

JAERI-Research

97-027



## 定常炉心試験装置の設計研究（第3編）

—超伝導コイル設備—

1997年3月

牛草健吉・森 活春・中川勝二・永島圭介・栗田源一・豊嶋 昇  
青柳哲雄・高橋良和・松井 邦浩・菊池 満・永見正幸

日本原子力研究所  
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合せは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費領布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1997

編集兼発行　　日本原子力研究所  
印　　刷　　いばらき印刷(株)

定常炉心試験装置の設計研究（第3編）

－ 超伝導コイル設備 －

日本原子力研究所那珂研究所炉心・プラズマ研究部

牛草 健吉・森 活春・中川 勝二・永島 圭介

栗田 源一・豊嶋 昇・青柳 哲雄・高橋 良和<sup>+</sup>

松井 邦浩<sup>+</sup>・菊池 満・永見 正幸

（1997年2月21日受理）

定常炉心試験装置の超伝導マグネット及びHe冷凍機設備の設計を行った。トロイダル磁場コイルは、18個のD型超伝導コイルで構成され、超伝導線材としてNb<sub>3</sub>AlとNbTiを併用した安価で高性能高磁場コイルである。JT-60U本体室荷重との整合性に留意し2個のコイルをシアパネルで連結する方式を採用することで、コイル単体重量150トン、全体で約3000トンという著しい軽量化を図った。想定する運転シナリオに基づいた熱解析、電磁力・応力解析等を行い、このトロイダル磁場コイルシステムの成立性を確認した。 $(NbTi)_3Sn$ を用いた4個の中心ソレノイドコイルと、NbTiを用いた6個の平衡磁場コイルからなるポロイダル磁場コイルを設計した。コイル位置、巻き数、コイル構造、製作法等を最適化した結果、プラズマ形状の予備電離を併用しプラズマを着火させ、10MA、200秒電流フラットトップを生成するのに必要な170Vsの磁束を供給するとともに、運転シナリオに従ってプラズマの位置・形状を制御できるシステムが構成できた。応力解析や熱解析の結果、ポロイダルコイルシステムが通常運転パターンにおいて十分な裕度を有していることが確認された。製作、搬入、運搬等についてのJT-60のサイトの各種制約を考慮した建設・組立法を明かにした。プラズマ表面に約5ガウスのm=2/n=1モードの磁場を発生させ、誤差磁場を補正するためのレーストラック型超伝導コイルを採用する。総低温部重量約4000トンの超伝導マグネット系を1カ月以内に4.5Kまで冷却し、マグネット系で発生する定常熱負荷約6.5kW及び非定常負荷約9.0MJを放電間隔30分以内で除熱するために、冷凍能力36kWのヘリウム冷凍設備を設計した。

The Design Study of the JT-60SU Device (No. 3)

— The Superconductor-coils of JT-60SU —

Kenkichi USHIGUSA, Katsuharu MORI, Syouji NAKAGAWA, Keisuke NAGASHIMA  
Gen-ichi KURITA, Noboru TOYOSHIMA, Tetsuo AOYAGI, Yoshikazu TAKAHASHI<sup>+</sup>  
Kunihiro MATSUI<sup>+</sup>, Mitsuru KIKUCHI and Masayuki NAGAMI

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

(Received February 21, 1997)

The superconducting coil systems and the cryogenic system for the JT-60 Super Upgrade (JT-60SU) has been designed. Both Nb<sub>3</sub>Al and NbTi as a superconducting wire material are employed in the toroidal coils (D-shaped 18 coils) to realize a high field magnet with a low cost. Significant reduction of the coil weight (150 tons/coil) without losing the coil rigidity has been achieved by connecting two toroidal coils with shear panels. Validity of this design is confirmed by the detailed structural analysis and thermo-hydraulic analysis. The poloidal coil system consists of 4 central solenoid coils with (NbTi)<sub>3</sub>Sn and 6 outer equilibrium field coils with NbTi. This system has an enough capability to supply the flux of 170Vs to produce a 10MA discharge with 200s of flat-top and to make various plasma configurations. The construction procedure of the poloidal coil system is also established under the constraint of the JT-60 site. Two sets of race-track shaped superconducting coils mounted on the top of the machine is designed to compensate the error field inside the vessel by supplying helical ( $m=2/n=1$ ) magnetic field. By using cryogenic system with a 36kW of cooling capacity, the total cold weight of around 4000tons can be cooled down to 4.5K within one month, and steady heat load of 6.5kW and transient heat load of 9.0MJ can be removed within 30 minutes of discharge repetition rate.

<sup>+</sup> Department of Fusion Engineering Research

Keywords: JT-60SU, Superconducting Tokamak, Nb<sub>3</sub>Al Superconductor, Cryogenic System,  
Structural Analysis, Thermal Analysis, Error Field Compensating Coil

## 目 次

1. 概 要 .....	1
1. 1 概 要 .....	1
1. 2 装置運転条件 .....	1
1. 3 遮蔽及び放射化に関する設計条件 .....	3
1. 4 その他の設計条件 .....	3
2. トロイダル磁場コイル .....	4
2. 1 主要諸元等 .....	4
2. 1. 1 設計指針と基本仕様 .....	4
2. 1. 2 電磁解析 .....	14
2. 2 導体設計 .....	24
2. 2. 1 導体設計 .....	24
2. 2. 2 交流損失 .....	32
2. 2. 3 He熱解析 .....	36
2. 2. 4 Nb <sub>3</sub> Al超伝導素線の開発状況 .....	44
2. 3 構造設計 .....	46
2. 3. 1 応力解析、電磁力支持構造 .....	46
2. 3. 2 卷線部構造解析、部分モデル解析 .....	80
2. 3. 3 TFCの等価剛性評価 .....	97
2. 3. 4 トロイダルキーの検討 .....	104
2. 4 発熱解析 .....	110
2. 4. 1 通常運転時のTFC発熱 .....	110
2. 4. 2 ディスラプション時のTFCの発熱 .....	123
2. 4. 3 クエンチ時のディスク・ケースの発熱 .....	137
2. 4. 4 ホットスポット温度評価 .....	143
2. 5 製作性 .....	147
2. 5. 1 卷線法 .....	147
2. 5. 2 ディスク .....	150
2. 5. 3 コイルケース及びコイル給電部 .....	154
2. 5. 4 ウェッジ部絶縁材 .....	159
2. 5. 5 製作工程 .....	166
2. 6 電流リード .....	169
2. 7 配管・配線 .....	172

2. 8	低温全体支持構造	174
2. 9	輻射シールド	178
3.	ポロイダル磁場コイル	183
3. 1	基本設計	183
3. 1. 1	設計概要	183
3. 1. 2	運転シナリオ	183
3. 1. 3	プラズマ着火時の最適化	184
3. 1. 4	電磁力解析	188
3. 2	導体設計	188
3. 2. 1	導体基本設計	189
3. 2. 2	導体交流損失	189
3. 2. 3	ヘリウム熱解析	193
3. 3	構造設計	195
3. 3. 1	応力解析	195
3. 3. 2	捲き線部構造	197
3. 4	製作性	197
3. 4. 1	捲き線法	198
3. 4. 2	現地工場	198
3. 4. 3	搬入法	198
3. 5	電流リード・保護回路	200
3. 5. 1	電流リード	200
3. 5. 2	ホットスポット温度と保護条件	200
3. 5. 3	保護回路	201
3. 6	配管・配線	202
3. 6. 1	配管本数	202
3. 6. 2	配 線	202
4.	エラー磁場補正コイル	253
4. 1	補正法・主要諸元・電磁力等	253
4. 2	導体設計	253
4. 3	構造設計・支持方法	253
4. 4	電源・保護回路	254
5.	He液化冷凍設備	261
5. 1	超伝導コイル系の熱負荷	261
5. 1. 1	定常熱負荷	261
5. 1. 2	非定常熱負荷	262
5. 1. 3	非通常運転時の非定常熱負荷	263

5.1.4 液化負荷等	264
5.1.5 熱シールドの熱負荷	264
5.2 冷凍システム	266
5.2.1 He液化冷凍設備の検討条件	266
5.2.2 システム構成と仕様	266
5.2.3 主要構成機器	270
5.2.4 定格ユーティリティー及びエネルギー効率	273
5.3 冷凍機配置計画	273
5.4 初期冷却	274
6.まとめ	281
謝辞	281

## Contents

1.	Introduction .....	1
1.1	Outline .....	1
1.2	Design Conditions of Operation .....	1
1.3	Design Conditions of Shielding and Radiation .....	3
1.4	Other Design Conditions .....	3
2.	Toroidal Field Coil .....	4
2.1	Principle Specifications .....	4
2.1.1	Design Basis and Principle Specifications .....	4
2.1.2	Electromagnetics .....	14
2.2	Conductor Design .....	24
2.2.1	Conductor Design .....	24
2.2.2	AC Loss .....	32
2.2.3	Helium Thermal Analysis .....	36
2.2.4	Present Status of Nb <sub>3</sub> Al Conductor Development .....	44
2.3	Structural Design .....	46
2.3.1	Analysis of Stress and Support Structure .....	46
2.3.2	Structural Analysis on Windings .....	80
2.3.3	Equivalent Rigidity of TFC .....	97
2.3.4	Consideration of Toroidal Keys .....	104
2.4	Thermal Analysis .....	110
2.4.1	Heat Load in Standard Operation .....	110
2.4.2	Heat Load in Major Disruption .....	123
2.4.3	Heat Load on Disk and Coil Case in Quench .....	137
2.4.4	Evaluation of Hot Spot Temperature .....	143
2.5	Construction Issues .....	147
2.5.1	Winding Method .....	147
2.5.2	Disk .....	150
2.5.3	Case and Feed through .....	154
2.5.4	Insulator for Wedge Part .....	159
2.5.5	Schedule for Construction .....	166
2.6	Current Leads .....	169
2.7	Feeders and Cooling Pipes .....	172

2. 8 Support Structure .....	174
2. 9 Shielding for Radiant Heat .....	178
3. Poloidal Field Coil .....	183
3. 1 Design Basis .....	183
3. 1. 1 Outline of Design .....	183
3. 1. 2 Operation Scenarios .....	183
3. 1. 3 Optimization of Break Down Phase .....	184
3. 1. 4 Electromagnetic Force .....	188
3. 2 Conductor Design .....	188
3. 2. 1 Basis of Conductor Design .....	189
3. 2. 2 AC Loss .....	189
3. 2. 3 He Heat Analysis .....	193
3. 3 Structural Design .....	195
3. 3. 1 Stress .....	195
3. 3. 2 Winding Structure .....	197
3. 4 Construction .....	197
3. 4. 1 Winding Method .....	198
3. 4. 2 Manufacturing in JT-60 Site .....	198
3. 4. 3 Carry in the Machine Room .....	198
3. 5 Current Lead and Protection .....	200
3. 5. 1 Current Lead .....	200
3. 5. 2 Hot Spot Temperature .....	200
3. 5. 3 Protection Circuit .....	201
3. 6 Feeders and Cooling Pipes .....	202
3. 6. 1 Pipes .....	202
3. 6. 2 Feeders .....	202
4. Error Field Correction Coil .....	253
4. 1 Correction, Principle Specifications and Electromagnetic Force .....	253
4. 2 Conductor Design .....	253
4. 3 Structural Design and Support .....	253
4. 4 Power Supply and Protection Circuit .....	254
5. Cryogenic System .....	261
5. 1 Heat Load on Magnet System .....	261
5. 1. 1 Steady Heat Load .....	261
5. 1. 2 Transient Heat Load .....	262
5. 1. 3 Transient Heat Load on Non-standard Operation .....	263

5.1.4 Load for Liquefaction .....	264
5.1.5 Heat Load on Thermal Shield .....	264
5.2 Cryogenic System .....	266
5.2.1 Design Condition of Cryogenic System .....	266
5.2.2 System Composition and Specifications .....	266
5.2.3 Principal Hardware .....	270
5.2.4 Efficiency .....	273
5.3 Layout of Cryogenic System .....	273
5.4 Initial Cooling Down .....	274
6. Summary .....	281
Acknowledgements .....	281

## 1 概要

定常炉心試験装置 (JT-60SU) のトロイダル磁場コイル、ポロイダル磁場コイル、誤差磁場補正コイルは、定常トカマク放電を実現するために超伝導コイルを採用する。本編は、これらの超伝導コイルに加え冷凍機の設計・検討結果を記述する。第一章では、超伝導マグネット系の設計条件を記述し、第二、三、四章でトロイダル磁場コイル、ポロイダル磁場コイル、誤差磁場コイルについて述べる。第五章でヘリウム冷凍設備を記述し、第6章にて本報告のまとめを行う。

### 1.1 概要

定常炉心試験装置の超伝導マグネットは、18個のトロイダル磁場コイル、10個のポロイダル磁場コイル、及び、誤差磁場補正コイルから構成される。トロイダル磁場コイルは、線材としてNb<sub>3</sub>AlとNbTiを併用した18個のD型伝電導コイルで構成され、総起動磁力150MATで主半径4.8mの位置で6.25Tのトロイダル磁場を発生する。コイルは縦長の構造とし楕円度の高いプラズマ生成を可能とする。ダブルパンケーキ巻の捲線をコイルケースに収納しウエッジ部で向心力を支持するウエッジ支持方式とする。コイルケースが薄く軽量なコイルするために、隣り合う2つのコイルをシアパネルで連結することにより転倒力に對して剛性を高める。構造強度とトリチウム境界を優先するためにコイルケースの真空容器側でのカットは施さないことをとする。DT運転時にはシアパネル内にポリエチレンブロックを挿入し遮蔽性能を高める。クエンチ時の保護動作に関連して、ホットスポット温度を150K以下とし、コイル3個に1式の保護回路を設置することとする。温度マージンの少ない最内周導体近傍で発生するコイルケースの発熱対策として、コイルケースにも冷却配管を設置する必要がある。

ポロイダル磁場コイルは、(NbTi)<sub>3</sub>Snを線材とする4個の中心ソレノイドコイル (CSコイル) と、NbTiを用いた6個の平衡磁場コイル (EFコイル) で構成し、トロイダル磁場コイルの外側の配置する。ポロイダル磁場コイルは、170Vsの磁束を供給するとともに、プラズマの位置・形状を制御するためのポロイダル磁場を供給する。CS及びEFコイルともダブルパンケーキ巻きとし、定格電流を40kAとする。2重コンジット方式とし、第1コンジットはCSがTi、EFがSUSとする。ホットスポット温度を150K以下とし、端子電圧は15kV以下とする。半径の大きなEFコイル4個は、JT-60サイトに現地巻きエリアを設けて製作し、実験棟天井より搬入するとする。

誤差磁場補正コイルは、トロイダル方向に90度ずれた2組のレーストラック型超伝導コイル (NbTi線材) をJT-60SU装置の上部に設置し、80kATの電流によりプラズマ表面で約5ガウスのm=2/n=1モードのヘリカル磁場を発生する。

ヘリウム冷凍設備は超電導コイル系を極低温に冷却するための液体ヘリウムを供給するもので、その全冷凍能力を36kWと設定する。冷却系の設計には液体ヘリウム流量の低減、圧損の均一化に留意する。液体ヘリウムの急激な温変化を吸収し、熱負荷を平均化する目的で外部に熱バッファタンクを設ける。定常的な熱負荷とともに、放電時のパルス熱負荷をショット間 (360秒放電では30分) に除熱するとする。

### 1.2 装置運転条件

#### (1) 運転パターン

定常炉心試験装置は、最大プラズマ電流10MA、主半径4.8mから5.2m範囲内でシングルヌル及びダブルヌルダイバータ平衡配位を想定する。標準的な運転パターンとして

- (a) 主半径4.8m, プラズマ電流10MAのシングルヌル、重水素放電
- (b) 主半径4.8m, プラズマ電流10MAのダブルヌル、重水素放電
- (c) 主半径5.2m, プラズマ電流10MAのシングルヌル、重水素-三重水素放電
- (d) 主半径5.2m, プラズマ電流10MAのダブルヌル、重水素-三重水素放電
- (e) 主半径4.8m, プラズマ電流5MAのシングルヌル、重水素長時間放電
- (f) 主半径5.2m, プラズマ電流6MAのシングルヌル、重水素-三重水素長時間放電

の6ケースを考える。長時間放電のパルス幅は最大1時間とする。

それぞれの運転パターンにおけるコイル電流、電圧、電力等の主要パラメータ時間変化、及び平衡配位は第3章で記述する。上記標準運転において、電流フラットトップの全期間中、最大60MWの追加熱を行うものとする。

#### (2) 運転回数及び運転周期

定格標準運転は10年間で1万回、定格値の70%通電3万回の合計4万回とする定格運転時の放電1回当たりの運転周期は0.5時間とし、1日約10時間(20ショット/日)程度の運転を実施するものとする。なお、長時間放電については、放電後から次放電まで1時間以上の間隔を取ることとする。

1ヶ月以内に、低温構造部を常温から4.5Kまで冷却し、それを運転期間中維持する。360秒放電の場合には、放電周期30分以内に全ての熱負荷を除熱するものとする。但し、ディスラプションが発生した場合は、1時間以内に次回放電が実施できるよう、除熱及び装置健全性の確認を行うものとする。超電導コイル系安全性確保の観点から、トロイダル磁場コイルは、朝に励磁し実験終了後消磁とする。

#### (3) ベーキング運転パターン

真空容器、ポート等のベーキングは下記の条件時に可能であるものとする。

- a) クライオスタット停止及び超電導コイル常温。
- b) クライオスタット運転中及び超電導コイルが液体窒素温度以上。

#### (4) 運転計画

定常炉心試験装置の組立、軽水素放電を用いたプラズマ通電試験終了後に下記に示す3つの段階の運転を実施する。

##### フェーズ1：加熱・電流駆動調整段階

加熱・電流駆動調整段階では、約2年間にわたって高電流放電、長パルス放電に向けた放電調整を行うと共に、既設の10MW、15秒の負イオンビーム加熱装置を用いて加熱・電流駆動調整を行う。

##### フェーズ2：長時間加熱・電流駆動実験段階

長時間加熱・電流駆動実験段階では、約10年間、60MW、1時間の負イオンビーム加熱装置による炉心プラズマ生成実験、長時間電流駆動実験を実施する。

##### フェーズ3：炉心模擬段階

炉心模擬段階では、約2年間のDT実験を想定する。

#### (5) プラズマ消滅の条件

以下のディスラプションを想定する。

プラズマ電流	: 10 MA
電流消滅時定数	: 10 ms
熱消滅時定数	: 1 ms
移動消滅	: 等速度で容器上側、下側、内側に移動消滅
回数	: 標準定格運転で3000回
ハロー電流	: プラズマ電流の50%の最大ハロー電流を想定する。

ディスラプション時の超伝導系における渦電流発熱を抑制するために、真空容器一周抵抗を6~25μΩ程度とする。渦電流による超電導コイル系発熱を冷凍機で除熱し、1時間以内で次回放電が可能であるとする。

#### (7) 冷凍機容量

冷凍機容量は、36 kW程度を想定する。

### 1. 3 遮蔽及び放射化に関する設計条件

本体室荷量に対する制限を十分に配慮しつつ、以下に示す遮蔽・放射化レベルを満たすものとする。中性子発生量は、下記に示すものを基準とする。

#### a) DD実験

2. 4 MeV :  $\sim 1 \times 10^{18}$ /秒、 $\sim 5 \times 10^{20}$ /日  
 $\sim 2 \times 10^{21}$ /週、 $\sim 4 \times 10^{22}$ /年

14 MeV : 2. 4 MeVの3%

#### c) DT実験(暫定値)

14 MeV :  $\sim 1 \times 10^{20}$ /秒、 $\sim 3 \times 10^{23}$ /日  
 $\sim 3 \times 10^{23}$ /週、 $\sim 4 \times 10^{23}$ /年

定常炉心試験装置周辺において炉停止後下記に示す線量を満たすように設計することとする。

真空容器内 (DD時) : 炉停止1年後  $100 \mu\text{Sv}/\text{h}$  以下

クライオスタット内 : 炉停止1箇月後  $20 \mu\text{Sv}/\text{h}$  以下

本体室内 : 炉停止1日後  $20 \mu\text{Sv}/\text{h}$  以下

また、運転中のトロイダル磁場コイルの超伝導線の位置における最大核発熱が、トロイダル方向に均一とした場合に  $0.2 \text{mW/cm}^3$  以下、接線ポート付近の超伝導線材で局所的に  $1 \text{mW/cm}^3$  以下の最大核発熱となるよう、真空容器に十分な遮蔽能力があるものとする。

### 1. 4 その他の設計条件

#### (1) 工期

工期は、機器製作に約5年、現地据え付けに2.5年を予定する。

#### (2) 総重量

本体及び周辺設備全てを含んだ本体室荷重は15000トン以内とする。

#### (3) 改造

装置は、フェーズ2の長時間加熱・電流駆動実験段階においても、解体、改造が可能となるように配慮する。改造の回数は最大2回を想定する。

## 2 トロイダル磁場コイル

### 2.1 主要諸元等

#### 2.1.1 設計指針と基本仕様

トロイダル磁場コイル（以下：TFCと呼ぶ）は安定した高磁場を定常的に発生するとともに、省電力の観点から超伝導コイルを使用する。この超伝導コイルにより最大磁場約11.3 T及び大半径4.8 mのプラズマ中心軸上に6.25 Tの発生磁場を想定し、コイル形状等を始めとするコイル基本仕様を設定した。

#### (1) TFCの形状

図2.1.1にTFC中心線の形状を示す。コイルはJT-60実験棟本体室内の配置スペースの制約等により、直線部と三円弧で形成するコンパクトなD型形状コイルを採用する。

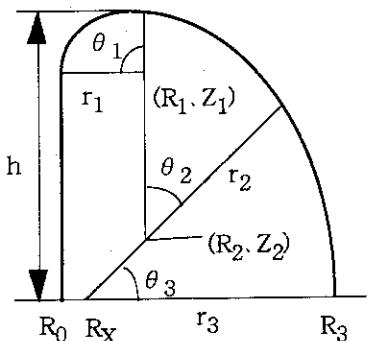


図2.1.1 TFC形状

$$\sqrt{(R_2 - R_x)^2 + Z_2^2} + r_2 = r_3 = R_3 - R_x \quad (2.1.1\text{式})$$

$$R_x = \frac{R_2^2 + Z_2^2 - (R_3 - r_2)^2}{2(R_2 + r_2 - R_3)} \quad (2.1.2\text{式})$$

$$Z_1 = 2Z_2 \quad (2.1.3\text{式})$$

$$r_1 = R_1 - R_0 \quad (2.1.4\text{式})$$

$$r_3 = R_3 - R_x \quad (2.1.5\text{式})$$

$$r_2 = h - Z_2 \quad (2.1.6\text{式})$$

$$r_1 = h - Z_1 \quad (2.1.7\text{式})$$

#### (2) TFCリップル設計基準

TFCリップルによる高エネルギー粒子の損失を十分少なくするため、負イオンNB1のビームラインを確保しつつTFCリップルを最小限に抑えることを想定しTFCの個数は18個とした。

そこで、赤道面にプラズマ中心がある場合を想定し、リップル率を約0.8%以下( $R_p + a_p = 6.6$  m,  $Z = 0$ )とし、リップルによる $R_3$ の依存性を2.1.8式を用いて計算した。その結果を図2.1.2に示す。図よりリップル0.8%以下を実現するには $R_3 \geq 8.82$  mが必要となり、 $R_3 = 8.82$  m(8825 mm)に設定した。

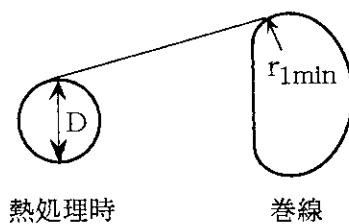
TFCリップル ( $r \equiv (B_{TFC\text{面}} - B_{\text{中間面}}) / (B_{TFC\text{面}} + B_{\text{中間面}})$ ) の近似式は

$$r = 1.5 \left\{ \frac{1}{\left( \frac{R_3}{R_p + a_p} \right)^N - 1} + \frac{1}{\left( \frac{R_p + a_p}{R_0} \right)^N - 1} \right\} \quad (2.1.8\text{式})$$

#### (3) TFC最小曲率半径条件

TFCの巻線方法として、リアクト&ワインド法を用いることを想定して、巻線時の曲げ歪みを許容値以下となるようにコイルの最小曲げ半径を決める必要がある。

そこでTFCの曲線部の半径を設定するにあたり、図2.1.3に示すようにNb3Alの臨界電流値の曲げ歪みによる特性劣化を5%以内に抑えるためには、曲げ歪みを0.4%以内にする必要がある。



導体の直径 :  $d$   
巻線の最小曲げ半径 :  $r_{1\min}$   
熱処理時の曲げ直径 :  $D$  とすると  
この時、

$$\text{直線部曲げ歪} : \varepsilon_1 = \frac{d}{D}$$

$$\text{最小曲げ半径部歪} : \varepsilon_2 = \frac{d}{2r_{1\min}} - \frac{d}{D}$$

よって、 $\varepsilon_1$ 、 $\varepsilon_2$ ともに  $\pm 0.4\%$  以内とするためには

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_2 \leq 0.4\% \text{ より } D = d / \varepsilon_1 = 32\text{mm} / 0.4 \times 10^{-2} = 8000\text{mm}$$

$$D = 4r_{1\min} \text{ より } r_{1\min} \geq 8000 / 4 = 2000\text{mm}$$

TFC巻線部の中心半径  $r_1$  は  $r_{1\min}$  より  $223.5\text{ mm}$  大きくなるので

$$r_1 = 2223.5\text{ mm} \text{ とした。}$$

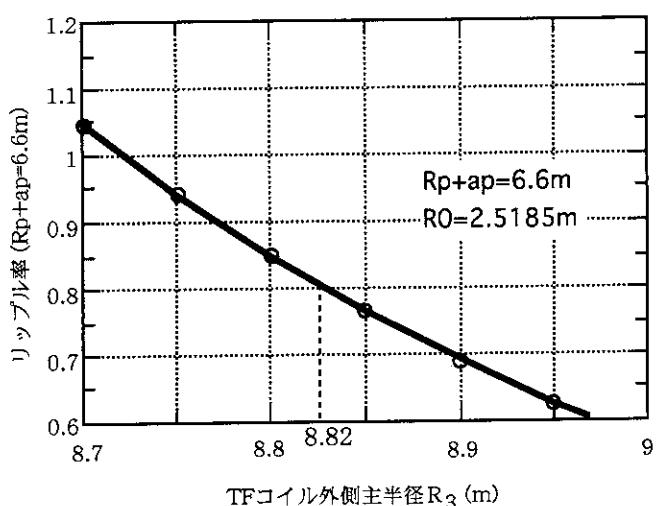


図 2.1.2  $R_p + a_p = 6.6\text{ m}$  のリップル率と  $R_3$  の依存性

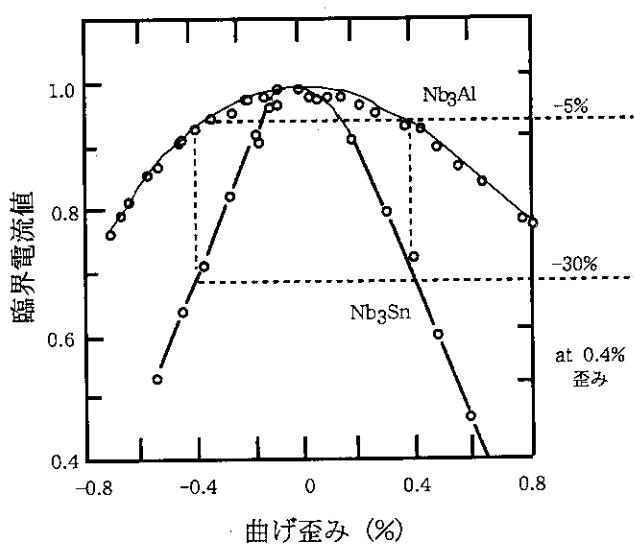


図 2.1.3 臨界電流値一曲げ歪み 劣化曲線

## (4) コイル寸法

中心ソレノイドコイル (CSコイル) の磁束条件、コイル寸法と後述 (7) の応力応力条件を考慮して  $R_0 = 2518.5\text{ mm}$

プラズマ形状と遮蔽厚を考慮して TFC 高さ方向 (赤道面より上部までの高さ) 寸法  $h$  は

$$h = 5230\text{ mm}$$

2.1.1 式から 2.1.7 式までを考慮すると

$$R_0 = 2518.5\text{ mm}, R_3 = 8823.5\text{ mm}, r_1 = 2223.5\text{ mm}, h = 5230\text{ mm}$$

$$R_1 = 4742\text{ mm}, Z_1 = 2800\text{ mm}$$

$$R_1 = R_2 = 4742\text{ mm}, Z_2 = Z_1/2 = 1400\text{ mm}, r_2 = 3623.5\text{ mm}$$

$$R_x = 2831.3\text{ mm}, r_3 = 5992.5\text{ mm}$$

ここで  $R_2$ においては、プラズマ形状とリップルの観点等よりコイル上部の肩 (円弧) をプラズマ側に近づけることを考慮し、 $R_1 = R_2$ 、 $Z_2 = Z_1/2$ とした。

各円弧部のそれぞれの角度は

半径  $r_1$  の円弧 (三角形の二辺が等しい) 二等辺三角形にて

$\theta_1 = 90^\circ$  となる。

$$\theta_3 = \tan^{-1}\left(\frac{Z_2}{R_2 - R_0}\right) = \tan^{-1}\left(\frac{1400}{4742 - 2831}\right) = 36.2^\circ$$

$$\theta_2 = 180 - (\theta_3 + \theta_1) = 53.8^\circ$$

以上より、図 2.1.4 に示すような TFC 形状を得る。

## (5) TFC 1 個あたりの起磁力

プラズマ条件として

・ プラズマ大半径 ( $R_p$ ) : 4.8 m

・ プラズマ中心磁場 ( $B_t$ ) : 6.25 T

上記の設定値を得るために必要な TFC 1 個あたりの起磁力は

$$I = \frac{2\pi R_p B_t}{\mu_0 N} = 8.333 \text{ MAT}$$

ここで、 $N$  : TFC 個数 (= 18 個)、 $\mu_0$  : 真空透磁率 ( $= 4\pi \times 10^{-7}$ )

## (6) コイル断面寸法

図 2.1.5 に TFC のウェッジ断面図を示す。

コイル構造はディスク方式とし、超伝導線材として耐歪み特性に優れた Nb<sub>3</sub>A1 とコスト的に安価な NbTi をグレーディングする方式を採用する。グレーディング方式としては、高磁界部の He 温度を低くとれる変形 3 条巻線 (Modified-Three-In-Hand) 方式にてグレーディングを行う。巻線構造は、電磁力の伝達特性に優れたディスクダブルパンケーキ型とし、ケーブルインコンジット導体をディスクに挿入する方法を採用した。

導体径は Nb<sub>3</sub>A1、NbTi 共に 37 mm $\phi$  とし、導体数は 150 ターン/コイルとする。

従って、TFC 1 個あたりの電流値 (運転電流) は

$$I = 8.33 \times 10^3 \text{ kAT} / 150 \text{ T} = 55.6 \text{ kA} \text{ となる。}$$

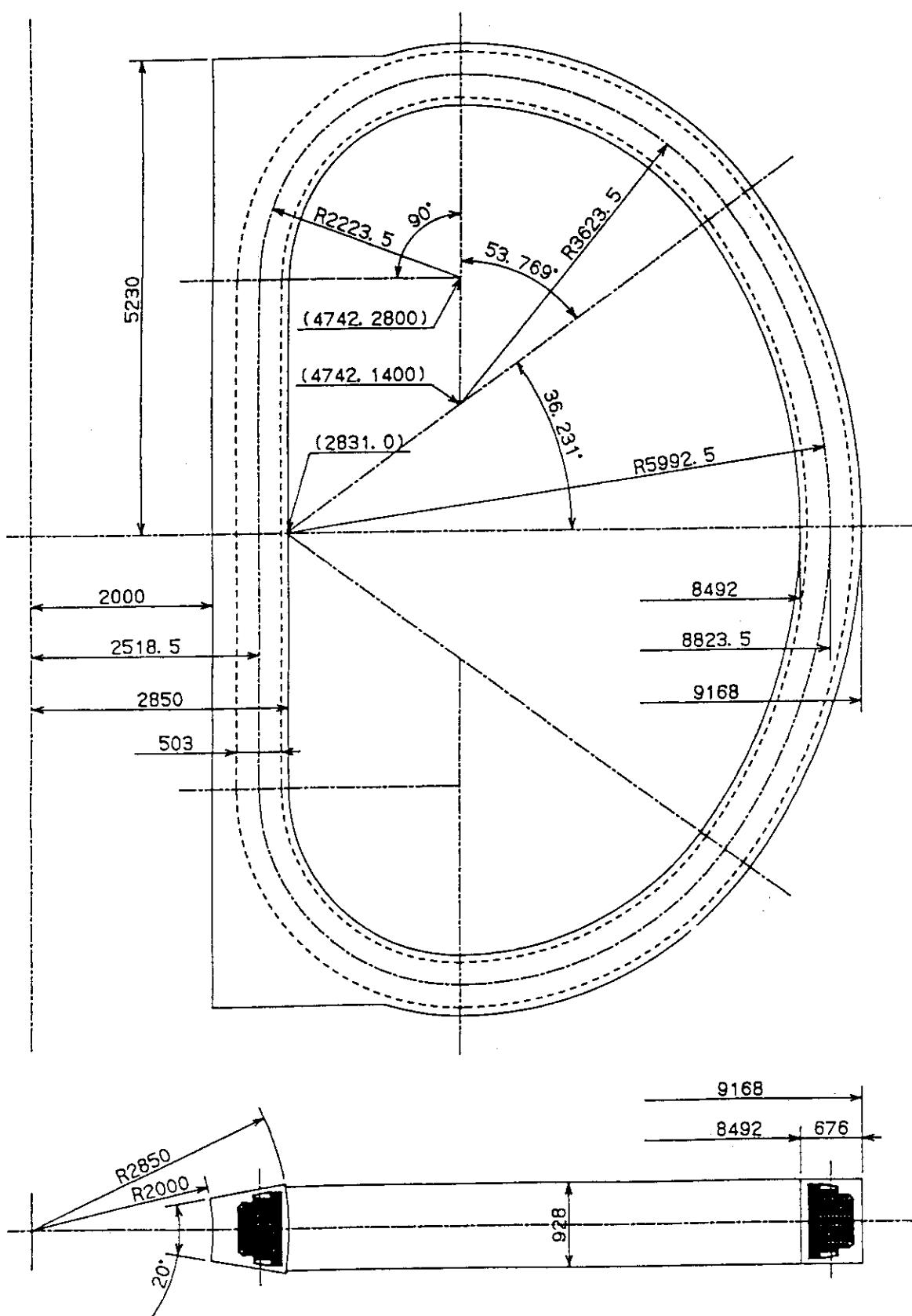


図 2.1.4 T F C 形状図

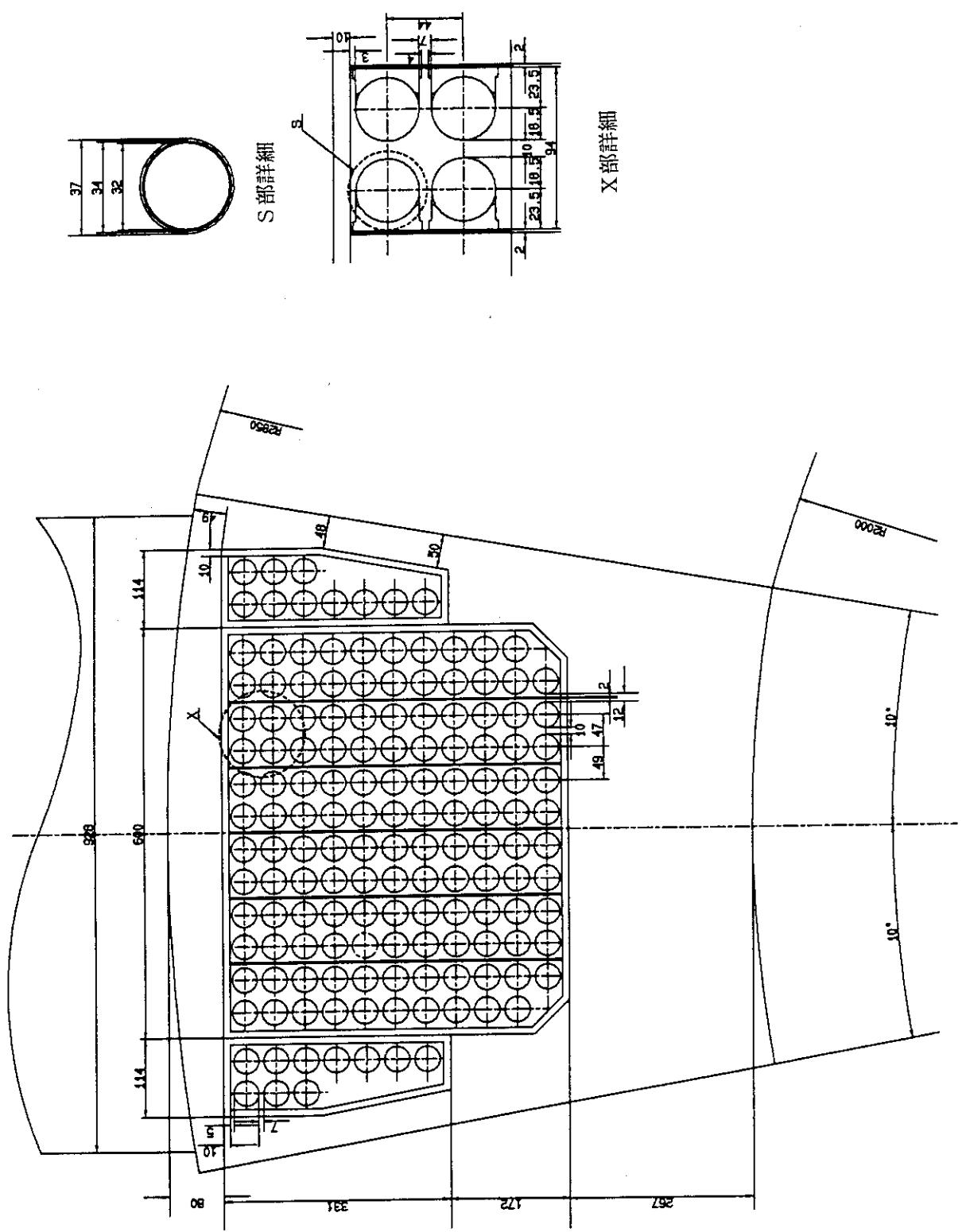
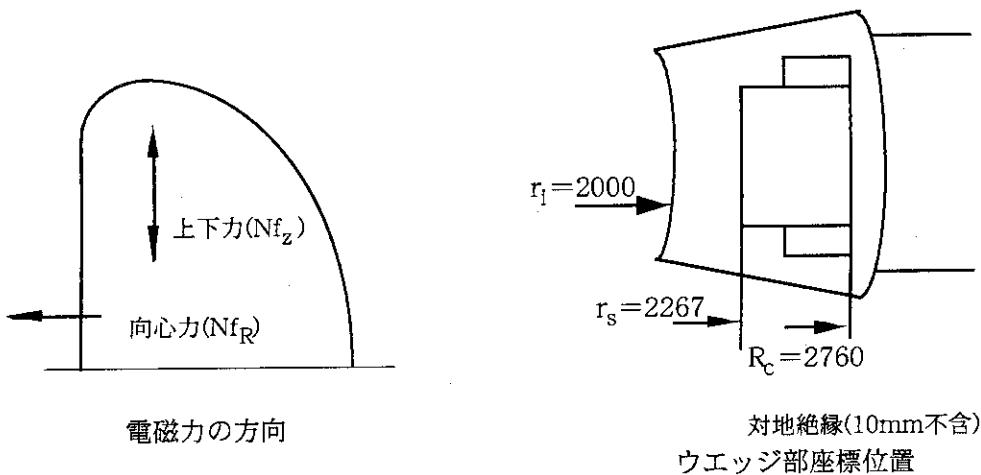


図2.1.5 TFCウェッジ部断面図

## (7) TFCに働く電磁力



1) TFCの自己電磁力による断面形状の上下に働く力として

$$\text{上下力 } f_z = \frac{\mu_0 (NI)^2}{4\pi} \ln\left(\frac{R_3}{R_0}\right) \quad (2.1.9 \text{ 式})$$

$$= 2.82 \times 10^9 \text{ N}$$

ここで、NI : TFC総起磁力(=150MAT)

コイル1個あたり  $2.82 \times 10^9 \text{ N} / 18 = 156.7 \text{ MN} \rightarrow \text{約} 15990 \text{ トン/コイル}$

2) TFCの自己電磁力によるトーラス中心方向(装置中心方向)に働く向心力として

$$\text{向心力 } f_R = \frac{\pi (R_p B_t)^2}{\mu_0 R_c} \quad (2.1.10 \text{ 式})$$

$$= 8.15 \times 10^8 \text{ N/m}$$

ここで、 $R_c$ :卷線部(プラズマ内周側)の主半径(=2760mm)

コイル1個あたり  $8.15 \times 10^8 / 18 = 45.3 \text{ MN/m} \rightarrow \text{約} 4622 \text{ トン/m}$

## (8) ウエッジ部に加わる最大許容応力値

(7) で求めた向心力、上下方向応力の計算結果を用いてウエッジ部の許容応力として上方向の応力 $\sigma_z$ とトロイダル方向(コイル断面図のX軸方向)の応力 $\sigma_\phi$ をそれぞれ計算し、ウエッジ部に加わる最大許容応力値( $\sigma_z + \sigma_\phi$ )を計算した。

1) フープ力による引張応力:  $\sigma_z = \text{単位コイルあたりの上下力} / \text{コイル内周側面積}$

単位コイルあたりの上下力は(7)より  $156.7 \text{ MN}$

コイル内周側面積としてウエッジ部断面積( $S_c$ )を想定、上下力のうち内周側に加わる割合を $\alpha_{in}$ (=0.5程度)とし、 $S_c$ としては絶縁物および導体孔を除いた断面積で計算すると

$$S_c = \pi / 18 (2850^2 - 2000^2) - (\text{絶縁物}(3.75 \times 10^4) + \text{導体孔}(1.4 \times 10^5)) = 5.42 \times 10^5 \text{ mm}^2$$

$$\sigma_z = \alpha_{in} \frac{f_z}{S_c} \quad (2.1.1\text{1式})$$

$$= 144.56 \text{N/mm}^2 = \text{約}148 \text{MPa}$$

2) 向心力による圧縮応力:  $\sigma_\phi$

単位コイルあたりの向心力を  $r_i \sim r_s$  の間で支持すると仮定したとき、ケースに働く最大応力は次式にて求められる。ただし、 $r_i$  および  $r_s$  の座標値については(7)のウェッジ部座標位置図を参照。

$$\sigma_\phi = \frac{Nf_R}{\pi} \frac{r_s}{r_s^2 - r_i^2} \quad (2.1.1\text{2式})$$

$$= 516.2 \text{N/mm}^2 = 537.4 \text{MPa} \rightarrow \text{約}540 \text{MPa}$$

3) ウェッジ部に加わる許容応力値として

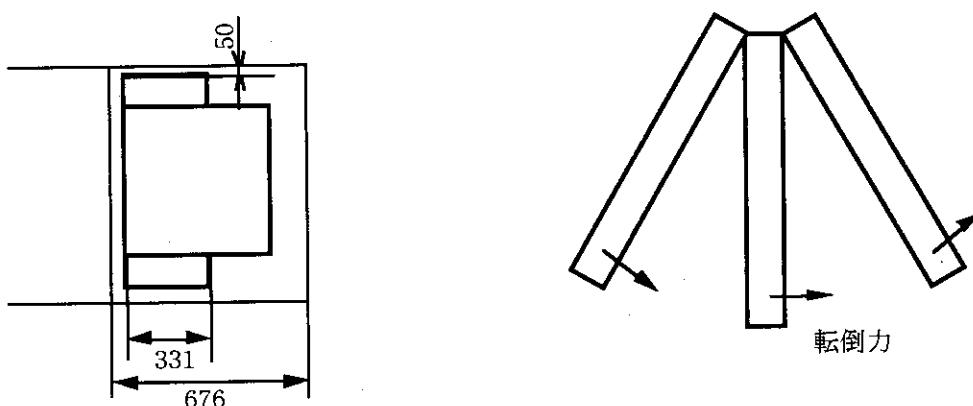
$$\sigma_z + \sigma_\phi = 148 + 540 = 688 \text{MPa} \geq 667 \text{MPa} (\text{ITER/SUS316LNのSm値})$$

計算結果として、概算ではあるが応力値が Sm 値を超えていたため、今後は詳細な解析が必要となる。

#### (9) TFCコイルケースの耐電磁力に対する寸法評価

TFCコイルケースがどの程度の強度を持っているかを手計算（固定梁の計算式）により計算した。

・転倒力によるコイルケース側板の曲げ、せん断応力及び変位



転倒力は最も強いところで  $10 \text{ MN/m}$  (TFCの巻線に沿った単位長さあたり) である。コイルケースの側板は、軽量のために可能な限り薄くしてあり、約  $50 \text{ mm}$  の厚さでこの転倒力の約  $1/2$  ( $31 \text{ mm} / 676 \text{ mm}$ ) を受けるとすると

側面のせん断応力値としては

$$(10 \times 1/2) / 0.05 = \text{約}100 \text{ MPa} = 10.2 \text{ kg/mm}^2 \text{ となる。}$$

そこで、この側面部分を固定梁として考えると

変位は

$$\delta = w l^4 / 384 EI \quad (2.1.1\text{3式})$$

$$= (1.37 \times 10^3 \times 331^4) / (384 \times 20000 \times 1.04 \times 10^7) = 0.21 \text{ mm}$$

応力は

$$\sigma = M/Z \quad (2.1.1\text{4式})$$

$$=(w l^2 / 12) / Z = (1.37 \times 10^3 \times 331^2 / 12) / 4.17 \times 10^5 \\ = \text{約} 30 \text{kg/mm}^2 = \text{約} 294 \text{MPa} \leq 800 \text{MPa}$$

ここで計算に必要なパラメータとして

#### 断面係数 (Z)

$$Z = b h^2 / 6 \quad (2.1.15 \text{式})$$

$$= 1000 \times 50^2 / 6 = 4.17 \times 10^5 \text{mm}^3$$

#### 断面2次モーメント (I)

$$I = 1/12 b h^3 \quad (2.1.16 \text{式})$$

$$= 1/12 \times 1000 \times 50^3 = 1.04 \times 10^7 \text{mm}^4$$

$$w = 1.37 \times 10^3 \text{kg/mm} (\text{TFC分布荷重: TFC巻線方向 } 1 \text{m単位})$$

$$l = 331 \text{mm}, h = 50 \text{mm}, b = 1000 \text{mm}, E = 20000 \text{kg/mm}^2$$

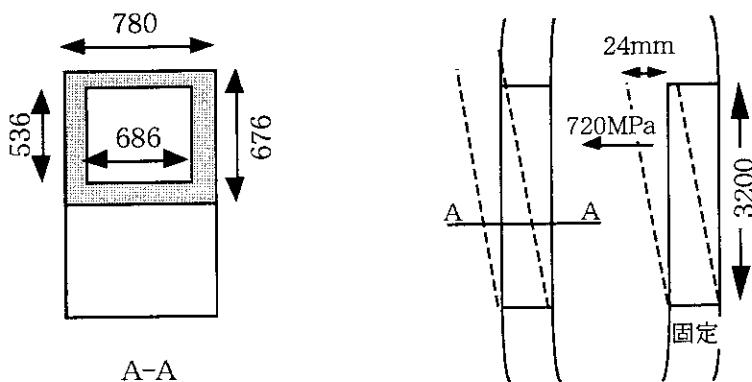
以上の計算結果から、コイルケース側板に加わるせん断応力としては JCS の許容応力値である 800 MPa 以下の値 ( $294 \text{MPa} \leq 800 \text{MPa}$ ) となり、許容範囲内と考えられる。

#### (10) 水平ポート個数とシアパネル配置

変形許容量の基準として、転倒力に対する変形許容量は高さ 10 m の TFC が 10 mm 傾くことによりトロイダル磁場  $B_T$  の  $1/1000$  の垂直磁場が発生する。そこで、この磁場を小さくすることから変形許容量は 10 mm 以下に設定した。この条件を基に水平ポートの個数およびシアパネルの配置を設定する。

コイル間はポートを設ける場合シアパネル等は配置されないため、この部分は TFC が転倒力によってやや歪むと考えられる。そこで、シアパネルが無い場合（全周にポートがある場合）と 1 個おきにポートがある場合の応力及び変位を計算した。

水平ポート領域（シアパネルの無い領域）が 3.2 m の長さで存在する。ここに平均的に TFC の巻線方向に沿って  $w = 4.5 \times 10^2 \text{kg/mm}$  の大きさの転倒力が働いていると考え、片持ち梁の計算式を用いて全周にポートを設ける場合（ポート部にシアパネルが無い場合）の応力および変位の概略値を計算した。



最大モーメントは支持端で

$$M = w l^2 / 2 \quad (2.1.17 \text{式})$$

$$= 4.5 \times 10^2 \times 3200^2 / 2 = 2.3 \times 10^9 \text{kgmm}$$

応力は 2.1.14 式より

$$\sigma = 2.3 \times 10^9 / 3.15 \times 10^7 = 73.01 \text{kg/mm}^2 \rightarrow \text{約} 720 \text{MPa}$$

変位は

$$\delta = w l^4 / 8 E I \quad (2.1.18 \text{式})$$

$$=4.5 \times 10^2 \times 3200^4 / (8 \times 20000 \times 1.23 \times 10^{10}) \approx 24 \text{mm}$$

計算に必要なパラメータとして

$$w = 4.5 \times 10^2 \text{kg/mm}, l = 3200 \text{mm}, E = 20000,$$

$$Z = b_2 h_2^3 - b_1 h_1^3 / 6h_2 = 676 \times 780^3 - 536 \times 686^3 / (6 \times 780) = 3.15 \times 10^7 \text{mm}^3$$

$$I = b_2 h_2^3 - b_1 h_1^3 / 12 = 676 \times 780^3 - 536 \times 686^3 / 12 = 1.23 \times 10^{10} \text{mm}^3$$

次に手計算とは別に計算コードを用いた解析を行い、手計算で求めた値と大きな差がないかを確認した。

解析結果を図2.1.6に示す。全周にポートを設けた場合の最大変位は19mmと許容値10mmを超えているのに対し、1個おきに水平ポートを設けた場合では、7.7mmと許容量以下となった。

従って、結果より水平ポートの配置としてはTFC 1個おきに設けることとし、水平ポートの無い領域には転倒力に対するコイル剛性を高めるためシアパネルという厚板を設けるものとする。また、手計算にて求めた最大変位量の差は $24 - 19 = 5 \text{mm}$ であり、手計算での計算条件等を考慮すれば大きい差ではないと言える。

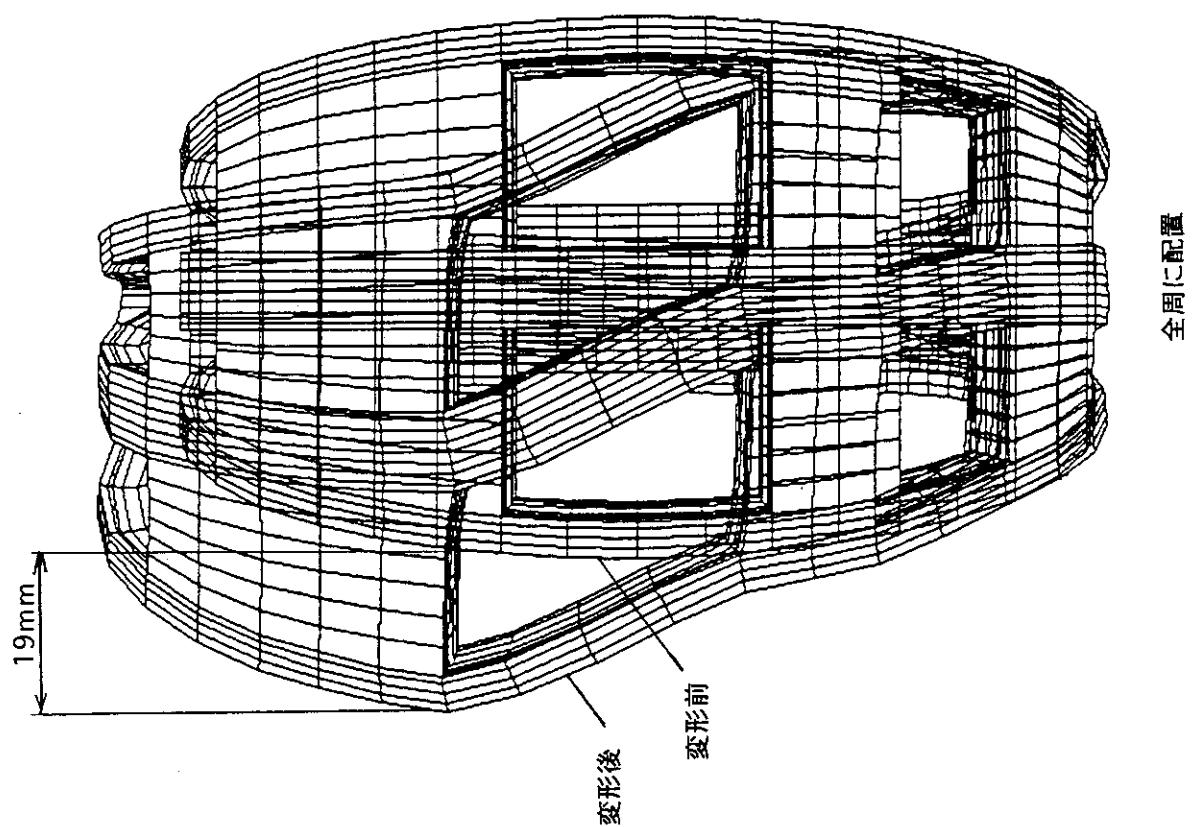


図 2.1.6 水平ポート配置計画（9個対18個）変形図

TFC 1個おきに配置

全周に配置

### 2.1.2 電磁解析

前節で計算したTFCの基本仕様は、近似式等を用いて計算した概算値であり、今後TFCの電磁諸量をまとめる上では詳細な解析が必要となる。そこで本節では解析コードを用いて検討を行った。

#### (1) TFC内磁場分布

TFC内の磁場分布は、コイル線材のグレーディングの妥当性を検証する上で必要な基礎データとなる。そこで、下記の条件によりTFC内磁場分布を計算した。

##### 1) 解析条件

- ・TFC巻線部の断面形状にあわせ、3種類の異なる断面をもつ矩形断面コイルをモデル化し、そのコイル内部に体積電流が流れていると仮定し計算を行った。
- ・各断面内の直線部での各運転シナリオ毎の各時刻におけるポロイダル磁場コイルおよびプラズマ電流が作る磁場も考慮して計算を行った。

##### 2) 解析結果

- ・TFC断面内の磁場は直線部で高く、各断面内では、その内側（プラズマ側）表面で最大値を示した。
- ・標準放電ダブルヌル配位の6.3secでの赤道面上直線部の断面内磁場分布として図2.1.7に示す。  
図面上の円はNbTiの位置を示す。

##### 3) まとめ

断面内の磁場分布は解析時の断面モデルに依存し、本解析では第5ターンのNbTi領域でNbTiの最大磁場である5Tを超えるおそれがあるため、今後はより詳細な解析を行う必要がある。

#### (2) TFRリップル

前節(2)を基に詳細な解析を行った。解析結果として図2.1.8に真空容器形状と合わせて示す。  
Z=0面では、前節の概略計算結果とほぼ一致しプラズマ表面で0.8%以下を満たしている。

#### (3) TFCの蓄積エネルギーおよびインダクタンスの計算

##### 1) 蓄積エネルギー

$$\begin{aligned} U &= \int A j d v \times 18 \\ &= \Sigma X \Delta l \times 18 \end{aligned} \quad (2.1.19\text{式})$$

ただし、

A : ベクトルポテンシャル

j : 電流密度

S : 電流直角断面積

$\Delta l$  : 離散化した場合の電流方向のメッシュ幅

$$X \equiv \int A j d S$$

と変形し、TFC内部の体積積分を行うことにより計算した。コイル内部のベクトルポテンシャルは、資料[2.1]と同様にコイル内部を体積積分した。また、Xは電流直角断面内の積分を表し、ガウス積分法を用いた。

##### 2) インダクタンスの計算

TFCのインダクタンスLは次式によって、蓄積エネルギーから計算した。

$$L = 2 \times U / i^2 \quad (2.1.20\text{式})$$

ただし、

U : 蓄積エネルギー 計算値

i : 素線電流値(55.6kA)

以上、計算値等のまとめたTFC主要諸元を表2.1.1に示す。

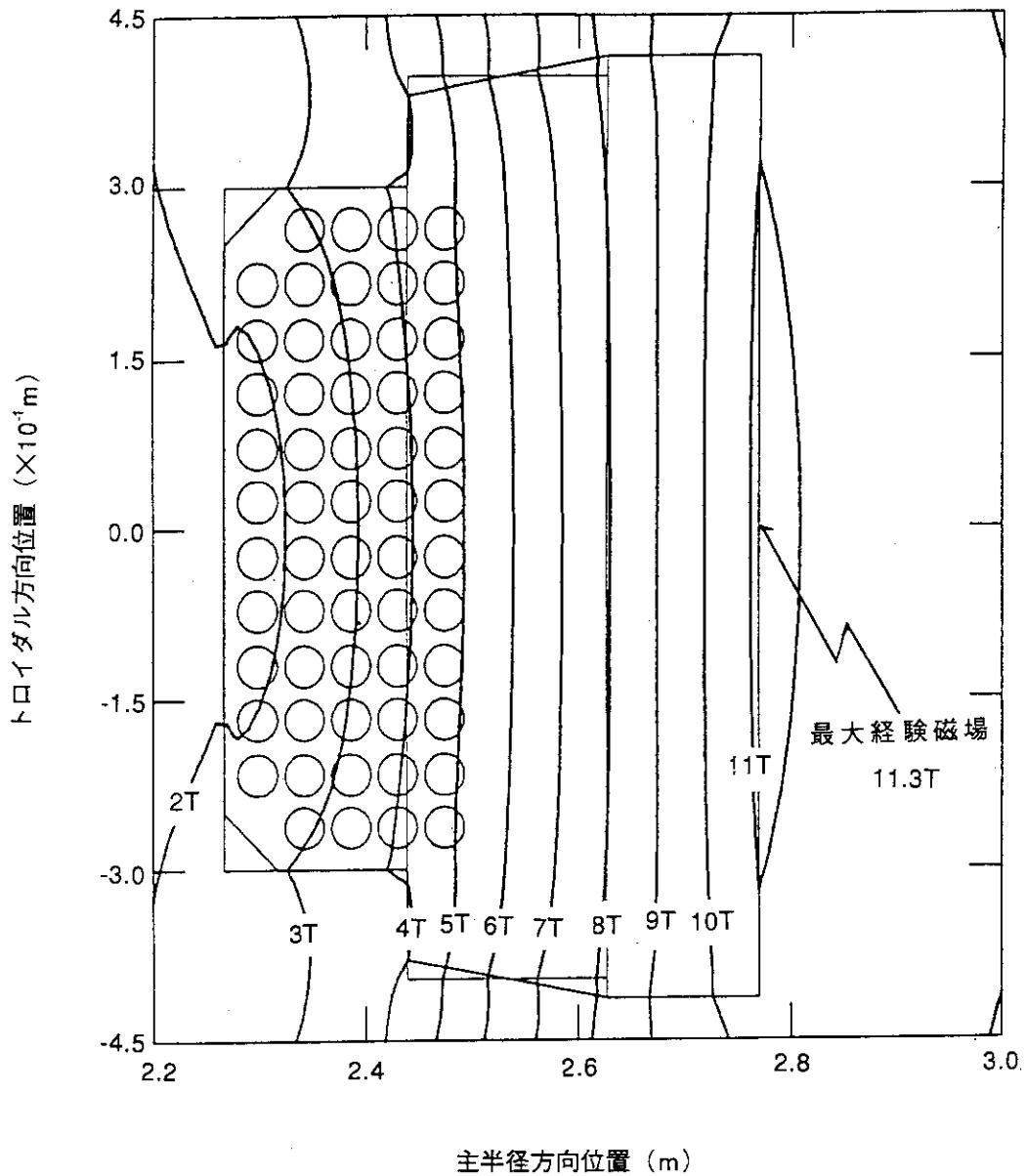


図 2.1.7 TFC 直線部赤道面上磁場分布  
(細い実線がモデル化したコイル断面、太い実線が巻線部外径を表す)

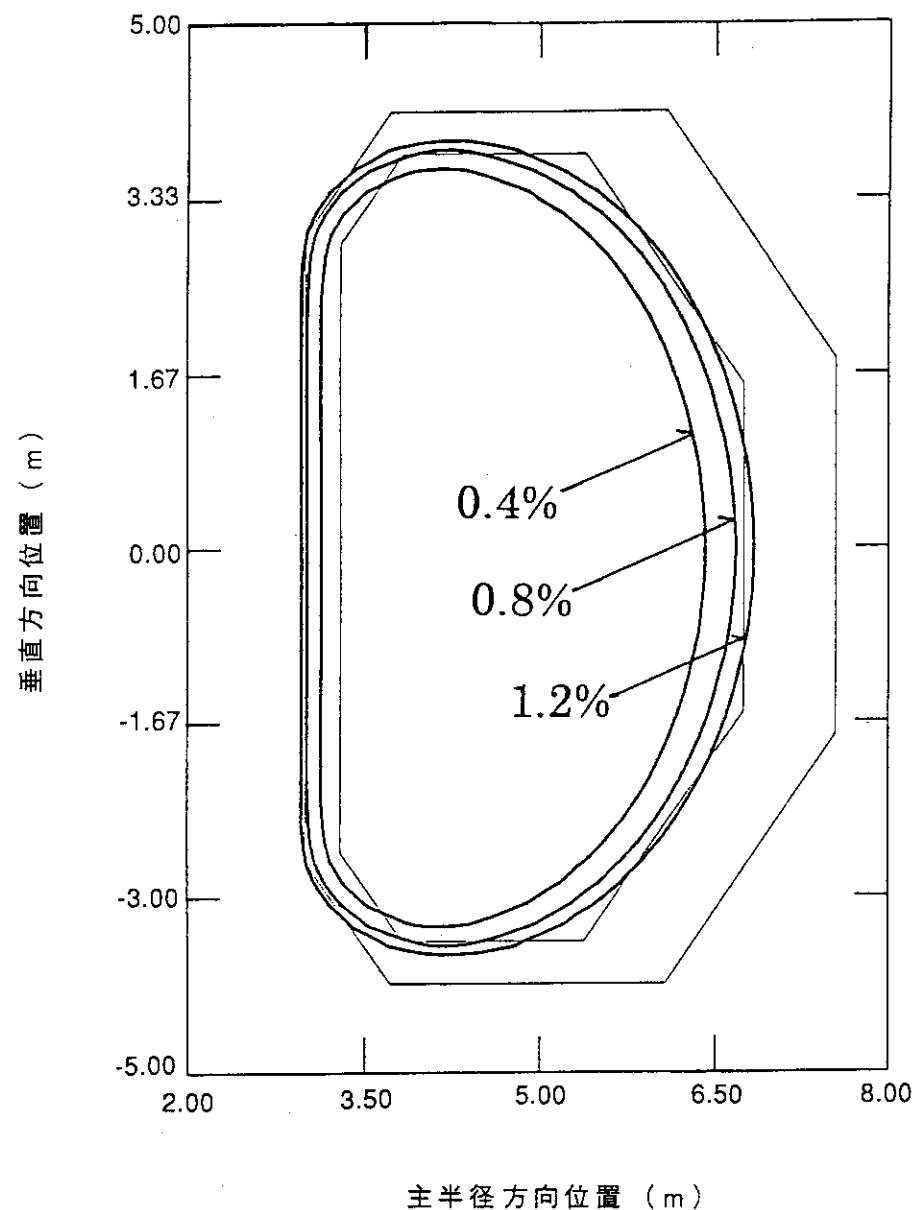


図 2.1.8 T F C のリップル分布図

表 2.1.1 TFC 主要諸元

コイル形状	D型
コイル数	18
内径	5.642m × 9.384m
外径	7.168m × 10.736m
総起磁力	150 MAT
中心磁場	6.25 m (at $R_p=4.8m, z=0$ )
単位コイルターン数	150 ターン
運転電流	約 55.6 kA
インダクタンス	約 15 H
蓄積エネルギー	約 24 GJ
単位コイル重量	約 130 t
総重量 (シアパネル込み)	約 3000 t
最大磁場	11.3 T
磁場リップル	0.8 %以下 ( $R_p+a_p=6.6m$ )
冷却方式	強制冷却
超伝導材料	Nb <sub>3</sub> Al、NbTi
同 接続抵抗	1 nΩ 以下
上下力	約 16000 トン/コイル
向心力	約 4620 トン/m

#### (4) 通常運転時のTFCに働く電磁力

通常運転時にTFCに働く電磁力には、フープ力とポロイダル磁場との相互作用による転倒力が存在する。それぞれの検討結果を以下に示す。

##### 1) フープ力

解析条件：DT放電 270 secにて計算

解析結果：図2.1.9にフープ力を力の矢印として示す。

矢印の向きは力の方向を、矢印の長さは力の大きさを表し、図中のL字の各辺の長さが100 MN/mとなるように表示している。またTFCを電流の方向に3つの領域に分け、それぞれの領域での電磁力合計を主半径方向の力 $F_r$ 、鉛直方向の力 $F_z$ で示す。なお直線部は向心力とする。

##### 2) 転倒力

解析条件：運転シナリオ各時刻におけるポロイダル電流およびプラズマ電流を考慮して計算

解析結果：図2.1.10にZ軸（R=4.8 m）、R軸（Z=0 m）周りの曲げモーメントが最も大きくなる2ケースを力の矢印で示す。

TFCに対して外向きの矢印が紙面に垂直で紙面の表側から裏側の方向を表す。また矢印の長さは力の大きさを表し、図中のL字の各辺の長さが10 MN/mとなるように表示している。

#### (5) TFCに働くアンバランス電磁力

TFCには上記電磁力の他に、電流遮断失敗等によってコイル間に電流のアンバランスが生じ、電磁力が発生する。この電磁力をアンバランス電磁力と呼ぶこととし、以下の2ケースについて計算を行った。

電磁力計算の前提として

- ・図2.1.11：TFCと遮断器の回路図
- ・図2.1.12：図2.1.11の遮断器1だけが遮断失敗した場合の各コイル電流のシミュレーション結果
- ・図2.1.13：TFC結線図（トロイダル方向120°毎に3個ずつ（合計6個）結線）  
但し、コイルに付いている番号①～⑥は図2.1.11のコイル1～6に対応し、記号A～Cは図2.1.12のグラフ上のA～Cの記号に対応する。
- ・図2.1.14：電磁力計算位置（電流方向位置）

##### 1) ケース1：1台遮断失敗時

解析条件：図2.1.12中で最大アンバランス電磁力の働く時間（TFC：AとCの電流値の差が最も大きい時）t=3 secにおける3種類の電流値（TFC番号①、⑤、⑥の電流値とする）を用いて図2.1.14の各位置毎の電磁力計算を行った。

計算結果：図2.1.15に最大アンバランス電磁力が働く時刻（t=3 sec）のトロイダル方向に働く電磁力分布図を示す。図よりTFC1（遮断失敗で電流の減衰が遅くなったコイル）の直線部にトロイダル方向最大5.1 MN/mの電磁力が働くことが分かった。

##### 2) ケース2：TFC18個の内、1個のコイルのみ電流が0 Aとなった時

計算方法：ケース1の遮断失敗とは異なり、単位コイルの定格電流55.6 kAを通電している際に任意のコイル1個の電流値が何らかの原因で瞬時に0 Aとなった時、そのコイルに近い順にTFC18、17、16と名前を付け、図2.1.14の各位置毎の電磁力計算を行った。指定した各位置における電磁力計算を行った。

計算結果：図 2.1.1.6 に最大アンバランス電磁力が働く場合のトロイダル方向に働く電磁力分布図を示す。図より、0 A となるコイルに隣接する TFC 1.8 の直線部において 14.8 MN/m のトロイダル方向電磁力が働くことが分かった。

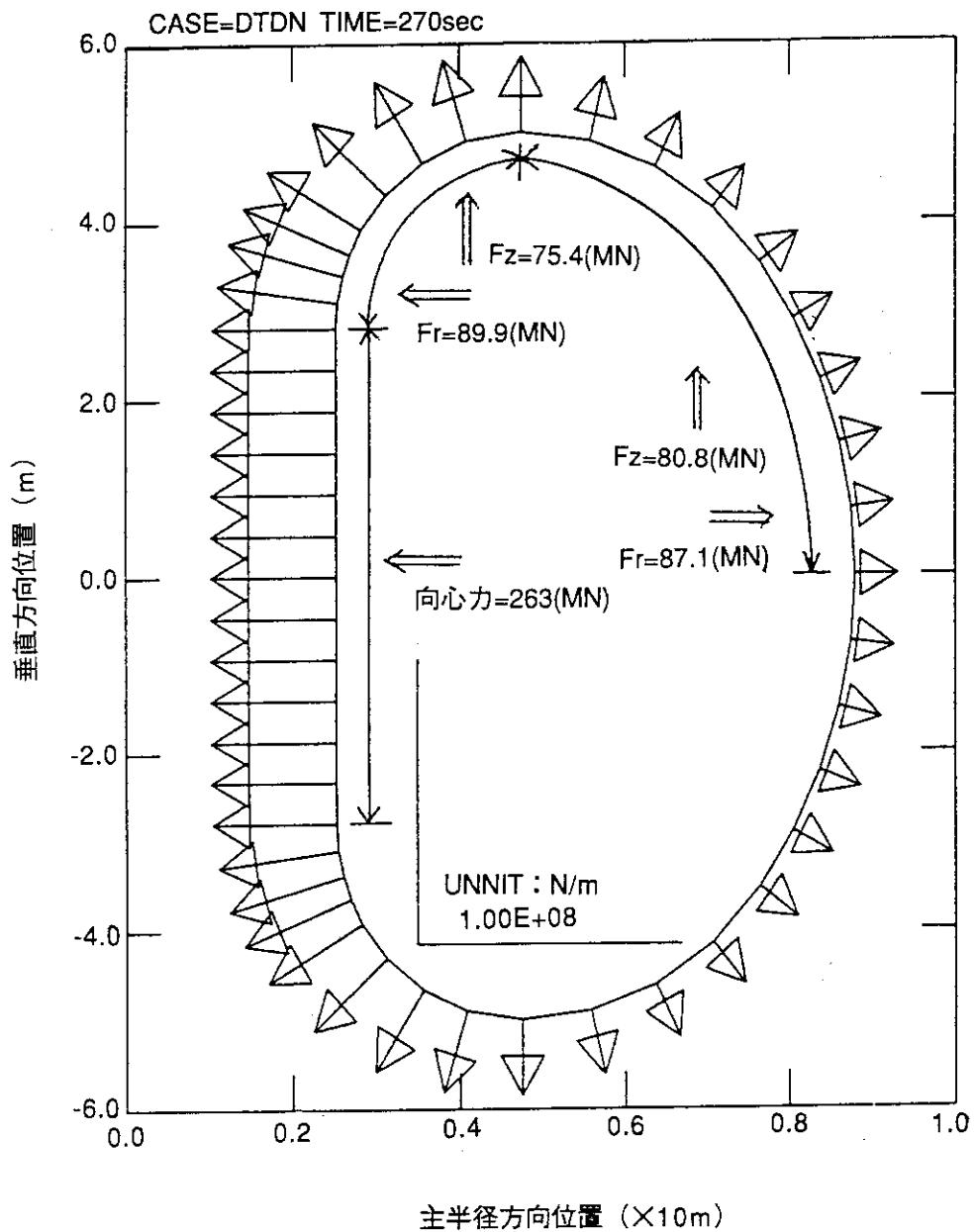


図 2.1.9 TFC のフープ力と領域別合計値

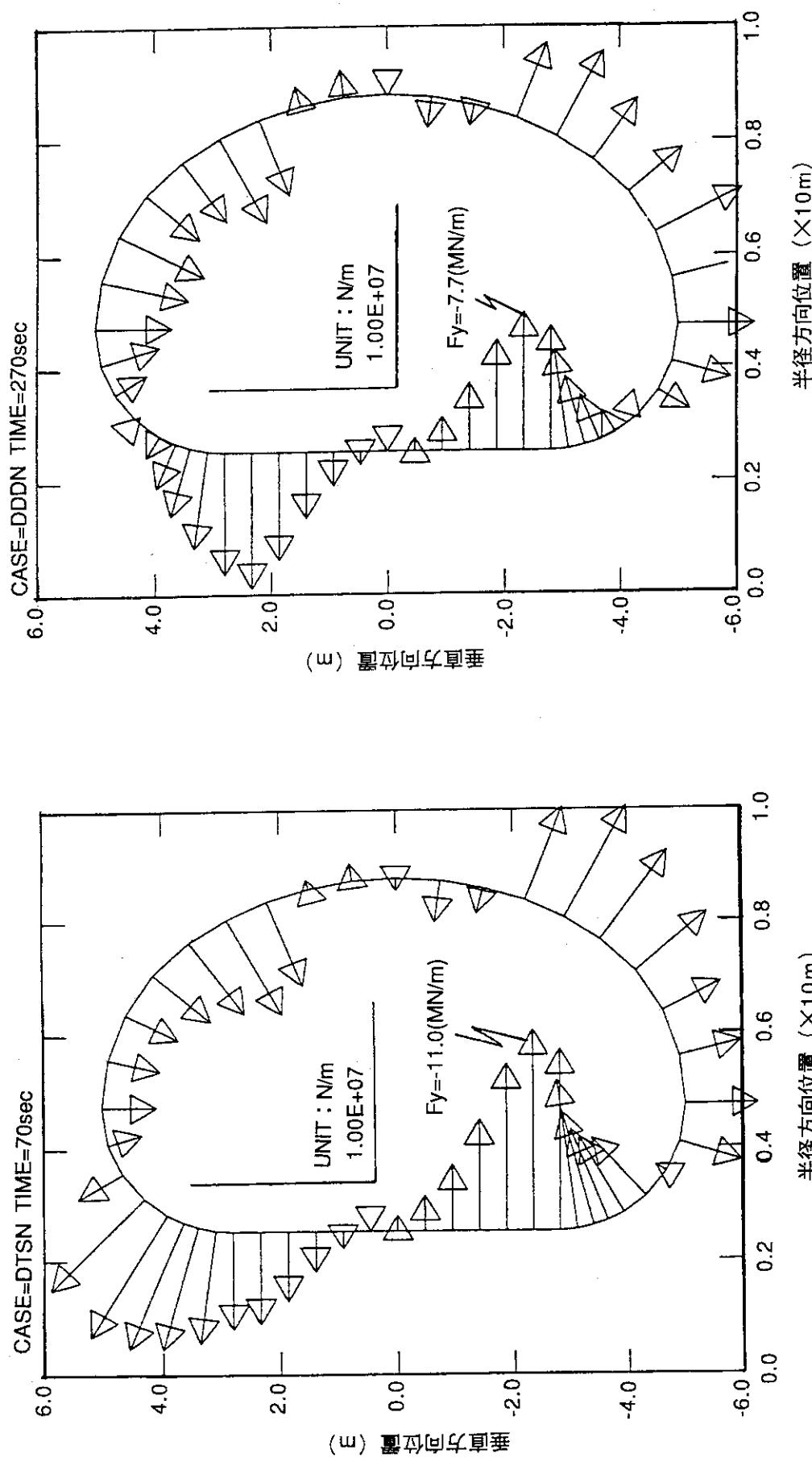


図 2.1.10 TFCに働く転倒力分布図  
(a) Z軸 ( $R=4.8\text{m}$ ) 周りの曲げモーメント最大の場合  
(b) R軸 ( $Z=0\text{m}$ ) 周りの曲げモーメント最大の場合  
(実線の力の方向は紙面に垂直方向)

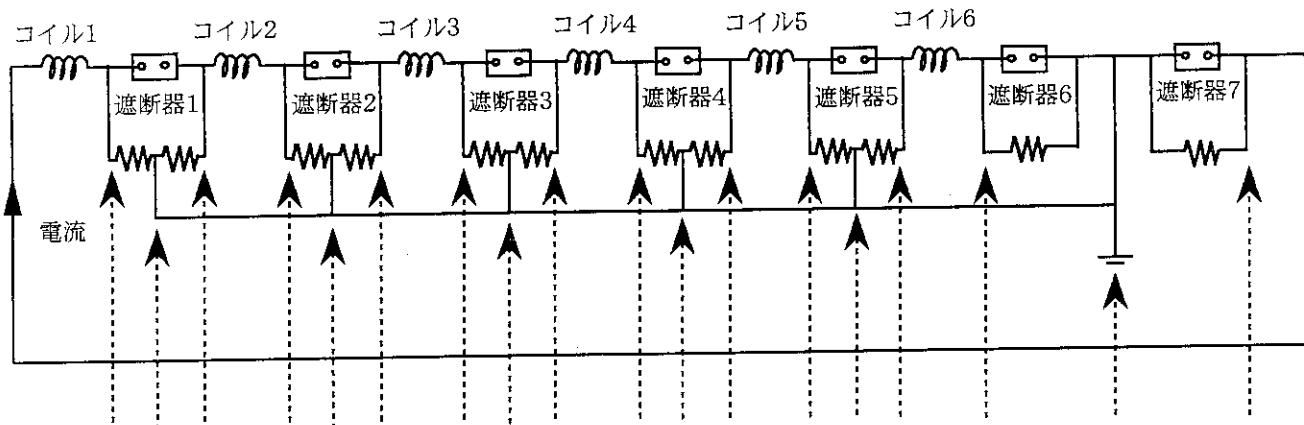
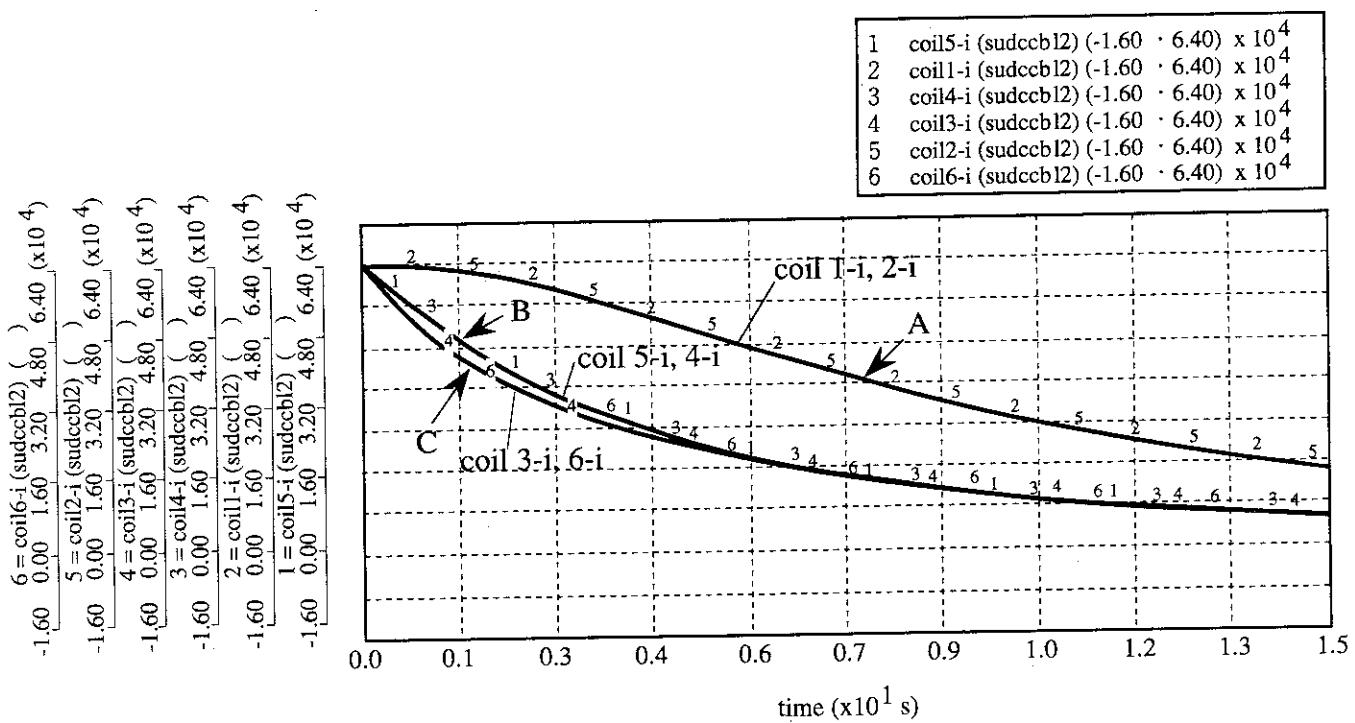


図 2.1.1.1 TFC と遮断器の回路図

図 2.1.1.2 TFC 1台遮断失敗時のコイル電流値の  
シミュレーション結果

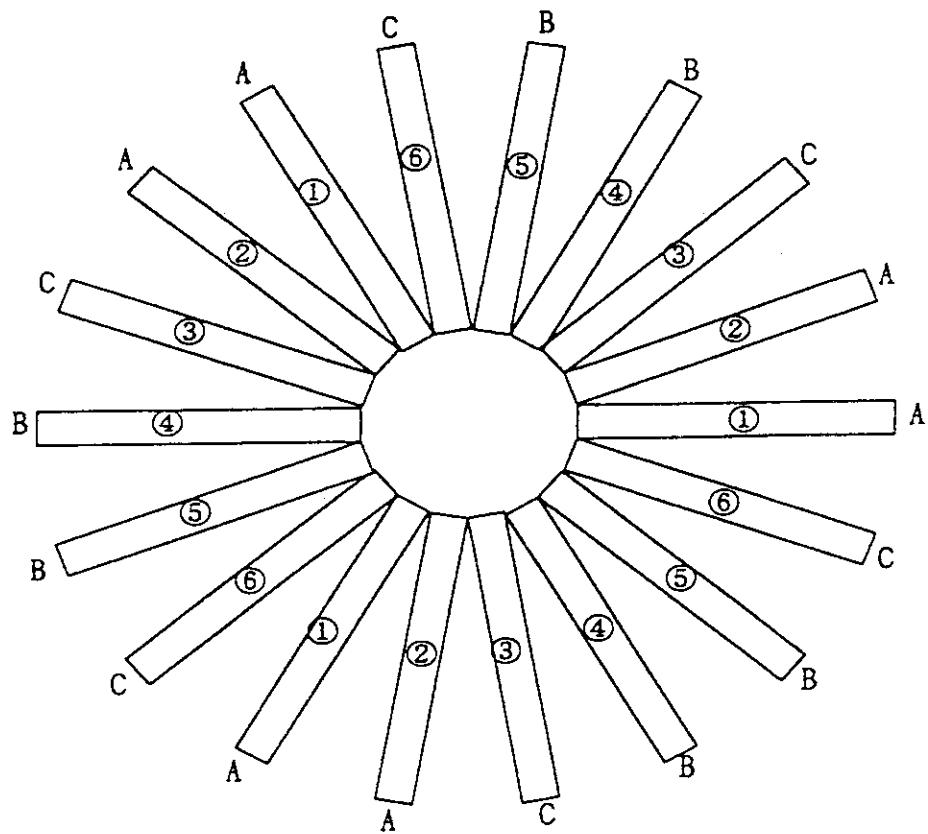


図 2.1.1.3 T F C を上から見た図

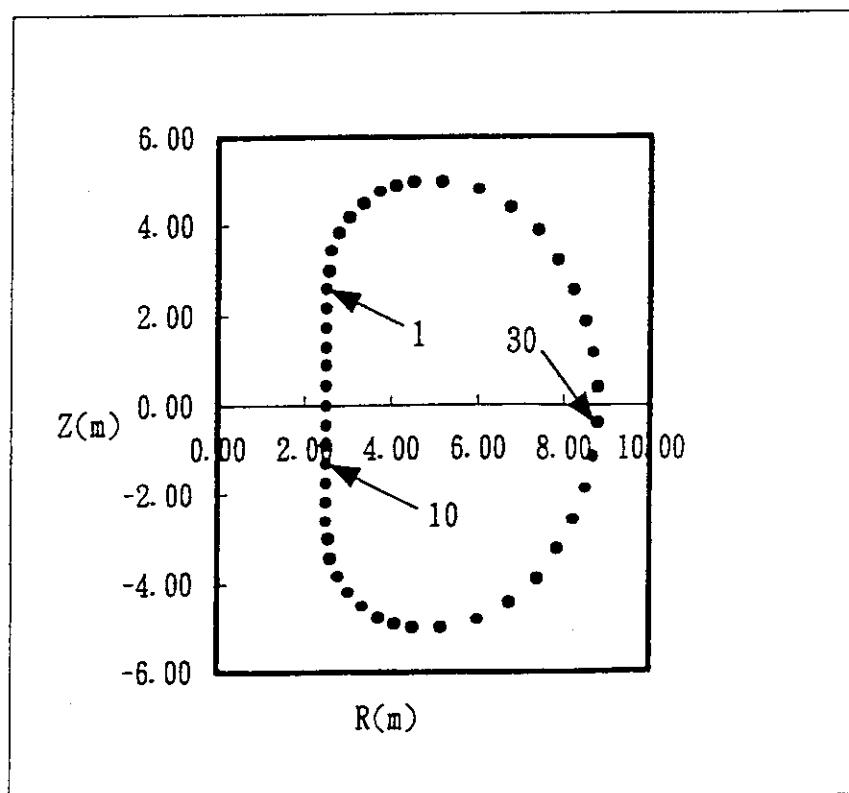


図 2.1.1.4 電磁力計算点位置

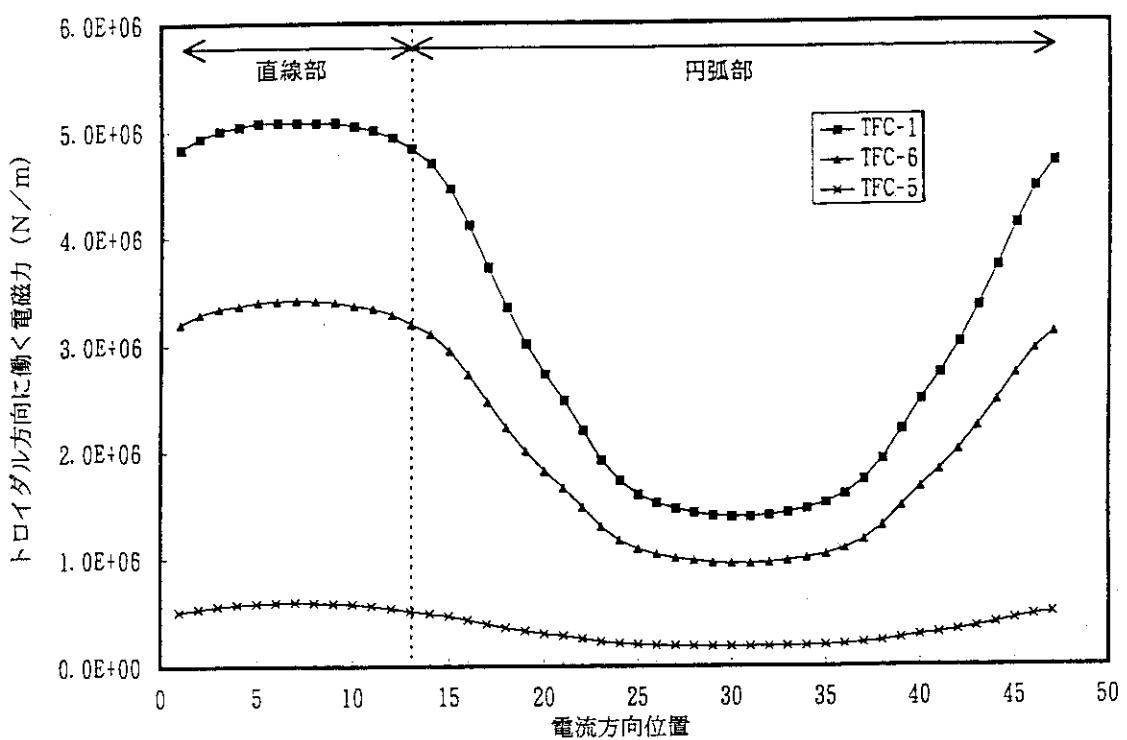


図 2.1.15 遮断失敗時のトロイダル方向に働くアンバランス電磁力分布図

(遮断失敗によって電流減衰の遅れたコイルをTFC-1とし、近い順にTFC-6、TFC-5とした。)

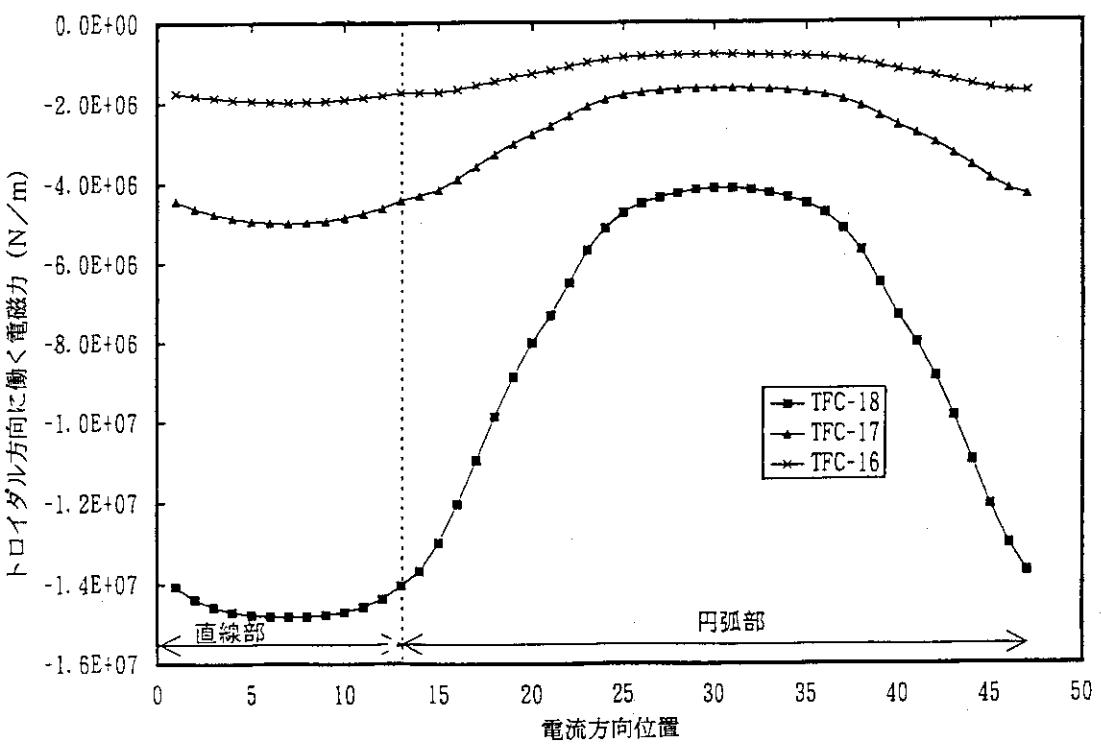


図 2.1.16 TFC 1個が 0 (A) となった場合のトロイダル方向に働くアンバランス電磁力分布図  
(0 (A)となるコイルに近い順にTFC-18、17、16とした)

## 2.2 導体設計

### 2.2.1 導体設計

TFCの導体設計にあたっては、高磁場用超伝導導体と低磁場用超伝導導体の2種類の超伝導導体を用いたグレーディング方式を採用する。このグレーディング方法としては、高磁界部のHe温度を低くとれる変形3条巻線（Modified-Three-In-Hand）方式とした。

以下に高磁場用超伝導導体と低磁場用超伝導導体の設計条件および計算結果を示す。

#### (1) 高磁場用超伝導導体：Nb<sub>3</sub>Al

高磁場用超伝導導体には、現在使用されている高磁場用超伝導導体と比べて耐歪み特性に優れたNb<sub>3</sub>Al導体を用いるものとする。Nb<sub>3</sub>Al導体はジェリーロール法により製作し、素線外径は0.81mmφ、銅比は2.0以上が好ましいが開発途上の導体であり現状可能な最大の値として2.0とし、臨界電流密度(J<sub>c</sub>)においては11.3Tで~800A/mm<sup>2</sup>とした。また外部変動磁界による超伝導素線間の結合電流を抑え交流損失を低減するために素線表面には約2μmのCrメッキを施す構造とした。

導体構造はケーブルインコンジット型とし、コンジット(～1mm厚)の材質はSUSを想定し、導体の定格電流は単位コイルあたりのターン数150に対して55.6kAとした。導体は内径32mmの円形導体を用いることにより素線に対する歪みを抑制し、導体の平均周長は約26mで導体単長は約36.4m、全導体長は104ターン×18個×26m=49km程度となる。

Nb<sub>3</sub>Al導体設計の過程を下記に示す。

#### 1) 臨界電流の計算

- ・素線外径(d<sub>so</sub>) : 0.81mmφ
- ・素線断面積(A<sub>so</sub>) :  $\pi(d_{so}/2)^2 = A_{sc} + A_{cu} = A_{sc}(1+R_{cu})$   
 $= \pi(0.81/2)^2 = 0.5153\text{mm}^2$
- ・銅比(R<sub>cu</sub>) :  $A_{cu}/A_{sc} = 2$
- ・素線断面内のNb<sub>3</sub>Al面積(A<sub>sc</sub>) :  $A_{so}/1+R_{cu} = 0.5153/(1+2) = 0.172\text{mm}^2$
- ・コンジット内の素線数(nso) :  $3 \times 4 \times 4 \times 4 \times 5 = 960$ 本の多重燃線
- ・安定化銅断面積(A<sub>cu</sub>) :  $nso \cdot A_{so} \cdot R_{cu} / (1+R_{cu}) = 960 \times 0.5153 \times 2 / (1+2) = 330\text{mm}^2$
- ・コンジット内のNb<sub>3</sub>Al面積(A<sub>al</sub>) :  $960 \times 0.172 = 165.12\text{mm}^2$
- ・燃線および巻線等の製作工程における劣化を10%見込む(r<sub>d</sub>) : 0.9
- ・臨界電流密度(J<sub>c</sub>) : 表2.2.1の計算式により、約800A/mm<sup>2</sup>
- ・残留抵抗比(RRR) : 100以上
- 0°Cと超伝導線上の温度における銅の抵抗比をいう。
- ・フィラメント径 : 50μm  
 フィラメント径の設計値としては、ヒステリシス損失低減のため目標値30μm以下に設定したい。しかし、フィラメント径を小さくするほどコスト高となるため50μmとした。
- ・結合時定数 : 50ms  
 ボイド率が34%でCrメッキを施す構造のため、可能と考えられる50ms以下とした。
- ・臨界電流(I<sub>c</sub>) : 超伝導導体として流せる最大の電流  
 $I_c = r_d \cdot A_{so} / (1+R_{cu}) \cdot nso \cdot J_c = 0.9 \times 0.5153 / (1+2) \times 960 \times 800 = 118.7\text{kA}$

## 表 2.2.1 導体設計に使用する式

(1) Nb<sub>3</sub>Al の (T, J<sub>c</sub>; B) 特性 図 2.2.1 参照(2) NbTi の (T, J<sub>c</sub>; B) 特性 図 2.2.2 参照

$$(3) \text{ 安定性マージン}(\Delta H) : \Delta H = S_{\text{He}}(T_{\text{cs}} - T_b) \frac{A_{\text{He}}}{A_{\text{sc}} + A_{\text{cu}}}$$

 $S_{\text{He}} = 0.48 \text{J/cc/K}$  (10気圧、5KにおけるHe熱容量) $A_{\text{He}}$  : He流路断面積 $A_{\text{sc}}$  : 超伝導体断面積 $A_{\text{cu}}$  : 安定化銅部断面積 $T_b$  : 冷媒温度 4.5K

$$(4) \text{ 制限電流} (I_{\text{lim}}) : I_{\text{lim}} = \sqrt{\frac{P_e \cdot h \cdot A_{\text{cu}} \cdot (T_c - T_b)}{\rho_{\text{cu}}}}$$

 $P_e$  (ペリメータ) =  $5/6 \cdot n \cdot \pi \cdot d$ 

(n : 素線本数、d : 素線外径)

 $h = 600 \text{W/m}^2\text{K}$  : 热流束 $\rho_{\text{cu}} = \rho_{\text{cu}}(B)$  : 安定化銅比抵抗 $\rho_{\text{cu}}(B) = 1.55 \times 10^{-10} (1 + 0.3046 \times B(T) - 6.13 \times 10^{-4} B(T)^2)$ 安定化銅断面積 :  $A_{\text{cu}} \text{m}^2$ (5) 臨界温度 (T<sub>c</sub>)(6) 臨界電流密度 (J<sub>c</sub>)

$B = B_{c2}(T) = B_{c20}(1 - t^2)$

$B = B_{c2}(T) = B_{c20}(1 - t^2) \quad t = \frac{T}{T_{c0}}$

$t = \sqrt{1 - \frac{B}{B_{c20}}} = \frac{T}{T_{c0}}$

$j_o(T) = j_{\infty}(1 - t^2)^2 \quad b = \frac{B}{B_{c2}}$

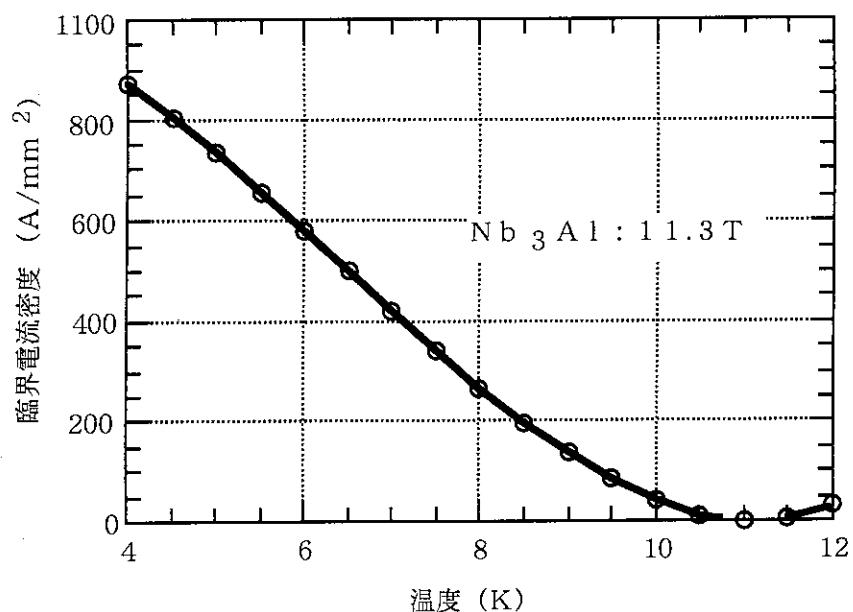
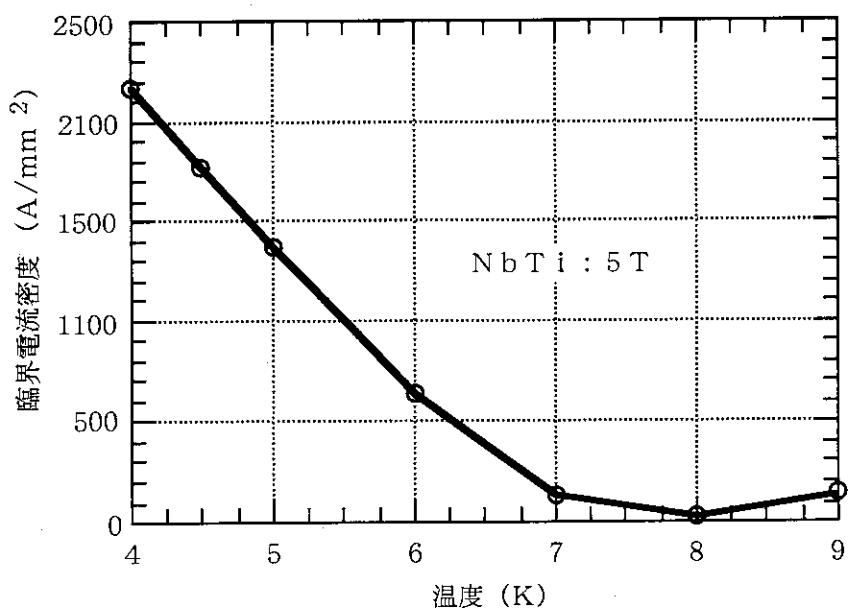
$T_c = T_{c0} \sqrt{1 - \frac{B}{B_{c20}}}$

$j_{c1}(B, T) = C_o B^{(-1/\beta)} (1 - t^2)^2 (1 - b)^2$

 $C_o : 2.515 \times 10^{10}$ 

$J_c(B, T) = \frac{j_{c1}(B, T)}{1 + \frac{j_{c1}(B, T)}{j_{\infty}(T)}}$

 $j_{\infty} : 7.39 \times 10^{10}$  $\beta : 1.44$  $B_{c20} : 22.6 \text{T} \quad T_{c0} : 15.7 \text{K} \quad \text{Nb}_3\text{Al}$  $B_{c20} : 14.7 \text{T} \quad T_{c0} : 9.2 \text{K} \quad \text{NbTi}$

図2.2.1 Nb<sub>3</sub>AlのJ<sub>c</sub>-T-B特性図2.2.2 NbTiのJ<sub>c</sub>-T-B特性

## 2) 臨界電流比および制限電流比

- ・臨界電流比:  $I_c/I_{op}$

臨界電流比は、制限電流、安定性（超伝導線の分流開始温度等）、冷媒の温度マージンと関係がある。これらのバランスを考えるとNb<sub>3</sub>Alの場合は臨界電流比は2倍以上が必要となる。

従って

$$I_c/I_{op} = 118.7/55.6 = 2.13 \geq 2 \text{ となり、2倍以上を確保した電流値となった。}$$

- ・制限電流( $I_{lim}$ )とはヘリウム熱流速およびヘリウム圧損から決められる超伝導導体に流せうる電流。

表2.2.1の計算式を用いて

- ・ペリメータ:  $P_e = 5/6 \times 960\pi \times 0.81 = 2036\text{mm}$
- ・安定化銅断面積:  $330\text{mm}^2$
- ・銅抵抗:  $\rho_{cu} = 1.55 \times 10^{-10} (1 + 0.3046 \times 11.3 - 6.13 \times 10^{-4} \times 11.3^2)$   
 $= 6.76 \times 10^{-7} \Omega\text{mm}$
- ・臨界温度:  $T_c = 15.7 \times (1 - (11.3/22.6))^{1/2} = 11.1\text{K}$

以上の値を  $I_{lim}$  の計算式に代入すると

$$I_{lim} = \sqrt{\frac{2036 \times 600 \times 10^{-6} \times 330(11.1 - 4.5)}{6.76 \times 10^{-7}}} = 62.7\text{kA}$$

- ・制限電流比:  $I_{lim}/I_{op}$

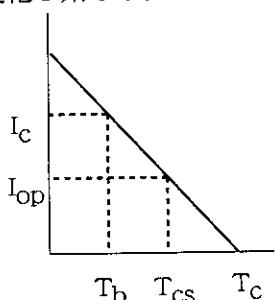
制限電流は導体の断面構成および冷媒条件から得る。通常コイルを設計する場合、制限電流比は1.1倍以上とする。これが1.1倍以下だと冷却されず、逆に大きすぎると導体寸法が大きくなりコイル全体が大きくなってしまう。

したがって運転電流の10%以上のマージンを見込んだ定格電流の1.1倍以上の電流値を考慮して

$$I_{lim}/I_{op} = 62.7/55.6 = 1.13 \geq 1.1 \text{ となり 1.1倍以上を確保した電流値となった。}$$

3) 分流開始温度:  $T_{cs}$ 

超伝導導体への冷却が何らかの原因で冷却温度が高くなり、ある一定の温度を過ぎると超伝導から常伝導に変化し始める。この時の温度を分流開始温度と呼ぶ。以下に分流開始温度の計算過程を述べる。



$$\begin{aligned} T_{cs} &= T_b + \left(1 - \frac{I_{op}}{I_c}\right)(T_c - T_b) \\ &= 4.5 + \left(1 - \frac{55.6}{118.7}\right)(11.1 - 4.5) \\ &= 8.01\text{K} \end{aligned}$$

$T_b$ : 4.5K(冷媒温度)

$T_c$ : 11.1K(臨界温度)

$I_{op}$ : 55.6kA(定格電流)

$I_c$ : 118.7kA(臨界電流)

4) 安定性マージン:  $\Delta H$ 

分流開始温度に達するまでの超伝導導体による熱量損失を安定性マージンと言う。以下に安定性マージンについて計算過程を示す。

超伝導導体が分流開始温度までHe温度が上昇したと仮定するとHeが受け取る熱量  $Q_{He}$  は

$$Q_{He} = (T_{cs} - T_b) \cdot A_{He} \cdot S_{He}$$

$$\begin{aligned} Q_{He} (\text{J/cm}): & \text{He熱容量} & T (\text{K}): 8.01(\text{K}) \\ A_{He} (\text{cm}^2): & \text{He断面積} & T_b (\text{K}): 4.5(\text{K}) \\ S_{He} (\text{J/cc/K}): & 0.48(\text{He非熱}) \end{aligned}$$

超伝導導体部（素線）の発熱  $Q_{sc}$  として

$$Q_{sc} = \Delta H \cdot A_s \quad \Delta H: \text{安定性マージン}$$

$A_s$ : 素線断面積

$A_s$ については、多重燃線で導体を構成しているため、

$$960 \times A_{so} = 960 \times 0.5153 = 494.69 \text{mm}^2$$

従って、 $Q_{sc} = Q_{He}$ より表2.2.1に示す安定性マージンの計算式を得る。しかし、 $Q_{He}$ を計算する際にHe断面積である $A_{He}$ の値が必要となる。そこでHe断面積を計算するためボイド率を用いる。ボイド率とは、コンジット断面積内のヘリウム断面積が占める割合である。

$$\text{ボイド率} = \frac{\text{He断面積}}{\text{コンジット内断面積}} = \frac{A_{He}}{A_{co}}$$

ボイド率の値は超伝導導体の安定性、交流損失、圧力損失、 $I_c$ 劣化等を考慮して通常34～38%程度の値となる。そこでボイド率の値としては、安全側を見込んで低めの34%とした。

$$\text{従って、 } A_{He} = \text{ボイド率} \times A_{so} = 34 \times 10^{-2} \times \pi (32/2)^2 = 273.4 \text{mm}^2$$

表2.2.1の安定性マージンの計算式から $\Delta H = 0.93 \text{ J/cc} \geq 0.3 \text{ J/cc}$ となり、 $\Delta H$ 分の熱量が超伝導導体に入熱すると分流開始となる。

以上より表2.2.2にNb<sub>3</sub>Al導体諸元のまとめを示す。

表 2.2.2 Nb<sub>3</sub>A1導体諸元

	単位	仕様値
銅比	...	2
臨界電流密度 J <sub>c</sub>	A/mm <sup>2</sup>	800
導体内素線数	本	960
導体コンジット内径	mm φ	32
ポイド率	%	34
素線外径	mm φ	0.81
最大経験磁場	T	11.3
定格電流 I <sub>op</sub>	kA	55.6
臨界電流 I <sub>c</sub>	kA	118.7
I <sub>c</sub> / I <sub>op</sub>	...	2.13
制限電流 I <sub>lim</sub>	kA	62.7
I <sub>lim</sub> / I <sub>op</sub>	...	1.13
安定性マージン	J / c.c	0.93
冷媒温度	K	4.5
臨界温度	K	11.1
分流開始温度	K	8.01
素線製法	...	ジェリーロール法

## (2) 低磁場用超伝導導体：NbTi

低磁場用超伝導導体には、コスト的に安価なNbTi導体を用いるものとする。素線外径は0.81mm $\phi$ 、銅比は3.7で最大経験磁場5Tにおける臨界電流密度( $J_c$ )は約1800A/mm<sup>2</sup>とした。また外部変動磁界による超伝導素線間の結合電流を抑え交流損失を低減するために素線表面には約2μmのCrrメッキを施す構造とした。

導体構造はケーブルインコンジット型とし、コンジット(～1mm厚)の材質はSUSを想定し、導体の定格電流は単位コイルあたりのターン数150に対して55.6kAとした。導体は内径32mmの円形導体を用いることにより素線に対する歪みを抑制し、導体の平均周長は約27.3mで導体単長は約220m、全導体長は46ターン×18個×27.3m=23km程度となる。

NbTi導体設計の過程を下記に示す。

## 1) 臨界電流の計算

- ・素線外径( $d_{so}$ ) : 0.81mm $\phi$
- ・素線断面積( $A_{so}$ ) : 0.5153mm<sup>2</sup>
- ・銅比( $R_{cu}$ ) : 3.7
- ・素線断面内のNbTi面積( $A_{sc}$ ) : 0.11mm<sup>2</sup>
- ・コンジット内の素線数( $n_{so}$ ) : 960本
- ・安定化銅断面積( $A_{cu}$ ) : 389mm<sup>2</sup>
- ・コンジット内のNbTi面積( $A_{Ti}$ ) : 105.6mm<sup>2</sup>
- ・燃線および巻線等の製作工程における劣化を5%見込む( $r_d$ ) : 0.95
- ・臨界電流密度( $J_c$ ) : 表2.2.1の計算式により、約1800A/mm<sup>2</sup>
- ・フィラメント径 : 10μm以下

現在、使用されているNbTi線のほとんどはこの値が用いられている。ヒステリシス損失低減のためにできるだけ小さくしたいが、フィラメント切れもあるため現状では10μm位が妥当と考えられる。

- ・結合時定数 : 50μs
- ・臨界電流( $I_c$ ) : 180kA

## 2) 臨界電流比および制限電流比

- ・臨界電流比 :  $I_c/I_{op}$   
NbTiの場合は $T_c$ (臨界温度)がNb<sub>3</sub>Alに比べ低いため温度マージンをが小さくなるので、安全側を考慮して3倍以上とした。

結果として

$$I_c/I_{op} = 180/55.6 = 3.23 \geq 3 \text{ となり } 3 \text{ 以上を確保した値となった。}$$

- ・制限電流 :  $I_{lim}$   
Nb<sub>3</sub>Al導体と同様に計算して

- ・ペリメータ : 2036mm
- ・安定化銅断面積 : 389mm<sup>2</sup>
- ・銅抵抗 :  $3.89 \times 10^{-7} \Omega \text{ mm}$
- ・臨界温度 :  $T_c = 9.25 \times (1 - (5/14.7))^{1/2} = 7.51 \text{ K}$

以上の値を $I_{lim}$ の計算式に代入すると60.7kA

- ・制限電流比 :  $I_{lim}/I_{op}$   
Nb<sub>3</sub>Al導体と同様に制限電流比は1.1倍以上が必要となり

結果として

$$I_{lim}/I_{op} = 60.7/55.6 = 1.09 \text{ となり、約 } 1.1 \text{ 倍の電流値となった。}$$

3) 分流開始温度 :  $T_{cs}$ Nb<sub>3</sub>Al導体と同様に計算して  $T_{cs}=6.58$  (K)4) 安定性マージン :  $\Delta H$ 変形3条巻きの場合、S<sub>He</sub>の入口温度に比べ5T領域のS<sub>He</sub>温度は上昇している。(余裕を見込んで、ベース温度T<sub>b</sub>=4.8Kとする)

このとき、

$$\Delta H = S_{He}(T_{cs} - T_b) \frac{A_{He}}{A_{He} + A_{Cu}} = 0.48 \times (6.58 - 4.8) \times 0.4127 = 0.35 \text{ (J/cc)}$$

となり、安定性マージンはNb<sub>3</sub>Alに比べて比較的小さい値のため注意する必要がある。

以上より表2.2.3にNbTi導体諸元のまとめを示す。

表2.2.3 NbTi導体諸元

	単位	仕様値
銅比	...	3.7
臨界電流密度 J <sub>c</sub>	A/mm <sup>2</sup>	1800
導体内素線数	本	960
導体コンジット内径	mmφ	32
ボイド率	%	34
素線外径	mmφ	0.81
最大経験磁場	T	5
定格電流 I <sub>op</sub>	kA	55.6
臨界電流 I <sub>c</sub>	kA	180
I <sub>c</sub> / I <sub>op</sub>	...	3.23
制限電流 I <sub>lim</sub>	kA	60.7
I <sub>lim</sub> / I <sub>op</sub>	...	約1.1
安定性マージン	J/c.c	0.35
冷媒温度	K	4.8
臨界温度	K	7.51
分流開始温度	K	6.58
素線製法	...	...

