

J A E R I - M

87-108

核融合次期装置設計

(昭和61年度設計報告書)

—核融合実験炉の物理設計および炉型選定—

1987年8月

杉原 正芳・溝口 忠憲^{*1}・畠山 明聖^{*2}・新谷 吉郎^{*2}
山本 新・阿部 充志^{*3}・上田 憲照^{*4}・岡野 邦彦^{*2}
岡崎 隆司^{*3}・笠井 雅夫^{*4}・西尾 敏・一木 繁久^{*5}
藤沢 登

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, Tokaimura, 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 いばらき印刷株

核融合次期装置設計
(昭和61年度設計報告書)
—核融合実験炉の物理設計および炉型選定—

日本原子力研究所那珂研究所臨界プラズマ研究部

杉原正芳 *1 溝口忠憲 *2 畑山明聖 *2 新谷吉郎 *2
山本 新 *3 阿部充志 *3 上田憲照 *4 岡野邦彦 *2
岡崎隆司 *3 笠井雅夫 *4 西尾 敏 *5 一木繁久 *5
藤沢 登

(1987年7月9日受理)

86年度核融合実験炉の概念設計のための物理設計と炉型選定について述べる。物理設計に関しては従来と考え方を変えた点に重点を置いて記述した。代表炉型を選定するために、コスト低減を目的に巾広いバラメータサーベイを行なった。主な検討項目は(i)磁束低減、(ii)非円形度、(iii)しゃへい厚、(iv)マグネット設計条件、(v)常電導変流器コイルの一部使用、(vi)炉心構造物引抜き方式とPFコイル系容量である。これらの検討を基にシステム諸量の評価を行ない、5つのオプションを選定した。これにNBI駆動炉を加えて合計6つを86年度の代表炉型とした。

那珂研究所：〒311-02茨城県那珂郡那珂町大字向山801-1

*1 外来研究員 (株) 日立製作所

*2 (株) 東芝

*3 (株) 日立製作所

*4 三菱原子力工業 (株)

*5 外来研究員 三菱電機 (株)

Plasma Physics Design and Major Specifications of
Candidate Reactors for FER Design Studies
— Conceptual Design Study of FY86 FER —

Masayoshi SUGIHARA, Tadanori MIZOGUCHI^{*1}, Akiyoshi HATAYAMA^{*2}
Kichiro SHINYA^{*2}, Shin YAMAMOTO, Mitsushi ABE^{*3}
Noriaki UEDA^{*4}, Kunihiko OKANO^{*2}, Takashi OKAZAKI^{*3}
Masao KASAI^{*4}, Satoshi NISHIO, Shigehisa HITOKI^{*5}
and Noboru FUJISAWA

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

(Received July 9, 1987)

Physics design and reference options of FER (Fusion Experimental Reactor) for FY86 conceptual design study are presented. As for physics design, emphases are placed on the data base, from which physics design constraints different from those of FY84 and 85, have been derived. Wide parametric studies are done for the cost-effectiveness to select the reference options. They are (i) reduction of volt-second, (ii) non-circularity, (iii) shield thickness, (iv) magnet design constraints, (v) partial usage of normal conducting OH coils, (vi) impact of the access method to the reactor core component on the capacity of PF coil system. Based on these studies, various system quantities are evaluated and five reference options are selected. Reference options for FY86 conceptual design consist of these options in addition to the NBI reactor.

Keywords: Plasma Physics Design, FER, Candidate Reactor, Parametric Study

*1 On leave from Hitachi, Ltd.

*2 Toshiba Corporation

*3 Hitachi Ltd.

*4 Mitsubishi Atomic Power Industries

*5 On leave from Mitsubishi Electric Co.

目 次

1. 序	1
2. データベース見直し	3
2.1 エネルギー閉じ込め則	3
2.2 ベータ上限値, 安全係数	4
2.3 スクレーブオフ層厚	5
2.4 トロイダル磁場リップル	6
3. パラメータサーベイと炉型選定	12
3.1 プラズマ設計条件見直しの影響	12
3.2 プラズマサイズ検討	12
3.3 プラズマサイズとトロイダル磁場コイル	14
3.4 プラズマ平衡とポロイダル磁場コイル	15
3.5 ポロイダル磁場コイル配置と禁止域	17
3.6 ソレノイドコイルシリーズ接続	18
3.7 加熱パワー	19
3.8 代表炉型選定の考え方	21
4. 代表炉型の仕様とオペレーションシナリオ	43
5. フレキシビリティの検討	46
謝 辞	50

Contents

1.	Introduction	1
2.	Reevaluation of data bases	3
2.1	Energy confinement scaling	3
2.2	Beta scaling law and safety factor	4
2.3	Thickness of scrape-off layer	5
2.4	Toroidal field ripple	6
3.	Parametric study and reference options	12
3.1	Impact of reevaluation of data bases	12
3.2	Study of plasma size	12
3.3	Plasma size and toroidal field coils	14
3.4	Plasma equilibrium and poloidal field coils	15
3.5	Poloidal field coil configuration and prohibited region ...	17
3.6	Series connection of OH solenoid coils	18
3.7	Heating power	19
3.8	Basic philosophy for selecting reference options	21
4.	Physics specification of reference options and operation scenario	43
5.	Flexibility study	46
	Acknowledgement	50

1. 序

核融合実験炉の装置概念をどのようなものにするかについては、核融合会議の下の次期大型装置検討分科会で詳細な議論がなされ、1986年10月に中間報告がまとめられた。物理設計の観点からこの答申の骨子を要約してみると、まず装置のミッションについては

(1) $Q > 20$ の自己点火プラズマの達成、

(2) そのプラズマを長時間 ($10^2 \sim 10^3$ 秒) 安定に維持・燃焼を行なう、

の二点である。(1)に関しては 84・85 年度^{1,2)} の FER と同じであるが、(2)の燃焼時間は若干の違いがある（従来は約 2,000 秒）。次に物理設計の考え方は、最新データベースの導入は当然のこととして、基本的には従来との相違は無い。但し従来以上にコスト低減の努力が必要であり、また非誘導電流立上げに対するデータベースの確実さが増大したという認識から、変流器磁束容量を低減して装置の小型化を図る方向が勧告された。従来は非誘導電流駆動がうまくいかなくとも 100 秒程度の燃焼が誘導駆動だけで確保できるシナリオであったが、この結果非誘導電流駆動に全面的に頼るシナリオとなってしまった。運転シナリオについてはパルス運転によってまず与えられた(1)、(2)のミッションを達成することが基本とされ、完全定常運転は要求されていない。しかしながら、ミッション達成後に実験が行なわれることを想定しておく必要があると考えられる。さらに従来の準定常運転も、装置にそれを行う能力が備わっていることから、工学的なメリットが大きければ当然スコープに入れていくべきであろう。

以上の骨子に従って 86 年度は代表炉型の選定のためのパラメータサーベイを巾広く行なった。物理設計の詳細な設計条件については Ref. [3] にまとめられている。ここでは従来からの見直しを行なった、エネルギー閉じ込め則、ベータ上限値、安全係数、スクレーブオフ層厚などについて、その考え方をまとめる。次にこれらの新しいデータベースに基づき、コスト低減を目指して行なったパラメータサーベイについて述べる。調べた項目は非円形度や、TF コイル設計条件およびしゃへい設計条件の見直し、PF コイル禁止域が PF コイル系や TF コイル系容量、さらにはシステム全体にどのような効果を持つかなどであり、物量やコストを評価することにより炉型選定の基礎資料を与える。これらの資料をベースに代表炉型選定とその考え方を述べる。

このように 86 年度はコスト低減が強く求められた結果、炉型選定もこれが強く反映されたものとなっている。一方自己点火達成は最重要ミッションであり、しかも DT 燃焼プラズマに対するエネルギー閉じ込め等プラズマ物理の不確定さは FER ではじめて確定されるのであるから、装置設計の段階ではこの不確定さを考慮しておかなくてはならない。設計に用いた閉じ込め則はあく迄参考であって絶対的なものではない。このようなことから、スケール則の不確定さや各種プラズマ形状による運転などに装置が柔軟に対応できる能力、さらには将来のあり得る改造などに対応できる能力を確保しておくべきであると考えられる。実際の装置はこのような装置能力・柔軟性とコスト低減のバランスから決めるべきものであろう。このような装置能力・柔軟性は多くの角度から検討する必要があり、しかも現時点では将来何が要求されるのか予測が困難である。そこで今年度は予備的検討を行ない、来年度の本格検討のための基礎資料を与えた。

参 考 文 献

- (1) 臨界プラズマ研究部, JAERI - M 85 - 177, 178, 179 (1985).
- (2) 臨界プラズマ研究部, JAERI - M 86 - 134 (1986).
- (3) N. Fujisawa, M. Sugihara, S. Yamamoto, T. Mizoguchi, S. Hitoki,
et al., JAERI-M 87-093 (1987).

2. データベース見直し

ここ1～2年で、中型のダイバータトカマクの閉じ込め特性やMHD不安定を避ける運転領域などがかなり明らかにされてきた。これらのデータベースを基に、従来FERのプラズマ性能予測や装置・プラズマパラメータ設定に用いてきたスケール則を見直してみる。

2.1 エネルギー閉じ込め則

中型のダイバータプラズマでは、追加熱時に閉じ込めの悪化しない、又は悪化の程度が少ない閉じ込め則が得られている(Hモード)。この閉じ込め則のパラメータ依存性がここ1～2年で明らかにされてきている。これらの実験データによると、閉じ込め時間は密度や磁場によらず、プラズマ電流・楕円度・入射パワーに大きく依存することが知られている。これ迄の中型ダイバータ装置(ASDEX¹⁾, PDX²⁾, DIII^{3,4)}, JFT-2M⁵⁾)の実験結果を $\tau_E / I_p \sqrt{\kappa}$ と P_T (τ_E :全エネルギー閉じ込め時間, I_p :プラズマ電流, κ :楕円度, P_T :全入射パワー)との関係として整理するとFig. 2.1のようになる。Hモードと呼ばれる閉じ込め特性も相当のバラツキがあり、リミタ放電のLモードの特性と連続的につながっているように見える。特にPDXでは入力パワーが大きくなると τ_E の悪化が顕著である。この原因としては、①周辺のERP(Edge Relaxation Phenomena)の増大、②ディスラプション回避のためのガス注入があげられる。

DIIIの実験では、ダイバータとリミタ放電で重なる部分もあるが、全体としてはダイバータ放電の方が $\tau_E / I_p \sqrt{\kappa}$ の値が大きいという傾向が明確に現われている。これらのデータのうちダイバータ放電についてプロットしたものがFig. 1の○印である。 $\tau_E / I_p \sqrt{\kappa}$ は全入力パワーと共に小さくなる傾向にあるが、飽和する傾向にあるように見える。そこでこれらのデータを $(a + b / P_T)^{-d}$ と CP_T^{-d} の二通りの関数でフィットさせてみると、 $a = 0.044$, $b = 0.059$, $c = 0.097$, $d = 0.35$ と求まり、これはいずれも実験データを同程度にうまく再現しており、実験のパワースキャンの範囲内では特定することができない。しかしながらこれを将来の大きなα加熱パワーの場合に外挿すると大きな差となる。この様子をFig. 2.2に示す。そこで仮りにパワーと共に飽和する関数形をとり、 P_T が十分大きいとすると、Mirnovタイプのスケール則が次のように導びかれる。

$$\tau_E = 0.155 a (m) I_p (MA) \sqrt{\kappa} \quad sec \quad (5)$$

ここで、Mirnovタイプとするために、DIIIの小半径で規格化して a の依存性を導入し、またDプラズマとすることにより、Hプラズマより1.5～2倍閉じ込めが改善される事(全ての装置でこれが観測されており、ASDEXでは特に大きい。)を考慮して、係数を $\sqrt{2}$ 倍高くしている。このスケール則は最近のJETで得られたダイバータHモード(Xモード)の閉じ込め特性もうまく再現できる。これをFig. 2.3に示す。

一方ASDEXでは、LモードからHモードへの明りような遷移をした後は、その閉じ込め時間はパワーに殆んど依存しない結果が得られている。またJFT-2Mも同様の結果を得ている。こ

これらの実験結果は、Hモードプラズマが実現されれば、ジュールプラズマと同程度の閉じ込め時間が得られることを示している。ただし両実験共、まだパワースキャンの巾が狭いので今後さらにパワーを注入して依存性を明確にする必要がある。またASDEXにおいて、このような明りょうなL→H遷移やパワーと共に悪化しない閉じ込め時間が得られた理由として、ダイバータ形状が閉じた形（中性粒子のバックフローが起こり難いという意味において）となっているという説もあるが、JFT-2M（開いた形状のダイバータ）でも同様の傾向が得られており、理由はまだ明確でない。

このようなHモードプラズマはNBI加熱プラズマで通常容易に実現されていた。一方ICRF加熱では金属不純物抑制のため、第一壁・リミタのカーボン化を行うため放出されたカーボンが周辺プラズマを冷却し易い。このため、Hモード実現に必要な周辺部での温度ペデスタル形成が妨げられ、Hモードへ入り難いとされていた。しかし最近ASDEXではICRFパワーを増大させてHモードを実現しているし、またJFT-2Mでも同様の結果を得ており、加熱法自体による本質的な差は無いものと思われる。但しLHRF加熱でHモードを実現した実験はまだ報告されていない。

Hモードの実現には周辺の温度ペデスタルが必要であり、このために周辺での中性粒子リサイクリングを抑えることが本質的なこととなり、ダイバータプラズマではこれが容易にできるためHモードを実現し易いと考えられている。これに加えて周辺部での輸送の低減が伴っていなければならないが、しかしこれらの因果関係はまだ不明である。

JFT-2Mでは最近内側設置のリミタ配位でもHモードが実現できたと報告しているが、適切なリミタ配位により粒子リサイクリングを抑制できたためであると解釈できるかもしれない。しかしこのようなHモードを安定に長時間持続させる迄には到っておらず、現時点ではダイバータによって安定なHモードを得るというシナリオが妥当と考えられる。

2.2 ベータ上限値、安全係数

ベータ上限値の比例則については次のTroyon則

$$\beta (\%) = G \frac{I (\text{MA})}{a (\text{m}) B (\text{T})}$$

が成り立ち、 $G = 3 \sim 4$ となることが広く確認されつつある。しかしGのとり得る範囲は実験条件により大きな巾をもち、特にプラズマディスラプションによって強い制約を受ける。そこでこれ迄の実験（特にダイバータ実験）をディスラプションによる運転限界に着目して整理するとFig. 2.4 のようになる。この図は横軸に橿円柱近似の安全係数 q^* をとり、縦軸にGをとって、ASDEX, D-III, JFT-2Mの運転領域をまとめたものである。Gが高い時に q^* を余り小さくするとプラズマディスラプションにつながることを示している。（ASDEXでは $G=4.0$ のとき $q^* \gtrsim 3$ ）D-IIIの結果をみると、この傾向はリミタ運転よりダイバータ運転で著しい。これらの結果に基づくと、Gおよび q^* の設定に対して二通りの選択が考えられる。(i) q^* を大きくしてGを大きくする。(ii) q^* を小さくしてGを低目にとる。プラズマ性能が $\tau_E \times \beta (\alpha G I_p^2 \propto G q_*^{-2})$ に比例することを考えると(ii)の選択の方が有利であることがわかる。そこで

$G = 3.5$

$q_\phi = 2.6$ ($q_* \sim 2$)

を選定することとする。

2.3 スクレープオフ層厚

シングルヌルダイバータの場合、トーラス内側のスクレープオフ層厚の広がりが問題となる。ポロイダルベータ値が1～1.5とするとトーラス外側と内側のスクレープ層厚の比は1：2程度になる。従って従来のように外側に15 cmの厚みをとると内側は30 cmにもなり、ダブルヌルダイバータの10 cmと比べて相当大きな主半径増大要因となっている。外側スクレープオフ層厚は多くの物理要因と関連するが、特に重要な点はヘリウム灰排気、エネルギー閉じ込め性能、高周波ランチャーとの結合性能などである。これらの点についてデータベースの考察を加える。

(1) ヘリウム灰排気

これ迄の実験結果からスクレープオフ層内の粒子の減衰距離は高さ数センチであり、従って10 cm程度の壁ーセパラトリックス面間距離を用意すれば、大部分の粒子はダイバータ部へ流れ込みヘリウム排気も充分可能と期待される⁶⁾。但しダイバータへの熱流入が大きく、そこで粒子束増倍が大きくなると次の点が懸念されてくる。即ちシミュレーション研究によると、セパラトリックスのごく近傍では熱流入が大きくそれによる粒子束増倍が高くなり、ダイバータへ向う粒子流束が非常に小さくなり、その結果径方向の粒子拡散が相対的に増大し、粒子の減衰距離が長くなる可能性が指摘されている。この点については今後の実験的検証を待つ必要がある。

(2) エネルギー閉じ込め性能

これについてはJFT-2M⁷⁾やDIII³⁾におけるリミタ挿入実験により詳しく調べられ、Hモード閉じ込め特性を得るために外側スクレープオフ層厚が重要であり、厚みが2～3 cmに迄リミタで制限された時にはHからLモードへ遷移することが観測されている。一方プラズマの上部の厚みはHモード実現に弱い相関しか持たず、内側スクレープオフ層厚に到っては零でも(内側リミタ放電) Hモード閉じ込めが観測されている⁷⁾。これらの実験結果によると、10 cm程度の外側スクレープオフ層巾はHモード実現に必要な厚みを確保していると考えられる。但しこれは現在の中型装置からの結論であり、必要スクレープオフ層巾のスケール則なども全く確立されていない。今後の大型装置における実験検証により再評価する必要がある。

(3) 高周波ランチャーとの結合性能

ランチャーとの結合性能を高くすることは、前二者と相反する要求となる。即ちランチャー前面でのプラズマ密度として 10^{17} m^{-3} 台の値が要求され、そのためにスクレープオフ層巾をなるべく小さくすることが望ましいことになる。特に、現在尤もらしいと考えられている密度の減衰距離(2～3 cm)を仮定すると、従来のスクレープオフ層巾(15 cm)では結合性能が著しく低下してしまう。

以上の実験データベースに基づくと、外側スクレープオフ層厚を10 cm程度としても、灰排気・エネルギー閉じ込め特性両者において、FERの要求性能が充分達成される可能性が高い。さ

らに高周波ランチャーとの結合性能はこれにより相当改善されるものと期待される。但し外側スクレーブオフ層を薄くするに従って、そこでの中性粒子リサイクリングが増大し、荷電交換中性粒子による熱負荷やエロージョンが増大することが懸念される点として残る。

以上の考察から、今年度は外側スクレーブオフ層厚をとりあえず 10 cm と設定し（従って内側は 20 cm）今後のデータベースの進展や第一壁の熱負荷・エロージョンの増大の程度やその許容巾をみながら再評価していくものとする。

2.4 トロイダル磁場リップル

トロイダル磁場のリップル値はコイルサイズに大きく影響する。リップルに関連して問題となるのは、 α 粒子の損失とそれに伴う第一壁の局所熱負荷である。これ迄主にモンテカルロ法を用いた解析により、これらの評価が行なわれているが、二つの代表的な計算^{8,9)}において結果のくい違いがある。ここではこれらの結果の違いを明確にし、設計に対する考え方を示すこととする。

まず計算モデルの相違を下表に示す。

全体として Hively のモデルは実形状に近いものとなっており、背景プラズマの平衡や分布等も考慮に入れられているが、これらの効果は小さい事が示されている⁹⁾。一方 Hively 等が最も大きな相違であると主張している collisionless ripple detrapping の効果は、実際には Tani 等の計算モデルにきちんと取り入れられており、この点における違いは無い。また両者共、重要なと思われるいくつかの効果（例えば径方向電場）を取り入れていない。

Model	Tani et al. ⁸⁾	Hively ⁹⁾
Equilibrium	Circular, low-beta	Non-circular, high-beta
Ripple profile	Based on filamentary model	Poloidal null with offset based on TF coil
Plasma profiles	Parabolic	Consistent with transport assumption (INTOR/ALCATOR)
Wall	At plasma edge	D-shaped, displaced from plasma edge
Collisions	Slowed-down/pitch-angle scattering	Slowed-down/pitch-angle scattering; Speeded up diffusion; Toroidal E-field retained
	Radial E-field neglected	Radial E-field neglected

次にこれらの計算結果の相違は次の通りである。まず全損失量について Tani 等の計算結果を Fig. 2.5 に示す。また Hively の結果を下表に示す。

この計算はリップル値 $\delta_0 = 0.75\%$ で行なわれており、Fig. 2.5 の結果と比較すると Hively の結果はエネルギーおよび粒子損失共ファクター 3 小さくなっている。次に、第一壁の局所熱負

荷分布の結果をFig. 2.6 (Tani), Fig. 2.7 (Hively) に示す。ピーク熱負荷はそれぞれ 1.5 MW/m^2 , 0.23 MW/m^2 となっている。但しこれらの結果はリップル値がそれぞれ 1.5% (Fig. 2.6), 0.75% (Fig. 2.7) に対して計算されたものである。Fig. 2.5 から、この範囲のリップル値に対しては損失量 $\propto \delta_0^2$ である。そこでもし Tani 等の計算が $\delta_0 = 0.75\%$ で行なわれていたとすると、ピーク熱負荷は $\sim 0.4 \text{ MW/m}^2$ となり、Fig. 2.7 の結果とファクター 1.6 の違いとなる。ピーク熱負荷の位置については多少の差はあるが大きな相違は無い。まずボロイダル方向分布については赤道面近傍にピークがあり両者共ほぼ同じである。次にトロイダル方向の分布については、Hively の結果は TF コイルの間の中間地点附近となっており、一方 Tani 等の結果は TF コイルの間ではあるが中間地点から少しずれた所となっており多少の差が認められる。

これらの相違の原因はまだ説明がついておらず、最終的には α 加熱実験または NBI 加熱実験によるコード検証を待つ必要がある。

以上よりリップル値が 1 % を超える時には低目の評価値 (Hively) でもピーク熱負荷は 1 MW/m^2 に近くなり、また全損失量も 10 % のオーダーとなり、第一壁保護や、プラズマのパワーバランスに大きな影響を持ってくる。そこで従来のリップル値 $\delta_0 \leq 0.75\%$ をレファレンスとすることが妥当と考えられる。1 % を超えるリップル値とする時には、リップルインサート等の対策が可能な構造としておくべきである。

Z_{eff}	Particle loss	Energy loss	Peak load ($\text{MW} \cdot \text{m}^{-2}$)
1	7.1	2.4	0.34
1.5	6.9	2.9	0.23

参考文献

- (1) A. Stäbler et al., in Heating in Toroidal Plasmas, Proceedings of the 4th International Symposium, Rome, 1984 (ENEA, Frascati, 1984), Vol.1.
- (2) R.J. Fonck et al., in Heating in Toroidal Plasmas, Proceedings of the 4th International Symposium, Rome, 1984 (ENEA, Frascati, 1984), Vol.1, p.37.
- (3) J.C. Deboo et al., Nuclear Fusion 26 (1986) 211.
- (4) A. Kitsunezaki et al., in Plasma Physics and Controlled Nuclear Fusion Research, Proceedings of the 10th International Conference, London, 1984 (IAEA, Vienna, 1985), Vol.1, p.57.
- (5) A. Funahashi, private communications.
- (6) M. Sugihara et al., J. Nucl. Mater. 128&129 (1984) 114.
- (7) N. Suzuki, private communications.
- (8) Tani K. et al., Nuclear Fusion 23 (1983) 657.
- (9) Hively L.M., Nuclear Fusion 24 (1984) 779.

