JAERI-M
85-179

核融合実験炉（FER）
重要技術課題の検討（昭和59年度）

1986年1月

臨界プラズマ研究部

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。
入手の問合わせは，日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319－11茨城県那珂郡東海村）あて，お申しこしください。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, 1986

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

JAERI-M 85-179

核融合実験炉（FER）重要技術課題の検討（昭和59年度）

日本原子力研究所那珂研究所
臨界プラズマ研究部

（1985年10月15日受理）

国の長期計画において，JT-60 の次期装置として想定されているトカマク型核融合実験炉FERの概念設計を行った。FERは昭和55年度より，炉概念の検討を進めてきたが，昭和59年度より新らたに再度炉概念の見直しを行う。本報告書は初年度（59年度）の検討をまとめた中間報告書の一部である。本報告書では，標準設計と並行して行った重要技術課題の検討結果を述べる。重要技術課題には次の項目が含まれる。

1) プラズマ，マグネット，電源に関するパラメータ・サーベイ
2) トリチウム増殖ブランケットの検討
3) 完全定常核融合実験炉に関する検討
4) その他

JAERI-M 85-179

Parametric and Alternative Studies for Fusion Experimental Reactor (FER) (FY 1984)

Department of Large Tokamak Research
Naka Fusion Research Establishment, JAERI
Mukaiyama, Nakamachi, Naka-gun,
Ibaraki-ken 311-02, Japan

(Received October 15, 1985)

Since 1980 the design study has been conducted at JAERI for the Fusion Experimental Reactor (FER) which has been proposed to be the next machine to JT-60 in the Japanese long term program of fusion reactor development. Starting from 1984 FER design is being reviewed and redesigned. This report is a part of the interim report which describes the results obtained in the review and redesign activities in FY 1984. This report includes the following parametric and alternative studies for the FER reference design

1) parametric studies concerning with core plasma magnets, and operation scenario and power supply
2) tritium breeding blanket
3) the study for the steady state operation FER
4) others.

Keywords: FER, Conceptual Design, Tokamak Reactor, Reviwed Plasma Magnets, Operation Scenario, Power Supply, Tritiam Breeding Blanket, Steady State Operation.

設計作業者

設計検討連絡会議

沢田芳夫，東稔達三，藤沢　登，斉藤龍太，関　　泰，小林武司，飯田浩正，杉原正芳，伊藤　裕

プラズマ・グループ

藤沢　登，杉原正芳，岡崎隆司[1)]，一木繁久[2)]，笠井雅夫[10)]，斉藤誠次[8)]，畑山明聖[11)]，新谷吉郎[11)]，木下茂美[8)]，西尾　敏

プラント・エンジニアリング・グループ

小林武司，堀江知義，今村　豊[12)]，本多　力[11)]，森　清治[5)]，溝口忠憲[1)]，山中敏行[4)]，喜多村和憲[3)]，黒田秀夫[7)]，内田考穂[11)]，佐藤勝利[8)]，安達潤一[13)]，山田政男[10)]，三木信晴[11)]，黒田敏公[13)]，新倉節夫[10)]，松岡不識[12)]，立川克浩，関　昌弘，湊　章男[5)]，立川信夫[3)]，辻村誠一[4)]

マグネット・グループ

伊藤　裕，藤岡　勉[11)]，飯田文雄[8)]，市原　直[9)]，真田芳直[11)]

電気技術・グループ

斉藤龍太，亀有昭久[10)]，笠井雅夫[10)]，上出泰生[8)]，垣内俊二[8)]，太田完治[9)]，岡野邦彦[11)]，塚本忠則[9)]，斉藤啓自[8)]，山本　孝[6)]，

ニュートロニクス・安全性・グループ

関　　泰，森　清治[5)]，本多　力[11)]，毛利憲介[13)]，黒田秀夫[7)]，

1）外来研究員　㈱ 日立製作所
2）〃　三菱電機（株）
3）〃　㈱ 東芝
4）〃　三菱重工業（株）
5）〃　川崎重工業（株）
6）〃　富士電機（株）
7）〃　㈱ 間組
8）（株）日立製作所
9）三菱電機（株）
10）三菱原子力工業（株）
11）（株）東芝
12）三菱重工業（株）
13）川崎重工業（株）

目　　次

1. 序 …… 1
2. Advanced Plasma Conceptのパラメータスタディ …… 2
2.1 目的 …… 2
2.2 検討条件および解析モデル …… 2
2.3 計算結果と考察 …… 15
2.4 結論 …… 33
3. 増殖ブランケットの検討 …… 34
3.1 概要 …… 34
3.2 増殖ブランケット設計 …… 39
3.2.1 増殖ブランケットの構造概念 …… 39
3.2.2 核設計 …… 52
3.2.3 熱・流動設計 …… 60
3.2.4 構造設計 …… 77
3.2.5 支持および配管引回し計画 …… 88
3.3 トリチウム回収系 …… 94
3.4 分解・修理 …… 100
3.4.1 分解・修理対象領域と分解・移動概念 …… 100
3.4.2 分解・修理 …… 105
3.5 冷却系 …… 114
3.6 今後の検討課題 …… 122
4. 炉本体基本構造の検討 …… 124
4.1 概要 …… 124
4.2 炉本体基本構造概念の比較検討 …… 126
4.2.1 真空境界 …… 126
4.2.2 炉内構造物支持方式 …… 135
4.3 候補炉心の比較検討 …… 138
4.3.1 候補炉心の特徴および検討方針 …… 138
4.3.2 候補炉心基本構造の概略検討 …… 138
4.3.3 候補炉心基本設計 …… 157
4.3.4 標準炉心の選定 …… 175
4.4 標準炉心炉本体構造仕様 …… 179
4.4.1 標準炉心構造 …… 179
4.4.2 設計仕様 …… 179
5. マグネット基本パラメータと炉寸法 …… 195

5.1 Radial buildに影響する因子 …… 195
5.2 変流路磁束変化の最大許容値考察 …… 216
6. 準定常運転に起因するマグネット設計への影響 …… 225
6.1 ポロイダル磁場コイルの磁束利用 …… 225
6.2 準定常運転によるＡＣロスの低減 …… 228
7. マグネット冷却方式の比較 …… 230
7.1 コイル剛性比較 …… 230
7.2 周辺スペースの検討 …… 240
8. トロイダル磁場コイル転倒力 …… 245
8.1 転倒力に関する工学量 …… 245
8.2 転倒力に及ぼすプラズマパラメータの影響 …… 246
8.3 まとめ …… 249
9. プラズマシナリオとPFC電源，加熱装置電源 …… 279
9.1 概要 …… 279
9.2 前提条件 …… 279
9.3 ＰＦコイル電源 …… 279
9.4 加熱装置電源 …… 280
9.5 電源コスト比較 …… 280
9.6 まとめ …… 280
10. 材料データベース …… 292
10.1 ダイバータアーマ材料 …… 292
10.1.1 スパッタリング特性 …… 292
10.1.2 耐溶融性 …… 295
10.1.3 トリチウムインベントリ …… 297
10.1.4 熱機械特性 …… 300
10.2 ダイバータ冷却管材料 …… 305
10.2.1 熱応力 …… 305
10.2.2 疲労 …… 309
10.2.3 熱疲労 …… 311
10.3 構造材料 …… 312
10.3.1 熱物理特性 …… 312
10.3.2 機械特性 …… 316
10.3.3 腐食／エロージョン …… 324
10.4 シェル材料 …… 326
10.4.1 電気抵抗 …… 326
10.4.2 延性 …… 332
10.4.3 スエリング …… 335
10.5 セラミックス絶縁材料 …… 339

10.5.1 熱物理特性 …… 339
10.5.2 機械特性 …… 345
10.5.3 電気的特性 …… 352
11. アクティブコイル内置時の炉構造へのインパクト …… 358
11.1 アクティブコイルの取付位置 …… 358
11.2 まとめ …… 360
12. NBI突き抜け時の炉構造へのインパクト …… 363
12.1 第1壁表面の温度上昇 …… 363
12.2 板厚方向温度差による熱応力 …… 364
12.3 強度評価 …… 364
13. ディスラプション時におけるダイバータ板，第1壁の弾塑性挙動 …… 370
13.1 概要 …… 370
13.2 ダイバータ板の弾塑性挙動 …… 371
13.2.1 解析条件・方法 …… 371
13.2.2 温度解析結果 …… 371
13.2.3 弾塑性熱応力解析結果 …… 371
13.2.4 銅の疲労評価 …… 373
13.3 第1壁の弾塑性挙動 …… 375
13.3.1 解析条件 …… 375
13.3.2 解析結果 …… 376
13.4 検討 …… 379
14. 小型準定常運転炉の検討 …… 396
15. 完全定常核融合実験炉（FER-S） …… 397
15.1 序 …… 397
15.2 炉心プラズマ …… 397
15.2.1 炉心プラズマの基本的考え方 …… 397
15.2.2 電流駆動用高周波の種類の選定 …… 398
15.2.3 装置及びプラズマパラメーターの設定 …… 405
15.2.4 定常運転シナリオ …… 411
15.2.4.1 全体シナリオの概要 …… 411
15.2.4.2 加熱系及び電流駆動系パラメーターの設定 …… 421
15.2.5 高周波電流駆動によるプラズマ立上げシナリオの選定 …… 424
15.2.6 問題点と今後の検討課題 …… 433
15.2.7 プラズマ実験必要R&D …… 434
15.3 高周波電流駆動系 …… 435
15.3.1 概要 …… 435
15.3.2 電流駆動条件 …… 435
15.3.3 電流駆動系アンテナの設計 …… 437

15.3.4 システム構成 …… 449
15.3.5 問題点と今後の検討課題 …… 453
15.3.6 プラズマ実験必要R&D …… 453
15.4 結言 …… 453
謝 辞 …… 454

Contents

1. Introduction 1
2. Parameter Studies for Advanced Plasma Concept 2
2.1 Objectives 2
2.2 Conditions and models for analysis 2
2.3 Calculation results and discorssion 15
2.4 Conclusion 33
3. Tritium Breeding Blanket 34
3.1 Summary 34
3.2 Design Description 39
3.2.1 Structure concept 39
3.2.2 Neutronics design 52
3.2.3 Thermo-hydraulic design 60
3.2.4 Structural design 77
3.2.5 Support and piping 88
3.3 Tritium Recovery System 94
3.4 Repair and Maintenance 100
3.4.1 Maintenance philosophy 100
3.4.2 Design description 105
3.5 Cooling System 114
3.6 Research and Development Problems 122
4. Study of Reactor Structure 124
4.1 Summary 124
4.2 Comparative Study of Reactor Structure Concepts 126
4.2.1 Vacuum boundary 126
4.2.2 Support structure 135
4.3 Comparative Study of Design Options 138
4.3.1 General consideration on features of deisng options 138
4.3.2 Preliminary study on structures of design options 138
4.3.3 Basic design of each option 157
4.3.4 Selection of reference design 175
4.4 Specifications for Reference Design 179
4.4.1 Structure of reference design 179
4.4.2 Design specifications 179
5. Relation between Reactor Size and Magnet Parameter 195
5.1 Radial Build 195
5.2 Allowable OH Flux 216

6. Impacts of Quasi-Steady Operation to Magnet System 225
6.1 Consideration of Poloidal Field Flux 225
6.2 AC Loss Reduction 228
7. Consideration of Magnet Cooling 230
7.1 Coil Stiffness 230
7.2 Space for Magnet Cooling 240
8. Overturning force Acting on TF Coil 245
8.1 Objective Function for Overturning Force 245
8.2 Impact of Plasms Parameters on Overturning Force 246
8.3 Summary 249
9. Plasma Scenario Consideration Realated to Power Supplies for PF Coil and Heating Systems 279
9.1 Introduction 279
9.2 Basic Assumptions 279
9.3 PF Coil Power Supply 279
9.4 Power Supplies for Heating Device 280
9.5 Comparison of Power Supply Costs 280
9.6 Summary 280
10. Material Data Base 292
10.1 Divertor Armor Materials 292
10.1.1 Spattering 292
10.1.2 Melting resistance .....]95
10.1.3 Tritium inventory 297
10.1.4 Thermal and mechanical properties 300
10.2 Divertor Coolant Tube Materials 305
10.2.1 Thermal stress 305
10.2.2 Fatique 309
10.2.3 Thermal fatique 311
10.3 Blanket Structure Materials 312
10.3.1 Thermophysical properties 312
10.3.2 Mechanical properties 316
10.3.3 Corrosion/sputtering 324
10.4 Passive Shell Materials 326
10.4.1 Electrical resistivity 326
10.4.2 Ductility 332
10.4.3 Swelling 335

10.5 Seramic Insulator Materials 339
10.5.1 Thermophysical properties 339
10.5.2 Mechanical properties 345
10.5.3 Electrical properties 352
11. Impacts of Control Coil Design Installed Inside TF Coil on Reactor Structures 358
11.1 Loaction of Control Coil 358
11.2 Conclusions 360
12. Impacts of NBI Shine Through on Reactor Structure 363
12.1 Temperature Rise at First Wall Surface 363
12.2 Thermal Stress due to Temperature Difference in First Wall 364
12.3 364
13. Elastic Plastic Behaviors of First Wall and Divertor Plates During Plasma Disruption 370
13.1 Summary 370
13.2 Elastic Plastic Analysis of Divertor Plates 371
13.2.1 Analytical conditions and methods 371
13.2.2 Results of temperature analysis 371
13.2.3 Results of analysis on elastic plastic thermal stress 371
13.2.4 Fatigue evaluation of copper 373
13.3 Elastic Plastic Analysis of First Wall 375
13.3.1 Analytical conditions 375
13.3.2 Results of analysis 376
13.4 Discussions 379
14. Parameter of Small Sise Quasi-Steady State Reactor 396
15. Steady State Operation Reactor (FER-S) 397
15.1 Introduction 397
15.2 Core Plasma 397
15.2.1 Basic consideration on core plasma 397
15.2.2 Selection RF wave for current drive 398
15.2.3 Selection of major parameters for FER-S plasma 405
15.2.4 Steady state operation scenario 411
15.2.4.1 Summary of operation scenario 411
15.2.4.2 Selection of parameters for plasma heating and current drive systems 421
15.2.5 Optimization of the operation scenario with RF current drive 424

15.2.6 Future study 433
15.2.7 Required R & D for plasma experiment 434
15.3 RF current drive system 435
15.3.1 Introductory remark 435
15.3.2 RF current drive conditions 435
15.3.3 Design of antenna for RF current drive 437
15.3.4 Power supply system 449
15.3.5 Future studies 453
15.3.6 Required R & D for plasma experiments 453
15.4 Conclusions 453
Acknowledgement 454

1. 序

本報告書は，国の長期計画において，JT-60の次期装置として想定されているトカマク型核融合実験炉FERの昭和59年度設計検討作業のうち，標準設計（準定常核融合実験炉）と並行して行った重要技術課題に関する検討結果をまとめたものである。なお当然の事ながら，これ等の内容は標準設計に関する作業結果と関係がある。標準設計に関してはJAERI-M 85-177及び85-178を必要に応じて参考にされたい。本報告書の各章の内容は概略次の通りである。

第2章には種々のエネルギー閉込則を用いて，トロイダル磁場，プラズマ形状，遮蔽厚さなどがプラズマ主半径，小半径に与える影響を調査した結果を述べる。第3章はトリチウム増殖ブランケットの検討について述べる。58年度迄の設計はトリチウムの連続回収が可能なものであったが本年度はバッチ回収とする事によりブランケット構造をどれだけ簡略化できるかを検討した。第4章では「基本検討フェーズ（8月中旬～10月中旬）」で行った炉本体基本構造の検討の要約を載せる。第5章は炉本体インボード側の寸法についてマグネット設計の立場からの検討について述べる。すなわち，起磁力とTFコイル必要厚さ，V.S.とOHコイルボアなどの関係を求めた。これは炉心プラズマのパラメータサーベイに用いられる。第6章では運転シナリオを準定常運転としたことに起因するマグネット設計への影響について述べる。第7章では本年度採用した強制冷却方式マグネットと58年度迄の浸漬冷却方式との比較を試みる。

第8章ではPFコイル配置・ATの最適化を将来更に行うため，トロイダル磁場コイル転倒力とプラズマパラメータの関係について検討した結果を述べる。第9章ではプラズマ運転シナリオとPFC電源との関係についての検討結果を述べる。加熱時間（イグニッションアプローチ）の長さとPFC電源変換器容量，加熱系電源エネルギー蓄積装置との関係を検討し最適化を試みた。第10章ではダイバータアーマ材・冷却管，シェル導体材料，セラミックス絶縁材料，構造材などのデータベースについて述べる。第11章はプラズマ位置制御用コイルをTFコイル内側に置いた場合の炉本体構造へのインパクトについて検討したものを載せる。第12章ではプラズマ密度が充分大きくない時にNBIが打ち込まれた場合の対向する第1壁面に及ぼす影響について述べる。第13章ではディスラプション時のダイバータ板，第1壁の挙動を弾塑性解析を行って検討した結果について述べる。第14章では燃焼時間をプラズマの抵抗性表皮時間と同程度の500秒とした場合の装置パラメータを示す。当然の事ながら標準炉よりはかなり小型化される。

第15章では完全定常実験炉（FER-S）について，特に問題となる炉心プラズマ及び高周波電流駆動系について重点的に検討した結果を述べる。

以上述べた様な種々の検討結果を総合的に勘案して，今後の設計の見直しを行っていく予定である。

2. Advanced Plasma Concept のパラメータスタディ

2.1 目　的

1986年から1987年にかけてJT-60, JET, TFTR のデータベースが出そろい，エネルギー閉じ込め則，ベータ上限値，ダイバータ／ポンプリミタ等実験炉の基本となるデータが得られる見込みである。また定常運転のための電流駆動の見通しの可非も得られる。これらの基礎データが現在想定しているものと全く異っている可能性もある。その場合は，現在のＦＥＲパラメータの見直しが必要となってくる。そこで以下の項目を目的としてパラメータスタディを行う。

① 基礎データベースの変化に柔軟な対応ができるようにする。

② データベースの変化と工学的影響の変化とを対応付けし，新しい展望の可能性を探索する。

③ ＦＥＲのあるべき姿を明確にし，そのためのデータベースへの要求をまとめ，それらをJT-60の実験計画に反映させる。

2.2 検討条件および解析モデル

対象とするプラズマは不純物制御方法および灰排気方法としてシングルスルダイバータを採用したＤＴプラズマとし，準定常運転を前提とする。

ポイントモデルによるプラズマのパワーバランスの式と構造上の制約（ＯＨソレノイドコイルが供給する磁束のための必要空間，ＴＦコイル導体およびその支援構造，真空容器，遮蔽体，ブランケット等）とを連立させ，相互矛盾なくプラズマパラメータを求め，そのプラズマを実現するのに必要な装置の概算体積および平衡コイルの全起磁力を求める。

(1) プラズマサイズ

プラズマサイズの決め方は第二編第2.2節で述べた解析モデルと同じものを用いる。但し，ベータスケーリング則に関しては，楕円度だけでなく三角度を含めた形で形状効果を考慮して求めたＭＨＤバルーニング不安定性によるベータ限界値[2]を用いた。即ち，

$$\beta_{max} = C_\beta \cdot \frac{0.3\ \kappa^{1.5}}{A q_\psi} \left\{ 1 - 0.9(\kappa - 1)\delta - 0.6\frac{\kappa^{0.75}}{q_\psi} + 14(\kappa - 1)(1.85 - \kappa)\frac{\delta^{1.4}}{q_\psi^4} \right\} \qquad (2-1)$$

ここで，A，κ，δはそれぞれプラズマのアスペクト比，楕円度，三角度である。q_ψ は安全係数を示し，上記ベータ限界値を得る為の最適な平衡解として，q_ψ は次式で与えられる。

$$1/q_\psi = A\sqrt{1-\frac{1}{A^2}}\left(\frac{2}{1+\kappa^2}-0.08\delta\right)\frac{\mu_0 I_p}{2\pi a B_0}-0.07\{1+(\kappa-1)\delta\} \qquad (2-2)$$

(2) 燃焼温度の最適化

以上述べたプラズマサイズから与えられた燃焼条件（具体的にはエネルギー増倍率，Qの値として与えられる）を満足するプラズマサイズと燃焼温度の関係は$R_p - a_p$ ダイヤグラムとして示すことができる。

Fig. 2.2-1から2.2-4の$R_p - a_p$ ダイヤグラムは燃焼時間が2000秒のときのAlcator則，Neo-Alcator則，Goldston則，Mirnov 則のそれぞれに対しプラズマサイズと燃焼温度を示したものであり，一方燃焼時間を抵抗性表皮時間としたときのそれはFig. 2.2-5から2.2-8に示す。尚，閉じ込め則およびベータ則のC_{Ei}，C_{Fe} およびC_βはすべて標準の1とした。

最適燃焼温度を決定する一般的な方法論は未だ確立されていないが，ここではプラズマの体積，温度およびベータ値の三者の間で妥協点を見い出すべく次式で示す評価関数を定義する。

$$f = v^x \cdot t^y \cdot p^z \qquad (2-3)$$

ただし　$x+y+z=1.0$

ここでv，tおよびpは体積，温度およびベータ値を規格化したものでそれぞれ $v = V/V_0$，$t = T/T_0$，$p = \beta/\beta_0$ と表わす。基準となるV_0，T_0，β_0 の値は現在までのトカマク装置で得られた最大到達値を採用することとし，$V_0 = 146m^3$（JET），$T_0 = 7$Kev（PLT），$\beta_0 = 4.5\%$（Daublet-Ⅲ）である。一方x，y，z の決定にあたってはこれまでのＦＥＲの設計点を参考にしてAlcator 則において（2-3）式で示すfがT＝10 Kev で最小値をとる場合とし，そのときx＝0.6，y＝0.1，z＝0.3である。Q＝∞のとき，$1/f$ の温度依存性をそれぞれの閉じ込め則に対してFig. 2.2-9に示す。最適温度はAlcator則，Neo-Alcator則，Mirnov則およびGoldston則（L-mode）についてそれぞれ10 Kev，14 Kev，12 Kev および12 Kev である。

(3) 平衡コイルの起磁力と装置の体積

現在，与えられたプラズマを平衡に保つための平衡コイル電流を求めるにあたって，全起磁力が大きすぎぬよう，かつ平衡計算の結果得られたプラズマ形状が設定形状から逸脱しすぎぬよう試行錯誤によって適当な妥協点を見い出しているのが現状である。このような方法を本検討のように多数のパラメータスタディに採用するのは現実的でない。ここではＮＥＴグループで広範なパラメータサーベイを行って提案された近似式[2)]を用いることにする。すなわち平衡コイルの全起磁力ＡＴは

$$AT = I_p \cdot Q_1 \qquad (2-4)$$

で表わされる。

ただし，

$$Q_1 = 0.5(Q_{1U} + Q_{1L})$$

$$Q_{1U} = \frac{(x/a_p)^{2.7}}{R_p/a_p - 1.9} \quad \cdots\cdots（上半分）$$

$$Q_{1L} = \frac{17.71\,(x/a_p - 1.23)}{(R_p/a_p)^{1/2}\left(1+\frac{\theta(x/a_p)}{2.8}\right)(k_L-1.1)^{(x/a_p-1-\theta/2)}} \quad \cdots\cdots \text{(下半分)}$$

$$x/a_p = \text{Minimum}\left\{\left(\frac{H}{a_p}-1\right),\ \frac{S}{a_p}\right\}$$

$$\theta = \frac{C}{a_p}, \qquad \kappa = b/a_p$$

であり，各記号はFig. 2.2－10 に示されている。

（2－24）式によって求めた平衡コイルの全起磁力は現存のＦＥＲと必ずしも一致しないので，現在のＦＥＲで規格化する必要がある。

一方，装置の体積はポロイダル磁場コイル群で囲まれるドーナツ状の空間で代表させる。

(4) パラメータスタディの範囲

燃焼条件はQ＝∞とし，抵抗性素写時間と2000秒の2つを燃焼時間として採用し，それぞれに対しTable 2.2－1 に示すケースにて計算を行う。Table 2.2－1 に示す多数のパラメータの変化がプラズマの大半径（R_p），小半径（a_p）および装置本体の体積，平衡コイルに必要な全起磁力にどのように影響を及ぼすか調べた，結果を次節に示す。

Table 2.2-1 Parameter range for sensitivity study

Parameter	Parameter range	Reference point
Scaling law for energy confinement time	· ALCATOR · Neo-ALCATOR · MIRNOV · GOLD STON (L-mode)	
Burn condition	· $Q = \infty$ (· $Q = 1, 5$)*	
Burn time, T (second)	· T = 2000 sec · T = Resistive skin time	
Maximum magnetic field in TF coil, $B_{T_{max}}$(T)	$8T \leq B_{T_{max}} \leq 16T$	$B_{T_{max}} = 12T$
Maximum magnetic field in PF coil, $B_{P_{max}}$(T)	$5T \leq B_{P_{max}} \leq 12T$	$B_{P_{max}} = 10T$
Plasma ellipticity, κ	$1.1 \leq \kappa \leq 3$	$\kappa = 1.5$
Plasma triangularity, δ	$0 \leq \delta \leq 0.8$	$\delta = 0.2$
Safety factor, ψ	$1.5 \leq \psi \leq 4$	$\psi = 2.4$
Coefficient for confinement time, C_E	$0.5 \leq C_E \leq 4$	$C_E = 1.0$
Coefficient for beta limit, C_β	$0.5 \leq C_E \leq 4$	$C_\beta = 1.0$
Distance from plasma surface to TF coil conductor (Torus inboad), Δ (m)	$0.8 \leq \Delta \leq 1.5$	$\Delta = 1.32$ m

* Only plasma temperature dependence in a_p-R_p space is evaluated for Q=1 and 5.

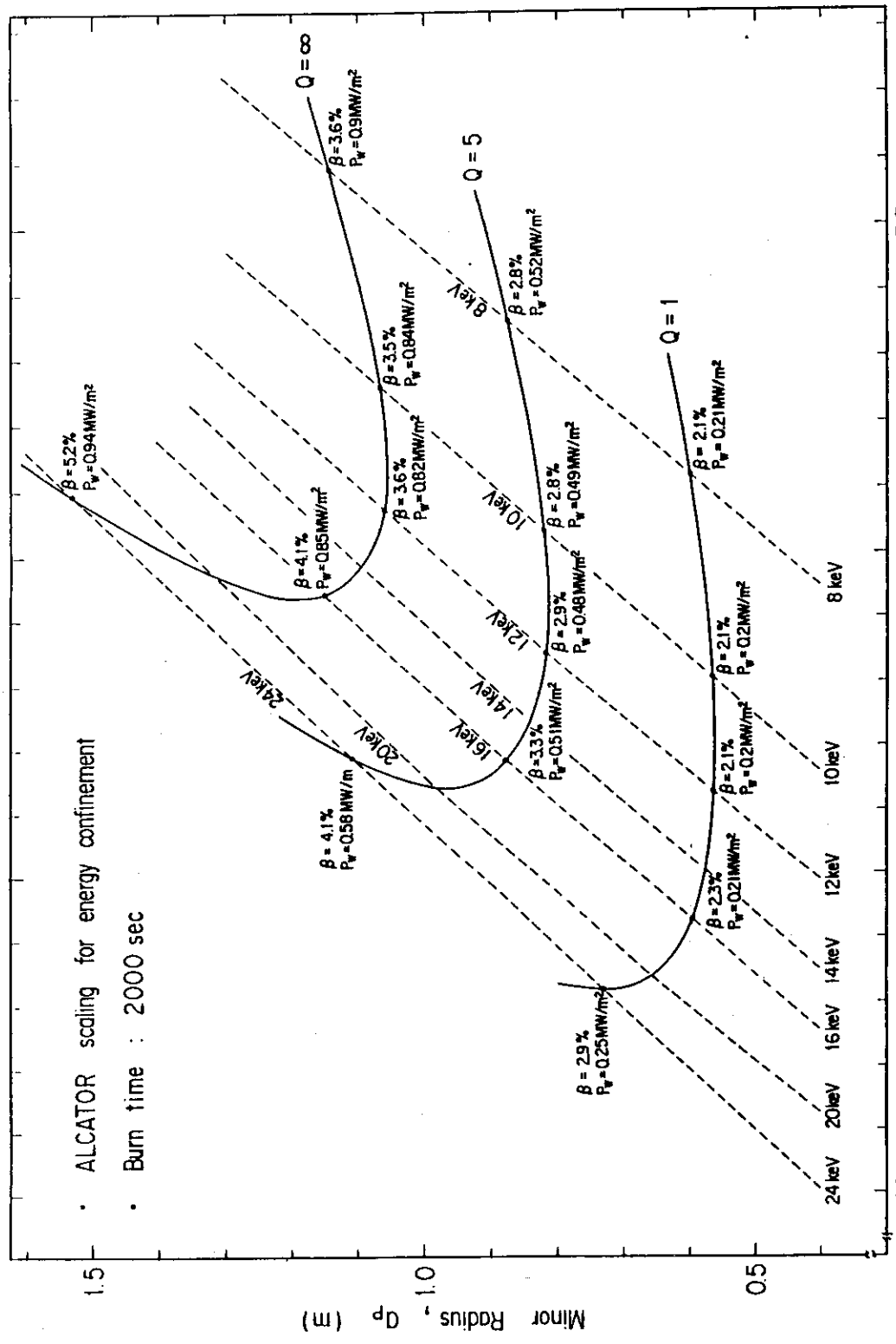


Fig. 2.2-1 R_p-a_p diagram for ALCATOR scaling (Burn time of 2000 sec)

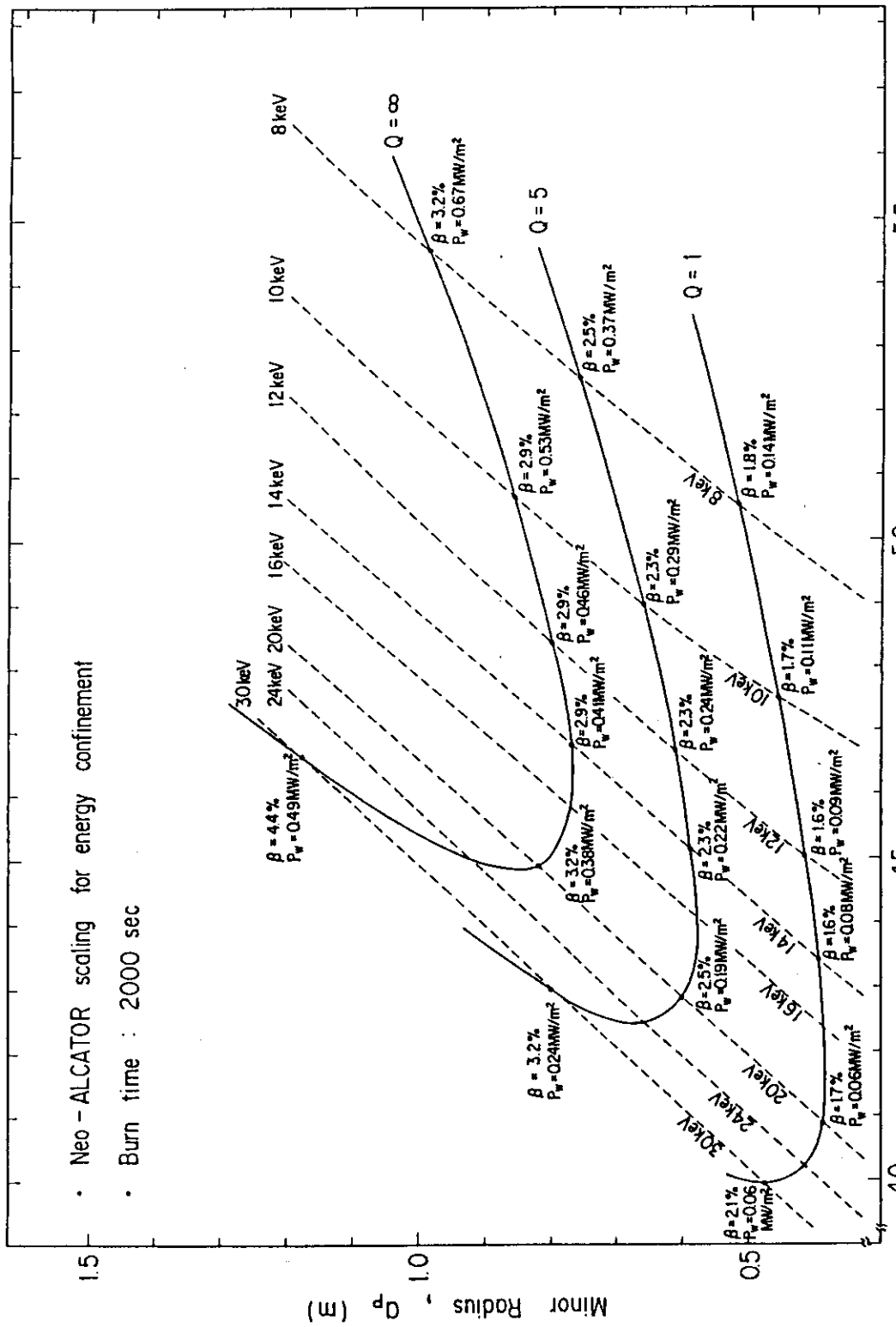


Fig. 2.2-2 R_p-a_p diagram for Neo-ALCATOR scaling (Burn time of 2000 sec)

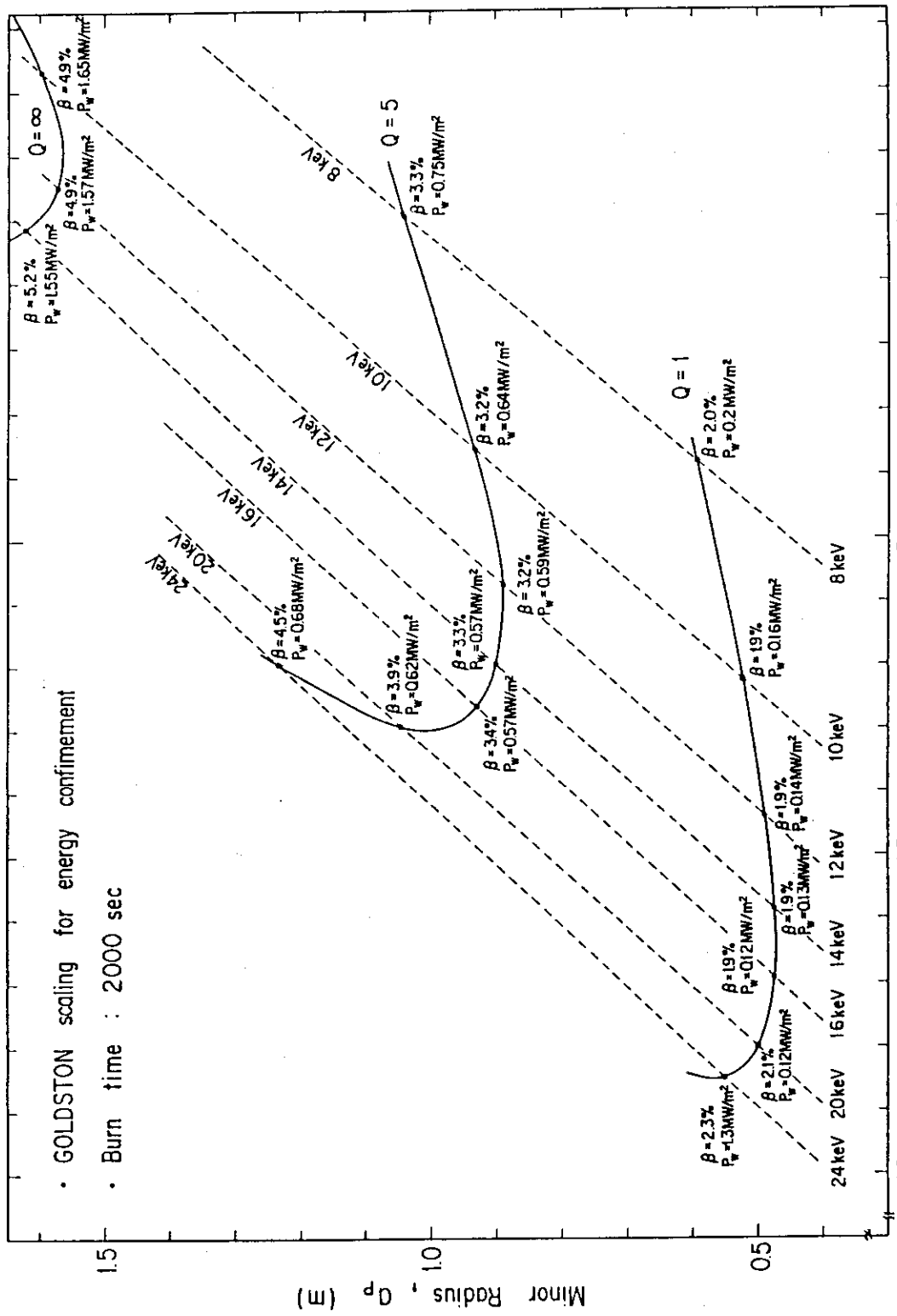


Fig. 2.2-3 Rp-ap diagram for GOLDSTON scaling (Burn time of 2000 sec)

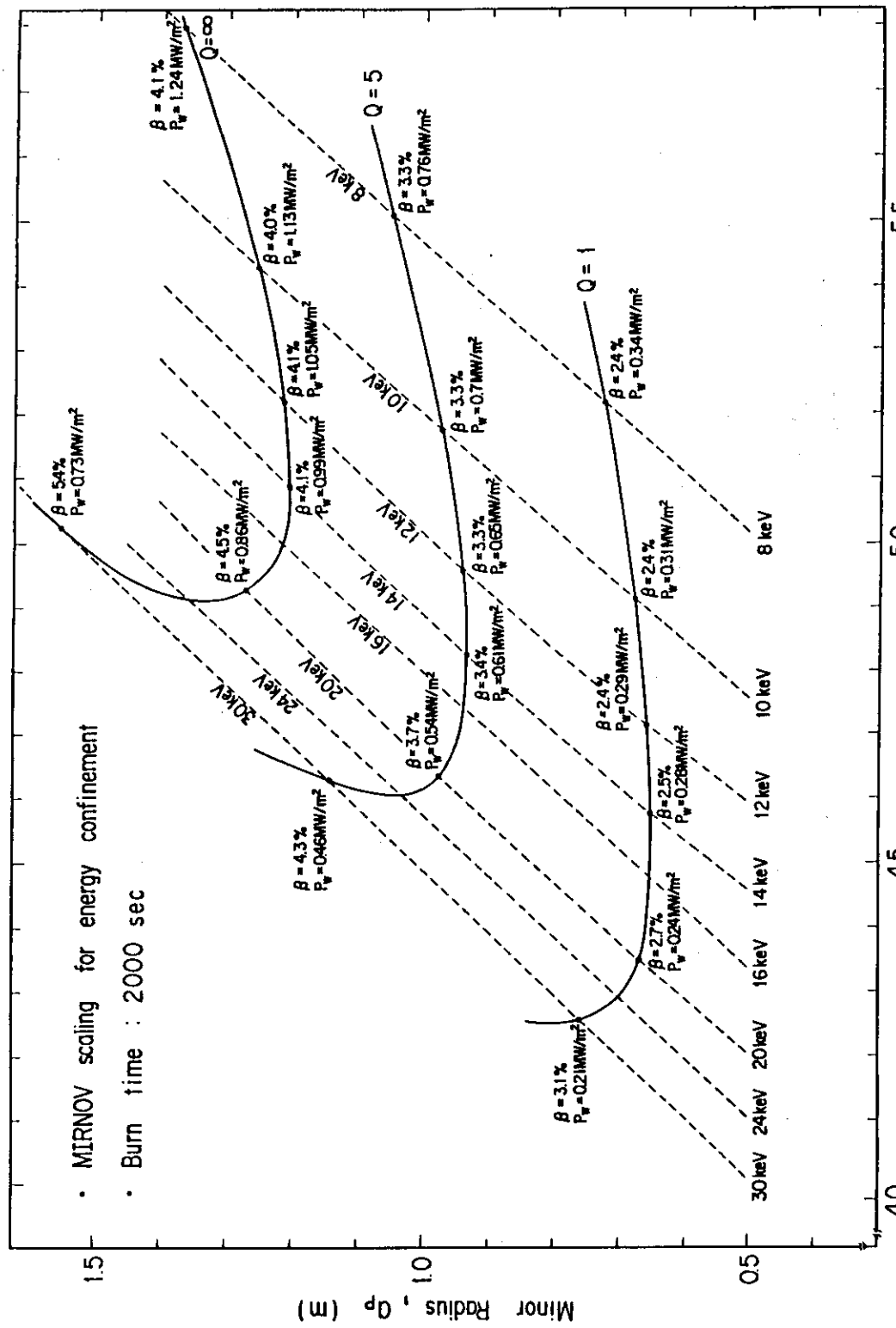


Fig. 2.2-4 R_p-a_p diagram for MIRNOV scaling (Burn time of 2000 sec)

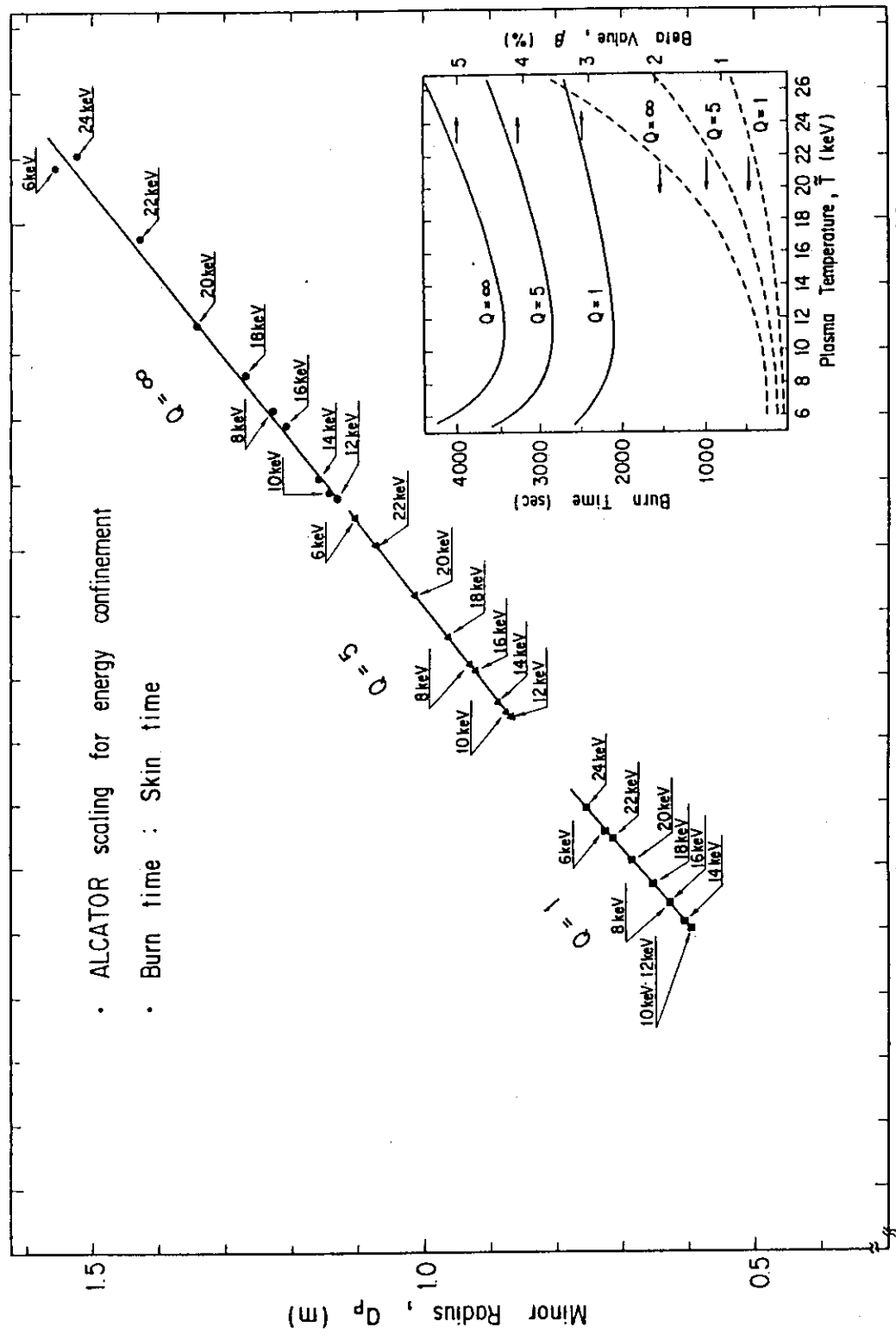


Fig. 2.2-5 R_p-a_p diagram for ALCATOR scaling (Burn time of skin time)

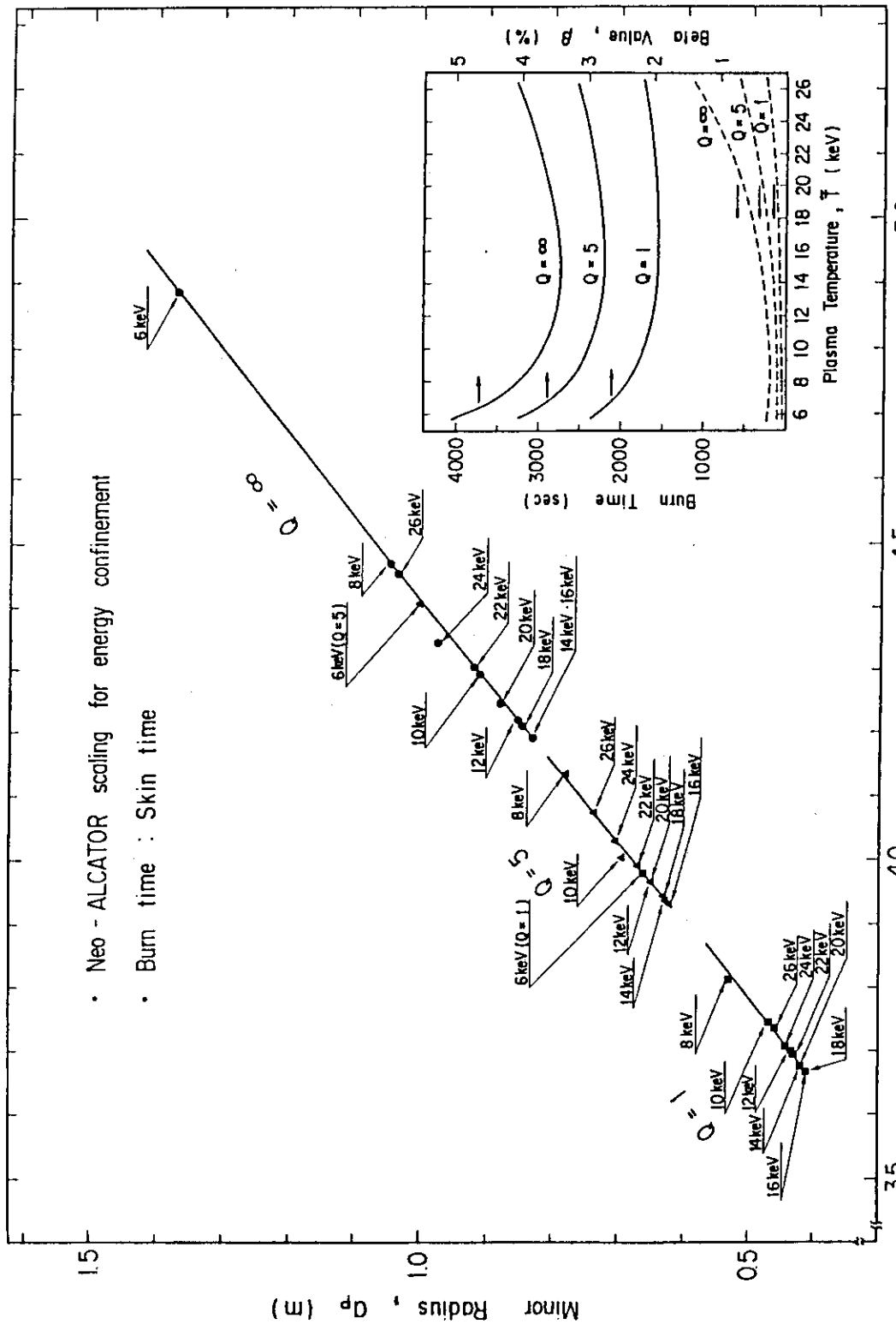


Fig. 2.2-6 R_p-a_p diagram for Neo-ALCATOR scaling (Burn time of skin time)

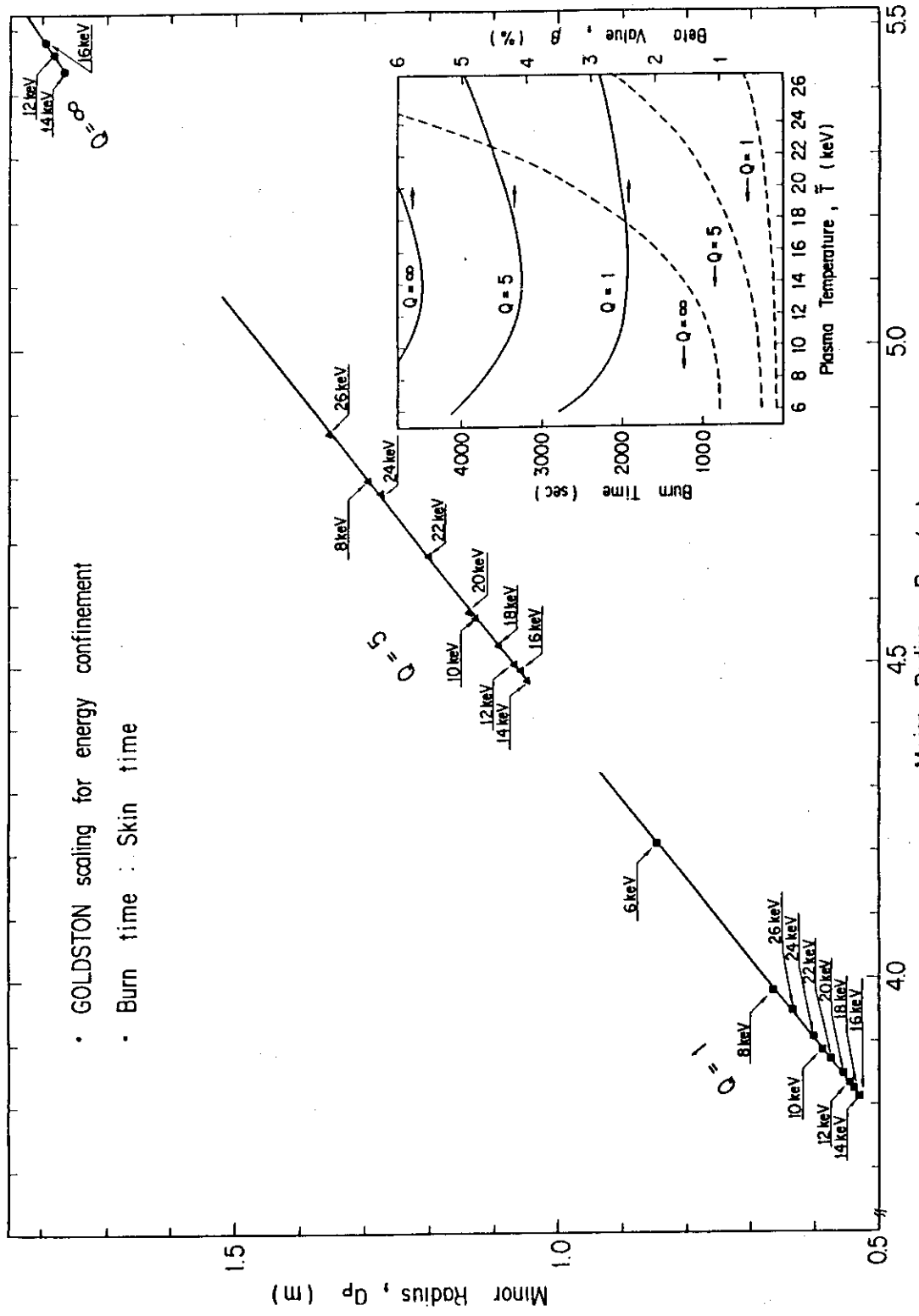


Fig. 2.2-7 R_p-a_p diagram for GOLDSTON scaling (Burn time of skin time)

