

JAERI-M  
88-110

核融合次期装置設計  
(昭和62年度設計報告書)  
——マグネット設計——

1988年6月

三木 信晴・飯田 文雄<sup>\*1</sup> 和智 良裕<sup>\*2</sup>  
豊田 勝義<sup>\*3</sup> 橋爪 隆<sup>\*4</sup> 今野 雅行<sup>\*5</sup>

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

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1988

---

編集兼発行 日本原子力研究所  
印 刷 日立高速印刷株式会社

核融合次期装置設計  
(昭和62年度設計報告書)  
—マグネット設計—

日本原子力研究所那珂研究所臨界プラズマ研究部  
三木 信晴・飯田 文雄<sup>\*1</sup>・和智 良裕<sup>\*2</sup>・豊田 勝義<sup>\*3</sup>  
橋爪 隆<sup>\*4</sup>・今野 雅行<sup>\*5</sup>

(1988年5月19日受理)

本報告書は昭和62年度におけるFERマグネット設計をまとめたものである。62年度FER設計においては、現在のプラズマ物理データベースの不確定さを考慮し、自己点火条件の達成をより確実にする二つの炉型を設定した。一つは、コスト-性能比を高めることを狙った前年度設計の装置規模をベースとし、物理仮定の不確さに対し装置の機能向上や運転領域の拡大が図れるよう十分な柔軟性を持たせた炉型である。他の炉型は、炉心プラズマ設計ガイドラインを前年度設計より保守的に変更し、自己点火達成の確実さを向上させたものである。装置規模は前者より大きく設定している。

マグネット設計においては、設計のより一層の合理化を図り、装置小型化、高性能化を目指した。また、設計をすすめる上で重要な技術課題について重点的検討を行い、設計の考え方と手法を明確にすることに留意した。本報告書では、二つの炉型に対する概念設計結果、重要技術課題の検討結果、今後の課題について述べる。

---

那珂研究所：〒311-01 茨城県那珂郡那珂町大字向山801-1

- \* 1 (株)日立製作所
- \* 2 (株)東芝
- \* 3 三菱電機(株)
- \* 4 川崎重工業(株)
- \* 5 富士電機(株)

Conceptual Design Study of Fusion Experimental  
Reactor (FY87 FER)  
— Magnet Design —

Nobuharu MIKI, Fumio IIDA<sup>\*1</sup>, Yoshihiro WACHI<sup>\*2</sup>  
Katsuyoshi TOYODA<sup>\*3</sup>, Takashi HASHIZUME<sup>\*4</sup>  
and Masayuki KONNO<sup>\*5</sup>

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

(Received May 19, 1988)

This report describes the FER magnet design which was conducted last year (1987). Based on a large uncertainty of the physics assumption, two sets of FER concepts have been developed. One is based on the best existing physics data bases and another is based on rather conservative physics bases.

In the magnet design, the improvements of superconducting magnet design were investigated to reduce the reactor size and to realize higher reactor-core performance. In addition, we studied several critical technical issues that affect the magnet design specification.

Keywords: Fusion Experimental Reactor, Conceptual Design,  
Tokamak Reactor, Magnet, Toroidal Field Coil, Poloidal  
Field Coil, Superconductor, Cryogenic System, Active  
Control Coil

---

\*1 Hitachi, Ltd.

\*2 Toshiba Corporation

\*3 Mitsubishi Electric Corporation

\*4 Kawasaki Heavy Industry, Ltd.

\*5 Fuji Electric Corporation, Ltd.

## 目 次

1. 緒 言 .....	1
2. マグネットシステム .....	6
2.1 概 要 .....	6
2.1.1 代表炉の特徴と設計条件 .....	6
2.1.2 低物理リスク炉の特徴と設計条件 .....	8
2.2 トロイダル磁場コイル .....	22
2.2.1 概 要 .....	22
2.2.2 仕 様 .....	23
2.2.3 電磁気設計 .....	23
2.2.4 導体設計 .....	25
2.2.5 コイル構造 .....	29
2.2.6 強度解析の手法および許容応力 .....	29
2.3 ポロイダル磁場コイル .....	66
2.3.1 概 要 .....	66
2.3.2 ポロイダル磁場コイル電流パターン .....	66
2.3.3 超電導導体 .....	66
2.3.4 コイル設計 .....	67
2.4 全体支持構造 .....	81
2.4.1 支持構造 .....	81
2.4.2 中心支柱 .....	82
2.4.3 マグネットシステム全体重量 .....	83
2.5 マグネット冷凍系 .....	90
2.5.1 熱 負 荷 .....	90
2.5.2 冷 凍 系 .....	91
2.6 制御コイル .....	106
2.6.1 仕 様 .....	106
2.6.2 構 造 .....	106
2.7 ま と め .....	113
3. データベースおよび重要課題の検討 .....	126
3.1 ま え が き .....	126
3.2 コイル設計 .....	127
3.2.1 交流損失解析 .....	127
3.2.2 コイル保護解析 .....	131
3.2.3 $(\text{NbTi})_3\text{Sn}$ 特性 .....	134
3.2.4 導体設計の考え方 .....	134

3.2.5	OHコイルパラメータサーベイ	137
3.3	コイル構造設計	165
3.3.1	応力評価	165
3.3.2	許容応力	165
3.3.3	巻線部の剛性評価	169
3.3.4	内圧に対するコンジット強度検討	172
3.3.5	TFコイル容器応力計算簡易式の検証	175
3.3.6	向心力支持方式の検討	181
3.4	支持構造設計	204
3.4.1	中心支柱の座屈強度の検討	204
3.4.2	支持脚の検討	207
3.5	コイル熱設計	213
3.5.1	冷却チャンネル設計	213
3.5.2	循環方式の検討	216
3.5.3	冷凍系容量の設定	220
3.6	制御コイル設計	237
4.	今後の課題	262
5.	結 言	265
謝 辞		266

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Magnet System .....	6
2.1 Outline of design study .....	6
2.1.1 Design specification for FER (ACS-M) .....	6
2.1.2 Design Specification for FER (LRD) .....	8
2.2 Toroidal field coil .....	22
2.2.1 Summary .....	22
2.2.2 Specifications .....	23
2.2.3 Electromagnetics .....	23
2.2.4 Conductor design .....	25
2.2.5 Coil structure .....	29
2.2.6 Stress analysis .....	29
2.3 Poloidal field coil .....	66
2.3.1 Summary .....	66
2.3.2 PF coil current .....	66
2.3.3 Conductor design .....	66
2.3.4 Electromagnetics and coil design .....	67
2.4 Support structure .....	81
2.4.1 Outline of support structure .....	81
2.4.2 Centering support structure .....	82
2.4.3 Total weight of magnet system .....	83
2.5 Magnet cryogenic system .....	90
2.5.1 Heat load .....	90
2.5.2 Cryogenic system .....	91
2.6 Active control coil .....	106
2.6.1 Design requirement .....	106
2.6.2 Coil structure .....	106
2.7 Summary of magnet system .....	113
3. Critical issues of magnet design .....	126
3.1 Introduction .....	126
3.2 Coil design .....	127
3.2.1 AC loss analysis .....	127
3.2.2 Coil quench analysis .....	131
3.2.3 Characteristics of $(\text{NbTi})_3\text{Sn}$ superconductor .....	134
3.2.4 Guideline of conductor current density .....	134
3.2.5 Parametric study of OH coil .....	137

3.3	Coil structural design .....	165
3.3.1	Stress intensity .....	165
3.3.2	Allowable stress .....	165
3.3.3	Equivalent young's modulus of winding-pack .....	169
3.3.4	Conduit stress due to inner pressure .....	172
3.3.5	Validity of using hand analysis for TF coil stress estimation .....	175
3.3.6	Comparison between bucking cylinder support and wedging support .....	181
3.4	Support structural design .....	204
3.4.1	Buckling of bucking cylinder .....	204
3.4.2	Support leg for magnet system .....	207
3.5	Coil thermal design .....	213
3.5.1	Allowable nuclear heating and coolant flow .....	213
3.5.2	Comparison of helium circulation system .....	216
3.5.3	Helium refrigerator capacity .....	220
3.6	Active control coil specification .....	237
4.	Future issues .....	262
5.	Conclusion .....	265
	Acknowledgement .....	266



## 1. 緒 言

核融合次期装置の目標は、核融合会議のもとに設置された次期大型装置検討分科会において討議され、61年10月に報告書がまとめられた。同分科会で設定した装置目的は、主に次の二項目となっている。

- ① 炉心工学ミッションとして、自己点火条件および長時間燃焼の達成
- ② 炉工学ミッションとして、基本的炉工学技術の開発

前年度の設計('86 FER-ACS)においては、上記の物理・工学ミッションを維持しつつ、装置の小型化を図りコストパフォーマンスの向上を目指してきた。一方、最近の大型トカマク装置の実験結果によれば、物理仮定に不確かさがあり、自己点火条件の達成のためには物理リスクを低減する必要が生じた。これに対処するため、今年度の設計においては大別して二つの炉型が設定された。

### (i) 代表炉(ACS-M)

現在の実験装置で得られるベストデータに基づく炉型である。コスト-性能比を高めることを狙った前年度設計の装置規模をベースとし、物理仮定の不確かさに対し装置の機能向上や運転領域の拡大が図れるよう十分な柔軟性を持たせる。61年度設計のModificationという意味でACS-M炉と呼ぶ。

### (ii) 低物理リスク炉(LRD)

炉心プラズマ設計ガイドラインを61年度設計より保守的に変更し、自己点火達成の確実さを向上させた炉型である。この保守的な物理仮定に従うと、15MA程度の大きなプラズマ電流が必要となり、装置規模も大きくなる。Low Physics Risk Reactor with Double Null DivertorからLRD炉と呼ぶ。

これら二つの炉型の主要諸元をTable 1.1に示す。数値はいずれも標準炉心のパラメータについて示してある。装置がフレキシビリティの機能を持つ場合には、プラズマはこの他にいくつかのバリエーションを持つことになる。Fig. 1.1に装置ラジアルビルド、Fig. 1.2にACS-M炉の鳥瞰図を示す。

Table 1.2に、二つの炉型に対する超電導マグネット関連の設計条件を示す。これらの数値は設計の当初にマグネットに課した目標値であり、具体的な設計結果とは多少異なる。どちらの炉型においても、マグネット導体は、(NbTi)<sub>3</sub>Sn化合物系超電導線を用いたケーブルインコンジット型強制冷却導体である。トロイダル磁場コイルの向心力支持には、中心支柱支持方式を用いる。装置のより一層の合理化を図るため、マグネットの設計基準と設計手法の見直しを行った。特に、LRD炉においては装置サイズの増大をできる限り抑えるため、ACS-M炉に比べてより厳しい設計条件を許容している。

62年度のマグネット設計においては、主に次の項目に留意して検討を行った。

- ① マグネット構造の一層の合理化を図り、装置小型化を達成する。
- ② データベースを見直し、マグネット設計の考え方、手法を明確にする。

③ 今後解決すべき問題点と研究開発課題を明確にする。

本報告書の内容を以下に概略説明する。第2章は二つの炉型に対する概念設計結果を述べる。第3章はマグネット設計に係わる重要技術課題の検討結果を述べる。第4章は今後の課題をまとめるとめる。

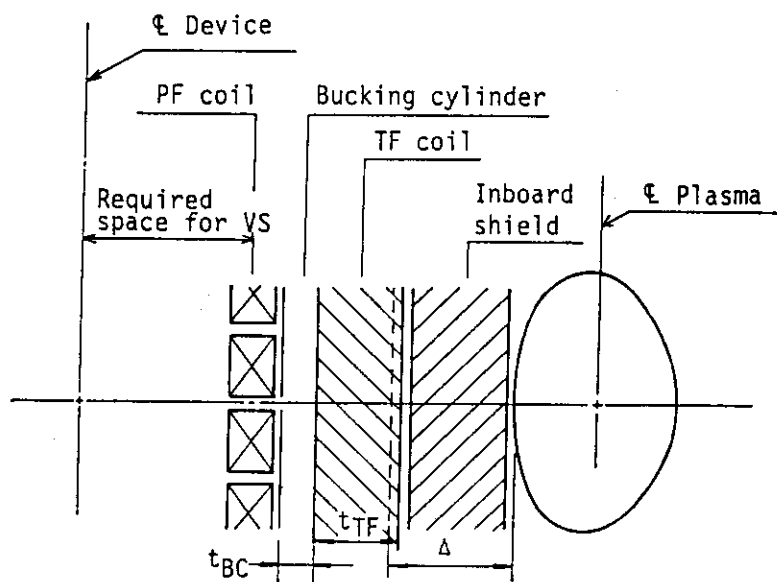
Table 1.1 Major design parameters of FER

	ACS-M	LRD
Operation mode	non-inductive	inductive
OH coil flux (Vs)	74	216
Burn time (s)	800	2000
Major/minor radius (m)	4.42/1.25	5.5/1.61
Plasma elongation	1.7	2.0
Plasma triangularity	0.2	0.4
Safety factor $q_{\psi}$	2.6	3.0
Field on Axis (T)	4.9	5.2
Plasma current (MA)	8.74	15.1
Total beta (%)	4.99	5.1
Ion temperature (keV)	12	12
Ion density ( $m^{-3}$ )	$1.09 \times 10^{20}$	$1.2 \times 10^{20}$
Fusion power (MW)	409	873
Lifetime fluence ( $MW \cdot a/m^2$ )	0.3	0.3
Neutron wall loading ( $MW/m^2$ )	1.08	1.3
Impurity control	single null	double null
Breeding blanket	test modules	test modules
Max. toroidal field (T)	12	12
TF superconductor	(NbTi) <sub>3</sub> Sn	(NbTi) <sub>3</sub> Sn
Number of TF coils	12	12
Max. poloidal field (T)	12	14
PF superconductor	(NbTi) <sub>3</sub> Sn, NbTi	(NbTi) <sub>3</sub> Sn, NbTi

Table 1.2 Summary of magnet design specifications

	ACS-M	LRD
<u>Plasma</u>		
Total volt-seconds, $\Delta\phi_{OH}$ (VS)	80	250
<u>Shield</u>		
Bulk shield thickness (m)	0.75	0.75
Radial build(plasma to TF), $\Delta$ (m)	1.13	1.03
<u>TF coil</u>		
Maximum field, $B_{max}$ (T)	12	12
Current density, $J_{pack}$ (A/mm <sup>2</sup> ) (1)	40	40
Current density, $J_{cav}$ (A/mm <sup>2</sup> ) (1)	12.0	10.7
Fraction of winding ( $\theta$ direction)	0.60	0.75
Bucking cylinder thickness, $t_{BC}$ (m)	0.20	0.295
TF coil thickness in the inner leg, $t_{TF}$ (m)	0.629	0.540
<u>OH coil</u>		
Maximum field, $B_{max}$ (T)	12	14
Current density, $J_{pack}$ (A/mm <sup>2</sup> )	30	20

- (1)  $J_{pack}$  : Winding-pack current density  
 $J_{cav}$  : Average current density over inner



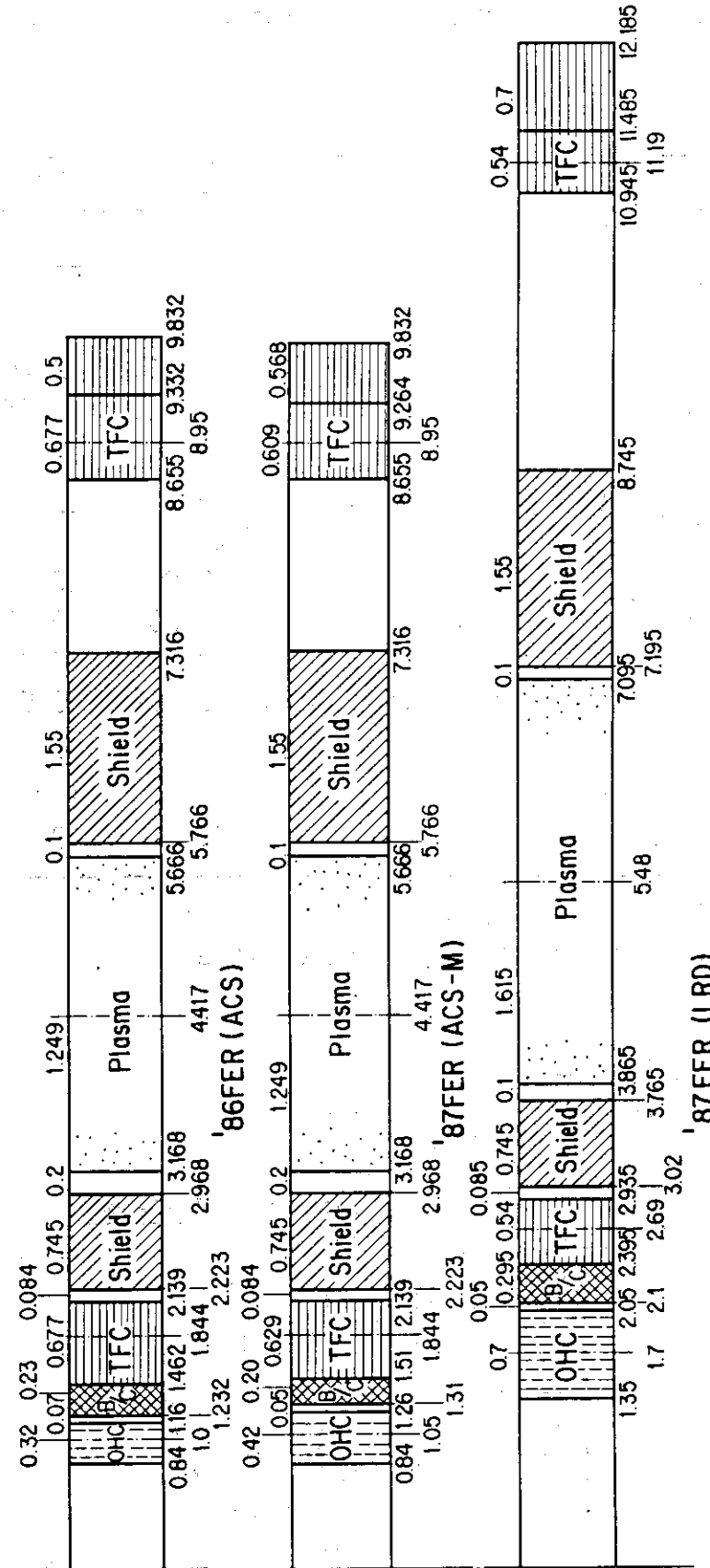


Fig. 1.1 Comparison of FER radial build

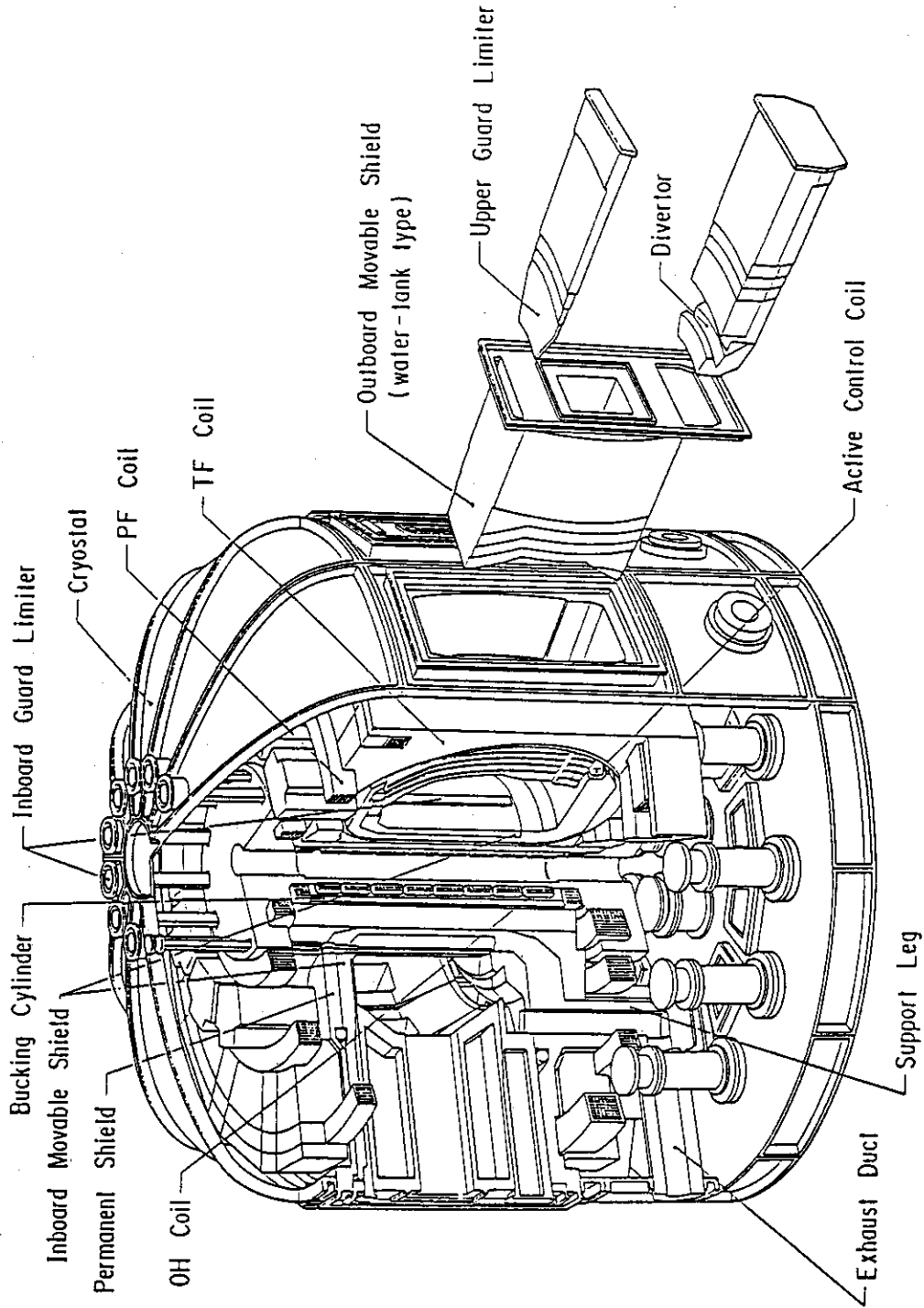


Fig. 1.2 Perspective view of FER (ACS - M)

## 2. マグネットシステム

### 2.1 概要

#### 2.1.1 代表炉の特徴と設計条件

##### (1) 代表炉心(ACS-M)の特徴

代表炉心(ACS-M)は前年度の'86FER(ACS)をベースに設計された炉心である。ACS-Mの基本的な特徴は、工学設計上のイノベーション(マグネット系の合理化)を行い、誘導磁束量の増加とプラズマ形成に対するフレキシビリティ機能を付加したことである。

プラズマ形成の面からは次期大型装置の炉心プラズマ性能予測に内在する不確定性を出来るだけカバーし、本装置の目標とするミッションを達成する確率を出来るだけ大きくするために、炉心プラズマは基本となるプラズマ仕様に加えてプラズマ閉込め性能を増大することができる幾つかのオプション(フレキシビリティ)を持っている。Table 2.1に炉心プラズマバリエーションの特徴を示す。

マグネット系の面からは、'86FER(ACS)に比べてコイル設計の合理化を指向し、コイル必要断面寸法の縮小を図った。具体的には、巻線部の高電流密度化、コイル電磁力支持方法の合理化を行った。これらの合理化を行ったことにより、装置規模は'86FER(ACS)のまま、誘導磁束量の増加とプラズマフレキシビリティに対応できるように、マグネットの機能をアップした。

##### (2) フレキシビリティとオペレーションシナリオ

本装置の設計に際しては基準炉心をベースとし、その規模に著しい増大、複雑化を与えない範囲で炉心の機能を拡大、又は変化できるフレキシビリティが考慮されている。フレキシビリティはプラズマ物理、オペレーション、および装置ハードウェアの対応機能の三面から検討され、これらが符号して実施できる複数のバリエーションの形で示されている。

本装置においては基準炉心に対し、フレキシビリティとしてオペレーション3種、サイズ増大1種、プラズマ形状3種の計7種を設計上の考察点とし、最少限必要なものの運転が可能なるよう装置の設計を行うものとしている。又、炉構造としては第1段階実験(H/D)を対象とした初期炉心が装備されることを折り込んでいる。

Table 2.2に本装置のフレキシビリティ計画を示す。

本フレキシビリティ計画に対応したオペレーションシナリオが基本シナリオの他に用意されている。これらを一括してTable 2.3に示す。Fig. 2.1~Fig. 2.7は、これら7種のシナリオを図形表示したものである。

尚、システムの総合的評価の結果はV-1からV-7までを全て包含することは予測される利得に比べ、装置の複雑化、規模・コストの増大を伴うことを示した。V-1からV

ー6までのフレキシビリティまでに留めることが現実的と判断し、具体的な工学設計の仕様条件はV1からV6までを包含する機能とした。

### (3) マグネット設計上の設定と基準

Table 2.4にACS-M炉とLRD炉のマグネット主要設計基準を示す。以下にACS-M炉の設計基準の考え方を示す。

#### No.1 トロイダル磁場コイル巻線部電流密度

(選択)  $j_{\text{pack}} \leq 40 \text{ A/mm}^2$  at 12T

(摘要) 巻線部最大磁界12Tは、炉システムのパラメトリックスタディの結果、炉小型化の最適点として選択した。超電導導体は $(\text{NbTi})_3\text{Sn}$ 、導体構造は強制冷凍方式のケーブル・イン・コンジットとする。巻線部電流密度は、導体設計およびコンジットの強度設計に基づいて設定した。

#### No.2 トロイダル磁場コイル構造設計基準

(選択)  $S_m = \text{Min}\{2\sigma_y/3, \sigma_u/2\} = 800 \text{ MPa}$

$$\Delta\sigma_{\text{max}} \leq 300 \text{ MPa}$$

(摘要) 構造用材料はJapanese Cryogenic Steels(JCS)と呼ばれる低温用構造材料を用いる。許容応力変動幅 $\Delta\sigma_{\text{max}}$ は、繰返し回数 $2 \times 10^4$ 、コイル容器の初期欠陥2mmとして設定した。TFコイル向心力支持には中心支柱支持方式を用いる。

(備考) 構造材の寸法を必要最少限に押えることにより、コイル内側脚での全体電流密度(中心支柱も含む) $\leq 12 \text{ A/mm}^2$ の実現をめざす。

#### No.3 トロイダル磁場コイル遮蔽基準

(選択) 最大核発熱率(巻線部) $\leq 3 \text{ mW/cc}$

$$\text{総核発熱量} \leq 35 \text{ kW}$$

$$\text{Nb}_3\text{Snの高速中性子フルエンス} \leq 2 \times 10^{18} \text{ n/cm}^2$$

$$\text{Cuのはじき出し損傷} \leq 4 \times 10^{-4} \text{ dpa}$$

$$\text{有機絶縁材の吸収線量} \leq 3 \times 10^9 \text{ rad}$$

(摘要) 許容核発熱率は、以下の条件で設定した。

核発熱による冷媒1ターンの温度上昇 $\leq 1 \text{ K}$

(備考) 実効遮蔽厚は、上記遮蔽基準にもとづき、0.75mとする。

#### No.4 ソレノイドコイル巻線部電流密度

(選択)  $j_{\text{pack}} \leq 30 \text{ A/mm}^2$  at 12T

(摘要) 巻線部最大磁界12Tは、必要供給磁束量を満足し、かつコイル外半径が最小となる最適点として選択した。超電導導体は $(\text{NbTi})_3\text{Sn}$ 、導体構造は強制冷凍方式のケーブル・イン・コンジットとする。コイルのフープ電磁力は導体(コンジット)単独で支持するものとした。巻線部電流密度は、導体設計およびコンジットの強度設計に基づいて設定した。

#### No.5 ソレノイドコイル構造設計基準

(選択)  $\Delta\sigma_{\text{max}} \leq 500 \text{ MPa}$

巻線部コンジットの平均引張応力 $\leq 350\text{MPa}$

(摘要) コンジット材料は Japanese Cryogenic Steels (JCS) と呼ばれる低温用構造材料を用いる。許容応力変動幅  $\Delta\sigma_{\max}$  は、繰返し回数  $2 \times 10^4$ 、コンジット材の初期欠陥  $0.2\text{mm}$  として設定した。コイルのフープ電磁力によりコンジット材に生ずる平均引張応力は、巻線部コンジットの最大引張応力の  $70\%$  と仮定する。したがって、平均引張応力 $\leq 350\text{MPa}$  を設計基準とする。

## 2.1.2 低物理リスク炉の特徴と設計条件

### (1) 低物理リスク炉心(LRD)の特徴

低物理リスク炉心(LRD)は、やや保守的な物理仮定の採用により、自己点火達成の確実さを向上させたものである。

低物理リスク炉では、Hモードクラスの閉じ込めが得られれば、自己点火達成に対するマージンがかなり大きくとれる。また、装置は完全誘導立上げの能力を備え、自己点火達成を一層確実なものとするを図っている。さらに、炉内構造物の改造や運転領域の拡大により、Lモード閉じ込め則の場合でも自己点火や高いQ値での運転ができる可能性を有している。ただし、Lモード閉じ込めの場合には熱負荷の増大等運転条件が厳しくなることが予想され、燃焼時間は10秒以下に限定される。

マグネット設計の面からは、ACS-M炉に比べてさらにコイル設計の合理化を指向した。具体的な設計課題は以下である。

- ① ソレノイドコイル供給磁束量の増大、かつコイル占有空間の縮小
- ② TFコイル断面寸法の縮小
- ③ TFコイル必要遮蔽厚の縮小

これらの課題は、いずれも装置サイズの小型化を狙ったものである。装置サイズの増大を抑えるため、ACS-M炉の設計に比べてより厳しい工学条件、すなわち高工学リスクを許容する設計とした。

### (2) オペレーションシナリオ

LRD炉の標準炉心プラズマに対するオペレーションシナリオをFig. 2.8に示す。プラズマ燃焼時間は2000秒である。プラズマ休止期間はACS-M炉と同様に30秒と考え、LRD炉の1サイクルの運転時間は2116秒と設定した。

### (3) マグネット設計上の設定と基準

#### No.1 トロイダル磁場コイル巻線部電流密度

(選択)  $j_{\text{peak}} \leq 40\text{A}/\text{mm}^2$  at 12T

(摘要) 巻線部最大磁界12Tは、ACS-M炉に関する検討結果から推定し、炉小型化の最適点として選択した。巻線部電流密度は、ACS-M炉と同様  $40\text{A}/\text{mm}^2$  以下とした。

(備考) ACS-M炉に比べてコイル蓄積エネルギーが大きい。そのため、同じ巻線部電流密度では特にクエンチ保護の条件が厳しくなっている。



## No. 2 トロイダル磁場コイル構造設計基準

(選択)  $S_m = \text{Min}\{2\sigma_y/3, \sigma_u/2\} = 800 \text{ MPa}$

$$\Delta\sigma_{\max} \leq 400 \text{ MPa}$$

(摘要) 構造用材料は Japanese Cryogenic Steels (JCS) と呼ばれる低温用構造材料を用いる。繰返し回数  $2 \times 10^4$  に対する許容応力変動幅  $\Delta\sigma_{\max}$  は、ACS-M 炉の値  $300 \text{ MPa}$  よりも大きく設定した。このためには、ACS-M 炉に比べて繰返し回数に対する安全率を 4 から 2 とし、かつコイル容器の初期検出欠陥を  $2 \text{ mm}$  から  $1 \text{ mm}$  と厳しくする必要がある。

## No. 3 トロイダル磁場コイル遮蔽基準

(選択) 最大核発熱率(巻線部)  $\leq 4 \text{ mW/cc}$

$$\text{総核発熱量} \leq 50 \text{ kW}$$

$$\text{Nb}_3\text{Sn の高速中性子フルエンス} \leq 2 \times 10^{18} \text{ n/cm}^2$$

$$\text{Cu のはじき出し損傷} \leq 4 \times 10^{-4} \text{ dpa}$$

$$\text{有機絶縁材料の吸収線量} \leq 3 \times 10^9 \text{ rad}$$

(摘要) 冷凍機容量とポンプ流量を増加することとして、ACS-M 炉に比べて核発熱率、核発熱量の許容値を大きめに設定した。

(備考) 実効遮蔽厚は、ACS-M 炉と同様  $0.75 \text{ m}$  とした。そのため、総核発熱量は約  $90 \text{ kW}$  となり、上記の基準を越えている。基準見直しは今後の課題とし、今年度設計では冷凍系容量を増やすことで対応した。

## No. 4 ソレノイドコイル巻線部電流密度

(選択)  $j_{\text{pack}} \leq 20 \text{ A/mm}^2 \text{ at } 14 \text{ T}$

(摘要) 必要供給磁束量 ( $\Delta\phi_{\text{OH}} = 250 \text{ Vs}$  と想定) を満足し、かつコイル外半径が最小となる最適点として上記の条件を選択した。巻線部電流密度は、巻線部最大磁界をパラメータに導体設計およびコンジットの強度設計を行って設定した。導体設計の条件は ACS-M 炉と同程度、強度設計の条件は ACS-M 炉よりも高い応力まで許容した。

## No. 5 ソレノイドコイル構造設計基準

(選択)  $\Delta\sigma_{\max} \leq 700 \text{ MPa}$

$$\text{巻線部コンジットの平均引張応力} \leq 500 \text{ MPa}$$

(摘要) コンジット材料は Japanese Cryogenic Steels (JCS) と呼ばれる低温用構造材料を用いる。繰返し回数  $2 \times 10^4$  に対する許容応力変動幅  $\Delta\sigma_{\max}$  は、ACS-M 炉の値  $500 \text{ MPa}$  よりも大きく設定した。このためには、ACS-M 炉に比べて繰返し回数に対する安全率を 4 から 2 とし、かつコンジット材料の初期検出欠陥を  $0.2 \text{ mm}$  から  $0.1 \text{ mm}$  と厳しくする必要がある。コイルのフープ電磁力によりコンジット材に生ずる平均引張応力は、ACS-M 炉と同様に最大引張応力の 70% と仮定する。したがって、平均引張応力  $\leq 500 \text{ MPa}$  を設計基準とする。

(備考) 上記の繰返し応力に対する基準値  $\Delta\sigma_{\max} \leq 700 \text{ MPa}$  は、静的応力に対す

る基準値  $S_m=730\text{MPa}$  とほぼ等しい。また、コンジットの軸方向応力  $700\text{MPa}$  に対するひずみは、 $0.35\%$  である。

Table 2.1 Main characteristics of flexibility versions for '87 FER  
(ACS - M)

バージョン	炉心プラズマバリエーションの特徴
V-1	標準炉心プラズマ。Hモードのエネルギー閉込め性能と非誘導電流駆動によるプラズマ電流立上げを主要な設計条件として、自己点火と長時間燃焼(約800s)を達成する。不純物制御はシングルヌルダイバータ方式。
V-2	非誘導電流駆動によるプラズマ電流立上げ技術の不確定さのリスクを減らすため誘導と非誘導電流駆動との共用によりプラズマ電流を立上げる。従って燃焼時間は短縮(100s以下)される。
V-3	誘導電流駆動だけでプラズマ電流を立上げる。プラズマ電流は標準炉心プラズマの約半分程度であり、装置の機能確認段階等で使用する。
V-4	プラズマ断面形状の三角度を大きくすることによる閉込め性能向上を期待する。ここでは三角度を0.2から0.3に増大する。
V-5	プラズマ断面形状の楕円度を大きくすることによる閉込め性能向上を期待する。標準オプションの楕円度1.7を1.8まで増大する。
V-6	プラズマ断面積を大きくすることにより閉込め性能を向上する。
V-7	標準バージョンのシングルヌルに対しダブルヌルプラズマ形状とする。

Table 2.2 Flexibility variation of '87 FER (ACS - M)  
 [ '87 FER (ACS - M) 炉 ]

項 目	単 位 (区分)	フレキシビリティ - パリエーション							備 考
		V-1 Ref1 C/D	V-2 Ref2 Id1	V-3 Ref3 Id2	V-4 高 delta	V-5 高 k	V-6 サイズ増大	V-7 DND	
(1) オペレーション									
1 Q		> 20	> 20	-	> 20	> 20	> 20	> 20	
2 燃焼時間 t <sub>b</sub>		800	< 100	-	< 100	< 400	< 600	< 500	
3 デューティ		0.8	-	-	-	-	-	-	
4 フルエンス	MWY/m <sup>2</sup>	0.3	-	-	-	-	-	-	
5 運転モード		パルス (CD)	パルス (C+I)	パルス (ID)	パルス (CD)				
6 実績時間		1, 2, 3	←	←	←	←	←	←	詳細オペレーションシナリオ参照
(2) プラズマ									
1 R	m	4.4	←	←	←	←	4.5	4.0	
2 a	m	1.25	←	←	←	←	1.43	1.0	
3 k		1.7	←	←	←	←	1.7	2.0	
4 delta		0.2	←	←	←	←	←	0.08	
5 ダイバータ		SN	←	←	←	←	←	DN	
6 スルポイント	m	4.1, 2.0	←	←	←	←	4.1, 2.4	*	
7 ガス	(モード)	H, D, T	←	←	←	←	←	←	
8 物理仮定	(G, q)	H	←	←	←	←	←	←	
	MA	3.5, 2.6	←	←	←	←	←	←	
9 I <sub>p</sub>		8.7	←	←	←	←	←	←	
10 点火マージン	MW	1.0	←	←	←	←	11.5	8.7	
11 核融合出力	MW	409	←	←	←	←	1.5	1.14	
12 n 壁負荷	MW/m <sup>2</sup>	1.1	←	←	←	←	682	550	
							1.5	1.7	
(3) 電流駆動/加熱									
1 スタートアップ		ID, EC	←	←	←	←	←	←	
2 立ち上げ		LH	LH → ID	ID	LH	←	←	←	
3 加熱		(LH)+IC*	←	←	←	←	←	←	or NB, ID
4 燃焼/F. top		ID	←	←	←	←	←	←	* or NB
5 立ち下げ		ID (LH, ID)	←	←	←	←	←	←	
6 分布制御		EC or NB	←	←	←	←	←	←	
7 加熱パワー	MW	3, 20, 30	←	3, (20) 30	3, 20, 30	←	3, 26, 57	3, 20, 30	EC, LH, IC

Table 2.3 Operation scenario for '87 EFR (ACS - M)

種別	区分	単位	スタートアップ	電流立上	加熱	燃焼	電流立下	休止	備考
基本 シナリオ 1 〔CD立上〕	電流 時間 駆動 加熱他	MA s	0 → 0.5 1 ID (EC)	→ 8.7 100 LH -	→ 8.7 20 ID IC+LH or NB	8.7 800 ID (EC) or(NB)	→ 0 50 ID IC+LH or NB	0 30 -	基準 シナリオ デューティ (V-1)
基本 シナリオ 2 〔CD, ID 併用〕	電流 時間 駆動 加熱他	MA s	0 → 0.5 1 ID (EC)	→ 4, → 8.7 50, 20 LH, ID -, -	8.7 20 ID IC+LH or NB	8.7 <100 ID (EC) or(NB)	→ 0 50 ID IC+LH or NB	任意	バック アップ (V-2)
基本 シナリオ 3 〔誘導〕	電流 時間 駆動 加熱他	MA s	0 → 0.5 1 ID (EC)	→ 4.0 10 ID -	4.0 16 ID -	- - - -	→ 0 10 ID -	任意	機能確証 (V-3)
応用 シナリオ 1 〔高 delta〕	電流 時間 駆動 加熱他	MA s	0 → 0.5 1 ID (EC)	→ 9.2 100 LH -	9.2 20 ID IC+LH or NB	9.2 <100 ID (EC) or(NB)	→ 0 50 ID IC+LH or NB	任意	フレキシ ビリティ 対応 (V-4)
応用 シナリオ 2 〔高 k〕	電流 時間 駆動 加熱他	MA s	0 → 0.5 1 ID (EC)	→ 9.5 100 LH -	9.5 20 ID IC+LH or NB	9.5 <400 ID (EC) or(NB)	→ 0 50 ID IC+LH or NB	任意	フレキシ ビリティ 対応 (V-5)
応用 シナリオ 3 〔サイズ増大〕	電流 時間 駆動 加熱他	MA s	0 → 0.5 1 ID (EC)	→ 11.5 130 LH -	11.5 20 ID IC+LH or NB	11.5 <600 ID (EC) or(NB)	→ 0 50 ID IC+LH or NB	任意	フレキシ ビリティ 対応 (V-6)
応用 シナリオ 4 〔DND配位〕	電流 時間 駆動 加熱他	MA s	0 → 0.5 1 ID (EC)	→ 8.7 100 LH -	8.7 20 ID IC+LH or NB	8.7 <500 ID (EC) or(NB)	→ 0 80 ID IC+LH or NB	任意	フレキシ ビリティ 対応 (V-7)

Table 2.4 FER magnet design guideline

Item	ACS-M	LRD
<u>Toroidal field coils</u>		
1. Winding-pack current density at 12 T	40 A/mm <sup>2</sup>	40 A/mm <sup>2</sup>
2. Allowable stress of structural material		
• $S_m = \text{Min} \left\{ \frac{2}{3}\sigma_y, \frac{1}{2}\sigma_u \right\}$	800 MPa	800 MPa
• $\Delta\sigma_{\text{max}}$	300 MPa	400 MPa
3. Coil shield requirement		
• Peak nuclear heating in winding-pack	3 mW/cc	4 mW/cc
• Total nuclear heating	35 kW	50 kW
<u>Central solenoid coils</u>		
1. Winding-pack current density	30 A/mm <sup>2</sup>	20 A/mm <sup>2</sup>
	(at 12T)	(at 14T)
2. Allowable stress of conduit		
• $\Delta\sigma_{\text{max}}$	500 MPa	700 MPa

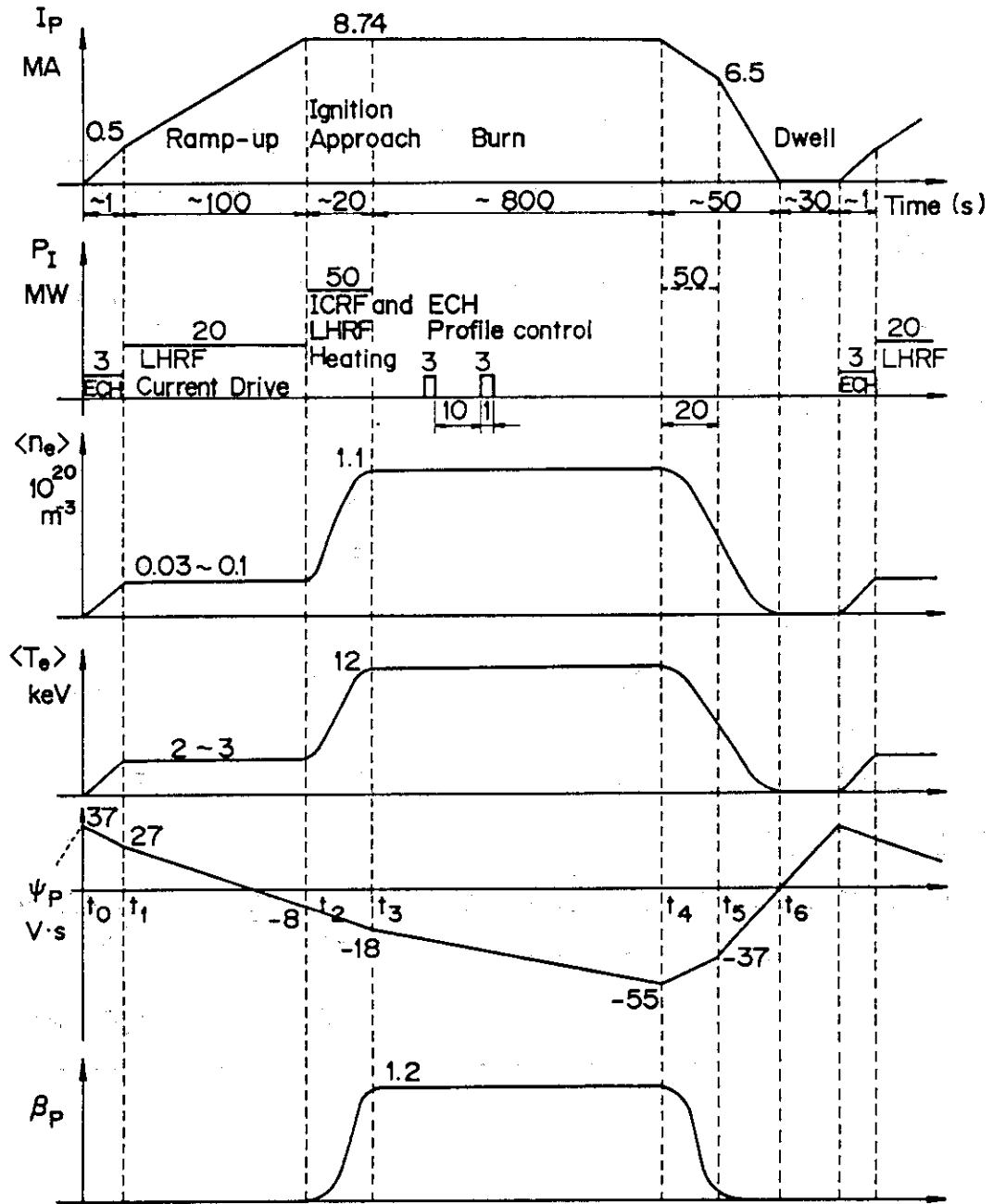


Fig. 2.1 Operation scenario of V - 1 (Reference) for the '87 FER (ACS - M)

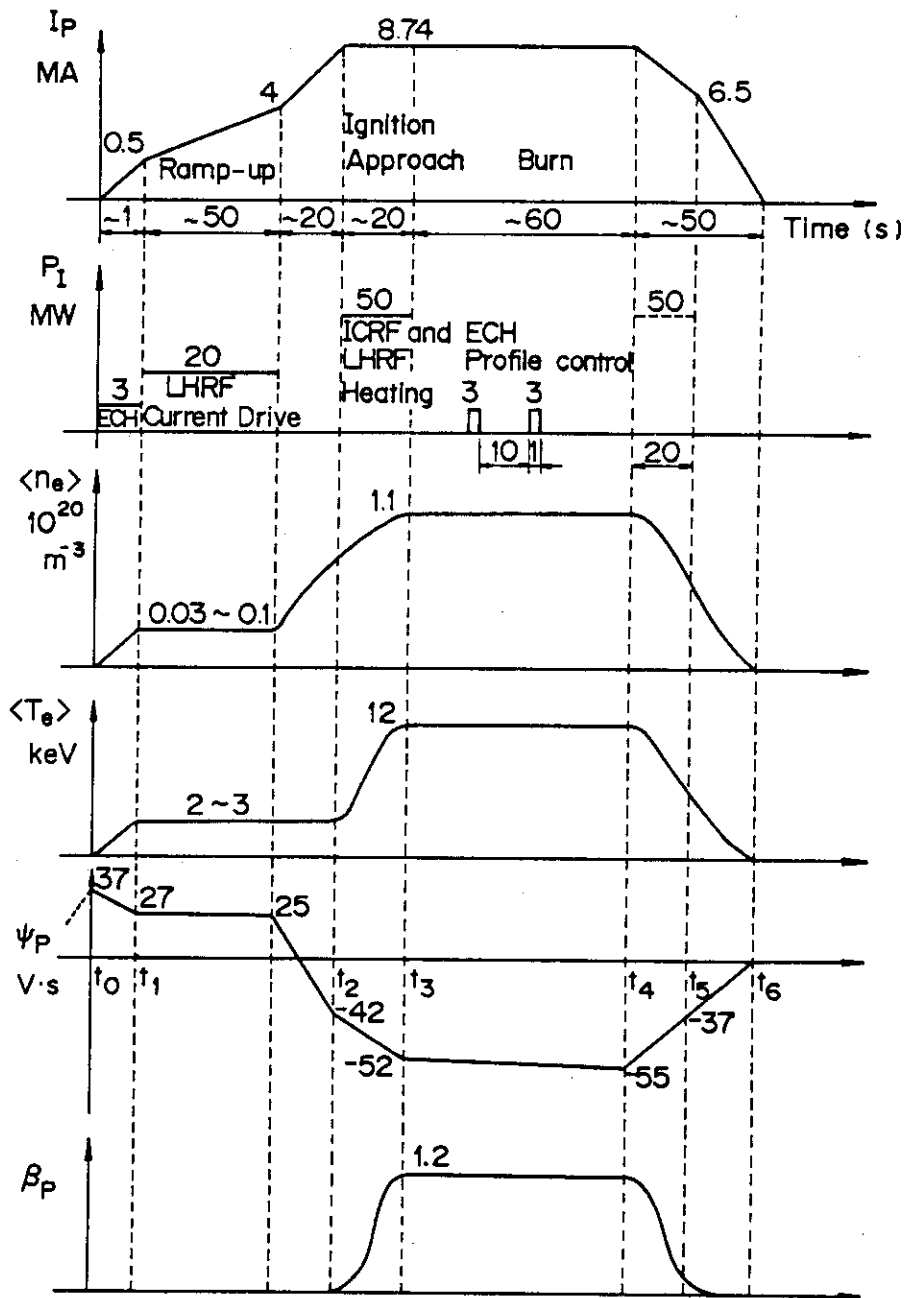


Fig. 2.2 Operation scenario of V-2 (Inductive 2) for the '87 FER (ACS-M)

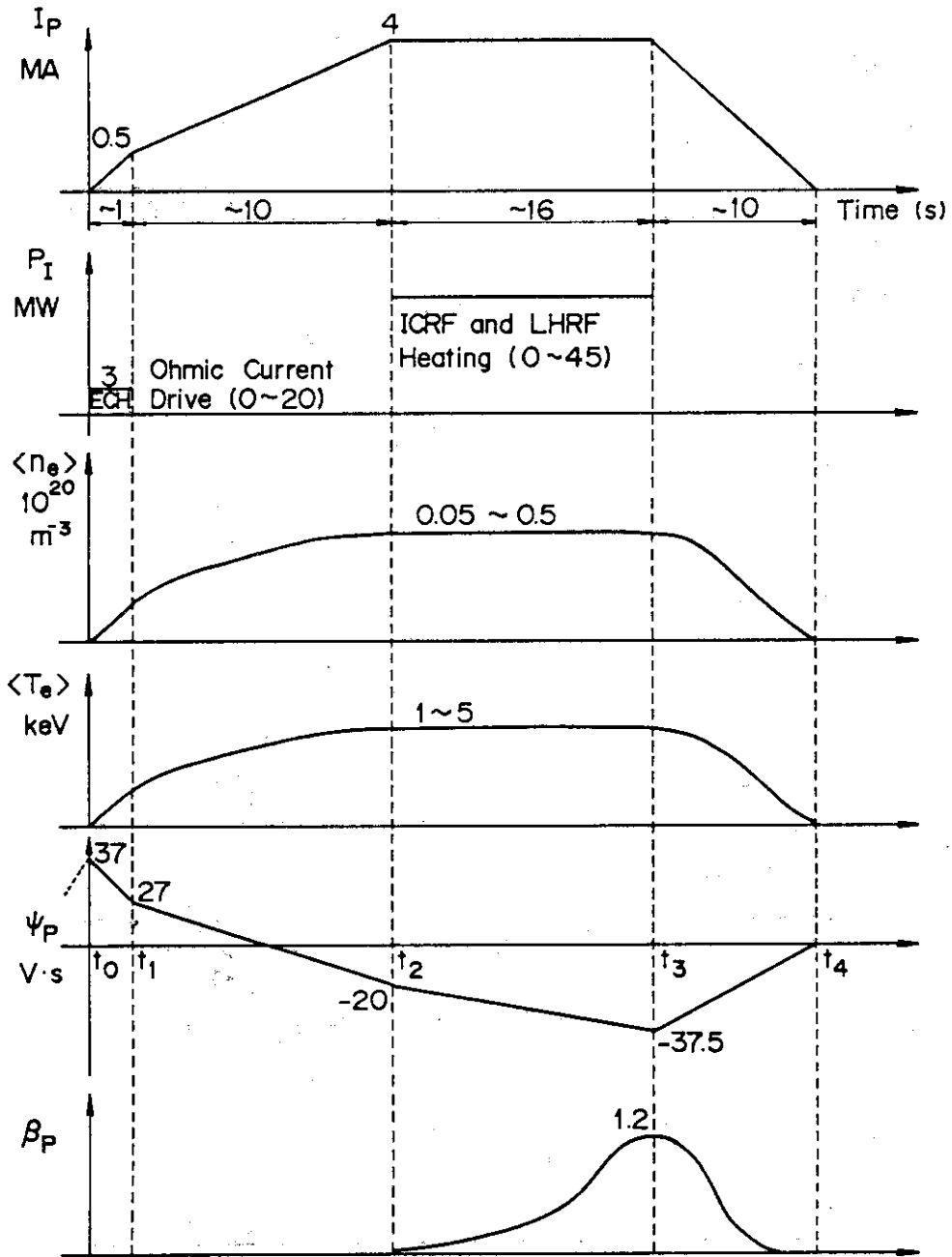


Fig. 2.3 Operation scenario of V-3 (Inductive 2) for the '87 FER (ACS-M)



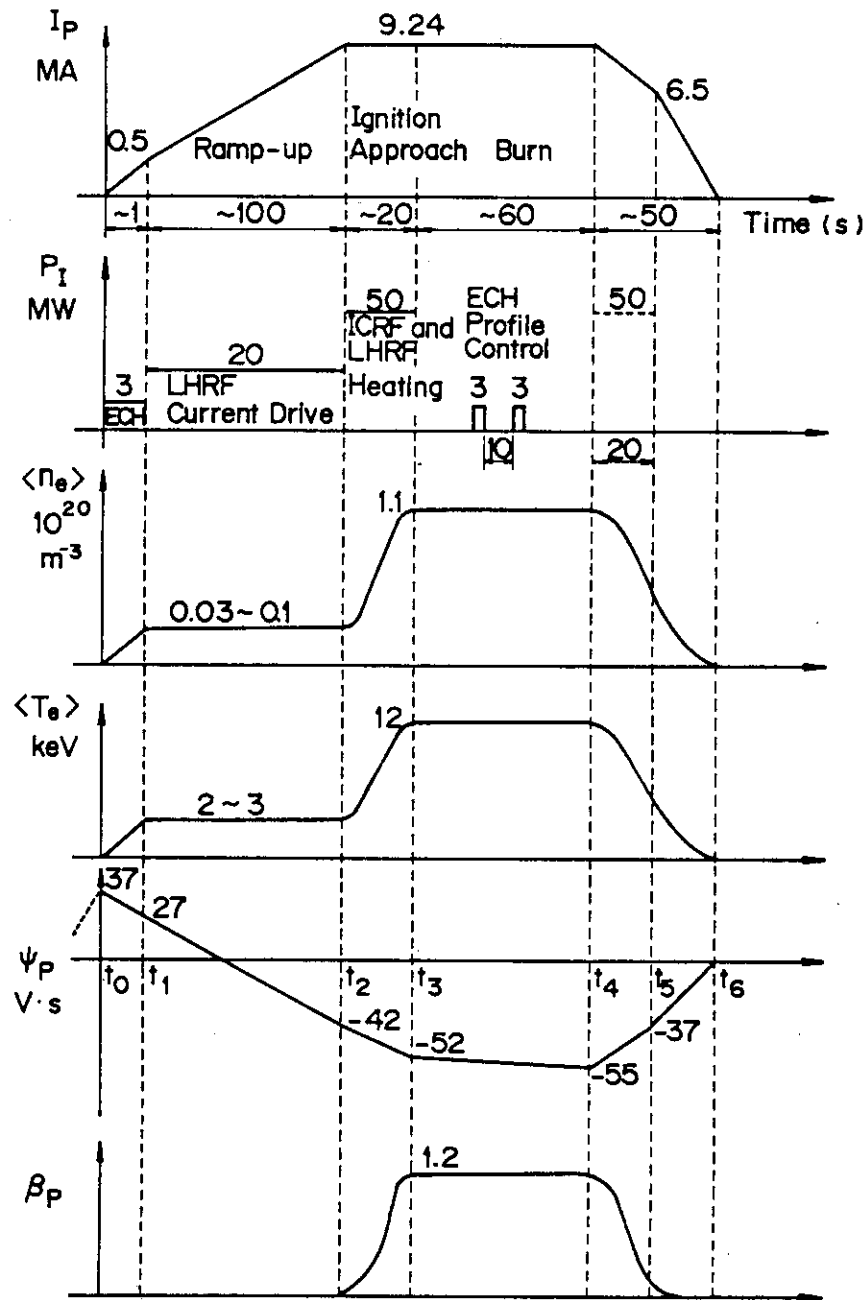


Fig. 2.4 Operation scenario of V - 4 (High -  $\delta$ ) for the '87 FER (ACS - M)

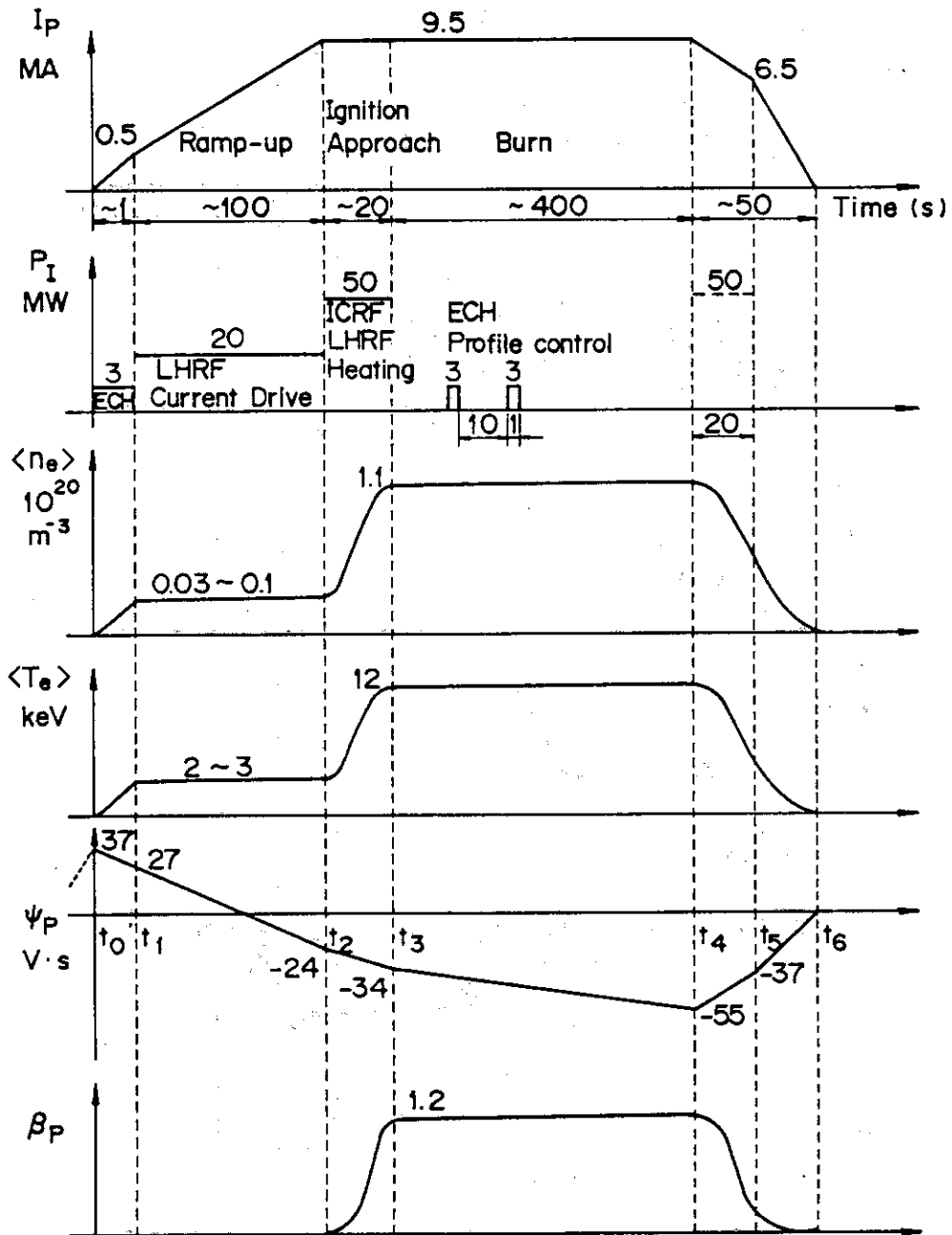


Fig. 2.5 Operation scenario of V-5 (High- $\kappa$ ) for the '87 FER (ACS-M)

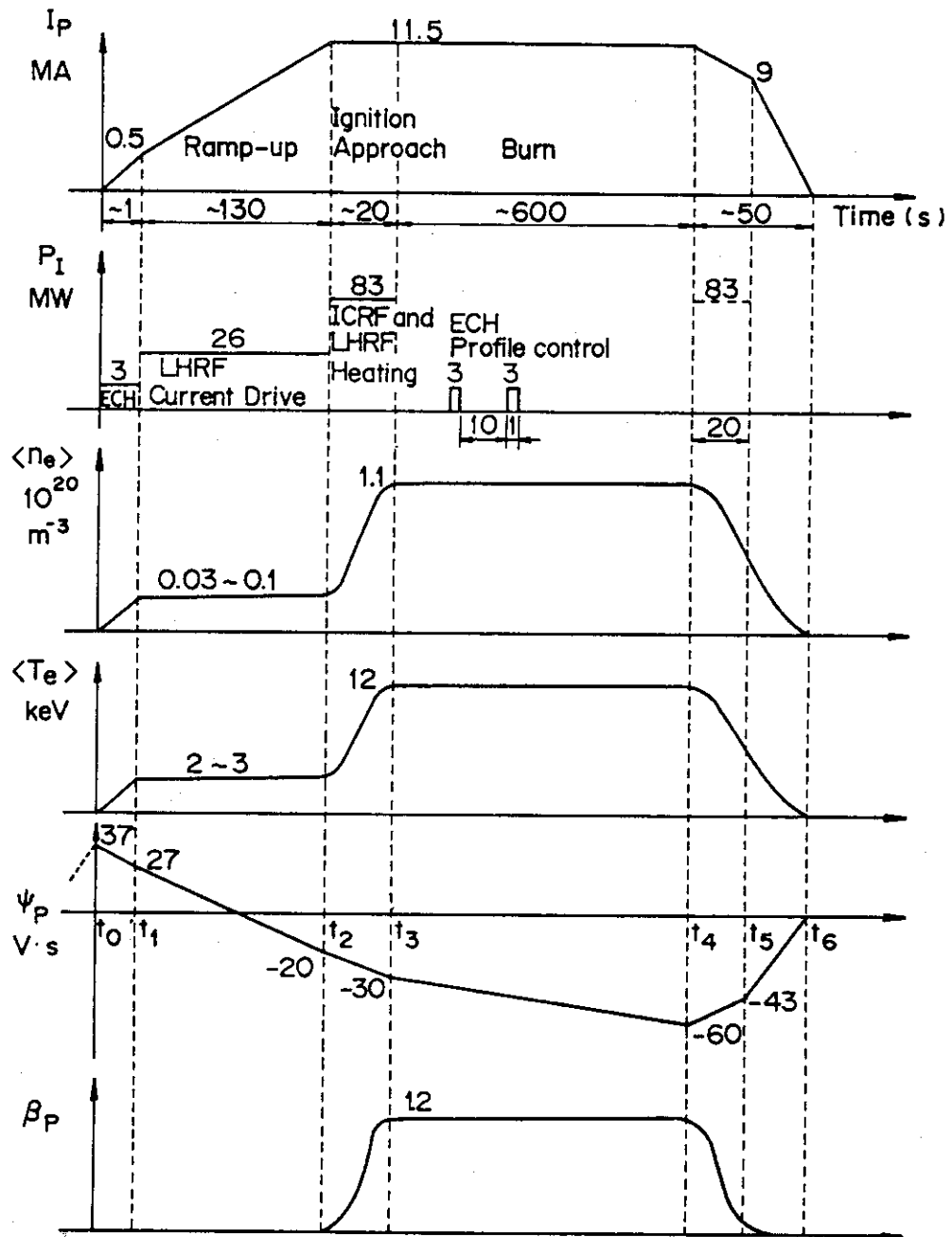


Fig. 2.6 Operation scenario of V - 6 (Size - L) for the '87 FER (ACS - M)

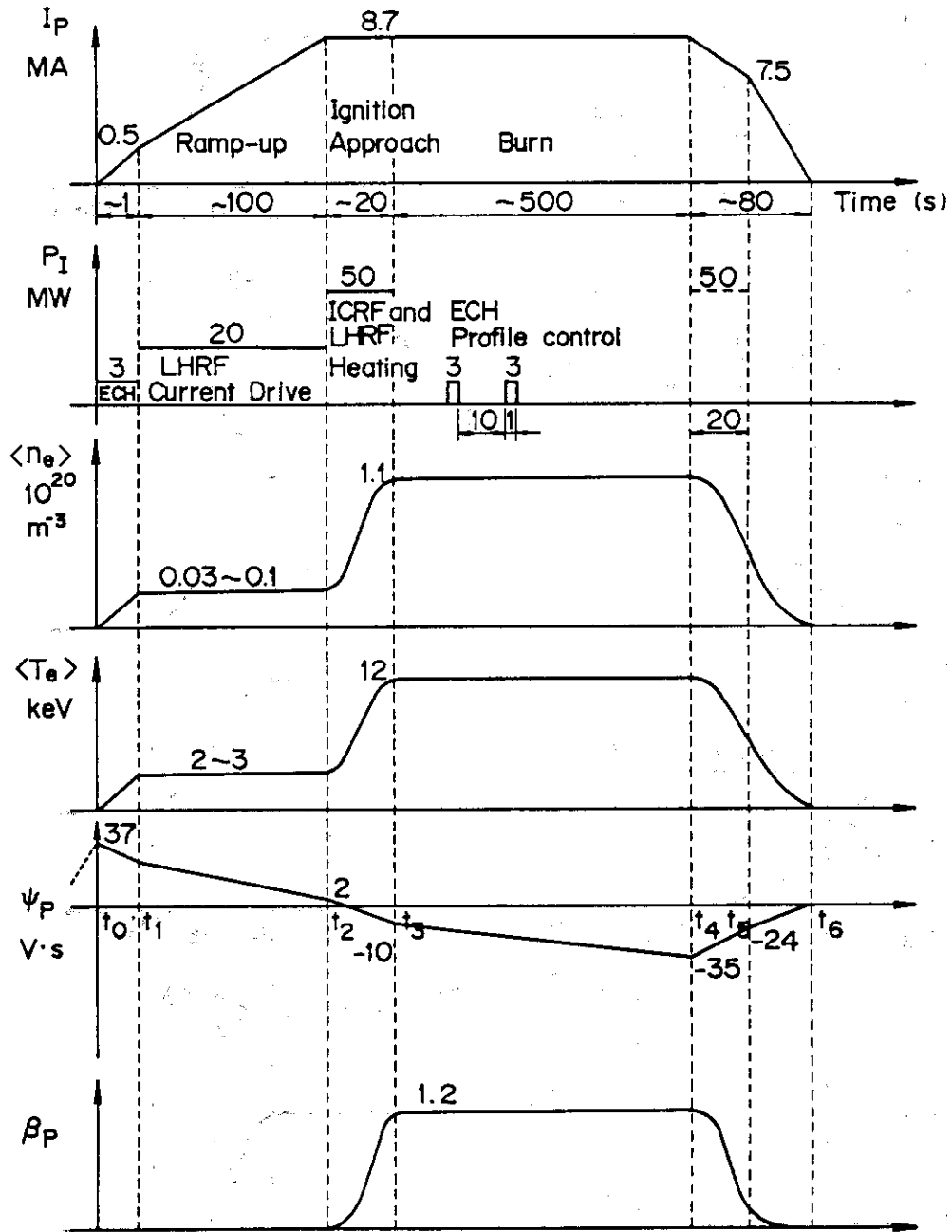


Fig. 2.7 Operation scenario of V-7 (DND) for the '87 FER (ACS-M)

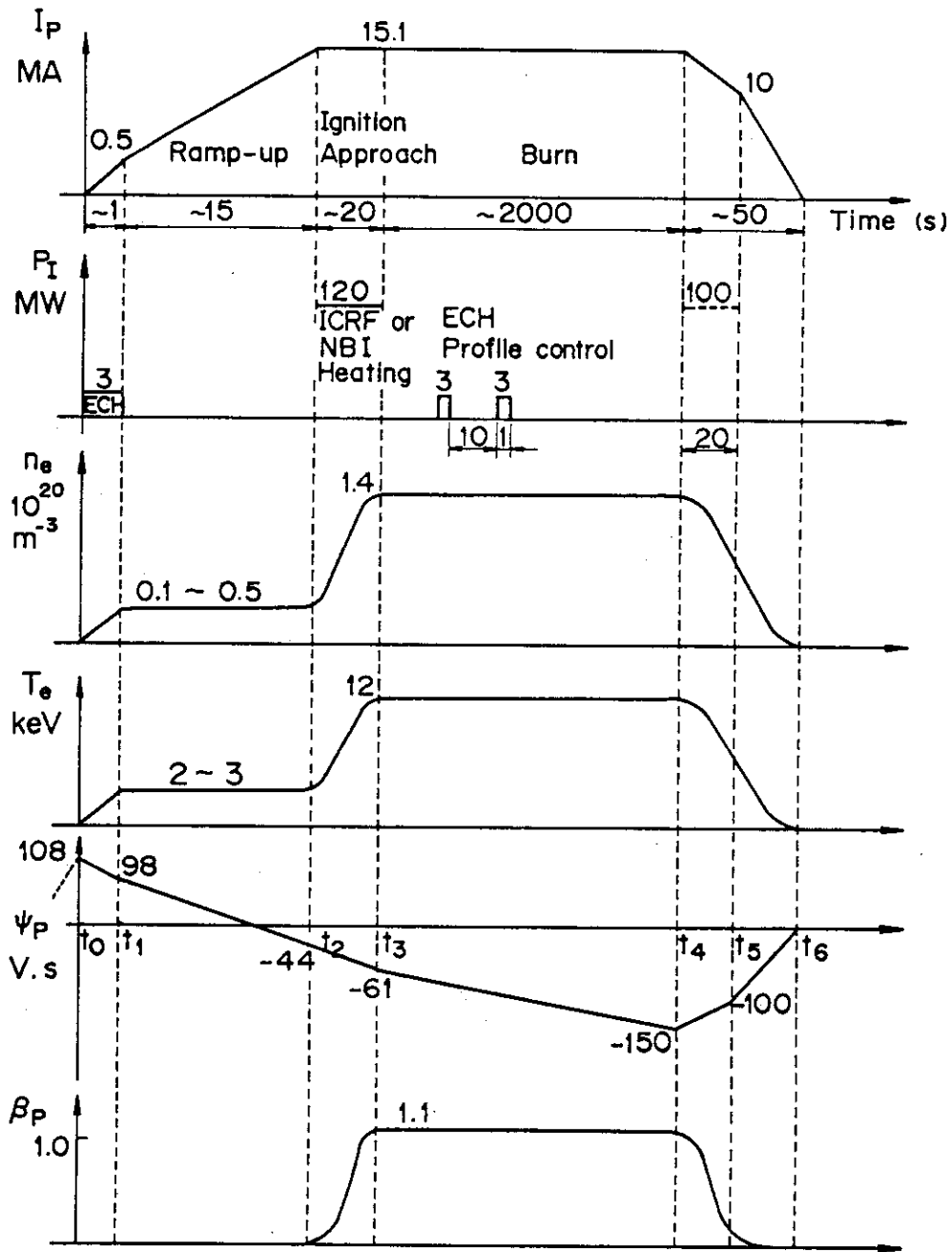


Fig. 2.8 Operation scenario for the '87 FER (LRD)

## 2.2 トロイダル磁場コイル

### 2.2.1 概 要

'87年度FER設計の目的は'86年度FER設計のACS炉の運転パターンのフィージビリティスタディーの検討を進めると同時に、新たに低物理リスク炉(LRD)の設計を行い、より経済的な核融合炉を検討することにある。炉寸法を縮小するためには、炉全体の重要部分を占めるマグネット系の設計を合理化する必要がある。以下に本年度TFコイル合理化検討項目を示す。

- ① TFコイルの定格電流値を30kAから40kAに上げ、コイル巻線部の電流密度を35 A/㎠から40 A/㎠に上げるによりTFコイル寸法の合理化を計る。
- ② TFコイルの寸法を減少することにより、TFコイルおよびその支持構造物が炉全体に占める空間を縮小し、炉寸法を合理化する。
- ③ TFコイルに発生する電磁力(面内力, 面外力)を緩和するために、コイル形状としてはモーメントフリーの形状にこだわらず炉構造上、取り得る最適形状を検討することにより、モーメントフリー形状よりも長径が短い丸味をおびたD型を選定する。

以上のTFコイル合理化方針に従って、'87年度はACS-MとLRDの2ケースのFER用TFコイルの設計を行った。TFコイルの設計の要点は極低温でのコイル安定性と機械的強度の達成にある。

以下にその検討項目の要点を述べる。

#### (1) コイル形状

コイル縦断面形状は、プラズマの断面形状および炉内構造物との関係、更にコイルに発生する電磁力(面内力, 面外力)の緩和を考慮してモーメントフリー形状より長径が短く丸味をおびたD型を選定した。コイル横断面形状については、コイル巻線部形状を矩形とし、巻線部の平均電流密度を約40 A/㎠と高くとり、TFコイルのコンパクト化を計った。炉心の分解、修理および構造物の出入れのため、TFコイルのアウトボード側板に切欠きを設けた。コイル外形寸法はPFコイル配置およびその支持を考慮して決定したが、コイルアウトボードには電磁力支持構造物を追加した。

#### (2) コイル冷却方式

コイルの冷却方式に関しては浸漬冷却、強制冷却および超流動冷却などが挙げられるがコイルの大型化、高磁界化に伴う、強大な電磁力および必要とされる熱的安定性、更に冷凍冷却設備の合理性を考慮して、強制冷却(超臨界ヘリウム)コイルを選定した。強制冷却コイルは機械的強度および電気絶縁特性において浸漬冷却コイルに対し優位性を示し、また十分な熱的安定性を得られることをLCT Coilの実験結果が示している。しかし、大型強制冷却マグネットにおける予冷、冷媒の供給方式、コイル口出部の高電圧対策等今後早急に開発検討すべき課題が残されている。

#### (3) 導 体

導体は'86年度と同様、コイル巻線部の剛性とコイルの絶縁耐電圧を上げるために、Cable in Conduit型強制冷凍型導体(LCT Coil Westinghouse型導体)を採用

した。40 A/mm<sup>2</sup> の高電流密度化を計るため以下の設計変更を行った。

- ① 定格電流値  $I_d$  を 30 kA から 40 kA に増加
- ② 導体コンジット厚みを 3.5 mm から 3.0 mm に減少
- ③ 臨界電流値  $I_c$  と定格電流値  $I_d$  の比  $I_c/I_d$  を 1.8 から 1.7 に減少

コイルの最大経験磁界(目標値)は 12 T であるので、超電導材料として高磁界特性の良い化合物系超電導材( $NbTi$ )<sub>3</sub>Sn を採用した。また、交流損失低減のために、ストランド外周に Ta バリヤーとクロムメッキを施し、本導体で最大の交流損失の発生原因となっているストランド間のカップリング損失を押える構造とした。本年度の設計では、Cable in conduit 型強制冷凍型導体の接続方法の複雑さによりコイル巻線部におけるグレーディングは考慮しない。しかし更に合理化が必要となる場合はコイル製作方法も含め、コイル巻線部におけるグレーディングを考慮する必要がある。導体は巻線時に、ポリイミド絶縁テープおよびガラスクロステープで絶縁され、更にパンケーキ形成後エポキシレジン真空含浸処理を行いパンケーキの一体化を計り、絶縁物保護と機械的剛性を上げ、ハンドリングを安易にする。次に、複数個のパンケーキコイルを積重ね、ポリイミド絶縁シートとガラスクロステープで対地絶縁処理後、エポキシレジン真空含浸し、巻線部を一体化した後、コイルケースに納める構造とした。

尚、コイルケースと巻線部の間にはコイルケース冷却のためのクーリングチャンネルを設ける構造とする。

#### (4) コイル支持構造

向心力支持方式には、TFコイル中心側の側面のくさび作用によるウェッジ方式と中心柱方式があるが、加工据付精度等を考慮し、'86年度と同様に中心柱(支柱厚み: ACS-M 0.2 m, LRD 0.295 m)方式を採用した。

転倒力支持については炉心構造物引抜き空間と干渉しない領域にリブ構造のシエアパネルを設け、更にコイル直線部にはシエアキーを挿入し転倒力を支える構造とした。又、コイル自重支持については、コイル下部に接続された断熱支持脚で支持されベースに固定される。

## 2.2.2 仕様

本年度はFER設計に関してACS-M及びLRDについて検討した。各ケースのトロイダル磁場コイルの基本仕様をTable 2.5に示す。

## 2.2.3 電磁気設計

### (1) 形状

ACS-M及びLRDのTFコイルの縦断面形状については、モーメントフリーコイル形状にこだわることなく、モーメントフリー形状より長径が短く丸味をおびたD型形状を採用した。一般にモーメントフリーコイル形状はコイルボアの長軸方向がより大きくなり、必要線材長、蓄積エネルギー、電磁力(面外力、面内力)が増加する傾向にある。プラズマ形状、遮蔽体寸法を考慮し、更に転倒力を減少するために、コイルボアの長径を短か

くした結果、ACS-M及びLRDのTFコイルはそれぞれFig. 2.9, Fig. 2.10 に示すD型形状となった。

ACS-M及びLRDのTFコイルのコイルボアアの短径位置を固定し、D型コイル形状とモーメントフリーコイル形状の寸法および電磁パラメータの概算比較をTable 2.6, Table 2.7 に示す。これによると、全てにおいてD型コイル形状よりモーメントフリーコイル形状の方が大きく、ACS-M及びLRDでそれぞれ平均導体長では19.7%, 3.7%, 蓄積エネルギーで32.5%, 6.4%, 更に電磁力では拡張力 $F_H$ が26.3%, 4.4%, 中心力 $F_R$ が36.4%, 5.9% 増加している。コイル横断面形状については、巻線部形状を矩形とし、巻線部の平均電流密度を4.14及び3.91A/cm<sup>2</sup>と高くとりコイルのコンパクト化を計った。これから分るようにLRDのTFコイルはモーメントフリーコイル形状に近づいている。この理由はダブルヌルダイバータとしたためにコイルボアアの上下の空間を必要としたからである。

## (2) 電磁諸量

FER TFコイルは次の点を考慮し、ACS-M及びLRDの2ケースについて電磁気設計を行った。

- ① 強制冷凍型導体(Cable in Conduit 型)を用い、コイル平均電流密度を40A/cm<sup>2</sup>に設定する。同一導体をACS-M及びLRDの両方に適用する。
- ② コイル定格電流としては、40KAに選定する。
- ③ コイル最大経験磁界を12T以下とする。
- ④ 強制冷凍導体の接続作業の複雑さを考慮し、巻線部内のグレーディングは無しとする。

各ケースのTFコイル電磁諸量をTable 2.8 に示す。また、インダクタンスマトリックスと全インダクタンスをTable 2.9 とTable 2.10 に示す。

## (3) 磁場分布

ACS-MケースについてTFコイル(12個)を励磁した場合、コイル中心・赤道面上の磁界分布、コイル間・赤道面上の磁界分布及びTFコイルの内側ペリメータ(出発点: Outer Leg)に沿った磁界分布をそれぞれFig. 2.11~Fig. 2.13 に示す。LRDについても同様にFig. 2.14~Fig. 2.16 に示す。巻線部の最大経験磁界はACS-M及びLRDについても同様にトロイダル中心側の直線部から最小半径部に移行する場所で発生し、それぞれ $B_{max}=12.0T, 11.0T$ となっており、いずれも12Tを越えないことを確認した。また各ケース共、プラズマ中心位置 $R_p$ において必要トロイダル磁場 $B_{tor}$ を発生することと、トロイダル磁場リップルに関してもTable 2.8 に示したように両ケース共0.75%以下に納っていることを確認した。

## (4) 電磁力

### (i) 面内電磁力

ACS-Mに関してはコイル外向きの拡張力 $F_H=75.2MN/Coil$ , トーラス中心に向う向心力 $F_R=-33.7MN/Coil$ , さらにフープ力のz方向成分でコイルを上下方向に引張る上下力 $F_z=15.4MN/Coil$ となっている。一方LRDに関してはコイル寸法が大きいこととコイル起磁力が約1.3倍大きいため $F_H=128.4MN/Coil, F_R=-55.2MN/Coil$ ,



$F_z = 23.9 \text{ MN/Coil}$ と大きくなっている。TFコイルに発生する面内電磁力はコイルの上下で対称になっており、その分布の1例としてFig. 2.17にACS-Mの面内電磁力の分布を示す。

### (iii) 面外電磁力

TFコイルにはポロイダル磁場による転倒力が発生する。ポロイダル磁場強度は各Phaseにより変化するため、TFコイルに発生する転倒力も各Phaseにより変化する。本年度はACS-M, LRDについて設計したが、ACS-Mの中でもPFコイルの運転パターンの異なる7種類(Reference, Inductive 1, Inductive 2, High- $\delta$ , High- $\kappa$ , Size-L, DND)のモードが存在し各モードについても転倒力を計算した。その結果をTable 2.11とFig. 2.18~Fig. 2.25に示す。ACS-Mはシングルヌルダイバータ方式であるために、TFコイルに発生する転倒力の分布はコイル中心に対して上下非対称となり、ダイバータコイル位置に大きな転倒力が発生していることが分る。一方LRDはダブルヌルダイバータ方式であるため、転倒力の分布はコイル中心に対して上下対称となっている。

また、燃焼時にプラズマディスラプションが発生した場合、TFコイルに発生する転倒力は変化するが、その変化の割合はACS-M(Reference)とLRDではそれぞれピーク値で-5%, +44%となっており、LRDの方がプラズマディスラプション時にTFコイルに発生する転倒力の変化が大きいことが分った。

## 2.2.4 導体設計

### (1) 設計方針および導体構造

導体設計方針について以下述べる。

- ① '86年度FER導体設計より更に合理化を進めるため導体電流密度を上げる。
- ② TFコイルの定格電流を40KAに選定する。
- ③ 十分な機械的強度を有する構造とする。
- ④ 十分な熱的安定性を有する。
- ⑤ AC lossが小さい構造とする。

これらの条件を考慮し、'86年度導体設計と同様Cable in Conduit強制冷凍型超電導々体を採用した。また、超電導材として高磁界特性の良い(NbTi)<sub>3</sub>Snを用いる。

強制冷凍型超電導々体の設計はTable 2.12「強制冷凍型超電導々体の最適設計基準」に従って行った。

導体構造としてFig. 2.26に示す構造を設計検討した。

### (2) 導体諸元

'87年度FERのTFコイル導体の設計変更点を以下に述べる。

- ① 定格電流値  $I_d$  を30KAから40KAに増加
- ② 導体コンジット厚みを3.5mmから3.0mmに減少(高電流密度化)
- ③  $I_c/I_d$  を1.8から1.7に減少
- ④ 導体電流密度を  $J_c = 35 \text{ A/mm}^2$  から  $40 \text{ A/mm}^2$  に増加

以上の変更点を含む本年度の導体諸元をTable 2.13に示す。

TFコイル用強制冷凍型超電導々体の超電導材料は高磁界特性の良い(NbTi)<sub>3</sub>Snを用い、フィラメント径は本質的安定性を満すため5μmとする。ブロンズ比2.5,銅比1.5とし、撚線径は圧損と制限電流を考慮してφ0.865mmとする。撚線間の結合電流によるAC lossを押えるために、撚線表面にクロムメッキを施し、表面近傍にT<sub>c</sub>バリアーを設ける構造とする。臨界電流72KAは定格電流41.75KA(ACS-M), 39.37KA(LRD)のそれぞれ1.72倍, 1.83倍, 制限電流44.6KAはいずれの場合も定格電流以上である。安定性マージンはΔH=0.83J/cc(at 12T)となり充分な値をとる。尚, 導体劣化の問題を考慮してvoid率は40%とした。

(3) 電気的特性

本導体をFER(ACS-M, LRD)に適用した場合のコイル負荷特性をFig. 2.27に示す。ACS-MのTFコイルの負荷率はコイル温度5Kにおいて通電可能電流の85.7%となっているが、これをΔT=2Kの条件を考慮して冷媒温度7Kとした場合、負荷率は実質92.3%に達することになる。またLRDに関してはコイル温度5Kに対して79.1%, コイル温度7Kの場合85%に達し、いずれの場合も超電導コイルの負荷率としてはかなり高い値を示す。

① 制限電流

制限電流I<sub>B</sub>は導体の安定性マージンを高安定性マージン領域と低安定性マージン領域に分割する基準となるもので、定格電流I<sub>OP</sub>を制限電流I<sub>B</sub>以下に保つことにより、常に高い安定性マージン領域でコイルを運転することができる。制限電流I<sub>B</sub>は次式で表わされる。

$$I_B = \frac{0.86 \times 10^5}{D_w} \left( \frac{f \cdot f_{CO}^3}{1 - f_{CO}} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot A \cdot \left( \frac{\rho_1}{\rho_2} \right)^{\frac{1}{2}} \left( \frac{T_C - T_B}{2.45} \right)^{\frac{1}{2}} \dots\dots\dots (2.2.4-1)$$

ここで、D<sub>w</sub> : 撚線径 (cm)

f : metal中に安定材の占める割合  $f = \frac{A_{Cu}}{A_{Co}}$

f<sub>CO</sub> : 導体全体(SUSコンジットを除く)に対するmetalの占める割合

A : 導体断面積  $A = A_{Co} + A_{He}$  (cm<sup>2</sup>)

ρ<sub>1</sub> : 安定化材の比抵抗 at 7T (Ω・cm)

ρ<sub>2</sub> : 安定化材の比抵抗 at 12T (Ω・cm)

T<sub>C</sub> : 臨界温度 (K)

T<sub>B</sub> : 冷媒温度 (K)

A<sub>Cu</sub> : 安定化材の面積 (cm<sup>2</sup>)

A<sub>Co</sub> : 金属の面積 (cm<sup>2</sup>)

A<sub>He</sub> : 冷媒流路の面積 (cm<sup>2</sup>)

以上の式より本導体の制限電流はI<sub>B</sub>=44.6KAとなる。

② 安定性マージン

安定性マージンは次式で求められる。

$$\Delta H = S_{He} (T_{CS} - T_b) \frac{A_{He}}{A_{Co}} \dots\dots\dots (2.2.4-2)$$

ここで  $S_{He} = 0.531 \text{ J/cc} \cdot \text{K}$  at 10 atm, 5 K : 単位体積当りのヘリウムの熱容量

$$T_{CS} = T_b + \left(1 - \frac{I_{OP}}{I_c}\right) (T_c - T_b) : \text{分流開始温度}$$

$$T_c = 17.6 \left(1 - \frac{B}{30.72}\right) : \text{Nb}_3\text{Sn 臨界温度}$$

$T_b$  : 冷媒温度 (K)       $B$  : 磁場 (T)

$I_{OP}$  : 定格電流 (A)       $I_c$  : 臨界電流 (A)

従って本導体の安定性マージンは ACS-M と LRD でそれぞれ  $\Delta H = 0.85 \text{ J/cc}$ ,  $\Delta H = 0.92 \text{ J/cc}$  (at 12T) と求められる, 十分な安定性マージンを有することが分る。

(4) 機械的特性

本導体を用いたトロイダル磁場コイルの初期冷凍および定常時における圧力損失とコイル異常時の圧力上昇について示す。

① 圧力損失

トロイダル磁場コイルの初期冷凍および定常時における圧損は次式により求められる (乱流の場合)。

$$\Delta P / \ell = 4.84 \times 10^{-5} (G)^{1.75} (De)^{-1.25} (A_{He})^{-1.75} (\mu)^{0.25} (\rho)^{-1} \dots\dots\dots (2.2.4-3)$$

ここで,  $\Delta P$  : 圧力損失 (atm)

$\ell$  : 1パス流路長 (m)

$G$  : 冷媒流量 (g/s)

$De$  : 水力直径 (cm)

$A_{He}$  : ヘリウム流路断面積 ( $\text{cm}^2$ )

$\mu$  : 粘性係数 ( $\text{g/cm} \cdot \text{s}$ )

$\rho$  : 密度 ( $\text{g/cm}^3$ )

解析に用いた導体諸元は下表の通りである。

ストランド径 $D_w$ (cm)	ストランド数 $n$ (本)	ヘリウム面積 $A_{He}$ ( $\text{cm}^2$ )	ペリメータ <sup>*</sup> $P_e$ (cm)	水力直径 <sup>**</sup> $D_e$ (cm)	1流路長 $\ell$ (m)
0.0865	567	2.222	128.4	0.0692	200

\* )  $P_e = \frac{5}{6} \times n \times \pi D_w$

\*\* )  $D_e = \frac{4 A_{He}}{P_e}$

計算に用いたヘリウム(10 atm)の物性値を下表に示す。

T(温度: K)	4.5	50	100	200	300
$\rho$ (密度: g/cm <sup>3</sup> )	0.1489	$9.539 \times 10^{-3}$	$4.808 \times 10^{-3}$	$2.421 \times 10^{-3}$	$1.618 \times 10^{-3}$
$\mu$ (粘性係数: g/cm <sup>2</sup> ·s)	$47.1 \times 10^{-6}$	$65.3 \times 10^{-6}$	$98.9 \times 10^{-6}$	$152 \times 10^{-6}$	$200 \times 10^{-6}$

入口圧力10 atm, 冷媒温度4.5 K~300 K, 1パス流路長200 mとした場合の圧力損失と質量流量の関係を Fig. 2.28 に示す。室温における冷媒の最大流量は1.5 g/sと少ない。従って強制冷凍型導体を用いた超電導コイルは, 浸漬冷却超電導コイルの初期冷凍に比べ, 冷凍時間が大きくなる傾向である。一方冷凍完了時の4.5 Kにおいて, 流し得る最大流量は圧損  $\Delta P = 0.2 \text{ MPa}$  と規定すれば  $\dot{m} = 9.6 \text{ g/s}$  となる。

この最大冷却流量が適当であるかどうかは導体に入る熱負荷に関係するので, この検討は別途行う。

② クエンチ時の最大圧力

超電導コイルがクエンチした時の導体内部に発生する最高圧力を Miller et al. の解析式を用いて計算する。

$$P_{\max} = 0.43 \lambda^{0.36} \left[ \frac{Q_q^2 \left( \frac{\ell}{2} \right)^3}{D_e} \right]^{0.36} \quad [\text{Pa}] \dots\dots\dots (2.24-4)$$

ここで,  $\lambda$  : 管摩擦係数  $\lambda = \left( 0.0032 + \frac{0.221}{Re^{0.271}} \right) \times 3, Re \cong 10^6$

$D_e$  : 水力直径 [ m ]

$\ell$  : 1パス流路長 [ m ]

$Q_q$  : クエンチエネルギー [ W/m<sup>3</sup> ]  $Q_q = \frac{I_{OP}^2 R}{V_{He}}$

$$R = \rho \cdot \frac{\ell}{A_{Cu}} \quad (\rho = 6 \times 10^{-10} \text{ } \Omega \cdot \text{m})$$

ケース	$I_{OP}^2 R$ (W/m)	$V_{He}$ (m <sup>3</sup> /m)	$Q_q$ (W/m <sup>3</sup> )	$D_e$ (m)	$\ell$ (m)	$P_{\max}$ (MPa)
ACS-M	$5.229 \times 10^3$	$2.222 \times 10^{-4}$	$2.353 \times 10^7$	$6.92 \times 10^{-4}$	200	53.8
LRD	$4.650 \times 10^3$	$2.222 \times 10^{-4}$	$2.093 \times 10^7$	$6.92 \times 10^{-4}$	200	49.5

以上の解析式より導体内部に発生する最高圧力はACS-M, LRDそれぞれ $P_{max}=53.8$  MPa,  $49.5$  MPaとなる。この解析式は導体1流路全体がクエンチした場合の導体内部に発生する最高圧力を表わすものである。実際のコイル運転においては常電導領域がある長さに進展した時点で電源遮断を行い、コイル内のエネルギーの90%以上を放電抵抗で回収するため、導体内最高圧力が $P_{max}=53.8$  MPa,  $49.5$  MPaに達することはなく、ダイナミックシミュレーションの解析結果より $P_{max}$ は解析解の約1/2以下になることが確認されている。コンジットの応力計算によれば設計条件として $P_{max}<15$  MPa程度を取ることが望ましく今後詳細なコンピュータによるダイナミックなクエンチシミュレーション解析が必要である。また、特にフィードスルーでのセラミックブレイクが強度的に問題となることを注意する必要がある。

### 2.2.5 コイル構造

コイル構造は、従来のFER概念設計と同様にケーブル・イン・コンジット型の強制冷却導体のコイル巻線である。巻線構造はダブルパンケーキ構成の巻線をポリイミドフィルムで絶縁し、絶縁保護と剛性向上のため真空加圧含浸法でエポキシ等の樹脂及びガラスクロスで一体化した構造である。

電磁力の支持方式は以下の通りである。

拡張力：巻線部のSUSシースにて支持すると共にコイル容器で支持する構造(但し、コイル容器の強度評価では、SUSシースは含んでいない)

向心力：コイル容器外枠で支持され、更に中心支柱で支持する方式

転倒力：コイル容器側板で支持され、更にシェアパネル及びシェアキーで支持する構造

冷却構造は導体の高磁界側から冷媒を供給し、両端部に戻る冷却流路であり、1流路長はケースによってかなり差があるが、ACS-Mでは160m, LRDでは180mである。

Fig. 2.29に導体とコイル容器の断面の一部を示す。又、Table 2.14にターン数及び巻線部寸法を示す。

ターン数はACS-Mが216ターン, LRDが300ターンである。

Table 2.15に、TFコイル内側脚でのTFコイルの断面形状を示す。

又、ACS-M, LRDの2ケースのTFコイル構造図をFig. 2.30, Fig. 2.31に示す。

### 2.2.6 強度解析の手法および許容応力

#### (1) 強度解析の手法および許容応力

ACS-M, LRDのTFコイル容器に対する強度解析の手法は'86FERと同様、内側脚中央部に焦点を当てた簡易計算によるものである。但し、下記の点を'86FERに較べ変更した。

- ① 垂直力による引張応力に対しては、これまではコイル容器のみで支持するとしていたが、'87FERに於ては導体のコンジットにも分担させる様に改めた。
- ② 向心力による外枠の曲げ応力に対し、'86FERでは中心柱から離れた直後の部分では外枠に直接、面外曲げ応力が発生すると考え、そこで設定された外枠厚さをそのまま内

側脚直線部にも適用していた。しかし、肩の部分は中心支柱と離れているため、内側脚直線部より外枠厚さを厚くすることが可能な部分である。'87FERの内側脚直線部の断面算定に対しては、向心力による外枠曲げ応力は考慮せず、向心力による面圧のみを考慮することとした。

上の変更は、より一層の合理化を図るためのものである。

サポートフレーム、シェアパネルについては'86FERと同様、転倒力による変形量、応力等を一定値以下になる様に断面を算定した。

許容応力については今年度の重要課題として、3.3.2に述べられているが、これらはFEM等の詳細解析結果に対して適用するものであり、今回の簡易計算に対しては、以下の通りの許容応力とした。

- ①  $S_m = \text{Min}(2\sigma_y/3, \sigma_u/2)$  とし、JCS (Japanese Cryogenic Steels) を対象とし、コンジット(薄板)については733MPa、容器等の厚板については800MPaとした。
- ② 一般膜応力については $S_m$ 、曲げ応力を含めたものについては最終的には $1.5 S_m$ を許容値とするが、今回の簡易計算ではまだ評価されない応力もあり、多少の余裕を見込み、曲げを含んだものに対し1000MPaを許容値とした。
- ③ コンジットの軸方向応力に対する制限を400MPa( $=0.2\% \times E$ )とした(線材の歪制限)。
- ④ PF磁場により発生する応力に対する制限はACS-Mについては300MPa、LRDについては400MPaとした。疲労に対する検討は本書の3.3.2に詳細に述べられているが、破壊力学の考え方から許容応力を設定している。

'86FERでは繰り返し回数に対する安全率を4、初期許容欠陥寸法を2mmと設定して応力制限を300MPaとした。今年度もACS-Mについてはこの値を採った。

しかしLRDではマグネット全体が非常に大型となり、それだけ発生応力も大きくなるため、この値を400MPa迄、引き上げるものとした。なお、このためには繰り返し回数に対する安全率を2、初期許容欠陥寸法を1mmとする必要があり、LRDはACS-Mに比べ、厳しい設計となっている。

## (2) 垂直力に対する検討

垂直力による平均引張応力は以下の様に計算した。

$$NI = \frac{2\pi(R_1 + 0.5d)(B_{\max}/\alpha)}{\mu}$$

$$F_z = \frac{\mu(NI)^2}{4\pi} \ell_n \frac{R_2}{R_1}$$

$$\sigma_1 = \frac{F_z}{2N(A_{\text{case}} + A_{\text{cond}})}$$

ここで、 $N I$  : コイル全起磁力 ( M A T )

$F_z$  : コイル全垂直力 ( M N )

$R_1$  : 内側脚の巻線中心半径 ( m )

$R_2$  : 外側脚の巻線中心半径 ( m )

$d$  : 巻線部半径方向厚み ( m )

$B_{max}$  : 巻線部最大磁場 ( T )

$\alpha$  : 空間リップルによる磁場増加率

$A_{case}$  : 内側脚に於ける T F コイル容器断面積 ( m<sup>2</sup> )

$A_{cond}$  : 内側脚に於ける導体コンジット合計断面積 ( m<sup>2</sup> )

$N$  : コイル数 ( = 12 )

$\sigma_1$  : 垂直力による容器, コンジット平均引張応力

また, 拡張力により内側脚コーナ部には曲げモーメントが発生する。曲げと引張力によりコイル容器に発生する応力  $\sigma_1'$  は以下の様に計算する。

$$\sigma_1'' = \frac{1.5 F_z}{2 N \cdot A_{case}}$$

計算結果は 2.2.6 (5) に示す。

### (3) 向心力に対する検討

向心力により外枠に作用する面圧は以下の様に計算する。

$$F_x = \frac{\pi (R_1 + 0.5 d) (B_{max} / \alpha)^2}{\mu}$$

$$\sigma_2 = \frac{F_x}{2 \pi R_1 \beta}$$

ここで、 $F_x$  : 全向心力 ( M N )

$\beta$  : 巻線が占めるトーラス方向割合

$\sigma_2$  : 向心力による面圧 ( M P a )

その他の記号は(2)と同じである。

計算結果は 2.2.6 (5) に示す。

### (4) 面外電磁力に対する検討

面外電磁力により外枠, 内枠, 側板に発生する曲げ応力, 曲げ引張応力は以下の様に計算する。

$$[ \text{外枠} ] \quad \sigma_{3o} = \frac{F_y}{2 t_1} \left( 1 + \frac{d}{4 t_1} \right)$$

$$[ \text{内枠} ] \quad \sigma_{3i} = \frac{F_y}{2 t_2} \left( 1 + \frac{d}{8 t_2} \right)$$

$$〔側板〕 \quad \sigma_{3s} = 0.91 F_Y \cdot d$$

- ここで、 $\sigma_{3o}$ ：面外電磁力により外枠に発生する曲げ引張応力(MPa)  
 $\sigma_{3i}$ ：面外電磁力により内枠に発生する曲げ引張応力(MPa)  
 $\sigma_{3s}$ ：面外電磁力により側板に発生する曲げ応力(MPa)  
 $F_Y$ ：最大面外電磁力(MN/m)(別途、コードで計算した値を用いる)  
 $d$ ：巻線部半径方向厚さ(m)  
 $t_1$ ：外枠厚さ(m)  
 $t_2$ ：内枠厚さ(m)  
 $t_3$ ：巻線中心に於ける側板厚さ(m)

計算結果は2.2.6(5)に示す。

(5) 内側脚でのTFコイル容器断面寸法及び応力評価

Fig. 2.32にACS-M, LRDの内側脚での断面寸法を示す。

Table 2.16にACS-M, LRDについて、垂直力によるコイル容器及びコンジットの平均引張応力と、コイル容器の曲げ引張応力を示す。

Table 2.17にACS-M, LRDの向心力による面圧を示す。

Table 2.18に面外電磁力による外枠、内枠、側板の曲げ、引張応力を示す。

これらの計算結果より、各応力、応力強さについて評価した結果をTable 2.19に示す。いずれも制限値以下である。

(6) サポートフレーム、シェアパネルの検討

ACS-Mは、電磁力、全体寸法とも'86FER-ACSに類似であるため、サポートフレーム、シェアパネルの諸元は'86FER-ACSに倣うものとし、ここでは'86FERに比べ特に大型化しているLRDについて検討する。計算要領は'86FERと同様である。

TFコイル全体としての振りモーメントは以下の様に計算する。

$$T = \phi_p I_c / (2\pi N)$$

$$\phi_p = \pi (R_2^2 - R_1^2) B_v$$

ここで、 $T$ ：TFコイル1箇当りの振りモーメント

$\phi_p$ ：磁束量

$R_1$ ：TFコイル内側脚の巻線中心半径(2.69m)

$R_2$ ：TFコイル外側脚の巻線中心半径(11.19m)

$I_c$ ：TFコイル全起磁力(142.4MAT)

$B_v$ ：平均垂直磁場(0.8T：概算値)

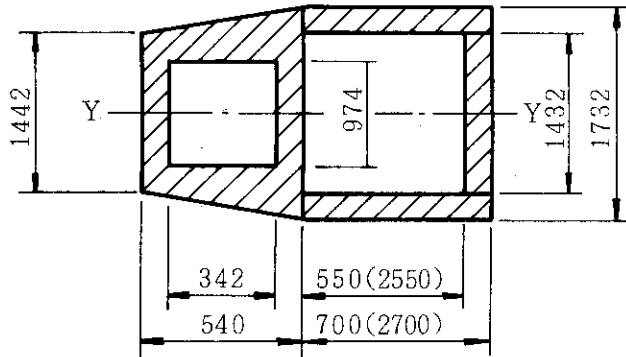
$N$ ：コイル数(12)

$$\therefore \phi_p = \pi \times (11.19^2 - 2.69^2) \times B_v = 296.5 \text{ Wb}$$

$$T = 296.5 \times 142.4 / (2\pi \times 12) = 560.0 \text{ MN} \cdot \text{m}$$



'86FERと同様、先ずサポートフレーム剛性について検討する。サポートフレームの断面形状、剛性を以下の様に採る。



$$I_{Ycen} = 3.235 \times 10^{11} \text{ mm}^4$$

$$I_{Yedge} = 7.001 \times 10^{11} \text{ mm}^4$$

( )外は中央部

( )内は端部 (シェアパネル取付部)

$$W = T / R$$

$$\delta = Wl^3 / (12EI_{equ})$$

$$\sigma_b = \frac{Wl/2}{I_{equ}/(h/2)}$$

ここで、W : TFコイル1箇当りせん断力

T : TFコイル1箇当り振りモーメント

R : シェアパネル中央部での半径 (10mとした)

l : 上下シェアパネル内面距離 (10.3mとした)

$I_{equ}$  : 換算断面2次モーメント

$$= I_{Ycen} + 2(I_{Yedge} - I_{Ycen}) / 3$$

$$= 5.747 \times 10^{11} \text{ mm}^4$$

h : サポートフレーム幅 (1.732m)

$\delta$  : サポートフレーム変形量

$\sigma_b$  : サポートフレーム曲げ応力

E : ヤング率 ( $2.06 \times 10^5$  MPa)

$$W = 560.0 / 10.0 = 56.0 \text{ MN}$$

$$\delta = 56.0 \times 10.3^3 / (12 \times 2.06 \times 10^5 \times 5.747 \times 10^{11})$$

$$= 0.0431 \text{ m} = 43.1 \text{ mm}$$

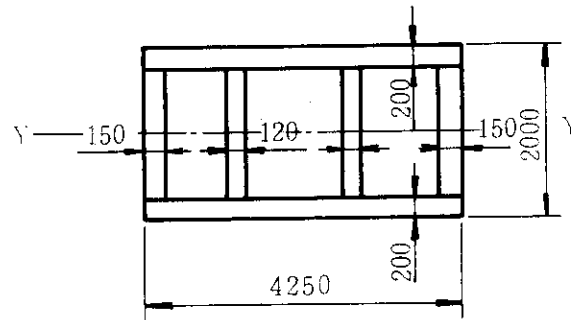
$$\sigma_b = \frac{56.0 \times 10.3 / 2}{5.747 \times 10^{11} / (1.732 / 2)} = 435 \text{ MPa}$$

'86FERでは  $\delta \doteq 17 \text{ mm}$ ,  $\sigma_b \doteq 250 \text{ MPa}$  程度を目標としており、LRDは'86FER

に比べ、明らかにサポートフレームの剛性が不足している。サポートフレームの剛性を増すためには、先ずサポートフレームの断面を大きくする事が考えられるが、半径方向に大きくするのは効果が少なく全体寸法も大きくなり好ましくない。またトラス方向に寸法を大きくすることは炉心構造物の分解修理に障害となる。従って、LRDについては上下のシェアパネルの他に中間シェアパネルを設け、変形や曲げ応力の低減を図るものとした。

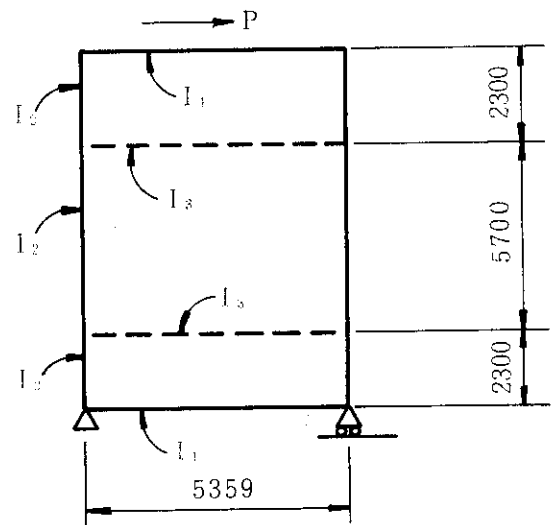
上下のシェアパネルの断面形状として右図の様な断面を考える(実際の断面はもっと複雑である)。