### 2.2.2 交流損失

交流損失には、超伝導導体における結合損失（フィラメント間結合損失<sup>\*1</sup>と素線間結合損失<sup>\*2</sup>）とヒステリシス損失<sup>\*3</sup>、コイルケースとディスクの渦電流損失<sup>\*4</sup>がある。これらは、初期励磁、プラズマ電流立ち上げ、立ち下げ時に主に発熱を生じる。そこで発熱評価を行う上でTFCにおける交流損失の計算を行った。計算条件および結果を以下に示す。

計算条件として、各コイルをメッシュ分割し、ヒステリシス損失、結合損失、渦電流損失を各時刻での磁場および磁場の変化を用いて求め、また全体の交流損失としては各損失を単純和することにより求めることとした。

計算条件としては以下の2ケースにおいて、各損失毎に計算を行った。

- ・運転シナリオ標準放電SNの場合
- ・表2.2.4に示す上下位置制御コイルを用いて表2.2.5のシナリオで通電した場合

#### (1) ヒステリシス損失

ヒステリシス損失においては、縦磁場と横磁場を考慮して計算を行った。また、TFC導体の素線は全てNb<sub>3</sub>Alとして計算し、また有効フィラメント径は平行18μm、垂直38μmとして計算した。

$$Q_h^{\perp} = \frac{2}{3\pi} J_c D_f \left\{ 1 + \left( \frac{I_t}{I_c} \right)^2 \right\} V_h \Delta B^{\perp}$$

$$Q_h^{\parallel} = \frac{1}{6} J_c D_f V_h \Delta B^{\parallel}$$

$J_c$  : 臨界電流密度

$D_f$  : 有効フィラメント径

$V_h$  : ヒステリシス損失領域体積

$I_c$  : 臨界電流

$I_t$  : 通電電流

$\Delta B^{\perp}$  : 垂直方向磁場変化

$\Delta B^{\parallel}$  : 平行方向磁場変化

#### (2) 結合損失

結合損失としては、フィラメント間結合損失と素線間結合損失が存在する。そこで巻線に対して垂直方向のフィラメント間結合損失の時定数を3ms、平行方向の素線間結合損失の時定数を50msとして計算した。また、巻線に対して平行方向の時定数は無視できる程小さいものとする。

$$Q_c^{\perp} = V_c \frac{n \tau_c^{\perp}}{\mu_0} \frac{(\Delta B^{\perp})^2}{\tau_p} \left[ 1 - \frac{\tau_c^{\perp}}{\tau_p} \left\{ 1 - \exp \left( -\frac{\tau_p}{\tau_c^{\perp}} \right) \right\} \right]$$

$$Q_c^{\parallel} = V_c \frac{\tau_c^{\parallel}}{\mu_0} \frac{(\Delta B^{\parallel})^2}{\tau_p} \left[ 1 - \frac{\tau_c^{\parallel}}{\tau_p} \left\{ 1 - \exp \left( -\frac{\tau_p}{\tau_c^{\parallel}} \right) \right\} \right]$$

$n$  : フィラメント数

$\tau_c$  : 結合損失時定数

$\tau_p$  : 磁場変化時間

$V_c$  : 結合損失領域体積

#### (3) 渦電流損失

$$Q_e^{\perp} = V_e \frac{\tau_e^{\perp}}{\mu_0} \frac{(\Delta B^{\perp})^2}{\tau_p} \left[ 1 - \frac{\tau_e^{\perp}}{\tau_p} \left\{ 1 - \exp \left( -\frac{\tau_p}{\tau_e^{\perp}} \right) \right\} \right]$$

$$Q_e^{\parallel} = V_e \frac{\tau_e^{\parallel}}{\mu_0} \frac{(\Delta B^{\parallel})^2}{\tau_p} \left[ 1 - \frac{\tau_e^{\parallel}}{\tau_p} \left\{ 1 - \exp \left( -\frac{\tau_p}{\tau_e^{\parallel}} \right) \right\} \right]$$

$\tau_e$ : 漩電流損失時定数

$V_e$ : 漩電流損失領域体積

漩電流損失時定数は以下の式を用いて計算した。

$$\tau_e = \mu_0 d^2 / 24 \rho$$

計算結果として、標準運転SN時および上下位置制御時のTFC巻線部の交流損失の時間変化を図2.2.3、図2.2.4に示す。また、表2.2.6にTFC巻線部の交流損失として、ヒステリシス損失、結合損失、漩電流損失並びに各損失の合計、ポロイダルコイル通電時間370秒と放電間隔30分の場合と60分の場合の平均発熱を示す。

#### (4) まとめ

表2.2.6より、ヒステリシス損失が交流損失の主要部であることが分かった。また上下位置制御コイルの交流損失においてもヒステリシス損失の占める割合が大きく、上下位置制御コイルによる交流損失が通常運転による交流損失の約2倍の値となっているため、今後は上下位置制御コイルの位置等を考慮し詳細な解析が必要となる。

\*1: フィラメント間の結合による損失

\*2: 超伝導素線(0.81mm $\phi$ )間の結合による損失。

\*3: 磁性材料B(磁束密度)とH(磁界の強さ)による曲線(ヒステリシスループ)がヒステリス(ある量Aの変化によって他の量Bが変化する場合、Aの変化によるBの値が異なる場合)をもつ損失。別名として履歴損失とも言う。

\*4: 磁束変化を抑えるように流れる電流によるジュール損失。

表 2.2.4 上下位置制御コイル位置

	半径	高さ	横幅	縦幅
単位	mm	mm	mm	mm
coil 1	7550	2420	200	300
coil 2	7550	2420	200	300

表 2.2.5 上下位置制御コイル電流パターン

時間 (s)	電流 (kA)
0.02	0
0.06	-47.5
0.16	35.7
0.26	-16.2
0.36	5.36
0.46	-4.46
0.56	0

表 2.2.6 TFC巻線部の交流損失

TFC	Qh(kJ)	Qc(kJ)	Qe(kJ)	合計(kJ)	370秒平均 (kW)	30分平均 (kW)	60分平均 (kW)
通常運転 (SN)	506.0	65.0	0.9	571.9	1.5	0.32	0.16
上下位置制御 (214秒間)	1202.0	42.0	7.7	1253.0	3.4	0.70	0.35
総和	1708.0	107.0	8.6	1824.9	4.9	1.02	0.51

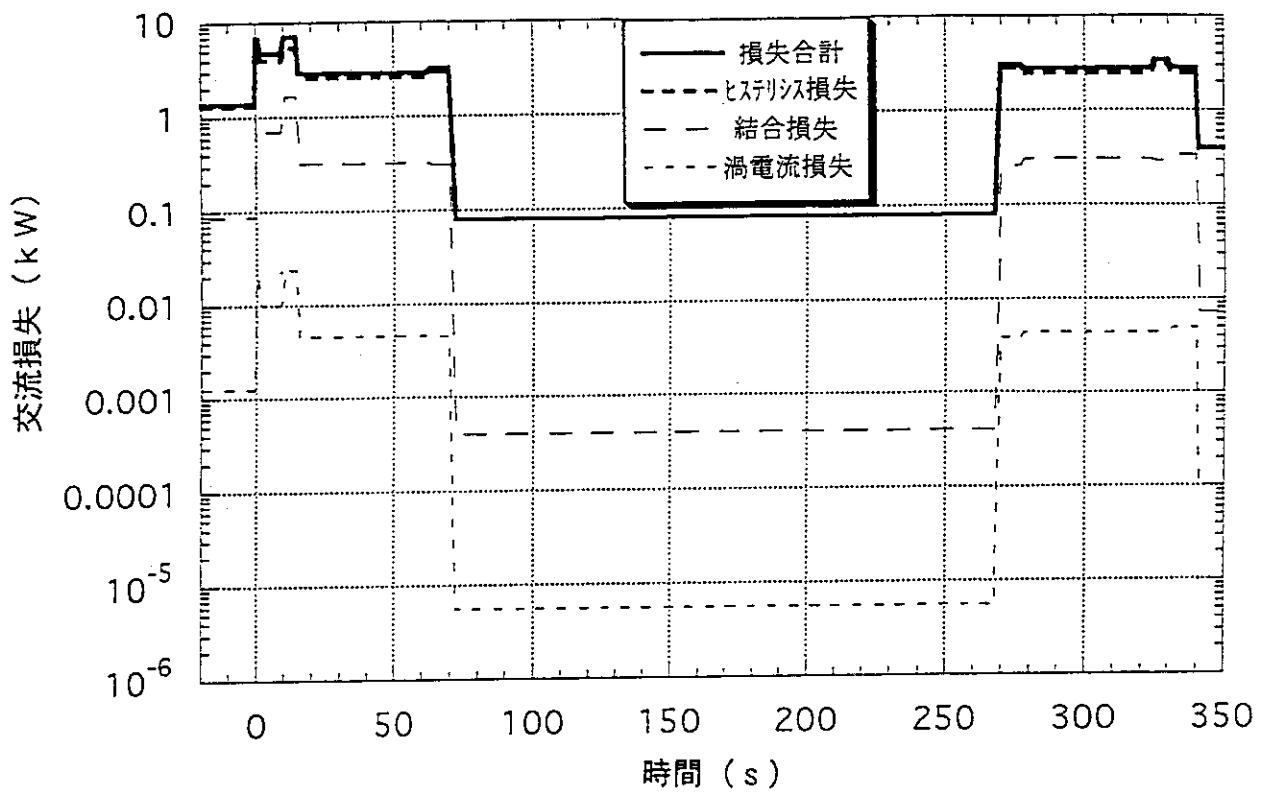


図 2.2.3 T F C 1 8 個分の交流損失 (S N 標準運転)

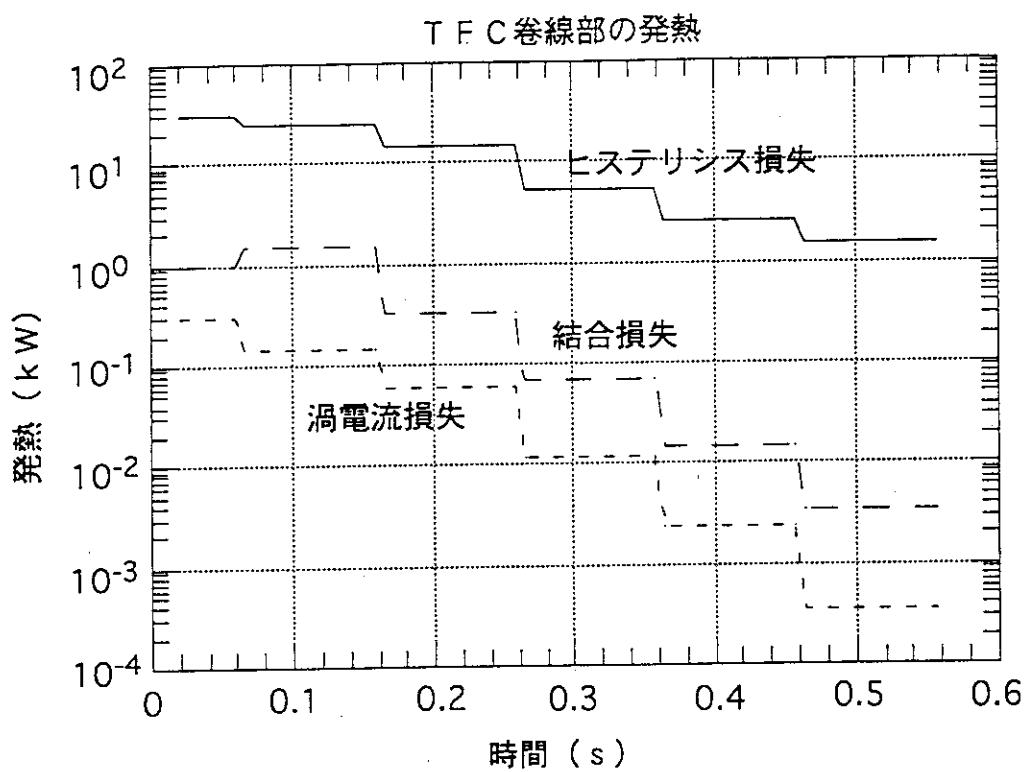


図 2.2.4 上下位置制御時の T F C 1 8 個分の交流損失

## 2.2.3 He熱解析

TFCの冷却方法を検討する上で熱解析を行う必要があり、以下に示す計算式を用いて、ヘリウムの定常流れを仮定し、コイル内の流路に沿ってヘリウム、コンジットおよびストランドの温度変化について計算を行った。基礎方程式としてヘリウム流体についての質量、運動量、エネルギー保存の式

$$\frac{\partial p}{\partial X} = -\rho u \frac{\partial u}{\partial X} - \frac{f \rho u^2}{2D_h} \quad (2.2.1 \text{式})$$

$$\frac{\partial (A_h \rho_h C_p T_h)}{\partial t} + \dot{m} \frac{\partial (H + u^2/2)}{\partial X} = Q_{h-c} + Q_{h-w} \quad (2.2.2 \text{式})$$

および、ケーブル、コンジット各々についてのエネルギー保存の式

$$\frac{\partial (A_c \rho_c C_c T_c)}{\partial t} = A_c \lambda_c \frac{\partial^2 T_c}{\partial X^2} + Q_c - Q_{h-c} \quad (2.2.3 \text{式})$$

$$\frac{\partial (A_w \rho_w C_w T_w)}{\partial t} = Q_w - Q_{h-w} \quad (2.2.4 \text{式})$$

を用い、熱伝達係数および管摩擦係数は、Dittus-Boelterの式（2.2.5式）および多田の式（2.2.6式）を用いて計算した。

$$h = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \lambda / Dh \quad (2.2.5 \text{式}) [2.2]$$

$$f^{-1/2} = 0.87 \ln(Re^{1/2}) - 2.4 \quad (2.2.6 \text{式}) [2.3]$$

$\dot{m}$ 、 $u$ ：質量流量(kg/s)、流速(m/s)

$x$ 、 $t$ ：長さ方向距離(m)、時間(s)

$T$ 、 $\rho$ 、 $p$ ：温度(K)、密度(kg/m<sup>3</sup>)、圧力(Pa)

$H$ ：エンタルピー(J/kg)

$Dh$ 、 $A$ ：水力直径(m)、断面積(m<sup>2</sup>)

$C$ 、 $Q$ ：比熱(J/kg K)、発熱(W/m)

$\lambda$ 、 $h$ ：熱伝導率(W/m K)、熱伝達係数(W/m<sup>3</sup>K)

$f$ ：管摩擦係数

$Re$ 、 $Pr$ ：レイノルズ数、プラントル数

添字h、c、W：ヘリウム、ケーブル、コンジットを示す

添字h-c：ケーブルからヘリウムへの移動を示す

添字h-w：コンジットからヘリウムへの移動を示す

次に解析条件として、1放電あたりのTFCの熱負荷を表2.2.7のように仮定し、この詳細と熱解析での取扱いについて以下に示す。

表2.2.7 1放電あたりTFCへの熱負荷 単位：MJ

領域	核発熱	交流損失	侵入熱	計
Nb <sub>3</sub> Al	4.4	0.41	1.1	5.91
NbTi	0.3	0.07	0.8	1.17
計	4.7	0.48	1.9	7.08

### (1) 核発熱

超伝導コイルの核発熱は、プラズマ電流のフラットトップ時に発生する。コイル導体部の核発熱率は超伝導線の安定性マージンの確保と冷凍負荷低減の観点から0.2mW/c.cとする。TFCの核発熱と

しては、ガンマ線による発熱が主要であり、ポロイダル方向に比較的一様に発生する。そこで、表面核発熱率を  $0.4 \text{ mW/cm}^2$  としてもシアパネルを含む発熱体積  $2\pi R \cdot \ell p \cdot \delta = 2\pi \times 4.8\text{m} \times 24.7\text{m} \times 0.065\text{m}$  (ガンマ線減衰長)  $= 48.4\text{m}^3$  に対して全発热量は  $19.4 \text{ kW}$  に達する。また、巻線部の核発熱量は  $4 \text{ kW}$  程度となる。ここでコイルケース核発熱の大部分としてはケースのプラズマ側 (厚さ  $8.0 \text{ mm}$ ) で発生すると考えられ、この部分のステンレス中の熱拡散の時定数は、熱容量  $15000 \text{ J/m}^3\text{K}$ 、熱伝導率  $0.3 \text{ mW/mK}$ 、拡散距離  $4.0 \text{ mm}$  として約  $8.0 \text{ 秒}$  となる。また絶縁物  $1.0 \text{ mm}$  の熱拡散時定数は約  $3 \text{ 秒}$  となり、これらはプラズマ燃焼時間  $200 \text{ 秒}$  に比べ短いため、コイルケースと巻線部が密着していると仮定すれば、コイルケースの核発熱も放電時間中に巻線部でほぼ除熱されると考えられる。

そこで本解析においては、コイルケースからの熱侵入を考慮せず、代わりに巻線部において  $23.4 \text{ kW}$  ( $4 \text{ kW} + 19.4 \text{ kW}$ ) の核発熱があると考えて熱的検討を行う。そこで、 $23.4 \text{ kW}$  の核発熱が  $200 \text{ 秒}$  間継続すると仮定して  $23.4 \text{ kW} \times 200 \text{ s} = 4.7 \text{ MJ}$ 、核発熱総量としては 1 放電あたり約  $4.7 \text{ MJ}$  となる。

次に、巻線内部の核発熱分布においては、主半径方向のプラズマに近い第 1 ターンから第 11 ターンまでで核発熱が 2 衍弱、指数的に減少する分布を仮定し、核発熱密度の第 1 ターンと第 11 ターンの比を  $0.02$  として巻線部全体の核発熱量が上述の  $23.4 \text{ kW}$  になるよう絶対値を設定して解析を行った。その結果、核発熱分布はポロイダル方向に一様に発生し、真空容器の遮蔽方法に依存するため、最内周ターンでの核発熱は導体単位長さあたり  $1.1 \text{ W/m}$  ( $0.5 \text{ mW/cm}^2$ ) となり、体積平均の核発熱密度は  $\text{Nb}_3\text{Al}$  領域で  $0.23 \text{ mW/cm}^2$ 、 $\text{NbTi}$  領域で  $0.03 \text{ mW/cm}^2$  となった。

以上から 1 放電あたりの核発熱総量  $4.7 \text{ MJ}$  を導体領域別に分類すると  $\text{Nb}_3\text{Al}$  領域で  $4.4 \text{ MJ}$ 、 $\text{NbTi}$  領域で  $0.3 \text{ MJ}$  と仮定する。

## (2) 交流損失

交流損失においては、前節で計算した DD 放電 SN の値ではなく、別解析で計算した DT 放電 DN 配位での値を用い、ここでは上下位置制御コイルによる交流損失は考慮しないものとした。

そこで、 $\text{Nb}_3\text{Al}$  領域で  $0.41 \text{ MJ}$ 、 $\text{NbTi}$  領域で  $0.07 \text{ MJ}$  を用いた。

## (3) 侵入熱

運転中の熱侵入として、ウェッジ部およびシアパネル部での渦電流損失 (別解析による計算結果の値を用いる) を考慮し、1 放電あたり各々  $0.8 \text{ MJ}$  および  $1.1 \text{ MJ}$  と仮定すると、TFC 構造からシアパネルで発生した熱は主に  $\text{Nb}_3\text{Al}$  領域で除熱され、ウェッジ部で発生した熱は主に  $\text{NbTi}$  領域で除熱すると考えて領域別に分類し、 $\text{Nb}_3\text{Al}$  領域で  $0.8 \text{ MJ}$ 、 $\text{NbTi}$  領域で  $1.1 \text{ MJ}$  とした。

以上、上述が表 2.2.7 で仮定した値であり、次にその他、解析条件に必要なヘリウム流路、熱負荷のモデル化においての条件を述べる。

### 1) ヘリウム流路と設計条件

ヘリウム流路として図 2.2.5 にヘリウム流路パターンを示す。冷媒温度は  $4.5 \text{ K}$  であり、その出入り口はアウトボード赤道面上を仮定し、 $\text{Nb}_3\text{Al}$  については最内周から連続 6 ターンを通過し、 $\text{NbTi}$  に挟まれた第 7 ターンを通って最外周へ抜ける構造とする。 $\text{NbTi}$  については、第 1 流路は外周側から入って 5 T の高磁場領域を通り外周へ抜け、次に第 2 流路として 4.3 T の低磁場領域を通過してからやはり外周へ抜けする 2 重流路を仮定した。これは、ヘリウム総流量を減らすためであり、また熱侵入はコイルの最外周ターンで阻止される流路パターンとなる。

現状の設計で、制限電流比  $> 1.1$  を確保できる運転温度の上限を表 2.2.8 に示す。この表において、制限電流値は、ケーブルからヘリウムへの熱伝達係数  $600 \text{ W/m}^2\text{K}$  を仮定しているが TFC については  $\text{NbTi}$  領域での温度は  $4.6 \text{ K}$  (5 T) または  $5.0 \text{ K}$  (4.3 T) に抑える必要がある。一方、 $\text{Nb}_3\text{Al}$  領域では  $5.7 \text{ K}$  まで許容できる。次に表 2.2.9 には、熱伝達係数の条件から設定したコイル系の冷媒流量を示す。TFC の  $\text{Nb}_3\text{Al}$  および  $\text{NbTi}$  について、許容圧損を何れも 1 流路につき 1.

0 atm、ヘリウム流量は各々約 8.8 g/s および 8.1 g/s とし、熱伝達係数  $600 \text{ W/m}^2 \text{ K}$  を確保した。なお、流速依存の熱伝達係数の評価式は 2.2.5 式を用いて計算を行った。

## 2) 热負荷のモデル化

核発熱をはじめとする熱負荷自身が不確定であることを考慮し、さらにヘリウム温度解析を簡略化するため、熱負荷を以下のように簡略化した解析を行った。

$Nb_3Al$  領域については熱負荷として 200 秒間の核発熱のみを考慮し、交流損失と侵入熱は、表 2.2.7 に示すように核発熱総量の 40% 弱であり、核発熱によるパルス的な温度上昇の 40% の増加として、近似的に考慮した。実際には 1800 秒間積算のエネルギーで 40% 増であるから、温度上昇としては過大評価、すなわち安全側の評価として解析を行った。

$NbTi$  領域については、200 秒間の核発熱と定常的なウェッジ部からの侵入熱を考慮し、図 2.5 に示す第 2 流路の第 1 ターンおよび第 4 ターンの中心脚 5.6 m の部分で除熱されると仮定した。また熱量は導体単位長さあたり  $0.28 \text{ W/m}$  ( $0.14 \text{ mW/cc}$ ) とし、交流損失については表 2.2.7 から、核発熱による温度上昇の 23% の増加として近似的に考慮して解析を行った。

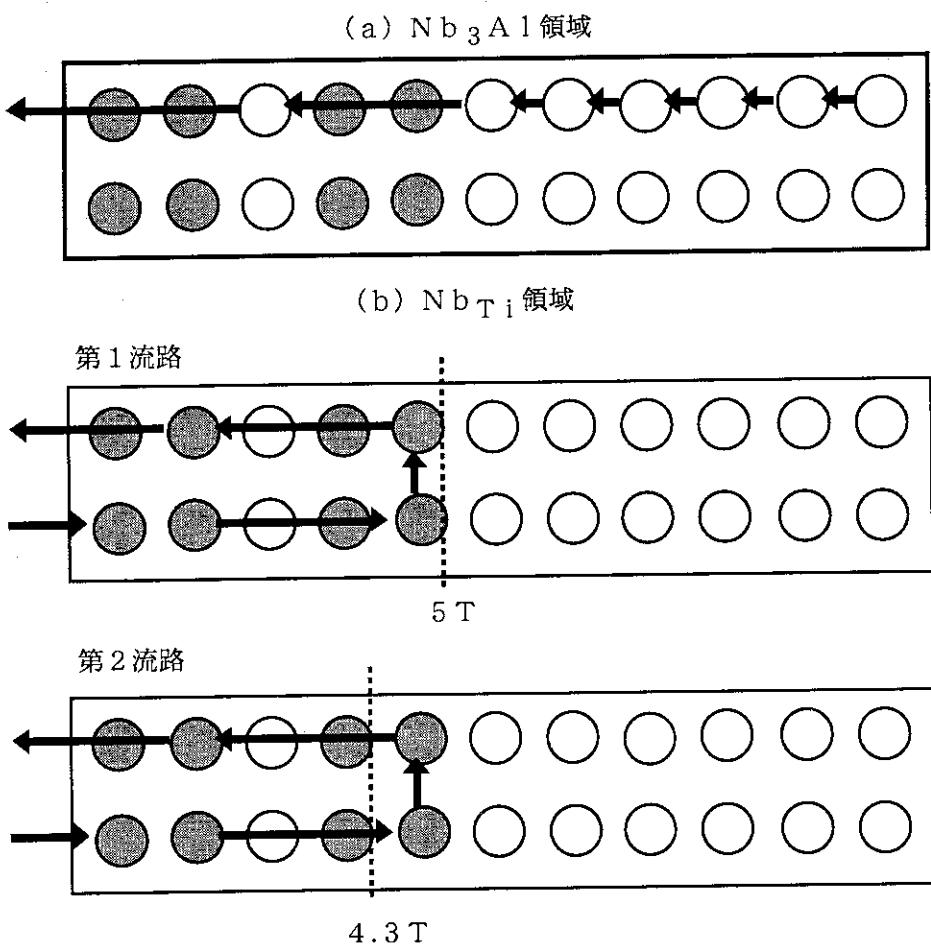


図 2.2.5 SHe 流路の模式図

### 3) 解析結果及びまとめ

$Nb_3Al$  領域においては、図 2.2.6 に流路に沿った温度分布の時間変化を示す。熱負荷は、前述のように 200 秒間の核発熱のみを考慮し、流路に沿った圧損を 1 atm、ヘリウム流量を 8.8 g/s とした。また、この図は放電周期毎の温度変化が定常に達した後の 1 放電について示したものである。200 秒間の核発熱により第 1 ターン出口の温度は 5.3 K となるが、最も条件の厳しいのは第 1 ターン中心脚端部であり、その位置の温度の時間変化を、放電 2 周期分について図 2.2.7 に示した。この点での最高温度は 5.1 K となり、交流損失と侵入熱により温度上昇が 40 % 増したとしても、ヘリウム温度は 5.34 K であり温度上限 5.7 K を下回る。従って、設計条件としては成立する。

解析条件では、コイルケースと巻線部が密着していると仮定してコイルケースの核発熱も放電時間中に巻線部でほぼ除熱されると考慮したが、実際には  $Nb_3Al$  領域は、TFC 通電中のフープ力により内周側コールケースと接触しないことも考えられる。この場合には、コイルケースの核発熱が直接巻線部へ伝わらず、ケース側面から回り込んで側面のパンケーキのみに核発熱が伝わる。この経路では、熱の拡散距離は約 200 mm となり、拡散時間が 2000 秒となるため、放電周期 1800 秒に対してケースの核発熱を定常熱負荷と見なすことができる。従って熱負荷は前述の解析で仮定したパルス温度上昇の場合の 1/9 (= 200 秒 / 1800 秒)、一方、除熱に関わるパンケーキ数も 1/8 となり、両者がほぼ相殺するため、温度上昇はやはり前述の評価 5.3 ~ 5.4 K と考えられる。さらに今後詳細な解析を行うには、核発熱分布等を明確にし、少なくとも TFC 断面内 2 次元の過渡温度解析を実施することが必要である。

次に  $NbTi$  領域においては、図 2.2.8 に、 $NbTi$  領域でのヘリウム温度分布を示す。前述のように、流路は高磁場側を第 1 流路、低磁場側を第 2 流路として 2 重化し、合計の圧損を 1 atm、流量 8.1 g/s とした。熱負荷は、200 秒間の核発熱と定常の侵入熱を考慮し、侵入熱は TFC 最外周ターンすなわち第 2 流路の第 1、4 ターンの中心脚部分にのみ加えた。最も厳しい条件となるのは、第 1 流路第 3 ターンの中心脚端部（磁場 5 T における最高温度点）である。ここで温度の時間変化の 2 放電周期分を図 2.2.9 に示した。最高温度は 4.7 K 近くに達し、交流損失によりさらに 23 % ほど温度が上昇すると予想されるため（実際には温度は 4.7 K を超える）、この温度上昇は核発熱分布に敏感であるが、少なくとも解析で仮定した  $NbTi$  領域の核発熱量（コイルケースでの核発熱からの寄与も含み  $NbTi$  領域平均 0.03 mW/cc）を 1/2 にする必要があることを示している。なお、第 2 流路で最も厳しい第 3 ターン中心脚端部（磁場 4.3 T）での温度変化を図 2.2.10 に示した。低い温度ピークは主にその領域の核発熱による温度上昇、高いピークは第 1 流路の温度ピークが移動してきたものである。ベース温度 4.63 K からの温度上昇は最高 0.12 K であり、交流損失によりさらに 23 % の温度上昇があったとしてもヘリウム温度は 4.8 K となり、温度上限 5.0 K より低い。従って、第 2 流路については現状で熱的に成立することが言える。

以上、 $NbTi$  については、ヘリウム流路を 2 重化するか否かに関わらず温度条件が厳しい。これは  $NbTi$  では臨界温度が 7.6 K（磁場 5 T）と低く、制限電流比 > 1.1 を確保するための温度余裕がほとんどないためである。また、ポロイダルコイルと異なり常時 5 T 領域であるため、コイル内核発熱と渦電流発熱の分布およびそれらの熱伝導の詳細な評価または導体の再検討が今後の重要な課題であると考えられる。

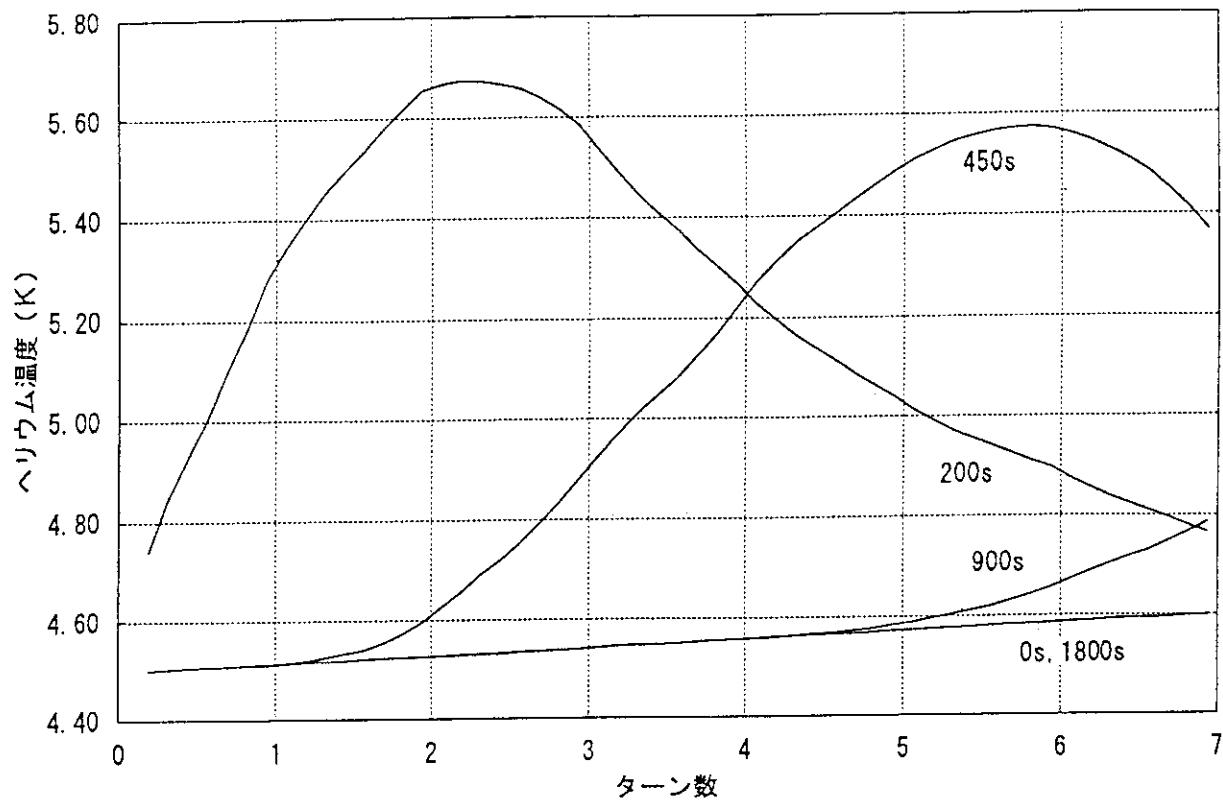
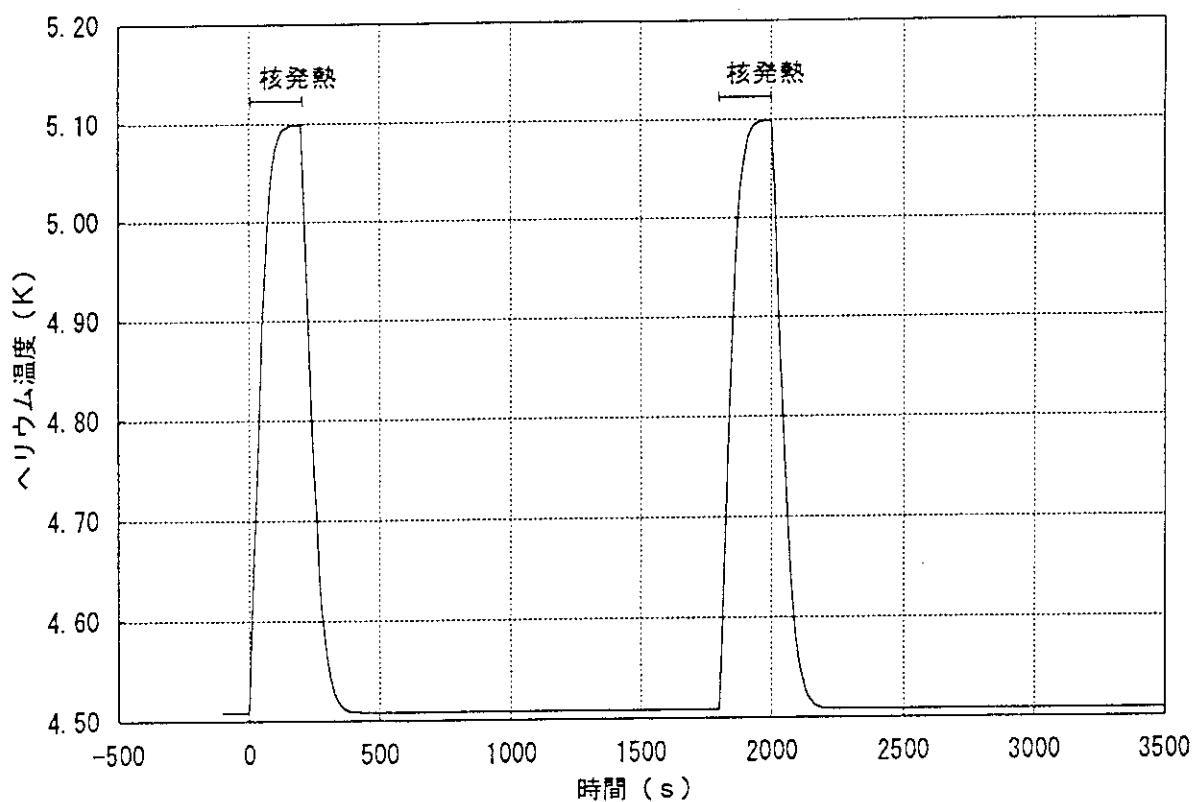
表 2.2.8 超伝導材の運転温度上限

超伝導材	熱伝達係数 (W/m <sup>2</sup> K)	P e (m)	A C U (10 <sup>-4</sup> m <sup>2</sup> )	磁場 (T)	C U 抵抗率 (10 <sup>-9</sup> Ωm)	臨界温度 (K)	運転温度 (K)	制限電流 (k A)	運転電流 (k A)	制限電流比
NbTi	600	2.04	3.89	5.0	0.389	7.6	4.6	61.09	55.60	1.10
NbTi	600	2.04	3.89	4.3	0.356	7.8	5.0	61.14	55.60	1.10
Nb <sub>3</sub> Al	600	2.04	3.30	11.2	0.672	12.0	5.7	61.46	55.60	1.11

注) 热伝達係数  $h = 600\text{W/m}^2\text{K}$  として制限電流値を評価

表 2.2.9 超伝導コイル系の冷媒流量

コイル	ヘリウム断面積 (mm <sup>2</sup> )	水力直徑 (mm)	パンケーキ巻線 条数	1流路 パンケーキ 数	1流路長 (m)	設定圧損 (atm)	流速 (m/s)	流量 (g/s)	熱伝達係数 (W/m <sup>2</sup> K)	1コイル 流路数	総流路 (g/s)
NbTi	273.4	0.512	4	1	2	215	1.0	0.215	8.08	643	108
Nb <sub>3</sub> Al	273.4	0.512	7	1	1	188	1.0	0.234	8.79	688	288

図 2.2.6 T F C N b<sub>3</sub> A I 領域のヘリウム温度分布図 2.2.7 N b<sub>3</sub> A I 第1ターン中心脚端部のヘリウム温度時間変化

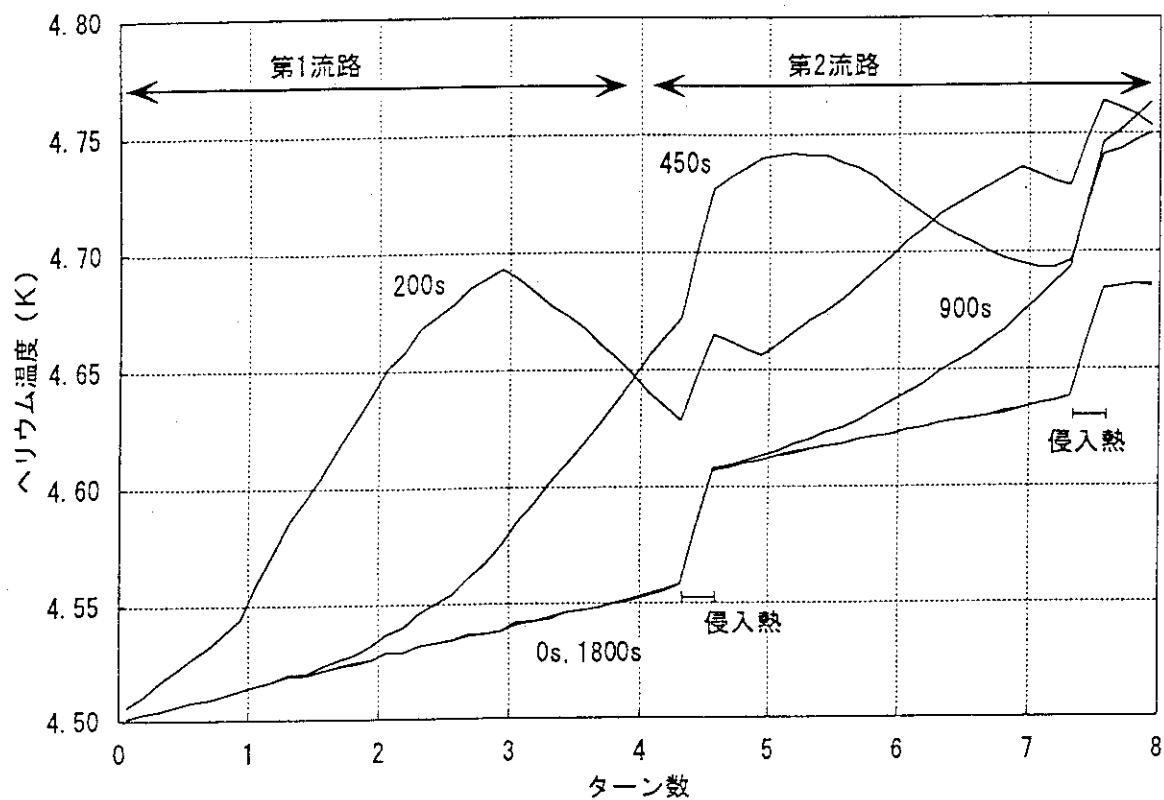


図2.2.8 T F C N b T i 領域のヘリウム温度分布

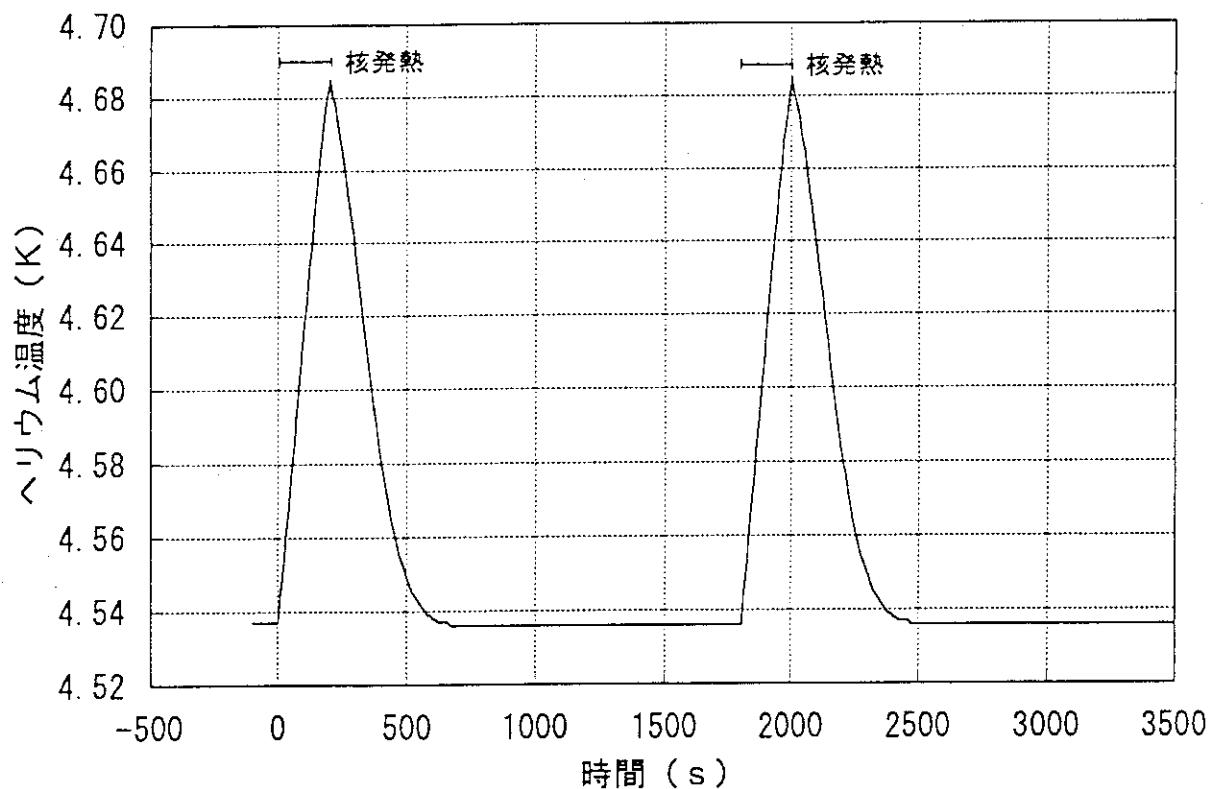


図2.2.9 N b T i 第1流路第3ターン中心脚端部のヘリウム温度時間変化

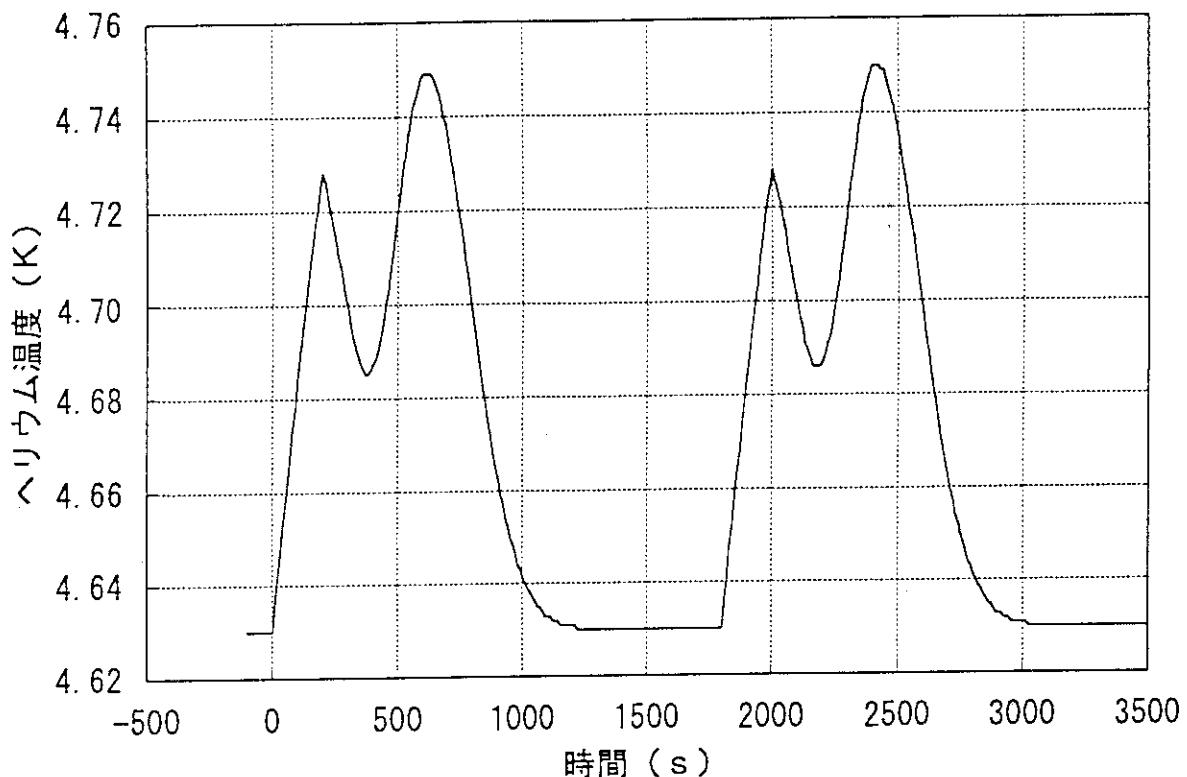


図 2.2.1.0 NbTi 第 2 流路第 3 ターン中心脚端部のヘリウム温度時間変化

## 2. 2. 4 Nb<sub>3</sub>Al超伝導素線の開発状況

Nb<sub>3</sub>Sn超伝導素線は熱核融合炉用超伝導体に要求される高磁場・大電流の性能を満足するまで開発が進み、ITERでは、Nb<sub>3</sub>Snを標準材料としている。しかし、図2. 1. 3に示すように、Nb<sub>3</sub>Sn超伝導素線は、例えば0.4%のわずかな歪みを受けただけでも臨界電流性能が約3割も劣化してしまうほど歪みに対して弱い。このため、ITERやJT-60SUのトロイダル磁場コイルのような大型コイルでは、通電時に印加される電磁力による歪み、コイル製作時に導体に加わる歪み等によって超伝導性能が劣化することが心配される。一方、Nb<sub>3</sub>Al超伝導素線は、図2. 1. 3に示すように、Nb<sub>3</sub>Snに比べて臨界電流性能の歪みによる劣化が少ない。このため、Nb<sub>3</sub>Alの高臨界電流密度化、量産性、低交流損失の3点に重点をおいた試作を国内の電線製作メーカー数社に要請した。

Nb<sub>3</sub>Al超伝導体は、約1600°Cの温度で熱処理を施した場合に、化学量論的に安定なNb<sub>3</sub>Alが生成される。一方、このような高い温度では、安定化材として使用される銅が溶解してしまうため、核融合炉用超電導導体では、このような高温で熱処理を行うことはできない。しかし、1000°C以下のより低温の熱処理温度でも、Nb-Al間の拡散距離を短くすることによってNb<sub>3</sub>Al超伝導体が生成されることが分かっている。このため、Nb-Al間の拡散距離を短くするのに有利なジェリーロール法を用いて、Nb<sub>3</sub>Al超伝導素線の開発を行っている。その他、粉末法も考えられるが、現在のところ、このジェリーロール法が、製作技術及び性能において優れている。しかし、この方法においては、超伝導フィラメントを、現在のところ、直徑を30 μm以下に細くできないので、超伝導特有のヒステリシス損失が、Nb<sub>3</sub>Snに比べて5~10倍大きい。そこで、SCコイルのようなパルス・コイルには適応できないが、直流運転のTFコイルには、十分適応可能である。

開発された素線の性能を、表2. 2. 10に示す。また、そのうちの代表的な素線の断面写真を図2. 2. 10に示す。高電流密度化に重点をおいた試作では、目標である800A/mm<sup>2</sup>の線材の試作に成功している。素線単長は50 mと短いが、無断線で得られていることから長尺化の期待もできる。また、量産化を目指した試作においては、目標の700A/mm<sup>2</sup>には及ばないものの600A/mm<sup>2</sup>を越える臨界電流密度で4km級の長尺線材の試作に成功している。超伝導フィラメント径もほぼ目標の値に近づいてきている。今後、加工性を向上させ、臨界電流密度が高く交流損失の少ないNb<sub>3</sub>Al線材の長い素線を製作し、量産化する技術の確立が必要である。

	高電流密度型	量産型	低交流損失型
素線外径	0.805mm	0.807mm	0.813mm
銅比	2.1	1.4	2.2
RRR	132	~100	-
フィラメント径	84	96	264
非銅部臨界電流密度 at 12T, 4.2K	805A/mm <sup>2</sup>	615A/mm <sup>2</sup>	655A/mm <sup>2</sup>
有効フィラメント径	50 μm	54 μm	33.2 μm
備考	50m無断線	素線単長4.03km	交流損465mJ/cc

表2. 2. 10 Nb<sub>3</sub>Al線材の試作結果

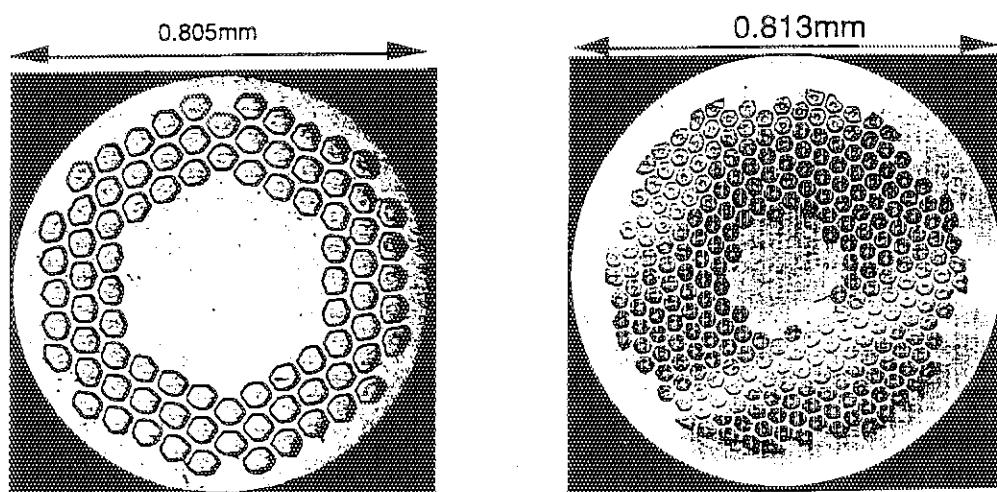


図 2. 2. 11 試作したNb<sub>3</sub>Al線材試作例の素線断面図

## 2.3 構造設計

### 2.3.1 応力解析、電磁力支持構造

TFCの電磁力に対する支持条件として、TFC内側においてはウェッジで支持（TFC間にはキーを挿入）し、TFC外側においてはTFC 2個をシアパネルにて接続（ポート部を除く）することとした。また転倒力によるTFCの傾き（変形許容量）は高さ10mのTFCが10mm傾くことによりトロイダル磁場 $B_T$ の1/1000の垂直磁場が発生する。そこで、この磁場を小さくすることからTFCの傾きは10mm程度とした。

以上の基本条件を考慮してウェッジ面の摩擦係数、シアパネルの板厚、コイル間キーの配置をパラメータとした解析を行い、個々に要求される感度解析を行った。

#### (1) 全体解析

##### 1) 解析条件

- ・解析モデル：図2.3.1に示すように2個のTFCをモデル化し、シアパネル、キー構造、ウェッジの摩擦力等を考慮した。
- ・材料物性値：表2.3.1に示す。
- ・設定形状：コイル間キーの取付位置及びバネ定数を図2.3.2に示す。  
シアパネルの取付位置及び形状を図2.3.3に示す。  
シアパネルの板厚はパラメータとして解析  
重力支持脚の取付位置と形状を図2.3.4に示す。
- ・インターフェイス：コイルケース・巻線部間の荷重伝達はバネ要素で行った。バネ要素の取付位置とバネ定数の設定を図2.3.5に示す。  
ウェッジ面間の荷重伝達は接触要素で行った。  
摩擦係数はパラメータとして解析
- ・境界条件：図2.3.6に示す。
- ・解析モード：TF通電（自己電磁力のみ）  
DT-SN 70sec（自己電磁力+転倒力）
- ・電磁力：TF通電→図2.1.9参照  
DT-SN 70sec→図2.1.10(a)参照

ここで、DT-SN 70secのモードは転倒力が最も大きくなるモードであり、このモードにおいてウェッジ面の摩擦係数を0.01～1.0で変化させた解析、コイル間キーを一部除いた解析、シアパネル板厚を変化させた解析の2種類の解析を行った。

##### 2) 解析結果

- ・自己電磁力（TF単独通電解析）

TFキー：図2.3.2に示す。

シアパネル厚さ：縦板外側100mm、縦板内側50mm、横板100mm

変形図を図2.3.7に、コイルケースのトレスカ応力分布を図2.3.8に示す。またウェッジ赤道面内の応力分布を図2.3.9～図2.3.11に示す。ウェッジ部は装置中心向きに3.7mm入り込み、ウェッジ先端部には380MPa程度の圧縮応力が働く。またそこには130MPa程度の上下方向の引張り応力が働き、これら2成分からトレスカ応力の最大値は515MPaとなり、許容応力667MPa以下となる。また、外周側のコイルケースに発生するトレスカ応力については300MPa以下であり特に問題とならないレベルと考えられる。

- ・自己電磁力+転倒力（DT-SN 70sec）

（摩擦係数に対する応力・変位の感度解析）

ウェッジ面には絶縁物を設置するが、この面での摩擦係数に対する応力・変位の感度解析を行った。

摩擦係数 $\mu = 0.01, 0.03, 0.1, 1.0$ の4ケースを解析した。

シアパネル板厚：縦板外側100mm、縦板内側50mm、横板100mm

$\mu = 0.1$ の時のコイル変形を図2.3.12に示す。最大変位は外周側水平ポート上側で6.5mm、ウェッジ部の相対変位は $5.5 - (-1.7) = 7.2$ mmとなる。図2.3.13は $\mu$ に対するウェッジ部相対変位の変化を示すもので、ウェッジ面の摩擦力が転倒力支持に大きく寄与していることが分かった。

転倒力が働くとコイルケースに曲げ応力が発生し、コイルケースのトレスカ応力、巻線部のせん断応力も増加する。 $\mu = 0.1$ の場合のそれぞれの応力分布を図2.3.14、図2.3.15に示す。図2.3.16、図2.3.17は $\mu$ に対する変化であり、コイルの変形量に対応して応力レベルも変化することが分かった。また図2.3.17より巻線部せん断応力は、シアパネルとキー構造（縦、横）、ウェッジ部の摩擦力によって22MPa程度に抑えられ許容（絶縁材）応力（約30MPa）以下となる。

以上からウェッジ面の摩擦係数がコイル構成要素に与える影響が大であることが分かるが、ウェッジ表面は絶縁材（または金属/絶縁クラッド材など）が取り付けられるので、圧縮・せん断強度及び摩擦係数の測定を行いながら絶縁材のR&Dを進めていく必要がある。また $\mu$ の設計値としては、コイル構成要素からは $\mu$ 大、ウェッジ面の絶縁材からは $\mu$ 小が要求されるため現状では設定できない。しかし応力解析をベースとした設計を行うに当たっては、応力を高めに評価する必要があるので $\mu$ の最小値を設計値とするのが妥当であり、また現状での絶縁材の開発においても $\mu \geq 0.1$ は確保できる見通しで、応力解析においては、すべて $\mu = 0.1$ を基本条件とするのが良いと考えられる。

#### （コイル間キーの取付範囲に対する感度解析）

縦キーの必要性及びウェッジ中央付近の横キーの効果を主な検討項目として感度解析を行った。

一定条件は下記とした。

- ・ウェッジ面： $\mu = 0.1$
- ・シアパネル：縦板外側100mm、縦板内側50mm、横板100mm

なお横キーの削減範囲は図2.3.2に示す番号の内No.10～15である。

解析結果を自己電磁力+転倒力(DT-SN 70sec)で示した（図2.3.13、図2.3.16、図2.3.17）中に示す。

横キーを削減しても変形量、応力とも変化が小さいが、縦キーを削除すると変形量、巻線部せん断応力とも5割程度増加し、設計目標値（変形100mm以下、せん断応力30MPa以下）を超えることが分かった。

以上から縦キーは必要であり、ウェッジ中央部の横キーは効果としては比較的小さいと考えられる。

#### （シアパネル板厚に対する感度解析）

シアパネルを構成する縦板外側、縦板内側、横板の板厚を変化させた解析を行い、各々の板の効果を検討した。なお摩擦係数は $\mu = 0.1$ にて解析を行った。

板厚の組合せ及び解析結果を表2.3.2に示す。代表的な解析結果としてcase 0の場合（(a)における $\mu = 0.1$ の場合）のシアパネルのトレスカ応力及びせん断応力を図2.3.18～図2.3.21に示す。縦キー荷重と巻線部せん断応力の解析結果から、シアパネル剛性の大小はウェッジ部の変形にはあまり影響しないことが分かった。またその他の結果から各々の板は、ほぼ均等に転倒力支持に寄与していると考えられる。

本解析だから板厚を決定することはできないが、シアパネルの構造は、ボルト締結、溶接、キー構造と複雑になるので、設定した板厚分の剛性を出すことが難しいと考えられ、部分モデル解析を用いて、より実際の構造に近い解析を行う必要がある。

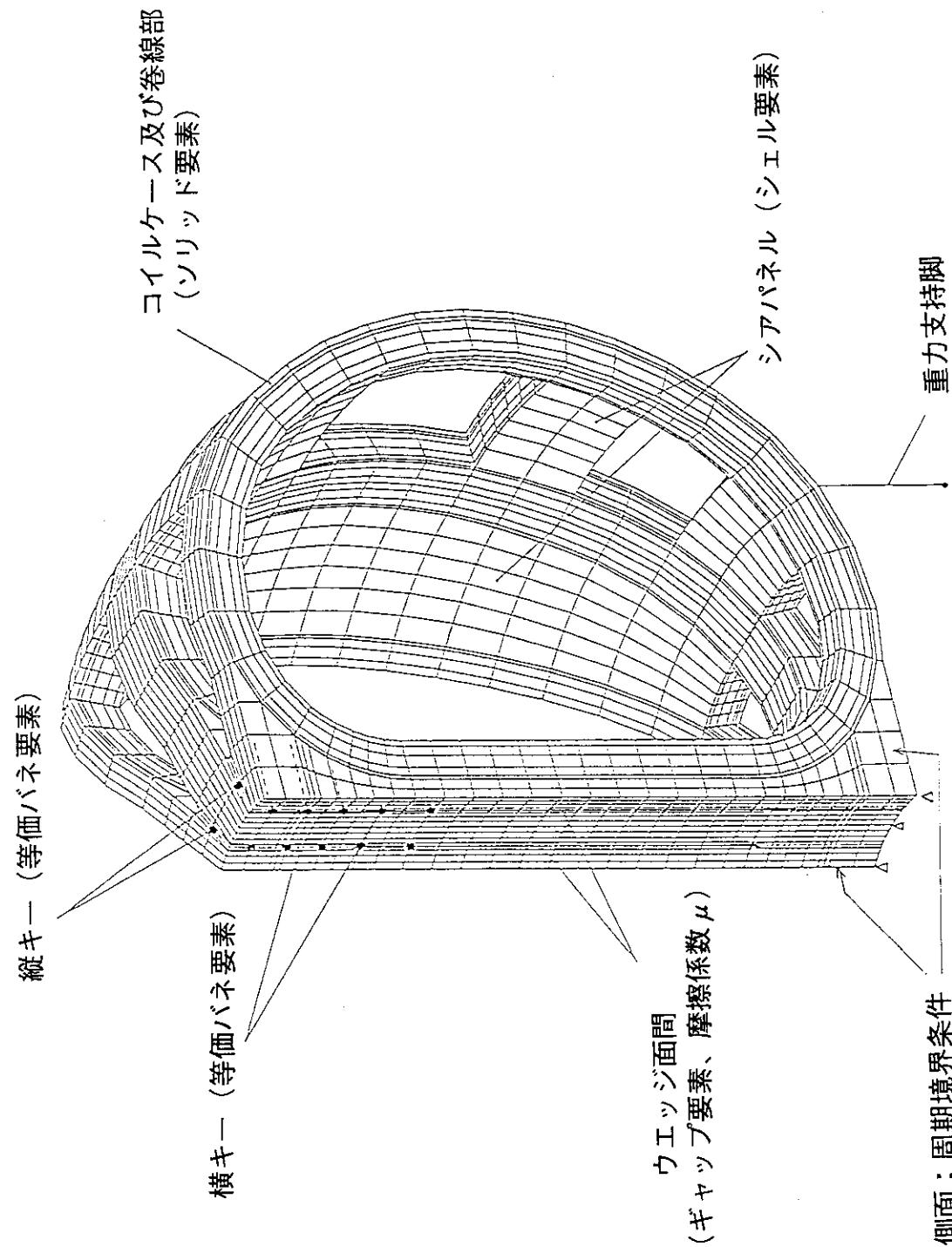
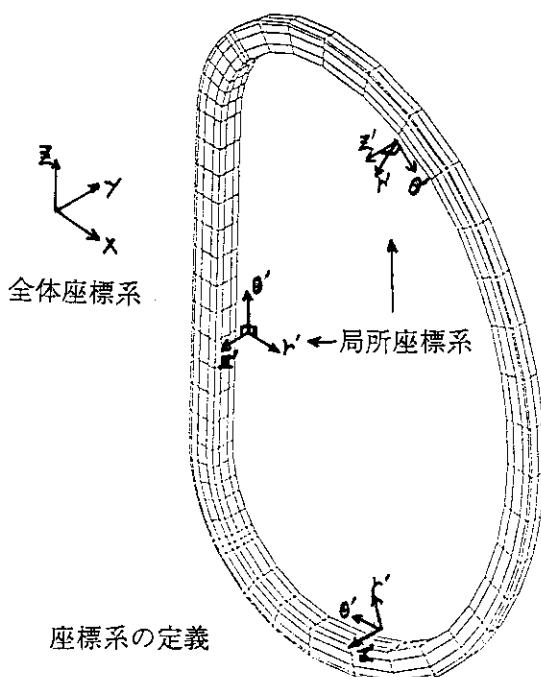


図 2.3.1 解析モデル

表 2.3.1 材料物性値

	ヤング率 E(MPa)	ポアソン比 $\nu$	せん断弾性係数 G(GPa)
TFコイルケース	206	0.3	$E/Z(1+\nu)$
*TF巻線部	$r': 69.74$ $\theta': 100.83$ $Z': 59.22$	$r', \theta', r': 0.203, \theta', r': 0.294$ $r', Z', r': 0.144, Z', r': 0.122$ $\theta', Z', \theta': 0.294, Z', \theta': 0.173$	$r', \theta': 33.23$ $Z', r': 28.30$ $\theta', Z': 0.294$
シアパネル	196	0.3	$E/Z(1+\nu)$
重力支持脚	$E = 196(\text{GPa})$ $\nu = 0.3$ $A = 6 \times 10^5 (\text{mm}^2)$ (断面積) $I_1 = 4.5 \times 10^7 (\text{mm}^4)$ $I_2 = 5.0 \times 10^{10} (\text{mm}^4)$ $I_p = 5.0 \times 10^{10} (\text{mm}^4)$		

※局所座標系  $r', \theta', Z'$  の方向を下図に示す。



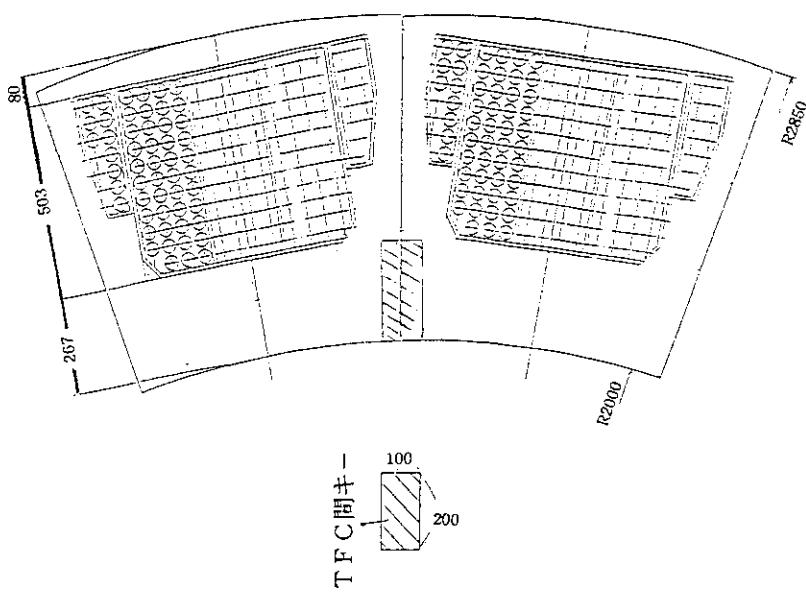
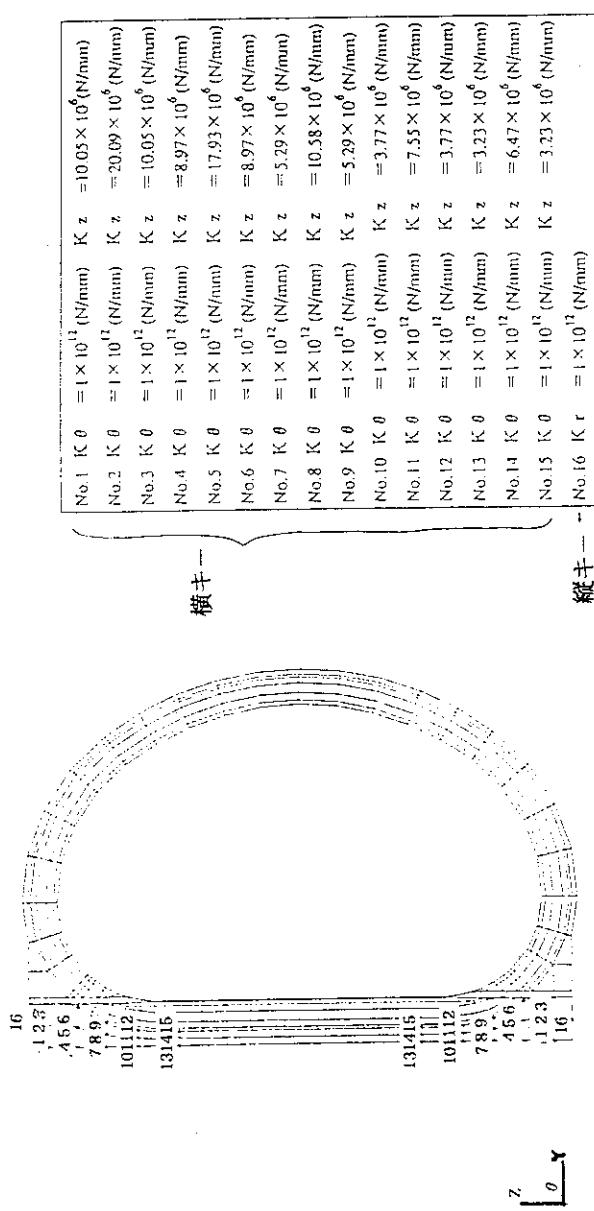


図 2.3.2 コイル間キ一設定条件



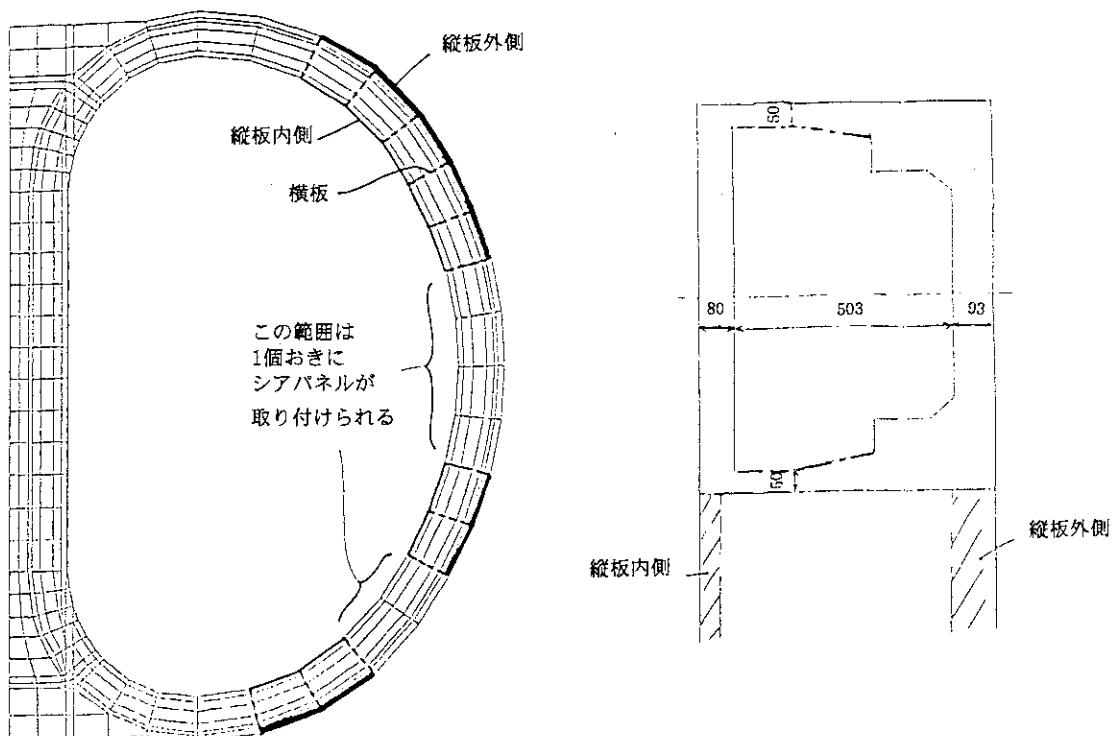


図 2.3.3 シアパネル設定条件

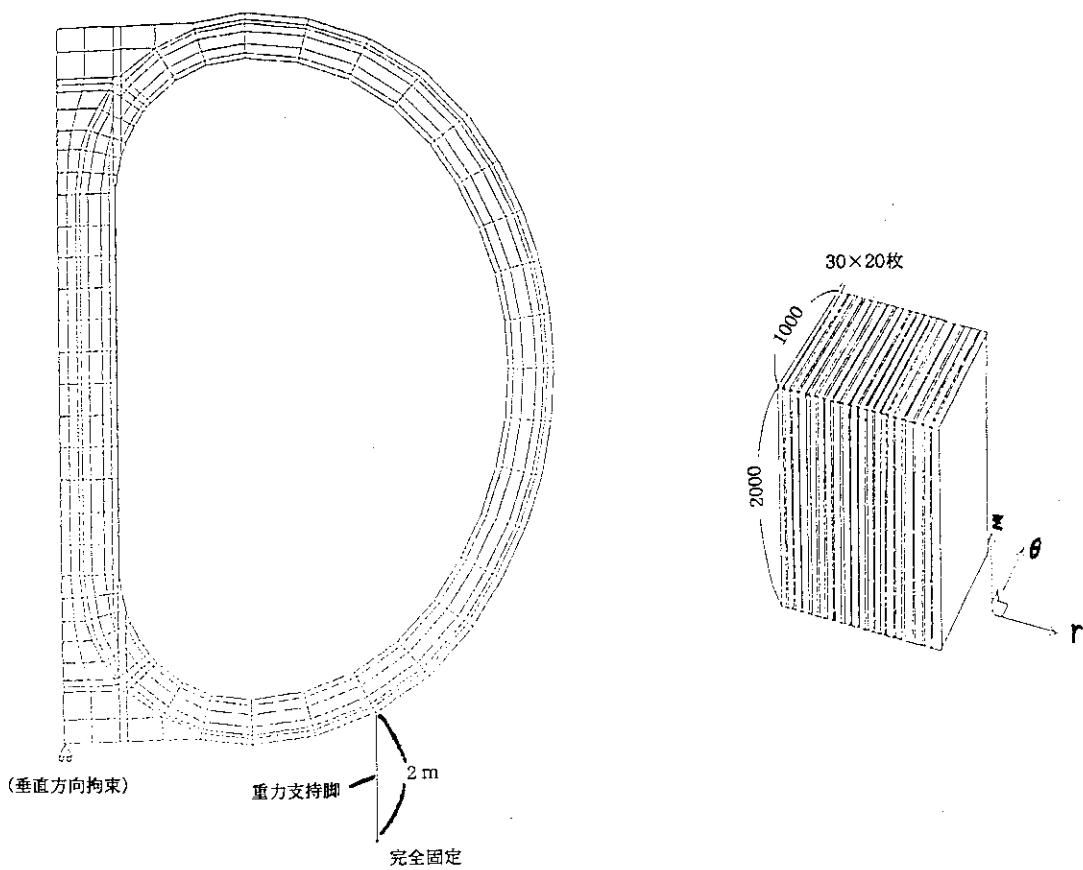


図 2.3.4 重力支持脚設定条件

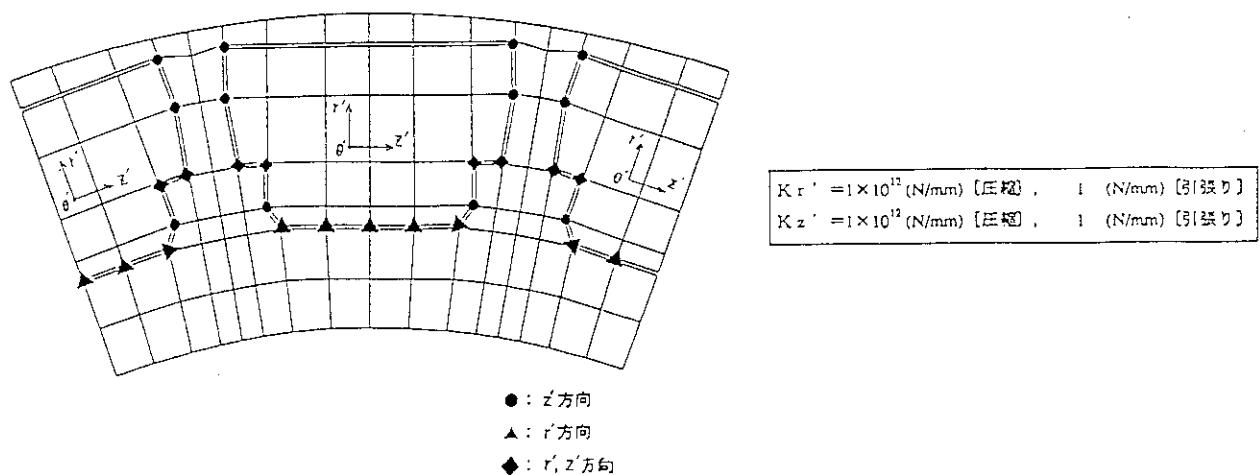


図 2.3.5 卷線部・コイルケース間接続条件

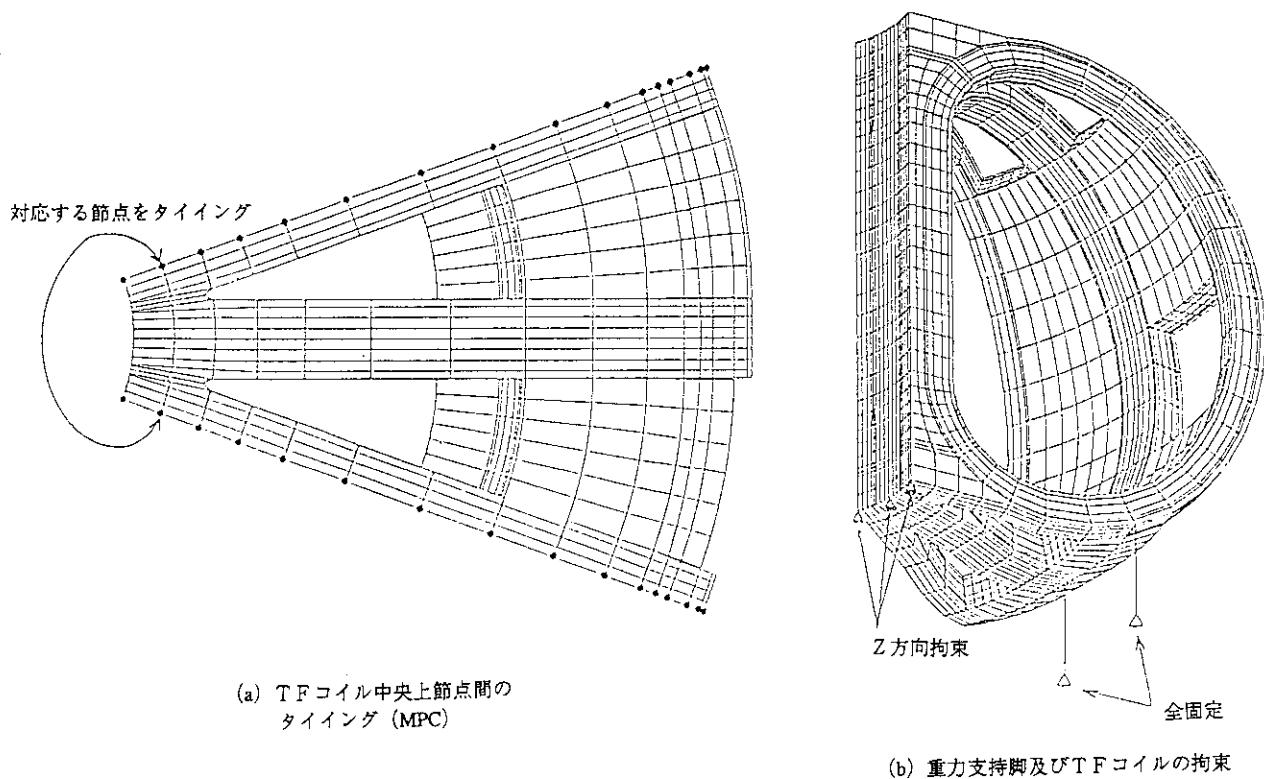


図 2.3.6 境界条件

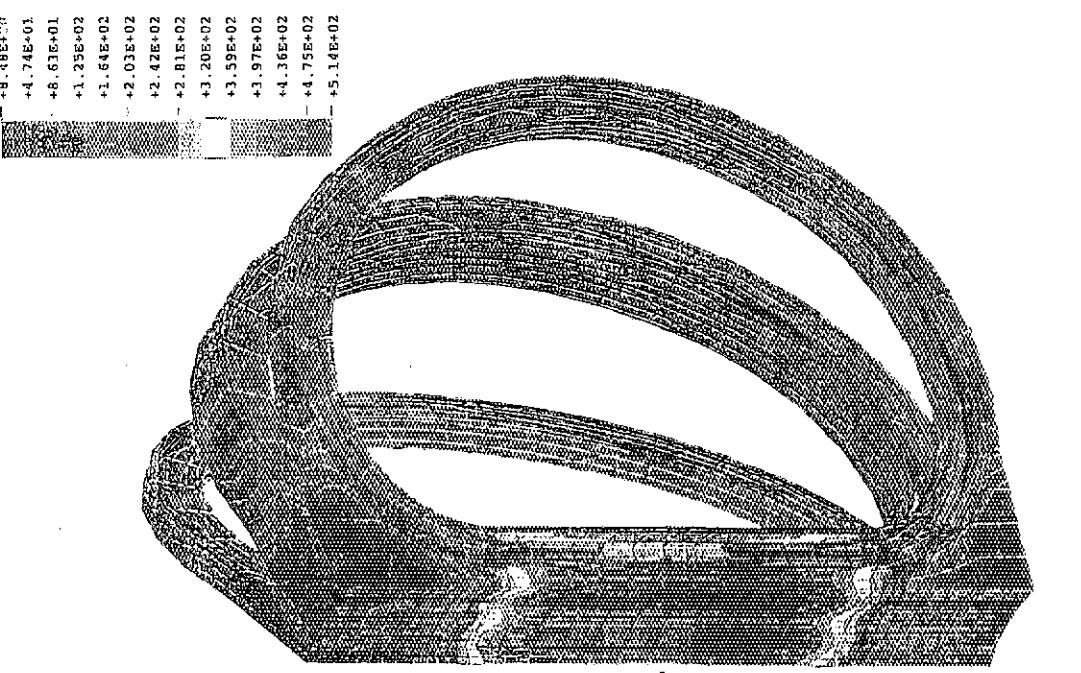


図 2.3.8 トレスカ応力 (TFON)

9.3mm (上側)

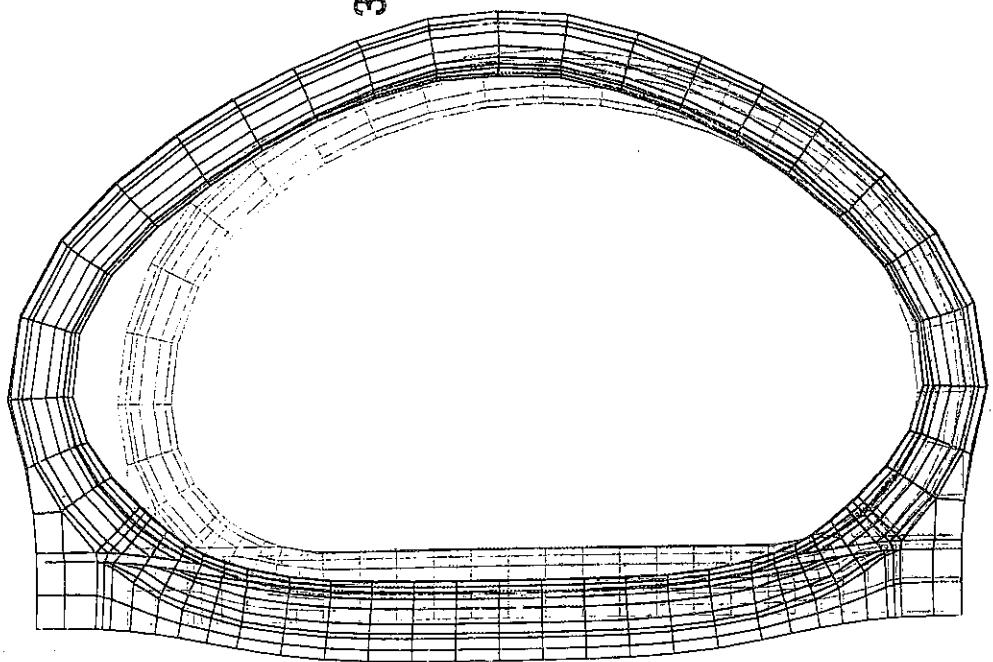


図 2.3.7 コイル変形図 (TFON)

3.7mm  
(装置中心側)

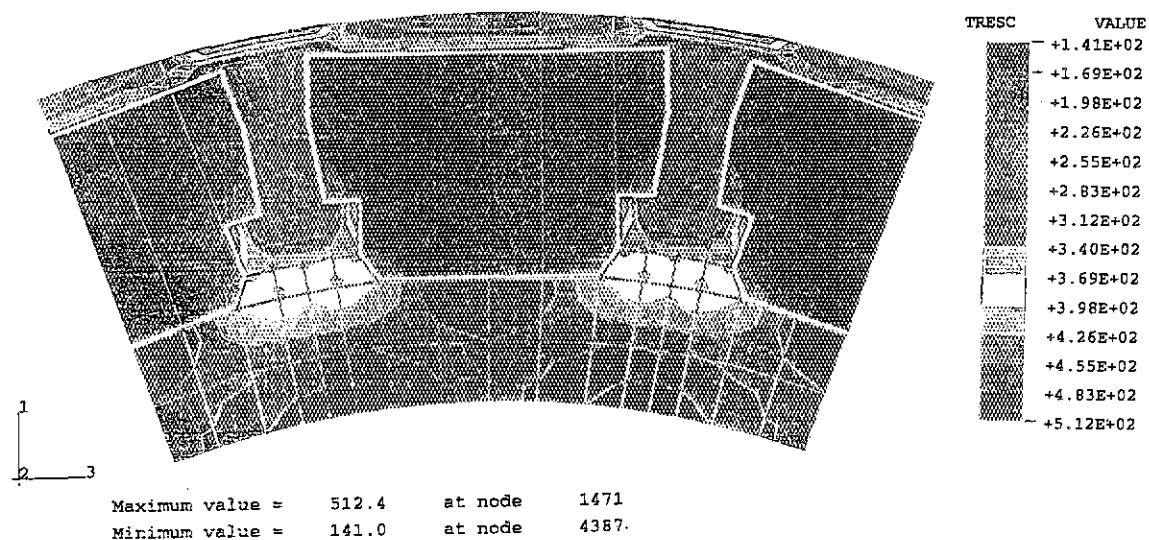


図 2.3.9 ウエッジ部赤道面・トレスカ応力 (T F O N)

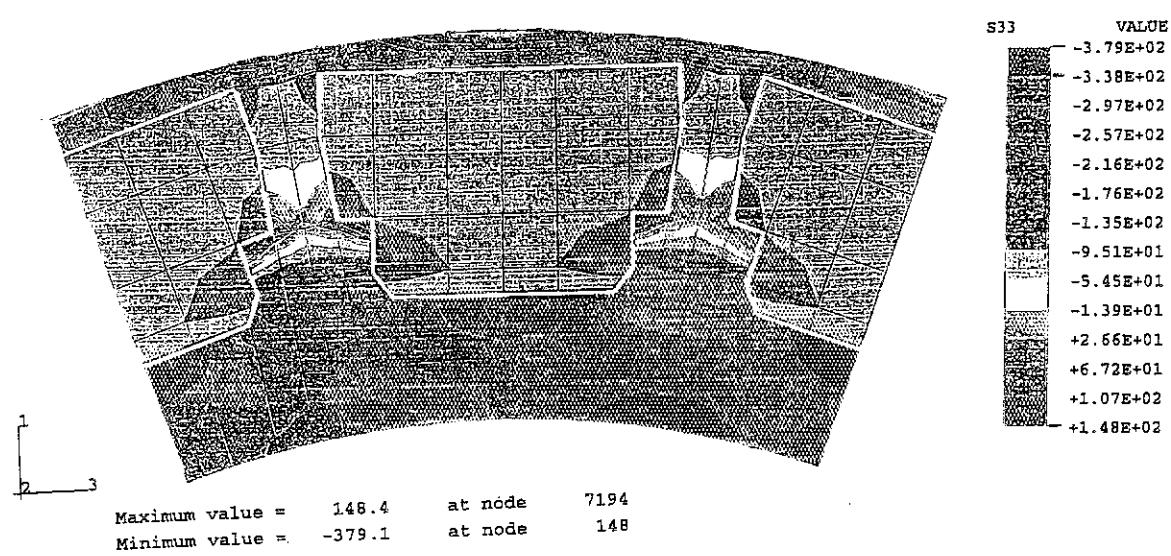


図 2.3.10 ウエッジ部赤道面・トロイダル方向応力 (T F O N)

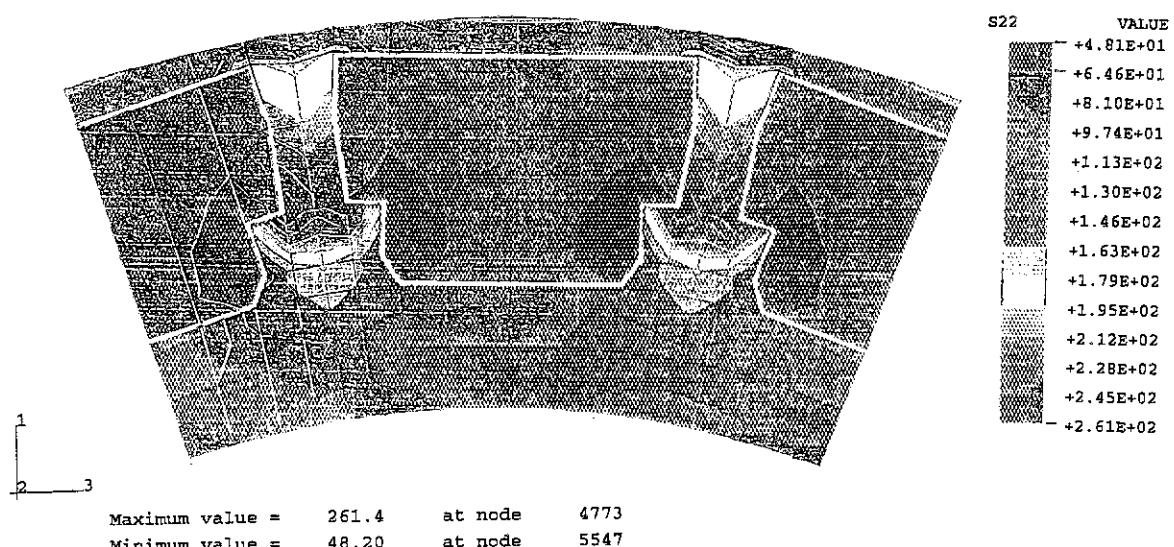


図 2.3.11 ウエッジ部赤道面・垂直方向応力 (T F O N)

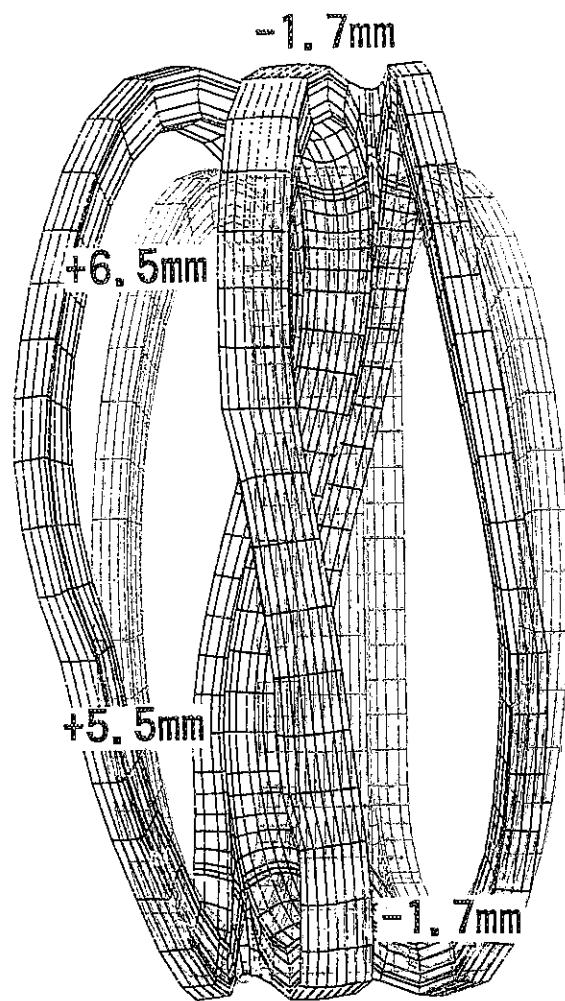


図 2.3.1.2 コイル変形図 (D T-S N 70 s)

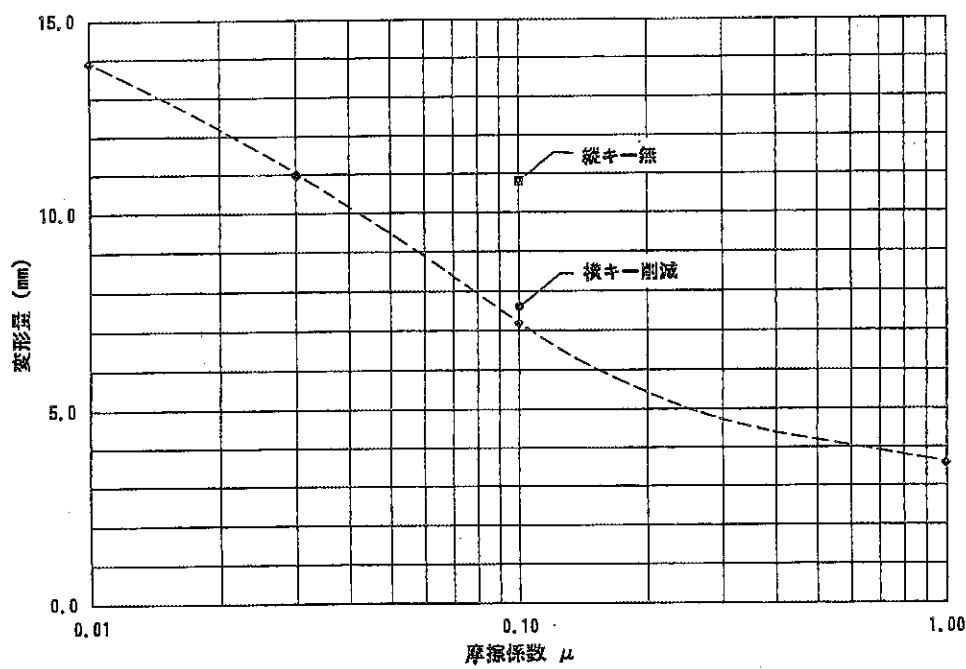


図 2.3.1.3 ウエッジ部相対変位量 (D T-S N 70 s)

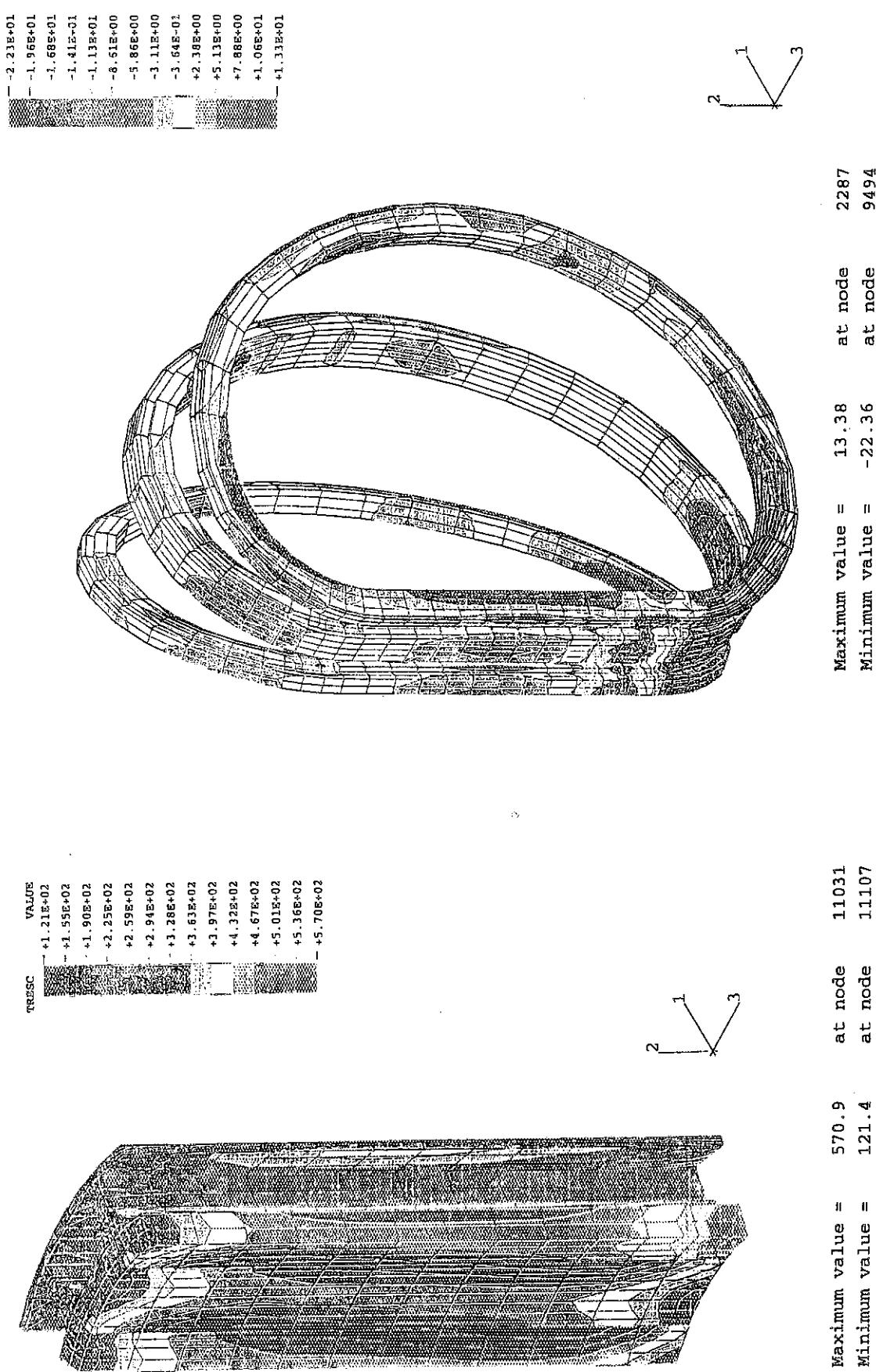


図 2.3.14 ウエッジ部・トレスカ応力 (DT-SN 70 s)

図 2.3.15 卷線部せん断応力 (DT-SN 70 s)

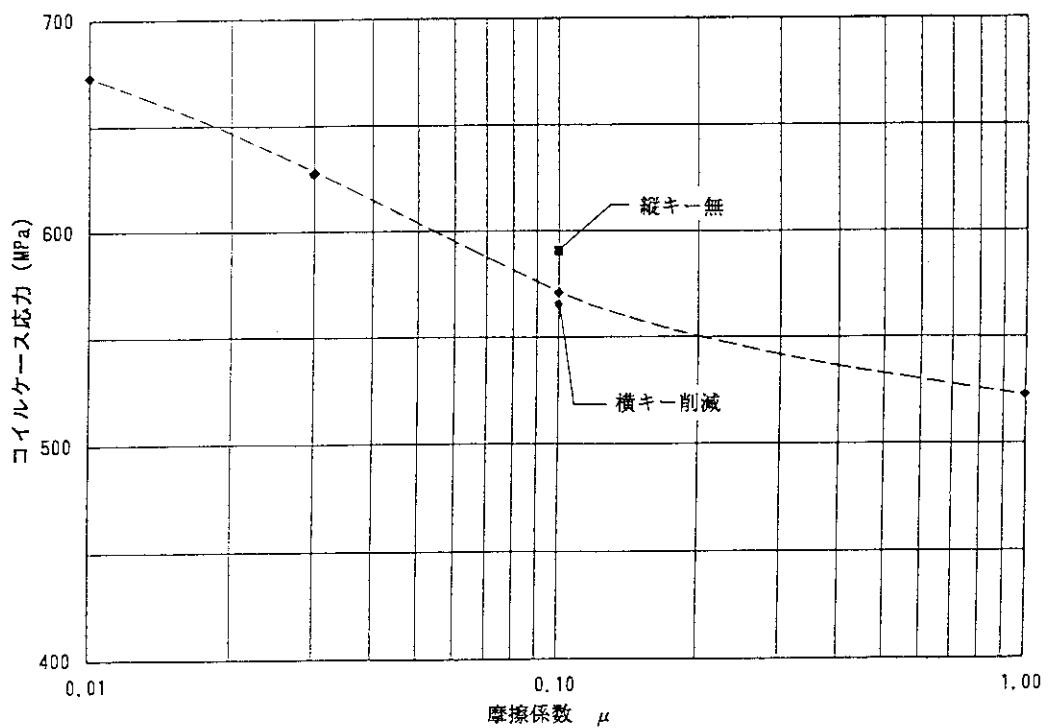


図 2.3.16 ウエッジ部最大トレスカ応力 (DT-SN 70 s)

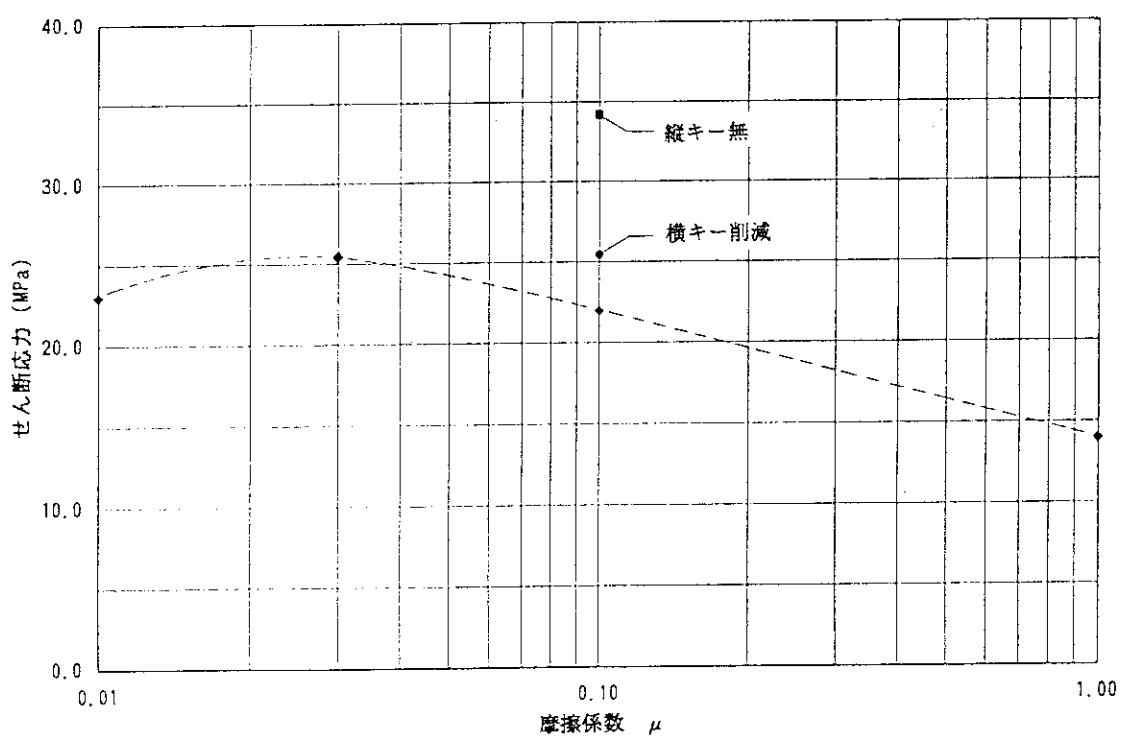


図 2.3.17 卷線部最大せん断応力 (DT-SN 70 s)

表2.3.2 シアパネル板厚を変化させた場合の解析結果

	板 厚		トロイダル方向 最大変位 (mm)	下部縦キ一 荷重 (MN)	巻線部せん断 応力 (MPa)	シアパネル・トレスカ応力		シアパネル・せん断応力 (MPa)
	縦板外側 (mm)	縦板内側 (mm)				縦板外側 (MPa)	縦板内側 (MPa)	
case 0	100	50	100	6.5	11.9	22.4	228	268
case 1	100	50	50	7.0	12.1	22.6	303	348
case 2	50	50	50	8.8	12.6	23.1	358	407
case 3	50	50	50	10.3	13.0	23.6	409	455
case 4	100	50	1	10.1	13.0	23.7	1058	1960
							497	822
							76	89
							96	127
							115	137
							127	135
							497	822

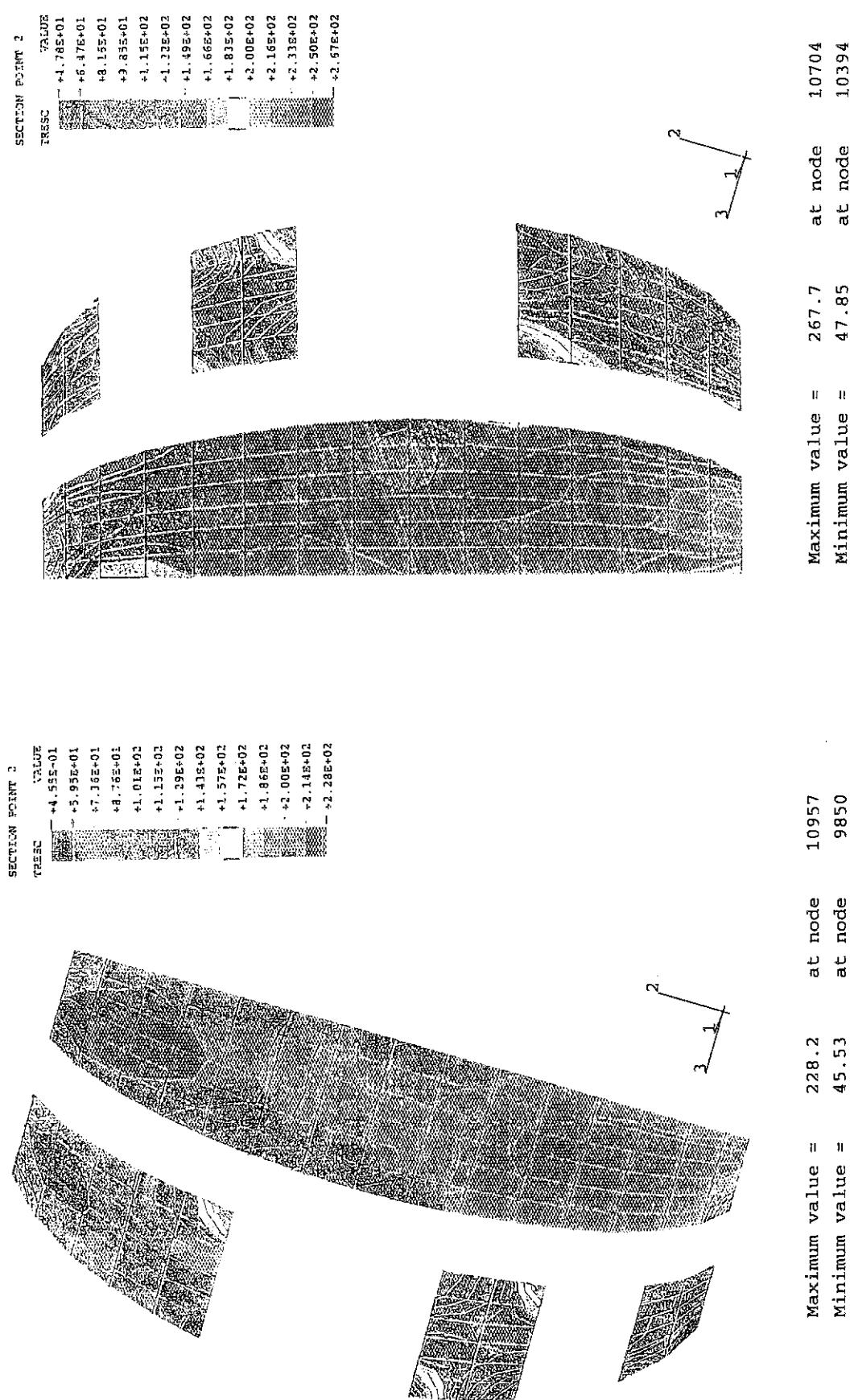
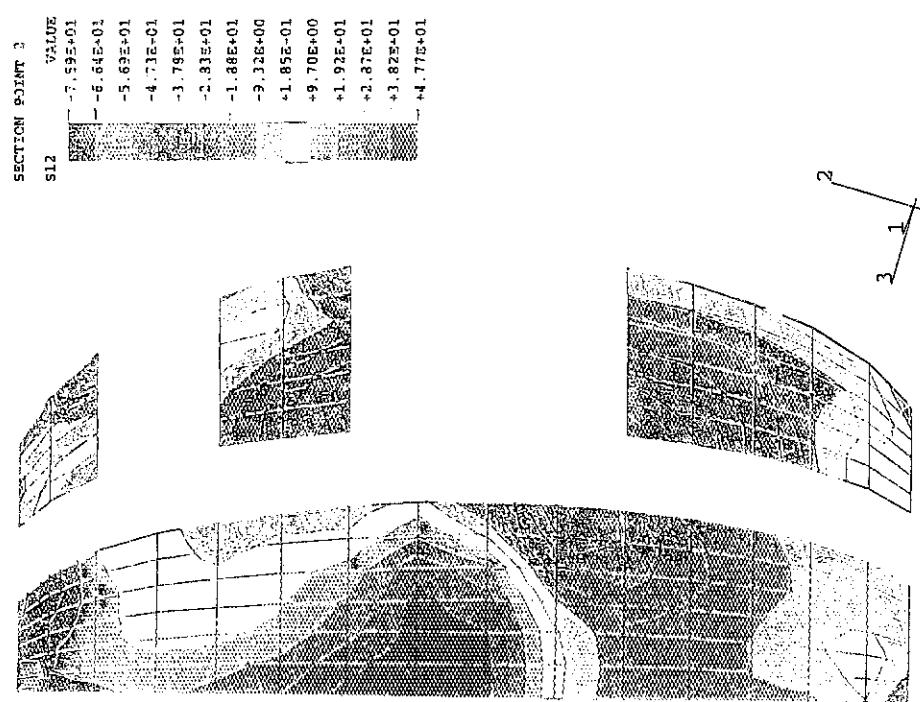


図 2.3.18 シアバネル縦板外側。トレスカ応力 (DT-SN 70 s)

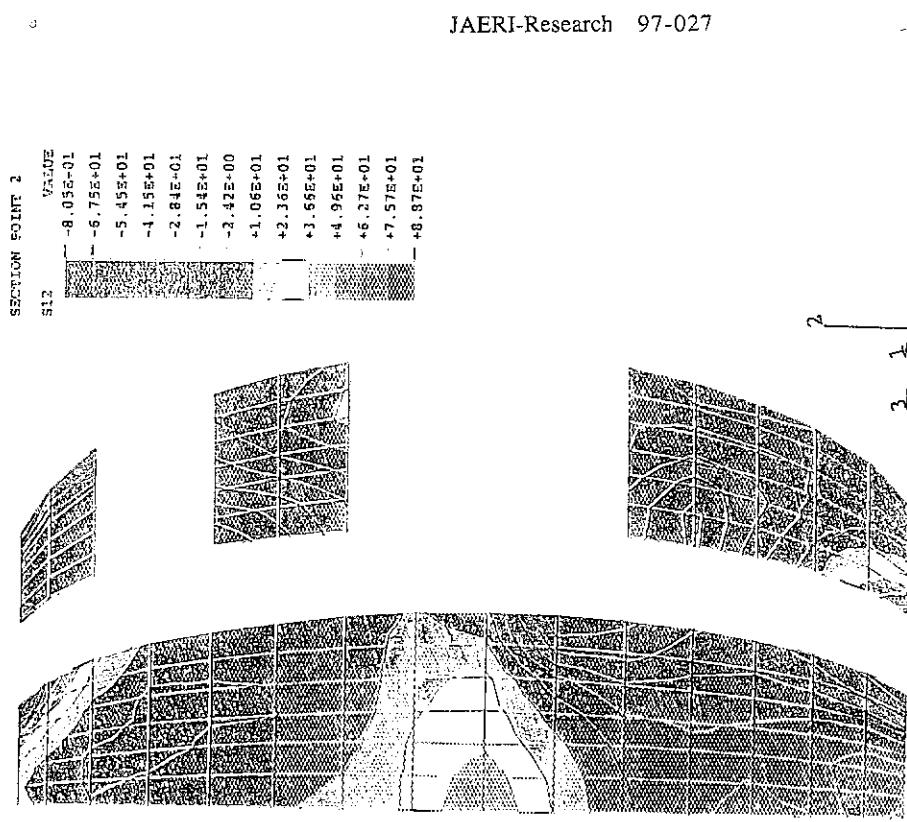
図 2.3.19 シアバネル縦板内側。トレスカ応力 (DT-SN 70 s)



Maximum value = 47.76 at node 10873  
Minimum value = -75.93 at node 10719

Maximum value = 88.77 at node 10623  
Minimum value = -80.60 at node 10742

図2.3.20 シアパネル縦板外側・せん断応力 (DT-SN 70 s)



Maximum value = 88.77 at node 10623  
Minimum value = -80.60 at node 10742

Maximum value = 88.77 at node 10623  
Minimum value = -80.60 at node 10742

Maximum value = 88.77 at node 10623  
Minimum value = -80.60 at node 10742

## (2) 縦キーの部分モデル解析

全体解析の結果から、転倒力が働いた時にウェッジ部上下に取り付ける縦キーに大きなせん断荷重が加わる事が分かった。そこで、縦キーを対象にして部分モデル解析を行った。

## 1) 解析条件

- ・キー寸法 : 図 2.3.2 2 を想定
- ・運転モード : D T-S N 7 0 sec
- ・ウェッジ面摩擦係数 : 0.1
- ・荷重（下側縦キー） : 1 1.9 MN
- ・解析モデル : 図 2.3.2 3
- ・縦キー解析条件 : 図 2.3.2 4

## 2) 解析結果

応力分布を図 2.3.2 5 に示す。応力上は 3 0 0 MPa 以下であり、材質として J C S を使用するので静応力に対しては問題ない。

せん断応力分布図を図 2.3.2 6 に示す。キーは繰り返し荷重を受けるため疲労評価が必要で S U S 3 1 6 L N のデータ（図 2.3.2 7 参照）からせん断応力 1 6 5 MPa ( $3 3 0 \text{ MPa}/2$ ) 以下の必要があるが、キーが約 7 3 MPa、コイルケースが約 1 2 6 MPa となり、せん断応力 1 6 5 MPa 以下としては満たしているが、裕度としては少なく、設定したキー寸法がほぼ妥当であると考えられる。

キー絶縁に働くせん断応力を図 2.3.2 8 に示す。図より、角部で最大約 1 1 1 MPa が発生しており剥離が生じると考えられる。そこで角部の絶縁を削除したモデルにて解析を行った。その結果として図 2.3.2 9 に示すように絶縁材のせん断応力は 3 6 MPa まで低減され、キーに取り付ける絶縁材はキーの面状に分割して配置し、よって角部には絶縁を設けない構造にする必要がある。（詳細は後述の 2.3.4 を参照）

