

JAERI-M

87-153

核融合次期装置設計
(昭和61年度設計報告書)
—マグネット設計—

1987年9月

三木 信晴・飯田 文雄^{*1}・鈴木 昌平^{*1}・和智 良裕^{*2}
豊田 勝義^{*3}・橋爪 隆^{*4}・今野 雅行^{*5}

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

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, 1987

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61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^{*1}・鈴木 昌平^{*1}・和智 良裕^{*2}
豊田 勝義^{*3}・橋爪 隆^{*4}・今野 雅行^{*5}

(1987年8月27日受理)

本報告書は昭和61年度におけるF E R マグネット設計をまとめたものである。61年度F E R 設計の目的は広義の合理化設計を行なうことである。すなわち、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すことである。物理ミッションをより確実に達成するためのプラズマ設計の見直しが行なわれた。また、装置小型化・コスト低減を目指してプラズマ設計の最適化工学設計上の高性能化／合理化の検討が行なわれた。これらの予備的検討をふまえて、F E R の候補炉心として6案が選択され、具体的な設計検討が行なわれた。

マグネット設計では、装置小型化を目指して主として超電導マグネットの合理化検討を行なった。また、ポロイダル磁場コイルについては、一部に常電導のものを併用する案も考慮し、その予備検討を行なった。これらの検討結果をもとに、候補炉心に対するマグネットの設計諸元の選定、マグネットシステムの概念設計を行なった。

那珂研究所：〒311-02 茨城県那珂郡那珂町大字向山801-1

*1 日立製作所

*2 東芝

*3 三菱電機

*4 川崎重工業

*5 富士電機

Conceptual Design Study of Fusion Experimental
Reactor (FY86 FER)
— Magnet Design —

Nobuharu MIKI, Fumio IIDA^{*1}, Shohei SUZUKI^{*1}
Yoshihiro WACHI^{*2}, Katsuyoshi TOYODA^{*3}
Takashi HASHIZUME^{*4} and Masayuki KONNO^{*5}

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

(Received August 27, 1987)

This report summarizes the FER magnet design which was conducted last year (1986). Main objective of the new FER design is to have better cost performance of the machine. The physics assumptions are reviewed to reduce risks. Optimization of the physics design and improvements of the engineering design have been done without changing missions of the device. After a preliminary investigation for the optimization and improvements, six FER concepts have been developed to establish the improved design point, and have been studied in more detail.

In the magnet design, the improvements of superconducting magnet design were mainly investigated to reduce the reactor size. A normal conductor was studied as an alternative option for applying to the special poloidal field coils that were located on the interior to the toroidal field coils.

Some improvements were made on the superconducting magnet design.

*1 Hitachi, Ltd.

*2 Toshiba Corporation

*3 Mitsubishi Electric Corporation

*4 Kawasaki Heavy Industry, Ltd.

*5 Fuji Electric Corporation, Ltd.

Based on the preliminaly investigation, the magnet design specifications have been modified somewhat. The conceptual design of the magnet system components have been done for the candidate FER concepts.

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

目 次

1. 緒 言	1
1.1 設計検討の概要	1
1.2 予備検討項目	2
1.3 F E R 設計条件	6
2. トロイダル磁場コイル	11
2.1 概 要	11
2.2 仕 様	12
2.3 電磁気設計	14
2.4 導体設計	24
2.5 コイル構造	35
2.6 強度解析	40
3. ポロイダル磁場コイル	95
3.1 概 要	95
3.2 O H コイルパラメータサーベイ	95
3.3 導体設計	99
3.4 コイル設計	103
3.5 今後の課題	121
4. 全体支持構造	122
4.1 支持構造	122
4.2 中心支柱	124
4.3 全体重量および蓄積エネルギー	125
5. 热 設 計	128
5.1 热 负 荷	128
5.2 冷凍系	152
5.3 今後の検討課題	163
6. 制御コイル	164
6.1 概 要	164
6.2 仕 様	164
6.3 構 造	167
6.4 制御コイルによるT F コイル A C ロス	172
7. ま と め	173
謝 辞	186
参考文献	187

Contents

1.	Introduction	1
1.1	Outline of design study	1
1.2	Critical issues for design improvements	2
1.3	Design specification for FER	6
2.	Toroidal Field Coil	11
2.1	Summary	11
2.2	Specifications	12
2.3	Electromagnetics	14
2.4	Conductor design	24
2.5	Coil structure	35
2.6	Stress analysis	40
3.	Poloidal Field Coil	95
3.1	Summary	95
3.2	Parametric study of OH coil	95
3.3	Conductor design	99
3.4	Electromagnetics and coil design	103
3.5	Future issues	121
4.	Support Structure	122
4.1	Outline of support structure	122
4.2	Center support structure	124
4.3	Total weight of magnet system	125
5.	Thermal Consideration	128
5.1	Heat load	128
5.2	Cryogenic system	152
5.3	Future issues	163
6.	Active Control Coil	164
6.1	Introduction	164
6.2	Design requirement	164
6.3	Coil structure	167
6.4	AC losses of TF coil cases	172
7.	Summary	173
	Acknowledgement	186
	References	187

1. 緒 言

1.1 設計検討の概要

核融合実験炉（FER）では、長時間のD-T燃焼の持続を目的として検討が進められていることから、従来よりマグネットについては超電導方式を採用することで計画が進められている。昭和59、60年度設計では、超臨界圧ヘリウムを用いた強制冷凍方式のマグネットの検討が進められてきた。

昭和61年度FER設計においては、装置の一層の合理化、小型化を達成することを主要な目標としている。昭和61年度の設計検討の手順は、大きく分けると次の2ステップとなる。

(1) 予備検討

装置仕様をみなおすために、全体設計に先だって重要技術課題について予備的な検討を行った。マグネット設計においては、装置小型化を目指して次の項目の検討を行うこととした。

- ① 従来より検討を進めてきた強制冷凍方式超電導マグネットの設計をみなおし、合理化を図ること。
- ② トロイダル磁場コイル（TFコイル）ボア内に、常電導のポロイダル磁場コイル（PFコイル）を一部設置した場合の構想の検討

マグネットの予備検討と並行して、他の物理・工学設計上の高性能化／合理化の検討が行われた。これらの検討をふまえて、システムコードによる幅広いパラメータサーベイを行い、FERの候補炉心として6案を選定した。

(2) 概念設計

FERの候補炉心として選定された6案に対し、設計検討を行った。候補炉心の特徴は次の通りである。

- ① Case 1 (Option C) : 次期大型装置検討分科会で示唆されたもので、標準炉（シングルヌル、ダイバータ方式）
- ② Case 2 (ACS) : 標準炉を合理化した高性能炉（シングルヌル・ダイバータ方式）
- ③ Case 3 (ACD) : 標準炉を合理化した高性能炉（ダブルヌル・ダイバータ方式）
- ④ Case 4 (MINI) : 標準炉より供給磁束量を減らし、かつ合理化した小型炉
- ⑤ Case 5 (ILINK) : 常電導OHコイルを採用し、TFコイルと鎖交させたINTERLINK炉
- ⑥ Case 6 (NBI R) : 標準炉と同一の炉心であるが電流駆動、追加熱方式としてNBIを用いるNBI炉

マグネット設計条件として、標準炉とNBI炉には昭和59、60年度設計と同一レベル

ル、その他の炉心には予備検討結果に基づき、より積極的な条件を設定した。

INTERLINK炉は検討の途中でメリットがないと判断され、具体的な工学設計は行なわなかった。また、NBI炉はマグネット設計上は標準炉と同一である。このため、マグネットの設計としては、Option C, ACS, ACD, MINIの4ケースの炉心に対して検討を行なった。

昭和61年度のFER設計作業内容は参考文献[1]～[27]の報告書に記載される。本報告書はマグネット設計について、重要技術課題に対する予備検討及び候補炉心に対する概念設計をまとめたものである。ただし、記載の方法としては、設計検討の手順に従ったまとめ方となっていない。すなわち、記載の重複をさけ内容理解を容易にするため、マグネットシステムの各機器設計内容の中に、予備検討と概念設計の結果をまとめて記載することとした。第2章以降においては、予備検討と概念設計(Option C, ACS, ACD, MINIの4ケース)の検討結果を述べる。常電導OHコイルを用いたINTERLINK炉については、具体的な工学設計を行なっていないため、記載していない。

1.2 予備検討項目

Fig.1.2-1はトーラス中心側のラジアルビルトを模式的に示したものである。Fig.1.2-1(a)は超電導ソレノイドコイルを超電導TFコイルの外側に設置した場合、Fig.1.2-1(b)は常電導ソレノイドコイルを超電導TFコイルの内側に設置した場合である。

マグネットシステムの主案としては(a)案を選定している。予備検討においては、マグネット設計を合理化し、超電導コイルと遮蔽体の必要厚さの縮小を目指した。一方(b)案の場合、TFコイル内側脚の半径を縮小することにより、プラズマ主半径、装置寸法縮小の可能性が考えられた。問題となるのは、TFコイルボア内に設置する常電導マグネットの工学的な制約である。予備検討においては、常電導マグネットに必要な最少占有空間、電源に与える影響の概略評価を行うことを目ざした。

Table1.2-1は上記の装置小型化、合理化の考え方を設計に具体化させるためにとり上げた課題である。いずれもプラズマ主半径、装置寸法にインパクトを与える重要技術課題である。これらの課題に対して、各々設計目標を設定して予備検討を行った。

Table1.2-2は超電導TFコイルの設計目標と、目標達成によって可能となる装置縮少厚さを示す。対象とする超電導マグネットには、昭和59、60年度FER設計の方式と同様(NbTi)₃Sn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を用いることとした。以下に、TFコイルの設計目標をまとめて列記する。

- ① TFコイルの最大磁界および巻線部平均電流密度の目標は、12T, 35A/mm²に設定した。
- ② TFコイル電磁力支持方法の合理化に関しては、TFコイル容器および中心支柱の占有空間を減少させる方向で目標を設定した。すなわち、巻線がトーラス方向に占める割合を0.65に増やし、TFコイル容器の占有割合を0.35に設定、中心支柱の厚さを20cmに設定した。また、中心支柱方式とウェッジ支持方式の比較も行うこととした。

③ TFコイル遮蔽基準の緩和に関しては、実効遮蔽厚を80cmから減少させ65cm(コイル容器内枠の遮蔽効果も含む)に設定した。これにより、最大核発熱率は10mW/cc程度、総核発熱量は40~120kW程度(コイル容器内枠の厚さ2~10cm)を想定した。

Table 1.2-3は超電導PFコイルの設計目標と、目標達成によって可能となるコイル外半径の縮少長さを示す。対象とする超電導マグネットには、TFコイルと同様、(Nb Ti)₃Snを用いたケーブル・イン・コンジット型式の導体を用いることとした。

以下に、PFコイルの設計目標をまとめて列記する。

- ① 必要供給磁束量は、100V·sから減少させ50V·s程度に設定されている。この設定条件を、PFコイル設計に有効に反映させることとした。
- ② PFコイルの最大磁界および巻線部平均電流密度の目標は、12T, 30A/mm²に設定した。

TFコイル鎖交型の銅PFコイルに関しては、以下の検討により、工学的な制約条件を明らかにすることを目標とした。

- ① 銅コイルの温度上昇を100°C以下、銅コイルの許容応力を30~50MPaに設定して、許容電流密度、コイル必要占有空間を検討すること。
- ② 銅コイルに発生する抵抗ロス、その他電磁諸量を検討すること。

Table 1.2-1 Critical issues for FER design modification

	課題	期待される効果	主要検討項目
1	TFコイル高電流密度	TFC巻線厚さ減少 (Radial Build 縮小)	(1) 導体設計
2	TFコイル電磁力支持方法の合理化	コイル容器、中心支柱寸法減少 (Radial Build 縮小)	(1) TFコイル応力 (2) 中心支柱支持、ウェッジ支持の比較
3	TFコイルの遮蔽基準緩和	遮蔽厚さ減少 (Radial Build 縮小)	(1) TFC許容核発熱 (2) 冷凍系容量またはDuty Cycle (3) 許容フルーエンス
4	PFコイル高電流密度化、高磁界化	PFC厚さ減少 (Radial Build 縮小)	(1) 導体設計 (2) PFコイル応力
5	TFコイル鎖交型銅OHコイル	TFC内側脚の半径縮少 (Radial Build 縮小)	(1) OHコイル温度上昇 (2) "応力 (3) OHコイル組立性、構造

Table 1.2-2 Design modification goals for superconducting TF coils

Critical issues	Design parameter		Thickness reduction due to innovation
	'85 FER	Innovation	
Increase of winding pack current density	$j_{\text{pack}} = 30 \text{ A/mm}^2$ ($B_{\max} = 2 \text{ T}$)	35 A/mm^2	8cm
Reduction of structural material (including bucking cylinder)	$\beta^{(1)} = 0.55$ $t_{BC}^{(2)} = 30 \text{ cm}$	0.65 20cm	18cm
Increase of nuclear heat load	$q_{\max} = 1 \text{ mW/cc}$ $Q = 15 \text{ kW}$	$10 \text{ mW/cc}^{(3)}$ 40 kW $\sim 120 \text{ kW}$	15cm

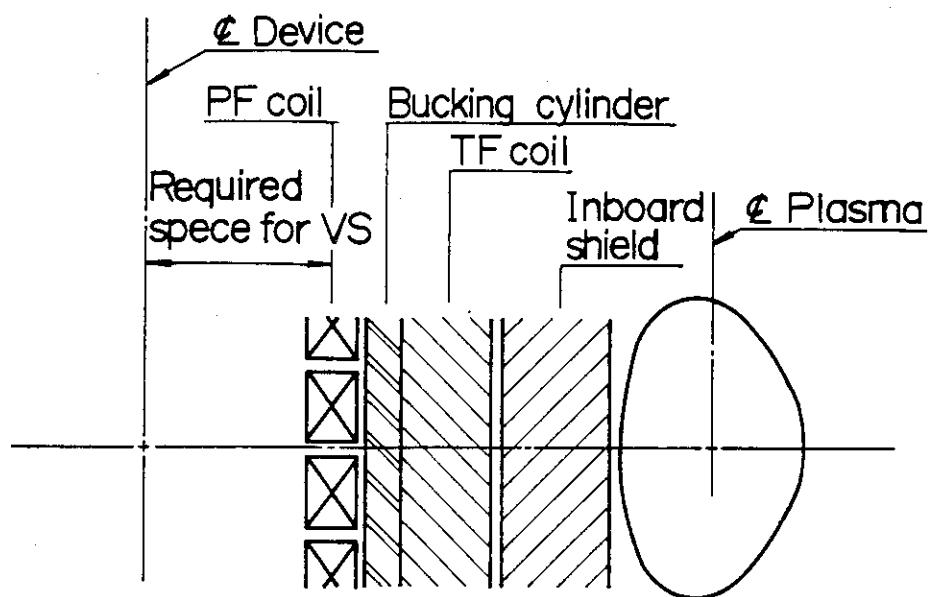
- (1) β is the fractional space allotted to conductor in the toroidal direction
- (2) t_{BC} is the bucking cylinder thickness
- (3) Shield thickness of 65cm including TF coil can with the thickness of 2 to 10cm
(Average neutron wall load of 1 MW/m^2)

Table 1.2-3 Design modification goals for superconducting PF coils

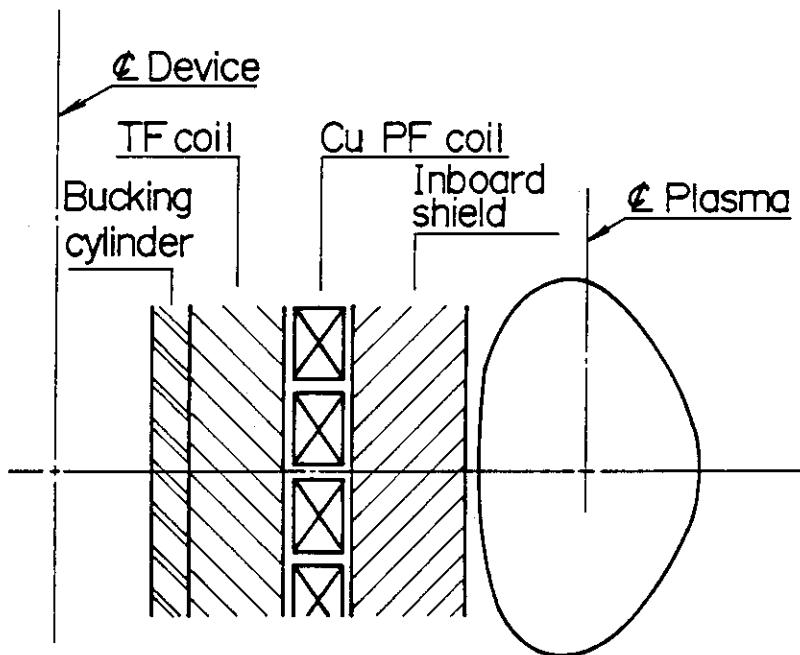
Critical issues	Design parameter		(1) Radial build reduction due to innovation
	'85 FER	Innovation	
Reduction of total volt-seconds required	$\Delta\phi = 100 \text{ VS}$	50VS	44cm
High current density and high magnetic field ($\Delta\phi = 50 \text{ VS}$)	$B_{\max} = 10 \text{ T}$ $j_{\text{pack}} = 25 \text{ A/mm}^2$	10T 30A/mm ²	3cm
	$B_{\max} = 10 \text{ T}$ $j_{\text{pack}} = 25 \text{ A/mm}^2$	12T 30A/mm ²	9cm

(1) Outer radius of OH coil

(2) Based on '85 design parameter of $B_{\max} = 10 \text{ T}$, $j_{\text{pack}} = 25 \text{ A/mm}^2$



(a) Superconducting solenoid coil external to TF coil



(b) Copper solenoid coil internal to TF coil

Fig. 1.2-1 Radial build for inner torus configuration

1.3 F E R 設計条件

今年度の設計作業は、F E Rの型式を一つに絞り込むのではなく、いくつかの炉型式がある程度のところまで並行検討することとしている。Table 1.3-1に選定された6種類の型式を示す。型式の選定にあたり、マグネットサイドで設定した条件を以下に述べる。

(1) 超電導マグネットの設計条件

重要技術課題についての検討の結果、超電導マグネットの設計条件を次の2つに分類した。

<u>レベル I</u>	最大磁界	TFコイル	12 T
(59, 60年度設計)	PFコイル	10 T	
	卷線部平均電流密度	TFコイル	30 A/mm ²
		PFコイル	25 A/mm ²
	向心力支持中心支柱厚さ		30 cm
	TFコイル巻線部スペースファクタ		0.55
	ダンプ電圧		10 kV
	最大核発熱		1 mW/cc
<u>レベル II</u>	最大磁界	TFコイル	12 T
(61年度設計)	PFコイル	10~12 T	
	卷線部平均電流密度	TFコイル	35 A/mm ²
		PFコイル	30 A/mm ²
	向心力支持中心支柱厚さ		~22 cm
	TFコイル巻線部スペースファクタ		0.65
	ダンプ電圧		20 kV
	最大核発熱		3 mW/cc

Table 1.3-2に各炉の設計条件を示す。レベル1の設計条件はOption C (NBI炉も同一)，レベル2の設計条件はACS，ACD，MINIの各炉に適用した。レベル2の条件は、予備検討における設計目標とほぼ同じであるが、少し変更されている。これは予備検討の結果にもとづき、条件を再検討したことによる。例えば、予備検討においては、実効遮蔽厚65 cm，最大核発熱率10 mW/ccを設計目標としている。しかし、冷凍機容量がかなり大きくなるため、概念設計においては実効遮蔽厚をもう少し厚くすることにし、最大核発熱率3 mW/cc以下の条件とした。中心支柱の厚さも少し大きめに設定した。

(2) TFコイル鎖交型銅OHコイルの設計条件

銅コイルの温度上昇を100°C以下、銅コイルの平均引張応力を30 MPa以下として、導体の許容電流密度、消費電力等の予備検討を行った。検討結果を以下に示す。

① 供給磁束量50 V·sとすると、導体の温度制限と応力制限より、最大許容電流密度は14 A/mm²程度となる。コイル絶縁材、冷却管のスペースファクタを各々10%程度と

すると、コイル全体での電流密度は $10 \sim 12 \text{ A/mm}^2$ である。コイル導体幅は、コイル中心半径 1.8 m の場合、 0.36 m 必要である。

- ② 銅コイルによる消費電力は、供給磁束量 $50 \text{ V} \cdot \text{s}$ の場合に約 70 MW である。
- ③ 銅コイルの支持構造、空間スペースを考え、導体のスペースファクターは、垂直方向 0.5 、半径方向 0.6 を想定する。

重要技術課題に対する上記の結果を、銅OHコイルの設計条件とした。さらに、銅コイルに対する遮蔽条件を考慮した。遮蔽体の厚みは、銅コイル絶縁材の最大吸収線量の制限より、正味 70 cm を確保した。 $0.3 \text{ MW} \cdot \text{Y/m}^2$ のフルーエンスの場合、絶縁材の最大吸収線量は $1.8 \times 10^9 \text{ rad/life}$ （設計基準 $3 \times 10^9 \text{ rad/life}$ 以下）である。

上記の設計条件を用いて検討したトーラス中心側のラジアルビルドを、Fig.1.3-1 に示す。銅OHコイルをTFコイルボア内に設置する方式は、TFコイルと遮蔽体の間に銅コイルのための余分の空間を必要とする。Fig.1.3-1 に示すように、プラズマからTFコイル巻線までの距離は 1.59 m 必要となる。これは銅コイルを置かない場合の 1.06 m に比して、大幅な空間増加となる。このため、プラズマ軸上磁界が大幅に低下し、プラズマ半径を縮小することが困難となった。

炉の寸法があまりコンパクトにできない事、および工学的にはTFコイルとOHコイルが鎖交している事による装置組立ての困難さも考慮すると、INTERLINK炉はメリットがないと判断された。そのため、本炉型については、具体的な工学設計までは進めないこととなった。本報告書の第2章以降では、この炉型については記載していない。

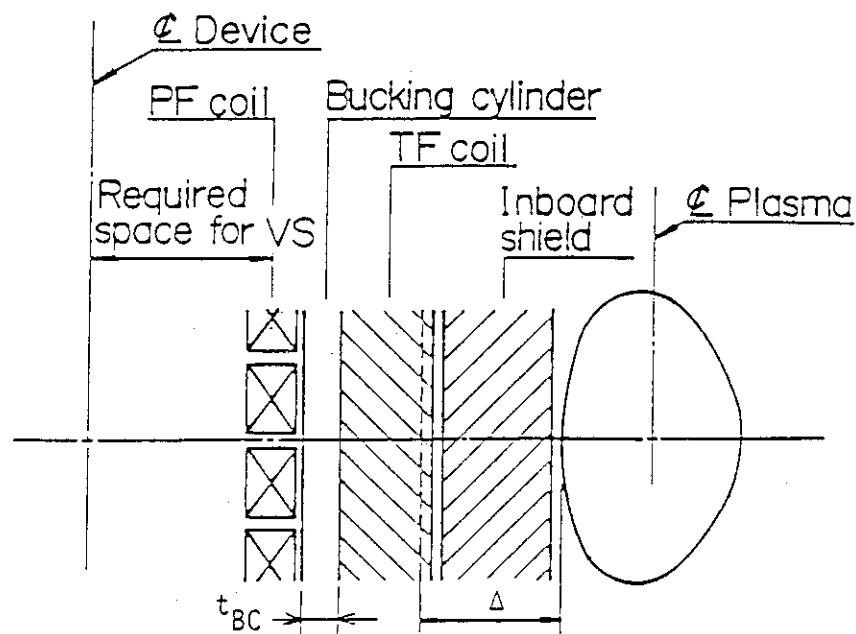
Table 1.3 - 1 FER Comparative Design Study (FY 1986)

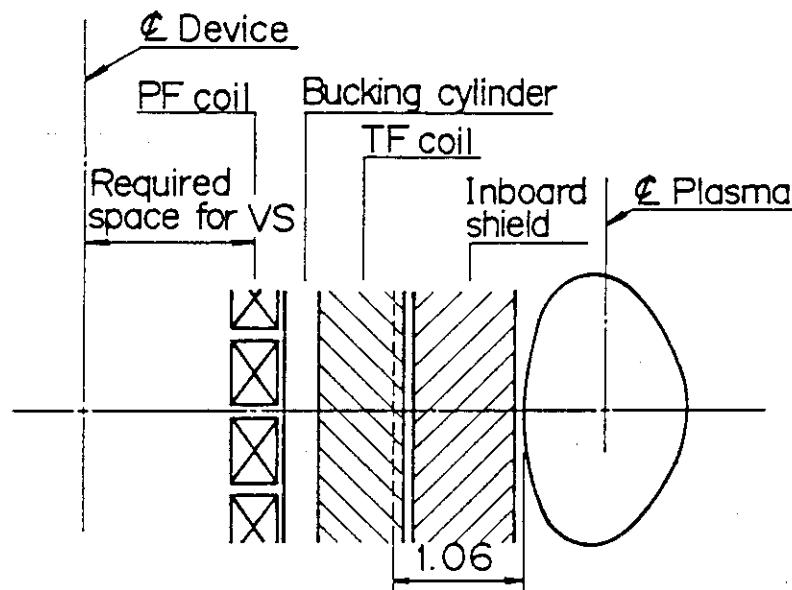
Case	型式 (通称)	特徴	基準				備考	
			R (m)	a (m)	κ	$\bar{\pi}$		
1	規準炉 (Option C)	'86年度設定炉型式中次期大型装置 検討分科会で示唆されたもの。	4.9	1.3	1.7	SND	50	'86年度FER Reference 設置†
2	高性能炉(ACS)	規準炉の機能を保持した合理化設計。	4.4	1.2	1.7	SND	50	合理化の取込み
3	高性能炉(ACD)	Case2と同主旨で高非円形度プラズマとダブルルーラバータ方式の採用。	4.0	0.9	2.0	DND	50	同上 高κ, DND方式の検討
4	小型炉 (MINI)	'86年度設定オプションDグループ からの中進的選択	3.7	1.0	2.0	SND	15	パラメータスタディ一範 囲でのコストミニマム炉
5	INTER LINK (LINK)	常電導OHコイルを採用し, TFコイルと鏡交せた方式。	4.7	1.7	1.7	SND	50	鏡交型の検討
6	NBI炉 (NBIR)	電流駆動, 追加加熱としてNBI採用 を指向した方式	4.9	1.3	1.7	SND	50	規準炉のAlternative

Table 1.3-2 Design requirement for the FER concepts

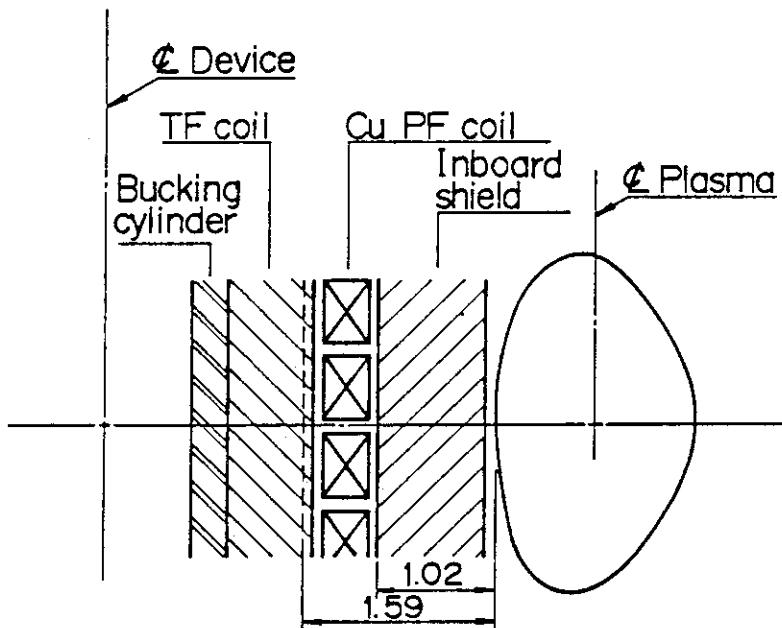
	Option C	ACS	ACD	MINI
<u>Plasma</u>				
Elongation, K	1.7	1.7	2.0	2.0
Divertor	SND	SND	DND	SND
Total volt-seconds, $\Delta\phi$ (vs)	50	50	50	15
<u>Shield</u>				
Bulk shield thickness(m)	0.8	0.75	0.75	0.7
Radial build(plasma to TF), Δ (m)	1.3	1.13	1.03	1.05
<u>TF coil</u>				
Maximum field, B_{max} (T)	12	12	12	12
Current density, J_{pack} (A/mm ²)	30	35	35	35
Fraction of winding (θ direction)	0.55	0.65	0.65	0.65
Bucking cylinder thickness, t_{BC} (m)	0.3	0.23	0.23	0.22
<u>OH coil</u>				
Maximum field, B_{max} (T)	10	10	10	10
Current density, J_{pack} (A/mm ²)	25	30 ⁽¹⁾	30 ⁽¹⁾	30 ⁽¹⁾

(1) Maximum current density is 25 A/mm² at 12T for the divertor coils





(a) Superconducting solenoid coil external to TF coil
 (Bulk shield thickness for TF coil = 0.7 m)



(b) Copper solenoid coil internal to TF coil
 (Bulk shield thickness for PF coil = 0.7 m)

Fig. 1.3-1 Radial build for inner torus configuration

2. トロイダル磁場コイル

2.1 概 要

'86年度F E R設計の主な目的は炉寸法を更に合理化し、より経済的な核融合炉を検討することにある。炉寸法を縮少するためには、炉全体の重要な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T Fコイル合理化検討項目を示す。

- ① T Fコイルの電流密度を上げるため、導体中の安定化銅の割合を2.0から1.5に下げ、更に導体絶縁厚みを1.0 mmから0.7 mmに減少させコイル巻線部の高電流密度化を計る。
- ② T Fコイルの寸法を減少することにより、T F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少し、炉寸法を合理化する。
- ③ T F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T Fコイル合理化方針に従って、'86年度は4ケースのF E R用T Fコイルの設計を行った。T F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30~35 A/mm²と高くとり、T F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、T F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P F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、また充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'85年度と同様、コイル巻線部の剛性を上げるために、Cable in Conduit型強制冷凍型導体(LCT Coil Westinghouse型導体)を採用した。35 A/mm²の高電流密度

化を計るため以下の設計変更を行った。

- ① ストランド中の銅比を 2.0 から 1.5 に減少
- ② 導体絶縁厚みを 1.0 mm から 0.7 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 2.0 から 1.8 に減少

コイルの最大経験磁界（目標値）は 1.2 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_3Sn) 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ろう。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、「85 年度と同様に中心柱（支柱厚み 0.23 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ェアパネルを設け、更にコイル直線部にはシェ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 仕 様

本年度は F E R 設計に関して 4 ケースについて検討した。各ケースのトロイダル磁場コイルの基本仕様を Table 2.2-1 に示す。

Table 2,2-1 TF coil parameter for the various type FER

Coil parameter		Option C	ACS	ACD	MINI
Number of coils	-	12	12	12	12
Total current	(MA)	115	102	102	88
Field on plasma axis	(T)	4.68	4.61	5.07	4.58
Plasma major radius	(m)	4.92	4.42	4.02	3.84
Toroidal field ripple at plasma edge	(%)	0.69	0.65	0.62	0.59
Mean radius of the inner leg	(m)	2.03	1.85	1.84	1.56
Mean radius of the outer leg	(m)	9.85	8.95	7.85	7.68
Mean bore height/width	(m)	10.0/7.8	9.2/7.1	9.4/6.0	8.8/6.1
Mean perimeter	(m)	29.4	26.9	25.5	24.5
Maximum field	(T)	11.4	11.3	11.2	10.9
Total stored energy	(GJ)	18.7	13.5	12.1	9.7
Operating current	(kA)	26.7	32.7	31.5	32.7
Average winding-pack current density	(A/mm ²)	29.6	36.3	34.9	36.3
Dump voltage	(kV)	20	12	11	8
Protection discharge time constant	(s)	5.9	5.9	5.9	5.9
Maximum nuclear heating	(mW/cc)	0.5	1.5	1.9	2.9
Total nuclear heating	(kW)	14	35	44	61
Maximum neutron fluence in superconductor	(n/cm ²)	1.0x10 ¹⁷	2.2x10 ¹⁷	2.2x10 ¹⁷	4.4x10 ¹⁷
Maximum atomic displacement in copper	(dpa)	8.0x10 ⁻⁵	1.6x10 ⁻⁴	1.6x10 ⁻⁴	3.4x10 ⁻⁴
Maximum dose in insulator	(rad)	2.0x10 ⁸	4.2x10 ⁸	4.2x10 ⁸	8.8x10 ⁸

2.3 電磁気設計

(1) 形 状

コイル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Fig. 2.3-1に示すD型形状となった。

尚、代表例としてFER(ACS)についてコイルボ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 2.3-1, Fig. 2.3-2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、平均導体長では19.3%，蓄積エネルギーで31.5%，更に電磁力では拡張力 F_H が25.6%，中心力 F_R が36%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35 A/mm²と高くとりコイルのコンパクト化を計った。

(2) 電磁諸量

FER TFコイルは次の点を考慮し、4ケース(Option C, ACS, ACD, MINI)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30~35 A/mm²に設定する。
- ② コイル定格電流としては、25~35 kAに選定する。
- ③ コイル最大経験磁界を1.2 T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とする。

各ケースのTFコイル電磁諸量をTable 2.3-2に示す。同時に、ACSの場合のインダクタンスマトリックスと全インダクタンスをTable 2.3-3に示す。なお、以下に示す磁場分布および電磁力については代表例のACSについてのみ図示する。

(3) 磁場分布

ACSケースについて、TFコイル(12個)を励磁した場合の赤道面上の磁界分布をFig. 2.3-3に示す。実線はコイルの中央断面の磁界分布、破線はコイル間を通る線上の磁界分布を示す。TFコイルの内側ペリメータに沿った磁界分布をFig. 2.3-4に示す。巻線部の最大経験磁界はトロイダル中心側の直線部から最小半径部に移行する箇所で発生し $B_{max} = 1.13$ Tとなっている。尚、他のケースではそれぞれ $B_{max} = 1.14$ T(at Option C), 1.12 T(at ACD), 1.09 T(at MINI)となっており、いずれも1.2 Tを越えていない。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_t を発生することを確認した。トロイダルリップル δ に関しては、Table 2.3-2に示したように全ケース0.75%以下に納っていることを確認した。

(4) 電磁力

(i) 自己電磁力

トロイダルコイルを周方向に分割し、各ブロックに生ずる電磁力をFig. 2.3-5に示す。面内力はコイルの上下で対称であるため、図には上半分のみを示している。各ケースの自己電磁力はTable 2.3-2に示す。

A C S ケースに関してはコイル外向きの拡張力 $F_H = 67660 \text{ ton/coil}$, トーラス中心に向う向心力 $F_R = -27260 \text{ ton/coil}$ 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 $F_Z = 13620 \text{ ton/coil}$ となっており、'85年度 F E R 概念設計に比べ、拡張力 F_H は 64%, 中心力 F_R は 90%, 上下力 F_Z は 54% に減少した。

(ii) ポロイダル磁場による転倒力

ポロイダル磁場強度は各 phase により変化するため、T F コイルに生ずる 転倒力も各 phase により変わる。Fig. 2.3-6にT F コイルのペリメータに沿って発生する転倒力分布を High β 時と Low β 時の 2 ケースについて示す。A C S ケースはシングルヌルダイバータを採用しているためダイバータコイル位置（トロイダル磁場コイル下部）にて大きな転倒力が発生し、最大約 28.1 MN/m となっている。この値は、'85年度の計算値に比べ 10 % 増加した値となっている。Fig. 2.3-7 に Z 軸回りの転倒モーメントの積分値の分布を示すがその最大値は $M_Z = 300 \text{ MN-m}$ となっている。

Table 2.3-1 Comparison of FER(ACS) TF coil and moment free coil

	A FER(ACS) TF coil	B Moment free coil	(B/A-1)×100%
r_1 (Inner radius)	1.845 m	1.845 m	0 %
r_2 (Outer radius)	8.950 m	8.950 m	0 %
k	—	0.790	—
r_0 (Center radius)	5.398 m	4.064 m	-24.7 %
h_{dd} (Straight length)	5.076 m	8.373 m	65.0 %
h_{dd} (Coil hight)	9.180 m	12.080 m	31.6 %
l(Perimeter)	26.816 m	31.995 m	19.3 %
L(Inductance)	25.29 H	33.263 H	31.5 %
E(Stored energy)	13.49 GJ	17.74 GJ	31.5 %
$F_H^{*})$ (Hoop force)	663 MN	833 MN	25.6 %
$F_R^{*})$ (Centoring force)	-296 MN	-403 MN	36.0 %
$F_Z^{*})$ (Vertical force)	137 MN	137 MN	0 %

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

*) 解析計算値

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

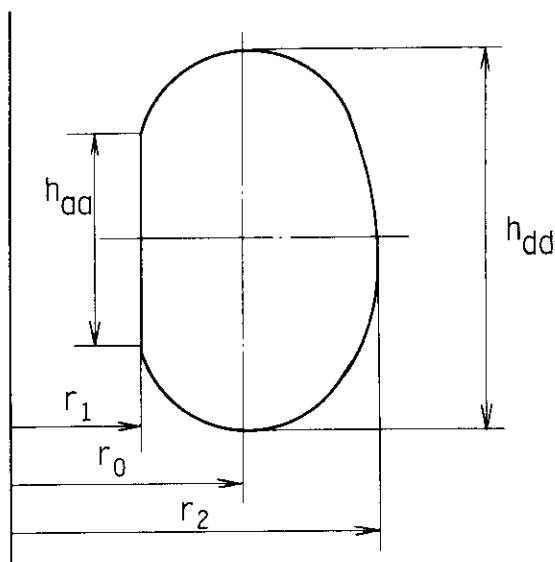


Table 2.3-2 Main Characteristics of Toroidal Field Coils

Items	unit	Option C	ACS	ACD	MINI
Bore radius	m/m	7.8×10.0	7.1×9.2	6.0×9.4	6.1×8.8
Number of coils		12	12	12	12
Cooling method		Forced flow cooling	"	"	"
Winding concept		Parcake winding	"	"	"
Shape of coil		D-shape	"	"	"
Super-conductor		$(NbTi)_3Sn$	"	"	"
Peak field	T	11.4	11.3	11.2	10.9
Operating current	KA	26.61	32.66	32.64	32.71
Coil current density	A/mm ²	29.6	36.3	36.3	36.3
Winding carity	m ²	0.324	0.234	0.234	0.202
Number of turms		$18 \times 20 = 36$	$13 \times 20 = 260$	$13 \times 20 = 260$	$14 \times 16 = 224$
Number of parcakes		20	20	20	16
Number of grading		No	No	No	No
Magnetomotive force	MAT	115.0	101.9	101.8	87.9
Total inductance	H	52.8	25.29	24.51	18.2
total stored energy	GJ	18.7	13.5	12.1	9.7
Hoop force F _H	MN/coil	876	663	704	526
Centering force F _R	MN/coil	-327	-267	-292	-181
Vertical force F _Z	MN/coil	179	134	127	119
Toroidal field ripple	%	0.69	0.65	0.62	0.59

Table 2.3-3 Inductance matrix of TF coils (ACS)

Coils	[unit: H]						
	1	2	3	4	5	6	7
1	0.9362	0.3089	0.1307	0.0662	0.0393	0.0280	0.0249
2	0.3089	0.9362	0.3089	0.1307	0.0662	0.0393	0.0280
3	0.1307	0.3089	0.9362	0.3089	0.1307	0.0662	0.0393
4	0.0662	0.1307	0.3089	0.9362	0.3089	0.1307	0.0662
5	0.0393	0.0662	0.1307	0.3089	0.9362	0.3089	0.1307
6	0.0280	0.0393	0.0662	0.1307	0.3089	0.9362	0.3089
7	0.0249	0.0280	0.0393	0.0662	0.1307	0.3089	0.9362

Total inductance

$$\begin{aligned}
 L_T &= 12 \times \{L_1 + 2 \times (M_{12} + M_{13} + M_{14} + M_{15} + M_{16}) + M_{17}\} \\
 &= 12 \times \{0.9362 + 2 \times (0.3089 + 0.1307 + 0.0662 + 0.0393 + 0.0280) + 0.0249\} \\
 &= 25.29 \text{ (H)}
 \end{aligned}$$

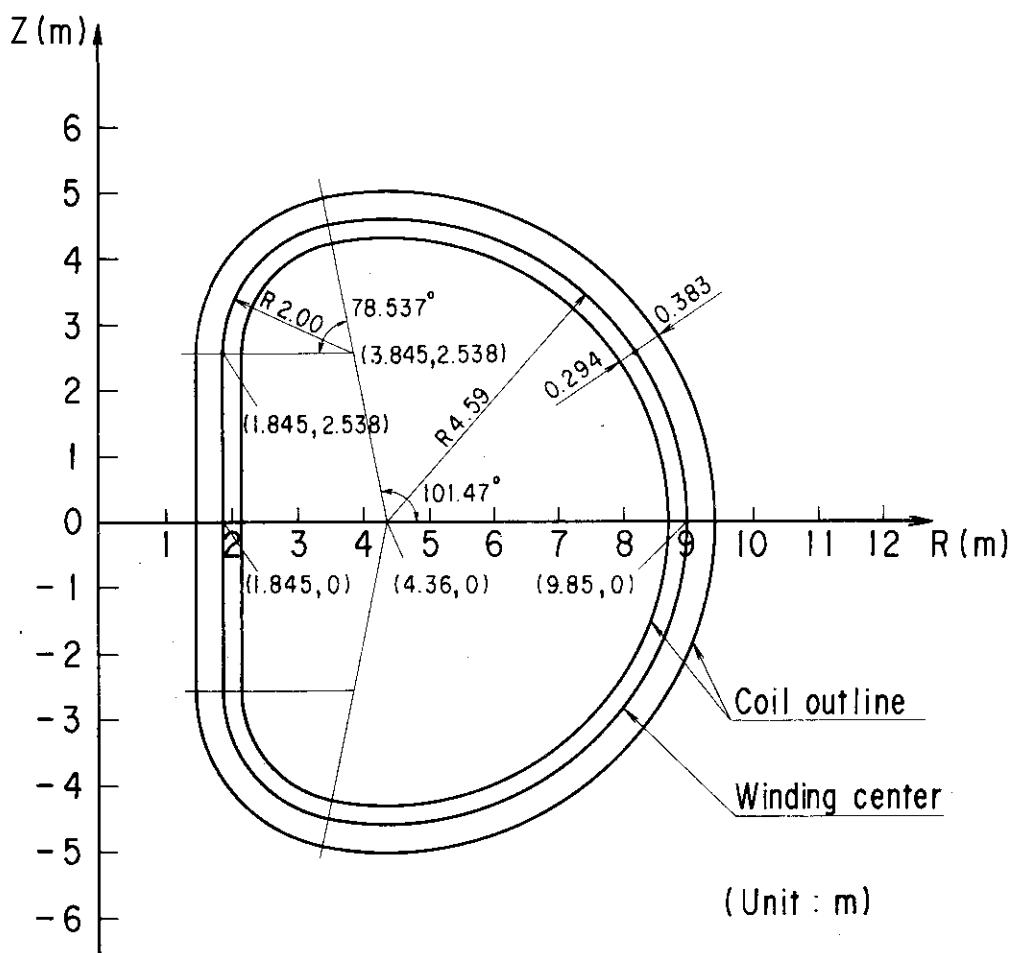


Fig. 2.3-1 Dimension of TF coil (ACS)

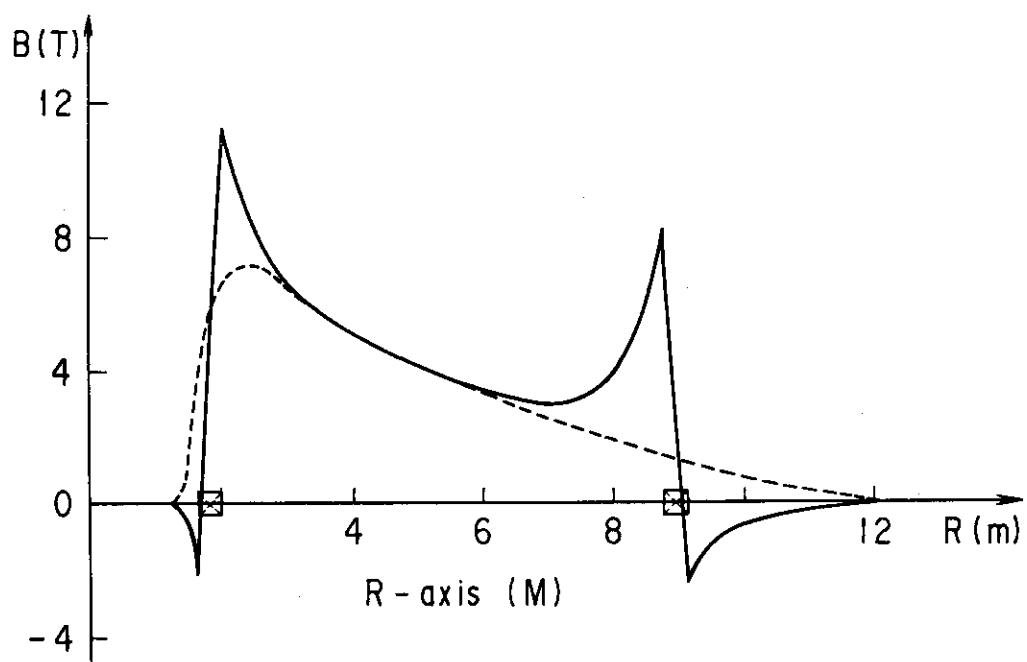


Fig. 2.3-3 Magnetic field distribution on the TF coil mid-plane (ACS)

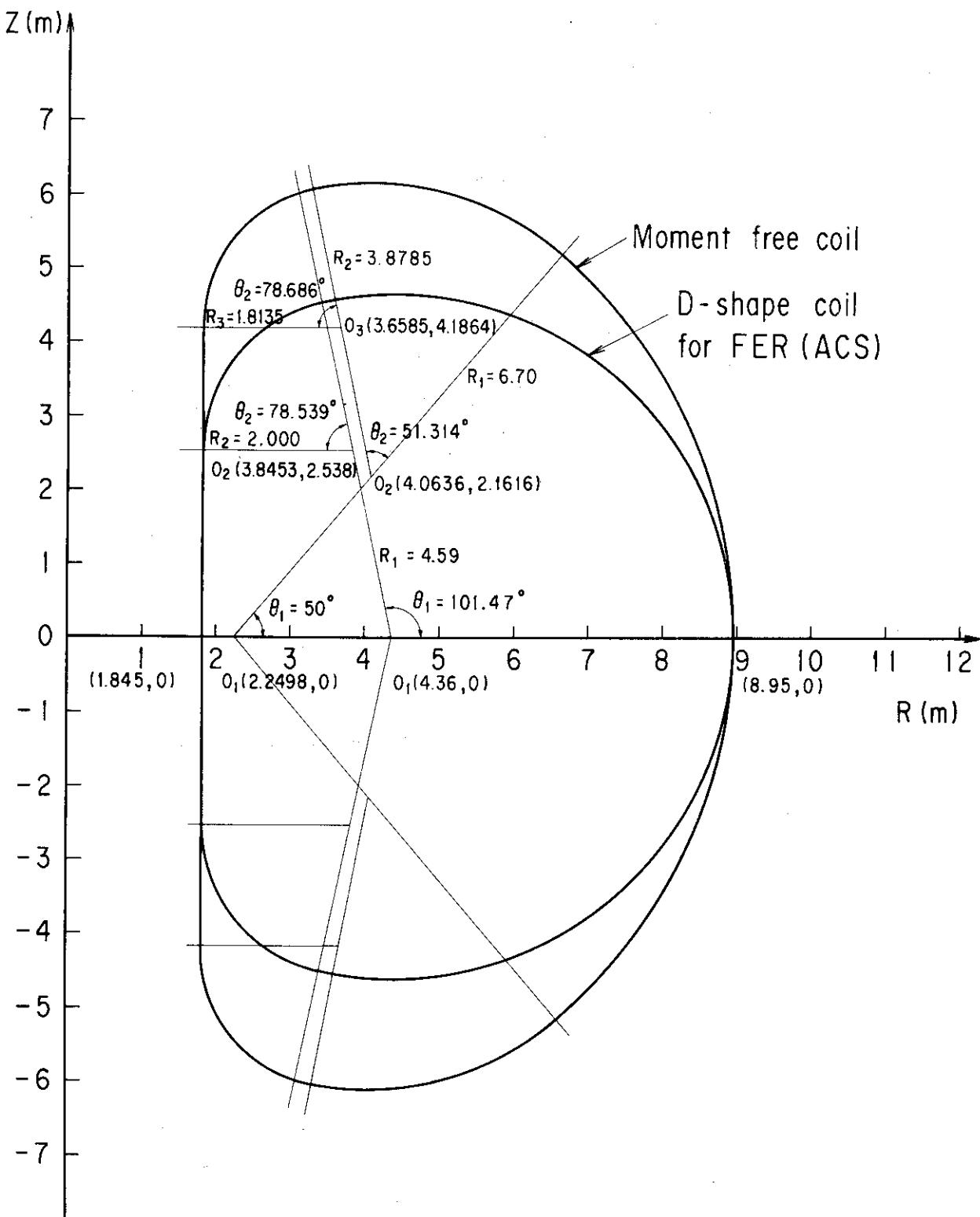


Fig. 2.3-2 Comparison of the D-shape coil for FER (ACS) and the moment free coil

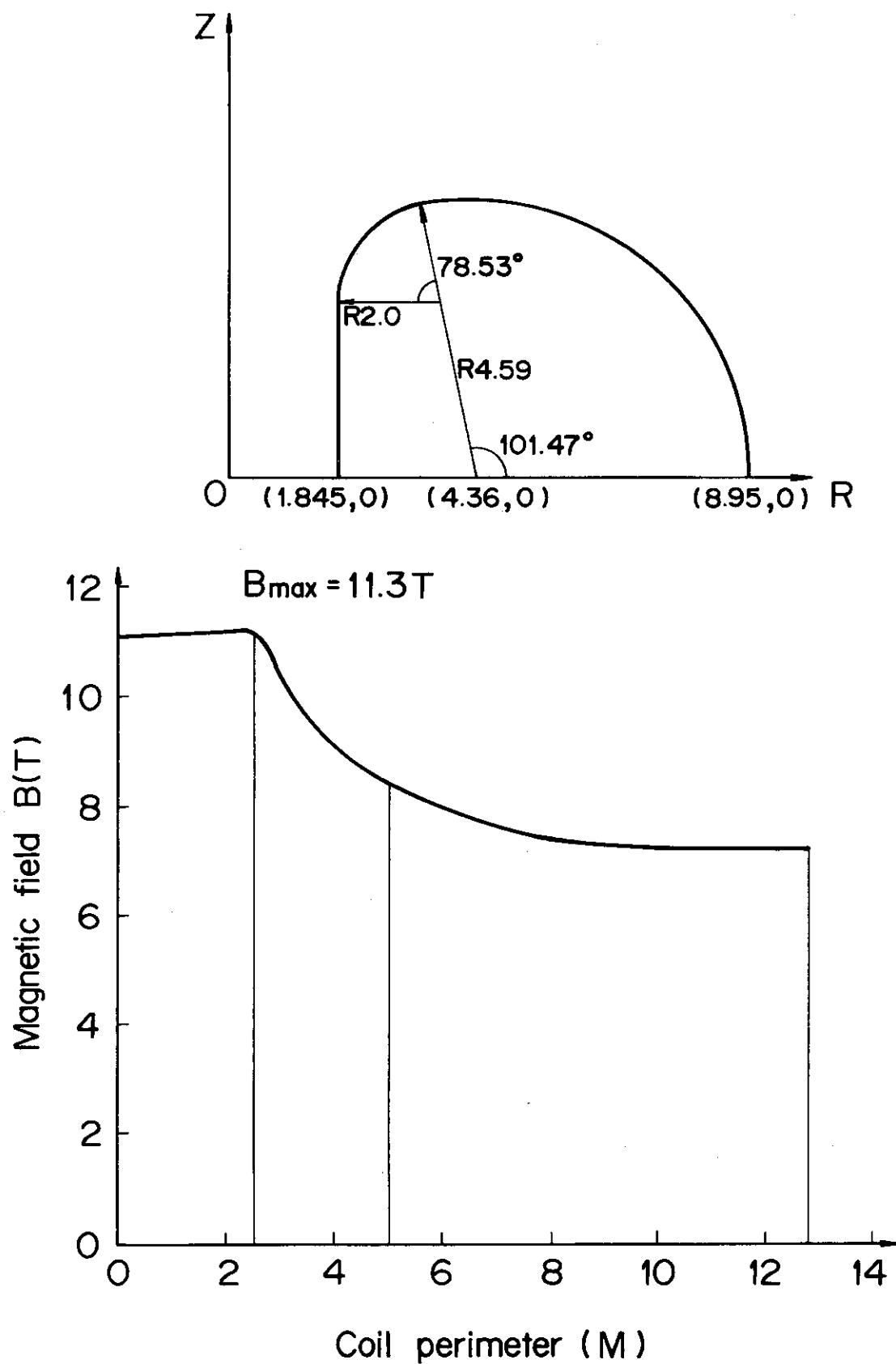


Fig. 2.3-4 Magnetic field distribution along a TF coil perimeter (ACS)

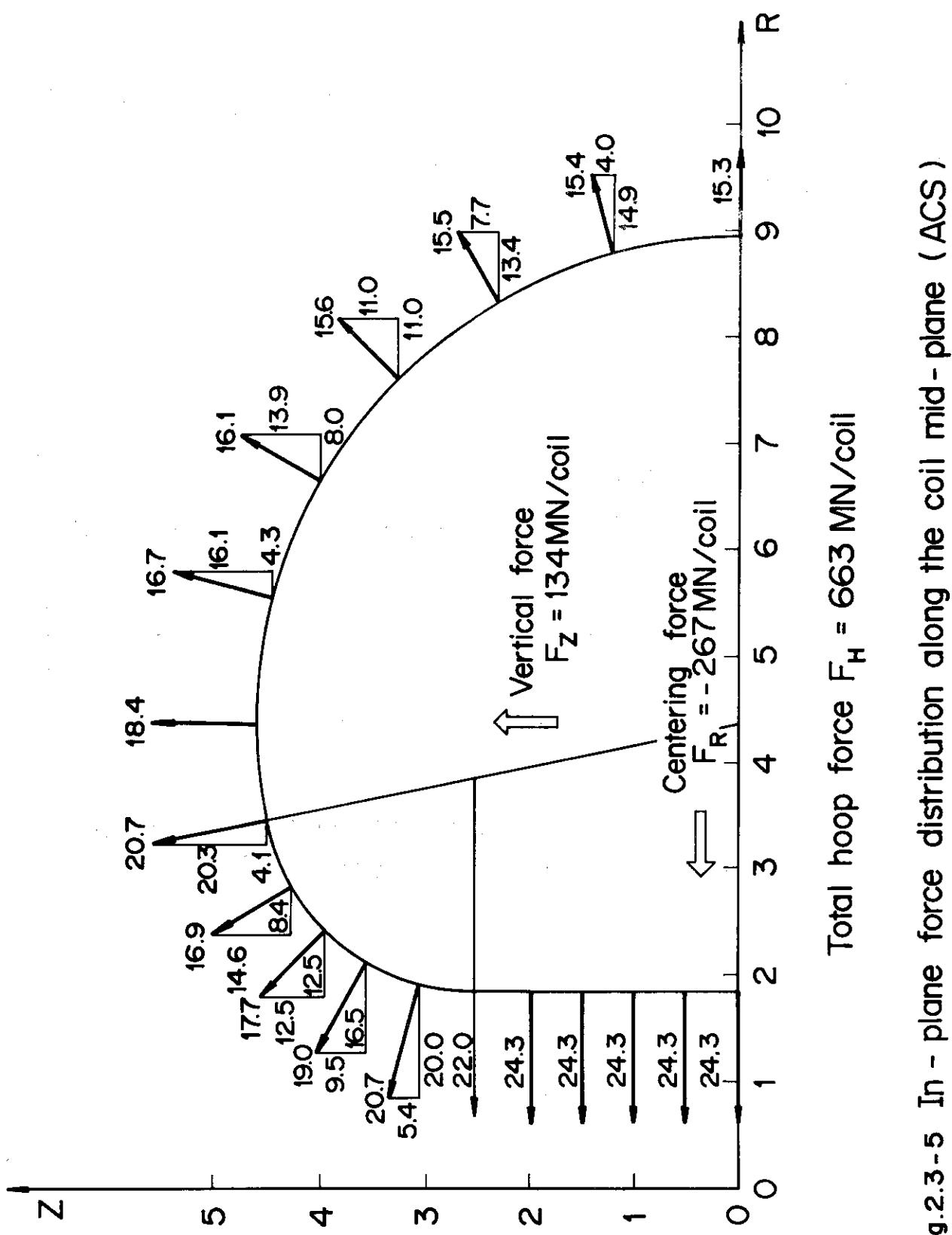


Fig.2.3-5 In-plane force distribution along the coil mid-plane (ACS)

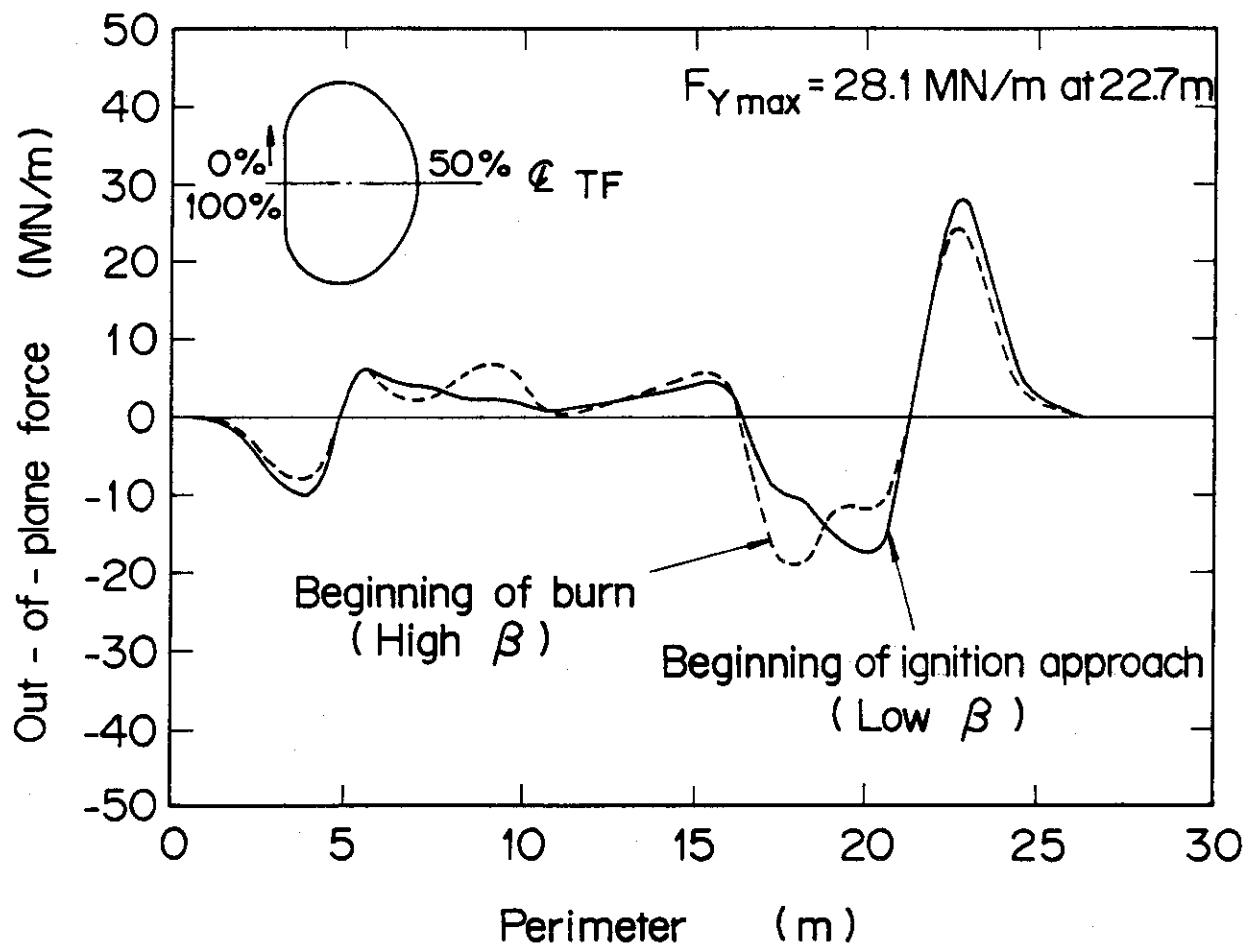


Fig. 2.3-6 Out-of-plane force distribution of TF coils for the advanced type FER (ACS)

