.51×10^8	100
8	1.5×10^{-1}	1.247×10^{-2}	1.514×10^{-2}	1.0×10^{-1}	6.8×10^5	1.70×10^5	4.00×10^{-2}	1.02×10^5	3.5×10^9	1.80×10^8	515
9	1.5×10^{-1}	1.247×10^{-2}	1.514×10^{-2}	1.0×10^0	6.8×10^5	2.81×10^5	9.64×10^{-2}	1.02×10^5	3.5×10^9	4.92×10^8	1407
10	1.5×10^{-1}	1.247×10^{-2}	1.514×10^{-2}	1.0×10^1	6.8×10^5	3.46×10^5	1.694×10^{-1}	1.02×10^5	3.5×10^9	7.47×10^8	213



基本回路

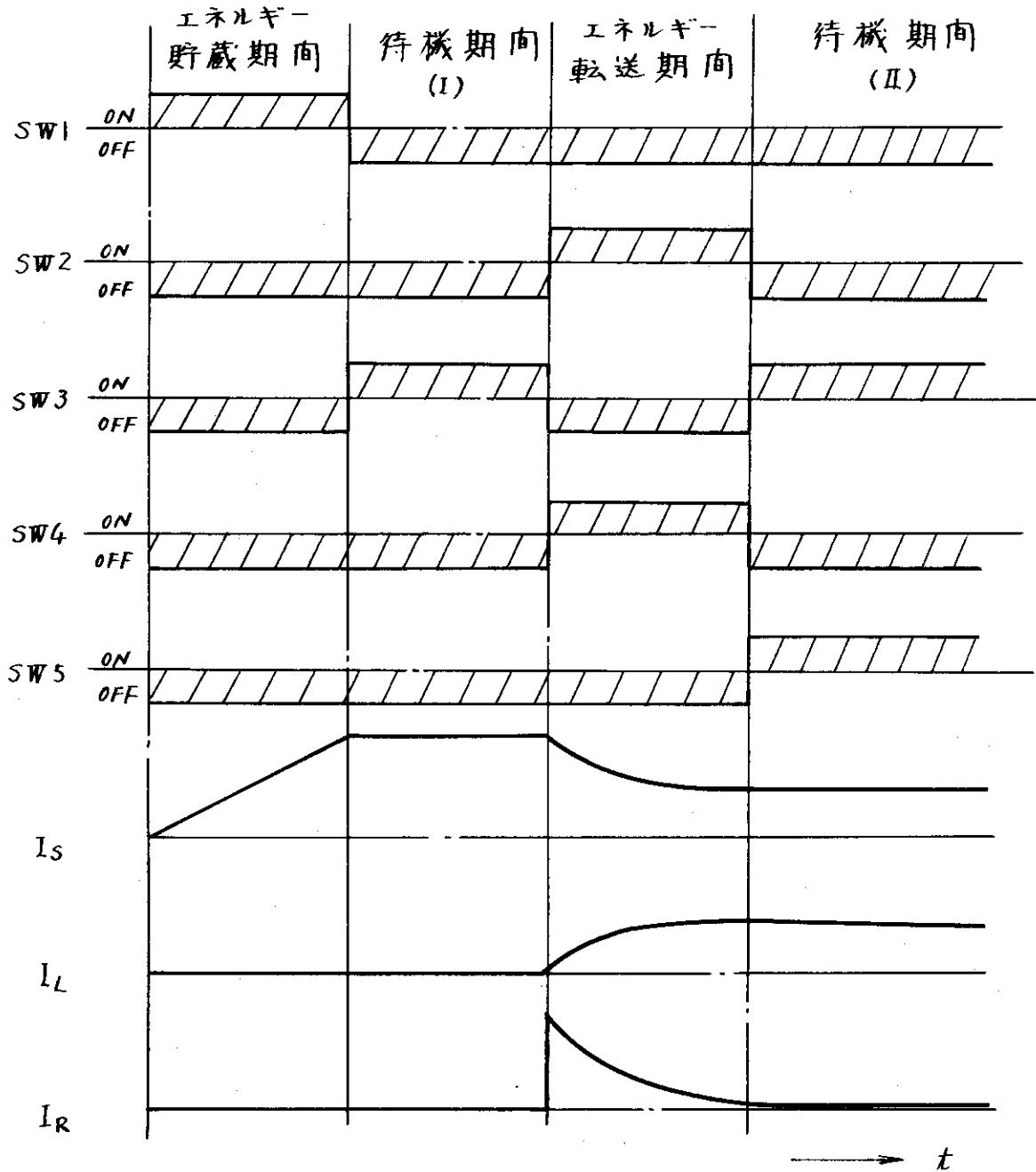


図 1.6-1 基本回路およびその動作の概要

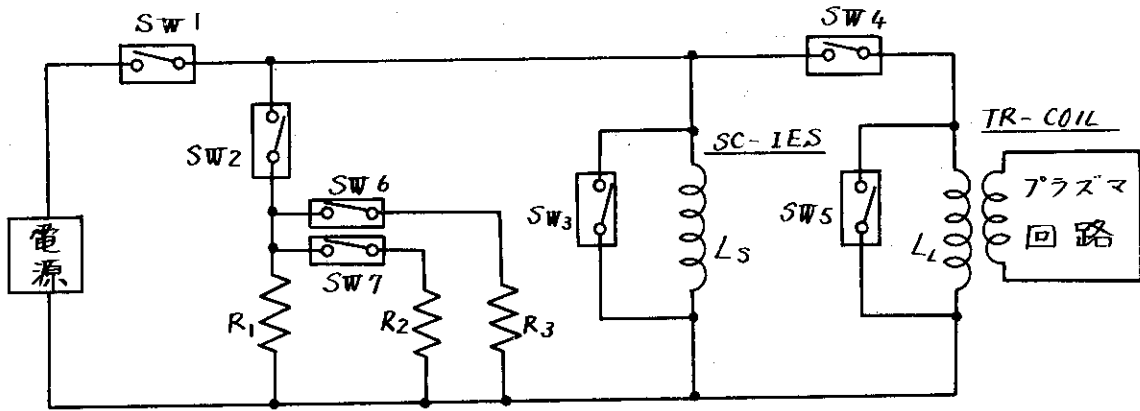


図 1.6 - 2 R 変化回路

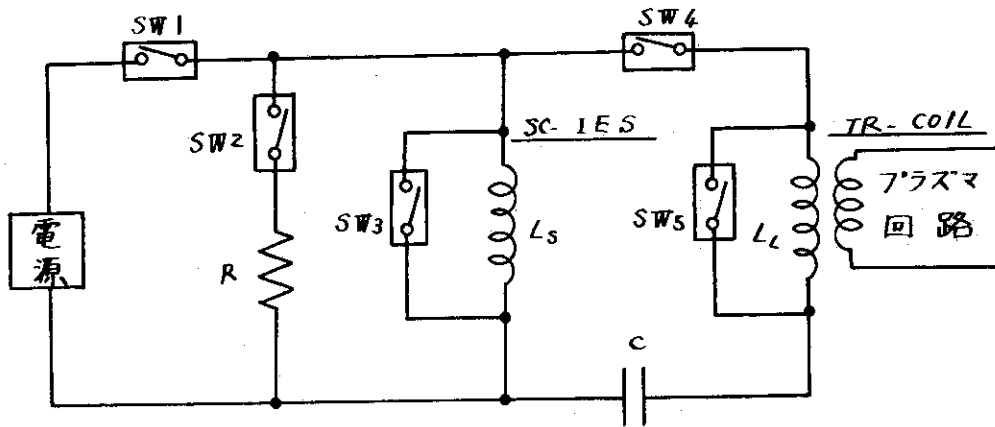


図 1.6 - 3 C 直列挿入回路

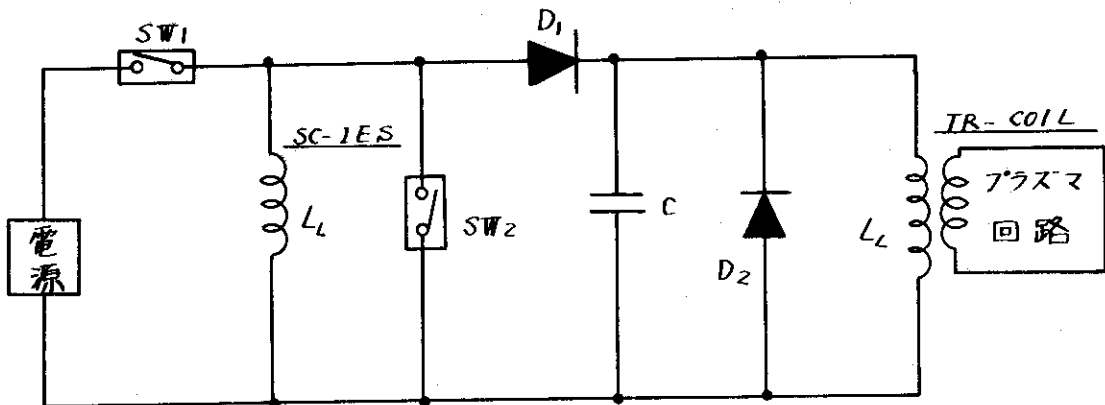


図 1.6 - 4 C 並列挿入回路

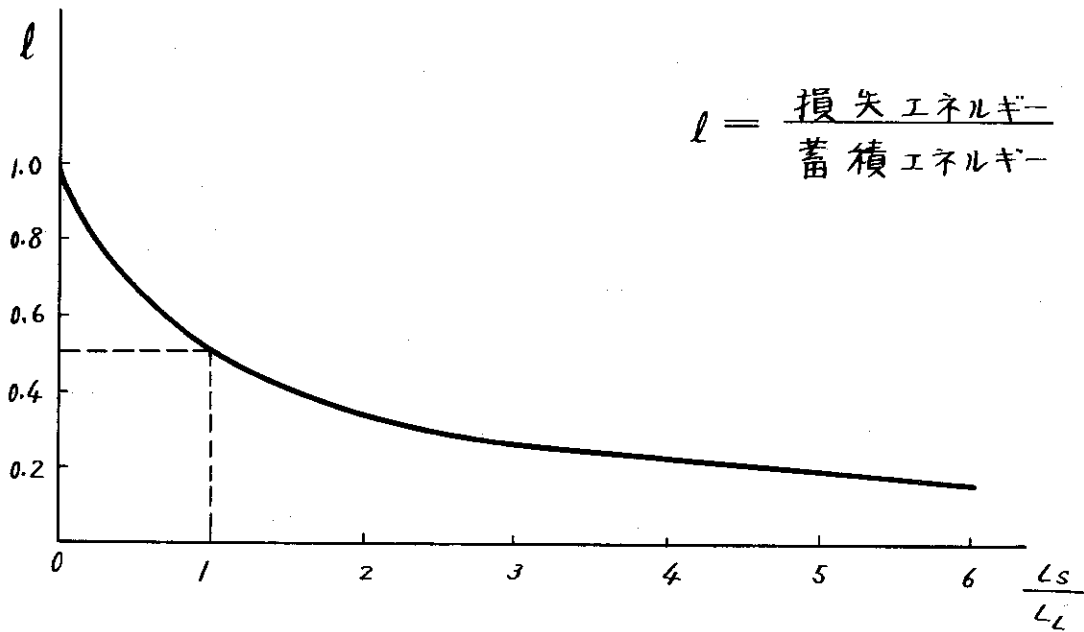
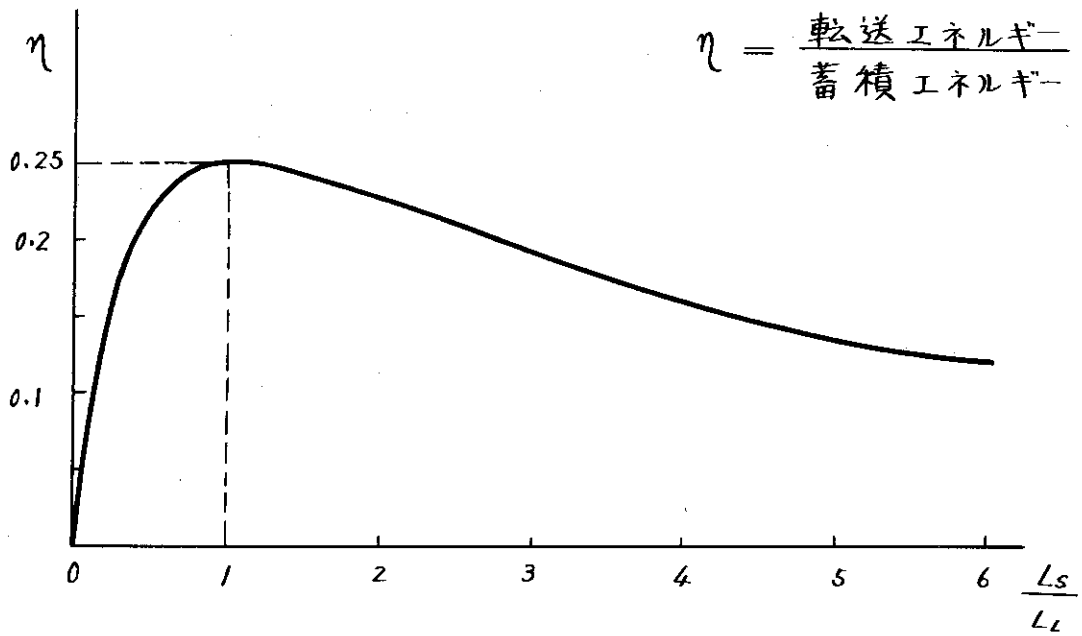


図 1.6 - 5 基本回路におけるエネルギー転送特性

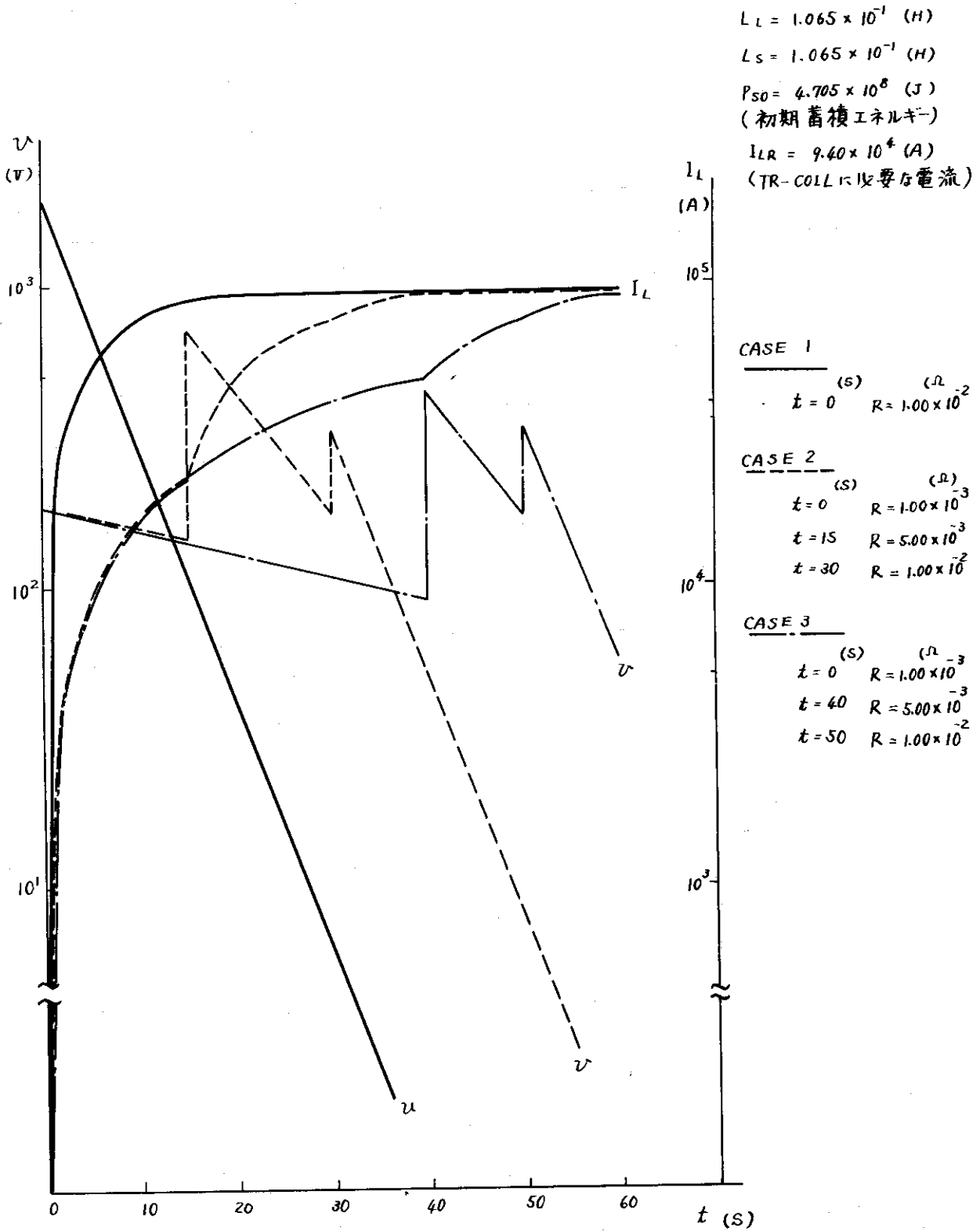


図 1.6-6 R変化による TR-COIL 電流と R 端子電圧特性

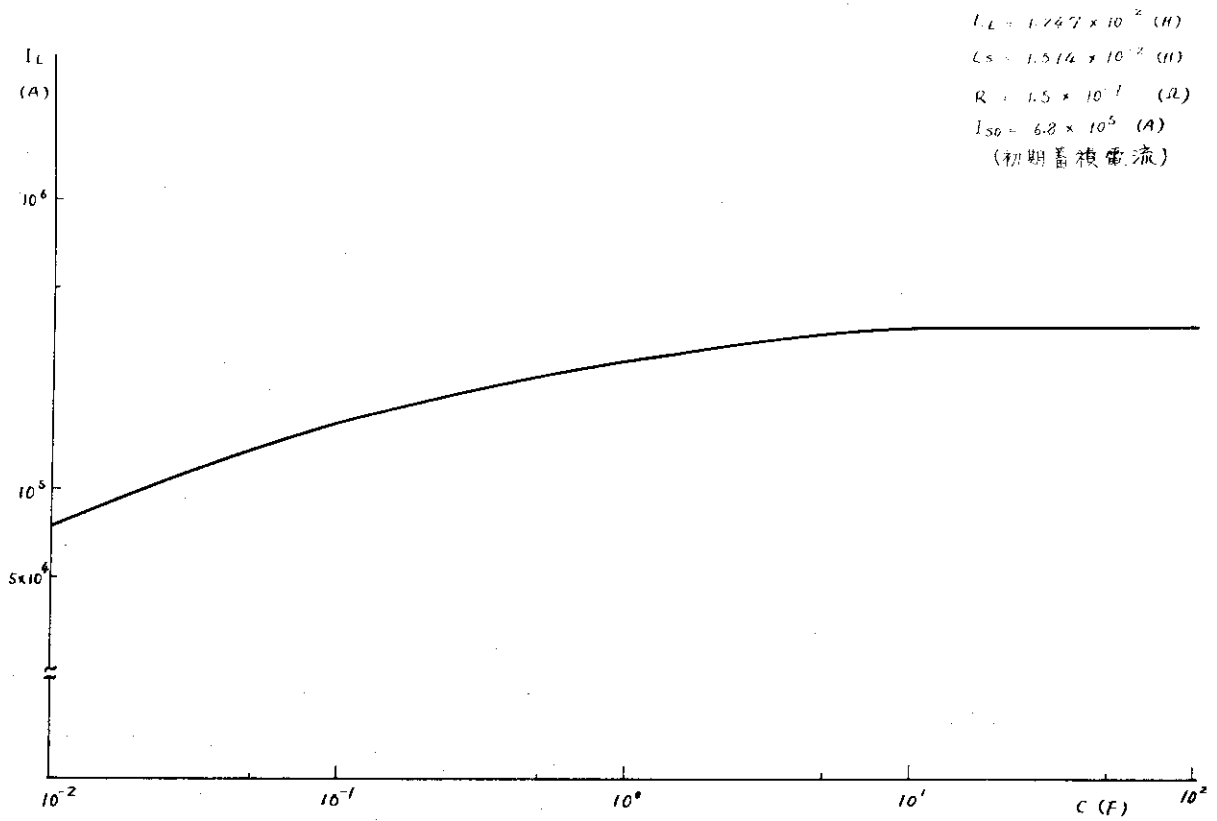


図 1.6-7 C 直列挿入回路の TR-COIL 電流特性
(C を変化させた場合)

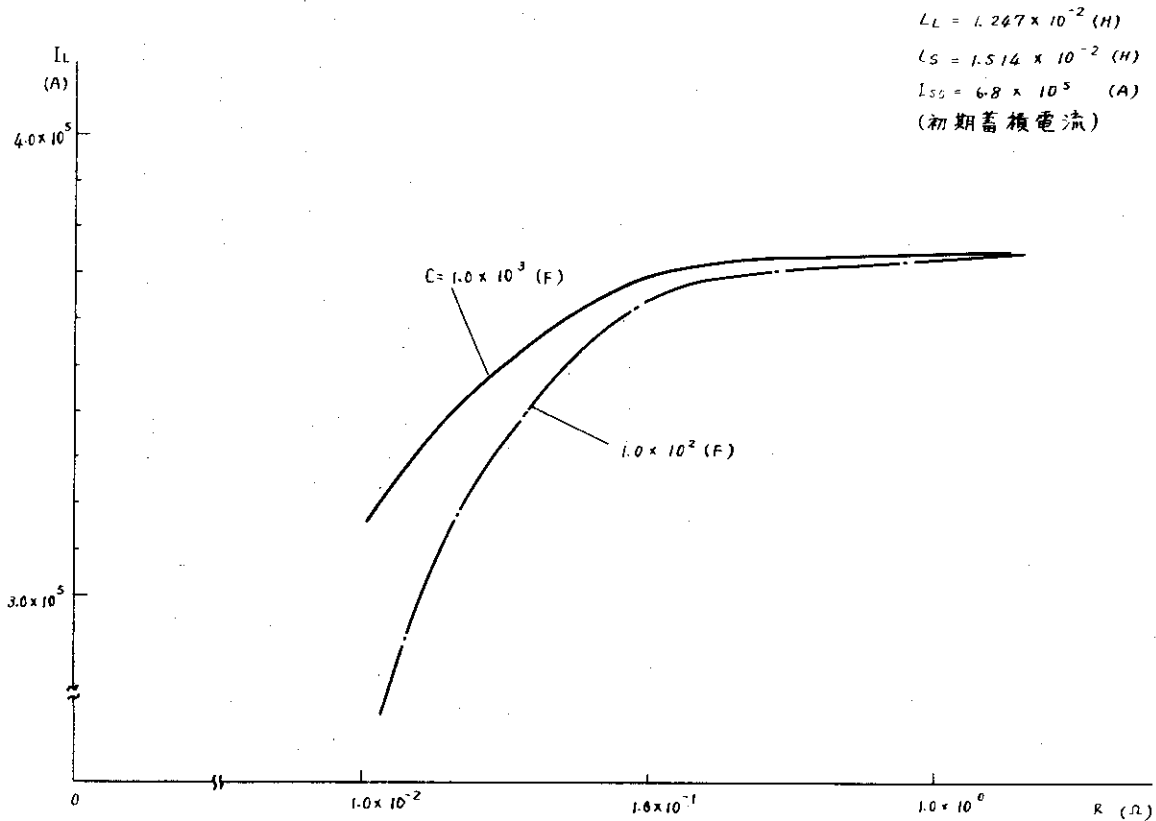


図 1.6-8 C 直列挿入回路の TR-COIL 電流特性
(R を変化させた場合)

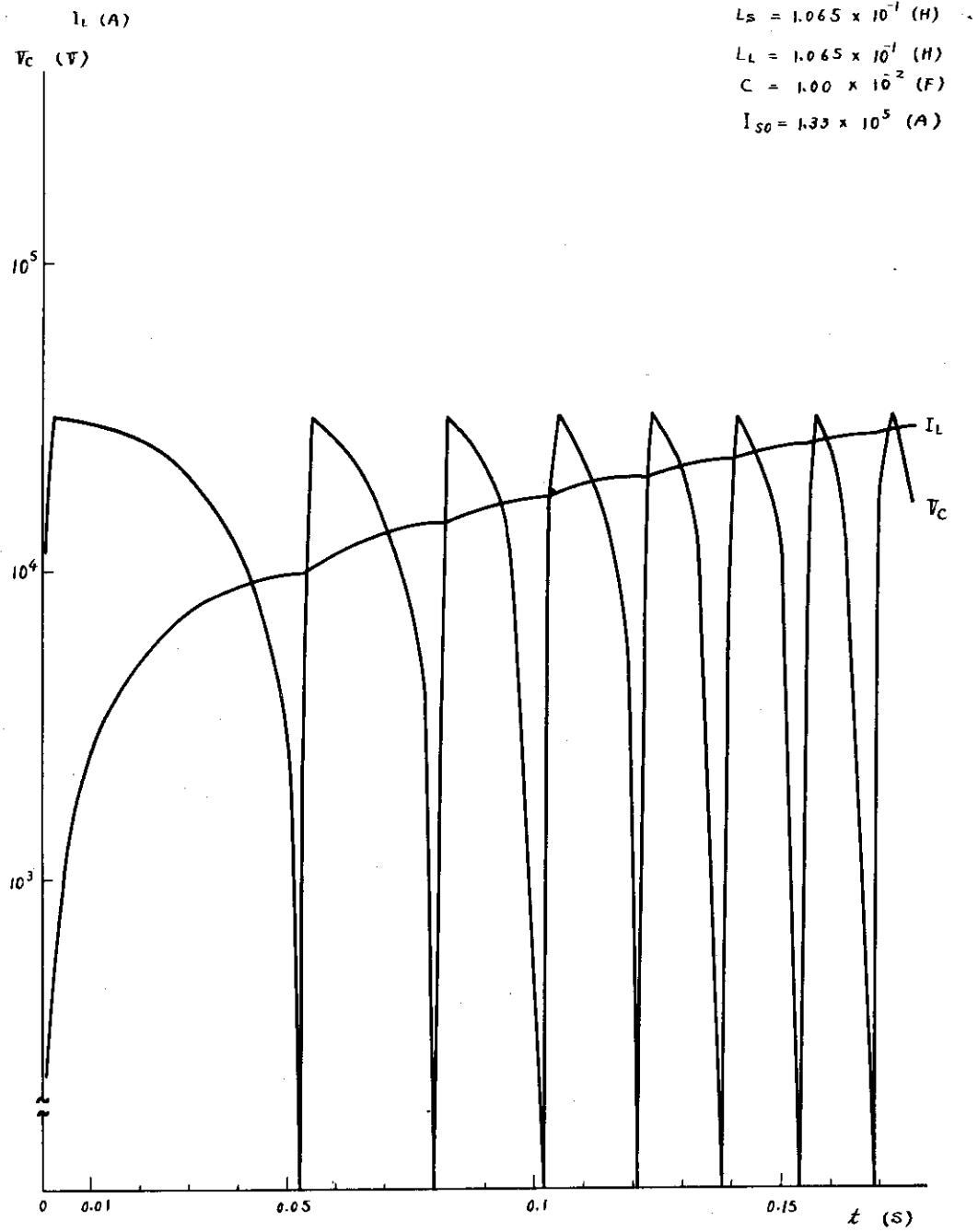


図 1.6 - 9 C 並列挿入回路の電流・電圧特性

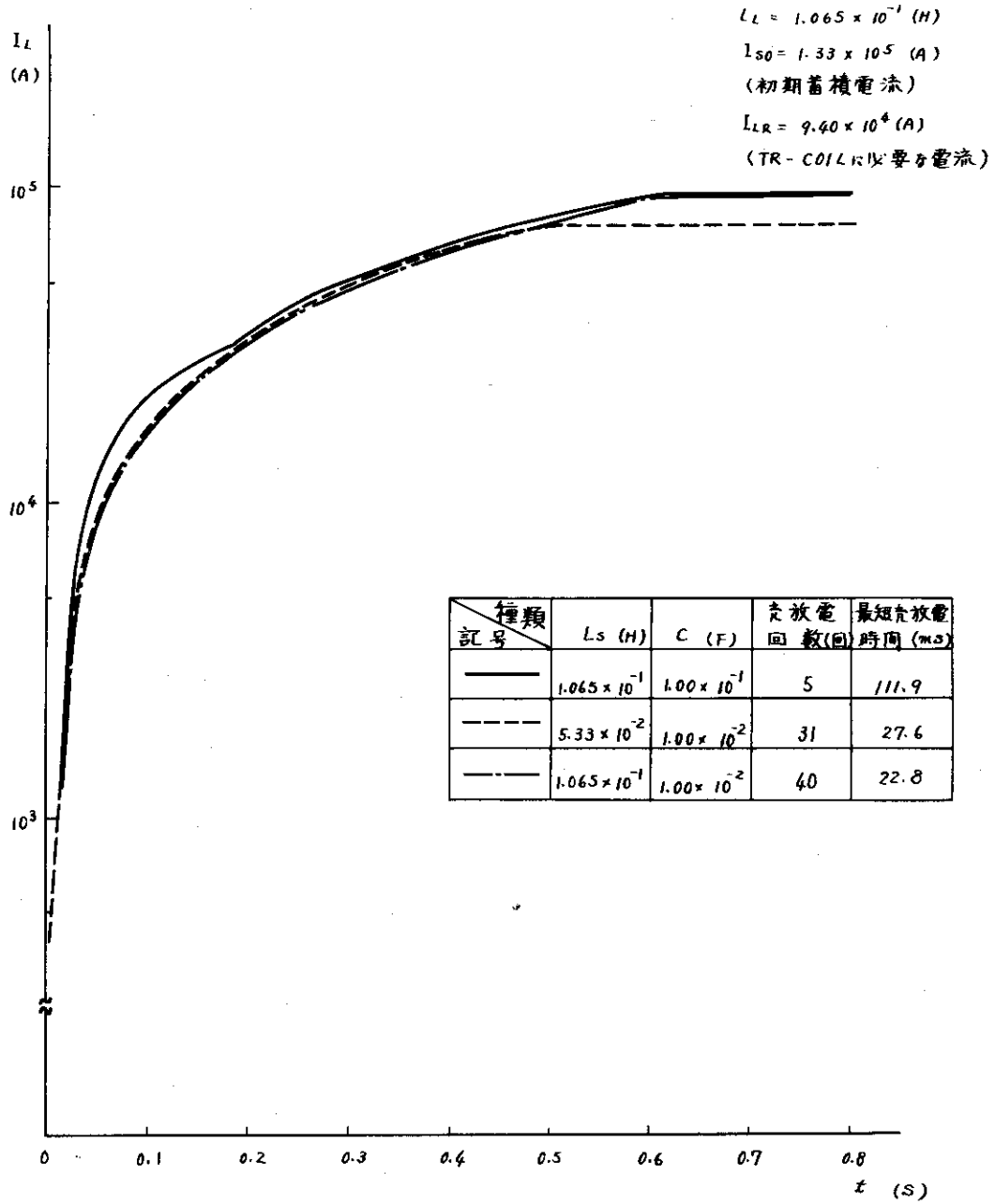


図 1.6 - 10 C 並列 挿入回路の TR - COIL 電流特性
(L_s , C を変化させた場合)

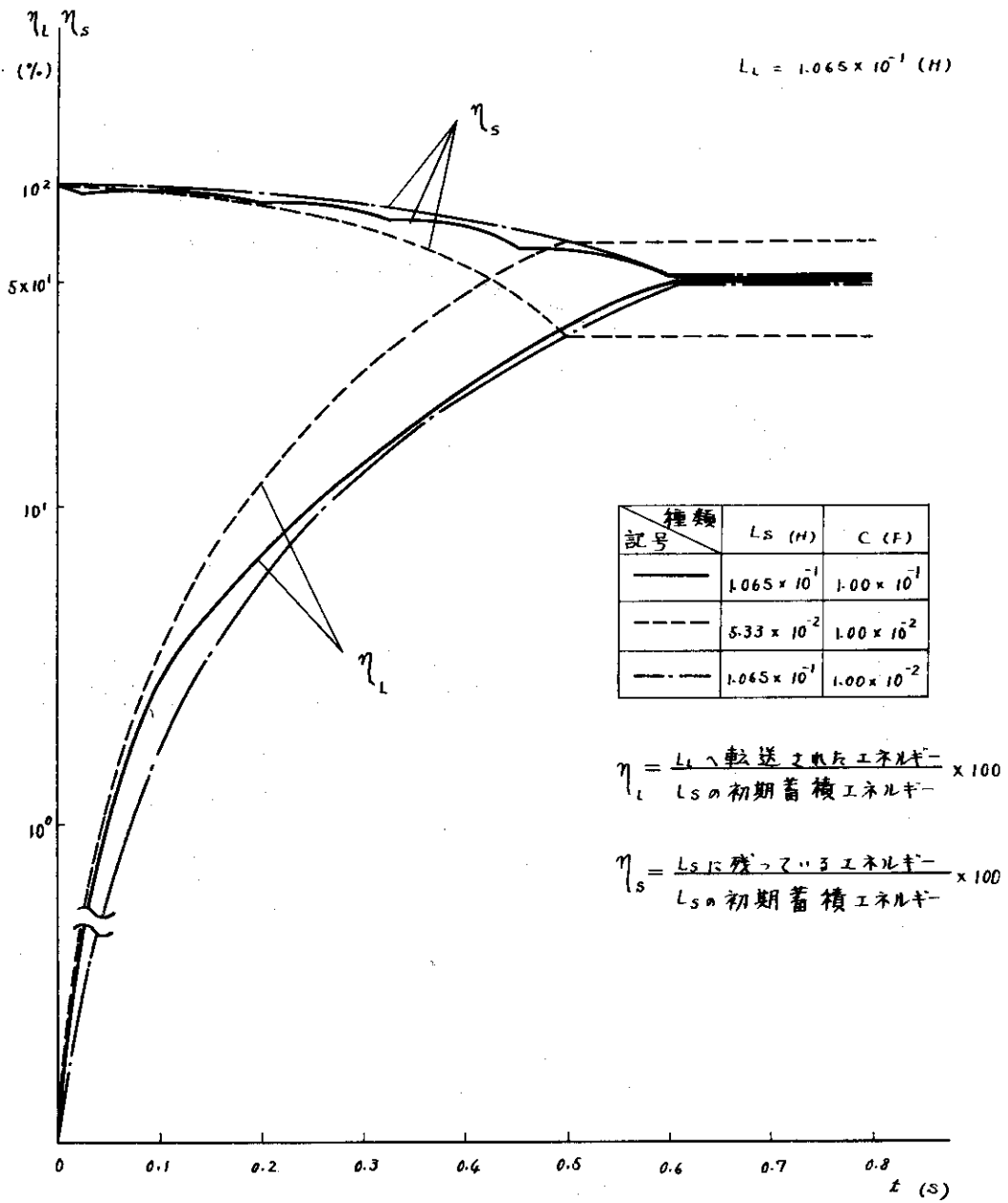


図 1.6 - 11 C 並列挿入回路のエネルギー転送特性

§ 1.7 変流器電源系の検討

変流器コイル，垂直磁場コイル等のポロイダルコイルは，いずれもトロイダル方向に巻かれるために，各コイル，及びプラズマ環との間に磁氣的結合が生じ，その電氣的なパラメーターの解析は簡単にはできない。

又，核融合炉においてはコイルの放射線損傷等の条件から，ポロイダルコイルはトロイダルコイルの外部に配置せざるを得ない。そのため，プラズマ環との結合係数が小さくなり，それだけ大きなアンペアターンを必要とする。それに加えて炉の起動時に比較的短時間にこれらのコイル電流を立ち上げねばならないために巨大な電源容量が要求される。この節では炉起動時に必要な莫大な電力を炉運転周期にわたって平坦化することを考え，そのための最も基本的な回路を設定して，これを計算機により解析し，ポロイダル電源系の問題点を抽出するための基礎的検討を行った。

§ 1.7.1 回路方式

トカマク型核融合炉では，炉を定常運転することができない。この理由は次の通りである。プラズマ電流を流し続けるためには，プラズマ抵抗が $0\ \Omega$ でない限り，これによる電流減衰を補償してやらねばならない。そのためには変流器コイルの電流変化により，絶えずコアの磁束を変化させていなければならないわけである。しかし，コアの磁束密度は無限大にはなり得ないので，どこかで炉を停止させ，再び起動する様なステップを踏まねばならない。炉の起動が容易でなく，大きな電力を要することを考えると，炉の経済性を上げるためには，出来る限り炉の運転周期を長くすることが望ましい。そこで，コアの磁束密度を出来るだけ高くし，かつ電流変化を大きくとるために，変流器コイルを空心とし，コイル電流を正の値から負の値にまで変化させる方式を採用した。

ところで空心変流器コイルを採用したこと，及び変流器コイルをトロイダルコイルの外部に配置せざるを得ないことにより，プラズマ環と変流器コイルとの結合係数が小さくなり，かつコイルの寸法が大きくなるために，ポロイダルコイルの磁気蓄積エネルギーは非常に大きくなる。ところが炉の起動時間は出来るだけ短くしなければならぬため，ポロイダルコイル電源に要求される容量はGWにも及ぶ巨大なものに或らざるを得ない。この様なGWにも及ぶ大電力を，系統から直接受電することは困難であるので，炉起動時の大電力を炉の運転周期全体にわたって平坦化するためにエネルギー蓄積装置を使用する必要がある。

この様な目的のためのエネルギー蓄積装置としては，フライホイールMG，コンデンサーバンク，超電導化した誘導エネルギー蓄積装置（以下SC-IESと略す）等が考慮の対象となるが，GJ以上の蓄積エネルギー，秒のオーダーの放電時間という条件を考えると，経済性の点からは将来SC-IESが有利になって来ると⁽¹⁾思われる。又開発に要する努力，資金という点を考えると，SC-IESはトロイダル磁場コイル，変流器コイル等と開発項目が重なり，二重の投資を省けるという点で非常に有利になる。

以上のことから我々は電源回路にSC-IESを用い変流器コイルの電流を，正から負に変化させる方式を採用して，図1.7-1に示す様な回路方式を考えた。この回路の動作を説明すると次の様になる。

回路の動作期間を4つに分け，それぞれ変流器コイル充電フェーズ，プラズマ電流立ち上げフェーズ，加熱フェーズ，制御運転フェーズと呼ぶことにする。変流器コイル充電フェーズは，炉の起動の直前に変流器コイル電流を正の最大値にしておくために，SC-IESから変流器コイルに電流を移送

する期間である。

プラズマ電流立ち上げフェーズは、プラズマ電流を一定の値にまで立ち上げるため、変流器コイルの電流を減少させ、磁束変化を作り出す期間であり、この時垂直磁場コイルの電流も同時に立ち上がる。

加熱フェーズには、プラズマの温度を炉の運転温度にまで上昇させるために中性粒子入射加熱等のいわゆる第二段階加熱を行う。この時プラズマ温度の上昇に伴って垂直磁場コイル電流を増加させる。

制御運転フェーズは炉の出力運転期間であり、プラズマ抵抗によるプラズマ電流の減衰を補償するため、変流器コイル電流を負の所定値まで減少させる。

各フェーズでの回路動作は次の様になる。

変流器コイル充電フェーズでは、SW-2, SW-3を閉じSW-6を1に選択し、SW-1を開いて抵抗R-1を介してSC-IESから変流器コイルへ電流を移送する。プラズマ電流立ち上げフェーズでは、SW-4, SW-5を閉じて、SW-6を2に選択し、SW-9を開いてSW-10, SW-11を1に選択してSW-2, SW-3を開く。そしてIESコイルを変流器コイルに今までとは逆方向に接続することによって変流器コイルの電流を減少させると共に、これによって垂直磁場コイル電流の第1段立ち上げを行う。加熱フェーズでは、SW-4, SW-5を開いてIESコイルを切り放し、SW-6を3に選択してSW-7, SW-8を閉じて制御電源に接続する。又、SW-9を閉じ、SW-10, SW-11を2に選択して、これも制御電源に接続する。そして、この二つの制御電源の出力電圧を調整することにより、変流器コイル、垂直磁場コイルの電流をコントロールして、プラズマ電流を一定にしつつ垂直磁場コイル電流をプラズマ温度と共に増加させる。

制御運転フェーズでは、加熱フェーズと同様の回路でプラズマ電流の減衰を補償するだけの変流器コイル電流の変化を行う。各フェーズでのスイッチの動作状態を表1.7-1にまとめる。

§ 1.7.2 回路解析

(1) 前提条件

図1.7-1に示した回路を解析するに当たり、次の様な前提条件を設定した。

(i) プラズマのパラメーターはIAEA-CN-33/G1-5⁽²⁾により次の様に設定した。

プラズマ主半径	R	10 m
プラズマ副半径	a	2 m
プラズマ平均温度	T	15 keV
プラズマ平均密度	n	$1.0 \times 10^{20} / \text{m}^3$
エネルギー閉じ込め時間	τ_E	1.8 sec
炉運転周期		100 min
安全係数	q	1.5
ポロイダルベータ値	β_p	2.0
プラズマ電流	I_p	8 MA
Effective Z	Z_{eff}	1.8

(ii) 炉運転のための各フェーズの時間は、次の様に設定した。

変流器コイル充電フェーズ	-60 sec ~ 0 sec
プラズマ電流立ち上げフェーズ	0 sec ~ 10 sec

加熱フェーズ	10 sec ~ 30 sec
制御運転フェーズ	30 sec ~ 5890 sec

(iii) 変流器コイル，垂直磁場コイルは，各コイル位置を変流器コイル20ヶ所，垂直磁場コイル24ヶ所とし図 1.7-2 の様に配置した。⁽³⁾又各コイル位置での巻数を変流器コイル20ターン，垂直磁場コイル10ターンとして，各コイルのインダクタンスを計算した。又各コイルは全て超電導コイルとした。表 1.7-2 に各コイルのインダクタンス，及び結合係数等をまとめる。

(iv) プラズマの平均電子温度をガスブレイクダウン後 10 eV，プラズマ電流立上がり時点で 1 keV と仮定し，図 1.7-3 に示す様な温度上昇をするものと仮定した。そしてこの平均電子温度から計算した Spitzer 抵抗⁽⁴⁾の2倍の値をプラズマ抵抗として用いた。

(v) ガスブレイクダウンはプラズマワントーン電圧 100 V，持続時間 10 msec で起こり得ると仮定した。

(2) 解析手法

図 1.7-1 に示した様に回路は4つのコイル系から成り，そのインダクタンスマトリックスは，表 1.7-2 に示した通りである。SC-IESコイルを添字1，変流器コイルを2，プラズマ環を3，垂直磁場コイルを4でそれぞれ表わし，電流を I，回路抵抗 R，外部印加電圧 V，電源内部抵抗 R_E とすると，回路方程式は，各フェーズで次の様になる。

(i) 変流器コイル充電フェーズ

$$\left. \begin{aligned} L_1 \frac{dI_1}{dt} + R_1 (I_1 - I_2) &= 0 \\ L_2 \frac{dI_2}{dt} + R_1 (I_2 - I_1) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (1.7-1)$$

(ii) プラズマ電流立上げフェーズ

$$\left. \begin{aligned} L_1 \frac{dI_1}{dt} + R_1 (I_1 + I_2 - I_4) &= 0 \\ L_2 \frac{dI_2}{dt} + M_{23} \frac{dI_3}{dt} + M_{24} \frac{dI_4}{dt} + R_1 (I_1 + I_2 - I_4) &= 0 \\ M_{32} \frac{dI_2}{dt} + L_3 \frac{dI_3}{dt} + M_{34} \frac{dI_4}{dt} + R_3 I_3 &= 0 \\ M_{42} \frac{dI_2}{dt} + M_{43} \frac{dI_3}{dt} + L_4 \frac{dI_4}{dt} + R_1 (I_4 - I_1 - I_2) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (1.7-2)$$

(iii) 加熱，及び制御運転フェーズ

$$\left. \begin{aligned} L_2 \frac{dI_2}{dt} + M_{23} \frac{dI_3}{dt} + M_{24} \frac{dI_4}{dt} + R_{E2} I_2 &= V_2 \\ M_{32} \frac{dI_2}{dt} + L_3 \frac{dI_3}{dt} + M_{34} \frac{dI_4}{dt} + R_3 I_3 &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (1.7-3)$$

$$M_{42} \frac{dI_2}{dt} + M_{43} \frac{dI_3}{dt} + L_4 \frac{dI_4}{dt} + R_{E2} I_4 = V_4$$

上式から次に示す条件により $V_2(t)$, $V_4(t)$, $I_2(t)$ を求める。

$$\frac{dI_3}{dt} = 0 \quad (1.7-4)$$

$$\frac{dI_4}{dt} = I_v \frac{d\beta_p}{dt} / \left\{ \ell_n \frac{8R_p}{a} + \beta_p^0 - \frac{5}{4} \right\} \quad (1.7-5)$$

I_v ; 出力運転状態における垂直磁場電流

β_p^0 ; 出力運転状態における β_p 値

上記の各フェーズにおける一階線形連立常微分方程式を Runge-Kutta-Gill 法を使って計算機により解いた。結果を次節に示す。

§ 1.7.3 解析結果と検討

計算結果をプロットした図を、図 1.7-4 ~ 図 1.7-13 に示す。以下各コイルについてその結果を述べる。

(1) 変流器コイル

変流器コイルは初期励磁電流 235 kA, 磁気蓄積エネルギー 15.4 GJ である。図 1.7-4 は変流器コイル電流の時間変化を示したものである。

プラズマ電流立上げフェーズの間に -174 kA (-69.6 MAT) の電流変化があり、これは約 201 V·sec に相当する。この値はプラズマ電流立上げに必要な 259 V·sec の 77.6% であり、垂直磁場コイル電流の立上がり率が 22.4% の割合でプラズマ電流の立上げに寄与していることになる。これは、加熱フェーズでの制約条件である (1.7-4) 式、及び (1.7-5) 式によって dI_2/dt が規制されるためである。つまり (1.7-5) 式によって与えられる垂直磁場コイル電流の増加率が大きいため、プラズマ電流を一定に保つためには dI_2/dt を正にしなければならないわけである。制御運転フェーズの間には、-329 kA (-131.6 MAT) の電流変化があり、これは 380 V·sec に相当する。この値は変流器コイルの全電流変化の約 70% を占める。そして、この電流変化はプラズマ抵抗によるプラズマ電流の減衰を補償するためのものである。つまり変流器コイル電源の大きさは主にプラズマ抵抗に依存すると言ってよい。今回の解析ではプラズマ抵抗として、プラズマの平均電子温度から計算した Spitzer 抵抗の 2 倍の値を用いたが、今後、この値のより正確な把握が変流器コイル電源の容量を決定する上で重要になる。図 1.7-5 は変流器コイル端子間電圧の時間変化を示したものである。図に示した負のピーク電圧はガスブレイクダウン時にプラズマのワンターン電圧を 100 V とした時の値で 48.5 kV である。

加熱フェーズ以降の変流器コイル電圧は制御電源によってコイルに加えるべき電圧を示しており、この電圧によって目的の電流を流すわけである。ここで使用する制御電源に必要な電力容量はピーク時で 236 MW となる。これだけの電力を系統から直接に受電することは困難であるので、この制御電

源にも SC-I ES を用いることを考えねばならないだろう。又制御運転フェーズには上記と同様の制御電源の電力容量はピークで 7.5 MW であり系統からの受電が可能である。

(2) 垂直磁場コイル

垂直磁場コイル最大電流は 141.62 kA, 蓄積エネルギー 3.6 GJ である。プラズマ環が平衡位置を保つために必要な垂直磁場は次の式で与えられる。

$$B_v(\rho) = \frac{\mu_0 I_p}{4\pi R} \left\{ \ell_n \frac{8R}{a} - \frac{5}{4} + \beta_p - \frac{\rho-R}{R} \left(\frac{3}{4} \ell_n \frac{8R}{a} - \frac{17}{16} \right) \right\} \quad (1.7-6)$$

上式により炉運転時にプラズマ中心に必要な垂直磁場は, $B_v(R) = 0.3551 \text{ T}$ となり, この値を図 1.7-2 に示したコイル配置で達成するためには垂直磁場コイル電流が 141.62 kA 必要となる。

(1.7-6) 式によって, プラズマ電流立上げフェーズ, 加熱フェーズの各時間の I_p , β_p に対して計算された必要な垂直磁場コイル電流と, この解析結果による垂直磁場コイル電流 (図 1.7-6) との偏差をパーセンテージで示したのが, 図 1.7-14 である。

加熱フェーズ (10sec ~ 30sec) では制御電源により電流値を制御しているために偏差はほとんどない。しかしプラズマ電流立上げフェーズ (0sec ~ 10sec) ではプレプログラミングによって最終電流値を所定の値に合わせているだけなので立上がり初期の偏差が大きい。これはこの方式の持つ避け得ない欠陥であり, 今後プラズマ電流立上げフェーズでも, 制御電源を用いる方向で検討を進める必要がある。

図 1.7-7 は垂直磁場コイルの端子間電圧を示したものである。最大電圧は 20.4 kV であり, 変流器コイルの場合と同じ様に加熱フェーズ以降の電圧は制御電源に加えるべき電圧を示している。制御電源に必要なピーク電力容量は 380 MW であり, 変流器コイルの場合と同じ様に SC-I ES を用いることを考えるべきであろう。もし加熱フェーズの変流器コイル, 及び垂直磁場コイルに必要な電力を SC-I ES から取るとすればこの I ES に必要な蓄積エネルギーは 14.6 GJ 程度になり, この I ES を制御運転フェーズの間に充電するとすれば, 系統からの受電容量は約 5.0 MW となる。

(3) SC-I ES コイル

SC-I ES コイルの電流, 電圧の変化を図 1.7-8, 図 1.7-9 に示す。最大電流は 450 kA, 初期蓄積エネルギー 56.7 GJ である。変流器コイルの初期電流充電用, 及びプラズマ電流立上げフェーズで主に垂直磁場コイル電流の立上げに用いられる。

この SC-I ES の充電は制御運転フェーズの間に行われる。必要な電力量は最大で 19.3 MW であり系統から直接受電される。

(4) プラズマ, その他

プラズマ電流の立上り波形を図 1.7-10 に, 又, プラズマのワンターン電圧, 及び抵抗の変化を, 図 1.7-11, 図 1.7-12 に示す。プラズマのワンターン電圧 100 V の持続時間は 10 msec としている。又プラズマ抵抗はガスブレイクダウンの後でのもので $Z_{\text{eff}} = 1.8$ として不純物をも考慮している。

図 1.7-13 に電流移送抵抗で消費される熱損失, エネルギーの積算値を示す。変流器コイル充電フェーズとプラズマ電流立上げフェーズでは異った抵抗を用いているので 1 個の抵抗での発熱は変流器コイル充電フェーズでの 26.9 GJ が最大となる。この発熱は制御運転フェーズの 5860 秒間に冷却すればよいので, 抵抗体にこれだけの発熱量を吸収するだけの熱容量のあるものを使えばよい。例えば

抵抗体として Fe-Cr-Al 合金抵抗を用いるとすれば、断面積 63.6 cm^2 (90ϕ)、長さ 1.2 km の棒状抵抗を10本並列に用いる。この場合実際のディメンションは $90\phi \times 12\text{ m}$ の棒状抵抗を格子間隔 0.2 m で10ケ×10ケの格子配列にして直列に接続したものを10ケ並列に接続する。

この場合で10ケ×10ケの格子の大きさは $2.7\text{ m} \times 2.7\text{ m}$ となる。Fe-Cr-Al 合金抵抗の体積抵抗率を $1.06 \times 10^{-4} \Omega \cdot \text{cm}^{(5)}$ とすると全抵抗値は $2 \times 10^{-2} \Omega$ となる。そして抵抗の温度上昇を 100°C まで許すとすると抵抗変化率は 0.2% となり、熱容量は 27.0 GJ となって 26.9 GJ の発熱を吸収できる。

表 1.7-3 にポロイダルコイル電源諸元をまとめる。又ポロイダルコイル系の磁気蓄積エネルギーの推移を、図 1.7-15 に示す。

(付記) 時間的な都合により、この解析結果は、§ 1.3.1 の「ポロイダルコイル用電源」に生かすことが出来なかった。§ 1.3.1 に示した電源装置の仕様は、回路方式を定めた時点での概算によるものであり、この節での解析結果とは異っている。この差異の主な原因は、プラズマ抵抗を η_{sp} から $2\eta_{sp}$ に変更したことによる。

§ 1.7.4 まとめ

今回の解析検討で明らかになった問題点についてまとめると次の様になる。

(1) IES に関して

今回の解析検討は SC-IES を抵抗を介しただけで負荷コイルに接続する回路で行い、IES の出力の制御は行っていない。しかし § 1.7.3 で述べた様に、加熱フェーズで変流器コイル電流、及び垂直磁場コイル電流を急激に増加させねばならず、又この時各コイルの電流は常に制御されていなければならない。従って非常に大きな電力容量を持つ制御電源が必要になり、SC-IES の出力電圧制御を考えざるを得ない。又プラズマ電流立上げフェーズにおいても、図 1.7-14 に示した様な垂直磁場コイル電流の偏差の是正、あるいはプラズマ電流立上り波形の制御等を考えると、SC-IES の出力制御と言う問題は必然的なものとなる。ここで考えられる SC-IES の出力制御の一つの方法は、図 1.7-16 に基本概念を示した様なサイリスタ・インバータ^{(6),(7)}の使用である。これを使えば電流移送抵抗等も不用となり、炉の起動時のフィードバック制御等も簡単になる。今後この様な種類の大電力変換装置の検討を進める必要がある。

(2) プラズマ抵抗について

§ 1.7.3 で述べた様に変流器電源の大きさはプラズマ抵抗値に主に依存すると言える。従って詳細な設計を進めるためにはプラズマ抵抗の正確な見積りが必要であり、今後大型装置の実験による知見が必要となろう。

(3) 炉の起動、及び停止に関して

炉の起動に関しては § 1.7.2 の前提条件のところでも述べたがプラズマワントーン電圧 100 V でガスブレイクダウンが起こると仮定した。又炉の停止時の各コイル電流の操作については未だその検討を行っていない。炉の起動、及び停止は炉心プラズマの問題として重要であるばかりでなく、電源系としても、その制御に直接関わることであり、その重要性は言うまでもない。今後 JT-60 等の大型装置での実験に期待すると共に、更に検討を続けていくべき問題である。

〔参考文献〕

- (1) 安河内, 他, 昭和48年度 未踏革新技術調査報告書(超電導応用技術分野), 日本産業技術振興協会, 昭和49年
- (2) K. Soko, et al., IAEA-CN-33/G1-5
- (3) 小林, 他, JAERI-M5898, (1975)
- (4) L. Spitzer, et al., Phys. Rev. 89, 977 (1953)
- (5) 電気学会編, 電気工学ハンドブック
- (6) R. W. Boom, et al., "Superconducting Energy Storage", Presented at the Cryogenic Engineering Conference (CEC-73), Atlanta, Georgia, August 1973
- (7) H. A. Peterson, et al., "Superconductive Energy Storage Inductor-Converter Units for Power Systems", Presented at the IEEE PES Winter Meeting, New York, N. Y., January 1975

表 1.7-1 各フェーズのスイッチ動作

	初期 (~-60 sec)	変流器コイル 充電フェーズ (-60 sec ~ 0 sec)	プラズマ電流 立ち上げフェーズ (0 sec ~ 10 sec)	加熱フェーズ (10 sec ~ 30 sec)	制御運転 フェーズ (30 sec ~ 5890 sec)
SW-1	on	off	off	on	-
SW-2	off	on	off	off	off
SW-3	off	on	off	off	off
SW-4	off	off	on	off	off
SW-5	off	off	on	off	off
SW-6	3	1	2	3	3
SW-7	off	off	off	on	on
SW-8	off	off	off	on	on
SW-9	off	off	off	on	-
SW-10	1	1	1	2	2
SW-11	1	1	1	2	2

表 1.7 - 2 COIL INDUCTANCE (H)

	IES Coil	Transformer Coil	Plasma	Vertical Coil
IES Coil	5.600×10^{-1}	0.0	0.0	0.0
Transformer Coil	0.0	5.571×10^{-1}	1.155×10^{-3}	6.180×10^{-3}
Plasma	0.0	1.155×10^{-3}	2.436×10^{-5}	-6.847×10^{-4}
Vertical Coil	0.0	6.180×10^{-3}	-6.847×10^{-4}	3.549×10^{-1}
Turn Number	200.	400.	1.	240.