## (3) シアバネル構造

応力解析では単純化したが具体的には図 2.3.3 0 ~ 3 2 のような構造が考えられる。

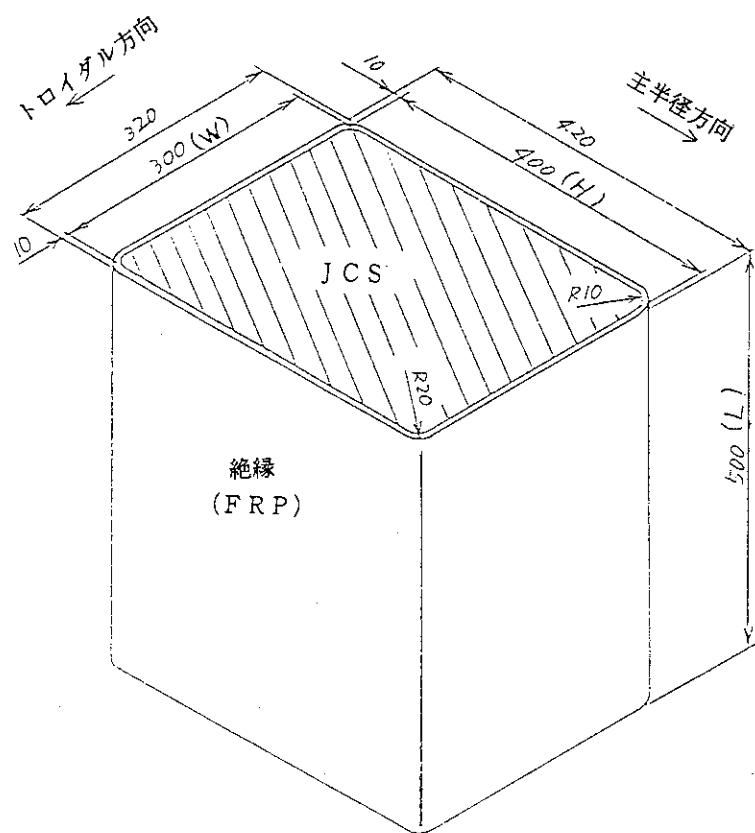


図2.3.22 縦キ一寸法

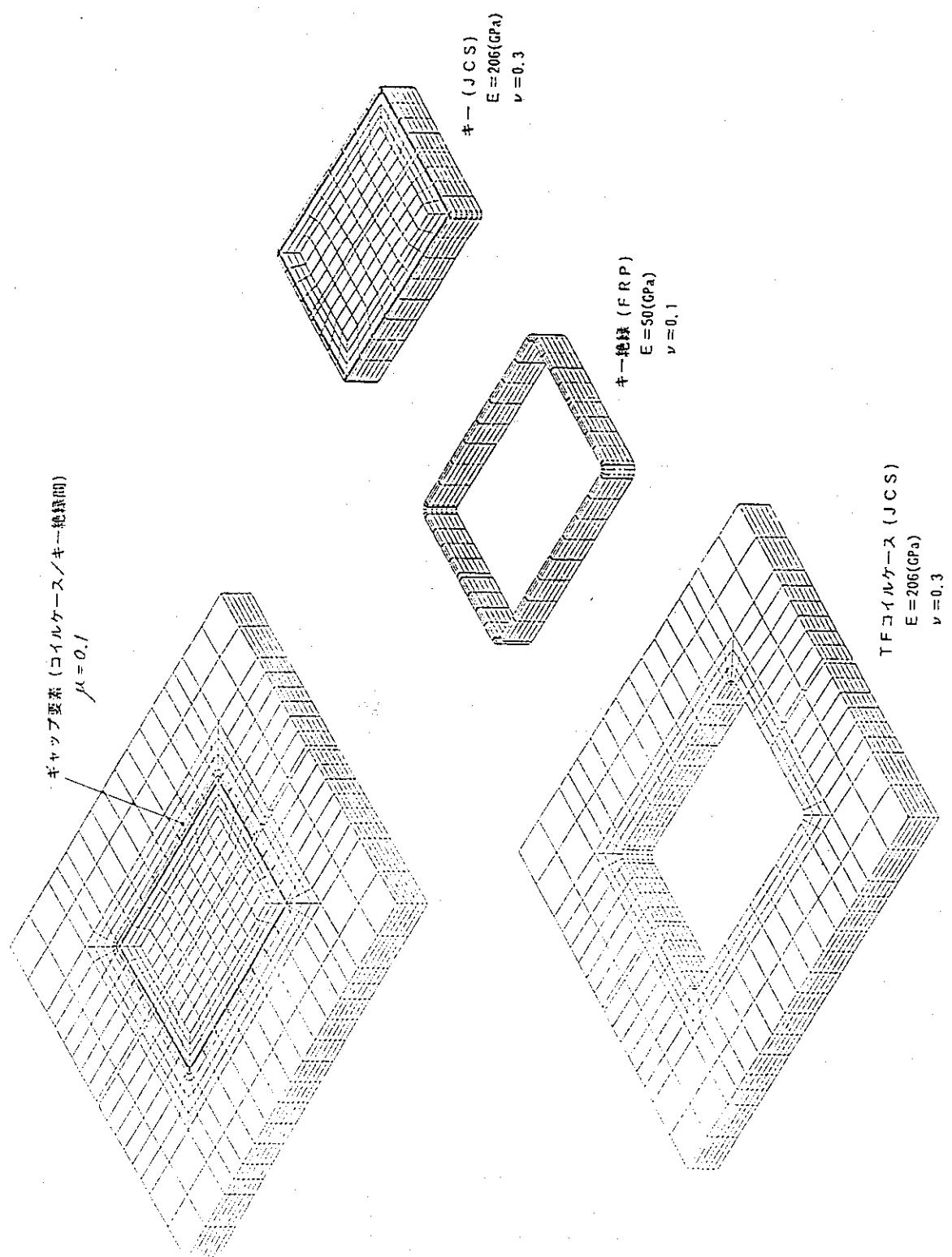


図 2.3.2.3 縦キー解析モデル

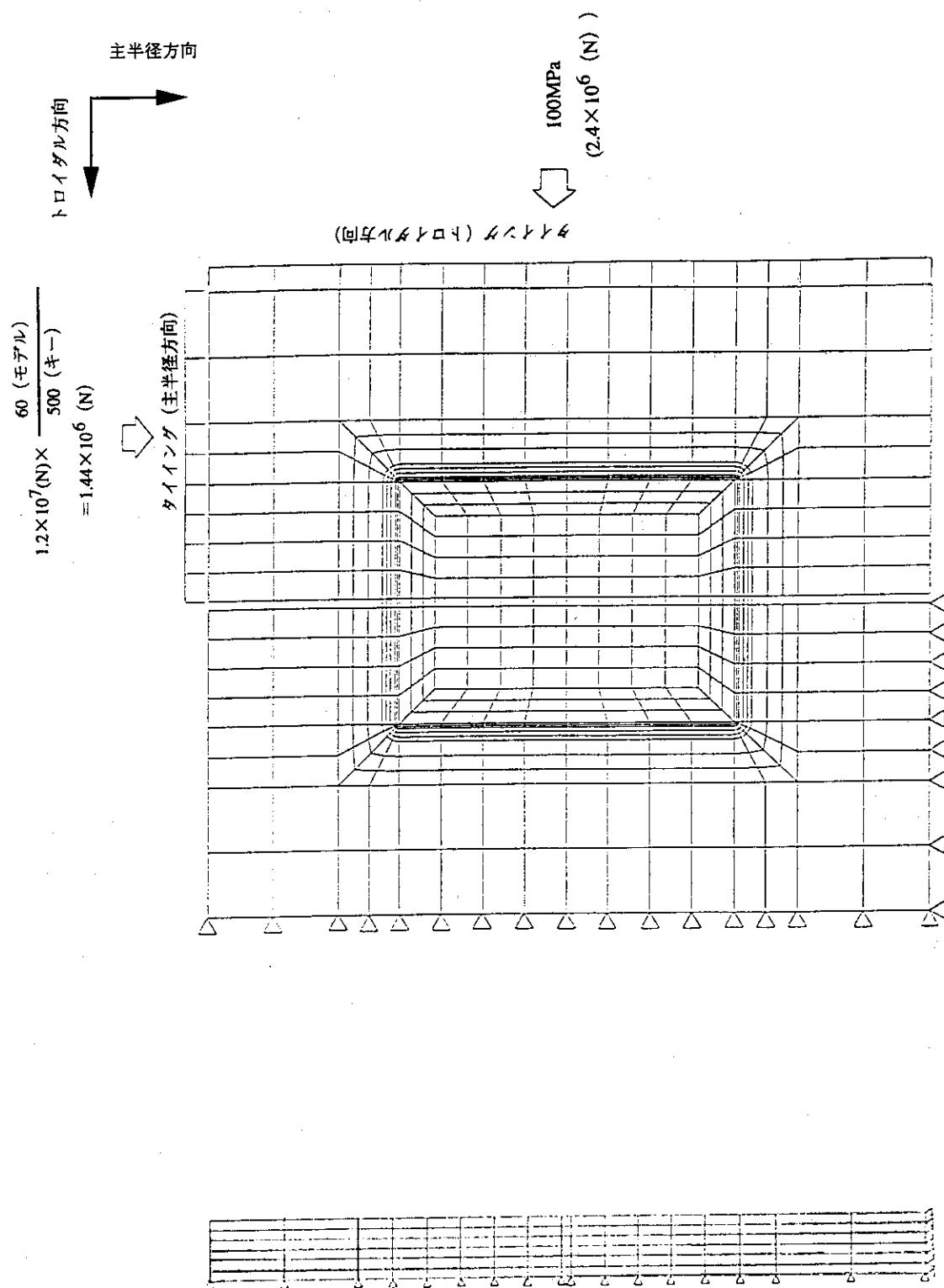
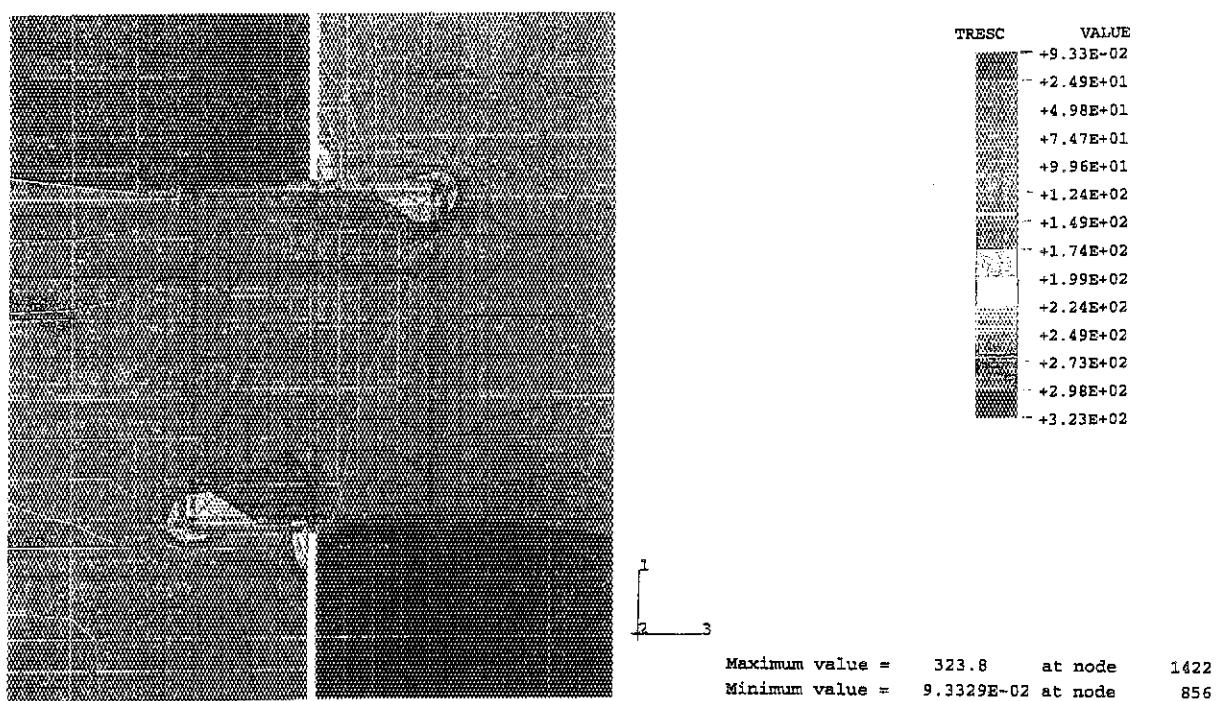
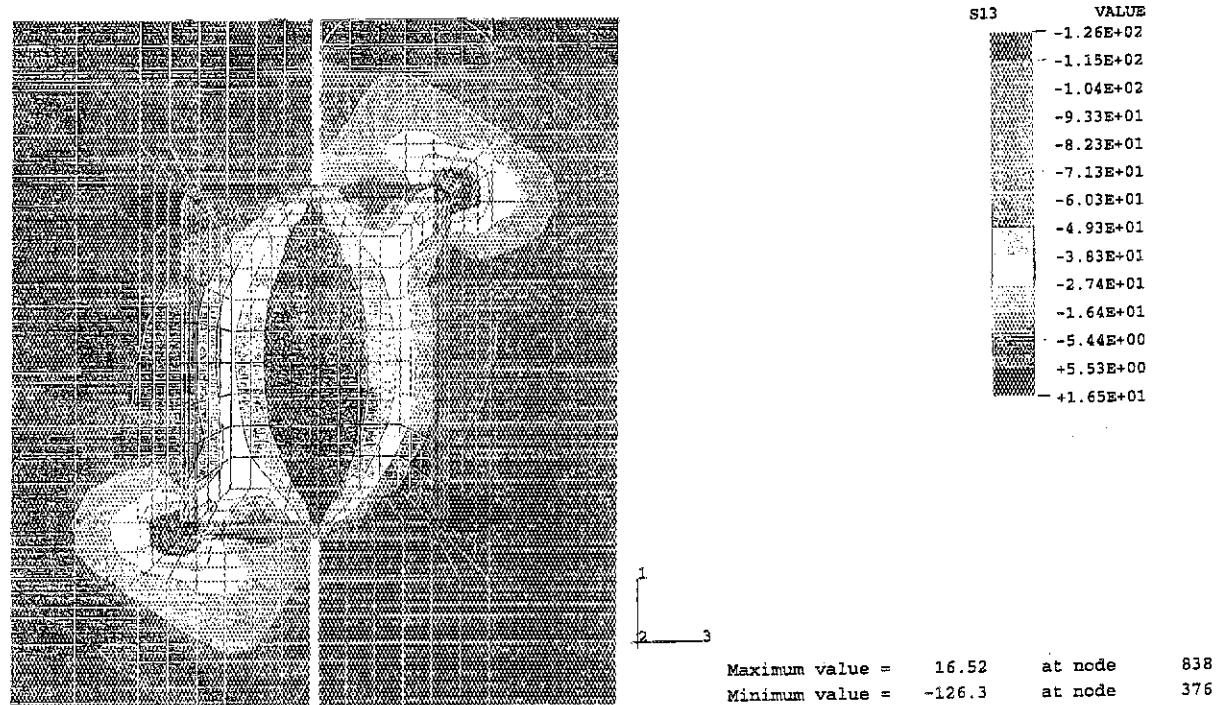
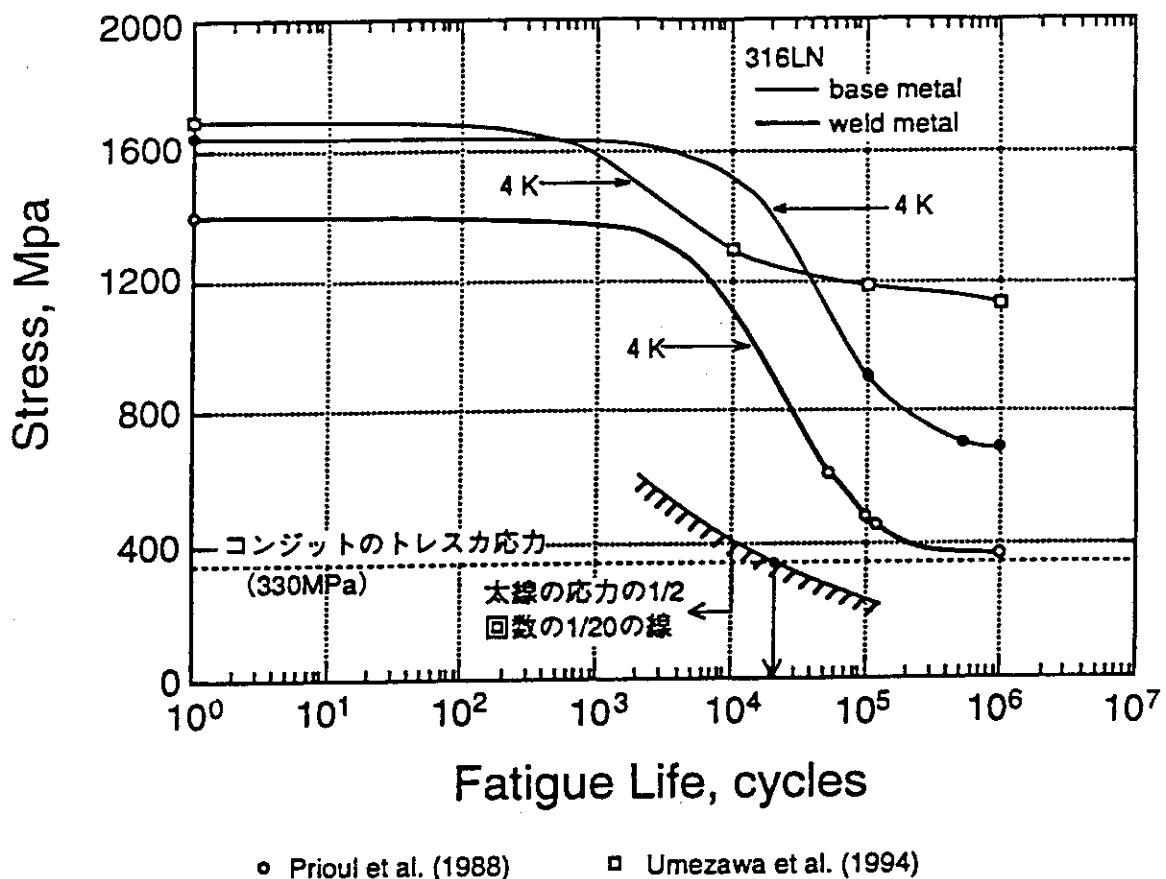


図 2.3.2.4 縦キ一解析条件

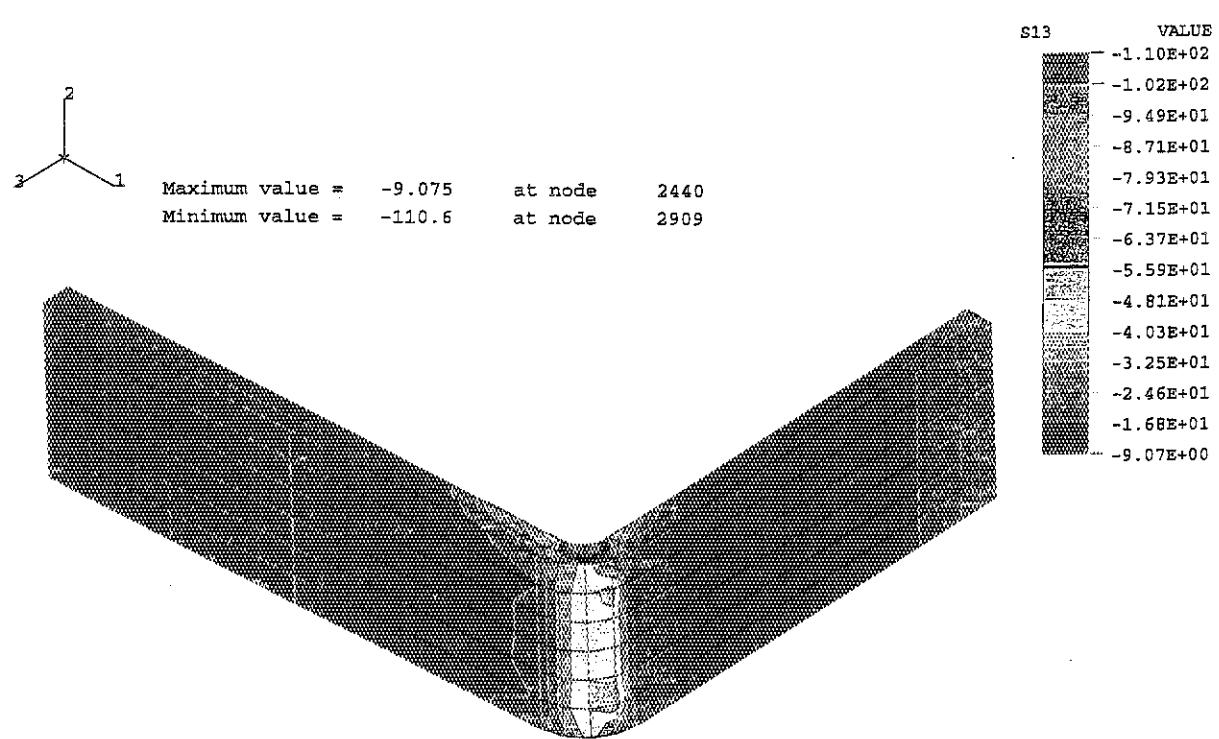
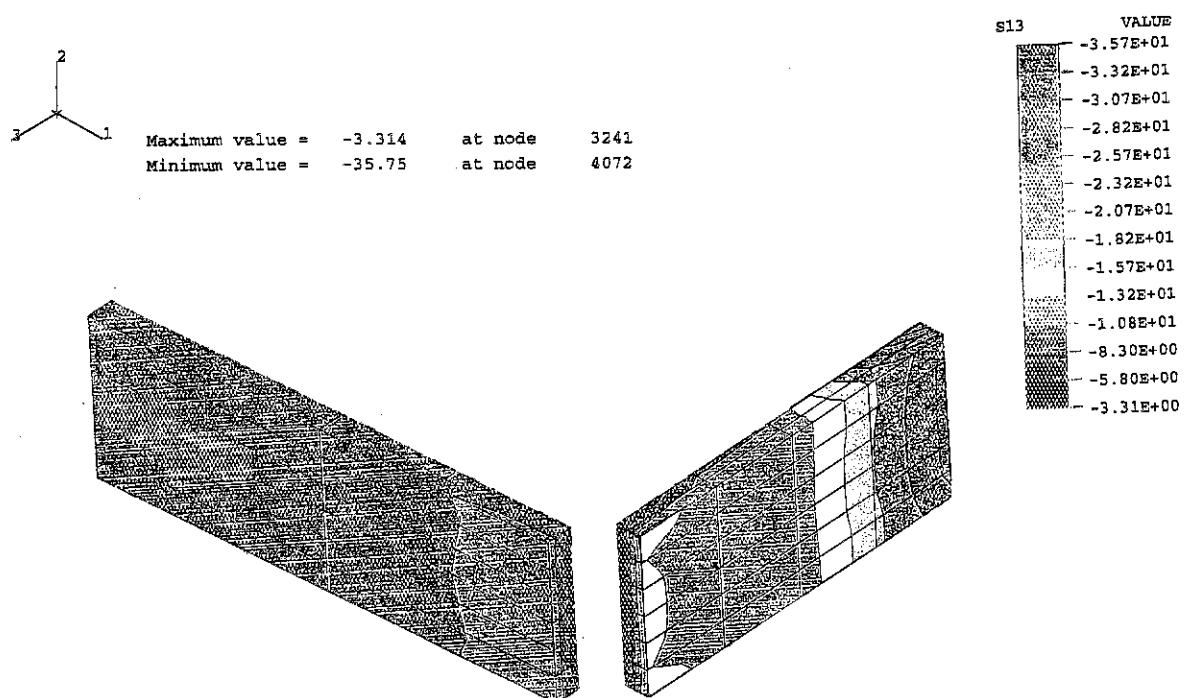
図 2.3.25 トレスカ応力 (DT-SN70s,  $\mu=0.1$ )図 2.3.26 せん断応力 (DT-SN70s,  $\mu=0.1$ )

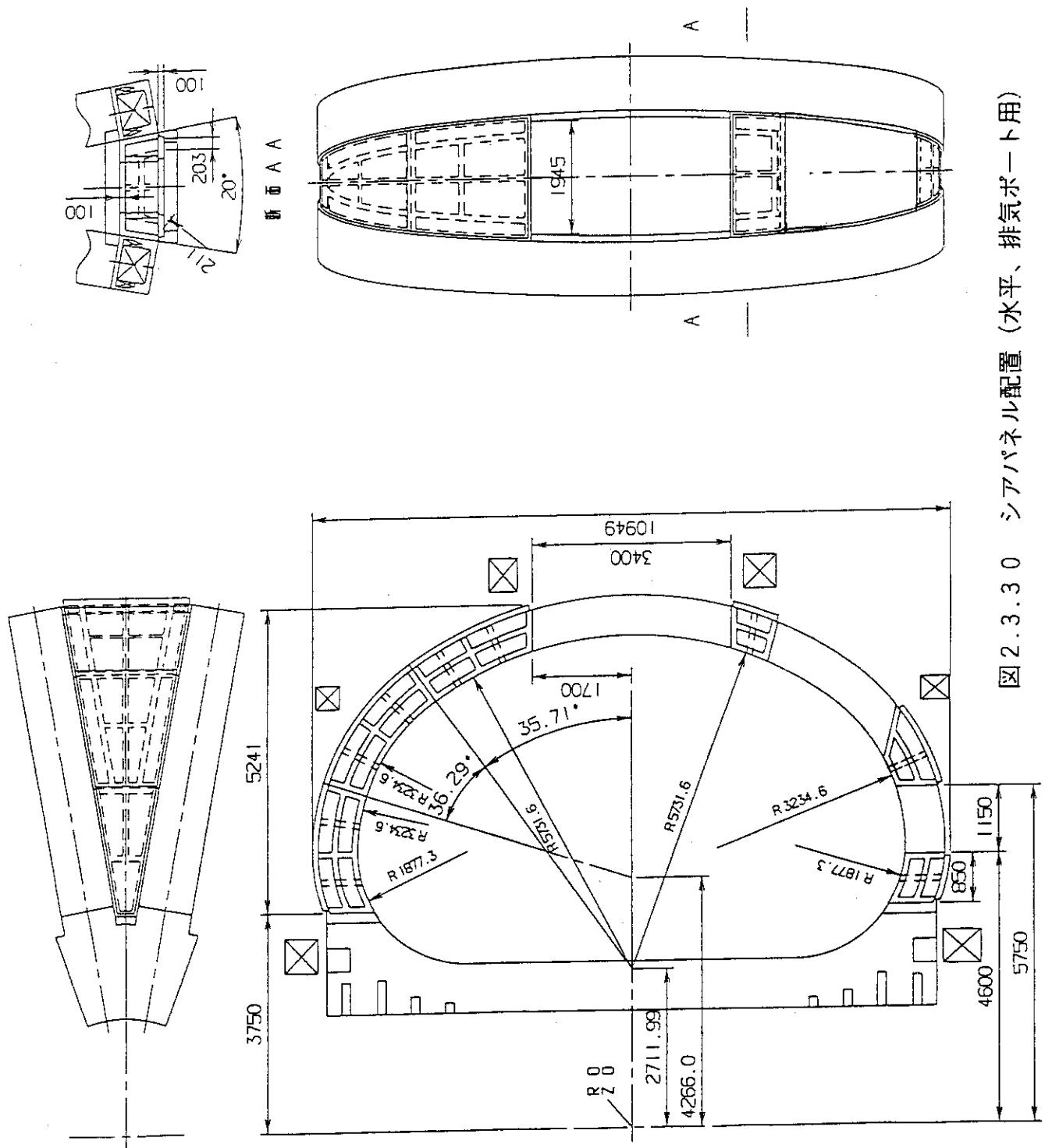


Prioul et al: Prioul,C.,Rodrigues,C.A.V.deA.,and Libeyra,P. 1988. Fatigue properties of 316LN austenitic steel at cryogenic temperatures, in Proceedings, 14th Symposium on Fusion Technology (Avignon,France), Laboratoire Materiaux, Ecole Centrale des Artset Manufactures, Grand Voiedes Vigres,92295 Chatenay-Malabry Cedex,France.

Umezawa et al: Umezawa,o. Ogata,T.,Yuri,T.,Nagai,K.,and Ishikawa,K. 1994. Review of high cycle fatigue properties of structural materials at cryogenic temperatures, to be published in. *Advances in Cryogenic Engineering-Materials*, Vol.40,Plenum,New York.

図2.3.2.7 S U S 3 1 6 L N の S - N 曲線

図 2.3.2.8 絶縁部せん断応力 (DT-SN70s,  $\mu=0.1$ )図 2.3.2.9 絶縁部せん断応力 (DT-SN70s,  $\mu=0.1$ )  
 (角部削除モデル)



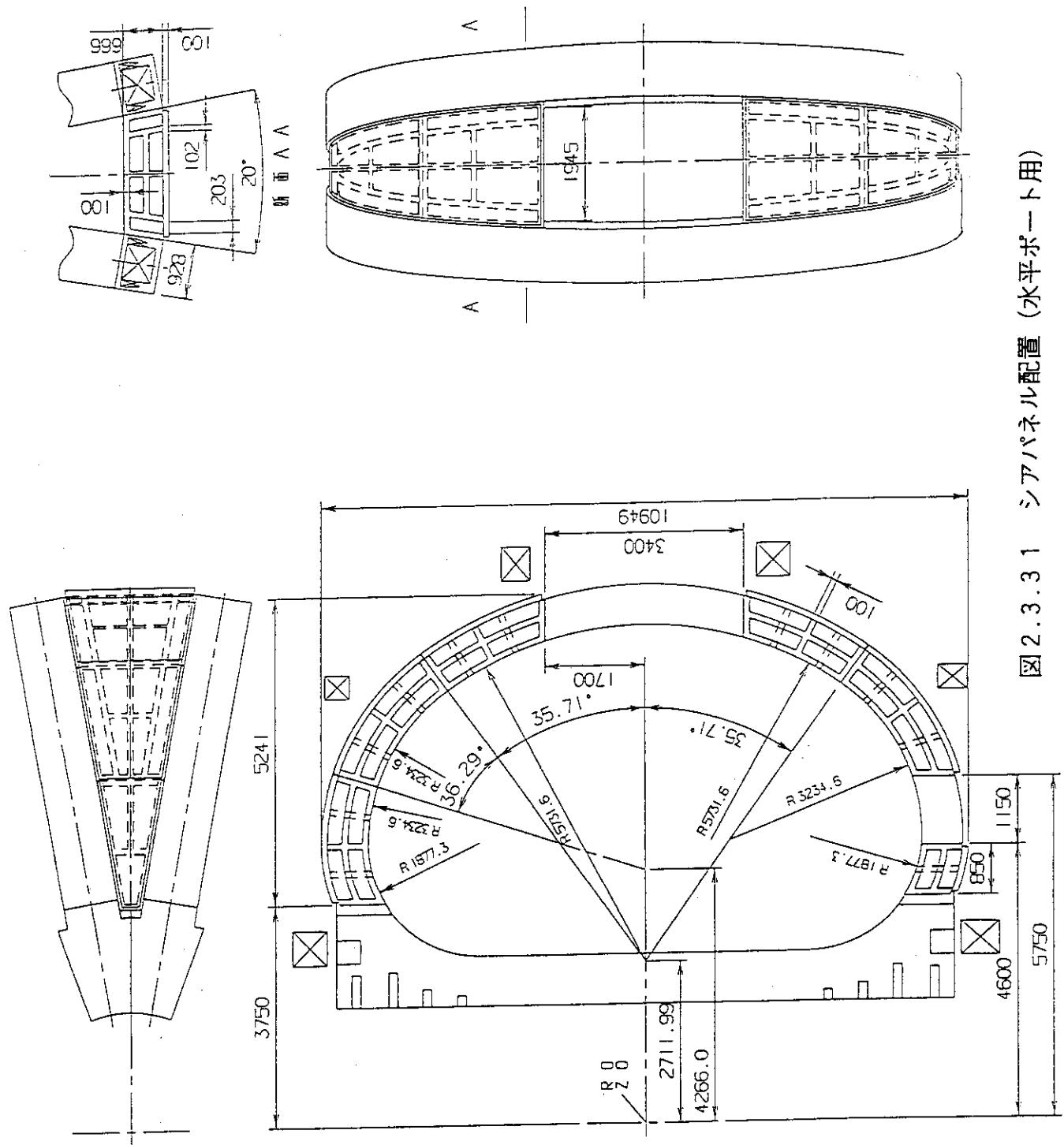


図2.3.3.1 シアパネル配置 (水平ポート用)

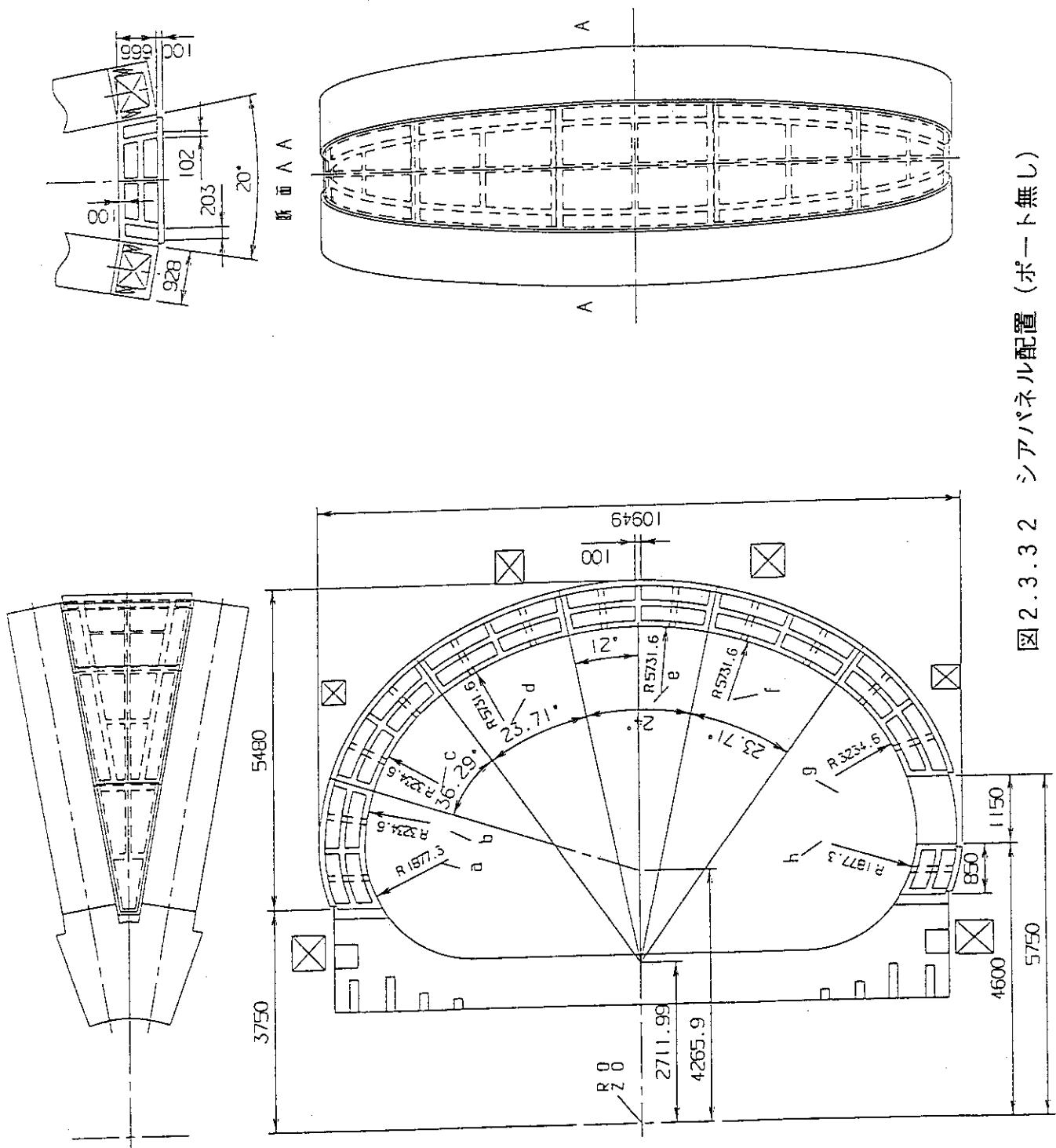


図2.3.3 2 シアパネル配置（ポート無し）

### 2.3.2 卷線部構造解析、部分モデル解析

#### (1) ウエッジ卷線部解析

全体解析では卷線部からコイルケースへの荷重伝達モデルの精度が良くない。(収束性を損なわないとための設定による)そこで、この部分モデル解析では自己電磁力による卷線部内平均圧縮応力を精度良く計算することを目的として、これから得られた卷線部の変位データを基にディスク内に発生する応力分布の解析を行った。

##### 1) 解析条件 (図2.3.3参考)

モデル：ウェッジ部中央、卷線部3分割、アース絶縁層のメッシュ作成。

物性値：コイルケース、卷線部とも全体モデルの物性値と同一とした。なお、アース絶縁のヤング率をパラメータとした。

荷重伝達：アース絶縁表面はすべて接触要素

境界条件：ウェッジ側面をトロイダル方向に拘束、モデル下面を垂直方向に支持。

荷重条件：自己電磁力分布は全体モデルと同一、ただし垂直方向伸びの平均値をモデル上面に強制変位として与えた。(1.05 mm/m)

##### 2) 解析結果

$E_{ins}$  (アース絶縁のヤング率) = 5, 10, 50 GPaとして解析を行った。 $E_{ins} = 10$  GPaの時の断面内応力分布を図2.3.3～図2.3.3に示す。 $E_{ins}$ を変化させた場合の結果を表2.3.3に示す。

##### 3) まとめ

結果より、アース絶縁の剛性が大きい程、卷線部の受け持つ応力が高くなることが分かった。

表2.3.3 アース絶縁ヤング率を変化させた時の卷線部応力

$E_{ins}$ (GPa)	コイルケース応力		卷線部応力	アース絶縁応力
	トロイダル方向 (GPa)	トレスカ (GPa)	トロイダル方向 (GPa)	トレスカ (GPa)
5	-394	503	-97	28
10	-380	492	-101	31
50	-361	478	-119	27

#### (2) 卷線部部分モデル解析

##### 1) 解析条件

ディスク構造までを3次元でモデル化し、TFCの最大応力の絶縁部ヤング率 $E_{ins}$ 依存性を調べるために、 $E_{ins}$ が5 GPa(ケース1)、10 GPa(ケース2)、50 GPa(ケース3)の場合のズーミング解析を行った。

解析範囲は卷線部のみとし、解析モデルは3次元モデルで図2.3.3に示す寸法を用い、ディスクおよびコイルケースの材質の物性値は表2.3.4に示す値を用いた。また、絶縁部のヤング率については、最大応力の依存性を評価するためケース1～3の様に値を変化させてズーミング解析を行うこととした。

表 2.3.4 各部材の物性値

品質	材質	縦弾性係数E (GPa)	ポアソン比ν (-)
ディスク	JCS	210	0.3
コイルケース	JCS	210	0.3
アース絶縁部、 ダブルパンケーキ 間絶縁部	FRP	5.0(ケース1) 10.0(ケース2) 50.0(ケース3)	0.3

## 2) 荷重・拘束条件

図 2.3.3.9 に強制変位境界条件を示す。また導体に生じる向心力は図 2.3.4.0 の様に導体孔に分布荷重を設定していくことにより考慮し、分布荷重の値については、巻線部のトロイダル磁場強度分布から各導体位置での磁場強度を読みとり、定格電流値 (55.6 kA) での導体に生じる電磁力から計算した。

## 3) 解析結果

ケース 1～3 の解析結果を図 2.3.4.1～4.3 に示す。図より、最大応力はケース 1 の場合が 75 MPa 程度、ケース 2 の場合が 780 MPa 程度、ケース 3 の場合が 856 MPa 程度となり、絶縁部のヤング率  $E_{ins}$  を小さくすると最大トレスカ応力も小さくなることが分かる。図より最も大きい応力成分はトロイダル方向の応力成分であり、このトロイダル方向の応力成分によって最大トレスカ応力が生じている事が分かった。また図 2.3.4.4～4.6 は解析モデルの高さ方向が中間での断面変形図を示してあり、図より絶縁部のヤング率が小さい程、変形は大きくなることが分かった。

## 4) まとめ

TFC 卷線部の最大トレスカ応力として、上記で述べているように絶縁部のヤング率を小さくすることにより、最大トレスカ応力は低減できるが、実際の値としては、ケース 2 の  $E_{ins} = 10 \text{ GPa}$  程度が現実的でありこの時の最大トレスカ応力は 780 MPa となる。この値は JCS の許容応力 800 MPa 以下になつてはいるが、ディスクの健全性の面からは保証できるとは言えない。今後、許容応力以下 (667 MPa) となるように若干の寸法等の見直しが必要となる。

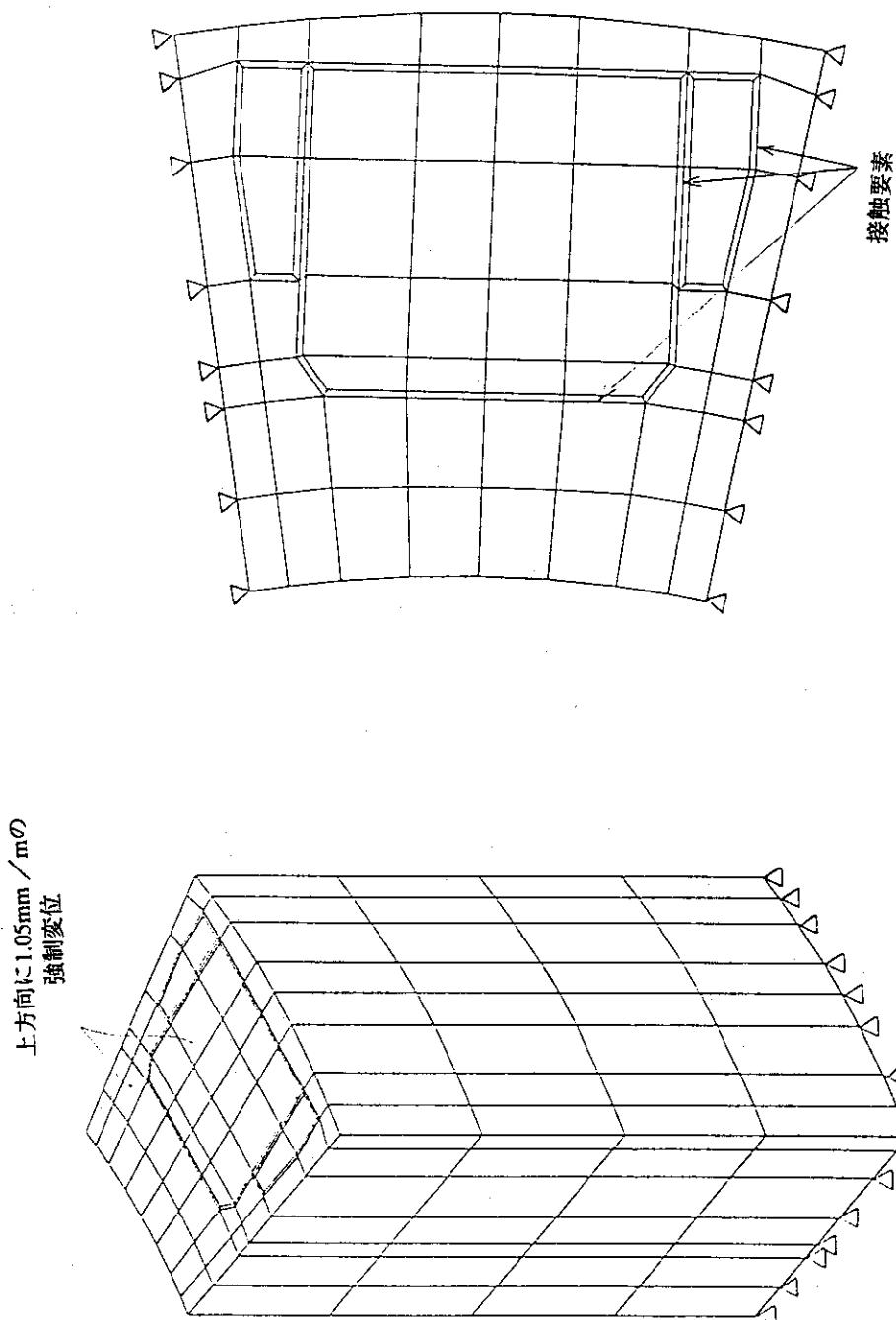
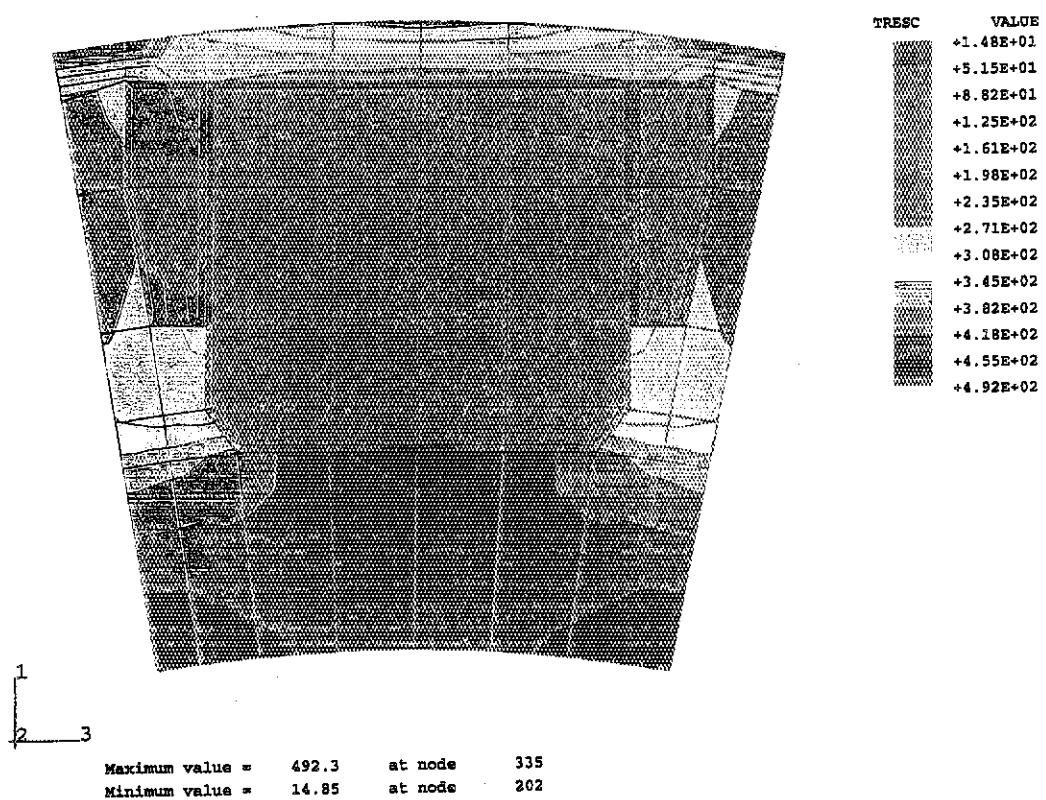
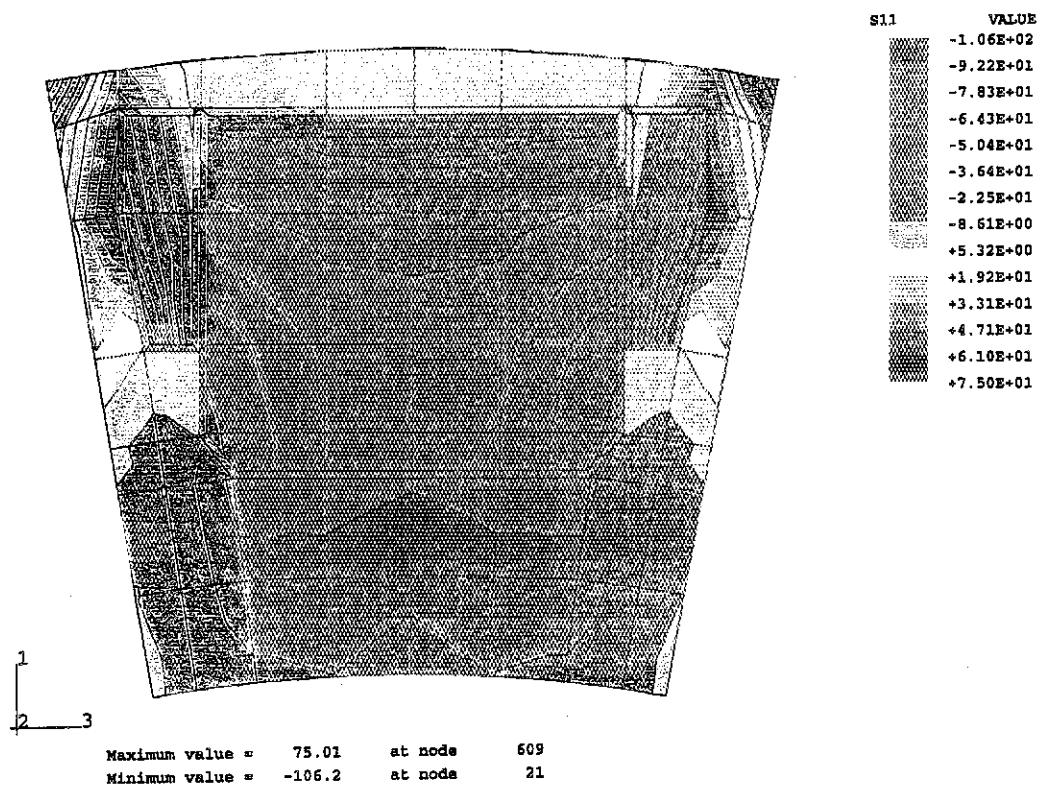
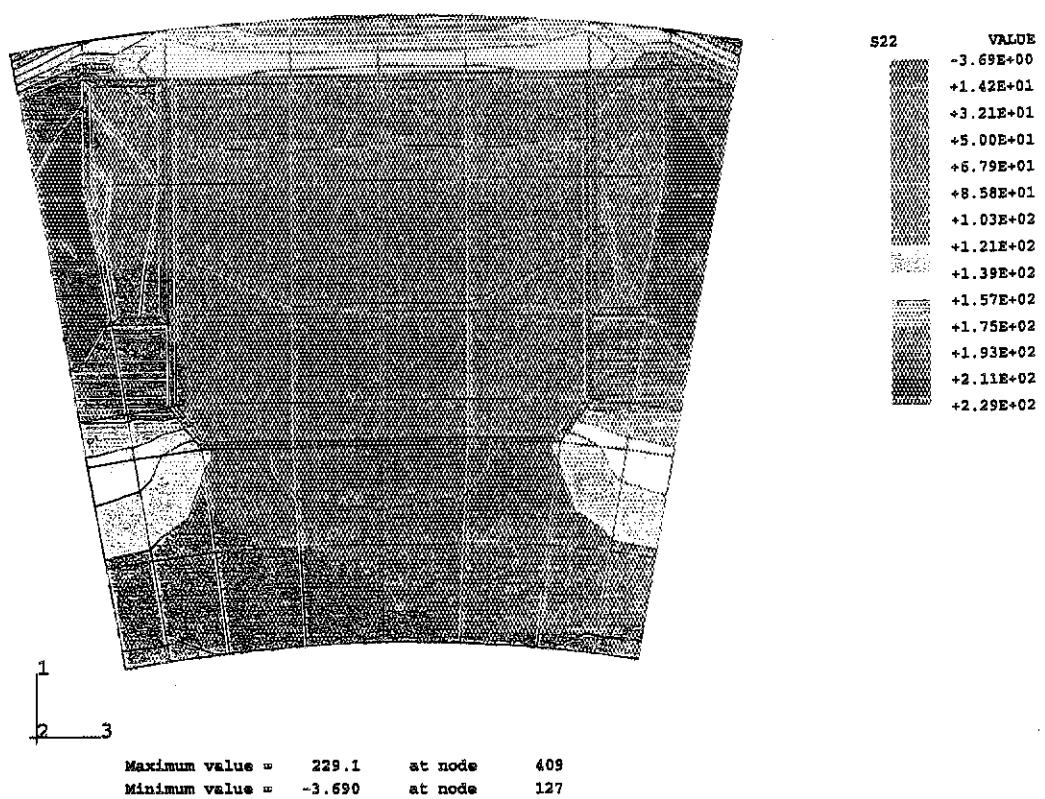
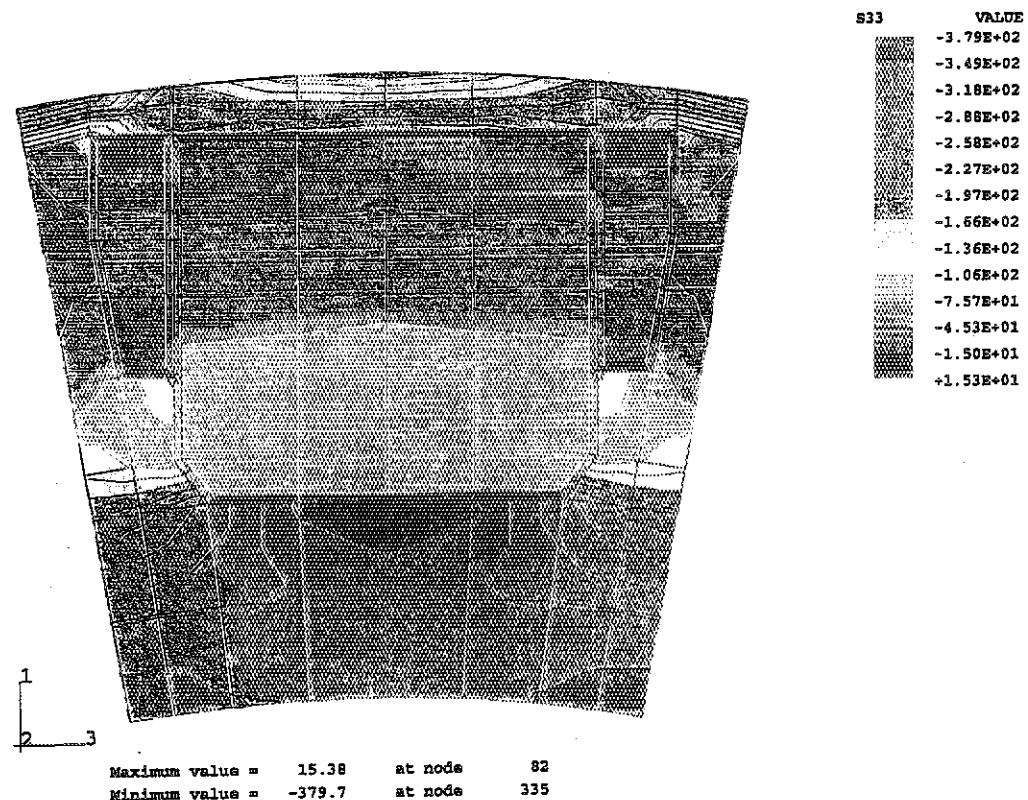
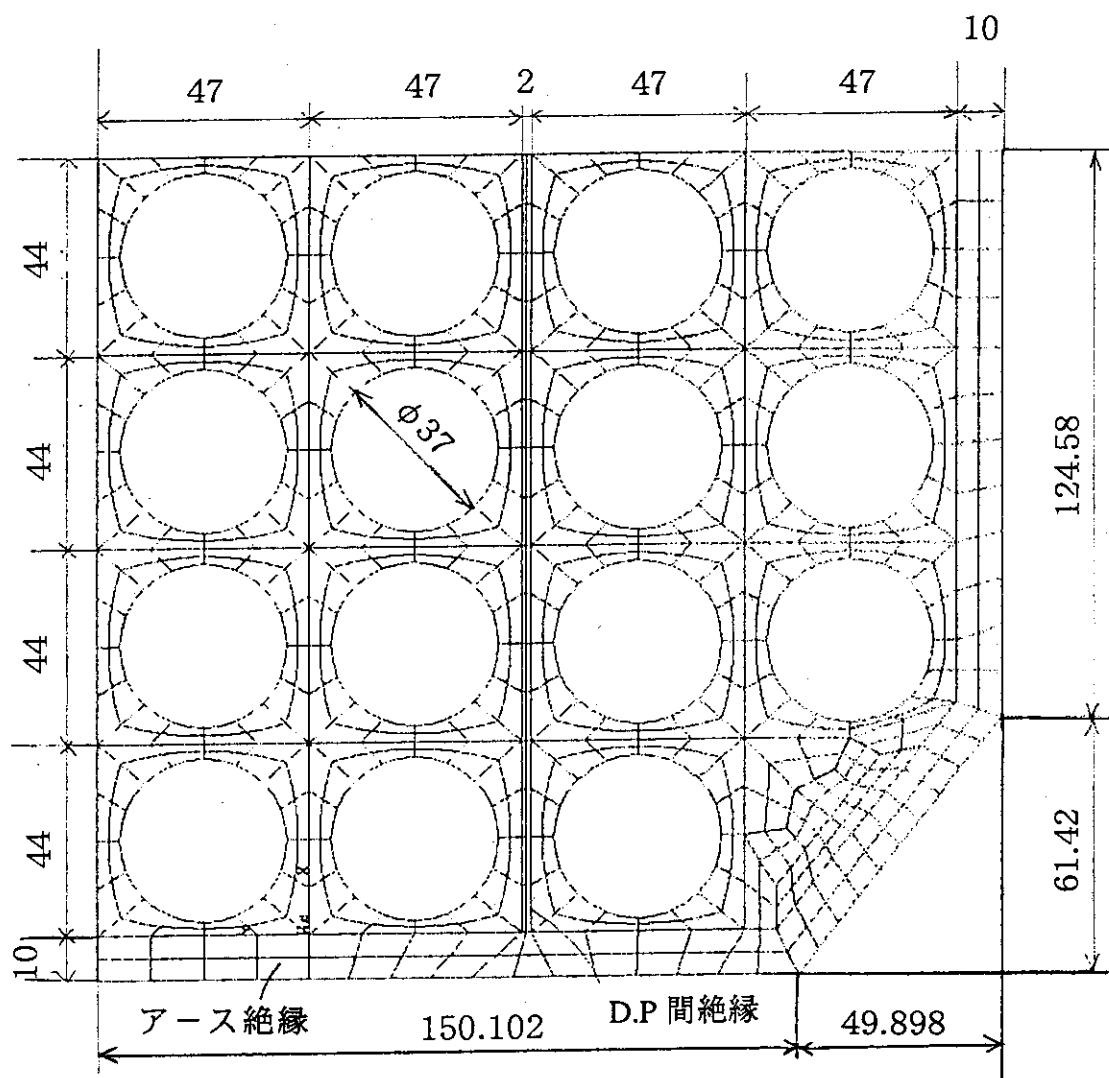


図2.3.3.3 卷線部・部分モデル解析条件

図 2.3.3.4 トレスカ応力分布 (TFON、 $E_{ins} = 10 \text{ GPa}$ )図 2.3.3.5 主半径方向応力分布 (TFON、 $E_{ins} = 10 \text{ GPa}$ )

図 2.3.3.6 垂直方向応力分布 (TFEON、 $E_{ins} = 10 \text{ GPa}$ )図 2.3.3.7 トロイダル方向応力分布 (TFEON、 $E_{ins} = 10 \text{ GPa}$ )

節点数 1 1 5 4 6  
 要素数 1 9 0 8 (20節点要素使用)



主半径方向

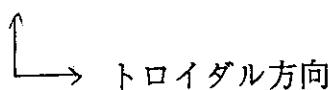


図 2.3.3.8 解析モデルの寸法

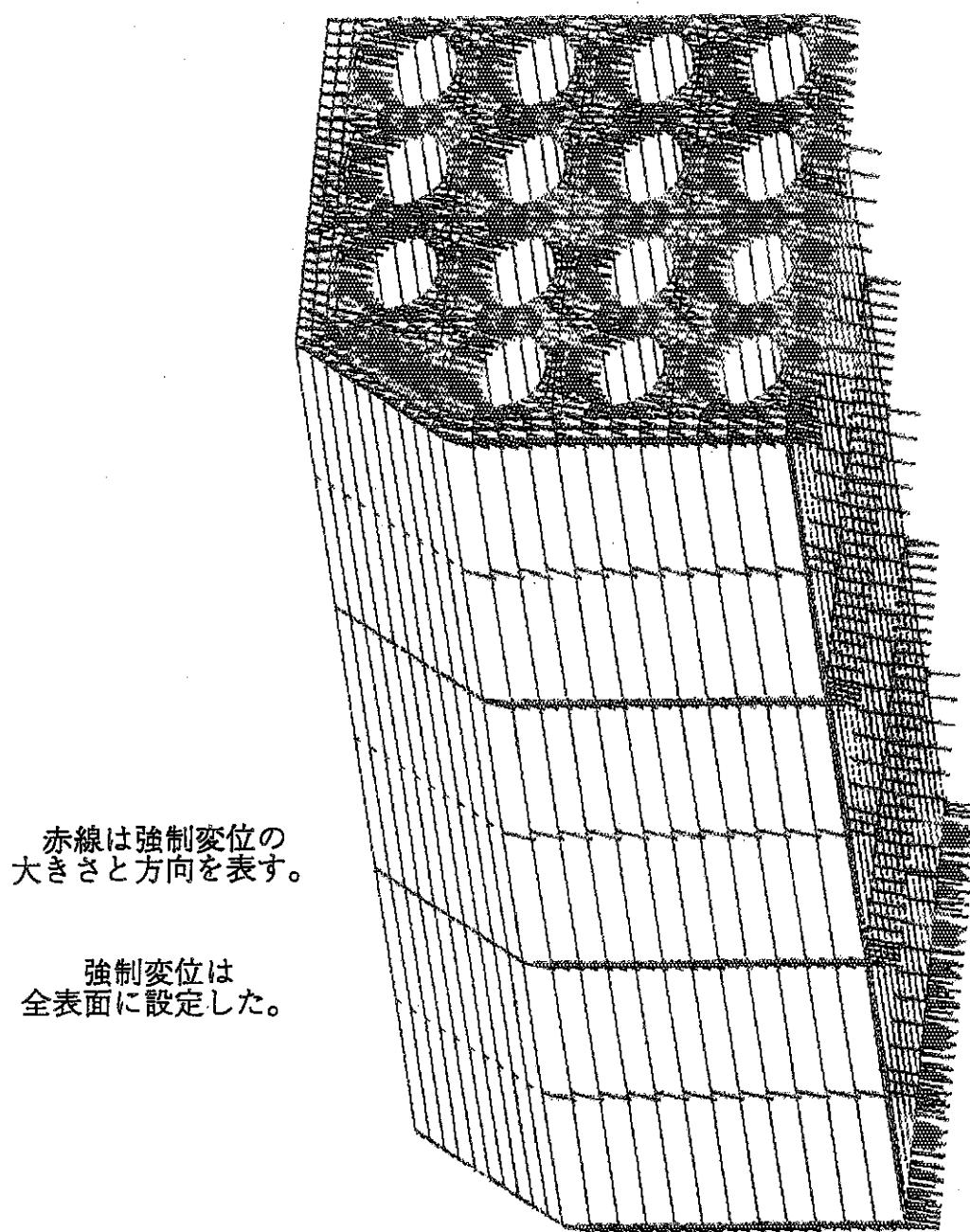


図2.3.3.9 ズーミング解析における強制変位の境界条件

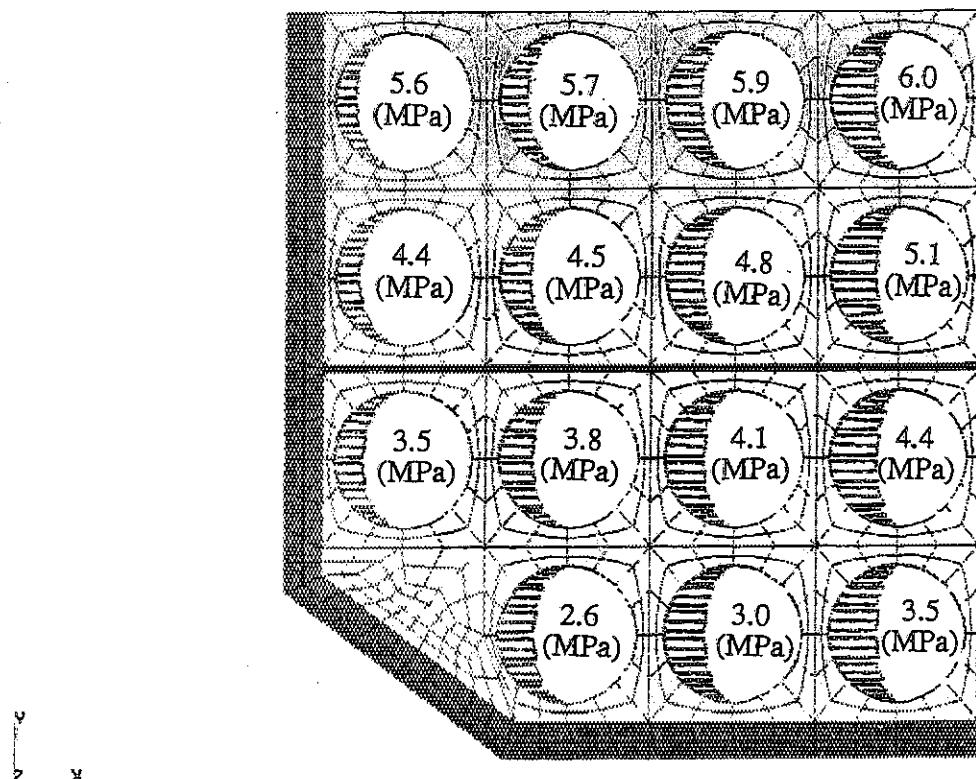


図 2.3.40 ズーミング解析における導体孔の分布荷重条件

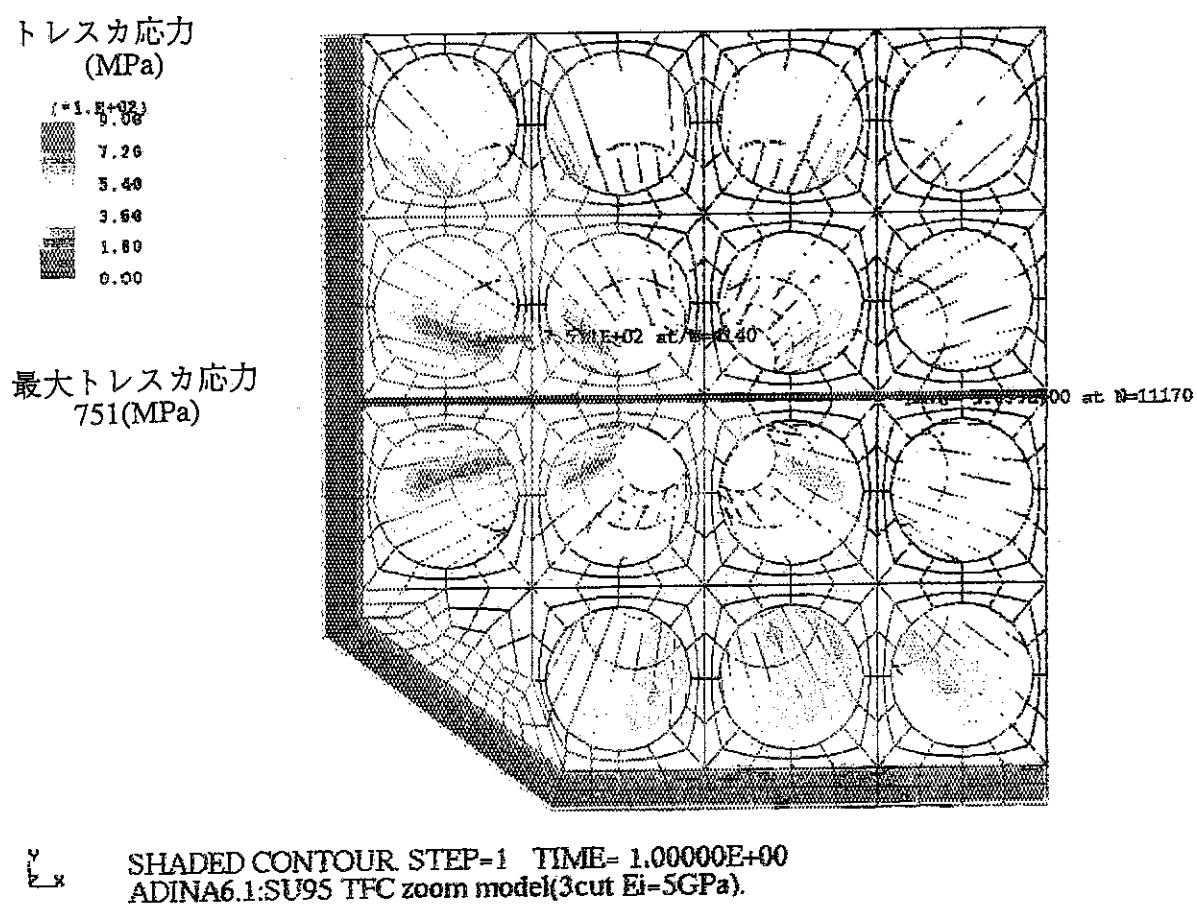
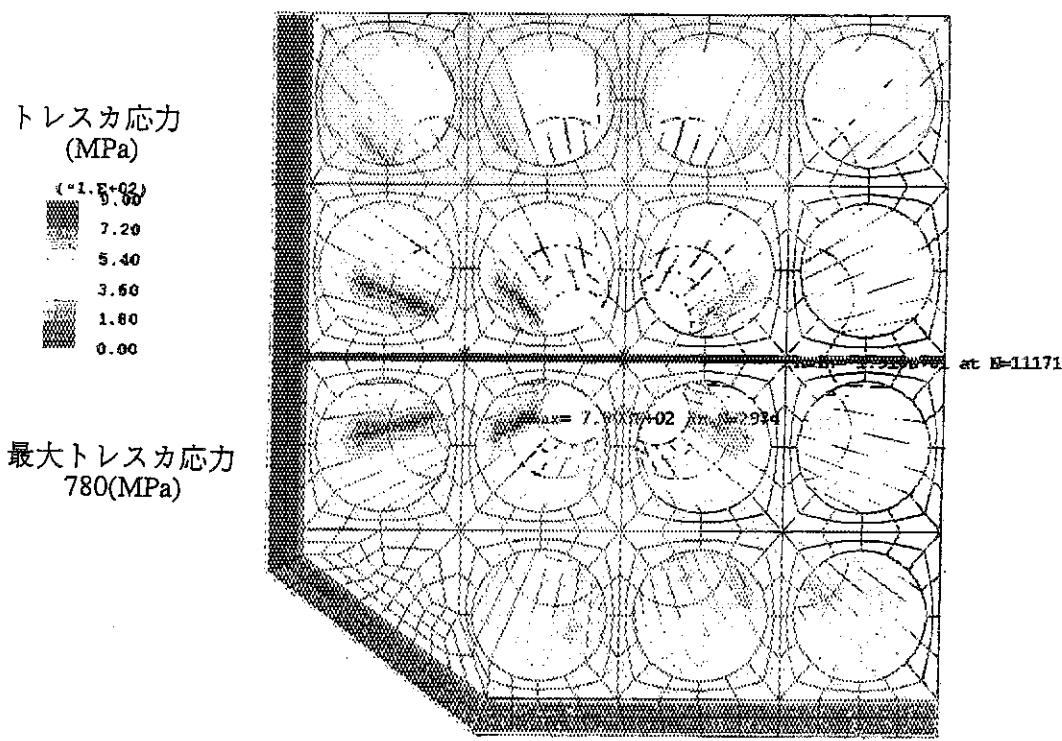
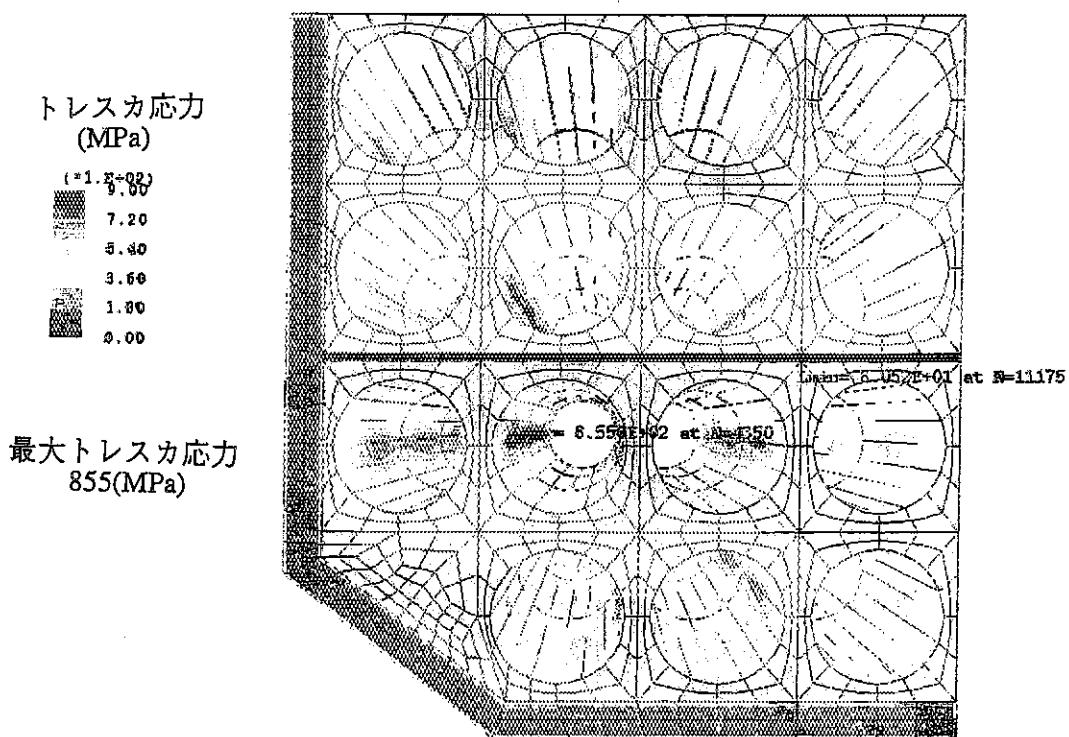


図 2.3.41 ケース 1 でのトレスカ応力分布



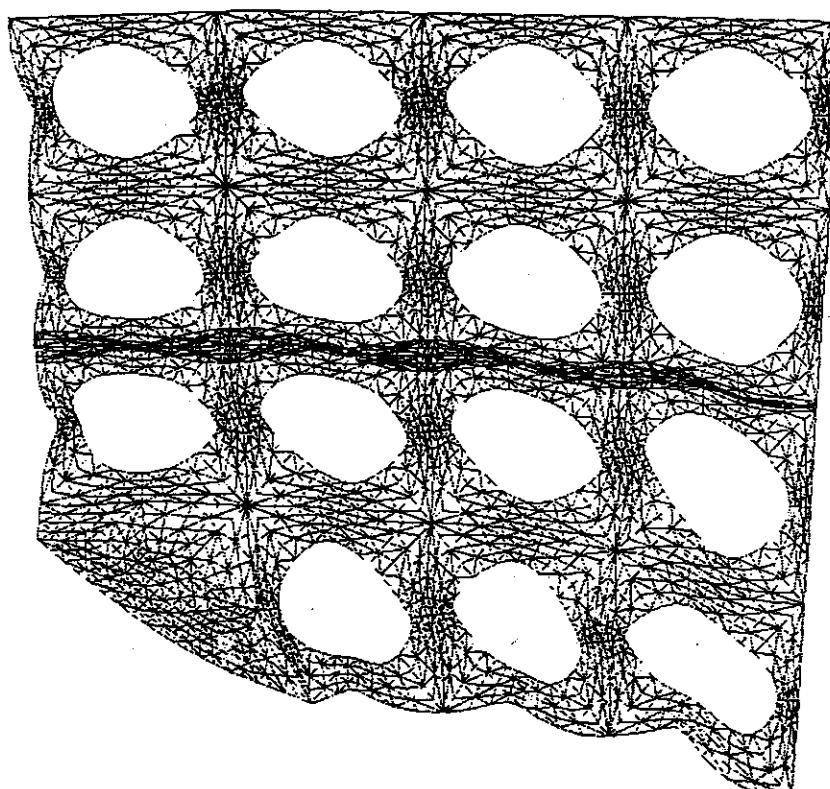
SHADED CONTOUR STEP=1 TIME= 1.00000E+00  
ADINA6.1:SU95 TFC disc zooming model(cut&Ei10GPa).

図 2.3.4.2 ケース 2 でのトレスカ応力分布



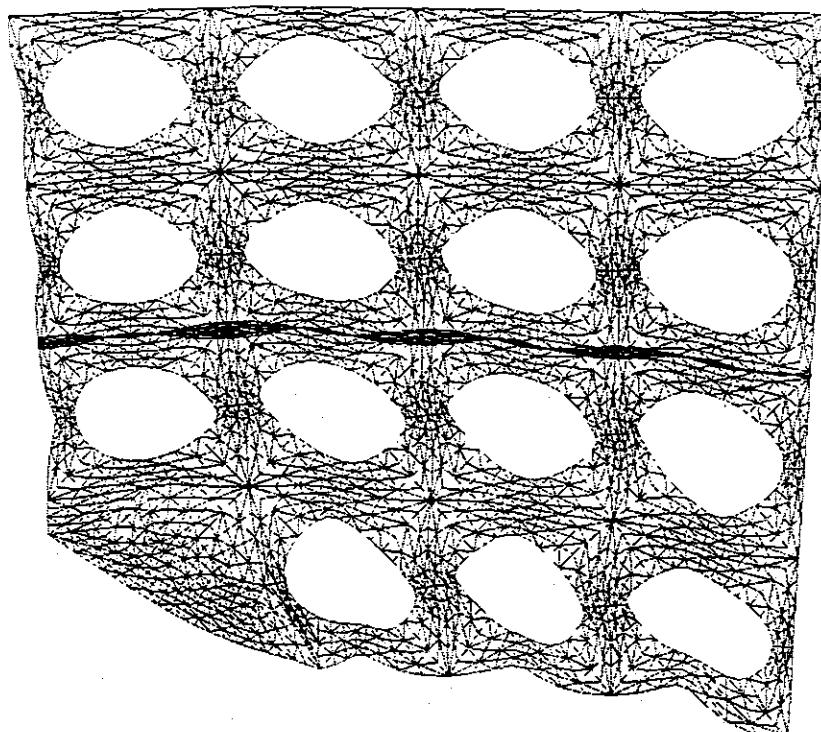
SHADED CONTOUR STEP=1 TIME= 1.00000E+00  
ADINA6.1:SU95 TFC zoom model(3cut Ei=50GPa)

図 2.3.4.3 ケース 3 でのトレスカ応力分布



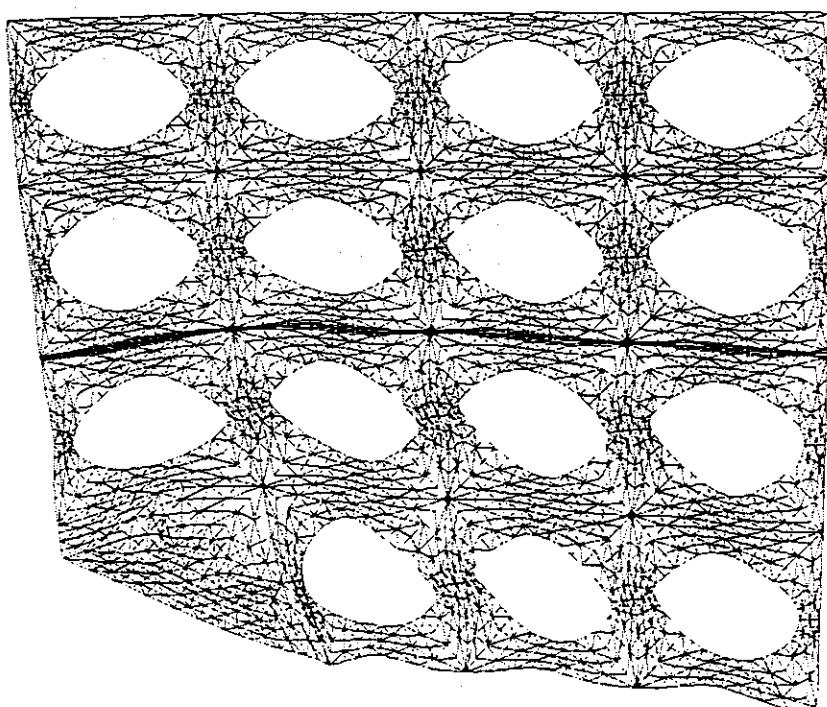
DEFORMED SHAPE. STEP=1 TIME= 1.00000E+00  
ADINA6.1:SU95 TFC zoom model(3cut Ei=5GPa).

図 2.3.4.4 ケース 1 での高さ方向中間断面 ( $z = -233.3$ ) の変形図  
(アース絶縁部は除く)



Y  
x  
DEFORMED SHAPE, STEP=1 TIME= 1.00000E+00  
ADINA6.1:SU95 TFC disc zooming model(cut&Ei10GPa)

図 2.3.4.5 ケース 2 での高さ方向中間断面 ( $z = -233.3$ ) の変形図  
(アース絶縁部は除く)



Y  
x  
DEFORMED SHAPE, STEP=1 TIME= 1.00000E+00  
ADINA6.1:SU95 TFC zoom model(3cut Ei=50GPa)

図 2.3.4.6 ケース 3 での高さ方向中間断面 ( $z = -233.3$ ) の変形図  
(アース絶縁部は除く)

### 2.3.3 TFCの等価剛性評価

以下に示す方法により、孔があり複数の材質で構成される巻線部を、孔のない一様な構造とみなしあのときと等価な物性値を求めた。

#### (1) 巷線部のモデル化

TFC巻線部の寸法と形状を図2.3.4.7に示す。図において孔のある部分には対称性があるため斜線の様に1/4領域のみをモデル化した。このモデル化した部分の寸法と形状を図2.3.4.8に示す。このモデルを用いて下記の2パターンにおける各材質において解析を行った。

	ディスク	コンジット	絶縁部
パターン1	SUS	Ti	FRP
パターン2	SUS	SUS	FRP

#### (2) 解析モデルの荷重・拘束条件

解析モデルの各荷重・拘束条件を図2.3.4.9に示す。図のように、それぞれx、y、z方向から1tonの力が作用した時の伸びを求め、同じ大きさで孔のない構造とみなした時と等価な物性値(E、ν、G)を公式により求める。

縦弾性係数：E=応力/歪み

横弾性係数：G=剪断応力/剪断歪み

ポアソン比：ν=横方向の単位長さあたりの縮み/縦方向の単位長さあたりの伸び。

#### (3) 巷線部の物性値

各部材の物性値は、以下の値とした。

- ・ディスク部：SUS E=21000kg/mm<sup>2</sup> ν=0.3
- ・コンジット：Ti E=11000kg/mm<sup>2</sup> ν=0.3
- ・絶縁部：FRP E=1000kg/mm<sup>2</sup> ν=0.3

#### (4) 解析結果

解析は、x、y、z方向の各荷重条件(3種類)で行い、各々において以下の結果が得られた。

[パターン1の場合]：コンジットにTiを用いた場合

1) ケース1：F<sub>x</sub>=1ton

x、y、z方向の伸びは

$$\lambda_x = 9.04 \times 10^{-3} \text{ mm}$$

$$\lambda_y = -1.00 \times 10^{-3} \text{ mm}$$

$$\lambda_z = -1.33 \times 10^{-3} \text{ mm} \text{ となる。}$$

これより、孔のない構造と等価なポアソン比ν、縦弾性係数Eは以下の様に求まる。

$$\begin{aligned} \nu_{xy} &= |\varepsilon_y / \varepsilon_x| = |(\lambda_y / L_y) / (\lambda_x / L_x)| \\ &= |(\lambda_y / 2.15) / (\lambda_x / 23.5)| = 0.12 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \nu_{xz} &= |\varepsilon_z / \varepsilon_x| = |(\lambda_z / L_z) / (\lambda_x / L_x)| \\ &= |(\lambda_z / 20) / (\lambda_x / 23.5)| = 0.17 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} E_x &= (F_x / A) \cdot (L_x / \lambda_x) \\ &= (1000 / (21.5 \times 20)) \cdot (23.5 / (9.04 \times 10^{-3})) \\ &= 6043.05 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

2) ケース2：F<sub>y</sub>=1ton

x、y、z 方向の伸び、ポアソン比ν、縦弾性係数Eは以下の様に求まる。

$$\lambda_x = -1.00 \times 10^{-3} \text{ mm}$$

$$\lambda_y = 6.43 \times 10^{-3} \text{ mm}$$

$$\lambda_z = -1.21 \times 10^{-3} \text{ mm} \quad \text{となる。}$$

ケース1と同様に

$$\nu_{yx} = 0.14$$

$$\nu_{yz} = 0.20$$

$$E_y = (F_y/A) \cdot (L_y / \lambda_y) = 7116.77 \text{ kg/mm}^2$$

3) ケース3 :  $F_z = 1 \text{ ton}$

x、y、z 方向の伸び、ポアソン比ν、縦弾性係数Eは以下の様に求まる。

$$\lambda_x = -1.33 \times 10^{-3} \text{ mm}$$

$$\lambda_y = -1.21 \times 10^{-3} \text{ mm}$$

$$\lambda_z = 3.84 \times 10^{-3} \text{ mm} \quad \text{となる。}$$

ケース1と同様に

$$\nu_{zx} = 0.29$$

$$\nu_{zy} = 0.29$$

$$E_z = (F_z/A) \cdot (L_z / \lambda_z) = 10288.6 \text{ kg/mm}^2$$

以上の結果より、横弾性係数Gは以下の様に求まる。

$$G_{xy} = E_x E_y / (E_x + E_y + 2 \cdot \nu_{yx} \cdot E_x) = 2887.4 \text{ kg/mm}^2$$

$$G_{xz} = E_x E_z / (E_x + E_z + 2 \cdot \nu_{zx} \cdot E_x) = 3125.8 \text{ kg/mm}^2$$

$$G_{yz} = E_y E_z / (E_y + E_z + 2 \cdot \nu_{zy} \cdot E_y) = 3391.3 \text{ kg/mm}^2$$

[パターン2の場合] : コンジットにSUSを用いた場合

1) ケース1 :  $F_x = 1 \text{ ton}$

x、y、z 方向の伸びは

$$\lambda_x = 8.50 \times 10^{-3} \text{ mm}$$

$$\lambda_y = -1.15 \times 10^{-3} \text{ mm}$$

$$\lambda_z = -1.27 \times 10^{-3} \text{ mm}$$

これより、孔のない構造と等価なポアソン比ν、縦弾性係数Eは以下の様に求まる。

$$\begin{aligned} \nu_{xy} &= |\varepsilon_y / \varepsilon_x| = |(\lambda_y / L_y) / (\lambda_x / L_x)| \\ &= |(\lambda_y / 2.15) / (\lambda_x / 23.5)| = 0.15 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \nu_{xz} &= |\varepsilon_z / \varepsilon_x| = |(\lambda_z / L_z) / (\lambda_x / L_x)| \\ &= |(\lambda_z / 20) / (\lambda_x / 23.5)| = 0.18 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} E_x &= (F_x/A) \cdot (L_x / \lambda_x) \\ &= (1000 / (2.15 \times 20)) \cdot (23.5 / (8.50 \times 10^{-3})) \\ &= 6399.04 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

2) ケース2 :  $F_y = 1 \text{ ton}$

x、y、z 方向の伸び、ポアソン比ν、縦弾性係数Eは以下の様に求まる。

$$\lambda_x = -1.15 \times 10^{-3} \text{ mm}$$

$$\lambda_y = 6.17 \times 10^{-3} \text{ mm}$$

$$\lambda_z = -1.2 \times 10^{-3} \text{ mm} \quad \text{となる。}$$

ケース1と同様に

$$\nu_{yx} = 0.17$$

$$\nu_{yz} = 0.17$$

$$E_y = (F_y/A) \cdot (L_y / \lambda_y) = 7415.83 \text{kg/mm}^2$$

3) ケース3 :  $F_z = 1 \text{ton}$

$x$ 、 $y$ 、 $z$ 方向の伸び、ポアソン比 $\nu$ 、縦弾性係数 $E$ は以下の様に求まる。

$$\lambda_x = -1.27 \times 10^{-3} \text{mm}$$

$$\lambda_y = -1.16 \times 10^{-3} \text{mm}$$

$$\lambda_z = 3.67 \times 10^{-3} \text{mm} \quad \text{となる。}$$

ケース1と同様に

$$\nu_{yx} = 0.30$$

$$\nu_{yz} = 0.29$$

$$E_y = (F_y/A) \cdot (L_y / \lambda_y) = 10793.25 \text{kg/mm}^2$$

以上の結果より、横弾性係数 $G$ は以下の様に求まる。

$$G_{xy} = E_x E_y / (E_x + E_y + 2 \cdot \nu_{yx} \cdot E_x) = 2965.3 \text{kg/mm}^2$$

$$G_{xz} = E_x E_z / (E_x + E_z + 2 \cdot \nu_{zx} \cdot E_x) = 3294.9 \text{kg/mm}^2$$

$$G_{yz} = E_y E_z / (E_y + E_z + 2 \cdot \nu_{zy} \cdot E_y) = 3546.1 \text{kg/mm}^2$$

### (5) まとめ

Tiコンジット(パターン1)の時の巻線部等価剛性を、SUSコンジット(パターン2)の時の等価剛性と比較すると

・縦弾性係数 :  $E$

	$E_x (\text{kg/mm}^2)$	$E_y (\text{kg/mm}^2)$	$E_z (\text{kg/mm}^2)$
Ti	6043.1	7116.8	10288.6
SUS	6399.0	7415.8	10793.3

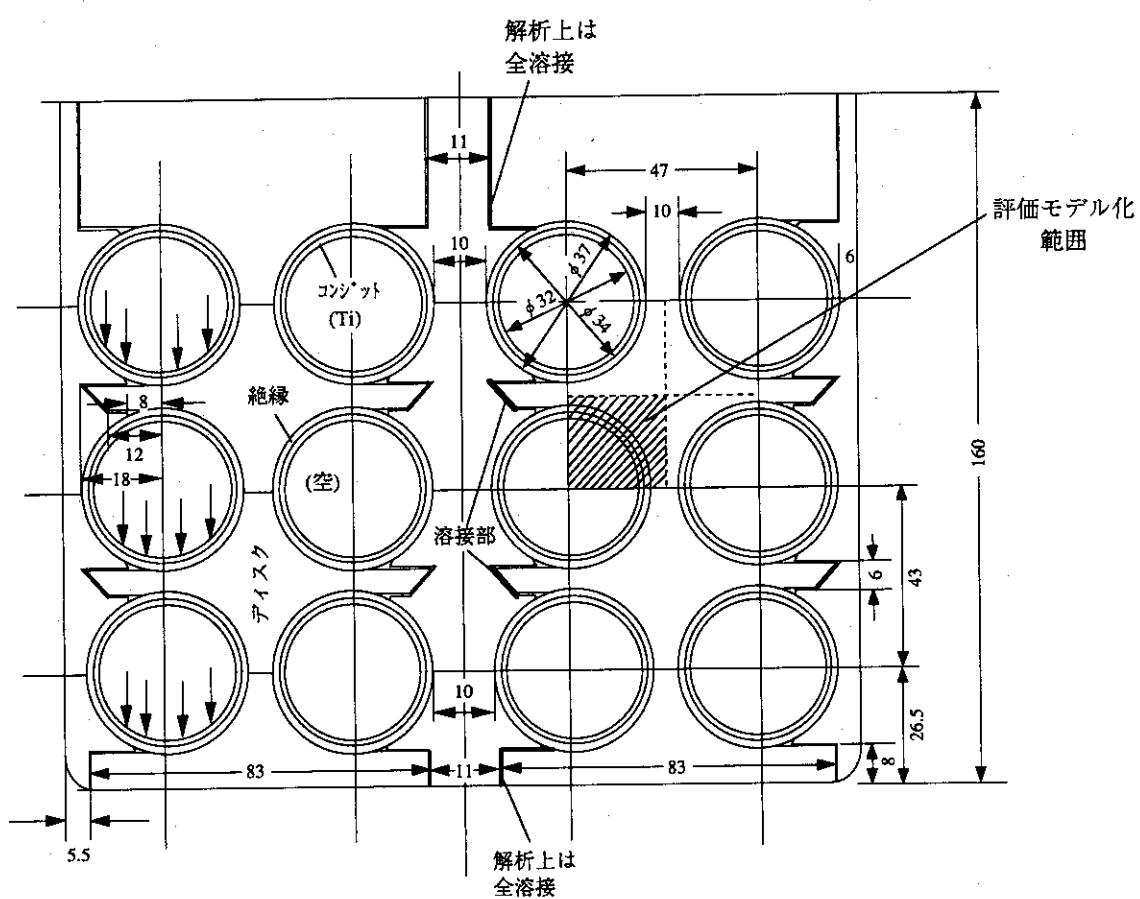
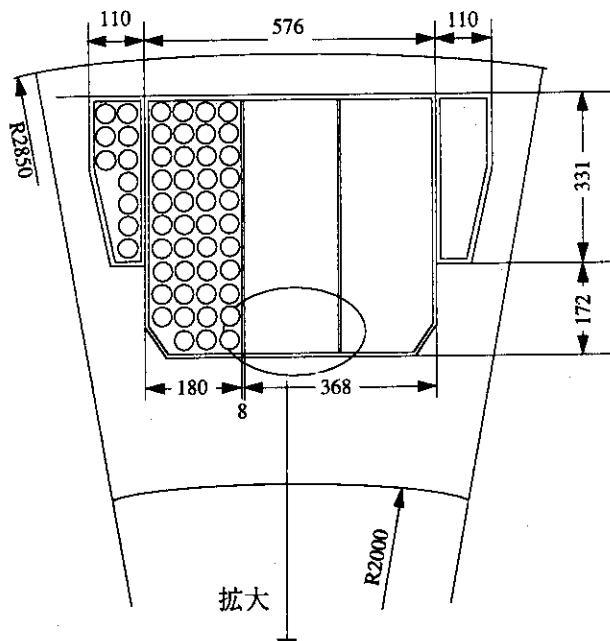
・ポアソン比 :  $\nu$

	$\nu_{xy}$	$\nu_{xz}$	$\nu_{yx}$	$\nu_{yz}$	$\nu_{zx}$	$\nu_{zy}$
Ti	0.121879	0.172952	0.143534	0.203426	0.294460	0.294049
SUS	0.147540	0.174610	0.170987	0.172003	0.294520	0.294148

・横弾性係数 :  $G$

	$G_{xy} (\text{kg/mm}^2)$	$G_{xz} (\text{kg/mm}^2)$	$G_{yz} (\text{kg/mm}^2)$
Ti	2887.4	3125.8	3391.3
SUS	2965.3	3294.9	3546.1

以上、SUSコンジットの方がTiコンジットより縦弾性係数、ポアソン比、横弾性係数ともに高い計算結果となった。この結果からコンジットの材質としては変形量が少ない(荷重に対する歪みが少ない)SUSを用いることとした。



(b) 拡大図 (ディスク型巻線部)

図 2.3.4.7 卷線部の構造

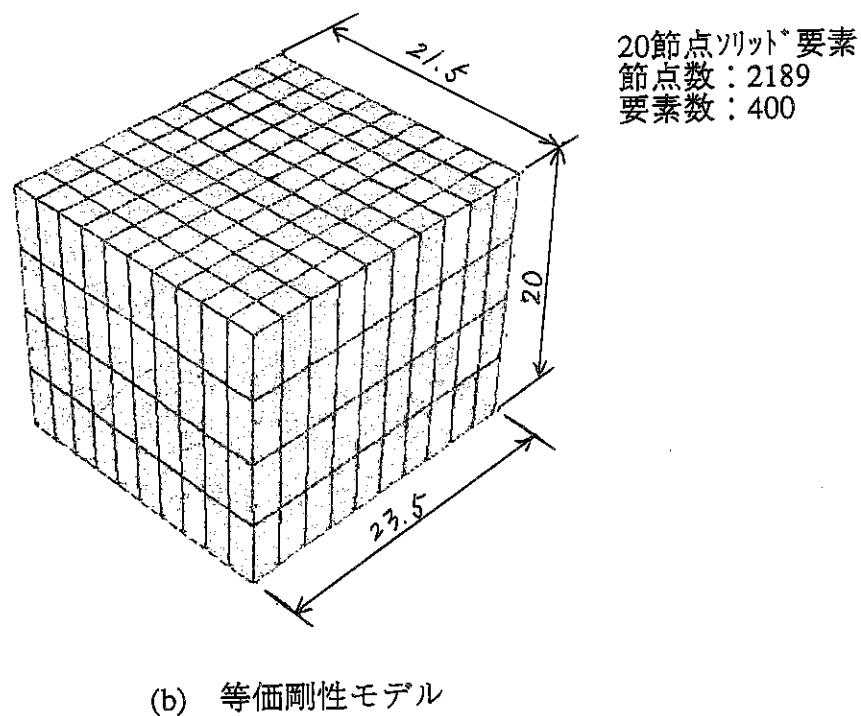
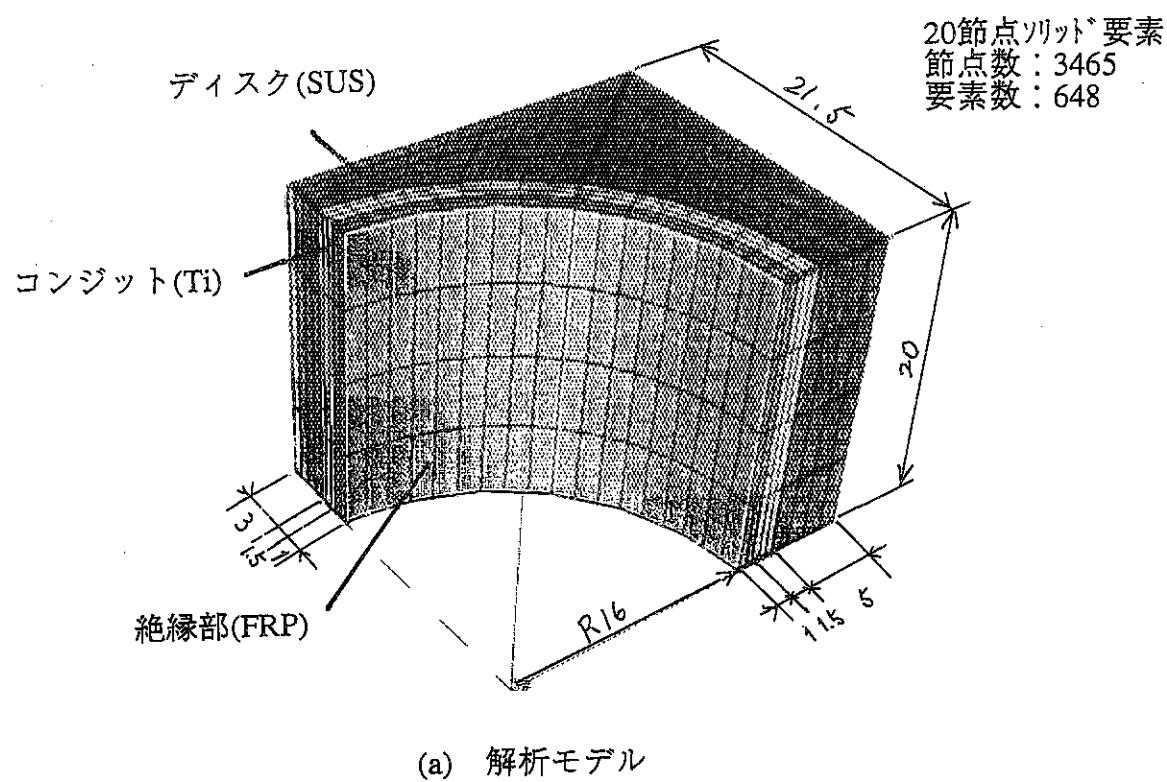


図2.3.4.8 解析モデルと等価剛性モデル

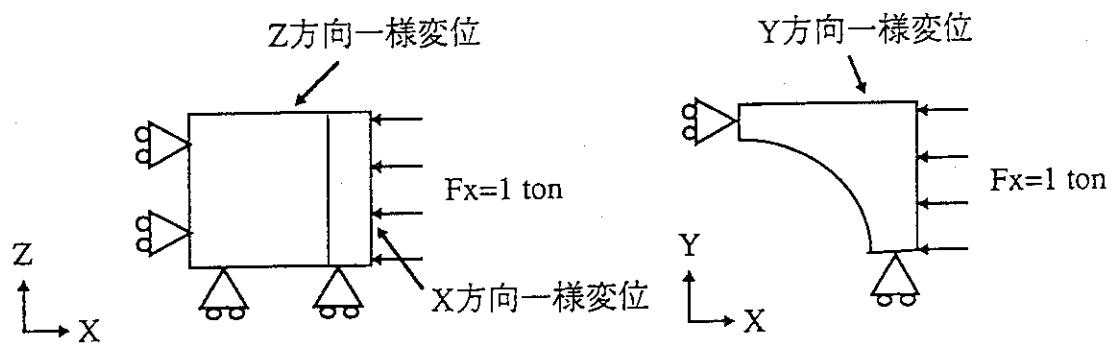
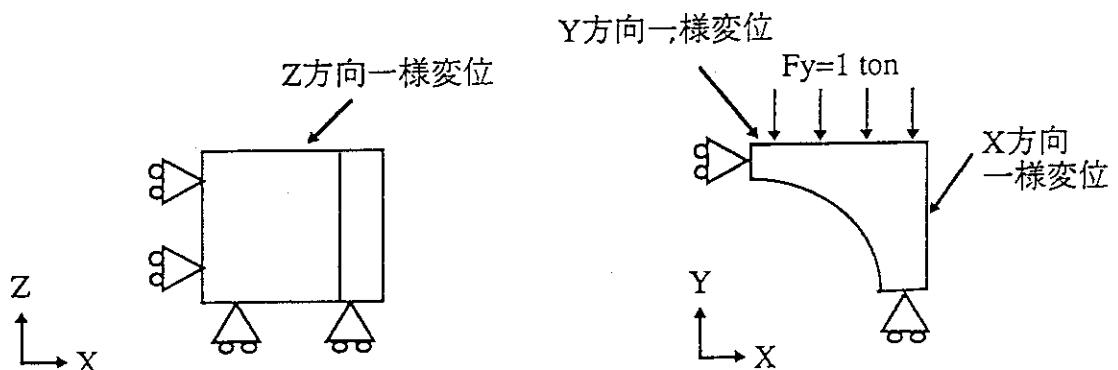
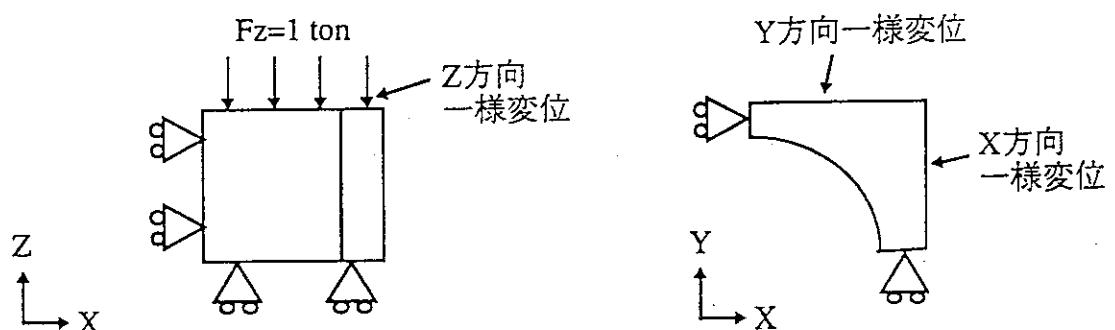
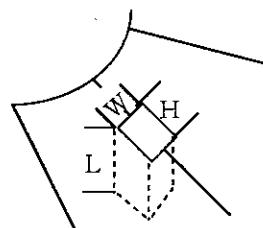
(a) ケース 1 での荷重と拘束条件( $F_x=1\text{ton}$ )(b) ケース 2 での荷重と拘束条件( $F_y=1\text{ton}$ )(c) ケース 3 での荷重と拘束条件( $F_z=1\text{ton}$ )

図 2.3.4.9 解析モデルの各荷重・拘束条件

## 2.3.4 トロイダルキーの検討

## (1) 縦キー寸法の検討

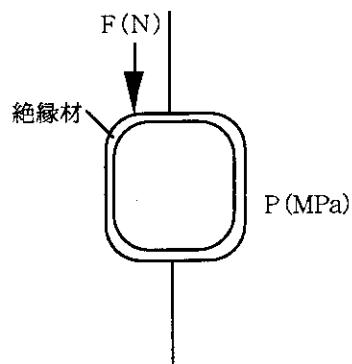
図のような縦キーについて、W、L、Hの概略寸法を求める。



## 1) 絶縁圧縮応力

キーの表面はウェッジ面同様に絶縁材で覆われる。ウェッジ面の圧縮応力は最大 400 MPa 程度であり、キーの絶縁材の平均圧縮応力は下式にて求められ許容値はウェッジ面と同等の 400 MPa となる。

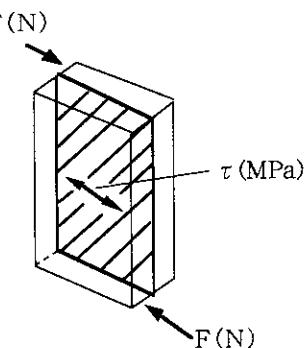
$$P = 2F/WL < 400 \text{ (MPa)} \cdots \text{ (2.3.1 式)}$$



## 2) キーせん断応力

平均せん断応力は下式にて求められ許容値は  $2\tau < 600 \text{ MPa}$  とした。

$$\tau = F/HL < 300 \text{ (MPa)} \cdots \text{ (2.3.2 式)}$$



## 3) 繰り返しせん断応力による疲労

単軸の引張り応力  $\sigma$  に基づく疲労データにおいて  $\sigma = 2\tau$  であるから疲労を評価する際の応力は下式で評価する。許容値は SUS 316 LN のトレスカ応力値 330 MPa (図 2.3.27) より

$$\sigma = 2\tau = 2F/HL < 330 \text{ MPa} \cdots \text{ (2.3.3 式)}$$

以上の条件を満たす、Hの最小値を図 2.3.50 に示す。

L 寸法 : 200 ~ 500 mm

W、H 寸法 : ~ 400 mm

としキーの曲げ変形を少なくするため H > W とする。そこで解析モデルとしては、

W 300 mm × H 400 mm - L 500 mm と設定した。  
L寸法については、解析結果をもとに改めて決定することとした。

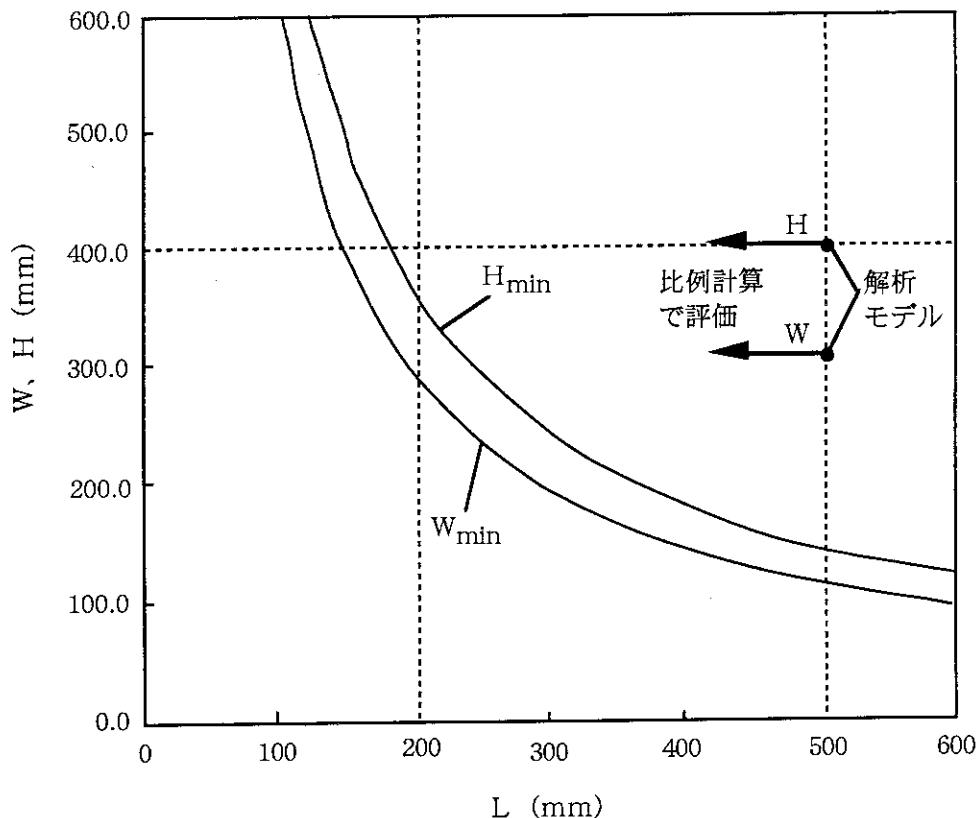


図 2.3.5.0 キー寸法の評価

## (2) 縦キー寸法の部分モデル解析

解析モデルおよび解析結果については、前節の 2.3.1 項の中の縦キー部分モデル解析を参照。

解析結果より

1) 主半径方向応力は 2.3.1 式より求められる 159 MPa に対して

$$\begin{aligned} P &= 2 \times 11.9 \times 10^6 / 300 \times 500 \\ &= 159 \text{ MPa} < 400 \text{ MPa} \end{aligned}$$

- ・コイルケース: 246(245.8) MPa (図2.3.51)  $246/159=1.55$ 倍
- ・キー絶縁 : 197(197.3) MPa (図2.3.52)  $197/159=1.24$ 倍

2) キーセん断応力は 2.3.2 式より求められる 60 MPa に対して

$$\begin{aligned} \tau &= F / HL < 300 \text{ MPa} \\ &= 11.9 \times 10^6 / 400 \times 500 = 59.5 \text{ MPa} \rightarrow 60 \text{ MPa} \\ &\text{コーナー部で } 70 \sim 75 \text{ MPa} (73 \text{ MPa}) (\text{図2.3.26}) \quad 73/60=1.22 \text{ 倍} \end{aligned}$$

3) コイルケースと絶縁のせん断応力は 165 MPa ( $330 \text{ MPa} / 2$ ) (図2.3.27) に対して

- ・コイルケース: 126(126.3) MPa (図2.3.26)  $126/165=0.76$ 倍
- ・キー絶縁 : 111(110.6) MPa (図2.3.28)  $30 \text{ MPa}$  (絶縁材の許容値: 前述の 2.3.1 参照)  
 $111/30=3.7$ 倍

## 4) まとめ

解析結果から最も厳しいのがコイルケースのせん断応力であり、荷重比から考えてLの最小寸法は  
 $L_{min}=0.76 \times 500 = 380\text{mm}$  となる。

以上から、縦キー寸法としては

$W300\text{mm} \times H400\text{mm} - L400\text{mm}$  となる。

ただし、ウェッジ面の摩擦係数によりキー荷重は変化するため別途検討が必要となる。

## (3) 横キー寸法の検討

縦キー寸法の部分モデル解析を基に横キー寸法についても検討を行った。

## ・絶縁圧縮応力（主半径方向応力）

絶縁圧縮応力に関しては、解析結果から応力倍率を1.25倍（キー絶縁の1.24倍より余裕をみて）と仮定して

$$P=1.25 \times (2F/HL) < 400\text{MPa}$$
 とする。

表2.3.5に示すように各段のキー荷重、L寸法から $W_{min}$ を求め

$$W=100\text{ (mm)} \quad H=150\text{ (mm)}$$
 と設定した。

表2.3.5 横キーの評価

横キー	F (MN)	L (mm)	$W_{min}$ (mm)	W (mm)	H (mm)	P (MPa)
下から1段目	6.96	850	51.2	100	150	163.8
2	8.34	600	86.9	100	150	278.0
3	4.93	400	77.0	100	150	246.5
4	3.08	350	55.0	100	150	176.0