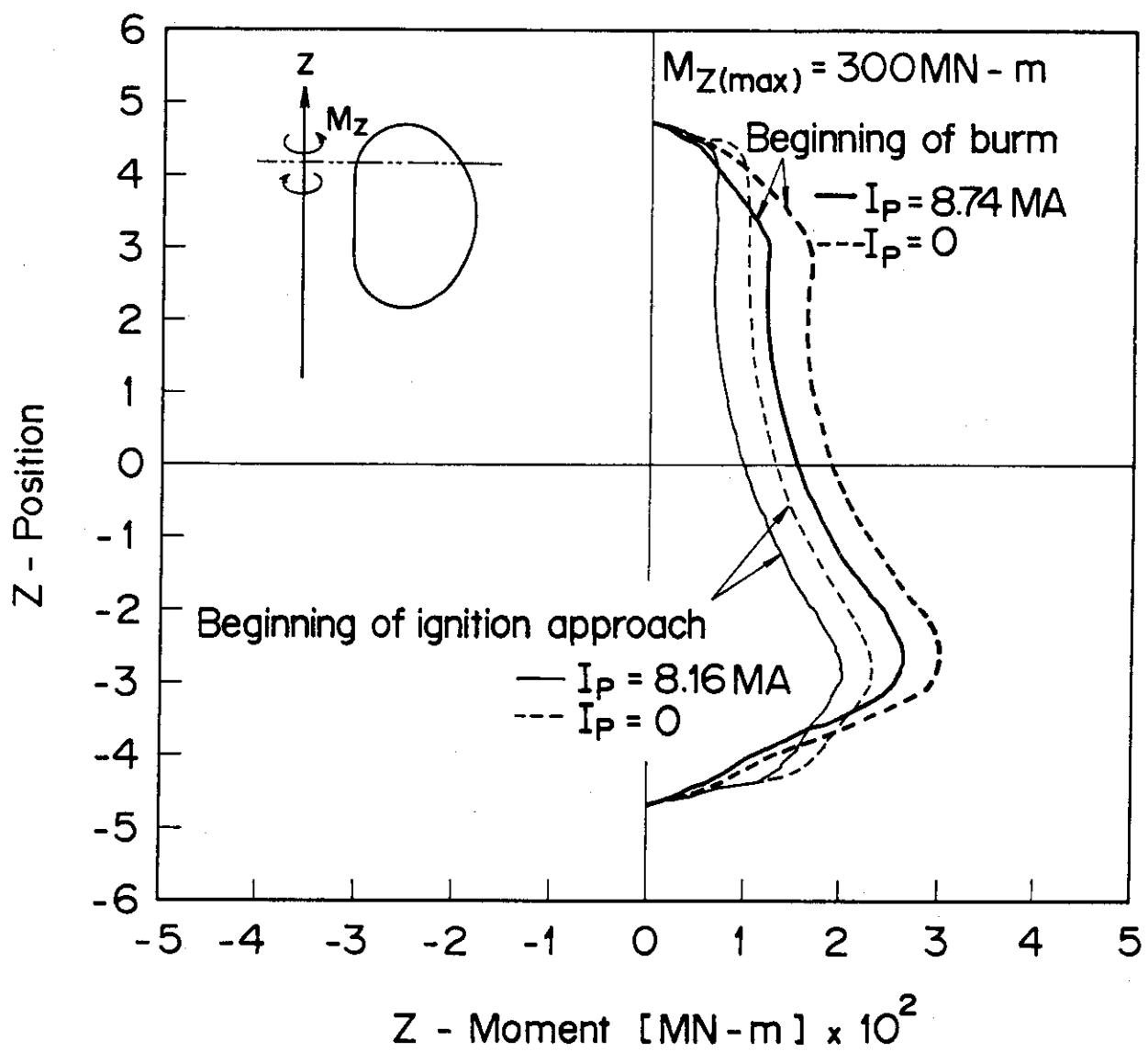


Fig.2.3-7 Over turning moment distribution of TF coils
for the advanced type FER (ACS)

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 '85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'85年度導体設計と同様30KAに選定する。
- ③ 充分な機械的強度を有する構造とする。
- ④ 充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、'85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(Nb Ti)₃Snを用いる。

強制冷凍型超電導々体の設計はTable 2.4-1 「強制冷凍型超電導々体の最適設計基準」に従って行った。ただし、本年度は最適設計基準を見直した結果、設計項目2の制限電流の条

$$\text{条件を } I_B = \frac{0.86 \times 10^5}{D_w} \left(\frac{f \cdot f_{co}}{1 - f_{co}} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{T_c - T_b}{2.45} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{\rho_1}{\rho_2} \right)^{\frac{1}{2}} \text{ A} \text{ に改良した。更に、設計項目5の}$$

冷媒流路出口での温度の条件 $T_{out} < T_{in} + 1.0 \text{ K}$ を以下のように変更した。

導体(冷媒)の許容温度上昇 : $\Delta T = T_{cs}(B) - T_b > 2 \text{ K}$

ここで $T_{cs}(B)$: 分流開始温度 T_b : 冷媒(導体)温度

この条件は冷媒温度と導体温度は短時間で同一になるものとし、コイル全体の磁場分布を考慮し、全導体中の冷媒(導体)温度 T_b と磁場依存性を有する分流開始温度 $T_{cs}(B)$ の温度差を2K以上にとるというものである。この条件を満たすかどうかを検討するためには、コイル巻線中の磁場分布は勿論、コイル各ターンの発熱、例えば主に核発熱、AC loss等を計算し評価する必要がある。

以上の結果、導体構造としてFig. 2.4-1に示す構造を設計検討した。

(2) 導体諸元

'86年度FERのTFコイル導体の設計変更点を以下に述べる。

- ① ストランド中の銅比を2.0から1.5に減少(高電流密度化)
- ② 導体絶縁厚みを1.0mmから0.7mmに減少(高電流密度化)
- ③ I_c / I_a を2.0から1.8に減少

本年度の導体設計では、導体寸法を縮少し更に高電流密度化 35 A/mm^2 at 12 T を計ったため、次の問題が生じている。

- ① ストランド径を縮少したために、圧損が大きくなり、とり得る最大冷媒質量流量 G (g/s) は'85年度設計に比べ約10%減少している。
- ② 銅比を減少したために、クエンチ時の導体温度上昇が増加する。この温度上昇を100K以下に押えるためには放電抵抗値を上げコイル内でのエネルギー消費を押える必要がある。このため、コイル両端電圧が10KVを越えることになり今後のR&Dでコイルの絶縁対策を開発する必要がある。

以上の変更点、問題点を含む本年度の導体諸元を Table 2.4-2 に示す。

T F 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 $(NbTi)_3Sn$ を用い、フイラメント径は本質的安定性を満すため $5 \mu m$ とする。ブロンズ比 2.5, 銅比 1.5 とし、撲線径は圧損と制限電流を考慮して $\phi 0.79 mm$ とする。撲線間の結合電流による AC loss を抑えるために、撲線表面にクロムメッキを施し、表面近傍に T_a バリアーを設ける構造とする。臨界電流 60 KA は定格電流 32.7 KA の 1.8 倍、制限電流 42.7 KA は定格電流以上である。安定性マージンは $\Delta H = 1.45 J/cc$ 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 F E R (A C S) に適応した場合の電気的特性を Fig. 2.4-2 に示す。ACS 炉の最大経験磁界 11.3 T に対する臨界電流は $I_c = 70$ KA であり、定格電流 $I_d = 32.7$ KA の 2 倍以上の値を有する。またコイルロードライン上では、定格電流は 4.5 K において通電可能電流の 80% となっているが、これを $\Delta T = 2$ K の条件を考慮して冷媒温度 7 K とした場合、負荷率は実質 87% に達することになる。尚、参考のため、 $(NbTi)_3Sn$ および Nb_3Sn の B-Jc 特性を Fig. 2.4-3 に示す。

① 制限電流

制限電流 I_B 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_{op} を制限電流 I_B 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_B は次式で表わされる。

$$I_B = \frac{0.86 \times 105}{D_w} \left(\frac{f \cdot f_{co}^{-3/2}}{1-f_{co}} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot A \cdot \left(\frac{\rho_1}{\rho_2} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{T_c - T_b}{2.45} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.4-1)$$

ここで、 D_w : 撲線径 (cm)

f : metal 中に安定化材の占める割合 $f = \frac{A_{cu}}{A_{co}}$

f_{co} : 導体全体 (Sus Conduit 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^2)

ρ_1 : 安定化材の比抵抗 at 7 T ($\Omega \cdot cm$)

ρ_2 : 安定化材の比抵抗 at 12 T ($\Omega \cdot cm$)

T_c : 臨界温度 (T)

T_b : 冷媒温度 (T)

A_{cu} : 安定化材の面積 (cm^2)

A_{co} : 金属の面積 (cm^2)

A_{He} : 冷媒流路の面積 (cm^2)

以上の式より本導体の制限電流は $I_B = 42.7$ KA と求められる。

② 安定性マージン

安定性マージンは次式で求められる。

$$\Delta H = S_{He} (T_{cs} - T_b) \frac{A_{He}}{A_{co}} \quad \dots \dots \dots \quad (2.4-2)$$

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

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

$$T_c = 18.3 \left(1 - \frac{B}{24.5}\right)^{\frac{1}{2}} \quad : Nb_3Sn \text{ 臨界温度}$$

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 $\Delta H = 1.43 \text{ J/cc}$ と求められ、充分な安定性マージンを有する。

(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)

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

ここで、 ΔP : 圧力損失 (atm)

ℓ : 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 (cm^2)

μ : 粘性係数 ($\text{g/cm}\cdot\text{s}$)

ρ : 密度 (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} (cm^2)	ペリメータ ^{*)} P_e (cm)	水力直径 ^{**)} D_e (cm)	1 流路長 ℓ (m)
0.079	567	1.85	117.3	0.0632	200

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

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

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
ρ (密度: g/cm³)	0.1489	9.539×10^{-3}	4.808×10^{-3}	2.421×10^{-3}	1.618×10^{-3}
μ (粘性係数: g/cm·s)	4.71×10^{-6}	6.53×10^{-6}	9.89×10^{-6}	1.52×10^{-6}	2.00×10^{-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. 2.4-4 に示す。室温における冷媒の最大流量は 1.2 g/s と少なく從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 $\Delta P = 2$ atm と規定すれば $m = 7.5$ 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. の解析式を用いて算出する。

$$P_{\max} = 0.43 \lambda^{0.36} \left[\frac{Q q^2 \left(\frac{\ell}{2} \right)^3}{D_e} \right]^{0.36} \quad [\text{Pa}]$$

ここで λ : 管摩擦係数 $\lambda = 0.0032 + \frac{0.221}{R_e^{0.271}}$, $R_e \simeq 10^5$
 D_e : 水力直徑 [m]
 ℓ : 1 パス流路長 [m]

$$Q q : \text{クエンチエネルギー} [\text{W}/\text{m}^3] \quad Q q = \frac{I_{\text{OP}}^2 R}{V_{\text{He}}} , \quad R = \rho \cdot \frac{\ell}{A_{\text{Cu}}} \quad (\rho = 6 \times 10^{-10} \Omega \cdot \text{m})$$

クエンチ時の最大圧力結果

	$I_{\text{OP}}^2 R (\text{W}/\text{m})$	$V_{\text{He}} (\text{m}^3/\text{m})$	$Q q (\text{W}/\text{m}^3)$	$D_e (\text{m})$	$\ell (\text{m})$	$P_{\max} (\text{atm})$
TFC 用導体	3.239×10^3	1.852×10^4	1.749×10^7	6.32×10^{-4}	200	308

以上の解析式より導体内部に発生する最高圧力 $P_{\max} = 308$ atm 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、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 $P_{\max} = 308$ atm 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 $P_{\max} < 150 \text{ atm}$ 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デのセラミックブレークが強度的に問題となることを注意する必要がある。

Table 2.4-1 Design guideline of forced flow superconductor

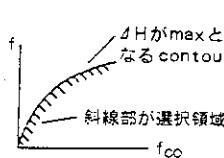
設計項目	設計条件 (制約条件)	設計条件の定式化	条件を満すためにパラメータがとるべき方向
1. 臨界電流	<ul style="list-style-type: none"> 少なくとも定格電流以上であること。 製造上の J_c の劣化防止のためボイド率は一般に40%以上設けること。 	$\frac{J_c \cdot A_{sc}}{J_a (A - A_{sus})} > 1.35$ $(1 - f_{co}) > 0.4$	安定化銅割合 $f \rightarrow$ 小 管内平均電流密度 $J_a \rightarrow$ 小 SUS面積 $A_{sus} \rightarrow$ 小 導体面積割合 $f_{co} \rightarrow$ 小
2. 制限電流	<ul style="list-style-type: none"> 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。 	$I_B > I_{op}$ $I_B = \frac{0.86 \times 105}{d} \left(\frac{f \cdot f_{co}}{1 - f_{co}} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{T_c - T_b}{2.45} \right)^{\frac{1}{2}}$ $\left(\frac{\rho_1}{\rho_2} \right)^{\frac{1}{2}} A$	ストランド径 $d \rightarrow$ 小 導体面積割合 $f_{co} \rightarrow$ 大 安定化銅割合 $f \rightarrow$ 大
3. 安定性	<ul style="list-style-type: none"> Stability margin ΔH が十分なこと。通常 $\Delta H > 300 \text{ mJ/cc}$ にとる。 $f - f_{co}$ 面において ΔH が最大となる contour の近傍でかつ ΔH の変化の緩やかな右側に (f, f_{co}) の組合せを選ぶこと。 	$\Delta H = \frac{A_{He}}{A_{co}} \cdot \int_{T_b}^{T_{cs}} \rho_{He} C_p dT > 300 \text{ mJ/cc}$ $f_{co} \approx \frac{2 J_a}{(1-f) J_c + J_a} \text{ かつ}$ $f_{co} > \frac{2 J_a}{(1-f) J_c + J_a}$ $T_{cs} - T_b = (1 - I_{op}/I_c) (T_c - T_b)$	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 ρ_{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"> 最大圧力上昇 P_{max} 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。 但しこの条件では評価が難しいため一般に P_{max} が許容値内であることとする。 	$P_{max} = 0.1 \left(\frac{Q_g^2 g \cdot (\frac{l}{2})^3}{D} \right)^{0.36} \cdot \alpha < 150 \text{ atm}$ <p>ここで $Q_g = \frac{I_{op}^2 \rho_{cu}}{A_{He} \cdot A_{cu}}$</p> $D = \left(\frac{1 - f_{co}}{f_{co}} \right) \frac{6}{5} D_w$ $\alpha = 0.5$	流路長 $l \rightarrow$ 小 ストランド径 $D_w \rightarrow$ 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 $(\text{このことにより放電時定数を小さくする。})$ α : 補正係数 $(\text{コンピュータ解析とミラーの解析の比較により決定})$
5. 導体の許容温度マージン	<ul style="list-style-type: none"> 流路内における冷媒温度 T_b が導体の分流温度 T_{cs} より十分小さいこと。 	$\Delta T = T_{cs} - T_b > 2 \text{ K}$	

Table 2.4-1 (Continued)

6. 冷媒流路の応力損失	<ul style="list-style-type: none"> 冷媒流路の圧力損失 ΔP が過大でないこと。一般に $\Delta P < 2 \text{ kg/cm}^2$ 設計上冷媒の物性値は一定としているため 下記ポンプロスが妥当であるため 	$\Delta P = 4.84 \times 10^{-5} (G)^{1.75} \cdot (D)^{-1.25}$ $\cdot (A_{He})^{-1.75} \cdot (\mu)^{0.25} \times (r)^{-1} \cdot l$ $< 2 \text{ kg/cm}^2$	流量 $G \rightarrow$ 小 ストランド径 $D_w \rightarrow$ 小 ヘリウム空間 $A_{He} \rightarrow$ 大 流路長 $l \rightarrow$ 小
7. 冷媒用低温ポンプロス	<ul style="list-style-type: none"> 低温ポンプロス L が全体の熱損失のうちで占める割合が過大でないこと。 ポンプ容量の大型化が難しいため。 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 L が Q_t 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。 <p>一般に $L < 15\% \times Q_t$</p>	$L = G \cdot \Delta P < Q_t \times 0.15$ <p>但しポンプ効率 = 70%とする。</p>	圧損 $\Delta P \rightarrow$ 小 流量 $G \rightarrow$ 小
8. 導体電磁応力	<ul style="list-style-type: none"> 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。 $\sigma < \frac{2}{3} \sigma_Y \times 70\%$ <p>σ_Y : SUS 部材の 4 k での 0.2% 耐力</p>	<p><u>ポロイダルの場合</u></p> <p>電磁力のうち最も大きな成分を占めるフーブ力 F_r を算出する。</p> <p>SUS コンジットを薄均円筒リングとみなしこの F_r 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> $\sigma < \frac{r}{T} \times \frac{F_r}{2\pi r \cdot W_z}$	SUS 面積 $A_{SUS} \rightarrow$ 大 巻線電流密度 $J_{PACK} \rightarrow$ 小 SUS 断面積 $A_{sus} \rightarrow$ 大
9. 製作性	<ul style="list-style-type: none"> 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>よこ SA たて</p> <p>よこ SA たて < 1.2</p> <ul style="list-style-type: none"> 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。 	$\frac{A/SA}{SA} < 1.2$ $A_{co} = \frac{1}{4} \pi D_w^2 \times n$ <p>n 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"> S M 自身の低コスト化 装置全体のコンパクト化による低コスト化
定格電流の低減化	$I_{op} \rightarrow$ 小	<ul style="list-style-type: none"> S M 用電流 低コスト化 電流リードの熱負荷の低減化

Table 2.4-2 Characteristics of the superconductor for TFC

No.	Item	sign	unit	12T conductor
1.	Superconducting material		—	(NbTi) ₃ Sn
2.	Stand diameter	D _W	φmm	0.79
3.	Filament diameter (Number of filaments)		φμm	5 (2852)
4.	Bronze ratio		—	2.5
5.	Copper ratio		—	1.5
6.	No. of strands	n	—	3 ⁴ × 7 = 567
7.	Superconducting material area of stands	A _{Sc}	mm ²	111.1
8.	Copper area of strands	A _{Cu}	mm	166.7
9.	Total area of strands	A _{Co}	mm ²	277.8
10.	Operation current	I _d	KA	32.7
11.	Critical current at 12T, 5K ($J_C = 540 \text{ A/mm}^2$)	I _c	KA	60.0
12.	S.S. Conduit outer dimensions	a	mm	28.6 × 28.6
13.	S.S. Conduit inner dimensions	b	mm	21.6 × 21.6
14.	S.S. Condui area	A _{SUS}	mm ²	328.7
15.	Insulation thickness	t _{ins}	mm	0.7
16.	Helium area	A _{He}	mm ²	185.2
17.	Volume fraction of copper in strands	f = A _{Cu} /A _{Co}	—	0.6
18.	Volume fraction of metal in the cable space	f _{co} = A _{Co} /A _{Co} +A _{He}	—	0.6
19.	Cable space area A = A _{Co} + A _{He}	A	mm ²	463
20.	Void fraction f _{He} = 1 - f _{co}	f _{He}	—	0.4
21.	Limiting current	I _B	KA	42.7
22.	Stability margin	ΔH	J/cc	1.45

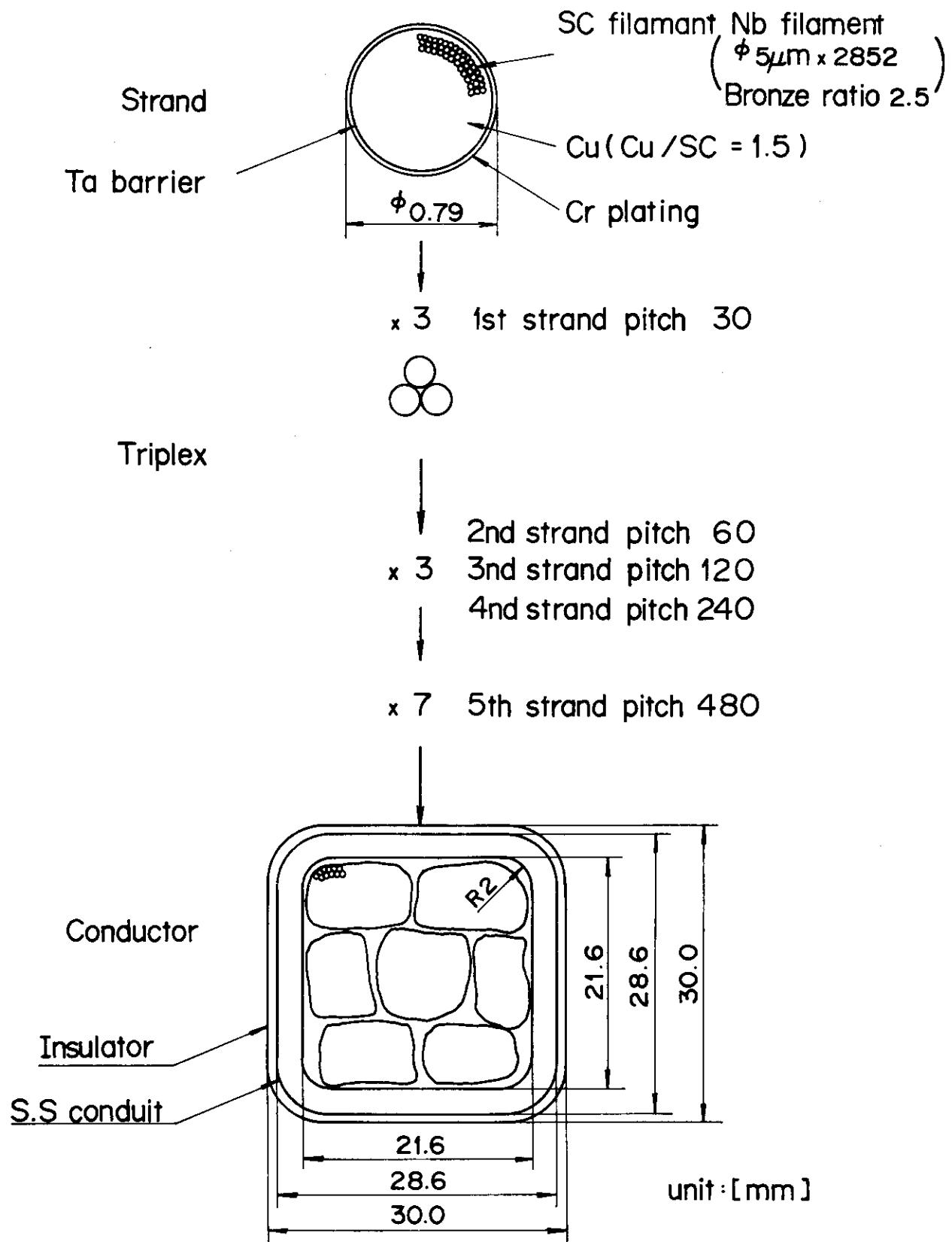


Fig. 2.4-1 SC conductor of TF coil for FER

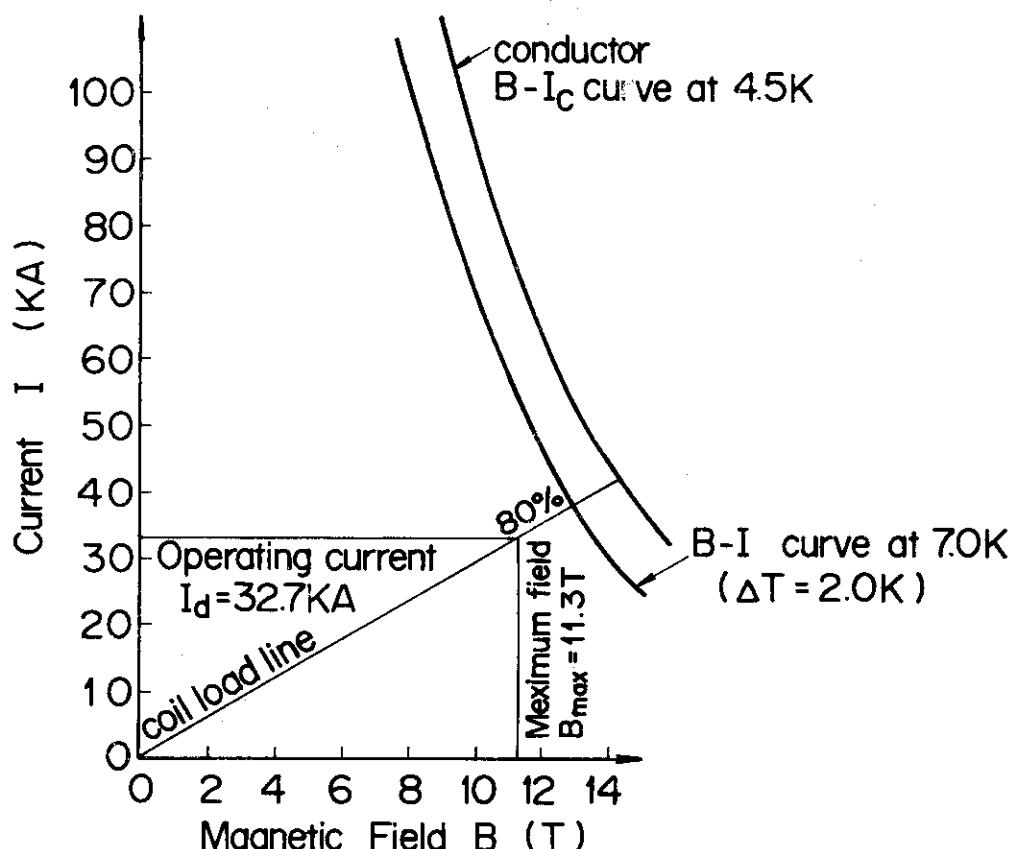
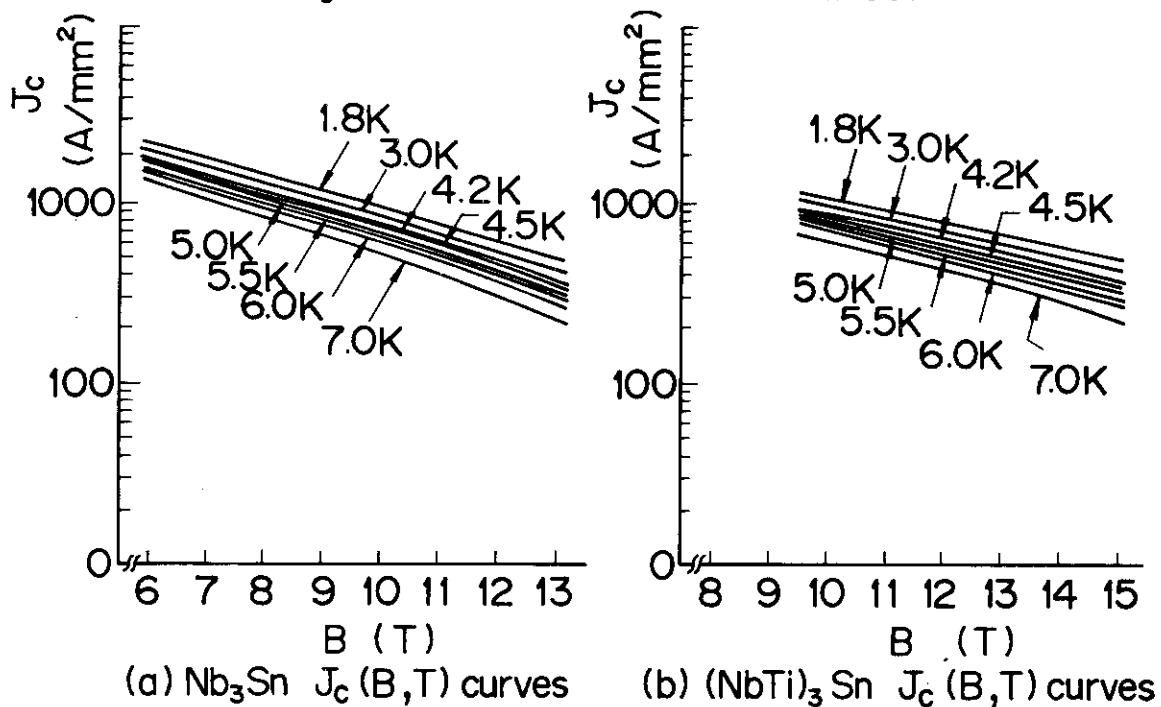


Fig. 2.4-2 TF coil load line (ACS)

Fig. 2.4-3 J_c (B,T) curves of Nb_3Sn and $(\text{NbTi})_3\text{Sn}$

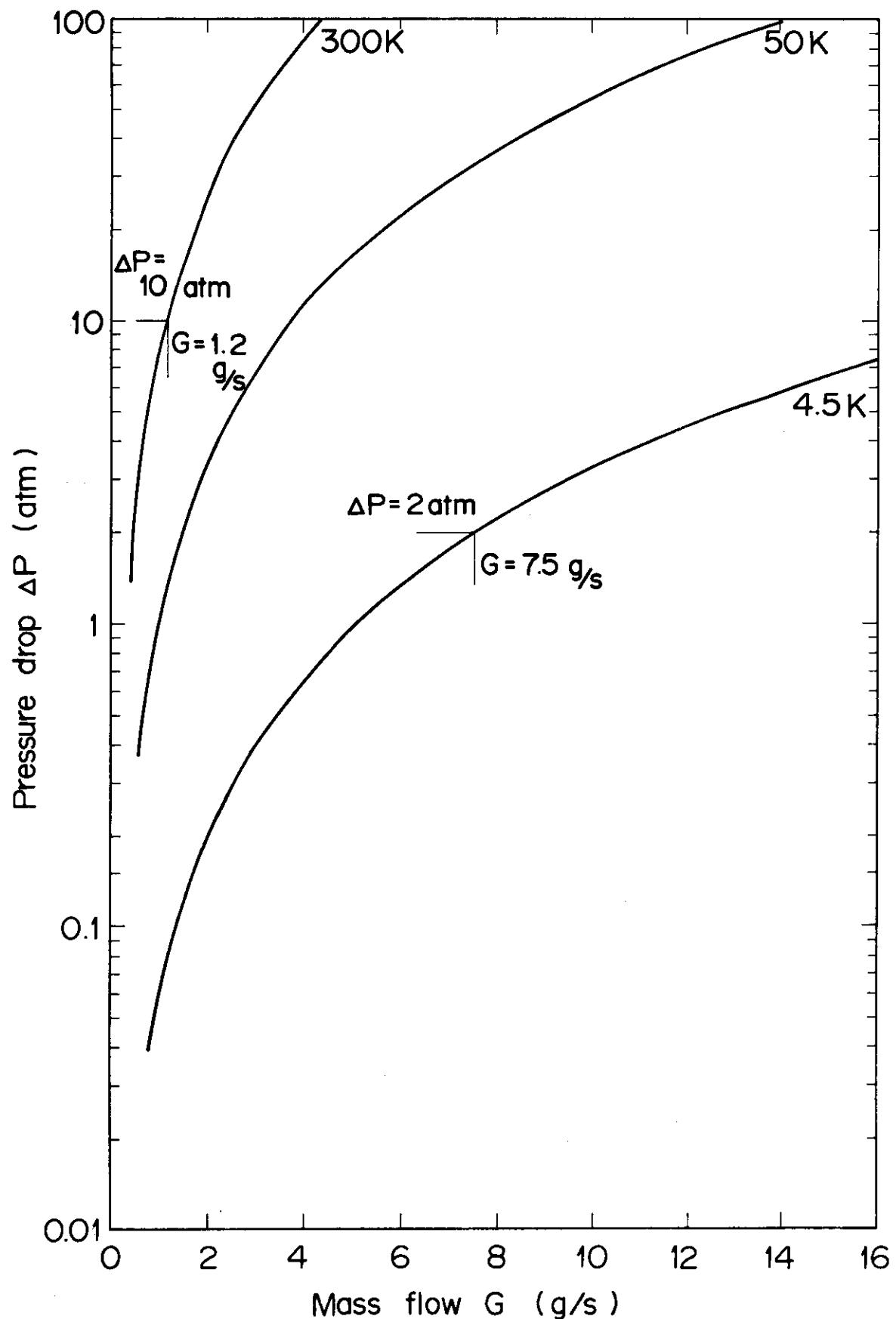


Fig.2.4 - 4 Pressure drop-mass flow relation

2.5 コイル構造

コイル構造は、昭和59, 60年度の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では125m, MINIでは85mである。

Fig. 2.5-1 に導体とコイル容器の断面の一部を示す。又、Table 2.5-1 にターン数及び導体寸法を示す。

ターン数はOption Cが360ターン、ACS, ACDが260ターン、MINIが224ターンである。

Table 2.5-2 に、TFコイル内側脚でのTFコイルの断面形状を示す。

又、ACS, MINI の2ケースのTFコイル構造図をFig. 2.5-2, Fig. 2.5-3 に示す。

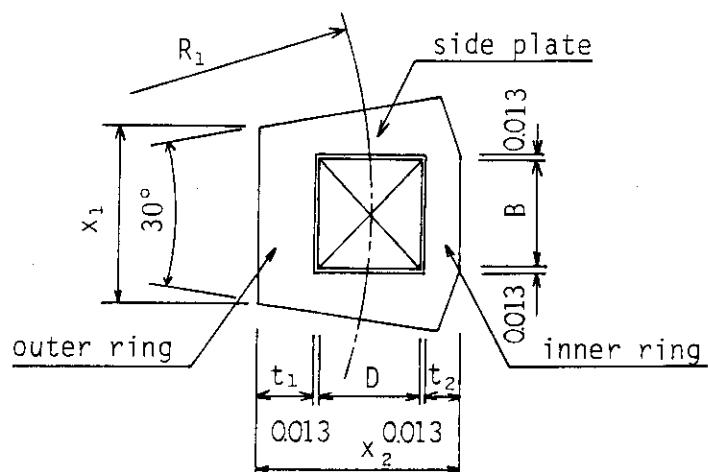
Table 2.5-1 Number of turns and winding dimensions

	Number of turns			Winding dimension	
	Radial direction	No. of turns/pie	Total	D mm	B mm
Option C	18	20	360	540	600
ACS, ACD	13	20	260	390	600
MINI	14	16	224	420	480

Table 2.5-2 Inner leg cross section of
TF coil

(m)

	Option C	ACS , ACD	MINI
R	2.03	1.844	1.56
B	0.60	0.60	0.48
D	0.54	0.39	0.42
X ₁	0.831	0.783	0.626
X ₂	0.850	0.677	0.688
t ₁	0.197	0.174	0.168
t ₂	0.087	0.087	0.074



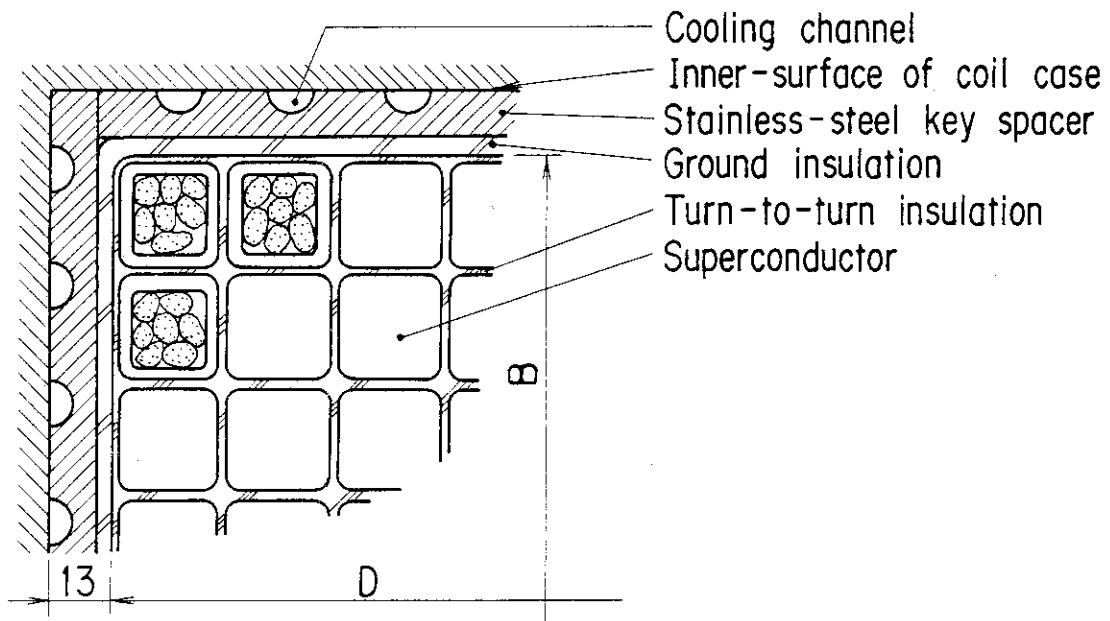


Fig. 2.5-1 Cross section of TF coil case and superconductor

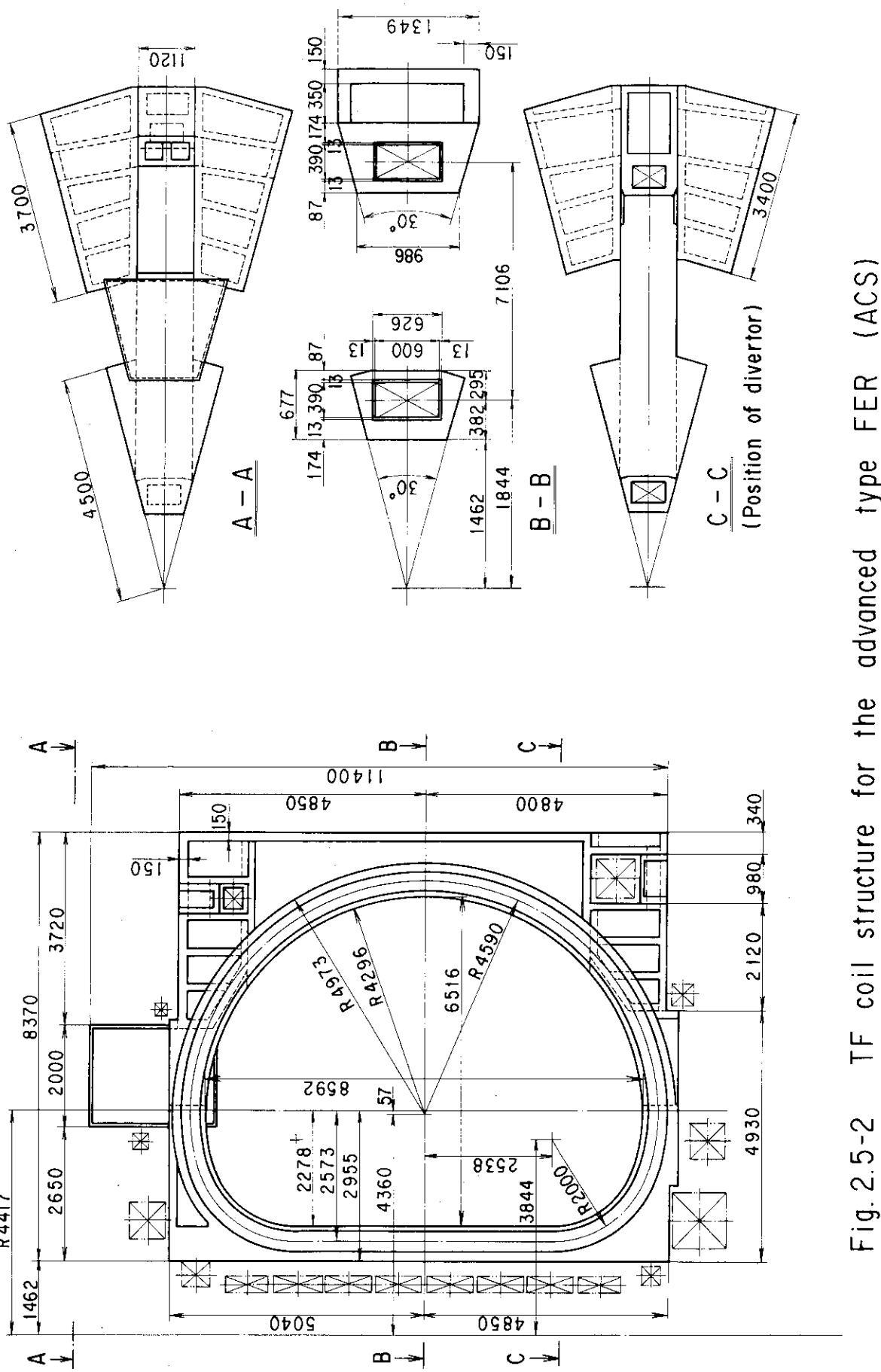


Fig. 2.5-2 TF coil structure for the advanced type FER (ACS)

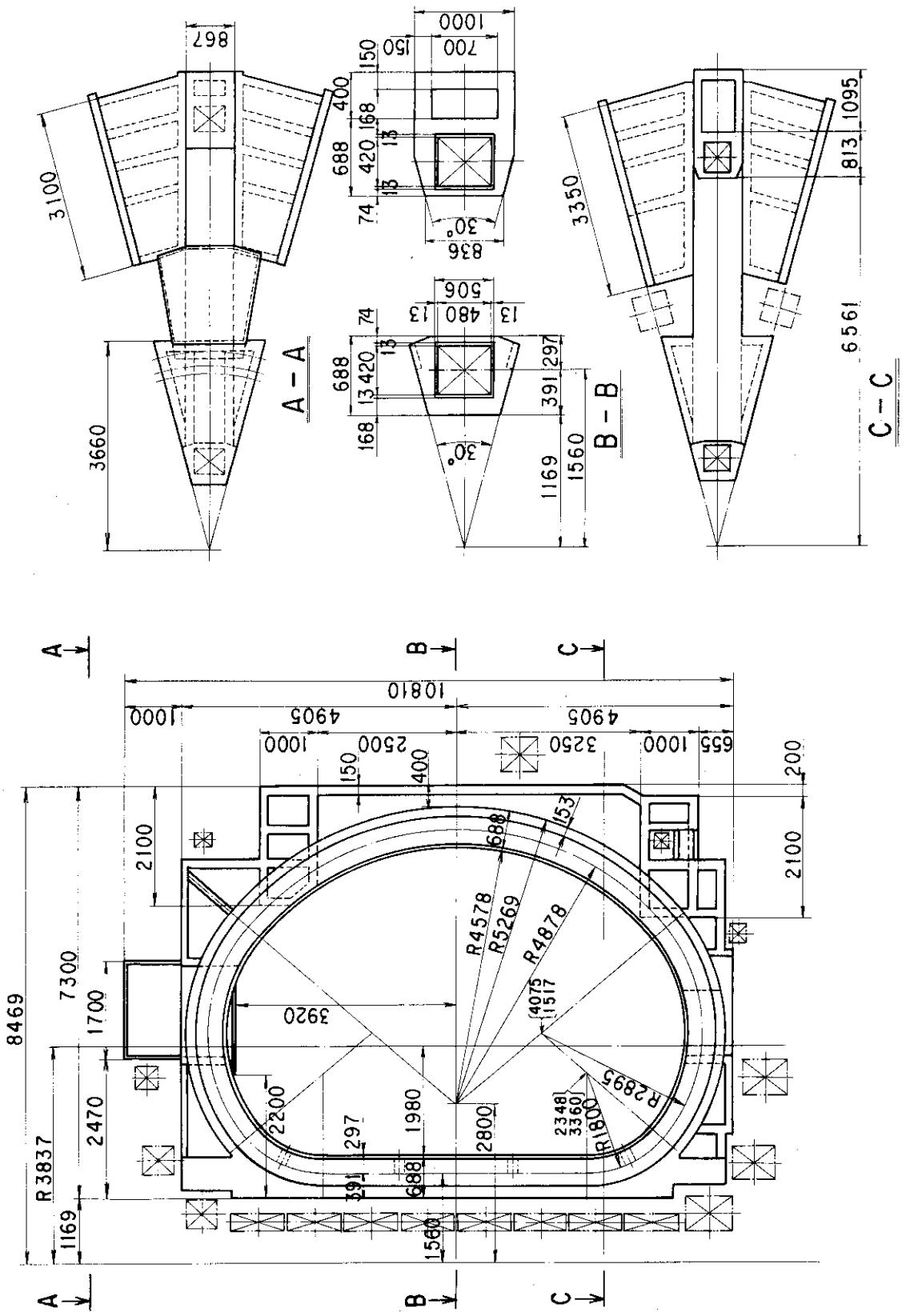


Fig. 2. 5-3 TF coil structure for the minimal type FER (MINI)

2.6 強度解析

今年度の合理化検討では、まず構造用材料及び許容応力強さの検討を行った。構造用材料は、これまでSUS304LNとしていたが、今年度の設計では、JCS(Japanese Cryogenic Steels)を用いることとした。JCSについては2.6.1で述べるが、SUS304LNに比べ、非常に高い降伏点と破壊靄性値を有する材料であり、この様な高強度材料を高応力状態で用いる場合は脆性破壊に対する安全性も充分に確認する必要があり、今年度は破壊力学からのアプローチも試みた。これらの結果を2.6.1に示す。

次に合理化案選定のための予備検討(パラメーターサーベイ)を行った。昭和59、60年度の概念設計では詳細なFEM解析が行われているが、今年度は多くのケースについて検討する必要があるため、TFコイル内側脚に焦点を当てた簡易計算を行った。

予備検討としてのパラメーターサーベイの結果を2.6.2に示す。尚、向心力支持方式は、これまで中心支柱支持方式に限定していたが、予備検討の一つとして、ウェッジ支持方式も対象とした。

この予備検討の結果を目途として設定された合理化案4ケースに対する強度検討結果を2.6.3に示す。検討方法は、予備検討で行った方法と同一である。

又、サポートフレーム、シェアパネルについては、昭和59、60年度の概念設計をもとに変形量を制限する方法で断面を算定した。結果を2.6.4に示す。

2.6.1 構造用材料及び限界応力強さの検討

(1) 構造用材料

昭和59、60年度の概念設計では、構造用材料はSUS304LNとしていたが、今年度の設計で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構造材料を用いることとした。その開発の目標はTable 2.6.1-1^[28]に示す通りであり、従来の材料に比べ、より高強度、高靄性である。

開発された材料は総称してJCS(Japanese Cryogenic Steels)と呼ばれている。

JCSは2種類のオーステナイト系ステンレス鋼に分類される。^[29]一つは高ニッケルクロム系であり、もう一つは高マンガン系である。Table 2.6.1-2に化学組成を示す。

Fig. 2.6.1-1に厚板に対する降伏点 σ_y と破壊靄性値 K_{IC} を示す。開発の主目的である $\sigma_y \geq 1200 \text{ MPa}$, $K_{IC} \geq 200 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ (この領域をJAERI boxと称している)は、ほぼ満足されている。又、引張強度 σ_u は $1600 \text{ MPa} \sim 1800 \text{ MPa}$ である。

又、本報告書では具体的データの掲載は省略するが、参考文献^[29]にはJCSの薄板に関する種々のデータが報告されている。

これらのデータより、コイルケース、中心支柱等の構造材を対象とした厚板と、導体のコンジット材を対象とした薄板について、Table 2.6.1-3に示す様に材料の機械的性質の最低値を設定した。尚、薄板の値は、冷間加工後、熱処理されたものに対する値である。

又、以上で述べた材料の機械的性質は、すべて4Kでの値である。

(2) 破壊力学的検討

JCSは従来の材料に比べ非常に高強度の材料であり、この様な材料を用い、高応力状態で設計する場合は、疲労破壊や脆性破壊に対し充分な安全性を確認する必要がある。昭和59年・60年度の概念設計では、応力に対し2倍、繰り返し回数に対し10倍の安全率を採り、疲れ限度線図を使用し安全性を確認しているが、今回は考え方を一步進め、破壊力学的手法を導入した。

破壊力学に於ける疲労の考え方は、概そ以下の通りである。

- ① 材料中には必ず何らかの欠陥が存在する。
- ② 欠陥寸法、欠陥形状、応力変動幅から決定される応力拡大係数変動幅が充分小さければその欠陥はそれ以上、成長はしないが、ある値を越えると、変動応力を受ける毎に欠陥寸法は大きくなる。
- ③ 欠陥寸法は最初はゆっくりと大きくなるが、徐々にその成長速度を早め、最後は急速に破壊を起こす。

以上の現象を模式的に示すと、Fig. 2.6.1-2 になる。横軸は応力拡大係数変動幅、縦軸は欠陥成長速度を採る。いずれも対数目盛で示す。

領域Ⅰは欠陥がほとんど成長しない領域、領域Ⅱは欠陥が成長する領域、領域Ⅲは脆性破壊領域である。

応力拡大係数変動幅 ΔK は、以下の様に計算される。

$$\Delta K = \sqrt{\frac{1.21\pi a}{Q}} \Delta \sigma \quad \dots \dots \dots \quad (2.6.1-1)$$

ここで a : 欠陥寸法

$\Delta \sigma$: 応力変動幅 ($\sigma_{\max} - \sigma_{\min}$)

Q : 欠陥形状等で決る補正係数

(今回は 1 とした)

a の値の採り方は欠陥形状で異なり、表面欠陥の場合はその深さを、内部に介在する様な円形の欠陥の場合には半径を示す。

ΔK が ΔK_{th} より小さければ欠陥は成長しない。 ΔK_{th} の値は $8 \sim 10 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ 程度と非常に小さく、一般に欠陥は成長する場合が多い。

又、破壊時の欠陥寸法は次式から計算する。

$$K_{IC} = \sqrt{\frac{1.21\pi a_{cr}}{Q}} \sigma_{\max} \quad \dots \dots \dots \quad (2.6.1-2)$$

ここで a_{cr} : 破壊時欠陥寸法 (尺寸の採り方は式 (2.6.1-1) の場合と同じである)

K_{IC} : 破壊靭性値 (K_{IC} は平面ひずみ状態での静的荷重に対するものであり、応力状態が異なれば値も異なるが、ここでは、 K_{IC} の値を用いる)

σ_{\max} : 最大引張応力

但し、コンジットの様に薄板の場合は a_{cr} の値は、母材厚さより大きくなる場合がある。

コンジット材の場合は欠陥が貫通すればヘリウムがリークすることになる。従って、この場合は破壊時欠陥寸法は母材の厚さとする必要がある。

欠陥成長速度には幾つかの式があるが、代表的な式を以下に示す。

$$\text{Paris の式} : da/dN = C \Delta K^m \quad \dots \dots \dots \quad (2.6.1-3)$$

$$\begin{aligned} \text{Walker の式} : da/dN &= C (\Delta K_{\text{eff}})^m \\ \Delta K_{\text{eff}} &= \Delta K / (1 - R)^{0.5} \end{aligned} \quad \dots \dots \dots \quad (2.6.1-4)$$

$$\text{Forman の式} : \frac{da}{dN} = \frac{C' \Delta K^m}{(1 - R) K_{IC} - \Delta K} \quad \dots \dots \dots \quad (2.6.1-5)$$

ここで da/dN : 欠陥成長速度

C, C', m : 材料定数

R : 最小応力／最大応力 ($\sigma_{\min} / \sigma_{\max}$)

その他の記号は式 (2.6.1-1), (2.6.1-2) で説明した通りである。

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式である。Walker の式で $R = 0$ とすれば、Paris の式に一致する。

又、材料定数のうち、一般に表示される値は C, m である。そこで、Forman の式に於ける C' の値は、 $R = 0, \Delta K_{th} = 10 \text{ MPa} \sqrt{m}$ (仮定) で Forman の式の da/dN と他の式 (ここでは Paris の式) の da/dN が一致するという条件のもとで換算した。

Fig. 2.6.1-3 に Walker の式と Forman の式の比較を示す。材料定数 C, m については JCS のデータがないため、ここでは SUS316LN の値を流用するものとし、 $C = 7.56 \times 10^{-13}, m = 3.26$ とした。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 の式を用いることとした。

Fig. 2.6.1-4 は、Walker の式による初期欠陥寸法と繰り返し回数の関係を、最大引張応力 $\sigma_{\max} = 400 \text{ MPa}$, 応力変動幅 $\Delta \sigma = 100 \text{ MPa}, 200 \text{ MPa}, 300 \text{ MPa}$ の場合について示したものである。当然の事ながら、同じサイクルであれば $\Delta \sigma$ の値が大きい程、初期に許容し得る欠陥寸法が小さく、それだけ小さな欠陥を検出し、補修しなければならない。仮に繰り返し回数を 2×10^4 とし、繰り返し回数に対する安全率を 4 とすれば、 $\Delta \sigma = 300 \text{ MPa}$ の場合、初期許容欠陥寸法は 1.2 mm となる。

Fig. 2.6.1-5 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幅をパラメーターとして示したものである。一例として、 $\Delta \sigma = 300 \text{ MPa}$ 、初期欠陥寸法を 1.2 mm とすれば、Fig. 2.6.1-4 の場合と同じく、 $\sigma_{\max} = 400 \text{ MPa}$ となる。破線は $R = 0$ 、即ち完全片振り状態の場合である。

Fig. 2.6.1-6 は Walker の式で $R = 0$ (即ち完全片振りの変動応力。Paris の式に一致する) の場合の初期欠陥寸法と繰り返し回数の関係を示したものである。破線はコンジット材を考慮し、破壊時の欠陥寸法を 5 mm に制限した場合、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 $\Delta \sigma$ が大きくなるに従い、その差が小さくなる事は、欠陥は途中から加速度的に成長することを示している。又、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。尚、欠陥成長速度に関する材料定数 C , m についてはやはり SUS 316 LN での値を用い、破壊靱性値は応力状態に関係なく K_{IC} (= $200 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$) を用いた。

縦の破線は繰り返し回数を 2×10^4 、回数に対する安全率を 4 とし、限界繰り返し回数を 8×10^4 とした場合のものである。

尚、破壊力学的設計に於ける安全率の採り方には、繰り返し回数に対して安全率を見込む考え方の他に、破壊時の欠陥寸法に対し安全率を見込む考え方もあるが、ここでは繰り返し回数に対し安全率を見込むものとした。

以上の様に、破壊力学的考え方をすれば、材料強度や応力レベルの他に、繰り返し回数や初期欠陥寸法等が安全性を確認するためのファクターとなるが、それらのうち、最も影響の大きなものは初期欠陥寸法であろう。

(3) 限界応力強さの設定

本来、応力強さを評価する設計手法と破壊力学から安全性を評価する手法は別個に扱われるべきものであるが、今年度の合理化検討では、そこまでの詳細計算は困難である。便宜上、従来の考え方による基本応力強さに対する許容値 S_{m1} と、破壊力学的考え方から求められる S_{m2} の両者から、一つの S_m を設定することとした。(前述した様に、これは飽く迄、便宜上であり、詳細設計の段階では別個に扱わなければならない。)

昭和 59・60 年度の概念設計では、 S_{m1} は ASME に倣い、 $S_{m1} = \min(2\sigma_y/3, \sigma_u/3)$ としていた。今年度は JCS の高降伏点と云う特性を有効に活用するため、 $S_{m1} = \min(2\sigma_y/3, \sigma_u/2)$ とする。Table 2.6.1-3 より、厚板の場合、 $\sigma_y = 1200 \text{ MPa}$, $\sigma_u = 1600 \text{ MPa}$ とすれば $S_{m1} = 800 \text{ MPa}$, 冷間加工後に熱処理をうけた薄板の場合、 $\sigma_y = 1100 \text{ MPa}$, $\sigma_u = 1500 \text{ MPa}$ とすれば $S_{m1} = 733 \text{ MPa}$ となる。

一方、破壊力学的考え方からの応力強さに対する許容値 S_{m2} は以下の様に求められる。繰り返し回数を 2×10^4 、繰り返し回数に対する安全率を 4、初期許容欠陥寸法を厚板 (TF コイルケース等) については 2 mm 、薄板 (導体コンジット材) については 0.2 mm とした場合、Fig. 2.6.1-5, Fig. 2.6.1-6 の図表より σ_{max} (最大引張応力) と $\Delta\sigma$ (応力変動幅) の組み合せは Table 2.6.1-4 に示す通りとなる。PF コイルのコンジット材が一律に $\sigma_{max} = \Delta\sigma = 500 \text{ MPa}$ となっているのは、PF コイルコンジット材に発生する応力は殆んど PF コイル自身の電磁力によるものであり、応力状態がほぼ片振れに近いためである。

TF コイルケースや TF コイルコンジット材に発生する応力は非常に複雑である。電磁力は、静的なトロイダル磁場による電磁力と動的なポロイダル磁場による電磁力の組み合せであり、かつ、場所によって発生応力は異なり、応力強さはそれらの組み合せとなる。

この様な複雑な応力状態の構造物に対し、破壊力学的手法から求められる許容応力値と、一般膜応力に対する応力強さの制限値を単純に結び付けることは非常に難しいが、非常に単純な場合を考えれば以下の様に表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1 &= \sigma_{1s} + \sigma_{1d} \\ S &= \sigma_1 - \sigma_3 \quad (\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3) \end{aligned} \right\} \dots \quad (2.6.1-6)$$

ここで σ_1 : 欠陥直交方向主応力
 σ_{1s} : そのうち、静的電磁力による引張応力
 σ_{1d} : そのうち、動的電磁力による引張応力
 σ_2, σ_3 : それぞれ σ_1 に直交する主応力

Table 2.6.1-4 に示す $\Delta\sigma$ は σ_{1d} に、 σ_{max} は σ_1 に相当するが、 S に結びつくものは Table 2.6.1-4 にはない。

TFコイルケースについては 2.6.2 で述べる予備検討に於て、ポロイダル磁場による変動応力 σ_{1d} は 250~350 MPa (この時 $\sigma_{1s} = 0$) であり、Table 2.6.1-4 に示す許容値に近い値である。又、この時の応力強さは 600~700 MPa 程度になっている。この応力強さは曲げを含んだものであり、これに対する許容値は 1.5 S_m に相当するものである。今回は、TFコイルケースについて破壊力学的考え方から決定される応力強さに対する許容値として、前述の応力強さ、600~700 MPa に対し、多少の余裕を見込んだ値、 $1.5 S_{m2} = 800$ MPa とし、 $S_{m2} = 800$ MPa / 1.5 = 533 MPa とする。

TFコイルコンジット材については、昭和 59・60 年度の概念設計に於てもあまり詳細には検討されていない。Table 2.6.1-4 に示す様に $\Delta\sigma$ の値にも左右されるが、 σ_{max} がかなり大きな値まで許容されることから、 S_{m2} も TFコイルケースより大きな値を設定できるものと思われる。具体的には TFコイルコンジットの詳細な応力計算と平行して設定すべきであろう。

PFコイルコンジット材については、ほぼ一軸応力状態に近く、 $S_{m2} = \sigma_{max} = 500$ MPa とする。尚、昭和 59・60 年度の概念設計ではこの値を 600 MPa としており、今年度もポロイダル導体設計では 600 MPa の値が用いられている。これは今年度の材料・許容応力強さの検討とポロイダル導体の設計が平行して行われたためであり、今後は応力強さに対する許容値をもう少し厳しくする必要がある。

以上の検討より求められた S_{m1}, S_{m2} より、 S_m を設定した結果を Table 2.6.1-5 に示す。この S_m は正常運転時に対するものである。 S_{m1} の値は TFコイルケースで 800 MPa、TFコイルコンジット、PFコイルコンジットで 733 MPa と非常に高い値となるが、破壊力学的考え方からすれば応力強さに対する制限値は、特に TFコイルケース、PFコイルコンジットについては S_{m1} よりかなり低く制限する必要がある。

又、ここでは線材の歪制限（応力に対する歪制限、0.2%）から決定されるコンジットの応力制限については特に触れていないが、詳細解析の段階ではこの点に注意が必要である。

以上の如く、今回は種々の仮定はあるものの、破壊力学の導入を試み、応力強さの制限について一つの目途を設けた。破壊力学的考え方を用いる場合、今後は以下の点を充分、検討する必要があろう。