COUPLING COEFFICIENT

Transformer Coil -- Plasma	-----	3.134×10^{-1}
Transformer Coil -- Vertical Coil	-----	1.390×10^{-2}
Plasma -- Vertical Coil	-----	2.328×10^{-1}

CURRENT TRANSFER RESISTANCE

R-1	-----	2.010×10^{-2}	ohm
R-2	-----	4.296×10^{-2}	ohm

表 1.7 - 3 ポロイダルコイル電源諸元

SC-IES コイル 最大電流	450 kA
" 最大電圧	9.05 kV
" 蓄積エネルギー	56.7 GJ
変流器コイル 最大電流	±235 kA
" 最大電圧	48.5 kV
" 蓄積エネルギー	15.4 GJ
垂直磁場コイル 最大電流	141.62 kA
" 最大電圧	20.4 kV
" 蓄積エネルギー	3.6 GJ
加熱フェーズ 変流器コイル最大供給電力	236 MW
加熱フェーズ 垂直磁場コイル最大供給電力	380 MW
制御運転フェーズ SC-IES 充電用電源容量	19.3 MW
制御運転フェーズ 変流器コイル電源容量	7.5 MW
スイッチ最大しゃ断容量	21.9 GVA

POWER SUPPLY CIRCUIT

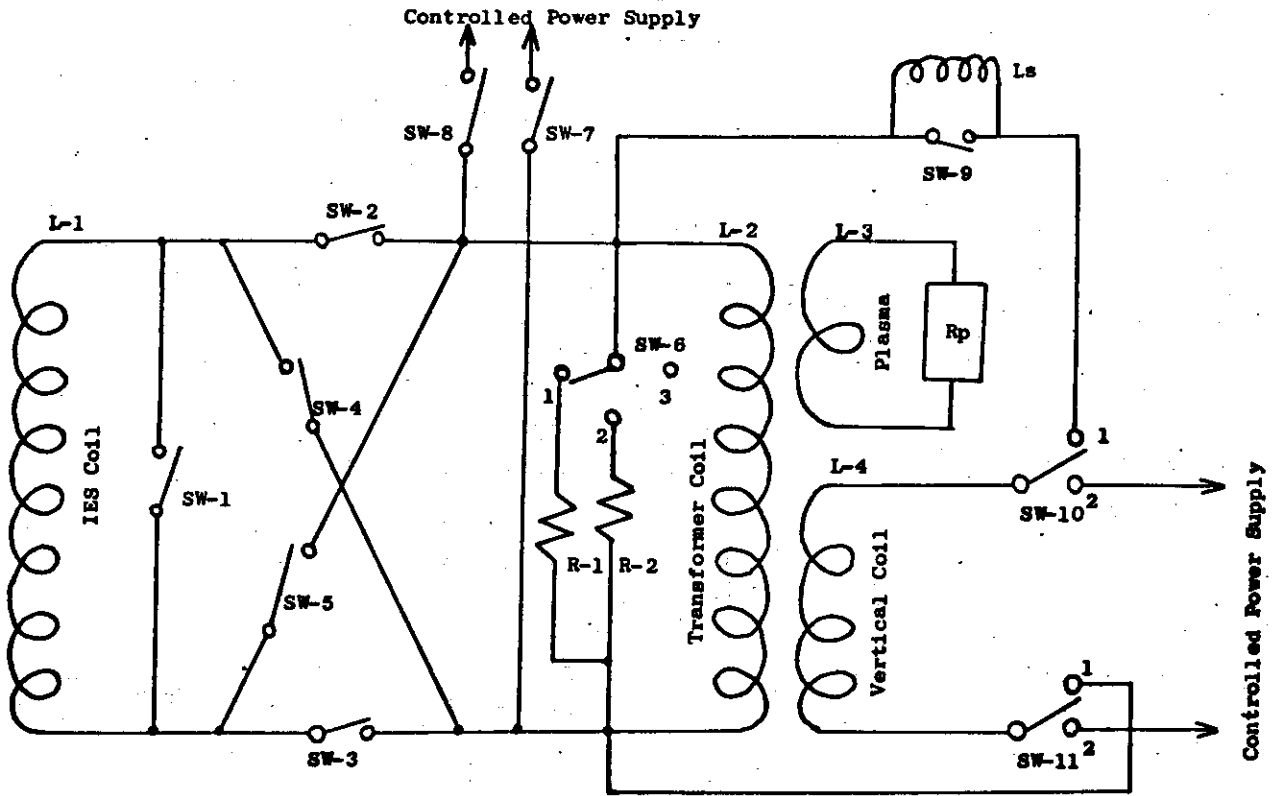


図 1.7 - 1

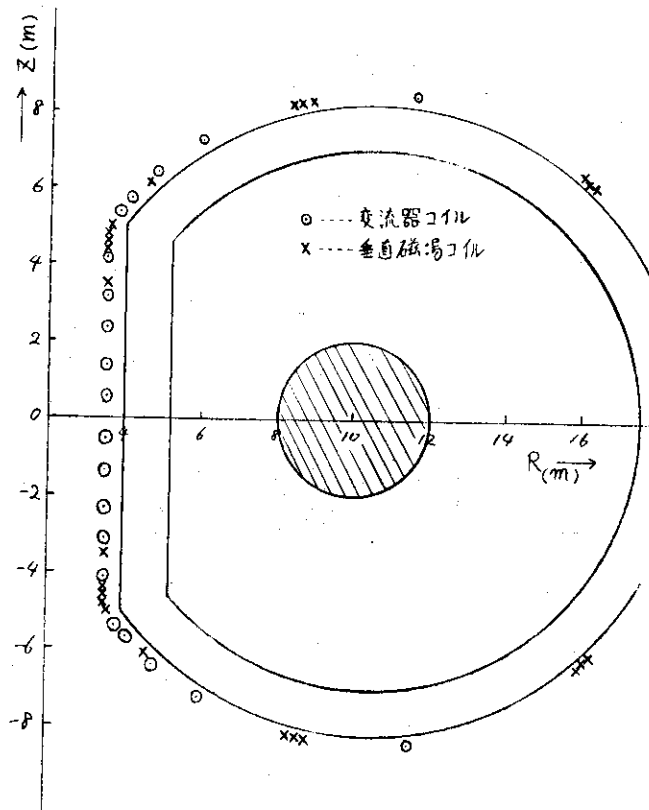
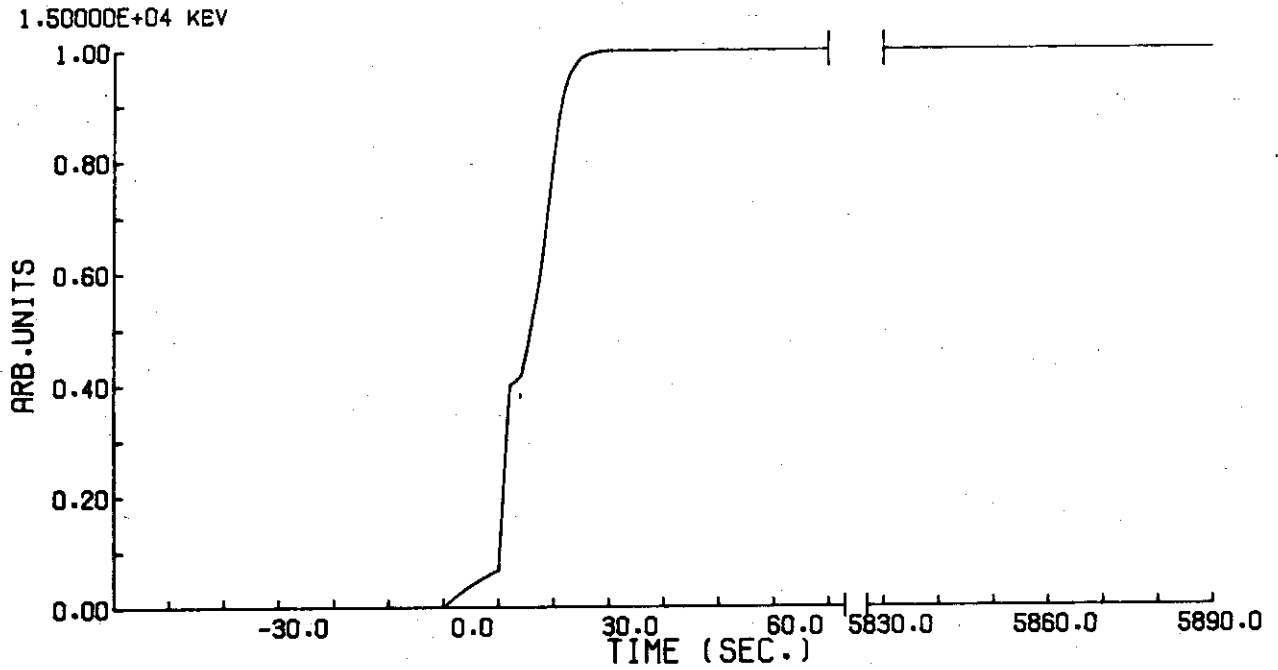


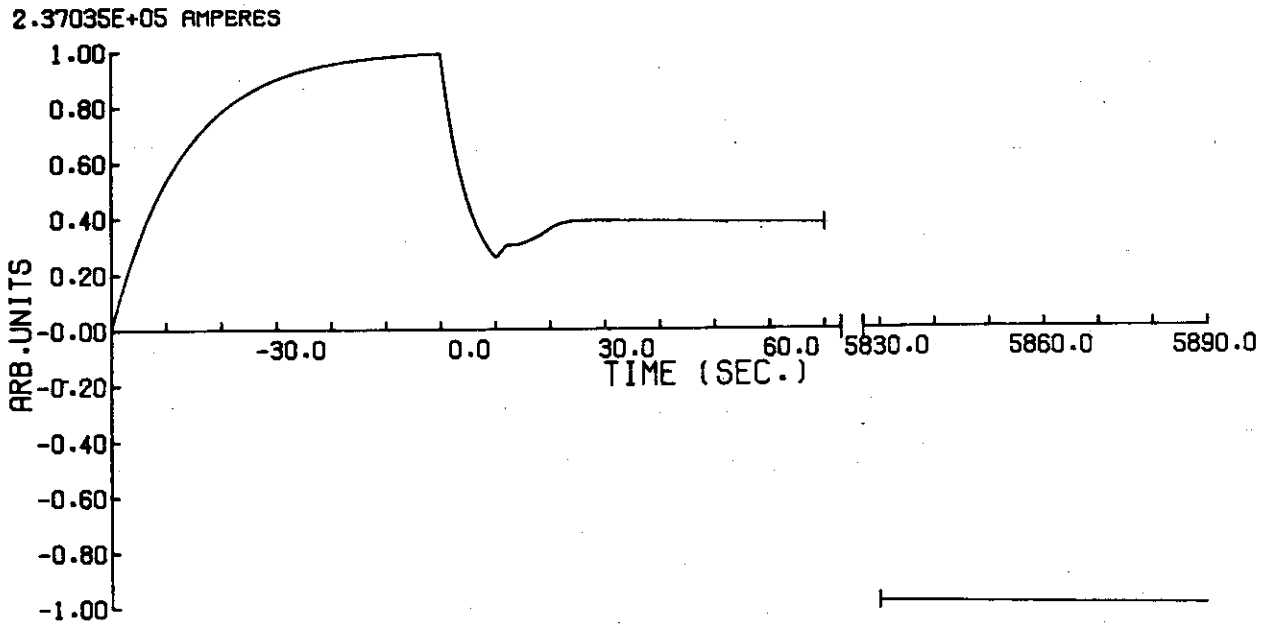
図 1.7 - 2 ポロイダルコイル位置

PLASMA TEMPERATURE



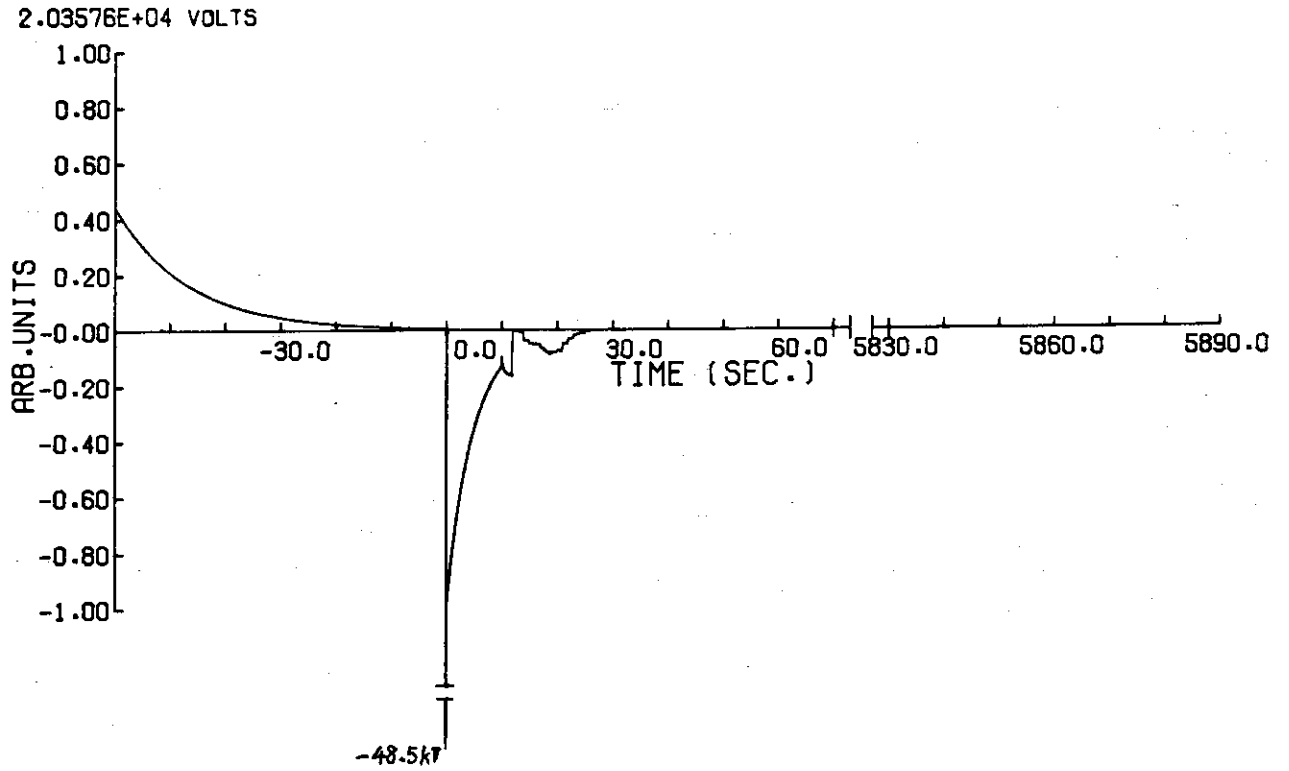
☒ 1.7 - 3

TRANSFORMER COIL CURRENT



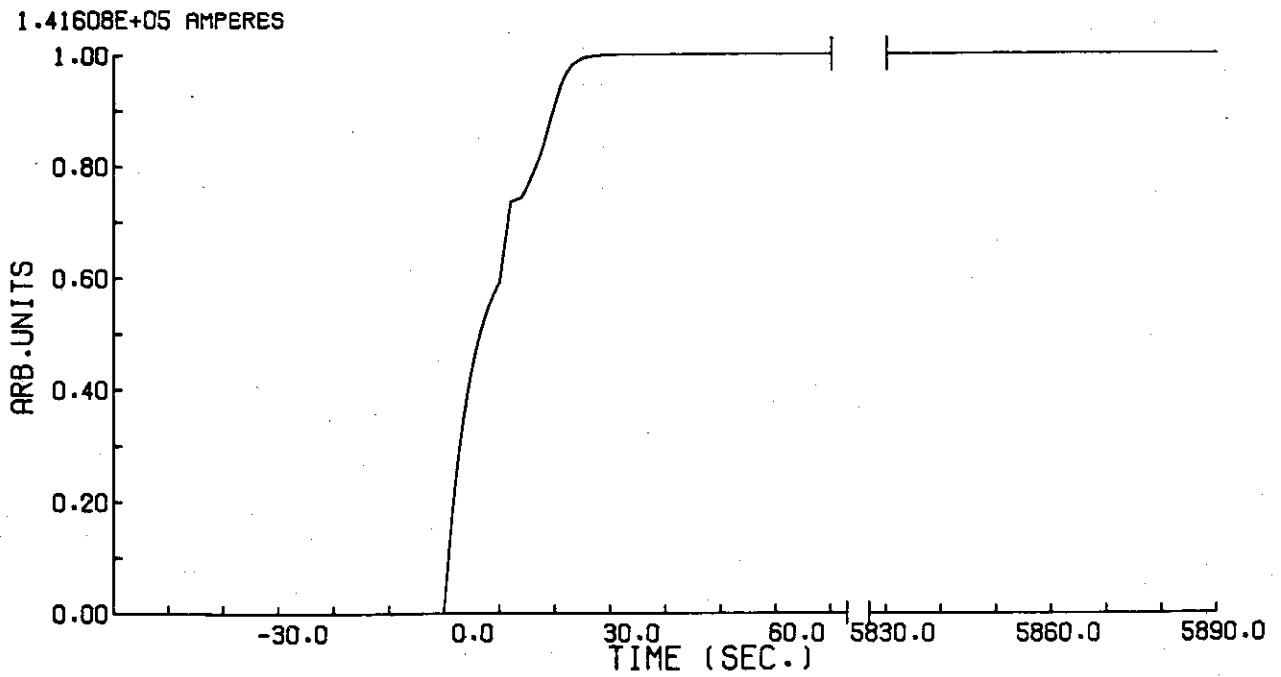
☒ 1.7 - 4

TRANSFORMER COIL VOLTAGE



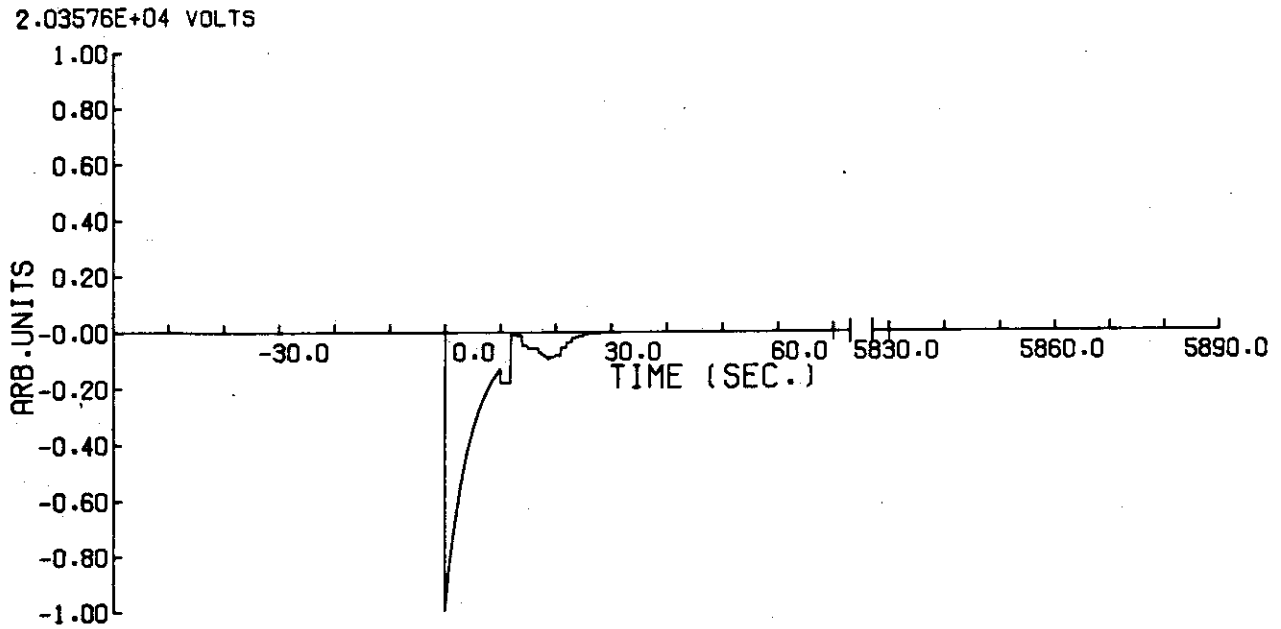
☒ 1.7 - 5

VERTICAL MAGNET COIL CURRENT



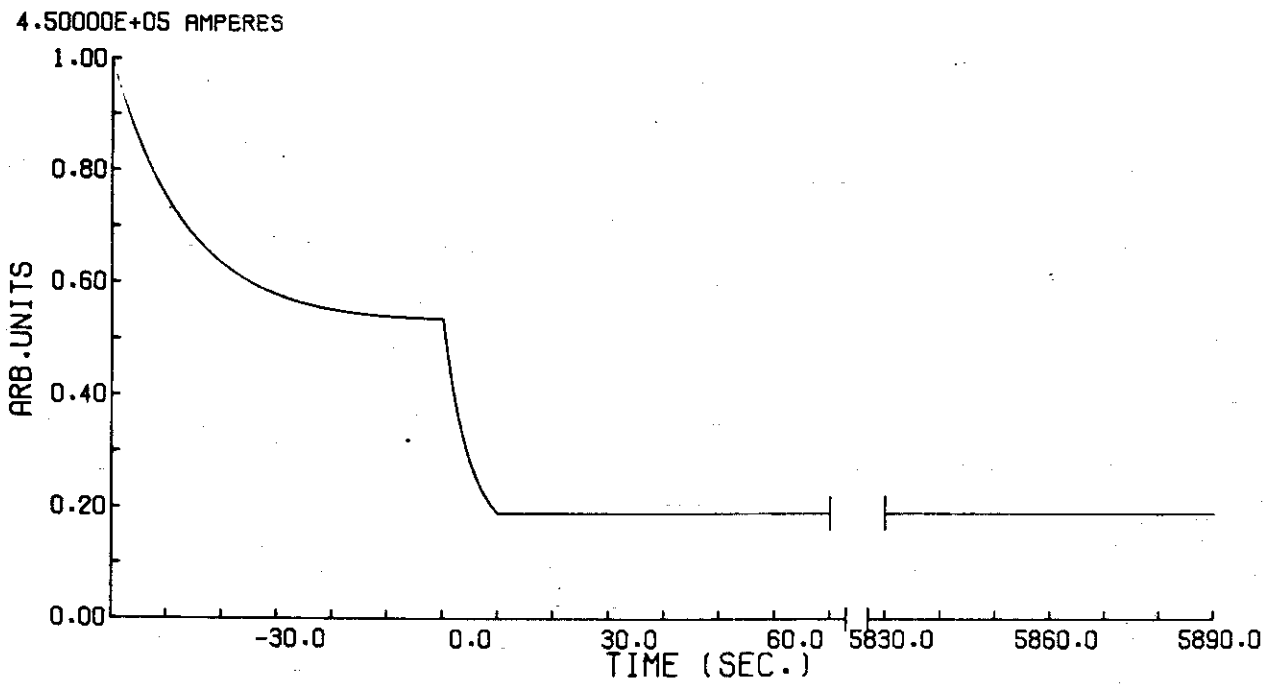
☒ 1.7 - 6

VERTICAL MAGNET COIL VOLTAGE



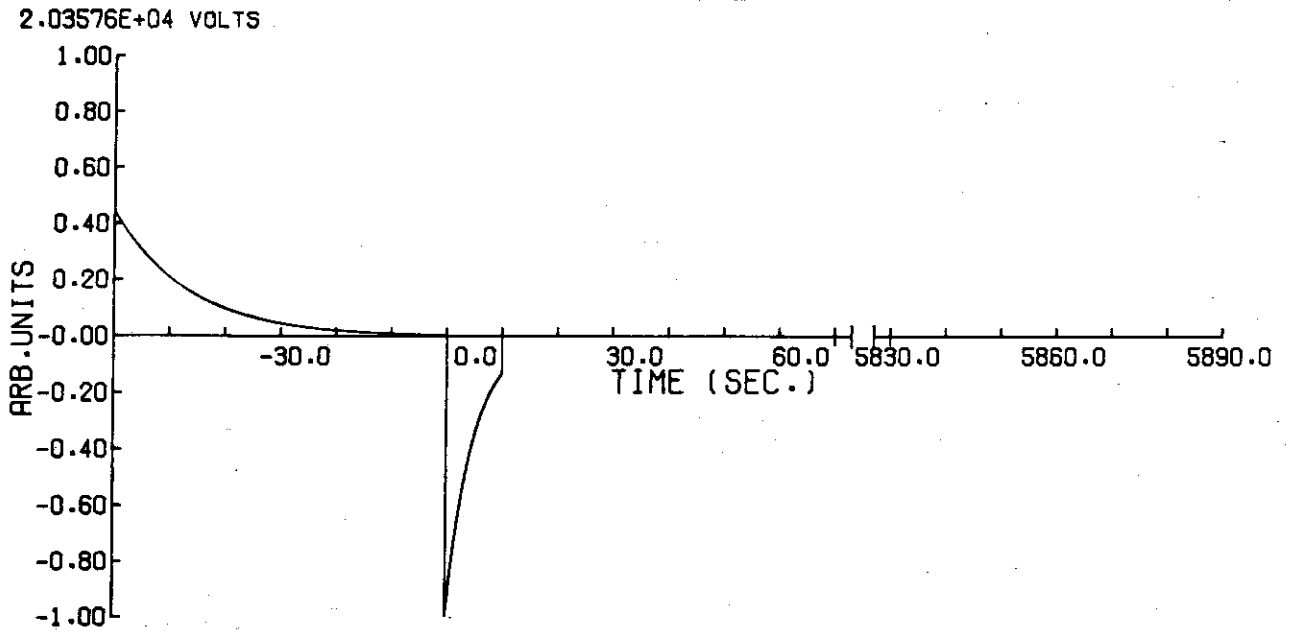
☒ 1.7 - 7

IES COIL CURRENT



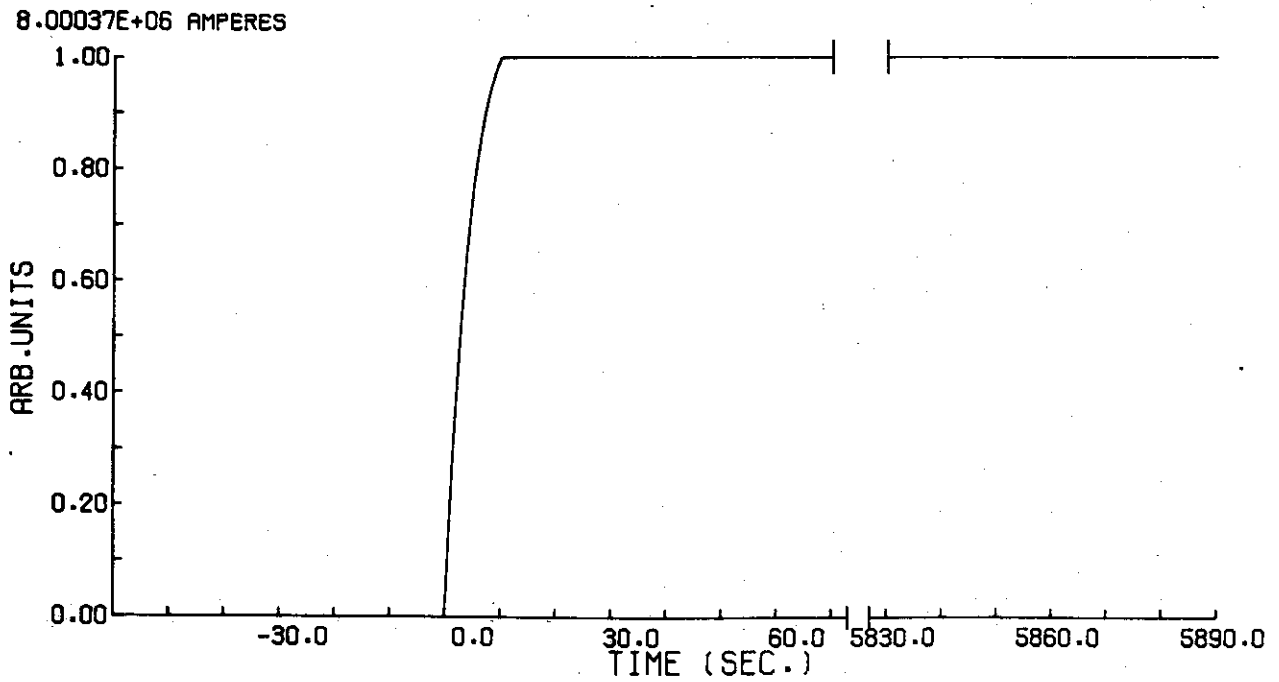
☒ 1.7 - 8

IES COIL VOLTAGE



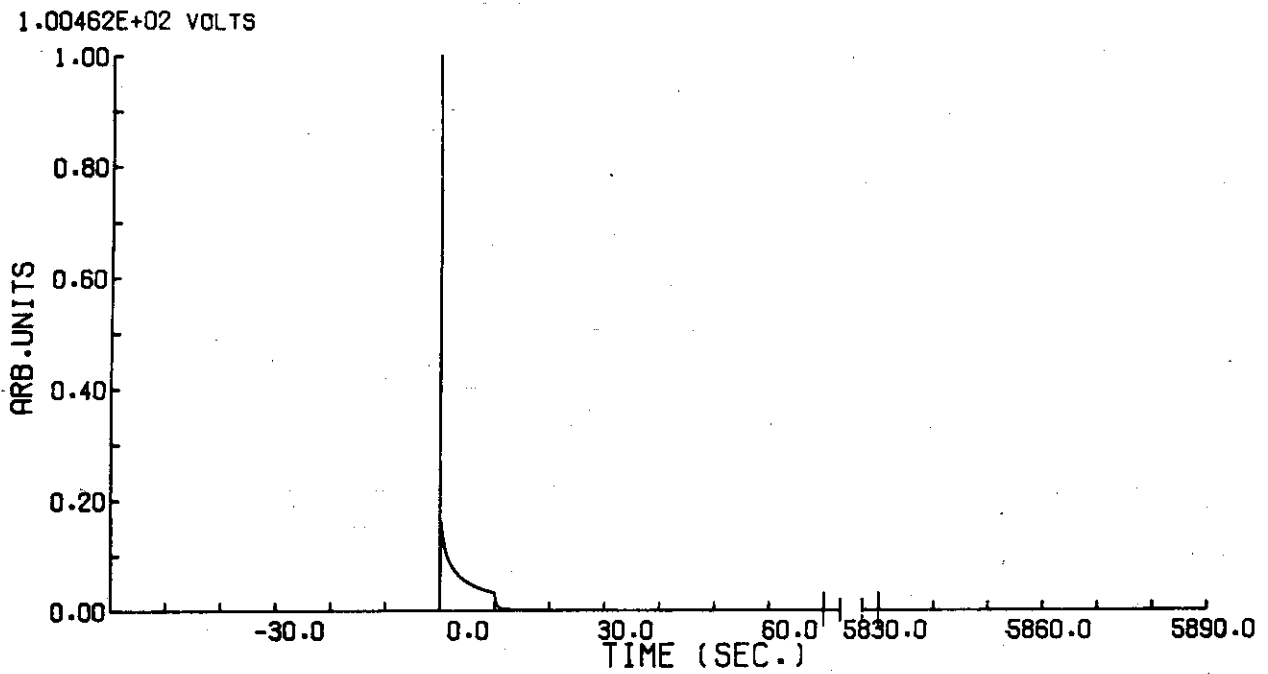
☒ 1.7 - 9

PLASMA CURRENT



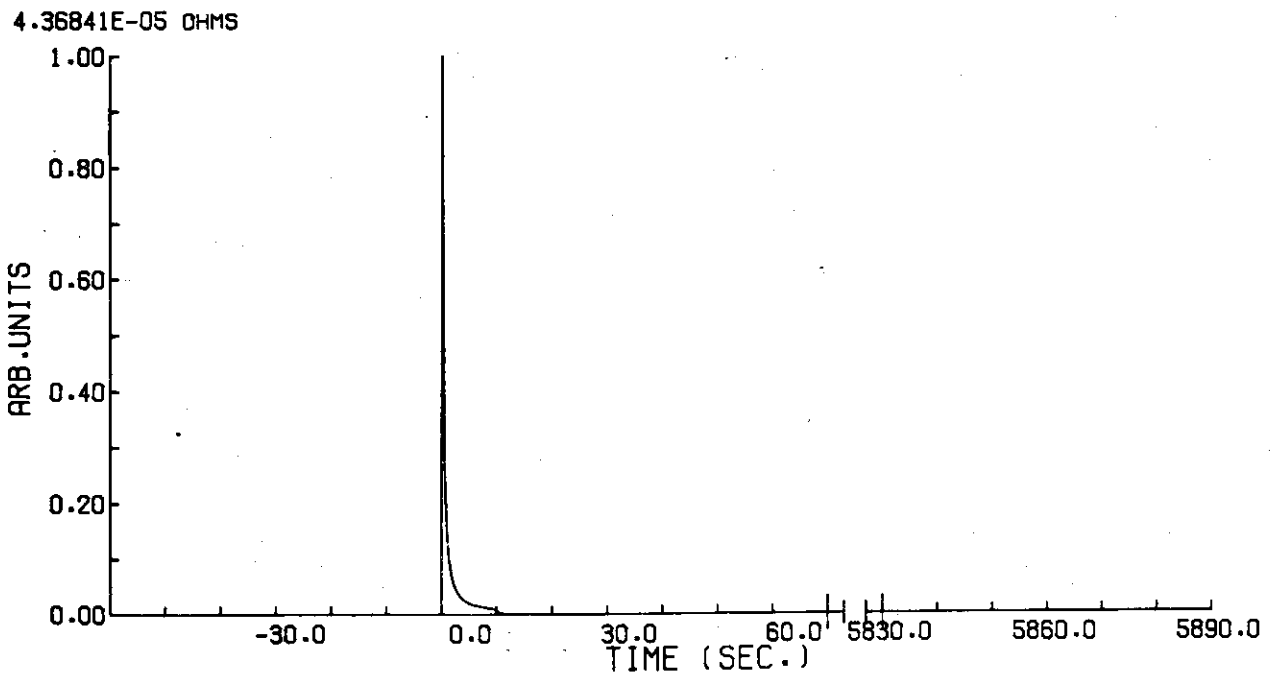
☒ 1.7 - 1 0

PLASMA ONE TURN VOLTAGE



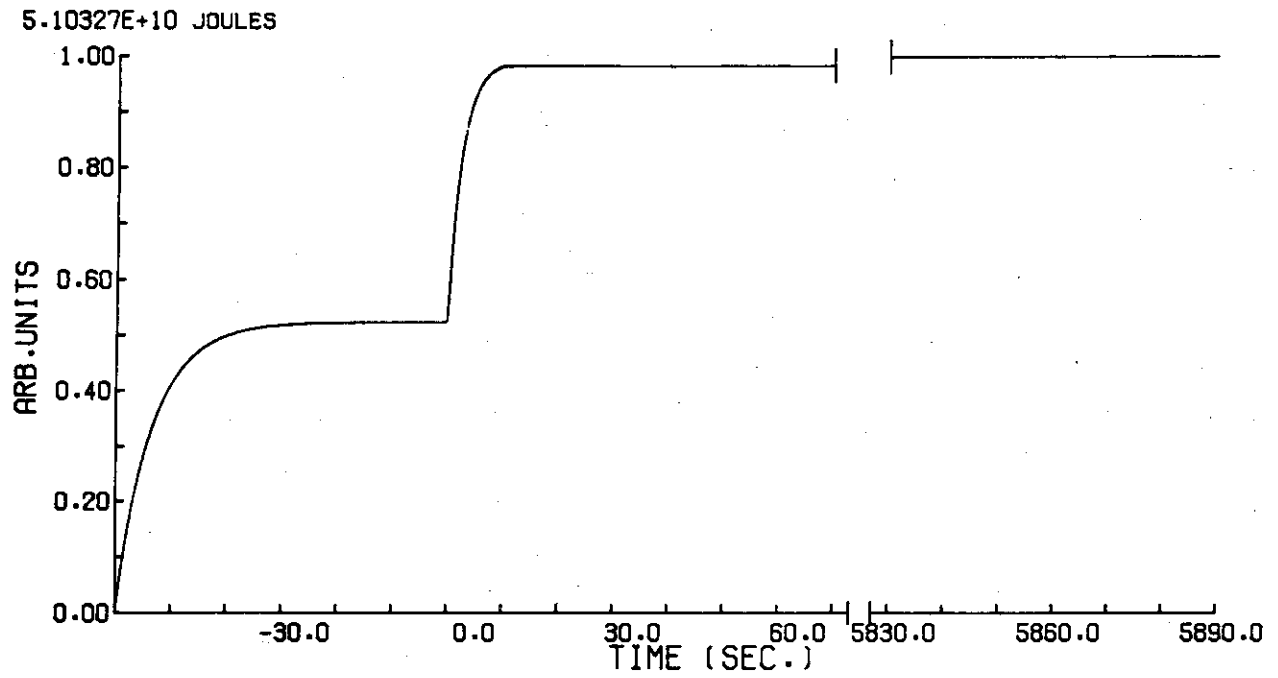
☒ 1.7 - 1 1

PLASMA RESISTANCE



☒ 1.7 - 1 2

POWER LOSS AT R2



☒ 1.7 - 1 3

ポロイダル蓄積エネルギー

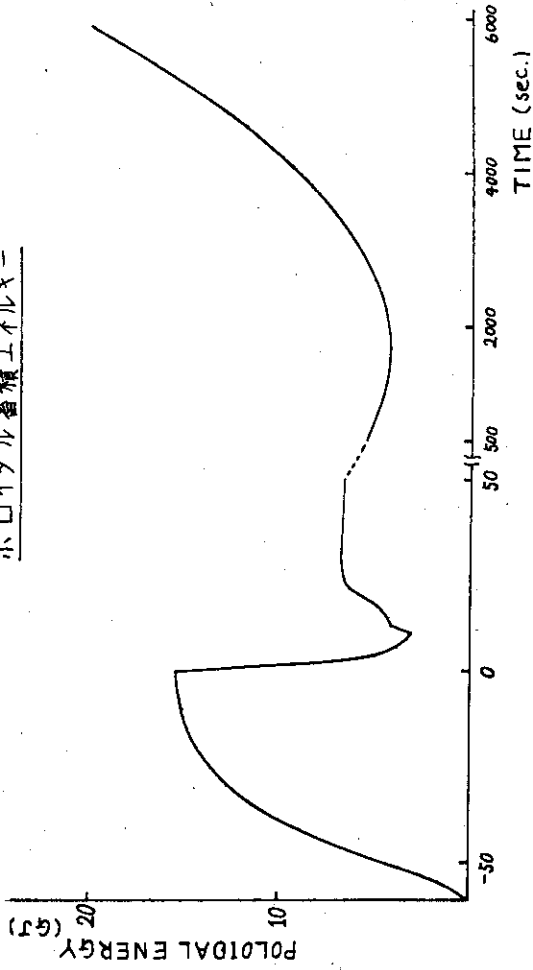


図 1.7 - 1 5

垂直磁場コイル電流の偏差

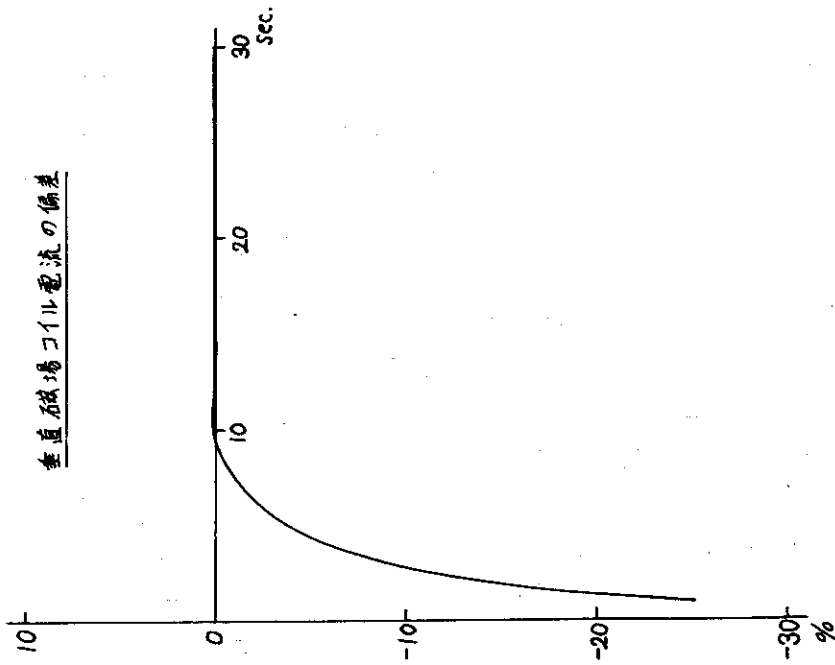


図 1.7 - 1 4

AC-DC Reversible Converter

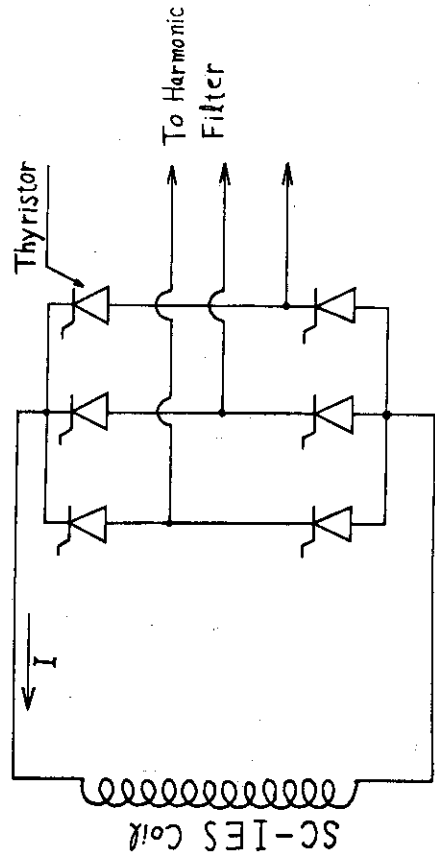


図 1.7 - 1 6

§ 1.8 参考資料

§ 1.8.1 変流器コイルの蓄積エネルギー6.4GJの計算

変流器コイルの蓄積エネルギー U_c [J] は次式で与えられる。

$$U_c = \frac{1}{2} \frac{N_c^2 \cdot \Delta\Phi_c^2}{L_c} \quad (1.8-1)$$

ここに $\begin{cases} \Delta\Phi_c \text{ [V} \cdot \text{sec]} & \text{プラズマが要求する磁束変化量} \\ L_c \text{ [H]} & \text{変流器コイルのインダクタンス} \\ N_c \text{ [turn]} & \text{変流器コイルの巻数} \end{cases}$

当時の設計上の数値として

$$\Delta\Phi_c = (420/2) = 210 \text{ [V} \cdot \text{sec]}$$

$$L_c = 1.37 \text{ [mH]}$$

$$N_c = 20 \text{ [turn]} \text{ をとれば}$$

$$U_c = \frac{1}{2} \cdot \frac{20^2 \times 210^2}{1.37 \times 10^{-3}} = 6.4 \times 10^9 = 6.4 \text{ [GJ]}$$

なお、一般に $L_c = N_c^2 \cdot f(g)$ であるから

$$U_c = \frac{1}{2} \cdot \frac{\Delta\Phi_c^2}{f(g)} \quad (1.8-2)$$

$f(g)$ は、変流器コイルの幾何学的寸法で定まる値である。

$f(g)$ が同じであれば、 U_c は、 L_c 、 N_c が変わっても同一である。

§ 1.8.2 誘導エネルギー蓄積装置とサイリスタ・スイッチの仕様の決定

変流器コイルに必要な蓄積エネルギーは、§ 1.8.1 により 6.4GJ と算定されていたが、その後の検討により、 $\Delta\Phi_c$ を、今すこし、小さくすることができるとの考えにより、5.24GJ と仮定した。また、この時点で変流器コイルの巻数を 400 ターンと定め、 $L_c = 0.55 \text{ H}$ をえた。IES の蓄積エネルギーを 21GJ とし、電流をできるだけへらすため、インダクタンスを大きめの 0.72 H に選んだ。最大電流は 240 kA となり、この直流電流をサイリスタ・スイッチが抵抗に移すことになる。(§ 1.7 変流器電源系の研究の回路図を参照。この段階で回路図は定まっていたが、計算機による計算はまだであった。)

スイッチにかかる最大電圧は、プラズマ点弧のガス・ブレイクダウン時であり、その時のプラズマの 1 ターン電圧を 100V と仮定し、

$$100 \text{ V} \times L_1 / M_{12}$$

で求められる値に、余裕をみて 50 kV とした。

以上の数値が IES およびスイッチの設計の仕様として用いられたものである。電源系の設計および IES とサイリスタ・スイッチの試設計と並行して行なわれた § 1.7 変流器電源系の研究の最終結果は、その後の検討により、上記の値と幾分違っていることをお断りしておきたい。時間的制約で、その値を試設計にフィードバックできなかったことを御了解いただきたい。

§ 1.8.3 <式 1.5 -(1)の誘導>

$$\begin{aligned}
A &= \frac{P_g - P_c}{P_g} \\
&= 1 - \frac{P_c}{P_g} \\
&= 1 - \frac{\frac{P_p}{\varepsilon}}{\eta_c P_o} \\
&= 1 - \frac{1}{\varepsilon \cdot \eta_c \cdot \eta_i} \cdot \frac{P_i}{P_o} \\
&= 1 - \frac{1}{\varepsilon \cdot \eta_c \cdot \eta_i} \cdot \frac{1}{\frac{P_i + P_f + P_c - P_p}{P_i}} \\
&= 1 - \frac{1}{\varepsilon \cdot \eta_c \cdot \eta_i} \cdot \frac{1}{1 + q_f + \frac{1}{\eta_i \varepsilon} - \frac{1}{\eta_i}} \\
&= 1 - \frac{1}{\varepsilon \eta_c \eta_i (1 + q_f) + \eta_c - \eta_c \varepsilon} \\
&= 1 - \frac{1}{\eta_c \{ \varepsilon \{ \eta_i (1 + q_f) - 1 \} + 1 \}}
\end{aligned}$$

<式 1.5 -(6)の誘導>

$$\begin{aligned}
Z &= \frac{F}{A \cdot P_g} \\
&= \frac{F}{A \cdot \eta_c P_o} \\
&= \frac{F}{A} \cdot \frac{1}{\eta_c (P_i + P_f + P_c - P_p)}
\end{aligned}$$

$$Z = \frac{F}{A} \cdot \frac{1}{\eta_c P_f \left\{ \frac{1}{q_f} + 1 + \frac{1}{q_f \eta_i} \left(\frac{1}{\varepsilon} - 1 \right) \right\}}$$

$$= \frac{F}{A \cdot P_f} \cdot \frac{1}{\eta_c \left[1 + \frac{1}{q_f} \left\{ 1 + \frac{1}{\eta_i} \left(\frac{1}{\varepsilon} - 1 \right) \right\} \right]}$$

<式 1.5-(8)の誘導>

$$Z = \frac{F}{P_g - P_c}$$

$$= \frac{F}{\eta_c P_o - \frac{P_p}{\varepsilon}}$$

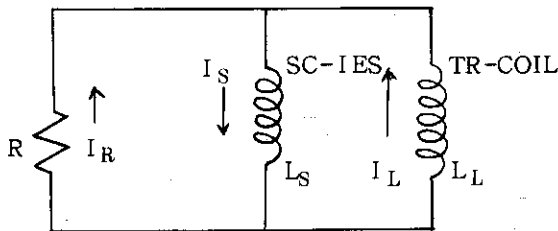
$$= \frac{F}{\eta_c (P_i + P_f + P_c - P_p) - \frac{P_p}{\varepsilon}}$$

$$= \frac{F}{P_f} \cdot \frac{1}{\eta_c \left(\frac{1}{q_f} + 1 + \frac{1}{q_f \eta_i \varepsilon} - \frac{1}{q_f \eta_i} \right) - \frac{1}{\varepsilon q_f \eta_i}}$$

$$= \frac{F}{P_f} \cdot \frac{1}{\eta_c \left[1 + \frac{1}{q_f} \left\{ 1 + \frac{1}{\eta_i} \left(\frac{1}{\varepsilon} - 1 \right) \right\} \right] - \frac{1}{q_f \varepsilon \eta_i}}$$

§ 1.8.4 基本回路のエネルギー転送期間におけるエネルギー転送特性の数値解析

基本回路のエネルギー転送期間における回路方程式は次の通りである。



$$\begin{cases} I_S = I_R + I_L & (1.8-3) \\ R I_R + L_S \frac{dI_S}{dt} = 0 & (1.8-4) \\ L_S \frac{dI_S}{dt} + L_L \frac{dI_L}{dt} = 0 & (1.8-5) \end{cases}$$

(1.8-5) 式を t で積分すると

$$L_S I_S + L_L I_L = C$$

上式に初期条件 ($t=0$ のとき $I_S = I_{SO}$, $I_L = 0$) を代入すると

$$C = I_{SO} L_S$$

$$\therefore L_S I_S + L_L I_L = I_{SO} L_S \quad (1.8-6)$$

また, (1.8-3) 式より

$$I_L = I_S - I_R \quad (1.8-7)$$

これを (1.8-6) 式に代入すると

$$L_S I_S + L_L (I_S - I_R) = I_{SO} L_S$$

$$\therefore I_R = \frac{L_S + L_L}{L_L} I_S - \frac{L_S}{L_L} I_{SO} \quad (1.8-8)$$

(1.8-4) 式に (1.8-8) 式を代入すると

$$\frac{dI_S}{dt} + \frac{R(L_S + L_L)}{L_S L_L} I_S - \frac{R}{L_L} I_{SO} = 0 \quad (1.8-9)$$

$$\therefore I_S = I_{SO} \left(\frac{L_L}{L_S + L_L} e^{-\alpha t} + \frac{L_S}{L_S + L_L} \right) \quad (1.8-10)$$

ここで
$$\alpha = \frac{(L_S + L_L) R}{L_S \cdot L_L} \quad (1.8-11)$$

(1.8-8) 式に (1.8-10) 式を代入すると

$$I_R = I_{SO} e^{-\alpha t} \quad (1.8-12)$$

(1.8-7) 式に (1.8-10) 式および (1.8-12) 式を代入すると

$$I_L = \frac{L_S}{L_S + L_L} I_{SO} (1 - e^{-\alpha t}) \quad (1.8-13)$$

$$P_S = \frac{1}{2} L_S I_S^2$$

$$= \frac{1}{2} L_S I_{SO}^2 \left(\frac{L_L}{L_S + L_L} e^{-\alpha t} + \frac{L_S}{L_S + L_L} \right)^2 \quad (1.8-14)$$

$$P_L = \frac{1}{2} L_L I_L^2$$

$$P_L = \frac{1}{2} L_L \left(\frac{L_S}{L_S + L_L} \right)^2 I_{SO}^2 (1 - e^{-\alpha t})^2 \quad (1.8 - 15)$$

$$\eta = \frac{P_L}{\frac{1}{2} L_S I_{SO}^2} = \frac{L_S \cdot L_L}{(L_S + L_L)^2} (1 - e^{-\alpha t})^2 \quad (1.8 - 16)$$

$$\begin{aligned} \varrho &= \frac{\frac{1}{2} L_S I_{SO}^2 - (P_L + P_S)}{\frac{1}{2} L_S I_{SO}^2} \\ &= \frac{L_L}{L_S + L_L} (1 - e^{-2\alpha t}) \end{aligned} \quad (1.8 - 17)$$

(1.8 - 16) 式より η が最大となるのは $L_S = L_L$ のときであり、その時の η は 0.25 である。
またこの時の ϱ の値は (1.8 - 17) 式より 0.5 となる。

第2章 誘導エネルギー蓄積装置の試設計

2.1 概要設計

2.1.1 ポロイダルコイル用電源としてのSC-IES

すでに、1.1.1で述べたように、ポロイダル用電源はその動作時間が炉運転時間の1/100であり、短時間に大きい電力を出力することになる。従って、電力系統からの受電設備および電源設備は大容量のものを必要とする。さらに、ポロイダルコイル作動時の電力消費に起因する、電力系統の安定度に及ぼす悪影響も許容限度を越える。従って、電力系統から長時間にわたってエネルギーを採って蓄えておき、必要な時に、短時間に、必要な出力で、負荷に供給することが必要になる。このようなエネルギー蓄積装置としては、いろいろな方法が考えられ、また現に実用されている。

一般のエネルギー蓄積装置としては、鉛蓄電池が非常用電源、各種移動機器に広く使われており、もっと大規模なものは揚水発電所である。また、ミリ秒オーダーの短時間放出用にはコンデンサーバンクが使われる。そして、これより長いパルスの放出時間の領域にフライホイールが一部で使われている。これらのうち、ポロイダルコイル用の電源系に使用できる可能性を持っているのは、発電電動機付きフライホイール、超電導インダクタであろう。

これらの性能、コストの比較は2.5.2で行なうが、その基礎データを得るために、本節以下、SC-IESの試設計を行なう。超電導エネルギー蓄積装置の研究は、これまで試設計および小規模の実験が行われてきた。それらのおもなものは、例えば、フラッシュライトあるいはレーザー用パルス電源、揚水発電と競合する電力系統のピーク電力供給用、核融合関係ではテータピンチ用パルス電源などである。トカマク型核融合炉のポロイダルコイル系の電源としての具体的な設計が最近 Wisconsin大学で行われた*。

さて、SC-IESの設計にあたり、第1章の解析により、基本仕様が次のように与えられた：最大エネルギー 21GJ、電流値 240kA、最大端子電圧 50kV、放電時間 60s、動作周期 6000s、これらの仕様を満たすSC-IESの試設計にあたり、まず、形状、寸法、線材、コストなどの関係の概略を求め、最適な形状、線材の選択を行ない(2.1)、次に、選択した形状について詳しい磁界分布の解析、線材設計などを行ない(2.2)、これらに基づきコイル構造、クライオスタット構造の設計を行ない(2.3)、次に、本SC-IES冷却系、排気系等補機系の概要を設計する(2.4)。これらに基づき、SC-IESのコストの概算と、他のエネルギー蓄積装置との比較を行ない(2.5)、最後に、本試設計結果のまとめと今後の技術開発課題および結論を述べる(2.6)。

2.1.2 形状と線材の選択

エネルギー蓄積用の超電導磁石では、他の超電導磁石の場合のように、磁場の強さや均一性が初めに決められるということはない。従って、形状と線材の選択には大巾な自由度がある。その反面、非常に広範な候補の中から最適なものを選ぶことになり、逆に選択は難しいということにもなる。

* J. W. Lue, H. A. Peterson and R. W. Boom (U. Wisconsin)

6th Symp on Eugnrg. Problems of Fusion Research
San Diego, Calif., Nov '75

"Superconductive Energy Storage for Tokamak Fusion Reactors"

形状としては、単純なソレノイドからこれにシールドを付けた2重ソレノイド、トーラス、球（および2重球殻）、鞍型などが考えられる（図2.1-1）。これらのうち、トーラスは原理的には外部磁界のない形状であり、他の形状では、シールドコイルを設ける必要がある。鞍型は、形状がやや複雑であり、本試設計の対象のような数10m級の大型のものでは、巻線方法や電磁力支持構造などが複雑になり、製作が困難と予想される。球形については、その材料コストや寸法は、2重ソレノイドと大差がないと予想でき、かつ、ソレノイドより製作は困難と考えられる。以上の理由により、以下においては、トーラスおよび2重ソレノイドについて、詳しく検討する。

超電導線材は、現在、NbTi 素線を銅マトリックス中に埋め込んだものが、一般に使われており、特に、高磁界用には、Nb₃Sn のテープまたは多芯線が使われている。超電導線材を設計する一般的手順から言うと、まず、最大電流と最大磁界の値が与えられており、これらと冷却の条件、場合により、磁界変化速度などの条件を考慮して、適当な寸法、安定化材の量などを決めるわけであるが、コイルの形状、および、形状因子を大巾に変えて、最適形状の選択を行なおうとする段階では、最大磁界は変動因子なので、大型超電導磁石で、妥当と考えられる。磁界とコイル電流密度の関係を各線材について求め、この線材特性を入れて、各形状につき、超電導材料の量、従って、コストなどを計算して、最適形状を求め、その後、線材設計を詳細化する、という手順で行うことになる。本節の概要設計では、線材として、NbTi/Cu 複合線と、Nb₃Sn/Cu 複合線を想定した。線材設計は、2.2.1 で詳しく述べるが、最小伝播電流による安定化の考え方によって求めた電流密度 J と最大磁界 B_m との関係は

$$J = -C_1' B_m + C_2' \quad (2.1-1)$$

となり、定数 C_1' 、 C_2' として、NbTi の場合次の値を得る。

$$C_1' = 0.21 \times 10^7 \text{ [A/m}^2\text{/T]}$$

$$C_2' = 0.71 \times 10^8 \text{ [A/m}^2\text{]}$$

ここで冷媒空間として導体と同程度以上の体積を仮定している。従って、 $\lambda \leq 0.5$ で適用できる。また、この値は素線が NbTi の場合である。しかし、本試設計のような大電流用導体の場合には、この特性は、安定化材料（ここでは Al）の物性値と、冷却のための幾可学的因子によって、ほとんど決ってしまい、素線が NbTi であるか Nb₃Sn であるかによる差異は、非常に少なくなる。従って、本節の概要設計では、線材特性として、NbTi、Nb₃Sn とも、式 2.1-1 を用いる。同じ線材特性を用いても、最大磁界がいくらになるかということと、線材価格が、高磁界側で Nb₃Sn の方が NbTi より安くなることを考慮することによって、線材の選択を行える（具体的には次頁以下を参照）。

次頁以下に、トーラスと2重ソレノイドについて行なったパラメータスタディの方法と結果を示す。本節（2.1）で、計算式その他は、原則として、SI 単位系を用いる。

2.1.3 トーラスの概要設計

(1) 計算方法

本節でトーラスの形状は理想的なものとする。すなわち図2.1-2に示すように、小半径 r_1 、 r_2 の同心円内に囲まれる部分を大半径 a で Z 軸のまわりに回転してできるものを考える。実際にはソレノイドまたはその変形（例えば“D型”コイル）を並べて作るのであるが、本節の概要設計では隙間のない理想的トーラスとする。理想的トーラスの場合、磁界はコイル中およびその内部に限られ、エネ

ルギーはその磁界を積分すれば比較的簡単に求められる。磁界は θ 方向を向いていて、大きさは

$$B(r, \varphi) = \mu_0 a \cdot \lambda J \cdot B^*(r^*, \varphi)$$

$$B^*(r^*, \varphi) = \frac{1}{1+r^* \cos \varphi} \times \begin{cases} \beta - \alpha \\ (0 < r^* < \alpha) \\ \beta - r^* \\ (\alpha < r^* < \beta) \end{cases} \quad (2.1-2)$$

ここで、 $\alpha = r_1/a$ 、 $\beta = r_2/a$ 、 λJ はコイル電流密度である。また * は無次元化したものをあらわす。寸法は a で規格化、磁界は $\mu_0 a \lambda J$ で規格化してある。最大磁界は $r^* = \alpha$ 、 $Z=0$ の点で発生しその値は

$$\begin{aligned} B_m &= \mu_0 a \lambda J B_m^* \\ B_m^* &= (\beta - \alpha) / (1 - \alpha) \end{aligned} \quad (2.1-3)$$

である。エネルギーは磁場 (2.1-2) を磁場のある空間で積分して得られる。

$$\begin{aligned} E_t &= \frac{1}{2\mu_0} \int B^2 d_v \\ E_t &= \mu_0 a^5 (\lambda J)^2 A^* \end{aligned} \quad (2.1-4)$$