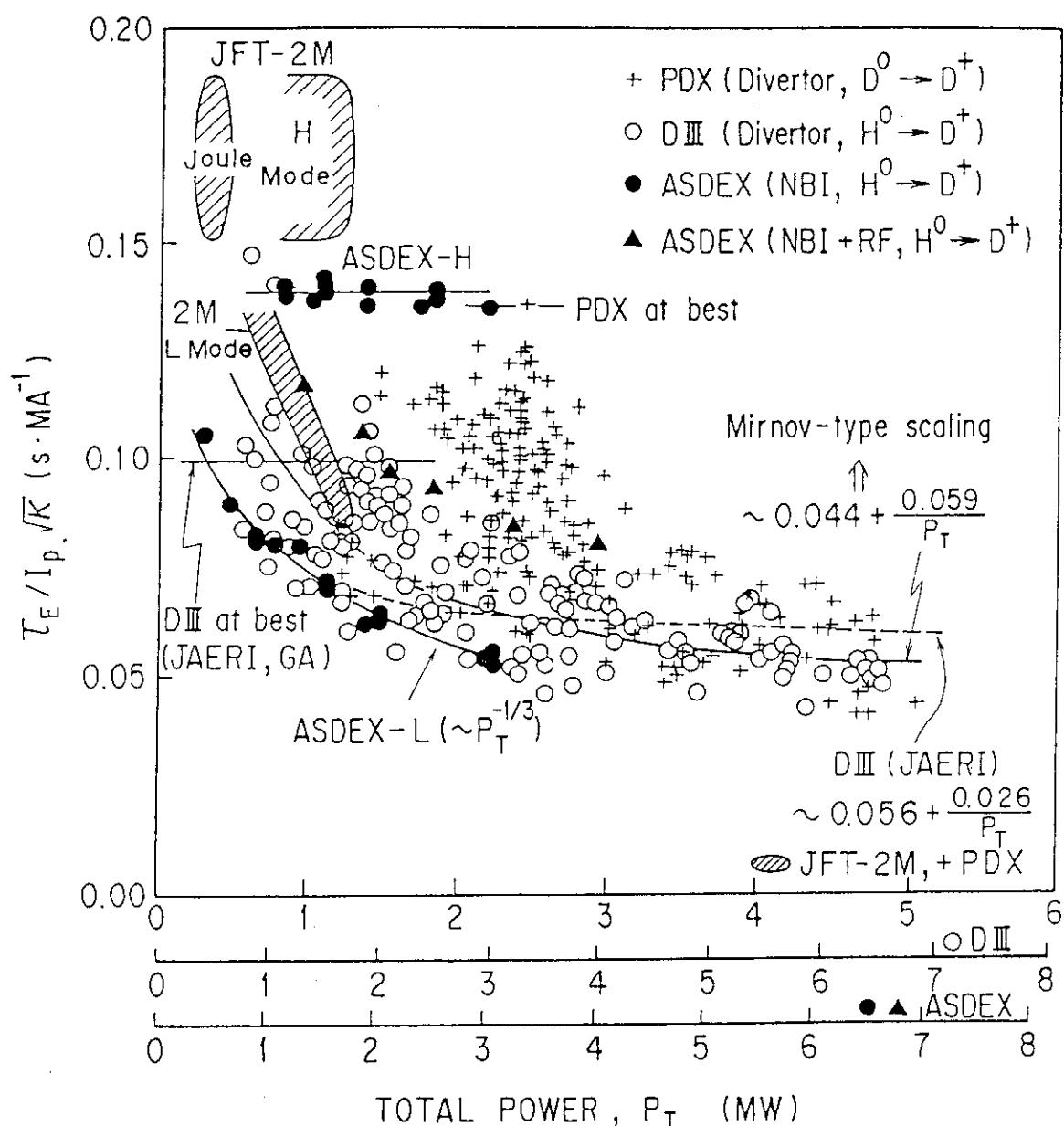


Fig. 2.1 Confinement time normalized by $I_p \sqrt{\kappa}$ vs. heating power for various divertor plasma.

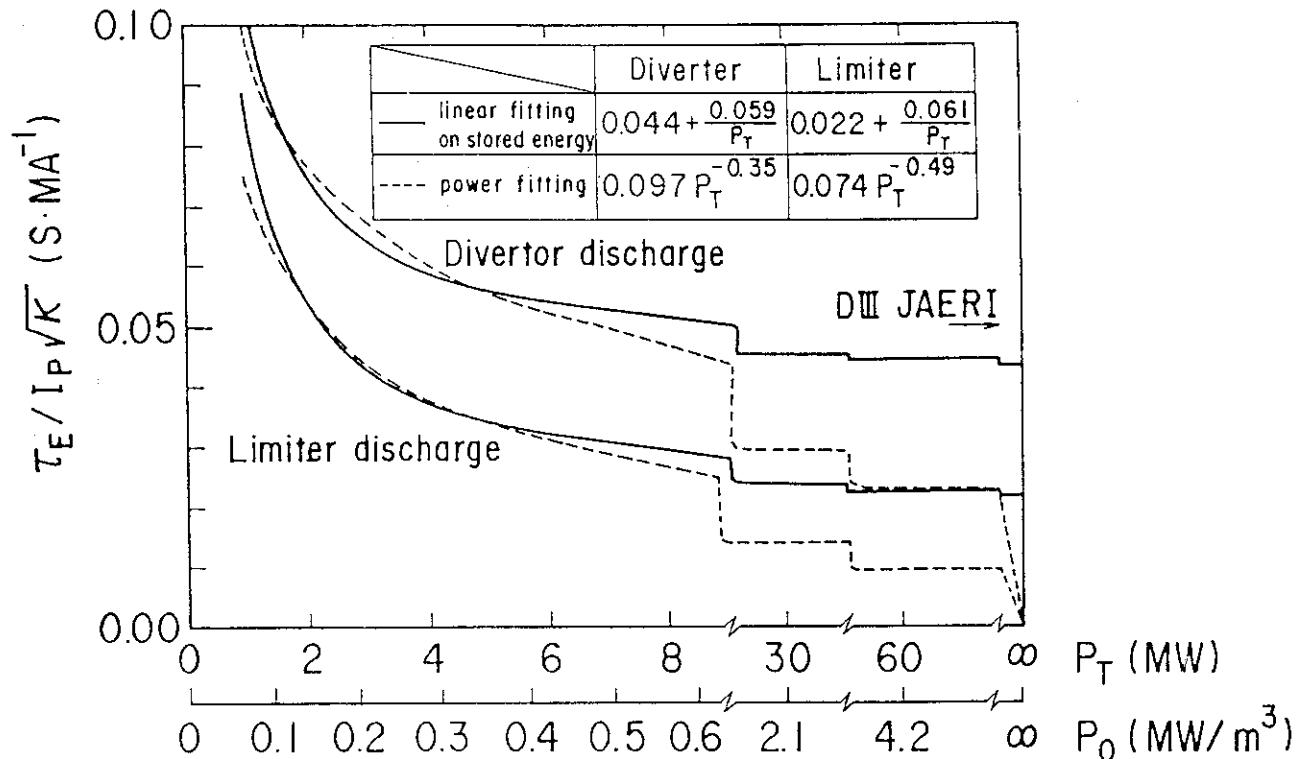
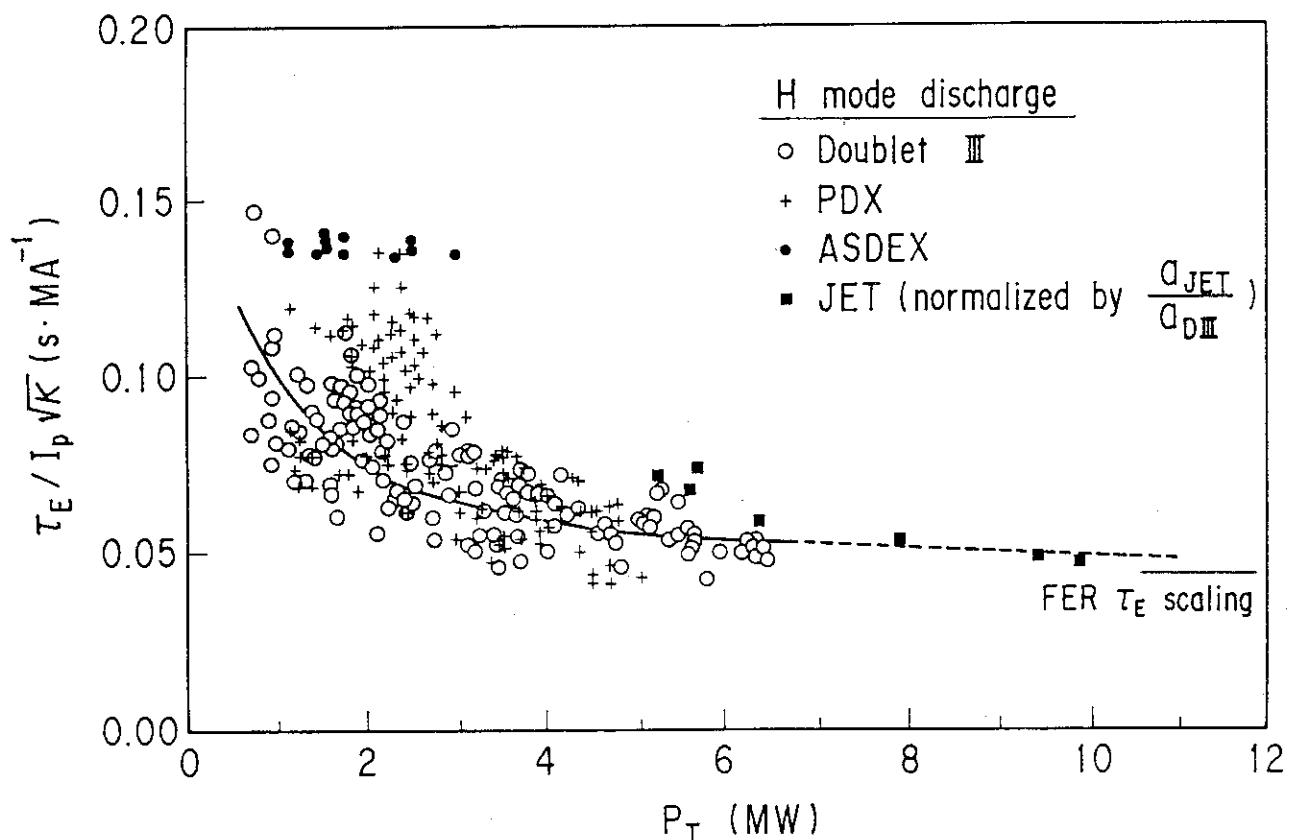


Fig. 2.2 Power degradation of confinement time in DIII.

Fig. 2.3 Confinement time normalized by $I_p/\sqrt{\kappa}$ vs. heating power for Doublet III, PDX, ASDEX, and JET. Solid line indicates FER confinement scaling law (Mirnov type : $\tau_E = 0.155 \alpha I_p \sqrt{\kappa}$).

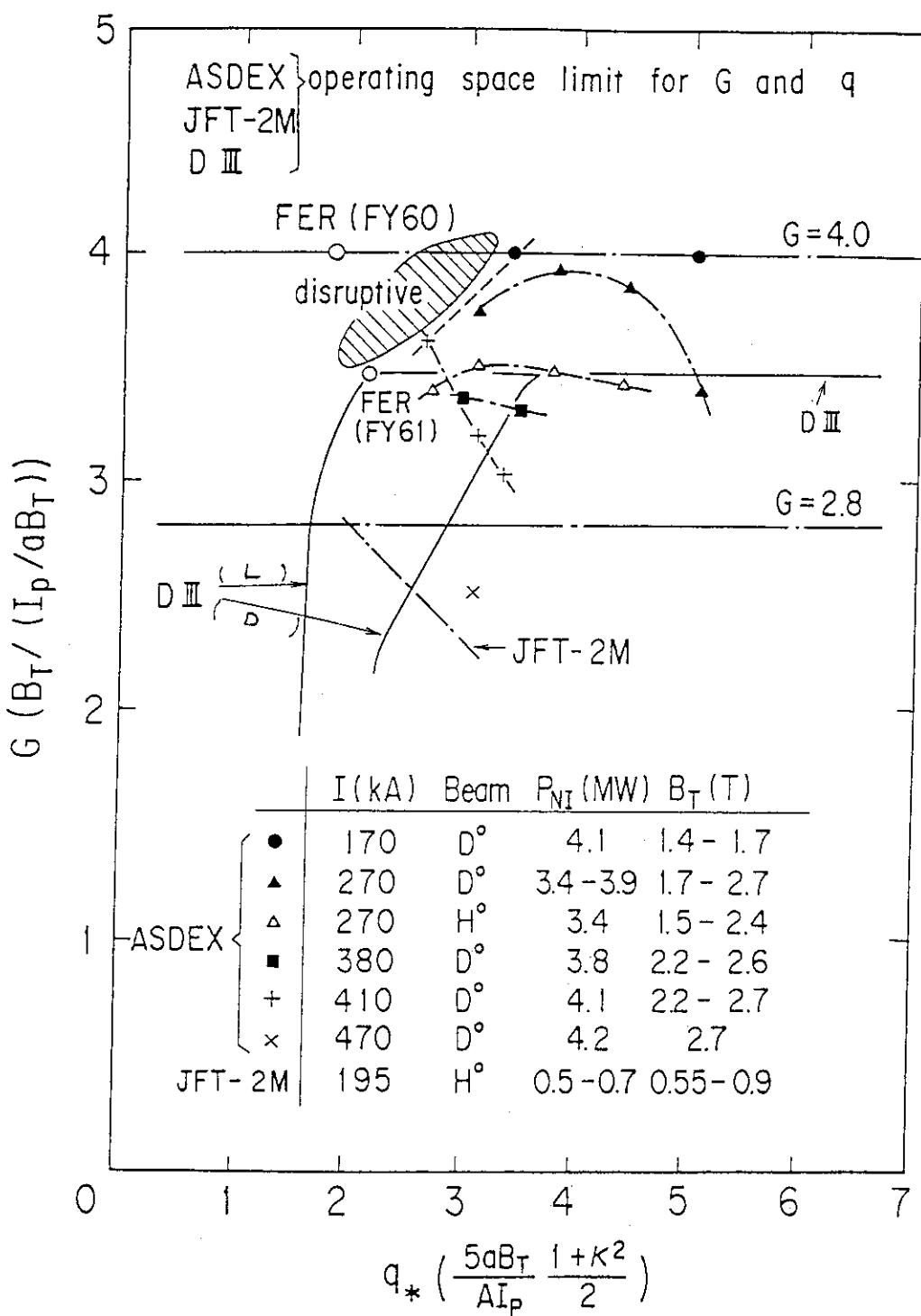


Fig. 2.4 Operation limit for Troyon coefficient G and safety factor q^* in ASDEX, DIII and JFT-2M.

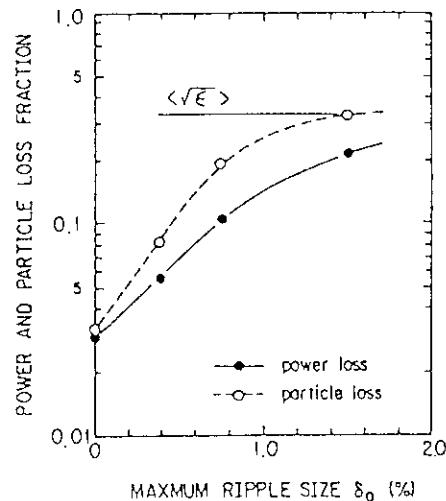


Fig. 2.5 Power and particle loss fraction due to toroidal field ripple. (文献1より引用)

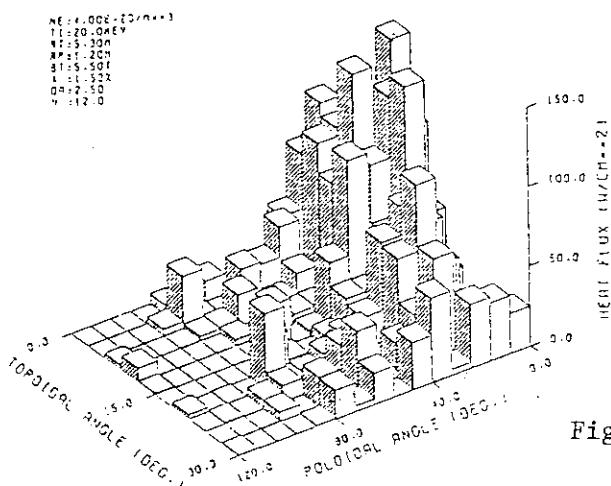


Fig. 2.6 Heat load profile due to toroidal field ripple. (文献1より引用)

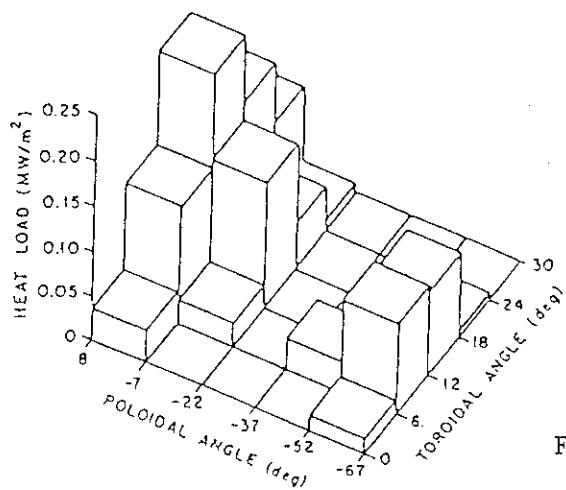


Fig. 2.7 Heat load profile due to toroidal field ripple. (文献2より引用)

3. パラメータサーベイと炉型選定

物理設計の設計条件については Ref. [7] に詳しくまとめられている。ここではそれらを一覧として Table 3.1 にまとめておく。参考のために NET の物理設計条件も同表に示す。各項目の数値に若干の相違があるが、基本的には大きな差はない。相違点については今後のデータベースの見直しにより FER としての考え方を明確にしていく。

3.1 プラズマ設計条件見直しの影響

前章で示したプラズマ設計条件の見直しに伴うプラズマサイズの変更を、 $a - R$ ダイヤグラムとして Fig. 3.1 に示す。エネルギー閉じ込め則の見直し、ダイバータ配位と高ベータの両立性を考慮した Troyon 係数と安全係数の設定により、プラズマサイズは副半径にして従来の設定値より約 35 ~ 40 cm 大きくなる。例えば、去年度のプラズマ副半径は 1.12 m と設定したがプラズマ非円形度と同じとすると、見直し後のプラズマ副半径は 1.5 m 程度必要となる。

3.2 プラズマサイズ検討

見直し後のプラズマ設計条件を変えることなくプラズマサイズの小型化をめざした検討の一例として、トロイダル磁場コイルの最大経験磁場 $B_{T\max}$ を上げることによる効果と、燃焼時間短縮による供給磁束低減の効果について調べた。その結果を Fig. 3.2 に示す。図中、実線が、

$B_{T\max}$ が与えられた時に自己点火条件を満足するプラズマサイズ、 $a - R$ の関係を示し、鎖線は与えられた設計磁束量と OH コイル設計条件で決まるラジアルビルドにもとづく装置サイズを示す。従ってそれぞれの交点が自己点火条件及び装置設計条件を満足するプラズマサイズとなる。Fig. 3.2 には $B_{T\max}$ を 10 ~ 16 T とした時のプラズマ諸量と ϕ_{OH} の関係を示してある。Fig. 3.2 から明らかなように、 $B_{T\max}$ を 16 T として軸上磁場が高くとれる効果と、 ϕ_{OH} を 70 V・S 程度に節約する効果によりプラズマサイズを去年度並みにすることは可能である。しかしトロイダル磁場コイルの経験磁場のみを高くすることは次の三点から不利である。第一に、経験磁場を上げた場合に超電導導体の安定化マージンを同程度に確保しようとすると、電流密度を下げる必要が生じる。第二に、Fig. 3.2 からもわかるように $B_{T\max}$ を高くした場合、プラズマ副半径は小さくできるがコイル自身の幅が大きくなり、結局主半径は期待通り小さくならず、炉心本体としての大きさはほとんど小さくならない。第三に Fig. 3.2 の比較から明らかなように磁場を高くすると核融合出力が増加し、その結果中性子壁負荷が増大する。壁負荷の増大は、第一壁等の炉心構造物の設計を難かしくする。

一方、供給磁束量を低減することはソレノイドコイルの空心半径を縮めることに直結し、ラジアルビルドの小型化につながる。プラズマ立上げを非誘導方式としイグニション・アプローチ及び燃焼フェイズにソレノイドコイル系から磁束を供給するシナリオに立脚すると、燃焼時間を短

かくすることが供給磁束量の低減につながる。100 V・S 準備すると去年度並みの 1,000 ~ 2,000 秒燃焼が可能である。50 V・S で約数百 ~ 1,000 秒、15 V・S で約 100 秒の燃焼が維持できる。Fig. 3.3 或いは Fig. 3.4 から明らかなように、供給磁束を低減するとアスペクト比が小さくなる効果で、プラズマ電流 I_p 及びトロイダルベータが増加する。