また、サポートフレーム、上下シェアパネル、中間シェアパネルで構成された右図の様な平面ラーメンを考える。



$$I_y = 1.567 \times 10^{12} \text{ mm}^4$$

- $I_1$  : 上下シェアパネルの断面2次モーメント  
( $1.567 \times 10^{12} \text{ mm}^4$ )
- $I_2$  : サポートフレーム断面2次モーメント( $5.747 \times 10^{11} \text{ mm}^4$ )
- $I_3$  : 中間シェアパネル断面2次モーメント



中間シェアパネルの効果を確認するため、 $I_3$ の値を種々変えて計算した結果をFig. 2.33, Fig. 2.34に示す。

横軸は中間部シェアパネルと上下のシェアパネルの断面2次モーメントの比

率である。Fig. 2.33は縦軸に中間シェアパネルがない場合の変形量を1.0とした場合の変形量の減少率、Fig. 2.34は同様に曲げモーメントの減少率を示す。

これらの図表から判るように中間シェアパネルは変形量と応力の低減には非常に効果があるが、中間シェアパネルの断面を大きくしても、変形量、応力の減少率とも0.5~0.6程度が限界であり、これ以上に変形量、応力を低減させるには、サポートフレーム自身の断面を大きくする必要がある。

現在、中間シェアパネル領域として許容される断面は右図の通りである。

$$I_3 / I_1 = 4.566 \times 10^{11} / 1.567 \times 10^{12} \\ = 0.29$$

$$\alpha = \delta / \delta_0 = 0.6$$

$$\beta = M_{\max} / M_{0\max} = 0.6$$

( $\delta_0, M_{0\max}$  は中間シェアパネルがない場合の変形量, 曲げモーメント)

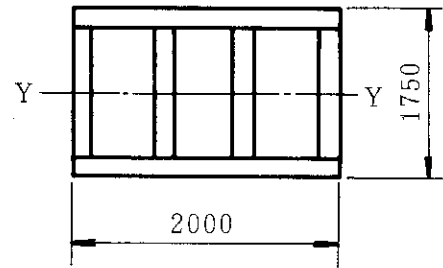
この減少率を前述の変形量, 応力の計算に適用すると,

$$\delta = 4.28 \times 0.6 = 2.57 \text{ mm}$$

$$\sigma = 4.40 \times 0.6 = 2.64 \text{ MPa}$$

となる。即ち、応力は'86FERベースまで低減させることができるが、変形量は'86FERに比べ、まだ1.5倍程度、大きな値となっている。

今年度の検討は以上でとどめるが、LRDは中間シェアパネルを設けても、転倒力に対する剛性は'86FERに比べ不足している点は注意を要する。



(板厚はすべて120mm)

$$I_y = 4.566 \times 10^{11} \text{ mm}^4$$

Table 2.5 TF coil parameter for the various type FER

Coil parameter		ACS-M	LRD
Number of coils	-	12	12
Total current	(MAT)	108.2	141.7
Field on plasma axis	(T)	4.9	5.173
Plasma major radius	(m)	4.417	5.479
Toroidal field ripple at plasma edge	(%)	0.62	0.64
Mean radius of the inner leg	(m)	1.845	2.69
Mean radius of the outer leg	(m)	8.95	11.185
Mean bore height/width	(m)	8.6/6.5	12.6/8.0
Mean perimeter	(m)	26.81	35.73
Maximum field	(T)	12.0	11.0
Total stored energy	(GJ)	15.3	33.4
Operating current	(kA)	41.75	39.37
Average winding-pack current density	(A/mm <sup>2</sup> )	41.4	39.1
Dump voltage	(kV)	12	20
Protection discharge time constant	(s)	5.1	7.1
Maximum nuclear heating	(mW/cc)	2.5	2.9
Total nuclear heating	(kW)	35	90
Maximum neutron fluence in superconductor	(n/cm <sup>2</sup> )	$4 \times 10^{17}$	$4 \times 10^{17}$
Maximum atomic displacement in copper	(dpa)	$3 \times 10^{-4}$	$3 \times 10^{-4}$
Maximum dose in insulator	(rad)	$1 \times 10^9$	$1 \times 10^9$

Table 2.6 Comparison of FER (ACS - M) TF coil and moment free coil

	A ACS-M TF coil	B Moment free coil	(B/A-1) x 100%
r <sub>1</sub> (Inner radius)	1.845 m	1.845 m	0 %
r <sub>2</sub> (Outer radius)	8.950 m	8.950 m	0 %
k	-	0.790	-
r <sub>0</sub> (Center radius)	5.398 m	4.064 m	-24.7 %
h <sub>aa</sub> (Straight length)	5.076 m	8.576 m	69.3 %
h <sub>dd</sub> (Coil hight)	9.180 m	12.105 m	31.9 %
I(Perimeter)	26.816 m	32.100 m	19.7 %
L(Inductance)	17.56 H	23.26 H	32.5 %
E(Stored energy)	15.30 GJ	20.27 GJ	32.5 %
F <sub>H</sub> <sup>*</sup> (Hoop force)	751.6 MN	949.3 MN	26.3 %
F <sub>R</sub> <sup>*</sup> (Centoring force)	-337.4 MN	-460.2 MN	36.4 %
F <sub>Z</sub> <sup>*</sup> (Vertical force)	154.4 MN	154.9 MN	0.3 %

Table 2.7 Comparison of FER (LRD) TF coil and moment free coil

	A LRD TF coil	B Moment free coil	(B/A-1) x 100%
r <sub>1</sub> (Inner radius)	2.690 m	2.690 m	0 %
r <sub>2</sub> (Outer radius)	11.185 m	11.185 m	0 %
k	-	0.713	-
r <sub>0</sub> (Center radius)	6.938 m	5.485 m	-20.9 %
h <sub>aa</sub> (Straight length)	8.576 m	9.316 m	8.6 %
h <sub>dd</sub> (Coil hight)	13.064 m	13.843 m	6.0 %
I(Perimeter)	35.730 m	37.040 m	3.7 %
L(Inductance)	69.07 H	73.485 H	6.4 %
E(Stored energy)	33.36 GJ	35.48 GJ	6.4 %
F <sub>H</sub> <sup>*</sup> (Hoop force)	1283.8 MN	1340.4 MN	4.4 %
F <sub>R</sub> <sup>*</sup> (Centoring force)	-552.3 MN	-584.8 MN	5.9 %
F <sub>Z</sub> <sup>*</sup> (Vertical force)	239.1 MN	239.6 MN	0.2 %

\*) Analytical values

$$r_0 = \sqrt{r_1 r_2}$$

$$k = \frac{1}{2} \ln \frac{r_2}{r_1}$$

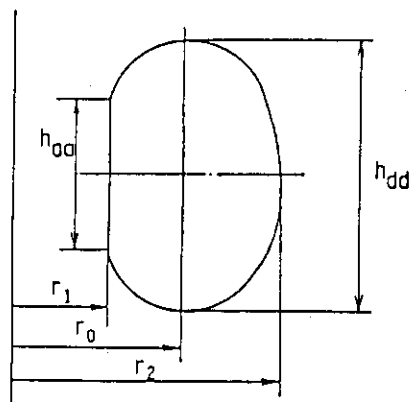


Table 2.8 Main characteristics of toroidal field coils

Items	unit	ACS-M	LRD
Bore radius	m/m	6.5 x 8.6	8.0 x 12.6
Number of coils		12	12
Cooling method		Forced flow cooling	Forced flow cooling
Winding concept		Pancake winding	Pancake winding
Shape of coil		D-shape	D-shape
Super-conductor		(NbTi) <sub>3</sub> Sn	(NbTi) <sub>3</sub> Sn
Peak field	T	12.0	11.0
Operating current	KA	41.75	39.37
Coil current density	A/mm <sup>2</sup>	41.4	39.1
Winding cavity	m <sup>2</sup>	0.215	0.290
Number of turns		12 x 18 = 216	10 x 30 = 300
Number of pancakes		18	30
Number of grading		No	No
Magnetomotive force	MAT	108.2	141.7
Total inductance	H	17.56	43.06
Total stored energy	GJ	15.3	33.4
Hoop force F <sub>H</sub>	MN/coil	752	1284
Centering force F <sub>R</sub>	MN/coil	-337	-552
Vertical force F <sub>Z</sub>	MN/coil	154	239
Toroidal field ripple	%	0.62	0.64

Table 2.9 Inductance matrix of TF coils (ACS - M)

		[unit: H]						
Coils	1	2	3	4	5	6	7	
1	0.6500	0.2145	0.0907	0.0460	0.0273	0.0194	0.0173	
2	0.2145	0.6500	0.2145	0.0907	0.0460	0.0273	0.0194	
3	0.0907	0.2145	0.6500	0.2145	0.0907	0.0460	0.0273	
4	0.0460	0.0907	0.2145	0.6500	0.2145	0.0907	0.0460	
5	0.0273	0.0460	0.0907	0.2145	0.6500	0.2145	0.0907	
6	0.0194	0.0273	0.0460	0.0907	0.2145	0.6500	0.2145	
7	0.0173	0.0194	0.0273	0.0460	0.0707	0.2145	0.6500	

Total inductance

$$\begin{aligned}
 L_T &= 12 \times \{L_1 + 2 \times (M_{12} + M_{13} + M_{14} + M_{15} + M_{16}) + M_{17}\} \\
 &= 12 \times (0.6500 + 2 \times (0.2145 + 0.0907 + 0.0460 + 0.0273 + 0.0194) \\
 &\quad + 0.0173) \\
 &= 17.56 \text{ (H)}
 \end{aligned}$$

Table 2.10 Inductance matrix of TF coils (LRD)

		[unit: H]						
Coils	1	2	3	4	5	6	7	
1	1.5940	0.5259	0.2225	0.1127	0.0669	0.0477	0.0424	
2	0.5259	1.5940	0.5259	0.2225	0.1127	0.0669	0.0477	
3	0.2225	0.5259	1.5940	0.5259	0.2225	0.1127	0.0669	
4	0.1127	0.2225	0.5259	1.5940	0.5259	0.2225	0.1127	
5	0.0669	0.1127	0.2225	0.5259	1.5940	0.5259	0.2225	
6	0.0477	0.0669	0.1127	0.2225	0.5259	1.5940	0.5259	
7	0.0424	0.0477	0.0669	0.1127	0.2225	0.5259	1.5940	

Total inductance

$$\begin{aligned}
 L_T &= 12 \times \{L_1 + 2 \times (M_{12} + M_{13} + M_{14} + M_{15} + M_{16}) + M_{17}\} \\
 &= 12 \times (1.5940 + 2 \times (0.5259 + 0.2225 + 0.1127 + 0.0669 + 0.0477) \\
 &\quad + 0.0424) \\
 &= 43.06 \text{ (H)}
 \end{aligned}$$

Table 2.11 Maximum overturning force per unit length

	+ Overturning force(MN/m)	- Overturning force(MN/m)	Perimeter at $ F_y _{max}(m)$
Reference	+ 20.7	- 30.7	17.32
Inductive 1	+ 20.3	- 28.8	17.32
Inductive 2	+ 9.3	- 13.2	17.32
ACS-M High $\delta$	+ 24.4	- 24.7	16.63
High $\kappa$	+ 21.1	- 19.6	22.25
Size L	+ 21.1	- 24.9	17.32
DND	+ 22.4	- 37.8	18.0
LRD	+ 21.5	- 21.5	9.0



Table 2.12 Design guideline of forced flow superconductor

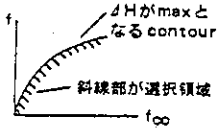
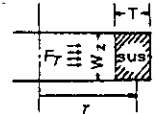
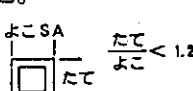
設計項目	設計条件 (制約条件)	設計条件の定式化	条件を満たすためにパラメータがとるべき方向
1. 臨界電流	<ul style="list-style-type: none"> <li>少なくとも定格電流以上であること。</li> <li>製造上の <math>J_c</math> の劣化防止のためボイド率は一般に40%以上設けること。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li><math>I_c/I_{op} = \frac{J_c \cdot A_{sc}}{J_a (A - A_{sus})} &gt; 1.35</math></li> <li><math>(1 - f_{\infty}) &gt; 0.4</math></li> </ul>	安定化銅割合 $f \rightarrow$ 小 管内平均電流密度 $J_a \rightarrow$ 小 SUS面積 $A_{sus} \rightarrow$ 小 導体面積割合 $f_{\infty} \rightarrow$ 小
2. 制限電流	<ul style="list-style-type: none"> <li>Stability margin が2 値値をとる領域にないこと。すなわち、定格電流が少なくとも制限電流より小さいこと。</li> </ul>	$I_B > I_{op}$ $I_B = \frac{0.86 \times 105}{d} \left( \frac{f \cdot f_{\infty}^3}{1 - f_{\infty}} \right)^{\frac{1}{2}} \left( \frac{T_c - T_b}{2.45} \right)^{\frac{1}{2}} \left( \frac{\rho_1}{\rho_2} \right)^{\frac{1}{2}} A$	スtrand径 $d \rightarrow$ 小 導体面積割合 $f_{\infty} \rightarrow$ 大 安定化銅割合 $f \rightarrow$ 大
3. 安定性	<ul style="list-style-type: none"> <li>Stability margin <math>\Delta H</math> が十分なこと。通常 <math>\Delta H &gt; 300 \text{ mJ/cc}</math> にとる。</li> <li><math>f - f_{\infty}</math> 面において <math>\Delta H</math> が最大となる contour の近傍でかつ <math>\Delta H</math> の変化の緩やかな右側に <math>(f, f_{\infty})</math> の組合せを選ぶこと。</li> </ul> 	<ul style="list-style-type: none"> <li><math>\Delta H = \frac{A_{He}}{A_{co}} \cdot \int_{T_b}^{T_{cs}} \rho_{He} C_p dT &gt; 300 \text{ mJ/cc}</math></li> <li><math>f_{\infty} \cong \frac{2 J_a}{(1-f) J_c + J_a}</math> かつ</li> <li><math>f_{\infty} &gt; \frac{2 J_a}{(1-f) J_c + J_a}</math></li> <li><math>T_{cs} - T_b = (1 - I_{op}/I_c) (T_c - T_b)</math></li> </ul>	ヘリウム空間 $A_{He} \rightarrow$ 大 導体面積 $A_{co} \rightarrow$ 小 分流温度 $T_{cs} \rightarrow$ 大 ( $I_c/I_{op} \rightarrow$ 大) $T_c$ : 臨界温度 $T_b$ : バス温度 $\rho_{He}$ : 冷媒の比重 $C_p$ : 冷媒の比熱
4. クエンチ時の導体内最大圧力上昇	<ul style="list-style-type: none"> <li>最大圧力上昇 <math>P_{max}</math> によってSUSコンジットに発生する応力が設計上許容値内であること。</li> <li>但しこの条件では評価が難しいため一般に <math>P_{max}</math> が許容値内であることとする。</li> </ul>	$P_{max} = 0.1 \left( \frac{Q_g^2 \cdot (\frac{\ell}{2})^3}{D} \right)^{0.36} \cdot \alpha < 150 \text{ atm}$ $Q_g = \frac{I_{op}^2 \cdot \rho_{cu}}{A_{He} \cdot A_{cu}}$ $D = \left( \frac{1 - f_{\infty}}{f_{\infty}} \right)^{\frac{6}{5}} D_w$ $\alpha = 0.5$	流路長 $\ell \rightarrow$ 小 Strand径 $D_w \rightarrow$ 大 ヘリウム空間 $A_{He} \rightarrow$ 大 安定化銅面積 $A_{cu} \rightarrow$ 大 定格電流 $I_{op} \rightarrow$ 大 (このことにより放電時定数を小さくする。) $\alpha$ : 補正係数 (コンピュータ解析とミラーの解析の比較により決定)
5. 導体の許容温度マージン	<ul style="list-style-type: none"> <li>流路内における冷媒温度 <math>T_b</math> が導体の分流温度 <math>T_{cs}</math> より十分小さいこと。</li> </ul>	$\Delta T = T_{cs} - T_b > 2 \text{ k}$	

Table 2.12 (Continued)

<p>6. 冷媒流路の応力損失</p>	<p>◦ 冷媒流路の圧力損失 <math>\Delta P</math> が過大でないこと。一般に <math>\Delta P &lt; 2 \text{ kg/cm}^2</math></p> <p>理由 {</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>◦ 設計上冷媒の物性値は一定としているため</li> <li>◦ 下記ポンプロスが妥当であるため</li> </ul>	<p><math>\Delta P = 4.84 \times 10^{-5} (G)^{1.75} \cdot (D)^{-1.25}</math></p> <p><math>\cdot (A_{\text{He}})^{-1.75} \cdot (\mu)^{0.25} \times (r)^{-1} \cdot \ell</math></p> <p><math>&lt; 2 \text{ kg/cm}^2</math></p>	<p>流量 <math>G \rightarrow</math> 小                  スtrand径 <math>D_w \rightarrow</math> 小                  ヘリウム空間 <math>A_{\text{He}} \rightarrow</math> 大                  流路長 <math>\ell \rightarrow</math> 小</p>
<p>7. 冷媒用低温ポンプロス</p>	<p>◦ 低温ポンプロス <math>L</math> が全体の熱損失のうちで占める割合が過大でないこと。</p> <p>{</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>◦ ポンプ容量の大型化が難しいため。</li> <li>◦ 冷媒の循環の目的が外部侵入熱の冷却であるという目的より <math>L</math> が <math>Q_t</math> 中に占める割合は過大でないこと。過大だと本末転倒する。</li> </ul> <p>一般に <math>L &lt; 15\% \times q_1</math></p>	<p><math>L = G \cdot \Delta P &lt; q_1 \times 0.15</math></p> <p>但しポンプ効率=70%とする。</p>	<p>圧損 <math>\Delta P \rightarrow</math> 小                  流量 <math>G \rightarrow</math> 小</p>
<p>8. 導体電磁応力</p>	<p>◦ 電磁力による SUS コンジットの応力がある値以下であること。</p> <p><math>\sigma &lt; \frac{2}{3} \sigma_Y \times 70\%</math></p> <p><math>\sigma_Y</math> : SUS 部材の 4 k での 0.2% 耐力</p>	<p>ポロイダルの場合</p> <p>電磁力のうち最も大きな成分を占めるフープ力 <math>F_r</math> を算出する。SUS コンジットを薄均円筒リングとみなしこの <math>F_r</math> が内圧として作用したモデルを考えて必要な SUS 量を算出する。</p>  <p><math>\sigma &lt; \frac{r}{T} \times \frac{F_r}{2\pi r \cdot W_z}</math></p>	<p>SUS 面積 <math>A_{\text{SUS}} \rightarrow</math> 大                  巻線電流密度 <math>J_{\text{PACK}} \rightarrow</math> 小                  SUS 断面積 <math>A_{\text{SUS}} \rightarrow</math> 大</p>
<p>9. 製作性</p>	<p>◦ コンジットのアスペクト比が製作上の許容値内にあること。</p>  <p><math>\frac{\text{よこ}}{\text{たて}} &lt; 1.2</math></p> <p>◦ 導体がトリプレックスをハンドリングして製造できること。</p>	<p><math>\frac{A/SA}{SA} &lt; 1.2</math></p> <p><math>A_{\infty} = \frac{1}{4} \pi D_w^2 \times n</math></p> <p><math>n</math> は "3 のべき乗 × 正の整数" であること。</p>	

以上の 1 ~ 9 項の各設計条件を全て満足したのち以下の評価条件を達成することが最適設計となる。

評価条件	定式化	理由
高電流密度化 (コンパクト化)	$I_{op}/A \rightarrow$ 大	<ul style="list-style-type: none"> <li>◦ SM 自身の低コスト化</li> <li>◦ 装置全体のコンパクト化による低コスト化</li> </ul>
定格電流の低減化	$I_{op} \rightarrow$ 小	<ul style="list-style-type: none"> <li>◦ SM 用電流 低コスト化</li> <li>◦ 電流リードの熱負荷の低減化</li> </ul>

Table 2.13 Characteristics of the superconductor for TFC

No.	Item	sign	unit	12T conductor
1.	Superconducting material		—	(NbTi) <sub>3</sub> Sn
2.	Stand diameter	D <sub>W</sub>	φmm	0.865
3.	Filament diameter (Number of filaments)		φμm	5 (3422)
4.	Bronze ratio		—	2.5
5.	Copper ratio		—	1.5
6.	No. of strands	n	—	3 <sup>4</sup> × 7 = 567
7.	Superconducting material area of stands	A <sub>sc</sub>	mm <sup>2</sup>	133
8.	Copper area of strands	A <sub>Cu</sub>	mm <sup>2</sup>	200
9.	Total area of strands	A <sub>Co</sub>	mm <sup>2</sup>	333
10.	Operation current	I <sub>d</sub>	KA	41.75 for ACS-M 39.37 for LRD
11.	Critical current at 12T, 5K (J <sub>c</sub> = 540 A/mm <sup>2</sup> )	I <sub>c</sub>	KA	72.0
12.	S.S. conduit outer dimensions	a	mm	29.57 × 29.57
13.	S.S. conduit inner dimensions	b	mm	23.57 × 23.57
14.	S.S. conduit area	A <sub>SUS</sub>	mm <sup>2</sup>	300
15.	Insulation thickness	t <sub>ins</sub>	mm	1.0
16.	Helium area	A <sub>He</sub>	mm <sup>2</sup>	222
17.	Volume fraction of copper in strands	f = A <sub>Cu</sub> /A <sub>Co</sub>	—	0.6
18.	Volume fraction of metal in the cable space	f <sub>Co</sub> = A <sub>Co</sub> /A <sub>Co</sub> +A <sub>He</sub>	—	0.6
19.	Cable space area A = A <sub>Co</sub> + A <sub>He</sub>	A	mm <sup>2</sup>	555
20.	Void fraction f <sub>He</sub> = 1 - f <sub>Co</sub>	f <sub>He</sub>	—	0.4
21.	Limiting current	I <sub>B</sub>	KA	44.6
22.	Stability margin (at B=12T)	ΔH	J/cc	0.85 for ACS-M 0.92 for LRD

Table 2.14 Number of turns and winding dimensions

	Number of turns			Winding dimension	
	No. of turns/pie	No. of pies	total	D(mm)	B (mm)
ACS-M	12	18	216	379	568
LRD	10	30	300	316	947

Table 2.15 Inner leg cross section of TF coil

	(m)	
	ACS-M	LRD
R	1.845	2.690
B	0.568	0.947
D	0.379	0.316
X <sub>1</sub>	0.810	1.284
X <sub>2</sub>	0.629	0.540
t <sub>1</sub>	0.132	0.124
t <sub>2</sub>	0.092	0.074

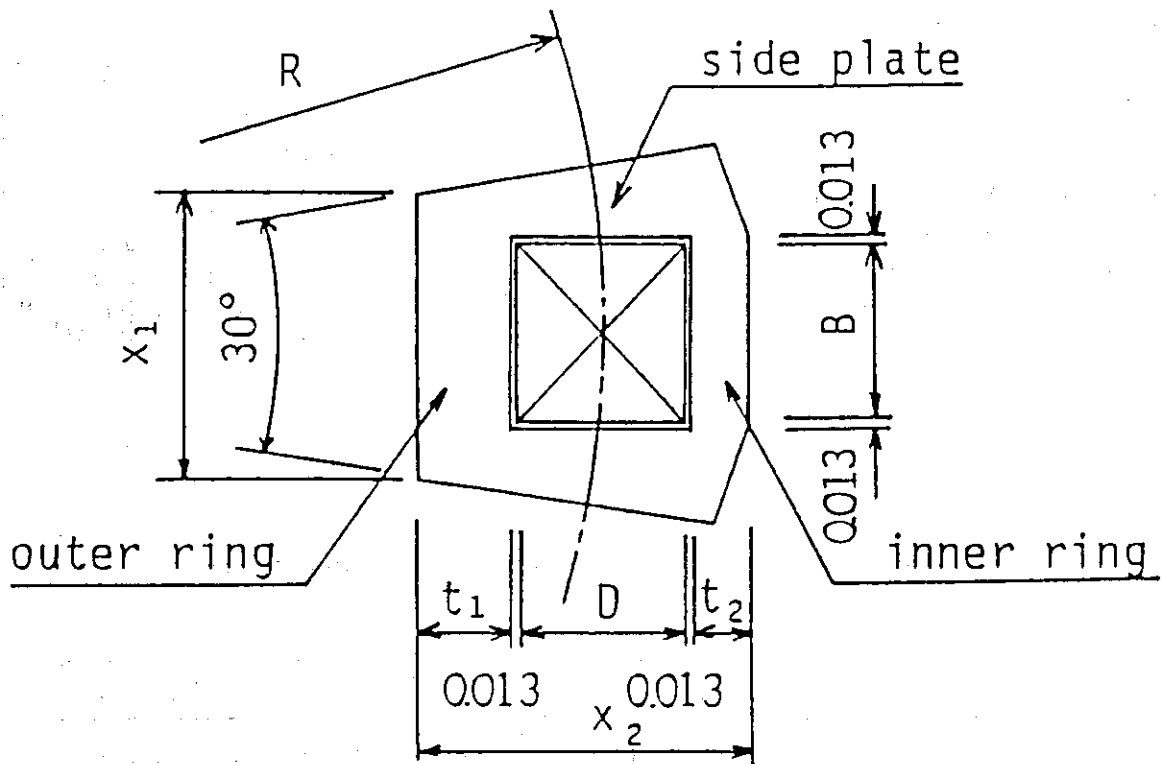


Table 2.16 TF coil case and winding stress due to the vertical force

	ACS-M	LRD
$R_1$ (m)	1.844	2.690
$R_2$ (m)	8.950	11.190
$d$ (m)	0.379	0.316
$B_{\max}/\alpha$ (T)	10.6	10.0
NI (MAT)	107.9	142.4
$F_z$ (MN)	1840	2891
$A_{\text{case}}$ (m <sup>2</sup> )	0.359	0.408
$A_{\text{cond}}$ (m <sup>2</sup> )	0.069	0.096
N	12	12
$\sigma_1$ (MPa)	179	239
$\sigma_1'$ (MPa)	321	443

- where
- $R_1$  : Winding center radius of inner leg
  - $R_2$  : Winding center radius of outer leg
  - $d$  : Winding thickness
  - $B_{\max}$  : Maximum field
  - $\alpha$  : Correction factor with ripple
  - NI : Total ampere-turns
  - $F_z$  : Total vertical force
  - $A_{\text{case}}$  : TF coil case area of inner leg
  - $A_{\text{cond}}$  : Total conduit area
  - N : Number of TF coil
  - $\sigma_1$  : Average tensile stress of TF coil case and winding due to vertical force.
  - $\sigma_1'$  : Tensile and bending stress of TF coil case due to vertical force.

Table 2.17 Pressure load on the outer ring of coil case due to the centering force

	ACS-M	LRD
$R_1$ (m)	1.844	2.690
$d$ (m)	0.379	0.316
$B_{\max}/\alpha$ (T)	10.6	10.0
$\beta$	0.576	0.657
$F_X$ (MN)	571	712
$\sigma_2$ (MPa)	86	64

where  $R$  : Winding center radius of inner leg  
 $d$  : Winding thickness  
 $B_{\max}$  : Maximum field  
 $\alpha$  : Correction factor with ripple  
 $\beta$  : Fractional space allotted to conductor in the toroidal direction  
 $F_X$  : Total centering force  
 $\sigma_2$  : Pressure load of outer ring due to centering force

Table 2.18 TF coil case stress due to the out-of-plane force

	ACS-M	LRD
$F_Y$ (MN/m)	31.3	24.5
$d$ (m)	0.379	0.316
$t_1$ (m)	0.132	0.124
$t'_2$ (m)	0.085	0.055
$t_3$ (m)	0.197	0.234
$\sigma_{30}$ (MPa)	204	162
$\sigma_{3i}$ (MPa)	287	383
$\sigma_{3s}$ (MPa)	311	129

where  $F_Y$  : Maximum out-of-plane force  
 $d$  : Winding thickness  
 $t_1$  : Outer ring thickness  
 $t_2$  : Minimum inner ring thickness at winding corner  
 $t_3$  : Side plate thickness at winding center  
 $\sigma_{30}$  : Tensile and bending stress of outer ring due to out-of-plane force  
 $\sigma_{3i}$  : Tensile and bending stress of inner ring due to out-of-plane force  
 $\sigma_{3s}$  : Bending stress of side plate due to out-of-plane force

Table 2.19 Stress estimation of TF coil case and winding - pack

		ACS-M	LRD	Allowable limit
Winding	$\sigma_1^{(1)}$	179	239	ACS-M 300 LRD 400
Outer ring	$\sigma_1^{(1)}$	321	443	1000
	$\sigma_2^{(2)}$	86	64	1000
	$\sigma_{30}^{(3)}$	204	162	ACS-M 300 LRD 400
	$S = \sigma_1^{(1)} + \sigma_2$	407	507	1000
Inner ring	$\sigma_1^{(1)}$	321	443	1000
	$\sigma_{3i}^{(3)}$	287	383	ACS-M 300 LRD 400
	$S = \text{Max}(\sigma_1^{(1)}, \sigma_{3i})$	321	443	1000
Side plate	$\sigma_1^{(1)}$	321	443	1000
	$\sigma_{3s}^{(3)}$	311( $\neq$ 300)	129	ACS-M 300 LRD 400
	$S = \sigma_1^{(1)} + \sigma_{3s}$	632	572	1000

where S : Stress intensity

Note (1): See Table 2.16

(2): See Table 2.17

(3): See Table 2.18



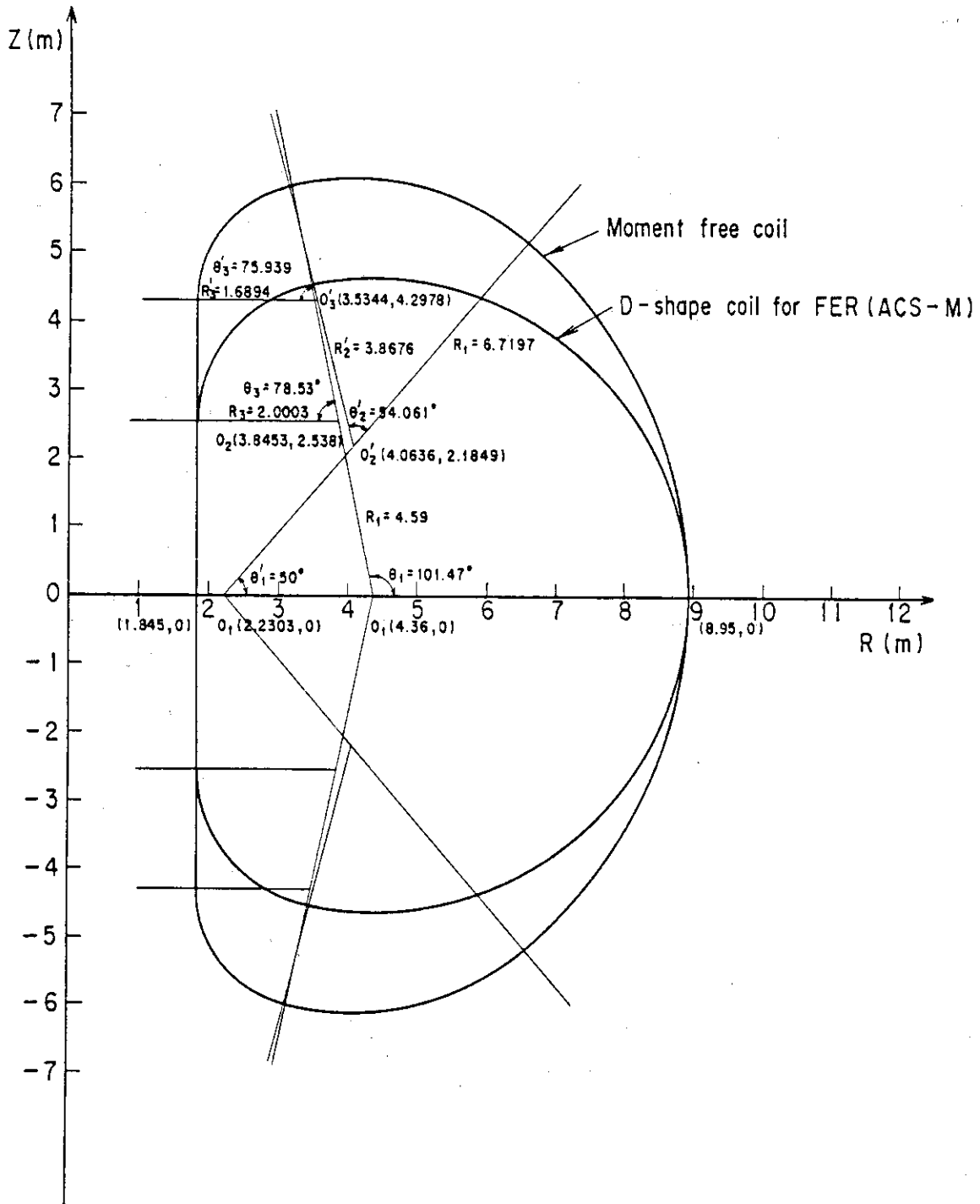


Fig. 2.9 Comparison of the FER (ACS - M) D - shape coil with the moment free coil

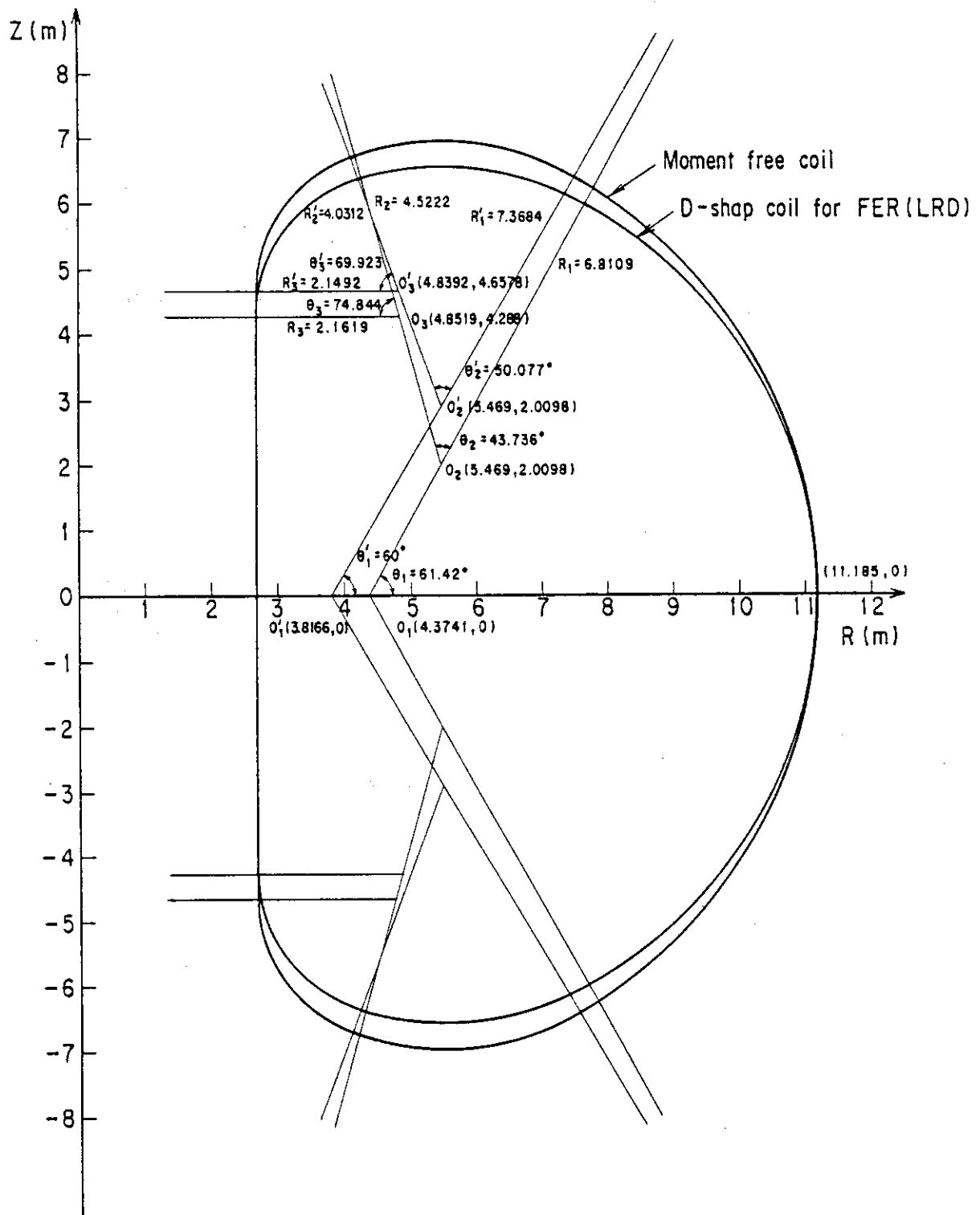


Fig. 2.10 Comparison of the FER (LRD) D-shape coil with the moment free coil

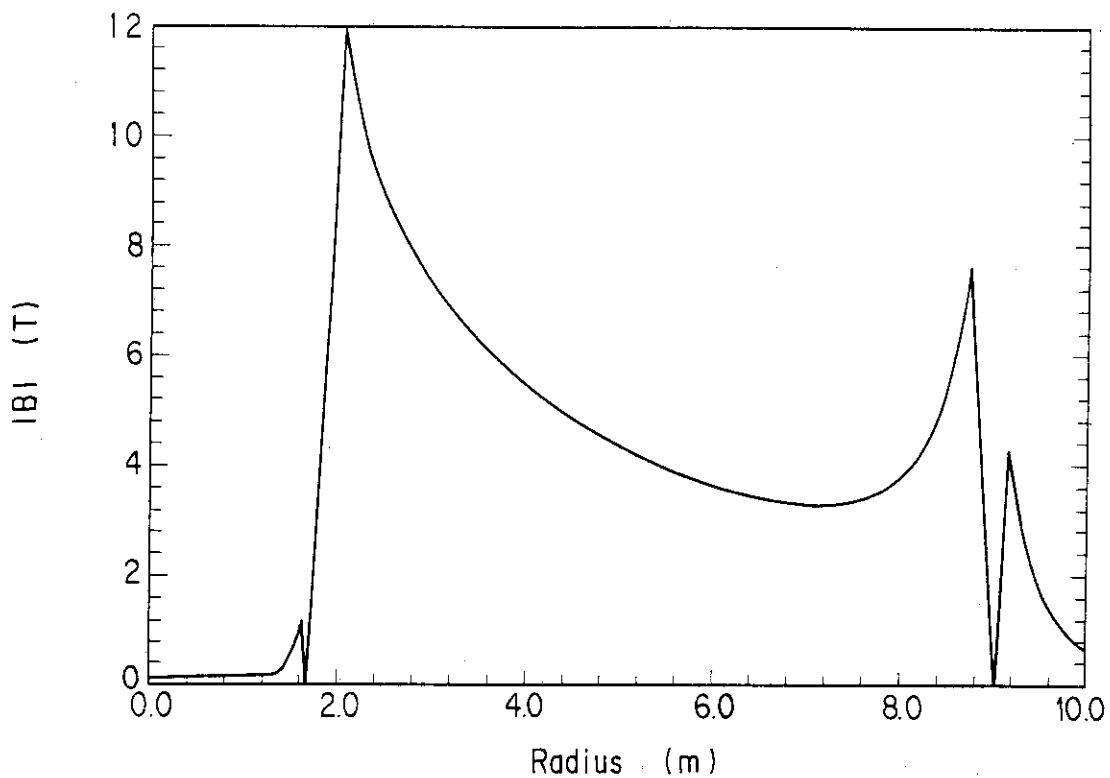


Fig. 2.11 Magnetic field distribution on the mid-plane of TF coil (ACS-M)

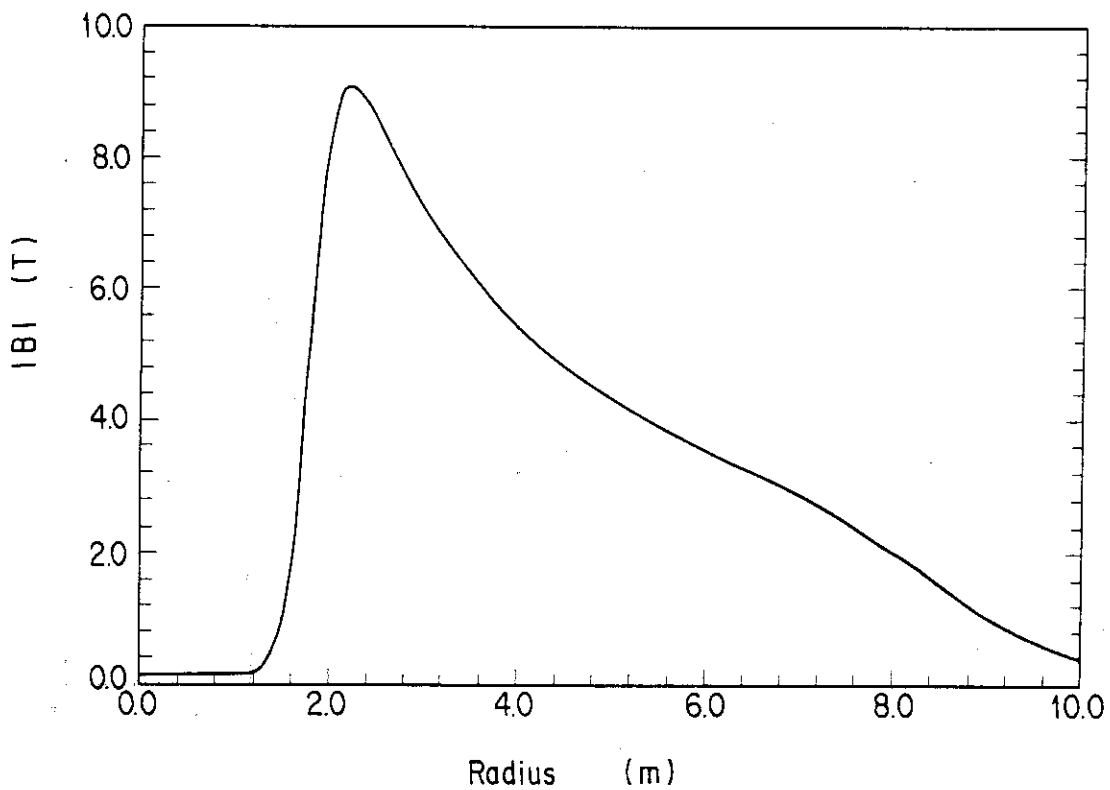


Fig. 2.12 Magnetic field distribution on the mid-plane between TF coils (ACS-M)

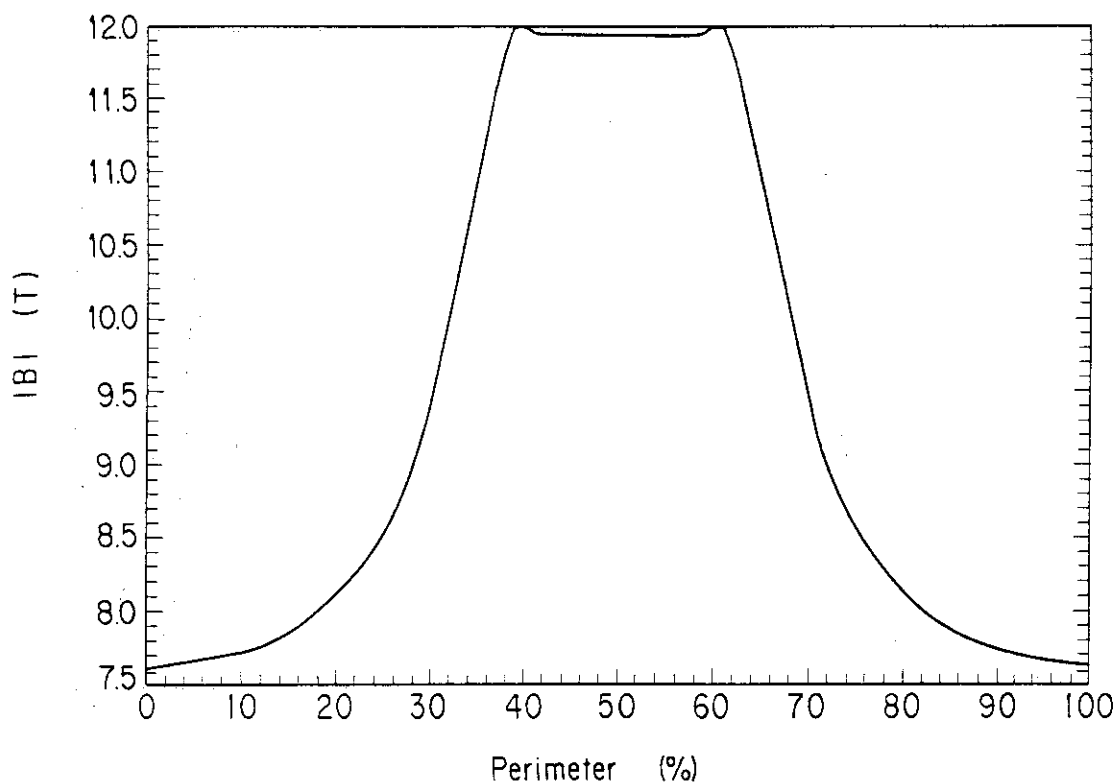


Fig. 2.13 Magnetic fields distribution along the inner perimeter of TF coil (ACS-M)

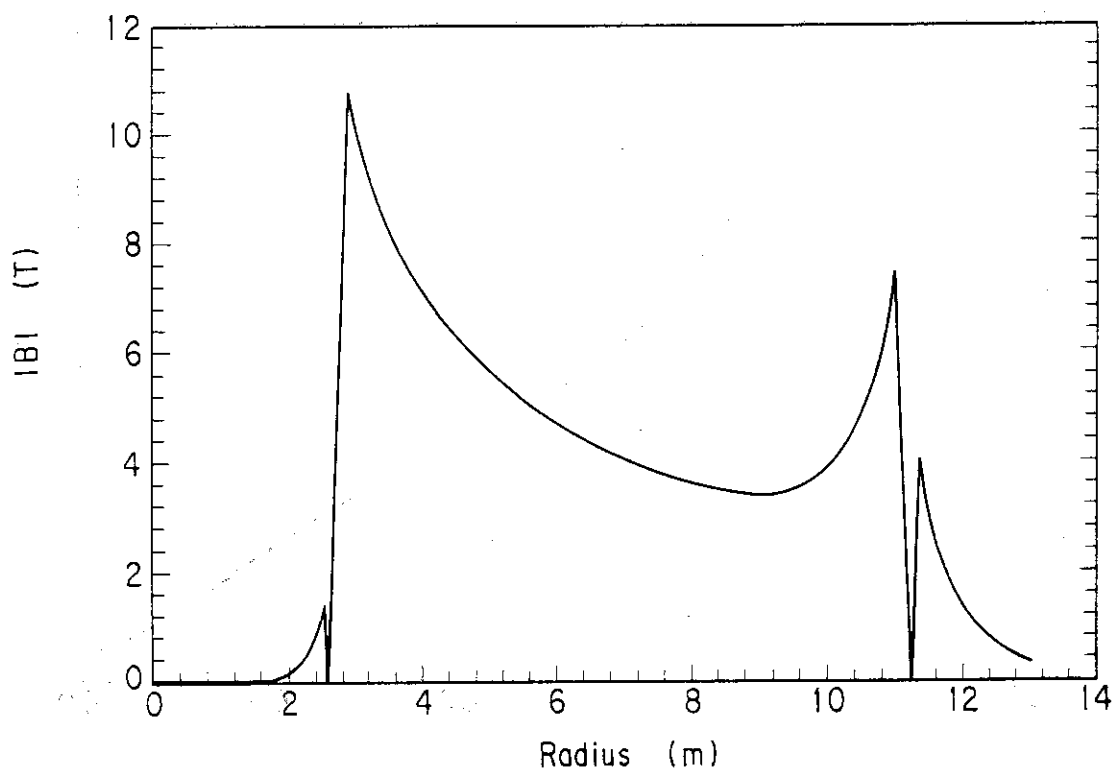


Fig. 2.14 Magnetic field distribution on the mid-plane of TF coil (LRD)

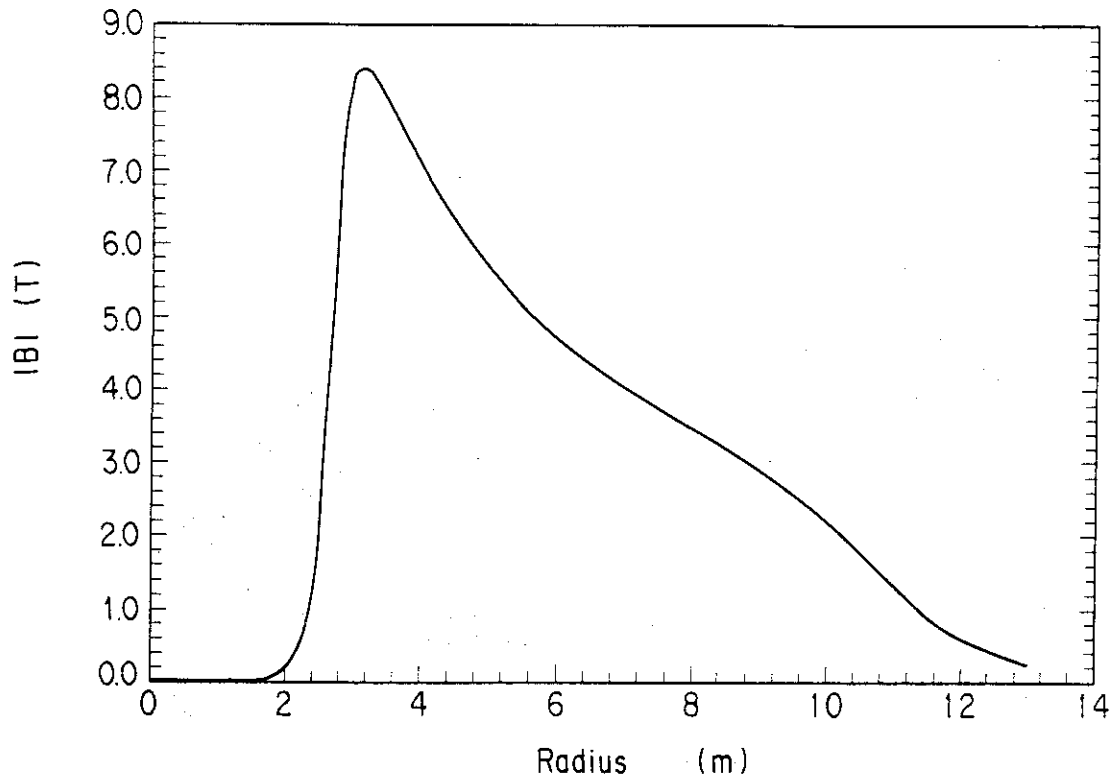


Fig. 2.15 Magnetic field distribution on the mid plane between TF coils (LRD)

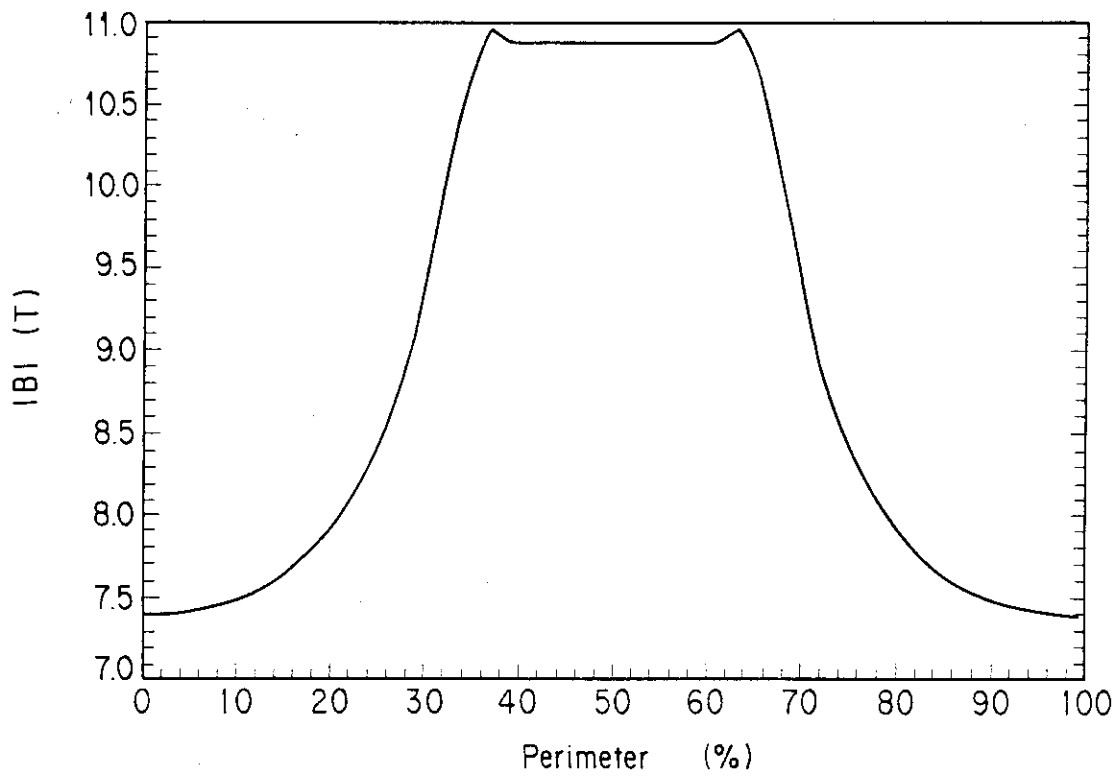


Fig. 2.16 Magnetic field distribution along the inner perimeter of TF coil (LRD)

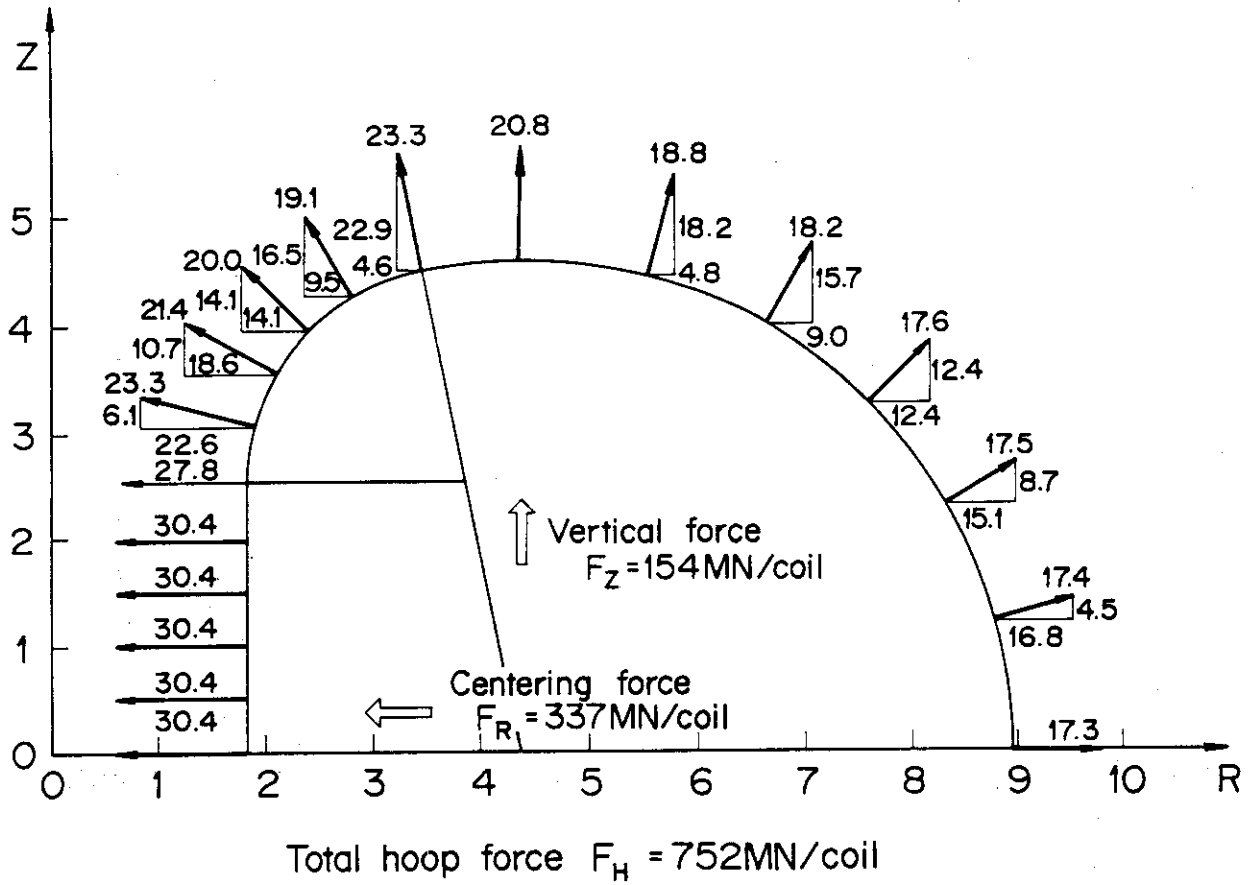


Fig. 2.17 In-plane force distribution along the coil mid-plane (ACS-M)

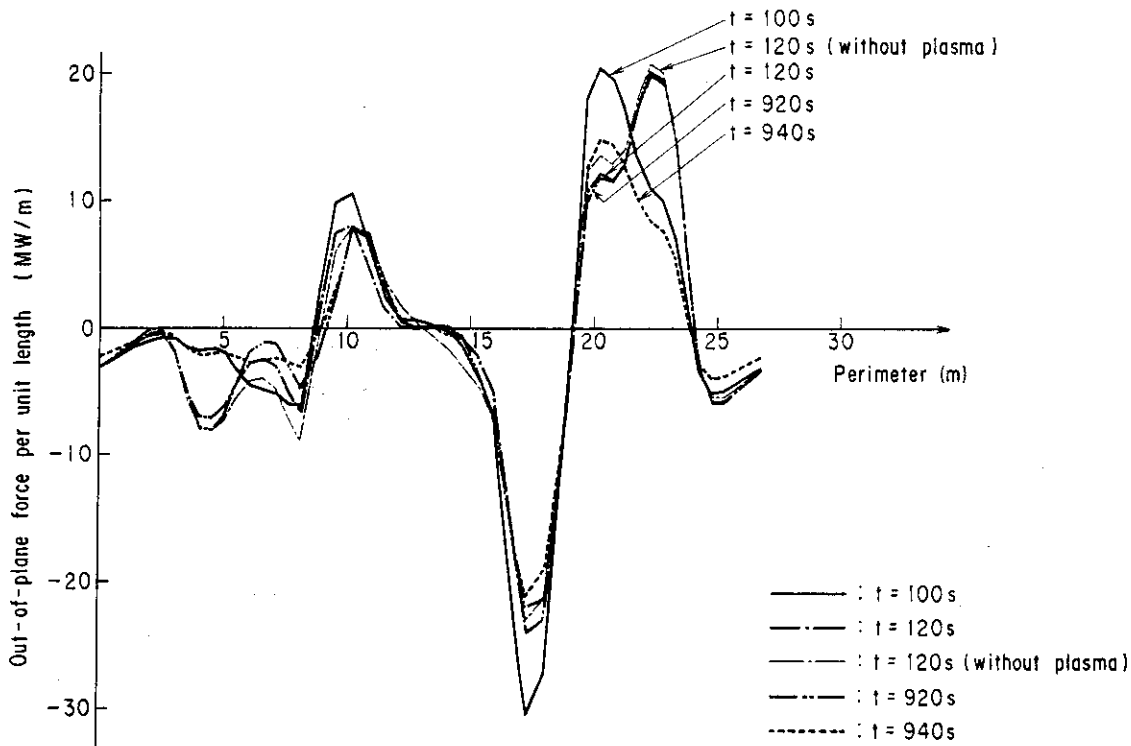


Fig. 2.18 Out-of-plane force distribution along the TF coil perimeter of FER (ACS-M) for the V-1 (Reference) scenario

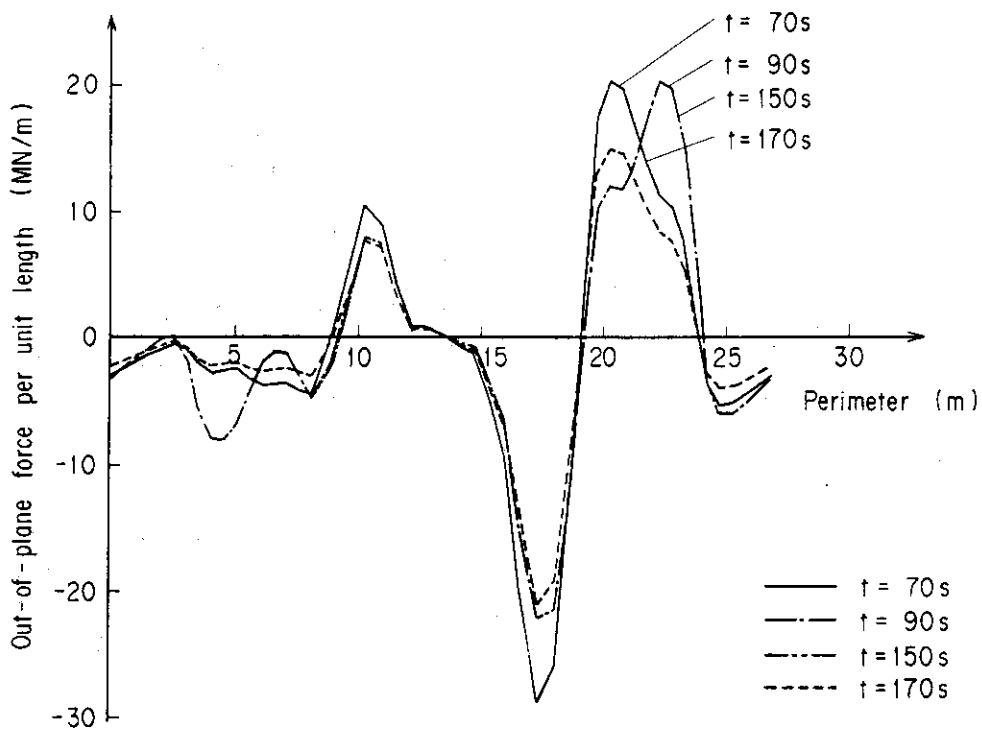


Fig. 2.19 Out-of-plane force distribution along the TF coil perimeter of FER (ACS-M) for the V-2 (Inductive 1) scenario

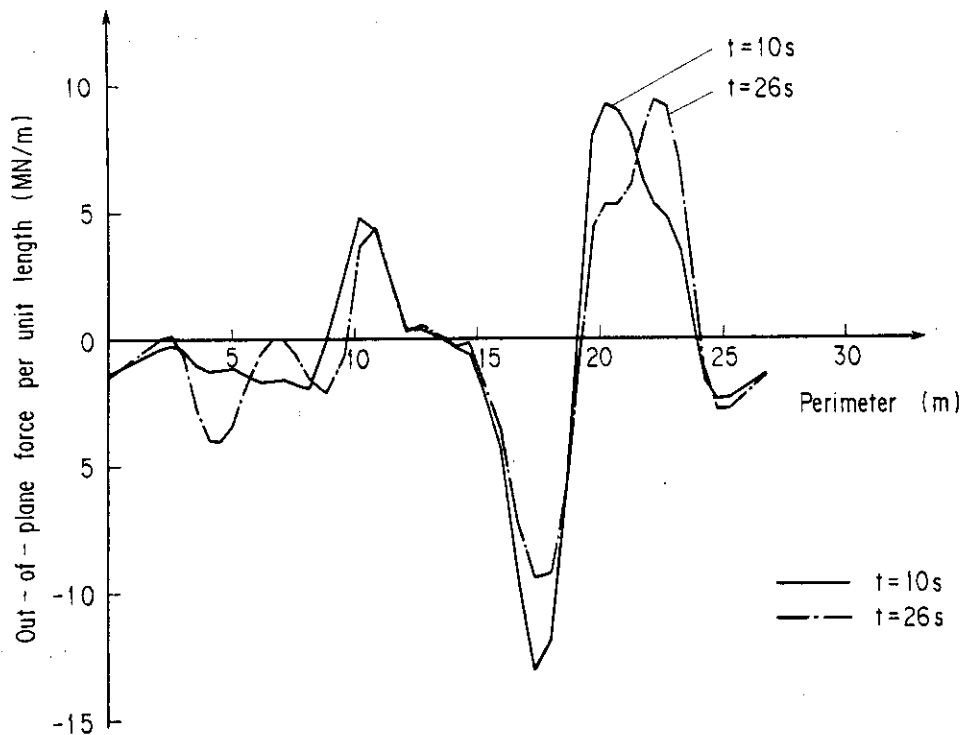


Fig. 2.20 Out-of-plane force distribution along the TF coil perimeter of FER (ACS-M) for the V-3 (Inductive 2) scenario

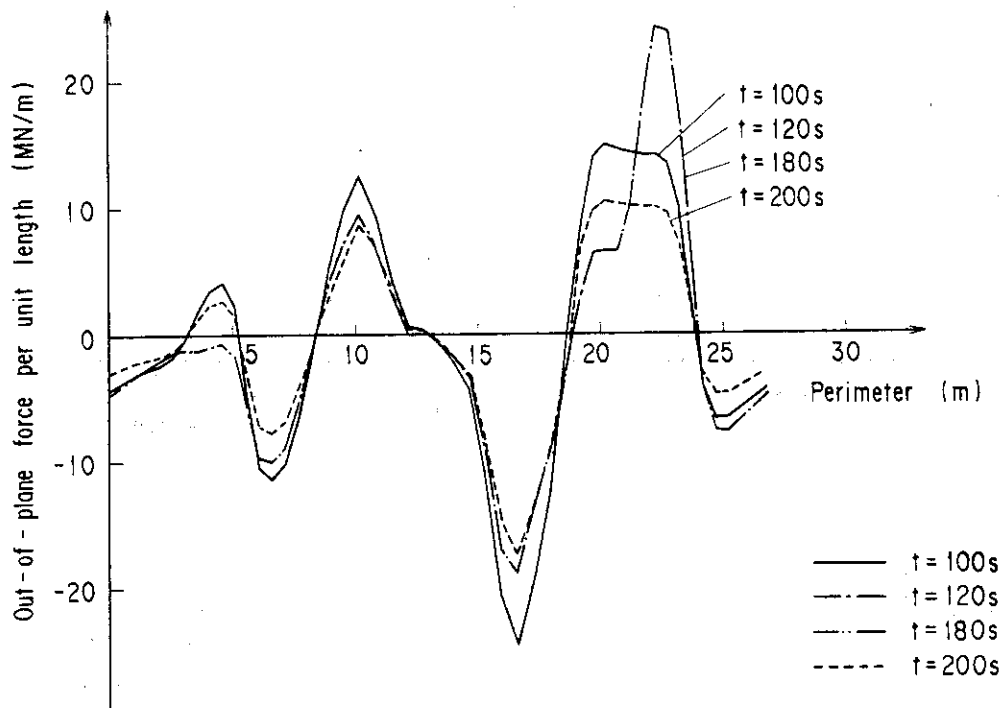


Fig. 2.21 Out-of-plane force distribution along the TF coil perimeter of FER (ACS-M) for the V-4 (High- $\delta$ ) scenario



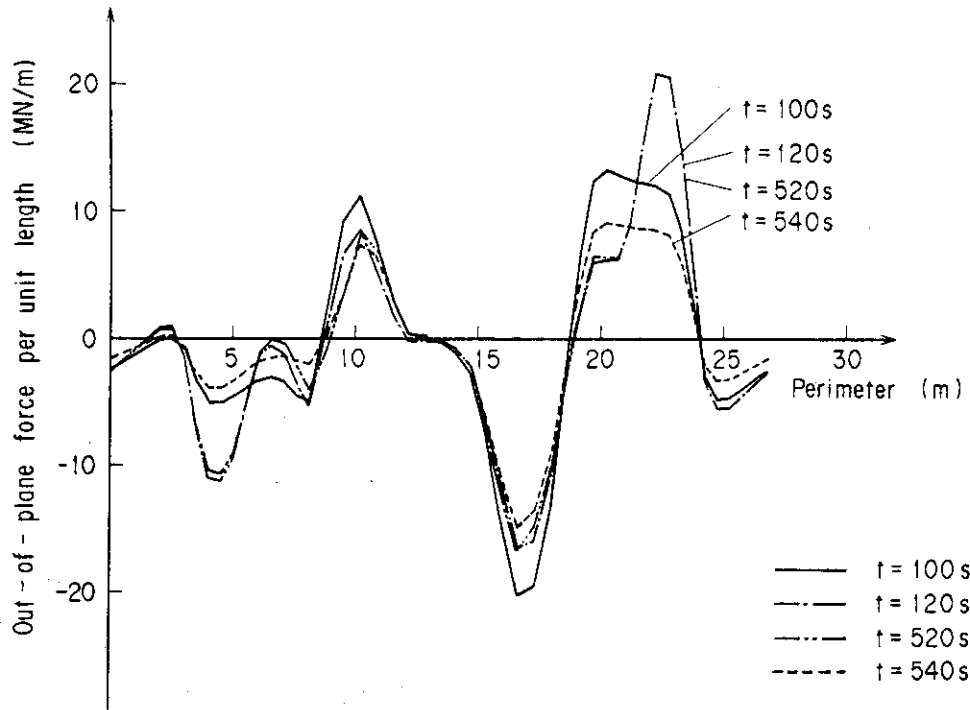


Fig. 2.22 Out-of-plane force distribution along the TF coil perimeter of FER (ACS-M) for the V-5 (High- $\kappa$ ) scenario

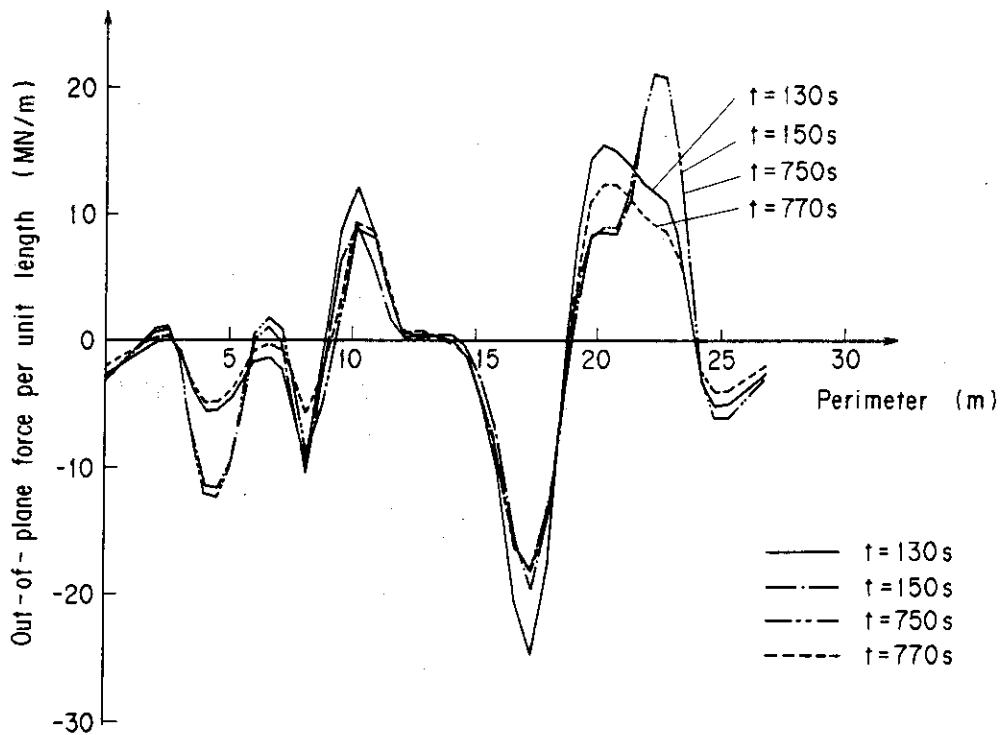


Fig. 2.23 Out-of-plane force distribution along the TF coil perimeter of FER (ACS-M) for the V-6 (Size-L) scenario

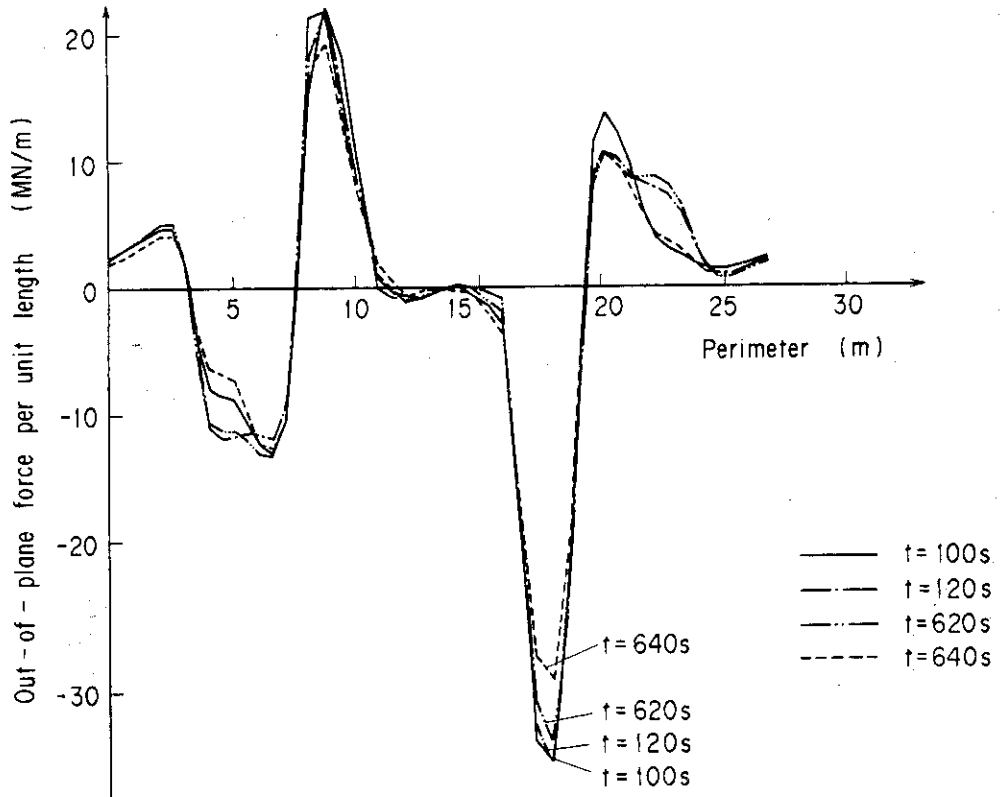


Fig. 2.24 Out-of-plane force distribution along the TF coil perimeter of FER (ACS-M) for the V-7 (DND) scenario

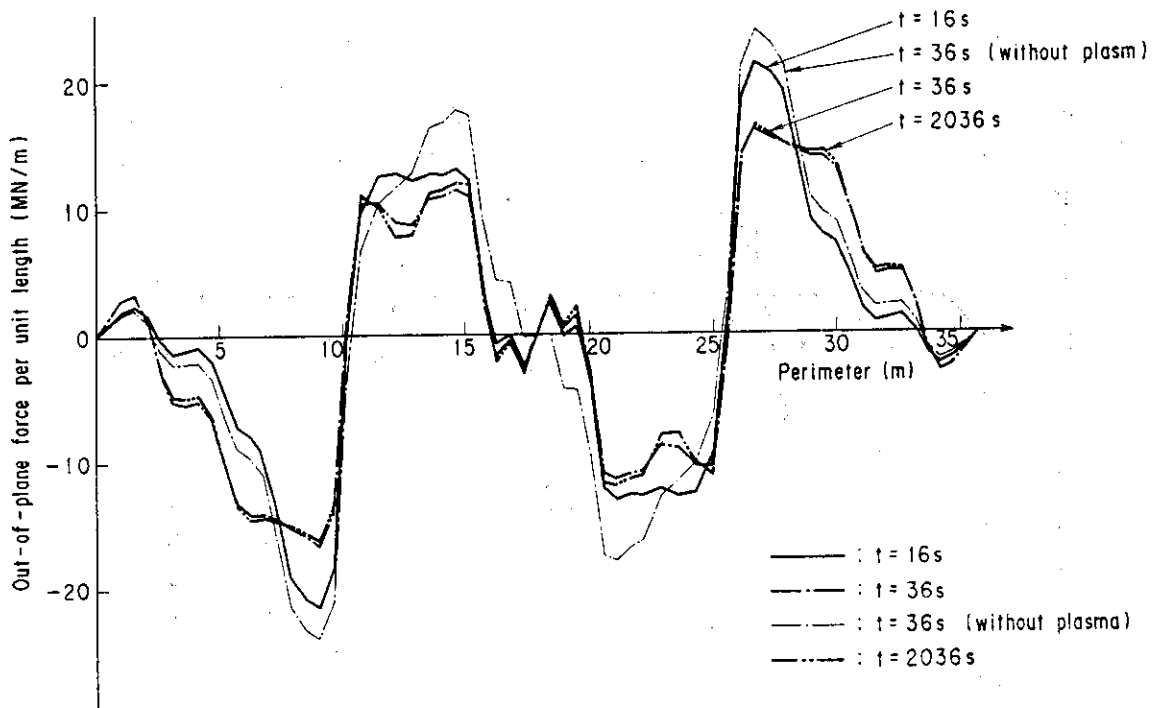


Fig. 2.25 Out-of-plane force distribution along the TF coil perimeter of FER (LRD)

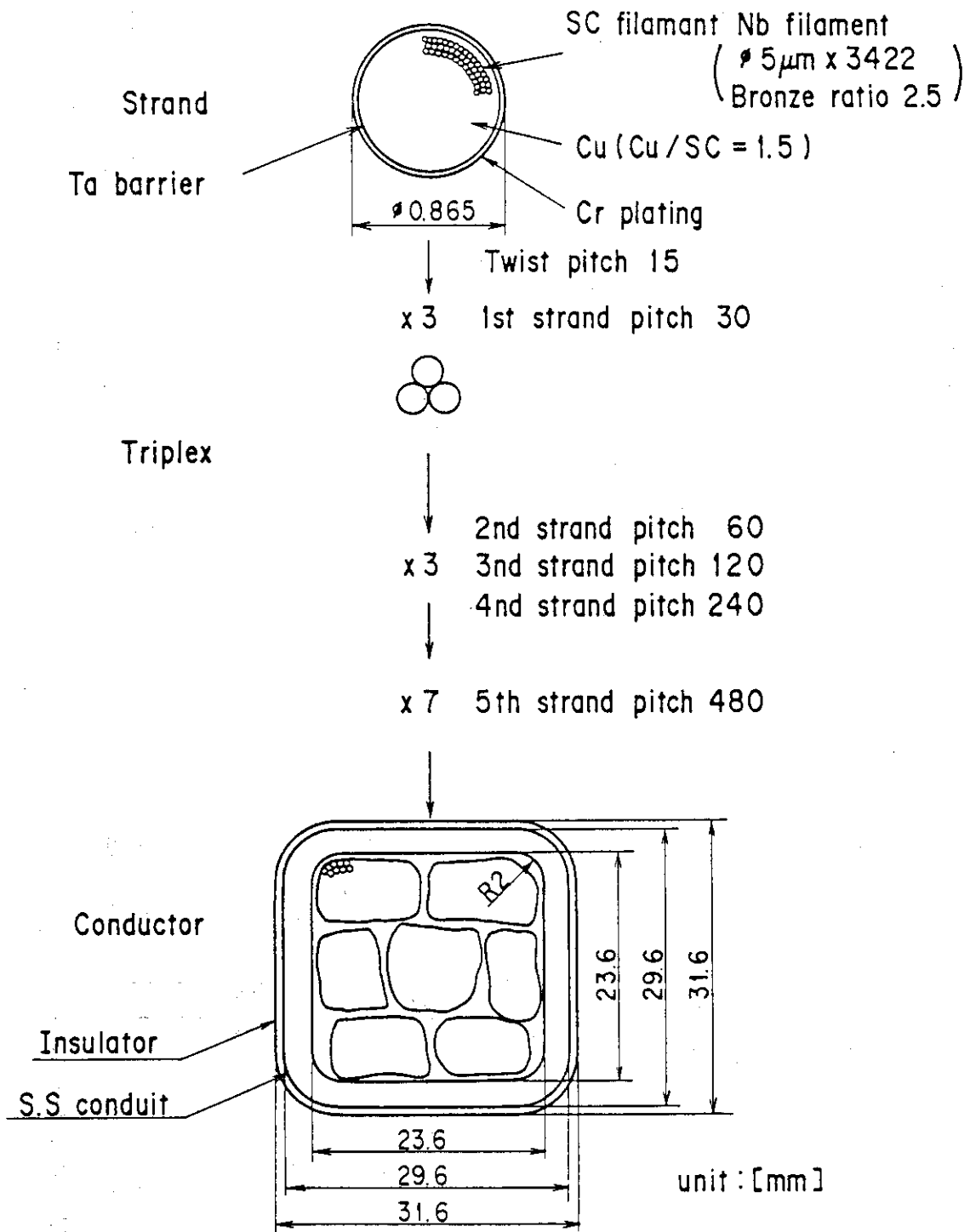


Fig. 2.26 SC conduction of TF coil for the FER

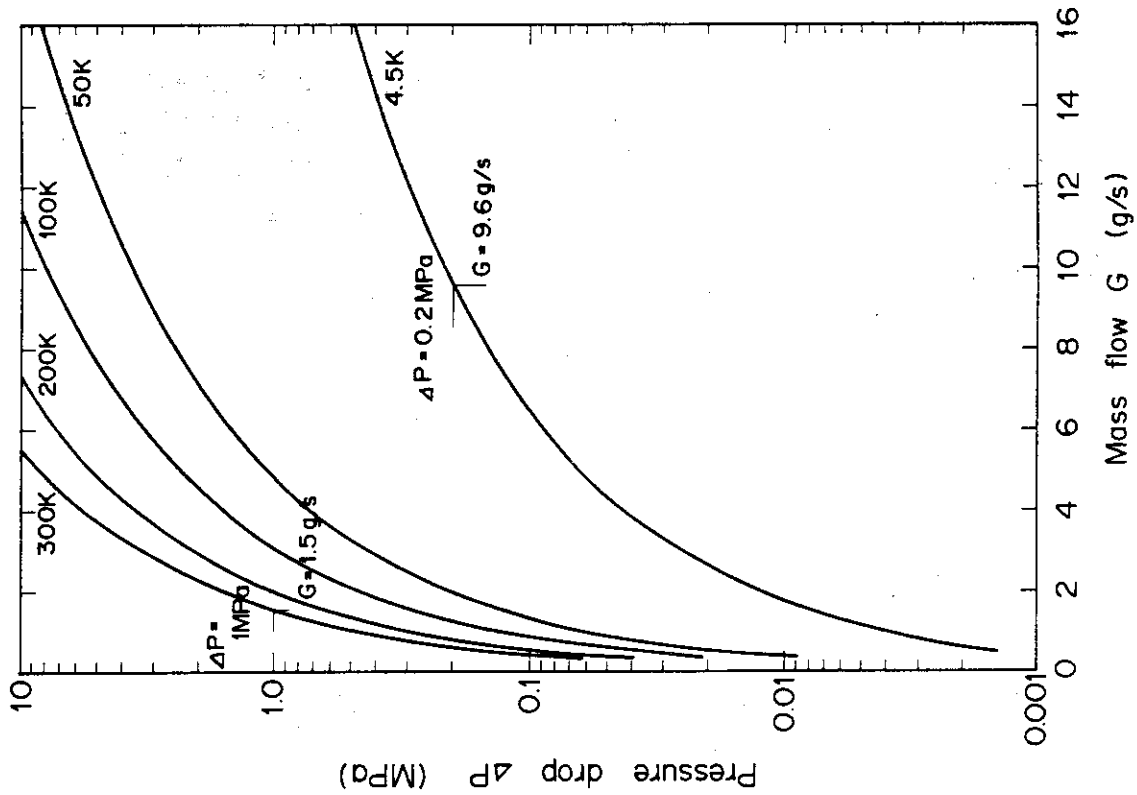


Fig. 2.28 Pressure drop - mass flow relation

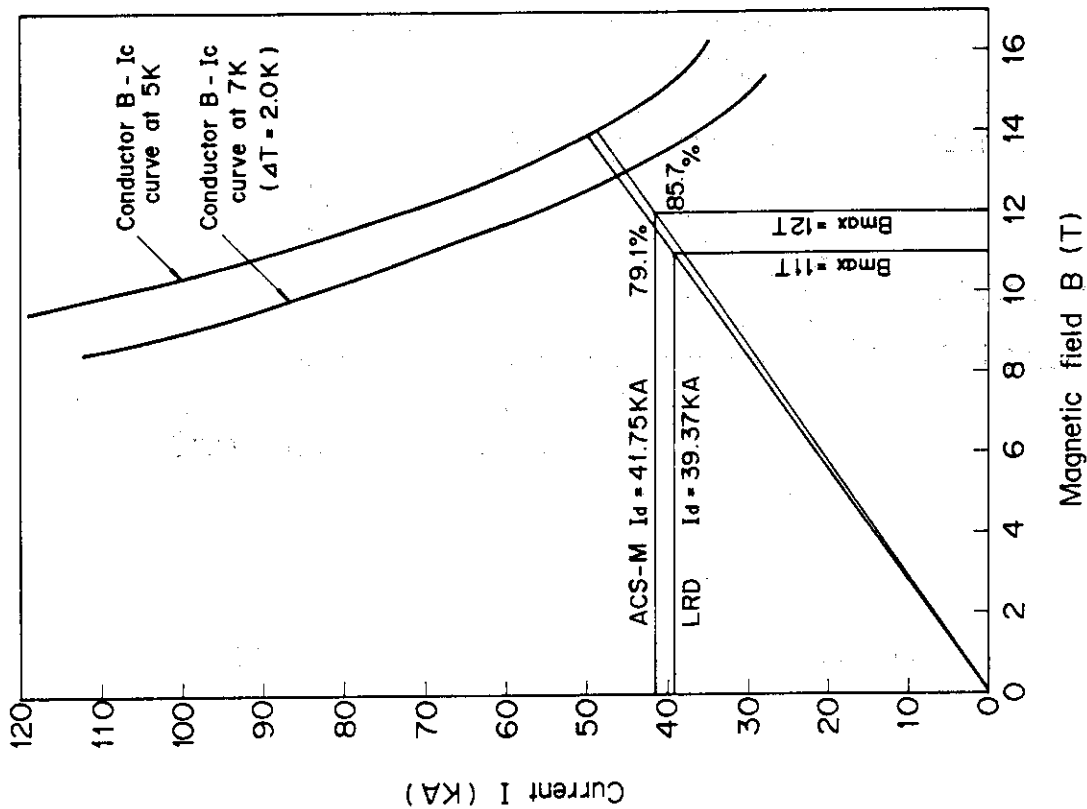


Fig. 2.27 TF coil load line (ACS - M, LRD)

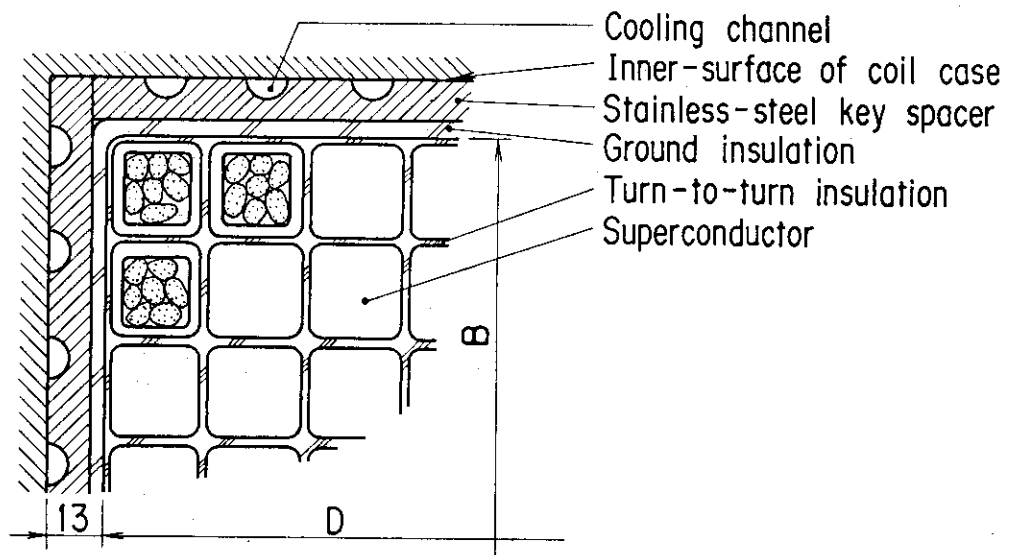


Fig. 2.29 Cross section of TF coil case and superconductor

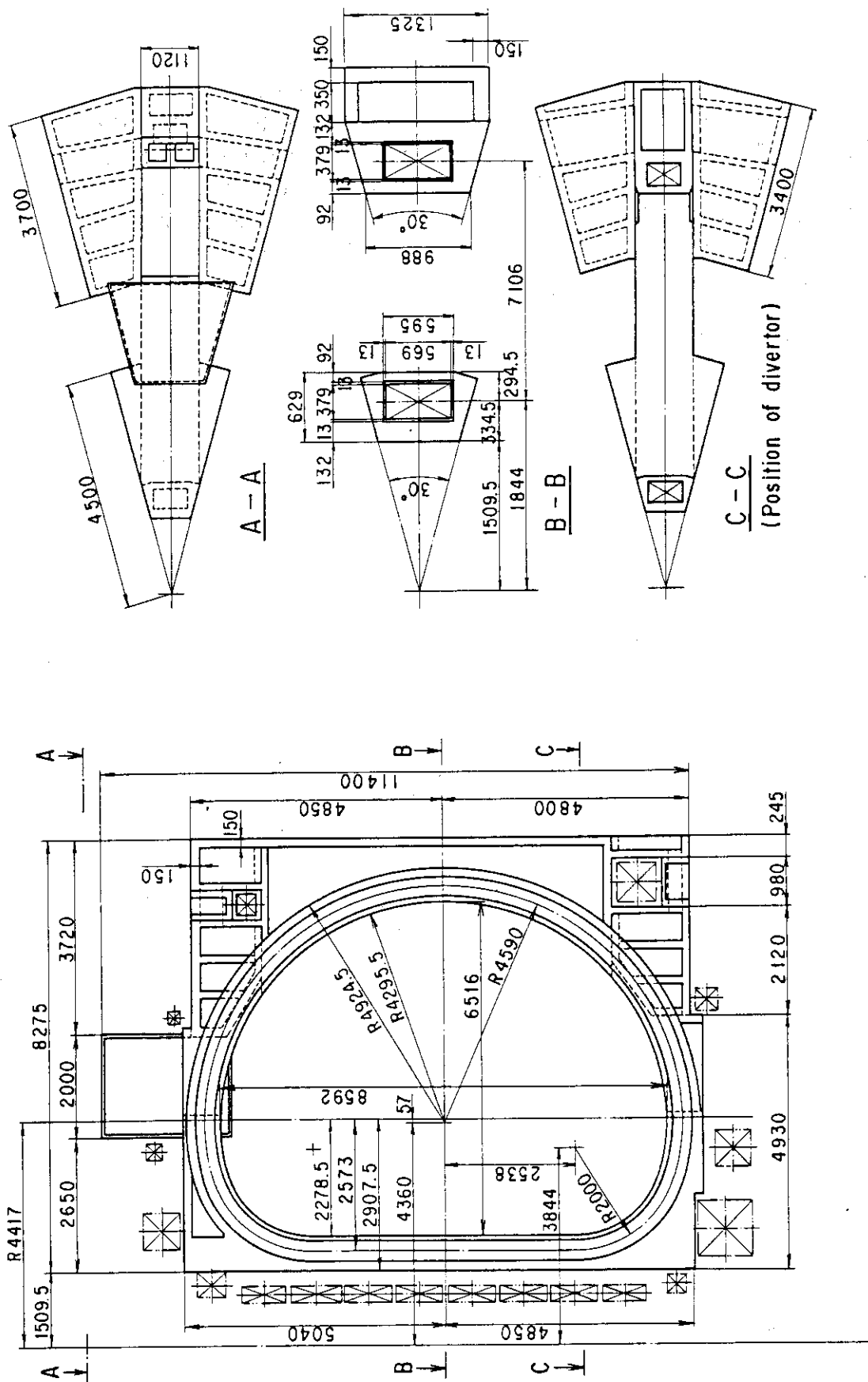


Fig. 2.30 TF coil structure for the FER (ACS - M)

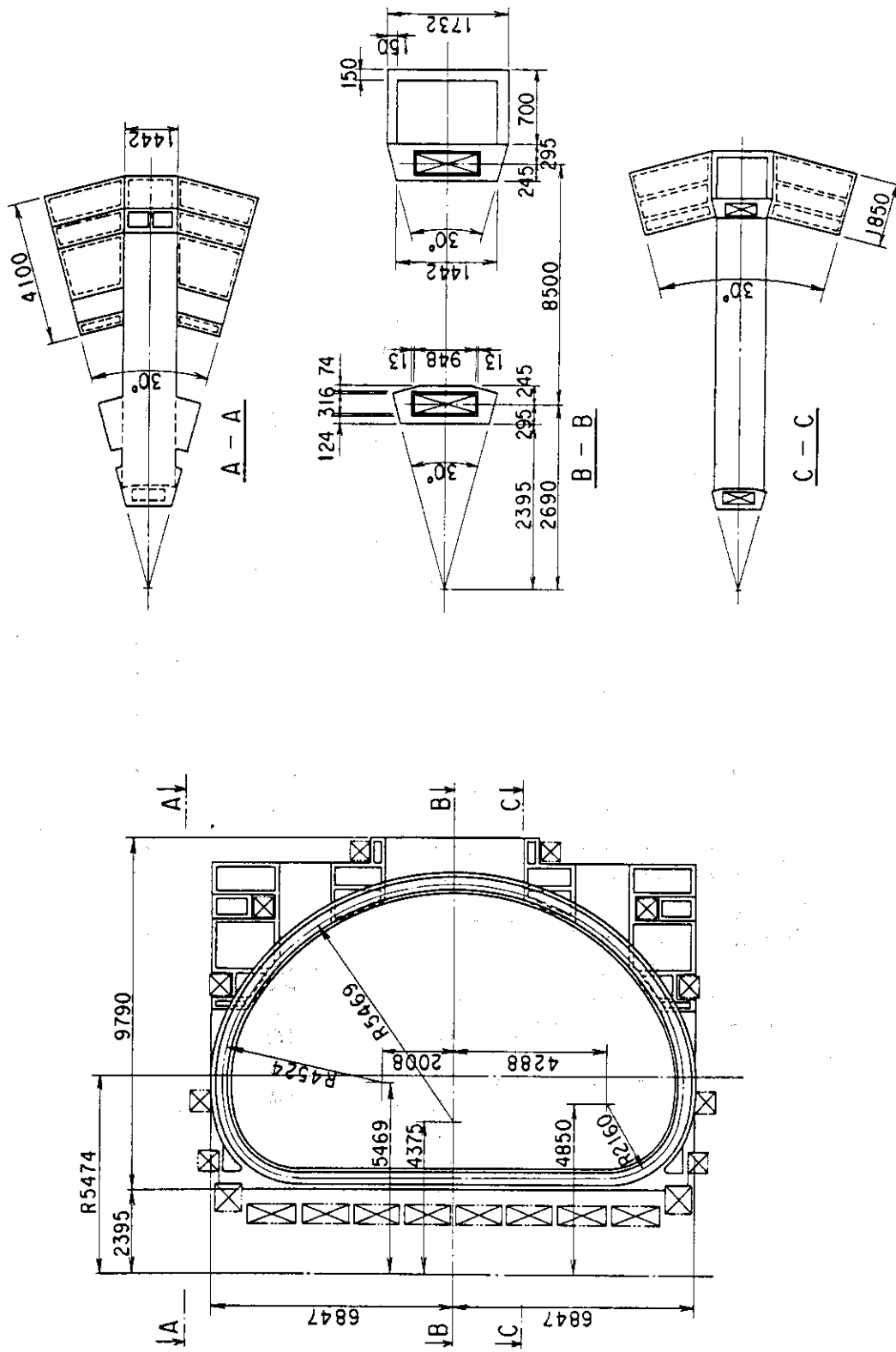
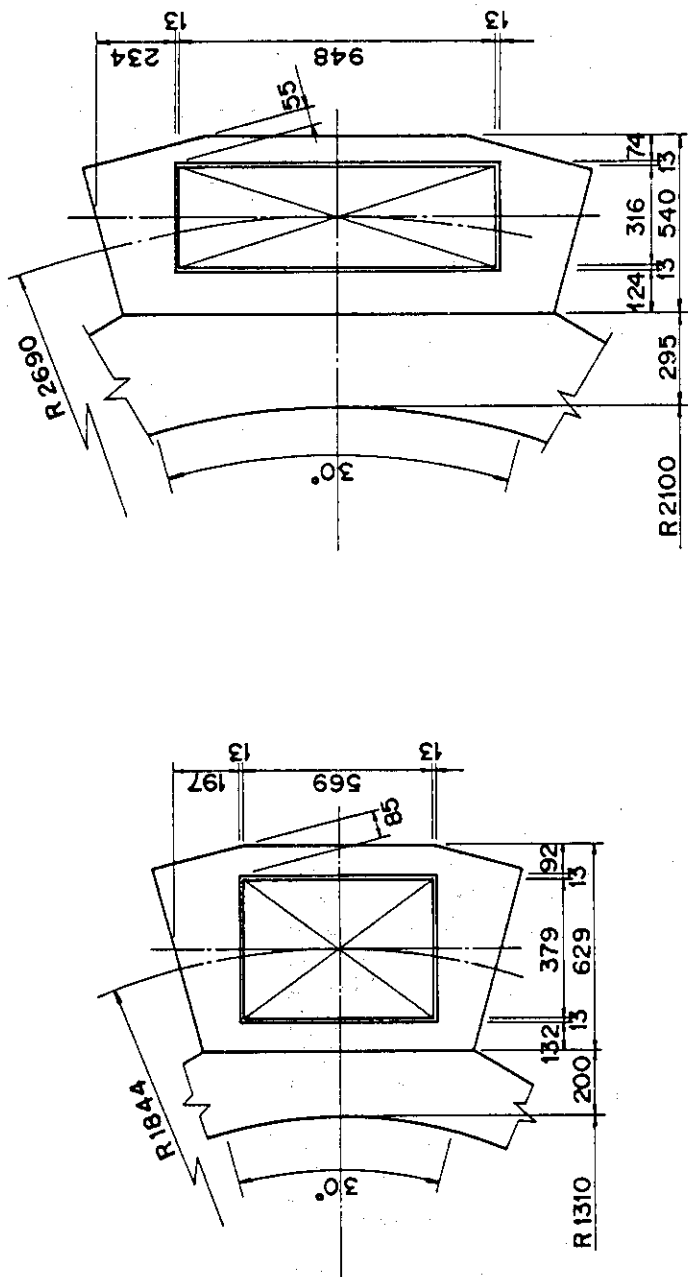


Fig. 2.31 TF coil structure for the '87 FER (LRD)



ACS - M

LRD

Fig. 2.32 TF coil cross section of inner leg



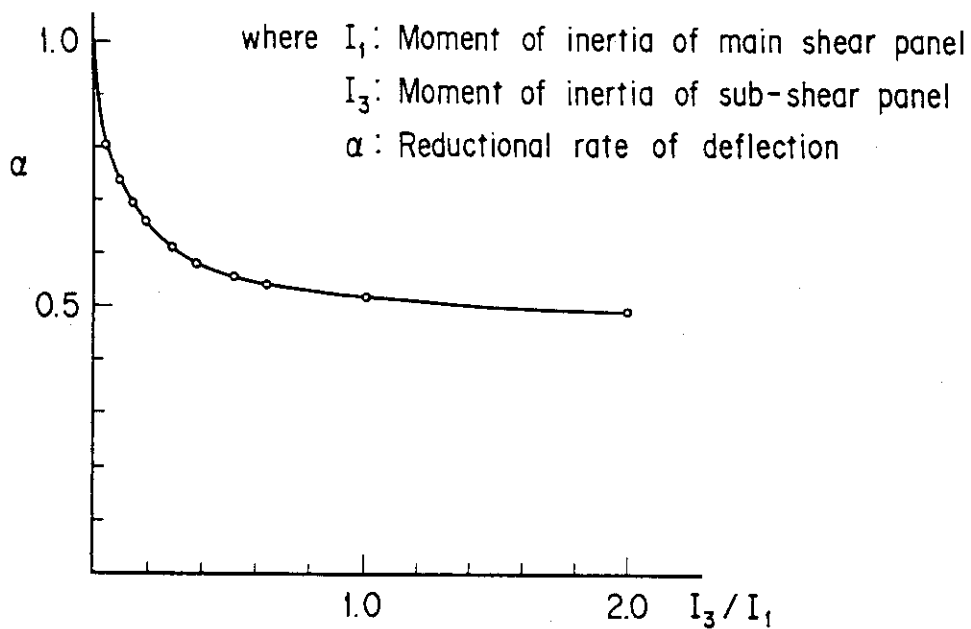


Fig. 2.33 Deflection of TF coil support frame due to the overturning force as a function of moment of inertia of sub-shear panel

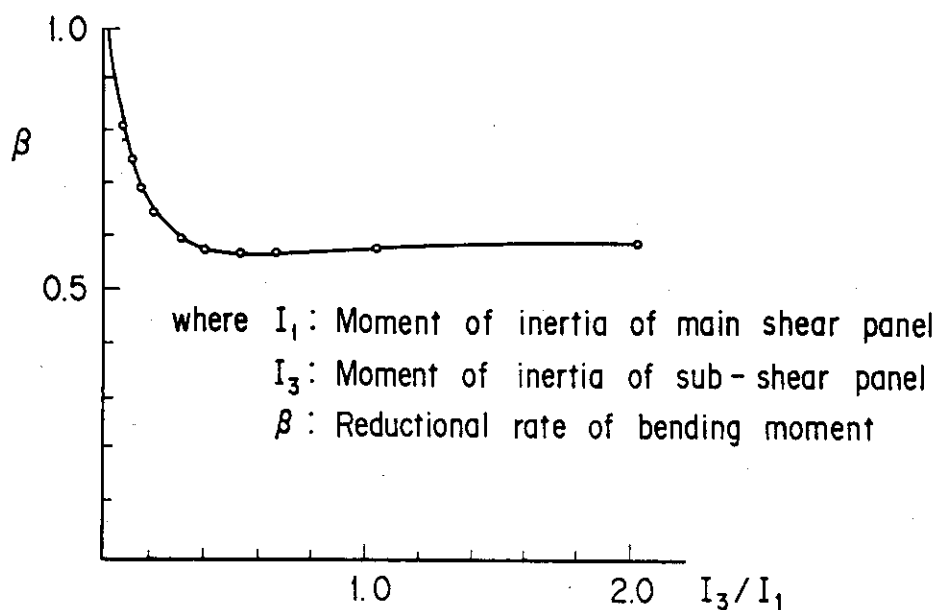


Fig. 2.34 Bending moment of TF coil support frame due to the overturning force as a function of moment of inertia of sub-shear panel

## 2.3 ポロイダル磁場コイル

### 2.3.1 概要

ポロイダル磁場コイルは、主としてプラズマの点火、燃焼に必要とする磁束を供給する機能を有するOHコイル(中心部ソレノイドコイル群)と、プラズマ形状を必要とする形状に維持するための平衡磁場を発生させる機能を有するEFコイル(ダイバータコイル, 大口径リングコイル群)から構成される。Fig. 2.35にACS-M, Fig. 2.36にLRDのポロイダル磁場コイル配置を示す。

ポロイダル磁場コイルの最高磁場は、比較的高磁場を要求されるソレノイドコイル, ダイバータコイル群と、比較的低磁場の大口径リングコイル群にわかれる。

ポロイダル磁場コイル用超電導体形式は、トロイダル磁場コイル用超電導体と同様の超臨界圧ヘリウム強制冷却方式のCable-in-conduit型の導体である。

### 2.3.2 ポロイダル磁場コイルと電流パターン

各ポロイダル磁場コイルの電流パターンは、供給磁束( $\psi$ ), 電流( $I_p$ ), ポロイダルベータ( $\beta_p$ )の関数として次式で表わされる。

$$I = \begin{cases} C_1 \psi + (C_2 \beta_p + C_3) I_p \\ C_1 (\psi - 10) + (C_2 \beta_p + C_3) I_p + C_4 \psi_{OH} \quad (\text{ブレイク・ダウン時}) \end{cases}$$

$$\psi_{OH} = 10 \text{ V} \cdot \text{s}$$

係数 $C_i$ はコイル配置とプラズマの幾何学的条件が決まれば一義的に決まる係数である。

Table 2.20にACS-Mの標準オペレーションシナリオ(シナリオV1)の場合についての係数 $C_i$ を示す。

ポロイダル磁場コイル電流パターンは上式に於て、 $\psi$ ,  $\beta_p$ ,  $I_p$ を変化させた時に各コイルの磁場, 電流密度, 応力が設計許容値以下になる条件を考慮して決定される。