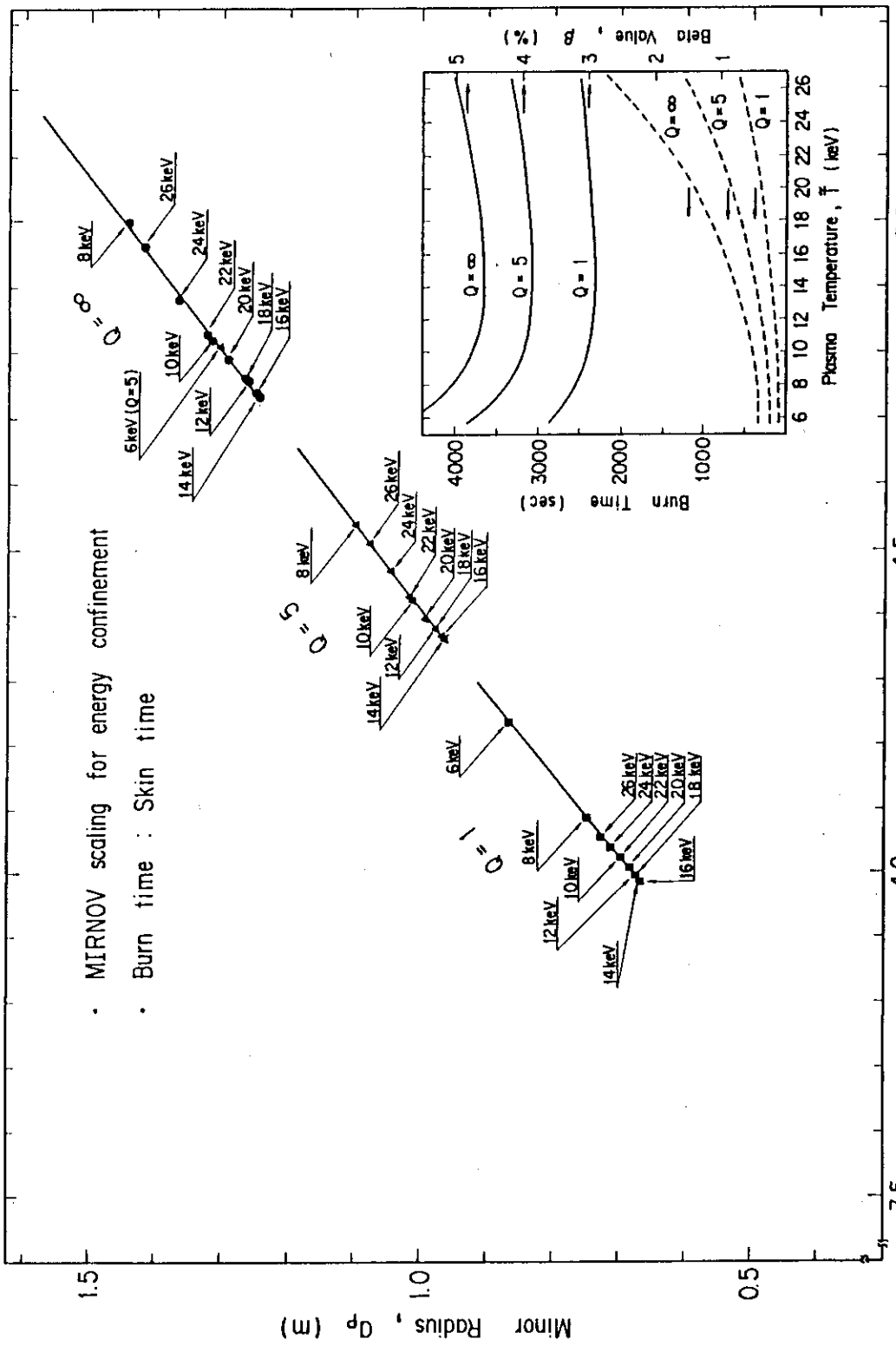


Fig. 2.2-8 R_p-a_p diagram for MIRNOV scaling (Burn time of skin time)

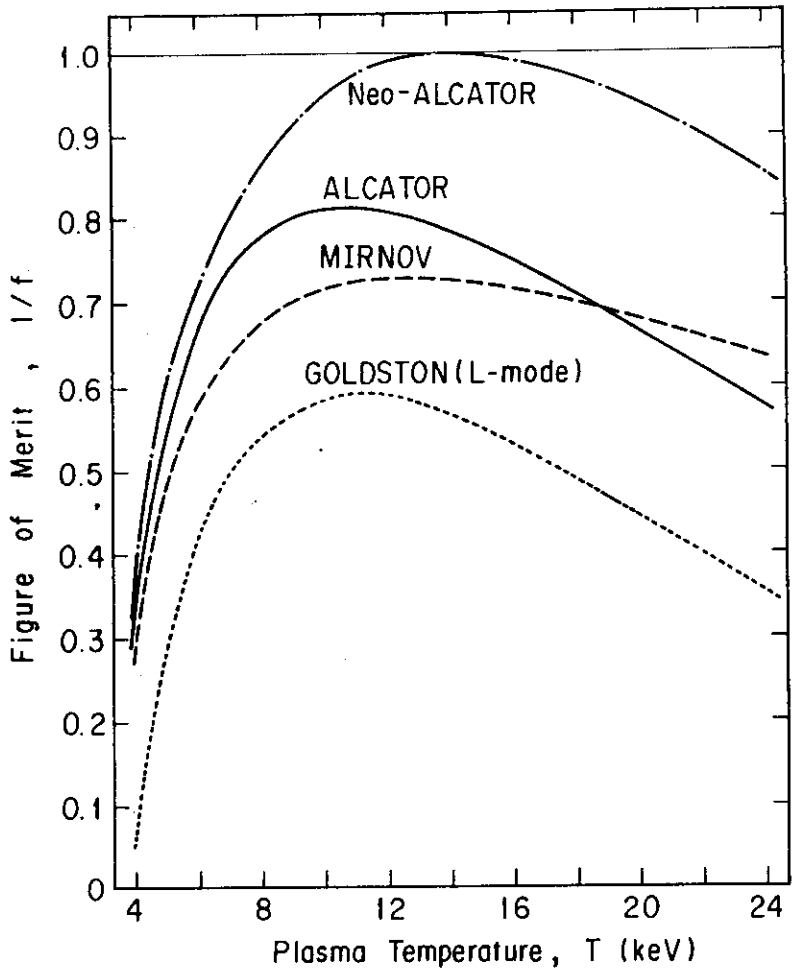


Fig. 2.2-9 Plasma temperature dependence on a objective function which is compromised between beta value, plasma volume and plasma temperature

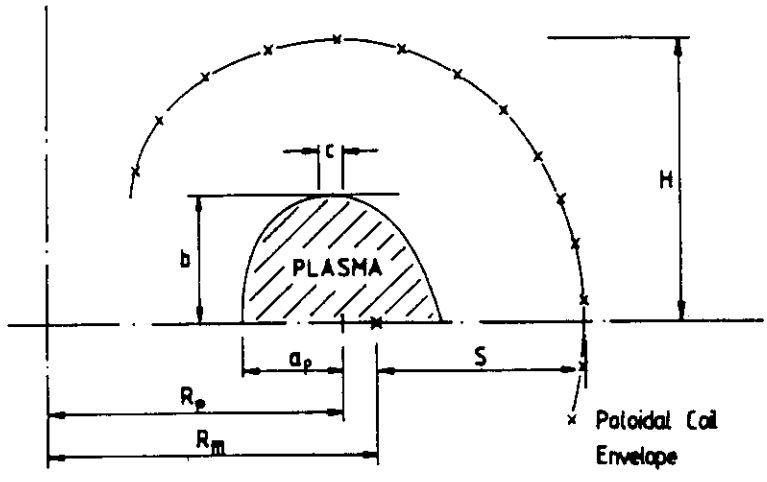


Fig. 2.2-10 Geometrical relation between plasma and PF coils

2.3 計算結果と考察

燃焼時間を2000秒に固定した場合，前述した閉じ込め時間のそれぞれ4つの実験則において最大トロイダル磁場等8つのパラメータのプラズマ主半径，副半径に対する依存性をFig. 2.3－1からFig. 2.3－4に，一方装置本体の体積，平衡コイルに必要な全起磁力に対する依存性をFig. 2.3－5からFig. 2.3－8に示す。同様な表示の仕方で燃焼時間をプラズマの抵抗性表皮時間とした場合はFig. 2.3－9からFig. 2.3－16に示されている。

ここですべてのケースに渡ってすべてのパラメータ依存性について逐一記述することは避け，全体の傾向の物理的背景を明らかにするに止める。

なお，すべての計算において以下の2点については，共通とした。

- 超電導コイル導体の平均電流密度を25 A/mm^{2}と設定した。この値は従来の実績値30A/mm^{2}に強磁場環境および放射線照射による安定化銅の劣化等を考慮して設定された。
- 準定常運転において，燃焼時とOHコイル再充電時の両フェーズ間のプラズマの電流および自己インダクタンスの差異に起因して磁束の調整が必要となる。この調整はOHコイルによってなされ，調整分を10v.sとする。したがってOHコイルの磁束供給容量のうち10v.sを差し引いた量が燃焼用の磁束である。

(1) 最大トロイダル磁場（B_{Tmax}）の依存性

B_{Tmax}を小さくすると，トロイダル磁場が比例して小さくなる。ベータスケーリング則に従えば，ベータ値は変らないが，プラズマ密度はB^2に比例して小さくなる。その結果自己点火条件を満たすプラズマ副半径が非常に大きくなり，アスペクト比が小さくなってプラズマ電流が大きくなる。その結果必要な磁束が増して主半径も大きくなる。他方B_{Tmax}を大きくすると，一定のq_ϕのもとにI_pは増加し燃焼に必要な磁束も増加しプラズマ主半径（R_p）は大きくなる。R_pに関するB_{Tmax}の最適点は12T近傍に依存する。ただし一定のベータ値のもとにB_{Tmax}が増加すると許容しうる$\tilde{n}\tilde{T}$が増加しプラズマ副半径は減少する。

平衡コイルに必要な全起磁力および装置体積についてはB_{Tmax}の単調減少関数となっているが全起磁力の方は極めてゆるやかな依存性を示す。

上記傾向は採用する閉じ込則および燃焼時間によらず共通である。

(2) 最大ポロイダル磁場（B_{Pmax}）の依存性

B_{Pmax}の減少はOHコイルの磁束供給能力の低下を直接招くことになり，必要磁束を確保するためには装置を大きく（R_pを大きく）する必要がある。それに伴ない，装置体積も増加するがR_pの増加によって平衡コイルとプラズマとの電磁気的結合度がわずかながら改善され平衡コイルの起磁力は軽減される。なおGOLDSTON則については$\tau_E \propto R_P^{1.75}$の依存性があるため$R_p$の増加によって閉じ込めが改善され$a_p$の減少が期待できる。

(3) プラズマ楕円度（κ）の依存性

κを大きくすると，ベータ値が高くなって小さいa_pでQ＝∞が実現される。また大きいκは大きいI_pを可能ならしめ$\tau_E \propto I_p$依存性を有するMIRNON則およびGOLDSTON則についてはa_pの減少は著しい。燃焼に必要な磁束量ϕ_Bは$\phi_B \propto R_p \cdot t_B / a_p^2$であり，$a_p$が小さくなると

ϕ_Bが大きくなり，その結果ＯＨコイルが除々に大きくなる傾向が表われる。従ってκを大きくしてゆくと，はじめR_Pは減少してゆくがある点を境に増加に転じる。この傾向は燃焼時間t_Bが長い程顕著になる。

一方，平衡コイルがＴＦコイルの外側に配置された場合の高ベータ時（燃焼時）のダイバータプラズマについては以下の性質を有する。すなわち，κの小さいプラズマはヌル点をプラズマ側に押さえつける必要から平衡コイルの起磁力は大きいものとなる。他方，高ベータ時のプラズマは自からの内圧で円形になる傾向を有し，κの大きいプラズマは逆にヌル点をコイル側に引き寄せる必要からコイル起磁力は大きくなる。ただしGOLDSTON則において$\kappa = 1.2 \rightarrow 1.35$の領域で起磁力が増加している。Fig. 2.3−8 および 2.3−16 については現在のところ解釈不能である。

(4) プラズマ三角度（δ）の依存性

δの増加はバルーニング不安定性によるベータ限界の改善をもたらし，$R_P - a_P$空間におけるδの依存性は2を超えない程度のκ依存性と同様な傾向を持つ。一方，コイルの起磁力とδの関係は，δの増加がベータ値の増加をもたらし，ベータ値の増加はa_Pの減少をもたらし，a_Pの減少はI_Pの減少をもたらし（一定のq_ψのもとで），コイル起磁力とI_Pは比例関係にあるのでコイル起磁力はδの減少関数である。

(5) 安全係数（q_ψ）の依存性

ベータ限界に対するq_ψの依存性はκと逆の依存性を有しており，したがって$R_P - a_P$空間におけるq_ψの依存性は$1/\kappa$の依存性によく似ている。一方$I_P \propto q_\psi^{-1}$の関係があるため平衡コイルの起磁力はq_ψの減少関数となる。

(6) トーラス内側でのプラズマ表面からＴＦコイル導体表面までの距離（Δ）の依存性

Δを小さくするとその分R_Pが小さくなる。R_Pが小さくなるとアスペクト比が小さくなりベータ値が大きくなる。更にプラズマ中心でのトロイダル磁場Ｂも大きくなり，とり得る密度が高くなって，プラズマサイズが少なくなる。従ってR_Pに対するΔの直接減少分だけでなく，プラズマ主半径，副半径が小さくなる。

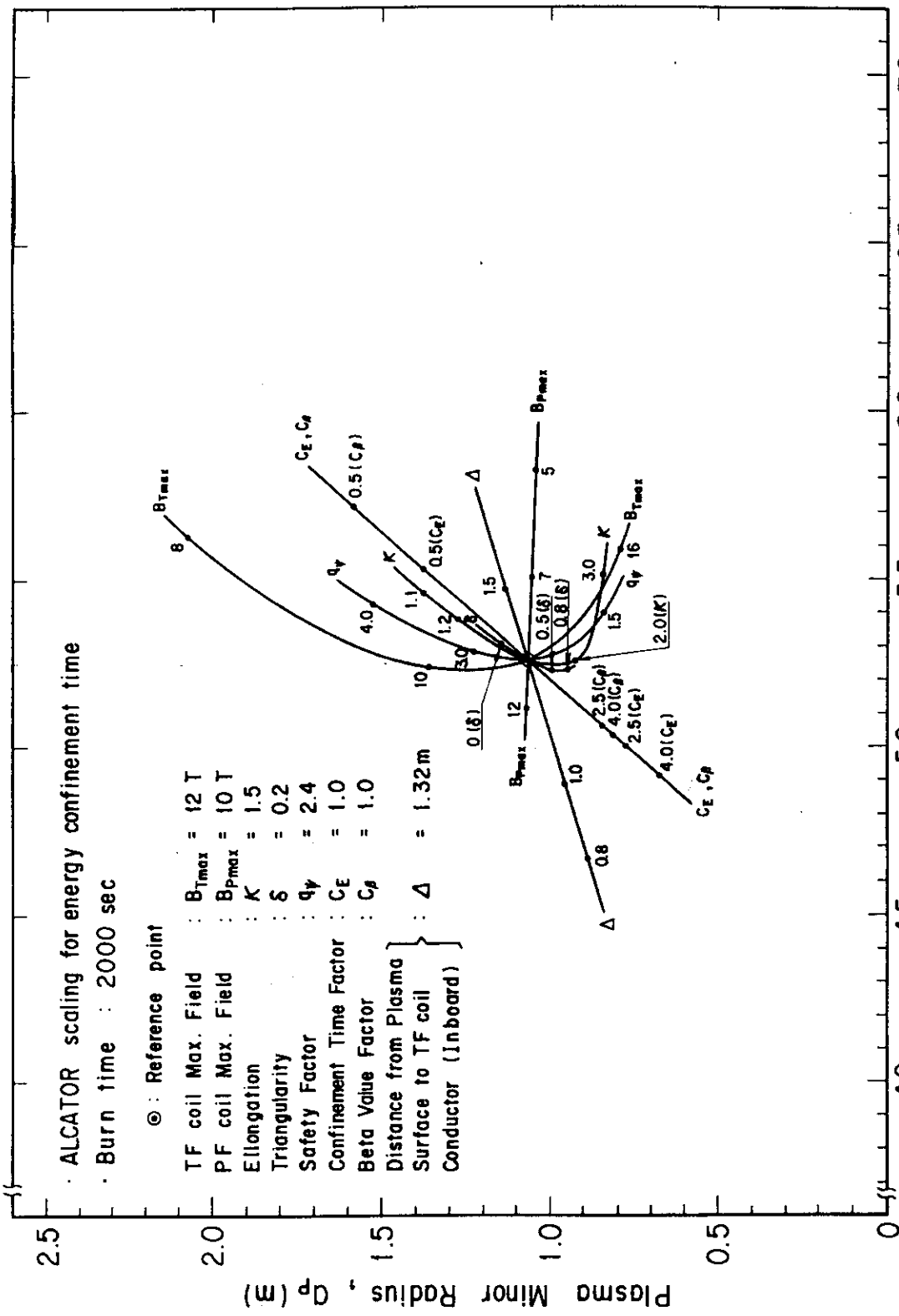


Fig. 2.3-1 Dependence of plasma and device parameters in R_p-a_p diagram for ALCATOR scaling (Burn time of 2000 sec)

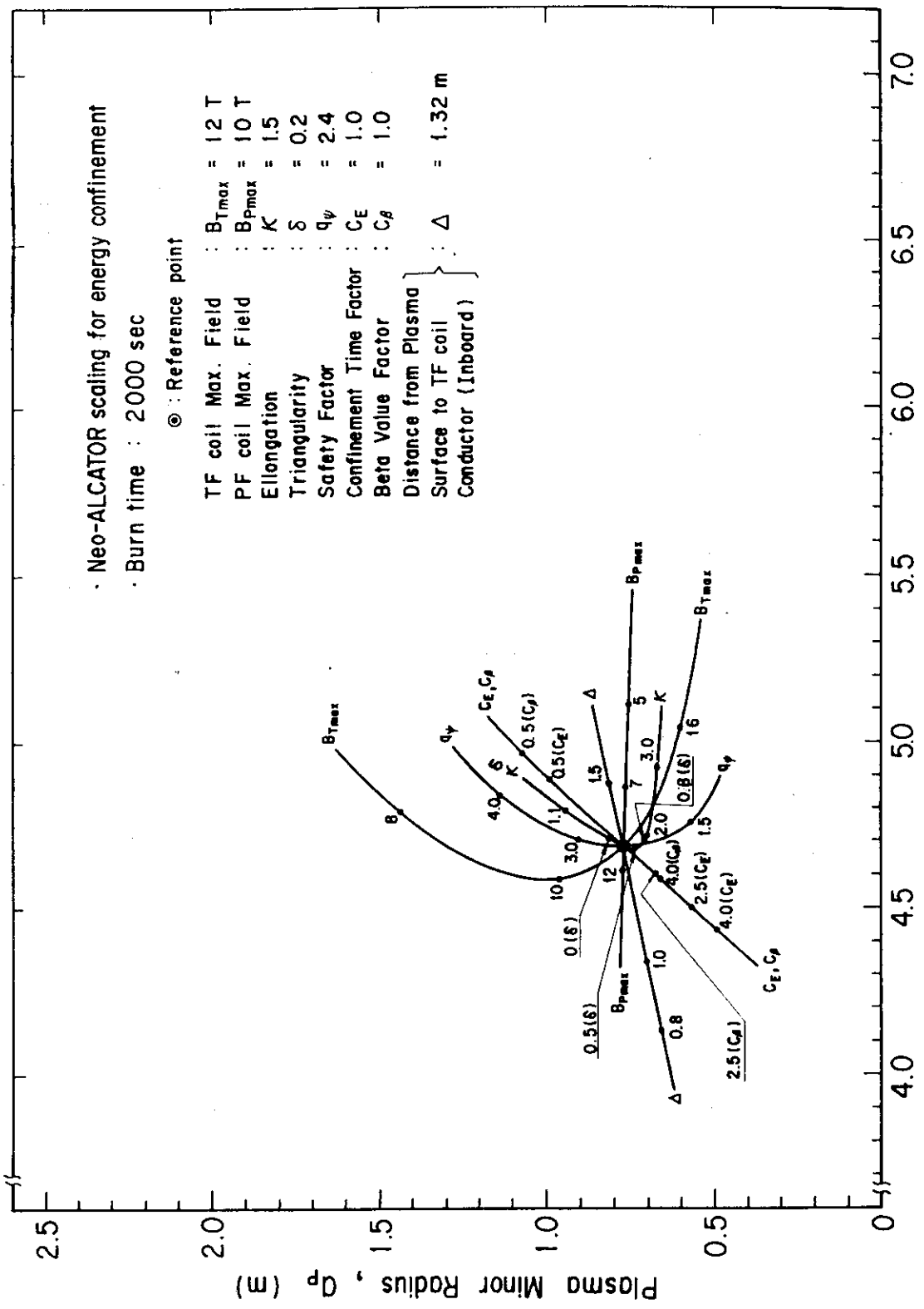


Fig. 2.3-2 Dependence of plasma and device parameters in R_p-a_p diagram for Neo-ALCATOR scaling (Burn time of 2000 sec)

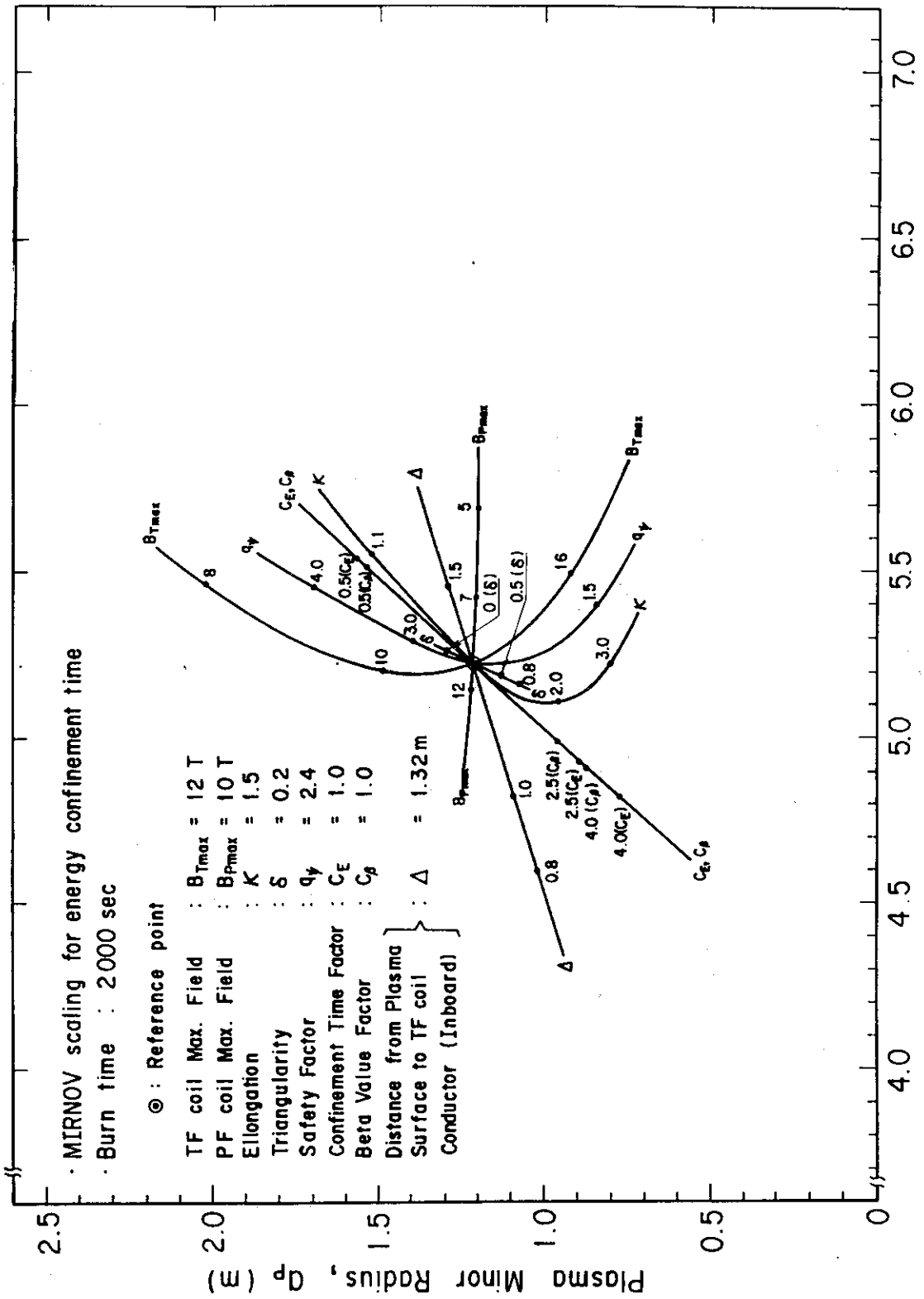


Fig. 2.3-3 Dependence of plasma and device parameters in R_p-a_p diagram for MIRNOV scaling (Burn time of 2000 sec)

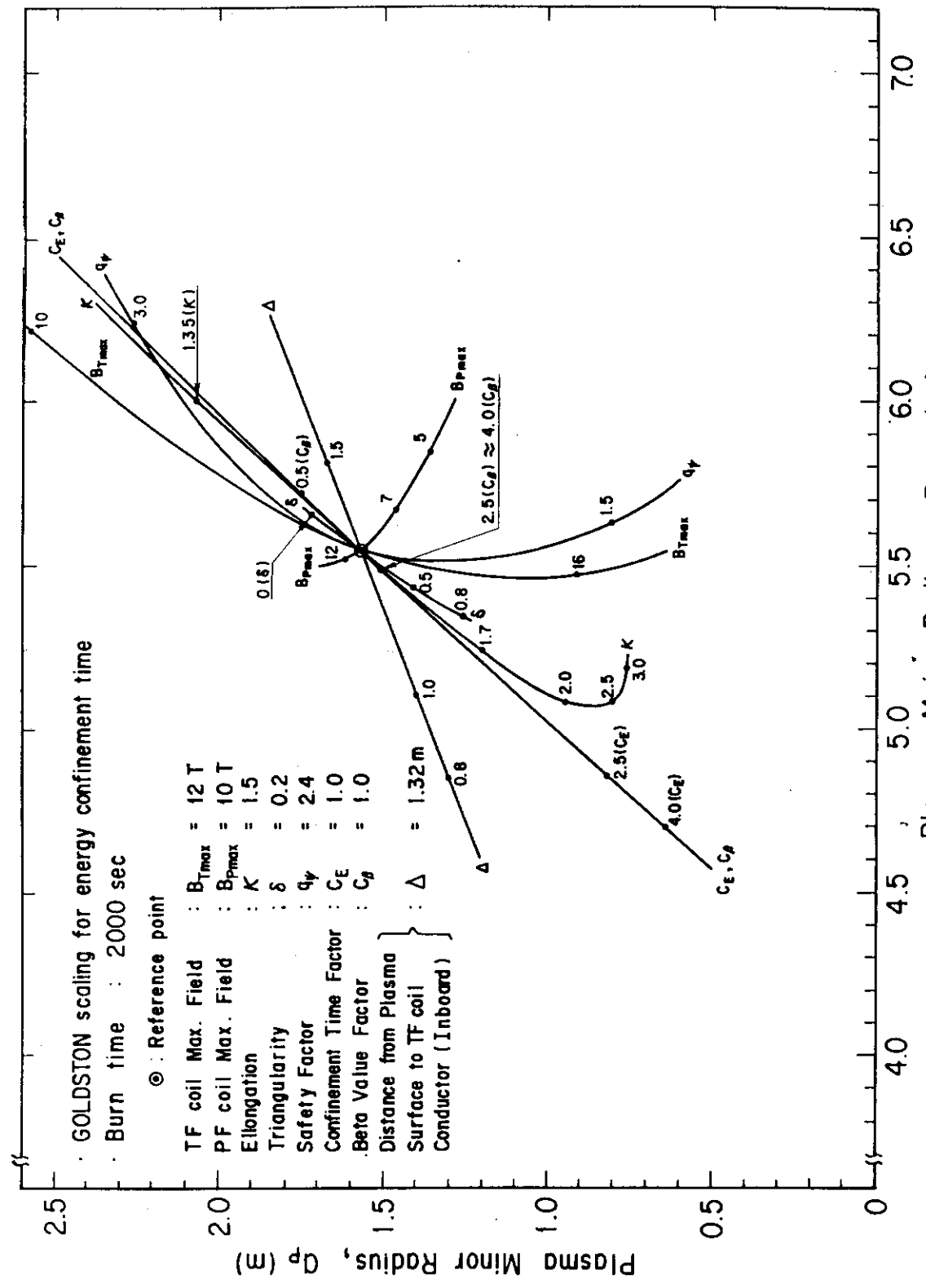


Fig. 2.3-4 Dependence of plasma and device parameters in R_p-a_p diagram for GOLDSTON scaling (Burn time of 2000 sec)

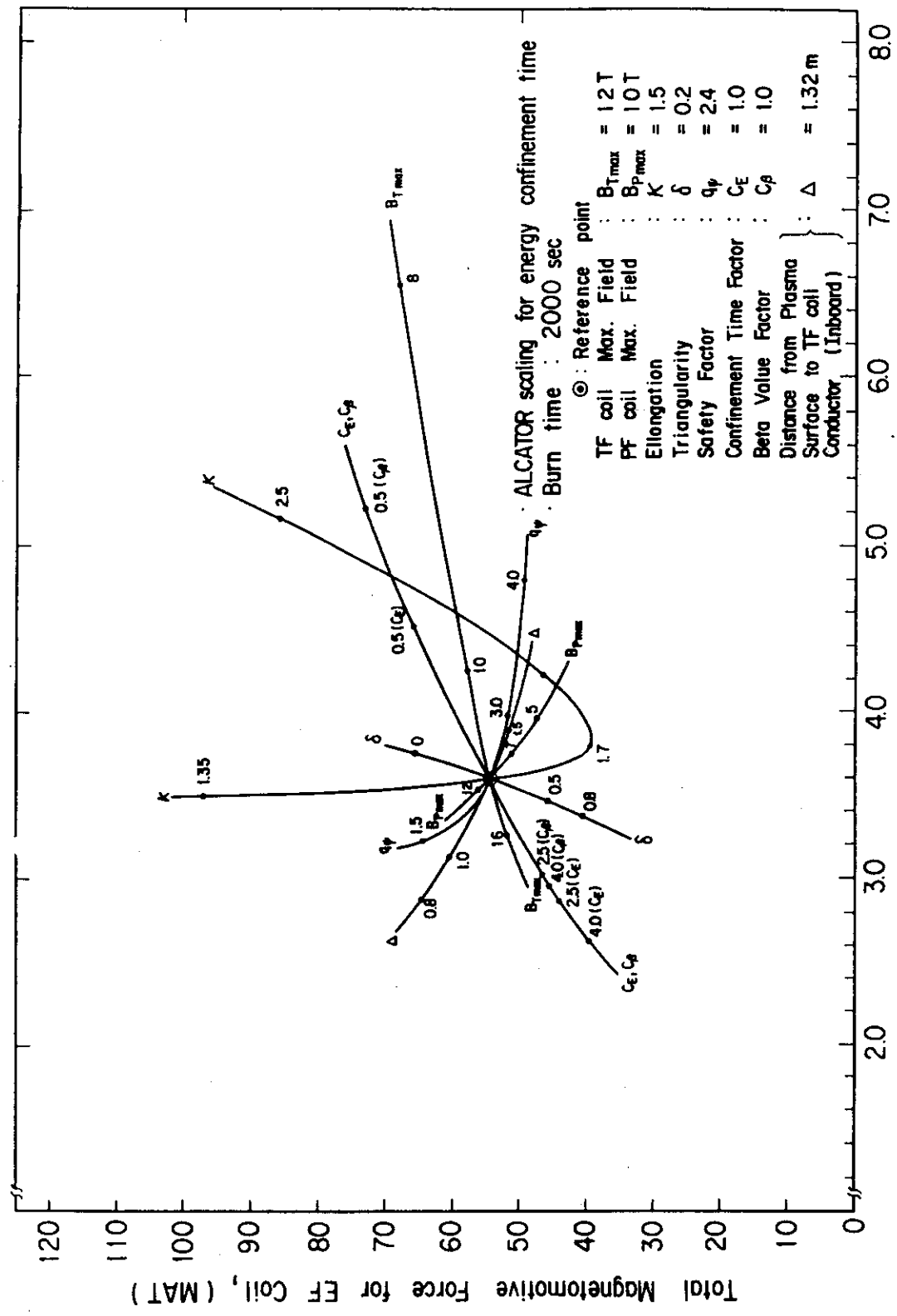


Fig. 2.3-5 Dependence of plasma and device parameters on EF coil AT and volume of tokamak device for ALCATOR scaling (Burn time of 2000 sec)

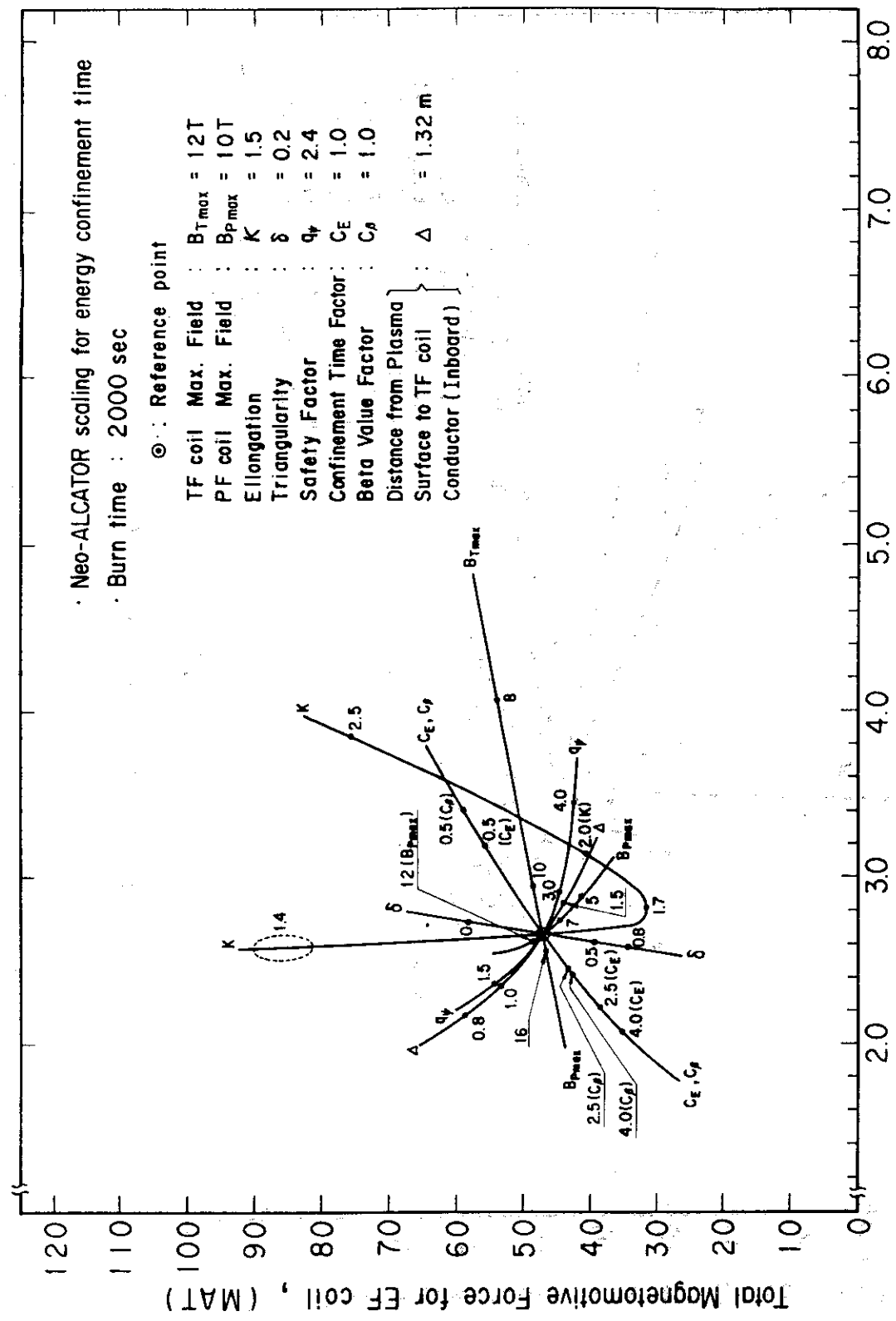


Fig. 2.3-6 Dependence of plasma and device parameters on EF coil AT and volume of tokamak device for Neo-ALCATOR scaling (Burn time of 2000 sec)

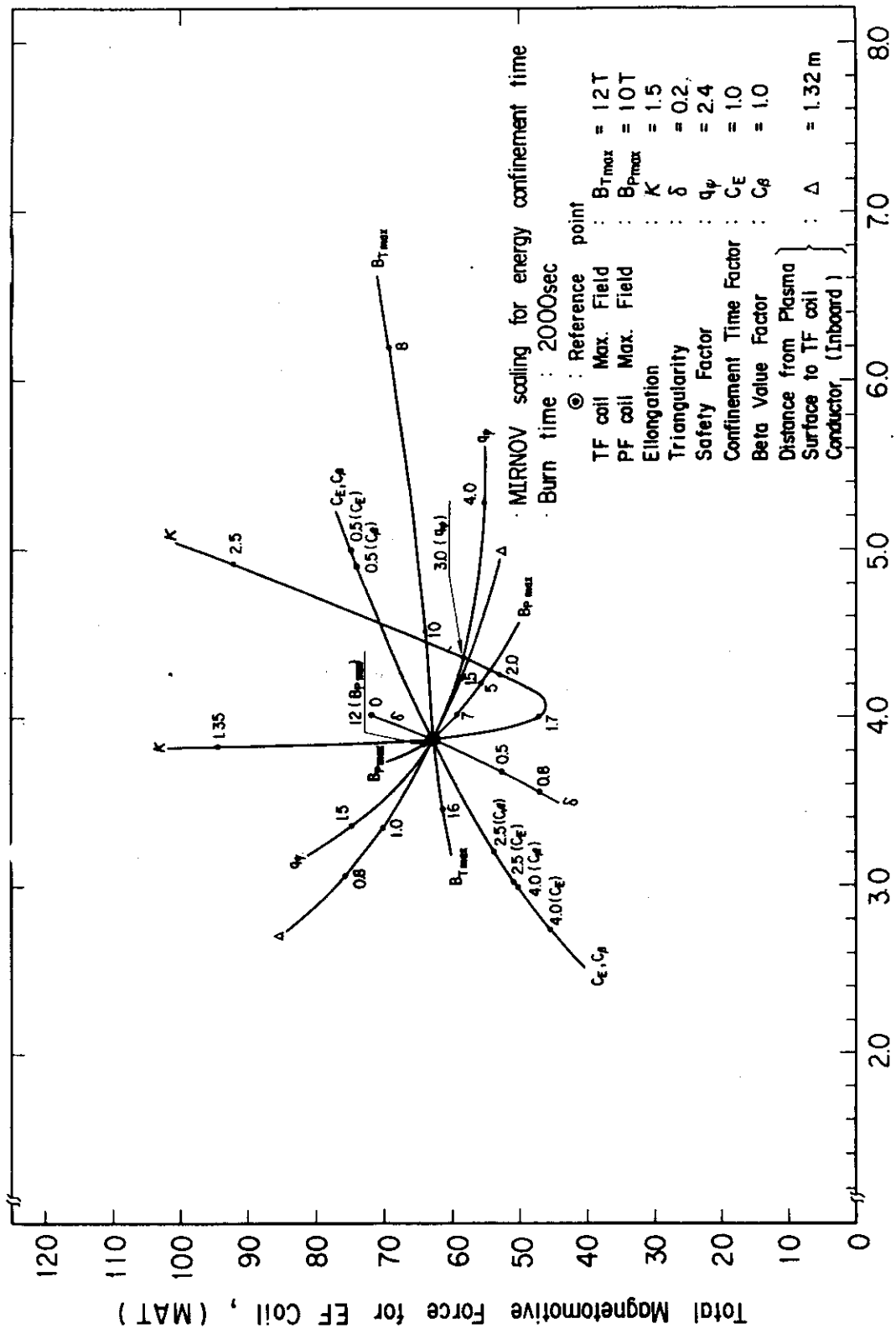


Fig. 2.3-7 Dependence of plasma and device parameters on EF coil AT and volume of tokamak device for MIRNOV scaling (Burn time of 2000 sec)

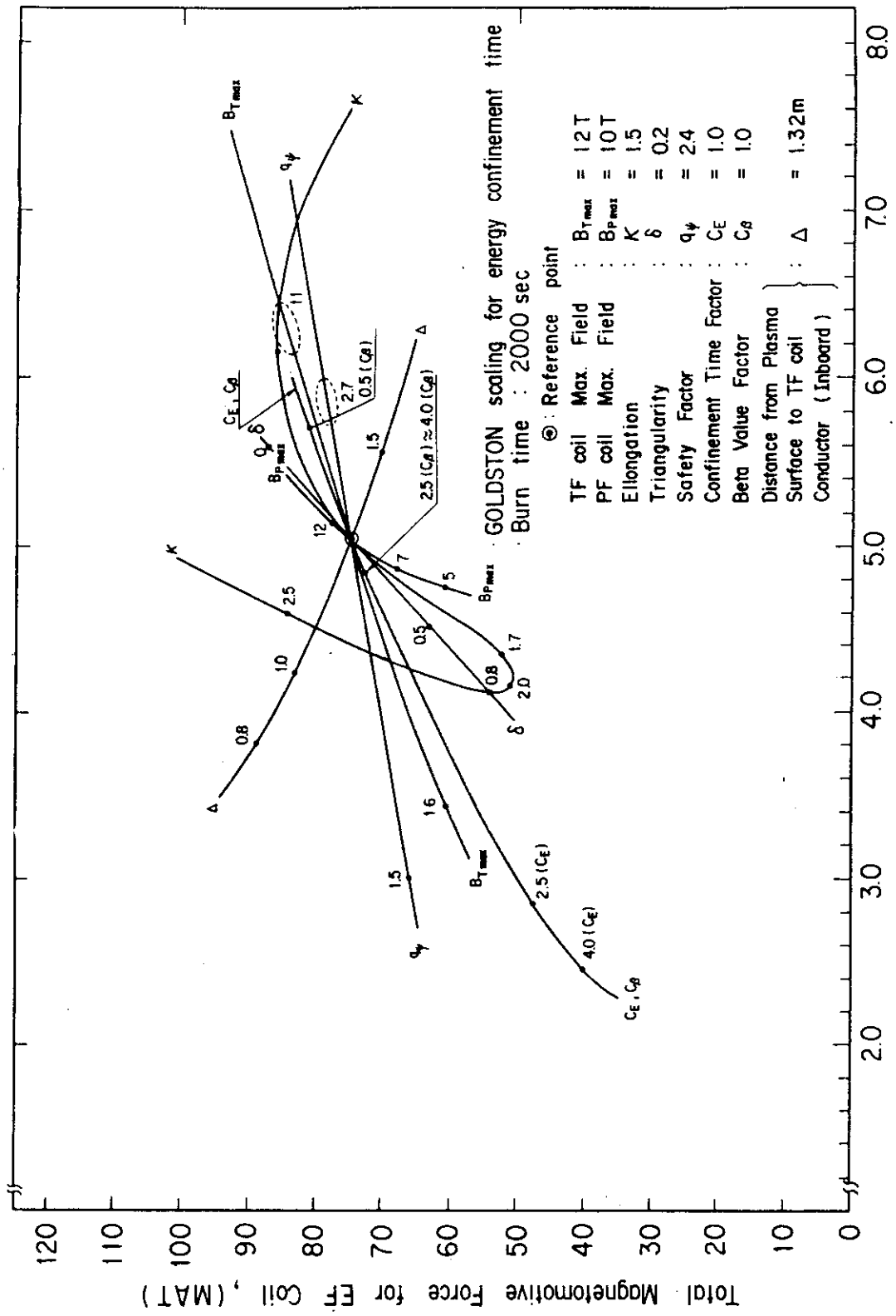


Fig. 2.3-8 Dependence of plasma and device parameters on EF coil AT and volume of tokamak device for GOLDSTON scaling (Burn time of 2000 sec)

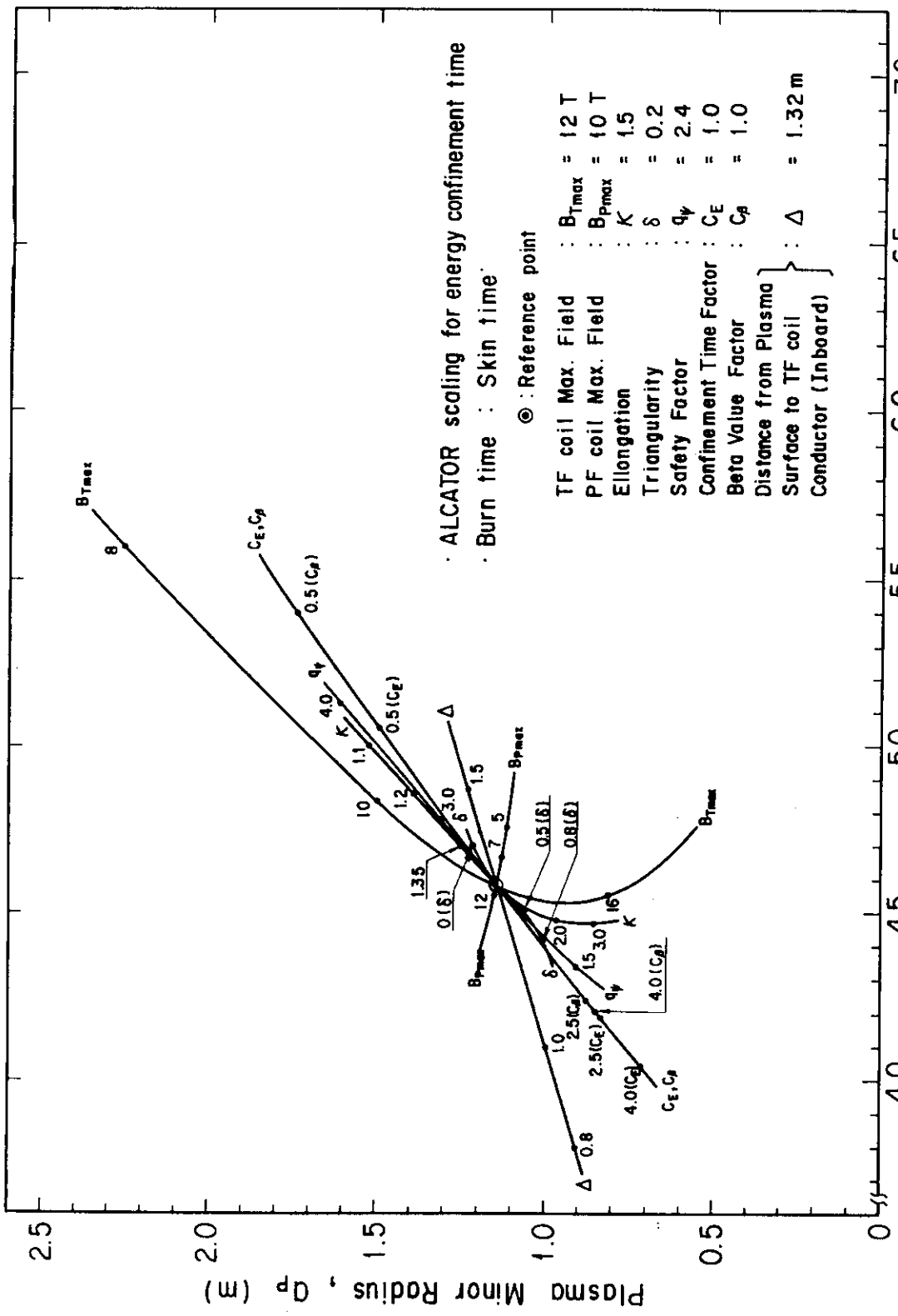


Fig. 2.3-9 Dependence of plasma and device parameters in R_p-a_p diagram for ALCATOR scaling (Burn time of skin time)

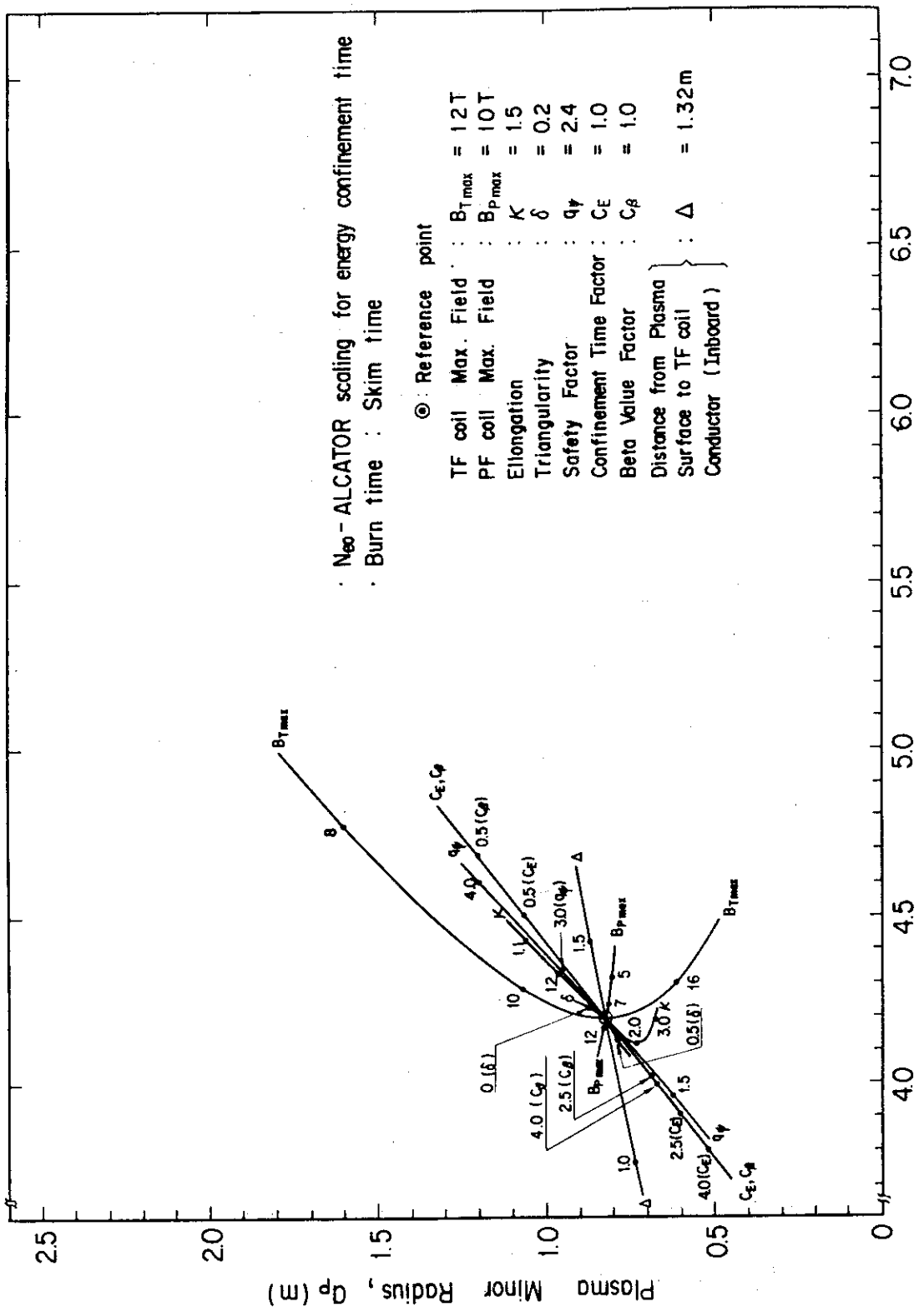


Fig. 2.3-10 Dependence of plasma and device parameters in R_p-a_p diagram for Neo-ALCATOR scaling (Burn time of skin time)