プラズマ電流の増加は、電流駆動パワーの増加につながり周辺設備容量を増大させる恐れがある。また、 I_p の増加はポロイダルコイル系の起磁力に影響を与える。

一方、プラズマ軸上磁場 B_T は $1/R$ 減衰効果が強く表われて小さくなり、加えてプラズマ体積が小さくなる為に核融合出力は低下する。結果として、中性子壁負荷が若干小さくなり構造設計条件の軽減につながる。

プラズマ設計条件を変えることなくプラズマサイズを小さくする 2 番目の方法は、トロイダル磁場コイル内側レッグの導体位置からプラズマの内側エッジまでの距離 (Δ と記述) を小さくすることである。 Δ を小さくすることは、同じ $B_{T\max}$ に対してプラズマ軸上磁場 B_T を高くとることができマグネットの有効利用となる。但し、 Δ を決める要因はトロイダル磁場コイル自身を保護する遮蔽からの要求である。詳細はニュートロニクスの項で述べられるが、導体部での核発熱や絶縁材の照射損傷に対する許容値を引き上げることを想定し、一例として 0.65 m 程度まで薄くすることを仮定してみる。この実効遮蔽厚に真空容器等の炉構造として必要な領域とプラズマスクレイプオフ層を加えて、ここでは Δ を 1.3 m から 1.0 m、0.9 m に縮めた場合の効果について調べた。トーラス内側のプラズマスクレイプオフ層はシングルヌルダイバータ配位 (SND) の場合は 0.2 m、ダブルヌルダイバータ配位 (DND) の場合は 0.1 m と設定した。従って、 $\Delta = 1.0$ m が SND の場合に該当し、 $\Delta = 0.9$ m が DND に該当する。第 3 の方法として、導体設計の見直しがある。導体設計見直しの考え方については Ref. [1] で詳しく述べられているが、その骨子は超電導線材の電流密度を 30 A/mm^2 から 35 A/mm^2 に上げること、更にコイル断面に対する導体部の占有空間率を高めることによる径方向のコイル幅の縮小などである。従来の導体設計条件をレベル 1、見直し後の条件をレベル 2 として Table. 3.2 にまとめた。

次にプラズマ設計条件の点から装置サイズの小型化を考えてみると、非円形度を大きくすることが現在のデータベースに基づくと非常に有効であるようと思われる。実際エネルギー閉じ込め時間もベータ上限値もプラズマ電流に比例して増大し、非円形度は同じ副半径のプラズマに対して電流を増大させる効果を持つ。しかしながら非円形度の増大は垂直方向の装置サイズ増大やポロイダルコイル系容量の増大につながる懼れもあり、装置全体からみた時に本当に小型化になるかどうか余り単純な話ではない。これに対するデータベースを得るために、装置全体の容量（サイズや電源容量なども含めたシステム全体の容量）に対する非円形度の効果を調べる。

Fig. 3.5 に Δ の効果、マグネット導体設計条件レベルアップの効果、梢円度 κ の効果について a - R ダイヤグラム上に示した。図中実線が導体設計条件をレベル 1 とした場合、点線がレベル 2 とした場合である。両方のケース共、ソレノイドコイルの供給磁束量は 50 V・S として設計した場合である。Fig. 3.2 の C 点が、Fig. 3.5 の実線で $\Delta = 1.3$ m, $\kappa = 1.5$ の交点に対応する。C 点を基準として Fig. 3.5 をながめてみると、(1) プラズマ条件を変えなくても Δ を 0.9 m まで小さくできれば主半径は 4.5 m にできる。(2) 同様に $\Delta = 0.9$ m とし更にマグネット設計条件をレベル 2 にすれば、主半径を 4.15 m まで小さくできる。(3) 一方、マグネット・レベル 1 でも $\Delta = 0.9$ m と

し $\kappa = 2.0$ とすれば主半径を 4.2 m 程度に設計できる。但し、この場合プラズマ副半径は 1.0 m を割ってしまう。(4) Δ を 0.9 m, マグネット・レベル 2, $\kappa = 2.0$ とすると、主半径で 3.75 m, 副半径で 0.9 m 程度のプラズマサイズとなる。従って各々の設計条件を努力しあえば、主半径で 4 m 程度のプラズマサイズが得られることを示している。但し、マグネット・レベル 2 の設計条件は構造強度上成立し得るかどうか詳細検討が必要である。また、楕円度 κ の効果が大きくあらわれている点に注意をしておく。これは、トロイダルベータに対する Troyon 則 $\propto I_p$ であり、また、エネルギー閉じ込め則に使っている Mirnov 型閉じ込め則 $\sim a I_p \sqrt{\kappa}$ にも κ の依存性が入っており、ベータ値、閉じ込め時間の両方に κ による改善が強く見込まれているからである。 κ 依存性の少ない閉じ込め則を外挿する場合には傾向はちがってくると考えられる。

Fig. 3.5 の中から今後の装置小型化検討をすすめるにあたっての一つの標準サイズとして、 $\Delta = 1.3$ m, マグネットレベル 1, $\kappa = 1.7$ で求まる $R = 4.92$ m, $a = 1.32$ m を採用し、オプション C とした。オプション C のプラズマ諸元を Table 3.3 に示す。オプション C プラズマと去年度 FER との相異は、エネルギー閉じ込め則の見直し、ダイバータ配位と高ベータ両立性の観点から、安全係数・Troyon 係数を見直したこと、供給磁束量を低減し、燃焼時間を 2,000 秒から 800 秒に短縮したことである。装置サイズの目安としての $R + a$, 及び装置本体物量評価指数としての $R a^\kappa$ を去年度と比較した場合 [オプション C ($R + a$)]/[FER 60 ($R + a$)] = 6.24/6.32, [オプション C ($R a^\kappa$)]/[FER 60 ($R a^\kappa$)] = 11.0/8.7 となる。更にプラズマ電流が 5.9 MA から 8.7 MA に、核融合出力が 298 MW から 459 MW に、従って壁負荷が 0.7 MW/m² から 1.0 MW/m² に増加しており、マグネット設計や構造設計はむしろ厳しくなる方向にある。これはプラズマパフォーマンスを向上させた代償と言える。

Fig. 3.6 にプラズマ三角度を 0.2 から 0.35 に上げた時の $a - R$ ダイアグラムを示す。供給磁束量 ϕ_{OH} を 50 V·S と設定したものを CC シリーズ、15 V·S としたものを DD シリーズとした。この時の核融合出力と主半径 R との関係を Fig. 3.7 に示す。

3.3 プラズマサイズとトロイダル磁場コイル

トロイダル磁場コイルの形状は、トーラス内側ラジアルビルド制約条件より求まる TFC 内側レッグの位置 ($R_1, 0$) と、リップル条件より求まる外側レッグの位置 ($R_2, 0$) から水平方向ボア径 ($R_2 - R_1$) をまず設定する。その次にパーティカルビルド制約条件より垂直方向ボア径 Z_h を求め、 $R_0 (\equiv \sqrt{R_1 R_2})$, $Z_h/2$ の位置を通るように 3 円弧近似で形状を設定する。ラジアルビルド制約条件は、供給磁束量とソレノイドコイル設計条件より定まるソレノイドコイル最外周までの半径 R_{OH} , 支持構造として必要となるギャップ Δ_{gap} , 中心支持柱の幅 Δ_{BC} , トロイダル磁場コイル設計条件より求まるコイル幅 Δ_{TF} 及びキャン厚み Δ_{can} で構成され、導体中心内側レッグの導体中心までの距離 R_1 は、 $R_1 = R_{OH} + \Delta_{gap} + \Delta_{BC} + \Delta_{can} + \Delta_{TF}/2$ で求まる。一方、パーティカルビルド制約条件は、ヌル点位置までの距離 $\kappa_N a$, スクレイプオフ層 $\Delta_{scrape-off}$, ヌル点からダイバータ機構の高さ Δ_{Div} , 真空容器を含めた遮蔽体の厚さ Δ_{shield} , 遮蔽体最外面から TFC ヘリウムチャンのボア内側までの距離 $\Delta_{clearance}$, コイル幅 Δ_{TF} 及びキャン厚み Δ_{can} で構成される。従ってボア径 Z_h は、シングルヌル配位の場合で、 $Z_h = \kappa_N a + \kappa_u a + \Delta_{Div} +$

$\Delta_{\text{scrape-off}} + 2 \times (\Delta_{\text{shield}} + \Delta_{\text{clearance}} + \Delta_{\text{TF}}/2 + \Delta_{\text{can}})$, ダブルヌル配位の場合には $Z_h = 2 \times (\kappa_N a + \Delta_{\text{Div}} + \Delta_{\text{shield}} + \Delta_{\text{clearance}} + \Delta_{\text{TF}}/2 + \Delta_{\text{can}})$ で与えられる。

Fig. 3.8 に、トロイダル磁場コイルのアンペアターン・メータ $NI \cdot l_t$, 蓄積エネルギー E_S と ϕ_{OH} の関係を示す。図は ϕ_{OH} を $100 \text{ V} \cdot \text{S}$ として定めた $NI \cdot l_t$, E_S をそれぞれ 1 として相対比で示した。 ϕ_{OH} を低減して主半径 R を小さくした場合、 $a - R$ ダイアグラムより明らかのように副半径 a はほとんど変わらない。従って TFC の断面形状もほとんど変らず同長 l_t はほぼ一定である。しかしながら、内側レッグの位置 R_1 が小さくなる為、TFC の総起磁力 NI は、 R に比例して小さくなり、TFC 物量評価指数となる $NI \cdot l_t$ は ϕ_{OH} の低減と共に R に比例して小さくなる。総起磁力が小さくなることにより蓄積エネルギー E_S も減少し、例えば、 ϕ_{OH} を $100 \text{ V} \cdot \text{S}$ から $50 \text{ V} \cdot \text{S}$ に低減することにより約 20% E_S を低減することが可能である。従ってトロイダル磁場コイルに関して言えば ϕ_{OH} 低減の効果は大きい。

次に、 ϕ_{OH} を一定にしてプラズマ非円形度の効果について調べてみる。 ϕ_{OH} 及びマグネット設計条件を一定とすれば R_1 の位置は変わらない。楕円度 κ を大きくした場合、自己点火条件を満たす副半径 a は小さくなり、リップル仕様と同じとすると R_2 の位置は $R + a$ が小さくなる効果で多少小さくなる。一方、 κ を大きくすると κ_N も大きくなるが、副半径 a が小さくなるので $\kappa_N a$ はほとんど変わらない。従って遮蔽等の工学条件を一定とすると、 κ に対するパーティカルビルドの変化はほとんどないと言える。結論として、TFC 形状の κ 依存性は、水平方向ボア径が $R + a$ が少なくなる程度に縮まり、やや膨みの少ない D 形状になる。その効果は、 κ を 1.5 から 2.0 にした場合で、周長 l_t が約 6%，蓄積エネルギー E_S が約 10% の低減が見込まれる。

3.4 プラズマ平衡とポロイダル磁場コイル

ポロイダル磁場コイルの評価指標である起磁力と蓄積エネルギーは、ポロイダル磁場コイルの配置位置によって大きく変わる。ここでは小型化検討の方向づけを主目的として、24 個のコイルを TFC の外側に等角度で分布させ、同一条件での評価を試みた。PFC の配置条件は、まず TFC 導体中心から等距離 ($\Delta_{\text{TFC}}/2 + \Delta_{\text{can}} + \sqrt{2} \Delta_{\text{OH}}$) 離したところにもうけた D 型の外周上に、TFC 赤道面上で R (プラズマ主半径) の位置からみて 15° の等角度に 24 個とした。自己点火条件より求まるプラズマパラメータに対して、圧力分布を $(1 - (r/a)^2)$ と仮定して平衡計算を行い、PFC 系の評価を行なった。

まず、供給磁束量 ϕ_{OH} と PFC 起磁力及び蓄積エネルギーの関係を、Fig. 3.8 の場合と同じ条件で求めた。この結果を Fig. 3.9 に示す。その時のプラズマ表面での磁束 φ_p と全起磁力 $\Sigma |NI|$ 及び E_S の関係を Fig. 3.10 に示す。 ϕ_{OH} の低減により主半径 R は小さくなりアスペクト比 A が小さくなる。プラズマ電流 I_p は $I_p \sim a B_T / A q_\varphi \cdot (1 + \kappa^2)/2$ の関係から、 κ , q_φ を同じとすると ϕ_{OH} に対して $a B_T$ が小さくなる効果より A が小さくなる影響の方が大きく、 I_p は増加する。また、PFC の総起磁力 $\Sigma |NI|_{\min}$ は、 ϕ_{OH} を低減して R を小さくすると増加する。これは、平衡に必要な垂直磁場 B_\perp が $B_\perp \sim -\mu_0 I_p / 4\pi R (1n 8R/a + A - \frac{1}{2})$ と与えられるように I_p に比例し R にはほぼ逆比例することから、平衡成分が増加することに起因する。例えば $\phi_{OH} = 100 \text{ V} \cdot \text{S}$ と $20 \text{ V} \cdot \text{S}$ を比較した場合、 B_\perp は $(1.1/1.0) \times (4.6/5.3) \sim 1.28$ 倍となり、

$\Sigma |NI|_{min}$ の増加率 1.33 倍をほぼ説明できる。この総起磁力最小での蓄積エネルギー $E_{S,min}$ を比較すると、R が小さくなつた分だけ各コイルのインダクタンスは小さくなるが、上述のように起磁力は増えている為、 $E_{S,min}$ はほとんど変わらないと言える。

一方、供給磁束をすべて燃焼フェイズで消費すると仮定して Fig. 3.10 に示したように $\Sigma |NI|$ が最小となる φ_p を中心としてフラックス・スウィングを想定し、平衡成分と変流器成分を加え合わせた総起磁力 $\Sigma |I_{OH+EQ}|$ を調べた。 ϕ_{OH} 低減による効果は $\Sigma |I_{OH+EQ}|$ に関して言えばあまりないように思われる。フラックス・スウィングを考慮すると、起点又は終点で蓄積エネルギーは最大になる。その最大値 $E_{S,max}$ を比較してみると ϕ_{OH} が大きい場合は当然のことながら I_{OH} の変化分が増加し $E_{S,min}$ からの増分は大きくなる。従って、 $E_{S,max}$ で評価すると ϕ_{OH} 低減による効果は大きい。蓄積エネルギーを指標としてコスト評価を考えた場合、 $E_{S,min}$ 、 $E_{S,max}$ では傾向が異なる。どちらがより正確に、電源設計を含めてコスト評価を反映しているかは今後の課題として残る。

次にプラズマ非円形度及びダイバータ配位と PFC の起磁力、蓄積エネルギーの関係を調べた。その結果を Fig. 3.11 に示す。図において実線がシングルヌル配位の場合、点線がダブルヌル配位の場合を示す。プラズマ条件は Fig. 3.6 に示した CC-1～6 に対応する。またパーティカルビルド制約条件は Fig. 3.8 の場合と同じである。 κ による装置小型化は、Fig. 3.11 から明らかなように、高 κ 化が有利である。特にダブルヌル配位の場合には κ を 2.0 以上にするのが望ましい。ここで非円形度が小さい場合に、シングルヌル配位とダブルヌル配位とを比較して大きな相異が出ていることについて一言しておく。シングルヌル配位には上下非対称性からヌル点側の非円形度は平均 κ よりも 1.2 倍程度大きい。ダイバータ・コイルの起磁力は、プラズマ磁気軸からヌル点までの距離とヌル点からダイバータコイルまでの距離との κ に密接に関係している。従って、シングルヌルとダブルヌルを比較する場合、ヌル点側の非円形度をもって比較すると理解しやすい。例えばシングルヌルで平均 κ が 1.7 の場合、ヌル点側の非円形度は 2.0 となる。この場合、ダブルヌルの $\kappa = 2.0$ と比較すると、その相異は起磁力にして約 20 MAT であり、ほぼもう一つのダイバータコイルの起磁力に匹敵する。

一方、三角度 δ に対する依存性をオプション C と同じプラズマ条件で調べた結果が Fig. 3.13 である。この場合 $\kappa = 1.7$ 、 $A = 1.3 \text{ m}$ である。 δ 依存性は、プラズマ非円形度によるインパクトよりも、ヌル点の R 方向位置が変わることによる影響として表われる。 δ を大きくすることはヌル点位置を R 方向で内側に引張ることを意味する。シングルヌル配位の場合には、 δ を大きくしてヌル点を内側に制御しようとすると、ダイバータコイルだけでなくソレノイドコイル部でヌル点高さ近傍の 6 重極コイルに I_p と同方向に大きな電流を流す必要が生じ起磁力は増加傾向となる。ダブルヌル配位では傾向は異なる。赤道面上にある 2 重極コイルと上下に位置するダイバータコイルには $\kappa = 1.7$ 程度の梢円度ではプラズマ電流と同方向に電流を流してプラズマを上下左右に引張ることになる。三角度及びヌル点 R 方向の制御は、この 2 重極成分、4 重極成分を受け持つコイル群の間に挿入する 6 重極成分のコイル群の一部で行なうことになる。 δ を小さくしてヌル点を外側に制御する場合、トーラス内側ヌル点近傍の 6 重極コイル群に逆方向の電流を流してヌル点を外側に押し出すことになる。この際赤道面でのプラズマ位置を制御するにはトーラス内側の 2 重極コイルが 6 重極コイルの影響を打ち消しながら内側に引張るように同方向に大きな電流

を流す必要が生じる。反対に δ を大きくしてヌル点を内側に制御しようとする場合、トーラス内側 6 重極コイルでヌル点を内側に引張ることになり、この時トーラス内側 2 重極コイルはむしろプラズマを外側に押すように逆方向の電流を流すことになり総起磁力は増えてくる。従って、ダブルヌル配位の場合には、総起磁力 $\Sigma |NI|$ を最小にするようなヌル点の位置が存在する。そのようなプラズマ非円形度は $\kappa = 1.7$ のとき δ が 0.3 ~ 0.4 となると思われる。

3.5 ポロイダル磁場コイル配置と禁止域

ポロイダル磁場コイル実配置にあたっては、トーラス構造に起因する禁止領域が存在することから必ずしも最適配置は取り得ない。しかしながら、禁止領域の設定にあたっては PFC 系に与えるインパクトを極力小さくすることが望ましい。禁止域の設定は分解修理概念にもとづく炉心内構造物の引き抜き方法に最も大きく左右されることから、ここでは引き抜き方法と禁止域の考え方について検討をおこなった。

炉心構造物の引き抜き方法は、大別して水平方向に引き抜く方法（水平引き抜き）と斜め上方につり上げて引き抜く方法（垂直引き抜き）とが提案されている。当然のこととして前者の方法ではトーラス外側の赤道面近傍に禁止域が用けられることになり、後者ではトーラス外側の赤道面から $\pm 45^\circ$ 近傍に禁止域が与えられる。サーベイにあたっては模式図的に Fig. 3.13 に示すような PFC 配置に対する起磁力と蓄積エネルギーの関係を調べた。Fig. 3.13 中、(a) は 24 個の PFC を TFC の外縁に用けた同周上に理想的に配置した場合、(b) は垂直引き抜き方法として No. 3, 4, 5 及び 19, 20, 21 のコイルを除いた場合、(c) は水平引き抜き方法として、No. 1, 2, 22, 23, 24 のコイルを除いた場合、(d) は No. 22 のコイルの影響をみるために、No. 22 を配して No. 3 を除いた場合を示す。これらの配置に対してシングルヌル配位とダブルヌル配位それぞれについて調べた。結果を Table 3.4 及び Fig. 3.14, 3.15 に示す。PFC の理想的配置で得られる各コイルの通電量に対して、禁止域の制約より取り除かれると想定されるコイル群の電流値の和が零に近い場合、それらのコイル群を取り除いた影響は小さいと言える。逆にその和の絶対値が大きい場合、それらのコイル群を取り除いたとすると他のコイルにそれぞれ影響が及び、遠く離れたコイルから必要な磁場配位を得ようとするが、全起磁力が大きく増加する。Fig. 3.14, 3.15 から次の事がわかる。

- ① シングル／ダブル共に $\tilde{\kappa}$ が小さいと PFC 系容量は急増する。
- ② ダブルの場合 $\tilde{\kappa}$ を大きく ($\tilde{\kappa} > 2$) すると PFC 系容量低減効果が顕著である。
- ③ 垂直引抜きの場合、 $\tilde{\kappa}$ が小さい時には PFC 系容量が理想配置より大きくなり、 $\tilde{\kappa}$ が大きくなるに従って理想配置のそれに近づく。
- ④ 水平引抜きの場合、これとは逆に $\tilde{\kappa}$ が小さい時に理想配置のそれに近く、 $\tilde{\kappa}$ が大きくなると容量はかえって大きくなる。この為 $\tilde{\kappa}$ のある値（シングルでは $\tilde{\kappa} \sim 1.7$ 、ダブルでは $\tilde{\kappa} \sim 2.0$ ）で極小値を持つことになる。

以上の結果を平均橿円度 $\tilde{\kappa}$ ではなく、ヌル点の橿円度 κ_{null} で整理し直すと、上記④の極小値はシングル／ダブル共に $\kappa_{null} \sim 2.4$ の時に得られることがわかる。従って PFC 系容量を決める目安を κ_{null} の値によって（シングル／ダブルの相違と無関係に）統一的に与えることができる。すなわち、シングルヌル配位であろうと、ダブルヌル配位であろうと、 κ_{null} が 2.4 程度以下で

あれば水平引き抜きによる禁止域の影響は小さく、逆に κ_{null} が 2.4 以上の高 κ では垂直引き抜きが有利である。一方 κ_{null} を 2.4 以下として水平引き抜きを指向した場合、シングルヌル配位のほうが、蓄積エネルギー及び起磁力ともダブルヌル配位に比べて小さく有利である。ダブルヌル配位が蓄積エネルギー及び起磁力を比較してシングルヌル配位より有効に立つには κ_{null} を 2.7 程度以上にしなおかつ垂直方向引き抜きを指向する必要がある。

ここでのシングルヌル／ダブルヌル配位の比較はあくまで PFC の合理化に主眼をおいたものであり、最終的な優劣は、不純物制御性、熱除去特性、構造設計、分解修理概念等を含めて総合的に判断されるものと考える。