Fig. 2.37にシナリオV1の運転領域を示す。この場合には燃焼時の磁束変化量を制限しているのはNo.15, No.10コイルの磁場である。Fig. 2.37に示されたオペレーションシナリオに対応する各コイルの電流パターンをTable 2.21に示す。コイル最大起磁力はNo.15の19.3MAT(at  $T=100\text{s}$ )である。この起動力によるNo.15コイル発生磁場がFig. 2.37の低 $\beta_p$ 時の運転制限領域となっている。

Table 2.23に上記オペレーション領域を決定するためのコイルの条件を示す。

### 2.3.3 超電導体

ポロイダル磁場コイルの最高磁場は比較的高磁場を経験するソレノイドコイル, ダイバータコイル群と比較的低磁場の大口径リング群とにわかれる。高磁場用超電導体としては $\text{Nb}_3\text{Sn}$ 系を採用し, ACS-M炉では最高磁場を1.2T, LRD炉では1.4Tと設定した。最高磁場6Tまでの低磁場用超電導体としては $\text{NbTi}$ 系を採用した。

導体形式はトロイダル磁場コイルと同様の超臨界圧ヘリウム強制冷却方式のCable-in-

conduit 導体である。Fig. 2.38 に導体設計諸元を示す。コイル運転電流は蓄積エネルギーの大きな大口径リングコイルの保護をも考慮して40kAと設定した。ソレノイドコイル部では、コイル群通電方式および製作性を考慮すれば比較的小電流導体の可能性も有している。

#### 2.3.4 コイル設計

Fig. 2.38 の各導体を使用してポロイダル磁場コイル許容空間内に収まるようコイル巻線寸法を決定した。Table 2.24 とTable 2.25 にACS-M, LRDのコイル巻線寸法を示す。各コイルは、コイル平均応力が基準値以下となるようにステンレス鋼よりなる補強帯が導体と供巻してある。

Table 2.26～Table 2.28 に各ケースの電磁諸量を示す。Table 2.26 はACS-Mの標準運転時の代表的時刻での運転電流と最高磁場である。Table 2.27 はACS-Mについて運転シナリオV1～V7全ての場合についての最大値である。No.7コイルはダブルヌル運転時(V7)では大きな起磁力を必要とするが、シングルヌル運転時(V1～V6)の最大起磁力は約半分であり、コイル寸法、磁界とも約50%に減少可能である。Table 2.28 はLRDの諸量を示す。

ポロイダル磁場コイルはパルス運転時のACロスを低減するためトロイダル磁場コイルのようなコイル容器を有しておらず、拡張力に対してはポロイダル磁場コイル自身で強度的に支持する必要がある。また、大口径リングコイルについては、上下方向の電磁力およびトロイダル磁場コイルのリップル磁場により発生する電磁力を支持する必要がある。これら上下方向電磁力はポロイダル磁場コイル周りにステンレス鋼製のケースを設けて補強し、トロイダル磁場コイル容器から支持する。このコイルケースはACロス低減のため支持スパンの中央部で分割構造とする。Fig. 2.39 に上下方向電磁力支持概念図を示す。

Table 2.20 C coefficients of the FER (ACS-M) for V-1 (reference)  
scenario

Coil No.	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$
1 ~ 3 10 ~ 12	0.2594	0.3445	0.1854	0.2515
4	0.122	0.06276	0.8492	0.2608
5	0.1112	0.05532	0.8062	0.2183
6	0.2555	0.1014	1.862	0.07445
7	0.0029	-0.126	-0.11	0.02030
8	-0.0152	0.2694	-0.195	0.00918
9	0.0177	-0.244	-0.102	0.00695
13	0.2191	0.2169	0.1743	0.2633
14	0.1189	0.01984	0.4864	0.2150
15	0.1815	-0.333	2.372	0.07656
16	0.0025	-0.33	1.919	0.02117
17	0.0015	0.7072	-0.381	0.00924
18	0.0100	-0.455	-1.07	0.00684

Table 2.21 Current pattern of the FER (ACS - M) for V - 1 scenario

T (sec)	0	1	100	120	920	940	970	
I <sub>p</sub> (MA)	0.00	0.50	8.74	8.74	8.74	6.50	0.00	
ψ (Vs)	37	27	-8	-18	-55	-37	0	
β <sub>p</sub>	0.0	0.0	0.0	1.2	1.2	0.0	0.0	
Coil current (MAT)								
No.	0	1	100	120	920	940	970	Max. MAT
1 ~ 3 10 ~ 12	9.519	7.097	-0.455	0.564	-9.033	-8.393	0.000	9.519
4	5.902	3.719	6.446	5.884	1.370	1.006	0.000	6.446
5	5.186	3.406	6.157	5.625	1.510	1.126	0.000	6.157
6	7.643	7.830	14.230	12.738	3.285	2.650	0.000	14.230
7	0.281	0.023	-0.985	-2.335	-2.442	-0.822	0.000	2.442
8	-0.319	-0.508	-1.583	1.395	1.957	-0.705	0.000	1.957
9	0.547	0.427	-1.033	-3.769	-4.424	-1.318	0.000	4.424
13	8.549	6.003	-0.229	-0.146	-8.252	-6.974	0.000	8.549
14	5.359	3.454	3.300	2.319	-2.080	-1.238	0.000	5.359
15	5.666	6.087	19.279	13.972	7.256	8.703	0.000	19.279
16	0.279	1.027	16.752	13.266	13.174	12.381	0.000	16.752
17	0.133	-0.150	-3.342	4.060	4.005	-2.532	0.000	4.060
18	0.338	-0.265	-9.432	-14.304	-14.674	-7.325	0.000	14.674
Sum MAT	97.316	75.476	85.496	83.199	118.631	97.135	0.000	161.443

Table 2.22 Current pattern of the FER (LRD)

T (sec)	0	1	16	36	2036	2056	2086
I <sub>p</sub> (MA)	0.00	0.50	15.10	15.10	15.10	10.00	0.00
ψ (Vs)	108	98	-44	-61	-150	-100	0
β <sub>p</sub>	10	142	17	89	-50	-100	0
	0.0	0.0	0.1	1.1	1.1	0.1	0.0
Coil current (MAT)							
No.	0	1	16	36	2036	2056	2086
1	12.085	10.950	-5.156	-4.457	-14.416	-11.344	0.000
2	18.949	17.317	-3.613	-2.693	-18.308	-14.825	0.000
3	12.016	11.198	4.169	3.851	-6.051	-5.123	0.000
4	10.359	9.732	5.877	4.949	-3.588	-2.905	0.000
5	8.258	7.800	5.925	4.762	-2.043	-1.494	0.000
6	9.679	9.219	9.174	7.194	-0.782	-0.275	0.000
7	0.309	0.599	9.396	8.249	7.995	6.020	0.000
8	-1.433	-1.508	-5.319	-1.517	-0.336	-2.582	0.000
9	2.620	2.307	-3.233	-3.908	-6.067	-3.860	0.000
10	-0.436	-0.507	-3.420	-5.874	-5.515	-1.979	0.000
Sum MAT	152.289	142.274	110.563	94.909	130.201	100.814	0.000
					200.665		4,605.09
							Max MAT-m
					14.416		153.98
					18.949		202.40
					12.016		128.35
					10.359		110.65
					8.258		111.55
					9.679		194.61
					9.396		289.27
					5.319		272.36
					6.067		396.46
					5.874		442.91

Table 2.23 Criteria of coil design

	ACS-M	LRD
Magnetic field (T)	12	14
Coil average stress (MPa)	350	500
Current density of winding area ( $10^6$ A/m <sup>2</sup> )	80	48

Table 2.24 PF coil position and cross section of the FER (ACS - M)

Coil No.	Coil type	Coil position		Cross section (without ground insulation)		Cross section (with ground insulation)		Spacer thickness (mm)	No. of turns		
		R(m)	Z(m)	DR(mm)	DZ(mm)	DR(mm)	DZ(mm)		No. of turns/pie	No. of pies	Total
1	0	1.05	0.5	400	910	420	930	11.9	9	28	252
2	0	1.05	1.5	400	910	420	930	11.9	9	28	252
3	0	1.05	2.5	400	910	420	930	11.9	9	28	252
4	0	1.05	3.5	400	910	420	930	17.5	8	28	224
5	D	1.20	4.5	600	590	620	610	22.0	11	18	198
6	D	2.25	5.45	720	720	740	740	7.5	18	22	396
7	D	3.80	5.6	850	840	870	860	111.6	6	28	168
8	R	6.40	5.2	800	780	820	800	84.2	7	26	182
9	R	8.60	3.8	600	600	620	620	36.6	9	20	180
10	0	1.05	-0.5	400	910	420	930	11.9	9	28	252
11	0	1.05	-1.5	400	910	420	930	11.9	9	28	252
12	0	1.05	-2.5	400	910	420	930	11.9	9	28	252
13	0	1.05	-3.5	400	910	420	930	3.8	11	28	308
14	D	1.20	-4.5	600	590	620	610	22.0	11	18	198
15	D	2.25	-5.45	1050	1040	1070	1060	29.2	17	32	544
16	D	3.80	-5.6	850	850	870	870	17.5	17	26	442
17	R	6.70	-5.1	600	600	620	620	30.0	10	20	200
18	R	9.00	-3.75	940	980	960	1000	30.1	15	30	450



Table 2.25 PF coil position and cross section of the FER (LRD)

Coil No.	Coil type	Coil position		Cross section (without ground insulation)		Cross section (with ground insulation)		Spacer thickness (mm)	No. of turns		
		R(m)	Z(m)	DR(mm)	DZ(mm)	DR(mm)	DZ(mm)		No. of turns/pie	No. of pies	Total
1	0	1.70	0.75	550	1300	570	1320	22.5	10	40	400
2	0	1.70	2.25	550	1520	570	1540	7.8	12	40	480
3	0	1.70	3.75	550	1300	570	1320	36.2	8	40	320
4	0	1.70	5.35	550	1300	570	1320	46.0	7	40	280
5	D	2.15	6.60	578	650	598	670	20.0	11	20	220
6	D	3.20	7.20	525	585	545	605	5.0	14	18	252
7	D	4.90	7.35	480	480	500	500	0	16	16	256
8	R	8.15	6.90	400	540	420	560	20.0	8	18	144
9	R	10.40	5.60	450	480	470	500	15.0	10	16	160
10	R	12.00	2.80	385	420	405	440	5.0	11	14	154

Table 2.26 PF coil parameters of the FER (ACS - M) for V - 1 scenario

Coil No.	MAT			Iop (KA)			B (T)		
	0	100	920	0	100	920	0	100	920
1	9.52	-0.46	-9.03	36.0	1.7	34.7	11.5	1.6	9.5
2	9.52	-0.46	-9.03	36.0	1.7	34.7	11.4	1.7	9.3
3	9.52	-0.46	-9.03	36.0	1.7	34.7	11.0	4.3	8.3
4	5.90	6.45	1.37	29.5	32.2	6.9	8.5	7.8	4.4
5	5.19	6.16	1.51	26.5	31.4	7.7	7.8	9.2	1.3
6	7.64	14.23	3.29	19.3	35.9	8.3	5.4	9.0	1.9
7	0.28	-0.99	-2.44	0.6	2.1	5.2	0.7	1.9	1.7
8	-0.32	-1.58	1.56	1.8	8.7	10.8	0.2	1.1	1.3
9	0.55	-1.03	-4.42	2.3	4.3	18.4	0.4	0.8	3.0
10	9.52	-0.46	-9.03	36.0	1.7	34.7	11.5	1.5	9.6
11	9.52	-0.46	-9.03	36.0	1.7	34.7	11.5	1.8	9.4
12	9.52	-0.46	-9.03	36.0	1.7	34.7	11.3	2.9	8.8
13	8.55	-0.23	-8.25	23.7	0.6	22.9	10.3	5.9	6.8
14	5.36	3.30	-2.08	27.1	16.7	10.5	7.9	9.1	4.5
15	5.67	19.28	7.26	10.6	36.2	13.6	3.4	11.9	5.3
16	0.28	16.75	13.17	0.5	32.2	25.3	0.6	6.8	5.6
17	0.13	-3.34	4.01	0.7	17.1	20.4	0.2	3.6	3.9
18	0.34	-9.43	-14.67	0.8	21.1	32.8	0.2	4.0	6.4

Table 2.27 PF coil maximum parameters of the FER  
(ACS - M) for V1 ~ V7 scenario

Coil No.	AT (MAT)	I <sub>op</sub> (kA)	J <sub>pack</sub> (10 <sup>6</sup> A/m <sup>2</sup> )	B (T)	σ (MPa)
1	9.71	37.4	28.7	11.5	298
2	9.71	37.4	28.7	11.4	294
3	9.71	37.4	28.7	11.1	283
4	7.97	39.9	30.7	9.5	263
5	7.41	37.8	30.2	10.3	348
6	15.70	39.7	37.5	9.3	327
7	18.22	38.9	31.9	9.3	345
8	6.73	37.0	41.1	3.5	282
9	8.29	34.5	33.8	5.3	324
10	9.71	37.4	28.7	11.5	299
11	9.71	37.4	28.7	11.5	297
12	9.71	37.4	28.7	11.3	290
13	13.66	38.0	35.1	10.7	280
14	7.56	38.2	26.4	11.8	338
15	20.72	39.0	29.6	11.9	340
16	20.62	39.7	32.5	9.5	333
17	7.61	38.8	43.1	5.9	142
18	17.66	39.4	21.9	7.7	341

Table 2.28 Parameters of the FER (LRD)

Coil No.	MAT			I <sub>op</sub> (kA)			B (T)			Max J <sub>pack</sub> (A/mm <sup>2</sup> )	Max σ (MPa)
	0	36	2036	0	36	2036	0	36	2036		
1	12.1	-4.5	-14.4	30.3	11.3	36.0	10.5	1.9	10.0	20.2	236
2	18.9	-2.7	-18.3	39.4	5.6	38.1	13.2	2.4	11.1	22.7	447
3	12.0	3.9	-6.1	37.5	12.2	19.1	10.3	3.3	6.8	16.8	209
4	10.4	4.9	-3.6	37.1	17.5	12.9	9.6	5.1	3.3	14.5	182
5	8.3	4.7	-2.0	37.7	21.4	9.0	8.8	5.6	1.8	22.0	330
6	9.7	7.2	-0.8	38.5	28.6	3.2	7.1	5.8	1.5	31.5	354
7	0.3	8.2	8.0	1.2	32.0	31.3	0.9	4.9	4.7	40.8	241
8	-1.4	-1.5	-0.3	9.7	10.4	2.1	1.0	2.0	1.4	24.6	327
9	2.6	-3.9	-6.1	16.2	24.4	38.1	1.6	2.9	4.2	28.1	333
10	-0.4	-5.9	-5.5	2.6	38.3	35.7	0.3	3.8	3.5	36.3	325

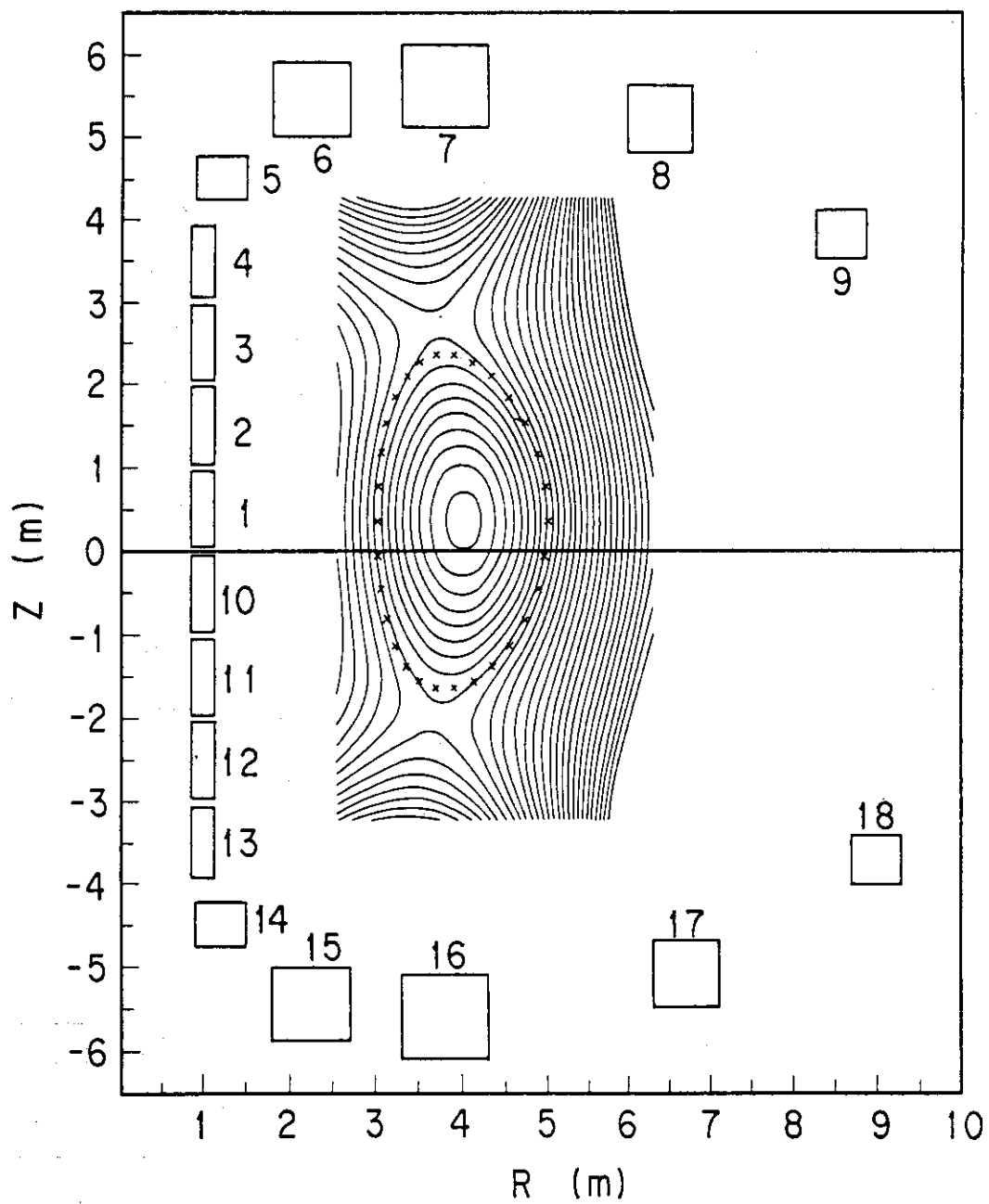


Fig. 2.35 PF coil position of the FER (ACS - M)

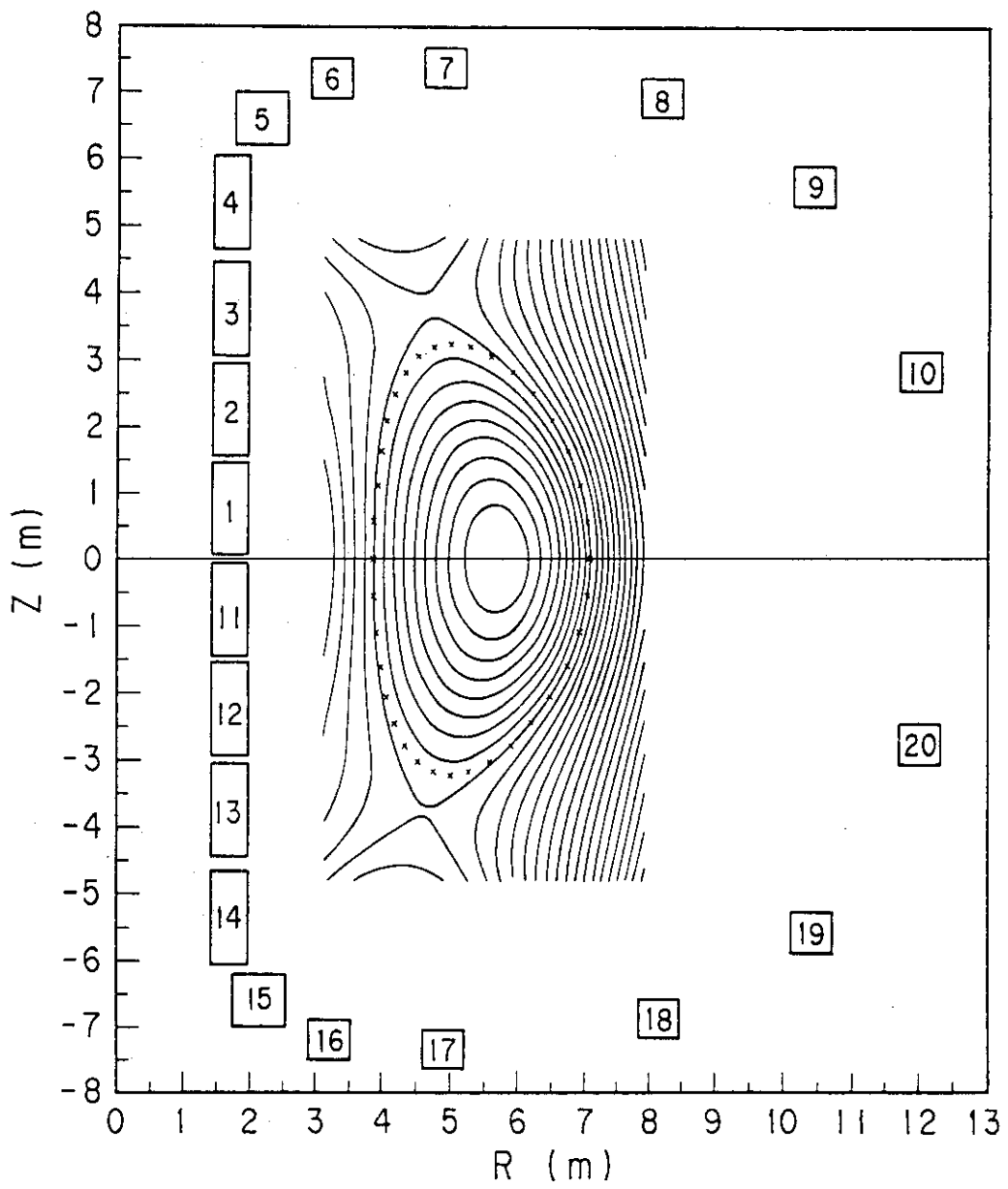


Fig. 2.36 PF coil position of the FER (LRD)

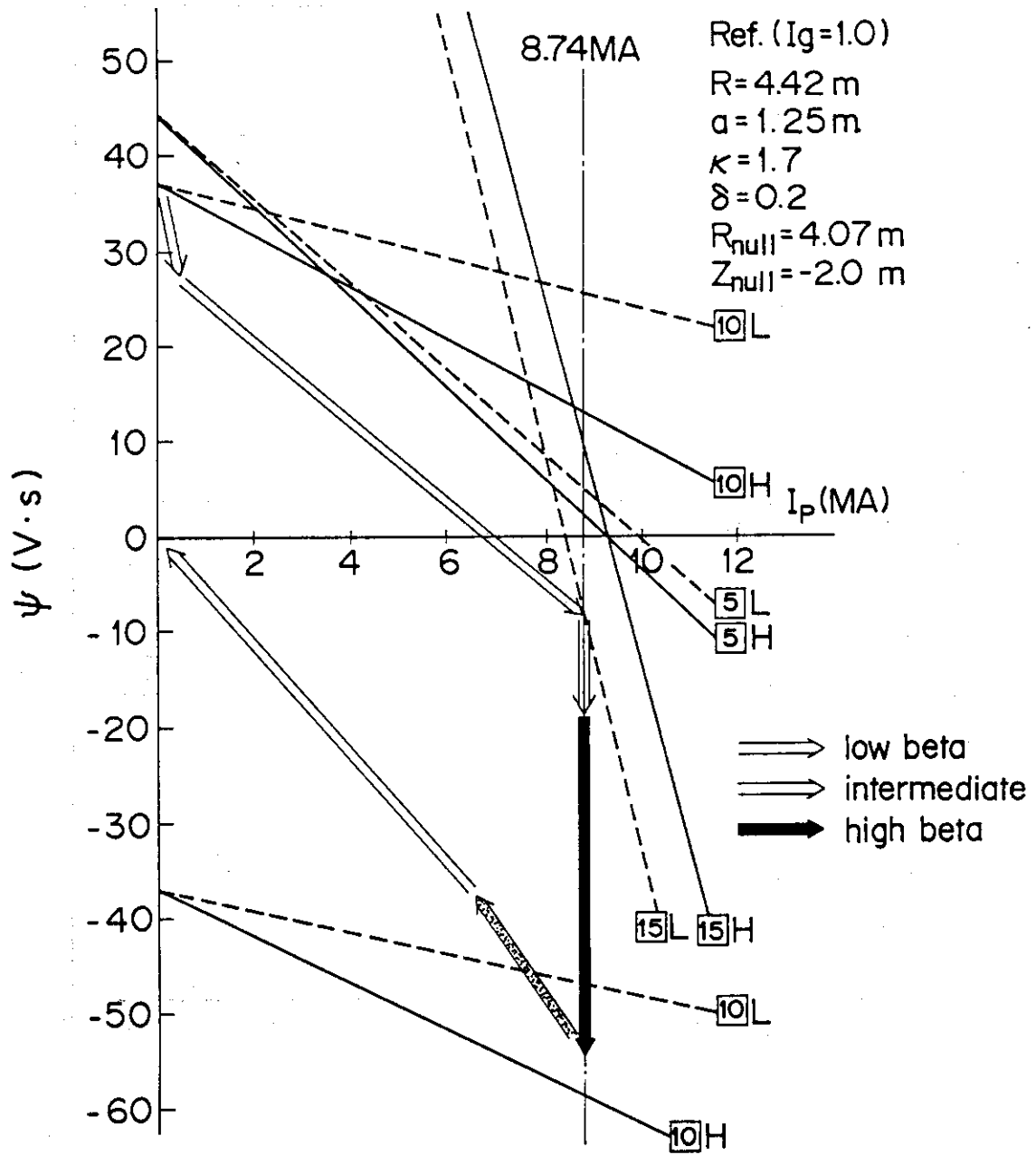
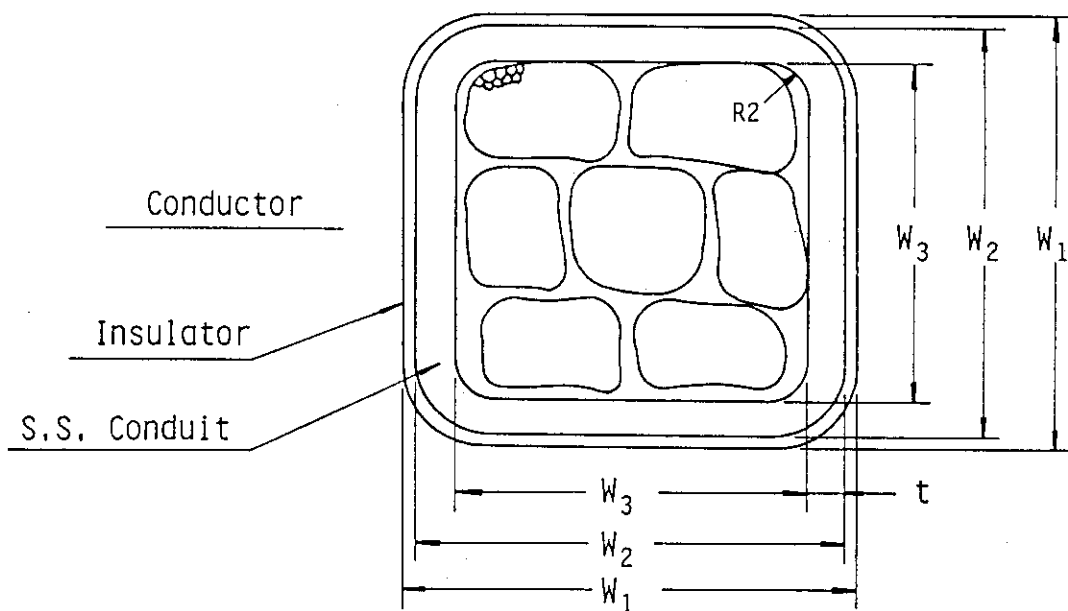


Fig. 2.37 Operation window of the V-1 scenario for the FER (ACS-M)



$B_{max}$	(T)	14	12	6
$I_{op}$	(kA)	40	40	40
$J_{pack}$	(A/mm <sup>2</sup> )	26	38	44
$A_w^{(1)}$	(mm <sup>2</sup> )	838	500	400
$A_{SS}^{(2)}$	(mm <sup>2</sup> )	570	456	405
$W_1$	(mm)	39.0	32.5	30
$W_2$	(mm)	38.0	31.5	29
$W_3$	(mm)	29.0	22.5	20
$t$	(mm)	4.5	4.5	4.5

- (1)  $A_w$  : Cross-sectional area of cable space  
 (2)  $A_{SS}$  : Cross-sectional area of ss conduit

Fig. 2.38 Characteristics and dimensions of PF coil conductor

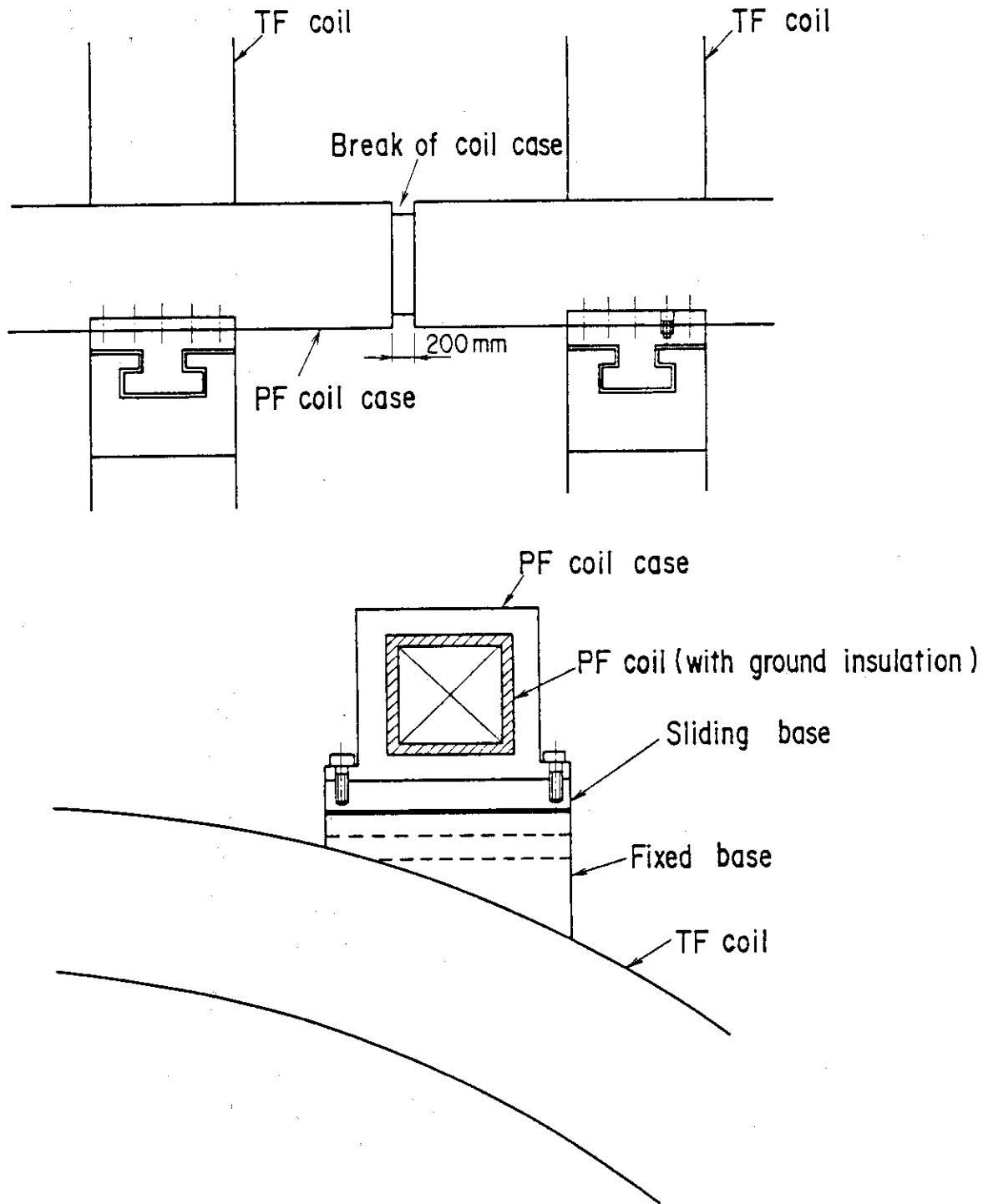


Fig. 2.39 Conceptual structure of outer PF coil support



## 2.4 全体支持構造

### 2.4.1 支持構造

支持構造は中心部支持構造（中心支柱，OHコイル支持構造），TFコイル支持構造，PFコイル支持構造，支持脚から構成される。以下に各々の概要を示す。

① 中心部支持構造：中心部支持構造は中心支柱とOHコイル支持構造から構成される。

中心支柱はTFコイルの向心力を支持するものであり，12面の正多角形の中空円筒体である。中心支柱にはAC loss低減のため円周方向に1ヶ所，スリットを設けこの部分に絶縁材を含浸した構造である。高さ方向には4分割されており，各セグメントは絶縁部を90°ずらし絶縁キーにて接続される。なお，中心支柱はTFコイルの向心力の他にOHコイルの電磁力（鉛直力）の一部を負担する。

OHコイルにより発生する鉛直方向の電磁力は，中心支柱の内側に設けられる荷重支持柱と，中心支柱と荷重支持柱間に設置される支持柵で支持する。荷重支持柱はAC loss低減等のため，周方向に4分割された構造である。支持柵は円周方向に4分割された扇形であり，両端部で中心支柱と荷重支持柱に設けられた溝に接合される。支持柵に作用する電磁力を極力均一化する様，OHコイルは1箇，或は複数箇まとめて支持柵に設置される。OHコイルの電磁力はダブルヌルダイバータの場合は内部でバランスするが，シングルヌルダイバータの場合は不平衡力が生ずる。この不平衡力は中心支柱と荷重支持柱の上下両端に設けられた円板状サポートで支持する構造である。この円板状サポートはTFコイル内側脚部分迄を覆うものであり，TFコイル，中心支柱，荷重支持柱とボルトで接合する。

② TFコイル支持構造：TFコイル上下にはシェアパネルを設け，TFコイル全体を一体化する構造とし，転倒力を支持する。シェアパネルはコイルの配管スペースやダイバータ排気ダクトとの干渉を避けるため，inboard側，outboard側に分割する。LRD炉はTFコイルの高さが非常に高くなり，上下をシェアパネルで連結しても転倒力による変形量や応力が非常に大きくなる。従ってLRD炉は上下のシェアパネルの他，中間部にも2段，合計4段のシェアパネルを設ける。

③ PFコイル支持構造：OHコイル，ダイバータコイル以外のPFコイルはTFコイルサポートフレームで支持する構造であり，サポートフレームの変形を直接，PFコイルに伝えない様，半径方向にスライド可能な構造とする。

④ 支持脚：コイル全体を支持する支持脚は，コイル全体の自重を支持し，地震時にも十分な強度を有し，断熱性に優れ，更に熱変形を吸収するため，半径方向に移動可能な構造でなければならない。

断熱性を高めるため，支持脚本体はGFRP製とし，中心部に4本，外周部に12本，計16本の支持脚を設ける。

支持脚は上下2ブロックで構成され，下側は $\phi 1600\text{mm} \times t 100\text{mm}$ ，上側は $\phi 1400\text{mm} \times t 100\text{mm}$ の円筒形である。この断面は昭和60年度の概念設計に於ける耐震性の検討結果より決定されたものである。すなわち，耐震検討に採用した地震波の応答スペクトルの卓越周波数は約1~5Hzであるが，マグネット全体としての固有周波数がこの領域になら

ない様に支持脚の剛性が決定されている（昭和60年度の概念設計では、マグネット全体としての固有周波数は1次モードで5.77Hzである）。

今年度の検討ではマグネット全体重量は昭和60年度の概念設計時とは異なっているが、その影響は大きくないので、昭和60年度の概念設計に於ける支持脚構造をそのまま今年度も用いるものとした。

中央の4本の支持脚は固定式であるが、外周部12本の支持脚は半径方向に移動可能な構造とするため支持脚に摺動部を設ける。摺動部の固体潤滑材は真空中である事を考慮し、テフロンを採用する。

尚、3.4.2に示す様に諸外国では半径方向に移動可能な支持脚としてFERとは異なる形式で検討している。ここでは実績等も考慮し、これまでのFRPを用いる支持脚構造をそのまま踏襲するものとした。

Fig. 2.40とFig. 2.41にACS-M炉とLRD炉のマグネットシステムの全体構成を示す。前述した様にLRDは4段のシェアパネルを有する。LRDのTFコイル形状をFig. 2.42に示す。

Fig. 2.43にマグネットシステム全体の鳥瞰図を示す。

#### 2.4.2 中心支柱

TFコイルに向心力が作用した場合、中心支柱には一様な圧縮応力が発生するものとする。

$$P_x = \frac{(R_1 + 0.5\alpha)(B_{\max}/\alpha)^2}{2\mu R_1 \beta}$$

$$\sigma_c = \frac{6BP_x}{\pi t}$$

ここで  $P_x$  : 向心力による面圧 (MPa)

$\sigma_c$  : 中心支柱平均圧縮応力 (MPa)

$R_1$  : 内側脚の巻線中心半径 (m)

$d$  : 巻線部半径方向厚み (m)

$B$  : 巻線部巾 (m)

$t$  : 中心支柱厚さ (m)

$\beta$  : 巻線が占めるトーラス方向の割合

$\beta_{\max}$  : 巻線最大磁場 (T)

$\alpha$  : 空間リップルによる磁場増加率

この中心支柱平均圧縮応力は、中心支柱の材料 (JCS) 強度から決る  $S_m (= 800 \text{ MPa})$  以下であると共に、座屈に対しても十分な強度を有するものでなければならない。

中心支柱の座屈強度については3.4.1に詳細に述べられているが、その結果、今年度はこれまでと多少異なる許容座屈応力の採り方をする。結果は次のとおりである。

$$\sigma_{ca} = \frac{1}{Sf} \times \frac{4Et^2}{12(1-\nu^2)R_{buck}^2}$$

ここで  $\sigma_{ca}$  : 許容座屈応力 (MPa)

Sf : 安全率 (= 3)

E : ヤング率 (=  $2.06 \times 10^5$  MPa)

$\nu$  : ポアソン比 (= 0.275)

t : 中心支柱板厚 (m)

$R_{buck}$  : 中心支柱半径 (m)

これまでの考え方と異なる点は以下の2点である。

- ① これまでは一様圧力を受ける円筒の座屈の式を採用していたが、今回は変形後も荷重の向きが変らない外圧力をうける円筒の座屈式を採用した。このため許容座屈応力はこれまでより  $4/3$  大きくなる。
- ② 半径はこれまで板厚中心でとっていたが、今回は板厚中心と外半径の中間値をとる。この分だけ、許容座屈圧力はこれまでよりは低下する。

Table 2.29 に ACS-M, LRD の計算結果を示す。

尚、スリット部分には平均圧縮応力より高い応力が発生し、またコイルフォールト時にも局部的に高い応力が発生するが、昭和59年度の検討結果から想定し、これらの応力は  $1.5 S_m$  以下になると思われるので今回は検討を省略した。

#### 2.4.3 マグネットシステム全体重量

Table 2.30 にマグネットシステム全体重量を示す。

Table 2.29 Stress evaluation of bucking cylinder due to the centering force

	ACS-M	LRD
$R_1$ (m)	1.844	2.690
$d$ (m)	0.379	0.316
$B$ (m)	0.569	0.948
$\beta$	0.576	0.657
$B_{\max}/\alpha$ (T)	10.6	10
$t$ (m)	0.200	0.295
$P_X$ (MPa)	86	64
$R_{\text{buck}}$ (m)	1.460	2.321
$\sigma_c$ (MPa)	456	393
$S_m$ (MPa)	800	800
$\sigma_{ca}$ (MPa)	465	400

- where  $R_1$  : Winding center radius of inner leg  
 $d$  : Winding thickness  
 $B$  : Winding width  
 $\beta$  : Fractional space allotted to conductor in the toroidal direction  
 $B_{\max}$  : Maximum field  
 $\alpha$  : Correction factor with ripple  
 $t$  : Bucking cylinder thickness  
 $P_X$  : Pressure load due to centering force  
 $R_{\text{buck}}$  : Bucking cylinder radius for calculating of critical bucking load  
 $\sigma_c$  : Average compressive stress due to centering force  
 $S_m$  :  $\text{Min}(2\sigma_y/3, \sigma_u/2)$   
 $\sigma_{ca}$  : Allowable buckling stress

Table 2.30 Total weight of magnet system

		(ton)	
		ACS-M	LRD
TFC	Winding	485	840
	Case	1010	1560
	Insulation	70	120
	Support frame	1430	2635
	Shear panel	960	1490
	Bucking cylinder	200	430
PFC	Winding	785	995
	Case	225	280
	Insulation	20	25
	Support	165	190
Support structure	Steel	550	745
	GFRP	20	25
Total		5920	9335



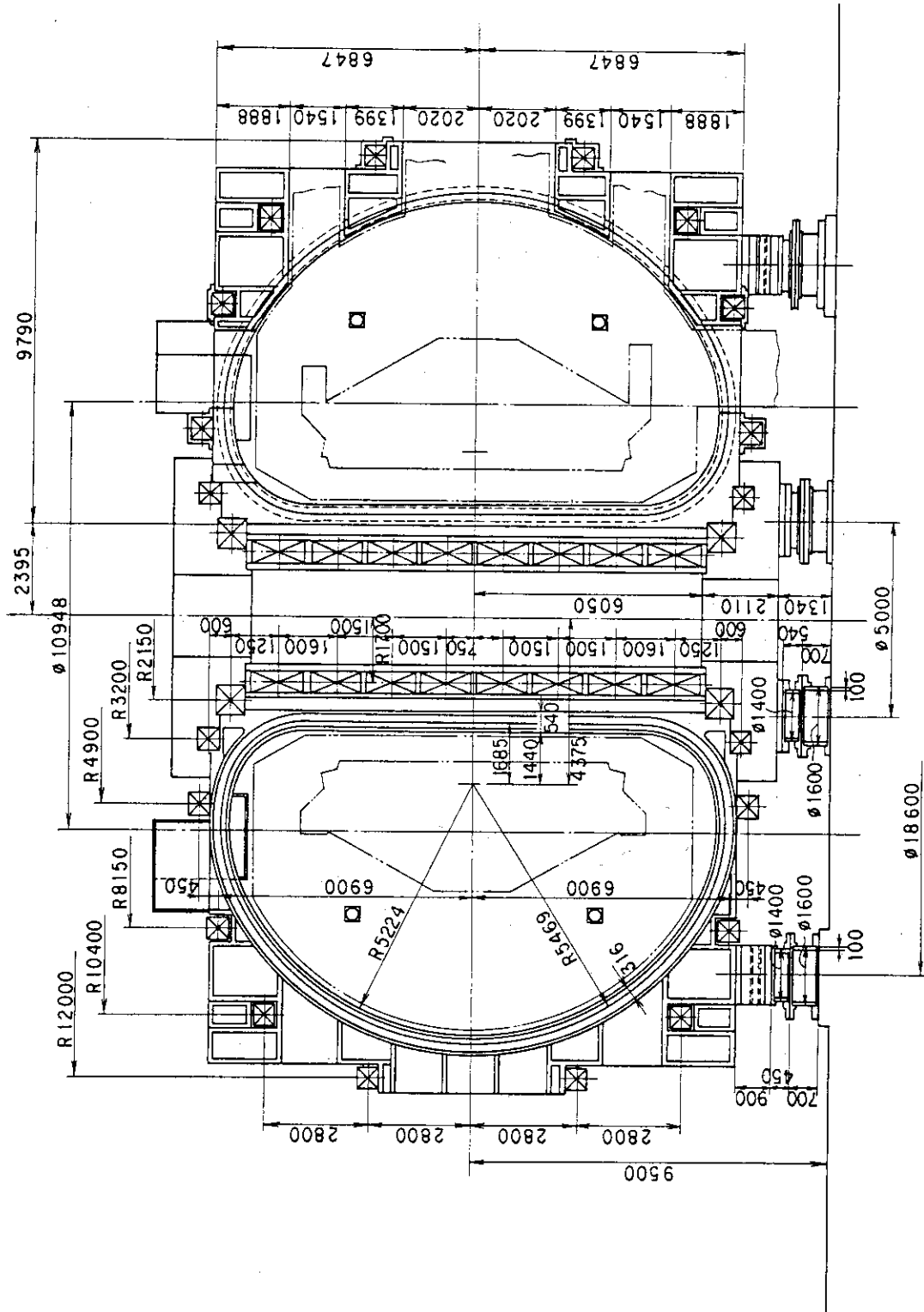


Fig. 2.41 Magnet system structure for the '87 FER (LRD)

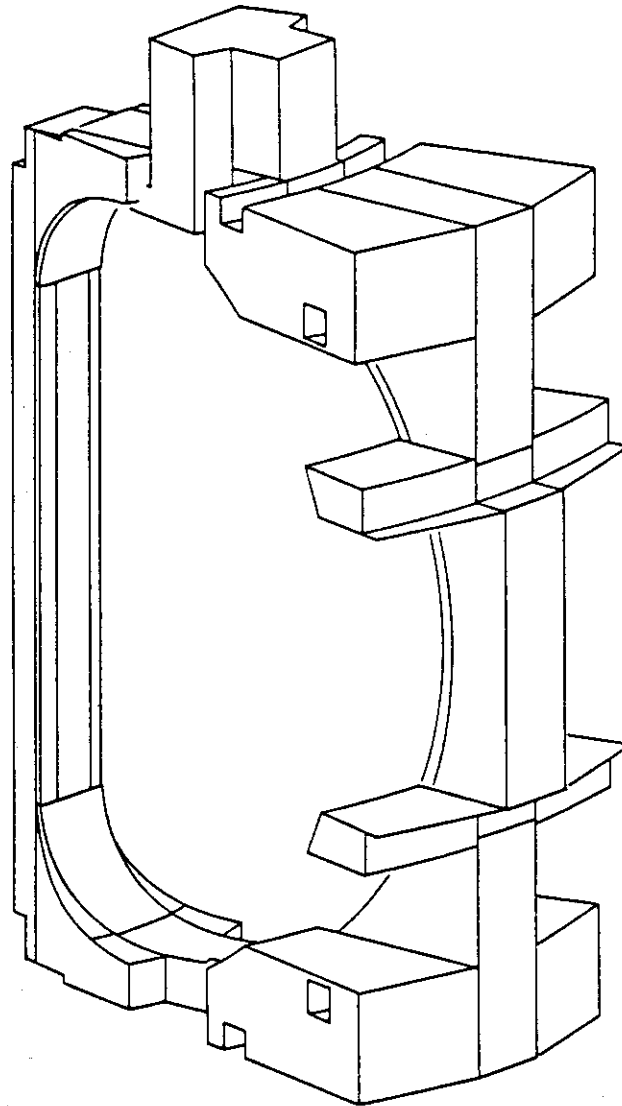


Fig. 2.42 TF coil structure for the FER (LRD)



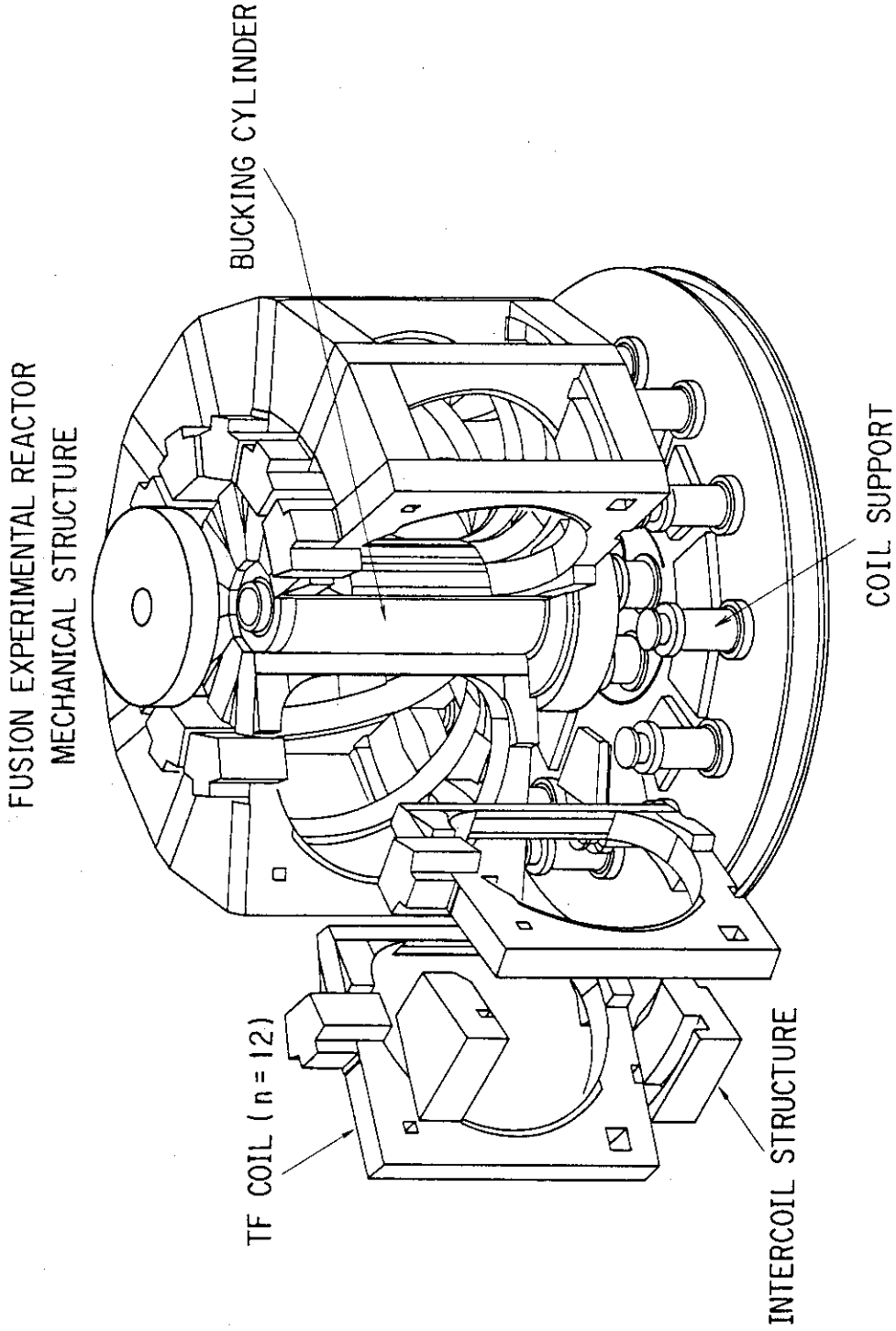


Fig. 2.43 Perspective view of the FER (ACS - M) magnet system

## 2.5 マグネット冷凍系

### 2.5.1 熱負荷

トロイダル磁場コイルおよびポロイダル磁場コイルに生ずる熱負荷は冷凍機の容量を決定する上で重要な要因となる。その熱負荷として次に示す項目が考えられる。

- ① AC損失：TFコイル，PFコイルおよび支持構造体は変動磁界にさらされるので，AC損失を発生する。AC損失の内容としては，超電導線材に発生するヒステリシス損失，安定化材，導体コンジット，コイル容器および支持構造体中に発生する渦電流損失および超電導線と安定化材を介して発生する結合損失に大別される。
- ② 中性子発熱：核融合反応に伴い14MeVの中性子が発生するが，ブランケットおよび遮蔽体を通過し，減衰した熱中性子が超電導コイル，特にトロイダル磁場コイルに入射し，発熱する。
- ③ 侵入熱：コイルの自重を支える断熱支持体，計測線配管等の侵入熱，電流リードの発熱，侵入熱および各コイル導体間の接続部の発熱などが考えられる。

#### (1) AC損失

本年度設計では，ACS-M，LRDの2つの炉が検討されている。ACS-Mについては，炉にフレキシビリティをもたす為，運転シナリオが7ケース考えられている。ACS-Mは，昭和61年度設計と同様，最大燃焼時間800secのパルス運転であり，AC損失も各運転シナリオに応じて大きく異なることが予想される。又，LRDは2000sec燃焼のパルス運転である。AC損失の大半は，主としてコイル容器，支持構造体での渦電流損失である。

##### a. 導体およびコイルケース

導体に発生するAC損失は，超電導線材に発生するヒステリシス損失，安定化材とコンジット中に発生する渦電流損失，および超電導フィラメント間に発生する結合損失に分類される。ここで，撚線間に発生する結合損失は無視できるように，撚線表面に絶縁を施し結合電流が流れない構造とする。

コイルケースは，巻線部に発生する強大な電磁力を支持する為，厚肉のステンレス鋼でコイルを覆う構造となっている。この為，変動磁界中では，誘導電流による渦電流損失が発生する。

##### b. 支持構造体

隣接したコイルに働く面外力および転倒力を支持する為に支持構造体が設けられる。コイルケースと各支持構造体の間には絶縁物を設け，トーラス方向に誘導電流が一周しない構造とする。又，中心柱は厚肉のSUS材を使用するため周方向に1ターンループを形成しないようスリットを入れる。このように構成することにより変動磁界によって発生する渦電流損失は，各支持構造体のみが発生するものとする。

各AC損失の評価結果をTable 2.3 1とTable 2.3 2に示す。評価式，および運転シナリオは，Table 2.3 3，Fig. 2.1～Fig. 2.8に基づいた。ここで各AC損失は1 cycleの時間平均した値である。

ACS-Mについては，基本シナリオのInductive 1，Inductive 2でAC損失が大

きく、各々101, 277KWである。

一方、LRDについては、ACS-MのDND並みで約26KW発生している。各発生箇所の比率は支持構造体でおおむね全体の9割、又、TFコイルとPFコイルでは、ほぼ1:2の割合で発生している。コイルで大きいのは、コイル容器での渦電流損失である。支持構造体で大きいのは、外側シェアパネル、および中心柱部分である。

## (2) 核発熱

FERではD-T反応によって発生する14MeV中性子の遮蔽が問題となる。ブランケットおよび遮蔽体を通じ減衰した熱中性子は、各コイル、支持構造体に入射し、発熱する。

PFコイルにおいては、TFコイルの外側に配置されている為、核発熱は十分な遮蔽体の遮蔽効果によって無視できる。

一方、TFコイルにおいては、コイル内側脚直線部分の遮蔽厚を大きくとることができない為、この箇所の遮蔽体の厚さでTFコイルへの核発熱が決定される。

最大許容核発熱率は、導体の温度マージンから制限される。導体のマージンは、冷却チャンネル設計と密接な関係にある為、3.5.1項で詳細に検討する。

本年度のACS-M炉は、昭和61年度設計のACSと同程度の中性子発熱が発生する。(ACS-M炉のフレキシビリティに対しては、核融合出力に比例して核発熱が発生するものとして、Reference 35KWを基準に算定した。)又、LRDは、ACS-Mと実効遮蔽厚は同一であり、中性子壁負荷のみ1.08MW/m<sup>2</sup>から1.27MW/m<sup>2</sup>に増大する。この為、最大核発熱率および全発熱量が異なる。2つの炉の遮蔽特性をTable 2.34に示す。

## (3) 定常侵入熱

本年度の基本構成、構造は、昭和61年度設計と同様であり、定常侵入熱も伝導、放射で4.2KWである。導体接続部の発熱はACS-Mで、2.8KW、LRDで3.0KWとなる。これは、ACS-Mに比較してLRDのPFコイルが18から20コに、またTFコイルの定格電流が40KAに増加したことによるものである。同様に、電流リードの発熱によるLHe蒸発量も若干、増加し、LRDでは4.2Kℓ/h必要となる。

Table 2.35に各侵入熱評価式を示す。

## (4) 熱負荷のまとめ

ACS-M(Reference)の各熱負荷を時間の推移に従って重畳したのがFig. 2.44である。ポンプの損失は、電流リードの発熱によるLHe蒸発分を除く熱負荷全てに対して要求される冷媒の流量および循環系内の圧力損失より求めている。(冷媒の流量は、コイルの入出間の温度差、圧力損失を各々、2.5K、1atmとして算出した。)ピーク熱負荷はBreak down時( $t_0 \sim t_1$ )で4063KWとなる。

### 2.5.2 冷凍系

He冷凍系は、昭和61年度設計と同様、冷凍・液化機系とコイル群にSHE(超臨界ヘリウム)を循環させるためのSHEポンプ系とから構成され、両者は、SHE熱交換器槽を介して結合している。

Reference から DND までのフレキシビリティを考慮した場合の ACS-M 炉、および LRD 炉のマグネットシステムの 4.5 K の熱負荷は、2.5.1 項でまとめた熱負荷に、SHE ポンプの損失などを加えたものとなる。ACS-M 炉については、各フレキシビリティの運転時間が異なる為、Reference ( 燃焼 duty = 800 sec / 1000 sec = 0.8 ) を基準とし、1000 秒にみたない運転パターンのフレキシビリティ炉については、休止時間を設けることにする。又、LRD 炉については、燃焼 duty  $\geq 0.8$  を基準に、211.6 秒のサイクル運転を行う。

AC 損失、核発熱などの非定常熱負荷については、構造材の熱の放出時定数を考慮して、時間平均値もしくはピーク値を用いた。Table 2.36 は、ACS-M 炉の各モードでの冷凍系に対する熱負荷を示したものである。4.5 K 保持モードで 4.2 KW + 880  $\ell$  / hr、1000 秒運転周期で 28 KW ~ 71 KW ( at 4.5 K ) + 4000  $\ell$  / hr である。Size L までのフレキシビリティを考慮した ACS-M 炉の熱負荷としては最大値 71 KW ( at 4.5 K ) + 4000  $\ell$  / hr となる。

同様に、LRD 炉の各運転モードでの熱負荷を Table 2.37 に示す。4.5 K 保持モード、および TF コイル通電時は、ACS-M 炉とほぼ同じ熱負荷であり、PF コイル数、通電電流の違いによる差が生じている。

冷凍・液化機系に要求される能力は、前述の定常熱負荷以上の冷凍・液化能力と、冷却重量約 6000 ( ACS-M ) ~ 11000 トン ( LRD ) の大形マグネットシステムの初期冷却を 2 週間 ~ 1 カ月の期日内に達成できる事である。昭和 60 年度設計において、冷却重量約 8000 トンのマグネットシステムは 40 KW ( at 4.2 K ) の冷凍能力を有する冷凍・液化機系で初期冷却可能であり、ACS-M 炉、LRD 炉についても各々、40 KW、60 KW の冷凍能力を有する冷凍・液化機系を準備すれば、初期冷却可能であることが期待できる。size L までのフレキシビリティを考慮した ACS-M 炉、および LRD 炉に要求される冷凍・液化機系の容量を Table 2.38 に示す。冷凍・液化機は、熱負荷パターンにより、冷凍・液化能力の異なる 2 ユニットの組み合わせによって構成する。各ユニットは、20 K ( at 4.5 K ) 又は 6000  $\ell$  / hr、30 KW ( at 4.5 K ) 又は 9000  $\ell$  / hr の能力とする。各ユニットの諸元を Table 2.39、Table 2.40 に示す。

各炉の運転モードにおけるユニットの組み合わせを Table 2.41 に示す。

各ユニットの冷凍・液化機は、急激な熱負荷変動およびコイルクエンチ時の圧力上昇の波及を避けるため分離ブライトンサイクル方式を採用した。このサイクルは寒冷を発生させるリサイクル系および液体 He を発生させるフィード系のラインから構成され、両者はコールドボックス内の熱交換器で熱的に結合している。Fig. 2.45 に TF コイル、PF コイル、SHE ポンプ等、主要機器を含めた冷凍系フロー図を示す。図には 1 ユニット分の冷凍・液化機のみを示し、他のユニットは省略した。

SHE ポンプ系は、構造物冷却も含めて 6 ユニットから構成される。電流リード冷却は、コイル系とは別ラインとし、液体ヘリウム溜を設けた蒸発ガス冷却方式とした。コイルクエンチ等の異常時のガスを吸収するため、低温バッファタンクを設置してある。

Table 2.42 に代表炉である ACS-M 炉の冷凍系構成主要機器の諸元を示す。コイル昇

温時には、コイル冷却に使用されていた超臨界ヘリウムはすべて液体回収（大気圧下の液体ヘリウム換算で約100kℓ）する方式とし、常温タンク充填式のヘリウムガス回収装置は設けない。従って液体ヘリウム貯槽は定常運転時貯液量（冷凍・液化機がトラブルで運転停止しても炉の運転が6時間可能な量）200kℓと上記100kℓを加えた300kℓの貯槽となる。但し、電流リード系冷却ガスの回収、精製用としての回収装置は別途設けることにした。液体窒素貯槽容量は約1日分の液体窒素使用量を満足する様に定めた。

冷凍系構成主要機器の配置をACS-M炉についてFig. 2.46に示す。冷凍系設備建屋スペースには、各種圧縮機、窒素液化機、液体窒素貯槽、バッファタンク、回収系加温器、ガスホルダー、精製器を設置する。炉建屋地下2階のヘリウム冷凍液化機室には、ヘリウム冷凍・液化機コールドボックスユニットおよび液体ヘリウム貯槽を設置する。炉本体真空容器下には、SHEポンプを内蔵した6基のSHE熱交換器槽、冷却ガス分配槽、および回収ガス集合槽を設置し、ヘリウム冷凍・液化機室と真空断熱された多重配管で結ばれている。冷却ガス分配槽、SHE熱交換器槽からコイル群への各種配管、および真空容器内電流リードとの取合は真空容器底部に直径約1mのアクセス穴を設けて行う。

Table 2.31 AC loss and nuclear heating of the FER (ACS - M) magnet system

Operation scenario (1 cycle time)	AC loss			Total nuclear heating
	TF coils	PF coils	Supports	kW (Burning time: S)
	Aver. kW (MJ)	Aver. kW (MJ)	Aver. kW (MJ)	
Reference (1000sec)	0.43 (0.43)	0.77 (0.77)	15.7 (15.74)	35 (800)
Inductive 1 (230sec)	2.21 (0.51)	3.71 (0.85)	95.3 (21.91)	35 (60)
Inductive 2 (66sec)	5.78 (0.38)	10.11 (0.67)	260.8 (17.22)	- (-)
High $\delta$ (260sec)	1.40 (0.36)	2.48 (0.64)	50.3 (13.08)	38.6 (60)
High $\kappa$ (600sec)	0.50 (0.30)	0.95 (0.57)	19.4 (11.65)	44.1 (400)
Size L (830sec)	0.44 (0.37)	0.77 (0.64)	15.8 (13.08)	58.4 (600)
DND (730sec)	0.68 (0.49)	1.15 (0.84)	23.5 (17.17)	47.1 (500)

Table 2.32 Total heat load of the FER (LRD) magnet system

(1 cycle time)	AC loss			Total nuclear heating
	TF coils	PF coils	Supports	kW (Burning time sec)
	Aver. kW (MJ)	Aver. kW (MJ)	Aver. kW (MJ)	
LRD (2116 sec)	0.83 (1.77)	2.23 (4.73)	23.3 (49.23)	90 (2000)

Table 2.33 AC loss formulas

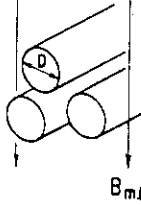
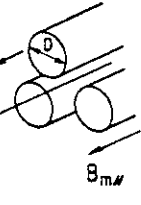

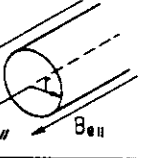
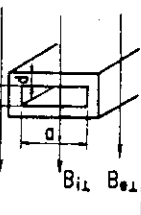
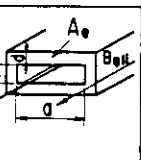
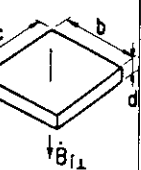
AC loss No	Models	Formulas	Notes
Hysteresis loss	1 	<ul style="list-style-type: none"> <li><math>Q_{\perp} = \frac{B_m^2}{2\mu_0} \cdot 2 \left\{ \frac{2\beta}{3} - \frac{\beta^2}{3} \right\} \cdot Asc</math> [<math>\beta \leq 1</math>] (J/cycle·m)</li> <li><math>Q_{\perp} = \frac{B_m^2}{2\mu_0} \cdot 2 \cdot \left\{ \frac{2}{3\beta} - \frac{1}{3\beta^2} \right\} \cdot Asc</math> [<math>\beta \geq 1</math>] (J/cycle·m)</li> <li><math>\beta_{\perp} = \frac{\pi B_m}{2\mu_0 J_c D}</math></li> </ul>	Asc: Area of S.C material (m <sup>2</sup> ) $[Asc = N \cdot \pi D^2 / 4]$ N: No of filaments J: Critical current density (A/m <sup>2</sup> ) D: Filament diameter (m) B <sub>m</sub> : Oscillating field amplitude (T)
	2 	<ul style="list-style-type: none"> <li><math>Q_{\parallel} = \frac{B_m^2}{2\mu_0} \cdot \left\{ \frac{2\beta}{3} - \frac{\beta^2}{3} \right\} \cdot Asc</math> [<math>\beta \leq 1</math>] (J/cycle·m)</li> <li><math>Q_{\parallel} = \frac{B_m^2}{2\mu_0} \cdot \left\{ \frac{2}{3\beta} - \frac{1}{3\beta^2} \right\} \cdot Asc</math> [<math>\beta \geq 1</math>] (J/cycle·m)</li> <li><math>\beta_{\parallel} = \frac{B_m}{\mu_0 J_c D}</math></li> </ul>	
Eddy current loss	1 	<ul style="list-style-type: none"> <li><math>P_{e\perp} = 16 \cdot \sum \frac{\tau_n}{k_n^2} \cdot \frac{\dot{B}_{\perp}^2}{2\mu_0} \cdot Ac</math> (W/m)</li> <li><math>\tau_n = \frac{\mu_0 r^2}{\rho k_n^2}</math> (sec)</li> </ul>	r: Conductor radius (m) Ac: $\pi r^2$ (m <sup>2</sup> ) J <sub>0</sub> (k <sub>n</sub> )=0: Bessel function k <sub>1</sub> =2.405 k <sub>4</sub> =11.792 k <sub>2</sub> =5.520 k <sub>5</sub> =14.931 k <sub>3</sub> =8.654 k <sub>6</sub> =18.071
	2 	<ul style="list-style-type: none"> <li><math>P_{e\parallel} = 8 \cdot \sum \frac{\tau_n}{k_n^2} \cdot \frac{\dot{B}_{\parallel}^2}{2\mu_0} \cdot Ac</math> (W/m)</li> <li><math>\tau_n = \frac{\mu_0 r^2}{\rho k_n^2}</math> (sec)</li> </ul>	
	3 	<ul style="list-style-type: none"> <li><math>P_{e\perp} = \frac{a+2b}{4(a+b)} \cdot \frac{a}{d} \cdot \tau_{\perp} \cdot \frac{\dot{B}_{\perp}^2}{2\mu_0} \cdot Ac</math> (W/m)</li> <li><math>\tau_{\perp} = \frac{\mu_0 a d}{4\rho}</math> (sec)</li> </ul>	d: Conductor width (m) A: $2d(a+b)$ (m <sup>2</sup> )
	4 	<ul style="list-style-type: none"> <li><math>P_{e\parallel} = \frac{ab}{d(a+b)} \cdot \tau_{\parallel} \cdot \frac{\dot{B}_{\parallel}^2}{2\mu_0} \cdot Ac</math> (W/m)</li> <li>[<math>d \ll a, b</math>]</li> <li><math>\tau_{\parallel} = \frac{\mu_0 d a b}{2\rho(a+b)}</math> (sec)</li> </ul>	
	5 	<ul style="list-style-type: none"> <li><math>P = \frac{\sigma d}{8\pi} \cdot \dot{B}_{\perp}^2 \cdot A^2 \cdot f</math> (W)</li> <li><math>f = 0.6\pi \left( \frac{b}{c} + \frac{c}{b} \right)^{-1}</math></li> </ul>	A: $b \cdot c$ (m <sup>2</sup> )

Table 2.33 AC loss formulas (cont.)

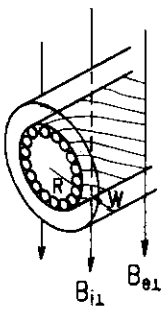
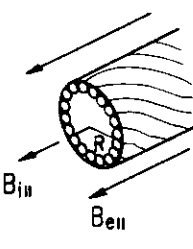
AC loss	No	Models	Formulas	Note
Filament Coupling loss	1		<ul style="list-style-type: none"> <li>• <math>P_{c\perp} = 4 \cdot \tau_{\perp} \cdot \frac{B_{i\perp}^2}{2\mu_0} \cdot A_{scb}</math> (W/m)</li> <li>• <math>\tau_{\perp} = \frac{\mu_0}{2\rho_{ef}} \left( \frac{l_p}{2\pi} \right)^2</math> (sec)</li> <li>• <math>\frac{1}{\rho_{ef}} = \frac{1}{\rho_{\perp}} + \frac{W}{R} \cdot \frac{1}{\rho}</math> (1/Ωm)</li> <li>• <math>\rho_{\perp} = \frac{1+\lambda}{1-\lambda} \rho</math></li> </ul>	$A_{scb}$ : Cross section of S.C. area $[A_{scb} = \pi R^2]$ (m <sup>2</sup> ) $l_p$ : Twist pitch (m) $R$ : Radius of SC. area (m) $W$ : Width of surrounding conductor (m) $\rho_{ef}$ : Effective resistivity (Ωm) $\rho_{\perp}$ : Perpendicular resistivity (Ωm) $\lambda$ : Proportion of S.C. material
	2		<ul style="list-style-type: none"> <li>• <math>P_{c  } = \frac{R}{D} \cdot \tau_{  } \cdot \frac{B_{i  }^2}{2\mu_0} \cdot A_{scb}</math> (W/m)</li> <li>• <math>\tau_{  } = \frac{\mu \cdot RD}{2\rho_{  }} \left( \frac{2\pi R}{l_p} \right)^2</math> (sec)</li> <li>• <math>\rho_{  } \sim \rho_{\perp}</math></li> </ul> $\left( P_{c  } = \frac{1}{\rho_{  }} \left( \frac{\pi}{l_p} R^2 \right)^2 \cdot B_i^2 \right)$	

Table 2.34 Shielding response parameters

Item	Criteria	ACS-M (Reference)	LRD
Maximum nuclear heating in the TF coil (W/cm <sup>3</sup> )	$< 3 \times 10^{-3}$	2.5	2.9
Total nuclear heating in the TF coil winding pack and coil case (kW)	$< 35$	35	90
Average neutron wall load (MW/m <sup>2</sup> )		1.08	1.27
Effective shield thickness (cm) (Thickness of coil case)		77(9)	77(9)

Lifetime fluence of FER is 0.3 MW·y/m<sup>2</sup>



Table 2.35 Steady state heat loss formulas

1) 伝導		
	$Q = \frac{S}{L} \int_{T_1}^{T_2} \lambda dT$	(W)
2) 放射		
	$Q = \frac{\sigma}{\frac{1}{\epsilon_1} + \frac{A_1}{A_2} \left( \frac{1}{\epsilon_2} - 1 \right)} (T_2^4 - T_1^4)$	
	$= q A (T_2 - T_1)$	(W)
3) 電流リード(低温端液溜め自冷方式)の発熱		
	$\left( \frac{S}{\ell I} \right)_{opt} = 4.08 \times 10^{-5} \times \left( \frac{\rho_{300K}}{\rho_{4.2K}} \right)^{-0.574}$	(cm/A)
通電時		
	$\left( \frac{Q}{I} \right)_{min} = 1.72 \times 10^{-3} \times \left( \frac{\rho_{300K}}{\rho_{4.2K}} \right)^{-0.0865}$	(W/A)
非通電時		
	$Q = 0.058 \times \frac{S}{\ell} \int_{4.2K}^{300K} \lambda dT$	(W)
ここで	S: 断面積	(cm <sup>2</sup> )
	L: 温度 T <sub>1</sub> と T <sub>2</sub> の距離	(cm)
	λ: 熱伝導率	(W/cm·k)
	$\int_{T_1}^{T_2} \lambda dT$ : T <sub>1</sub> から T <sub>2</sub> までの熱伝導率の積分値	(W/cm)
	ε: 放射率	
	A: 表面積	(m <sup>2</sup> )
	σ: ステファンボルツマン定数	(W/m <sup>2</sup> ·k <sup>4</sup> )
	q: 多層断熱材の平均熱伝達率	(W/m·k)
	ℓ: 電流リードの長さ	(cm)
	I: 通電電流	(A)
	$\frac{\rho_{300K}}{\rho_{4.2K}}$ : リード材の 300 K と 4.2 K における比抵抗比	(-)
suffix 1,2: 物体 1, 物体 2 を表わす		

Table 2.36 Heat load of the each operation mode for the FER (ACS - M) He refrigerator

Operation cycle = 1000 sec (unit kW)

Items	Stand-by mode (4.5K holding)	Pre-operation mode (Without PF charge)	Operation mode (Burn)							
			Reference	Inductive 1	Inductive 2	High $\delta$	High $\kappa$	Size L	DND	
Conduction Radiation	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2
Conductor joints	—	1.1	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8
Current leads	880 l/hr	2140 l/hr	4000 l/hr	4000 l/hr	4000 l/hr	4000 l/hr	4000 l/hr	4000 l/hr	4000 l/hr	4000 l/hr
* AC loss	TF colls	—	0.4	0.5	0.4	0.4	0.3	0.4	0.4	0.5
	PF colls	—	0.8	0.9	0.7	0.6	0.6	0.6	0.6	0.8
	Supports	—	15.7	21.9	17.2	13.1	11.7	13.1	13.1	17.2
Nuclear heating	—	—	30.5	14.0	—	15.5	27.2	43.5	32.1	32.1
Pump loss (coolant)	—	—	5.2 (4.7kg/s)	4.2 (3.8kg/s)	2.4 (2.2kg/s)	3.5 (3.2kg/s)	4.4 (4.0kg/s)	6.2 (5.6kg/s)	5.4 (4.9kg/s)	5.4 (4.9kg/s)
Total	4.2 + 880 l/hr	5.3 + 2140 l/hr	59.6 +4000l/hr	48.5 +4000l/hr	27.7 +4000l/hr	40.1 +4000l/hr	51.2 +4000l/hr	70.8 +4000l/hr	63.0 +4000l/hr	63.0 +4000l/hr
Burn duty (Burning time/operation cycle time)			0.8 ( <del>800s</del> 1000s)	0.1 ( <del>60s</del> 1000s)	0 ( <del>0s</del> 1000s)	0.1 ( <del>60s</del> 1000s)	0.4 ( <del>400s</del> 1000s)	0.6 ( <del>600s</del> 1000s)	0.5 ( <del>500s</del> 1000s)	0.5 ( <del>500s</del> 1000s)

\* Time-average value



Table 2.38 Heat load and refrigeration capacity

		ACS-M (Size L)	LRD
Total nuclear heating (kW)		58.4	90
Heat load at non-burning phase		5.3 kW +2140 l/hr	5.3 kW +2100 l/hr
Heat load at burn- ing phase Q	(kW+k1/h)	70.8 + 4.0	135 + 4.2
	(kW)	84.2	149.1
	(k1/h)	25.1	44.4
Refrigeration capacity Q×1.2 (kW)		101	179
Input power for refrigerator (MW)		35.4	62.6
Design capacity of refrigerator		100 kW or 30000 l/hr	180 kW or 54000 l/hr

Table 2.39 Parameters of No.1 unit ref./liq. system

Ref./Liq. capacity	20 kW or 6000 l/hr
Feed comp.	
Flow capacity	26000 Nm <sup>3</sup> /hr
Supply pressure	18 atm
Return pressure	1 atm
Recycle comp.	
Flow capacity	42000 Nm <sup>3</sup> /hr
Supply pressure	18 atm
Return pressure	2 ~ 3 atm
Turbo-expander	
Flow capacity	2100 g/sec
Inlet pressure	18 atm
Outlet pressure	2 ~ 3 atm
Capacity of heat exchanger	100 kW
Requirement of liq. N <sub>2</sub>	3000 l/hr

Table 2.40 Parameters of No.2 unit ref./liq. system

Ref./Liq. capacity	30 kW or 9000 l/hr
Feed comp.	
Flow capacity	39000 Nm <sup>3</sup> /hr
Supply pressure	18 atm
Return pressure	1 atm
Recycle comp.	
Flow capacity	63000 Nm <sup>3</sup> /hr
Supply pressure	18 atm
Return pressure	2 ~ 3 atm
Turbo-expander	
Flow capacity	3150 g/sec
Inlet pressure	18 atm
Outlet pressure	2 ~ 3 atm
Capacity of heat exchanger	150 kW
Requirement of liq. N <sub>2</sub>	4500 l/hr

Table 2.41 Combination units for the each operation mode

Mode	ACS-M	LRD
Initial mode (Cooling)	No.1 unit × 2	No.2 unit × 2
Stand-by mode (4.5K holding)	No.1 unit × 1	No.2 unit × 1
Pre-operation mode (Without PF charge)	No.1 unit × 1	No.2 unit × 1
Operation mode (Burning)	No.1 unit × 2 No.2 unit × 2	No.2 unit × 6

No.1 unit; 20 kW or 6000 l/hr Ref./Liq.  
 No.2 unit; 30 kW or 9000 l/hr Ref./Liq.

Table 2.42 List of main elements of cooling system (ACS - M)

Element	Specification	Room / Area
He ref./liq.	30kW × 2 sets 20kW × 2 sets	He ref./liq. room (Reactor building)
Liq. He container	100kℓ × 3	
He ref./liq. comp.		Cryogenic machine
Feed line	39,000Nm <sup>3</sup> /h × 2 26,000 " × 2	
Recycle line	63,000 " × 2 42,000 " × 2	
He recovery comp.	9,000Nm <sup>3</sup> /h × 1	
N <sub>2</sub> liq. comp.	60,000Nm <sup>3</sup> /h × 1	
N <sub>2</sub> liquefier	20kℓ/h × 1	
Liq. N <sub>2</sub> container	500kℓ × 1	
Recovery gas bog	500m <sup>3</sup> × 2	
Purifier	1	
Buffer tank	210m <sup>3</sup> × 2 140m <sup>3</sup> × 4	
Fin tube gas warmer	1	
SHE heat exchanger vessel	6	Current lead duct room (Reactor building)
Cooling gas distributing vessel	1	
Return gas gathering vessel	1	

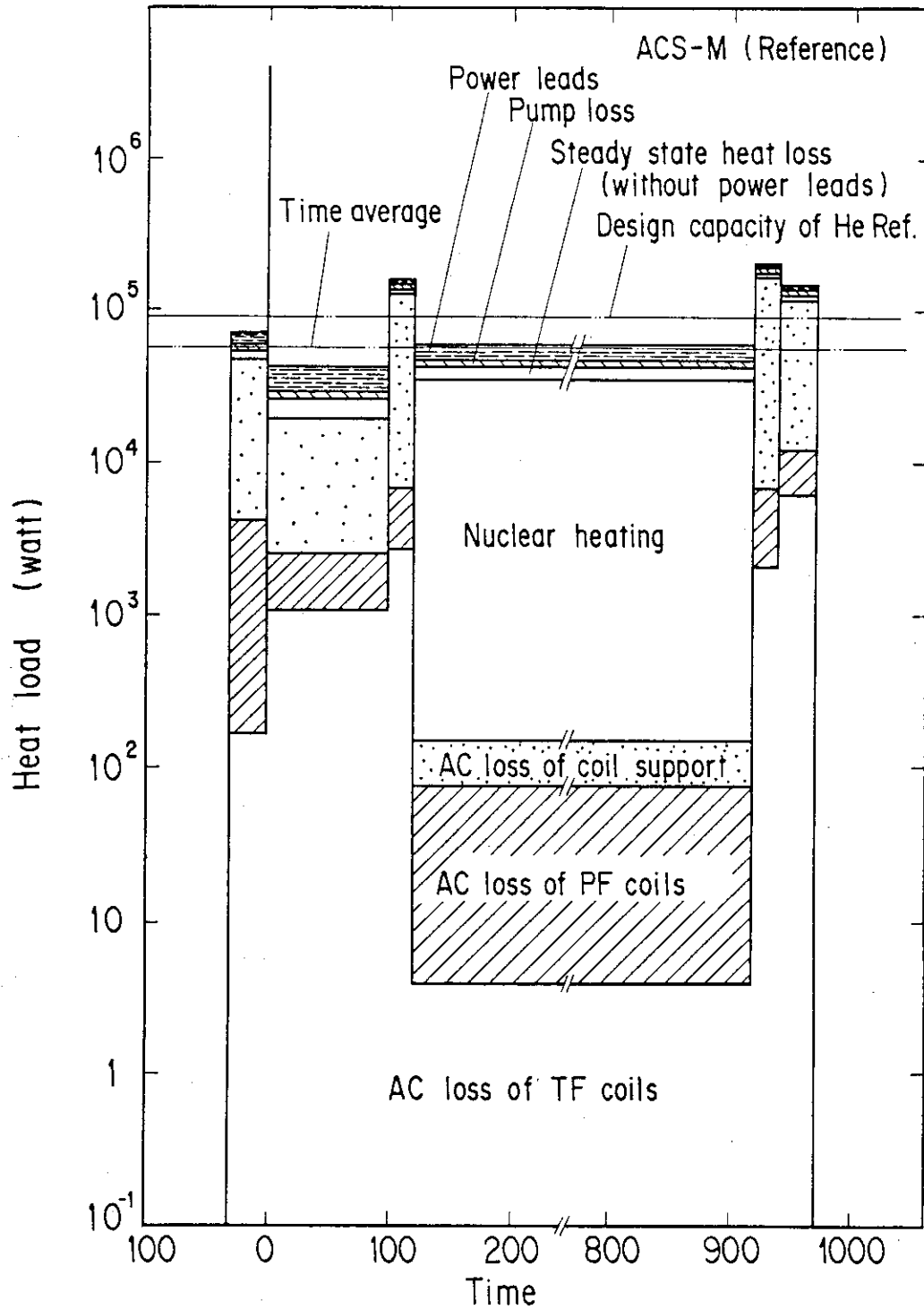


Fig. 2.44 Heat load during burning operation cycle of the FER (ACS - M) for the V - 1 (reference) scenario

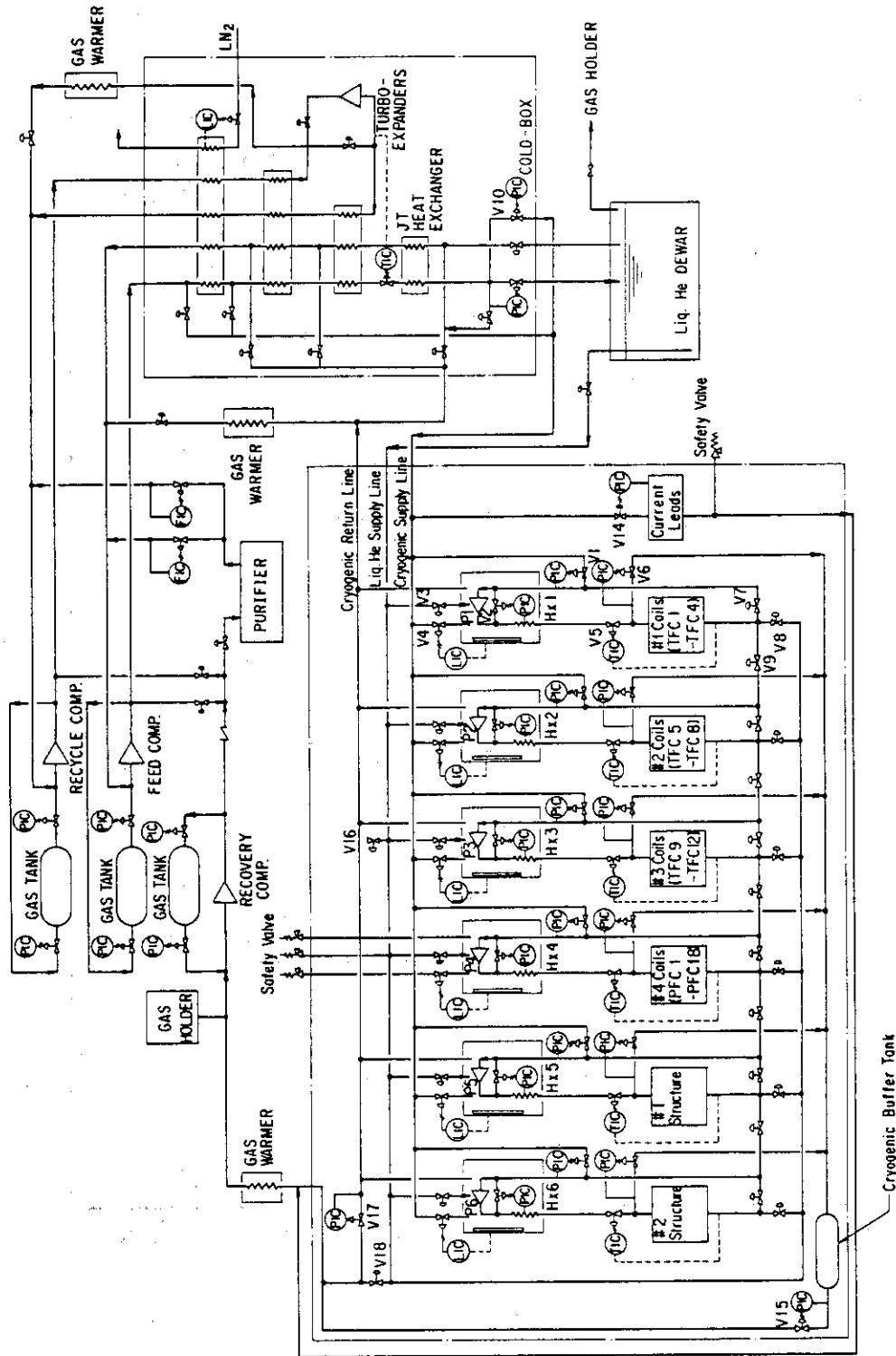


Fig. 2.45 Flow diagram of cryogenic system



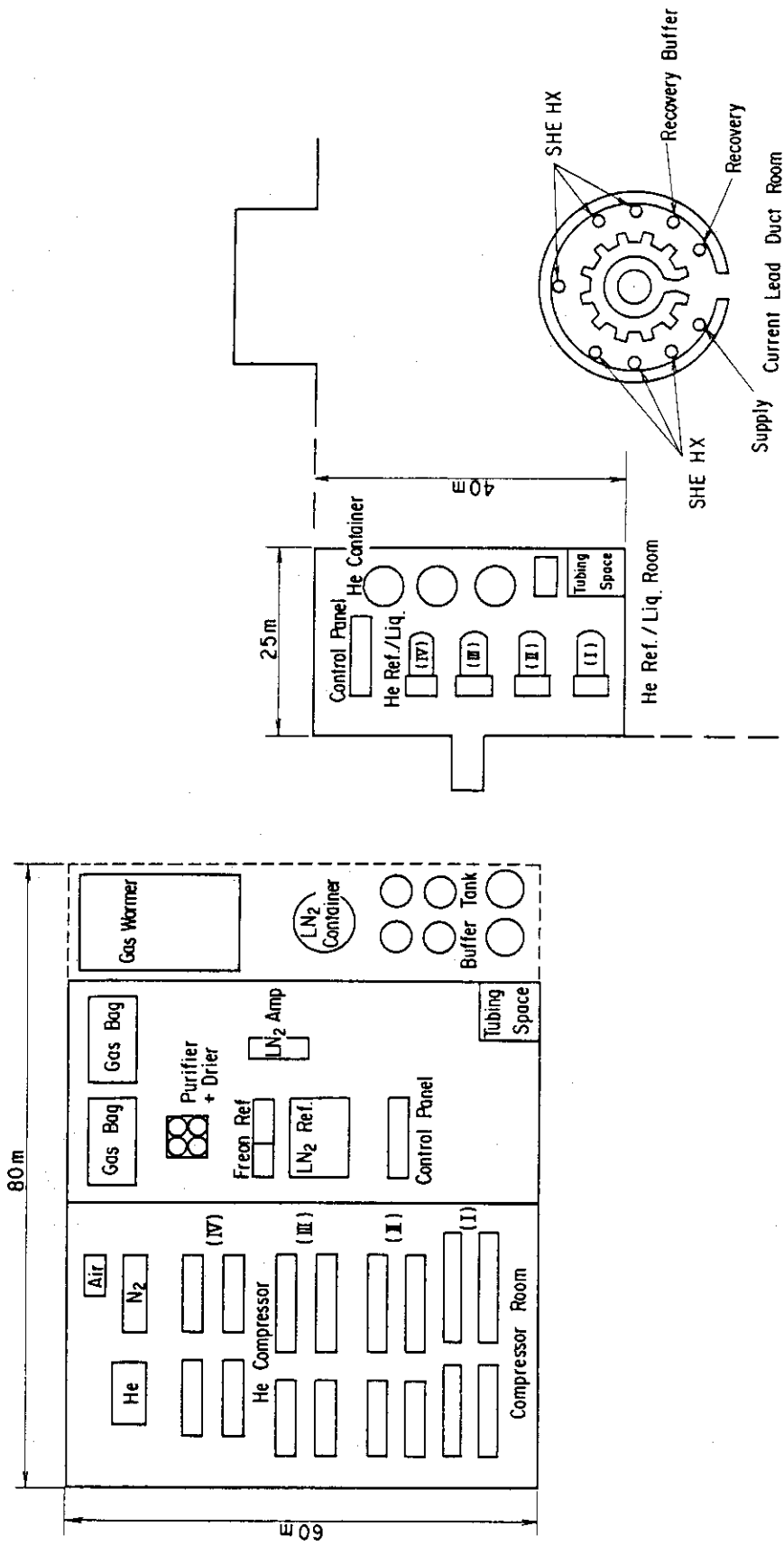


Fig. 2.46 Layout of cryogenic system (ACS - M)

## 2.6 制御コイル

### 2.6.1 仕様

縦長断面トカマクにおいては、プラズマは垂直方向に位置不安定である。プラズマの上下位置を制御するためには、プラズマ領域に水平磁場を発生させる必要があり、安定化用シェルと制御コイルが用いられる。FERにおいては、安定化用シェルによってプラズマの不安定成長時間は100msec程度に設定されている。この不安定成長時間が短いと、制御コイルの応答性が速いものが要求され、電源および計測系の負担が大きくなる。

制御コイルは、上下一対で電流方向が逆向きのコイルである。プラズマの変位に対応してコイル電流を制御することにより、プラズマ垂直方向変位置を2～3cm以内におさえることをねらっている。以下には、FER(ACS-M)炉に対応した検討を述べる。

制御コイルの基本的な仕様、取合い条件をTable 2.43に示す。表の数値はFER(ACS-M)を想定して概略の値を設定したものである。プラズマ特性、シェル導体、炉構造、制御コイル位置、制御条件が異なれば、見直しが必要である。

Table 2.43においては、プラズマ安定成長時間は約100msと想定している。FER(ACS-M)炉クラスであれば、シェル導体をくふうすることにより、この程度の不安定成長時間にするには可能と考えた。制御コイルは上下独立とし、それぞれ150kATの電流容量とした。Fig. 2.47に制御コイル位置を示す。制御コイルによりプラズマ中心に生じる水平磁場は、約0.01Tである。

制御コイル位置は、Fig. 2.47に示す様にTFコイルボア内とした。TFコイルボア外に配置した場合に比べて、制御電力が小さく、また超電導コイルに生じるACロスも小さくなる。TFコイルボア内に制御コイルを置く場合にも、遮蔽体の外側にする場合と、内部に設置する場合の2ケースが考えられる。FER(ACS-M)炉においては、コイル絶縁材の中性子損傷の問題、および炉構造に対するインパクトの軽減を考慮して、固定遮蔽体の外側に設置する方式とした。

### 2.6.2 構造

Table 2.44にコイルの設計諸元を示す。また、Table 2.45に電磁諸量を示す。コイル位置は、炉内構造物との取合いにより上下で異なった位置になっている。上下コイル位置での外部磁界が異なっているため、電磁力も異なる。この差異を考慮して、上部と下部のコイル断面も別個の寸法とした。コイルターン数は5ターンとし、導体に流れる最大電流は30kAとした。

Fig. 2.48にコイル断面、Fig. 2.49にコイル支持構造を示す。導体材料は電磁力支持のためAg添加の無酸素銅とする。制御コイルには正逆両方向の電流が流れるため、外部磁界によるフープ電磁力の向きも両方向となる。両方向の電磁力を支持するために、SUSリング等による補強は考えないものとした。

Table 2.46に制御コイルに生ずる電磁力とフープ応力を示す。フープ電磁力は、上部コイルで±4.25MN、下部コイルで±9.68MNである。Table 2.44の導体断面積を考えると、

フープ応力は約50MPaである。現地で接続する溶接部においてはCu導体が軟化する。この部分でフープ応力50MPaは厳しいと考えられ、空間的にさらに大きな導体断面積とする必要がある。上下方向電磁力はキャンを介して真空容器で支持するものとする。

巻線部の絶縁にはエポキシ樹脂を用いる。現地で溶接等で接続する接続部は、導体接続後にプリプレグテープで巻回した後、部分加熱し硬化させる方式とする。また、絶縁物からのアウトガスがプラズマ領域の真空特性を劣化させないように、コイル全体をキャンに収納する方式とした。コイルキャンの磁気シールド効果を下げるため、キャンの一周抵抗が5mΩ程度になるように薄肉ベローズを設ける。

巻線部の電流密度(デューティを考慮した実効値)は、上部コイルで3.3A/mm<sup>2</sup>、下部コイルで1.5A/mm<sup>2</sup>である。導体内での発熱は、端部に設けられた冷却管内の純水により直接冷却する。実効値としての電流密度が高くないため、絶縁材の許容温度150℃以下に十分冷却可能である。

Table 2.43 Design specification of active control coil

Vertical instability	
Growth time <sup>(a)</sup>	~ 100 ms
Passive coil stability margin <sup>(a)</sup>	~ 1.0
Shield structure	
One-turn resistance	30 $\mu\Omega$
Penetration time of control field	~ 100 ms
Active control coil	
Location	Between TFC and shield
Allowable dose in the insulator	$\leq 10^9$ rad
Ampere-turn/coil	$\pm 150$ KAT
One-turn voltage	75 V
Wave form	AC ~ 10 Hz
Duty	0.2

(a) Stability margin  $m_s = \frac{n_s}{-n} - 1$   
 Growth time  $\tau_g \cong \tau_s m_s$

Table 2.44 Parameters of active control coil

	Upper coil	Lower coil
Coil parameter		
Location R, Z (m)	6.09, 3.22	6.42, -3.10
Cross section $\Delta R \times \Delta Z$ (mm <sup>2</sup> )	135 x 165	180 x 265
Number of turns	5	5
Conductor		
Material	AgCu	AgCu
Cross size (mm <sup>2</sup> )	120 x 27	165 x 50
Cross sectional area of Cu (mm <sup>2</sup> )	2860	6290
Current density		
$J_{peak}$ (A/mm <sup>2</sup> )	10.5	4.8
$J_{rms}^{(a)}$ (A/mm <sup>2</sup> )	3.3	1.5

(a)  $J_{rms} = \frac{J_{peak}}{\sqrt{2}} (\text{Duty})^{\frac{1}{2}}$

Table 2.45 Main characteristics of active control coil

			Upper coil	Lower coil
Ampere-turn		(KAT)	150	150
Number of turns		(turn)	5	5
Current	$I_{peak}$	(KA)	30	30
	$I_{rms}$	(KA)	9.5	9.5
Resistance	R	(m $\Omega$ )	1.4	0.67
Self-inductance	L	(mH)	0.89	0.87
Time constant	$\tau$	(S)	0.63	1.29
Power loss	$I_{rms}^2 R$	(KW)	126	61
Stored energy	$\frac{1}{2} L I_{peak}^2$	(KJ)	401	390

Table 2.46 Electromagnetic force and stress

			Upper coil	Lower coil
Magnetic field due to PF coils				
$B_R$	(T)		0.15 (0.32) <sup>(a)</sup>	0.27
$B_Z$	(T)		-0.74	-1.60
Magnetic force				
$F_R$	(MN)		$\pm 4.25$	$\mp 9.68$
$F_Z$	(MN)		$\pm 0.86 (\pm 1.83)^{(a)}$	$\mp 1.63$
Hoop stress	(MPa)		$\pm 47$	$\mp 49$

(a) Value in blankets is for the beginning of ignition approach.  
Other values are for the burn phase.