- ① 前述した様に応力強さを制限する考え方と破壊力学から引張応力を制限する考え方は別々に扱かれるべきものである。詳細検討の段階では場所により大きな変動応力が発生しない部分は応力強さの制限値を高めても問題はない。従って詳細解析の段階では、この両者を分離して評価する必要がある。

② 欠陥成長速度の検討に使用した材料定数は他の材料のものであり、これは今後、JCS そのものの値に置き換える必要がある。又、何より問題なのは初期許容欠陥寸法である。この値を小さくすれば、それだけ高い応力が許容されることになり、高強度の材料を有効に活用出来ることになる。これらの点は今後の検討課題である。

Table 2.6.1-1 Requirements on engineering properties
of new structural materials for fusion
superconducting coils

-
1. Yield strength: more than 1,200MPa
 2. Fracture toughness: more than 200MPa \sqrt{m}
 3. Fatigue characteristics: similar to those of 316 austenitic stainless steel
 4. Magnetic permeability: not specified
(non-magnetic material is preferred)
 5. Corrosion resistance: good rust resistance
 6. Others: good workability and weldability
-

Table 2.6.1-2 Chemical compositions of the Japanese cryogenic steels (JCS)

CSUS - JJ1	:	12Cr-12Ni-10Mn-5Mo-0.2N	(6 tons heats)
CSUS - JN1	:	25Cr-15Ni-4Mn-0.35N	(50 tons heats)
CSUS - JKA1	:	20Cr-14Ni-Mn-Mo-V-0.3N	(5 tons heats)
CSUS - JK2	:	22Mn-13Cr-5Ni-0.2N	(15 tons heats)
CSUS - JN2	:	25Mn-15Cr-1Ni-Cu-0.2N	(50 tons heats)
CSUS - JKA2	:	9Mn-21Cr-7Ni-0.3N	(5 tons heats)
<hr/>			
CSUS - JK1	:	17Cr-12Ni-2Mo-1Mn-Nb-0.2N	

Table 2.6.1-3 Minimum structural material properties

	Case material	Conduit material ^(a)
Yield stress (MPa)	1200	1100
Ultimate stress (MPa)	1600	1500
Elongation (%)	10	10
Toughness, K_{IC} (MPa \sqrt{m})	200	200 ^(b)

(a) CSUS-JK1 with both cold work and heat treatment

(b) The plane stress fracture toughness (K_{IC}) for a thin conduit reaches a higher level than $K_{IC} = 200 \text{ MPa } \sqrt{m}$

Table 2.6.1-4 Allowable values against fatigue limit

	TF coil case	TF coil sheath	PF coil sheath
Operating cycles	2×10^4	2×10^4	2×10^4
Allowable initial flaw size a_i (mm) ⁽¹⁾	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

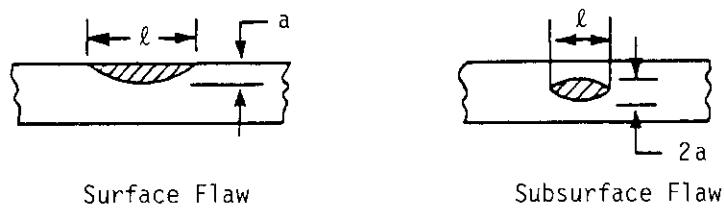


Table 2.6.1-5 Allowable stress intensity of TF coil case, TF coil sheath and PF coil sheath

	(MPa)		
	S_{m_1}	S_{m_2}	S_m
TF coil case	800	533	533
TF coil sheath	733	T.B.D (650 ~ 700)	
PF coil sheath	733	500	500

where S : allowable stress intensity

$$\text{Min } (S_{m_1}, S_{m_2})$$

$$S_{m_1} : \text{Min } (2\sigma_y/3, \sigma_u/2)$$

$$S_{m_2} : \text{allowable stress intensity against fatigue limit}$$

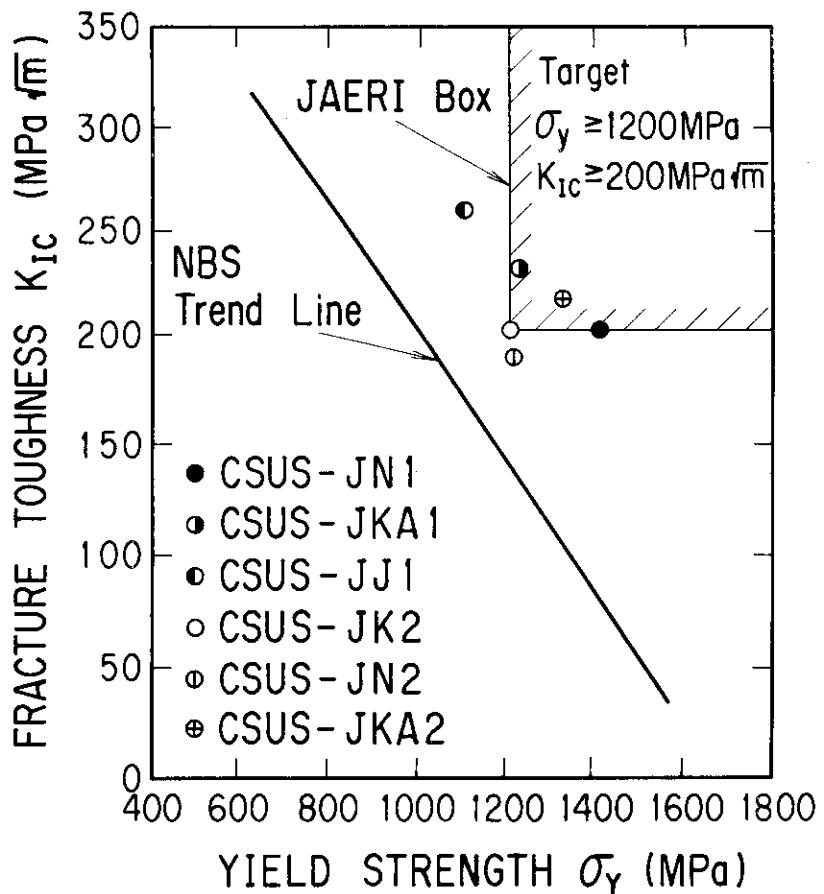


Fig.2.6.1-1 Characteristics of fracture toughness and yield strength of the JCS at 4K

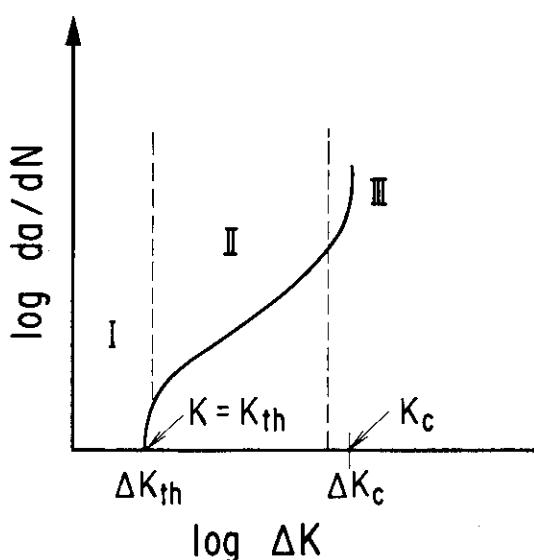


Fig. 2.6.1-2 Relation between da/dN and ΔK

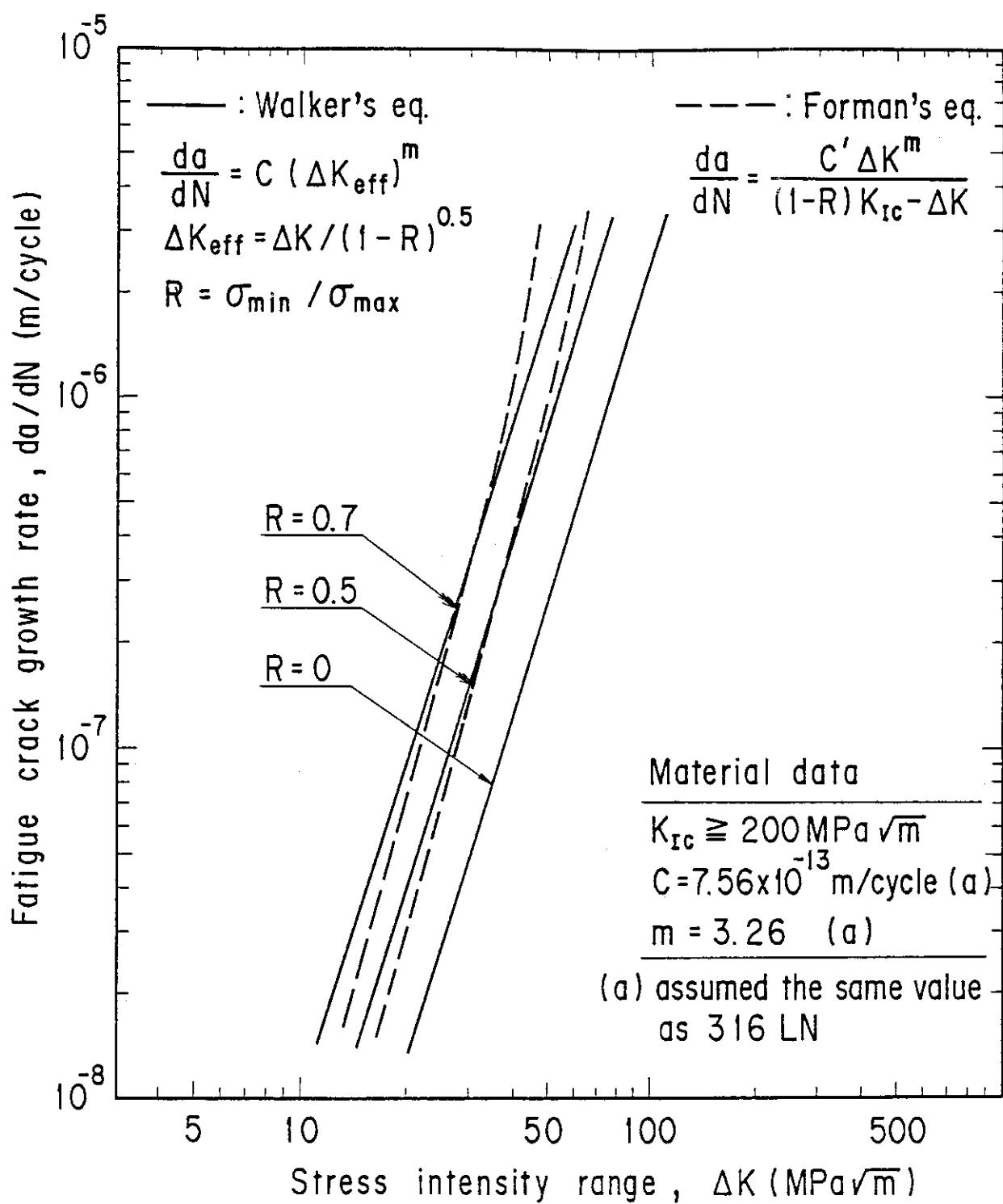


Fig. 2.6.1-3 Fatigue crack growth rate for structural material

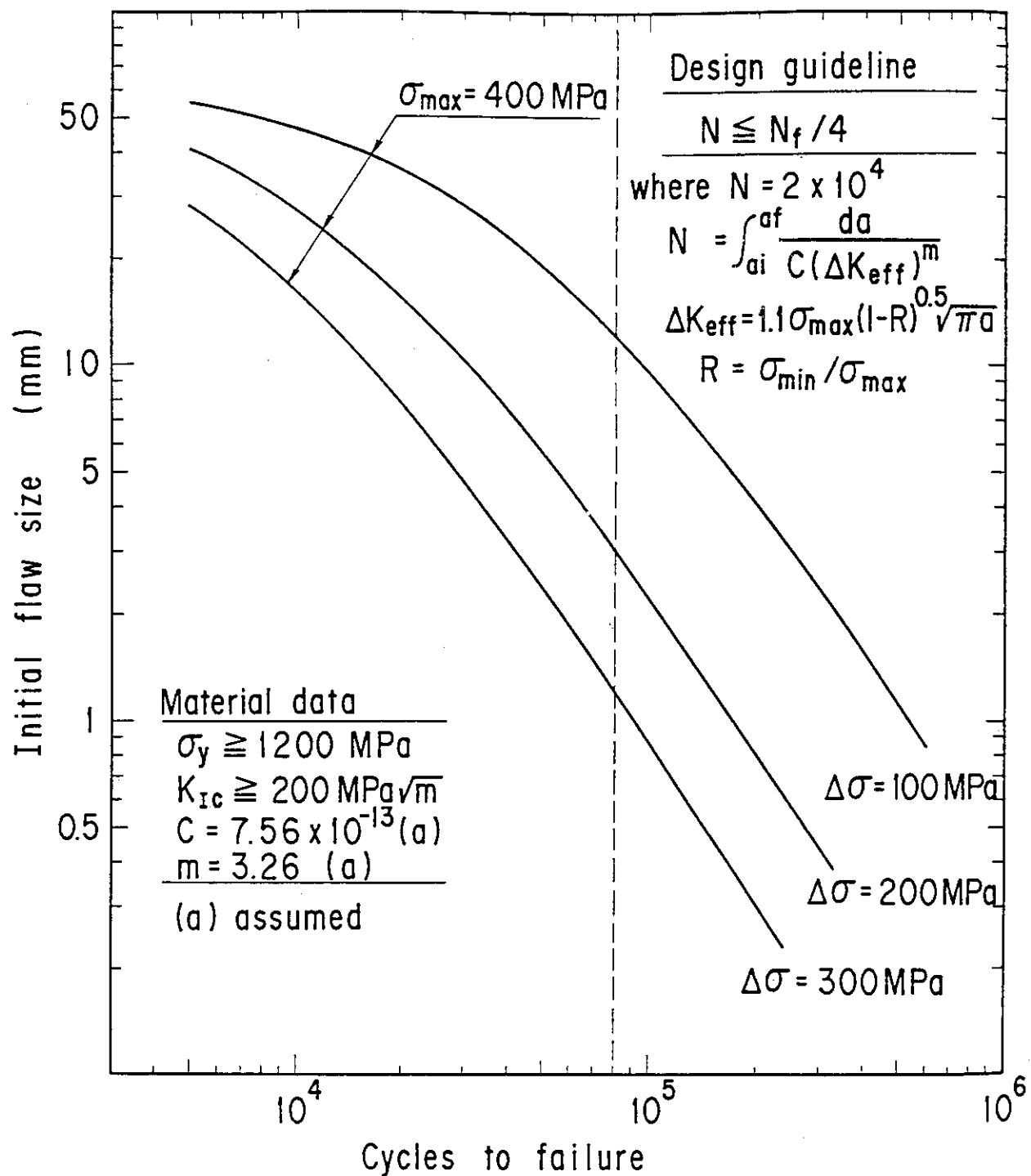


Fig. 2.6.1-4 Allowable initial flaw size of the TF coil case based on the fatigue crack growth

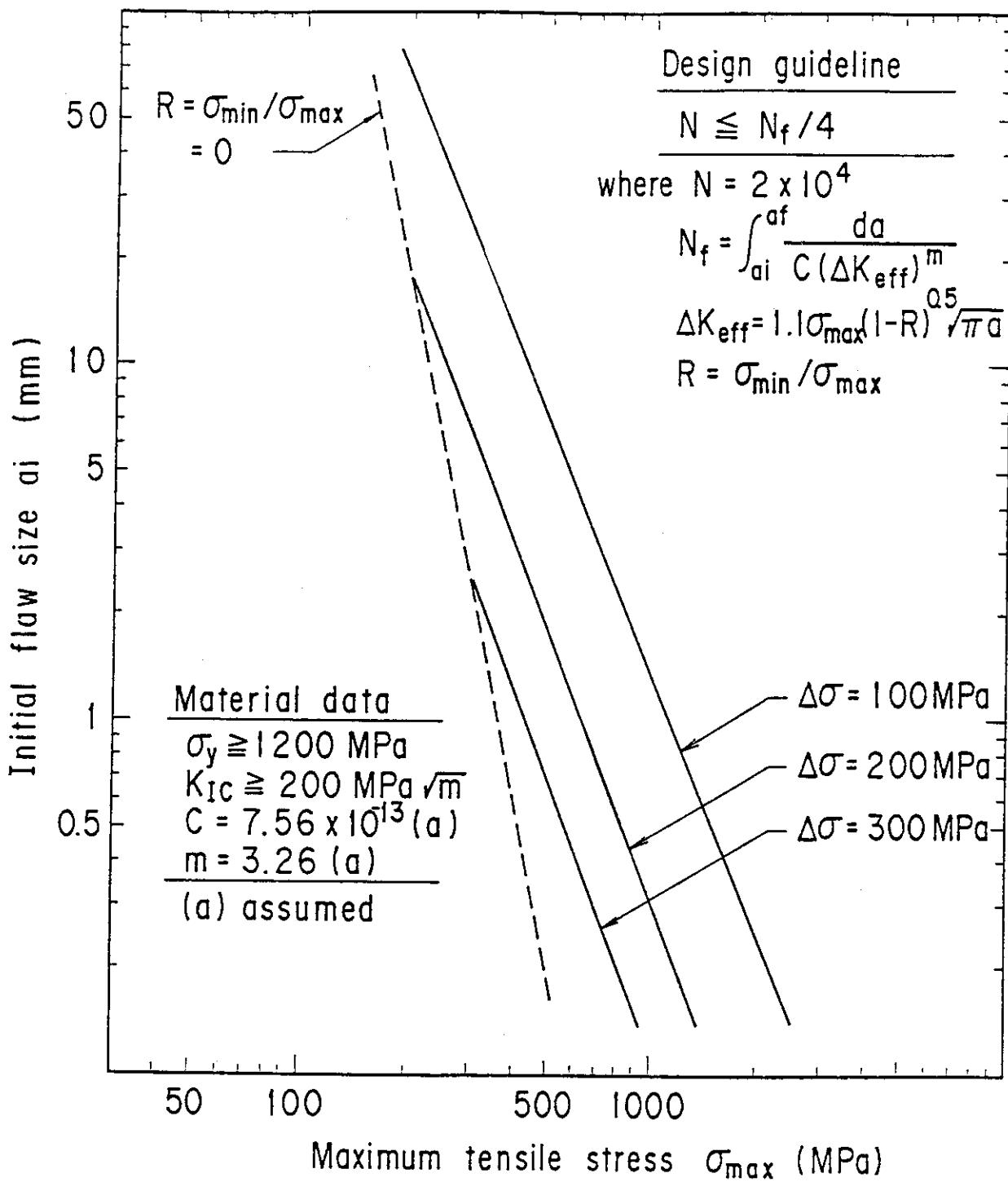


Fig. 2.6.1-5 Allowable initial flaw size of the TF coil case for the fatigue life, $N = 2 \times 10^4$ cycles

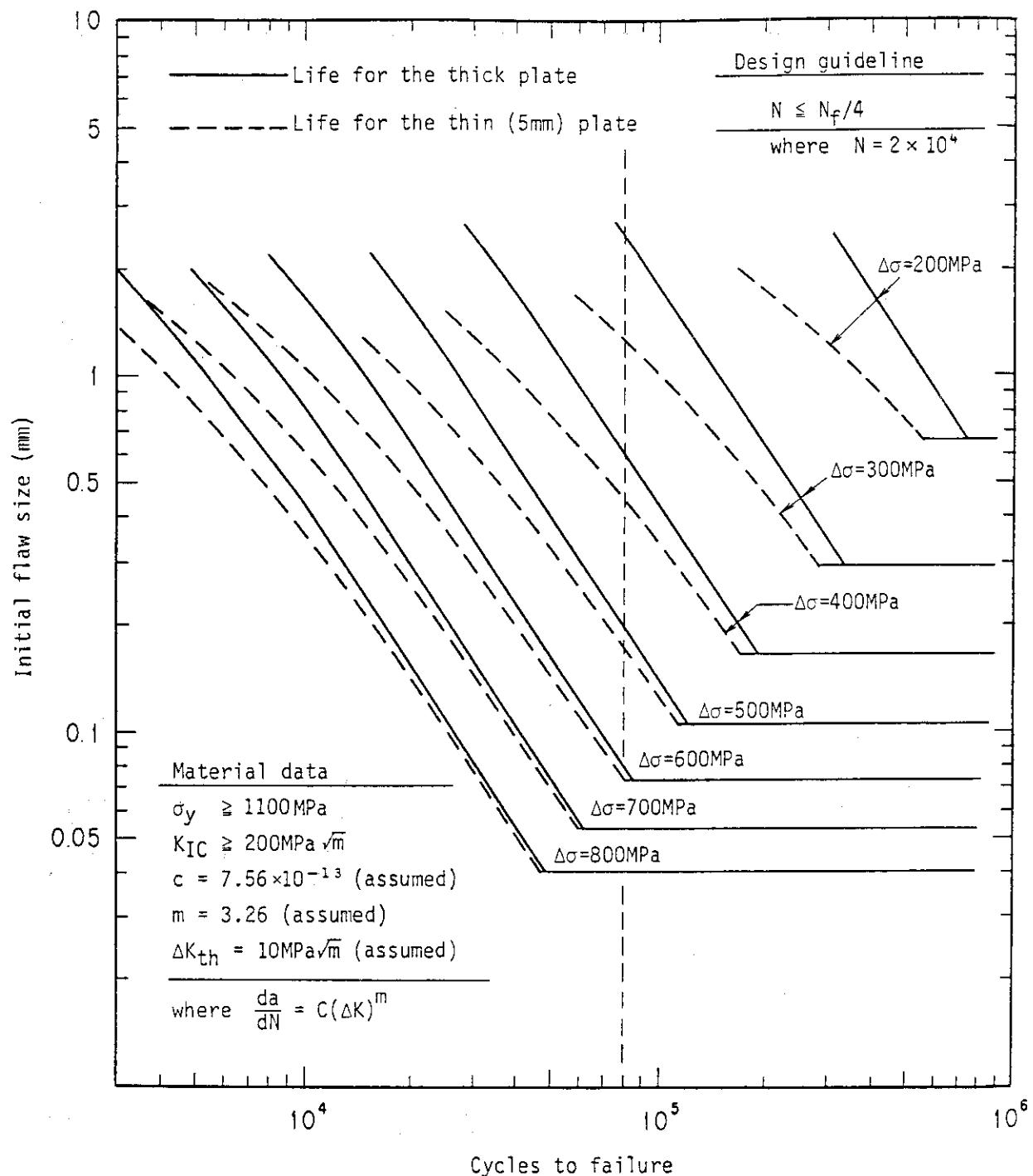


Fig. 2.6.1-6 Allowable initial flaw size of the PF coil sheath
based on the fatigue crack growth
($R = \sigma_{min} / \sigma_{max} = 0$)

2.6.2 予備検討

(1) 検討の内容

予備検討として、パラメーターサーベイを行った。検討の方法は、TFコイル内側脚の断面に焦点を当て、垂直力・向心力・面外力が作用した場合のTFコイル容器の強度について、簡易計算、又は2次元モデルによる簡単なFEM解析による。FEM解析は代表的な2、3のケースについて行い、その結果から簡易計算式を導き、各種のパラメーターに対し、強度評価を行った。

予備検討では β （巻線が占めるトーラス方向割合）=0.55, j_w （巻線平均電流密度）=30A/mm²及び $\beta=0.65$, $j_w=35A/mm^2$ の場合の2ケースについて検討した。

応力計算、板厚計算では R_1 （TFコイル内側脚の巻線中心半径）を横軸にとり表示した。

容器各部の名称はFig. 2.6.2-1に示す通りである。

なお、以下の検討において、図中“'85FER”と示している点は、昭和59、60年度の概念設計での値である。

(2) 垂直力に対する検討

垂直力が作用した場合のTFコイル容器の平均引張応力は以下の式で計算した。

$$F_z = \frac{\mu (NI)^2}{4\pi} \ell n \left(\frac{R_2}{R_1} \right)$$

$$d = \frac{R_1 B_{max} / \alpha}{\mu \beta j_w R_1 - 0.5 B_{max} / \alpha}$$

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

$$S = \pi \{ (R_1 + 0.5d + t_2)^2 - (R_1 - 0.5d - t_1)^2 \}$$

$$S_s = S - S_w = S_w \left(\frac{S}{S_w} - 1 \right) = S_w \left(\frac{1}{f_e} - 1 \right)$$

$$\sigma_t = \frac{F_z}{2S_s} = \frac{\mu j_w \left(\frac{f_e}{1-f_e} \right)}{8\pi} NI \ell n \left(\frac{R_2}{R_1} \right)$$

ここで F_z : 全垂直力

d : 巾線半径方向厚み（導体厚）

t_1 : 外枠厚さ

t_2 : 内枠厚さ

R_1 : 内側脚の巻線中心半径

R_2 : 外側脚の巻線中心半径 ($R_2/R_1=4$ とした)

B_{\max} : 卷線最大磁場(12T)
 α : 空間リップルによる磁場増加率(1.2)
 β : 卷線が占めるトーラス方向の場合
 j_w : 卷線平均電流密度
 $N I$: コイル全起磁力
 S : コイル全断面積($S = S_w + S_s$)
 S_w : コイル巻線部全断面積($S_w = N I / j_w$)
 S_s : コイル容器部全断面積
 f_e : パッキングファクター($f_e = S_w / S$)
 σ_t : 容器平均引張応力

即ち、この考え方は、全起磁力を内側脚、外側脚を合わせた容器部分のみで受け持つとしたものである。

R_1 と σ_t の関係の一例を Fig. 2.6.2-2 に示す。この図は、 $\beta = 0.55$ 、 $j_w = 30 \text{ A/mm}^2$ 、内枠厚さを 0.07m とし、外枠の厚さを 6 段階に変えた場合のものである。

(3) 向心力に対する検討

1) 向心力の計算

向心力による面圧は以下の式で計算した。

$$F_x = 2\pi R_1 B_m^2 / 2\mu$$

$$B_m = B_{\max} / \alpha (= 10 \text{ T})$$

$$R_i = R_1 + 0.5 d$$

$$d = \frac{R_1 B_m}{\mu \beta j_w R_1 - 0.5 B_m}$$

$$P_x = F_x / 2\pi R_1 \beta = R_i B_m^2 / 2\mu R_1 \beta$$

ここで F_x : 全向心力

P_x : 向心力による面圧

他の記号は、2.6.2(2)と同じである。

P_x の計算結果は本報告書では省略するが、 $\beta = 0.55$ 、 $j_w = 30 \text{ A/mm}^2$ の場合、 $R_1 = 2.5 \text{ m}$ で 80 MPa、 $R_1 = 1.5 \text{ m}$ で 86 MPa、又、 $\beta = 0.65$ 、 $j_w = 35 \text{ A/mm}^2$ の場合、 $R_1 = 2.5 \text{ m}$ で 66 MPa、 $R_1 = 1.5 \text{ m}$ で 69 MPa となる。

2) 中心支柱支持方式の場合の容器応力

向心力を中心支柱で支持する場合は、向心力による面圧はそのまま外枠の支圧応力となり、中心支柱に伝達される。厳密に考えれば中心支柱も向心力により花びら状に変形し、このため外枠も曲げ変形が発生するが、その影響は小さいものと推測される。

以上は中心支柱と接触している部分の考え方であるが TF コイル内側脚の肩付近では、向心力による面圧は中心支柱接触部と大差ないのに対し、中心支柱と離れるため、外枠

には曲げ応力が発生する。この曲げ応力は以下の様に計算した。

$$\sigma_b = \frac{P_x B^2 / 12}{t_1^2 / 6} = \frac{P_x B^2}{2 t_1^2}$$

ここで σ_b : 向心力による外枠曲げ応力
 P_x : 向心力による面圧
 B : 卷線周方向幅(導体幅)
 t_1 : 外枠板厚

計算結果を Fig. 2.6.2-3 に示す。この曲げ応力は支圧応力より大きく、応力強さの評価にはこの曲げ応力を用いる。

3) ウェッジ支持方式の場合の容器応力

向心力を中心支柱でなく、TFコイル相互のウェッジ効果で抵抗させるウェッジ支持方式では、中心支柱が不要となり、ラジアルビルドの減少が期待されるが、力の伝わり方が中心支柱支持方式に比べ滑らかでなく、それだけ、容器の発生応力が大きくなることが予想される。今回の検討では外枠の厚さを幾つか変えた2次元モデルでFEM解析を行い、その結果から最大応力を算定する式を導いた。

FEM解析の1例を Fig. 2.6.2-4 に示す。隣りの容器との接触部は外枠厚さに相当する部分のみとし、この部分を半径方向自由、接線方向拘束とする境界条件とした。荷重は外枠内面に 7.98 kg/mm^2 を入力した。解析の結果は、外枠先端の隣の容器との接触部及び外枠中央部に、高い応力を生じている。

隣の容器との接触部の支圧応力が一様に分布すると仮定すれば

$$BP_x = 2 P_x' \cdot t_1 \cdot \tan 15^\circ$$

$$P_x' = BP_x / (2 t_1 \cdot \tan 15^\circ) = 1.866 BP_x / t_1$$

ここで B : 卷線周方向幅(導体幅)
 P_x : 向心力による面圧
 t_1 : 外枠厚さ
 P_x' : 隣りの容器との接触部の面圧

Fig. 2.6.2-4 に示すモデルについて計算すると、以下の様になる。

$$P_x' = 1.866 \times 744 \times 7.98 / 168 = 65.9 \text{ kg/mm}^2$$

一方、FEM解析結果では 132.0 kg/mm^2 と、2倍になっている。外枠の厚さを変更した他のケースに於ても、最大値は平均値の約2倍であった。

従って、最大応力は平均応力の2倍とし、以下の式で求めた。

$$\sigma_{cmax} = 2 \times 1.866 BP_x / t_1 = 3.732 BP_x / t_1$$

計算結果を Fig. 2.6.2-5 に示す。何れも高い値を示している。

ウェッジ支持方式の場合、接触部に高い応力が発生する理由は、その形状のためと思

われる。即ち、TFコイル容器内側が平坦なため、応力の伝達が滑らかでなく、このため接触部に高い応力が発生しているものと思われ、追加検討として容器内側を丸くした場合の検討を行った。

容器内側を平坦にした場合と、丸みを付けた場合の比較結果をFig. 2.6.2-6 に示す。この例はFig. 2.6.2-4 のモデルとは外枠の厚さが異なるが、内側に丸みを付ける事により、最大応力は約 60 %に減少する事が判る。これは接触面積が多少幅広くなったこともあるが、それより力の流れ方が滑らかとなつた影響が大きいと思われる。

Fig. 2.6.2-6 のモデルは外枠厚さ 200mm であり、容器内面形状が平坦な場合の接触部の平均圧縮応力は以下の様になる。

$$P_x' = 1.866 \times 744 \times 7.98 / 200 = 55.4 \text{ kg/mm}^2$$

従って内面に丸みを付けることにより、最大応力は平均値の 1.34 倍 ($=74/55.4$)となる。

この増加率を使い、内面に丸みを付けた場合の外枠の最大応力を計算した結果を Fig. 2.6.2-7 に示す。

(4) 面外電磁力に対する検討

面外電磁力の大きさは PF コイルの条件から求められるが、今回の検討では簡易的に以下の式で計算した。

$$P_Y = I B_{PN} / d$$

ここで P_Y : 面外電磁力により側板に作用する面圧

I : コイル 1 箇当たりの起磁力

= 全起磁力 ($N I$) / コイル数 (12)

d : 卷線半径方向厚み (導体厚)

B_{PN} : TF コイル電流と直交する PF 磁場

(今回は $B_{PN} = 4 \text{ T}$ とする)

P_Y の計算結果は本書では省略するが、 R_1 (内側脚の卷線中心半径) に比例する。 $\beta = 0.55$ 、 $j_w = 30 \text{ A/mm}^2$ で $R_1 = 2.48 \text{ m}$ ('85-FER) では 86 MPa 、 $\beta = 0.65$ 、 $j_w = 35 \text{ A/mm}^2$ の場合はそれより 38 % 大きくなる。

面外電磁力により容器に発生する応力を手計算で求めるのは簡単ではない。従って、2 次元モデルによる FEM 解析を行い、その結果から簡略式を導いた。

そのモデルと計算結果を Fig. 2.6.2-8 に示す。これらの結果より、各部の応力を以下の式で評価するものとした。

[側板]

$$\sigma = \frac{P_Y d^2 / 6.6}{h_1^2 / 6} = 0.91 P_Y d^2 / h_1^2$$

[外枠]

$$\sigma = \frac{P_Y d}{2 t_1} + \frac{P_Y d^2 / 48}{t_1^2 / 6} = \frac{P_Y d}{2 t_1} \left(1 + \frac{d}{4 t_1} \right)$$

[内枠]

$$\sigma = \frac{P_Y d}{2 t_2} + \frac{P_Y d^2 / 96}{t_2^2 / 6} = \frac{P_Y d}{2 t_2} \left(1 + \frac{d}{8 t_2} \right)$$

ここで P_Y : 面外電磁力により側板に作用する面圧

d : 卷線半径方向厚み(導体厚)

h_1 : 卷線中心での側板厚さ

t_1 : 外枠厚さ

t_2 : 内枠厚さ

外枠、内枠の応力算定式はいずれも側板との接合部近傍の値であり、中央部では約3/4に減少する。

これらの式を使い、面外電磁力による各部の応力を計算する。

Fig. 2.6.2-9に側板曲げ応力を示す。側板部は R_1 が小さくなるに従い、 d が大きくなり h_1 が小さくなるため曲げ応力は急激に増加する。外枠、内枠の応力計算結果については省略する。

尚、今回、応力計算に用いた式はある1つの例について解析した結果より求めたものであり、側板、外枠、内枠の比率が異なれば発生応力もかなり異なると思われ、更に詳細な検討が必要となる。

(5) T Fコイル容器応力強さ

以下では、側板、外枠、内枠の各部について、Fig. 2.6.2-10に示すように、コイル面内(軸方向)の主応力を σ_1 、それと直交する主応力を σ_2, σ_3 とする。

1) 側 板

側板には垂直力による面内引張応力 σ_1 と面外電磁力による曲げ圧縮応力 σ_2 が発生する。

σ_1 については既に説明した通りであるが、この引張応力は面内に一様に分布している訳ではない。従って、応力強さの算定に際しては、平均値の1.5倍の値を採る。

応力強さ S は以下の様に求められる。

$$S = 1.5 \sigma_1 - \sigma_2$$

この応力強さに対する制限値は、 $1.5 S_m = 800 \text{ MPa}$ とする。計算結果の1例を Fig. 2.6.2-11, Fig. 2.6.2-12に示す。

2) 中心支柱支持方式の場合の外枠

中心支柱支持方式の場合の肩付近では、外枠には垂直力による面内引張応力 σ_1 と向心力による曲げ応力及び面外電磁力による曲げ引張応力が発生する(Fig. 2.6.2-10参照)。

垂直力による σ_1 は側板と同様、平均値を1.5倍した値を応力強さの計算に採用する。

向心力による曲げ圧縮応力は前述した通りであるが、面外電磁力による曲げ引張応力は、P F 磁場がない場合は発生しない応力であり、この応力を含めた場合、外枠の応力強さを過少評価することになる。従って、 σ_3 には面外電磁力による曲げ引張応力は含めず、向心力による曲げ圧縮応力のみを評価する。

応力強さ S は、 $S = 1.5 \sigma_1 - \sigma_3$ となる。この値に対する制限値は $1.5 S_m = 800$ MPa である。

計算結果を Fig. 2.6.2-13 に示す。

3) ウェッジ支持方式の場合の外枠

ウェッジ支持方式で容器内側を平坦にした場合は、外枠端部に大きな圧縮応力 σ_3 が発生する。垂直力による面内引張応力は平均値の 1.5 倍の値をとる。応力強さ S は、 $S = 1.5 \sigma_1 - \sigma_3$ となる。計算結果を Fig. 2.6.2-14 に示す。制限値は 800 MPa とする。

一方、ウェッジ支持方式で容器内側を丸みを付けた場合、向心力による最大発生応力は外枠中央部に発生する。

向心力による圧縮応力の最大値は、2.6.2(3)(3)に述べた様に、一様圧縮応力として計算した場合の 1.34 倍である。この様な応力から求められた応力強さに対し、許容値を $1.5 S_m$ とした場合、多少、応力を過少評価することになり、又、中心支柱支持方式の場合との同一レベルでの比較が困難になる。

従って、ここでは、 σ_1 については 1.5 倍せず、Fig. 2.6.2-2 に示す平均引張応力とし、 σ_3 のうち、向心力による圧縮応力は最大値ではなく、一様圧縮応力に換算した値 (Fig. 2.6.2-7 の 1/1.34 倍) とし、面外電磁力による引張応力は 2.6.2(4) の値の 3/4 倍した値とし、これらから求められた応力強さに対し、許容値を $S_m (= 533 \text{ MPa})$ とする。

応力強さの計算結果を Fig. 2.6.2-15 に示す。これは内枠厚さを 0.07 m とした場合である。

4) 内 枠

内枠には垂直力による面内引張応力 σ_1 と面外電磁力による面外曲げ引張応力 σ_3 が発生する。応力強さ S は、 $1.5 \sigma_1$ 又は σ_3 の大きい方の値とする。この応力強さに対する許容値は $1.5 S_m = 800 \text{ MPa}$ である。

(6) 中心支柱

中心支柱の強度については昭和 59 年度・60 年度の概念設計に於て詳細な解析が行われているが、今回の合理化検討に際し、中心支柱支持方式とウェッジ支持方式を同一レベルで比較するため、若干の追加検討を行った。

検討の内容と結果を Fig. 2.6.2-16 に示す。これは、全体の 1/24 モデルに対し向心力を載荷し、最大圧縮応力と平均圧縮応力の比較を行ったものである。

解析結果では最大圧縮応力は 430 MPa となっている。

一方、半径を板厚中心 ($R = 1730 + 150 = 1880 \text{ mm}$) とし、一様な圧縮応力とすれば、

$$2\pi R w = 2 \times 372 \times 80 \times 12$$

$$w = 2 \times 372 \times 80 \times 12 / 2\pi \times 1880 = 60.5 \text{ MPa}$$

$$\sigma_c = wR/t = 60.5 \times 1880 / 300 = 379 \text{ MPa}$$

従って最大圧縮応力と平均圧縮応力の比率は $430 / 379 = 1.14$ 倍となる。中心支柱の寸法を変えた場合もこの比率は一定として中心支柱の最大圧縮応力を計算した結果を Fig. 2.6.2-17 に示す。

この応力は曲げも含まれたものであるが、それでも平均値の 1.14 倍の増加率でしかなく、この許容値を $1.5 S_m$ とした場合、応力を過少評価することになり、又、コイル欠落時は向心力のバランスが崩れるため、正常時の平均圧縮応力の 1.5 倍程度の圧縮応力が発生することが予想される（昭和 59 年度・60 年度の概念設計より推定）。

従って、今回は平均圧縮応力、即ち Fig. 2.6.2-17 の値の $1/1.14$ に対し、許容値を $S_m (= 533 \text{ MPa})$ とする。

(7) TF コイル容器の断面寸法

以上の結果より、TF コイル容器各部の必要板厚と主要部の半径の概略値を Table 2.6.2-1 ~ Table 2.6.2-6 に示す。但し、側板については、今回の検討では β と R_1 で自動的に厚さが決定されるため、各ケースについて側板が安全か否かを示す。側板応力が許容値を越えている場合は垂直力による面内引張応力を低減するため、Table 2.6.2-1 ~ Table 2.6.2-6 に示す値より、外枠又は内枠の厚さを増す必要がある。

$\beta = 0.55$, $j_w = 30 \text{ A/mm}^2$ の場合は $R_1 = 1.5 \text{ m} \sim 2.5 \text{ m}$ の範囲では側板の強度が不足することはない。

しかし、 $\beta = 0.65$, $j_w = 35 \text{ A/mm}^2$ の場合、向心力支持方式によって多少の差異はあるが、 $R_1 \leq 1.8 \text{ m}$ の場合、側板応力が非常に大きくなり、外枠、内枠をもっと厚くする必要があろう。

尚、側板の応力評価に際しては、絶縁材の厚さが考慮されておらず、その分、応力が過少評価されている。従って、側板に関しては多少の余裕を見込む必要があろう。

(8) 中心支柱支持方式とウェッジ支持方式の比較

中心支柱支持方式とウェッジ支持方式の場合の寸法比較結果を Fig. 2.6.2-18 に示す。中心支柱支持方式の場合は外枠と中心支柱の厚さの合計値、ウェッジ支持方式の場合は外枠の厚さのみを比較する。

本図から判る通り、ウェッジ支持方式、特に容器の中心側に丸みを付けた場合は、中心支柱支持方式に比べ、厚さは 100 mm 程度減少し、全体寸法もそれだけ縮少化される。

しかし、今回の検討は、TF コイル容器が理想的な状態で製作され、据付けられた場合のものであり、実際には、中心支柱支持方式に比べ、以下の様な技術的問題点があろう。

- ① 加工精度・据付精度の問題：ウェッジ支持方式は非常に高い製作・据付精度が要求される。この据付精度が充分でなければ、局部的に非常に高い応力が発生することが予想される。
- ② 電磁力による変形の問題：コイル容器は電磁力により変形するが特に面外電磁力は

単に横向きの力と云うだけでなく、上下で力の向きが逆転し、このため非常に複雑な変形をするが、この変形がウェッジ効果にどの様な影響を及ぼすか。

- ③ コイル欠落時の向心力のアンバランスの問題：コイルが欠落した場合、電磁力のバランスが崩れ、全体として不安定となる。これをどの様に処理するか。

いずれにしても今回の検討結果のみから、これまでの中心支柱支持方式をウェッジ支持方式に切り換えるのは時期早尚であり、まだ検討を要する点が多い。又、ウェッジ支持方式のメリットとしてACロス低減があるが、中心支柱支持方式の場合でも中心支柱には縦方向に1ヶ所スリットを設け、絶縁材を挿入した構造としているため、中心支柱でのACロスは全体的には余り比率は大きくなく（ACロスの計算については、本報告書5.1(1)参照）、ウェッジ方式の利点も小さいものとなる。従って、以下の検討では中心支柱支持方式とする。

Table 2.6.2-1 Cross sectional dimensions of TF coil case
and bucking cylinder ($\beta = 0.55$, $j_w = 30 \text{ A/mm}^2$)

R_1	d	$t_1 \text{ min}$	$t_2 \text{ min}$	$t_3 \text{ min}$	$R_2 \text{ max}$	$R_3 \text{ min}$	$R_3 \text{ min} - R_2 \text{ max}$	Stress intensity of side plate	(m)
1.5	0.574	0.104	0.048	0.152	0.937	1.855	0.918	< 1.5 Sm	
1.6	0.567	0.112	0.050	0.163	1.022	1.954	0.932	"	
1.7	0.562	0.119	0.051	0.174	1.106	2.052	0.946	"	
1.8	0.557	0.126	0.053	0.184	1.192	2.152	0.960	"	
1.9	0.553	0.134	0.054	0.195	1.275	2.251	0.976	"	
2.0	0.548	0.141	0.056	0.206	1.359	2.350	0.991	"	
2.1	0.545	0.149	0.057	0.217	1.442	2.450	1.008	"	
2.2	0.541	0.156	0.058	0.228	1.526	2.549	1.023	"	
2.3	0.539	0.163	0.060	0.238	1.610	2.650	1.040	"	
2.4	0.536	0.170	0.061	0.249	1.693	2.749	1.056	"	
2.5	0.534	0.178	0.063	0.260	1.775	2.850	1.075	"	
2.49 ⁽¹⁾	0.544	0.168	0.078	0.300	1.730	2.860	1.130	< 1.5 Sm	

Note (1) '85FER

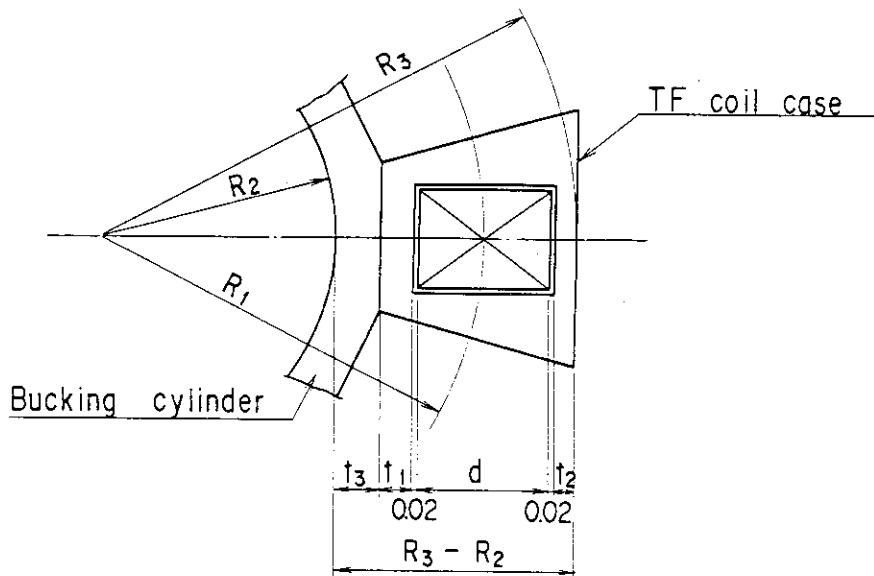


Table 2.6.2-2 Cross sectional dimensions of TF coil case
and bucking cylinder ($\beta = 0.65$, $j_w = 35A/mm^2$)

R_1	d	t_1 min	t_2 min	t_3 min	R_2 max	R_3 min	R_3 min - R_2 max	Stress intensity of side plate
1.5	0.396	0.116	0.041	0.154	1.012	1.759	0.747	> 1.5 Sm
1.6	0.393	0.125	0.042	0.165	1.094	1.859	0.765	"
1.7	0.390	0.134	0.044	0.176	1.175	1.959	0.784	> 1.5 Sm
1.8	0.387	0.143	0.045	0.187	1.257	2.059	0.802	= 1.5 Sm
1.9	0.385	0.152	0.046	0.198	1.338	2.159	0.821	< 1.5 Sm
2.0	0.383	0.160	0.048	0.209	1.420	2.260	0.840	"
2.1	0.381	0.169	0.049	0.220	1.501	2.360	0.859	"
2.2	0.380	0.178	0.051	0.231	1.581	2.461	0.880	"
2.3	0.378	0.187	0.052	0.242	1.662	2.561	0.899	"
2.4	0.377	0.196	0.054	0.253	1.743	2.663	0.920	"
2.5	0.376	0.204	0.055	0.264	1.824	2.763	0.939	1.5 Sm

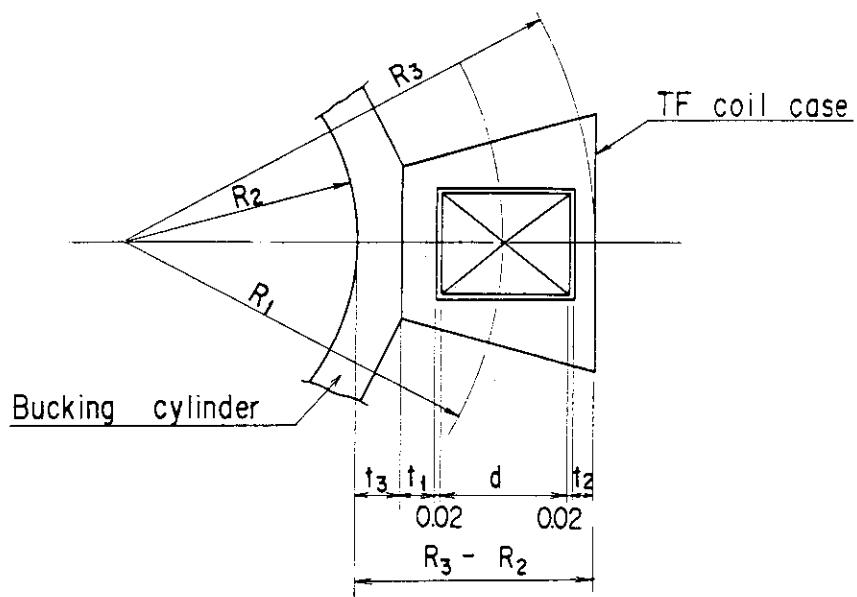


Table 2.6.2-3 Cross sectional dimensions of TF coil case
under the flat coil case wedging support
($\beta = 0.55$, $j_w = 30A/mm^2$)

R_1	d	$t_1 \text{ min}$	$t_2 \text{ min}$	$R_2 \text{ max}$	$R_3 \text{ min}$	$R_3 \text{ min} - R_2 \text{ max}$	(m) Stress intensity of side plate
1.5	0.574	0.233	0.048	0.960	1.855	0.895	< 1.5 Sm
1.6	0.567	0.245	0.050	1.052	1.954	0.902	"
1.7	0.562	0.260	0.051	1.139	2.052	0.913	"
1.8	0.557	0.273	0.053	1.229	2.152	0.923	"
1.9	0.553	0.286	0.054	1.318	2.251	0.933	"
2.0	0.548	0.300	0.056	1.406	2.350	0.944	"
2.1	0.545	0.312	0.057	1.496	2.450	0.954	"
2.2	0.541	0.326	0.058	1.584	2.549	0.965	"
2.3	0.539	0.340	0.060	1.671	2.650	0.979	"
2.4	0.536	0.353	0.061	1.759	2.749	0.990	"
2.5	0.534	0.366	0.063	1.847	2.850	1.003	< 1.5 Sm

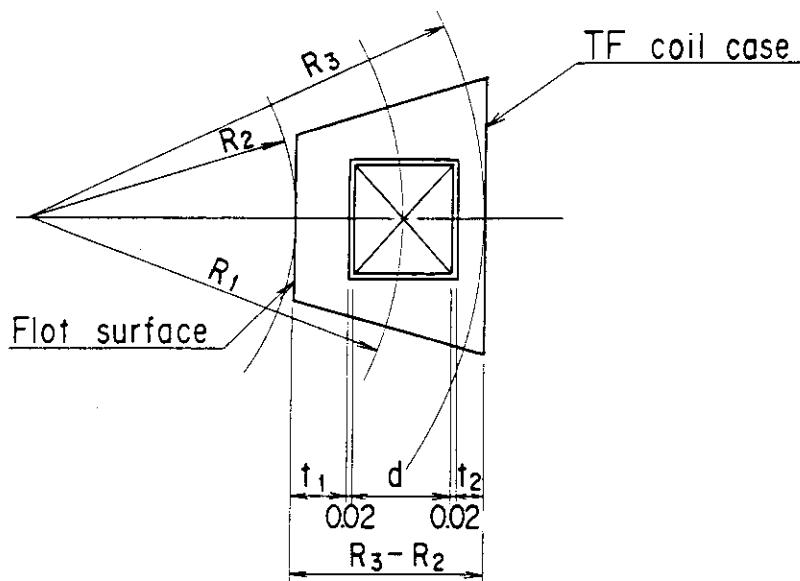


Table 2.6.2-4 Cross sectional dimensions of TF coil case
under the flat coil case wedging support
($\beta = 0.65$, $j_w = 35A/mm^2$)

R_1	d	t_1 min	t_2 min	R_2 max	R_3 min	R_3 min - R_2 max	(m) Stress intensity of side plate
1.5	0.396	0.241	0.041	1.041	1.759	0.718	$\approx 1.5 Sm$
1.6	0.393	0.255	0.042	1.129	1.859	0.730	$< 1.5 Sm$
1.7	0.390	0.269	0.044	1.216	1.959	0.743	"
1.8	0.387	0.281	0.045	1.306	2.059	0.753	"
1.9	0.385	0.295	0.046	1.393	2.159	0.766	"
2.0	0.383	0.308	0.048	1.481	2.260	0.779	"
2.1	0.381	0.321	0.049	1.569	2.360	0.791	"
2.2	0.380	0.335	0.051	1.655	2.461	0.806	"
2.3	0.378	0.349	0.052	1.742	2.561	0.819	"
2.4	0.377	0.366	0.054	1.826	2.663	0.837	"
2.5	0.376	0.385	0.055	1.907	2.763	0.856	$< 1.5 Sm$

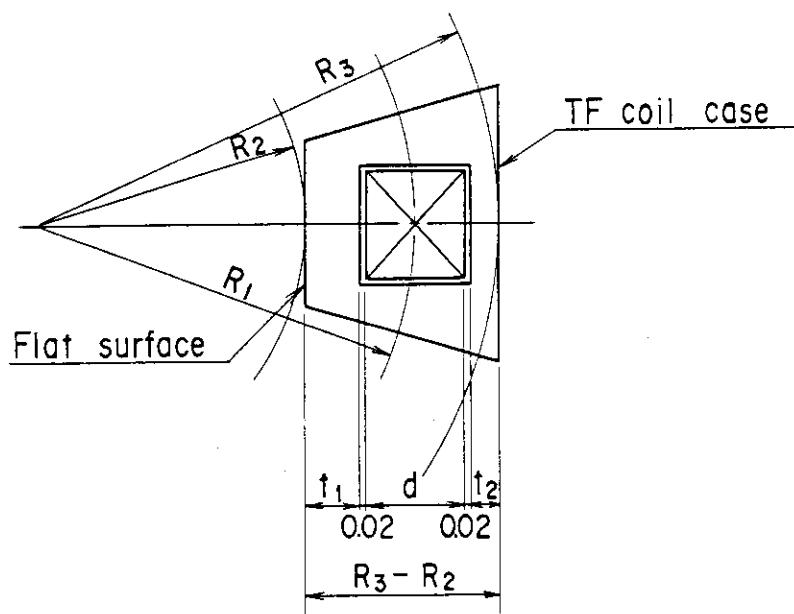


Table 2.6.2-5 Cross sectional dimensions of TF coil case
under the cylindrical coil case wedging
support ($\beta = 0.55$, $j_w = 30A/mm^2$)

(m)

R_1	d	t_1 min	t_2 min	R_2 max	R_3 min	R_3 min - R_2 max	Stress intensity of side plate
1.5	0.574	0.165	0.048	1.028	1.855	0.827	< 1.5 Sm
1.6	0.567	0.179	0.050	1.118	1.954	0.836	"
1.7	0.562	0.192	0.051	1.207	2.052	0.845	"
1.8	0.557	0.206	0.053	1.296	2.152	0.857	"
1.9	0.553	0.219	0.054	1.385	2.251	0.867	"
2.0	0.548	0.233	0.056	1.473	2.350	0.877	"
2.1	0.545	0.246	0.057	1.562	2.450	0.889	"
2.2	0.541	0.260	0.058	1.650	2.549	0.900	"
2.3	0.539	0.273	0.060	1.738	2.650	0.913	"
2.4	0.536	0.287	0.061	1.825	2.749	0.924	"
2.5	0.534	0.300	0.063	1.913	2.850	0.937	< 1.5 Sm

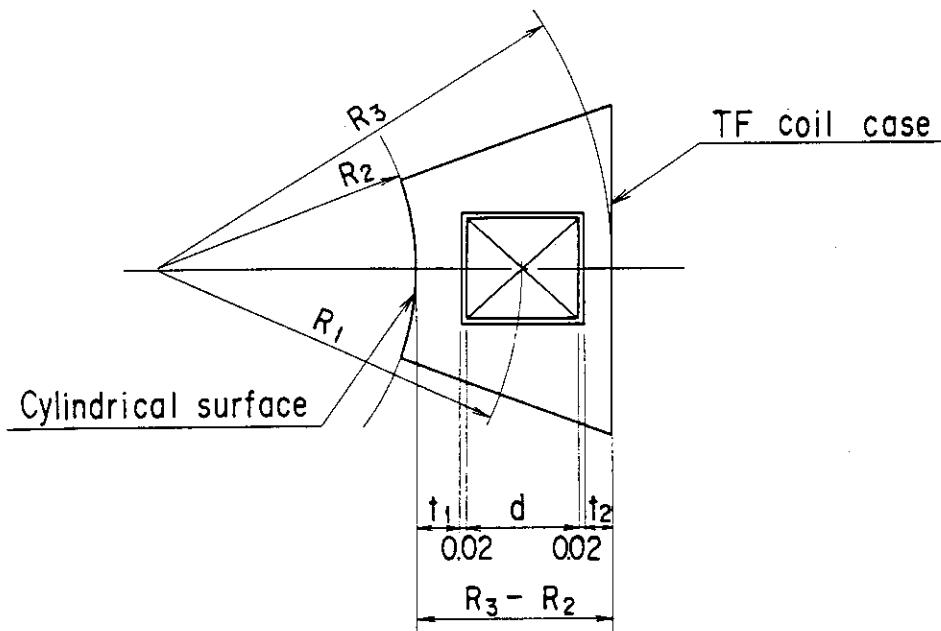
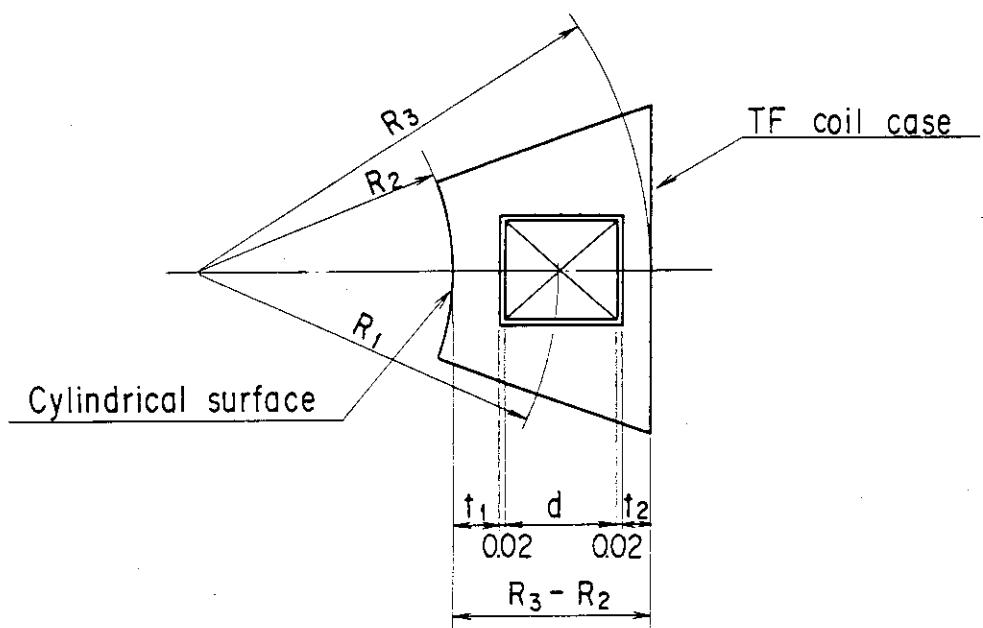


Table 2.6.2-6 Cross sectional dimensions of TF coil case
under the cylindrical coil case wedging support ($\beta = 0.65$, $j_w = 35A/mm^2$)

(m)

R_1	d	$t_1 \text{ min}$	$t_2 \text{ min}$	$R_2 \text{ max}$	$R_3 \text{ min}$	$R_3 \text{ min} - R_2 \text{ max}$	Stress intensity of side plate
1.5	0.396	0.176	0.041	1.106	1.759	0.653	> 1.5 Sm
1.6	0.393	0.190	0.042	1.194	1.859	0.666	= 1.5 Sm
1.7	0.390	0.204	0.044	1.281	1.959	0.678	< 1.5 Sm
1.8	0.387	0.218	0.045	1.367	2.059	0.691	"
1.9	0.385	0.232	0.046	1.456	2.159	0.704	"
2.0	0.383	0.246	0.048	1.543	2.260	0.718	"
2.1	0.381	0.260	0.049	1.630	2.360	0.731	"
2.2	0.380	0.274	0.051	1.716	2.461	0.745	"
2.3	0.378	0.288	0.052	1.803	2.561	0.758	"
2.4	0.377	0.302	0.054	1.890	2.663	0.774	"
2.5	0.376	0.316	0.055	1.976	2.763	0.787	< 1.5 Sm