ここで無次元化したエネルギー A^* は

$$A^* = 2\pi^2 f(\alpha, \beta) \quad (2.1-5)$$

$$\begin{aligned} f(\alpha, \beta) &= (\beta - \alpha)^2 - \beta [\sqrt{1 - \beta^2} - \alpha \sqrt{1 - \alpha^2} + \sin^{-1} \beta - \sin^{-1} \alpha] \\ &\quad - (2/3) \times [(1 - \beta^2)^{3/2} - (1 - \alpha^2)^{3/2}] \end{aligned} \quad (2.1-6)$$

コイル電流密度 λJ と最大磁場 B_m は線材特性の式 (2.1-1) で結ばれる。

$$J = -C'_1 B_m + C'_2 \quad (2.1-1)$$

形状因子 α 、 β を与えれば、決められたエネルギー E_t に対して、基本寸法 a (大半径) が決まる。最大磁場の式 (2.1-3)、線材特性の式 (2.1-1)、エネルギーの式 (2.1-4) から B_m と λJ を消去すれば E_t から a を決める式として

$$f(a) = a^5 - A'(a+B)^2 = 0 \quad (2.1-7)$$

を得る。ここで

$$A' = \frac{E_t \mu_0}{A^*} \cdot \left(\frac{C'_1 B_m^*}{C'_2} \right)^2 \quad (2.1-8)$$

$$B = \frac{1}{\mu_0 \lambda C'_1 B_m^*} \quad (2.1-9)$$

(2.1-7) を数値的に解き、 a を求めた。 a が決まればコイル寸法はすべて決まり、また式 (2.1-1) (2.1-3) から最大磁界 B_m とコイル電流密度 λJ も求まる。以上により、コイルの形状因子 α (小半径 (内半径) / 大半径)、 β (小半径 (外半径) / 大半径) および線材特性定数 C'_1 、 C'_2 が与えられ、エネルギーの値を入れれば、コイルの各寸法、最大磁界、コイル電流密度が求まる。コイル寸法から直ちに超電導線材の量 (体積) は求まるが、超電導線材コストは体積の他に電流量、最大磁界

にもよるので、次にこれらを考慮した綿材コストの計算法を述べる。

超電導線材の単価は、しばしば磁場が5[T]におけるアンペア・メートル当りの価格で表わされる。このアンペア・メートル当り単価は、磁界が高くなると当然上昇する。

$$C_{sc} = a_{sc}(5) \cdot I \cdot \ell \cdot \frac{a_{sc}(B_m)}{a_{sc}(5)} \quad (2.1-10)$$

磁界が高くなると、同じ電流容量の線材単位長を作るのに要する材料費（特にNbなどの芯線の材料費）が増加する。この増加の割合は超電導芯線の電流密度容量の減少に比例し、後者は磁界に対して、ある程度の範囲内では、直線的に変化すると考えてよいから、

$$\frac{a_{sc}(B_m)}{a_{sc}(5)} = \frac{i_{core}(5)}{i_{core}(B_m)} = \frac{-C_1 \cdot 5 + C_2}{-C_1 B_m + C_2} = \frac{B_c - 5}{B_c - B_m} \quad (2.1-11)$$

ここで B_c は電流密度容量 $i_{core}(B_m)$ を5T附近で直線近似した時に、その延長線が磁界 B_m の軸を切る点であって、臨界磁界ではない。 B_c として、ここではNbTiに対し12T、Nb₃Snに対し20Tとした。式(2.1-10)と(2.1-11)とから、超電導線コストは

$$C_{sc} = a_{sc}(5) \cdot \frac{B_c - 5}{B_c - B_m} \cdot V_c \cdot \lambda J \quad (2.1-12)$$

ここで V_c はコイル体積である。

次に、本試設計の対象のような大型コイルになると電磁力が大きくなり、その支持方法が問題となるとともに、支持材料コストが全コストの中で占める割合は、かなり大きくなる。従って、最適形状を見い出そうとする際にも、超電導材料のコストと同時に支持材コストも考慮に入れなければならない。ここでは以下のように電磁力を概算して、支持材コストを求めた。

コイルに働く電磁力はr方向（小半径方向）の F_r と、R方向（大半径方向）の F_R がある。（図2.1-2参照） F_r は小円周に沿うタガで支持し、 F_R は大円周に沿うコイル付近においた圧縮力支持材料で支持するものとし、これら2つの支持部材は互いに独立に働き、一方の部材が他方の力の支持にはなんら寄与しないものとして、材料の量を求める。 F_r 、 F_R の大きさはインダクタンスから計算できる。インダクタンスは近似的に

$$L = \mu_0 N^2 (a - \sqrt{a^2 - r^2}) \quad (2.1-13)$$

あとで示すように、妥当な B_m を与えるようなコイルは、その厚みが非常に薄いので、これは良い近似である。上式のrとして次のものをとる。

$$(r_1 + r_2) / 2 = a(\alpha + \beta) / 2 \equiv k a$$

電磁力はトーラス全体で

$$F_R = \frac{1}{2} I^2 \left(\frac{\partial L}{\partial a} \right)_r, \quad F_r = \frac{1}{2} I^2 \left(\frac{\partial L}{\partial a} \right)_a$$

これから

$$F_R = \frac{2\pi^2}{\mu_0} (1-\alpha)^2 B_m^2 a^2 \left(1 - \frac{1}{\sqrt{1-k^2}} \right) \quad (2.1-14)$$

$$F_r = \frac{2\pi^2}{\mu_0} (1-\alpha)^2 B_m^2 a^2 \frac{k}{\sqrt{1-k^2}} \quad (2.1-15)$$

F_r はドーナツ型円筒にかかる内圧と考える。その内圧 P_r は

$$P_r = \frac{F_r}{2\pi a \cdot 2\pi ka}$$

この P_r によるタガ張り応力の支持部材の厚さ t は、

$$t_r = \frac{P_r \cdot ka}{\sigma} = \frac{F_r}{4\pi^2 a \sigma} \quad (2.1-16)$$

ここで σ はこの支持部材の設計応力である。これをコイルと同様なトラスで支持する。 F_R は大円周方向の圧縮力となるが、この支持部材の厚さの計算は簡単なため、一様な外力を受ける部材で、へこみを生じないとして、行なう。(実際、もしこの部材を一体のもので作れば、我々の検討範囲の形状では、その外圧は座屈限界圧力より小さく、座屈は起らないと考えられる。) そうすると F_R の支持部材の厚さ t は

$$t_R = \frac{|F_R|}{4\pi^2 ka \sigma} \quad (2.1-17)$$

こうして電磁力支持材料の量が求まり、コストも求まる。本節の計算では、支持材料はすべてオーステナイト系ステンレス鋼を想定して、支持材寸法、重量、コストを計算した。

以上の計算の流れをまとめると、図 2.1-3 のようになる。

(2) 計算結果

ここでは、(1)で述べた方法により、形状因子 α 、 β をいろいろ変えて、寸法、重量、材料コストなどを算出した。計算に使用したおもな入力定数の値を次に示す。

線材特性定数 (式 2.1-1)

$$C_1' \quad 0.21 \times 10^7 \text{ [A/m}^2\text{/T]}$$

$$C_2' \quad 0.71 \times 10^8 \text{ [A/m}^2\text{]}$$

線材コスト算出の定数 (式 2.1-12)

$$B_c \quad 12 \text{ [T] (NbTi), } 20 \text{ [T] (Nb}_3\text{Sn)}$$

$$a_{sc} \quad 0.2 \text{ [¥/A}\cdot\text{m]} \text{ at } 5 \text{ [T]}$$

支持材料の設計応力

$$\sigma \quad 3.0 \times 10^8 \text{ [N/m}^2\text{]} \quad (\approx 30 \text{ [kg f/mm}^2\text{)})$$

支持材料単価

$$a_{sus} \quad 500 \text{ [¥/kg]}$$

超電導材料単価については、現状では $1 \sim 2 \text{ [¥/A}\cdot\text{m]} \text{ at } 5 \text{ [T]}$ であるが、将来需要が増加し、Nb などの原材料費に支配される程度になると、 $1/10$ 程度にまで下る見通しがあり [2.1-2]、 $0.2 \text{ [¥/A}\cdot\text{m]}$ とした。またそうなれば、NbTi も Nb₃Sn もあまり異なるとは考えられないので、ここでは同じ単価で計算した。支持材料は現在、極低温用に一般に使用されているオーステナイト系ステンレス鋼を、すべての支持部材に使用することとし、その設計応力は $30 \text{ [kg f/mm}^2\text{]}$ とした。なお、2.3 節の構造設計では、支持材料の選択、設計応力の値につき、詳しく検討し、本節とは異なる選択を行なっている。

形状パラメータを変えた時の寸法、重量、材料コストなどの計算結果を図 2.1-4 ~ 図 2.1-11 に示

す。

理想的トーラスの場合、形状は β （小半径（外径）/大半径）と α （小半径（内径）/大半径）が決れば、決ってしまうが、他に、占積率 λ も変えてみた。そして、材料コスト（超電導導体コストと支持材料コストの和）を最小にするという意味での最適化を行なった。SC-IESのコストとしては、材料費としても、他にクライオスタットがあり、加工費、用地の費用、冷却系、真空排気系の費用などがある。それらを含めたトータルコストについての最適化を行なうのが本当であるが、それらは設計の詳細と関係するものであり、ここでは、コイル主材料である超電導導体コストと支持材料コストの和についてのみ、最適化を行なった。

まず、 λ をいろいろ変えて、各 λ について最適な β 、 $\delta (= \beta - \alpha)$ を求め、その β 、 δ における材料費、外径（支持材料厚さを含む）、最大磁場を λ に対してプロットすると、図2.1-4、図2.1-5のようになる。図2.1-4は、 B_c （臨界による超電導導体単価の上昇に関する定数、式〔2.1-12〕） $= 12$ [T]の場合、図2.1-5は、 $B_c = 20$ [T]の場合である。 $B_c = 12$ [T]はNbTiを、 $B_c = 20$ [T]は Nb_3Sn を想定したものである。図に示すように、材料コストなど、たて軸の量は λ にはほとんど依存しない。（ β 、 δ は各 λ に対する最適値を選んである。）従って、 λ については選択は自由である。そこで、本節で線材特性を求めるときに仮定した、 $\lambda = 0.5$ の値をとることにする。

$\lambda = 0.5$ のときに、 β 、 δ を変えて最適形状を捜すと、 $B_c = 12$ [T]に対し、 $\beta = 0.44$ 、 $\delta = 0.0024$ 、 $B_c = 20$ [T]に対し、 $\beta = 0.46$ 、 $\delta = 0.0058$ を得る。

この値の付近で、小半径 β を変えたときのコスト、寸法などの変化を、図2.1-6、（ $B_c = 12$ [T]）と図2.1-7、（ $B_c = 20$ [T]）に示す。これらの図からわかるように、材料コストは、 $\beta = 0.44$ （ $\beta = 0.46$ for $B_c = 20$ [T]）で最小になり、超電導導体のみでは、 $\beta = 0.55$ 付近で最小になる。支持材料コストは β が小さい方が小さい。最大磁場は2.5~4 [T]（ $B_c = 20$ [T]に対しては、4.5~7 [T]）程度である。コイル外径は、 $\beta = 0.6$ 付近で最小となる。なお、これらの図は、 δ を固定して β を変えたものであり、各 β に対して、 δ についての最適値をとったわけではないが、実際、その最適 δ をとっても、これらの図での値（ $\delta = 0.0024$ for $B_c = 12$ [T]、 $\delta = 0.0058$ for $B_c = 20$ [T]）からほとんどずれない。材料コスト最小の位置 β は入力定数が変れば移動し得る。例えば、超電導導体単価を高く見積れば、 β の最適値は大きくなり、支持材料単価を高く見積るか、設計応力を低く見積れば、 β の最適値は小さい方へずれる。

コイル厚さ δ を変えたのが、図2.1-8（ $B_c = 12$ [T]）、図2.1-9（ $B_c = 20$ [T]）で、最適値付近の拡大図が、図2.1-10（ $B_c = 12$ [T]）、図2.1-11（ $B_c = 20$ [T]）である。 δ の最適値は、 $B_c = 12$ [T]（NbTi 想定）で0.0024、 $B_c = 20$ [T]（ Nb_3Sn 想定）で、0.0058である。超電導導体コストだけとっても、最小になる δ は同じである。厚さ δ を変えても（大径は変るが）、必要な支持材料の量が変わらないからである。 δ の最適値が、 $B_c = 12$ [T]（NbTi）と $B_c = 20$ [T]で異なるのは、 δ を増したとき最大磁界が増えるが、そのときの超電導導体の電流容量の減少、従って、導体コストの増加が $B_c = 12$ [T]（NbTi）の方がずっと早く、最適厚さは薄い方、すなわち、磁界の低い方になっている。最大磁界はコイルが厚くなる程高くなるが、NbTi、 Nb_3Sn の実用上の限界に達するのは、 $\delta \approx 0.02$ (for $B_c = 12$ [T])、 $\delta \approx 0.06$ (for $B_c = 20$ [T])である。コイル外径は厚さが増すと減少する。図から、厚さがずっと大きいところでは、外径は比較的ゆるやかに減

少する。なお、これらの図も、小半径 β を固定して厚 δ を変えたものであり、各 δ に対して、 β についての最適値をとっているわけではなく、実際にその最適 β をとってみると、 β の値自身は 0.44 (for $B_c = 12$ [T]), 0.46 (for $B_c = 20$ [T]) から、かなりずれる。しかし、その最適 β をとって、コスト、寸法などを計算すると、固定した β の値、0.44, 0.46 での値とほとんど変わらない。 $\delta = 0.02$ (図 2.1-8 ×印), $\delta = 0.065$ (図 2.1-9 ×印) の例を参照。クライオスタット、補機系、用地などを含めた真の意味での最適な δ の値について正確なことは言えないが、 δ の増加による寸法低減効果が次第に少くなること、超電導導体コストの急な上昇、最大磁界の限界に近づくことなどから、ここで言うコイル材料費のみで考えた最適値よりは厚くなるが、かなり薄いもの (例えば、 $\delta = 0.02$ 以下 (NbTi), $\delta = 0.06$ 以下 (Nb₃Sn)) になると思われる。

以上のように、形状パラメータ β , $\delta (= \beta - \alpha)$ を変えて、コイル材料コスト最小の意味での最適形状を求めた。この形状におけるコイル請元を、表 2.1-1 に示す。おもな数字をいくつか拾ってみれば、コイル外径 50m (35m for $B_c = 20$ [T]), 重量 2700 トン、コイル材料費 20 億円など、設計 1 と設計 2 を比較すると、コイル材料コスト、重量はあまり変わらず、寸法は設計 2 (Nb₃Sn) の方が小さくなっており、その他のコストを考えると、設計 2 の方が良いと思われる。設計 2 で最大磁場 4.9 [T] であり、特に、Nb₃Sn を使う必要はない。設計 1 と設計 2 とのちがいは最適形状における最大磁界の値で、設計 1 では最大磁界が 3 T になっており、最大磁界 5 T の設計 2 より導体単価が安くなるかわりに寸法が大きくなっている。全コストを考えた場合、最適点は先に述べたように、コイルがより厚く、最大磁場はもっと高くなる。その場合に、NbTi で良いかどうかは、全コストの詳細の他 NbTi と Nb₃Sn の材料単価 (¥/A·m) の磁界依存性にかかってきて、微妙であって、より詳細な検討が必要である。

2.1.4 2重ソレノイドの概要設計

(1) 計算方法

まず単純ソレノイドの場合を考えれば、与えられた蓄積エネルギーに対して最小の線材量 (アンペア・メートル) を与えるのは、Brooks コイルと呼ばれるもので、この形状は、内半径を a とすれば外半径 $2a$ 、高さ a のものである。(図 2.1-1b) しかしこの形状では、 $r = a$, $Z = 0$ での磁界が中心磁界に比べて非常に大きく、また電磁力も大きくなり、最大磁界から決められる線材特性を考慮し、電磁力支持材コストも考慮すれば、最適形状はもっとずっと薄いものになる。また、単純ソレノイドの大きなもれ磁界を打ち消すためにシールドコイルを設ける必要がある。

シールドコイル付きの 2重ソレノイドにおいて、シールドコイルは次のようなソレノイドとした。

- ・第 1 近似として、シールドコイルの双極子モーメントが主コイルのそれを打ち消すものとする。
- ・シールドコイルの導体電流値、コイル電流密度は主コイルと同じとする。符号はもちろん逆である。
- ・シールドコイルの高さは、2重ソレノイド全体のコンパクトさが得られるよう、主コイルの高さと同じとする。

このような 2重ソレノイドの蓄積エネルギーは、導体電流値が I [A] のとき

$$E_t = \frac{1}{2} (L_m + L_s - 2M_{ms}) I^2 \quad (2.1-18)$$

で与えられる。Lは自己インダクタンス、Mは相互インダクタンス、添字m, sはそれぞれ主コイル、シールドコイルの意味である。

寸法に関する記号を図2.1-12に示すように定める。また各寸法を主コイル内径aで割って、無次元化したものを*を付けて表わす。a_{mo}, a_{so}は各コイル巻線層の中心の位置で、外半径と内半径の相加平均である。

シールドコイルについての前に述べた仮定から、その位置と厚さについての関係が得られる。双極子モーメントの絶対値が等しいことから、近似的に

$$\pi a_{mo}^2 N_m I_m = \pi a_{so}^2 N_s I_s \quad (2.1-19)$$

ここで、N_m, N_sはそれぞれ主コイル、シールドコイルのターン数である。シールドコイルの電流値、電流密度、高さがシールドコイルのものと等しいことと、式2.1-19から

$$\frac{C_s}{C_m} = \frac{N_s}{N_m} = \frac{a_{mo}^2}{a_{so}^2} \equiv \frac{1}{\gamma^2} \quad (2.1-20)$$

この式は、例えばシールドコイルの径を主コイルの倍にすればその厚さは1/4にすれば良いことを示す。こうしてシールドコイルの厚さは、主コイルの厚さと、シールドコイルの位置によって決まるから、2重ソレノイドの形状は、主コイル厚さ、高さ、シールドコイル位置が決まればすべて決まることになる。すなわち図2.1-12の左端に書いた形状因子 α , β , γ が決まれば形状が決まり、各寸法はこの他に、基本寸法a(主コイル内径)が決まればすべて決まることになる。

このようなシールドコイルと主コイルからなる2重ソレノイドのエネルギーの表式は、式2.1-18のインダクタンスを形状パラメータの関数として求めれば得られる。

$$L_m = \mu_0 a_{mo} N_m^2 A_m$$

$$L_s = \mu_0 a_{so} N_s^2 A_s$$

$$M_{ms} = \mu_0 \sqrt{a_{mo} a_{so}} N_m N_s A_{ms}$$

とにおいて、エネルギーE_tは

$$E_t = \mu_0 a^5 (\lambda J)^2 A^* \quad (2.1-21)$$

$$A^* = 2 a_{mo}^* b^{*2} C_m^{*2} \left(A_m + \frac{1}{\gamma^3} A_s - \frac{2}{\gamma^{3/2}} A_{ms} \right) \quad (2.1-22)$$

インダクタンスの形状因子A_m, A_s, A_{ms}は、長方形断面ソレノイドの自己インダクタンス、および、薄形ソレノイドの相互インダクタンスの近似式^[2.1-1]を用いて計算して、これらを式2.1-22に代入してエネルギーの式2.1-21の形状因子による無次元因子A*を計算する。式2.1-21の中のコイル電流密度λJは、最大磁界B_mと線材特性の式2.1-1によって結ばれる。

最大磁界を発生する点は、1コのソレノイドでは、普通はZ=0で、r=a_{m1}(コイル内径)のところであるが、2重ソレノイドでは、シールドコイルの位置によって、Z=0面上の、r=a_{m1}またはr=a_{m2}またはr=a_{s1}の位置になる。この概要設計では、これら3点の磁界を正確に計算し、そのうちの最大値をB_mとした。磁界の計算方法は、2.2.2に述べる。最大磁界は

$$B_m = \mu_0 a \lambda J B_m^* \quad (2.1-23)$$

と表わされ、B_m*はコイルの形状因子と磁界計算位置(aで規格化)のみによる無次元数である。この式と線材特性の式およびエネルギーの式

$$J = -C_1' B_m + C_2' \quad (2.1-1)$$

$$E_t = \mu_0 a^5 (\lambda J)^2 A^* \quad (2.1-21)$$

を連立させれば、基本寸法 a (主コイル内径) を求める式として

$$f(a) = a^5 - A'(a+B)^2 = 0 \quad (2.1-24)$$

を得る。ここで、

$$A' = \left(\frac{C_1'}{C_2'}\right)^2 \frac{\mu_0^2 B_m^{*2} E_t}{A^*}, \quad B = \frac{1}{\lambda C_1' \mu_0 B_m^*} \quad (2.1-25)$$

2.1-24 を数値的に解き、 a を求めた。 a が求まればコイル寸法はすべて求まり、また式 2.1-1、2.1-23 から最大磁界 B_m とコイル電流密度 λJ も求まる。

以上により、コイルの形状因子 α (主コイル外径/内径)、 β (コイル高さ/主コイル内径)、 r (シールドコイル平均半径/主コイル平均半径) および線材特性定数 C_1' 、 C_2' が与えられ、エネルギーの値を入れれば、コイルの各寸法、最大磁界、コイル電流密度が求まる。

次に、電磁力支持であるが、詳しい電磁力分布の計算は次節(2.2)で述べるとして、本節では、以下のように電磁力の概算を行い、支持材コストを求めた。

2重ソレノイドにおける電磁力は、 r 方向の力として、主コイル、シールドコイルそれぞれが外向きに拮がろうとする力と、両コイルの反撥力、 Z 方向の力として、各コイルが $Z=0$ 面に向かって縮まろうとする圧縮力である(図 2.1-12 参照)。これらのうち、 r 方向電磁力は、シールドコイルについては常に外向きであるが、主コイルについては、主コイル自身の拮がろうとする力と、シールドコイルからの反撥力の大小関係により、外向きにも内向きにもなる。すなわち主コイルとシールドコイルを近接して置けば、反撥力の方が大きく、主コイルにおける r 方向電磁力は全体として内向き、離して置けば、主コイル自身の拮がろうとする力の方が大きく、全体として外向きとなる。

これらの電磁力の支持材料の量はもちろんその支持方法にもよる。詳細は 2.3 に述べるが、ここでは、次のような支持方法を採用のものとして、支持材料の量およびコストを計算することとした。 r 方向電磁力は周方向に巻いたタガで支持する。 Z 方向の圧縮力は、 Z 方向について加算されるものとし、コイルの一段毎には支持しない。いずれの電磁力も液体ヘリウム温度部分で支持する。 r 方向電磁力と Z 方向圧縮力の支持は別々に行ない、一方の支持体他方の力の支持には、何ら寄与しないとした。

こういう支持方法にすれば、必要な支持材料の量は大略、次のようになる。 r 方向電磁力支持タガの厚さ t_r [m] は、

$$t_r = \frac{P_r \cdot r_{sus}}{\sigma} \quad (2.1-26)$$

ここで、 σ は支持材料の θ 方向応力の設計応力 [N/m^2]、 P_r は r 方向電磁圧力 [N/m^2]、 r_{sus} は支持材料を置く場所の r 座標である。 P_r が内向きの場合(外圧を受ける場合)は、支持材料にへこみを生じ、この式で計算するよりずっと大きな厚みを必要とするが、本節の概算では、 P_r が内向きの場合もこの式で支持材料の量を計算することにする。また、 r_{sus} としては、SC コイル外径をとる。 r 方向電磁圧力 P_r の計算法は 2.2.3 に述べてあるものと同じで、 $(\vec{i} \times \vec{B})_r$ の r 方向についての積分であるが、本節の概算では、積分はコイルの内径の点と外径の点の値のみで計算する。コイル中では B_z は r に対しほぼ直線的に変化するので、これはかなり良い近似であろう。

$$P_{rm} = \mu_0 (a \lambda J)^2 \frac{C_m^*}{2 a_{m2}^*} [B_z^*(a_{m1}^*) a_{m1}^* + B_z^*(a_{m2}^*) a_{m2}^*] \quad (2.1-27)$$

シールドコイルの場合は、添字 m を s に換えれば良い。 P_r は Z の位置によって変るが、本節では、その最大値即ち $Z=0$ での P_r をとり、支持材厚さは Z 方向に一様とする。 r 方向電磁力は、 Z 方向磁界 B_z により生ずるが、この B_z の Z 位置による変化は端部を除いて少ないので、 $Z=0$ での値をとって一様な厚みにしても、支持材の量に対する誤差は大きくない。

次に、 Z 方向圧縮力の支持であるが、これをコイル各段で支持しない方式をとれば、圧縮力は Z 方向について加算され、 $Z=0$ 面で最大に達する。この圧縮力はコイル中の r 座標により異なるが、 r 方向には平均化されるものとする。また、 $Z=0$ での圧縮応力に耐える厚さの支持材が、 Z 方向には一様にあるものとする。 Z 方向電磁力は r 方向磁界 B_r により生ずるが、この B_r はほとんどコイル端部付近でのみ生じ、これが加算された結果としての Z 方向圧縮応力は、 Z 位置にはあまり依らないので、 $Z=0$ での値をとって一様な厚みにしても、支持材の量に対する誤差は大きくない。この圧力の支持体の厚さは、

$$t_z = \frac{\sigma_{zm}(Z=0) \cdot C_m}{\sigma} \quad (2.1-28)$$

ここで、 $\sigma_{zm}(Z=0)$ はコイルの $Z=0$ 面での電磁圧縮応力で、 σ は圧縮力支持体の設計応力である。 $\sigma_{zm}(Z=0)$ は $(\vec{i} \times \vec{B})_z$ をコイル中で積分して求めるが、詳細は 2.2 で述べる。本節の概算では、積分は標準的には Z 方向は 4 点、 r 方向は 2 点、合計 8 点での B_r^* の値を用いて行なった。

こうして、式 2.1-26、 2.1-28 から電磁力支持体の量が求まり、コストも求まる。本節の概算では、支持材料はすべてオーステナイト系ステンレス鋼を想定して、支持材寸法、重量、コストを計算した。

以上の 2 重ソレノイド概要設計計算の流れをまとめると図 2.1-13 のようになる。

(2) 計算結果

計算は形状因子の α (主コイル外径/内径)、 β (コイル高さ/主コイル内径)、 γ (シールドコイル平均径/主コイル平均径) を変え、また、コイル占積率 λ (導体容積/コイル容積) も変えて、寸法、重量、材料コストなどを計算した。入力定数はトーラスの場合と同じとした。

2 重ソレノイドの場合も、基本的には、材料コストを最小にするための最適形状を求める、という考え方をとっているが、トーラスの場合と比べて、シールドコイル位置のパラメータ γ が余分に加わっていることと、最大磁場の計算と電磁力の計算 (約 10 点の磁場の計算が必要) に時間がかかることで、トーラスと同様の方法で最適値を正確に求めるためには非常に計算時間を要する。また、それ程正確に計算しても、コイル材料コストに対する反映は比較的小さい。これらの理由で、いくつかのパラメータの組での予備的計算から、パラメータの標準値を決め、そのまわりで、各パラメータを変化させて、最適形状を推定するという方法をとった。パラメータの標準値は、次のようにとった。

$$\alpha = 1.10 \quad \beta = 1.20 \quad \gamma = 1.40 \quad \lambda = 0.25$$

まず、占積率 λ を変えたときの材料コスト、寸法、最大磁界の変化を、図 2.1-14 に示す。実線が、 $B_c = 12$ [T] (NbTi 想定)、点線が、 $B_c = 20$ [T] (Nb₃Sn 想定) の場合である。先に述べたように、他のパラメータは標準値に固定している。特に、 λ はコイル厚さを示す α (主コイル外径/内径)

とは密接に関係しているので、このグラフは、 $\alpha=1.1$ における λ に対するコストなどの変化、ということになる。そして、図から、 $\alpha=1.1$ のときは、 $B_c=12$ [T]に対して、 $\lambda=0.2\sim 0.3$ 、 $B_c=20$ [T]に対しては、0.4以上が適当であることを示している。 $B_c=20$ [T]のときは、より高磁界側の λ の大きい方に、コスト最小の位置が移動している。なお、図では、他のパラメータを固定しているため、最大磁界、支持材コスト、外径寸法は、 $B_c=12$ [T]と20 [T]では異なるない。(トーラスの場合は、各 λ に対して、材料コストが最小になるように、他の形状パラメータを変えてあった。)

α を変えたときのコスト、寸法などの変化を、図 2.1-15 に示す。これは、 $\lambda=0.25$ のときの変化である。このとき、 $B_c=12$ [T]で、 $\alpha=1.07\sim 1.10$ 、 $B_c=20$ [T]で、 $\alpha=1.10\sim 1.15$ が適当であることがわかる。

占積率を固定して厚さを増すことと、厚さを固定して占積率を増すことは、コスト、寸法、最大磁界に同じような影響を与える。すなわち、 α を増すか、 λ を増すと、最大磁界があがり、電磁力が大きくなり、寸法が小さくなる。それらの結果として、材料コストには、 α または λ に対して極小点が出てくる。各 λ に対応する最適な α の値は、トーラスの場合から推定して、厚さ $(\alpha-1)$ が、 λ にはほぼ反比例するような値になると予想できる。 α と λ を、このような関係 $(\alpha-1)\cdot\lambda=一定$ に保ちながら変化させたのが、図 2.1-16 である。このようなプロットでは、コスト、寸法などはあまり変化しない。 $(B_c=12$ [T]でも20 [T]でも同様である。)このことは、最適の $(\alpha-1)$ と λ の間の反比例関係がほぼ成り立っていて、その定数としての、 $\alpha=1.1$ のときの値をとっても良いことを示している。従って、 λ については、それに対応して α を変えることを行なえば、任意性があることになる。

次に、高さ β (半高さ/主コイル内半径)を変えて、コスト、寸法などの変化をみたのが、図 2.1-17 である。 β を変えた時のコスト、寸法などの変化は比較的小さいが、材料コストでみて、 $\beta=1.2\sim 1.6$ が適当である。超電導材料コストだけを見ると、最小になる β の値は、これよりやや小さい側(高さの低い側)になる。最大磁界は、 β が大きく(高さが高く)なるに従って、やや下がる傾向にある。外径は、高さが高くなるに従って、小さくなる。電磁力支持材コストは、 β が大きい程、磁界の減少を反映して、少し下がる。

次に、シールドコイル位置 r であるが、今まで、他のパラメータを変えたときには、 $r=1.4$ にしていた。その時は、最大磁界が発生する場所は、主コイル外径面と $Z=0$ 面との交界の所である。 r を変えたときのグラフが、図 2.1-18 であるが、図の最大磁界の曲線で、 $r=1.44$ 付近で折れている点があるが、ここが、最大磁界の位置が変る点である。この点より r が小さい所(主コイル、シールドコイルが接近して置かれている場合)では、主コイル外径の所が最大磁界で、 r が大きい所(両コイルが離して置かれている場合)では、最大磁界は主コイル内径の点で発生する。シールドコイルを含めたコイル外径寸法は、 r が大きい方が大きい。これは一見当然のようであるが、 r を小さくする(両コイルを近づける)と、磁場の打ち消しが大きくなり、同じ蓄積エネルギーを得るために、全体として、大きなコイルが必要なはずで、この効果と相殺した上で、なお、 r を図の値の範囲で増加すると、シールドコイル外径が増加していくことを示すものである。

次に、超電導体コストの変化であるが、これは両コイルで同一導体を用いているので、全体としての最大磁界が最小になる所の付近で、コスト最小になっている。 r がこれより大きい所では、最大

磁界は主コイル内径にあり、シールドコイルに同一の導体を用いたので、過剰品質になっている。 r の小さい所では、主コイル内径側の磁界は外径側の磁界より小さく、主コイル内径側で、過剰品質である。シールドコイルの最大磁界は主コイル外径の磁界とほぼ等しく(2.2.2参照)、特に過剰品質ではない。電磁力支持材コストは、磁界の変化を反映して、 $r=1.48$ で最小になっている。主コイルに働く電磁力が外向きの場合を基礎にして、電磁力支持材コストを計算しているが、これが内向きの場合(r の小さい所)は、実際の支持材コストはもっと大きくなる。主コイルの r 方向電磁力が、内向きから外向きに変る r の値は、磁界が内径側と外径側で等しくなる点より、やや大きく(電磁力は r 座標の重みがつくためである。) $r=1.48$ となる。

以上の結果から、推定した2重シールドコイルの最適形状は、

$$\alpha=1.10 \quad \beta=1.2 \quad \gamma=1.5 \quad \lambda=0.25$$

このうち、占積率 λ は、Z方向電磁力支持を導体と一体として、コイル中に置くことを考慮して、0.25とした。また、 $B_c=12$ [T]と20 [T]の場合で、最適形状はあまり変わらないので、同じ形状とする。また、 $\lambda=0.25$ とすれば、超電導導体コスト、コイル材料コストも、 $B_c=12$ [T]と20 [T]ではほとんど同じである。この形状でのコイル諸元を、表2.1-2に示す。おもな数字をいくつか拾ってみると、コイル外径16.3m、高さ12m、重量2100トン、材料コスト17億円など。

ここで、単純ソレノイドについて、簡単に触れてみる。シールドコイルを付けずに、人間や精密機器に対する磁界の悪影響を避けるためには、コイルをそれらの位置からずっと離れた所に置くか、膨大な量の鉄を使って磁束を吸収してしまうかである。これらが非現実的であることを示そう。概算によれば、規定のエネルギー21 GJを蓄積する単純ソレノイドの形状パラメータを本試設計2重ソレノイドの主コイルと同じにすれば、寸法もほぼ同じになり、最大磁界は7.5T程度になる。コイルから遠い所の磁界は、100 Gaussになる場所が、軸方向で、コイル中心から ~ 56 m、半径方向で、 ~ 42 mとなる。(2重ソレノイドのもれ磁界は2.2.2で述べるが、100 Gaussになる位置は、軸方向で25m半径方向で19mとなり、シールドコイル寸法をわずかに変えれば、もっと小さくできる。従って、もれ磁界基準を100 Gaussにとれば、地下 ~ 60 mに埋めるか、 ~ 85 m径の用地を占有することになる。また、冷凍機や真空排気系のような、動く磁性体を持つ機器は、人間や計算制御装置ほどではないが、強磁界のあまり近くに置けないので、冷媒輸送路、真空排気管路をかなり長くとる必要があり、途中のロスが問題になる。一方、鉄で磁束を完全に吸収してしまうために必要な鉄の量は、磁路断面積を $\pi a_{coil}^2 \times 7$ [T]/2 [T]として、大ざっぱに見積れば、5万トン、50億円のオーダーとなり、これは、シールドコイルコストより1ケタ以上大きい。以上の論議により、シールドコイルを設ける必要性がわかった。

次頁で、今までの各形状コイルについての概要設計結果に基づき、詳細設計すべきコイル形状、寸法を決定する。

2.1.5 試設計コイルの決定

今まで、エネルギー蓄積コイルの形状を、トーラスと2重ソレノイドに絞って検討してきた。ここでは、これらの検討をもとに、詳しい設計を行なうべきコイルの形状を決定する。2.1.2で、検討対象はトーラスと2重ソレノイドであることを述べた。2.1.3、2.1.4で、これらそれぞれの形状パラメータを変えて、コスト、寸法などを求めて、最適形状を選んだ。ここで、表2.1-1と表2.1-2に示

すトーラスと2重ソレノイドの代表コイルの諸元を比較する。トーラスの代表としては、設計2の方をとる。

まず、寸法を比べると、外径寸法では、2重ソレノイドの方が半分以下である。高さはほぼ同じ(2重ソレノイド12m, トーラス11m)。重量は2重ソレノイドの方が小さい(2100トンと2700トン)。最大磁界は同じで、5T。コイル電流密度が、2重ソレノイドで半分になっているのは、占積率 λ が半分になっているためである。コストは、超電導体コストは、2重ソレノイドがやや小さく(10億円と11億円)、電磁力支持材料コストでは、2重ソレノイドがかなり小さい(7億円と9億円)。両者の和では、2重ソレノイドの方が16%小さい。従って、2重ソレノイドの方がトーラスより良い、という判定になる。

エネルギー($1/2\mu_0 \int B^2 dv$)を保持している空間が、トーラスでは小半径の内部のみであり、2重ソレノイドではシールドコイルより内側の空間すべてとなるので、トーラスの寸法は大きくなり、それにより、導体と支持体コストも高くなっている、と考えることができる。

エネルギーを蓄積する空間とコイルの寸法との比という観点からすれば、球(2重球殻)の方がソレノイドより、わずかに優れているようにも見える。2重球殻は、2重ソレノイドの上下端部付近の磁界分布を均一にするために、この付近でコイルを変形したものと考えられ、この変形により得られるマージンはわずかであると思われる。一方、この変形により、電磁力支持方法、さらに、コイルおよびクライオスタットの製作方法が複雑で困難になり、それに起因するコストは、巨大マグネットの場合に、かなりの重みを持つ。従って、2重球殻について詳しい検討を行っていない現在、断定的なことは言えないが、我々は、総合的にみて、ソレノイドの方が優れているだろう、と考えている。

以上述べたような理由で、次節以下の設計は、2重ソレノイドを進める。ただし、占積率 λ は、電磁力支持材の他、巻棒兼用のスペーサーブロックのためのスペースを確保するために、さらに、2/3に減らし、 $\lambda=0.1667$ ($\alpha=1.15$)として、概要設計の最終コイル寸法を決定し、次節以下の設計対象とした。このコイルの形状、寸法を、表2.1-3、図2.1-19に示す。なお、このコイルと表2.1-2で示したものとでは、コイル厚さ、コイル電流密度以外は、ほとんど異なっていない。

文献 (21)

[2.1-1] 電気学会 編 「電気工学ハンドブック」
P83~84 (1976)

[2.1-2] J. R. Powell (BNL)
(レポート) BNL 16580 (1972)

"Costs of magnets for large fusion reactors: phase I. cost of superconductors for DC magnets"

表 2.1-1 トロイダル型エネルギー蓄積コイル諸元

項	目	設計 1	設計 2	単 位
		$B_c = 12$ [T] Nb-Ti	$B_c = 20$ [T] Nb ₃ Sn	
寸 法	大 半 径	17.0	12.1	m
	小半径 (外半径)	7.5	5.5	"
	コイル最外径 (支持材を含む)	49.0	35.3	"
	コイル厚さ	0.041	0.070	"
	支持材厚さ			
	F_r の支持	0.030	0.059	"
F_R "	0.016	0.031	"	
重 量	超電電導体	0.91	0.82	10^6 kg
	支持材料	1.84	1.86	"
電磁気量	コイル電流密度	32	30	10^6 A/m ²
	最大磁界	3.0	4.9	T
電 磁 力	F_r	6.1	8.4	10^9 N
	F_R	-1.4	-2.0	"
コ ス ト	超電導導体	1.03	1.11	10^9 ¥
	支 持 体	0.93	0.93	"
	コイル材料計	1.94	2.03	"
形状因子など	小半径/大半径 β	0.44	0.46	(nd)
	コイル厚さ $\beta - a$	0.0024	0.0058	"
	占 積 率 λ	0.5	0.5	"