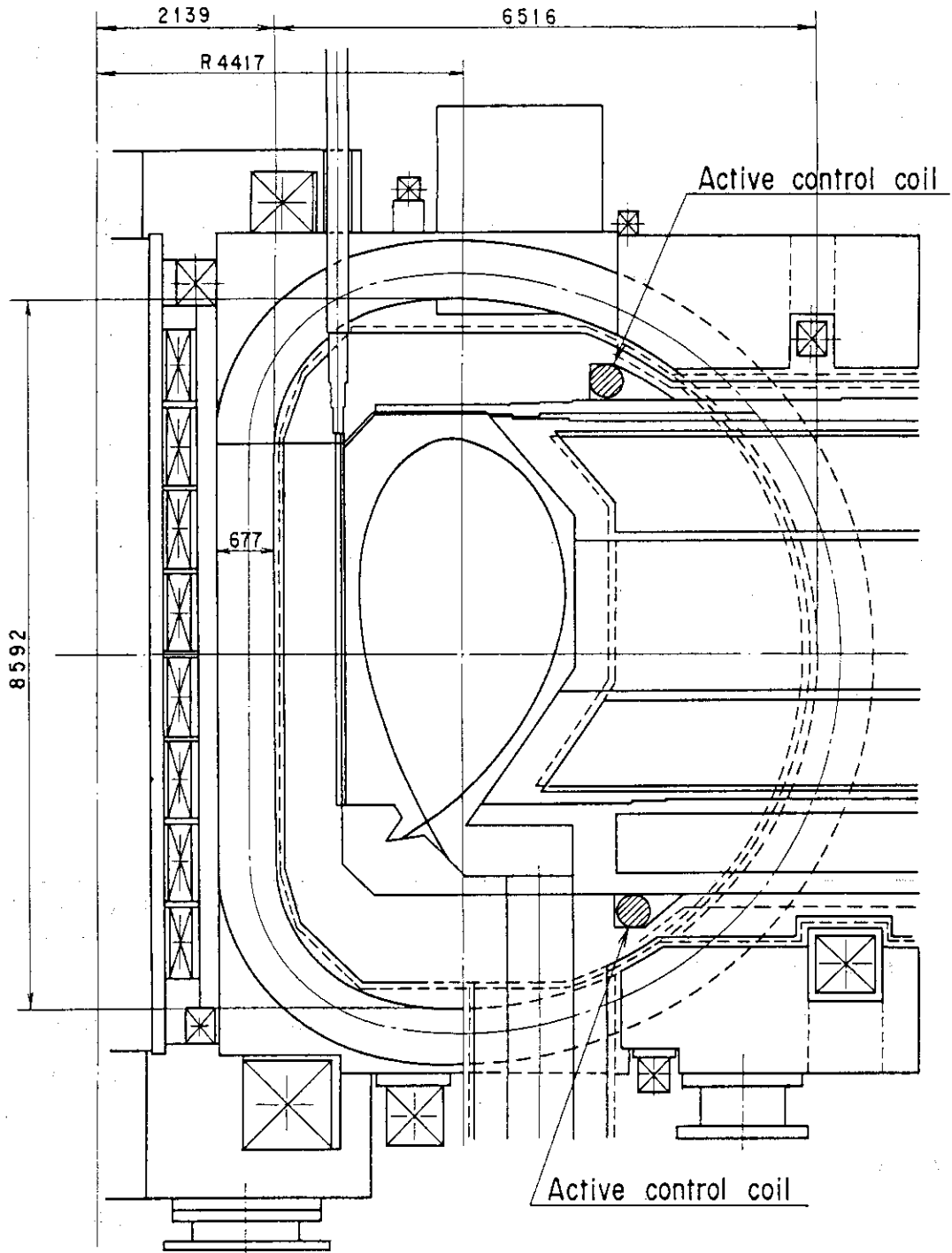
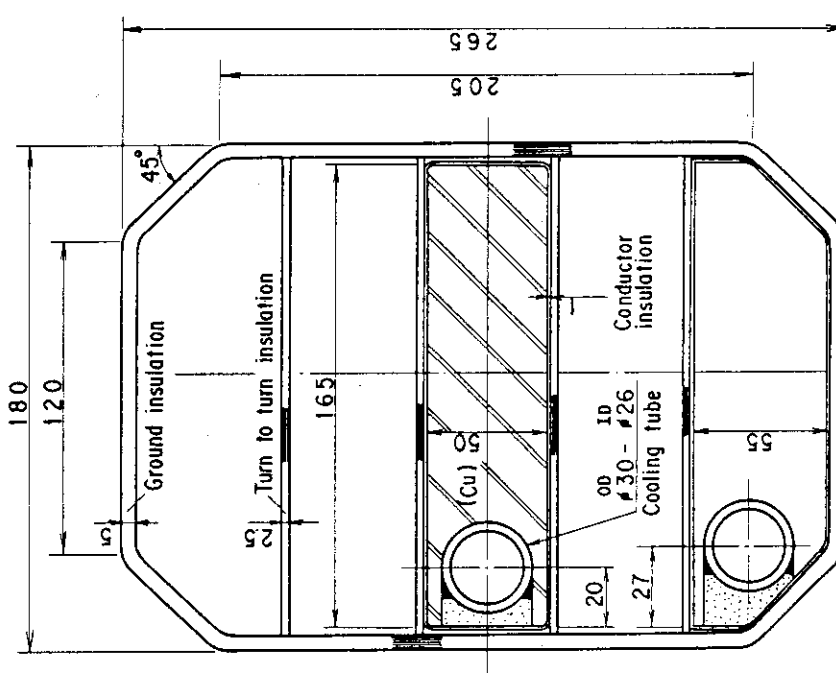
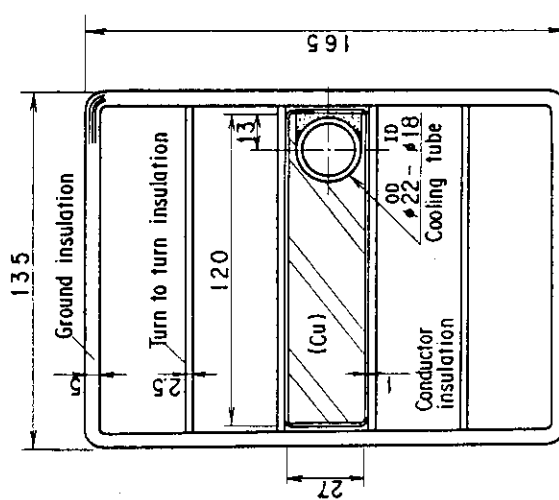


Fig. 2.47 Position of active control coil

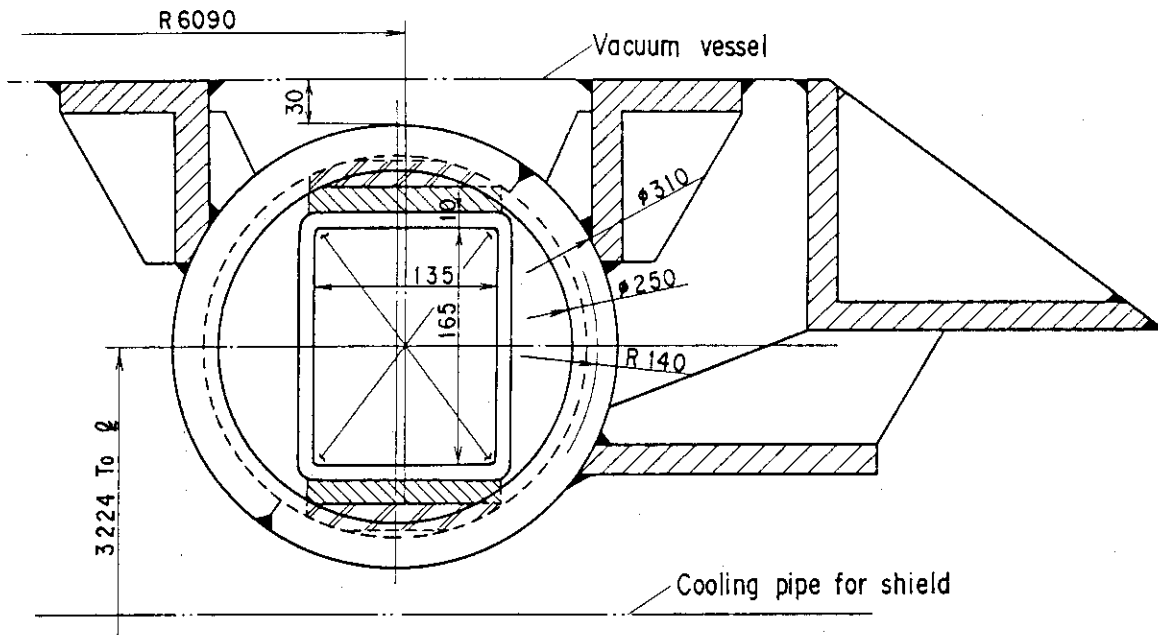


(b) Lower active coil

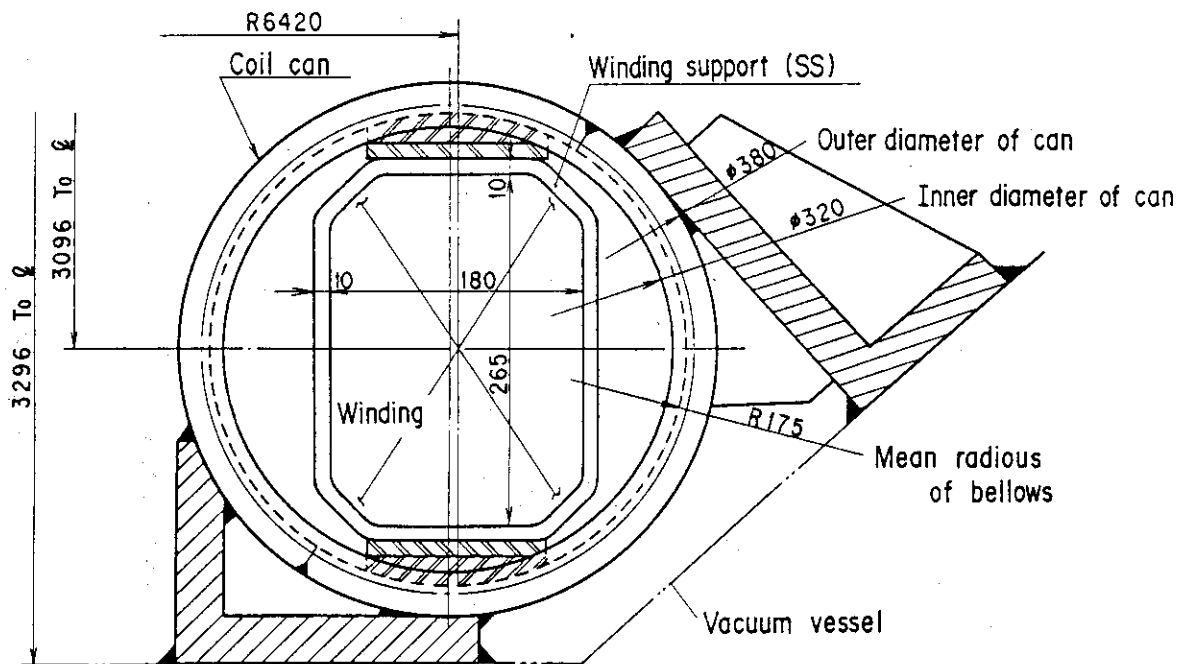


(a) Upper active coil

Fig. 2.48 Cross-section of active control coil



(a) Upper active coil



(b) Lower active coil

Fig. 2.49 Support concept of active control coil



## 2.7 まとめ

本年度のマグネット設計では、'86 FER(ACS) に比べてコイル設計の一層の合理化を目指した。Table 2.47 に設計条件を示す。'86 FER(ACS) に比べてより厳しい設計条件を設定した事により、'87 FER(ACS-M)においては装置規模は変えないでマグネットの機能アップ(誘導磁束量の増加とプラズマフレキシビリティ対応)が図られている。また、'87 FER(LRD)においては、ACS-M 炉に比べてさらにコイル設計の合理化を行い、装置サイズの増大をできるかぎり抑えた。マグネット設計結果の概要をTable 2.48 に示す。以下には、FER(ACS-M)の設計結果をまとめる。

### (a) TFコイル

Table 2.49 にTFコイル設計諸元を示す。最大磁界は12 T、巻線部での電流密度は $40 \text{ A/mm}^2$ である。内側遮蔽体の実効厚さは0.75 mに設定しており、最大核発熱率は $1.5 \text{ mw/cc}$ 、総核発熱率は35 kWである。TFコイルの総蓄積エネルギーは15.2 GJである。

Fig. 2.50 はTFコイルの全体構造を示す。TFコイル外側脚の位置は、TFコイル数12個、プラズマ境界での磁場リップル0.75%以下という条件より決定した。装置の小型化、低コスト化のため、TFコイル形状は理想的な一定張力のD形状よりもコイル高さが短い形状とした。TFコイルボア(導体中心での値)は高さ9.2 m、幅7.1 mであり、コイルのペリメーターは27 mである。

TFコイルの向心電磁力の支持には、中心支柱支持方式を用いた。中心支柱の厚さは0.22 mとした。TFコイルの面外電磁力の支持には、TFコイルの上部と下部にシェアパネルを設けるとともに、外側脚のコイル容器に補強リブを設けた。更に、TFコイル内側脚の直線部には、シェアキーを挿入する構造とした。なお、シェアパネルについては、その一部を切欠きPFリングコイルを設置可能な構造とした。これにより、半径の一番大きいリングコイルの起磁力の減少をねらった。

TFコイル構造材料は鉄鋼メーカーの協力を得て原研が開発してきた低温用材料 Japanese Cryogenic Steels (JCS) を用いた。コイル容器材料の許容応力は、 $\sigma_m = \text{Min} \{ 2\delta_y / 3, \delta_u / 2 \} = 800 \text{ MPa}$ とした。

また、繰返し回数 $2 \times 10^4$ 、コイル容器の初期欠陥2 mmとして、許容応力変動幅は $\Delta \delta_{\max} \leq 300 \text{ MPa}$ とした。TFコイル強度解析においては、特にコイル内側脚に焦点を当てて検討し、TFコイル容器の応力が上記の許容値内となるように各部の寸法を設定した。

Fig. 2.51 にTFコイル導体の設計諸元を示す。超電導線材は $(\text{NbTi})_x\text{Sn}$ を用い、導体構造は強制冷凍のケーブルインコンジット型式とした。ケーブル領域の断面積は $577 \text{ mm}^2$ 、ケーブル領域での電流密度は $71 \text{ A/mm}^2$ である。電磁力の支持を考え、コンジットの板厚は3.0 mmと設定した。ターン間絶縁材の厚みは1.0 mmである。Table 2.50 に、導体の基本パラメータの検討結果を示す。

## (b) P F コイル

P F コイルは、T F コイルの外周に 18 個配置した。中心部ソレノイドコイルの半径は 1.05 m、最も径の大きいリングコイルの半径は 9.0 m である。外側リングコイルの垂直方向の位置は、おもに炉本体構造物の分解・修理空間条件を考慮して、干渉しない位置に設定した。P F コイルのフープ電磁力は、導体内の S U S コンジットとターン間に共巻きした S U S テープのみで支持するものとした。ソレノイド部の軸方向電磁力は、支持棚を介して荷重支持柱と T F コイル内側脚にて支持した。リングコイルの軸方向電磁力は、T F コイルから支持し、必要ならばコイルケースを設けて補強した。

Table 2.5 1 に P F コイル設計諸元を示す。最大磁界は 12 T、巻線部での電流密度は  $30 \text{ A}/\text{mm}^2$  である。プラズマフレキシビリティ V 1 ~ V 6 の機能をもたせた時、P F コイルの総起磁力は 210 MAT である。

Fig. 2.5 2 に P F コイル導体の設計諸元を示す。12 T 用は  $(\text{NbTi})_3 \text{Sn}$ 、6 T 用は NbTi を用いた。導体は T F コイルと同様、ケーブルインコンジット型式である。

12 T 用の導体においては、ケーブル領域の断面積は  $500 \text{ mm}^2$ 、ケーブル領域での電流密度は  $80 \text{ A}/\text{mm}^2$  である。フープ電磁力の支持は、Fig. 2.5 2 に示す板厚 4.5 mm のコンジットとターン間に共巻きした S U S テープで行う。そのさいフープ電磁力による巻線部平均応力が  $350 \text{ MPa}$  以下となるように、S U S テープの板厚を設定した。ターン間絶縁材の厚みは 0.5 mm である。Table 2.5 2 に、導体の基本パラメータの検討結果を示す。

## (c) 熱設計

T F コイルおよび P F コイルに生ずる熱負荷は、冷凍系の容量を決定する上で重要な要因となる。熱負荷としては、A C 損失、核発熱、侵入熱を考えた。A C 損失と核発熱は時間的に変動するが、定常熱負荷の算出においては、熱放出時定数を考慮して運転周期の間の時間平均値またはピーク値を用いた。計算結果をまとめると、Table 2.5 3 となる。全熱負荷は  $71 \text{ kW} (\text{at } 4.5) + 4000 \text{ l/h}$  (液体ヘリウム) である。

冷凍・液化機系に要求される能力は、冷却重量 6000 トンの大型マグネットシステムを 2 ~ 4 週間に冷却可能なこと、および定常熱負荷を冷凍できる事である。定常熱負荷として変動する熱負荷の時間平均値を用いているため、冷凍系の容量算出においては 20 % のマージンを見込んだ。また、コイル巻線および支持構造体への超臨界圧ヘリウムの循環には、低温ポンプを用いた。Table 2.5 4 に冷凍系と低温ポンプの必要容量を示す。必要な冷凍機容量は  $100 \text{ kW}$ 、低温ポンプ流量は  $6 \text{ kg/s}$  である。

## (d) 制御コイル

プラズマ上下位置を制御するための制御コイル位置は、T F コイルボア内で真空容器と遮蔽体間の空間とした。上部と下部のコイルは独立に通電する方式とし、それぞれの電流容量は  $150 \text{ kAT}$  とした。これにより、プラズマ中心に生じる水平磁場は約  $0.01 \text{ T}$  である。

制御コイルのフープ電磁力は銀入り銅の導体のみで支持するものとし、上下方向電磁力はキャンを介して真空容器で支持するものとした。フープ応力は約  $50 \text{ MPa}$  である。実効値としての導体電流密度は  $1.5 \sim 3.3 \text{ A}/\text{mm}^2$  であり、導体の冷却は十分可能である。

制御コイルによるTFコイル位置での磁界は、最大0.03 Tである。磁場変化の周波数を10 Hzとすると最大の磁界変化率は1.9 T/sとなる。制御コイルとTFコイルの間にある真空容器による磁界シールド効果を考えると、磁界変化率は上記の値より小さくなる。TFコイル容器、シェアパネルに生ずるACロスは、概算で1.5 kWである。

Table 2.47 Design requirement for the FER concepts

	ACS	ACS-M	LRD
<u>Plasma</u>			
Elongation, K	1.7	1.7	2.0
Divertor	SND	SND	DND
Total volt-seconds, $\Delta\phi_{OH}$ (VS)	60	80	250
<u>Shield</u>			
Bulk shield thickness(m)	0.75	0.75	0.75
Radial build(plasma to TF), $\Delta$ (m)	1.13	1.13	1.03
<u>TF coil</u>			
Maximum field, $B_{max}$ (T)	12	12	12
Current density, $J_{pack}(J_{cav})^{(1)}$ (A/mm <sup>2</sup> )	35(10.6)	40(12.0)	40(10.7)
Fraction of winding ( $\theta$ direction)	0.65	0.60	0.75
Bucking cylinder thickness, $t_{BC}$ (m)	0.23	0.20	0.295
TF coil thickness in the inner leg, $t_{TF}$ (m)	0.677	0.629	0.540
<u>OH coil</u>			
Maximum field, $B_{max}$ (T)	10	12	14
Current density, $J_{pack}$ (A/mm <sup>2</sup> )	30	30	20

(1)  $J_{pack}$ : Winding-pack current density  
 $J_{cav}$ : Average current density over inner leg

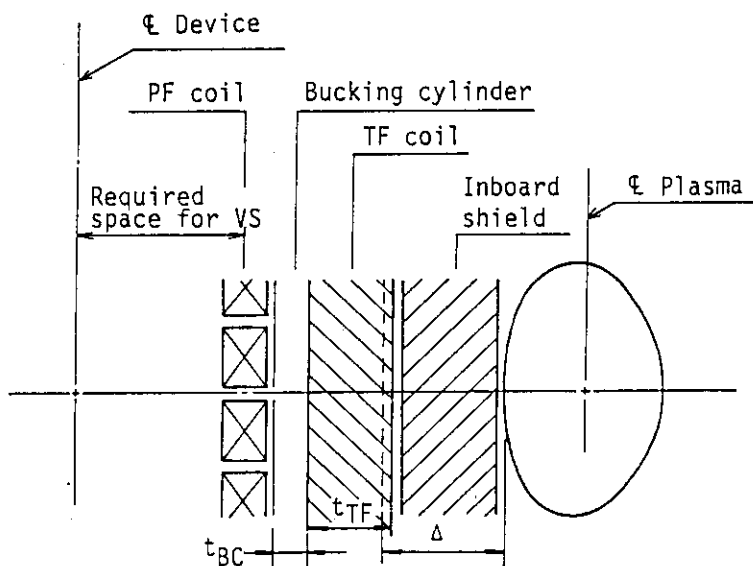


Table 2.48 Summary of design parameters of the FER magnet system

		ACS	ACS-M	LRD
<u>Plasma</u>				
Plasma major radius	(m)	4.42	4.42	5.48
Plasma minor radius	(m)	1.25	1.25	1.615
Plasma elongation		1.7	1.7	2.0
Plasma triangularity		0.2	0.2	0.4
Plasma current	(MA)	8.74	8.74	15.12
Field on plasma axis	(T)	4.61	4.90	5.17
<u>TF coil</u>				
Number of coils		12	12	12
Total current	(MAT)	102	108	142
Mean bore height	(m)	9.2	9.2	13.91
Mean bore width	(m)	7.1	7.1	8.5
Max. field at conductor	(T)	11.3	12.0	11.0
Total AT·m	(GAT·m)	2.74	2.90	4.87
Total stored energy	(GJ)	13.5	15.3	31.3
Winding-pack curr. density	(A/mm <sup>2</sup> )	36.3	40.0	40.0
Total nuclear heating	(kW)	35	35	90
<u>PF coil</u>				
Number of coils		18	18	20
Total current	(MAT)	149	210	201
Central solenoid radius	(m)	1.0	1.05	1.7
Largest ring coil radius	(m)	9.0	9.0	12.0
Max. field at conductor	(T)	11.7	12	14
Total AT·m	(GAT·m)	2.66	3.6	4.6
Total stored energy	(GJ)	6.3	7	11.8
<u>Magnet system weight</u>				
TF coil	(ton)	3935	4155	7075
PF coil	(ton)	910	1195	1490
Support structure	(ton)	560	570	770
Total weight	(ton)	5405	5920	9335
<u>Cryogenic system</u>				
Refrigerator capacity	(kW)	80	100	180
Cryogenic helium pump	(kg/s)	5.3	6	10

Table 2.49 TF coil parameters for the FER (ACS-M)

Coil parameters	FER (ACS-M)
Number of coils	12
Total current	108 MAT
Field on plasma axis	4.9 T
Plasma major radius	4.42 m
Toroidal field ripple at plasma edge	0.65 %
Mean radius of the inner leg	1.85 m
Mean radius of the outer leg	8.95 m
Mean bore height/width	9.2 m / 7.1 m
Mean perimeter	26.8 m
Maximum field	12.0 T
Total stored energy	15.3 GJ
Operating current	42 kA
Average winding-pack current density	42 A/mm <sup>2</sup>
Dump voltage	12 kV
Protection discharge time constant	5 s
Maximum nuclear heating	2.5 mW/cc
Total nuclear heating	35 kW
Maximum neutron fluence in superconductor	$2.2 \times 10^{17}$ n/cm <sup>2</sup>
Maximum atomic displacement in copper	$1.6 \times 10^{-4}$ dpa
Maximum dose in insulator	$1.6 \times 10^8$ rad

Table 2.50 TF coil winding - pack parameters for the FER (ACS-M)

Parameters	FER(ACS-M)
<u>Major parameters</u>	
Maximum field (T)	12
Superconductor	(NbTi) <sub>3</sub> Sn
Stabilizer	Cu
Operating current (kA)	42
Critical current at 5K (kA)	72
Strand diameter (mm)	0.865
Coil dump voltage (kV)	12
Max. hot-spot temperature (K)	100
<u>Winding pack parameters</u>	
Effective area of one turn (mm <sup>2</sup> )	999
Average current density, $J_{\text{pack}}$ (A/mm <sup>2</sup> )	42
Material fraction / current density (A/mm <sup>2</sup> )	
$f'_{\text{steel}} / J_{\text{steel}}$	0.30/139
$f'_{\text{ins}} / J_{\text{ins}}$	0.14/289
$f'_{\text{cond}} / J_{\text{cond}}$	0.33/125
$f'_{\text{He}} / J_{\text{He}}$	0.22/188
<u>Conductor cable-space parameters</u>	
Cable-space cross section (mm <sup>2</sup> )	555
Average current density, $J_{\text{w}}$ (A/mm <sup>2</sup> )	75
Fraction of conductor in the cable space, $f_{\text{cond}}$	0.6
Fraction of helium in the cable space, $f_{\text{He}}$	0.4
Fraction of copper in the conductor, $f_{\text{cu}}$	0.6
Non-copper current density, $J_{\text{sc}}$ (A/mm <sup>2</sup> )	314
Copper current density, $J_{\text{cu}}$ (A/mm <sup>2</sup> )	209

Table 2.51 PF coil parameters for the FER (ACS - M)

Coil parameters	FER(ACS-M)
Plasma major radius	4.42 m
Plasma minor radius	1.25 m
Plasma current	8.7 MA
Total volt-seconds required	75 Vs
Number of coils	18
Total ampere turns	210 MAT
Mean radius of central solenoid	1.05 m
Mean radius of largest ring coil	9.0 m
Maximum field	12.0 T
Total stored energy	7 GJ
Operating current	40 kA
Average winding-pack current density	30 A/mm <sup>2</sup>
Maximum dump voltage	20 kV
Maximum field rise	3 T/s
Break-down voltage	10V for 1 s



Table 2.52 Control solenoid coil winding - pack parameters for the FER (ACS - M)

Parameters	FER(ACS-M)
<u>Major parameters</u>	
Maximum field (T)	12
Superconductor	(NbTi) <sub>3</sub> Sn
Stabilizer	Cu
Operating current (kA)	40
Critical current at 5 K (kA)	65
Strand diameter (mm)	0.91
Coil dump voltage (kV)	20
Max. hot-spot temperature (K)	100
<u>Winding pack parameters</u>	
Effective area of a turn (mm <sup>2</sup> )	32.5 × 41
Average current density, J <sub>pack</sub> (A/mm <sup>2</sup> )	30
Material fraction / current density (A/mm <sup>2</sup> )	
f' <sub>steel</sub> / J <sub>steel</sub>	0.55/52
f' <sub>ins</sub> / J <sub>ins</sub>	0.08/399
f' <sub>cond</sub> / J <sub>cond</sub>	0.23/133
f' <sub>He</sub> / J <sub>He</sub>	0.15/200
<u>Conductor cable-space parameters</u>	
Cable-space cross section (mm <sup>2</sup> )	500
Average current density, J <sub>w</sub> (A/mm <sup>2</sup> )	80
Fraction of conductor in the cable space, f <sub>cond</sub>	0.6
Fraction of helium in the cable space, f <sub>He</sub>	0.4
Fraction of copper in the conductor, f <sub>cu</sub>	0.6
Non-copper current density, J <sub>sc</sub> (A/mm <sup>2</sup> )	333
Copper current density, J <sub>cu</sub> (A/mm <sup>2</sup> )	222

Table 2.53 Total cryogenic system heat load for the FER (ACS - M)

Conduction and radiation	4 kW
Joint loss	3 kW
AC loss	14 kW
Pump loss	6 kW
Nuclear heating	44 kW
Current lead	4 kℓ/h
<b>Total heat load</b>	<b>71 kW + 4 kℓ/h</b>

Table 2.54 Cryogenic system capacity required for the FER (ACS - M)

<u>Refrigerator/Liquefier</u>	
Refrigerator capacity	100 kW at 4.5 K
Cooling weight	6000 ton
Cool-down time	2 ~ 4 weeks
<u>Cryogenic helium pump</u>	
Flow rate	6 kg/s
Supply pressure	10 atm
Return pressure	8 ~ 9 atm

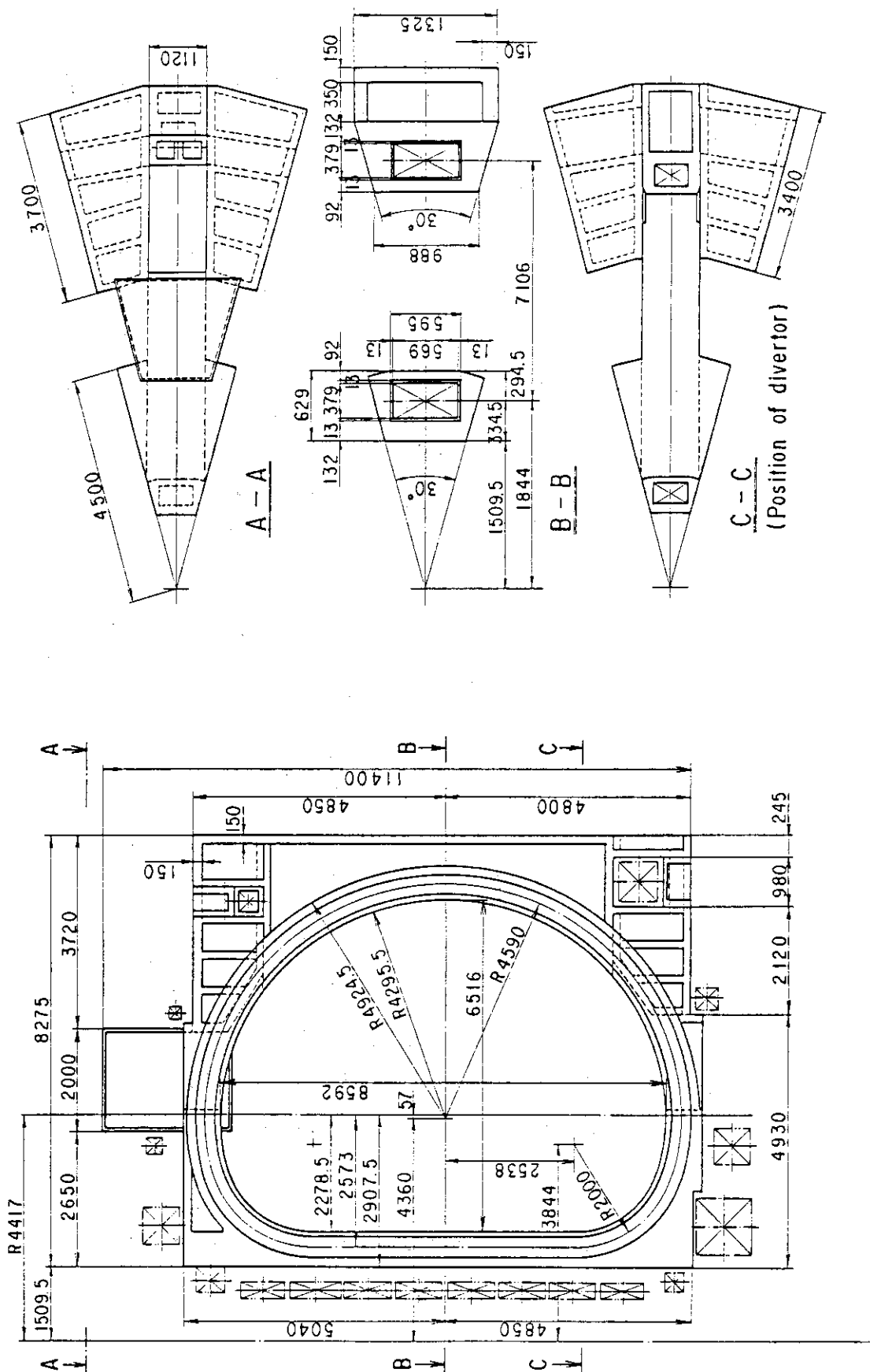
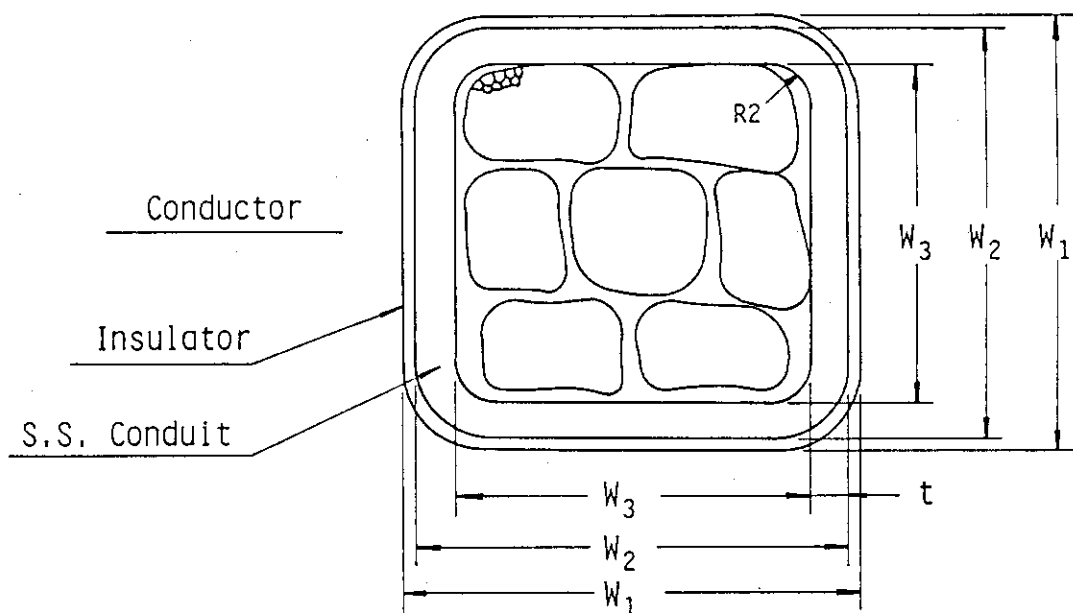


Fig. 2.50 TF coil structure for the FER (ACS - M)

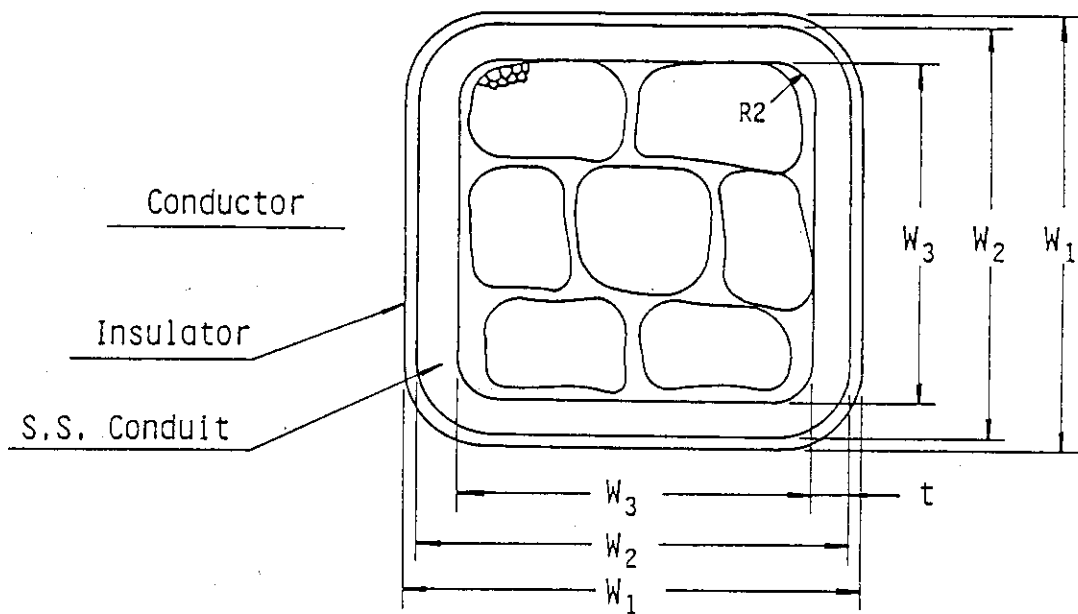


$B_{max}$	(T)	12
$I_{op}$	(kA)	41.8
$J_{jack}$	(A/mm <sup>2</sup> )	42
$A_w^{(1)}$	(mm <sup>2</sup> )	555
$A_{ss}^{(2)}$	(mm <sup>2</sup> )	300
$W_1$	(mm)	31.6
$W_2$	(mm)	29.6
$W_3$	(mm)	23.6
$t$	(mm)	3.0

(1)  $A_w$  : Cross-sectional area of cable space

(2)  $A_{ss}$ : Cross-sectional area of ss conduit

Fig. 2.51 Characteristics and dimensions of TF coil conductor



$B_{max}$	(T)	12	6
$I_{op}$	(kA)	40	40
$J_{pack}$	(A/mm <sup>2</sup> )	38	44
$A_w^{(1)}$	(mm <sup>2</sup> )	500	400
$A_{ss}^{(2)}$	(mm <sup>2</sup> )	456	405
$W_1$	(mm)	32.5	30
$W_2$	(mm)	31.5	29
$W_3$	(mm)	22.5	20
$t$	(mm)	4.5	4.5

(1)  $A_w$  : Cross-sectional area of cable space

(2)  $A_{ss}$  : Cross-sectional area of ss conduit

Fig. 2.52 Characteristics and dimensions of PF coil conductor

### 3. データベースおよび重要課題の検討

#### 3.1 まえがき

本章では、マグネット設計に係わる重要技術課題の検討結果をまとめる。検討にあたっては、次の項目に留意した。

- ① マグネット設計の一層の合理化，装置高性能化を図るための方策，設計パラメータを明確にする。
- ② プラズマ，他設備との取合い条件，関係を明確にする。すなわち，マグネットにとっての外部条件が変化した場合に，マグネット諸元に与える影響，設計の厳しさを明らかにする。
- ③ マグネット設計の考え方，手法，基準を明らかにする。
- ④ マグネット設計上いくつかのオプションがある場合には，その得失を評価し，選択理由を明確にする。
- ⑤ データベース，およびマグネット設計上の不明確な点を明らかにする。それにより，今後の設計，R & Dの課題を明確にする。

具体的な検討項目は以下である。

- (i) コイル設計
  - 変動磁界AC損失と導体安全性の関係
  - 変動磁界AC損失による冷凍機熱負荷
  - コイル保護と安定化材の電流密度の関係
  - $(\text{NbTi})_3\text{Sn}$ の超電導特性
  - 巻線部平均電流密度の基準設定
  - 必要供給磁束量とOHコイル設計基準の関係
- (ii) コイル構造設計
  - 応力評価法と許容応力
  - 巻線部の剛性評価
  - 内圧に対するコンジット強度検討
  - TFコイル容器応力計算簡易式の検証
  - 中心支柱支持方式とウェッジ支持方式の比較
- (iii) 支持構造設計
  - 中心支柱の座屈強度の検討
  - 支持脚の検討
- (iv) コイル熱設計
  - 許容核発熱率の評価
  - 低温ポンプと常温圧縮機の比較

- コイル熱負荷に対する冷凍機容量の設定
- (V) 制御コイル設計
  - 制御コイル主要仕様の設定

検討にあたっては、特定の炉型にこだわらず、なるべく広範なパラメータスタディを行った。それにより、マグネット設計および他システムとの取合い条件について、一般的な指針を得るように努めた。

### 3.2 コイル設計

#### 3.2.1 交流損失解析

冷凍液化機の容量を策定する上で超電導マグネットに発生する交流損失を正確に求めることは重要なことである。以下に強制冷凍型超電導々体を用いた超電導マグネットの交流損失計算手順を示す。

##### 3.2.1.1 交流損失計算手法

###### (1) 磁場結合係数 $f$ の決定

磁場結合係数  $f$  (flux linkage factor) とは線材内部の超電導部が外部磁場に対して反磁性となり、実質的に内部磁場を減少させる効果を表わす係数で、磁場の強さにより以下のように求められる。

$$f \cdot \dot{B}_i = \dot{B}_i - \lambda \dot{M} = (1 - \lambda \mu_s) \dot{B}_i \quad \dots \dots \dots (3.2.1-1)$$

- ここで、
- $\lambda$  : 超電導占積率
  - $M$  : 磁化
  - $B_i$  : 線材内部磁場
  - $\mu_s$  : 比透磁率
  - $\mu_s = \frac{2}{3}$  for  $B_m < B_c$  (低磁場領域)
  - $\mu_s = 0.4$  for  $B_m > B_c$  (高磁場領域)
- 但し、
- $B_m$  : 超電導線に印加される磁場の最大値
  - $B_c$  : 磁化損失の臨界磁場

###### (2) 誘起電流回路および時定数の決定

外部印加磁界により超電導々体およびコイルケースに発生する誘導電流の回路を決定し、各回路の減衰時定数  $\tau_i$  を決定する。基本的な誘導電流回路モデルに対する減衰時定数  $\tau_i$  の評価式を Table 3.1 「交流損失評価式」に示す。コイル全体の時定数は次式のように表わされる。

$$\tau = \sum_i \tau_i \quad \dots \dots \dots (3.2.1-2)$$

式 (3.2.1-1) の磁場結合係数を考慮すると、有効時定数  $\tau_{eff}$  は次式のように表わされる。

$$\tau_{eff} = f \cdot \tau \quad \dots \dots \dots (3.2.1-3)$$

(3) 外部変化磁界  $B_e$  より内部変化磁界  $B_i$  を求める方法

外部変化磁界  $B_e$  と超電導コイルの内部変化磁界  $B_i$  は式 (3.2.1-3) の有効時定数  $\tau_{eff}$  を介して磁界拡散方程式を解くことにより次のように関係づけられる。

$$B_i + \tau_{eff} \cdot \dot{B}_i = B_e \quad \dots\dots\dots (3.2.1-4)$$

$$B_i(t) = \frac{1}{\tau_{eff}} e^{-\frac{t}{\tau_{eff}}} \int_0^t e^{\frac{s}{\tau_{eff}}} B_e(s) ds \quad \dots\dots\dots (3.2.1-5)$$

(4) 最大内部変化磁界  $B_{im}$  により磁化損失を求める方法

内部変化磁界  $B_i$  の最大値は式 (3.2.1-5) より求められるが、一例として外部変化磁界  $B_e$  が立上り時間  $T$ 、立下り時間  $T$  の三角波の場合、次式のように表わされる。

$$B_{im} = B_e \left\{ 1 - \frac{\tau_{eff}}{T} \left( 1 - e^{-\frac{T}{\tau_{eff}}} \right) \right\} \quad \dots\dots\dots (3.2.1-6)$$

これより超電導線材の内部変化磁界の最大値  $B_{im}$  が求まれば1パルス当りの磁化損失は Table 3.1 の Hysteresis loss 項を用いて計算することが出来る。

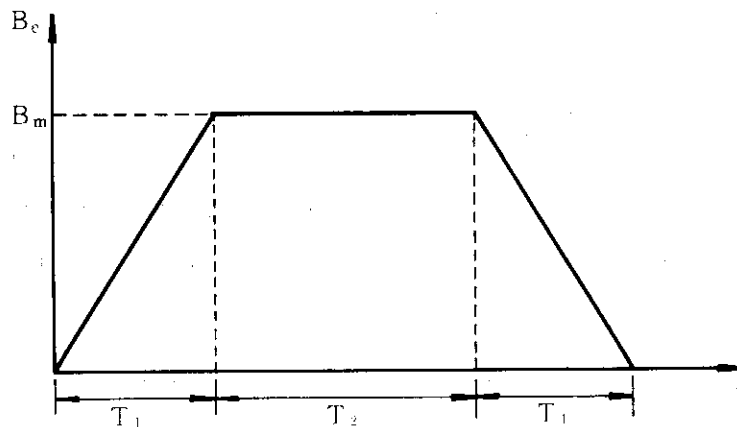
(5)  $\dot{B}_i$  により渦電流損失及び結合電流損失を求める方法

ある時刻における内部磁界変化率  $\dot{B}_i$  が求められれば、誘起電流が求まりその時刻における渦電流損失と結合電流損失が求められる。基本的な強制冷凍型超電導々体およびコイルケースに対しては評価式が解析的に導出されており、それらを Table 3.1 に示す。実際に損失を計算する場合は、1パルス当りの時間積分値  $Q$  が重要で

$$Q \propto \int_{1 \text{ cycle}} \dot{B}_i^2 dt \quad \dots\dots\dots (3.2.1-7)$$

を求める必要がある。

例えば外部変化磁界の変動パターンが右図のように立上げ、立下げ時間が  $T_1$ 、フラットトップ  $T_2$  で最高印加磁界  $B_m$  とした場合、





$$Q^* = \frac{\tau_{eff}}{B_m^2} \int_{1\ cycle} \dot{B}_i^2 dt$$

$$= \frac{\tau_{eff}}{T_1} \left\{ 2 - 2 \frac{\tau_{eff}}{T_1} \left( 1 - e^{-\frac{\tau_{eff}}{T_1}} \right) - \frac{\tau_{eff}}{T_1} \left( 1 - e^{-\frac{T_1}{\tau_{eff}}} \right)^2 e^{-\frac{T_2}{\tau_{eff}}} \right\}$$

..... ( 3.2.1-8 )

と表わされる。これより  $\int_{1\ cycle} B_i^2 dt = \frac{B_m^2}{\tau_{eff}} Q^*$  を用いて、1パルス当りの渦電流損失

と結合電流損失を次式により求めることが出来る。

渦電流損失 :  $Q_e = C_e \cdot Q^* \cdot \frac{\tau_e}{\tau_{eff}} \cdot \frac{B_m^2}{2\mu_0} \cdot A_c$  ..... ( 3.2.1-9 )

フィラメント

結合損失 :  $Q_c = C_c \cdot Q^* \cdot \frac{\tau_c}{\tau_{eff}} \cdot \frac{B_m^2}{2\mu_0} \cdot A_{SCB}$  ..... ( 3.2.1-10 )

ストランド

結合損失 :  $Q_s = C_s \cdot Q^* \cdot \frac{\tau_c}{\tau_{eff}} \cdot \frac{B_m^2}{2\mu_0} \cdot A_{ST}$  ..... ( 3.2.1-11 )

磁化損失 :  $Q_h = \Gamma(B) \cdot \frac{B_m^2}{2\mu_0} \cdot A_{SC}$  ..... ( 3.2.1-12 )

従って超電導コイルの1パルス当りの交流損失の合計は次式のように表わされる。

$$Q_{tot} = Q_e + Q_c + Q_s + Q_h \text{ ( Joule/Cycle \cdot m )} \text{ ..... ( 3.2.1-13 )}$$

### 3.2.1.2 超電導々体の交流損失

Fig.3.1, Table 3.2 に示す'87年度FER用超電導体(TFコイル用)について、3.2.1.1項の交流損失計算手法に従って求めた結果をFig.3.2~Fig.3.4に示す。

Fig.3.2とFig.3.3はそれぞれ導体長手方向に対し垂直変動磁界 $B_{pv}$ と平行変動磁界 $B_{pp}$ が任意の時間巾で印加された時に導体に発生する交流損失を求めたものである。但しいずれの場合もトロイダル磁界のような静的な磁界 $B_t$ は0として計算している。これらの図から分るよ  
うに変動磁界の成分により発生する交流損失の大きさが異なり、 $B_{pv}$ は $B_{pp}$ に比較して、 $B=5T$ ,  $\dot{B}=5T/S$ の場合、30倍程度大きい。また発生する交流損失は変動時間が短い程一定に漸近しているが、これは外部磁界の変動が速いため内部磁界の変動が追従できないことに起因している。このように磁界拡散に影響が表われる変動時間は垂直変動磁界と平行変動磁界とでそれぞれ $T_{BV}=10\text{msec}$ ,  $T_{BP}=0.1\text{msec}$ 以下となっている。一方変動時間が長い場合、即ち準静的に外部磁界が変動すると考えられる場合、交流損失は磁化損失に起因するある一定

定値に収束する。外部磁界が準静的に変動すると見なし得る変動時間は垂直変動磁界と平行変動磁界でそれぞれ  $T_{BV}=10 \text{ sec}$ ,  $T_{BP}=0.1 \text{ sec}$  以上となっている。尚、図中に各静的印加磁界  $B_t=0 \text{ T}$ ,  $6 \text{ T}$ ,  $12 \text{ T}$  の場合の本導体の安定性マージンを並記しておく。

次に、静的印加磁界の影響を示す。垂直および平行する変動磁界の振幅が  $1 \text{ T} \sim 10 \text{ T}$ , 磁界変化速度が  $1 \text{ T/S} \sim 10 \text{ T/S}$  の範囲で、外部静的印加磁界を  $0 \text{ T}$  から  $14 \text{ T}$  まで振って発生する交流損失を Fig. 3.4 に示す。同時に本導体の安全性マージンの磁界依存性も並記する。これによると交流損失は低磁界側で大きく高磁界側で小さくなっており、この原因として磁気抵抗効果のため高磁界側で損失定数が小さくなったことが上げられる。交流損失の静的印加磁界依存性は比較的小さい。例えば静的印加磁界が  $0 \text{ T}$  から  $14 \text{ T}$  まで変化した場合、垂直および平行変動磁界による交流損失は、それぞれ  $0.14 \sim 0.6$  倍および  $0.12 \sim 0.8$  倍程度に減少することが分る。

以上'87年FERのTFコイル用超電導々体の変動磁界による交流損失特性の計算結果を示したが、この図により印加可能な変動磁界が求められる。次にACS-MとLRDのプラズマディスラプション時に導体に発生する交流損失を計算し、導体の安定性を検討した。プラズマディスラプション時にTFコイルに表われる変動磁界の最大振幅はACS-M, LRDでそれぞれ ( $B_{pv}=-0.689 \text{ T}$ ,  $B_{pp}=1.4091 \text{ T}$ ), ( $B_{pv}=0.0 \text{ T}$ ,  $B_{pp}=-2.14 \text{ T}$ ) となる。変動時間を  $1 \sim 1000 \text{ msec}$  として導体に発生する交流損失を求めたものを Fig. 3.5 と Fig. 3.6 に示す。この図によれば、プラズマディスラプション時間が  $1 \text{ msec}$  であっても導体に発生する交流損失は安定性マージン  $\Delta H$  以下であるので、TFコイル導体がクエンチすることは無い。但し、この場合、コイルケース、コイルサポートに発生する交流損失を考慮に入れていないので、コイルのクエンチに関しては更に検討する必要がある。

### 3.2.1.3 超電導コイルの交流損失

上記の交流損失計算手法を用いてTFコイル及びPFコイルの交流損失を算出した。但しPFコイルの導体はTFコイルと同一の導体を用いて計算した。TFコイルの交流損失を計算する場合、計算に用いた変動磁界はコイル巻線部の中心とし、コイルペリメータに沿ってACS-Mの場合は48点、LRDの場合68点を採用した。またコイルケースの寸法は構造材の面積が同一となるように厚みを決定し、外形は長方形に換算した。一方PFコイルはコイル周方向の磁界は一定なのでコイル断面積を9等分し、各メッシュの中心における変動磁界を求めて交流損失を計算し、PFコイル全体の交流損失としては各メッシュの交流損失を周長倍して求めた。

以上の計算結果をTable 3.3 に示す。ここにはACS-Mの7種類のフレキシビリティとLRDについて検討したが、ACS-Mの基準運転モードのReferenceに関してはTFコイルの交流損失が  $430 \text{ W}$ , PFコイルの交流損失が  $770 \text{ W}$ , 合計  $1.2 \text{ kW}$  の交流損失となった。この計算値にはコイル支持構造物(中心支柱, シェアパネル等)の交流損失が含まれていない。ACS-Mの7種類のフレキシビリティの中で単位時間の平均発熱量の最大のものは Inductive 2 の  $15.89 \text{ kW}$  となり、最小のものはReferenceの  $1.2 \text{ kW}$  となっている。また、1サイクルにおける全発熱量が最大のものは Inductive 1 の  $1.36 \text{ MJ}$  で、最小のものは High  $\kappa$  の  $0.87 \text{ MJ}$  となっている。一方LRDの全発熱量は  $6.5 \text{ MJ}$ , 単位時間の平均発熱量は  $3.1 \text{ kW}$  となり、装置が大型化したために交流損失が増加したものと考えられる。ACS-Mおよび

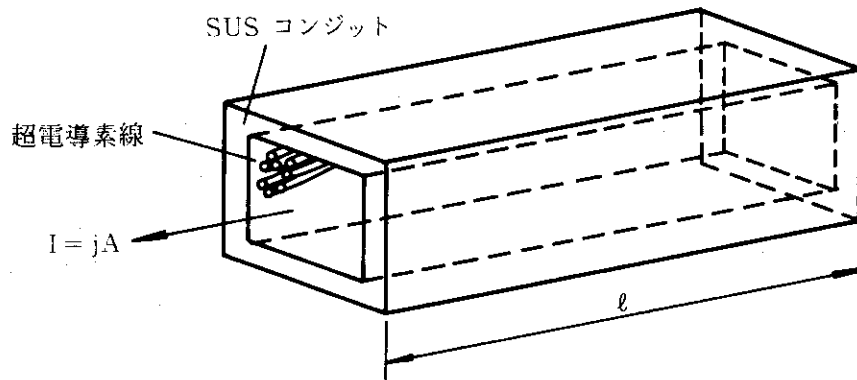
L R Dの1サイクル中の各ステップにおけるT FコイルおよびP Fコイルの交流損失による発熱の状態をFig. 3.7～Fig. 3.17に示す。

### 3.2.2 コイル保護解析

一般に超電導マグネットはクエンチが発生した場合、コイルに蓄積されたエネルギーを外部に設けられた放電抵抗で放出し、コイルの破損から保護されるシステムとなっている。放出時間が速い程、即ち放電抵抗値を高くする程コイル内で消費されるエネルギーは少なくなり、コイル導体の温度上昇を低く押えられ、熱応力によるコイル絶縁の破損は避けられる。一方放電抵抗値を高くすれば電流遮断時に発生するコイル両端電圧が大きくなり、コイル絶縁耐電圧の限界で制限を受ける。このようにコイル保護の立場からはコイル導体の最高到達温度を100 kに押え、コイル絶縁耐電圧を20 kV以下にするように調和の取れた設計を行う必要がある。そこでクエンチ後の導体の温度上昇をHot spot model (断熱モデル)で算出し、コイル蓄積エネルギー、コイル両端電圧および安定化材の電流密度の関係について検討する。

コイルの任意の部分で常電導遷移が発生したとすると、この箇所における熱のバランスは次式のようになる。

$$I^2 R dt = \sum_i \gamma_i C_i(T) V_i dT \dots\dots\dots (3.2.2-1)$$



$$A = A_{cond} + A_{He} + A_{SUS} + A_{ins}$$

$$A_{cond} = A_{cu} + A_{sc}$$

$$R = \rho_{cu} \cdot \frac{l}{A_{cu}}$$

- ここで、
- I : コイル定格電流 [ A ]
  - J : コイル平均電流密度 [ A/m<sup>2</sup> ]
  - A : 導体断面積 [ m<sup>2</sup> ]
  - A<sub>cond</sub> : 超電導素線断面積 [ m<sup>2</sup> ]
  - A<sub>cu</sub> : 超電導素線内の安定化銅断面積 [ m<sup>2</sup> ]

- $A_{sc}$  : 超電導素線内の超電導材断面積 [ m<sup>2</sup> ]
- $A_{He}$  : 冷媒流路断面積 [ m<sup>2</sup> ]
- $A_{SUS}$  : 導体コンジット断面積 [ m<sup>2</sup> ]
- $A_{ins}$  : 導体絶縁断面積 [ m<sup>2</sup> ]
- $\gamma$  : 比重 [ kg/m<sup>3</sup> ]
- $C(T)$  : 比熱 [ J/kg·k ]
- $V$  : 体積 [ m<sup>3</sup> ]
- $i$  : 各構成物質 cu, sc, He, SUS, insulator
- $\rho_{cu}$  : 安定化銅比抵抗 [  $\Omega \cdot m$  ]

式(3.2.2-1)を変形して,

$$\int_0^t j^2 A^2 \cdot \rho_{cu}(T) \cdot \frac{l}{A_{cu}} dt = \int_{T_b}^{T_m} \sum_i \gamma_i C_i(T) V_i dT$$

$$\therefore \int_0^t j^2 A^2 dt = \int_{T_b}^{T_m} \sum_i \frac{A_{cu} \cdot V_i}{l} \cdot \frac{\gamma_i C_i(T)}{\rho_{cu}(T)} dT \quad \dots\dots\dots (3.2.2-2)$$

となる。ここでクエンチ後の電流は抵抗の低い安定化銅のみ流れ、Joule 発熱が安定化銅のみで発生すると考えれば式(3.2.2-2)は次式のように変形される。

$$u(T_m) = \int_0^t j_{cu}^2(t) dt = \sum_i \int_{T_0}^{T_m} \frac{A_i}{A_{cu}} \cdot \frac{\gamma_i C_i(T)}{\rho_{cu}(T)} dT \quad \dots\dots\dots (3.2.2-3)$$

正確な導体温度の上昇を求めるには式(3.2.2-3)を用いれば良いがここでは簡略化して安定化銅、超電導材および冷媒のみを考慮に入れて式(3.2.2-3)を次のように変形する。

$$u(T_m) = \int_0^t j_{cu}^2(t) dt = \int_{T_b}^{T_m} \frac{\frac{A_{He}}{A_{cu}} \gamma_{He} C_{He}(T) + \gamma_{cu} C_{cu}(T) + \frac{A_{sc}}{A_{cu}} \gamma_{sc} C_{sc}(T)}{\rho_{cu}(T)} dT$$

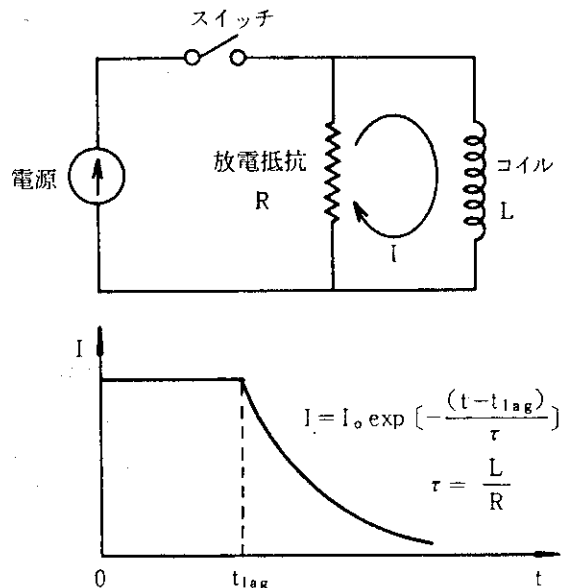
..... (3.2.2-4)

一方、保護回路と遮断までの時間遅れ  $t_{lag}$  とコイル電流の減衰条件を考慮して、式(3.2.2-4)の第2項は

$$\int_0^\infty j_{cu}^2(t) dt = j_0^2 \cdot \left( t_{lag} + \frac{\tau}{2} \right)$$

..... (3.2.2-5)

となる。



ここで式(3.2.2-4)より

$$u(T_m) = \frac{A_{He}}{A_{Cu}} u_1(He) + u_2(Cu) + \frac{A_{sc}}{A_{Cu}} u_3(sc) \dots\dots\dots (3.2.2-6)$$

$$u_1(He) = \int_{T_b}^{T_m} \frac{\gamma_{He} \cdot C_{He}(T)}{\rho_{Cu}(T)} dt, \quad u_2(Cu) = \int_{T_b}^{T_m} \frac{\gamma_{Cu} \cdot C_{Cu}(T)}{\rho_{Cu}(T)} dt,$$

$$u_3(sc) = \int_{T_b}^{T_m} \frac{\gamma_{sc} \cdot C_{sc}(T)}{\rho_{Cu}(T)} dt$$

と変形し、Fig.3.18に  $u(T_m)$ ,  $u_1(He)$ ,  $u_2(Cu)$ ,  $u_3(SC)$  を温度の関数として示した。これから導体温度が50k以下の場合、冷媒の熱容量が有効に寄与しているのに対し、50k以上では安定化銅、超電導材の熱容量が寄与することが分る。一方 Joule 発熱を表わす式(3.2.2-5)を安定化銅の電流密度  $j_0 = 100 \text{ MA/m}^2 \sim 250 \text{ MA/m}^2$  まで変化させ、コイル減衰時定数  $\tau = 5 \text{ sec}$ ,  $10 \text{ sec}$  とした場合について Fig.3.19 に示す。但しこの場合、クエンチ検出時間の遅れは無いものとしている。この図から分ることは時定数  $\tau = 5 \text{ sec}$  の場合、クエンチからほぼ10秒後に導体への発熱は完了していることである。一方時定数  $\tau = 10 \text{ sec}$  の場合ほぼ20秒で一定値に漸近している。

Fig.3.18 および Fig.3.19 の2つのグラフからクエンチ後の導体の最高到達温度を求めることができる。例えば、安定化銅の初期電流密度  $j_0 = 200 \text{ MA/m}^2$  とし、電流減衰時定数  $\tau = 5 \text{ sec}$  とすれば、 $\int_0^\infty j_{cu}^2 dt = 10^{17} (\text{A}^2 \cdot \text{s/m}^4)$  が求められ、 $u(T_m) = 10^{17} (\text{A}^2 \cdot \text{s/m}^4)$  から Fig. 3.18 を用いて導体最高到達温度  $T_m = 80 \text{ k}$  が求められる。Fig. 3.20 は  $j_0 = 200 \text{ MA/m}^2$ ,  $\tau = 5 \text{ sec}$  の場合クエンチ検出時間の遅れが  $t_{lag} = 0, 1, 2 \text{ sec}$  の各ケースについて  $\int_0^t j_{cu}^2(t) dt$  を計算したものであるが、それぞれの導体最高到達温度は、80k, 120k, 180k となる。従ってクエンチの検出時間の遅れは導体最高到達温度  $T_m = 100 \text{ k}$  以下に抑えるためには0.5 sec 以下にする必要がある。安定化銅の電流密度  $j_0 = 200 \text{ MA/m}^2$  の場合の導体温度の時間変化を、 $t_{lag} = 0 \text{ sec}$ ,  $1 \text{ sec}$  および  $\tau = 5 \text{ sec}$ ,  $10 \text{ sec}$  について Fig.3.21 に示す。また安定化銅の電流密度を導体最高到達温度、コイル電流減衰時定数およびコイル蓄積エネルギーでプロットしたものを Fig.3.22~Fig.3.24 に示す。先づ Fig.3.22 から最高到達温度  $T_m = 100 \text{ k}$  と規定すればコイル減衰時定数が  $\tau = 1 \text{ sec}$ ,  $5 \text{ sec}$ ,  $10 \text{ sec}$  の場合、安定化銅許容電流密度はそれぞれ  $j_0 = 500 \text{ MA/m}^2$ ,  $225 \text{ MA/m}^2$ ,  $160 \text{ MA/m}^2$  であることが分る。Fig.3.23 は最高到達温度を  $T_m = 50 \text{ k}$ ,  $100 \text{ k}$ ,  $200 \text{ k}$ ,  $300 \text{ k}$  に固定し、安定化銅電流密度をコイル減衰時定数の関数として表わしている。一方 Fig.3.24 は導体最高到達温度  $T_m = 100 \text{ k}$  に固定し、安定化銅電流密度をコイル蓄積エネルギーの関数として表している。TFコイルの定格電流とコイル蓄積エネルギーは、ACS-M炉の設計において、 $I_d = 41.75 \text{ kA}$ ,  $E = 1.275 \text{ GJ/coil}$ , LRD炉の設計において  $I_d = 39.37 \text{ kA}$ ,  $E = 2.783 \text{ GJ/coil}$  となっている。従ってクエンチ時の導体最高到達温度  $T_m = 100 \text{ k}$  を満足するためには、クエンチ検出の時間遅れが無いと仮定し、またコイル両端電圧が20kV可能と仮定すれば、Fig.3.24

より安定化銅の許容電流密度およびコイル減衰時定数はACS-Mで  $j_c^a = 390 \text{ MA/m}^2$ ,  $\tau = 3.1 \text{ sec}$ , LRDで  $j_c^a = 190 \text{ MA/m}^2$ ,  $\tau = 7.1 \text{ sec}$ となる。一方ACM-MおよびLRDのTFコイルの導体の安定化銅の断面積は  $A_{cu} = 200 \text{ mm}^2$ であり, 各ケースの安定化銅電流密度は  $j_c = 208.75 \text{ MA/m}^2$ と  $196.85 \text{ MA/m}^2$ となっている。ACS-Mは安定化銅の電流密度に余裕があるため, コイル両端電圧を下げ, 時定数を長くすることが可能である。LRDの場合は安定化銅の電流密度が許容値を越えているので導体最高到達温度  $T_m$  は  $100 \text{ K}$ を少し越えることになる。

### 3.2.3 $(\text{NbTi})_3\text{Sn}$ 特性

'87年FERの超電導コイルの設計を行うに当たり, 採用する  $(\text{NbTi})_3\text{Sn}$  の超電導特性を各種文献から調査し, Fig.3.25 および Fig.3.26 にまとめた。本年度設計に用いた  $(\text{NbTi})_3\text{Sn}$  の超電導特性は, Ref.[4](C.D. Henning et al, TIBER Final Design Report, Nov. 1, 1985, p105) とほぼ一致した値を用いている。

### 3.2.4 導体設計の考え方

超電導コイルの巻線部平均電流密度の基準設定は炉構造に大きな影響を与える因子であるが, 多くのパラメータに依存する量であり従来設計者の経験に依存するところが大きかった。ここでは, 巻線部平均電流密度の基準設定の一つの考え方を述べる。

巻線部平均電流密度 ( $j_{\text{pack}}$ ) は次式で表わされる,

$$j_{\text{pack}} = \frac{I_{\text{op}}}{A_{\text{pack}}} = \frac{I_{\text{op}}}{A_w + A_{ss} + A_{ins}}$$

$$= \frac{1}{A_w/I_{\text{op}} + A_{ss}/I_{\text{op}} + A_{ins}/I_{\text{op}}}$$

$$= \frac{1}{1/j_w + 1/j_{ss} + 1/j_{ins}} \dots\dots\dots (3.2.4-1)$$

- $I_{\text{op}}$  : 運転電流
- $A_{\text{pack}}$  : 巻線部全断面積
- $A_w$  : 巻線部全断面積のうちコンジット内断面積
- $A_{ss}$  : " コンジット部断面積
- $A_{ins}$  : " 絶縁部材断面積
- $j_{\text{pack}}$  : 巻線部平均電流密度
- $j_w$  : コンジット内平均電流密度
- $j_{ss}$  : コンジット部平均電流密度
- $j_{ins}$  : 絶縁部材部平均電流密度

上式に於いて  $1/j_w$ ,  $1/j_{ss}$ ,  $1/j_{ins}$  は巻線部に占めるコンジット内断面積, コンジット部断面積, 絶縁部材断面積の占める割合の指標となる。 $1/j_w$  は超電導線特性, 安定性, コイル保護にかかわり,  $1/j_{ss}$  は導体の機械的強度, 製作性にかかわるものであり,  $1/j_{ins}$  はコイル絶縁特性にかかわるものである。(3.2.4-1)式に於て,  $j_w$ ,  $j_{ss}$ ,  $j_{ins}$  を高くすれば, コイル平均電流密度 ( $j_{pack}$ ) は高くなるが, 各  $j$  のうち最も低いものが律則となるので, 各  $j$  を協調をとって向上させることが必要である。

$j_{ins}$  は導体の耐電圧特性, 大きさに依存する量であるが以下の検討では簡単のため巻線部に占める割合を一定 (10%) と仮定する。この割合を  $f_{ins}$  とすると (3.2.4-1) 式は次式となる。

$$j_{pack} = \frac{1 - f_{ins}}{1/j_w + 1/j_{ss}} \dots\dots\dots (3.2.4-2)$$

(1) コンジット内平均電流密度  $j_w$

コンジット内平均電流密度  $j_w$  は次式で与えられる。

$$j_w = \frac{I_{op}}{A_w} = \frac{I_{op}}{A_{He} + A_{co}} = \frac{(1 - f_{He}) I_{op}}{A_{co}}$$

$$= \frac{(1 - f_{He}) I_{op}}{A_{cu} + A_{sc}} = \frac{1 - f_{He}}{1/j_{cu} + 1/j_{sc}} \dots\dots\dots (3.2.4-3)$$

又は,

$$j_w = \frac{(1 + f_{He}) I_{op} / A_{sc}}{A_{cu} / A_{sc} + 1} = \frac{(1 - f_{He}) j_{sc}}{r + 1} \dots\dots\dots (3.2.4-4)$$

- $A_{He}$  : S H E 部断面積
- $A_{cu}$  : 安定化材断面積
- $A_{sc}$  : 非安定化材部断面積
- $f_{He}$  : コンジット内に占める  $A_{He}$  の割合
- $j_{cu}$  : 安定化材部平均電流密度
- $j_{sc}$  : 非安定化材部平均電流密度
- $r$  : Cu/non-Cu

S H E 強制冷却導体では理論的, 実験的検討の結果ヘリウムボイド率  $f_{He}$  は, 0.4 が採用されている。(3.2.4-3)式に於て  $j_{cu}$  はコイル保護と関係する数値であるが, ここでは本年度の導体設計で使用している値,  $r$  (Cu/non-Cu) = 1.5 を使用する。

(3.2.4-4)式に於て  $j_{sc}$  は磁場(B), S H E 温度 ( $T_b$ ), 温度マージン ( $\Delta T$ ) などの関数であり次のように表わされる ( Fig. 3.27 を参照 )。

$$\frac{j_{sc}(B, T_{cs})}{j_c(B, T_b)} = \frac{T_c^* - T_{cs}}{T_c^* - T_b} \dots\dots\dots (3.2.4-5)$$

$$\frac{j_c(B, T_b)}{j_c(B, 4.2k)} = \frac{T_c^* - T_b}{T_c^* - 4.2} \dots\dots\dots (3.2.4-6)$$

$T_c^*$ : 磁場Bでの電氣的臨界温度

$T_b$ : コイル入口のSHE温度

$T_{cs}$ : 分流開始温度 ( $=T_b + \Delta T$ )

$\Delta T$ : 温度マージン

$j_c(B, T_b)$ : 磁場B, 温度 $T_b$ での non-Cu 臨界電流密度

$j_c(B, 4.2k)$ : 磁場B, 温度4.2kでの non-Cu 臨界電流密度

ここで  $T_c^*$ ,  $j_c(B, 4.2k)$  は, 磁場の関数として実験的に次のように近似される。

$$T_c^* \cong \alpha - \beta \cdot B \dots\dots\dots (3.2.4-7)$$

$$j_c(B, 4.2k) \cong j_{c0} \left(1 - \frac{B}{B_{c0}}\right)^2 \dots\dots\dots (3.2.4-8)$$

(3.2.4-8)式に於て  $B_{c0}$  は臨界磁場である。ここでは  $(NbTi)_3Sn$  特性として, 前項に述べたように,

$$T_c^* = 17.6 - 0.573B \text{ (K)} \dots\dots\dots (3.2.4-7')$$

$$j_c(B, 4.2k) = 2.3 \times 10^9 \left(1 - \frac{B}{24.5}\right)^2 \text{ (A/m}^2\text{)} \dots\dots\dots (3.2.4-8')$$

を採用する。

温度マージン  $\Delta T$  には, 線材劣化 ( $\Delta T_b$ ), 機械的じょう乱に対するマージン ( $\Delta T_m$ ) および, TFコイルの場合は核発熱 ( $\Delta T_n$ ), PFコイルの場合にはACロス ( $\Delta T_{AC}$ ) などが含まれる。通常, 線材劣化度は%, 機械的じょう乱は  $mJ/cc$ , 核発熱, ACロスは  $W/m^2$  などの単位で表わされるが, いずれも温度に換算可能である。ここでは簡単のためにTFコイルでは  $\Delta T = 3k$ , PFコイルでは  $\Delta T = 2.5k$  と仮定する。このようにして求めた  $j_{sc}(B, T_{cs})$  および  $I_c/I_{op} (= j_c(B, T_b)/j_{cs}(B, T_{cs}))$  の磁場依存性を Fig. 3.28, Fig. 3.29 に示す。上記考え方では Fig. 3.29 に示したように  $I_c/I_{op}$  は磁場依存性を示し, 低磁場側では2より小, 高磁場側では2より大となっている。従来の大形コイル設計では通常  $I_c/I_{op} \sim 2$  が採用されている。Fig. 3.30 に  $j_{sc}(B, T_{cs})$  の磁場依存性と,  $f_{He} = 0.4$ ,  $r = 1.5$  を使用した場合の  $j_w$  の磁場依存性を示す。



(2) コンジット平均電流密度  $j_{ss}$

コンジット電流密度  $j_{ss} (= I_{op}/A_{ss})$  の考え方はTFコイルとPFコイルとで異なる。

(i) TFコイルの場合

TFコイルは、電磁力支持部材としてコイル容器を有しているので  $j_{ss}$  (即ち  $A_{ss}$ ) に大きな制限はない。ここでは従来の設計実績を考慮して、

$$f_w = \frac{A_w}{A_w + A_{ss} + A_{ins}} (= 0.55) \dots\dots\dots (3.2.4-9)$$

を(3.2.4-1)式に使用する。この場合(3.2.4-1)式は

$$j_{pack} = \frac{(1 - f_{He}) f_w}{1 + \gamma} \cdot j_{sc} \dots\dots\dots (3.2.4-10)$$

となる。Fig. 3.3 1に上式で求めたTFコイルの巻線部電流密度を示す。4T=3kの場合12Tで40A/mm<sup>2</sup>の巻線部電流密度が得られる。

(ii) PFコイルの場合

PFコイルはパルス運転時のACロスを低減するためにTFコイルのようなコイル容器を有していないので、コイル中のコンジット部材および電磁力支持部材で拡張電磁力を支持しなければならない。詳細は次節で述べるが  $j_{ss}$  は次のように表わされる。

$$j_{ss} = \frac{\tilde{\sigma}}{\tilde{B} \cdot R_c} \dots\dots\dots (3.2.4-11)$$

$\tilde{\sigma}$  : 電磁力支持材平均応力

$\tilde{B}$  : コイル内平均磁場

$R_c$  : コイル平均半径

$\tilde{\sigma}$ ,  $\tilde{B}$  はコイル内磁場分布、電磁力分布により各コイル毎に異なるが、ここでは中心部ソレノイドコイルを想定して  $\tilde{\sigma} = 350 \text{ MPa}$ ,  $\tilde{B} = B_{max} / 2$  (詳細は次節) を使用する。

Fig. 3.3 2に  $R_c$  をパラメータとして  $j_{ss}$  の磁場依存性を示す。  $j_{sc}$ ,  $j_{ss}$  を使用して求めた中心部ソレノイドコイルの  $j_w$  の磁場依存性をFig. 3.3 3に示す。最大磁場12T、コイル平均半径1mの場合、約30A/mm<sup>2</sup>の巻線部平均電流密度となる。

3.2.5 OHコイルパラメータサーベイ

ポロイダル磁場コイルは、主としてプラズマの点火、燃焼に必要とする磁束を供給する機能を有するOHコイル(中心部ソレノイドコイル群)と、プラズマ形状を必要とする形状に維持するための平衡磁場を発生させる機能を有するEFコイル(ダイバータコイル、大口径リングコイル群)から構成される。Fig. 3.3 4に本年度設計のACS-M炉のポロイダル磁場コイル配置を示す。

ここでは、炉構造のラジアルビルドへ与える影響の点から、OHコイルの電流密度の設定には、前項で述べた考え方をを用いる。OHコイルに要求される磁束変化量とOHコイル寸法の関係調べる。

(i) OHコイル磁束変化量と最大磁場

Fig. 3.35 に示すOHコイル形状に於てOHコイルの磁束変化量 ( $\Delta\phi$ ) とOHコイル最大磁場 ( $B_{max}$ ) の関係は次式で表わされる。

$$\Delta\phi = 2\pi B_{OH} \left( R_0 + R_0 \cdot d + \frac{d^2}{3} \right) \dots\dots\dots (3.2.5-1)$$

$$B_{max} = \alpha B_{OH} = \alpha \beta \gamma \mu j_{pack} d \dots\dots\dots (3.2.5-2)$$

- $\Delta\phi$  : 磁束変化量 (V・s)
- $B_{OH}$  : OHコイル中心磁場 (T)
- $B_{max}$  : OHコイル最大磁場 (T)
- $j_{pack}$  : コイル平均電流密度 (A/m<sup>2</sup>)
- $R_0$  : コイル外半径 (m)
- $d$  : コイル厚さ (m)
- $\mu$  : 透磁率 ( $4\pi \times 10^{-7}$  H/m)
- $\alpha$  : コイルの不連続配置効果
- $\beta$  : 軸方向空間占積率
- $\gamma$  : ソレノイドコイル有限長効果

$\alpha, \beta, \gamma$  はコイル形状に依存する因子である。Fig. 3.36 に  $\gamma$  のコイル形状依存性を示す。図に示すように  $\gamma$  はコイル軸長 (L) とコイル平均半径 (R) の比  $L/R$  により変化する。FERでのOHコイルは同図中に示したように  $L/R \sim 6$  であり、 $\gamma$  の値は約 0.95 である。

Fig. 3.37 は各OHコイルの軸方向長さ (h), 軸方向配置間隔 (p) をFERで想定される寸法  $R=1\sim 2$  m,  $p=1$  m とし、軸方向占積率  $\beta=h/p$  をパラメータとしてコイル厚さ d が、巻線最大磁場  $B_{max}$  と中心磁場  $B_{OH}$  の比、 $\alpha=B_{max}/B_{OH}$  に対しどう影響するかを調べたものである。R=1~2mの範囲では、Rは $\alpha$ に影響を与えず、 $\beta$ とdとが $\alpha$ に影響する。但し、 $\alpha$ のd依存は $\beta$ が大きくなると小さくなる。以降の検討では簡単のため  $\beta=0.9$   $\alpha=1.035$  を使用する。

(ii) OHコイル電磁力支持

次にOHコイルの電磁力支持について検討する。OHコイルはTFコイルのようなコイル容器を有していないためOHコイルの発生する電磁力のうちフープ電磁力は導体のコンジットで支持する必要がある。詳細には電磁力伝達の機構を考慮した強度設計が必要であるが、ここではコイル平均応力で考える。この場合導体に占めるコンジット材の割合を f とするとコンジット材平均応力 ( $\tilde{\sigma}$ ) は次式で表わされる。

$$\tilde{\sigma} = \frac{\tilde{B} \cdot j_{pack} \cdot R_c}{f} = \tilde{B} \cdot j_{ss} \cdot R_c \dots\dots\dots (3.2.5-3)$$

$\tilde{\sigma}$  : コンジットに発生する平均応力 (Pa)

- f : 導体に占めるコンジット材の割合
- $\tilde{B}$  : コイル平均磁場 ( T )
- $R_c$  : コイル平均半径

$\tilde{B}$ ,  $\tilde{\sigma}$  はコイル内磁場分布, 電磁力分布に依存するが OH コイルでは定性的に Fig.3.38 のようになる。ここでは  $\tilde{B} = B_{OH}/2$ ,  $\tilde{\sigma} = 0.7 \sigma_{max}$  とする。PF コイルの疲労効果を考慮した場合の  $\sigma_{max}$  は 500MPa であるので  $\tilde{\sigma}$  としては 350MPa を使用する。

(iii) コイル平均電流密度

強制冷却導体は, 超電導素線部分, 超臨界圧ヘリウム空間, コンジット材部分, 絶縁材部分より構成され, コイル平均電流密度  $j_{pack}$  は, 前節に述べたように次のように表わされる。

$$\begin{aligned}
 j_{pack} &= \frac{I_{op}}{A_{SC} + A_{He} + A_{ss} + A_{ins}} \\
 &= \frac{I_{op}}{A_w + A_{ss} + A_{ins}} \\
 &= \frac{1 - f_{ins}}{1/j_w + 1/j_{ss}} \dots\dots\dots (3.2.5-4)
 \end{aligned}$$

- $I_{op}$  : 運転電流 ( A )
- $A_{SC}$  : 超電導線断面積 (  $m^2$  )
- $A_{He}$  : SHE 空間断面積 (  $m^2$  )
- $A_{ss}$  : コンジット材断面積 (  $m^2$  )
- $A_{ins}$  : 絶縁材料断面積 (  $m^2$  )
- $A_w$  : ケーブル空間断面積 =  $A_{SC} + A_{He}$  (  $m^2$  )
- $f_{ins}$  : 導体断面積に占める絶縁材の割合
- $j_w$  : ケーブル空間電流密度 (  $A/m^2$  )
- $j_{ss}$  : コンジット材部分電流密度 (  $A/m^2$  )

上記(3.2.5-4)式に於て  $j_w$  は磁場依存性を有する。ここでは前節の Fig.3.30 の  $\Delta T = 2.5k$  の場合の電流密度  $j_w$  を使用する。

(iv) OH コイル磁束変化量とコイル寸法

上記(i)~(iii)の各条件のもとに OH コイルのラジアルビルドへの影響を示したものが Fig.3.39~Fig.3.41 である。

Fig.3.39 に示すように必要とする磁束変化量が  $50V \cdot s$  の場合, OH コイル外半径を最も小さくする最大磁場は 1.2 T 近傍である。必要磁束変化量が  $200V \cdot s$  の場合は最適な最大磁場は 1.3~1.4 T と上昇する。しかしながら, 高磁場を得るためにはコイル起磁力, 即ちコイル厚さが大きくなり (Fig.3.41), 必要とする超電導々体の使用量が増加する。

Table 3.1 AC loss formulas

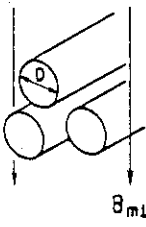
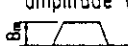
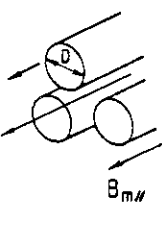
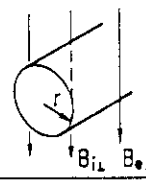
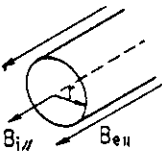
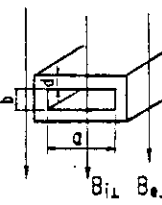
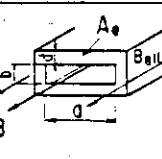
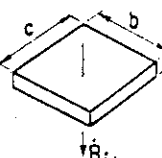
AC loss	No	Models	Formulas	Notes
Hysteresis loss	1		$Q_L = \frac{B_m^2}{2\mu_0} \cdot 2 \left\{ \frac{2\beta}{3} - \frac{\beta^2}{3} \right\} \cdot A_{sc} \quad (\text{J/cycle} \cdot \text{m})$ $[\beta \leq 1]$ $Q_L = \frac{B_m^2}{2\mu_0} \cdot 2 \cdot \left\{ \frac{2}{3\beta} - \frac{1}{3\beta^2} \right\} \cdot A_{sc} \quad (\text{J/cycle} \cdot \text{m})$ $[\beta \geq 1]$ $\beta_L = \frac{\pi B_m}{2\mu_0 J_c D}$	<p><math>A_{sc}</math>: Area of S.C material (<math>\text{m}^2</math>)</p> <p><math>A_{sc} = N \cdot \pi D^2 / 4</math></p> <p><math>N</math>: No of filaments</p> <p><math>J</math>: Critical current density (<math>\text{A}/\text{m}^2</math>)</p> <p><math>D</math>: Filament diameter (m)</p> <p><math>B_m</math>: Oscillating field amplitude (T)</p> 
	2		$Q_H = \frac{B_m^2}{2\mu_0} \cdot \left\{ \frac{2\beta}{3} - \frac{\beta^2}{3} \right\} \cdot A_{sc} \quad (\text{J/cycle} \cdot \text{m})$ $[\beta \leq 1]$ $Q_H = \frac{B_m^2}{2\mu_0} \cdot \left\{ \frac{2}{3\beta} - \frac{1}{3\beta^2} \right\} \cdot A_{sc} \quad (\text{J/cycle} \cdot \text{m})$ $[\beta \geq 1]$ $\beta_H = \frac{B_m}{\mu_0 J_c D}$	
Eddy current loss	1		$P_{eL} = 16 \cdot \sum_n \frac{\tau_n}{k_n^2} \cdot \frac{\dot{B}_{iL}^2}{2\mu_0} \cdot A_c \quad (\text{W/m})$ $\tau_n = \frac{\mu_0 r^2}{\rho k_n^2} \quad (\text{sec})$	<p><math>r</math>: Conductor radius (m)</p> <p><math>A_c = \pi r^2</math> (<math>\text{m}^2</math>)</p> <p><math>J_0(k_n) = 0</math>: Bessel function</p> <p><math>k_1 = 2.405</math> <math>k_4 = 11.792</math></p> <p><math>k_2 = 5.520</math> <math>k_5 = 14.931</math></p> <p><math>k_3 = 8.654</math> <math>k_6 = 18.071</math></p>
	2		$P_{eH} = 8 \cdot \sum_n \frac{\tau_n}{k_n^2} \cdot \frac{\dot{B}_{iH}^2}{2\mu_0} \cdot A_c \quad (\text{W/m})$ $\tau_n = \frac{\mu_0 r^2}{\rho k_n^2} \quad (\text{sec})$	
	3		$P_{eL} = \frac{a+2b}{4(a+b)} \cdot \frac{a}{d} \cdot \tau_L \cdot \frac{\dot{B}_{iL}^2}{2\mu_0} \cdot A_c \quad (\text{W/m})$ $\tau_L = \frac{\mu_0 a d}{4\rho} \quad (\text{sec})$	<p><math>d</math>: Conductor width (m)</p> <p><math>A = 2d(a+b)</math> (<math>\text{m}^2</math>)</p>
	4		$P_{eH} = \frac{ab}{d(a+b)} \cdot \tau_{II} \cdot \frac{\dot{B}_{iH}^2}{2\mu_0} \cdot A_c \quad (\text{W/m})$ $[d \ll a, b]$ $\tau_{II} = \frac{\mu_0 d a b}{2\rho(a+b)} \quad (\text{sec})$	
	5		$P = \frac{\sigma d}{8\pi} \cdot \dot{B}_{iL}^2 \cdot A^2 \cdot f \quad (\text{W})$ $f = 0.6\pi \left( \frac{b}{c} + \frac{c}{b} \right)^{-1}$	<p><math>A = b \cdot c</math> (<math>\text{m}^2</math>)</p>

Table 3.1 AC loss formulas (cont.)

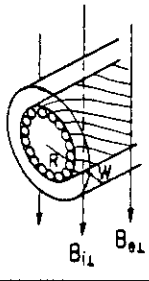
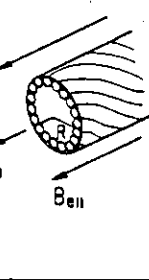
AC loss No	Models	Formulas	Note
Filament Coupling loss		<ul style="list-style-type: none"> <li>• <math>P_{c\perp} = 4 \cdot \tau_{\perp} \cdot \frac{B_{i\perp}^2}{2\mu_0} \cdot A_{sc\theta}</math> (W/m)</li> <li>• <math>\tau_{\perp} = \frac{\mu_0}{2\rho_{ef}} \left( \frac{l_p}{2\pi} \right)^2</math> (sec)</li> <li>• <math>\frac{1}{\rho_{ef}} = \frac{1}{\rho_{\perp}} + \frac{W}{R} \cdot \frac{1}{\rho}</math> (1/Ωm)</li> <li>• <math>\rho_{\perp} = \frac{1+\lambda}{1-\lambda} \rho</math></li> </ul>	<p><math>A_{sc\theta}</math> Cross section of S.C. area (m<sup>2</sup>)  <math>[A_{sc\theta} = \pi R^2]</math>  <math>l_p</math>: Twist pitch (m)  <math>R</math>: Radius of SC. area (m)  <math>W</math>: Width of surrounding conductor (m)  <math>\rho_{ef}</math>: Effective resistivity (Ωm)  <math>\rho_{\perp}</math>: Perpendicular resistivity (Ωm)</p>
		<ul style="list-style-type: none"> <li>• <math>P_{c\parallel} = \frac{R}{D} \cdot \tau_{\parallel} \cdot \frac{B_{i\parallel}^2}{2\mu_0} \cdot A_{sc\theta}</math> (W/m)</li> <li>• <math>\tau_{\parallel} = \frac{\mu RD}{2\rho_{\parallel}} \left( \frac{2\pi R}{l_p} \right)^2</math> (sec)</li> <li>• <math>\rho_{\parallel} \sim \rho_{\perp}</math></li> <li>• <math>(P_{c\parallel} = \frac{1}{\rho_{\parallel}} \left( \frac{\pi}{l_p} R^2 \right)^2 \cdot B_i^2)</math></li> </ul>	<p><math>\lambda</math>: Proportion of S.C. material</p>

Table 3.2 Characteristics of the superconductor for TFC

No.	Item	sign	unit	12T conductor
1.	Superconducting material		—	(NbTi) <sub>3</sub> Sn
2.	Stand diameter	D <sub>W</sub>	φmm	0.865
3.	Filament diameter (Number of filaments)		φμm	5 (3422)
4.	Bronze ratio		—	2.5
5.	Copper ratio		—	1.5
6.	No. of strands	n	—	3 <sup>4</sup> × 7 = 567
7.	Superconducting material area of stands	A <sub>sc</sub>	mm <sup>2</sup>	133
8.	Copper area of strands	A <sub>Cu</sub>	mm <sup>2</sup>	200
9.	Total area of strands	A <sub>Co</sub>	mm <sup>2</sup>	333
10.	Operation current	I <sub>d</sub>	KA	41.75 for ACS-M 39.37 for LRD
11.	Critical current at 12T, 5K (J <sub>c</sub> = 540 A/mm <sup>2</sup> )	I <sub>c</sub>	KA	72.0
12.	S.S. conduit outer dimensions	a	mm	29.57 × 29.57
13.	S.S. conduit inner dimensions	b	mm	23.57 × 23.57
14.	S.S. conduit area	A <sub>SUS</sub>	mm <sup>2</sup>	300
15.	Insulation thickness	t <sub>ins</sub>	mm	1.0
16.	Helium area	A <sub>He</sub>	mm <sup>2</sup>	222
17.	Volume fraction of copper in strands	f = A <sub>Cu</sub> /A <sub>Co</sub>	—	0.6
18.	Volume fraction of metal in the cable space	f <sub>co</sub> = A <sub>Co</sub> /A <sub>Co</sub> +A <sub>He</sub>	—	0.6
19.	Cable space are A = A <sub>Co</sub> + A <sub>He</sub>	A	mm <sup>2</sup>	555
20.	Void fraction f <sub>He</sub> = 1 - f <sub>co</sub>	f <sub>He</sub>	—	0.4
21.	Limiting current	I <sub>B</sub>	KA	44.6
22.	Stability margin (at B=12T)	ΔH	J/cc	0.85 for ACS-M 0.92 for LRD

Table 3.3 Summary of AC loss of SC coil system

		TF coil AC loss (Joule)/(W)	PF coil AC loss (Joule)/(W)	Total AC loss (Joule)/(W)	Operation time (sec)
ACS-M	Reference	<del>430300</del> 430	<del>770460</del> 770	<del>1200760</del> 1200	Δt = 1000
	Inductive 1	<del>507340</del> 2210	<del>852930</del> 3710	<del>1360270</del> 5920	Δt = 230
	Inductive 2	<del>381170</del> 5780	<del>667100</del> 10110	<del>1048270</del> 15890	Δt = 66
	High δ	<del>364570</del> 1400	<del>644120</del> 2480	<del>1008690</del> 3880	Δt = 260
	High κ	<del>298290</del> 500	<del>569400</del> 950	<del>867690</del> 1450	Δt = 600
	Size L	<del>365920</del> 440	<del>643210</del> 770	<del>1009130</del> 1210	Δt = 830
	DND	<del>494370</del> 680	<del>836970</del> 1150	<del>1331340</del> 1830	Δt = 730
LRD	<del>1765460</del> 830	<del>4725950</del> 2230	<del>6491410</del> 3060	Δt = 2116	

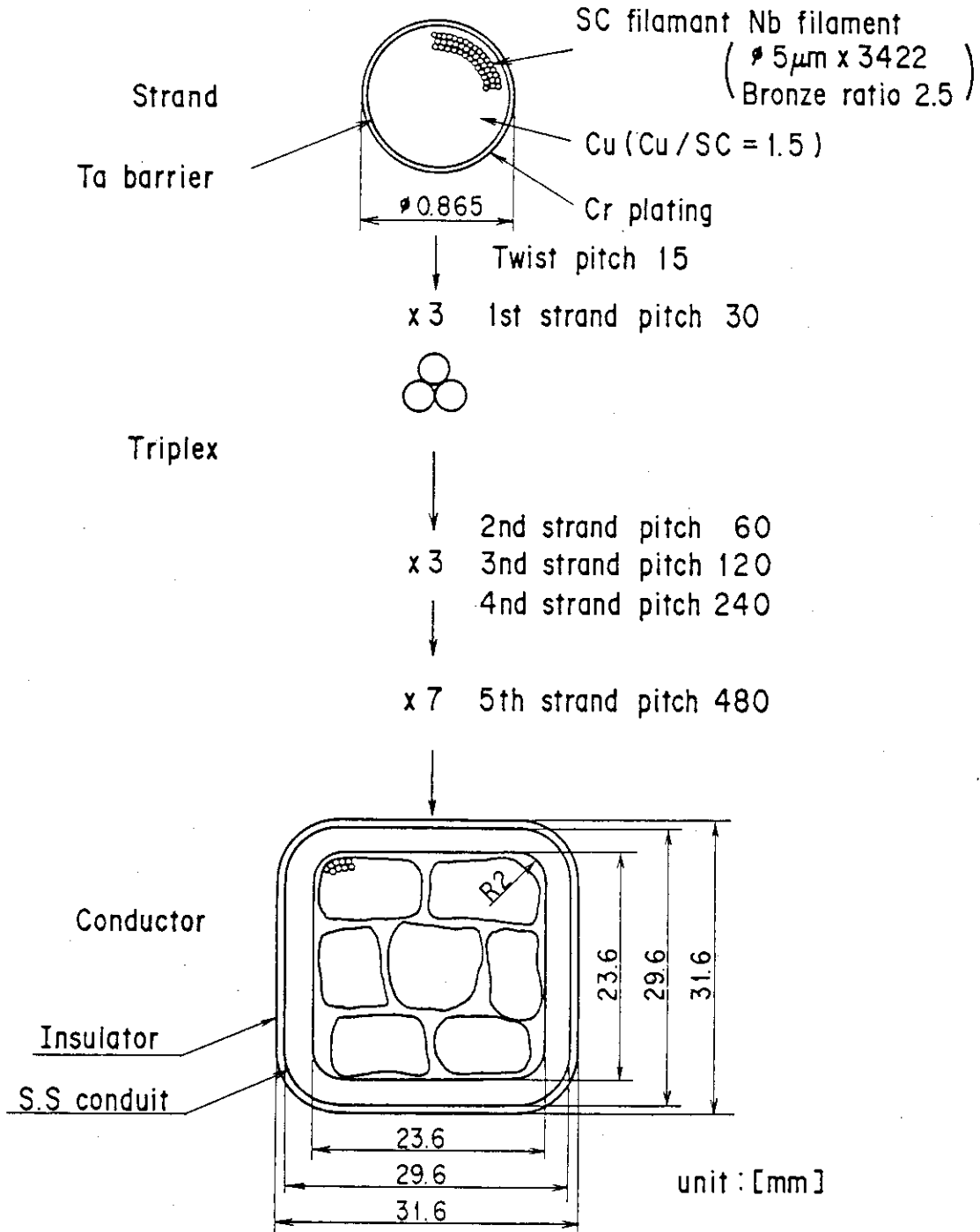


Fig. 3.1 SC conductor of TF coil for the FER

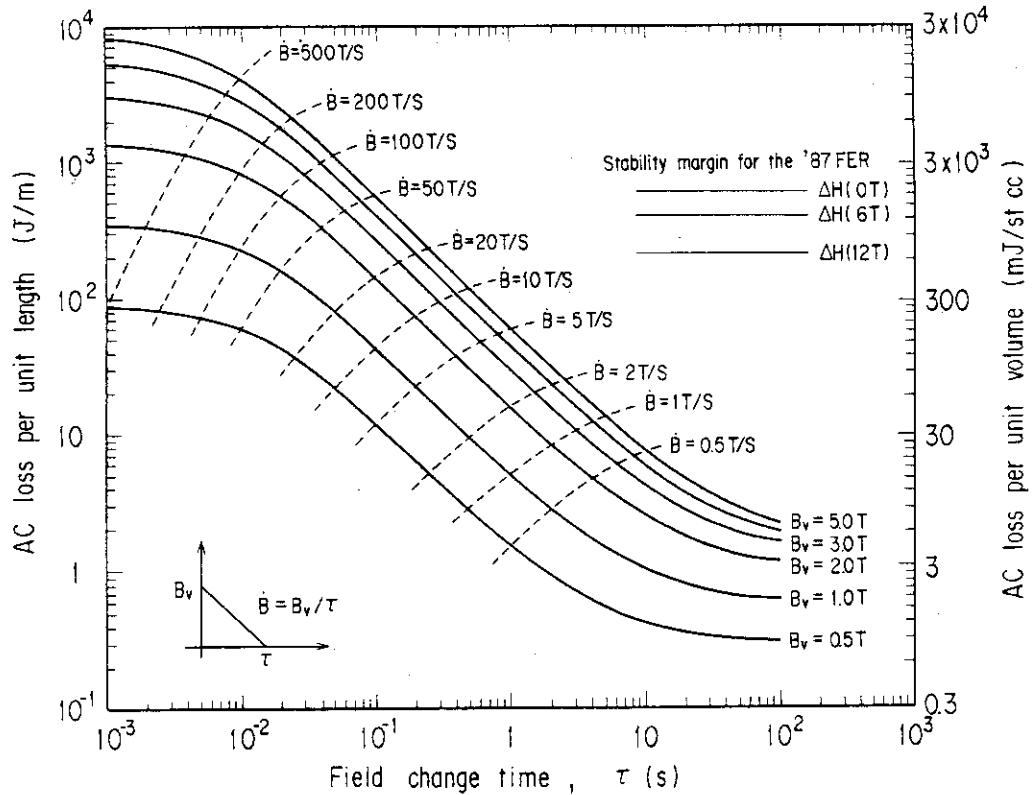


Fig. 3.2 AC loss of the '87 FER superconducting conductor caused by the vertical component of pulse field (Static field = 0T)

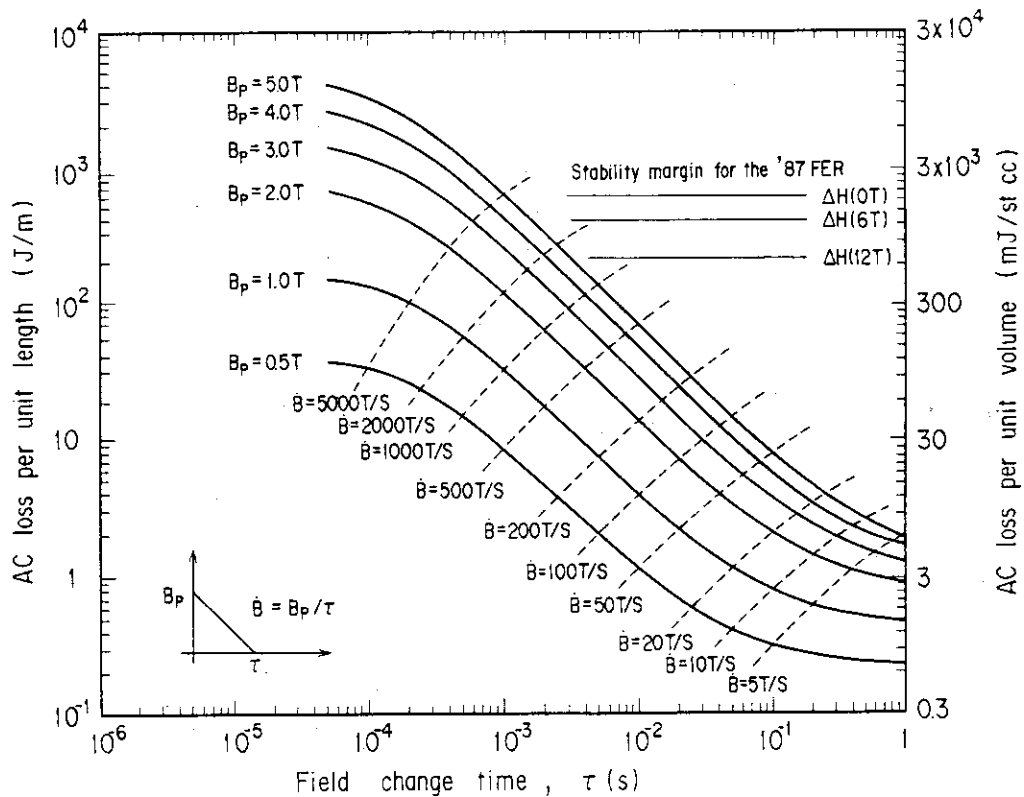


Fig. 3.3 AC loss of the '87 FER superconducting conductor caused by the parallel of pulse field (Static field = 0T)



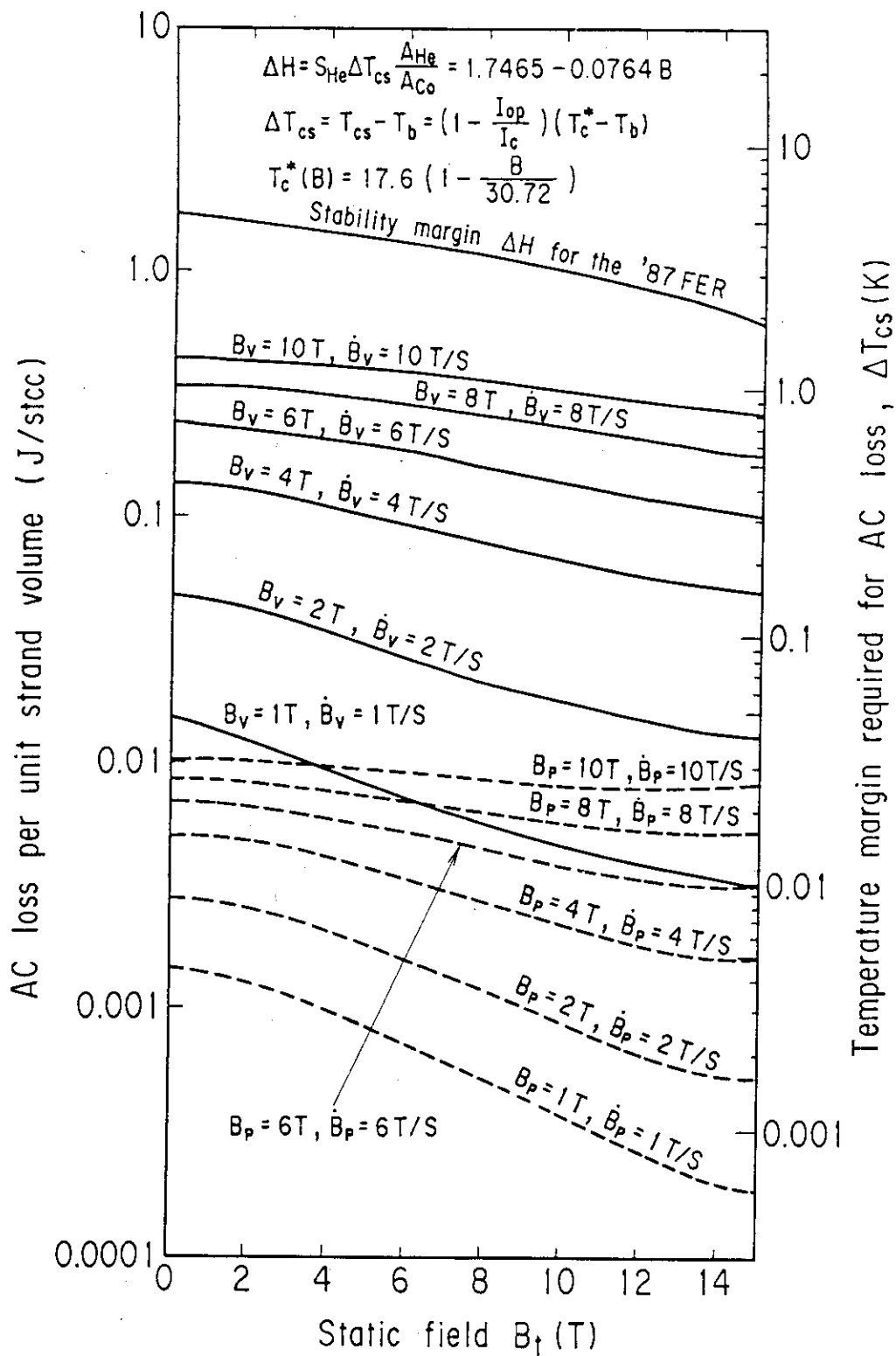


Fig. 3.4 AC loss of the '87 FER superconducting conductor as a function of static field

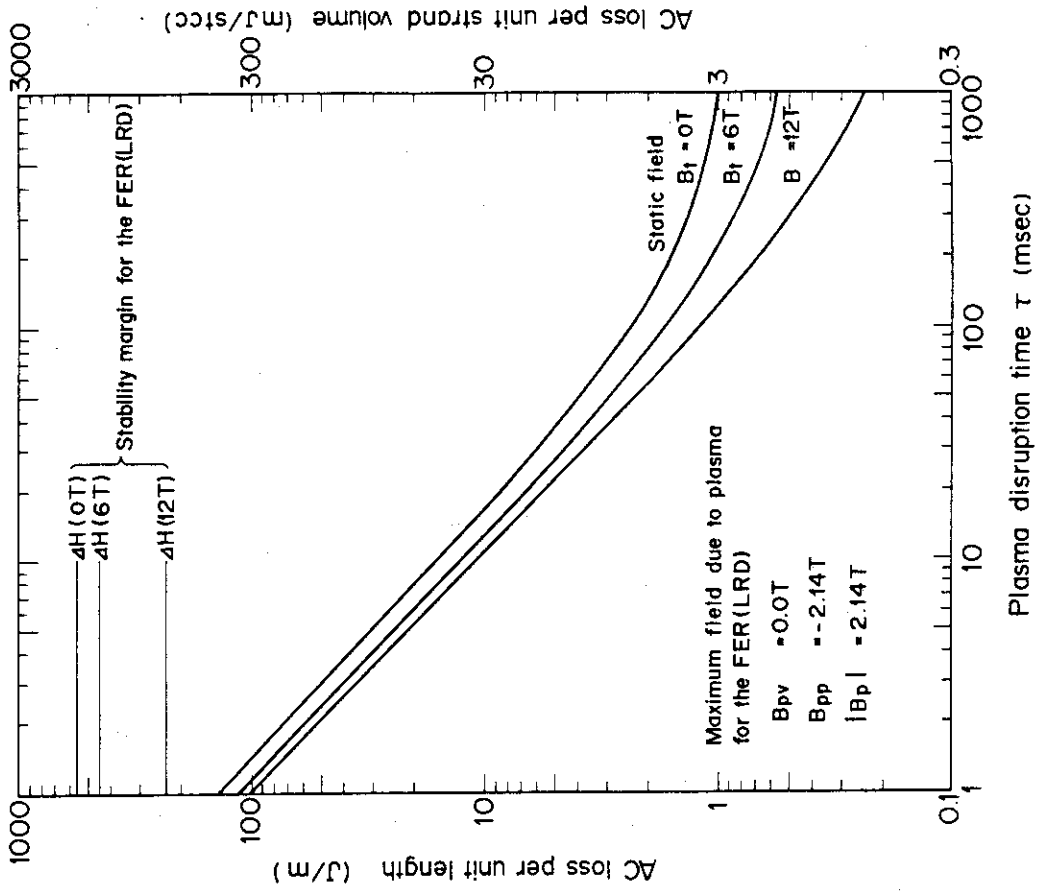


Fig. 3.6 AC loss of the FER (LRD) TF coil conductor during plasma disruption

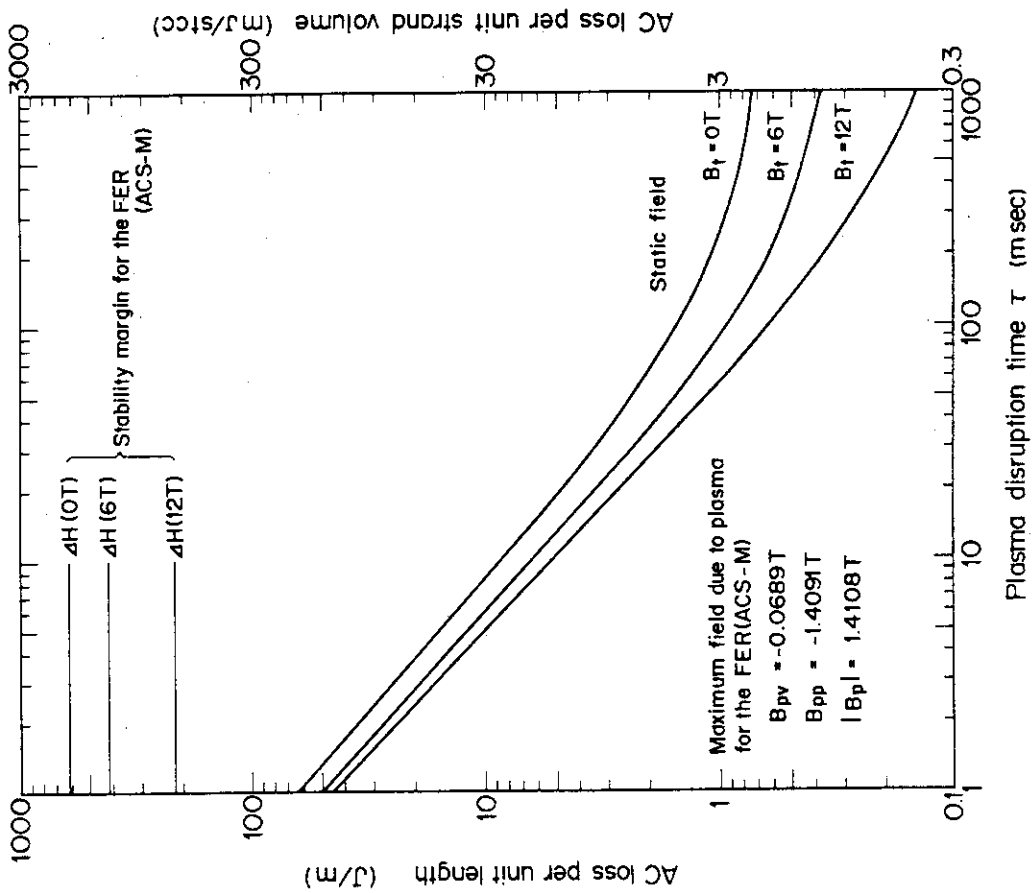


Fig. 3.5 AC loss of the FER (ACS - M) TF coil conductor during plasma disruption

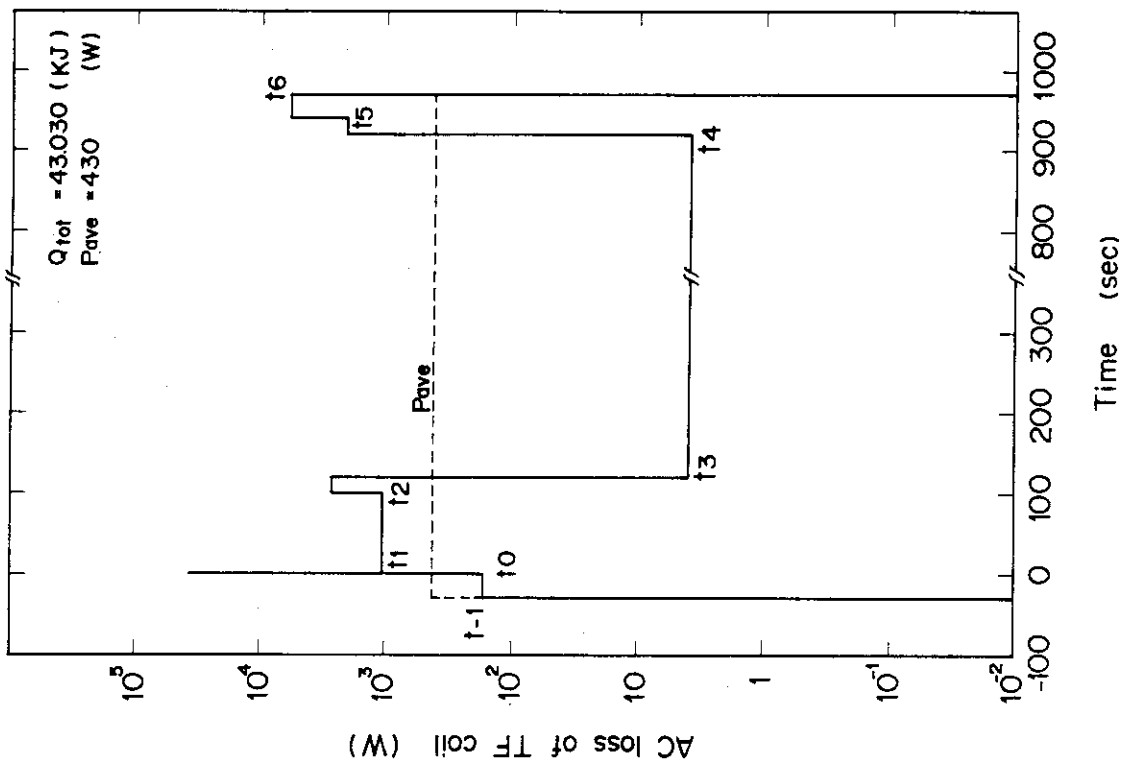


Fig. 3.7 AC loss of the FER (ACS - M) TF coils for the V - 1 (Reference) scenario