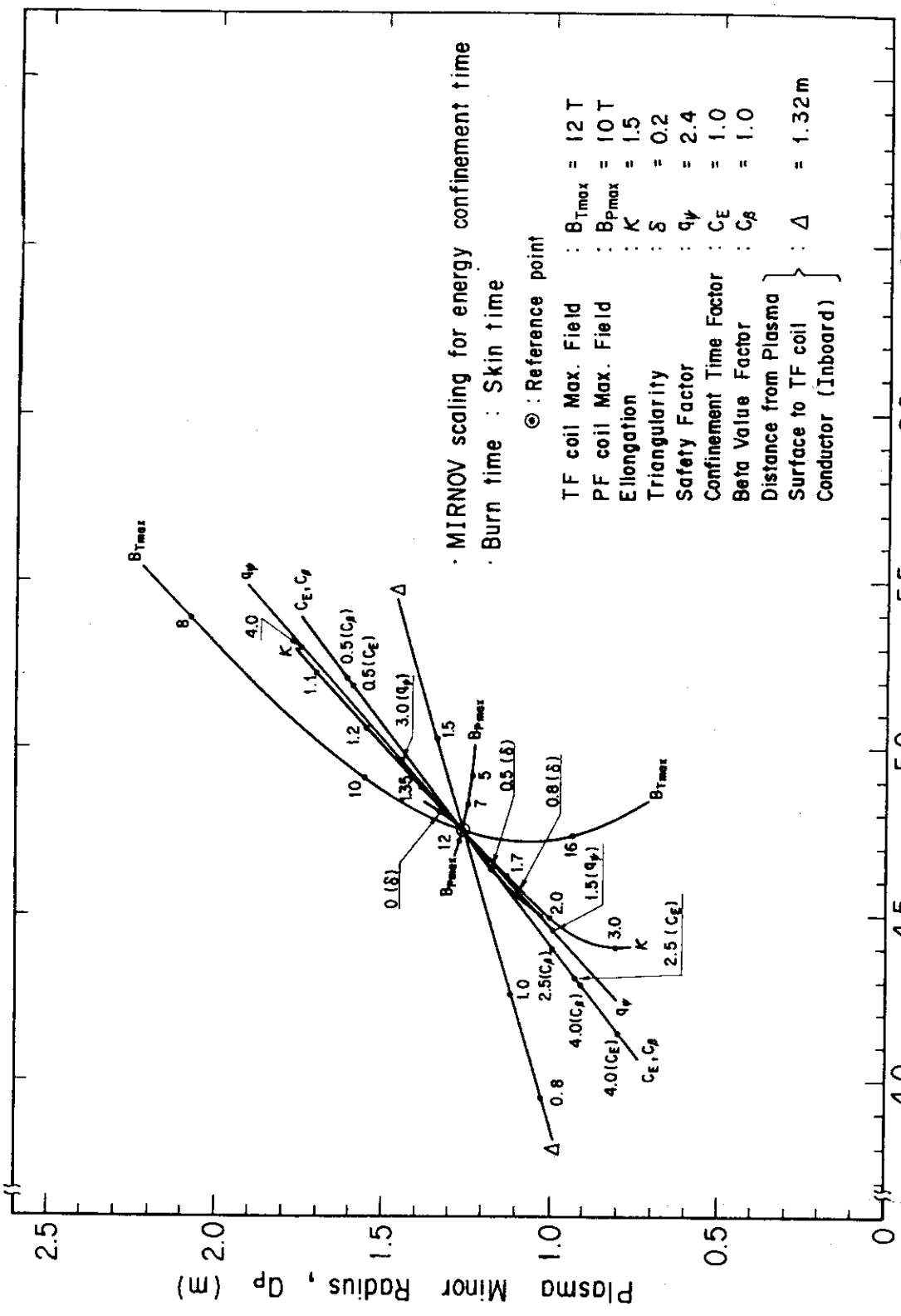


Fig. 2.3-11 Dependence of plasma and device parameters in R_p-a_p diagram for MIRNOV scaling (Burn time of skin time)

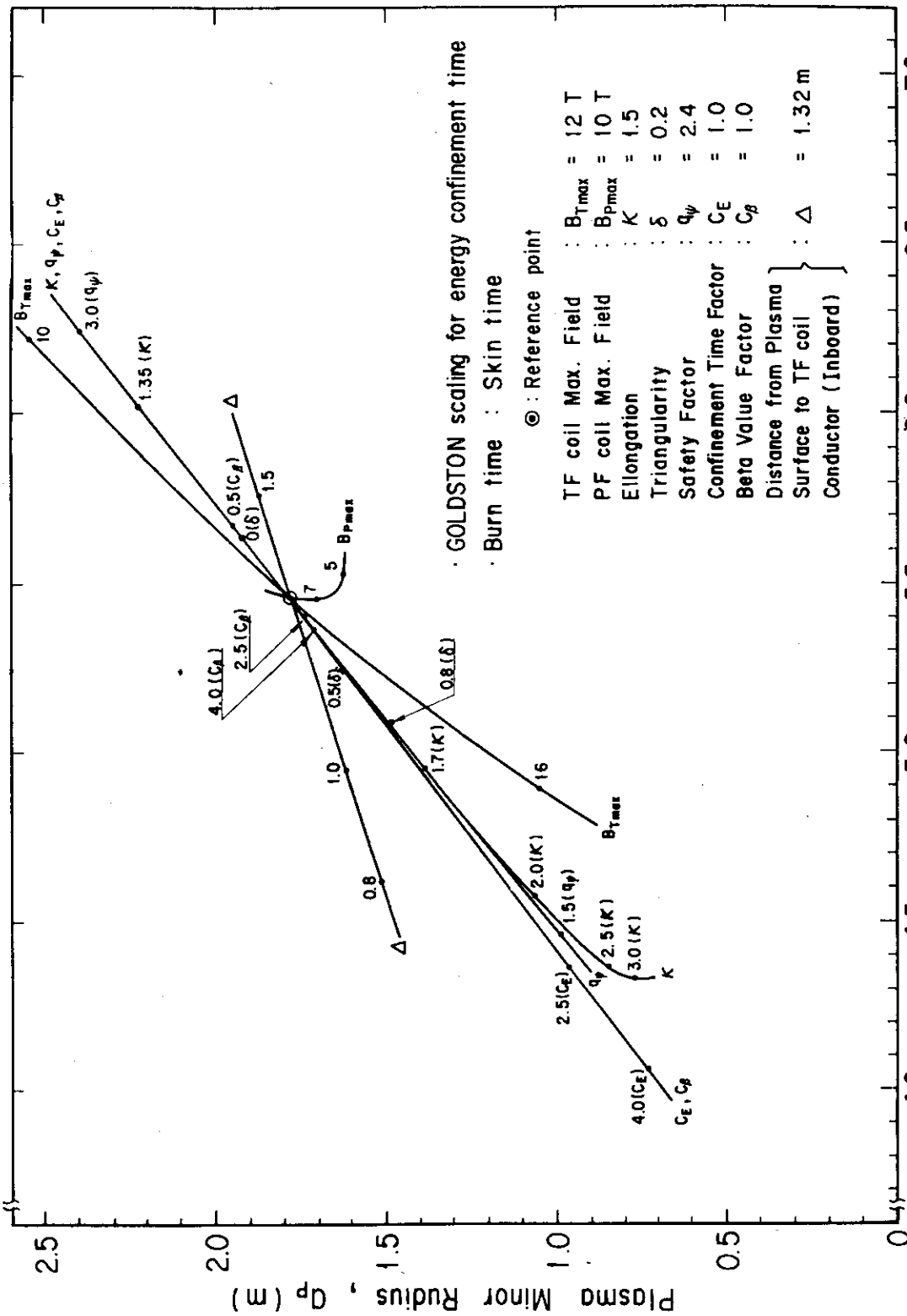


Fig. 2.3-12 Dependence of plasma and device parameters in R_p-a_p diagram for GOLDSTON scaling (Burn time of skin time)

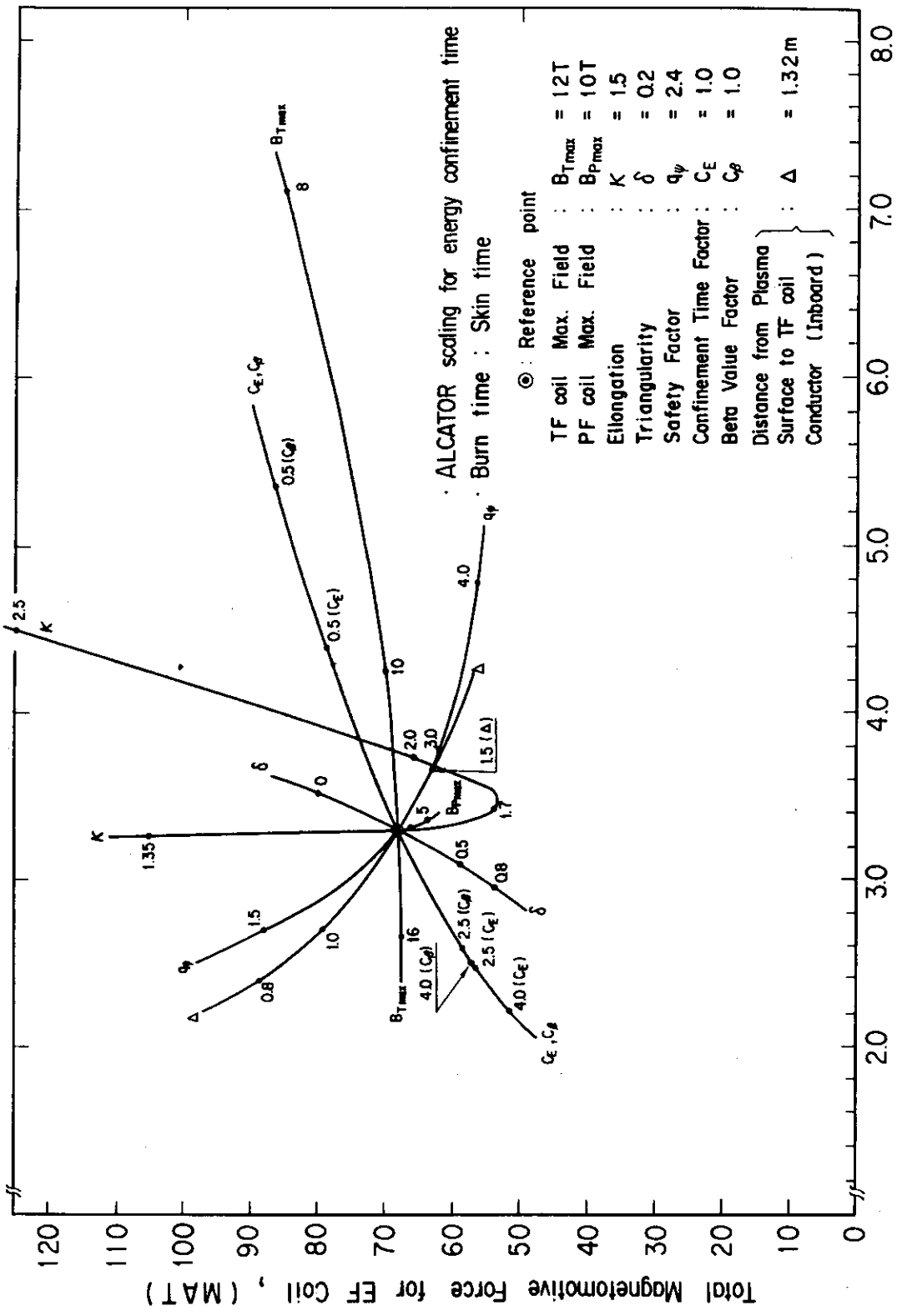


Fig. 2.3-13 Dependence of plasma and device parameters on EF coil AT and volume of tokamak device for ALCATOR scaling (Burn time of skin time)

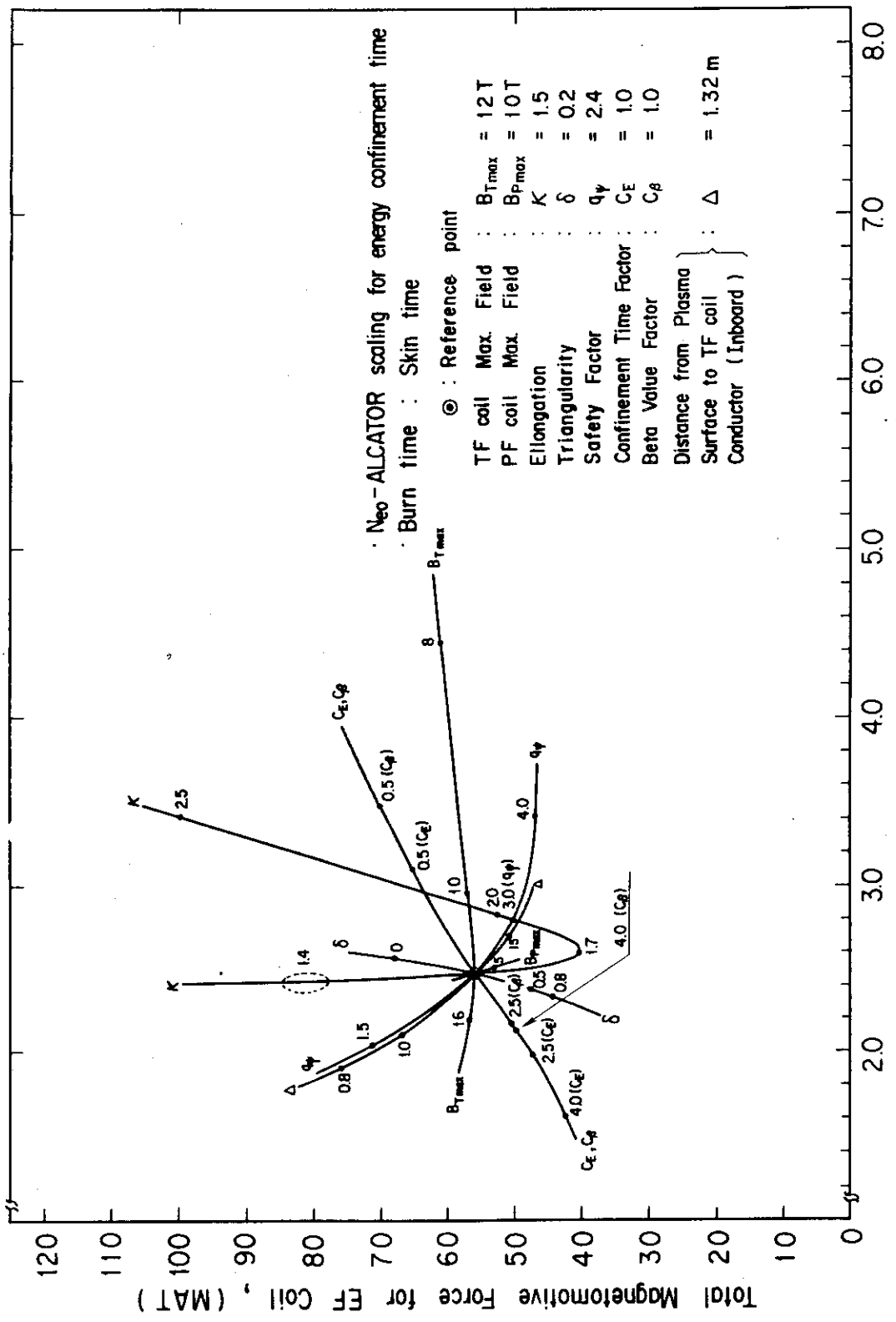


Fig. 2.3-14 Dependence of plasma and device parameters on EF coil AT and volume of tokamak device for Neo-ALCATOR scaling (Burn time of skin time)

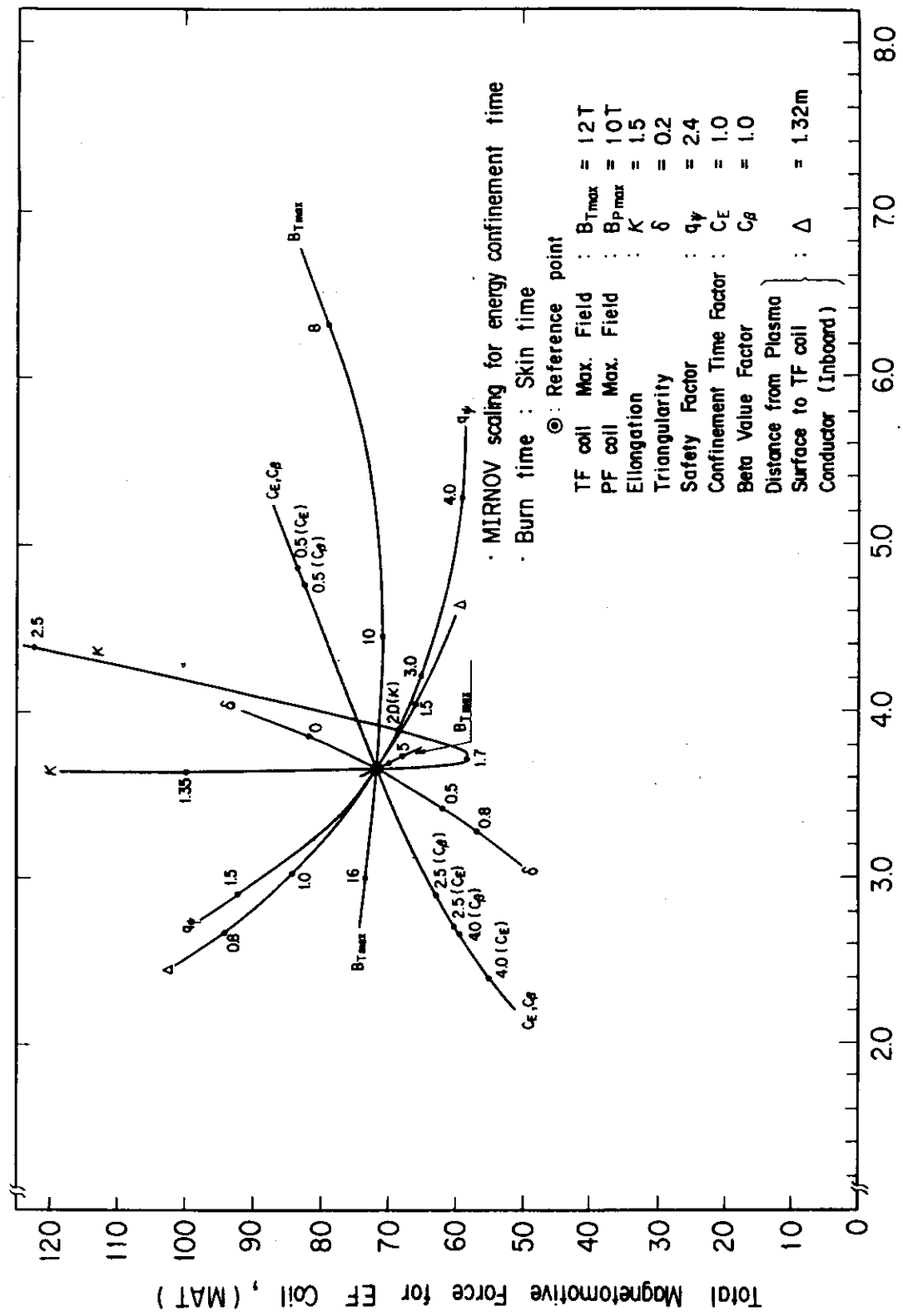


Fig. 2.3-15 Dependence of plasma and device parameters on EF coil AT and volume of tokamak device for MIRNOV scaling (Burn time of skin time)

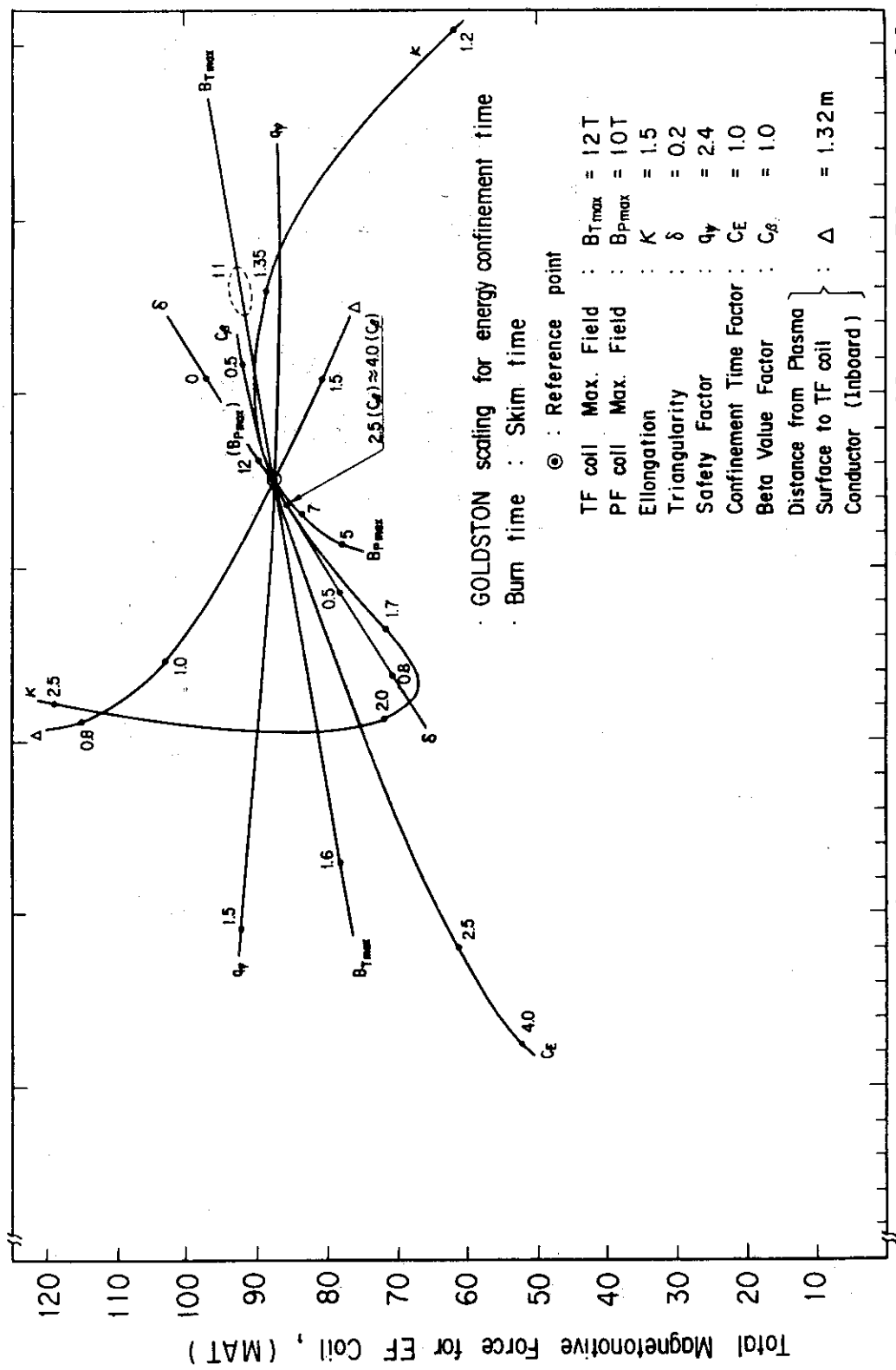


Fig. 2.3-16 Dependence of plasma and device parameters on EF coil AT and volume of tokamak device for GOLDSTON scaling (Burn time of skin time)

2.4 結　論

1. 装置サイズを小さくし，更にＥＦコイルの起磁力を下げるためには，β 値並びに閉じ込め特性の改善が必要。三角度 δ を大きくすることによっても可能。
2. 装置サイズが多少大きくなっても起磁力の減少を主な目的とするならば，q_ψ を大きくするか，Δ を大きくするか，B_{Pmax} を小さくするかの選択がある。
3. 逆に起磁力が多少増加しても装置サイズを小さくする必要のあるときには q_ψ を B_{Pmax} を大きくするか，Δ を大きくするかである。
4. Goldston 則の場合，パワー依存性があり，B_{Pmax} を小さくすると R が大きくなるか，β 値の低下により出力密度が下がり，結果として τ_{Ee}^{B} がよくなって閉じ込め特性がそれほど悪化せず a_p を小さくすることができる，その結果，B_{Pmax} を小さくすることによって，装置サイズ縮小する傾向があらわれる。
5. κ の場合には，装置サイズ及び起磁力を最小にする極小点が存在する。Alcator則，Neo－Alcator 則，ＭＩＲＮＯＶ則の場合で $\kappa \simeq 1.7$ に極小点がある。

参考文献

1) Tuda, T., et al IAEA-CN-44/E-Ⅲ-4 10th International conf, or Plasna Phys, and controlled Nuclear Fusion Research, London, UK, 12－19, september 1984

2) Mitchell, N., NET report №31, EUR XII 324/31

3. 増殖ブランケットの検討

3.1 概　　要

増殖ブランケットは核融合エネルギーを熱エネルギーに変換して回収すると同時に核融合燃料であるトリチウムを生産する事を基本機能としており，核融合が炉として成立するためには必須の構造物である。核融合実験炉（FER）が将来核融合炉に対する十分な工学試験を実施するという使命を有していること，及び我国においては核融合燃料であるトリチウムを確保するのが非常に難かしい状況下に有るという事を併せ考える時，信頼性の高いより現実的な増殖ブランケットの開発は最重要検討課題の一つであると言える。

核融合エネルギーを動力源として使用する核融合動力炉では増殖ブランケットの基本機能としてトリチウム燃料の連続的な自己供給，発電用高温熱エネルギの供給が必要とされるのは言うまでもない。

本章では実験炉であるFERに設置する事を前提とした増殖ブランケットの概念検討を行った。検討に当っては次の項目を重視した。

① 信頼性の高い現実的なコンポーネントである事。

② DEMO炉／動力炉に於いて十分なトリチウム増殖性能を確保できる見通しが得られる事。

③ 出来得る限りFER運転に必要なトリチウム燃料を供給し得る事。

上記の仕様を満足するために重点的に検討を行った項目は，トリチウム回収方式，冷却材・シェル導体材の選択および増殖性能向上策の検討である。

本章で設計検討を行った増殖ブランケット概念の概要を以下に示す。

i) 増殖ブランケットとして生成トリチウムを連続的に回収する方式が望まれるが，そのための増殖材温度制御機構が非常に複雑となる。このため，本設計では，増殖材温度制御機構を極力簡素化したバッチ回収方式を採用する。

ii) シェル導体材として現状で最も信頼性の高い銅合金（Cu－Be－Ni 合金）を使用する。

iii) 増殖材としては増殖性能が最も優れている Li_2O 球を中性子増倍材 Be 球と均質混合形態で使用することにより，可能な限り増殖性能を向上させる。

iv) 冷却材としては Li_2O 増殖材との共存性に優れている低温ヘリウムを採用する。

v) 分解修理の簡素化の観点から，ブランケット容器はトーラス方向に12分割し，アクセスポートから直線一方向で分解修理できるよう配慮する。

本章での増殖ブランケット検討に当っての仕様条件をTable 3.1－1に，プラズマ運転モードをFig. 3.1－1に示す。これらの条件は第Ⅰ編「準定常核融合実験炉（FER－Q）Reference 設計」の仕様条件と若干異なるが，本質的に増殖ブランケット概念の検討に影響を及ぼすものではない。

本章で検討した増殖ブランケットは，信頼性ある構造概念で必要とされるトリチウム増殖性能を確保し，核・熱・構造及び分解修理・保守性との整合に配慮した構造の確立を重点とした。

すなわち，核設計ではLi_2OペブルとBeペブル（中性子増倍と中性子減速の両機能を有する）を均一に混合した増殖領域の核性能評価を実施し，トーラス外側領域及びトーラス上部に増殖ブランケットを設置することにより，正味増殖比0.6以上，全トーラス領域設置により1.0以上の増殖比が達成されることを確認した。

熱設計においては，低温ヘリウム冷却材による第1壁及び増殖部の除熱性能を評価し，第1壁構造材温度及び増殖材温度が許容温度範囲内に維持できることを確認した。又，増殖トリチウムをバッチ回収する場合の増殖部昇温特性を把握し，比較的短時間（約1日）で増殖材を昇温，トリチウム回収できることを確認した。

本ブランケット容器幅は，内蔵するシェル導体の構造簡素化及びブランケットの分解移動の簡素化の観点から，比較的大きくトーラス方向に12分割した幅とした。構造設計では，このブランケット容器の強度評価を実施し，ブランケット容器幅を2分割するような補強板を設置することによりブランケット容器の健全性が確保できる見通しを得た。又，分解修理の検討により，このブランケット容器を直線一方向で引抜き可能であることを確認した。

Table 3.1-1 Design Specification for Tritium Breeding Blanket

Plasma

Plasma major radius, R_p(m)	5.0	
Plasma radius, a(m)/b(m)	1.2/1.92	
Aspect ratio, A	4.167	
Elongation, K	1.6	
Triangularity, δ	0.2	
Average ion temperature, T_i (kev)	10	
Average ion density, n_i ($10^{20}m^{-3}$)	1.4	
Total beta, β_t(%)	5.92	
Fuel beta, β_f (%)	4.57	
Plasma current, I_p(MA)	6.4	7.5
Safety factor, q_I	2.0	1.7
Toroidal field, B_T(T)	4.96	
Thermonuclear power, P_{th}(MW)	580	
Neutron wall load, P_n(MW/m^2)	1.24	
Total fluence, ($MW\text{-}y/m^2$)	3.0	

(note)

$$\beta_{cr}=3.5\frac{I_p(MA)}{a(m)B_T(T)}=(3.76\%,4.41\%)$$

$$\beta_t/\beta_f=1.30$$

$$\beta_t/\beta_{cr}=(1.57,1.34)$$

Outer scrape-off and divertor target

Scrape-off temperature (at the separatrix in the main chamber)	T_e = 130; T_i = 200 [eV]
Scrape-off density (at the separatrix in the main chamber)	$\simeq 6 \times 10^{19} m^{-3}$
Total power conducted into scrape-off plasma	80 MW
Peak temperature at target	$T_e \simeq$ 20; $T_i \simeq$ 20 [eV]
Power to outer divertor throat (conducted)	$\simeq$ 40 MW
Total power to each target	34.5 MW
(a) due to kinetic energy of DT plasma	16.2 MW (peaked)
(b) due to recombination of DT ions at surface	9.8 MW (peaked)

Table 3.1-1 Design Specification for Tritium Breeding Blanket (cont.)

(c) radiation from diverted plasma	6.5 MW	(uniform)
(d) radiation from main plasma	2 MW	(uniform)
Peak power load to outer plate (target perpendicular to magnetic surfaces)	18 MW/m^2	
Peak power load to inner plate(target perpendicular to magnetic surfaces)	14 MW/m^2	
Power profile (exp^{-1} decay length $\perp$ to magnetic surfaces)	Outer	Inner
outboard of separatrix	3 cm	1.2 cm
inboard of separatrix	1 cm	3.5 cm
Total ion flow to target	4.5×10^{24}/s	
Composition - 49% D^+, 49% T^+, 2% He^{2+}		
Peaked ion flux density [target perpendicular to magnetic surfaces]	$1.05 \times 10^{24}/m^2/s$	
Flux density profile (exp^{-1} decay length $\perp$ to magnetic surfaces)		
	Outer	Inner
outboard	9.4 cm	1.8 cm
inboard	1.5 cm	11.0 cm
Radiation to outer target		
Radiation to each target	6.5 MW	
From main plasma	2. MW	
Predicted movement of intersection of separatrix with the target (in direction $\perp$ to magnetic surfaces)		$\pm$ 1.5 cm

First Wall (assessment of uniform conditions)

Radiation	49 MW
Charge exchange	1 MW
Total flux density of charge exchange atoms	$1 \times 10^{20}/m^2/s$
Sputtering rate (from SS wall)	2.3×10^{18} atoms/m^2/s
Sputtering by charged particles	Negligible
Ripple & loss	not considered

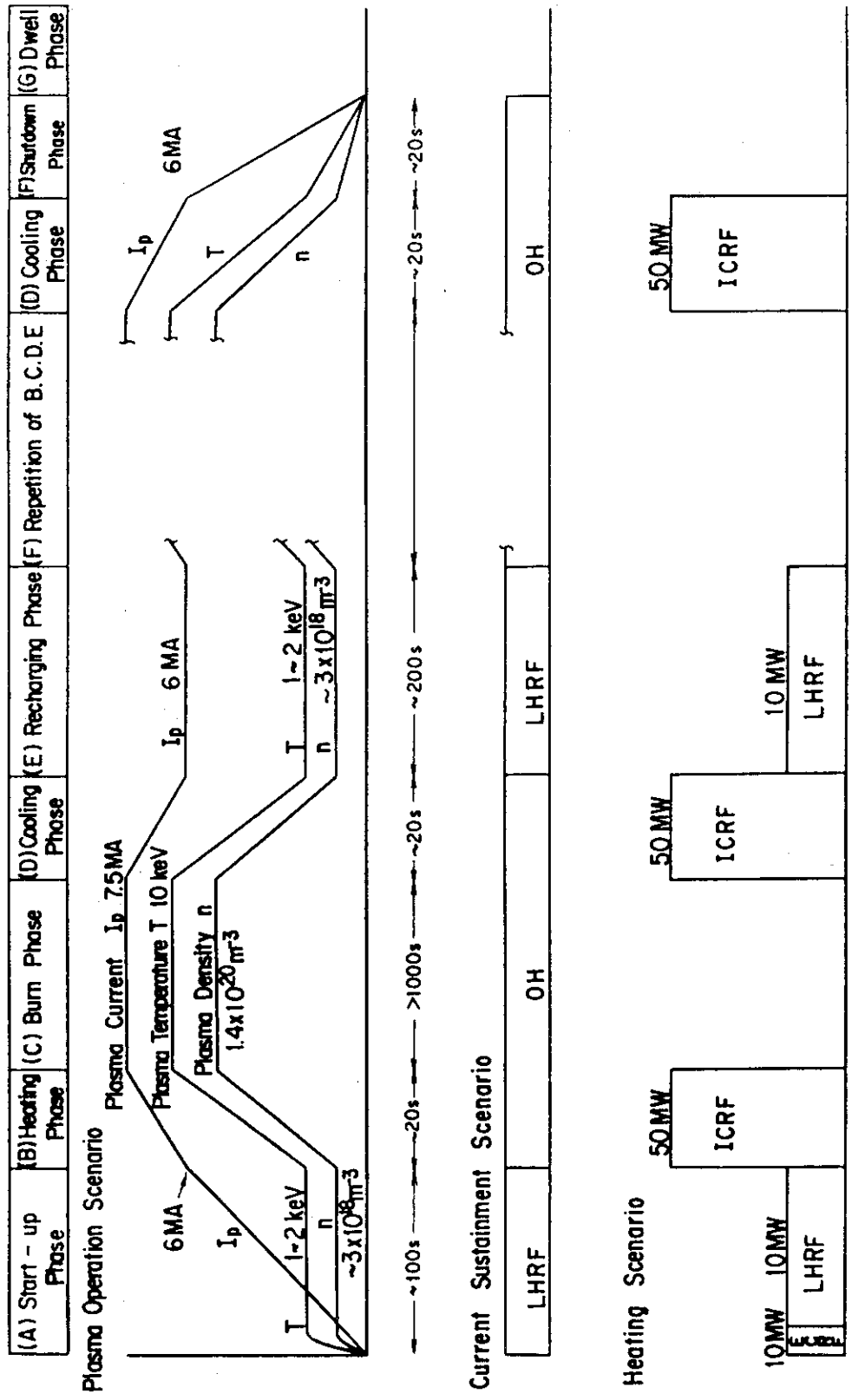


Fig. 3·1-1 Operation Scenario RF Current Ramp - up and Recharging

3.2 増殖ブランケット設計

3.2.1 増殖ブランケットの構造概念

(1) 選定方針

前年度までのトリチウム増殖ブランケット設計では，核融合燃料であるトリチウムを出来る丈速やかに自己供給するために，又安全上インベントリを最小にする為増殖トリチウムを連続的に回収する方式を採用した。又，プラズマ位置不安定性制御のためのシェル導体として電気抵抗が比較的小さく中性子増倍効果の期待できるベリリウム板を採用し，十分なシェル効果とトリチウム増殖比を確保するブランケット概念を検討した。

しかしながら，上記のブランケット設計では以下のような今後解決すべき問題点が指摘される。

① 増殖トリチウムを連続的に回収するには増殖材を一定温度域（Li_2Oの場合400～1000℃）に保持する必要があり，そのための増殖材温度制御機構が複雑となる。

② シェル導体として中性子増倍効果のあるベリリウム板を使用する場合，展延性が低いことからシェル導体の信頼性が低下する。一方，銅あるいはアルミニウムでシェル導体を構成すると，中性子吸収が増大し増殖領域でのトリチウム増殖比が大幅に低下する。

このため，本増殖ブランケットの構造概念の選定にあたっては，信頼性ある増殖ブランケットを早期にFERに設置するという観点から構造概念の見直しを行った。

Fig. 3.2.1－1 に増殖材温度制御機構を簡素化するための基本的考え方をフローチャートとして示す。従来の増殖ブランケットではLi_2O増殖材温度を400℃以上に保持するため，冷却管周りにヘリウムギャップ層を設けていた。今回の設計ではこのヘリウムギャップ層の温度制御機構を削除し構造を簡素化する方針とした。同図に示したように，構造材としては照射データが比較的豊富なオーステナイト系ステンレス鋼を採用するのが現実的であるため，温度制御機構を簡素化したブランケット概念として軽水冷却型バッチ回収ブランケット，ヘリウム直接冷却型バッチ回収ブランケット，およびヘリウム間接冷却型バッチ回収ブランケットが有望である。Table 3.2.1－1 にこれら3種のバッチ回収ブランケットの概念図および特徴を比較して示す。この3種のブランケットのうち，本設計では高いトリチウム増殖性能が期待できかつバッチ回収時の運転操作が容易であるヘリウム間接冷却型バッチ回収ブランケットを代表案とした。Table 3.2.1－2 に本ブランケットと軽水を用いた連続回収ブランケットの基本構造を比較して示す。同表より明らかなように，バッチ回収方式にすることにより冷却管周り及び容器壁周りの構造が大巾に簡素化される。

Fig. 3.2.1－2 にシェル導体の信頼性向上及び中性子増倍機構の簡素化に関する基本的考え方をフローチャートとして示す。本設計では，シェル導体材として純銅に比べ照射による機械的性質及び導電率の影響が小さい銅合金（Cu－Be－Ni）を採用し，シェル導体の信頼性向上に配慮した。一方，この銅合金の使用により中性子吸収が増大しトリチウム増殖比に悪影響を与える。これを補償するため増殖領域にはLi_2Oペブルとベリリウムペブルを均一に混合充填し，構造的な複雑さを招くことなく増殖性能の回復を図った。

(2) 構造概念

Table 3.2.1－3 及び 3.2.1－4 に第1壁／増殖ブランケットの主要な設計諸元を示す。Fig. 3.2.1－3 にはその立体構造概念図を示す。本設計は，構造材量を極力低減して高いトリチウム増殖性能を達成するため，ブランケット容器と第1壁を一体化する構造とした。第1壁の冷却構造は冷却性能の優れたリブパネル方式を採用し，冷却材流路はブランケット容器の内圧に対するリブ補強効果を期待してトロイダル方向とした。構造材は改良ステンレス鋼であり，冷却材は低温ヘリウム（ 300℃以下， 4.0MPa ）である。又，第1壁の厚さは，累積中性子壁負荷 3MW－y／m^2 に対するスパッタリングエロージョン代 2 mm を考慮した構造材厚さとした。

トーラス外側のブランケット内には，プラズマ位置不安定性制御のため，鞍型形状のシェル導体（ 厚さ 30mm ）を設置する。導体材としては，照射による機械的性質及び導電率の影響が小さくかつ加工性に富む銅合金（ Cu－1.8 Ni －0.3 Be ）を採用した。このシェル導体の支持は，ブランケット容器の内圧補強効果を兼ねた第2壁と一体化して行う。

ブランケット容器は，トーラス外側領域と上部領域に配置される。ブランケット容器巾は，分解修理性と内蔵するシェル導体機構の簡素化を考慮して，トーラス方向に12分割した容器巾とした。ブランケット内部は Fig. 3.2.1－4 に示すように冷却管周りにペブル状固体トリチウム増殖材とペブル状中性子増倍材を均一に混合・充填したものであり，BOT（ Breeder Outside Tube ）型のチューブインシェル概念である。

増殖材としてはトリチウム増殖性能および熱特性の観点から，酸化リチウム（ Li_2O ）の焼結体を選定した。又，中性子増倍材としては増倍性能および熱特性の観点からベリリウムを選定した。これら増殖材及び増倍材の形状は熱応力割れの回避，複雑なブランケット容器形状での高充填率の確保などを考えて，直径 1 mm のペブル形状とした。

ブランケット内の冷却管はポロイダル方向で，冷却材は第1壁及び第2壁と同様低温ヘリウムである。増殖材を許容温度（ 1000℃ ）以下に保持するための温度制御は，核発熱率に応じた冷却管配列により行われる。

ブランケット内のトリチウムは，炉を所定期間運転した後，バッチ的に回収する。すなわち，トリチウムの回収時には，冷却系統に設置した加熱器を起動させヘリウム冷却材を 450℃まで昇温する。この高温ヘリウムガスにより増殖材領域をトリチウム回収に必要な温度まで昇温し，増殖材領域を流れるヘリウムパージガス（ 0.1MPa ）により増殖トリチウムを回収する。

Table 3.2.1-1 Comparison of design approaches for batch recovery blanket

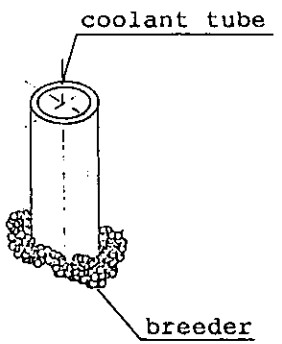
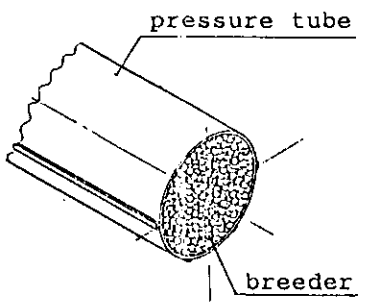
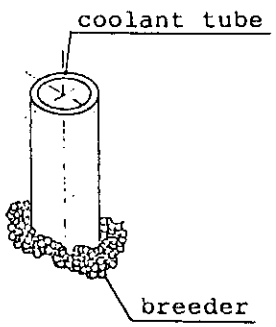
	Water-Cooled Blanket	Directly Helium-Cooled Blanket	Indirectly Helium-Cooled Blanket
Concept			
Features			
· advantages :	· low temperature of structure materials · low pumping power	· minimum design considerations on the breeder temperature control · reduction of tritium purge line · easiness of breeeder heating for tritium recovery	· high potential of tritium breeding performance · easiness of breeder heating for tritium recovry
· disadvantages :	· difficulty of precise coolant tube arrangement for breeder maximum temperature control · Li_2O/H_2O reaction · requirement of coolant detritiation system · change of coolant material to helium gas at tritium recovery operation	· complicated structure with pressure tube, sub header, manifold and so on · requirement of large piping spaces and high pumping power · large mass transport rate of Li_2O	· difficulty of precise coolant tube arrangement for breeder maximum temperature control · requirement of large piping spaces and high pumping power

Table 3.2.1-2 Comparison of structure designs between water cooled blanket of continuous tritium recovery and helium cooled blanket of batch tritium recovery

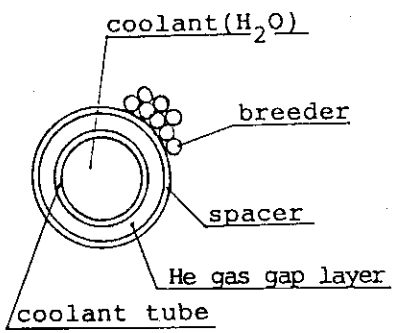
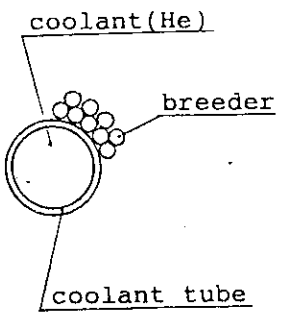
	Water-cooled Blanket (continuous tritium recovery)	Indirectly Helium-cooled Blanket (batch tritium recovery)
Concept of breeder-coolant tube interface		
	A spacer is installed arround a cooling tube to provide thermal insulation gap of helium.	Direct contact of breeder with coolant tube is accepted. During tritium recovery operation, high temperature (~450°C) helium gas flows in the coolant tube to elevate breeder temperature.

Table 3.2.1-2 Comparison of structure designs between water cooled blanket of continuous tritium recovery and helium cooled blanket of batch tritium recovery (continued)

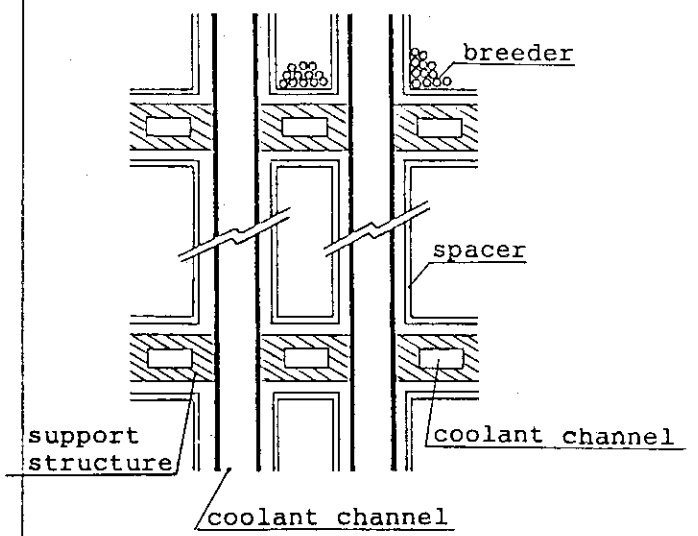
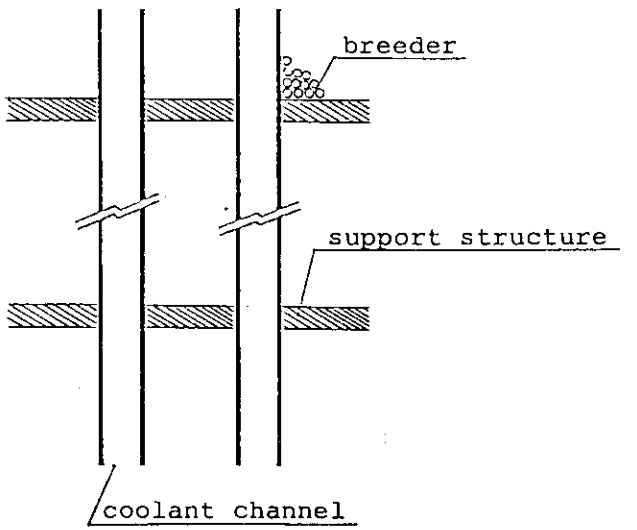
	Water-cooled blanket (continuous tritium recovery)	Indirectly Helium-cooled Blanket (batch tritium recovery)
Concept of support structure for coolant tubes		
	Cooling mechanism is required for the support structure of coolant tubes. Thermal insulation gap at breeder to support interface is also required to control the breeder temperature above 400°C	Maximum temperature control of support structure can be achieved by adjusted coolant tube pitch. Existing refractory materials are potentialy applicable to support structure, since the maximum temperature of breeder is at most 600°C or so.