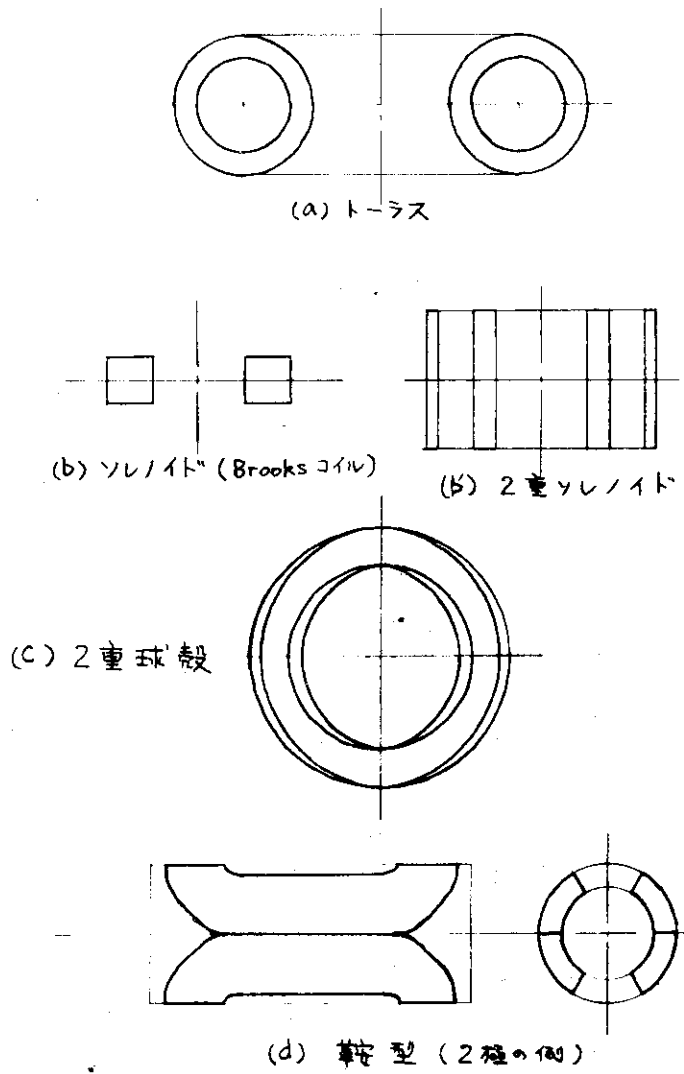


図 2.1-1 超電導コイルの形の例

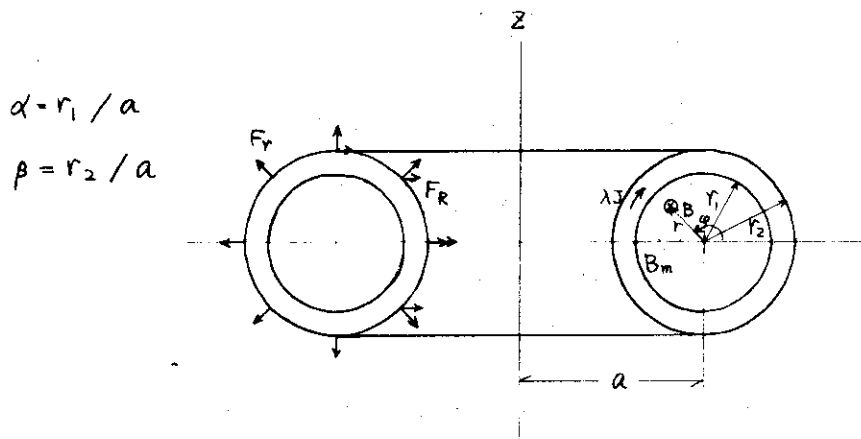


図 2.1-2 トロイダル型エネルギー貯蔵コイルの一般形状

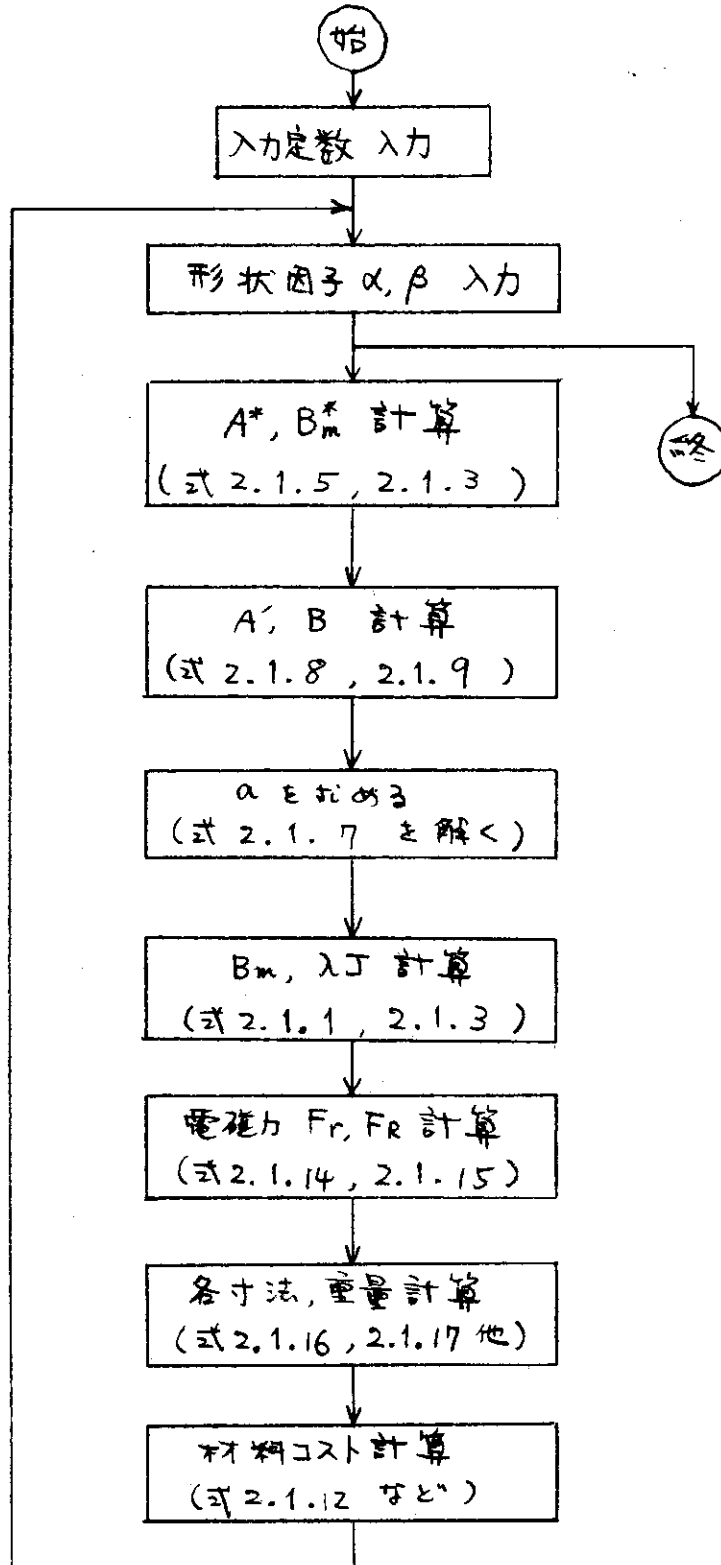


図 2.1-3 トーラスの概要設計計算の流れ

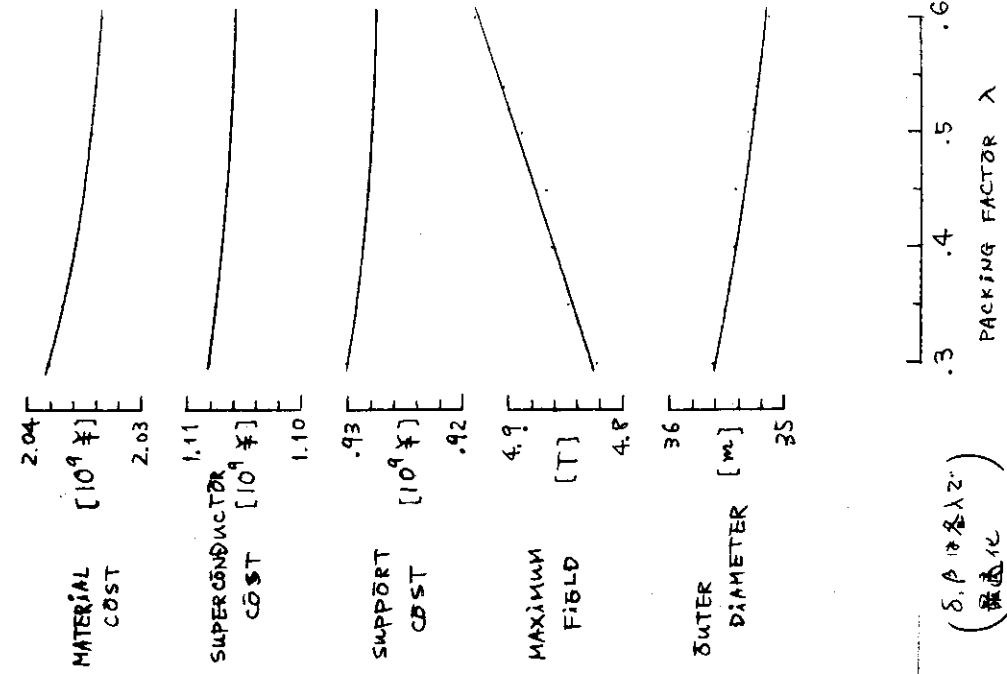


図 2.1-5 トーラスでのコスト, 寸法などの λ 依存性.
 $B_c = 20 T$

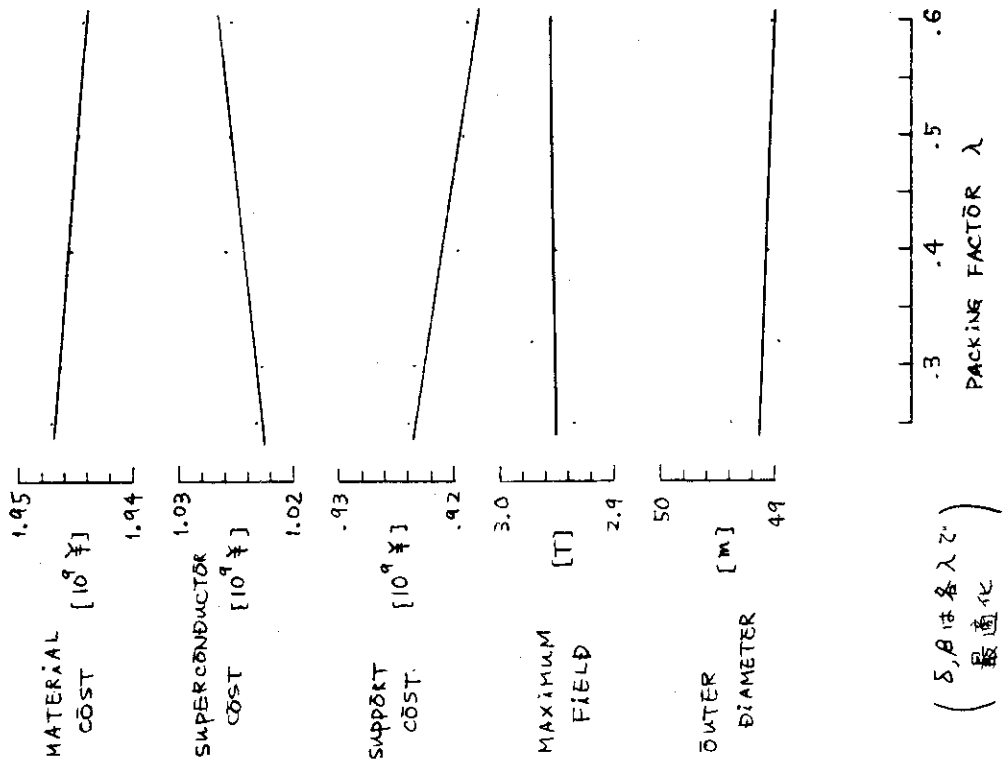


図 2.1-4 トーラスでのコスト, 寸法などの λ 依存性.
 $B_c = 12 T$

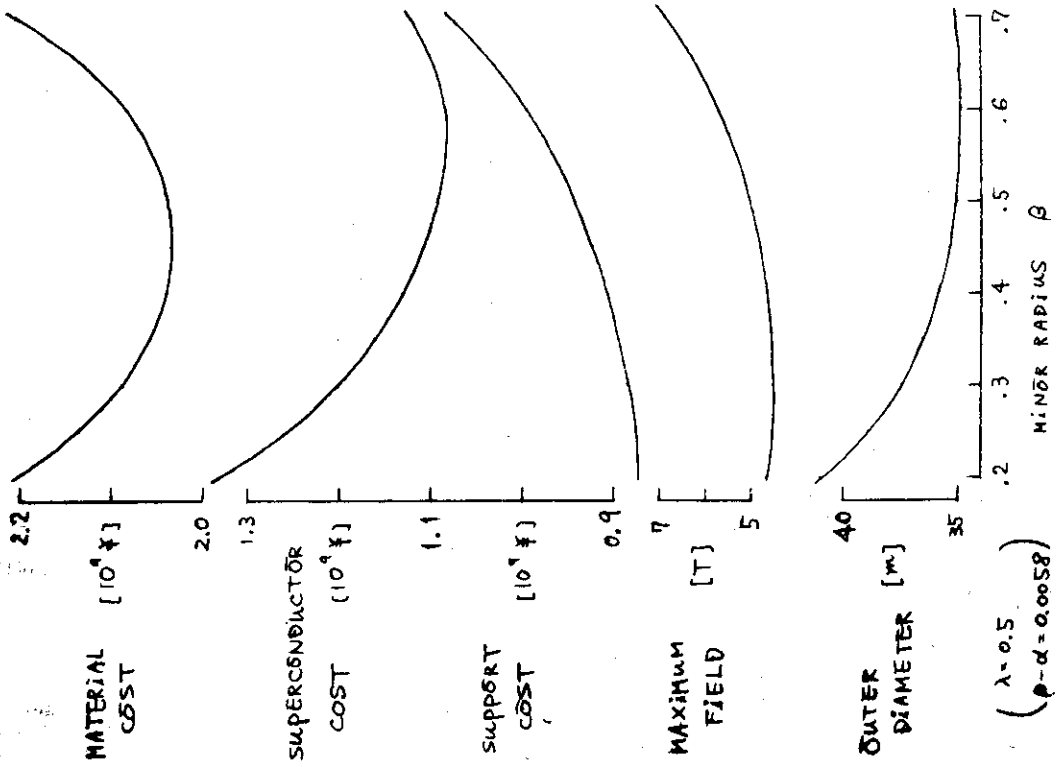


図 2.1-7 トーラスでのコスト, 寸法などの β 依存性.
 $B_c = 20\text{ T}$

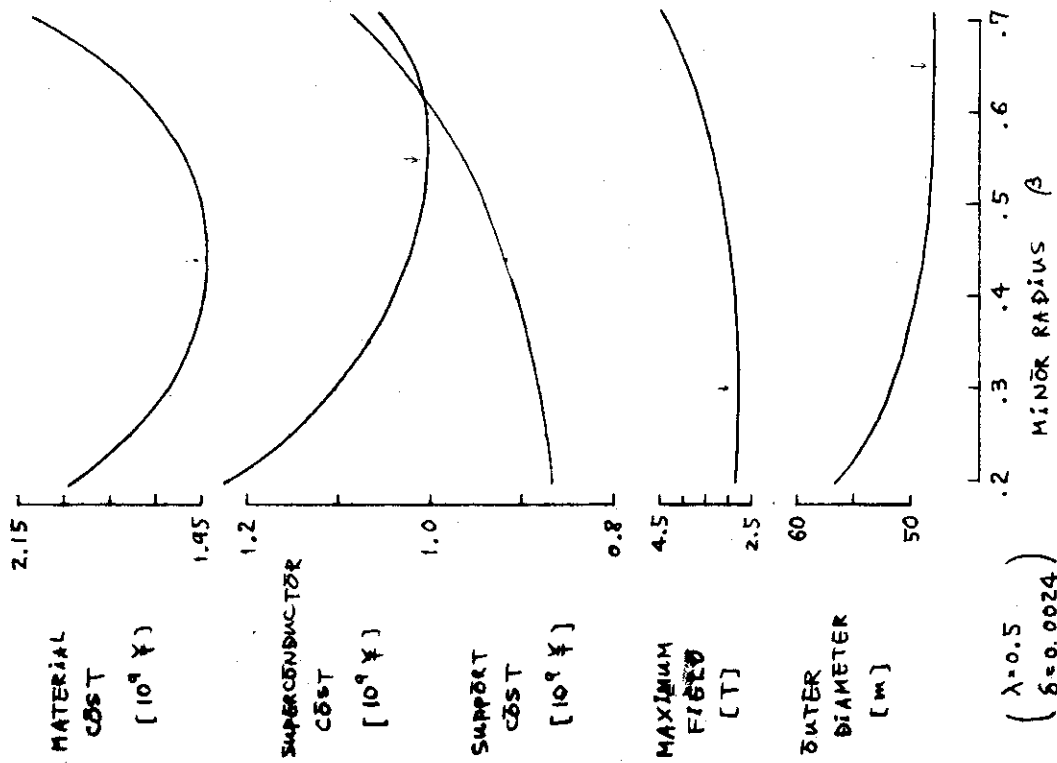


図 2.1-6 トーラスでのコスト, 寸法などの β 依存性.
 $B_c = 12\text{ T}$

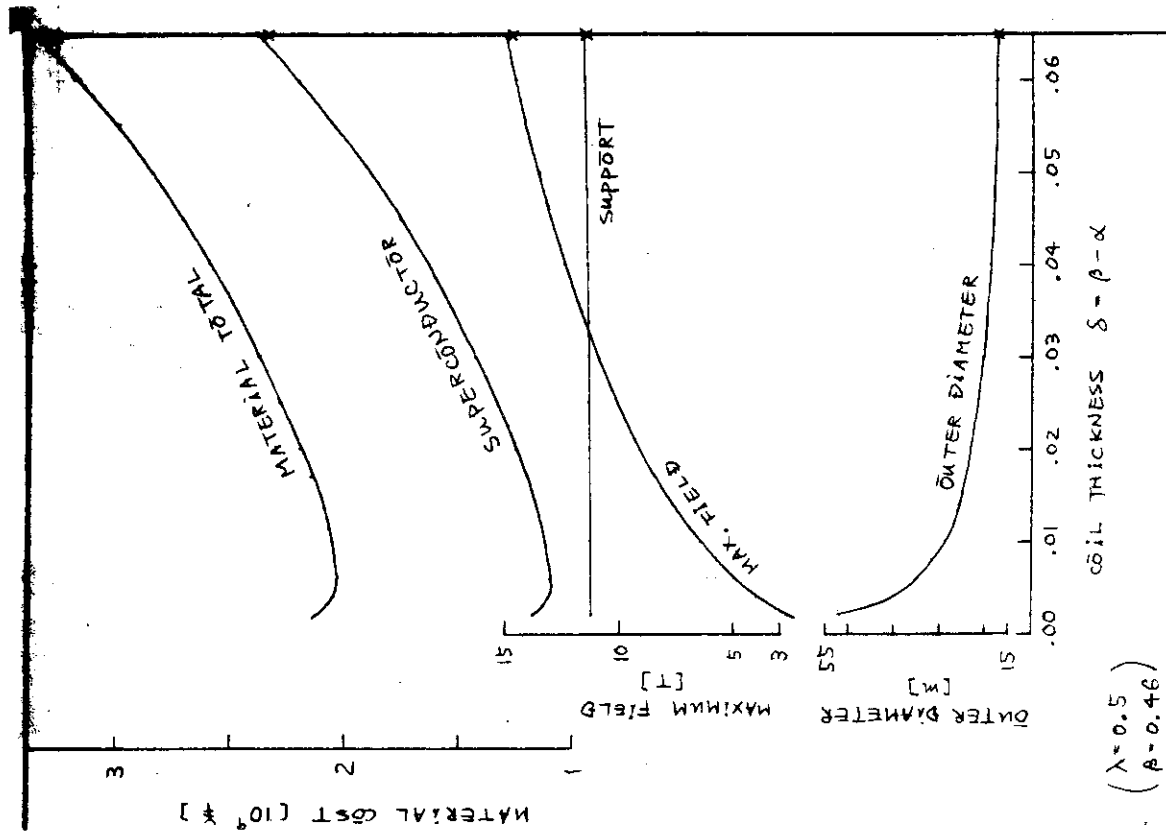


図 2.1-9 トーラスでのコスト，寸法などの δ 依存性。
 $B_c = 2.0 T$

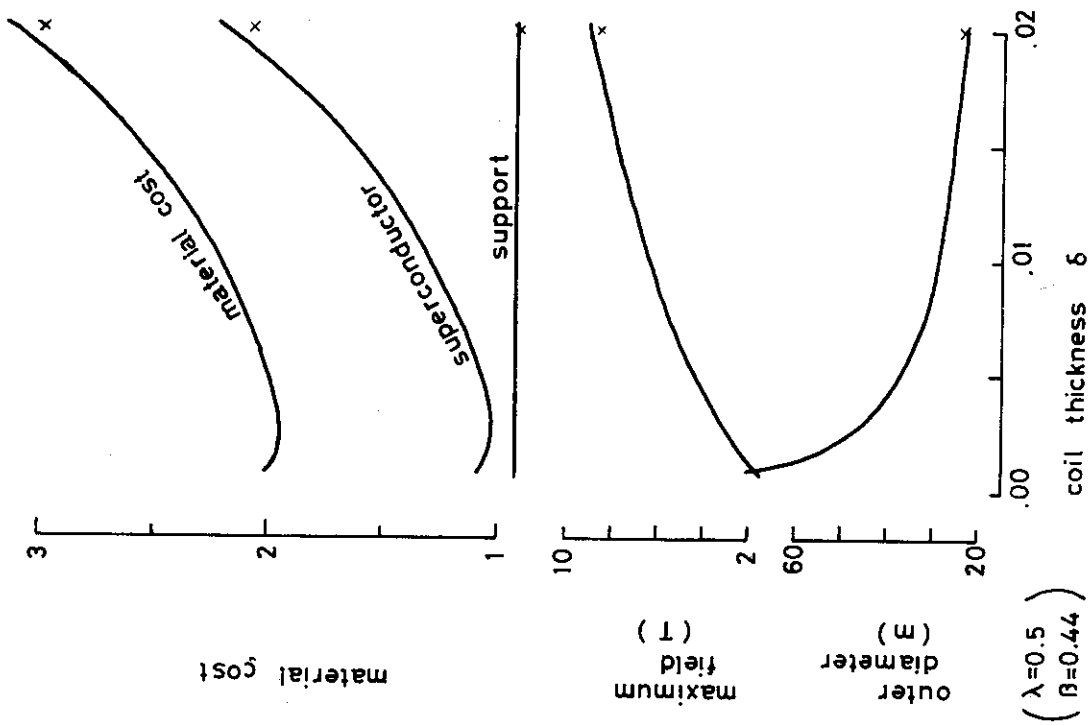


図 2.1-8 トーラスでのコスト，寸法などの δ 依存性。
 $B_c = 1.2 T$

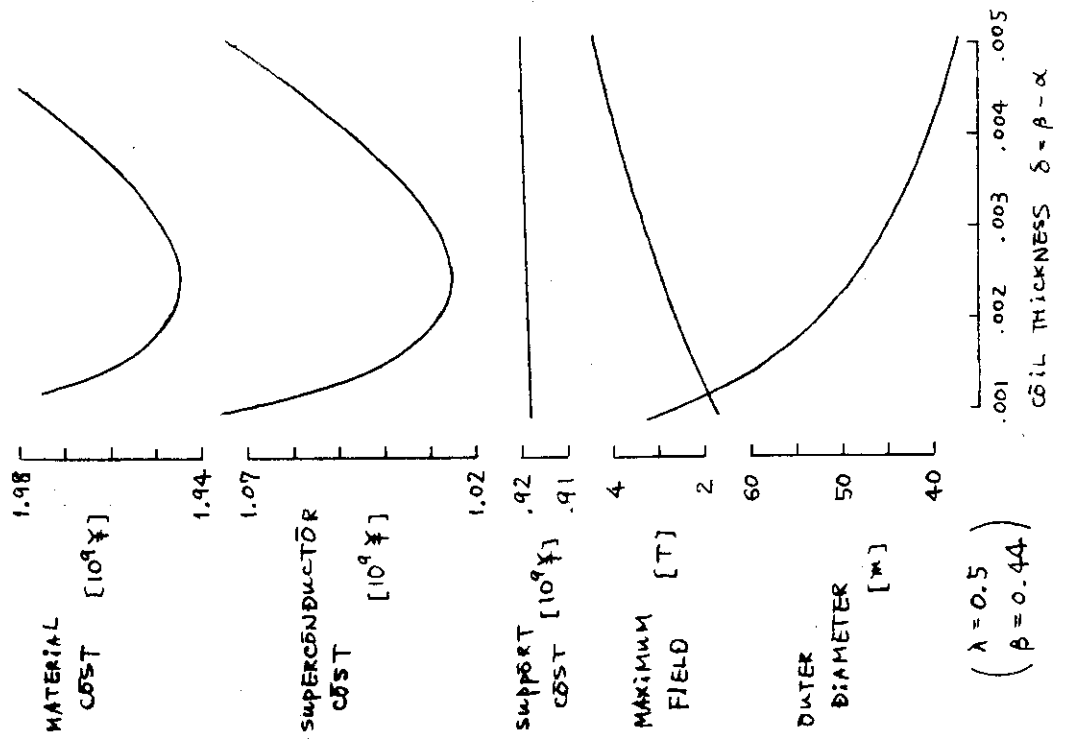
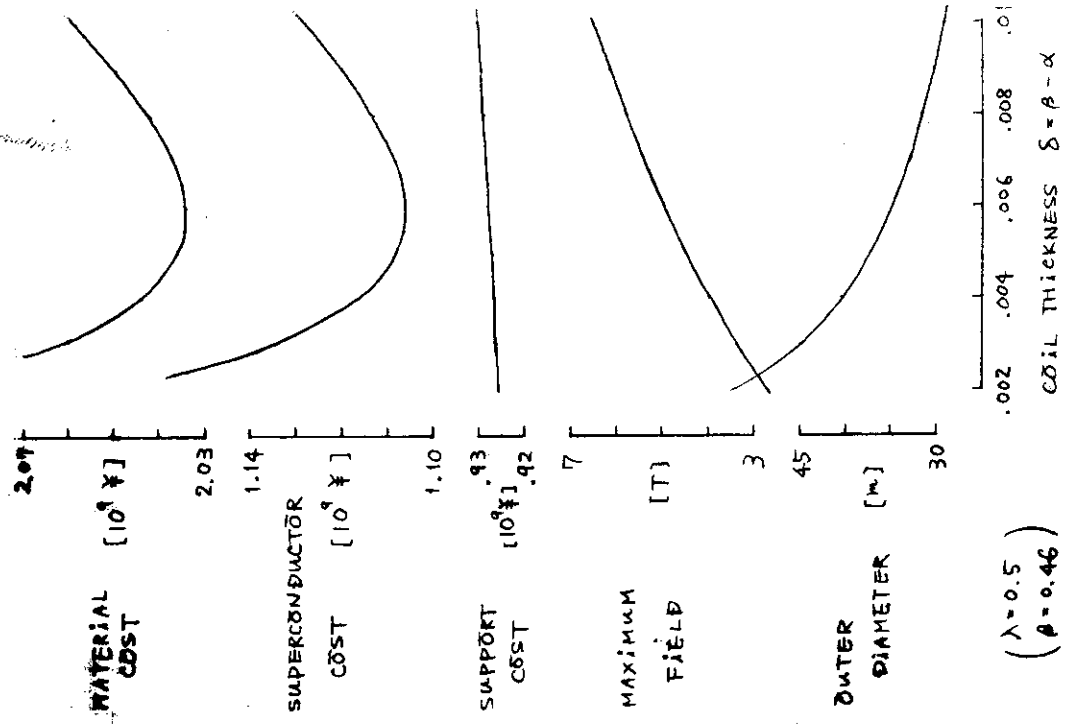
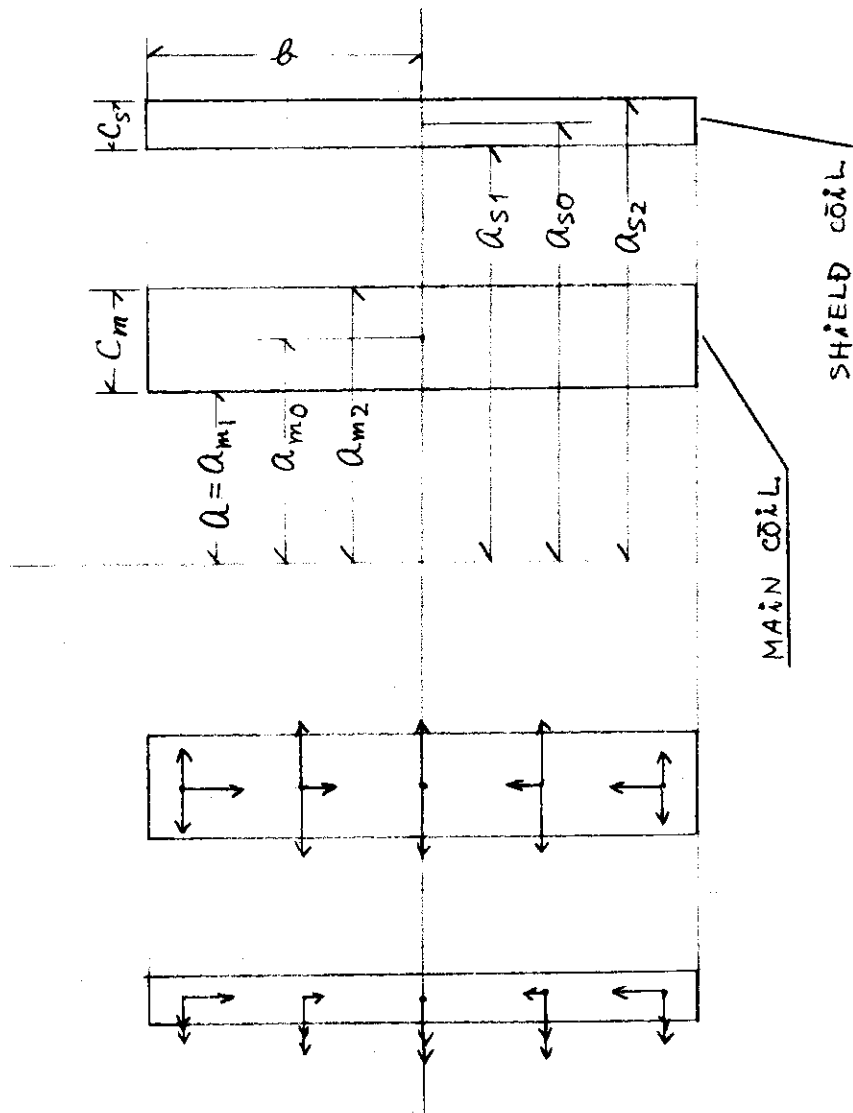


図 2.1-11 トーラスでのコスト，寸法などの δ 依存性。
 $B_c = 2.0 T$

図 2.1-10 トーラスでのコスト，寸法などの δ 依存性。
 $B_c = 1.2 T$



$$\alpha = \frac{a_{m2}}{a}$$

$$\beta = \frac{b}{a}$$

$$\gamma = \frac{a_{s0}}{a_{m0}}$$

図 2.1-12 2重ソレノイド型エネルギー貯蔵コイルの一般形状

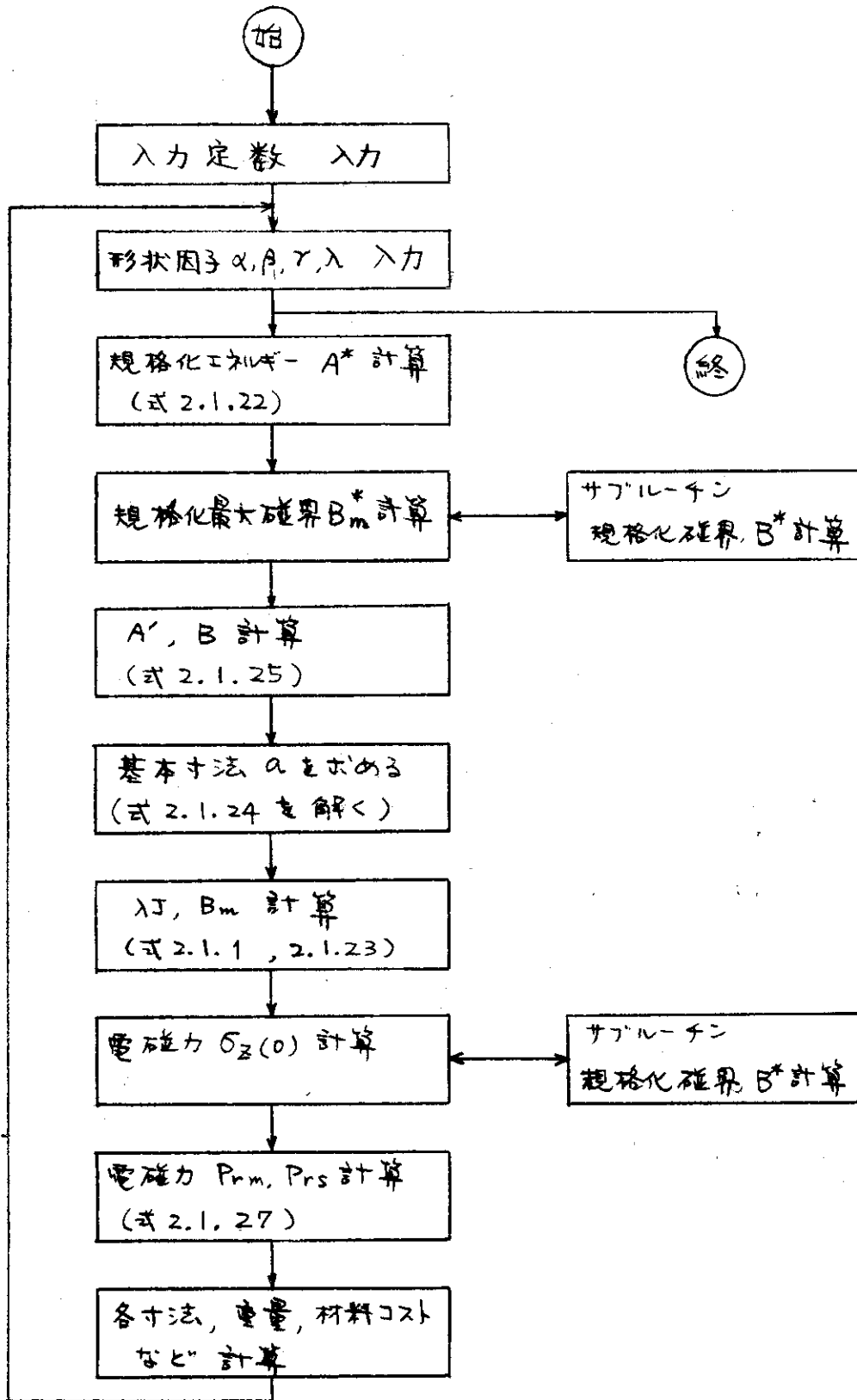


図 2.1-13 2重ソレノイドの概要設計計算の流れ

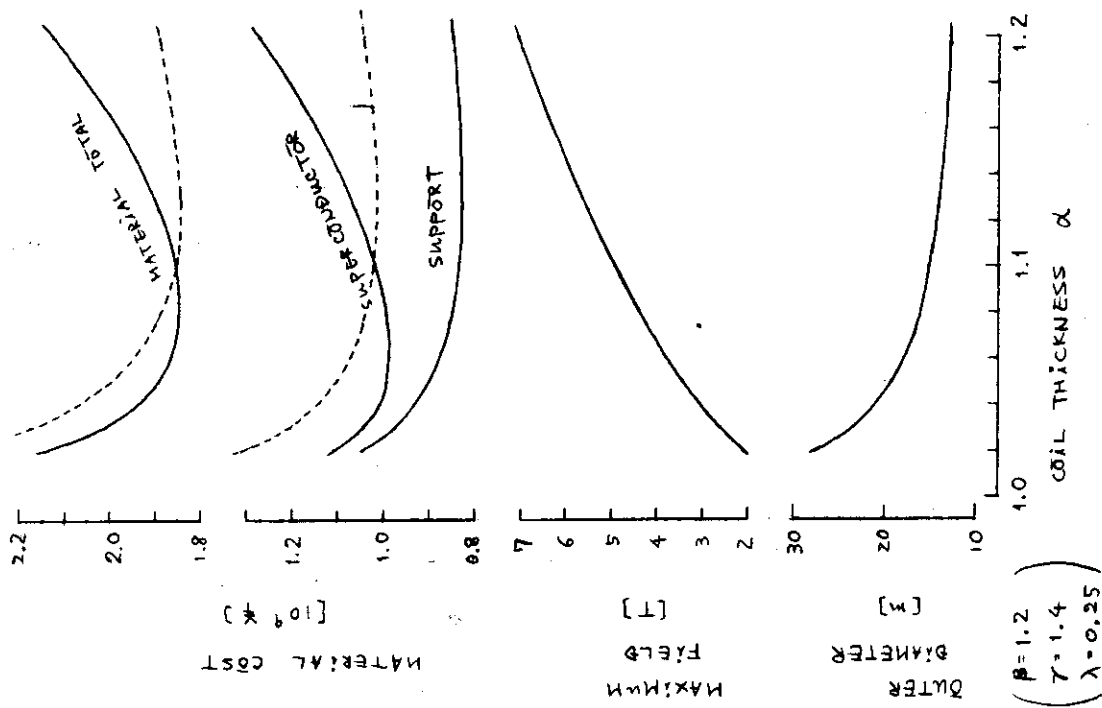


図 2.1-15 2重ソレノイドでのコスト, 寸法などの α 依存性

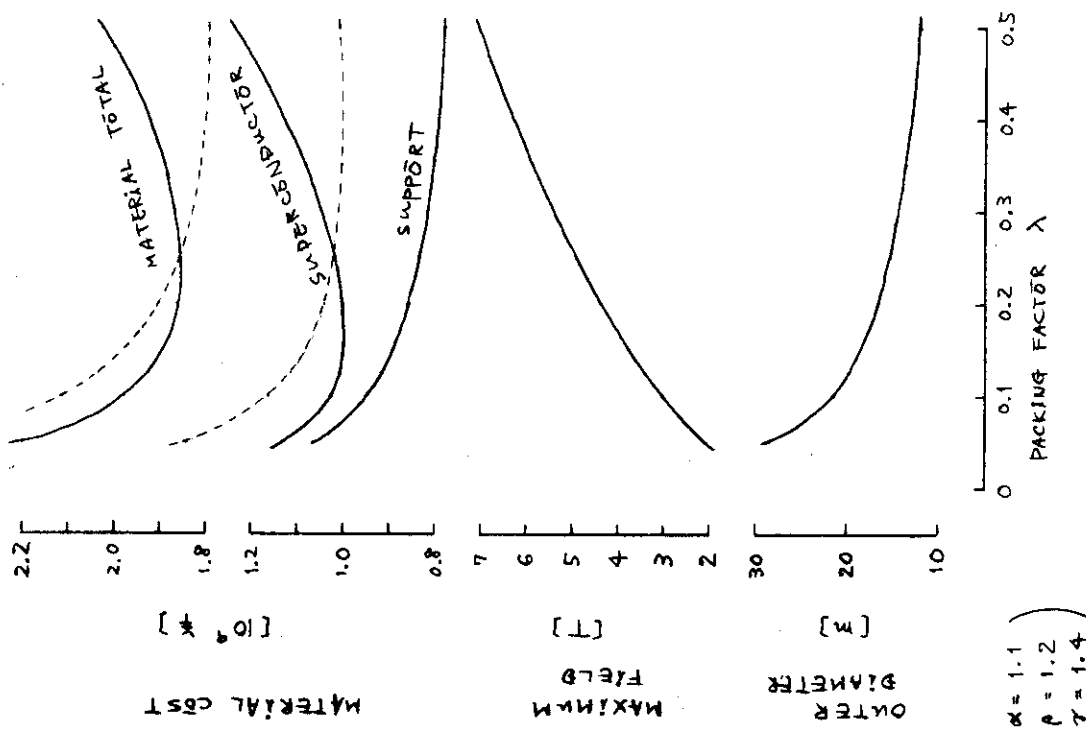


図 2.1-14 2重ソレノイドでのコスト, 寸法などの λ 依存性

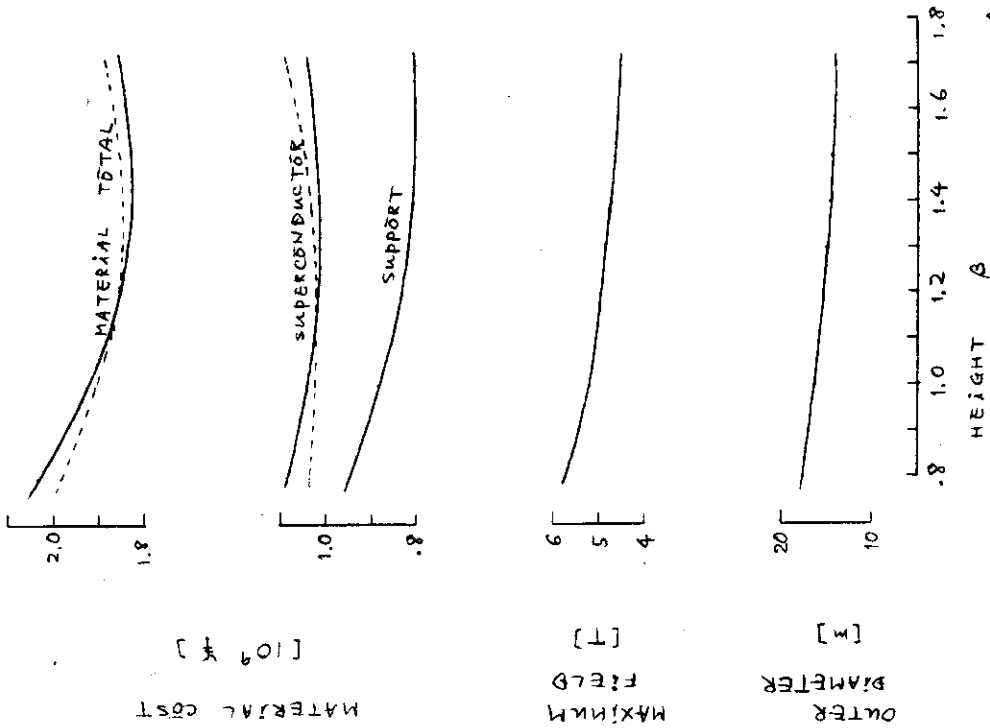


図 2.1-17 2重トラスでのコスト, 寸法などの β 依存性

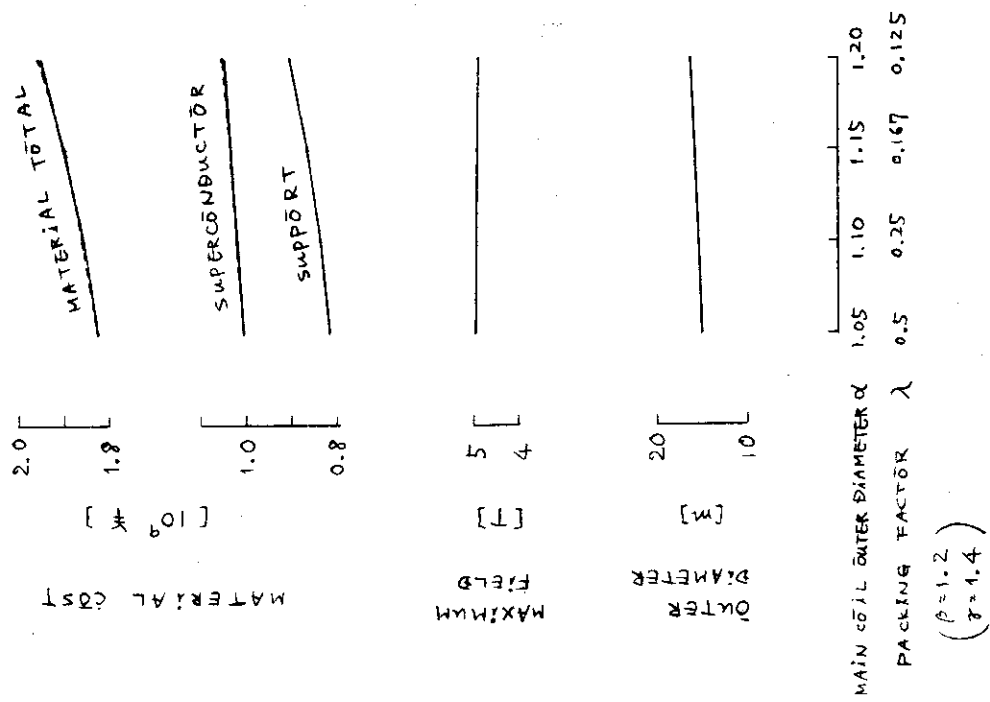


図 2.1-16 2重ソレノイドでのコスト, 寸法などの α , λ 依存性

(α , λ を同時に変えた場合)

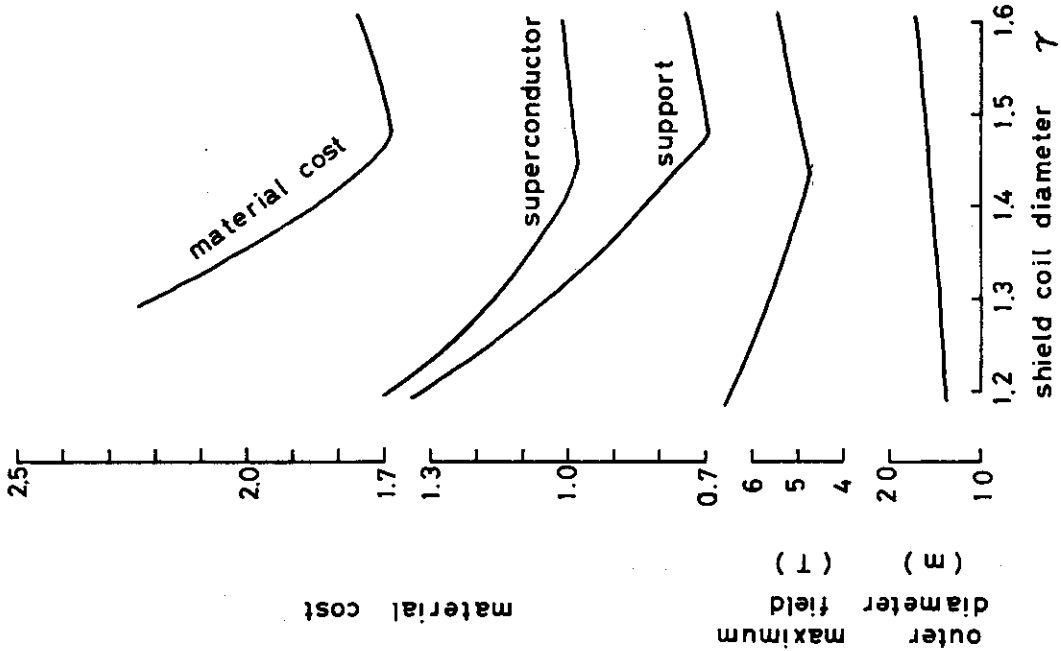


図 2.1-18 2重ソレノイドでのコスト, 寸法などの γ 依存性

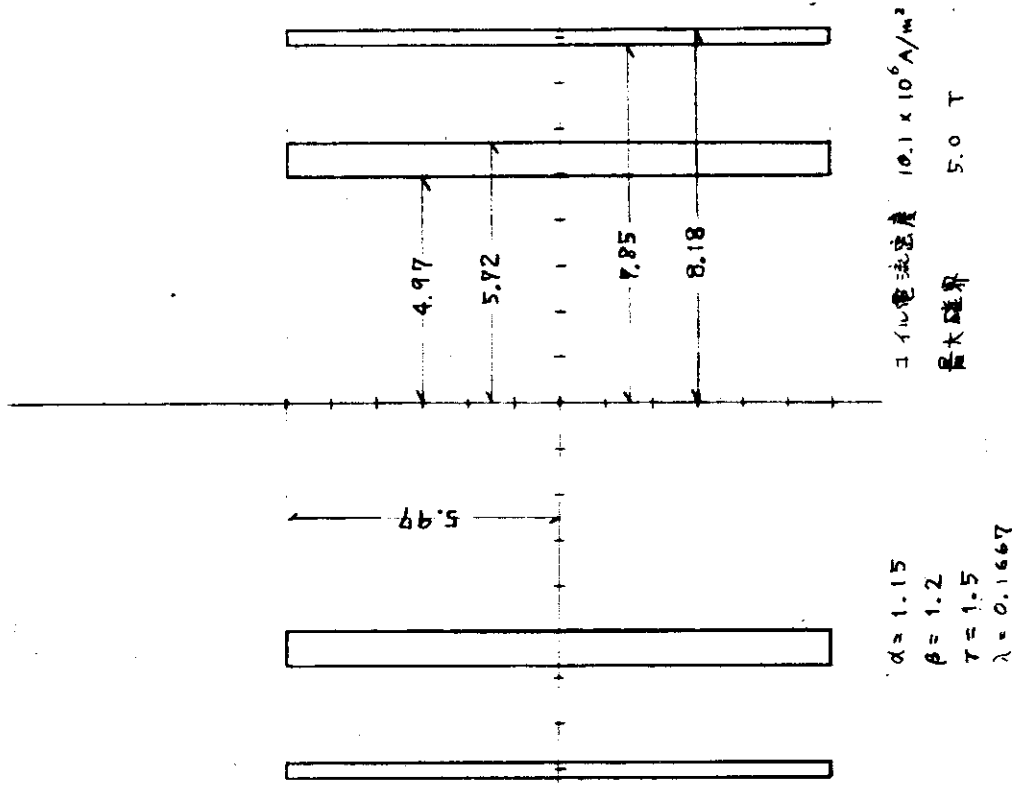


図 2.1-19 コイル寸法 (詳細設計の対象にしたもの)

2.2 基本設計

2.2.1 超電導線の設計

(1) 冷却方式

超電導マグネットの冷却方式としては

- 4.2 K 液体ヘリウム浸漬冷却
- 過冷却液体ヘリウム浸漬冷却
- 二相流ヘリウム強制冷却
- 超臨界ヘリウム強制冷却
- 超流動液体ヘリウム冷却

などが考えられる。各方式とも一長一短があるが、本マグネットの冷却方式には4.2 K 浸漬冷却方式を選定して設計をおこなった。冷却方式の選定の経過は2.4を参照されたい。

(2) 超電導コイル安定化方式の選定

超電導コイルを安定に作動させるための超電導線の設計方式としては、大別して、

- a) 完全安定化方式
- b) 本質安定化方式

がある。a)の方式は、仮に、超電導線が常電導状態への遷移を生じて、周囲の冷媒(液体ヘリウム)による再冷却によって超電導状態へ回復するように設計するもので、高度な安定性をもっているが、多量のCuあるいはAlを使用するので、コイルの電流密度は低くなる。現在使用、建設されている大型のコイルは、いずれもa)の方式で設計されている。b)の方式は、コイルの使用条件にあわせて、超電導線の細線化、ツイスト等をおこない、超電導線が常電導状態へ遷移する要因を本質的にとりのぞくように設計するもので、コイルの電流密度は高くとれる。この方式は小形のコイルでは成功を納めているが、大型コイルでは、開発が進められている段階である。

IES超電導マグネットは、現在運転されている最大の超電導マグネットであるCERNの酸素泡箱用マグネット(最大エネルギー830 MJ)の約26倍の超大型マグネットであり、安全度の高いコイル設計が必要である。したがって、超電導線は完全安定化方式による設計および本質的安定化方式による設計を併用して安全度を高めるとともに、IESコイルに特有の磁界変動による損失を軽減する導体構成にする必要がある。

(3) 導体設計

複合超電導線の設計に際しては、超電導体の材料、線径、本数、ツイストピッチなどの設計および安定化導体の材料、形状、冷却状態の設計を行なわなければならない。

(i) 導体形状の設計

完全安定化設計においては、超電導線が常電導状態に遷移した際に生ずるジュール発熱と、液体ヘリウムへの除熱のバランスより安定化電流が定まる。

安定化導体の比抵抗を ρ (Ω -cm)、導体断面積を A (cm^2)、導体単位長当りの実効冷却表面積を S (cm^2/cm)、導体から液体Heへの臨界熱伝達量を q (W/cm^2)とおけば完全安定化電流の最大値 I_r (A)は、

$$I_r^2 = \frac{ASq}{\rho} \quad (2.2-1)$$

であらわされる。

上記の I_r は超電導コイルが全体にわたって常電導状態に遷移しても、超電導状態へ回復する条件であるが、常電導状態の発生は局部的であることを 味すれば、液体ヘリウムへの除熱のほかに、導体に沿っての伝導による除熱があるので、安定化電流は上記 I_r より高くなる。局部的に発生した常電導状態の部分が伝播をはじめるときの最小の電流（最小伝播電流）を I_{mp} とすれば、 I_{mp} (A) は I_r と臨界電流値 I_c (A) によって定まり

$$I_{mp} = I_r \frac{\sqrt{1 + 8 \left(\frac{I_c}{I_r}\right)^2} - 1}{2 \left(\frac{I_c}{I_r}\right)}$$

あるいは

$$\frac{I_{mp}}{I_c} = \frac{4}{\sqrt{1 + 8 \left(\frac{I_c}{I_r}\right)^2} + 1} \quad (2.2-2)$$

で与えられ、通電電流 I_{op} (A) が、

$$I_{op} < I_{mp} \quad (2.2-3)$$

であれば、安定性が確保される。

導体の形状を l (cm) \times d (cm)、超電導体の断面積を A_s (cm²) とし、冷却表面積を l (cm) の β 倍とすれば

$$A = ld - A_s, \quad S = l \text{ として}$$

$$I_r^2 = \frac{(ld - A_s) \beta l q}{\rho} \quad (2.2-1')$$

$$A_s = I_c / j_c \quad (2.2-4)$$

j_c : 超電導体の臨界電流密度 (A/cm²)

で与えられる。

IES コイルに使用される導体は最大 240kA の大電流を流す必要があるので、240kA で安定化設計をする必要がある。使用電流に対する安定化限界電流の安全ファクター、さらに臨界電流値に対する安全ファクターを考え、本概念設計では

$$I_{op} = 2.40 \times 10^5 \text{ (A)}$$

$$I_{mp} = 1.05 I_{op}$$

$$I_c = 1.5 I_{mp}$$

として設計を進めた。

安定化用導体としては、現在の大形マグネットでは銅 (OFHC) が使用されているが、銅は磁気抵抗効果が大きく、4.2K において磁界のない場合には比抵抗が 1×10^{-10} (Ω -m) 以下になるが、5 tesla の磁界をうけると 3×10^{-10} (Ω -m) 程度となり、安定化に要する導体量が増大する。これに対して高純度アルミニウムは、磁気抵抗効果がきわめて小さく (2.2-2) 5.0 tesla でも 1.0×10^{-10} (Ω -m) の低い比抵抗が得られる。したがって本概念設計では高純度アルミニウムを使用して設計する。

導体の冷却は、除熱量を多くとるため矩形断面導体の巾広面を液体ヘリウムで冷却する構造として設計した。

240kAの大電流を1本の導体へ流すとして計算すると、例えば、 $l=34$ (cm), $d=3.4$ cmのように非常に大きな導体となり、導体電流密度が小さく、また、磁界変動に伴う渦流損(2.2.5(3)参照)が膨大となる。したがって、導体は分割をおこなって冷却表面積を増して所要断面積を大巾に下げるとともに、渦流損の低減をはかる必要がある。これらを考慮して本概念設計では、導体を8分割し、それぞれ30kAを流すように設計した。

図2.2-1は、8分割導体の安定化電流密度を磁界に対してプロットしたもので、各分割導体の形状は、 $l \approx 10d$ を基本に設計している。また、導体冷却に必要なヘリウムの流路を考慮して、導体の占積率 λ を0.5として算出した。この計算では超電導線としてNb-Tiを考えているが、設計結果によれば導体を構成するアルミニウムとNb-Tiの比は約15であるので、Nb-Tiのかわりに Nb_3Sn を使用しても導体の電流密度は変わらない。したがって、超電導線としては強度、加工法、コストなどで優れているNb-Tiが良い。

なお、上記計算ではコイルに働らく電磁力を考慮していないが、実際には多大の電磁力が働らくので、これを支持するため相当量の支持材を挿入する必要があり、電流密度は大巾に低下する。

(2.1.5参照)

超電導線の受ける最大磁界(5.0 tesla; 2.1.5参照)で安定化設計をし、上記の電流密度ならびに渦流損の低減を考慮した導体形状は次のとおりである。

導体分割数: 8

各分割導体の高さ: 66mm 巾: 7.6mm

各分割導体の超電導線所要断面積: 34mm^2

(ii) 超電導線の細部構造

複合超電導線は上記のように高純度アルミニウムを用いることによって完全安定化設計を行なっているが、安定性を向上し、磁界変動に伴うヒステリシス損、ツイスト損を低減するためNb-Ti素線の極細線化およびツイストを行なう必要がある。

a) 超電導素線径

超電導線が常電導遷移を生ずる要因となるフラックスジャンプが生じないためには、超電導素線の径を小さくする必要がある。断熱的安定化条件において、本質的に安定な線径 d (m)は、

$$d < \pi (3 \epsilon C_p T_0 / 2 \mu_0)^{1/2} / J_c \quad (2.2-5)$$

ϵ : 超電導線の密度 (kg/m^3)

C_p : " の比熱 ($\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$)

J_c : " の臨界電流密度 (A/m^2)

T_0 : $J_c / (-dJ_c/dT) = T_c / 2$ (K)

で与えられる。(2.2-3) Nb-Ti超電導線について線径の上限を求めれば、 $\epsilon = 5.6 \times 10^3$ (kg/m^3), $C_p = 0.18$ ($\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$), $T_0 = 9.5/2$ (K), $J_c = 1.4 \times 10^9$ (A/m^2)で約 170μ となる。低磁界ほど J_c が高いので、 d の上限は小さくなる。

また、超電導線の周辺にある安定化材による緩和現象を考慮に入れた動的安定化条件においては、 d (m) は

$$d \leq \left(8 \frac{T_0 K_s}{\rho} \cdot \frac{1 - \lambda_s}{\lambda_s} \right)^{\frac{1}{2}} / J_c \quad (2.2-6)$$

K_s : 超電導線の熱伝導度 (W/m·K)

λ_s : " の占積率

ρ : 安定化材の比抵抗 (Ω -m)

で安定な線径が与えられる。^(2.2-4) $T_0 = 9.5/2$ (K), $K_s = 1.2 \times 10^{-1}$ (W/m·K), $J_c = 1.4 \times 10^9$ (A/m²), $\rho = 1.0 \times 10^{-10}$ (Ω -m), $\lambda_s = 0.5$ のとき $d \leq 150$ (μ), $\lambda_s = 0.33$ で $d \leq 220$ (μ) となる。

さらに、交流磁界下で生ずる超電導線のヒステリシス損は、線径にはほぼ比例し、線径の細かいほど損失が少なくなる (2.2.5 (1) 参照) ことを考慮すると、IES コイルの超電導線は線径 100 μ m 以下の極細多芯線にする必要がある。

b) 超電導多芯線のツイスト

上記のように極細多芯線とした線材においても、各素線間はアルミニウム導体により電気的に接続しているため、磁界変動のある場合には導体全体としての挙動を示し細線化の効果が得られない。各素線が独立の挙動を示すためには、超電導線をツイストしてやればよい。必要なツイストの上限 L_c (m) は磁界変化速度によって定まり次式で与えられる。^(2.2-5)

$$L_c^2 = \frac{\pi^2}{16} \frac{J_c \rho d}{\dot{B}_a} \quad (2.2-7)$$

d : 超電導線の線径 (m)

\dot{B}_a : 外部磁界の変化速度 (T/s)

IES コイルにおける磁界変化のモードを考えると、超電導線での最大磁界変化速度は 0.21 (Tesla/sec) 程度であり、 $J_c = 1.4 \times 10^9$ (A/m²), $\rho = 1.0 \times 10^{-10}$ (Ω -m) で、 $L_c = 1.29d^{\frac{1}{2}}$ となる。したがって超電導線の線径が 100 μ のとき、 $L_c = 12.9$ (mm), 30 μ のとき $L_c = 7.1$ (mm) となる。所要ツイストピッチは $4L_c$ で与えられるから、線径 100 μ のときツイストピッチは 52 mm, 30 μ のとき 28 mm となる。また各分割導体当りに必要な超電導素線数は、所要断面積 (34 mm²) から与えられ、素線径が 100 μ のとき 4.33×10^3 本, 30 μ のとき 4.81×10^4 本となる。このように素線を細線化すればするほど、より高度な製造技術が要求されるが、超電導線の安定性は向上し、2.2.5 (1) に述べたごとく超電導線で生ずるヒステリシス損、ツイスト損が減少する。

本概念設計では、これらを考慮に入れて、

超電導素線径 ; 30 μ m

分割導体当りの素線数 ; 48,100

ツイストピッチ ; 25 mm

とした。

(4) 導体構成

(3)でのべたように複合超電導線の超電導線細部構成、安定化に必要な Al の形状を決定したが、

IES コイルでは多大の電磁力が働らくので強度部材が必要である。図 2.2-2, 図 2.2-3 はこれらの強度部材を含めた主コイルおよびシールドコイルの導体構成である。主コイルとシールドコイルとでは補強部材の厚みが異なっているが、両コイルでの電磁力のちがいを考慮したものである。電磁力支持についての検討内容については 2.3 を参照されたい。

主コイル, シールドコイルの所要アンペアターンより与えられる所要巻数はそれぞれ 374 ターン, 166 ターンである。したがって上記導体を主コイルでは 94 段, 各段 4 ターン (計 376 ターン), シールドコイルでは 83 段, 各段 2 ターン (計 166 ターン) 配置しコイルを構成する。

両コイルの超電導線の設計仕様は, 表 2.2-1 に示したとおりである。

2.2.2 磁界の計算

超電導コイルの設計において, 最も基本的なものは磁界の計算である。基本寸法を決定するのに線材電流密度との関係で, 最大磁界を知る必要があり, 線材の変動磁界による熱損失の計算にも磁界分布が必要で, 電磁力分布は磁界分布から求められる。さらに蓄積エネルギーを正確に計算するには, 磁界分布を積分することとほとんど同じ方法をとることになる。この項では, 磁界分布の計算方法, 計算結果を述べる。

(1) 磁界計算法

2重ソレノイドによる磁界は主コイルによる磁界と, シールドコイルによる磁界の和であるので, まず1つのソレノイドによる磁界を計算する。これには, サブプログラム BZNZR (ZN, RN, BZN), BRNZR (ZN, RN, BZN) を用いたが, これらは以下の計算法に基づいて作られている。

計算に使用するコイル寸法の名前を, 図 2.2-4 のように定義する。

点 P (r, θ , z) での磁場はベクトルポテンシャルを用いて,

$$\left. \begin{aligned} B_z &= -\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} (r A_\theta) \\ B_r &= -\frac{\partial A_\theta}{\partial z} \end{aligned} \right\} \quad (2.2-8)$$

のように書いて, ベクトルポテンシャルは P' (r', θ' , z') にある電流要素の積分で,

$$A_\theta = \frac{\mu_0 \lambda J}{4\pi} \int_{-b}^b dz' \int_{a_1}^{a_2} r' dr' \int_0^{2\pi} \frac{\cos(\theta' - \theta) \cdot d(\theta' - \theta)}{\sqrt{(z' - z)^2 + r'^2 + r^2 - 2r'r \cos(\theta' - \theta)}} \quad (2.2-9)$$

となる。(2.2-9) を (2.2-8) に代入したとき, 3重積分のうち r' と z' については, 解析的に積分できる。結果を無次元化した量で書くと, 次のようになる。ただし, 長さは基本寸法 a (コイル内半径) で, 磁界は $\mu_0 a \lambda J$ で規格化して無次元化してあり, * を付けて表わす。また $\varphi = \theta' - \theta$, $\zeta^* = z^* - z^*$, $\zeta_1^* = z^* - \beta$, $\zeta_2^* = z^* + \beta$, である。

$$2\pi B_z^*(z^*, r^*) = \left(\int_0^\pi F_z d\phi \right) \left| \begin{array}{l} \zeta_2^* \\ \zeta^* = \zeta_1^* \end{array} \right| \left| \begin{array}{l} \alpha \\ r'^* = 1 \end{array} \right| \quad (2.2-10)$$

被積分関数 F_z は,

$$F_z = \zeta^* \ln(r'^* - r^* \cos \varphi + R^*) - \frac{\zeta^* r'^* r^{*2} \sin^2 \varphi}{(R^{*2} - \zeta^{*2}) R^*} - \frac{\zeta^*}{|\zeta^*|} r^* \sin \varphi \tan^{-1} \frac{(r'^* - r^* \cos \varphi) |\zeta^*|}{R^* r^* \sin \varphi} \quad (2.2-11)$$

ここで R^* は

$$R^* = \sqrt{\zeta^{*2} + r'^{*2} + r^{*2} - 2 r^* r'^* \cos \varphi}$$

また B_r^* の方は

$$2 \pi B_r^*(z^*, r^*) = \left(\int_0^\pi F_r d\psi \right) \Bigg|_{\substack{\zeta_2^* \\ \zeta^* = \zeta_1^*}} \Bigg|_{r'^* = 1} \alpha \quad (2.2-12)$$

被積分関数 F_r は

$$F_r = -R^* \cos \varphi - [r^* \cos^2 \varphi \ln(r'^* - r^* \cos \varphi + R^*)] \quad (2.2-13)$$

ソレノイド中心軸上の磁界は

$$B_z^*(r^* = 0) = \frac{1}{2} \zeta^* \ln(r'^* + \sqrt{\zeta^{*2} + r'^{*2}}) \Bigg|_{\substack{\zeta_2^* \\ \zeta^* = \zeta_1^*}} \Bigg|_{r'^* = 1} \alpha \quad (2.2-14)$$

(2.2-10), (2.2-12) の積分を行えば任意の場所での磁界が計算できる。ただし、積分の端点 $\varphi = 0, \pi$ では被積分関数が発散する可能性があるので、積分は、 $0 + \epsilon, \pi - \epsilon$ の間で行なう。実際には、 ϵ をいろいろ変えて計算してみた結果、 $\epsilon = 10^{-5}$ で充分であるのでその値を使った。こうすれば、コイル端面上を含むコイル内外のあらゆる点で、磁界を計算することができる。(ただし、中心軸上の磁界は式 2.2-14 で計算する。) また、この計算には、均一電流密度の仮定以外には、形状については何らの近似も含まれていない。サブプログラム BZNZR, BRNZR の流れを図 2.2-6 に示す。

これまで、1つのソレノイド(形状 α, β) の規格化座標 z^* ($=z/a$), r^* ($=r/a$) での規格化磁界 $B_z^*(z^*, r^*)$, $B_r^*(z^*, r^*)$ の求め方を述べたが、このサブプログラムを用いて2重ソレノイドの磁界を計算する方法は、次のとおりである。

$$\begin{aligned} B_{zt} &= B_{zm} - B_{zs} \\ &= \mu_0 \lambda J a B_{zm}^* - \mu_0 \lambda J a_{s1} B_{zs}^{*'} \\ &= \mu_0 \lambda J a (B_{zm}^* - a_{s1}^* B_{zs}^{*'}) = \mu_0 \lambda J a B_{zt}^* \\ B_{zm}^* &= B_z^*(z^*, r^*), \quad B_{zs}^{*'} = B_z^*(z^*/a_{s1}^*, r^*/a_{s1}^*) \end{aligned}$$

ここで、 B_{zm}^* を計算する時の α, β は、 $\alpha = a_{m2}/a_{m1} = a_{m2}/a$, $\beta = b/a_{m1}$, $B_{zs}^{*'}$ を計算する時の α, β は、 $\alpha = a_{s2}/a_{s1}$, $\beta = b/a_{s1}$ とする。 B_{rt} についても全く同様である(上式で、 z を r で置き換えれば良い)。

以上の、2重ソレノイドの磁場分布の計算の流れをまとめると、図 2.2-7 のようになる。

(2) 磁界分布計算結果

今回試設計した2重ソレノイドの、均一電流分布近似での磁界分布を以下に述べる。

コイルは 2.1.5 の最後に述べたもの(図 2.1-19)であるが、ここに改めて、磁界分布の計算に使用した入力定数のおもなものをまとめて記す。

$$\text{基本寸法 } a = 4.972 [\text{m}]$$

形状因子 $\alpha=1.15$, $\beta=1.20$, $\gamma=1.50$

コイル電流密度 $\lambda J = 10.08 \times 10^6$ [A/m²]

また、コイルのある場所は、

r 座標 [m] 主コイル $4.97 \leq r \leq 5.72$

シールドコイル $7.85 \leq r \leq 8.18$

z 座標 [m] 両コイル $-5.97 \leq z \leq 5.97$

2重ソレノイドの合成磁界に分布を示す前に、主コイル、シールドコイル各単独による磁界分布を示す。それにより、主コイルより内側の磁場の弱められかた、各コイルの間の磁界の高められかた、シールドコイル外の磁場の打ち消されかたが、明らかになる。図 2.2-8 は、各コイル単独による磁界 (z 成分) を、合成磁場とともに書いたものである。図は $z=0$ で、R を変えたときの分布である。図からわかるように、主コイル内側空間の磁界は、シールドコイルのために、約 65% に下がっている。主コイルが感じる最大磁界も同程度に下がっており、主コイル導体コストを下げている。主コイルとシールドコイルにはさまれた空間では、主コイルによる磁界も、シールドコイルによる磁界も、ともに負であり、合成磁界はそれらの絶対値の加算したものになり、その大きさは主コイル内側の磁界とほぼ同程度であり、合成磁界分布はほぼ均一である。シールドコイルが感じる最大磁界は約 3 割増加している。シールドコイル外の磁界は主コイルによるものと、シールドコイルによるものがほぼ同程度の絶対値で、合成磁界は単独の場合の 1/10 程度に落ちている。図 2.2-9 は、r 成分を書いたもので、 $Z=5$ [m] (コイル半高さは 6 [m]) での各コイルと合成コイルの B_r を R に対してプロットしたものである。 B_r はコイル端部で大きい、 $Z=5$ [m] のところで、シールドコイルのところの磁界の横成分 B_r が、単独の時に比べて、1/5 程度に下がっているのが、注目すべきことである。これはシールドコイル中の Z 方向の電磁力を下げることに、シールドコイル中導体に発生する渦電流損を小さくすることに役立っている。

2重ソレノイドの合成磁界分布を図 2.2-10 ~ 図 2.2-23 に示す。コイル中と周辺の磁界分布をベクトル表示で示してあるのが、図 2.2-10 で、図 2.2-11 はコイルから離れた所の磁界のベクトル表示である。図 2.2-10 を見れば、コイル中と周辺の磁界分布の概要をつかむことができる。主コイルでは、内径部、外径部、上下端部 (r 成分) で同程度の大きさの磁界となり、シールドコイルは内径部でだけ、大きな磁界となる。図 2.2-11 により、コイルから離れた空間での磁場分布の概要をつかむことができる。r 方向での減衰の方が、z 方向への減衰よりも速いことがわかる。

図 2.2-12 ~ 図 2.2-15 は、磁界の z または r 成分を、r または z に対し、プロットしたものである。

図 2.2-12 B_z 対 r, パラメータ z
 $0 \leq r \leq 12, z=0, 6, 10$

図 2.2-13 B_r 対 r, パラメータ z
 $0 \leq r \leq 12, z=4, 5, 6$

図 2.2-14 B_z 対 z, パラメータ r
 $0 \leq z \leq 10, r=0, 9, 7$

図 2.2-15 B_r 対 z, パラメータ r
 $0 \leq z \leq 10, r=4, 7, 9$

図 2.2-16 ~ 図 2.2-19 はコイル中と周辺の磁界分布のグラフである。

図 2.2-16 B_z 対 r , パラメータ z
 $4 \leq r \leq 9, z = 0, 6$

図 2.2-17 B_r 対 r , パラメータ z
 $4 \leq r \leq 9, z = 4, 5, 6, 6.5$

図 2.2-18 B_z 対 z , パラメータ r
 $0 \leq z \leq 6.5, r = 5.08, 5.68, 7.85, 8.15$

図 2.2-19 B_z 対 z , パラメータ r
 $0 \leq z \leq 6.5, r = 5.08, 5.68, 7.85, 8.15$

図 2.2-20 ~ 図 2.2-23 は, コイルから離れた所の磁界分布のグラフである。

図 2.2-20 B_z 対 r , パラメータ z
 $0 \leq r \leq 28, z = 0, 10, 20, 28$

図 2.2-21 B_r 対 r , パラメータ z
 $0 \leq r \leq 28, z = 10, 20, 28$

図 2.2-22 B_z 対 z , パラメータ r
 $0 \leq z \leq 28, r = 0, 10, 20, 28$

図 2.2-23 B_r 対 z , パラメータ r
 $0 \leq z \leq 28, r = 10, 20, 28$

これらは, もれ磁界の分布ということになる。もれ磁界の許容値については, その場所の条件, 例えば, 人間の居る所か, 精密機器が置かれる場所か, などによる。また, その許容値についても, はっきりした基準は今のところないようである。超電導磁石を使用する磁気浮上列車では 100 ~ 200 ガウス以下, 計算制御, データ処理などの計算機では 50 ガウス以下と言われている。我々の 2 重ソレノイドの場合, 200 ガウスになる場所は, 図 2.2-20 から, $z = 0$ で $r = 16$ [m] である。100 ガウスでは 19 [m], 50 ガウスでは 22 [m] である。この領域 ($z = 0$ 面付近) でのもれ磁界は, $B_z > 0, B_r \leq 0$ である。これは, シールドコイルによる磁界が過剰であることを示している。この辺の磁場を下げるためには, シールドコイルの厚さをわずかに薄くすれば良い。一方, z 軸付近のもれ磁界は, $B_z > 0, B_r \geq 0$, であり, これは, 主コイルによるものの方が大きいことを示している。もれ磁界を検討する時に, まず, 機器, 人間の配置状態から, z, r , のどの領域でいくら以下に抑えるかを決め, それにあわせて, シールドコイルをもう少しデリケートに設計すれば良い。例えば, コイル厚さを z 方向で変えるとか, 地中ではもれ磁界があってもよいので上下非対称にするなどの考慮を払うべきであろう。この他に, 付近に強磁性の機器があると, それらに対する影響, それらによる磁界の変化などを考えなくてはならない。実際の装置の設計ではここに述べたような問題点をより詳細に検討することになる。

2.2.3 電磁力の計算

(1) コイルに働く電磁力

コイルに働く電磁力は, 体積力としては, 単位体積当り, $\vec{i} \times \vec{B}$ で, \vec{i} ($= \lambda \vec{j}$ 一定) と \vec{B} は常に直交しているので, その分布は 2.2.2 で述べた, 磁界分布そのものである。すなわち, 図 2.2-10 で, 磁

界のベクトルを、主コイルでは時計方向に90度、シールドコイルでは反時間方向に90度回転すればそのまま電磁力(体積力)分布になる。この体積力によって、導体、支持材に生ずる応力は、電磁力支持構造によって決る。2.3に述べるように、電磁力支持はr方向の力とz方向の力に対して別々に行ない。r方向の力はコイル外側に巻いたタガで支持し、z方向の力は導体自身に付加した強度部材で支持する。これら支持部材に働く応力を、次に求める。

まず、タガに働く応力を計算する。r方向の電磁力の合力は、主コイル、シールドコイルとも外向きであるから、タガには張力が働く。この引張応力は

$$\sigma_t = \frac{P_r \cdot r}{t_r}$$

ここで、 t_r はタガの厚さ、 r はタガ半径、 P_r はrに垂直な単位面積に働く電磁力のr成分の合力で

$$P_r = \frac{1}{a_2} \int_{r=a_1}^{a_2} (\vec{i} \times \vec{B})_r r dr$$

$$P_{rm}(z) = \frac{\mu_0 (a \lambda J)^2}{a_{m2}^*} \int_{r^*=a_{m1}^*}^{a_{m2}^*} B_z^*(z^*, r^*) r^* dr^* \quad (2.1-15)$$

シールドコイルの場合は、添字mがsに替るだけである。

数値積分により求めた外向きのコイル圧力 $P_{rm}(z)$ 、 $P_{rs}(z)$ の分布を図2.2-24に示す。図で横軸が圧力で、たて軸がz位置である。シールドコイル外面での磁気圧は、最大66気圧、主コイルで最大16気圧になる。