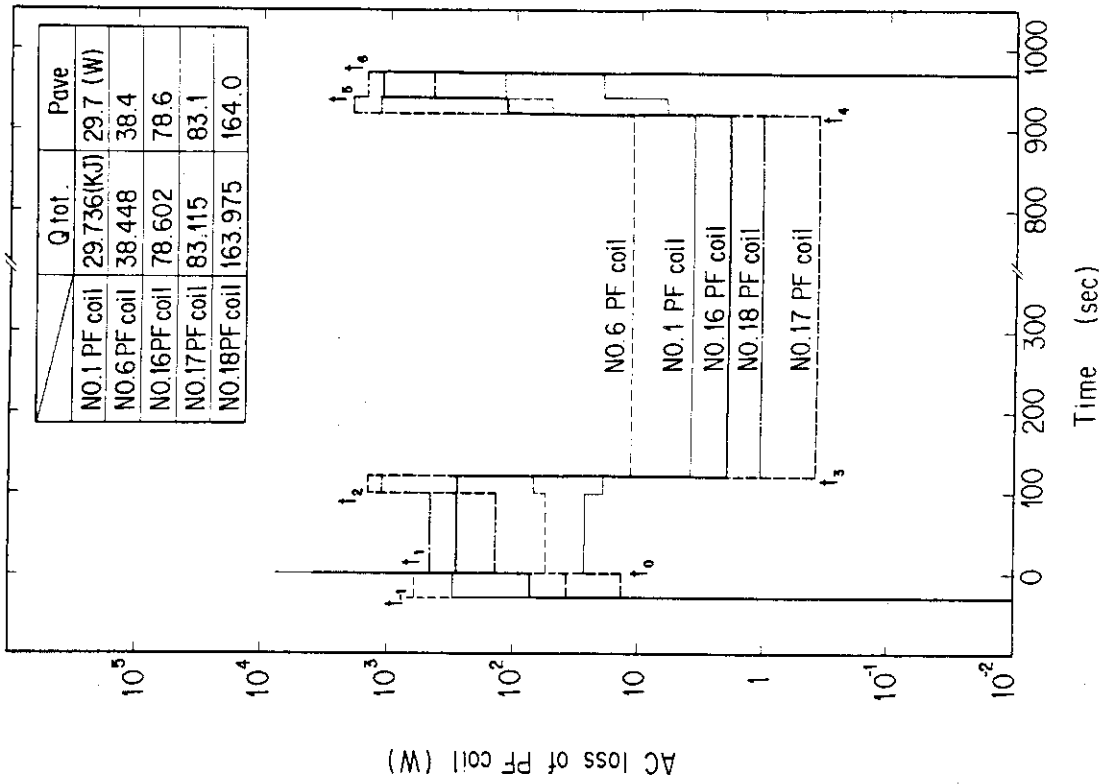


Fig. 3.8 AC loss of the FER (ACS - M) PF coils for the V - 1 (Reference) scenario

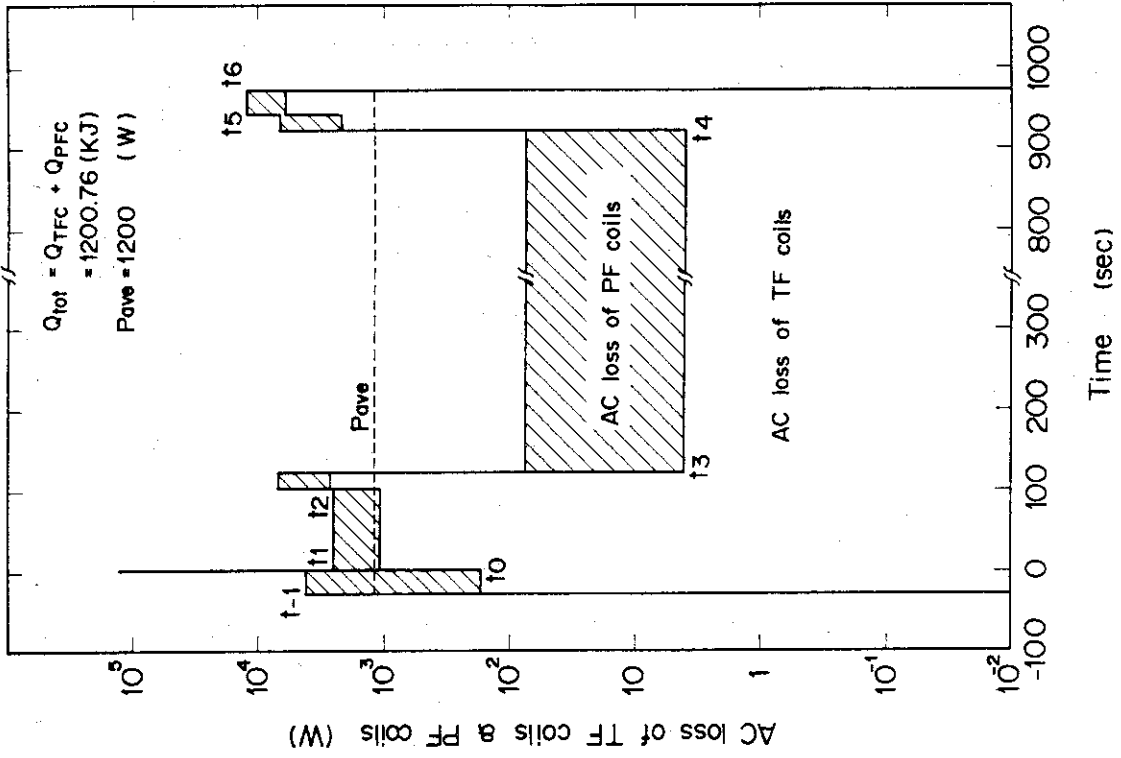


Fig. 3.10 AC loss of the TF coils and PF coils in FER (ACS - M) for the V - 1 (Reference) scenario

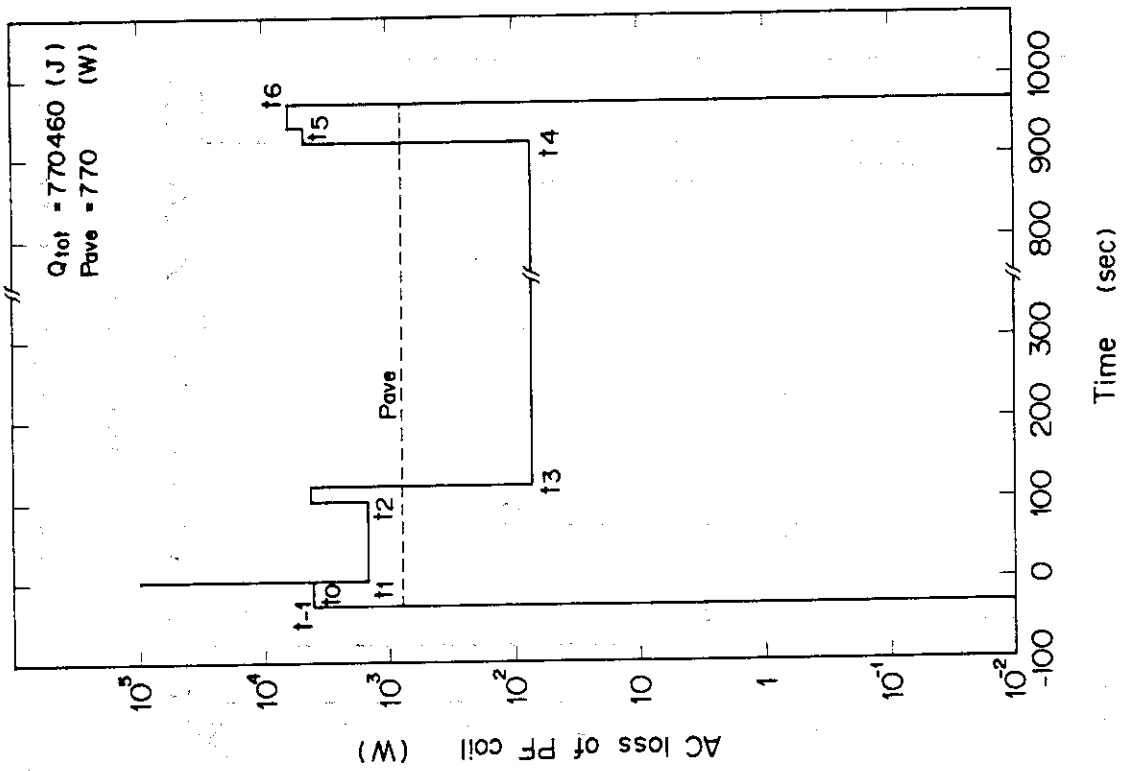


Fig. 3.9 AC loss of the FER (ACS - M) PF coils for the V - 1 (Reference) scenario

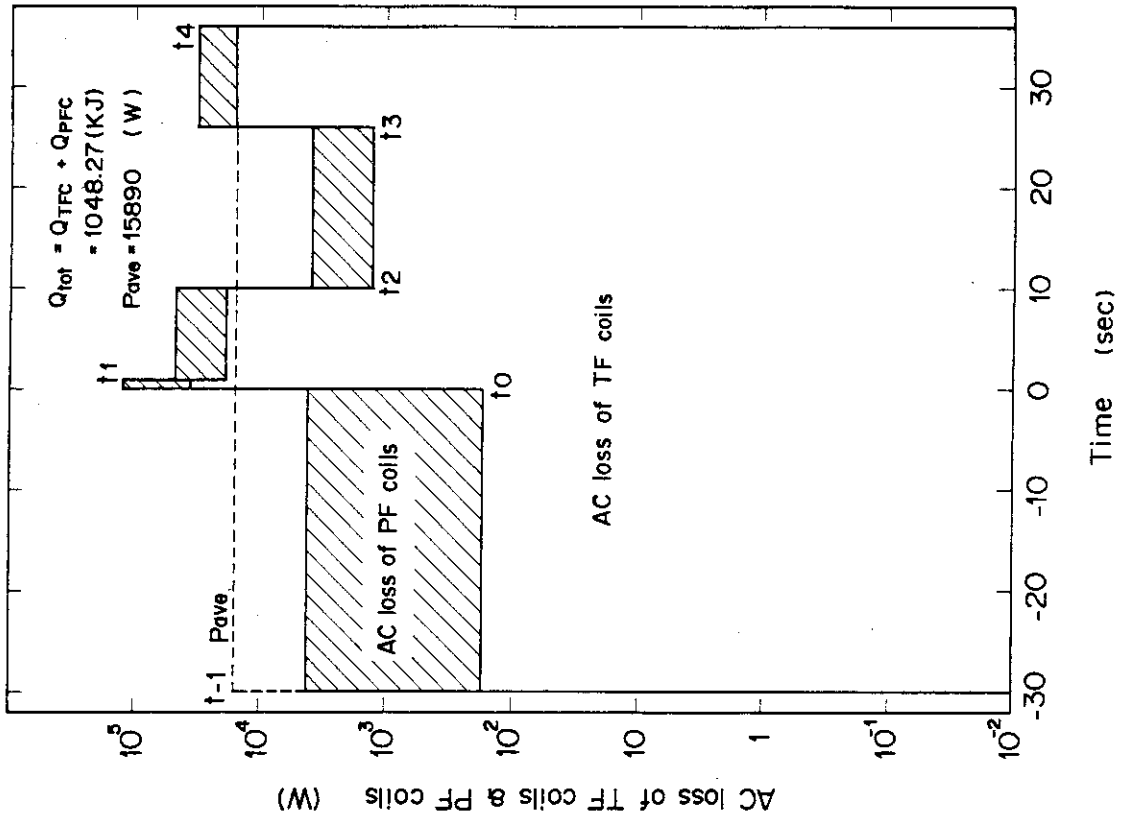


Fig. 3.11 AC loss of the TF coils and PF coils in FER (ACS-M) for the V-2 (Inductive 1) scenario

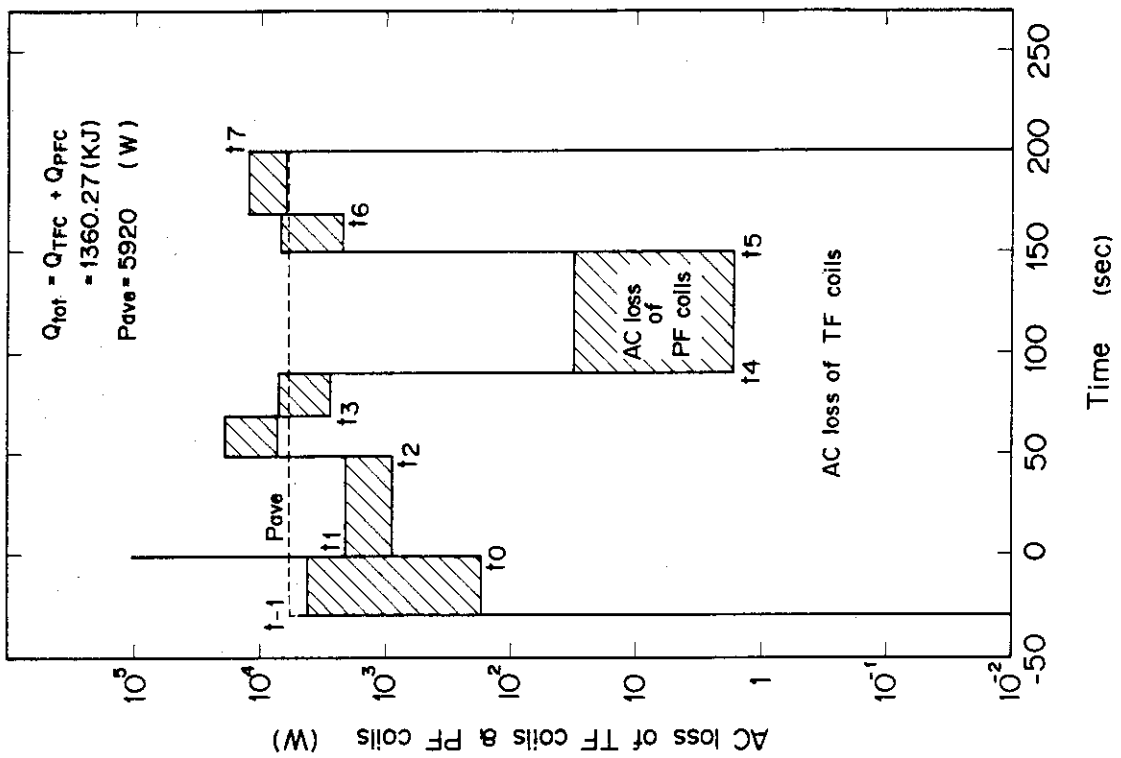


Fig. 3.12 AC loss of the TF coils and PF coils in FER (ACS-M) for the V-3 (Inductive 2) scenario

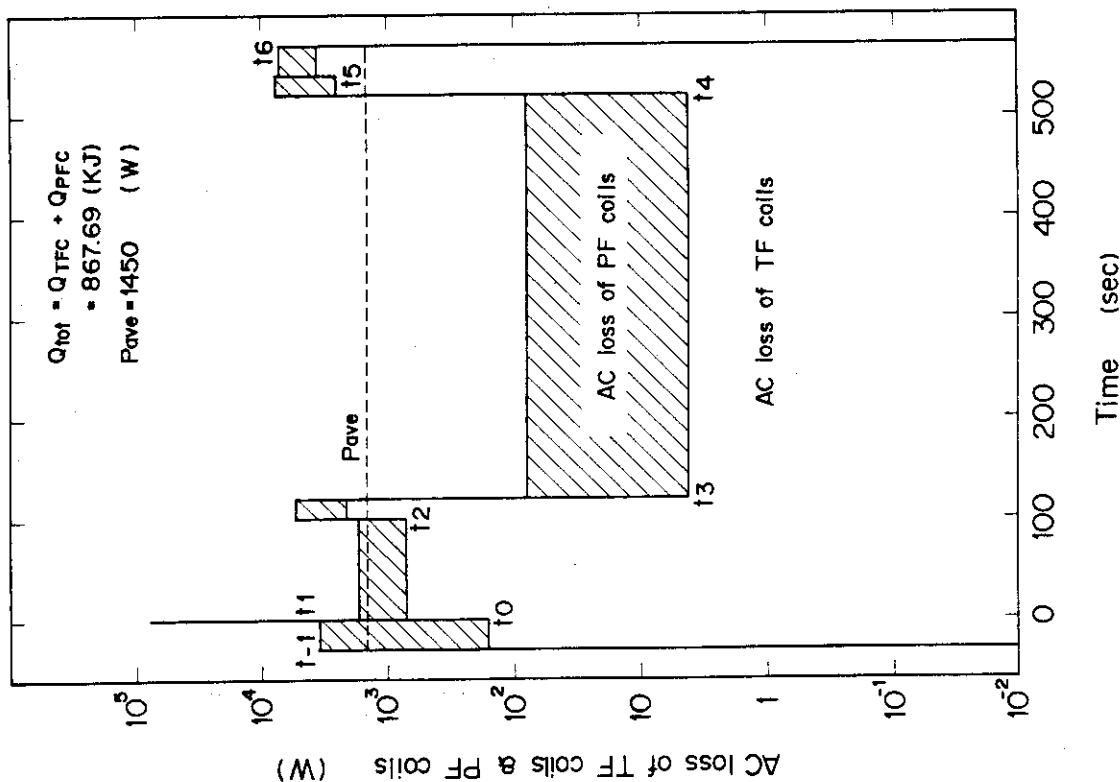


Fig. 3.13 AC loss of the TF coils and PF coils in FER (ACS - M) for the V - 4 (High  $\delta$ ) scenario

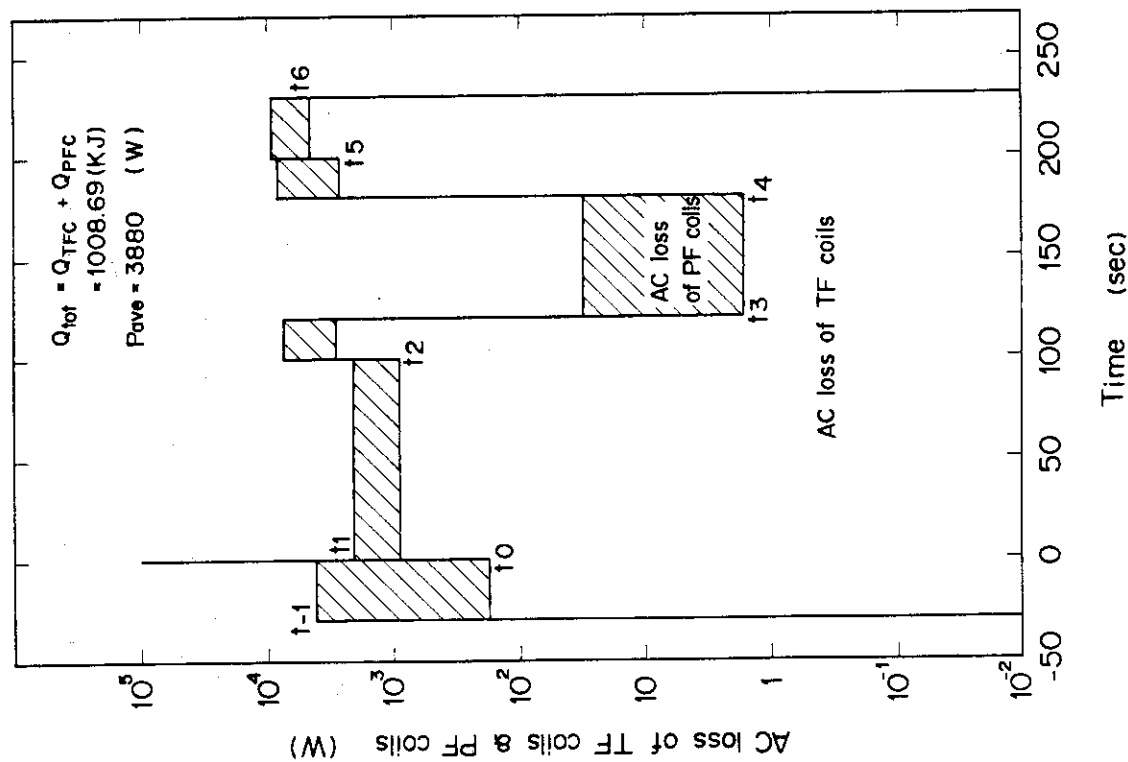


Fig. 3.14 AC loss of the TF coils and PF coils in FER (ACS - M) for the V - 5 (High  $\kappa$ ) scenario

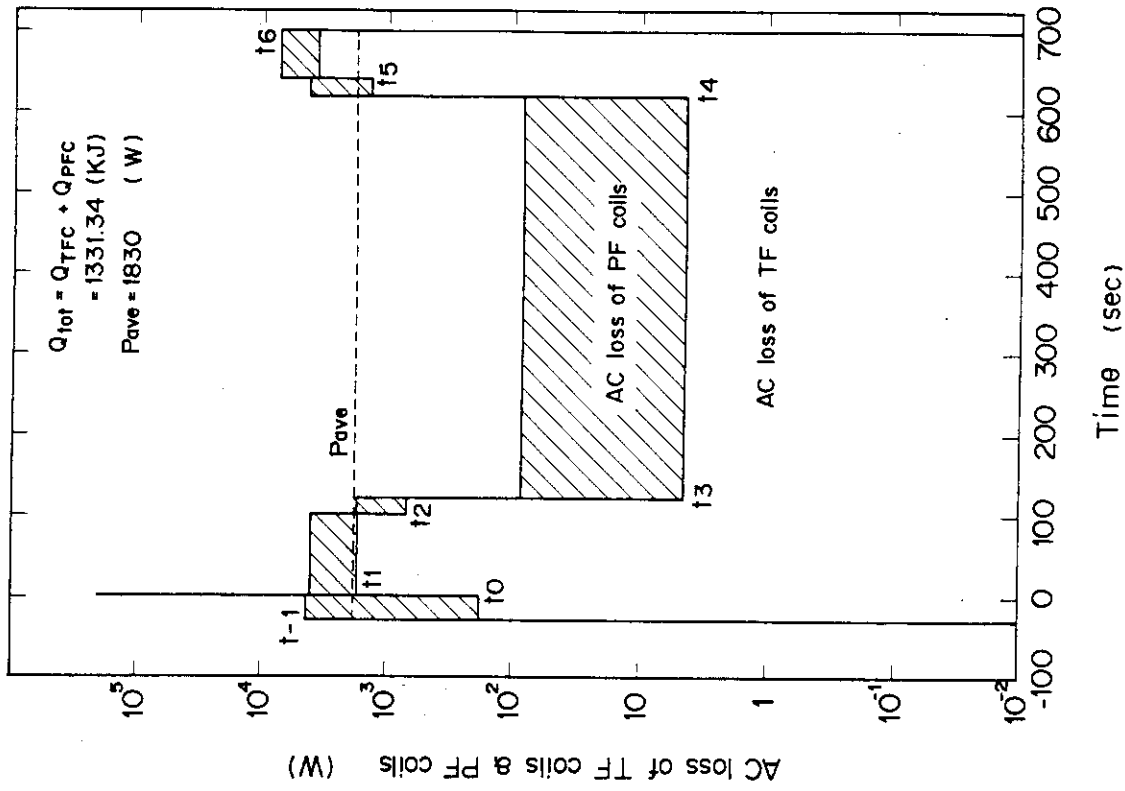


Fig. 3.15 AC loss of the TF coils and PF coils in FER (ACS - M) for the V - 6 (size L) scenario

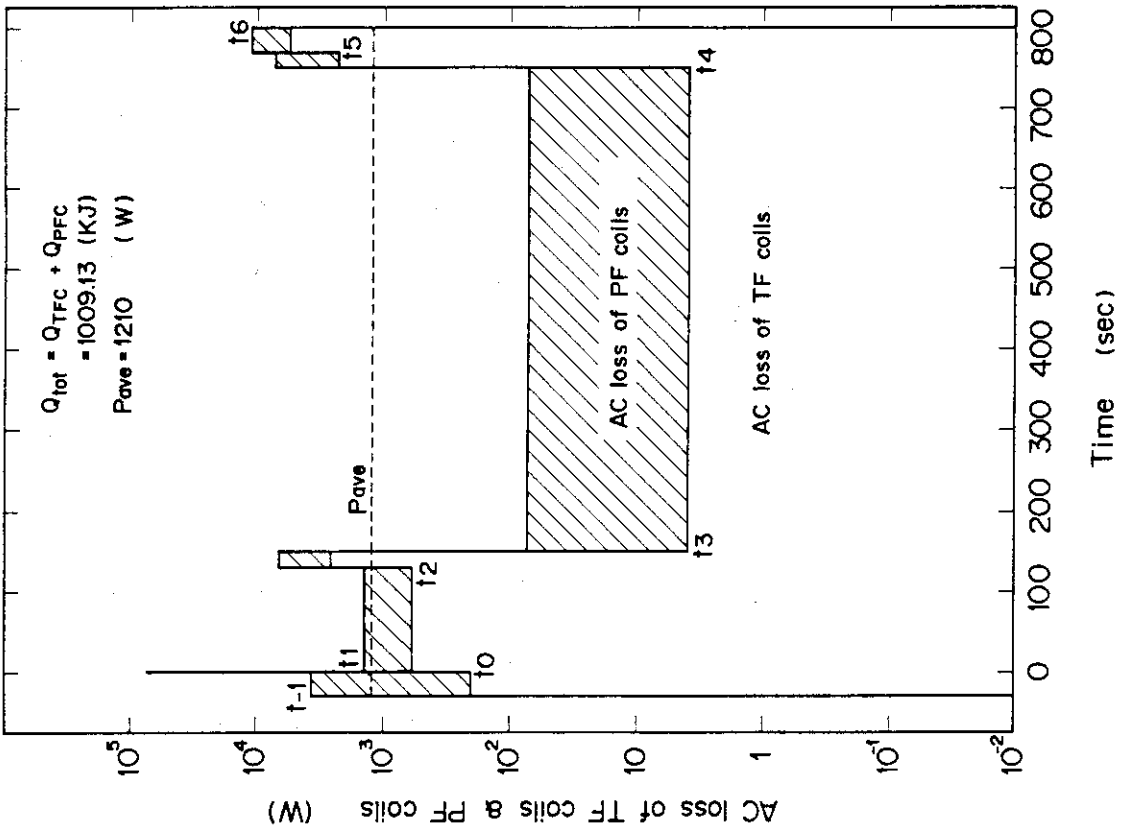


Fig. 3.16 AC loss of the TF coils and PF coils in FER (ACS - M) for the V - 7 (DND) scenario

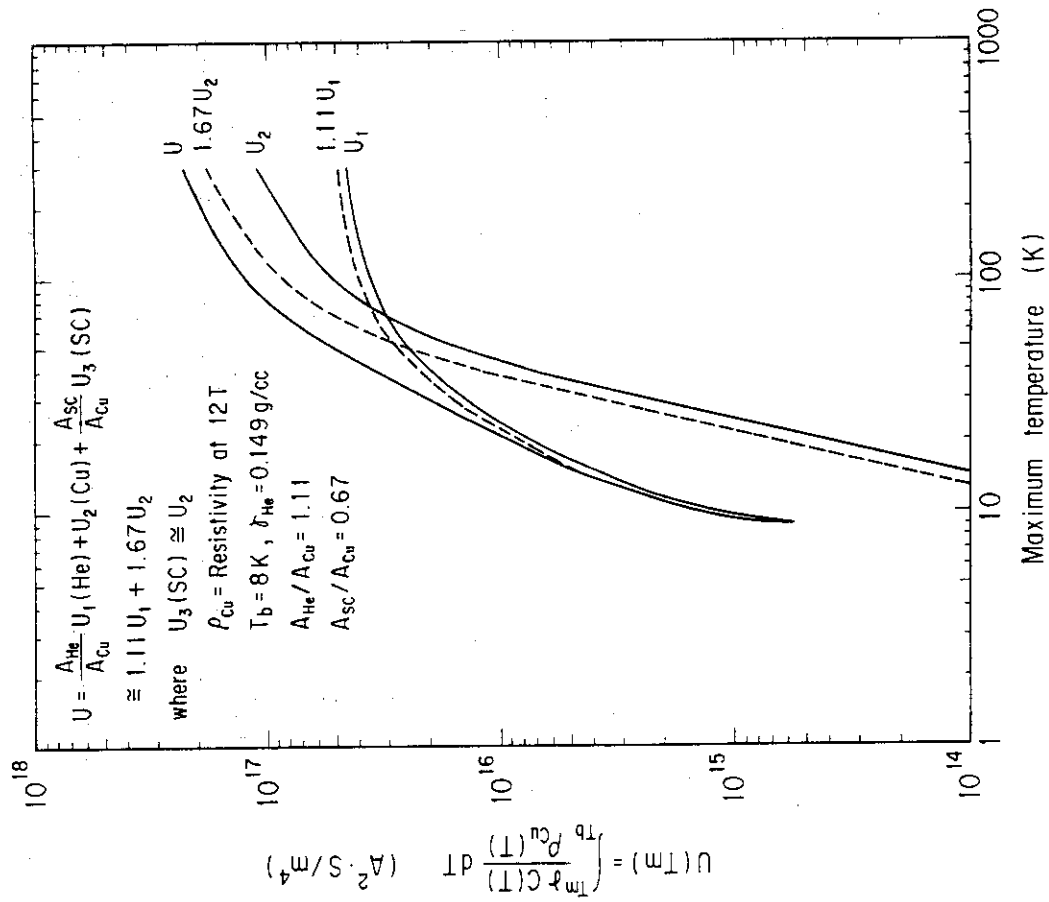


Fig. 3.18 Curves of  $\int_{T_b}^{T_m} \frac{\gamma C_p}{\rho_{cu}} dT$  as a function of temperature

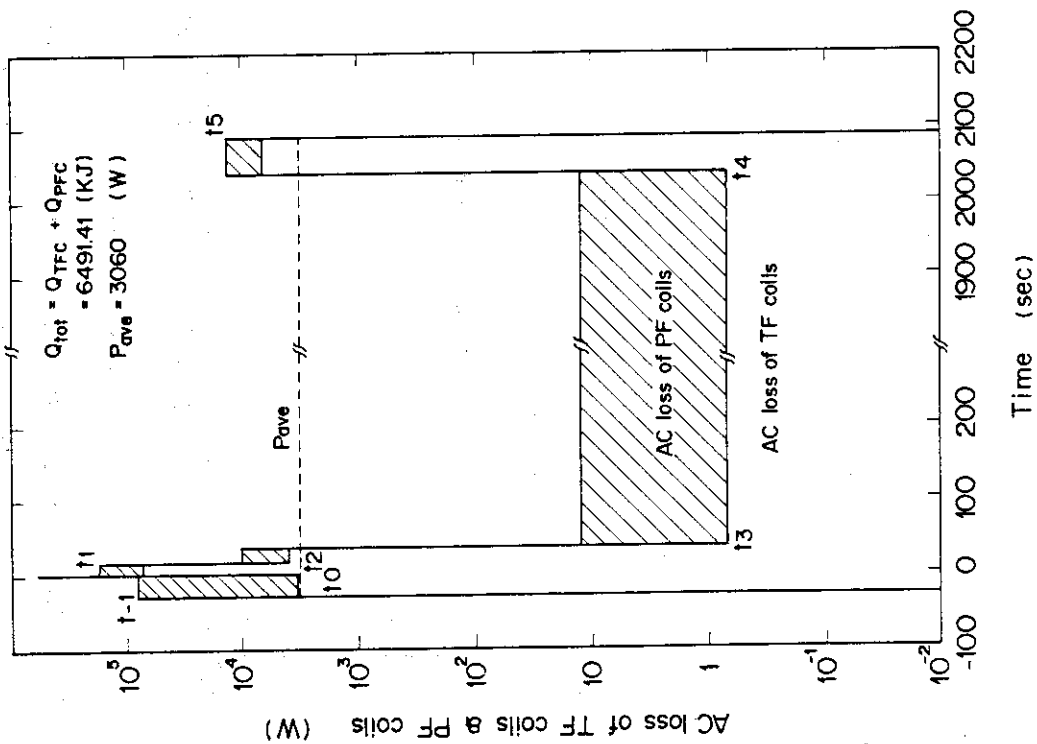


Fig. 3.17 AC loss of the TF coils and PF coils in FER (LIRD)



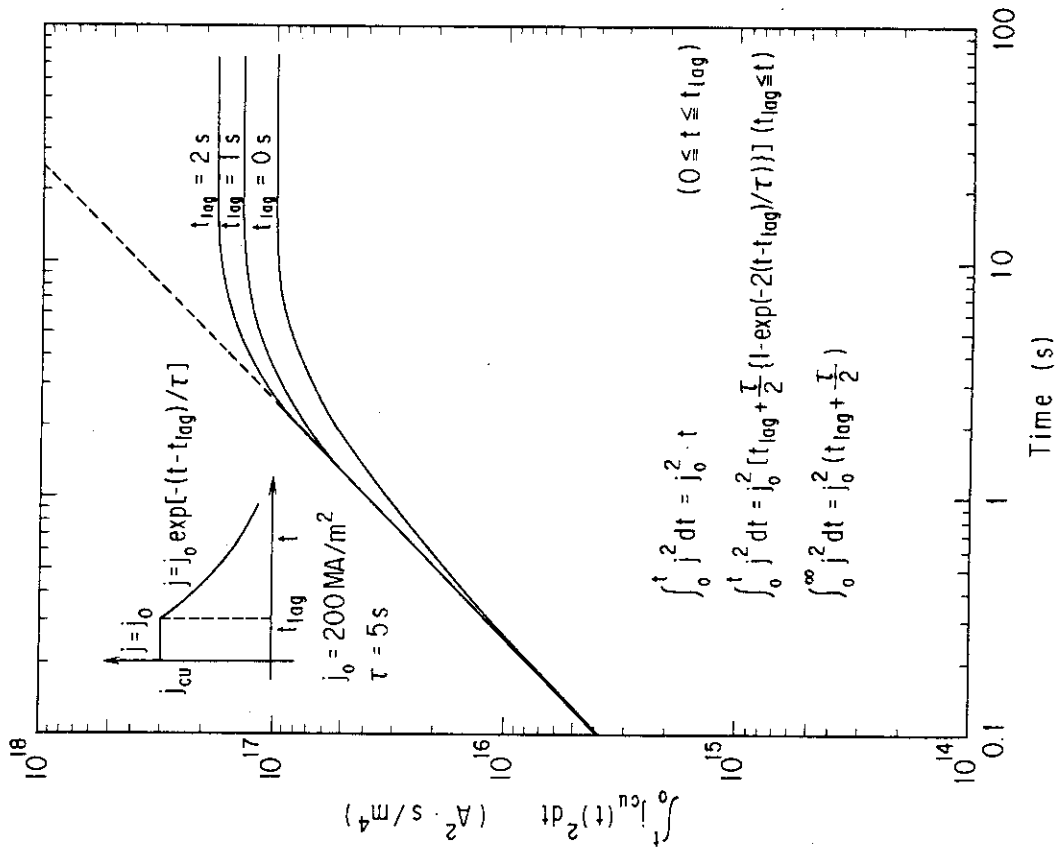


Fig. 3.20 Curves of  $\int_0^t j_{cu}^2 dt$  for the current with a time lag of current dumping

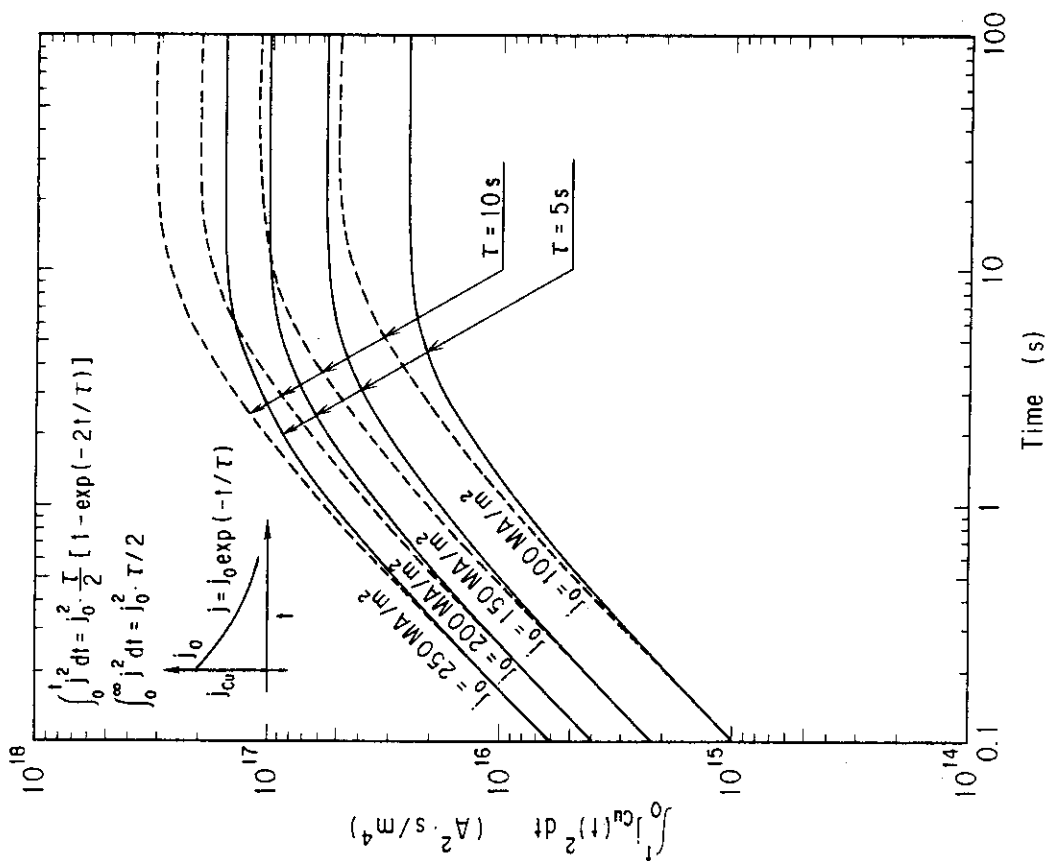


Fig. 3.19 Curves of  $\int_0^t j_{cu}^2 dt$  as a function of time

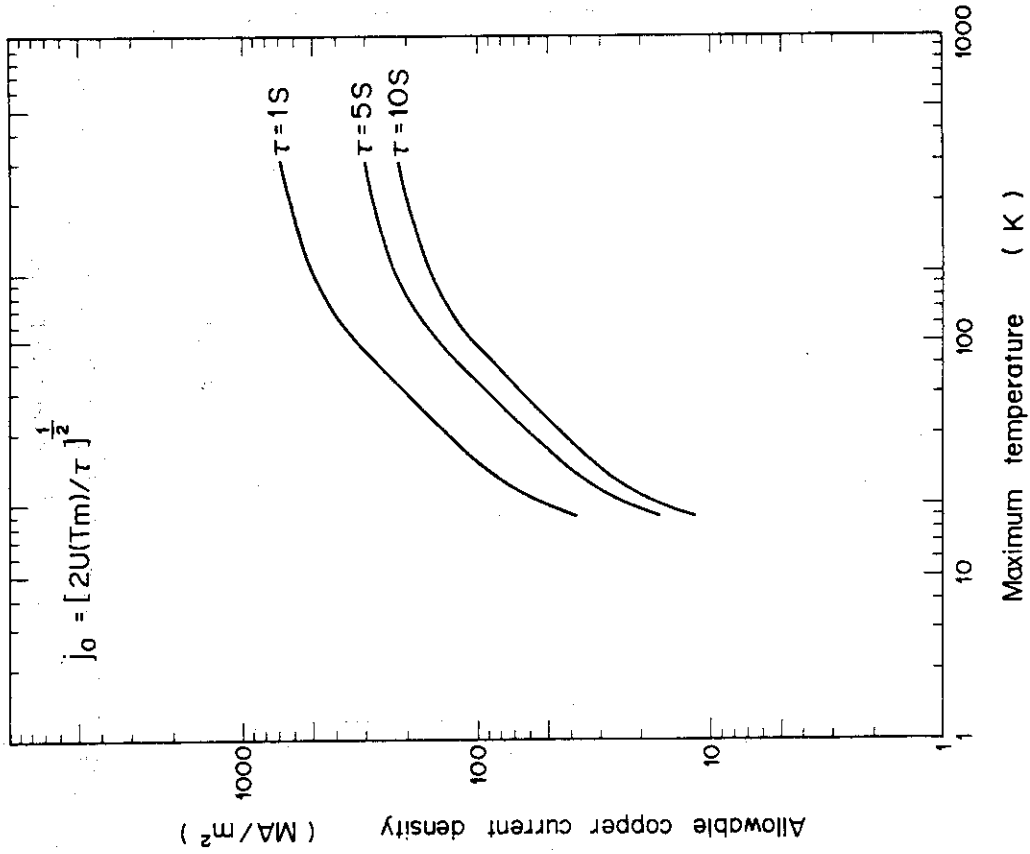


Fig. 3.22 Allowable copper current density as a function of maximum temperature

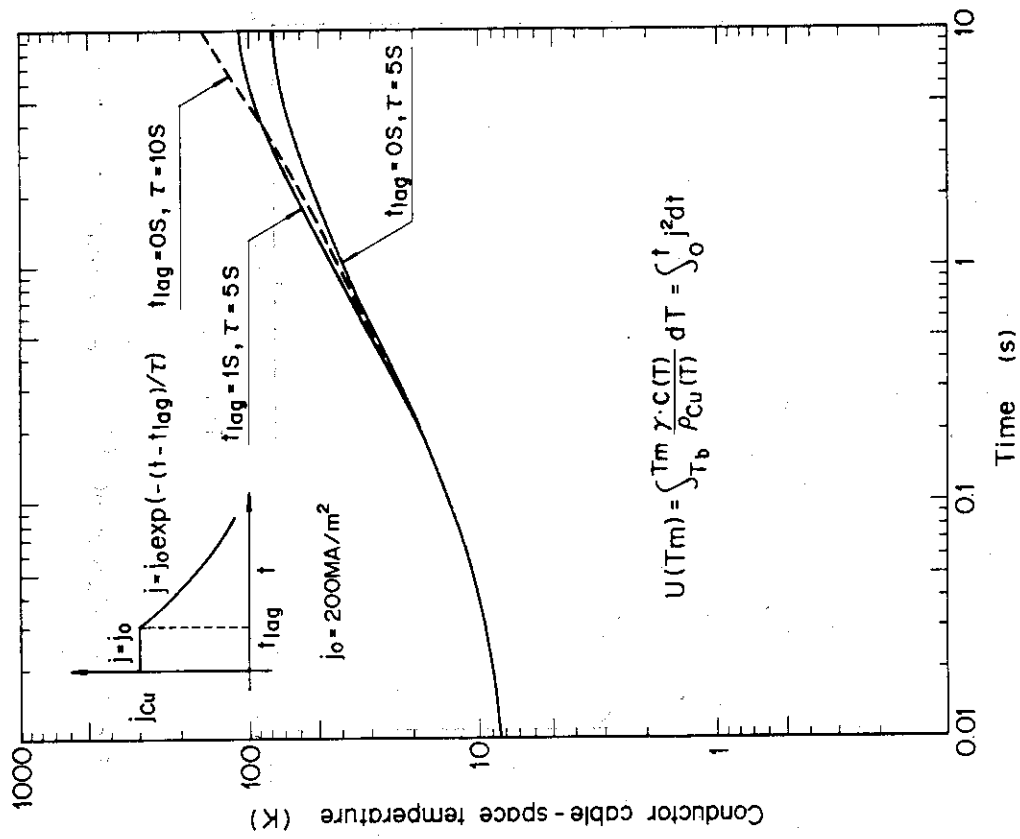


Fig. 3.21 Estimated hot - spot temperature

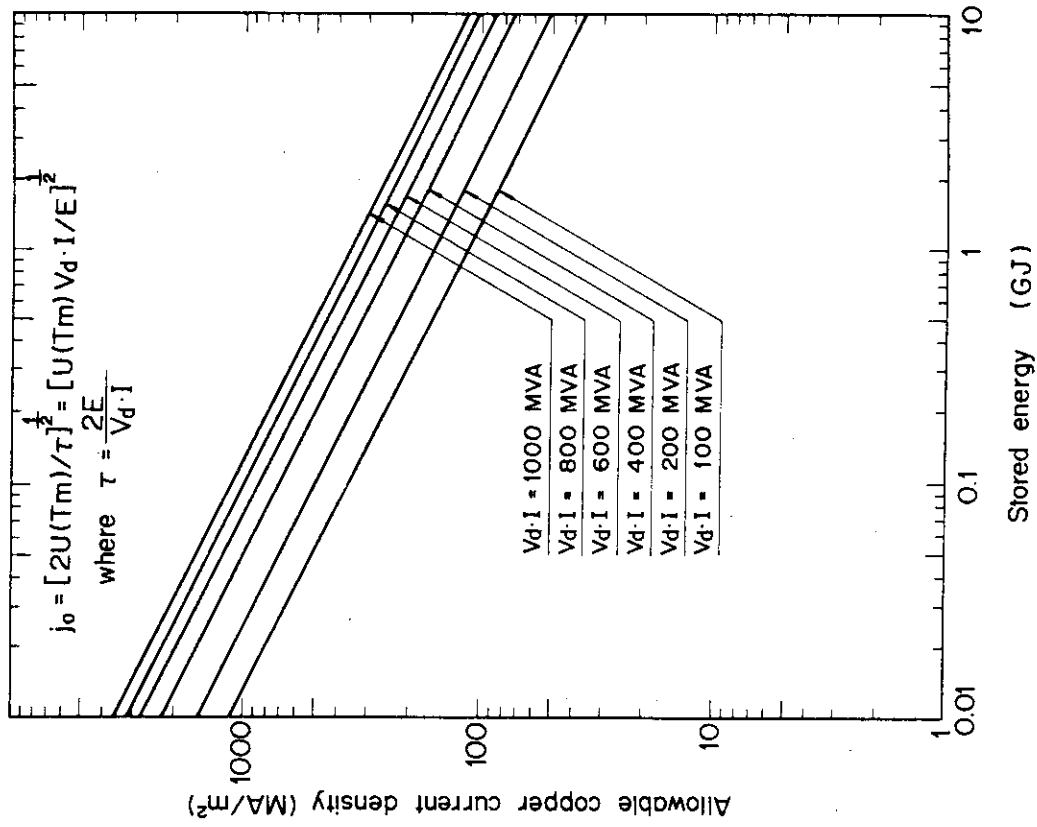


Fig. 3.24 Allowable copper current density as a function of stored energy (T<sub>m</sub> = 100K)

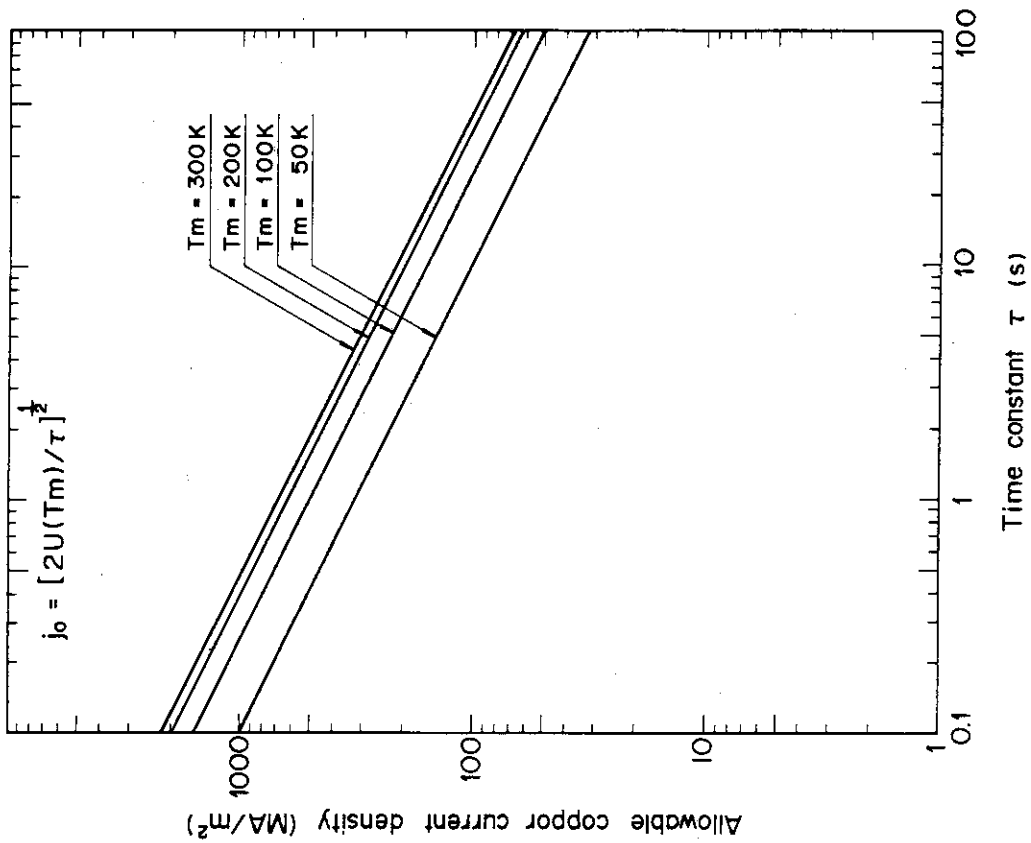


Fig. 3.23 Allowable copper current density as a function of time constant

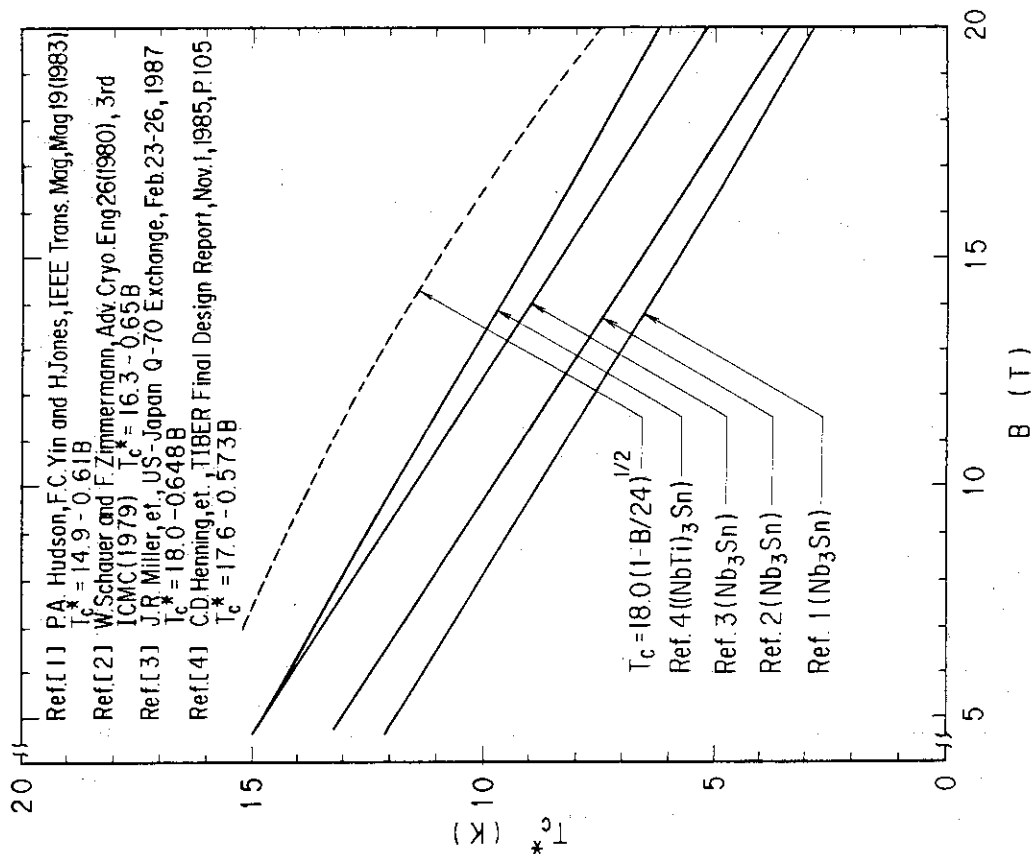


Fig. 3.26 A linear correlation of the extrapolated zero current critical temperature vs field

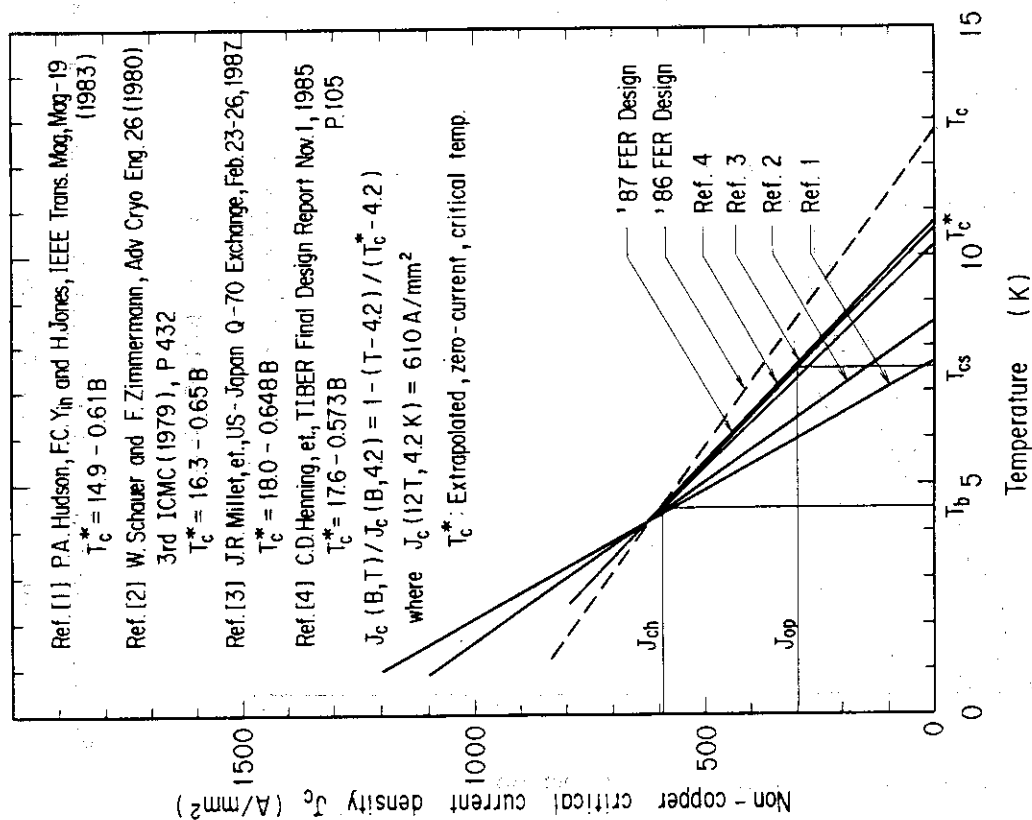


Fig. 3.25 Critical current v.s. temperature for (NbTi)<sub>3</sub>Sn superconductor at the magnetic field of 12T

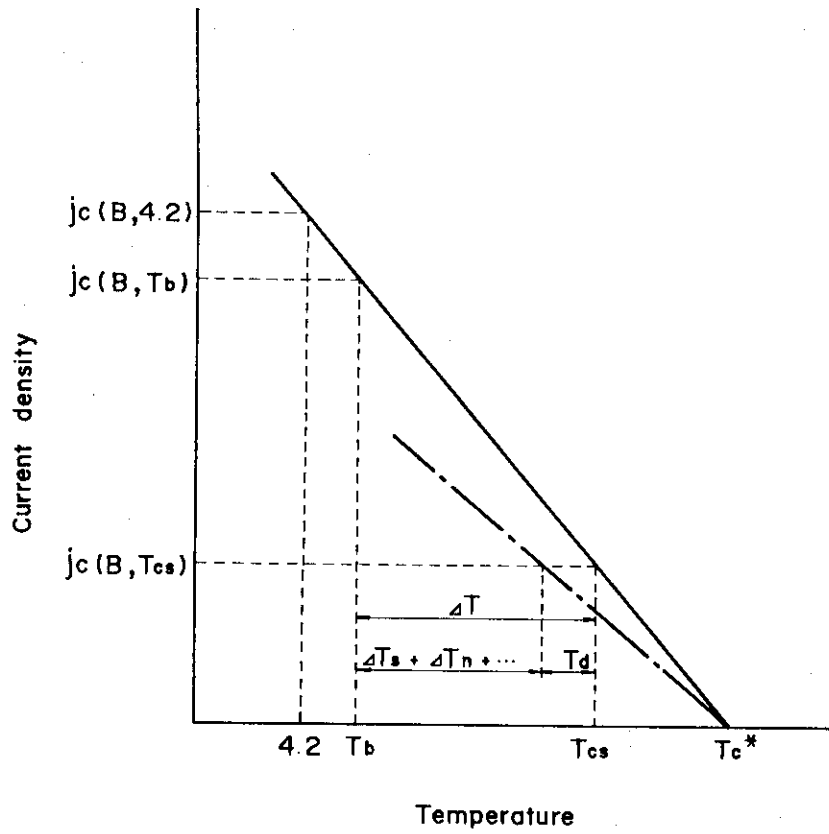


Fig. 3.27 Schematic diagram of current density

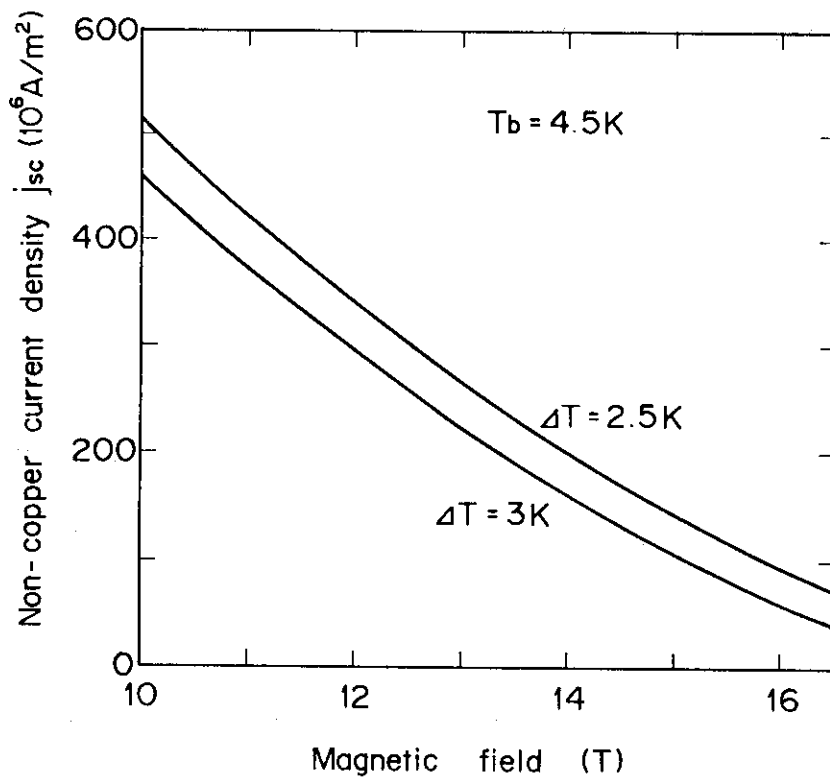


Fig. 3.28 Non - copper current density

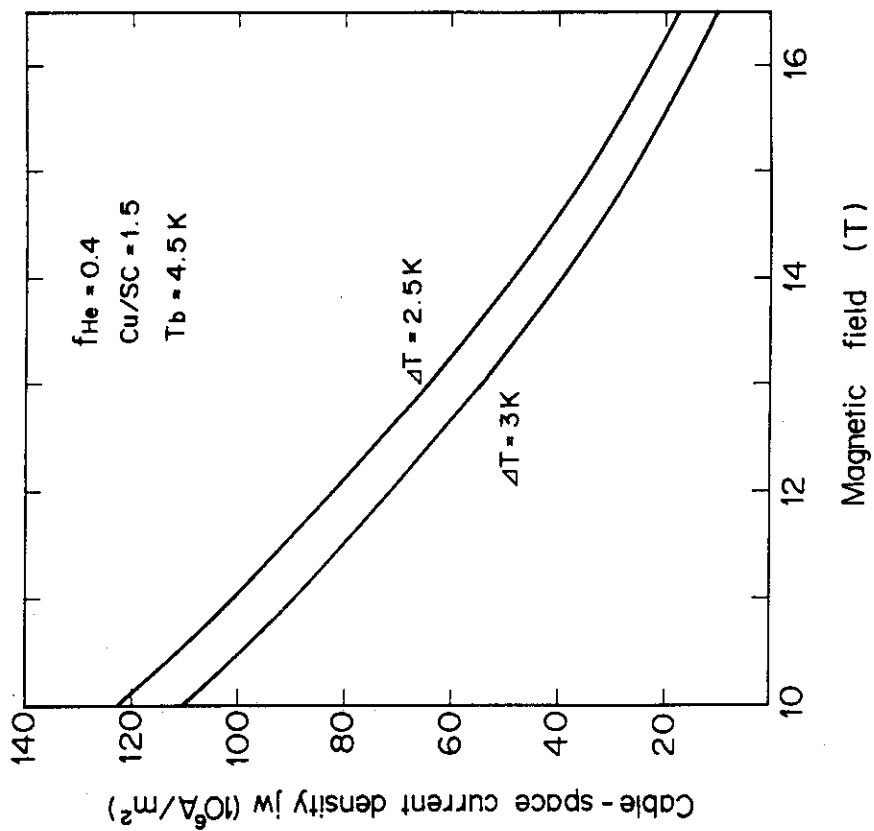


Fig. 3.30 Cable - space current density

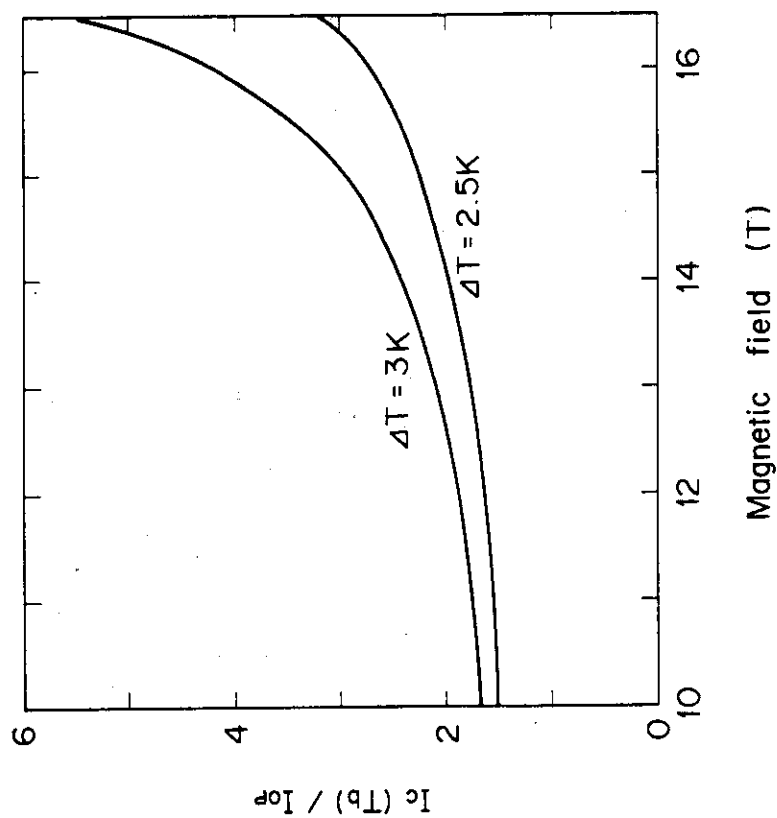


Fig. 3.29  $I_c / I_{op}$  ratio

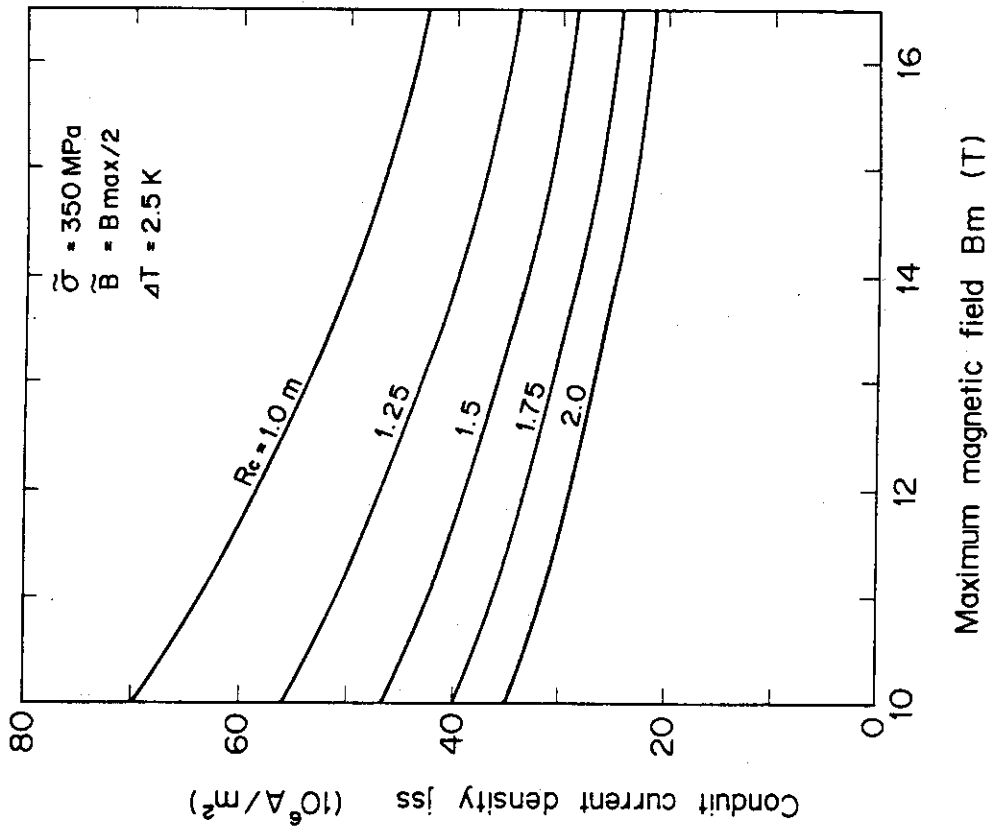


Fig. 3.32 Conduit current density for PF coils

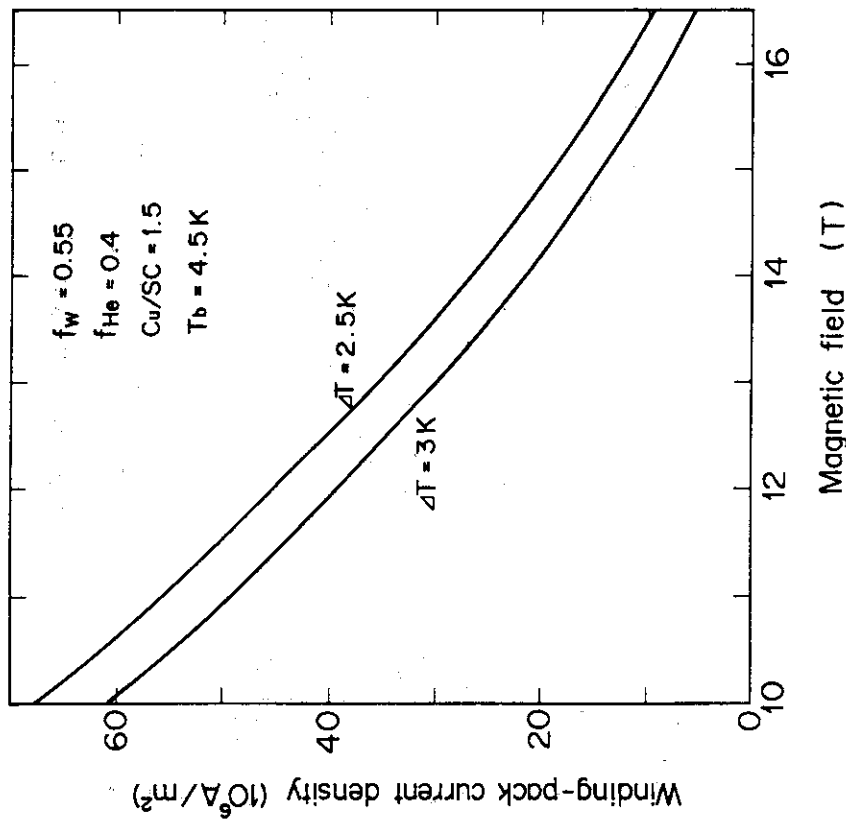


Fig. 3.31 Winding-pack current density for TF coil

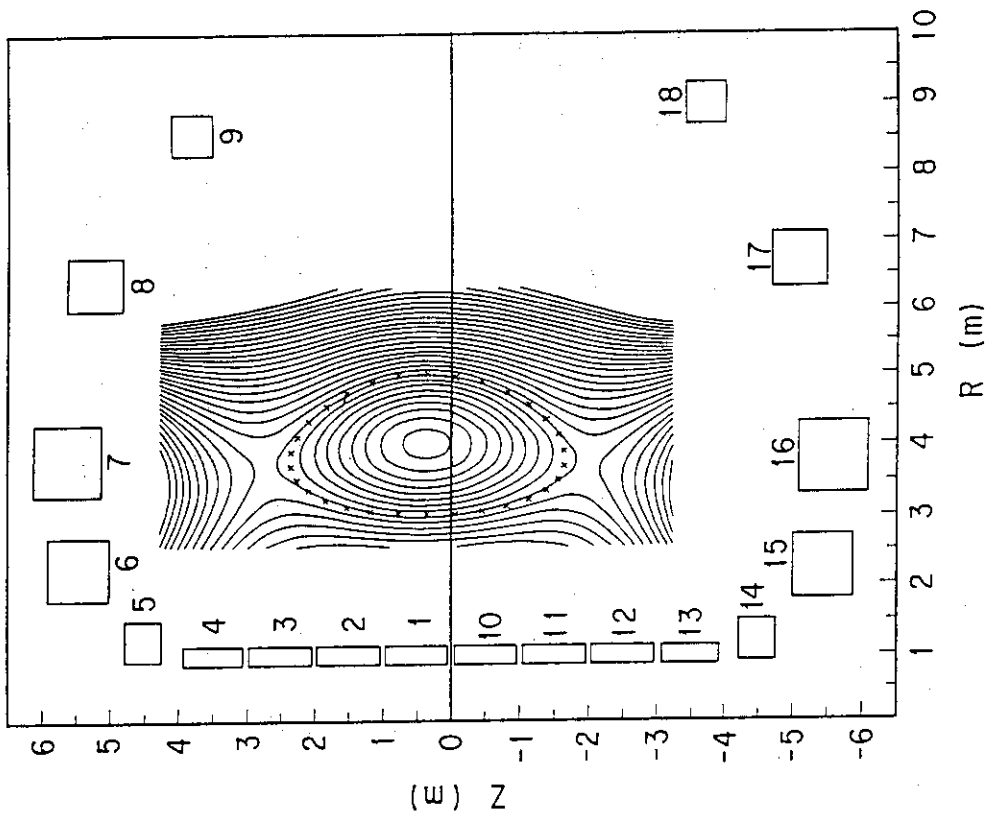


Fig. 3.34 PF coil position of the FER (ACS - M)

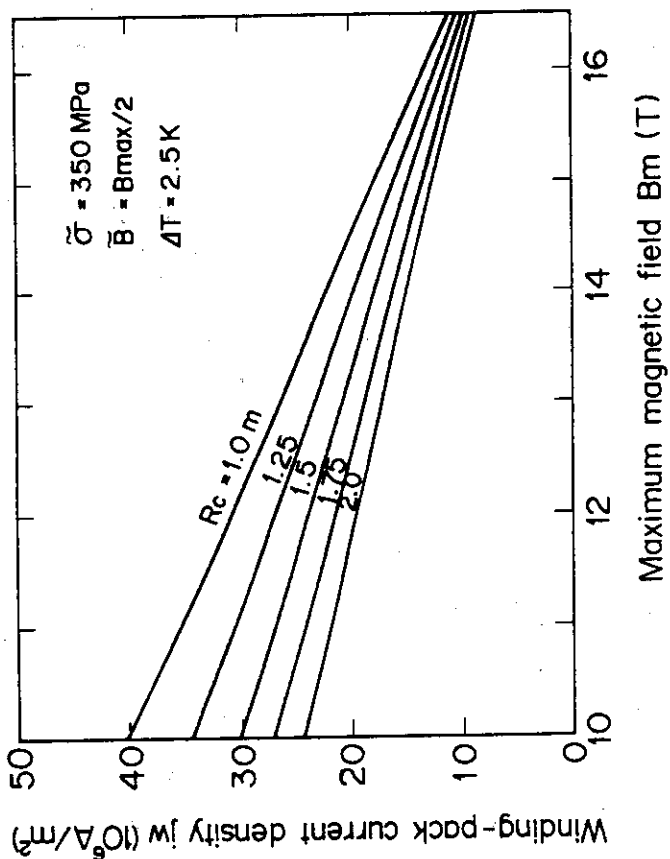


Fig. 3.33 Winding - pack current density for PF coils



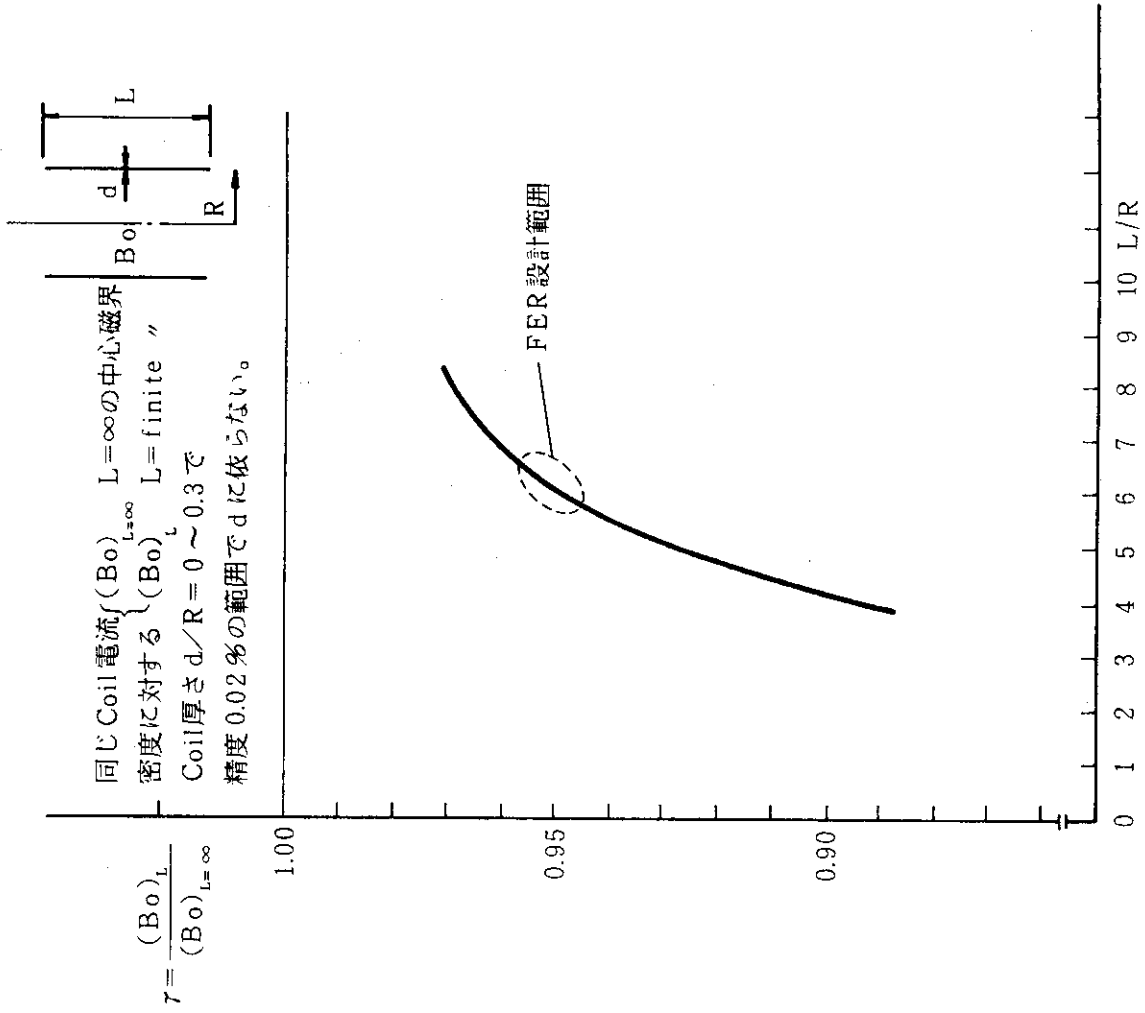


Fig. 3.36 Coil shape dependence of  $\gamma$

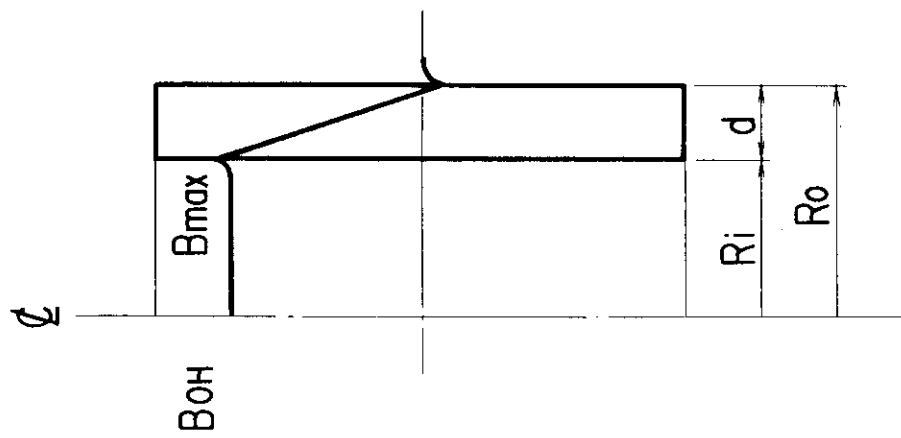


Fig. 3.35 OH coil configuration

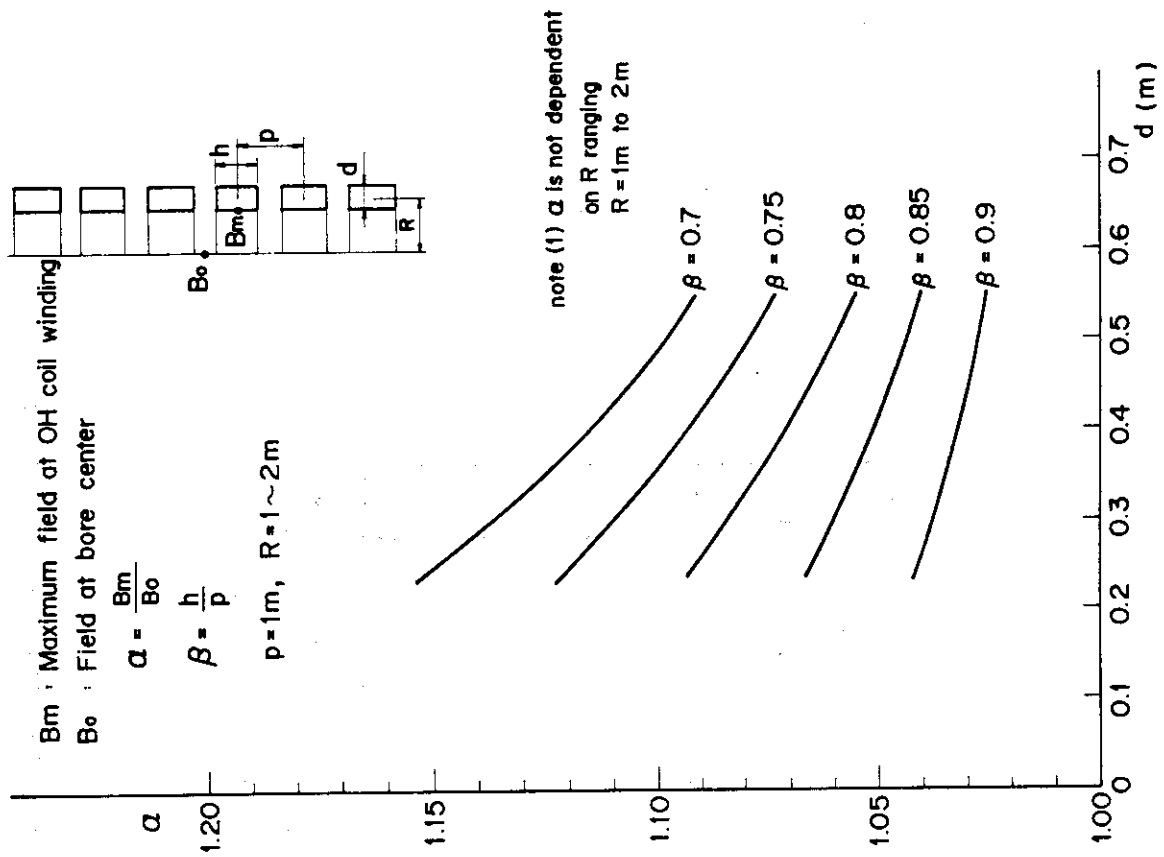


Fig. 3.37 Coil shape dependence of  $\alpha$  and  $\beta$

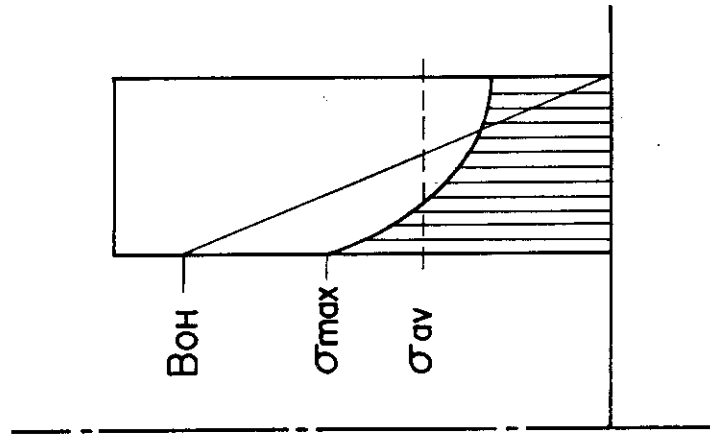


Fig. 3.38 Schematic diagram of B,  $\sigma$  distribution

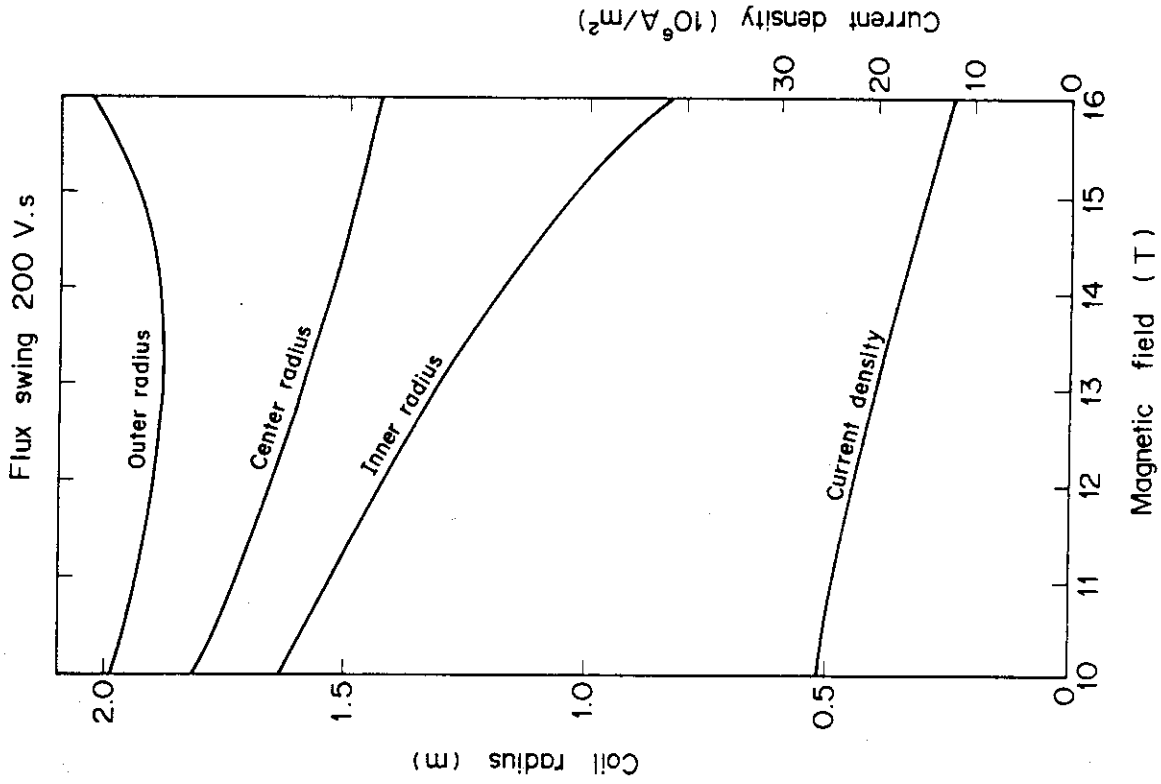


Fig. 3.40 Magnetic field dependence of coil radius ( $\Delta$ )  
 $\sigma = 200 \text{ V.s}$

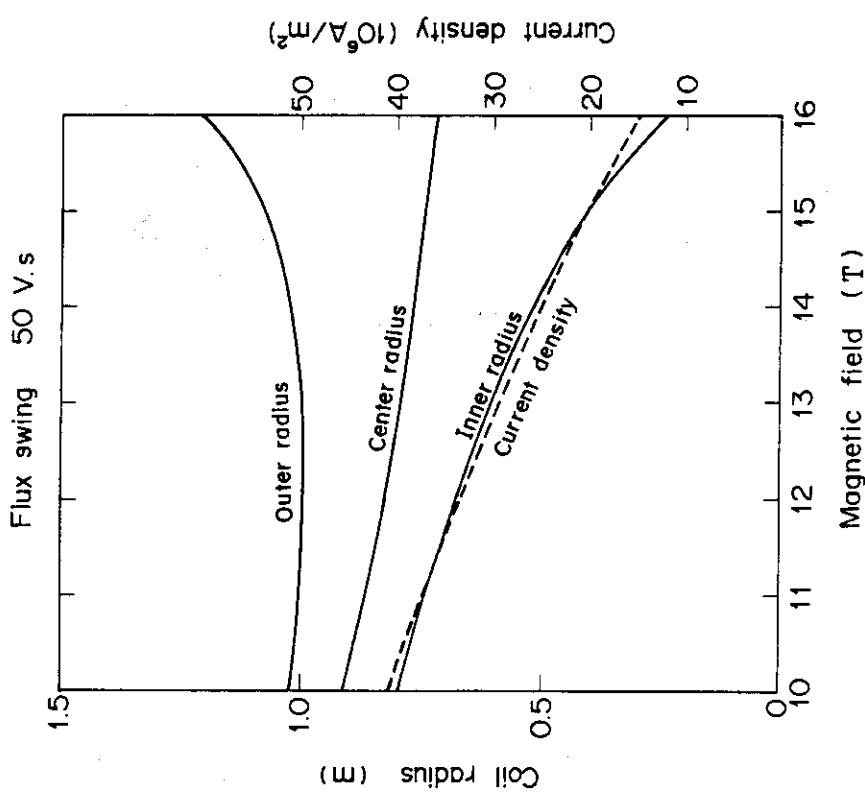


Fig. 3.39 Magnetic field dependence of coil radius ( $\Delta$ )  
 $\phi = 50 \text{ V.s}$

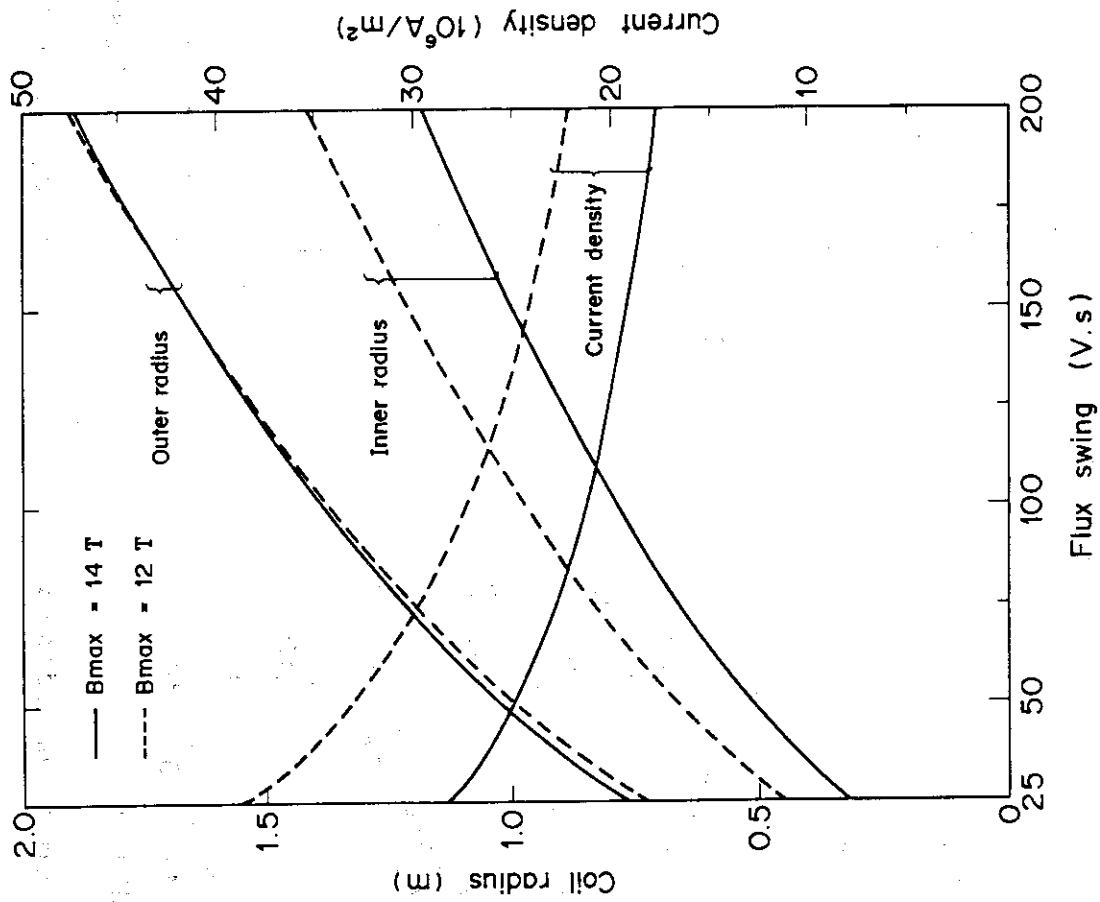


Fig. 3.41 Allowable flux swing dependence of coil radius

### 3.3 コイル構造設計

#### 3.3.1 応力評価

マグネット関係の構造材の最終的な応力評価は、応力強さで行うものとする。応力強さには Tresca が提唱した最大せん断応力説と、Von Mises が提唱したせん断ひずみエネルギー説がある。主応力を  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  とし、また  $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$  とすれば、両者の応力強さ  $S$  は以下の様に表わされる。

[ Tresca の理論 ]

$$S = \sigma_1 - \sigma_3$$

[ Von Mises の理論 ]

$$S = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}}$$

一般には Tresca の応力強さより Von - Mises の応力強さの方が正確であると云われているが（両者の差は最大 15 % である）、上式から判る様に Tresca の応力強さは取り扱いが簡単であり、また何よりも Tresca の応力強さには応力の方向性が含まれているのに対して、Von Mises の応力強さは単に絶対値のみで方向性が含まれておらず、このため疲労評価に Tresca の応力強さが適していると云われている。

しがし、マグネットの様に複雑な構造物では力の流れも複雑であり、かつ支配的荷重である TF 磁場、PF 磁場も一方は静的荷重、もう一方は繰り返し荷重であり、これらを組み合わせた応力強さで疲労評価を行う事はかなり難しく、疲労評価については応力強さとは別に評価する必要があると思われ、この点では特に Tresca の応力強さを採用する意義も少ないと考えられる。

これまでの検討では A S M E Code が Tresca の応力強さを採用していることと、取り扱いが比較的容易であることから Tresca の応力強さを採用していた。今後の詳細設計に於いてより経済的設計が可能な Von Mises の式を推奨するが、この場合はコードで応力強さを計算する必要があろう。

#### 3.3.2 許容応力

##### (1) 許容応力の分類

許容応力の考え方には種々のものがあるが、最も広く採用されている方法は A S M E - Code - Sec III の考え方であろう。この考え方は材料の降伏強度と引張強度から基本応力強さ  $S_m$  を設定し、一方、応力を一般膜応力、曲げ応力、局部応力等に分類し、一般膜応力に対する許容値を  $S_m$  とし、その他の応力に対しては  $S_m$  に適当な割り増し係数を乗じた値を許容値とする考え方である。

しかし、マグネットの如き複雑な複合構造物では必ずしもそれだけですべての許容応力を設定する事は出来ず複雑とはなるが、Table 3.4 に示す様な分類とした。その分類は以

下の通りである。

- ① 基本応力強さ  $S_m$  による応力強さの制限
- ② 超電導線のひずみ制限
- ③ 疲労に対する応力制限
- ④ 特定の法規等による応力制限（内圧に対し）

この他に、部分的には座屈等から応力が制限される場合もあるが、ここでは特に座屈強度については触れていない。

#### (2) 基本応力強さ $S_m$ による応力強さ制限

応力強さに対しては  $S_m$  又は  $1.5 S_m$  を一般的な制限値とした。A S M E Code Sec III では  $S_m = \text{Min}\{ 2\sigma_y/3, \sigma_u/3 \}$  ( $\sigma_y$ : 降伏強度,  $\sigma_u$ : 引張強度) としているが、ここでは  $S_m = \text{Min}\{ 2\sigma_y/3, \sigma_u/2 \}$  とした。これは J C S ( Japanese Cryogenic Steels ) の高降伏強度を有効に利用するためである。

容器等の厚板に対して  $\sigma_y = 1200 \text{MPa}$ ,  $\sigma_u = 1600 \text{MPa}$  とすれば  $S_m = 800 \text{MPa}$  となり、コンジット材の様な薄板については  $\sigma_y = 1100 \text{MPa}$ ,  $\sigma_u = 1500 \text{MPa}$  とすれば  $S_m = 733 \text{MPa}$  となる。

Fault 時の応力に対し  $S_m$  で制限されているものに対しては Normal 時の 20% の割り増しとし  $1.2 S_m$  を制限値としたが、 $1.5 S_m$  で制限されているものに対しては Fault 時も Normal 時と同じく  $1.5 S_m$  を制限値とした。これは低温材特有のセレーション現象を考慮したためである。

熱応力に対しては A S M E Code Sec III と同様、 $3 S_m (= 2\sigma_u)$  を制限値とした。

#### (3) 超電導線のひずみ制限

超電導線材は過大なひずみを受けると性能が劣化するため、ひずみ制限を設けている。この制限値は現在、0.8% としているが、このうち 0.6% はコイル製作時の曲げ加工時のものであり、実際に電磁力により許されるひずみ量は残りの 0.2% である。

超電導線は撚線であり、コンジットが軸方向にひずみを受けても線材にはそれと同じひずみは発生しないとも考えられるが、ここでは Normal mode に対するコンジットのひずみ制限を線材のひずみ制限に合わせ 0.2% とし、 $0.002E$  ( $E$ : ヤング率) とした。

また、Fault mode に対しては 20% の割り増しとし  $0.0024E$  とした。

尚、超電導線材の劣化は必ずしも軸方向力だけでなく、軸直角方向力（線材を押しつぶす力）の影響も大きいという報告もある。これらについては今後、コンジットも含め検討する必要があるが、現時点ではデータ不足であり、軸直角方向のひずみ制限は規定していない。

#### (4) 疲労に対する応力制限

T F コイルからの電磁力はほぼ静的な電磁力であるが、P F コイルからの電磁力はパルス運転のため繰り返し荷重となり、疲労に対する評価が必要となる。又、クエンチ時の内圧も繰り返し荷重となる事が予想される。

疲労に対する評価としては応力振巾、平均応力、繰り返し数から決定される疲れ限度線図からその安全性を評価する手法 ( JAERI-M 85-177 参照 ) が一般的であるが、

FERではその考え方を一歩進め、破壊力学の手法からその安全性を検討することとしている。

この考え方は、或る繰り返し荷重のもとに材料内部に存在する欠陥が徐々に大きくなり、最終的に破壊に至るとするものであり、破壊に至る迄の繰り返し回数は、応力振巾、最大引張応力の他に、欠陥の大きさ、材料の破壊靱性値、また欠陥の進展速度に影響する材料定数等がパラメータとなり、決定される、

破壊時の状態は以下の様に表わされる。

$$K_{IC} = \sqrt{\frac{1.21 \pi a_{cr}}{Q}} \sigma_{max}$$

- ここで  $a_{cr}$  : 破壊時欠陥寸法  
 $\sigma_{max}$  : 最大引張応力  
 $K_{IC}$  : 破壊靱性値  
 $Q$  : 欠陥形状による補正係数

又、欠陥の成長速度については種々の式が提案されているが、ここでは代表的な以下の3種類の式を示す。

Parisの式 :  $da/dN = C \Delta K^m$

Walkerの式 :  $da/dN = C (\Delta K_{eff})^m$   
 $\Delta K_{eff} = \Delta K / (1-R)^{1/2}$

Formanの式 :  $\frac{da}{dN} = \frac{C' \Delta K^m}{(1-R) K_{IC} - \Delta K}$

- ここで  $da/dN$  : 欠陥成長速度  
 $R$  : 最小応力/最大応力 ( $\sigma_{min}/\sigma_{max}$ )  
 $C, C', m$  : 材料定数  
 $\Delta K$  : 応力拡大係数変動幅

$$= \sqrt{\frac{1.21 \pi a}{Q}} \Delta \sigma$$

破壊に至る迄の繰り返し回数は欠陥成長速度の逆数を定積分して得られるが、その式の中には初期欠陥寸法  $a_0$  が含まれ、これが大きな影響を与えることになる。Parisの式には  $R$  の効果が含まれておらず、 $R=0$  (完全片振り状態) の場合に適用される。Walkerの式で  $R=0$  とすればParisの式に一致する。

Fig. 3.4.2 にWalkerの式とFormanの式の比較を示す。材料定数のうち、 $C, m$  についてはJCSのデータがないため、ここではSUS316LNの値を流用した。又、Formanの式の  $C'$  については  $R=0$ 、 $\Delta K_{th} = 10 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$  でFormanの式とWalkerの式が一致する様、設定した。両式を比較の結果、両式とも大きな差はなく、以後の検討は扱いが容易なWalkerの式を用いる。

Fig. 3.43 は、Walkerの式による初期欠陥寸法と繰返し回数の関係を  $\sigma_{\max} = 400$  MPa,  $\Delta\sigma = 100$  MPa, 200 MPa, 300 MPa について示したものである。当然のことであるが初期欠陥寸法が小さい程、大きな  $\Delta\sigma$  を許容できることになる。破線は繰返し回数を  $2 \times 10^4$  (正確には  $1.8 \times 10^4$ ) とし、安全率を4として限界繰返し回数を  $8 \times 10^4$  とした場合のものである。

Fig. 3.44 は同じWalkerの式で初期欠陥寸法と最大引張応力の関係を応力変動巾をパラメータとして示したものである。

Fig. 3.45 はWalkerの式で  $R = 0$  の場合の初期欠陥寸法と限界繰返し回数の関係を  $\Delta\sigma$  をパラメータとして示したものである。破線はコンジット材を意識して破壊時の欠陥寸法を5 mmと制限した場合、実線は特に制限を設けない場合のものである。両者にあまり大きな差がなく、特に  $\Delta\sigma$  が大きくなるほどその差が小さくなる事は、欠陥が途中から加速度的に成長することを示している。また、水平部分は  $\Delta K \leq \Delta K_{th} (= 10 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$  と仮定) となり、欠陥が成長しない領域である。

これらのデータから、ここではTable 3.5 に示す許容応力を設定した。この値は以下の条件のもとに設定されたものである。

- ① 運転回数を  $2 \times 10^4$  cycle とし、又、回数に対する安全率を4とした。
- ② 初期欠陥寸法はコンジットについては0.2 mm, その他については2 mmとした。コンジットとそれ以外の構造材の初期欠陥寸法を分けたのは、コンジットは薄板であり、それだけ欠陥が発生しにくく、又、発見し易いと考えたためである。
- ③ 材料データのうち、 $c, m$  についてはSUS316LNの値を流用した。

許容応力は、PFコイルコンジット以外は  $\sigma_{\max}$  と  $\Delta\sigma$  の組み合わせで示す。PFコイルコンジットに発生する応力は殆んどがPFコイル自身の電磁力によるものと考えられ、このためPFコイルコンジットの繰返し応力はほぼ完全片振りに近いと云う考え方のもとに、TFコイルコンジットとPFコイルコンジットの扱いを別にしたものである。以上の如く、疲労に対する応力制限については多くの仮定値が含まれており、これらの仮定値が変れば、許容値も変更していかなければならない。

特に初期許容欠陥寸法は欠陥検出限界によって決定されるべきものであるが、明確なデータがないのが現状である。Table 3.5 に示した初期許容欠陥寸法も現状では検出し得ると云う根拠はなく、将来の検査技術の向上も期待した値であるが、この点については今後、充分、詰めていく必要がある。

尚、以上の如き検討から'87 FER ACS-Mに於てはPF磁場によるコイル容器に発生する応力に対する制限値を300 MPaとしているが、'87 FER LRDについては300 MPa以下に制限することが難しく、やむなく400 MPaを制限値とした。制限値を300 MPaから400 MPaにあげるためには繰返し回数に対する安全率を4から2に減少し、また初期許容欠陥寸法も2.0 mmから1.0 mmと1層、高度な技術が要求される。

##### (5) 特定法規等による応力制限(内圧に対し)

マグネット構造のうち、コイルコンジットは冷却用液体ヘリウムの容器としての機能も有し、内圧が作用するため、高圧ガス設備として扱おう必要がある。



矩形、又はそれに類似の圧力容器に対する規格としては JIS B8280 “圧力容器の非円形胴の構造（案）（昭和63年3月現在）”があり、これでは許容応力、応力計算式等が規定されている。この計算式によれば、コンジットには300MPa～400MPa（内圧150atmとして）と云う大きな応力が発生することになる。

但し、JIS B8280の規程はあくまで容器が単独で存在する場合のものであり、コイルコンジットに対し、JIS B8280をそのまま適用するのは無理があり、また非合理的である。

この点については今後、関係各官庁等と折衝しその扱いを明確にしていく必要があり、ここでは内圧に対する許容応力を明示していないが、いずれにしても何らかの対応が必要であり、内圧に対する許容応力を他の場合と分けて扱ったものである。

### 3.3.3 巻線部の剛性評価

巻線部分は約30mm角（製作の都合上、隅には丸みがついている）のコンジットが数百本集り、1つのコイルを構成し、コンジット間はエポキシ樹脂等の絶縁材が真空含浸された構造である。この様な複合構造を力学的にどう扱かうかは非常に難しい。

巻線部分の剛性はコイル容器やサポートフレームの剛性に比べ小さく（ただし、軸方向力に対しては巻線部も無視できない剛性を有している）、コイルケース、サポートフレームの強度評価に対しては大きな問題ではないが、巻線部自身にとっては、その剛性をどう評価するかは重要な問題と云えよう。

巻線部分の剛性については、垂直力に対し、軸方向引張力に対する剛性、曲げに対する剛性、向心力や面外電磁力等の軸直角方向力に対し、コイルケースに力を伝達するまでの軸直角方向の剛性の3種類について評価する必要がある。

ここで数値検討のため採り上げたモデルは'86FERのACSとする。導体断面形状をFig. 3.46に、巻線部断面形状をFig. 3.47に、TFコイルケース内側脚での断面形状をFig. 3.48に示す。

#### (1) 軸方向引張力に対する巻線部剛性評価

コイルケース、巻線部を強度的に分割して考えた場合、①コイルケース、②SUSキースペーサ、③導体間絶縁材、④SUSコンジット、⑤撚線部、に分けることができよう。

これらのうち、⑤の撚線部はその形状のため、引張力に対する剛性は他の部分よりかなり小さいと考えられ、除外する。①～④の各々の部分の断面積は以下の様になる。

$$\textcircled{1} \quad A_1 = \frac{(0.781 + 1.144)}{2} \times 0.677 - \underset{\text{(切欠部)}}{0.259 \times 0.06} - \underset{\text{(巻線部)}}{0.416 \times 0.626}$$

$$= 0.3757 \text{ m}^2$$

$$\textcircled{2} \quad A_2 = 0.416 \times 0.626 - 0.390 \times 0.600 = 0.0264 \text{ m}^2$$

$$\textcircled{3} \quad A_3 = 0.390 \times 0.600 - 2.60 \times 0.0286^2 = 0.0213 \text{ m}^2$$

$$\textcircled{4} \quad A_4 = (0.0286^2 - 0.0216^2) \times 2.60 = 0.0914 \text{ m}^2$$

これらのうち、③以外はSUSであり、 $E = 2.06 \times 10^5$  MPaである。③はエポキシ樹脂等の絶縁材であり、 $E = 1.96 \times 10^4$  MPaとする。

②、④のみを有効とすると

$$EA = 2.06 \times 10^5 \times (0.0264 + 0.0914) = 0.2427 \times 10^5 \text{ MPa}$$

②、③、④を有効とすると

$$EA = 2.06 \times 10^5 \times (0.0264 + 0.0914) + 1.96 \times 10^4 \times 0.0213 = 0.2469 \times 10^5 \text{ MPa}$$

即ち、絶縁材が引張力に有効に働くと考えても、その差は2%未満である。実用上、巻線部分の引張力に対する剛性としては、SUS部分のみを評価するものとする。

なお、ケースも含めて考えた場合、巻線部分が全体に占める比率は

$$\frac{A_2 + A_4}{A_1 + A_2 + A_4} = \frac{0.0264 + 0.0914}{0.3757 + 0.0264 + 0.0914} = \frac{0.1178}{0.4935} = 0.24$$