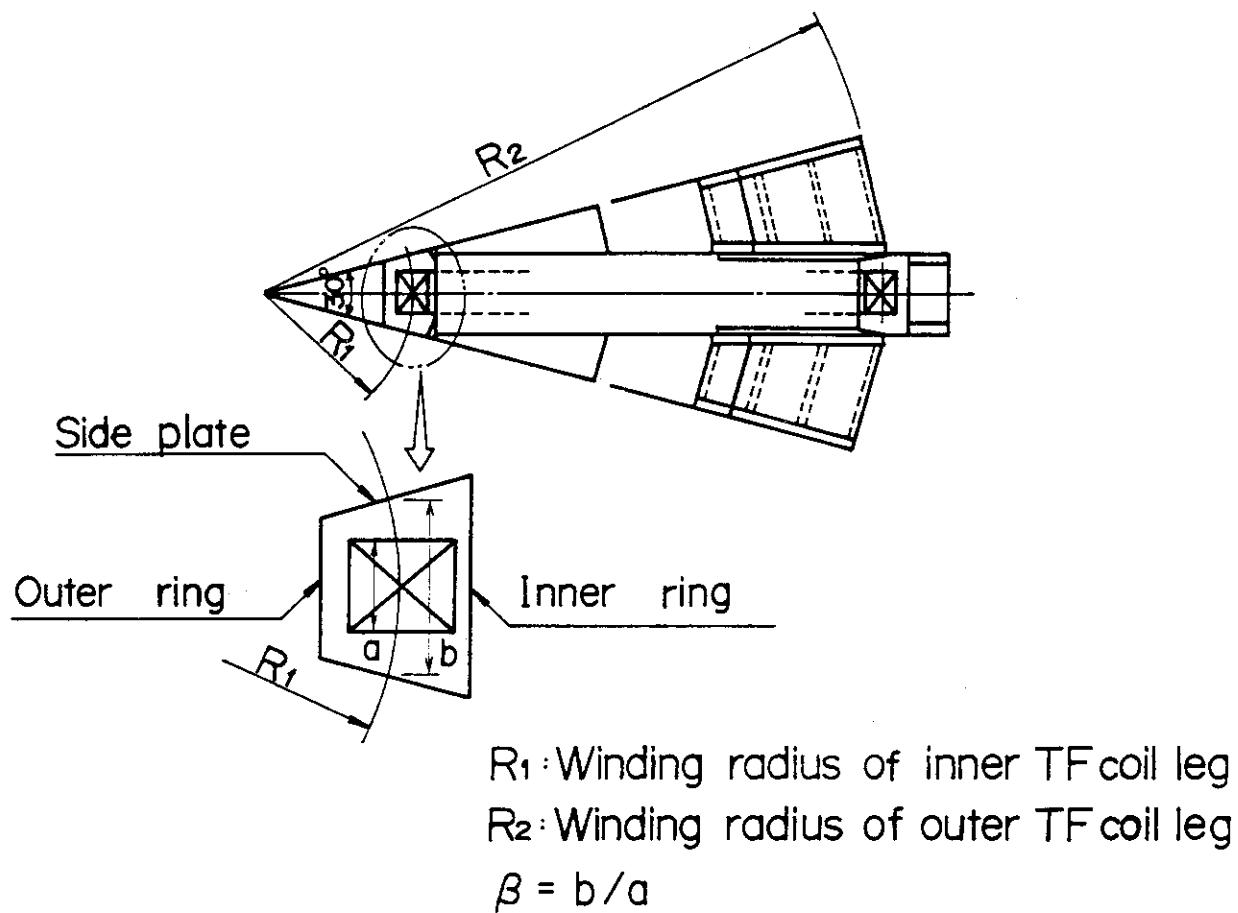


Fig. 2.6.2-1 Cross-sectional view of TF coil case

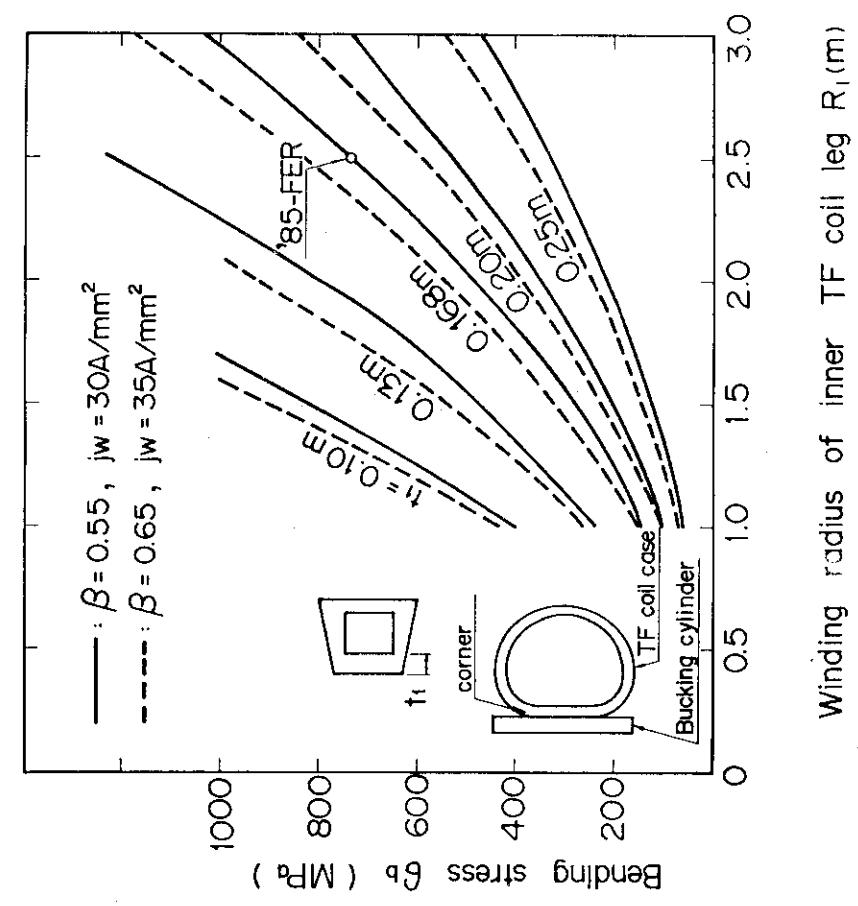


Fig. 2.6.2-2 Average tensile stress of TF coil case due to hoop force

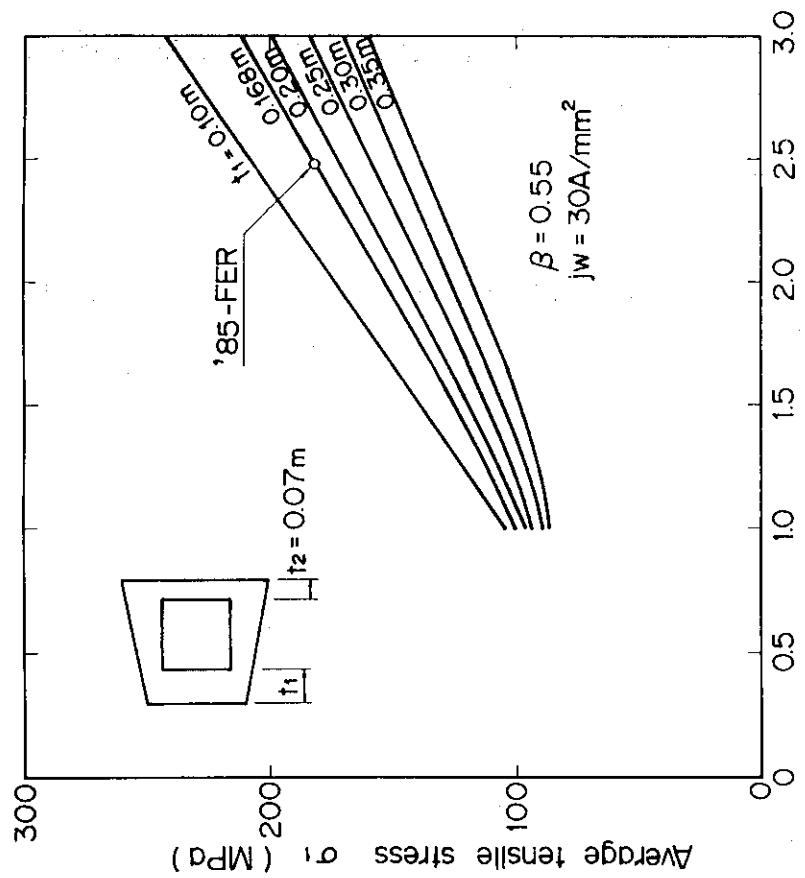


Fig. 2.6.2-3 Bending stress of outer ring
in the inner leg corner due to the centering force
(Buckling cylinder support)

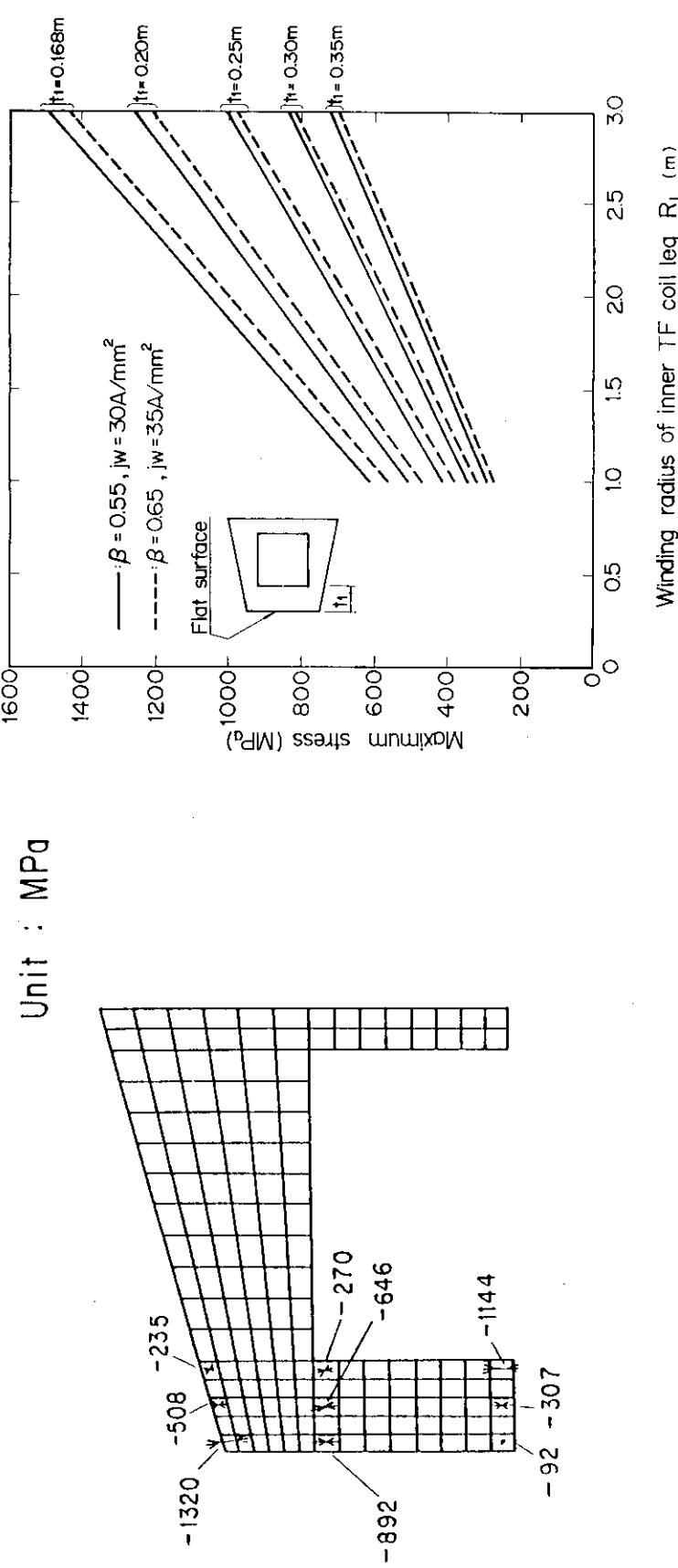


Fig. 2.6.2-4 TF coil stress due to the centering force under the coil case wedging action (Centering pressure = 80 MPa)

Fig. 2.6.2-5 Maximum stress of TF coil case due to the centering force under the coil case wedging action (Flat coil case surface)

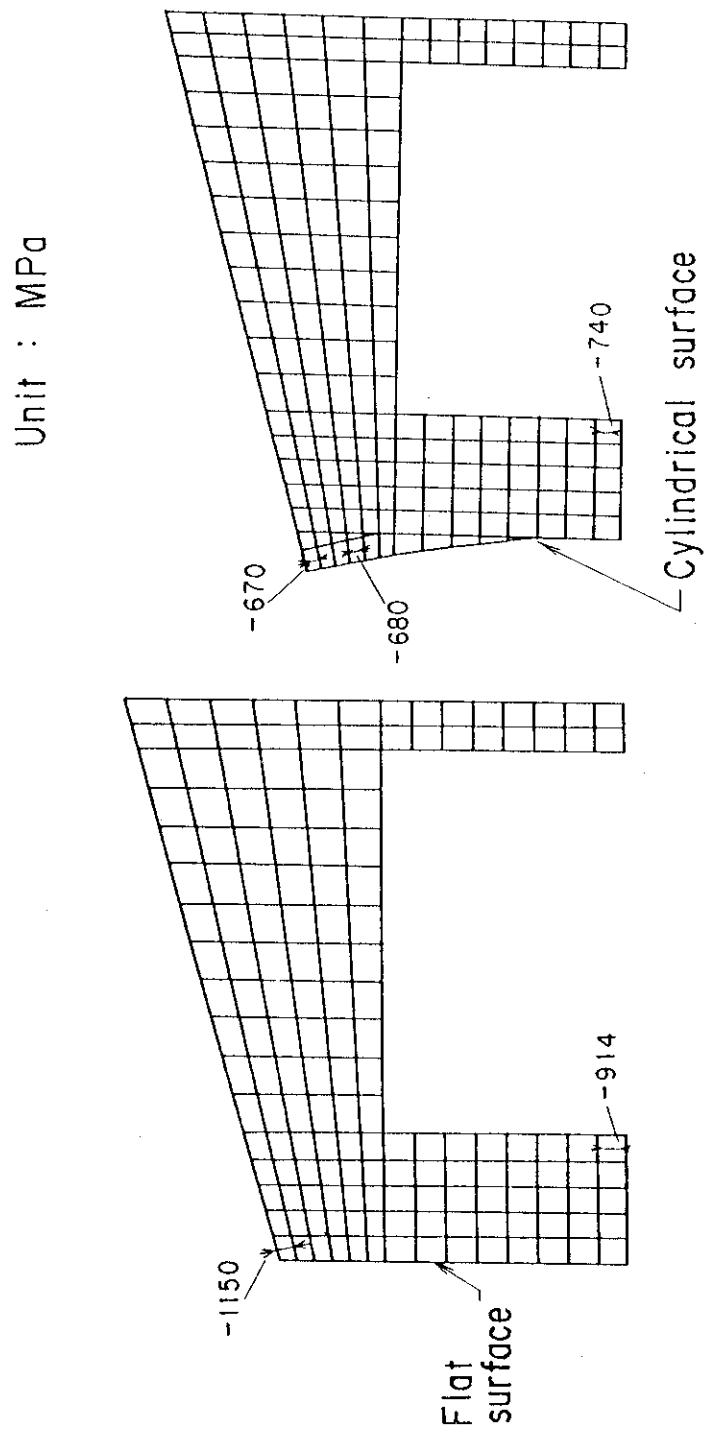


Fig. 2.6.2-6 Comparison of TF coil stresses due to the centering force under the coil case wedging action (Centering pressure = 80 MPa)

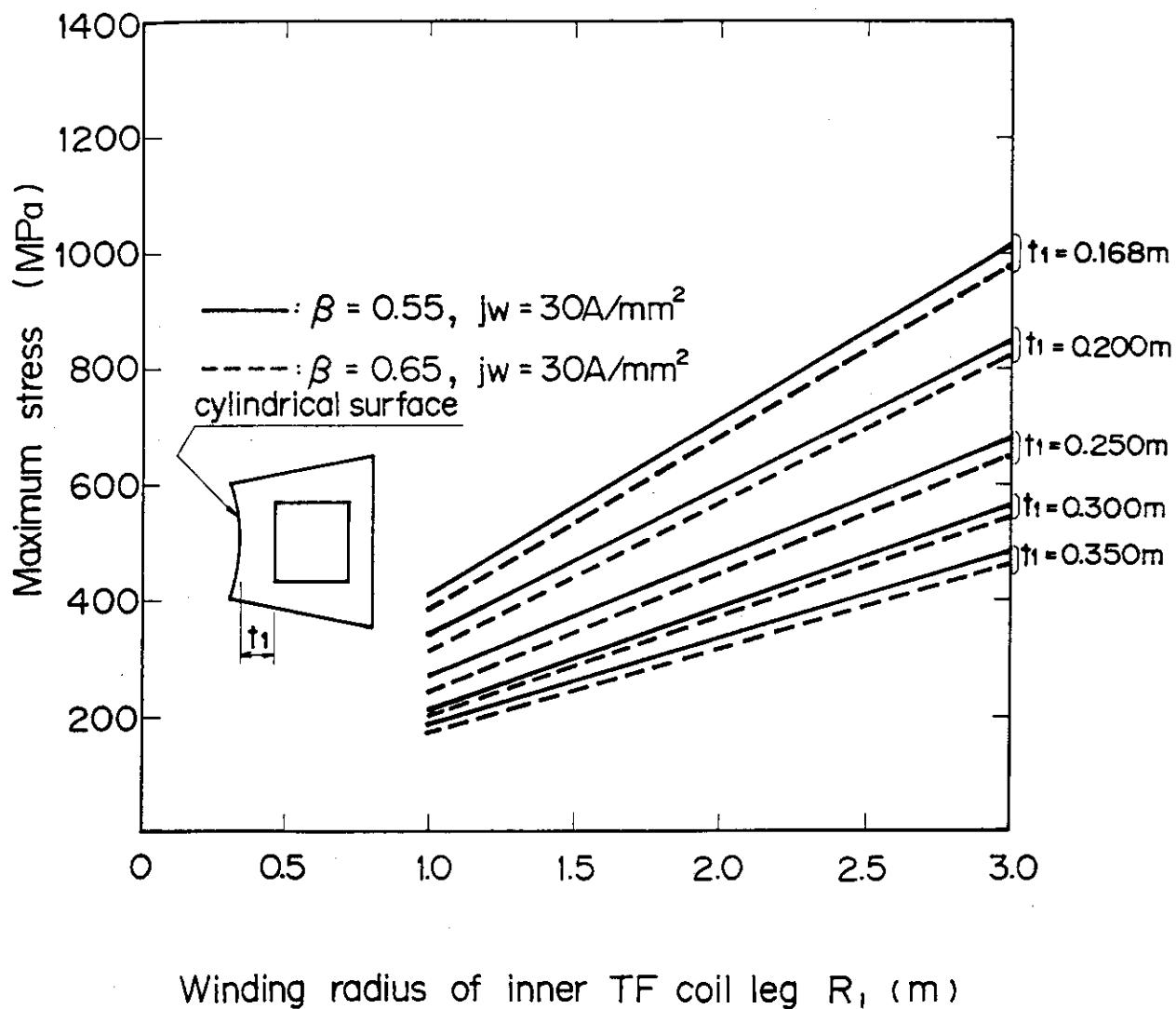


Fig. 2.6.2-7 Maximum stress of TF coil case due to the centering force under the coil case
(Cylindrical coil case surface)

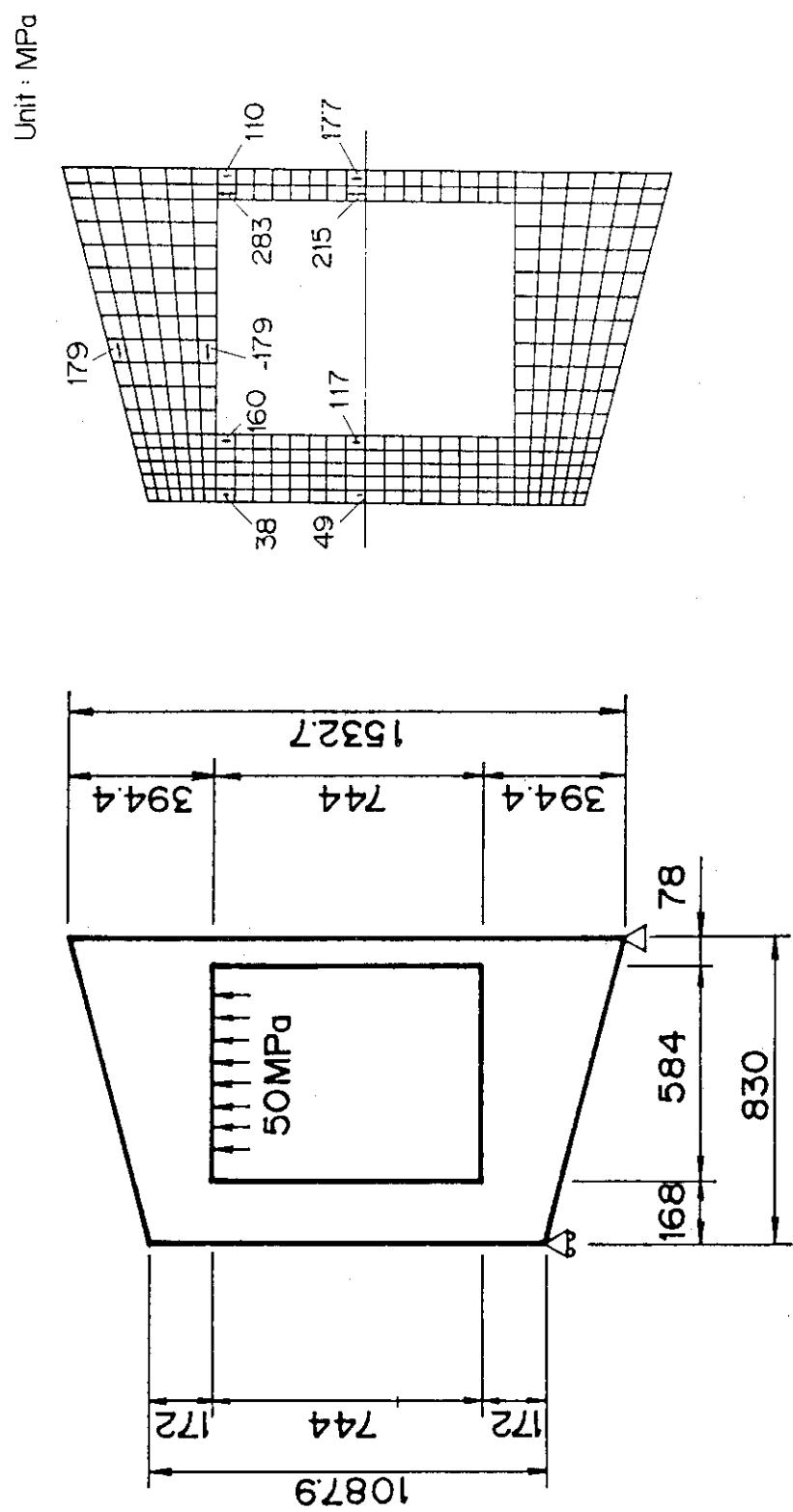


Fig. 2.6.2-8 Analysis model and principal stress of TF coil case by out-of-plane force

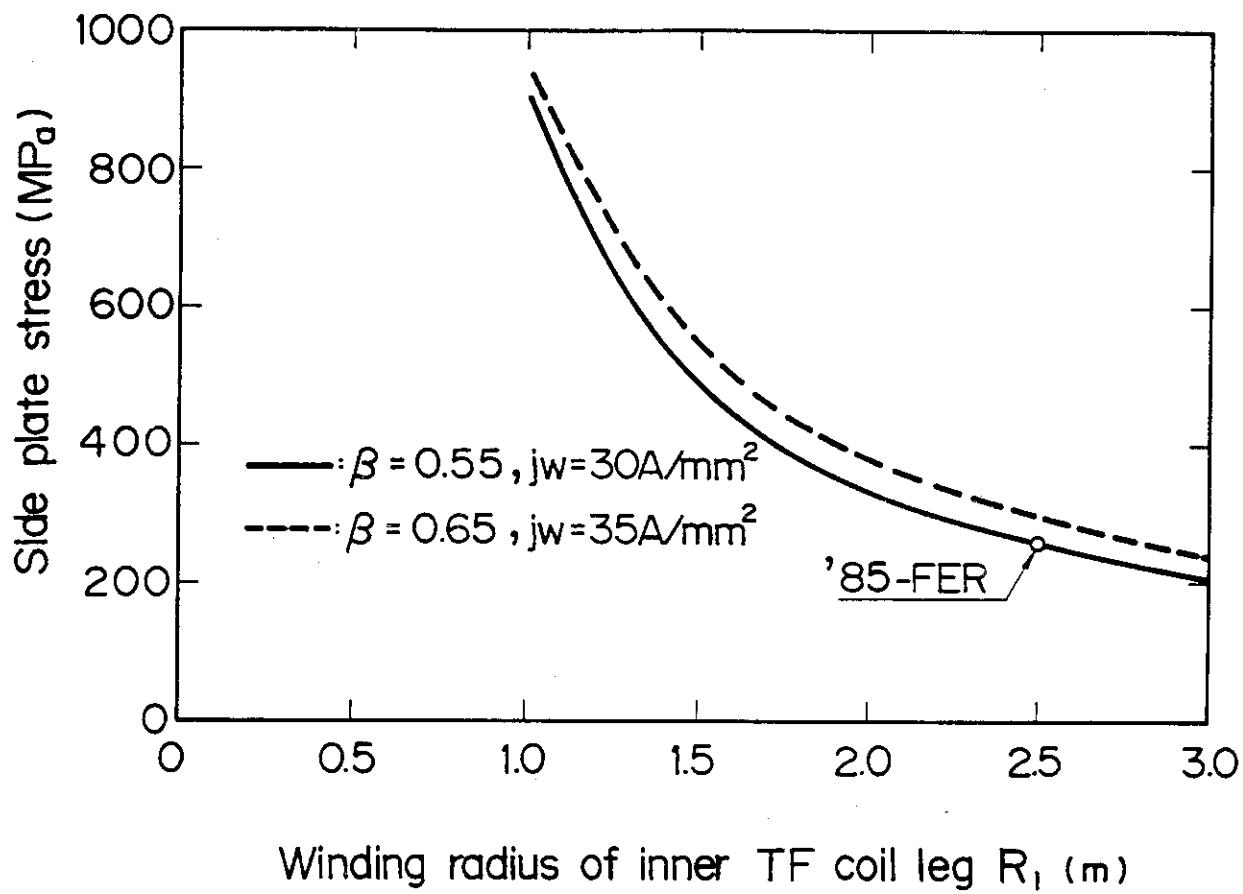


Fig. 2.6.2-9 Side plate stress by out-of-plane force

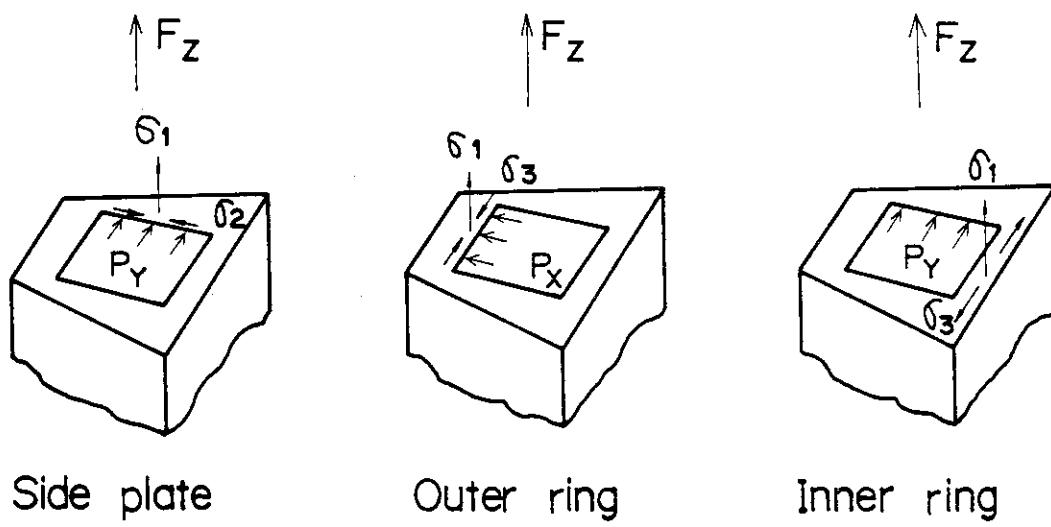


Fig. 2.6.2-10 Principal stress of TF coil case

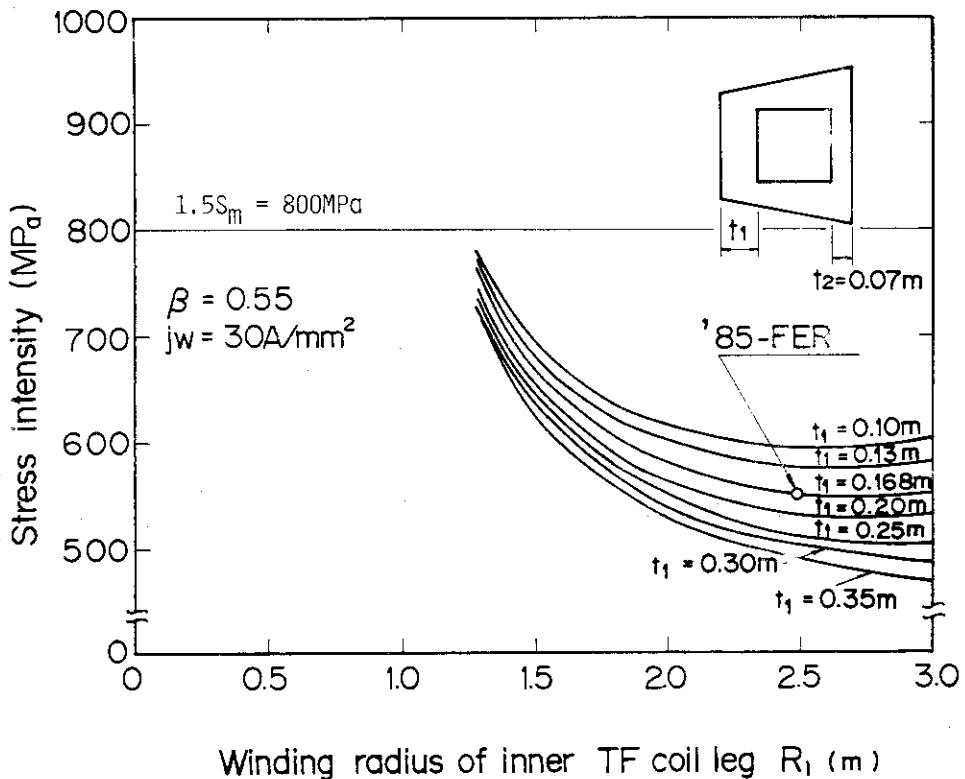


Fig. 2.6.2-11 Stress intensity of side plate

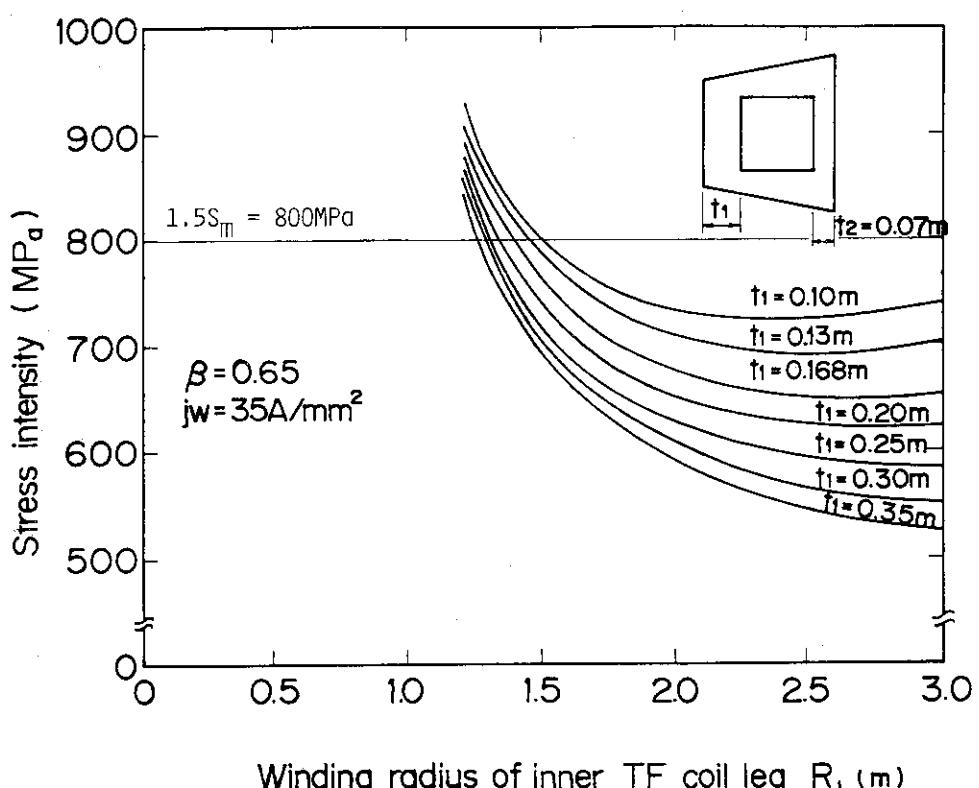


Fig. 2.6.2-12 Stress intensity of side plate

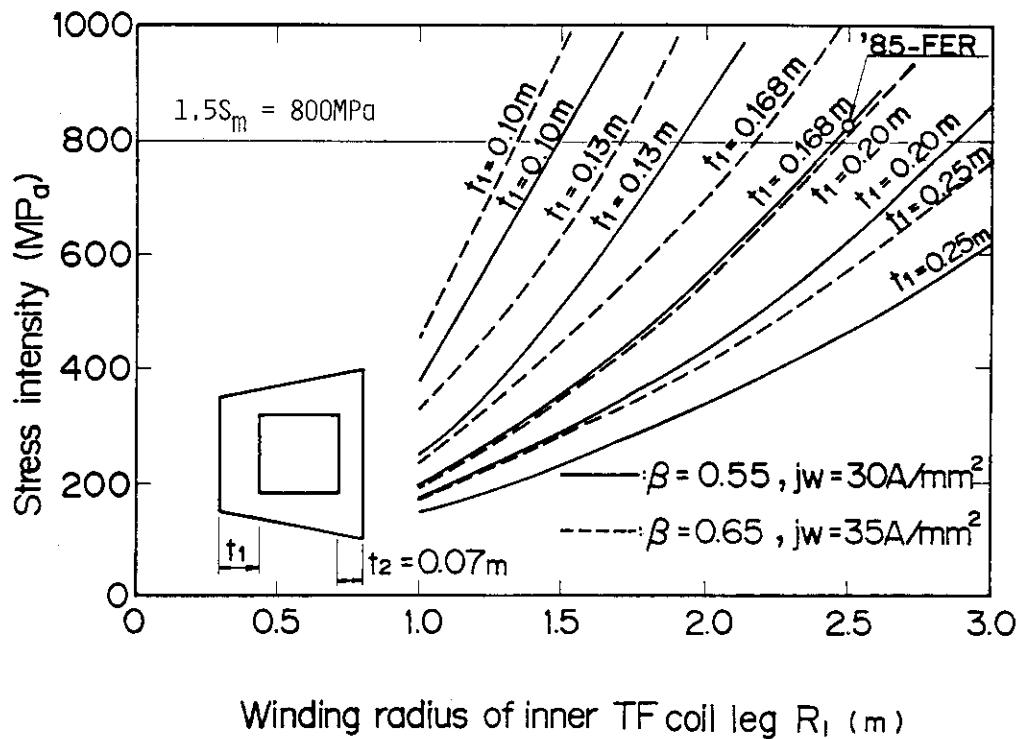


Fig. 2.6.2-13 Stress intensity of outer ring
(Bucking cylinder support)

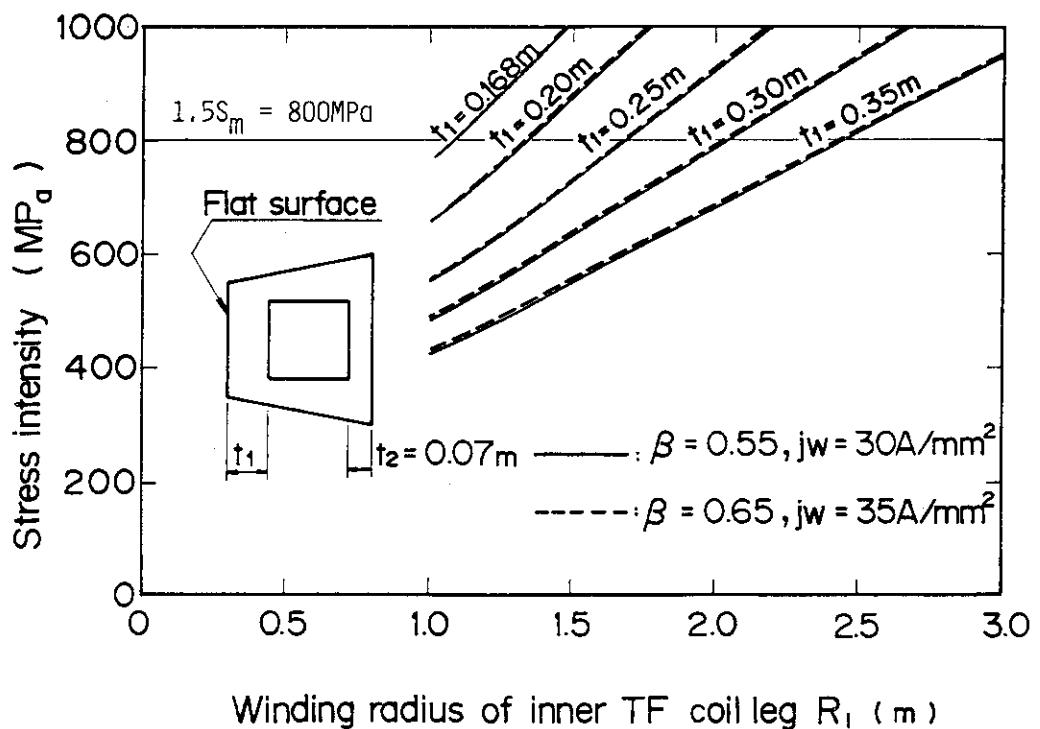


Fig. 2.6.2-14 Stress intensity of outer ring
(Flat coil case wedging support)

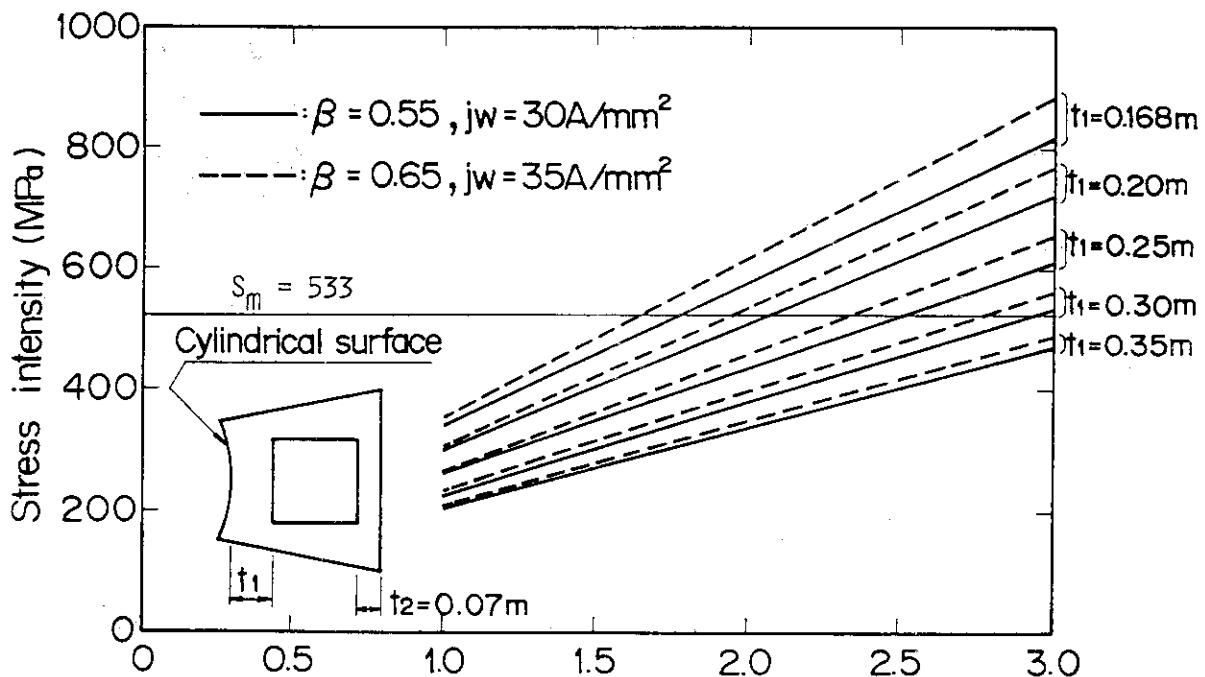


Fig. 2.6.2-15 Stress intensity of outer ring

(Cylindrical coil case wedging support)

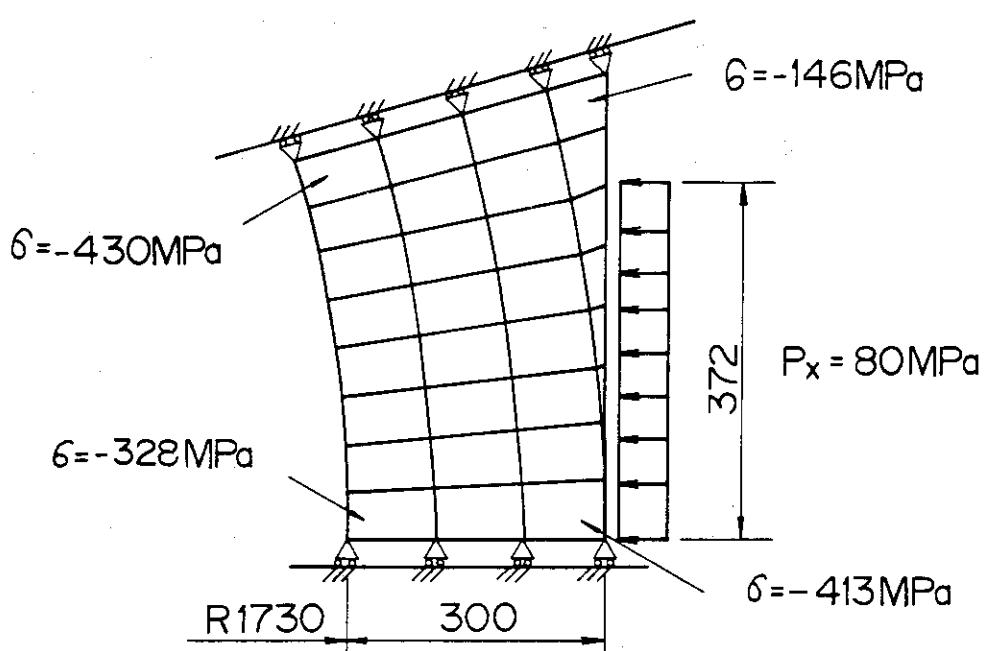


Fig. 2.6.2-16 Stress analysis of buckling cylinder

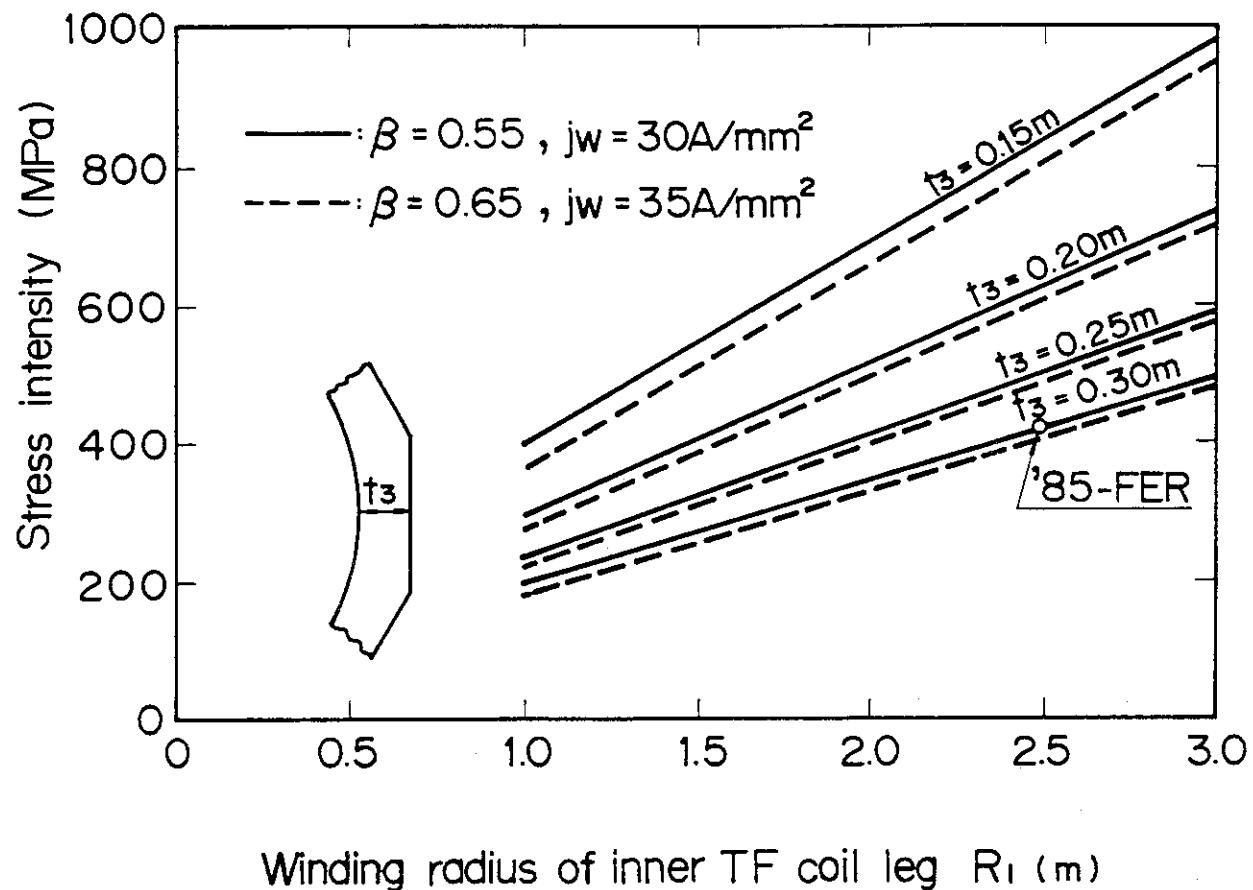


Fig. 2.6.2-17 Stress intensity of bucking cylinder

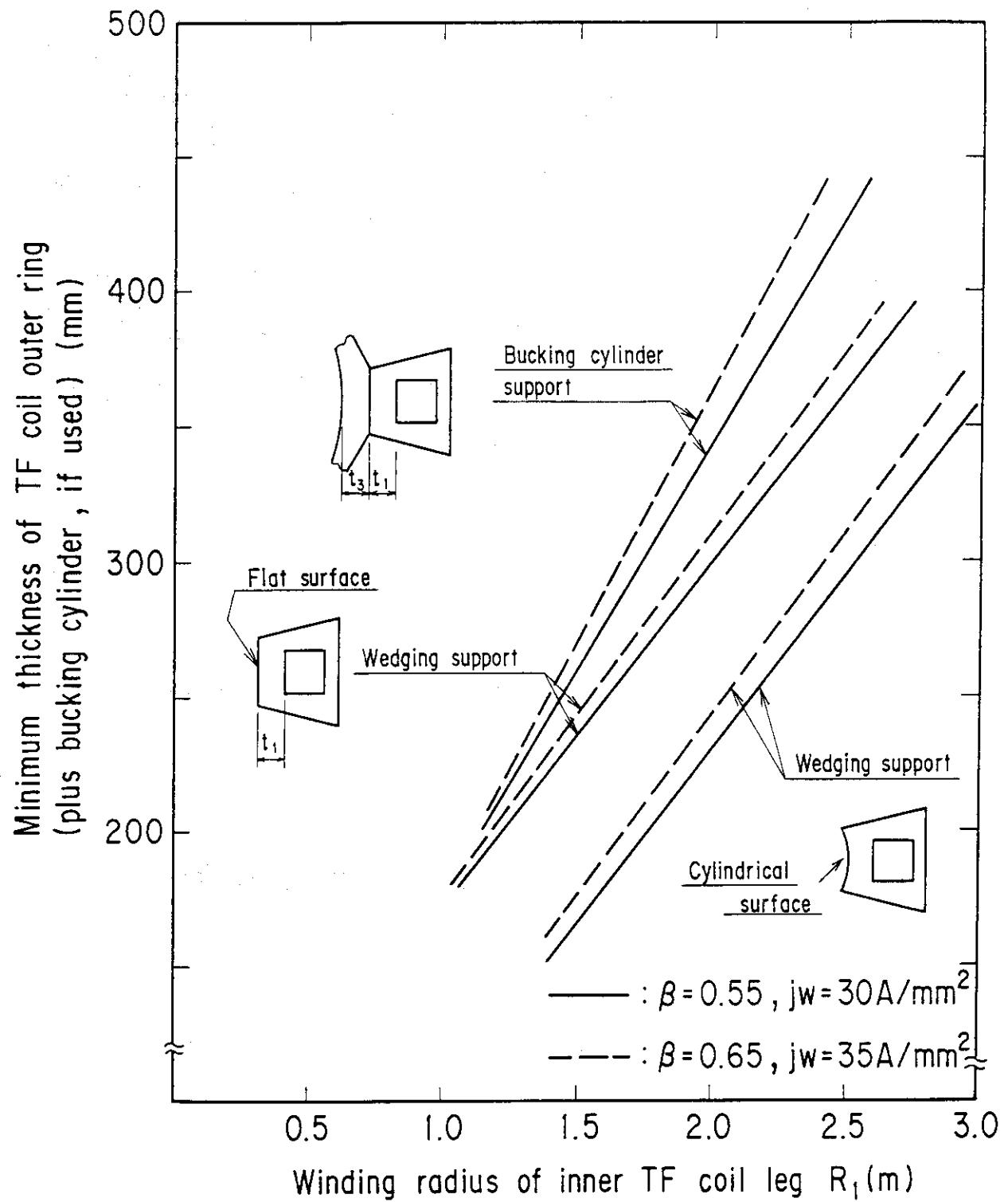


Fig. 2.6.2-18 Comparison between bucking cylinder support and wedging support

2.6.3 合理化案の容器強度検討

合理化案のTFコイル内側脚での断面寸法はTable 2.5-2に示す通りである。この寸法はTable 2.6.2-1, 2を参考とし、多少の余裕を見込んで設定したものである。

各電磁力に対する応力計算は2.6.2の予備検討で述べた方法と同一である。

Table 2.6.3-1に垂直力による面内平均引張応力を示す。Option Cでは159 MPa, ACS, ACDは巻線中心半径は小さくなったものの、平均電流密度が高くなつたため、200 MPa以上となる。MINIは巻線中心半径が小さくなつたため、155 MPaまで減少する。

Table 2.6.3-2に向心力による外枠の曲げ応力を示す。いずれも300~400 MPaの曲げ応力となっている。

面外電磁力による側板、内枠、外枠の応力をTable 2.6.3-3に示す。予備検討ではTFコイル電流と直交するPF磁場を $B_{PN} = 4\text{ T}$ と仮定したが、ここではあらたにコードによって計算しなおした値を用いている。($B_{PN} = 4\text{ T}$ と仮定した場合の 81%~94% に減少している。) 応力評価式は2.6.2に示す通りである。

これらの結果から側板、外枠、内枠の各部の応力強さを計算した結果をTable 2.6.3-4に示す。これらの応力強さに対する制限値は800 MPaである。

Option Cでは側板は589 MPa、外枠は633 MPa、内枠は377 MPaの応力強さが生じているが、すべて許容値内であり、内枠はもう少し薄く出来る可能性がある。

ACSでは、側板は639 MPa、外枠は766 MPa、内枠は311 MPaの応力強さであり、側板、外枠はOption Cより大きな応力強さとなっているが許容値内である。内枠はOption Cと同様、側板、外枠に比べ余裕があり、今後、この点のバランスの調整が必要となろう。

ACDはACSとほぼ同じ値である。

MINIは側板が552 MPa、外枠は571 MPa、内枠が254 MPaとすべて許容値内であるが、他のケースに比べ余裕があり、更に合理化の余地があろう。

Table 2.6.3-1 Average tensile stress of TF coil case due to vertical force

	Option C	ACS	ACD	MINI
R_1 (m)	2.03	1.84	1.84	1.56
R_2 (m)	9.85	8.95	7.85	7.68
d (m)	0.568	0.416	0.416	0.446
β	0.58	0.63	0.63	0.61
t_1 (m)	0.197	0.174	0.174	0.168
t_2 (m)	0.087	0.087	0.087	0.074
j_w (A/mm ²)	29.6	36.3	36.3	36.3
NI (AT)	115.7	102.4	102.4	89.1
F_z (N)	2115	1659	1809	1266
σ_t (MPa)	159	207	226	155

where R_1 : Winding radius of inner TF coil leg
 R_2 : Winding radius of outer TF coil leg
 d : Winding thickness (including insulation)
 β : Fractional space allotted to conductor in the toroidal direction (including insulation)
 t_1 : Outer ring thickness
 t_2 : Inner ring thickness
 j_w : Average current density
NI: Total ampere-turns of TF coil
 F_z : Vertical force
 σ_t : Average tensile stress of TF coil case

Table 2.6.3-2 Bending stress of outer ring
due to centering force

	Option C	ACS,ACD	MINI
F_X (N/m)	578	512	446
P_X (Pa)	78.1	70.3	74.6
B (m)	0.626	0.626	0.506
t_1 (m)	0.197	0.174	0.168
σ_b (MPa)	394	455	388

where F_X : Total centering force

P_X : Pressure load due to centering force

B : Winding width (including insulation)

t_1 : Outer ring thickness

σ_b : Bending stress of outer ring due to centering force

Table 2.6.3-3 TF coil case stress due to
out-of-plane force

	Option C	ACS, ACD	MINI
$F_Y (=IB_{PN})$ (MN/m)	36.2	28.1	21.4
d (m)	0.568	0.416	0.446
P_Y (MPa)	63.7	67.5	48.0
h_1 (m)	0.231	0.180	0.165
t_1 (m)	0.197	0.174	0.168
t_2 (m)	0.087	0.087	0.074
σ_{bs} (MPa)	350	328	319
σ_{bo} (MPa)	119	97	80
σ_{bi} (MPa)	377	258	254

where F_Y : Out-of-plane force

d : Winding thickness (including insulation)

P_Y : Pressure load due to out-of-plane force

h_1 : Side plate thickness at winding center

t_1 : Outer ring thickness

t_2 : Inner ring thickness

σ_{bs} : Bending stress of side plate

σ_{bo} : Bending and tensile stress of outer ring

σ_{bi} : Bending and tensile stress of inner ring

Table 2.6.3-4 Stress intensity of TF coil case

			(MPa)		
		Option C	ACS	ACD	MINI
	σ_1	159	207	226	155
side plate	σ_{3S}	-350	-328	-328	-319
	$S = 1.5\sigma_1 - \sigma_3$	589	639	667	552
	S_d	800	800	800	800
outer ring	σ_{30}	-394	-455	-455	-338
	$S = 1.5\sigma_1 - \sigma_{30}$	633	766	794	571
	S_d	800	800	800	800
inner ring	σ_{3i}	377	258	258	254
	$S = \max(1.5\sigma_1, \sigma_{3i})$	377	311	339	254
	S_d	800	800	800	800

where S : Stress intensity

S_d : Allowable limit of stress intensity

σ_1 : Average tensile stress due to vertical force

σ_{3S} : Bending stress of side plate due to out-of-plane force

σ_{30} : Bending stress of outer ring due to centering force

σ_{3i} : Bending and tensile stress of inner ring due to out-of-plane force

2.6.4 サポートフレーム

(1) 検討の内容

サポートフレーム、シェアパネルについては、昭和59、60年度の概念設計の結果について簡易計算により面外電磁力による変形量、応力を計算し、4ケースについても同程度の変形量、応力になる様な剛性を有する断面を求めた。

尚、応力については制限値は設けられているが、変形量については未だ具体的な値がないため、この様な方法を探った。許容変形量については、今後、他設備との関係も含めて決定する必要がある。

(2) 振りモーメントの計算

TFコイルは、全体として12個のコイルがシェアパネルで円周方向に結合された構造であり、これを模式的に見れば、12個のTFコイルを柱とし、シェアパネルを環状梁とした立体ラーメン構造である。この構造体に面外電磁力による転倒力が作用した場合は、上下、それぞれ逆向きの環状の力が作用し、TFコイル、シェアパネルは、Fig. 2.6.4-1の様な変形をする。

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

R_1 = TFコイル内側脚の巻線中心半径

R_2 = TFコイル外側脚の巻線中心半径

ϕ_p = 磁束量

I_c = TFコイル全起磁力

B_v = 平均垂直磁場

N = コイル数(12)

Table 2.6.4-1に'85-FERと今回の4ケースについて計算した結果を示す。尚、振りモーメントの大きさは高さ方向の位置で異なり、最大値は下端に近い位置に生ずるが、その値はTable 2.6.4-1に示す値の1.5倍程度となっており、Table 2.6.4-1に示す振りモーメントの大きさは全高の平均的な値である。

(3) サポートフレームの断面算定

TFコイル容器と一体となったサポートフレームは、高さ方向の中央部では巾が狭く、上下両端で巾が広くなる形状であり、転倒力に対し、これを梁として扱った場合は変断面梁となる。このサポートフレームの転倒力による変形量、応力を簡易的に求めるため、昭和59、60年度の概念設計の結果を用い、Fig. 2.6.4-2に示す様な解析を行った。この計算はTFコイル外側脚の上下のシェアパネル間を1本の変断面の梁と考え、変位量を求めたものである。

これを変断面梁ではなく、一様な断面の梁として考えた場合の変位量は以下の様に計算される。

$$\delta = W \ell^3 / 12 EI$$

この式から Fig. 2.6.4-2 の結果について等価断面 2 次モーメントを用いると以下の通りとなる。

$$I_{\text{equ}} = \frac{W \ell^3}{12 E \delta} = \frac{3.182 \times 10^6 \times 7000^3}{12 \times 2.06 \times 10^4 \times 16.0} = 2.759 \times 10^{11} \text{ mm}^4$$

この等価断面 2 次モーメントはほぼ端部から $\ell/6$ での断面 2 次モーメントである。

従って、以後の計算では等価断面 2 次モーメントを以下のように計算する。

$$I_{\text{equ}} = I_{\text{cen}} + 2(I_{\text{edge}} - I_{\text{cen}}) / 3$$

I_{cen} は、中心レベルでの断面 2 次モーメントであり、 I_{edge} は、上下のシェアパネル取付部での断面 2 次モーメントである。但し、両端に発生する力はシェアパネルによって伝達される構造であり、シェアパネル取付部付近に於てもシェアパネルと接続されていない部分は強度的には殆んど寄与しないと考えられる。従って、両端部に於ては、Fig. 2.6.4-2 に示す様にシェアパネルと接続されている部分のみを有効巾と考える。

昭和 59、60 年度の概念設計における外側脚の断面形状を Fig. 2.6.4-3 に示す。本図より、中央部、端部に於ける断面 2 次モーメントを求めるとき以下の様になる。

$$I_{\text{cen}} = 1.909 \times 10^{11} \text{ mm}^4$$

$$I_{\text{edge}} = 2.937 \times 10^{11} \text{ mm}^4$$

$$I_{\text{equ}} = 2.594 \times 10^{11} \text{ mm}^4$$

これらの剛性を用いて変形量、端部での曲げ応力を計算した結果を Table 2.6.4-2 に示す。計算要領は以下の通りである。

$$W = T / R$$

$$\delta = W \ell^3 / 12 EI_{\text{equ}}$$

$$\sigma_b = \frac{W \ell / 2}{I_{\text{equ}} / (h/2)}$$

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 (Table 2.6.4-1 参照)

R : シェアパネル中央部での半径

ℓ : 上下のシェアパネル間の距離

これらの結果から変形量 δ 、曲げ応力 σ_b を昭和 59、60 年度の概念設計と同じ値に制限した場合の各ケースの必要な等価断面 2 次モーメント及び端部での必要な断面係数が求められる。結果を Table 2.6.4-2 に示す。