Table 3.2.1-2 Comparison of structure designs between water cooled blanket of continuous tritium recovery and helium cooled blanket of batch tritium recovery (continued)

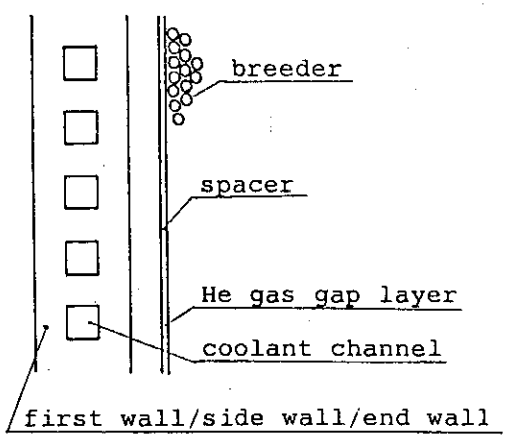
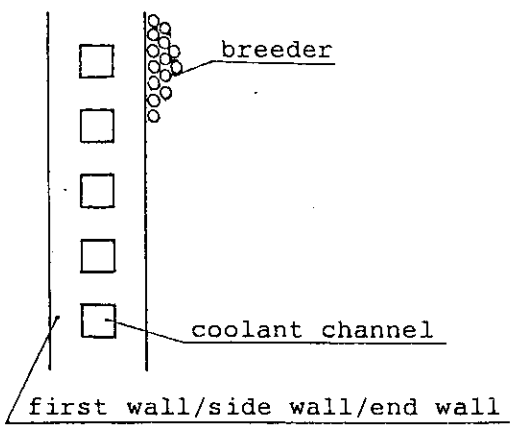
	Water-cooled Blanket (continuous tritium recovery)	Indirectly Helium-cooled Blanket (batch tritium recovery)
Concept of breeder/vessel wall interface		
	Thermal insulation gap is required at breeder to wall interfaces to control the breeder temperature above 400°C	Direct contact of breeder with vessel wall is accepted

Table 3.2.1-3 Major Design Parameters of the First Wall of Tritium Breeding Blanket (Batch Tritium Recovery)

Configuration	Integral with Blanket
Form	Ribbed Pannel
Structural Material	Titanium-modified Stainless Steel (PCA)
Coolant	Helium Gas
Flow Direction	Toroidal
Inlet Pressure	4.0 MPa
Inlet Temperature	100 °C
Outlet Temperature	300 °C
Maximum Velocity	63 m/s
Pressure Losses	<150 kPa
Total Pumping Power	30 MW
Wall Thickness	
Beginning-of-life	12.5 mm
End-of-life	10.5 mm
Coolant Channel	
Geometry	Rectangular
Size	5 mm^w x 5 mm^h
Pitch	7.5 mm
Maximum Wall Temperature during Normal Operation	400 °C

Table 3.2.1-4 Major Design Parameters of Tritium Breeding Blanket (Batch Tritium Recovery) (1/2)

Blanket Type	Tube-in-Shell Type(BOT)
Thickness(including F/W)	50 cm
Location	Outboard and Top
Structure Material	Titanium-modified Stainless Steel (PCA)
Breeding Region	
Breeder	Li_2O(natural)
Form	Spherical Pebble
Diameter	1 mm
Neutron Multiplier	Beryllium
Form	Spherical Pebble
Diameter	1 mm
Mixing Ratio	25v/o-Li_2O/75v/o-Be
Packing Fraction	0.7(bulk) 0.3(near wall)
Acceptable Temperature Range	<1000 °C
Operating Temperature Range	100 °C - 600 °C
Minimum Temperature Control	none
Maximum Temperature Control	Proper Arrangement of Cooling Tube
Shell Conductor	Copper Alloy(Cu-Be-Ni)
Type	Saddle
Thickness	30 mm
Coolant	He
Inlet Pressure	4.0 MPa
Inlet/Outlet Temperature	100 °C/300 °C
Flow Direction	Poloidal
Tube ID/OD	20 mm/ 24 mm
Velocity	72 m/s
Pressure Loss	< 150 kPa

Table 3.2.1-4 Major Design Parameters of Tritium Breeding Blanket (Batch Tritium Recovery) (2/2)

Tritium Breeding Ratio	
Net TBR	0.61
Local TBR	1.56(without Cu Alloy)
	0.95(with Cu alloy)
Tritium Recovery	Discontinuous
Purge Gas	Helium
Pressure	0.1 MPa
Flow Rate	2400 Nm^3/hr
Recovery Cycle	6 times per full-power operation of 1 yr
Recovery Time	1 day
Temperature	450 °C

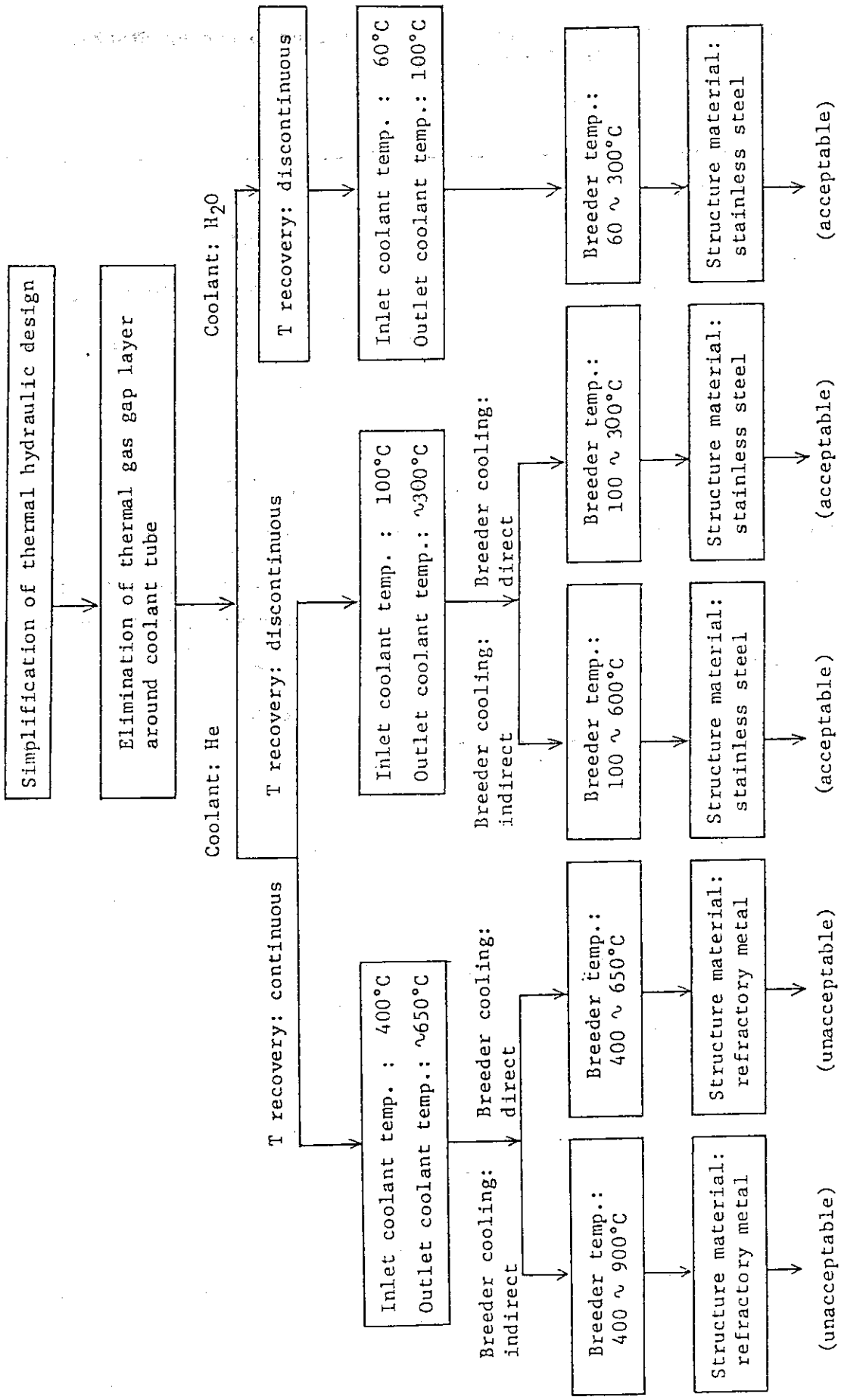


Fig. 3.2.1-1 Flow Chart of Breeding Blanket Simplification - Breeder Temperature Control -

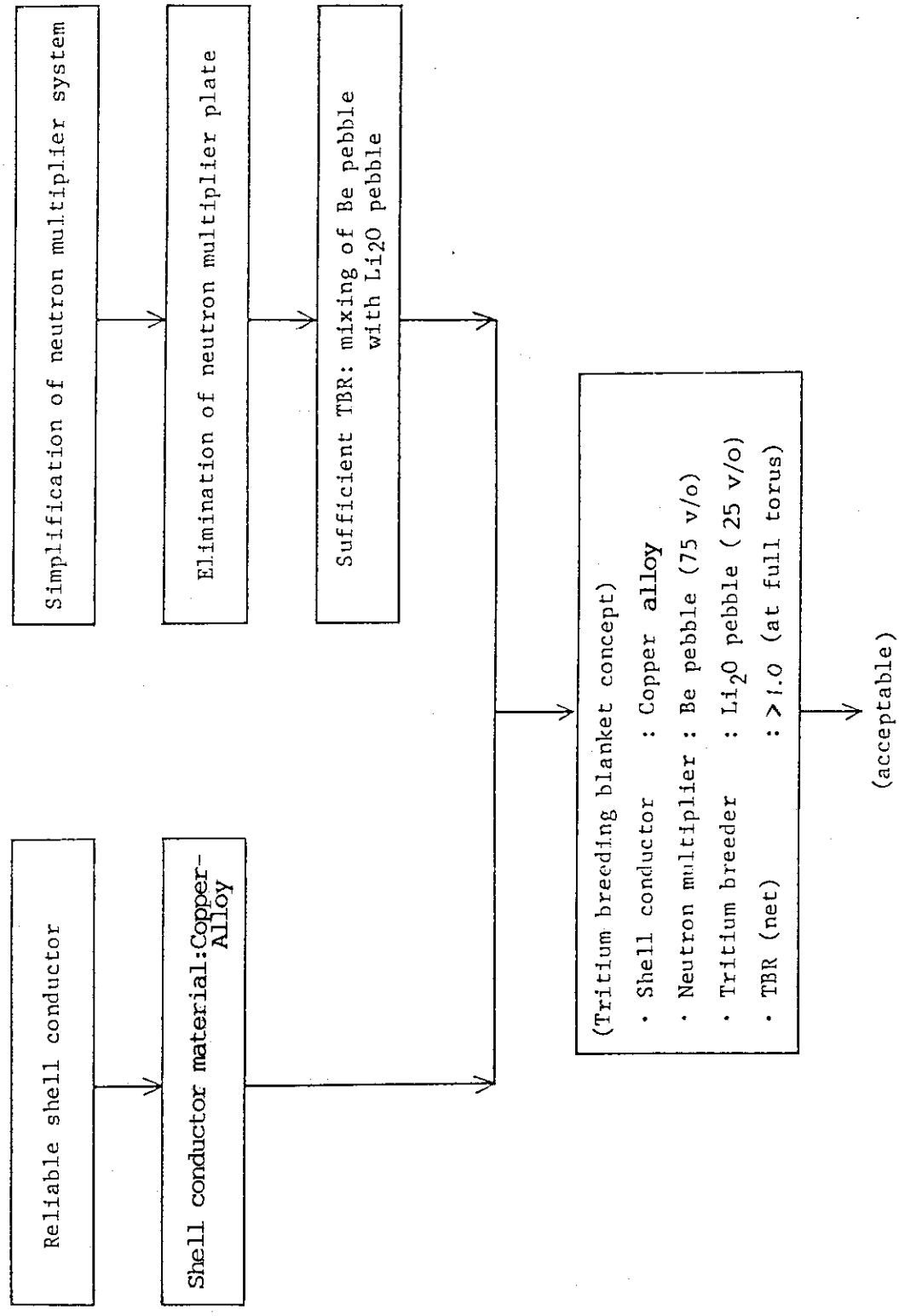


Fig. 3.2.1-2 Flow Chart of Breeding Blanket Simplification
- Shell Conductor and Neutron Multiplier Zone -

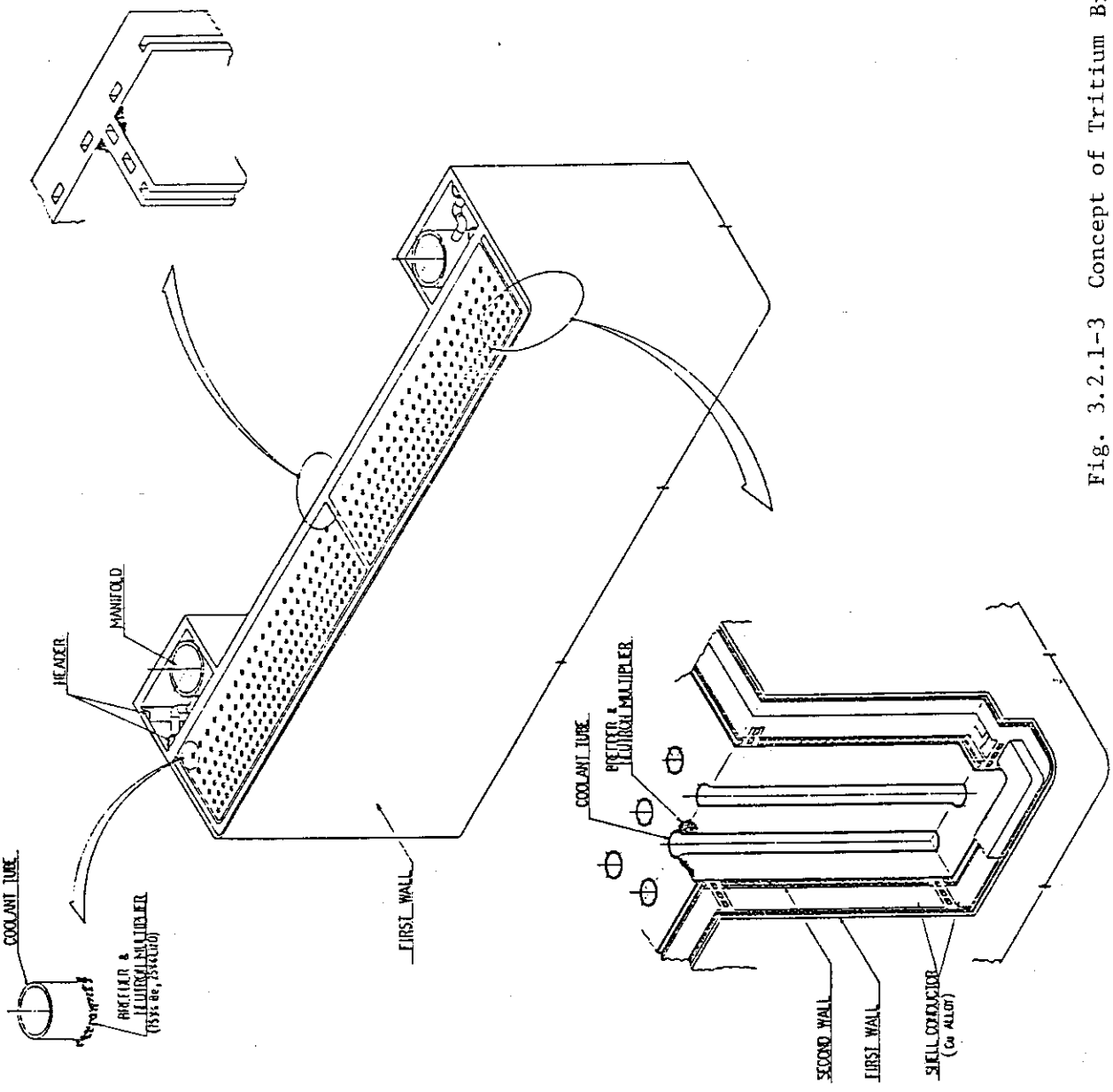


Fig. 3.2.1-3 Concept of Tritium Breeding Blanket (Batch Tritium Recovery)

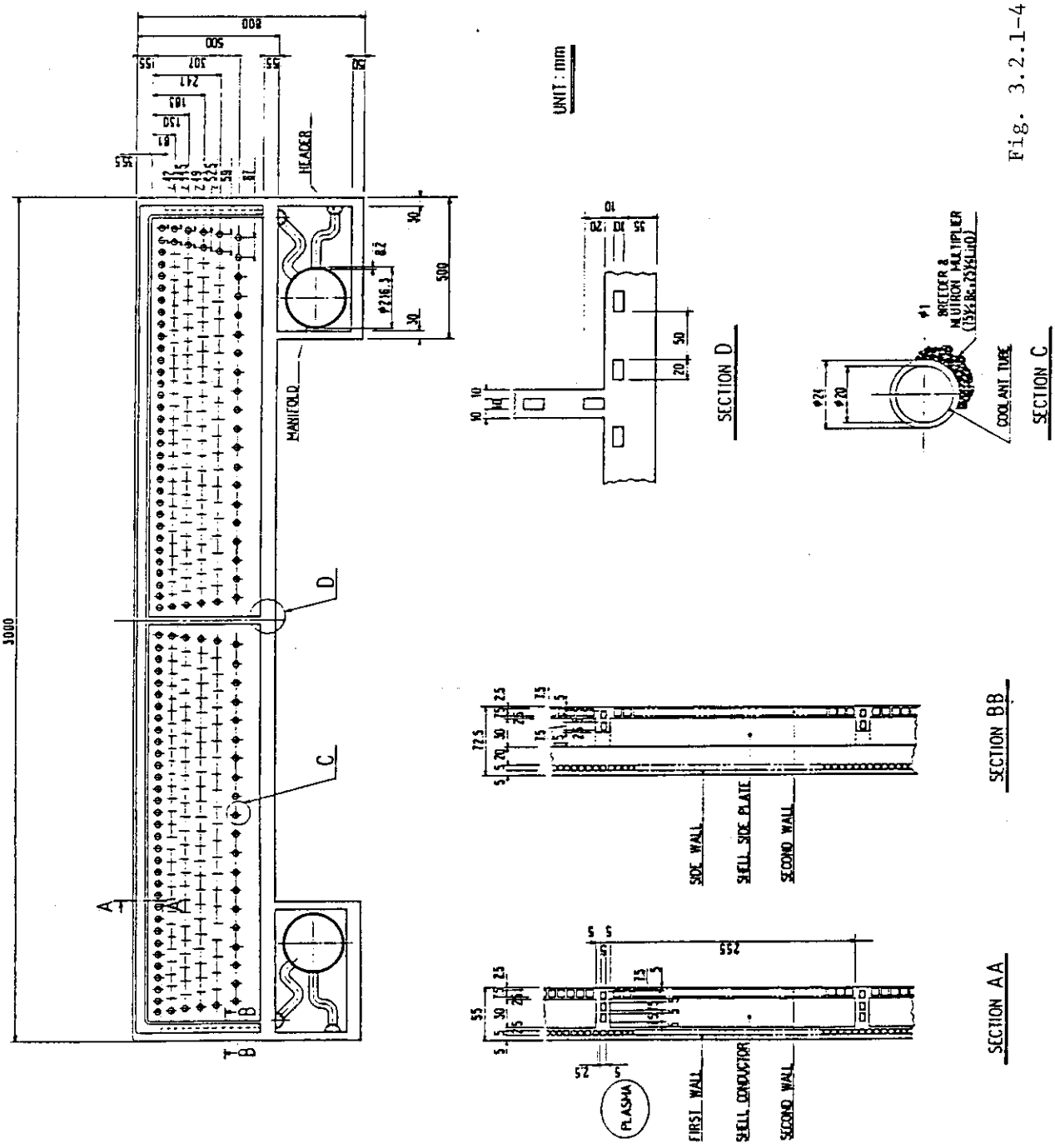


Fig. 3.2.1-4 Cross-Section of Tritium Breeding Blanket (Batch Tritium Recovery)

3.2.2 核 設 計

本項目のトリチウム増殖ブランケットの核設計の目的は，熱構造設計との整合性に充分留意して，シンプルで大きな増殖比を与えるブランケットの核特性を明らかにすることにある。

本項では，本年度設計の増殖ブランケットに関するトリチウム増殖性能と放射線発熱率について述べる。放射線発熱率については，トリチウム増殖性能におけるサーベイ計算により得られた代表的ブランケット構造についてのみ記述する。

(1) 計算条件

本年度設計の増殖ブランケットについて，第1壁壁負荷条件（1.24MW/m^2）で一次元の核計算を実施する。

計算は1次元輸送コード（S_N）ANISN(−Apple 2)により行う。核定数は，多群断面積セットGICX40（中性子42群，ガンマ線21群）を用い，計算における近似はS_8−P_5近似で行う。また，モデル形状は無限円筒モデルとする。

計算の体系は，シェル導体の付いた体系とシェル導体の付いていない増殖域を想定した体系の2つである。

計算モデルは，下記の条件を考慮して，Fig. 3.2.2−1に示すようなモデルを設定する。

① 第1壁の構造方式はリブ構造型とする。

② 増殖材はLi_2O（天然Li）のペブルタイプ（85%T.D.）とし，増倍材として有力なBeペブルと均一混合する方式を取る。混合比は高い増殖比が予想されるBe−75%，Li_2O−25%とする。また，充填率は，70%とする。

③ 構造材は，実際はPCAを使用するが，微量含有成分の影響は小さいと思われるので，解析上は316SSを用いるものとする。

④ 冷却材は，Heとする。

⑤ 増殖ブランケットには，シェル導体の設置の有無にかかわらず，強度上の問題から，全域に第2壁が設置されている。

⑥ シェル導体としては，銅合金（計算上は純銅を使用）と，代替案として使用に際しては不明確な点が有るが銅より高い増殖比が予想できるロッカロイ合金（Be・Al）とを用いる。また，シェル導体の板厚については，純銅20mmの電気伝導率が保存するように板厚を設定している。

Table 3.2.2−1 に計算で用いた材料の組成表を示す。

(2) 計算結果と検討

1) 増殖ブランケット体系

Table 3.2.2−2 に，増殖ブランケット体系（ノンシェル）の計算ケースならびに計算結果を示す。各ケースとも増殖比1.4以上と高い値となっている。

各効果について検討してみると，まず，増殖域の増加に対する増殖比の増分は約0.018／cmであった。また，第1壁と第2壁間のギャップ（シェル体系ではシェル導体を設置する）に，増殖域と同じ70%充填のLi_2O・Beペブルを充填すると，ギャップに充填しない場合と比較して，0.049の増殖比の増殖比となった（表中ケース3）。しかし，実際のギャップ幅30mmにおける充填率は，かなり低くなることが予想されるため，このギャップに，Li_2O・Be

混合ペブルを充填しても，高い増殖比は望めそうもない。従って，構造・製作性を複雑化するだけで高い増殖比が見込めないため，ギャップ部には増殖材を充填せず，増殖ブランケット体系ではボイドとした。^{6}Li の濃縮による効果としては，天然 ^{6}Li の替わりに30％濃縮 ^{6}Li の Li_2O ペブルを用いた場合，増殖比は 1.51（表中ケース４）となり，天然 ^{6}Li に比べて 0.08 の増加であった。

熱構造設計との整合性とを考慮したブランケット構成に対する増殖比は，1.56 と高い値であった。（表中ケース５）

次にこの増殖比 1.56を与えるブランケット構成における核発熱率について述べる。Fig. 3.2.2－2 に，構造材であるSSの核発熱率分布を示す。また，Fig. 3.2.2－3 に増殖域における増殖材（Be・Li_2O）の平均核発熱率分布を示す。構造材の最大発熱率は第１壁のプラズマに面する部分で，14.4W／cc であった。増殖材については 7.83W／cc である。このときのエネルギ増倍率は 1.317 であった。このような発熱条件下におけるブランケットの熱的検討については，3.2.3 項の熱設計で示す。

2） シェル導体体系

Table 3.2.2－3 に，シェル導体付き増殖ブランケット体系の計算ケースと計算結果を示す。板厚 30mm の銅を設置することにより増殖比は 1.0 以下となる。シェル導体の代替案である Be・Aℓ 合金では，予想したように高い増殖率 1.27 を得た。Fig. 3.2.2－4 にシェル導体厚さ（銅）と増殖比の関係を示す。

熱構造設計との整合性を考慮したブランケット構成（表中ケース４）における増殖比は，0.951 である。

核発熱については（ケース４）シェル導体（Cu）で最大 15.1W／cc，増殖域（メッシュにおける平均核発熱率）で最大 4.72W／cc であった。このときのエネルギ増倍率は 1.180 である。熱的検討については，3.2.3 項の熱設計に示す。

3） 正味の増殖比

各体系の代表的ブランケット構成における増殖比（ローカル値）を用いて，増殖ブランケットをトーラス外側・上部領域に設置した時及びフルトーラスに設置した時の正味の増殖比（TBRnet）を推定する。Table 3.2.2－4 にカバレジとそのカバレジからの正味の増殖比算出過程を示す。TRB net として次の値を得た。

① トーラス外側・上部増殖ブランケット設置　　TRBnet＝0.61

② フルトーラス増殖ブランケット設置　　TRBnet＝1.01

本増殖ブランケット概念は信頼性の高い現実的な構造で優れた増殖性能を確保し得る概念であると言える。

(3) まとめ

増殖ブランケットとして，シェル付き・ノンシェル体系の２体系について，一次元の核計算を行ない次の結果を得た。

① 熱構造設計と整合の取った代表的増殖ブランケットの増殖比（ローカル値）は，1.56（ノンシェル体系），0.951（シェル体系）となる。

② このような性能を有する増殖ブランケットをトーラスの外側及び上部領域に設置した場

合の正味の増殖比は，0.61となる。また，本増殖ブランケットをフルトーラスに設置した場合には正味の増殖比1.0以上を達成することも明らかとなった。

Table 3.2.2-1 Number densities of various materials used for blanket and shielding calculations

Material	Element	Number Density (n/cm^3)
Plasma	H	1.0×10^{17}
316SS	Mo	1.255×10^{21}
	Cr	1.575×10^{22}
	Ni	9.848×10^{21}
	Fe	5.909×10^{22}
H_2O	H	6.686×10^{22}
	O	3.343×10^{22}
Air	N	4.22×10^{19}
	O	1.17×10^{19}
Li_2O (Natural, 85%TD)	^6Li	5.118×10^{21}
	^7Li	6.385×10^{22}
	O	3.448×10^{22}
Be (100%TD)	^9Be	1.236×10^{23}
B_4C	^{10}B	2.196×10^{22}
	^{11}B	8.784×10^{22}
	C	2.745×10^{22}
Al	Al	6.003×10^{22}
Cu	Cu	8.464×10^{22}
He Coolant	He	1.0×10^{20}
Epoxy ($C_{18}H_{20}O_3$)	C	4.478×10^{22}
	H	4.976×10^{22}
	O	7.464×10^{21}
Lockalloy (Be.Al)	Be	8.661×10^{22}
	Al	1.773×10^{22}

Table 3.2.2-2 Calculated TBR for Be.Li_2O Mixed Blanket
- Non Shell Model -

No.	First Wall Thickness (mm)	Gap Region* Materials	Gap Region* Thickness (mm)	Second Wall Thickness (mm)	Li^6 Enrichment	T6	T7	Total
1	5 + 5 + 5	—	30	5 + 5 + 5	Natural	1.365	0.066	1.431
2	5 + 5 + 5	—	20	5 + 5 + 5	Natural	1.382	0.067	1.449
3	5 + 5 + 5	Li_2O.Be	30	5 + 5 + 5	Natural	1.409	0.071	1.480
4	5 + 5 + 5	---	30	5 + 5 + 5	30 %	1.460	0.050	1.510
5	5 + 5 + 2.5	—	30	2.5+7.5+2.5	Natural	1.478	0.078	1.556

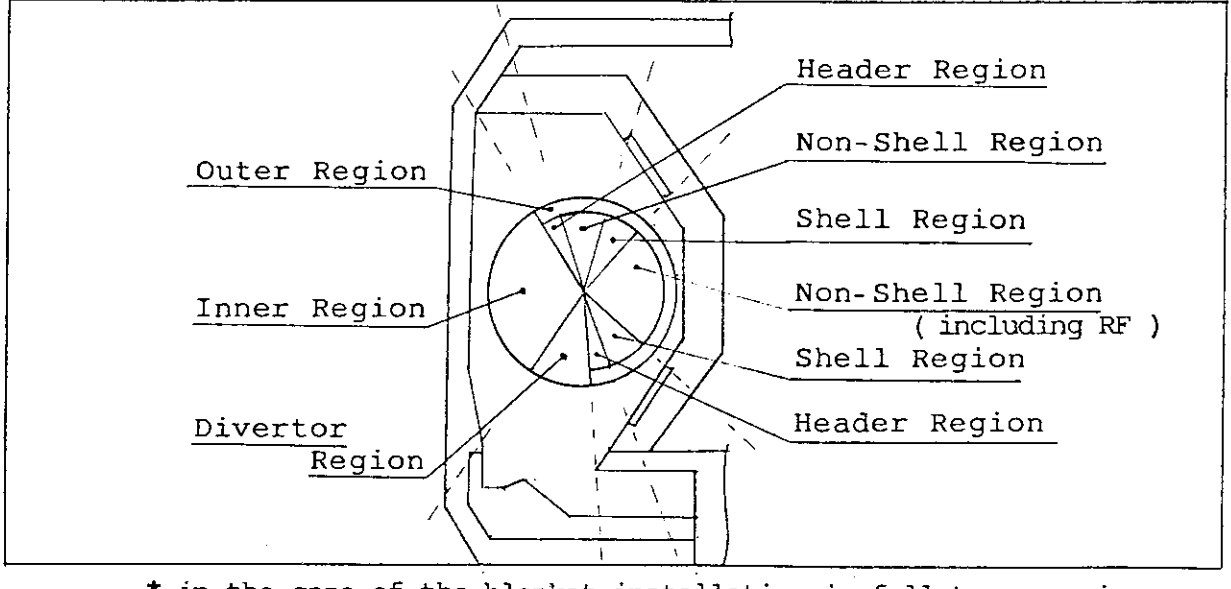
Gap Region* = Region Between FW and SW

Table 3.2.2-3 Calculated TBR for Be.Li_2O Mixed Blanket
- SHELL Model -

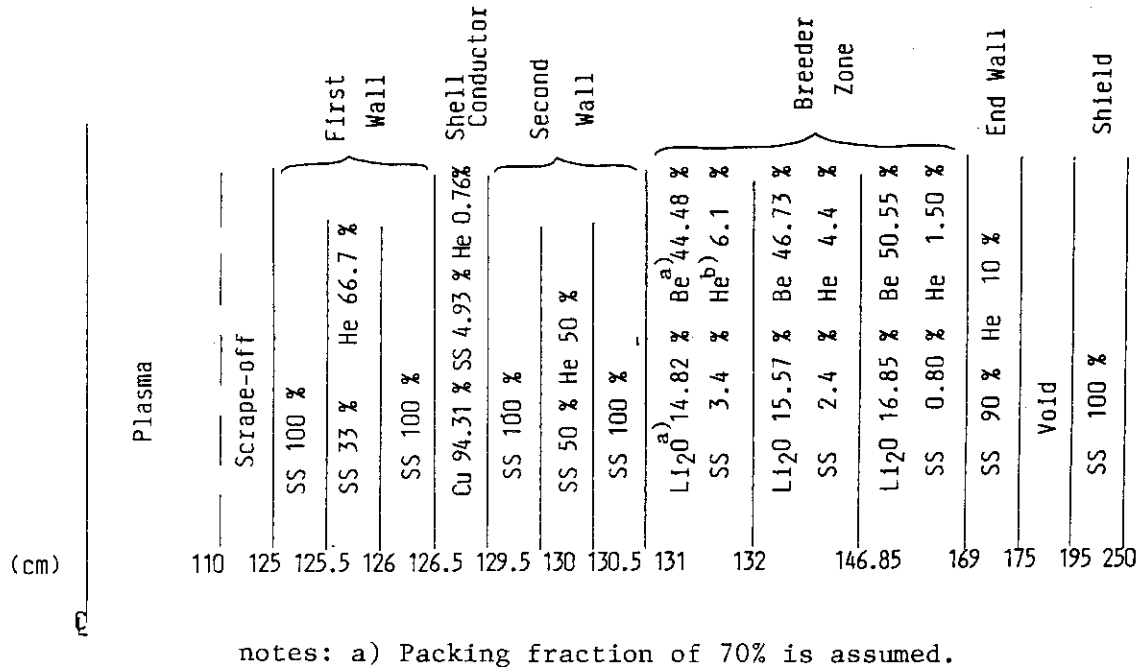
NO.	First Wall Thickness (mm)	Shell Plate Materials	Shell Plate Thickness (mm)	Second Wall Thickness (mm)	Li^6 Enrichment	T6	T7	Total
1	5 + 5 + 5	Cu	30	5 + 5 + 5	Natural	0.867	0.037	0.906
2	5 + 5 + 5	Be.Al	50	5 + 5 + 5	Natural	1.233	0.041	1.274
3	5 + 5 + 5	Cu	20	5 + 5 + 5	Natural	0.996	0.045	1.041
4	5 + 5 + 2.5	Cu	30	2.5+7.5+2.5	Natural	0.908	0.043	0.951

Table 3.2.2-4 The Coverage and Net TBR

Region			Coverage	Breeding region	Local TBR	Net TBR
Outer	Non-Shell	Breeder	0.283	0.283	1.556	0.61 (1.01)*
		Header	0.074			
		Side Wall	0.025			
		Permanent Shield	0.038			
		R F	0.051			
	Shell	Breeder	0.176	0.176	0.951	
		Side Wall	0.010			
		Permanent Shield	0.020			
Inner		Breeder	0.227	0 (0.227)*	0 (1.556x0.95 = 1.478)*	
		Side Wall	0.013			
Divertor		Breeder	0.079	0 (0.079)*	0 (1.556x0.5 = 0.778)*	
		Side Wall	0.004			



* in the case of the blanket installation in full torus region.



notes: a) Packing fraction of 70% is assumed.
b) Coolant

Fig. 3.2.2-1 Calculated Model for Be/Li_2O Mixture Zone Blanket

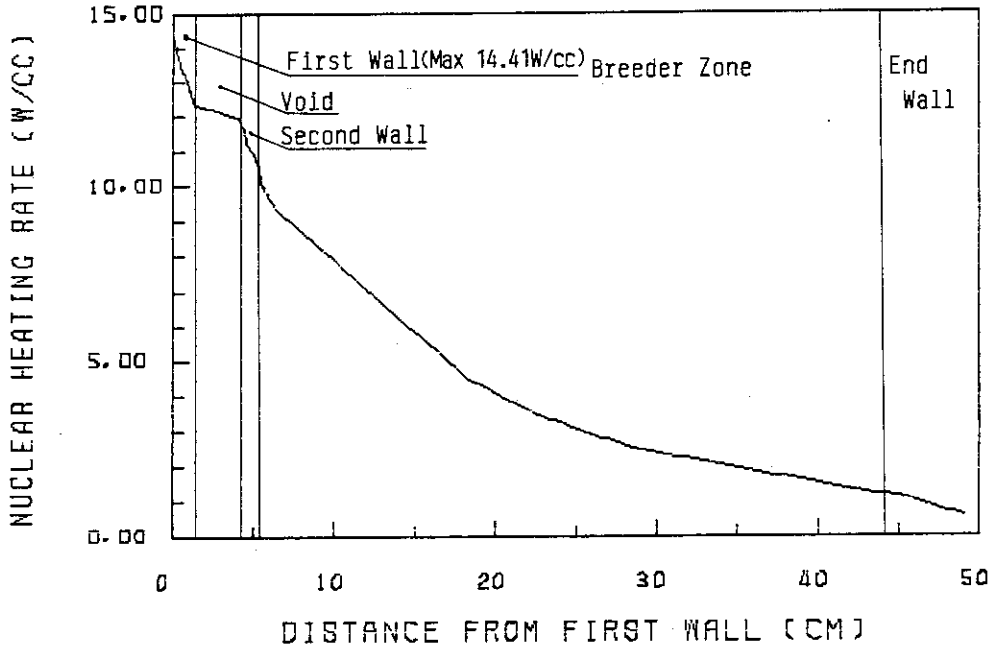


Fig. 3.2.2-2 Nuclear Heating Rate Distribution for SS in Tritium Breeding Blanket - He Cooled -

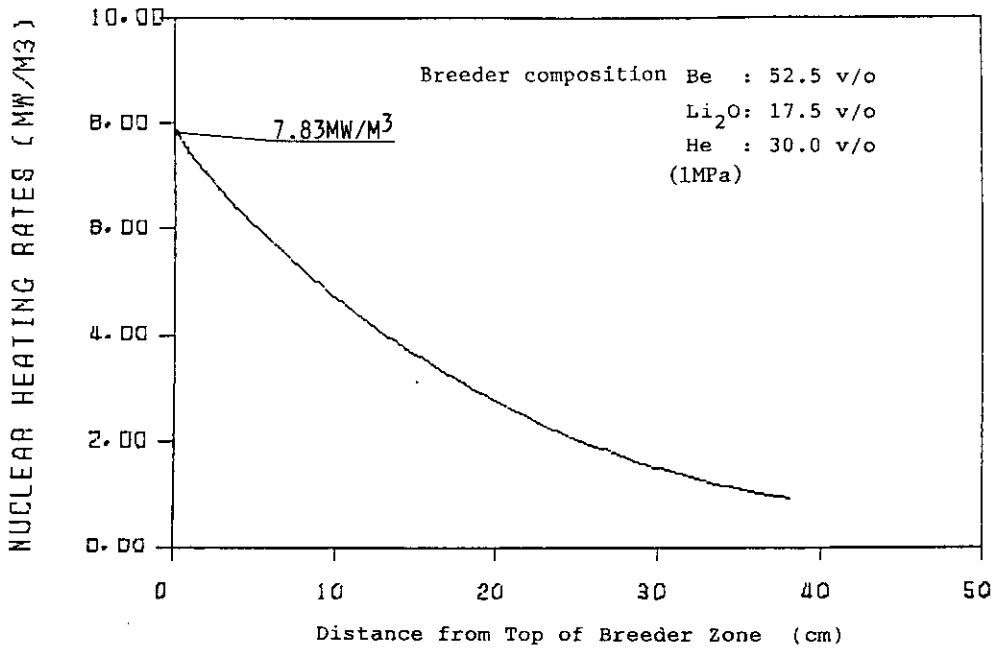


Fig. 3.2.2-3 Nuclear Heating Rate Distribution of Breeder Region in Tritium Breeding Blanket
- He cooled -

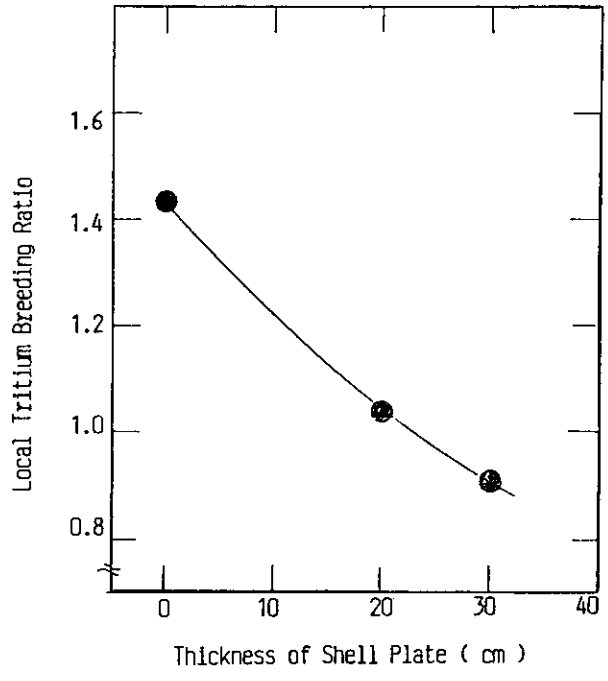


Fig. 3.2.2-4 Effect of Shell Thickness (Copper) on Tritium Breeding Ratio

3.2.3　熱・流動設計

(1)　第1壁のスパッタリングエロージョン

増殖ブランケットの第1壁に対する熱負荷および粒子負荷の条件をTable 3.2.3－1にまとめた。この条件に従って，第1壁のスパッタリングエロージョン量を評価した。

1)　一様分布

荷電交換粒子が第1壁表面に一様分布するという仮定である。この時ステンレス鋼に対するスパッタリング率は 2.3×10^{18} atoms／m^2／s であり，炉寿命中（3MW－y／m^2）のエロージョン量は2.1mmである。

2)　指数分布

荷電交換粒子によるスパッタリングエロージョン量がヌル点で最大となり，ポロイダル方向に指数的に減少していくことを考慮した評価である。ヌル点位置をz＝0とすると，z＝0～0.3mはダイバータ壁としてダイバータとともに分解移動する領域であり，増殖ブランケットは設置されない。エロージョン量はz＝0の位置で約4.1mm，z＝0.3mの位置で約1.2mmとなり，増殖ブランケット領域では最大1.2mmのエロージョンを考慮すればよい。ダイバータ壁に関しては低－z材アーマにより対処することが望ましい。

以上の検討結果をFig. 3.2.3－1にまとめた。これより増殖ブランケット領域でのエロージョン量は最大2mm程度と考えればよく，寿命末期における必要壁厚を3mmとすると初期のプラズマ側壁厚を5mmとすることにより炉寿命中のエロージョン代を確保する。

(2)　第1壁の表面熱負荷

Table 3.2.3－1の条件に従い，第1壁の表面熱負荷を求めた。ただしプラズマからの輻射と荷電交換粒子（C－X）によるものを考え，α粒子損失等によるものは設計に考慮しないものとした。

1)　一様分布

プラズマからの輻射およびC－Xによる熱負荷がともに第1壁表面に一様に分布するという仮定である。この時表面熱流束は0.133MW／m^2である。

2)　指数分布

C－Xによる熱負荷が指数分布することを考慮すると熱流束はz＝0で0.17MW／m^2，z＝0.3mで0.14MW／m^2となる。ミッドプレイン近傍ではC－Xの影響はほとんど無視できて0.131MW／m^2である。

以上の結果をFig. 3.2.3－2にまとめた。これよりz≲0.6mでは指数分布の方がやや大きいが大きな差はない。本設計においては表面熱流束を0.133MW／m^2として特性評価を行なう。

(3)　第1壁，第2壁および後壁の熱・流動設計

(2)で求めた表面熱負荷，3.2.2項に示した1次元核計算による構造材の核発熱率等の条件を用いて，第1壁，第2壁および後壁の通常運転時における熱・流動特性と2次元解析による第1壁の温度分布を求めた。Table 3.2.3－2に第1壁に関する熱解析の条件をまとめた。プラズマ燃焼時間が1000秒以上と十分に長いため，定常解析を行なっている。またシェル導体の発熱は第2壁により除熱される。

1) 熱・流動特性

第1壁，第2壁および後壁に関し，最大流速，圧力損失，最大膜温度差，構造材最高温度等の特性を求めてTable 3.2.3－3にまとめた。冷却流路の大きさ，ピッチもTable 3.2.3－3に示してある。また，冷却材は第1壁，第2壁ではトロイダル方向，後壁ではポロイダル方向に流れる。最大流速は出口温度，その他は平均温度に対する冷却材物性値を用いて評価している。圧力損失は摩擦圧損，入口および出口圧損を含み，摩擦係数は流路表面の粗さを考慮して0.03，入口圧損係数は0.5，出口圧損係数は1.0と仮定した。熱伝達はDittus－Boelter式により，構造材内温度差は1次元平板モデルを用いて求めた。設計上許容しうる最大流速を100m／s，最大圧力損失を150 kPa，構造材最高温度を約450℃と考えると，本設計のブランケットは十分な熱・流動特性を有しているといえる。

2) 第1壁の2次元温度分布

第1壁の2次元温度分布解析モデルをFig. 3.2.3－3に，その結果をFig. 3.2.3－4に示した。第1壁表面の最高温度は388℃と十分に低いが，Table 3.2.3－3に示した1次元解析結果よりもかなり低くなっているのは，熱伝達率が比較的小さいことによりリブ部分の構造材を通じて熱伝導する効果が表れたことが主要な原因と考えられる。

以上により，本ブランケットの第1壁，第2壁および後壁は十分な熱・流動特性を有することが示された。

(4) ディスラプション解析

Fig. 3.2.3－5に示したFERのプラズマディスラプションシナリオに従い，第1壁の熱的挙動をディスラプション熱挙動解析コード（DAT－K）により解析した。ディスラプションはプラズマ燃焼中，300℃のヘリウムガスによって冷却されている状態で起るものとし，電流クエンチ時の第1壁に対する熱負荷条件を用いて，増殖ブランケットが設置されるプラズマ外側とピーク位置を対象として検討した。

解析結果をFig. 3.2.3－6に示す。外側第1壁では溶融や蒸発は起らず，最高到達温度も約560℃と特に問題はない。一方ピーク位置（内側第1壁）では15msec後にステンレス鋼の融点に達し，1 μm以下の溶融が生じる。以上の結果より本条件ではディスラプション時の第1壁表面の溶融や蒸発による損耗は大きな問題とはならないと考えられるが，ディスラプションパラメータの不確定性は大きい。また今後の課題としてディスラプション時の構造体健全性に関する検討を進める必要がある。

(5) 増殖領域の概要

本ブランケットの増殖領域の熱設計に関する条件を以下にまとめる。

1) 増殖領域

増殖領域は直径1 mmの増殖材（Li_2O）および中性子増倍材（Be）ペブルの均質混合充填層で，混合比は1：3である。充填率はバルクで70%，壁近傍で30%と仮定した。Li_2Oは^6Liを濃縮せず，85%T.D.で焼結している。ペブル間隙は0.1MPaのヘリウムガスで満たされている。熱伝導率は温度依存性を考慮した充填層の有効熱伝導率を用いる。この値をFig. 3.2.3－7に示す。比熱容量は温度依存性を考慮した増殖領域の平均比熱容量を用いる。

2) 除　熱

冷却材は圧力4MPa，入口／出口温度100℃／300℃ のヘリウムガスであり，PCA 製の冷却管内をポロイダル方向に流れる。ブランケットの全長は約7mである。増殖材最高温度は適切に配列された冷却管によって，約600℃以下に維持される。これはLi_2Oの運転許容温度に比べて十分低く，発熱分布誤差，配管配列等の製作誤差等に起因する不確かさに対しても十分に対応が可能である。尚，生成トリチウムの連続回収を行なわないため増殖材最低温度の制御は行っていない。

(6) 増殖領域の熱・流動設計

(5)に述べた設計条件と3.2.2項の核計算結果をもとに，増殖領域の冷却管配列設計を行ない，炉運転中の増殖材温度応答解析および増殖領域の熱・流動特性解析を実施した。

1) 冷却管径の選定

壁効果による充塡率の減少を避けて増殖材充塡量を増すためには，冷却管径を可能な範囲で小さくすることが望ましいが，小さすぎると圧力損失や冷却材流速が過大となる。ここでは冷却管内径をパラメータとしてブランケット内の冷却管配列計算を行ない，摩擦圧損および冷却材の最大流速を求めた。結果をFig. 3.2.3－8 に示す。摩擦圧損を150kPa 以下，最大流速を100m／s 以下とするためには内径を約17mm以上とすればよいが，本設計では設計余裕を考慮して冷却管内径を20mm，肉厚を2mm とする。

2) 冷却管配列設計

選定された冷却管径に対して配列設計を実施した。本ブランケットはトリチウムを連続回収しないため，増殖材の最低温度制御を必要としないので，最高温度を十分低く抑えるように配列を行なえばよい。ここでは出力変動等の不確かさに対する余裕を考慮し，増殖材および中性子増倍材が十分な健全性を確保できるように，最高温度を600℃とした。どのような運転モードに対しても最高温度が600℃以下となるように，定常発熱条件を仮定し，2次元形状補正を考慮に入れた配管配列コード（ARAN）により計算を行なった。配列結果をミッドプレインについてFig. 3.2.3－9 に示した。1モジュールの冷却管は6列322本，冷却管ピッチは42mm～67mmである。ただし配列計算では第2壁，後壁および補強板による増殖材の冷却効果を考慮に入れている。

3) 炉運転時の増殖材温度応答

第1列および最後列の増殖材ユニットセルに対して炉の運転モードに従った非定常熱解析を行ない，運転時の増殖材温度応答を求めた。炉の運転モードとして次の2ケースを考慮した。

① 運転モード（Ⅰ）

燃焼／休止時間　：　1000／240 秒

② 運転モード（Ⅱ）

燃焼／休止時間　：　2000／250 秒

これらの結果をFigs. 3.2.3－10，3.2.3－11 に示す。図より，いずれの運転モードに対しても運転中の増殖材最高到達温度は約550℃である。また，ブランケット内の増殖材温度は比較的短時間（1パルス～2パルス）で同じ温度応答を繰り返す準定常状態に達する。

4) 増殖領域の熱・流動特性

増殖領域の冷却材に関して最大流速，圧力損失および膜温度差等の熱・流動特性を評価した。圧力損失は摩擦圧損および入口，出口圧損を考慮し，摩擦係数を0.03，入口および出口圧損係数をそれぞれ0.5，1.0と仮定した。熱伝達はDittus－Boelter式に従うものとした。Table 3.2.3－4にまとめた結果より，最大流速は72m／s，圧力損失は100kPa以下と十分に小さい。冷却管列毎の圧損差も過大ではないのでオリフィスを用いた流量分が可能であり，膜温度差も45℃程度と特に大きな問題は生じない。以上により本ブランケットが十分な熱・流動特性を有することが示された。

(7) トリチウム回収時の増殖領域昇温特性

本ブランケット概念ではトリチウム回収時に増殖材を400℃以上に昇温する必要がある。この昇温時間を把握し，問題点を明らかにするために増殖領域の昇温特性を検討した。昇温は炉停止時に通常の冷却系統を使用して行うものとし，ブランケット内で過度の温度差がつくことを避けるために，加熱ガスの昇温速度を50℃／hとした。初期温度は50℃とし，第1列および最後列の増殖材ユニットセルとブランケット後壁の昇温時の温度応答を解析した。ただし，ブランケット後壁については遮蔽体への輻射による熱損失を考慮し，遮蔽体温度は50℃と仮定した。

ユニットセルの出口近傍最外周の温度応答をFig. 3.2.3－12に示した。図より明らかなように最も応答の遅い最後列のユニットセルでも1時間に50℃程度の昇温は十分可能であり，8時間後には450℃に達する。後壁は輻射損失によって434℃で飽和してしまうが，トリチウム回収上問題とはならない。これより増殖領域，ブランケット容器の昇温は速かであり，輻射による熱損失も過大ではない。トリチウム回収時の昇温速度はヒータ容量等プラント設計の観点も含めて決定する必要があるが，昇温特性に大きな問題はなく，トリチウムの回収はほぼ1日で可能である。

Table 3.2.3-1 Heat Load and Particle Load Conditions of First Wall

Radiation (uniform distribution)	49 MW
Charge Exchange (uniform/exponential distribution)	1 MW
Total Flux Density of C-X atoms	1×10^{20} $1/m^2/s$
Sputtering Rate from Stainless Steel Wall for Uniform C-X Distribution	2.3×10^{18} $a/m^2/s$
Sputtering by Charged Particles	negligible
Ripple Alpha Particle Loss	not considered
First Wall Area	375 m^2
Neutron Wall Load	1.24 MW/m^2
Reactor Lifetime	3 $MW\text{-}y/m^2$
Surface Heat Flux	0.133 MW/m^2
Volumetric Heating Rates	15 MW/m^3

Table 3.2.3-2 Analytical Conditions for Thermal Analysis of First Wall

Surface Heat Flux	:	0.133 MW/m^2
Volumetric Heating Rate	:	15 MW/m^3 *1)
Structural Material	:	PCA
Thermal Conductivity	:	18.2 W/mK *2)
		19.4 W/mK *2)'
Coolant	:	He
Pressure	:	4 MPa
Temperature (inlet/outlet)	:	100/300 °C *3)
Heat Transfer Coefficient	:	4000 W/m^2K *4)

*1) Result of 1-D neutronics analysis. (See 3.2.2)

*2) Property of type 316 stainless steel at 300°C used for 1-D thermal analyses.

*2)' Property of type 316 stainless steel at 375°C used for 2-D analyses.

*3) Outlet temperature is used for 2-D thermal analyis.

*4) Used for 2-D thermal analysis from the result of 1-D analysis.

Table 3.2.3-3 Thermal-hydraulic Performances of First, Second and End Walls of Titium Breeding Blanket

	First Wall	Second Wall		End Wall
		with shell	without shell	
Channel Area (mm^2)	$5^w \times 5^d$	$7.5^w \times 7.5^d$	$7.5^w \times 7.5^d$	$20^w \times 10^d$
Channel Pitch (mm)	7.5	10	10	70
Heat Input into a Channel (kW)	5.5	14.9	5.0	46.8
Maximum Velocity (n/s)	63	76	25	67
Re	39600	71300	23600	11200
Nu	92	147	61	211
Heat Transfer Coefficient (W/m^2K)	3990	4260	1760	3430
Maximum Film Temperature Drop*1) (°C)	52 *3)	96	77	17
Friction Loss (kPa)	133	128	14	98
Pressure Loss*2) (kPa)	142	140	15	108
Maximum Temperature of Wall*1) (°C)	399 *3)	451	379	348
Maximum Temperature of Shell Conductor*1) (°C)	——	472	——	——

*1) Results of 1-D analyses.

*2) Friction, entrance and exit losses are considered.

*3) Results of 2-D analyses are shown in Fig. 3.2.3-4.