## (4) まとめ

以上の検討結果から得られたキーの寸法、溝寸法および配置を図2.3.5.3に示す。

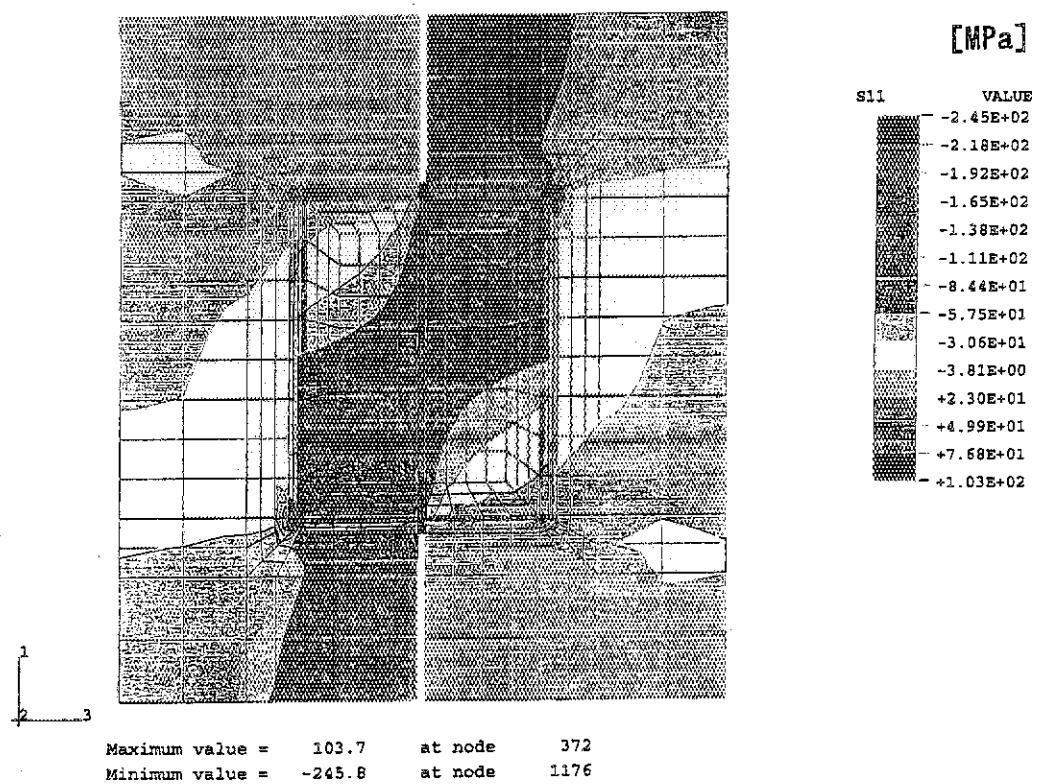


図 2.3.5.1 主半径方向（全体）

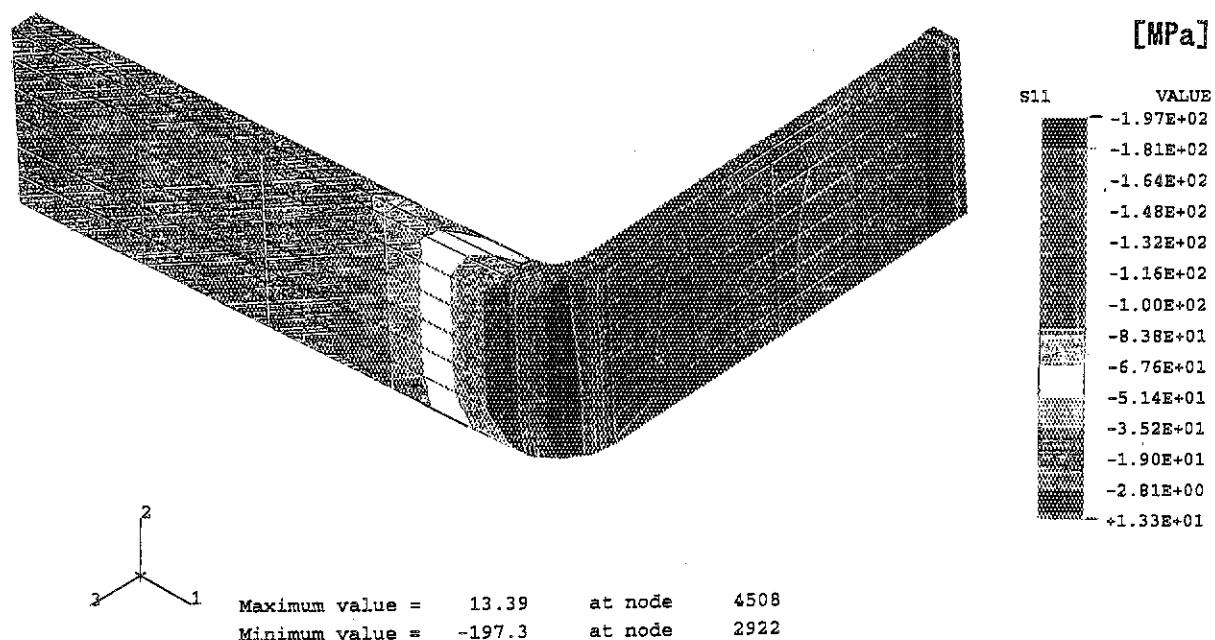
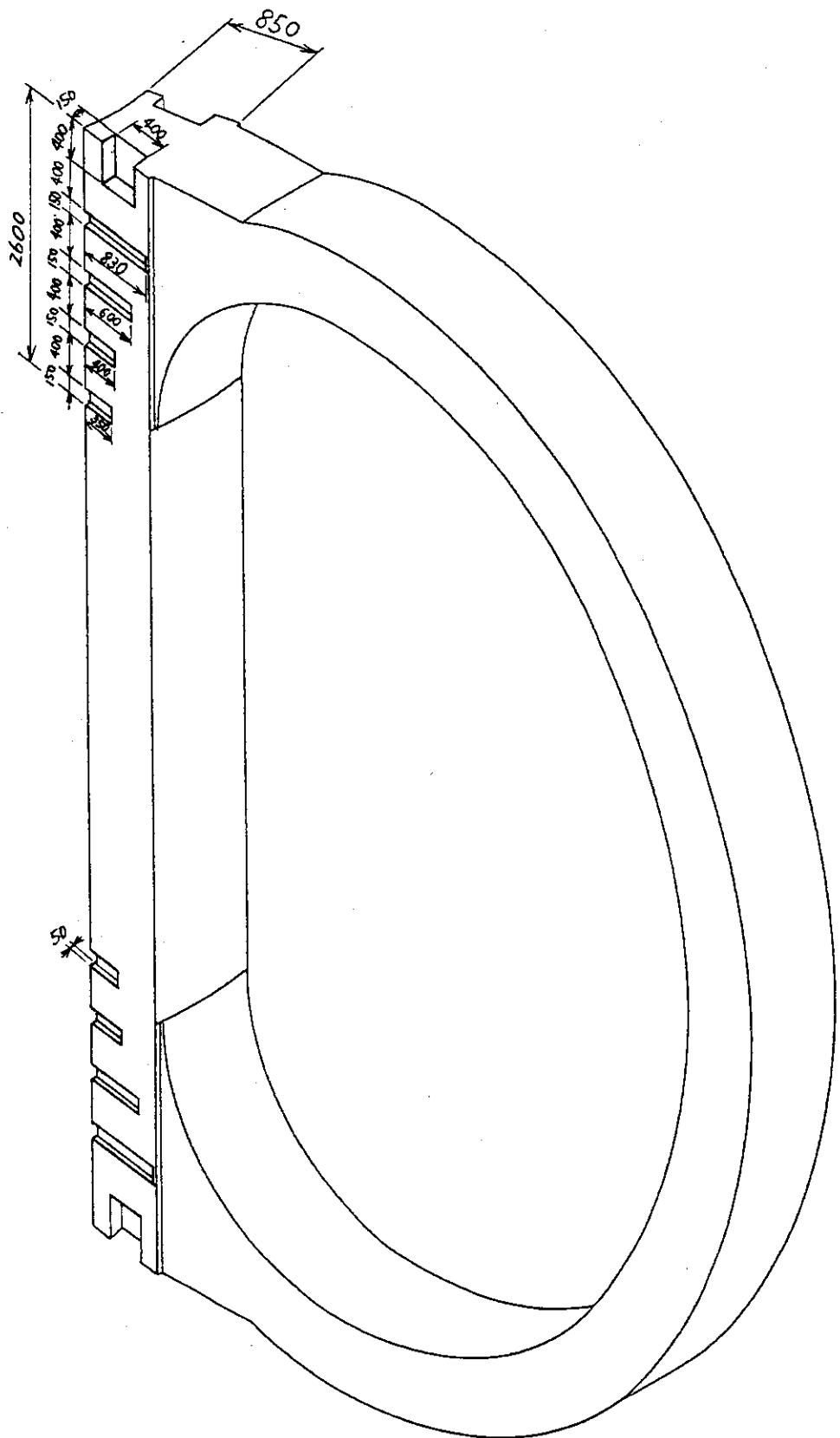


図 2.3.5.2 主半径方向（絶縁）



### 図 2.3.5.3 キ一寸法、キ一溝寸法

## 2.4 発熱解析

### 2.4.1 通常運転時のTFC発熱

本節では、TFCコイルケースに発生する渦電流発熱をウェッジ部とそれ以外の部分に分け、3次元解析モデルと薄板近似モデルを併用し、より詳細な発熱解析を行った。

#### (1) 解析モデル

図2.4.1に3次元解析モデルを示す。3次元解析では320秒にわたる全放電シナリオを解析するのは大変な計算時間を必要とするため3次元解析を精度良く再現できる図2.4.2の薄板近似モデルを作成した。いずれの場合もウェッジ高さは9.76mとし、隣り合うウェッジ間は絶縁されているものとした。また、渦電流を妨げるために有効と考えられるウェッジ部外側のカットは製作上からの問題となるため、本解析ではカット無しにて検討した。

さらにコイルケース全体とシアパネルとを解析できる図2.4.3に示すような薄板近似モデルを作成した。このモデルでは、厚さ300mmのシアパネルを全TFC間に設置し、またTFCとの間は絶縁されているものとする。実際のシアパネルは、このモデル個数よりも本解析は安全側を見込んだ解析条件といえる。薄板の材質はすべてSUSとし、4Kの抵抗率として $5.5 \times 10^{-7} \Omega\text{-cm}$ を用いた。また薄板モデルでは抵抗率をそれぞれの部材の板厚で割った値を面抵抗率として設定した。

#### (2) ウェッジ部の3次元モデルと薄板モデルの比較

DD/SN運転シナリオに基づきウェッジ部の渦電流発熱を比較した。損失の時間変化波形を図2.4.4に、t=0.3sにおける渦電流分布の比較を図2.4.5に示す。この結果からウェッジ部のような厚肉構造においても適正な薄板モデル化により高精度な解析が出来ることが確認できた。そこで、この結果に基づき以下の薄板モデルで発熱を評価することとした。

#### (3) 発熱評価

図2.4.6にDD/SN運転とDD/DN運転の渦電流発熱の比較を示す。発熱は電流変化率が変わることに早い時間で一定値に落ちつき、運転シナリオ全体では発熱値は変化する。SN運転とDN運転を比較するとダイバータ配位プラズマを形成する時刻8.8秒～13.8秒の間でDN運転の方がSN運転に比べ発熱が大きいが、それ以外の期間では逆にSN運転がDN運転より、わずかながら発熱が大きい。両運転について、0～70秒の期間の発熱の内訳を図2.4.7に、時刻13.8秒における渦電流分布の比較を図2.4.8に示す。

運転シナリオにそった期間ごとの最大発熱の値を表2.4.1に、発熱値を積算した総発熱量の変化を図2.4.9に示す。全運転期間でみるとSN運転とDN運転との差は小さく、共に約1.8MJの発熱量が生じている。これを運転期間で平均すると1kW程度の渦電流発熱が生じたことになる。図より、ウェッジ部での発熱が最も多いことが分かった。

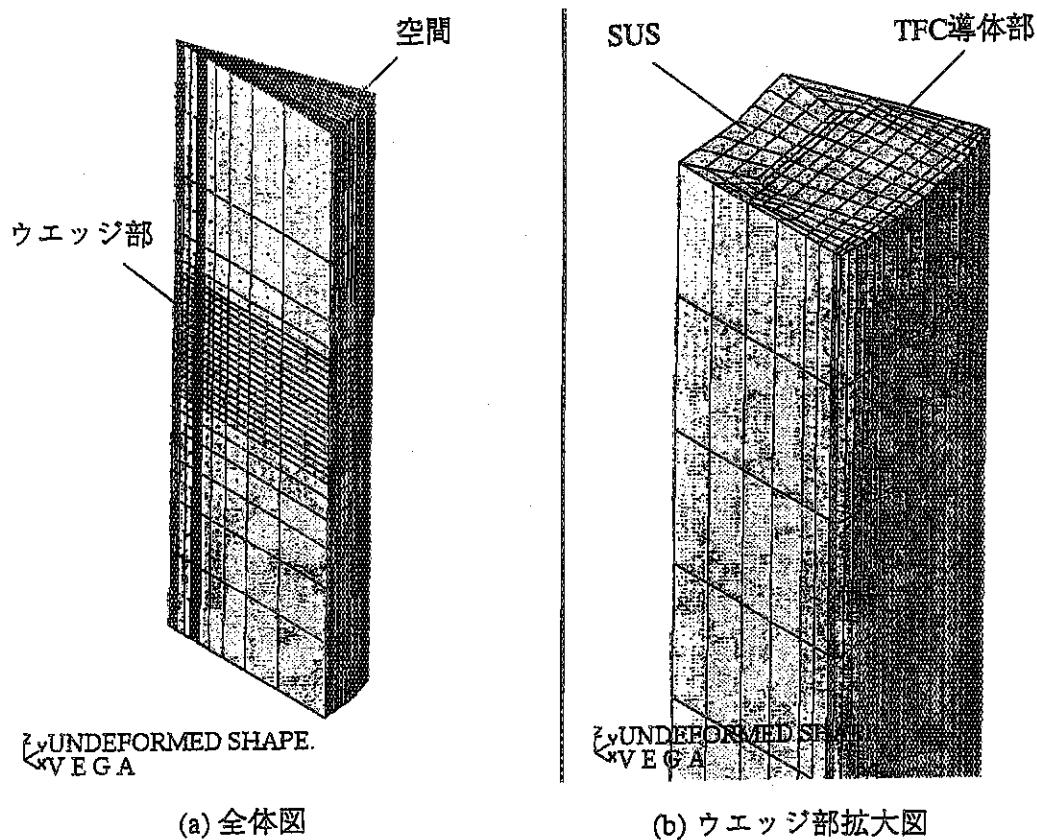


図 2.4.1 ウエッジ部 3 次元計算モデル

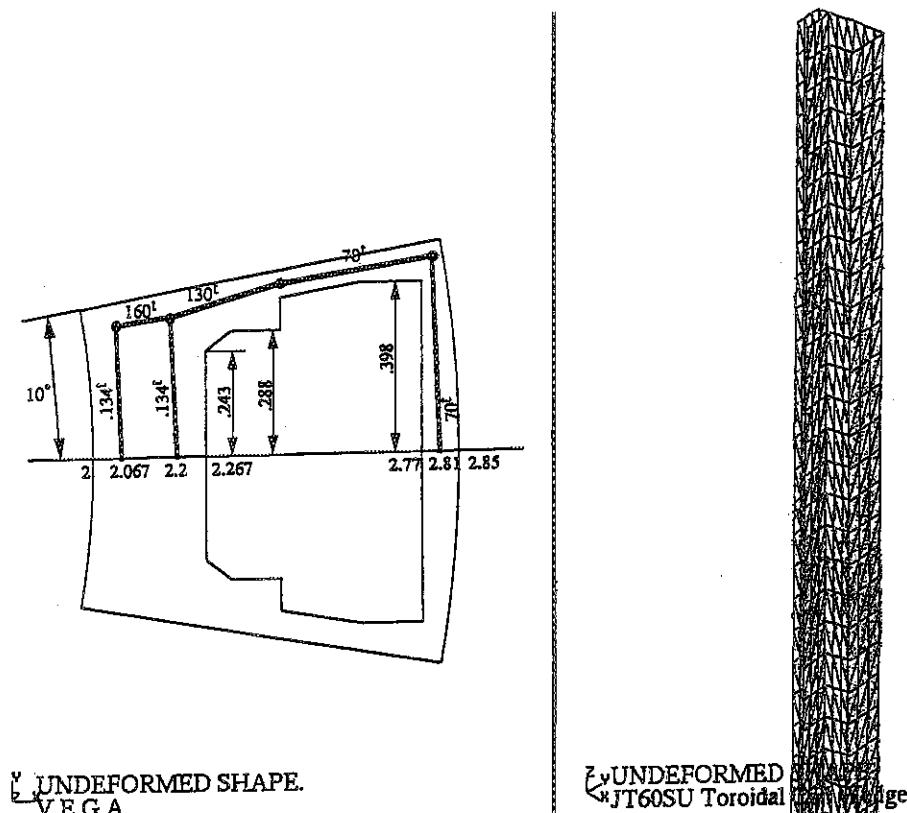


図 2.4.2 ウエッジ部薄板近似計算モデル

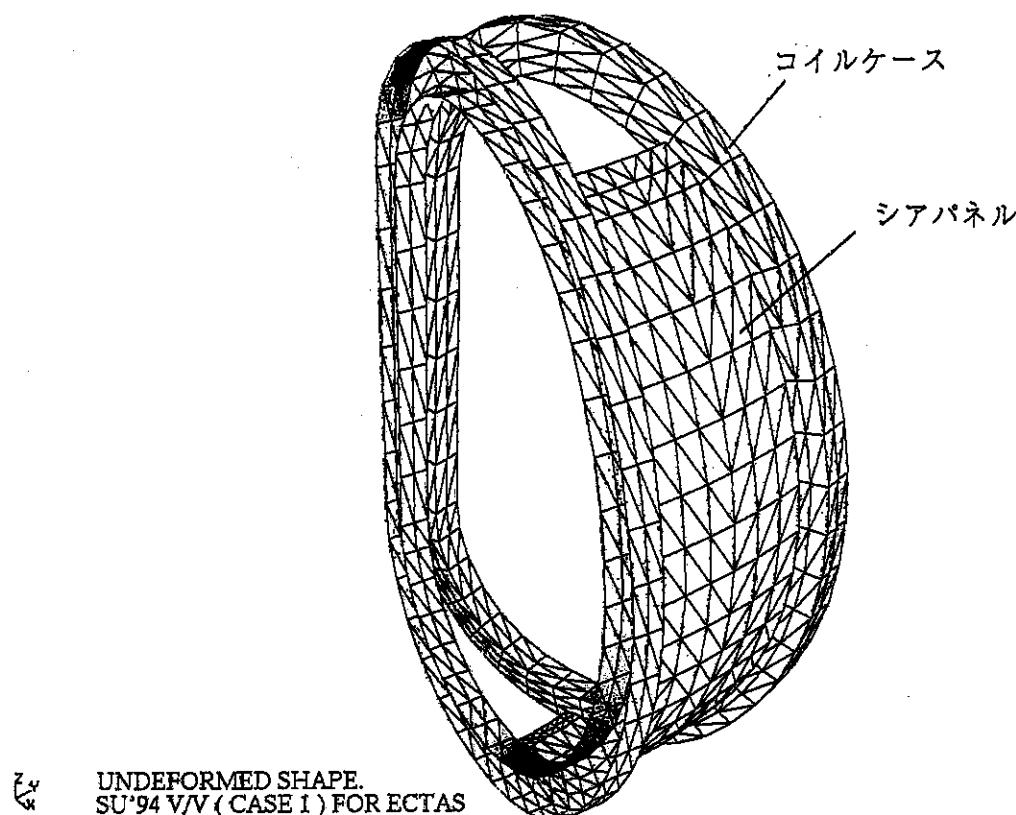


図 2.4.3 コイルケース及びシアパネル薄板近似計算モデル

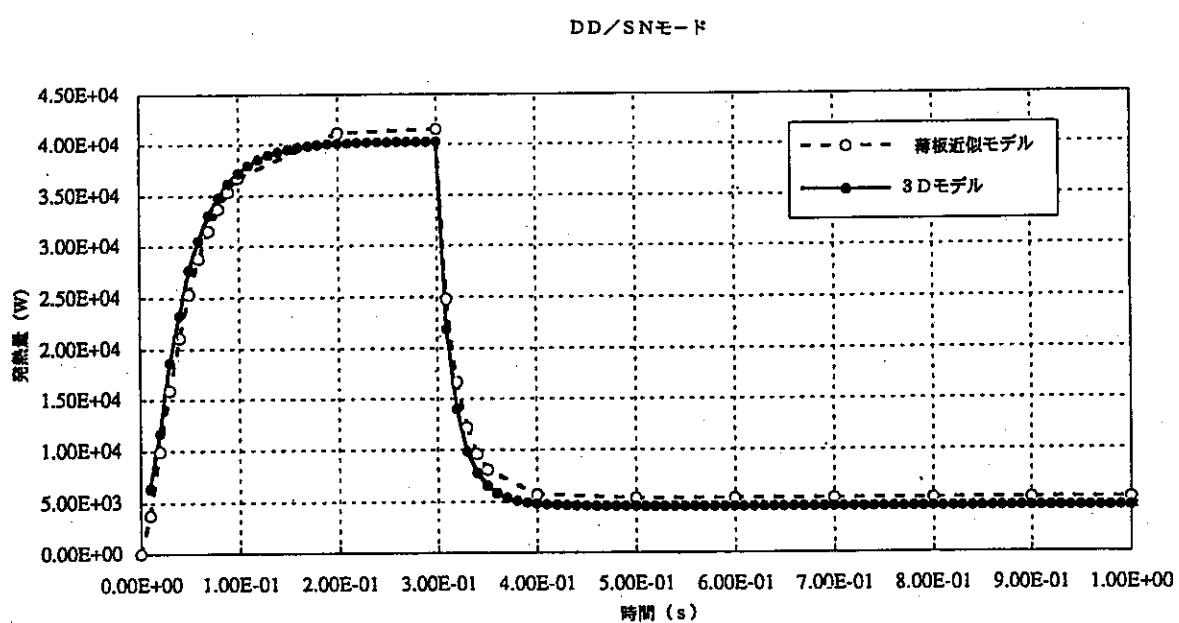
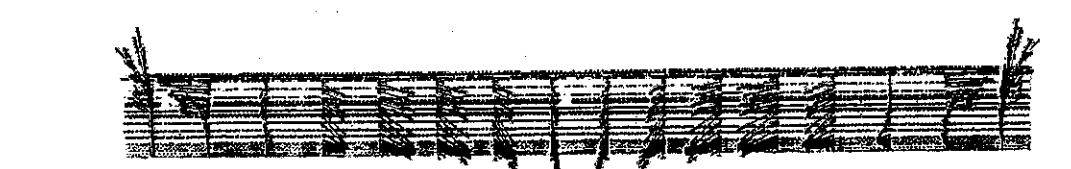


図 2.4.4 ウエッジ部発熱の 3 次元計算と薄板近似計算との比較 (DD/SN モード)



$\frac{z}{r}$

VECTOR. TIME= 3.00000E-01  
VEGA

(a) 3次元計算結果

$\frac{z}{r}$

VECTOR. TIME= 3.00000E-01  
JT60SU Toroidal Coil Wedge

(b) 薄板近似計算結果

図 2.4.5  $t = 0.3$  s における渦電流分布の 3 次元計算と薄板近似計算との比較  
(DD/SN モード)

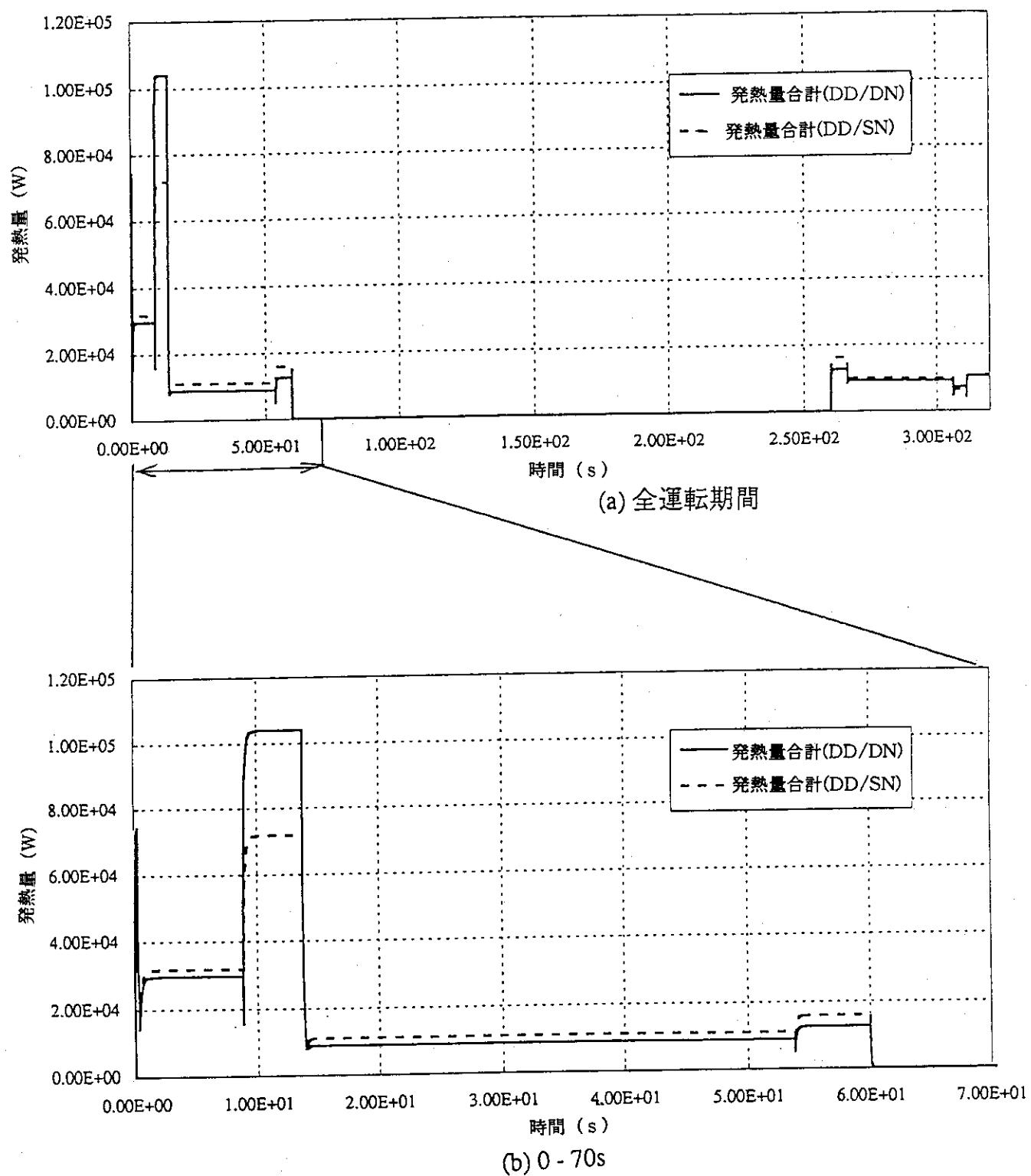
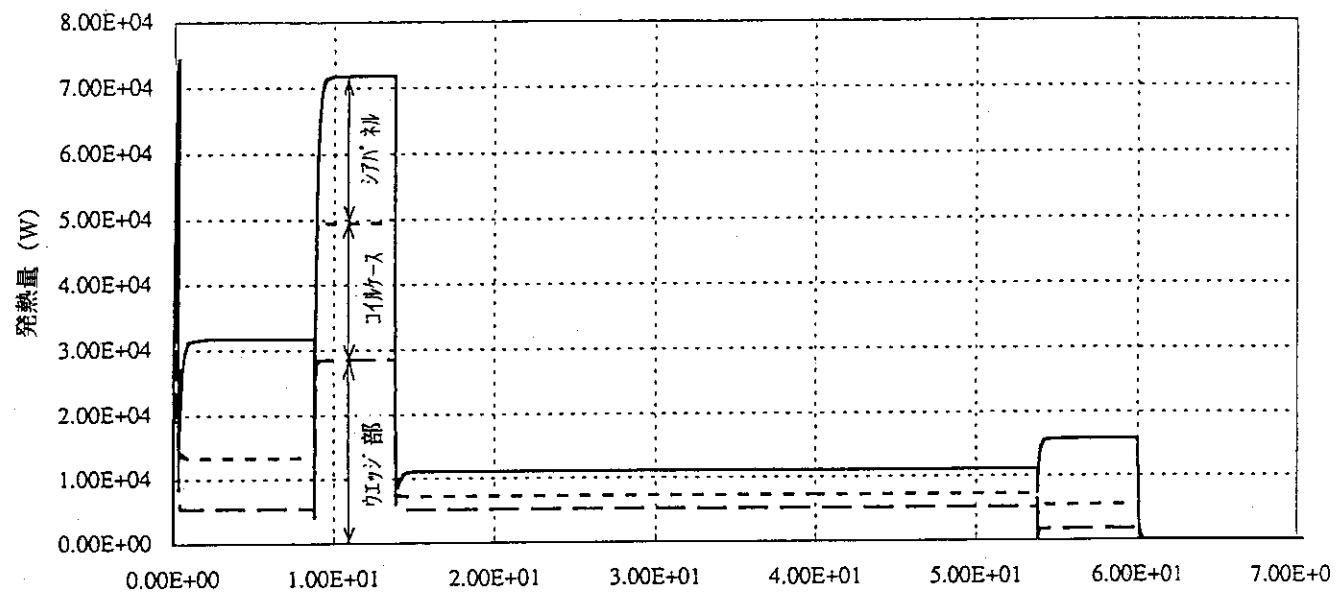
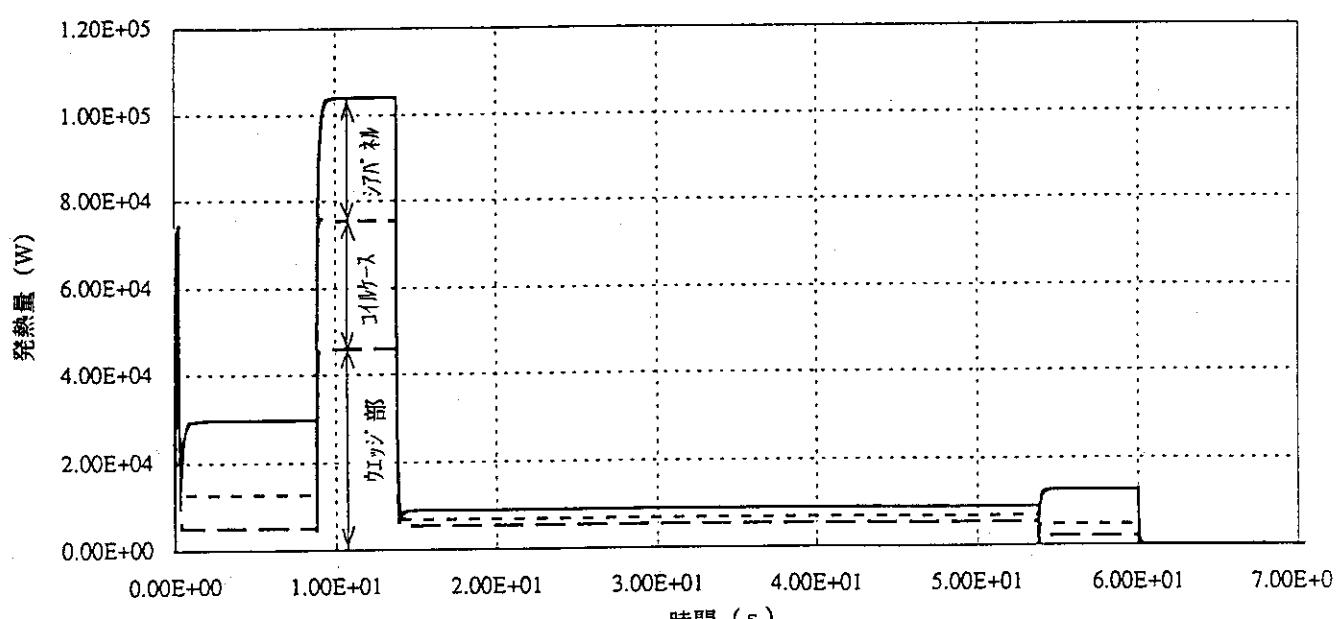


図 2.4.6 DD/SDN 運転と DD/DN 運転の渦電流発熱時間変化の比較



(a) DD/SN モード



(b) DD/DN モード

図 2.4.7 0-70 s 間の発熱の内訳

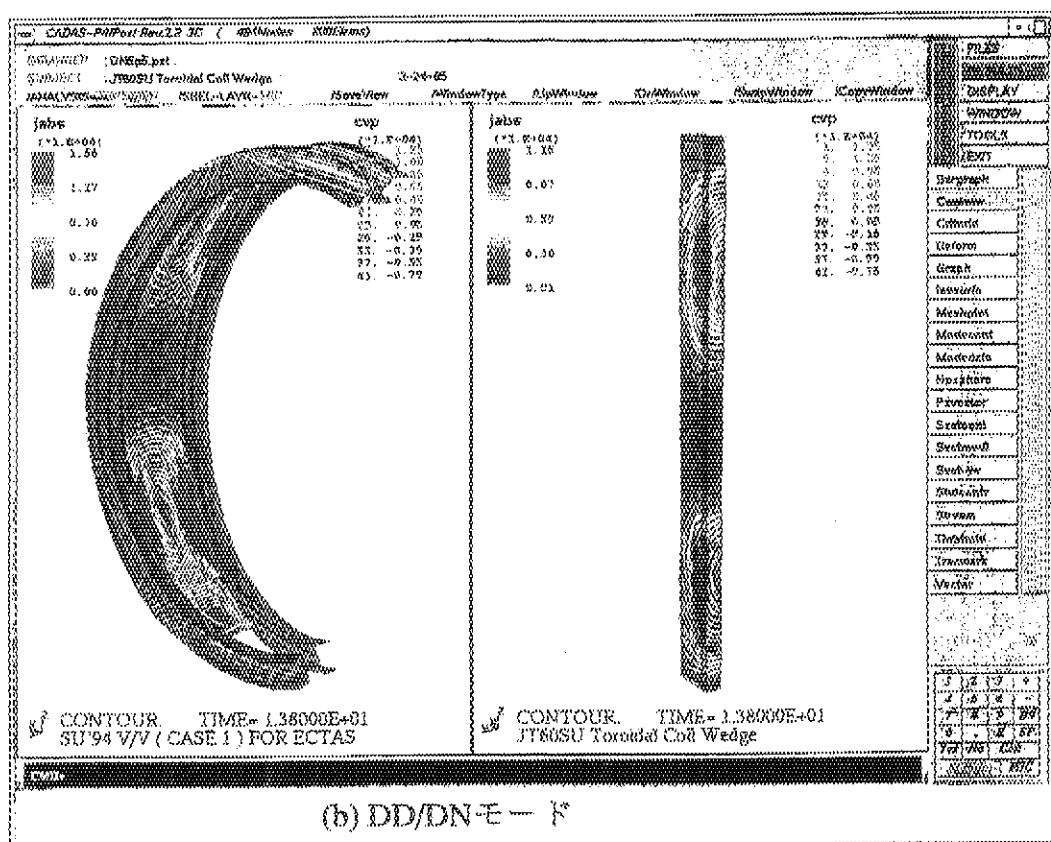
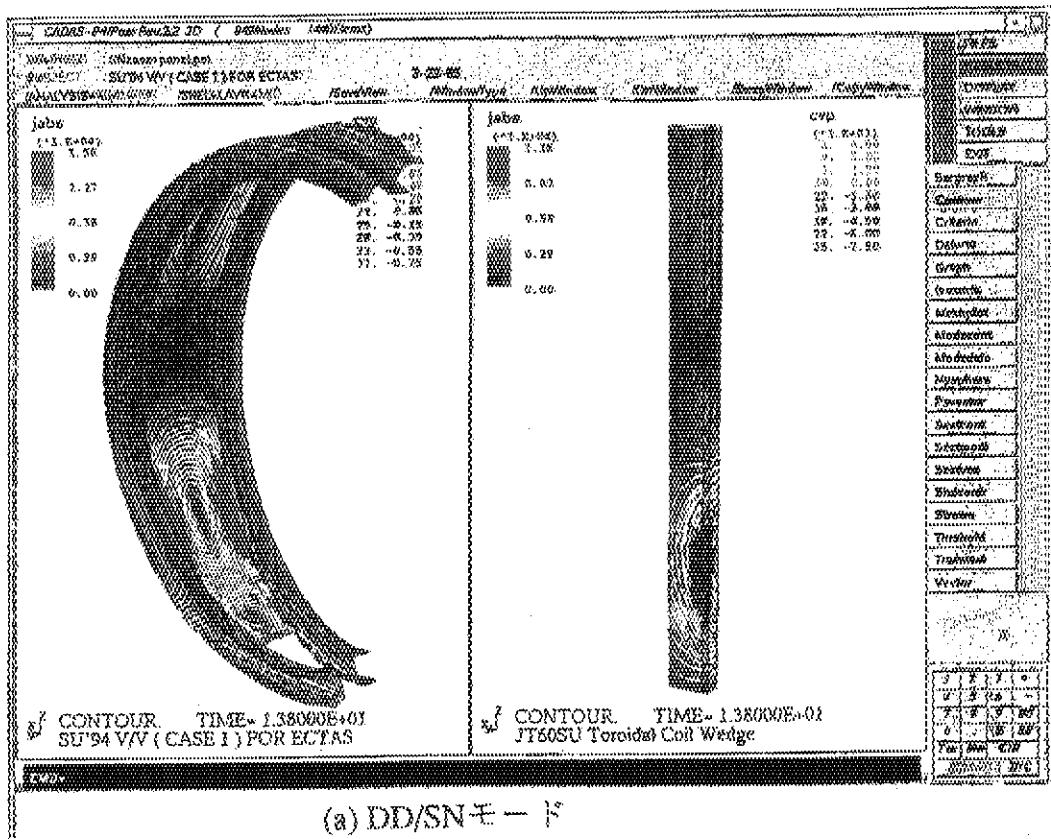
図 2.4.6  $t = 13.8$  sにおける渦電流分布の比較

表2.4.1 各運転モードの運転シナリオに沿った最大発熱量と全発熱

(1) DD/SNモード

項目	ジユール発熱 (kW)											
	時刻	-0.3s	-8.8s	-13.8s	-53.8s	-60s	-260s	-266.2s	-306.2s	-311.2s	-319.7s	全発熱量(MJ)
ウェッジ部	41.5	5.32	28.5	5.18	1.72	1.05e-2	1.65	4.13	2.34	4.75	0.644	
コイルケース	21.6	8.01	20.9	1.98	3.75	5.47e-4	3.87	1.99	1.09	1.95	0.406	
シアバネル	11.1	18.3	22.3	3.87	10.3	5.27e-4	10.6	3.73	2.83	3.93	0.741	
合計	74.2	31.7	71.7	11.0	15.8	1.16e-2	16.1	9.85	6.26	10.3	1.79	

(2) DD/DNモード

項目	ジユール発熱 (kW)											
	時刻	-0.3s	-8.8s	-13.8s	-53.8s	-60s	-260s	-266.2s	-306.2s	-311.2s	-319.7s	全発熱量(MJ)
ウェッジ部	41.5	4.84	45.9	5.27	2.05	2.29e-2	2.29	5.74	6.59	5.18	0.828	
コイルケース	21.6	7.71	29.4	1.48	2.61	8.16e-4	2.64	1.43	0.31	1.96	0.385	
シアバネル	11.1	17.0	28.7	2.09	7.87	7.83e-4	7.57	1.94	0.27	3.27	0.566	
合計	74.2	29.6	104.0	8.84	12.5	2.38e-2	12.5	9.11	7.17	10.4	1.78	

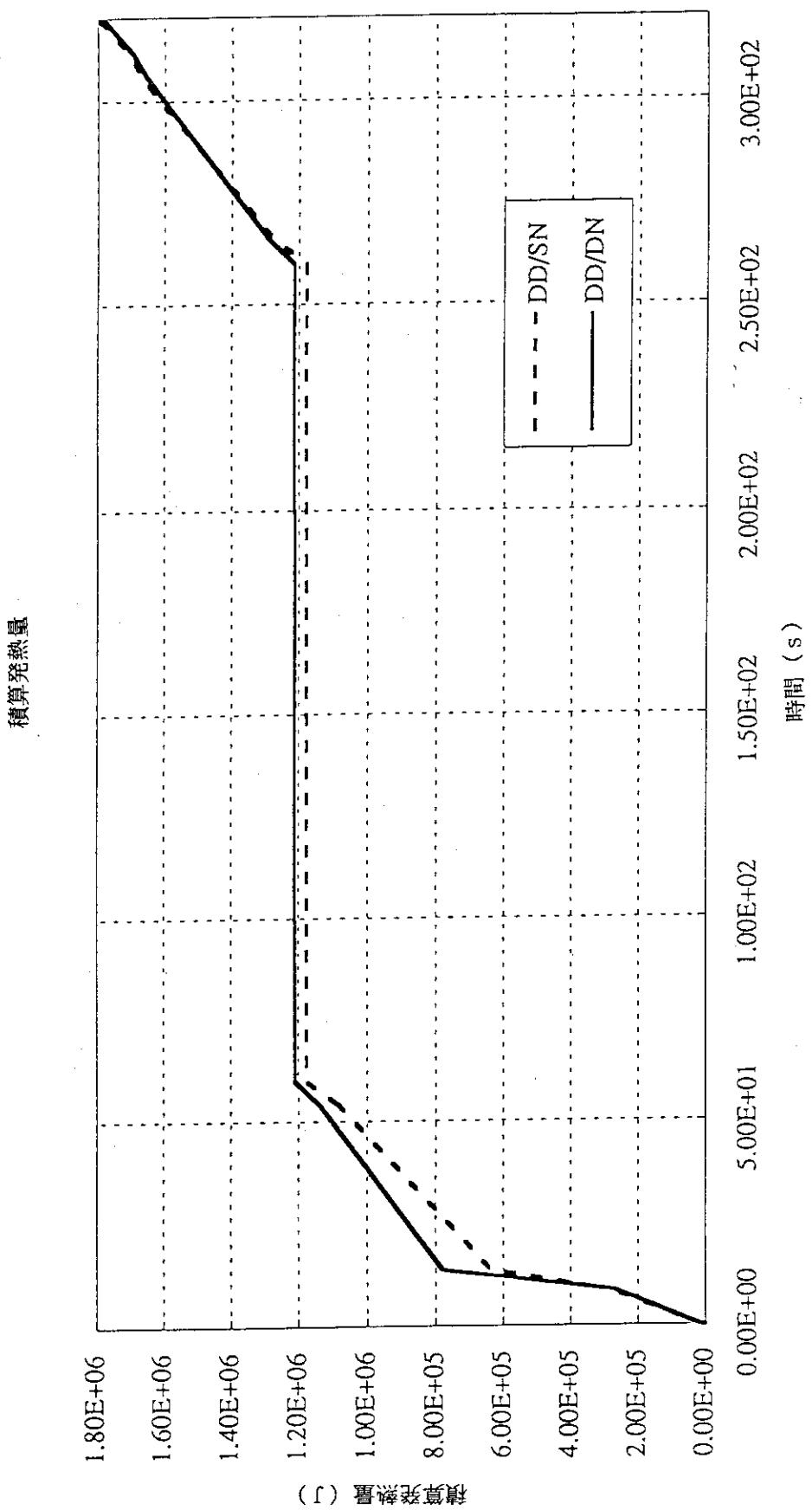


図 2.4.9 積算発熱量の時間変化

## 2.4.2 ディスラプション時のTFCの発熱

### (1) ディスラプション時のTFCの発熱

プラズマディスラプションに伴うプラズマ電流急減衰ではTFCの構造体に流れる渦電流による発熱が大きいと考えられ、その発熱量について検討を行った。

真空容器の一一周抵抗 $\Omega_1$ は真空容器壁厚4.5 mm(二重壁で4.0 mmの外壁と5 mmのプラズマ側壁)のTi合金( $1.7 \times 10^{-6} \Omega \text{m}$ )とした場合には $4.2.6 \mu\Omega$ となる。この抵抗値は、変流器成分の磁場を磁束変化量一定で加えて、時間的に一定な一周電圧を発生させて真空容器に流れる電流を計算し、電圧で割って求めた $\Omega_1$ であり、単純に幾何学的に求めた場合とは異なった値となっている。この一周抵抗値 $\Omega_1$ を基準に以下のケースにてTFCコイルケースの渦電流による発熱解析を行った。

#### 1) 解析条件

プラズマ電流1.0 MAで運転している時に、1.0 msで定位置消滅する場合( $dI_p/dt = 1000 \text{MA/s}$ )を全体モデルで下記のケースにて検討した。

- ・ 真空容器壁厚4.5 mm(二重壁で4.0 mmの外壁と5 mmのプラズマ側壁)の  
Ti合金( $1.7 \times 10^{-6} \Omega \text{m}$ )とした場合を仮定 :  $\Omega_1 = 4.2.6 \mu\Omega$
- ・ SUS( $7 \times 10^{-7} \Omega \text{m}$ )製真空容器を仮定 :  $\Omega_1 = \text{約 } 17.5 \mu\Omega$
- ・ SUSの抵抗率の半分の材料(又は厚さ9.0 mm相当のSUS製真空容器の場合)を仮定 :  $\Omega_1 = \text{約 } 8.8 \mu\Omega$
- ・ SUSの抵抗率の1/4の材料(又は6 mm厚程度のA1板をTi真空容器に貼り付けた場合)を仮定 :  $\Omega_1 = \text{約 } 4.4 \mu\Omega$

#### 2) 解析結果

図2.4.10、図2.4.11に発熱量(W)の時間変化を(上図)、また下図には発熱の蓄積量(J)を示す。図2.4.10は $\Omega_1 = \text{約 } 4.2.6 \mu\Omega$ の場合で図2.4.11は $\Omega_1 = \text{約 } 4.4 \mu\Omega$ の場合である。この結果から、真空容器一周抵抗が約一桁異なった場合でもディスラプションに伴う渦電流発熱の殆どが、どちらのケースにおいてもウエッジ部に発生することが分かった。しかし、高抵抗( $\Omega_1 = 4.2.6 \mu\Omega$ )の場合には合計の発熱量が2.2 MJに達するが、低抵抗の場合( $\Omega_1 = 4.4 \mu\Omega$ )には3.3 MJと小さく、この高抵抗( $\Omega_1 = \text{約 } 4.2.6 \mu\Omega$ )の場合の発熱量は通常運転の一回の放電あたりの発熱量の約10倍となり、低抵抗の場合でも通常放電に比べて大きな発熱量になることが予想される。

図2.4.12、図2.4.13にはそれぞれ時刻1.0 msでの発熱量分布と時刻3.0 msでの発熱量分布を示す。図2.4.12左図の最大発熱量は $6.40 \text{ kW/mm}^2$ で、右図の最大発熱量は $4.7 \text{ kW/mm}^2$ となり、TFCの直線部の赤道面近傍の約2 m程度の直線部の区間に集中して発熱があることが分かる。よって、この領域の重量約100トンから入熱量が $0.2 \text{ J/g}$ ( $2.2 \text{ MJ}/100 \text{ t}$ )程度であると推定すると、この時のディスク発熱量はケースの1/1000程度となり小さい。図2.4.13でも殆どの発熱が直線部赤道面近傍であり時刻の経過によっても分布が殆ど変化しないことが確認できる。

図2.4.14には、一周抵抗が4.2.6、17.5、8.8  $\mu\Omega$ の場合について、発熱率が最大の時刻での発熱量分布を示す。発熱密度においては、抵抗値で約一桁変化するが、その分布の形に変化は少なく、何れの場合での赤道面付近2 mの領域に発熱が集中していることが分かる。このため、この付近の発熱密度は総発熱量に比例し、それぞれ $0.22 \text{ J/g}$ 、 $0.12 \text{ J/g}$ 、 $0.072 \text{ J/g}$ となり、一周抵抗が $4.4 \mu\Omega$ の場合では $0.038 \text{ J/g}$ となった。

図2.4.15に真空容器の一一周抵抗を $4.4 \mu\Omega$ から $4.2.6 \mu\Omega$ まで約一桁変化させた時のディスラプションによるコイルケースの総発熱量を一周抵抗に対して描いたものである。一周抵抗(抵抗率)の低下と共に発熱量も低下するが一周抵抗を $4.4 \mu\Omega$ とした場合、通常放電での渦電流発熱量の約2倍の発熱量が生じることになる。垂直位置安定性の向上とプラズマ着火電圧の観点から真空容器の一一周抵抗として $25 \mu\Omega$ 以上を想定していたが、 $25 \mu\Omega$ ではディスラプション時にTFCケースに約

16 MJ（通常放電の約7倍）の渦電流発熱が発生することが明かになった。真空容器の一一周抵抗は、このディスラプション時の渦電流発熱を抑制する観点からも最適化を行う必要がある。

渦電流発熱が集中している赤道面付近2mの領域について、ケース表面から表皮深さ（50mm）程度まで一様に発熱があるとし、1次元流体解析と2次元熱伝導解析を組み合わせて、ケース温度上昇一周抵抗依存性を併記した。4.4  $\mu\Omega$ の場合には20K、25  $\mu\Omega$ 時には37Kのケース温度上昇がある。熱解析の結果、ディスラプション後2時間経過しても、ケースの最高温度は19Kと高いままであり、次回放電開始に大きな制約となる可能性がある。従って、ディスラプションによる渦電流発熱が集中する箇所の冷却を考慮する必要がある。TFコイル真空容器側5箇所程度にSHe配管を設置することで、ディスラプション後1時間でケースの除熱が可能であることとの検討結果を得た。図2.4.1.6は最も側面に近いパンケーキ内の3ターンでのSHe最高温度を真空容器一周抵抗に対して描いたものである。一周抵抗が42.6  $\mu\Omega$ と厳しい場合においても、いずれのターンも4.4K以上の十分な温度マージンを有していることがわかり、ディスラプションによってクエンチに至ることはないと判断される。

## （2）真空容器の磁場変化に対する遮蔽効果

### 1) 解析条件

プラズマディスラプション時の電流減衰時定数が大きな場合について、真空容器を考慮せずに渦電流発熱量をプラズマ電流10MAでの運転時に200msで定位置消滅する ( $dI_p/dt=50\text{MA/s}$ ) と考慮して計算した。この200msの時定数は真空容器一周抵抗が低い（5-10  $\mu\Omega$ ）場合の真空容器一周抵抗の渦電流減衰時定数に相当すると考えられる。

### 2) 解析結果

図2.4.1.7に発熱量（W）の時間変化を上図に、また発熱の蓄積量（J）を下図に示す。

(1) の解析結果と異なる点は、磁場変化の遮蔽効果がなければディスラプションが緩やかに起こっても発熱量は大きいと言える。また図2.4.1.8には発熱分布を時刻200msの最大発熱として示す。この分布は、図2.4.1.4の発熱分布とほぼ同じであることが分かる。ただし、Wで表示した場合には発熱期間が長くなった分だけ小さくなっていることが分かる。

## （3）まとめ

以上の検討より、発熱量は真空容器の磁場変化の遮蔽効果に大きく依存することが分かった。今後は導体への熱伝導について検討を行い、適正な真空容器抵抗を決める必要がある。

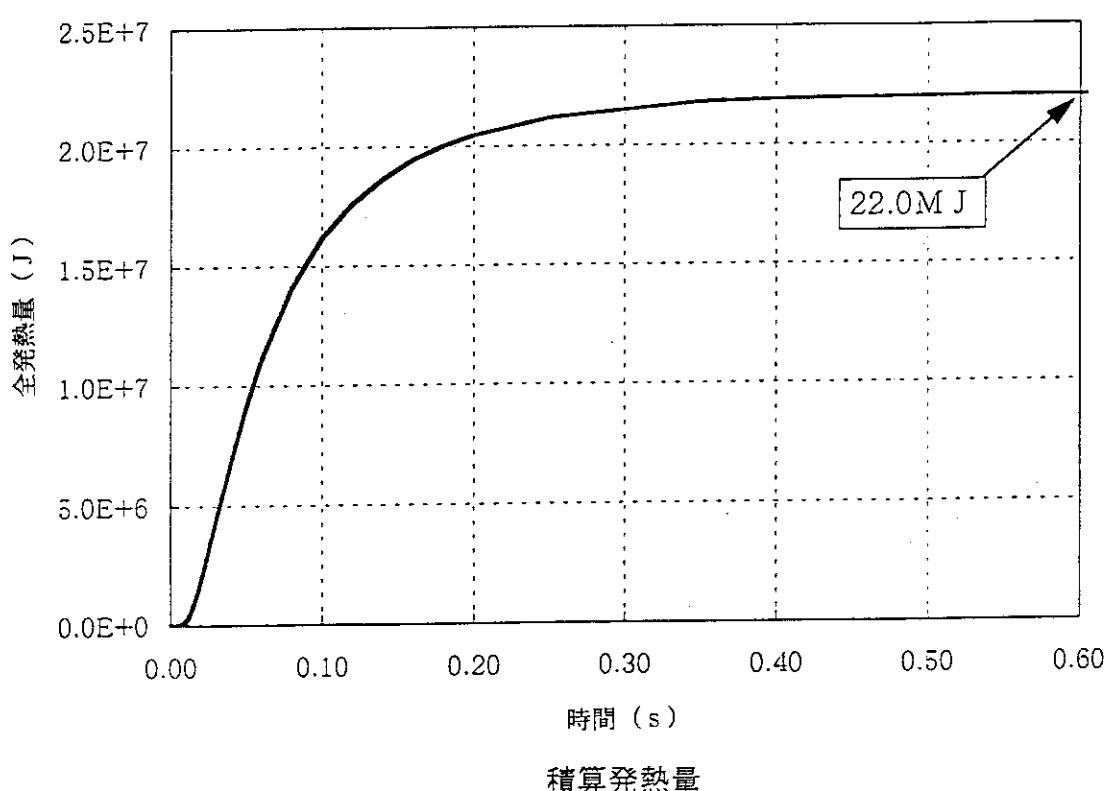
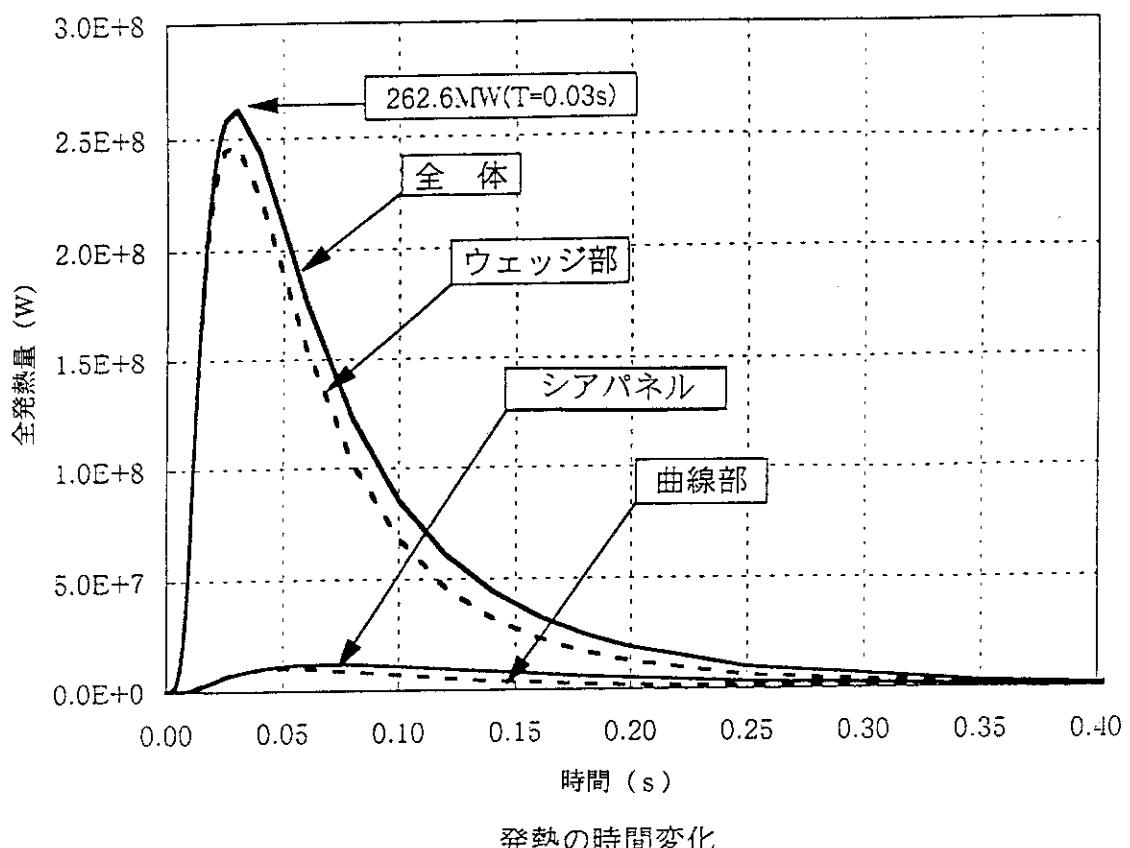
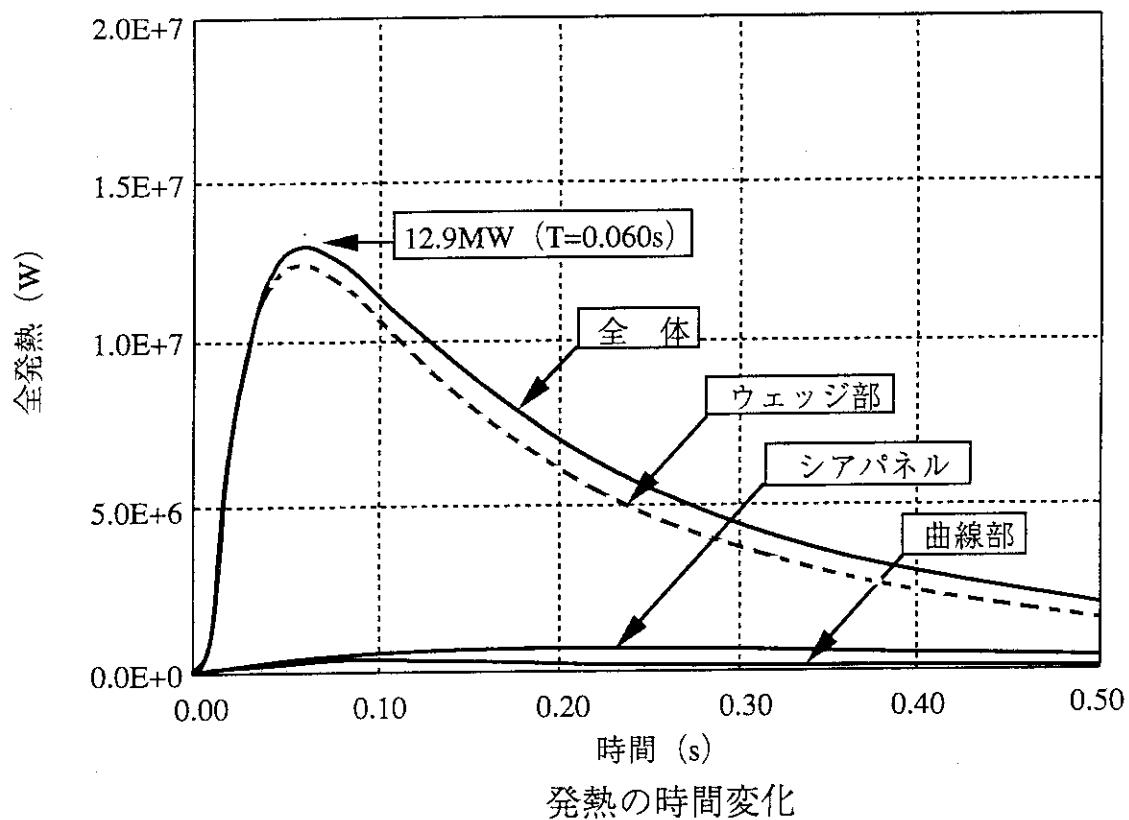


図 2.4.1.0 TFC の渦電流発熱 (ディスラプション時)  
(追加遮蔽体、クライオスタットを除いてモデル化)  $\Omega_1 = 42.6 \mu\Omega$



発熱の時間変化

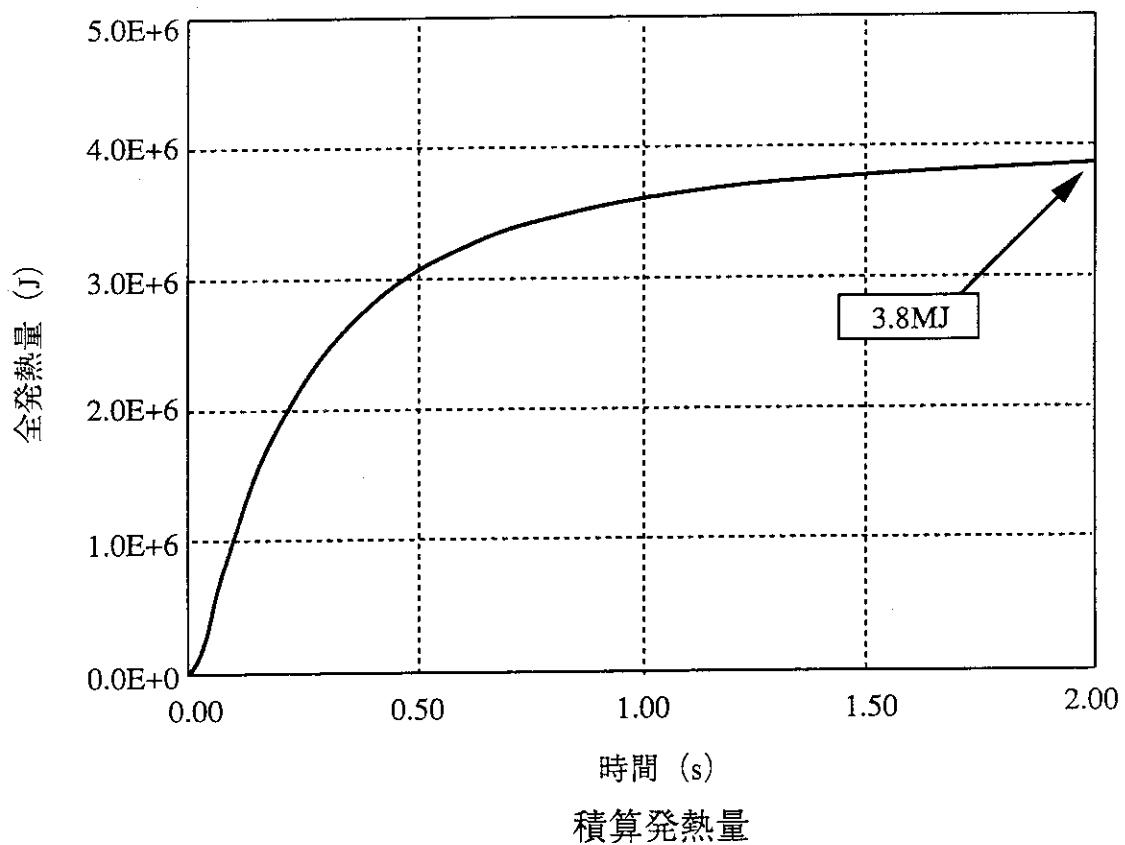


図 2.4.1.1 TFC の渦電流発熱 (追加遮蔽体、クライオスタッフを除いてモデル化)  
 (ディスラプション時、真空容器の抵抗率を SUS の  $1/4$  とした場合)  
 $\Omega_1 = 4.4 \mu\Omega$

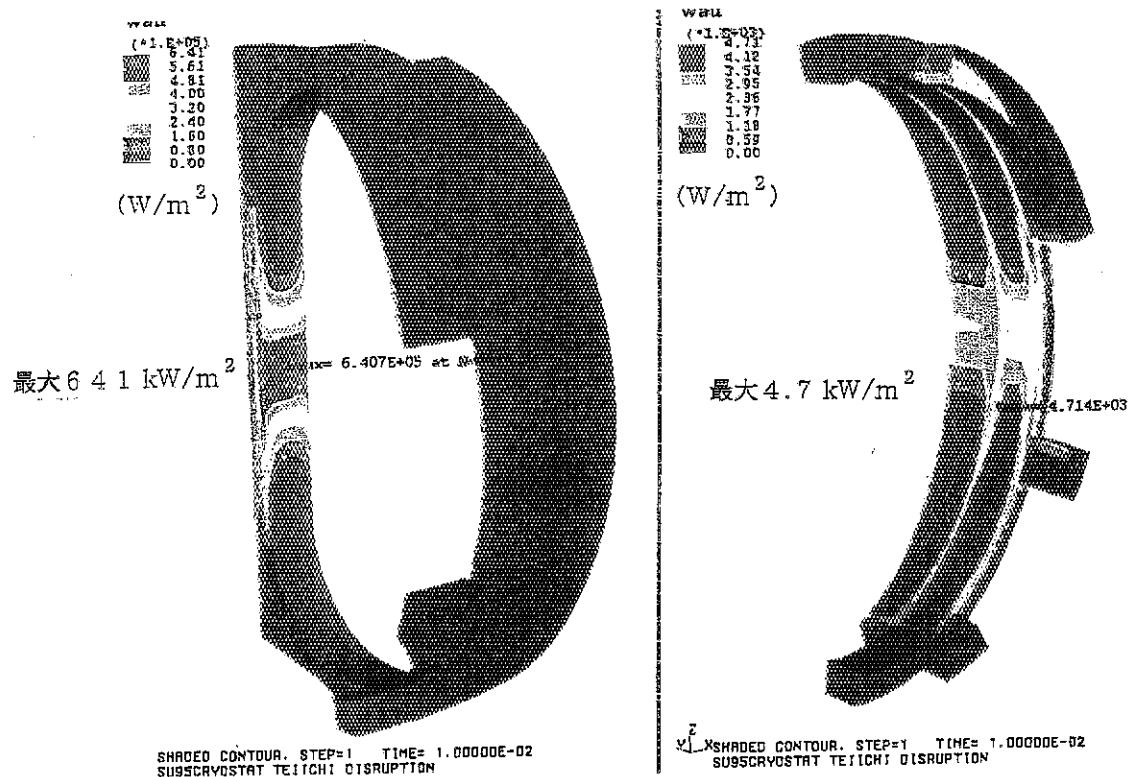


図 2.4.1.2 発熱密度分布（時刻：10 ms）  
(追加遮蔽体、クライオスタッフを除いてモデル化)

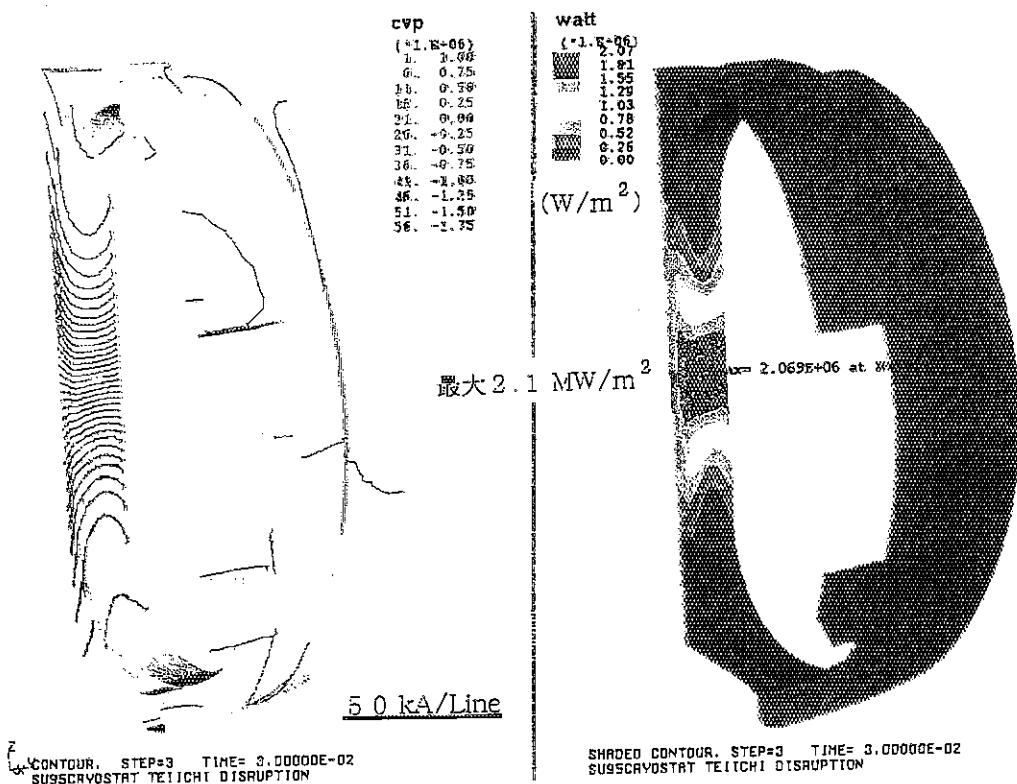


図 2.4.1.3 涡電流流線と発熱密度分布（時刻：30 ms）  
(追加遮蔽体、クライオスタッフを除いてモデル化)

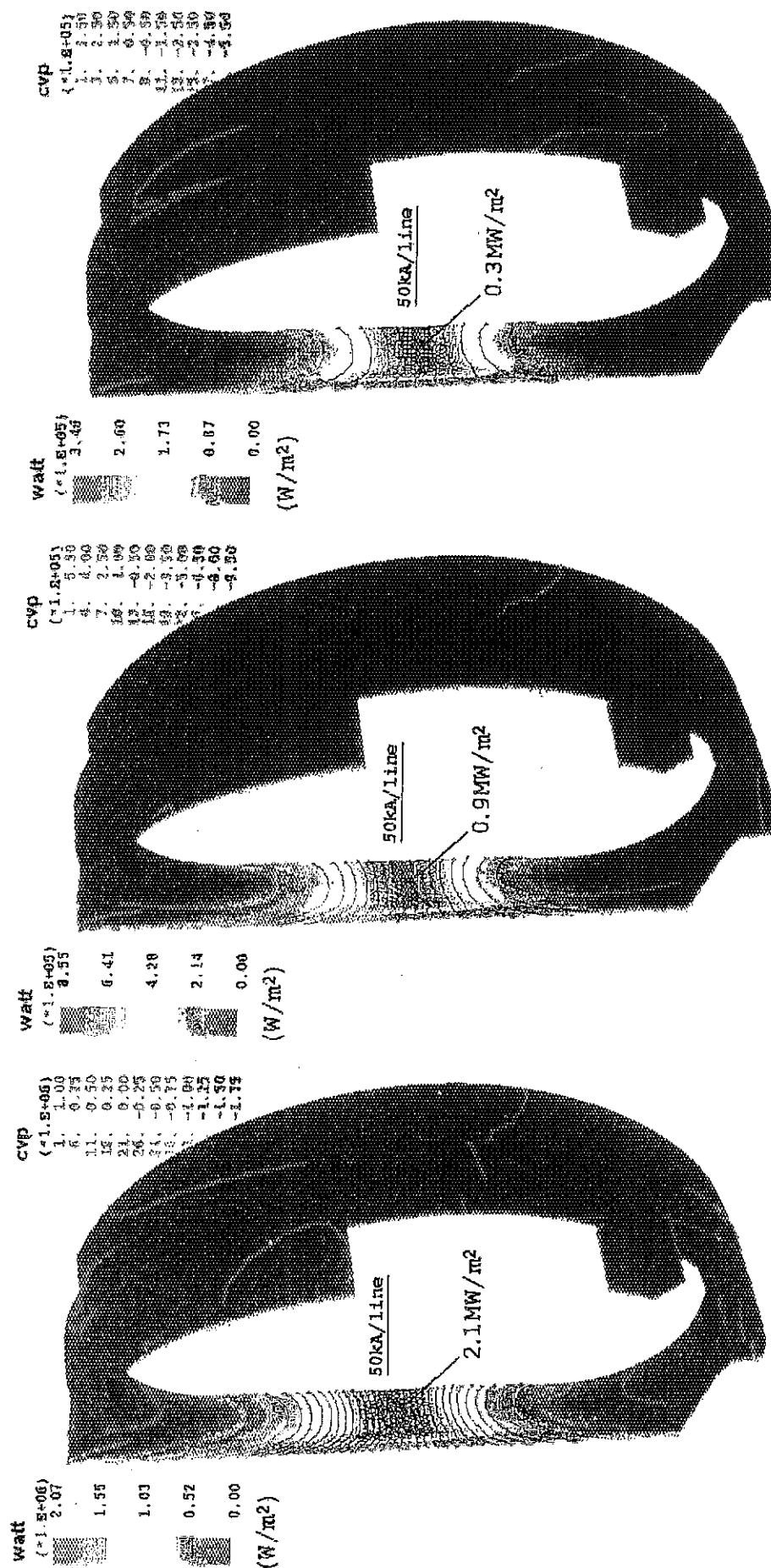
 $\Omega_1 = 42.6 \mu\Omega$  $\Omega_1 = 17.5 \mu\Omega$  $\Omega_1 = 8.8 \mu\Omega$ 

図 2.4.14 ディスラッシュン時の TFC 支持構造物発熱分布  
(真空容器一周抵抗  $\Omega_1$  を変化させた場合)

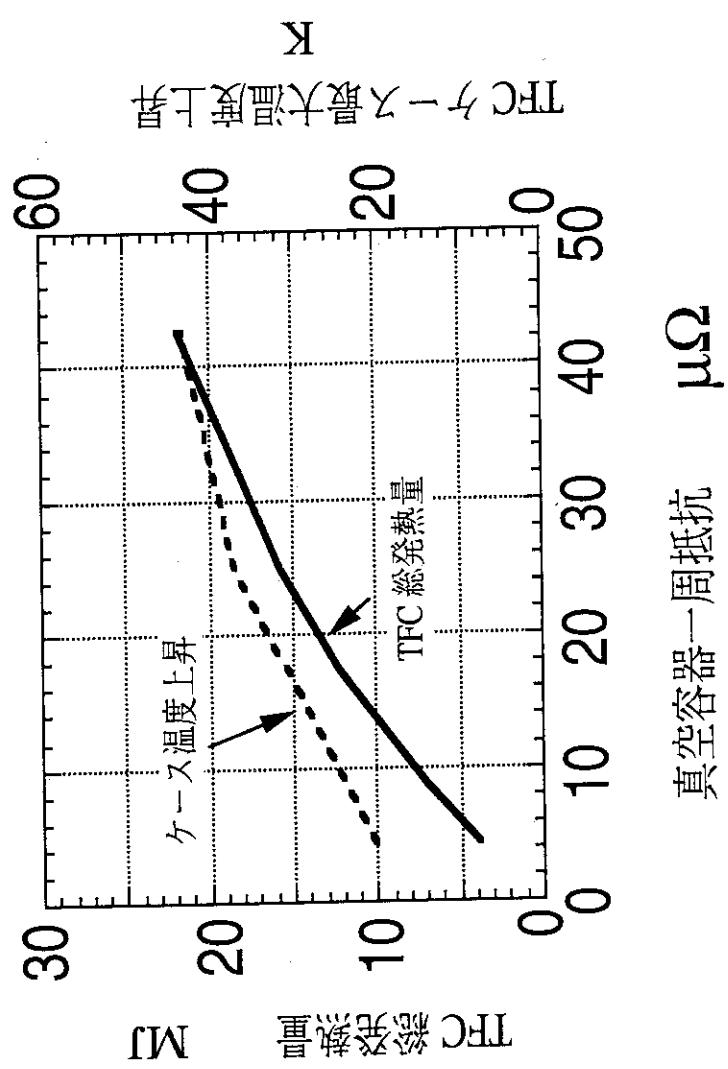


図 2.4.1.5 真空容器一周抵抗と TFC 発熱量との関係

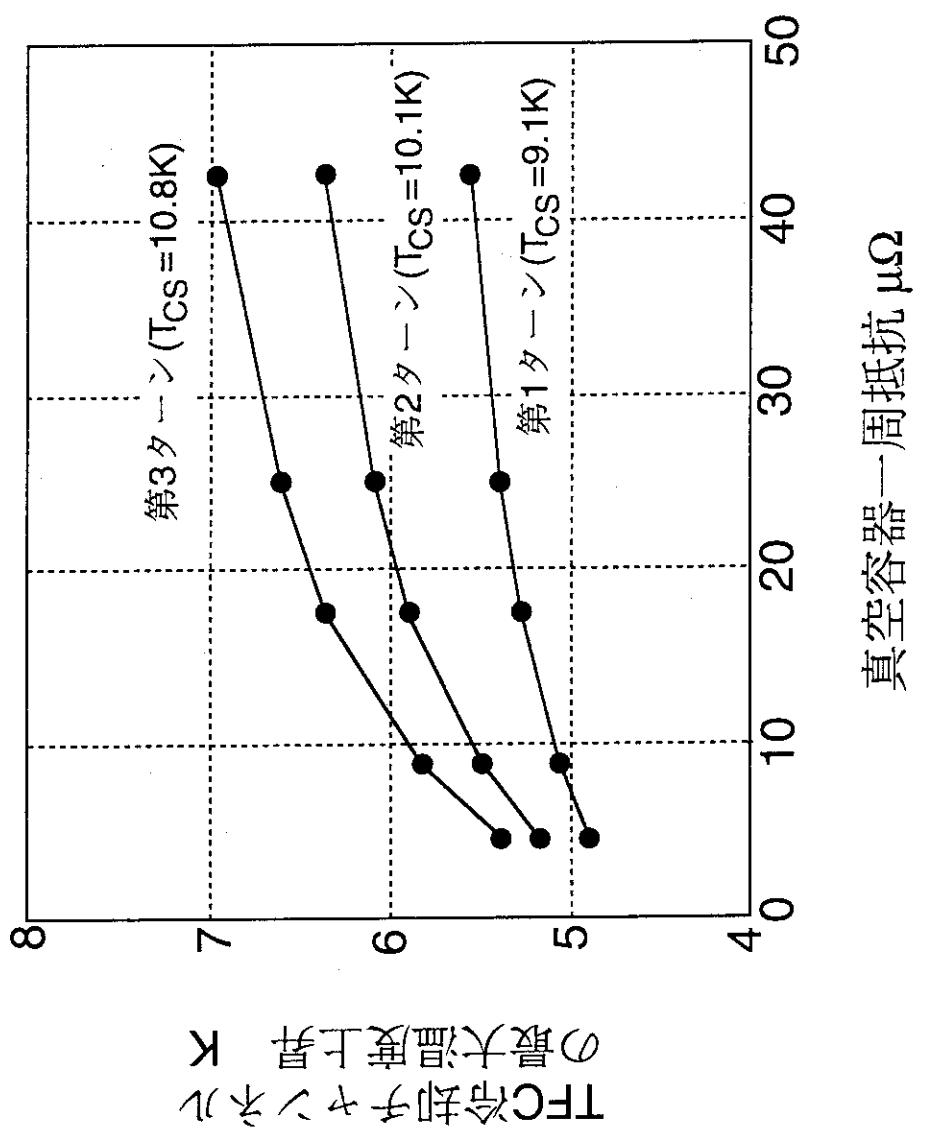
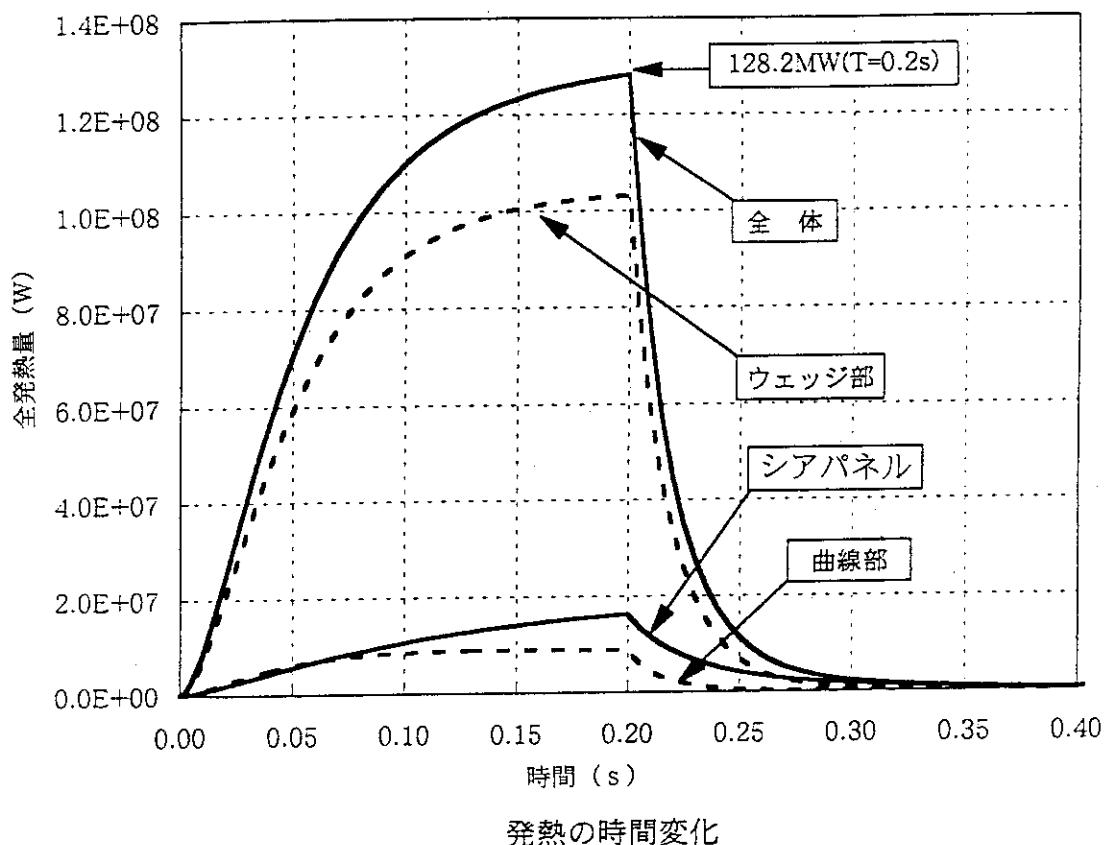


図 2.4.1.6 真空容器一周抵抗とターン毎の最大温度の関係



発熱の時間変化

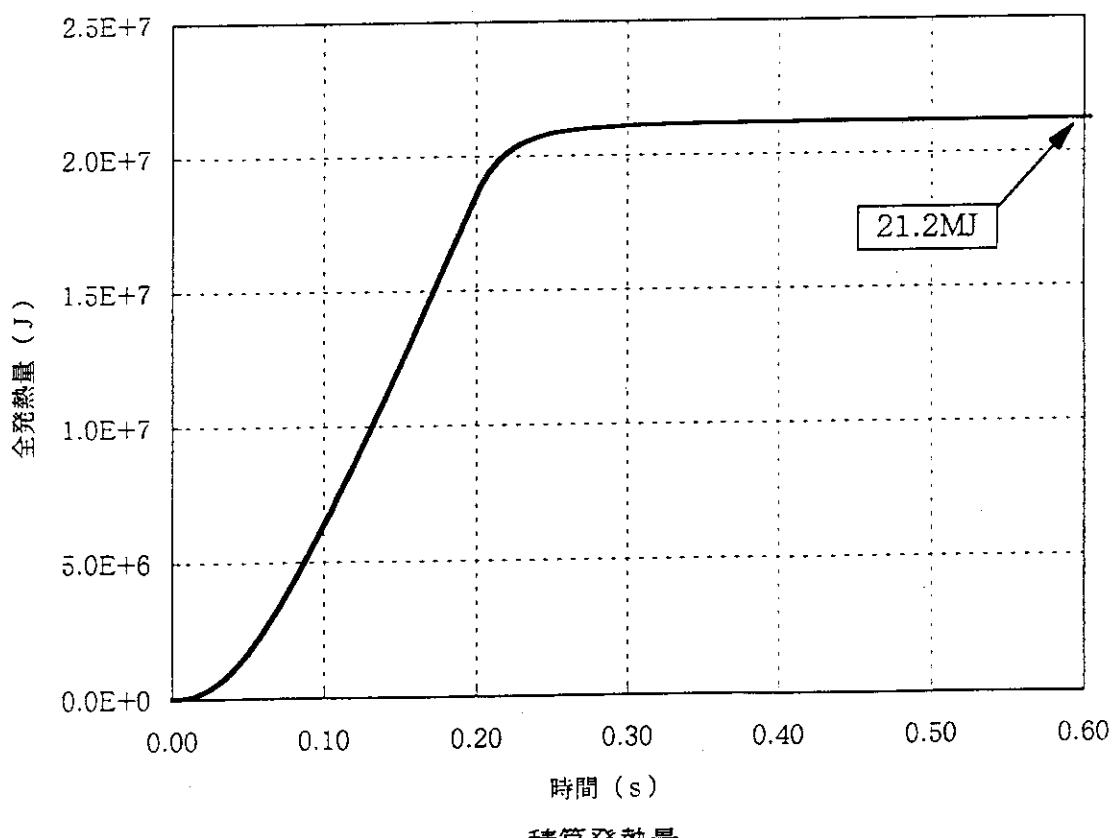


図 2.4.17 TFC の渦電流発熱 (ディスラプション時)  
(TFCのみモデル化、プラズマ消滅時刻: 0.2秒)

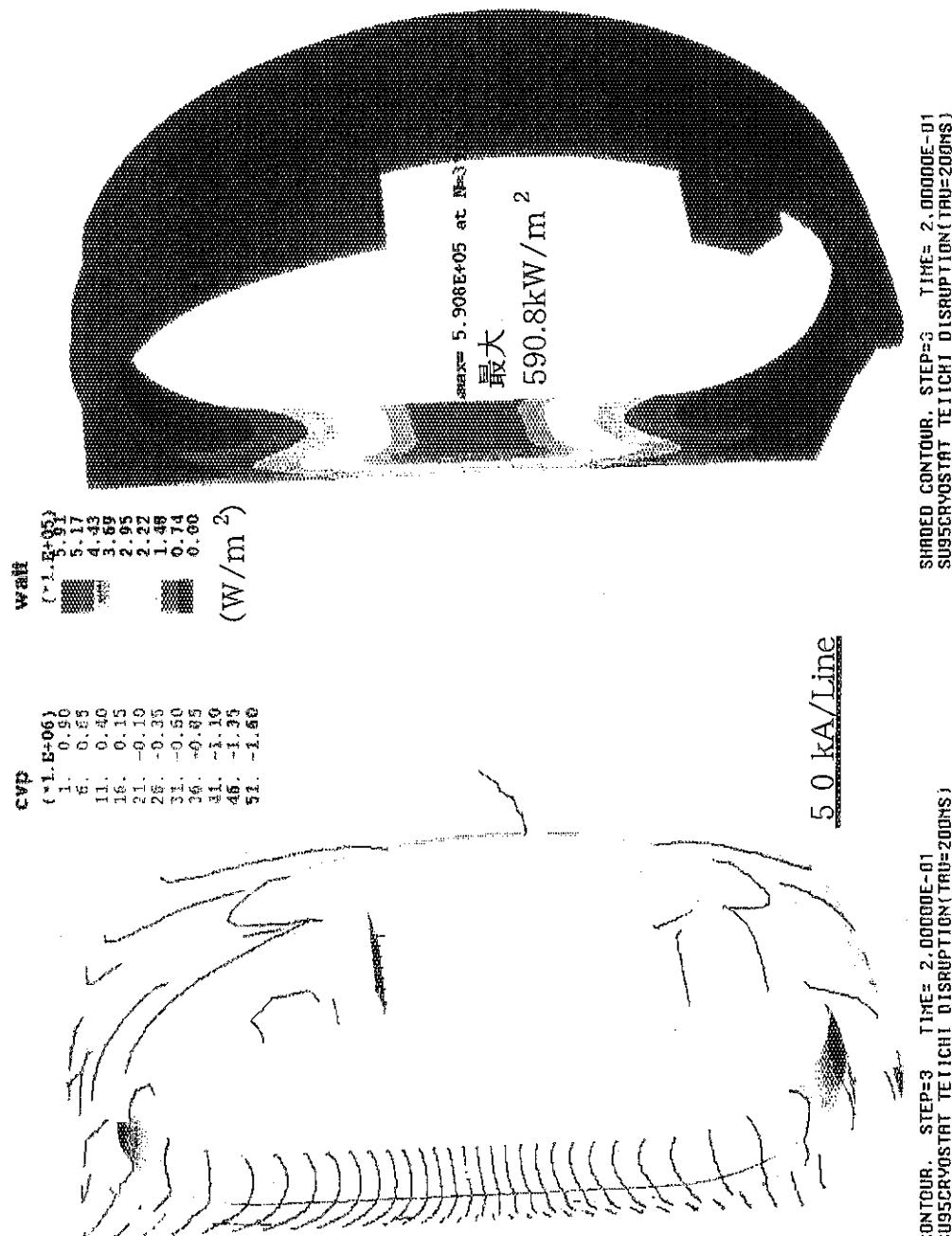


図 2.4.18 涡電流流線と発熱密度分布 (時刻：200 m s)  
(TFCのみモデル化、プラズマ消滅時刻：200 m s)

### 2.4.3 クエンチ時のディスク・ケースの発熱

TFCのクエンチ時にはディスクやケースに入り込む入熱が大きく、TFCの温度は相当上昇すると考えられ、この入熱について検討した。

#### (1) 解析条件

TFCには、最大電流150MA Tが流れている時にクエンチ保護回路の動作により、図2.4.19に示す時定数5.8秒でTFC電流が減衰するとして解析を行った。

#### (2) 解析結果

図2.4.20に発熱の時間変化、積算発熱量を示す。発熱の時間変化は、曲線部、ディスク、ウェッジ部およびシアパネルに分類して示す。また積算発熱量については、全体での値であり4.8GJとなつた。

そこで一個のコイルを200トンと考えると $18 \times 200 = 3600$ トン(3.6Gg)となり、TFC全体の入熱量として $4.8 / 3.6 = 1.33$ J/g程度と想定される。(4Kからの温度上昇の関係図2.4.16)より、1.33J/gの入熱によりTFCは平均温度50K程度まで温度上昇することが分かった。図2.4.21に時刻0.7秒での渦電流流線(左)と発熱量分布(W/m<sup>2</sup>)(右)を示す。

#### (3) まとめ

図より、解析結果とは異なりTFCの周方向に広く分布し、コイル断面内では外側(プラズマ側から遠い部分)および導体に近い部分で発熱が大きいことが分かった。なお、コイル構造体を流れる渦電流の減衰時定数としては約5秒程度と考えられる。

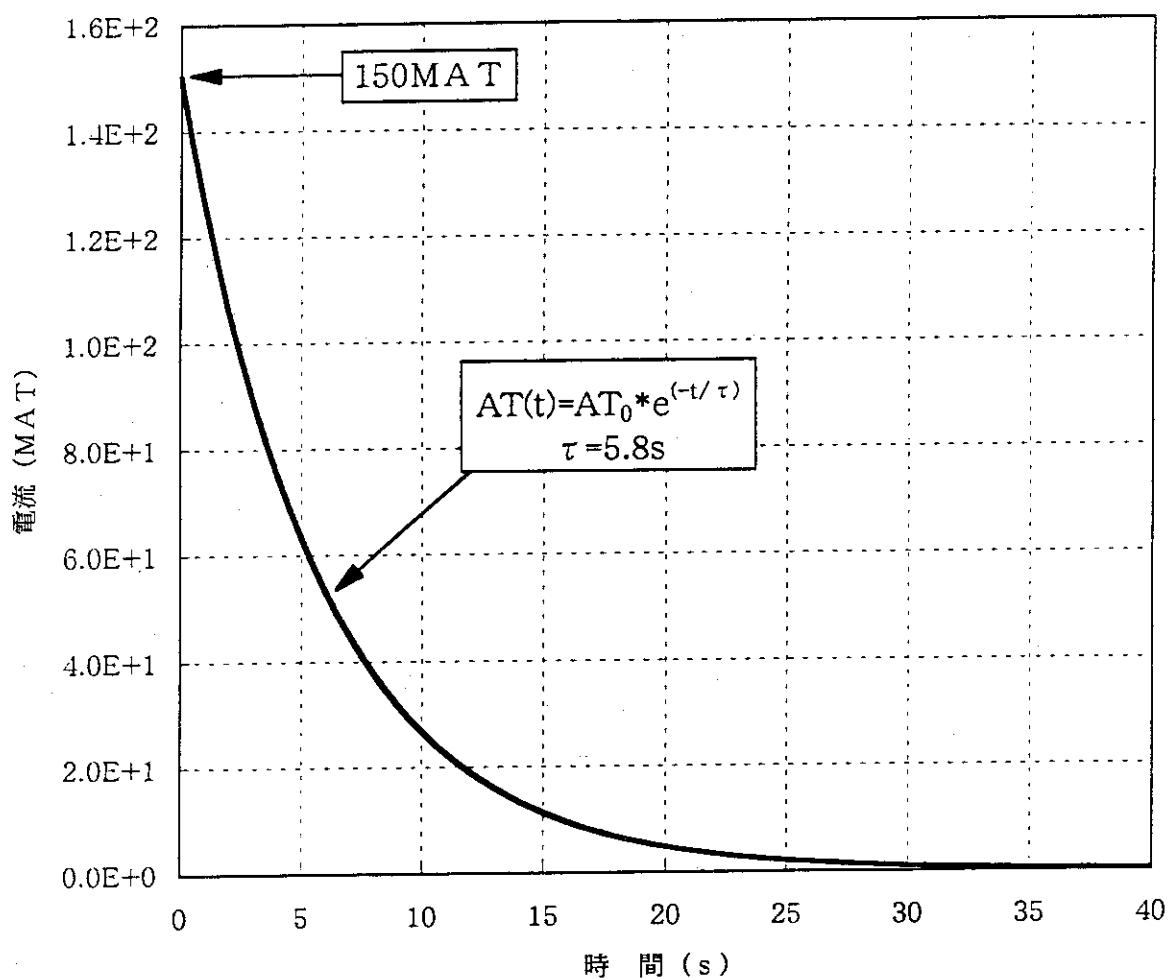
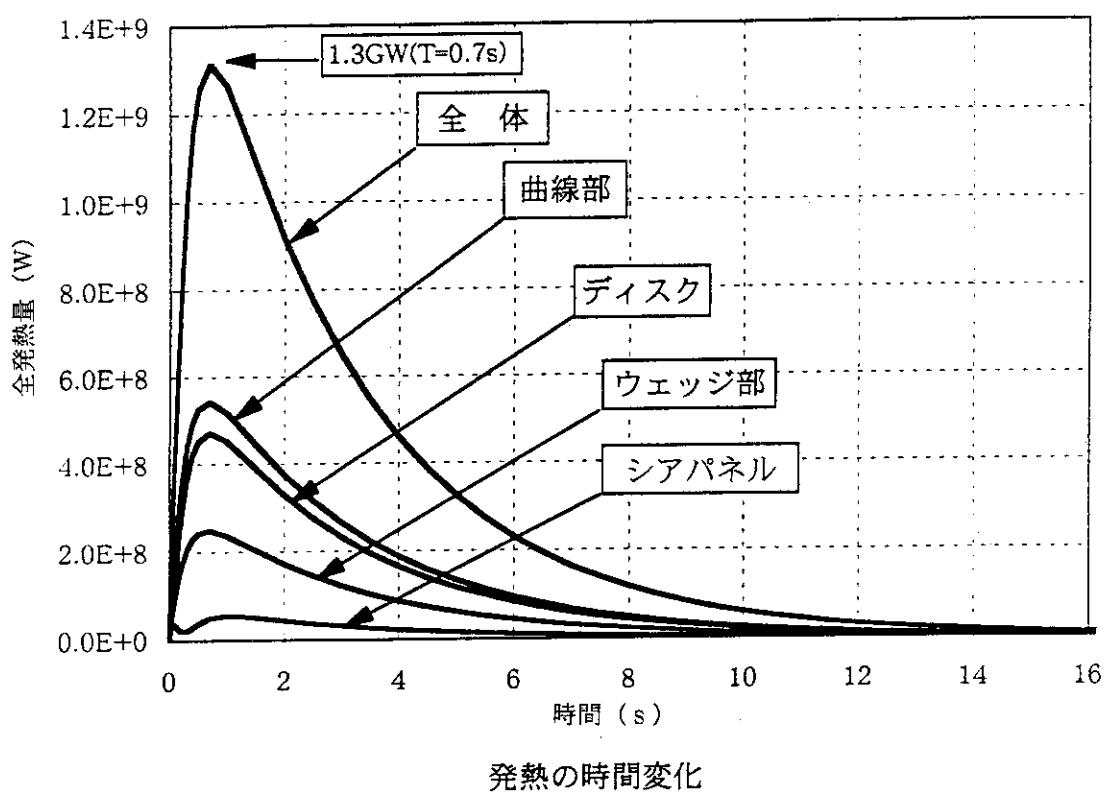
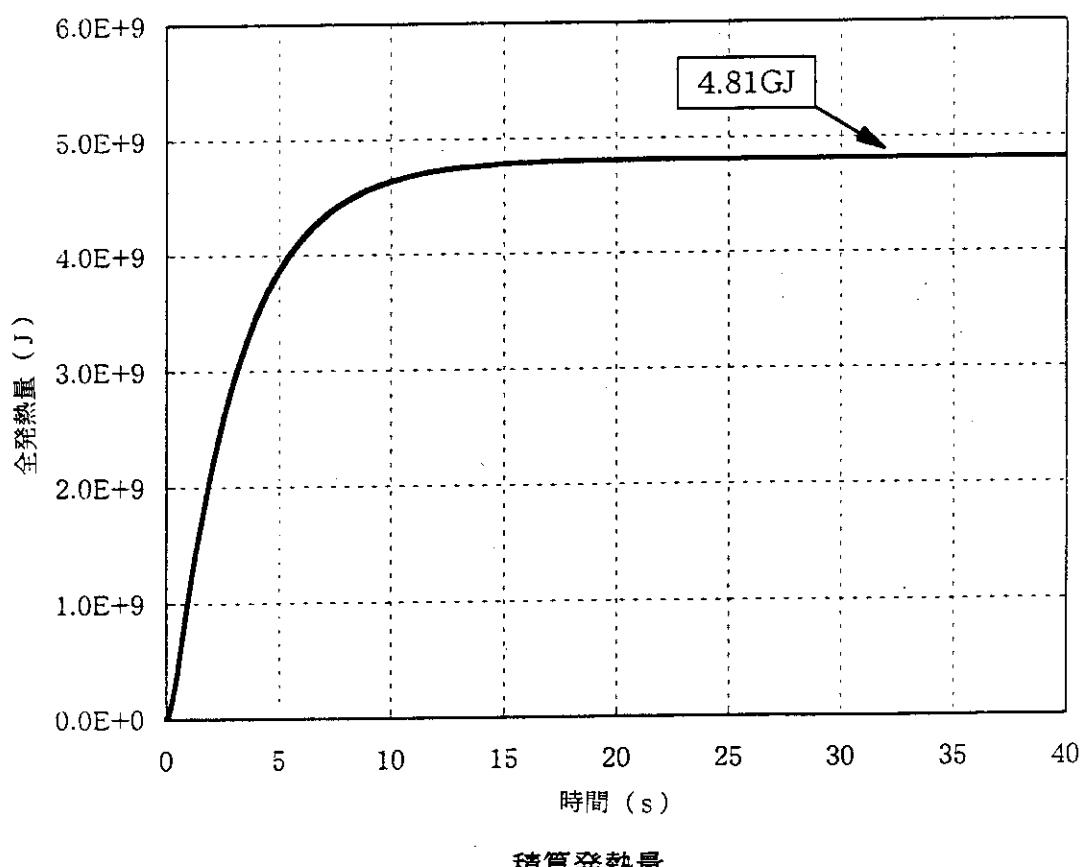


図 2.4.19 TFC に与えた電流変化



発熱の時間変化



積算発熱量

図 2.4.20 TFC の渦電流発熱 (TFC クエンチ時、TFCのみモデル化)

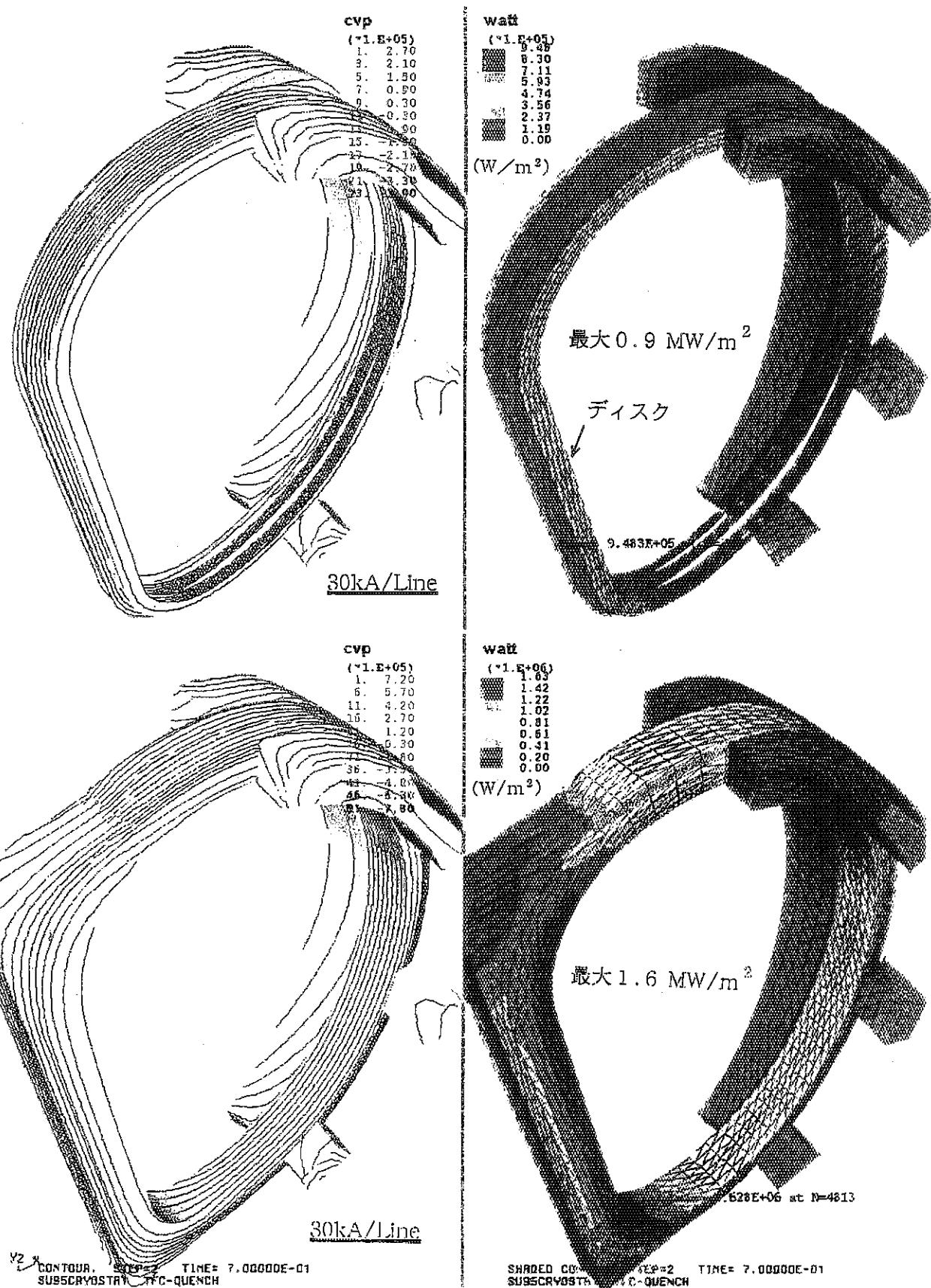


図 2.4.21 漩電流流線と発熱密度分布（時刻：0.7秒）  
(TFCクエンチ時、TFCのみモデル化)

#### 2.4.4 ホットスポット温度評価

##### (1) Hot Spot温度計算

Hot Spot 温度計算は、クエンチした箇所のジュール発熱に対する断熱温度上昇を計算するものであり、下記に基本式を示す。

$$\Sigma [A_i \cdot \rho_i(T) \cdot C_i(T)] \cdot (dT/dt) = r(T) \cdot I(t)^2$$

$A_i$  : 素線、ヘリウム等断面積(m<sup>2</sup>)

$\rho_i$  : 素線、ヘリウム等密度(kg/m<sup>3</sup>)

$C_i$  : 素線、ヘリウム等比熱(J/kg·K)

$T$  : 温度(K)

$t$  : 時間(s)

$r$  : 単位長さあたりの抵抗(Ω/m)

$I$  : 電流(A)

低温ではヘリウムの比熱が大きく、温度が上昇するにつれCuやSUSの比熱の方が大きくなってくるため、導体比熱に寄与する構造材としては、素線とヘリウムのみを考慮し、コンジット(SUS)は安全側を見込み考慮しないこととする。Nb<sub>3</sub>Alの比熱は余裕をみてCuの半分とした。また、クエンチ発生から遮断を開始するまでの遅れ時間は1 sとし、遮断時定数は1~10 sで変化させた。

なおCuの抵抗率はRRR=300 at 12 T相当の値を、Heの比熱と密度は6 atm相当の値を使用した。

以上の条件より、計算した導体温度の時間変化を図2.4.2.2に示す。

図より最大Hot Spot 温度として150 K以下に設定する。

よって各導体の時定数を

Nb<sub>3</sub>Al : 5.7 s      NbTi : 7.6 s と設定した。

##### (2) 比熱の評価

1) 図2.4.2.3にCu、Nb<sub>3</sub>Sn、NbTiの比熱を示す。

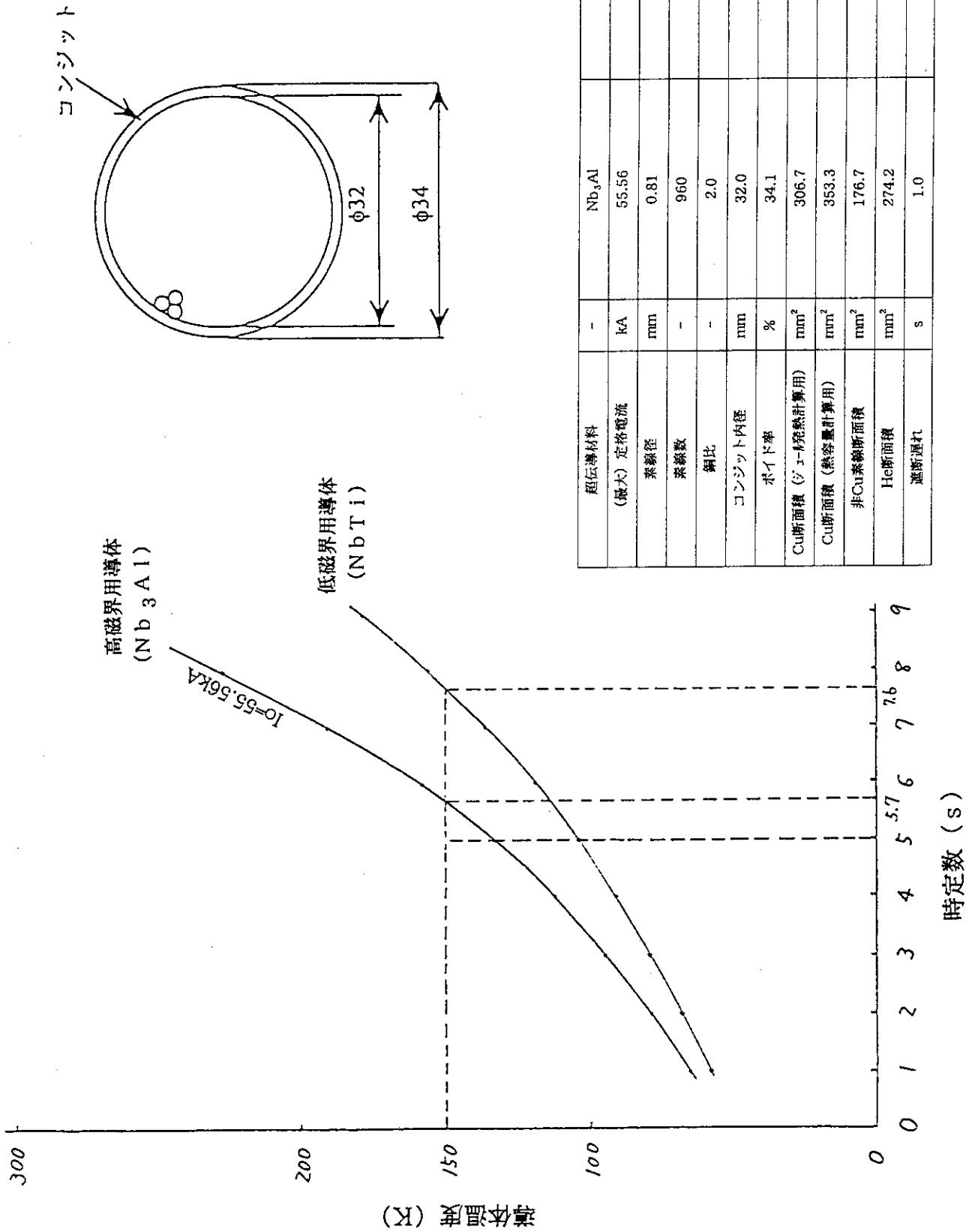
超伝導材のデータ[2.4]としては極低温のデータしか得られなかった。そこで超伝導材の比熱としては、それぞれ密度を掛けて体積あたりに換算するとCu以下と見積もることができるので、Cuの半分(体積あたり)として評価した。

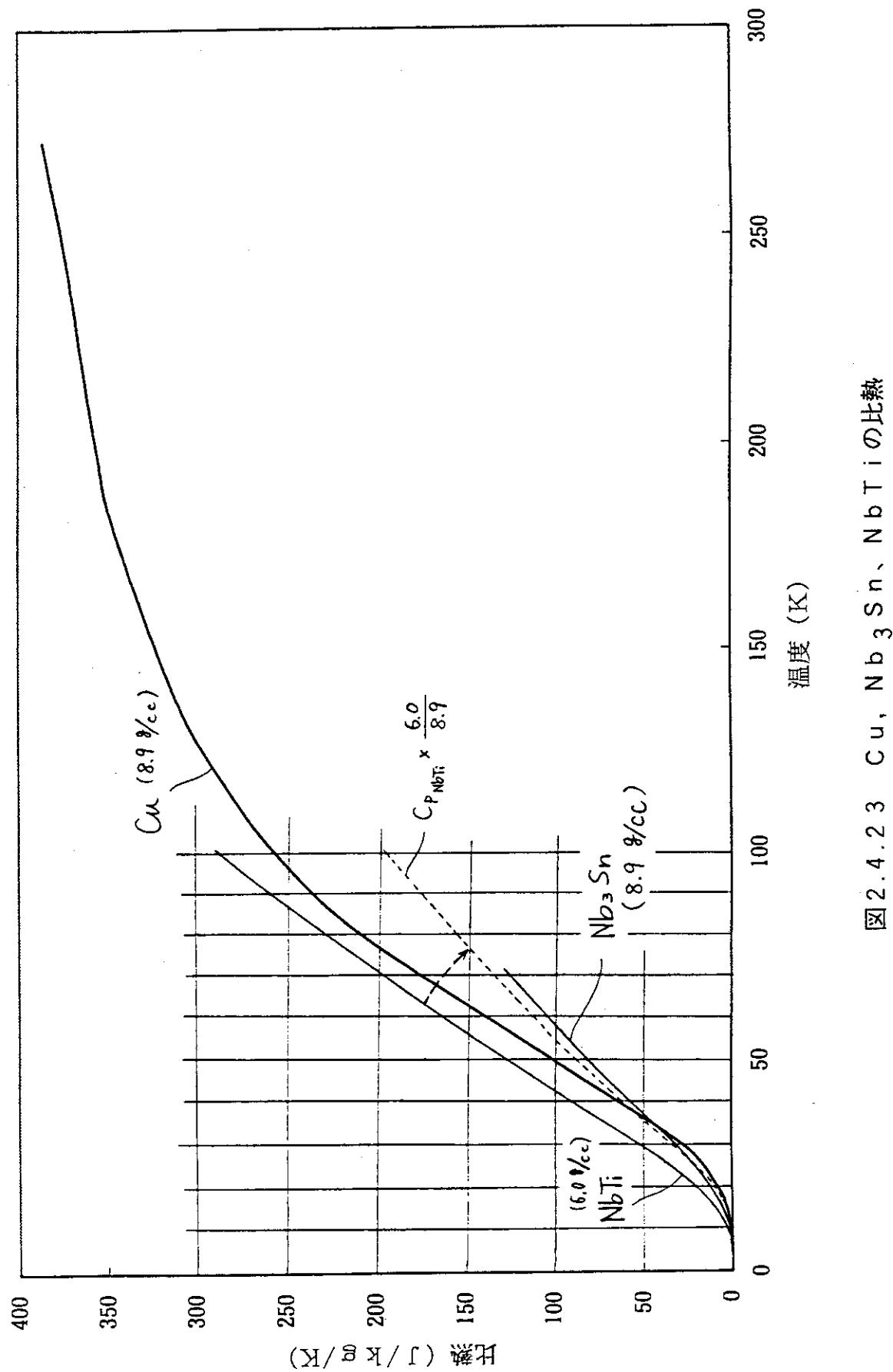
##### 2) SH eの比熱

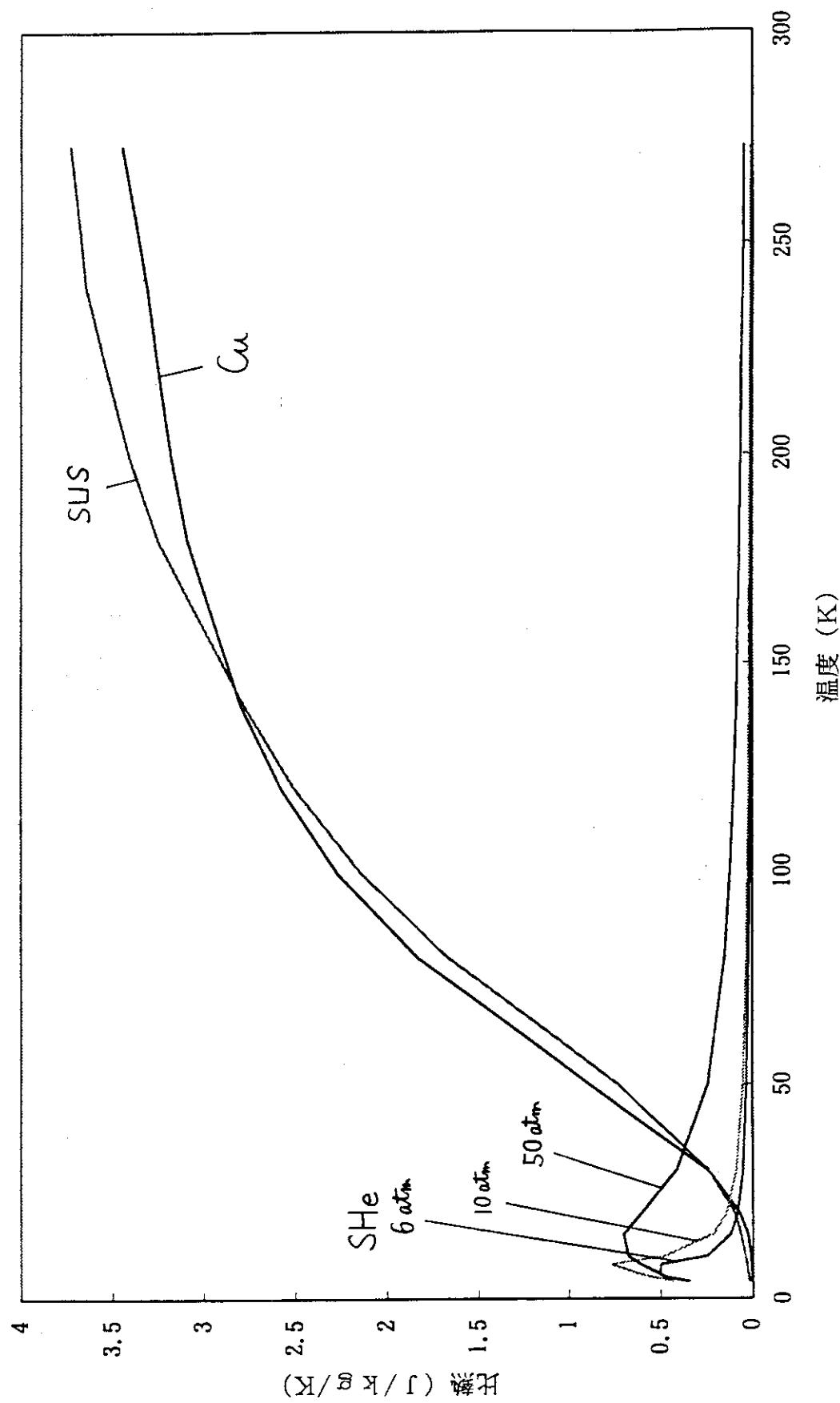
図2.4.2.4に6、10、50 atmのSH eの比熱(体積あたり)を示す。

図より、SH eの比熱は極低温のみであり圧力が高くなるほど熱容量は大きくなるため、熱容量を低くするため最小の値6 atmのデータを用いた。

またCuとSUSはほぼ同等の熱容量を持つため、SUSコンジットまでを考慮すれば2~3割程度温度は低く見積もられることになる。



図 2.4.2.3 Cu, Nb<sub>3</sub>Sn、NbTi の比熱

図2.4.2.4 比熱 ( $J/c_c/K$ ) の比較

## 2.5 製作性

### 2.5.1 卷線法

$Nb_3Al$ 導体とNbTi導体の2グレーディング方式を用いて、高磁界部のHe温度を低くとれる変形3条巻（Modified Three In Hands）巻線におけるR&W（React-and-Wind）巻線法について検討を行った。

#### （1）R&W法における巻線方法

R&W巻線法においては次の課題対策の必要がある。

- ・熱処理用ドラムとラディアルディスクのサイズが同程度になるため、作業スペースや治具の肥大化を防ぐ対策をとる必要がある。
- ・ダブルパンケーキ巻きであるので上パンケーキ用導体あるいは下パンケーキ用導体のいずれかをラディアルディスクの内口径側に通さなければならず、このとき導体の曲げ歪みが許容範囲を超えないよう対策をとる必要がある。
- ・ラディアルディスクの反転や移動を極力避ける方法をとる必要がある。

以上の必要事項を考慮した結果、次にあげる2種類の巻線方法について検討を行った。

#### 1) 巒線方法（案1）を図2.5.1に示す。

本案は熱処理ドラムから下パンケーキ用ドラム→中間ドラム→上パンケーキ用ドラムと導体の移し替えを行う際に、中間ドラムの段階で巻径をラディアルディスク内口径以下まで縮径し（許容歪み以内）、上パンケーキ用導体をラディアルディスク内口径に通すのが特徴である。