今回の各ケースのサポートフレームはここに示す等価断面 2 次モーメント、必要断面係数を満足する断面形状とする必要がある。

各ケースのサポートフレーム形状をTable 2.6.4-3に示す。 b_2 , d_2 は導体から決定される寸法である。 b_1 については、アクセス等を考慮し、TFコイル内側脚の巻線中心におけるTFコイル容器の巾と同じ値とする。

断面2次モーメントは各ケースとも条件を満足しているが、端部における断面係数はOption C以外は必要値を満足していない。今回は、この断面係数の算定のベースとなった曲げ応力が比較的小さい(249 MPa)ので、断面係数不足による断面の補強は特に行わないものとしたが、この点については、いずれ詳細な解析が必要となろう。

又、Table 2.6.4-3の図には示していないが、MINIについては断面に多少の余裕があるため、TFコイル容器端部を切り欠き、多少、サポートフレームの巾を狭くしてある。

(4) シェアパネルの断面算定

サポートフレームの検討ではシェアパネルの影響は考慮していないが、シェアパネルの影響を考慮すると、変位は以下の様に計算される。

$$\delta = \delta_1 + \delta_2$$

ここで δ : 全変形量

δ_1 : シェアパネルの変形による変位

$$\left(= \frac{W\ell_1 \ell_2^2}{24EI_1} \right)$$

δ_2 : サポートフレームの変形による変位

$$\left(= \frac{W\ell_2^3}{12EI_2} \right)$$

ℓ_1 : シェアパネル長さ

ℓ_2 : サポートフレーム長さ

I_1 : シェアパネル断面2次モーメント

I_2 : サポートフレーム断面2次モーメント

以上の計算を、昭和59、60年度概念設計の結果について適用する。上部シェアパネル形状はFig. 2.6.4-4の左図に示す通りであるが、便宜上、これを右図に示すような形状に置換して考える。

$$I_1 = 4.475 \times 10^{11} \text{ mm}^4$$

$$I_2 = I_{\text{equ}} = 2.594 \times 10^{11} \text{ mm}^4$$

$$\ell_1 = 3129 \text{ mm}$$

$$\ell_2 = 6968 \text{ mm}$$

$$\therefore \delta_1 = \frac{W \times 3129 \times 6968^2}{24 \times 2.06 \times 10^4 \times 4.475 \times 10^{11}} = 6.867 \times 10^{-7} \text{ W}$$

$$\delta_2 = \frac{W \times 6968^3}{12 \times 2.06 \times 10^4 \times 2.594 \times 10^{11}} = 5.276 \times 10^{-6} \text{ W}$$

$$\therefore \delta_1 / \delta_2 = 0.130$$

以上の結果より、今年度の各ケースについてもこの程度の比率となる様、シェアパネルの剛性を求め、その剛性を満足するシェアパネルの形状を決定する。

各ケースについて、必要なシェアパネルの剛性を Table 2.6.4-4 に示す。又、各ケースのシェアパネルの計算上の断面を Table 2.6.4-5 に示す。但し実際の形状はもう少し複雑なものとなる。

Table 2.6.4-1 Torsional moment of TF coil
due to overturning force

	'85-FER	Option C	ACS	ACD	MINI
R ₁ (m)	2.49	2.03	1.84	1.84	1.56
R ₂ (m)	10.0	9.85	8.95	7.85	7.68
B _V (T)	0.5	0.57	0.61	0.68	0.71
I _C (MAT)	137.8	115.0	101.9	101.8	88.0
φ _p (W _b)	147.3	166.4	147.0	124.4	126.1
T(MN m)	269.2	253.8	198.7	168.0	147.2

Table 2.6.4-2 Required moment of inertia and modulus of section of TF coils case and support frame

	'85-FER	Option C	ACS	ACD	MINI
T (kg m)	2.692×10^7	2.538×10^7	1.987×10^7	1.680×10^7	1.472×10^7
R (m)	8.35	7.85	7.17	6.49	6.53
W (kg)	3.224×10^6	3.233×10^6	2.771×10^6	2.589×10^6	2.254×10^6
l_2 (m)	6.968	7.80	6.10	6.08	5.45
δ (mm)	17.0	17.0	17.0	17.0	17.0
I_{equ} (mm^4)	2.594×10^{11}	3.651×10^{11}	1.500×10^{11}	1.384×10^{11}	8.683×10^{10}
σ_b (kg/mm^2)	24.9	24.9	24.9	24.9	24.9
Z (mm^3)	4.518×10^8	5.064×10^8	3.394×10^8	3.162×10^8	2.507×10^8

where T : Torsional moment
 R : Radius at shear panel center
 W : Shearing force
 l_2 : Distance between upper shear panel and lower shear panel
 δ : Support frame displacement
 I_{equ} : Equivalent moment of inertia
 σ_b : Bending stress of support frame
 Z : Required section modulus

Table 2.6.4-3 Required sectional dimensions of outer leg TF coil case and support frame

	Option C	ACS	ACD	MINI
b_1 (mm)	1088	986	986	836
b_2 (mm)	626	626	626	506
b_3 (mm)	1544	1349	1349	1000
b_4 (mm)	1244	1049	1049	850
d_1 (mm)	850	677	677	688
d_2 (mm)	566	416	416	446
$d_{3\text{ edge}}$ (mm)	1493	500	500	1100
$d_{3\text{ cen}}$ (mm)	500	500	500	400
$d_{4\text{ edge}}$ (mm)	1343	350	350	950
$d_{4\text{ cen}}$ (mm)	350	350	350	250
I_{edge} (mm ⁴)	4.589×10^{11}	1.520×10^{11}	1.520×10^{11}	1.099×10^{11}
I_{cen} (mm ⁴)	3.134×10^{11}	1.520×10^{11}	1.520×10^{11}	7.154×10^{10}
I_{equ} (mm ⁴)	4.104×10^{11}	1.520×10^{11}	1.520×10^{11}	9.711×10^{10}
$I_{\text{equ req}}$ (mm ⁴)	3.651×10^{11}	1.500×10^{11}	1.384×10^{11}	8.683×10^{10}
Z_{edge} (mm ³)	5.316×10^8	2.252×10^8	2.252×10^8	1.942×10^8
$Z_{\text{edge req}}$ (mm ³)	5.064×10^8	3.394×10^8	3.162×10^8	2.507×10^8

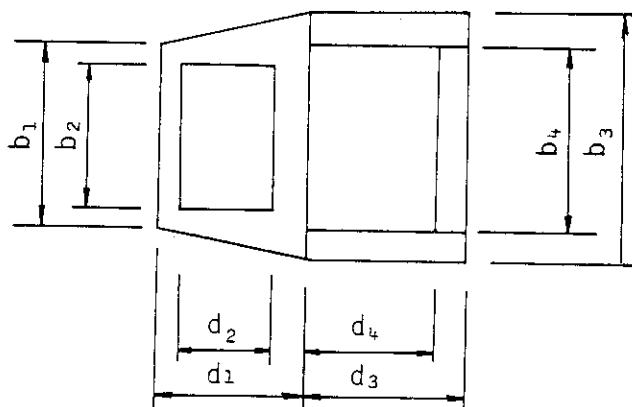
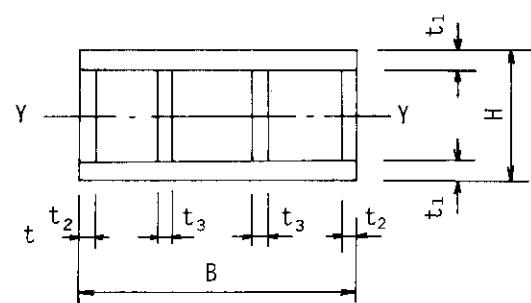


Table 2.6.4-4 Required moment of inertia of shear panel

	'85-FER	Option C	ACS	ACD	MINI
l_2 (mm)	6968	7800	6100	6080	5450
l_1 (mm)	3129	2570	2400	2050	2420
$I_2 = I_{equ}$ (mm^4)	2.594×10^{11}	4.104×10^{11}	1.520×10^{11}	1.533×10^{11}	9.711×10^{10}
δ_2	$5.276 \times 10^{-6} \text{W}$	$4.678 \times 10^{-6} \text{W}$	$6.040 \times 10^{-6} \text{W}$	$5.930 \times 10^{-6} \text{W}$	$6.744 \times 10^{-6} \text{W}$
δ_1	$6.867 \times 10^{-7} \text{W}$	$6.081 \times 10^{-7} \text{W}$	$7.853 \times 10^{-7} \text{W}$	$7.710 \times 10^{-7} \text{W}$	$8.766 \times 10^{-7} \text{W}$
I_{1req} (mm^4)	4.475×10^{11}	5.201×10^{11}	2.300×10^{11}	1.988×10^{11}	1.658×10^{11}

Table 2.6.4-5 Required section of shear panel

	Option C	ACS	ACD	MINI
H (mm)	1500	1300	1200	1150
B (mm)	2750	1800	1800	1900
t_1 (mm)	200	200	200	150
t_2 (mm)	150	150	150	150
t_3 (mm)	120	120	120	120
I_Y (mm^4)	5.284×10^{11}	2.530×10^{11}	2.054×10^{11}	1.712×10^{11}
$I_{Y\ req}$ (mm^4)	5.201×10^{11}	2.300×10^{11}	1.988×10^{11}	1.658×10^{11}



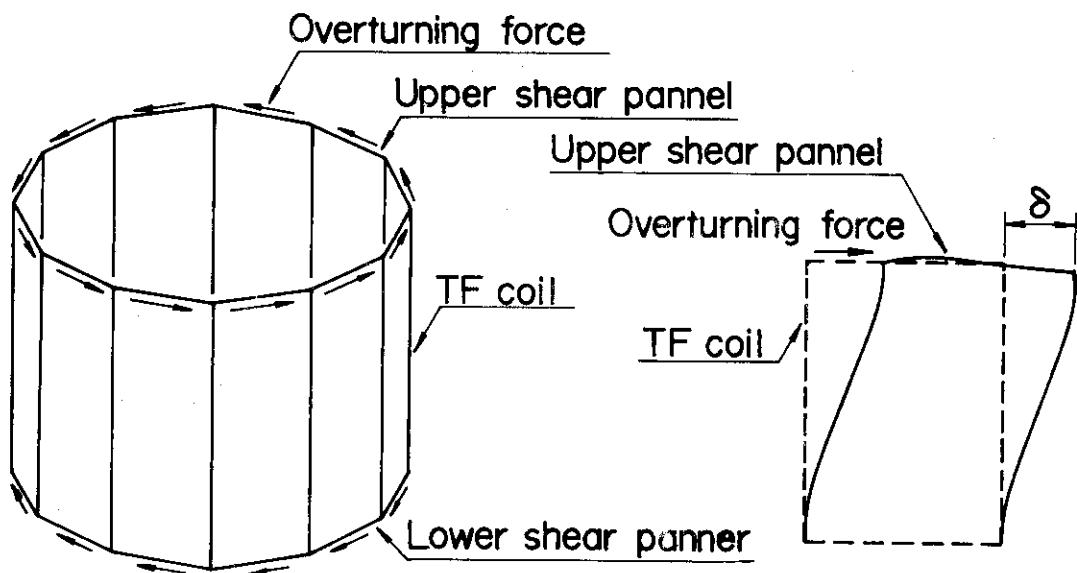


Fig. 2.6.4 - 1 TF coil structure model and deformation due to overturning force

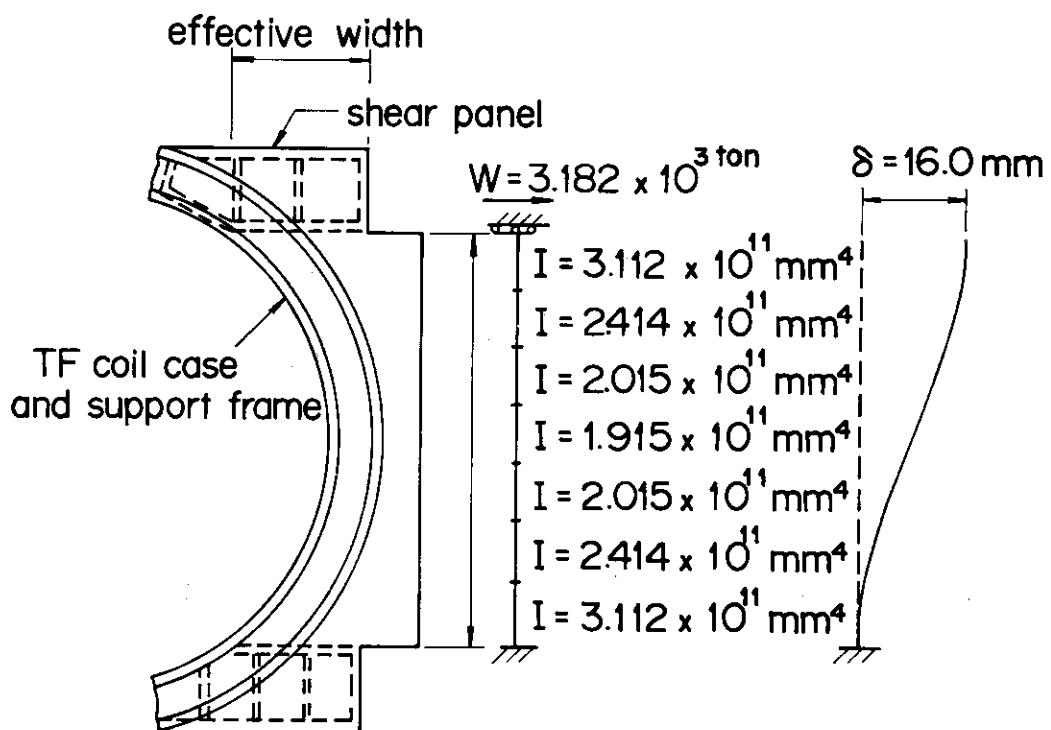


Fig 2.6.4-2 An example of displacement analysis of support frame due to overturning force

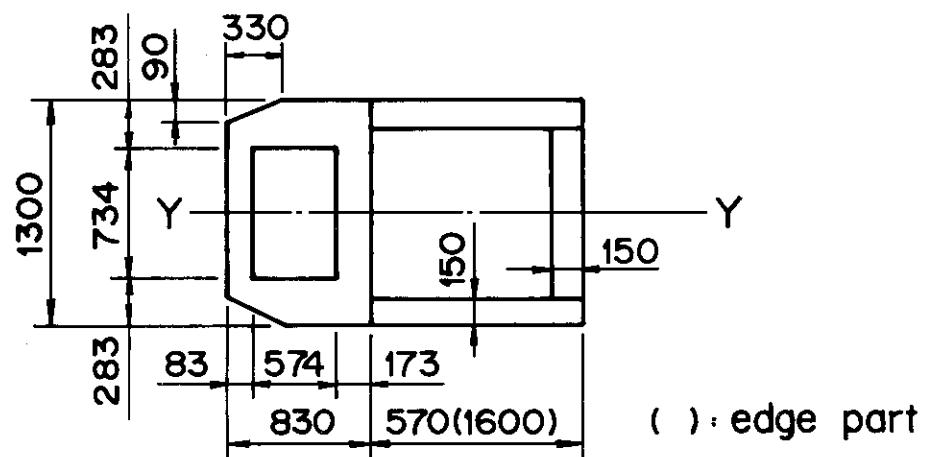
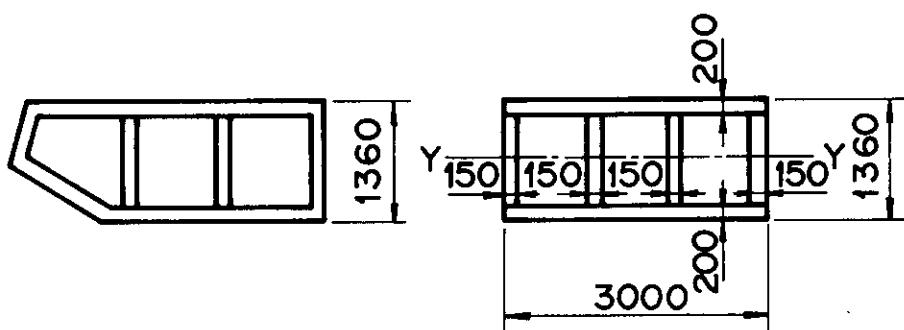


Fig.2.6.4-3 Outer leg section of TF coil case and support frame in '85-FER



real shape of shear panel calculating shape of shear panel

Fig.2.6.4-4 Cross section of upper shear panel in '85 - FER

2. 6. 5 今後の問題点

今年度の検討は非常に多くのケースについて検討を行ったため、便宜的に T F コイル内側脚を中心として簡易的な検討を行った。前述した様に、その簡易計算にしても、ある限定されたケースから得られた結果をすべての場合に拡張して扱っており、この点で今年度の計算は精度の点では問題がある。今年度の検討結果から絞られたケースについて今後、F E M 解析等の詳細検討が必要であることは云うまでもないが、その他に今後、以下の様な点について検討していく必要があろう。

① 構造用材料と欠陥検出技術

2. 6. 1 で述べた様に、今年度は構造用材料をそれまでの S U S 3 0 4 L N から、最近開発された J C S (Japanese Cryogenic Steels) に切り換えて検討を行った。

これらの材料は高い降伏点と破壊靄性値を有しているが、疲労に関する材料データ (Paris の法則の c , m) が不充分であり、今後、これらのデータの実験的確認が必要である。

又、更に重要な問題は、初期許容欠陥をどの様に設定するか、云い換えれば、どこまでの寸法の欠陥を検出できるかと云う点である。非常に微小な欠陥（例えば 1 mm 未満）を確実に検出することが出来れば、非常に高い応力レベルのもとでも、クラックは進展しないか、或は進展しても、構造物の使用期間中に破壊に至ることはない。

以上の如く高強度材料の特性を有効に利用するには微小欠陥の検出が必要不可欠の条件であり、欠陥検出技術の一層の向上と、検出可能限界寸法の見極めが強く望まれる。

② 卷線部の剛性評価

昭和 5 9, 6 0 年度の概念設計に於ける F E M 解析では、卷線部は軸方向の剛性があるビーム要素として扱かれて、このビームが適当なバネで容器と連結されたモデルとして解析されている。今年度の検討では卷線部の剛性は評価されておらず、すべての電磁力を容器で受けもつものとしている。これは今年度の検討が簡易手法であり、あまり複雑な扱いが出来なかった事によるものである。それにしても面内力に関しては卷線部もかなりの剛性を有しており、この点は今後の検討ではあらためる必要があろう。

一方、向心力・面外電磁力等の軸直角方向の力に対する評価はかなり難しい。前述した様に昭和 5 9 年・6 0 年度の概念設計ではバネで連結しているが、このバネが適切な強さを有しているか否かの確認は行われていない。諸外国には、卷線部も剛性を持ち、容器・卷線部が完全な一体構造となった中実断面と考え、内枠は不要であるという極端な設計思想もある。卷線部の剛性の評価により、容器の寸法はかなり異なったものとなろう。この点は実験等、何らかの手段で確認する必要がある。

③ 向心力支持方式

本書の 1. 3. 4 に述べた様に、向心力をウェッジ方式で支持した場合は中心支柱支持方式に比べ、全体寸法は縮少するが、まだ技術的問題がある。今年度は中心支柱支持方式で検討を進めてきたが、ウェッジ支持方式により全体寸法が縮少化されることはいろいろな点でメリットがある。又、諸外国でもウェッジ支持方式が有力である事等も考えれば、今後、中心支持方式の検討と平行して、転倒力作用時のウェッジ接触面の変形、コイル欠落時の

対策、加工・据付技術等について検討していく必要があろう。

④ 面外電磁力に対する考え方

面外電磁力により、側板には曲げが発生する。今年度の検討では、この力を単独の容器の側板で受け持つものとしたが、面外電磁力の大きい内側脚付近では各コイルが殆んど接する状態になっている。大きな変形に対しては隣のコイル容器の側板の強度も期待できる事も考えられ、一層、合理化を図れる余地がある。

3. ポロイダル磁場コイル

3.1 概要

本章では、OHコイル設計基準が炉構造へ与える影響について行ったパラメータサーベイ、高電流密度化を図ったPFコイル用導体設計、及びパラメータサーベイにより得られた設計基準と上記導体を使用して行ったPFコイル設計について述べる。

3.2 OHコイルパラメータサーベイ

ここではOHコイルの設計基準を決めたパラメータサーベイについて述べる。

Fig. 3.2-1 に示すコイル配置に於て OHコイルの磁束変化量 ($\Delta\phi$) と OHコイル最大磁場 (B_{max}) は次のように表わされる。

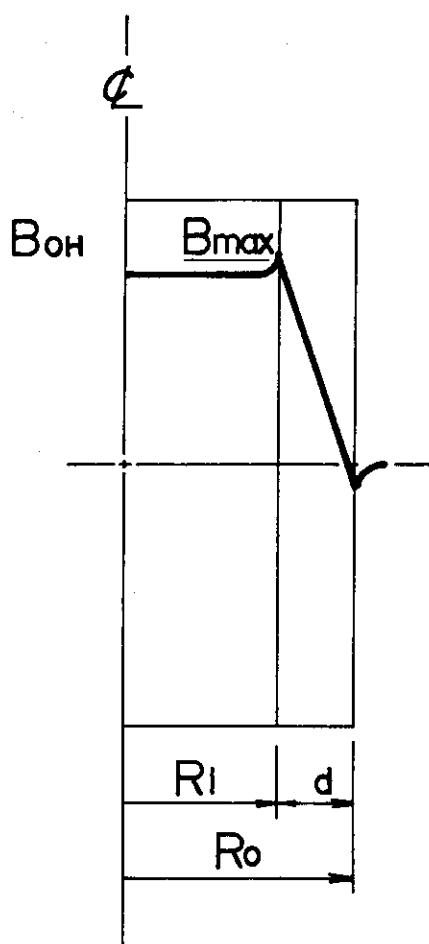


Fig. 3.2-1 Configuration of OH coil

$$\Delta\phi = 2\pi B_{OH} (R_0^2 - R_0 \cdot d + \frac{d^2}{3}) \quad \dots \quad (3.2-1)$$

$$\begin{aligned} B_{max} &= \frac{\alpha}{\epsilon} B_{OH} \\ &= \frac{\alpha \beta \gamma}{\epsilon} \mu_0 j d \quad \dots \quad (3.2-2) \end{aligned}$$

$\Delta\phi$; 磁束変化量 (V・s)

B_{OH} ; 中心磁場 (T)

B_{max} ; コイル最大磁場 (T)

j ; 導体電流密度 (A/m²)

R_0 ; コイル外半径 (m)

d ; コイル厚さ (m)

μ_0 ; 透磁率 ($4\pi \times 10^{-7}$ H/m)

α ; コイルの不連続配置効果

β ; 軸方向空間占積率

γ ; ソレノイドコイル有限効果

ϵ はプラズマ変動時に変化させる平衡磁場成分及びプラズマ電流による磁場成分の和 (B_{ex}) の効果であり、次のように表わせる。

$$\epsilon = 1 - \frac{B_{ex}}{2B_{max}} \quad \dots \quad (3.2-3)$$

α , β , γ の値としては文献 [30] の検討結果より 1.055, 0.85, 0.96 を使用する。 ϵ の値は今後の検討課題であるがここでは 0.8 ($B_{ex}/B_{max} \sim 0.4$) を使用する。

一方 OH コイルの強度設計の考え方としては、導体に発生する電磁力は各導体毎に支持するとする。この場合最内層導体に発生する電磁力が最大電磁力となる。即ち、コイル最内層導体のコンジット材に発生する応力(σ)は、導体に占めるコンジット材の割合を f とすると次のようになる。

$$\begin{aligned} \sigma &= \frac{B_{max} \cdot j \cdot (R_0 - d)}{f} \\ &= \frac{\alpha \beta \gamma}{f} \cdot \mu_0 \cdot j \cdot d \quad \dots \quad (3.2-4) \end{aligned}$$

σ ; コンジットに発生する応力 (Pa)

本検討では、コイル最内層コンジット材に発生する応力の許容値を 600 MPa (59 年度設計のコイル内磁場分布を参考とするとコイル平均でのコンジット材に発生する応力は約 330 MPa となる) として、最高磁場 1.2 T, 1.0 T の場合についてコイル諸元を計算した。導体のコンジット材以外の部分の面積は 3.3 節の検討結果に絶縁厚さを考慮して 745 mm²とした。

Fig. 3.2-2 に磁束変化量をパラメータとしてコイル諸元を図示する。Table 3.2-1 に磁束変化量 150, 100, 50, 15 V·s の場合のコイル諸元をまとめた。表中には最高磁場 10 T の場合を 100 とした必要導体長さの比も示してある。最高磁場 12 T の場合には必要導体長さは約 10 % 増加し、結果としてコイル外半径減小率に比べて内半径減小率が大きく、コイル内径側の配管スペース、電流リード取合スペースに大きく影響する。

上記検討結果より本年度標準設計条件である 50 V·s の磁束変化量を発生させる OH コイルの設計基準として、最高磁場 10 T、電流密度 30 A/mm² を採用した。但しダイバータコイル部では後に述べるように起磁力が大きいため、最高磁場を 12 T まで許容するとした。

Table 3.2-1 PF coil parameters

Option	A	B	C	D	A'	B'	C'	D'
Maximum Field (T)		10				12		
Flux Swing (V·s)	150	100	50	15	150	100	50	15
Coil Outer-radius (m)	1.98	1.63	1.18	0.68	1.87	1.54	1.12	0.65
Coil Inner-radius (m)	1.57	1.26	0.87	0.44	1.36	1.09	0.75	0.36
Coil Thickness (m)	0.41	0.37	0.31	0.24	0.51	0.45	0.37	0.29
Current Density (10^6 A/m ²)	22.4	25.2	30.2	38.6	21.8	24.7	29.9	38.7
Volume Fraction of Conduit in Conductor, f	0.583	0.530	0.437	0.281	0.593	0.540	0.444	0.280
Conduit Area of Conductor (10^{-6} m ²)	1,043	841	579	291	1,087	874	595	290
Conductor Length Ratio		100 %				110 %		

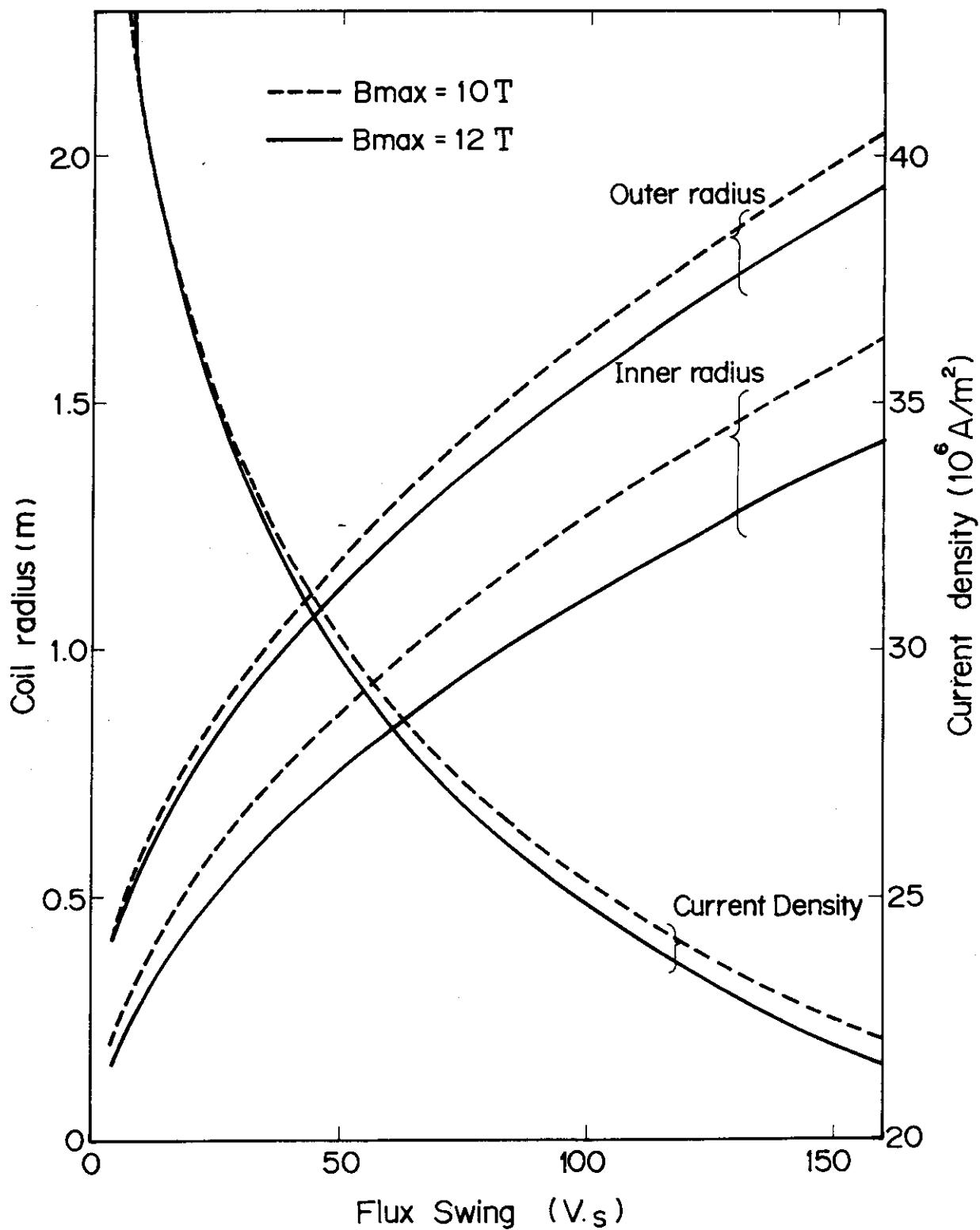


Fig. 3.2-2 OH coil radius and current density

3.3 導体設計

(1) 設計方針および導体構造

ポロイダル磁場コイル用導体はトロイダル磁場コイル用導体と同様に超臨界圧ヘリウムによる強制冷凍型導体とする。導体設計方針を下記に示す。尚 2.4 節のトロイダル磁場コイル導体設計で示したように、Table 2.4-1 「強制冷凍型超電導々体の最適設計基準」に従って導体設計を行った。

設計方針

- ① P F コイル用導体として強制冷凍型 (Cable in Conduit type) 導体を以下の理由により選定した。
 - 高機械的強度 (電磁力を SUS Conduit で支える)
 - 高安定性マージン (冷媒と導体の接触面積が大きく、局所非定常熱伝達率が高い)
 - 低 AC loss (撲線間の結合損失を押える)
 - ② P F コイル両端電圧 (クエンチ時に発生) を押えるために、定格電流を 40 kA 程度に選定する。
 - ③ P F コイル (特に OH コイル) の平均電流密度を 30 A/mm^2 at 10 T 目標とする。
 - ④ 強制冷凍型 (Cable in Conduit type) 導体の接続の問題のため、現状ではコイル巻線部でのグレーディングは行わない。
 - ⑤ ポロイダル磁場分布により、ポロイダル磁場コイル用導体は 12 T 用 $(\text{NbTi})_3 \text{Sn}$, 10 T 用 $\text{Nb}_3 \text{Sn}$ と 6 T 用 NbTi の 3 種類とする。
 - ⑥ 12 T 用、10 T 用導体の撲線は Ta バリアーでフィラメントを囲み、更に撲線表面にクロムメッキを施し撲線間の結合損失を押える。また 6 T 用導体は撲線表面にフォルマル絶縁を施し撲線間の結合損失を押える構造とする。
- ポロイダル磁場コイル用超電導々体の構造を Fig. 3.3-1 に示す。

(2) 導体諸元

P F コイル用強制冷凍型超電導材料として 12 T 用は $(\text{NbTi})_3 \text{Sn}$, 10 T 用は $\text{Nb}_3 \text{Sn}$, 6 T 用は NbTi を用いる。各導体共に臨界電流は定格電流 40 kA の 2 倍以上とし、この時の制限電流 I_B 及び安定性マージン ΔH はそれぞれ次のようになる。

導 体	制限電流 I_B (kA)	安定性マージン ΔH (J/cc)
12 T 用導体	49.3	1.48
10 T 用導体	52.4	1.76
6 T 用導体	47.7	0.41

また、撲線間の結合損失を押えるために 12 T 及び 10 T 用導体では Ta バリアーと撲線表面にクロムメッキを施し、一方 6 T 用導体では Cu-Ni バリアーと撲線表面にフォルマル絶縁を施す構造とした。また、導体寸法を縮少するため、安定化銅を減少したが、制限電流 I_B 、安定性マージン ΔH は充分な値を有することを確認した。Void 率は P F コイル

導体と同様に導体劣化の問題を考慮して40%を確保した。

以上の設計検討結果をまとめてTable 3.3-1に示す。

Table 3.3-1 Characteristics of the superconductor for PFC

No.	Item	Sign	unit	12T conductor	10T conductor	6T conductor
1	Superconducting material		—	(NbTi) ₃ Sn	Nb ₃ Sn	NbTi
2	Strand diameter	D _W	φmm	0.912	0.842	0.503
3	Filament diameter (Number of filaments)		φ _{μm}	5 (3803)	5 (3237)	10 (758)
4	Bronze ratio		—	2.5	2.5	—
5	Copper ratio		—	1.5	1.5	2.34
6	No. of strands	n	—	3 ⁴ ×7 = 567	3 ⁴ ×7 = 567	3 ³ ×7 ² = 1323
7	Superconducting material area of strands	A _{sc}	mm ²	148.2	126.1	78.8
8	Copper area of strands	A _{cu}	mm ²	222.3	189.2	184.0
9	Total area of strands	A _{co}	mm ²	370.5	315.3	262.8
10	Operation current	I _d	KA	40.0	40.0	40.0
11	Critical current at 10T, 5K	I _c	KA	82.9	88.3	86.7
12	S.S. conduit outer dimensions	a	mm	37×37	35×35	35×35
13	S.S. conduit inner dimensions	b	mm	25×25	23×23	21×21
14	S.S. conduit area	A _{sus}	mm ²	692.5	644	717.9
15	Insulation thickness	t _{ins}	mm	0.5	0.5	0.5
16	Helium area	A _{He}	mm ²	251.5	213.7	175.2
17	Volume fraction of copper in strands	f=A _{cu} /A _{co}	—	0.6	0.6	0.7
18	Volume fraction of metal in the cable space	f _{co} =A _{co} /A _{co} +A _{He}	—	0.6	0.6	0.6
19	Cable space area A=A _{co} +A _{He}	A	mm ²	622	526	438
20	Void fraction f _{He} =1-f _{co}	f _{He}	—	0.4	0.4	0.4
21	Limiting current	I _B	KA	49.3	52.4	47.7
22	Stability margin	ΔH	J/cc	1.48	1.76	0.41

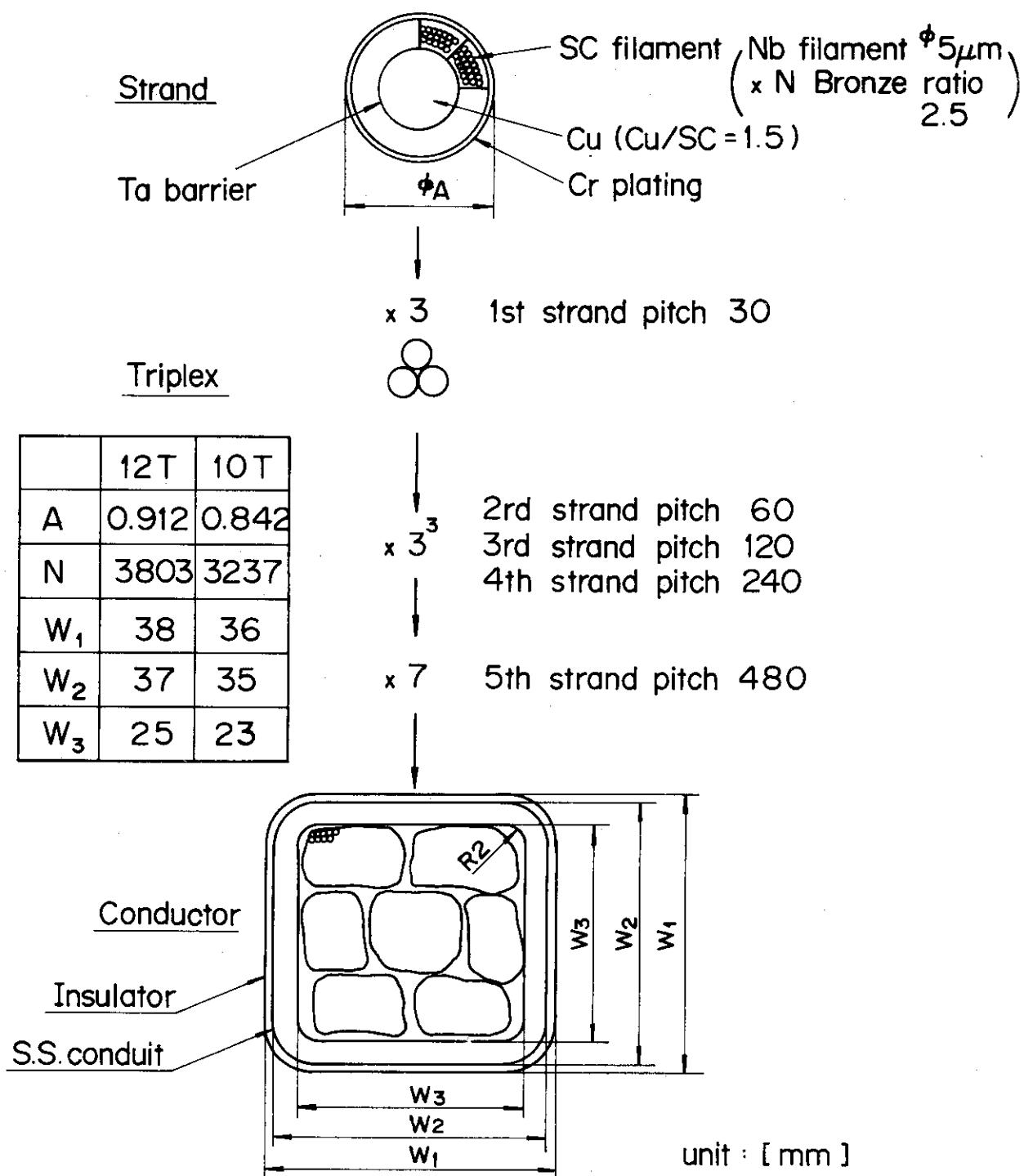


Fig.3.3-1 (a) 12T,10T conductor of PF coil

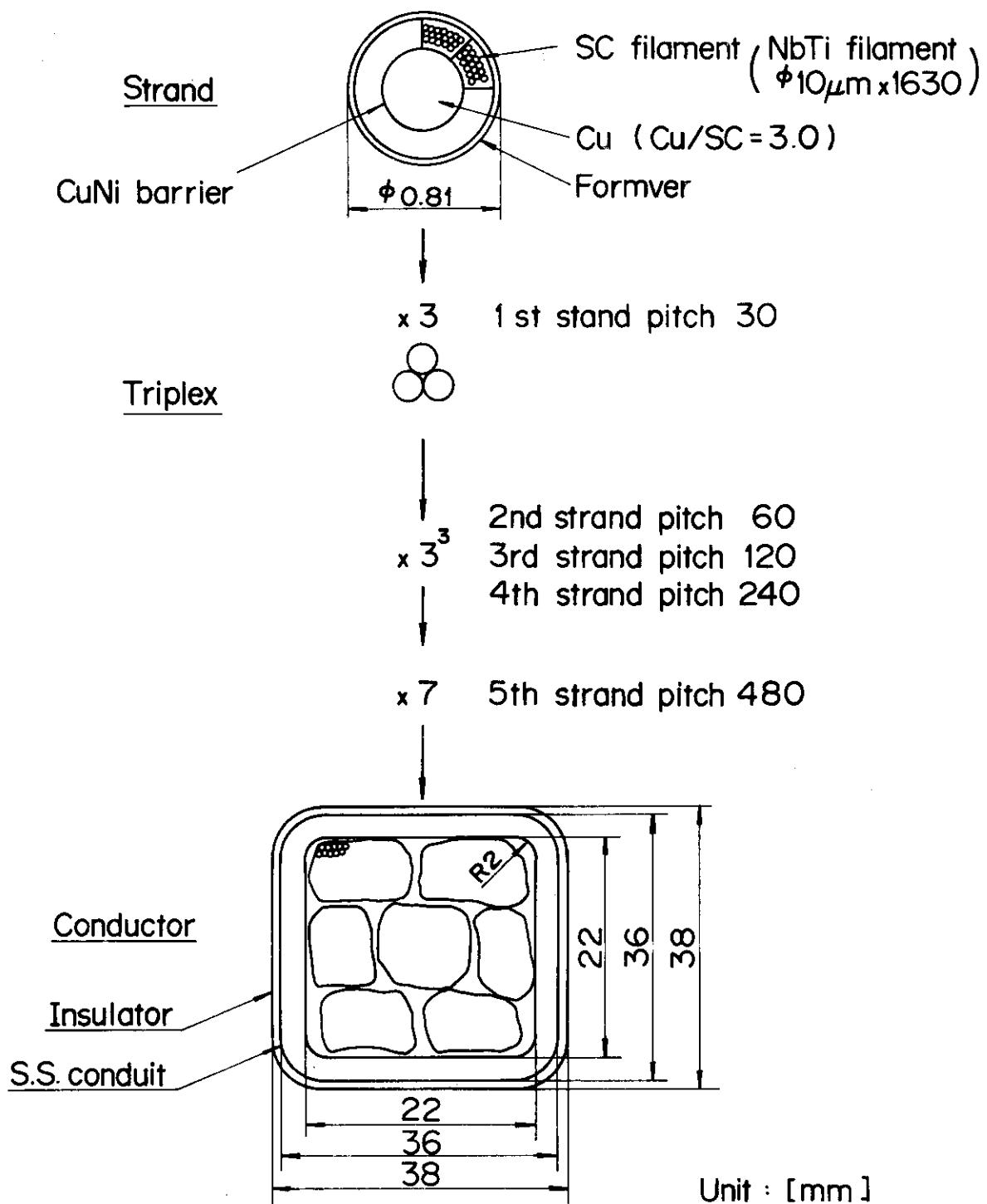


Fig.3.3-1(b) 6T SC conductor of PF coil for FER

3.4 コイル設計

第3.2節で示したようにOHコイル設計条件として、①最高磁場10T, ②巻線部平均電流密度30A/mm²を採用してPFコイル詳細設計を行った。ダイバータコイルはダイバータプラズマを作るために比較的大きな起磁力を発生させる必要があり、12Tまで許容した設計とした。

OHコイル強度設計基準として第3.2節のパラメータサーベイでは、導体に発生する電磁力は各導体毎に支持するとしたが（この場合コイル最内層の導体コンジットに発生する応力が最も大きくなり、この部分での応力基準を600MPa以下とした），本基準を大口径リングコイルに適用すると発生応力が基準値の数倍となるため応力評価基準を次のように変更する。即ち、コイル内径側で発生した大きな電磁力は導体間の絶縁材、含浸材を介して外径側へ伝達され電磁力はコイル平均として支持される。従って応力評価基準としてはコイル平均値として450MPa（この値はOHコイル最内層導体に発生する応力を600MPaとした時にOHコイル平均として発生している応力の約1.5倍である）とする。更に導体のコンジット材のみでこの基準値を満せない場合にはステンレス鋼テープを共巻とすることとする。

Table 3.4-1にPFコイル設計基準を示す。本設計基準をもととしてプラズマ平衡計算より得られたPFコイル配置、起磁力を満足するPFコイルを設計した。Fig. 3.4-1～3.4-4にプラズマ平衡計算より得られたPFコイル位置と概略の大きさを示す。このプラズマ平衡計算結果をもととして決定したコイル各種パラメータをTable 3.4-2～3.4-13に示す。Table 3.4-14に参考としてACSの場合のワンターンインダクタンスマトリックスを記載する。Table 3.4-3, 6, 9に於て最大磁場を示す点は各コイルを右図のように分割した場合のPointに対応する。

ACSに於て各コイルの起磁力の最大値を合計した値は2.66GAT-mと'85年の設計値3.67GAT-mに比べて約28%減少している。

上記コイル設計ではダイバータコイル部の許容磁場を12Tとし、たが、ダイバータコイルの起磁力は大きくこの基準内に納めるためにはコイル内にスペーサを巻き込んで電流密度を大巾に減少させる必要があった。この点を改良するためには許容磁場を更に上昇させた導体設計が必要となる。

更に、応力基準として設けた値450MPaは各ターンに発生する電磁力をコイル全体にかなり均一に伝え得る事を期待した値であり、伝達メカニズムを含めて今後の課題である。

なお大口径リングコイルの上下方向およびトロイダル磁場による電磁力は、59, 60年度設計と同様にコイル周りにステンレス鋼製の肉厚30mmのケースを設けて補強し、トロイダルコイル容器から支持する構造とした。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. 3.4-5にコイルケース支持の概念図を示す。

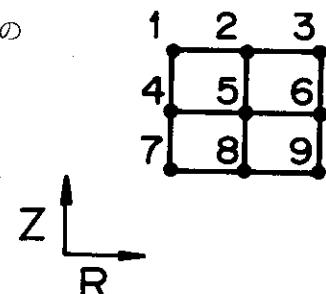


Table 3.4-1 Criteria of PF coil design

Maximum operating current	40 kA
Maximum current density	30 A/mm ²
Maximum field for OH coils	10 T
Maximum field for other coils	12 T
Maximum average stress	450 MPa

Table 3.4-2 PF coil parameters of option C (1)

Coil No.	Coil type	Coil position		Cross sectional dimensions [with ground insulation]		Spacer thickness (mm)	No. of turns	No. of pies	Total
		R(m)	Z(m)	DR (mm)	DZ (mm)				
1	O	1.025	0.50	342	[362]	912	[923]	9	24
2	O	1.025	1.50	342	[362]	912	[932]	9	24
3	O	1.025	2.50	342	[362]	912	[932]	9	24
4	O	1.025	3.50	342	[362]	836	[856]	9	22
5	O	1.025	4.50	342	[362]	836	[856]	9	22
6	D	1.40	5.50	342	[362]	608	[628]	9	198
7	D	2.50	6.20	342	[362]	608	[628]	9	16
8	D	4.25	6.25	494	[514]	532	[552]	9	16
9	R	7.25	5.90	494	[512]	532	[552]	13	14
10	R	10.50	4.50	342	[362]	304	[324]	9	14
11	O	1.025	-0.50	342	[362]	912	[932]	9	8
12	O	1.025	-1.50	342	[362]	912	[932]	9	24
13	O	1.025	-2.50	342	[362]	912	[932]	9	24
14	O	1.025	-3.50	342	[362]	684	[704]	9	18
15	O	1.025	-4.50	342	[362]	456	[479]	9	12
16	D	1.40	-5.50	380	[400]	608	[628]	10	16
17	D	2.65	-6.10	810	[830]	836	[856]	18	22
18	D	4.10	-6.25	874	[894]	912	[932]	23	24
19	R	7.25	-5.90	534	[554]	608	[628]	6.5	16
20	R	10.50	-4.50	1089	[1109]	912	[932]	11.5	24
P1		4.917	0.931						

Table 3.4-3 PF coil parameters of option C (2)

Coil No.	Amper-turns (MAT)				Ope. current (kA)	Current density (A/mm ²)	Magnetic field (T)				Point
	t ₁	t ₂	t ₃	Max.			t ₁	t ₂	t ₃	Max.	
1	1.60	0.60	-8.23	8.23	3	38.1	26.39	3.31	1.96	9.14	3
2	1.60	0.60	-8.23	8.23	3	38.1	26.39	3.36	2.32	8.86	3
3	1.60	0.60	-8.23	8.23	3	38.1	26.39	5.95	4.67	7.89	4
4	7.66	6.28	-0.33	7.66	1	38.7	26.79	9.46	7.68	4.28	4
5	6.58	5.50	0.61	6.58	1	33.2	23.01	9.56	7.91	1.10	4
6	5.66	4.78	1.02	5.66	1	39.3	27.22	8.18	6.81	1.45	4
7	5.72	4.84	1.51	5.72	1	39.7	27.51	5.40	4.46	1.42	4
8	7.28	5.66	3.58	7.28	1	40.0	27.70	3.83	2.96	1.94	6
9	-6.77	-3.88	-3.26	6.77	1	37.2	25.76	2.98	2.03	1.72	4
10	-2.85	-0.37	-0.81	2.85	1	39.6	27.41	0.81	0.26	0.40	1
11	1.60	0.60	-8.23	8.23	3	38.1	26.39	3.28	1.88	9.22	4
12	1.60	0.60	-8.23	8.23	3	38.1	26.39	3.41	1.94	9.09	3
13	1.60	0.60	-8.23	8.23	3	38.1	26.39	3.89	2.25	8.48	3
14	1.49	0.15	-6.10	6.10	3	37.7	26.08	5.06	3.03	6.86	4
15	2.47	0.98	-3.95	3.95	3	36.6	25.33	7.93	4.83	4.41	4
16	4.27	2.43	-1.82	4.27	1	26.7	18.48	9.68	6.68	3.85	4
17	11.01	7.78	3.11	11.01	1	27.8	16.26	9.54	7.36	4.69	4
18	21.33	18.21	17.20	21.33	1	38.6	26.76	8.04	6.94	6.97	4
19	1.32	6.85	7.60	7.60	3	39.6	23.41	1.99	4.16	4.43	6
20	-13.05	-19.53	-20.25	20.25	3	36.7	19.50	3.76	5.71	5.93	4
P1	7.71	8.69	8.69								

Table 3.4-4 PF coil parameters of option C (3)

Coil No.	Max. stress (MPa)	AT-m (MAT-m)	One turn length (m)	Conductor length (km)	Conductor weight (ton)	Insulator weight (ton)	Case weight (ton)	Spacer weight (ton)
1	213.1	3	53	6.44	1.391	12.61	0.33	
2	199.0	3	53	6.44	1.391	12.61	0.33	
3	153.0	3	53	6.44	1.391	12.61	0.33	
4	250.0	1	49	6.44	1.275	11.56	0.31	
5	255.4	1	42	6.44	1.275	11.56	0.31	
6	309.4	1	49	8.80	1.267	11.48	0.34	
7	227.1	1	89	15.71	2.262	20.71	0.61	
8	23.9	1	194	26.70	4.860	44.50	1.12	
9	139.8	1	308	45.55	8.290	75.91	1.91	23.03
10	56.3	1	188	65.97	4.750	43.49	1.76	22.48
11	217.3	3	53	6.44	1.391	12.61	0.33	
12	211.0	3	53	6.44	1.391	12.61	0.33	
13	180.5	3	53	6.44	1.391	12.61	0.33	
14	114.8	3	39	6.44	1.043	9.46	0.27	
15	27.7	1	25	6.44	0.696	6.30	0.21	
16	359.0	1	37	8.80	1.407	12.76	0.35	
17	422.9	1	183	16.65	6.593	59.76	1.11	13.86
18	168.6	3	549	25.76	14.220	128.89	1.86	
19	431.2	3	346	45.55	8.746	80.08	2.12	17.07
20	381.6	3	1335	65.97	36.416	333.43	5.46	64.80
D-Coil Total		3.76 (GAT-m)		101.4	925.5	19.7	135.7	156.6
OH Coil Total		0.47 (GAT-m)		12.6	114.5	3.1	0	0
D-Coil Total	1.10 (GAT-m)		30.6	278.1	5.4	0	13.9	
R-Coil Total	2.18 (GAT-m)		58.2	532.9	11.2	135.7	297.3	142.8
							R Coil Total Weight = 822.7 ton	

D-Coil and R-coil mean divertor- and ring-coil, respectively

Table 3.4-5 PF coil parameters of ACS (1)

Coil No.	Coil type	Coil position		Cross sectional dimensions [with ground insulation]		Spacer thickness (mm)	No. of turns/pie	No. of pies	Total
		R(m)	Z(m)	DR(mm)	DZ(mm)				
1	O	1.0	0.5	288	[308]	936 [956]	8	26	208
2	O	1.0	1.5	288	[308]	936 [956]	8	26	208
3	O	1.0	2.5	288	[308]	936 [956]	8	26	208
4	O	1.0	3.5	288	[308]	864 [884]	8	24	192
5	D	1.2	4.5	456	[476]	532 [552]	12	14	168
6	D	2.25	5.45	720	[740]	720 [740]	20	20	400
7	D	3.8	5.6	288	[308]	288 [308]	8	8	64
8	R	6.4	5.2	216	[236]	288 [308]	6	8	48
9	R	8.6	3.8	360	[380]	432 [452]	10	12	120
10	O	1.0	-0.5	288	[308]	936 [956]	8	26	208
11	O	1.0	-1.5	288	[308]	936 [956]	8	26	208
12	O	1.0	-2.5	288	[308]	936 [956]	8	26	208
13	O	1.0	-3.5	288	[308]	864 [884]	8	24	192
14	D	1.2	-4.5	354.6	[374.6]	456 [476]	1.4	9	12
15	D	2.25	-5.45	1064	[1084]	1064 [1084]	21.0	18	108
16	D	3.8	-5.6	684	[704]	720 [740]	3.3	19	504
17	R	6.7	-5.1	393	[413]	432 [452]	3.6	10	380
18	R	9.0	-3.75	752.4	[772.4]	720 [740]	19	12	120
P1		4.61	0.90					20	380

Table 3.4-6 PF coil parameters of ACS (2)

Coil No.	Amper-turns (MAT)				Open current (kA)	Current density (A/mm ²)	Magnetic field (T)				
	t ₁	t ₂	t ₃	Max.			t ₁	t ₂	t ₃	Max.	Time
1	1.83	1.28	-7.83	7.83	3	37.6	29.0	3.73	2.90	8.70	3
2	1.83	1.28	-7.83	7.83	3	37.6	29.0	3.96	3.15	8.40	3
3	1.83	1.28	-7.83	7.83	3	37.6	29.0	6.32	5.38	7.36	4
4	7.07	6.24	1.97	7.07	1	36.8	28.4	9.83	8.53	4.89	9.83
5	6.73	5.95	2.05	6.73	1	40.1	27.7	11.05	9.59	2.56	11.05
6	15.47	13.49	4.50	15.47	1	38.7	29.8	9.95	8.49	2.36	9.95
7	-1.32	-2.31	-2.36	2.36	3	36.9	28.5	2.71	3.75	3.34	3.75
8	-1.12	1.30	1.80	1.80	3	37.5	28.9	1.74	2.01	2.58	2.58
9	-1.21	-3.68	-4.28	4.28	3	35.7	27.5	1.20	3.42	3.92	3
10	1.83	1.28	-7.83	7.83	3	37.6	29.0	3.66	2.81	8.80	3
11	1.83	1.28	-7.83	7.83	3	37.6	29.0	3.83	2.90	8.68	3
12	1.83	1.28	-7.83	7.83	3	37.6	29.0	4.81	3.38	8.06	3
13	1.94	0.45	-7.30	7.30	3	38.0	29.3	7.11	5.05	6.53	7
14	4.13	2.66	-1.53	4.13	1	38.2	25.5	11.08	8.16	4.69	11.08
15	19.11	14.57	8.23	19.11	1	37.9	16.9	11.71	9.35	5.86	11.71
16	15.12	13.34	13.36	15.12	1	39.8	30.7	7.65	6.72	6.84	7.65
17	-2.38	3.93	3.75	3.93	2	32.8	25.3	3.46	4.66	4.53	4.66
18	-9.16	-14.29	-14.54	14.54	3	38.3	29.5	4.70	7.50	7.59	7.59
P1	8.16	8.74	8.74	8.74							4

Table 3.4-7 PF coil parameters of ACS (3)

Coil No.	Max. stress (MPa)	AT-m (MAT-m)	One turn length (m)	Conductor length (km)	Conductor weight (ton)	Insulator weight (ton)	Case weight (ton)	Spacer weight (ton)
1	208.5	3	49	6.28	1.307	10.47	0.31	
2	190.8	3	49	6.28	1.307	10.47	0.31	
3	133.3	3	49	6.28	1.307	10.47	0.31	
4	294.2	1	44	6.28	1.206	9.66	0.29	
5	392.2	1	50	7.54	1.267	11.22	0.30	
6	266.7	1	218	14.14	5.655	45.29	0.83	
7	203.5	2	56	23.88	1.528	12.06	0.57	
8	142.7	3	72	40.21	1.930	15.23	0.84	10.83
9	236.3	3	231	54.03	6.484	51.16	1.78	21.83
10	213.2	3	49	6.28	1.307	10.47	0.31	
11	206.2	3	49	6.28	1.307	10.47	0.31	
12	170.9	3	49	6.28	1.307	10.47	0.31	
13	83.5	3	45	6.28	1.206	9.66	0.29	
14	448.7	1	31	7.54	0.814	7.21	0.25	
15	294.9	1	270	14.14	7.125	63.13	1.21	
16	87.9	3	361	23.88	9.073	72.67	1.36	
17	439.0	2	165	42.10	5.052	39.86	1.42	
18	447.5	3	822	56.55	21.488	172.12	3.38	
PF Coil Total		2.66 (GAT-m)	70.7		572.1	14.4	90.4	72.0
PF Coil Total Weight = 748.9 ton								
OH Coil Total		0.39 (GAT-m)	10.3	82.1	2.5	0	0	
OH Coil Total Weight = 84.6 ton								
D-Coil Total		0.99 (GAT-m)	25.5	211.6	4.5	0	0	45.3
D Coil Total Weight = 261.4 ton								
R-Coil Total		1.29 (GAT-m)	35.0	278.4	7.4	90.4	26.7	
R Coil Total Weight = 402.9 ton								

D-Coil and R-coil mean divertor- and ring-coil, respectively

Table 3.4-8 PF coil parameters of ACD (1)

Coil No.	Coil type	Coil position		Cross sectional dimensions [with ground insulation]		Spacer thickness (mm)	No. of turns/pie	No. of pies	Total
		R(m)	Z(m)	DR(mm)	DZ(mm)				
1	O	1.00	0.50	288	[308]	936 [956]	8	26	208
2	O	1.00	1.50	288	[308]	936 [956]	8	26	208
3	O	1.00	2.50	288	[308]	936 [956]	8	26	208
4	O	1.00	3.50	304	[324]	1064 [1084]	8	28	224
5	D	1.15	4.50	832	[852]	836 [856]	8	22	176
6	D	2.00	5.50	372	[1392]	1368 [1388]	14	36	504
7	D	3.90	5.70	828	[848]	936 [956]	23	26	598
8	R	6.80	4.60	756	[776]	792 [812]	21	22	462
9	R	8.35	3.90	432	[452]	504 [524]	12	14	168
10	O	1.00	-0.50	288	[308]	936 [956]	8	26	208
11	O	1.00	-1.50	288	[308]	936 [956]	8	26	208
12	O	1.00	-2.50	288	[308]	936 [956]	8	26	208
13	O	1.00	-3.50	304	[324]	1064 [1084]	8	28	224
14	D	1.15	-4.50	832	[852]	836 [856]	66.	36	176
15	D	2.00	-5.50	372	[1392]	1368 [1388]	60.	8	504
16	D	3.90	-5.70	828	[848]	936 [956]	14	36	598
17	R	6.80	-4.60	756	[776]	792 [812]	23	26	462
18	R	8.35	-3.90	432	[452]	504 [524]	21	22	462
P1		4.02	0.0				12	14	168

Table 3.4.9 PF coil parameters of ACD (2)