主コイルでは、コイル内面近傍と外面代傍で磁界 B_z の符号が逆で、 $B_z \cdot r$ の積分としての P_r はシールドコイルに比べて、ずっと小さくなる。シールドコイルの位置をもう少し近づければ、ほとんどゼロにできるし、小さくする方法が望ましいが、概算によりコイル寸法を決めて、その寸法で詳細に計算した結果、図のような値になったものである。

シールドコイルの P_r はzに対して、図のように変化するので、この変化に応じて、タガの厚みを端部で減らすこともできる。タガの材料、構造、寸法については、2.3で述べる。

主コイルの中で、内面側と外面側で、r方向電磁力が逆なので、全体として、タガにかかる圧力 P_{rm} は小さかったが、コイル中では、かなり大きなr方向圧縮力が予想される。この圧縮圧力は、式2.1-15での積分範囲を、内径 a_{m1} (合力が外向きの場合)または外径 a_{m2} (合力が内向きの場合)から、磁界がゼロになるところまでにとればよい。コイル中での磁界分布、 B_z 対rを直線で近似して、その概略を求めると、主コイル中のr方向圧縮応力の最大値は、 $1.01 \times 10^7 [P_a]$ ($=1.03 [kg f / mm^2]$)となり、導体が充分耐え得る値である。シールドコイル中、導体にかかるr方向圧縮応力の最大値は、タガにかかる内圧と同じく $0.7 [kg f / mm^2]$ である。

次に、z方向の電磁力とその支持を考える。すでに、概要設計の筋で述べたように、z方向の電磁力は、 $z=0$ 面に向う圧縮力であり、これがr方向に平均化され、z方向に積み重なるような構造をとっている。したがって、z方向電磁圧力はzのところでは

$$\sigma_z(z) = \frac{1}{C_m a_{mo}} \int (\vec{i} \times \vec{B})_z r dr dz \quad (2.2-16)$$

積分は、 $z=z$ からbまで行なう。しかし、実際には、 $\sigma_z(0)$ のみを求めた。その理由は、 $\sigma_z(z)$ の

z 依存性は小さいので、仮に $\sigma_z(z)$ に応じて、電磁力支持体寸法を変えてもそのメリットは少ないことと、本試設計では、この支持体は導体と一体としているので、その寸法を変えることは製作が複雑となるため、電磁力支持体寸法は z 方向で変えないとしたからである。そして、その寸法は、 $\sigma_z(z)$ の最大値 $\sigma_z(0)$ に耐えるものとした。

$\sigma_{zm}(0)$ は、式 2.2-16 から

$$\sigma_{zm}(0) \approx \frac{\mu_0 (a \lambda J)^2}{(a_{m2}^* - a_{m1}^*)} \int_0^{b^*} dz^* \int_{a_{m1}^*}^{a_{m2}^*} B_r^*(z^*, r^*) dr^*$$

シールドコイルの場合には、添字 m を s に換えればよい。 $\sigma_{zm}(0)$ を計算する流れを、図 2.2-25 に示す。

計算の結果、

$$\sigma_{zm}(0) = 5.32 \times 10^7 \text{ Pa} (= 5.43 \text{ kgf/mm}^2)$$

$$\sigma_{zs}(0) = 0.48 \times 10^7 \text{ Pa} (= 0.49 \text{ kgf/mm}^2)$$

となった。

(2) コイル中心がずれたときの電磁力

主コイルとシールドコイルが、それらの中心が厳密に一致するように製作されれば、2 コイル間に働く電磁力のベクトル和はゼロとなる。しかし実際は製作時点あるいは冷却時点、さらには励磁時点で、中心が相互にずれる可能性があり、その時に働く電磁力の合力を求めておく必要がある。

まず中心が z 方向にずれる場合を考える (図 2.2-26a)。図のようにシールドコイルが主コイルに対して z 方向に $d\zeta$ ずれる場合を考えれば、シールドコイルが主コイルから受ける電磁力のベクトル和はシールドコイル中の、主コイルに対し非対称な部分 (高さ $2 \cdot d\zeta$) が受ける z 方向電磁力の和となる。その向きは図からもわかるようにずれの向きすなわち、不安定な方向である。ずれが $d\zeta$ のときのこの電磁力のベクトル和 dF_z は次のようになる。

$$dF_z = \int (\vec{i} \times \vec{B}_m)_z dv$$

ここで積分は非対称部分 (高さ $2 \cdot d\zeta$) にわたる。また \vec{B}_m は主コイルのみによる磁界である。さらに $d\zeta$ が非常に小さいとして、 $d\zeta=0$ での $dF_z/d\zeta$ を求める。

$$\frac{dF_z}{d\zeta} = 4\pi i \int_{a_{1s}}^{a_{2s}} dr B_{rm}(b, r) r$$

磁場は端部 $z=b$ のかわりに $z=b'=0.99b$ の場所の値を用いた。数値計算の結果、 $dF_z/d\zeta = 385 \times 10^6$ [N/m] を得た。これは、ずれ $\zeta=10$ [mm] に対し 392 トン、30 [mm] に対し 1180 トンとなる。

次にシールドコイルの中心が r 方向に dx ずれる場合を考える。(図 2.2-26b) 図のようにシールドコイルが主コイルから受ける電磁力のベクトル和は、シールドコイル中の、主コイルに対し非対称な部分 (巾 dx , 2ヶ所) が受ける x 方向電磁力の和となる。その向きは図からもわかるようにずれの向きと反対すなわち安定な方向である。ずれが dx のときのこの電磁力のベクトル和 dF_x は次のようになる。

$$dF_x = \int_{1+2} (\vec{i} \times \vec{B}_m)_x dv = dF_{x2} - dF_{x1}$$

ここで積分は非対称部分 1 と 2 で行なう。また \vec{B}_m は主コイルのみによる磁界である。さらに dx が非常に小さいとして、 $dx=0$ での dF_x/dx を求める。 dF_{x2} と dF_{x1} を比べると、磁界が領域 1 の方

が領域2より大きいので $dF_{x2} < dF_{x1}$, すなわちずれを元にもどそうとする力が働く。

$$\begin{aligned} dF_{x1} &= \int_1 (\vec{i} \times \vec{B}_m)_x dv \\ &= dx \int_{-b}^b dz \int_{-a_{s1}}^{a_{s1}} dy \cdot i B_{zm} \cos \theta \\ &= dx i 2 \int_0^b dz \int_{-\pi/2}^{\pi/2} a_{s1} \cos^2 \theta d\theta \cdot B_{zm} \\ \frac{dF_{x1}}{dx} &= \pi i a_{s1} \int_0^b dz B_{zm} (r=a_{s1}) \end{aligned}$$

dF_{x2} も同様だから両方差し引いて

$$\frac{dF_x}{dx} = \pi i \left[a_{s2} \int_0^b dz B_{zm}(z, a_{s2}) - a_{s1} \int_0^b dz B_{zm}(z, a_{s1}) \right]$$

さらに図 2.2-26b からわかるように移動後の非対称領域は、領域2の左側に巾 dx だけ（領域2を反転した領域）および領域1の左側に巾 dx だけ（領域1'を反転した領域）あり、そこに働く電磁力は、 $dx \approx 0$ でそれぞれ dF_{x2} 、 dF_{x1} に等しいからシールドコイル全体に働く非対称電磁力は

$$\frac{dF_x}{dx} = 2\pi i \left[a_{s2} \int_0^b dz B_{zm}(z, a_{s2}) - a_{s1} \int_0^b dz B_{zm}(z, a_{s1}) \right]$$

数値計算の結果、 $dF_x/dx = 100.8 \times 10^6$ [N/m]を得た。ずれ 10mm に対し $dF_x = 1.01 \times 10^6$ [N] = 103 トンとなる。

以上の電磁力計算結果をまとめると下の表のようになる。

コイルに働く電磁力	主コイル	シールドコイル
径方向電磁圧力(最大) [ata]	16	66
軸方向電磁圧力(最大) [kgf/mm ²]	5.43	0.49
コイル内の径方向最大応力 [kgf/mm ²]	1.03	0.68
中心がずれたときの電磁力		
軸方向のずれ 10mmにつき	392 トン	
水平方向のずれ 10mmにつき	103 トン	

2.2.4 誘導周回電流の検討

ポロイダルコイル用 SC-IES では、かなり早い電流変化が必要となる。すなわち、1.7で述べたように、SC-IESからポロイダルコイルにエネルギーを移送するときは、全励磁の状態から、電流値で1/3程度まで、1分で減衰する。したがって、SC-IESが発生する磁束と鎖交する導体回路があればそこには、電流が誘導され、ロスの発生となる。SC-IESには、クライオスタットの低温壁、室温壁、輻射シールド、電磁力支持部材など、大規模な周回電流を誘導する可能性のある部分がある。これらに発生するロスの値が許容できる範囲にあるかどうかを検討し、大きければそれに対する対策を講じる必要がある。ここでは、単純化したモデルで、この周回電流とそれによるロスを概算してみる。

(1) モデルと計算方法

モデルは、図 2.2-27 に示すように、周回電流を誘導する物体として、SC コイルと同軸の2つの金属円筒を考える。同図(b)の回路の基本式は、

$$-R_1 I_1 = \frac{d}{dt} (L_1 I_1 + M_{10} I_0 + M_{12} I_2)$$

$$-R_2 I_2 = \frac{d}{dt} (L_2 I_2 + M_{20} I_0 + M_{21} I_1)$$

ここでは、SC-IES (コイル0) の電流の減衰は直線とする。実際には、ポロイダル系との関係で、1.7に述べたようになるが、ここでは、最大値と最小値を結んだ直線で近似する。こうすると、前記の連立微分方程式の解は下記のようなになる。

$$I_1 = A_1 e^{\omega_1 t} + A_2 e^{\omega_2 t} - \frac{M_{10}}{R_1} I_0'$$

$$I_2 = k_1 A_1 e^{\omega_1 t} + k_2 A_2 e^{\omega_2 t} - \frac{M_{20}}{R_2} I_0' \quad (2.2-17)$$

ここで、 I_0' はSC-IES の電流変化率 (一定)

初期条件、 $I_1 = 0, I_2 = 0$ at $t = 0$ から求めた定数は

$$A_1 = \frac{I_0'}{k_2 - k_1} \left(\frac{M_{10}}{R_1} k_2 - \frac{M_{20}}{R_2} \right)$$

$$A_2 = \frac{I_0'}{k_2 - k_1} \left(\frac{M_{20}}{R_2} - \frac{M_{10}}{R_1} k_1 \right)$$

$$k_1 = - \frac{L_1 \omega_1 + R_1}{M_{12} \omega_1}, \quad k_2 = - \frac{L_1 \omega_2 + R_1}{M_{12} \omega_2}$$

$$\left(\begin{array}{l} \omega_1 \\ \omega_2 \end{array} \right) = \frac{-(R_1 L_2 + R_2 L_1) \pm \sqrt{(R_1 L_2 + R_2 L_1)^2 + 4 R_1 R_2 M_{12}^2}}{2 (L_1 L_2 - M_{12}^2)}$$

(+ 符号 ω_1)
(- " ω_2)

抵抗は、

$$R_1 = \rho_1 \frac{2\pi a_1}{2b_1 t_1}, \quad R_2 = \rho_2 \frac{2\pi a_2}{2b_2 t_2}$$

インダクタンスは、誘導される電流分布を均一とし、有限長薄形のソレノイドのインダクタンスの近似式により計算した。インダクタンスと抵抗がわかれば、電流の式中の各定数、 ω, k, A がわかり、電流が求まる。電流が求まれば、各時刻での RI^2 ロスが求まる。

(2) 計算結果と検討

計算に用いた入力数値は次のとおりである。

SC-IES (コイル0)

寸法 [m] $a_{0m} = 5.35, a_{0s} = 8.02, b = 5.97$

巻数 (ターン) $N_m = 374$

電流変化速度 [A/S] $I_0' = 2.52 \times 10^8$

コイル1, コイル2の寸法と比抵抗は、次の値を標準として、いくつか変えて計算してみた。

寸法 [m] 半径 $a_1 = 4.50$, 厚さ $t_1 = 0.01$

$a_2 = 4.80, \quad t_2 = 0.01$

比抵抗 [$\Omega \cdot m$] …………… $\rho_1 = 70 \times 10^{-8}$, $\rho_2 = 50 \times 10^{-8}$

ここで、コイル1、コイル2の比抵抗として、次の中から選ぶ。(単位 [$\Omega \cdot m$])

SUS 304 低温 (80K 以下)	50×10^{-8}
室温	70×10^{-8}
OFHC 銅またはアルミ, 80K	0.22×10^{-8}
室温	1.55×10^{-8}

基本入力定数は、SUS のクライオスタットの低温壁、室温壁のみがある場合に相当する。

基本入力定数での、コイル1、コイル2の電流の変化 $I_1(t)$, $I_2(t)$ を図 2.2-28(a) に示す。図に示すように、時定数は非常に小さく ($\omega_1^{-1} = 2 \times 10^{-3}$ [s], $\omega_2^{-1} = 7 \times 10^{-2}$ [s]), すぐに、 $I(t = \infty)$ となる。この場合には、電流 $I_1(t)$, $I_2(t)$ の式 2.2-17 のうち、コイル1、コイル2の相互作用に関係する項はほとんど効かず、電流は最後の項、すなわち、 $R_1 I_1 = \dot{\phi}_0$ で規定される電流値となる。このとき、IES 放電時間中の熱ロス (wattage) はほぼ一定で、

$$Q_1 = R_1 I_1^2 = 40.6 \times 10^3 \text{ [W]}$$

$$Q_2 = R_2 I_2^2 = 69.0 \times 10^3 \text{ [W]}$$

である。

2つの中空円筒コイル1、コイル2の入力定数として、コイル1はCuまたはAlの輻射シールド板(厚さ3mm, 80K)、コイル2はクライオスタット低温壁(SUS, 厚さ10mm)とすると、長い方の時定数 ω_2^{-1} が2.8[s]であり、これも60[s]に比べて非常に短かく、コイル1、コイル2の相互作用はほとんど効かない。このときのロス (wattage) はほぼ一定で、 $t = 60$ [s] で、 $Q_1 = 4.28 \times 10^6$ [W], $Q_2 = 69.0$ [kW] となる。

この程度の厚みのものでは、円筒間の相互作用はほとんど効かないので、同様な円筒板がいくつかあれば、それぞれ独立に、厚さ、比抵抗に応じたロスが発生し、全体ではそれらのロスを単に加算すれば良い。

これらのロスの大きさが、許容できるものかどうか検討するため、低温で発生する他のロスと比べてみる。2.2.5で述べるように、 LH_e 温度部で発生するロスの中で最大のもは、SCコイルの安定化材の中で発生する渦電流損で、放電時間60[s]の平均で約70[kW]である。これと比べて、クライオスタットをSUSで作ったときのロスは、厚さ10mmとすれば、同程度となる。将来方向として、線材中の安定化材の量を減らし、線材のACロスは減らす可能性があるが、そうなれば、クライオスタット壁のACロスの比重は非常に大きくなる。また、実際に、厚さは内圧を受ける側(SCコイル外径側)では、5mmのオーダー、外圧を受ける側では、50mmのオーダーで、この場合には、 H_e 温度でのロスが放電時に500kWオーダーに達する。これは他のロスに比べはるかに大きいだけでなく、絶対値としても大きすぎると思われる。例えば、1分間に平均500KWの熱ロスがあれば、その間の液体ヘリウムの蒸発量は $12m^3$ で、同程度のヘリウムガスで $90m^3$ 、室温ヘリウムガスに換算すれば $0.8 \times 10^4 m^3$ で、これは安全上許容できない値と思われる。従って、クライオスタット低温壁を周回電流が流れる形状で、金属製にすることは不可と判断できる。また、周回電流が流れない形に分割絶縁して、かつ、真空保持構造をとることは、現時点では困難と考えられ、2.3に述べるように、プラスチックを主体にしたクライオスタットとした。電磁力支持タガは、クライオスタット低温壁よりさ

らに、多量の材量を必要とし、また周回電流が流れないように、分割形にすることも不可能と考えられるので、これもFRPを使うことにした。輻射シールド板については、これは分割形にすることは可能なので、そのような設計とした。クライオスタットの室温壁については、厚い方の壁での500kWオーダーは、自然対流冷却によって、概算によれば、壁の温度上昇は長時間平均で5°C以下となるため、充分許容できるものである。従って、室温壁はSUSを使用することとした。

クライオスタット壁などに発生する周回電流によるロスを減らす別の方法として、コイルより内径の空間に、室温または液体窒素で冷却した(良)導電性の円筒壁を置き、磁束変化をこれでもかなり吸収し、クライオ壁などに誘導される周回電流を減らそうという考え方もできる。例として、厚さ100mmの液体窒素で冷却したCu円筒板を置いた場合、その円筒板と、クライオスタット壁に誘導される電流変化を、図2.2-28(b)に示す。コイル1がCu円筒板、コイル2がSUSのクライオスタット壁(厚さ10mm)である。この場合には、 I_2 は $t=60$ [s]でも、 $I_2(\infty)$ の半分以下になって、平均ロスは、 $1/5$ 以下に下るが、 I_1 が非常に大きく、ロス $R_1 I_1^2$ は、130MWとなり、許容できない。こういう場合は、実は、この解析の仮定に反して、SCコイルによる磁束変化がコイル1の磁束変化に影響されるので、詳しくは、計算法を変えなければいけないが、ここで得た結果からみても、SCコイルの磁束変化を一部吸収する円筒板を置くことによって、金属クライオスタットを復活させることは不可能であると想われる。

以上の解析結果から、構造設計に対する要請として、次のものを設定した。液体ヘリウム容器は、絶縁物を主体とする。タガも絶縁物とする。輻射シールド板は周方向に分割する。クライオスタット室温壁はSUSでも良い。

2.2.5 冷却負荷の計算

冷却負荷は、冷凍系からみて、4.2Kの液体ヘリウム温度レベルの冷却負荷と、熱シールド部の温度レベル(今回の設計では80K)の冷却負荷に大別される。

冷却負荷の発生要因から大別すると、①コイル部分の内部での発熱(ヒステリシス損、ツイスト損、渦流損など)、②構造体内部での発熱(誘導周回電流によるジュール損、渦流損など)、③構造体外部からの熱侵入(伝導、輻射)、④その他(電流リード、計測リードなど)に分けられる。

これらについて主要熱負荷の計算結果を表2.2-2に示す。本表では、平均熱負荷(6000sec平均)に加えて、電流変動に伴って熱負荷の異なるものについてはピーク時(10sec)の最大熱負荷を並記した。

本表で注目すべきことは、電流変動に伴う渦流損が極めて大きいことで、しかもエネルギー蓄積電力放電時の短時間(10sec)に、この損失が発生することである。

次に指摘されることは、構造体外部からの熱侵入が、比較的従来の大型超電導マグネットに比べて小さいと考えられることである。この理由は、コイルの電磁力支持をタガ締め構成の採用により、極低温部で処理していることによるものと考えられる。

以下に線材の損失、構造体の熱侵入など主要なものについて、計算方法などの詳細を述べる。

(1) 超電導線材の交流損失

IES超電導マグネットでは、放電⇄充電にともない、磁界変動が生じ、各部で交流損失が生じる。ここでは、冷却負荷となる超電導コイルで生ずる損失の検討を行う。

(i) 超電導線の交流損失

超電導線が交流磁界下にある場合には、以下の損失が生ずる。

渦流相 (eddy current loss)

複合超電導線の安定化材 (Aℓ) 部分に流れる eddy current により生ずる損失

ツイスト損 (twist loss)

ツイストされた超電導細線相互の間に流れる渦流ループの安定化材部分で生ずる損失

ヒステリシス損 (hysteresis loss)

超電導体内部で磁束変動により生ずるヒステリシス損

(a) 渦流損 (P_e)

長方形断面をもつ導体が $B_0 \cos \omega t$ の交流磁界下におかれたとき (図 2.2-29 参照) 導体の単位長さ当りに生ずる損失 p_e は、一般に

$$p_e = \frac{B_0^2}{\sigma \mu_0^2} F\left(\frac{a}{\delta}, \frac{b}{\delta}\right)$$

B_0 : 磁束密度の変動振幅 (T)

σ, μ_0 : 導体の導電率 ($\Omega^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$) および透磁率 (H/m)

δ : 導体の侵入厚 (m) $\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \sigma \mu_0}}$

で与えられる。

$a \gg b$ すなわち薄板の場合には、次式で近似される。

$$p_e = \frac{B_0^2}{\sigma \mu_0^2} \left(\frac{a}{\delta}\right) \frac{\sinh \frac{b}{\delta} - \sin \frac{b}{\delta}}{\cosh \frac{b}{\delta} + \cos \frac{b}{\delta}}$$

また、 $b \ll \delta$ あるいは、 $a \ll \delta$ においては

$$p_e = \frac{B_0^2}{\sigma \mu_0^2} \frac{1}{6} \left(\frac{a}{\delta}\right) \left(\frac{b}{\delta}\right)^3$$

$$= \frac{1}{24} B_0^2 \omega^2 \sigma a b^3$$

(2.2-19)

で与えられる。(2.2-6)

IES 超電導コイルにおいては、磁界変化速度の最大の場合において、 $\delta \approx 3 \times 10^{-2}$ [m] であるから損失の計算は、式 (2.2-19) を用いればよい。

IES 超電導コイル内部で生ずる渦流損の総和 $P_e(w)$ は、コイルの (i, j) における損失 $p_e(i, j)(w)$ とすれば、

$$P_e = 2 \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n p_e(i, j) \times 2\pi r(i, j)$$

m : コイル内導体巻数 (r 方向)

$2n$: 導体層数 (z 方向)

$r(i, j)$: (i, j) 位置のコイル半径 (m)

$$P_e(i, j) = \frac{1}{24} \omega^2 \sigma a b \{ B_{0z}(i, j)^2 b^2 + B_{0y}(i, j)^2 a^2 \}$$

で与えられる。したがってコイルの半径を R (m) とすれば、

$$P_e = \frac{\pi}{6} R a b \omega^2 \sigma \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n \{ B_{0z}(i, j)^2 b^2 + B_{0y}(i, j)^2 a^2 \} \quad (2.2-20)$$

となる。

(b) ツイスト損 (P_t)

超電導多芯ツイスト線において超電導線間につくられる渦流ループに伴う損失は、超電導線束の外径を D (m)、ツイストピッチを L (m)、安定化材の導電率を σ ($\Omega^{-1} \cdot m^{-1}$)、磁界変化速度を \dot{B}_0 (T/S) とすれば、

$$P_t = \frac{D^2 L^2 \sigma \dot{B}_0^2}{\pi}$$

で与えられる。(2.2-5) 磁界変動が $B_0 \cos \omega t$ のとき、平均損失は

$$P_t = \frac{1}{2\pi} D^2 L^2 \sigma B_0^2 \omega^2 \quad (2.2-21)$$

で表わされる。したがって、超電導コイルで生ずるツイスト損の総和 P_t (w) は次式で与えられる。

$$P_t = 2 R D^2 L^2 \sigma \omega^2 \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n \{ B_{0y}(i, j)^2 + B_{0z}(i, j)^2 \} \quad (2.2-22)$$

(c) ヒステリシス損 (P_h)

超電導体内で生ずるヒステリシス損は磁束の侵入深さを δ (m)、超電導線径を d (m) とすると、単位表面積当りの損失は、

$d > 2\delta$ のとき

$$P_h^* = \frac{2B_0^3 f}{3\mu_0^2 J_c}$$

$d \leq 2\delta$ のとき

$$P_h^* = 2J_c d^2 B_0 f - \frac{4}{3} \mu_0 J_c^2 d^3 f$$

で表わされる。(2.2-7) B_0 (T) は磁界変動の振幅、 f (S^{-1}) は変動の周波数、 J_c (A/m^2) は超電導線の臨界電流密度である。

複合超電導線の細線数を N とすれば、導体の単位長当りの損失 p_h (w) は、

$$P_h = \begin{cases} \frac{1}{12} J_c d^3 N \omega (3B_0 - \mu_0 J_c d) & (B_0 > \frac{1}{2} d \mu_0 J_c) \\ \frac{d N \omega B_0^3}{3 \mu_0^2 J_c} & (B_0 \leq \frac{1}{2} d \mu_0 J_c) \end{cases} \quad (2.2-23)$$

となり、超電導コイル全体での損失 P_h は

$$P_h = 4\pi \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n p_h(i, j) \quad (2.2-24)$$

で与えられる。

(ii) IES 超電導コイルで生ずる交流損失

(a) IES 超電導コイルの磁界分布

IES超電導コイルはソレノイド形ではあるが、主コイルとシールドコイルよりなるため、コイル部の磁界分布は複雑である(図 2.2-30 参照)。損失計算のために r, z 成分に分け変化を示したものが図 2.2-31~2.2-32 である。図より B_z 成分は、 z 方向には一定で、 r 方向については r の一次関数で変化すると近似され、 B_r 成分は、 z 方向には Z^n (主コイルでは $n=3.5$, シールドコイルでは $n=8$) に比例し、 r 方向については一定と近似される。したがってそれぞれのコイルについて、 j 層、 i ターンにある導体のうける磁界は

$$B_z(i, j) = (B_{z2} - B_{z1}) \frac{2i-1}{2m} + B_{z1}$$

$$B_r(i, j) = \frac{1}{2} (B_{r1} + B_{r2}) \left(\frac{2j-1}{2n} \right)^n$$

で表わされる。 B_{r1}, B_{r2} は内縁、外縁の端部における磁界の径方向成分、 B_{z1}, B_{z2} は内縁、外縁の中心における磁界の軸方向成分をあらわす。

(b) IES 超電導コイルの磁界変動モード

IES 超電導コイルの電流変動パターンは図 2.2-33 のように想定されている。I~III 各モードにおける電流の減衰上昇のパターンは諸コイルの回路構成により決まるものであるが、交流損失の計算においては、各モードとも正弦波形の変化をするものとして次のごとく近似する。

モード I ($0 \leq t \leq 50$)

$$I(t) = 2.4 \times 10^5 - 8.64 \times 10^4 \sin\left(\frac{\pi t}{100}\right)$$

モード II ($50 \leq t \leq 60$)

$$I(t) = 1.536 \times 10^5 - 6.51 \times 10^4 \sin\left\{\frac{\pi}{20}(t-50)\right\}$$

モード III ($60 \leq t \leq 6000$)

$$I(t) = 8.85 \times 10^4 + 1.515 \times 10^5 \sin\left\{\frac{\pi}{1.2 \times 10^4}(t-60)\right\}$$

磁界の変動パターンは上記電流変動パターンに対応させて与える。

(c) 交流損失の計算結果および検討

超電導コイル磁界分布、変動パターンより、コイルで生ずる交流損失を計算した結果を表 2.2-3 に示す。

表でみられるように IES コイルの導体損失では安定化導体に生ずる渦流損が最大で、特に主コイルで生ずる渦流損が支配的である。渦流損は(i)(a)で述べたように変動磁界に垂直な導体巾 b の

三乗に比例するので、磁界の主成分である B_z に垂直な r 方向について導体を細分化するように設計している。表 2.2-3 の渦流損は、コイルの上端部および下端部における r 方向成分の磁界変動による損失が過半を占めているので、この位置の導体構造を検討すれば、渦流損の減少が期待できる。

ツイスト損は渦流損に比べて極めて小さい。本概念設計では超電導素線が配置される部分のマトリックスにも高純度アルミニウムを用いているが、式 (2.2-21) にみられるようにツイスト損はマトリックスの電気伝導度の二乗に比例するので、高純度アルミニウムより電気伝導度の小さい銅、あるいは Cu-Ni を使用すれば、さらに小さくなる。

ヒステリシス損はツイスト損より小さく渦流損の約 $1/60$ である。ヒステリシス損は図 2.2-34 に計算結果を示したように超電導素線径にほぼ比例するので、損失をさらに小さくするには素線径を小さくする必要がある。

なお、本概念設計では導体を 30kA の導体 8 本に分割しているが、このような分割導体では、分割導体間の磁束変化の影響により導体内に電流ループが生じて多大の損失が生ずる可能性がある。本概念設計ではこれを避けるため各パンケーキ間を 2.3.2 (1) で述べる接続法で結線することにより、分割導体間の磁束変化を除いているので、これに伴う損失は無視できる。

変動磁界に伴う損失が過大であると、導体から液体ヘリウムへの熱伝達量に影響を及ぼし、導体の安定化特性をそこなう可能性がある。表 2.2-3 をみるとモード II の時の主コイルで損失が最大となる。この場合の損失を導体冷却表面積当りに換算すると 6 mW/cm^2 で、仮に Br 成分の強い上下端部の数パンケーキに集中しているとしても 0.1 W/cm^2 程度である。一方モード II では電流値が $154 \rightarrow 88.5 \text{ kA}$ の領域であるから安定化に必要な熱伝達量は高々 0.13 W/cm^2 で、上記の交流損による損失 0.1 W/cm^2 を加算しても、液体ヘリウムへの臨界熱伝達量を越えることはない。また電流値の大きいモード I の損失はモード II の 10% 以下であるのでその影響は無視できる。したがって、IES コイルにおいては導体の安定性をそこなうおそれはない。

(2) 構造体外部からの熱侵入

(i) 固体の伝導熱侵入 Q_C

次式により計算される。

$$Q_C = \frac{A}{\ell} \int_{\theta_L}^{\theta_H} k d\theta$$

ここで、 A : 断面積 (cm^2) ℓ : 長さ (cm)

$$\int_{\theta_L}^{\theta_H} k d\theta : \text{熱伝導率の温度積分 } \text{W/cm}$$

支持体の材料としては、一般に強度が高く、熱伝導率の悪いものほどよい。本設計では、信頼性を考慮して Ti 合金 (Ti-5Al-2.5Sn) で計算した。

(ii) 希薄ガスの伝導熱侵入 Q_V

Knudsen の式により計算される。

$$Q_V = 2.426 \times 10^{-4} A_1 \frac{\alpha_1 \alpha_2}{\alpha_2 + \frac{A_1}{A_2} (1 - \alpha_2) \alpha_1} \cdot \frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \cdot \frac{P}{\sqrt{MT}} (T_2 - T_1)$$

ここで, A_1 : 低温側面積 (cm^2), A_2 : 高温側面積 (cm^2)

T_1 : 低温側温度 (K), T_2 : 高温側温度 (K)

$$T = \sqrt{T_2 T_1}$$

M : 気体の分子量

P : 圧力 ($\mu\text{Hg} = 10^{-3} \text{Torr}$)

γ : 比熱比 C_p/C_v

α : 適応係数 (下表)

T (K)	He	H ₂	air
300	0.3	0.3	0.8~0.9
80	0.4	0.5	
20	0.6	1	
4	1	1	

希薄ガスの伝導は真空度 P に比例するので, 真空度が高いほど熱侵入は軽減できる。本設計では真空排気系とのかね合いから $P=2 \times 10^{-6} \text{Torr}$ として計算した。

(iii) 輻射による熱侵入 Q_R

Stefan-Boltzmann の法則により, 次式より計算される。

$$Q_R = \sigma A_1 E (T_2^4 - T_1^4)$$

ここで, σ : Stefan-Boltzmann 定数 ($= 5.67 \times 10^{-12} \text{W/cm}^2 \cdot \text{deg}^4$)

A_1 : 低温側面積 (cm^2)

E_1 : 低温側温度 (K), T_2 : 高温側温度 (K)

E : effective emissivity (両表面の emissivity e の関数であり, 幾何学的形態により異なる)

$$\text{Long Coaxial Cylinder では } E = \frac{e_1 e_2}{e_1 + (1 - e_1) e_2}$$

(3) パワーリードによる侵入熱

IES 超電導マグネットは, 最大 240kA の大電流で使用されるので, 外部からコイルへ電流を供給するリードにより多量の熱が液体ヘリウムに侵入する。したがって蒸発ヘリウムガスを有効に利用して侵入熱量を軽減する必要がある。

導体として熱伝導率 k ($\text{W/cm} \cdot \text{deg}$), 比抵抗 ρ ($\Omega \cdot \text{cm}$) の材料を用いて, 長さ L (cm), 断面積 A (cm^2) の形状とし, 電流 I (A) を通電するとき (図 2.2-35), 高温端より l (cm) における熱のバランスは次式で表わされる。

$$-\frac{d}{d\ell} \left(-kA \frac{dT}{d\ell} \right) - hS(T-t) + \frac{I^2 \rho}{A} = 0$$

$$hS(T-t) = -GC_p \gamma \frac{dT}{d\ell}$$

- k ; 熱伝達係数 ($W/cm^2 K$)
 S ; 単位長当りの冷却表面積 (cm^2/cm)
 G ; リード冷却用ガス流量 (g/S)
 C_p ; ガスの比熱 ($J/g \cdot K$)
 γ ; 熱伝達効率を表わす係数 ($0 \sim 1$)

また、低温端で液体ヘリウムへ侵入する熱 P_1 は、

$$P_1 = -kA \left. \frac{dT}{d\ell} \right|_{x=\ell}$$

で表わされる。

導電材料の特性を考慮して $\rho = \rho_0 T$ (ρ_0 は定数) とおき、さらに $x = \ell/L$ とおけば

$$\frac{d}{dx} \left(kA \frac{dT}{dx} \right) + \gamma GL C_p \frac{dT}{dx} + \frac{I^2 L^2 \rho_0}{A} = 0$$

$$P_1 = -\frac{kA}{L} \left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=1}$$

$$T(0) = 300, \quad T(1) = 4.2$$

となる。これを解けば導体の温度は

$$\gamma^2 G^2 \geq 4k\rho_0 I^2 \text{ において}$$

$$T(x) = \frac{1}{e^\alpha - e^\beta} \{ T(1)(e^{\alpha x} - e^{\beta x}) - T(0)(e^{\alpha x + \beta} - e^{\alpha + \beta x}) \}$$

$$\gamma^2 G^2 < 4k\rho_0 I^2 \text{ において}$$

$$T(x) = \frac{e^{-\frac{aL}{A}x}}{\sin \frac{\alpha - \beta}{2}} \left[T(0) \sin \left\{ \frac{\alpha - \beta}{2} (1-x) \right\} + T(1) e^{\frac{aL}{A}} \sin \left(\frac{\alpha - \beta}{2} x \right) \right]$$

ただし

$$\alpha = (-a + \sqrt{a^2 - b^2}) \frac{L}{A} \quad a = \frac{\gamma C_p G}{2k}$$

$$\beta = (-a - \sqrt{a^2 - b^2}) \frac{L}{A} \quad b^2 = \frac{I^2 \rho_0}{k}$$

したがって、液体ヘリウムへの侵入熱 P_1 は

$$\gamma^2 G^2 \geq 4k\rho_0 I^2 \text{ において}$$

$$P_1 = \frac{kA}{L} \frac{1}{e^\alpha - e^\beta} \{ T(0) e^{\alpha + \beta} (\alpha - \beta) - T(1) (\alpha e^\alpha - \beta e^\beta) \}$$

$$\gamma^2 G^2 < 4k\rho_0 I^2 \text{ において}$$

$$P_1 = \frac{kA}{L} \left\{ \frac{aL}{A} T_c + \frac{\alpha - \beta}{2 \sin \frac{\alpha - \beta}{2}} \left(T(0) e^{\frac{aL}{A}} - T(1) \cos \frac{\alpha - \beta}{2} \right) \right\}$$

となる。

冷却構成が十分で(すなわち $r \approx 1$)、形状ファクター(L/A)が最適化された240kA通電電流リードにおける侵入熱 P_1 は図2.2-36のとおりである。図において横軸に示した冷却ガス流量 G は当該流量(g/sec)を生じる液体ヘリウムへの侵入熱量(W)で示した。図にみられるように冷却ガス流量によって侵入量は大巾に変化し、 G が200Wのとき $P_1 \approx 420W$ に対して G を250Wに増大すれば $P_1 \approx 100W$ と大巾に減少する。したがって4.2Kレベルにおける蒸発ヘリウムを有効に利用することが望ましい。

IES用電流リードについては、冷却ガス流量を、自身の侵入熱によってまかなうこととして考えると、侵入熱量は図2.2-36における $P_1 = G$ によって与えられ、 $P_1 \approx 218(W)$ となる。図2.2-37は $G = 218(W)$ において形状ファクター(L/A)が異なる場合の P_1 を示したものである。 L/A が、0.4より小さくなると断面積の過剰による伝導熱の増大を生じ、また0.5より大きくなると断面積の過小によるジュール発熱の増大を生ずることを示している。したがって240kA電流リードでは $L/A \approx 0.45$ が必要である。

IESコイルは約6000秒を周期として電流の変動が生ずるので、パワーリードによる侵入熱も変動する。図2.2-38は上記の定格240kAパワーリードについて通電電流が減少した場合の侵入熱量の変化を示したものである。定格240kAでの侵入熱218(W)に対し、最小通電電流88.5kAでは129(W)、平均通電電流164kAでは162(W)になることがわかる。

以上より、IESマグネットに必要な定格240kAパワーリード(2本)による4.2Kレベルへの侵入量は、次のごとく見積られる。

最 大	440 W	(240 kA 通電時)
最 小	260 W	(88.5 kA 通電時)
平 均	320 W	

参考文献 (2.2)

- (2.2-1) Maddock, B.J. et al ; Cryogenics **9** (1969) 261.
石原, 木村, 藤野 ; 昭和46年電気学会全国大会 380
- (2.2-2) Arp, V. ; Summer Study on Superconducting Devices and Accelerators ;
BNL 1968
- (2.2-3) Chester, P.F. ; Rep. Prog. Phys. XXX part 2 (1967) 561~614
- (2.2-4) Wilson, M.N. et al ; J. of Phys. D. **3** (1970) 1517
- (2.2-5) Morgan, G.H. ; J. appl. Phys., **41** (1970) 3673
- (2.2-6) Stoll, R.L. ; Proc. IEE. **116** (1969) 1003.
Mcwhirter, J.H. & Thomas, M.W. ; IEEE Winter Power Meeting 1971
71TP 208-PWR
- (2.2-7) 電気学会編「超電導ハンドブック」 p.59

表 2.2-1 複合超電導線の仕様

	主 コ イ ル	シールドコイル
冷 却 方 式	4.2 K 液体ヘリウム浸漬冷却	
安 定 化 方 式	完全安定化, 本質安定化の併用	
通 電 電 流	240 kA	
導 体 構 成 " 分 割	Nb-Ti/Al & Al & SUS 8 分割 (各導体 30 kA)	
超 電 導 線 線 径 素 線 数 ツイストピッチ	Nb-Ti 極細多芯ツイスト線 30 μ m 48,100 本 (分割導体当り) 25 mm	
安 定 化 導 体 比 抵 抗 寸 法	高純度アルミニウム 1.0×10^{-10} (Ω -m) at 4.2 K 66 mm \times 7.6 mm	
支 持 導 体 形 状	SUS 80 mm \times 8.4 mm	SUS 80 mm \times 5.9 mm
コ イ ル 平 均 電 流 密 度	(最大) 10.2 A/mm ²	(最大) 10.1 A/mm ²
最 大 磁 界 (コ イ ル 部)	5.0 Tesla	4.3 Tesla
導 体 長	12.6 km	8.4 km
導 体 重 量		
Nb-Ti	19 ton	13 ton
Al	127 ton	85 ton
SUS	620 ton	310 ton

表 2.2-2 熱負荷の計算結果

温度	項目		平均熱負荷 (W)	最大熱負荷 (10秒間)(W)	備考	
液体ヘリウム (4.2K) レベル	線材	ヒステリシス損	11	1,400 (放電時)		
		ツイスト損	29	12,800 (放電時)		
		渦流損	680	300,000 (放電時)		
	構造体	誘導周回電流によるジュール損		70	7,000 (放電時)	
		伝導	サポート	60	-	Three Tube Column dia 1m 6本支持 (Ti合金)
			希薄ガス	85	-	真空度 2×10^{-6} Torr
		輻射		45	-	Emissivity Al (80K) 0.018 SUS (4K) 0.029
電流リード		320	440 (最大電流時)			
熱シールド (80K)	伝導	サポート	620	-		
		希薄ガス	340	-	真空度 2×10^{-6} Torr	
	輻射		10,700	-	Emissivity Al (80K) 0.018 SUS (300K) 0.08	

平均熱負荷合計 4.2Kレベル: 1.3 kW, 80Kレベル: 11.7kW

表 2.2-3 複合超電導線の交流損失

(W)

		渦流損	ツイスト損	ヒステリシス損	計
モードI (0~50sec)	主コイル	1.960×10^4	0.062×10^4	0.025×10^4	2.047×10^4
	シールドコイル	0.153×10^4	0.027×10^4	0.013×10^4	0.193×10^4
	(計)	2.113×10^4	0.089×10^4	0.038×10^4	2.240×10^4
モードII (50~60sec)	主コイル	2.784×10^5	0.089×10^5	0.009×10^5	2.882×10^5
	シールドコイル	0.217×10^5	0.039×10^5	0.005×10^5	0.261×10^5
	(計)	3.001×10^5	0.128×10^5	0.014×10^5	3.143×10^5
モードIII (60~6000sec)	主コイル	3.816	0.121	3.646	7.583
	シールドコイル	0.298	0.053	1.831	2.182
	(計)	4.114	0.174	5.477	9.765
平均損失	主コイル	6.311×10^2	0.201×10^2	0.073×10^2	6.585×10^2
	シールドコイル	0.492×10^2	0.088×10^2	0.037×10^2	0.617×10^2
	(計)	6.803×10^2	0.289×10^2	0.110×10^2	7.202×10^2

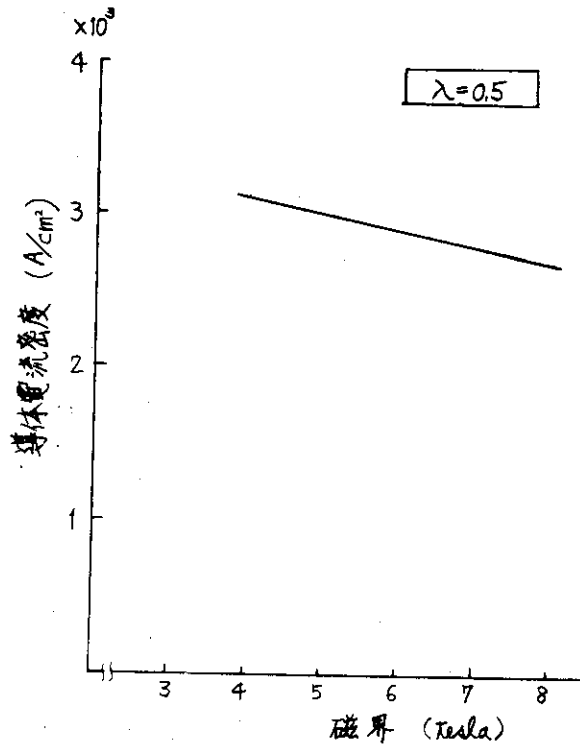


図 2.2-1 240 K 導体の電流密度

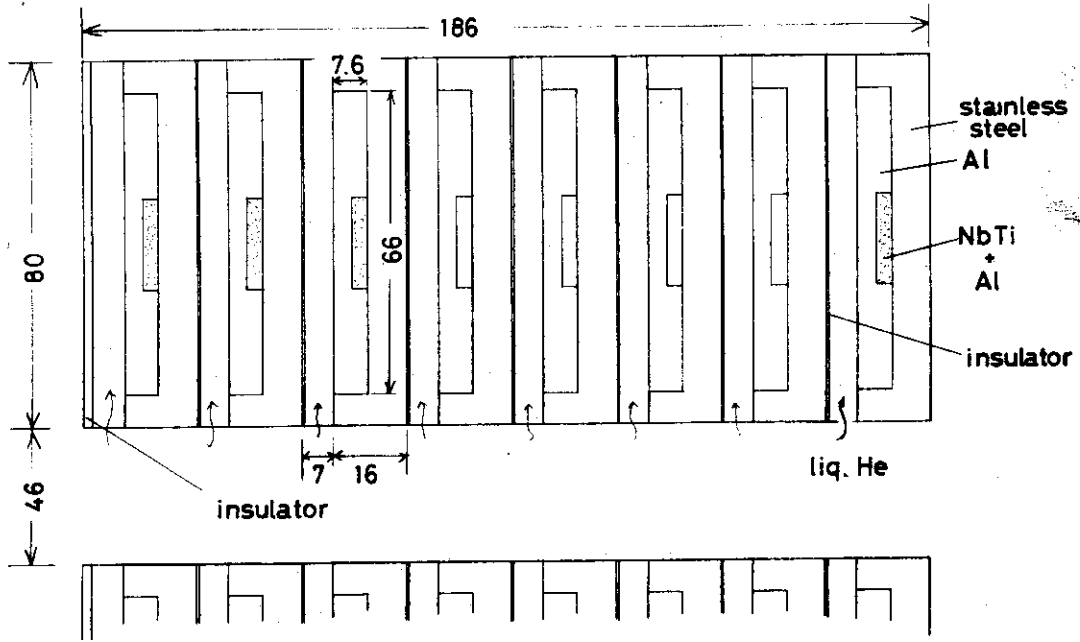


図 2.2-2 主コイルにおける導体構成

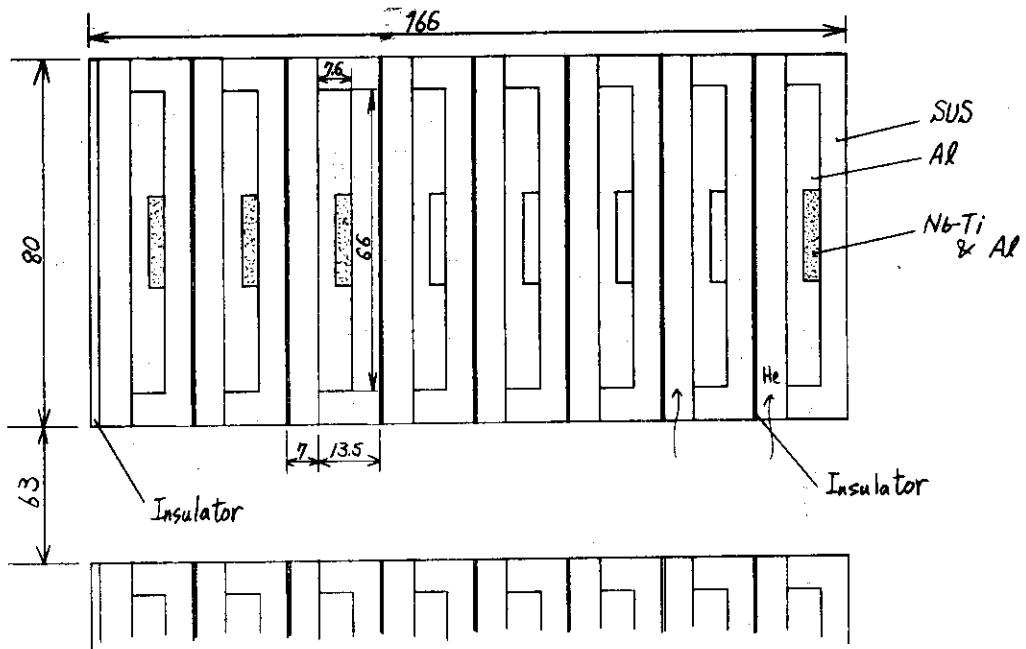
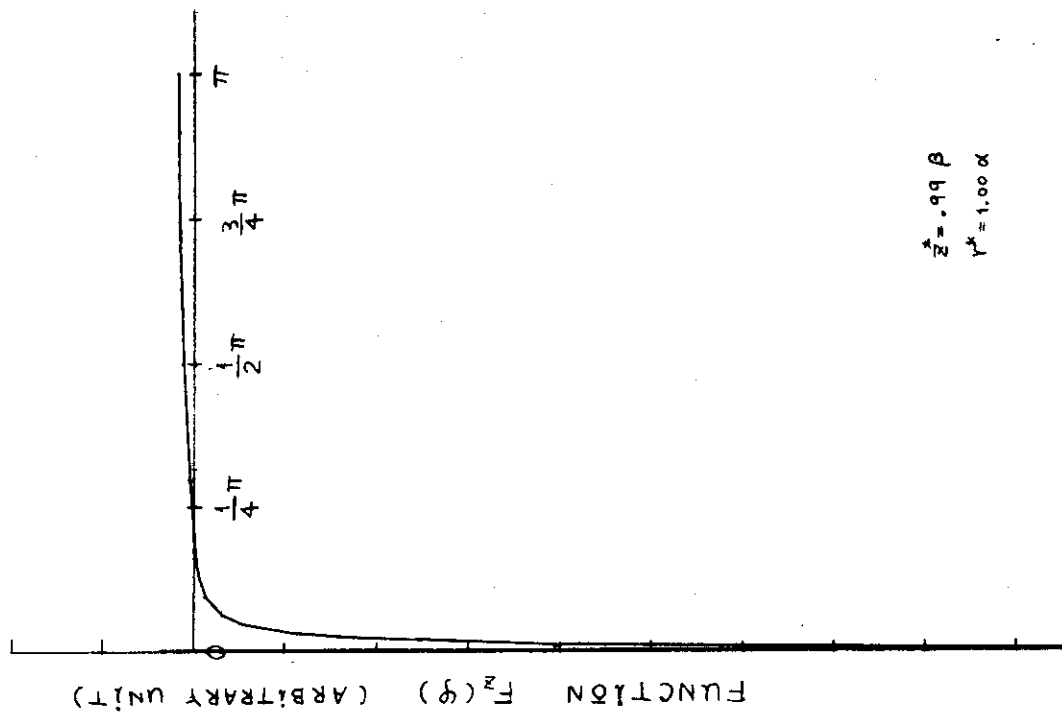


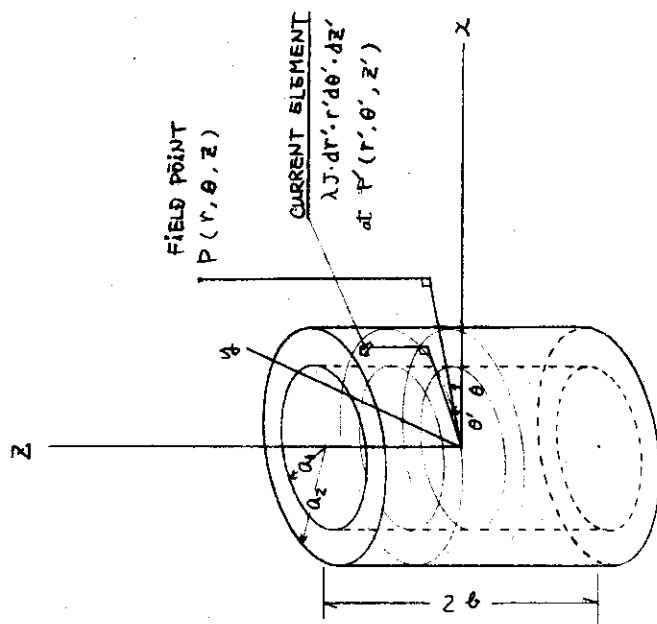
図 2.2-3 シールドコイルにおける導体構成



$$\lambda = 0.99 \beta$$

$$\gamma = 1.00 \alpha$$

図 2.2-5 磁界計算の被積分関数 $F_z(\varphi)$



$$a_1 = a$$

$$\alpha = a_2/a$$

$$\beta = b/a$$

$$\zeta = z - z'$$

$$\zeta_1 = z - b$$

$$\zeta_2 = z + b$$

$$\varphi = \theta' - \theta$$

図 2.2-4 磁界計算のための座標系と記号

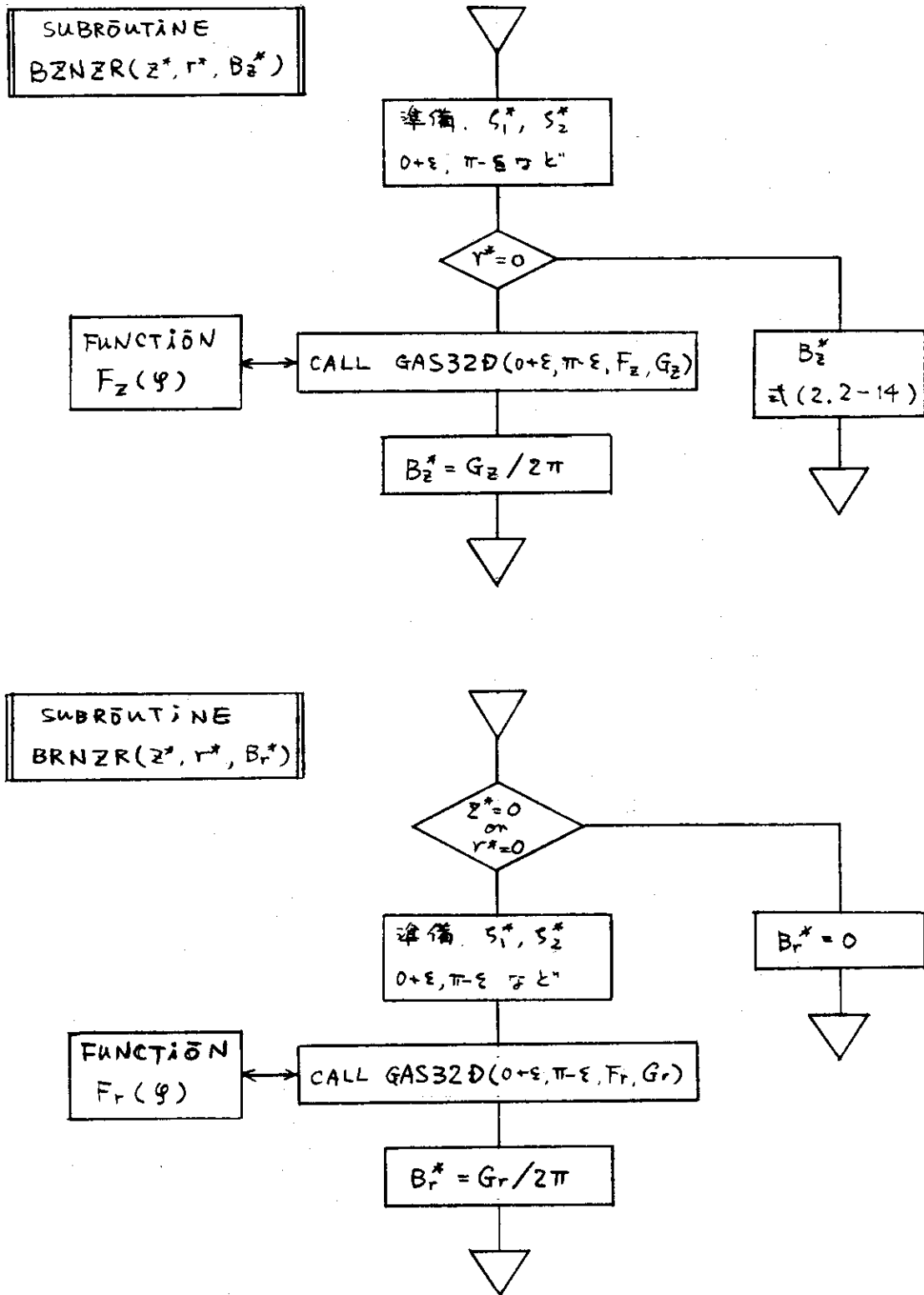


図 2.2-6 無次元化磁界 B_z^* , B_r^* を求めるサブプログラム

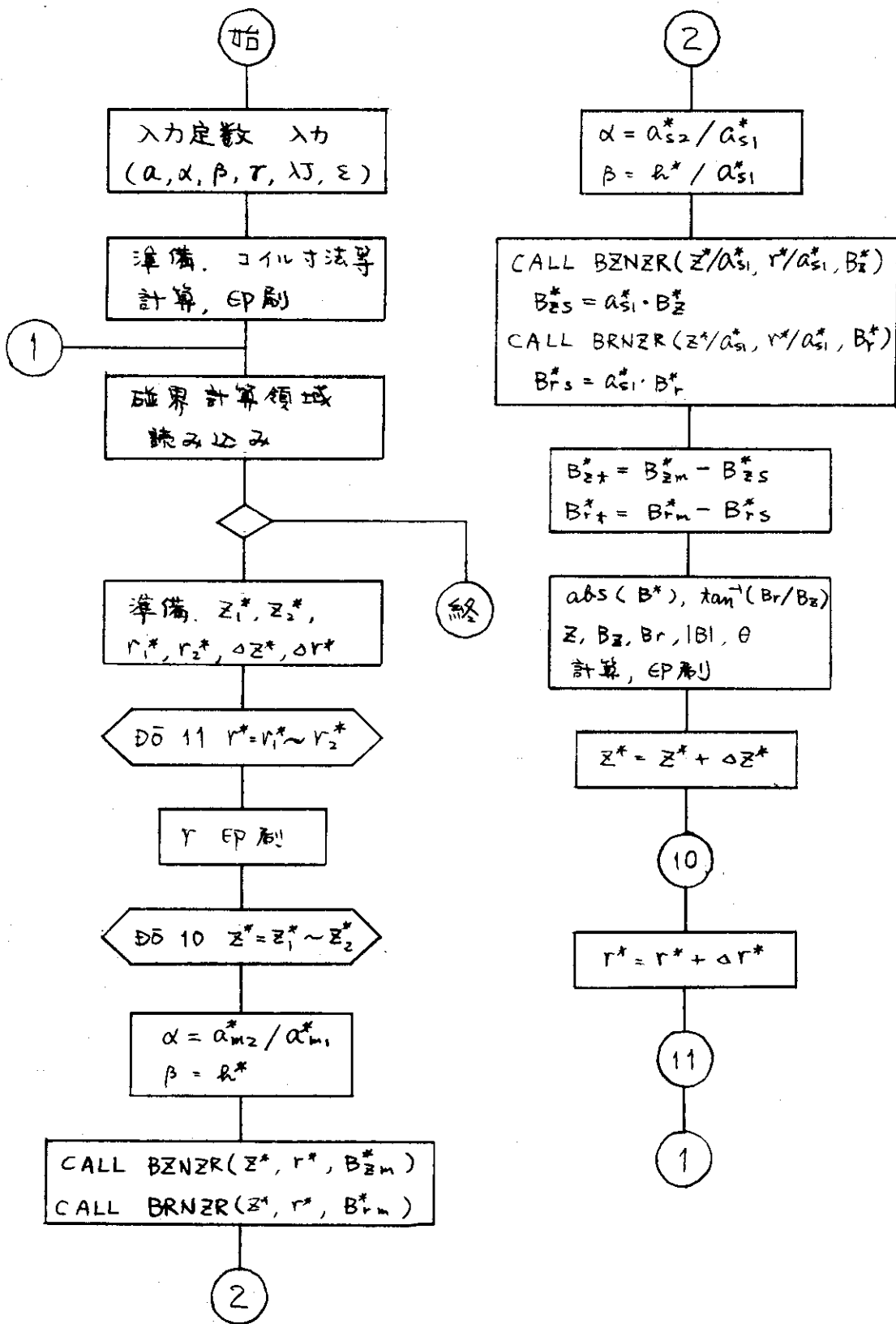


図 2.2-7 2重ソレノイド磁界分布計算の流れ

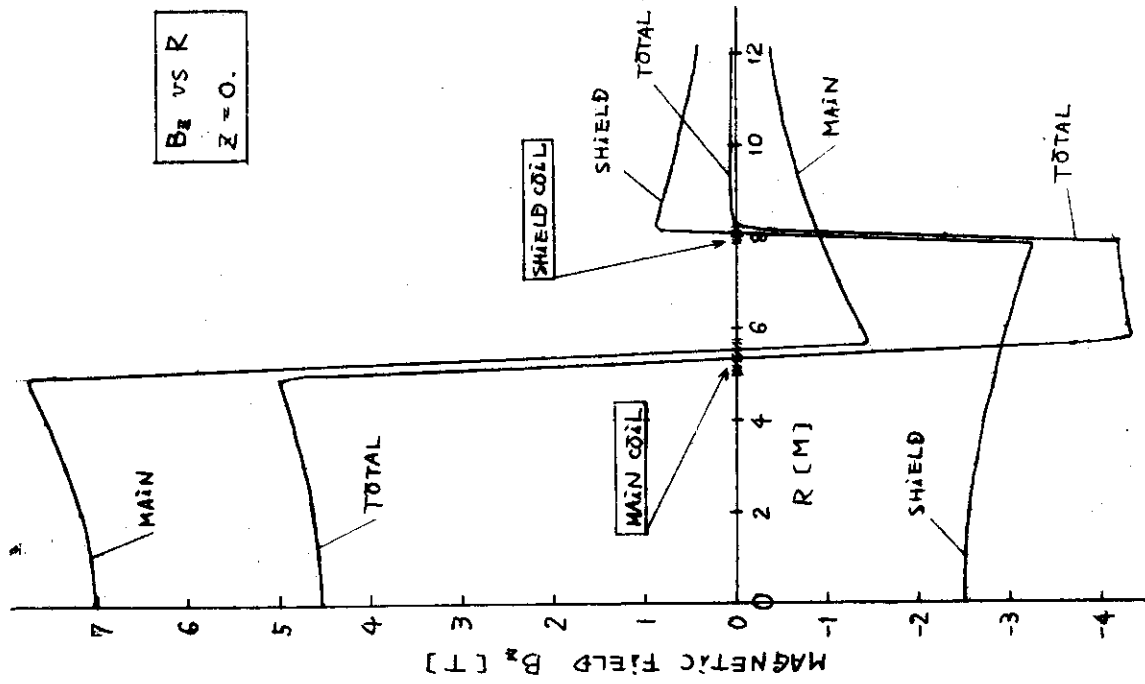


図 2.2-8 各コイルによる磁界分布 (B_z vs R)