利点：導体の移し替え途中でラディアルディスクを移動させなくても良い。

欠点：中間ドラムへの移し替えが1段必要。

#### 2) 巒線方法（案2）を図2.5.2に示す。

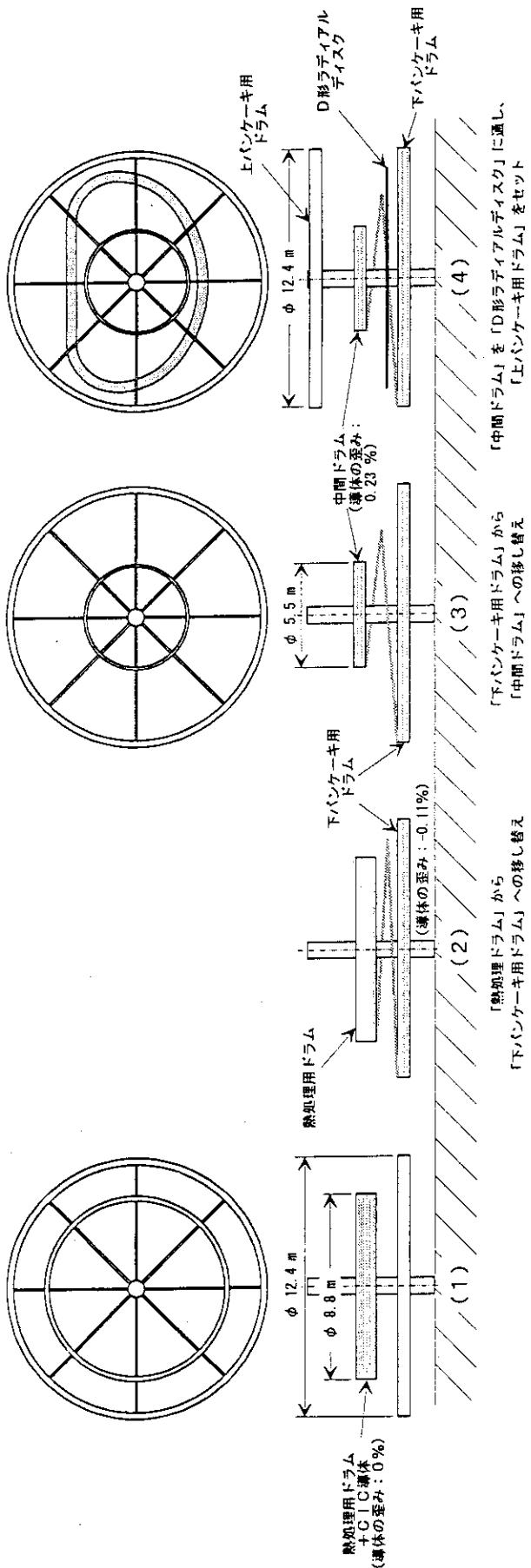
本案は熱処理用ドラムから下パンケーキ用ドラム→上パンケーキ用ドラムと導体の移し替えを行う際に、直接上パンケーキ用導体をラディアルディスク内口径に通すのが特徴である。

利点：中間ドラムへの移し替えが不要。

欠点：下パンケーキ用ドラムから上パンケーキ用ドラムへの移し替えの際に、ラディアルディスクを偏芯・移動させる機構が必要。

#### （2）まとめ

以上、R&W法における巻線方法として2つの案を示したが、これらは机上検討であり今後は実物を模擬したシミュレーションを行っていき、その上で具体的な製作方法、治具、品質保証等を考慮した検討が必要となる。



「下バンディング用ドラム」から  
「中間ドラム」への移し替え  
「中間ドラム」から  
「下バンディング用ドラム」への移し替え

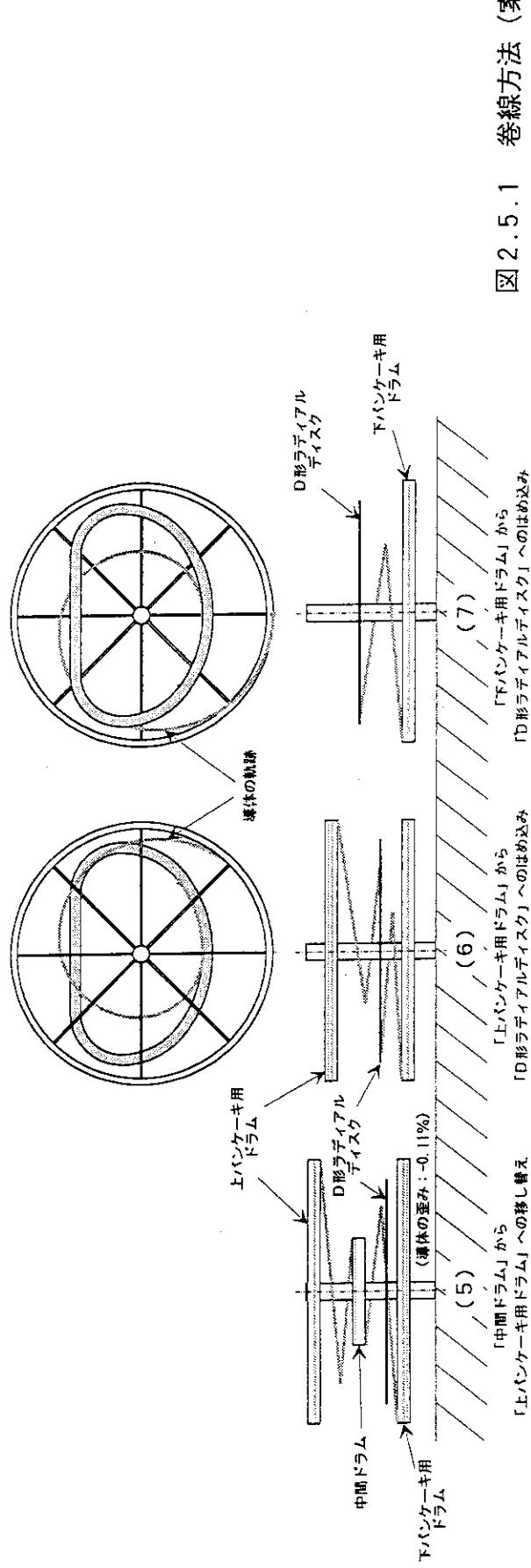
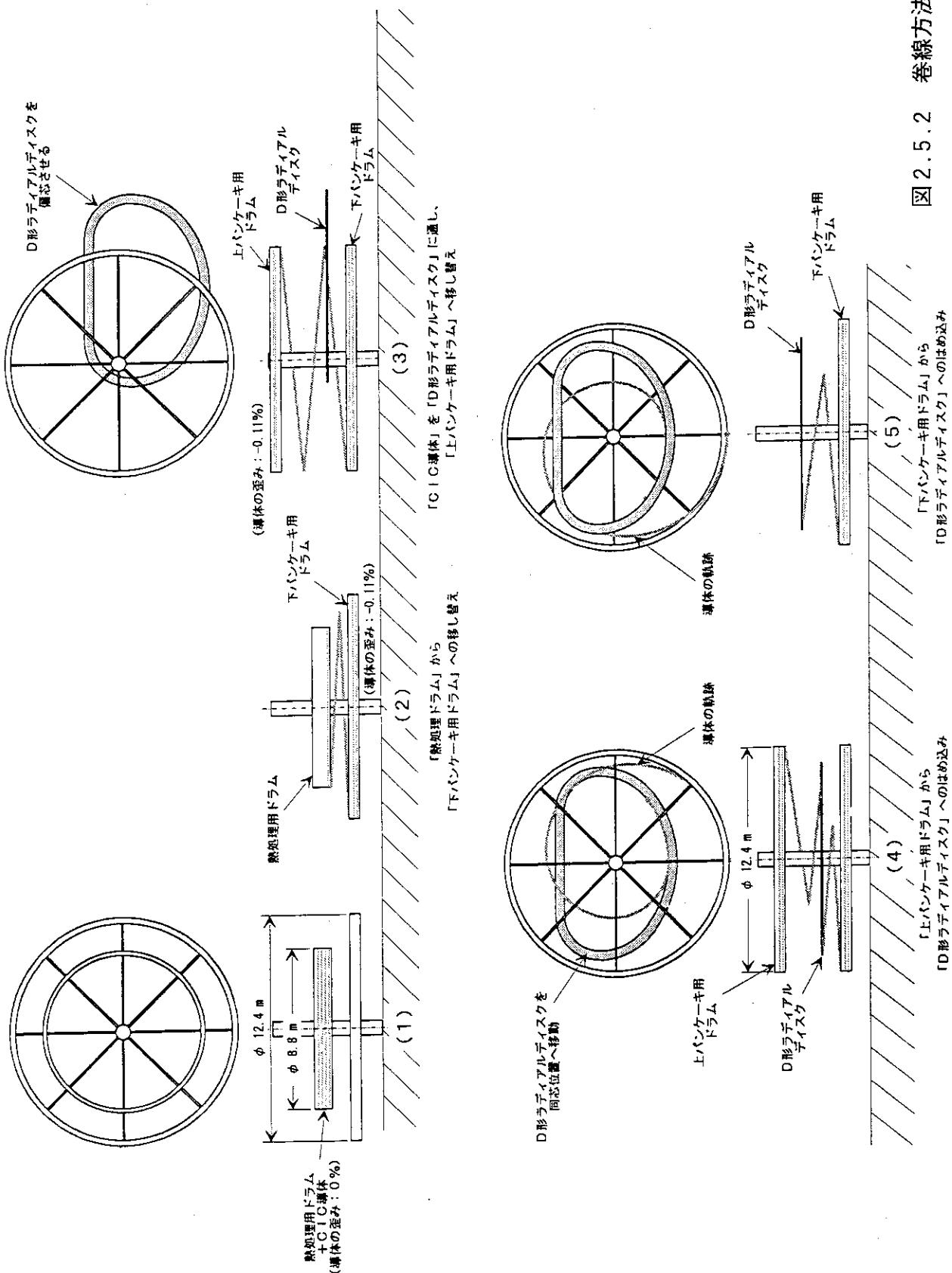


図 2.5.1 卷線方法 (案 1)



## 2.5.2 ディスク

### (1) ディスク溝加工

ディスクを製作する工程において、導体用溝の理想的な形状を得るために導体仕上げ加工にボールエンドミルを用いた方法が理想的と考えられるが、加工時間の占める割合が大きくなる。そこでディスク製作上の課題である導体用溝仕上げ加工における機械加工時間の短縮についてボールエンドミルを用いて行う方法とサイドカッターを用いて行う方法を検討し比較を行った。

結果として、サイドカッターを用いる方法がボールエンドミルを用いる方法より加工時間の短縮が可能であると予想された。特にエンドミル加工の場合には切削加工効率が悪く、作業時間が非常に長くなる。

本ディスクの場合、大型の板材であることからサイドカッターによる切削加工部で自重と切削加工抵抗により正常な溝加工ができなくなる恐れがある。このためピンチローラによって溝加工前のディスクを固定し、ディスクの両面に溝加工を同時に効率よくしかも高精度で行うことができる専用加工機（4軸N C加工機）を用いることとした。

この専用加工機を用いたディスクの加工時間としては約15時間/ディスクとなり、TFC1個（8ディスク）であるためTFC18個分（=144枚）のディスクの加工時間は $15 \times 144 = 2160$ 時間（90日）を見込んでいる。

ただし、加工時間の短縮という点では有利であると考えられるが、設計側では導体用溝断面形状の非円形量の把握と設計上の評価が必要であり、製作側においてはサイドカッターによる試作検証等についても今後検討を行っていく必要がある。

図2.5.3に中央部のディスク寸法図を、また図2.5.4に側端のディスク寸法図を示す。

### (2) ディスク/蓋間の溶接方法

#### (案1) ディスク/蓋間の接続にEB溶接を用いる場合：図2.5.5 (a)

貫通EB溶接を用いてディスクと蓋を一体化する案は、溶接部を1ライン/溝と半分に削減し、また溝と蓋との間のギャップ管理の問題を無くす方法として有望である。しかし溝と蓋との間のギャップが必要な場合、大気EBでは溝と蓋との間のギャップ寸法を0.1～0.2mm以下に管理しなければならず円弧部ではこれが非常に困難となる。

#### (案2) ディスク/蓋間の接続にレーザー溶接を用いる場合：図2.5.5 (b)

レーザー溶接を用いてディスクと蓋を一体化する案は、溝と蓋との間のギャップ管理の問題を最小限に抑える方法である。レーザー溶接はEB溶接とは異なり、溶接部を真空状態にする必要がなく、作業効率がよい。しかし、開先部がEBより若干大きくなるため溶接部の面積（溶接代）を広くとる必要がある。また本案の場合ディスク加工時の切削量が増える。

#### (案3) ディスク/蓋間の接続にシーム溶接を用いる場合：図2.5.5 (c)

通常、シーム溶接とは抵抗溶接の一種であり、回転する円板電極で被溶接材を加圧、前進させつつ連続的に溶接する方法である。

現状としては、3.2mmまでの実績があり板厚5mm程度までなら可能性が大きいと考えられる。しかし、シーム溶接では加圧面の面圧制御のために板厚比が同程度の板に適用することが望ましく、JT-60SU TFCのディスク/蓋のような板厚比での実績がないため、今後R&Dが必要となる。

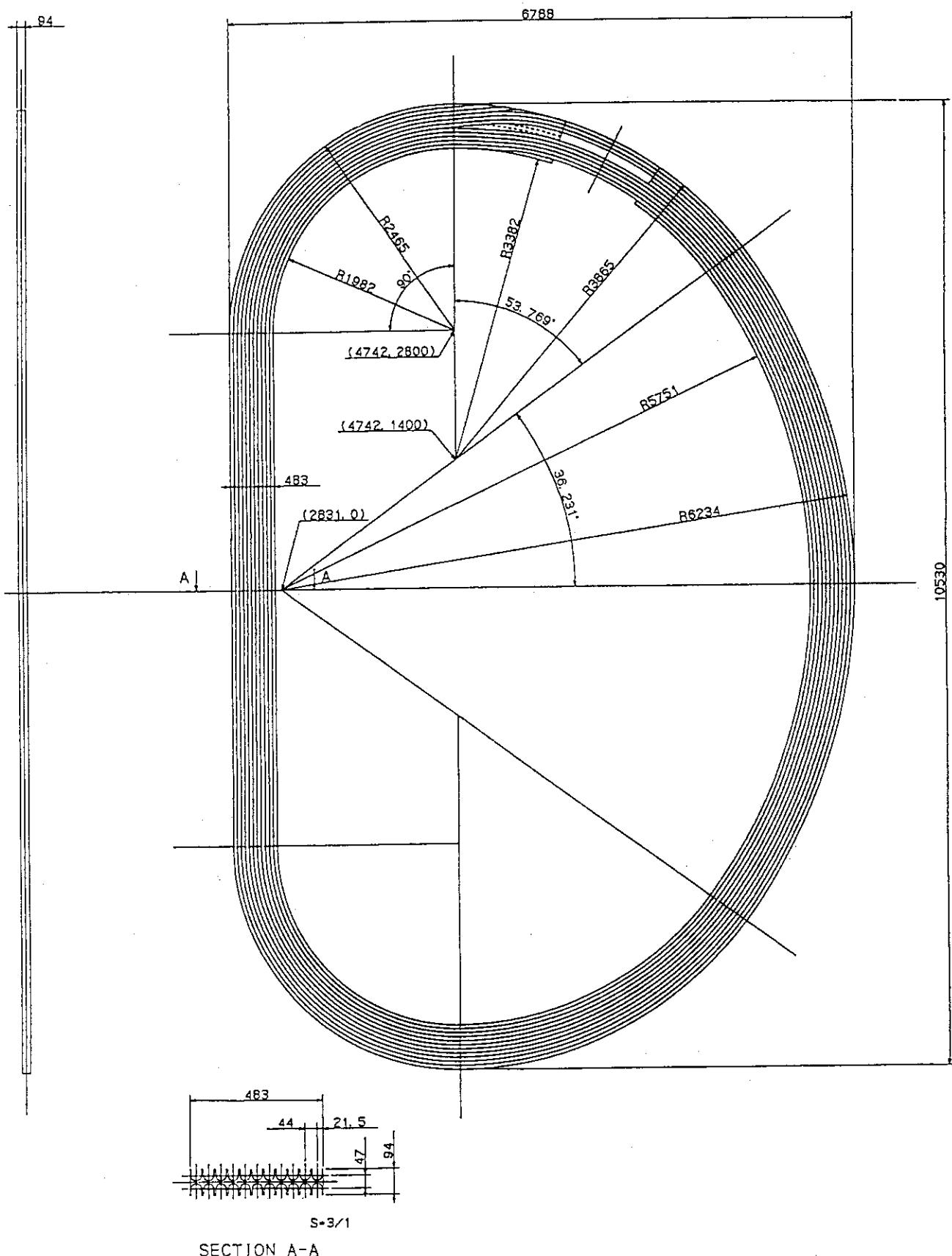


図 2.5.3 ディスク寸法図（中央部）

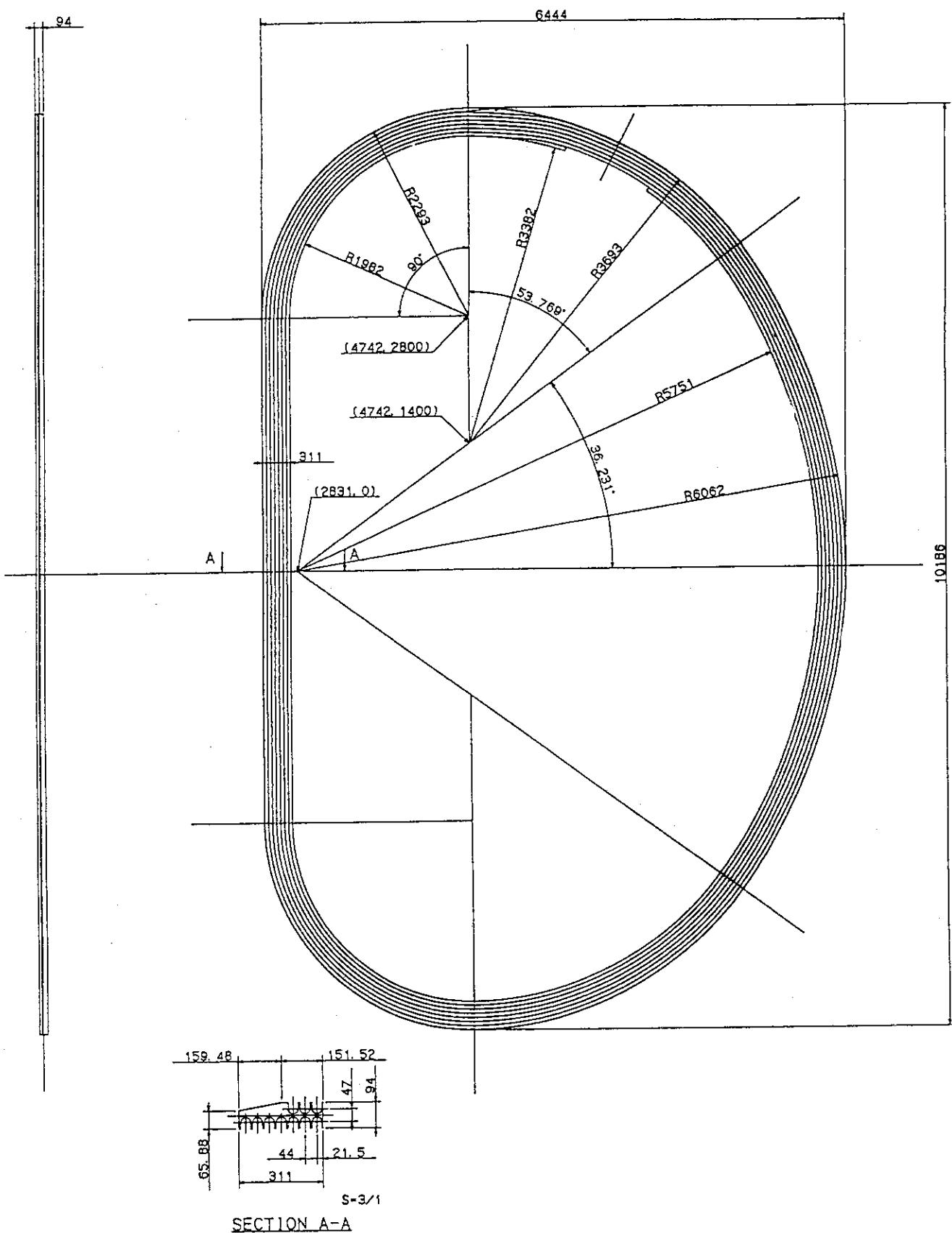
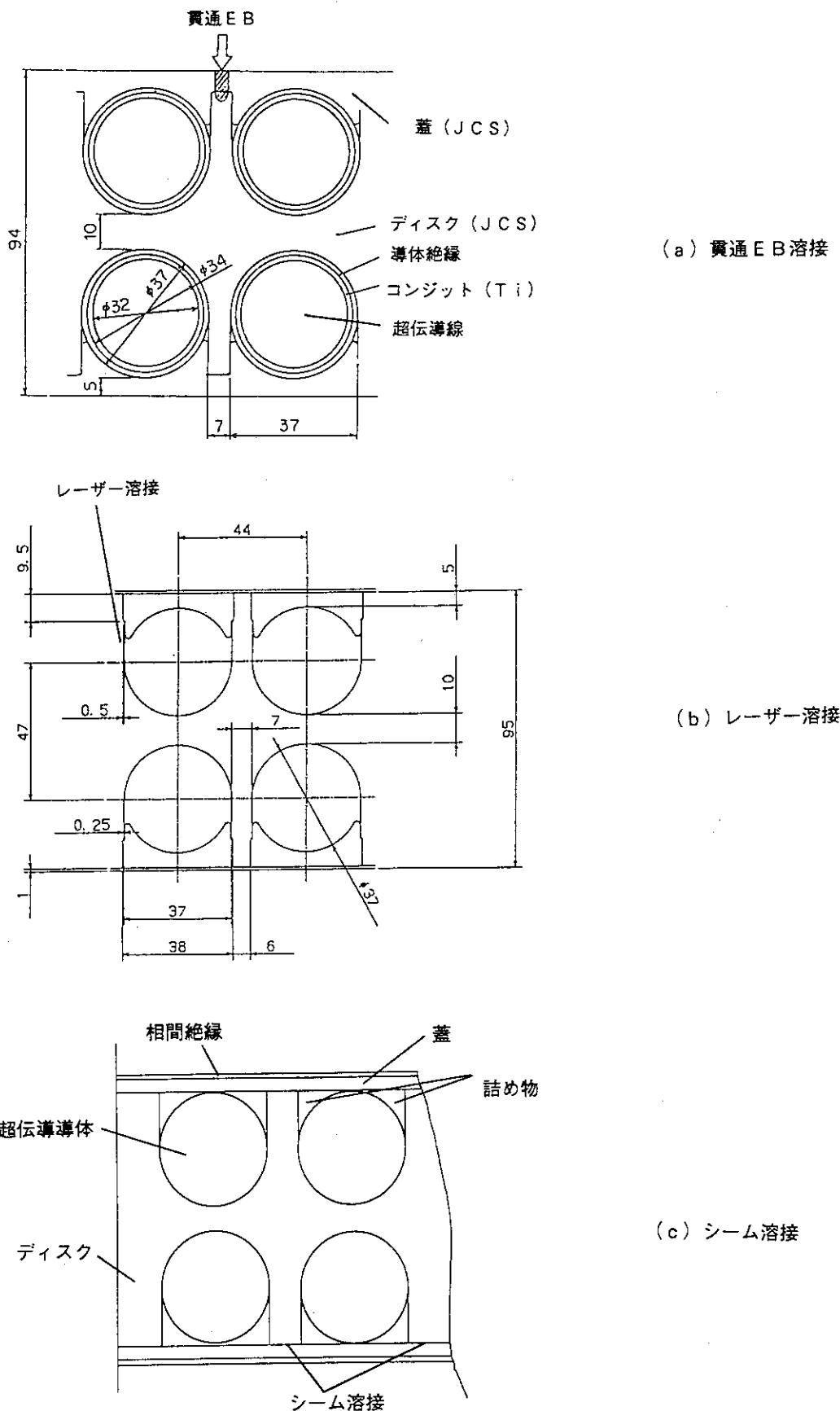


図 2.5.4 ディスク寸法図（側端部）

図 2.5.5 ディスク／蓋 溶接方法



### 2.5.3 コイルケース及びコイル給電部

#### (1) コイルケース

##### 1) 材料

TFCは大きな電磁力に耐えるため、巻線部を板厚10mm以上のコイルケースに収納する構造となつており、従来にない極板厚大型構造物となる。

コイルケースの概略形状を図2.5.6に示す。コイルケースの材質としては極低温で高耐力、高破壊靭性が得られるJCSを用いることとした。

##### 2) 製作法

コイルケースは箱形であるため、コイル中心でトロイダル方向に2分割する。周方向の分割は8分割とする。

製作方法としては鍛造機械加工と圧延厚板加工の2種類について検討を行つたが、従来にない極板厚大型構造物となるため製作精度等を考慮し鍛造機械加工を用いることとした。製作方法およびケース寸法は図2.5.7に示す。

図に示すように鍛造機械加工は、半割ケースのセグメントができるだけ最終形状に近い状態まで鍛造で加工し、これを機械加工して仕上げ代を残しセグメントを完成する。各セグメント間の溶接は狭開先TIG溶接を主体に使用し、真空室に入らない場合は部分真空EB溶接か狭開先TIG溶接を行い、溶接変形を最小限に抑える。溶接後コイルケース内面は最終加工より寸法精度を確保する。

##### 3) 組立工程

組立方法としては12セグメントを完成した後、残りの1/2セグメントも同様に完成させ巻線導体部をコイルに装着しケース間の1/2セグメント同士を溶接により接続する。

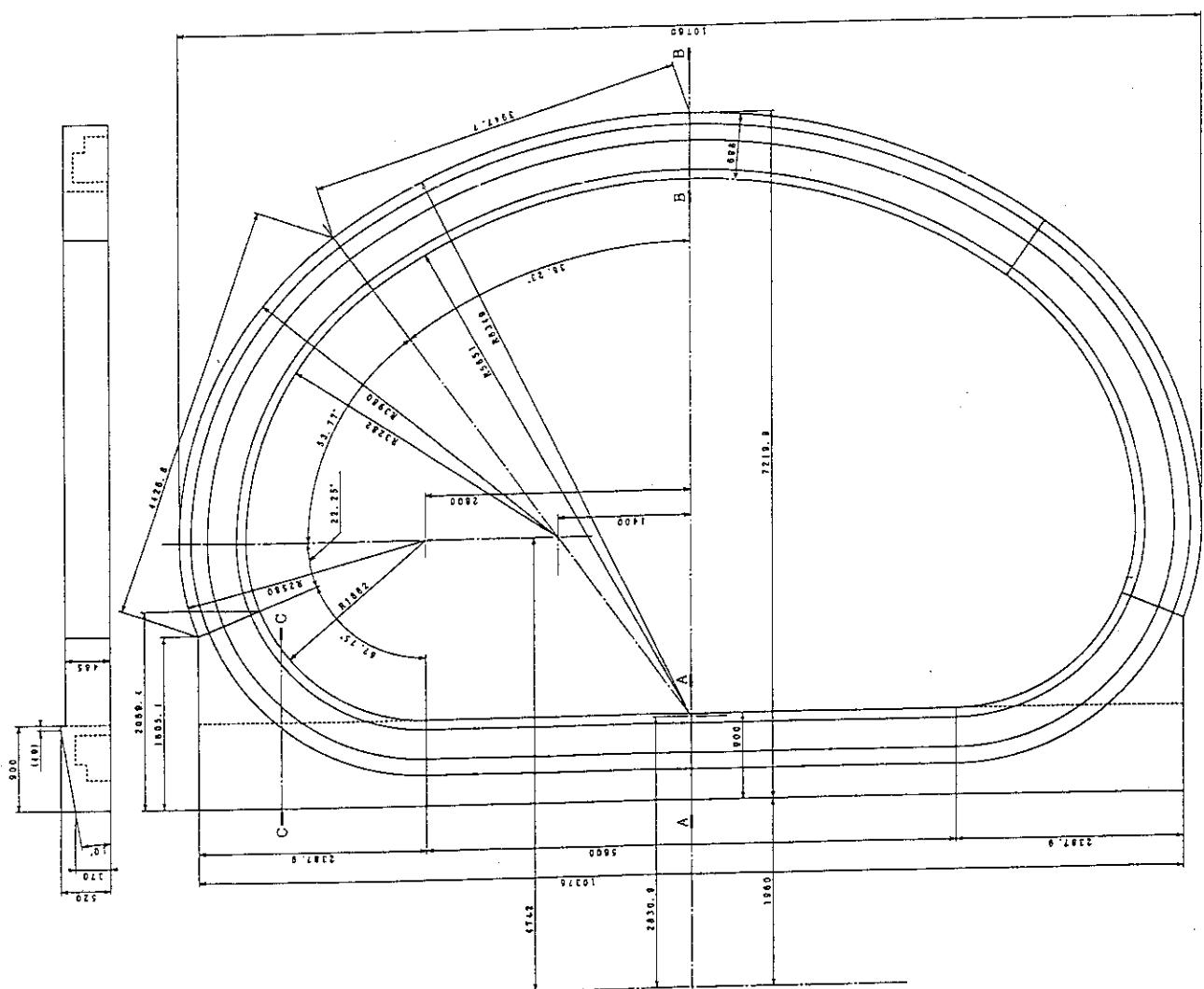
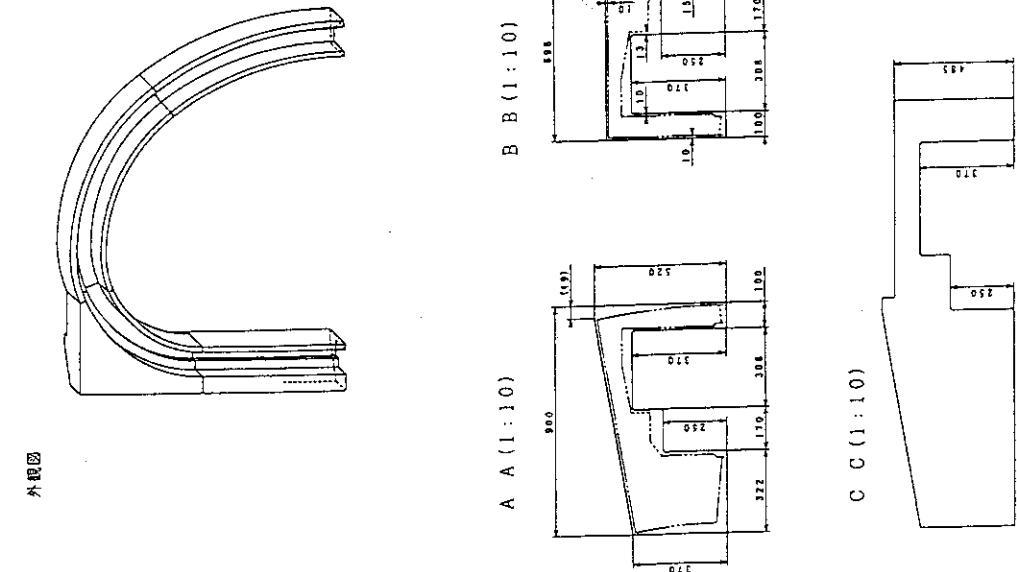
コイルケースの概略の組立工程を図2.5.8に示す。図に示すようにTFC1個分を製作するのに10ヶ月を要する。これを基に2ライン(2交替)にて製作すれば30ヶ月を要することとなり、TFC全体の組立工程である36ヶ月(詳細は後述の2.5.5参照)からもコイルケース18個分を製作するためには、最低でも2ライン(2交替)以上で製作する必要がある。

#### (2) コイル給電部

図2.5.9にTFC給電部の構造を示す。当初はTFC斜め下部に給電部を設けることとしていたが、この位置に他機器設備の配管・配線が多数配置されるためコイル給電部は図に示すようにTFC斜め上部位置に変更した。

TFC各導体への冷媒の供給は、この位置のコイル内周側より行い、TFC外周側より回収する。また各導体間の電気接続もこの位置で行い、接続はバット接続を用いる構造とした。

図2.5.6 コイルケース形状図



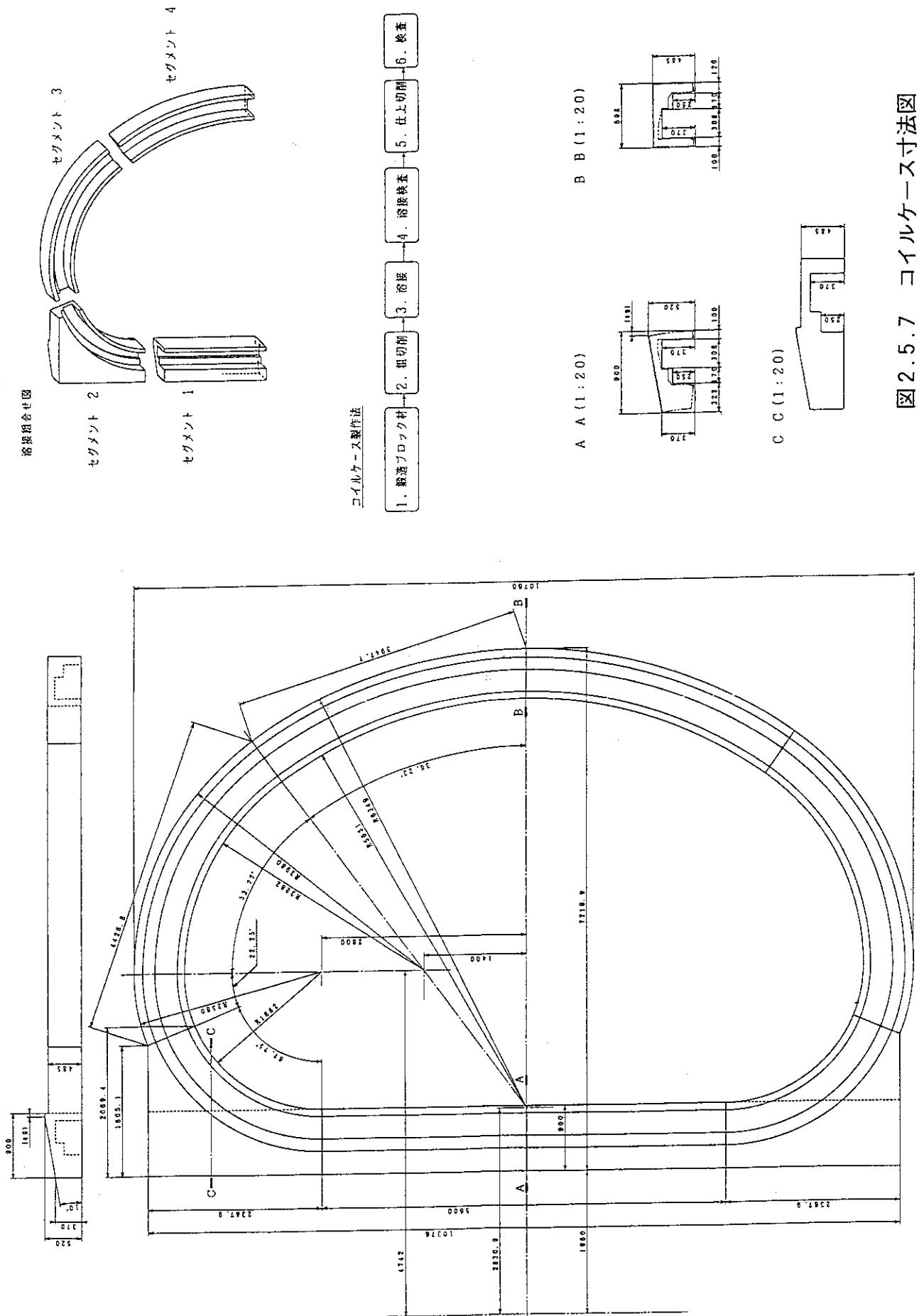
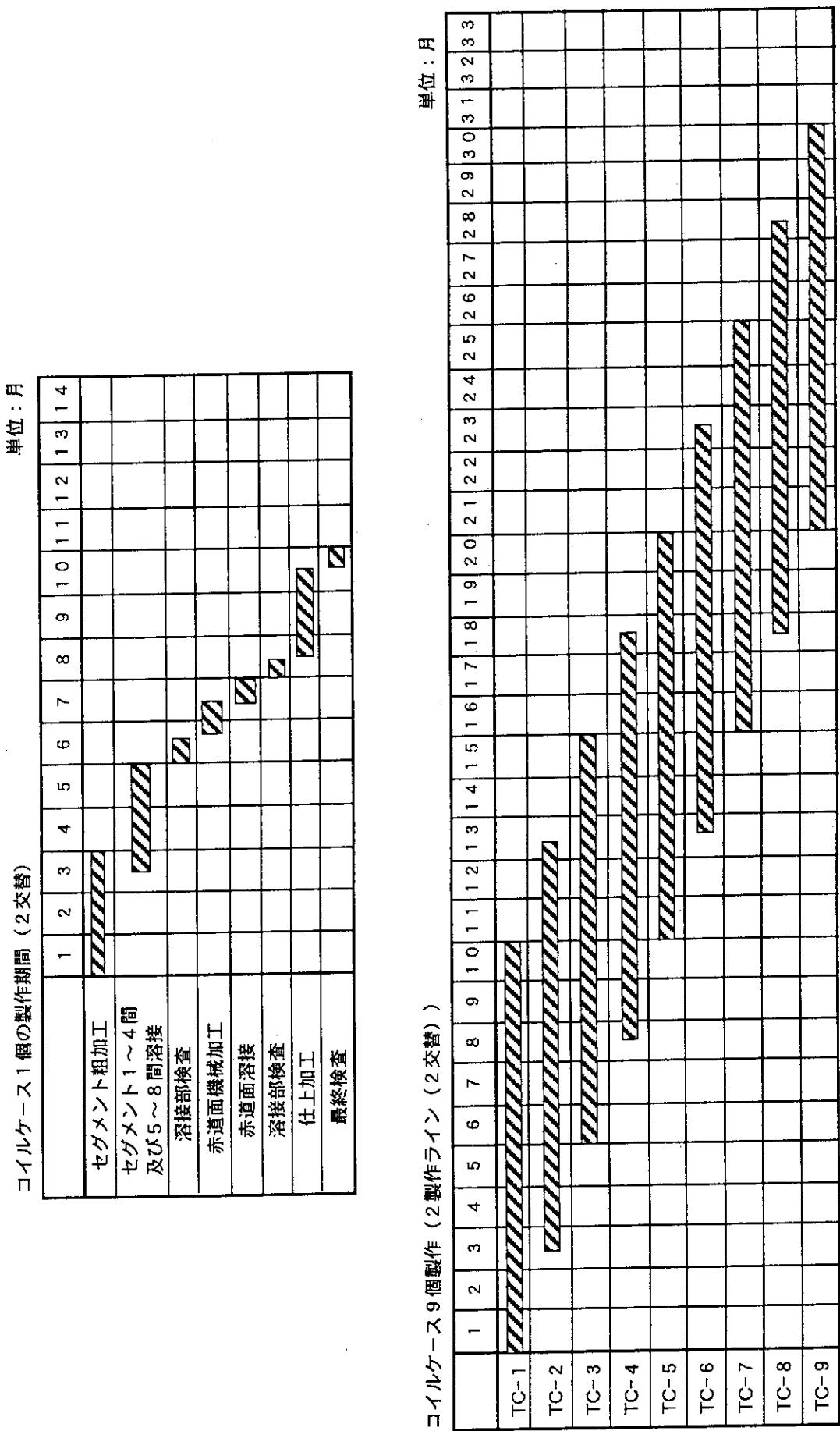


図2.5.7 コイルケース寸法図

図 2.5.8 TFCコイルケース製作工程



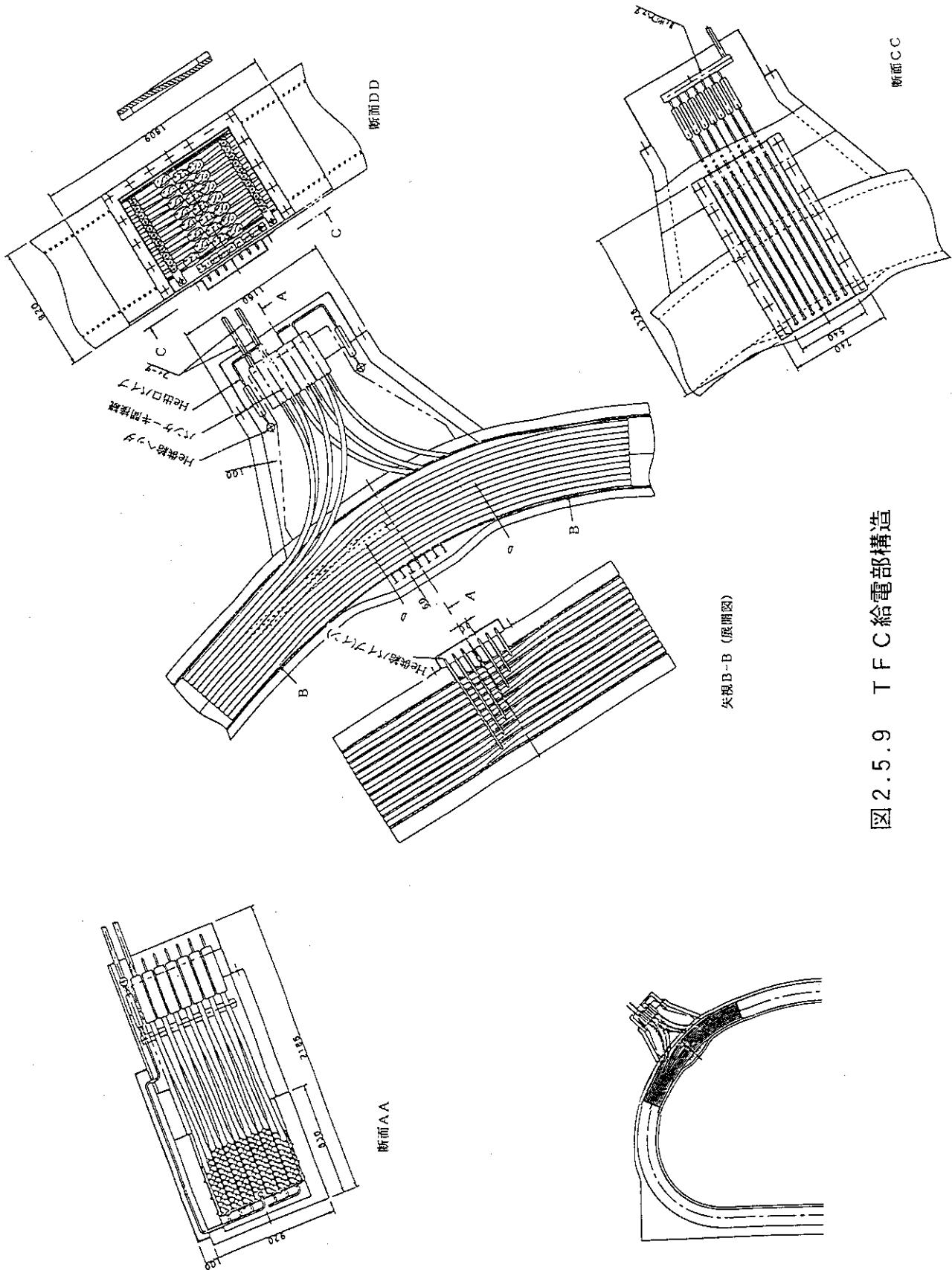


圖 2.5.9 TFC 給電部構造

### 2.5.4 ウエッジ部絶縁材

ウエッジ部には、トロイダル方向の絶縁保持と渦電流発熱低減のために絶縁材を置く必要がある。この部位には向心力によりウエッジ部に  $50 \text{ kg/mm}^2$  ( $500 \text{ MPa}$ ) 程度（現状使用されている絶縁材の約5倍）の圧縮力が生じるため、ウエッジ部絶縁材の機械的性質としては次の事項が必要となる。

#### (1) ウエッジ部の一回絶縁材に必要な仕様

##### 1) 極低温での機械的強度が大きいこと

純粋の圧縮応力だけではない強大な電磁力が印可されるので、圧縮だけでなく曲げ強度も大きいことが必要。

##### 2) 構造不整に対応できること

強度は大きくとも破断歪が小さいと僅かな変形で破断する。ウエッジ部は全面積が一様に接触しているとは考えられず、片当たりしていると考えるべきである。金属の場合にはクリープにより一様に接触していくことが期待できるが、絶縁物の場合は歪が小さいため評価は難しい。

##### 3) 熱収縮がSUS等と同程度であること

極低温まで冷却する場合、絶縁物の熱収縮率が金属より大きいと隙間があき、力を支持できない。逆に熱収縮率が極端に小さいと、ウエッジ部の直径が小さくなる時それに比例して周長が小さくならないため熱応力が大きくなる。

#### (2) ウエッジ部絶縁材に働く力

ウエッジ部の拡大図と絶縁材取付位置を図2.5.10に示す。ウエッジ部には向心力により生ずる圧縮力Wが常に生じ、また放電によるTFCのトロイダル方向への変形によるせん断方向の力Fが数万回生じることとなる。

圧縮力Wによりウエッジ絶縁材には以下の式で示す圧縮応力 $\sigma$ が生じる。

$$\sigma = W/S \quad (2.5.1 \text{式}) \quad S: \text{絶縁材の面積}$$

放電により絶縁構造物が受けるせん断応力 $\tau$ は以下の式で表される。

$$\tau = F/S \quad (F < \mu_0 W) \quad (2.5.2 \text{式}) \quad \mu_0: \text{静止摩擦係数}$$

$$\tau = \mu W/S \quad (F > \mu_0 W) \quad (2.5.3 \text{式}) \quad \mu: \text{動摩擦係数}$$

TFCと絶縁材の接触面の摩擦係数を小さくすることで滑りを生じる構造となり、また滑りを生じた場合には動摩擦係数を小さくすることでせん断応力 $\tau$ を低減させることができる。

#### (3) 絶縁材の種類

絶縁材の候補としては、金属板間にFRP等の絶縁物を挟むクラッド材、金属材料表面に酸化Crの絶縁被膜をコーティングした薄膜絶縁材、セラミックス、FRPが考えられる。これらについて以下に検討結果を示す。

- 1) クラッド材はTFCとの接触が金属同士の構造となり、図2.5.11 [2.5] に示すように極低温では金属同士の摩擦係数は1を越えてしまいクラッド材とTFC間に滑りが生じなくなり、クラッド材の選択が問題となる。
- 2) 薄膜絶縁材の場合、薄膜の剥離や摩擦損の少ない材質が開発されているものの片当たりを防ぐ方法が必要となる。
- 3) セラミックスは強度、摩耗共に優れた性質を持つが、構造不整や大変形に対する裕度が小さく、脆性材料のため僅かな損傷も許容しない。また熱収縮率もSUSの約半分であるため2.5.2式、2.5.3式の条件を満足しない。ただし、極めて薄い絶縁物を金属表面に何らかの手段で形成して絶縁する方法が考えられる。このような薄膜は従来耐蝕、耐酸化等を目的に開発され、厚さは $\sim \mu\text{m}$ 程度なので電圧が低い場合には絶縁材としても使用できる可能性がある。この薄膜絶縁材は、厚さが薄いだけ片当たりや歪等は母材が吸収して薄膜そのものには損傷が及ばないというメリットがある。
- 4) FRPは積層構造とすることで、曲げ変形に対して裕度を持たせることが可能で、纖維と含有樹

脂の比率の調整により最近 1000 MPa 以上の圧縮強度を実現することが可能。

以上の検討結果から、ウェッジ部絶縁材として以下の絶縁物について検討した。

- ・高強度FRP
- ・薄膜絶縁材 (SUSに酸化Crコーティングを施した物)

#### (4) 絶縁材の開発

##### (高強度FRPの開発)

現在、FRPとして一般的にガラス繊維強化プラスチック (GFRP) が多く用いられている。しかし、このGFRPをウェッジ部絶縁材に直接使用することは困難である。そこでガラス繊維と含浸材の比率を調整することでSUSと同程度の熱収縮を持ち、低温での圧縮強度や曲げ強度が100 kg/m<sup>2</sup>程度とすることが出来る。しかし低温では脆くなり破断歪は数%程度と小さい。また圧縮強度の面からも金属（コイルケース）と絶縁物による片当たりを考えると使用は厳しい。

そこで、ウェッジ部の一一周絶縁材に必要な仕様を満足すべきFRPの開発を行い、以下にその内容を示す。

##### 1) 圧縮せん断応力下での検討

圧縮せん断応力下での特性を検討した結果として、FRPの構成と機械的特性を表2.5.1に示す。層間せん断強度においては、ショートロッド法で求めた結果を示す。

##### 2) FRPおよびSUS304に生じる熱ひずみ

室温から4.2 Kまで冷却した場合の本FRPおよびSUS304に生じる熱ひずみを図2.5.12に示す。図より、開発したFRPとSUS304に発生する冷却熱ひずみはほとんど差がなく、ほぼ等しい熱収縮率であることが分かる。

表2.5.1 FRPの構成と機械的特性

強化繊維	含有樹脂	強化繊維構造	樹脂重量比
ガラス繊維	エポキシ樹脂	二軸強化、平織	15.2%
積層方向圧縮強度		層間せん断強度	繊維面内曲げ強度
293K	77K	293K	77K
882MPa	1240MPa	69MPa	131MPa
		560MPa	959MPa

##### 3) 圧縮せん断試験

FRPの性質としては、繊維積層面でのせん断破壊を生じ易いため、ウェッジ絶縁材として使用する場合には、せん断強度の確保またはせん断応力を低減する構造としなければならない。また実機 (JT-60SU) において絶縁材に生じる負荷は圧縮応力とせん断応力の二軸応力となる。この圧縮せん断応力下におけるFRPの強度を測定する必要があり、圧縮応力とせん断応力の同時負荷が可能な試験治具を作成し試験を行った。結果として図2.5.13 [2.6] に示す。

図より、応力下ではせん断応力が増加する結果となり、この効果によりFRPをウェッジ部絶縁材に使用できると考えられる。

##### 4) 摩擦係数の測定試験

また極低温におけるSUSと樹脂間の摩擦係数の測定装置を製作し、測定されたエポキシ/SUS316L間およびポリイミド/SUS316L間の極低温における摩擦係数を図2.5.14 [2.5] および図2.5.15 [2.5] に示す。図より、4.2 Kにおいて両摩擦係数とも約0.4であり、繰り返し負荷が行われてもほとんど摩擦係数は変化しないことが言える。開発したFRPはエポキシ樹脂を含浸樹脂と

していることから4.2Kでは同程度の摩擦係数となると考えられる。

### 5)まとめ

今回の検討においては、FRPがウェッジ絶縁材としての可能性があることが確認できた。

今後は圧縮せん断強度測定の他に次の様な項目についても検討する必要がある。

- ・摩擦係数と破壊強度の関係
- ・FRP/SUS間の摩擦係数測定
- ・FRPの耐摩耗性
- ・圧縮せん断応力下の疲労特性

### (薄膜絶縁材)

TFCのウェッジ部は渦電流の発生を防止するためにコイルのウェッジ接触面において絶縁処理を施してある。コイルのウェッジ接触面はプラズマ放電の際に受ける電磁力によって高い圧力にさらされることとなり、さらにウェッジ接触面が片当たりする場合には、その部分で応力集中が生ずることも考えられる。従って高圧力下での絶縁の健全性を確認する必要があり、液体窒素温度下における試験を行った。

#### 1) 試験条件および試験方法

図2.5.16に示すような試験片（絶縁皮膜の厚さ50μmで接触面は片当たりを模擬している）を圧縮治具を用いた試験装置により、実際にコイルが使用される状況を模擬した液体窒素温度下で試験を行った。

試験方法は、試験装置により圧縮荷重を徐々に加えながら（試験片の絶縁抵抗が破壊されるまで）圧縮治具間の変位量及び絶縁抵抗を測定した。

#### 2) 試験結果及びまとめ

図2.5.17に試験片の応力と絶縁抵抗の応力・抵抗曲線を示す。

図から接触面の平均応力が約2000MPa程度（荷重約22t）になるまで絶縁抵抗は保たれていが徐々に抵抗は低下していき、2000MPaを超えた付近で絶縁は破壊された。この応力値はウェッジ部絶縁材に加わる応力値の約4倍（2000/500MPa）に相当し、また試験片（SUS316製、セラミックコーティング）の許容圧縮荷重値以上である。

従って、この結果から試験片が破断しない限り絶縁は維持されるため、薄膜絶縁材が高い応力値に耐えうるウェッジ部絶縁材として使用できることが確認できた。

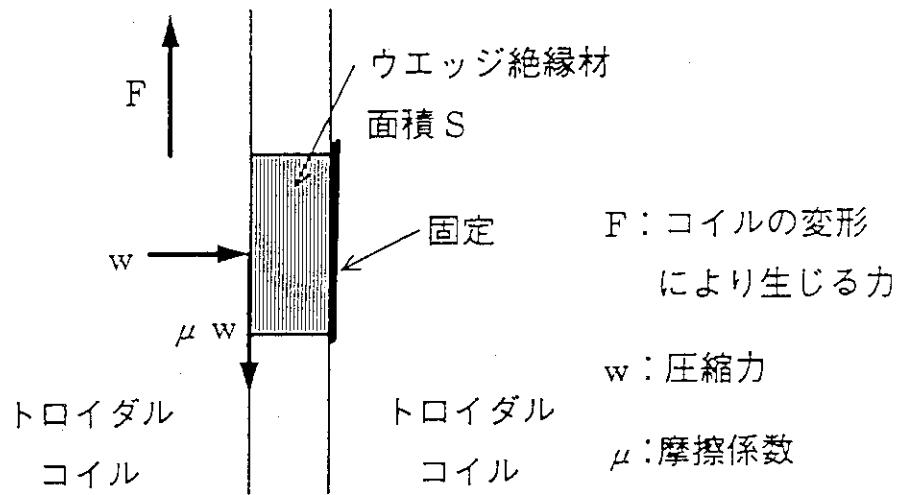


図2.5.10 TFCウェッジ部

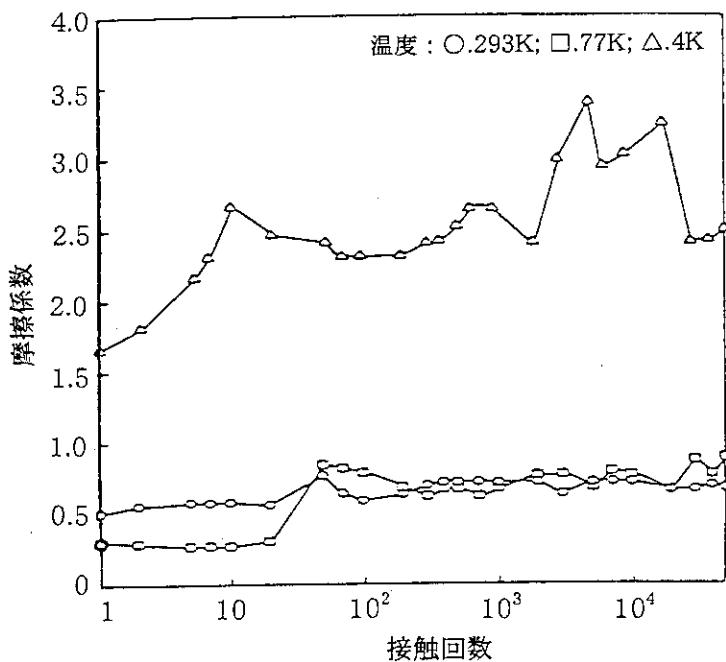


図2.5.11 SUS3216L同士の摩擦係数 [2.5]

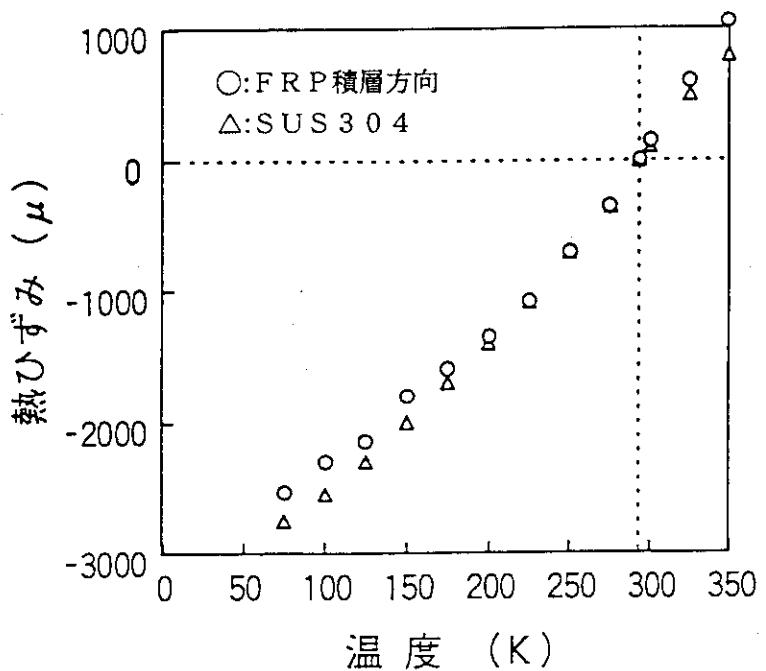


図 2.5.1.2 F R P と S U S 3 0 4 の冷却熱ひずみ

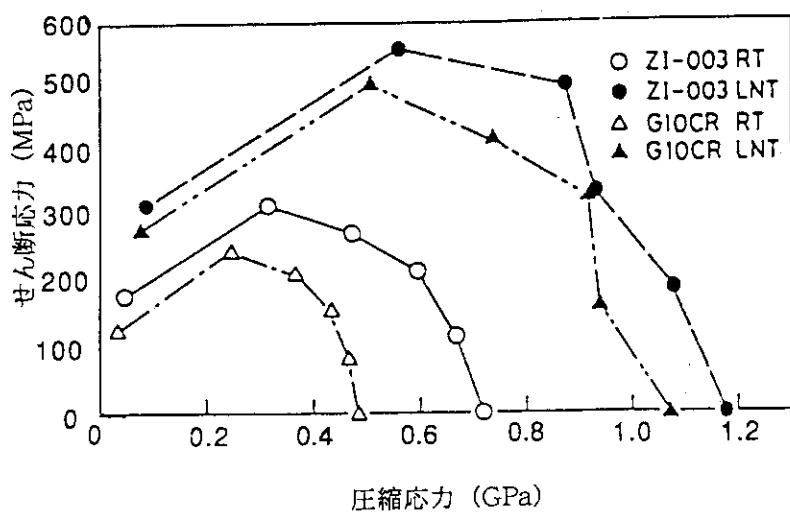


図 2.5.1.3 岡田らの圧縮せん断試験結果 (室温、77 K) [2.6]

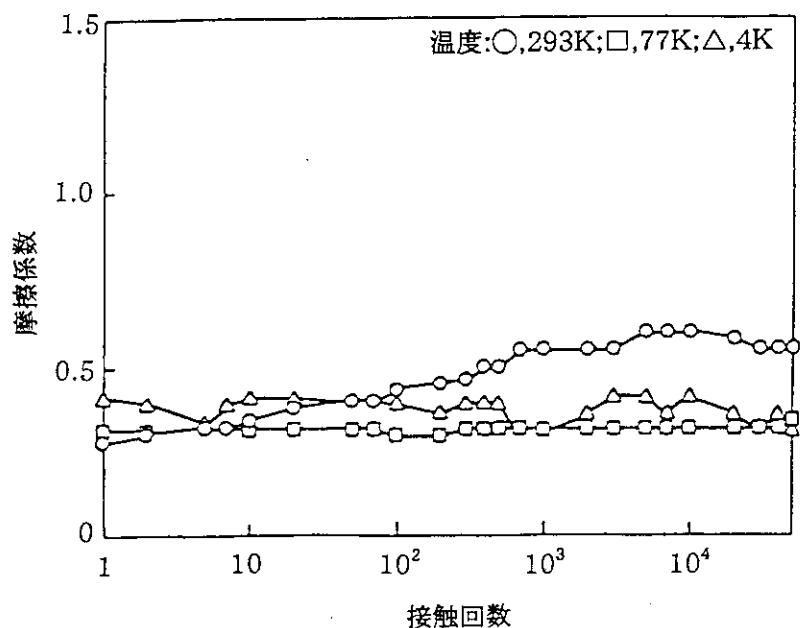


図2.5.14 エポキシ樹脂とSUS316Lの摩擦係数 [2.5]

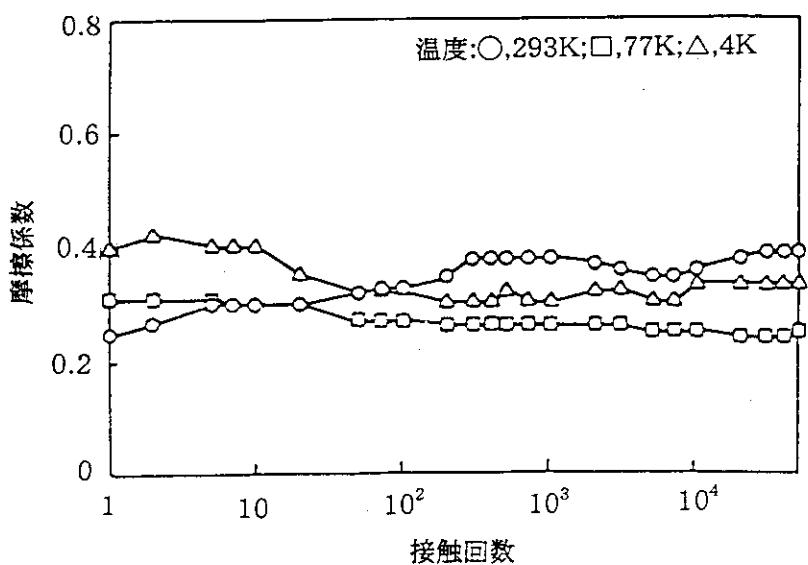


図2.5.15 ポリミド樹脂とSUS316Lの摩擦係数 [2.5]

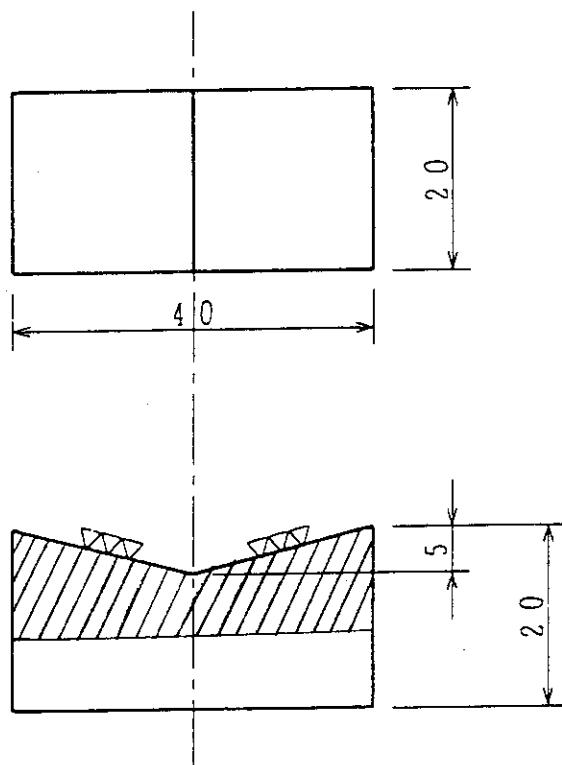


図 2.5.16 試験片  
斜線部分に薄膜絶縁材を施している

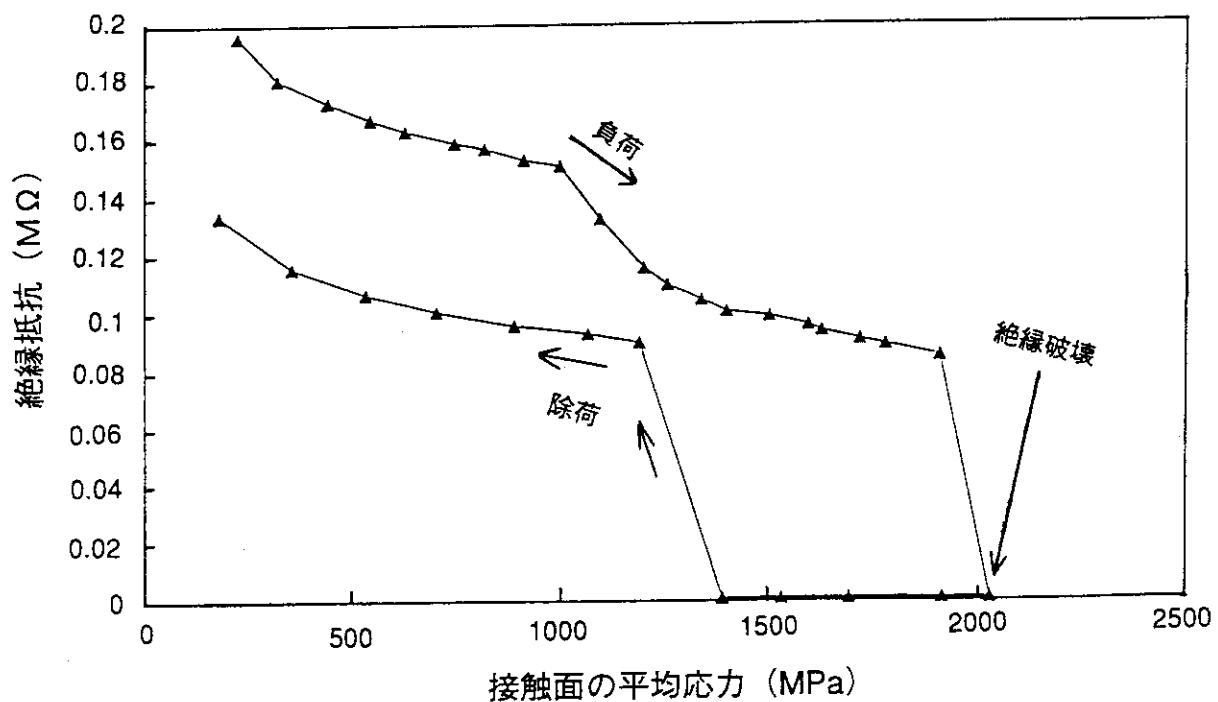


図 2.5.17 試験片の応力・抵抗曲線

### 2.5.5 製作工程

#### (1) 製作工程の分類

TFCの製作については、下記の事項により分類される。

- 1) 超伝導素線の製作
- 2) コイルディスクの製作
- 3) コイルケースの製作
- 4) コイル最終組立

ここでは、4)を主体に検討し他の1)～3)も考慮した全体組立工程の検討も行うものとする。

#### (2) 導体のコイルディスクへの巻き取り及び最終組立工程

表2.5.2に組立工程および製造ライン数を検討するために使用したコイル諸元（R&Dの2&3条巻）を示す。

表2.5.2 コイル諸元

パンケキ番号	DP 数	導体種類	ターン数/DP	条数	1ターン平均長 (m)	回転長(m)/DP
DP-1,8	2	高磁界導体	10	1	26.0	260
DP-2,3,4,5,6,7	6	高磁界導体	14	1	26.0	364
DP-2,3,4,5,6,7	6	低磁界導体	8	2	27.3	109

表2.5.2を基に、導体のコイルディスクへの巻取りと最終組立工程にかかる製作日数内訳の検討結果を表2.5.3に示す。この表から導体のコイルディスクへの巻き取り及び最終組立工程としては、5カ月程度が必要となる。

#### (3) TFC全体組立工程

(1)の1)～3)の工程を含んだ概略の最終組立工程（2製作ライン(2交替)で9個づつ製作）を図2.5.18に示す。

図より2製作ライン(2交替)でTFC最終組立目標の36カ月（装置全体の製作・組立工程を考慮した制限）以内の組立工程となり、この結果から最低でも2製作ライン(2交替)以上での組立が必要となる。

しかし今回の検討は概略であり、今後は製作機械等を考慮した詳細な検討を行う必要がある。

表 2.5.3 製作日数 R &amp; W (2 &amp; 3) 条巻の場合

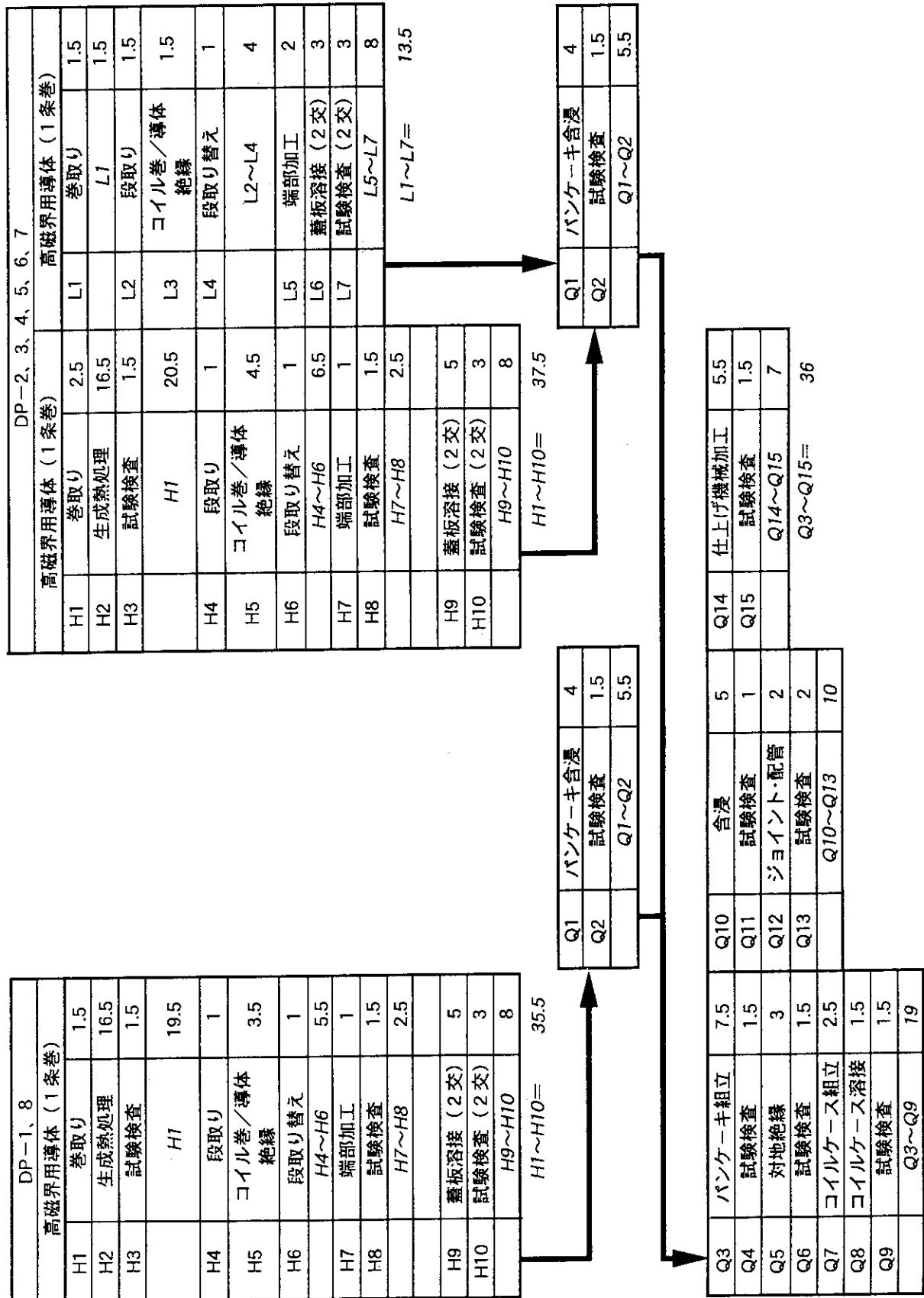
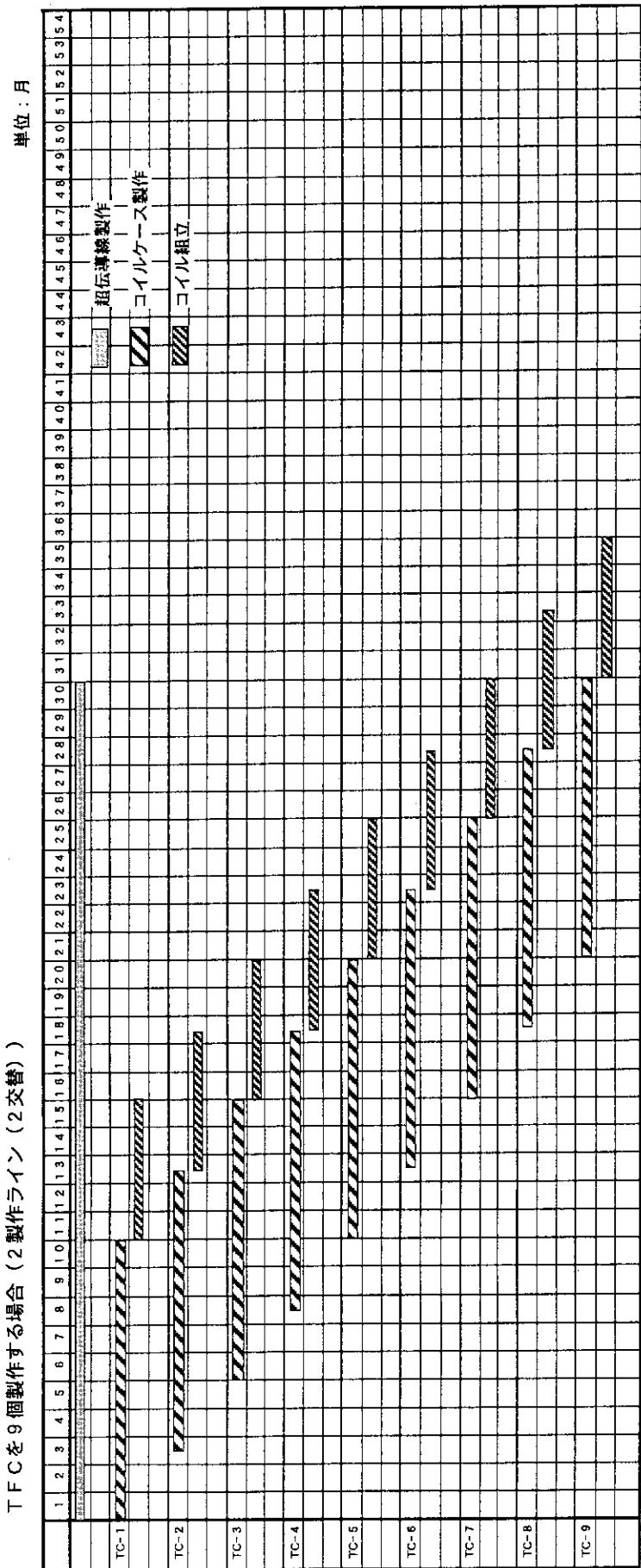


図 2.5.18 TFC 最終組立工程



## 2.6 電流リード

### (1) ガス冷却型電流リード

ガス冷却型電流リードの基本的な原理は何らかの方法で超伝導コイルと接続する部分（極低温端）を4.2 Kに冷却し、電流リード内部や周囲をガスHeで冷却するものである。

図2.6.1に液体Heの液溜に電流リードを漬けて冷却するもので、従来の浸漬冷却コイル用の電流リードとして実績がある。この方式は、電流リードのジュール発熱および常温部からの侵入熱が電流リード下部の液体Heに入り、そこで発生したガスHeが電流リードを冷却するもので構成は単純となる。侵入熱量はジュール発熱と侵入熱の和がガスHeの冷却と釣り合う状態で決定される。また冷却能力が足りない場合には、抵抗ヒータにより強制的にガスHeを発生させる方法も考えられる。

図2.6.2は低温端を液体Heによって4.2 Kに冷却し、ジュール発熱と侵入熱の大部分は外部からガスHeを循環させて冷却する方式である。

現在の電流リードの開発状況として

- 30 kA-22 kV 電流リード

原研/富士電機（株）で開発（原研第一工学試験棟内に設置）

- 短時間100 kA（連続では40 kA）-1 kV 電流リード

核融合科学研究所/富士電機（株）で開発

### (2) 強制冷却型電流リード

ガス冷却型電流リードと基本的な原理は同じであるが低温端および周囲の冷却にガスHeや液体He（LHe）を使用せず、超臨界He（SHe）を使用する方式である。また従来型と比較してコンパクトで据付けに自由度があり、熱損失も少ないというメリットがある。

現在の電流リードの開発状況として

- 50 kA-6.6 kV

（ITER・R&DのCSモデル）

原研/富士電機（株）で開発

### (3) リード線による熱損失

リード線による熱損失には、リード線の電気抵抗によるジュール熱と熱伝導によりリード線を通じて流入する熱がある。リード線の断面積を大きくすればジュール熱は小さくなるが、外部からの流入熱は大きくなる。断面積を小さくすればその逆となるため、この間に熱損失を最小にする最適な断面積があると考えられる。最適な断面積は通電電流、高温部および低温部の温度、リード線の長さ、リード線の冷却条件等によって決める必要があり、以下の方法で評価することとした。

保護回路の検討結果から、トロイダルコイルは3個に1電源が接続されるため、電流リードはコイル3個あたり2本取り付けられる。また、電流リードの寸法においては、通電部断面積をS、長さをL、通電電流値をIとするとジュール発熱Q<sub>J</sub>と侵入熱Q<sub>k</sub>、総入熱量Qは

$$Q_J \propto L I^2 / S$$

$$Q_k \propto S / L$$

$$\therefore Q_J Q_k = K I^2 \quad (K \text{は定数})$$

$$Q = Q_J + Q_k = Q_J + K I^2 / Q_J = Q_k + K I^2 / Q_k$$

よって、最小のS寸法またはL寸法は、上式をSまたはLで微分し、値を0とするSまたはLでほぼ評価できることが分かる。

### (4) まとめ

J T - 6 0 S U用電流リードとしては機器配置の制約によりコンパクトで据付けに自由度が必要ある電

流リードの適応が望ましく、これらを考慮するとガス冷却型よりも強制冷却型の方が仕様に近いことが言える。

また、リード導体の定格値においても $5.6\text{ kA}-13\text{ kV}$  ( $55.6\text{ kA}-12.5\text{ kV}$ ) が必要であり、現状で開発されている強制冷却型 $50\text{ kA}-6.6\text{ kV}$ が最も近い仕様と考えられるがJT-60SU用電流リードとしては、 $5.6\text{ kA}-13\text{ kV}$  ( $55.6\text{ kA}-12.5\text{ kV}$ ) が必要となるため、今後さらなる研究開発が必要である。

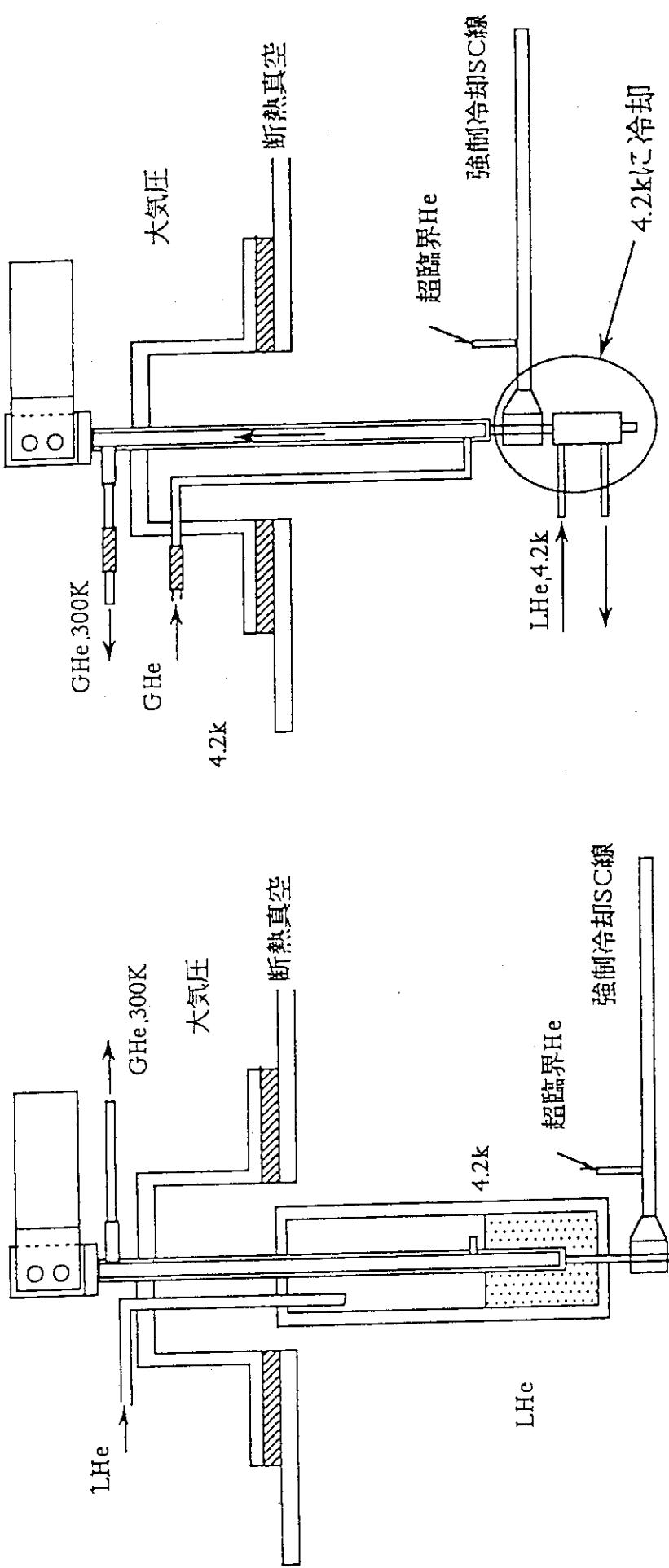


図 2.6.1 ガス冷却型電流リード  
(浸漬冷却コイル用電流リード)

図 2.6.2 ガス冷却型電流リード  
(LHeタンク無し)

## 2.7 配管、配線

### (1) 配管本数

表2.7.1にコイルの導体、配管本数を示す。

TFCの配管は、1コイル当たり51本、全コイルでは918本となる。

配管の引き出し場所(=接続部)は、

- ・TFCの変形が小さい場所
- ・ポロイダルコイル及びポートとの干渉が無い場所
- ・TFCコイルケースを切り欠いても問題ない場所

であることを決める必要がある。

### (2) 配線

TFCは1電源であるが、保護回路はトロイダルコイル3個毎に取り付けられる。コイル間の電流バランスが万一崩れた場合には、保護するTFCは $60^\circ$ 毎に連結した方が望ましいと思われるが、配線上は隣のコイルに順につないでいく方が簡単である。

今後、保護回路の検討を踏まえた配線方法については検討が必要である。

表 2.7.1 導体、配管本数

コイル	コイル数	DP数／コイル	導体本数／DP	導体本数／コイル	総導体本数	配管数／コイル	総配管数
T F	1 8	8	3	2 4	4 3 2	5 1	9 1 8
C S (P F 4 - 7)	4	2 8	1	2 8	1 1 2	5 9	2 3 6
P F - 1	1	6	2	1 2	1 2	2 7	2 7
P F - 2	1	5	2	1 0	1 0	2 3	2 3
P F - 3	1	7	2	1 4	1 4	3 1	3 1
P F							
P F - 8	1	8	2	1 6	1 6	3 5	3 5
P F - 9	1	6	2	1 2	1 2	2 7	2 7
P F - 1 0	1	7	2	1 4	1 4	3 1	3 1
E F 合計	6	—	—	—	7 8	—	1 7 4
P F 合計	1 0	—	—	—	1 9 0	—	4 1 0
コイル合計	2 8	—	—	—	6 2 2	—	1 3 2 8

但し、配管数／コイルは口出し部、コイル・電流リード間導体分を考慮して [ (導体本数／コイル) × 2 + 3 ] となる。

## 2.8 低温全体支持構造

定常炉心試験装置（J T - 6 0 S U）の低温構造物は約4千トンあり、その支持構造物は

- ・約4千トンの荷重を支持する
- ・低温支持構造物の熱収縮を吸収する
- ・座屈裕度を有する
- ・低温系への熱侵入量を小さくする

ことが必須であり、下記にて設計検討を行った。

### (1) 支持方式

大型構造物や建家床や壁あるいは支持台から支持をとる場合、構造物と支持部との温度差や線膨張係数の違いにより物体間の相対変位が生じる。

このため、荷重を支持しつつこの変位を逃がす構造が必要となり、これらの条件を満たす低温構造物の支持方法としての比較を表2.8.1に示す。

J T - 6 0 S Uのような大重量物の支持構造物としては、強度に信頼性があり、かつ真空中での使用に問題のない支持構造を検討する必要性があり、以下に小型核融合装置で実績と信頼性のある板ばね方式にて低温支持脚の構造検討を行った。なお、板ばね方式の使用実績としてのLHD荷重支持体では、支持材料として熱伝導率の低いF R Pを圧縮応力となる位置に、引張り応力となる位置にはステンレス材を使用し高強度と低熱侵入を計った構造を用いてある。

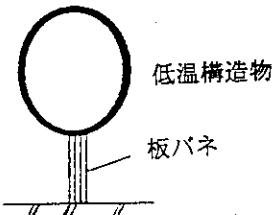
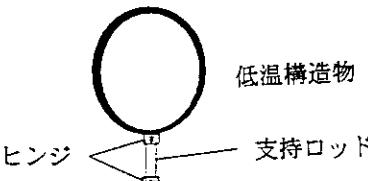
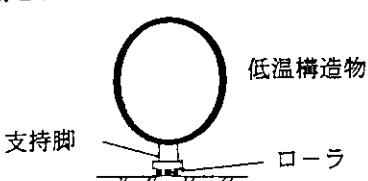
しかし、J T - 6 0 S Uのような重量物では、LHD荷重支持体（低温構造物重量：約2千トン）のような複合材料方式では強度的成立性の見込みが低いので、低温支持脚の材質は全てステンレス材として構造検討を行った。支持脚本数は低温重量の重いT F C個数と同じ18個とし、他の構造物との干渉を避けるために主半径約6mの位置に設置することにした。また設置位置が主半径約6mであることにより、熱収縮は0.3%の18mmとなり、支持脚はこの変位を吸収する必要がある。なお、装置中心部にはC Sコイルを支持し、かつT F Cトーラス内周側部を支持する支持構造物を設置する。

板ばね支持脚構造概念を図2.8.1に示す。

### (2) 評価検討

検討結果として、板ばね方式で支持脚に作用する荷重は、低温構造物の重量（50%余裕をとって支持重量6千トンとした。）および低温構造物の熱収縮が強制変位として印加されることになる。そこで、板ばね板厚をパラメータにして支持脚強度等を検討した結果を表2.8.2に示す。表より、発生応力は許容値 $21\text{ kg/mm}^2$ 以下に、座屈裕度は10程度および固有振動数を20Hz以上とする支持脚板ばね板厚は3.0mmとなり、このときの熱侵入は3.5kWとなった。なお、熱侵入を軽減する必要がある場合は、常温部および低温部と支持脚との取合い部に熱絶縁のF R Pを設置することで対処することができると考えられる。今後は、低温支持脚の常温部および低温部への取付け方法を検討する必要がある。

表 2.8.1 低温構造物の支持法の比較

No	方式	基本構造	支持部構造の例	長所/短所
1	板バネ方式	<p>細長方形断面の板を複数積層すると、積層方向の剛性は低く、板方向は剛性が高いという特徴を利用して低温構造物を支持する。</p> <p>板バネの設置場所としては (1) 低温構造物最下部</p> 	LHD荷重支持体	<p>〈長所〉</p> <p>小型核融合装置で、実績があり構造の信頼性がある。</p> <p>〈短所〉</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・積層板の枚数が多くなると、一部の板に荷重が方当たりする恐れがある。</li> <li>・積層支持体のコスト高。</li> </ul>
2	リンク(ピン)支持方式	<p>低温構造物と建家床(あるいは支持台)との間に支持ロッドを渡し、低温構造物とロッド及び床とロッドとはヒンジ(蝶番)結合する。ヒンジの回転方向を半径方向とすることで、低温構造物の熱収縮を逃がす。</p> 	軽水炉サブレッシュ チエンバーの熱収縮 JT60の上架台の回転力支持	<p>〈長所〉</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・低温構造物のR方向熱収縮を拘束なく自由変位させることが可。</li> </ul> <p>〈短所〉</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・横荷重(例えば地震力)に弱い構造で、別に横荷重支持構造が必要。</li> <li>・半径方向の移動量が大きいと、低温構造物が上下移動する。</li> </ul>
3	ローラ支持	<p>低温構造物の最下部に設けた支持脚と建家床との間に、ローラ列を儲ける。ローラはクロムモリブデン鋼に焼き入れや表面処理を施した鋼硬度材料が使用される。</p> 	軽水炉サブレッシュ チエンバーの熱収縮	<p>〈長所〉</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・低温構造物のR方向熱収縮を拘束なく自由変位させることが可。</li> </ul> <p>〈短所〉</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・大気中の使用例は非常に多いが、真空中でのローラ支持の実績は無し。</li> <li>・大型構造物に使用した例があまりない。</li> </ul>
4	摺動プレート方式	<p>低温構造物支持脚と建家床との間に、自己潤滑性で低摩擦係数の摺動板を設置。摺動板の基材フッ素樹脂で低温でも使用可。</p> 	大型橋梁の変位吸収用 スライド面	<p>〈長所〉</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・構造が簡単で、コストが低い。また、架橋のような大荷重の摺動部に使用された例が多くある。</li> <li>・高温から低温まで使用できる。</li> </ul> <p>〈短所〉</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・真空中での摺動データが無いため、R&amp;Dが必要。</li> </ul>

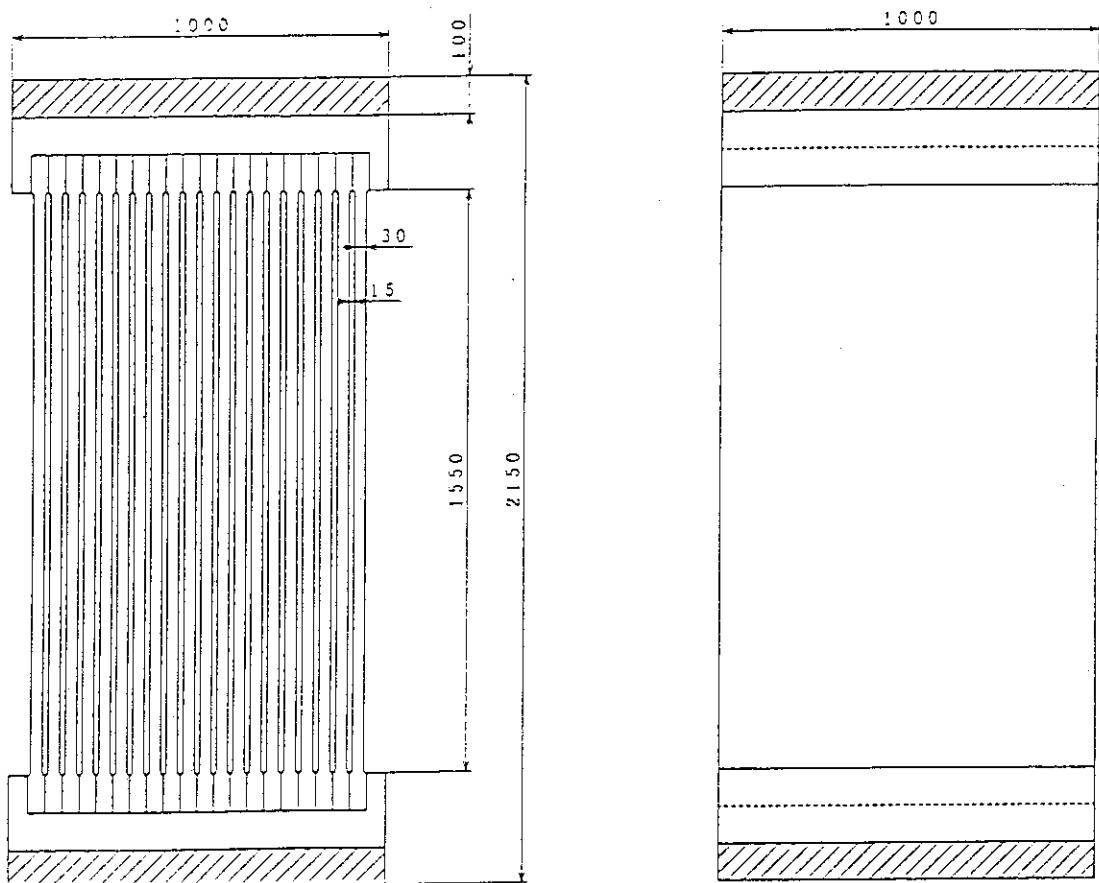


図 2.8.1 板ばね支持脚構造概念図

表 2.8.2 低温支持脚設計例（支持脚板厚パラメータ）

全体重量	kg	6000000	6000000	6000000	6000000	6000000	6000000
支持脚本数	本	18	18	18	18	18	18
板ばね枚数	枚	20	20	20	20	20	20
支持脚長さ	mm	1550	1560	1550	1550	1550	1550
支持脚板厚	mm/厚	20	25	30	35	40	45
支持脚板幅	mm	1000	1000	1000	1000	1000	1000
強制変位量	mm	18	18	18	18	18	18
ヤング率	kg/mm <sup>2</sup>	20000	20000	20000	20000	20000	20000
加振加速度	G	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
強制変位応力	kg/mm <sup>2</sup>	8.99	11.24	13.94	15.73	17.98	20.23
垂直静荷重応力	kg/mm <sup>2</sup>	0.83	0.67	0.56	0.48	0.42	0.37
耐震変位	mm	0.09	0.07	0.06	0.05	0.05	0.04
耐震応力	kg/mm <sup>2</sup>	2.32	1.86	1.55	1.33	1.16	1.03
合計応力	kg/mm <sup>2</sup>	12.15	13.76	15.59	17.54	19.56	21.63
固有振動数	Hz	25.82	28.88	31.64	34.18	36.54	38.77
細長比	-	268.47	214.77	178.98	153.41	134.23	119.32
固定係数	-	1	1	1	1	1	1
軸方向荷重	kg/枚	21667	21667	21667	21667	21667	21667
座屈荷重 (Min)	kg	63574	119797	198470	300511	425740	573113
座屈裕度	-	2.93	5.53	9.16	13.87	19.65	26.45
座屈荷重 (Euier)	kg	219096	427922	739450	1174219	1752771	2495644
座屈応力 (Euier)	kg/mm <sup>2</sup>	10.95	17.12	24.65	33.55	43.82	55.46
座屈荷重 (Rankine)	kg	63574	119797	198470	300511	425740	573113
座屈応力 (Rankine)	kg/mm <sup>2</sup>	3.18	4.79	6.62	8.59	10.64	12.74
座屈荷重 (Tetmajer)	kg	337234	504734	672234	839734	1007234	1174734
座屈応力 (Tetmajer)	kg/mm <sup>2</sup>	16.86	20.19	22.41	23.99	25.18	26.11
80K系熱侵入量 (全体)	w	16704	20880	25056	29232	33408	37584
4.2K系熱侵入量 (全体)	w	2362	2952	3542	4133	4723	5314
バネ定数	kg/mm	859	1678	2900	4605	6875	9788

## 2.9 輻射シールド

### (1) 概要

真空容器から超伝導コイル (TFC) への輻射熱による入熱を低減して超伝導状態を維持するため、真空容器とTFCの間に輻射シールド（以下：内輻射シールドと呼ぶ）を設置する必要がある。さらに内輻射シールドは、真空容器の300°Cベーキングに対応することが求められる。

### (2) 構造

内輻射シールドについては通常SI（スーパーインシュレーション）の最大耐熱温度は約250°C、余裕をみると200°Cが限界と思われる。クライオスタット内が真空で、TFCが80K以上の場合では、外部が真空のため対流による熱の除去が見込めないため真空容器の外側断熱層は効果が薄く、最終的には断熱層の表面温度は約160°Cになることが想定される。また、支持ボルト等の構造物は熱伝導率の小さいGFRPが有効であるが、耐熱温度が100°Cと低いため直接真空容器からはとることができない。またSIをTFCから支持する方式では熱伝導による熱負荷が4.2Kのコイルに加わるため、TFCへの入熱を極力減らすためことを考慮して真空容器から支持する方式を主案として検討した。

内輻射シールドは真空容器に近接しているため、電磁力を受ける。このため、真空容器からの支持は耐熱性があり、応力にも強いSUSを採用する。これらの観点から、内輻射シールドは30層のSIにヘリウムガスを流す構造とした。液体窒素は放射化の観点より採用はしない。

図2.9.1に内輻射シールドの構造図を示す。図では、冷却流路としてコルゲート構造として冷却むらを低減している。

### (3) 热負荷

熱負荷検討にあたり、以下の3ケースについて検討した。

ケース1：真空容器ベーキング1（クライオスタット内：大気圧、超伝導コイル：常温）

ケース2：真空容器ベーキング2（クライオスタット内：真空、超伝導コイル：80K以上）

ケース3：通常運転時  
（クライオスタット内：真空、真空容器：100°C以下、  
超伝導コイル：4.2K）

ケース1の場合はTFCは冷却していないため、耐熱温度のみが問題となる。この場合は、真空容器の外側に表面温度<50°Cとなるように断熱層を設けることを設定しており実質問題ない。ただし対流によって上昇した大気の除熱設備を別途設ける必要がある。

支持ボルトからの伝導熱と輻射熱についてTFCへの熱負荷を検討した。ケース3については支持の位置によるTFCへの入熱量を評価するため、内輻射シールドの支持を真空容器およびTFCからとする場合で比較している。上記3ケースとケース3の2種類の解析条件を表2.9.1に示す。

輻射シールドの板厚を10mmとした場合、材質をSUSとして曲げ応力を100MPa以下にする条件でボルトのピッチを評価した。簡単のため、応力は4辺固定の平板の曲げ応力

$$\sigma = \beta_1 p a / h^2 \quad (2.9.1 \text{式})$$

$\sigma$ ：最大応力  $p$ ：電磁力による等分布荷重  $a$ ：ボルトのピッチ  $h$ ：板厚

$\beta_1$ ：平板の縦横比で決まる係数（正方形では～0.3）

上式から、内輻射シールドの曲げ応力を100MPa以下にするピッチは～280mmとなる。次に示す伝導熱の検討においては、支持ボルトピッチとしては約260mmとした。

#### 1) 伝導熱

支持ボルト等を介した熱伝導は次式で表せる。

$$Q = \lambda a (T_2 - T_1) / L \quad (2.9.2\text{式})$$

$\lambda$  : 热伝導率(W/mK)、a : 支持材の断面積(m<sup>2</sup>)、L : 支持材の長さ(m)

$T_2$  : 支持部の温度(K)、 $T_1$  : 輻射シールドの温度(K)

支持ボルトピッチを約260mm、シールド板の面積を1000m<sup>2</sup>とすると支持ボルト本数は約15000本なる。ボルトの直径10mm、長さ40mmとすると $\lambda = 0.052$  (W/mK) (GFRP)、20 (W/mK) (SUS)、 $a = 7.85 \times 10^{-5}$  (m<sup>2</sup>)、 $L = 0.04$  (m)として構造物への伝導熱は以下の通りとなる。

ケース1 :

内輻射シールド : 65 kW (4.3 W/本)

ケース2 :

内輻射シールド : 141 kW (9.4 W/本)

ケース3 (条件1) : 0 kW (0 kW/本)

ケース3 (条件2) :

内輻射シールド : 0 kW (0 kW/本)

TFC : 0.45 kW (0.03 kW/本)

## 2) 輻射熱

SIが無い場合は、シールド板、TFCを灰色体とすると単位面積当たりの輻射熱qは

$$q = F \sigma (T_1^4 - T_2^4) \quad , \quad F = 1/(1/\varepsilon_1 + 1/(\varepsilon_2 - 1)) \quad (2.9.3\text{式})$$

q : 単位面積当たりの輻射熱       $T_1$ 、 $T_2$  : 構造物温度      F : 形態係数

$\sigma$  : ステファン・ボルツマン定数       $\varepsilon_1$ 、 $\varepsilon_2$  : 構造物輻射率

である。ここでは輻射率を真空容器で0.5、輻射シールド、TFCで0.1とした。ただし構造物の輻射率は表面状態や温度等によって大きく異なるので別途検討が必要となる。

層数nのSIでは

$$q = E \sigma (T_1^4 - T_2^4) / (n+1) \quad (2.9.4\text{式})$$

E : 定数(~0.1)

従って30層のSIを内輻射シールドの真空容器側に設ける場合は、内輻射シールドのSIを通過した後の輻射熱の計算2.9.4式、TFCへの入熱は2.9.3式を用いるものとした。なお、TFCはクライオスタット内面の外輻射シールドからの入熱も受けるため、全面積を2200m<sup>2</sup>とした。

以上より各構造物への輻射熱を以下に示す。

ケース1 : 真空容器外側に断熱層を設ける

内輻射シールド : 0 kW (0 W/m<sup>2</sup>)

TFC : 0 kW (0 W/m<sup>2</sup>)

ケース2 :

内輻射シールド : 6.4 kW (6.4 W/m<sup>2</sup>)

TFC : 0 kW (0 W/m<sup>2</sup>)

ケース3 :

(条件1) 内輻射シールド : 3.7 kW (3.7 W/m<sup>2</sup>)

TFC : 0.22 kW (0.1 W/m<sup>2</sup>)

ケース3 :

(条件2) 内輻射シールド : 3.7 kW (3.7 W/m<sup>2</sup>)

TFC : 0.22 kW ( $0.1 \text{ W/m}^3$ )

#### (4) 核発熱

ケース3の場合には、輻射シールド自体における核発熱を考慮する必要がある。この値は真空容器の遮蔽性能から  $1 \text{ mW/cm}^3$  とする。冷却管およびS1の実効的な体積を考慮して、有効厚みを内輻射シールド～5 mm とすると、核発熱は～5 kWと見積もられる。

#### (5) まとめ

以上各構造物への全入熱量を表2.9.2に示す。ケース3の場合は内輻射シールドへの熱負荷はそれぞれ  $8.92 \text{ kW}$ 、 $9.37 \text{ kW}$  となる。また、TFCから支持する方式では、TFCへの熱負荷は伝導熱が支配的となる。このため、ヘリウム冷凍機の設備容量の低減の観点から、輻射シールドは真空容器から支持する方式が望ましい。

#### 参考文献

- [2.1] 渡辺二太:多様なコイルに対する磁場計算法:核融合研、63,6,PP482-507,(1990)
- [2.2] :ITER Design Description Document, Chap.1.1 AppendixC-34.
- [2.3] :E.Tada, et al, Cryogenics 29 (1989) 830.
- [2.4] 超電導・低温工学ハンドブック、1993
- [2.5] Iwabuchi, A., et al., Tribological properties at temperature of 293, 77 and 4K in fretting, Cryogenics, 29, 2, pp.124-131, (1989)
- [2.6] Okada, T and Nishijima, S., Investigation of interlaminar shear behavior of organic composites at low temperatures, Advances in Cryogenic Engineering (materials), 36, pp.811-817, (1990)

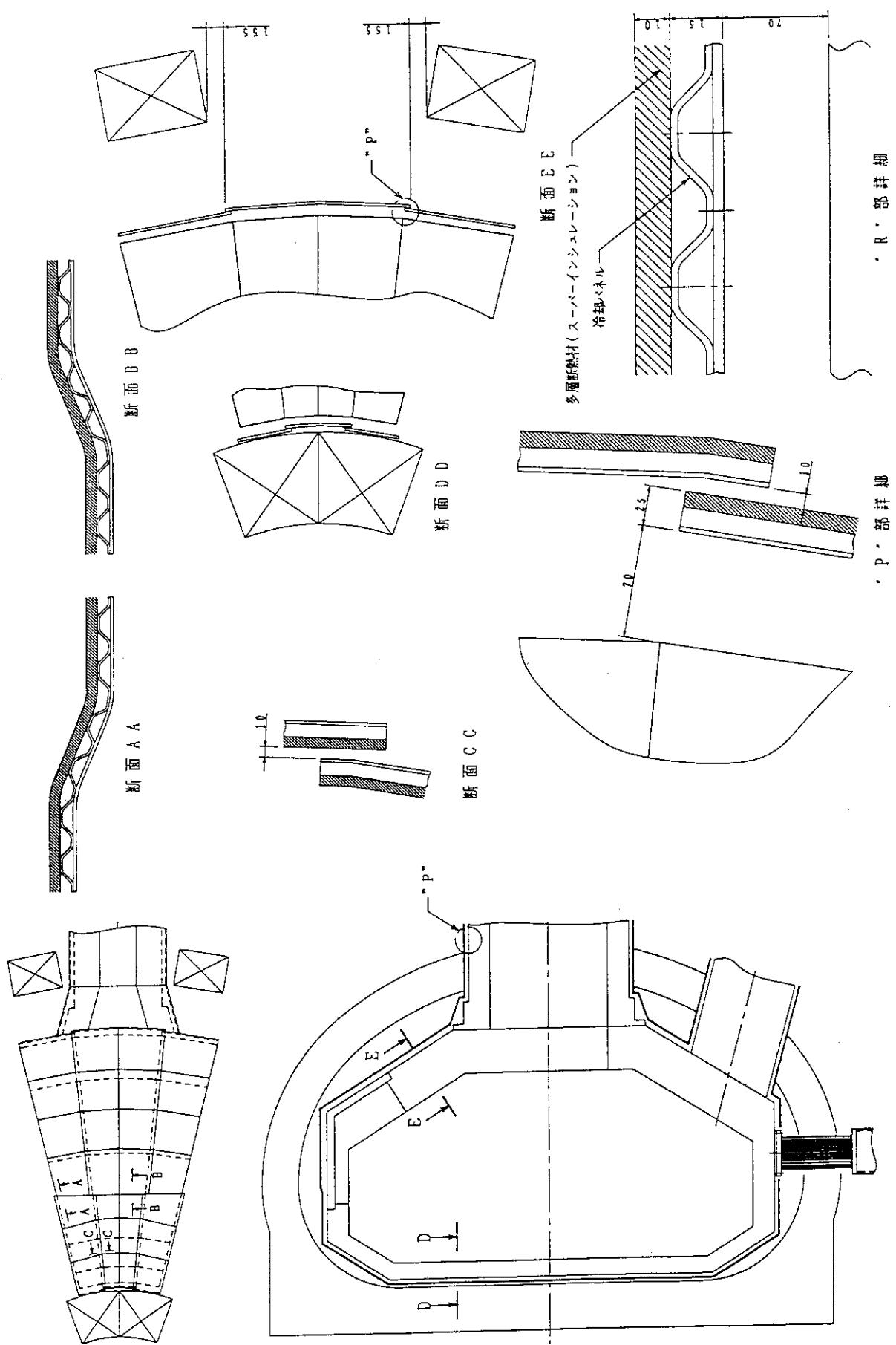


図 2.9.1 内輻射シールド構造図

表 2.9.1 解析条件一覧

ケース	構造物	板厚	SI	温度	支持ボルト	その他
1	真空容器	—	なし	300℃	—	クライオ stattt内 大気圧
	真空容器表面（断熱層表面）	—	なし	50℃	—	
	輻射シールド	SUS 3 mm	30層	50℃	SUS (真空容器から)	
	トロイダルコイル	—	なし	50℃	—	
2	真空容器	—	なし	300℃	—	
	真空容器表面	—	なし	160℃	—	
	輻射シールド	SUS 3 mm	30層	80K	SUS (真空容器から)	
	トロイダルコイル	—	なし	80K	—	
3-1	真空容器	—	なし	100℃	—	
	真空容器表面	—	なし	100℃	—	
	輻射シールド	SUS 3 mm	30層	80K	SUS (真空容器から)	
	トロイダルコイル	—	なし	4.2K	—	
3-2	真空容器	—	なし	100℃	—	
	真空容器表面	—	なし	100℃	—	
	輻射シールド	SUS 3 mm	30層	80K	GFRP (トロイダルコイルから)	
	トロイダルコイル	—	なし	4.2K	—	

表 2.9.2 各部熱負荷のまとめ

ケース	構造物	伝導熱 (kW)	輻射熱 (kW)	核発熱 (kW)	合計 (kW)
1	輻射シールド	64	0	—	64
	トロイダルコイル	—	0	—	0
2	輻射シールド	141	6.4	—	147.4
	トロイダルコイル	—	0.0	—	0
3-1	輻射シールド	0	3.7	5	8.7
	トロイダルコイル	—	0.22	—	0.22
3-2	輻射シールド	0	3.7	5	8.7
	トロイダルコイル	0.45	0.22	—	0.67

### 3. ポロイダル磁場コイル

定常炉心試験装置（JT-60SU）のポロイダル磁場コイルは、10MAで電流フラットトップ時間200秒放電、及び、非誘導電流駆動による5MA 1時間放電の磁束及び平衡磁場を供給しなければならない。また、橜円度、三角形度等の形状パラメータの制御性を確保し、ダブルヌル、シングルヌル両方の配位が可能であることが要求される。これらの要求を満たしつつ、コイルの搬入、運搬等の製作・組立における制約や電源の制約等を考慮した設計検討を行った。

#### 3. 1 基本設計

##### 3. 1. 1 設計概要

定常炉心試験装置（JT-60SU）のポロイダル磁場コイルは、4個の中心ソレノイド（CS）と6個の平衡制御コイルで計10個の超伝導コイルで構成し、図3. 1. 1に示されるようにトロイダルコイルの外側に配置する。これらのコイルにそれぞれ独立の電源を接続し、磁束の供給とともに平衡制御を行うハイブリッド制御を想定する。

CSコイル（PF4～PF7）は、当初8ブロック構成を想定したが、4個でも十分な断面形状制御性が確保でき、既存の電源設備の有効利用や電流リードの合理化ができるところから4ブロックで構成した。図3. 1. 2に示すように、各ブロックは9ターンコイルを56段重ねた504ターンとし、コイル定格電流40kAで起磁力20.16MATとする。CS全体で絶縁厚みを含めて上下方向±4.8m以内とし、ケースを含めたコイル外径を1.9m、総重量約65トン程度とする。支持構造材の交流損失を低減し、コイル間ギャップからの漏洩磁場を減らしてコイル電流を低減化するために、導体支持を無くし上下から押さえ付け、コイル内側に支持構造を設ける自立支持方式を採用した。CSコイル導体は、交流損失の小さい $(NbTi)_3Sn$ 線材を用い、ケーブルインコンジット方式とする。冷却導入部は磁場の最も高い最内ターンに設け、パンケーキ間接続は最外周でスペース効率のよいバット接続を用いることとした。

6個のブロックで構成されるEFコイル（PF1～PF3、PF8～PF10）のコイル中心位置は赤道面を挟んで上下対称とした。コイル中心半径とR方向コイル幅を上下のEFコイルで同じとし、製作治工具の合理化を考慮した。PF2やPF9の位置は、真空容器上部に追加遮蔽体を設けることやTFコイル支持脚への取付けを考慮して決定した。PF3、PF8の位置はダイバータ形状の生成やプラズマ着火時の電源電圧の制約等から最適化した。PF3、PF8を除いてEFコイルのターン数は、定格電流40kAで最大磁場5T以下となるよう設定した。また、PF9、PF10のターン数は下側シングルヌルダイバータ形状を考慮してPF2、PF1に比べて1割強多く設定した。EFコイルの線材は安価なNbTiとし、2重コンジット方式を採用する。これらEFコイルの各捲き線断面図を図3. 1. 3（1～6）に示す。

##### 3. 1. 2 運転シナリオ

定常炉心試験装置では、主半径4.8mから5.2mまでの範囲でシングルヌル配位（SN）及びダブルヌル配位（DN）の運転を想定しており、標準放電パターンとして表3. 1. 1に示す6ケースを想定して、PFコイルの設計を行った。これらの各運転シナリオの主要パラメータの時間変化を表3. 1. 2 (a)～(f)に示す。標準放電パターン（a）及び（b）の各時刻における平衡配位を図3. 1. 4 (a)及び(b)に示す。放電初期に円形プラズマを生成し徐々に大半径、小半径を大きくしていく、プラズマ電流2MAでリミター配位からダイバータ配位へ移行することとする。着火後63秒でプラズマ電流を10MAまで立ち上げた後、最大60MWの追加熱を200秒間行う。着火後277秒から48秒間でプラズマ電流を2MAまで立ち下げ、リミター配位に戻してプラズマを小さくしながら消滅させる。リミターからダイバータ配位への移行、プラズマの加熱による $\beta_p$ 上昇間に5Vsのフラックスを消費し、電流フラットトップに30Vsの磁束を確保することとした。10MA標準シナリオで必要な全磁束は170Vsであり、最大経験磁場を考慮して初期励磁時に75Vsを持たせることとした。シングルヌルDD/放電時の各コイルの通電電流波形及び電力変化を図3. 1. 5に示す。初期励時に300MW程度、着火時に約400MW、電流立ち上げ時に約140MWの電力が必要と見込まれる。

	記号	ガス	プラズマ電流	ダイバータ	主半径
(a)	DD/SN	重水素	10MA	シングルヌル	4.8m
(b)	DD/DN	重水素	10MA	ダブルヌル	4.8m
(c)	DT/SN	重水素-三重水素	10MA	シングルヌル	5.2m
(d)	DT/DN	重水素-三重水素	10MA	ダブルヌル	5.2m
(e)	DD/SS	重水素	5MA	シングルヌル	4.8m
(f)	DT/SS	重水素-三重水素	6MA	シングルヌル	5.2m

表3. 1. 1 標準放電パターン

## 3. 1. 3 プラズマ着火時の最適化

上記標準シナリオでは、プラズマ着火時に一周電圧が6.2Vと低い値となっている。これは、誤差磁場が50~100ガウスの場合のプラズマ着火電界の下限値0.2V/mに相当しており[3.1]、安定なプラズマ着火が期待できないため、定常炉心試験装置では電子サイクロトロン波を用いた予備電離による着火補助を想定している。ここでは、プラズマ着火時における真空容器に流れる渦電流による電界シールド効果や誤差磁場を評価し、着火時の運転シナリオを最適化する。誤差磁場が50ガウス以下の領域が7m<sup>2</sup>以上で電源電圧の制約下で一周電圧が6.2V以上という条件を基準に調べた。