Coil No.	Amper-turns (MAT)				Ope. current (kA)	Current density (A/mm ²)	Magnetic field (T)				Point
	t ₁	t ₂	t ₃	Max.			t ₁	t ₂	t ₃	Max.	
1	2.29	1.31	-8.00	-8.00	38.5	29.68	4.46	3.24	8.59	8.59	3
2	2.29	1.31	-8.00	-8.00	38.5	29.68	4.86	3.72	8.26	8.26	4
3	2.29	1.31	-8.00	-8.00	38.5	29.68	8.14	8.24	8.24	8.24	2
4	6.82	8.42	2.61	8.42	37.6	26.03	10.55	10.78	10.78	10.78	4
5	5.62	7.03	3.23	7.03	39.9	10.11	11.94	11.56	5.60	11.94	1
6	19.60	13.40	8.19	19.60	38.9	10.44	11.79	9.06	5.63	11.79	1
7	23.20	20.70	17.60	23.20	38.8	29.94	8.99	8.24	7.00	8.99	1
8	-18.50	-8.85	-6.52	-18.50	40.0	30.90	9.33	5.74	4.73	9.33	1
9	4.09	-4.89	-6.64	-6.64	39.5	30.50	4.21	3.60	4.74	4.74	3
10	2.29	1.31	-8.00	-8.00	38.5	29.68	4.59	3.24	8.59	8.59	4
11	2.29	1.31	-8.00	-8.00	38.5	29.68	4.86	3.72	8.26	8.26	3
12	2.29	1.31	-8.00	-8.00	38.5	29.68	8.14	8.24	8.24	8.24	2
13	6.82	8.42	2.61	8.42	37.6	26.03	10.55	10.78	6.82	10.78	2
14	5.62	7.03	3.23	7.03	39.9	10.11	11.94	11.56	5.60	11.94	1
15	19.60	13.40	8.19	19.60	38.9	10.44	11.79	9.06	5.63	11.79	1
16	23.20	20.70	17.60	23.20	38.8	29.94	8.99	8.24	7.00	8.99	1
17	-18.50	-8.85	-6.52	-18.50	40.0	30.90	9.33	5.74	4.73	9.33	1
18	4.09	-4.89	-6.64	-6.64	39.5	30.50	4.21	3.60	4.74	4.74	4
P1	7.46	7.96	7.96	7.96							3

Table 3.4-10 PF coil parameters of ACD (3)

Coil No.	Max. stress (MPa)	AT-m (MAT-m)	One turn length (m)	Conductor length (km)	Conductor weight (ton)	Insulator weight (ton)	Case weight (ton)	Spacer weight (ton)
1	199.1	3	50	6.28	1.307	10.47	0.31	
2	180.0	3	50	6.28	1.307	10.47	0.31	
3	96.1	3	50	6.28	1.307	10.47	0.31	
4	331.0	2	52	6.28	1.407	12.47	0.35	
5	103.3	2	50	7.23	1.272	11.27	0.49	
6	155.1	1	246	12.57	6.333	56.11	1.39	
7	29.5	2	568	24.50	14.653	117.37	1.75	
8	463.0	1	790	42.72	19.739	158.11	2.68	
9	356.4	1	348	52.46	8.814	69.54	2.01	
10	199.1	3	50	6.28	1.307	10.47	0.31	
11	180.0	3	50	6.28	1.307	10.47	0.31	
12	96.1	3	50	6.28	1.307	10.47	0.31	
13	331.0	2	52	6.28	1.407	12.47	0.35	
14	103.3	2	50	7.23	1.272	11.27	0.49	
15	155.1	1	246	12.57	6.333	56.11	1.39	
16	29.5	2	568	24.50	14.653	117.37	1.75	
17	463.0	1	790	42.72	19.739	158.11	2.68	
18	356.4	1	348	52.46	8.814	69.54	2.01	
PF Coil Total		4.42 (GAT-m)		112.3	912.6	19.2	112.2	278.5
PF Coil Total Weight = 1322.5 ton								
OH Coil Total		0.41 (GAT-m)	10.7		87.8	2.6	0	0
OH Coil Total Weight = 90.3 ton								
D-Coil Total		1.73 (GAT-m)	44.5		369.5	7.3	0	278.5
D Coil Total Weight = 655.3 ton								
R-Coil Total		2.28 (GAT-m)	57.1		455.3	9.4	112.2	0
R Coil Total Weight = 576.8 ton								

D-Coil and R-Coil mean divertor- and ring-coil, respectively

Table 3.4-11 PF coil parameters of MINI (1)

Coil No.	Coil type	Coil position		Cross sectional dimensions [with ground insulation]		Spacer thickness (mm)	No. of turn/pie	No. of turns	Total
		R (m)	Z (m)	DR (mm)	DZ (mm)				
1	O	0	0.75	0.50	288 [308]	936 [956]	8	26	208
2	O	0	0.75	1.50	288 [308]	936 [956]	8	26	208
3	O	0	0.75	2.50	288 [308]	936 [956]	8	26	208
4	O	0	0.75	3.50	288 [308]	936 [956]	8	26	208
5	D	0	0.90	4.50	492 [512]	504 [524]	12	14	168
6	D	1	1.80	5.30	504 [524]	576 [596]	14	16	224
7	D	3	3.30	5.50	360 [380]	432 [452]	10	12	120
8	R	7	7.50	4.50	215 [235]	288 [308]	6	8	48
9	O	0	0.75	-0.50	288 [308]	936 [956]	8	26	208
10	O	0	0.75	-1.50	288 [308]	936 [956]	8	26	208
11	O	0	0.75	-2.50	288 [308]	936 [956]	8	26	208
12	O	0	0.75	-3.50	266 [286]	988 [1008]	7	26	182
13	D	0	0.90	-4.50	600 [620]	836 [856]	37.0	8	176
14	D	1	1.80	-5.30	546 [566]	760 [780]	1.0	14	280
15	D	3	3.30	-5.50	612 [632]	792 [812]	17	22	374
16	R	5	8.85	-5.00	288 [308]	288 [308]	8	8	64
17	R	7	7.50	-3.60	252 [272]	216 [236]	7	6	42
18	R	9	9.00	-1.05	572 [596]	648 [668]	16	18	288
P1			3.84	0.38					

Table 3.4-12 PF coil parameters of MINI (2)

Coil No.	Amper-turns (MAT)				Ope. current (kA)	Current density (A/mm ²)	Magnetic field (T)			Time	Point
	t ₁	t ₂	t ₃	Max.			t ₁	t ₂	t ₃	Max.	
1	-4.75	-5.65	-8.00	-8.00	3	38.5	29.68	4.37	5.77	8.66	3
2	-4.75	-5.65	-8.00	-8.00	3	38.5	29.68	4.28	5.74	8.65	4
3	-4.75	-5.65	-8.00	-8.00	3	38.5	29.68	5.50	4.89	7.70	3
4	5.63	2.28	0.89	5.63	1	27.1	20.89	6.91	3.94	4.31	1
5	6.17	3.02	1.93	6.17	1	36.7	24.88	9.88	5.15	3.36	1
6	8.44	4.74	3.53	8.44	1	37.7	29.07	7.66	4.70	3.61	4
7	2.64	4.19	4.09	4.19	2	34.9	26.94	2.48	3.64	3.51	2
8	-1.78	-1.76	-1.84	-1.84	3	38.3	29.72	2.49	2.57	2.66	2
9	-4.75	-5.65	-8.00	-8.00	3	38.5	29.68	4.16	5.57	8.40	4
10	-4.75	-5.65	-8.00	-8.00	3	38.5	29.68	5.81	5.23	7.10	3
11	6.09	4.15	2.49	6.09	1	29.3	22.59	8.56	5.99	5.20	7
12	7.06	5.09	3.68	7.06	1	38.8	26.86	10.51	7.65	6.63	1
13	6.88	5.04	3.91	6.88	1	39.1	13.72	11.55	8.55	7.69	4
14	10.77	7.96	6.55	10.77	1	38.5	25.95	10.49	7.88	7.79	4
15	13.88	10.40	14.50	14.50	3	38.8	29.92	7.13	5.52	8.16	3
16	-2.31	0.64	1.67	-2.31	1	36.1	27.85	3.69	1.41	2.60	4
17	-1.46	0.76	0.06	-1.46	1	34.8	26.82	2.51	2.02	1.28	4
18	-6.63	-11.51	-11.36	-11.51	2	40.0	30.84	3.98	6.84	6.76	2
P1	8.37	8.37	8.37	8.37	8						

Table 3.4-13 PF coil parameters of MINI (3)

Coil No.	Max. stress (MPa)	AT-m (MAT-m)	One turn length (m)	Conductor length (km)	Conductor weight (ton)	Insulator weight (ton)	Case weight (ton)	Spacer weight (ton)
1	150.5	3	37	4.71	0.980	7.85	0.23	
2	149.8	3	37	4.71	0.980	7.85	0.23	
3	109.1	3	37	4.71	0.980	7.85	0.23	
4	101.5	1	26	4.71	0.980	7.85	0.23	
5	200.4	1	34	5.65	0.950	8.42	0.24	1.43
6	210.4	1	95	11.31	2.533	20.29	0.50	
7	27.6	1	86	20.73	2.488	19.63	0.67	
8	195.6	3	86	47.12	2.262	17.85	0.99	12.80
9	138.6	3	37	4.71	0.980	7.85	0.23	
10	81.2	3	37	4.71	0.980	7.85	0.23	
11	121.8	1	28	4.71	0.980	7.85	0.23	
12	261.8	1	33	4.71	0.858	7.60	0.24	
13	121.5	1	38	5.65	0.995	8.82	0.33	
14	433.8	1	121	11.31	3.167	28.06	0.60	
15	218.2	3	300	20.73	7.754	62.11	1.18	
16	344.8	1	84	36.76	2.352	18.56	0.88	11.01
17	236.6	1	68	47.12	1.979	15.62	0.92	12.04
18	395.7	2	650	56.55	16.286	130.45	2.81	33.98
PF Coil Total		1.85 (GAT-m)	48.49	392.4	11.0	69.8	13.4	
OH Coil Total		0.28 (GAT-m)	7.72	62.6	PF Coil Total Weight = 486.6 ton			
D-Coil Total		0.68 (GAT-m)	17.89	147.3	OH Coil Total Weight = 64.4 ton	0	0	
R-Coil Total		0.89 (GAT-m)	22.88	D Coil Total Weight = 164.3 ton	3.5	0	13.4	
				R Coil Total Weight = 257.9 ton	5.6	69.8	0	

D-Coil and R-coil mean divertor- and ring-coil, respectively

Table 3,4-14 Inductance matrix and turn of PF coils

Coil block Coil No.	1 10	(One turn equivalent, uH)																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																								
1 12	2 4	3 5	4 6	5 7	6 8	7 9	8 10	9 11	10 12	11 13	12 14	13 15	14 16	15 17	16 18	17 19	18 20	19 21	20 22	21 23	22 24	23 25	24 26	25 27	26 28	27 29	28 30	29 31	30 32	31 33	32 34	33 35	34 36	35 37	36 38	37 39	38 40	39 41	40 42	41 43	42 44	43 45	44 46	45 47	46 48	47 49	48 50	49 51	50 52	51 53	52 54	53 55	54 56	55 57	56 58	57 59	58 60	59 61	60 62	61 63	62 64	63 65	64 66	65 67	66 68	67 69	68 70	69 71	70 72	71 73	72 74	73 75	74 76	75 77	76 78	77 79	78 80	79 81	80 82	81 83	82 84	83 85	84 86	85 87	86 88	87 89	88 90	89 91	90 92	91 93	92 94	93 95	94 96	95 97	96 98	97 99	98 100	99 101	100 102	101 103	102 104	103 105	104 106	105 107	106 108	107 109	108 110	109 111	110 112	111 113	112 114	113 115	114 116	115 117	116 118	117 119	118 120	119 121	120 122	121 123	122 124	123 125	124 126	125 127	126 128	127 129	128 130	129 131	130 132	131 133	132 134	133 135	134 136	135 137	136 138	137 139	138 140	139 141	140 142	141 143	142 144	143 145	144 146	145 147	146 148	147 149	148 150	149 151	150 152	151 153	152 154	153 155	154 156	155 157	156 158	157 159	158 160	159 161	160 162	161 163	162 164	163 165	164 166	165 167	166 168	167 169	168 170	169 171	170 172	171 173	172 174	173 175	174 176	175 177	176 178	177 179	178 180	179 181	180 182	181 183	182 184	183 185	184 186	185 187	186 188	187 189	188 190	189 191	190 192	191 193	192 194	193 195	194 196	195 197	196 198	197 199	198 200	199 201	200 202	201 203	202 204	203 205	204 206	205 207	206 208	207 209	208 210	209 211	210 212	211 213	212 214	213 215	214 216	215 217	216 218	217 219	218 220	219 221	220 222	221 223	222 224	223 225	224 226	225 227	226 228	227 229	228 230	229 231	230 232	231 233	232 234	233 235	234 236	235 237	236 238	237 239	238 240	239 241	240 242	241 243	242 244	243 245	244 246	245 247	246 248	247 249	248 250	249 251	250 252	251 253	252 254	253 255	254 256	255 257	256 258	257 259	258 260	259 261	260 262	261 263	262 264	263 265	264 266	265 267	266 268	267 269	268 270	269 271	270 272	271 273	272 274	273 275	274 276	275 277	276 278	277 279	278 280	279 281	280 282	281 283	282 284	283 285	284 286	285 287	286 288	287 289	288 290	289 291	290 292	291 293	292 294	293 295	294 296	295 297	296 298	297 299	298 300	299 301	300 302	301 303	302 304	303 305	304 306	305 307	306 308	307 309	308 310	309 311	310 312	311 313	312 314	313 315	314 316	315 317	316 318	317 319	318 320	319 321	320 322	321 323	322 324	323 325	324 326	325 327	326 328	327 329	328 330	329 331	330 332	331 333	332 334	333 335	334 336	335 337	336 338	337 339	338 340	339 341	340 342	341 343	342 344	343 345	344 346	345 347	346 348	347 349	348 350	349 351	350 352	351 353	352 354	353 355	354 356	355 357	356 358	357 359	358 360	359 361	360 362	361 363	362 364	363 365	364 366	365 367	366 368	367 369	368 370	369 371	370 372	371 373	372 374	373 375	374 376	375 377	376 378	377 379	378 380	379 381	380 382	381 383	382 384	383 385	384 386	385 387	386 388	387 389	388 390	389 391	390 392	391 393	392 394	393 395	394 396	395 397	396 398	397 399	398 400	399 401	400 402	401 403	402 404	403 405	404 406	405 407	406 408	407 409	408 410	409 411	410 412	411 413	412 414	413 415	414 416	415 417	416 418	417 419	418 420	419 421	420 422	421 423	422 424	423 425	424 426	425 427	426 428	427 429	428 430	429 431	430 432	431 433	432 435	433 436	434 437	435 438	436 440	437 443	438 446	439 449	440 450	441 451	442 452	443 453	444 454	445 455	446 456	447 457	448 458	449 459	450 460	451 461	452 462	453 463	454 464	455 465	456 466	457 467	458 468	459 469	460 470	461 471	462 472	463 473	464 474	465 475	466 476	467 477	468 478	469 479	470 480	471 481	472 482	473 483	474 484	475 485	476 486	477 487	478 488	479 489	480 490	481 491	482 492	483 493	484 494	485 495	486 496	487 497	488 498	489 499	490 500	491 501	492 502	493 503	494 504	495 505	496 506	497 507	498 508	499 509	500 510	501 511	502 512	503 513	504 514	505 515	506 516	507 517	508 518	509 519	510 520	511 521	512 522	513 523	514 524	515 525	516 526	517 527	518 528	519 529	520 530	521 531	522 532	523 533	524 534	525 535	526 536	527 537	528 538	529 539	530 540	531 541	532 542	533 543	534 544	535 545	536 546	537 547	538 548	539 549	540 550	541 551	542 552	543 553	544 554	545 555	546 556	547 557	548 558	549 559	550 560	551 561	552 562	553 563	554 564	555 565	556 566	557 567	558 568	559 569	560 570	561 571	562 572	563 573	564 574	565 575	566 576	567 577	568 578	569 579	570 580	571 581	572 582	573 583	574 584	575 585	576 586	577 587	578 588	579 589	580 590	581 591	582 592	583 593	584 594	585 595	586 596	587 597	588 598	589 599	590 600	591 601	592 602	593 603	594 604	595 605	596 606	597 607	598 608	599 609	600 610	601 611	602 612	603 613	604 614	605 615	606 616	607 617	608 618	609 619	610 620	611 621	612 622	613 623	614 624	615 625	616 626	617 627	618 628	619 629	620 630	621 631	622 632	623 633	624 634	625 635	626 636	627 637	628 638	629 639	630 640	631 641	632 642	633 643	634 644	635 645	636 646	637 647	638 648	639 649	640 650	641 651	642 652	643 653	644 654	645 655	646 656	647 657	648 658	649 659	650 660	651 661	652 662	653 663	654 664	655 665	656 666	657 667	658 668	659 669	660 670	661 671	662 672	663 673	664 674	665 675	666 676	667 677	668 678	669 679	670 680	671 681	672 682	673 683	674 684	675 685	676 686	677 687	678 688	679 689	680 690	681 691	682 692	683 693	684 694	685 695	686 696	687 697	688 698	689 699	690 700	691 701	692 702	693 703	694 704	695 705	696 706	697 707	698 708	699 709	700 710	701 711	702 712	703 713	704 714	705 715	706 716	707 717	708 718	709 719	710 720	711 721	712 722	713 723	714 724	715 725	716 726	717 727	718 728	719 729	720 730	721 731	722 732	723 733	724 734	725 735	726 736	727 737	728 738	729 739	730 740	731 741	732 742	733 743	734 744	735 745	736 746	737 747	738 748	739 749	740 750	741 751	742 752	743 753	744 754	745 755	746 756	747 757	748 758	749 759	750 760	751 761	752 762	753 763	754 764	755 765	756 766	757 767	758 768	759 769	760 770	761 771	762 772	763 773	764 774	765 775	766 776	767 777	768 778	769 779	770 780	771 781	772 782	773 783	774 784	775 785	776 786	777 787	778 788	779 789	780 790	781 791	782 792	783 793	784 794	785 795	786 796	787 797	788 798	789 799	790 800	791 801	792 802	793 803	794 804	795 805	796 806	797 807	798 808	799 809	800 810	790 811	791 812	792 813	793 814	794 815	795 816	796 817	797 818	798 819	799 820	800 821	790 822	791 823	792 824	793 825	794 826	795 827	796 828	797 829	798 830	799 831	800 832	790 833	791 834	792 835	793 836	794 837	795 838	796 839	797 840	798 841	799 842	800 843	790 844	791 845	792 846	793 847	794 848	795 849	796 850	797 851	798 852	799 853	800 854	790 855	791 856	792 857	793 858	794 859	795 860	796 861	797 862	798 863	799 864	800 865	790 866	791 867	792 868	793 869</th

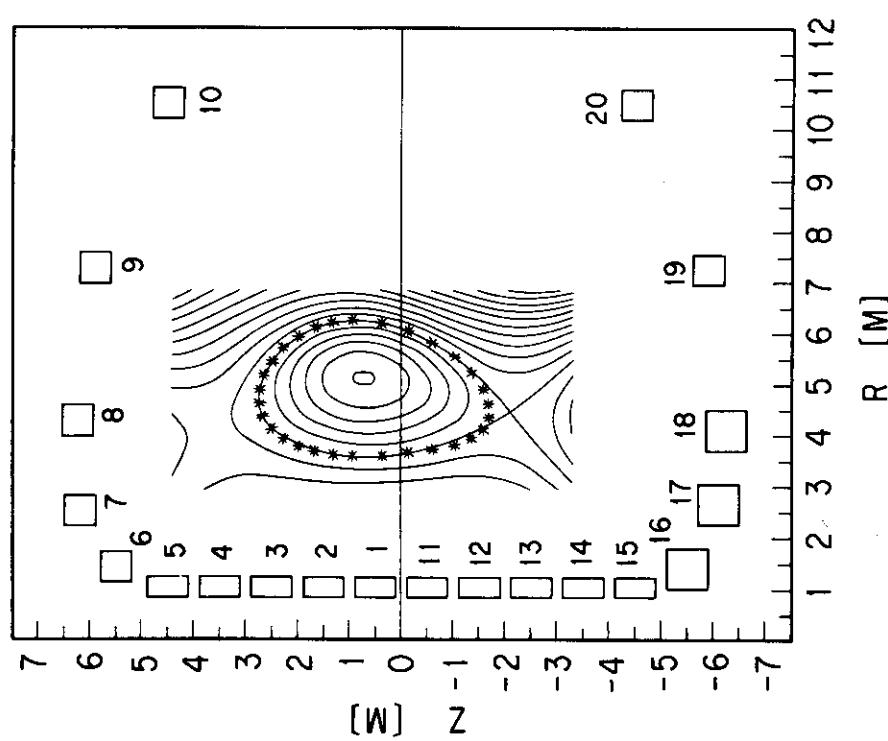


Fig. 3.4-1 Poloidal field coil configuration
for reference type FER (Option C)

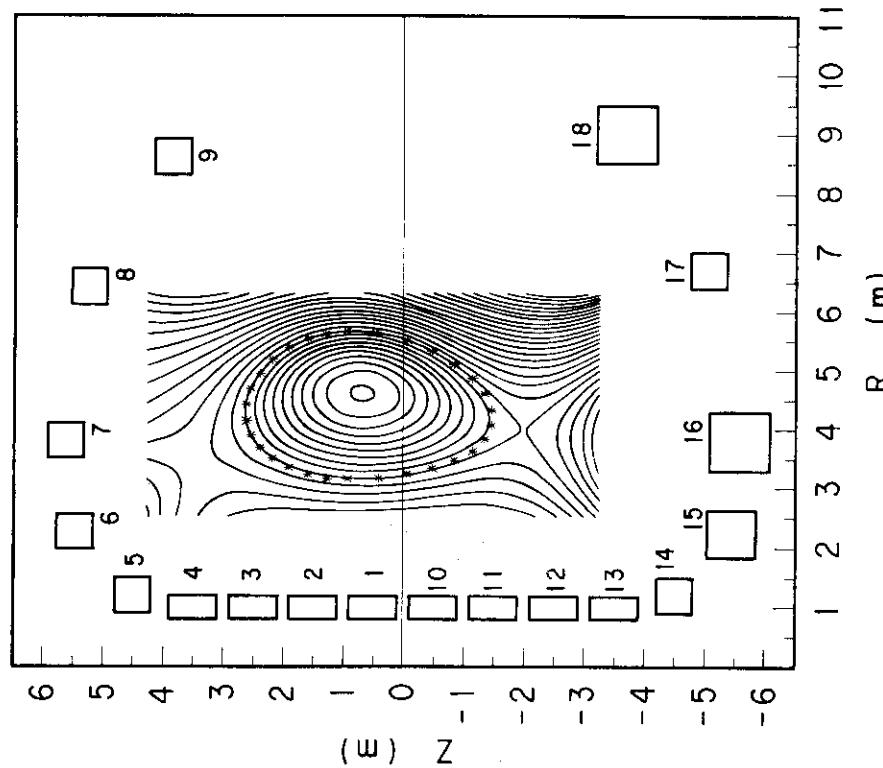


Fig. 3.4-2 Poloidal field coil configuration for the
advanced type FER (ACS)

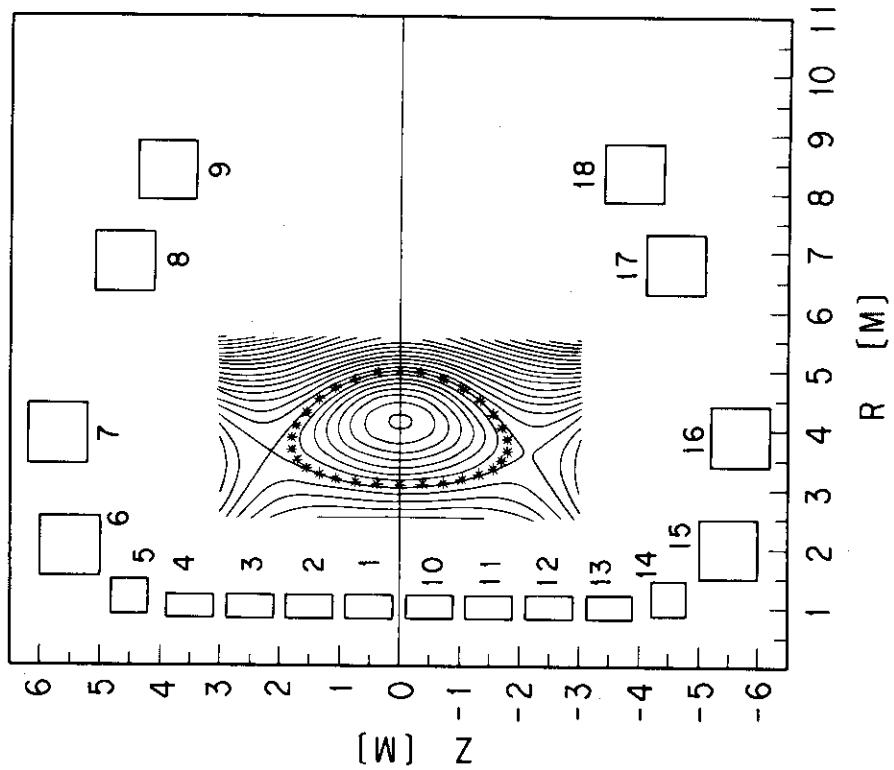


Fig. 3.4-3 Poloidal field coil configuration for advanced type FER with double null divertor (ACD)

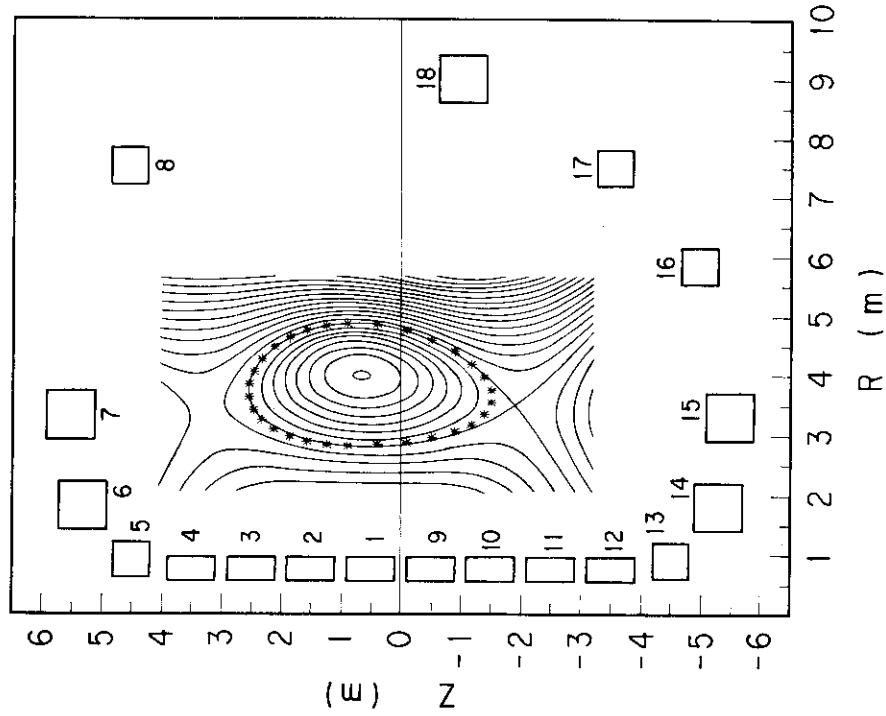


Fig. 3.4-4 Poloidal field coil configuration for minimal type FER (MINI)

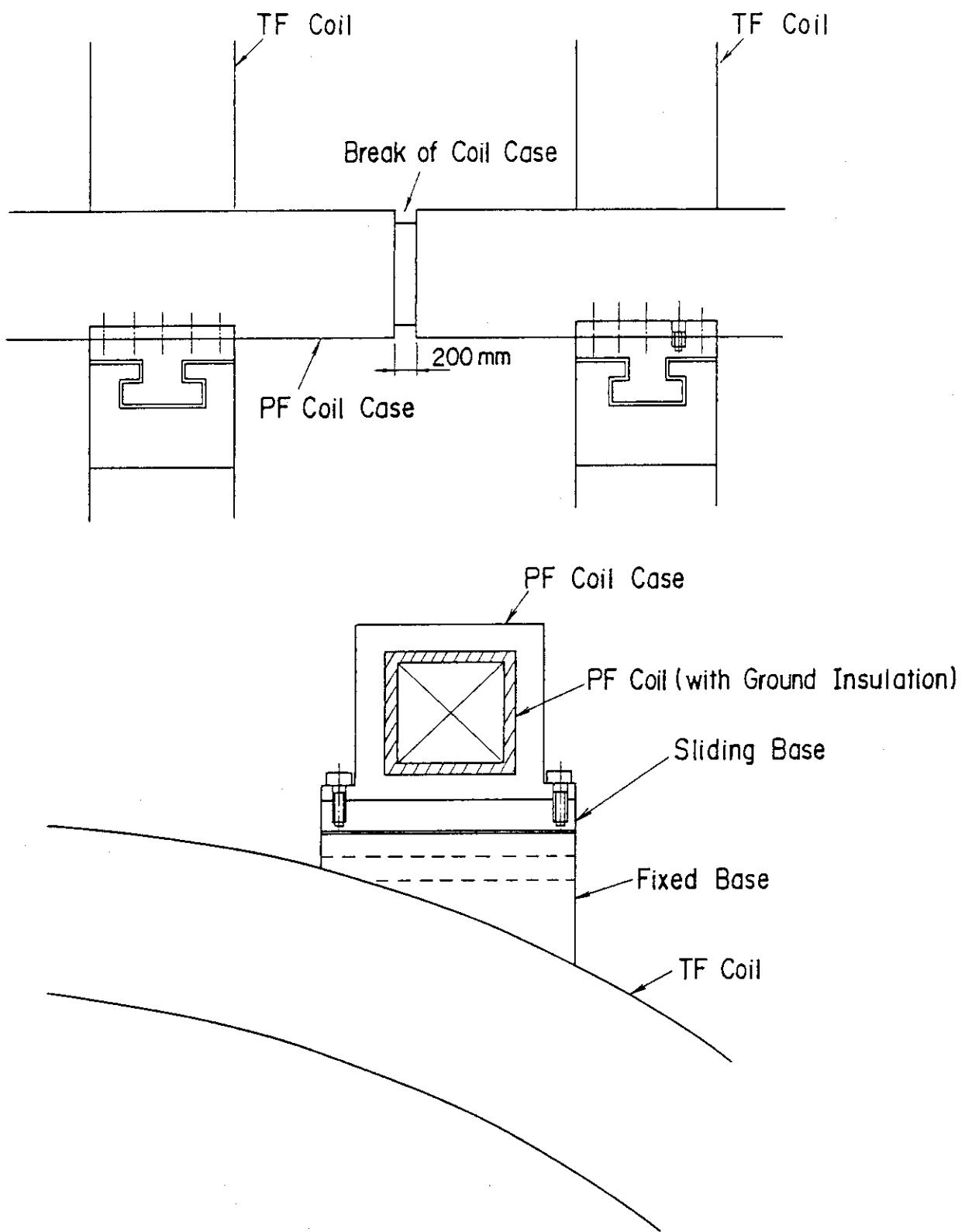


Fig. 3.4-5 Conceptual structure of outer PF coil support

3.5 今後の課題

P Fコイル設計に関して今後以下のような項目について更に検討を要する。

(1) 高磁界導体の適用

ダイバータコイル部では起磁力が大きく 1.4 T 程度の最高磁界を必要とする。一方強制冷却導体では導体全断面積に占める超電導素線の割合は比較的低く最高磁界を上げることによる超電導線の臨界電流密度低下はコイル寸法に大きな影響を及ぼさない可能性がある。

(2) 大口径低磁界コイルへの Nb₃S_n導体の採用

大口径リングコイルは経験磁界が 6 T 以下のものが多く磁界強度からは NbT₁ 導体の使用が可能であるが、S H E 冷却流路が長く、温度マージン、安定性マージンを大きくとれる Nb₃S_n 導体の使用が望ましい。

(3) 導体のグレーディング

コイル導体をグレーディングすることによりコイルのコンパクト化が可能となる。この場合、導体間の接続方法などが検討対象となる。

(4) 電磁力に対する応力基準の見直し

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。更に P F コイルはパルス運転であり、超電導線、コンジット材料とも疲労効果の影響について検討を要する。

(5) ダンプ時の相互誘導効果

P F 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ーさせることとなる。

更に全コイルをダンプさせる場合であっても結合係数により、定格値を越える運転モードがあり得る可能性があるのでこのことを考慮した導体設計、ダンプ方法を検討する必要がある。

4. 全体支持構造

4.1 支持構造

支持構造は、基本的には昭和59・60年度の概念設計と同じであるが、要約すると以下の通りである。

① 中心部支持構造

中心部を構成する中心柱は、周方向に1ヶ所の絶縁を設けた高さ方向4分割の中空の12面体柱を組み合わせた構造である。OHコイルの不平衡力は棚板を介し、コイル内側の支持円筒で支持し、さらに上下の円板状サポートで中心柱及びTFコイルinboard部を一体に結合して支持する構造である。中心支柱の強度については4.2参照。

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へ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。

③ PFコイル支持構造

OHコイル及びダイバターコイル以外の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、TFコイルに発生する電磁力によるサポートフレームの変形を吸収するため、半径方向にスライド可能な構造である。

④ 断熱支持構造

コイル全体を支持する断熱支持構造は、中心部に4本、外周部に12本、合計16本のGFRP製の円筒支持脚である。中心部の支持脚は固定式、外周部の支持脚は半径方向にスライド可能な構造である。

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 $\phi 1400\text{mm} \times t 100\text{mm}$ である。この断面は、昭和59・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。即ち、耐震性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、マグネットシステム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59・60年度の概念設計では、マグネットシステム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システム全体としての重量は昭和59・60年度の概念設計より減少しており、支持脚の断面を多少小さくすることが出来るが、マグネットシステム全体から見た場合、その影響は非常に小さいため、支持脚の断面は昭和59・60年度の概念設計と同じとした。

Fig.4.1-1にACSの場合のマグネットシステムの全体構成を示す。

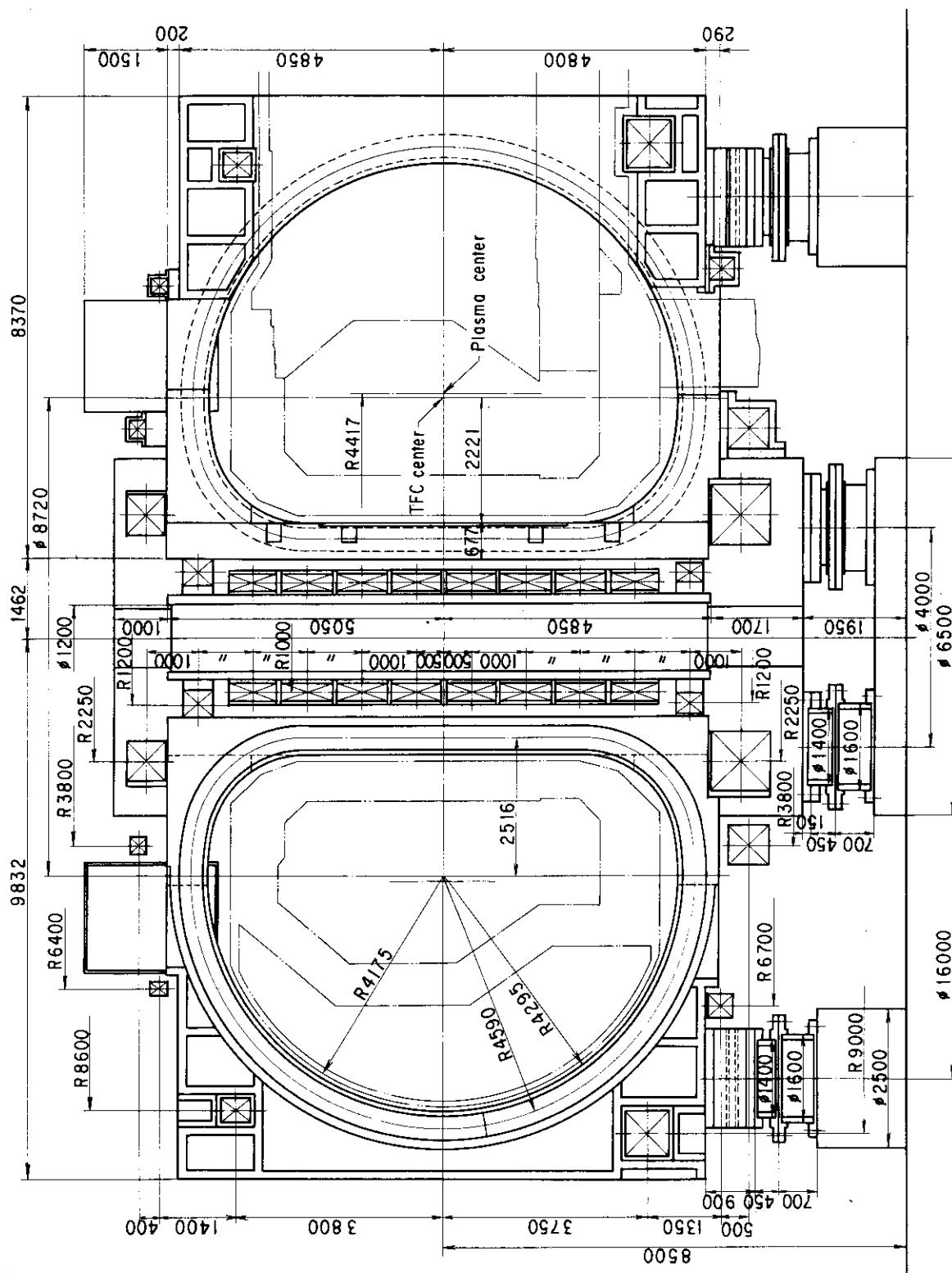


Fig. 4.1-1 Structure of magnet system (ACS)

4.2 中心支柱

2.6.1で述べた様に、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考える。

$$P_x = R_i B m^2 / 2 \mu R_1 \beta \quad (2.6.2(3) 参照)$$

$$w = B \times P_x \times 12 / (2 \pi R)$$

$$\sigma_c = wR / t \leq S_m$$

又、限界座屈圧力は以下の式で求める。

$$P_{cr} = \frac{3E t^3}{12(1-\nu^2)R^3}$$

安全率を3、 $E = 2.1 \times 10^5 \text{ MPa}$ 、 $\nu = 0.275$ とすれば、許容限界座屈応力 σ_{cr} は以下の様に表わされる。

$$\sigma_{cr} = 18932(t/R)^2 > \sigma_c$$

以上の計算結果を各ケースについて Table 4.2-1 に示す。

Table 4.2-1 Stress calculation of buckling cylinder due to centering force

	Option C	ACS, ACD	MINI
P_x	78.1	70.3	74.6
R	1.406	1.47	1.059
B	0.60	0.60	0.48
t	0.30	0.23	0.22
σ_c	298	350	311
S_m	533	533	533
σ_{cr}	862	552	817

where

P_x : Pressure load due to centering force (MPa)

R : Buckling cylinder radius at center of thickness (m)

B : Winding width (m)

t : Buckling cylinder thickness (m)

σ_c : Uniformly compressive stress (MPa)

S_m : Allowable stress intensity (MPa)

σ_{cr} : Allowable buckling compressive stress (MPa)

4.3 全体重量および蓄積エネルギー

Table 4.3-1 に T F コイル, P F コイル, 支持構造の概略重量を示す。Option C では合計 7880 ton, A C S は 5405 ton, A C D は 5755 ton, MINI は 4300 ton 程度の重量となる。A C D は A C S に比べ, T F コイル重量は減少しているが, P F コイル重量がかなり重くなり, 合計重量も A C D より重くなっている。

Table 4.3-2 に T F コイル重量と T F コイル蓄積エネルギーを示す。T F コイル重量は導体, 容器, 絶縁材, サポートフレーム, シェアパネル, 中心支柱の各重量の合計値である。

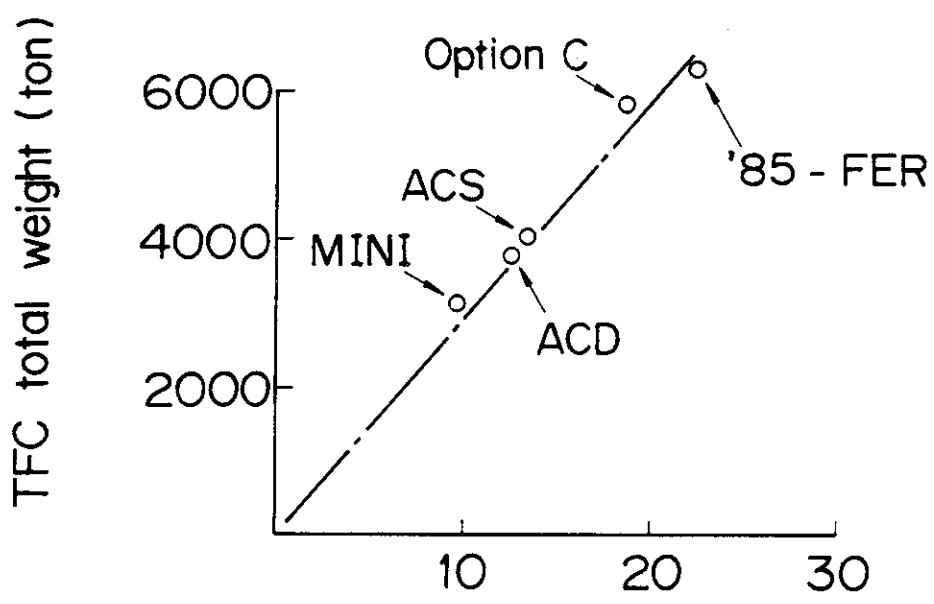
これをグラフで表示すると Fig 4.3-1 の通りとなる。重量算定上の誤差や, シェアパネルの様に必ずしも蓄積エネルギーに依存しないものもあり, 少少のバラつきはあるが, 全体的に見れば T F コイル全体重量と T F コイル蓄積エネルギーは概そ比例関係にあると云えよう。

Table 4.3-1 Total weight of magnet system

		(ton)			
		Option C	ACS	ACD	MINI
TFC	Winding	590	480	480	370
	Case	1790	960	910	820
	Insulation	80	70	70	60
	Support frame	1880	1360	1230	1080
	Shear panel	1220	920	870	780
	Bucking cylinder	230	145	145	100
PFC	Winding	910	570	915	390
	Case	320	160	390	85
	Insulation	20	15	20	10
	Support	170	165	165	135
Support structure	Steel	650	540	540	450
	GFRP	20	20	20	20
Total		7880	5405	5755	4300

Table 4.3-2 TFC weight and TFC stored energy

		Option C	ACS	ACD	MINI
TFC Weight (ton)	Winding	590	480	480	370
	Case	1790	960	910	820
	Insulation	80	70	70	60
	Support frame	1880	1360	1230	1080
	Shear panel	1220	920	870	780
	Bucking cylinder	230	145	145	100
	Total	5790	3935	3705	3210
TFC stored energy (GJ)		18.7	13.5	12.6	9.7



TFC stored energy (GJ)

Fig. 4.3-1 Relation between TFC total weight
and TFC stored energy

5. 热 設 計

5.1 热 负 荷

トロイダル磁場コイル及びポロイダル磁場コイルに生ずる热負荷は冷凍機の容量を决定する上で重要な要因となる。その热負荷として次に示す項目が考えられる。

- ① A C 損失 : T F コイル, P F コイル及び支持構造体は変動磁界にさらされるので, A C 損失を発生する。A C 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, コイル容器及び支持構造体中に発生する渦電流損失及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 14 MeV の中性子が発生するが, ブランケット及び遮蔽体を通過し, 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及び, 電流リードの発熱, 侵入熱が考えられる。

热負荷のまとめを Table 5.1-1~5.1-4 に示す。

(1) A C 損失

本年度設計では, 炉をコンパクト化する為, 燃焼時間 800 sec (MINI 炉は 100 sec) のパルス炉を仕様としており, 昨年度の準定常炉に比較して, 各部の A C 損失も大幅に異なることが予想される。一方, 炉のコンパクト化をはかることにより, 本年度検討した各炉は, 昨年度の炉と比べて重量比で約 50~95% となっている。本年度は, パラメータサーベイが主体の為, 検討した各炉の運転シナリオの詳細が決っていない。ここでは, 昭和 59・60 年度検討結果^[31] をもとに A C 損失の支配的部 分である支持構造体及びコイル容器での渦電流損失について検討した。

一般に, 渦電流損失は, 次式で与えられる。

(i) コイル容器 (コイルあたり)

$$P_{1\perp} = \frac{a+2b}{4(a+b)} \cdot \frac{a}{d} \cdot \tau_{\perp} \cdot \frac{\dot{B}_{i\perp}^2}{2\mu_0} \cdot A_c \quad (\text{W/m})$$

$$\tau_{\perp} = \frac{\mu_0 ad}{4\rho}$$

$$P_{1\parallel} = \frac{ab}{d(a+b)} \cdot \tau_{\parallel} \cdot \frac{\dot{B}_{i\parallel}^2}{2\mu_0} \cdot A_c \quad (\text{W/m})$$

$$\tau_{\parallel} = \frac{\mu_0 da b}{2\rho(a+b)}$$

$$A_c = 2d(a+b) \quad (\text{m}^2)$$

$$P = (P_{1\perp} + P_{1\parallel}) \times l \quad (\text{W})$$

全コイルでは $12P$ となる。

(ii) 支持構造体

平板モデルを適用して

$$P = \frac{\sigma d}{8\pi} \cdot B^2 \cdot A^2 \cdot f \quad (\text{W})$$

$$f \approx 0.6\pi \left(\frac{b}{c} + \frac{c}{b} \right)^{-1}$$

$$A = b \cdot c \quad (\text{m}^2)$$

両算出式とも B^2 で整理すると $P = K \cdot B^2$ の形で表わすことができる。ここで K は、各対象物の形状効果により決定される値である。

Fig. 5.1-1 に昨年度の運転パターン

と A C 損失を示す。A C 損失の発生は、プラズマ電流の立上げ、遮断時が主体であり、全体の約 8 割を占めている。

各炉の A C 損失の概算を見積もる為、Fig. 5.1-2 に示す運転パターンを仮定した。

A C S 炉の t_2 , t_3 , t_4 での磁場分布から各炉の支持構造体及びコイル容器での渦電流損失を求め、他の炉型については B^2 に相当する比率で換算した。

各炉の A C 損失を Table 5.1-1 ~ 5.1-4 にまとめた。算出にあたり、トロイダル磁場コイル、ポロイダル磁場コイル、支持構造体の形状は、昨年度と相似として平均ロスを求めており。Table 中の Peak 値は、参考として、昨年度の計算結果をもとに重量比から換算した。

各炉とも支持構造体での A C 損失がほとんどを占めており、なかでも中心柱押え、外側シャーパネルで発生している。昨年度に比べてパルス運転の為、平均ロスで約 3 倍の値となっている。MINI 炉で平均ロスが他の約 2 倍強になっているのは、燃焼時の duty が約 1 / 2 になっていることに起因している。

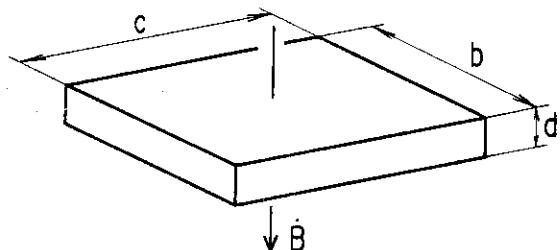
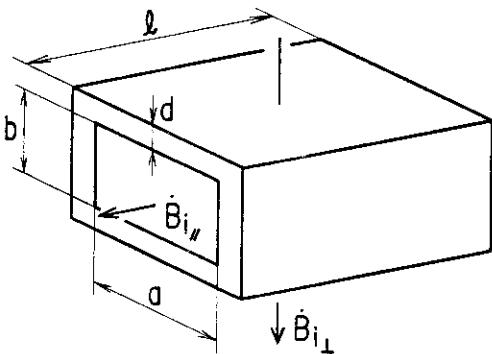
(2) 中性子発熱

F E R では D-T 反応により発生する 14 MeV 中性子の遮蔽が問題となる。特に超電導コイルに関して、14 MeV 中性子による核発熱はコイル運転の安全性の点からも、また冷凍機の容量の点からも大きな設計要因となっている。

本年度設計にあたり、炉のコンパクト化を図る為、超電導 T F コイルの遮蔽基準の緩和を行った。

(i) 超電導 T F コイルの遮蔽基準緩和の予備検討

実効遮蔽厚を昭和 60 年度の設計値 80 cm から減少させ 65 cm (コイル容器内枠の遮



蔽効果も含む)に設定すると、最大核発熱率は 10 mW/cm^2 程度、総核発熱量は $40 \sim 120 \text{ kW}$ 程度(コイル容器内枠の厚さ $2 \sim 10 \text{ cm}$)が予想される。

本年度設計作業に於ては、導体内での圧力損失、及び導体の配置された位置における磁場変化等を仮定することにより、冷媒の温度上昇を、導体の温度マージンが許容する範囲で、でき得る限り許して、遮蔽基準を緩和することにした。これにより核発熱量の増加を認めることにした。

検討するにあたり下記項目の仮定、及び設定を行った。

① 検討条件

(a) 導体及びコイル諸元

検討に用いた導体諸元は Table 2.4-2 に示すものである。又コイル構成は、合理化案検討に用いたパラメータサーベイから代表させて Table 5.1-5 に示す諸元を用いた。

Table 5.1-5 Main characteristics of TF coil system

Number of coils	12
Number of turns	240/coil
Number of pancakes	20/coil
Number of cooling paths	2/pancake
Length of a turn	30 m
Operating current	30.7 kA

(b) 導体への熱負荷

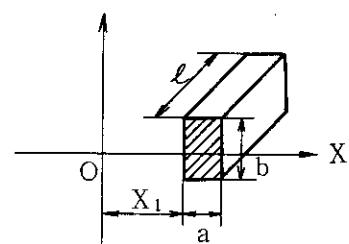
TFコイル導体とプラズマ間の遮蔽厚 6.5 cm (ヘリウム容器厚 2 cm)に対する導体最大核発熱率は、ニュートロニクス計算(1次元直円筒モデル)により求められたTFコイル各構成材料の体積平均値に、計算誤差を考慮してファクター2を乗じた値 $q_{\max} = 4.3 \text{ mW/cm}^2$ (平均中性子壁負荷 $L_w = 1.0 \text{ MW/m}^2$)で与えられている。

一方、導体中の核発熱率の減衰は、 $\exp(-0.073x)$ で与えられる。ここで x は導体厚(cm)である。又、核発熱の発生領域は、ニュートロニクスでの詳細なTFコイルまわりの核発熱量等高線を求めることにより、TFコイル赤道面のプラズマに近い上下直線部分 $4 \sim 5 \text{ m}$ とみなしても誤差はあまり生じないことが判明している。

本検討では、以上のことから次式を用いる。

$$q_n = q_{max} \exp(-0.073x)$$

$$\begin{aligned} Q &= \int_{x_1}^{x_1+a} q_n \cdot b \cdot \ell dx \\ &= \int_{x_1}^{x_1+a} q_{max} \cdot b \cdot \ell \cdot \exp(-0.073x) dx \\ &= q_{max} \cdot b \cdot \ell [e^{-0.073x_1} - e^{-0.073(x_1+a)}] / 0.073 \end{aligned}$$



ここに, q_n ; 導体厚 x cm における核発熱率 (Watt/cm³)

Q ; 導体厚 $x = x_1$ cm ではじまるターンの総核発熱量 (Watt)

a ; 導体の幅 (cm)

b ; 導体の高さ (cm)

ℓ ; 核発熱発生長さ (cm)

q_{max} ; $x = 0$ cm での最大核発熱率 (Watt/cm³)

ここで核発熱率の入力は導体の長手方向に対して同一とし, 発生長さは, TFコイル最内層直線部分相当 ($1/4$ ターン長)とした。

温度マージンに対するパラメータサーベイを行う為, 最大核発熱率 $q_{max} = 5 \sim 20$ mW/cm³で検討する。一例として $q_{max} = 5$ mW/cm³の場合の各ターンに発生する核発熱量を Table 5.1-6 に示す。

Table 5.1-6 Nuclear heating in a pancake coil

Turn No.	Nuclear heating (W)	
	1 path	2 path
1	29.7	—
2	—	23.8
3	19.2	—
4	—	15.4
5	12.4	—
6	—	9.9
7	8.0	—
8	—	6.5
9	5.1	—
10	—	4.1
11	3.3	—
12	—	2.7
Total turns	77.7	62.4

$$q_{max} = 5 \text{ mW/cm}^3$$

(c) 冷媒条件

コイルの冷却には、昭和59年度の設計に用いた入口 10 atm, 4.5 K の超臨界圧ヘリウムを用いる。各ターン入口、出口間の圧力損失は、次式より求めた。(乱流)

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

ここに、
 ΔP ; 圧力損失 (atm)

ℓ ; 流路長 (m)

G ; 冷媒流量 (g/s)

D_e ; 水力直径 (cm)

A_{He} ; ヘリウム流路断面積 (cm²)

μ ; 粘性係数 (g/cm·s)

ρ ; 密度 (g/cm³)

物性値は、10 atm, 4.5 K の値を用いた。摩擦係数は、Blasius の式より算出した値を3倍して用いた。

(d) 磁場分布

各ターン出口での導体の温度マージンを算出する為、ターン毎の磁場分布が必要となる。検討コイルについては、磁場分布が得られていない為、ここでは昭和59年度の設計で与えられた磁場分布を本検討のコイル構成に換算して用いた。Table 5.1-7 に各ターン最大磁場、及び臨界温度を示す。

Table 5.1-7 Maximum field and critical temperature in a path

Turn No.	Maximum field (T)	Critical temperature (K)
1	11.98	12.74
3	9.82	13.84
5	7.65	14.86
7	5.49	15.81
9	3.33	16.70
11	2.27	17.13

(e) 導体の臨界電流, 及び温度マージン

線材 $(NbTi)_3S_n$ に対する臨界温度, 臨界電流, 分流開始温度は, 次式から算出した。

$$\text{臨界温度} ; T_c = 18.0 \times (1 - B/24)^{1/2} \quad (\text{K})$$

$$\text{臨界電流} ; I_c = I_0 \times (T_c - T_b)/T_c \quad (\text{KA})$$

$$\text{分流開始温度} ; T_{cs} = T_b + (1 - I/I_c)(T_c - T_b) \quad (\text{K})$$

ここに, B ; 磁場 (T)

T_c ; 臨界温度 (K)

T_b ; 冷媒温度 (K)

I ; 通電電流 (KA) 定格 3.07 KA

I_0 ; 絶対零度における臨界電流 (KA)

但し, I_0 の算出にあたっては, 各磁場における 5 K の $(NbTi)_3S_n$ の J_c から逆算して定めた (8 T 以下は参考値とする)。又, 線材からコイル巻きした場合の劣化度は考慮していない。

② 検討結果と評価

最大核発熱率 $q_{max} = 5 \sim 20 \text{ mW/cm}^3$ (中性子壁負荷 1.0 MW/m^2) の場合の導体の最小温度マージンを Fig. 5.1-3 に示す。ここで核発熱発生長さ ℓ は, 1 ターン長 30m の $1/4$ (TF コイル赤道面の上下直線部分相当, 7.5 m とした) を用いた。Fig. 5.1-3 より最大核発熱率 $q_{max} = 5 \text{ mW/cm}^3$ で最小温度マージンは, 2.6 K 以上有する。又この時の必要流量は, 1 流路あたり 4 g/s である。

ここで流量 4 g/s および 6 g/s は, レイノルズ数が $900 \sim 2900$ で乱流域ではなく層流から乱流への遷移域となる。層流の式を用いると実際より圧力損失は低くなってしまう為, 本検討では乱流の式を用いて圧力損失を算出した。

一例として, 最大核発熱率 $q_{max} = 5.6, 8.4 \text{ mW/cm}^3$ (各々, 平均中性子壁負荷 $L_w = 1.0, 1.5 \text{ MW/m}^2$ の場合) に対する冷媒の各ターン出口での温度分布, および温度マージンを Fig. 5.1-4, Fig. 5.1-5 に示す。ここで $q_{max} = 5.6 \text{ mW/cm}^3$ は, 核発熱がコイル構成材料として SS 316, 銅でのみ発生 (絶縁物, 液体ヘリウムでの発熱は無視) した場合の 1 次元解析値に, 計算誤差としてファクター 3 を乗じた値で, 本節(b)項で述べた, 絶縁物, 液体ヘリウムでの発熱も考慮した $q_{max} = 4.3 \text{ mW/cm}^3$ と同等とみなして良い。Fig. 5.1-4において最終ターン (1 パンケーキ 2 条巻きの為, 1 パスは奇数もしくは偶数ターンとなり, ここでは 11 ターン出口を示す) で冷媒温度が下降しているものがある。これは発生する核発熱の減少, および圧力損失に伴う J-T 膨張に起因している。Fig. 5.1-5 から最小温度マージンは, 磁場の高い領域, 1 ターン出口にあり, 冷媒流量の増加に伴い, 上昇していることがわかる。

温度マージンの許容値は, 超電導線材を用いてコイル巻きした場合に生じる劣化割合から決定することができる。磁場が 1.2 T 近傍では劣化率 20 % で, 温度マージンの減少が 1 deg である。従来の製造技術に於いては, 劣化率 20 % は普通であり, 裕度 1 deg として温度マージンの許容値は 2 deg 以上をとるのが妥当であろう。以上の

ことから Fig 5.1-3 を検討すると温度マージン > 2 deg を許容する最大核発熱率、及び総核発熱量は、Table 5.1-8 にまとめられる。冷媒流量を増せば温度マージン > 2 deg に対して最大核発熱率は増加するが、圧力損失も増加し、冷媒を循環するポンプ動力も大きくなる。この為、ポンプ動力が必要以上に大きくならない為には、流量を押えて圧力損失を小さくする必要がある。

Fig 5.1-3 をポンプ動力についてまとめたのが、Fig 5.1-6 である。ポンプ動力の算出は次式によった。

$$\text{ポンプ動力} ; L = G_T \cdot v \cdot \Delta P / \eta \text{ (Watt)}$$

ここに G_T ; 全TFコイルの総冷媒流量 (kg/s)

v ; 冷媒の比容積 (m^3/kg) (ここでは入口、出口間の平均圧力、平均温度での値を用いた)

ΔP ; 圧力損失 (Pa)

η ; ポンプ効率 0.7 とした。

Fig 5.1-6 から温度マージン > 2 deg なる許容最大核発熱率は、 10 mW/cm^3 で、冷媒流量は 6 g/s 弱、又その時の必要ポンプ動力は、 7.1 KW となる。今、冷媒の入口条件を 10 atm から 6 atm に落としてやると、冷媒流量を減らしても温度マージンは増加し、必要ポンプ動力を下げる事ができる。これは、圧力低下に伴う冷媒の J-T 膨張によるものである。但し、コイルの初期冷凍時の循環冷媒流量をできるだけ多くとる必要があることから、ポンプ動力は一定として、TFコイル通電時に、コイル入口の冷媒圧力を下げて、より温度マージンに裕度をもたせた状態で運転を行う方法も考えられる。

以上、合理化検討のためのパラメータサーベイから、最大核発熱率 10 mW/cm^3 は温度マージンの点から許容でき、遮蔽厚を 65 cm に減らすことが可能である。

本検討をもとに冷凍系の容量も考慮して最大核発熱率を従来の 1 mW/cc から 3 mW/cc まで許容することにした。これにより総核発熱量は、 $40 \sim 60 \text{ kW}$ 程度となる。

Table 5.1-8 Permissible value of maximum nuclear heating (Temperature margin > 2 deg.)