即ち、垂直力に対しては上記の比率分、巻線部が電磁力を支持することになる。

(2) 曲げに対する巻線部の剛性評価

曲げに対しては、コイルケース、SUSケースペーサー、SUSコンジットを有効と考える。

計算の簡略化のため、コイルケースを右図の様な断面として計算する。

〔コイルケース〕

$$I_{X1} = 0.0217 \text{ m}^4$$

$$I_{Y2} = 0.0456 \text{ m}^4$$

〔SUSケースペーサー〕

$$I_{X2} = 0.00079 \text{ m}^4$$

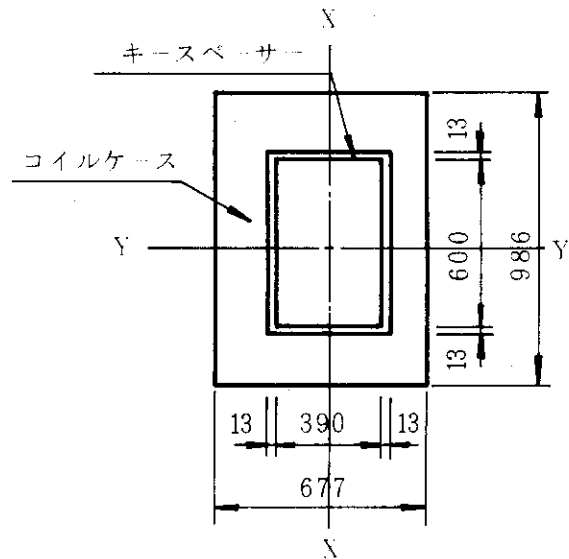
$$I_{Y2} = 0.001484 \text{ m}^4$$

〔SUSコンジット〕

SUSコンジットは、絶縁材がどの程度、有効に作用するかで評価が大きく異なる。

絶縁材が有効に作用しないとすれば、コンジット材の曲げ剛性は単独のコンジットの曲げ剛性の代数和となる。

$$I_{X3} = I_{Y3} = 0.978 \times 10^{-5} \text{ m}^4$$



絶縁材が有効に作用するとすれば、コンジットは全体として基盤目状を形成していることになる。

$$I_{x_3}' = 0.00116 \text{ m}^4$$

$$I_{y_3}' = 0.00274 \text{ m}^4$$

いずれにしても、コイルケースの曲げ剛性に比べ、巻線部の曲げ剛性は非常に小さく、全体的な影響は殆んどないが、巻線部だけを採り出した場合、考え方により結果は大きく異なることになる。

絶縁材が有効に作用するか否かは、曲げによりコンジット間に生ずるせん断力に対し、絶縁材とコンジット間の接着力が耐え得るか否か、また絶縁材がせん断力に耐え得るか否か、さらにせん断変形量がコンジットの変形に追従するか否かである。一般にFRPは層間せん断力に対し、比較的弱く、また仮に将来、中性子照射等で樹脂が劣化したとすれば、コンジット間を連結する強度は期待できないとも云える。

現段階では個々の物性値から、巻線部の曲げ剛性を適切に評価することは非常に難しく、是非とも実験的確認が要求されるが、今後の解析に際しては解析モデルの使い分けが必要になる。

### (3) 軸直角方向力に対する剛性

向心力や面外電磁力のようなコイル軸直角方向の力は導体間を伝わり、最終的にはコイルケースで支持されることになる。(曲率がある部分では、導体自身で軸直角方向力を受け持つことはできる)

各コンジット間には、絶縁材である樹脂が含浸されており、またコンジットの隅は製作の都合上、丸みがついており、コンジット間の力の伝達状態は複雑である。

この点を、コンジットの形状も含めて確認するため、Fig. 3.49に示す様なモデルで解析を行った。解析のベースはFig. 3.46に示す"86FER(ACS)とするが、コンジット材の厚み、隅の丸みの大きさを種々変えてその影響度合を確認するため、相隣るコンジットの半分づつとその間の絶縁材を簡単なビームモデルに置き換えたものである。

その他の条件は以下の通りである。

- ① コンジット内部の撚線部は省略する。
- ② コンジットのモデル化は、コンジット板厚中心に置いた。コンジットの板厚の半分に相当する部分は微小な曲げ剛性を有し、また適切な軸方向の剛性を有するビームモデルで置換した(微小な曲げ剛性を入れたのは解析の都合上である)。
- ③ 絶縁材部分はやはり適切な軸方向剛性を有し、微小な曲げ剛性を有するビームモデルに置換した。
- ④ SUSのヤング率は $2.06 \times 10^5$  MPa、絶縁材のヤング率はその $1/10$ の $2.06 \times 10^4$  MPaとした。
- ⑤ 境界条件は荷重方向に対しては片側のコンジットの中央部で完全固定とし、コンジットモデルの隅4点は回転のみ拘束した。
- ⑥ 絶縁材が引張力を負担する場合と負担しない場合、また隣のコンジットの影響を考

慮して、側板部分の荷重直角方向変位を拘束する場合としない場合について検討した。 Fig. 3.50 と Fig. 3.51 に解析結果を示す。 Fig. 3.50 は '86 FER (ACS) をベースとし、板厚のみを変更したものであり、絶縁材は引張力を負担せず、また側板の横移動を拘束しない場合のものである。換算ヤング率と板厚はほぼ、比例関係となる。

Fig. 3.51 は板厚は一定 (3.5 mm) とし、隅の曲率半径 (板厚中心) を変えた場合のものであり、絶縁材の引張力の条件、側板の横移動拘束の条件等、3種類の場合について解析したものである。この図より、絶縁材の引張力負担条件、側板の横移動の条件よりは、隅の曲率半径の影響が大きいことがわかる。

R = 0 の場合、右図の様に側板厚さに相当する部分のみが剛性に寄与するとすれば、換算ヤング率は以下の様になる。

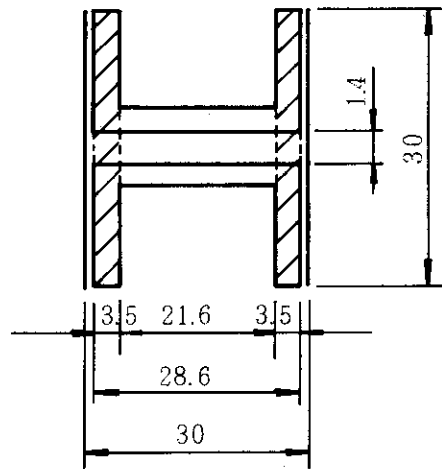
$$E = 206 \times \frac{2 \times 3.5}{30} \times \frac{28.6 \times 0.1 \times 1.4}{30}$$

$$= 46.0 \text{ GPa}$$

(この値が Fig. 3.51 の手計算値である。)

今後、コンジットの形状が変更になった場合も、これらのデータから、ある程度の誤差内で換算ヤング率を推定できるものと思われる。

尚、今回はケーススタディを行うため簡単なビームモデルの解析としたが、他のコンジットの例に於て、今回と同様のビームモデルと2次元 FEM 解析の比較も行っており、その差は大きくないことを確認している。



### 3.3.4 内圧に対するコンジット強度検討

コンジットに発生する内圧は現在、150 atm と設定している。

この内圧力に対するコンジットの強度に対しては、何らかの形で高圧ガス設備としての適用を受けると考えられる。単独に存在する角型容器については JIS B8280 (これは現在、高圧ガス保安協会にて審議中である) に応力計算手法を示している。

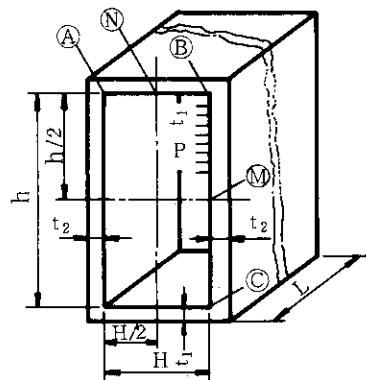
その内容は以下の通りである。

[ 矩形断面 ]

Ⓐ - Ⓑ 間

膜応力  $\sigma_m = \frac{Ph}{2t_1}$

曲げ応力  $\sigma_{bN} = \frac{Ph^2}{4t_1} \left[ \frac{2 - (K+3)\alpha^2}{K+1} \right]$



$$\sigma_{bA} = \sigma_{bB} = \frac{Ph^2}{2t_1^2} \left[ \frac{\alpha^2 K + 1}{K + 1} \right]$$

合成応力

$$\sigma_{TN} = \sigma_m + \sigma_{bN}$$

$$\sigma_{TA} = \sigma_{TB} = \sigma_m + \sigma_{bA} (= \sigma_{bB})$$

②-③間

膜応力  $\sigma_m = \frac{PH}{2t_2}$

曲げ応力  $\sigma_{bM} = \frac{Ph^2}{4t_2^2} \left[ \frac{(2\alpha^2 - 3)K - 1}{K + 1} \right]$

$$\sigma_{bB} = \frac{Ph^2}{2t_2^2} \left[ \frac{\alpha^2 K + 1}{K + 1} \right]$$

合成応力  $\sigma_{TM} = \sigma_m + \sigma_{bM}$

$$\sigma_{TB} = \sigma_m + \sigma_{bB}$$

ここで  $\alpha = H/h$ ,  $K = \alpha(t_2/t_1)^3$

〔隅に丸みのある矩形断面〕

①-②間

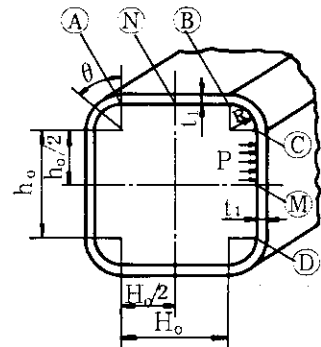
膜応力  $\sigma_m = \frac{P(h_o + 2R)}{2t_1}$

曲げ応力  $\sigma_{bN} = \frac{PH_o^2}{4t_1^2} [3(\alpha_o - 1)(\alpha_o + 2\phi + 1) - 2K_o]$

$$\sigma_{bB} = \frac{PH_o^2}{4t_1^2} [3\{2\phi(\alpha_o - 1) + \alpha_o^2\} - 2K_o]$$

合成応力  $\sigma_{TN} = \sigma_m + \sigma_{bN}$

$$\sigma_{TB} = \sigma_m + \sigma_{bB}$$



## ③-④間

$$\text{膜応力} \quad \sigma_m = \frac{PH_o}{2t_1} \left[ \phi + \sqrt{\alpha_o^2 + 1} \right]$$

$$\text{曲げ応力} \quad \sigma_{b \max} = \frac{PH_o^2}{4t_1^2} \left[ 3 \left\{ 2\alpha_o\phi \cos\theta - 2\phi(1 - \sin\theta) + \alpha_o^2 \right\} - 2K_o \right]$$

$$\text{合成応力} \quad \sigma_{T \max} = \sigma_m + \sigma_{b \max}$$

## ④-⑤間

$$\text{膜応力} \quad \sigma_m = \frac{P(H_o + 2R)}{2t_1}$$

$$\text{曲げ応力} \quad \sigma_{bM} = -\frac{PH_o^2 K_o}{2t_1^2}$$

$$\sigma_{bC} = \frac{PH_o^2}{4t_1^2} \left[ 3\alpha_o^2 - 2K_o \right]$$

$$\text{合成応力} \quad \sigma_{TM} = \sigma_m + \sigma_{bM}$$

$$\sigma_{TC} = \sigma_m + \sigma_{bC}$$

ここで  $\alpha_o = h_o/H_o$ ,  $\phi = 2R/H_o$ .

$$\theta = \tan^{-1}(H_o/h_o)$$

$$K_o = \frac{3\phi^2(2\alpha_o - \pi + 2) + \phi(6\alpha_o + 1.5\pi\alpha_o^2 - 6) + (\alpha_o^3 + 3\alpha_o^2 - 2)}{2\alpha_o + \pi\phi + 2}$$

なお、以上のすべての式に於て、溶接効率、またはリガメント効率  $\eta = 1$  とした。

'86 FER のコンジットの断面寸法をベースに、隅の曲率半径の大きさを横軸にとり、各部の膜応力、曲げ応力を計算した結果を Fig. 3.52 に、また合成応力を Fig. 3.53 に示す。

この図から判る通り、内圧により発生する応力だけから考えれば隅の曲げ半径は出来るだけ大きくした方が有利であると云える。しかし 3.3.3 の巻線部の剛性評価の項で述べた様に、隅の曲げ半径を大きくすることは、軸直角方向の力に対する剛性を低下することになる。

従って、隅の曲げ半径の大きさは、製作上の問題、内圧に対する強度、軸直角方向力の剛性の3つの点を考慮して決定する必要がある。

尚、以上の検討は JIS B8280 (案) による計算であるが、前述したようにこれは角型容器が単独で存在した場合に適用されるものである。実際の巻線部は数多くのコンジットがコイルケースの中に納まり、それから間隙は厚さ約 1 mm の絶縁材で含浸された構造であり、内圧により発生する応力も、単独の場合とは大きく異なると考えられる。

仮にすべてのコンジットに同じ内圧が発生したとすれば、それらはバランスしコンジットには応力は殆んど発生しないことになる。これは極端な場合としても、仮に隣のコンジットの圧力が“0”であった場合、曲げに対しては隣のコンジットも抵抗することになる（ヤング率が小さい絶縁材を介しているため、曲げ応力は1/2までは低下しない）。

内圧によるコンジットの強度については実際に有り得る状態の中から最も厳しい条件を選定し、詳細なFEM解析を行う必要があるが、その結果の評価については関係官庁の確認を得ておく必要がある。

### 3.3.5 TFコイル容器応力計算簡易式の検証

#### (1) 検討の内容

'86, '87 FERに於ては種々のケースについての比較検討を行ったため、TFコイル容器断面の決定に際しても詳細なFEM解析等は行わず、手計算レベルの簡易式による応力計算を行っている。この簡易計算式はそれなりの裏付けはあるものの、その結果の精度については十分な裏付けが得られていない部分もあったので、今年度の重要課題の一つとして、TFコイル容器応力計算簡易式の検証を採り上げた。

検証内容は以下の通りである。

- ① 拡張力に対する検証：簡易式では拡張力のうち垂直力に対しては、TFコイル全体を円筒体として起磁力から垂直力を求め、この垂直力を内側脚、外側脚（巻線部を除く容器部分）で等分して受けると考えて垂直力による平均引張応力を求めている。さらに曲げモーメントによる応力の割り増しを含め、平均引張応力の1.5倍を拡張力による内側脚でのコイル容器軸方向引張応力度と設定している。その精度はどの程度か。
- ② 向心力に対する検証：中心支柱から外れた部分では、向心力により外枠に面外の曲げ応力が発生する。簡易式ではこの応力を簡単な梁の計算式で求めているが、その精度はどの程度か。
- ③ 面外電磁力に対する検証：面外電磁力により、側板には面外の曲げ応力が発生する。この面外曲げ応力の算定式は'86FERの数ケースについて、2次元の簡単なFEM解析から求めたものであるが、その精度はどの程度か。
- ④ 転倒力に対する検証：転倒力により発生する引張応力、曲げ応力、振れ等によるせん断応力は内側脚では支配的ではないと考え、現段階では省略している。その妥当性はどの程度か。（考慮していないと云う意味でなく、許容値に対し、多少の余裕を持たせてある。）

#### (2) 拡張力に対する検証

拡張力に対しては'86FERのACSを対象として解析した。Fig. 3.54にTFコイル形状を示す。Fig. 3.55にTFコイル構造の全体図を示す。また、Fig. 3.56に拡張力の分布を示す。全垂直力はTFコイル1箇当たり134MNである。

解析モデルはFig. 3.57に示す様なビームモデルである。コイルケースは等価なビームでモデル化している。解析は2ケース行った。1つは巻線部分の剛性を考慮しない場合であり（case A-1）、もう1つは巻線部分の軸力に対する剛性のみを考慮した場合で

ある ( case A-2 )。後者では巻線部はコイル容器と節点共有のトラス要素 ( 曲げ剛性、振り剛性共考慮せず ) に置き換えた。シェアパネルは板要素に置換した。シェアパネル端の境界条件は Fig. 3.58 に示す様に中心方向にスライド可能な条件とした ( Fig. 3.58 では上部シェアパネルは一体構造の様な図になっているが、実際は Fig. 3.57 に示す様に内側部と外側部に分割する構造でモデル化している )。中心支柱との接合部は向心力による中心支柱の変形を考慮するため、バネで置換した。

内側脚コイル容器断面、外側脚コイル容器断面の断面性能は Fig. 3.59 に示す形状で計算した。

内側脚は節点 2 ~ 12 間、外側脚は節点 17 ~ 31 間とし、その間は  $I_Y$  は内側脚と同じ、 $A, I_z, I_x$  は内側脚と外側脚の平均値とした。

巻線部は SUS コンジット部分の面積を有効と考えると、その面積は以下となる。

$$A_w = 260 (\text{総ターン数}) \times (28.6^2 - 21.6^2) = 9.136 \times 10^4 \text{ mm}^2$$

以上の結果より、コイル容器、巻線部の断面性能は Table 3.6 に示す様になる。

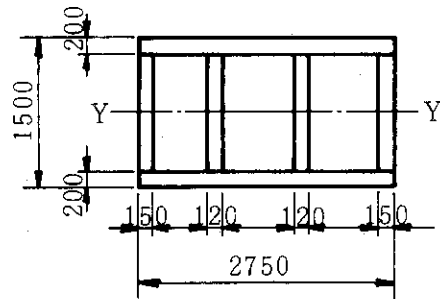
シェアパネルは、予定されている断面に相当する剛性を有する板に換算した。

$$I_Y = 5.283 \times 10^{11} \text{ mm}^4$$

換算板厚を  $t_e$  とすれば

$$2750 \times t_e^3 / 12 = 5.283 \times 10^{11}$$

$$\therefore t_e = 1321 \text{ mm}$$



中心支柱との連結部のバネ定数は以下の様に計算した。平面歪状態に於ける外圧  $P$  を受ける円筒の半径方向の変位  $u$  は以下の様に計算される。

$$u = \frac{1+\nu}{E(1-k^2)} P b \{ (1-2\nu) + k^2 \}$$

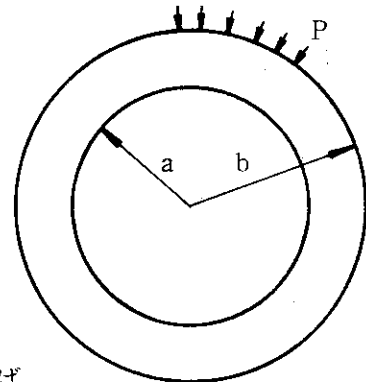
ここで  $k : a/b$

$E$  : ヤング率 ( $2.06 \times 10^5 \text{ MPa}$  とする)

$\nu$  : ポアソン比 ( $0.275$  とする)

$$a = 1.232 \text{ m}, b = 1.462 \text{ m}, P = 1 \text{ MPa とすれば}$$

$$u = 3.62 \times 10^{-5} \text{ m}$$



内側脚のモデルのエレメント 1 箇当りの長さは  $0.508 \text{ m}$  である。従って、外圧  $1 \text{ MPa}$  の場合、バネ要素 1 箇当りの作用する力、 $F$  は以下の様になる。



$$F = 1.462 \times \pi \times \frac{30^\circ}{180^\circ} \times 0.508 \times 1 \text{MPa} = 0.389 \text{MPa}$$

従って、バネ定数Kは以下の様になる。

$$K = 0.389 / (3.62 \times 10^{-5}) = 1.075 \times 10^4 \text{MN/m}$$

軸力、曲げモーメントの分布を Fig. 3.60, Fig. 3.61 に示す。 Fig. 3.60 は巻線部剛性を考慮しない場合、 Fig. 3.61 は巻線部の軸力に対する剛性を考慮した場合である。

巻線部の軸力に対する剛性を評価した場合、軸力に対する剛性を評価しない場合と較べ、曲げモーメントの分布は殆んど違いはない。また、巻線部の軸力に対する剛性を評価した場合の巻線部、コイル容器合計の軸力分布は、巻線部の軸力に対する剛性を評価しない場合のコイル容器の軸力分布にはほぼ一致し、また巻線部とコイル容器の軸力分担比は単純に巻線部とコイル容器の断面積の比率となる（ヤング率は同じとして）。

言い換えれば、今回の様にビームモデルで巻線部の軸方向に対する剛性のみを評価する場合は、軸力により発生する応力が巻線部の剛性分のみ低減するのみであり、その他は何ら変りはないと云える。

Fig. 3.60 と Fig. 3.61 より以下の事が判る。

- ① 垂直力は内側脚で約 55%、外側脚で約 45% を分担している。この差は垂直力の分布によるものであり、従ってコイル形状が異なればこの比率も異なるが、内側脚の分担率が外側脚より多くなる点は他の場合も同じと思われる。
- ② 内側脚の上、下の肩付近で大きな曲げモーメントが発生している。この曲げモーメントは外枠が圧縮応力、内枠が引張応力となる曲げモーメントである。また、上端、下端にも比較的大きな曲げモーメントが発生している。その他の部分の曲げモーメントは小さい。

Table 3.7 は主要点での軸方向力による応力（すべて引張応力）、曲げモーメントによる応力およびそれらを合計した応力を示す（Node No は Fig. 3.57 参照）。巻線部の軸力に対する剛性を評価しない場合、内側脚では垂直力により、185.9MPa の引張応力が発生している。また、直線部を多少外れた肩の付近では引張応力は多少減少（引張力そのものは直線部と大差はないが、Table 3.6 に示す様に断面積が増加している為）しているが、それと同程度の曲げ応力が発生している。

巻線部の剛性を評価した場合は、その分、軸力による引張応力が減少している。

一方、これまでの簡略式では、垂直力による引張応力を以下の様に算定している。

$$NI = \frac{2\pi(R_1 + 0.5d)B_{\max}/\alpha}{\mu}$$

$$F_Z = \frac{\mu(NI)^2}{4\pi N} \ell_n \left( \frac{R_2}{R_1} \right)$$

$$\sigma_t = \frac{F_z}{2S}$$

ここで NI : コイル全起磁力 (MAT)

$F_z$  : コイル1筒当たりの垂直力 (MN)

$R_1$  : 内側脚の巻線中心半径 (m)

$R_2$  : 外側脚の巻線中心半径 (m)

$d$  : 巻線部半径方向厚み (m)

$B_{max}$  : 巻線部最大磁場 (T)

$\alpha$  : 空間リップルによる磁場増加率

$S$  : 内側脚のコイル容器断面積 (m<sup>2</sup>)

(又は巻線部の軸力に対する剛性に寄与する面積を加えた値)

$N$  : コイル数

$\sigma_t$  : 垂直力によるコイル容器 (又は巻線部を含む) 平均引張応力

86 FERのACSを例にすれば、 $R_1 = 1.844$  m,  $R_2 = 8.950$  m,  $d = 0.390$  m,  $B_{max} = 12$  T,  $\alpha = 1.2$ ,  $N = 12$ となる。

$$\therefore NI = \frac{2\pi(1.844 + 0.5 \times 0.390) \times (12/1.2)}{\mu} = 101.9 \text{ MAT}$$

$$F_z = \frac{\mu \times (101.9)^2}{4\pi \times 12} \ln\left(\frac{8.950}{1.844}\right) = 136.7 \text{ MN/coil}$$

この値はFig. 3.56に示す垂直力134 MN/coilに対し、2%大きい値である。この差は、簡略式は薄肉円筒体として導びかれたものであり、又、漏れ磁場の影響を考慮していない点にあると思われるが、2%の誤差は実用上、無視出来よう。

Table 3.6より内側脚に於けるコイル容器断面積 $A_{case} = 3.929 \times 10^{-1}$  m<sup>2</sup>、巻線部分の断面積 $A_w = 9.136 \times 10^{-2}$  m<sup>2</sup>である。

[巻線部剛性を評価しない場合]

$$\sigma_t = F_z / (2S) = 136.7 / (2 \times 3.929 \times 10^{-1}) = 174.0 \text{ MPa}$$

[巻線部剛性を評価する場合]

$$\sigma_t = 136.7 / \{2 \times (3.929 \times 10^{-1} + 9.136 \times 10^{-2})\} = 141.1 \text{ MPa}$$

この値はいずれもTable 3.7の値と比べ7%程度、小さい値となっている。

以上より、垂直力によるコイル容器 (又は巻線部を含む) 平均引張応力の簡易式に対する評価は以下の通りとなる。

- ① 簡易式では垂直力を2%程度、過大に評価している。
- ② 但し、簡易式では垂直力を内側脚、外側脚で等分に分担すると仮定しているが、内側

脚の分担荷重はそれより10%程度大きくなる。

- ③ これらの影響で、簡易式では垂直力による内側脚での平均引張応力を7%程度、過少評価している。

一方、簡易式では内側脚の曲げ応力を含めた拡張力による面内応力を垂直力による平均引張応力の1.5倍としている。従って、巻線部を含まない場合、 $\sigma_t + \sigma_b = 1.5 \times 174.0 = 261 \text{ MPa}$ 、巻線部を含む場合  $\sigma_t + \sigma_b = 1.5 \times 141.1 = 211.7 \text{ MPa}$  となる。

Table 3.7 に示す様に内側脚直線部 (Node No. 2~12) では曲げ応力は殆んど発生していないが、直線部分を外れた直後に大きな曲げ応力が発生している。この部分は直線部分より外枠の厚さを増す事が可能な部分であるが、Node No. 13, 34 (Node No. は Fig. 3.5.7 参照) は曲率が付いた直後の部分であり、直線部分に比べ、大巾な増厚は未だ困難な部分である。従って、Node No. 13, 34 も内側脚直線部と同じ扱いをするものとする。

Table 3.7 に示す応力は Table 3.6 に示す断面性能によって計算されたものであり Node No. 13, 34 の応力計算は内側脚より大きな断面を採用して計算されたものである。内側脚と同断面とすれば引張応力は Table 3.7 の値より17%増、曲げ応力は10%増となる。

以上の様な理由により、内側脚に於ける曲げ応力も含めた応力として、巻線部を含まない平均引張応力の1.5倍の値を採る方法は概ね妥当と思われる。

### (3) 向心力に対する検証

'86 FER-ACS を対象として解析した。Fig. 3.6.2 に解析モデルを示す。向心力は80 MPa である。

解析の結果、外枠に発生する最大応力度は外枠の内面中央部であり、 $\sigma_b = 514 \text{ MPa}$  (圧縮応力) である。

これまでの簡易式は以下の通りである。

$$\sigma_b = P \times B^2 / 2 t_1^2$$

ここで  $\sigma_b$  : 向心力による外枠曲げ応力

$P_x$  : 向心力による面圧 (80 MPa)

$B$  : 巻線部巾 (0.626 m)

$t_1$  : 外枠厚さ (0.174 m)

$$\therefore \sigma_b = 80 \times 0.626^2 / (2 \times 0.174) = 518 \text{ MPa}$$

即ち、簡易計算式はほぼ、今回の解析結果に一致している。側板と外枠の厚さの比率が大きく異なればこの差はもっと大きくなる事が考えられるが、現段階では向心力による外枠曲げ応力は簡易式でほぼ妥当な値が得られよう。

### (4) 面外電磁力に対する検証

Fig. 3.6.2 の向心力に対する解析モデルに於て、荷重条件、支持条件を変更したものである。

Table 3.8 に簡易式と解析結果の比較を示す。簡易式は以下の通りである。

〔側板曲げ応力〕

$$\sigma_{bs} = 0.91 P_Y d^2 / t_3^2$$

〔外枠曲げ引張応力〕

$$\sigma_{bo} = \frac{P_Y d}{2 t_1} \left( 1 + \frac{d}{4 t_1} \right)$$

〔内枠曲げ引張応力〕

$$\sigma_{bi} = \frac{P_Y d}{2 t_2} \left( 1 + \frac{d}{8 t_2} \right)$$

ここで  $P_Y$  : 面外電磁力による面圧 (50 MPa)

$d$  : 巻線部厚さ (0.416 m)

$t_1$  : 外枠厚さ (0.174 m)

$t_2$  : 内枠厚さ (0.087 m)

$t_3$  : 巻線中心に於ける側板厚さ (0.181 m)

比較の結果、側板の曲げ応力についてはほぼ妥当な値となっているが、外枠、内枠の曲げ引張応力については今回の例では過大評価していることになる。面外電磁力は繰り返し応力であり、このため静的応力に比べ応力制限が厳しく、設計上の重要なファクターとなっている。従って、面外電磁力による応力は初期の段階で、FEM等により確認する必要がある。

#### (5) 転倒力に対する検討

計算モデルは基本的には、拡張力に対する計算モデルと同じであり、Fig. 3.57に示す通りである。但し、境界条件は拡張力に対するものとは異なる。Fig. 3.64に境界条件を示す。即ち、シェアパネル端部に於て半径方向の移動を拘束し、トーラス方向に移動可能とした条件である。

転倒力に対してはサポートフレームの剛性が影響するので、外側脚にはサポートフレームの剛性も含めた。

Fig. 3.65に外側脚での断面形状を示す。中間部は内側脚と外側脚の平均的な値とした。巻線部の剛性は含んでいない。Table 3.9に断面性能を示す。

Fig. 3.66に転倒力の分布を示す。

変位図をFig. 3.67に示す。最大変位量は20.7 mmであり、この値は'85FERでの3次元FEM解析での計算結果(17.1 mm)と比較的良く一致している。

Table 3.10に各点での曲げモーメント、せん断力、振りモーメント及びそれらによる応力を示す。

内側脚(Node No 2~12)では曲げ応力は最大72.0 MPa、せん断応力は26.0 MPa

であり、いずれも大きな値ではない。この点では内側脚断面の決定に際し、転倒力は支配的ではないことが確認された。

但し、節点27では曲げ応力が234MPa、せん断応力は156.3MPa、節点31では曲げ応力が364MPa、せん断応力は155.8MPaとかなり大きな応力が発生している。Fig. 3.57 から判る様にこれらはいずれもシェアパネルとTFコイル容器接合部の端部である。

転倒力は繰り返し荷重であり、疲労評価上、繰り返し荷重による応力に対しては許容値を300MPaと設定しており、節点31では許容値をかなり超過していることになる。但し、節点31は計算モデル上の分岐点になっており、節点31から外側はTable 3.9に示す外側脚の断面剛性を採り、節点31から内側は中間部の断面剛性(トラス方向の剛性は内側脚と同値としている)を採っている。Table 3.10の節点31での曲げ応力は小さい方の断面で計算されたものであり、実際には断面は滑らかに変形していくため、節点31での実際の曲げ応力はTable 3.10の値よりかなり小さい筈である。仮に断面係数が、中間部と外側脚の平均値と考えれば節点31での曲げ応力は185MPaと半減する。

以上の如き局部的な問題に対しては今後、詳細な3次元FEM解析を行い確認していく必要がある。

### 3.3.6 向心力支持方式の検討

TFコイルにより発生する向心力は現段階ではTFコイル内側に設置する中心支柱で支持する予定であるが、ウェッジ支持方式も有力な考え方である。

中心支柱支持方式とウェッジ支持方式の比較については、'86FERで検討されており、その結果をFig. 3.68に示す。この例は中心支柱支持方式の場合の中心支柱厚さとTFコイル容器外枠の厚さの合計値とウェッジ支持方式の場合の外枠厚さを比較したものであり、ウェッジ支持方式の場合はTFコイル内側を平面にした場合と曲率を付けた場合について検討している。検討は中心支柱支持方式の場合、中心支柱については向心力による圧縮応力、外枠については向心力による面外曲げ応力に対して許容値内になる様、厚さを決定し、ウェッジ支持方式の場合は向心力による外枠曲げ応力およびTFコイル容器相互の接触面に発生する支圧応力に対して検討し、外枠厚さを決定している。その結果、ウェッジ支持方式でTFコイル容器内側部に丸みを付けた場合、中心支柱支持方式に比べ100mm程度、全体寸法を縮小できると云う結論が得られている。

一方、'87FERでは、'86FERに比べ、多少、強度設計上の考え方が異なる点があるが、'87FERについて中心支柱支持方式とウェッジ支持方式を比較した場合、以下の様に云えよう。

- ① 向心力により中心支柱に発生する圧縮応力に対する制限値は座屈強度によって決定され、材料強度に対しては充分、余裕がある。従って、中心支柱支持方式の場合の中心支柱の厚さをそのままウェッジ支持方式の外枠厚さとしても向心力に対し強度が不足することはない。
- ② 外枠は面外電磁力による曲げ引張応力に対して板厚が決定されており、垂直力による引

張応力や応力強さに対しては余裕がある。従って、中心支柱支持方式の場合の中心支柱の厚さをそのままウェッジ支持方式の外枠厚さとしても強度的に不足することはない。

- ③ 以上の事より、'87 FERに於て中心支柱支持方式をウェッジ支持方式に変更した場合、外枠の厚さ、即ち、約100mm程度、全体寸法が小さくなる。この結果は'86 FERに於ける検討結果とほぼ同じである。

以上は飽く迄、机上に於ける検討であるが、中心支柱支持方式とウェッジ支持方式の比較についてはこれまで何度か議論されている。

NETではウェッジ支持方式で計画が進められている。また、NETに比べれば小型であるが、完成直前のフランスのTORE-SUPRA(コイル径、約2m)もウェッジ支持方式である。これらの炉では以下の様な考え方のもとにウェッジ支持方式を採用していると推察される。

- ① 中心支柱支持方式に比べ全体寸法が小さくなり、合理化が図れる。
- ② ウェッジ支持方式では中心支柱支持方式より、不均一接触が生じ易いと云われているが、お互いに締り合ってどこかで落ち着く。

一方、JT-60, JET, TFTR等、実際に建設された大型トカマク炉はすべて中心支柱支持方式であり、米国で計画中のTIBER-IIも変形の中心支柱支持方式である(TFコイルと中心支柱の間にOHコイルがある)。

現時点ではFERは以下の様な考えのもとに、中心支柱支持方式を採用している。

- ① 現実的加工精度、据付精度の問題に伴ない、局所的に応力集中が発生する。中心支柱支持方式の場合、これは中心支柱とTFコイルの1対1の問題ですむが、ウェッジ支持方式の場合は十数箇のTFコイルが相互にからんでくるので問題がある。
- ② 上下で方向が反転する転倒力に対する構造的安定性がウェッジ支持方式では明らかでない。
- ③ 一部のコイル欠落による向心力のアンバランスが発生した場合、ウェッジ支持方式の方が問題が大きい。
- ④ 以上の様な問題があるにもかかわらず、ウェッジ支持方式で縮少できる寸法は半径で100mm程度である。
- ⑤ OHコイルの支持のために何らかの支持構造が必要である。FERでは中心支柱はTFコイルの向心力の支持の他に、OHコイルの電磁力支持の役目も兼ねている。

この問題については机上の議論には限界があり、モデル実験等を行って判断を下すことが望ましい。

Table 3.4 Allowable stress

	Stress category	Normal mode	Fault mode	Thermal stress
Conduit	Axial stress	0.002 E	0.0024 E	3 Sm
	Membrane stress	Sm*1	1.2 Sm	
	Membrane+Bending stress	1.5 Sm	1.5 Sm	
	Cyclic stress	FE*2	—	
	Inner pressure	HPV*3		
Coil case	Membrane stress	Sm*1	1.2 Sm	
Support frame	Membrane+Bending stress	1.5 Sm	1.5 Sm	
Shear pannel	Cyclic stress	FE*2		

\*1  $S_m = \text{Min}\{2\sigma_y/3, \sigma_u/2\}$   
 = 733 MPa for conduit  
 = 800 MPa for coil case, etc.

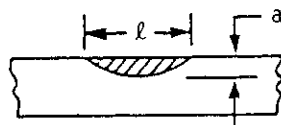
\*2 Fatigue evaluation

\*3 Stress evaluation for high pressure vessel

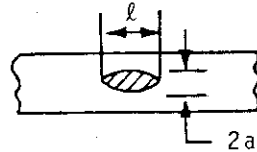
Table 3.5 Allowable values against fatigue limit

	TF coil case	TF coil sheath	PF coil sheath
Operating cycles	$2 \times 10^4$	$2 \times 10^4$	$2 \times 10^4$
Allowable initial flaw size $a_i$ (mm) <sup>(1)</sup>	2.0	0.2	0.2
Allowable tensile stress $\Delta\sigma/\sigma_{\max}$ (MPa)	200/450 250/400 300/320	200/1100 250/1000 300/800	500/500

(1) Flaw size



Surface Flaw



Subsurface Flaw

Table 3.6 Geometric properties of coil case and winding for hoop force

	Winding	Coil case		
		Inner leg	Transition part	Outer leg
Node No.	—	2~12	12~17, 31~2	17~31
A (mm <sup>2</sup> )	$9.136 \times 10^4$	$3.929 \times 10^5$	$4.615 \times 10^5$	$5.300 \times 10^5$
I <sub>y</sub> (mm <sup>4</sup> )	—	$4.393 \times 10^{10}$	$4.393 \times 10^{10}$	$8.346 \times 10^{10}$
I <sub>z</sub> (mm <sup>4</sup> )	—	$2.063 \times 10^{10}$	$2.269 \times 10^{10}$	$2.474 \times 10^{10}$
I <sub>x</sub> (mm <sup>4</sup> )	—	$4.061 \times 10^{10}$	$4.737 \times 10^{10}$	$5.413 \times 10^{10}$



Table 3.7 Stress distribution of TF coil case and winding due to the hoop - force

		(MPa)					
	Node No.	Case A-1(Without winding)			Case A-2 (With winding)		
		$\sigma_t$	$\sigma_b$	$\sigma_t \pm \sigma_b$	$\sigma_t$	$\sigma_b$	$\sigma_t \pm \sigma_b$
コ イ ル 容 器	2	185.9	3.1	189.0 182.8	151.3	3.1	154.4 148.2
	7	185.9	10.8	196.7 175.1	151.3	10.8	162.1 140.5
	12	185.9	7.7	193.6 178.2	151.3	7.7	159.0 143.6
	13	168.3	65.1	233.4 103.2	141.0	66.0	207.0 75.0
	14	168.3	141.1	309.4 27.2	141.0	142.9	283.9 -1.9
	18	89.0	49.9	138.9 39.1	78.2	44.9	123.1 33.3
	21	114.4	2.6	117.0 111.8	97.2	2.4	99.8 94.8
	24	114.8	19.4	134.2 95.4	97.6	17.8	115.4 79.8
	27	112.8	0.9	113.7 111.9	95.9	0.8	96.7 95.1
	30	86.7	47.9	134.6 38.8	76.5	43.4	119.9 33.1
	33	171.5	157.3	328.8 14.2	143.0	154.8	297.8 -11.8
	34	171.5	71.0	242.5 100.5	143.0	74.0	217.0 69.0
	巻 線 部	2	—	—	—	151.3	—
7		—	—	—	151.3	—	—
12		—	—	—	151.3	—	—
13		—	—	—	141.0	—	—
14		—	—	—	141.0	—	—
18		—	—	—	78.2	—	—
21		—	—	—	97.6	—	—
24		—	—	—	97.6	—	—
27		—	—	—	96.5	—	—
30		—	—	—	76.5	—	—
33		—	—	—	143.0	—	—
34	—	—	—	143.0	—	—	

Table 3.8 Comparison between simple calculation and 2-dimensional FEM for coil case stresses due to out-of-plane force

	(MPa)	
	simple calculation	FEM
side plate	240	240
outer ring	95	84
inner ring	191	149

Table 3.9 Geometric properties of TF coil case and support frame forfor overturning load

	Inner leg	Upper and lower part	Outer leg
A mm <sup>2</sup>	$3.929 \times 10^5$	$6.151 \times 10^5$	$8.373 \times 10^5$
I <sub>y</sub> mm <sup>4</sup>	$4.393 \times 10^{10}$	$4.393 \times 10^{10}$	$1.521 \times 10^{11}$
I <sub>z</sub> mm <sup>4</sup>	$2.063 \times 10^{10}$	$6.572 \times 10^{10}$	$1.108 \times 10^{11}$
I <sub>x</sub> mm <sup>4</sup>	$4.061 \times 10^{10}$	$9.921 \times 10^{10}$	$1.578 \times 10^{11}$

Table 3.10 Stress distribution due to overturning force

Node No.	$M_y$	$S$	$T$	$\sigma_b$	$\tau_1$	$\tau_2$	$\tau_1 + \tau_2$
2	5.25	0.54	0.93	68.4	3.3	12.3	15.6
3	5.25	- 1.19	0.93	72.0	7.3	12.3	19.6
4	4.92	- 2.00	0.93	64.1	12.2	12.3	24.5
5	3.90	- 2.25	0.93	50.9	13.7	12.3	26.0
6	2.76	- 2.25	0.93	36.0	13.7	12.3	26.0
7	1.61	- 2.25	0.93	21.0	13.7	12.3	26.0
8	0.47	- 2.25	0.93	6.13	13.7	12.3	26.0
9	- 0.68	- 2.00	0.93	8.87	12.2	12.3	24.5
10	- 1.69	- 1.44	0.93	22.1	8.8	12.3	21.1
11	- 2.43	0.18	0.93	31.7	1.1	12.3	13.4
12	- 2.43	3.43	0.62	31.7	20.9	8.2	29.1
13	- 0.78	8.25	0.43	10.2	34.0	4.5	38.5
14	2.91	- 3.84	0.76	38.0	15.8	7.9	23.7
15	0.14	- 0.79	0.61	1.82	3.3	6.4	9.7
16	- 1.19	- 4.15	0.37	15.5	17.1	3.9	21.0
17	- 4.24	7.08	0.36	55.3	29.2	3.1	32.3
18	2.11	1.25	0.86	9.35	3.9	7.4	11.1
19	3.24	- 4.08	- 0.19	14.4	12.7	1.6	14.3
20	- 0.97	25.6	- 1.52	4.30	79.8	13.2	93.0
21	34.5	- 6.98	-10.6	153	21.7	91.7	113.4
22	27.9	- 7.82	- 3.51	124	24.4	30.4	54.8
23	18.8	- 9.87	1.43	83.4	30.7	12.3	43.0
24	6.41	-13.2	3.19	28.5	41.1	27.6	68.7
25	- 9.95	-17.9	0.63	44.2	55.8	5.5	61.3
26	-32.4	-22.3	- 8.92	144	69.5	77.0	146.5
27	-52.8	-45.1	- 1.82	234	140.5	15.8	156.3
28	2.19	-24.3	0.15	9.72	75.7	1.3	77.0
29	-29.3	23.1	4.07	130	72.0	35.2	107.2
30	- 2.50	36.5	3.59	11.1	113.7	31.1	144.8
31	27.9	-34.1	1.79	364	140.3	15.5	155.8
32	3.29	- 6.44	1.36	42.9	26.5	14.2	40.7
33	- 1.54	-10.2	1.61	20.1	42.0	16.8	58.8
34	- 8.86	8.79	2.73	116	36.2	28.6	64.8
35	- 4.83	0.52	1.53	63.0	2.1	16.0	18.1

where  $M_y$  = Bending moment (MN·m)

$S$  = Shear force (MN)

$T$  = Torsional moment (MN·m)

$\sigma_b$  = Bending stress (MPa)

$\tau_1$  = Shear stress due to shear force (MPa)

$\tau_2$  = Shear stress due to torsional moment (MPa)

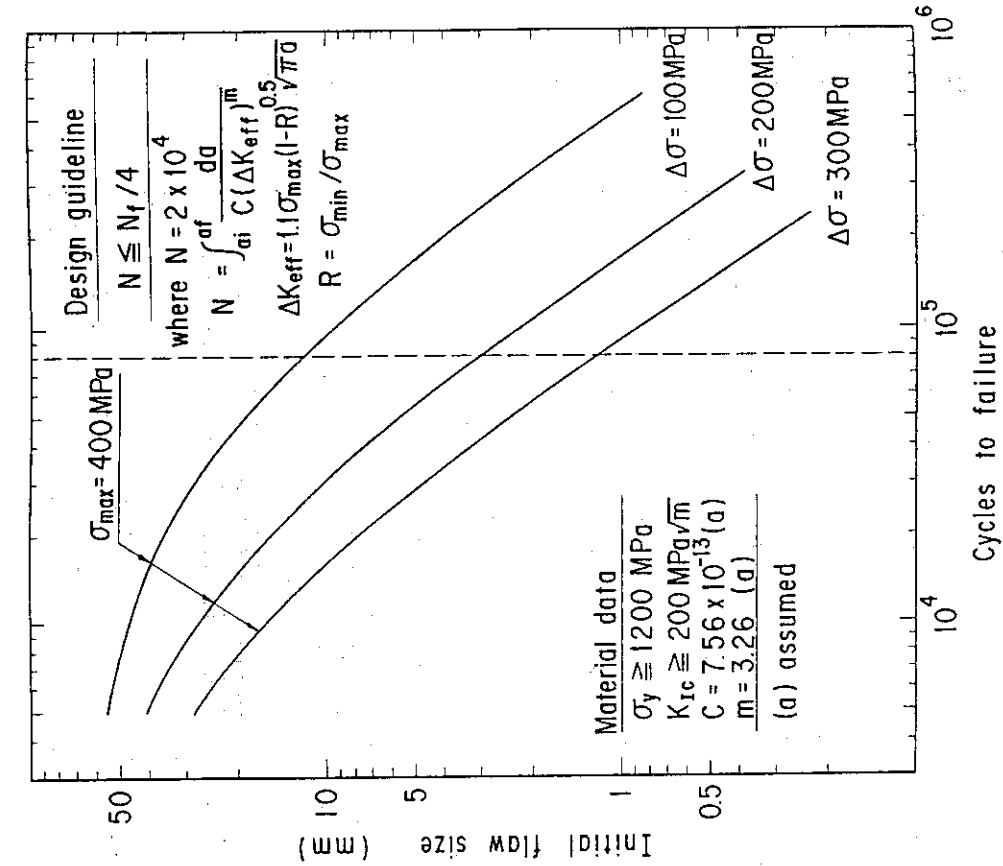


Fig. 3.43 Allowable initial flaw size of the TF coil case based on the fatigue crack growth.

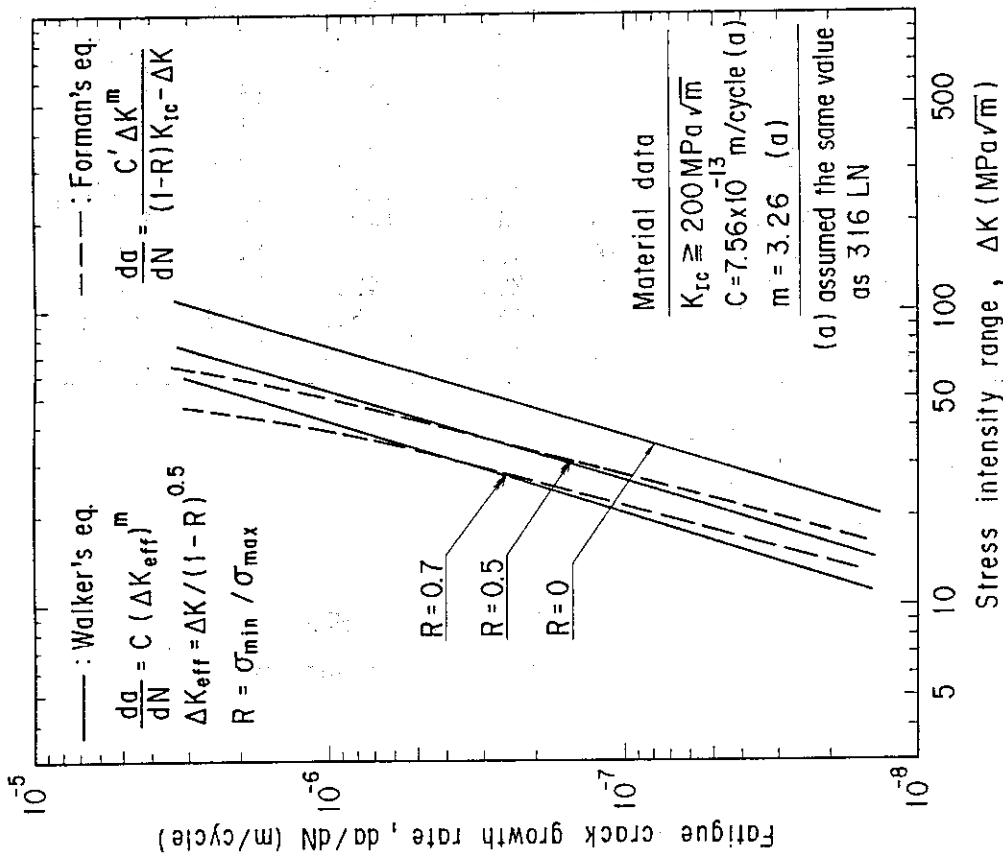


Fig. 3.42 Fatigue crack growth rate for structural material

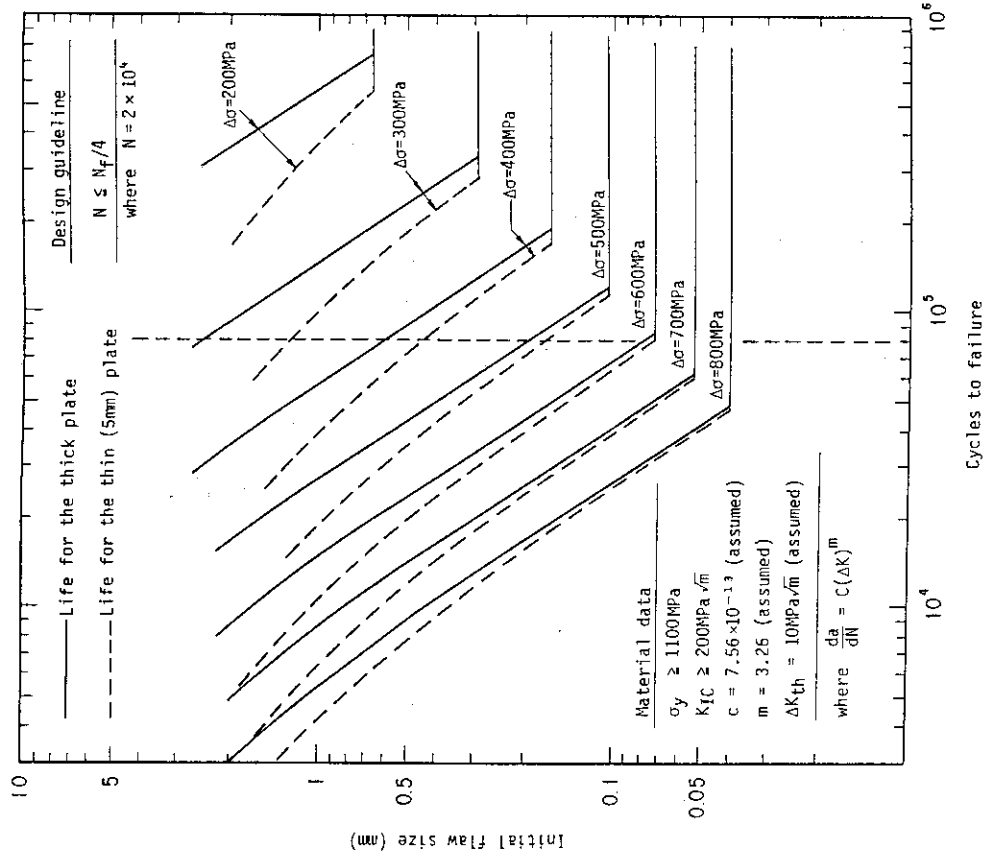


Fig. 3.45 Allowable initial flaw size of the PF coil sheath based on the fatigue crack growth ( $R = \sigma_{min} / \sigma_{max} = 0$ )

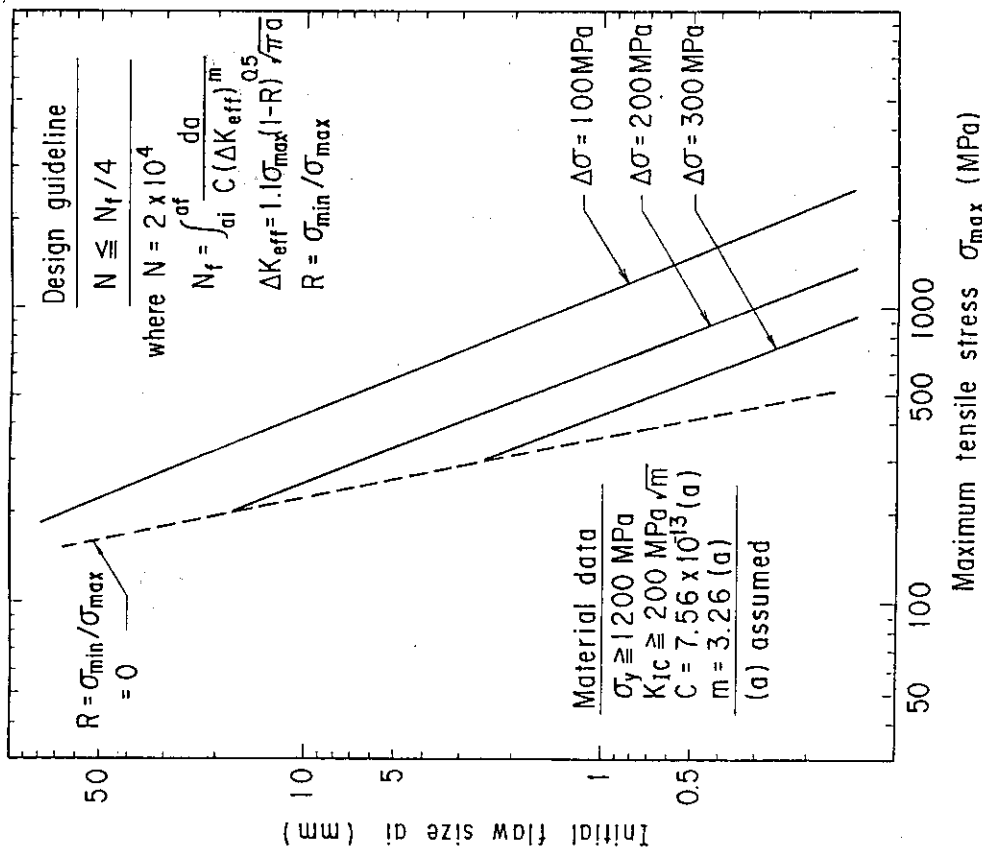


Fig. 3.44 Allowable initial flaw size of the TF coil case for the fatigue life,  $N = 2 \times 10^4$  cycles

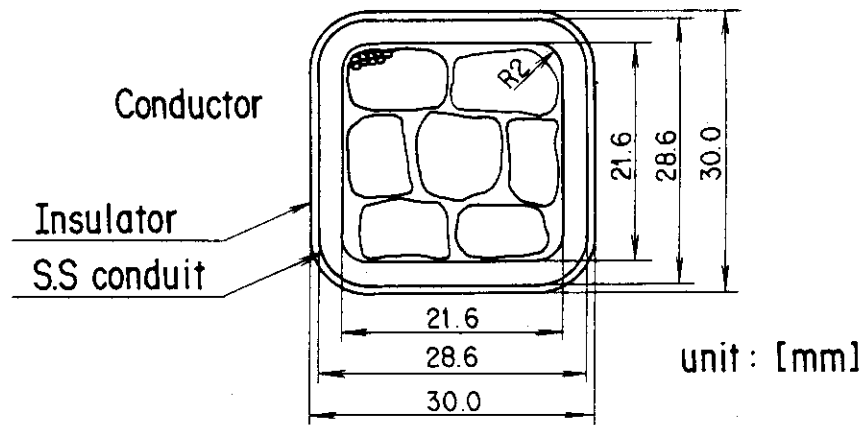


Fig. 3.46 Cross section of TF coil superconductor for the '86 FER (ACS)

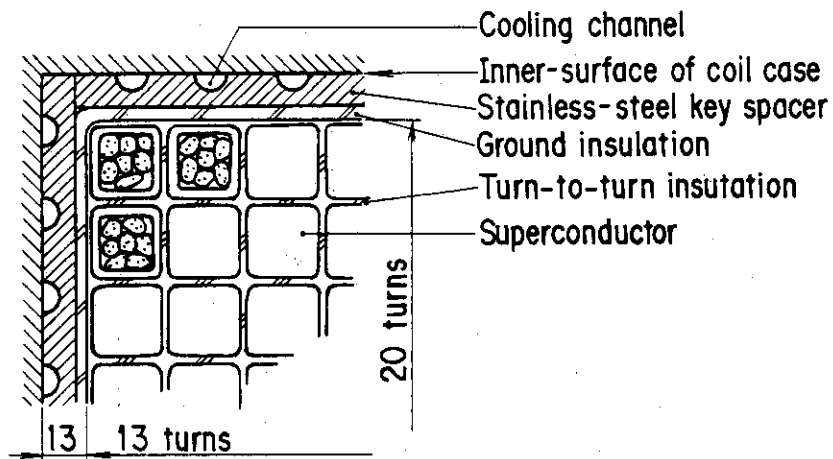


Fig. 3.47 Cross section of TF coil winding - pack for the '86 FER (ACS)

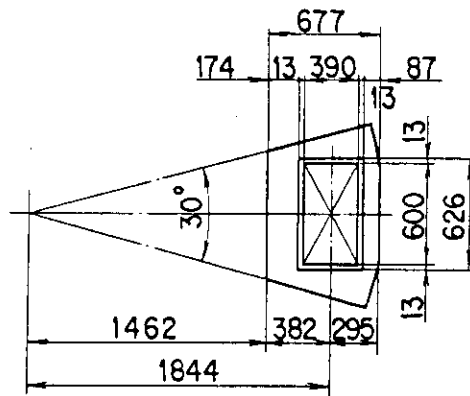


Fig. 3.48 Cross section of inner TF coil leg for '86 FER (ACS)

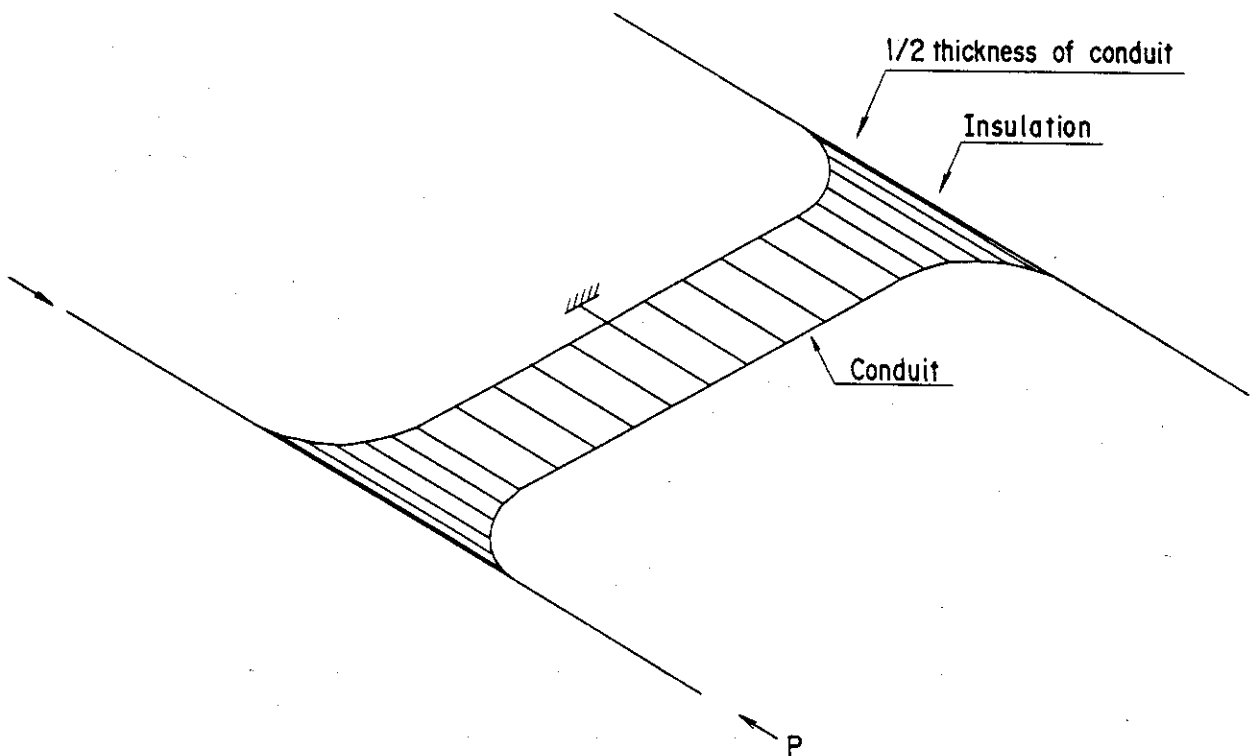


Fig. 3.49 Analysis model of conduit

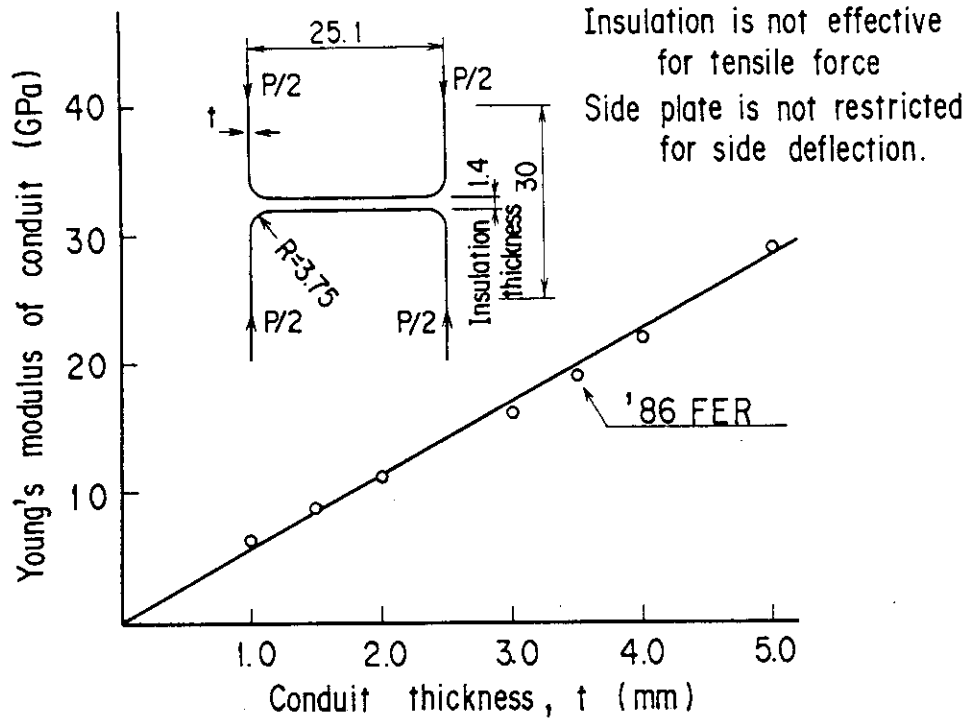


Fig. 3.50 Equivalent young's modulus of conduit as a function of conduit thickness

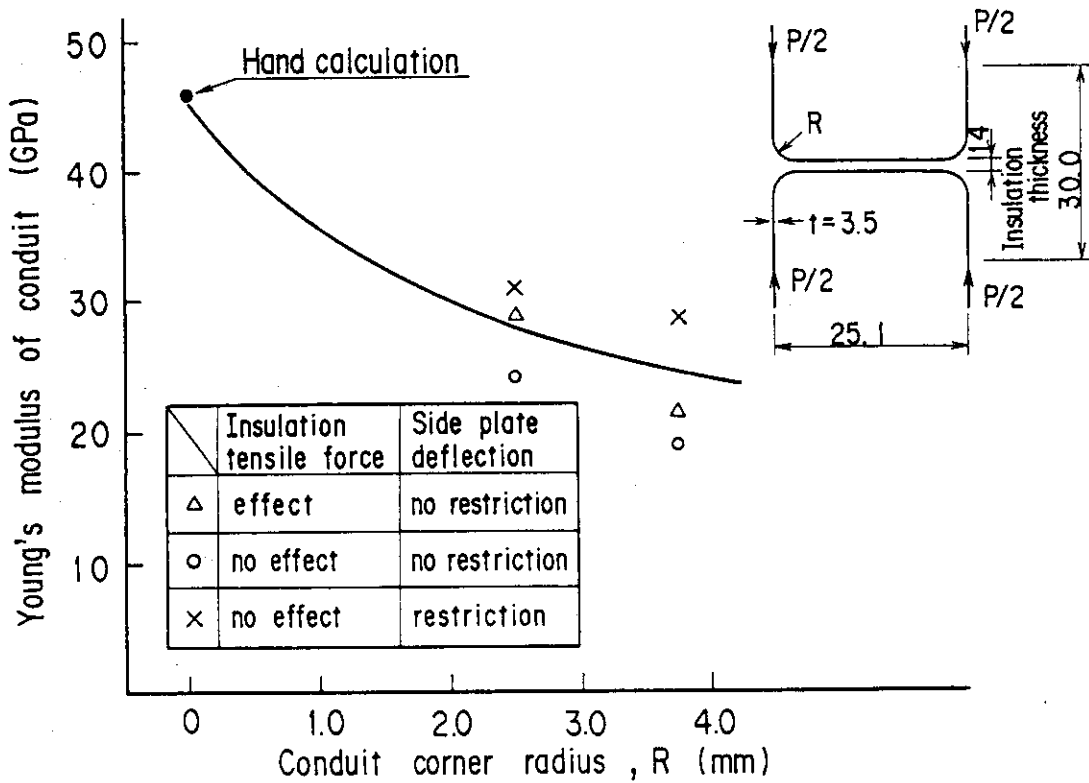


Fig. 3.51 Equivalent young's modulus of conduit as a function of conduit corner radius



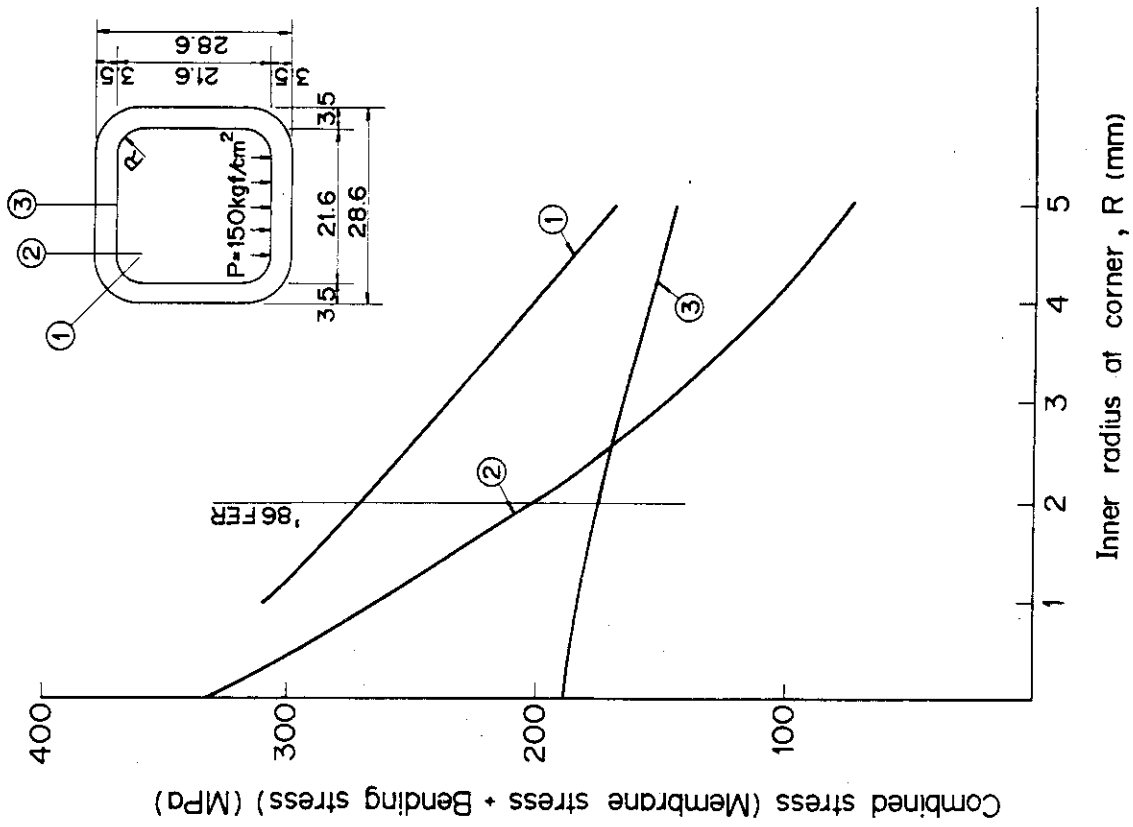


Fig. 3.52 Conduit stresses due to inner pressure

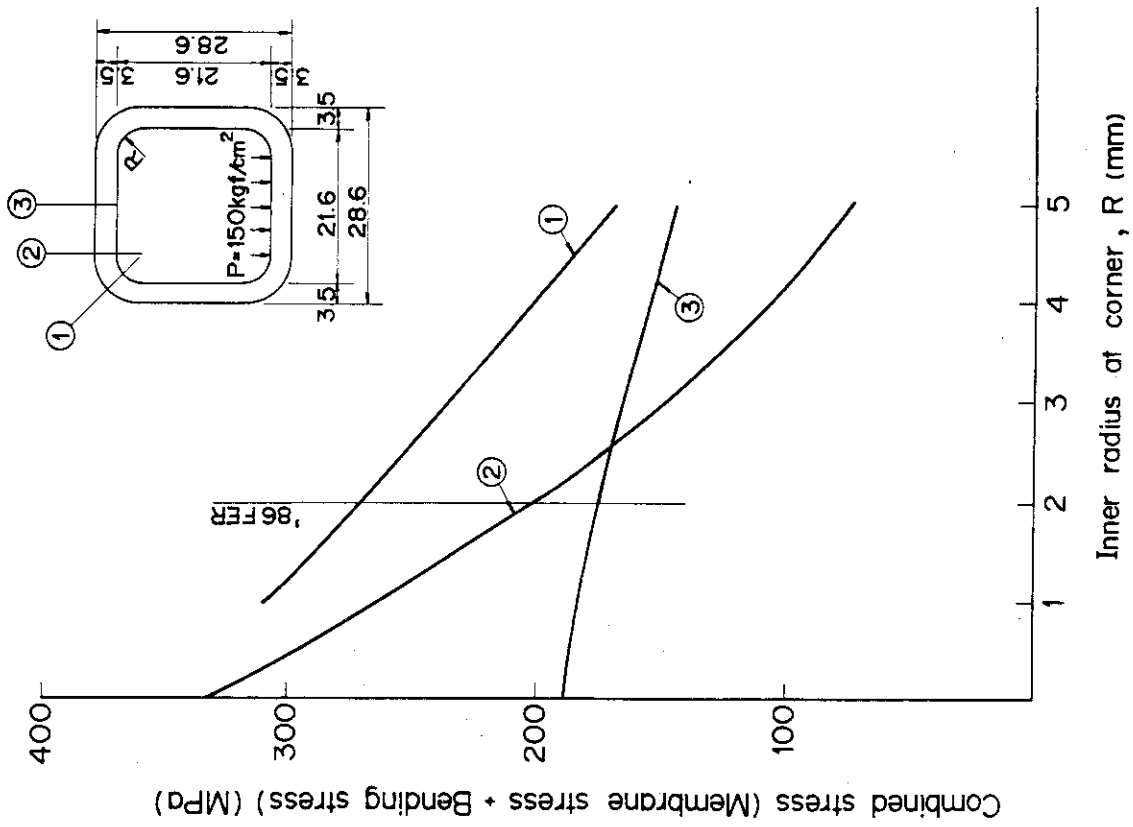


Fig. 3.53 Conduit combined stress due to inner pressure

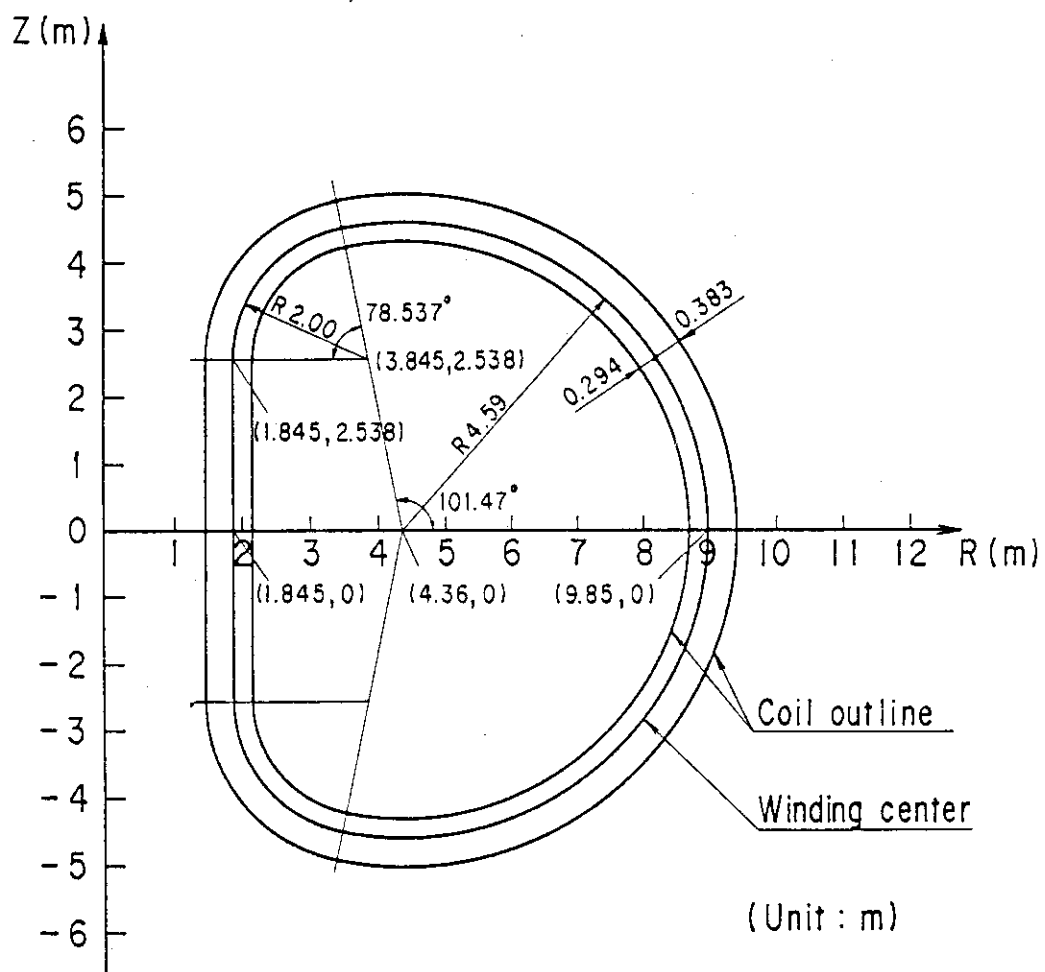


Fig. 3.54 Dimension of TF coil (ACS)

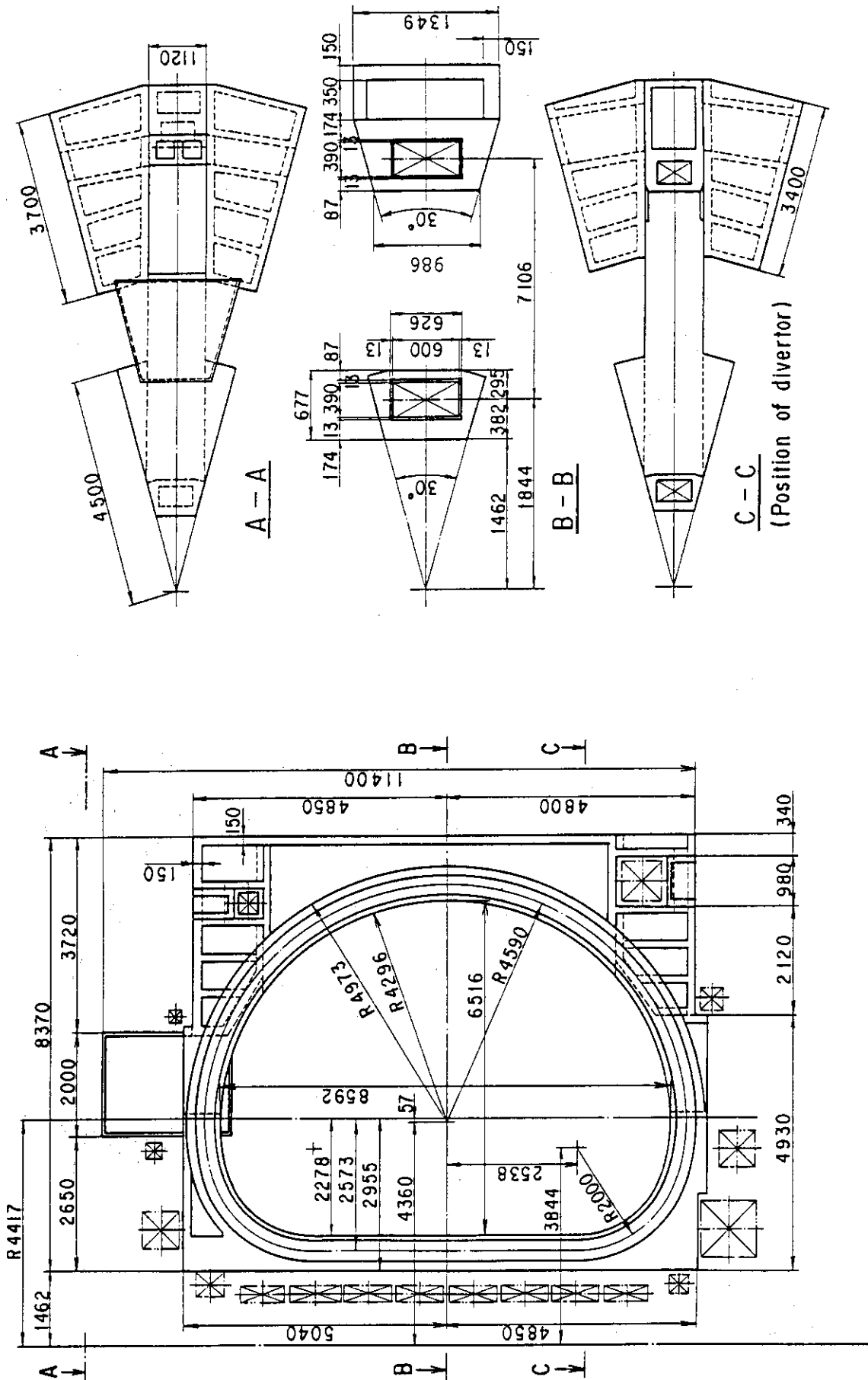


Fig. 3.55 TF coil structure for the '86 FER (ACS)

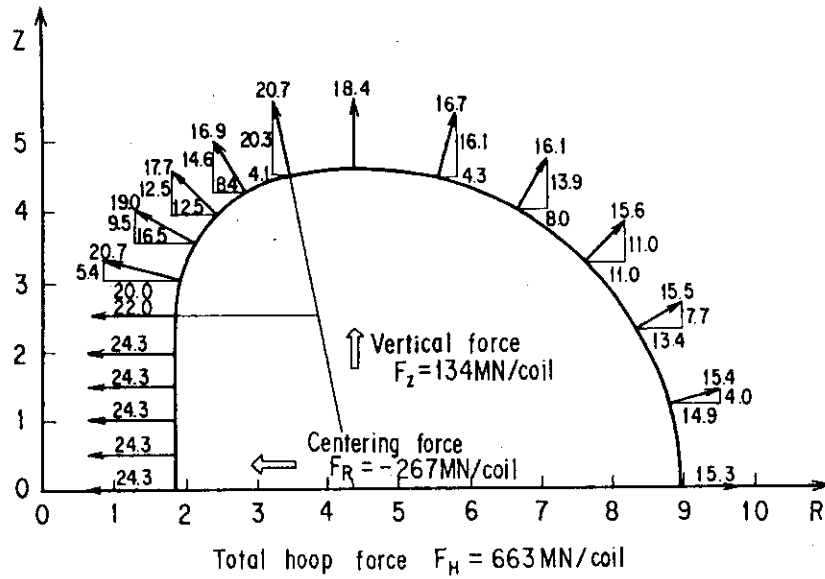


Fig. 3.56 In-plane force distribution along the coil mid-plane for the '86 FER (ACS)

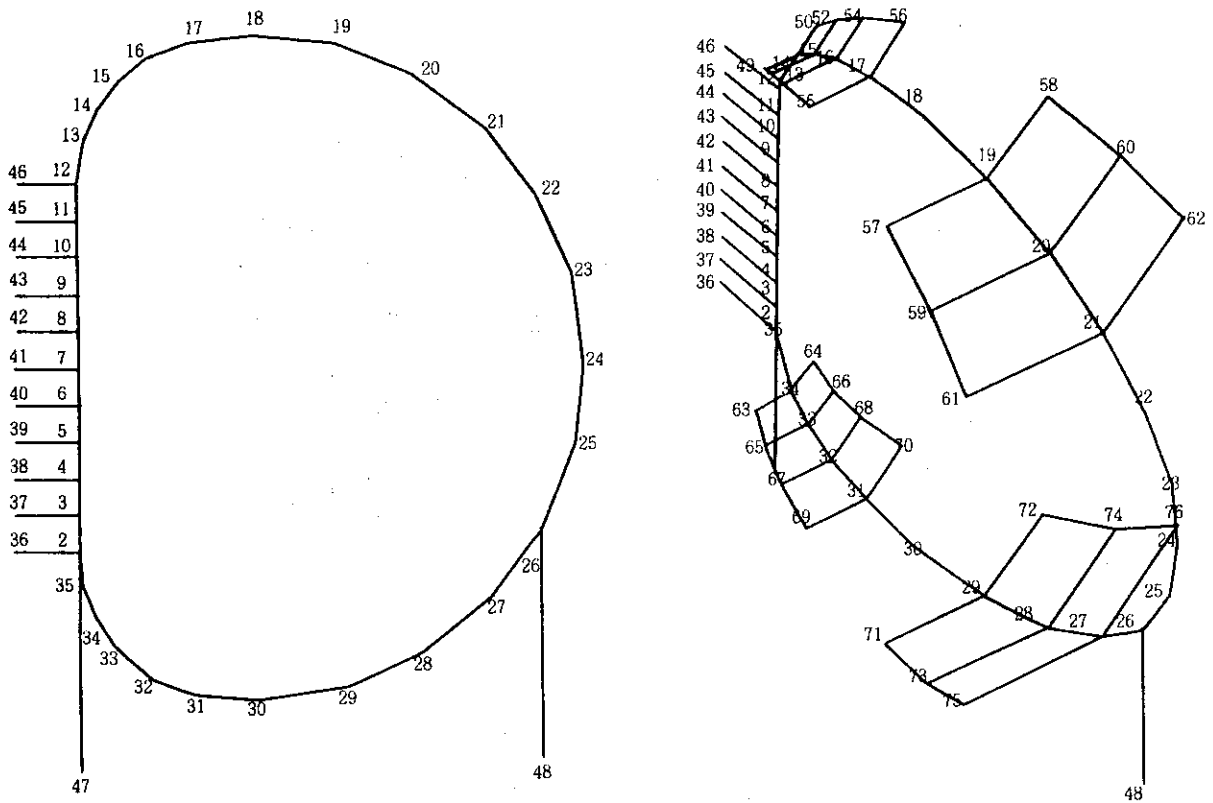


Fig. 3.57 Beam model for hoop force

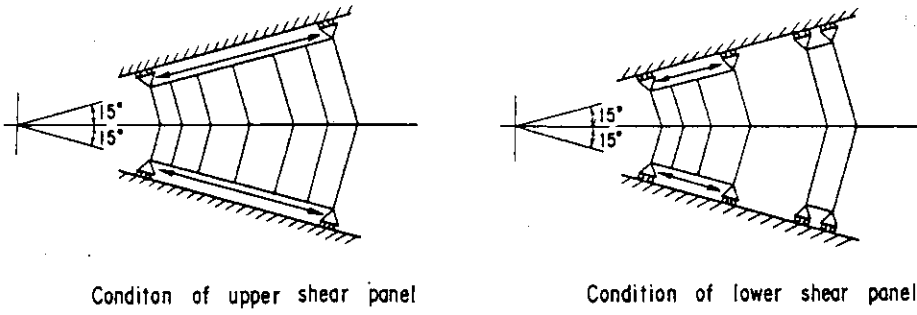


Fig. 3.58 Boundary condition for hoop force loading

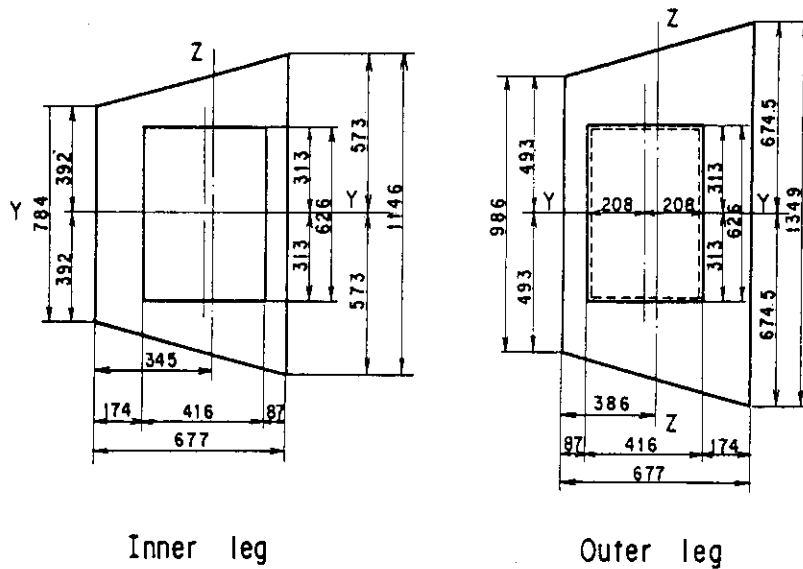


Fig. 3.59 Cross section of TF coil case

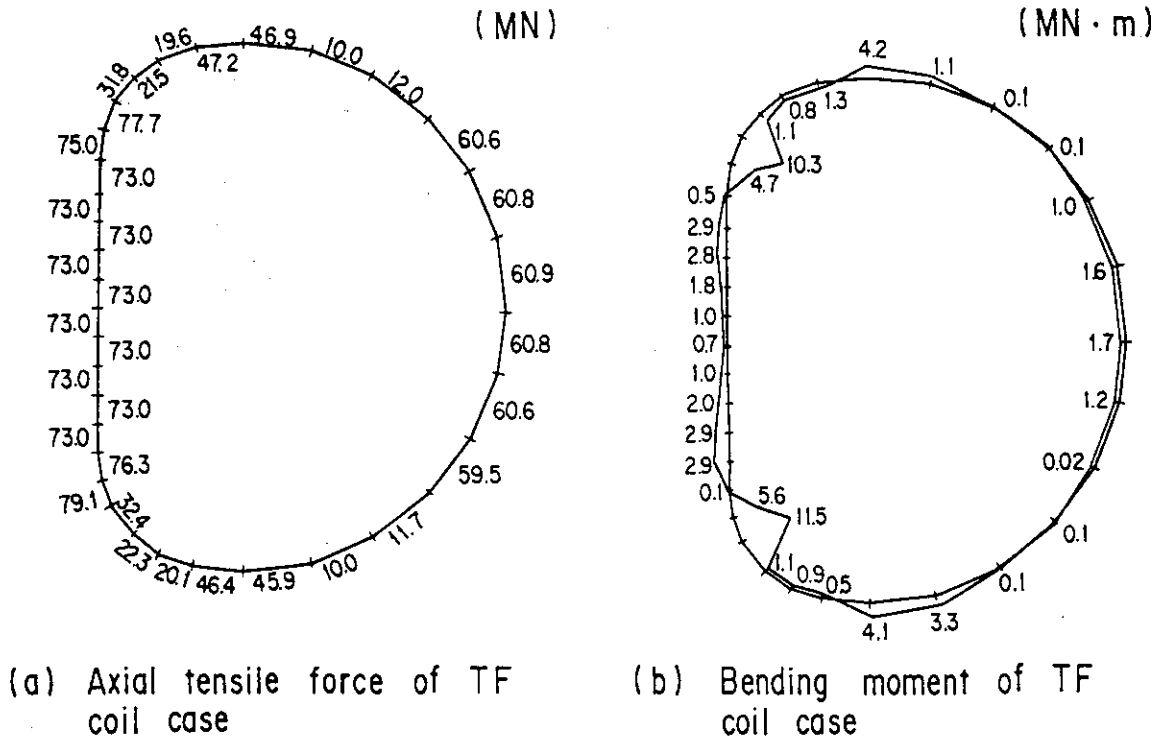


Fig. 3.60 Azial force and bending moment distribution of TF coil case due to the hoop force (cas A - 1)

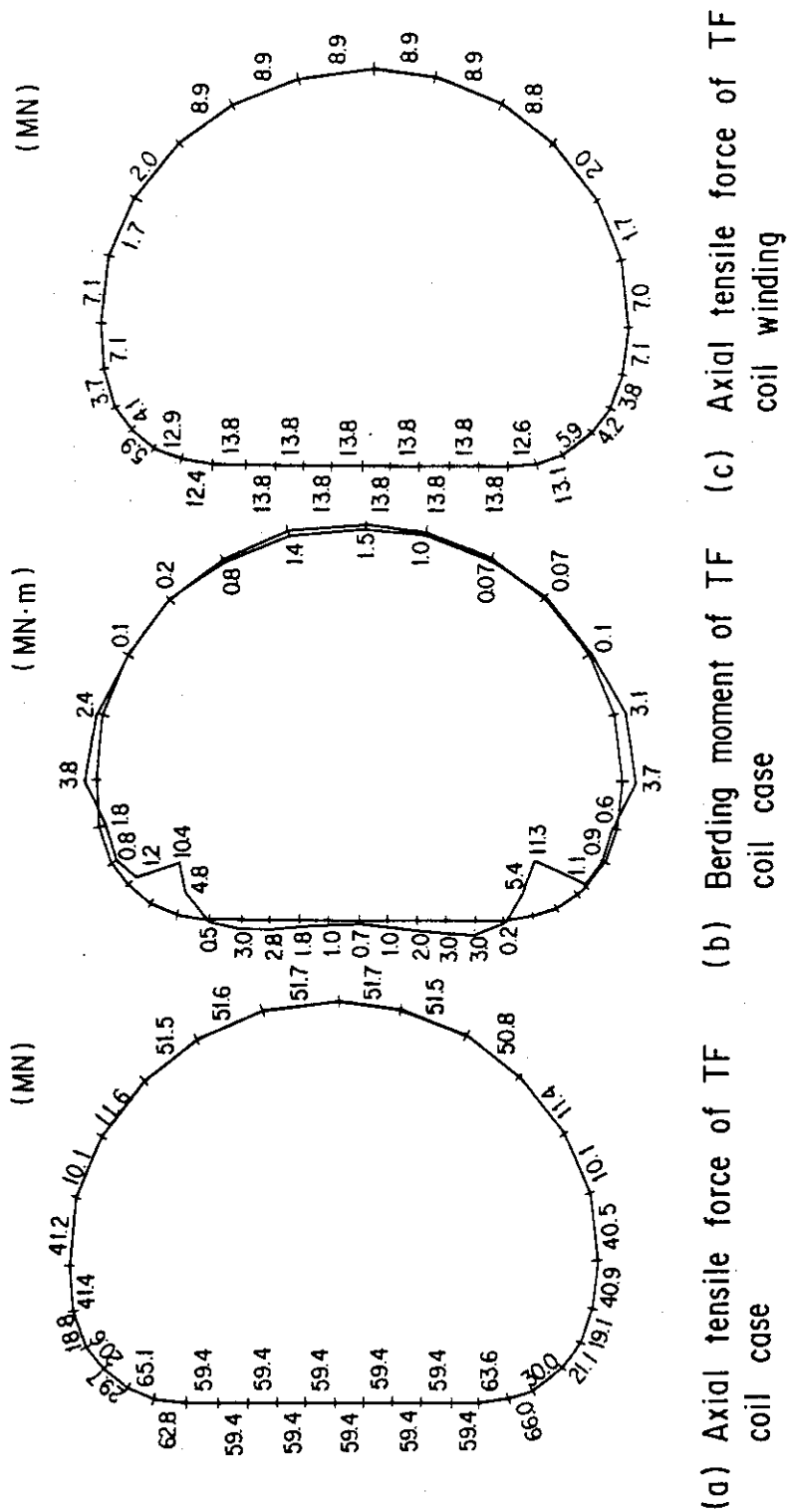


Fig. 3.61 Axial force and bending moment distribution of TF coil case and winding due to the hoop force (case A-2)

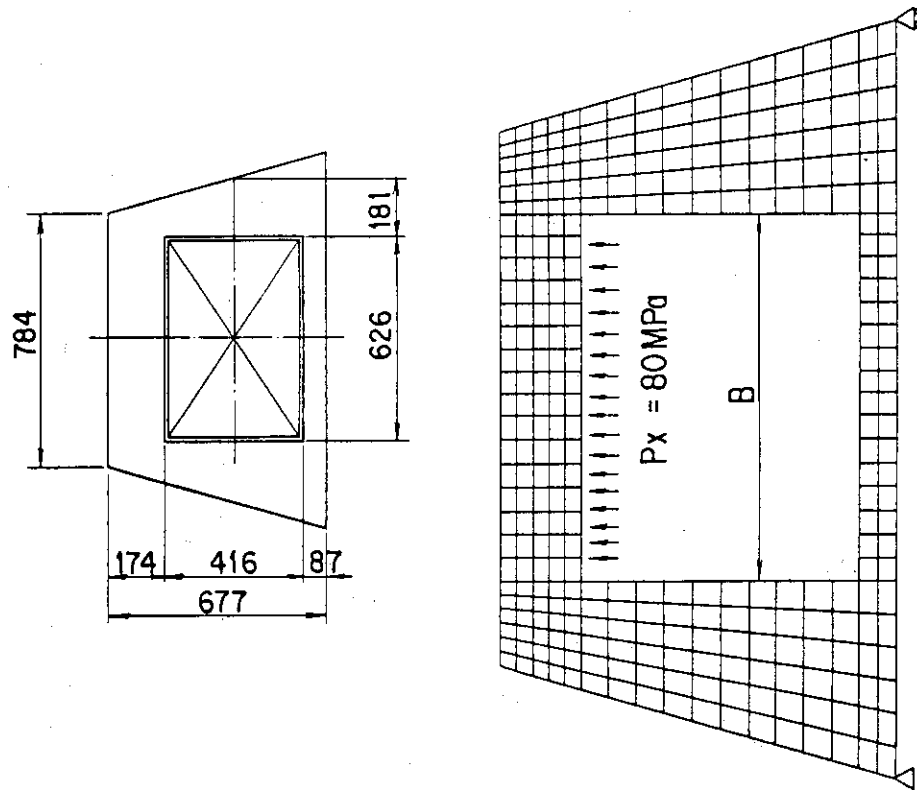


Fig. 3.62 Analysis model for centering force

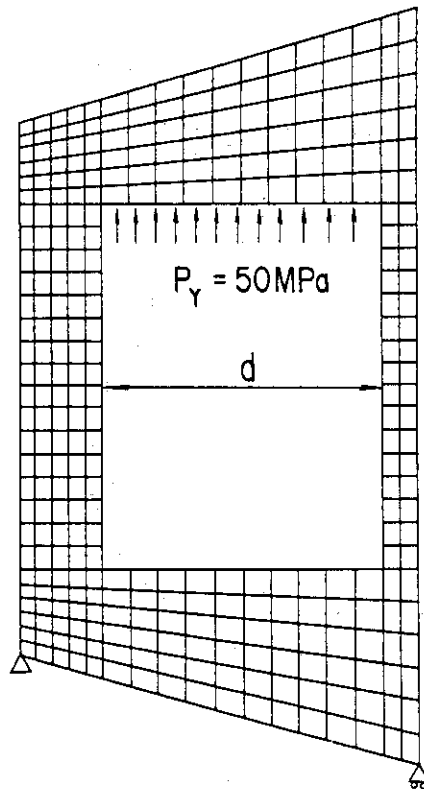


Fig. 3.63 Analysis model for out-of-plane force



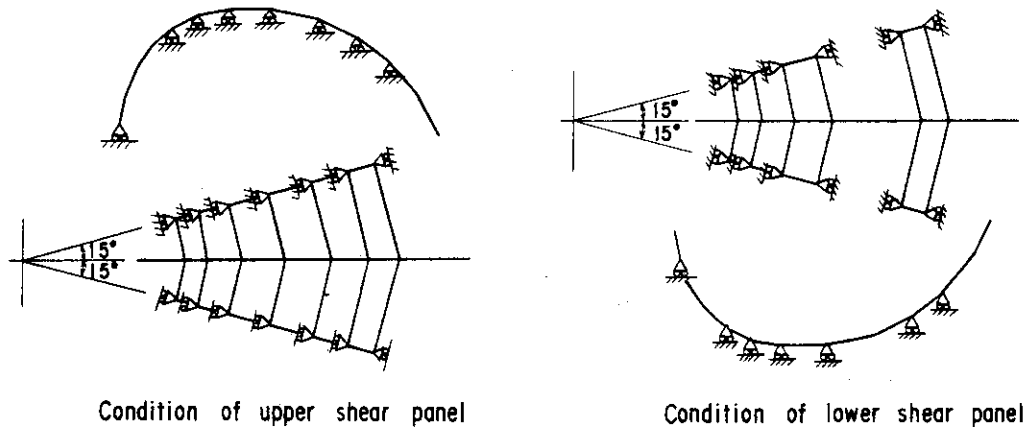


Fig. 3.64 Boundary condition for overturning force

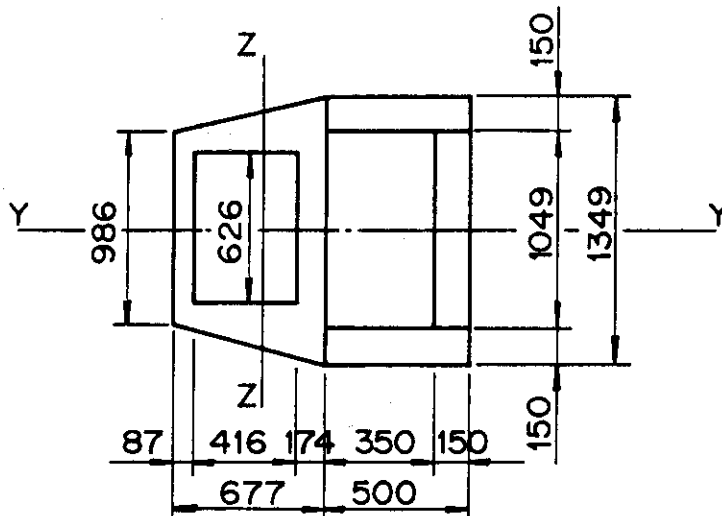


Fig. 3.65 Cross section of TF coil case and support frame of outer leg

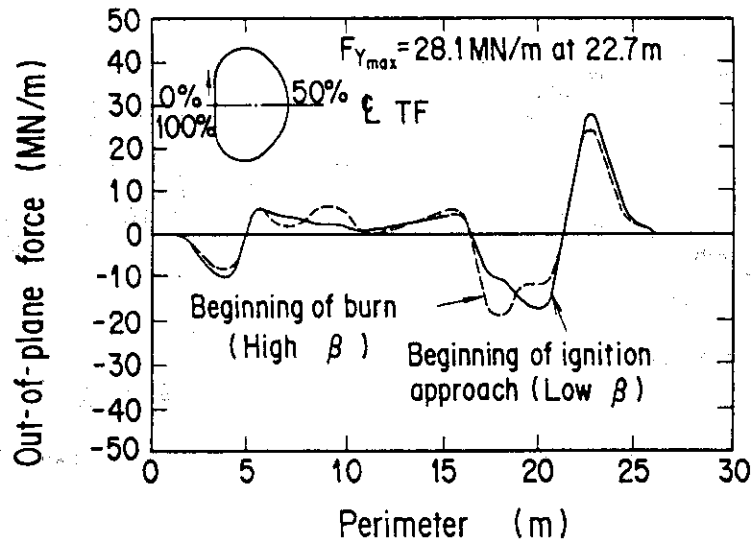


Fig. 3.66 Out-of-plane force distribution of TF coils for the '86 FER (ASC)

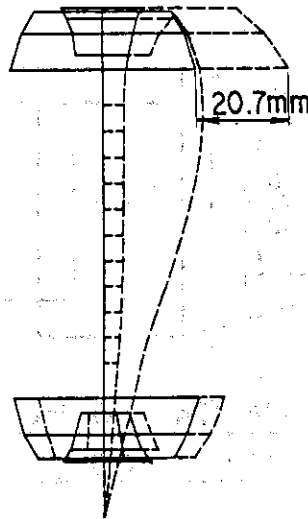


Fig. 3.67 Deformation due to overturning force

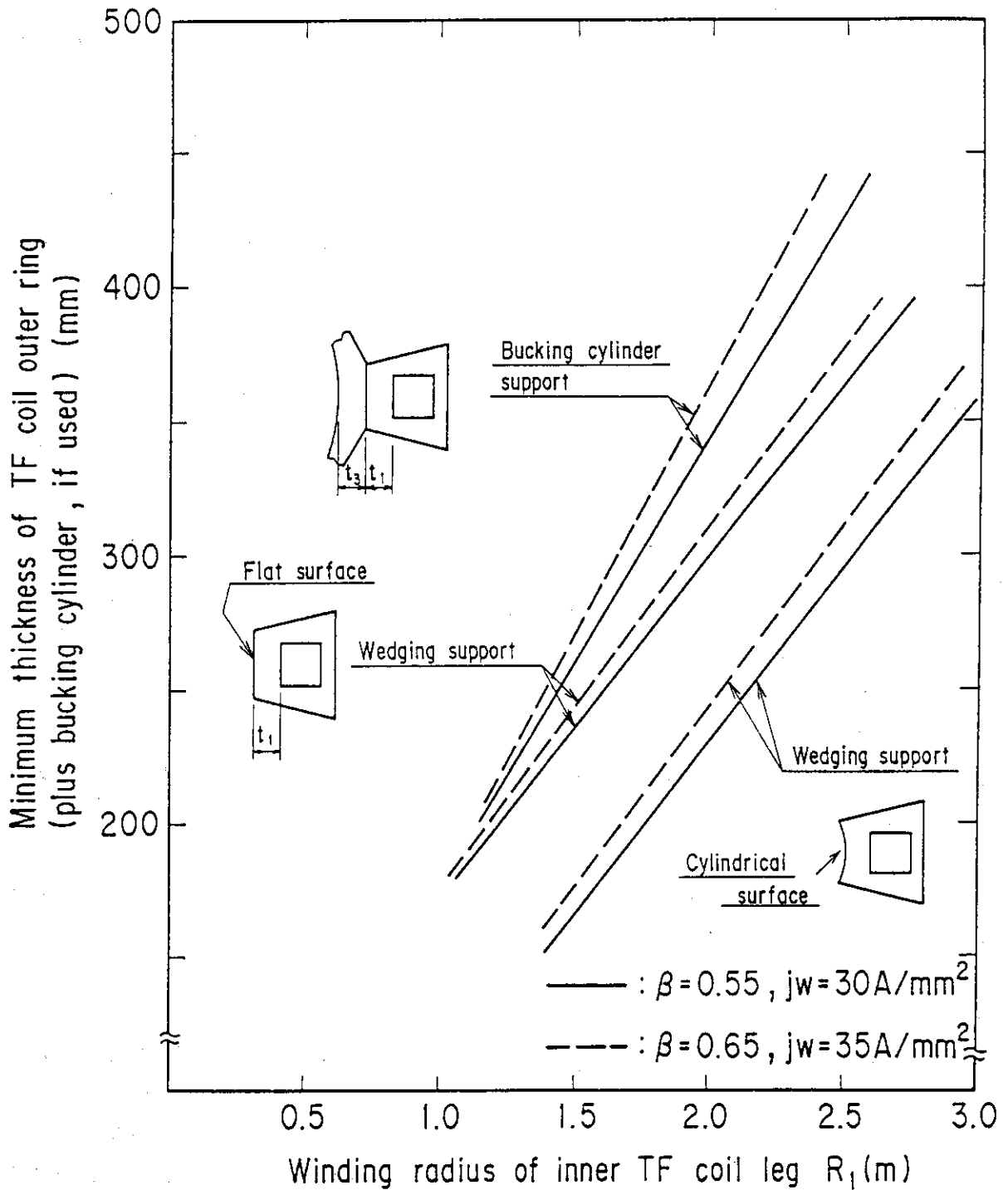


Fig. 3.68 Comparison between bucking cylinder support and wedging support ('86 FER)

### 3.4 支持構造設計

#### 3.4.1 中心支柱の座屈強度の検討

中心支柱は主としてTF磁場により発生する向心力を支持するものであり、向心力に対し十分な座屈強度を有しなければならない。

中心支柱の座屈耐力については、これまでは一様圧力を受ける円筒体として考え、以下の式を採用していた。

$$P_{cr} = \frac{E}{4(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{r} \right)^3 \dots\dots\dots (3.4.1-1)$$

ここで  $P_{cr}$  : 限界座屈圧力(設計値はこの値に3倍の安全率を見込んでいる)

$E$  : ヤング率

$\nu$  : ポアソン比

$t$  : 中心支柱厚さ

$r$  : 中心支柱半径

しかし、式(3.4.1-1)を適用する上で以下の様な問題があった。

- ① 実際の中心支柱の構造は、AC loss 低減のため周方向に1ヶ所、スリットが設けられ、そのスリットに絶縁材が挿入された構造であり、スリットがない場合よりは当然、座屈強度は低下すると考えられる。
- ② 中心支柱は厚肉円筒体(実際には外面側は正多角柱)であり、その半径の採り方で計算上の座屈強度はかなり異なる。
- ③ 式(3.4.1-1)は一様な外圧力に対するものであり、変形により荷重の向きが変わる(常に表面に直交する向き)、実際の向心力は中心支柱の変形とは関係なく常に同じ向きである。

これらのうち、③の問題は単なる考え方の問題であるが、①、②については何らかの確認が必要である。

中心支柱の座屈強度を検討する方法として以下の様な方法が考えられる。

方法1: 微分方程式を解析的に解く手法

方法2: 中心支柱を比較的簡単なビームでモデル化し、固有値解析を行い座屈強度を計算する方法

方法3: 中心支柱を2次元にモデル化し、有限変位解析を行なう方法(荷重を一定のピッチで大きくしながら有限変位解析を行う。荷重が座屈荷重に近づくと変位が急速に増加し、荷重が座屈荷重を越えると解析不能になることから座屈荷重を推定する方法)

これらの方法のうち、検討に要する手間等も考慮し、今回は①のスリットの影響に関しては方法2のビームモデルによる固有値解析で確認するものとした。又、スリットの影響の補足検討と②の半径の採り方については、方法3の2次元FEMによる有限変位解析で確認するものとした。

尚、スリットが無い場合、方法1の微分方程式の固有値解析では式(3.4.1-1)の値が得られ

る。これに対し、方法2、又は方法3では計算機による解析であり、荷重の向きは変形に関係なく常に同じ向きであり、限界座屈圧力は以下の式で与えられる。

$$P_{cr} = \frac{E}{3(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{r} \right)^3 \dots\dots\dots (3.4.1-2)$$

この値は式(3.4.1-1)に比べ4/3倍、大きな値となる。この違いはFig.3.69に示す様に、一様圧力荷重の場合は中心向き荷重の場合に比べ、荷重の向きの変化が一層、変形を助長する傾向にあるためと思われる。

実際の中心支柱の設計にどちらの式を採用するかは、方法2、又は方法3で行う解析とは別問題として扱ひ、今回はスリットがない場合を1.0としてスリットによる低減率で評価するものとした。

Fig.3.70にビームモデルと2次元FEMモデルの概要を示す。ビームモデルでは、スリットに相当する部分にバネを付けたモデルである。2次元FEMモデルでは絶縁材そのものを1つの要素としている。

ビームモデルで、スリットがない場合、式(3.4.1-2)による限界座屈圧力は以下の様になる。

$$P_{cr} = \frac{E}{3(1-\nu^2)} \times \left( \frac{t}{r} \right)^3 = 2024 \text{ kg/cm}^2$$

( $E = 2.06 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$ ,  $\nu = 0.275$ とした)

これに対し、解析結果は1次モードで2037 kg/cm<sup>2</sup>であり、殆んど上記の結果と一致する。絶縁材は樹脂であり、厚さは現時点では必ずしも明確になっていないが5mm程度と仮定し、またヤング率は $2.0 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$ とした。

圧縮方向に対するバネ定数 $K_v$ は以下の通りとなる。

$$K_v = 2.0 \times 10^5 \times 20 \times 1 / (0.5 / 2) = 1.60 \times 10^7 \text{ kg/cm}$$

また、曲げに対するバネ定数 $K_\theta$ は以下の通りとなる。

$$K_\theta = M / \theta$$

$$M = \sigma_{edge} \times t^2 / b$$

$$\sigma_{edge} = E_{ins} \times 10 \theta / (t' / 2)$$

$$\therefore K_\theta = 1.067 \times 10^9 \text{ kg}\cdot\text{cm} / \text{rad}$$

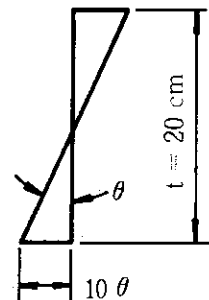


Table 3.11に上記の $K_v$ 、 $K_\theta$ をベースに、順次、 $K_v$ 、 $K_\theta$ を一桁ずつ小さくしていった場合の限界座屈荷重を示す。また、スリットがない場合( $K_v$ 、 $K_\theta = \infty$ )の値も並べて示す。

前述した様にスリットが無い場合、1次モードの限界座屈圧力は2037 kg/cm<sup>2</sup>であるのに対し、絶縁材の厚さが5mm、ヤング率が鋼の1/10程度の場合は2011 kg/cm<sup>2</sup>と約1%しか

座屈耐力の低下は見られない。

$K_v$ ,  $K_\theta$  を現在の予定の 1/10 程度に小さくすると(軟かい材料を使用するか、厚みを大きくする)、限界座屈圧力はスリットがない場合の約 90%と、スリットの影響がはっきりと出てくるが、現在の予定値程度であればスリットは座屈耐力に殆んど影響しないと云えよう。

Fig. 3.71 に 2 次元 FEM モデルによる有限変位解析の結果を示す。解析モデルは Fig. 3.70 に示すように内半径 1232 mm、厚さ 200 mm の円筒体であり、一端に絶縁材を有する。絶縁材の厚さは 0 mm (スリットなし)、5 mm、10 mm の 3 種類とし、ヤング率は  $2.0 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$  とした。

本方法は前述したように、一定ピッチで順次、荷重を増し、大変形理論により解析を行い、座屈した後は一定荷重のもとで変形がどんどん進行し解析不能になることから座屈荷重を推定するものである。Fig. 3.71 では、荷重を  $100 \text{ kg/cm}^2$  のピッチで増し、変形と荷重の関係を示したものである。図中の×印は解析可能な上限値である。従って、スリットがない場合の座屈荷重は  $2200 \text{ kg/cm}^2 \sim 2300 \text{ kg/cm}^2$  の間にあり、スリット厚が 5 mm、10 mm の場合は  $2100 \text{ kg/cm}^2 \sim 2200 \text{ kg/cm}^2$  の間にあることになる。本解析からも、スリットは座屈強度に影響しないと云えよう。

尚、スリットがない場合の座屈荷重を  $2250 \text{ kg/cm}^2$  とした場合、換算半径は以下の通りとなる。

$$r = \left\{ \frac{4E \times t^3}{12 \times P_{c,r} \times (1-\nu^2)} \right\}^{1/3} = \left\{ \frac{4 \times 2.06 \times 10^6 \times 20^3}{12 \times 2250 \times (1-0.275^2)} \right\}^{1/3}$$

$$= 138.2 \text{ cm}$$

この値は、板厚中心での半径と外半径の中間の位置になる。

これまでの検討では、半径は板厚中心での値を採用していたが、この採り方は中心支柱の座屈強度を過大評価していることになる。

以上の検討の結果、以下の様なことが判った。

- ① 現在予定している程度のスリット厚、絶縁材の物性値であれば、スリットによる座屈強度の低下は殆んどない。
- ② 半径を板厚中心で採った場合は座屈荷重を過大に評価している。板厚中心と外半径の中間程度の値を換算半径として採るべきである。
- ③ 座屈荷重を式(3.4.1-1)で計算するか、式(3.4.1-2)で計算するかは今回行った解析とは直接の関係は無い事項であるが、実際の荷重状態を考えれば、式(3.4.1-2)の方が適当であると考えられ、また合理化が可能となる。

尚、今回の検討では解析の都合上、絶縁材は引張力を負担するという条件で検討されており、この点、多少の問題があるが、スリットが座屈強度に殆んど影響しないことを考えれば大きな問題ではなからう。

また、今回の検討では Normal mode に対する検討しか行っていないが、Fault mode に対する強度も確認する必要がある。

### 3.4.2 支持脚の検討

支持脚には以下の機能が必要である。

- ① マグネット全体約6000 tonの重量を安全に支持する。
- ② 極力、侵入熱を防ぐ。
- ③ 初期冷凍時や、昇温時の熱応力を吸収する。
- ④ 地震時も上部構造物を安全に支持する。

Fig.3.72に'85 FERの支持脚構造を示す。支持脚は上下、2段に分割されており、外径はそれぞれ、1400φ、1600φ、厚さは何れも100 mmのFRP製の円筒であり、剛性強度と断熱性を有するものである。

支持脚は中心部に4本、外周部に12本有り、中心部の支持脚は固定式であるが、外周部は半径方向に移動可能な構造である。この部分の詳細構造は未定であるが何らかの摺動部を設ける予定である。一般に低温で使用される固体潤滑材としてはテフロン、二硫化モリブデン等が考えられる。真空中ではテフロンの採用例が多い様である。摩擦係数は真空中、極低温化では、大気中、常温に較べ大きくなる。テフロンの静止摩擦係数について大気圧、常温下では0.05、真空下( $5 \times 10^{-3}$  Torr)、低温(-196℃)の状態では0.15との実験データもある。

この値は決して小さな値ではなく、滑る直前にはTFコイル、支持脚ともかなりの歪を受けることになるが、地震時に作用する水平力よりは小さな値であり、強度的な問題はない。摺動部は現時点では80 Kシールド部に設置する(4 Kでの性能が確認されていないため)。

尚、NET、TIBER-IIでは特殊な支持脚を予定している。Fig.3.73にNETの支持脚、Fig.3.74にTIBER-IIの支持脚を示す。NETではこの支持脚を“Flexible multiplate support”と称している。薄板で構成された構造体であり、鉛直方向、トロイダル方向には大きな剛性を有するが、半径方向の剛性は小さく、半径方向の水平移動に対しては支持脚の曲げで吸収する構造である。

TIBER-IIでは形状はNETとは異なるが、考え方はNETと同じであり、半径方向の曲げ剛性を小さくしている。

FERでは、JT-60、LCF等での実績を考慮して、テフロンを使用して半径方向にスライド可能な支持脚としている。

FERではこの摺動部はかなり大きくなる事が予測され、このためテフロンの取り付け方や製作上の問題点の確認およびFERと同一条件下での摺動部の性能を今後確認する必要がある。

### 参考文献

- (1) The NET Team ; NEXT EUROPEAN TORUS, CONTRIBUTIONS TO THE 14th SOFT CONFERENCE (November 1986).
- (2) C.D. Henning and B.G. Logan ; TIBER-II, Tokamak Ignition/Burn Experimental Reactor, 1986 Status Report.