バッフル板を含めた真空容器を、容器壁板厚40mmの内側から3:1に内分する位置に設置した92本のフィラメントコイルで近似して解析した。渦電流に対する一周抵抗は、一様電流に対する全電気抵抗が25μΩとなるように規格化した（この場合抵抗率は0.76μΩmとなった）。運転シナリオに従って各ポロイダルコイルの電流を変化させ、渦電流を求めて両者による真空容器内の誤差磁場の分布を計算した結果、上記標準シナリオの電流変化で、得られた一周電圧は5.7Vに留まり、また、誤差磁場が50ガウス以下の領域が6m<sup>2</sup>未満となった。渦電流を考慮しない場合には、一周電圧は6.1Vとなるものの50ガウス以下の領域が1m<sup>2</sup>未満となる。

誤差磁場が小さな領域を広げ、一周電圧を高めるようにポロイダルコイル電圧の最適化を行った。その結果、各コイルに表3. 1. 3の電源電圧を印加することで、図3. 1. 6に示すように誤差磁場が50ガウス以下の領域を7m<sup>2</sup>以上形成し、一周電圧を6.2V以上印加できることが分かった。表3. 1. 3に見られるように、CSコイルとPF8の電圧を定格に比べ約15%程度高する必要があるが、電源の裕度等を考慮して十分実現できると考えられる。

コイル	PF1	PF2	PF3	PF4	PF5
標準パターン	-1267.30	-1208.40	-1402.40	-2215.30	-2008.80
最適化後	-1120.33	-1165.30	-1592.83	-2442.56	-2565.58
制限電圧	-2900.00	-1750.00	-1750.00	-2250.00	-2250.00

コイル	PF6	PF7	PF8	PF9	PF10
標準パターン	-2008.50	-2214.90	-1570.90	-1424.70	-1484.80
最適化後	-2579.29	-2459.88	-1878.74	-1684.70	-1701.08
制限電圧	-2250.00	-2250.00	-1750.00	-1750.00	-2900.00

表3. 1. 3 着火条件を満たす電源電圧 (V)

表 3.1.2 (a) 標準放電（シングルバル）の主要パラメータ時間変化

Time (s)	-20	0	0.65	10	15	63	70	270	277	325	330	340	350
Ip (MA)	0	0.3	2	2	10	10	10	2	2	0.3			
Rp (m)	4.55	4.75	4.8	4.8	4.8	4.8	4.8	4.8	4.8	4.75	4.65		
ap (m)	1.2	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.3	
Zmag (m)	0	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0	
Elong95	1.003	1.745	1.823	1.811	1.803	1.804	1.811	1.813	1.813	1.699	1.001		
Triang95	0.003	0.037	0.169	0.255	0.255	0.254	0.254	0.289	0.289	0.072	0.001		
Betap	0.01	0.01	0.02	0.1	0.6	0.6	0.6	0.1	0.02	0.01	0.01		
q (95%)	34.15	14.52	17.45	3.565	3.604	3.607	3.567	18.08	14.55	39.28			
Flux (Vs)	0	75	71	49	44	60	65	95	90	24.1	-19.1	-4.6	0
PF 1 (MAT)	0	0.061	0.034	-0.981	-0.818	-4.461	-5.240	-5.339	-4.410	-0.666	-1.174	-0.049	0
PF 2 (MAT)	0	1.373	1.211	1.359	0.931	-0.278	0.273	-0.056	-0.752	-0.396	0.322	-0.139	0
PF 3 (MAT)	0	6.050	5.711	5.711	5.620	3.729	3.268	0.080	0.673	-0.639	-0.599	-0.496	0
PF 4 (MAT)	0	17.382	16.818	13.408	12.252	0.072	-6.620	-7.162	-6.534	-1.993	-2.086	-0.803	0
PF 5 (MAT)	0	15.376	14.782	9.647	9.167	-13.747	-13.097	-18.876	-19.580	-5.743	-3.933	-0.676	0
PF 6 (MAT)	0	15.376	14.782	11.789	8.453	-11.756	-11.163	-18.070	-18.581	-4.548	-3.482	-0.676	0
PF 7 (MAT)	0	17.582	16.818	11.016	15.283	6.302	5.160	-0.463	0.748	-1.613	-1.292	-0.803	0
PF 8 (MAT)	0	6.050	5.711	5.787	5.429	5.531	4.878	0.975	1.436	-0.236	-0.401	-0.496	0
PF 9 (MAT)	0	1.373	1.211	2.486	1.143	-0.223	0.707	0.811	0.077	0.059	0.514	-0.139	0
PF 10 (MAT)	0	0.061	0.034	-1.473	-1.007	-4.885	-5.667	-5.915	-5.310	-1.271	-1.110	-0.049	0

表 3.1.2 (b) 標準放電（ダブルバル）の主要パラメータ時間変化

Time (s)	-20	0	0.65	10	15	63	70	270	277	325	330	340	350
Ip (MA)	0	0.3	2	2	10	10	10	2	2	0.3			
Rp (m)	4.55	4.75	4.8	4.8	4.8	4.8	4.8	4.8	4.8	4.75	4.65		
ap (m)	1.2	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.3		
Zmag (m)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0		
Elong95	1.003	1.738	1.847	1.799	1.787	1.786	1.79	1.839	1.676	1.001			
Triang95	0.003	0.041	0.388	0.362	0.36	0.3555	0.3556	0.356	0.356	0.152	0.001		
Betap	0.01	0.01	0.02	0.1	0.6	0.6	0.1	0.02	0.02	0.01	0.01		
q (95%)	34.15	15.31	17.45	3.893	3.931	3.935	3.896	19.59	15.07	39.28			
Flux (Vs)	0	75	71	49	44	60	65	95	90	-24.1	-19.1	-4.6	0
PF 1 (MAT)	0	0.061	0.034	-1.292	-0.663	-4.019	-4.681	-3.966	-0.926	-0.928	-0.049	0	168
PF 2 (MAT)	0	1.373	1.211	2.088	0.475	-1.476	-0.875	-1.397	-1.949	-0.221	-0.076	-0.139	0
PF 3 (MAT)	0	6.050	5.711	5.593	5.734	3.196	2.947	0.369	0.497	-0.840	0.158	-0.496	0
PF 4 (MAT)	0	17.582	16.818	11.988	14.907	6.844	5.511	-2.019	-0.743	-1.068	-1.754	-0.803	0
PF 5 (MAT)	0	15.376	14.782	10.787	8.395	-13.687	-12.969	-18.842	-19.501	-5.376	-3.779	-0.676	0
PF 6 (MAT)	0	15.376	14.782	10.787	8.395	-13.622	-13.032	-18.916	-19.593	-5.354	-3.779	-0.676	0
PF 7 (MAT)	0	17.582	16.818	11.988	14.909	6.818	5.593	-1.923	-0.659	-1.088	-1.754	-0.803	0
PF 8 (MAT)	0	6.050	5.711	5.593	5.732	3.013	0.445	0.610	-0.841	0.158	-0.496	0	224
PF 9 (MAT)	0	1.373	1.211	2.088	0.477	-1.369	-0.873	-1.393	-1.979	-0.224	-0.076	-0.139	0
PF 10 (MAT)	0	0.061	0.034	-1.292	-0.665	-4.006	-4.780	-4.815	-0.210	-0.928	-0.049	0	196

表3.1.2 (c) DT放電(シングルヌル)の主要パラメータ時間変化

Time (s)	-20	0	0.65	10	15	63	70	270	277	325	330	340	350
Ip (MA)	0	0	0.3	2	2	10	10	10	10	2	2	0.3	
Rp (m)			4.95	5.15	5.2	5.2	5.2	5.2	5.2	5.2	5.2	5.15	5.05
ap (m)			1.2	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.3
Zmag (m)	0	0	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0
Elong95			1.011	1.741	1.829	1.797	1.788	1.789	1.792	1.807	1.886	1.001	
Triang95			0.005	0.001	0.178	0.223	0.225	0.225	0.224	0.273	0.067	0.001	
Betap			0.01	0.01	0.02	0.1	0.6	0.6	0.1	0.02	0.01	0.01	
q (95%)			28.85	12.4	14.82	2.951	2.981	2.978	2.948	14.96	12.43	32.88	
Flux (Vs)	0	75	71	46	41	75	80	95	90	-14.4	-9.4	8.3	0
PF 1 (MAT)	0	0.107	0.074	-0.961	-0.806	-4.166	-4.816	-4.760	-3.994	-0.652	-1.075	0.005	0
PF 2 (MAT)	0	1.325	1.171	1.253	0.925	-0.210	0.189	-0.150	-0.663	-0.257	0.327	-0.038	0
PF 3 (MAT)	0	5.710	5.412	5.842	5.831	5.485	4.969	4.169	4.826	1.072	1.064	0.964	0
PF 4 (MAT)	0	18.141	17.387	12.718	11.633	-6.625	-7.279	-11.706	-11.106	0.084	-0.212	2.007	0
PF 5 (MAT)	0	15.287	14.725	8.631	7.955	-17.006	-16.308	-19.067	-19.906	-4.284	-2.175	2.021	0
PF 6 (MAT)	0	15.287	14.725	11.422	7.939	-17.015	-15.874	-18.806	-19.688	-2.742	-1.390	2.021	0
PF 7 (MAT)	0	18.141	17.387	9.909	14.408	6.226	4.630	0.714	2.056	1.084	0.379	2.007	0
PF 8 (MAT)	0	5.710	5.412	6.555	6.401	6.283	5.617	4.438	5.162	1.323	1.236	0.964	0
PF 9 (MAT)	0	1.325	1.171	1.927	0.682	0.023	0.764	0.553	-0.122	0.085	0.460	-0.038	0
PF 10 (MAT)	0	0.107	0.074	-1.104	-0.789	-5.169	-5.769	-5.874	-5.381	-1.133	-0.883	0.005	0

表3.1.2 (d) DT放電(ダブルヌル)の主要パラメータ時間変化

Time (s)	-20	0	0.65	10	15	63	70	270	277	325	330	340	350
Ip (MA)	0	0	0.3	2	2	10	10	10	10	2	2	0.3	
Rp (m)		4.95	5.15	5.2	5.2	5.2	5.2	5.2	5.2	5.2	5.2	5.15	5.05
ap (m)		1.2	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.3
Zmag (m)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
Elong95		1.011	1.75	1.806	1.787	1.778	1.783	1.815	1.695	1.001			
Triang95		0.005	0.001	0.383	0.362	0.361	0.355	0.356	0.371	0.075	0.001		
Betap		0.01	0.01	0.02	0.1	0.6	0.6	0.1	0.02	0.01	0.01		
q (95%)		28.85	11.47	16.28	3.238	3.28	3.281	3.236	16.33	12.33	32.88		
Flux (Vs)	0	75	71	46	41	-75	-80	-95	-90	-14.4	-9.4	8.3	0
PF 1 (MAT)	0	0.107	0.074	-1.112	-0.596	-3.114	-3.797	-3.865	-2.898	-0.823	-0.993	0.005	0
PF 2 (MAT)	0	1.325	1.171	1.892	0.350	-3.198	-2.598	-3.241	-3.958	-0.182	-0.372	-0.038	0
PF 3 (MAT)	0	5.710	5.412	5.385	5.881	6.628	6.232	5.988	6.373	0.466	1.337	0.964	0
PF 4 (MAT)	0	18.141	17.387	11.270	14.998	2.650	1.500	-3.550	-3.000	2.361	0.006	2.007	0
PF 5 (MAT)	0	15.287	14.725	10.216	7.248	-17.512	-16.734	-19.224	-19.832	-4.082	-1.860	2.021	0
PF 6 (MAT)	0	15.287	14.725	10.216	7.291	-17.655	-16.768	-19.191	-19.974	-4.051	-1.860	2.021	0
PF 7 (MAT)	0	18.141	17.387	11.270	14.964	2.650	1.500	-3.550	-3.000	2.337	0.006	2.007	0
PF 8 (MAT)	0	5.710	5.412	5.385	5.871	6.990	6.527	5.653	6.800	0.458	1.337	0.964	0
PF 9 (MAT)	0	1.325	1.171	1.892	0.350	-3.291	-2.654	-3.183	-4.060	-0.182	-0.372	-0.038	0
PF 10 (MAT)	0	0.107	0.074	-1.112	-0.577	-3.279	-3.965	-3.668	-3.101	-0.810	-0.993	0.005	0

表 3.1.2 (e) 完全定常放電（シングルヌル）の主要パラメータ時間変化

Time (s)	-20	0	0.65	10	15	38	50	3650	3662	3685	3690	3700	3710
Ip (MA)	0	0	0.3	2	2	5	5	5	5	2	2	0.3	
Rp (m)		4.65	4.75	4.8	4.8	4.8	4.8	4.8	4.8	4.8	4.8	4.65	
ap (m)		1.3	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.3	
Zmag (m)		0	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0	
Elong95		1.002	1.69	1.806	1.814	1.804	1.804	1.814	1.815	1.685	1.001		
Triang95		0.009	0.04	0.319	0.339	0.341	0.341	0.339	0.311	0.118	0.001		
Betap		0.5	0.5	0.5	0.1	1.8	0.1	1.8	0.1	0.5	0.5	0.5	
q (95%)		40	14.19	17.11	6.823	7.44	7.44	6.823	17.21	14.53	40.06		
Flux (Vs)	0	30	26	6	1	-36	-46	-46	-36	-14.1	-9.1	5.4	0
PF 1 (MAT)	0	0.120	0.063	-0.985	-0.447	-0.721	-1.918	-1.918	-0.721	-0.486	-0.891	-0.026	0
PF 2 (MAT)	0	0.224	0.103	0.316	-0.492	-1.951	-1.317	-1.317	-1.951	-0.492	-0.094	-0.063	0
PF 3 (MAT)	0	3.232	2.830	2.565	2.462	1.482	0.911	0.911	1.482	0.249	1.164	0.615	0
PF 4 (MAT)	0	6.590	5.933	2.287	2.186	-2.012	-2.898	-2.898	-2.012	-0.548	-0.724	1.437	0
PF 5 (MAT)	0	6.231	5.675	2.202	0.819	-6.893	-6.049	-6.049	-6.893	-2.271	-1.001	1.433	0
PF 6 (MAT)	0	6.231	5.675	2.259	0.205	-8.151	-7.522	-7.522	-8.151	-3.217	-1.190	1.433	0
PF 7 (MAT)	0	6.590	5.933	2.276	3.149	-0.371	-2.235	-2.235	-0.371	0.454	-0.091	1.437	0
PF 8 (MAT)	0	3.232	2.830	2.914	3.994	5.629	4.417	4.417	5.629	1.792	1.445	0.615	0
PF 9 (MAT)	0	0.224	0.103	0.378	-0.824	-2.403	-1.009	-1.009	-2.403	-0.574	-0.102	-0.063	0
PF 10 (MAT)	0	0.120	0.063	-0.856	-0.709	-1.921	-3.204	-3.204	-1.921	-0.983	-0.805	-0.026	0

表 3.1.2 (f) DT完全定常放電（シングルヌル）の主要パラメータ時間変化

Time (s)	-20	0	0.65	10	15	43	55	3655	3667	3695	3700	3710	3720
Ip (MA)	0	0	0.3	2	2	6	6	6	6	2	2	0.3	
Rp (m)		5.05	5.15	5.2	5.2	5.2	5.2	5.2	5.2	5.2	5.2	5.05	
ap (m)		1.3	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.4	1.3	
Zmag (m)		0	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0	
Elong95		1.001	1.689	1.813	1.814	1.806	1.806	1.814	1.813	1.678	1.001		
Triang95		0.001	0.023	0.278	0.308	0.304	0.304	0.304	0.292	0.131	0.001		
Betap		0.5	0.5	0.5	0.1	1.83	1.83	0.1	0.5	0.5	0.5	0.5	
q (95%)		33.71	11.99	14.15	4.724	5.085	5.085	4.724	14.26	12.24	33.79	33.79	0
Flux (Vs)	0	40	36	13	8	-47	-57	-47	-13.3	-8.3	8.3	8.3	
PF 1 (MAT)	0	0.175	0.114	-0.904	-0.430	-0.716	-2.194	-2.194	-0.716	-0.565	-0.841	-0.012	0
PF 2 (MAT)	0	0.253	0.143	0.436	-0.206	-1.948	-1.109	-1.109	-1.948	-0.343	-0.098	-0.043	0
PF 3 (MAT)	0	4.550	4.151	3.669	3.583	2.197	1.189	1.189	2.197	0.849	1.675	1.008	0
PF 4 (MAT)	0	8.542	7.941	3.322	3.023	-2.855	-3.272	-3.272	-2.855	-0.526	-0.545	2.060	0
PF 5 (MAT)	0	8.335	7.806	3.778	2.553	-9.839	-8.019	-8.019	-9.839	-2.347	-0.953	2.075	0
PF 6 (MAT)	0	8.335	7.806	3.868	1.021	-11.698	-10.006	-10.006	-11.698	-3.074	-1.111	2.075	0
PF 7 (MAT)	0	8.542	7.941	3.185	5.269	0.175	-1.721	-1.721	0.175	0.104	0.083	2.060	0
PF 8 (MAT)	0	4.550	4.151	3.998	5.032	7.331	5.694	5.694	7.331	3.153	2.178	1.008	0
PF 9 (MAT)	0	0.253	0.143	0.567	-0.364	-1.517	-0.154	-0.154	-1.517	-0.699	-0.215	-0.043	0
PF 10 (MAT)	0	0.175	0.114	-0.826	-0.885	-3.228	-4.244	-4.244	-3.228	-0.873	-0.694	-0.012	0

### 3. 1. 4 電磁力解析

3. 1. 2 の各標準運転パターンにおけるポロイダルコイルの電磁解析を行った。各EFコイルは4本の、各CSコイルは8本のフィラメント電流で近似し、プラズマは各運転シナリオのプラズマ中心位置に置かれた1本のフィラメント電流で近似した。コイル電流は表3. 1. 2 の各時刻の値を用いたが、CSについては同表に記載されている時刻間、電流が直線的に変化するとしてより細かい時間間隔で評価した。各ポロイダル断面内に設定した2cm格子点上の磁場を求め、最大電磁力を算出した。圧縮応力はz方向電磁力がコイル面に平行にかかったとして算出した。

各コイルの最大電磁力、応力、最大経験磁場を表3. 1. 4に示す。最大経験磁場はEFコイルで約5T、CSコイルで約9Tである。PF3、PF4、PF7、PF8はプラズマ電流立ち上げ近傍で、他のコイルはプラズマ電流立ち下げ時近傍の時刻で、経験磁場が最大となる。CSコイルに働く主半径方向最大電磁力はPF4の761MNでコイル断面全体の引張り応力は130MPaである。これからSUS及びTiコンジットの応力を求めるとそれぞれ250MPa及び270MPa程度となり、20000回の疲労強度基準値330MPa及び270MPaに比べ十分小さいものである。EFコイルの主半径方向の最大電磁力はPF10が最も大きく153MN、コイル断面全体の引張り応力は78MPaとなる。

コイル No	コイル位置		断面寸法		鉛直方向電磁力と応力			主半径方向電磁力と応力			最大経験 磁場 (T)
	R(mm)	Z(mm)	DR(mm)	DZ(mm)	上向き最大 電磁力(MN)	下向き最大 電磁力(MN)	圧縮応力 (MPa)	最大電磁力 (MN)	張力 (MN)	引張応力 (MPa)	
PF- 1	9500	2200	560	480	6.60	51.86	1.55	138.70	22.07	82.11	4.120
PF- 2	7450	5210	400	400	2.52	25.00	1.34	94.94	15.11	94.44	3.999
PF- 3	3020	5670	560	560	34.51	73.10	6.88	125.70	20.01	63.81	5.025
PF- 4	1687.5	3472.5	405	2295	69.10	175.30	40.82	760.50	121.04	130.22	9.102
PF- 5	1687.5	1157.5	405	2295	31.80	228.30	53.17	657.10	104.58	112.52	8.758
PF- 6	1687.5	-1157.5	405	2295	291.20	32.10	67.81	657.10	104.58	112.52	8.673
PF- 7	1687.5	-3472.5	405	2295	165.00	91.80	38.42	760.70	121.07	130.26	9.102
PF- 8	3020	-5670	560	640	73.09	26.24	6.88	134.30	21.37	59.63	5.133
PF- 9	7450	-5210	400	480	23.80	11.20	1.27	99.73	15.87	82.66	3.763
PF-10	9500	-2200	560	560	62.34	8.42	1.87	152.90	24.33	77.58	4.243

表3. 1. 4 各PFコイルの最大電磁力、応力、最大経験磁場

CSコイルは上下から押さえる支持方法を採用することから、上下支持点に働く電磁力を評価した。図3. 1. 7は、標準放電ダブルヌル配位の場合に上側及び下側支持点に働く電磁力の時間変化を示すものであり、グラフ上の指標は各コイルの組み合わせを表す。CSコイル上側支持点には最大で69.1MNの電磁力が上向きに働き、下支持点には91.8MNの下向き電磁力が作用することになる。特に、上側支持点にかかる電磁力は約7000トンに相当し、CSコイルの自重が65トン程度であることからPF4の飛び上がる力を有效地に支持する構造が必要となる。

### 3. 2 導体設計

CS、EFコイルとも2重コンジットのプリフォームドアーマ方式とする。CSコイルには約9Tの最大経験磁場がかかることから、高磁界特性に優れ交流損失の少ない(NbTi)<sub>3</sub>Snを採用し、ケーブルインコンジット方式とする。第一コンジット材には熱処理時に不必要的歪みが加わらないように線膨張係数が(NbTi)<sub>3</sub>Snに近いTiを採用する。最大経験磁場が5T程度のEFコイルには比較的製作が容易で安価なNbTiを用いることとし、2重コンジット方式を主案として第一コンジット材にはステンレスを採用する。第二コンジットは両者ともプリフォームドアーマとした。素線数はCSが約540本撲、EFが720本撲とし、素線表面には撲線間の交流損失を抑制する目的で厚さ2μmのCrメッキを施す。素線バンドル表面には超伝導材の保護の目的で約25μmのSUSテープでラッピングを行うこととする。運転電流に対し臨界電流値が2倍以上、制限電流値が1.1倍以上となるよう設計することとした。

### 3. 2. 1 導体基本設計

CSコイル導体は、 $(NbTi)_3Sn$ で最大経験磁場を9T、定格電流を40kA、ケーブルインコンジット方式として設計を行った。表3. 2. 1にCSコイルの主要諸元を示す。コンジットは二重コンジットとし、第一コンジットは内径25.5mmのTiを採用する。内部拡散法もしくはブロンズ法による $(NbTi)_3Sn$ を用い、その素線外径を0.85mm $\phi$ とする。超伝導素線間の結合損失を抑制し交流損失を低減するために素線表面に約2μmのCrメッキを施す。素線領域のボイド率は35.4%で、熱伝達率の確保及びクエンチ時の温度上昇低減化の観点から銅比を2.0とした。図3. 2. 1に示すようにこの導体を3x3x3x4x5=540本の多重撲線とし最終導体を構成する。素線バンドル部表面には約25μmのSUSテープによるラッピングを施す。図3. 2. 2に9Tにおける $(NbTi)_3Sn$ の臨界電流密度の温度依存性を示す。冷媒温度4.5Kでの臨界電流密度は約1000A/mm<sup>2</sup>、臨界温度約13.3Kである。劣化率10%を見込むと臨界電流は91.91kAとなり、運転電流40kAに対し2倍以上となっている。分流開始温度は約9K、温度マージンは3.9Kとなる。熱伝達率を600W/m<sup>2</sup>Kとして制限電流を評価すると49.35kAとなり運転電流に対して1.23倍となる。安定性マージンは1.19J/ccであり、十分なマージンを有している。

EFコイル導体は、安価なNbTiを用い、最大経験磁場5T、定格電流40kA、2重コンジット方式として設計を行った。表3. 2. 2にEFコイルの主要諸元を示す。第一コンジットは内径29mmで約1mm厚のSUSとする。素線外径0.83mm $\phi$ 、銅比は3.0でCS導体と同様に素線表面に約2μmのCrメッキを施す。最終銅体は図3. 2. 3に示すように3x3x4x4x5=720本の多重撲線とし、約25μmのSUSテープによるラッピングを施す。図3. 2. 4のNbTi導体の臨界電流密度の温度依存性から、5Tにおける臨界電流密度を1880A/mm<sup>2</sup>、5%の劣化率を見込んだ5Tでの臨界電流は173.9kAで、運転電流40kAの2倍以上となっている。制限電流は47.14kAで運転電流の1.18倍、安定性マージンは0.68J/ccとなる。

CS導体、EF導体とも、臨界電流が運転電流の2倍以上、制限電流は運転電流の1.1倍以上の裕度を持つ導体設計となっている。なお、導体設計には表3. 2. 3に示す評価式を用いた。

項目	CS	EF
導体のJc特性	図3. 2. 2 参照	図3. 2. 4 参照
安定性マージン	$\Delta H = S_{He}(T_{sc}-T_b) \frac{A_{He}}{A_{sc} + A_{cu}}$ $S_{He} = 0.48 \text{J/cc/K}$ (10気圧、5KにおけるHe熱容量) $A_{He}$ ; He流路断面積、 $A_{sc}$ ; 超伝導体断面積 $A_{cu}$ ; 安定化銅部断面積、 $T_b$ ; 冷媒温度 (K)	
制限電流	$I_{lim} = \sqrt{\frac{P_e \cdot h \cdot A_{cu} (T_c - T_b)}{\rho_{cu}}}$ $P_e (\text{ペリメータ}) = \frac{5}{6} \cdot n \cdot \pi \cdot d \quad (n: \text{素線本数}, d: \text{素線外径})$ $h = 600 \text{W/m K}^2 \quad : \text{熱流速} \quad \rho_{cu} = \rho_{cu(B)} : \text{安定化銅比抵抗}$ $\rho_{cu(B)} = 1.55 \times 10^{-10} (1 + 3.046 \times 10^{-3} B(T) - 6.13 \times 10^{-8} B(T)^2)$	

表3. 2. 3 導体基本設計に用いた評価式

### 3. 2. 2 導体交流損失

ポロイダル磁場コイルの交流損失を、各運転シナリオに沿って評価した。交流損失はフィラメントのヒステリシス損失、ストランドの結合損失、コンジットでの渦電流損失の単純和として評価する。それぞ

表3.2.1 C Sコイルの導体諸元

	単位	仕様値
超伝導材料	—	(NbTi) <sub>3</sub> Sn
素線外径	mm φ	0.85
Cu/Non-Cu比	—	2.0
素線Non-Cu Jc	A/mm <sup>2</sup> at 9T	1000
導体内素線数	本	3×3×3×4×5=540
導体コンジット内径	mm φ	25.5
導体コンジット外径	mm φ	27.5
素線領域のボイド率	%	35.4
コンジット内He断面図	mm <sup>2</sup>	180.0
コンジット内全断面図	mm <sup>2</sup>	330
最大経験磁場	T	9
定格電流 at 9T (Iop)	kA	40
臨界電流 at 9T (Ic)	kA	81.71 (素線Ic×540×0.8)
Ic/Iop	—	2.04
制限電流 (Ilim)	kA	49.35
Ilim/Iop	—	1.23
安全性マージン	J/cc	1.19
冷媒温度	K	4.5
臨界温度	K	13.3
分流開始温度	K	9
素線製作法	—	プロンズ法もしくは内部拡散法

$$\rho_{\text{Cu}} \text{ at } 9T = 5.32 \times 10^{-10} \Omega \text{ m}$$

表3.2.2 EFコイル導体諸元

	単位	仕様値
超伝導材料	—	NbTi
素線外径	mm φ	0.83
Cu/Non-Cu比	—	3.0
素線Non-Cu Jc	A/mm <sup>2</sup> at 9T	1880
導体内素線数	本	3×3×4×4×5=720
導体コンジット内径	mm φ	29
導体コンジット外径	mm φ	31
素線領域のポイド率	%	36.8
コンジット内He断面図	mm <sup>2</sup>	243.6
コンジット内全断面図	mm <sup>2</sup>	660.5
最大経験磁場	T	5
定格電流 at 9T (Iop)	kA	40
臨界電流 at 9T (Ic)	kA	173.9 (素線Ic×720×0.95)
Ic/Iop	—	4.35
制限電流 (Ilim)	kA	47.14
Ilim/Iop	—	1.18
安全性マージン	J/cc	0.68
冷媒温度	K	4.5
臨界温度	K	7.65
分流開始温度	K	6.92
素線製作法	—	—

$$\rho_{\text{cu}} \text{ at } 5T = 3.98 \times 10^{-10} \Omega \text{m}$$

表 3.2.4 交流損失評価式

## ◎解析方法

交流損失の各成分を次式で評価した。基本的にはITER/EDAで用いられている式をそのまま用い、損失の発生する部分での体積平均をとり単位はW/m<sup>3</sup>とした

## ・履歴損失（フィラメント）

$$P_{h\perp} = \frac{2}{3\pi} J_c \dot{B}_{\perp} D_{eff\perp} \quad P_{h\parallel} = \frac{1}{6} J_c \dot{B}_{\parallel} D_{eff\parallel}$$

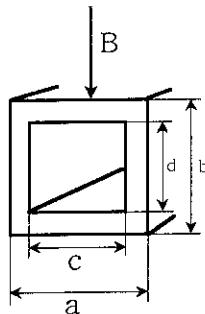
## ・結合損失（ストランド）

$$P_{c\perp} = \frac{n\tau}{\mu_0} \dot{B}_{\perp}^2 \quad P_{c\parallel} = 0$$

## ・渦電流損失（コンジット）

$$P_{e\perp} = \frac{1}{12} (a^3 b - c^3 d) \frac{1}{\rho} \dot{B}_{\perp}^2 / (ab - cd)$$

$$P_{e\parallel} = \frac{1}{15} \left( \frac{a^3 b^3}{a^2 + b^2} - \frac{c^3 d^3}{c^2 + d^2} \right) \frac{1}{\rho} \dot{B}_{\parallel}^2 / (ab - cd)$$



⊥、 ∥ : 導体長さ方向と磁場とのなす角

B、 J<sub>c</sub> : 磁束密度 (T) 、 臨界電流 (A/m<sup>2</sup>) 密度

D<sub>eff</sub> : 等価フィラメント径 (m)

τ : 結合時定数 (s)

ρ : 抵抗率 (Ωm)

臨界電流密度は(NbTi)<sub>8</sub>Sn、及びNbTiの各々について、表3.2.3の表式、図3.2.2、3.2.4を用いた。この他計算に用いた仮定を列挙すると以下の通りである。

- ・交流損失は上記各成分の単純和とした。
- ・コイル温度は4.5K一様とした。
- ・磁場変化率一定の時間中の間点で磁場、臨界電流密度等を評価した。
- ・プラズマは位置・電流分布を固定した4本の仮想的なコイルで近似した。

れの成分は表3.2.4で示される評価式を用いて算出した。コイル温度は4.5Kで一定とし、各運転シナリオ中、磁場の時間変化率一定の各時刻で評価した。プラズマは4本のフィラメント電流で近似した。また、超伝導材の臨界電流値の劣化率は、NbTiについては5%、(NbTi)<sub>3</sub>Snについては10%とした。

表3.2.5に各コイルの1放電中の交流損失のエネルギー積算値及び交流損失パワーの最大値を示す。交流損失のエネルギーは概ね1500kJ程度、損失パワーは多くのコイルが放電開始時(0~0.65秒)に最大となり概ね50kW程度となる。標準放電シングルヌル配位(DD/SN)におけるPF6及びPF10の交流損失の時間変化を図3.2.5に示す。CSでは結合損失が大きく、EFではヒステリシス損と結合損が1:1程度の割合となっている。PF6ではプラズマ着火時の交流損失が最も大きいが、エネルギー総量としては、むしろPF初期励磁時が非常に大きい。これは、初期励磁完了までの時間が20秒と短いためであり、交流損失の低減化の観点から初期励磁時間を長くする必要がある。PF10では、プラズマ電流立ち上げ時の交流損失が最も大きいものとなっている。

図3.2.6は、交流損失が最大となる放電開始時(0~0.65秒)の発熱空間分布を捲き線部体積で平均した発熱率で示している。各PFコイルで発熱率が非一様であり、瞬時値では2mW/ccを越えTFコイルの核発熱に相当する程度の交流損失となる。

高速位置制御時の交流損失はヒステリシス損が主となる。高速位置制御コイル電流が、プラズマ電流フラットップ期間中1Hzの周期で最大振幅+50kA、周期0.2秒、減衰時定数0.25秒で変動した場合、1放電あたりに発生する交流損失はCSコイルで約40kJ、EFコイルで約86kJと評価される。

	Qac (kJ)						Pac (kW)					
	DD/SN	DD/DN	DT/SN	DT/DN	SS/DD	SS/DT	DD/SN	DD/DN	DT/SN	DT/DN	SS/DD	SS/DT
PF 1	86.0	75.3	75.1	64.2	44.5	49.0	1.10	1.37	0.93	1.22	0.94	1.07
PF 2	33.1	57.7	26.4	81.0	30.3	31.7	2.71	4.30	2.48	3.97	1.66	1.41
PF 3	59.1	63.8	58.3	69.3	32.8	47.8	4.90	4.90	3.88	3.88	6.74	6.49
PF 4	213.6	213.1	257.5	256.3	94.3	126.2	8.30	8.30	7.77	7.77	7.73	6.52
PF 5	246.2	247.5	285.5	288.0	105.6	153.3	5.92	5.92	5.43	5.43	5.70	5.03
PF 6	247.9	250.6	292.3	291.9	113.4	165.1	6.19	6.19	5.65	5.65	5.98	5.24
PF 7	222.5	216.9	250.7	260.8	97.4	132.1	8.67	8.69	8.08	8.08	8.11	6.83
PF 8	61.6	67.2	63.8	77.7	51.0	71.4	4.99	5.05	3.93	3.93	6.83	6.56
PF 9	59.1	59.1	45.1	87.2	55.2	42.0	3.11	4.34	2.74	4.02	2.61	1.69
PF10	97.5	81.8	93.2	66.7	50.5	64.3	1.74	1.42	1.18	1.19	0.88	0.84
全PF	1326.5	1333.1	1447.9	1543.0	674.9	882.8	47.62	50.46	42.06	45.14	47.19	41.67

表3.2.5 1放電中の交流損失エネルギー積算値及び交流損失パワー最大値

### 3.2.3 ヘリウム熱解析

ヘリウム流路に沿った1次元熱解析を行い、温度マージン等の運転条件を、最も総発熱量の大きいDT/DN放電に対して評価した。PFコイルへの熱負荷は交流損失のみとし、TFコイルについて実施したように、ヘリウムの連続の式、運動方程式、エネルギー保存式、及びストランド、コンジットの熱伝達式を解き、ヘリウムの温度変化を求めた。PFコイル断面内において、主半径方向の交流損失分布は考慮し、上下方向については平均値を用いることとした。制限電流による運転温度の上限値を表3.2.6に示す。各コイルの電流及び磁場は最大定格値とすると、制限電流比1.1以上を確保するための温度上限は、EFコ

イルでは4.8K、CSコイルでは5.7Kとなる。

PF1、PF10は他のEFコイル同様中心チャンネルを持たない導体で二条巻きとし、他のコイルを一条巻きとして解析した。この条件でのヘリウム流量を表3.2.7に示す。ヘリウム流路は全てトーラス内周から入り外周から抜けると仮定し、圧力損失をPF3、PF8は1気圧、他のPFは2気圧に設定した。CSコイルについては流路を4重化し、1流路が4パンケーキを含むこととした。このような設計に対して、ケーブルからヘリウムへの熱伝達係数をDittus-Boelterの式を用いて評価すると、 $600\text{W/m}^2\text{K}$ が確保できる。

複数の放電周期を経て定常状態に達した後の標準放電におけるPF1コイル内のヘリウム温度分布を図3.2.7に示す。制限電流比、分流開始温度マージンが最も厳しいのはトーラス内周側の第1ターンである。従って、PFコイル内を通過したヘリウムを再度PFコイルに導く流路の多重化を考える場合を除き、第1ターンから第2ターンへの渡り付近のヘリウム温度が最も重要となる。この温度の時間変化を放電2周期分について図3.2.8に示した。最高温度は4.59K以下であり、温度上限4.8Kを満たす。また、放電周期1800秒でヘリウム温度は十分放電前の値に回復していることが分かる。PF10も同様の結果となる。他のEFコイル（PF2、PF9、PF3、PF8）の第1ターンの最高到達温度はいずれも4.69Kであり、温度上限の4.8K以下となっている。CSコイルの中で最も発熱量が大きいPF6について、コイル内温度分布を図3.2.9に示す。図中、4つのピークは1流路中に4つのパンケーキを含むことに対応している。最も条件の厳しいパンケーキ4の第1ターンのヘリウム温度の時間変化を図3.2.10に示した。最高温度は5.3Kを越えず、温度上限5.7Kより十分低いものとなっており、流路の4重化が可能であることを示している。他のCSコイルも同様である。

以上のように、表3.2.7で示した捲線方法、圧力損失設定により、各ポロイダルコイルとも熱伝達係数 $600\text{W/m}^2\text{K}$ を満たし、交流損失による温度上昇を考慮しても、制限電流比1.1以上を確保できる設計となっている。臨界電流比2以上という条件は、制限電流の条件に較べて緩く全PFコイルについて満たされている。

超伝導材	熱伝導 係数 (W/m <sup>2</sup> K)	Pe (m)	Acu (10 <sup>-4</sup> m <sup>2</sup> )	磁場 (T)	Cu抵抗率 (10 <sup>-9</sup> Ωm)	臨界温度 (K)	運転温度 (K)	制限電流 (K)	運転温度 (K)	制限 電流比
NbTi	600	1.56	2.92	5.0	0.389	7.6	4.8	44.45	40.00	1.11
(NbTi) <sub>3</sub> Sn	600	1.20	2.04	9.0	0.572	13.3	5.7	44.23	40.00	1.11

表3.2.6 超伝導材の運転温度上限

コイル名	ヘリウム 断面積 (mm <sup>2</sup> )	水力 直徑 (mm)	パンケ ーキ 巻数	条数	1流路 パンケーキ 数	流路長 (m)	設定 圧損 (atm)	流速 (m/s)	流量 (g/s)	熱伝達 係数 (W/m <sup>2</sup> K)	1コイル 流路数	総流量 (g/s)
PF-1	237.8	0.574	14	2	1	418	2.0	0.241	7.87	688	24	18.9
PF-2	237.8	0.574	10	1	1	468	2.0	0.225	7.35	651	10	7.3
PF-3	237.8	0.574	14	1	1	266	1.0	0.208	6.79	612	14	9.5
PF-4	181.3	0.566	9	1	4	382	2.0	0.252	6.28	715	14	8.8
PF-5	181.3	0.566	9	1	4	382	2.0	0.252	6.28	715	14	8.8
PF-6	181.3	0.566	9	1	4	382	2.0	0.252	6.28	715	14	8.8
PF-7	181.3	0.566	9	1	4	382	2.0	0.252	6.28	715	14	8.8
PF-8	237.8	0.574	14	1	1	266	1.0	0.208	6.79	612	16	10.9
PF-9	237.8	0.574	10	1	1	468	2.0	0.225	7.35	651	12	8.8
PF-10	237.8	0.574	14	2	1	418	2.0	0.241	7.87	688	28	22.0
合計												1126

表3.2.7 超伝導コイル系の冷媒流量

### 3. 3 構造設計

CSコイルの基本支持構造を図3. 3. 1に示す。フープ力に対しては外部からの支持は行わずフリーとし、面外力（垂直方向）については支持円筒により支持する構造とする。供給磁束の増大化、支持構造材の交流発熱の低減化の観点から、上下コイル間には支持構造を設けないこととした。コイルは電磁力等により軸方向に縮むため、200MN程度の力で室温で初期圧縮する必要がある。このため、支持構造物の応力が20kg/mm<sup>2</sup>を越えないよう円筒部の厚みを決定した。また、締めつける際に肩部に曲げ応力が発生するため、肩部を更に厚くした。渦電流発熱を抑制するために、CSコイル支持構造は周方向に4ヶ所の絶縁を施した構造とした。

EFコイルの支持構造を図3. 3. 2に示す。EFコイルはR方向をフリーとするためにフープ力による変形分に対してスライド可能な構造とする。Z方向に関してはトロイダルコイルにより支持を行うが、トロイダルコイルには転倒力等がかかるためコイル自体がトロイダル方向に傾く。そこで、トロイダルコイルが傾いても、トロイダルコイルの変形を吸収しEFコイルの支持基準面を一定に保つようにコイルの上下に円筒の軸受けを設ける。コイルサポートは、ボルトによりトロイダルコイルに取付けられるが、ボルトにかかる半径方向の荷重を軽減するため、上下にキーを設置することとする。

#### 3. 3. 1 応力解析

CSコイルの応力解析は、図3. 3. 3に示すようにダブルパンケーキ2個分をモデル化し、最内周ターンはパイ間渡りを考慮してスペーサーを含む2次元軸対称モデルとした。境界条件として、モデル下面を上下方向に支持し、半径方向には拘束無しとした。第1コンジット材はTi（ヤング率110GPa、ポアソン比0.3）、第2コンジットJCS（ヤング率206GPa、ポアソン比0.3）、段間スペーサはFRP（ヤング率50GPa、ポアソン比0.3）とし、導体絶縁及びパンケーキ間絶縁はヤング率10GPa、ポアソン比0.1の絶縁材とした。運転シナリオで最も厳しい電磁力条件を想定して、1) DD放電、時刻0秒、2) DD/SN放電、時刻277秒、3) DT放電、時刻0秒、4) DT/SN放電、時刻277秒の4ケース、及び、通電試験を想定した5) CSコイルの定格通電の合わせて5ケースについて電磁力を求めた。この電磁力を、径方向については1ターン毎に第1コンジットの内面の接点に、上下方向電磁力はモデル上部の荷重を積算しモデル上面の導体絶縁部の接点に入力した。

上記の評価法によるCSコイル第1及び第2コンジットの応力評価結果を表3. 3. 1にまとめた。同表で示されているように標準運転シナリオにおいては、第1及び第2コンジットとも放電後半の電流立ち下げ直前に最も大きな垂直方向圧縮応力が発生している。トレスカ応力は、第1コンジットでは299MPa、第2コンジットでは483MPaとなる。周方向引張り応力は初期励磁時に最も大きく、第1コンジットで154MPa、第2コンジットで272MPaとなり、Ti及びSUSの20000回の放電の疲労強度基準値の270MPa、330MPaに比べ十分小さい値となっている。

通電試験を想定したケース5の場合のCSコイルの変形を図3. 3. 4に示す。内周、外周側とも半径方向の変位は2.6mm程度となっている。上下方向には、ダブルパンケーキ当り約0.16mm圧縮されている。第2コンジット上の最大応力が発生するコイル最内周ターン近傍の垂直方向応力、周方向応力、トレスカ応力の分布を、それぞれ図3. 3. 5～図3. 3. 7に示す。ケース5では、第2コンジットのトレスカ応力の最大が636MPa、周方向引張り応力の最大が406MPaに達している。1200MPaの降伏応力に対してトレスカ応力は十分な余裕があるが、引張り応力は20000回の疲労強度基準を越えている。従って、通電試験のような通常の運転パターンと異なる通電に対しても、コイル応力限界からの運転制約が必要となる。また、上下圧縮力により絶縁材に100MPa程度の圧縮力が作用する。導体が上下から圧縮され径方向に膨張することにより、導体絶縁に約20MPaの引張り応力が働く。最内周のパイ間渡り部で、導体とスペーサ材の剛性の違いから導体絶縁に約35MPaのせん断応力が発生すること等に注意しなければならない。

EFコイルの応力解析として、TFコイルから大きな強制変形を受けるPF1について検討した。荷重条件として電磁力に加えてTFCからの強制変形を与えるために、TFC1周期分の40°をモデル化し、コイル上下方向を支持し、主半径方向はフリーとする。サポートはTFコイルと同じ幅とし、コイル・サポート間

第2コンジット (JCS)

	PF4+PF5	PF5	$\sigma_z, \sigma_T$ 最大部			$\sigma_\theta$ 最大部	検討条件
	Fz (MN)	Fr (MN)	$\sigma_z$ (MPa)	$\sigma_\theta$ (MPa)	$\sigma_T$ (MPa)	$\sigma_\theta$ (MPa)	
1	-149	658	179	147	325	272	DD/0s
2	-231	578	276	129	405	239	DDSN/277s /plasma On
3	-151	654	180	146	326	271	DT/0s
4	-287	630	342	141	483	261	DTSN/277s /plasma On CS,EF/40kA,0kA /plasma Off
5	-349	981	417	219	636	406	

第1コンジット (Ti)

	PF4+PF5	PF5	$\sigma_z, \sigma_T$ 最大部			$\sigma_\theta$ 最大部	検討条件
	Fz (MN)	Fr (MN)	$\sigma_z$ (MPa)	$\sigma_\theta$ (MPa)	$\sigma_T$ (MPa)	$\sigma_\theta$ (MPa)	
1	-149	658	124	64	188	154	DD/0s
2	-231	578	191	57	248	136	DDSN/277s /plasma On
3	-151	654	125	64	189	153	DT/0s
4	-287	630	237	62	299	148	DTSN/277s /plasma On CS,EF/40kA,0kA /plasma Off
5	-349	981	289	96	385	230	

表3. 3. 1 第1及び第2コンジットの応力評価

コイル名	単位	PF1	PF2	PF3	PF8	PF9	PF10
コイル半径	m	9.5	7.45	3.02	3.02	7.45	9.5
半径方向電磁力	MN	138.7	94.94	125.7	134.3	99.73	152.9
垂直方向電磁力	MN	51.86	25	73.1	73.09	23.8	62.34
ターン数(縦)	—	12	10	14	16	12	14
ターン数(横)	—	14	10	14	14	10	14
コンジット縦寸法	mm	39	37	37	37	37	39
コンジット横寸法	mm	39	37	37	37	37	39
コンジットヤング率	kg/mm <sup>2</sup>	21000	21000	21000	21000	21000	21000
超伝導燃線部寸法	mm	31	29	29	29	29	31
コンジット面積	mm <sup>2</sup>	766	708	708	708	708	766
断面係数	mm <sup>3</sup>	1.99E+7	8.44E+6	2.32E+7	3.03E+7	1.22E+7	2.71E+7
断面二次モーメント	mm <sup>4</sup>	4.66E+9	1.56E+9	6.00E+9	8.96E+9	2.70E+9	7.41E+9
サポート間隔	mm	2388	1673	126	126	1673	2388
TFC転倒力変位	mm	1.25	0.23	0.31	0.30	0.91	1.58
コンジットフープ応力	MPa	178.5	222.0	149.9	140.1	194.3	168.6
垂直方向応力	MPa	32.3	23.1	0.31	0.31	15.2	28.6
TFC転倒力変位による応力	MPa	65.9	19.6	6481.3	7168.3	92.8	97.2
合計応力	MPa	276.7	264.7	6631.5	7308.7	302.3	294.4

表3. 3. 2 EFコイルの応力計算

の摩擦係数を0.1とした。主半径方向力が最大となるDD/SN70秒の時の電磁力を各要素に面圧として与え、TFC外周部の倒れが最も大きいDD/DN270秒のTFC変位をサポートに与えた。

PF1は電磁力のみにより径方向に約8mm変形し、TFCの強制変形を合わせると最大で12.3mmの変形が生じる。周方向平均80MPaのフープ応力に、z方向電磁力による曲げ応力±20MPa、強制変形による曲げ応力±20MPaが加わるため、電磁力と強制変形による最大引張り応力の平均値は120MPaとなる。この応力をコンジットに換算すると252MPaとなり、SUSの疲労データから得られる引っ張り応力許容値330MPa以下を満たしている。PF1のフープ応力解析結果は手計算の結果と概ね一致しているので、他のEFコイルに対しては手計算により応力評価を行った。その結果を表3.3.2に示す。これから、いずれのコイルも疲労設計条件を満たすことがわかる。但し、コンジット内の応力分布については別途検討が必要である。PF3、PF8はサポート間隔が短いため計算上TFC転倒力による応力が大きくなってしまった。サポート取付け個数を減らして応力を低減化するとともに、別途部分モデルによる解析が必要である。

### 3.3.2 捲き線部構造

CSを例に巻き線構造を述べる。CS巻き線は28個のダブルパンケーキから構成される。CSの1つのパンケーキの断面構造を図3.3.8に示す。第2コンジットを切削ではなく引き抜きで製作するため、第2コンジットの構造グレーディングは行なっていない。ターン間絶縁の厚みは1mm、さらに層間絶縁として各パンケーキ間には1mmの絶縁が敷かれている。1個のパンケーキの構造を図3.3.9に示す。パンケーキ巻き構造は厳密には軸対称構造ではないため電流重心が中心となるように設置する。ターン間渡り及び層間渡りは、180degの区間で行なうとした。これは本コイルが比較的磁束に余裕のあるコイルであるため、渡りを長く取ることにより、わずかな欠ターンを許容する代わりに、第1コンジットを第2コンジットにはめ込む際に発生する歪みを出来るだけ小さくするためである。

冷媒導入部は磁場の最も高いパンケーキの最内ターンに設けられている。パンケーキの端部はわずかではあるが、入り口と出口をずらしている。これは図3.3.10に示すように、パンケーキ間ジョイントの位置を少しづつずらし、ターン間接続及びHe配管接続を容易にするためである。ジョイントはスペース効率を良くする目的で、バット接続を用いる。接続部の構造を図3.3.11に示す。本構造は局部二重シール構造となっている。巻き線は図3.3.12に示さるように10mm厚の対地絶縁で覆われている。各コイルの冷媒導入及び導出パイプは絶縁され、上4個は上側に、下4個は下側に引き出される。

CS、EFコイルとも通常のダブルパンケーキ巻線であるが以下の点については別途検討の必要がある。

1. CSコイル導体絶縁部に約20MPaの引張り応力が作用する。剥離を防ぐためには第2コンジットを厚くする必要がある。
2. CSコイル最内周渡り部で導体とスペーサー材の剛性の違いから絶縁材に35MPa程度のせん断応力が作用する。応力低減のためにはスペーサ材質をSUSに近づける必要がある。
3. EFコイルとTF側サポート間の摺動方法
4. 接続部及び配管の固定法

### 3.4 製作性

CS、EFコイルとも角型導体を用いたダブルパンケーキ巻線である。ただしCSコイルは(NbTi)<sub>3</sub>Sn素線、EFコイルはNbTi素線を使用するため巻線法は異なる。

製作スケジュールには図3.4.1と図3.4.2に示す2つのオプションがある。図3.4.1は「サイズの順」にコイルを製作した場合のスケジュールである。PF8,3→PF9,2→PF10,1と小から大へ同サイズのパンケーキを連続して製作する。コイル単体で考えた場合、より少ないコストで製作できるであろうオプションである。ただし、本体組立の観点からすると本体組立開始が遅くなる。図3.4.2は「本体組立の順」にコイルを製作した場合のスケジュールである。PF8,9→PF10,1→PF2,3ヒトカマクの下から上へ製作し、本体組立開始時期を早めることができるオプションである。コイル単体で考えた場合、2度手間となるため図3.4.1のオプションよりもコスト高になる。本体組立側のコスト削減効果が見込まれればトレードオフもできる。

### 3.4.1 捲き線法

CSコイル導体は第1コンジットに(NbTi)<sub>3</sub>Snと熱収縮率が同程度のT<sub>i</sub>を用いて熱処理温度から極低温までの間に(NbTi)<sub>3</sub>Snに与える熱歪を少なくし、超伝導特性の劣化を防止する。強度部材である第2コンジットは、熱処理を受けないように後から取り付ける。以上の理由からCSコイルはプリフォームド・アーマ型巻線構造とする。

CS、EFコイルとも2重コンジット型導体であるが、CSコイルは(NbTi)<sub>3</sub>Sn導体なので700°C付近での長時間熱処理工程がはいる。SUS (JCS) コンジットは700°C前後で熱処理されると韌性が低下するため、CSコイルでは導体とコンジットは別々に加工されてR形状とする必要がある。一方EFコイルはNbTiであるため熱処理工程はなく、従って導体とコンジットを同時に巻線する事が出来る。図3.4.3及び図3.4.4にCS及びEFコイルの製作フローを示す。特にCSの第2コンジットの製作法については、製作期間、精度、工数、価格等総合的な観点から決められなければならない。EFコイルの第2コンジットは現地で取付ける方法では工程が遅れることが予想されるため、ドラム巻取時に取付けることとした。

### 3.4.2 現地工場

図3.4.2に見られるように、全EFコイルの製作に要する期間は約2.5年、最初に組み込まなければならぬ下側PFコイル(PF8、9、10)の3本の据え付けまで1.5年程度の工期がかかる。ポロイダル磁場コイルのうちPF1、2、9、10コイルは、コイル直径(最大直径20m)が大きいことから輸送制限等の問題で工場から現地への輸送が出来ない。このため本体建家内で巻き線をするか、現地巻線工場を建設しそこで製作する必要がある。本体建家内で巻線を行う場合、JT-60解体後、床の改造やクライオスタッフの据え付けを考えると、本体室側を使用出来る期間は半年もないと思われる。このため本体建家内でコイル製作に使用出来る部分は組立室となるが、組立室の広さは約30m×40mであり、他の機器の搬入口を確保する必要があるため実質的に使用できるのは25m×30m程度となる。従ってコイルそのものの大きさ程度の面積しか巻線には利用できないので難しい。従って、現地工場で巻線をしていく方法をとる。工程上各PFコイルをシリーズで製作するのは難しく、製作工程をダブらせてバラで製作する必要があることを考慮すると現地工場として図3.4.5に示すような規模(150m×50m)のようなものが必要となる。各エリアでの作業内容と主な設備類を表3.4.1に示す。現地工場は3年間程度の仮設建屋なので、大規模ではあるがテント形式等の簡易建屋とするのが望ましい。この場合クレーンが問題となるが、門型クレーンの設置などで建屋への負担を軽くすることを考える必要があり、工程上の工夫が必要である。

### 3.4.3 搬入法

EFコイルを本体室に搬入する場合、コイル面と平行につり下げる事になり、つり下げた時の橢円変形、天地する時の面外方向の変形を抑制するための補強が必要である。補強治具を含めたコイル幅が1m以下、重量が200トン以下で、つり下げ時の最大変形が十分小さくコイルの健全性が確保できる補強治具が必要である。

本体室への搬入は天井からと側壁からの2つの方法があり、どちらも可能であるが、本体建屋の工事量を減らす観点から、天井からの搬入法を採用する。天井の大梁間隔は1.26mで、コイル幅は前述のように補強を入れて1m以下とすると、大梁を外さずに搬入が可能である。この場合の搬入作業概略図を図3.4.6及び図3.4.7に示す。大梁間の隙間より小さいテンプレート状のストッパー等を設置し、位置の目安を付けながらつり下ろすこととする。5m/s程度の風があった場合に、コイルが受ける力は200~450kg程度で、コイル下端の変位は5cm程度となることが予想されるが、大梁・コイル間の間隔26cm程度に比べて十分小さい。風速が10m/s程度となると、大梁・コイル間の間隔と同程度のコイル下端変位となることが予想されるため、作業は風速を確かめつつ慎重に行う必要がある。

天井からつり込む際に使用する800トンクレーンについて、吊り上げ時、旋回時、吊り下ろし時の接地圧は、最大で約30トン/m<sup>2</sup>程度になる(旋回時であるため、短期荷重である)。鉄板やH鋼等を組み合わせた補強材を設置し、接地圧を低減化する必要がある。

表 3.4.1 PFC 現地作業場所での作業内容と主な設備

区分	場所	作業内容	主な設備類	備考
① ②	ドラム搬入・保管、簡易試験エリア	ドラム搬入・保管 簡易試験	(1) ドラム受け台 (2) ヘリウムリークテ스트装置 (3) 耐圧・気密試験装置 (4) 冷蔵庫、危険物保管庫 (5) コイル関連部品保管棚、台	
③	巻線、導体絶縁エリア	パンケーキ巻線 導体絶縁	(1) 防塵ハウス(天井開閉可能) (2) ハウス内空調設備 (3) 巾用ターンテーブル (4) ドラム受け台、ベンダー <sup>1</sup> (5) 導体テーピング装置 (6) 寸法、耐圧など試験装置	(1) 小型冷蔵庫 (2) 工具棚 (3) 部品保管庫
④	加熱成型エリア	導体絶縁、アース溶接 加熱成型	(1) コイル吊り扉、コイル受け台 (2) 焼付用分割型簡易炉(電源) (3) 焼付成型治具(当物、治具類)	(1) 簡易加工場 (当物合わせ加工)
⑤	コイル仮置き、試験エリア	D Pコイル仮置き 各種検査、試験	(1) コイル受け台 (2) 寸法測定検査装置 (3) インパルス、耐電圧試験装置 (4) 各種試験装置の保管棚	
⑥	D P積層 アース絶縁エリア	D P積層 アース絶縁	(1) 防塵ハウス(天井開閉可能) (2) ハウス内空調設備 (3) コイル受け台 (4) テーピング装置 (5) 寸法、耐圧など試験装置	(1) 小型冷蔵庫 (2) 工具棚 (3) 部品保管庫
⑦	完成品コイル 保管エリア	完成品保管 搬出	(1) コイル受け台	
⑧	治工具保管 エリア	治工具保管	(1) 棚、台など	
⑨	クレーン走行 エリア			
⑩	事務所 休憩室 加工室	事務 休憩 治工具、部品類の 加工	(1) 事務用品 (2) 机、椅子など (3) 加工機(N C加工機、フライス ボール盤、バンドソーなど) (4) 溶接機	(1) ガス配管 (2) 水配管、流し台 (3) 簡易便所

### 3.5 電流リード・保護回路

ポロイダル磁場コイルの保護条件としては、主にクエンチ保護を考える。CSコイルは、各コイル間のカップリングが強いため全コイルを同時遮断するものとし、EFコイルについては、各コイル単独もしくは同時に遮断するものとする。

#### 3.5.1 電流リード

電流リードは、電流リード冷却用の液体ヘリウムや液体窒素の供給、回収ライン等のことを考え、実験棟地下に置くことを想定している。実験棟本体室地階に電流バスの引き回しを考えた場合、コイル電流バスは地階から本体室床の既存の貫通孔を通してクライオスタッフ内へ引き込まれるようにする。図3.5.1にクライオスタッフを貫通する電流バスのルート計画を示す。貫通バス数はポロイダルコイル本数分の、CSコイル4対、EFコイル6対とした。

電流リード部配置と電流バスとの取り合い構造、必要スペースを図3.5.2に示す。図において、実験棟地階で超伝導ラインと常伝導ライン（銅バスライン）が取り合うことを示し、電流取り合い点で電流リードと銅バスラインはフレキシブル導体で接続する。

ポロイダル磁場コイルとの接続部から電流リードとの接続部までの区間の超伝導リード線はコイルとは別系統のSHeで冷却する。また、電流リード下端は液体ヘリウムに浸漬され、電流リード下部低温端と上部常温端の間は蒸発したヘリウムガスで冷却する。

#### 3.5.2 ホットスポット温度と保護条件

最大ホットスポット温度は150Kとして、最大時定数を求め、コイル電圧をできる限り小さくするよう保護方法を検討した。導体内の発熱は素線内の安定化銅で一様に発生し、素線と導体は $\cos\theta=0.93$ の傾きを持つとする。素線及び素線部ヘリウムのみ温度上昇するものとし、素線の非銅部比熱は、銅の半分とした。銅の抵抗率をRRR=100、B=12T相当の値とし、磁場に依存しないものとした。ヘリウムの物性値は6atmの値を採用し、圧力変化や端部からの流出等は考慮しないものとする。クエンチ発生後遮断時間開始までの時間は1sと仮定した。コイル電圧は最大でも20kV以下とし、保護方式を検討した。

##### 1) CSコイル (PF4~PF7) 温度上昇

図3.5.3にCSコイルのホットスポット温度計算結果を示す。電流は40kAを想定し、PF4~7を同時遮断するものとした。温度上昇を150K以下にするための時定数は3.7s以下となる。PF5(6)のインダクタンスは0.88Hで、コイル発生電圧は9.5kVである。以上より、表3.5.1に示されるようなCSコイルの保護方式を採用する。

保護回路	CS 1個毎に保護回路設置（全CS同時遮断）
接地	片端接地
保護抵抗	0.24Ω
時定数	3.7s
最大温度	150K
最大電圧	9.5kV
遮断遅れ	1秒
誘起電圧	PF1:1.9kV、PF2:1.0kV、PF3:2.2kV、PF8:1.7kV、PF9:1.1kV、PF10:2.2kV

表3.5.1 CSコイルの保護方式

## 2) EFコイル (PF1~3、8~10) 温度上昇

図3.5.4にEFコイルのホットスポット温度計算結果を示す。電流は40kAを想定し、PF1、10は同時遮断、PF2、3、8、9は単独遮断とした。EFコイルの保護方法を表3.5.2に示す。温度上昇を150K以下にするための時定数は9.1s以下である。コイル発生電圧はそれぞれPF1:7.3kV、PF2:1.6kV、PF3:1.7kV、PF8:2.1kV、PF9:2.2kV、PF10:9.2kVとなりすべて10kV以下である。これは時定数を最大（コイル電圧を最小）にした時の保護抵抗値であり、これは時定数を短くしてコイル電圧を増加させれば変化する。

保護回路	EF1個毎に保護回路設置（ただしPF1,10は同時遮断）
接地	片端接地
保護抵抗	PF1:0.18Ω、PF2:0.04Ω、PF3:0.04Ω、PF8:0.05Ω、 PF9:0.06Ω、PF10:0.23Ω
時定数	9.0s
最大温度	150K以下
最大電圧	9.2kV以下
遮断遅れ	1秒
遮断時の	PF1、PF10:9.5秒以下
最大時定数	PF2,3,8,9:9.1秒以下

表3.5.2 EFコイルの保護方式

遮断前の系のエネルギーから遮断後の系のエネルギーを差し引いた値が、すべて放電抵抗にて吸収されたとした時のエネルギー、放電抵抗値（和）、発生電圧を表3.5.3に示す。ただし、PF4~7は同時遮断、PF1、10は同時遮断、PF2、3、8、9は単独遮断とした。

	最大時定数 $\tau$ (s)	放電抵抗吸収 $I_{\text{吸}} - E$ (GJ)	遮断回路の放電抵抗の和 $R$ (Ω)	遮断コイル発生電圧 $V$ (kV)	他コイルへの誘起電圧 $V'$ (kV)
PF4~7 同時遮断	3.7	4.008	1.354 (PF6: 0.355)	14.2 (PF6)	2.18 (PF10)
PF1~10 同時遮断	9.5	4.866	0.640 (PF1: 0.355)	14.2 (PF10)	1.45 (PF9)
PF2 単独遮断	9.1	0.997	0.137	5.5	0.79 (PF1)
PF3 単独遮断	9.1	0.754	0.104	4.1	0.40 (PF4)
PF8 単独遮断	9.1	0.925	0.127	5.1	0.45 (PF7)
PF9 単独遮断	9.1	1.290	0.177	7.1	1.10 (PF10)

表3.5.3 PFコイル遮断時の抵抗吸収エネルギー、放電抵抗、発生電圧

## 3.5.3 保護回路

超伝導コイルが何らかの原因により、クエンチした場合にはコイルの蓄積エネルギーを保護抵抗器に消費させるものとする。CSコイルを遮断する場合は各CSコイルの電流が別々に時間変化するため、遮断時の電流変化も一様ではない。またカップリングが強いので1個だけ遮断することも難しい。そこで全コイル同時遮断とする。

保護装置は、電源と同様に1コイルにつき保護装置を1台設置する。保護装置は、コイルと直列に接続し、電流を通電及び遮断する直流遮断器とコイルの蓄積エネルギーを吸収する保護抵抗器から構成される。

直流遮断部の断路器に電流を流しておき、クエンチが発生した場合、断路器を開き、真空遮断器に電流を転流させたあとコンデンサを放電し、直流遮断部の電流を遮断して保護抵抗器に電流を転流させ、コイルのエネルギーを消費させるものである。

### (1) 保護方式

保護回路は以下の条件で検討を行った。

#### 保護回路条件

遮断電流	40kA
定格電圧	12kV (PPS1 )
	6kV (PPS2,3,8 )
	14kV (PPS4~7 )
	6kV (PPS9 )
	14kV (PPS10 )
保護抵抗器	0.3Ω (PPS1 )
	0.15Ω (PPS2,3,8 )
	0.35Ω (PPS4~7 )
	0.2Ω (PPS9 )
	0.15Ω (PPS10 )
遅れ時間	1秒以下

### (2) 機器仕様

表3. 5. 4に保護装置（直流遮断器）の機器仕様を示す。保護装置に必要な冷却水量及び機器重量の合計は、冷却水量：240l/min、重量：114トンとなる。

クエンチ保護装置用直流遮断器は、PF1コイル当たり高さ2400mm、奥行き2000mm、幅7400mm必要であり、これが10機設置できるスペースが必要である。

### (3) 保護抵抗器

保護抵抗器で吸収するコイルエネルギーは、自己インダクタンス分以外に他のポロイダルコイルとの相互インダクタンス分を考慮する必要がある。ポロイダルコイル用保護抵抗器の構成例を表3. 5. 5に示す。保護抵抗器を小さくするためには、コイル相互間相互インダクタンスに蓄積されるエネルギーの内どの程度保護抵抗器で吸収するかを、回路解析により詳細に検討する必要がある。

## 3.6 配管・配線

### 3. 6. 1 配管本数

表3. 6. 1にコイルの導体、配管本数を示す。CSコイルの配管は、TFコイルとCSコイル間及びCSコイルの内側に合計236本取り付けられる。このうち、TFコイルとCSコイル間の空間には絶縁を施した124本の配管を設置しなければならないが、例えば全ての配管を下側から引き出すものとすれば1本あたりの許容占有長さは最大で101mmとなるのでCSコイル外側には全周に渡って配管が配置されることとなる。配管の絶縁及びサポートを行う空間も必要なので、CSコイルを上下に引き出すことも検討する必要がある。CSコイルは垂直方向への変形が大きいので、配管は垂直方向には摺動する構造にする必要がある。また主半径方向への変位は配管の曲がりで吸収する。EFコイルの配管は合計174本である。EFコイルはTFコイルからサポートされるため、サポートの無いTFコイル間から配管を引き出すことになる。コイルの変位分は配管の曲がりで吸収する。

### 3. 6. 2 配線

PFコイルの配線（コイル-電流リード間接続導体）の電磁力支持は、基本的には+側と-側を相互に固定して打ち消し合う構造とするが、コイル内では相互に打ち消せない範囲もあり、そこで1本を単独に

	品名	用途	員数	仕様	備考
1	直流遮断器	PSS1,4~7 10	8	40kA、12kV (PSS1) 40kA、14kV (PSS1,4~7) 40kA、16kV (PSS10) 断路器：1台/装置 17.5kV、43kA 遮断器：1台/装置 24kV、50kA以上 保護ヒューズ： 24kV、3kA (3パラ) 放電コンデンサ：4.8mF 放電スイッチ	9.5t/台 20 l/min (1台当たり)
		PSS2,3,8,9	4	40kA、6kV (PSS2,3,8) 40kA、8kV (PSS9) 断路器：1台/装置 12kV、43kA 遮断器：1台/装置 12kV、50kA以上 保護ヒューズ： 12kV、3kA (3パラ) 放電コンデンサ：4.8mF 放電スイッチ	9.5t/台 20 l/min (1台当たり)

保護装置に必要な冷却水量及び機器重量の合計を以下に示す。

①冷却水量 : 240 l/min

②重量 : 114 t

表3.5.4 保護装置(直流遮断器)の機器仕様

No	コイル名	保護抵抗	吸収エネルギー	使用抵抗ユニット (接続方法)	吸収エネルギー	保護抵抗器寸法(m)	備考
1	C S (PF4)	0.45Ω	0.980GJ	4 (7S2P)	1.058GJ	2 × 4 × 4	温度上昇 382 (deg)
2	C S (PF5)	0.35Ω	1.003GJ	4 (7S2P)	1.058GJ	2 × 4 × 4	
3	C S (PF6)	0.35Ω	1.012GJ	4 (7S2P)	1.058GJ	2 × 4 × 4	
4	C S (PF7)	0.35Ω	1.012GJ	4 (7S2P)	1.058GJ	2 × 4 × 4	
5	EF (PF1)	0.30Ω	2.170GJ	2 (6S2P)	1.821GJ	2 × 3 × 4	温度上昇 441 (deg)
6	EF (PF2)	0.15Ω	0.997GJ	2 (3S2P)	0.910GJ	1 × 3 × 4	温度上昇 405 (deg)
7	EF (PF3)	0.15Ω	0.754GJ	3 (3S2P)	0.709GJ	1 × 3 × 4	温度上昇 393 (deg)
8	EF (PF8)	0.15Ω	0.925GJ	2 (3S2P)	0.910GJ	1 × 3 × 4	温度上昇 376 (deg)
9	EF (PF9)	0.20Ω	1.290GJ	2 (4S2P)	1.214GJ	2 × 2 × 4	温度上昇 393 (deg)
10	EF (PF10)	0.40Ω	2.696GJ	2 (8S2P)	2.428GJ	2 × 4 × 4	温度上昇 411 (deg)

表3.5.5 ポロイダルコイル用保護抵抗器の構成例

支持しなければならない。支持方法の例として下記が考えられる。

- ・CSコイルのように空間に余裕のない場合は、配線に沿った形状の支持板をテープングによってコイルに取り付け、配線をこの支持板に密着させる。
  - ・EFコイルのように周りにサポートがある場合にはそこから支持する。
- またCSコイルの場合には、4対の配線が垂直方向に配置されるが、多数の配線と干渉しないように配線及び配管の取り付け位置を検討する必要がある。

コイル	コイル数	DP数/コイル	導体本数/DP	導体本数/コイル	総導体本数	配管数/コイル	総配管数
CSコイル	4	28	1	28	112	59	236
PF1	1	6	2	12	12	27	27
PF2	1	5	2	10	10	23	23
PF3	1	7	2	14	14	31	31
PF8	1	8	2	16	16	35	35
PF9	1	6	2	12	12	27	27
PF10	1	7	2	14	14	31	31
EF合計	6	—	—	—	78	—	174
PF合計	10	—	—	—	190	—	410

\* ただし、配管数/コイルは口出し部、コイル・電流リード間導体分を考慮して  
(導体本数/コイル)×2+3となる。

表3. 6. 1 コイルの導体、配管本数

### 参考文献

[3.1] 栗田源一他、「定常炉心試験装置の設計検討（第2編）－炉心プラズマ物理設計と計測装置－」

JAERI-Research 97-023 (1997)

	R (m)	Z (m)	a (m)	b (m)	ターン数
P F 1	9.500	2.200	0.580	0.500	168
P F 2	7.450	5.210	0.420	0.420	100
P F 3	3.020	5.670	0.580	0.580	196
P F 4	1.6875	3.4725	0.425	2.315	504
P F 5	1.6875	1.1575	0.425	2.315	504
P F 6	1.6875	-1.1575	0.425	2.315	504
P F 7	1.6875	-3.4725	0.425	2.315	504
P F 8	3.020	-5.670	0.580	0.660	224
P F 9	7.450	-5.210	0.420	0.500	120
P F 10	9.500	-2.200	0.580	0.580	196

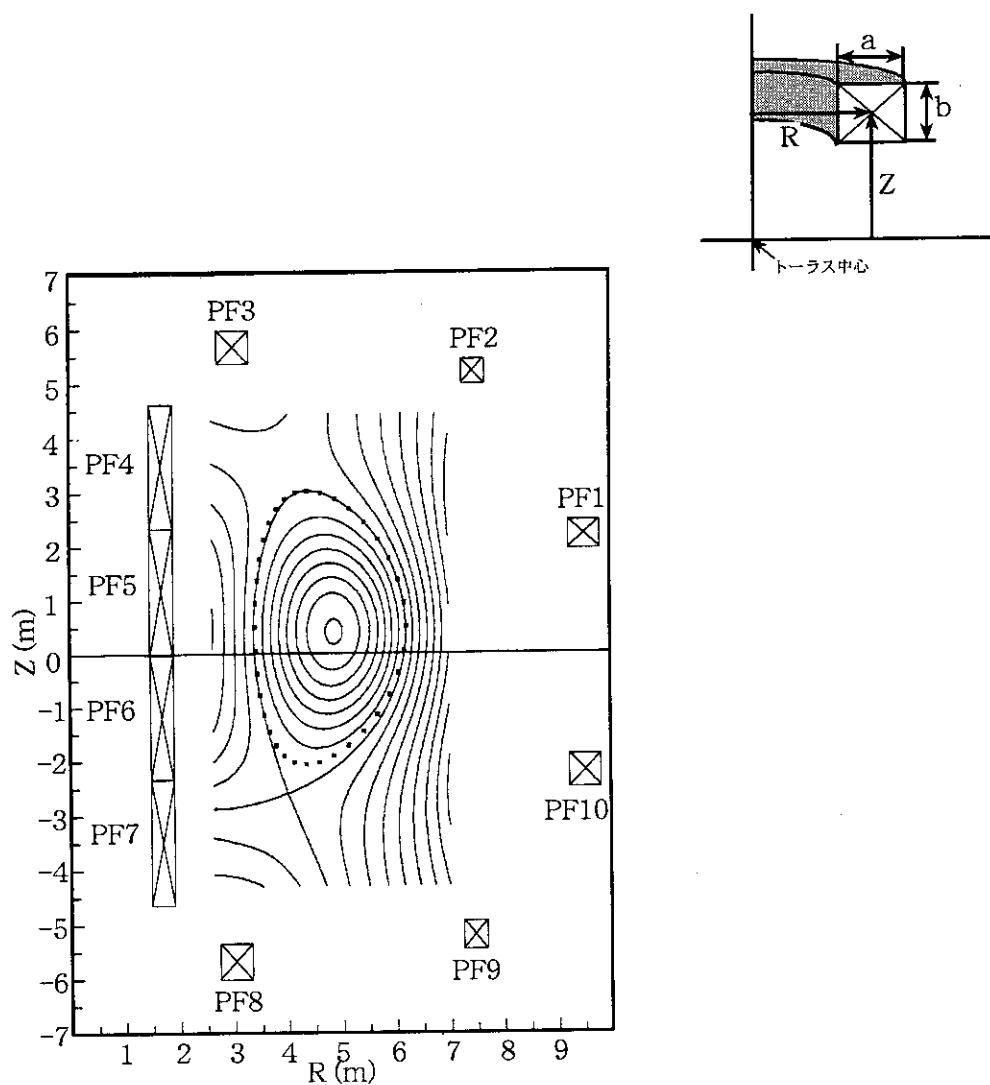
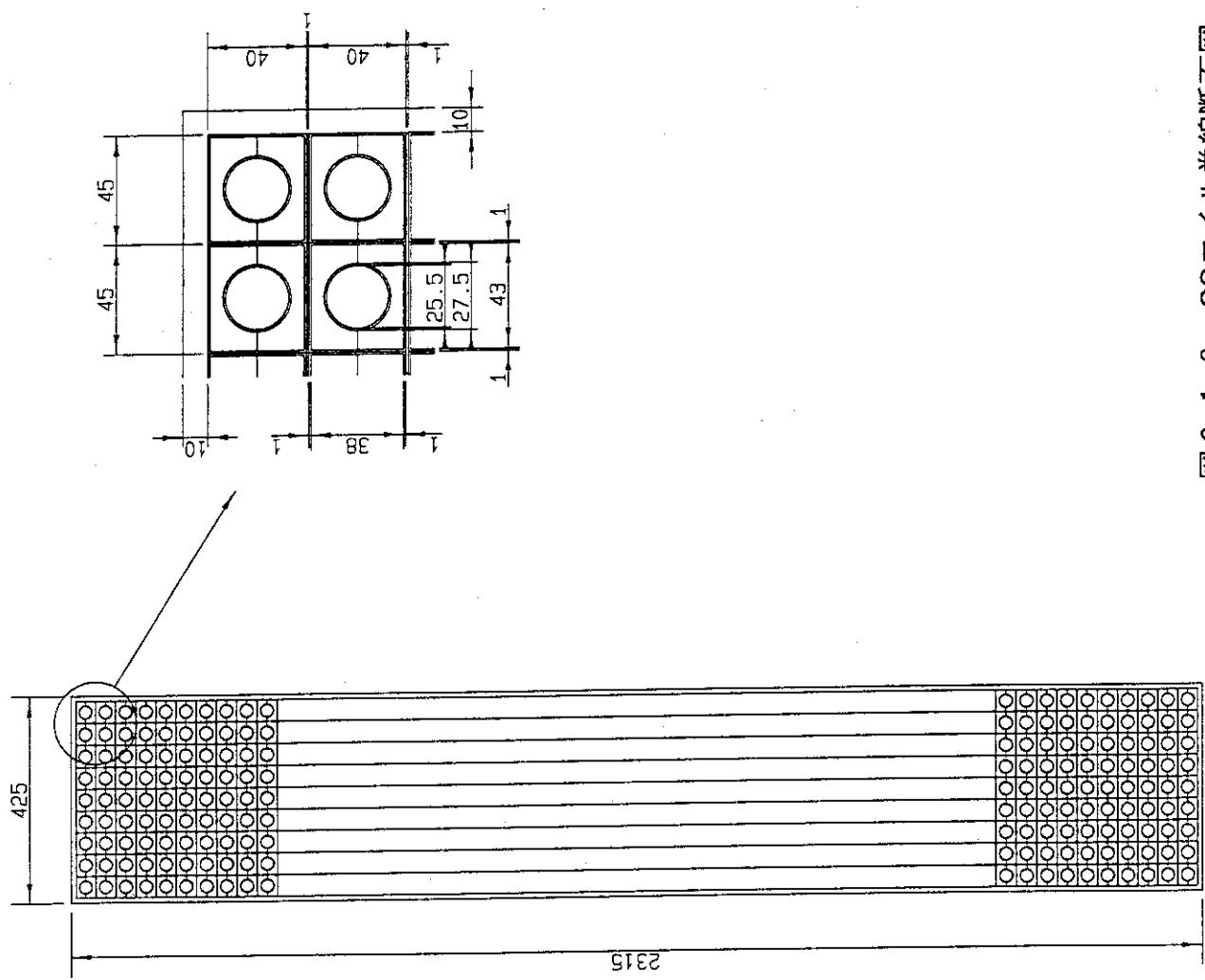


図 3.1.1 ポロイダル磁場コイル系の座標及び配置

図 3.1.2 CSコイル巻線断面図



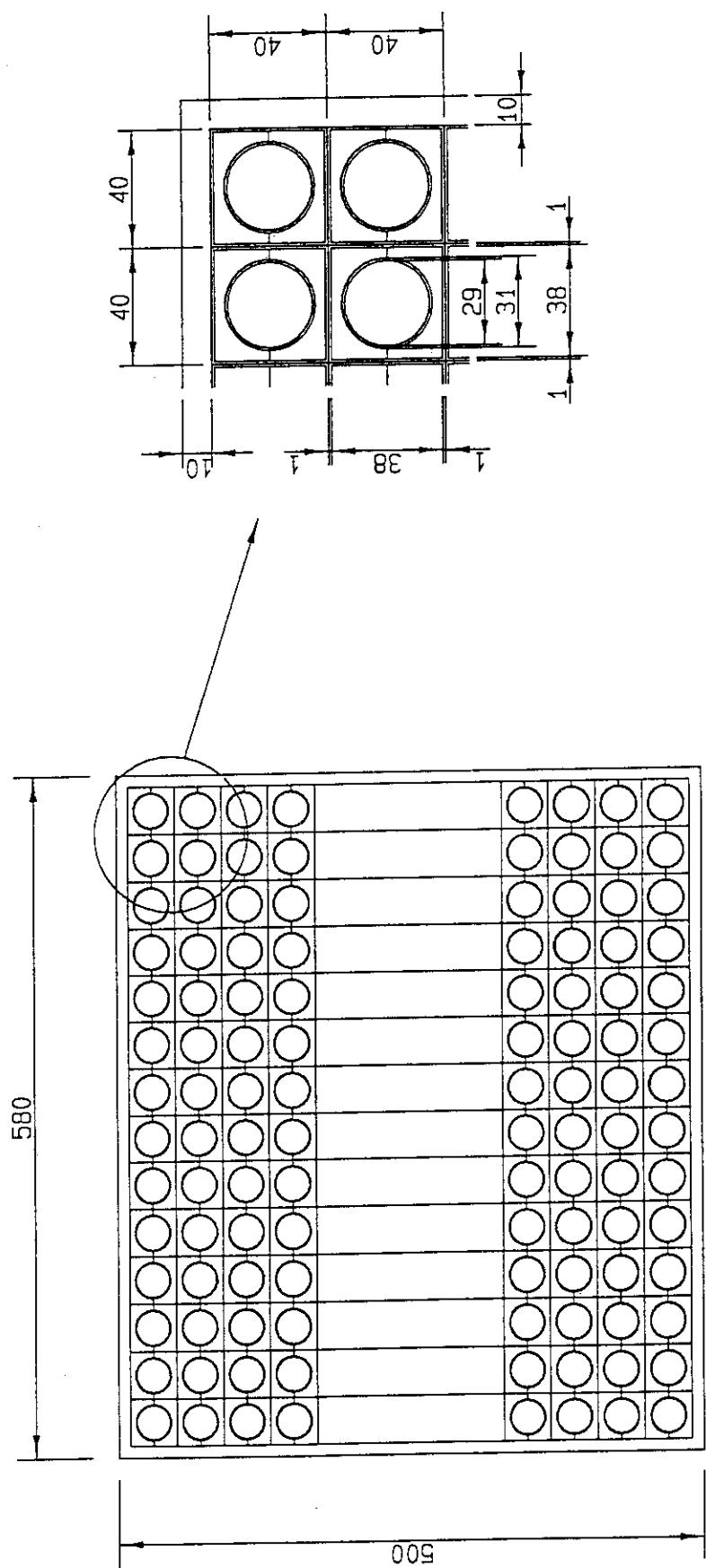


図3.1.3 (1) PF1コイル巻線断面図

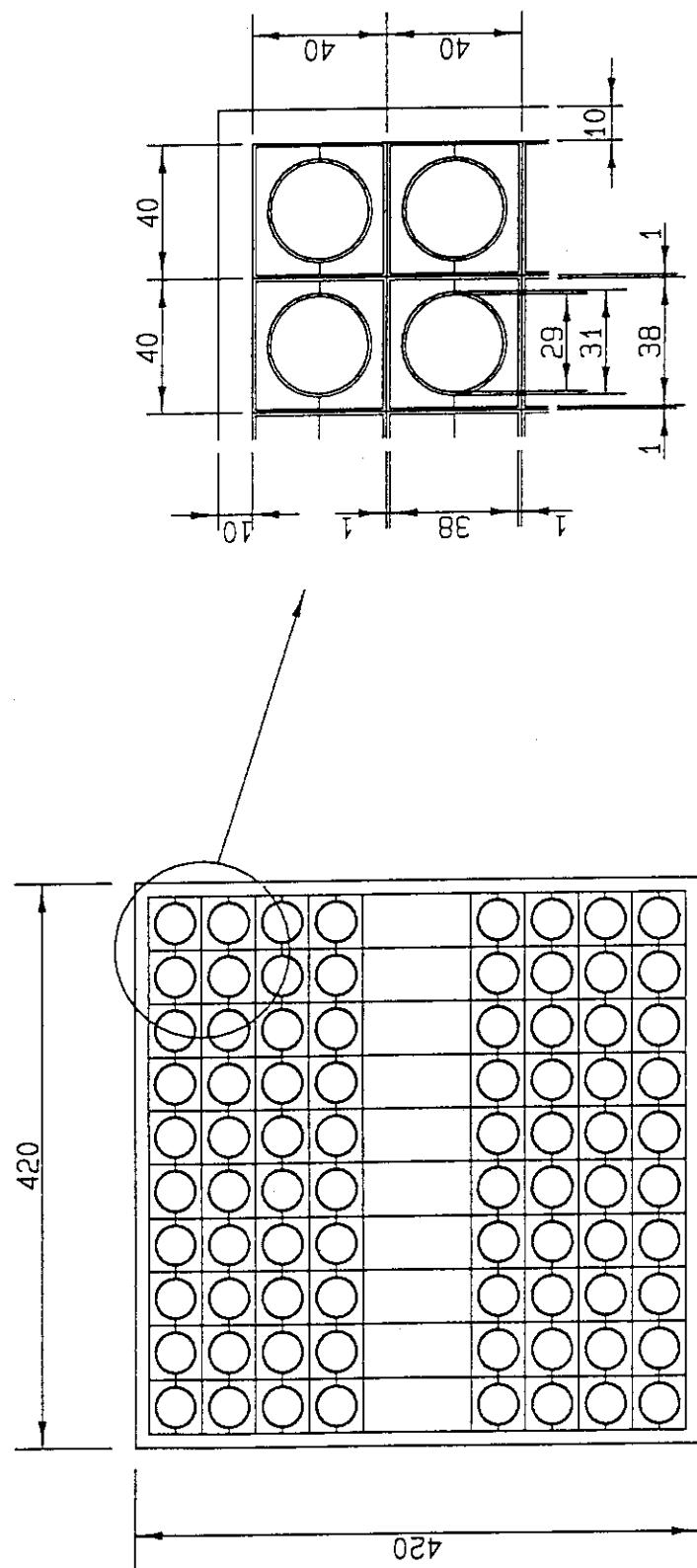


図3.1.3 (2) PF2コイル巻線断面図

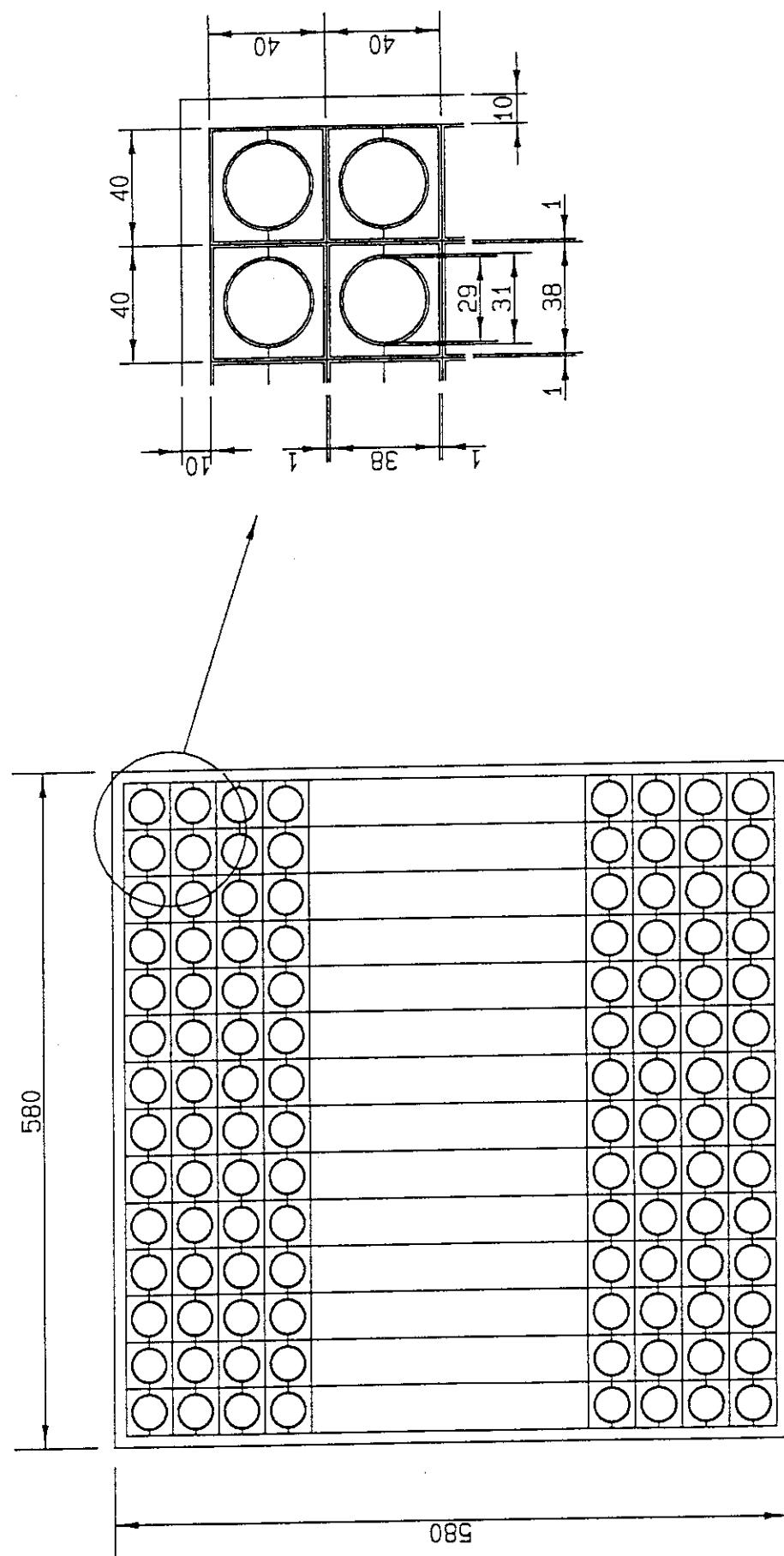


図 3.1.3 (3) PF3コイル巻線断面図

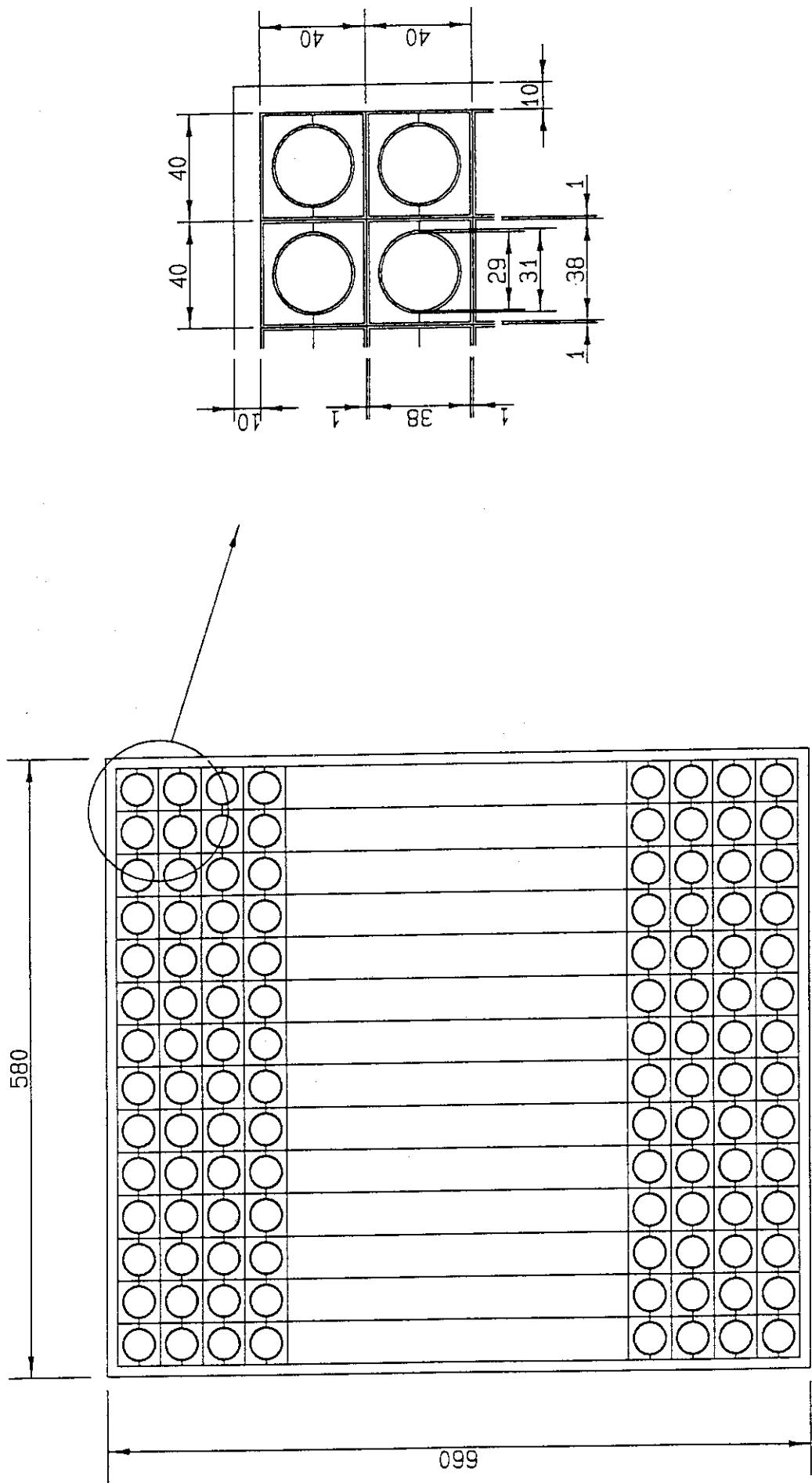


図3.1.3 (4) PF8コイル巻線断面図

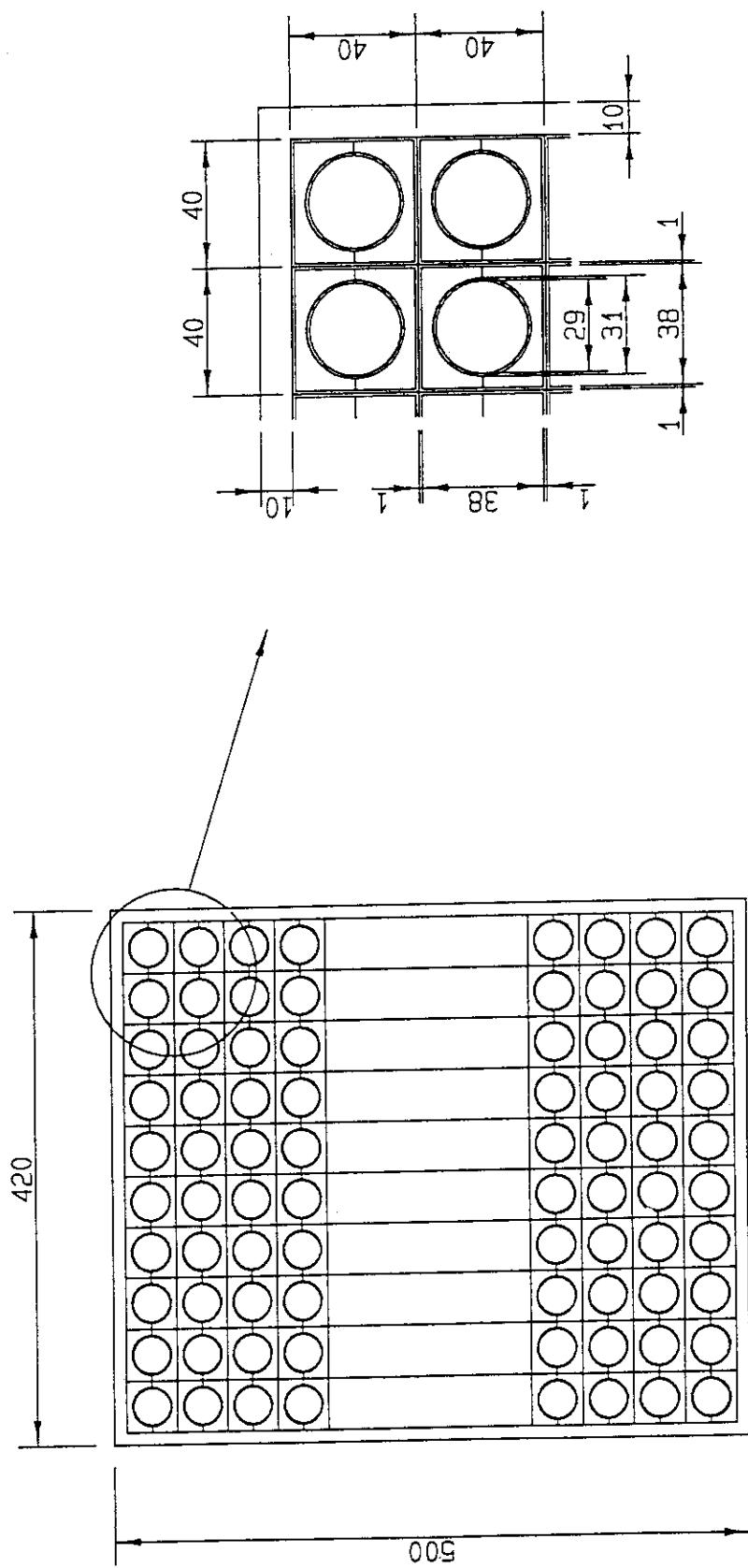


図 3.1.3 (5) PF9コイル巻線断面図

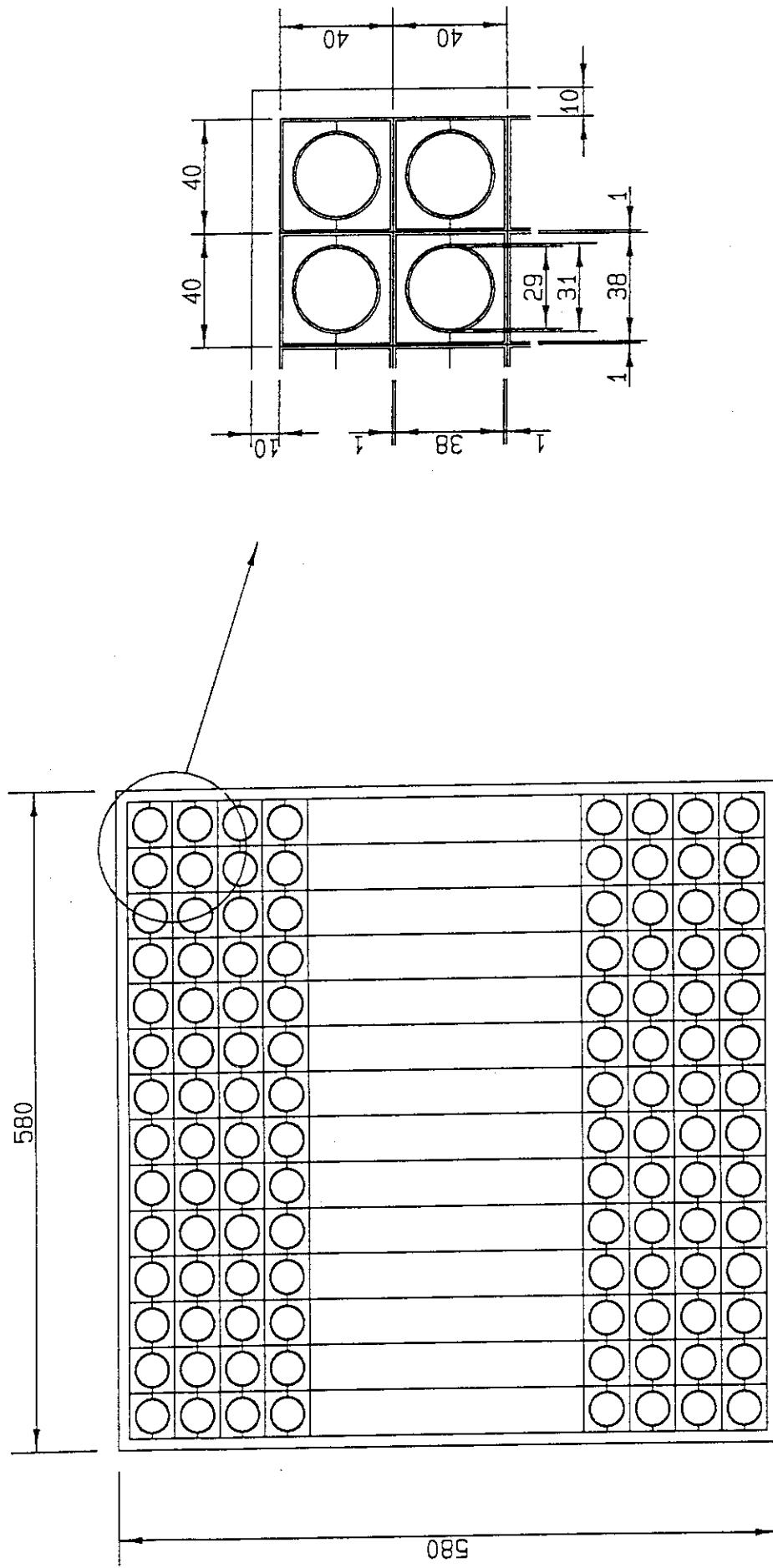


図3.1.3 (6) PF10コイル巻線断面図

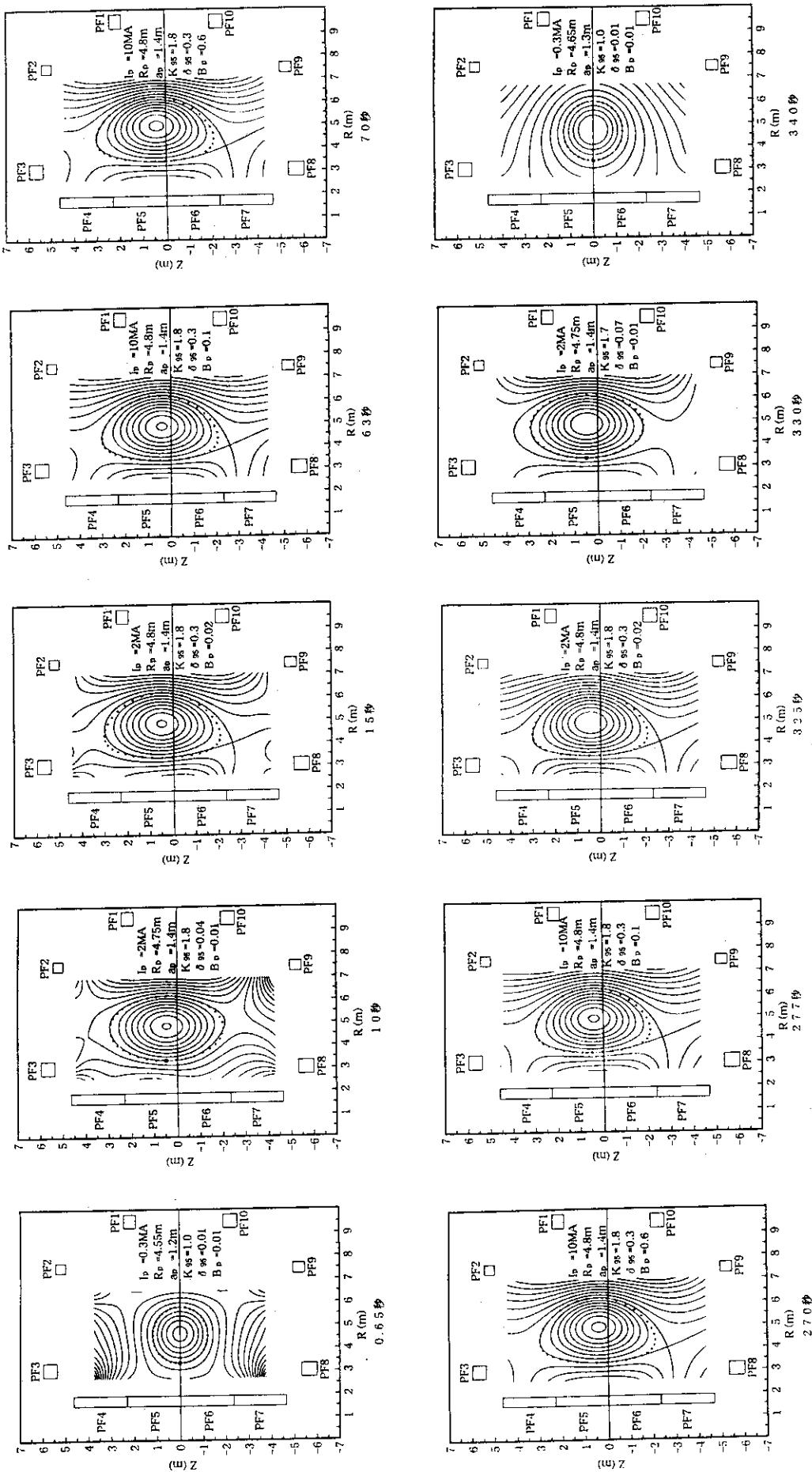


図 3.1.4 (a) 標準放電パルーン (a) の各時刻に於ける平衡配置

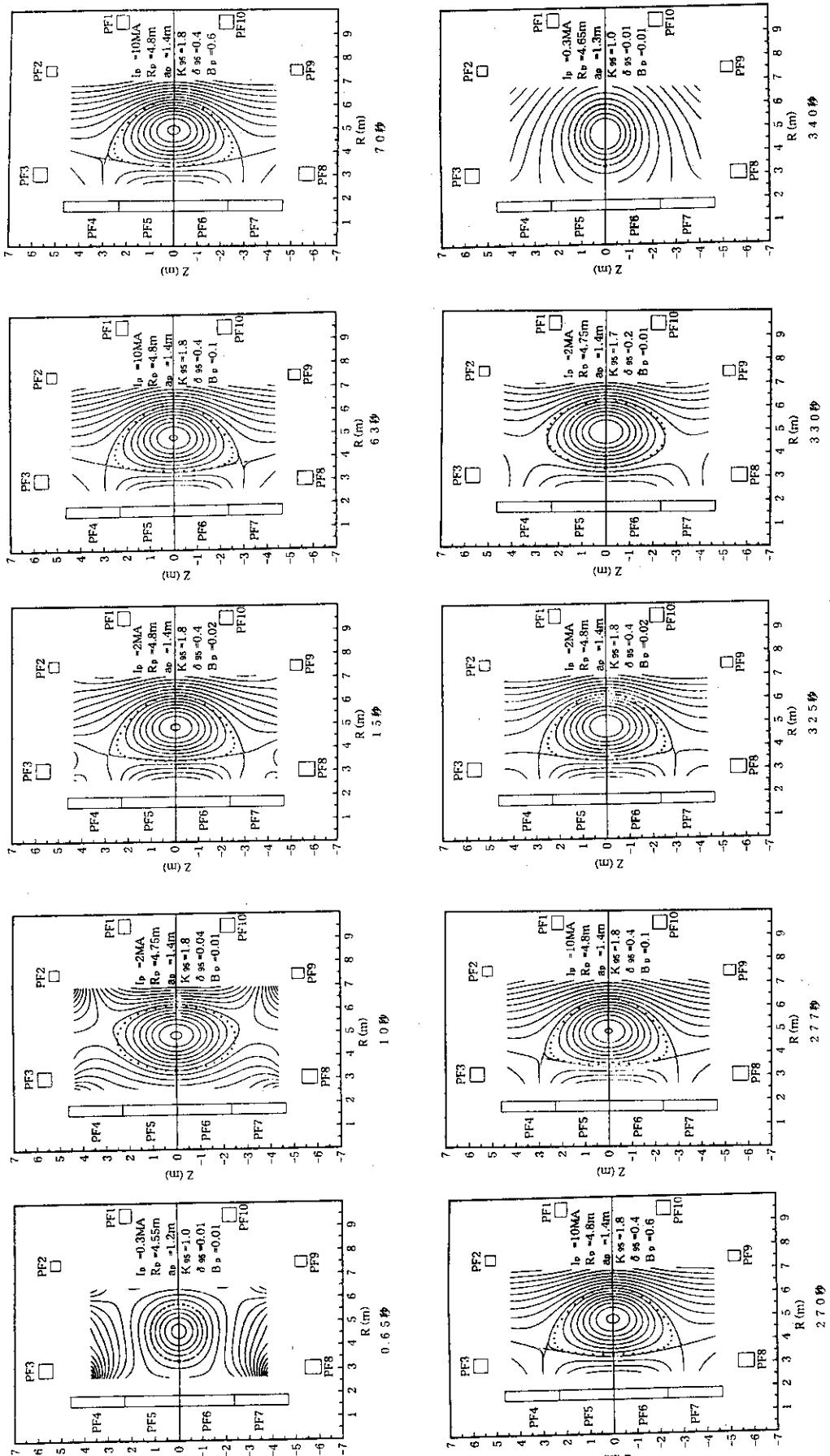


図 3.1.4 (b) 標準放電パターン (b) の各時刻に於ける平衡配位

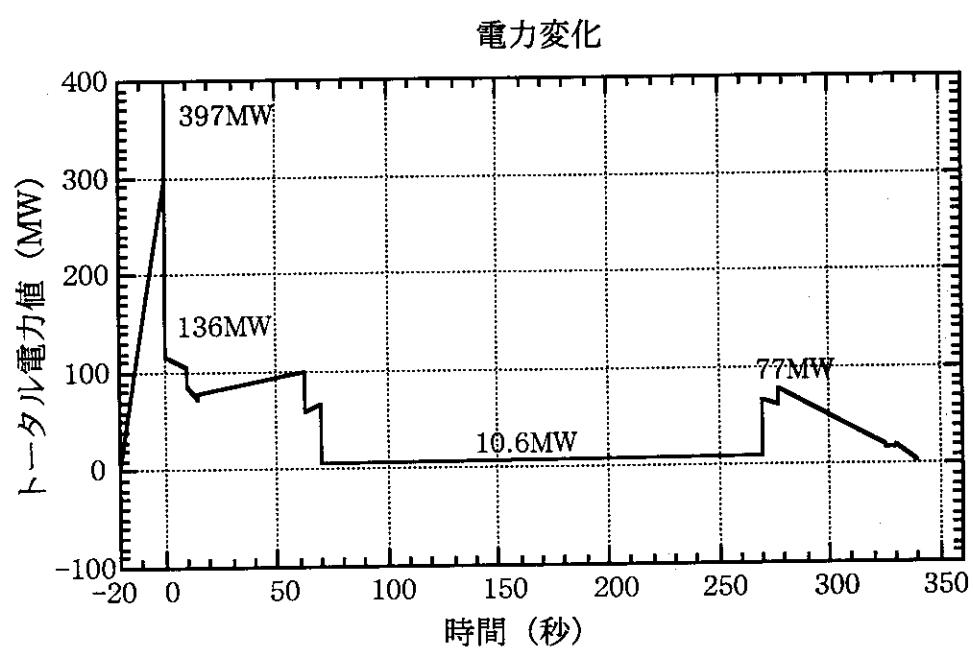
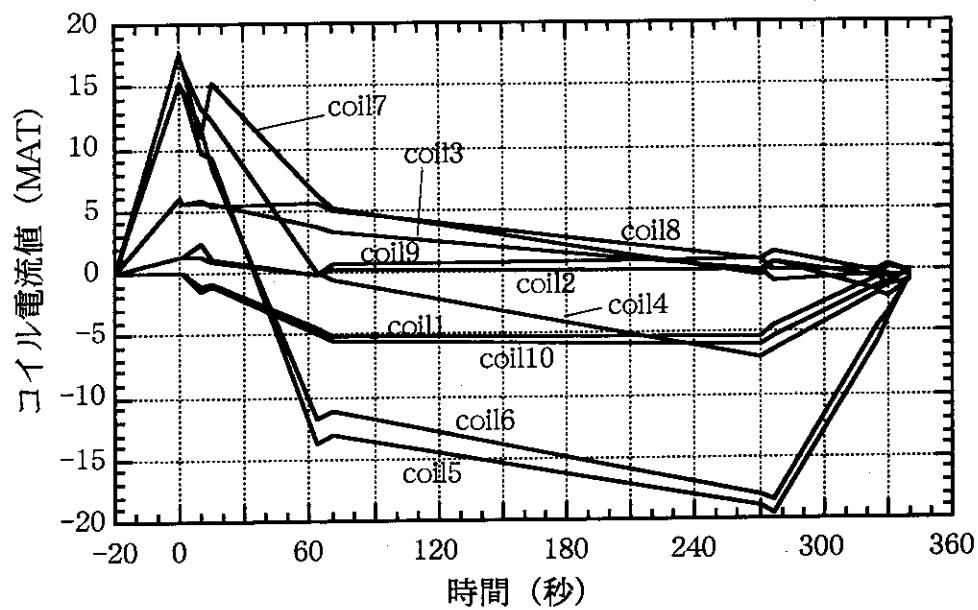


図 3.1.5 各コイルの通電電流波形及び電力変化 (DD/SN時)