Table 3.2.3-4 Thermal-hydraulic Performances of Breeder Region in Tritium Breeding Blanket

Tube Array No.	Maximum Coolant Velocity (m/s)	Pressure Loss (kPa)	Re	Nu	Heat Transfer Coefficient (W/m^2K)	Film Temperature Drop (°C)
1	72	87	181000	311	3320	45
2	65	71	163000	287	3060	45
3	60	61	151000	270	2880	46
4	52	47	132000	242	2590	45
5	46	37	117000	219	2340	45
6	40	27	102000	197	2110	45

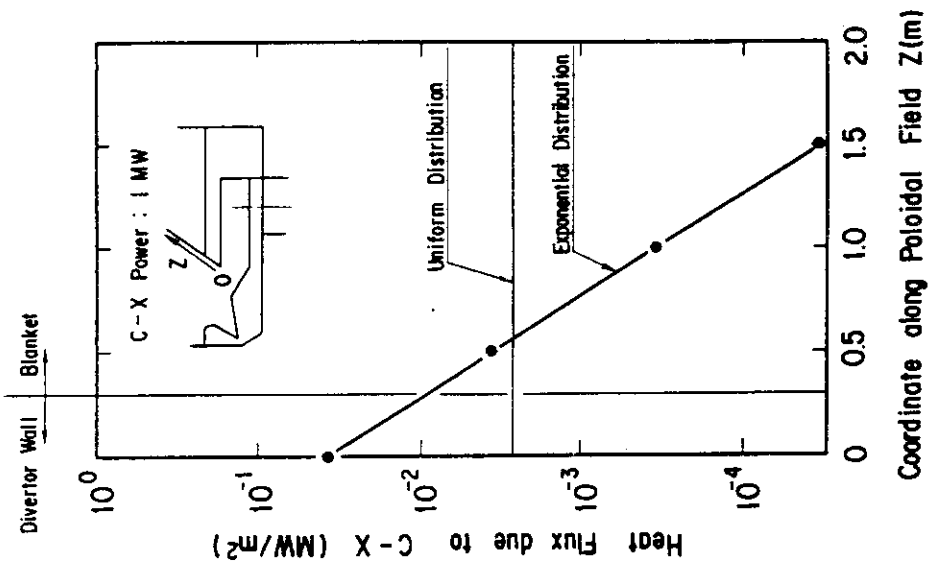


Fig. 3.2.3-2 Heat Flux due to Charge Exchange Particles

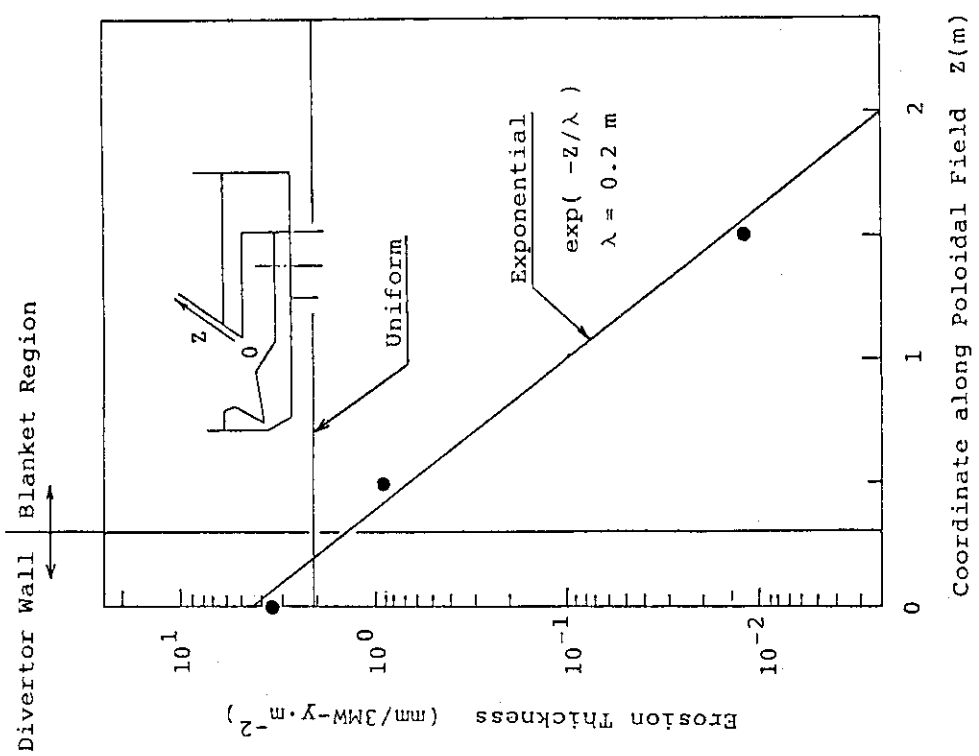


Fig. 3.2.3-1 Erosion Thickness of Stainless Steel First Wall

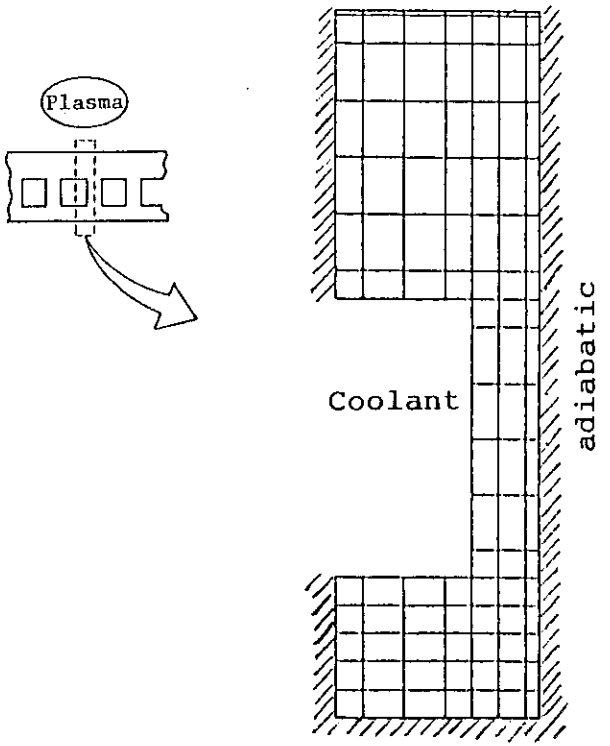


Fig. 3.2.3-3 Analytical Model of First Wall

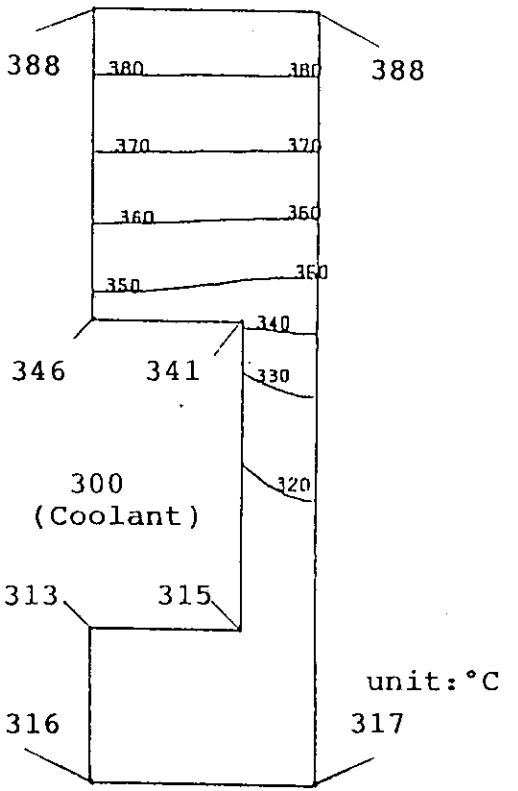


Fig. 3.2.3-4 Temperature Profile in First Wall

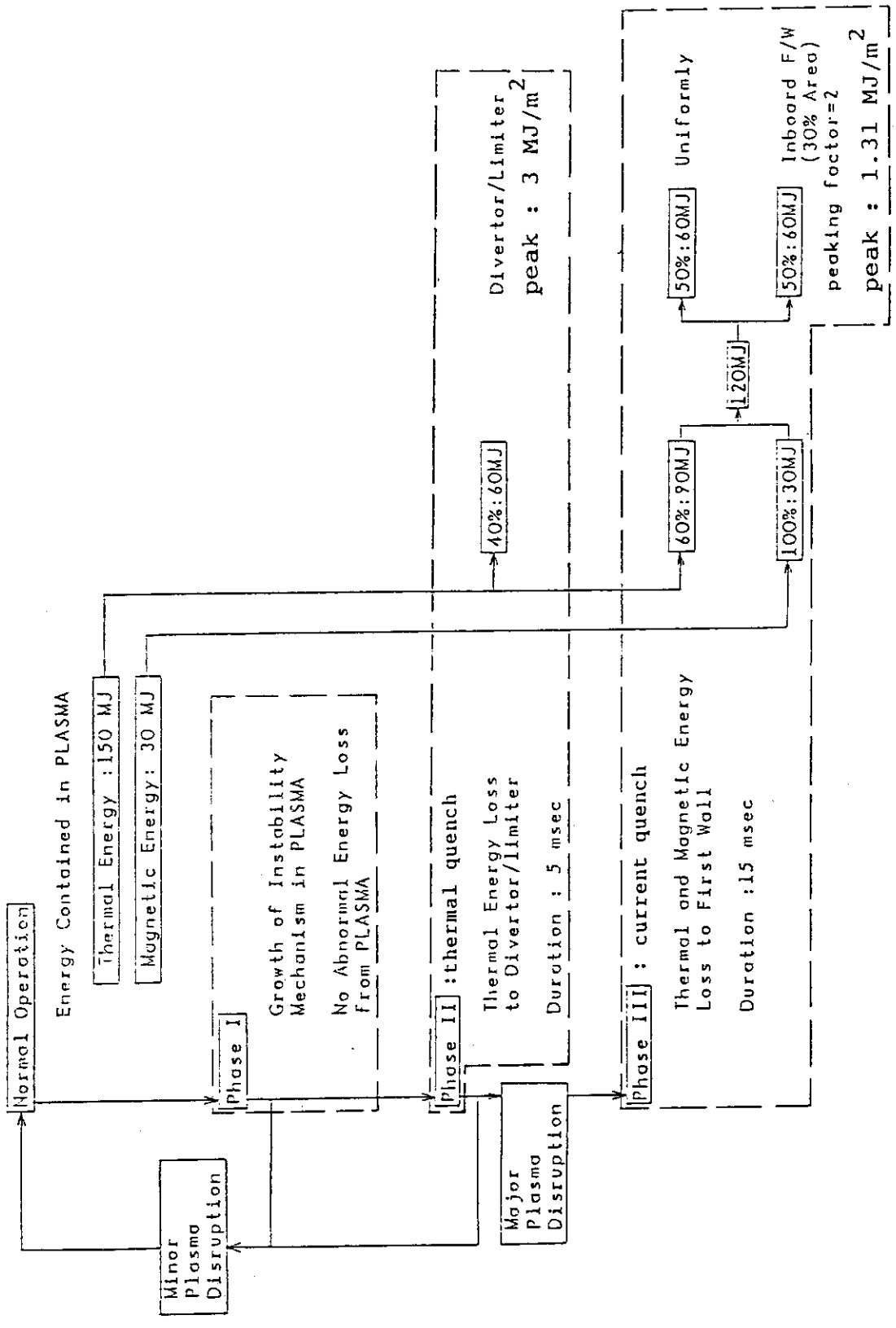


Fig. 3.2.3-5 Plasma Distruption Scenario in FER

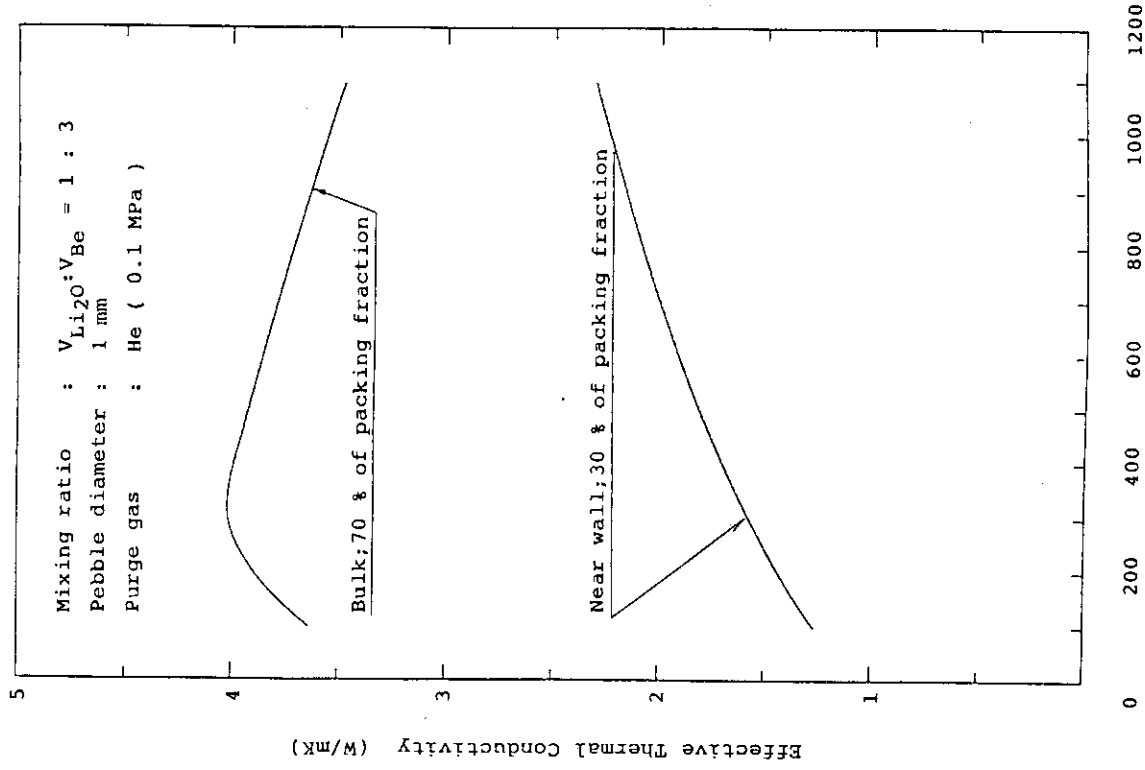


Fig. 3.2.3-7 Effective Thermal Conductivities of Breeder

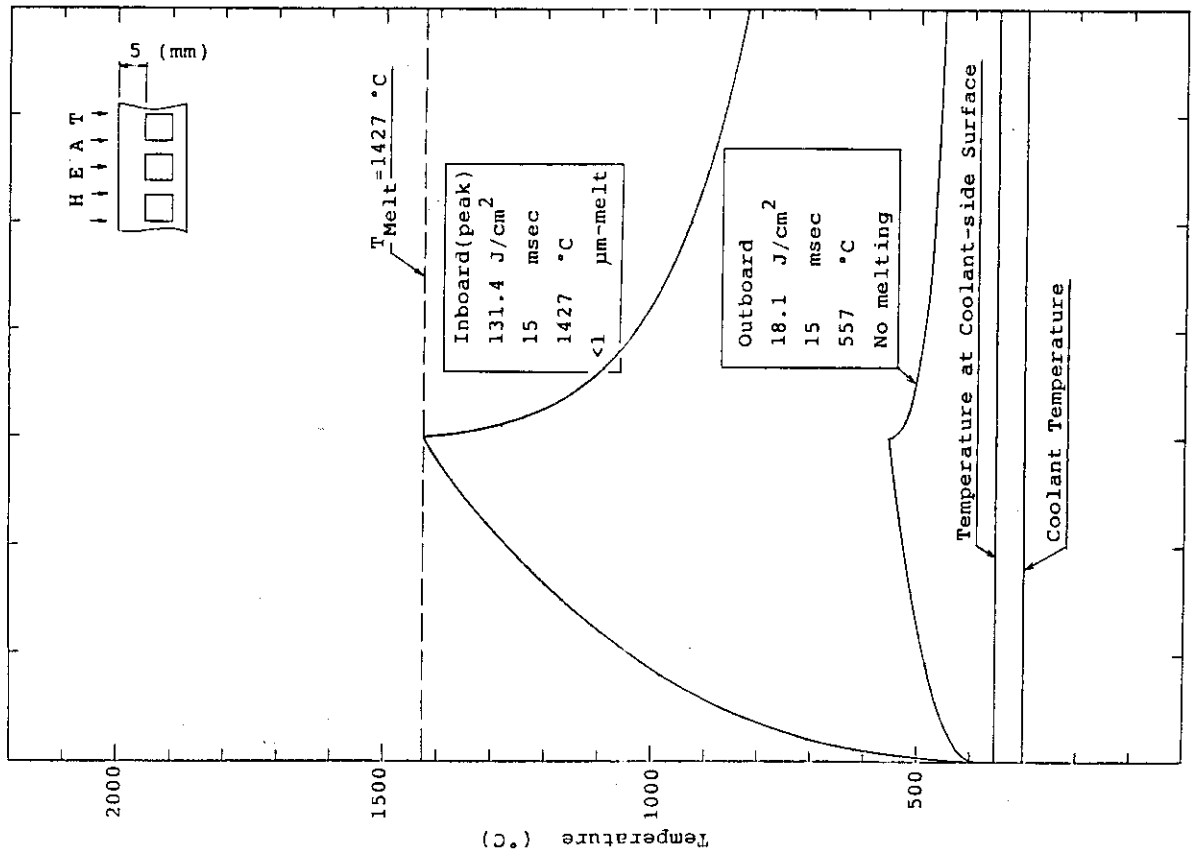


Fig. 3.2.3-6 Response of Helium-cooled First Wall Surface Temperature during Major Plasma Distruption

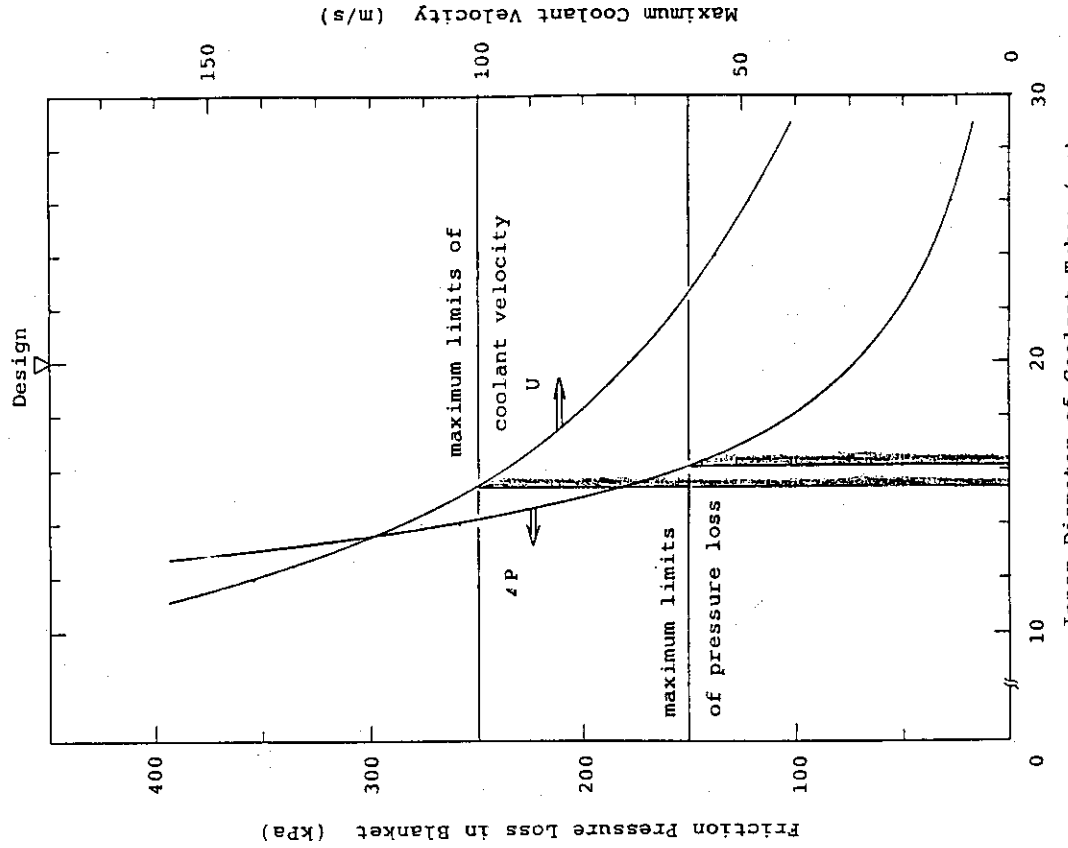


Fig. 3.2.3-8 Friction Pressure Loss and Maximum Coolant Velocity in Tritium Breeding Blanket

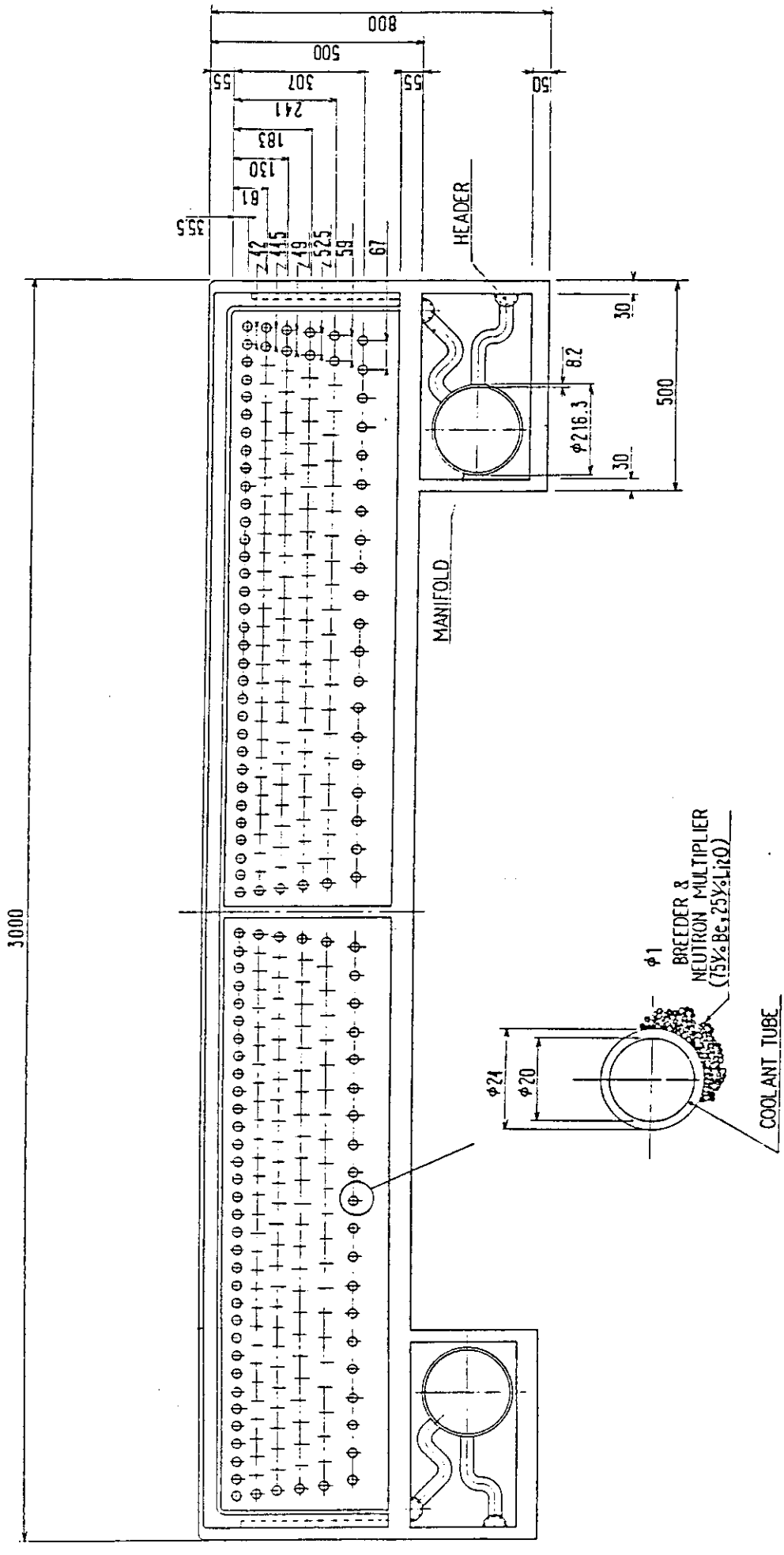


Fig. 3.2.3-9 Arrangements of Coolant Tubes in Tritium Breeding Blanket - in the Mid-plane -

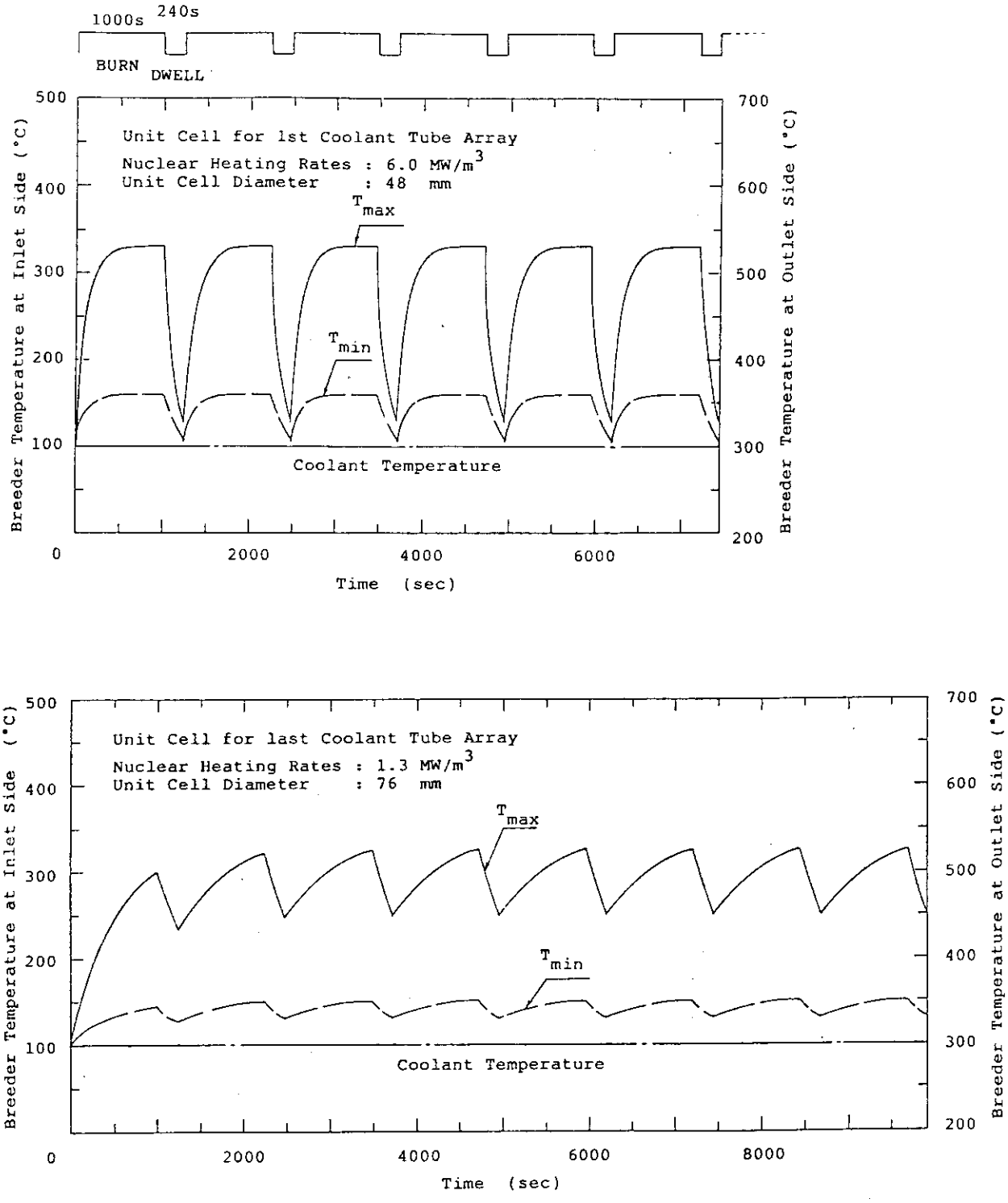


Fig. 3.2.3-10 Breeder Temperature Responses in Tritium Breeding Blanket during Operation Mode (I)

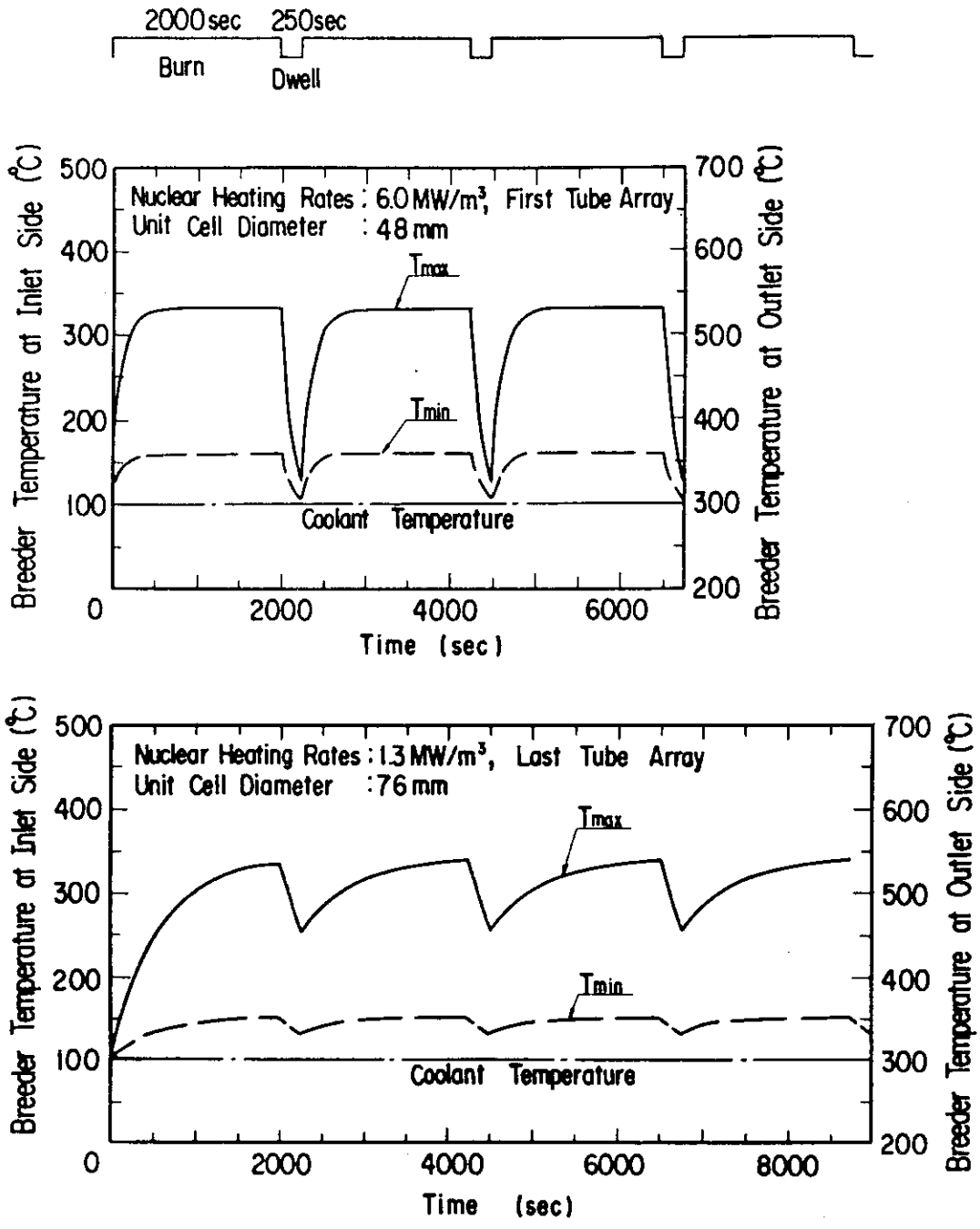


Fig. 3.2.3-11 Breeder Temperature Responses in Breeding Blanket during Operation Mode (II)

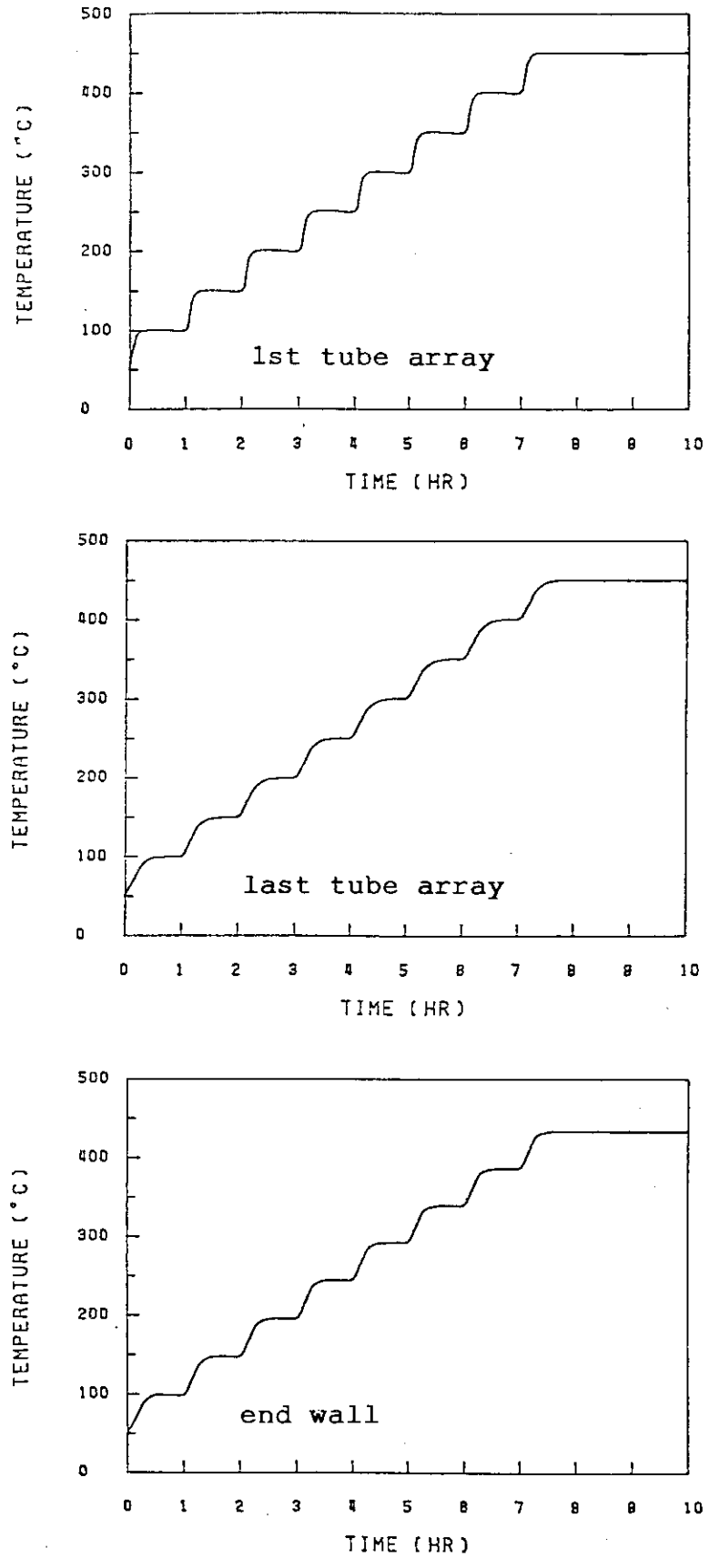


Fig. 3.2.3-12 Temperature Responses during Tritium Recovery Operation at Coolant Exit End

3.2.4　構造設計

本項では，(1)において第1壁／ブランケットに対する応力解析を基とした強度検討について，また(2)においてブランケット容器の製作手順を含む製作性について述べる。

(1)　ブランケット容器の強度検討

ブランケット容器には，容器内圧および構造材内温度差による熱応力，プラズマディスラプション時の電磁力等が作用する。容器内圧としては，ブランケット内の増殖材の雰囲気であるヘリウムガスの圧力0.1MPa である。熱負荷としては，とくに第1壁へのプラズマからの表面熱流束と中性子照射に基づく構造材内部発熱がある。また，第1壁では冷却流路において冷却材圧力4MPaが作用する。ここでは，まず，第1壁において冷却材圧力および熱荷重により発生する応力を2次元解析により求め，これらに容器内圧により生ずる応力を考え合わせることによってブランケット容器の強度を検討した。

2次元解析での計算条件および計算モデルをTable 3.2.4−1およびFig. 3.2.4−1に示す。構造材はPCAであるが，PCAの強度データとしてはまだ確立されたものがないため，316SS のデータを使用する。構造材内温度分布は3.2.3項において2次元解析により求めたものを使用する。モデルは第1壁冷却流路ピッチの $1/2$ を対象としたものであり，解析は一般化平面歪条件により行うものとする。解析結果をFig. 3.2.4−2 に示す。図は応力強さの分布を示しているが，荷重として，a）は冷却材圧力のみ，b）は熱荷重のみ，そしてc）は冷却材圧力と熱荷重の両方を考慮した場合である。冷却材圧力による応力は小さく，とくに問題とはならない。熱応力はプラズマ側表面で178MPa，プラズマと逆側の冷却流路角部で208MPaである。両荷重を同時に作用させた場合には，熱応力が支配的であり，プラズマ側表面で177MPa，冷却流路角部で225MPaとなっている。ただし，冷却流路角部においては，第1壁の製作時に丸みをつける等，応力集中を避ける構造を考慮することで応力は緩和されると考えられる。

つぎに，容器内圧により発生する第1壁での応力について検討する。第1壁（および側壁）には，シェル導体の設置をも考慮し，補強構造としての第2壁がとりつけられる。しかし，その補強効果を考えるとしても，側壁（第2壁による補強効果あり）および後壁の剛性は第1壁に比べてかなり高く，第1壁端部での支持条件は固定に近いものと考えられる。このことから，ここでは容器内圧による第1壁での応力を四辺固定の平板に対する理論式により求めた。その際，平板の板厚としては，Fig. 3.2.4−3 に示す等価平板の板厚を考え，第1壁と第2壁からなるブランケット前壁の剛性を考慮した。即ち，前壁内に発生する応力が主に曲げ応力であることから，等価平板は前壁と等しい曲げ剛性を有するものとし，また板厚内での曲げ応力の勾配が保持されるとして，Fig. 3.2.4−3 内に示す第1壁および第2壁内の各点での応力を求めた。ここで，本設計における第1壁のプラズマ側表面から第2壁後面までの厚さ55mmに対し，曲げ中心位置は $e = 30.1$mm，等価平板の厚さ $t^* = 45.5$mmである。

強度評価として，ASME Code Sec.Ⅲに従うものとすると，評価対象としての一次応力強さおよび一次＋二次応力強さを求める必要がある。ここでは，一次応力強さとして，上記2次元解析で得られた冷却材圧力によるものと四辺固定平板モデルによる容器内圧に対するものを，また一次＋二次応力強さとして，2次元解析での冷却材圧力と熱荷重を同時に考慮した場合のものと容器内圧によるものを，それぞれ加え合わせることにより求めた。応力強さとして厳密

には各荷重により発生する応力の成分和をとり再評価する必要があるが，ここでは各計算により得られた応力強さを単純に加算することで保守的に考えることとする。

以上のようにして求めた一次応力強さおよび一次＋二次応力強さをFig. 3.2.4－4 に示す。図には，第1壁のプラズマ側表面(A)，およびプラズマと逆側の冷却流路角部(B)での応力強さをブランケット幅を横軸として示している。第1壁内においては，これらの点が最大の応力強さを生じる箇所である。一次応力強さに対する許容値としては 1.5 Sm＝165MPa，一次＋二次応力強さに対する許容値は 3 Sm＝330MPa である。疲労に関しては，FERでのプラズマ燃焼時間を2000秒とすると，中性子壁負荷 0.88MW/m^2 および中性子フルエンス 3MW－y/m^2 に対して，全ショット数，即ちくり返し数は約 5.4×10^4 回となる。このくり返し数に対する許容応力は，2 Sa＝558MPa（Fig. 3.2.4－5）であり，一次＋二次応力強さに対する制限値としては 3 Sm＝330MPaがとられる。本増殖ブランケットの全体幅 3000mmに対しては，各応力強さ共許容値を超えており健全性を維持することはできない。このことから，本設計ではブランケット容器のトロイダル方向中央に補強板を設けることとしている。これは，Fig. 3.2.4－4 において，幅1500mmの場合に対応し，一次応力強さは第1壁のプラズマ側表面で 62MPa，冷却流路角部で59MPa，また一次＋二次応力強さは，第1壁のプラズマ側表面で 235MPa，冷却流路角部で260MPaであって，いずれも許容値以下となっている。

Fig. 3.2.4－4 には，第2壁後面での容器内圧による応力をも示した。第2壁後面は，第1壁と第2壁からなるブランケット前壁内での曲げ中心からの距離が最も遠いことから，容器内圧による応力が第1壁および第2壁構造内で最大となる。第2壁においても上記第1壁での検討同様，冷却材圧力および熱荷重の効果を考えて評価する必要があるが，幅 1500mm に対しては，図からわかるように，容器内圧のみを考慮した場合で許容値に対しかなりの余裕があり，健全性は維持できるものと思われる。

以上，ブランケット容器とくに第1壁に関して，冷却材圧力，容器内圧および熱荷重に対する強度評価を行い，各発生応力が許容値よりも低いことを示した。ただし，ここでは，第1壁と第2壁および第1壁と側壁，後壁との温度差に基づく熱応力，また，プラズマディスラプション時の電磁力等については考慮しておらず，今後これらに対する検討と共に，本検討で考慮した各荷重の効果とも考え合わせ総合的な評価を行うことが必要である。とくに，本増殖ブランケットでは，ヘリウム冷却材のブランケット内での温度上昇に伴い，第1壁構造材最低温度388℃（4.2.3 項参照），後壁での構造材最低温度－100℃（ほぼ冷却材入口温度）となることから，各構造材間の温度差が大きく，十分な検討が必要である。

さらに，本検討においては材料データとして316SSのものを用いたが，使用候補材であるPCAは316SS に比べ強度的改善も図られると思われ，データの取得・整備と共に設計検討へ反映することが望まれる。

Table 3.2.4-1 Analytical Conditions for Two-Dimensional Stress Analysis

Structural Material	: PCA
Young's Modulus	: 1.71×10^{-6} MPa *
Poisson's Ratio	: 0.3 *
Thermal Expansion Coefficient	: 17.9×10^{-6} /K *
Temperature Profile	: obtained from thermal analysis (see Fig.3.2.3-4)
Coolant	: He
Pressure	: 4 MPa

*) Properties of 316SS are used.

Note : Plane strain condition is assumed in the analysis.

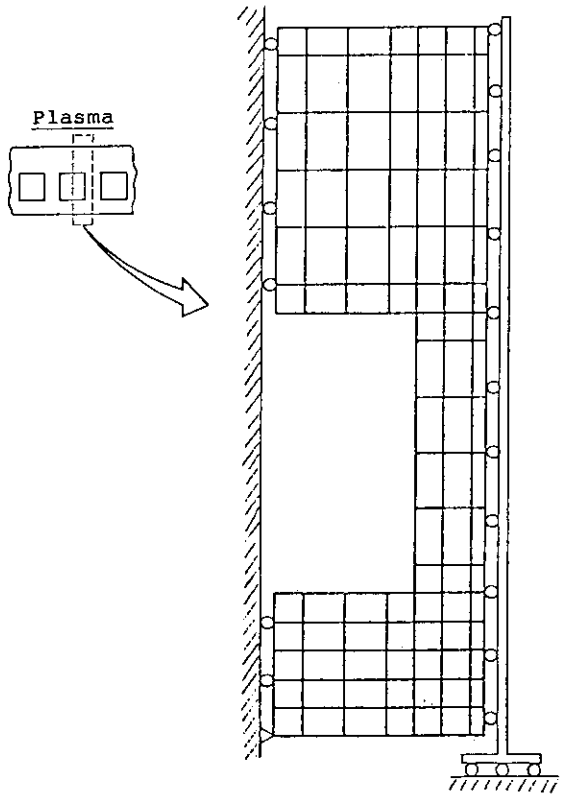


Fig. 3.2.4-1 Analytical Model for Stress Analysis of Breeding Blanket First Wall

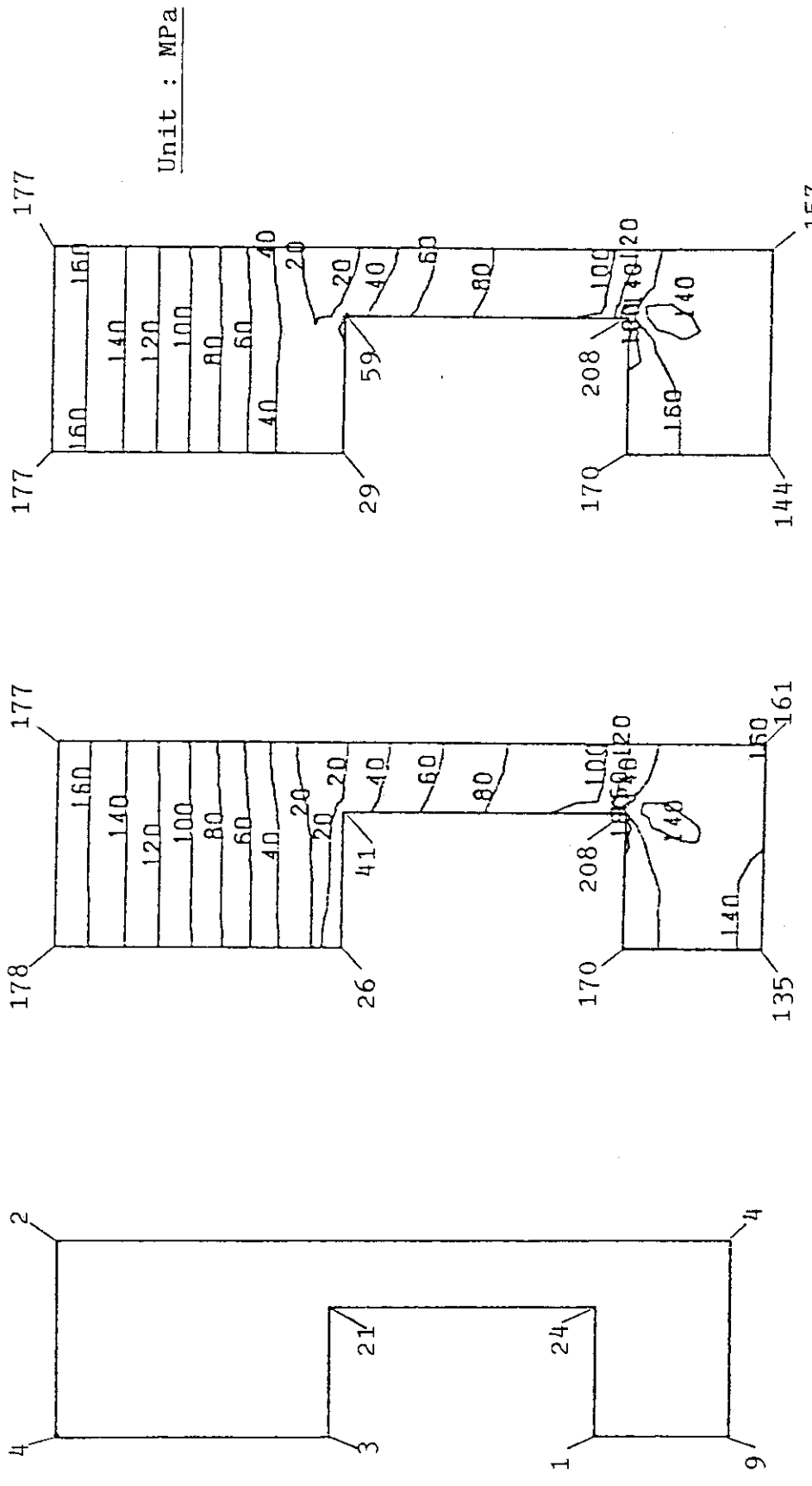


Fig. 3.2.4-2 Stress Intensity Profiles in the First Wall of Breeding Blanket

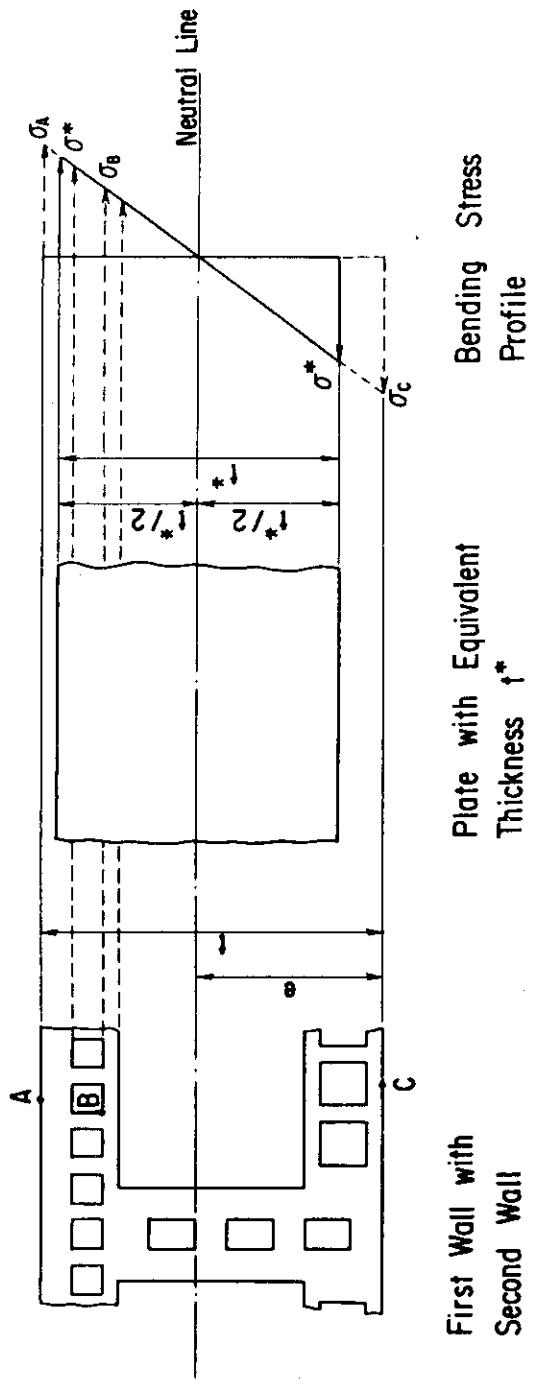


Fig. 3.2.4-3 Estimation of the Stress due to Internal Pressure by Plate with Equivalent Thickness