3.6 ソレノイドコイルシリーズ接続

PF コイル系の容量はその接続法によっても大きな影響を受ける。特に中心のソレノイド部はスペースも限られているため、この部分のコイルは直列接続し同一の通電パターンによりプラズマの制御を行なうことが必要となる。この理由をもう少し詳しく述べると、(i)各コイルを個別通電とすると、特定のコイルに過大な起磁力が必要となり易くコイル設計が困難となる。(ii)個別通電とすると各コイルに対して電流リード線が必要となり、限られたスペースでこれを確保することが難しい、ということになる。勿論ソレノイド部に多くの磁束を確保する完全誘導運転の場合には、これらの困難は多少緩和されることになるが、コスト低減を目指して磁束を減少させようとする現況下においては、これらの困難は一層強調されることになる。そこでここでは実際にシリーズ接続により PF 系容量がどの程度影響を受けるかを調べることにする。

ここではオプション C を例にとり、炉内構造物引抜きのためのアクセスポートを考慮して PF コイル配置に対する禁止領域を設けた実配置で比較することにする。この配置を Fig. 3.16 に示す（これをケース 1 とする）。次にソレノイド部シリーズ化の例として Fig. 3.16 の No. 8 から No. 13 迄のコイル 6 本をシリーズ接続したものを考えこれをケース 2 とする。各ケースで鎖交磁束 φ_p を変えた時の各コイルの起磁力の絶対値の和を Fig. 3.17 に示す。またこの時の PF 系の諸量を Table 3.5 に示す。この表において $(\sum |NI|)_{min}$ は Fig. 3.17 において起磁力の総和の極小値であり、 $(\sum |NI|)_{\varphi_p=0}$ は同図で $\varphi_p = 0$ の時の総和である。また $\sum (|NI|)_{max}$ は、 $\varphi_p = 0 \sim -50$ の間に各コイルがとる最大の NI について和をとった値である。 E_S は PF コイル系の蓄積エネルギーである。Fig. 3.17 や Table 3.5 からわかるように、シリーズ化すると 6 本のシリーズ化コイルが極性逆転時に同時に零となるため、起磁力の総和の極小値は Case 1 より小さくなる。しかし極値をはずれると $\varphi_p = 0 \sim -50$ V・S の間での最大値 ($\varphi_p = 0$ の時) は Case 1 より大きくなる。それに応じて蓄積エネルギーも大きい。以上より、シリーズ化によって特定のコイルへの起磁力の集中はおさえられるが、そのかわりコイル系全体として必要な起磁力やエネルギーは増大することになる。実際の運転では特定のコイルに過大な起磁力が集中しないように運転することになるので、たとえシリーズ化されていなくても結果としてシリーズ化された状態とほぼ同等の状態になると考えられる。従って設計段階でもシリーズ化を前提として設計を進める必要がある。

3.7 加熱パワー

加熱系は装置全体に占める比重もかなり大きく、炉型選定に当っても重要な要因の一つである。ところが閉じ込め則の不確定さを考えると、各炉型における必要加熱容量の差を詳細に評価しても無意味であるという考え方もあり得る。しかしながら各炉型のサイズはやはりその閉じ込め則を用いて設定し、その差を論じているのであるから、加熱容量の差もこれと同程度の不確定さの範囲で論じられるものと考えられる。このようなことを念頭に置いて最初に必要加熱パワーの評価法を確立し、次にそれを用いて各炉型のパワーの評価を行なう。

評価モデル :

評価にあたっては、いわゆる加熱パワーに対する等高線解析の手法を用いることにする^{2,3)}。基礎方程式としては、広範囲にわたるパラメータ・サーベイに適するという観点から、0次元炉心パワー・バランスの式、

$$\frac{d}{dt} (3 \bar{n}_e k \bar{T}) = -\frac{3 \bar{n}_e k \bar{T}}{\tau_E^g} - P_{sy} - P_{br} + P_\alpha + P_h^{net} \quad (1)$$

を用いる。ただし、 k はボルツマン定数、 \bar{n}_e は平均電子密度、 \bar{T} は平均プラズマ温度で、 $\bar{T}_e = \bar{T}_i = T$ を仮定する。また、 P_{sy} 、 P_{br} 、 P_α 、 P_h^{net} は、各々、シンクロトロン放射損失項、制動放射損失項、 α 粒子加熱項、外部加熱項を表わす。さらに、エネルギー閉込め時間 τ_E^g については、前章に示したデータ・ベースに基づき次式で与えられる Mirnov 型スケーリング則、

$$\tau_E^g = 0.155 a I_p \kappa^{1/2} \quad (s) \quad (2)$$

を用いることとする。ただし、 a はプラズマ小半径（単位：m）、 I_p はプラズマ電流値（MA）、 κ : プラズマ断面積円度を示す。

式(1)で密度 \bar{n}_e 、温度 \bar{T} を与えたとき、炉心プラズマのパワー・バランスを保つのに必要な正味の加熱パワー $P_h^{net}(\bar{n}_e, \bar{T})$ は、

$$P_h^{net}(\bar{n}_e, \bar{T}) = \frac{3 \bar{n}_e k \bar{T}}{\tau_E^g} + P_{sy} + P_{br} - P_\alpha \quad (3)$$

で与えられる。従って、 \bar{n}_e 、 \bar{T} を与えれば (\bar{n}_e, \bar{T}) 平面上での $P_h^{net}(\bar{n}_e, \bar{T})$ の等高線分布を求めることができ、これから、自己点火に必要な加熱パワーの概略評価が可能となる。ただし、現時点では① α 粒子加熱時の炉心閉込め性能に不確かさがあること、② RF 加熱時の不純物放射損失の増大、あるいは、NBI 加熱時の突抜け損失等、種々の加熱効率悪化要因に対する加熱パワーの裕度を見込んでおくことが必要と考えられる。従って、ここでは、式(3)から求まる加熱パワーに対して 50 % 程度の裕度をあらかじめ考慮するものとし、以下、 $P_h = 1.5 P_h^{net}$ として加熱パワーの概略評価を進めることにする。

まず、Fig. 3.18 に先に述べたリファレンス・オプション [オプション C ; 大半径 $R = 4.9$ m、小半径 $a = 1.3$ m、 $\kappa = 1.7$ 、トロイダル磁場 $B_T = 4.7$ T、プラズマ電流値 $I_p = 8.7$ MA] に対する加熱パワーの等高線分布を示す。比較のために、先年度のリファレンス・オプションに対する結果を、Fig. 3.19 に示した。ただし、Fig. 3.19 は電子に対して INTOR スケーリング則を、イオンに対して neo-classical スケーリング則を適用して得られた結果である⁴⁾。Fig. 3.19 の場合、($\bar{n}_e \sim 0.6 - 1.0 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$ 、 $\bar{T} \sim 6 - 8 \text{ keV}$) に $P_h(\bar{n}_e, \bar{T})$ の鞍点が存在すること

が特徴となっている。自己点火へのアプローチを考えた場合、この鞍点を通るパスが、必要加熱パワー、さらには、加熱エネルギーの低減の観点から最も望ましいことはすでに示した⁴⁾。

これに対し、Mirnov スケーリング則を用いたここでの解析では、Fig. 3.18 に示した密度・温度範囲 ($0.2 < \bar{n}_e < 1.6 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$, $2 \leq \bar{T} \leq 16 \text{ keV}$)において、明確な鞍点は表われない。即ち、このような鞍点は、より高温側 ($T \gtrsim 20 \text{ keV}$) にシフトし、また、鞍点近傍の P_h の分布も Fig. 3.19 に比較して平坦化されたものとなっている。Fig. 3.18 の分布から定性的には、イグニッション・アプローチ初期において密度を低密度に保ちつつ、一担、高温プラズマを生成した後、温度を一定に保ちつつ密度を上昇させるようなシナリオが、加熱パワー低減の観点から望ましいことがわかる。

次に、加熱パワーと加熱時間との関係について調べる。Fig. 3.18 に示した PATH A に対して、一定加熱パワーを入射した場合の加熱パワー P_h と加熱時間 τ_h との関係を Fig. 3.20 に示す。

Fig. 3.20 は、式(3)を PATH A に沿って時間積分することによって求めた。Fig. 3.18 から、 $P_h \sim 45 \text{ MW}$ に対して $\tau_h \sim 15 \text{ S}$ 程度、 $P_h \sim 60 \text{ MW}$ に対して $\tau_h \sim 7 \text{ S}$ 程度と考えられ、先年度までの加熱時間の検討⁵⁾から考えて妥当な範囲におさまっている。

Fig. 3.18 に示した加熱パワーの等高線分布から明らかなように、必要加熱パワーは想定するイグニッション・アプローチ・パスに依存する。Fig. 3.19 のように中間密度・温度領域に鞍点が存在する場合、この鞍点を通るイグニッション・アプローチ・パスを選択し、鞍点での加熱パワー $P_h(\bar{n}_s, \bar{T}_s)$ を、各オプションについて比較することが、一つの比較基準となり得る。しかしながら、Fig. 3.18 の場合、上にも述べたように明確にこのようなパスを設定することが難かしい。そこで、ここでは、このような最適化パスの検討は今後の課題とし、むしろ加熱パワーの上限をおさえるという観点で検討を行なう。Fig. 3.16 の等高線分布から考えて、必要加熱パワーの観点から最も厳しいイグニッション・アプローチ・パスは、 $\bar{n}_e = \bar{n}_{burn} = \text{const.}$ (\bar{n}_{burn} : 燃焼運転密度) のパスと考えられる (Fig. 3.18.1 PATH B)。 $\bar{n}_e = \bar{n}_{burn} = \text{const.}$ のパスを想定した場合、このパスに沿って炉心パワー・バランスを保つために必要な最大の加熱パワー P_h^{\max} ($\bar{n}_{burn}, \bar{T}_{\max}$) は、以下のようにして求めることができる。まず、 $P_h(\bar{n}_{burn}, \bar{T})$ の最大値を与える点の温度 \bar{T}_{\max} は、 $\bar{n}_e = \bar{n}_{burn} = \text{const.}$ として式(3)より

$$\left. \frac{\partial P_h}{\partial T} \right|_{\bar{n}_e = \bar{n}_{burn}} = \left[\frac{\partial}{\partial T} \left(\frac{3 \bar{n}_e k \bar{T}}{\tau_E^g} \right) + \frac{\partial P_{sy}}{\partial T} + \frac{\partial P_{br}}{\partial T} - \frac{\partial P_\alpha}{\partial T} \right]_{\bar{n}_e = \bar{n}_{burn}} \quad (4)$$

の根として求まる (ただし、 $T_0 \leq T_{\max} \leq T_{burn}$, T_0 : 初期温度, T_{burn} : 燃焼温度)。次に求まった、 \bar{T}_{\max} を式(3)に代入することにより $P_h^{\max}(\bar{n}_{burn}, \bar{T}_{\max})$ が得られる。

評価結果 :

Table 3.6 に、FER 各オプションの装置パラメータ、燃焼点密度及び計算結果 (\bar{T}_{\max} 及び P_h^{\max}) をまとめて示す。これらのオプションの詳細については次節で述べる。Table 3.5 の結果から、各オプションについての P_h^{\max} の大きさを比較すると、

(INTER LINK 炉) < (MINI 炉) < (ACS 炉) < (ACD 炉) ~ (オプション C 炉)
の順に加熱パワーは大きくなっている。計算モデルの精度から考えて、リファレンス・オプション C [1] とオプション [2] (ACS 炉), オプション [3] (ACD 炉) の加熱パワーは、有意な差

はほとんど無いと考えられる。これに対して、オプション[5]のINTER LINK炉の場合 P_h^{\max} は、かなり低減され、リファレンス炉（オプション[1]）の約2/3程度となっている。オプション[5]で P_h^{\max} が小さい理由は、以下のように説明される。まずリファレンス炉（オプション[1]）とオプション[5]のプラズマ体積 V_p を比較する。 V_p はオプション[5]の方が、リファレンス炉より約1.6倍大きい。これに対して、密度 \bar{n}_{burn} を比較すると、逆に、オプション[1]の方が大きく、このため、プラズマの全内部熱エネルギー $3 \bar{n}_e k \bar{T} V_p$ は、両者ほぼ等しいことになる。次に、エネルギー閉込め時間 τ_E^g [式(2)] を比較する。オプション[5]の方が、小半径 a 、プラズマ電流値 I_p とも大きく、従って τ_E^g は、リファレンス炉の約1.6倍長くなる。このため、全損失パワーに対して最も支配的な輸送損失項が、オプション[5]の方が小さくなり、この結果、 P_h^{\max} も小さくて済むことになる。

3.8 代表炉型選定の考え方

以上の検討を基に代表炉型選定の考え方とその結果について述べる。核融合委員会の下の次期大型装置検討分科会の中間報告によって、FERの基本物理ミッションは次の二項目となっている。

- (1) 自己点火プラズマ ($Q \gtrsim 20 - 30$) の達成
 - (2) 数百秒 (~ 800 秒) の長時間燃焼の実現

そしてこれらのミッションを達成するための装置を設計・建設するにあたっては、設計努力や合理的なデータベースの取り込みによってコスト低減の努力が強く求められている。そこで代表炉型を選定するにあたってコスト低減を強く意識して多くのパラメータサーベイを行なった。その結果の大部分は前節迄に述べてきたものであるが、ここで改めてコスト低減のために取り上げて検討した項目をまとめるとTable 3.7 のようになる。

まず磁束に関しては最近の非誘導電流立上げの進展を取り入れ、変流器磁束を $50 \sim 15 \text{ V} \cdot \text{S}$ に迄低減し、主半径減少によるコスト低減を図った。但し分科会の答申にあるように数百秒の燃焼をミッションとすることから、 $50 \text{ V} \cdot \text{S}$ 程度の装置を検討の中心とした。次に非円形度による径方向サイズと PF コイル系容量低減の効果が大きいことを考慮して、 $\kappa \sim 2.0$ 程度迄スコープに入れて検討することとした。次に工学関係からのコスト低減要因としてコイルしゃへい部厚さとコイル設計条件のレベルアップをとりあげた。これらの要因をとり入れて行なったパラメータサーベイの結果が第 3.2 節の Fig. 3.5, 3.6 である。これらの中からいくつかの代表オプションを選定したのであるがそれは次のような考え方にして行なった。まず磁束に関しては最近の低域混成波による電流立上げデータベースの進展を取り入れ、数百秒の燃焼に必要な $50 \text{ V} \cdot \text{S}$ をレファレンスとする。次に楕円度 κ はメンテナンスの方法（水平アクセス／垂直アクセス）、およびダイバータのヌル点数（シングルヌル／ダブルヌル）と密接に関連している。第 3.5 節（Fig. 3.14, 3.15）で述べたように κ が余り大きくない時にはシングルヌルの方がダブルヌルより PF 系容量は小さい。一方垂直位置制御の観点からは $\kappa \geq 2.0$ のプラズマは制御に相当の困難が伴う（Ref. [6] 参照）。そこでレファレンスとして $\kappa \leq 2.0$ 程度の楕円度をとることにすると、シングルヌルを採用する方が PF 系容量の点から有利であり、さらに水平アクセスが垂直アクセスより技術的困難さが少ないと判断すれば PF 系容量が極小となる $\kappa \sim 1.7$ が最適値として決ってくる。こ

のような思想に基づき、前年度迄の工学設計条件（しゃへい、マグネット）で設定されたものがオプションCである。次に同じ思想で工学設計条件を前年度より先進的にしたオプションがACSと呼ばれるものである。シングルヌル・ダブルヌルの選択は単にPF系の容量だけの観点から決まるものではない。分解修理や内側スクレーピオフ層厚、現在確定できないプラズマ性能の差など多くの要因があるものと考えられる。そこでダブルヌルのオプションを一つ選択しようとすると $\kappa \leq 2.0$ ではPF系の容量が非常に大きくなり得策でない。一方アクセスの方法としては技術的困難さを考えるとやはり水平引抜きとしたい。Fig. 3.14, 3.15よりこの両方の要求を満し得る κ の値は $\kappa \sim 2.0$ であることがわかる。このオプションをACDと呼ぶ。次に今年度の目標であるコスト低減をACSよりさらに徹底させようとすればシングルヌル方式で、さらにACSより κ を大きくすることが考えられる。但し制御性の観点からその上限は $\kappa \sim 2.0$ とする。前述のように、この時水平アクセスであるとPF系容量は大きくなってしまいコスト低減になり得ない。 κ を大きくしたメリットを引き出すにはPFコイルを水平面近傍に配置する必要がある。このようにすると水平方向からの保修アクセスはできなくなるが、コスト低減のためあえてこの選択を行なったオプションがMini 炉と呼ばれるものである。この炉では保修法として垂直アクセスが可能であるが、技術的な困難さを考えてこのアクセス法は採用せず、Mini 炉の思想を考えて大型構造物の引抜きは行なわないという方針とした。このようにMini 炉は真空容器内構造物の信頼性向上や保護法の開発など今後の技術の進展を待ってはじめて成り立ち得るものである。次に以上とは多少系列が異なるが、OH磁束を銅の常電導コイルで供給し、しかもそれをTFコイルと鎖交させてTFコイルの内側に設置することで装置の径方向のサイズを減らそうという提案があった[8]。そこでこの概念を用いた装置がどのようなものになるかを検討するため、ACSのオプションをベースにINTER-LINKと呼ぶオプションを選定した。以上の5ケースを代表オプションとして選定し最終的にはシステムの諸量の評価を経て相対コストの評価を行い、最終的な代表炉型選定の基礎資料としていく。加熱・駆動法の選択としてRFか接線入射NBIかは炉に与えるインパクトが大きな要因である。FERに具体的に適用した場合のインパクトを検討する目的でとりあえずオプションCにこれを適用することとした。このオプションをNBI-Rと呼ぶ。従ってこのオプションは上記5つのオプションと系統が異なり、他装置との相対コストの比較はあく迄参考である。

最後に以上のオプション選定のベースとなったパラメータサーベイのケースとそのシステム諸量をTable 3.8に示す。また上記5つのオプションのプラズマおよび装置の諸元をTable 3.9に示す。

参考文献

- [1] N. Miki, et al., to be published in JAERI-M titled "Conceptual Design Study of Fusion Experimental Reactor (FY86 FER) — Magnet Design —", (in Japanese).
- [2] Houlberg W.A., Attenberger S.E., Hively L.M., Nucl. Fusion 22 (1982) 935.
- [3] Hatayama A., Sugihara M., Hirayama T., JAERI-M 82-147 (1982).
- [4] 臨界プラズマ研究部: JAERI-M 85-176 (1985).
- [5] 臨界プラズマ研究部: JAERI-M 85-179 (1986).
- [6] A. Kameari, et al., to be published in JAERI-M titled "Control of Plasma Current, Position, and Shape — Conceptual Design Study of FY86 FER —", (in Japanese).
- [7] N. Fujisawa, et al., to be published in JAERI-M titled "Main Physics Features Driving Design Concept and Physics Design Constraints — Conceptual Design Study of FY86 FER —".
- [8] Y. Shimomura, private communication.

Table 3.1 Summary of physics design constraints of FER.
For comparison, those of NET are also presented.

物理設計条件	FER	NET	註
1. エネルギー閉じ込め則	Mirnov タイプ $\tau_B = 0.155 a(m) I_p (\text{MA}) \sqrt{\kappa}$	ASDEX-H	
2. 自己点火マージン ◦ 定義	$C_{ig} = \frac{P_\alpha}{P_{tr} + P_{rad}}$ $P_{tr} = \frac{3}{2} (n_e + n_i) T / \tau_E$ $P_{rad} : \text{制動放射} + \text{シンクロトロン放射}$	$\tau_B = 0.1 R(m) I_p (\text{MA})$ $C_{ig} = \frac{P_\alpha}{P_{tr}}$ $P_{tr} = 3 n_{Df} T / \tau_E$	◦ NET は DT イオンに関連した輸送損失のみから C_{ig} を定義している。
3. 設定値	1.0		
4. 核融合出力密度 ◦ ベータ値	$1.5 \bar{n}_p \bar{n}_T < \sigma v >_T E_f$ $\beta = G I_p / aB$ $G = 3.5$	$1.5 \beta_{DT}^2 B^4(T) (\text{MW/m}^3)$ ($T = 10 \text{ keV}$) $\beta = G I_p / aB$ $G = 3.5$	◦ $T = 10 \text{ keV}$ で比較すると約1.21倍 FER の方が大きい。
5. β / β_{DT}	$0.123 (12 \text{ keV})$ $Z_{eff} = 1.5$	$1.34 (10 \text{ keV})$ $Z_{eff} = 2.0$	◦ NET との差は Z_{eff} と高速の α 粒子の寄与の差が主要な差であり、ヘリウム蓄積 8 %と高くしているのは H モード閉じ込め性能を考慮したもの。
6. プラズマ形状	$\frac{n_o}{n_i} = \frac{n_T}{n_i} = 0.465$ $\frac{n_{He}}{n_i} = 0.05$ $\frac{n_H}{n_i} = 0.01$ $\frac{n_e}{n_i} = \frac{n_o}{n_i} = 5 \times 10^{-3}$ $\kappa \sim 1.7$ $\delta \sim 0.2$		◦ $\kappa \sim 2.1$ ◦ $\delta \sim 0.65$ ◦ $q_I \sim 2.6$
7. 安全係数	$q_\varphi \sim 2.6$		◦ $q_I \sim 2.1$

Table 3.2 Summary of magnet design conditions.

	レ ベ ル I	レ ベ ル II
T F C		
最大経験磁場	12 T	12 T
導体電流密度	30 A/mm ²	35 A/mm ²
スペースファクター	0.55	0.65
磁場補正係数	1.2	1.2
中心支持柱	0.3 m	0.2 m
ボア内側キャン厚み	0.1 m	0.04 m
P F C		
最大経験磁場	10 T	12 T
導体電流密度	25 A/mm ²	30 A/mm ²

Table 3.3 Major plasma parameters of Option C.

R	4.92 m
a	1.32 m
A	3.7
κ	1.7
δ	0.2
B_T	4.68 T
I_p	8.69 MA
T_{av}	12.0 KeV
β_{total}	4.94 %
n_e	$1.09 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$
n_i	$0.98 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$
q_ψ	2.6
q_I	2.0
P_f	459 MW
P_w	1.03 MW/m ²

Table 3.4 Summary of the dependence of stored magnetic energy E_S and ampere-turn $\Sigma |NI|$ on elongation for vertical and horizontal access.