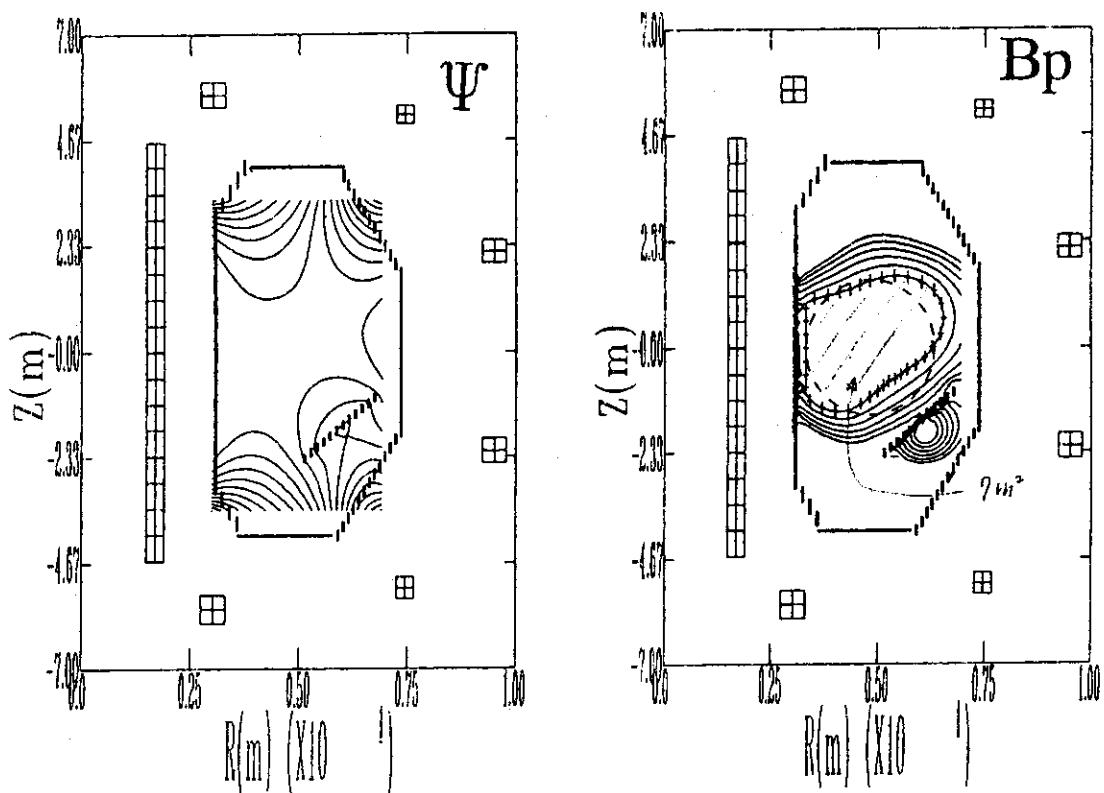


図 3.1.6 (a) 表 3.1.3 の電源電圧を印加した時の容器内の磁束及び磁場分布  
50 ガウス以下の領域は  $7 \text{ m}^2$

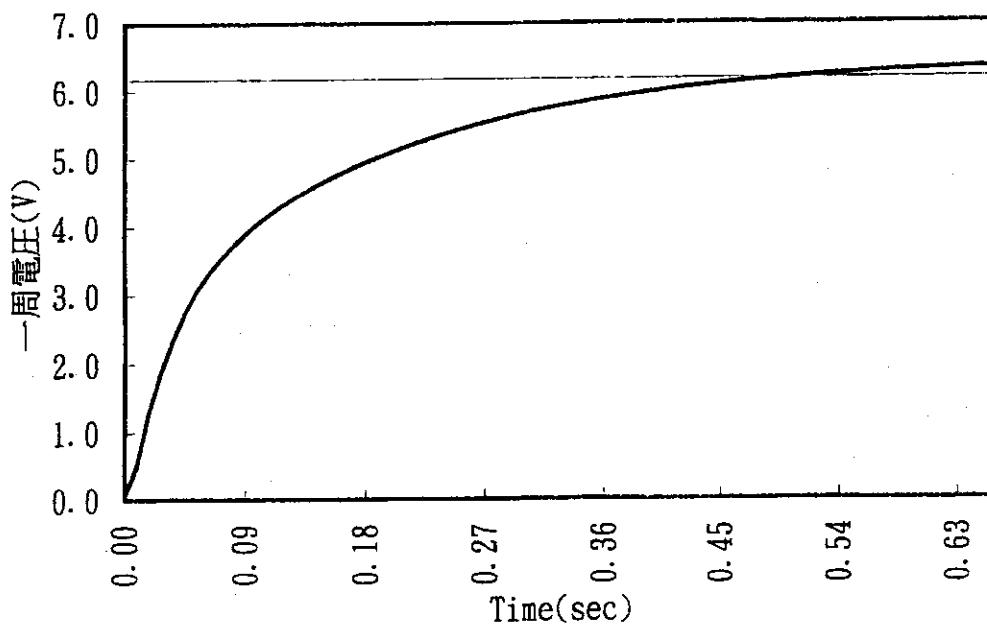


図 3.1.6 (b) 表 3.1.3 の電源電圧を印加した時の一周電圧の時間変化

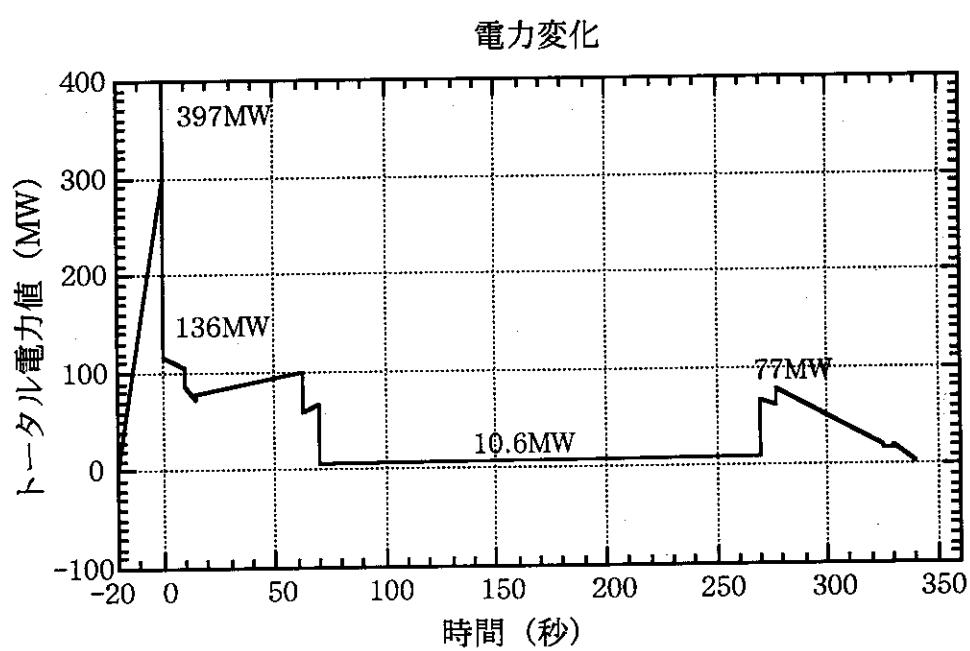
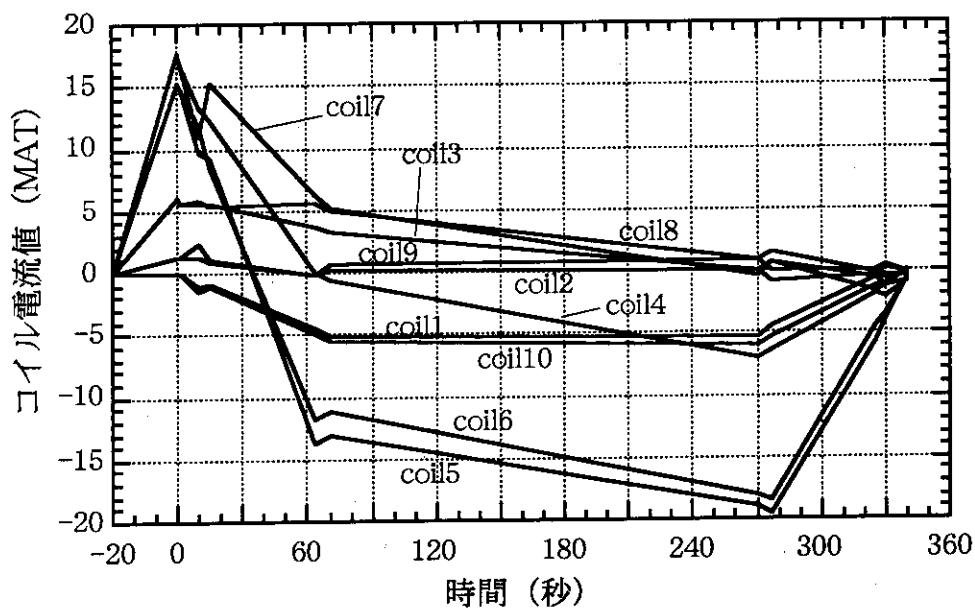


図 3.1.5 各コイルの通電電流波形及び電力変化 (DD/SN時)

上側のグラフが上側支持点、下側のグラフが下側支持点を表す。また、各グラフはコイルの電磁力の和を表し、グラフ上の数字との対応は右上の凡例に示す。

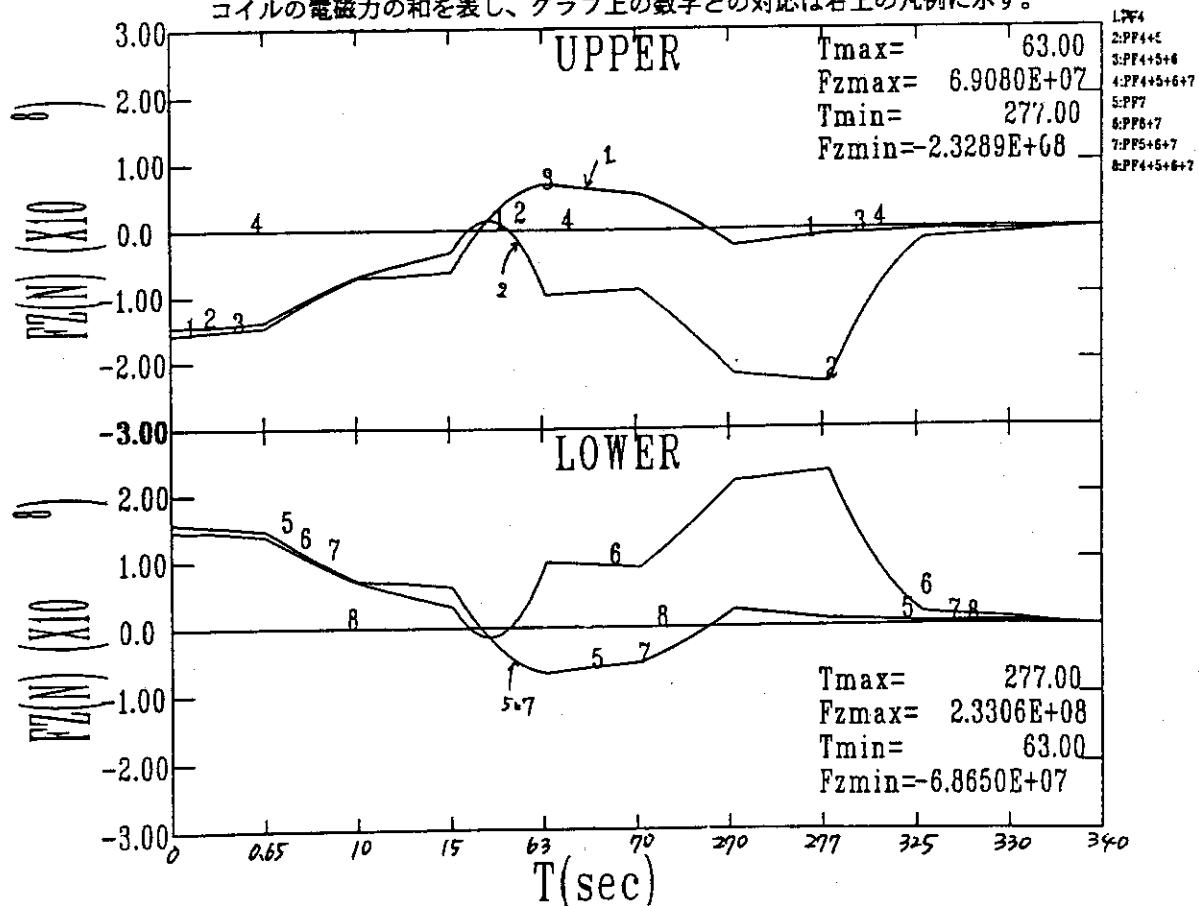


図 3.1.7 標準放電ダブルヌルの場合に各支持点に働く鉛直方向電磁力の時間変化

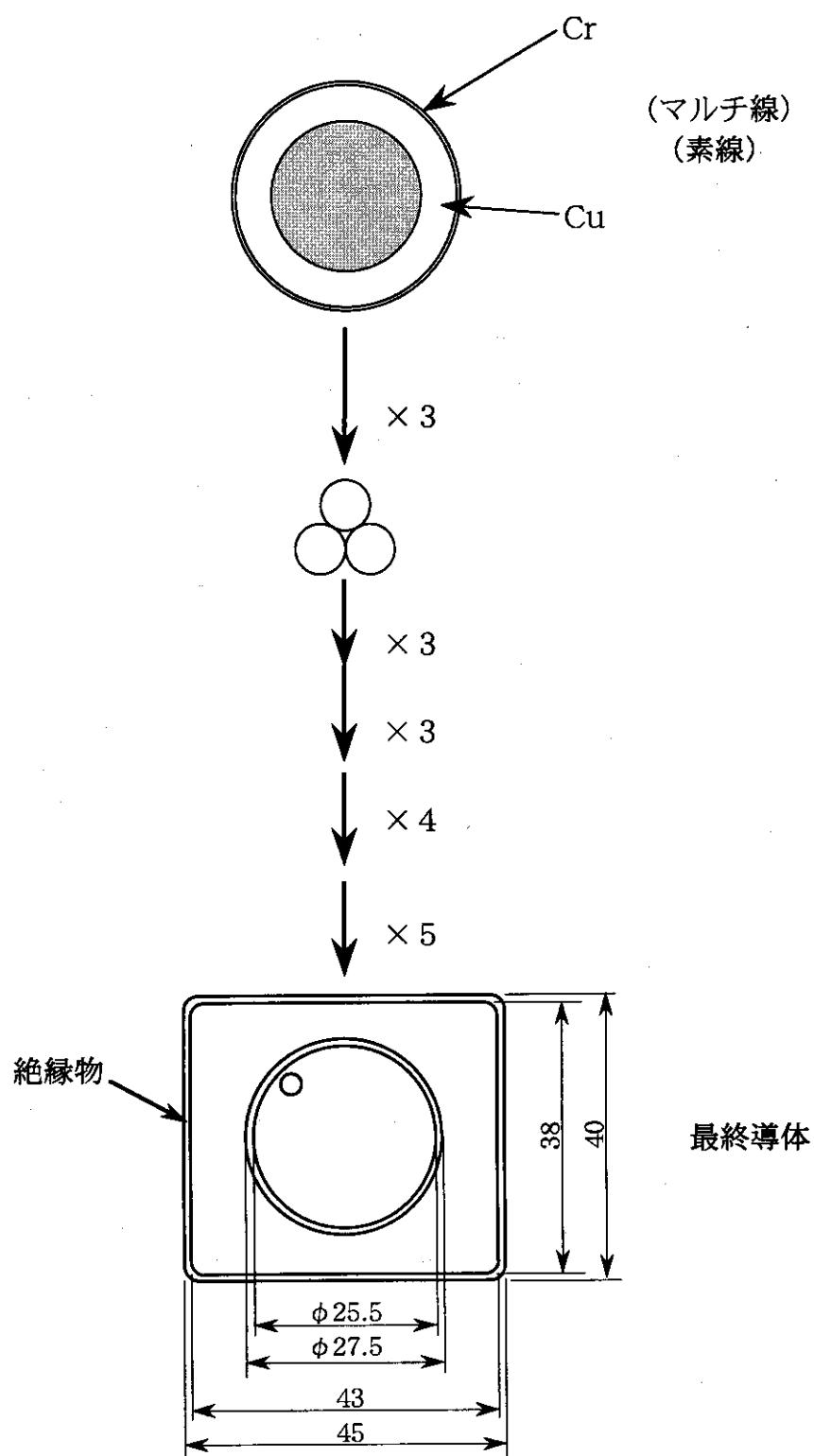


図 3.2.1 CSコイル用超伝導導体構成図

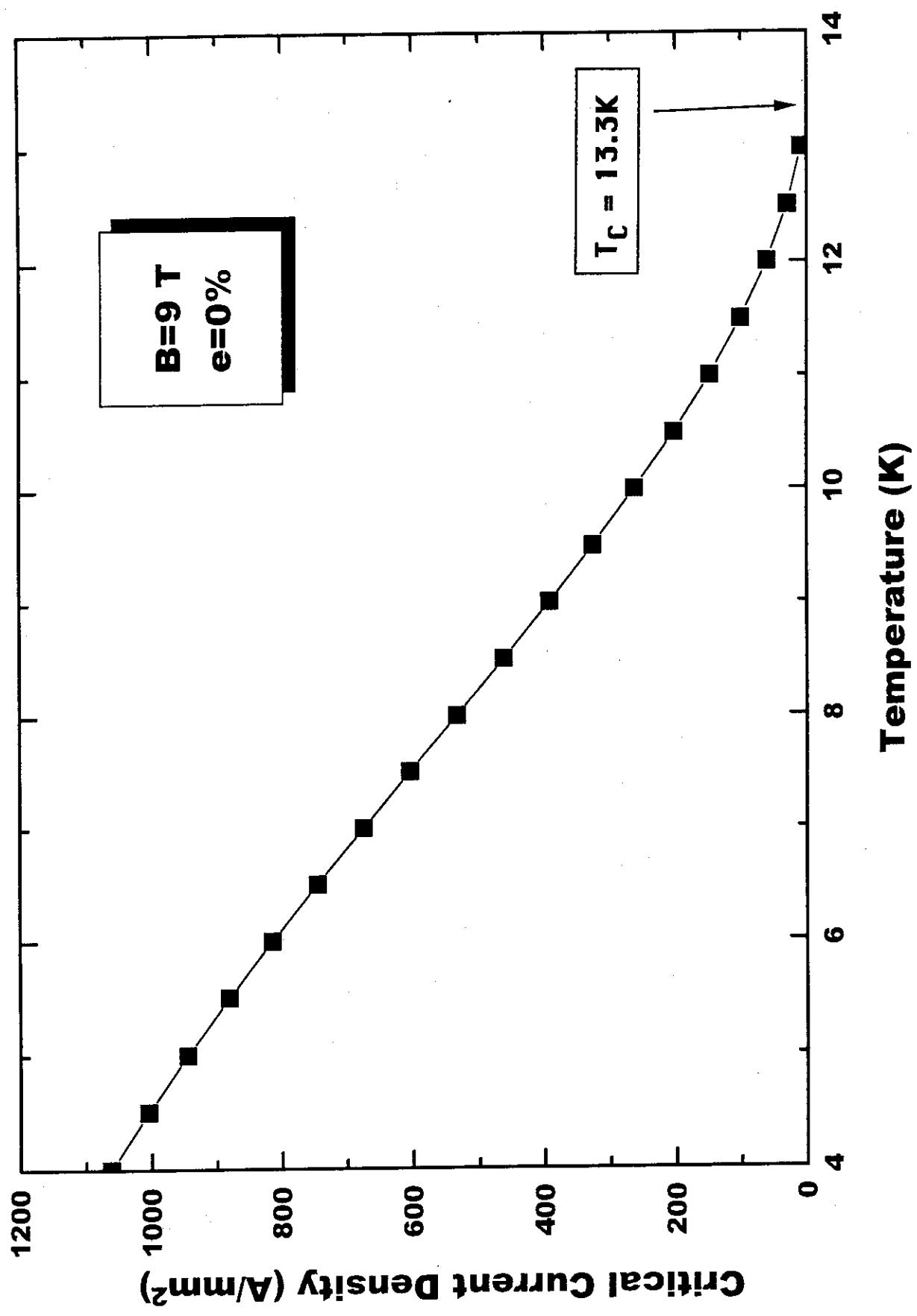


図3. 2. 2 9Tにおける $(NbTi)_3Sn$ の臨界電流密度の温度依存性

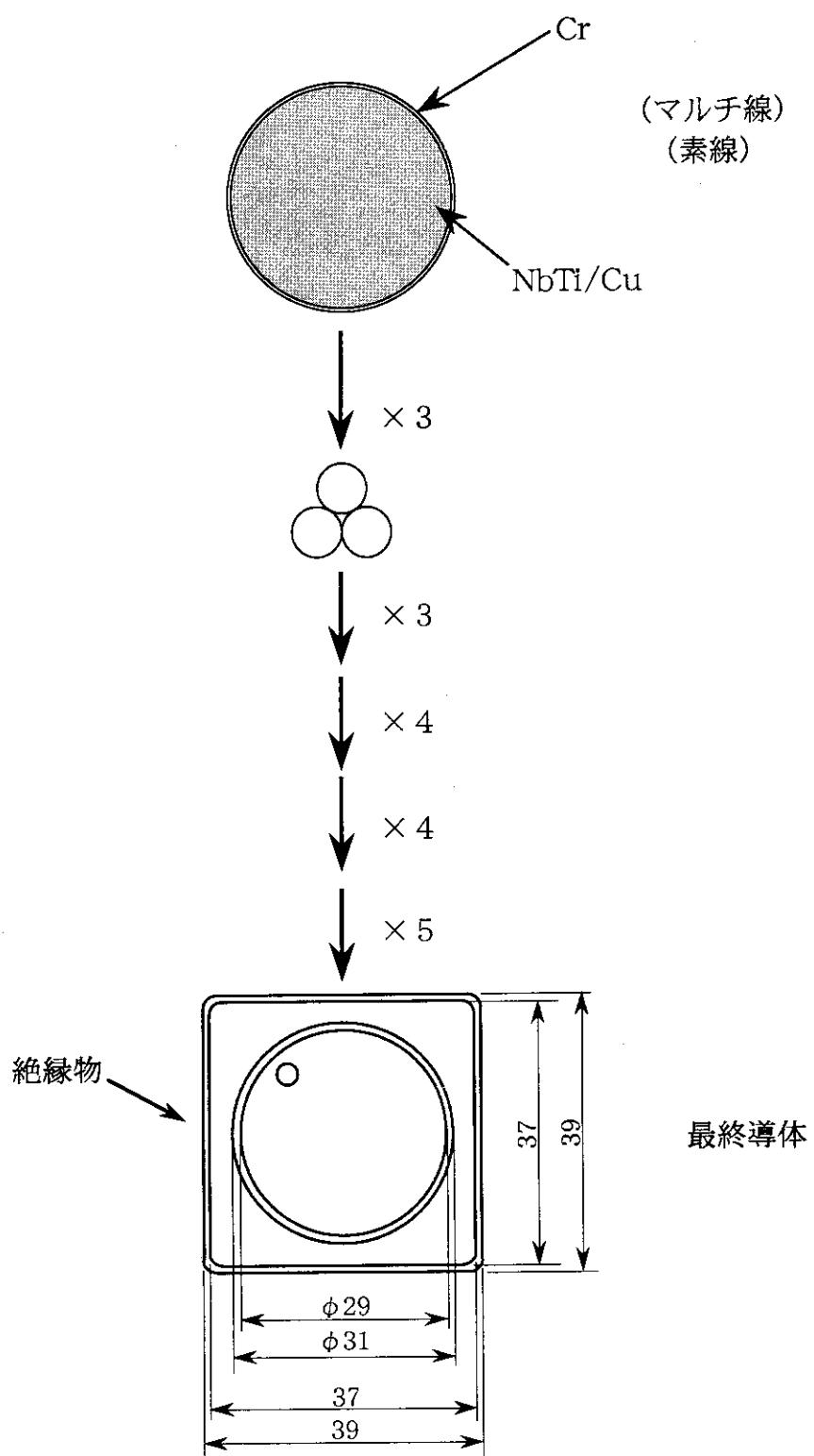


図 3.2.3 EFコイル用超伝導導体構成図

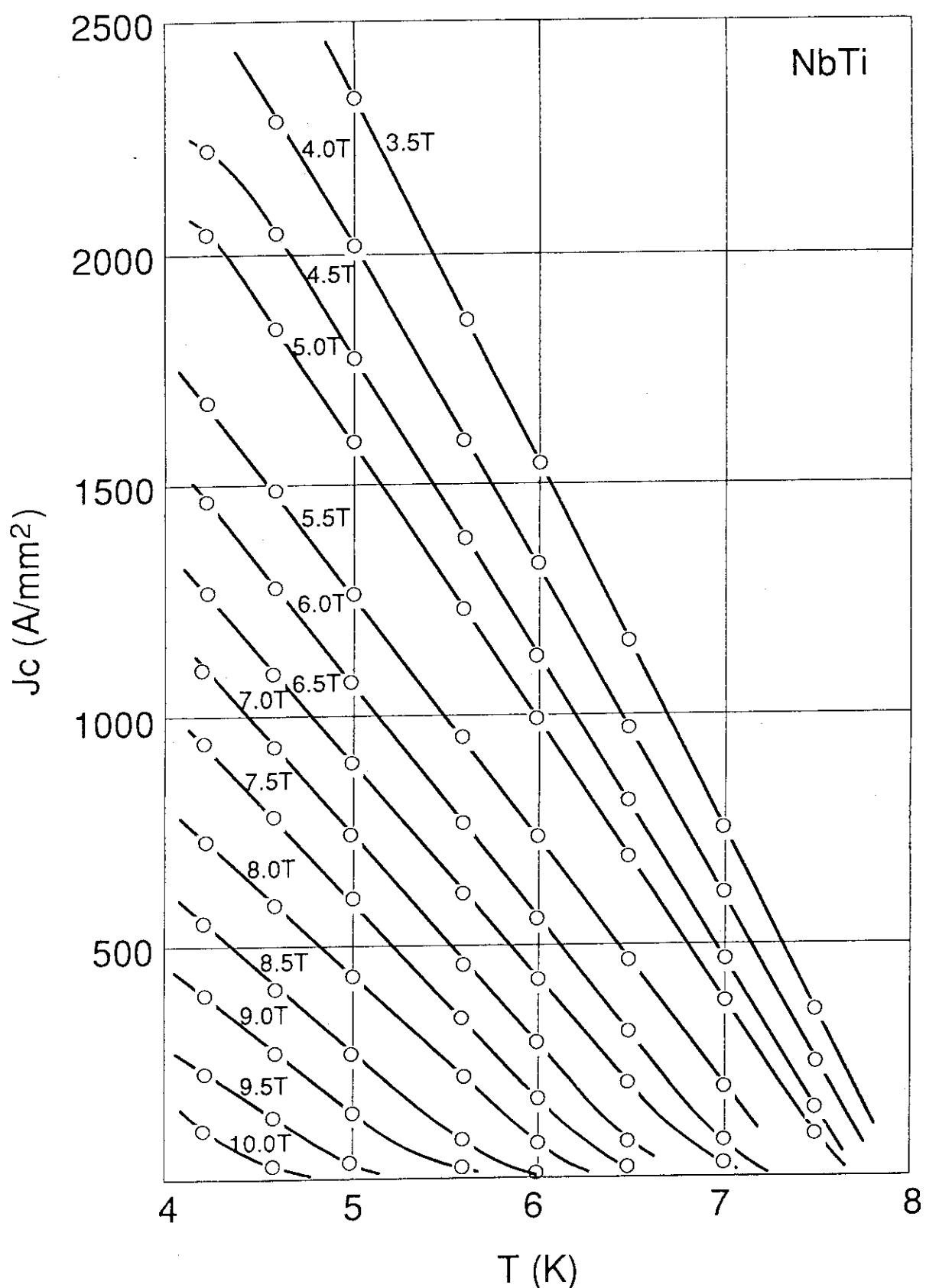


図 3.2.4 NbTi導体の臨界電流密度の温度依存

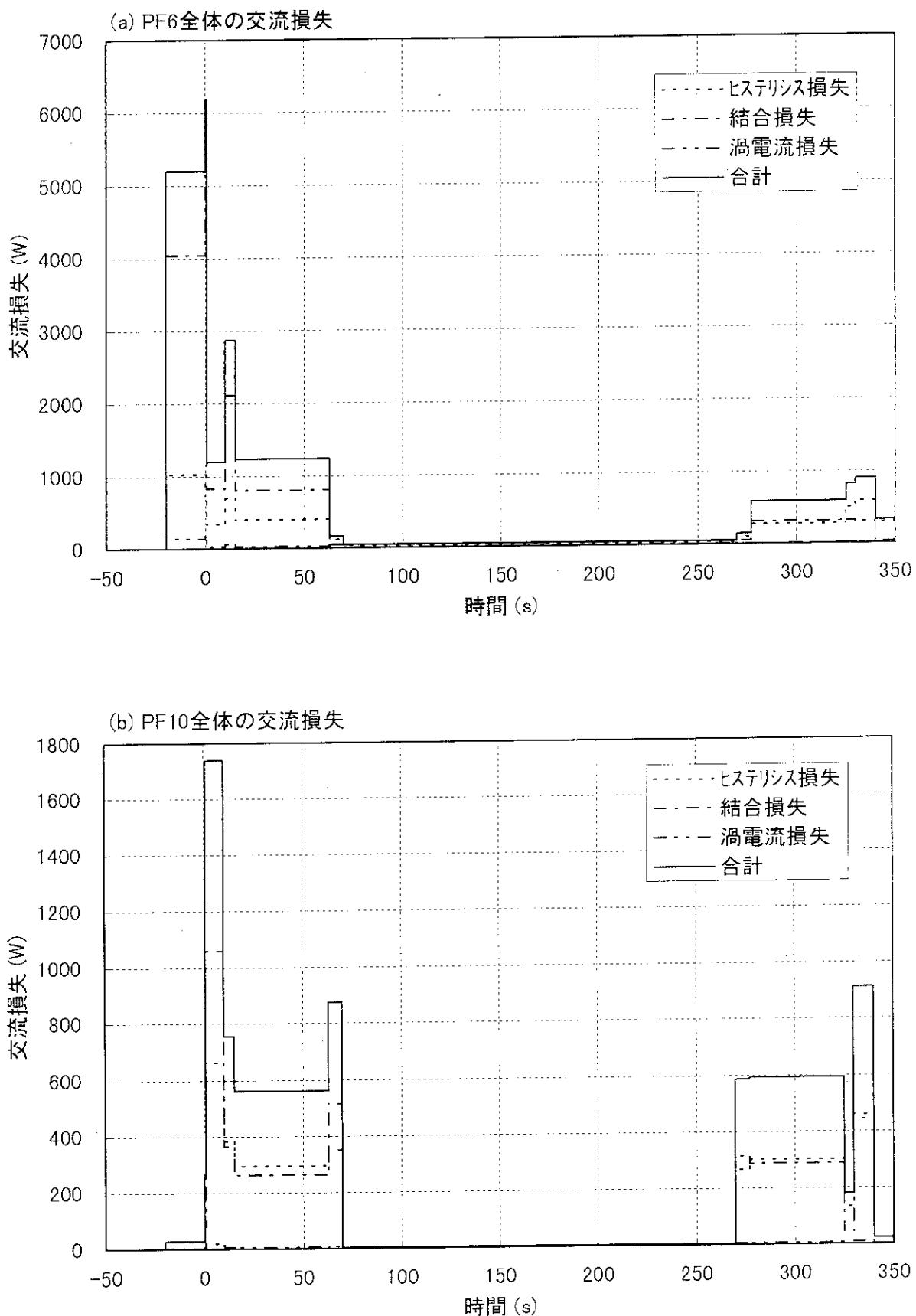


図 3.2.5 DD/SNにおけるPF6及びPF10の交流損失の時間変化

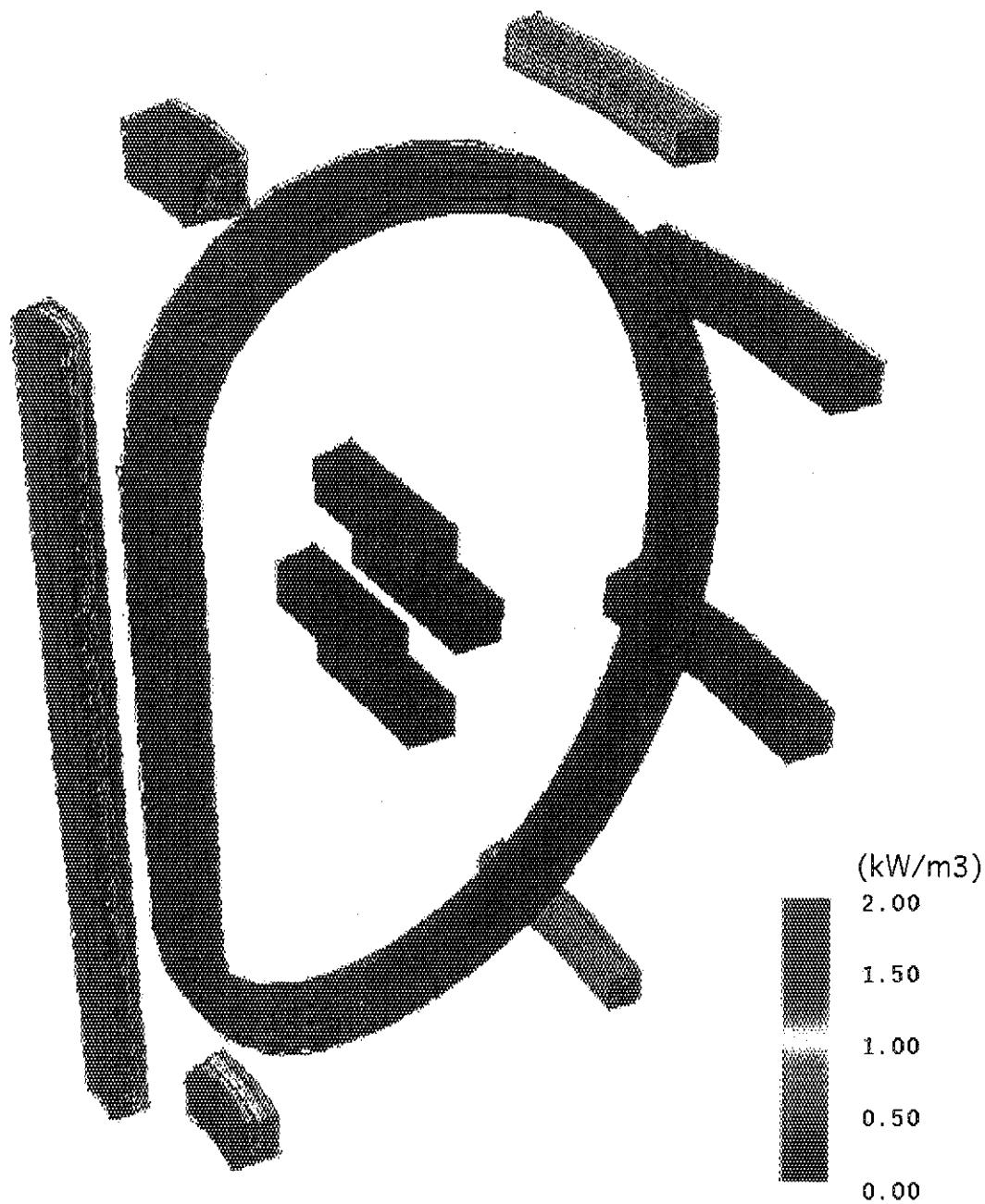


図3.2.6 卷線部平均交流損失密度（時刻0～0.65秒）

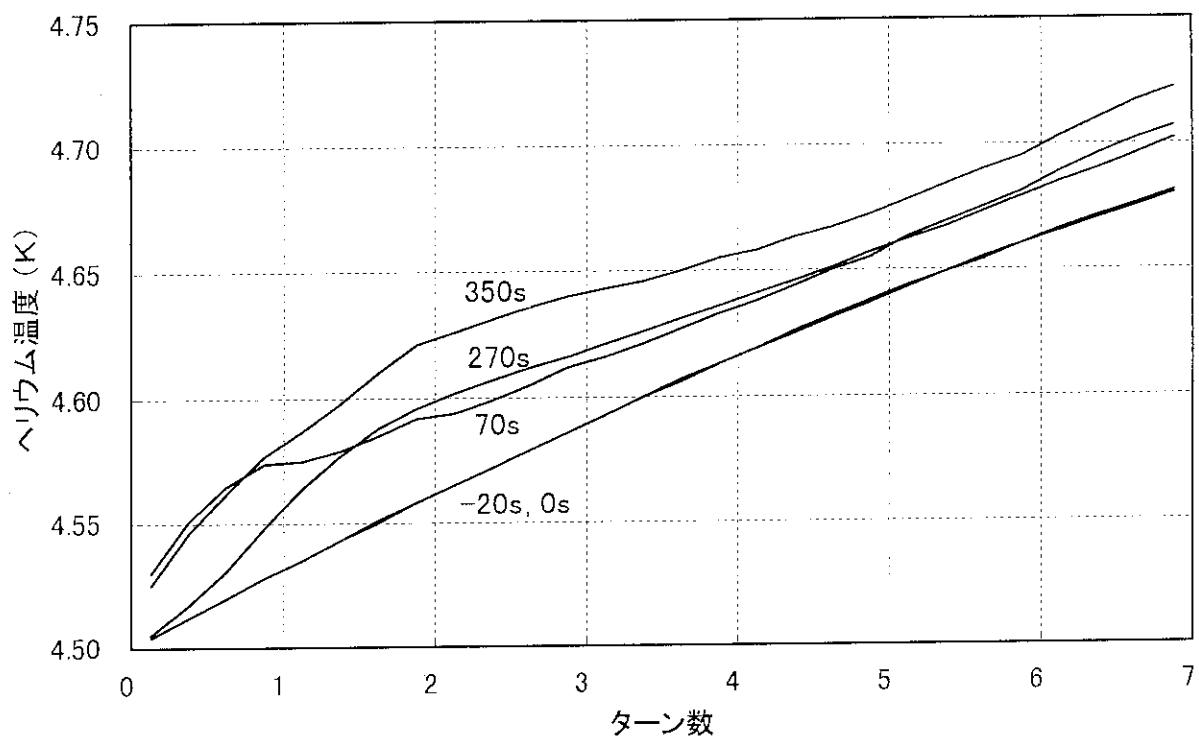


図 3.2.7 PF1内のヘリウム温度分布

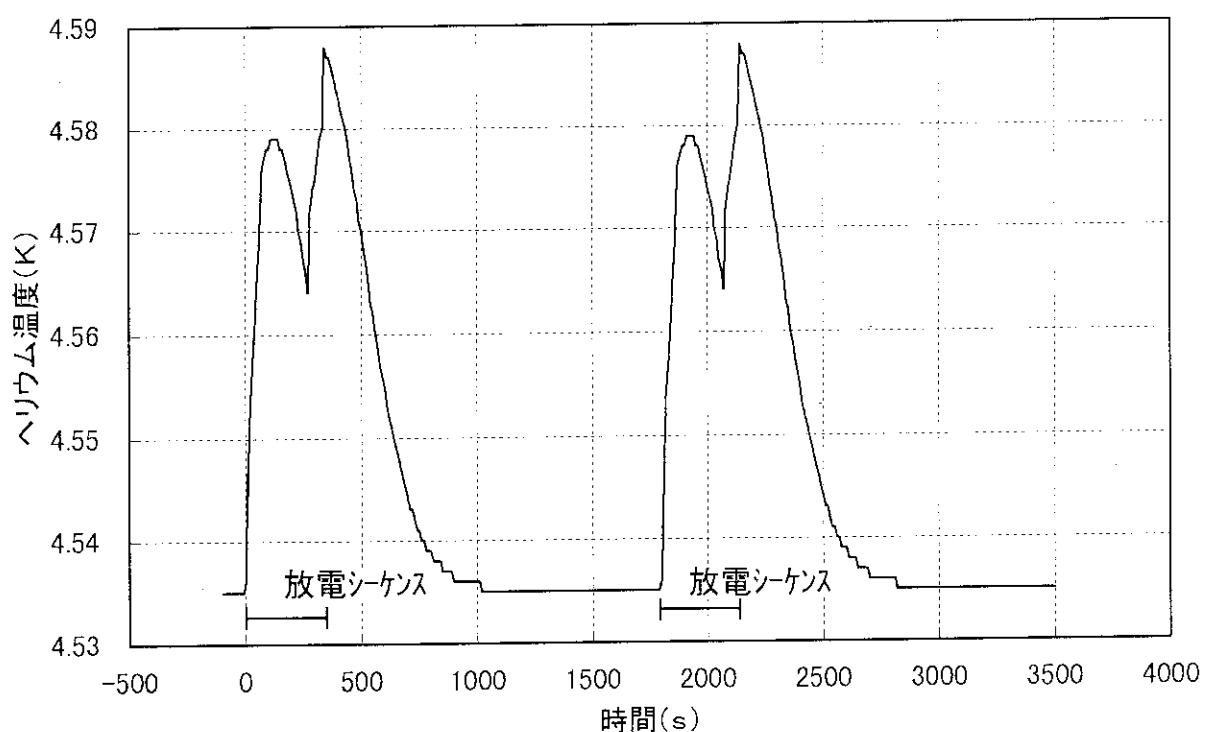


図 3.2.8 PF1コイル第 1 ターンのヘリウム温度時間変化

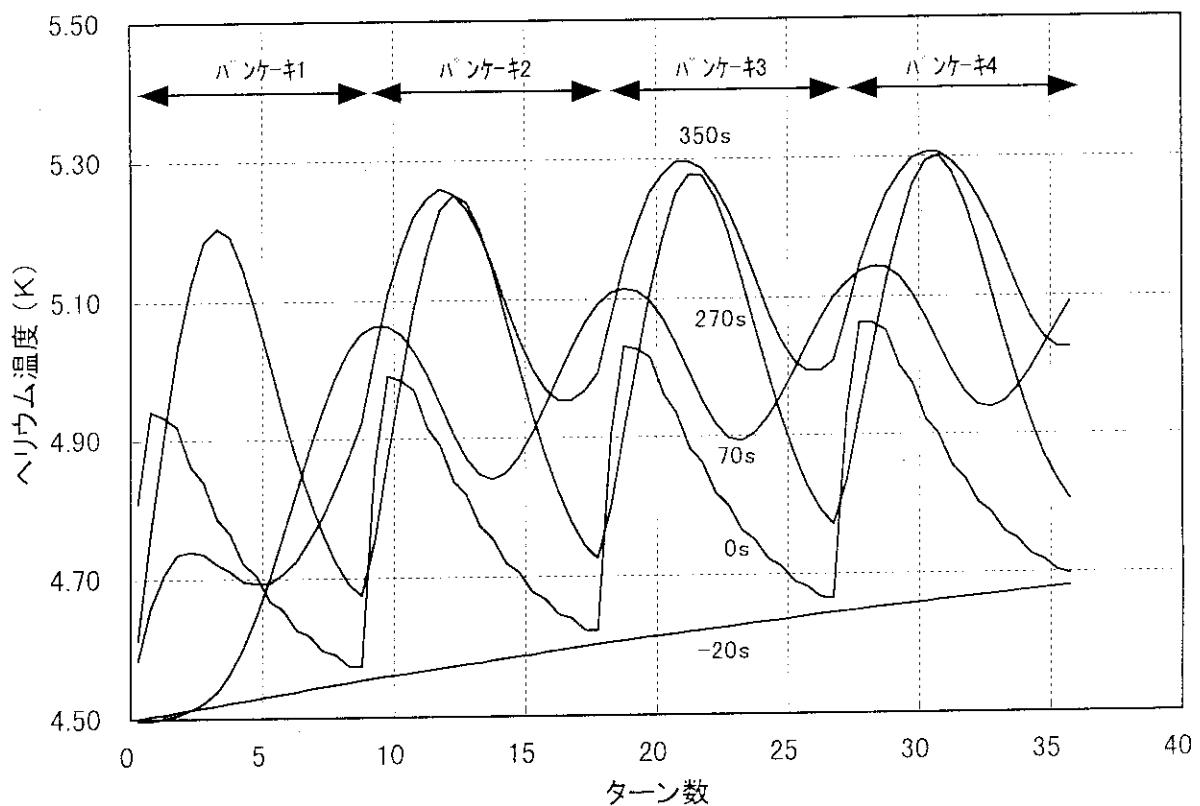


図 3.2.9 PF6内のヘリウム温度分布

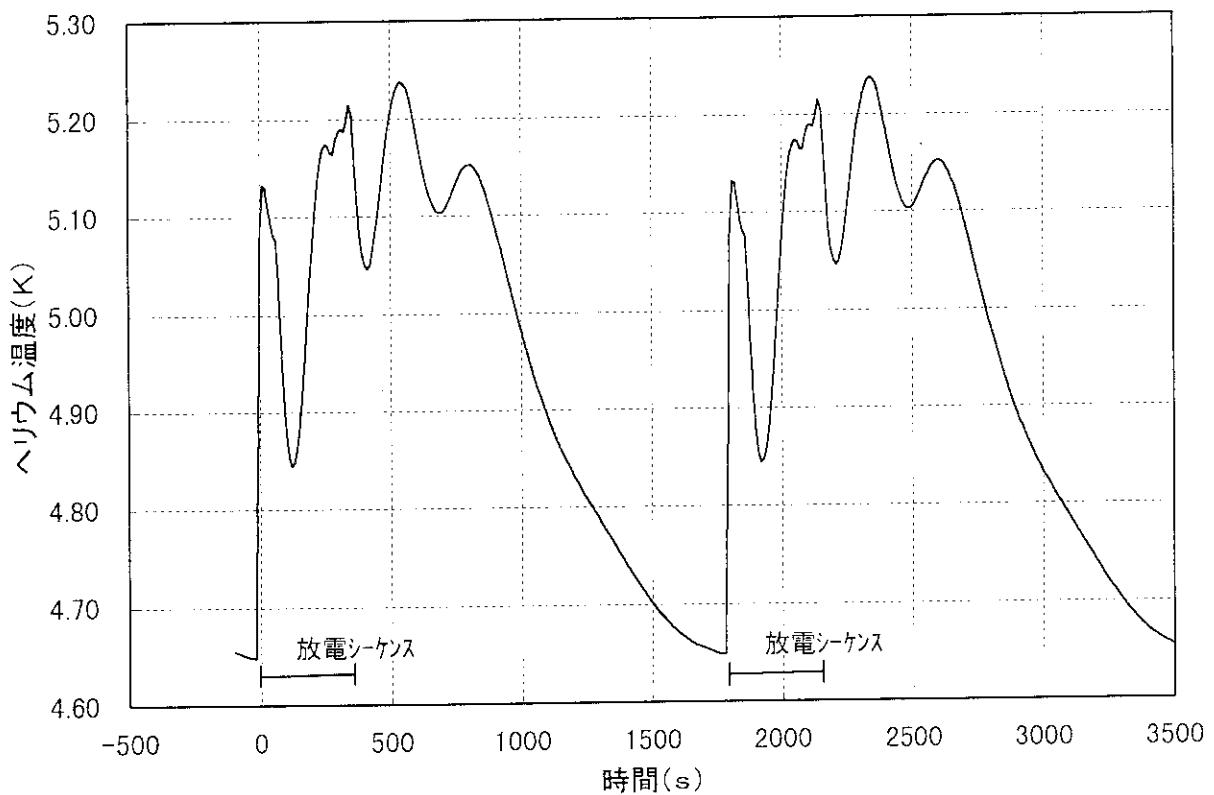


図 3.2.10 PF6コイル第1ターンのヘリウム温度時間変化

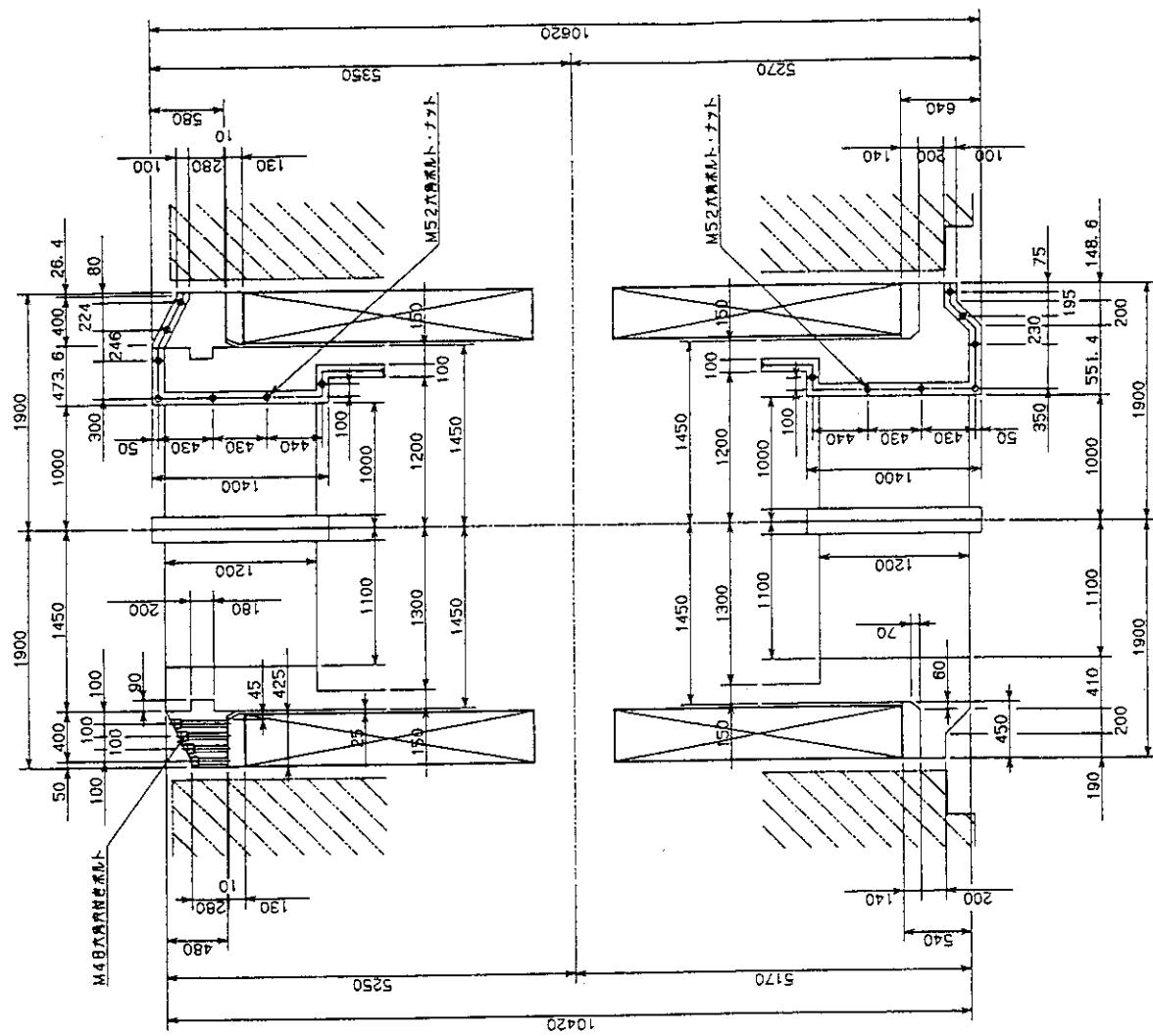
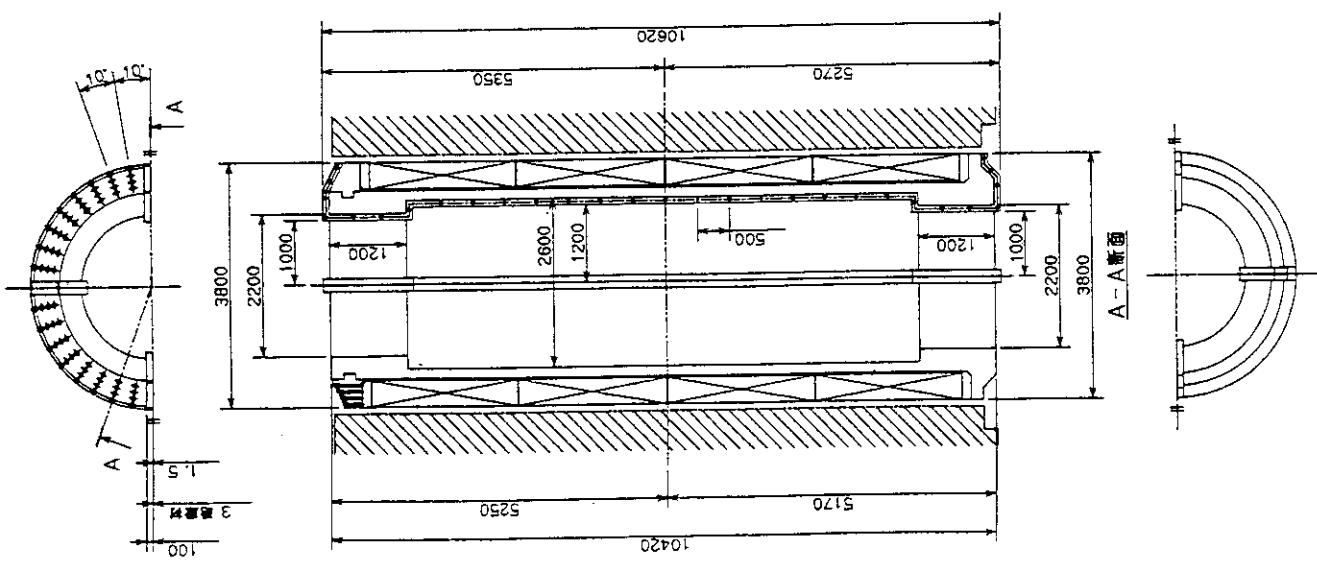


図 3.3.1 CSコイル支持構造図



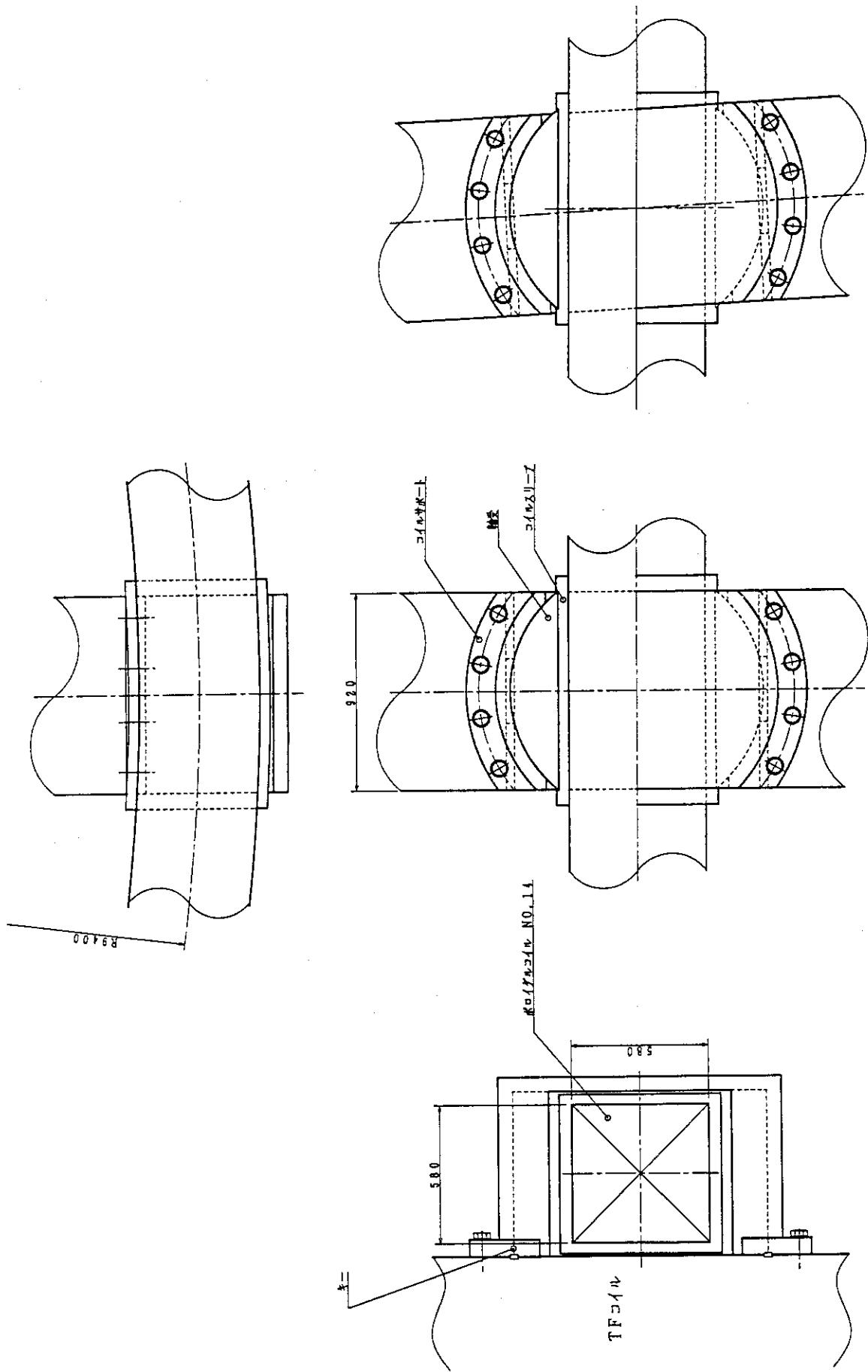


図 3.3.2 EFコイル支持構造図

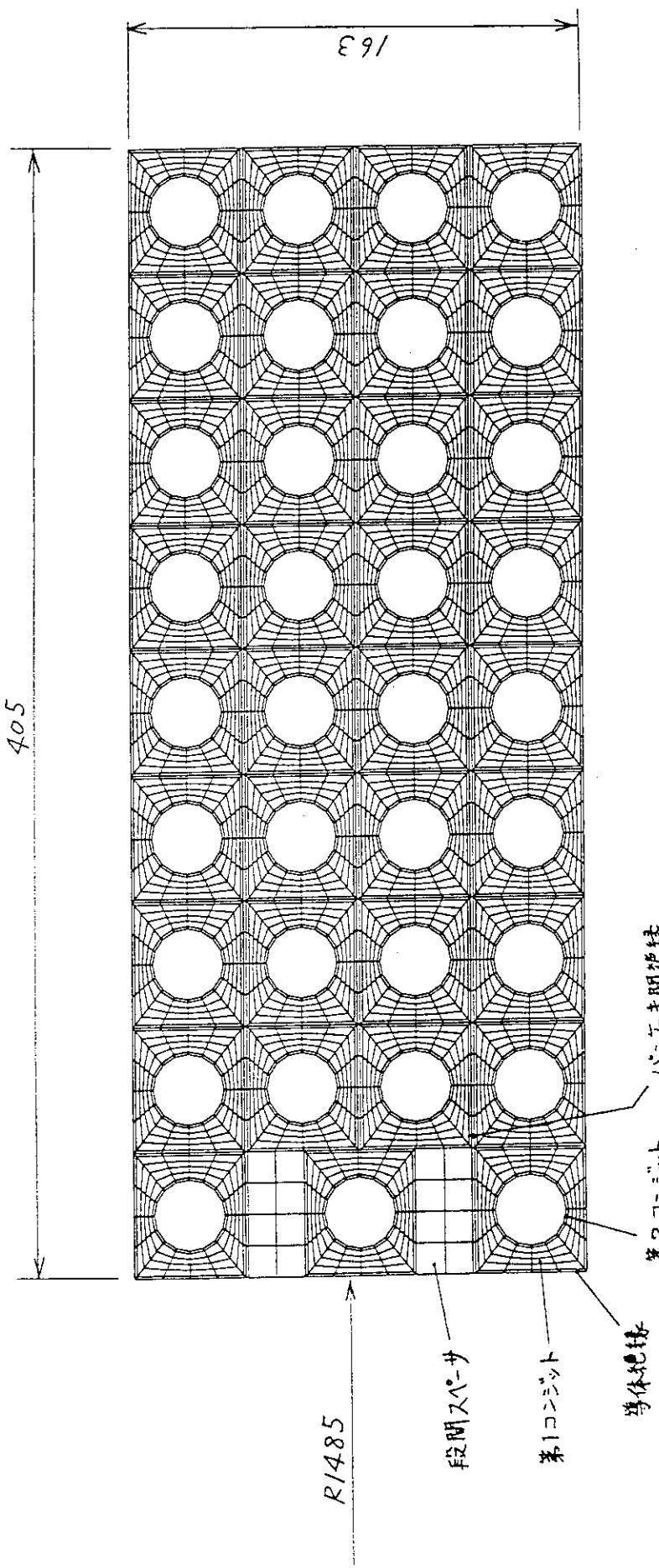


図3.3.3 応力解析用メッシュ図 (CS)

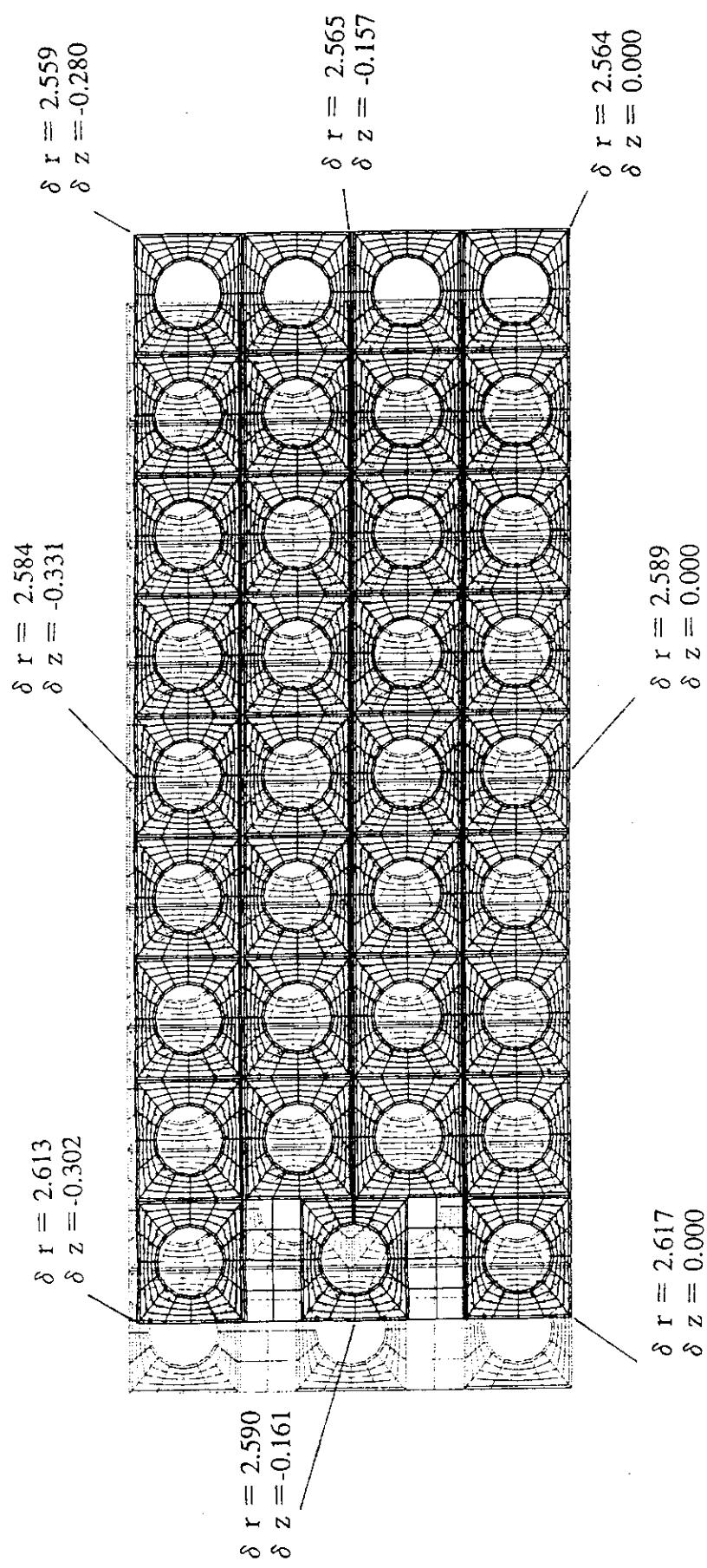


図 3.3.4 CSコイル変形図

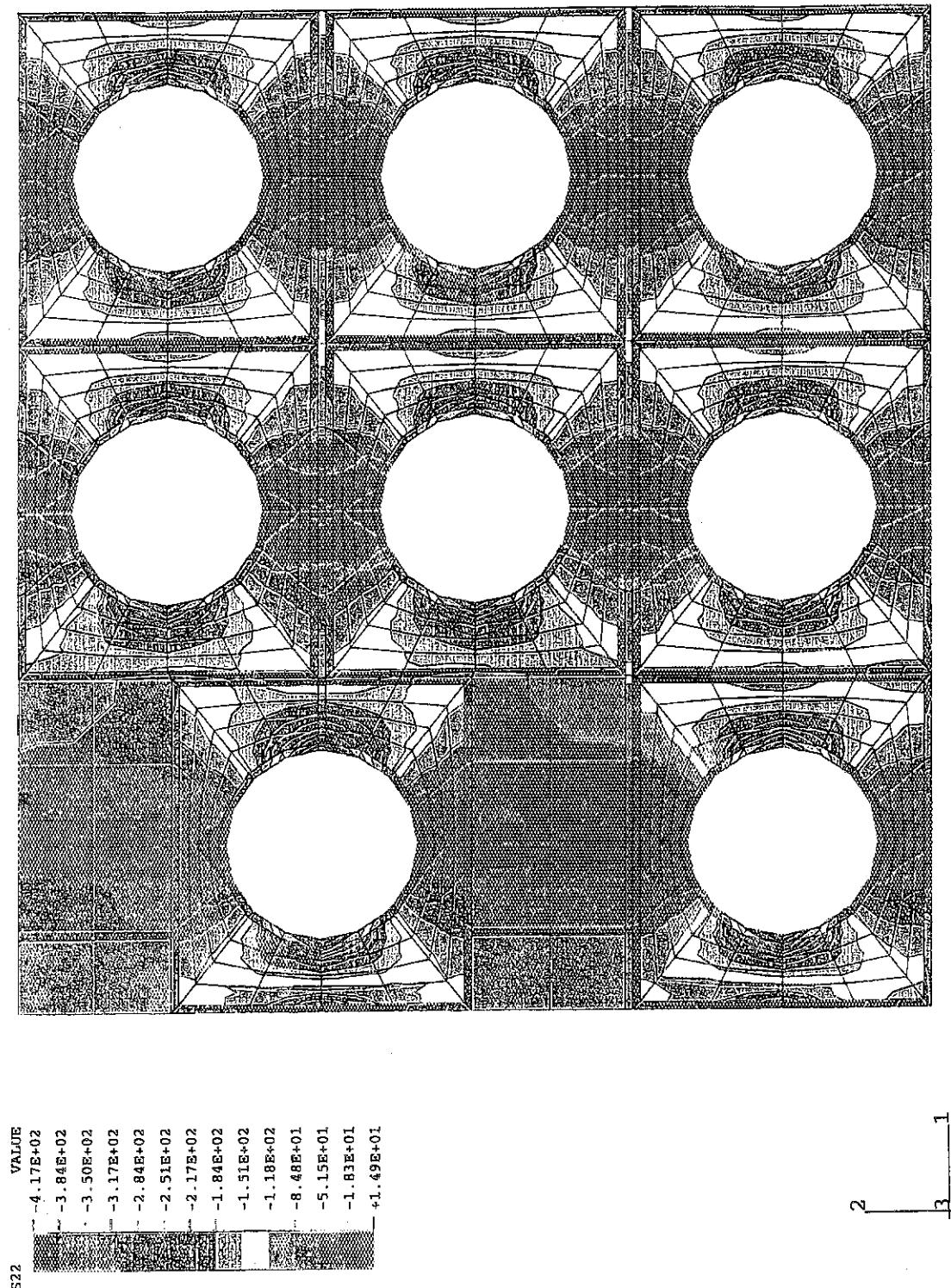
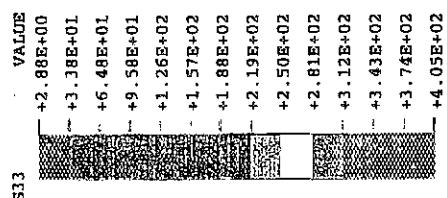
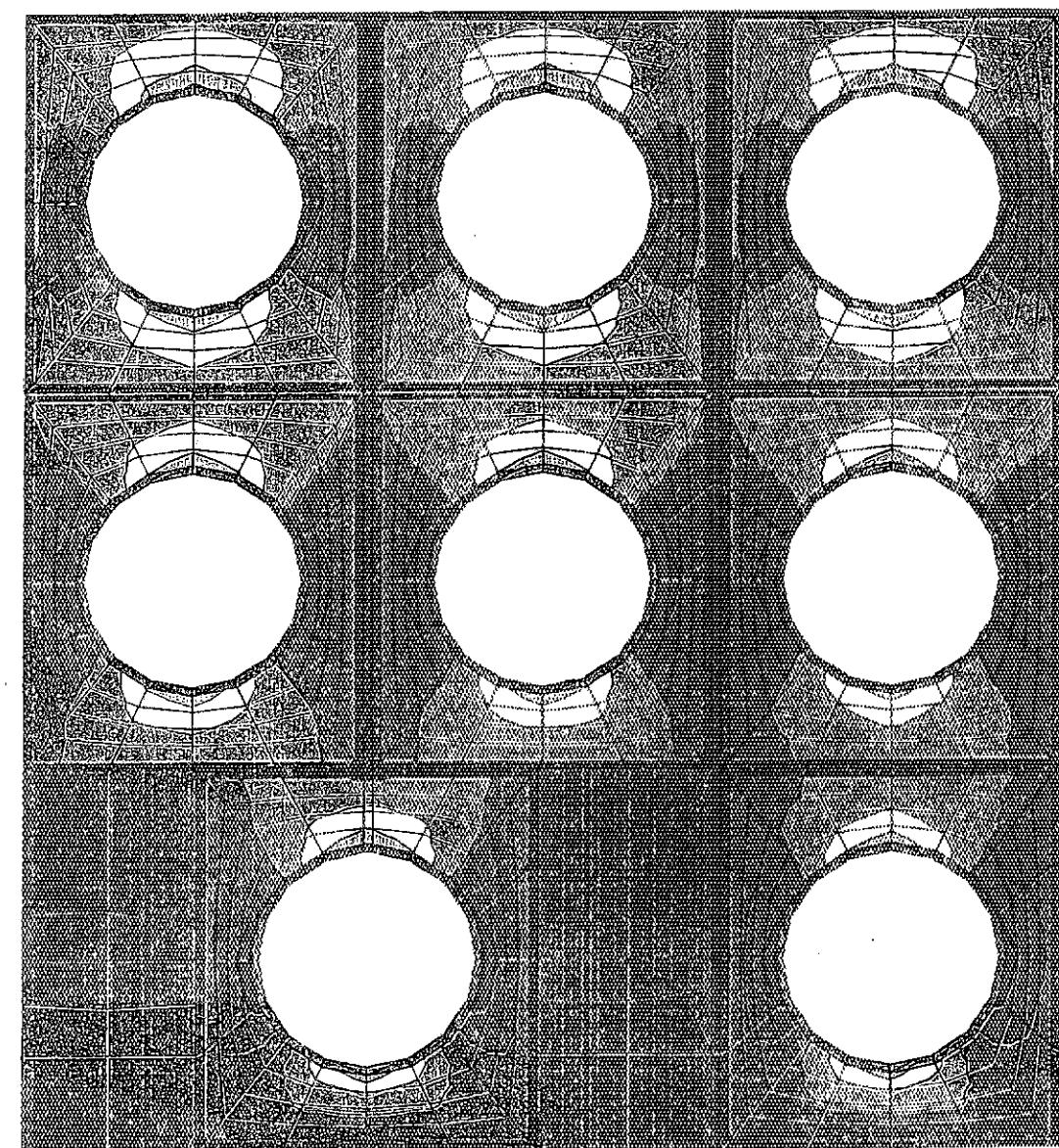
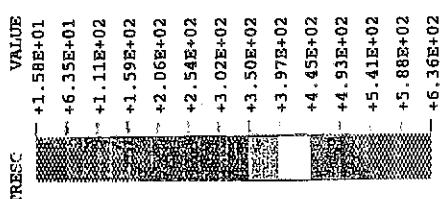
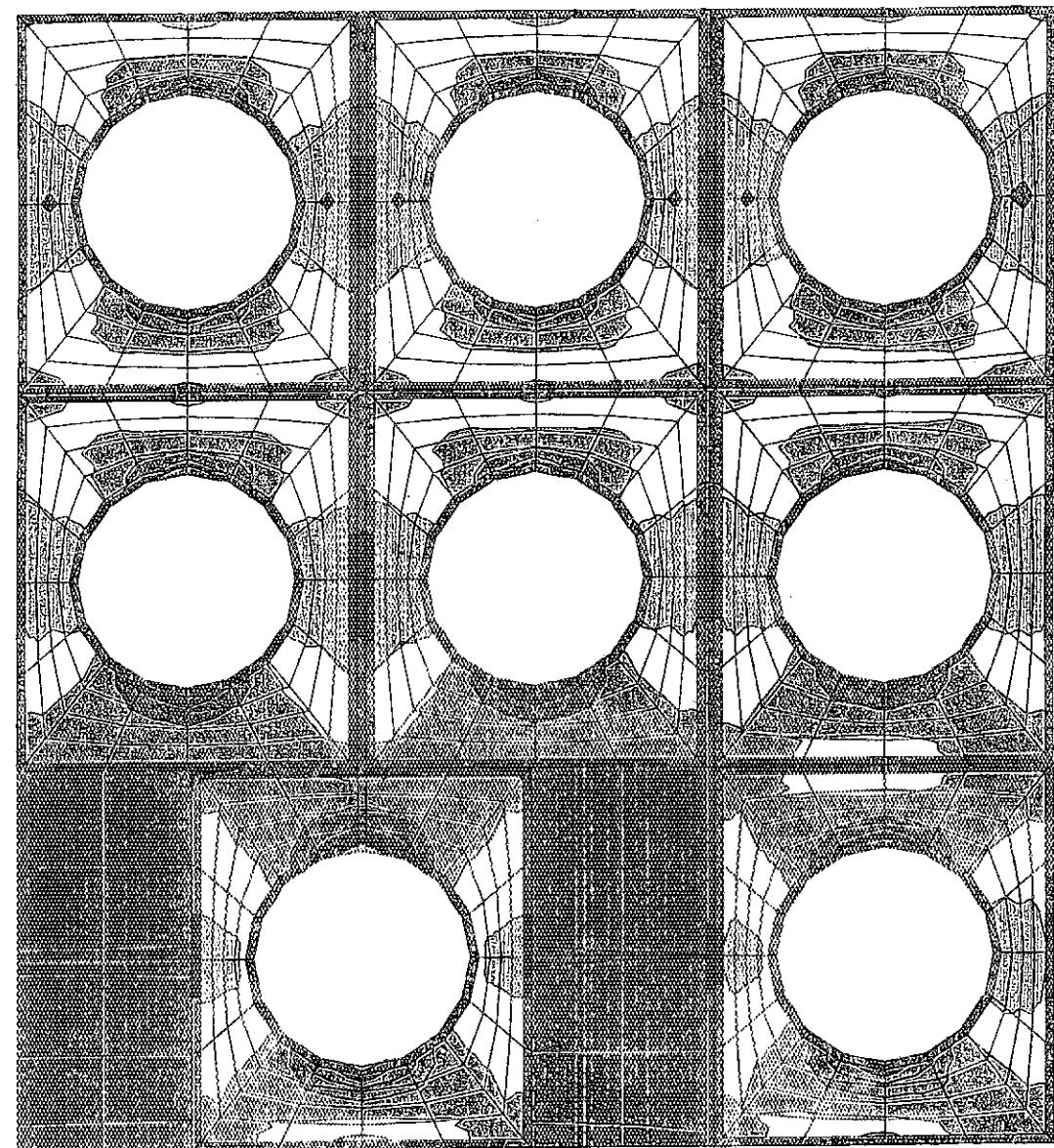


図 3.3.5 垂直方向応力 [CS:40kA、EF:0kA]



Maximum value = 405.7 at node 178  
 Minimum value = 2.889 at node 1338

図 3.3.6 周方向応力 [CS:40kA, EF:0kA]



Maximum value = 636.5 at node 297  
 Minimum value = 15.85 at node 84

図 3.3.7 トレスカ応力 [CS:40kA、EF:0kA]

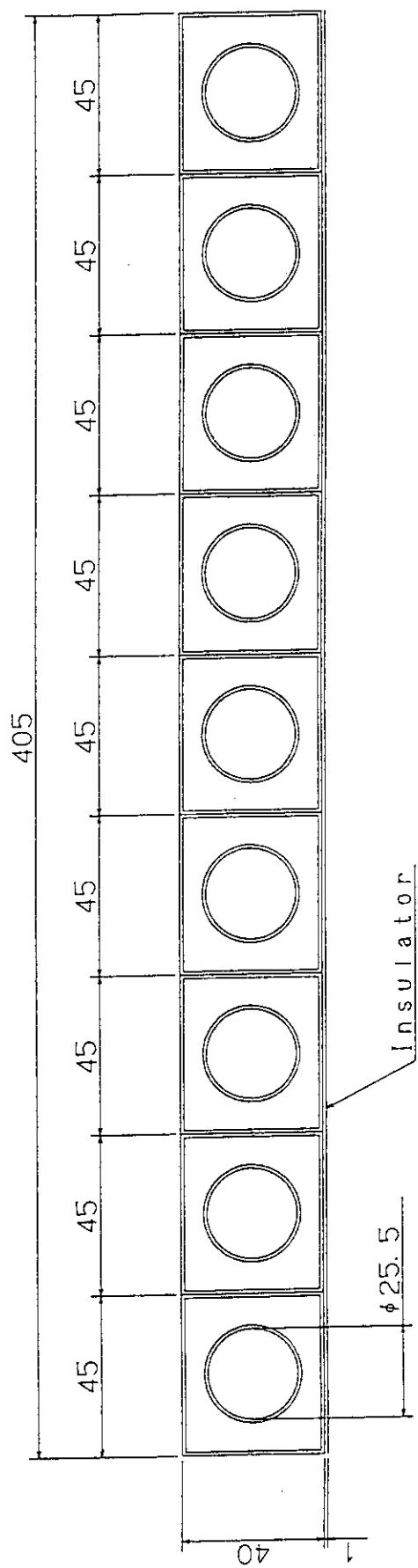


図3.3.8 1パンケーキの断面構造

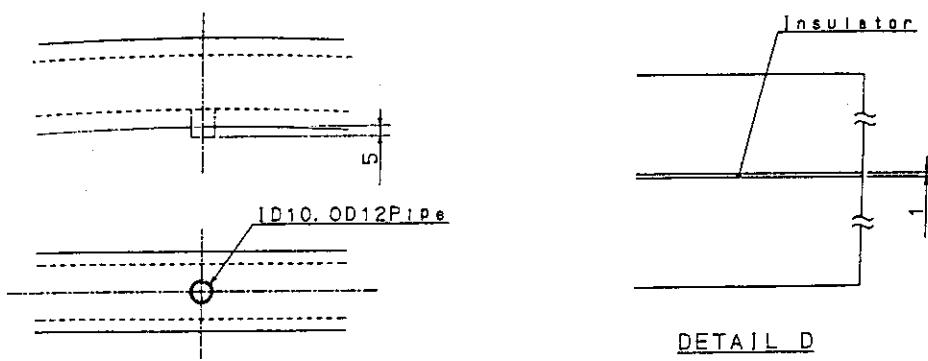
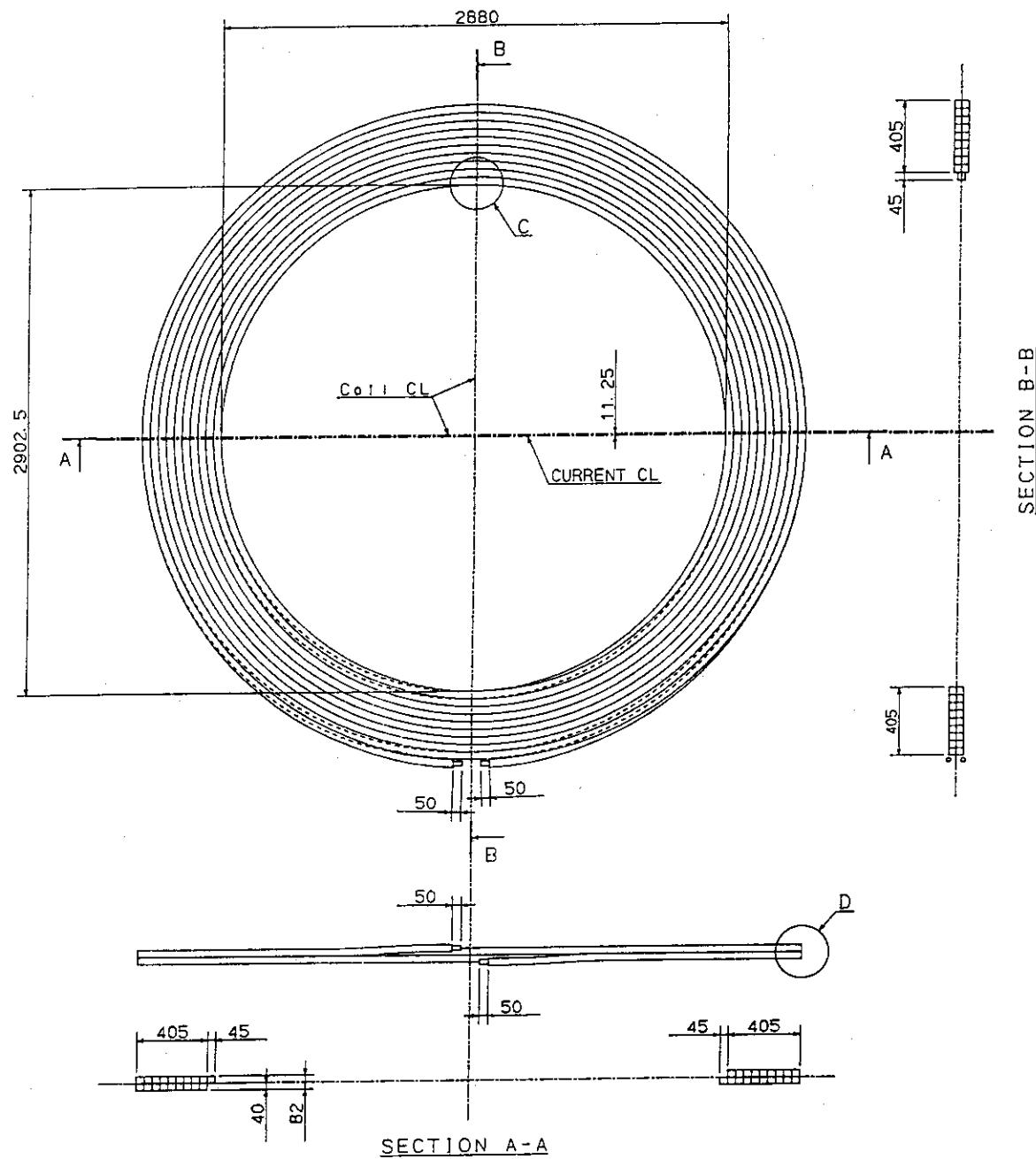


図3.3.9 1個パンケーキの構造

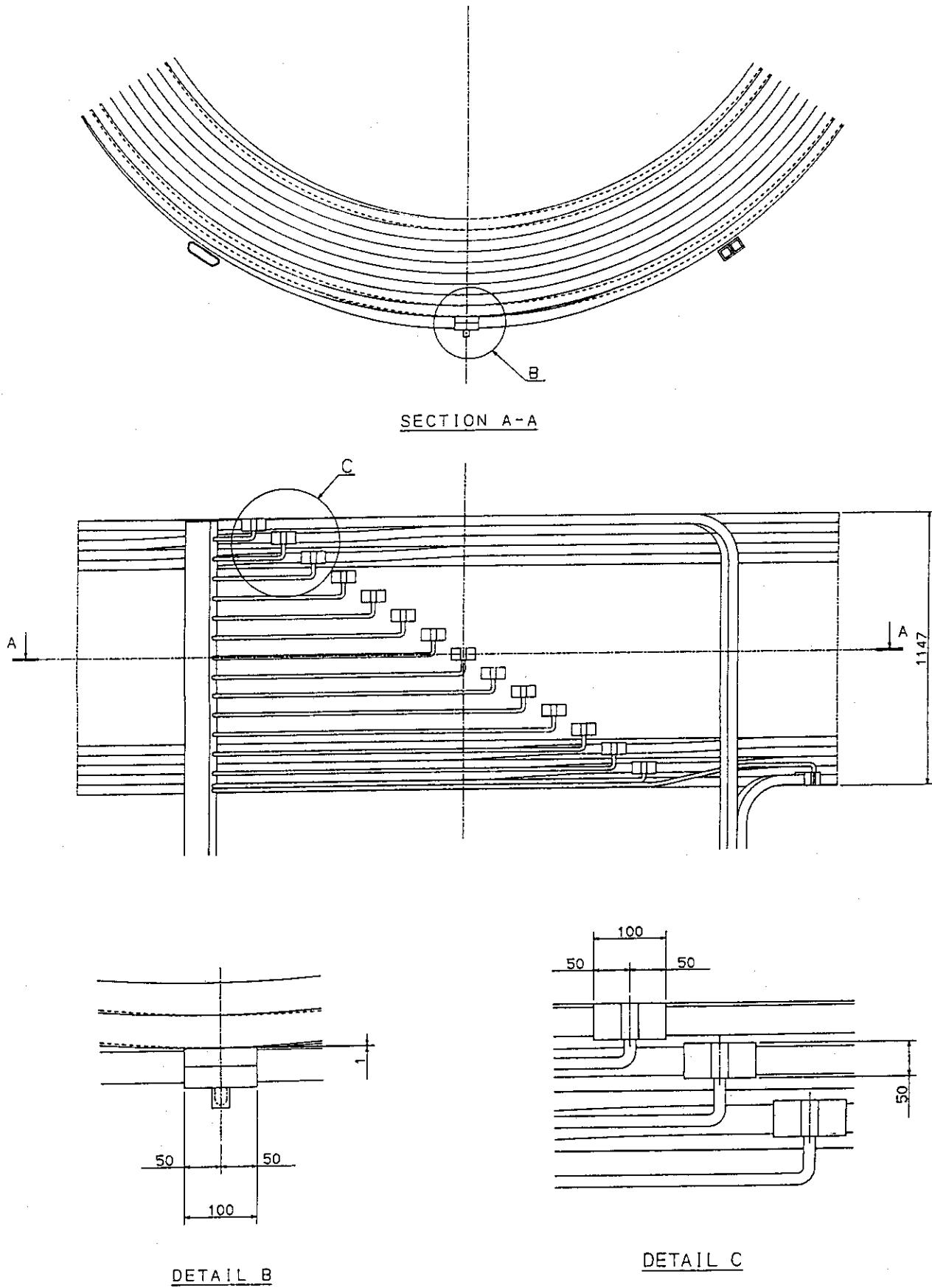


図 3.3.10 パンケーキ間ジョイント位置

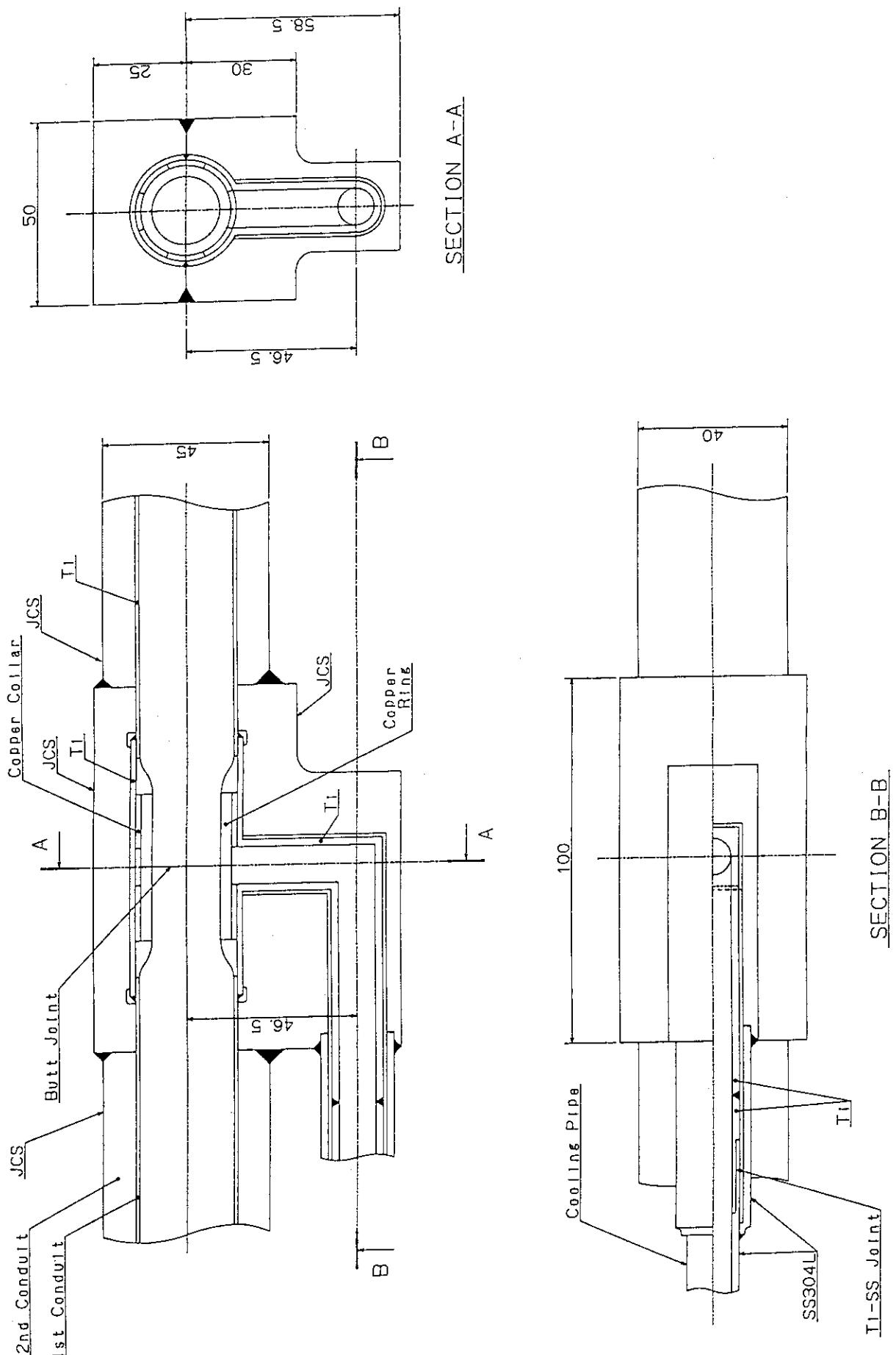


図 3.3.11 パンケーキ間ジョイント構造

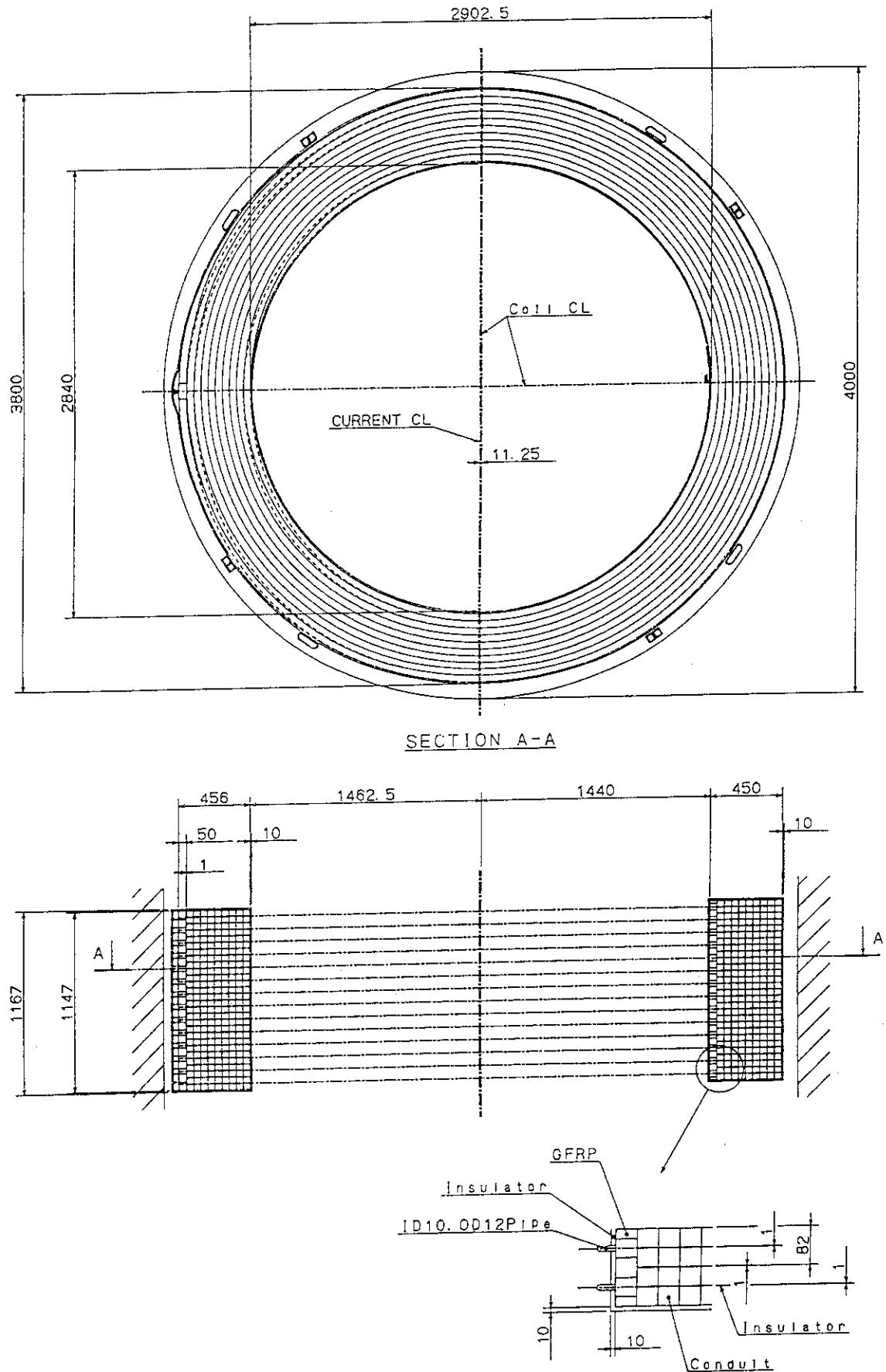


図 3.3.1.2 コイル全体構造

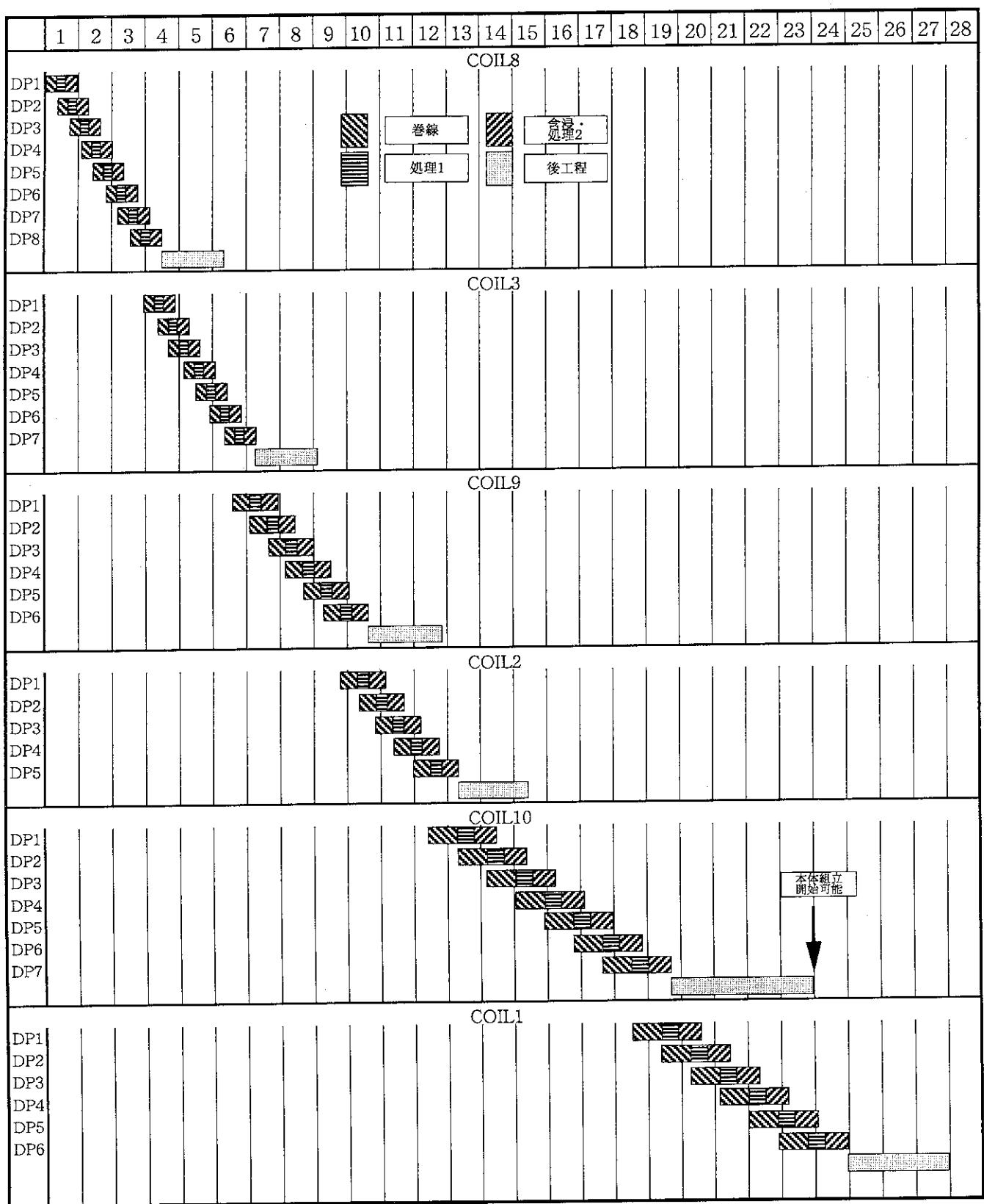


図 3.4.1 EFコイルの現地工事及び現地試験のスケジュール  
(サイズの順に製作した場合)

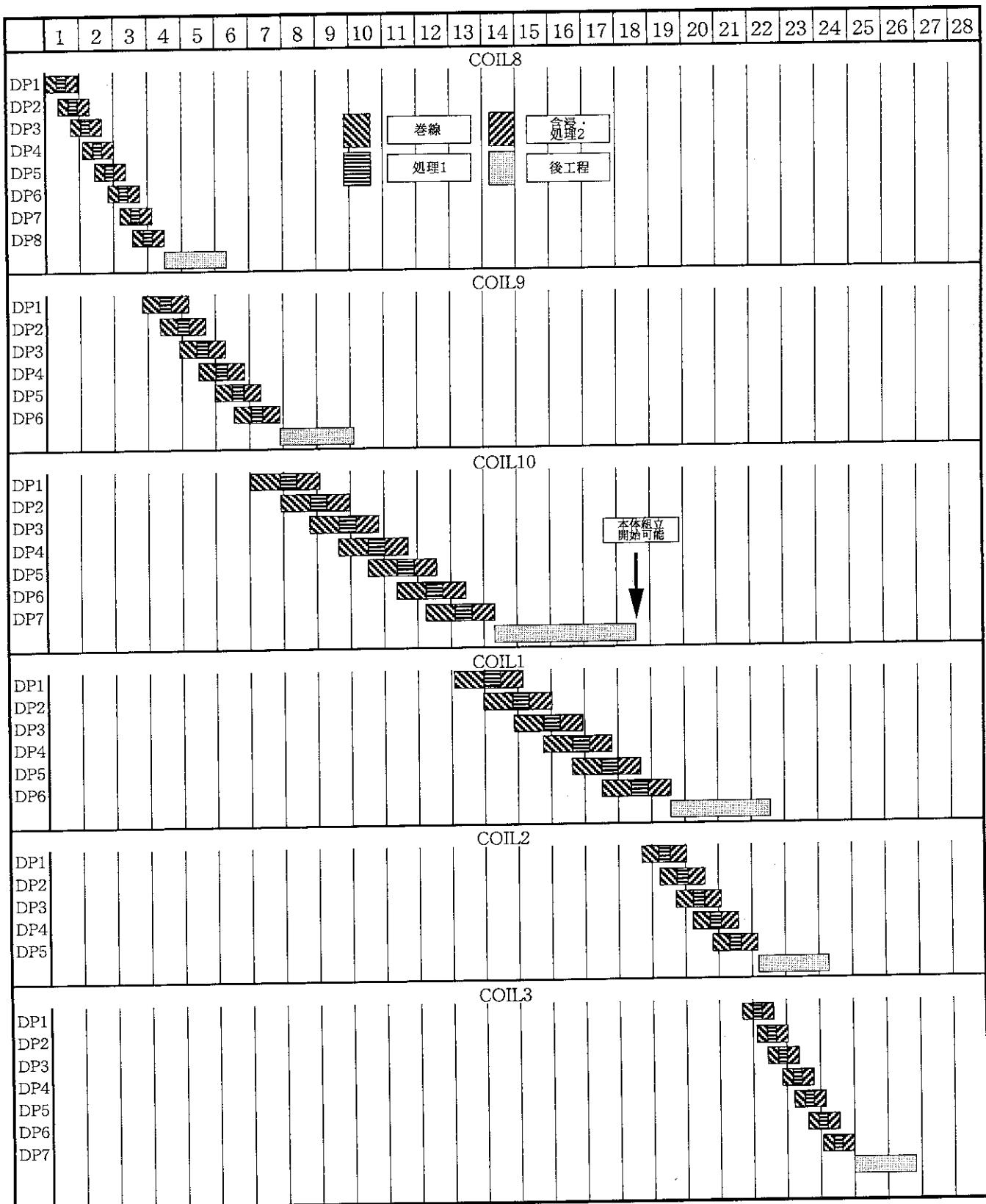


図 3.4.2 EFコイルの現地工事及び現地試験のスケジュール  
(本体組立の順に製作した場合)

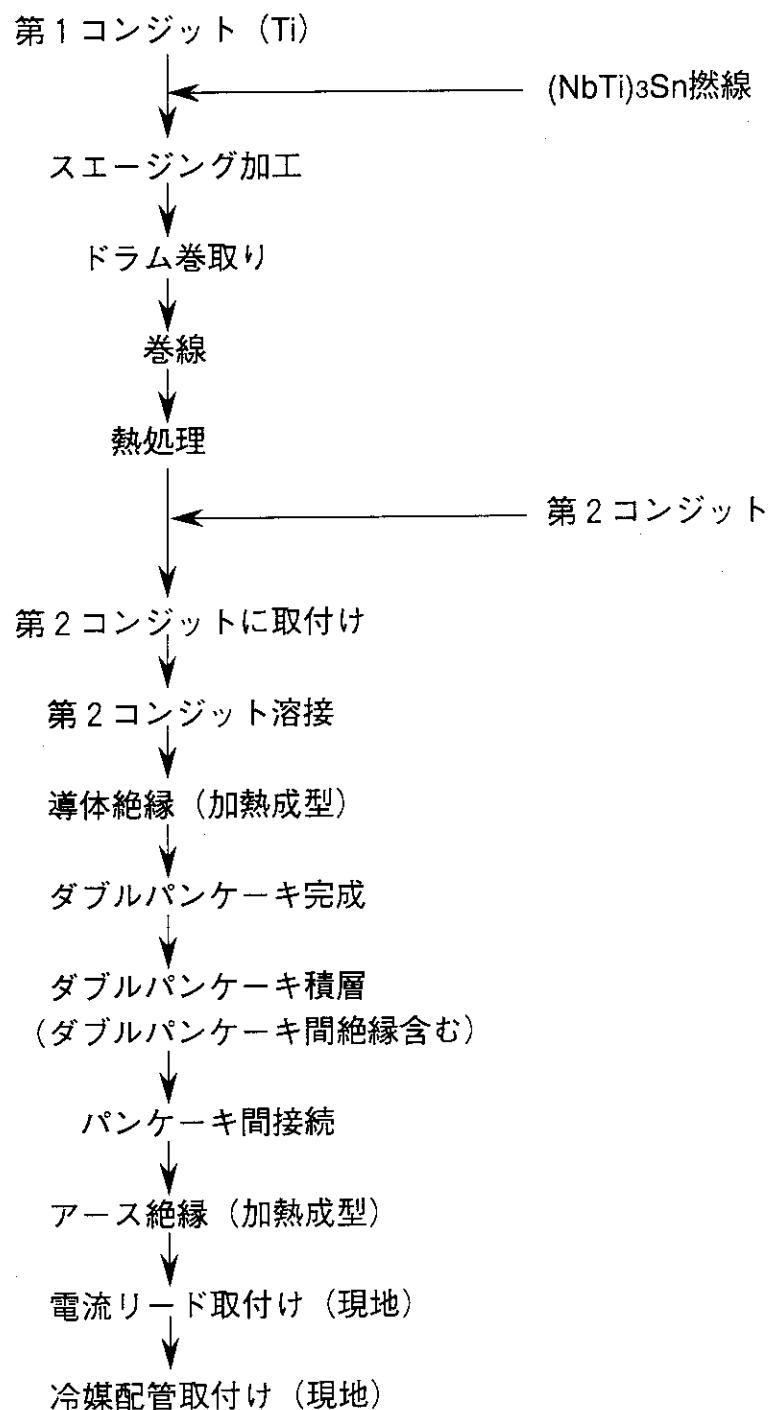


図3.4.3 CSコイルの製作フロー

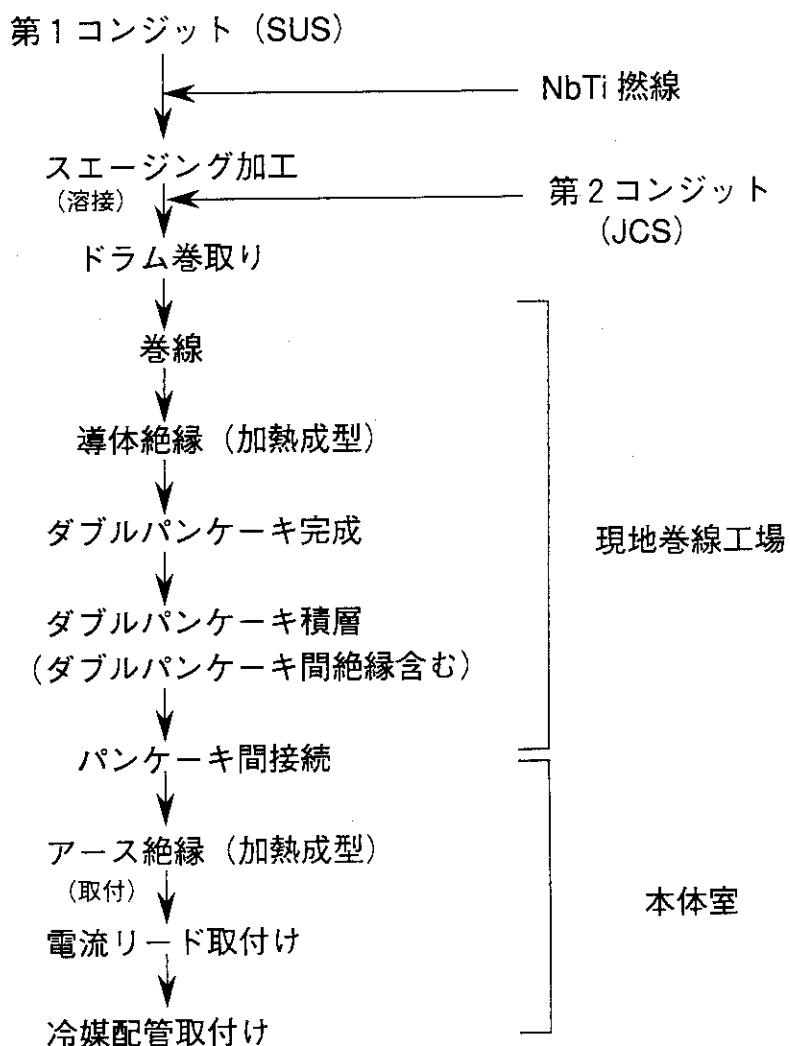


図 3.4.4 EFコイルの製作フロー

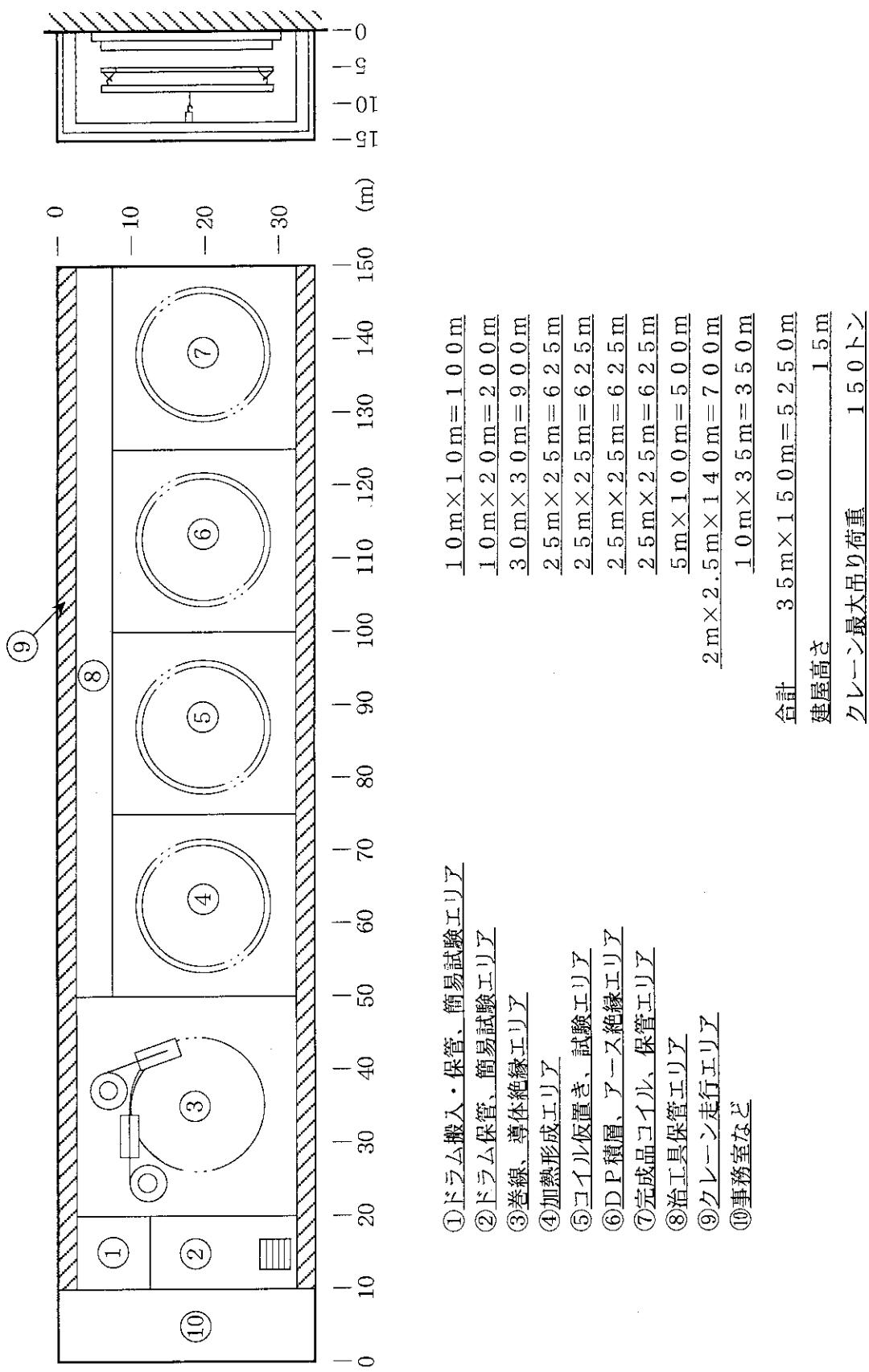


図 3.4.5 ポロイダル磁場コイル現地巻き線工場案

二〇

吊揚荷重 206t - 17t (吊治具) = 189t (製品重量)  
製品重量を189t以下に願います

フック重量7t+吊ワイヤ重量10t=17t)

記 事

1. 本図は800t [1800t仕様] クローラクレーンによるPFCの屋上吊込  
施工作業の野次點検を示したもので、  
2. 本図は設置検討のため会員関係部署等と調整を行い、詳細検討を実施する必要  
がある点を示します。
3. 本クローラクレーンの場合作業半径4.6mで最大でありPFCは屋上から  
建屋内取扱天井天井クレーンで天井作業を実施  
する必要があります。
4. 本クローラクレーン組立エリアは長14.0m×幅3.0m必要になります。  
クローラクレーン下部の地盤力は今後検討が必要です。

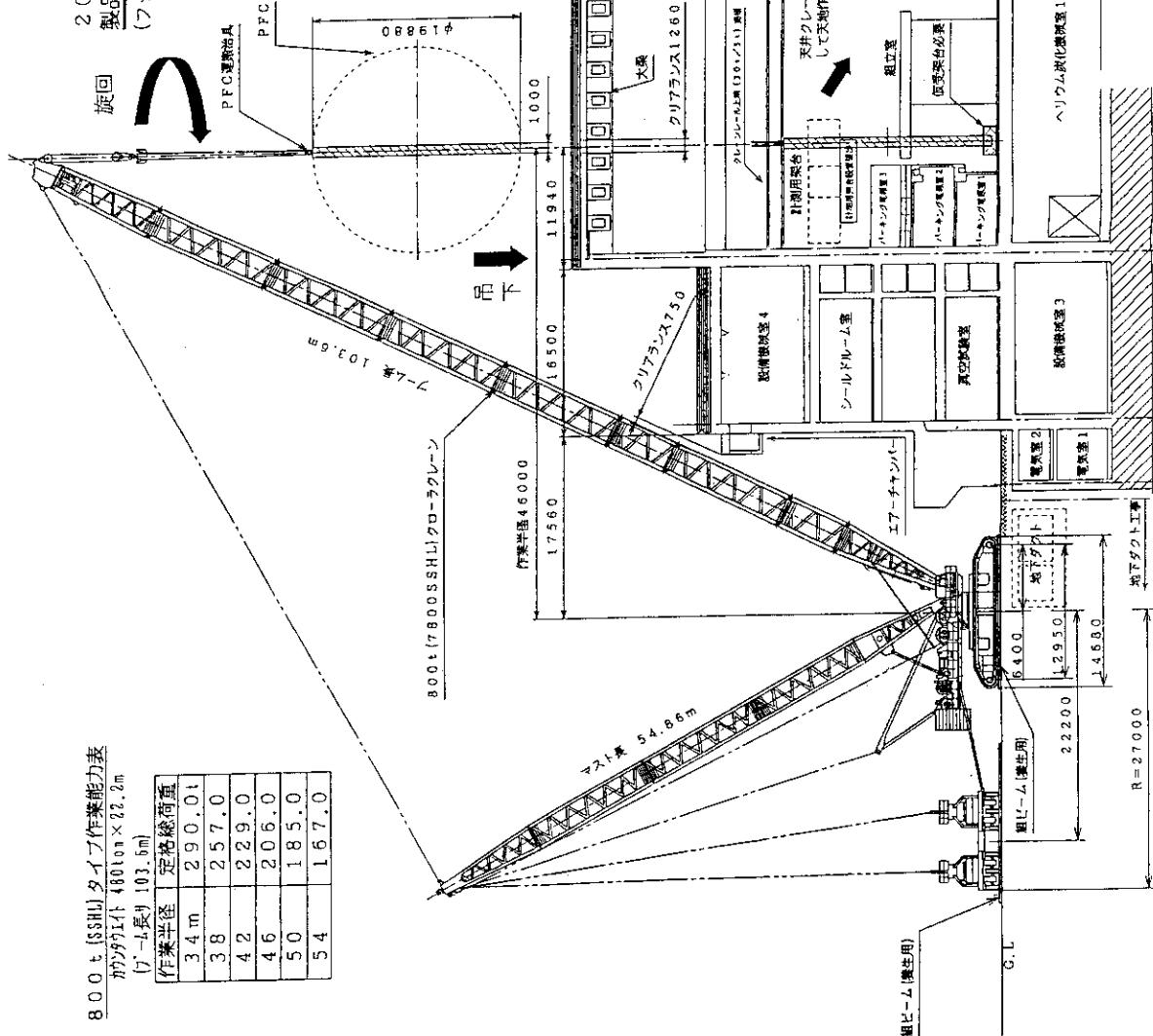


図3.4.6 天井からのEFコイルつまり込み概略作業図 (1)