Coolant mass [g/s]	4	6	8
Maximum nuclear heating q_{\max} [mW/cm^3]	7.4	11.2	14.3
Total nuclear heating in TF coil Winding pack [kW]	49.8	75.3	96.2

(ii) 各炉型のコイル照射特性の推定

各候補炉型(Option C, ACS, ACD, MINI)のトロイダル磁場コイルの照射特性を推定した。この検討の時点では各炉型の出力(壁負荷)や遮蔽厚が確定していなかったので計算機による詳細な計算は行わず、以下に示すような手順により照射特性を求めた。算出の基礎となる出力(壁負荷)と遮蔽厚は最終的な設計仕様値と一致していないことを注記しておく。

本検討開始時点での各炉型の平均中性子壁負荷と実効遮蔽厚(He容器厚を含む)をTable 5.1-9にまとめた。また1次元計算により求めた実効遮蔽厚とコイル照射特性の関係をFig 5.1-7からFig 5.1-9に示す^[32]。照射条件は平均中性子壁負荷1MW/m³、フルエンス0.3MWY/m²に規格化している。また遮蔽体組成はSS316-85%,水-15%の均質混合としている。

高速中性子フルエンス、銅安定化材のはじき出し損傷及び絶縁材の吸収線量に関しては各炉型の実効遮蔽厚に対応する特性値を図から読みとり、1次元計算に対する形状補正係数^[32]2^[32]を乗じて求める。核発熱率に関してはさらに壁負荷の値を乗じる。トロイダルコイル総核発熱量に関してもやはり形状補正係数と壁負荷値を乗じて求める。ただしFig 5.1-9の横軸の遮蔽厚さはコイル容器の厚さを含まないことに注意する必要がある。総核発熱量は厚さ10cmのコイル容器を仮定した値である。TFC総発熱量に対するコイル容器発熱量の寄与はかなり大きいので(例えばFig 5.1-10にコイル容器を含む実効遮蔽厚が6.5cmのときのコイル容器と超電導部の発熱量分担を示す)、コイル容器の厚さに応じて補正する必要がある。ここではFig 5.1-10に示されたコイル容器発熱量の変化率を適用した。

以上の方で求められた各炉型のTFC照射特性値をTable 5.1-9に示した。さて計算誤差として、中性子束に完全にあるいは主に依存する特性(高速中性子フルエンス、銅dpa、絶縁材吸収線量)及び2次ガンマ線に主として依存する特性(核発熱率、核発熱量)に対する計算誤差を見込むと^[32]、Option C以外の炉型はかなり厳しい照射条件になることが予想される。特に総核発熱量はめやす値35kWを超える可能性が強い。今後の課題として詳細な遮蔽解析を実施して計算値の信頼度を高めることと、遮蔽体最適化(厚さと材料組成)が必要である。

(3) 侵入熱

(i) 断熱支持

冷却重量が4300~7900Tonの各炉のマグネットシステムは、全て、GFRPの円筒により支持される構造である。

中心部は4本のGFRPの円筒で支持されると同時に、各TFCコイルもGFRPの円筒で支持される。GFRPの円筒より伝導で侵入する熱量を下式にて評価する。

$$Q = (A/L) \int_{T_1}^{T_2} \lambda dT \quad (W) \quad (5.1-1)$$

ここで、A ; 断面積 (cm²)

L ; 温度 T₁ と T₂ の距離 (cm)

λ ; 热伝導率

$\int_{T_1}^{T_2} \lambda dT$; T₁ から T₂ までの热伝導率の積分値

GFRP に関して、热伝導率の積分値はガラス含有率及び積層方向により異なるが、本計算には、以下の値を使用する。

$$\int_{4K}^{80K} \lambda dT = 150 \times 10^{-3} \quad (\text{W/cm})$$

$$\int_{80K}^{300K} \lambda dT = 650 \times 10^{-3} \quad (\text{W/cm})$$

又、GFRP の諸元を Table 5.1-10 に示す。

各炉とも前年度に比較して冷却重量が減少しており、GFRP の円筒諸元を各炉に対して変更しなくても強度及び耐震設計の点で問題はない。以上の事柄から本年度も前年度と同一諸元を用いることにする。4.2 K 及び 80 K に伝わる熱量は、各々、次の値になる。

① 4.2 K への侵入熱 Q = 0.5 kW

② 80 K への侵入熱 Q = 1.6 kW

(ii) 電流リード

FER の TF コイル及び PF コイルに用いられる電流リードは、低温端液溜め自冷方式とし、その最適設計は以下の様に求められる。

電流値に対する最適断面及び長さの関係は (5.1-2) 式で表わされる。

$$\left(\frac{S}{LI_{opt}} \right) = 4.08 \times 10^{-5} \times \left(\frac{\rho^{300K}}{\rho^{4.2K}} \right)^{-0.574} \quad (5.1-2)$$

この時の熱侵入量は、(5.1-3) 式で表わされる。

$$\left(\frac{Q}{I} \right)_{min} = 1.72 \times 10^{-3} \times \left(\frac{\rho^{300K}}{\rho^{4.2K}} \right)^{-0.0865} \quad (5.1-3)$$

ここで ρ^{300K} ; 300K におけるリード材の比抵抗 ($\Omega \cdot \text{cm}$)

$\rho^{4.2K}$; 4.2 " " ($\Omega \cdot \text{cm}$)

S ; 電流リード断面積 (cm²)

L ; 電流リード長さ (cm)

I ; 通電電流 (A)

さらに、非通電時の侵入熱量は、(5.1-4) 式で表わされる。

$$Q = 0.058 \times \frac{S}{L} \int_{4.2K}^{300K} \lambda dT \quad (5.1-4)$$

ここで、 $\int_{4.2k}^{300k} \lambda dT$; リード材の熱伝導率の積分値
 T F コイル及びP F コイル共に、 $\rho^{300k} / \rho^{4.2k} = 100$ のO F C U リード材料とし、
 リード長さ 7 m の場合の諸元及び熱負荷を Table 5.1-11 及び 5.1-12 に示す。

各炉とも T F コイルは 12, P F コイルは、Option C が 20, 他は 18 で、電流リードも同数が要求される。通電時の熱負荷の合計は、約 2.5~2.7 kW で前年度とほぼ同じである。これらの熱負荷に対する液体ヘリウムの必要量は、蒸発量換算で約 4000 ℥ / hr となる。又、非通電時は、約 560~600 W (780 ℥ / hr ~ 840 ℥ / hr) の熱負荷である。

(4) 热負荷のまとめ

熱負荷をまとめると Table 5.1-1~5.1-4 に示す値となる。ここで核発熱と A C ロスは時間平均値をとった。

冷媒流量は、マグネットシステムの 4.5 K の熱負荷、すなわち、S H E のポンプ損失、核発熱、A C 損失、定常侵入熱（電流リードを含む）から決定される。Fig 5.1-11 に、A C 損失及び核発熱を熱負荷とした場合のポンプ損失との関係を示す。冷媒流量は、導体の温度マージンを 2 deg 以上考慮して冷媒の出入間の温度上昇を 2.5 deg 以下として定めた。

Table 5.1-1 Total heat load (option C)

duty = 0.78					
Burning operation cycle (AC loss)		Nuclear heating		Radiation heating conduction	Total heat load average
Peak kW × s (MJ)	Aver. kW (MJ)	Aver. (1020s) kW	Aver. (1020s) kW	Aver. (kW)	Coolant (g/s)*
TF coils	62.3 × 1 (0.062)	0.33 (0.34)	10.9	1.1	12.33 (kW) 1940 (g/s)
PF coils	122.2 × 1 (0.12)	0.26 (0.27)	—	1.1	1.36 (kW) 210 (g/s)
Support structure	3665 × 1 (3.67)	10.8 (11.0)	—	2	12.8 (kW) 2010 (g/s)
Total	3.85 kW × 1 s (3.85)	11.4 kW (11.6)	10.9 kW	4.2 kW	26.5 (kW) 4160 (g/s)

Current lead LHe consumption

$$\left. \begin{array}{l} \text{TFC(12 coils)} \\ \text{PFC(20 coils)} \end{array} \right\} \dots \quad \left. \begin{array}{l} 1200 \text{ l/hr} \\ 2800 \text{ l hr} \end{array} \right\} \text{total } 4000 \text{ l/hr}$$

* Temperature rise of coolant between inlet and outlet is less than 2.5 deg.

Table 5.1-2 Total heat load (ACS)

duty = 0.78					
Burning operation cycle (AC loss)		Nuclear heating		Radiation heating conduction	Total heat load average
Peak kW x s (MJ)	Aver. kW (MJ)	Aver. kW (1020s)	Aver. kW (1020s)	Aver. (kW)	Aver. (kW) Coolant (g/s)*
42.3 x 1 (0.042)	0.16 (0.16)	27.5	1.1	28.76 (kW)	
TF coils				3870 (g/s)	
PF coils	78.7 x 1 (0.079)	0.13 (0.13)	—	1.1	1.23 (kW)
Support structure	3063 x 1 (3.06)	7.5 (7.7)	—	2	170 (g/s)
Total	3.18 kW x 1 s (3.18)	7.8 kW (8.0)	27.5 kW	4.2 kW	39.5 (kW)
					5320 (g/s)

current lead LHe consumption

$$\left. \begin{array}{l} \text{TFC(12 coils) ... 1200 l/hr} \\ \text{PFC(18 coils) ... 2800 l hr} \end{array} \right\} \text{total 4000 l/hr}$$

Table 5.1-3 Total heat load (ACD)

duty = 0.78					
Burning operation cycle (AC loss)		Nuclear heating	Radiation conduction	Total heat load average	
Peak kW x s (MJ)	Aver. kW (MJ)	Aver. (1020s) kW	Aver. (1020s) kW	Aver. (kW)	Coolant (g/s)*
TF coils 39.5 x 1 (0.040)	0.15 (0.15)	34.5	1.1	35.75 (kW)	
PF coils 128.0 x 1 (0.13)	0.23 (0.23)	—	1.1	4600 (g/s)	1.33 (kW)
Support structure 3063 x 1 (3.06)	7.5 (7.5)	—	2	1220 (g/s)	9.5 (kW)
Total 3.23 kW x 1 s (3.23)	7.9 (8.1)	34.5 kW	4.2 kW	6000 (g/s)	46.6 (kW)

Current lead LHe consumption

$$\left. \begin{array}{l} \text{TFC(12 coils)} \dots 1200 \text{ l/hr} \\ \text{PFC(18 coils)} \dots 2800 \text{ l hr} \end{array} \right\} \text{total } 4000 \text{ l/hr}$$

Table 5.1-4 Total heat load (MINI)

Burning operation cycle (AC loss)		Nuclear heating	Radiation heating conduction	Total heat load average
Peak kW x s (MJ)	Aver. (320 s) kW (MJ)	Aver. (320 s) kW	Aver. (kW)	Coolant (g/s)*
34.5 x 1 (0.035)	0.40 (0.13)	19.1	1.1	20.60 (kW)
PF coils	53.5 x 1 (0.054)	0.26 (0.08)	—	2700 (g/s)
TF coils	257.1 x 1 (2.57)	18.7 (6.0)	—	1.36 (kW)
Support structure	2.66 kW x 1 s (2.66)	19.4 kW (6.2)	19.1 kW	180 (g/s)
Total			4.2 kW	20.7 (kW)
				2720 (g/s)
				42.7 (kW)
				5600 (g/s)

Current lead LHe consumption

$$\left. \begin{array}{l} \text{TFC(12 coils) ... 1200 l/hr} \\ \text{PFC(18 coils) ... 2800 l hr} \end{array} \right\} \text{total 4000 l/hr}$$

Table 5.1-9 Shielding response parameters of TFC for the various type of FER

Item	Criteria	FER response values			MINI
		Option C	ACS	ACD	
Maximum neutron fluence ($E > 0.1$ MeV) in the superconductor (n/cm^2 /lifetime*)	$< 2 \times 10^{18}$	1.0×10^{17}	2.2×10^{17}	2.2×10^{17}	4.4×10^{17}
Maximum atomic displacement in the copper stabilizer (dpa/lifetime*)	$< 4 \times 10^{-4}$	8.0×10^{-5}	1.6×10^{-4}	1.6×10^{-4}	3.4×10^{-4}
Maximum dose in the insulator (rad/lifetime*)	$< 3 \times 10^9$	2.0×10^7	4.2×10^8	4.2×10^8	8.8×10^8
Maximum nuclear heating in the TF coil (W/cm^3)	$< 3 \times 10^{-3}$	0.5×10^{-3}	1.5×10^{-3}	1.9×10^{-3}	2.9×10^{-3}
Total nuclear heating in the TF coil winding pack and coil case (kW)	<35	14	35	44	61
Design Specifications (Tentative value)*	Average neutron wall load (MW/m^2)	1.03	1.07	1.47	1.23
	Effective shield thickness (cm) (Thickness of coil case)	80(8)	75(8)	75(8)	70(8)

* Lifetime fluence of FER is $0.3 MW \cdot y/m^2$

** These values are not the final specifications for FY1986 design.

Table 5.1-10 Parameter of GFRP cylinder

Outer diameter (80K → 4.2K)	φ1400 mm
" (300K → 80K)	φ1600 mm
Thickness of cylinder	100 mm
Length (80K - 4.2K)	200 mm
" (300K - 80K)	300 mm
Sectional area (80K → 4.2K)	4084 cm ²
" (300K → 80K)	4712 cm ²

Table 5.1-11 Parameter of current leads for TF coil

Operation current	30 kA
Optimum sectional area	61 cm ²
Material	OFCu (RRR = 100)
Length of lead	700 cm
Cooling	He vapor cooling
Heat load (Operation)	69.3 W/coil
" (No Operation)	15.4 W/coil

Table 5.1-12 Parameter of current leads for PF coil

Operation current	40 kA
Optimum sectional area	82 cm ²
Material	OFCu (RRR = 100)
Length of lead	700 cm ²
Cooling	He vapor cooling
Heat load (Operation)	92.4 W/coil
" (No Operation)	20.6 W/coil

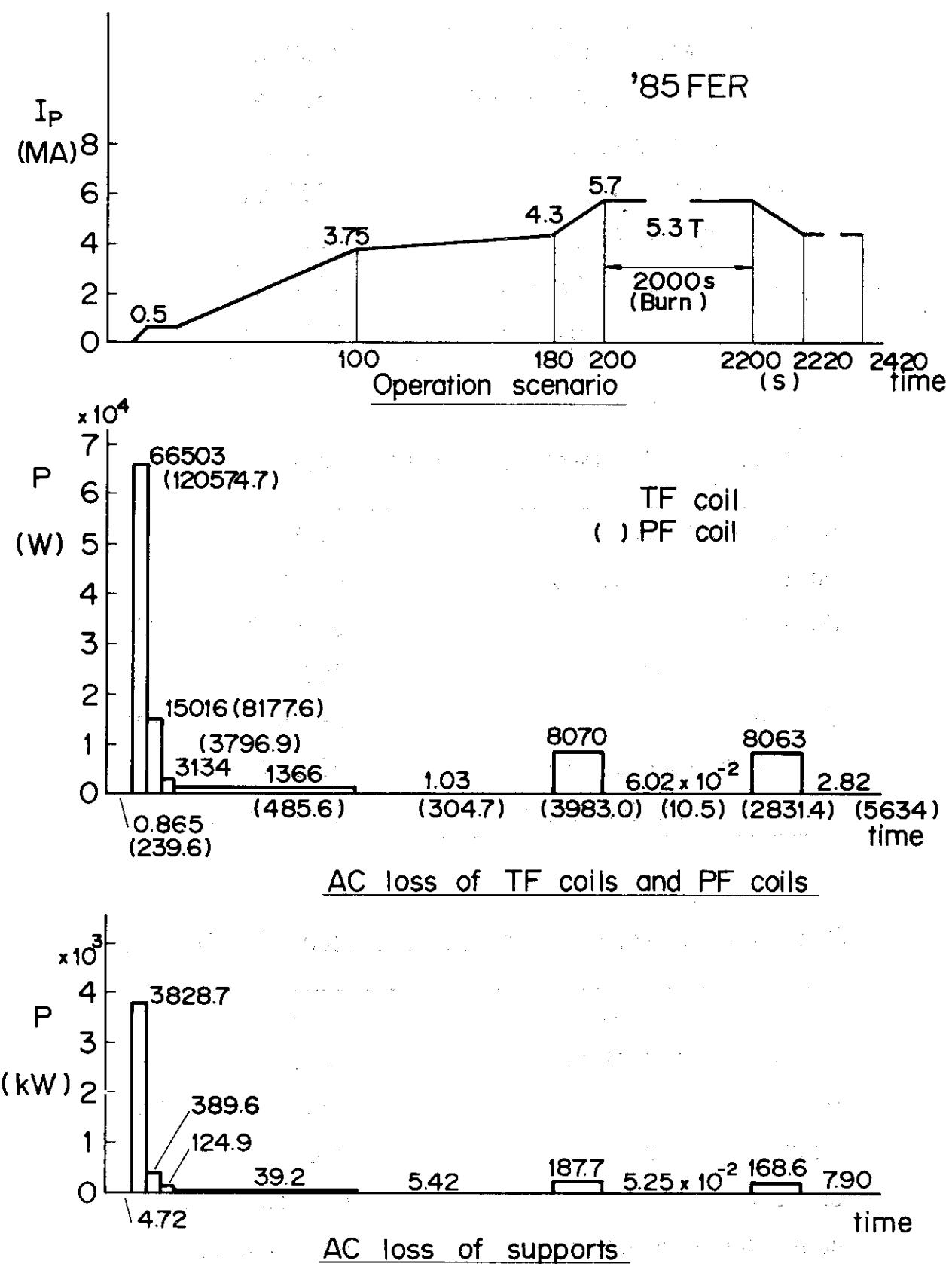


Fig. 5.1-1 Operation scenario and AC loss ('85 FER)

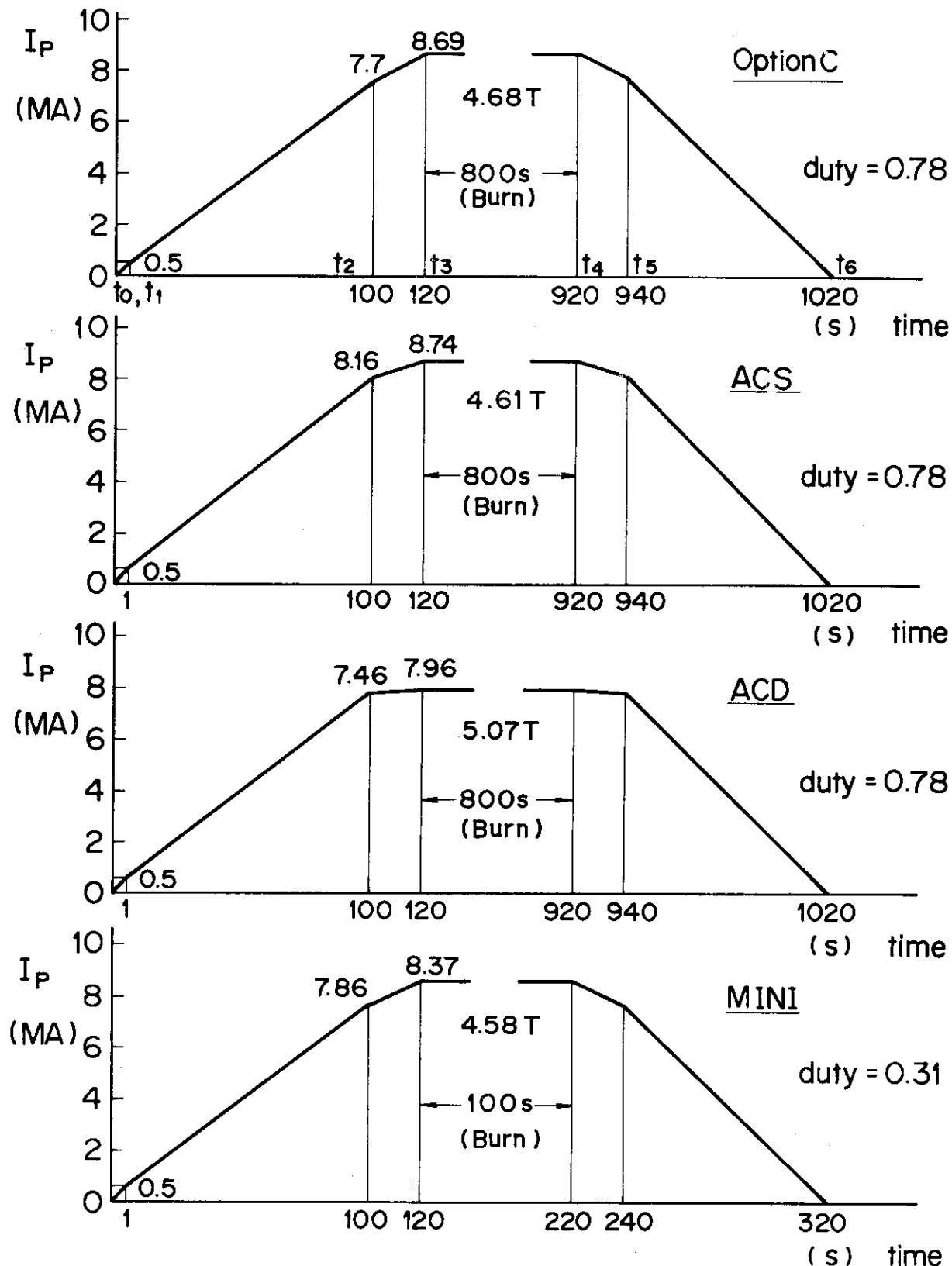


Fig.5.1-2 Operation scenario

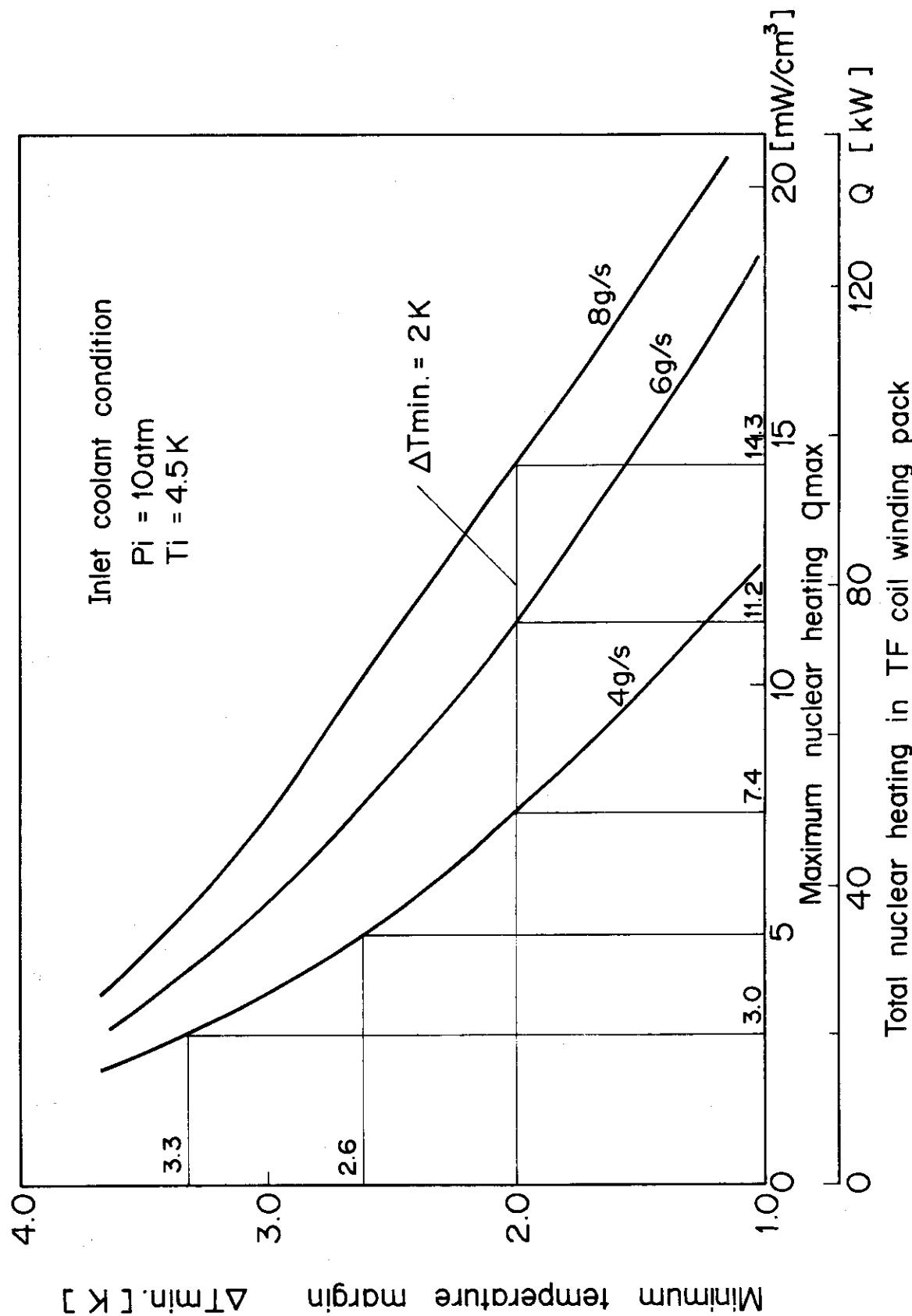


Fig. 5.1-3 Maximum nuclear heating - Minimum temperature margin

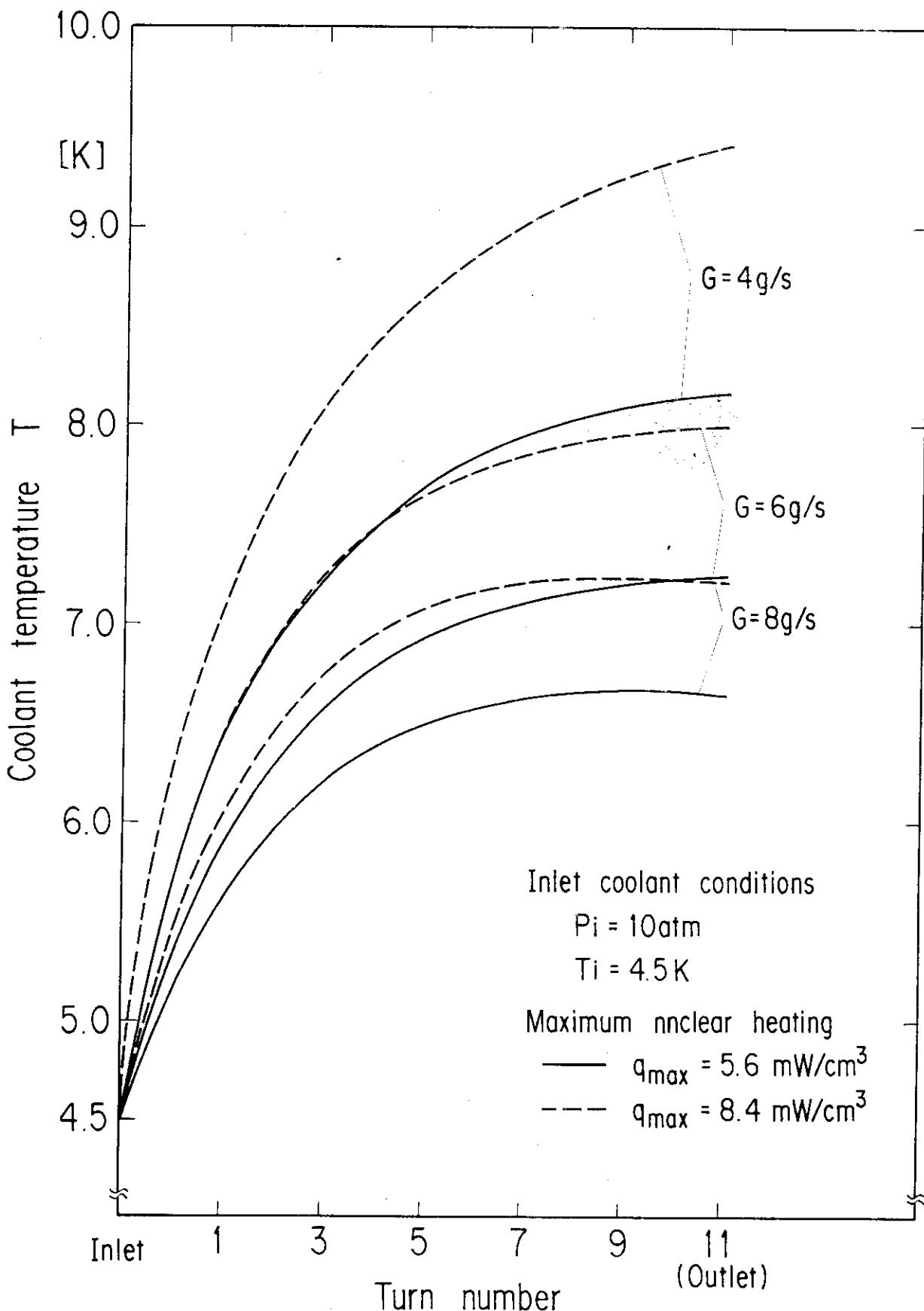


Fig. 5.1-4 TF-coil temperature distribution

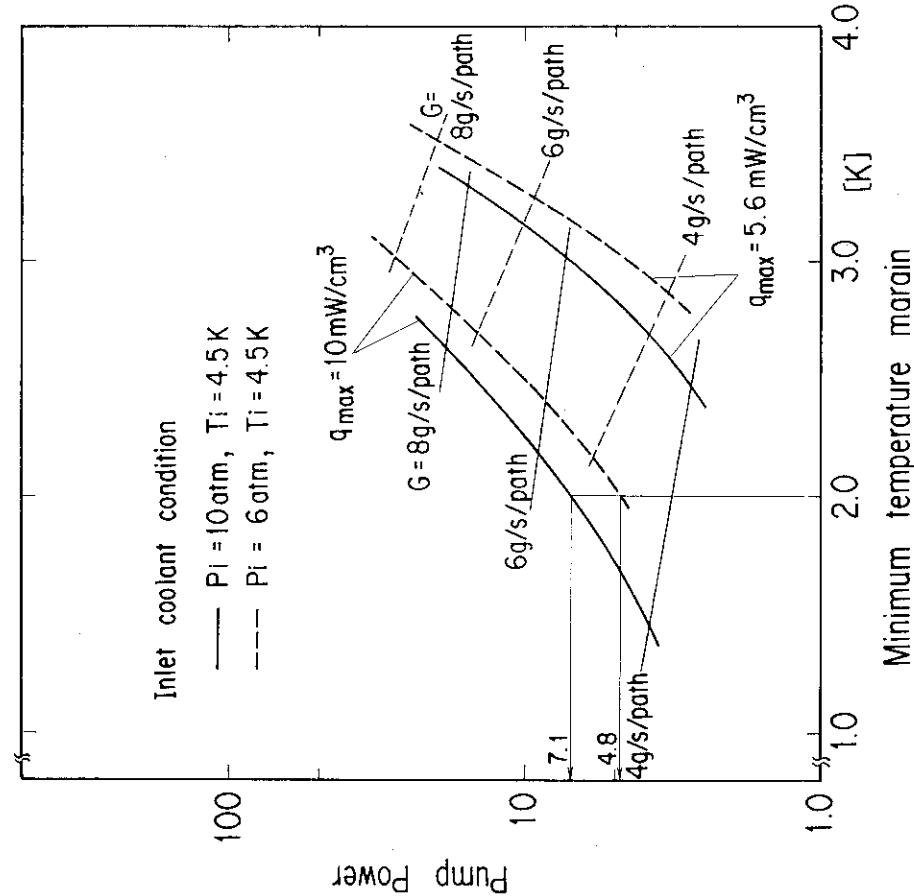


Fig. 5.1-6 Pump power-minimum temperature margin

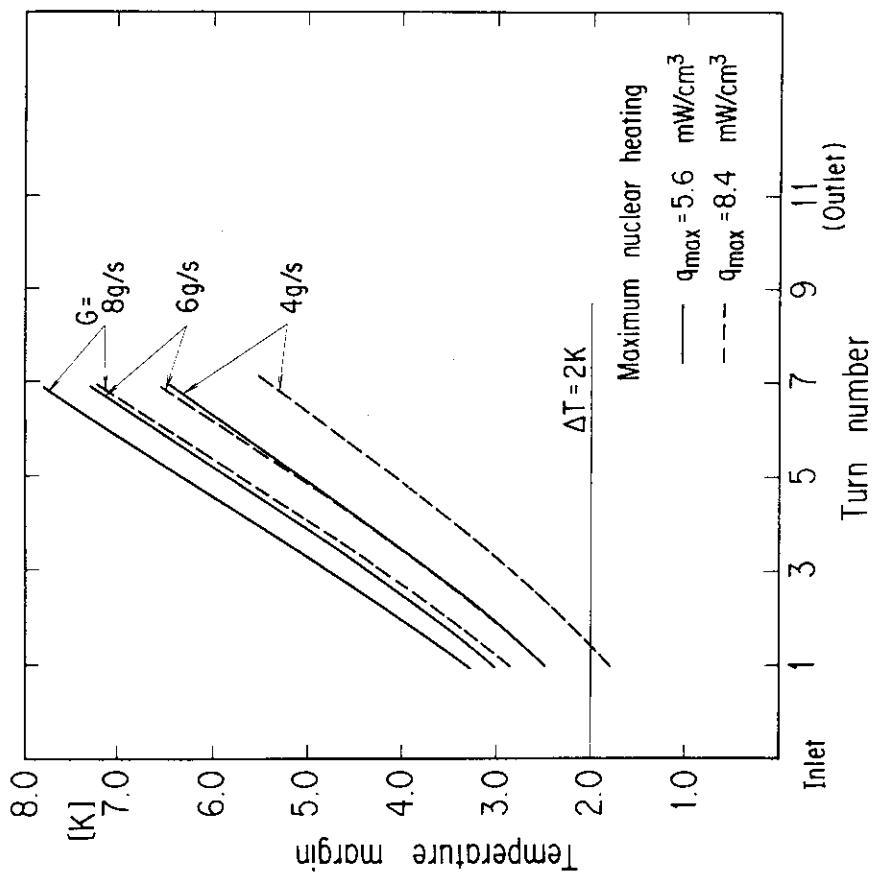


Fig. 5.1-5 TF-coil temperature margin distribution

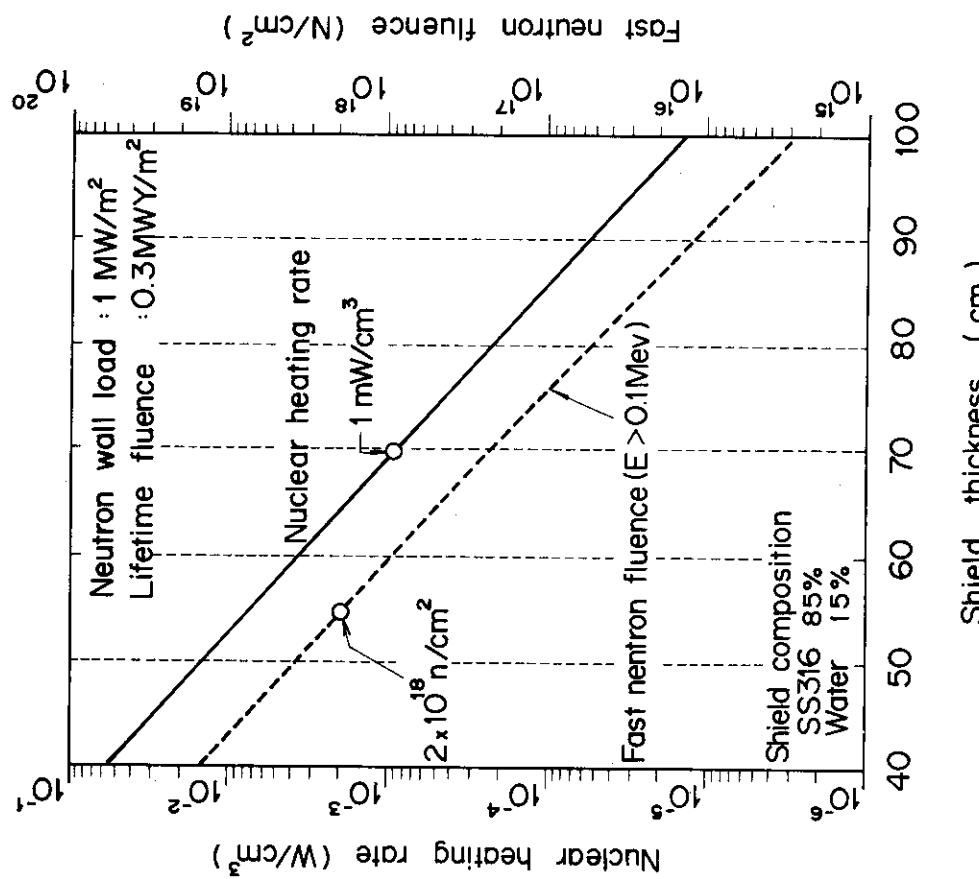
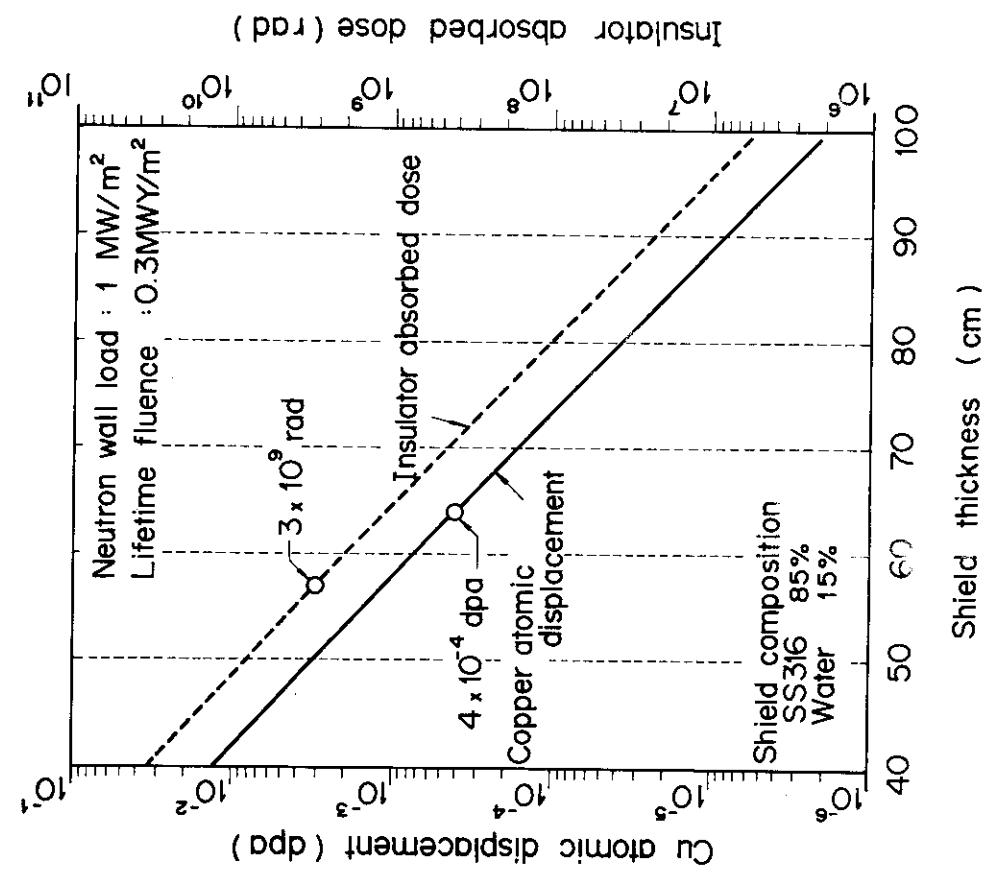


Fig. 5.1-7 Relationship between inboard shield (SS316) thickness and superconductor properties (1)
(Shield thickness include coil case)

Fig. 5.1-8 Relationship between inboard shield (SS316) thickness and superconductor properties (2)
(Shield thickness include coil case)

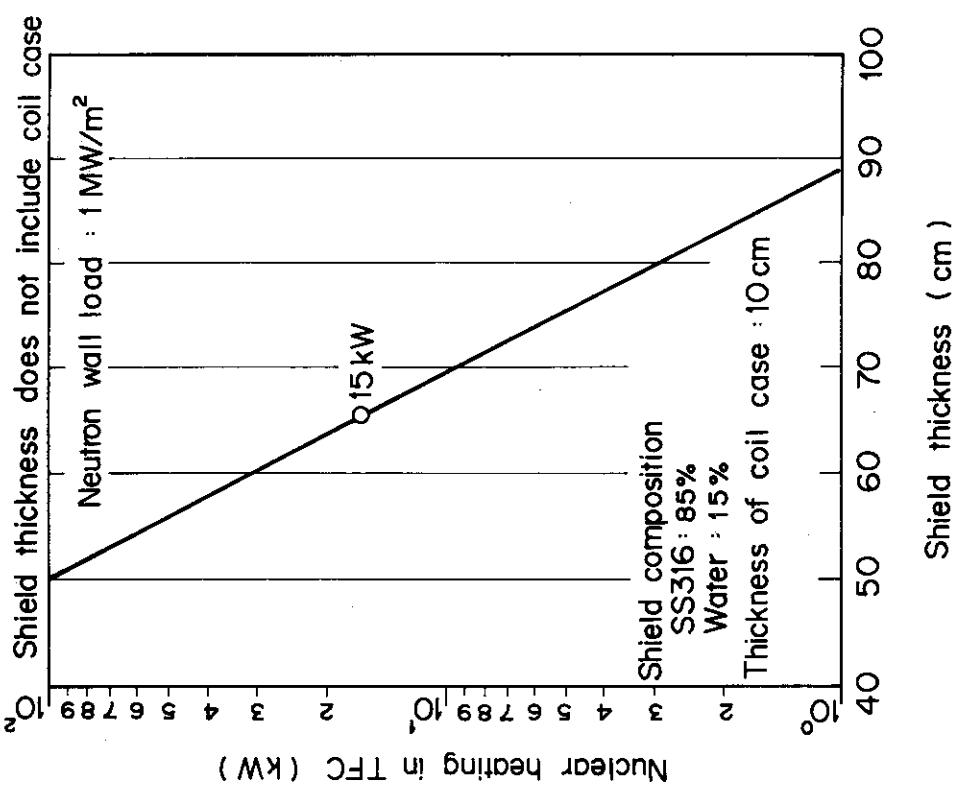


Fig. 5.1-9 Relationship between inboard shield (SS316) thickness and superconductor irradiation property (3)

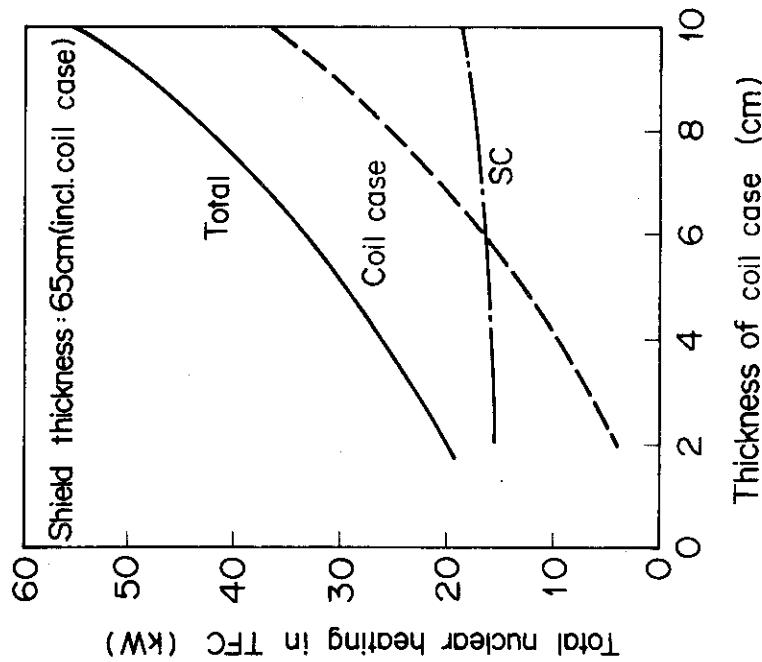


Fig. 5.1-10 Effect of thickness of coil case on total nuclear heating in TFC
(Results are normalized to the average neutron wall load of 1 MW/m^2)

Fig. 5.1-10 Effect of thickness of coil case on total nuclear heating in TFC

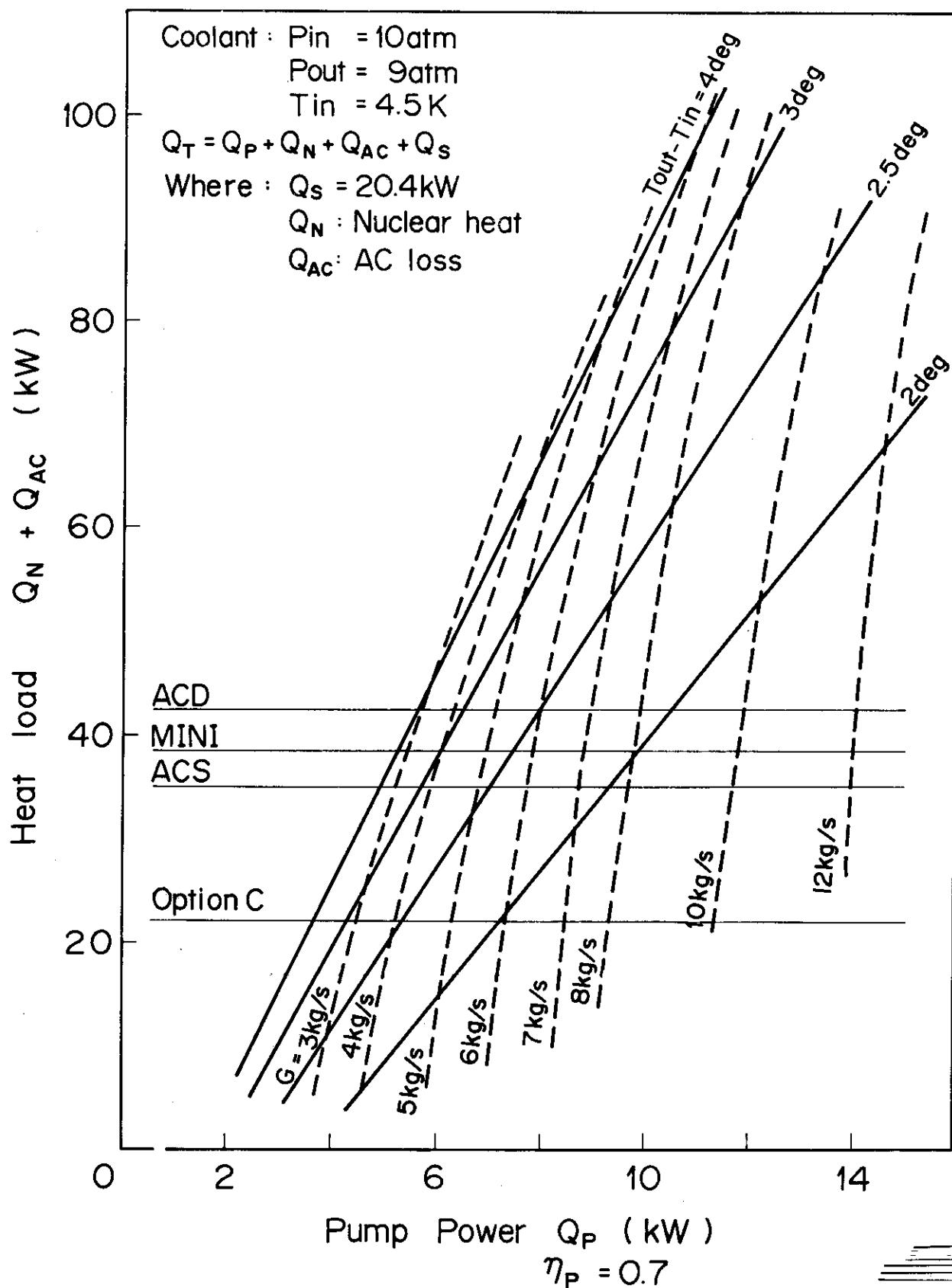


Fig. 5.1-11 Pump power V.S. heat load

5.2 冷凍系

FERマグネット系の特徴はTFコイル、PFコイル共に強制冷却超電導々体を採用した事にある。He冷凍系は、冷凍・液化機系と、コイル群にSHE（超臨界圧ヘリウム）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。

各炉のマグネットシステムの4.5Kの熱負荷は、5.1項でまとめた熱負荷に、SHEポンプの損失、導体接続部の発熱等を加えたものとなる。Table 5.2-1に示す様に、4.5K保持モードで $4.2\text{ KW} + 850\ell/\text{hr}$ 、TFコイル通電時で $5.3\text{ KW} + 1800\ell/\text{hr}$ 、定常運転時で $3.5 \sim 5.8\text{ KW}$ (at 4.5K) + $4000\ell/\text{hr}$ である。定常運転時のNuclear Heatingは、プラズマ燃焼時に生じるため、Duty = 0.78または0.31を考えて時間平均した値を用いている。一方、ポンプの損失は、Table 5.1-1～5.1-4で与えた全流量(冷媒の温度上昇 2.5 deg.以下とした)を圧損 1 atm で循環させるものとしてFig. 5.1-11より算出した。

冷凍・液化機系に要求される能力は、冷却重量、最大 7900 トンの大形マグネットシステムを期日内(2週間～1ヶ月)に冷却可能な事、及び定常時熱負荷を満せる事である。

定常時熱負荷としてのAC損失、及び核発熱は運転周期の間の時間平均した値で求めてある。ここで特に、熱負荷の発生時刻が異なっていることに注意を要する。AC損失は、プラズマ電流の立上げ、遮断時のみが大部分であるのに対し、核発熱はプラズマ燃焼時のみである。この為、発生時刻の異なる熱負荷を時間平均して妥当であるか否かは、今後の重要な検討課題であろう。

本検討では、冷凍・液化機へかかる定常熱負荷として時間平均した値を用い、冷凍・液化能力の余裕度を20%として冷凍系の容量を設定した。

各炉に要求される冷凍・液化機の容量をTable 5.2-2に示す。

冷凍・液化機は熱負荷パターンより、冷凍・液化能力の異なる3ユニットの組み合わせによって構成する。3ユニットは各々、10KW(at 4.5K)又は $3000\ell/\text{hr}$ 、20KW(at 4.5K)又は $6000\ell/\text{hr}$ 、30KW(at 4.5K)又は $9000\ell/\text{hr}$ の能力とする。各ユニットのパラメータをTable 5.2-3～5.2-5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 5.2-6に示す。

各ユニットの冷凍・液化機は、急激な熱負荷変動及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及び液体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. 5.2-1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^[33]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、構造物冷却をも含めて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 5.2-7～Table 5.2-9に各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圧ヘリウムはすべて液体回収(大気圧下の液体へ

リウム換算で約100 kℓ)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)200 kℓと上記100 kℓを加えた300 kℓ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Option C, A C SについてFig. 5.2-2, Fig. 5.2-3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及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、及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、及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 5.2-1 Heat load of the each operation mode

Items	Stand-by mode (4.5K holding)	Pre-operation mode (Without PF charge)		Operation mode (Burn)		(unit kW)
		Option C	ACD	ACS	ACD	
Conduction Radiation	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2
Conductor joints	—	1.1	2.8	2.8	2.8	2.8
Current leads	780 l/hr or 840 l/hr	1720 l/hr 1780 l hr	4000 l/hr	4000 l/hr	4000 l/hr	4000 l/hr
AC Loss	TF coils	—	0.3	0.2	0.2	0.4
	PF coils	—	0.3	0.1	0.2	0.3
	Supports	—	10.8	7.5	7.5	18.7
	Nuclear heating	—	10.9	27.5	34.5	19.1
	Pump loss	—	5.5	7.1	8.0	7.5
Total	4.2 + 850 l/hr	5.3 + 18000 l/hr + 4000 l/hr	34.8 + 4000 l/hr	49.4 + 4000 l/hr	57.4 + 4000 l/hr	53.0 + 4000 l/hr

Table 5.2-2 Heat load and refrigeration capacity

	Option C	ACS	ACD	MINI
Nuclear heating Ave. time/Burning time	10.9/14	27.5/35	34.5/44	19.1/61
Heat load at non-burning phase		12.3 kW [*] +4000 l/hr		
Heat load at burning Phase Q	(kW+kl/h)	34.8+4 (kW)	49.4+4 62.8	57.4+4 70.8 21.1
Refrigeration capacity Q _{x1.2} (kW)	14.3	18.7	19.8	
Input power for Refrigerator (MW)	57.8	75.4	85.0	79.7
Design capacity of refrigerator	60 kW or 18000 l/hr	80 kW or 24000 l hr	90 kW or 27000 l hr	80 kW or 24000 l/hr

* Pump loss = 7 kW

Table 5.2-3 Parameters of No.1 unit
ref./liq. system

Ref./Liq. capacity	10 kW or 3000 l hr
Feed comp.	
Flow capacity	13000 Nm ³ /hr
Supply pressure	18 atm
Return pressure	1 atm
Recycle comp.	
Flow capacity	21000 Nm ³ /hr
Supply pressure	18 atm
Return pressure	2 ~ 3 atm
Turbo-expander	
Flow capacity	1050 g/sec
Inlet pressure	18 atm
Outlet pressure	2 ~ 3 atm
Capacity of heat exchanger	60 kW
Requirement of liq. N ₂	1600 l/hr

Table 5.2-4 Parameters of No.2 unit
ref./liq. system

Ref./Liq. capacity	20 kW or 6000 l hr
Feed comp.	
Flow capacity	26000 Nm ³ /hr
Supply pressure	18 atm
Return pressure	1 atm
Recycle comp.	
Flow capacity	42000 Nm ³ /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 ₂	3000 l hr

Table 5.2-5 Parameters of No.3 unit
ref./liq. system

Ref./Liq. capacity	30 kW or 9000 l hr
Feed comp.	
Flow capacity	39000 Nm ³ /hr
Supply pressure	18 atm
Return pressure	1 atm
Recycle comp.	
Flow capacity	63000 Nm ³ /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 ₂	4500 l/hr

Table 5.2-6 Combination units for the each operation mode

Mode	Option C	ACS	ACD
Initial mode (Cooling)	No.2 unit × 2	No.2 unit × 2	No.2 unit × 2
Stand-by mode (4.5K Holding)	No.2 unit × 1	No.1 unit × 1	No.2 unit × 1
Pre-operation Mode (Without PF charge)	No.2 unit × 1	No.2 unit × 1	No.2 unit × 1
Operation mode (Burning)	No.2 unit × 3	No.1 unit × 1 No.2 unit × 2 No.3 unit × 1	No.2 unit × 3 No.3 unit × 1

No.1 unit; 10 kW or 3000 l/hr Ref./Liq.

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

No.3 unit; 30 kW or 9000 l/hr Ref./Liq.