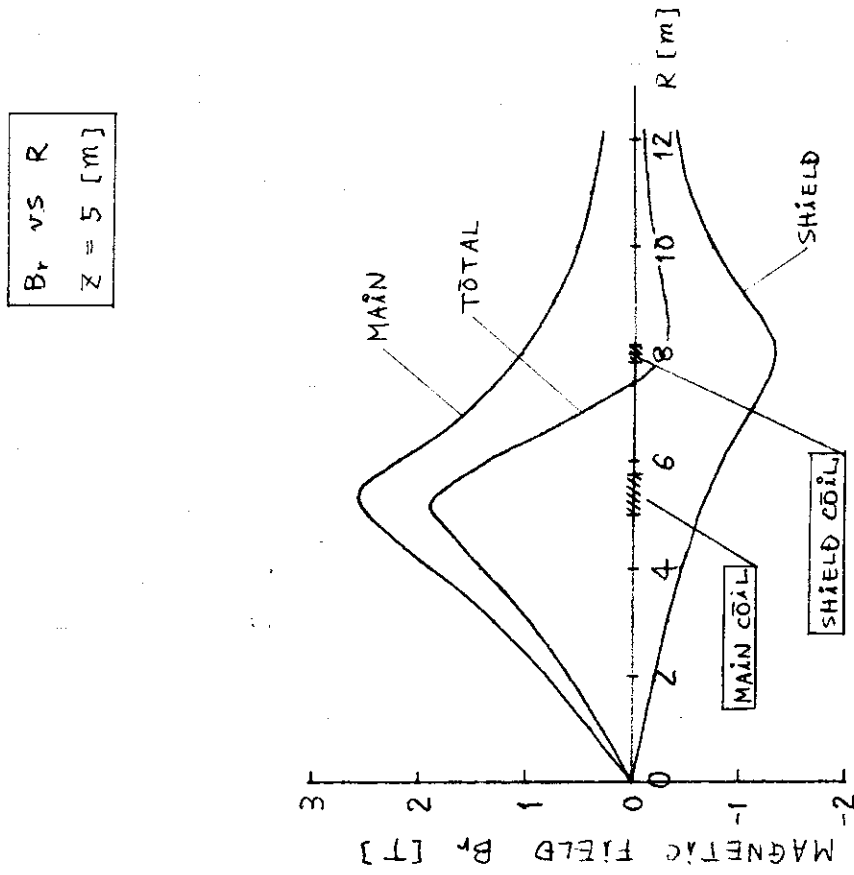


図 2.2-9 各コイルによる磁界分布 (B_r vs R)

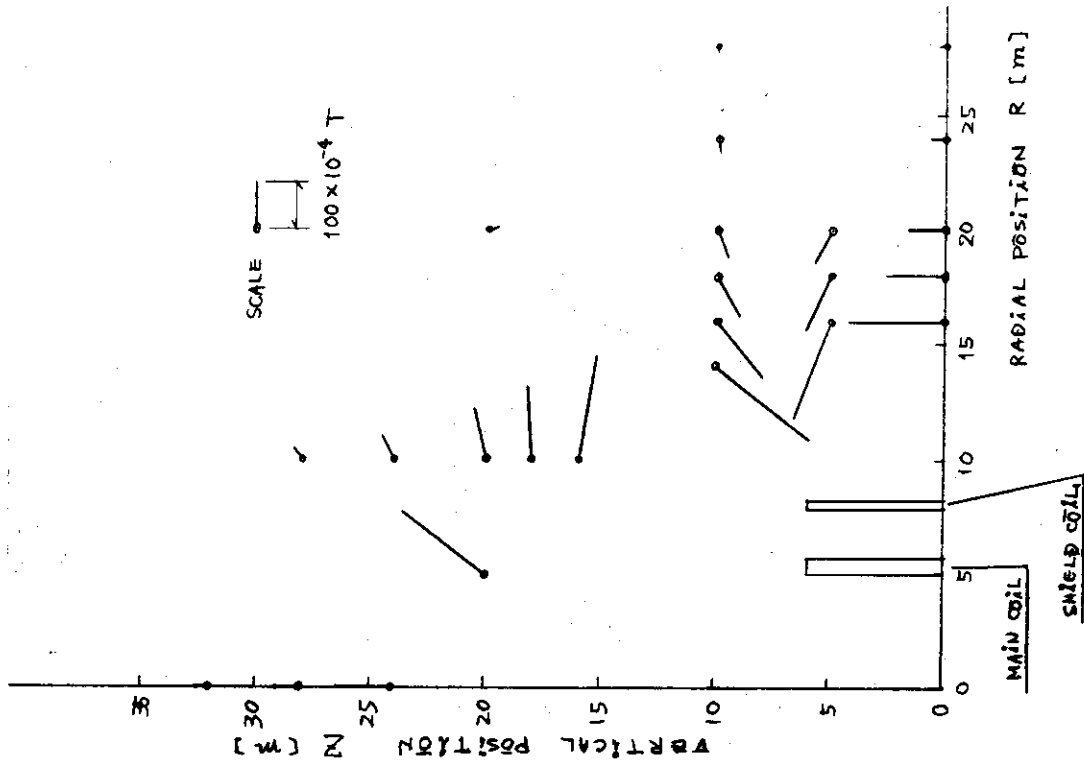


図 2.2-11 もれ磁界分布 (ベクトル表示)

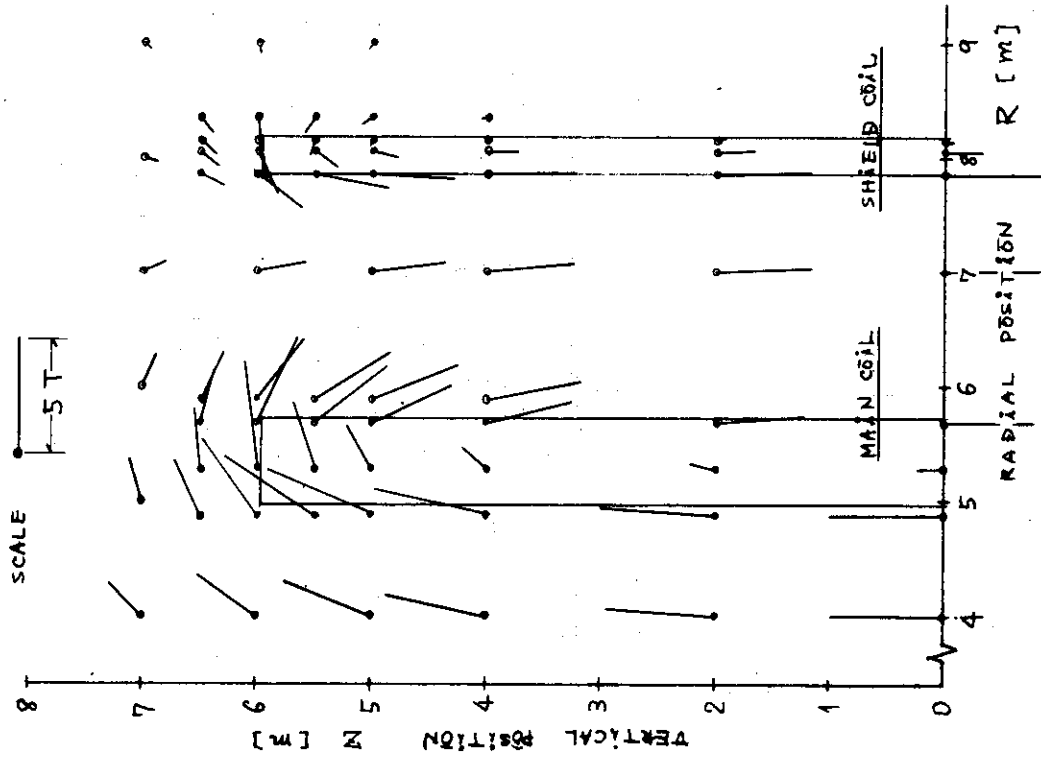


図 2.2-10 コイル中と周辺の磁界分布 (ベクトル表示)

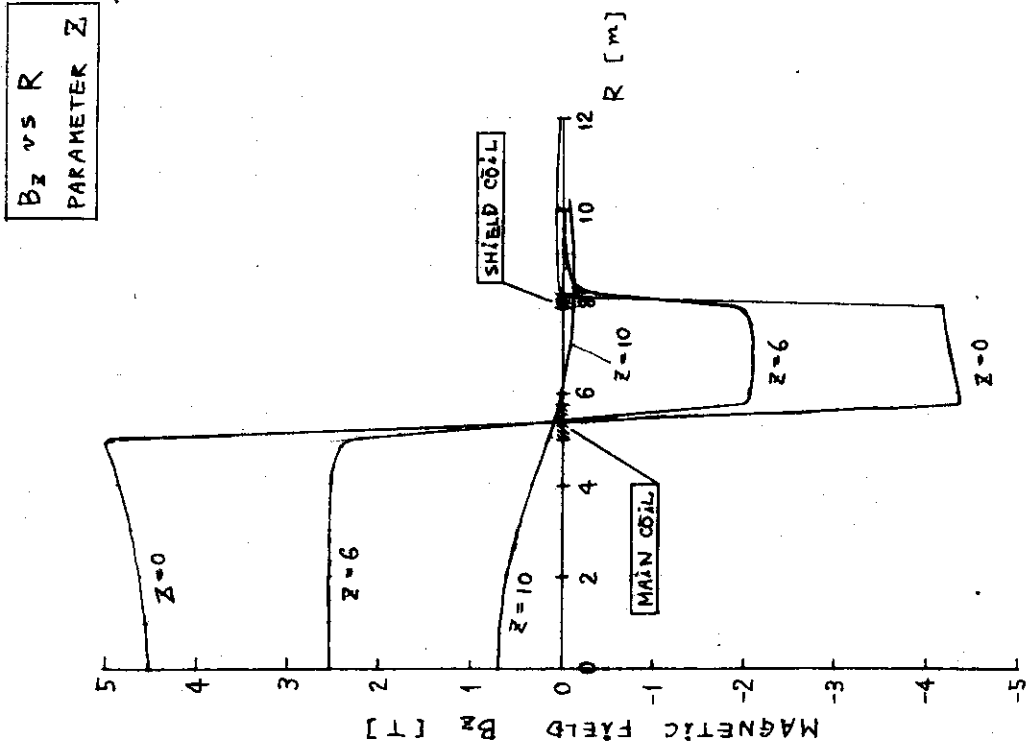
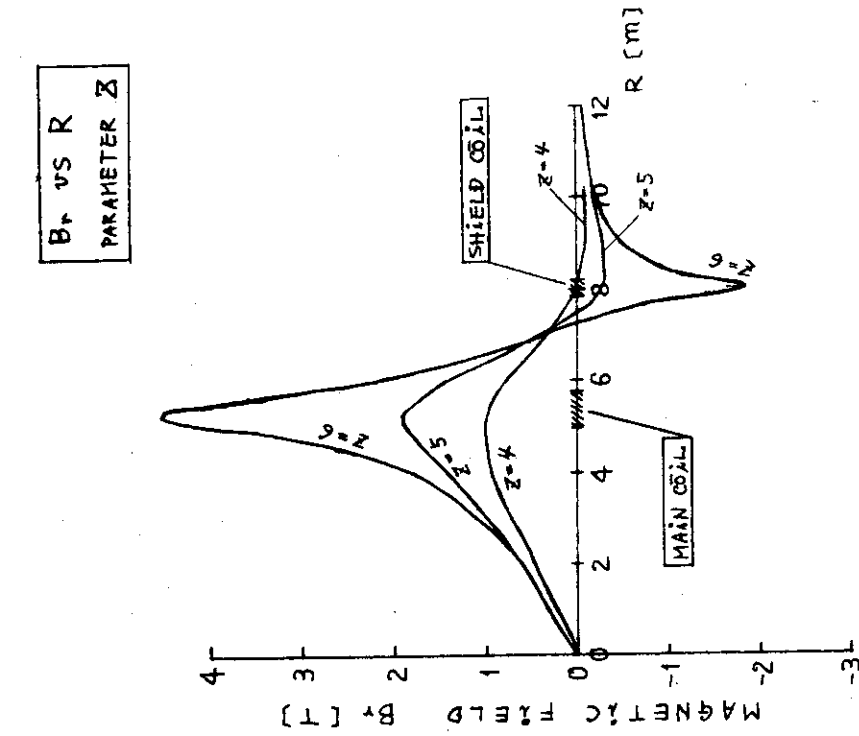


图 2.2-13 磁界分布 (B_r vs R)

图 2.2-12 磁界分布 (B_z vs R)

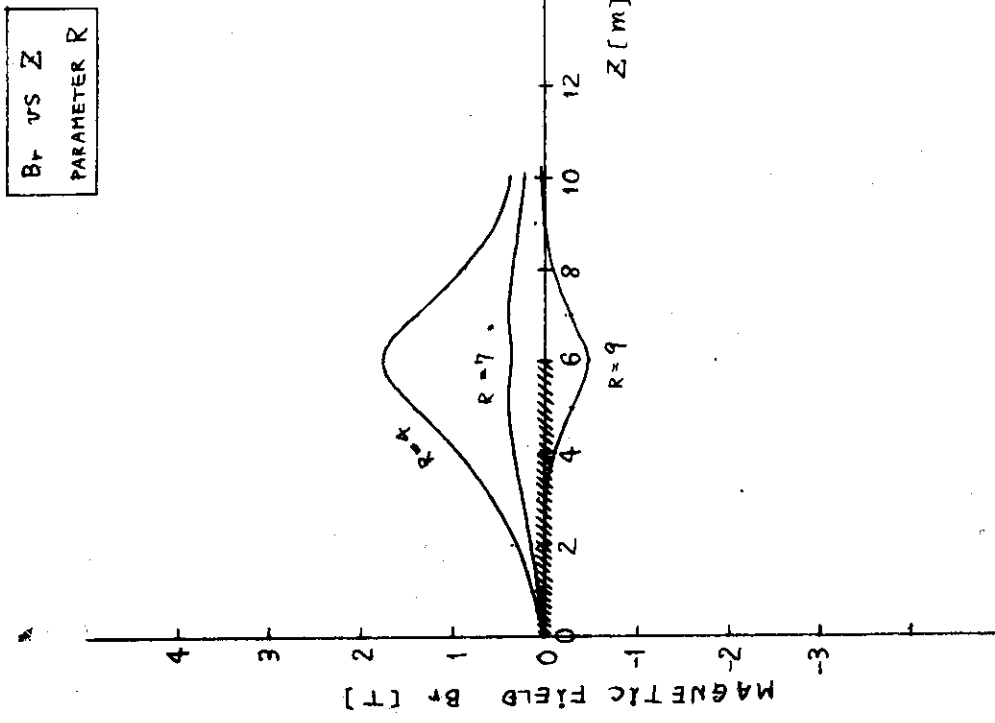


图 2.2-15 磁界分布 (B_r vs Z)

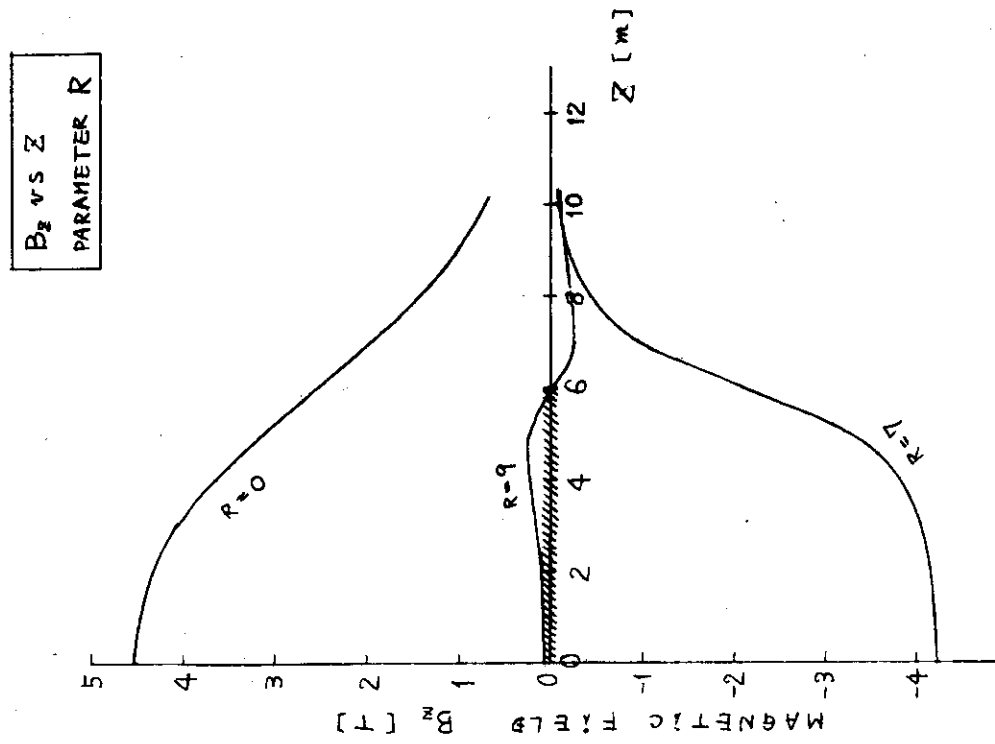


图 2.2-14 磁界分布 (B_z vs Z)

B_z vs R
PARAMETER Z

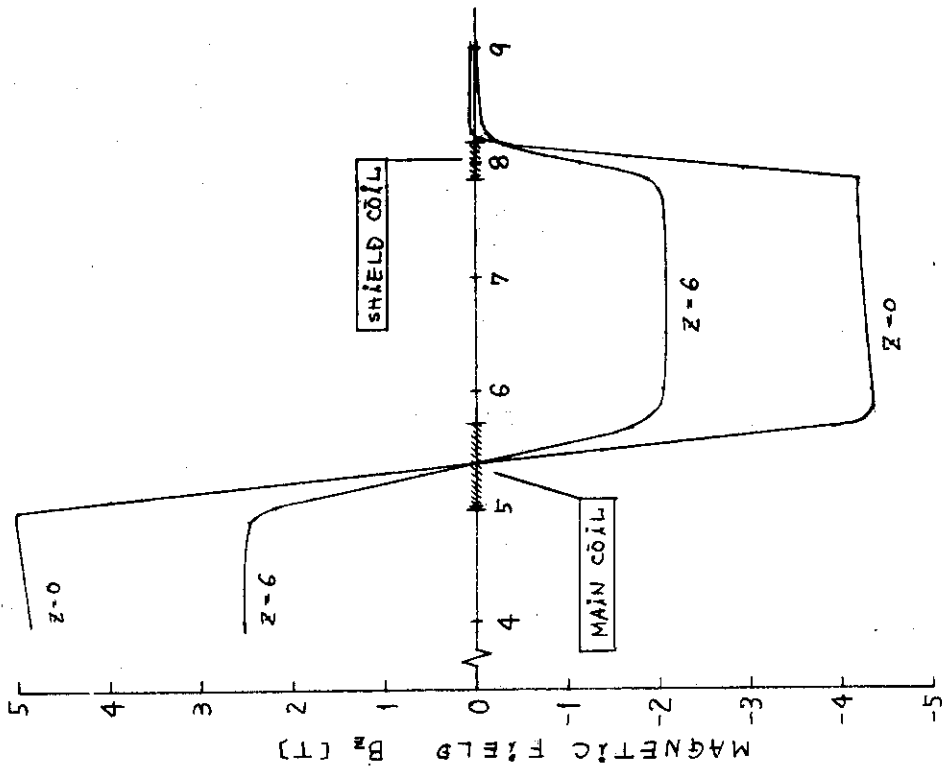


図 2.2-16 磁界分布, コイル中と周辺 (B_z vs R)

B_r vs R
PARAMETER Z

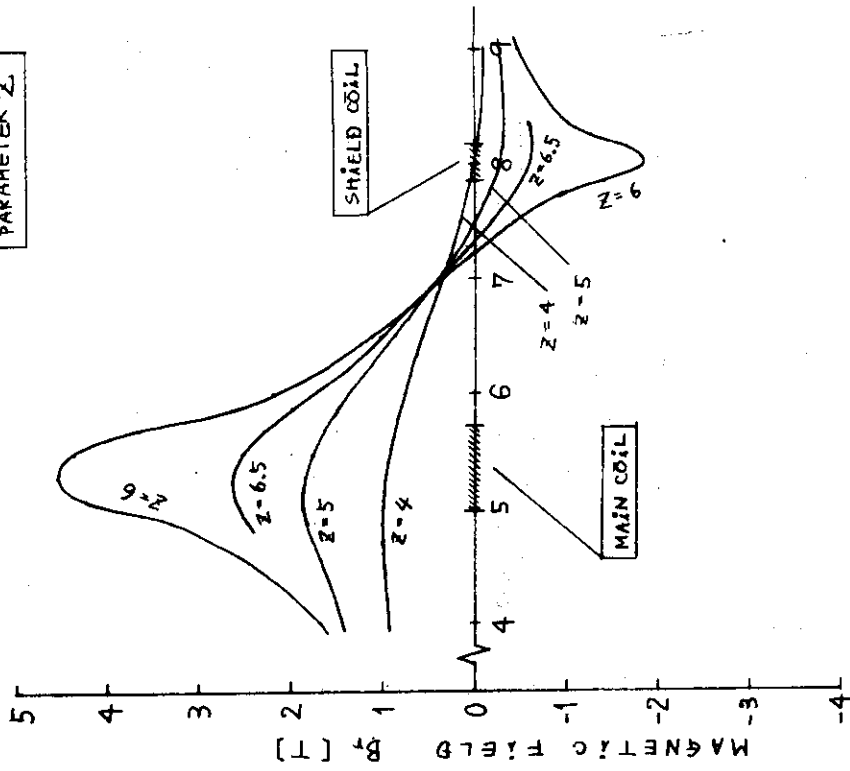


図 2.2-17 磁界分布, コイル中と周辺 (B_r vs R)

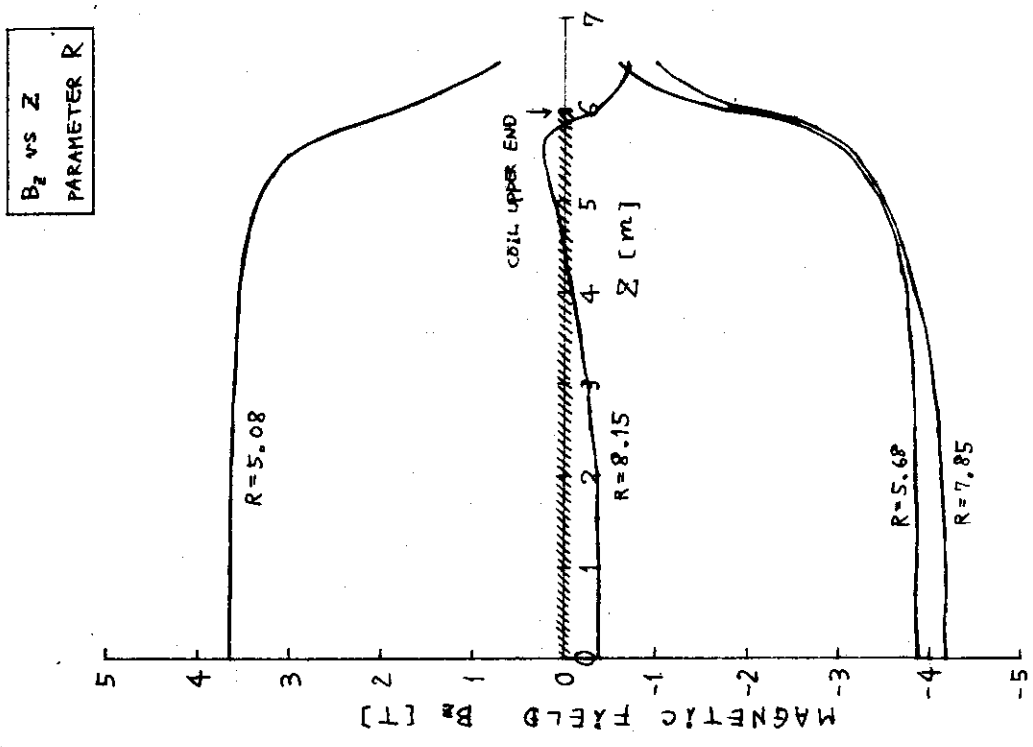
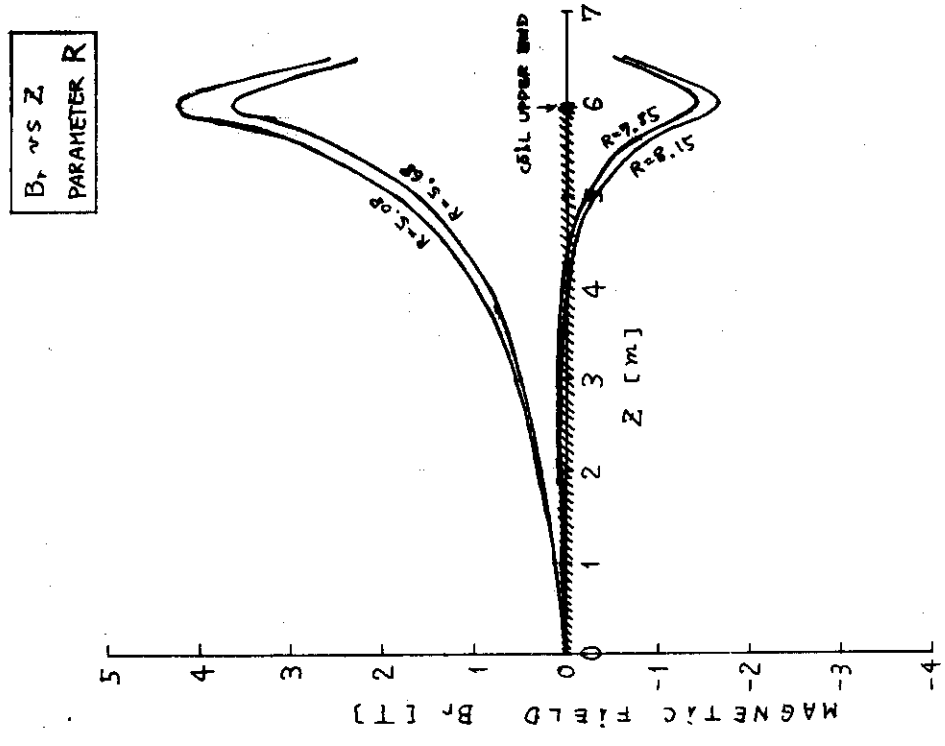


図 2.2-19 磁界分布, コイル中と周辺 (B_r vs Z)

図 2.2-18 磁界分布, コイル中と周辺 (B_z vs Z)

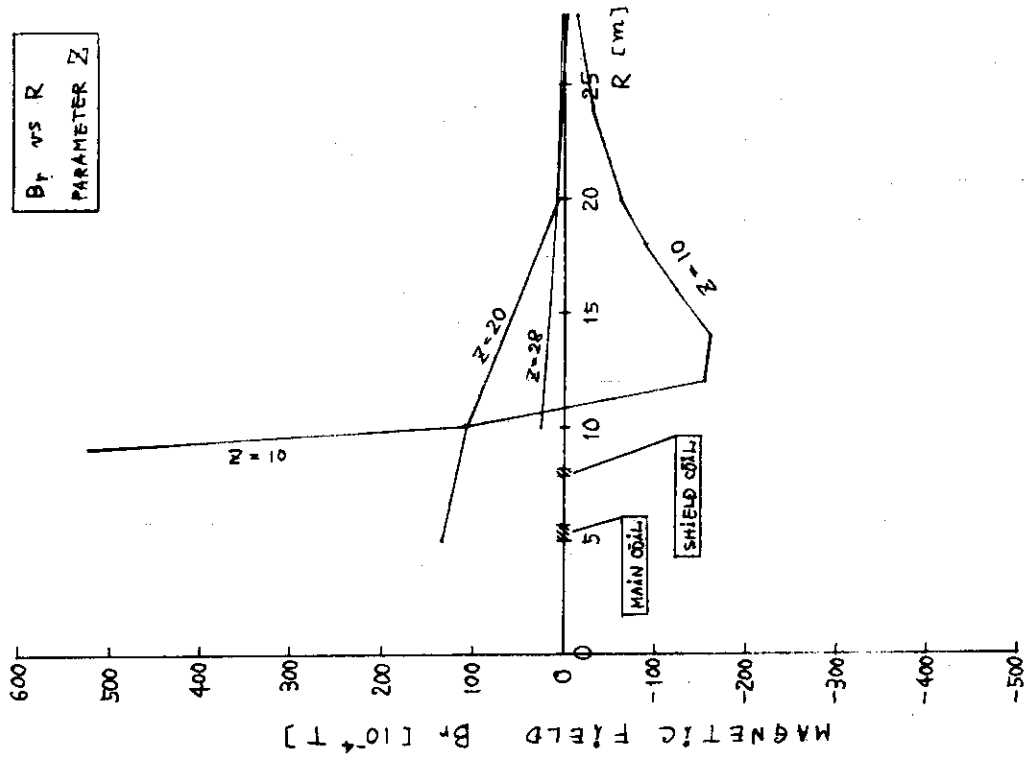


図 2.2-21 もれ磁界分布 (B_r vs R)

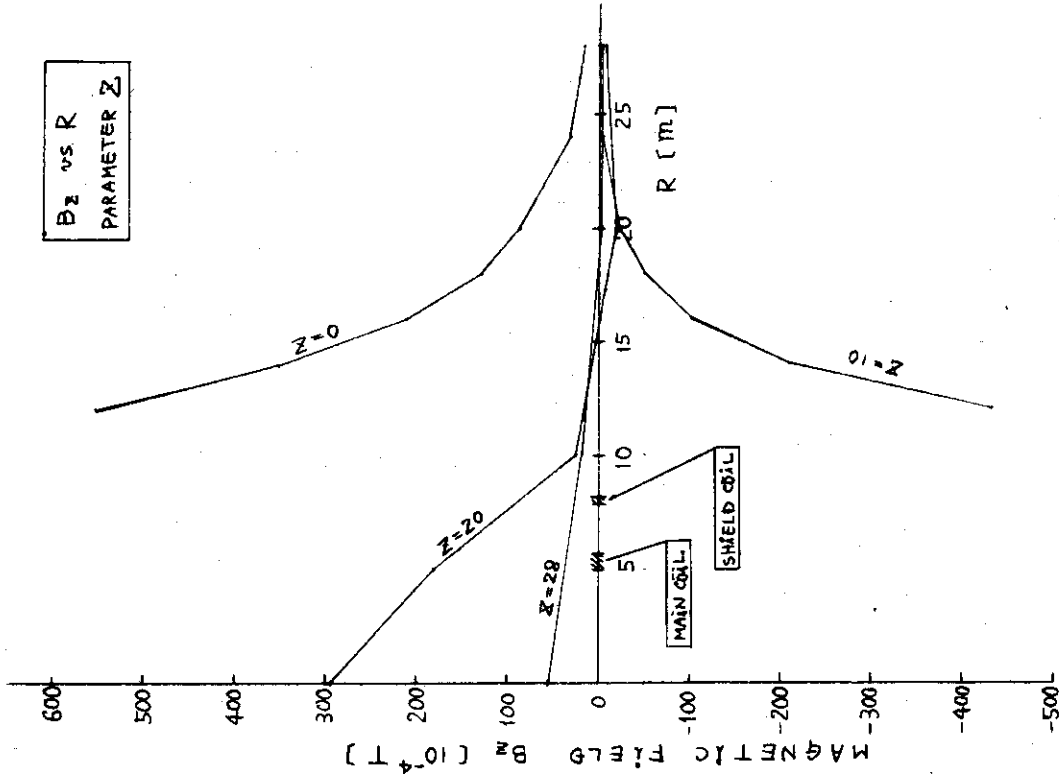


図 2.2-20 もれ磁界分布 (B_z vs R)

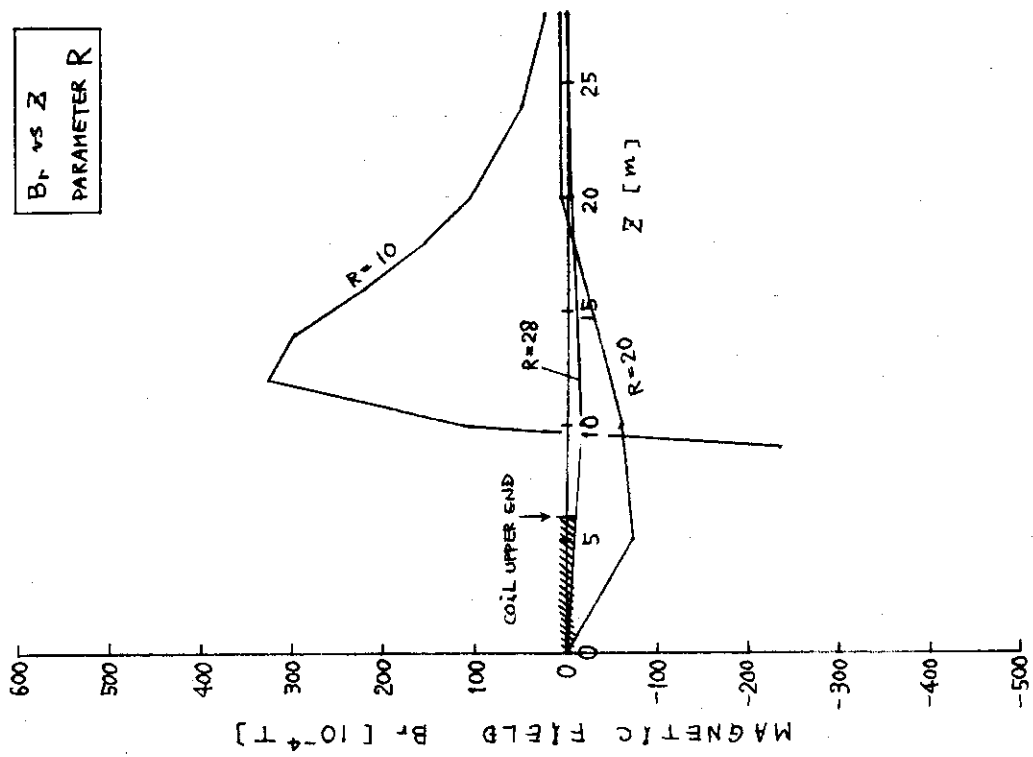


図 2.2-23 もれ磁界分布 (B_r vs Z)

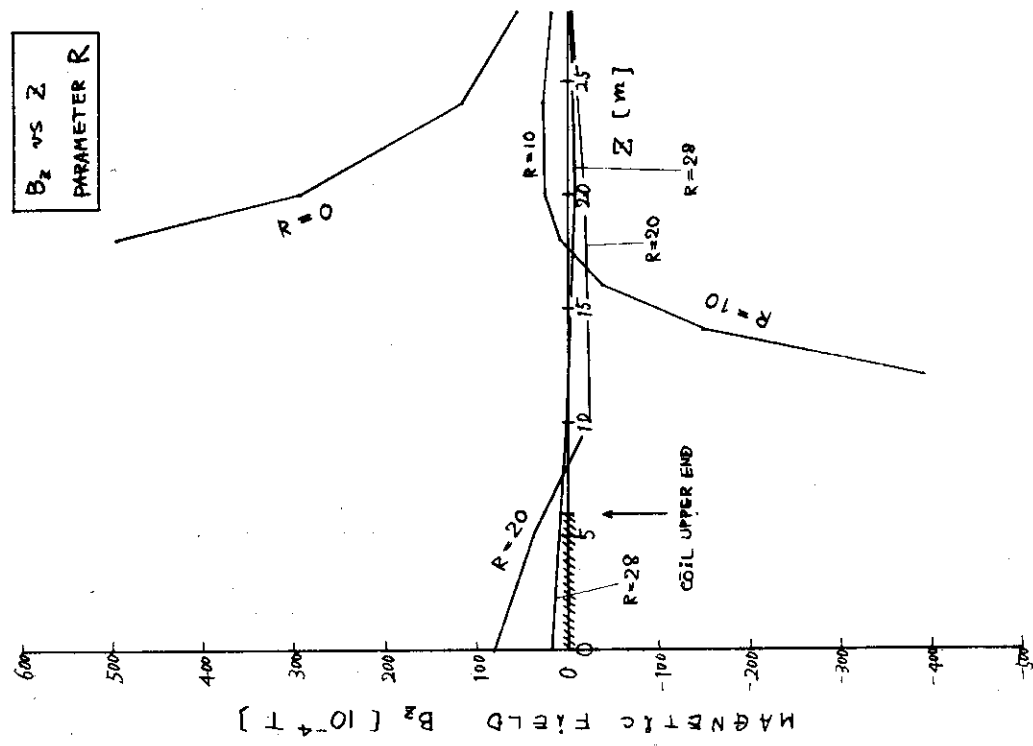


図 2.2-22 もれ磁界分布 (B_z vs Z)

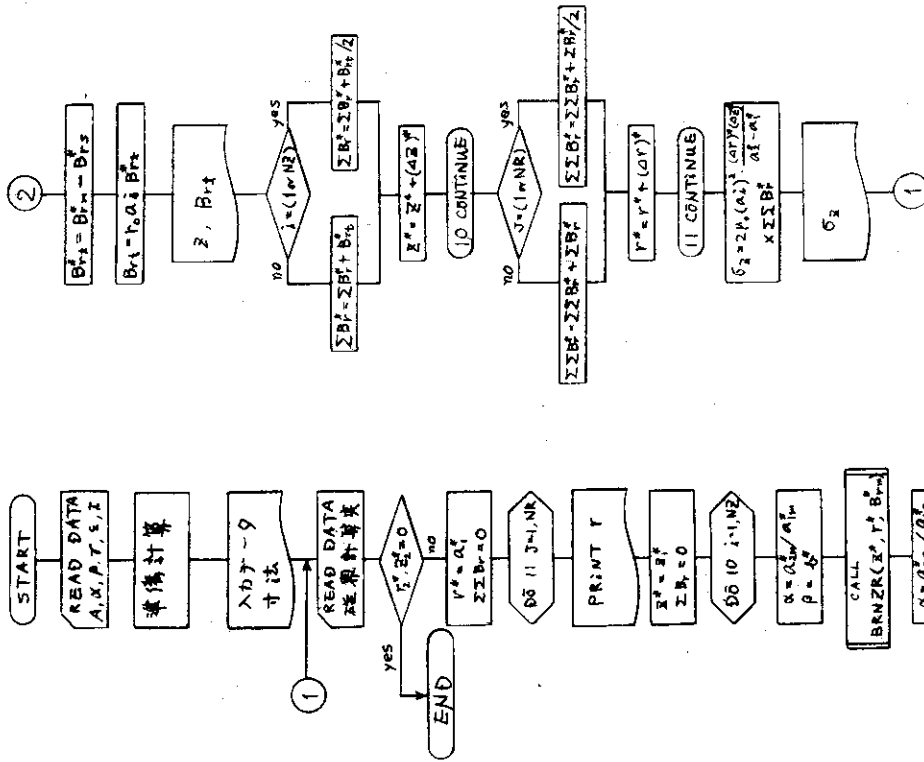


図 2.2-25 $\theta_z(0)$ を計算する流れ図

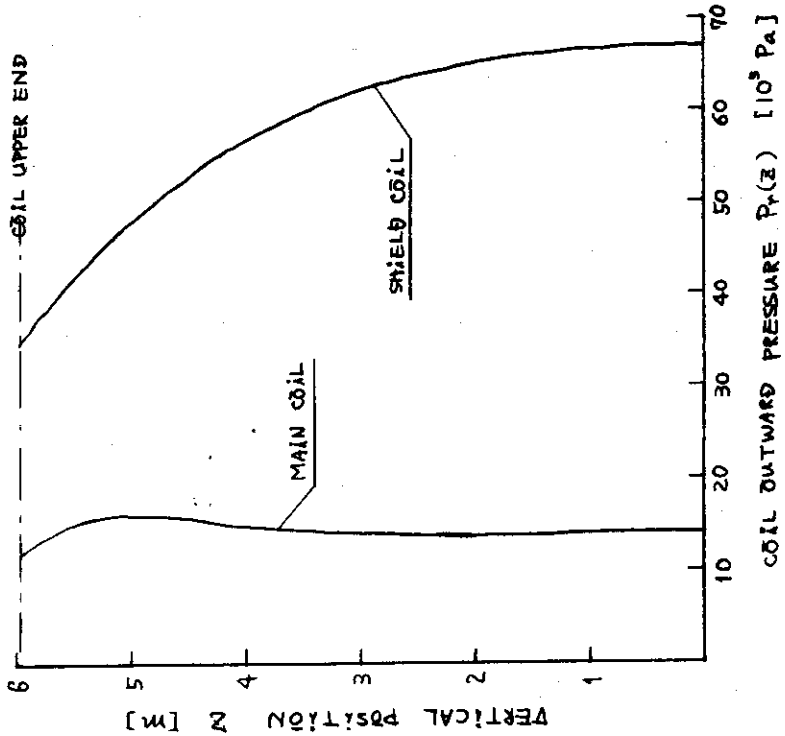
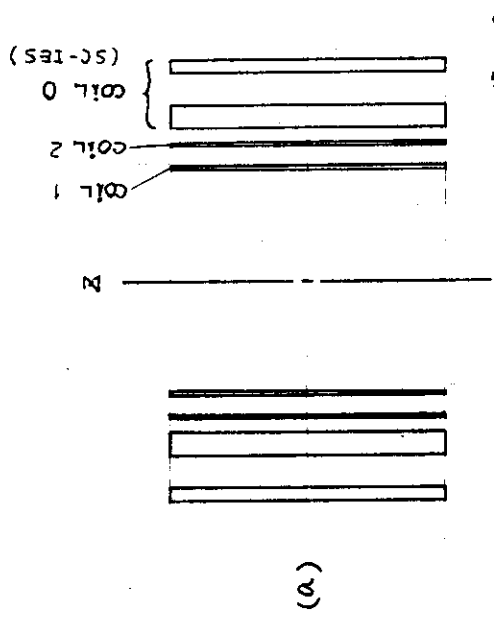


図 2.2-24 外向コイル圧力の Z 依存性



コイル半径の
半高さの
厚さの
ま

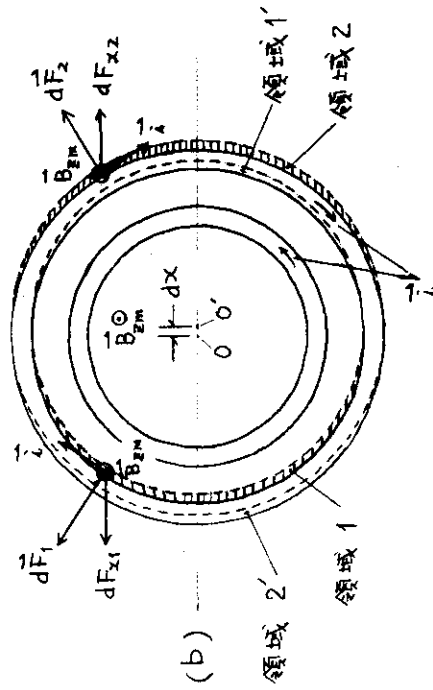
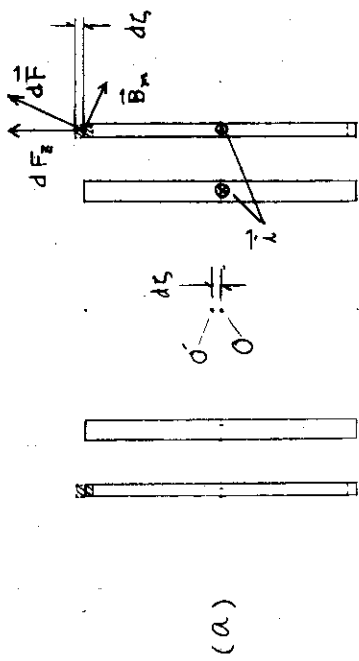
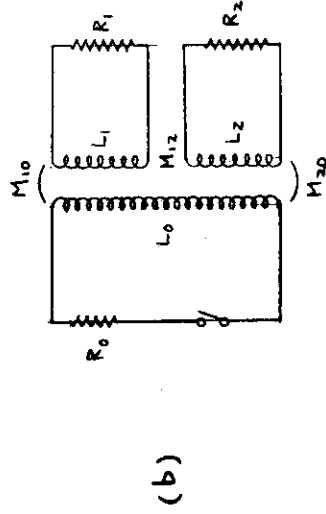
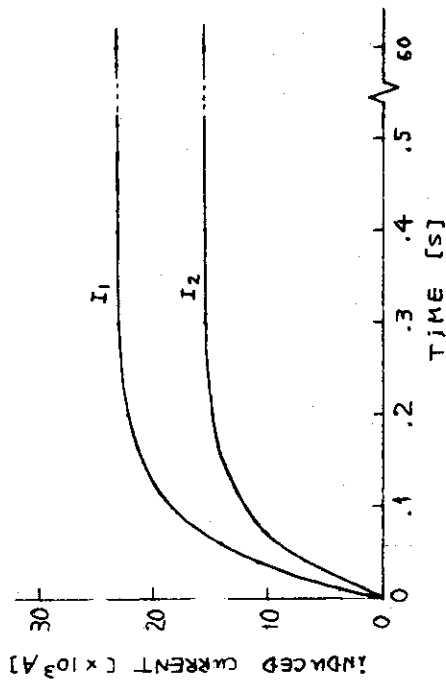
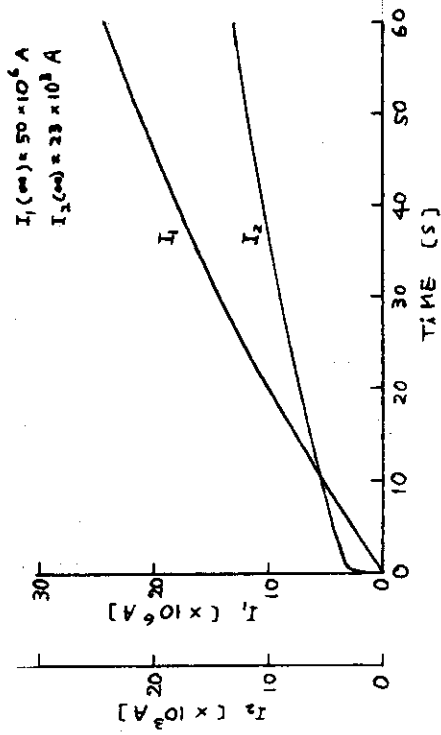


図 2.2-27 誘導周回電流計算のモデル

図 2.2-26 中心がずれたときの電磁力



(a) コイル1: 10 mm² SUS 巻線, コイル2: 10 mm² SUS 巻線.



(b) コイル1: 100 mm² Cu LN₂ 巻線, コイル2: 10 mm² SUS 巻線.