Configuration	Averaged elongation $\tilde{\kappa}$	Elongation at null κ_{null}	E_S (GJ)	$\Sigma NI $ (MAT)	Sum of removed coils' current (MAT)		Horizontal access (1)		Vertical access (2)	
					Horizontal (A) / (B)	Vertical (2)	$\Sigma NI $ (A) / (B) (MAT)	E_S (GJ)	$\Sigma NI $ (MAT)	E_S (GJ)
SND	1.5	2.1	5.8	95.6	-3.9/-0.6	-10.4	92.8 / 92.5	6.8/5.7	104.6	7.9
	1.7	2.4	3.9	83.4	-6.7/-4.1	-5.0	94.4 / 86.7	6.6/4.7	81.5	4.4
	1.8	2.5	3.5	81.0	-7.8/-5.5	-2.7	100.5 / 89.5	7.0/5.0	76.8	3.6
	2.0	2.8	3.0	78.1	-9.3/-7.6	+ 0.6	110.2 / 101.2	8.4/6.4	75.2	3.1
	1.5	1.7	31.2	236.4	+7.8	-30.7	261.4	35.2	271.3	57.9
	1.7	2.0	15.8	164.5	+0.8	-17.7	166.7	16.1	182.7	24.9
DND	2.0	2.4	7.0	102.3	-5.2	- 5.6	97.2	8.3	108.6	8.5
	2.2	2.6	5.0	90.4	-7.8	- 0.2	112.1	9.6	85.0	5.5
	2.4	2.8	4.2	86.5	-9.5	+ 3.1	130.7	12.7	81.2	4.6

All values are at $\psi_p = 0$.

(1) Horizontal access $\left\{ \begin{array}{l} \text{case (A)} : \text{remove No. 1, 2, 22, 23, 24, coils.} \\ \text{case (B)} : \text{remove No. 1, 2, 3, 23, 24, coils.} \end{array} \right.$

(2) Vertical access : remove No. 3, 4, 5, 19, 20, 21 coils.

Table 3.5 Comparison of PF coil system quantities for independent
(Case 1) and series (Case 2) connection of solenoid coils.

	Case 1	Case 2
$(\Sigma NI)_{min}$	89	81
$(\Sigma NI)_{\varphi_p=0}$	138.2	144.0
$\Sigma (NI)_{max}$	163	160
$\Sigma (NI _{max}) / I_p$	18.7	18.4
E_s^{min}	9.6	~ 10.0
$E_s^{\varphi_p=0}$	10.6	13.0

Table 3.6 Summary of required heating power for five options
— Option C, ACS, ACD, Mini, Inter-link.

Option	R (m)	a (m)	K	B_T (T)	I_p (MA)	n_{burn} ($10^{20} m^{-3}$)	T_{max} (keV)	p_n^{max} (MW)
[1] CCS	4.9	1.3	1.7	4.7	8.7	1.10	5.82	45
[2] ACS	4.42	1.25	1.7	4.6	8.7	1.14	5.85	41
[3] ACD	4.02	0.95	2.0	5.1	8.0	1.50	5.87	44
[4] COST-MINI	3.68	1.03	2.0	4.3	8.6	1.26	5.94	34
[5] INTER-LINK	4.74	1.67	1.7	3.1	10.6	0.69	5.91	29

Table 3.7 Study items for cost-effectiveness (size reduction)
and their anticipated impacts on the device.

Study items	Main impacts
1) Inductive flux for central solenoids (150,100,50,15 Vs)	Reduction in R
2) Elongation (1.5,1.7,2.0)	Reduction in a Reduction in EPF (depend on maintenance schemes)
3) Thickness between plasma and magnet $\Delta = 1.0$ m for S.D. $= 0.9$ m for D.D.	Reduction in a and R
4) Constraints on TF and PF coils design Level 1, 2	Reduction in R
5) Partial usage of normal conductor for PF(OH) coils	Reduction in R

Table 3.8 Summary of parametric survey and their system quantities.

	Plasma Core						TFC						PFC						Comment
	R_0 (m)	a (m)	κ	R_{AK} (m^2)	I_p (m)	P_f (MW)	L_w (MV/m^3)	B_T (T)	ΣNI_{TF} (MAT)	$NI-\chi_{TF}$ (GAT·m)	$E_s TF$ (m/m)	RTF/ZTF (MAT)	ΣNI_{PF} (GAT·m)	$NI-\chi_{PF}$ (GJ)	$E_s PF$ (m)	R_{max} (m)			
C DND	4.92	1.32	1.7	11.0	1.3	8.69	459	1.03	4.68	115.0	3.45	19.5	7.34/10.72	142	4.6	13.2	10.1	$\Delta\phi=50V.s, \delta=0.2$ {magnet. level I}	
SND	4.92	1.32	1.7	11.0	1.3	8.69	459	1.03	4.68	115.0	3.23	17.9	7.34/9.76	54	1.5	2.3	10.1	$\Delta\phi=50V.s, \delta=0.2$ {magnet. level I}	
CC DND	4.85	1.25	1.7	10.3	1.3	8.62	458	1.10	4.74	115.0	3.37	18.7	7.14/10.46	124	1.2	11.4	9.9	$\Delta\phi=50V.s, \delta=0.35$ {magnet. level I}	
SND	4.85	1.25	1.7	10.3	1.3	8.62	458	1.10	4.74	115.0	3.16	17.2	7.14/9.52	74	1.7	3.1	9.9	$\Delta\phi=50V.s, \delta=0.35$ {magnet. level I}	
CC-1.S	4.57	1.28	1.5	8.77	1.0	8.68	434	1.18	5.02	114.8	3.00	15.9	6.77/9.06	82	2.4	4.4	9.52		
CC-2.S	4.42	1.12	1.7	8.42	1.0	8.24	460	1.35	5.21	115.0	2.93	15.1	6.29/9.04	68	1.6	2.5	9.05		
CC-3.S	4.24	0.94	2.0	7.97	1.0	7.71	494	1.59	5.43	115.0	2.83	14.0	5.75/9.02	60	1.2	1.9	8.51		
CC-4.D	4.42	1.22	1.5	8.09	0.9	8.49	434	1.27	5.19	114.8	3.10	16.3	6.47/9.76	209	6.7	26.3	9.22		
CC-5.D	4.27	1.08	1.7	7.84	0.9	8.12	461	1.46	5.38	114.9	3.03	15.5	6.02/9.78	128	4.4	12.4	8.77		
CC-6.D	4.10	0.90	2.0	7.38	0.9	7.60	496	1.72	5.61	115.0	2.93	14.4	5.50/9.98	97	2.3	4.6	7.88		
CC-7.S	4.23	1.28	1.5	8.12	1.0	9.04	366	1.07	4.60	97.4	2.49	12.0	6.54/8.92	79	2.0	3.7	8.94	$\Delta\phi=50V.s$ {magnet. level II}	
CC-8.S	4.07	1.12	1.7	7.74	1.0	8.55	386	1.23	4.79	97.4	2.42	11.3	6.05/8.90	66	1.4	3.1	8.45	$\Delta\phi=50V.s$ {magnet. level II}	
CC-9.S	3.88	0.94	2.0	7.29	1.0	8.01	416	1.47	5.01	97.3	2.33	10.4	5.5 / 8.83	55	1.1	1.6	7.89		
CC-10.S	4.07	1.23	1.5	7.51	0.9	8.87	366	1.16	4.78	97.4	2.57	12.3	6.22/9.62	90	5.7	21.1	8.62		
CC-11.D	3.92	1.07	1.7	7.13	0.9	8.41	388	1.34	4.97	97.5	2.50	11.6	5.76/9.62	142	3.8	9.7	8.16		
CC-12.D	3.74	0.90	2.0	6.73	0.9	7.85	415	1.59	5.20	97.2	2.41	10.6	5.22/9.54	76	2.0	3.7	7.62		
DD DD-1.S	4.15	1.29	1.5	8.03	1.0	9.14	349	1.04	4.49	93.2	2.43	11.9	6.6 / 9.12	104	2.2	4.4	8.93	$\Delta\phi=15V.s$ {magnet. level I}	
DD-2.S	3.99	1.12	1.7	7.60	1.0	8.65	368	1.19	4.67	93.1	2.36	11.2	6.1 / 9.1	83	1.6	2.6	8.43	$\Delta\phi=15V.s$ {magnet. level I}	
3.S	3.80	0.94	2.0	7.14	1.0	8.10	398	1.43	4.89	93.0	2.27	10.4	5.55/9.04	84	1.2	1.9	7.87		
4.S	3.99	1.23	1.5	7.36	0.9	8.97	340	1.13	4.67	93.3	2.50	12.2	6.27/9.6	216	6.5	27.8	8.60		
5.D	3.83	1.07	1.7	6.97	0.9	8.50	369	1.30	4.85	93.0	2.43	11.5	5.8 / 9.6	166	4.4	14.4	8.13		
6.D	3.66	0.90	2.0	6.59	0.9	7.94	397	1.55	5.09	93.0	2.34	10.6	5.27/9.58	126	2.4	5.3	7.60		
7.S	3.87	1.32	1.5	7.66	1.0	9.67	287	0.89	3.99	77.1	2.00	8.7	6.46/9.06	103	1.9	3.6	8.46	$\Delta\phi=15V.s$ {magnet. level II}	
8.S	3.69	1.15	1.7	7.21	1.0	9.12	303	1.04	4.18	77.0	1.93	8.2	5.93/9.02	95	1.3	2.2	7.93	$\Delta\phi=15V.s$ {magnet. level II}	
9.S	3.50	0.95	2.0	6.30	1.0	8.51	328	1.26	4.41	77.1	1.84	7.5	5.35/8.94	89	1.0	1.6	7.35		
10.D	3.69	1.25	1.5	6.92	0.9	9.43	286	0.98	4.17	77.0	2.03	8.9	5.61/9.7	198	5.4	21.1	8.10		
11.D	3.53	1.09	1.7	6.54	0.9	8.93	303	1.15	4.37	77.1	1.98	8.3	5.61/9.7	160	3.7	11.4	7.61		
12.D	3.35	0.91	2.0	6.10	0.9	8.33	328	1.39	4.61	77.1	1.90	7.7	5.05/9.64	126	2.2	5.4	7.05		

Table 3.8 (continued)

	Plasma Core						TFC				PFC				Comment		
	R_0 (m)	a (m)	κ	R_{ak} (m ²)	Δ	I_p (MA)	P_f (MW)	L_W (MW/m ²)	B_T (T)	ΣN_{TF} (MAT)	N_{I-TF}/E_s^{TF}	R_{TF}/Z_{TF} (m/m)	ΣN_{PF} (MAT)	N_{I-PF}/E_s^{PF}	R_{max} (m)		
NC* NC-1.S	4.32	1.36	1.7	9.99	1.34	9.71	312	0.77	3.68	79.5	2.33	11.3	7.21/10.26	59.0	1.6	0.15	9.24 { $\Delta\phi=50V.s$ $\Delta shield=70cm$ }
2.S	4.16	1.30	1.7	9.19	1.24	9.54	312	0.84	3.82	79.4	2.39	11.5	6.87/11.08	98.9	3.7	0.9	8.90
3.S	4.64	1.48	1.7	11.67	1.54	10.1	314	0.66	3.43	79.7	2.44	12.3	7.88/10.8	78.6	3.5	0.4	9.92 { $\Delta shield=90cm$ }
4.D	4.48	1.42	1.7	10.8	1.44	9.89	313	0.72	3.55	79.6	2.54	12.8	7.54/11.54	99.3	3.8	0.9	9.58
BB BB-1.S	4.99	1.28	1.5	9.58	1.0	8.38	416	1.28	5.43	135.5	3.57	20.1	6.99/9.08	76.0	2.6	4.9	10.15 { $\Delta\phi=100V.s$ magnet \rightarrow level I}
2.S	4.84	1.13	1.7	9.30	1.0	7.97	545	1.46	5.60	135.4	3.99	19.2	6.52/9.08	58.6	1.7	2.9	9.68
3.S	4.66	0.95	2.0	8.85	1.0	7.47	586	1.70	5.82	135.5	3.38	17.9	5.99/9.06	49.5	1.3	2.2	9.15
4.D	4.85	1.24	1.5	9.02	0.9	8.25	515	1.37	5.59	135.5	3.66	20.5	6.70/9.60	189.5	7.0	27.4	9.86
5.D	4.70	1.09	1.7	8.71	0.9	7.86	546	1.55	5.77	135.4	3.57	19.4	6.26/9.62	135.3	4.6	12.2	9.41
6.D	4.53	0.92	2.0	8.34	0.9	7.38	588	1.82	5.99	135.6	3.47	18.1	5.75/9.62	81.8	2.3	4.1	8.91
7.S	4.60	1.28	1.5	8.83	1.0	8.66	439	1.19	5.05	116.1	2.98	15.3	6.70/8.90	71.0	2.2	4.0	9.47 { $\Delta\phi=100V.s$ magnet \rightarrow level II}
8.S	4.44	1.12	1.7	8.38	1.0	8.23	464	1.36	5.23	116.1	2.91	14.5	6.23/8.90	57.3	1.5	2.2	9.00
9.S	4.26	0.94	2.0	8.01	1.0	7.69	499	1.60	5.46	116.3	2.81	13.5	5.68/8.86	49.7	1.2	1.6	8.46
10.D	4.45	1.23	1.5	8.21	0.9	8.52	439	1.28	5.22	116.2	3.04	15.6	6.4/9.4	180.0	6.1	21.7	9.17
11.D	4.30	1.08	1.7	7.89	0.9	8.10	465	1.46	5.40	116.0	2.97	14.7	5.94/9.42	128.9	3.9	9.7	8.71
12.D	4.13	0.90	2.0	7.43	0.9	7.59	502	1.73	5.63	116.3	2.88	13.7	5.43/9.4	80.7	2.0	3.4	8.21

* NC series prefer normal copper conductor for OH transformer.

Table 3.9 Major plasma and device parameters of five reference options.

Plasma Parameters

Type \ Option C	ACS	ACD	Cost-Mini	Inter-link	NBI-R
R(m)	4.92	4.42	4.02	3.84	4.74
a(m)	1.32	1.25	0.95	1.02	1.67
A	3.7	3.54	4.24	3.76	2.84
κ	1.7	1.7	2.0	2.0	1.7
δ	0.2	0.2	0.35	0.2	0.2
$B_T(T)$	4.68	4.61	5.07	4.58	3.08
$I_p(MA)$	8.69	8.74	7.96	8.37	10.6
T(keV)	12.0	12.0	12.0	12.0	12.0
$\beta_T(\%)$	4.94	5.31	5.79	6.28	7.22
$\beta_{DT}(\%)$	4.02	4.31	4.70	5.10	5.87
$n_e(m^{-3})$	1.09×10^{20}	1.14	1.50	1.33	0.69
$n_i(m^{-3})$	0.98×10^{20}	1.03	1.35	1.19	0.62
q_ψ	2.6	2.6	2.6	2.6	2.6
q_I	1.98	1.92	2.13	1.97	1.76
$P_f(MW)$	459	406	435	375	286
$P_w(MW/m^2)$	1.03	1.07	1.47	1.23	0.53
null elongation	Single $\kappa=1.7$	Single $\kappa=1.7$	Double $\kappa=2.0$	Single $\kappa=2.0$	Single $\kappa=1.7$
Magnet level	I	I~II	I~II	I~II	I~II

$$q_I = \frac{5abB_T}{A I_p} \frac{1+\kappa^2(1+2\delta^2)}{2}$$

$$l_i = 0.824$$

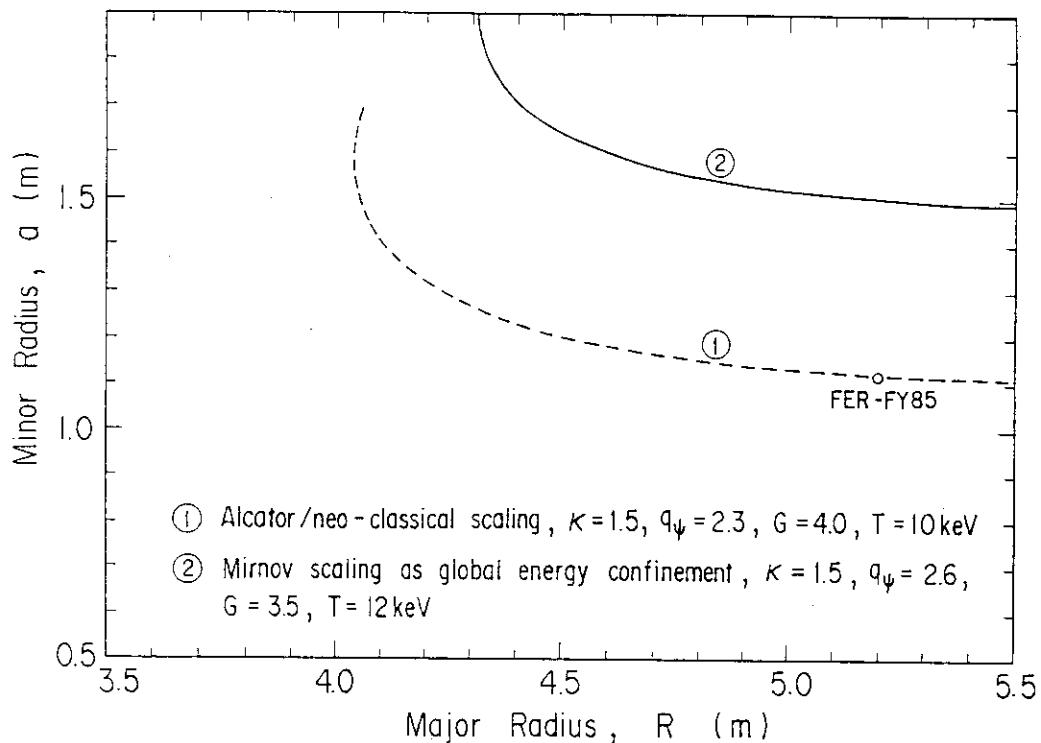


Fig. 3.1 Comparison of ignition plasma on a-R diagram. Dashed line ① shows the case of using Alcator scaling for τ_{Ee} , neo-classical scaling for τ_{Ei} , plasma elongation $\kappa=1.5$, safety factor $q_\psi=2.3$, Troyon coefficient of beta scaling $G=4.0$ and plasma burn temperature $T=10\text{keV}$. Curved line ② shows the case of using Mirnov-type scaling for global τ_E , $\kappa=1.5$, $q_\psi=2.6$, $G=3.5$ and $T=12\text{keV}$.

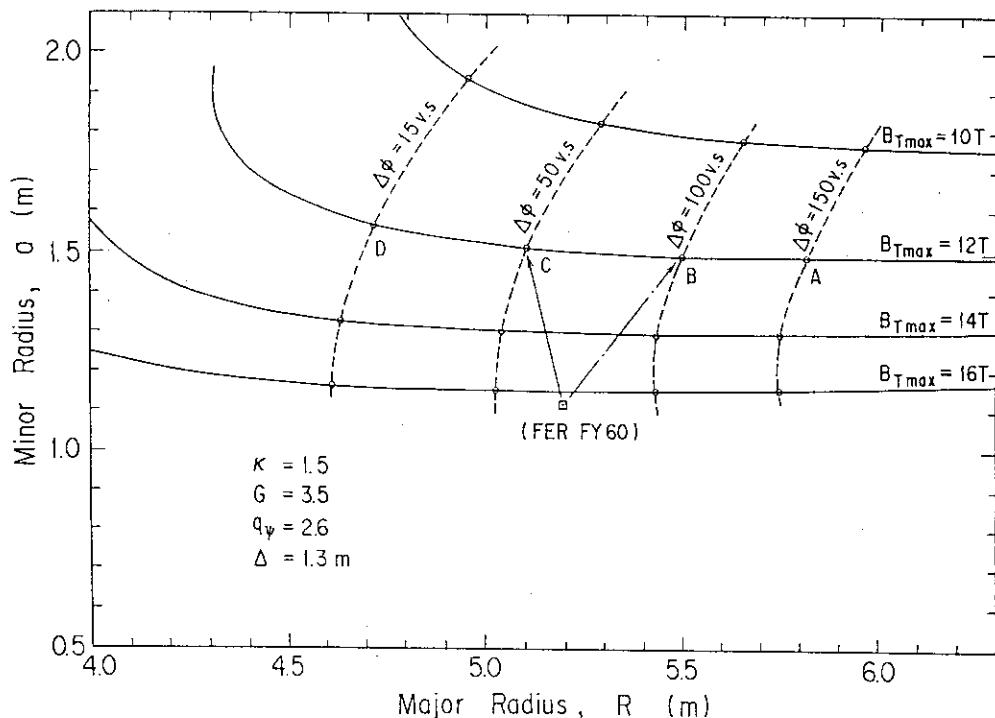
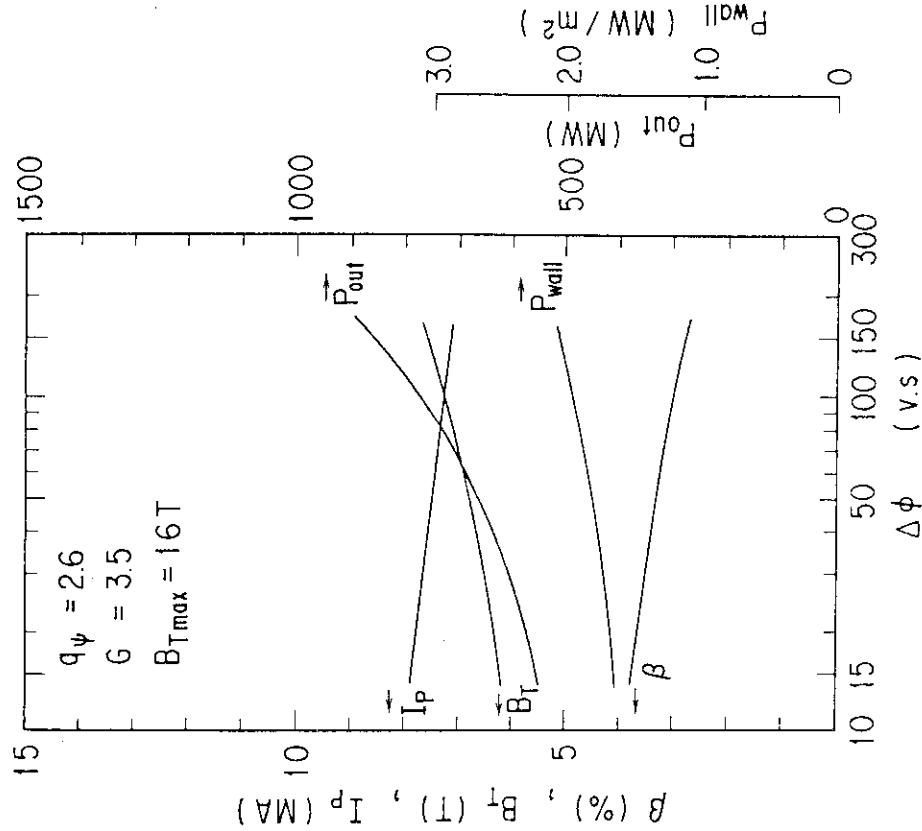
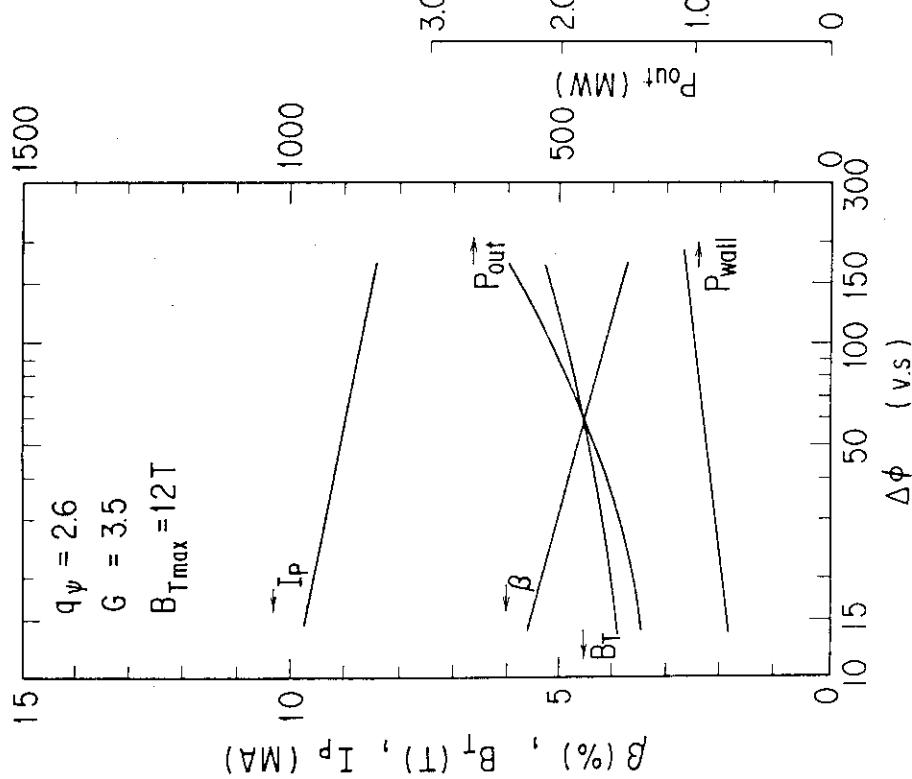


Fig. 3.2 Various ignition plasma sizes depending on designed maximum peak field and supplied volt \cdot sec.