Table 5.2-7 List of main elements of cooling system (Option C)

Element	Specification	Room / Area
He ref./lit	20kw × 3 sets	He ref./liq. room (Reactor building)
Liq. He container	100kℓ × 3	
He ref./liq. com. Feed line	26,000Nm ³ /h × 3	Cryogenic machine building
Recycle line	42,000 " × 3	
He recovery comp.	9,000Nm ³ /h × 1	
N ₂ liq. comp.	53,000Nm ³ /h × 1	
N ₂ liquefier	18kℓ/h × 1	
Liq. N ₂ container	450kℓ × 1	
Recovery gas bog	500m ³ × 2	
Purifier	1	
buffer tank	210m ³ × 1 100m ³ × 3	
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	

Table 5.2-8 List of main elements of cooling system (ACS, MINI)

Element	Specification	Room / Area
He ref./liq.	30kw × 1	
	20kw × 2 sets	
	10kw × 1	
Liq. He container	100kℓ × 3	
He ref./liq. comp. Feed line	39,000Nm ³ /h × 1	Cryogenic machine building
	26,000 "	
	13,000 "	
Recycle line	63,000 " × 1	
	42,000 " × 1	
	21,000 " × 2	
He recovery comp.	9,000Nm ³ /h × 1	
N ₂ liq. comp.	53,000Nm ³ /h × 1	
N ₂ liquefier	18kℓ/h × 1	
Liq. N ₂ container	450kℓ × 1	
Recovery gas bog	500m ³ × 2	
Purifier	1	
Butter tank	180m ³ × 2 120m ³ × 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	

Table 5.2-9 List of main elements of
cooling system (ACD)

Element	Specification	Room / Area
He ref./liq.	30kw × 1 20kw × 3 sets	He ref./liq. room (Reactor building)
Liq. He container	100kL × 3	
He ref./liq. comp. Feed line	39,000Nm ³ /h × 1 26,000 " × 3	Cryogenic machine building
Recycle line	63,000 " × 1 42,000 " × 3	
He recovery comp.	9,000Nm ³ /h × 1	
N ₂ liq. comp.	53,000Nm ³ /h × 1	
N ₂ liquefier	18kL/h × 1	
Liq. N ₂ container	450kL × 1	
Recovery gas bog	500m ³ × 2	
Purifier	1	
Buffer tank	200m ³ × 2 120m ³ × 4	
Fin tube gas warmer	1	
SHE heat exchanger vessel	6	
Cooling gas distributing vessel	1	Current lead duct room (Reactor building)
Return gas gathering vessel	1	

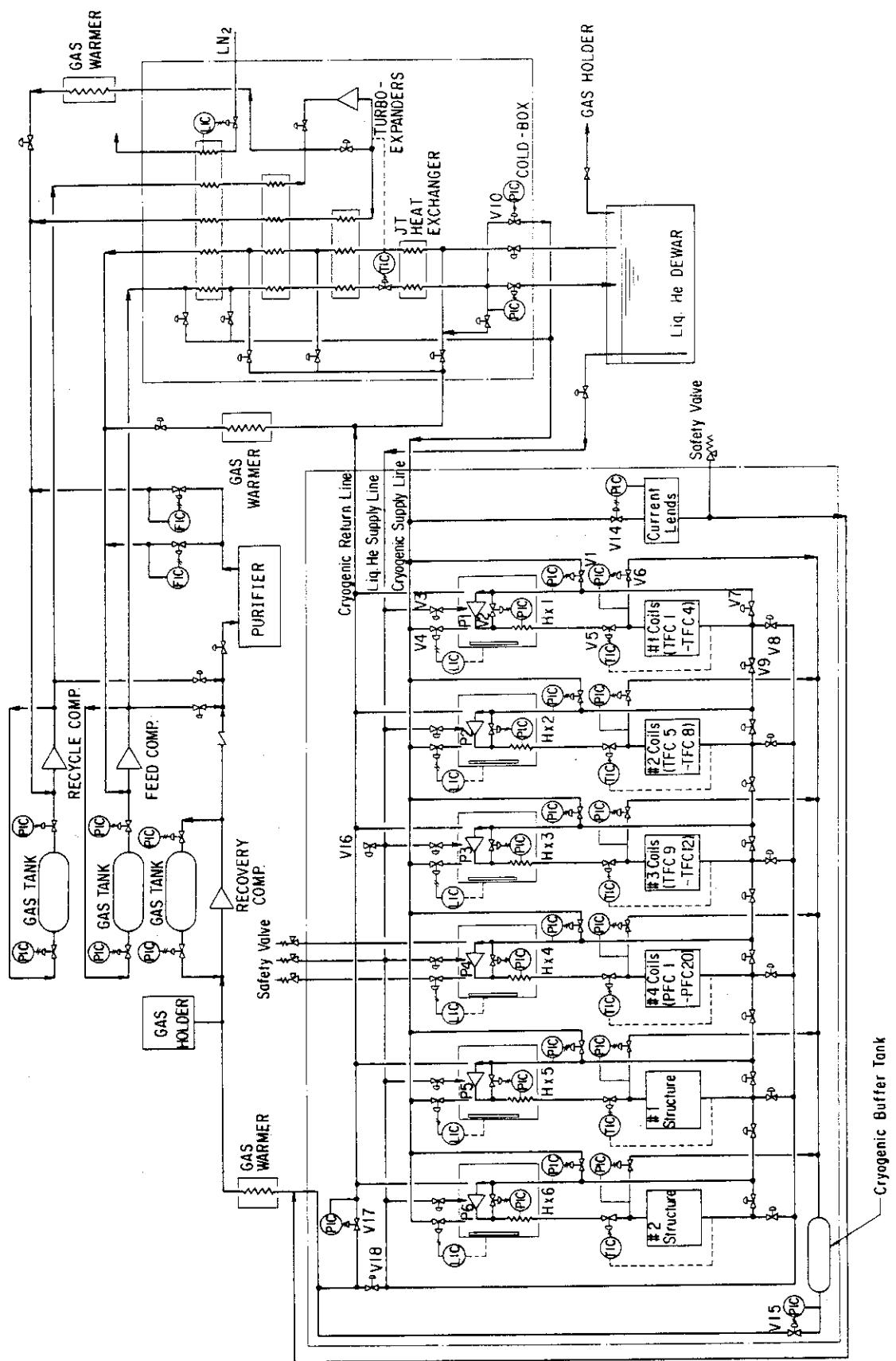


Fig. 5.2-1 Flow diagram of cryogenic system

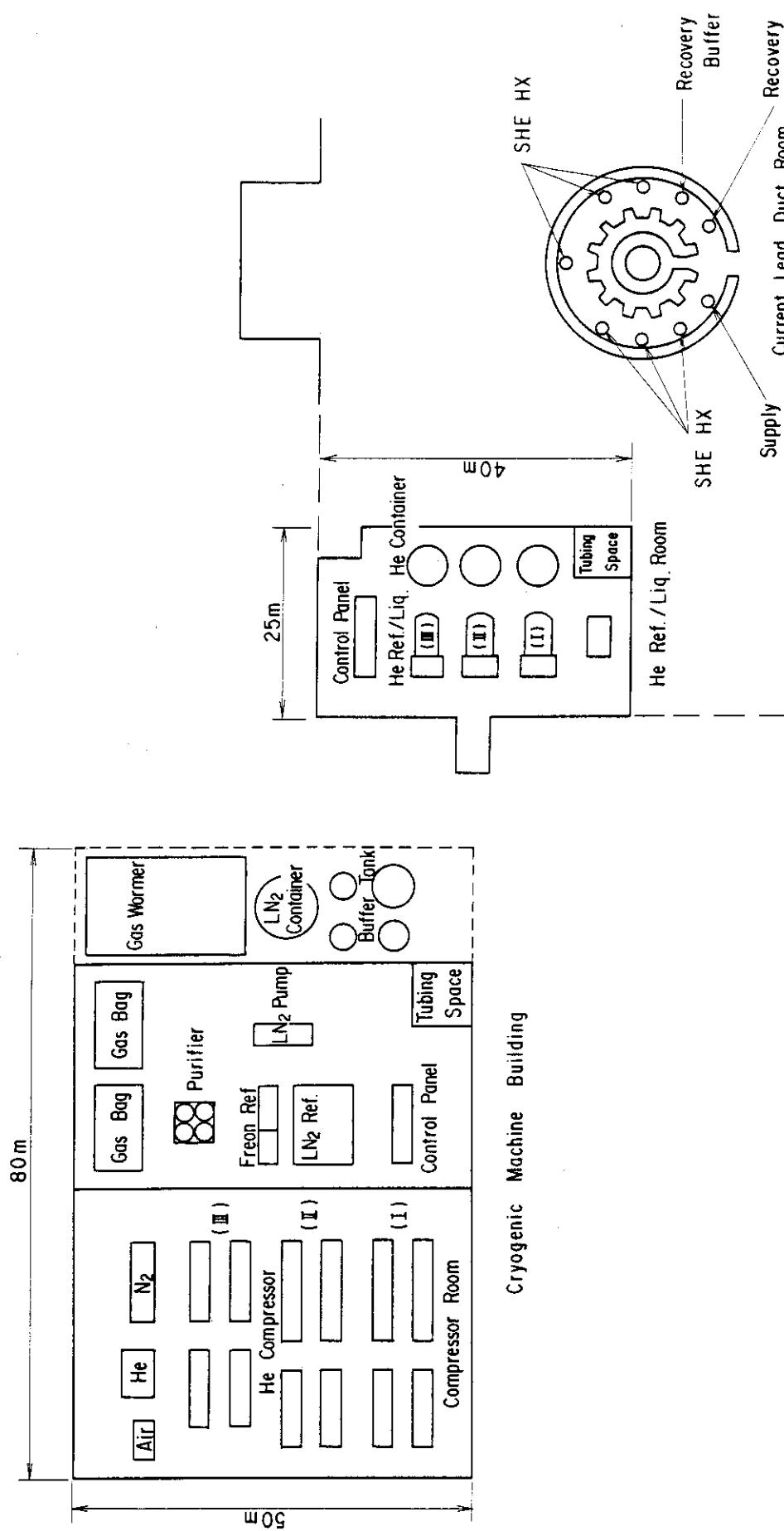


Fig. 5.2-2 Layout of Cryogenic System (Option C)

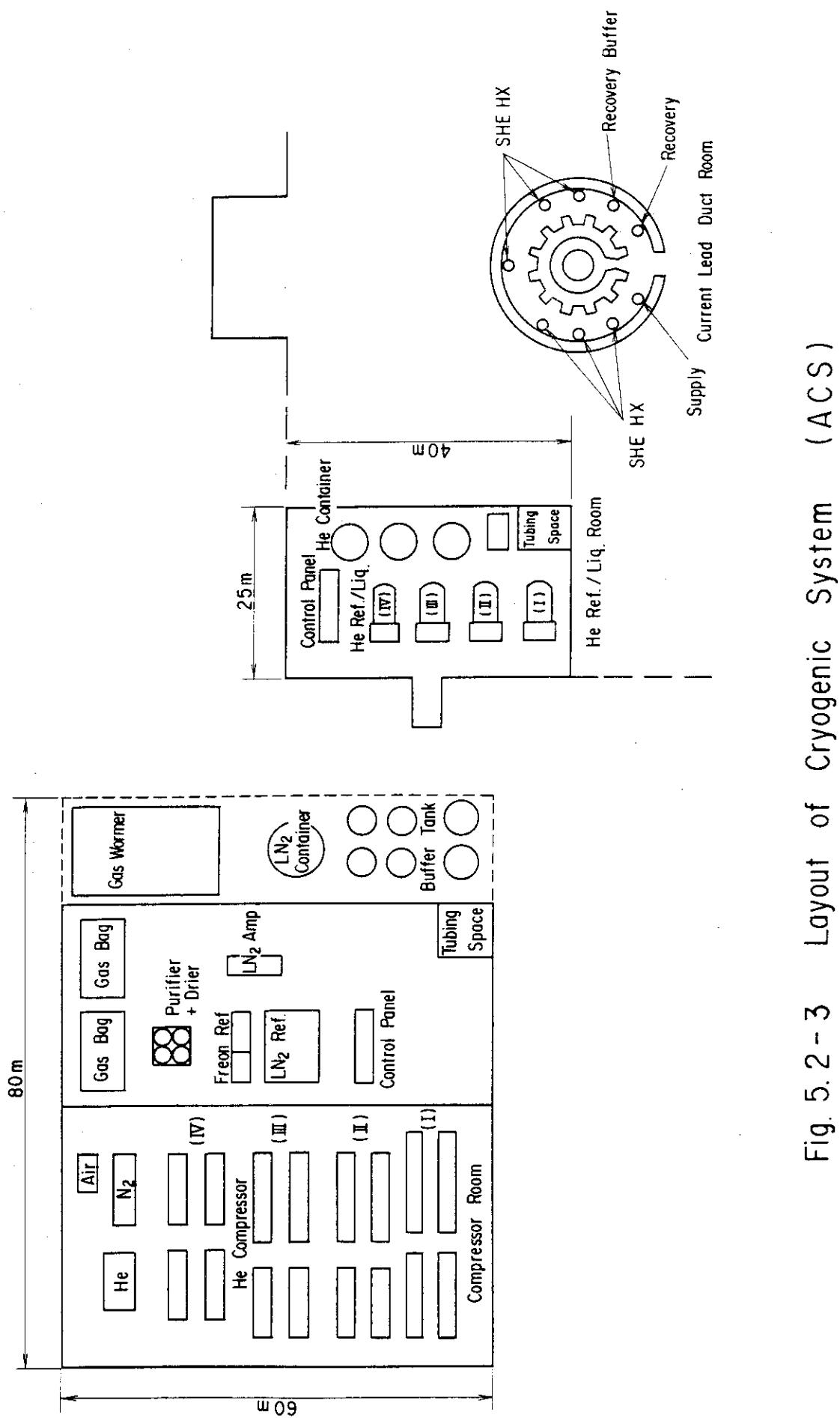


Fig. 5.2-3 Layout of Cryogenic System (ACS)

5.3 今後の検討課題

熱設計を通じて明らかになった今後の検討課題を列挙する。

(1) 未検討作業

- ① 炉の運転シナリオが明確でない為、詳細な A C 損失に関しては未検討である。
- ② 低温ポンプ、S H E 熱交換器槽の熱設計、構造検討は行っていない。
- ③ コイルの初期冷凍計算は行っていない。

(2) 検討課題

① 定常熱負荷の算出

炉の定常熱負荷を算出するにあたっては、発生時期の異なる A C 損失や、核発熱を時間平均して加えているが、この方法が妥当であるかは今後の検討課題である。

② 冷凍系の容量

定常熱負荷として得られた冷凍・液化能力に対して途裕度 1.2 を考えて容量を決定しているが、この設定が妥当であるかは、今後の検討課題である。

③ 低温ポンプの必要性

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。然しながら諸外国においては常温圧縮機方式を用いているところもある。F E R クラスの炉になると冷媒の循環流量は $5 \sim 6 \text{ kg/s}$ が要求され、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。低温ポンプの開発R & Dを進めていく上でこの 2 方式の比較を定量的に検討しておくことは意義があると思われる。

④ 冷媒の循環方法

冷媒の循環方法は、コイル、支持構造物、遮蔽体、真空容器との空間的な取合いを含めて、冷媒の物性、導体の温度マージン等の観点から決定する必要がある。その為には、冷媒の具体的な循環方法及び構造を検討する必要があろう。

⑤ コイル間の圧力損失

コイル間の圧力損失をいくらに設定すべきかは未だ明確ではない。

(3) R & D 項目

冷凍系の開発として下記項目が挙げられる。

- ① 大容量冷凍設備の開発
- ② 熱負荷の発生状態に対応した冷凍系設備の最適化設計

6. 制御コイル

6.1 概 要

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100 msec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、電源及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量を2~3 cm以内におさえることをねらっている。制御コイル位置は、前年度と同様に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コイルと鎖交しているため、制御コイルは常電導コイルとする。

なお、以下にはACS炉に対応した検討を述べる。

6.2 仕 様

(1) コイル位置

制御コイル位置はTFコイルボア内としているが、その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。それぞれの特徴は次の通りである。

(i) 固定遮蔽体の外側

固定遮蔽体の外側のため、制御コイル絶縁材の中性子照射量は少ない。制御コイルへのアクセスが可能であるため、コイル修理が可能である。炉構造に対するインパクトも少ない。一方、遮蔽体による磁場シールド効果が大きく、制御コイルの電流容量が大きくなる。コイルの形状は、トーラス方向に一周したコイルとする。

(ii) 遮蔽体の内部

NETとTIBERが本方式を採用している。NETの場合はブランケットと遮蔽体の間、TIBERの場合はダイバータ板と遮蔽体の間に制御コイルを設置している。

制御コイルのプラズマ側の遮蔽厚が薄いため、絶縁材の中性子損傷が問題となる。そのため、セラミックス等の無機絶縁材で絶縁し、導体間の間隔は沿面放電を考慮して充分とする必要がある。一方、制御コイルとプラズマの間の導電性構造物が少なくなり、磁場シールド効果は小さい。また、コイルがプラズマに近づいたため発生磁場が大きくなる。したがって、固定遮蔽体の外側に制御コイルを置く場合に比べて、プラズマ位置制御は容易となる。コイルの形状は、遮蔽体及びダイバータ板の分解・修理を考えると、トーラス方向に分割した形状とする必要がある。

本年度の設計においては、前年度設計をベースとし、固定遮蔽体の外側に制御コイルを置く方式とする。これはコイル絶縁の問題と、炉構造に対するインパクトの軽減を重視したためである。Fig. 6.2-1に制御コイル位置を示す。

(2) 設計条件

制御コイルの基本的な仕様は、前年度の条件と同一とした。Table 6.2-1に設計条件を示す。前年度とはプラズマ特性、シェル導体、炉構造、制御コイル座標が異なっており、今後の見直しが必要である。

ただし、プラズマ不安定成長時間が約100msになるようなシェル導体を設置することは可能と考えられ、制御コイル条件の大幅な変更は不要と判断している。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。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。

Table 6.2-1 Design specification of active control coil

Vertical instability	
Growth time ^(a)	~ 100 ms
Passive coil stability margin ^(a)	~ 1.0
Shield structure	
One-turn resistance	30 $\mu\Omega$
Penetration time of control field	< 50 ms
Active control coil	
Location	Between TFC and shield
Allowable dose in the insulator	$\leq 10^9$ rad
Ampere-turn/coil	± 150 KAT
One-turn voltage	75 V
Wave form	AC ~ 10 Hz
Duty	0.2

$$(a) \text{ Stability margin } m_s = \frac{n_s}{-n} - 1$$

$$\text{Growth time } \tau_g \approx \tau_s m_s$$

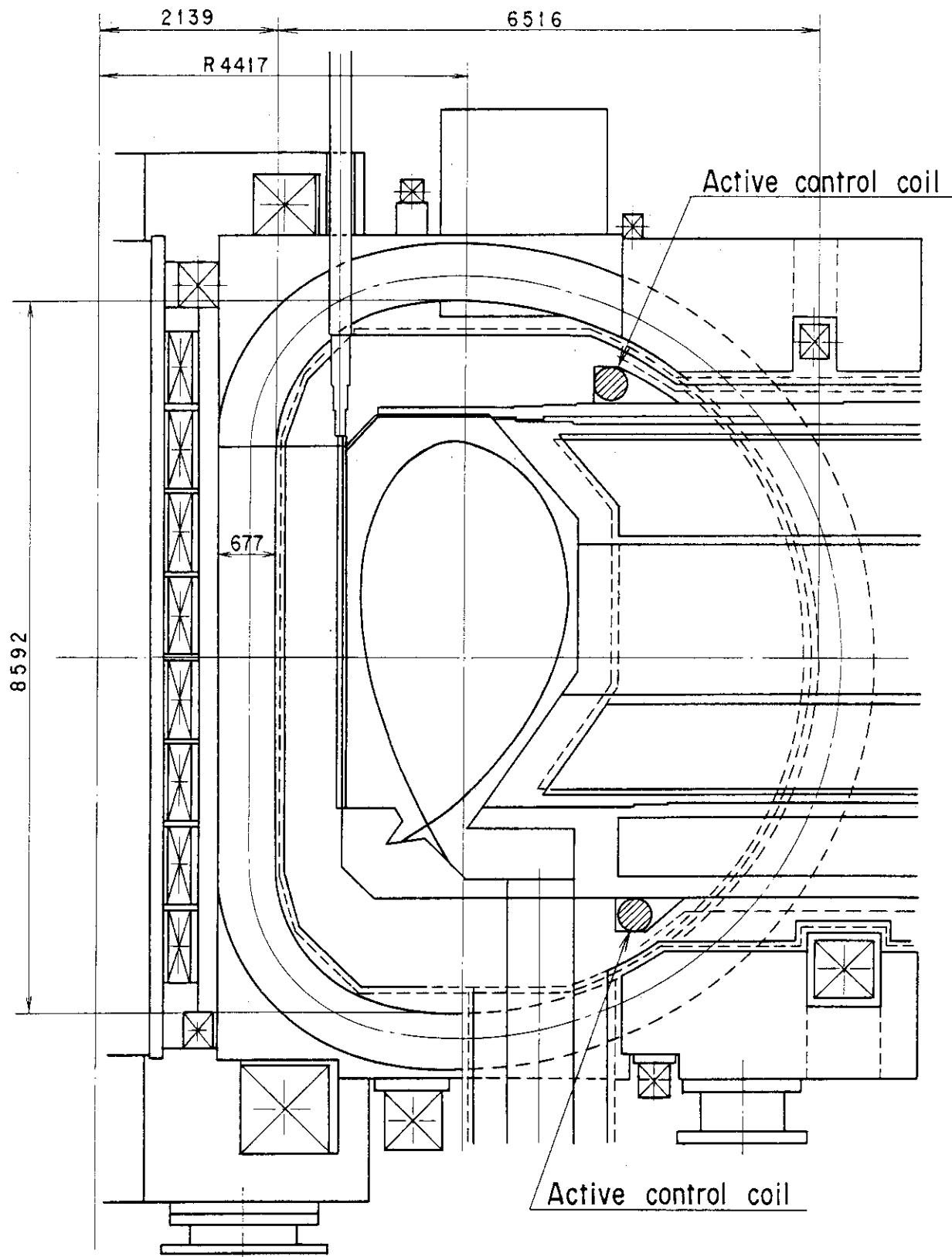


Fig. 6.2-1 Position of active control coil

6.3 構造

制御コイルの位置、構造は、炉内構造物の設計、製作方法、据付方法と密接に関連している。そのため、制御コイル自体の検討と同時に、炉内構造物との取合いを決める必要がある。Fig. 6.2-1に示すように本年度の制御コイル位置は、TFコイルボア内で真空容器と遮蔽体の間の空間としている。

Table 6.3-1にコイルの設計諸元を示す。また、Table 6.3-2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. 6.3-1にコイル断面、Fig. 6.3-2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。前年度の検討では、空間的制約から下部コイルにSUSの補強リングを使用し、コイル断面の低減をはかっている。しかし、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はCuとSUS補強リングを接合しなくてはならない。現地で溶接等で接続する必要のある現地接続部の作業を考えると、SUS補強の構造は問題がある。今年度の設計では、SUSの補強リングは考えずCu導体のみとする。

また、前年度の設計では、制御コイルのフープ電磁力をトーラス方向24点でキャンを介して真空容器に支持する方式としている。これも、空間的な制約のため、巻線部の断面積を減少させる目的で検討された事である。しかし、炉本体との熱変形量を十分に吸収し、かつ電磁力を支持する支持構造の開発はむずかしいと判断される。

以上の考え方にもとづき、今年度の設計では、フープ電磁力はCu導体のみで支持するものとした。

Table 6.3-3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 6.3-1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法とする。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法とした。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/mm²、下部コイルで1.5A/mm²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 6.3-1 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 ²)	135 x 165	180 x 265
Number of turns	5	5
Conductor		
Material	(mm ²)	AgCu
Cross size	(mm ²)	120 x 27
Cross sectional area of Cu	(mm ²)	2860
Current density		
J_{peak}	(A/mm ²)	10.5
J_{rms} (a)	(A/mm ²)	3.3
		4.8
		1.5

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

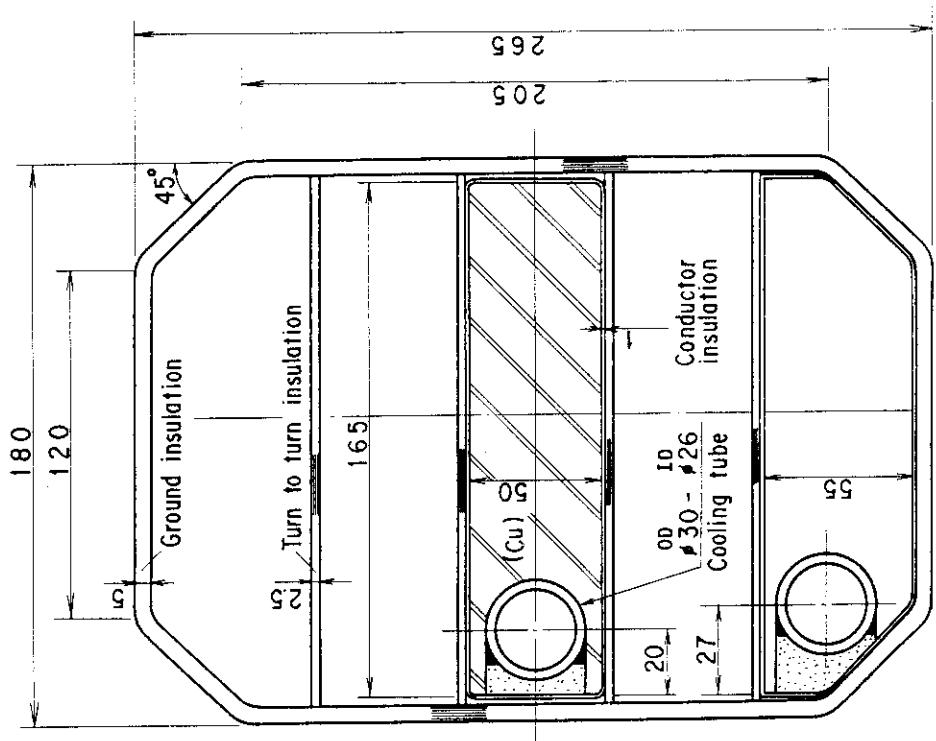
Table 6.3.2 Main characteristics of active control coil

			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	(mΩ)	1.4	0.67
Self-inductance	L	(mH)	0.89	0.87
Time constant	τ	(S)	0.63	1.29
Power loss	I _{rms} ² R	(KW)	126	61
Stored energy	$\frac{1}{2} L I_{\text{peak}}^2$	(KJ)	401	390

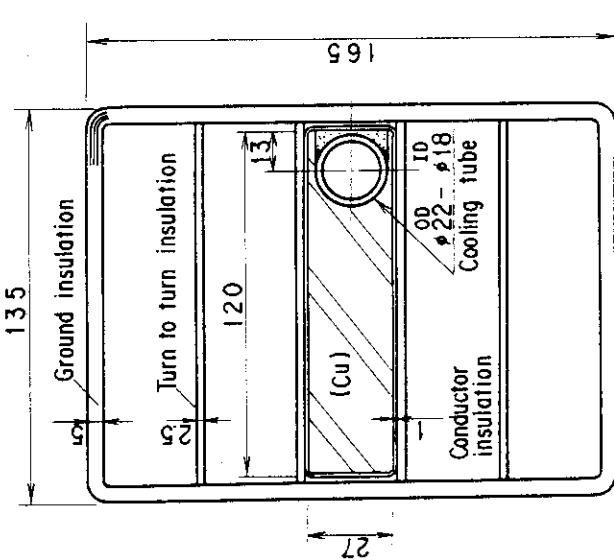
Table 6.3-3 Electromagnetic force and stress

		Upper coil	Lower coil
Magnetic field due to PF coils			
B _R	(T)	0.15 (0.32) ^(a)	0.27
B _Z	(T)	-0.74	-1.60
Magnetic force			
F _R	(MN)	±4.25	±9.68
F _Z	(MN)	±0.86 (±1.83) ^(a)	±1.63
Hoop stress	(MPa)	±47	±49

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

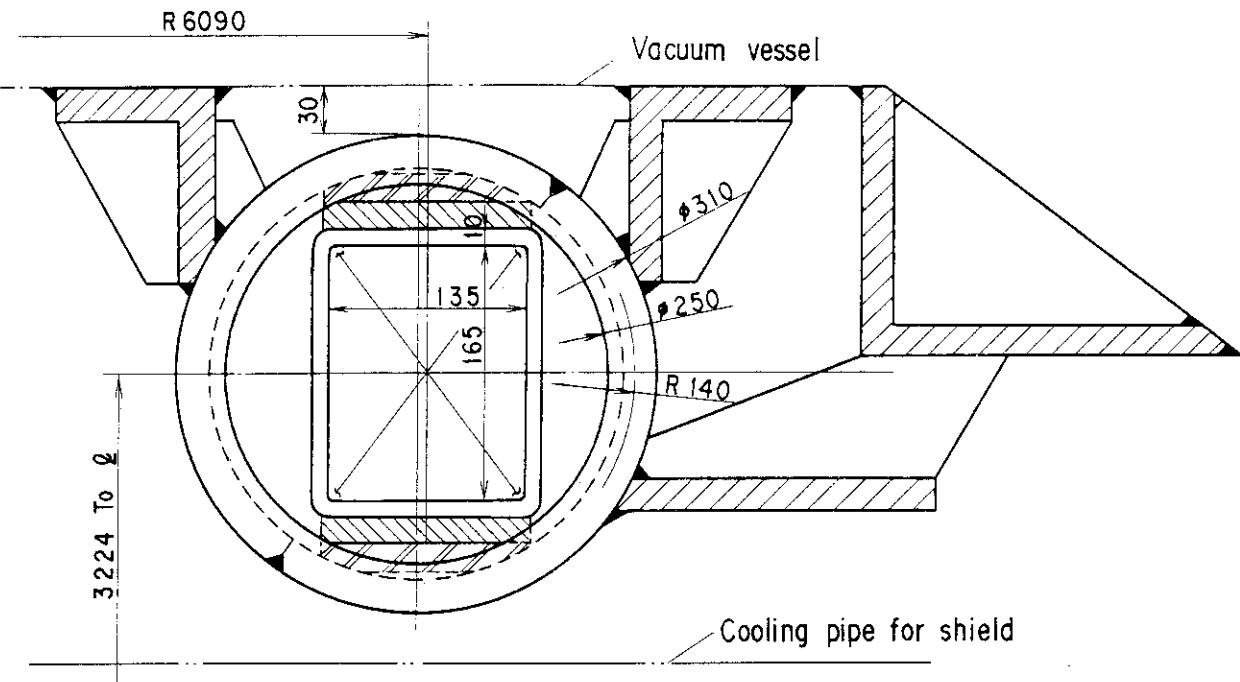


(a) Upper active coil

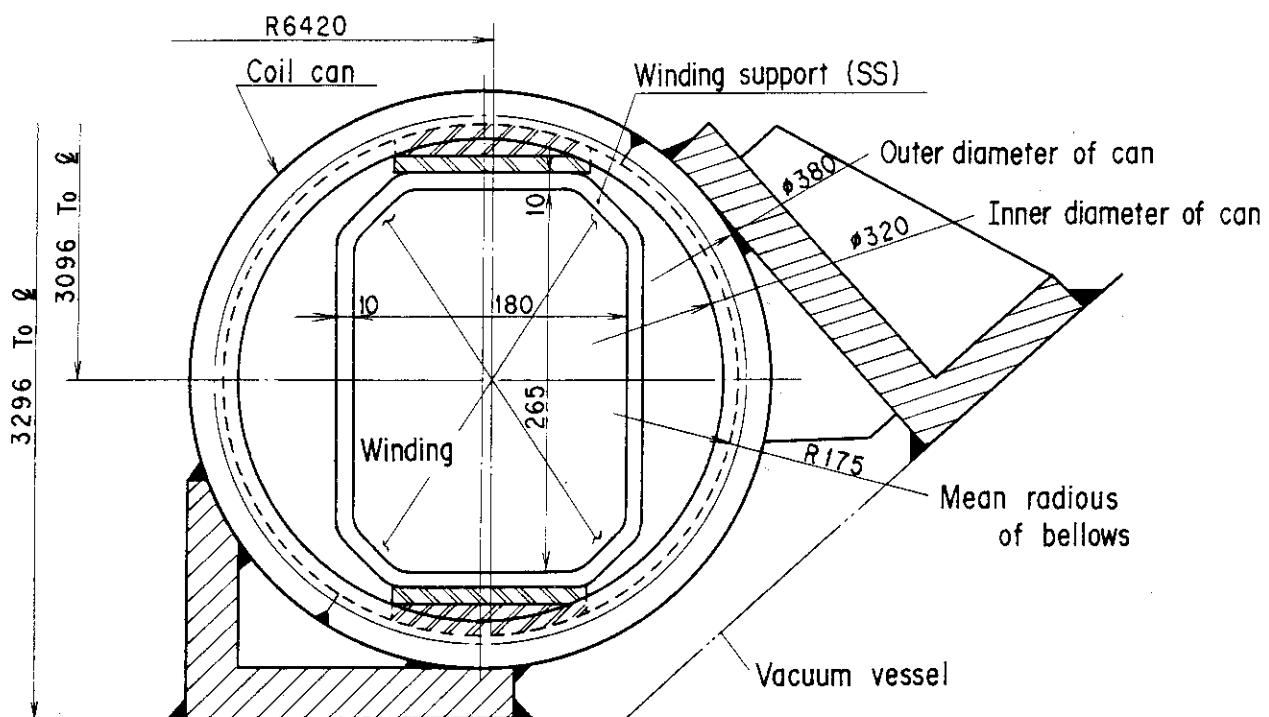


(b) Lower active coil

Fig. 6.3-1 Cross-section of active control coil



(a) Upper active coil



(b) Lower active coil

Fig.6.3-2 Support concept of active control coil

6.4 制御コイルによるTFコイルACロス

制御コイルによるTFコイル位置での磁場は最大0.03Tであり、磁場変化の周波数は10Hzである。これによって、コイル容器、コイル間支持材に渦電流損失が発生する。制御コイルのような磁場変化の周波数が大きい場合には各部材での減衰時定数が問題となる。この場合、発生する渦電流損失は次式で与えられる。

(1) コイル容器(コイルあたり)

$$P = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{\omega^2 \tau_1^2 + 1} \right) \cdot P_{\ell} \cdot \ell \quad (\text{W})$$

$$\text{ここで } P_{\ell\perp} = \frac{a+2b}{4(a+b)} \cdot \frac{a}{d} \cdot \tau_{\perp} \cdot \frac{\dot{B}_{\perp}^2}{2\mu_0} \cdot A_c \quad (\text{W/m})$$

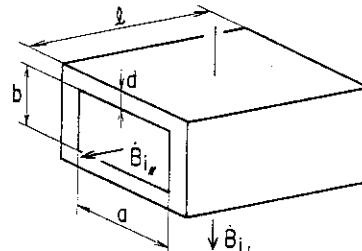
$$P_{\ell\parallel} = \frac{ab}{d(a+b)} \cdot \tau_{\parallel} \cdot \frac{\dot{B}_{\parallel}^2}{2\mu_0} A_c \quad (\text{W/m})$$

$$P_{\ell} = P_{\ell\perp} + P_{\ell\parallel} \quad (\text{W/m})$$

$$\tau_{\perp} = \frac{\mu_0 ad}{4\rho}$$

$$\tau_{\parallel} = \frac{\mu_0 d ab}{2\rho(a+b)}$$

$$A_c = 2d(a+b) \quad (\text{m}^2)$$

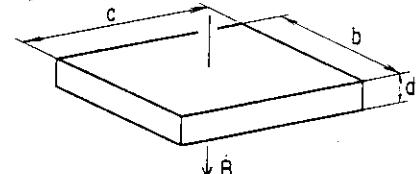


(2) コイル間支持材(外側シェアパネル)

$$P = \frac{\sigma d}{8\pi} \cdot \dot{B}^2 \cdot A^2 \cdot f \cdot \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\omega^2 \tau_2^2 + 1} \right) \quad (\text{W})$$

$$\text{ここで } f = 0.6\pi \left(\frac{b}{c} + \frac{c}{b} \right)^{-1}$$

$$A = bc \quad (\text{m}^2)$$



さらに、時定数 τ_3 の遮蔽物がある場合の渦電流損失は、遮蔽物がない場合の上式に対して $\frac{1}{(\omega^2 \tau_3^2 + 1)}$ 倍となる。

今、ACS炉で検討を行うこととする。制御コイルの磁場による影響の大きい領域、約7m長について計算すると、磁場変化率は、 $\dot{B}_{\perp} \approx \omega B_{\perp} = 0.6 \text{ T/s}$ 、 $\dot{B}_{\parallel} \cong \dot{B}_{\perp} = 1.0 \text{ T/s}$ であり、コイル容器での渦電流損失は0.7kWとなる。一方、コイル間支持材については $\dot{B} \approx 1.0 \text{ T/s}$ を用いると6.7kWとなる。ここでコイル容器、コイル間支持材、真空容器シールド効果の時定数(τ_1 , τ_2 , τ_3)は、100msを用いた。

制御コイルの変動磁場によって誘起されるACロスは以上のことから、7.4kWが考えられる。制御コイルのduty factorを1/5とすると、時間平均したロスとしては約1.5kWとなる。この値は、全熱負荷から考えると無視でき得る値である。但し、各構造材のシールド効果による影響が大である為、詳細検討の場合はシールド効果の時定数を十分検討する必要がある。

7. ま と め

本年度のマグネット設計では、F E R 装置の一層の合理化、小型化を目指して検討を行なった。主な項目は、

- ① T F コイルの高電流密度化
- ② T F コイル内側脚の電磁力支持方法の合理化
- ③ T F コイルの遮蔽基準緩和
- ④ P F コイルの高電流密度化、高磁界化

である。これらの合理化検討を踏えた上で、F E R の候補炉心として 6 ケースが提案された。そのなかで、マグネット設計として具体的検討を行なった炉心は 4 ケースである。Table 7-1 に各炉の設計条件を示す。マグネットの設計条件として、Option C には昭和 59, 60 年度設計と同一レベル、その他の炉心にはより積極的な条件を設定している。以下には、主に A C S 炉の設計結果をまとめる。Table 7-2 にマグネット設計結果の概要を各炉型に対して示す。

(1) T F コイル

Table 7-3 に T F コイル設計諸元を示す。最大磁界は 11.3 T であり、設計目標 1.2 T より少し低めとなった。これは T F コイル内側脚でのリップルによる磁場補正係数を 1.2 と設定したためであり、見直しが必要である。巻線部での電流密度は、設計目標とはほぼ同一の 36 A/mm² である。内側遮蔽体の実効厚さを 0.75 m に設定したため、最大核発熱率は 1.5 mW/cc、総核発熱量は 35 kW である。T F コイルの総蓄積エネルギーは 13.8 G J である。前年度設計での 22.5 G J に比較してかなり小さくなっている。

Fig. 7-1 は T F コイルの全体構造を示す。T F コイル外側脚の位置は、T F 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、T F 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。T F 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、コイルのペリメターは 27 m である。

T F 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 0.23 m とした。T F コイルの面外電磁力の支持には、T F 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。再び、T F 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、その一部に切欠き P F 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。

T F コイル構造用材料は、これまで SUS 304 LN としていたが、今年度の設計で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構造材料を用いることとした。コイル容器材料の許容応力は、クラック進展の制限を考慮して、1.5 Sm = 800 MPa とした。T F コイル強度解析においては、特にコイル内側脚の合理化に焦点を当てて検討した。自

己電磁力と面外電磁力に対するコイル容器応力は、側板で 640 MPa, 外枠で 770 MPa, 内枠で 310 MPa の応力強さであり、許容値内である。内枠はもう少し寸法を薄くできる可能性がある。

Fig. 7-2 に T F コイル導体の設計諸元を示す。最大磁界 1.2 T, 電流密度 35 A/mm² を目標に設計したものである。超電導線材は (Nb Ti)₃ Sn を用い、ケーブル領域の断面積は 46.3 mm², ケーブル領域での電流密度は 71 A/mm² である。電磁力の支持を考え、コンジットの板厚は 3.5 mm と設定した。ターン間絶縁材の厚みは前年度設計より少し薄くし、0.7 mm とした。Table 7-4 に、導体の基本パラメータの検討結果を前年度設計と比較して示す。

(2) 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 1.0 m, 最も径の大きいリングコイルの半径は 9.0 m である。P F コイルのフープ電磁力は導体単独で支持するものとし、SUS コンジットの板厚を設定した。さらにリングコイルにおいて必要な場合には、ターン間に SUS のテープを共巻きする構造とした。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 7-5 に P F コイル設計諸元を示す。最大磁界はダイバータコイルで生じ 11.7 T である。ダイバータコイルの起磁力が大きく、許容値 1.2 T 以下におさえるためにスペーサーを巻き込んでコイル断面を大きくした。このため、スペーサーを含んだ巻線部電流密度は 17 A/mm² となった。コイルをコンパクト化するためには、今後 1.4 T 程度の高磁界化を検討する必要がある。高磁界用 (Nb Ti)₃ Sn 導体において、最大の巻線部電流密度は 28 A/mm² (at 11 T) である。P F コイルの総起磁力は 149 MAT である。

Fig. 7-3 に P F コイル導体の設計諸元を示す。1.2 T 用は (Nb Ti)₃ Sn, 1.0 T 用は Nb₃ Sn, 0.6 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。1.2 T 用の導体においては、ケーブル領域の断面積は 62.2 mm², ケーブル領域での電流密度は 64 A/mm² である。フープ電磁力の支持のため、コンジットの板厚は 6 mm とした。フープ電磁力による巻線部平均応力は 450 MPa 以下である。ターン間絶縁材の厚みは 0.5 mm とした。Table 7-6 に、導体の基本パラメータの検討結果を前年度設計と比較して示す。

(3) 熱設計

T F コイル及び 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、AC 損失、核発熱、侵入熱を考えた。AC 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、運転周期の間の時間平均値を用いた。計算結果をまとめると、Table 7-7 となる。全熱負荷は 50 kW (at 4.5 K) + 4000 ℥/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 5400 トンの大型マグネットシステムを 2 ~ 4 週間に冷却可能であること、及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-

ジンを見込んだ。また、コイル巻線及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 7-8 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 80 kW、低温ポンプ流量は 6 kg/s である。

(4) 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、TF コイルボア内で真空容器と遮蔽体の間の空間とした。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 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 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 MPa である。実効値としての導体電流密度は 1.5~3.3 A/mm² 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 7-1 Design requirement for the FER concepts

	Option C	ACS	ACD	MINI
<u>Plasma</u>				
Elongation, K	1.7	1.7	2.0	2.0
Divertor	SND	SND	DND	SND
Total volt-seconds, $\Delta\phi$ (vs)	50	50	50	15
<u>Shield</u>				
Bulk shield thickness(m)	0.8	0.75	0.75	0.7
Radial build(plasma to TF), Δ (m)	1.3	1.13	1.03	1.05
<u>TF coil</u>				
Maximum field, B_{max} (T)	12	12	12	12
Current density, J_{pack} (A/mm ²)	30	35	35	35
Fraction of winding (θ direction)	0.55	0.65	0.65	0.65
Bucking cylinder thickness, t_{BC} (m)	0.3	0.23	0.23	0.22
<u>OH coil</u>				
Maximum field, B_{max} (T)	10	10	10	10
Current density, J_{pack} (A/mm ²)	25	30 ⁽¹⁾	30 ⁽¹⁾	30 ⁽¹⁾

(1) Maximum current density is 25 A/mm² at 12T for the divertor coils

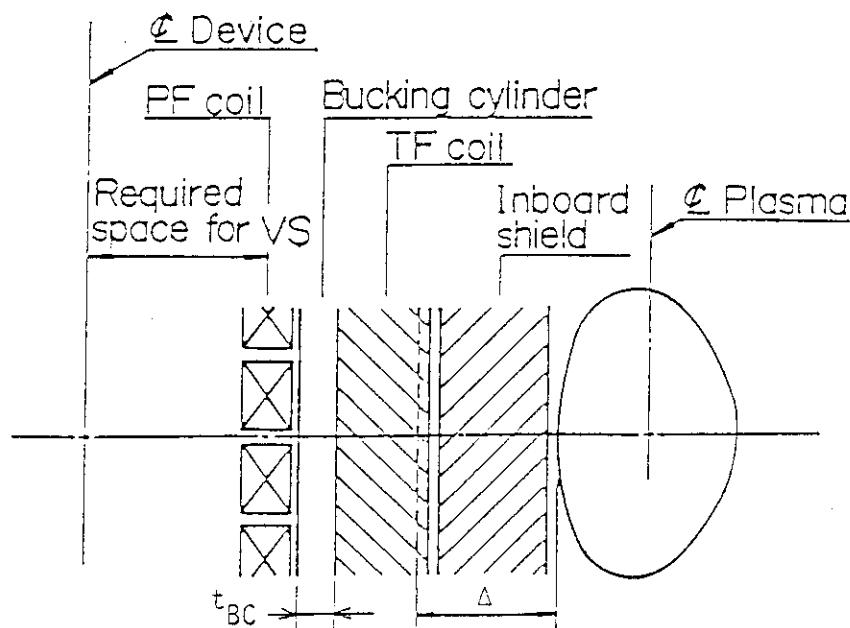


Table 7-2 Summary of design parameters of the FER magnet system

		Option C	ACS	ACD	MINI
<u>Plasma</u>					
Plasma major radius	(m)	4.92	4.42	4.02	3.84
Plasma minor radius	(m)	1.32	1.25	0.95	1.02
Plasma elongation		1.7	1.7	2.0	2.0
Plasma triangularity		0.2	0.2	0.35	0.2
Plasma current	(MA)	8.69	8.74	7.96	8.37
Field on plasma axis	(T)	4.68	4.61	5.07	4.58
<u>TF coil</u>					
Number of coils		12	12	12	12
Total current	(MAT)	115	102	102	88
Mean bore height	(m)	10.0	9.2	9.4	8.8
Mean bore width	(m)	7.8	7.1	6.0	6.1
Max. field at conductor	(T)	11.4	11.3	11.2	10.9
Total AT·m	(GAT·m)	3.38	2.74	2.59	2.18
Total stored energy	(GJ)	18.7	13.5	12.1	9.7
Winding-pack curr. density	(A/mm ²)	29.6	36.3	34.9	36.3
Total nuclear heating	(kW)	14	35	44	61
<u>PF coil</u>					
Number of coils		20	18	18	18
Total current	(MAT)	167	149	212	127
Central solenoid radius	(m)	1.025	1.0	1.0	0.75
Largest ring coil radius	(m)	10.5	9.0	8.35	9.0
Max. field at conductor	(T)	9.7	11.7	11.9	11.6
Total AT·m	(GAT·m)	3.76	2.66	4.42	1.85
Total stored energy	(GJ)	10.6	6.3	14.7	3.7
<u>Magnet system weight</u>					
TF coil	(ton)	5790	3935	3705	3210
PF coil	(ton)	1420	910	1490	620
Support structure	(ton)	670	560	560	470
Total weight	(ton)	7880	5405	5755	4300
<u>Cryogenic system</u>					
Refrigerator capacity	(kW)	60	80	90	80
Cryogenic helium pump	(kg/s)	4.2	5.3	6.0	5.6

Table 7-3 TF coil parameter for the advanced type FER

Coil parameter	FER (ACS)
Number of coils	12
Total current	102 MAT
Field on plasma axis	4.6 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	26.9 m
Maximum field	11.3 T
Total stored energy	13.8 GJ
Operating current	33 kA
Average winding-pack current density	36 A/mm ²
Dump voltage	12 kV
Protection discharge time constant	6 s
Maximum nuclear heating	1.5 mW/cc
Total nuclear heating	35 kW
Maximum neutron fluence in superconductor	2.2×10^{17} n/cm ²
Maximum atomic displacement in copper	1.6×10^{-4} dpa
Maximum dose in insulator	4.2×10^8 rad

Table 7-4 Comparison of the TF coil winding pack design

	'85 FER	'86 FER(ACS)
<u>Major parameters</u>		
Maximum field (T)	12	12
Superconductor	$(NbTi)_3Sn$	$(NbTi)_3Sn$
Stabilizer	Cu	Cu
Operating current (kA)	30.7	32.7
Critical current at 5 K (kA)	60.0	60.0
Strand diameter (mm)	0.87	0.79
Coil dump voltage (kV)	10	12
Max. hot-spot temperature (K)	100	100
<u>Winding pack parameters</u>		
Effective area of a turn (mm ²)	32x32	30x30
Average current density , J_{pack} (A/mm ²)	30	36
Material fraction / current density (A/mm ²)		
f'_{steel} / J_{steel}	0.34/89	0.37/99
f'_{ins} / J_{ins}	0.12/246	0.12/303
f'_{cond} / J_{cond}	0.33/92	0.31/118
f'_{He} / J_{He}	0.22/138	0.21/177
<u>Conductor cable-space parameters</u>		
Cable-space cross section (mm ²)	556	463
Average current density , J_w (A/mm ²)	55	71
Fraction of conductor in the cable space , f_{cond}	0.6	0.6
Fraction of helium in the cable space , f_{He}	0.4	0.4
Fraction of copper in the conductor , f_{cu}	0.67	0.6
Non-copper current density , J_{sc} (A/mm ²)	280	294
Copper current density , J_{cu} (A/mm ²)	138	196

Table 7-5 PF coil parameter for the advanced type FER

Coil parameter	FER(ACS)
Plasma major radius	4.42 m
Plasma minor radius	1.25 m
Plasma current	8.7 MA
Total volt-seconds required	50 Vs
Number of coils	18
Total ampere turns	149 MAT
Mean radius of central solenoid	1.0 m
Mean radius of largest ring coil	9.0 m
Maximum field	11.7 T
Total stored energy	6 GJ
Operating current	40 kA
Average winding-pack current density	28 A/mm ²
Maximum dump voltage	20 kV
Maximum field rise	3 T/s
Break-down voltage	10V for 1 s

Table 7-6 Comparison of the PF coil winding pack design

	'85 FER	'86 FER	
<u>Major parameters</u>			
Maximum field (T)	10	12	10
Superconductor	Nb ₃ Sn	(NbTi) ₃ Sn	Nb ₃ Sn
Stabilizer	Cu	Cu	Cu
Operating current (kA)	40	40	40
Critical current at 5 K (kA)	80	83	88
Strand diameter (mm)	0.89	0.91	0.84
Coil dump voltage (kV)	10	20	20
Max. hot-spot temperature (K)	100	100	100
<u>Winding pack parameters</u>			
Effective area of a turn (mm ²)	38 x 38	38 x 38	36 x 36
Average current density , J _{pack} (A/mm ²)	28	28	31
Material fraction / current density (A/mm ²)			
f _{steel} / J _{steel}	0.49/57	0.48/58	0.50/62
f _{ins} / J _{ins}	0.10/270	0.09/309	0.10/318
f _{cond} / J _{cond}	0.24/113	0.26/108	0.24/127
f _{He} / J _{He}	0.16/170	0.17/159	0.16/187
<u>Conductor cable-space parameters</u>			
Cable-space cross section (mm ²)	588	622	526
Average current density , J _w (A/mm ²)	68	64	76
Fraction of conductor in the cable space , f _{cond}	0.6	0.6	0.6
Fraction of helium in the cable space , f _{He}	0.4	0.4	0.4
Fraction of copper in the conductor , f _{cu}	0.67	0.6	0.6
Non-copper current density , J _{sc} (A/mm ²)	340	270	317
Copper current density , J _{cu} (A/mm ²)	170	180	211

Table 7-7 Total heat load for cryogenic system

Conduction and radiation	4 kW
Joint loss	3 kW
AC loss	8 kW
Pump loss	7 kW
Nuclear heating	28 kW
Current lead	4 k ℓ /h
Total heat load	50 kW + 4 k ℓ /h

Table 7-8 Required capacity of cryogenic system
for the advanced type FER (ACS)

<u>Refrigerator/Liquefier</u>	
Refrigerator capacity	80 kW at 4.5K
Cooling weight	5400 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

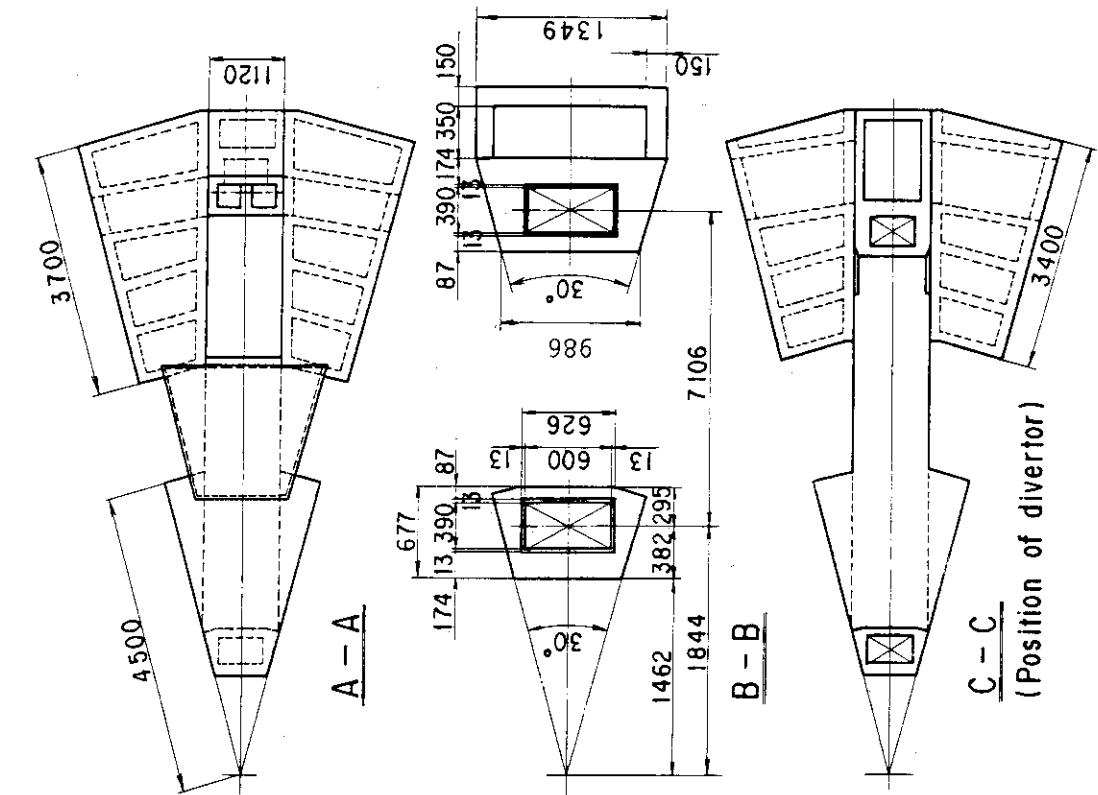
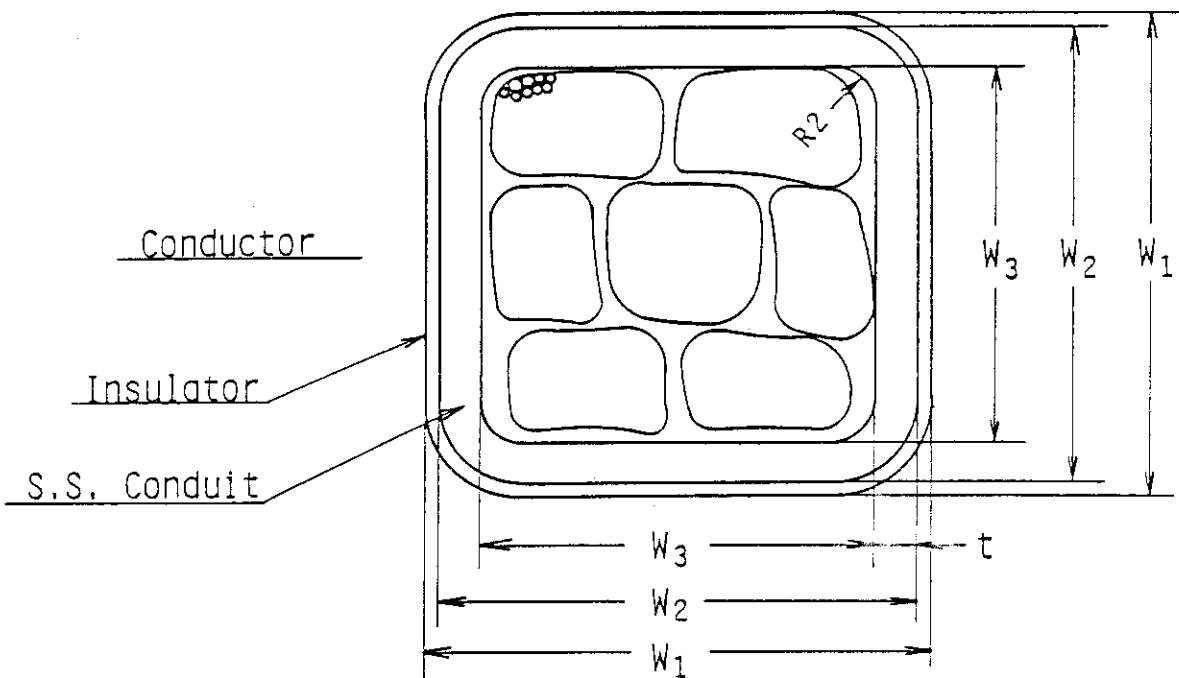


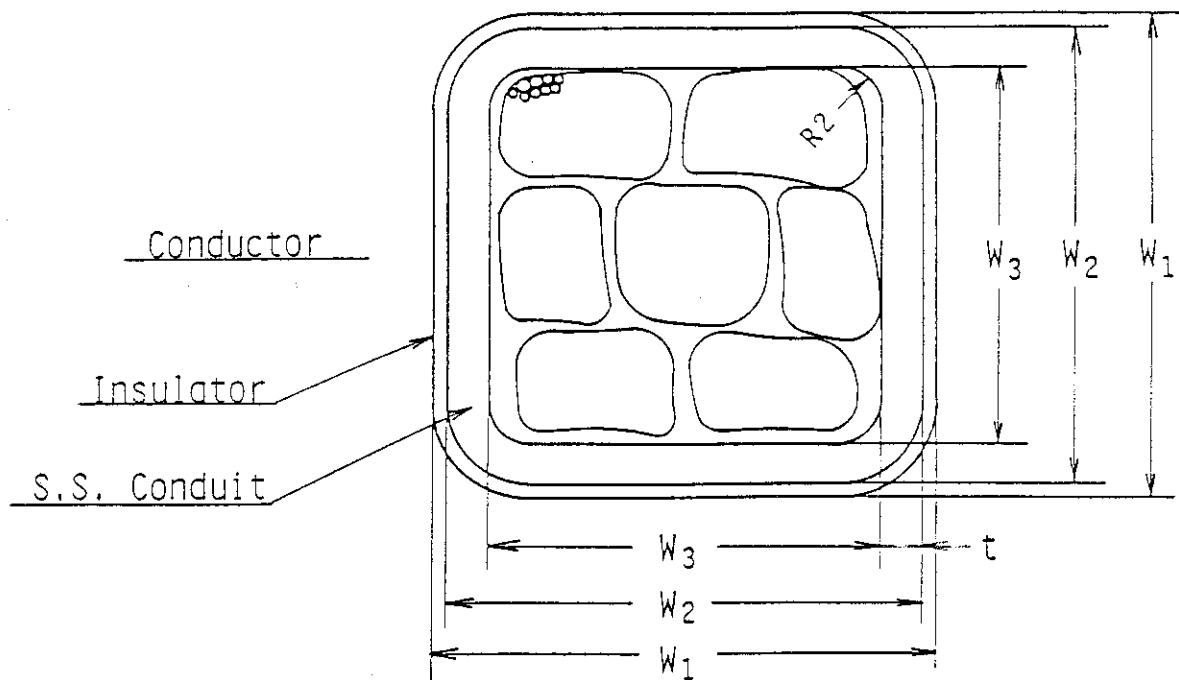
Fig. 7-1 TF coil structure for the advanced type FER (ACS)



	(T)	12
B_{\max}		
I_{op}	(kA)	32.7
J_{pack}	(A/mm ²)	36
A_W ⁽¹⁾	(mm ²)	463
A_{ss} ⁽²⁾	(mm ²)	329
W_1	(mm)	30
W_2	(mm)	28.6
W_3	(mm)	21.6
t	(mm)	3.5

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

Fig. 7-2 Characteristics and dimensions of TF coil conductor



B_{\max}	(T)	12	10	6
I_{op}	(kA)	40	40	40
J_{pack}	(A/mm ²)	28	31	31
$A_w^{(1)}$	(mm ²)	622	526	438
$A_{ss}^{(2)}$	(mm ²)	693	644	718
w_1	(mm)	38	36	36
w_2	(mm)	37	35	35
w_3	(mm)	25	23	21
t	(mm)	6	6	7

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

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

Fig. 7-3 Characteristics and dimensions of PF coil conductor

謝 辞

本検討を実施するにあたり、有益な討論をしていただいた炉設計研究室、F E R 設計チームの諸氏に深く感謝致します。また、有意義な御討論ならびに貴重なコメントをいただいた島本進室長をはじめ超電導磁石研究室の皆様に感謝致します。さらに、苦米地顕那珂研究所長、吉川允二 臨界プラズマ研究部長、田村早苗 臨界プラズマ研究部次長から御支援と多くの御助言を頂いたことを感謝致します。

参 考 文 献

- [1] H. Iida, et al., to be published in JAERI-M titled "Conceptual Design Study of Fusion Experimental Reactor (FY86 FER) -Summary-" (in Japanese)
- [2] R. Saito, et al., "Conceptual Design Study of Fusion Experimental Reactor (FY86 FER) -Plant System Design-" (in Japanese), JAERI-M 87-091
- [3] Y. Seki, et al., "Conceptual Design Study of Fusion Experimental Reactor (FY86 FER) -Safety-" (in Japanese), JAERI-M 87-111
- [4] T. Kobayashi, et al., "Conceptual Design Study of Fusion Experimental Reactor (FY86 FER) -Reactor Configuration/Structure Design-" (in Japanese), JAERI-M 87-139
- [5] N. Miki, et al., "Conceptual Design Study of Fusion Experimental Reactor (FY86 FER) -Magnet Design-" (in Japanese), JAERI-M 87-153
- [6] K. Nakashima, et al., "Conceptual Design Study of Fusion Experimental Reactor (FY86 FER) -Power Supply Design-" (in Japanese), JAERI-M 87-144
- [7] K. Nakashima, et al., "Conceptual Design Study of Fusion Experimental Reactor (FY86 FER) -RF Heating and Current Drive System Design-" (in Japanese), JAERI-M 87-154
- [8] K. Nakashima, et al., "Conceptual Design Study of Fusion Experimental Reactor (FY86 FER) -NBI Heating and Current Drive System Design-" (in Japanese), JAERI-M 87-145
- [9] N. Fujisawa, et al., "Main Physics Features Driving Design Concept and Physics Design Constraints -Conceptual Design Study of FY86 FER-", JAERI-M 87-093
- [10] M. Sugihara, et al., "Plasma Physics Design and Major Specifications of Candidate Reactors for Design Studies -Conceptual Design Study of FY86 FER" (in Japanese), JAERI-M 87-108
- [11] T. Mizoguchi, et al., "Development of Tokamak Reactor Conceptual Design Code (TRESCODE) -Conceptual Design Study of FT86 FER-", JAERI-M 87-120
- [12] M. Kasai, et al., to be published in JAERI-M titled "Scoping Studies by New TORSAC -Conceptual Design Study of FY86 FER-"

- [13] S. Yamamoto, et al., to be published in JAERI-M titled "Physics Studies for Neutral Beam Heating and Current Drive -Conceptual Design Study of FY86 FER-"
- [14] K. Okano, et al., "Comparison of NBI Current Drive Theory with Experiment and Requirements for Extrapolation to Next Step Devices -Conceptual Design Study of FY86 FER-", JAERI-M 87-106
- [15] A. Hatayama, et al., to be published in JAERI-M titled "Lower Hybrid Heating and Current Drive -Conceptual Design Study of FY86 FER-"
- [16] T. Okazaki, et al., "Effect of Discrete RF Spectrum on Fast Wave Current Drive -Conceptual Design Study of FY86 FER-", JAERI-M 87-110
- [17] K. Yoshioka, et al., to be published in JAERI-M titled "Lower Hybrid Current Drive Models and Their Verification with ASDEX Data -Conceptual Design Study of FY86 FER-"
- [18] S. Hitoki, et al., "Consistency between Current Ramp-up/Recharging Scenario by Non-Inductive Current Drive and Dence and Cold Divertor Plasma -Conceptual Design Studies of FY86 FER-" (in Japanese), JAERI-M 87-109
- [19] N. Ueda, et al., "2D Transport Analysis for a Scrape-off Layer with a MHD Model -Conceptual Design Study of FY86 FER-", JAERI-M 87-119
- [20] T. Mizoguchi, et al., to be published in JAERI-M titled "Characteristics of Radiatively Cooled Edge Plasma for Fusion Experimental Reactor -Conceptual Design Study of FY86 FER-"
- [21] K. Shinya, et al., to be published in JAERI-M titled "Optimization Study of Poloidal Field Coil Configuration -Conceptual Design Study of FY86 FER-".
- [22] K. Shinya, et al., to be published in JAERI-M titled "Equilibrium Analysis and Conceptual Design of Poloidal Field Coil System -Conceptual Design Study of FY86 FER-"
- [23] A. Kameari, et al., "Conceptual Design Study of Fusion Experimental Reactor (FY86 FER) -Plasma Current, Position, and Shape Control-" (in Japanese), JAERI-M 87-112
- [24] M. Abe, et al., to be published in JAERI-M titled "Preliminary Analysis on Plasma Equilibrium Control -Conceptual Design Study of FY86 FER-" (in Japanese).

- [25] S. Yamamoto, et al., to be published in JAERI-M titled "(NBI Report)"
- [26] T. Kobayashi, et al., "Conceptual Design of Fusion Experimental Reactor (FY86 FER) -Critical Issues of Reactor Configuration/Structure Design-", JAERI-M 87-138
- [27] R. Saito, et al., "Main Engineering Design Features Driving Design Concept and Engineering Design Constraints -Conceptual Design Study of FY86 FER-", JAERI-M 87-137
- [28] 中嶋秀夫・吉田清・島本進：極低温構造材料の開発と設計基準，低温工学 Vol 21, No 4 (1986)
- [29] H. Nakajima, K. Yoshida, M. Oshikiri, Y. Takahashi, K. Koizumi, S. Shimamoto, M. Shimada, S. Tone, S. Sakamoto, K. Suemune, K. Nohara, Tensile properties of new cryogenic steels as conduit materials of forced flow superconductors at 4 K, to be presented to 1987 International Cryogenic Material Conference
- [30] 炉設計研究室：核融合実験炉(FER)重要技術課題の検討，JAERI-M 85-179 (1986)
- [31] 炉設計研究室：準定常核融合実験炉(FER-Q)概念設計報告書(その1)，JAERI-M 85-177
- [32] 森他，核融合実験炉(FER)の遮蔽設計(計算手法と遮蔽特性評価)，JAERI-M 87-083
- [33] 超電導磁石研究室：中規模トカマクの超電導コイルシステム設計報告書，昭和59年3月