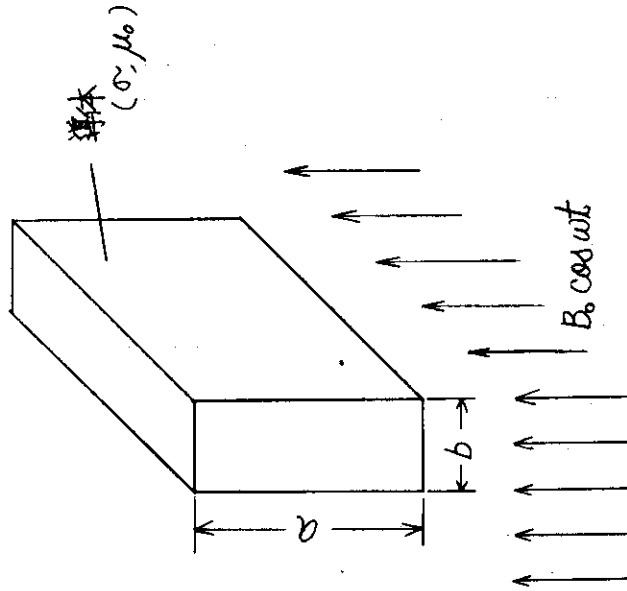


図 2.2-29 導体の渦流損失計算モデル

図 2.2-28 誘導周回電流の時間変化

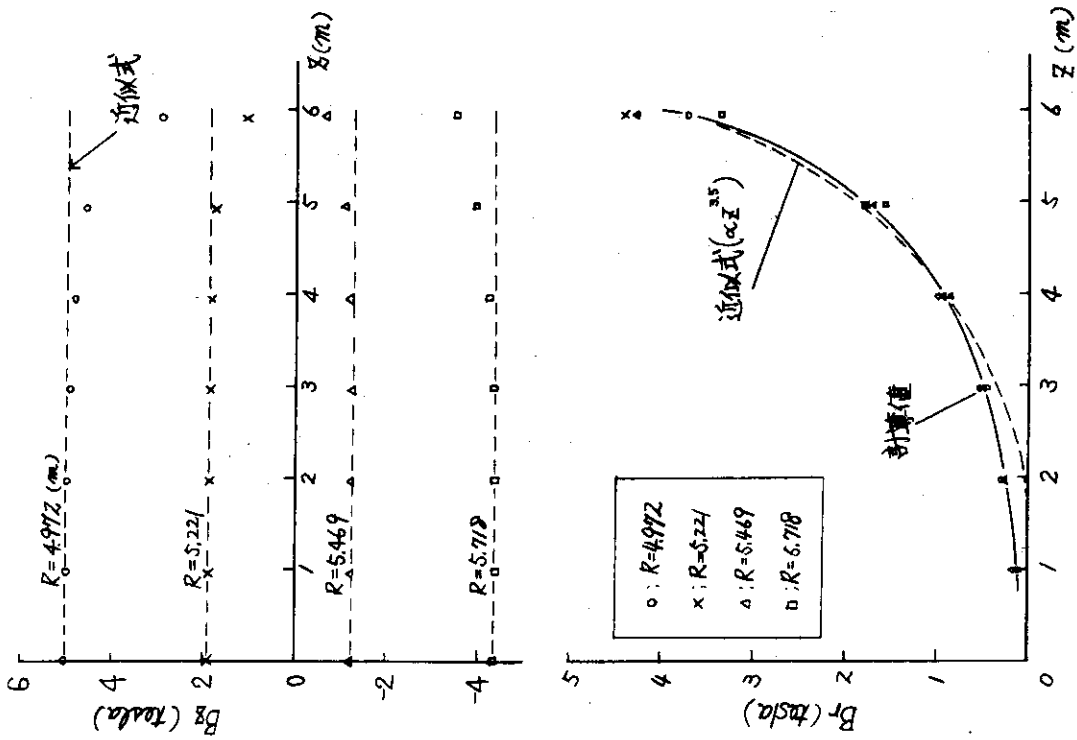


図 2.2-31 主コイル内部の磁界分布

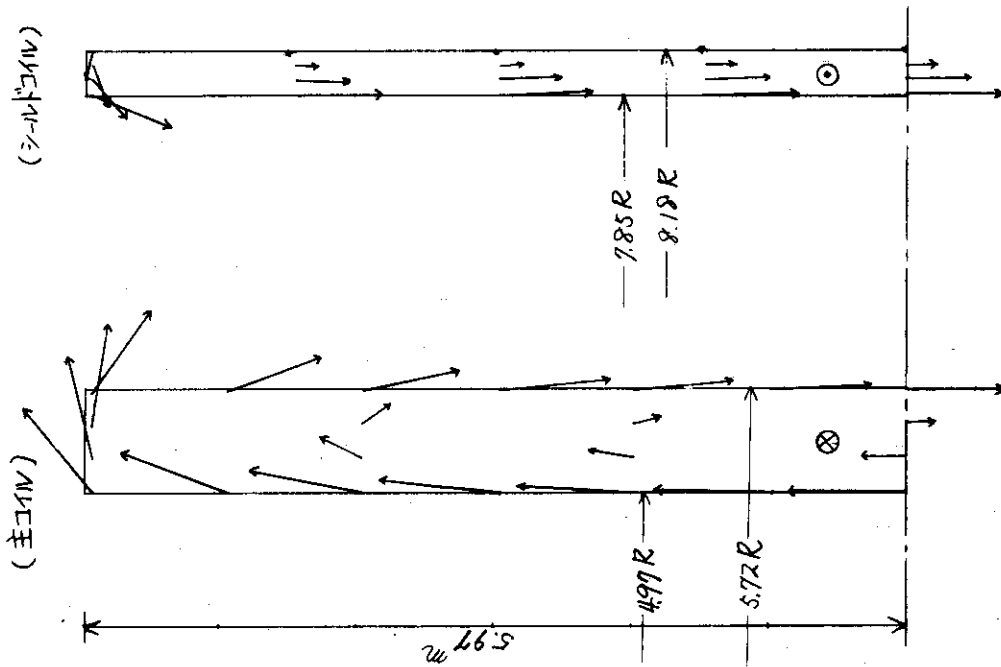


図 2.2-30 超電導コイル内部の磁界分布

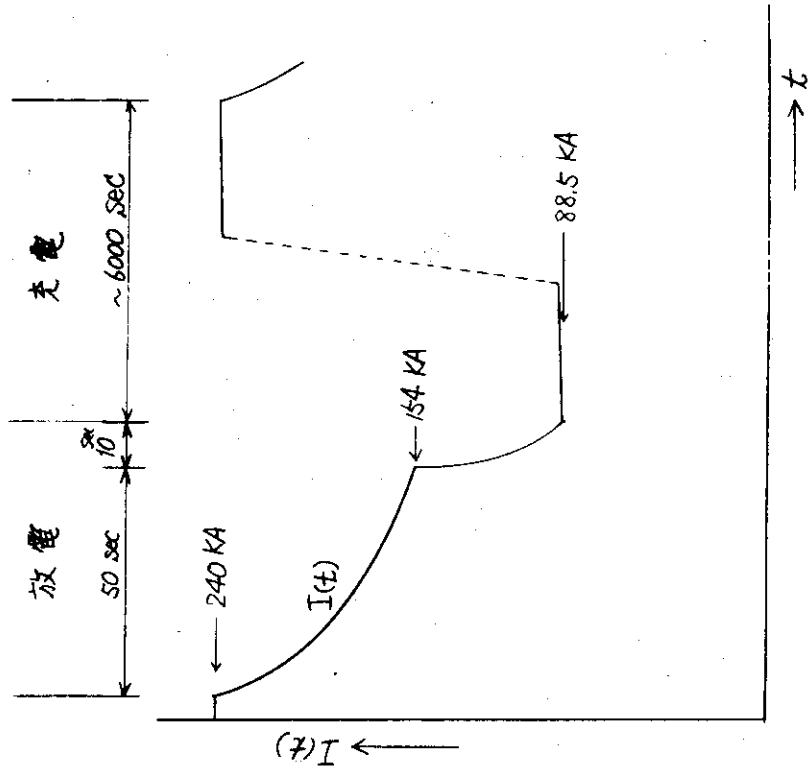


図 2.2-33 I E S コイル電流の変動モード

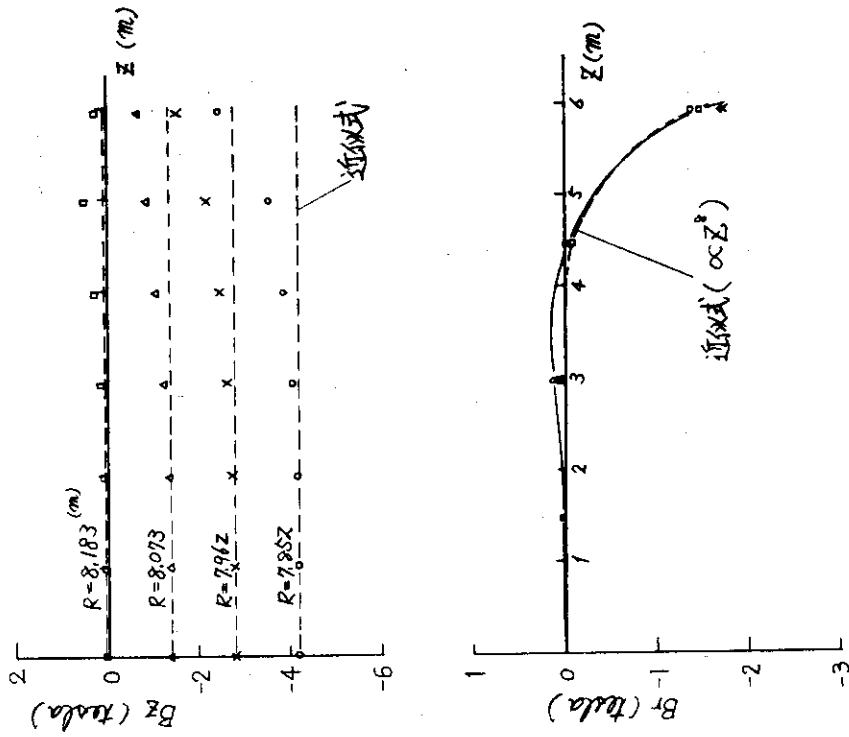


図 2.2-32 シールドコイル内部の磁界分布

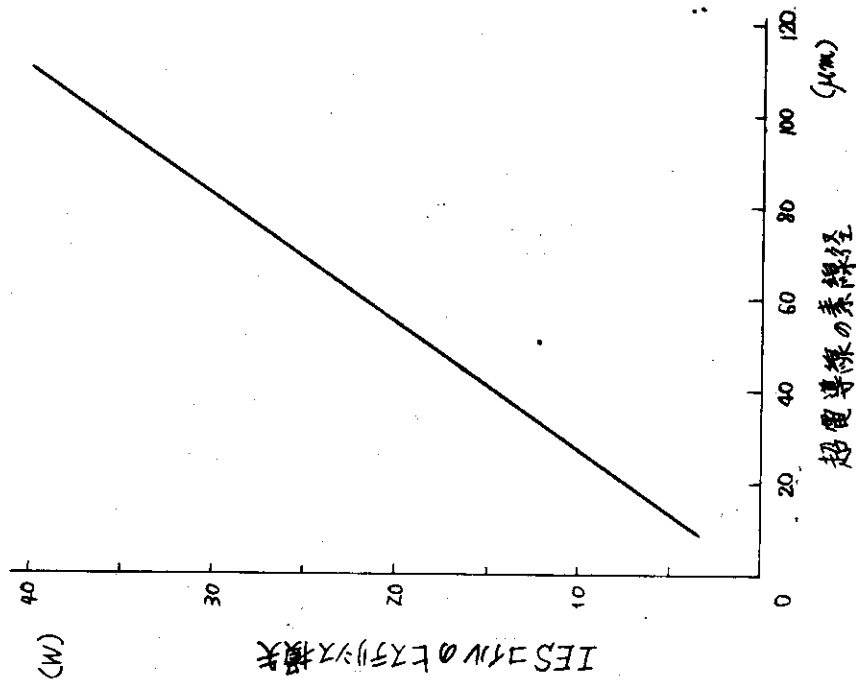


図 2.2-34 IESコイルのヒステリシス損失

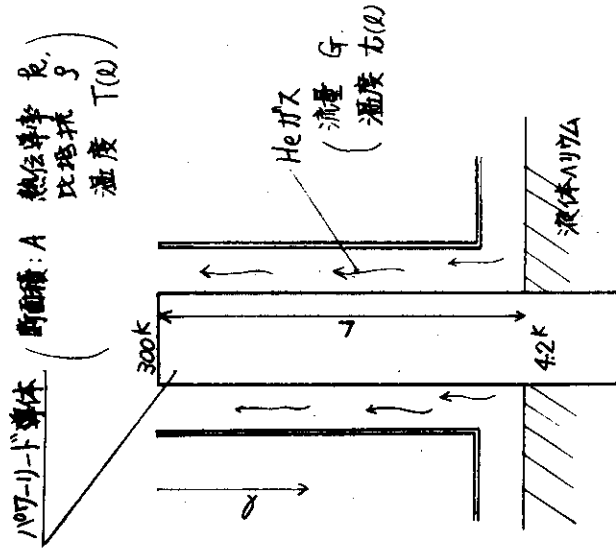


図 2.2-35 パワーリード計算モデル

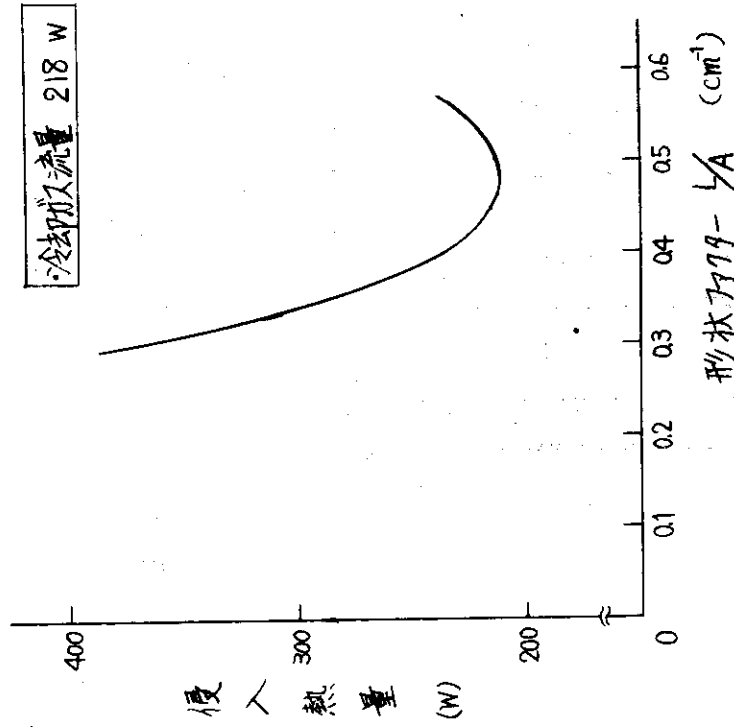


図 2.2-37 240 kA 電流リードの侵入熱の形状による効果

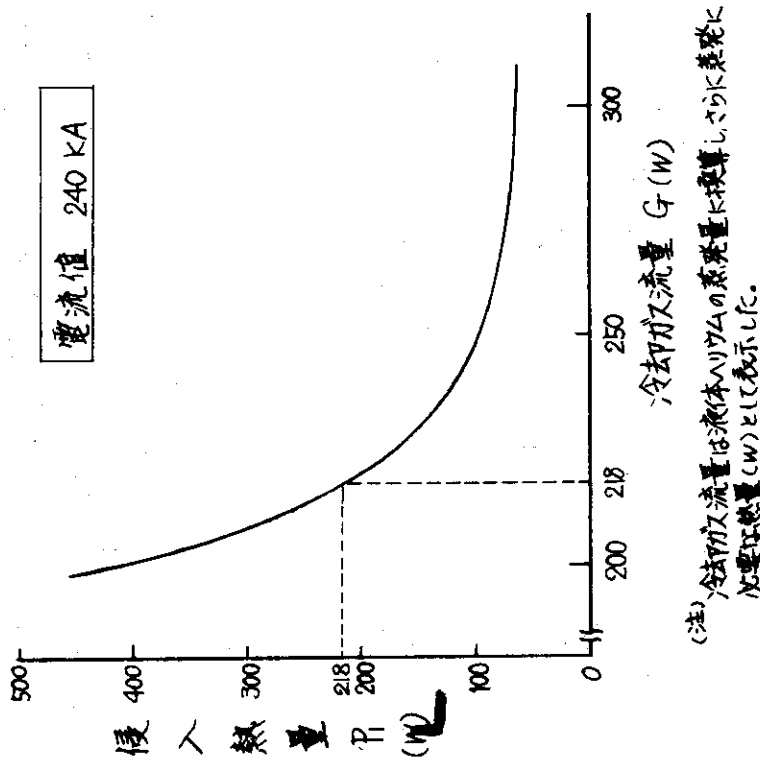


図 2.2-36 ガス冷却電流リードの侵入熱の冷却ガスによる変化

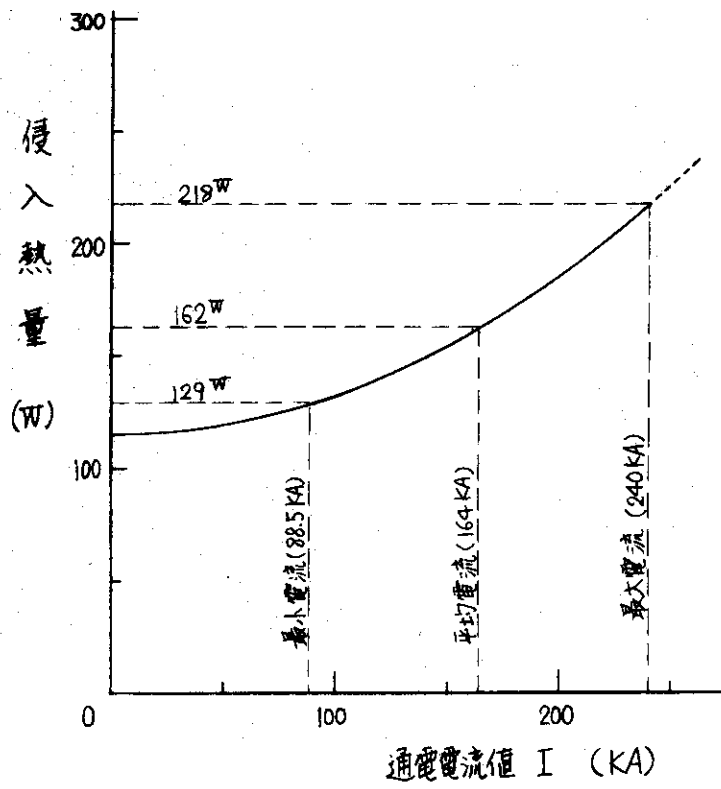
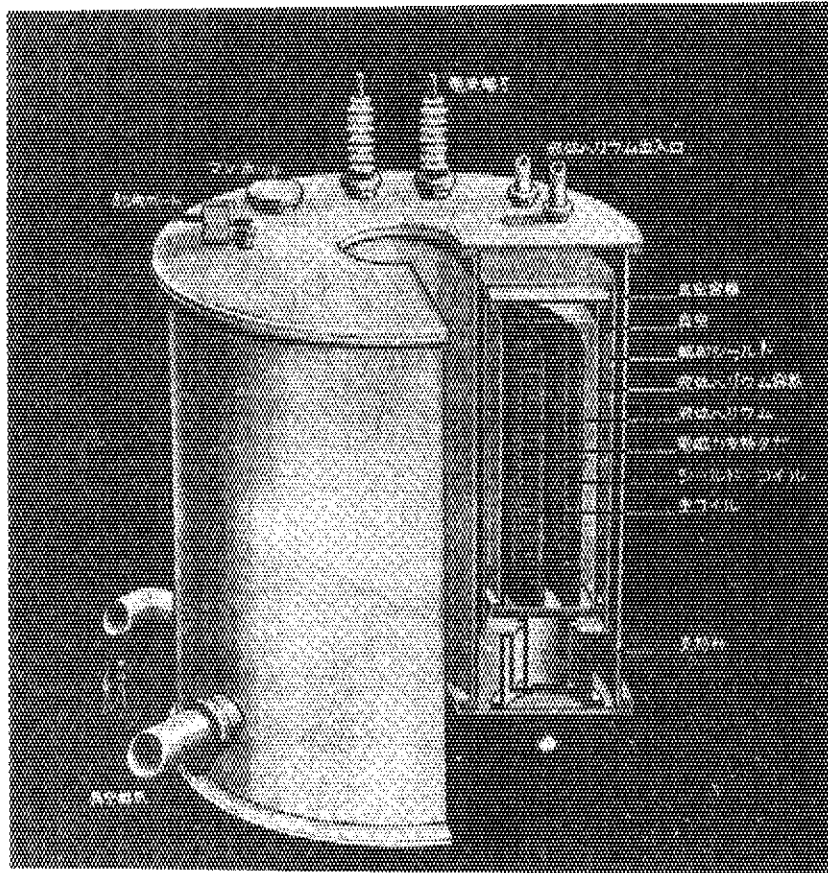


図 2.2-38 IESコイル用電流リードの侵入熱

§ 2.3 構造設計

下の写真は今回試設計を行なった二重ソレノイド型超電導誘導エネルギー蓄積装置の概念図である。



2000 MW(t) ガス冷却型核融合炉超電導エネルギー貯蔵装置
(貯蔵エネルギー：21GJ)

以下にこの超電導誘導エネルギー蓄積装置の構造設計について述べる。

§ 2.3.1 全体構造の概要

全体構造図を図 2.3-1 に示す。

エネルギー蓄積用の主コイルおよびもれ磁束除去用のシールドコイルが 2 重同心環状に液体ヘリウム容器内に配置され、液体ヘリウム容器はドーナツ円筒状の真空容器内に支持される。

コイルは主コイルおよびシールドコイル共にパンケーキコイルを巻枠兼用のスペーサーブロックを介して積重ねる構成とする。コイルの固定は半径方向については、電磁力支持のタガによりパンケーキ毎に固定し、軸方向はスペーサーブロックを介して究極的に液体ヘリウム容器底面に固定する。

液体ヘリウム容器の支持は、三重円筒支持構造とし中間に低温ポイントを設けて、常温部から液体ヘリウム部への伝導熱侵入を軽減する構造とする。円周6ヶ所で支持する。

液体ヘリウム容器を囲む真空断熱空間には熱シールド板を設け、常温部からの輻射、伝導熱侵入をシールド部に流す低温ヘリウムガス（液体ヘリウム容器からの蒸発ガスおよび不足分を冷凍機からのバイパスガスを別系統にて流す）で吸熱する構成とし、液体ヘリウム部への熱侵入を軽減する。

真空容器の上部フランジには、電流端子、液体ヘリウム供給口、ヘリウムガス出口、予冷用ヘリウムガスポート、計測ポート、マンホールなどを設け、円筒部には円周6ヶ所に真空排気ポートを設ける。

主コイルとシールドコイルの中間スペースには、液体ヘリウムの張込みを軽減するための仕切円筒を設ける。

全体構造図 2.3-1 をベースに液体ヘリウム空間を概略計算すると 750 m^3 程度となるが、本空間は、さらにデッドスペースをつめることにより、約 200 m^3 程度まで軽減可能であると考えられる。

重量は総計約 10500 トンで、各部重量の概算結果は表 2.3-1 に示す。

§ 2.3.2 構造上の主要検討内容

(1) コイル構成 (図 2.3-1, 図 2.3-2 参照)

コイルはパンケーキコイルを巻枠兼用のスペーサブロックを介して積重ねる構成とする。

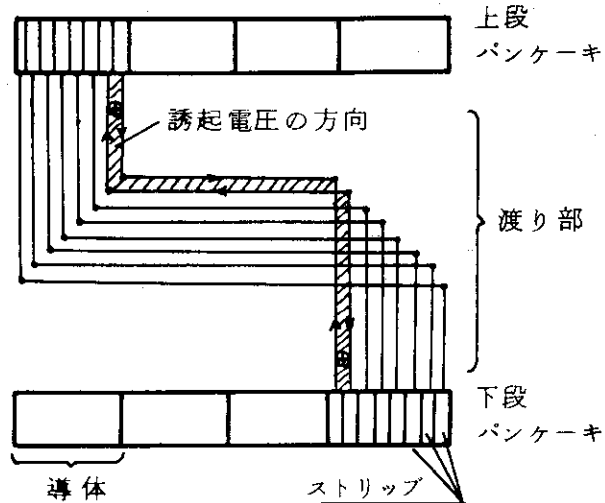
主コイルは 94 パンケーキ、シールドコイルは 83 パンケーキから成る。1 パンケーキの構成は主コイルの場合 8 strip を 1 導体として 4 ターンで構成され、シールドコイルは同様に 8 strip を 1 導体として 2 ターンで構成される。

コイルの冷却は、パンケーキ内部では、SC 導体と対で密着巻きした cooling strip に He 通路を構成し、He 気泡はスペーサブロック部に構成された溝を通過してパンケーキの外部径空間に抜ける構造とする。

パンケーキ相互の導体の接続はスペーサブロック中間部に渡り線を設けて接続する。

コイル導体は 8 strip より構成されるが、strip 間のカップリングによる損失の問題は右図の如く渡り部で導体にひねりを加えるような接続として誘起電圧を相殺することで解決する。

パンケーキ間の絶縁レベルは、全電圧 50 kV として、主コイルの場合 320 V、シールドコイルの場合 240 V であり、ターン間の電圧は、夫々 80 V および 120 V である。



(2) 電磁力の支持方法

(i) 作用する電磁力とその支持方式

作用する電磁力の種類とその大きさをまとめると下記の如くである。

	主コイル	シールドコイル
a) 半径方向電磁圧力	12 ~ 16 kg/cm ²	35 ~ 68 kg/cm ²
b) 軸方向電磁圧縮力	max 5.43 kg/mm ²	0.49 kg/mm ²

(コイル中央部で最大)

c) コイル中心のずれによる電磁力

(主コイル, シールドコイル相互間)

半径方向	中心ずれ10mmに対し	103 ton
軸方向	" "	392 ton

ここで注意すべきは, 上記電磁力の値は, コイル空間においてスペーサーを含む全面積をベースに算出した値であるので, 電磁力支持を設計する場合は, 実際に力が生じてそれを支持する部分の面積に換算する必要がある, 前記の値より大きな値となる。

作用電磁力の支持方法は次の如き考え方とする。

a) 半径方向電磁圧力に対しては, パンケーキ毎に高張力のバインド線又はテープでタガ締め支持する方式とする。マッシュな分割セグメントで締めつける方式が考えられるが, セグメントを結合する部分の構造強度が問題である。

b) 軸方向電磁圧縮力は, 線材を SUS で補強し, その補強材の部分に対向して SUS のスペーサーブロックを設けて力を支持する方式とする。パンケーキ間の絶縁は, 高強度 FRP 又はセラミックス板により, スペーサーブロック中間部で絶縁構成を施すものとする。

c) コイル中心のずれによる電磁力に対しては, 半径方向については主コイルとシールドコイル間に半径方向を支持するスタッドにより, 軸方向はコイルスペーサー間をスタッドで固定し, 究極的に液体ヘリウム容器底面に固定する構成とする。

(ii) 半径方向電磁力支持材料について

半径方向力の支持を考える場合, まず支持材料の選定が問題となる。バインド材料として望まれる特性としては極低温下において

a) 高い引張強度を有すること

b) 誘導周回電流の発生を防止するための高い固有抵抗を有すること。

c) 極低温における熱収縮量がコイルパンケーキにマッチングした値を有すること。(熱収縮量が大きすぎると熱応力が過大となるし, 逆に小さすぎるとコイルとバインド間にスキマができプリテンションで補完しきれなくなる。)

d) ヤング率が大きいこと。(小さすぎると歪量が過大となり, コイルに働く応力がその分大きくなる。)

表 2.3-2 に各種高張力材料の特性 (但し常温での特性) を示す。

一般に引張強さに着目すれば, 線径が小さい単繊維ほど高強度であることはよく知られていることである。表の上段には各単繊維の特性を示してある。このような単繊維は実用的には, コンポジットの形で使用されることになると考えられるので, コンポジットの代表的なものを中段に示す。下段には鋼線の特性を参考までに示した。

現在, 電気機械などでバインド支持材として最もよく使用されているのは鋼線であるが, これは誘導周回電流について問題がある。

固有抵抗の比較的高いもので、引張強度の高いものとしては、S ガラス/エポキシ・コンポジット、KEVLAR-49、ボロン/エポキシなどがある。

この内、KEVLAR-49は熱膨張率が常温でマイナスの値を示す特異な性質をもっており、極低温下でのデータはないが熱収縮量の問題から使用不可能ではないかと推測される。(熱収縮の調整用スペーサーとしての用途は、別途考えられる)

ガラス/エポキシは、ガラスの配合比により極低温下の熱収縮量はかなり変動するが、一般に高強度でガラスの含有率が增大すると熱収縮量はかなり小さくなることが予想される。

ボロン/エポキシについては極低温下でのデータはまだないが、ボロン単体としては鋼と同程度よりやや低目の熱膨張率を有するので、ボロンリッチのコンポジットとしては丁度マッチングのとれた熱収縮量が期待される。又、ヤング率も鋼線と同程度で大きく、熱収縮の問題が確認されれば、最も理想的な材料であると考えられる。

ボロン・コンポジットの極低温下でのデータは、現在あまり公表されていないが、NBSでボロン-Alについて極低温下で強度が若干増大することが確認されている。国内では、神戸製鋼が第15回低温工学発表会(1975年11月)でボロンエポキシの熱伝導率の測定結果を発表している程度であり今後のデータ蓄積が期待される。

ボロン・エポキシの欠点は、コストの問題で、市販されているテープの日本価格はポンド当たり約10万円と桁ちがいに高い。将来のコストの低下に待つところが大きい。従って、現段階で支持材料を決定することは早計であると考え、当面技術的観点から、第1にボロンエポキシ、第2にガラスエポキシを選定することとする。

(iii) 半径方向電磁圧力支持バインドの厚さ

半径方向電磁圧力は主コイル $12 \sim 16 \text{ kg/cm}^2$ 、シールドコイル $35 \sim 68 \text{ kg/cm}^2$ とコイルのZ軸方向に分布を有する。従ってバインドの厚さは、基本的にはこの分布に準じて変化させるのが、コスト的に有利である。但し、主コイルについては圧力分布の中が小さいことと、全体構造上均一厚さにした方が有利であると判断される。

各コイルについて所要バインド厚さを $t = \frac{Pd}{2\sigma_a}$ により算出すると次の如くである。

主コイル	80 mm 均一
シールドコイル	290 ~ 550 mm

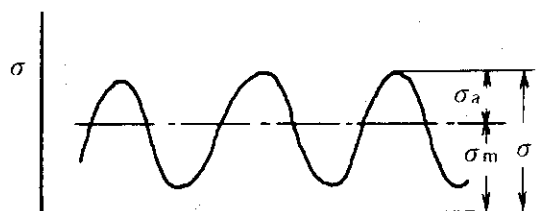
ここで、Pはバインドに働く圧力で、前記の圧力をバインド部に換算すると主コイルの場合、最大 25 kg/cm^2 、シールドコイルの場合最大で 120 kg/cm^2 となる。

dは夫々のコイルの外直径、 σ_a は許容応力でボロンエポキシの引張強さ、 147 kg/mm^2 に対し、電磁力が変動荷重であることを考慮して安全率約8とし $\sigma_a = 18 \text{ kg/mm}^2$ により計算した。

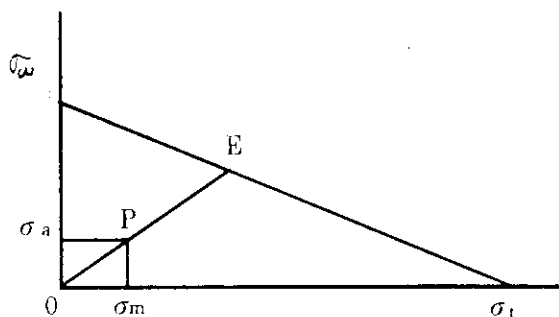
(iv) 軸方向電磁圧縮応力について

主コイル部の軸方向圧縮力は、半径方向電磁圧力と同レベルに応力的に大きな問題である。コイル部水平全面積ベースで圧縮応力は 5.32 kg/mm^2 であるが、超電導線材の補強部 8.4 mm 厚さ部の面積ベースに換算すると 14.6 kg/mm^2 となる。

さらに電流変化による電磁圧力の変動を考えると右図で最大応力 $\sigma = 14.6 \text{ kg/mm}^2$ に対し、平均応力 $\sigma_m = 8.3 \text{ kg/mm}^2$ 、応力振巾 $\sigma_a = 6.3 \text{ kg/mm}^2$



となる。通常、疲労を問題にする場合、横軸に平均応力 σ_m 、縦軸に応力振巾 σ_a をとり、その座標点 P と原点 O を結んだ直線が疲労限度曲線と交る点 E を求め OE/OP を安全率と考える設計手法がよく用いられる。SUS の場合、常温では引張強さ $\sigma_t \doteq 60 \text{ kg/mm}^2$ 、疲労限度 $\sigma_w \doteq 25 \text{ kg/mm}^2$ であるので $\sigma_a = 6.3$ 、 $\sigma_m = 8.3$ に対して OE/OP $\doteq 2.3$ となる。極低温では引張強度 158 kg/mm^2 、降伏点 49 kg/mm^2 程度に増大するので、設計上安全な領域であると考えられる。



(3) 熱収縮の問題

大型の超電導装置においては、熱収縮応力をいかに軽減するかが重要な問題となる。熱収縮の問題は液体ヘリウム温度に到達した定常状態における問題と、cool-down 時の過渡的な問題がある。

まずヘリウム容器の収縮の問題がある。SUS の場合、常温からヘリウム温度に変化すると 1 m 当り約 3 mm の熱収縮を伴うから、半径約 9 m の容器では、ドーナツ円筒の中心に対して、約 27 mm 収縮する。従ってヘリウム容器を常温部に固定的に支持した場合、上記収縮量に相当する大きな熱応力が発生する。そこで熱収縮方向に対して容器の自由な摺動又は変形を許容するような支持構造を考える必要があり、一例として、断面 \perp の溝を支持部材が熱収縮のセンターに向って摺動する構造が考えられる。(図 2.3-3 参照)

次に、コイル部の熱収縮の問題がある。

使用部材により熱収縮率が異なるので、詳細設計の段階で材料の組合せを検討し、超電導コイルに弛みが生じないように、又逆に熱応力が過大にならないように半径方向、軸方向共に検討する必要がある。

参考までに超電導装置で使用される主な材料の熱収縮率を $\frac{L_{269^\circ\text{C}} - L_{20^\circ\text{C}}}{L_{20^\circ\text{C}}}$ で示すと下記の如くである。

SUS 27	-3.0×10^{-3}
銅	-3.2×10^{-3}
アルミニウム	-4.1×10^{-3}
チタン	-1.7×10^{-3}
合成樹脂	多くのものが $-10 \sim 20 \times 10^{-3}$

次に cool-down 時の過渡的な問題であるが、熱応力を小さくするためには各部の温度勾配が少なくなるように均一に cool-down することが重要である。

今回の装置では、コイル直径が大きいので、軸方向の温度勾配により、コイル内部で大きな shear load が働くことが特に問題となる。

ANL (ARGONNE NATIONAL LABORATORY) の Bubble Chamber Magnet では LN_2 熱交換器で冷却された Cold He gas をコイルの周囲に設けたマニホールドから全体に均一に Spray して軸方向温度差を 10 deg 以下にしている。

又、絶縁された Al Spacer block の end を熱的に short して温度の均一性を改善するなどの配

慮がなされている。今回の装置の場合、同様に、各スパーサーブロック部の He 通路に、cold He gas を均等に Spray される様な構成がよいと考えられる。

(4) 誘導周回電流の低減の問題

ヘリウム容器や熱シールド板など大きな磁束変化の場にある部材は誘導周回電流が問題となる。熱シールド板は、構造上円周方向で分割して電氣的に遮断することが可能であるが、ヘリウム容器の場合は、気密上困難である。そこで一案として FRP と SUS の波板を組合せて、電気抵抗をできるだけ増大させる方法を提案する。(図 2.3-4 参照)

本案の考え方は、強度は主として FRP で、気密は SUS でもたせる構成により SUS の板厚をできる限り薄くし、又波板構造により電氣的長さを増大させるものである。

真空系に対するアウトガスを考慮して SUS の波板を真空側、FRP をヘリウム側とする。

SUS 板には、FRP から剥離を防止するためのフックを FRP 側に設ける。

フランジ結合部は、FRP の中に金属の座をインサートしてボルト締め後、シールを施す構造とする。

本構造により、例えば SUS の板厚を 2mm として波つきにより長さを 2 倍に増大させるものとするれば、等価的に 1mm 厚さの SUS 円筒となり、誘導周回電流によるジュール損は 10mm 厚さの SUS 円筒の $\frac{1}{10}$ となる。

表 2.3-1 各部重量概算結果 (主材料)

(単位: トン)

	総重量	材 料 別 内 訳		備 考
1. コイル導体	1170	Nb-Ti	30	§ 2.2.1
		Al	210	
		SUS	930	
2. コイル冷却片	500	Cu	500	Cu材とLHeの Vol比 2:1
3. スペーサブロック	1380	SUS	1380	ボロンエポキシの $\rho = 2.3$ とした (ボロン並)
4. バインド	390	ボロンエポキシ	390	
5. ヘリウム容器	1000	ボロンエポキシ	160	内筒: ボロンエポキシ + SUS 波板 外筒: SUS 上下フランジ ボロンエポキシ:SUS Vol比 1:1
		SUS	840	
6. 輻射シールド	70	Al	70	厚さ 10mm
7. 真空容器	5800	SUS	5800	厚さ 外筒 100 mm 内筒 50 mm
8. その他	190	SUS	190	
合 計	10500	Nb-Ti	30	
		Al	280	
		Cu	500	
		SUS	9140	
		ボロンエポキシ	550	

表 2.3-2 各種高張力材料の特性

(常温での特性)

材 料	線 径	引張り強さ (kg/mm ²)	ヤング率 (kg/mm ²)	熱膨張率 ×10 ⁻⁵ /°C	固有抵抗 ×10 ⁻⁶ Ω-cm	備 考
(単 織 維)				(於常温)		出典 (1)
1. S-ガラス	2.5 μ	460	9000	-	-	} シリカの 純度による。
2. E-ガラス	2.5 μ	355	6500	0.1~0.001	-	
3. 鋼 線	50~254 μ	284~425	21000	≒ 10 (4)	≒ 20 (4)	(1)(4)
4. ボ ロ ン	10.3 μ	284	42000	8.3 (4)	1.8×10 ¹² (4)	(1)(4)
5. C-Fiber (炭素繊維)	7~12 μ	120	8000	1.7	5~8×10 ³	(1)
6. G-Fiber (高強度グラファイト)	7.6 μ	250~320	25000 ~32000	-	-	(1)
(コンポジット)						
7. ボロン/エポキシ	-	147	21000	-	-	(2)
8. グラファイト/エポキシ	-	140	15000	-	-	(2)
9. Sガラス/エポキシ	-	182	5300	-	-	(2)
10. KEVLAR-49 (PRD-49と同一)	-	168	7700	-2	1.5×10 ²¹	ポリアミド繊維(3)
(鋼 線)						
1. ピアノ線 (JISG3522)	2.0mm	175以上	-	-	-	
2. ステンレス 非磁鋼線 (JISG4309)	2.0	155以上	-	-	-	

出典 (1)……窯業データブック '70技術資料P452~458 著者 呉羽化学工業(株)

(2)……Super flywheel Kinetic Energy Storage System P94

David W Rabenhorst, The Johns Hopkins Univ., March 1973

(3)……超強度・超高弾性有機繊維 (KEVLAR 49-Aramid)

強化プラスチック Vol. 20, No 5 P45~47

(4)……機械工学便覧

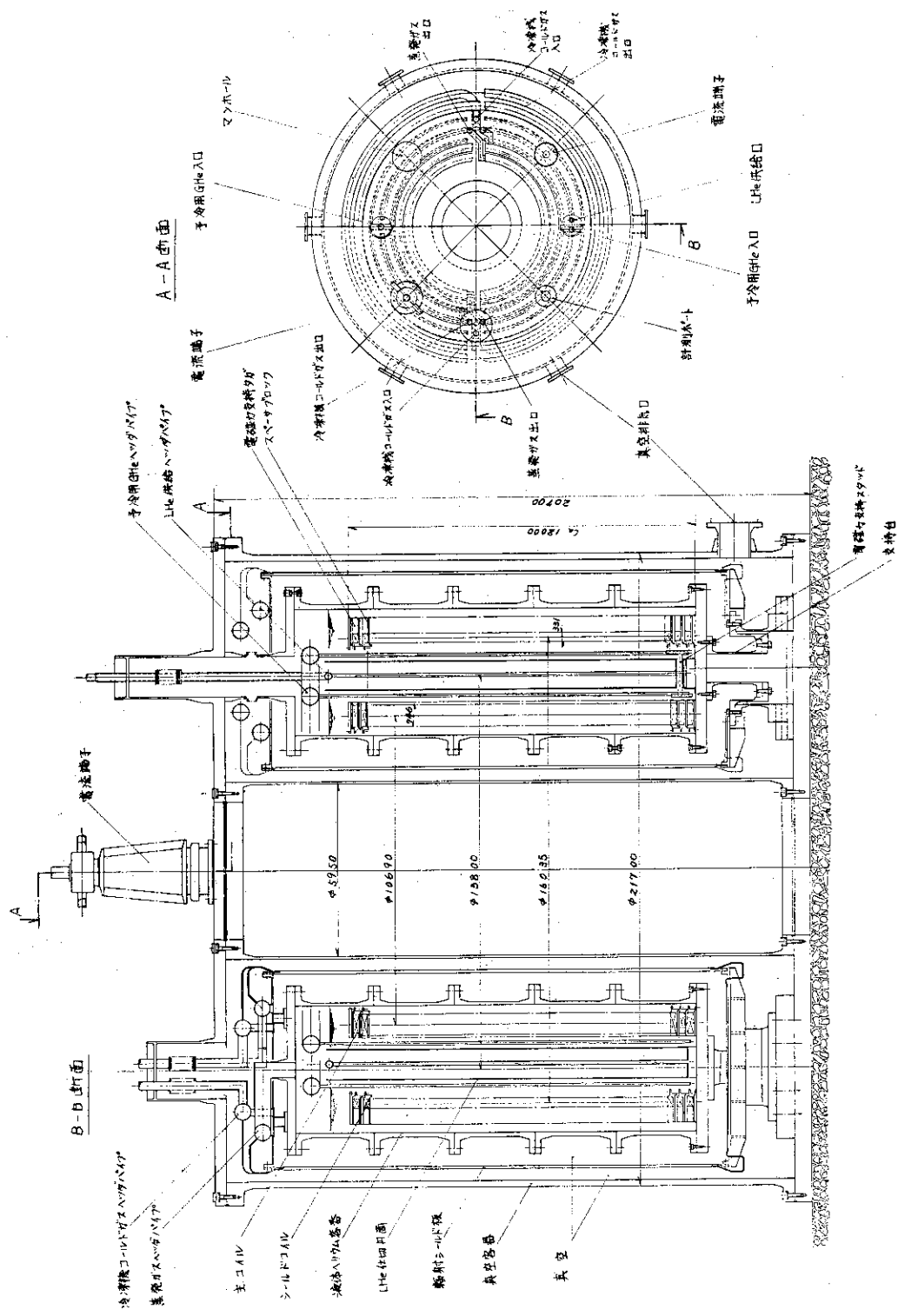
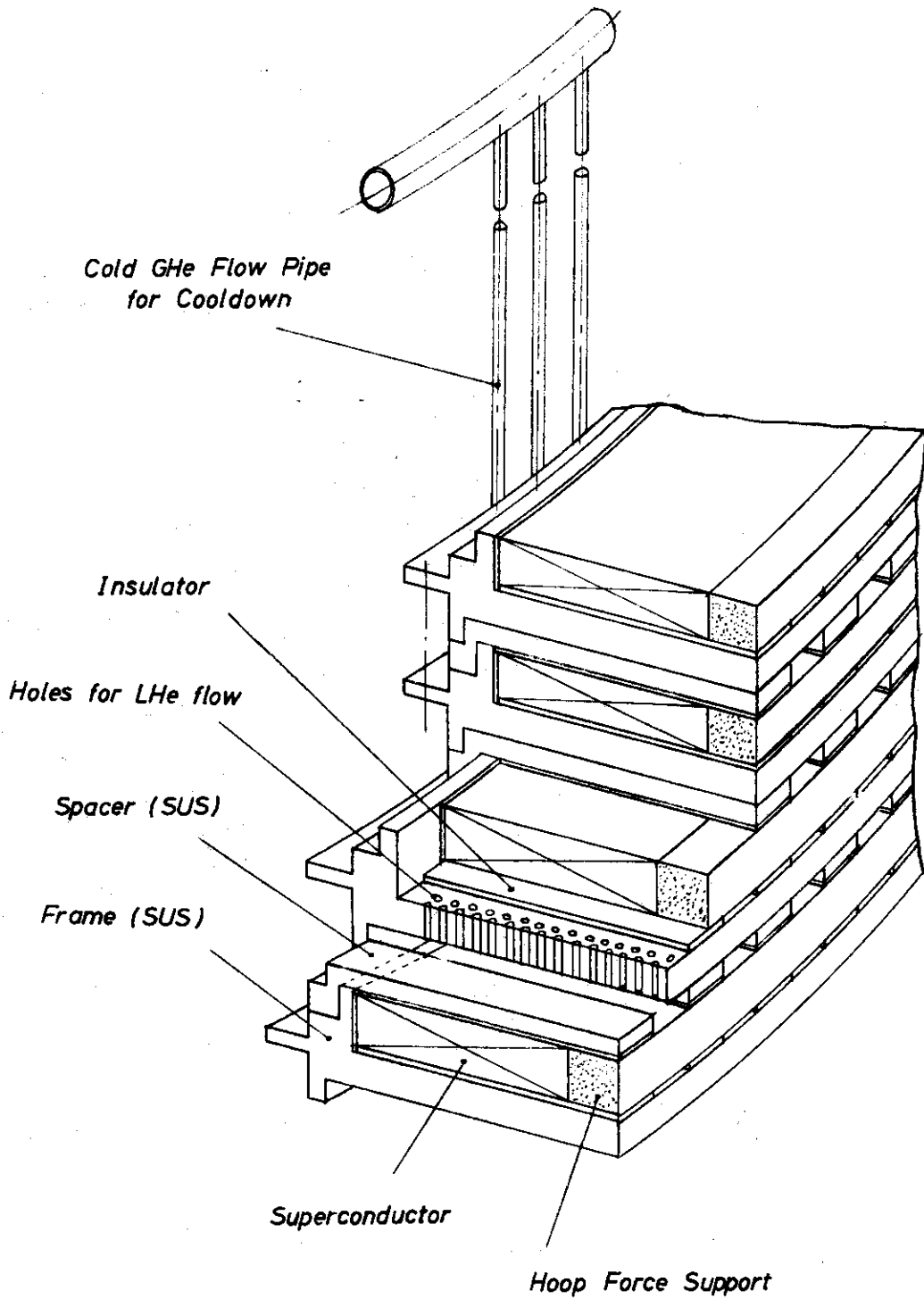


図 2.3-1 エネルギー蓄積装置全体構造図



☒ 2.3 - 2 A Scheme of Coil Construction

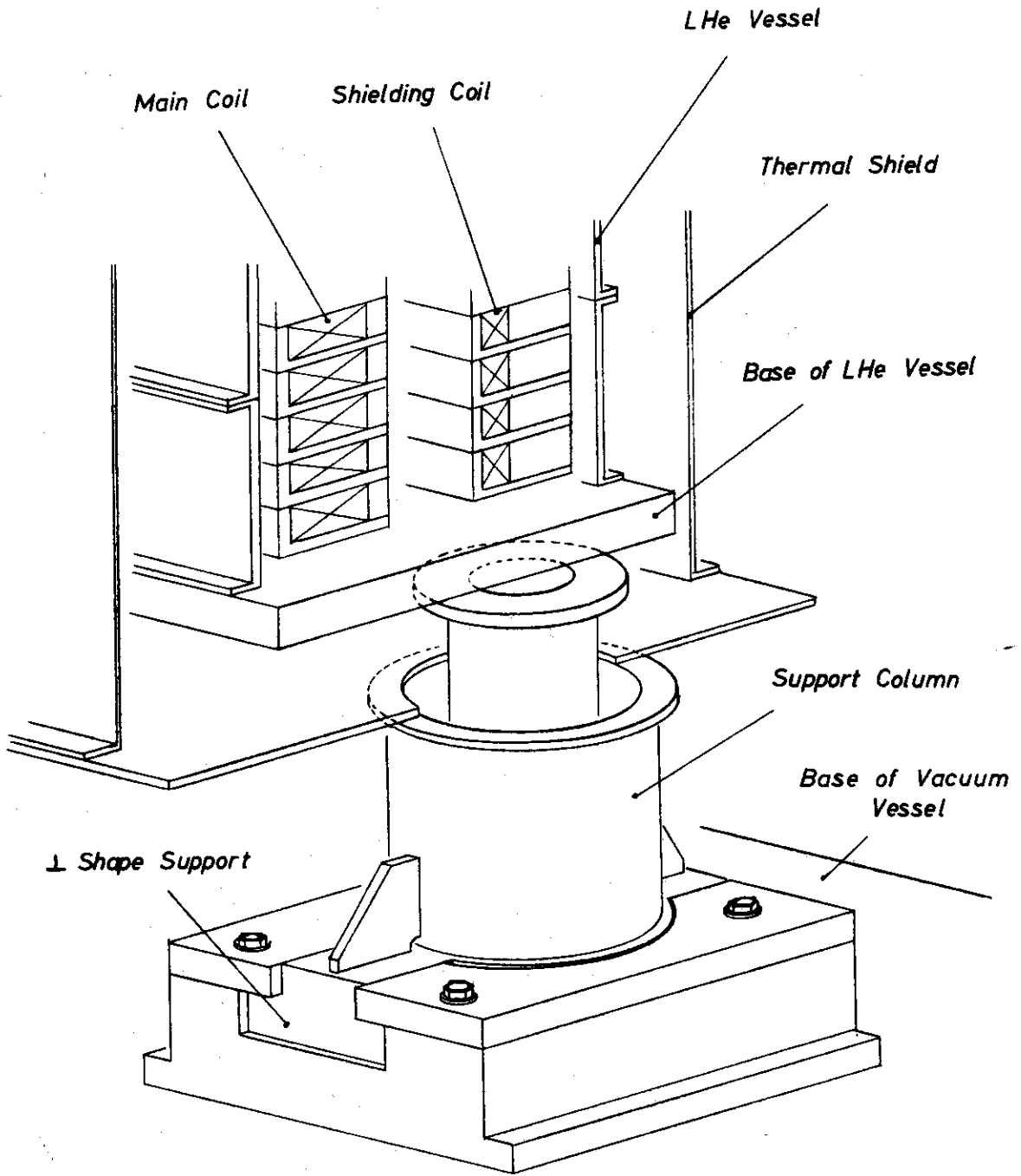
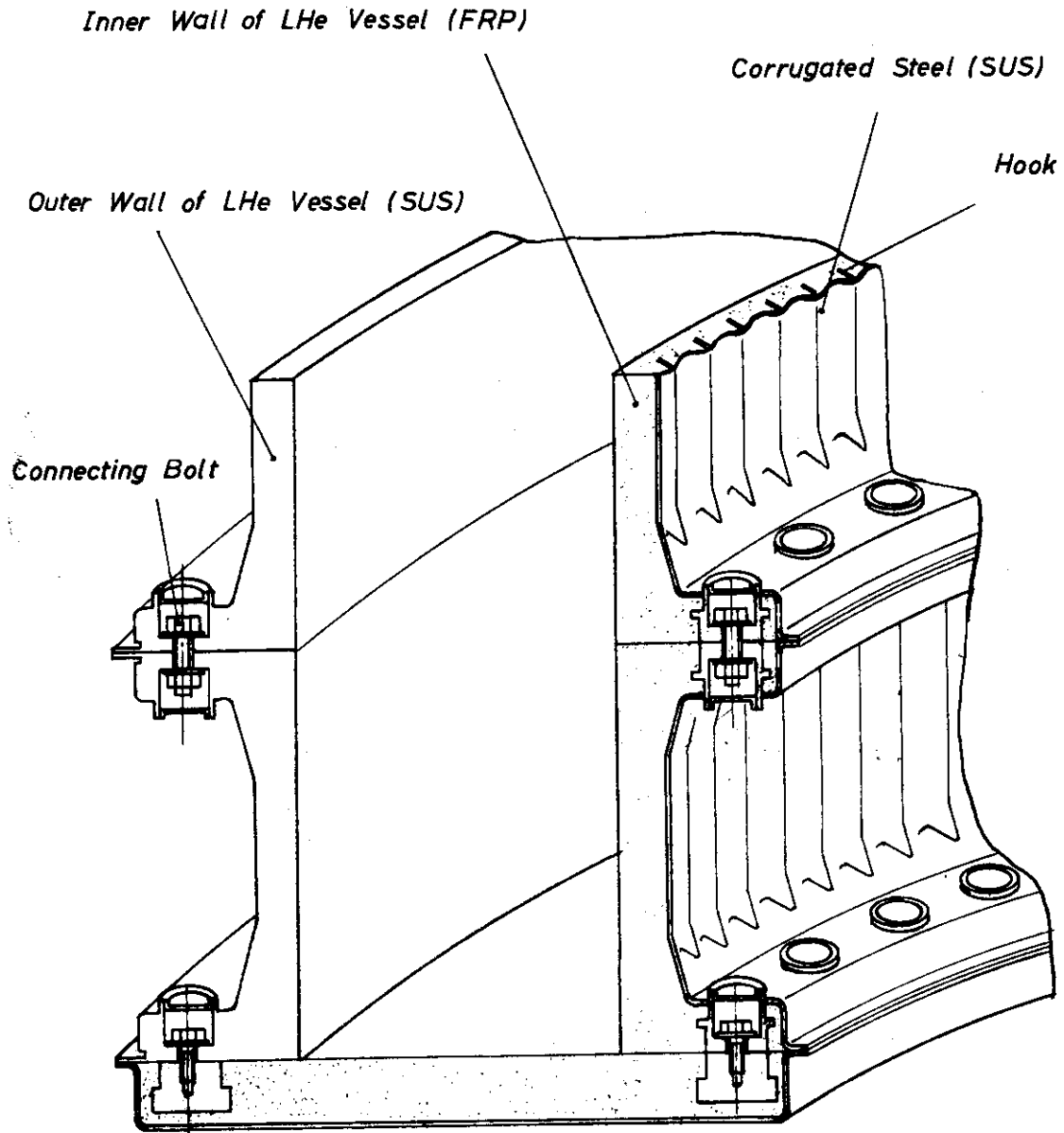


図 2.3 - 3 A Scheme of LHe Vessel Support



☒ 2.3 - 4 A Scheme of LHe Vessel

§ 2.4 補機系の概要設計

§ 2.4.1 冷却系

(1) 冷却方式

超電導マグネットの主な冷却方式を分類すると次の如くである。

- ① 浸漬LHe冷却 (Pool boiling)
- ② 二相流強制LHe冷却 (Two-phase forced convection)
- ③ 過冷却LHe冷却 (Sub-cooled forced convection)
- ④ 超臨界He冷却 (Supercritical forced convection)
- ⑤ 超流動LHe冷却 (Superfluid-LHe Cooling)

エネルギー蓄積用マグネットの場合、コスト的に線材コストの占める割合が大きいので、線材の使用量をできるだけ少なくする必要がある。図2.4-1に臨界電流の臨界磁場および臨界温度の依存性を示す。本図より線材量軽減のためには冷却温度を低くして線材の電流密度を高くとることが望ましい。

この様な観点から、前記各冷却方式について温度レベルを考察すると、図2.4-2 HeのT-S線図より明らかな如く超流動方式が最も温度レベルが低く、浸漬、二相流、過冷却方式がこれに次ぎ、超臨界He冷却方式が、最も温度レベルが高い。

浸漬、二相流、過冷却の三方式を比較すると、二相流、過冷却方式は強制循環系となるため、システムの信頼性が問題となり、冷却能力が浸漬でも十分な場合は浸漬方式の方が有利であると考えられる。

超流動冷却方式は、Wisconsin大学グループの超電導エネルギー蓄積装置において1.8 K LHeの冷凍が提案されているが、まだ問題点が多い。特に、超流動LHeの熱伝達特性や超流動LHe中での超電導マグネットの安定条件など、ほとんど研究されていないのが現状である。

従って、現時点では、高エネルギー物理用大形マグネットなどで実績の多い浸漬冷却方式がよいと考えられる。

(2) 大容量冷凍システムの現状

本エネルギー蓄積用マグネットの冷凍規模は、これまでに世界で実現された大容量冷凍システムの最大規模となる。従って以下に大容量冷凍システムの現状について概要調査結果を述べ、今回のエネルギー蓄積用冷凍システムへのアプローチとしたい。

(i) 世界の大容量冷凍液化機

大容量ヘリウム冷凍液化機は、液化プラント、水素泡箱用超電導電磁石、スペースチャンバー、MHD発電用超電導電磁石などの冷凍液化システムにみられる。その主なものを表2.4-1に示す。超電導電磁石冷却用としては、CERNのBEBCマグネット冷却用が最大規模である。

(ii) CERNの水素泡箱用冷凍システムの概要

冷凍系のフローシートを図2.4-3に示す。

本システムは、超電導マグネット冷却のHe系、泡箱用の水素系および予冷用N₂系から成立っており、定常運転時の冷凍能力は、4.4 Kで1.5 kW and 22 Kで25 kWである。

ヘリウム系のフローをみると、ヘリウムはまず液体ヘリウム貯槽に液化されトランスフェーチューブでマグネットに供給される構成になっており、液体ヘリウム貯槽およびマグネットの液面は夫々

J-T 弁および液体ヘリウム供給弁によって一定に保たれる。

全体的にみて、冷凍系は安全第一に設計されており、タービン膨張機、ヘリウム圧縮機の事故がおきても、冷凍がストップしないように、夫々2基ずつ据付けてある。さらに安全のため、冷凍機とは別途、外部より液体ヘリウムを供給できるようにしてある。

本エネルギー蓄積システムの場合も、液体ヘリウムの貯液、供給と安全に対する基本的考え方は、前記CERNの方式に準ずるのがよいと考えられる。

(3) エネルギー蓄積装置用冷凍システムについて

エネルギー蓄積装置用冷凍システムに要求される冷凍能力は平均熱負荷をベースに考えると4.2 Kレベルで、約1.3 kW、80 Kレベルで約12 kWであり、設計裕度を考慮すると前記CERNのBEBCマグネットと同程度以上の規模のシステムが要求される。

システムの基本的考え方は、従来のシステムに準ずるが、今回の冷凍システムを考える上で、特に注意すべき点として、熱負荷が電流放電時の短時間に集中している点が問題となる。熱負荷が集中することにより次の2つの問題が発生する。

① 急激な蒸発ガスの発生に伴う圧力上昇の問題を如何に処理するか

② 短時間に発生する蒸発ガスの冷熱エネルギーを如何に有効に利用するか

である。熱負荷が定常的に発生する通常の冷凍システムの場合は蒸発ガスは圧縮機で定常的に圧縮され、系全体の圧力の変動分をバッファータンクで緩衝するような構成になっている。今回の場合、放電時60 sec間の短時間に蒸発するガスが問題となる。

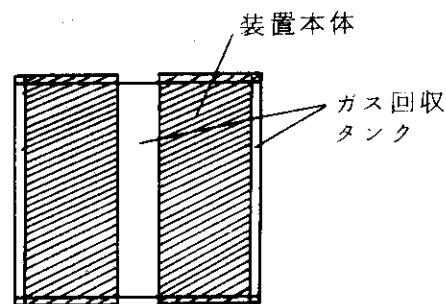
放電時の損失熱量は $3.2 \times 10^5 \text{ W} \times 10 \text{ sec} = 3.2 \times 10^6 \text{ J}$ 、および、 $2.3 \times 10^4 \text{ W} \times 50 \text{ sec} = 1.15 \times 10^6 \text{ J}$ であるから合計 $4.35 \times 10^6 \text{ J}$ となる。これをLHeの潜熱(0.62 cal/cc)で換算するとLHeの蒸発量は 1.68 m^3 となる。これを標準状態(0°C, 1 atm.)のヘリウムガスに換算すると 1180 m^3 となり、例えば、高さ20 mのタンクでこれを1気圧回収するとすれば直径が8.7 mφのガス回収タンクが必要となる。

一案として、右図に示す如く、ガス回収タンクをエネルギー蓄積装置本体の真空外容器の内筒部および外筒部に設けて、本体のdead spaceを有効に活用することが考えられる。

別な方法として、多数の補助圧縮機を蓄積装置の電流変動モードに従って間欠運転することが考えられるが、信頼性、寿命の点で問題がある。

次に蒸発ガスの冷熱利用の問題であるが、通常の冷凍機では、蒸発ガスは冷凍機内部の熱交換器を通じて、圧縮機から液化に向うヘリウムガスの冷却に寄与している。今回の場合も、定常的に蒸発する分は、有効利用可能であるが、短時間に蒸発するガスについては通常の方法では有効利用が困難である。

一案として、熱交換器を蓄冷器的に設計する方法が考えられる。勿論この場合、蓄冷器内部での圧力損失が過大にならない様に設計する必要がある。



(4) 冷凍システムの所要動力

冷凍機を動作させ、得られる出力と入力との関係は、理論的にはその動作温度によって熱力学的に定まり、一般的にカルノー仕事による評価方法が用いられている。理想カルノー仕事は、動力を入れる

温度 T_i と冷凍をとり出す温度 T_o より、理想カルノー仕事 = $\frac{W_{ideal}}{Q} = \frac{T_i - T_o}{T_o}$

今、 $T_i = 300\text{ K}$ にすれば、冷凍温度と理想カルノー仕事の関係は下記の如くである。

冷凍温度 (K)	理想カルノー仕事 (W/W)
4.5	65.7
2.0	14.0
7.8	2.85

たとえば 4.5 K で 1 W の冷凍出力を得るためには 65.7 W の入力が必要となる。

実際の冷凍機では熱力学的、機械的な損失等のために実際に必要な動力 W_{ac} は種々の損失の合計を

ΣL_i とすれば、 $\frac{W_{ac}}{Q} = \frac{W_i + \Sigma L_i}{Q}$ で与えられる。図 2.4-4 に既成の冷凍機について、4 K レベル

の冷凍能力と所要動力の関係についてプロットしたものを示す。CERN の BEBC 用冷凍機 (Sulzer 製 1500 W) の所要動力は 600 kW である。今回の冷凍システムでは、前記の如く、蒸発ガスの冷熱利用がどの程度有効にできるかという問題があるので、評定は困難であるが、当面のオーダーとして 1000 kW (1 MW) 程度と考えられる。

§ 2.4.2 真空排気系

検討結果の概要は下記の如くである。

1) 真空容器の大きさ

体積	約 3500 m ³
表面積	SUS 約 5000 m ² (内外容器他)
	Al 約 4000 m ² (熱シールド板)

2) ガス放出速度 真空の物理と応用 (裳華房) P195

SUS	5×10^{-10} Torr·l/cm ² sec (枯れた系排気後 5 h)
Al		2.7×10^{-8} Torr·l/cm ² sec (排気後 10 h)

3) 放出ガス量

SUS	2.5×10^{-2} Torr·l/sec
Al	1.08 Torr·l/sec
計		1.1 Torr·l/sec

4) 所要排気速度

到達真空度 2×10^{-5} Torr とすると
 所要排気速度は 5.5×10^4 l/S

(マグネット冷却時の真空度はクライオポンプ効果により約 1 桁低下し、 2×10^{-6} Torr 以下を期待)

5) 配管のコンダクタンス

$d = 36$ インチ (= 91.4 cm) 長さ 1 m として 8.8×10^4 l/S

6) 使用排気ポンプ

油拡散ポンプ Edward社(英)製 型式F3605

6台で排気する。

(主仕様) 排気速度: ポンプ単体 45000l/s

バルブ, 逆拡散防止板付では 11000l/s

吸気口径: 36インチ

補助ロータリーポンプ ES4000 (4000l/min)

7) 排気速度

配管のコンダクタンスを考慮すると, 1台当り排気速度は11000l/sが9800l/sとなる。

6台当り排気速度は

$5.9 \times 10^4 \text{ l/s}$ ($> 5.5 \times 10^4 \text{ l/s}$)となる。

8) 所要電力

拡散ポンプ $15 \text{ kW} \times 6 \text{ 台} = 90 \text{ kW}$

ロータリーポンプ $5.5 \text{ kW} \times 6 \text{ 台} = 33 \text{ kW}$

計 123 kW

表 2.4-1 世界の大容量冷凍液化機

方式	能力	メーカー	納入先	圧縮機	膨張機	液体要素
レシプロ膨張機	100 L/hr	Union Carbide Linde Division U. S. A.	1962年より Amarillo, Texasの He 液化プラント	オイルフリー-3段レシプロ 1470 Nm ³ /h	Ingasoll-Rand 製 1台使用, テフロニング 使用, 効率70% マイカータ製 2台使用	使用
	120 L/hr	C. T. I. U. S. A.	1964年より Richmond, Calif の 液化プラント	オイルフリー-3段レシプロ 入力 220 kW		60 L/h
	200 L/hr	Gardner Cryogenics U. S. A.	1964年より 自社液化プラント	—	ピストン径 102mm ストローク 1台使用	使用
	140 L/hr	Air Products and Chemicals U. S. A.	1965年より NAS A. Space Chamber 冷却	入力 400 kW	レシプロ 2台	150 L/h
	1320 W (4.5K)	C. T. I. U. S. A.	Brookhaven National Lab の Mag. 冷却用	—	—	—
	150 L/hr	Sulzer Brothers Swiss	1966年より Otls. Kansas 液化プラント	オイルフリー-4段レシプロ 725 kW	2台, 油潤滑, 油ブレーキ 高温 32 K 45mmφ 効率 低温 10 K 50mmφ 80%	使用せず He extraction Plant からの Cold N ₂ を使用
	700 W (4.5 K)	日立	1969年 自社試作機	オイルフリー-3段レシプロ 290 kW 1700 Nm ³ /h	2台, 油および気体潤滑 高温 48.5 K 15.5 → 6.3 atm 低温 18.3 K 6.2 → 1.3	100 L/h
	800 L/hr	Gardner Cryogenics U. S. A.	1967年より 自社液化プラント	入力 820 kW	—	350 L/h
	150 L/hr (油潤滑)	東芝・豊田・日酸 (電 総 研)	1972年 MHD 電磁石冷却	1段スクリュ- 3段レシプロ オイルフリー 入力 700 kW, 4500 Nm ³ /h	2台, 低温気体潤滑 発電ブレーキ 高温 50.2 K 低温 16.4	150 L/h
	120 L/hr (気体潤滑)	Sulzer Brothers Swiss	1972年 CERN の BEBC マグ ネット冷却	オイルフリー-4段レシプロ	2台, 油潤滑, 油ブレーキ	N ₂ -Cycle H ₂ -Cycle と組合せ
660 L/hr						
250 L/hr						
2.9 kW (20 K)						
1500 W (4.4K) 25 kW (20K)						