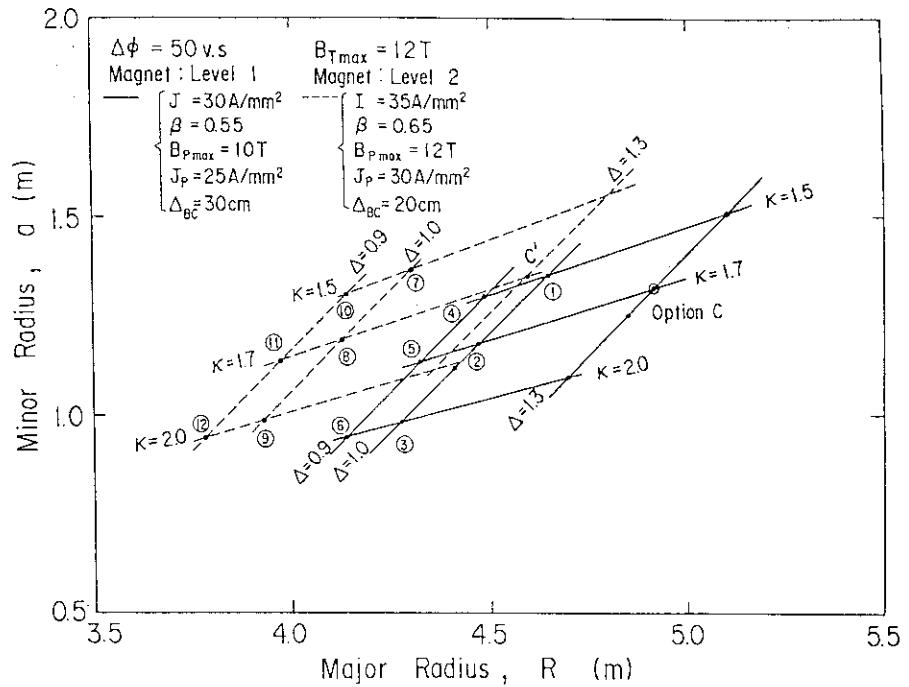


Fig. 3.5 Various ignition plasma sizes depending on plasma elongation κ and distance between peak field position of TFC and inner plasma edge Δ . Supplied volt·sec $\Delta\phi=50\text{V}\cdot\text{s}$, $B_{T\max}=12\text{T}$ and plasma triangularity $\delta=0.2$ are introduced. Straight lines shows the case of conventional magnet design conditions similar to FER-FY85. Dashed lines show the case of aggressive magnet design conditions.

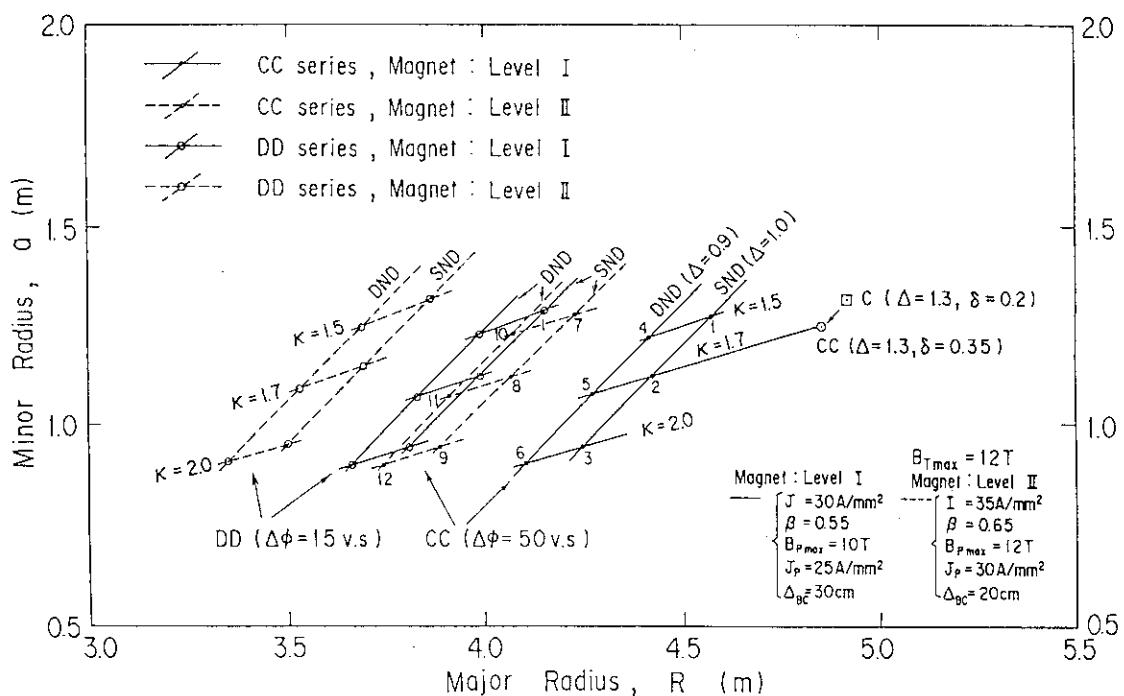


Fig. 3.6 Ignition plasma sizes depending on κ , Δ and $\Delta\phi$. $B_{T\max}=12\text{T}$ and $\delta=0.35$ are assumed.

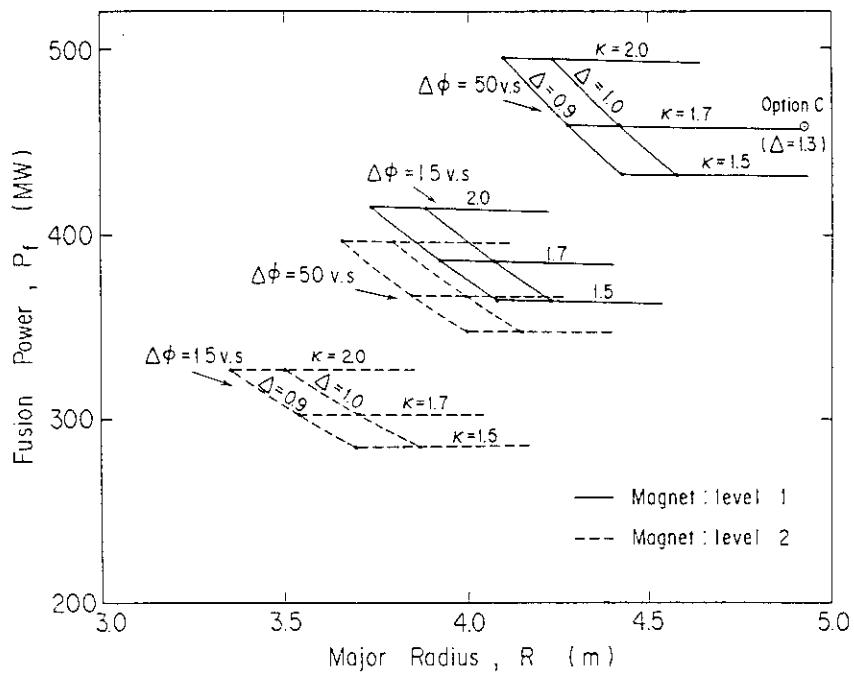


Fig. 3.7 Fusion powers as a function of major radius R corresponding to ignition plasma sizes shown in Fig. 6.

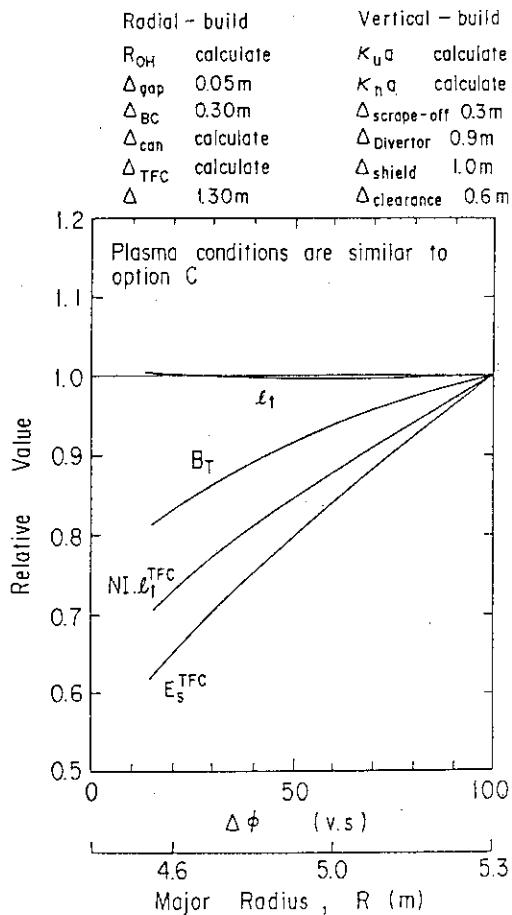


Fig. 3.8 TFC designed parameters such as perimeter l_t , ampere-turn meter $NI \cdot l_t$ and stored energy E_s normalized by the value at $\Delta\phi=100V \cdot S$. Plasma assumptions are similar to the case of option C.

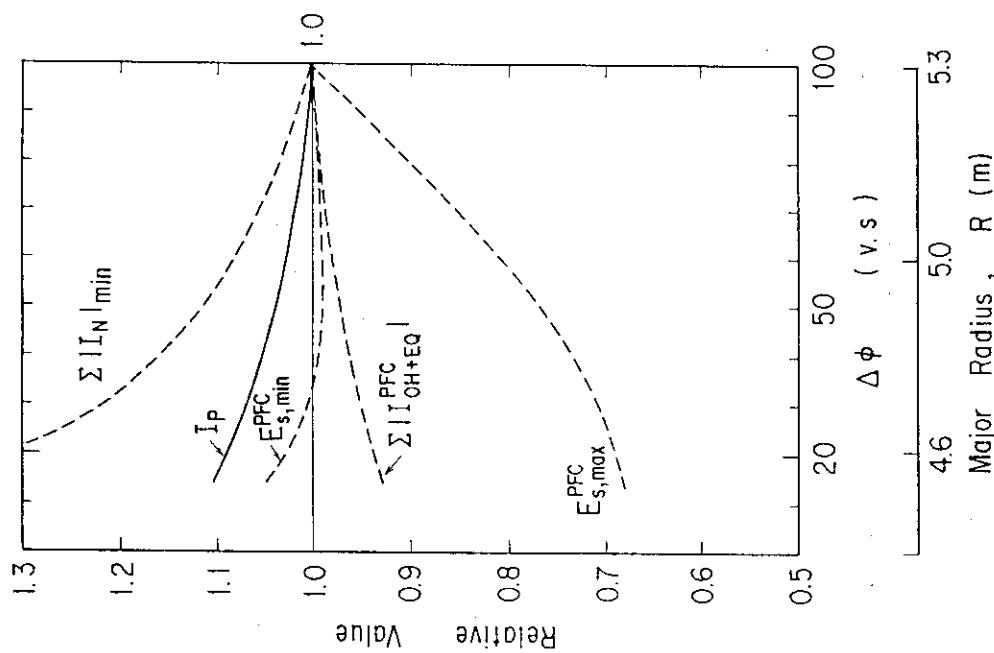


Fig. 3.9 PFC designed parameters such as minimum value of total current $\Sigma |I_N|_{\min}$ and total stored energy $E_{s,\min}$, total current including flux swing $\Sigma |I_{OH+EQ}|$ and stored energy $E_{s,\max}$ normalized by the values at $\Delta\phi=100V\cdot S.$

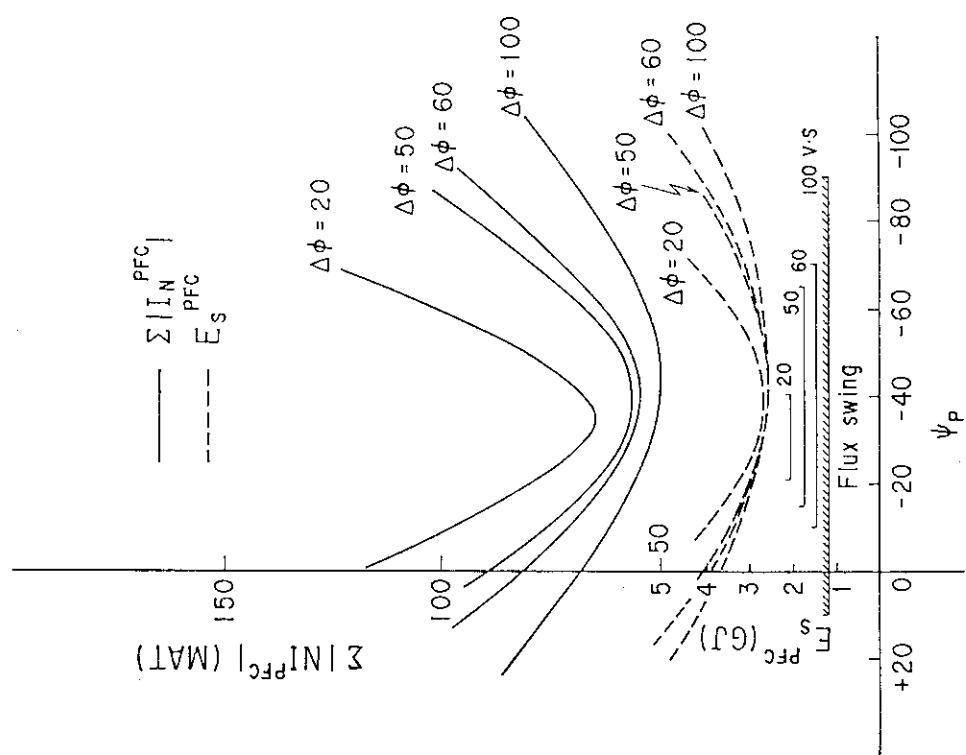


Fig. 3.10 Total PFC current $\Sigma |I_N|^{PFC}$ and stored energy E_s^{PFC} as a function of plasma surface flux ψ_p .

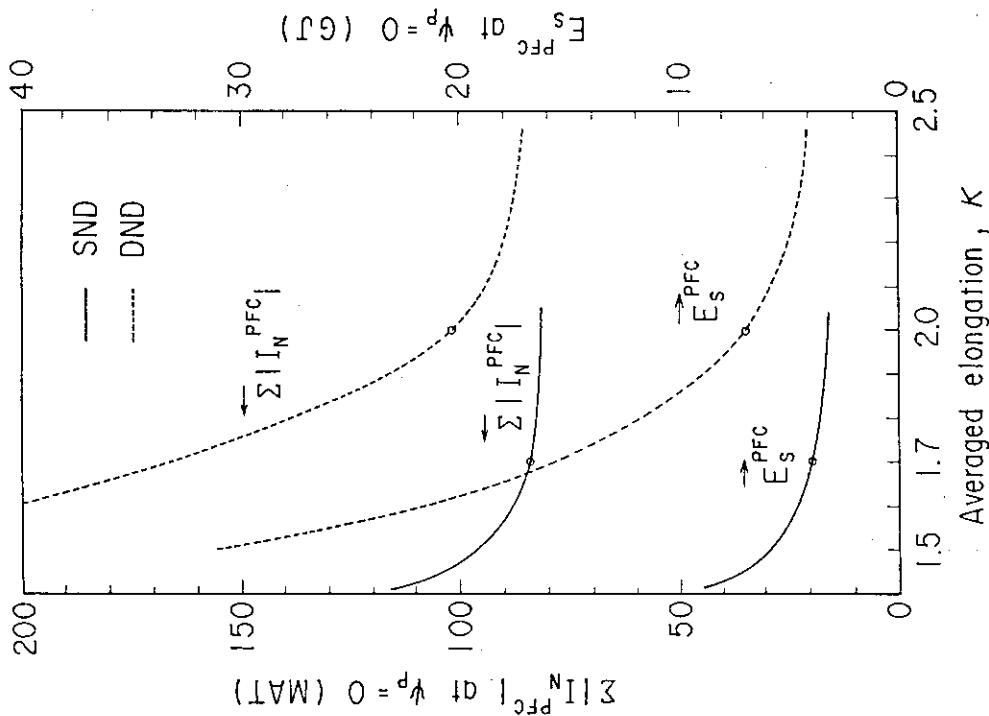


Fig. 3.11 Difference of single-null configuration and double-null configuration on PFC total current $\Sigma |I_N^PFC|$ at $\psi_p = 0$ and E_s^PFC as a function of averaged plasma elongation κ .

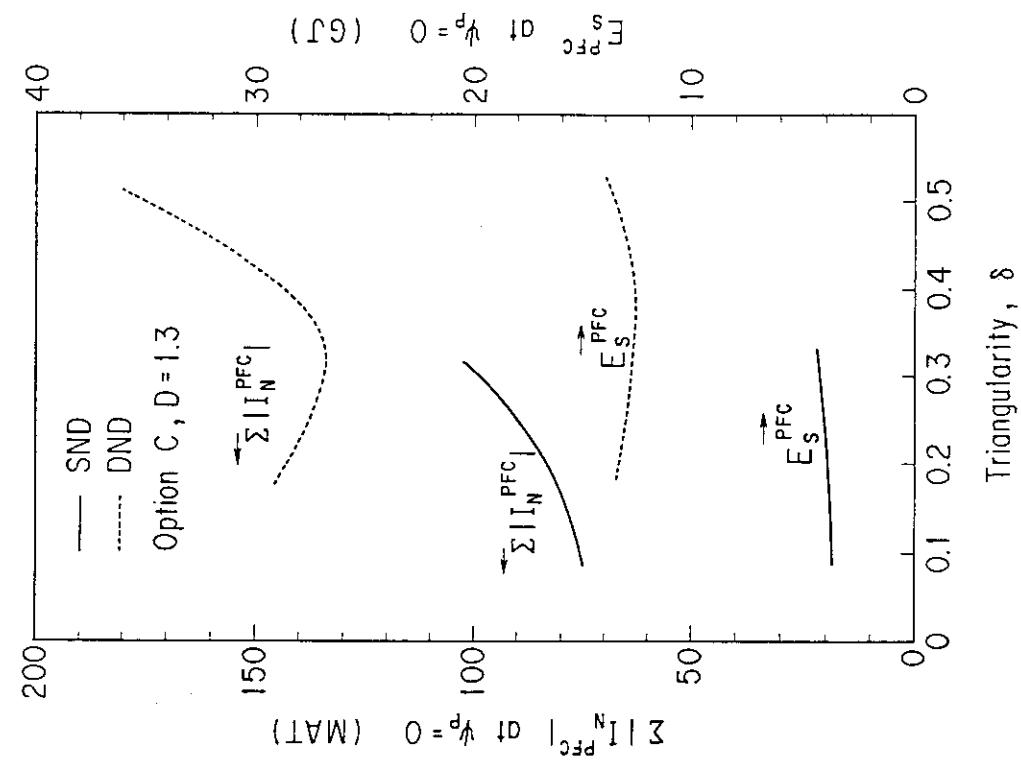


Fig. 3.12 Difference of single-null configuration and double-null configuration on $\Sigma |I_N^PFC|$ at $\psi_p = 0$ and E_s^PFC as a function of averaged plasma triangularity δ .