Table 3.11 Critical buckling load of bucking cylinder evaluated by eigen value analysis of beam model

K <sub>v</sub>	kg/cm	∞ (No slit)	1.60 × 10 <sup>7</sup>	1.60 × 10 <sup>6</sup>	1.60 × 10 <sup>5</sup>	1.60 × 10 <sup>4</sup>
	kg·cm/rad	∞ (No slit)	1.067 × 10 <sup>9</sup>	1.067 × 10 <sup>8</sup>	1.067 × 10 <sup>7</sup>	1.067 × 10 <sup>6</sup>
P <sub>cr</sub> kg/cm <sup>2</sup>	1st mode	2037	2011	1805	1149	906
	2nd mode	4583	4526	4097	3309	3153
	3rd mode	8149	8049	7337	6386	6232
	4th mode	12740	12580	11550	10470	10320



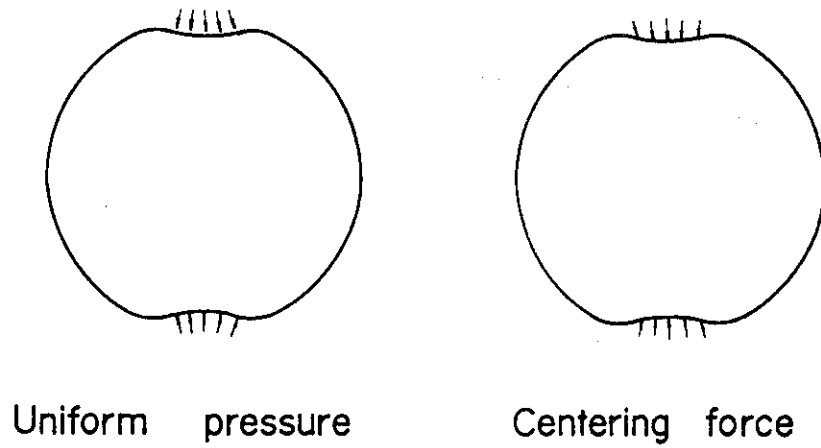


Fig. 3.69 Deformation and load direction of cylinder

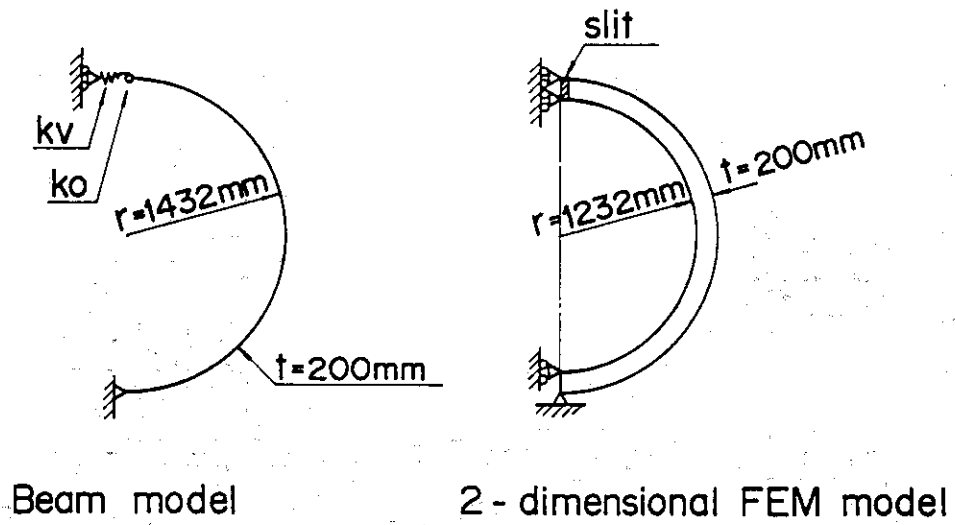


Fig. 3.70 Analysis model for critical buckling pressure of buckling cylinder

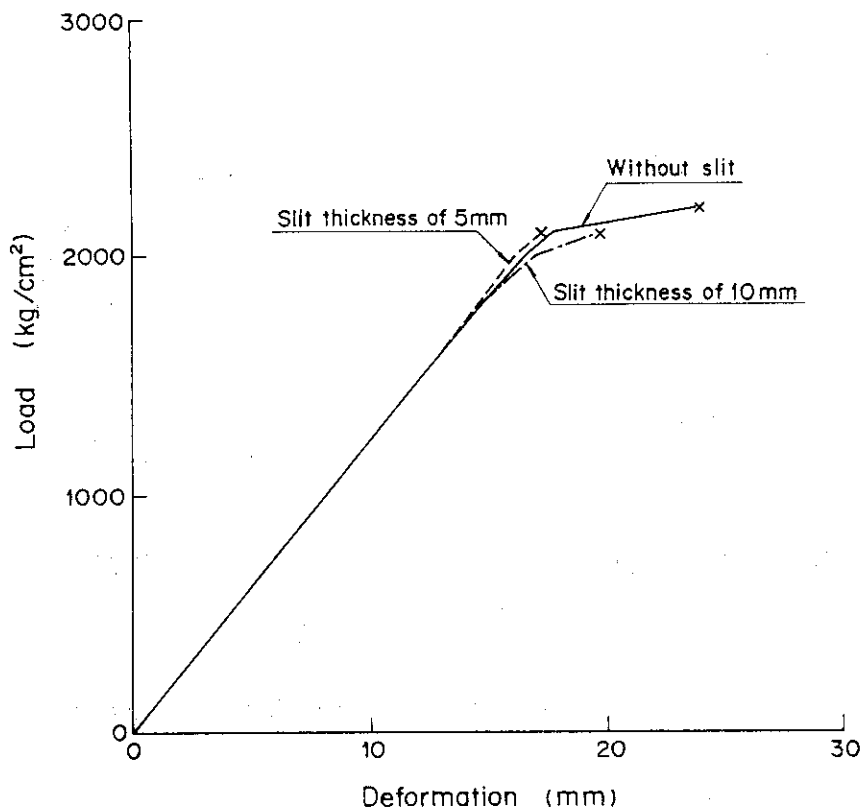


Fig. 3.71 Critical buckling load by large deformation analysis of 2-dimensional FEM model

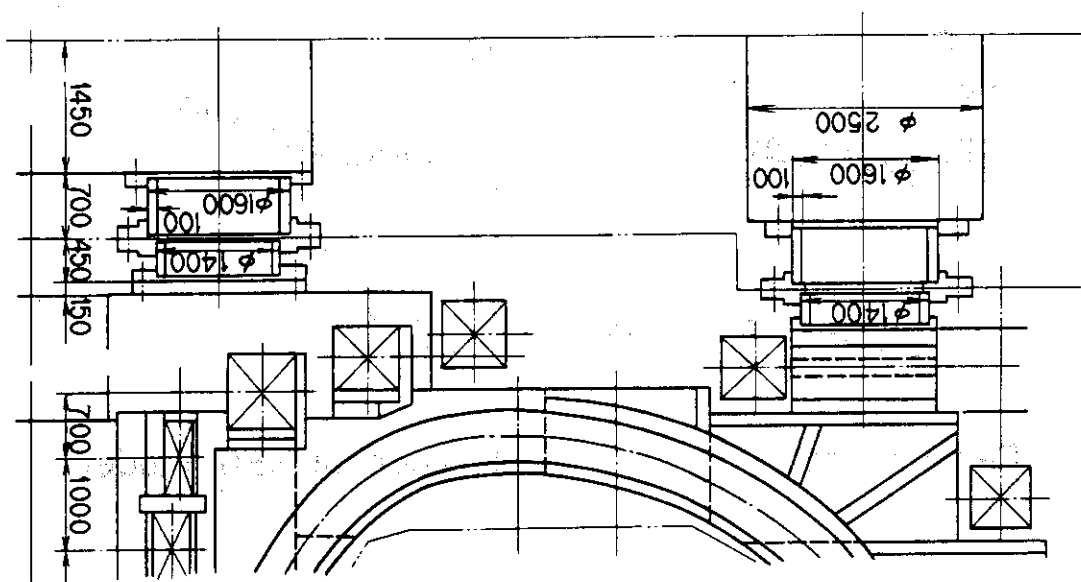


Fig. 3.72 Support leg for '85 FER magnet system

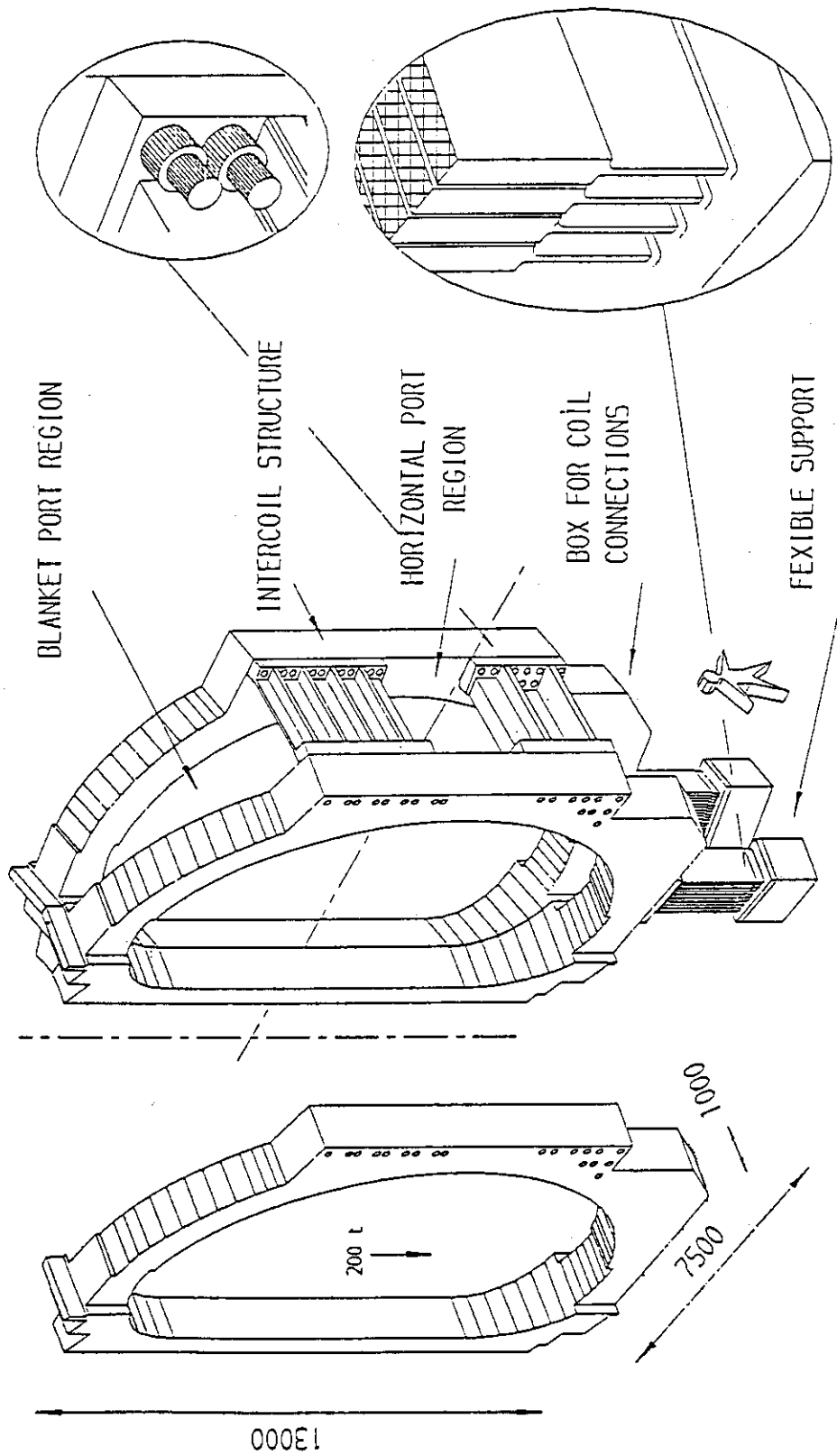


Fig. 3.73 Support leg for NET

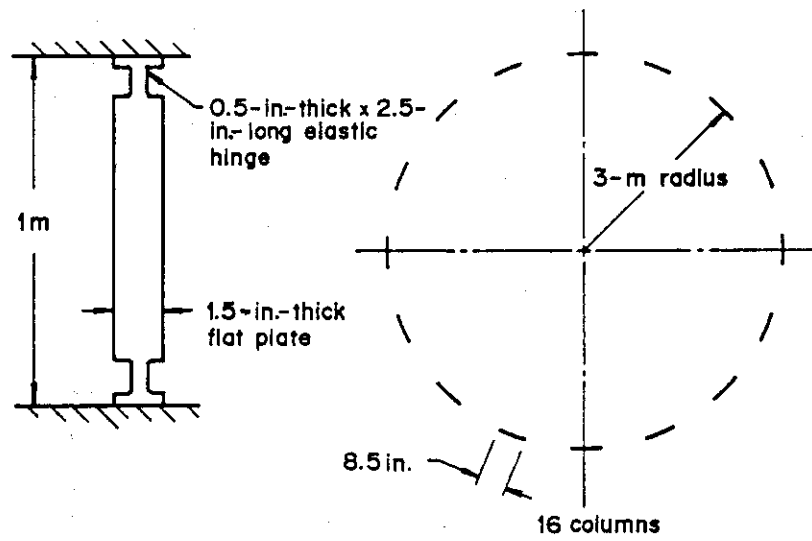


Fig. 3.74 Support leg for TIBER - II

### 3.5 コイル熱設計

#### 3.5.1 冷却チャンネル設計

TFコイル，PFコイル，支持構造体の冷却チャンネル設計に対する要求は，熱負荷，ポンプロス，熱伝達率冷媒の給排スペースなどから与えられる。

低温ポンプ方式の場合各冷却チャンネルとも，ポンプロスを極力抑える為に圧力損失は0.2 MPa以下とする。冷媒流量は，温度マージン，熱負荷を考慮して設定する。又，冷却チャンネルの流路長は，給排スペースを考慮して圧力損失，冷媒流量から設定しなければならない。

##### (1) 温度マージンの考え方

超電導線は，分流開始温度以上になると，一部，常電導状態に移りて分流を開始する為，冷媒の温度は熱負荷によって上昇しても，分流開始温度以下でなければならない。分流開始温度と冷媒の温度との差を温度マージンと呼び，この値をいくら以上に設定すべきかが問題となる。

TFコイルにおいては，熱負荷としてプラズマ燃焼時に発生する核発熱が大きい。一方，PFコイルにおいては，核発熱に対する遮蔽が十分施されるものとして，ACロスが大きくなる。支持構造体においては，核発熱とACロスがある。冷却が不十分だとコイル超電導線への2次的な熱負荷源となるが，許容温度上昇の限界は明確でない。

ここでは，支持構造体からの熱伝導は小さいものとして，以下にTFコイルとPFコイルの温度マージンを検討する。

Fig. 3.75は，温度マージン( $\Delta T = T_{cs} - T_b$ )と臨界電流密度との関係を模式的に示したものである。現状技術においては，一般に巻線後の $(NbTi)_3Sn$ 超電導線の特性は劣化する。磁場が1.2 T近傍では巻線後の臨界電流は巻線前(短尺)特性より約20%劣化する。これは温度上昇で約1 Kに相当する。この為，熱負荷・外乱に対して許容できる温度上昇は，定格時の動作点に対して $\Delta T - \Delta T_d$ に制限される。

Table. 3.12は，温度マージンの基準を示したものである。温度マージン $\Delta T$ には，線材劣化( $\Delta T_d$ )，熱擾乱に対するマージン( $\Delta T_s$ )，ACロスに対するマージン( $\Delta T_{AC}$ )，核発熱に対するマージン( $\Delta T_n$ )が含まれる。熱擾乱に対するマージンは $\Delta T_s = 1 K$ とした。これにより，300 mJ/cc以上の安定性マージンが確保できる。

ACロスと核発熱については，TFコイルでは核発熱，PFコイルではACロスが支配的である。TFコイルとPFコイルの温度マージンの基準も，それに対応して支配的な熱負荷に対して規定した。TFコイルの核発熱に対するマージンは $\Delta T_n = 1.2 K$ ，PFコイルのACロスに対するマージンは $\Delta T_{AC} = 0.7 K$ とした。FERでのオペレーションシナリオ，導体設計であれば，ACロスは核発熱に比べて厳しくないと判断し，PFコイルの $\Delta T_{AC}$ はTFコイルの $\Delta T_n$ より小さめの値とした。

以上をまとめると，TFコイルでは $\Delta T = 3 K$ ，PFコイルでは $\Delta T = 2.5 K$ 以上の温度マージンが必要である。温度マージンを大きくとって設計すれば，超電導線は熱負荷・外乱に対してタフになる。一方，温度マージン $\Delta T$ を大きくとるためには，Fig. 3.75から分るように， $J_c / J_{op}$ を大きくとる必要がある。すなわち， $J_{op}$ が小さくなるよ

うに導体設計し、巻線部の領域を増やす必要がある。上記の数値は、超電導線の安定性と巻線部コンパクト化の要求のバランスを考慮して設定したものである。ただし、導体構造、冷却条件運転条件が異なれば、それに対応して数値をみなおす必要がある。

冷媒の温度上昇は、冷媒の流量、熱負荷の大きさと発生領域に依存する。以下には、核発熱率について、温度マージン $\Delta T_n = 1 \text{ K}$ と設定した場合の許容値を検討する。

(2) 許容核発熱率の評価

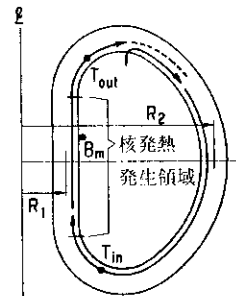
長時間熱負荷の場合と短時間熱負荷の場合では、TFコイルの許容核発熱率が異なる。ここでは、核発熱による冷媒の温度上昇を $\Delta T_n = 1 \text{ K}$ として、各々の場合における許容値を検討する。

a. 長時間負荷の場合の許容核発熱率

導体1ターン出口における温度上昇を計算する。核発熱と、冷媒の除熱能力との関係から次式が成立する。

$$\begin{aligned}
 Q_n &= q_n \cdot A \cdot \ell \\
 &= \int_{T_{in}}^{T_{out}} C_p G dT \\
 &= (H_{T_{out}} - H_{T_{in}}) G \dots\dots\dots (3.5.1-1)
 \end{aligned}$$

- ここで、 $q_n$  : 核発熱率 (W/m<sup>2</sup>)
- $A$  : 導体断面 (m<sup>2</sup>)
- $\ell$  : 核発熱発生長さ (m)
- $H$  : 冷媒のエンタルピ (J/g)
- $G$  : 冷媒の流量 (g/s)
- $T_{in}, T_{out}$  : 1ターン入出の温度 (K)



式(3.5.1-1)を用いて、冷媒温度上昇を検討する。冷媒の入口条件は $P_{in} = 1 \text{ MPa}$ ,  $T_{in} = 4.5 \text{ K}$ とし、出口条件は $P_{out} = 0.8 \sim 0.9 \text{ MPa} (\cong 1 \text{ MPa})$ とする。検討結果をFig. 3.76に示す。核発熱の発生長さを7.5 m、冷媒流量を5.9 g/sとすると、Fig. 3.76より核発熱率3 mW/CCに対して冷媒の温度上昇は1 Kとなる。すなわち、この条件では許容核発熱率は3 mW/CCである。許容核発熱率を上げるには、冷媒流量を増やすか、核発熱の発生領域を短かくする必要がある。

b. 短時間負荷の場合の許容核発熱率

短時間(5~10秒)しかプラズマ燃焼させない場合、核発熱の負荷時間も短くなる。プラズマのオペレーションによっては、このような短時間負荷の場合も考えられる。FER設計では、LRD炉でプラズマの閉じ込めが悪い(Lモード)の場合にこのような運転を考えている。この場合の許容核発熱率を検討する。

検討にあたっては、次のような仮定をもうける。

① 短時間負荷のため、断熱温度上昇とする。

He流速は $v = 0.3 \text{ m/s}$ (FERのCICCで $G = 6 \text{ g/s}$ のとき)程度である。したがって、10秒間に冷媒の流れの影響が及ぶ範囲は $\ell = v \cdot t = 3 \text{ m}$ である。

FERの核発熱の発生領域は、チャンネル長さで5～10 mである。そのため、チャンネルの下流側では、冷媒の流れの影響は無視でき、断熱モデルが適用できる。

② 核発熱による温度上昇は、導体内で短時間に均一になるとする。

CICCのため、ケーブル領域で温度均一になる時定数は10 ms程度である。コジットの熱が冷媒に伝わる時間もかなり速いと考える(厳しい条件)。

③ 熱容量は冷媒であるヘリウムが支配的であるとする。

5～10 Kの温度では、他の材料の熱容量は無視できる。

以上の仮定のもとに、熱バランスを考えると次式が成立する。

$$q_n t = \frac{A_{He}}{A} \int_{T_1}^{T_2} \rho_{He} C_p dT$$

$$= \frac{A_{He}}{A} \tilde{\rho}_{He} (H_2 - H_1) \dots\dots\dots (3.5.1-2)$$

- ここで、 $q_n$  = 核発熱率 (W/m<sup>3</sup>)
- $t$  = 核発熱持続時間 (sec)
- $H_1$  = 初期温度  $T_1$  での冷媒エンタルピ (KJ/kg)
- $H_2$  = 最終温度  $T_2$  での冷媒エンタルピ (KJ/kg)
- $\tilde{\rho}$  = 核発熱発生領域の冷媒の平均密度 (kg/m<sup>3</sup>)

$A_{He}/A \cong 0.2$  (絶縁を含めた導体断面に対する冷媒流路断面の割合)

式(3.5.1-2)を用いて、冷媒温度上昇を検討する。冷媒の入口条件は  $P_{in} = 1 \text{ MPa}$ ,  $T_{in} = 4.5 \text{ K}$  とし、出口条件は  $P_{out} = 0.8 \sim 0.9 \text{ MPa} (\cong 1 \text{ MPa})$  とする。検討結果を Fig. 3.77 に示す。温度上昇 1 K とすれば  $q_n \cdot t = 0.11 \text{ J/cc}$  許容できる。持続時間が 5 sec, 10 sec の場合の最大許容核発熱率は、 $22 \text{ mW/cc}$ ,  $11 \text{ mW/cc}$  となる。

c. TFコイル許容核発熱率と必要冷媒流量

Fig. 3.78 は熱負荷時間に対する許容核発熱率をまとめたものである。核発熱に対する冷媒の温度上昇は  $\Delta T_n = 1 \text{ K}$  とした。長時間の熱負荷については、許容値が冷媒流量に依存するため、冷媒流量をパラメータにして示してある。

冷媒流量に対する許容核発熱率 ( $\Delta T_n = 1 \text{ K}$  の場合) をまとめると、下表となる。

冷媒流量	熱持続時間		
	5 S	10 S	長時間(連続)
6 g/s	22mW/cc	11mW/cc	3 mW/cc
8 g/s	22mW/cc	11mW/cc	4 mW/cc
10 g/s	22mW/cc	11mW/cc	5 mW/cc

ACS-M炉では、許容核発熱率は  $3 \text{ mW/cc}$  (連続) としている。1パスの冷媒流量は  $6 \text{ g/s}$  が必要である。LRD炉では、許容値を少し高めにし、 $4 \text{ mW/cc}$

(連続)としている。1パスの冷媒流量は8 g/sが必要である。短時間負荷の場合は冷媒流量に依存しない。熱持続時間が10秒の場合、許容核発熱率は11 mW/ccである。

ACS-M炉, LRD炉について、核発熱率をまとめると下表となる。

	中性子 壁負荷	遮蔽厚	最大核発熱率	
			計算値	許容値
ACS-M	1 MW/m <sup>2</sup>	0.75 m	2.5 mW/cc	3 mW/cc(連続)
LRD(Hモード)	1 MW/m <sup>2</sup>	0.75 m	"	4 mW/cc(")
LRD(Lモード)	1 MW/m <sup>2</sup>	0.75 m	10 mW/cc	11 mW/cc(10S)

### (3) 冷却構造

#### a. TFコイル

TFコイルの冷却は、導体の冷却及びコイル容器の冷却に分かれる。導体の冷却は、TFコイル上部に設置された冷媒入口ヘッダーから、最内層の各導体に分配される。導体からの戻りは、最外層の各導体から出口ヘッダーに集合される。又、ヘッダーと入口及び出口の各配管の間にはセラミックス等の絶縁管が挿入され、ヘリウム配管は電氣的に絶縁される。

Fig. 3.79に示す様に、パンケーキの内層の渡り部は冷媒入口を分散させる目的で交互にずらした構造とした。Fig. 3.80に冷媒の概念フロー図を示す。電源と接続される両端の導体は、電流リードに接続され、液体ヘリウムで冷却される。

コイル容器の冷却は、巻線部と容器間に冷却のスキ間を設けて、ヘリウムを通して冷却する。本方式は、コイル容器内に発生する熱負荷を巻線部に伝達させにくい方式であり、巻線部の熱的安定性に有利な方式である。

#### b. PFコイル

PFコイル冷却構造をFig. 3.81に示す。巻線はダブルパンケーキ巻である。冷媒導入部は、磁場が高い部分で温度を低くすることにより安定性のマージンを確保するためコイル内径側とし、導出部はコイル外径側とした。冷却流路長は1流路当たり約200 mであるが、大径コイルで1パンケーキの導体長さがこの値を越えるものでは、パンケーキ途中に冷媒出入口を設ける事が困難であるので、複数本の導体による多条導体巻パンケーキとした。

コイル容器専用の冷却通路は設けず、電磁力支持構造体の外周に冷却配管を取付け冷却する方式を用いる。

### 3.5.2 循環方式の検討

FERでは、超臨界ヘリウムによる強制冷凍方式が採用されている。強制冷凍の循環方式としては、Fig. 3.82に示される種々の方式が考えられるが、大きく分けて、(1)常温圧縮機による方式と(2)低温ポンプによる方式、の2つに分類できる<sup>(1)</sup>。



一般に常温圧縮機による循環方式は、莫大な圧縮機容量が要求され、システム全体での熱効率が劣る。一方、熱負荷の条件から冷媒の循環流量が $\sim 10 \text{ kg/s}$ を要求されるFERクラスの炉になると、冷凍系のコンパクト化、高熱効率化をはかる上では、低温ポンプの使用は必須と考えられる。しかしながら、低温ポンプを使用する場合は、圧力損失によるポンプロスが熱負荷の増大を招くことになる。又、信頼性の点から、諸外国においては、常温圧縮機による循環方式を選定している場合もある<sup>(2)</sup>。

このように2つの循環方式にはそれぞれ一長一短あり、選定にあたっては、熱負荷、圧力損失、冷凍機動力などを十分検討した上で最適方式を選ぶ必要がある。

今後の循環方式の選定指針を得るため、Fig. 3.82の(a)および(d)についての動力比較を行った。

(1) 冷凍機の Figure of Merit (FOM)

検討を簡略化する為、熱交換器を収納するLHe溜に直結した冷凍機の Figure of Meritを仮定する<sup>(3)</sup>。

Fig. 3.83は、現状技術レベルの各種冷凍機の%カルノーを示したものである<sup>(4)</sup>。FERの冷凍機容量は100 kW at 4.5 Kクラスが要求されている。Fig. 3.83を参考にしてFERでは20%カルノーを採用すると、FOMは次式に与えられる。

$$\begin{aligned}
 \text{FOM} &= \frac{W_{\text{act}}}{Q} \dots\dots\dots(3.5.2-1) \\
 &= \frac{\text{COP}}{\% \text{カルノー}} \\
 &= \frac{300-4.5}{4.5} \times \frac{1}{0.2} \\
 &= 330
 \end{aligned}$$

ここに  $W_{\text{act}}$  : 実際の仕事 (Watt)  
 $Q$  : 冷凍能力 (Watt)  
 COP : カルノー効率

検討では、裕度を考慮してFOM=400として計算を進める。

(2) 低温ポンプ方式

低温ポンプ方式の場合のマグネット系への熱負荷 $Q$ と常温圧縮機の動力 $W_1$ との比は、次式で与えられる。

$$\begin{aligned}
 \frac{W_1}{Q} &= \frac{W_1}{Q_1} \cdot \frac{Q_1}{Q} \\
 &= \text{FOM} \times \frac{Q+W_4}{Q} \\
 &= 400 \times \left[ 1 + \frac{v_1 (P_1 - P_2) \times 10^{-3}}{\eta_p (h_2 - h_1)} \right] \dots\dots\dots(3.5.2-2)
 \end{aligned}$$

ここに  $W_1, W_4$  : 常温圧縮機の動力, 低温ポンプの動力 ( $W_{att}$ )  
 $Q, Q_1$  : マグネット系, 冷凍機系の熱負荷 ( $W_{att}$ )  
 $P_1, P_2$  : マグネット系の入口, 出口でのヘリウムの圧力 ( $P_a$ )  
 $v_1$  : マグネット系の入口でのヘリウムの比容積 ( $m^3/kg$ )  
 $\eta_p$  : 低温ポンプの効率  
 $h_1, h_2$  : マグネット系の入口, 出口でのヘリウムのエンタルピ ( $KJ/kg$ )

但し, LHe溜内の熱交換器での圧力損失は無視した。

(3) 常温圧縮機方式

低温ポンプ方式と同様に, マグネット系への熱負荷  $Q$  と常温圧縮機の動力  $W_5 (=W_2 + W_3)$  との比は, 次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \frac{W_5}{Q} &= \frac{W_2 + W_3}{Q} \\ &= \frac{W_2}{Q_2} \cdot \frac{Q_2}{Q} + \frac{T_3 (C_P - C_V) \ell_n (P_4 / P_3)}{\eta_c (h_2 - h_1)} \\ &= 400 \times \frac{h_5 - h_1}{h_2 - h_1} + \frac{T_3 (C_P - C_V)}{\eta_c (h_2 - h_1)} \ell_n \left( \frac{P_4}{P_3} \right) \dots\dots\dots (3.5.2-3) \end{aligned}$$

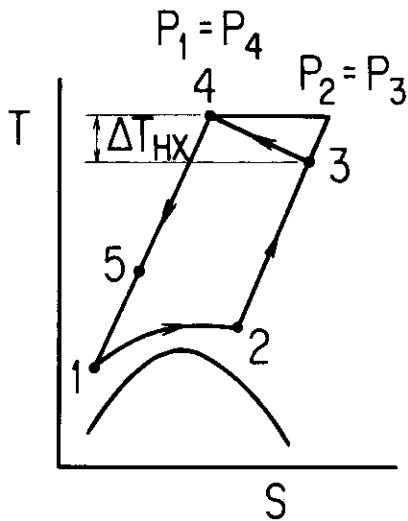
ここに  $W_2, W_3$  : 冷凍機用, 循環用常温圧縮機の動力 ( $W_{att}$ )  
 $Q_2$  : 冷凍機系の熱負荷 ( $W_{att}$ )  
 $P_3, P_4$  : 循環用常温圧縮機の吸入, 排気圧力 ( $P_a$ )  
 $T_3$  : 循環用常温圧縮機の吸入温度 ( $K$ )  
 $C_P, C_V$  : 循環用常温圧縮機の吸入状態での定圧, 定容比熱 ( $KJ/kg \cdot K$ )  
 $\eta_c$  : 循環用常温圧縮機の等温効率  
 $h_5$  : LHe溜内熱交換器入口でのヘリウムのエンタルピ ( $KJ/kg$ )

LHe溜内熱交換器入口でのヘリウムの状態は, 循環系の熱交換器の性能で決定される。熱交換器高温側の高圧, 低温の温度差を  $\Delta T_{HX}$  とすると, 熱交換器の性能は, 効率  $\eta_e$  で定義され, 次式で求められる。

$$\begin{aligned} \eta_e &= \frac{H(T_3, P_3) - H(T_2, P_3)}{H(T_4, P_3) - H(T_2, P_3)} \\ &= \frac{H(T_3, P_3) - H(T_2, P_3)}{H(T_3 + \Delta T, P_3) - H(T_2, P_3)} \dots\dots\dots (3.5.2-4) \end{aligned}$$

検討を簡単にする為, ここでは効率  $\eta_e$  のかわりに熱交換器高温側での温度差  $\Delta T_{HX}$  を変化させた。LHe溜内熱交換器入口でのヘリウムのエンタルピ  $h_5$  は, 次式より求めた。

$$h_5 = H(T_4, P_4) - H(T_3, P_3) + H(T_2, P_3) \dots\dots\dots (3.5.2-5)$$



ここに、 $H(T, P)$ は、各温度、圧力でのヘリウムのエンタルピを示す。

(4) 検討条件

( 3.5.2 - 2 ), ( 3.5.2 - 3 ), ( 3.5.2 - 5 )式を用いて検討を行う為、次の諸数値を仮定する。

- 圧力  $P_1 = P_4 = 1 \text{ MPa}$  ( マグネット系入口圧力 )
- $T_1 = 4.5 \text{ K}$  ( " 入口温度 )
- $T_2 = 5.5 \sim 7.5 \text{ K}$  ( " 出口温度 )
- $T_3 = 300 \text{ K}$  ( 常温圧縮機吸入温度 )
- $\eta_c = 0.6$  ( " の効率 )

又、循環系の各熱交換器内の圧力損失は、計算値簡略化の為に無視した。すなわち  $P_3 = P_2$  ,  $P_4 = P_5 = P_1$ である。

(5) 検討結果

$P_1 - P_2 = P_4 - P_3 = \Delta P$  ( 圧力損失 ) と  $W_1/Q$  ,  $W_5/Q$  の関係を低温ポンプの効率  $\eta_p$  , 常温圧縮機方式の熱交換器高温側の温度差  $\Delta T$  をパラメータとして求めたのが Fig.3.84 ~ Fig.3.86 である。入口、出口間の圧力損失が大きくなると、常温圧縮機による方式の方が冷凍負荷に対する常温圧縮機の動力は小さくなることもある。圧力損失が小さい場合は、低温ポンプ方式の方が動力は小さくなる。

圧力損失が 0.2 MPa と 0.7 MPa の場合について、マグネット系出口温度と  $W_1/Q$  ,  $W_5/Q$  の関係を Fig.3.87 と Fig.3.88 に示す。

マグネット系での圧力損失が 0.2 MPa の場合、一般的に低温ポンプ方式の方が動力は小さくなる。熱交換器の性能が非常に優れており温度差が 1 ~ 2 K 以内のものが実現できれば、常温圧縮機方式の方が動力は小さくなることもありうる。FER ( ACS - M ) は温度上昇、圧力損失から Fig.3.87 に示す点となり、低温ポンプ方式を選定することになる。一方、圧力損失が 0.7 MPa と大きく、かつマグネット出口温度が 7 K の場合、Fig.3.88 に示すように、 $\Delta T_{HX} = 10 \text{ K}$  としても  $\eta_p \geq 0.6$  でなければ低温ポンプ方式のメリットはなくなってしまう。

参考文献

- (1) 神田英蔵, 機械工学大系34, 低温工学 P190, 1981
- (2) Report of an INTOR-related specialists' meeting on engineering test reactor national design concepts, 23-27 March, 1987 Vienna, Austria
- (3) J. W. Dean, Cryogenics, June, 1974 P307
- (4) T.R. Strobridge, Cryogenic Refrigerators-An Updated Survey, NBS Technical Note 655, U.S. Government Printing Office, Washington DC, 1974

3.5.3 冷凍系容量の設定

(1) 非定常熱負荷評価の考え方

熱負荷は、発生形態から定常と非定常に分類できる。炉の運転サイクルにおいては、定常と非定常の熱負荷が混在しており、かなり変動した熱負荷を有する。一般に、熱負荷に対する物体の温度変化は、物体の熱伝導率、物体間の熱伝達に大きく依存している。非定常熱負荷の場合は、これらの事を十分考慮して冷凍系の熱負荷設定を行う必要がある。

熱負荷を正しく評価することは、冷凍系の容量を設定する上で非常に重要である。ここでは、非定常熱負荷であるAC損失、核発熱について、冷凍系への熱負荷としての考え方をまとめておく。

(i) AC損失

AC損失は、2.5.1項で述べたように主として支持構造体で発生する。又、コイルにおいてもその大部分がコイル容器で発生している。発生エネルギーは、ACS-Mで14~24MJ、LRDで56MJである。発生したAC損失がそのままの変動波形で冷凍系の負荷となるとすれば、Bが大きいフェーズでの冷凍負荷は莫大なものとなる。

然しながら、ここで、冷媒への熱の移動を考えると、冷凍系への熱負荷はかなり平均化されたものになると考えられる。その際、熱の発生箇所から離れた所に冷却流路を設けた構造体の場合と、熱の発生箇所に近接した所に冷却流路を設けた巻線部の場合とでは大きく異なる。冷媒へ到達する熱負荷は、名物体固有の熱の放出時定数に依存する。

熱の放出時定数は、冷媒への熱伝達が速いとすれば構造体の熱拡散に依存し次式で与えられる。

$$\tau = L^2 / D \quad \dots\dots\dots (3.5.3-1)$$

ここで、 $\tau$  : 時定数

L : 伝導距離

D : 熱拡散係数  $\cong 2 \times 10^{-5}$  (m<sup>2</sup>/s)

コイル容器などの構造体は、一般に肉厚0.1~0.15mのSUS材で構成されている。構造体の冷却は、構造体表面に設置した冷却配管内に超臨界ヘリウムを流して行う。この

場合の熱の放出時定数は、式(3.5.3-1)を用いると500～1100秒となる。すなわち、冷媒への熱負荷は、500～1100秒の時定数で放出される熱負荷となる。以下の検討では、構造体の熱放出時定数は1000秒と仮定する。

一方、コイルの巻線部を構成する超電導導体は、ケーブルインコンジットタイプの強制冷凍型導体であり、熱伝導・伝達特性が非常に優れている。この為、熱の放出時定数は非常に短かく、巻線部で発生した熱負荷は、そのまま冷媒への熱負荷となり得る。以下の検討では、巻線部の熱放出時定数は1秒と仮定する。

### (ii) 核発熱

核発熱は、TFコイル内側脚の直線部分で内側遮蔽体に近いコイル容器のところで最大であり、コイル容器、巻線部分の厚みに応じて減衰する。核発熱率の減衰はFERの設計では $\exp(-0.073x)$ で与えられるとしている。ここで、 $x$ (cm)は内側遮蔽体側から測ったTFコイル厚さである。

核発熱はプラズマ燃焼時に発生し、その他のフェーズでは無視できる。AC損失と同様、熱の放出時定数を考える。すなわち、コイル容器については、熱放出時定数を1000秒と仮定する。巻線部の熱放出時定数は1秒と仮定する。巻線部とコイル容器部の核発熱の発生割合は、各炉の寸法からACS-Mで0.36：0.64、LRDで0.40：0.60である。

## (2) 非定常熱負荷による冷凍負荷

Fig.3.89は、時定数 $\tau = 1000 \text{ sec}$ の場合について冷媒への熱負荷 $Q_d$ と実熱負荷 $Q_R$ との比を、熱負荷持続時間をパラメータにして示したものである。熱負荷持続時間が時定数以下であれば、冷媒への熱負荷は、時間によってなまされることがわかる。

Fig.3.90は、炉をサイクル運転した場合について冷凍系への熱負荷を模式的に示したものである。熱の放出時定数( $\tau$ )が小さい場合、熱負荷はパルスで入熱される為、冷凍系への熱負荷はピーク値 $Q_0$ で与えられる。一方、熱の放出時定数( $\tau$ )が大きい場合、熱負荷は時定数によってなまされ、冷凍系への熱負荷は $Q_0(1 - \exp(-t_1/\tau))$ で与えられることになる。ここで、 $t_1$ は、熱負荷持続時間を示す。熱の放出時定数が大きい場合には、次のサイクルに熱負荷が重畳する場合もある。

炉の運転サイクル時に生ずるAC損失と核発熱は、熱負荷の発生時刻が異なる変動熱負荷である。この場合の冷凍系への熱負荷は、Fig.3.90に示す熱負荷のパターンを時間軸をずらして多数重ね合せたものとなる。時定数の大きい部材に発生する熱が大きいほど冷凍系への熱負荷は平均化される。

Table.3.13はFER(ACS-M)の代表オペレーション(V-1)について、各フェーズ毎の冷凍系への熱負荷を求めたものである。マグネットへの熱負荷条件は、Fig.2.44に示すものを用いた。運転は、デューティ0.8で1000秒のサイクル運転とした。支持構造材とコイル容器の熱放出時定数は1000秒、コイル巻線部の熱放出時定数は1秒とした。

Table.3.13によれば、ACロスによる冷凍負荷のピークと核発熱による冷凍負荷のピークはずれている。設定した熱放出時定数では、冷凍負荷が最大となるのはプラズマ電流

立上げ時であり、次にプラズマ燃焼時である。

(3) 低温ポンプによる冷凍負荷

低温ポンプが供給する冷媒によって冷却可能な熱負荷とポンプパワーの関係は、次式より求められる。

$$Q_c = G ( H_{out} - H_{in} ) \dots\dots\dots ( 3.5.3-2 )$$

$$Q_p = G ( P_{out} - P_{in} ) \times \bar{v} / \eta_p \dots\dots\dots ( 3.5.3-3 )$$

- ここに、G : 冷媒流量 ( kg / s )
- H<sub>in</sub>, H<sub>out</sub> : コイル入口, 出口でのエンタルピ ( KJ / kg )
- P<sub>in</sub>, P<sub>out</sub> : 低温ポンプの吸入, 吐出圧力 ( P<sub>a</sub> )
- $\bar{v}$  : 比容積 ( m<sup>3</sup> / kg )
- $\eta_p$  : ポンプ効率  $\approx 0.7$
- Q<sub>c</sub> : 冷媒への熱負荷 ( kW )  
核発熱, AC損失, 定常侵入熱 ( パワーリード蒸発分を除く ) がある。
- Q<sub>p</sub> : ポンプパワー ( ポンプロスに相当 )

FERの設計では、入口条件として T<sub>in</sub> = 4.5 K, P<sub>in</sub> = 1.0 MP<sub>a</sub> としている。圧力損失  $\Delta P = P_{in} - P_{out} = 0.1 \text{ MP}_a$  と 0.2 MP<sub>a</sub> について、ポンプパワーと熱負荷の関係を、コイル出口温度 T<sub>out</sub> をパラメータとして示したのが Fig. 3.91 と Fig. 3.92 である。圧力損失  $\Delta P = 0.1 \text{ MP}_a$  , 冷媒出口温度 7 K とすれば、Fig. 3.91 よりポンプロス は熱負荷 Q<sub>c</sub> = 50 kW のとき約 5 kW となる。

Table. 3.12 の温度マージン基準によれば、核発熱および AC ロスによる冷媒温度上昇は TF コイルで 1.2 K, PF コイルで 0.7 K 以下としている。これは最大磁界の場所での冷媒温度制限であり、冷媒出口では磁界は低くなるため、もう少し高い冷媒温度が許容できる。また、構造材の冷媒温度上昇は、超電導線の冷媒温度制限ほど厳しく制限されない。冷媒出口温度を高く設定できれば、必要な流量が少なくてすむため低温ポンプのロスも少なくできる。以上を考慮し、低温ポンプロスの検討においては、全体平均としての冷媒出口温度を 7 K に設定する。

(4) 冷凍系容量

FER ( ACS - M ) の代表オペレーション ( V - 1 ) について、各時間での冷凍系への熱負荷は Table. 3.13 に示される。最大の冷凍系への熱負荷は、58 kW + 4 kℓ / h となる。

この結果を、非定常熱負荷の時間平均値またはピーク値を用いて冷凍系容量を設定する方法と比較する。時間平均値またはピーク値を用いるため、冷凍系への熱負荷評価は容易となる。Table. 3.14 に FER ( ACS - M ) についての検討結果を示す。冷凍系への熱負荷は 60 kW + 4 kℓ / h となり、上記の各フェーズでの熱負荷評価の最大値とほぼ同じである。

この場合の非定常熱負荷の評価方法は以下である。熱負荷持続時間と熱放出時定数を比較し、熱放出時定数が小さい場合は冷凍系への熱負荷は発生熱負荷（ピーク値）とする。一方、熱放出時定数が大きい場合は、冷凍系への熱負荷は発生熱負荷を運転時間で時間平均した値を用いる。具体的にはAC損失と核発熱について、次のように設定した。

AC損失については、巻線部と構造材に分けて考える。Table. 3.1.3では、巻線部の熱放出時定数を1秒と設定したために巻線部のAC損失による影響が大きい。しかし、冷凍系へ達するまでの配管系の熱容量を考えると実質的な熱放出時定数はかなり長くなる。また、巻線部に生じるAC損失は小さく、AC損失の大部分は構造材で発生している。そのため、ここではAC損失による冷凍系への熱負荷は、構造体の熱放出時定数によって設定できるものとする。構造体の時定数は1000秒と大きいため、AC損失による冷凍系への熱負荷は運転時間で時間平均した値とした。

核発熱についても、巻線部と構造材に分けて考える。巻線部とコイル容器部の核発熱量の割合は、炉型にもよるが約4：6である。巻線部の熱放出時定数は核発熱持続時間に比べて小さい。したがって、巻線部に生じる核発熱（ピーク値）はそのまま冷凍系への熱負荷とした。一方、コイル容器の熱放出時定数は1000秒と大きいため、コイル容器に生じる核発熱を運転時間で時間平均し、それを冷凍系への熱負荷とした。

以上の熱負荷評価は、時間平均値またはピーク値を用いる近似的な方法である。しかし冷凍系への熱負荷を概略評価する上では、ほぼ妥当な方法と考える。今年度の冷凍系容量の仕様検討においては、この方法を用いるものとした。なお、冷凍系の容量は、20%のマージンを見込み、算出熱負荷の1.2倍とした。

Table 3.12 Temperature margin

	設定基準	温度マージン (K)		
		TFコイル	PFコイル	支持構造体*
1. 巻線時の線材の劣化対応分	$\frac{J_c'(4.2\text{K})}{J_c(4.2\text{K})} = 0.8$ $J_c$ : 短尺線材の臨界電流密度 $J_c'$ : 巻線後の線材の臨界電流密度	0.8	0.8	—
2. 超電導安定性マージン	$\Delta H = \frac{1-f_{\text{cond}}}{f_{\text{cond}}} \int_{T_b}^{T_b+\Delta T_s} \rho_{\text{He}} C_p dT$ $\geq 300 \text{ mJ/cc}$ $f_{\text{cond}}$ : ケーブル空間の金属が占める割合 $\int_{T_b}^{T_b+\Delta T_s} \rho_{\text{He}} C_p dT$ : $T_b$ から $\Delta T_s$ 温度上昇するのに要するヘリウムの熱容量	1.0	1.0	—
3. ACロスによる温度上昇	$q_{\text{AC}} = \int_{T_b}^{T_b+T_{\text{AC}}} C_p G dT$ $q_{\text{AC}}$ : ACロス $\int_{T_b}^{T_b+T_{\text{AC}}} C_p G dT$ : $T_b$ から ACロスにより $T_{\text{AC}}$ 温度上昇するのに要するヘリウムの熱容量	—	0.7	TBD
4. 核発熱による温度上昇	$q_n = \frac{\int_{T_{\text{in}}}^{T_{\text{out}}} C_p G dt}{A \ell} \leq 3 \text{ mW/cc}$ (長時間) $q_n$ : 単位体積あたりの核発熱 $\int_{T_{\text{in}}}^{T_{\text{out}}} C_p G dt$ : ヘリウムの $T_{\text{in}}$ から $T_{\text{out}}$ までの熱容量 $A \cdot \ell$ : 核発熱の発生領域の体積	< 1.2	—	
計		3.0	2.5	TBD

\*: 支持構造体の温度上昇基準については超電導線の  $T_{\text{cs}}$  からの制約はないが、他コイルへの熱負荷発生源の点から制約がある。



Table 3.13 Transient heat load for the FER (ACS - M) helium refrigerator under the reference operation

		(unit kW)									
		$t_{-1} \sim t_0$ (30s)	$t_0 \sim t_1$ (1s)	$t_1 \sim t_2$ (99s)	$t_2 \sim t_3$ (20s)	$t_3 \sim t_4$ (800s)	$t_4 \sim t_5$ (20s)	$t_5 \sim t_6$ (30s)			
duty = 800 / 1000 = 0.8 (1cycle = 1000s)	Windings	0.4	12.5	0.3	0.7	0	0.7	1.2			
	Coil case	0.8	0.9	0.9	0.9	0.4	0.5	0.8			
	Structures	11.2	14.2	13.5	15.2	6.3	10.1	11.7			
Nuclear heating	Windings	—	—	—	—	12.7	—	—			
	Coil case	17.9	17.9	16.3	16	19.4	18.9	18.5			
Steady state heat loss		7 + 4 k $\epsilon$ /hr (20.4 kW)									
Pump loss		3.5	5.0	3.6	3.8	4.3	3.5	3.7			
Total		40.8 +4k $\epsilon$ /hr	57.5 +4k $\epsilon$ /hr	41.6 +4k $\epsilon$ /hr	43.6 +4k $\epsilon$ /hr	50.1 +4k $\epsilon$ /hr	40.7 +4k $\epsilon$ /hr	42.9 +4k $\epsilon$ /hr			

Assumed time constant  $\tau = 1000$  sec for structures and coil case  
 $\tau \approx 1$  sec for windings

Table 3.14 Heat load requirement for the FER (ACS - M) helium refrigerator under the reference operation

Items		Heat load (kW)
Conduction & Radiation		4.2
Conductor joints		2.8
Current leads		4000 l/hr
AC loss	TF coils	0.4
	PF coils	0.8
	Supports	15.7
Nuclear heating		30.5
Pump loss (coolant)		5.2 (4.7 kg/s)
Total		59.6 +4000 l/hr

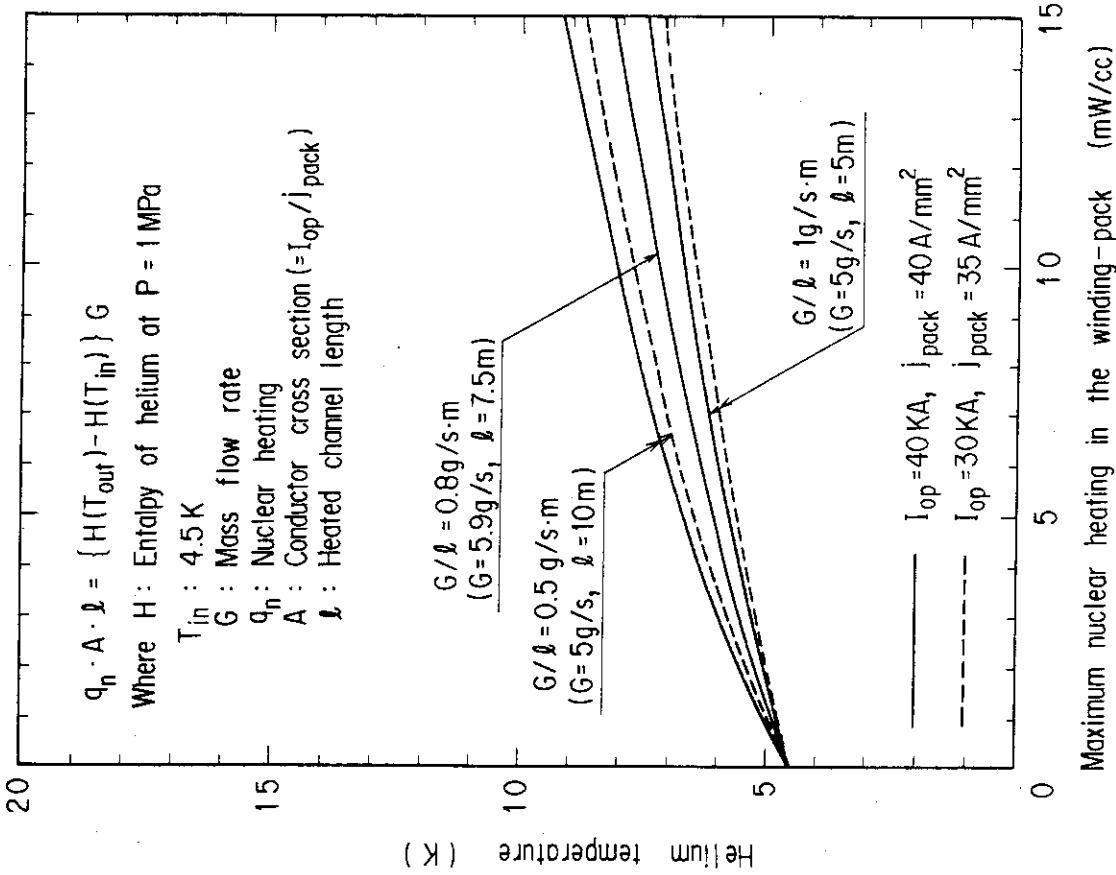


Fig. 3.76 Helium temperature at the flow channel end of a heated first-turn under nuclear heating in the steady state

$\Delta T_n$  = Helium (conductor) temperature rise at the flow channel end of a maximum magnetic field region under nuclear heating (It's depend on mass flow rate)  
 $\Delta T_{ac}$  = Temperature margin for AC loss  
 $\Delta T_s$  = Temperature margin for stability  
 $= 1 K$  (Stability margin  $\Delta H \approx 300 \text{ mJ/cc}$ )  
 $\Delta T_d$  = Temperature margin for superconductor degradation  
 $= 0.8 K$  (for  $J'_c(4.2K) / J_c(4.2K) = 0.8$ )  
 $j'_c$  : Critical current density after degradation  
 $j_c$  : Critical current density for short sample conduc

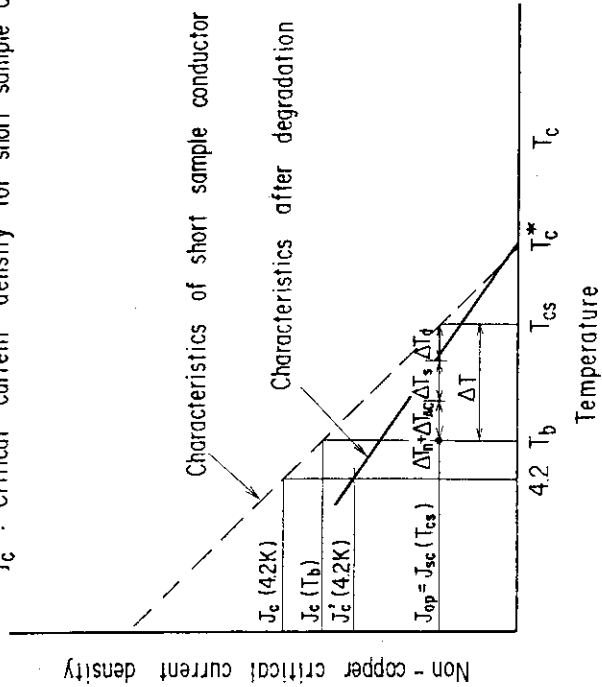


Fig. 3.75 A linear approximation of the variation of critical current as a function of temperature for a given field strength

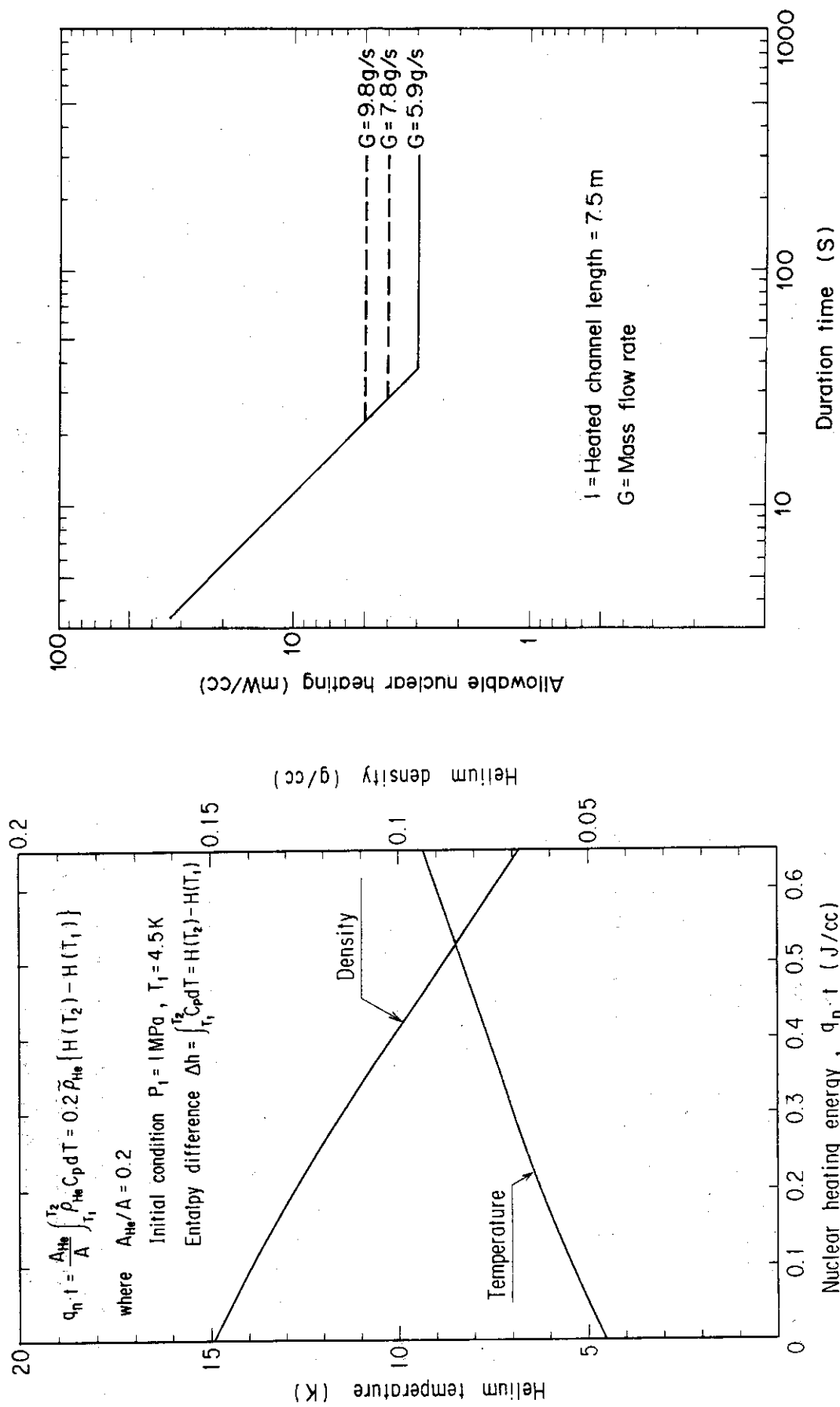


Fig. 3.77 Allowable nuclear heating energy per unit volume of CICC for a short duration time. The pressure was assumed constant at the initial pressure of 1MPa

Fig. 3.78 Allowable nucleat heating for  $\Delta T_n = 1K$

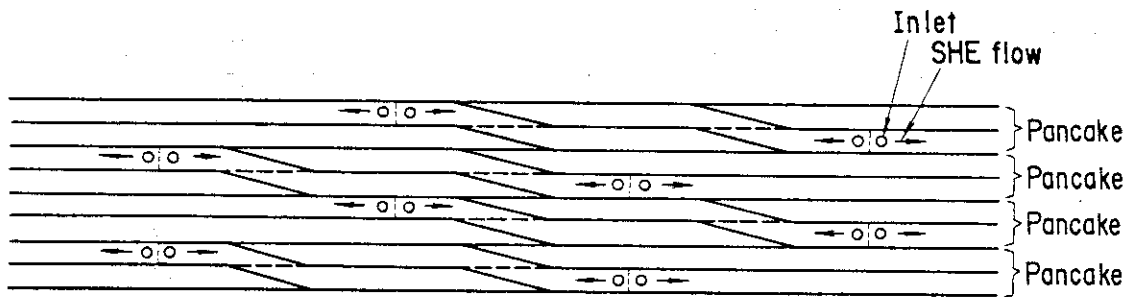


Fig. 3.79 Schematic structure of the SHE inlet

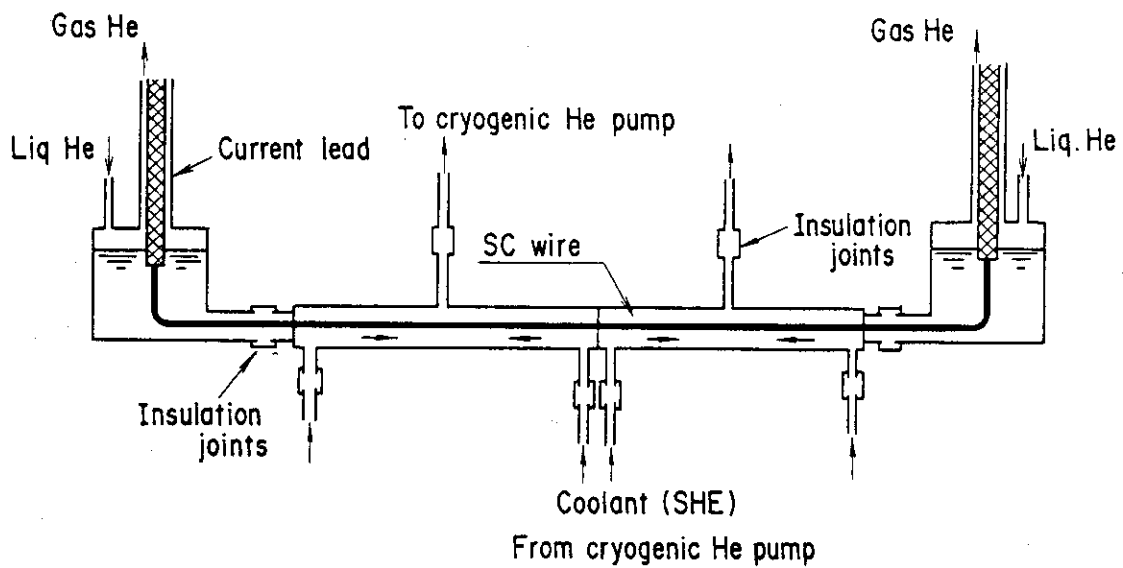


Fig. 3.80 Schematic structure for cooling

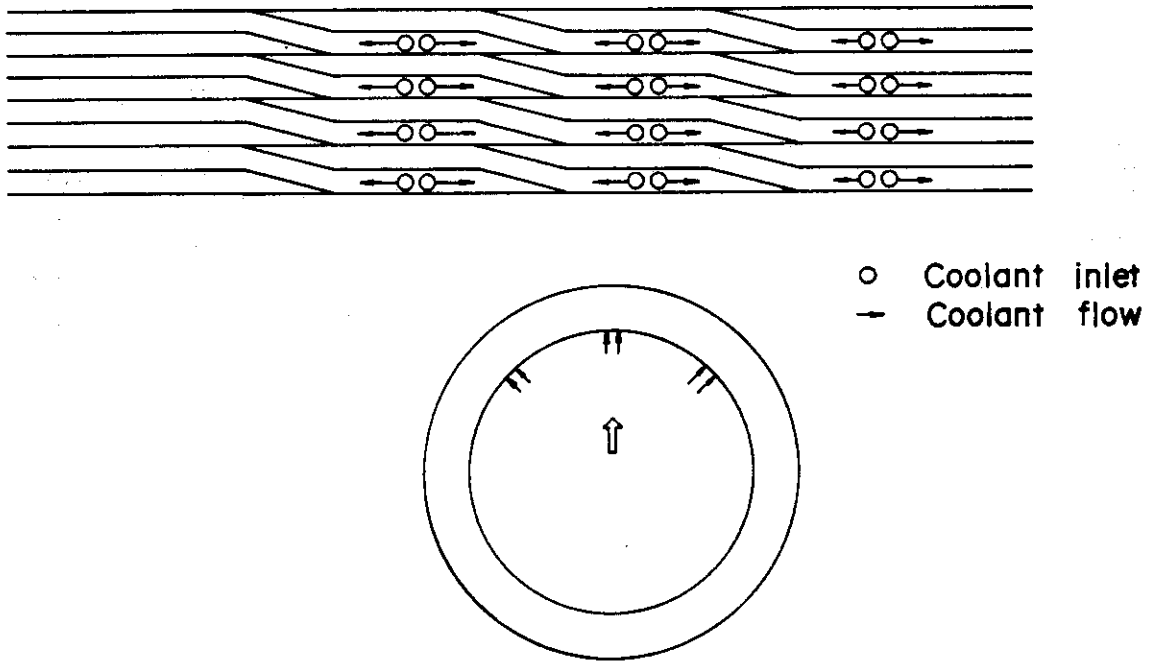


Fig. 3.81 Conceptual arrangement of coolant inlet of PF coil

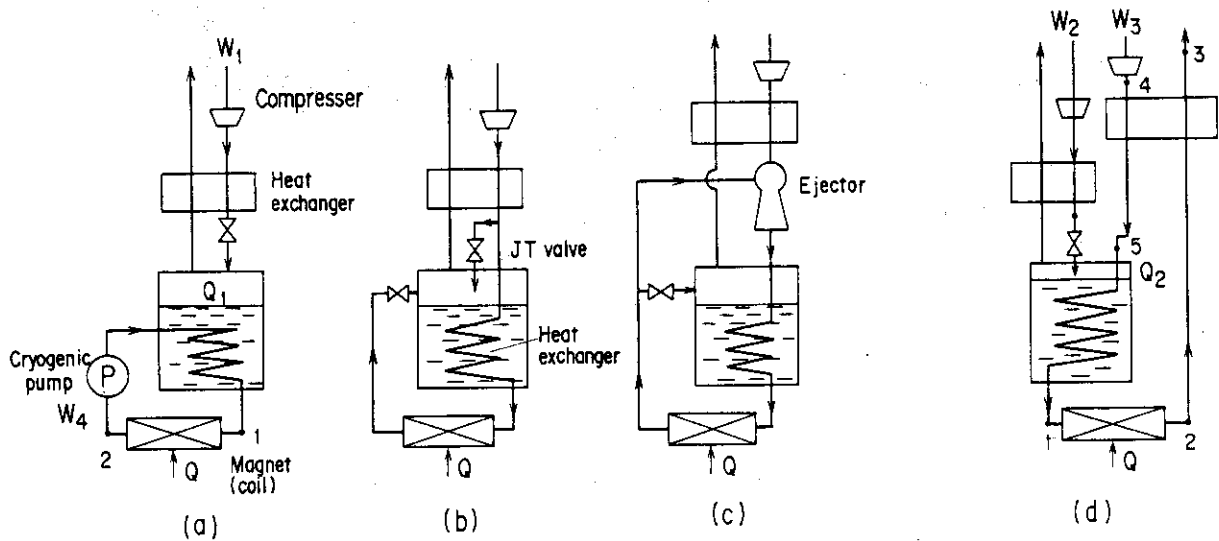


Fig. 3.82 Circulation system for forced - cooled superconducting magnets

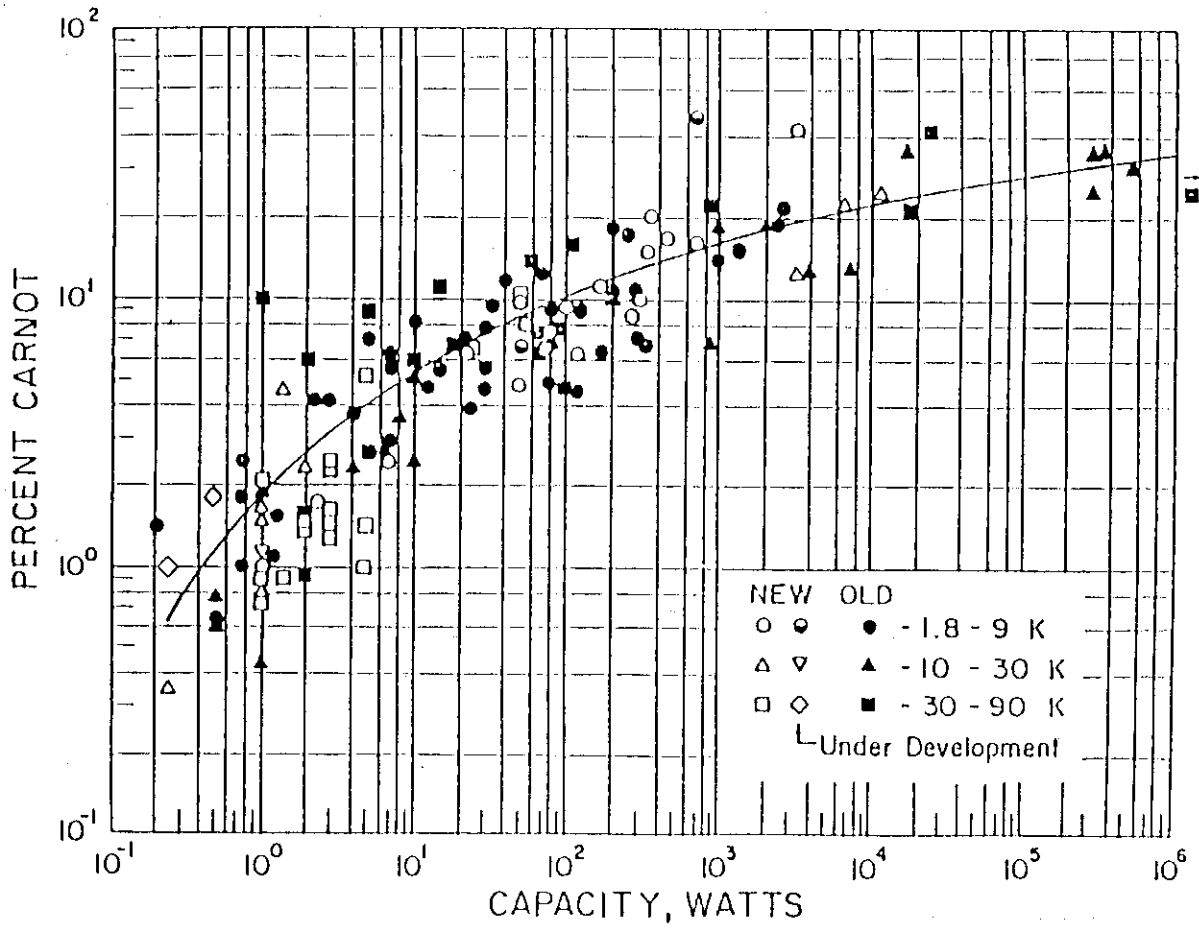


Fig. 3.83 Efficiency of cryogenic refrigeration system (from Strobridge)

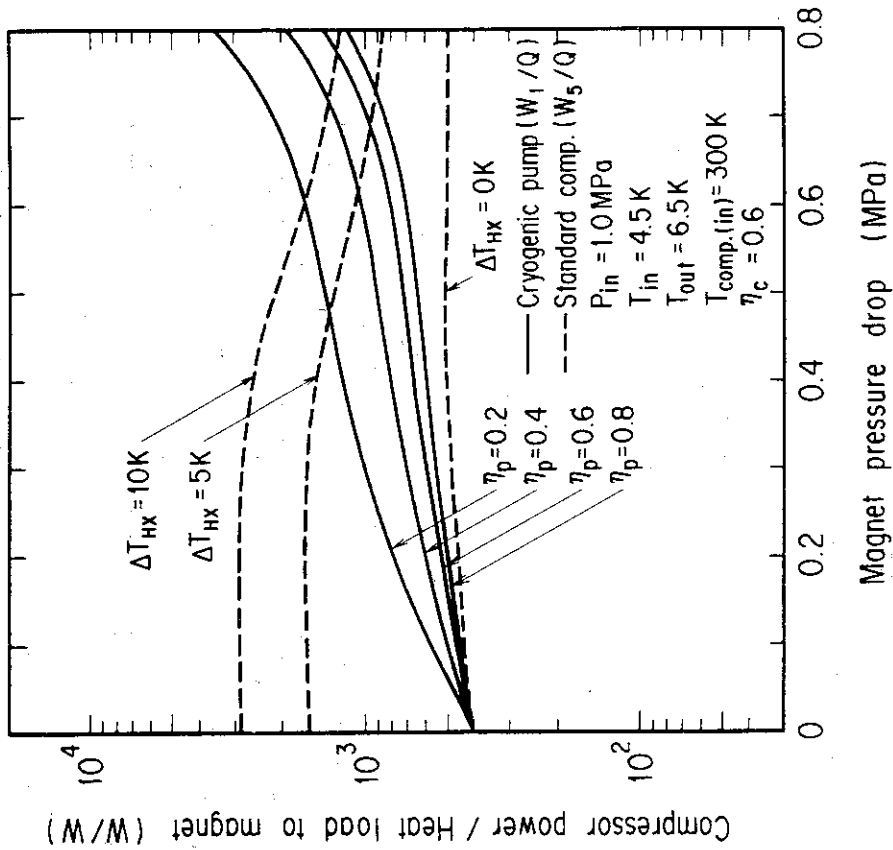


Fig. 3.85 Helium refrigerator performance  $W_c/Q$  as a function of magnet pressure drop for various conditions of helium circulation systems ( $\Delta T_{max} = 2.0K$ )

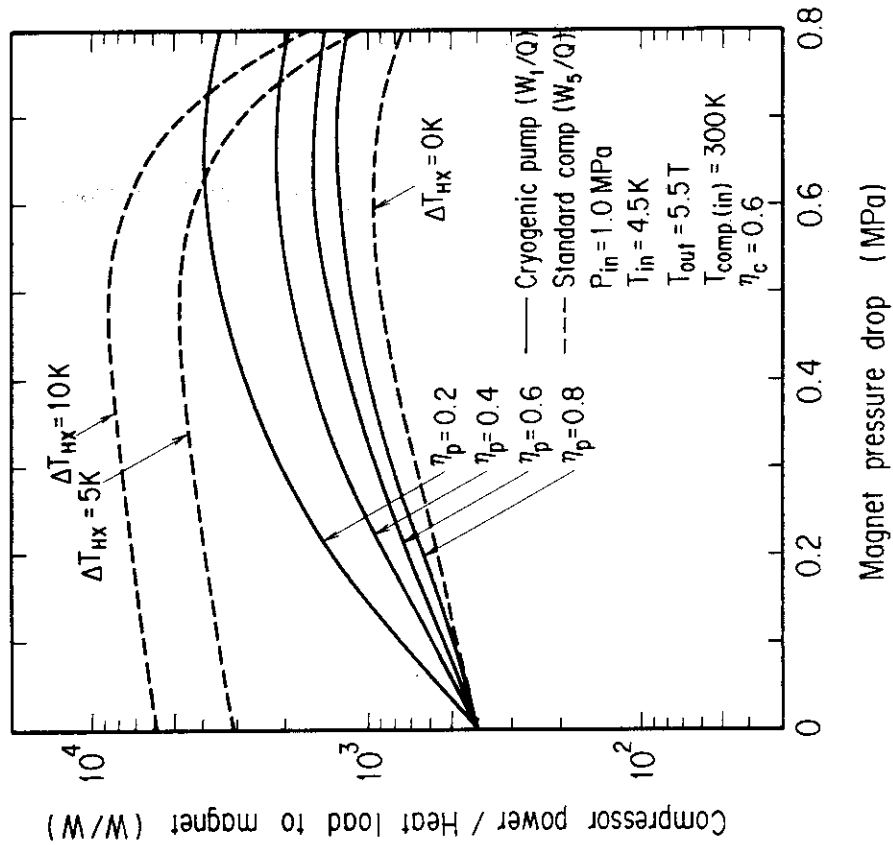


Fig. 3.84 Helium refrigerator performance  $W_c/Q$  as a function of magnet pressure drop for various conditions of helium circulation systems ( $\Delta T_{max} = 1.0K$ )



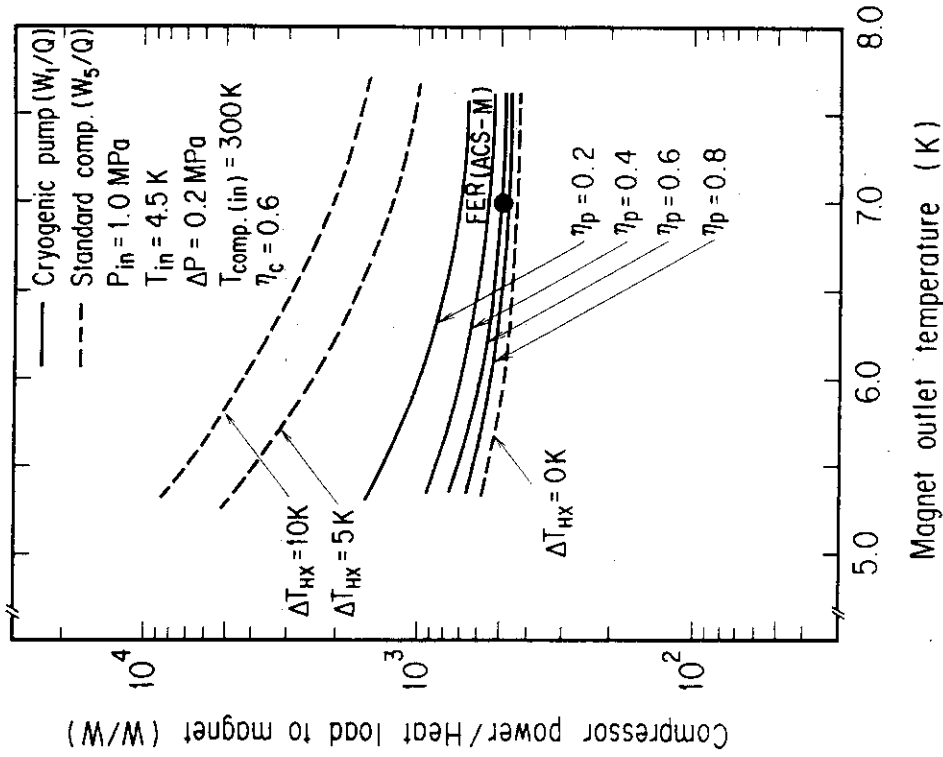


Fig. 3.87 Helium refrigerator performance  $W_c/Q$  as a function of magnet outlet temperature for various conditions of helium circulation systems ( $\Delta P_{mag} = 0.2 \text{ MPa}$ )

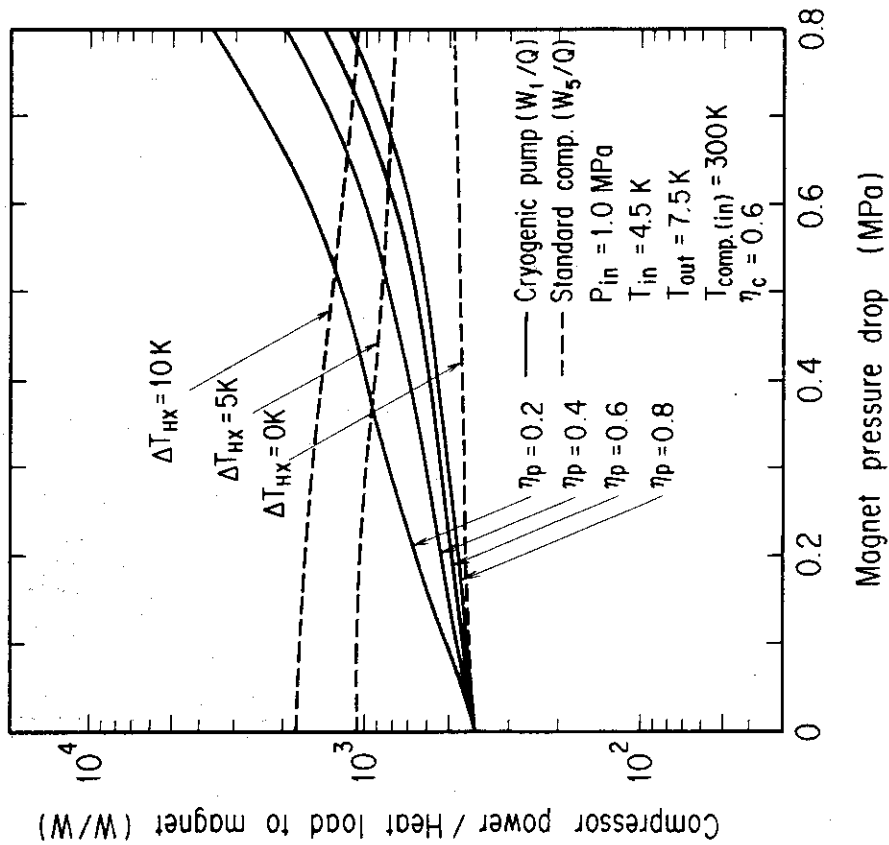


Fig. 3.86 Helium refrigerator performance  $W_c/Q$  as a function of magnet pressure drop for various conditions of helium circulation systems ( $\Delta T_{mag} = 3.0 \text{ K}$ )

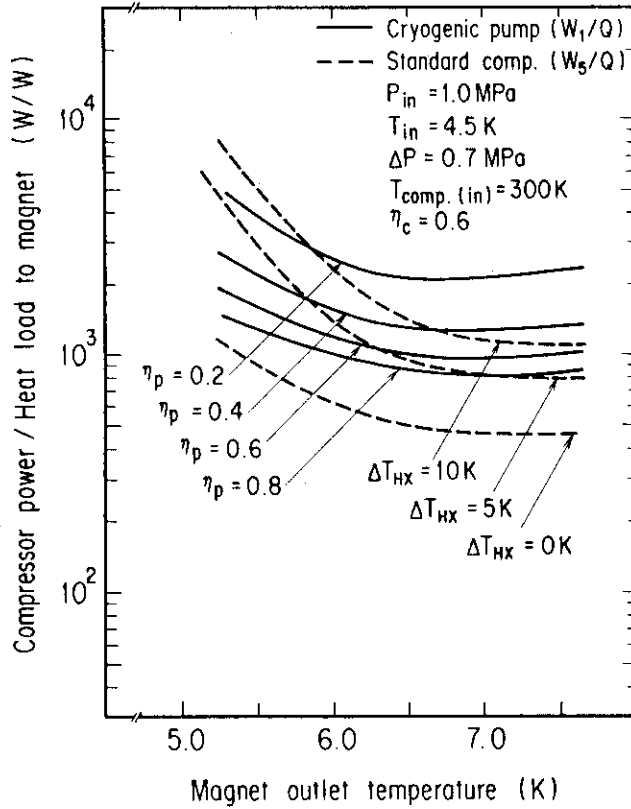


Fig. 3.88 Helium refrigerator performance  $W_c/Q$  as a function of magnet outlet temperature for various conditions of helium circulation systems ( $\Delta P_{mag} = 0.7 \text{ MPa}$ )

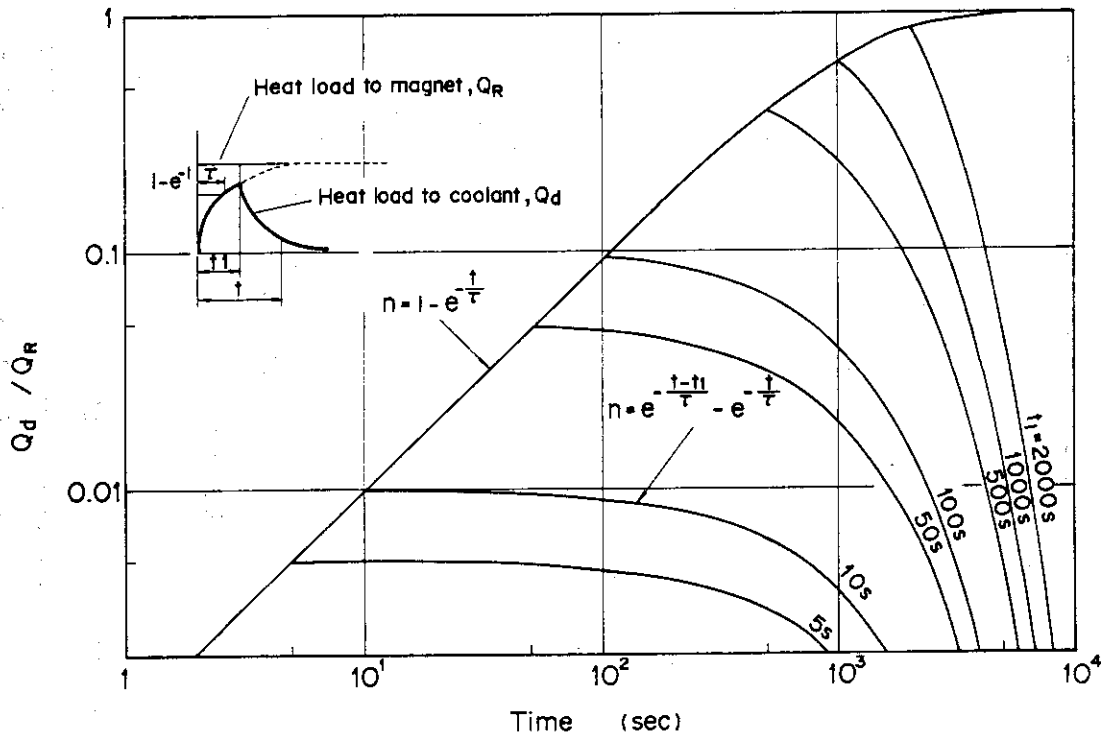
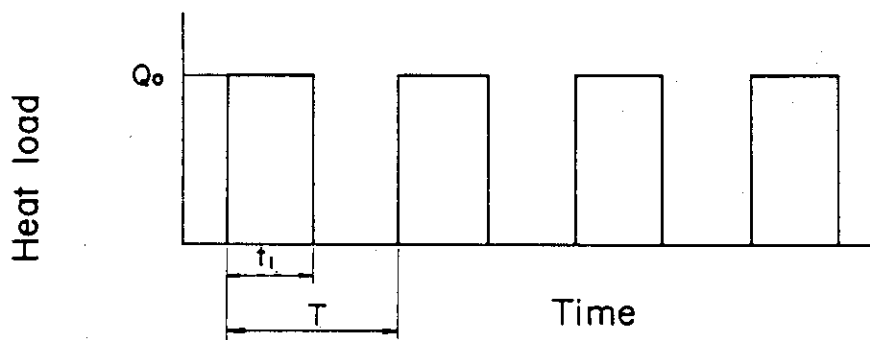
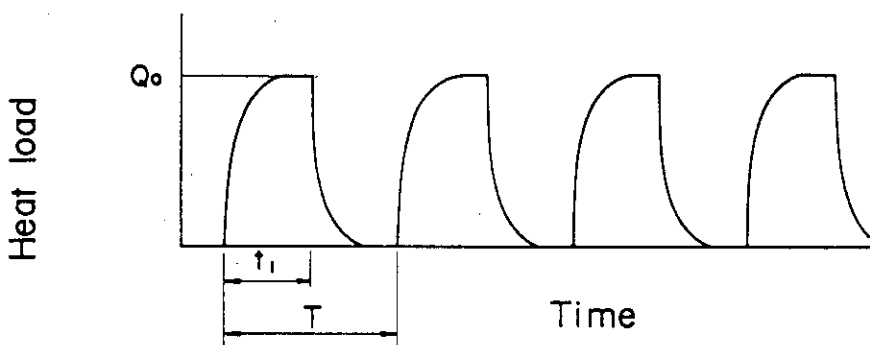


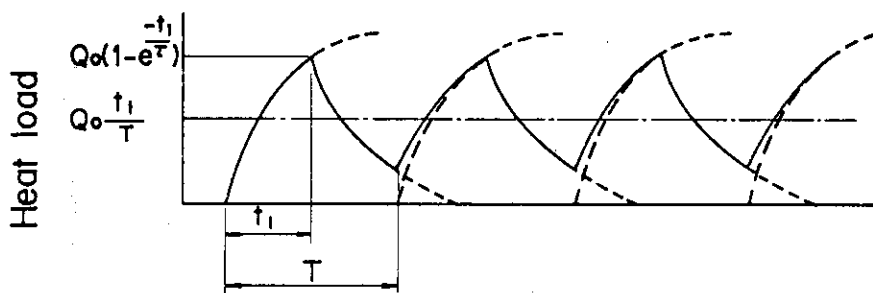
Fig. 3.89  $Q_d/Q_r$  versus time (Time constant = 1000 sec.)