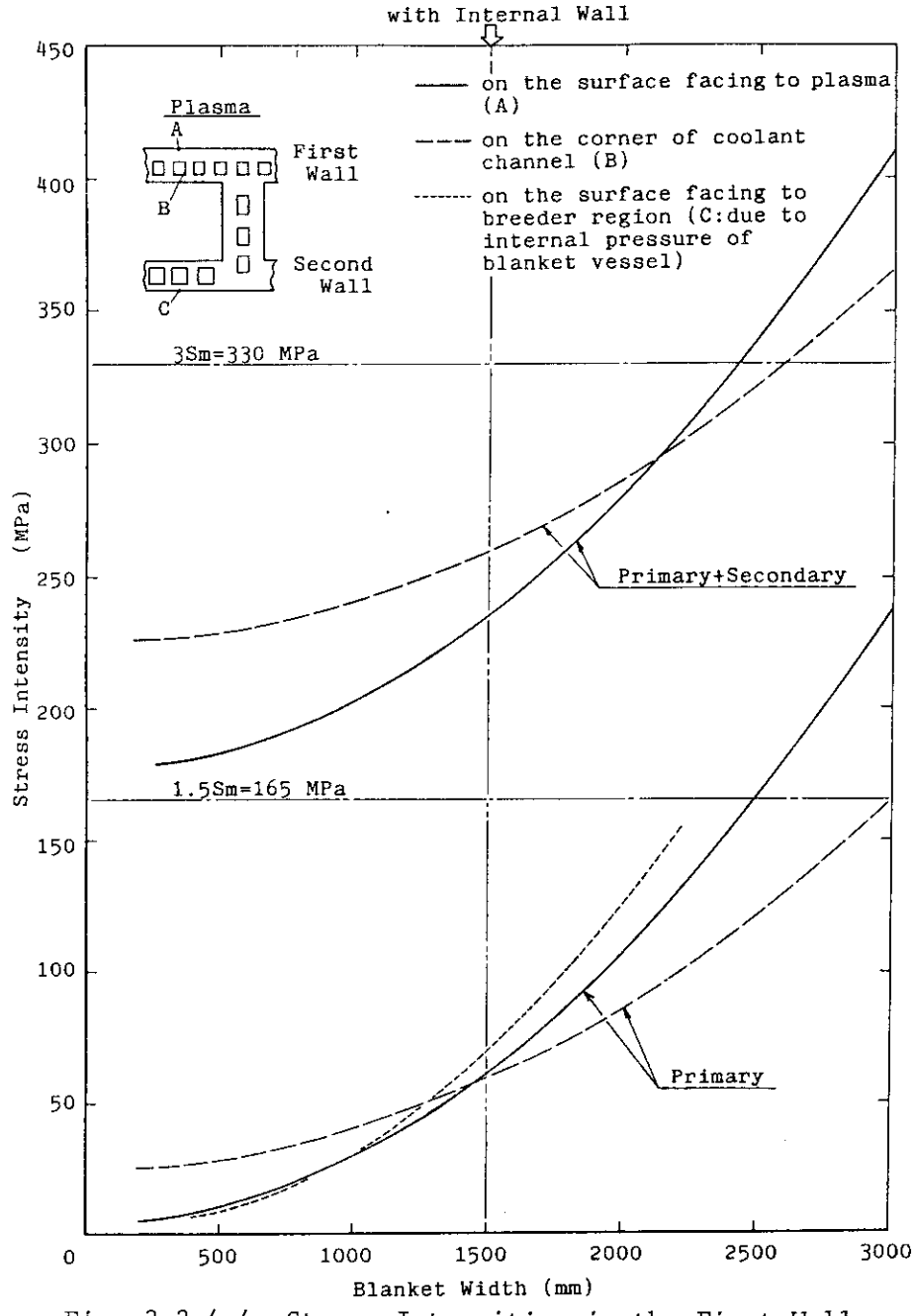
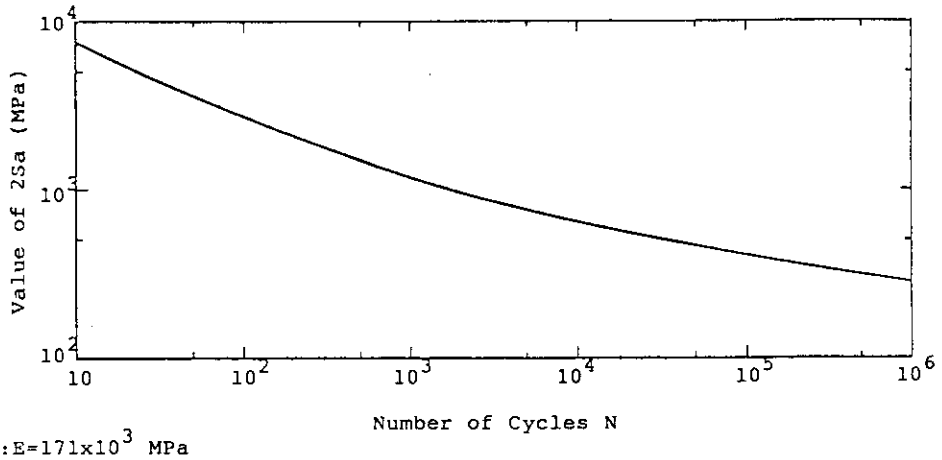


Fig. 3.2.4-4 Stress Intensities in the First Wall of Tritium Breeding Blanket



Note:E=171x10^3 MPa

Fig. 3.2.4-5 Design Fatigue Curve for Austenitic Steel

(2) ブランケット容器の製作性

増殖ブランケットの製作においては，各構成要素（ブランケット容器壁，棚，シェル導体および第２壁，チューブバンドル）ごとに製作し，それぞれ寸法精度，継手の健全性等を確認した後に全体組立を行うべきであろうと考えられる。このような考え方に基づいた概略製作手順をFig. 3.2.4－6 に示す。即ち，ブランケット容器については第１壁の接合（曲げを含む），機械加工による寸法精度の維持，洗浄，サブアセンブリの順に容器を製作する。そして，サブアセンブリした棚を第１壁に接合し，シェル導体および第２壁を棚に取り付け，補強板を第２壁へ接合する。その後，冷却管を管板に接合することによって作製したチューブバンドルを容器に挿入し，最後にブランケット容器後壁，マニホルド等を取り付けることになる。以下，Fig. 3.2.4－6 に基づき各構成要素ごとの製作について述べる。

ブランケット容器壁，とくにプラズマに直面する第１壁に対しては極力溶接部を設けないことが望ましいが，その形状により，これを一体で製作することは困難と考えられる。したがって，ここでは，Fig. 3.2.4－7 に示すようなブロック割りとする。これより

① 断面構成のための組立て，溶接作業性および溶接変形量

② ブロック同士の組立ておよび溶接順序

を考慮して，ブランケット断面における継手位置をFig. 3.2.4－8 に示すものとする。尚，ここでの接合はいずれも電子ビーム溶接法（以下，EBW）によるものを考えている。

第１壁の構造であるリブ型パネルの製作方法としては，HIP法，拡散接合，EBWがその候補要素技術として考えられるが，ここでは，HIP法を採用した場合を取り上げ，それによる第１壁の概略製作手順についてTable 3.2.4－2 に示す。第１壁の曲げ加工に関しては，下記に示すような確認，配慮は要するが基本的にはプレス曲げ加工による施工が可能と考えられる。

① 冷却流路断面形状の変形の程度およびHIP接合部の破断の有無に対する確認

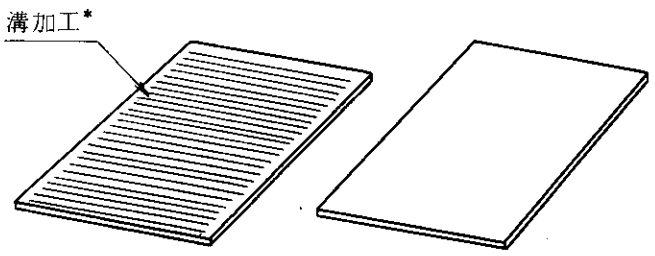
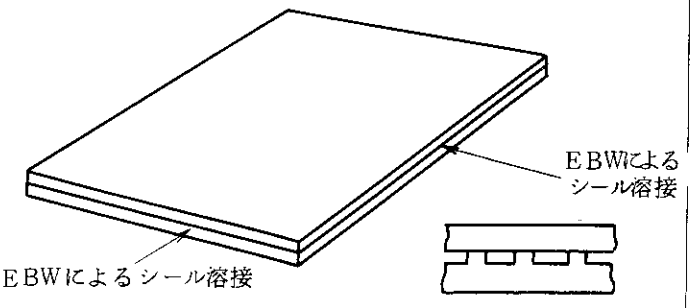
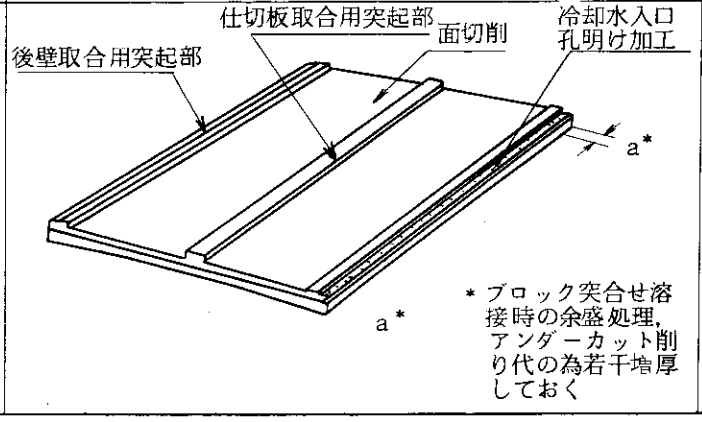
② 端面の変形部に対する切削代の設定

第１壁と第２壁を連結すると共にシェル導体を支持する棚は，基本的にステンレス鋼で作られるが，側壁部にはシェル導体を構成するための銅の部分的使用が必要となる。さらにトロイダル方向の冷却チャンネルをも必要とする。このような棚の製作については，まず銅合金の一部とステンレス鋼をHIPにより接合し側壁部材を作製する。そして必要な板厚分を切り出し，EBWによりプラズマ側部材と接合する。その後，冷却流路用の溝加工を行い，HIP法によって棚を製作する。棚の第１壁への取り付けはEBWにより行うものとする。

シェル導体は30mmの厚さの銅合金が採用され，第２壁と一体化された構造となっている。この製作手順に関しては，まず素材として銅合金とステンレス鋼のクラッド材を入手する。このクラッド材はキュプロニッケルをインサート材とした熱間圧延接合によって製造できよう。シェル導体および第２壁を組み合わせた厚さは42.5mmとかなり厚くなるので，曲げ部の冷却流路断面を確保するために，先に曲げ加工および溝加工を行い，その後HIP接合を行うと良いと思われる。HIP接合後最終的機械加工を行う。シェル導体および第２壁のブロックは，ブランケット容器に取り付けられた棚板間に挿入され，棚板との接合によって容器と一体化される。接合手順としては，まず側壁部の棚の銅部に薄板の銀ろう材を取り付けておき，シェル導体とのろう付を行う。その後EBWにより棚板と第２壁とを接合する。

チューブバンドルの組立てにおいて，管と管板の溶接は接合部の健全性，非破壊試験の容易さ，再現性の高い溶接施工の観点より管内面溶接（ Inner Bore Welding)が最も適した方法であると考えられる。溶接部の非破壊試験は，微小焦点径X線透過試験装置または1 mm 径程度のRIによる管内側から照射（管外面にフィルムを巻きつける）で可能と思われる。

Table 3.2.4.－2　Fabrication Process of First Wall （HIP Bonding）

工　程	概　略　図	検　討　事　項
寸法切断及び溝加工		
2枚板の接合（HIP）		◦製作性を考慮した継手設計検討要
固溶化熱処理		是非については検討要
歪取り		◦歪取り設備
面切削及び孔明加工		◦孔明け時の切り粉回収（除去）対策

＊傾斜部に対しては溝は折れ線となる

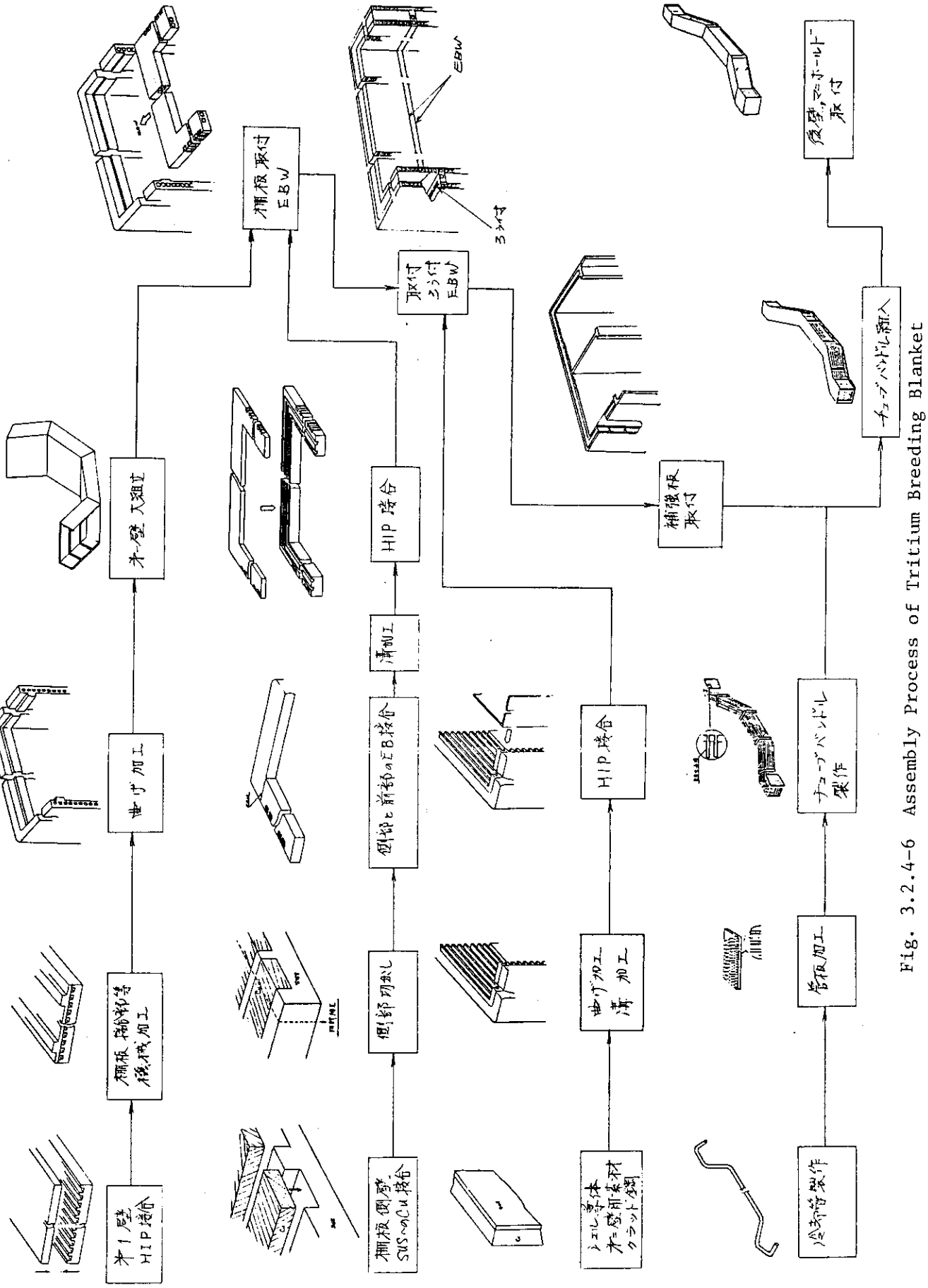


Fig. 3.2.4-6 Assembly Process of Tritium Breeding Blanket

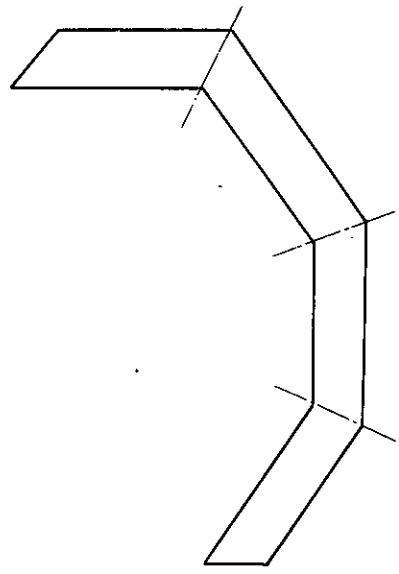


Fig. 3. 2. 4 － 7　　Segmentation of Blanket Module

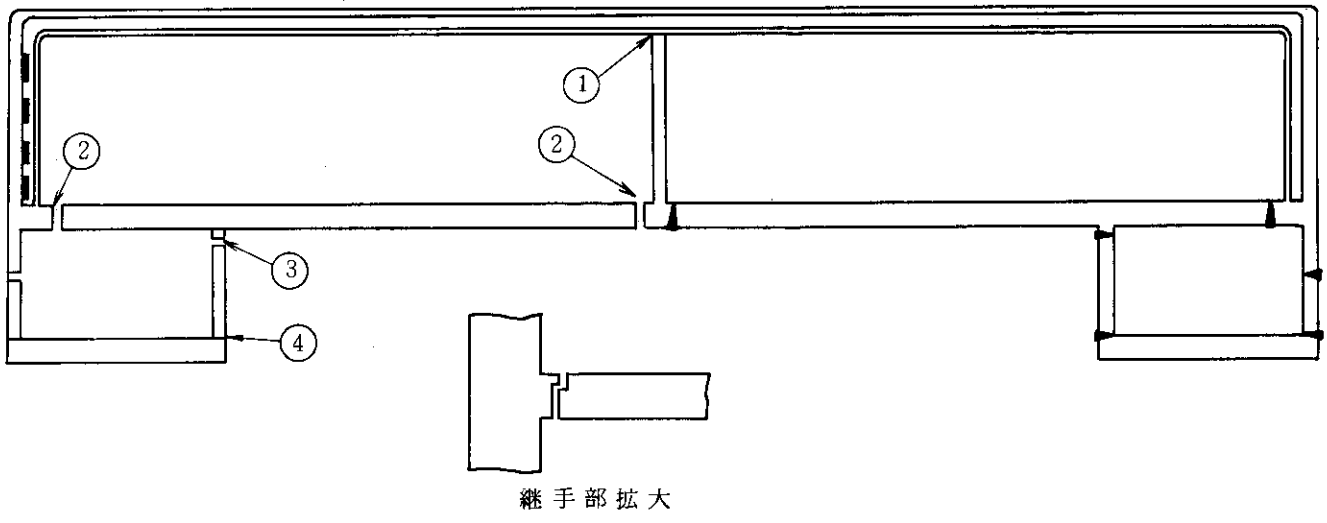


Fig. 3. 2. 4 － 8　　Joint Location in Blanket Cross Section

3.2.5　支持および配管引回し計画

(1)　ブランケット支持

ブランケットには自重と電磁力が働き，これらはブランケットと一体で分解・移動される可動遮蔽から支持される。この支持設計にあたっては，ブランケットと可動遮蔽との温度差による応力を低くするように熱膨張を吸収する構造とすることが必要である。

1)　設計条件

①　自重および重心

ブランケット重量は30 tonであり，重心はFig. 3.2.5－1 中の点G（R 5897，Z 1049）で示す（原点はトーラス中心）。

②　電磁力

シェル導体に働く電磁力が支配的なので，この電磁力を対象とし，大きさは非増殖ブランケット（第Ⅰ編4.6章参照）の値を使用する。Fig. 3.2.5－1 に電磁力の大きさ，方向を示す。

③　構造材温度

最も厳しい条件として，トリチウム回収時（バッチ処理時）の温度で考える。

ブランケット	450 ℃
遮蔽体	50 ℃

2)　支持構造

ブランケット支持構造をFig. 3.2.5－2，3 に示す。

ブランケット支持としては，ブランケットと遮蔽体の形状からみて，重量のみであれば重心点真上から吊る形で支持し，支持点に曲げモーメントが作用しないようにするとともに熱膨張を下方に逃がす構造とするのが理想である。しかし，重量に加えて電磁力も作用すること，および上部のトーラス構造体の空間的制約を考慮して，固定支持点を上部シェル導体付近に設け，ブランケットに作用する荷重は基本的に固定支持点で受けられるようにした。

固定支持点では，重量と上下方向の電磁力は，ボルトとキーで支持し，大径方向の電磁力はキーで支持する構造としている。

固定支持点のほか，ポロイダル方向13ケ所に支持点を設けている。各支持点ではブランケット両端のヘッダボックスから張出したフランジを遮蔽体にボルト締めし，大径方向の電磁力をボルトの引張（または圧縮）で受ける構造としている。フランジのボルト穴はばか穴とし，上下方向，水平方向への熱膨張が逃げられるよう考慮している。

このほか，ブランケットの中央部にはポロイダル方向に数ケ所遮蔽体に差込んだ突起を設け，トロイダル方向の振れ止めと収縮時のトロイダル方向の基準点確保を図っている。

(2)　配管引回し

増殖ブランケットは，トリチウムのバッチ回収時，最大450℃に達することと冷却材としてヘリウムガスを使用しているため，配管引回し計画にあたっては，熱膨張対策，中性子ストリーミング防止対策および放熱防止対策を考慮することが特に重要である。

ブランケットからアクセスドア外側までの配管引回し概念をFig. 3.2.5－4 に示す。

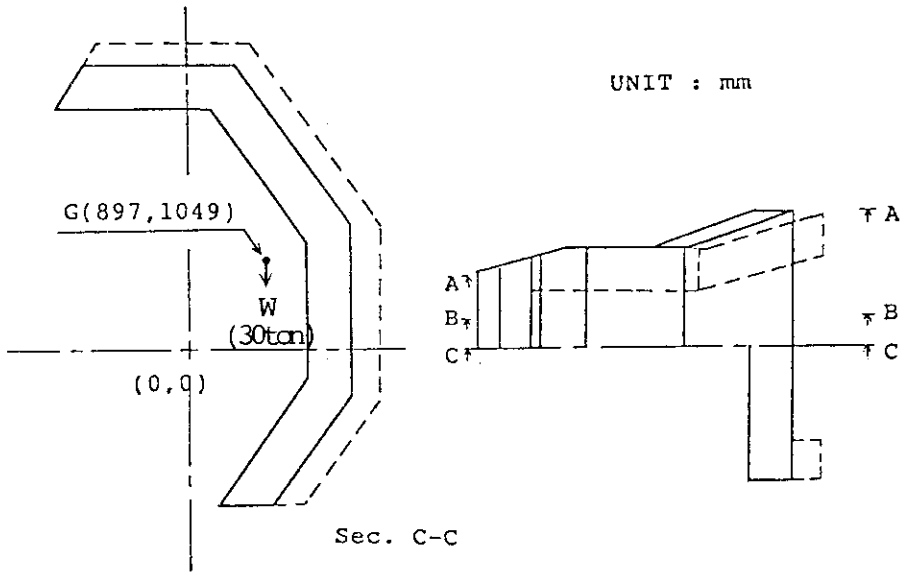
遮蔽体内側ではブランケットとの間のギャップが小さいので，入口，出口配管とも4本とし，

ブランケットの後側のヘッダボックス間に並べるが，遮蔽体貫通部以降では，後述の放熱防止構造，ストリーミング防止構造，アクセスドア貫通部などを含めた構造の簡素化のため，入口，出口配管とも１本としている。

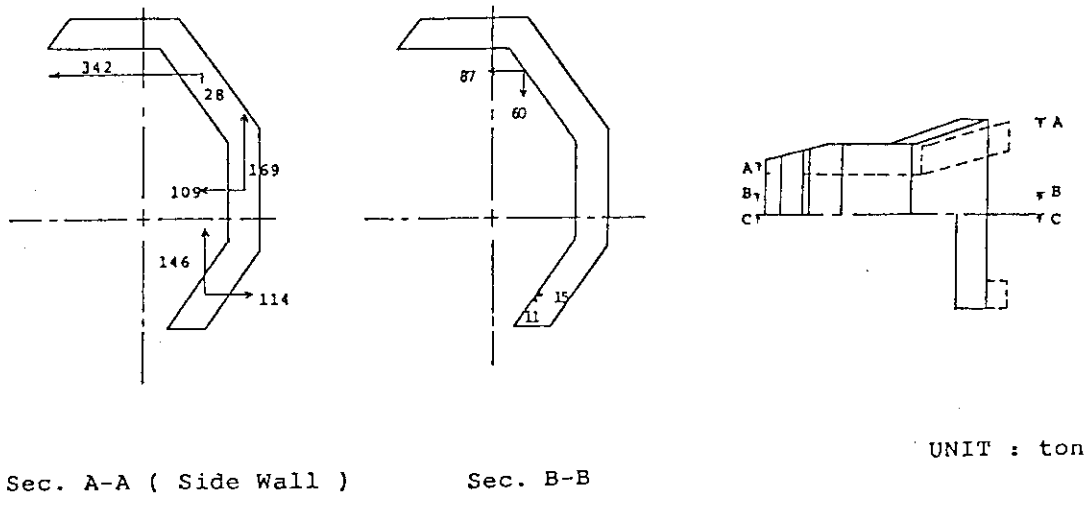
配管の熱膨張はアクセスドア部に設けたベローズで吸収する構造とし，遮蔽体貫通部では遮蔽体で配管を拘束しないように両者間に隙間をあけておく。この隙間をできるだけ小さくするため，配管の貫通部はブランケットの固定支持点近傍としている。

可動遮蔽外側では，配管の周囲を遮蔽ダクトで囲んでストリーミング防止を図っている。遮蔽ダクトはアクセスドア外側の配管の曲り部では他より厚くされている。

配管からの放熱を減少させるため，配管にはメタルタイプの断熱材を薄く巻き，断熱層部を真空にした真空断熱構造としている。断熱層部の真空はプラズマ真空で兼ねることで構造の簡素化を図ることとした。ただし，断熱層部からの脱ガスが発生しないように，材料・構造については今後さらに検討する必要がある。



(a) Center of Gravity G and Weigth W of Blanket.



(b) Electromagnetic Force.

Fig. 3.2.5-1 Center of Gravity and Load of Blanket

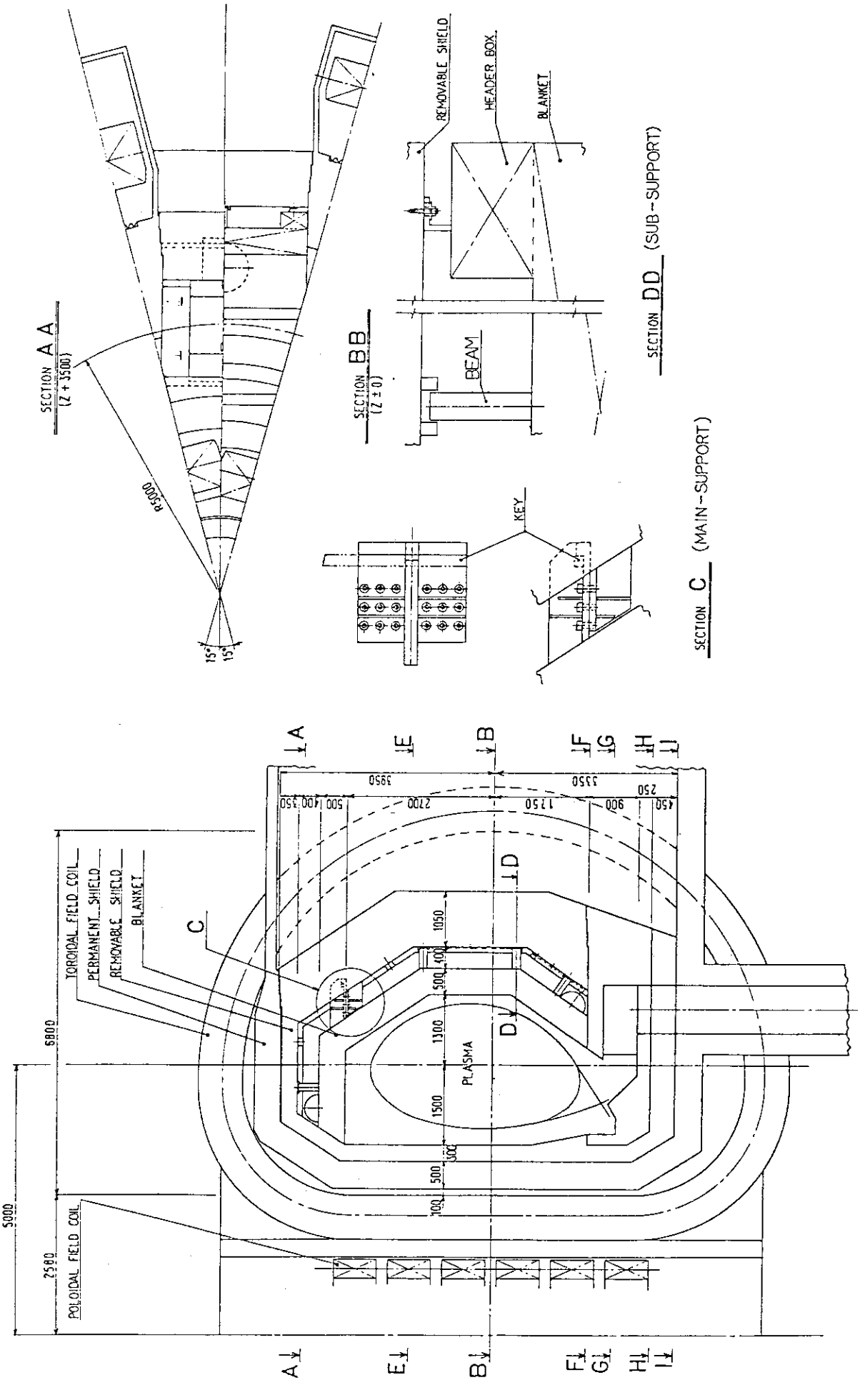


Fig. 3.2.5-2 Support Structure of Blanket

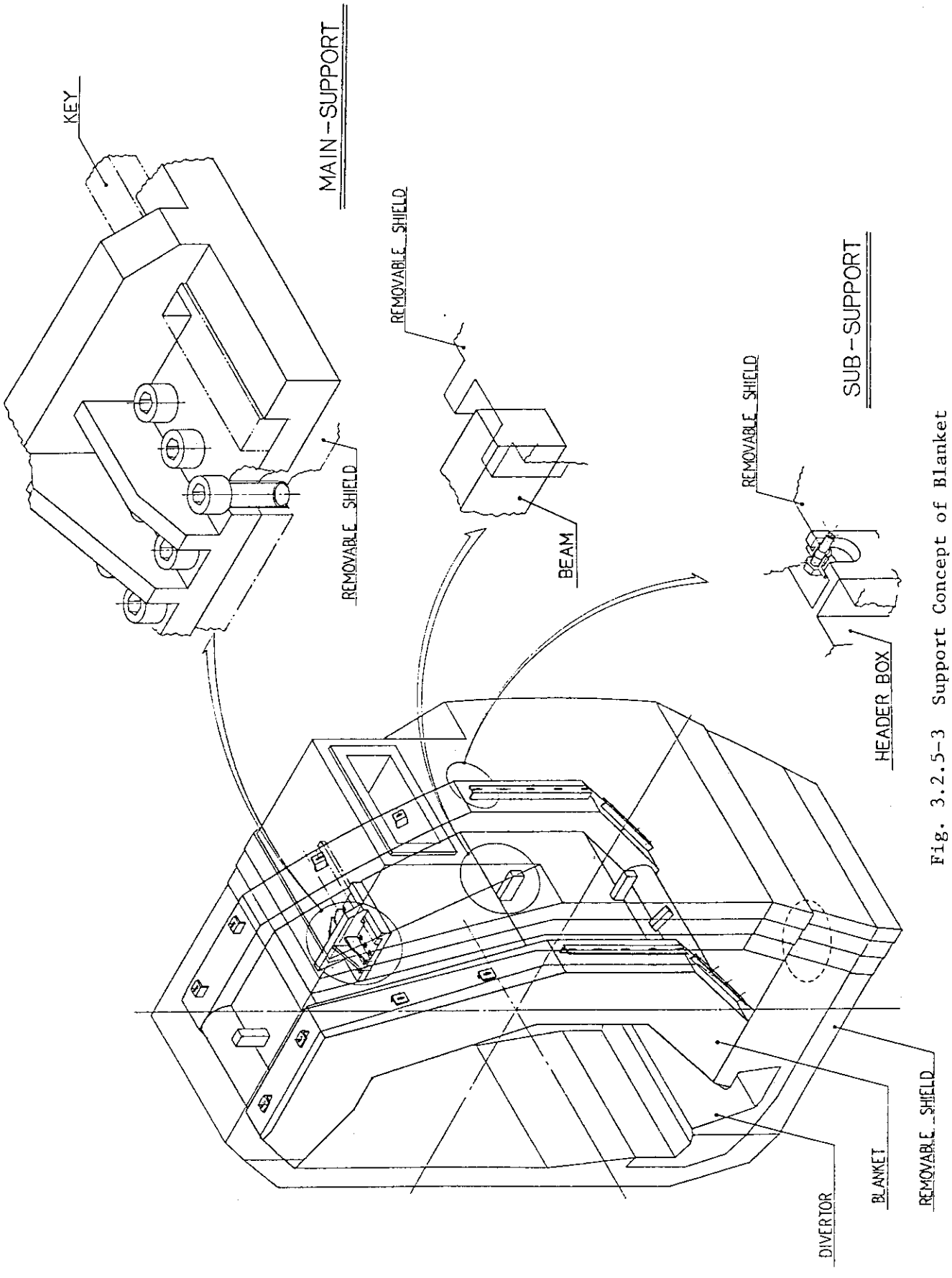


Fig. 3.2.5-3 Support Concept of Blanket

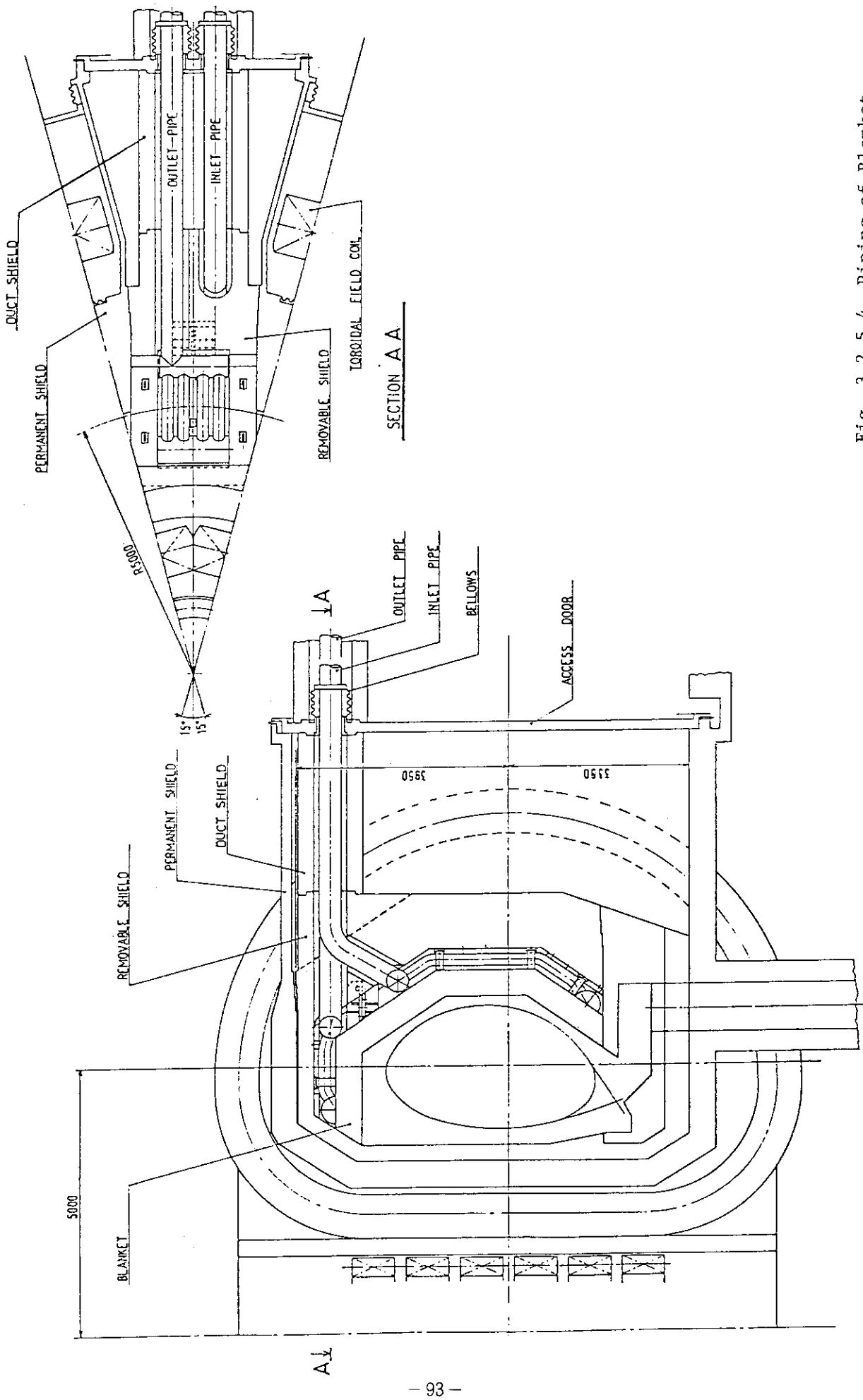


Fig. 3.2.5-4 Piping of Blanket

3.3 トリチウム回収系

(1) 概　　要

トリチウム回収系はブランケットで増殖されるトリチウムを安全かつ早期に回収することを目的としている。

通常運転時には，ブランケット内の増殖材は比較的低温度（100～550℃）に保持されているため，増殖されたトリチウムは容易に増殖材から拡散・放出されない。またトリチウムは，トリチウム水蒸気（T_2O）とトリチウムガス（T_2）の両化学形態で放出される。このためトリチウムがトリチウム水蒸気として増殖材から放出された場合には，低温では次の反応により酸化リチウム増殖材（Li_2O）と反応するため，スイープガスを流すのみで回収することができない。

$$Li_2O(s) + T_2O(g) \rightleftarrows 2LiOT(S) \qquad (3.3-1)$$

そこで，トリチウム水蒸気を回収する時には，炉の運転を一担停止した後，ブランケットを昇温させ，増殖材に含まれるトリチウムを放出・分解させる。放出されるトリチウムをスイープガスによりバッチ回収することを考える。また通常運転時にトリチウムガスが増殖材から放出される場合は，冷却管を透過して，1次冷却材中にトリチウムが放出される恐れがあるため，通常運転時にもスイープガスを流して連続回収することとする。

本設計では，特にバッチ回収時の回収時間と方法について検討を行なった。

(2) 回収条件

Table 3.3－1 にトリチウム回収条件を示す。バッチ回収サイクルは，運転中に蓄積されるトリチウムインベントリーを考慮してフル稼動2ケ月に1回と設定した。この時蓄積トリチウムインベントリーは約 2.3 kg である。トリチウム回収に要する時間は約1日であり稼動率に与える影響は小さい。

(3) バッチ回収時の回収特性

増殖材からのトリチウム放出のメカニズムについては種々議論があるが，バッチ回収時に増殖材を昇温することにより，トリチウムはLi_2O結晶粒内を拡散した後，結晶粒表面で熱分解してスイープガス中に放出され，スイープガスによりトリチウム回収系に回収されるものとする。

スイープガス流量を大きく設定した場合には，ガス中トリチウム濃度が低下して，増殖材からのトリチウム放出速度により回収時間が決まる。またスイープガス流量を小さく設定した場合には，ガス中トリチウム水蒸気濃度が上昇する。この時の水蒸気圧は（3.3－1）式の反応の平衡圧以上とならないため，回収時間はスイープガス流量に依存することとなる。ここでは，増殖材からのトリチウム放出時間を求め，放出時間とブランケットの昇温時間を考慮して，スイープガス流量を設定して，全回収時間を求めた。

1) 増殖材からのトリチウム放出時間

増殖材からのトリチウム放出速度については，多数の実験が行なわれている「照射後トリチウム放出実験」を適用できる。放出速度は結晶粒内での拡散または結晶粒表面での熱分解速度により求まる。以下に，両者の放出速度を示す。

a．粒内からの放出

バッチ回収時における，Li_2O 結晶粒内のトリチウム濃度変化を，結晶粒内のトリチウムの拡散式から求めれば，次の通りとなる。

$$\frac{C}{Co}=\frac{6}{\pi^2}\sum_{n=1}\frac{1}{n^2}\exp\left(-\frac{n^2\pi^2Dt}{a^2}\right) \qquad (3.3-2)$$

C,Co ： 結晶粒内トリチウム濃度，初期濃度 $(\frac{cc}{cc})$

D ： 結晶粒内トリチウム拡散定数（cm^2/s）

a ： 結晶粒等価半径（cm）

t ： 回収時間 （sec）

この時の等価半径 a は，Li_2O 焼結体密度 ρ と比表面積 σ から $a=3/\sigma\rho$ と求まる。

奥野等[1]の行なった Li_2O ペレットからの放出実験より求めた拡散定数を使用すれば，Li_2O 内に残留するトリチウム量は，Fig. 3.3－1のとおりとなる。結晶粒が製造時の等価直径（$a=3.13\,\mu m=3/\sigma(5700\ cm^2/g)/\rho(1.67g/cc)$）を保持している場合，およびシンタリングにより等価半径が10倍の値となると想定した場合について，Li_2O 中トリチウムを99%回収するのに要する時間を求めれば，次の通りとなる。

$a=3.13\,\mu m$ ： $t=97$ sec，　$a=31.3\,\mu m$ ： $t=2.7$ hr

結晶粒のシンタリングがない時には，極めて短時間で結晶粒内のトリチウムは放出される。

b．結晶表面からの放出速度

Li_2O 結晶表面からの放出速度は，結晶粒表面での LiOT の熱分解速度から求める。分解反応は LiOT 濃度 C の一次反応といわれており，バッチ回収時における LiOT 濃度変化は，次式で表わされる。

$$\frac{C}{Co}=\exp(-kt) \qquad (3.3-3)$$

k：分解反応の反応速度 （1／sec）

工藤等[2]の求めた反応速度定数から残留トリチウム濃度変化を求めれば Fig. 3.3－1 の通りとなる。Li_2O 結晶粒表面でのトリチウムを99%分解放出するためには，約 23min を必要とする。

2） トリチウム回収時間

トリチウム回収のスイープガス流量を大きく設定した場合には，1）で求めた回収時間となる。これに対してスイープガス流量を小さく設定した場合には，トリチウム水蒸気圧は（3.3－1）式の反応により求まる平衡圧以上とならず，次式の回収時間となる。

$$t=\frac{I\cdot P_{Total}}{F\cdot P_{T_2O}} \qquad (3.3-4)$$

I ：ブランケット内トリチウムインベントリ（cc）

F ：回収流量（cc／Δ）

P_{Total}，P_{T_2O}：全圧，平衡 T_2O 蒸気圧（ata）

平衡 T_2O 蒸気圧値には，データの不確定性を考慮して JANAF Table[3]から求まる値の 1／10（5.92×10^{-4} ata）と設定する。この時のスイープガス流量と回収時間の関係を Fig.

3.3−2に示す。スイープガス流量を2400 Nm^3／hr と設定した場合には，約6 hrで回収される。

従って1)で求めた増殖材からのトリチウム放出1hrとブランケットの昇温時間を考慮しても約1日程度で，トリチウムをバッチ回収することができる。

(4) 通常運転時の回収特性

増殖材で生成されるトリチウムが，T_2ガスとして放出される場合には，T_2ガスは冷却管を透過して，冷却材中に放出されることとなる。このため通常時には，スイープガスを連続的に流すことが必要となる。低温度におけるトリチウムの放出特性には不明点が多いが，発生トリチウムの1／10が通常運転時にT_2として放出されるとする。ガス流量を200 Nm^3／hrと設定すれば，ブランケット内のT_2ガス濃度は3.3 vpmとなり，冷却材へのトリチウム透過量は～280Ci程度となる。この値は第1壁から冷却系に放出されるトリチウム量に比較して，十分小さい値となる。

(5) トリチウム回収系

1) 設計条件

Table 3.3−2に以上の解析より求めたトリチウム回収設計条件を示す。

2) 系　統

Fig. 3.3−3にトリチウム回収系の概要図を示す。全ブランケットからのスイープガスを一系列の回収系により行う。また通常運転時とバッチ回収時では，スイープガス流量で10倍程度の差異があるが，同一の系列で処理を行い，ブロワ等は別の機器を使用することとする。

ブランケットからのスイープガスは，ヘッダに集められた後に，微量の酸素ガスを添加される。ヘッダからのガスはヒータにより加熱され，触媒反応器によりT_2ガスをT_2Oガスに転換する。触媒反応器からのガスは冷却器により冷却され，モレキュラシーブ乾燥塔でT_2Oガスを除去・回収する。乾燥塔でトリチウムを除去されたスイープガスは，ブロワにより昇圧され，ヘッダを経て，各ブランケットに分配される。また，トリチウムを回収した乾燥塔は，加熱真空再生される。再生されたトリチウム水蒸気は，トリチウム燃料循環系へ送られ，再び燃料として使用される。

バッチ回収時には，比較的高濃度のトリチウム水蒸気を含むスイープガスを処理することとなる。トリチウム水蒸気は配管等に吸着して，系統の除染および分析等を困難にさせるため，各機器の設計にあたっては，除染方法等に十分配慮して設計を行う必要がある。

参考文献

1) K. Okuno, et al., Report for INTOR Workshop, Phase II A, Session III, 7−18, Dec. (1981)

2) H. Kudo, et al., J. of Inorganic Nuclear Chemistry, vol. 40(1977)363

3) JANAF Thermochemical Tables, 2 and Ed., Nat. Stand. Ref. Data Serv., NBS, 37(1971)

Table 3.3-1 Analytical Conditions for Tritium Recovery

Parameter	Value
Tritium generation rate (Chemical form of tritium)	0.297 mol-T_2 or T_2O/hr T_2/T_2O = 1/9 for Fusion power : 580 MW Dwell time : 240 sec Burn time : 1000 sec Breeding ratio : 0.6
Amount of Li_2O	Total 27.5 ton
Temperature of breeder zone Normal operation Tritium recovery operation	 100 ∿ 550°C 450°C
Temperature of coolant tube	170°C (inlet) ∿ 370°C (outlet)
Dimension of tube (Breeder zone) (2nd wall)	690 M^2 x 2 MM^t 120 M^2 x 2.5 MM^t
Tritium recovery method	
Tritium recovery operation	Batch recovery (1 time/2 months)

Table 3.3-2 Design Parameters of Tritium Recovery System

Parameter	Value
(Normal operation) Tritium recovery rate Purge gas flow rate T_2 gas concentration	 0.0297 mol-T_2/hr (0.178 g-T_2/hr) 200 Nm^3-He/hr (1 ata) 3.3 vpm
(Tritium recovery operation) Amount of tritium Recovery cycle Time for recovery Purge gas flow rate	 0.385 kmol-T_2O/time (2.3 kg-T_2) 1 time/2 months ∿ 6 hours 2400 Nm^3/hr (1 ata)
Tritium inventory in blanket	Total 2.3 kg (before Recovery) 100 g (after Recovery)
Tritium permeation rate into coolant	∿ 280 Ci/d Blanket 250 Ci/d Second wall 30 Ci/d

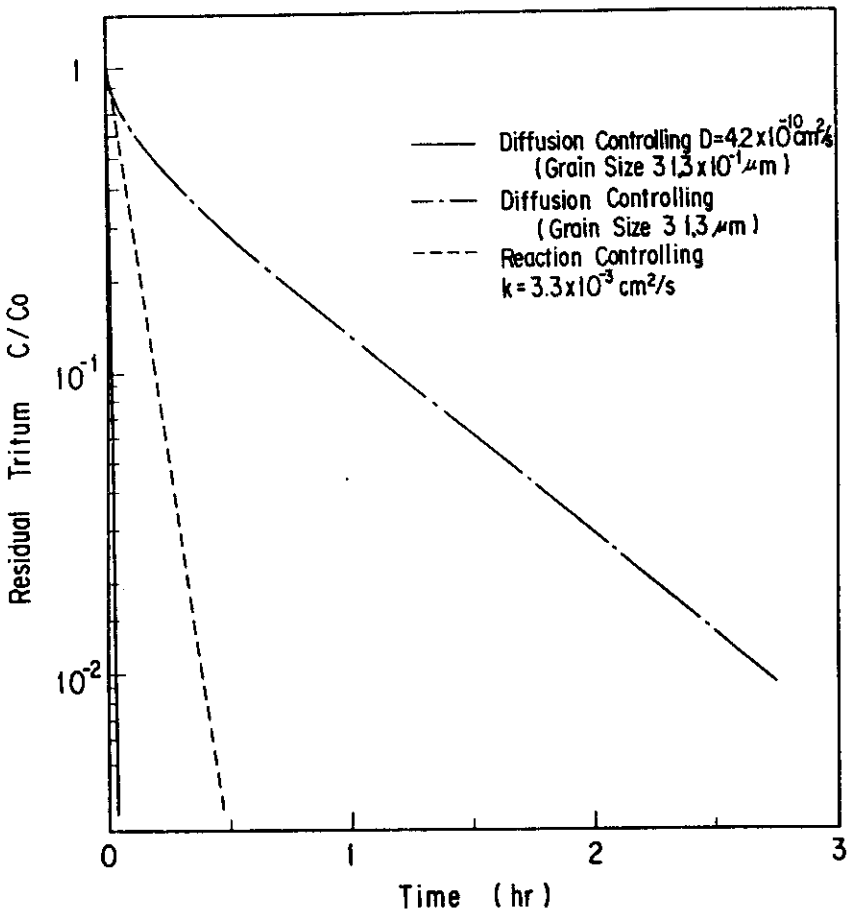


Fig. 3.3-1 Tritium concentration decay curve

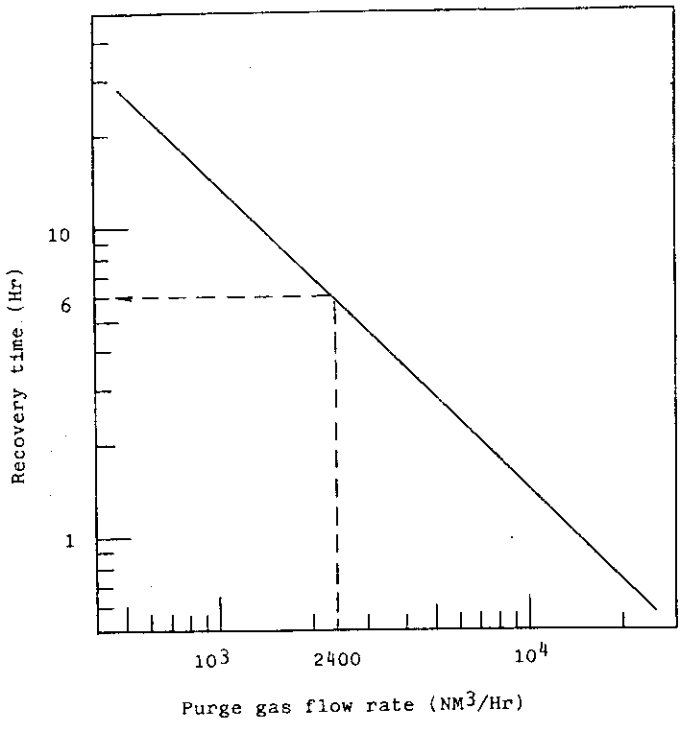


Fig. 3.3-2 Relation between Recovery Time and Purge Gas Flow Rate

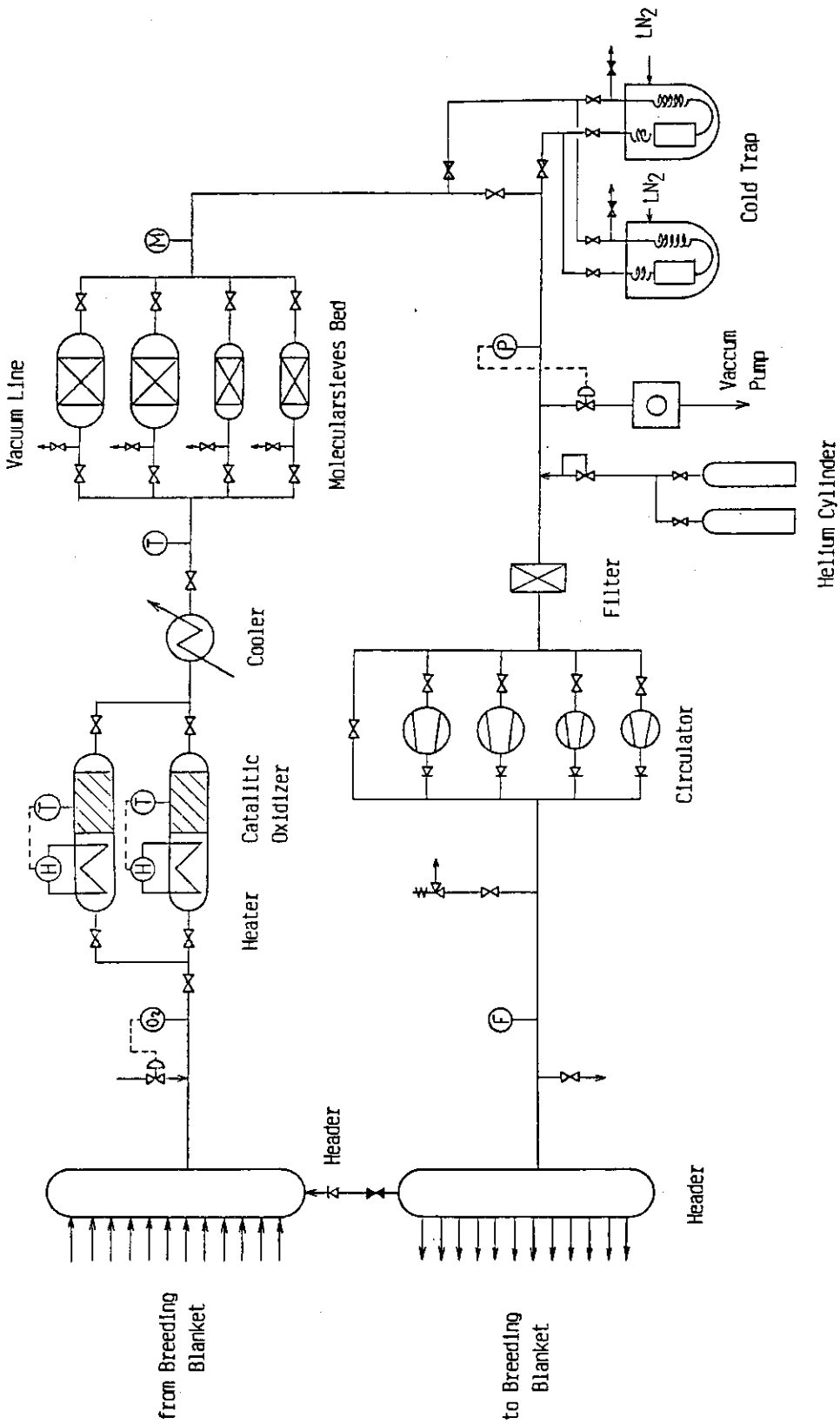


Fig. 3.3-3 Flow Diagram of Blanket Tritium Recovery System

3.4 分解・修理

3.4.1 分解・修理対象領域と分解・移動概念

(1) 基本方針

ＴＦコイルを必要以上に大きくしない範囲で，信頼性ある現実的な分解・移動概念を実現するために，第１壁，ダイバータとも１セクター分一括でアクセスドアから直線移動により引抜く方式とする。