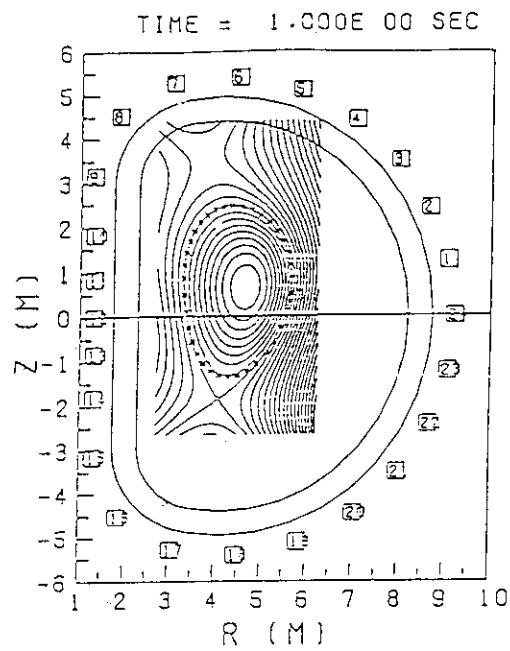
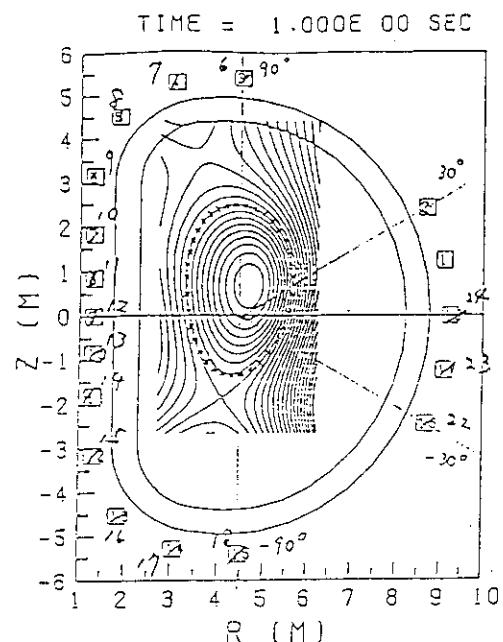
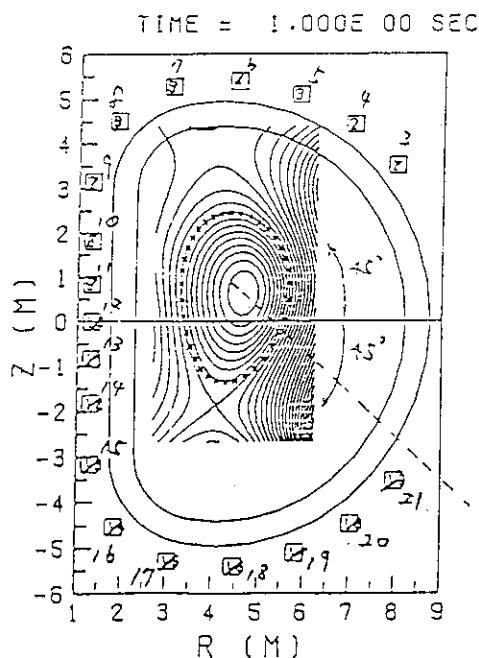
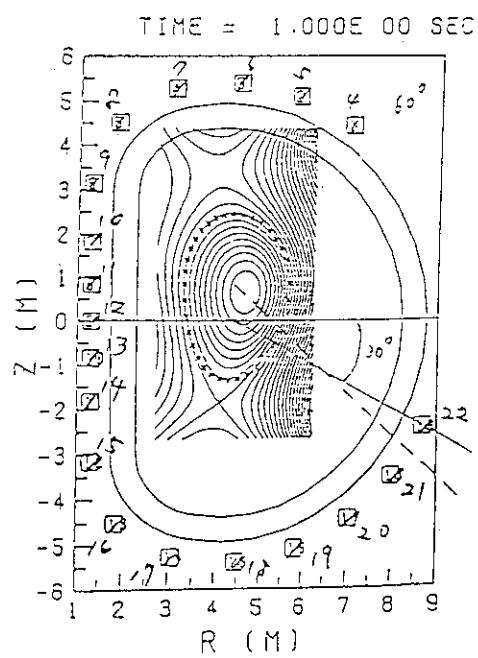
(a) PFC configuration
(distribution)(b) Vertical access
(remove No.3,4,5,19,20,21)(c) Horizontal access
case (A)
(remove No.1,2,22,23,24)(d) Horizontal access
case (B)
(remove No.1,2,3,23,24)

Fig. 3.13 Four cases of PFC positions. Case (a) is an ideally distributive configuration, Case (b) corresponds to vertical access and Case (c) and (d) correspond to horizontal access.

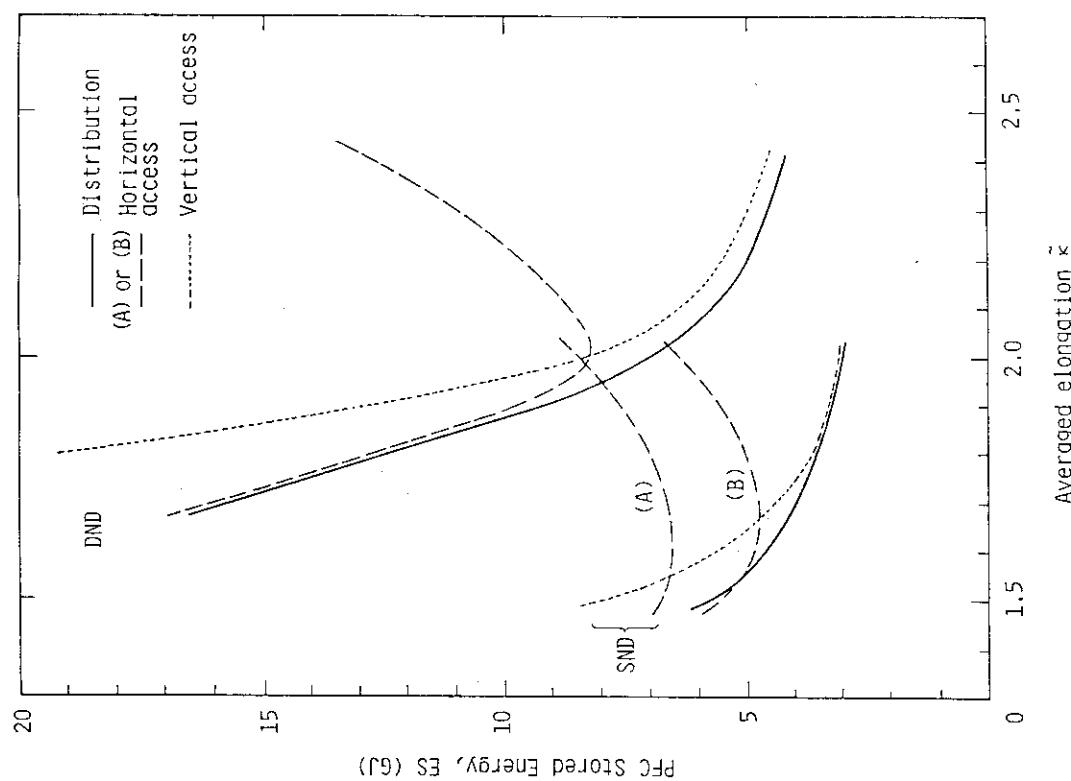


Fig. 3.14 Comparison of PFC stored energy between vertical access and horizontal access as a function of plasma elongation at null point κ_{null} .

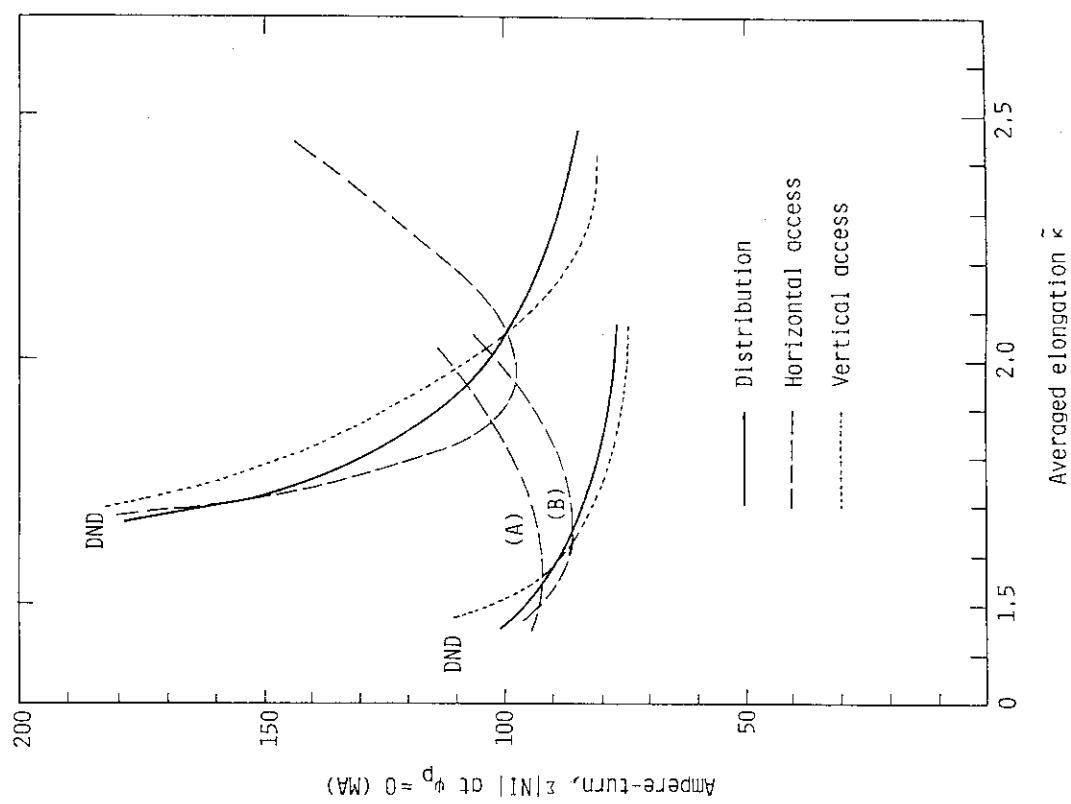


Fig. 3.15 Comparison of PFC total current $\Sigma |N_i| \Delta t \psi_p = 0$ between vertical access and horizontal access as a function of plasma elongation at null point κ_{null} .

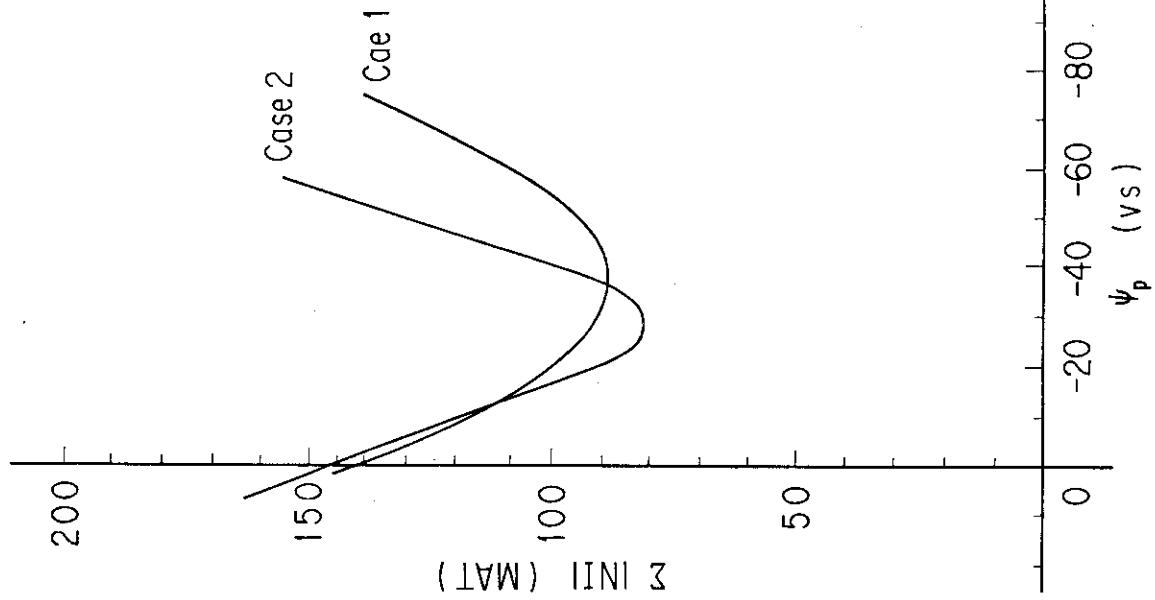


Fig. 3.17 Total magneto-motive force as a function of magnetic flux ψ_p . Calculation is done for high β and full current plasma (burn phase).

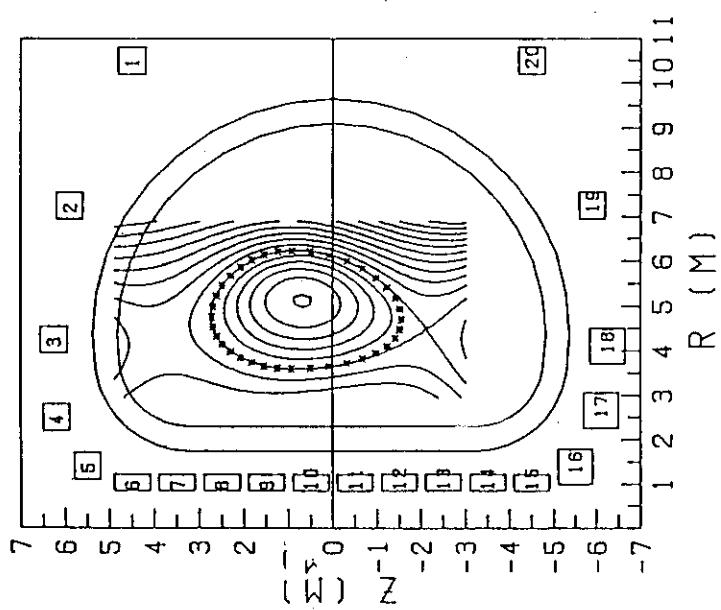


Fig. 3.16 PF coil location of option C. Solenoid coils with coil number 8~13 are to be connected in series.

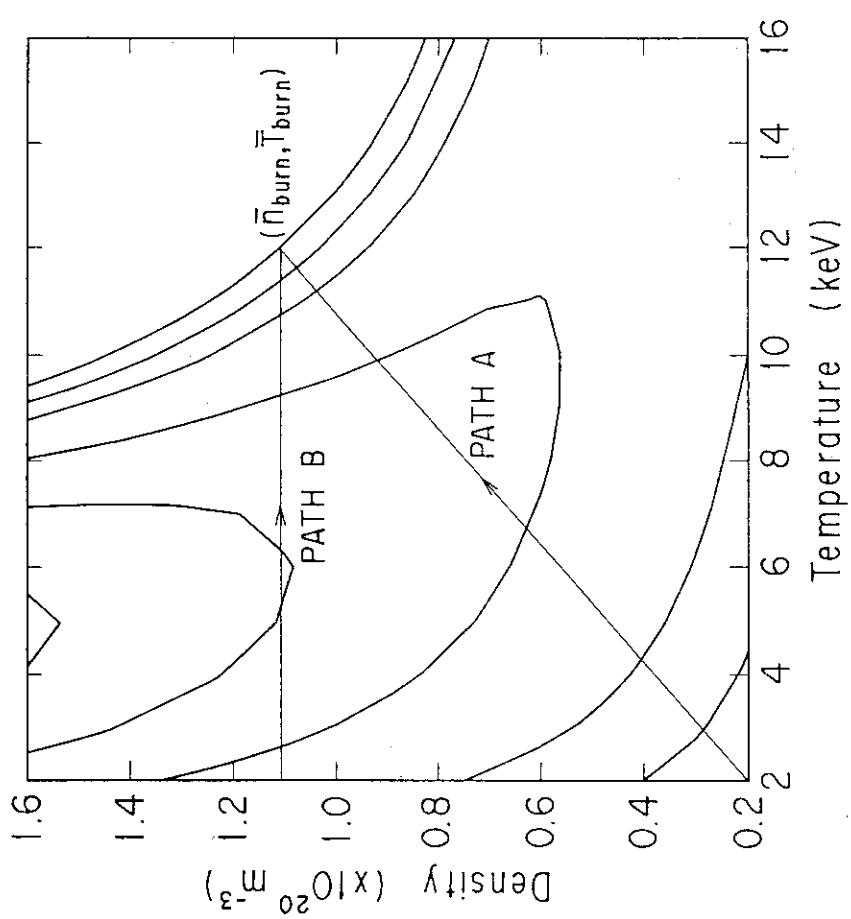


Fig. 3.18 Equi-contour map of net loss power in the plasma density-temperature (n, T) diagram for FER.
Mirnov scaling ($\tau_E = 0.155a(m)l_p(MA)^{1/2}$) for energy confinement time and 0-D transport model are assumed to calculate the equi-contour map.

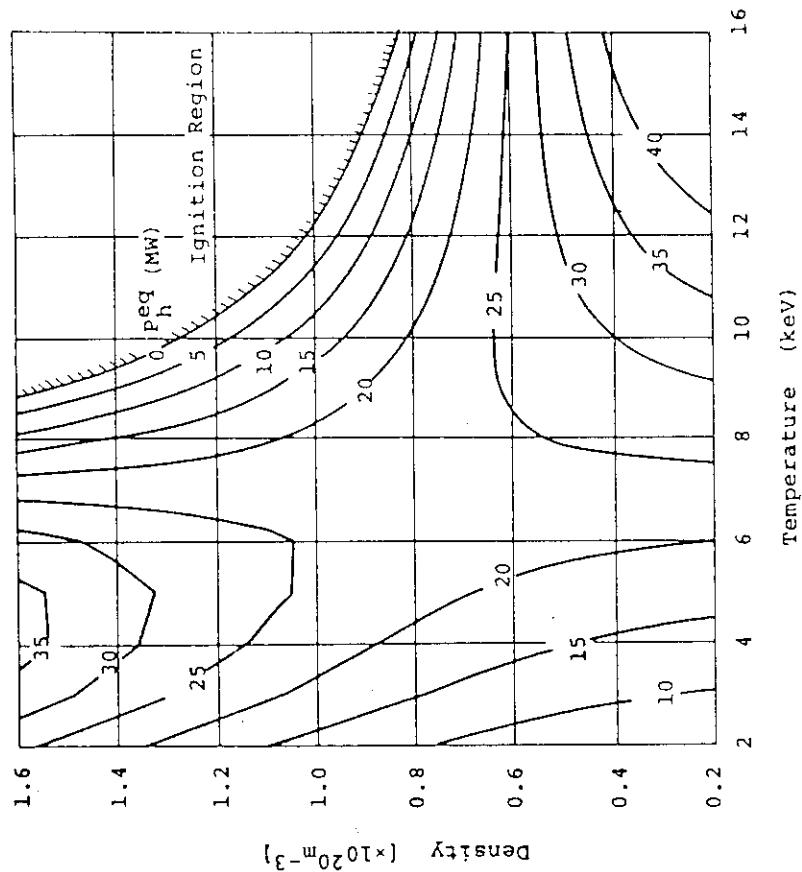


Fig. 3.19 Equi-contour map of net loss power for INTOR-Alcator energy confinement scaling ($\tau_E \cdot n_e \cdot a^2$).

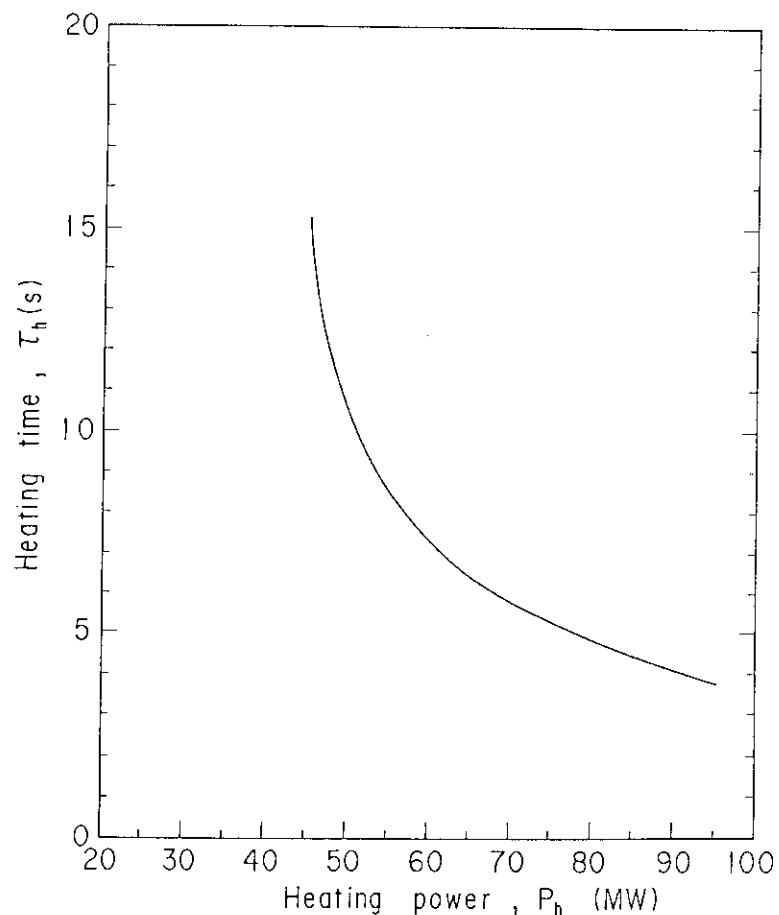


Fig. 3.20 Dependence of required heating time on heating power.