(a) Heat load to magnet



(b) Heat load to coolant for  $\tau \ll t_1$



(c) Heat load to coolant for  $\tau \gg t_1$

Fig. 3.90 Effect of magnet structure time constant on the heat load to coolant

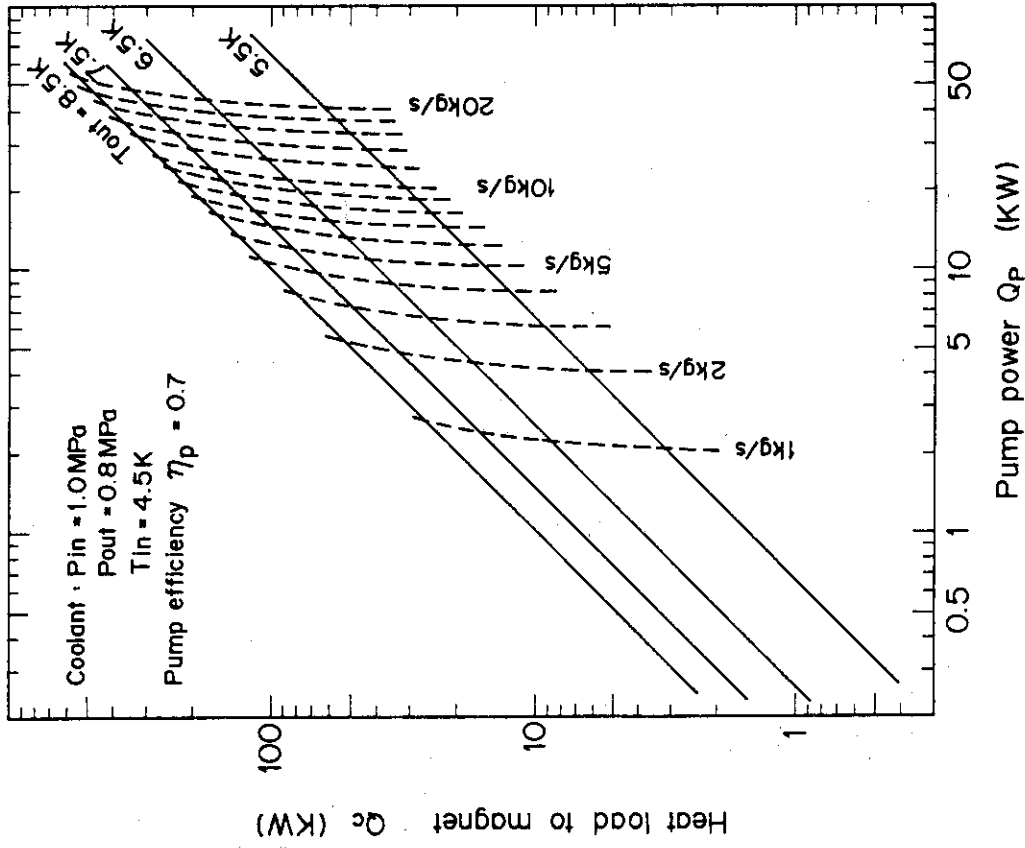


Fig. 3.92 Pump power versus heat load ( $\Delta p = 0.2\text{MPa}$ )

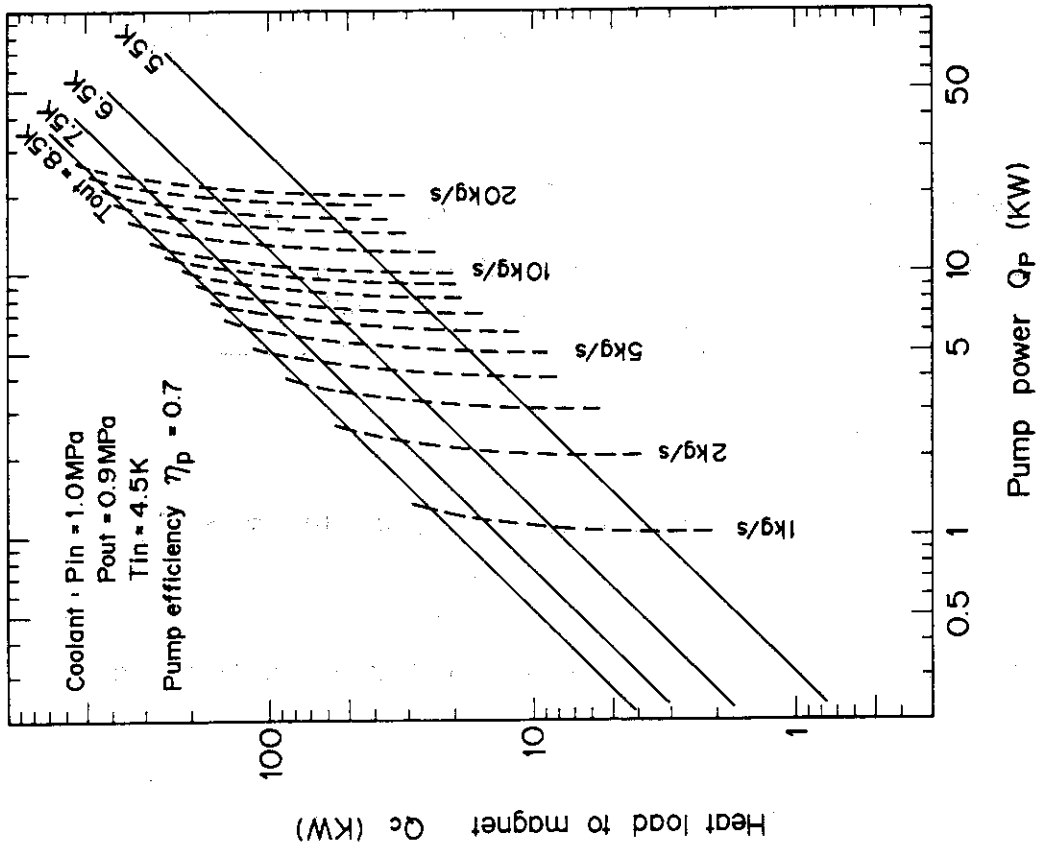


Fig. 3.91 Pump power versus heat load ( $\Delta p = 0.1\text{MPa}$ )

### 3.6 制御コイル設計

#### (1) まえがき

縦長非円形プラズマは垂直方向の位置に関して本質的に不安定であり、わずかの外乱水平磁場があればプラズマは平衡な位置から非常に速いスピードでずれてしまう。この不安定性を抑制するために、安定化用シェル導体および制御コイルを設ける必要がある。まずシェル導体によりプラズマの垂直方向不安定性の成長速度を遅くし、制御コイルのフィードバック制御により安定化を行う。

制御コイルの主要な仕様は以下である。

- ① プラズマ中心での発生水平磁場とその立上げ時間
- ② 制御コイル位置と起磁力

位置が決まれば、上記の必要磁場からコイル起磁力を設定できる。

- ③ 制御コイルの印加電圧

制御コイルの性能や必要とされる電力は、プラズマ、シェル導体、炉本体構造、制御コイル設置位置、外乱磁場条件、制御条件に大きく依存している。したがって、制御コイルの設計仕様を設定するにあたっては、これらの条件を考慮し、お互いの整合をとる必要がある。

従来の設計では、各条件の整合をとることに重点が置かれており、設定されたプラズマ、炉本体構造に対するプラズマ垂直位置制御検討が終了するまでは、制御コイルの設計仕様が明確になっていなかった。シェル導体、炉本体構造の回路定数計算、垂直位置制御シミュレーションには多大の労力と計算機時間を必要とする。そのため、多くの炉型やケースについて検討することは困難であり、そのような場合の制御コイルの設計仕様を設定できなかった。

ここで、制御コイルの概略の設計仕様と取合い条件を明らかにすることに焦点をあて、以下に検討を行うこととする。制御コイルからみて外部条件となるものについては、取合い条件として適当な値を設定した。

#### (2) プラズマ垂直位置制御の考え方

Fig. 3.93 にプラズマ変位の概要を示す。外乱磁場  $B_d$  により、プラズマに初期変位  $Z_0$  が生じる。制御コイルがない場合、プラズマは時定数  $\tau_g$  で指数関数的に変位していく。時定数  $\tau_g$  はプラズマの不安定成長時間と呼ばれ、プラズマおよびシェル導体の特性によって定まる。制御コイルによるフィードバック制御を行った場合、プラズマの変化はある時刻 ( $t_{zm}$ ) にピーク値 ( $Z_{max}$ ) となり、その後減少することになる。時刻  $t_{zm}$  と  $Z_{max}$  は、制御コイルの電圧  $V_c$  を大きくすれば小さくなる。

プラズマを安定化させるためには、プラズマが上方向に変位した場合に下方向の電磁力を生じ、下方向に変位した場合に上方向の電磁力を生じる必要がある。Fig. 3.94 にこの条件を図で示す。外乱磁場  $B_d$  が負の場合を Fig. 3.94(a) に、また正の場合を Fig. 3.94(b) に示す。縦長非円形プラズマの場合、平衡磁場がつくる R 方向成分  $B_R$  は上方向で負、下方向で正である。負の外乱磁場  $B_d$  によりプラズマが上方向に変位した場合、 $B_d$  と  $B_R$

の磁場により上方向の電磁力が生じ、このままでは不安定である。正の外乱磁場  $B_d$  によりプラズマが下方向に変位した場合も、同様に不安定である。

安定化させるための条件は、以下である。

$$|B_c + B_s| \geq |B_d + B_R| \quad \dots\dots\dots (3.6-1)$$

ここで、 $B_c$  : 制御コイルのつくる水平磁場

$B_s$  : シェル導体の電流によってできる水平磁場

$B_d$  : 外乱水平磁場

$B_R$  : 平衡磁場の水平成分

外乱水平磁場  $B_d$  は設計条件として設定する必要がある。通常、 $B_d = 0.001\text{T}$  のステップ変動磁場、または数  $\text{ms}$  程度の短い時定数で立上がる変動磁場として設定している。平衡磁場の水平成分  $B_R$  は次式で表わせる。

$$B_R = -n \frac{B_z}{R_p} \cdot Z \quad \dots\dots\dots (3.6-2)$$

ここで、 $n$  : 平衡磁場の  $n$ -index  $\left( n = -\frac{R_p}{B_z} \frac{\partial B_z}{\partial R} \right)$

$B_z$  : 平衡磁場の垂直成分

$R_p$  : プラズマ主半径

$Z$  : プラズマ垂直方向変位

したがって、プラズマ垂直方向変位の許容値  $Z_{\text{max}}$  を設定すれば、平衡磁場の水平成分  $B_R$  の最大値は計算できる。

シェル導体の電流によってできる水平磁場  $B_s$  の大きさは、プラズマの垂直方向の変位速度、プラズマおよび制御コイルとの相互インダクタンスに依存する。プラズマの変位開始直後には、シェル導体のつくる磁場  $B_s$  は制御コイルのつくる磁場  $B_c$  より大きくプラズマ変位を抑制するための支配的な磁場である。しかし、制御コイルの応答が効きはじめ、プラズマ変位が安定化される頃になると、磁場  $B_s$  の効果は相対的に小さくなる。

制御コイルの磁場条件を安全側に設定する必要があるれば、プラズマ変位が最大値  $Z_{\text{max}}$  になり減少しはじめる頃には、シェル導体の磁場  $B_s$  を無視できるとすればよい。この場合には、プラズマ変位を安定化させるために制御コイルがつくる磁場  $B_c$  の最大値は、次式で表わせる。

$$|B_c| \geq |B_d + B_R| = |B_d| + \left| \frac{-n B_z}{R_p} \right| Z_{\text{max}} \quad \dots\dots\dots (3.6-3)$$

一般には、プラズマ変位が最大値  $Z_{\text{max}}$  となった時点では、磁場  $B_s$  は残っている。しかし、シェル導体の抵抗のため、磁場  $B_s$  はその後シェル導体の時定数にしたがって減衰する。以下に、プラズマ変位が  $Z_{\text{max}}$  のときには磁場  $B_s$  が残っている場合について、制御コイルの磁場条件を検討する。

まず、プラズマ変位が  $Z_{max}$  になった後、変位を  $Z_{max}$  のまま保持するように制御した場合を考える。実際にはこのような運転は行わない。この場合には、シェル導体の磁場  $B_s$  が減少した分だけ制御コイルの磁場  $B_c$  を増加させる必要がある。シェル導体の時定数よりも十分長い時間の後は、シェル導体の磁場  $B_s$  は 0 となる。この時点では、プラズマ変位を制御する磁場は  $B_c$  だけとなり、結局のところ先に磁場  $B_s$  を無視した場合と同じ制御コイル磁場条件となる。

次に、プラズマ変位が  $Z_{max}$  になった後、すみやかに変位を  $Z = 0$  の状態にもどすように制御した場合を考える。この場合には、シェル導体の磁場  $B_s$  の減少分よりも多めに制御コイルの磁場  $B_c$  を増加させる必要がある。磁場  $B_c$  はプラズマ変位が  $Z_{max}$  になった後も増加することになるが、変位  $Z$  は減少している。変位  $Z$  の減少により、式(3.6-2)で示される平衡磁場の水平成分  $B_R$  が小さくなる。 $|B_c + B_s| = |B_d + B_R|$  の関係より、磁場  $B_R$  の減少割合が磁場  $B_s$  の減少より大きくなる時点を磁場  $B_c$  の最大時点とすればよい。この時点での磁場条件は、制御の方法、シェル導体と構造物の時定数に依存する。

次項以下には、プラズマ変位とシェル導体の磁場について、その概略の時間変化を想定する。その上で、制御コイルの磁場を定格に立上げるまでの時間、および制御コイルがつくるべき磁場の条件を設定する。

(3) 制御コイルの電流立上げ時間に関する仕様

制御コイルの磁場を定格に立上げるまでの時間  $t_{cm}$  は、プラズマの初期変位  $Z_0$ 、最大許容変位  $Z_{max}$ 、およびプラズマの不安定成長時間  $\tau_g$  を用いて設定するものとする。以下に、この条件設定の考え方を示す。

検討には、Fig. 3.93 に示したプラズマ変位の概念図を用いる。プラズマの初期変位  $Z_0$  は次式で示される。

$$Z_0 = \frac{R_p B_d}{(n + n_s) B_z} \dots\dots\dots (3.6-4)$$

- ここで、 $n$  : 平衡磁場のディケイ・インデックス
- $n_s$  : シェル導体のディケイ・インデックス
- $B_z$  : 平衡磁場の垂直成分
- $R_p$  : プラズマ主半径
- $B_d$  : 外乱水平磁場

制御コイルがない場合のプラズマ変位は次式で示される。

$$Z = Z_0 \exp(t / \tau_g) \dots\dots\dots (3.6-5)$$

- ここで、 $\tau_g$  : プラズマ不安定成長時間 =  $m_s \tau_s$
- $m_s$  : 安定性マージン =  $\frac{n_s}{n} - 1$
- $\tau_s$  : シェル導体の時定数

式(3.6-5)で示される変位は、外乱磁場  $B_d$  がステップ関数で立上がり、その後すぐに

ステップ的に立下がった場合の値である。これは、初期変位条件を強制的に与えた場合に相当する。外乱磁場がステップ的に立上がり、その後一定の場合には、式(3.6-5)で示される値より少し大きくなる。

Fig. 3.93を用いて、プラズマ変位が最大値 $Z_{max}$ になるまでの時間 $t_{zm}$ を検討する。まず、制御コイルがない場合に $Z_{max}$ になるまでの時間 $t'_{zm}$ は、式(3.6-5)を用いると次式となる。

$$t'_{zm} = \tau_g \ell_n (Z_{max} / Z_0) \dots\dots\dots (3.6-6)$$

制御コイルを用いた場合に、プラズマ変位が $Z_{max}$ になるまでの時間 $t_{zm}$ は、 $t'_{zm}$ より長くなる。ここでは、 $t_{zm} = 2 t'_{zm}$ と仮定する。したがって、 $t_{zm}$ は次式で与えられる。

$$t_{zm} = 2 \tau_g \ell_n (Z_{max} / Z_0) \dots\dots\dots (3.6-7)$$

次に、制御コイルの磁場を定格に立上げるまでの時間 $t_{cm}$ について検討する。プラズマ変位が最大値 $Z_{max}$ になった時にシェル導体の磁場が $B_s = 0 T$ とすれば、 $t_{cm}$ は $t_{zm}$ と一致する。一般には、 $B_s$ が残っているため、 $t_{cm} > t_{zm}$ となる。 $t_{zm}$ に比べて $t_{cm}$ がどの程度長くなるかは、シェル導体の時定数 $\tau_s$ 、および構造体の時定数 $\tau_v$ に依存する。 $t_{cm} = (1 \sim 2) t_{zm}$ と仮定すると、 $t_{cm}$ は次式となる。

$$t_{cm} = f_{cm} \tau_g \ell_n (Z_{max} / Z_0) \dots\dots\dots (3.6-8)$$

ここで、 $f_{cm} = 2 \sim 4$

$f_{cm}$ の大きさは外乱条件の影響を受ける。一定磁場 $B_d$ の外乱の場合は、初期変位 $Z_0$ の条件の場合よりプラズマの変位速度が大きく、短い時間 $t_{cm}$ (小さな $f_{cm}$ )で制御する必要がある。

(4) 制御コイルの磁場に関する仕様

プラズマの垂直位置安定化のために制御コイルがつくるべき水平磁場の大きさは、プラズマを許容値だけ垂直方向に変位させた時にその点で平衡をとるために必要な磁場の大きさをベースに設定するものとする。以下に、この条件設定の考え方を示す。

プラズマ変位を安定化させるために制御コイルがつくる磁場 $B_c$ の条件は、式(3.6-1)より次式となる。

$$|B_c| \geq |B_d| + |B_R| - |B_s| \dots\dots\dots (3.6-9)$$

- ここで、 $B_d$  : 外乱水平磁場
- $B_R$  : 平衡磁場の水平成分 =  $\frac{-n B_z}{R_p} \cdot Z$
- $B_s$  : シェル導体の電流によってできる水平磁場

磁場 $B_R$ と $B_s$ は時間的に変化する。この変化を想定できれば、磁場 $B_c$ の条件を設定できる。Fig. 3.95に磁場変化の概念図を示す。磁場 $B_R$ の大きさは、プラズマの垂直方向の変位にしたがって変化し、変位を想定できれば設定できる。一方、磁場 $B_s$ の大きさ



は、プラズマの垂直方向の変位速度、プラズマおよび制御コイルとの相互インダクタンスに依存し、複雑である。以下に、磁場  $B_s$  の大きさの概略評価について述べる。

Fig. 3.95 に示すように、外乱磁場  $B_d$  によりプラズマに初期変位  $Z_0$  が生じる。この時、同時にシェル導体に電流が流れ、初期磁場  $B_{s0}$  が生じる。 $B_{s0}$  の値は次式で示される。

$$B_{s0} = -\frac{n_s}{n + n_s} B_d \quad \dots\dots\dots (3.6-10)$$

ここで、 $n$  : 平衡磁場のディケイ・インデックス

$n_s$  : シェル導体のディケイ・インデックス

外乱磁場と逆方向という意味で、上式で負の符号がついている。制御コイルがない場合、磁場  $B_s$  はプラズマ変位にしたがい、時定数  $\tau_g$  で指数関数的に増加する。

制御コイルによるフィードバック制御を行った場合、プラズマの変位はある時刻 ( $t_{zm}$ ) にピーク値 ( $Z_{max}$ ) となり、その後減少する。プラズマ変位がピーク近傍では、プラズマ変位速度  $\dot{Z}$  が小さくなるため、それによるシェル導体への誘起電圧は小さくなる。一方、制御コイルによるシェル導体への逆誘起電圧とシェル導体の抵抗のため、シェル導体の電流を下げようとする効果がある。この効果のため、シェル導体の磁場  $B_s$  はプラズマ変位がピークとなる前にピークとなり、その後減衰する。

磁場  $B_s$  の大きさは、概略 Fig. 3.95 に示すように変化する。制御コイルの磁場  $B_c$  の条件を設定する上からは、プラズマ変位が最大値となり減少しはじめる頃における磁場  $B_s$  の評価が大切である。なぜなら、先に制御の考え方の項で述べたように、磁場  $B_s$  はプラズマ変位が  $Z_{max}$  になった時 ( $t_{zm}$ ) 以降も増加させる必要があり、その最大定格値は  $t_{cm}$  ( $>t_{zm}$ ) の時に必要となる。

時刻  $t_{cm}$  あたりでの磁場  $B_s$  の大きさは、次式で近似できるものとする。

$$B_s = (|B_d| + |B_{Rmax}|) \exp(-t/\tau_s) \quad \dots\dots\dots (3.6-11)$$

ここで、 $B_d$  : 外乱水平磁場

$$B_{Rmax} : -\frac{n B_z}{R_p} Z_{max}$$

$\tau_s$  : シェル導体の時定数

式 (3.6-11) は、実際には  $t_{zm}$  で最大となるプラズマ変位  $Z_{max}$  を初期変位として与え、その後  $Z_{max}$  一定に保持した場合に相当する。この場合、シェル導体には  $t=0$  で磁場  $B_d$  と  $B_{Rmax}$  を打ち消すような磁場  $B_s$  が生じ、その後プラズマ変位  $Z$  が一定のためシェルの時定数  $\tau_s$  で減少する。

式 (3.6-11) を用いて、時刻  $t_{cm}$  における磁場  $B_s$  を求めることができる。また、プラズマ変位は  $t_{cm}$  のとき  $Z = (0.8 \sim 1.0) Z_{max}$  に減少するとすれば、この条件から磁場  $B_R$  を求めることができる。以上をまとめると、制御コイルのつくる水平磁場  $B_c$  の条件は次式となる。

$$|B_c| \geq |B_d| + |f_z \cdot B_{Rmax}| - (|B_d| + |B_{Rmax}|) \exp(-t_{cm}/\tau_s) \dots\dots\dots (3.6-12)$$

ここで、 $B_d$  : 外乱水平磁場の設定値

$$B_{Rmax} : -\frac{nB_z}{R_p} Z_{max}$$

$f_z$  :  $Z_{tcm}/Z_{max} = 0.8 \sim 1.0$

$\tau_s$  : シェル導体の時定数

なお、問題によっては外乱条件として、磁場 $B_d$ で規定しないで初期変位 $Z_c$ で規定する場合がある。これは、外乱磁場 $B_d$ がステップ関数で立上がり、プラズマに初期変位を与えた後すぐにステップ的に立下がった場合に相当する。また、検出変位を設定し、小さな外乱で生じたプラズマ変位が検出変位まで自然成長し、その後制御コイルで制御する場合に相当する。外乱条件を初期変位で規定する場合には、式(3.6-12)で $B_d=0$ とすれば制御コイルの磁場 $B_c$ が設定できる。

磁場の浸み込みが遮蔽されなければ、式(3.6-12)で与えられる水平磁場を制御コイルが発生すればよい。実際には、構造体(シェル導体も含む)が制御コイルの作る磁場を遮蔽するため、制御コイルは少し大きめの磁場を作る必要がある。制御コイルがつくるべき水平磁場の大きさ $B_{cm}$ は次式で示される。ただし、磁場は一定速度で直線的に立上がるものとする。

$$B_{cm} = B_c / \left[ 1 - \frac{\tau_v}{t_{cm}} \{ 1 - \exp(-t_{cm}/\tau_v) \} \right] \dots\dots\dots (3.6-13)$$

ここで、 $B_{cm}$  : 構造体がない場合にプラズマにかかる磁場

$B_c$  : プラズマに印加すべき磁場(式(3.6-12)参照)

$\tau_v$  : 構造体(シェル導体も含む)の時定数

$t_{cm}$  : 制御コイルの磁場を定格に立上げるまでの時間(式(3.6-8)参照)

式(3.6-12)と(3.6-13)を用いて $B_{cm}$ を計算した結果を、Fig. 3.9.6に示す。ただし磁場 $B_c$ を無視した場合で示してあり、磁場 $B_c$ の条件としては過大に評価した。

$t_{cm}/\tau_v$ と $Z_{max}$ が設定できれば、この図より制御コイルがつくるべき水平磁場の大きさ $B_{cm}$ がわかる。

(5) 制御コイルの位置と起磁力に関する仕様

制御コイルの位置は(a)TFコイルボアの外側、(b)TFコイルと固定遮蔽体の間、(c)遮蔽体の内部の3つの場合が考えられる。TFコイルボアの内側(b)(c)の場合、TFコイルボア外に配置した場合に比べて、制御電力が小さく、また超電導コイルに生じるACロスも小さくなる。FERでは、この点を考慮し、TFコイルボア内に制御コイルを置くことにしている。

TFコイルボア内の場合にも、上記(b)、(c)の2ケースが考えられる。この場合にコイル位置に関して考慮すべき主な条件は以下である。

- ① 制御コイル絶縁体の吸収線量： $10^9$  rad以下

- ② 炉本体構造との取合い条件：制御コイル支持および炉構造の分解・修理  
 ③ コイル起磁力，電源容量の合理化

ケース(b) 固定遮蔽外部に配置する場合の特徴は次の通りである。遮蔽体の外側のため，絶縁材の中性子損傷の問題は少ない。炉本体構造設計に対するインパクトを少なくできる。制御コイルの起磁力は大きくなる。

ケース(c) 固定遮蔽内部に配置する場合の特徴は次の通りである。遮蔽体内のため，設計によっては絶縁材の中性子損傷の問題がでてくる。炉本体構造との取合い条件が複雑となり，炉本体構造設計に与えるインパクトは大きい。制御コイルの起磁力を小さくでき，またプラズマ位置制御は容易となる。

制御コイルの位置は，設定された空間的制約のもとでコイル起磁力を少なくできる方が望ましい。Fig. 3.97は制御コイルのつくる磁場性能に関するマッピングである。同じ等高線上に起磁力一定のコイルを置けば，コイルがプラズマ中心につくる水平磁場は同一のものが得られる。制御コイル位置はプラズマ主半径で割って一般化した座標で示してある。Fig. 3.97をもとに制御コイルがつくる水平磁場を計算するには，次式を用いる。

$$B_{em} = I_c \cdot G / R_p \quad (3.6-14)$$

ここで， $B_{em}$ ：制御コイルがプラズマ中心につくる水平磁場(T)。ただし磁場シールド効果がない時の値。

$I_c$ ：制御コイル起磁力(AT)

$R_p$ ：プラズマ主半径 (m)

$G$ ：磁場パラメータ (T・m/AT)

Fig. 3.97を用いて，コイル位置と起磁力の仕様を以下のように設定するものとする。

① コイル位置の検討

他システムとの取合い条件，空間的制約のもとで，コイル起磁力を少なくできる位置をさがす。このためには，コイルの置ける位置でパラメータGの値が大きい点をさがせばよい。

② コイル起磁力の検討

制御コイルがプラズマ中心につくるべき水平磁場とコイル位置を設定する必要がある。数値が決まれば，式(3.6-14)よりコイル起磁力を設定できる。

(6) 制御コイルの電圧，電源容量に関する仕様

制御コイルに印加すべき電源電圧は，要求される時間内にコイル電流を定格に立上げるために必要なフォーシング電圧で設定するものとする。電源容量はコイル定格電流とフォーシング電圧より設定できる。以下に，この条件設定の考え方を示す。

最初に，制御コイルの回路定数について検討する。制御コイルは，上下一対で電流方向が逆向きのコイルを直列につないだものとする。制御コイルの断面は円形断面とし，その断面積は150kAの電流を電流密度5A/mm<sup>2</sup>で流せるように設定した。すなわち，円形断面の半径は，約0.1mとしている。

Fig. 3.98に，制御コイルのインダクタンスのマッピングを示す。インダクタンスの値

はコイルが1ターンでできている場合で示す。コイルターン数がNならば、Fig. 3.98の値にN<sup>2</sup>を掛ける必要がある。この図から、コイル位置が設定されればインダクタンスの値を求めることができる。コイル断面が上記で示した半径a≒0.1 mからずれた場合、インダクタンスは少し変化する。

Fig. 3.99に、制御コイルの時定数のマッピングを示す。設定したコイル断面積であれば、コイルの時定数は約1秒である。コイル抵抗の計算においては、銅の比抵抗として温度75℃の値ρ=21 nΩ・mを用いた。コイル断面積が異なる場合、コイル抵抗がそれに反比例して変化するため、コイル時定数はほぼ比例して変化する。

次に、制御コイルに印加すべき電源電圧について検討する。制御コイルは、シェル導体および構造体と相互インダクタンスでカップリングしているため、正確にはその効果も考える必要がある。ここでは、シェル導体および構造体の時定数がコイルの時定数に比べて十分小さいとして、コイルのみの回路で考える。コイルにフォーシング電圧V<sub>C</sub>を印加した時の電流変化は、次式で示される。

$$I_c = \frac{V_c}{R_c} \{ 1 - \exp(-t/\tau_c) \} \quad \dots\dots\dots (3.6-15)$$

- ここで、I<sub>c</sub> : コイル起磁力
- V<sub>c</sub> : 1ターン電圧(上, 下コイル直列接続の電圧)
- R<sub>c</sub> : 1ターンコイルの抵抗 = ρℓ/A
- ℓ : 4πR(上, 下コイルの合計長さ)
- R : コイル半径
- A : コイル全断面積
- τ<sub>c</sub> : コイル時定数

設定された時間t<sub>cm</sub>でコイル電流をI<sub>cm</sub>に立上げるためのフォーシング電圧V<sub>C</sub>は、式(3.6-15)を用いて次式で示される。

$$V_C = R_c I_{cm} / \{ 1 - \exp(-t_{cm}/\tau_c) \} \\ = 4\pi R \rho j_{cm} / \{ 1 - \exp(-t_{cm}/\tau_c) \} \quad \dots\dots\dots (3.6-16)$$

- ここで、ρ : 21 nΩ・m (75℃において)
- j<sub>cm</sub> : I<sub>cm</sub>/A
- I<sub>cm</sub> : コイル定格起磁力
- t<sub>cm</sub> : コイル電流立上げ時間

式(3.6-16)を用いてコイルに印加すべき1ターン電圧V<sub>C</sub>を計算した結果を、

Fig. 3.100に示す。この図では、j<sub>cm</sub>は5 A/mm<sup>2</sup>に設定している。コイル電流密度が異なる時は、式(3.6-15)に示すようにコイル抵抗および1ターン電圧も比例して変化する。したがって、Fig. 3.100の値に対し、電流密度比で換算する必要がある。t<sub>cm</sub>/τ<sub>c</sub>とコイル半径Rが設定できれば、この図より必要なフォーシング電圧がわかる。t<sub>cm</sub>/τ<sub>c</sub>=0.1でR=7 mの場合、必要なフォーシング電圧はV<sub>C</sub>≒100 Vとなる。

制御コイル電源容量  $P_c$  は、コイル定格起磁力  $I_{cm}$  とフォーシング電圧  $V_c$  より次式で示される。

$$P_c = I_{cm} \cdot V_c \quad (3.6-17)$$

(7) プラズマ垂直位置制御に関する取合い条件

以上の検討をまとめて、Table 3.15 に制御コイル設計仕様を設定するさいに必要な取合い条件、および制御コイル条件を示す。設計においては、ここにリストアップしたパラメータの数値を設定する必要がある。

制御コイル以外の項目のパラメータは、取合い条件として必要最小限のものを示す。設計上は必要な条件であっても、この表のパラメータから計算できるものは省略した。ただし、プラズマ不安定成長時間  $\tau_g$  とシェル導体のディケイ・インデックス  $n_s$  については、どちらか一方の数値から計算できるけれども、重要な指標のため両者の数値を明示するものとした。

制御コイル磁場に対するトーラス構造体の遮蔽効果は構造体の時定数  $\tau_v$  で表わされ、一般にはシェル導体の時定数  $\tau_s$  と同じオーダーである。ただし、制御コイルがコイル保護管に収納されている場合には、保護管の磁場シールド効果が影響し、 $\tau_s$  に比べて  $\tau_v$  が大きくなる場合がある。その磁場シールド効果を上げるためには、コイル保護管の一周抵抗を大きくとる必要がある。

外乱、制御条件については、本検討の手法を用いる場合の必要最小限の条件である。ある程度大胆な仮定を用いている事、および外乱のかかり方と制御の考え方はいくつかのバリエーションがありうる事を考えると、他のパラメータも取合い条件として追加する必要があるかもしれない。

制御コイルに関する条件は、他との取合い条件の数値が決まれば、本検討の手法で設定できる。ただし、コイル導体断面については、コイルに作用する電磁力の支持と冷却を考えて、適当な値を設定する必要がある。前項では、半径  $a \cong 0.1$  m の円形断面とした。

制御コイルの設計仕様を計算する手法をもう一度まとめると、以下となる。

① 制御コイルの電流立上げ時間  $t_{cm}$

(式(3.6-4)(3.6-8)およびFig. 3.6-1, 3.6-3 参照)

$$t_{cm} = f_{cm} t'_{zm} = f_{cm} \tau_g \ln(Z_{max}/Z_0)$$

ここで、 $f_{cm} = 2 \sim 4$

(以後の検討では、外乱磁場  $B_d$  の条件の時は 3、初期変位  $Z_0$  の条件の時は 4 とする。)

$$Z_0 = \frac{R_p B_d}{(n + n_s) B_z}$$

(初期変位条件の問題では、設定値  $Z_0$  を用いる。)

② 制御コイルがつくるべき水平磁場  $B_{cm}$ 

(式(3.6-12)(3.6-13)およびFig. 3.95, Fig. 3.96参照)

$$B_c = |B_d| + |f_z \cdot B_{Rmax}| - (|B_d| + |B_{Rmax}|) \exp(-t_{cm}/\tau_s)$$

$$B_{cm} = B_c / \left[ 1 - \frac{\tau_v}{t_{cm}} \{ 1 - \exp(-t_{cm}/\tau_v) \} \right]$$

ここで,  $B_{Rmax} : -\frac{n B_z}{R_p} Z_{max}$  $f_z$  : 0.8~1.0 (以後の検討では0.9とする)初期変位条件の問題のときは, 上式で外乱磁場  $B_d = 0$  とする。③ 制御コイルの位置 ( $R, Z$ ) と起磁力  $I_c$ 

(式(3.6-14)およびFig. 3.97参照)

$$I_{cm} = B_{cm} \cdot R_p / G$$

④ 制御コイルの時定数  $\tau_c$ , 印加電圧  $V_c$ , 電源容量  $P_c$ 

(式(3.6-16)(3.6-17)およびFig. 3.99, Fig. 3.100参照)

$$V_c = 4\pi R \rho j_{cm} / \{ 1 - \exp(-t_{cm}/\tau_c) \}$$

$$P_c = I_{cm} \cdot V_c$$

## (8) 制御コイル主要仕様の計算

'87FER(ACS-M)と'87FER(LRD)を対象に, 制御コイルの仕様を評価する。

Table 3.16 に計算に用いた基準値を示す。この基準値をもとに, 制御条件とシェル導体の特性を変えてパラメータスタディを行う。

制御コイルの位置は, 各炉型の炉本体構造との取合い条件とコイル絶縁材の遮蔽条件を満たす位置に設定されている。Fig. 3.101に制御コイル設置位置を示す。ACS-M炉の場合, 遮蔽体およびダイバータ板を水平方向に分解・引抜きするため, それと干渉しない場所として装置水平面から離れた位置に制御コイルを設置している。LRD炉の場合, PFコイルの電源容量を減らすため, 最外周の外側リングコイルを装置水平面に近い位置に設置しており, 全コンポーネントの水平方向引抜きをあきらめている。制御コイルの位置は, この分解・水平引抜きを行わない領域を利用しており, 装置水平面に近い位置となっている。

制御コイル設置位置が定めれば, Fig. 3.97とFig. 3.100を用いてコイルの磁場特性, コイル時定数が設定できる。この値をTable 3.16に制御コイルの設定値として示す。ただし, コイル断面は半径  $a = 0.1$  mの円形とした。LRD炉の方がプラズマに相対的に近いので, ACS-M炉に比べて磁場性能が高く,  $B = 9.67 \times 10^{-8} \text{T/A}$  となっている。コイル半径が大きくなればインダクタンスも大きくなるが, コイル抵抗も大きくなるため, コイル時定数はあまり変化しない。ACS-M炉とLRD炉の時定数はほとんど同じである。

以上の基準値をもとに、前項でまとめた計算式を用いて、制御コイル仕様のパラメータスタディを行う。Fig. 3.102~Fig. 3.104に、外乱磁場 $B_d=1\text{mT}$ の場合についてACS-M炉の制御コイル仕様を示す。

Fig. 3.102は最大許容プラズマ変位 $Z_{\text{max}}$ を変えた場合のコイル仕様の変化を示す。設定した基準値の場合、ステップ状の外乱磁場 $1\text{mT}$ により、プラズマは $1.5\text{cm}$ 初期変位する。初期変位 $Z_0$ 以下に $Z_{\text{max}}$ を制御することは不可能である。初期変位より少し大きい変位に $Z_{\text{max}}$ を制御しようとするれば、コイル電流を非常に速く立上げる必要がある。制御コイルのフォーシング電圧 $V_c$ を大きくとる必要があるため、電源容量 $P_c$ も過大となる。また、初期変位 $Z_0$ に比べて最大許容変位 $Z_{\text{max}}$ が大きい場合にも、制御コイルの電源容量 $P_c$ は大きくなる。この場合は、ゆっくりとコイル電流を立上げればよいので、フォーシング電圧 $V_c$ は小さい。しかし平衡磁場の水平成分が大きくなるため、制御コイルの発生磁場、電流 $I_c$ は大きくなり、電源容量 $P_c$ も大きくなる。

Fig. 3.102によれば、最大許容変位 $Z_{\text{max}}$ を初期変位 $Z_0$ の約2倍、すなわち $Z_{\text{max}} \cong 2Z_0 = 3\text{cm}$ に設定した場合にコイル電源容量が最小となる。このとき、上と下の制御コイルの電流 $I_c \cong \pm 90\text{kAT}$ 、フォーシング電圧 $V_c \cong 60\text{V}$ 、電源容量 $P_c = 5.5\text{MW}$ である。

Fig. 3.103はシェル導体のディケイ・インデックス $n_s$ が異なる場合のコイル仕様の変化を示す。図に示すように、 $n_s$ の値が小さくなったところに2つの制限がある。一つは、安定性マージン $m_s = 0$ に相当する $n_s$ 、この場合には $n_s = 1.0$ に制限がある。この $n_s$ 以下の領域では、シェル導体の性能不足のために本質的に不安定である。もう一つは、 $n_s = 1.25$ に制限がある。この $n_s$ の値で、初期変位 $Z_0$ が最大許容変位 $Z_{\text{max}} = 3\text{cm}$ をオーバーする。プラズマ変位の制限の方が安定性の制限よりも大きい $n_s$ で制限値となるが、最大許容変位 $Z_{\text{max}}$ を大きくとれば両者は近づいてくる。

Fig. 3.103において、 $n_s$ が $1.25$ より少し大きい場合を考える。すなわち初期変位 $Z_0$ が最大許容変位 $Z_{\text{max}}$ に近づいた領域では、フォーシング電圧 $V_c$ が大きくなり、電源容量 $P_c$ も過大となる。一方、 $n_s$ が大きくなると、制御コイルの電流 $I_c$ 、電圧 $V_c$ 、電源容量 $P_c$ とも小さくなる。この場合は、ゆっくりとコイル電流を立上げればよいので、フォーシング電圧 $V_c$ は小さくなる。また、最大許容変位 $Z_{\text{max}} = 3\text{cm}$  =一定で検討しているため、 $I_c$ も磁場のシールド効果が小さくなる分だけ少なくなる。したがって、電源容量 $P_c$ も小さくなる。

'87FER(ACS-M)炉の構造においては、 $n_s$ の値は基準値 $1.5$ より大きく、 $2.0$ 程度も可能といわれている。この場合には、Fig. 3.103からわかるように、電源容量は約 $1/5$ となる。この場合の制御コイルの仕様は、電流 $I_c \cong 72\text{kA}$ 、フォーシング電圧 $V_c \cong 14\text{V}$ 、電源容量 $P_c \cong 1\text{MW}$ である。

Fig. 3.104はシェル導体の時定数が異なる場合のコイル仕様の変化を示す。検討においては、磁場の浸み込みをシールドするトーラス構造体の時定数も、シェル導体の時定数と同様に变化すると仮定した。この場合には、シェル導体の時定数 $\tau_s$ が小さくてコイル電流を速く立上げる必要がある時は、構造物の時定数 $\tau_v$ も小さく、磁場のシールド効果

が小さくなる。この効果のため、Fig. 3.104に示すように、制御コイルの電流 $I_c$ は $\tau_s$ によらず一定となる。ただし、コイルのフォーシング電圧 $V_c$ は $\pi_s$ とともに変化する。

シェル導体の時定数 $\tau_s$ が0に近づけば、フォーシング電圧 $V_c$ 、電源容量 $P_c$ は厳しくなる。一方、シェル導体の時定数が大きくなれば、コイル電流をゆっくり立上げてよいので、フォーシング電圧 $V_c$ 、電源容量 $P_c$ は小さくなる。シェル導体の時定数 $\tau_s$ が基準値の半分、50msの場合には、制御コイルの仕様は、電流 $I_c \cong 91 \text{ kA}$ 、電圧 $V_c \cong 118 \text{ V}$ 、電源容量 $P_c \cong 1.08 \text{ MW}$ となる。

次に、Fig. 3.105～Fig. 3.107に、外乱磁場 $B_d = 1 \text{ mT}$ の場合についてLRD炉の制御コイル仕様を示す。設定した基準値がACS-M炉とLRD炉ではほぼ同じであるため、LRD炉の制御コイル仕様はACS-M炉の値と大差ない。ただし、LRD炉の制御コイル位置の方がプラズマに相対的に近く、磁場性能が高いため、少し小さ目の仕様条件となっている。

Fig. 3.108～Fig. 3.110は、外乱条件が初期変位で与えられる場合について、LRD炉の制御コイル仕様を示す。初期変位 $Z_0$ は1.5cmに設定されている。この場合には、外乱磁場 $B_d$ を制御コイルの磁場でキャンセルする必要がないため、制御コイルの仕様は少し楽になる。

Fig. 3.111は、LRD炉の制御コイル位置が変化した場合について、制御コイルの仕様条件を示す。コイル半径が大きくなれば、Fig. 3.97からわかるようにコイルの磁場性能が悪くなる。そのため、コイル電源容量が増加する。基準値 $R = 7.2 \text{ m}$ より1mだけ半径が大きくなり、 $R = 8.2 \text{ m}$ とすれば、電源容量は約2倍大きくなる。



Table 3.15 Key parameter for the active control coil specification

Parameter			
Plasma	• Plasma major radius	$R_p$	(m)
	• Equilibrium vertical field	$B_z$	(T)
	• Field index	$n$	
	• Instability growth time <sup>(1)</sup>	$\tau_g$	(s)
Passive coil	• Field index of induced currents	$n_s$	
	• Time constant of passive coil	$\tau_s$	(s)
Torus structure	• Penetration time of control field	$\tau_v$	(s)
Control condition	• Disturbance field or Initial vertical displacement	$B_d$ $Z_c$	(T) (m)
	• Allowable vertical displacement	$Z_{max}$	(m)
	• Control time required for Z	$t_{zm}$	(s)
Active coil	• Required magnetic field	$B_{cm}$	(T)
	• Current ramp time	$t_{cm}$	(s)
	• Coil location	$R, Z$	(m)
	• Coil cross section	$\Delta R, \Delta Z$	(m)
	• Coil time constant	$\tau_c$	(s)
	• Coil ampere-turns	$I_c$	(AT)
	• Coil voltage	$V_c$	(V)
	• Coil power	$P_c$	(W)

(1) Growth time  $\tau_g = m_s \tau_s$

$$\text{Stability margin } m_s = \frac{n_s}{-n} - 1$$

Table 3.16 Baseline parameter for the active control coil study

		FER(ACS-M)	FER(LRD)
<u>Plasma</u>			
Plasma major radius	$R_p$ (m)	4.42	5.48
Equilibrium vertical field	$B_z$ (T)	-0.58	-0.72
Field index	$n$	-1.0	-1.0
Instability	$\tau_g$ (ms)	50	50
<u>Passive coil</u>			
Field index of induced current	$n_s$	1.5	1.5
Time constant of passive coil	$\tau_s$ (ms)	100	100
<u>Torus structure</u>			
Penetration time of control field	$\tau_v$ (ms)	100	100
<u>Control condition</u>			
Disturbance condition			
◦ Case 1 : Disturbance field	$B_d$ (T)	$10^{-3}$	$10^{-3}$
◦ Case 2 : Initial displacement	$Z_o$ (mm)	15	15
Allowable vertical displacement	$Z_{max}$ (mm)	30	30
<u>Active control coil</u>			
Coil location	$R$ (m)	$6.26^{(1)}$	7.2
	$Z$ (m)	$3.16^{(1)}$	2.8
Coil cross section radius	$a$ (m)	0.1	0.1
Magnetic field at $R_p$ per amper	$B_c$ (T/A)	$8.15 \times 10^{-8}$	$9.67 \times 10^{-8}$
Coil one-turn resistance	$R_c$ ( $\mu\Omega$ )	53	61
Coil time constant	$\tau_c$ (s)	1.23	1.24

(1) Average value between upper and lower coils

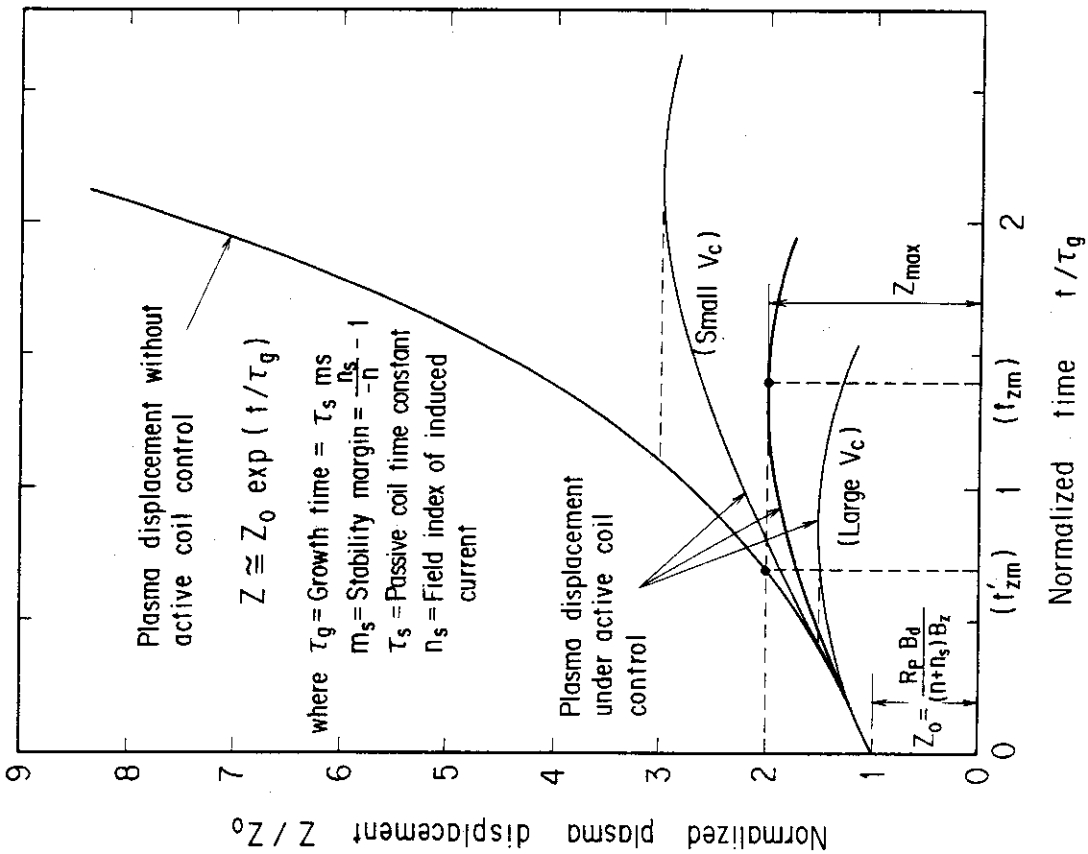


Fig. 3.93 Response of the plasma vertical displacement

- $B_d$  : Disturbance field
- $B_R$  : Radial component of equilibrium field
- $B_c$  : Radial magnetic field due to active control coil
- $B_s$  : Radial magnetic field due to currents induced in passive coils

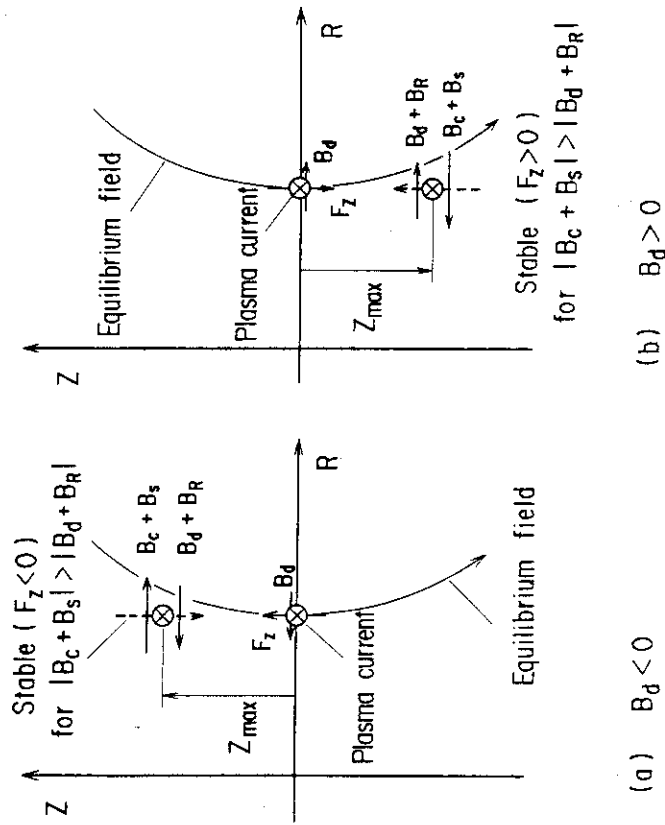


Fig. 3.94 Conditions for the plasma vertical stability

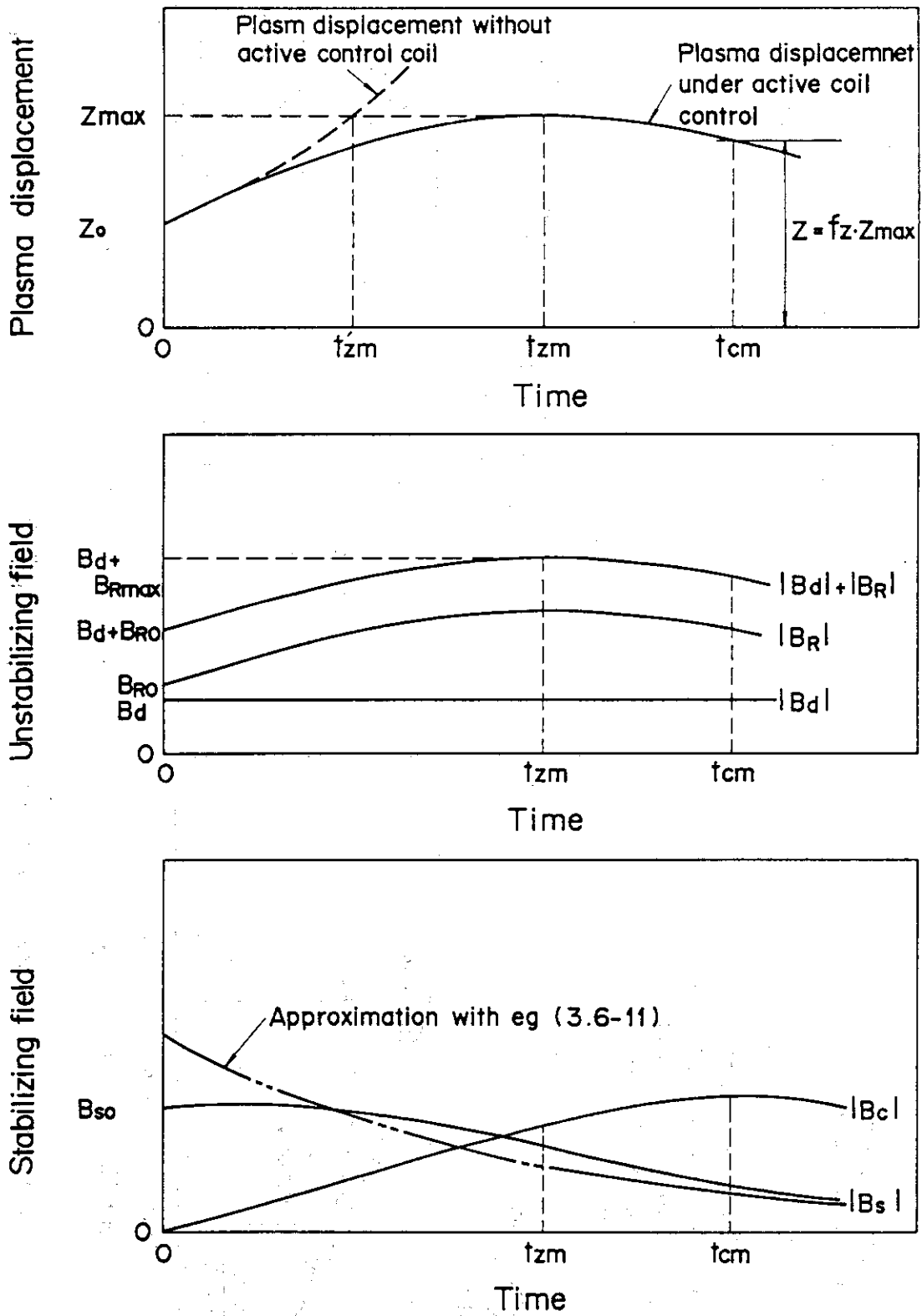


Fig. 3.95 Response of the active control system following the disturbance field of  $B_d$

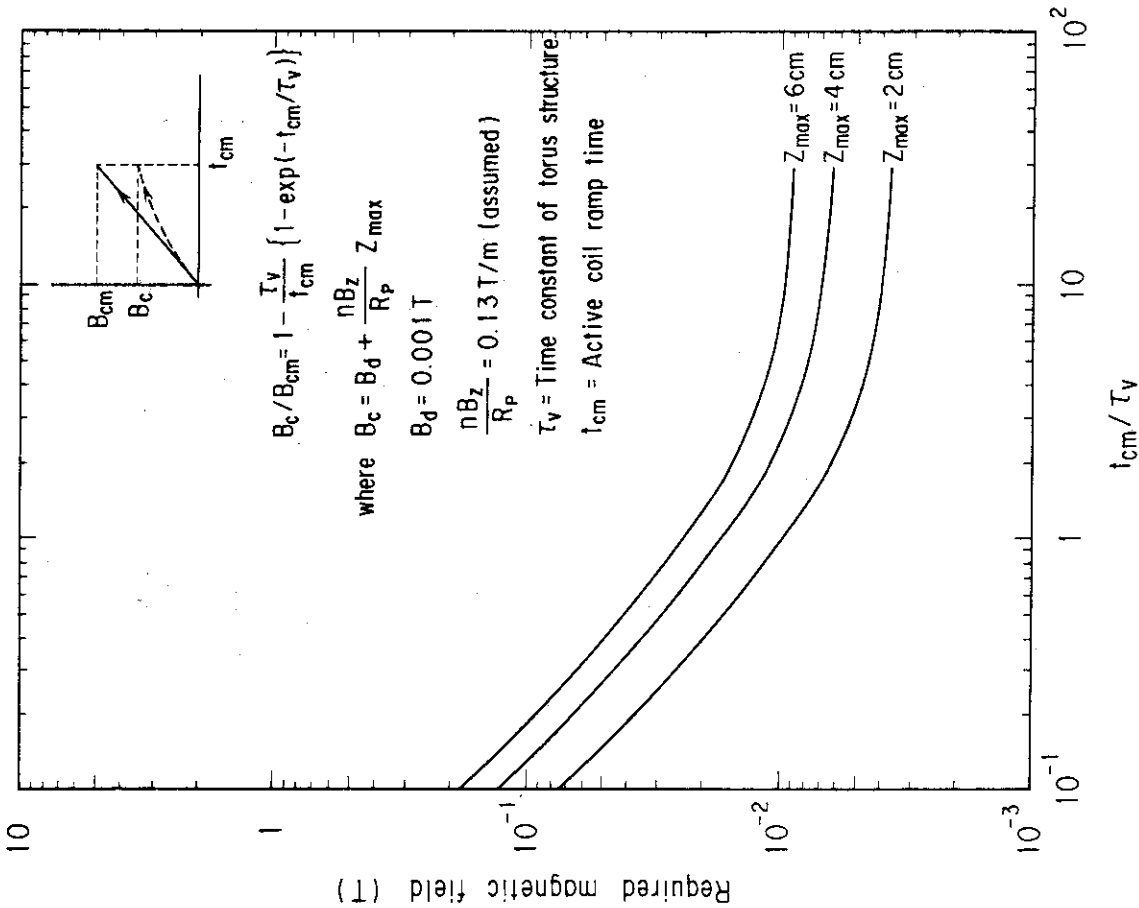


Fig. 3.96 Requirement on the horizontal magnetic field of the active control coil as a function of magnetic field shielding

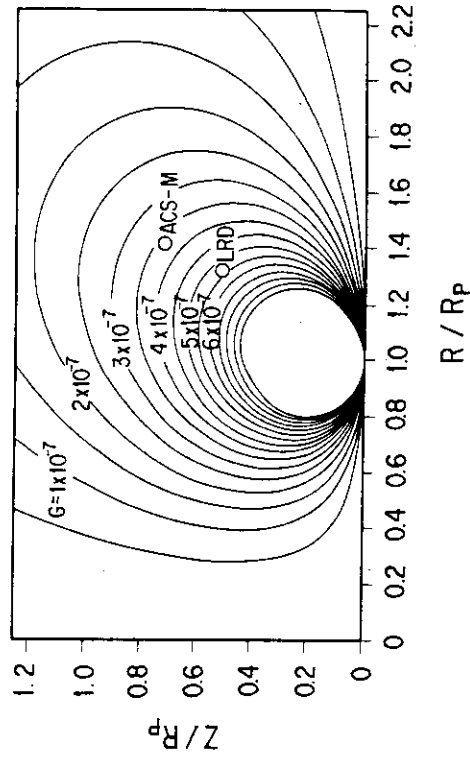


Fig. 3.97 Normalized magnetic field at plasma center for various coil positions (R, Z). The Number of the contours are the values of G. The horizontal magnetic field is given by  $B = I \cdot G/R_p$  where I is coil ampere - turns and  $R_p$  is plasma major radius.

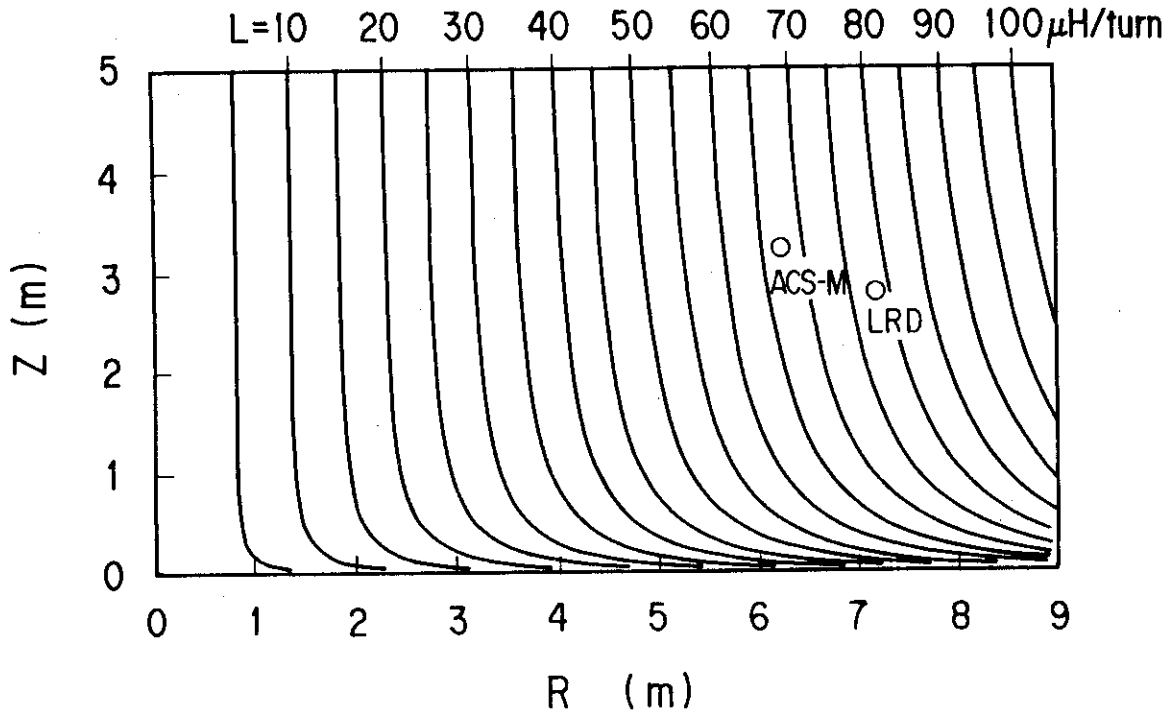


Fig. 3.98 Active coil inductance for various coil positions (R, Z)

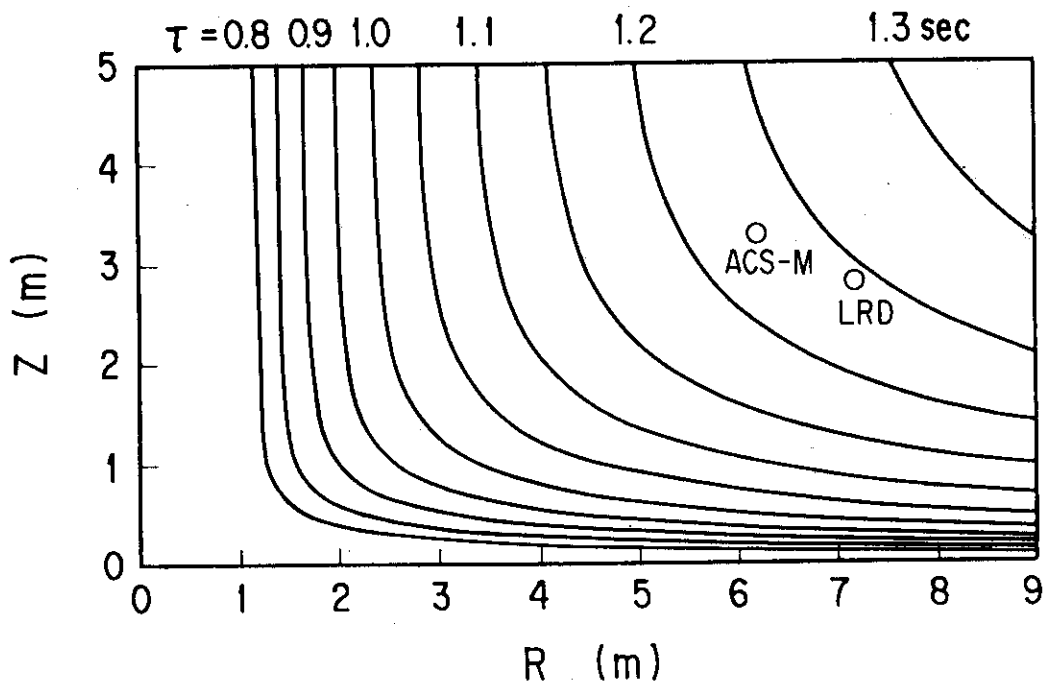


Fig. 3.99 Active coil time constant for various coil positions (R, Z)

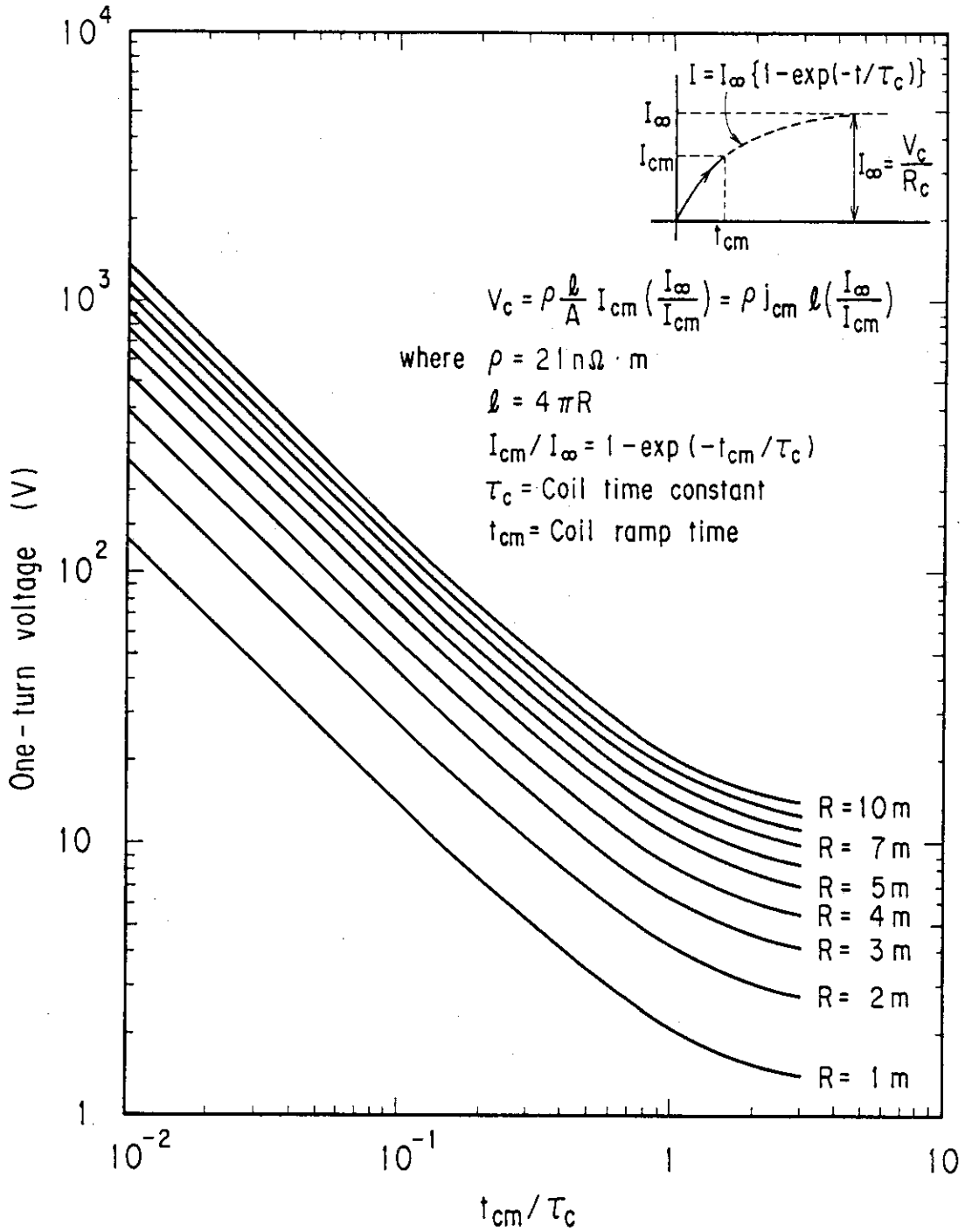
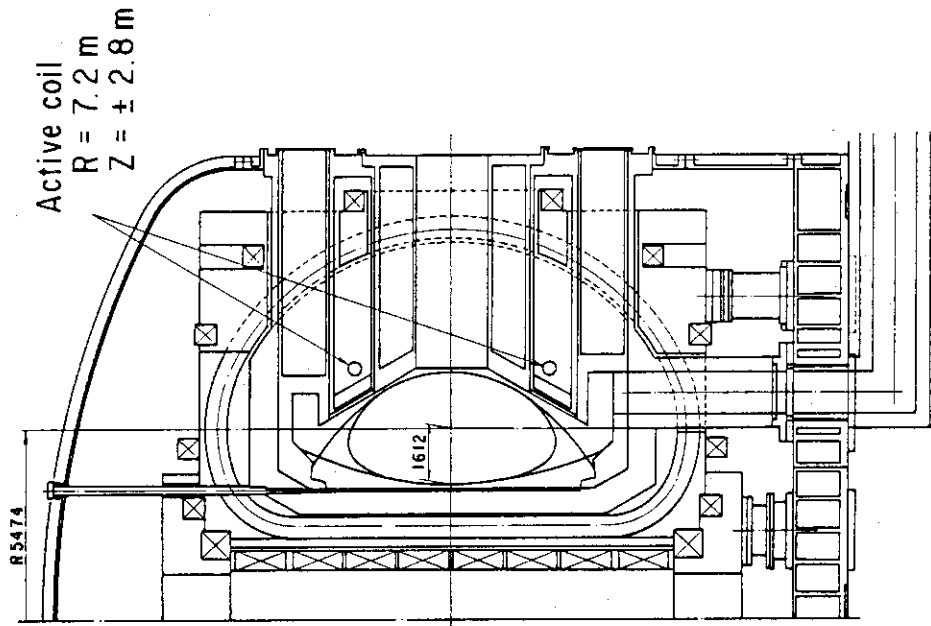
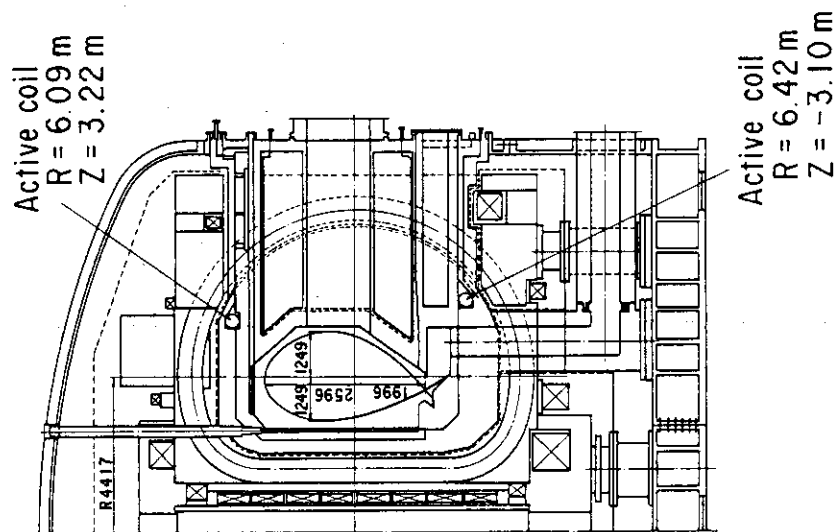


Fig. 3.100 Requirement on the one-turn voltage of the active control coil as a function of coil time constant (The current density of coil is assumed to be  $J_{cm} = 5 \text{ MA/m}^2$ )



(b) FER (LRD)



(a) FER (ACS-M)

Fig. 3.101 Active control coil location



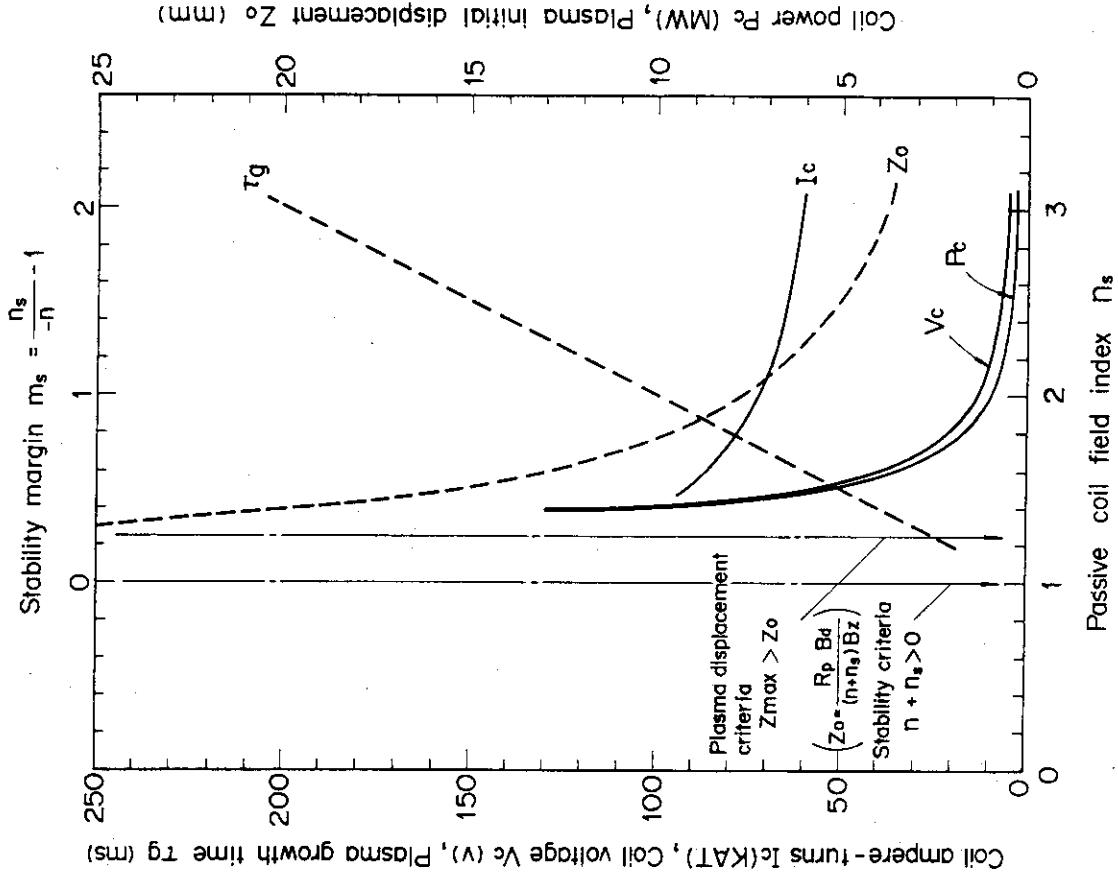


Fig. 3.102 Active control coil specifications for FER (ACS-M) as a function of allowable plasma displacement (Disturbance field  $B_d = 10^{-3}T$ )

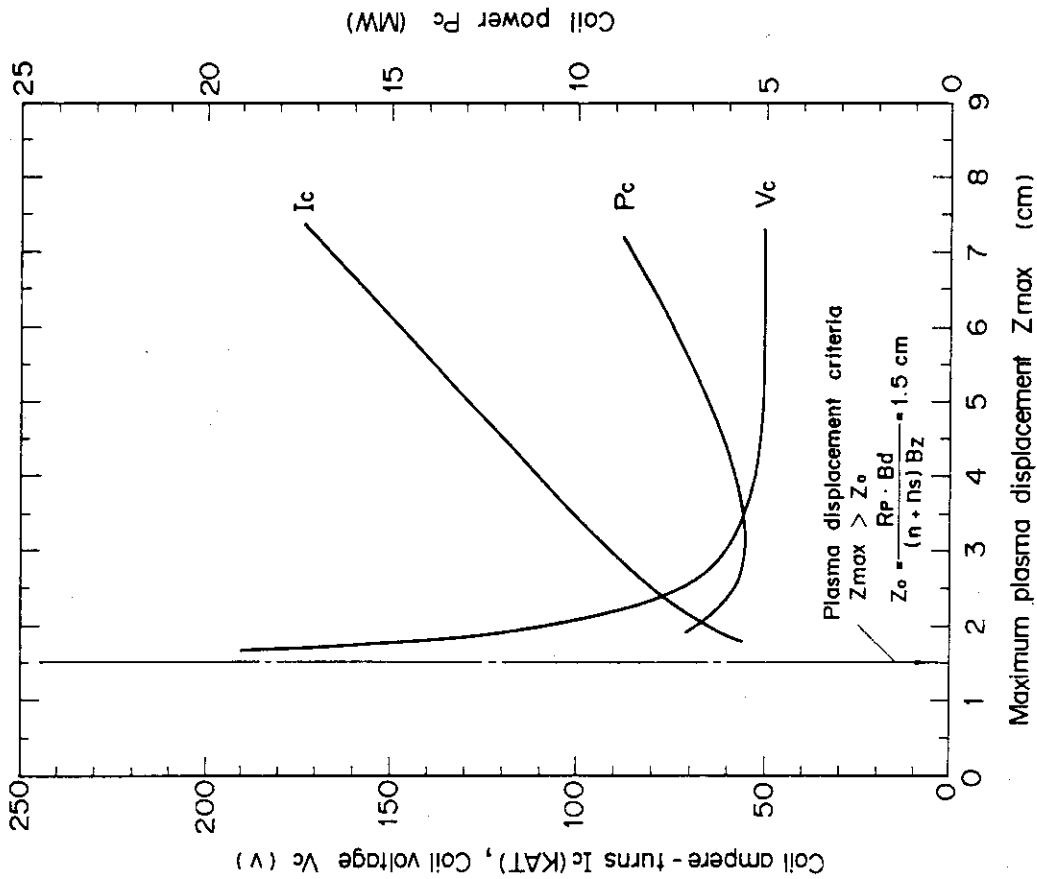


Fig. 3.103 Active control coil specifications for FER (ACS-M) as a function of passive coil field index (Disturbance field  $B_d = 10^{-3}T$ )

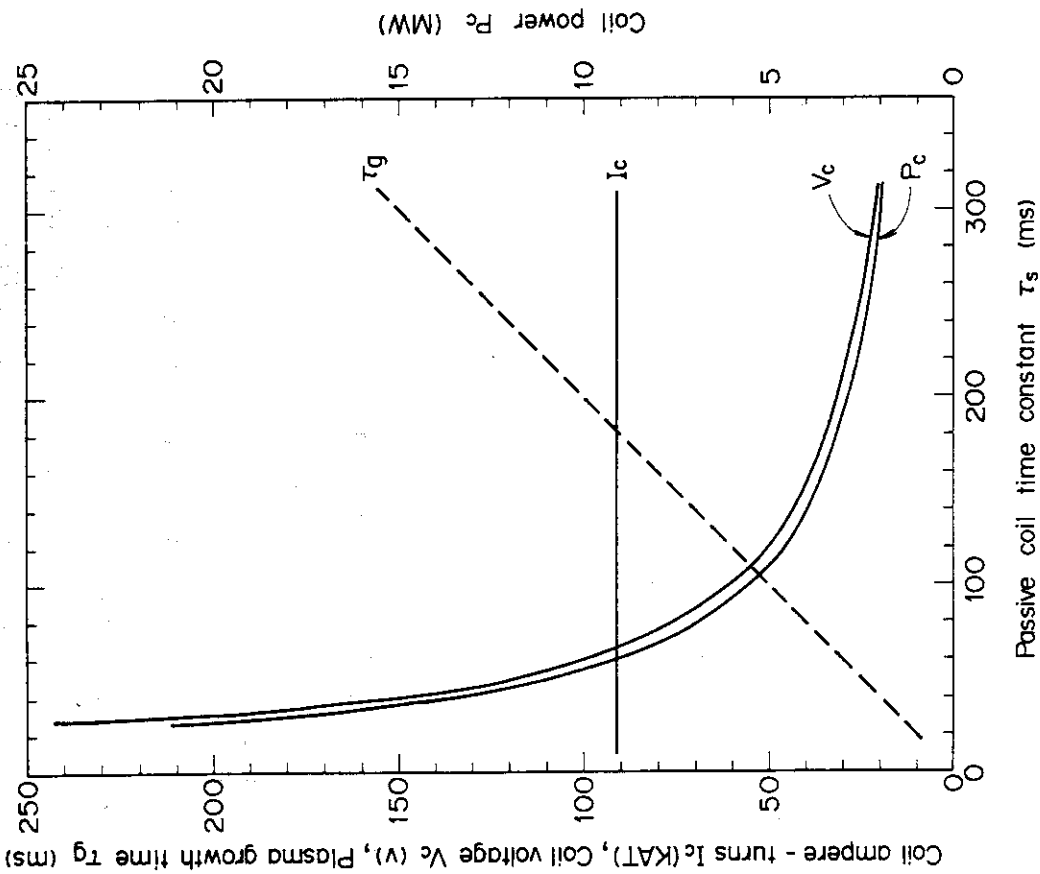


Fig. 3.104 Active control coil specifications for FER (ACS - M) as a function of passive coil time constant (Disturbance field  $B_d = 10^{-8}$ T)

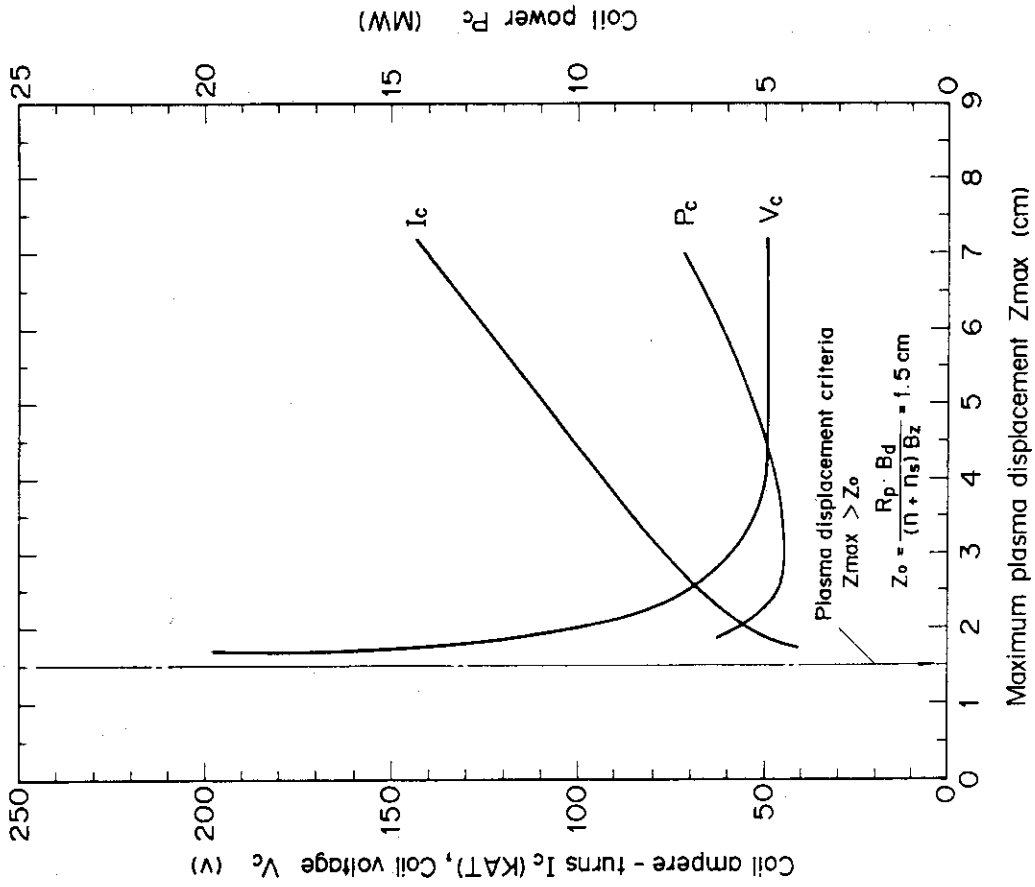


Fig. 3.105 Active control coil specifications for FER (LRD) as a function of allowable plasma displacement (Disturbance field  $B_0 = 10^{-8}$ T)

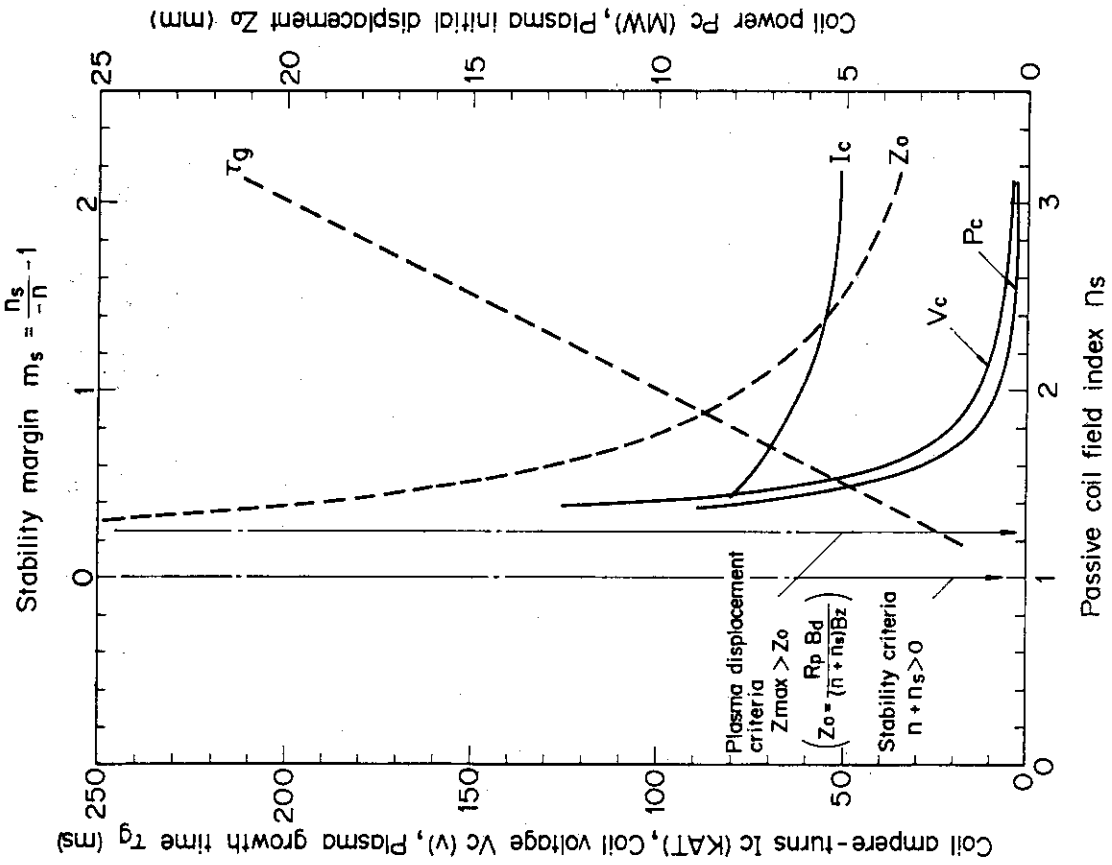


Fig. 3.106 Active control coil specifications for FER (LRD) as a function of passive coil field index (Disturbance field  $B_d = 10^{-3}T$ )

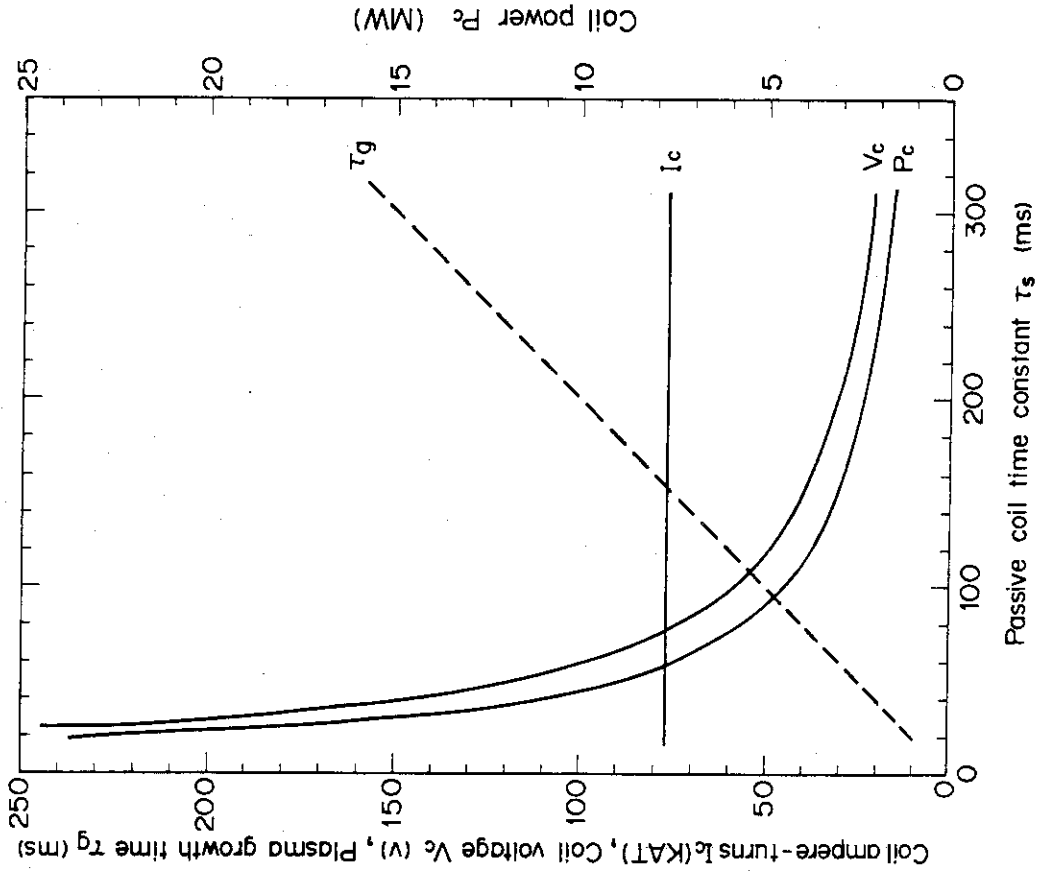


Fig. 3.107 Active control coil specifications for FER (LRD) as a function of passive coil time constant (Disturbance field  $B_d = 10^{-3}T$ )

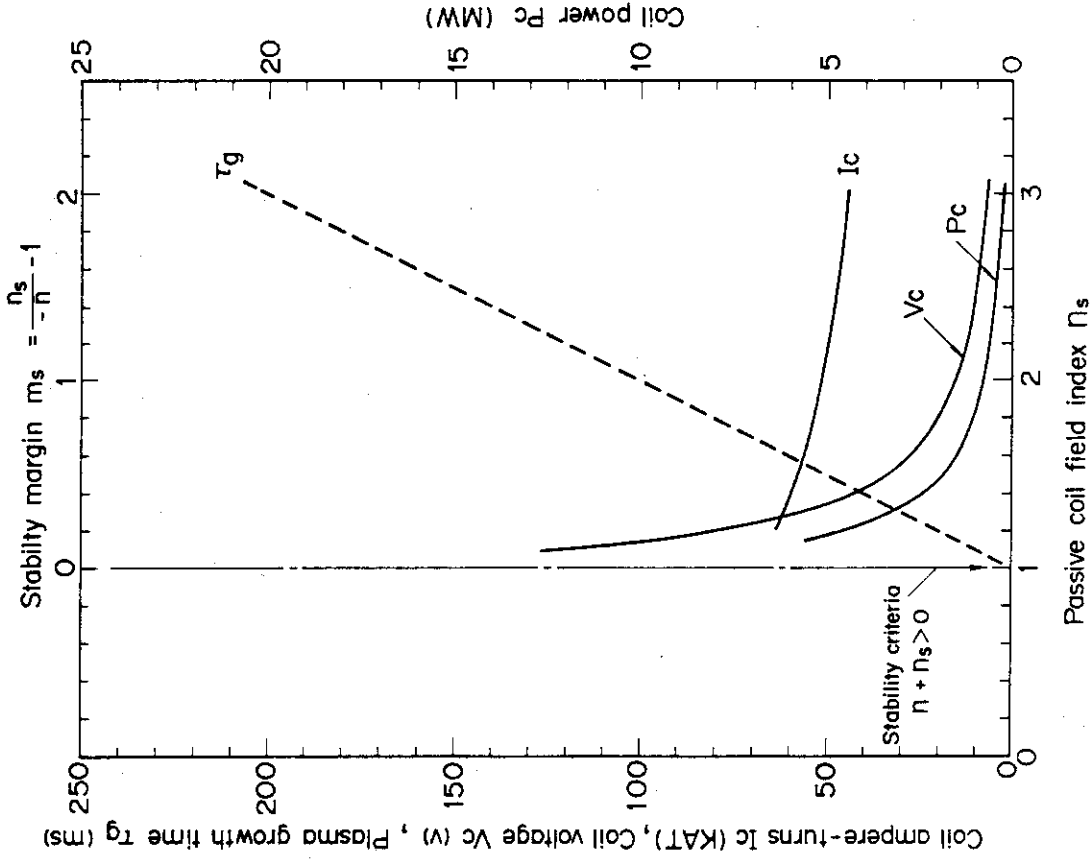


Fig. 3.109 Active control coil specifications for FER (LRD) as a function of passive coil time constant (Initial vertical displacement  $Z_0 = 1.5\text{cm}$ )

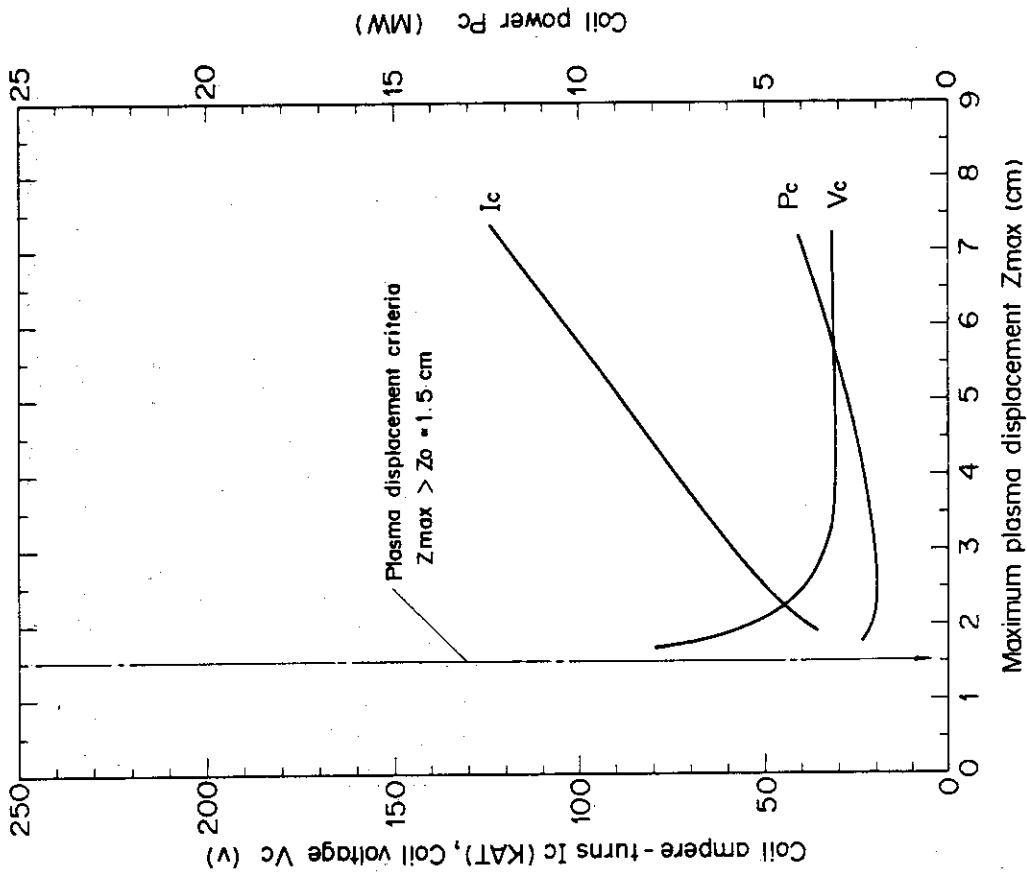


Fig. 3.108 Active control coil specifications for FER (LRD) as a function of allowable plasma displacement (Initial vertical displacement  $Z_0 = 1.5\text{cm}$ )

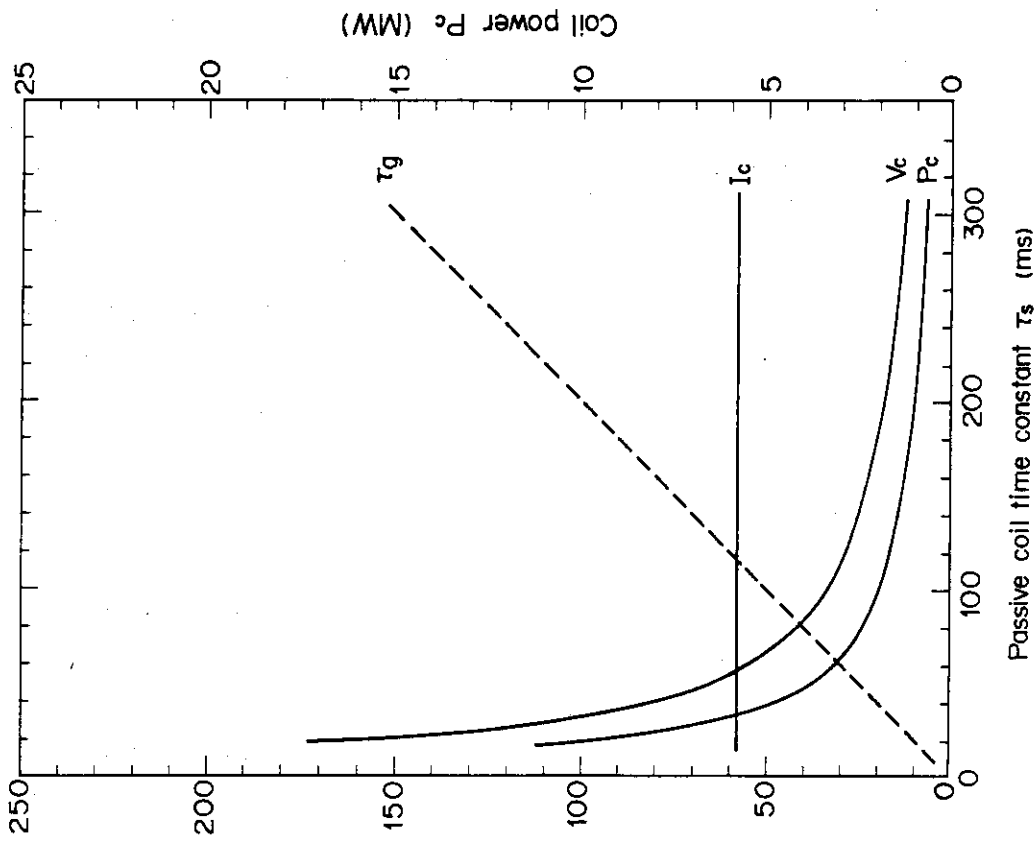


Fig. 3.110 Active control coil specifications for FER (LRD) as a function of passive coil time constant (Initial vertical displacement  $Z_0 = 1.5\text{cm}$ )

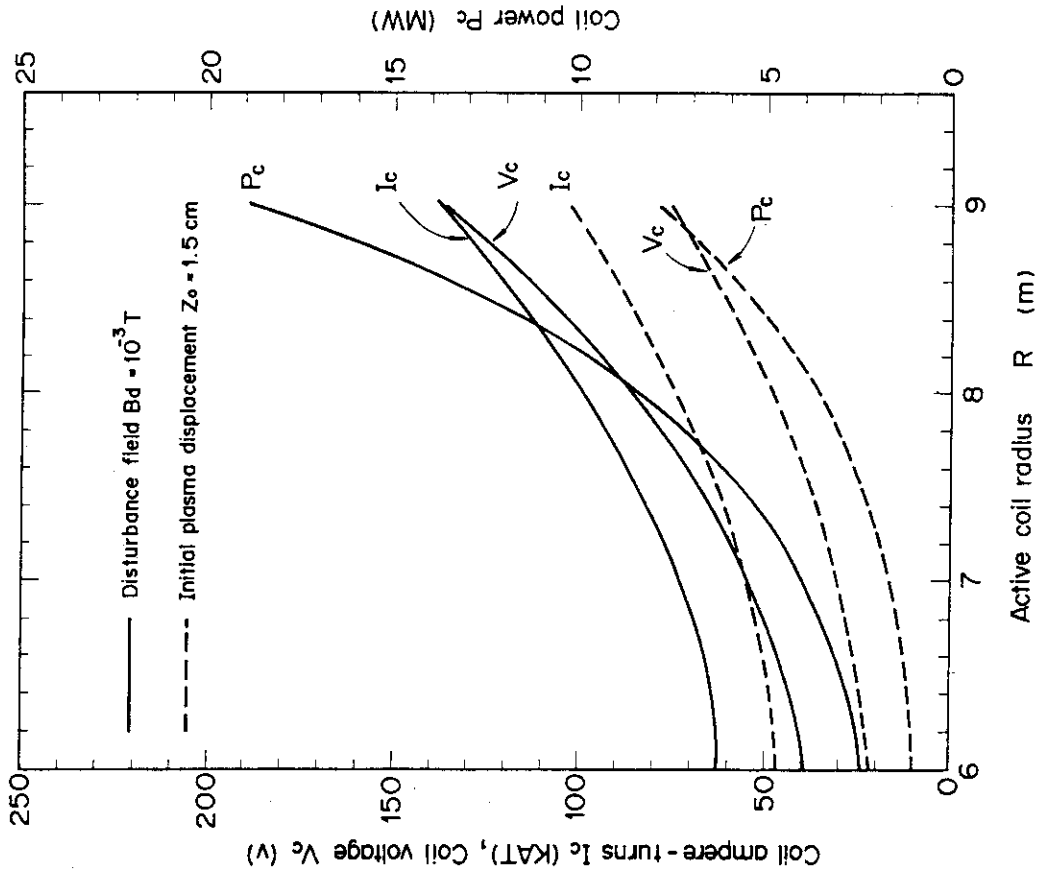


Fig. 3.111 Active control coil specifications for FER (LRD) as a function of coil location

## 4. 今後の課題

マグネット設計を通じて明らかになった今後の検討課題，開発課題を以下に示す。

### (1) トロイダル磁場コイル

コイル構造，強度については(3)項で述べるため，主に導体設計に関連する課題を述べる。

#### ① 最適導体構造の設計，開発

(NbTi)<sub>3</sub>Snの化合物系超電導材を用いたケーブル・イン・コンジット型式の導体について，高電流密度化の検討を行ってきた。設計においては，超電導体の特性，巻線の強度，冷却性能を考慮して検討してきたが，重点の置き方と基準によって導体構造は変わってくる。また，導体製作，コイル巻線等の観点からの評価も必要である。最適導体構造としての総合的な検討，開発は今後の課題である。

#### ② 超電導材料

##### i) 臨界電流特性

現在実用になっている超電導材料で，かつFERで使用可能なものとしては，NbTi極細多心線，Nb<sub>3</sub>Sn極細多心線，(NbTi)<sub>3</sub>Sn極細多心線がある。

NbTi極細多心線は，高磁界での臨界電流密度を高める研究開発の結果，臨界電流特性にばらつきのない線材が得られるようになった。

Nb<sub>3</sub>Sn極細多心線は製法によって臨界電流密度特性が大巾に異なる。ブロンズ法やMJR法は，CuSnブロンズとNbの固相拡散でNb<sub>3</sub>Snを生成させるが，Cu中に固溶するSn量に限界があり，均一な臨界電流特性が得られるものの臨界電流密度は内部拡散法に比べるとやや低い。

内部拡散法や固液拡散法はNb<sub>3</sub>Sn生成時のSn濃度が高いことからNb<sub>3</sub>Snの生成速度が大きく，一般にNb<sub>3</sub>Sn層厚を大きくして，臨界電流密度(安定化材を除いた実効的電流密度)を高めているが次項で述べる歪特性はブロンズ法より劣っている。

Nb<sub>3</sub>Snに少量のTiを添加し，臨界磁界を高めた(NbTi)<sub>3</sub>Sn極細多心線は12T以上の高磁界でNb<sub>3</sub>Snより臨界電流密度が高い特徴がある。(NbTi)<sub>3</sub>Sn極細多心線は，核融合炉用という観点から更に最適化し，12~13Tの臨界電流密度を向上させる研究・開発が必要である。

##### ii) 機械的特性，電気特性

Nb<sub>3</sub>Sn極細多心線，(NbTi)<sub>3</sub>Sn極細多心線など化合物超電導線は，機械的特性，特に歪特性が重要で，ある限界歪以上では超電導線の臨界温度，臨界磁界，臨界電流密度を劣化させる。この歪効果は高磁界程顕著であり，また化合物超電導線の製法によっても限界が異なっている。FER用大型超電導マグネットでは，巻線時の歪に加え，電磁力による歪を考慮すると，0.8%程度の引張歪下での臨界電流特性を超電導線設計の1つの基準にする必要がある。なお，超電導線材の劣化は必ずしも軸方向引張だけでなく，軸直角方向圧縮の影響も大きいという報告もある。現時点ではデータ不足であり，

今後の研究が必要である。

### ③ 絶縁材料

導体絶縁及びコイル耐地絶縁に関しては、カプトンテープ、マイカテープ、ガラスクロステープ等で絶縁した後レジン真空注入含浸する方式が考えられる。繰返し電磁力により、導体間及びコイルケース・導体間の絶縁が破損される可能性があるので、電気的特性は勿論、機械的特性の良い絶縁材料の開発が必要である。また、放射線損傷を考慮に入ればポリイミド樹脂のFRP及び真空含浸技術の開発も必要である。

更にコイルケース・巻線間スペーサ及びコイル断熱支持体として用いられる高強度FRPの開発が必要である。

また、強制冷凍コイルの特性として、電流と冷媒をコイル出入口で分離する必要がある。現在、絶縁材としてセラミックスを使用しているが、更に高電圧、高圧力用セラミックブレーク(20kV, 300atm)が必要となる。

## (2) ポロイダル磁場コイル

トロイダル磁場コイルと同様、導体構造は強制冷凍方式のケーブル・イン・コンジットであり、共通の課題がある。ポロイダル磁場コイル特有の課題として次のような項目がある。

### ① コイル定格の設定

超電導コイルは定格磁場、定格電流を越えた運転が困難であり、1種類のオペレーションシナリオに従ったPFコイル設計を行ってしまうと、それから変化したオペレーションを設定し難い場合がある。また、時間変化の大きいオペレーションによっては、過大なACロスが生ずる場合も考えられる。コイル設計においては、これらのことを考慮し、整合性のある設計とする必要がある。

### ② コイル保護条件の設定

PFコイル群は相互インダクタンスで強く結合しており、どれかのコイルがノーマル転移を起したときにそのコイルのみをダンプさせた時には他のコイルに誘導電流を発生し定格電流値をオーバさせることとなる。したがって、TFコイルと同様、一つのコイルがノーマル転移した場合、全コイルをダンプさせる必要がある。ただし、PFコイルにおいては1つのオペレーションにおいても多様な電流パターンがあり、それを考慮したダンプ方法を検討する必要がある。

### ③ コイル電磁力支持

ポロイダル磁場コイルに生じる電磁力のうち、フープ電磁力は導体のコンジットで支持する必要がある。今年度の設計では、コイルのフープ電磁力によりコンジット材に生ずる平均引張応力は、最大引張応力の70%と仮定した。今後、電磁力の伝達メカニズムを明らかにして、適切なコイル応力基準を設ける必要がある。

## (3) コイル構造

### ① 向心力支持方式の選択

向心力支持方式を中心支柱支持方式とするか、ウェッジ支持方式とするかについては当初からの重要課題であり、またINTOR, ITERの様な国際会議でも大きな問題となっていた。この点については'86FERでも概略の比較検討が行われ、ウェッジ支持方式の採

用により全体寸法の縮小化が図れるとの結論は得ているものの、まだ技術的に十分な確信が得られず、ウェッジ支持方式の採用に踏み切ることが出来ないのが現状である。向心力支持方式については机上の検討・議論では技術的決着はつかないと考えられ、モデルによるウェッジ支持方式は性能確認試験が必要と考えられる。

## ② 巻線部の剛性評価と応力解析

巻線部の剛性をどの様に評価するかという問題は、超電導線材のひずみによる劣化を評価する点で極めて重要な問題である。今年度の重要課題では、この点もテーマの一つとして採り上げたが、今年度の検討内容はまだ初歩的なものである。この様な考え方が巻線全体としてみた場合にそのまま適用できるのか否か、またそれが実際の巻線部の剛性と一致するか否かについては、やはりモデルによる確認試験が必要となろう。更に、それらの結果を踏まえ、巻線部分の応力解析とどの様に結びつけていくかも今後の重要な課題である。

## ③ 材料データの蓄積

現在、マグネットに使用する金属構造用材料はJCS (Japanese Cryogenic Steels) を予定しているが、JCSについては疲労、クラック進展に対するデータが少ない。この点については今後、実験によってデータを蓄積していく必要がある。また、絶縁材や支持脚等に使用する予定のFRPやテフロンのような非金属構造材については、これまであまり詳細な解析は行われていない。これらについても材料データを確認し、不足するデータについては今後、補なっていく必要がある。

## ④ 欠陥検出技術の確立

疲労評価については破壊力学的手法から安全性を確認したが、この考え方では初期許容欠陥寸法をどう設定するかが非常に重要な問題となってくる。これは非破壊検査に於て、どの程度の大きさの欠陥を検出することが可能かという問題になる。この点について現在の非破壊検査の技術は必ずしも定量的なものはないのが現状であり、この点での技術的確立が要求される。また初期許容欠陥寸法が小さければそれだけコンパクトな設計が可能となり、この点での技術的向上が望まれる。

## (4) マグネット冷凍系

### ① 冷凍系容量の設定

今年度の設計では、各部(例えば巻線部、コイル容器、支持構造体など)での熱放出時定数を仮定して冷凍系への熱負荷を設定した。実験等により数値の妥当性を検証する必要がある。また、算定した熱負荷に対し、1.2倍のマージンをとって冷凍系容量を設定した。この設定が妥当であるか、今後の課題である。

### ② 冷凍系設備の最適化設計、開発

大容量でかつ種々の熱負荷、運転モードに対応できる冷凍設備の設計、開発が必要である。また、冷凍設備における変動熱負荷、圧力の許容限度、およびそれに対する運転、保護方法も今後の課題である。

### ③ AC損失の算出(支持構造体)

AC損失の大部分は支持構造体で発生する。今年度の設計では、支持構造体をすべて平板モデル化してAC損失を算出している。支持構造体は一般に複雑な形状を有しており、



このモデル化が妥当であるかは今後の検討課題である。

④ 構造体の許容温度上昇限界

熱負荷に対する許容温度上昇は、超電導線の場合、分流開始温度から限界が決められているが、構造体の場合、明確な基準がない。超電導線への二次的な熱発生源として許容温度上昇の限界を検討する必要がある。

⑤ 冷却構造，条件

詳細設計段階では、重要な問題となり得る。すなわち各構成部分との空間的な取合いを含めて冷媒の特性、超電導体の特性などの観点から、冷媒の分配方法、構造を検討する必要がある。

⑥ 冷媒の循環方式

今年度の検討では、低温ポンプによる方式と常温圧縮機による方式について、必要動力の比較を行った。それによると、マグネットの圧力損失が小さい場合は低温ポンプの方が優れているが、圧力損失が大きいとメリットは小さい。熱負荷、圧力損失、必要動力を検討した上で、最適条件を選定する必要がある。

⑦ LN<sub>2</sub>系の熱負荷

LN<sub>2</sub>系の熱負荷は、十分検討されていない。侵入熱を低減する多層断熱材 (Super Insulation) の施工の有無、多層断熱材でのAC損失、核発熱などの検討も必要である。

## 5. 結 言

本報告書は昭和62年度におけるFERマグネット設計をまとめたものである。マグネット設計の対象とした炉型は次の2つである。一つは、前年度設計の装置規模をベースとし、プラズマ運転にフレキシビリティを持たせた炉型 (ACS-M) である。他の炉型は、炉心プラズマ設計ガイドラインを現在得られているデータベースに近いものとし、前者より保守的に設定した炉型 (LRD) である。

主な成果をまとめると、以下となる。

- ① 装置サイズ増大をできる限り抑え、プラズマ性能向上を図るため、マグネット設計のより一層の合理化を行った。
- ② ACS-M炉については、7種類のフレキシビリティに対する工学検討を行った。フレキシビリティ機能を付加した場合のマグネット設計諸元、および設計への影響を明らかにした。
- ③ LRD炉については、プラズマ主半径を5.5 m程度に抑えるため、ACS-M炉に比べてより厳しい工学条件で設計した。装置サイズ小型化のために必要なマグネット設計条件、諸元、課題を明らかにした。
- ④ マグネット設計に係わる重要技術課題の検討を行った。これにより、マグネット設計の考え方、手法、判断基準を明らかにした。

このモデル化が妥当であるかは今後の検討課題である。

④ 構造体の許容温度上昇限界

熱負荷に対する許容温度上昇は、超電導線の場合、分流開始温度から限界が決められているが、構造体の場合、明確な基準がない。超電導線への二次的な熱発生源として許容温度上昇の限界を検討する必要がある。

⑤ 冷却構造，条件

詳細設計段階では、重要な問題となり得る。すなわち各構成部分との空間的な取合いを含めて冷媒の特性、超電導体の特性などの観点から、冷媒の分配方法、構造を検討する必要がある。

⑥ 冷媒の循環方式

今年度の検討では、低温ポンプによる方式と常温圧縮機による方式について、必要動力の比較を行った。それによると、マグネットの圧力損失が小さい場合は低温ポンプの方が優れているが、圧力損失が大きいとメリットは小さい。熱負荷、圧力損失、必要動力を検討した上で、最適条件を選定する必要がある。

⑦ LN<sub>2</sub>系の熱負荷

LN<sub>2</sub>系の熱負荷は、十分検討されていない。侵入熱を低減する多層断熱材 (Super Insulation) の施工の有無、多層断熱材でのAC損失、核発熱などの検討も必要である。

## 5. 結 言

本報告書は昭和62年度におけるFERマグネット設計をまとめたものである。マグネット設計の対象とした炉型は次の2つである。一つは、前年度設計の装置規模をベースとし、プラズマ運転にフレキシビリティを持たせた炉型 (ACS-M) である。他の炉型は、炉心プラズマ設計ガイドラインを現在得られているデータベースに近いものとし、前者より保守的に設定した炉型 (LRD) である。

主な成果をまとめると、以下となる。

- ① 装置サイズ増大をできる限り抑え、プラズマ性能向上を図るため、マグネット設計のより一層の合理化を行った。
- ② ACS-M炉については、7種類のフレキシビリティに対する工学検討を行った。フレキシビリティ機能を付加した場合のマグネット設計諸元、および設計への影響を明らかにした。
- ③ LRD炉については、プラズマ主半径を5.5 m程度に抑えるため、ACS-M炉に比べてより厳しい工学条件で設計した。装置サイズ小型化のために必要なマグネット設計条件、諸元、課題を明らかにした。
- ④ マグネット設計に係わる重要技術課題の検討を行った。これにより、マグネット設計の考え方、手法、判断基準を明らかにした。

謝 辞

本検討を実施するにあたり、炉設計研究室、FER設計チームの諸氏から多くのコメントや示唆を頂いた。また、超電導磁石研究室の皆様から有意義な御討論ならびに御助言を頂いた。記して感謝致します。田村早苗臨界プラズマ研究部長、吉川允二那珂研究所長には終始激励を頂いたことを感謝致します。