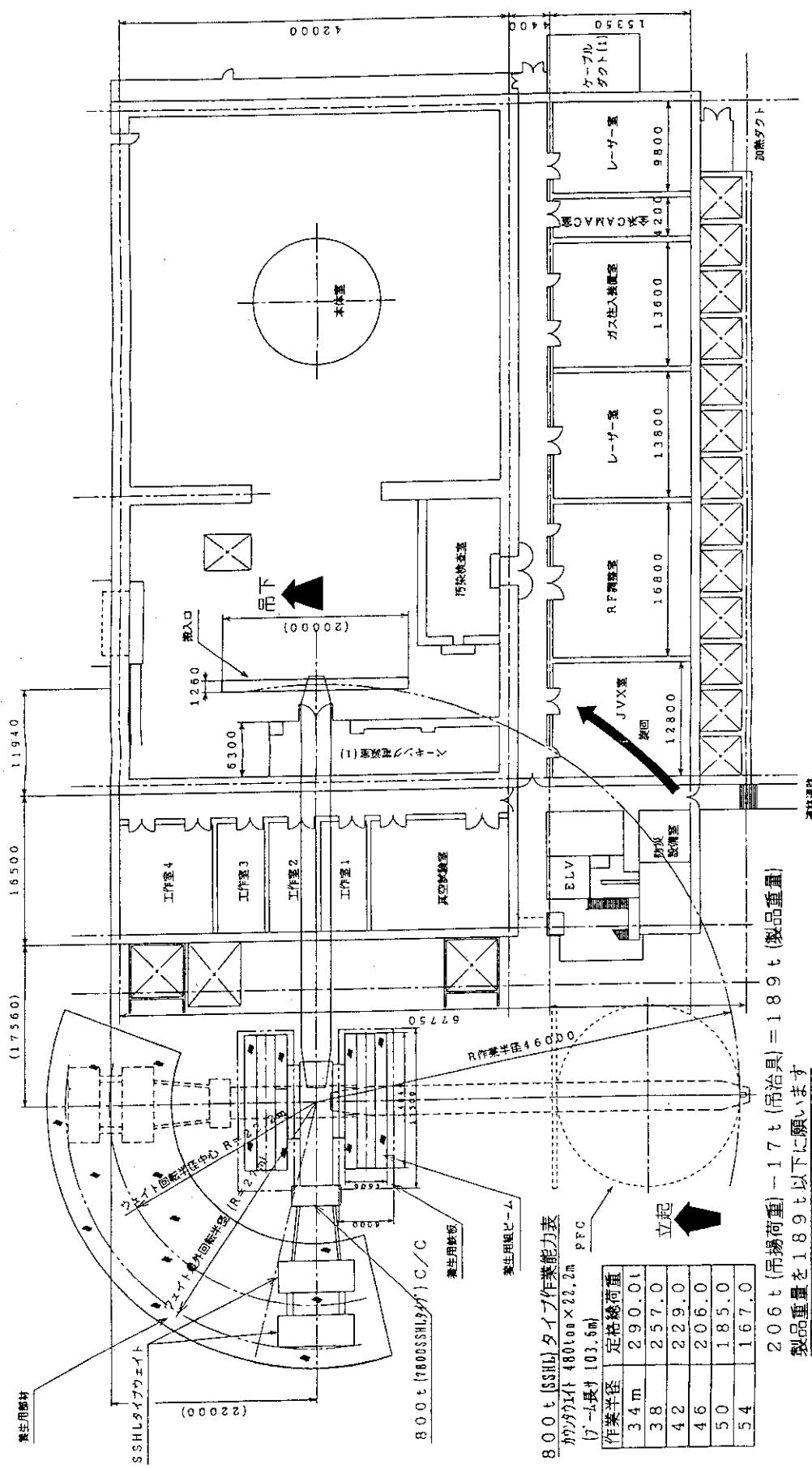


図 3.4.7 天井からのEFコイルつり込み概略作業図 (2)

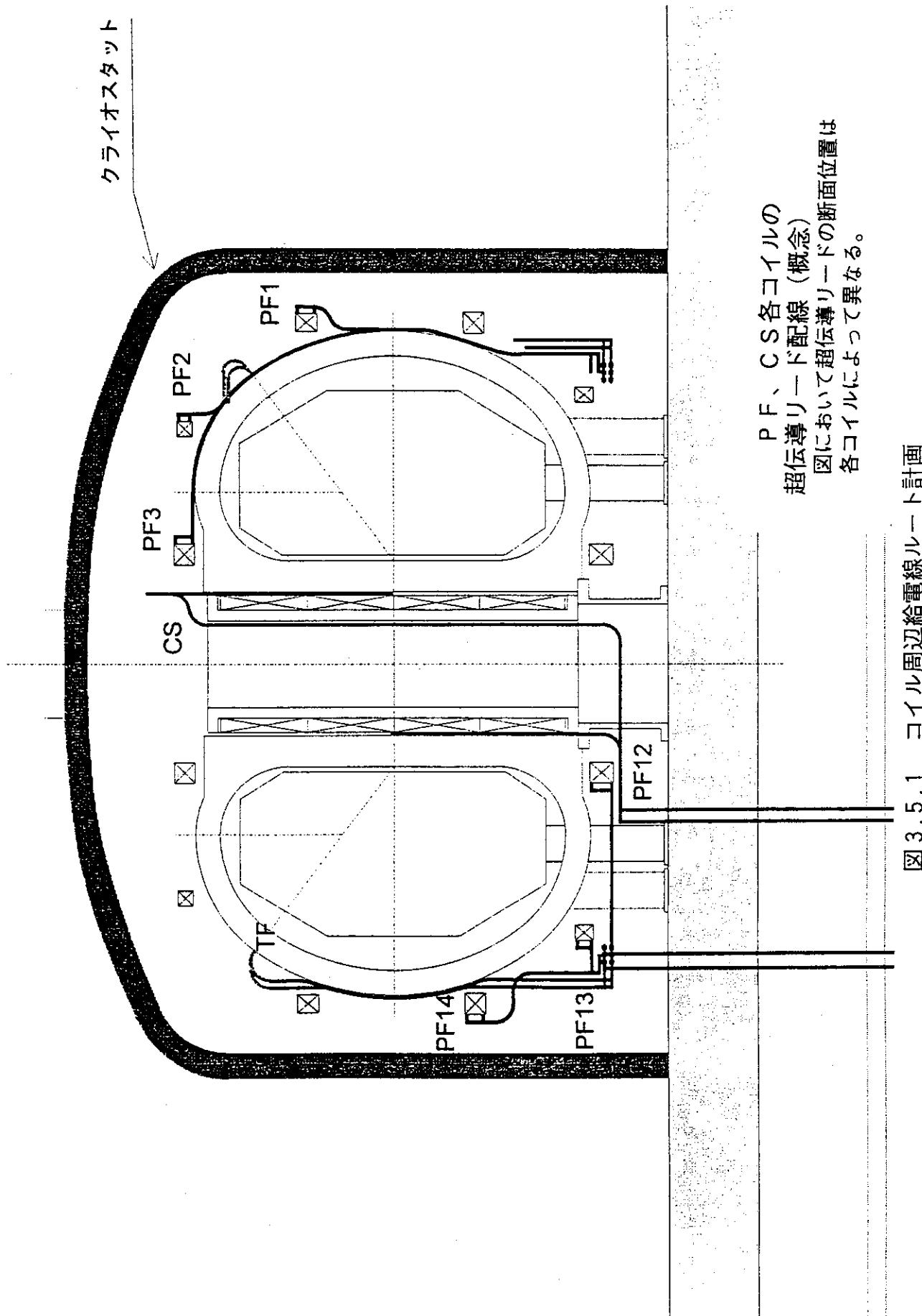
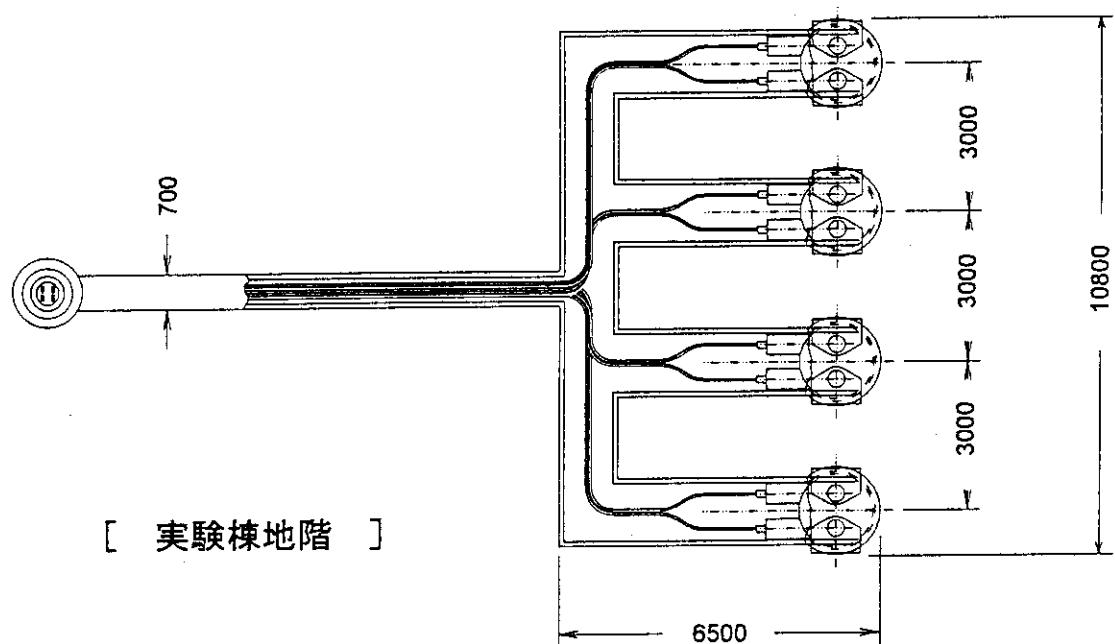
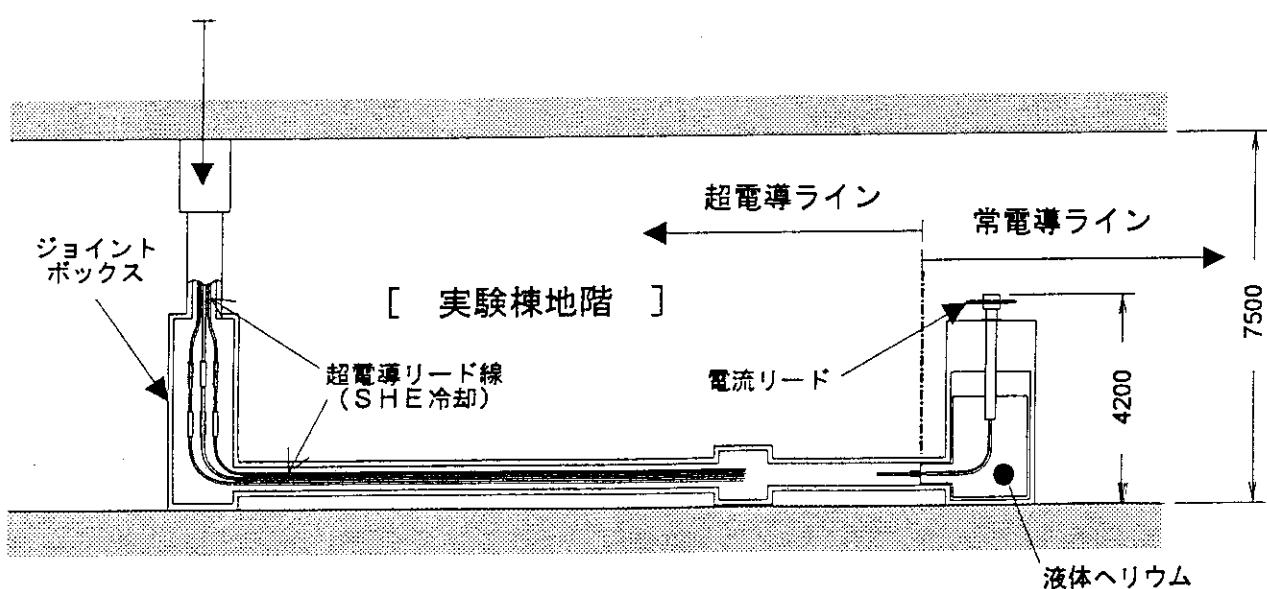


図 3.5.1 コイル周辺給電線ルート計画



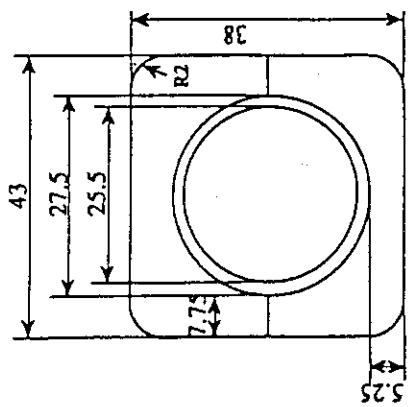
クライオスタートから



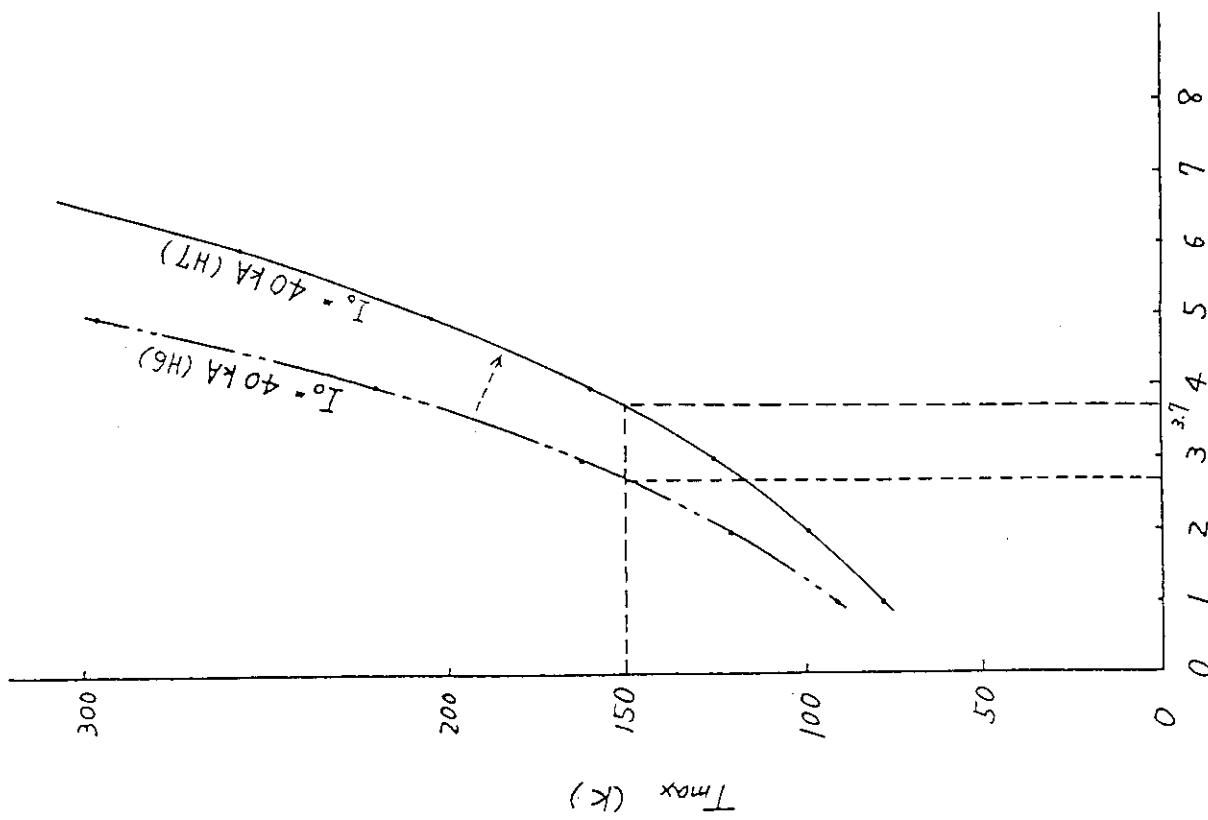
C Sコイルの電流バス  
超伝導一常伝導間取合い領域のスペース

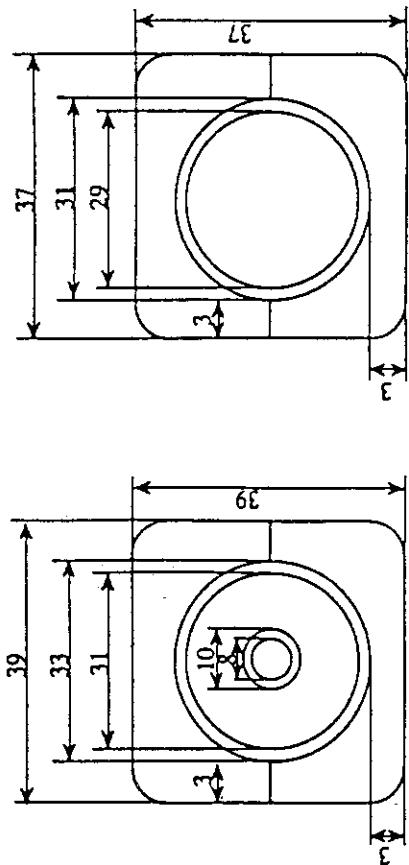
図はC Sコイル用電流バスが4対の場合を示す。

図 3.5.2 実験棟地階給電線計画

PF4-7導体  
CS

超伝導材料	-	(NbTi) <sub>3</sub> Sn
(最大)定格電流	kA	40
素線径	mm	0.85
素線数	-	540
鋼比	-	2.0
コントロ内径	mm	25.5
ボイド率	%	35.4
Cu断面積(冷却器計算用)	mm <sup>2</sup>	190.0
Cu断面積(熱容量計算用)	mm <sup>2</sup>	219.9
非Cu素線断面積	mm <sup>2</sup>	110.0
He断面積	mm <sup>2</sup>	180.8

図3.5.3 CS (PF4~7) コイル・ホットスポット温度計算  
 $\tau_s$



	PF1,10	PF2,3,8,9
超伝導材料	—	NbTi
(最大)定格電流	40 kA	40 kA
素線径	mm	0.83 mm
素線数	—	720
銅比	—	3.0
コンジット内径	mm	31.0 mm
セラミック外径	mm	10.0 mm
ボイド率	%	35.1 %
Cu断面積(発熱計算用)	mm <sup>2</sup>	271.7 mm <sup>2</sup>
Cu断面積(熱容量計算用)	mm <sup>2</sup>	329.2 mm <sup>2</sup>
非Cu素線断面積	mm <sup>2</sup>	109.7 mm <sup>2</sup>
He断面積	mm <sup>2</sup>	237.4 mm <sup>2</sup>
通脹率	s	1.0
		1.0

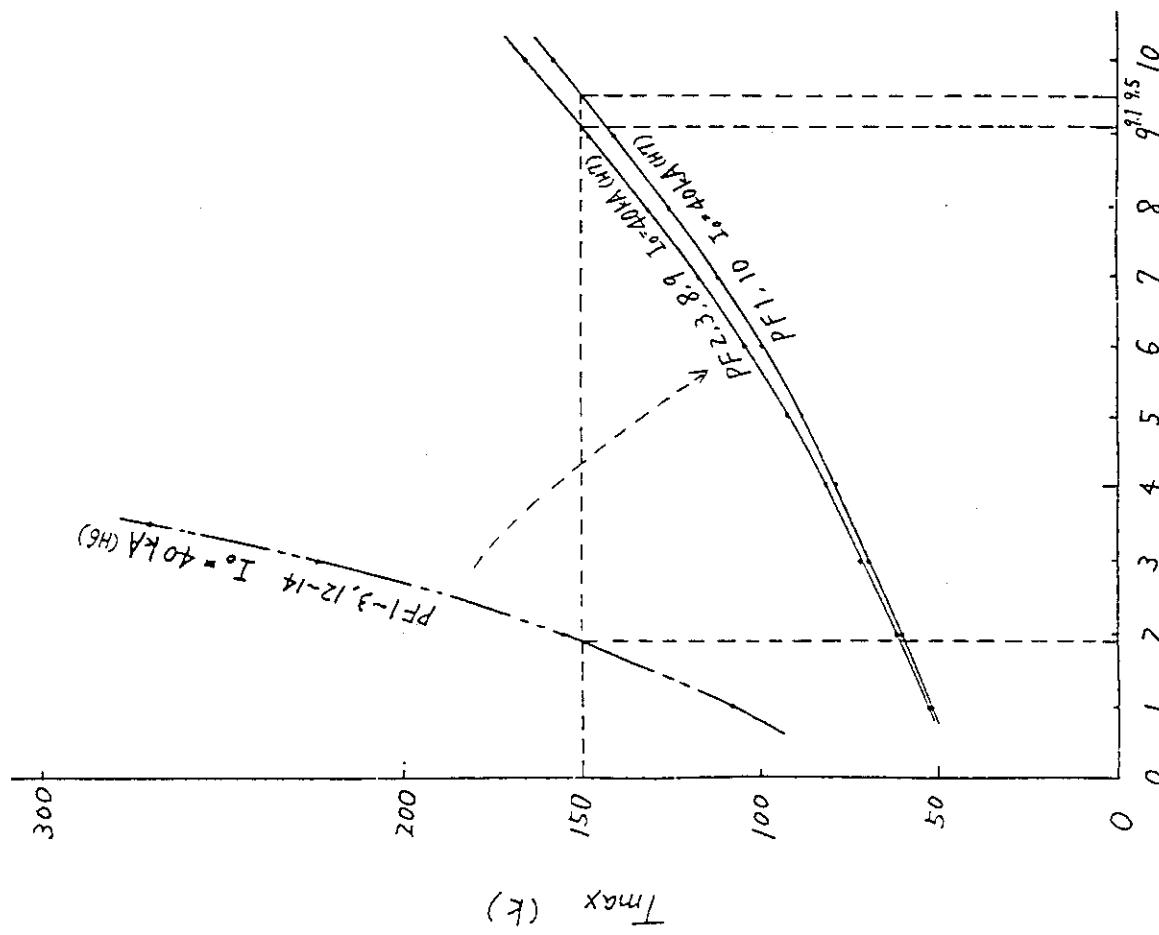


図 3.5.4 EF (PF1~3,PF8~10) コイル・ホットスポット温度計算

#### 4 エラー磁場補正コイル

##### 4. 1 補正法、主要諸元、電磁力等

エラー磁場補正コイルは、トロイダル方向に約90°ずれた2組の、中心軸に対して対称な2つのレーストラック型のコイルから構成され、各々のコイルの外径と内径は、 $R_{ex} = 7.45\text{ m}$ 、 $R_{in} = 3.02\text{ m}$ また、各コイルのトロイダル方向の長さは、その角度で $0.44\pi$ 、各々の隅の曲率は、 $R = 0.5\text{ m}$ である。その高さは、最上部の平衡制御コイルの上側、 $z = 6.33\text{ m}$ である。補正コイルは、超伝導コイルで構成されるが、その制作の都合上内側は、円弧とせずに直線とする。(図4.1)これらのエラー磁場補正コイルは向かい合うコイルに、各々逆向きの同じ電流を流して、エラー磁場補正コイルの作る磁場の平衡磁場に対する影響( $n=0$ の成分)は打ち消し、隣り合うコイルの電流値の比を変えることによって、補正コイルができる磁場の位相を任意に変えることができる。補正コイルは、超伝導コイルで構成され、線材は、NbTiを用いる。一組の補正コイルに対して、最大約80 kAT(20 kA、4ターン)の電流を流せる。一組の補正コイルに流れる80 kATの電流によってできる磁気面と垂直方向の磁場の $m=2/n=1$ のフーリエ成分の大きさは、プラズマ表面で、約5ガウスとなる。

次にコイルに働く電磁力、最大経験磁場及びインダクタンスの計算を行った。計算結果を以下に示す。

- (1) 1個のコイルに働く水平方向最大電磁力は、 $7.94 \times 10^4\text{ N/m}$ である。
- (2) 1個のコイルに働く垂直方向最大電磁力は、 $17.56 \times 10^4\text{ N/m}$ であり、垂直方向電磁力の合計の最大値は、 $11.78 \times 10^5\text{ N}$ である。1組のコイルにおいて、2個のコイルに働く垂直方向電磁力は、大きさが等しく方向が逆になっている。
- (3) 最大経験磁場は3.0Tであり、NbTiが使用可能である。
- (4) 1組のコイルの自己インダクタンスは $2.479 \times 10^{-4}\text{ H}$ である。

但し、これらの計算において簡単化のために、レーストラック型のコイルの各々の隅の曲率は、 $R = 2.215\text{ m}$ 、即ち両端は完全な半円とし、内側は実際の直線ではなく、円弧とした。

##### 4. 2 導体設計

エラー磁場補正コイル用超伝導導体の検討結果を以下に示す。なお、エラー磁場補正コイルは、標準放電シングルヌル[0 sec]時に最大経験磁場が3.0Tとなるが、ここでの設計では最大経験磁場を3Tと仮定した。また、コイルの定格起磁力80 kAT/コイル及び一個のコイルのターン数4から、超伝導導体の定格電流を20 kAとして検討した。

表4.1にエラー磁場補正コイル用超伝導導体の諸元を示す。使用する超伝導材はNbTiで、超伝導素線の外径は0.83mmφ、銅比は3.0で、素線表面には約 $2\mu\text{m}$ のCrメッキを施し、3Tにおける臨界電流密度( $J_c$ )は $2950\text{ A/mm}^2$ とした。

図4.2に示すように、この超伝導素線を $3 \times 4 \times 5 \times 5$ (=300本)の多重撚線とし、内径 $18.5\text{ mm}$ φのコンジットに挿入しセンター・チャンネルなしの最終導体を構成した。この素線領域のボイド率は35.4%で、素線バンドル部表面には約 $25\mu\text{m}$ のSUSテープによるラッピングを施す。また、5%の劣化率を見込んだ3Tにおけるこの導体の臨界電流( $I_c$ )は114 kAで、定格電流( $I_{op}$ )の20 kAに対して $I_c/I_{op} = 5.69$ で2以上を確保している。一方、制限電流( $I_{lim}$ )は22.5 kAで $I_{lim}/I_{op} = 1.13$ となり、1.1以上を満足している。またこの導体の、安定性マージンは0.75 J/ccとなる。

なお、エラー磁場補正コイル用超伝導導体の設計に当たっては、冷媒温度は4.5Kで一定と仮定した。

##### 4. 3 構造設計・支持方法

エラー磁場補正コイルの設置方法について検討する。エラー磁場コイルは4ターンのレーストラック型コイルで、この導体が4本でコイルを形成している。エラー磁場補正コイルは、上部の二つの平衡制御コイルの上に設置し、これらの平衡制御コイルの支持構造物で支持される。その際コイルの水平性を保つため、その高さは、二つの平衡制御コイルの内、高いほうに合わせる。断面係数を図4.2から求めると、

$$I = 25^4 / 12 - \pi 20^4 / 64 = 2.47 \times 10^4 \text{ (mm}^4\text{)}$$

$$Z = 25^3 / 6 - \pi 20^3 / 32 = 1.82 \times 10^3 \text{ (mm}^3\text{)}$$

である。4本の導体で構成されるエラー磁場補正コイルの断面係数はそれぞれ、

$$I_c = 4 I = 9.88 \times 10^4 \text{ (mm}^4\text{)}$$

$$Z_c = 4 Z = 7.28 \times 10^3 \text{ (mm}^3\text{)}$$

である。支持部間を両端固定で長さ  $l$  (mm) の梁として考えると、 $w$  (kg/mm) の荷重が加われば、たわみの大きさ  $\delta$  と応力大きさ  $\sigma$  は次の式で表される。

$$\delta = w l^4 / (384 E I_c)$$

$$\sigma = w l^2 / (12 Z_c)$$

荷重条件としては  $w = 10$  kg/mm が最大値である。これを例えれば  $l = 1000$  mm 間隔で支持すると仮定すると、 $\delta = 13.2$  mm、 $\sigma = 114.5$  kg/mm<sup>2</sup> となり過大な値となる。支持間隔を狭くする必要性を示している。

応力を 10kg/mm 程度にすると考えると、支持間隔としては、 $l = 200$  mm 程度となる。この時のたわみは 0.1mm 以下で小さい。しかし、設置が予定されている PF2 の上部は主半径位置で 7.45m であり TFC の中心間の間隔は 2.34m である。従って、支持間隔を 1m よりも狭くすることは難しいと考えられ、エラー磁場補正コイルにはケースが必要であると言える。

次のケースの大きさを見積もる。外側では TFC の中心間の間隔に近い 2m 毎に支持することを想定すると、応力を 10kg/mm 程度にすることを想定し、また、たわみを 1mm 程度と考えると、

$$Z_c = w l^2 / (12 \sigma) = 6.66 \times 10^5 \text{ (mm}^3\text{)}$$

$$I_c = w l^4 / (384 E) = 4.16 \times 10^7 \text{ (mm}^4\text{)}$$

である。これは、155mm 角の角パイプに相当する。つまり、155mm 角の外形で 55mm 程度の中空部分に、導体を 4 本詰め込み一本のエラー磁場補正コイルに組み立てる。この場合には補強ケースの断面係数は  $I = 4.81 \times 10^7$  (mm<sup>4</sup>) 及び  $Z = 6.2 \times 10^5$  (mm<sup>3</sup>) である。これらの計算において、補正コイルの起磁力は 80 kAT としている。また、4.1 節と同様、簡単化のために、レーストラック型のコイルの各々の隅の曲率は、 $R = 2.215$  m、即ち両端は完全な半円とし、内側は実際の直線ではなく、円弧とした。

#### 4. 4 電源・保護回路

エラー磁場コイル電源は、非軸対称エラー磁場を補正するエラー磁場補正コイルを励磁する電源であり、低電圧、大電流の両極性電源となる。その回路構成を図 4.3 に、機器仕様を表 4.2 にまたその寸法を図 4.4 に各々示す。

保護装置は、コイル蓄積エネルギーが小さいため、抵抗器も低抵抗値 ( $1.8 \text{ m}\Omega$ ) でエネルギーを消費することができる。（回収エネルギー : 0.84 MJ） 従って、電源のインピーダンスと抵抗器のインピーダンスを検討し、保護投入器回路に抵抗を挿入する方法と、保護投入器を設置せず、電源でエネルギーを回収する 2 案が考えられる。

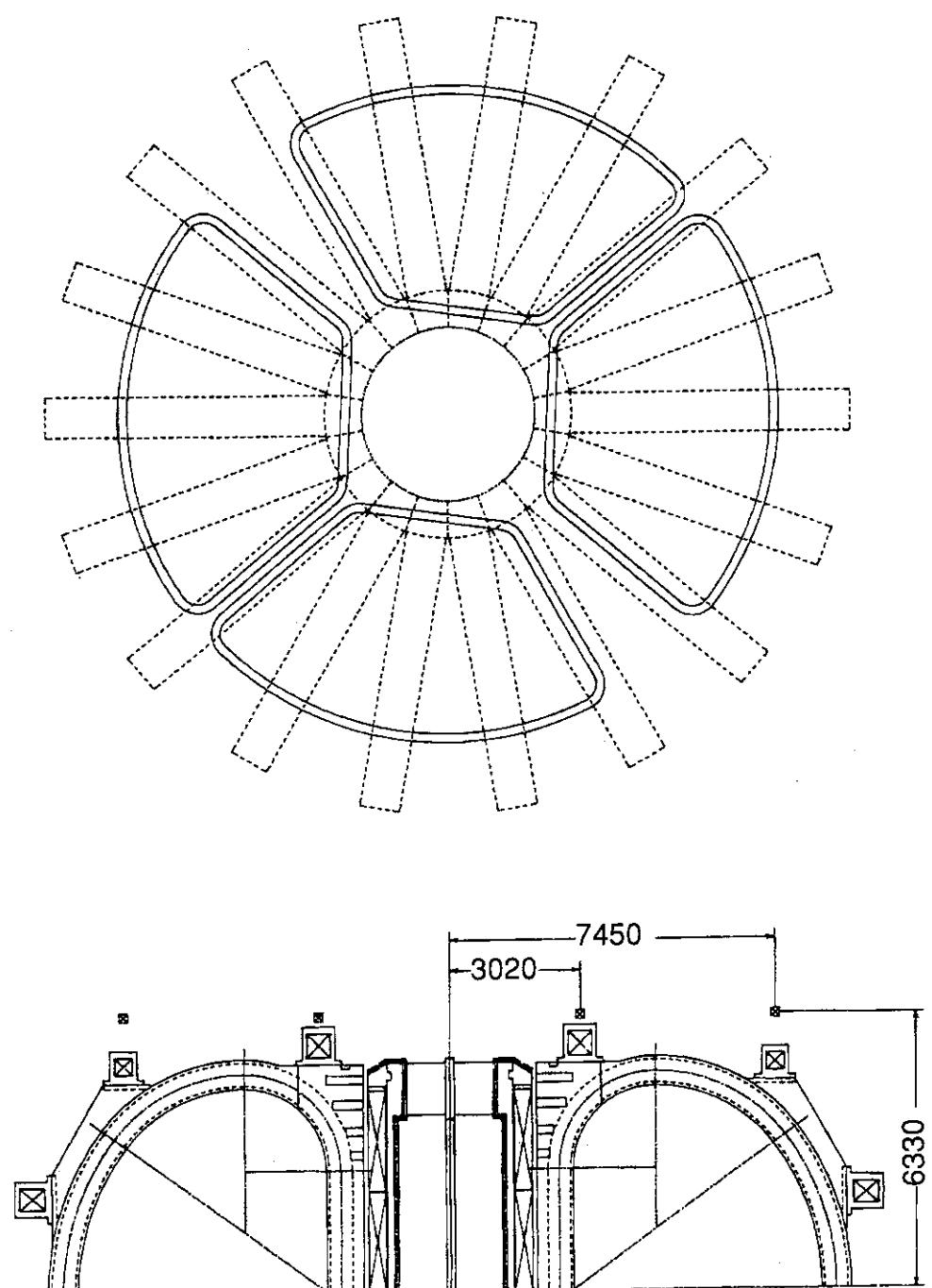


図4.1 JT-60SUエラー磁場補正コイルの形状と設置位置

	単位	仕様値
超伝導材料	---	NbTi
素線外径	mm $\phi$	0.83
銅比	---	3.0
素線Non-Cu $J_c$	A/mm <sup>2</sup> at 3T	2950
導体内素線数	本	3x4x5x5=300
導体コンジット内径	mm $\phi$	18.5
” 外径	mm $\phi$	20.0
素線領域のボイド率	%	35.4
コンジット内He断面積	mm <sup>2</sup>	95.1
コンジット内全断面積	mm <sup>2</sup>	268.8
最大経験磁界	T	3
定格電流 at 3T ( $I_{op}$ )	kA	20
臨界電流at 3T ( $I_c$ )	kA	114 (素線 $I_c \times 300 \times 0.95$ )
$I_c / I_{op}$	---	5.69
制限電流 ( $I_{lim}$ )	kA	22.5
$I_{lim} / I_{op}$	---	1.13
安定性マージン	J/cc	0.75
冷媒温度	K	4.5
臨界温度	K	7.65
分流開始温度	K	7.10
素線製法	---	-----

$\rho_{Cu}$  at 3T=  $2.96 \times 10^{-10} \Omega m$  を使用

表4.1 JT-60SUエラー磁場補正コイル用超伝導導体諸元

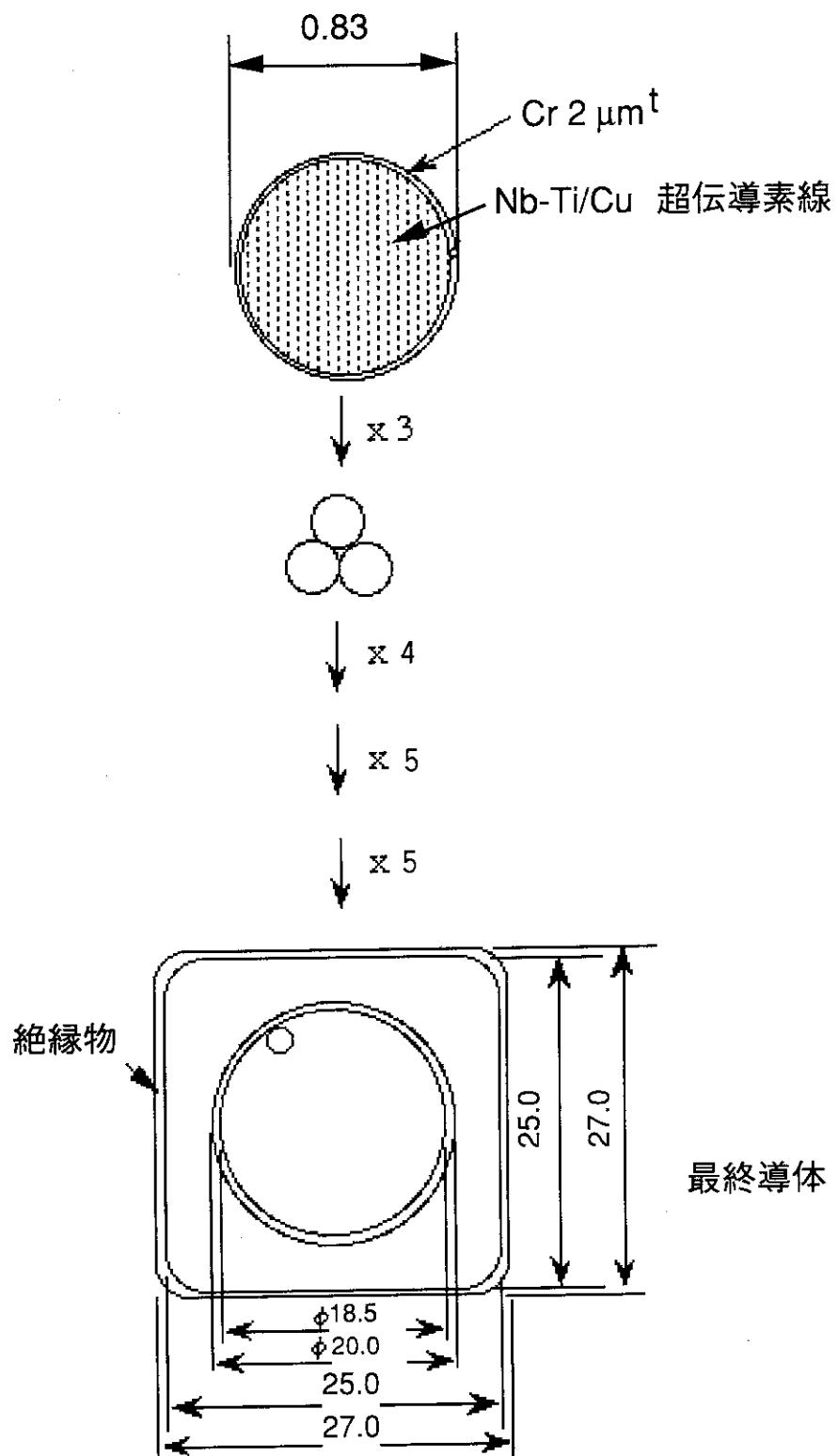


図 4. 2 JT-60SU エラー磁場補正コイル用超伝導導体構成図

	品名	員数	仕様	備考
1	降圧変圧器	1	3 φ、800 kVA 11 kV/6.6 kV	3 t/台
2	変圧器	2	3 φ、400 kVA 6.6 kV/30-30 V	3.5 t/台
3	サイリスタ変換器	4	400 V、5 kA DCCT: 15 kA 横流抑制用リアクトル : 2台/電源 空芯リアクトル	9.5 t/台 40 l/min 排気熱量 20 kW/台
4	保護投入器	1	DC 12 kA連続	1 t/台

電源に必要な冷却水量及び機器重量の合計を以下に示す。

冷却水量 : 160 l/min

降圧変圧器重量 : 3 t

変換器用変圧器 : 7 t

電源関係重量 : 38 t

表4.2 JT-60SUエラー磁場コイル用電源仕様

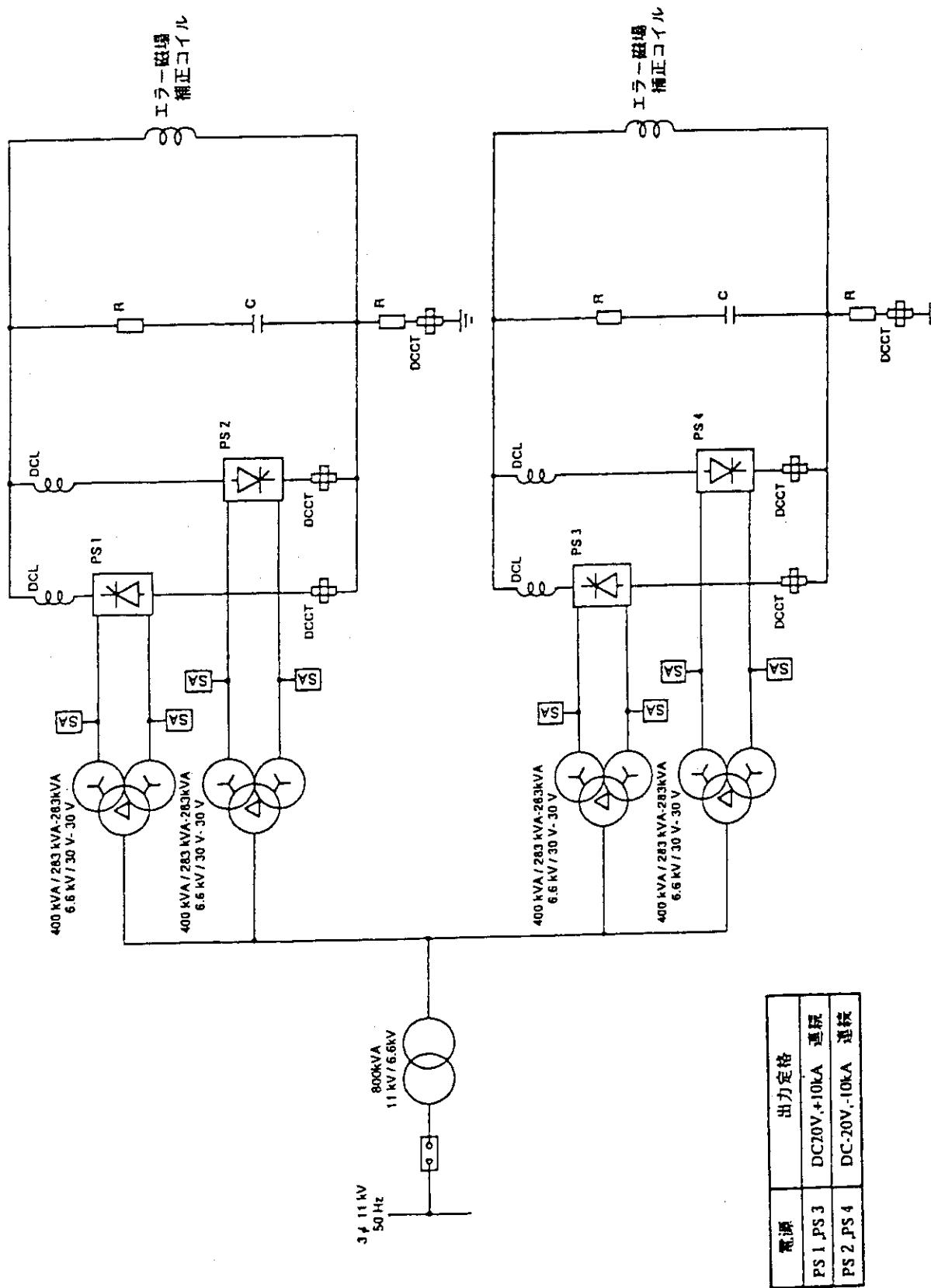


図4.3 JT-60SUエラー磁場コイル用電源

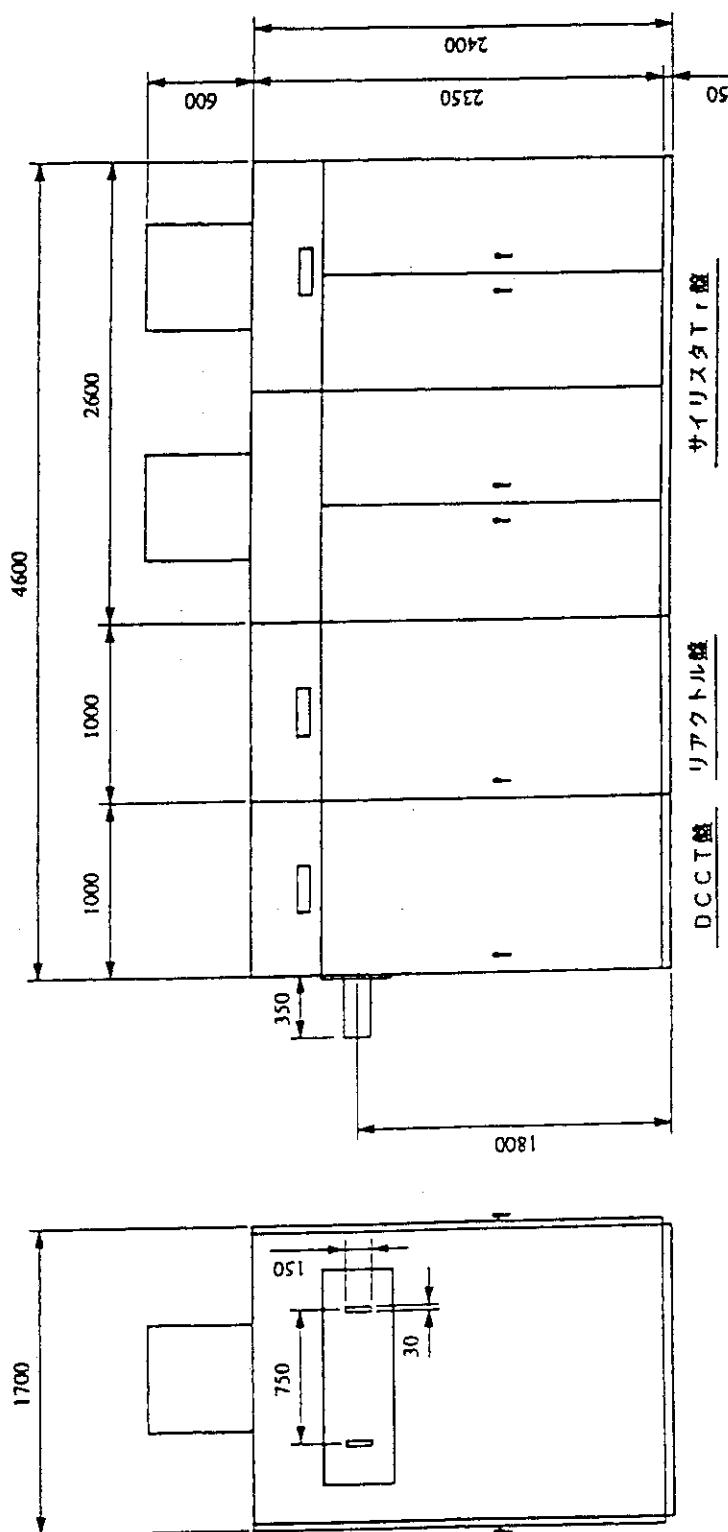


図4.4 JT-60SUエラー磁場コイル用電源用サイリスタ変換器

## 5 He 液化冷凍設備

定常炉心試験装置では、極低温に冷却する機器として、超伝導コイル、ペレット入射装置、NBI装置クライオパネル、RF装置（ジャイラトロン）がある。ペレット、NBI及びRF装置は、それぞれ個別の専用液化冷凍設備が設置されるものとし、ここでは、主に超伝導コイル系の冷凍設備を扱う。He冷凍機は冷凍温度が極低温のため単位冷凍出力当たり約300倍の動力必要とするため、冷凍機の効率向上とともに、熱負荷の低減化が重要な課題である。5.1では、超伝導コイル系の冷凍負荷についてまとめ、5.2において冷凍システムについて記述する。また、5.3で機器配置計画、5.4で初期冷凍について検討する。

### 5.1 超伝導コイル系の熱負荷

#### 5.1.1 定常熱負荷

定常熱負荷は定常的な負荷となる侵入熱であり、以下のものがある。

- (1) 低温支持脚の熱伝導
- (2) 軐射シールドの輻射熱と輻射シールド支持体の熱伝導
- (3) TFC導体接続部(含む電流リード部)のジュール発熱
- (4) TFC, PFC、補正コイル電流リード部の熱伝導
- (5) トランスマーケーブル(極低温冷媒移送管)での熱伝導と輻射熱
- (6) 極低温循環ポンプ系の発熱

ここでは、装置本体に関する定常熱負荷を評価し、トランスマーケーブルと極低温循環ポンプ系は次節で評価する。

##### 1) 低温支持脚の熱伝導

トロイダルコイル及びポロイダルコイル等の低温全体の支持は18本のSUSの板バネ構造（長さ0.3-1.0m程度）を想定している。支持脚は常温時においてTFコイルとPFコイルの自重を支え、低温時には自重に加えディスラップション時にPFコイルにかかる電磁力も支える必要がある。このディスラップション時にかかる電磁力は自重の約2倍程度である。構造材をSUS316LNとすると、低温時にはSm値が3倍程度あがることから、常温時に裕度のある支持脚の設計がなされておれば、低温時にディスラップション時にかかる電磁力が加わったとしても、Sm値が高くなっていることから問題ないと考えられる。低温部総重量約4000トンであるから、常温での応力を50MPa程度とするためには、0.74m<sup>2</sup>の断面積程度の支持脚断面が必要である。支持脚の付け根は80Kアンカーであるので、長さを0.3mとして80Kから4Kへの熱侵入を評価すると0.8kWとなる。余裕をとって、侵入熱として1kWと評価する。

##### 2) 軐射シールド

80Kシールドの黒体放射能は2.3W/m<sup>2</sup>であり、4Kの黒体放射能は無視できる。表面状態に依存するが低温での輻射率を0.1程度とし、更にスーパーインシュレータ(SI)等を挿入することにより熱放射能が0.1W/m<sup>2</sup>程度となると推定される。輻射シールドは真空容器側だけではなくクライオスタッフ側にも設置され、低温支持脚などにも付けられる。これらの総面積は現時点では正確には評価できないが概略4000m<sup>2</sup>程度と考えられる。従って輻射シールドからの輻射熱は400Wとなる。

##### 3) TFC導体接続部(含む電流リード部)のジュール発熱

TFCは3個直列接続するため電流リードの数は2個/3コイルであるが、直列接続の場合でも導体を直接接続することは難しい可能性があるのでここではコイルと外部との接続数を2カ所/コイルとした。従って接続数は36カ所になる。

1TFコイル当たり変形三条巻パンケーキが6個、一条巻パンケーキが2個ある。変形三条巻パンケーキでは導体接続部が2箇所あるので、コイル内の導体接続部は19箇所、18コイルで総計342カ所の導体接続部がある。

接続抵抗値は1nΩ/箇所で定格通電電流は55.6kAなので発熱量は3.1W/箇所になる。全接続数3

80箇所での発熱量は1178Wとなる。Nb3Alの2条巻を採用した場合、コイル内の接続部が1コイル当たり6箇所減るのでコイル全体の接続箇所は270箇所に減る。従って、接続部の発熱量は837Wとなる。但し、Nb3Alどうしの接続法を開発する必要がある。

#### 4) TFC, PFC、補正コイル電流リード部の熱伝導

電流リード部の熱伝導については、実証ポロイダルコイル実験結果から通電時において $1.2\text{W}/\text{kA}$ となることが知られている。ここでは、この値を採用し電流容量に比例して熱も伝導するとして定常熱伝導負荷を評価する。TFCの定格通電電流は55.6kA、電流リード個数は12個、PFCの最大通電電流は40kA、電流リード個数は20個、補正コイルの最大通電電流は10kA、電流リード個数は4個であることから、各々の侵入熱量は801W、960W、48Wと評価される。

#### 5. 1. 2 非定常熱負荷

非定常熱負荷は、その発生場所、発熱時間、冷媒の負荷通過時間等を考慮して冷凍機の熱負荷としての値を評価する必要がある。特にJT-60SUでは超伝導コイルの冷却路を超臨界ヘリウムが通過する時間が数百秒から1000秒程度と熱の発生時間に比べて長いため、ここでは非定常熱負荷をジュール単位で見積り、次節においてその取り扱い方について評価する。

非定常熱負荷としては以下のものが考えられる。

- (1) PFC、補正コイル導体接続部(含む電流リード部)のジュール発熱
- (2) TFCコイルケース、シアパネル、低温支持構造物の渦電流発熱
- (3) TFC, PFC導体ACロス
- (4) TFC, PFC導体部核発熱
- (5) TFCコイルケース、シアパネル、低温支持構造物の核発熱

ACロスや渦電流発熱などはプラズマの運転シナリオに密接に関連している。このため想定する運転シナリオについてこれらを求め、原則としてその最大値を熱負荷とする。200秒放電と1時間放電については各々熱負荷を計算した。

##### 1) PFC、補正コイル導体接続部(含む電流リード部)のジュール発熱

PFC電流リード数は20個、導体接続部の数は126個、計146個になる。補正コイルの電流リード数は4個、導体接続部の数は4個なので総計154個になる。接続抵抗値は $1\text{n}\Omega/\text{箇所}$ で定格通電電流は各々40kAと10kAなので発熱量は $1.6\text{W}/\text{箇所}$ 、 $0.1\text{W}/\text{箇所}$ になる。従ってPFC、補正コイル全体での発熱量は235Wとなる。

##### 2) TFCコイルケース、シアパネル、低温支持構造物の渦電流発熱

2. 4. 1項で述べたようにTFCコイルケース、シアパネル等の通常運転時での渦電流発熱はプラズマ電流立ち上げ、立ち下げ時に多くが発生するので、200秒放電と1時間放電で殆ど変化せず約2.16MJである。

##### 3) TFC, PFC導体ACロス

TFC, PFC導体のACロスは2.4.1項及び3.1.2項で示されるようにプラズマ立ち上げ、立ち下げ時に主として発生する。200秒放電では何れもDT-DN運転時に最大になり、TFC全体で0.48MJ、PFC全体で1.54MJである。1時間放電の場合は各々0.3MJ、0.88MJになる。補正コイルについては値が小さいので無視した。

##### 4) TFC, PFC導体部、TFCコイルケース、シアパネルの核発熱

核発熱は、DT運転時に比べDD運転では無視できるので、ここではDT運転時の核発熱を評価する。超伝導線の安定性マージンの確保と冷凍負荷低減の観点から、導体部での核発熱率を当面最大0.2mW

/ccとして評価すると、発熱量は4 kWとなる。コイルケースでの核発熱は $\gamma$ 線によるものが主要であり、2次元の遮蔽計算によるとポロイダル方向に比較的一様な核発熱率となる。表面核発熱率を0.4 mW/cc、 $\gamma$ 線減衰長0.065mを考慮しシアパネルを含む発熱体積から全核発熱量19.4 kWとなる。以上から、標準DT放電フラットトップ200秒で、捲き線部の核発熱量0.8 MJ、TFCコイルケース、シアパネルの核発熱量3.9 MJと評価できる。フラットトップ200秒運転においては、放電周期内で除熱することが可能と考えられるが、長パルスのDT運転においては、冷凍負荷低減の観点から $\gamma$ 線遮蔽が必要であろう。PFCはTFCの外側に配置されTFC間にはシアパネルがあるのでこれらで遮蔽され核発熱はTFCに比べて小さく無視できるものであると考えられる。今後、遮蔽性能の向上のための最適化を行い、導体部の核発熱を0.1mW/cc程度、コイルケース部の核発熱を10 kW程度に削減する必要がある。

### 5.1.3 非通常運転時の非定常熱負荷

上記の非定常熱負荷は、通常運転時の運転シナリオに沿った想定可能な核発熱であるが、実際の運転においては、これ以外に極めて重要な非定常熱負荷が発生し得る。ここでは、それを非通常運転時の非定常熱負荷としてまとめる。

#### 1) 上下位置不安定性制御時の交流損失及び渦電流発熱

プラズマ上下位置不安定性は、真空容器に近接した常伝導の高速上下位置制御コイルによって制御することを想定している。プラズマの形状によっては、上下位置不安定性が周期的に発生する可能性があり、これによって発生する交流損失や渦電流損が大きな非定常熱負荷になりうる。ここでは、上下位置制御コイル電流変動が1s周期で214秒持続した場合を想定し、交流損失と渦電流発熱を評価すると、表5.1.1のようになる。

項目	発生場所	発熱量	平均発熱量
交流損失	CS	41.2kJ	0.19kW
	EF	85.5kJ	0.4kW
	TF	1253kJ	5.86kW
渦電流損	CS支持構造物	15kJ	0.07kW
	TFケース等	3570kJ	16.7kW

表5.1.1 上下位置制御時の非定常熱負荷

このような上下位置不安定性の制御を行うと、総計約23kWの熱負荷が発生することになり、制御用コイルがトロイダルコイル近傍であることから主にTFの交流損及びケースの渦電流損が支配的である。この熱負荷は、フラットトップ200秒通常運転時の非定常熱負荷の放電平均負荷量42kWの約半分に相当し、He冷凍設備の負荷として無視することができない。この熱負荷の評価は、プラズマ位置・形状及び上下位置制御ロジックに強く依存するため、現時点で正確に冷凍負荷として見積ることが困難である。本検討では、上下位置不安定性により与えられた冷凍機容量のマージンを越えるような場合には、上下方向に安定なプラズマ位置・形状に変更するか、又は、放電を停止させることを想定する。

#### 2) ディスラプション時の渦電流発熱

2.4.2項で示したように、10mA放電が10msでディスラプションにより定位消滅した場合に、TFコイルケースに極めて大きな渦電流発熱が発生しうる。この渦電流発熱は、真空容器の一一周抵抗値に依存し、一周抵抗値が $42.6\mu\Omega$ (40mmと5mmのTi合金二重構造真空容器)時に最大262.6MW、全発熱量22MJ、 $4.4\mu\Omega$ (Ti真空容器に6mm程度のAl板を装着)時には最大12.9MW、全発熱量3.8MJの熱負荷が、TFコイルのウェッジ部に集中して発生する。断熱温度上昇を仮定するとこの入熱により、TFケースは局所的に約8K( $4.4\mu\Omega$ 時)から約20K( $42.6\mu\Omega$ 時)程度温度上昇することになる。ディスラプションの時定数を200ms

としても、最大発熱量 及びその発生時刻が変化するだけで、総発熱量は大きく変化しない。従って、真空容器一周抵抗はTFコイルの渦電流発熱の低減化の観点から選択される必要があり、超伝導コイルのクエンチを防ぐためには、コイルケースに渦電流が流れないような一周抵抗の低い真空容器が必要となる。真空容器とバッフル板をステンレス材で構成すると、真空容器の一周抵抗が $25\mu\Omega$ 程度となるが、この場合には渦電流総発熱16MJ、局所温度上昇17Kとなる。なお、TFコイルのディスクの発熱量はコイルケースの1/1000程度と小さいものである。

#### 5. 1. 4 液化負荷等

電流リードの冷却に使用される液体ヘリウムの蒸発から液化負荷が決まる。PFでは20個リード $\times 3$  g/s=60g/s、TFでは12個リード $\times 4$  g/s=48g/s、計108g/sより液化負荷は3100 l/hrとなる。超臨界ヘリウムの循環流量は、2. 2. 3項と3. 2. 1項で述べた結果から判断して4800g/sとする。液体Heのクライオスタット内インベントリは約40 m<sup>3</sup>である。

#### 5. 1. 5 熱シールドの熱負荷

2. 9で示したように輻射シールド表面積を1000m<sup>2</sup>程度、低温部表面積を4000m<sup>2</sup>程度とし、電磁力に耐え得るよう26cmピッチで支持した場合、輻射シールドへの輻射入熱 合計10kW(真空容器-TFCで4kW、クライオスタットで6kW)、熱伝導入熱が9kW(真空容器-TFCで4.5kW、クライオスタットで4.5kW)となる。輻射率等の不確定要素があるため、不確定余裕1.5倍として、合計28.5kWの熱負荷であるとする。また、低温支持体サーマルアンカーを25kWとし、80Kシールドの熱負荷として総計約60kWを想定する。以上、80Kシールドの熱負荷条件は、表5. 1. 2のように纏められる。

項目	熱負荷	備考
輻射シールド		
輻射入熱	10kW	
熱伝導入熱	9kW	
不確定裕度	9.5kW	50%
合計	28.5kW	
サーマルアンカ	25kW	
総計	53.5kW	~60kW

表5. 1. 2 80Kシールドの熱負荷条件

定常熱負荷、非定常熱負荷、非標準的非定常熱負荷等の、超伝導コイル系の熱負荷は表5. 1. 3のようにまとめることができる。

種類	項目	熱負荷 (kW)			
液化負荷		3100 ℥/h			
定常熱負荷	低温支持脚	1			
	輻射シールド	0.4			
	TFC接続部	1.17			
	TFC電流リード	0.8			
	PFC電流リード	0.96			
	補正磁場コイル電流リード	0.01			
合計		4.4			
非定常熱負荷 (通常運転)		360秒, 30分周期	1時間, 2 時間周期		
		放電平均	周期平均	放電平均	周期平均
	PFC接続部ジュール発熱	0.24	0.048	0.24	0.124
	補正磁場コイル接続部	0	0	0	0
	TFCケース、シアパネル渦電流	6.0	1.2	0.58	0.3
	TFC導体交流損失	1.33	0.27	0.08	0.04
	PFC導体交流損失	4.28	0.86	0.24	0.12
	TFC導体核発熱	4.0	0.44	2.67	1.34
	TFCケース、シアパネル核発熱	19.4	2.17	12.9	6.45
	合計(kW)	35.25	5.0	16.71	8.37
合計発熱量		8.95MJ		60MJ	
通常運転時の 総計		39.7kW+	9.4kW+	21.1kW+	12.8kW+
		3100 ℥/h	3100 ℥/h	3100 ℥/h	3100 ℥/h
非定常熱負荷 (非通常運転)		360秒放, 30分周期	1時間, 2 時間周期		
		放電平均	周期平均	放電平均	周期平均
	上下位置制御時				
	PFC交流損失	0.35	0.07	0.57	0.295
	TFC交流損失	3.48	0.70	5.69	2.93
	CS支持構造渦電流	0.04	0.008	0.07	0.035
	TFCケース、シアパネル渦電流	9.91	1.98	16.2	8.35
	合計(KW)	13.78	2.76	23.53	11.61
合計発熱量		4.96MJ		83.6MJ	
	ディスラプション時				
	TFCケース、シアパネル渦電流	44.4kW	8.9kW	4.3kW	2.2kW
	合計発熱量	16MJ		16MJ	

表5. 1. 3 超伝導コイル系熱負荷条件

## 5. 2 冷凍システム

### 5. 2. 1 He液化冷凍設備の検討条件

超伝導コイル系へのSHe供給条件を表5. 2. 1に示す。コイル系で生じる熱負荷は非定常熱負荷（パルス熱負荷）が大きな割合を占めているため、He冷凍設備に対する熱負荷条件は、運転シナリオ等により大きく異なるものとなる。ここでは、非定常熱負荷が放電期間中均一に発生するとし、コイル系に熱容量と熱伝達の遅れ及び非均一性を無視し、SHe流れをピストンフローと仮定して検討する。図5. 2. 1は、200秒加熱放電におけるコイル系熱負荷パターン、SHeのコイル通過時間( $T_R$ )を1000秒とした場合のコイル出口SHeの熱負荷パターン、及び、コイル系内のSHeインベントリを5000kgとしSHeラインを完全な閉サイクルとした場合の圧力変動パターンを示す。この例では、非定常熱負荷が発生する時間( $T_P$ )がSHeコイル通過時間に比べ十分短いために、コイル系で生じる熱負荷が大きく緩和されてHe液化冷凍設備に伝わる。コイル系内のSHe温度は、そのインベントリで決まり、表5. 2. 1で示されるSHe供給条件の場合、出口温度は定常冷凍負荷時に5.08K、最大冷凍負荷時に5.48Kとなる。1時間放電時には、図5. 2. 2に示されるようにコイル系で生じる最大熱負荷が直接He液化設備の熱負荷となる。この時、SHe温度はSHe循環量で決まり、最大冷凍負荷時には5.81KのSHe出口温度となる。SHe循環ラインを完全な閉サイクルとすると、これらの熱負荷変動により200秒加熱の場合には0.15MPa、1時間放電時には0.17MPaの圧力変動が生じることから、SHeラインは開放系で構成することとする。

項目	設計条件	備考
循環流量	5000g/s	
入口温度	4.5K	
入口圧力	1MPa	圧損含む
出口圧力	0.8MPa	
SHeインベントリ	40m <sup>3</sup>	5900kg@1MPa, 4.5K

表5. 2. 1 SHe供給条件

He液化冷凍設備は原則的には最大の冷凍負荷に合わせた検討が必要であるが、本検討では、先に示したようにSHeへの熱伝導時定数が大きく、非定常負荷が放電周期で平均化できると仮定する。また、液化負荷は夜間の運転停止期間（14時間／日）中に再液化・貯蔵することとする。更に、DTの1時間放電については、周期平均の仮定が成立せず最大冷凍負荷として放電平均値を用いる必要があり、この時には冷凍設備を増力することとする。

以上から、定常熱負荷4.4kW、最大熱負荷として360秒加熱放電周期平均の9.4kW、液化負荷3100l/h(夜間10時間で再液化)をコイル系の熱負荷条件として検討する。

### 5. 2. 2 システムの構成と仕様

#### (1) システムの構成

He冷凍システムは、SHe循環ポンプ系、液化冷凍系、精製系、液体窒素(LN2)供給系から構成される。

#### 1) SHe循環ポンプ系

SHe強制冷却は、出入り口温度、圧力損、圧力レベル等超電導コイルの要求する基本仕様によって、その単位循環量当りの冷却能力が大きく変動するが、概略2～3W/(g/s)であり、LHeの潜熱(約20W/(g/s))で熱負荷を吸収するLHe浸漬冷却に比べ小さい。これをコールドボックスから直接供給することは設計常無理があり、独立したSHe循環ループを構成する必要がある。SHeに必要な圧力ヘッドを与え圧縮循環させるために循環ポンプが必要となるが、これを常温部に設ける常温循環ポンプ方式では大型の循環ポンプ

と大容量の熱交換器が必要となり装置が大型化する。従って、本システムでは循環ポンプを低温部に設ける極低温循環ポンプ方式を採用する。コイル冷却により温度上昇したSHeの冷却と循環ポンプでの昇圧に伴う熱負荷をLHeと熱交換するために、SHe熱交換器、LHe容器等が必要である。SHe循環ポンプ系は、これらSHe循環ポンプ、SHe熱交換器、LHe容器等を真空断熱容器内に内蔵したSHe循環ユニットから構成される。SHe供給温度を3.5~4.5Kの間で設定できるよう、低温圧縮器を付加するが、設計条件としては供給温度4.5Kとして低イオン圧縮器の運転は考慮しないとした。

## 2) 液化冷凍系

液化冷凍系は、コイル系やSHe循環ポンプ系の熱負荷を吸収するもので、ガス(G)He貯蔵設備、He圧縮設備、He冷凍機本体、LHe貯蔵設備等から構成される。

GHe貯蔵設備は常温部に設置されたGHeのバッファタンクであり、LHe貯蔵設備は低温部に設置されたLHeのバッファタンクである。He圧縮設備は、He冷凍機本体で必要とするGHeを圧縮循環する設備であり、現在最も広く用いられている油噴射スクリュー方式を採用する。この方式のHe圧縮器は、圧縮器本体、油分離装置、クーラー、油ポンプ等から構成されている。He冷凍機本体は膨張タービンや熱交換器等を内蔵した真空断熱機器である。膨張タービンは極低温Heを生成するために必要な寒冷を発生するもので、高圧ガスをノズルから噴射させ高速流体とし、この高速流体で羽根車に回転仕事をさせることによってGHeの温度を低下させるものである。

また、コイルがクエンチした時にコイル系に保持されている膨大なSHeを短時間に放出する必要がある。本検討では、GHeタンクに接続・回収するものとする。

## 3) 精製系

系内の不純物として、ヘリウム置換等で除去できずに残留する不純物、He圧縮器の油が考えられる。本検討で採用するものと同一形式の冷凍システムで半年程度の連続運転の実績があることから、He圧縮器の油については、基本的には問題とならないと考えられる。残留不純物については、被冷却体の材質、構造等に強く依存が、主成分が水、CO<sub>2</sub>等の凝縮温度の高いガスであると考えられる。これらの不純物対策として、He圧縮器の全循環量を常時精製しコールドボックスに供給する常時精製方式を採用し、He圧縮器循環流量の10%程度の精製能力を想定する。He精製装置は、水分などを吸着する脱湿器、窒素等を吸着する活性炭吸着器等から構成される。He精製系は、He精製装置、低圧回収設備、He回収圧縮器、回収タンク等から構成される。

## 4) 液体窒素供給系

LN<sub>2</sub>供給系は、コールドボックス補助寒冷用、He精製装置用にLN<sub>2</sub>を供給するものである。80Kシールド冷却用にLN<sub>2</sub>を用いることも想定するが、N<sub>2</sub>の放射化が懸念されるため、根検討においてはGHeによる80Kシールドを主案とする。LN<sub>2</sub>による80Kシールドを代替案とし、両方のシステム仕様を検討する。LN<sub>2</sub>を常時購入・補充するオープン方式とLN<sub>2</sub>に再液化するクローズ方式を比較検討する。

### (2) システム仕様

#### 1) SHe循環ポンプ系

SHe循環ポンプ系の全体仕様を、コイル冷却条件などから下記とする。

供給流量	4800g/s
供給温度	3.5K~4.5K (定格: 4.5K)
供給圧力	0.5~1.5MPa (定格: 1.0MPa)
ポンプヘッド	0.1~0.2MPa (定格: 1.0MPa) (SHe循環ユニット以降の弁、配管等の圧損を含む)
連続運転時間	8000時間

冷凍負荷 13kW  
(コイル系熱負荷: 12kW、トランスファーラインの熱負荷: 1kW)

上記の仕様に基づく熱設計の結果、SHe循環ポンプ系で生じる熱負荷は11.8 kWとなる。LHe槽はSHe打交換器で消費するLHe概略40000ℓ/hの約10分間に相当する6000ℓ程度とする。

## 2) 液化冷凍系

### (a) 热負荷条件と液化冷凍系仕様

液化冷凍系の熱負荷条件を表5. 2. 2に示す。ここでは、冷凍負荷が減少する夜間に冷凍負荷の減少分を液化にまわすとし、20%の運転裕度を有するものとする。また、冷凍能力と液化能力の換算を3.33W/(l/h)とし、液化能力を冷凍能力に換算した。

No.	項目	定格 (14h/d)	夜間 (10h/d)	備考
1	液化負荷	1350ℓ/時	4350ℓ/時	62400ℓ/日
2	冷凍負荷 1)コイル系 2)SHe循環ポンプ系 3)トランスファーライン	12kW 11.8kW 2kW	6.4kW 7.4kW 2kW	
3	運転裕度	250ℓ/時+ 5.2kW	850ℓ/時+ 3.2kW	概略20%
4	合計	1600ℓ/時+ 31kW	5200ℓ/時+ 19kW	冷凍換算 36kW at 4.4K

表5. 2. 2 液化冷凍系の熱負荷条件

上記表に基づき、全体仕様を表5. 2. 3とする。

冷凍能力	36kW at 4.4K
初期冷凍能力	300kW
定格エネルギー効率	1000g/s (1.8MPa/0.13MPa)
コイル系初期冷凍流量	1000g/s (1.8MPa/0.13MPa)
連続運転時間	8000時間

表5. 2. 3 液化冷凍系の全体仕様

### (b) LHe槽及びGHeタンク

LHe貯槽の充填容量を40000ℓとする。これは、液化負荷(3100ℓ/h)の10時間分を保持できる容量に相当する。定格運転時の極低温He保持量を表5. 2. 4に示す。GHeタンクの運転圧力差を13気圧とし、10%の裕度を持つGHeタンク容量を求める6300m<sup>3</sup>となる。従って、GHeタンク容量を7000m<sup>3</sup>とする。なお、このGHeタンクはクエンチ時のGHe回収にも用いるとする。

項目	保持量	備考
コイル系	49000ℓ	40m <sup>3</sup> (1MPa, 4.5K)
液化冷凍設備		
1) SHe循環ポンプ系	6000ℓ	
2) LHe槽	36000ℓ	
3) 他(配管等)	5000ℓ	
合計	96000ℓ	65000Nm <sup>3</sup>

表5.2.4 定格運転時の極低温He保持量

## (c) 戻りガス加温器

コイル初期冷凍流量に合わせて、流量1000g/s、ヒーター容量1200kWとする。

## 3) He精製系

液化負荷3100ℓ/hに合わせ、20%の裕度を持たせた精製流量125g/s (2500Nm<sup>3</sup>/h) とし、以下の仕様及び機器構成とする。

精製流量	125g/s	
精製純度	空気分	水分
入口条件	1000ppm	1000ppm
出口条件	1ppm	1ppm
連続運転時間	8000時間	
機器構成		
低圧回収設備(ガスパック)	6000m <sup>3</sup> (約15分間)	
He回収圧縮器	125g/s (1.8MPa)	
He精製ユニット	125g/s連続	

4) LN<sub>2</sub>供給系

LN<sub>2</sub>供給系の熱負荷条件を表5.2.5に示す。

LN<sub>2</sub>供給システムとしては、LN<sub>2</sub>を購入・補充するオープン方式と再液化するクローズの両方式がある。また、GHeシールドと又はLN<sub>2</sub>シールドでシステムに差異ができる。ここでは、GHeシールドのオープン方式を主案とし、代替案としてLN<sub>2</sub>シールドのオープン又はクローズ方式を検討する。これら三ケースの概念検討比較を表5.2.6に示す。LN<sub>2</sub>クローズ方式の場合には、LN<sub>2</sub>熱負荷が大幅に増大するHe液化冷凍系初期冷却運転時は、LN<sub>2</sub>を補充するもとする。なお、コイル系初期冷凍流量1000g/sのGHeを80Kレベルで引き出す概略3300g/s (LN<sub>2</sub> 15000ℓ/h) のLN<sub>2</sub>が必要となる。少なくとも、実際の運転で負荷条件が明確になるまではオープン方式の採用が妥当であり、その後最適な再液化設備を増設することとする。また、LN<sub>2</sub>充填容量としては、最もLN<sub>2</sub>量が要求されるオープン方式LN<sub>2</sub>シールドの場合に、4日間無補充の運転が可能(裕度: 10%)なものとして、400m<sup>3</sup>を準備することとする。

項目	GHeシールド時	LN <sub>2</sub> シールド時	備考
コイル系	—	363g/s	60kW at 80K
He液化冷凍設備 1) コールドボックス 2) トランスマルチ等 3) He精製ユニット	平均 583g/s — 省略	平均 269g/s 121g/s 省略	表5.2.2の運転想定、シールド戻り寒冷使用 20kW at 80K
裕度	57g/s	80g/s	10%
合計	640g/s	860g/s	

表5.2.5 LN<sub>2</sub>供給系の熱負荷条件

項目	オープン方式	クローズ方式	オープン方式
	GHeシールド	LN <sub>2</sub> シールド	LN <sub>2</sub> シールド
ユーティリティー(定常)			
1) LN <sub>2</sub> 補給	69000ℓ/d	7900ℓ/d	93000ℓ/d
2) 電力	1520kW	2060kW	-
3) 冷却水( $\Delta T=5K$ )	260m <sup>3</sup> /h	350m <sup>3</sup> /h	-
その他			
1) 拡張性	△	○	○
2) 設置面積等	○	△	○
3) 運転制御性	○	△	○
4) 信頼性	○	△	○
5) 放射化	◎	○	△

表5.2.6 80Kシールド概念検討比較

## 5) 热バッファタンク

コイルの急激な発熱をタンク内の液体ヘリウムの蒸気潜熱で吸収し、熱負荷を平均化する目的で熱バッファタンクを設ける。冷凍機能力36kWに対して、放電平均熱負荷が48.3kWであり、両者の差分約12kWを一時的に熱バッファタンクで吸収すればよい。液体ヘリウムの蒸気潜熱で約4.3MJを吸収するために必要なヘリウム量は約1.8m<sup>3</sup>である。蒸発後の圧力を2.5気圧以下、温度を5.5K程度とするために、10m<sup>3</sup>の熱バッファタンクが必要である。

## 5.2.3 主要構成機器

前節の検討に基づく主要構成機器の概要を以下に示す。

## 1) 液化冷凍系

## (a) コールドボックス

冷凍能力	36kW at 4.4K
初期冷凍能力	399kW
コイル初期冷凍流量	1000g/s (1.8MPa/0.13MPa)
連続運転時間	8000時間
3基構成	12kW/基 x 3
保冷槽概形	φ 4000 x H9000/基

## (b) He圧縮機

流量	2900g/s (58500Nm <sup>3</sup> /h) (80Kシールド含むと+460g/s)
入口圧力	0.1MPa
出口圧力	1.84MPa
連続運転時間	8000時間
消費電力概略	10000kW
ユニット数	4ユニット
ユニット構成機器	低段4台+高段1台、油分離機、クーラー等
ユニット外形	幅11000 x 長さ13000 x 高さ7300/ユニット

## (c) LHe貯槽

充填容量	40000ℓ
構成	2基構成 (20000ℓ/基)
保冷槽概形	φ 4000 x H5200/基

## (d) GHeタンク

容量	7000m <sup>3</sup>
設計圧力	20kg/cm <sup>2</sup> G
構成	7基構成 (1000m <sup>3</sup> /基)
概形	φ 12000球形タンク/基

## (e) 戻りガス加温器

流量	1000g/s
ヒーター容量	1200kW
構成	3基構成 (334g/s/基)

## 2) SHe循環ポンプ系

## (a) SHe循環ユニット

供給流量	4800g/s
供給温度	3.5 ~ 4.5 K (定格 4.5K)
供給圧力	0.5 ~ 1.5MPa (定格 1.0MPa)
ポンプヘッド	0.1 ~ 0.2MPa (定格 0.2MPa)
連続運転時間	8000時間
冷凍負荷	13kW
構成	3基構成 (1600g/s)
内部機器	SHe循環ポンプ、SHe熱交換器、LHe槽(2000ℓ)、低温圧縮機等
保冷槽概形	φ 3000 x H5200/基

## 3) He精製系

## (a) 回収ガス加温器

流量	125g/s (2500Nm <sup>3</sup> /h)
入口温度	253K (-20°C)
出口温度	大気温 -10 K
形式	AI スターフィン空温式

## (b) 低圧回収設備

容量	600m <sup>3</sup>
構成	3 基構成 (200m <sup>3</sup> /基)
概形	幅6500 x 長さ6500 x 高さ5000/基

## (c) He回収圧縮器

流量	125g/s
入口圧力	0.1MPa
出口圧力	1.84MPa
ユニット構成機器	圧縮機本体、油分離器、クーラー等
ユニット概形	幅2800 x 長さ5800 x 高さ3300
主電動機	500kW

## (d) He精製器ユニット

精製流量	125g/s
精製純度	空気分 水分
入口条件	1000ppm 1000ppm
出口条件	1ppm 1ppm
連続運転時間	8000時間
ユニット構成機器	He精製器、脱湿器、再生用真空ポンプ、再生用ヒーター等
ユニット概形	幅5000 x 長さ8000 x 高さ7300

4) LN<sub>2</sub>供給系(a) LN<sub>2</sub>貯槽

充填容量	400m <sup>3</sup>
構成	4 基構成 (100m <sup>3</sup> /基)
LN <sub>2</sub> 貯槽概形	φ 3500 x H16000/基
付属機器	自己加圧用蒸発器、送ガス蒸発器

## 5) 热バッファタンク

充填容量	10m <sup>3</sup>
概形	φ 1800 x L5200

## 6) その他

## (a) 循環冷却水供給設備

本He液化冷却設備で必要とする循環冷却水は概略2100m<sup>3</sup>/h ( $\Delta T = 5K$ ) となるが、循環冷却設備は共通設備と見做してここでは検討しないこととする。

## (b) 計装空気供給設備

下記のように想定し機器検討を行った。

流量	300Nm <sup>3</sup> /h
構成	2ユニット (150Nm <sup>3</sup> /h/ユニット)
ユニット構成機器	空気圧縮機、脱湿器、バッファータンク等
ユニット概形	幅1500 x 長さ4000 x 高さ2500/ユニット

## (c) 真空排気設備

He液化冷凍設備はコールドボックス等多くの真空断熱器を有し、真空層排気のために真空排気設備が必要である。また、GHeタンク等の真空置換用にも真空排気設備が必要となる。その基本的な考え方を下記とする。

## ア) コールドボック等設置室

コールドボックス等の真空層排気用及びHe系置換用として以下を設ける。

油拡散真空ポンプ	3000ℓ/s程度
メカニカルブースターポンプ	1000m <sup>3</sup> /時程度
油回転真空ポンプ	5000ℓ/分程度

## イ) LHe貯蔵槽設置室

ア) と同様のものを一式設ける。

## ウ) He圧縮機等設置室

下記の2式を設ける。

メカニカルブースターポンプ	1000m <sup>3</sup> /時程度
油回転真空ポンプ	5000ℓ/分程度

## 5. 2. 4 定格ユーティリティー及びエネルギー効率

## 1) 定格ユーティリティー消費量

He精製系、戻りガス加温器等を停止状態とした時の定格ユーティリティー消費量概略は以下のとおり。

電力	10000kW (He圧縮器)
LN2	640g/s (GHeシールド時)

## 2) 定格エネルギー効率

表5. 2. 5の定格運転時にコールドボックスでLN2のみを使用するとLN2消費量は400g/sとなり、これをLN2生成効率30%として電力換算すると概略980kWとなる。従って定格消費電力は合計概略11000kWとなり、定格エネルギー効率は36kW/11000kW=1/306となる。また、36kW (4.4K) の理論最小動力は概略2420kWであることから、2.2%カルノーとなる。

## 5. 3 冷凍機器配置計画

本システムの概略系統図を図5. 3. 1に示す。冷凍設備のうちコールドボックス、液体ヘリウム貯槽、超臨界ヘリウム循環装置は出来るだけ負荷の近くに配置した方が良い。ただコールドボックスは熱効率の観点から縦型を採用すると実験棟地下室周辺には階高の関連で納まらない。高温部と低温部を分離して配置する案もあるがリスクが大きいと考えられるため、従来の縦型のコールドボックスを組立室に配置することにした。

圧縮機、回収圧縮機、He精製器、低圧回収設備（ガスバック）は実験棟南側の高圧ガス棟（増設改造）

に、バッファータンク、回収ガスタンク、液体窒素貯槽、加温器は屋外に設置する。

組立室にはコールドボックス、液体ヘリウム貯槽を、本体室地下（PIG電源室）には電流リード、同バルブボックス及びコイル負荷変動用の熱バッファータンクを配置する。地下ヘリウム液化室（I）はNBI装置の既設CBを移設した後、SHe循環装置を配置する。本来であれば液体ヘリウム貯槽はヘリウム液化室（I）に配置したいがSHe循環装置の保守エリア、配管スペースのため設置スペースが無く、組立室の汚染検査室の屋上に配置する。なお、配管貫通位置、配管ルートについては今後の検討が必要である。例えば高圧ガス棟からの配管ルート（地下ダクトVIの配管スペース）、組立室貫通部の遮蔽の方法、組立室コールドボックスから地下SHe循環装置への配管貫通、配管ルートなどである。図5.3.2に組立室の冷凍系機器配置（1F）、図5.3.3にヘリウム液化室（I）の機器配置（B1F）、図5.3.4に冷凍系機器配置図（断面）を示す。

#### 5. 4 初期冷却

総低温部重量約4000トンを冷凍能力36kW（ここでは概略40kWとする）の冷凍機で300Kから4.5Kまで予冷するために必要な期間を概算する。

冷凍時間の算出は式5.4.1に従って行った。

$$\Delta t = M \cdot \frac{\Delta \langle H(T) \rangle}{\eta Q(T)} \quad (5.4.1)$$

$$\Delta \langle H(T) \rangle = \int_{T + \Delta T}^{T - \Delta T} H(T) dT$$

ここで $\Delta t$ (sec)は、 $T + \Delta T$ から $T - \Delta T$ まで温度を下げるために必要な時間、 $M(kg)$ は冷凍重量、 $\Delta \langle H(T) \rangle$ (kJ/kg)は温度Tでの平均熱容量、 $Q(T)$ (kW)は温度Tでの冷凍能力、 $\eta$ は温度Tでの冷凍効率（熱交換率）を示す。総重量4000トンの内、SUSが75%、銅が22%、残り3%がFRPと仮定し、各々の重量比から各温度毎の平均熱容量を算出した結果及び各温度毎に仮定した冷凍効率を表5.4.1に示す。既存の冷凍機から推定した冷凍能力の温度依存性に基づいて、4.5Kで40kWの冷凍機の冷凍能力温度依存性を式5.4.2で算出するとする。常温での冷凍能力は配管を流れるヘリウム流量に依存するが、常温で充分なヘリウム流量が期待できない可能性があるため、戻り温度が100K以上で一定の冷凍能力を仮定した。

$$Q(KW) = 35.89 \exp(0.2411 T) \quad 4.4K < T < 100K$$

$$399.0 \quad 100K < T \quad (5.4.2)$$

以上の仮定の基で、300Kから20Kまで冷却重量4000トンを冷却するのに必要な期間を算出した結果を図5.4.1に示す。初期冷却に要する時間は、約19日間となる。更に、20Kから4.5Kまで下げるのに5日間程度必要となろう。本検討においては、冷凍重量全てが一様に冷却されると仮定している。実際の初期冷却においては、熱応力が許容範囲内に納まるようにできる限り温度が一様になるように、冷却流量を重量比や熱容量に応じて制御する必要がある。従って、実際の初期冷却に要する時間は、本検討で得られた結果に比べてかなり長くなる。今後、詳細な検討が必要であるがこの不確定さを考え、本検討においては、初期冷却時間を約30日とする。

温度 (K)	温度幅 (K)	$\Delta <H>$ (kJ/kg)	冷凍効率 $\eta$	温度 (K)	温度幅 (K)	$\Delta <H>$ (kJ/kg)	冷凍効率 $\eta$
300	20	8.92	0.8	120	20	5.08	0.45
280	20	8.74	0.8	100	20	2.14	0.45
260	20	8.45	0.8	90	10	1.86	0.45
240	20	8.23	0.8	80	10	1.53	0.45
220	20	7.87	0.8	70	10	1.19	0.45
200	20	7.62	0.7	60	10	0.85	0.45
180	20	7.14	0.7	50	10	0.54	0.15
160	20	6.59	0.7	40	10	0.38	0.15
140	20	5.92	0.7	30	10	0.12	0.15
120	20	5.08	0.45	20	10	0.12	0.15

表5.4.1 温度毎の平均熱容量と冷凍効率（仮定）

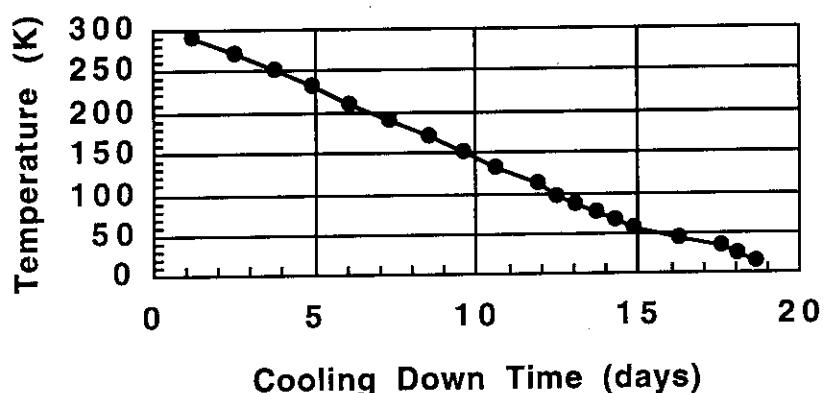


図5.4.1 初期冷却に要する期間

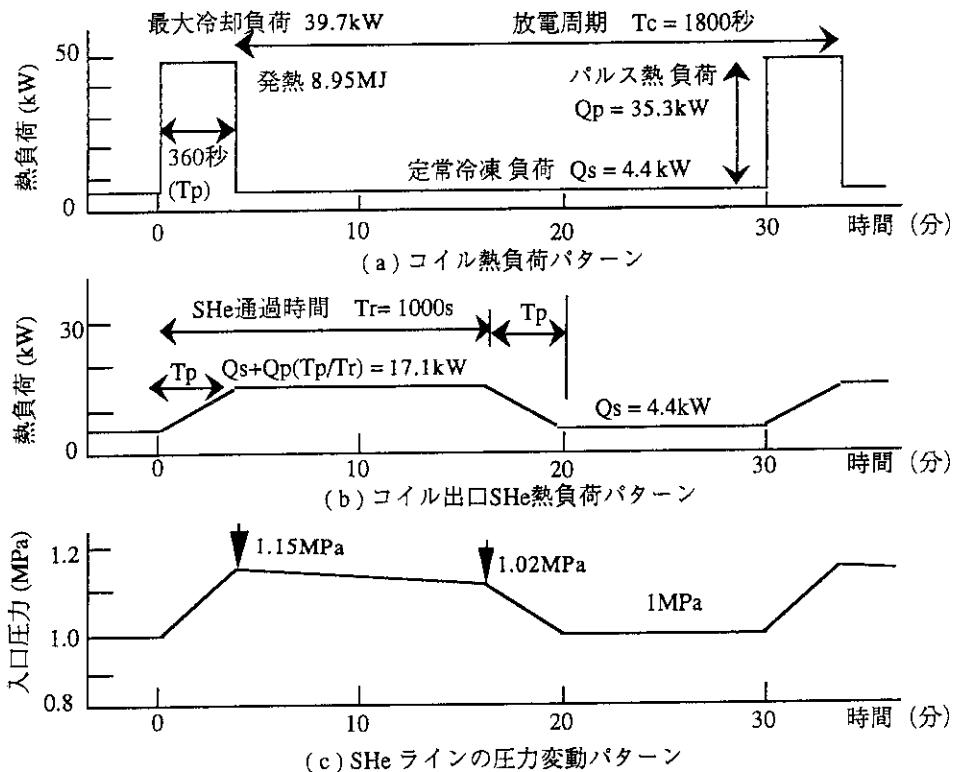


図 5. 2. 1 He 液化冷凍設備の熱負荷概念図 (360秒放電)

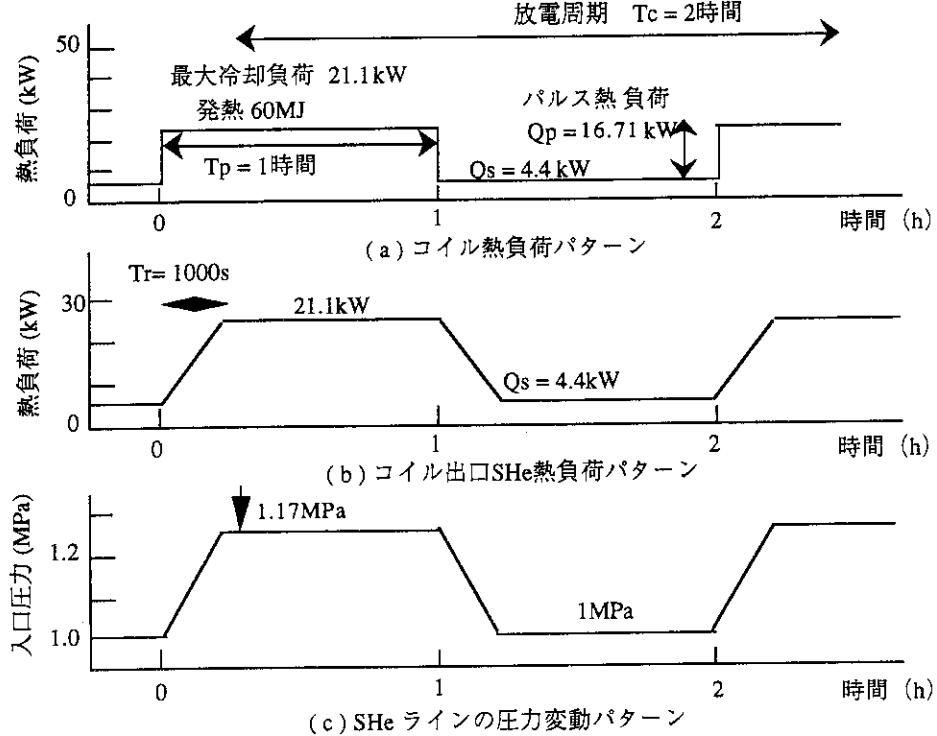


図 5. 2. 2 He 液化冷凍設備の熱負荷概念図 (1時間放電)

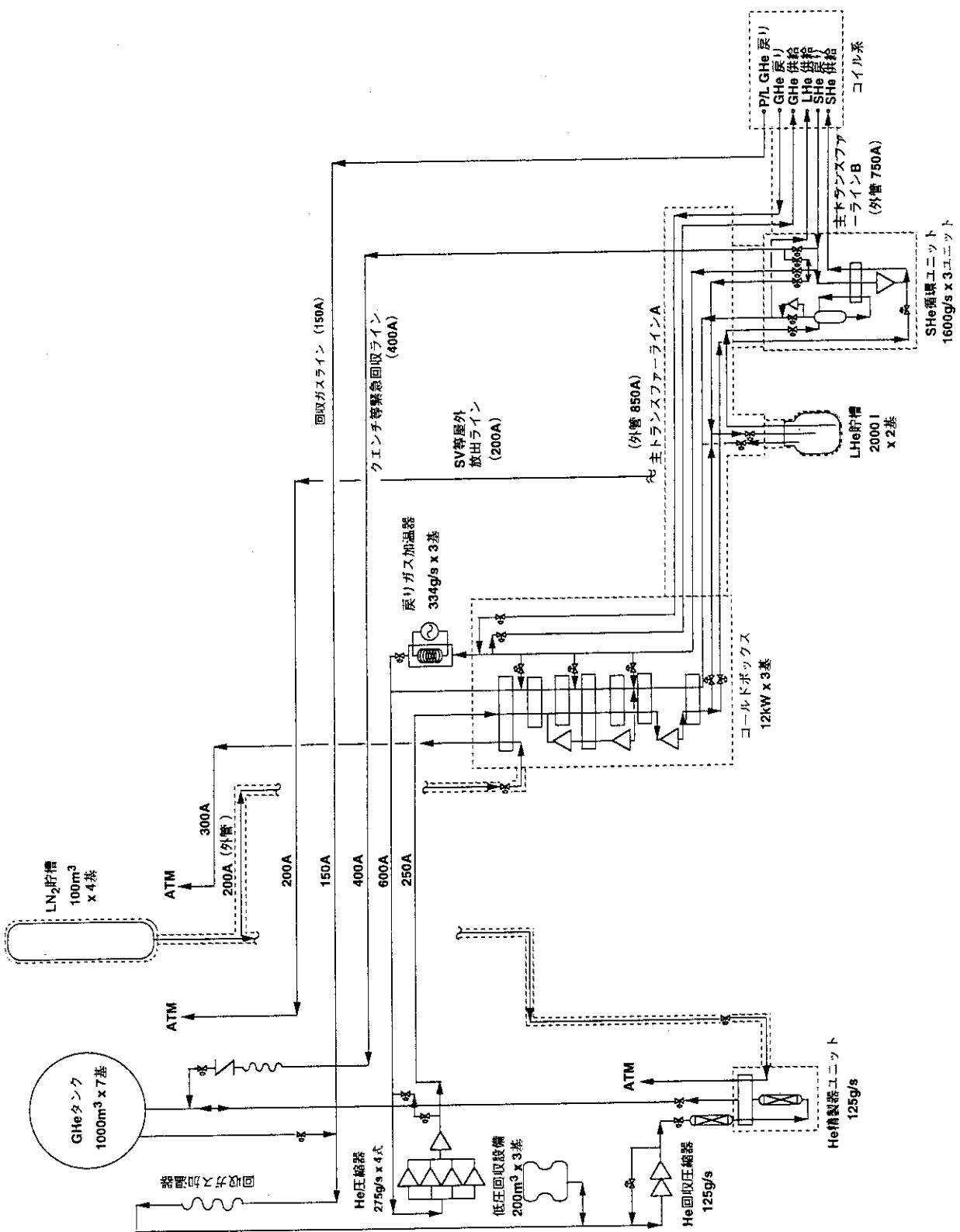


図5.3.1 ヘリウム冷凍システム概略系統図

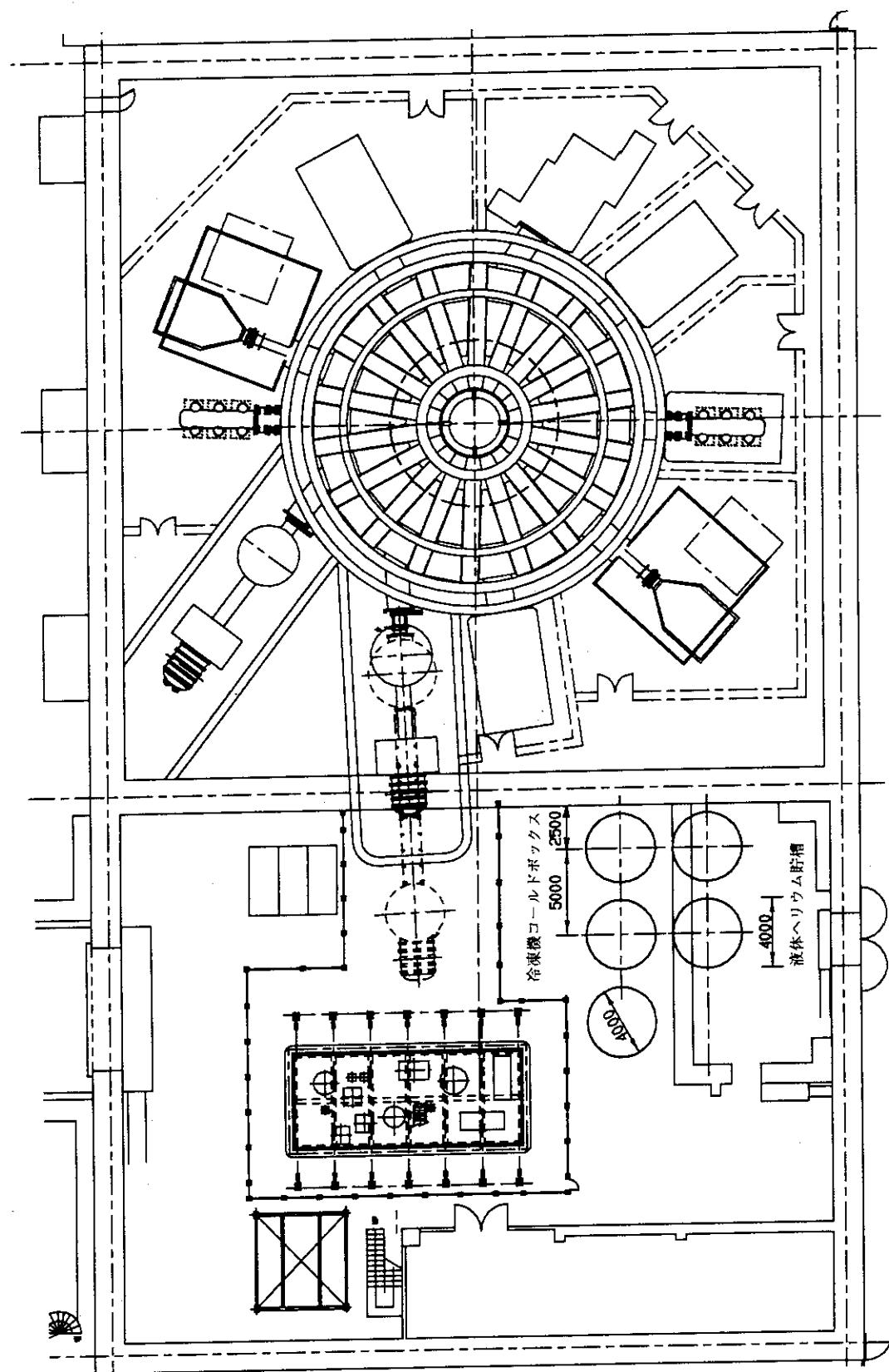


図5.3.2 冷凍系機器配置図 (1F)

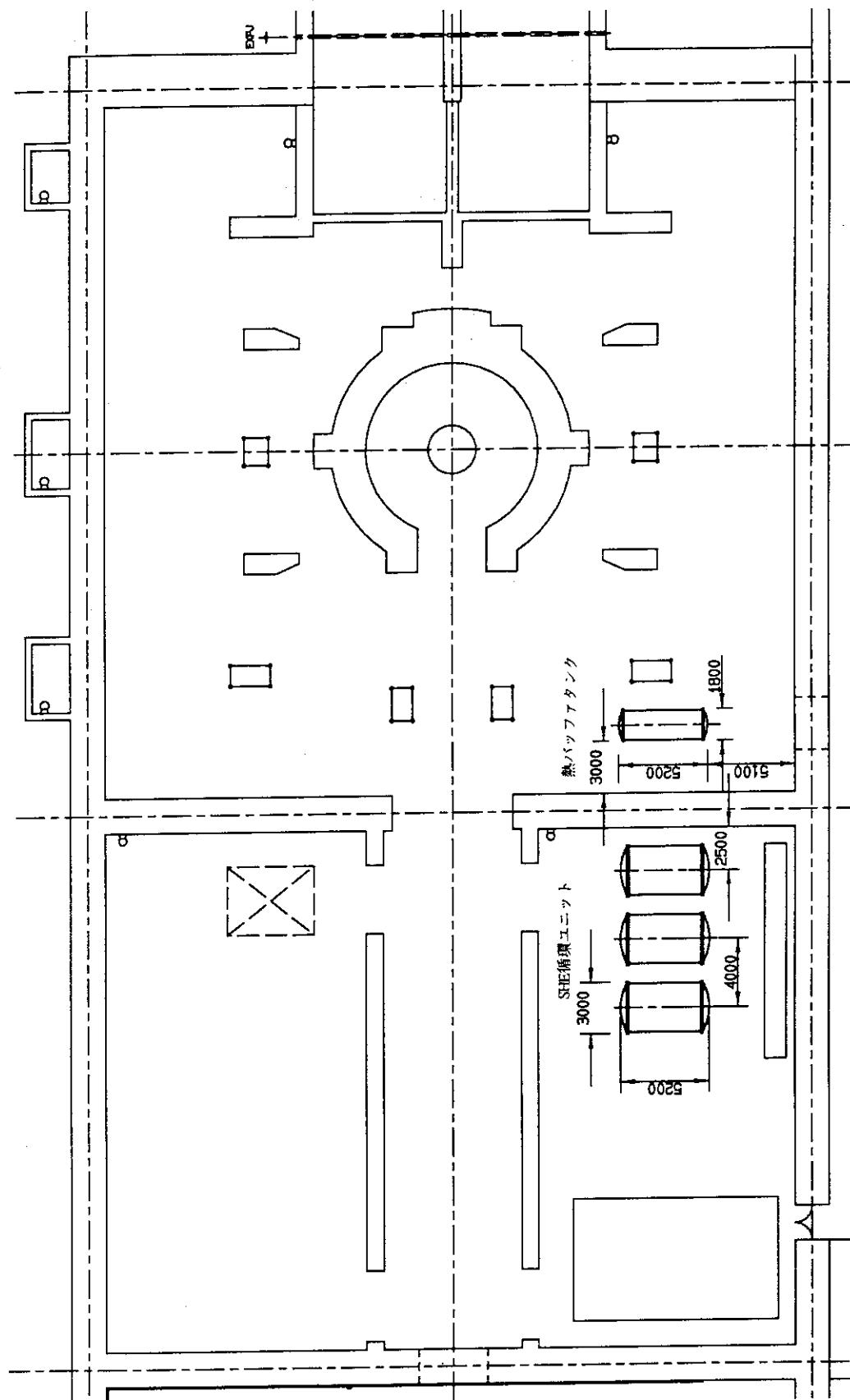


図5. 3. 3 冷凍系機器配置図 (B 1 F)

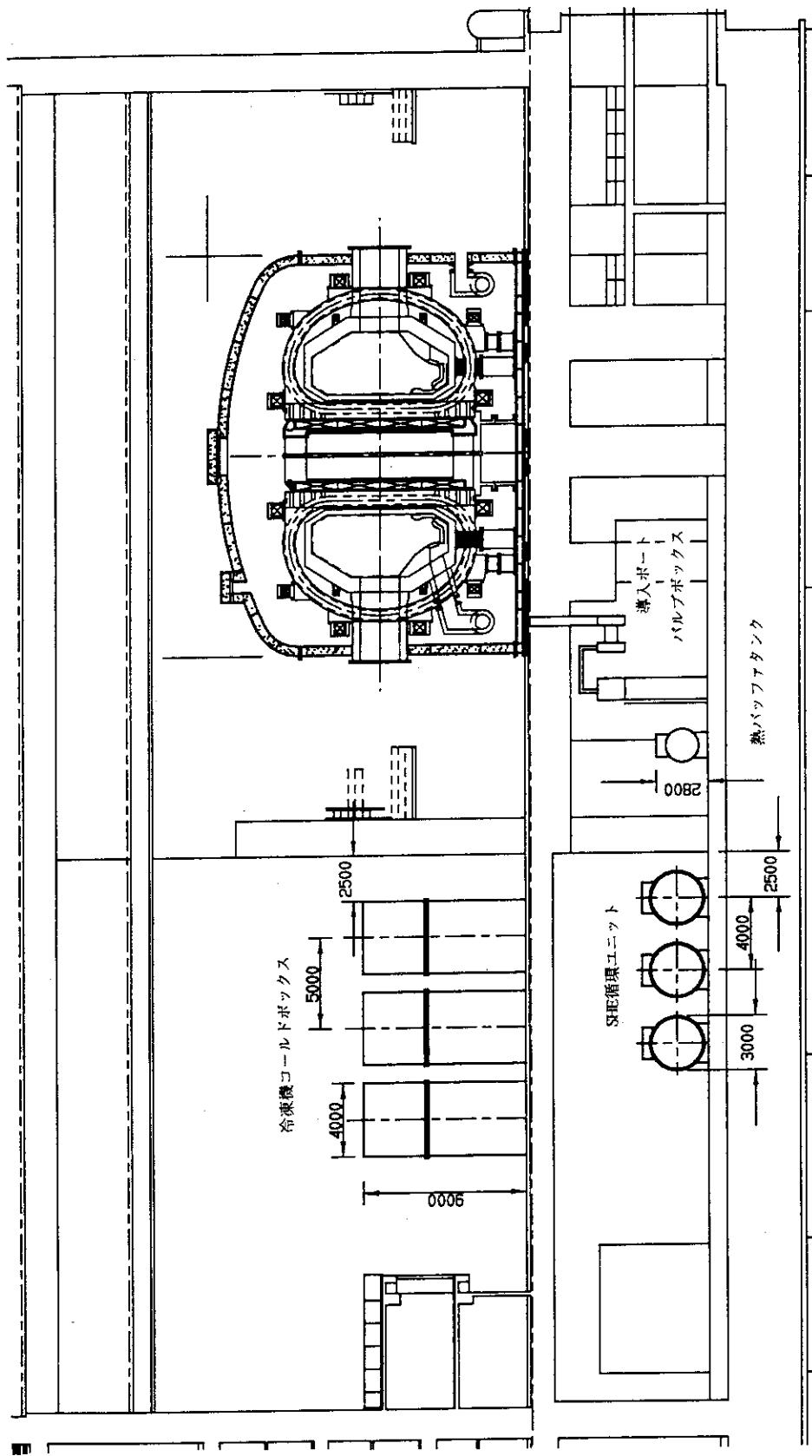


図5、3、4 冷凍系機器配置図（断面）

## 6 まとめ

定常炉心試験装置の超電導マグネット及びHe冷凍機設備の設計を行った。

総起動磁力150MATで主半径4.8mの位置で6.25Tのトロイダル磁場を発生するトロイダル磁場コイルの設計を行った。トロイダル磁場コイルを18個のD型超伝導コイルで構成することにより、接線NBI用のポートを確保するとともに、トロダル磁場のリップル率0.8%を実現した。全インダクタンスは15H、蓄積エネルギー24GJに達する。高磁場部の超伝導線材としてNb<sub>3</sub>Alを、低磁場部にはNbTiを用いることにより、高性能高磁場コイルでありながら全体として安価なシステムを構成できた。JT-60U本体室荷重との整合性に留意し、2個のコイルをシアパネルで連結する方式を採用することで、コイルケースを薄くしコイル単体重量150トン、全体で約3000トンという軽量なトロイダル磁場コイルシステムを構成した。局所応力等の一部の項目については、若干の寸法見直しによる裕度の増す必要があるものの、想定する運転シナリオに基づいた渦電流解析、熱解析、電磁力・応力解析等により、トロイダル磁場コイルの成立性が確認できた。

(NbTi)<sub>3</sub>Snを線材とする4個の中心ソレノイドコイル(CSコイル)と、NbTiを用いた6個の平衡磁場コイル(EFコイル)からなるポロイダル磁場コイルを設計した。電源容量、製作性、断面形状の制御性等の観点から、コイル位置、巻き数等を最適化した。その結果、プラズマ形状の予備電離を併用しプラズマを着火させ、10MA、200秒電流フラットトップを生成するのに必要な170Vsの磁束を供給するとともに、運転シナリオに従ってプラズマの位置・形状を制御可能な十分な機能を有するシステムが構成できた。応力解析の結果、通常の運転パターンにおいては材料の疲労強度基準に対して十分な裕度を持った設計となっている。熱設計上も、十分な裕度を有していることが確認された。製作、搬入、運搬等についてのJT-60サイトの各種制約を考慮した建設・組立が可能である。

プラズマ表面に約5ガウスのm=2/n=1モードの磁場を発生させ、装置の誤差磁場を補正するための2組のレーストラック型超伝導コイルを設計した。

総低温部重量約4000トンの超伝導マグネット系を常温から極低温4.5Kまで1カ月以内に冷却するとともに、マグネット系で発生する各種発熱を放電周期内で除熱し極低温を維持できるヘリウム冷凍設備を設計した。定常熱負荷は液化負荷を含めて約6.5kW、360秒放電時の非定常熱負荷が約9.0MJである。ショット間隔30分でこの熱負荷を除熱するために、冷凍能力36kWのヘリウム冷凍設備を準備する。12kWのコードボックスを3基用い、約5000g/sのSHeを循環させる。このヘリウム冷凍設備の定格消費電力は約11MWとなる。

## 謝　　辞

JT-60SUの設計研究を進めるに当たって、終始、有意義な議論、教示をいただいた炉心プラズマ研究部岸本部長、核融合装置試験部船橋部長をはじめ、関連各課室長、各室員に感謝いたします。

また、以下の方々の設計協力のあったことを付記した。感謝の意を表します。

設計研究協力者：(株)日立製作所；塚本英雄、阿部充志、竹内一浩、松本孝三、大塙道夫  
 (株)東芝；渋井正直、星野昌幸、大森順次、和智良裕、小野通隆、中川 敏  
 (株)三菱電機；長谷川 満、津田芳幸、山根 実、佐々木 隆、中島國彦

## 6 まとめ

定常炉心試験装置の超電導マグネット及びHe冷凍機設備の設計を行った。

総起動磁力150MATで主半径4.8mの位置で6.25Tのトロイダル磁場を発生するトロイダル磁場コイルの設計を行った。トロイダル磁場コイルを18個のD型超伝導コイルで構成することにより、接線NBI用のポートを確保するとともに、トロイダル磁場のリップル率0.8%を実現した。全インダクタンスは15H、蓄積エネルギー24GJに達する。高磁場部の超伝導線材としてNb<sub>3</sub>Alを、低磁場部にはNbTiを用いることにより、高性能高磁場コイルでありながら全体として安価なシステムを構成できた。JT-60U本体室荷重との整合性に留意し、2個のコイルをシアパネルで連結する方式を採用することで、コイルケースを薄くしコイル単体重量150トン、全体で約3000トンという軽量なトロイダル磁場コイルシステムを構成した。局所応力等の一部の項目については、若干の寸法見直しによる裕度の増す必要があるものの、想定する運転シナリオに基づいた渦電流解析、熱解析、電磁力・応力解析等により、トロイダル磁場コイルの成立性が確認できた。

(NbTi)<sub>3</sub>Snを線材とする4個の中心ソレノイドコイル(CSコイル)と、NbTiを用いた6個の平衡磁場コイル(EFコイル)からなるポロイダル磁場コイルを設計した。電源容量、製作性、断面形状の制御性等の観点から、コイル位置、巻き数等を最適化した。その結果、プラズマ形状の予備電離を併用しプラズマを着火させ、10MA、200秒電流フラットトップを生成するのに必要な170Vsの磁束を供給するとともに、運転シナリオに従ってプラズマの位置・形状を制御可能な十分な機能を有するシステムが構成できた。応力解析の結果、通常の運転パターンにおいては材料の疲労強度基準に対して十分な裕度を持った設計となっている。熱設計上も、十分な裕度を有していることが確認された。製作、搬入、運搬等についてのJT-60サイトの各種制約を考慮した建設・組立が可能である。

プラズマ表面に約5ガウスのm=2/n=1モードの磁場を発生させ、装置の誤差磁場を補正するための2組のレーストラック型超伝導コイルを設計した。

総低温部重量約4000トンの超伝導マグネット系を常温から極低温4.5Kまで1カ月以内に冷却するとともに、マグネット系で発生する各種発熱を放電周期内で除熱し極低温を維持できるヘリウム冷凍設備を設計した。定常熱負荷は液化負荷を含めて約6.5kW、360秒放電時の非定常熱負荷が約9.0MJである。ショット間隔30分でこの熱負荷を除熱するために、冷凍能力36kWのヘリウム冷凍設備を準備する。12kWのコードボックスを3基用い、約5000g/sのSHeを循環させる。このヘリウム冷凍設備の定格消費電力は約11MWとなる。

## 謝 辞

JT-60SUの設計研究を進めるに当たって、終始、有意義な議論、教示をいただいた炉心プラズマ研究部岸本部長、核融合装置試験部船橋部長はじめ、関連各課室長、各室員に感謝いたします。

また、以下の方々の設計協力のあったことを付記した。感謝の意を表します。

設計研究協力者：(株)日立製作所；塚本英雄、阿部充志、竹内一浩、松本孝三、大塙道夫  
 (株)東芝；渋井正直、星野昌幸、大森順次、和智良裕、小野通隆、中川 敏  
 (株)三菱電機；長谷川 満、津田芳幸、山根 実、佐々木 隆、中島國彦