(2) 前提条件

第１壁はプラズマからの中性粒子によるエロージョンによって，炉寿命中，分解・修理が必要となる可能性がある。エロージョンにより分解・修理の対象となる領域を炉寿命（3MW・y／m^2）中のエロージョン量が0.1mm以上の領域として以下の前提条件のもとで求めた。

① 第１壁の構造上の厚みを50mmとし，引抜き対象はトーラス径で（第１壁＋50mm）の領域とする。

② 可動遮蔽体にストリーミング防止用段差として50mm，移動時の可動遮蔽体とアクセスポート（クライオスタット）間のギャップとして50mmを設定する。

(3) 分解・修理対象領域と分解・移動概念

最近の解析によると中性粒子負荷はダイバータ近傍に偏在している。ヌル点高さから第１壁に沿った距離に対するエロージョン量をFig. 3.4－1に示す。この図より，ヌル点より，１ｍの位置でエロージョン量が炉寿命最後で0.1mmであり，その点より上では0.1mm以下となることがわかる。したがって，ヌル点高さより１ｍまでの第１壁領域を分解・修理の対象とした。

一方，１／12トーラスの第１壁（＋50mm），ダイバータの幅とTFC径ボアをパラメータとしたアクセスポート幅を比較した結果をFig. 3.4－2に示す。なお，アクセスポート幅はクライオスタット内側コーナー部を100mmカットしている。Fig. 3.4－2のポート幅の線より左の部分の第１壁とダイバータが分解・修理のため引抜き可能となる領域であり，ポート幅の線と第１壁＋50mmの線とに囲まれた範囲が引抜き不可能となり，固定部として炉内に残される領域である。

Fig. 3.4－2より，TFC径ボア6.8m以上で分解・修理の対象となる第１壁領域，ダイバータとも直線１方向引抜き可能であることがわかる。径ボア6.8ｍはリップルによるα粒子加熱を過大としないリップル条件0.75%から規定されるコイル寸法とほぼ等しく，妥当なＴＦコイル寸法での一括直線方式による分解・移動方式が可能であることを示している。この時のトーラス上下方向の各水平断面をFig. 3.4－3に示す。固定部分として炉内に残される第１壁部分は予期せぬ局所熱負荷による損傷を防止するため，分解・修理対象第１壁面より150mm後退させている。

なお，上記の形状・寸法の場合，アクセスポート幅はダイバータを１セクター一括で引抜くためだけの大きさとしかとれないので，ダイバータモジュールの両脇部分に外側可動遮蔽支持柱を下部可動遮蔽から立てると，この支持柱が引抜けなくなる。したがって，外側可動遮蔽支持柱を設けることができない。そこで，Fig. 3.4－4に示すような全体構造概念を設定した。

本構造概念では，固定遮蔽に支持棚を設け，この棚で外側可動遮蔽を支持する構造とする。

ブランケットモジュールの移動はあらかじめダイバータモジュールを移動させておき，外側遮蔽の下にジャッキ機構を有する遮蔽プラグを挿入し，外側遮蔽を支持棚から浮上させて行なう。

本方式は第Ⅰ編12章に示されているFER標準炉心の分解移動概念と同一であり，FERに増殖ブランケットを設置しても，標準炉心と同様，増殖ブランケット，ダイバータとも一括引抜きによる信頼性ある分解移動が可能であることが判明した。

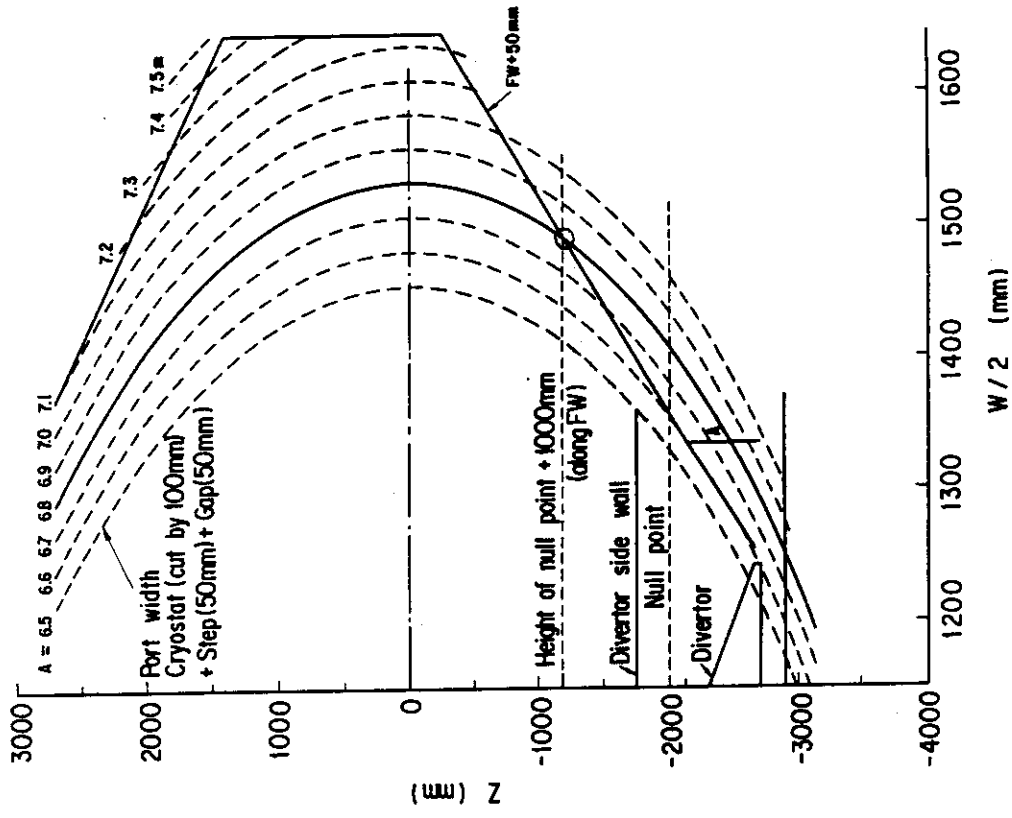


Fig. 3.4-2 Widths of Divertor, First Wall and Access Port

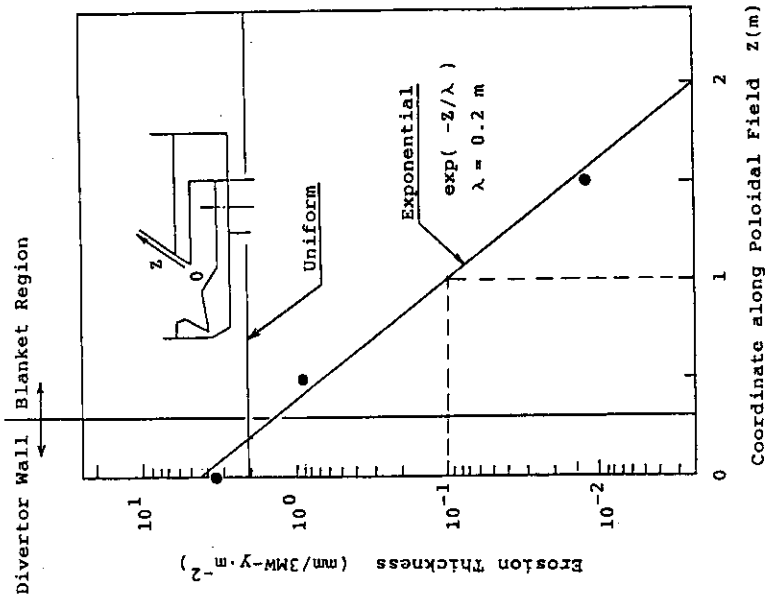


Fig. 3.4-1 Erosion Thickness of Stainless Steel First Wall

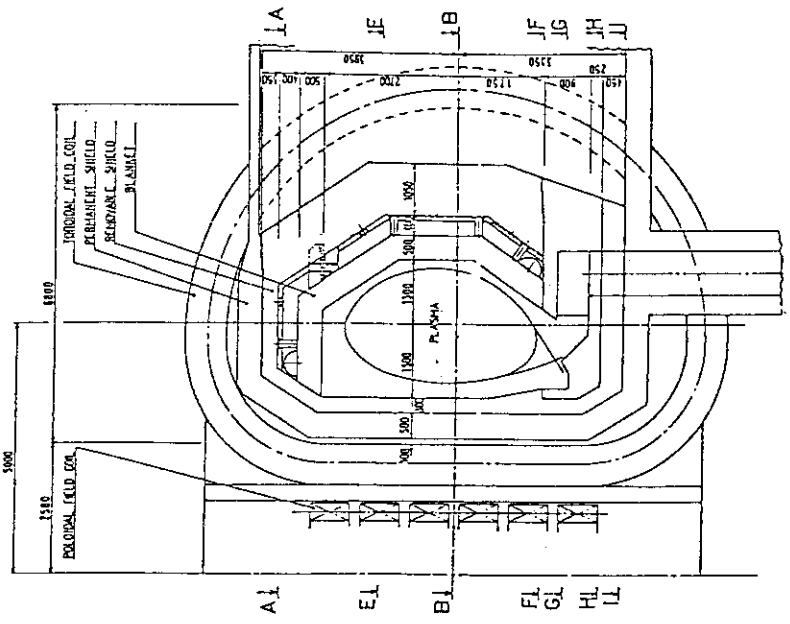
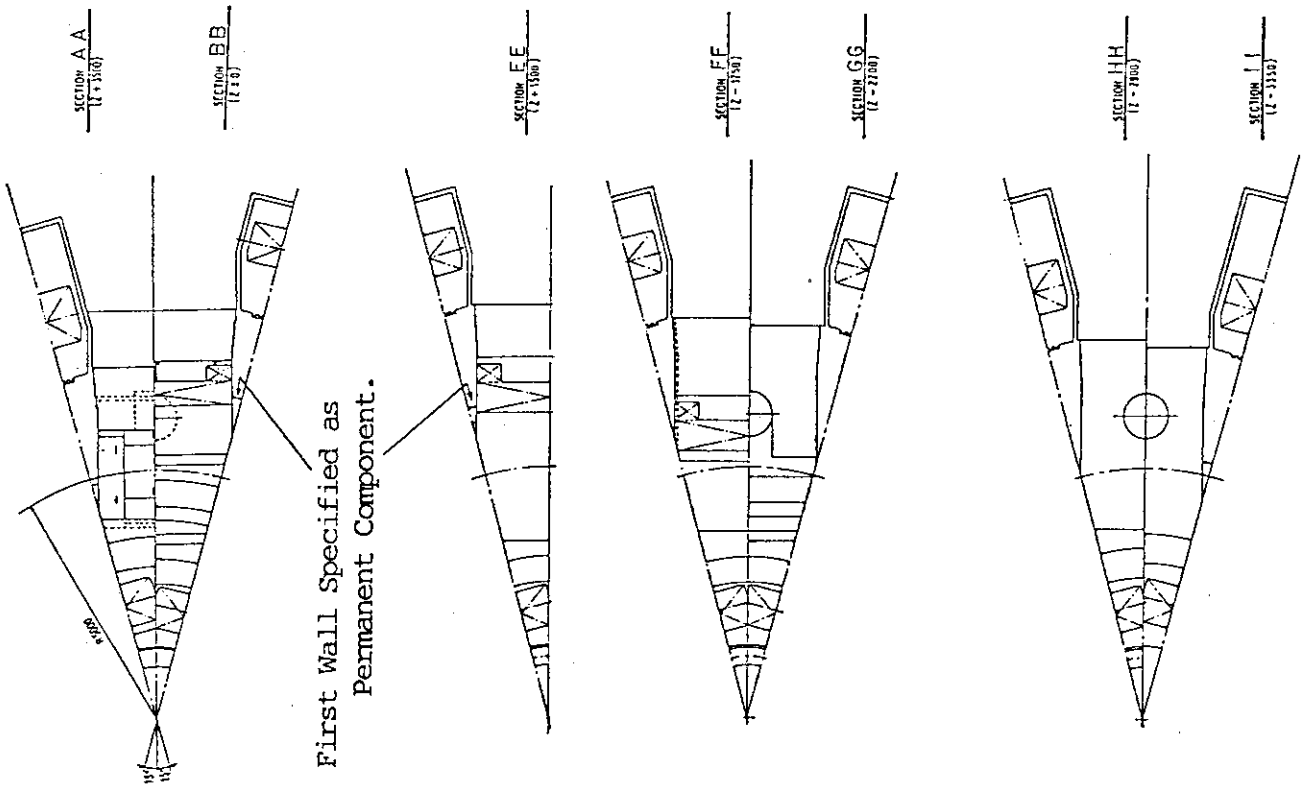


Fig. 3.4-3 Plan Sectional Views of Torus Configuration.



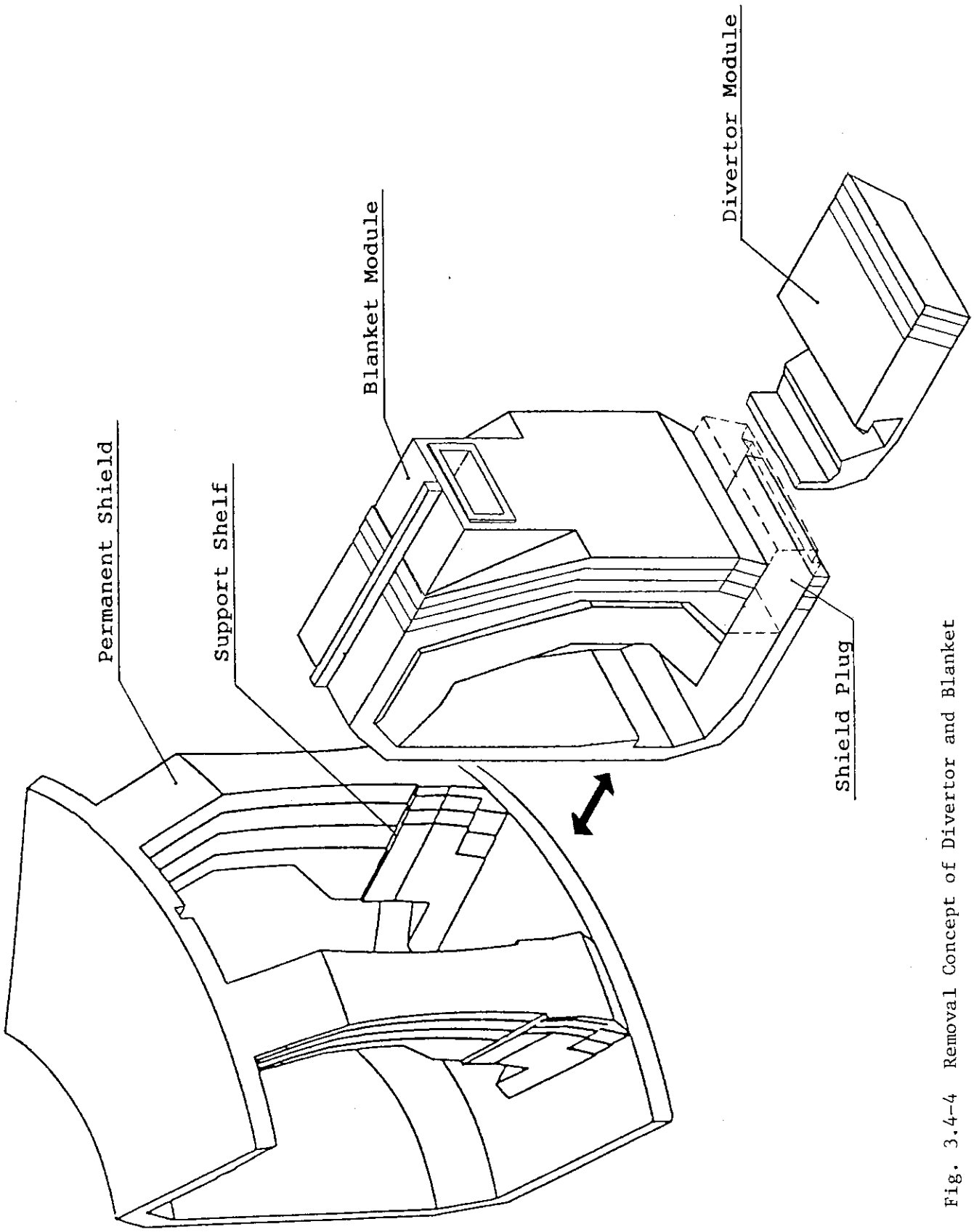


Fig. 3.4-4 Removal Concept of Divertor and Blanket

3.4.2 分解・修理

(1) 基本条件

1) 環境条件

① 炉停止24時間後の外側可動遮蔽の表面線量率は2.5mrem／h 以下とし，作業員の接近が可能なものとする。

② 炉停止24時間後の第1壁の崩壊熱は高く，炉室内空気による自然冷却だけでは十分冷却しきれない可能性があるので，分解・移動時には強制冷却装置を使用するものとする。

③ 構造材に付着したトリチウムは，分解・移動前にベーキングを行なうことにより，分解・移動時の発生を抑えることとし，移送フラスコのような特別なトリチウム拡散防止設備は設けないものとする。

④ 分解・移動時には，超電導磁石の通電を停止するものとする。

2) 対象的重量

ブランケットモジュールの重量は270 ton である。

3) 基本方針

① 分解・移動方法，機構の簡素化を図り，分解・移動システムに過度な機能を要求しないように，可能な限り作業員による直接作業を行なうものとする。

② 炉心部から保修施設への炉心構造物の移動および大型分解・修理機器の炉室への搬出入は天井走行クレーンによって行なうものとする。

③ 分解・移動用装置は信頼性を増すため，できるだけ単純なメカニズムを採用する。

④ システムの簡素化を図り，コスト低減のため，装置・設備の共通化を図る。

(2) 分解・移動手順

ブランケットモジュールの分解・移動手順をTable 3.4－1に示す。また，分解・移動概念をFig. 3.4－5に示す。支持・固定部の解除・再結合，真空シール部の切断・再溶接，配管継手の解除・再結合などのハンドリング作業に作業員が接近できるように，ダイバータなど炉心構成機器を分解・移動させるごとに，その部分に遮蔽プラグを挿入することにしている。

(3) 分解・移動装置

ここでは，主要な装置であるブランケットモジュール移動装置について検討結果を述べる。

ブランケットモジュール移動装置をFig. 3.4－6に示す。移動装置はブランケットモジュール搭載用ローラフォークと走行装置とから構成され，ローラフォークとブランケットモジュールの下部の走行装置とから構成され，ローラフォークをブランケットモジュールの下部の溝に挿入，ブランケットモジュールをリフトアップし，移動させる。なお，本装置と同じ方式で2200 ton の大重量物を0.5mm以内の設置精度で十数m移動させる装置が既に開発されている。

駆動源には小型で大きな駆動力を発生できる液圧を使用し，さらに真空容器内で使用することから，作動液漏洩時に後処理の容易な水圧駆動とする。水圧方式は油圧方式にくらべ通常の機械での使用実績は少ないが，製鉄所など火災の危険，あるいは繊維産業など油漏れによる製品の汚れの危険性がある場合などに使用されている。また，水圧方式の場合，油圧にくらべ，さび，潤滑，キャビテーションなどの問題点が考えられるが，さびと潤滑に対しては最近ではコーティングなどにより改善されている。さびに関してはさらに非使用時水抜きを行なうほか

雰囲気管理などにより防止することが考えられる。キャビテーションについては，弁などの部分で発生しやすいので，キャビテーションの発生しにくい形状，流量を最適化することで防止を図る。

走行装置詳細をFig. 3.4－7に示す。

走行は左右2組で各2本の走行用シリンダを伸ばし，シリンダ先端のフックを床面のカギ溝にかけ，次にシリンダを縮め，モジュール搭載の移動装置をカギ溝の方向に引き寄せる形の繰返しにより行なう。したがって，走行は間欠動作となる。シリンダ先端のフックは前後対称に作られており，後進の場合は後側のフックを使い，前進と逆の動作で行なう。フック横の前後1対のピンは前後進の切換および装置のストッパの役割のため設けられている。前進時に後側ピンを下げ，前側ピンを上げておくことにより，後側のフックがカギ溝にかからず，シリンダを伸ばすことが可能となる。後進時には逆に後側ピンを上げ，前側ピンを下げておく。前後両側のピンを上げておけばフックが前後ともカギ溝にかかり，カギ溝の範囲以上動かないようになる。

ローラフォークはブランケットモジュール昇降用ジャッキとローラとから構成されている。モジュール下部にはローラフォーク挿入用にあまり大きな空間がとれない（本設計では150mm高さ）ので，ローラには小型で耐荷重性の高いエンドレスローラを使用した。エンドレスローラ脇にはサイドローラを設け，下部固定遮蔽の溝に接触させ，移動時の横振れ防止を図っている。

本装置の水圧回路をFig. 3.4－8に示す。走行用シリンダは方向の微調整が可能なように左右のシリンダを独立に駆動できるようにしている。また，走行用シリンダには最長位置と最短位置にリミットスイッチを設け，シリンダの伸縮がその範囲で行なえるようにしている。

走行用シリンダは次の3段階の速度に設定できるようになっている。

常速	200 mm／min
微速	10 mm／min
無負荷速度	300 mm／min

昇降用ジャッキは昇降とも流量制御して速度調節する。昇降速度は以下の通りである。

常速	10～15 mm／min
微速	5 mm／min

また，ジャッキ横に設置したポテンショメータにより，昇降位置の計測を行なっている。

なお，本装置の停止精度は0.5mm以内である。

転倒防止はFig. 3.4－9に示すように，ブランケット上部モジュール上部に設けた突起をアクセスポート上部固定遮蔽の転倒防止溝で抑えることで行なう。この突起と溝とはガイドの役目は必要ないので，少し隙間をあけておく。アクセスポート外の転倒防止は天井走行クレーンにて行なう。

装置故障時の対策は，水圧を抜くことにより，ジャッキは自重で下降するので，前後進切換ピンを手動で前進側にすれば移動装置をワイヤなどを使って引抜くことが可能である。

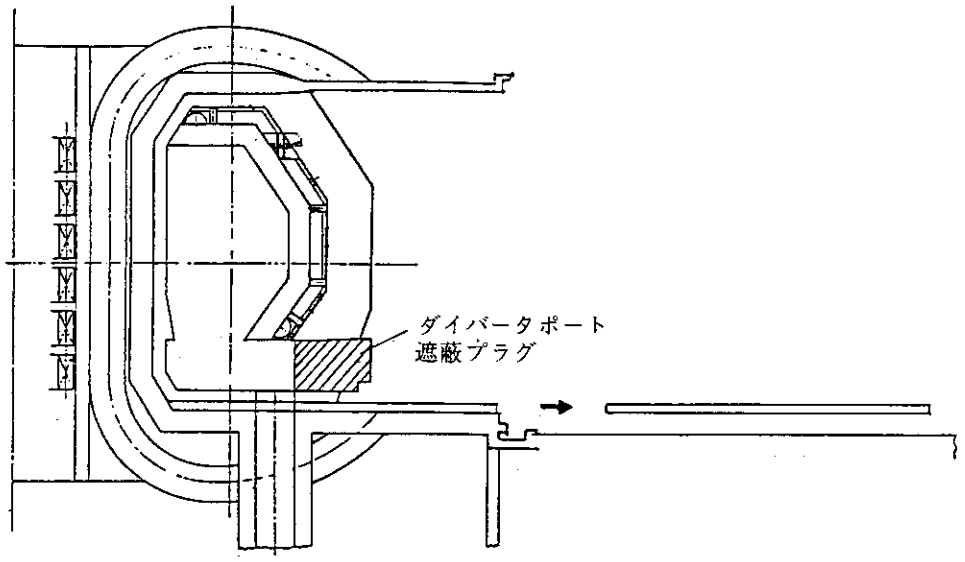
Table 3.4-1 Removal Procedure of Blanket Module

ステップ	作業内容	使用装置，設備	特記事項
1	炉の運転停止		
2	冷却系をベーキング系に切換え，真空容器内のベーキングを行なう。		ベーキング温度 150℃ ベーキング用流体 加圧水
3	リップシールを切断し，真空容器内に空気を入れる。		• 冷却系を崩壊熱冷却系に切換えて冷却続行
4	ダイバータ支持の解除		同　上
5	ダイバータ冷却系を停止し，冷却水をドレンする。		• ブランケット，可動遮蔽，固定遮蔽の冷却は続行 • 真空容器内(空気)温度上昇を抑えるため，真空容器内空気冷却をする必要がある。
6	ダイバータ冷却系配管（ジャンパー配管）をアクセスドア外部で切断し，撤去する。	（作業員）	同　上
7	ダイバータ移動装置を搬入	天井走行クレーン	同　上
8	ダイバータ移動装置をダイバータに取付ける。	ダイバータ移動装置	同　上
9	ダイバータを台車上に引出す。	同　上	同　上
10	移動台車を後方（加熱装置の外側）へ引出す。	同　上	同　上
11	ダイバータを分修室へ移送する。	天井走行クレーン	
12	ダイバータ移動装置を撤去する。	同　上	
13	ダイバータアクセスポート遮蔽プラグ挿入装置を搬入する。	同　上	遮蔽プラグをセットした状態
14	遮蔽プラグをダイバータアクセスポートに挿入する。	遮蔽プラグ挿入装置	
15	加熱装置ダクト（アクセスポート外側部分）と加熱ポート遮蔽間のリップシールを切断する。		
16	加熱装置ダクトの支持を解除する。		
17	加熱装置ダクトを撤去する。	天井走行クレーン	
18	加熱ポート遮蔽に遮蔽プラグを挿入する（支持・固定も行なう）	同　上	
19	加熱ポート遮蔽の支持を解除する。		
20	加熱ポート遮蔽をリフトアップし，引出す。（仮置場に移動）	ダイバータポート遮蔽プラグ挿入装置	

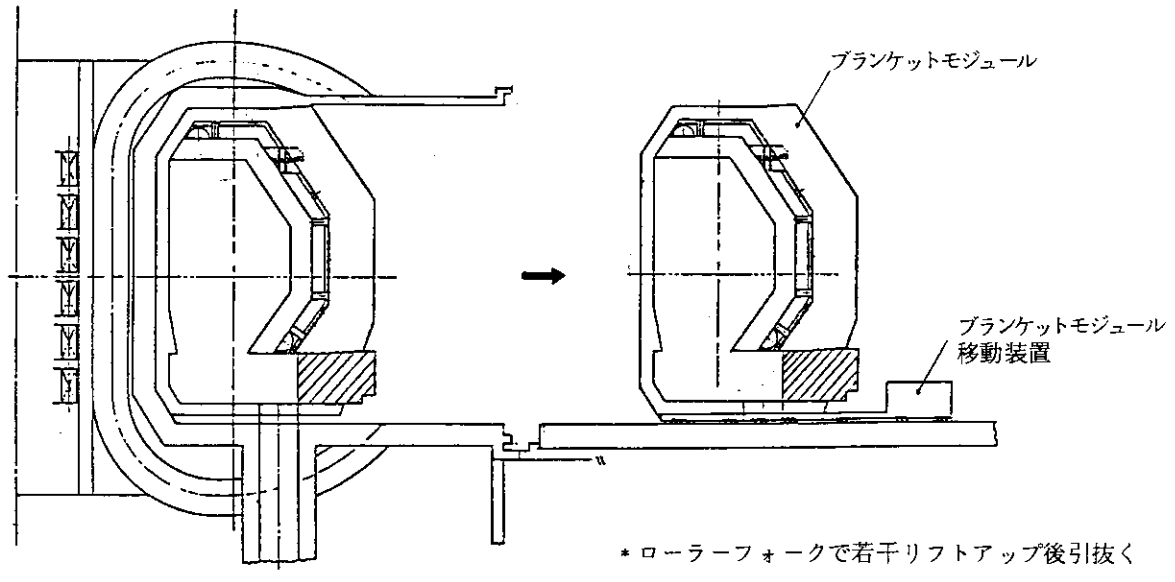
Table 3.4－1 （cont'd）

ステップ	作業内容	使用装置，設備	特記事項
21	加熱ポートに遮蔽プラグを挿入する。（支持・固定も行なう）	ダイバータポート遮蔽プラグ挿入装置	
22	ローラフォーク挿入部遮蔽プラグを引抜く。		
23	外側可動遮蔽の支持・固定を解除した後，固定遮蔽支持棚からブランケットモジュールを浮かせる。	ダイバータポート遮蔽プラグ内ジャッキ	
24	ローラフォーク（ブランケットモジュール移動装置）を可動遮蔽下に挿入し，ブランケットモジュールを引出す。（分修室へ移送）	ブランケットモジュール移動装置	
（ブランケットモジュールを引抜いた状態で炉本体を長期間放置しておく場合）			
25	アクセスポートに遮蔽プラグを取付ける。		

注）ダイバータおよび加熱装置があるものについては
その装置等はすでに引抜かれているものとする。



① ローラーフォーク挿入部の遮蔽プラグ引抜き



② ローラーフォークによるブランケットモジュール引抜き

Fig. 3. 4 － 5　　Removal Concept of Blanket Module

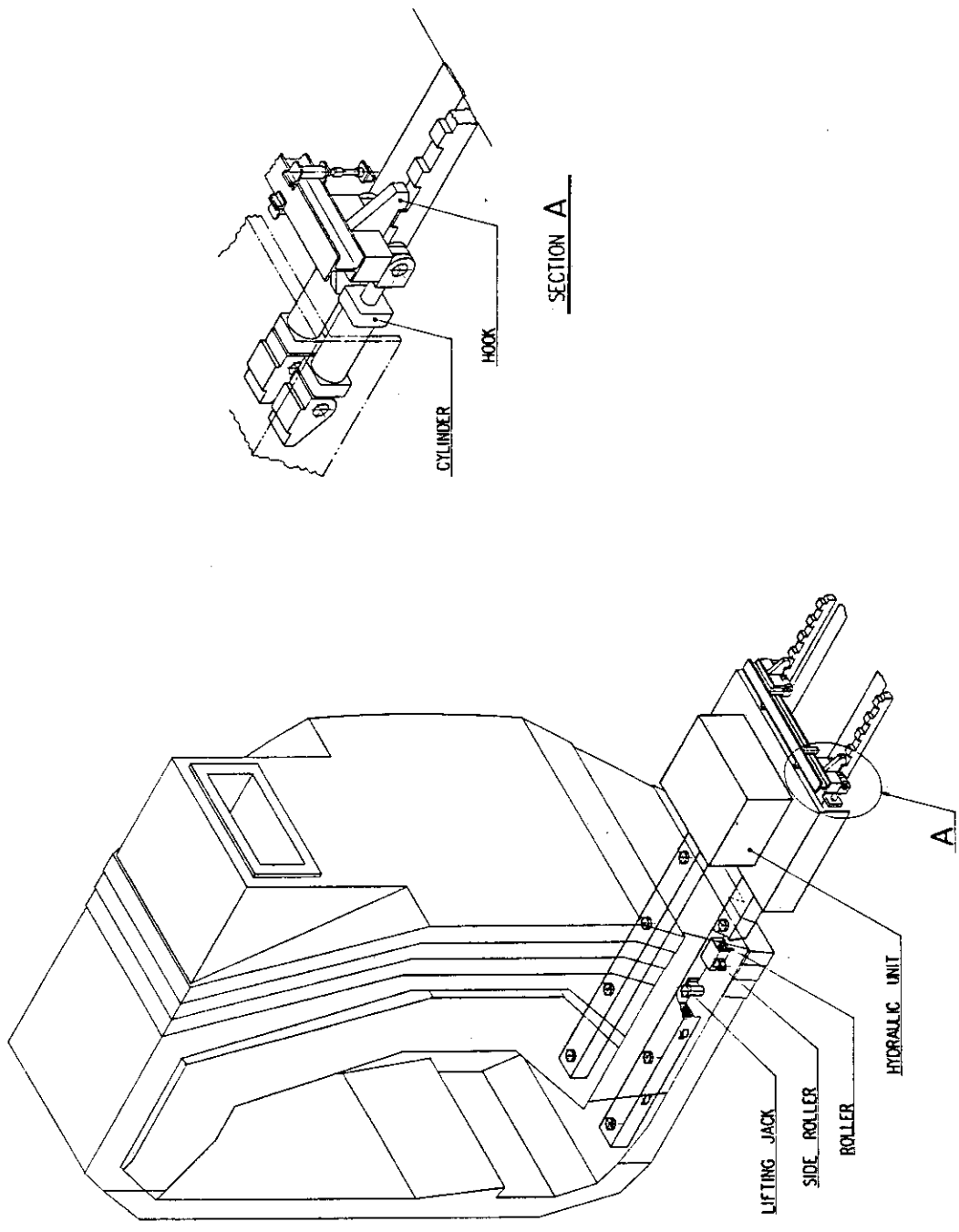
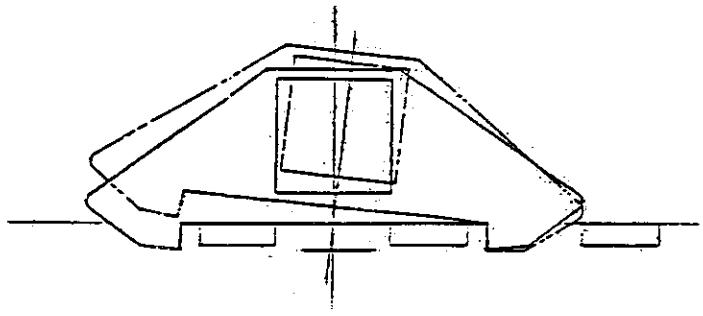


Fig. 3.4-6 Blanket Module Transfer Machine



Hook

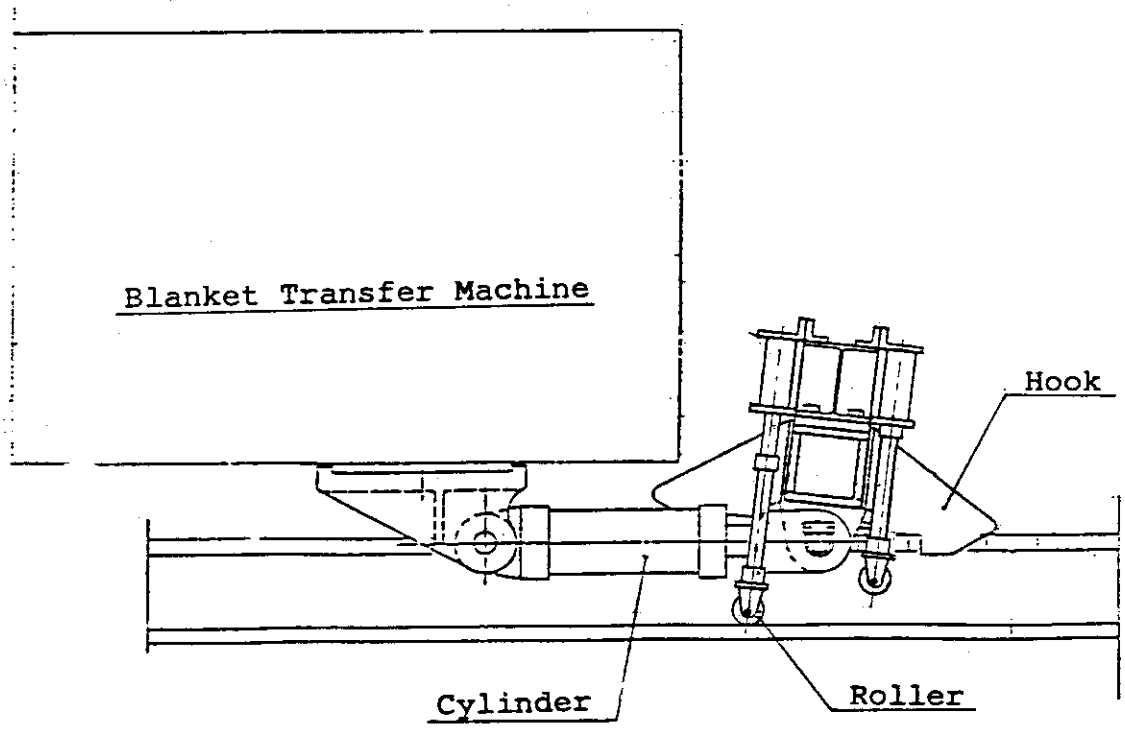


Fig. 3.4-7 Traverse Mechanism of Blanket Transfer Machine

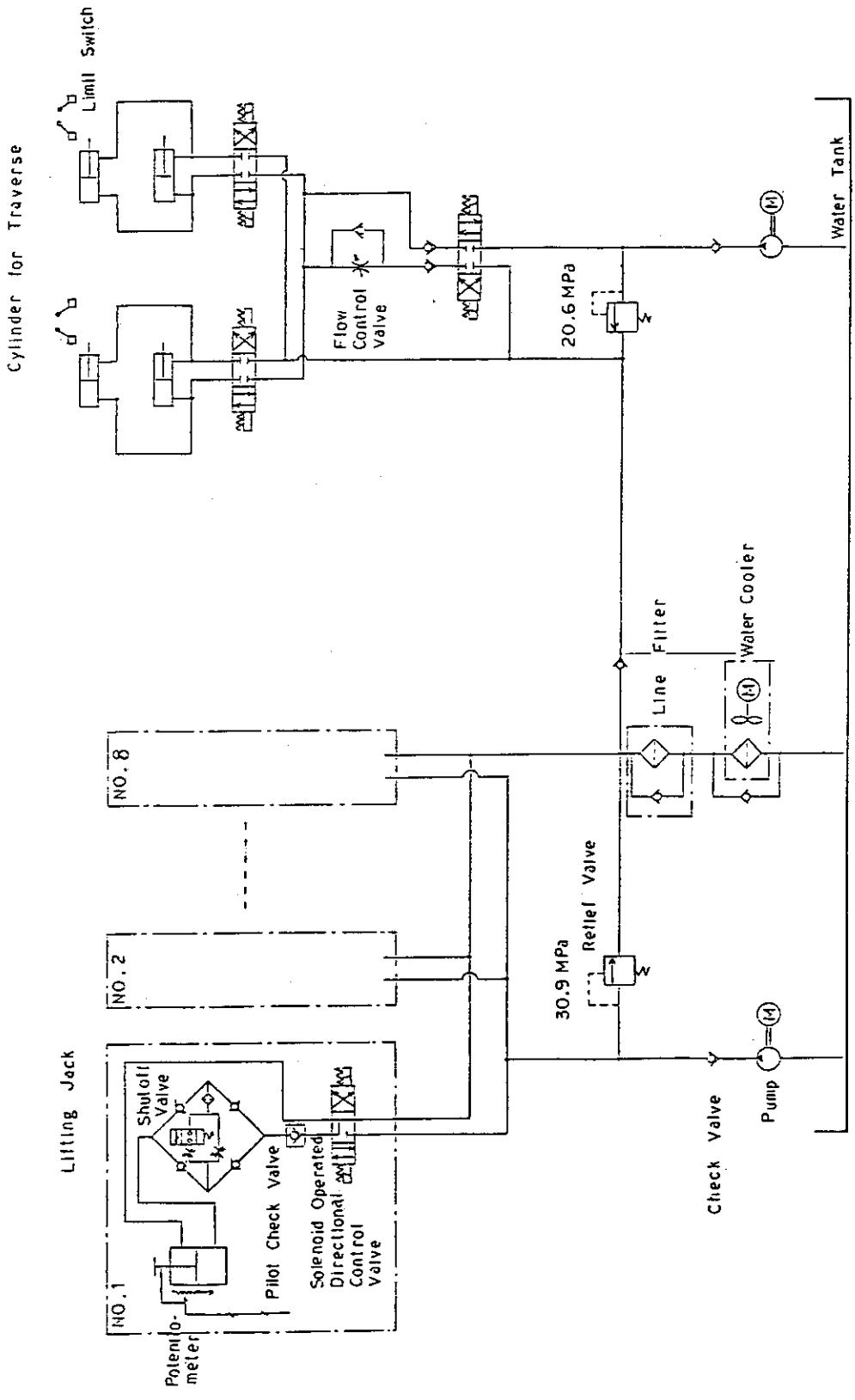


Fig. 3.4-8 Hydraulic Circuit of Blanket Module Transfer Machine

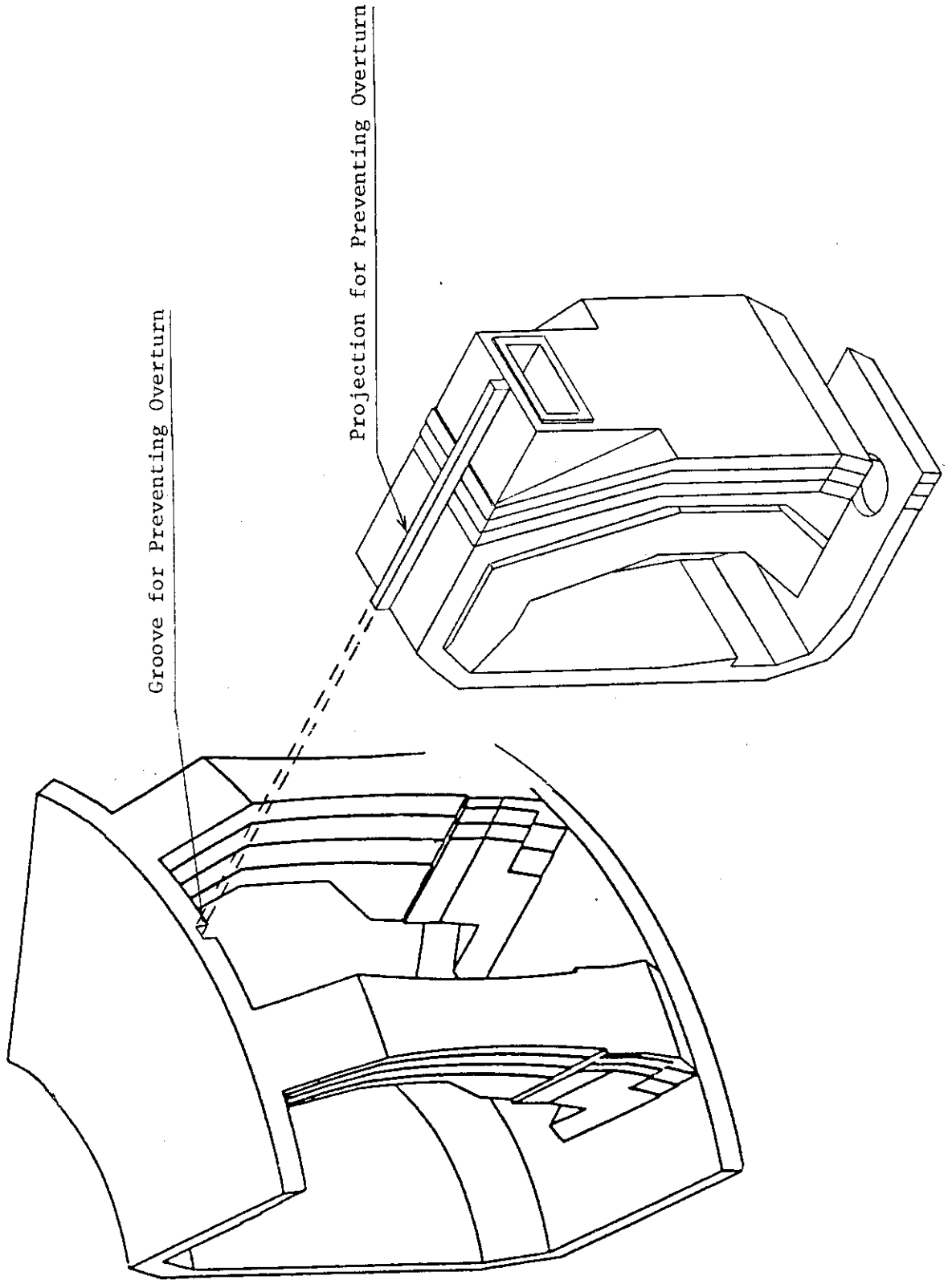


Fig. 3.4-9 Method for Preventing Blanket Module Overturn

3.5 冷 却 系

(1) 概　要

増殖ブランケットの冷却系は第1壁および第2壁を含めた増殖ブランケットで発生する熱の除去を行い，増殖ブランケットを所定の温度に保持することを目的とする。また，増殖ブランケット内のトリチウムをバッチ回収する時には，ブランケットの加熱を行う。

冷却材には加圧ヘリウムガスを使用する。ブランケットで加熱されたヘリウムは，水冷却器により冷却し，循環機によりブランケットに再循環する。増殖ブランケット内のトリチウムがバッチ回収する時は，ヒータにより冷却材を加熱して，ブランケットを昇温する。

本冷却系の設計にあたっては，特に次の点に留意して，設計を行なった。

① ブランケットの昇温が可能な系統構成とする。

② 第1壁等から冷却系に透過するトリチウムが，環境に放出されないよう考慮する。

(2) 冷却条件

Table 3.5－1 に増殖ブランケットの冷却条件を示す。除熱量は一次元核計算より求めた核発熱量と，輻射熱より概略値を求めた。通常運転時におけるブランケット出口冷却材温度は，ブランケットの構造材温度条件から 300℃とし，入口温度はヘリウムガスの冷却条件から 100℃とする。トリチウムのバッチ回収時には，冷却材の昇温を 50℃／hr 程度で行い，増殖材からのトリチウム放出条件より設定した 450℃まで昇温する。

(3) 系統構成

1次冷却系は機器寸法等を考慮して，6ループ構成とする。1次冷却系は，通常運転時に使用する冷却器，循環機および主冷却配管，トリチウムバッチ回収時に使用するヒータ，運転停止時に使用する補助冷却系により構成する。2次冷却系は非増殖ブランケットと共通の設備を使用することとする。Fig. 3.5－1 に増殖ブランケット冷却系概要図を示す。

1) 通常運転時，運転停止時

通常運転時には，ブランケットからの出口ガスを一担ヘッダに集合させ，水冷却器により冷却する。冷却されたガスは，循環機により昇圧して，ヘッダを経て，各ブランケットに分配する。

分解修理時等の運転停止時には，補助冷却系の冷却器と循環機により崩壊熱の除去を行う。

また，(4)で述べる様に，冷却系には多量のトリチウムが透過して，さらに冷却材から環境へ放出される恐れがある。このため，主冷却系統からバイパスして，純化系によりトリチウムの除去を行う。

2) トリチウムバッチ回収時

トリチウムバッチ回収時には，ヒータにより冷却材を加熱して，ブランケットの昇温を行う。昇温速度は 50℃／hr とし，かつブランケット内各部の温度差が 50℃以内となるよう計画する。昇温時には，ブランケット出口ガスは冷却器をバイパスして，直接循環機に送る。これにより，循環機には耐熱を要求されるが，ヒータを小容量とすることができる。

(4) トリチウム透過量

1次冷却系には，次の系路によりトリチウムが透過してくる。

① 第1壁でのトリチウムインプランテーションによる，プラズマからの透過
② 第2壁，ブランケット冷却管での，増殖トリチウムの透過
冷却材に流入したトリチウムは，さらに次の系路により，環境へ放出される。
① 冷却器伝熱管から2次冷却系への透過
② 冷却系配管から炉室への透過
③ 冷却材漏洩に伴う炉室への漏洩
ここでは，冷却系へのトリチウム透過量，冷却系からの放出量を評価して，その対策を検討する。

1) 冷却系へのトリチウム透過量

第1壁でのインプランテーションによるトリチウム透過量を，構造材中トリチウム挙動解析コード「TTAC」により解析した。トリチウムはプラズマから第1壁等に照射され，構造材中を拡散して，冷却系に透過する。本コードは，吸蔵を考慮したトリチウムの一次元拡散（熱拡散を含む）方程式を，再結合律速の表面条件下で解き，トリチウムの透過・吸蔵挙動を明らかとするものである。

解析条件のなかには，実験データに乏しく，信頼性の低いデータもあるが，これらの解析条件値もあわせて，Table 3.5－2に示す。

トリチウム透過量を支配する重要な因子の一つとして第1壁表面におけるスティッキング係数αがある。このα値は第1壁の表面状態に大きく依存しており，$0.5\sim5\times10^{-5}$の範囲でバラツキを持った数値が報告されている。ここではα値として，0.5（清浄表面）と5×10^{-3}（実験データの平均値）について解析を行った。Fig. 3.5－2，Fig. 3.5－3に各々α 0.5，5×10^{-3}に対するトリチウム透過量と第1壁中のトリチウムインベントリを示す。トリチウム透過量は8,000（α0.5）～90,000（α5×10^{-3}）Ci／dayの平衡値に10日以内で達する。逆に，トリチウムインベントリは8（α0.5）～70（α5×10^{-3}）gである。

トリチウム透過量は冷却材温度に強く依存する。ここでは冷却材温度として出口温度300℃を選択した為，透過量を過大評価した結果となっている。今後は，透過パラメータの精度良い集積と同時に流れ方向温度分布を考慮した評価が必要である。

尚，第2壁及びブランケット内冷却管でのトリチウム透過量は280 Ci／day程度であり，第1壁での透過量に比較して小さい値である。

2) 冷却系からのトリチウム放出

冷却系にトリチウムが8,000及び90,000 Ci／day透過した時の，冷却系から炉室，2次冷却系へのトリチウム放出量を評価した。冷却系に透過したトリチウムは，主冷却系統からバイパスした純化系により除去するが，その一部は冷却器伝熱管，冷却配管を透過し，または，冷却材とともに漏洩する。