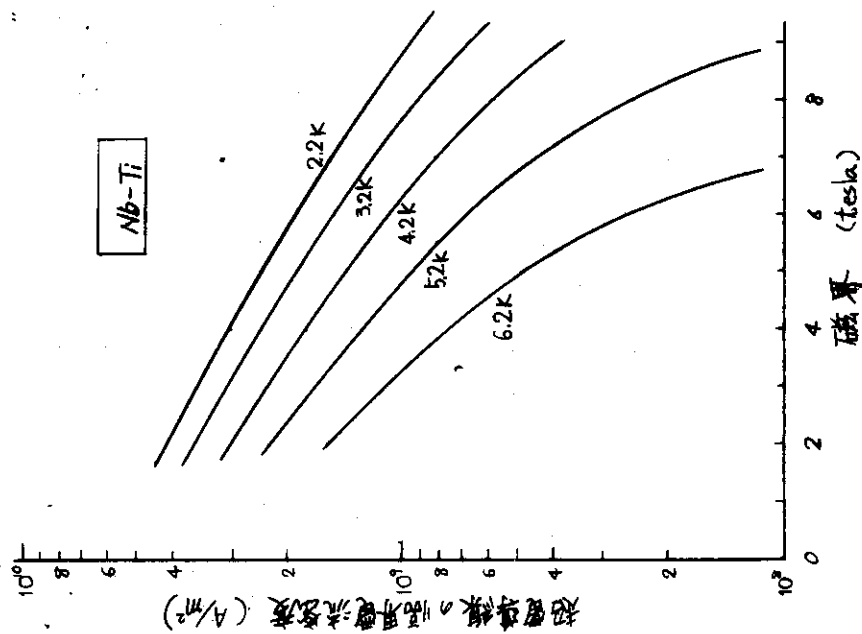


図 2.4-1 超電導線の臨界電流密度

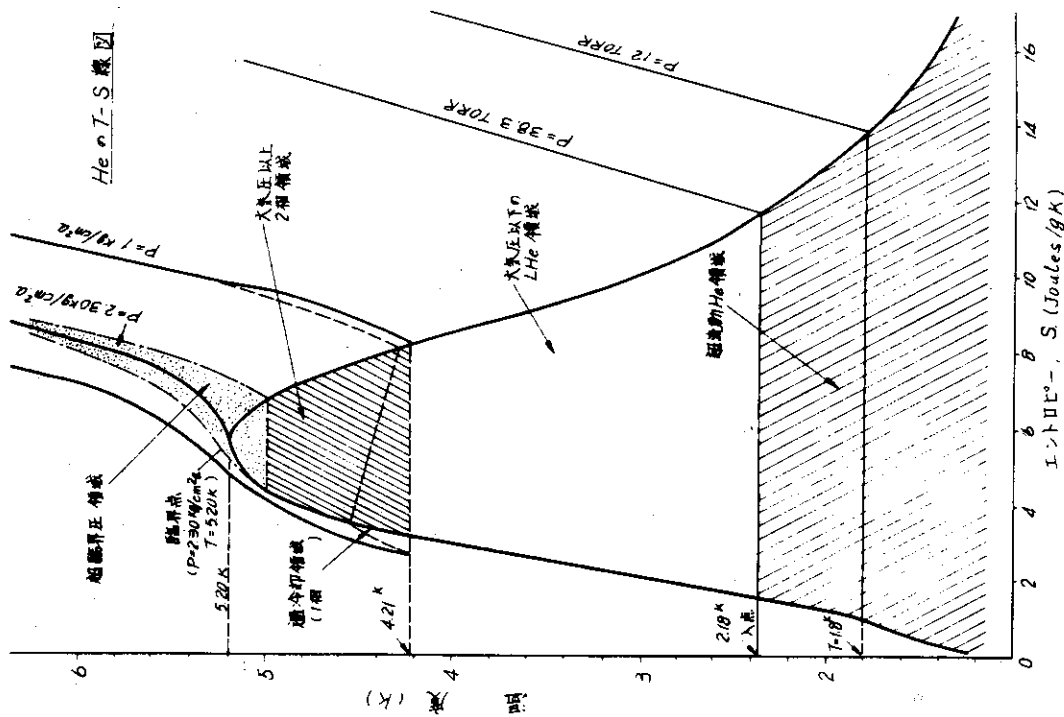


図 2.4-2 He の T-S 線図

(昭和49年 本誌巻別付録五頁表5より転載)

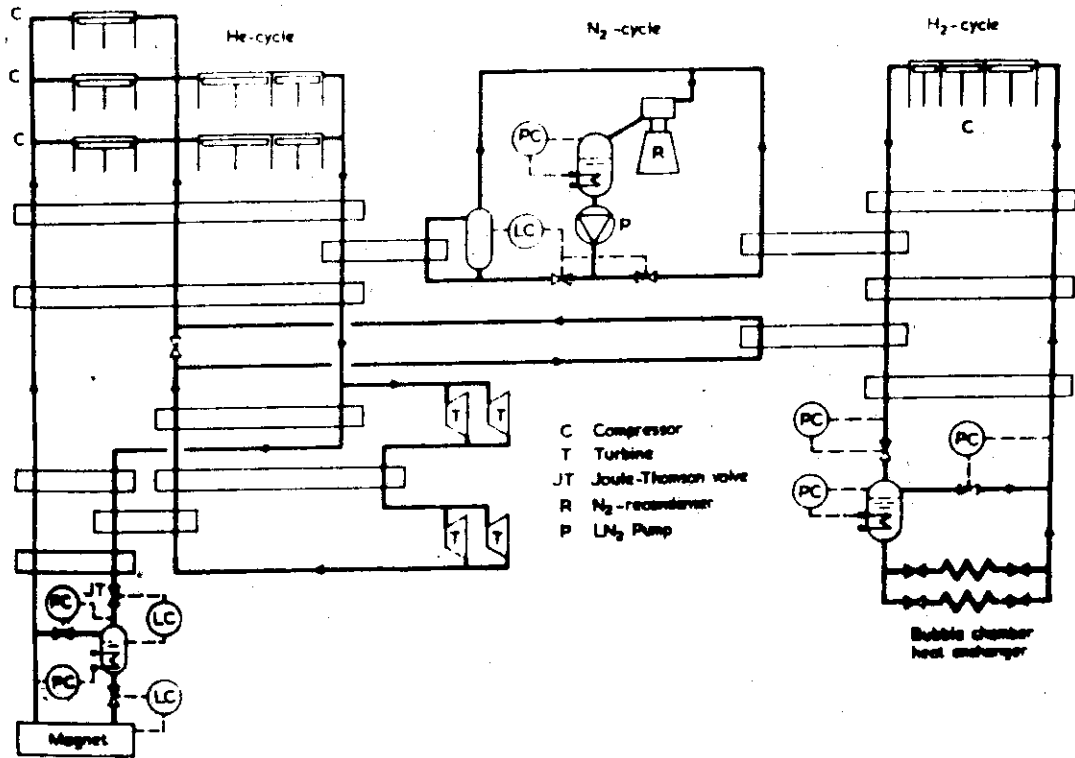


図 2.4-3 CERN 3, 7 m 泡箱用ヘリウム・水素液化冷凍機フロシート

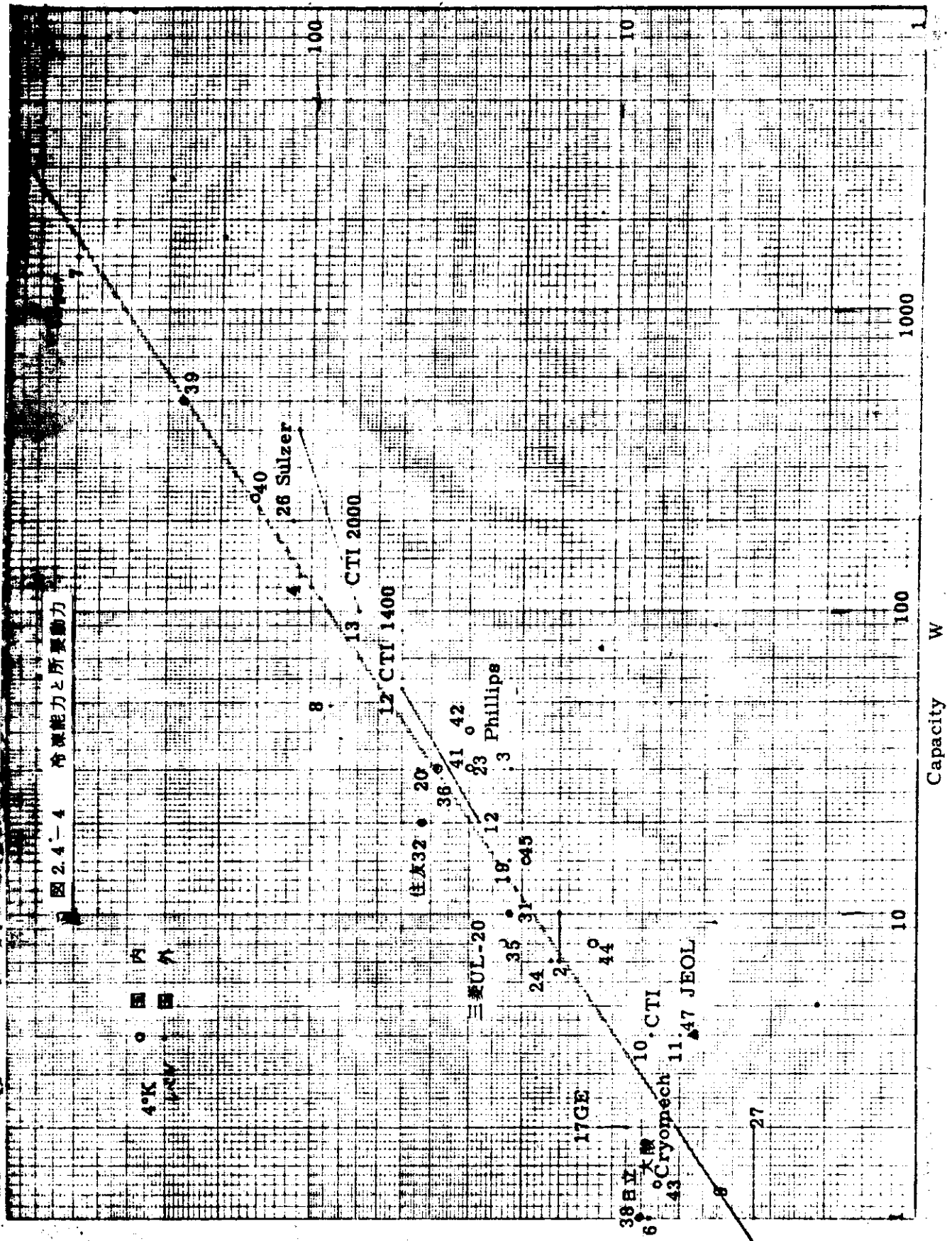


図 2.4-4 冷凍能力と所要動力

図 2.4-4 冷凍能力と所要動力

§ 2.5 他のエネルギー蓄積装置との比較

§ 2.5.1 SC-IESのコスト概算

本項では、SC-IESのコストを概算し、全体コストに占める各コンポーネントの割合を予想するとともに、全体コストの値を推定して、他のエネルギー蓄積方法との比較のための資料とする。

SC-IESのコストを、次のものに分けて考える。

(i) 超電導コイル製作費

これには、超電導導体コスト、電磁力支持材料コスト、巻枠、スペーサーその他構造材料コスト、加工、巻線、組立ての費用が含まれる。

(ii) コイル容器製作費

これには、ヘリウム容器、輻射シールド、コイル重量支持構造物、真空容器、電流リード、その他の材料費および加工、組立て費用が含まれる。

(iii) 冷却系コスト

(iv) 真空排気系、計測・制御系コスト

この他にも実際には、土木工事の費用、設計費、試験費、さらに、開発費などが加わる。現段階でのコスト見積りは、不明確な点が多く、困難であるが、大胆に見積れば、次のようになる。(次頁の

[注] 参照)

超電導コイル	56億円 (40%)
コイル容器	73 " (52%)
冷却系	9 " (6%)
排気系、計測・制御系	3 " (2%)
計	141 " (100%)

上記コストの中で、コイル容器の占める割合が大きく、特に、真空容器は、非磁性であることと真空内壁を長期間清浄に保つことのため、ステンレスを使っており、また外圧を受ける、大きな厚みの必要な部分が多くコストが大となった。しかし、構造をリブ構造にすれば、厚さは小さくでき、材料についても、詳しく検討すれば、もっと安価な材料を使える可能性はある。超電導コイルコストは、導体(Nb Ti と安定化材)と電磁力支持材料コストの和の約3倍となっており、コイル構成の最適化設計によるコスト低減の可能性および必要性があると考えられる。本試設計では、コイルの形状、寸法を最適化する指導原理を、超電導導体と電磁力支持材料コストの和を最小にすること、としたが、すでに述べたように、クライオスタットコストも含めて最適化する必要のあることが、この粗いコスト分析によってもはっきりした。そうすれば、形状、寸法はもっと小さく、コイル厚さは厚く、最大磁界のもっと大きい形が最適となり、全体コストとしては、下がるであろう。

[注] 前表のコスト算出の仮定などについて、若干補足する。超電導素線と安定化材料のコストは、§ 2.1.3で述べたように、将来、大巾に下がるものとして、 $0.2 \text{ ¥/A} \cdot \text{mat} \cdot 5 \text{ T}$ とした。SUSは 500 ¥/kg とし、ヘリウム容器の一部とバインドに使用したFRP材(ポロンエポキシ)も、将来、大巾なコストダウンがあるものとし、現在のクラスエポキシコスト $500 \sim 600 \text{ ¥/kg}$ を参考として、 1000 ¥/kg とした。その他、Alは 700 ¥/kg 、銅は 600 ¥/kg とした。加工・組立て費用は、現段階での見積りはほとんど不可能であるが、比較的高価な材料を使うことを考慮して、材料費と同額とした。冷却系コストとしては、冷凍機単体の価格をNBSのデータによって推定し、また、特に大

容量であることを考慮し、他に付帯設備を加えて、推定したものである。

§ 2.5.2 他のエネルギー蓄積装置との比較

SC-IESと比較すべきエネルギー蓄積装置としては、フライホイール付きMGセットが、まず、考えられる。他に、コンデンサと蓄電池も一応考えられるが、まず、コンデンサについてみれば、この電界によるエネルギー蓄積方式は、本質的に、エネルギー密度が小さい。蓄積エネルギー21GJでは重量で $\geq 10^5$ トン、体積で $\geq 10^5$ m³で、ともに超電導より2ケタ近く大きい。従って、コンデンサは全く問題にならない。

蓄電池は、エネルギーを化学的エネルギーの形で蓄えるもので、エネルギー密度的には、磁界のエネルギー密度(5Tとして)より約1ケタ高い。しかし、寿命サイクルが短かく、100分のサイクルで使えば、10日のオーダーで取り替える必要があり、これも実用上、問題にならない。

従って、現在も使われている、フライホイールMGセットが比較の対象となる。これは、駆動モータ、フライホイール、発電機より成る。駆動電動機は3相誘導電動機、発電機は3相交流同期発電機、また、フライホイールは、現在の技術では、鍛鋼の円板(の集合)が用いられる。このMGセットからの出力は、整流装置を通して、ポロイダルコイルに送られる。ポロイダルコイル電源系で、フライホイール方式とSC-IES方式を比較する場合、システムが非常に異なるので、システム全体としての性能、コストを比較しなければならない。そして、システムとして最適のものを構成した上で、各コンポーネントの見積りを正しく行なって初めて、正当な評価をくだすことができる。従って、SC-IESの一つの試設計を行なっただけの段階での比較では、その結果に対しては十分注意して、その評価をする必要がある。

さて、前項でSC-IESのコストとして、約140億円という数字を得た。寸法は約20m ϕ ×20m高さで、重量約10,000トン。これは、最大蓄積エネルギー21GJ、有効利用エネルギー(ポロイダルコイルに入るエネルギー)5.2GJである。SC-IES方式の電源システムとしては、他に、充電用電源装置、スイッチなどが必要である。

一方フライホイール方式では、前述の通り、整流装置を含めねばならない。フライホイール付発電機については、これまでの実績、設計から、或る程度の価格推定はできるが、ポロイダルコイル用の特殊性を考慮すると、比較のためには、やはり精度高い見積を行わねばならない。仕様の決定には全体システムの設計が必要である。その仕様により、フライホイール付発電機の試設計を行なって、始めて意味のある比較ができる。ただフライホイール式の場合は、相当完成している技術であるから、今後あまり飛躍的な発展は望めないであろう。

SC-IESの場合は、§ 1.6に述べたように、移送方式を改良すれば、最大蓄積エネルギーと有効利用エネルギーはほとんど等しくできる。最大蓄積エネルギーを7GJとすれば、SC-IESのコストは約70億円となる。(形状、電流密度が同じコイルの蓄積エネルギーは、半径の5乗に比例し、コストはほぼ、3乗に比例するとして、推定した。)この場合には、移送システムは複雑となり、その方のコストは上昇する。

フライホイールMGセットとSC-IESとだけの貯蔵エネルギー当りのコスト比較は意味がない。SC-IESについては、前項に述べたように、全体コスト最小の意味で最適化すれば、全体コスト、寸法が下がることは確実である。また、構造の詳細な検討、さらには、将来の技術進歩を考慮すれば、コスト、寸法の大巾な低下が見込める。従って、SC-IESの方が有利になる可能性は大きい。いず

れにしても、もっと確度の高い比較のためには、システム全体での比較、特に、フライホイールMGセットの、実用炉に合致した見積り、SC-IESのもう少しつめた最適設計、エネルギー移送システムの設計が必要である。

§ 2.6 試設計結果と今後の課題

§ 2.6.1 試設計結果の要点

ポロイダル系コイル用電源のエネルギー蓄積装置として、超電導誘導エネルギー蓄積装置の試設計を行なった。エネルギー蓄積コイルの場合、形式の自由さ故に、形状の選択が設計におけるひとつの中心課題であるが、本設計の場合、シールドコイル付きの2重ソレノイドが適当であることが判明した。

シールドコイルのアンペアターンは主コイルの双極子モーメントを打ち消すように決め、その径を主コイルの約1.5倍にすれば、主コイルに働く径方向電磁力はほぼゼロとなり、主コイルとシールドコイルにかかる最大磁界はほぼ等しく、磁界のエネルギーはシールドコイルより内側の空間で、ほぼ均一の密度で蓄積される。

試設計を行なったSC-IESの諸元を、まとめて表2.6-1に示す。コイルの蓄積エネルギーは21GJで、コイル内径(主コイル内径)10m、外径(シールドコイル外径)16m、高さ12mで、容器を含めて、外径22m、高さ21mである。全重量は10500トンで、このうちコイルは3400トンである。

最大磁界は5T。もれ磁界は、中心からの距離のほぼ5乗で減少し、容器外壁から10m程度ではば許容限度まで下がる。

表 2.6-1 超電導エネルギー蓄積装置諸元

最大蓄積エネルギー	21 GJ
放電時間/周期	60秒/6000秒
電流値(最大)	240 kA
形 状	2重ソレノイド
最 大 磁 界	5 T
コイル電流密度	10 A/mm ²
導 体 材 料	Nb Ti + Al
冷 却 方 式	4.2 K 浸漬冷却
熱負荷(4.2 K 部, 長時間平均)	1.3 kW
コイル容器外径寸法	22mマル×21m高さ
全 重 量	10,000 トン
製 作 費	140億円

線材は、完全安定化および本質安定化併用のNb-Ti, 安定化材料Alを用いた。導体電流値が非常に大きい(240 kA)のために、安定化材料と超電導素線の断面積比は ~ 15 となり、寸法も大きくなる。導体を8個に分割しているが、磁界変化に伴う常電導部での渦電流損が非常に大きくなり、極低温での全熱損失の5割強を占める。

クライオスタットを金属性にすると、磁界変動によって誘導される周回電流が非常に大きくなるので、液体ヘリウム容器はFRPを主体として作り、真空保持のため、薄い金属を張りつける構造とした。

電磁力は径方向に最大70気圧、軸方向に最大500気圧で、径方向の力は、コイル外側に巻いたFRPのタガで支持し、軸方向の力に対しては、導体自身をステンレスの補強部材をつけたものとして、これで巻いたコイルを積み重ねて、電磁力に耐えるようにしている。

液体ヘリウム温度での熱発生および熱侵入は、1.3 kWで、このための冷凍機は、入力電力1 MW程度のもとなる。真空排気装置としては、10000 ℓ/S のもの6台(入力電力、計120 kW)を必要とする。

以上のようなSC-IESのコストの概略を、大胆に見積ってみると、合計141億円となった。このうち超電導コイルが40%である。

§ 2.6.2 技術開発課題

トカマク型核融合炉のポロイダルコイル系コイル電源のSC-IESの実現のためには、それが、現在の超電導磁石の実績をはるかに上回る大型コイルであること、パルスの動作を行なうこと、の理由で多くの開発課題を解決していく必要がある。さらに、エネルギー転送系も含めた全体システムの開発、最適化も必要である。以下に、今後行なうべき主要な技術開発課題を述べる。

(i) 効率の良い、LからLへのエネルギー移送方式の開発

超電導コイルの場合、フライホイールと違って、コイルに蓄積されたエネルギーは原理的にはすべて、すなわち、電流がゼロになるまで取り出すことのできるものである。しかし、負荷がLの場合、LとLを、単に抵抗を介して接続する方式では、移送できるエネルギーは最大25%で、途中で失われるエネルギーは、50%に達する。これは、エネルギーの損失はもちろん、IESもそれだけ大型のものが必要になり、SC-IESの有用性が損われてしまう。そのため、並列コンデンサや単極直流機を間に設ける、などの考えが出されているが、今後、有効な方法の研究開発が必要である。

(ii) 大電流、パルス動作用超電導導体の開発

一般に超電導コイルが大形になると、インダクタンスはあまり大きくなり、電流の方が大きくなる場合が多い。この試設計のIESは、240 kAもの大電流を供給することを要求されており、この値は現在の実績(≤ 10 kA)をはるかに上回るものである。いくつかの並列回路に分けるとしてもなお相当の大電流導体を考えねばならない。

導体電流値が大きくなると、導体断面積が大きくなり、冷却のための表面長さと断面積の比が小さくなり、安定な導体は安定化材料の量が超電導素線の量に比べて非常に大きくなって、電流密度が下がるだけでなく、パルス動作をする場合に、この常電導部分に発生する渦電流損が非常に大きくなる。渦電流損の低減のためには、導体を分割すれば良いが、導体の電磁氣的、熱的および、機械的安定性を保ちながら分割する方法が、大電流用導体開発の主要課題である。

§ 2.2.1 でみたように、安定化材料としては、銅よりアルミの方が優れているが、アルミ安定化導

体は、まだ開発中であり、特に、超電導芯線との電氣的結合の良いアルミ導体の開発が望まれる。

大型超電導電磁石の導体としては、大きな電磁力に耐えるため、導体自身としても、ある程度の機械強度を持ったものが必要になり、導体は補強部材と一体となったものになる。また、超電導導体の性能に及ぼす機械応力の影響は、まだ、ほとんどデータがない。

これら大型、パルス磁石用の導体に特有の問題は、今後の研究、開発に待たなければならない。

(iii) 周回電流を誘導しない大型クライオスタットの開発

本試設計において、放電時の磁束変化による誘導周回電流によって、通常の金属クライオスタットでは、極低温に発生するロスが非常に大きく、その対策として、FRPを主体とするクライオスタット構造を提案した。このロスの大きさは、容器の大きさ、放電時間によって異なるわけであるが、ポロイダルコイル用SC-IESでは、何らかの方法で、周回電流を誘導しないクライオスタットにする必要があると考えられる。その場合、周回電流だけでなく、渦電流もなくすことのできるプラスチッククライオスタットが望ましい。もちろん、極低温において真空を保持するものでなくてはならない。このようなプラスチッククライオスタットは、現在、小型のものが開発段階にあり、今後、大型のものの開発が望まれる。

(iv) 極低温用高強度FRPの開発と極低温でのデータの蓄積

前記クライオスタットの他に、電磁力支持体としても周回電流の関係で、FRPを使用することになると考えられ、さらに、コイル構造物の中の絶縁スペーサーとしても使用される。この材料は、極低温で高強度を有することの他に、熱収縮率、ヤング率などがコイル構造にマッチングしたものである必要がある。例えば、ボロンエポキシFRPはこの意味で良い特性を持っているが、このような材料の開発、コスト低減、さらに、極低温での衝撃特性、疲労特性を含むデータの蓄積が望まれる。

(v) パルスの熱負荷に対する冷却システムの開発

SC-IESにおいては、極低温での熱負荷は放電時に集中的に生じる。従って、コイルおよびクライオスタットの安全性の他に、冷却系としても、それに適したシステムを構成する必要がある。このようなシステムは、大熱負荷時（放電時）の蒸発ヘリウムガスの寒冷を充分利用し、また、冷媒流量の大巾な変動に適合するものでなければならない。

これらの技術開発課題が解決されたとして、実際のを設計・製作するに際しては次のような問題点がある。

(a) コイル形状の最適化

エネルギー蓄積コイルでは、蓄積エネルギーの値、取り出し時間、電流値などが与えられるだけで、その形状、寸法、磁界の強さなどは自由である。そのため、広範な可能性の中から最適形状を選択することが、SC-IESの設計において、ひとつの中心課題となる。本試設計においても、線材コストや電磁力支持方法などの仮定を入れて、超電導導体と電磁力支持材料コストの和を最小にする意味で最適形状、寸法を決定したが、さらに、容器コスト、加工・組立コスト、用地コスト、冷却コストなども含めて、最適化を行なう必要があり、また、最終的には、エネルギー移送系を含めたシステム全体としての最適化が必要である。

(b) 熱応力、繰返し応力に対して信頼性のあるコイル、クライオスタットの構造

すでに、§ 2.3.3で述べたように、大型コイルでは極低温にした時の熱収縮量の絶対値としても大きくなり、実際の物の設計では、充分考慮しなければならない。材料も、SUS, Al, FRPなど、

熱収縮率の異なるものが使用され、材料が互いにマッチングするものを選ぶとともに、詳しい熱応力の解析が必要であろう。さらに、電磁力による繰返し応力がかかり、各要素材料の極低温での疲労のデータの蓄積とともに、構造全体の応力解析を行ない、安全な構造をとる必要がある。また、初期冷却では、均一な冷却を行なうような工夫が必要である。これら、コイル、クライオスタットの信頼性は、順次大型のものについて実績を積んでいくことによって、得られるものであろう。

(c) 大型構造物としてのコイルおよび容器の製作、組立て、輸送方法

例えば、コイルの巻線のために、どのような機械装置が必要か、どの部分まで工場で作成して、どこから現場で組立てるか、どのような輸送手段を用いるべきかなど、製造、輸送の各工程の方法、それに必要な機械装置などは、全体システムの最適設計にも関係する問題であり、早くから研究しておくなくてはならない。また、ある程度の経験を積む必要もあろう。

言うまでもなく、核融合炉は基幹エネルギーを長期間連続して供給するものであり、その一部としてのSC-IESにも高度の信頼性が要求される。従って、極低温用材料についてのデータ蓄積、大型パルス超電導電磁石の実績を積むこと、大容量冷凍機の運転実績を増やすことが信頼性向上のために重要である。

以上述べたSC-IESの技術開発課題は、超電導化したポロイダルマグネットと多くの共通点があると考えられ、トロイダルマグネットとも関係する問題もある。また、超電導シンクロトロンとも共通点が多く、関係各機関、メーカーと協同して開発を進め、効率の良い、タイミングの良い開発を行なうことが期待される。

§ 2.6.3 結 論

2000MWt 核融合炉の電源系の一部として、超電導誘導エネルギー蓄積コイルの試設計を行なった結果、次のことがわかった。

1. 超電導導体と電磁力支持材料コストの和を最小にするコイル形状として、径と高さがほぼ等しくコイル厚さの薄い2重ソレノイドを得た。
2. 寸法は約20m ϕ ×20m高さ、重量は約10,000トン、最大磁界は5Tとなった。
3. フライホイール方式との確度の高い比較はできなかったが、最適化を進め、今後の技術進歩を期待すれば、超電導誘導エネルギー蓄積方式の方が将来性があるように思われる。
4. SC-IESの実現のためには、超電導ポロイダルコイルとも共通する大型パルスマグネットの技術の開発が必要である。

従って、まず、SC-IES方式の移送系を含めた、システム全体の検討を、さらに進める必要がある。

第3章 起動回路用サイリスタしゃ断器の試設計

§ 3.1 電力用半導体素子の動向

電力用半導体素子の高耐圧化、大電流化は良質の面積シリコン単結晶ウェハの開発が前提条件であり、1975年現在ではウェハの直径において、50~60φが工業的に利用されている最大径であり、70φが試作開発中の最大外径である。集積回路用のウェハでは120φなどのものもあるが、電力用では高抵抗シリコン単結晶であるため現状では120φは作られていない。アメリカに於いては102φの単結晶を使用したサイリスタの試作が行われていると報告されている。この設計では、今後パワー分野のエレクトロニクス化が進展すると考えられるので1995~2000年の時代には170φの単結晶の工業化が達成されるものとした。

大面積ウェハで電力用素子を作るばあい電圧を高めれば、順方向電圧降下が増して通電時の損失が増し温度上昇限界から電流容量が限られて来る。冷却を良くして温度を下げることは勿論だが、サイリスタのばあい逆方向阻止能力を省いて逆導電形とすれば順電圧降下を低下することが出来る。逆方向阻止のためには整流ダイオードを直列に接続して使用すればよい。このようにしてサイリスタの順阻止電圧を高めればサイリスタ直列数が減じ、ゲートトリガ回路の数が少なくて済む。この他にサイリスタの直列素子間の均等な阻止電圧の分担のために分圧回路が各素子に並列に接続されるが、その数も当然減少するほか、順阻止電圧のみを均等分圧すればよいことになるので分圧回路の構成自体も簡略化される。更に逆導電サイリスタによりターンオフ時間（順方向電流を断ってから順阻止能力回復迄の待時間）を短縮出来る特性上の利点が得られる。ダイオードは無制御のため付属回路が少く、これの追加はさして負担にならない。

本試設計に使用したサイリスタ、ダイオードの仕様は、表3.1-1の通りである。

§ 3.2 サイリスタしゃ断器試設計仕様

最大阻止電圧	50 kV
最大電流	240 kA
通電時間	60 秒
設置条件	屋内
使用頻度	15回/日
冷却条件	送油式
絶縁条件	油入式

§ 3.3 サイリスタ・バルブの概要

主バルブと消弧用回路とから構成される。主バルブの直列素子数はVDF（電圧設計係数）を、2.4として

$$(50 \text{ kV} / 6 \text{ kV}) \times 2.4 = 20 \text{ ケ直列} \cdots \cdots \text{サイリスタ}$$

$$(50 \text{ kV} / 8 \text{ kV}) \times 2.4 = 15 \text{ ケ直列} \cdots \cdots \text{ダイオード}$$

又、並列素子数はCDF（電流設計係数）を1.5として

$$(240 \text{ kA} / 2.5 \text{ kA}) \times 1.5 = 144 \text{ ケ並列}$$

表 3.1 - 1 素子の仕様

逆導電サイリスタ	
定格せん頭順阻止電圧	6 0 0 0 V
定格直流電流	2 5 0 0 A
順電圧降下	1.6 V
ターンオフ時間	1 0 0 μ S
臨界電圧上昇率	6 0 0 V/ μ S
臨界電流上昇率	6 0 0 A/ μ S
整流ダイオード	
定格せん頭逆阻止電圧	8 0 0 0 V
定格直流電流	2 5 0 0 A
順電圧降下	1.0 V
熱 特 性	
シリコン径 17.0 ϕ の素子による熱特性は、接合部— ケース間、熱抵抗として 0.01 $^{\circ}$ C/W となる。	

総計5,040ケとなる。数が非常に多いのでスイッチの構成としては主サイリスタバルブは6ユニットに分割する。ユニットバルブは

サイリスタ 20S × 24P = 480ケ
 ダイオード 15S × 24P = 360ケ
 計 840ケ

840素子を油入タンクに収納したものとする。

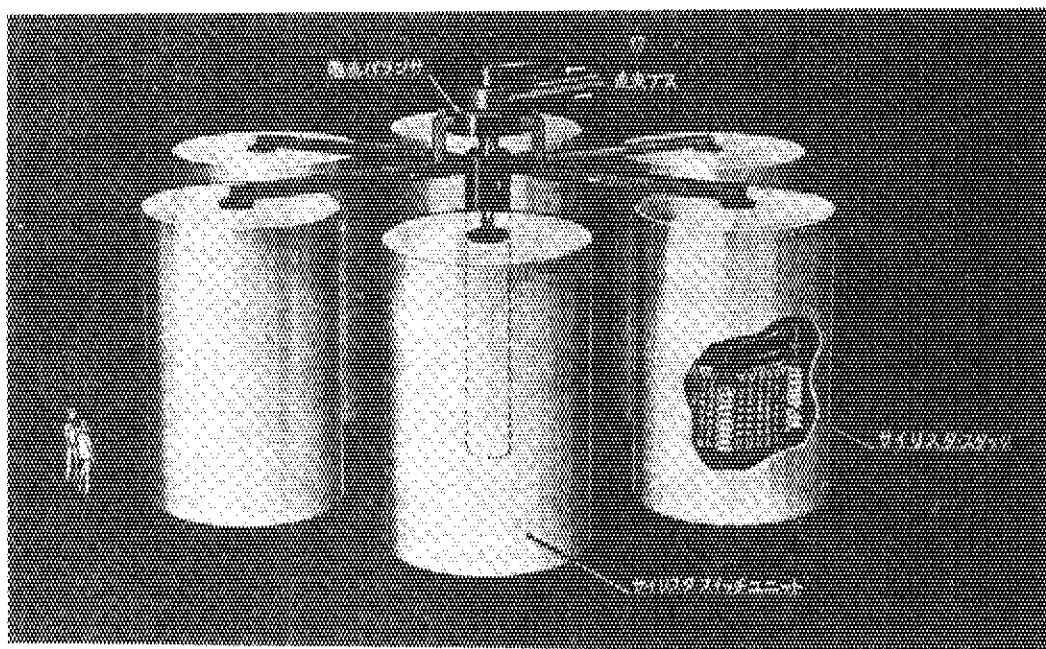
サイリスタの絶縁冷却には次の組合せがある。

	(a)	(b)	(c)	(d)	(e)	(f)
冷却	空気	油	水	油	油	ガス
絶縁	空気	空気	空気	油	ガス(SF ₆)	ガス

冷却効果は水が最も良く、絶縁は油がよい。保守点検上は空気冷却が一番容易である。

(c)は冷却上、点検上良い組合せであるが寸法が空気絶縁のため大きくなる欠点がある。

ここでは、十分な信頼性が確立すると考えられるので保守点検には重点をおかず、特性、寸法上から(d)の組合せで試設計を行う。次図はサイリスタしゃ断器の主要部のモデルである。



2,000 MW(t) ガス冷却型核融合炉 サイリスタ・スイッチ
 (240kA 50kV)

サイリスタしゃ断器は上述の主バルブ(Sm)と、これを消弧させるための消弧用補助バルブ(Sq)および、消弧コンデンサC、転流リアクトルLからなる。スイッチによる電流しゃ断の動作の概要を以下に簡単に述べておく。(図3.3-1サイリスタしゃ断器回路図参照)

AからBへ向う直流電流はSmのトリガによって流れるが、しゃ断時はSqのトリガによって、電流がSmを通るパスからC-L-Sqのパスへ移る。

Cの電荷が図示の極性にある間に S_m がターンオフ（順阻止能力の回復）することが出来る。
 S_m は電流の導通開始よりもターンオフの際の方が急激な電流変化を受けることが分る。
 Cの充電は充電回路により予め行っておく。

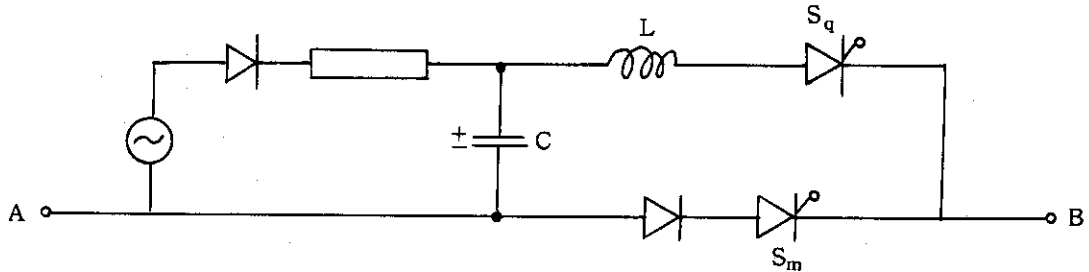


図 3.3-1 サイリスタしゃ断器回路図

§ 3.4 設計の内容

§ 3.4.1 主バルブ直列素子数の決定

主バルブに加わる電圧は直流に近い緩慢にしか変化しない電圧から、ターンオフ時の急激に変化する電圧まで考慮する必要があり、従って素子間の電圧分圧は直流分圧とパルス電圧の分圧と両方考えておく。直流分圧は抵抗分圧により、パルスの分圧はコンデンサ分圧による。分圧回路のインピーダンスを低くとれば均等な分圧に近付くが分圧回路の損失の増加、部品寸法の増大となり好ましくない。20%程度の電圧バラツキを許容する条件で設計を行う。サイリスタの定格電圧と運転時の最大電圧は理論的には一致させてかまわないが、一般には雷サージ、開閉サージ等を考えて定格の2~2.5分の1にとられる。この場合、プラズマ起動時あるいは運転時のしゃ断器にかかる最大電圧は50 kVであるから、余裕はもっと切詰めてよいが不測の寄生振動電圧、信頼性設計上のデイレージングを考慮して2.0にとった。従って $2.0 \times 1.2 = 2.4$ をVoltage Design Factorとする。このため主バルブではサイリスタ(6 kV)は20ヶ直列に、ダイオードは(8 kV)は15ヶ直列に選定した。

主バルブではサイリスタとダイオードが直列に接続されるので、ターンオフ時の逆回復特性はサイリスタの逆回復電荷をダイオードのそれより小さくとり、サイリスタが速かに、順阻止能力を回復出来るようにしておく。

主バルブを逆阻止サイリスタとしておくと一素子当りの順阻止電圧が低くなり、素子直列数が増加するほか、逆回復電荷が増大し、従って直列素子間の逆回復電荷のバラツキに基づくその偏差も増大するので分圧用のコンデンサ容量を増加させなければならなくなる。このことはサイリスタと並列に接続されるコンデンサのエネルギーの増加となりサイリスタ・ターンオン時にこの電荷がサイリスタに急激に放出することになって、サイリスタに局部温度上昇を招き、電流容量にひびいて来る。

§ 3.1に述べたように逆阻止サイリスタは逆導電サイリスタよりも元來電流容量が小さいのでますます素子並列数の増加を要することになる。これが高耐圧に逆導電サイリスタを選定した理由である。

§ 3.4.2 主バルブ並列素子数の決定

主バルブに流れる電流は立上り時間60秒と極めて緩慢であり、恰も直流電流を並列接続素子が分担する様であり、このため各素子への電流導体の径路はバランスしたものでなければならない。直流抵

抗は素子自体，接続部接触抵抗，導体抵抗から成るが抵抗値自体が小さいものであるため接触部の均等な出来が重要である。

さて又一方しゃ断時主バルブがターンオフするときは急激な電流変化が起る。この際電流の消滅が不均一であると，最後に残った素子に過大電流が流れ素子の破壊を生ずる。このため電流変化率の大きい場合の電流の均一な分流も必要である。衆知の様に交流電流は導体内に於て表面効果と称する外側への電流の偏りを生じる。そこで或る容積にサイリスタ素子をギッシリ詰めると中央部には電流が流れないことになる。原理的にどの電流パスも同一条件にするには円筒の側面に一層ならべにサイリスタストリングを配置すればよく，本設計ではユニットバルブをその様な構造にしてある。但し6ユニットを使用するので，ここでもまた6ユニットを円周上に配置して同様な効果を利用した。更にサイリスタ個々の特性のバラツキ，導体配置による非対称性の影響などの補正のためユニットバルブ(24ヶ並列)に電流バランスを設け，更に6ユニットに対しても電流バランスを設けた。この場合バランスの設計により不平衡度は変るがユニット・バルブ内のサイリスタストリングの平衡度を90%，バルブ間の平衡度を80%として Current Design Factor を1.5にとった。電流の80%平衡度とは最大電流分担の素子が平均分担電流の，125%の電流を負担することを意味する。

§ 3.4.3 消弧用補助アームの設計

補助バルブは消弧用コンデンサの充電々圧によって主バルブを消弧し主電流を引受けるためのものである。

転流リアクトルは補助バルブのサイリスタに許容出来る順電流上昇率からその大きさが決り，コンデンサは，主サイリスタの順阻止能力回復のために必要な時間，当初充電されていた極性に電圧を存続させる条件からその容量が決められる。

補助バルブのサイリスタ直列数は主バルブ同様 50 kV の阻止電圧を定格とするので20ヶ直列となる。並列数は電流通電時間がほぼ主バルブのターンオフ時間の2倍と見做すと約 200 μ S となり，極めて短く，このため過渡最大許容順電流から決る。この値を 12,500 A とすると余裕20%をとって24並列(ユニットに分割すると4ヶ並列/ユニット)となる。補助サイリスタをトリガした直後には消弧コンデンサの充電々圧 50 kV が転流リアクトルに抑制された電流上昇峻度で立上る。サイリスタの許容電流上昇峻度は 600 A/ μ S であるから全体としては

$$(24 \times 0.8) \times 600 = 11,500 \text{ A}/\mu\text{S}$$

となり従って転流リアクトルは

$$L = 50,000 / 11,500 / 10^{-6} = 4.5 \mu\text{H}$$

となる。ユニット毎には $6 \times 4.5 \approx 30 \mu\text{H}$ 要する。

消弧コンデンサの容量は 240 kA 通じてターンオフ時間，100 μ S の間コンデンサ電圧が元の極性にあるためには，ターンオフ余裕を1.5倍とし

$$C = \frac{240 \times 10^3 \times 100 \times 1.5 \times 10^{-6}}{50 \times 10^3} = 720 \mu\text{F}$$

必要となる。各ユニットは 120 μ F 宛となる。

主バルブのターンオフ時終了時再度順電圧がかかり始める時の電圧上昇峻度は，

$$\frac{dV}{dt} = \frac{240 \times 10^3}{20 \times 720 \times 10^{-6}} = 16.7 \text{ V}/\mu\text{S}$$

と低く、問題ない。

§ 3.4.4 冷却設計

サイリスタ温度と油温の関係は、図 3.4-1 のようになる。冷却フィンに極力小形化し全体寸法の縮小を計るため、油温を 50°C と低い温度に押える。ユニットの総損失は 240 kA 通電時約 2500 kW と
なる。通電時間 60 秒、ユニット内油重量 50 t として油の温度上昇は (油の比熱: $2.1 \frac{\text{kW} \cdot \text{s}}{\text{C} \cdot \text{kg}}$)

$$\Delta t = \frac{1}{2.1} \times \frac{2500 \text{ kW} \times 60 \text{ 秒}}{50 \times 1000 \text{ kg}} \approx 1.4 \text{ C}$$

となり周囲温度 30°C のばあい約 15 回の全損失を油に吸収するとして漸く 50°C に達する。このため油温 50°C 以下にするのに特に油の冷却装置を設けなくても良い。

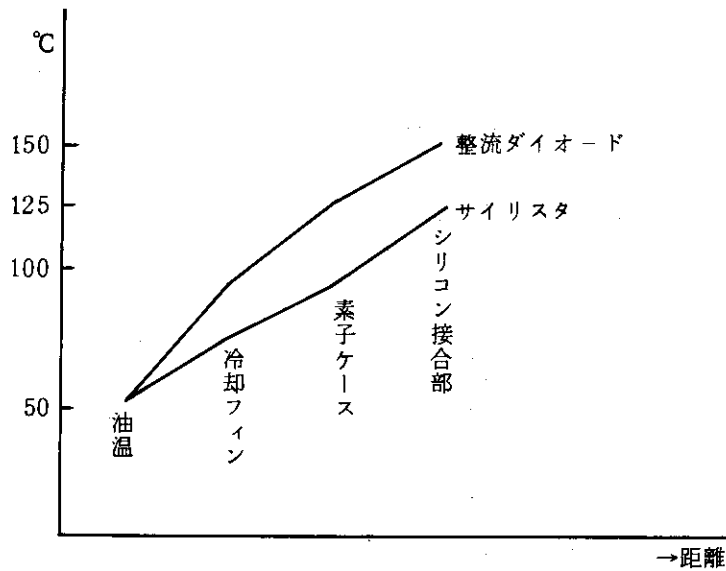


図 3.4-1 サイリスタ温度と油温の関係

§ 3.4.5 外形寸法, 重量

整流スタックの組立ては、図 3.4-2 のような形となる。主バルブおよび補助バルブスタックと補助トリガ装置、転流リアクトルをタンクに収めて、ユニットバルブが完成する。図 3.4-3 にその概要を示す。転流コンデンサは、このバルブの直上か、または直下に配置する。

ユニットバルブ

外形寸法 4200 φ × 6400 H

全重量 100 t

消弧コンデンサ 10 t

全体の構成は図 3.4-4 のようになる。

外形寸法 16000 φ × 6400 H

総重量 660 t

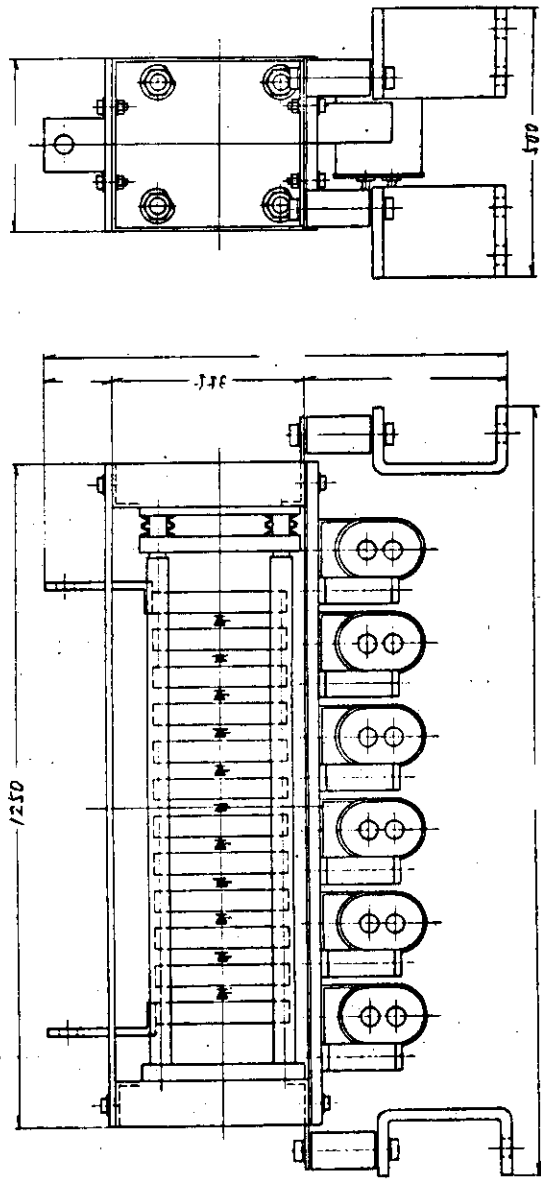


図 3.4-2 整流スタック参考外形図

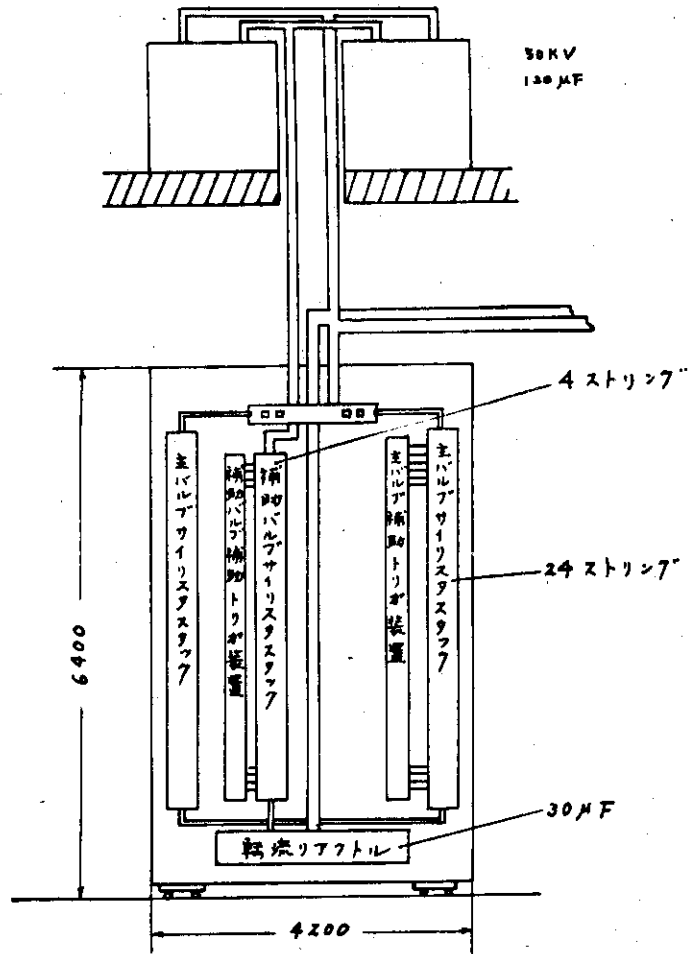


図 3.4-3 ユニットバルブの構造

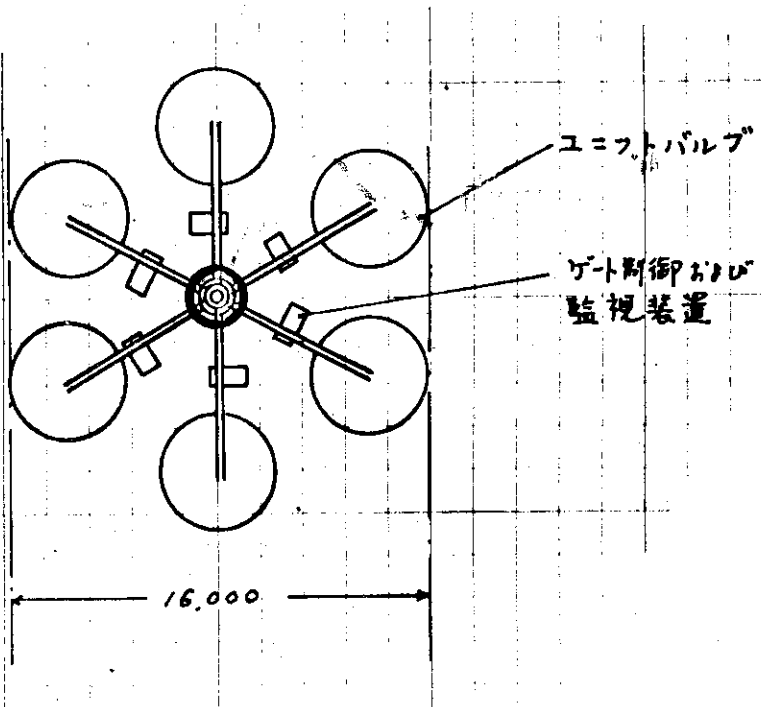


図 3.4-4 全体構成略図

§ 3.5 直流しゃ断器の現状

高電圧直流しゃ断器は直流送電用に各国で開発が進められているが⁽¹⁾、電流の零点を作りしゃ断機構によりしゃ断しようというものと、直流電流を限流抵抗で限流して行ってしゃ断するもの、直流アークを直列に何箇所にも発生させ限流しゃ断するものなどがある。直流送電では電圧は±250, ±400, ±540 kVであり、定格電流は600, 1200, 1800 A程度であるが、研究は当面60, 120 kV位、電流は1000, 2500 A程度を対象としている。独乙の共同研究グループは多段接点に油ジェットを吹付けて650 A, しゃ断電圧85 kVの実験結果を報告している⁽²⁾。このグループは現在ASEA社, AEG社, BBC社, Siemens社のスエーデン, ドイツ, スイス連合で直流しゃ断器の共同開発を進めている。米国GE社はMITのNational Magnetic Laboratoryの核融合実験用に20 kV, 25 kAの真空スイッチ用いて限流抵抗による逐次電流を限流して最後にしゃ断する方法により30 kAをしゃ断電圧10 kVにしてしゃ断の性能を得ている⁽³⁾。またサイリスタスイッチもGEではプリンストン大学向, 20kV, 20 kAのスイッチとして製作した⁽⁴⁾。

Hughs Aircraft社は独自のcross field switch valveによって2 kA, しゃ断電圧100 kVの結果を得ている⁽⁵⁾。現在迄の状況ではいずれも核融合実用炉の直流しゃ断器に比べその規模は小さい。但し真空スイッチとサイリスタによるものは原理的には不可能なことはなく規模を大きくして行く際の問題点を解消すれば実現可能である。真空スイッチは動作回数に機械的寿命に基く限界があり、今回はサイリスタスイッチによって計画した。

〔参考文献〕

- (1) 宮地 電学誌 1974-2 P. 105~108
- (2) Hatel ETZ-A J85 H 18 P. 421~423
- (3) Green IEEE PAS 91 No.4, P. 1570~88
- (4) Lee IEE Conf. on Powerelectronics Dec. 1974 P. 234
- (5) Edison Elec. Inst. Bulletin May/June 1973

§ 3.6 研究開発課題

大容量サイリスタの開発は電力系統関係での応用展開の状況によって、どこまで大容量の素子の生産が工業的に可能であるかに関する。即ち交流系統連系, 直流長距離送電, 超電導ケーブルによる都市内直流配電, MHD発電の交流変換, サイリスタしゃ断器, 電子的調相器(無効電力調整, 各相不平衡負荷の平衡化など)などが行われるようになって来ると大量に大容量のサイリスタを使用するので工業的生産が行われるに到ると推定する。

この際サイリスタ素子の開発は核融合装置に固有のものではないが、現在上記の諸応用も大部分は検討段階にあり、具体的な開発計画は持っていない。此処でサイリスタ素子開発の課題を上げると次のようである。

1. 中性子照射等による均質な結晶の製造技術
2. 大直径, シリコン単結晶の製造技術
3. 大直径に伴う熱膨脹による歪を除去しうる素子の組立構造
4. 特性及び信頼性試験の方法

但し未踏技術ではなく在来技術のスケールアップであるから、開発過程を予見出来ないことはない。次にサイリスタの多数直並列接続ユニットの構造の検証が必要である。大電流に伴う電流の偏り、導体に働く機械力、漂遊容量、インダクタンスによる寄生振動、特にゲート回路に発生するノイズ電流、各素子の電圧電流分担の測定、そのための測定技術、これらは開発の一課程として部分的に試作して実測を行いながら設計精度との対比確認を行いつつ、規模の拡大を進めて行く必要がある。

ユニットの集合体としてのサイリスタ主バルブに就いては、規模の小さい構成モデルにて実験しておくことが望ましい。

次に3,000ケに及ぶサイリスタの同時点弧、消弧は類例がなく、そのゲート信号のバラツキをなくすためには、信号の伝達の早いゲート制御装置としておくことが重要となる。ノイズによる誤点弧を除くため伝達は光による方式をとり、トリガパルスの発生は高速で働く電子デバイスを用いる様にする。サイリスタのゲートトリガ電流はS/N比を大きくとるため敢て、大トリガ電流を要するタイプとしておくから、ゲートトリガ装置はパワフルなものとしておく。

次にサイリスタしゃ断器の点検装置であるが、電圧、電流負担共に設計係数をかけて余裕をもたしてあるからサイリスタ自体の故障率に基づく故障の発生は直ちにしゃ断器の使用不能を意味しないので定期点検時に、予めユニットタンクに挿入してある接点切替式の測定端子によって順次点検すれば良いことにする。

ゲートトリガ装置はゲートトリガ電流を発生させる信号が伝達されたことを確認するセンサーを内蔵させ、動作の度毎にその返答が得られるようにしておく。但しモニタ回路を設けることは部品点数の増加となりモニタ回路自身を疑う必要迄考えると際限なく装置が複雑化してう。そこでモニタ回路をどの様に構成するかは今後各種方式、デバイスを選定して比較試験して行かなければならない。

以上要約すると規模が大きいこと。未経験なことのために必要な技術を積上げて行くことがサイリスタしゃ断器の研究開発課題ということが出来る。従ってあくまでハードウエア対象であり費用と共に時間がかかることになる。