4. 代表炉型の仕様とオペレーションシナリオ

ここではオプションACSを代表例にとって、プラズマ関連の仕様値とオペレーションシナリオについて述べる。まず仕様値については、これ迄述べてきたデータベースの見直し以外については従来の考え方を概略踏襲している。その詳細な考え方についてはRef. [1]に述べられている。ここでは結果として設定された仕様値をTable 1に示す。

次にFig. 4.1にオプションACSのオペレーションシナリオの概略を示す。まず10V程度の一周期電圧を1秒間印加し、さらに同時にECHを3MW程度入射してブレークダウンの補助とする。この間にプラズマ電流は0.5MA程度迄立上がる。またこの間の消費磁束は10V.Sである。これをターゲットプラズマとして20MWの低域混成波を入射して非誘導駆動によってプラズマ電流を約8MA迄立上げる。この間プラズマ密度は駆動効率を上げるために $0.3 \sim 1 \times 10^{19} \text{ m}^{-3}$ の低密度に保つ。このようなプラズマのパワーバランスから電子温度は2~3keVになると予想される。この時8MA迄プラズマ電流を立上げるには約100秒かかる。この間磁束の消費は無い。厳密には時刻t=0のブレークダウンからこの間の磁束消費には自由度があり、いくつかのシナリオがたてられる。Fig. 4.1ではブレークダウン時に10V.Sから0V.S迄磁束変化させているが、コイル系の容量としては+40V.S迄一行にチャージアップすることが可能であり、そのようにすれば8MA迄の電流立上げに正味で40V.Sの磁束を供給する事が可能である。勿論このようなシナリオとするとブレークダウン時にコイル系に大電流が流れていることになり電源系の容量は大きなものが要求されることになる。しかしながらこの磁束を非誘導駆動の補助に用いることなどにより、立上げ時のシナリオに多くの裕度やバリエーションがもたらせられる。次に約45MWの追加熱を約20秒間行って自己点火状態へ立上げる。追加熱法はまだ特定していないが代表的加熱シナリオとして

- (i) 25MWのICRF (Dの第二高調波) と 20MWのLHW(電流駆動用に用意したものを流用)
- (ii) 45MWのICRF。
- (iii) 45MWのLHW (電流駆動用のものを用いる)。

のようなものがある。ポートの有効利用の観点からは(i)又は(iii)が有利なシナリオである。

つづいて長時間の燃焼フェーズに入いる。この間に種々のMHDアクティビティを抑制するためにECHで局所加熱・電流駆動により分布制御を行う。ブレークダウンのために用意されたパワーは3MWであり、分布制御のために十分でない恐れもある。ECHを加える時間は約1秒であり、鋸歯状振動の周期などから予想される印加周期は約10秒のオーダーである。燃焼が終了すると、追加熱パワーを必要に応じて印加しながら、約100秒程度の時間をかけて電源系に過大な負荷を与えずゆっくりと密度・温度を下げ、またプラズマ電流も停止する。

次にFig. 4.2にNBI-Rの代表的オペレーションシナリオを示す。NBIによる電流駆動は低電流時の電流立上げがペータ限界の点から特に厳しいので、誘導駆動により約2MA迄電流を立上げる。ここ迄の磁束の用い方にはFig. 4.1と同様に自由度がある。再充電などを取入れれば自由度はさらに増す。その後NBIによる本格的な電流立上げに入り、60MWの入射パワーにより約80

秒で約 8 MA 迄電流を立上げる。その後追加熱による自己点火フェーズに入る。この時追加熱法のシナリオとしては

(i) 45 MW の NBI

であり、システムの簡素化という点から利点は大きい。つづいて燃焼フェーズに入るが、その間 NBI 電流駆動により種々の MHD アクティビティの抑制を行う。燃焼終了後、追加熱の逆過程をたどって停止する。

参考文献

- [1] N. Fujisawa, et al., to be published in JAERI-M titled "Main Physics Features Driving Design Concept and Physics Design Constraints – Conceptual Design Study of FY86 FER –".

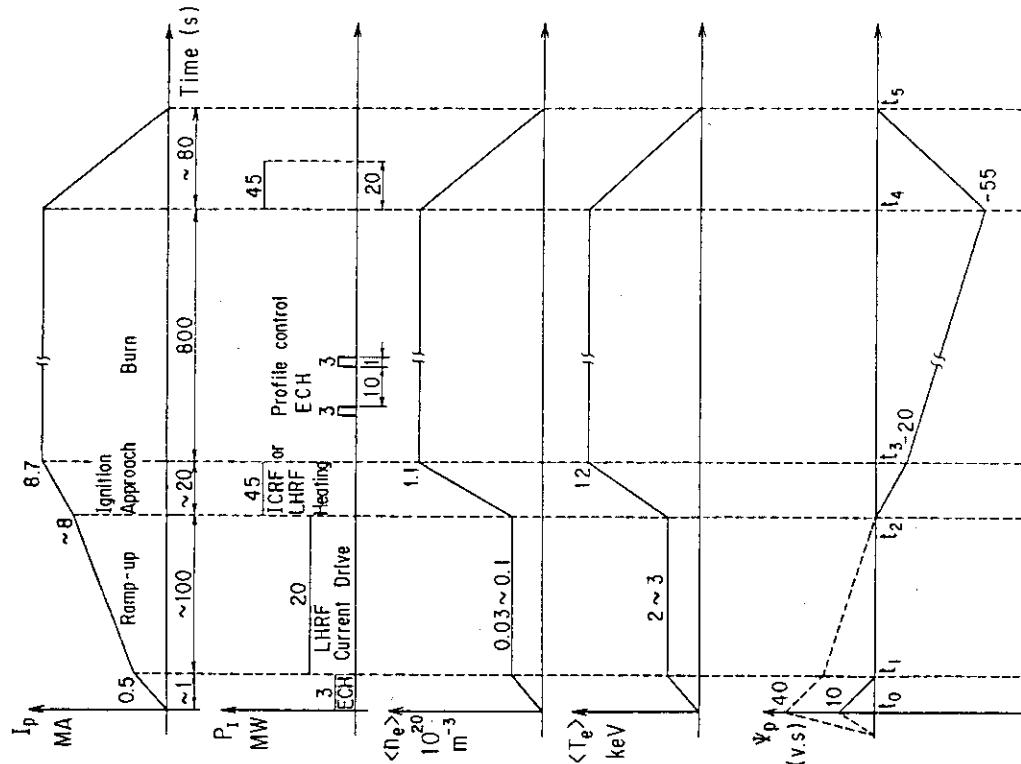


Fig. 4.1 Operation scenario of Option ACS
(rf-assisted operation).

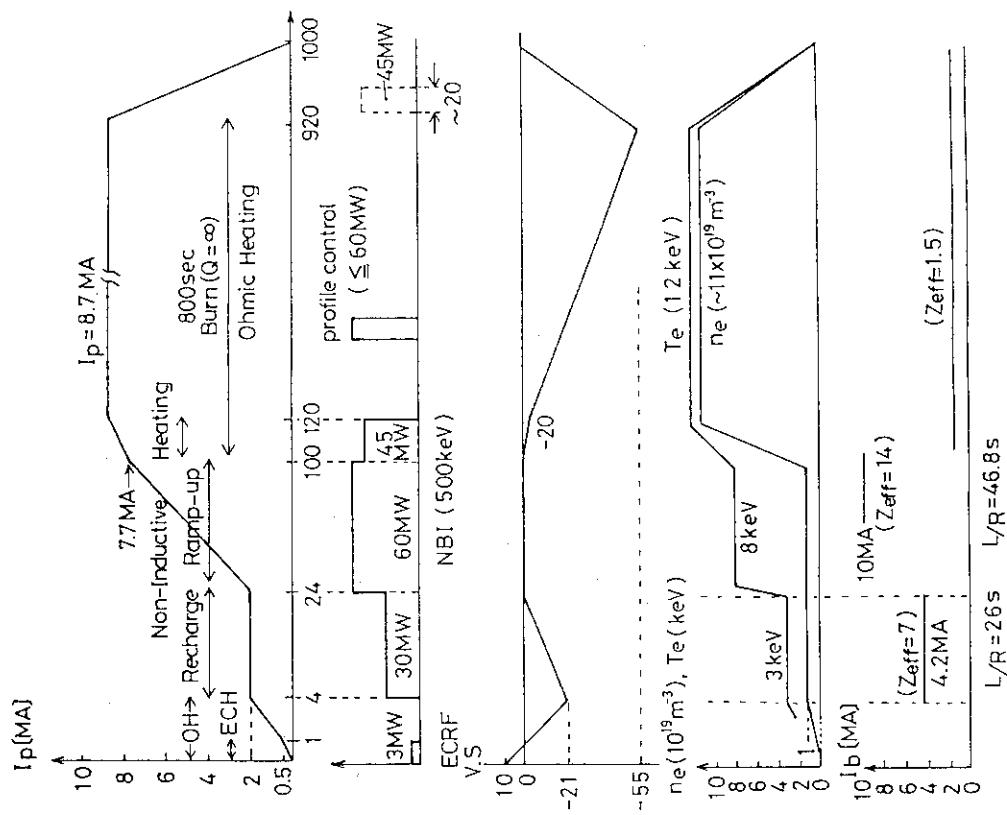


Fig. 4.2 Operation scenario of Option NBI-R
(NBI-assisted operation).

5. フレキシビリティの検討

これ迄代表炉型選定のため自己点火の性能を保つつつコスト低減のための装置小型化について最大の考慮を払ってきた。しかしながら現在の物理データベースには依然として多くの不確定さがあり、閉じ込めのスケール則などもまだ確定されていない。従って自己点火の性能を保って装置サイズの小型化を図ったと言っても、ある仮定された閉じ込め則（Mirnov 則）に基づいており普遍的なものではない。これらの不確定さは今後の JT-60 等による大型装置の実験結果によって相当程度確定されることが期待されるが、核燃焼状態でのプラズマの諸スケール則については依然として不確定さが残り、これについては FER の実験によってはじめて明らかにされるものである。このように FER 着工時点でもある程度の不確定さが残ることを考えると、自己点火というミッションの達成のために装置完成後も改造などにより不確定さに対処できることが強く望まれる。このような装置のフレキシビリティを大きなコスト増とならずに盛り込んでいく事が重要であると認識してきた。そこで 62 年度にフレキシビリティの本格的な検討を行い、コストとのバランスをみながら代表炉型を選定していく予定としている。今年度はとりあえず以下のようないくつかの予備的検討を行った。

(1) 各種スケール則による自己点火マージンの検討

まず前章で述べた 5 つの代表炉型が各種閉じ込め則に対してどの程度の自己点火マージンを持つかを示したものが Fig. 5.1 である。まず INTER-LINK 炉は大体において他オプションより自己点火マージンが低くなることがわかる。またオプション ACS はオプション C より多少自己点火マージンが下り気味である。Fig. 5.2 にオプション C をベースとして、磁束量と 100 V.S (オプション B), 150 V.S (オプション A) および 15 V.S (オプション D) と変えた場合の自己点火マージンを示す。磁束を減らすに従って他のスケール則では自己点火マージンが減る傾向にある。以上のことから、Mirnov 則でパラメータ設定するにしても、その不確定さを考えれば自己点火マージンを 1.0 より多少大きくしておく必要があることが理解できる。また装置改造などにより自己点火マージンを（何か他の要因を犠牲にすることにより）大きくできるシナリオを用意できれば一層好ましい。

(2) 装置改造による自己点火マージン増大の感度解析

装置にどのような改造の可能性を持たせておいたらよいかをおさえるために、装置各部のサイズなどをえた時にどの程度の自己点火マージンの増大が得られるかを調べた。ここでは、ACS をベースにして Mirnov 則の場合について示す。改造の可能性としては(i)装置内側しゃへい部 (Δa_{in}), (ii)外側しゃへい部 (Δa_{out}), (iii)上下方向しゃへい部 (Δb), (iv)三角度(δ), (v)プラズマ中心磁場 (B_T), (vi)ベータ値則の Troyon 係数 (C_β) である。Fig. 5.3 に Δa_{in} , Δa_{out} , Δb をえた時の自己点火マージン I_g の変化を示す。この図においては、変化させるパラメータ以外は固定されている。但し、 δ および中心磁場はサイズ変化に従って自動的に変化しており、また q 値を一定にしているためプラズマ電流も変化している。特徴的なことは、 Δa_{out} を増大させても I_g は殆んど増えないことである。これは軸上磁場が低下することによ

るものである。従って Δa_{out} を単独で大きくしても意味がなく、例えば Δb を増大させ、垂直位置不安定制御の観点からそれに附随する κ の増大をおさえるという用い方で意義を見い出せるものと考えられる。Fig. 5.4 に κ , δ , B_T , C_β の変化による I_g の変化を示す。いずれも I_g の増大に有効であることがわかる。但しその有効さの度合は Fig. 5.4 そのものでよいかどうか注意を要する。Fig. 5.4 は各パラメータの変化のスケールを任意にとったものであり、それらを変化させる時の困難さなどの要因が隠されている。例えば基準値から変化させる時の割合を各パラメータで一致させたとすると、感度は Fig. 5.4 と多少異なってくる。各パラメータをどの程度変化させられるかについては各パラメータ毎の困難さの評価が必要となる。

以上の予備検討をベースに、62年は本格的な検討を行ってコスト低減とのバランスをみながらより合理的な代表炉型の選定を行っていく。

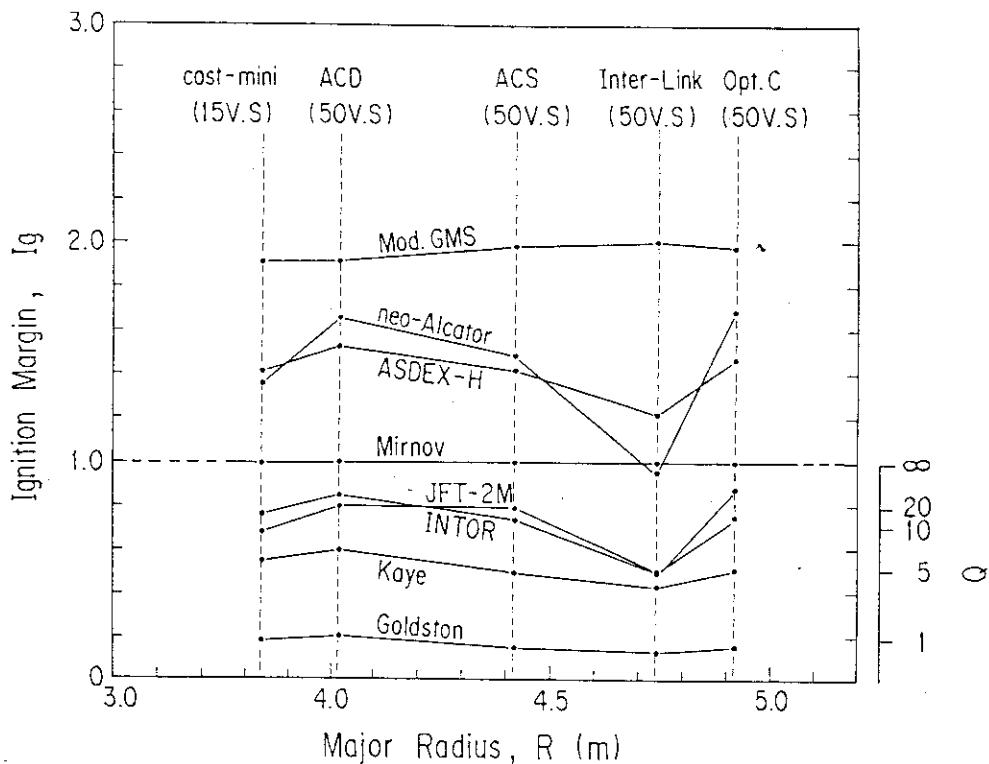


Fig. 5.1 Ignition margin of five reference options - Option C, ACS, ACD, Mini, Inter-link - evaluated with various confinement scaling laws.

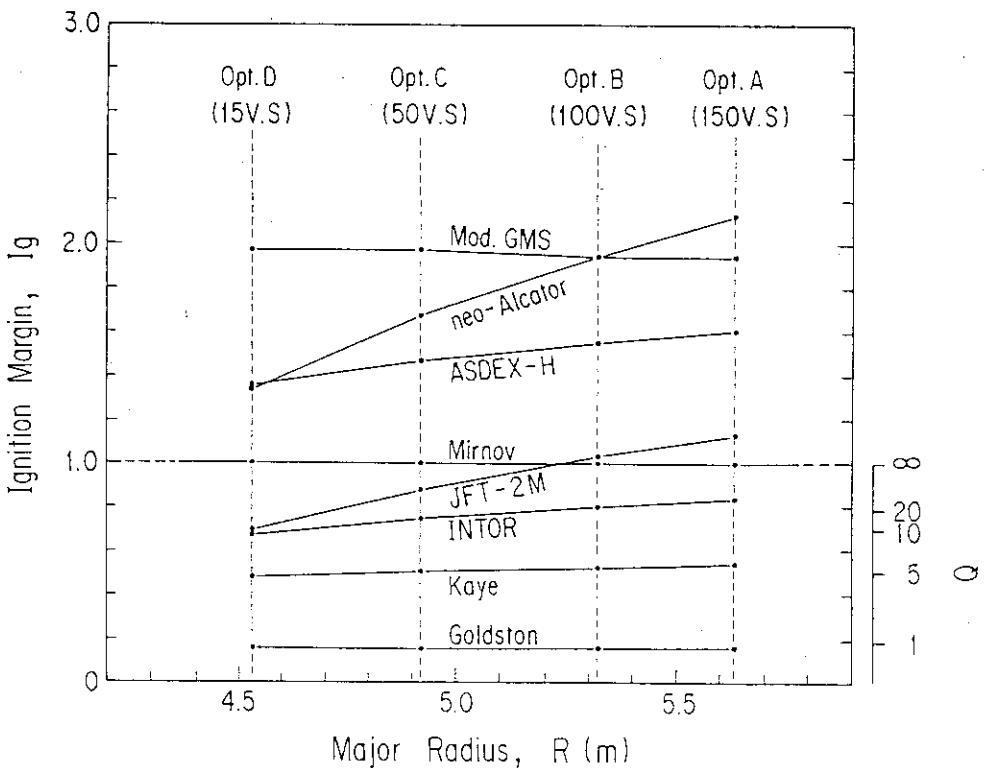


Fig. 5.2 Ignition margin of four reference options - Option A (150 V·S), Option B (100 V·S), Option C (50 V·S), Option D (15 V·S) - evaluated with various confinement scaling laws.

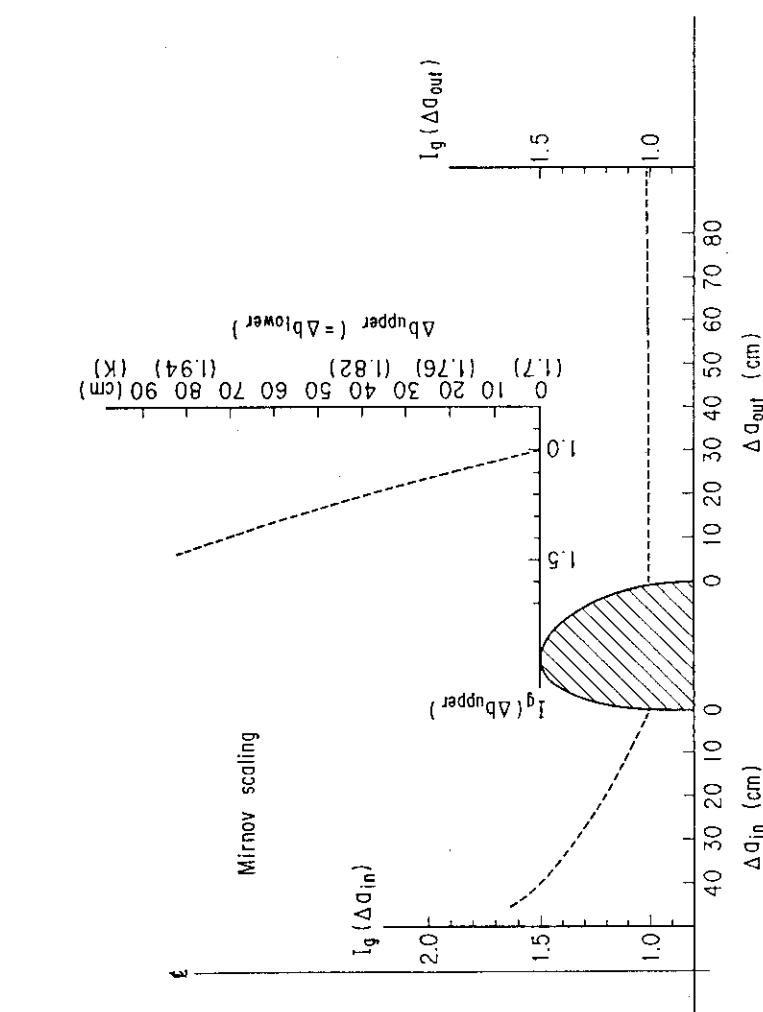


Fig. 5.3 Ignition margin with modifications of various portions of reactor core component - inboard shield (Δa_{in}), outboard shield (Δa_{out}), upper and lower shield (Δb). All parameters other than the specified portion (Δa or Δb) are fixed except for κ , B_T and I_p , which are varied in accordance with the change of Δa and Δb .

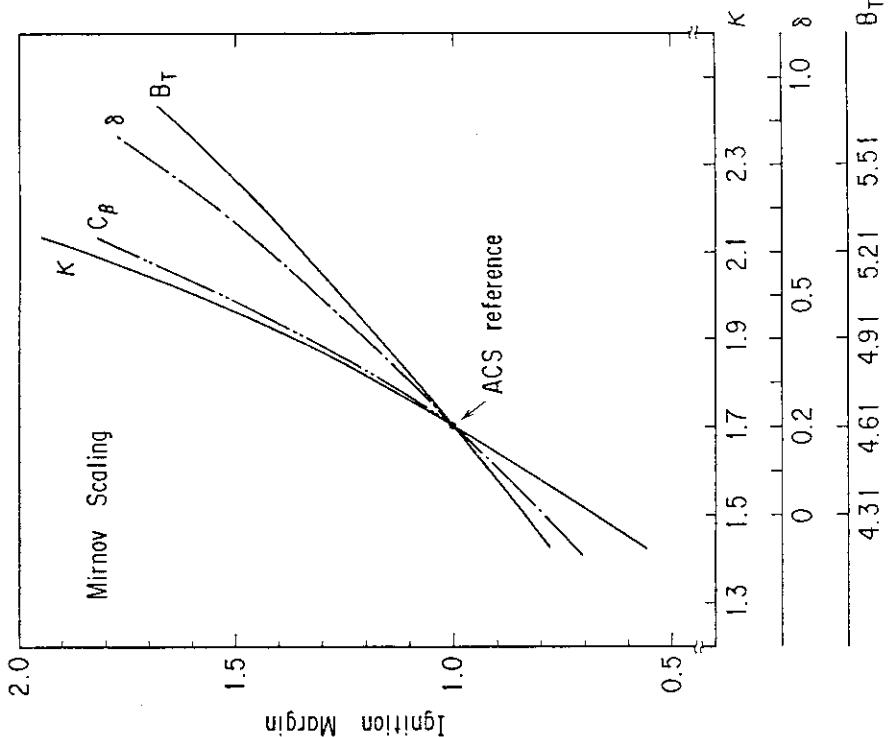


Fig. 5.4 Ignition margin with modifications of ellipticity κ , triangularity δ , magnetic field at plasma center B_T , Troyon coefficient C_β . All parameter other than the specified parameter are fixed except for plasma current.

謝 辞

本検討を行なうにあたり、FER設計チームメンバーから多くのコメントや示唆を頂いた。記して感謝致します。また田村早苗 臨界プラズマ研究部次長、吉川允二 臨界プラズマ研究部長、苦米地顕 那珂研究所長に多くの御支援を頂いたことを感謝致します。