Table 3.5－3にトリチウム放出量の評価のための，冷却器，冷却配管，純化系条件等を示す。

純化系バイパス率をパラメータとした，冷却器，配管での透過量，系統からの漏洩量およびこれらの合計値をFig. 3.5－4に示す。冷却配管から炉室への透過量が最も多く，冷却器での透過，漏洩がこれに続く。たとえば，トリチウム透過量90,000 Ci／dayの場合，バイパス

率5%で，それぞれ3，0.13，0.016 Ci／dayの放出量となる。

ただし，使用した透過係数には，材料の酸化膜による低減効果を考慮していない。

3) 低減対策

以上求めた透過量の低減対策としては，次の事項等が考えられる。

① 第1壁のプラズマ側表面および冷却材側表面にセラミック材等をコーティングして，冷却材への透過を防止する。

② 冷却管にジャケット管等を設け，トリチウムを回収する。

③ 冷却系統に反応器を設け，トリチウムガスを酸化する。

④ 冷却系に酸化性ガスを添加して，酸化膜を冷却配管に形成させることにより透過を低減する。

Table 3.5-1 Design Conditions of Breeding Blanket Cooling System

Thermal Power of Breeding Blanket	280 MW	
Number of Loops	6	
Coolant		
Material	Helium	
Temperature	(normal operation)	(tritium recovery operation)
Inlet of Blanket	100°C	∿ 450°C
Outlet of Blanket	300°C	< 450°C
Pressure	4 MPa	4 MPa
Flow rate (Total)	270 kg/s ($79\ m^3/s$)	27∿270 kg/s
Heat Capacity of Blanket	$\sim 10^5$ kcal/°C	
Heating Rate of Blanket at Tritium Recovery Operation	50°C/hr	

Table 3.5-2 Parameters for First Wall Permeation

Parameter		Unit	Values
Geometry			
Thickness (at the end of life)		mm	3
Surface area		m^2	252
Thermal conditions			
Structure material		-	SUS316
Thermal conductivity		W/mK	18.2
Maximum temperature		K	642
Minimum temperature		K	618
Coolant			
Temperature (outlet)		K	573
Thermal conductivity		W/mK	3990
Heat load			
Surface heat load		MW/m^2	0.133
Average nuclear heating rate		MW/m^3	15
Operating mode			
Burn time		sec	1000
Dwell time		sec	240
Dudy cycle		-	0.806
Operating period		day	60
Permeation parameters			
Diffusivity	D_o	cm^2/s	2.15×10^{-2}
	E_d	eV	0.59
Heat of transport		eV	-0.065
Solubility	S_o	$n/cc \cdot atm^{1/2}$	1.01×10^{20}
	E_s	eV	0.094
Trapping	C_{TO}	-	0.01
	G_T	$n/cc \cdot s$	0
	μ	1/s	0
Debye frequency	ν_o	1/S	10^{13}
	E_T	eV	0.85
Sticking coef.	α in	-	$0.5, 5 \times 10^{-3}$
	α out	-	5×10^{-3}
Lattice parameter		cm	2.5×10^{-8}
Tritium flux		$T/cm \cdot s$	3.41×10^{16}
Reflection coef.		-	0.635
Energy of particles		eV	200

Table 3.5-3 Parameters for Tritium Release from Primary Coolant

Parameter	Value
Tritium inleak into coolant	
First wall	7700 ∿ 89700 Ci/day
Second wall	30 Ci/day
Blanket	250 Ci/day
Total	8000 ∿ 90000 Ci/day
Heat exchanger	
Temperature of coolant tube	85 ∿ 100°C
Heat transfer area	4800 m^2
Thickness of tube	3.5 mm^t
Permeation coefficient at 100°C	3.33×10^{-13} cc/cm·sec·$Torr^{1/2}$
Coolant pipe	
Temperature of coolant pipe	300°C
Surface area of pipes	580 m^2
Thickness of pipe	33 mm^t
Permeation coefficient at 300°C	5.77×10^{-10} cc/cm·sec·$Torr^{1/2}$
Primary coolant	
Inventory of primary coolant	2 Ton
Leak rate of primary coolant	0.01% / day
Detritiation	
Bypass rate	0.5 ∿ 10%
Decontamination factor	20

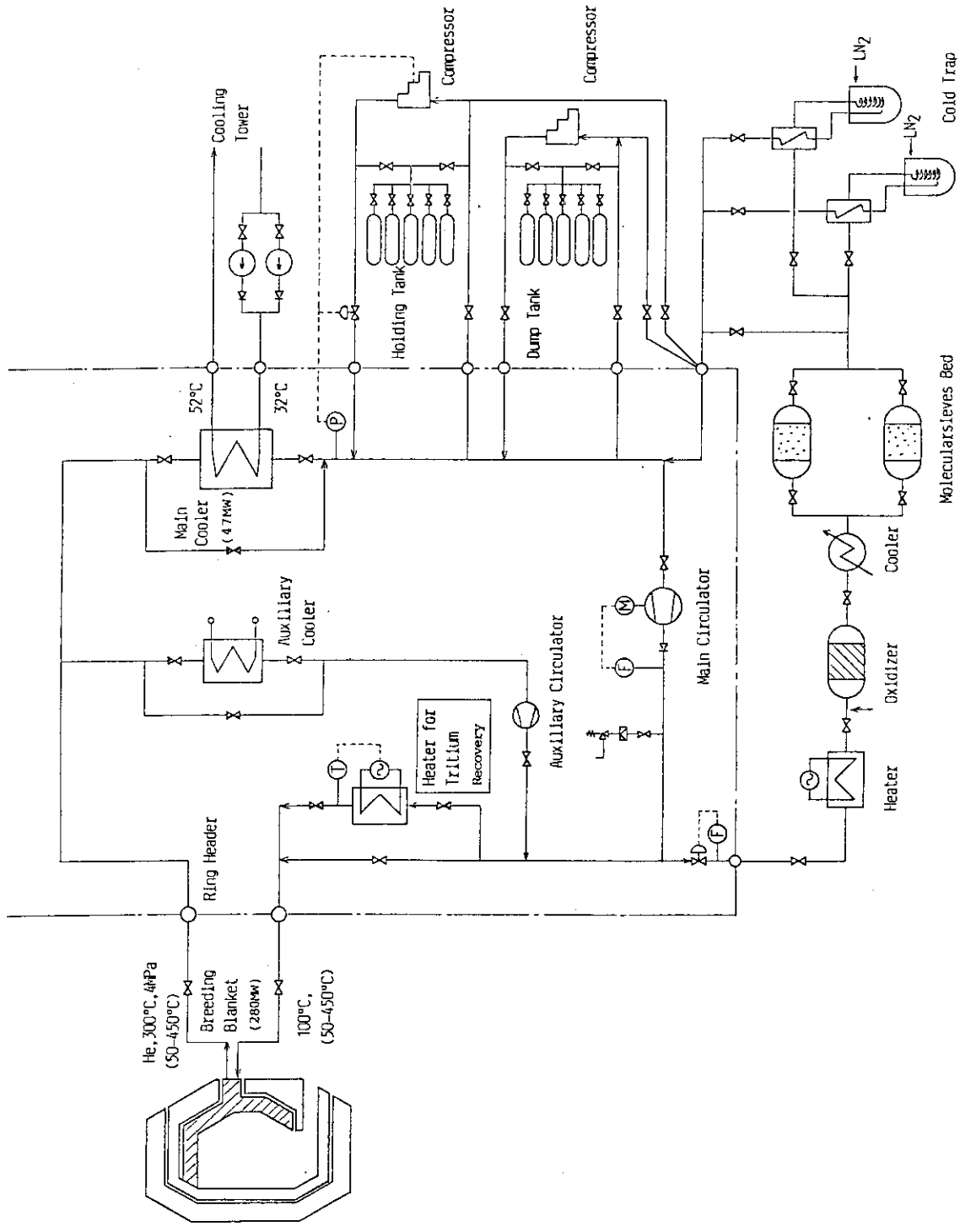


Fig. 3.5-1 Flow Diagram of Primary Cooling System for Tritium Breeding Blanket

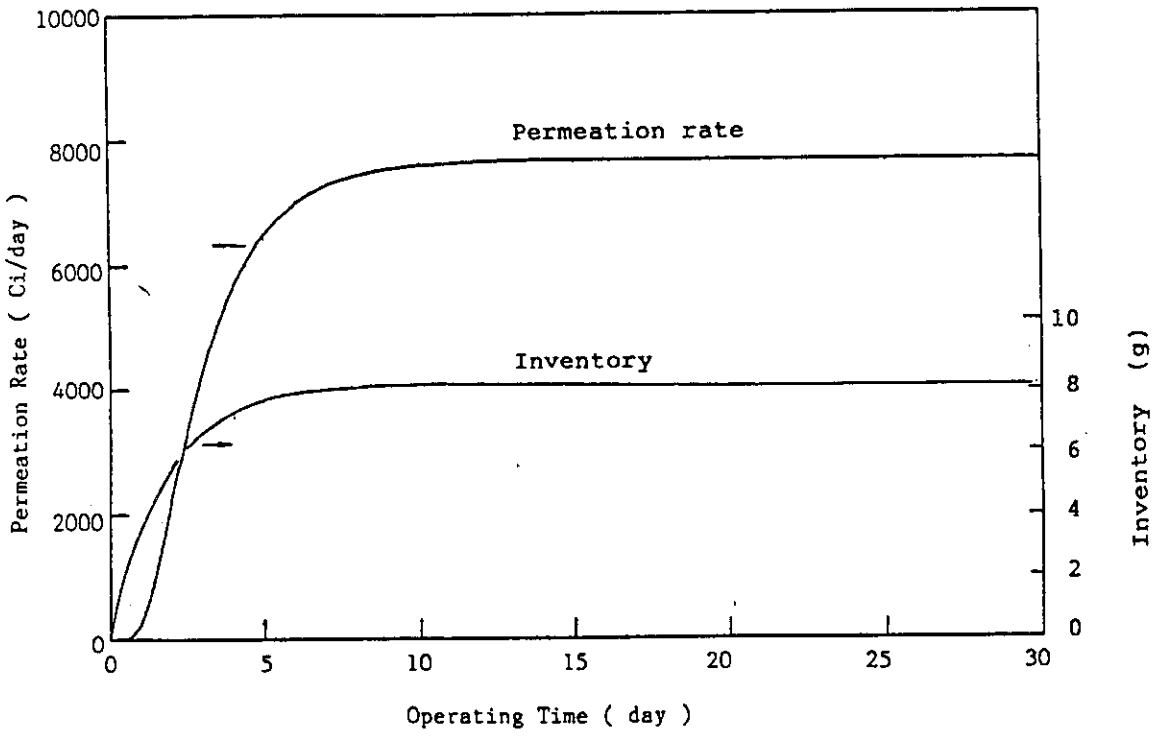


Fig. 3.5-2 Tritium Permeation Rate and Inventory in First Wall (for α = 0.5)

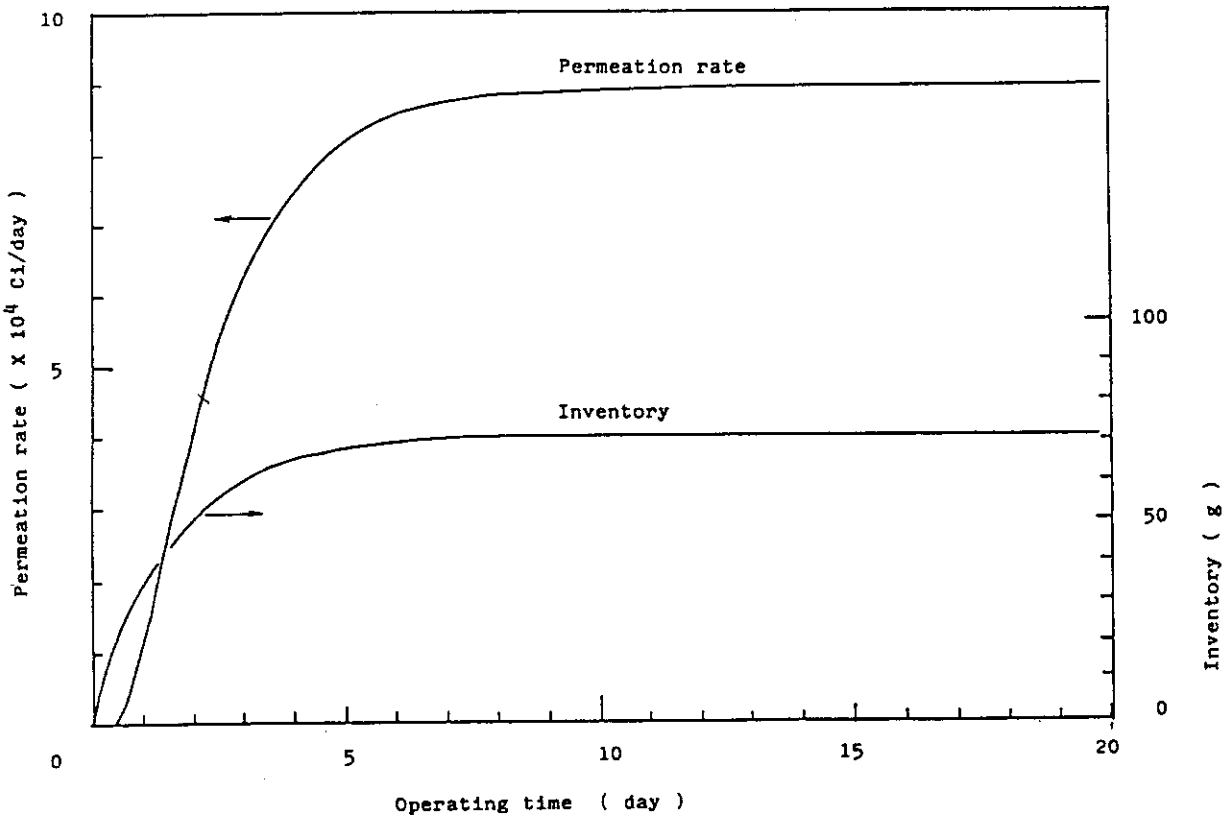


Fig. 3.5-3 Tritium Permeation Rate and Inventory in First Wall ($\alpha = 5\times10^{-3}$)

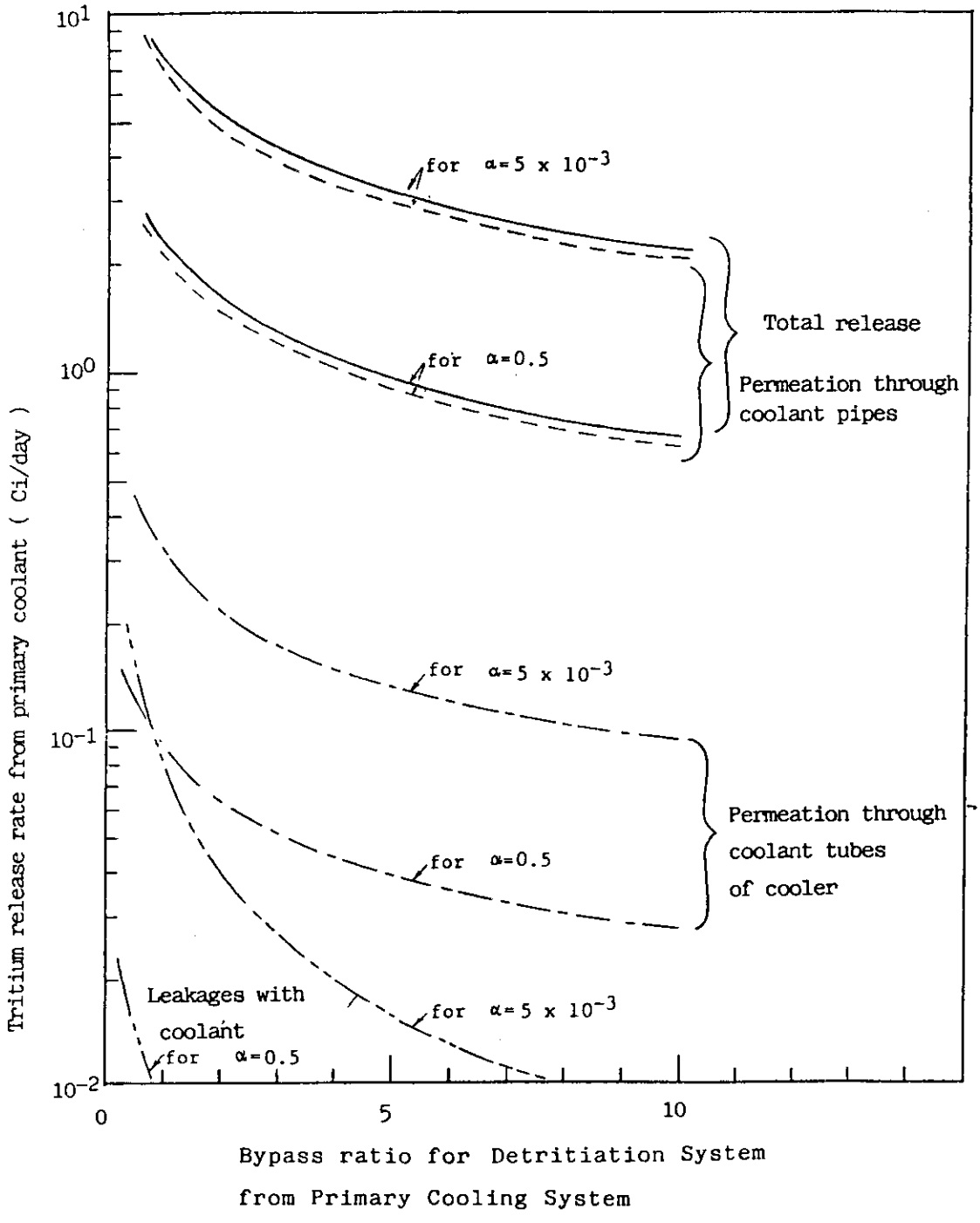


Fig. 3.5-4 Tritium Release Rate from Primary Coolant

3.6 今後の検討課題

構造を極力簡素化した現実的なトリチウム生産用の増殖ブランケットとして，バッチ回収方式のヘリウム冷却型ブランケットを選定し，その構造概念を明らかにすると共に核，熱，構造，及び分解修理性などの特性を検討した。以下に本検討で明らかとなった今後の課題を示す。

i) ディスラプション時の第1壁健全性対策

本設計では，通常運転時の熱負荷に対し第1壁構造材温度を許容温度以下に保持できること，及びディスラプション時に溶融や蒸発による第1壁表面の損耗問題は発生しないことを明らかにした。しかしながら，ディスラプションのパラメータには未だ不確定性があり，またこのパラメータ変動により第1壁表面挙動は大きく影響される。このため，ディスラプションの制御方法の確立と共に，異常熱負荷時の第1壁構造体の健全性を実験および解析の両方面から今後さらに検討することが必要である。

ii) 第1壁と後壁の温度差による熱応力緩和対策

本設計では，容器内圧としてのパージガス圧力，冷却材圧力，および第1壁内の温度分布による熱応力などの荷重に対し，ブランケット容器の健全性が確保されることを明らかにした。しかしながら，第1壁と後壁との温度差により熱応力が発生し，ブランケット容器の強度的な問題が発生すると予想される。この熱応力による健全性評価は，容器全体の冷却方法などと密接に関連している。今後，容器冷却の最適化を行なうと共にブランケット容器全体としての構造強度を詳細に検討する必要がある。

iii) トリチウム透過データの整備及び透過対策

第1壁はプラズマからの荷電／中性トリチウム粒子により照射されるため，第1壁冷却材中にはトリチウムが拡散漏入する。本設計では冷却材としてヘリウムを使用しているので第1壁構造材温度が比較的高くトリチウム透過量が大きくなり，ブランケット寿命末期には～9×10^{4} Ci／day の透過量に達するものと予想される。しかしながら，今回の評価に用いた種々の解析定数には不確定性があり，各実験者により大巾に異なる値が報告されている。例えば，Sticking 係数として $0.5\sim5\times10^{-5}$ の値（今回の解析では 10^{-3} を使用）が報告されている。今後，本係数を含めた各種解析定数を系統的に整備すると共に，実機に近い条件下でのリチウム透過量を実験的に把握する必要がある。

iv) 構造材と $L_{i_2}O$ の共存性

本ブランケットの $L_{i_2}O$ 増殖部には比較的低温に保持されている増殖部が存在するため，$L_iOH(S)$ 及び $L_iOT(S)$ は分解せずに安定に存在するものと予想される。構造材の腐食挙動にはこの L_iOH（S／ℓ／g）の方が $L_{i_2}O(S)$ より悪影響を与えるという報告もある。また，本ブランケットの増殖部で圧力バウンダリーを形成している構造材の最高温度は，350℃～400℃と比較的高温になるものと予想される。今後，実機の模擬雰囲気下での構造材腐食データを取得・完備して行く必要がある。

v) その他

- ブランケット支持及び熱膨張対策の詳細化及びその検証
- 冷却配管貫通部のストリーミングに対する遮蔽構造の最適化

- ＨＩＰ接合技術などの製作技術の確立
- ＰＣＡ構造材に関する設計データの取得・整備　etc

4. 炉本体基本構造の検討

4.1 概　　要

本章は今年度FER標準炉心設計に先立ち実施したFER基本設計[1]（昭和 59.8～59.10）の炉本体構造選定に関連する概要を示したものである。

今年度FER炉本体は，“炉本体構造の一層の合理化をはかり，現実的な炉概念の確立”を目的とした。

この基本思想に基づき炉本体基本構造概念の選定に際し次の設計指針を設定した。

- 真空境界への負荷低減
- 分解移動の簡素化
- 支持機能の独立
- 構造簡素化

4.2では従来設計例等をベースに炉本体構造方式の比較検討を行ない基本構造を選定した。4.3では，4.2の検討結果を今年度FER予備検討フェーズ[2]で選定された4候補炉心オプションA～D（Table 4.1－1）に適用して基本設計を実施した。

候補炉心の比較検討の結果，・プラズマ，運転モードの実現性，・分解修理方式の合理化，簡略化，・排気系支持の信頼性　を重視してシングルヌルダイバータ炉心オプションAを本年度FER標準炉心として選定した。

4.4に標準炉心炉本体構造仕様を示す。本仕様は第Ⅰ編FER標準設計の炉本体関連基本仕様である。

参考文献

1） 私信，FER設計チーム，1985年3月
2） 私信，FER設計チーム，1984年12月

Table 4.1－1　FER候補炉心設計基本条件表

項目＼オプション[1]	A	B	C	D
運転モード & 電流駆動	RF 電流駆動立上げ，準定常，burn time 2000秒	同　左	同　左	RF 電流駆動立上げ，完全定常
プラズマ及び装置諸元 主半径／副半径	5.3m／1.07m	5.1m／1.02m	5.6m／1.4m	4.5m／1.1m
プラズマ及び装置諸元 軸上磁場	5.77T	6.0 T	5.4 T	4.9T
プラズマ及び装置諸元 プラズマ電流	5.27MA	4.93MA	5.94MA	5.9MA
プラズマ及び装置諸元 イオン密度	$1.46\times10^{20}/m^3$	$1.51\times10^{20}/m^3$	$1.3\times10^{20}/m^3$	$1.0\times10^{20}/m^3$
プラズマ及び装置諸元 イオン温度	10 keV	10 keV	10 keV	12 keV
プラズマ及び装置諸元 ベータ値	4.24%　燃料（3.5）	3.9%（3.24）	4.27%（3.5）	4.8%（4.0）
プラズマ及び装置諸元 出力	433 MW	433 MW	487 MW	304 MW
プラズマ及び装置諸元 壁負荷	1.0 MW/m^2	1.15 MW/m^2	0.85 MW/m^2	0.81 MW/m^2
フルエンス	0.3MWY/m^2	0.3MWY/m^2	0.3MWY/m^2	0.3MWY/m^2
ブランケット／シールド	○ブランケット：しゃへい形 ○T－増殖テスト・モジュール設置	同　左	同　左	同　左
不純物制御	シングル・ヌル・ダイバーター	ダブル・ヌル・ダイバーター	コールド・レイヤー付ポンプ・リミター	シングル・ヌル・ダイバーター
分解修理	○ブランケット，ダイバータ引抜修理対象 ○直線引抜方式をベース	○ブランケット，ダイバーター引抜修理対象（S．58年度設計ベース）	○寿命の短かい小型構造物のみ，引抜修理対象 ○部分的に in situ 修理を組合わせる	○ブランケット，ダイバーター引抜修理対象
マグネット	○TFC，PFC 共超電導 ○プラズマ位置制御コイル：TFCの外置／内置→TBD	同　左	同　左	同　左
プラズマ位置制御	○ passive shell 追加：有／無 ○プラズマ位置制御コイル：TBD TFCの外置／内置	同　左	同　左	同　左
加熱	TBD	TBD	TBD	TBD
装置特徴	○準定常運転（2000sec）により，プラント安定性実証 ○分解修理方式を簡略化	○準定常運転（2000 sec）により，プラント安定性実証 ○ option A に比して，主半径が小となる	○準定常運転（2000 sec）によりプラント安定性の実証 ○コールド・レーヤー付プラズマにより第1壁の負荷を軽減→分解修理大巾に簡略化	○完全定常運転により power plant（DEMO）を模擬した運転方式の実証 ○炉の小形化 ○構造簡略化（ベロー不要可能性有）により信頼性向上

注 1）　この他，Advanced Plasma Concept のパラメータ・スタディをS.59年度実施予定。

2）　burn time を400～500秒とすると，オプションDに相当するサイズとなる。

4.2 炉本体基本構造概念の比較検討

炉本体構造検討に当って，「より現実的な信頼性のある炉本体概念」を設計の基本思想とした。この基本思想に基づき炉本体基本構造概念の選定に際し次の設計指針を設定した。

- 真空境界への負荷低減
- 分解移動の簡素化
- 支持機能の独立
- 構造簡素化

本節では，各候補炉心について共通概念と思える，真空境界概念，支持方式の比較選定を行なった。分解修理方式は炉本体構造を支配する重要な因子であるが，空間取合いに大きく影響される為，次節4.3で各候補炉心について検討を行うものとした。

概念選定に際しては，従来設計例等を参考に比較検討を行った。

4.2.1 真空境界

(1) 真空境界概念比較

対象とする真空境界は，プラズマ真空境界とクライオスタット真空境界である。真空境界概念は基本的に次の3点の選択の組合せにより決定される。

① プラズマ真空容器とクライオスタット真空壁の共用あるいは分離

② トーラス内側およびTFC下側のプラズマ真空境界：独立したプラズマ真空容器，あるいは，Semi－Permanent Shieldの内側表面

③ トーラス外側窓部のプラズマ真空境界：遮蔽外側表面あるいはアクセス・ポート／ドア

上の選択において①と②は密接な関連を有するが，③は特に①，②と関係なく選択できる。以下に，上記①，②，③の各選択肢の比較を示す。

1) プラズマ真空容器とクライオスタット真空壁の共用／分離

Table 4.2.1－1に分離型と共用型の利点，問題点を比較して示す。その主要なものは，次の通り。

分離型：利　点　① コイルシステムと炉構造システムの分離

問題点　① 遮蔽用空間の減少

② 炉内構造物モジュールの支持（真空境界の信頼性）

③ ベルジャ内を貫通するプラズマ真空系配管，ダクト構造（2重管）

共用型：利　点　① 遮蔽用空間大

問題点　① プラズマ側真空境界面のベーキング（ＳＣＭ側への熱侵入）

② プラズマ真空境界の単独修理不可能（ＳＣＭの昇温必要）

この両者を比較した場合，構造のsimpleさ，空間取合の面から共用型の方が優れているように思われる。但し，プラズマ真空境界のベーキングが問題となる場合，あるいはプラズマ真空境界のfailureの可能性が高い場合には分離型の方がbetterである。

なお，共用／分離の選択は，次に述べるプラズマ真空境界の選定と関連しており，もし，遮蔽内側表面をプラズマ真空境界とする場合には，共用，分離のいずれでも採用し得るが，

独立したプラズマ真空容器をプラズマ真空境界とする場合には，空間取合の合理化のために，共用型とせざるを得ないと考えられる。

2) トーラス内側およびTFC下側のプラズマ真空境界

Table 4.2.1－2に，独立したプラズマ真空容器を用いた場合，遮蔽内側表面をプラズマ真空境界とした場合の利点，問題点を比較して示す。その主要なものは，次の通り。

プラズマ真空容器：

利　点　①　プラズマ真空境界の健全性に関する信頼性高い。

問題点　①　遮蔽用空間減少。

②　プラズマ真空領域大。ベーキング面積大。

遮蔽内側表面：

利　点　①　遮蔽用空間大。

問題点　①　プラズマ真空境界の健全性（遮蔽体の熱，電磁力による歪，照射，炉内構造物からの荷重，炉内構造物の分解修理 etc）

従って，遮蔽との空間取合上許されるならば，真空境界の健全性に対する配慮を重視して，独立したプラズマ真空容器をプラズマ真空境界とする方が適切と考えられる。なお，この場合前項に終りに述べたように，クライオスタット真空壁との共用型となる。

3) トーラス外側窓部のプラズマ真空境界

Table 4.2.1－3に，遮蔽外側表面をプラズマ真空境界とした場合，アクセスポート／ドアを設置した場合の利点，問題点を比較して示す。

(2) 炉内構造物支持と真空境界の関連

設計例における炉内構造物支持と真空境界の関連をTable 4.2.1－4にまとめる。炉内構造物支持と真空境界の関連について次のことが言える。

a) 独立支持の場合，支持構造はクライオスタット真空領域内に設置されるが，ダクト兼用方式の場合，ダクト支持はプラズマの真空境界を形成するか，あるいはプラズマ真空領域内に設置される。

b) プラズマ真空容器とクライオスタット真空壁が分離されている場合，ダクト／支持は，プラズマ真空と大気との境界を形成することとなり，プラズマ真空境界の信頼性の点から，余り望ましくないと思われる。

c) 遮蔽内側表面をプラズマ真空境界とする場合には，炉内構造物モジュールとプラズマ真空境界の接触が避けられない。

d) 独立したプラズマ真空容器を設ける場合には，炉内構造物モジュールとプラズマ真空境界の接触を避けることも可能である。

以上から，炉内構造物支持との関連から考えた真空境界設定としては

① 排気ダクト兼用支持とする場合には，プラズマ真空容器とクライオスタット真空壁の分離型よりも，共用型の方が望ましい。

② 遮蔽内側表面をプラズマ真空境界とするよりも，独立したプラズマ真空容器を設置する方が有利である。

Fig. 4.2.1－1 に各種真空境界設定方式の概念図を，Table 4.2.1－5に比較表を示す。

㋑～㋓のいずれを選択するかは，空間取合，健全性，ベーキング，建設のいずれにpriorityを与えるかによるが，やはり空間取合と健全性を重視すべきと考える。中でも，空間取合の問題はcriticalである。遮蔽体の場合には，ベローズを中に組込み得るが，真空容器の場合，ベローズ設置のため余分なスペースが必要であり，空間取合に大きな影響を与える。（真空容器ベローズ部のR方向厚さは150～250mmとなり，さらに，組立スペースを考えるともっと大きな空間が要る）

空間取合，健全性にpriorityを置いた場合，（さらに総合的に考えても）㋑の方式が優れていると考えられる。

(3) 59年度FERにおける真空境界設定

1) トーラス内側およびTFC下側プラズマ真空境界

……独立したプラズマ真空容器（クライオスタット真空壁と共用）

〔選定理由〕① プラズマ真空境界の健全性に関する信頼性が高い。

② 59年度FERにおいては，遮蔽ブランケットであるため，その厚さが，従来の（ブランケット＋遮蔽）よりも薄くなることが予想され，空間取合上，余裕があると思われる。

③ 遮蔽ブランケットおよび分解修理の設計に自由度を与える。（遮蔽内側表面をプラズマ真空境界とする場合には遮蔽ブランケットを，semi-permanentとremovableの2段構造にしなければならない。）

〔要解決事項〕① プラズマ真空容器のベーキング）方法，SCM側への影響等）

② ベローズ構造の設置（空間，支持）

2) トーラス外側窓部のプラズマ真空境界……アクセスドア部

〔選定理由〕① 炉内構造物モジュールの分解修理がやり易い。

〔要解決事項〕① ポート内への作業員立入り時のトリチウム汚染レベルの確認

Table. 4. 2. 1 － 1　分離型，共用型の比較

	分離型	共用型
利点	(1) コイルシステムと炉構造システムを物理的に切離せる。 → プラズマ真空容器のベーキングによるSCMへの影響なし → プラズマ真空境界の単独修理可能（SCM昇温不要） → 真空壁の運転温度をお互いに自由に選べる。	(1) クライオスタット真空壁とプラズマ真空容器の間のギャップ不要，ベローズ1重。 → 遮蔽用空間大 (2) 建設が分離型に比べて容易。特に，真空境界溶接部のリークテストが容易 (3) 運転時，共用真空壁のリークが，必ずしもSCM昇温，トリチウムの炉室内放出につながらない。
問題点	(1) クライオスタット真空壁とプラズマ真空容器の間にギャップ必要。夫々にベローズ必要 → 遮蔽用空間減少（特にトーラス内側） (2) ベルジャ内を貫通するプラズマ真空系配管，ダクトの構造が複雑になる。(２重配管) (3) 炉内構造物モジュールの支持が問題（真空境界の信頼性） (4) 建設が複雑，特に真空境界溶接部のリークテストが大変（数，狭隘空間） (5) クライオスタット真空壁のリークが，即座にSCM温度上昇につながる。 (6) プラズマ真空容器のリークが，即座にトリチウムの炉室内放出につながる。	(1) プラズマ側真空面のベーキングによるSCM側への熱侵入（程度は，現時点不明） (2) 共用真空壁の修理のために，SCMの昇温必要。 (3) 運転時，共用真空壁の両側で温度差が生じることも考えられる。(問題になるか否かは，(現時点不明)。 (4) 共用真空壁のリークによりベルジャ内がトリチウム汚染される。またリーク発生の発見が遅い(?)

Table.4.2.1－2　トーラス内側およびTFC下側のプラズマ真空境界方式比較

	プラズマ真空容器（遮蔽後方に独立設置）	Semi－Permanent Shieldの内側表面
利点	(1) 真空境界の環境条件（放射線照射，温度等）が，それ程シビアでない。 (2) 右方式に比べ，真空境界健全性維持についての信頼性高い。	(1) 遮蔽を厚くできる。 (2) ベローズ構造の設置が比較的容易（空間取合への影響小） (3) 温水循環によるベーキング可能
問題点	(1) プラズマ真空容器と遮蔽の間にギャップ必要，(ベローズ設置) ⟶ 遮蔽用空間減少（特にトーラス内側） (2) ベローズ構造の設置に工夫を要する。（空間，支持等） (3) 炉内ベーキング面積大，プラズマ真空領域大 (4) 真空境界面の検査困難（遮蔽の除去が必要） (5) ベーキング機構必要 (6) 遮蔽分解時，真空境界面が損傷を受ける可能性がある。	(1) 真空限界の環境条件（放射線損傷，温度等）が，プラズマ真空容器方式に比べて厳しい。（New FERにおいて，遮蔽が1段構造となった場合には，非常に問題） (2) 熱，電磁力による遮蔽体の歪の真空シール部健全性への影響（歪吸収機構必要） (3) 炉内構造物モジュールとプラズマ真空境界が接触する。 (4) ブランケット取換時，真空境界面が損傷を受ける可能性がある。 (5) 万一，遮蔽の分解修理が必要となった場合，remote maintenance による真空シール接続が必要 (6) 遮蔽体の製作精度を高くする必要がある。

Table. 4. 2. 1 － 3　　トーラス外側窓部のプラズマ真空境界方式比較

	遮蔽外側表面	アクセス・ポート
利点	(1) 炉停止後約1日すれば，遮蔽外側表面への作業員のアクセスが可能。 → モジュール，配管の真空シールを，作業員が手作業で行うことができる。(信頼性向上) (2) ブランケット／遮蔽モジュールを，配管が大きく突出しない形で引抜ける。	(1) ブランケット／遮蔽モジュール間結合部と真空シール部を分離できる。 (2) T字真空シールがない。 (3) アクセス・ポート／ドアの真空シールを作業員が行える。 (4) 真空シール部が，ブランケット，遮蔽に発生する電磁力の影響を受けない。
問題点	(1) T字真空シールを避けるための工夫が必要。 (2) ブランケット，遮蔽に発生する電磁力が真空シール部にかかる可能性がある。 (3) 遮蔽モジュール間の組立精度を高くする必要がある。 (4) 加熱系遮蔽を考える時，真空シール解除の為の空間が制約される。	(1) ポート内への作業員立入り（トリチウム雰囲気のため）に注意を要する。 (2) ポート内での配管の切断，接続が必要になると考えられる，あるいは (3) ブランケット／遮蔽モジュール引抜時，配管が大きく突出する。

Table. 4. 2. 1 － 4　炉内構造物支持と真空境界の関連

設計例	支持方式	支持設置位置と真空境界との関連					炉内構造物モジュールとプラズマ真空境界との接触	プラズマ真空境界	真空境界の共用，分離	備考
		クライオスタット真空領域	真空境界	プラズマ真空領域	真空境界	大気				
1	ダクト兼用				○		有	S／S	分離型	
2	↑				○		有	S／S	分離型	
3	↓			○			無	PV／V	共用型	
4	ダクト兼用		○				有	S／S	↑	
5	独立支持	○					↑	PV／V	↓	
6	↑	○					↓	PV／V		
7	↓	○					↓	S／S	↓	上下ダクトなし
8	独立支持	○					有	S／S	共用型	

S／S　：Semi－Permanent　Shield

PV／V：プラズマ真空容器

Table.4.2.1－5　各種真空境界設定方式の比較

ケース	㈠	㈡	㈢	㈣
共用／分離	分離型	分離型	共用型	共用型
プラズマ真空境界	プラズマ真空容器	セミ・パーマネント遮蔽内側表面	プラズマ真空容器	セミ・パーマネント遮蔽内側表面
1. トーラス内側空間取合の裕度	×～△（非常に苦しい）	△	△～○	○
ベローズ設置に必要なExtra空間（R方向）	2セット分	1セット分	1セット分	0
ギャップ数	2	2	1	1
2. プラズマ真空境界の健全性	○	△	○	△
環境条件（中性子，γ線，熱etc）	○	△～○	○	△～○
シール部への電磁力の影響	○	△	○	△
遮蔽ブランケットモジュールとの接触	△（あり）	△（あり）	△（あり）	△（あり）
3. プラズマ真空境界のベーキングのやり易さ	○	○	△	△
SCM側への熱侵入	○（問題なし）	○（問題なし）	△（問題あり）	△（問題あり）
ベーキング機構設置要否	△（必要）	○（不要）	△（必要）	○（不要）
窓部ベローズの要否	○（不要）	○（不要）	△（必要）	△（必要）
4. 建設の容易さ	△	△	○	○
5. 炉内構造物支持				
• 真空境界との関連	△（大気とプラズマ真空との境界）	△（大気とプラズマ真空との境界）	△～○（クライオスタット真空とプラズマ真空の境界）	△～○（クライオスタット真空とプラズマ真空の境界）
• 摺動部	○（大気中）	○（大気中）	△（真空中）	△（真空中）
• 必要スペース	／（大）	○（大）	○（小）	○（小）

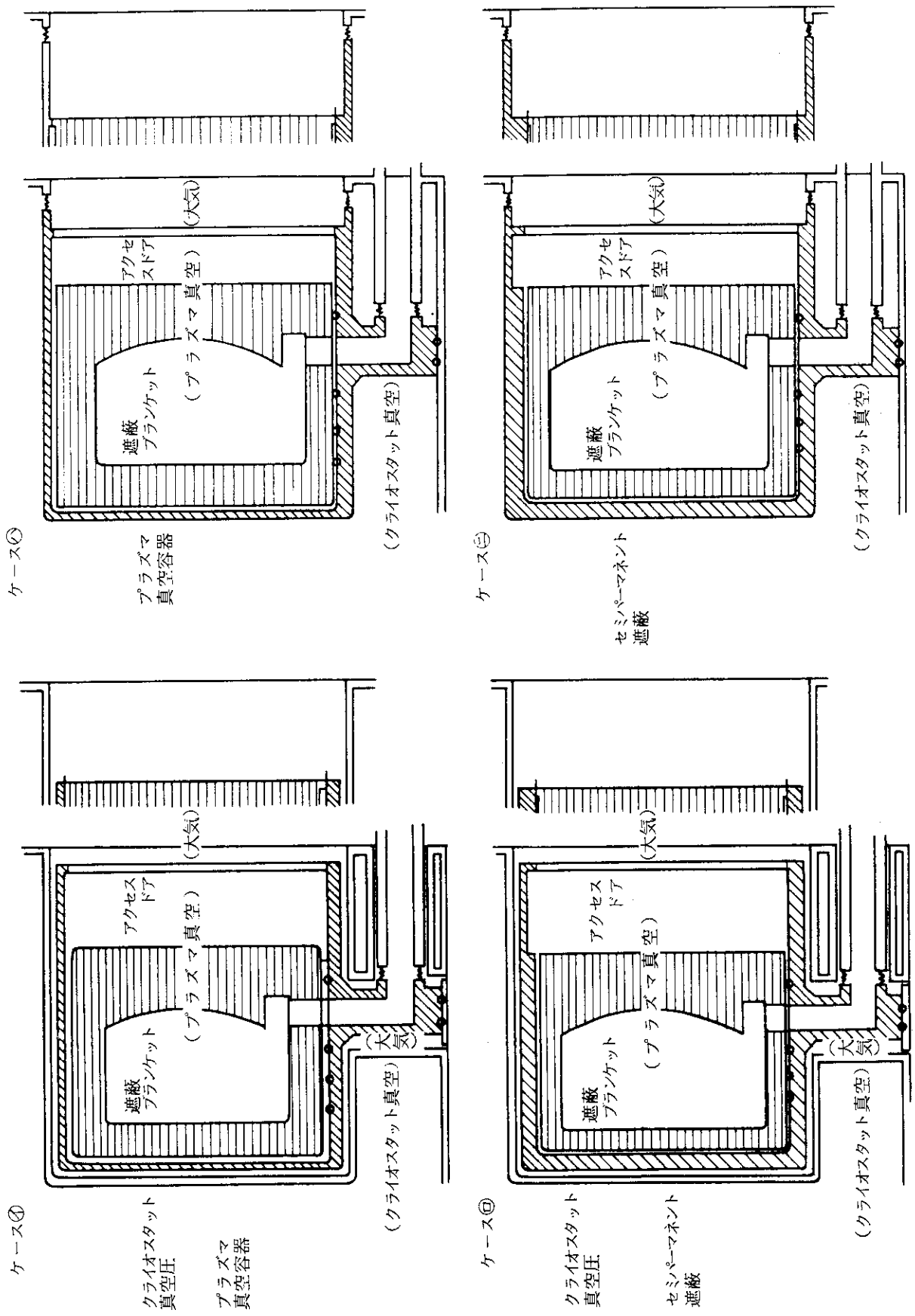


Fig. 4. 2. 1 − 1 Vacuum Boundary Concepts

4.2.2　炉内構造物支持方式

(1)　トーラス支持構造

トーラス支持方法に関しては，①シアパネル上に断熱支持柱を介して支持させる方法，②シアパネルを貫通した支持柱で直接フロア上で支持させる方法が提案されている。前者の特徴はシアパネルに支持柱用の貫通穴を取る必要がなく，従ってTFコイルの設計が楽になる点にある。一方，Table 4.2.2－1に示す様に極低温構造物への断熱支持となるため熱膨張吸収，断熱等の構造複雑化を招くこととなる。フロア上で支持柱により直接支持する方式が現時点では合理的である。

Table 4.2.2－1　トーラス支持構造

比較項目＼オプション	①	②
支　　持	シアパネル上に支持断熱構造となる。	フロア上に支持する。
構造／耐震性	横の力に弱い	横の力は①より強い
特　　徴	シアパネルの補強構造が生かされる。	排気口と兼用が可
断熱構造	準定常，定常での冷凍ロスは支持部の熱侵入が支配的になるのでシアパネル上の支持はさけるべき。	不　　要

(2)　トーラス支持としてダイバータ排気口／支持構造の選択

トーラス支持構造とダイバータ排気構造の関連図を以下に示す。

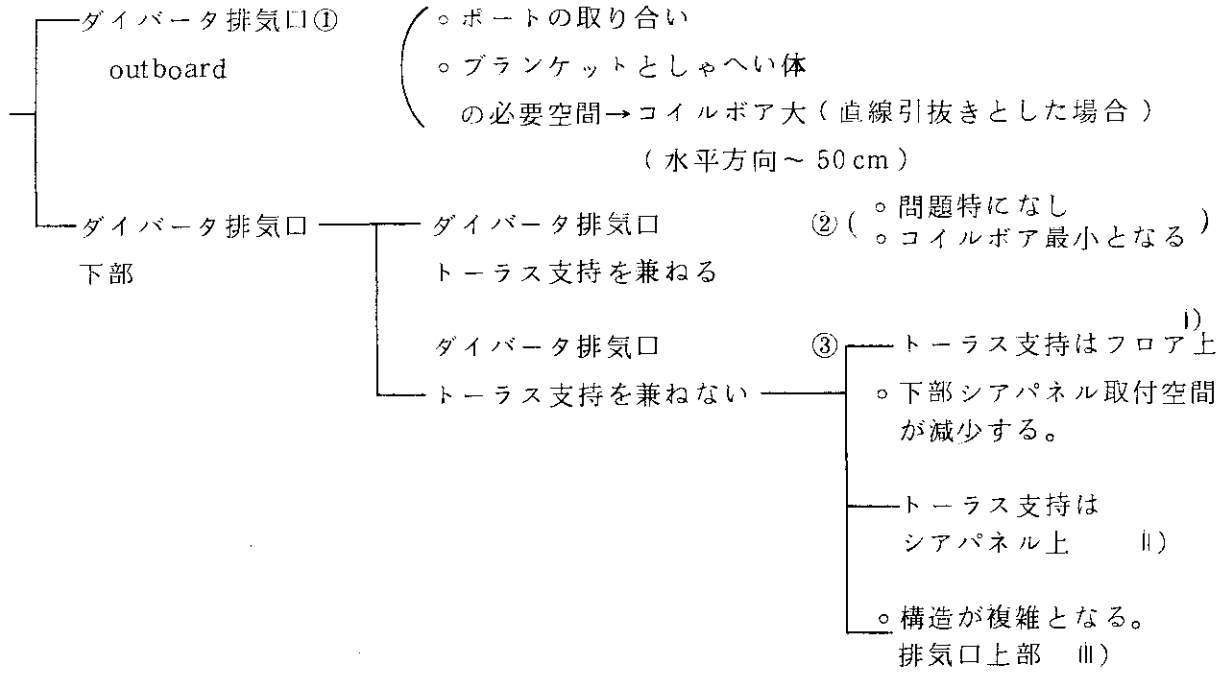


Table 4.2.2－2に示す様にダイバータ排気口をトーラス支持と兼ねる方式が最も合理的である。

Table 4.2.2－2　ダイバータ排気口／支持構造の比較

	①	②	③		
			i)	ii)	iii)
TF コイル寸法	△（TFコイルボア大）	○	○	○	○
下部シアパネル空間（上部）	○	○	△	○	○
トーラス耐震性	○	○	○	○	△
構造の Simplicity	○	○	△	△	△
ポートの利用性	△（引抜空間と干渉）	○	○	○	○

(3)　ブランケット／しゃへい体支持構造

真空境界構成，トーラス分割法，分解移動法によって支持位置は決まるが，発生電磁力より判断してボルトとキーの併用する。

(4)　ダイバータ板／リミタ板支持構造

交換頻度が高い構造物であるため，分解移動時の支持締結・解除が容易に行なえる方式とする。尚，ダイバータ／リミタ構造体は極力電磁力がかからない構造を原則とする。

(5)　耐震支持構造

今年度は耐震に関する詳細な検討は行なわないが，免震構造は原子力機器に対して日本では実績がないこと及び許認可上も問題が多いため，剛補強構造を前提とする。

(6)　59年度の各オプションに対する支持方法

以上の検討を踏まえ，オプションAからDの炉構造に対する支持構造を選定した。その結果をTable 4.2.2－3に示す。

Table 4.2.2－3　各オプションに対する支持構造

オプション / 項目	A	B	C	D
トーラス支持	TF コイル間に支持脚を設ける（スライド構造）全排気ダクトを兼用した支持脚	TF コイル間に支持脚を設ける（スライド構造）12ケ所のうち6ケ所は排気ダクトを兼用した支持脚	Opt．Aと同じ	Opt．A と同じ
全体支持	通常のフロアー上に支持	Opt．A と同じ	Opt．A と同じ	Opt．A と同じ
クライオポンプ支持	フロアー上に支持	下部クライオポンプはフロアー上に支持，上部クライオポンプ／ダクトはベルジャ側壁に設けた支持棚で支持，ベルジャ天井より2本の支持部材で水平荷重を補強支持	Opt．A と同じ	Opt．A と同じ
ダイバータ／リミタ板支持	プラグ部である外側しゃへい部及びダイバータ板／リミタ板近傍での支持（クサビ）	Opt．A と同じ	Opt．A と同じ	Opt．A と同じ
シールド支持	フランジを設け，ボルトによる支持とキーの支持の併用	Opt．A と同じ	Opt．A と同じ	Opt．A と同じ

4.3 候補炉心の比較検討

本節では4.1節で示したFER4候補炉心（オプションA～D）の概略構造検討を行ない，総合的判断により今年度FER標準炉心を選定した。4.3.1項では候補炉心の特徴及び検討方針を，4.3.2項では各候補炉心について比較的共通と考えられる項目について検討を行った。4.3.3項では，各候補炉心に対して特に炉内構造物の分解移動方式に着目して炉全体構造の概略検討を行なった。

4.3.1 候補炉心の特徴および検討方針

炉本体構造から観た候補炉心の特徴を以下に示す。

Option A （シングル・ダイバータ）	若干炉が大きくなるが分解修理方式が簡略化される方式
Option B （ダブル・ダイバータ）	分解修理方式が複雑となるがOption Aに較べて炉が若干コンパクトとなる方式
Option C （コールド・レイヤー）	コールド・レイヤーが成立した時，第1壁への負荷が軽減されて分解修理が大幅に簡略化される方式
Option D （定常炉）	RF 電流駆動が成立した時，将来炉の実証が可能となり，炉の小型化に結びつく方式

各オプション炉の検討方針を以下に示す。

今年度のFER標準炉心は，これら4候補炉心から，プラズマ成立性，工学的観点から総合的に判断を行い選択するものとする。

Option A 方針

TF コイルを必要以上に大きくせず，信頼性ある現実的な分解移動概念とする。

→ 12TFC， コイル寸法：リップル・リミット
FWBS／Div. 移動セクタ数：12
引抜方向：直線1方向1括移動（FWBS／Div. 共）
引抜ポート：FWBS／Div. 共全ポート(12)使用

Option B 方針

ダイバータ引抜ポートは1つおきとする。

他は，Option Aに出来るだけ近づけたシンプル概念とする。

Option C 方針

FWBSの分解移動は考えない。従って，より炉小型化を狙い14TFCとする。

他は，Option Aに出来るだけ近づけたシンプル概念とする。

Option D 方針

Option Aと出来るだけ同じ概念とする。

4.3.2 候補炉心基本構造の概略検討

4候補炉心を出来るだけ共通のベースで比較検討を行なうため，各オプションについて比較

的共通概念であると思われる3項目について検討を行なった。

(1) 遮蔽体厚さの概略検討

TFC保護，炉停止後の作業員近接に対する遮蔽設計基準より判断して，必要な正味遮蔽厚を設定した。

① トーラス内側　　70 cm
② トーラス外側　　135 cm
③ トーラス上下　　＞ 70 cm （空間的に許される限り厚くする）
④ 加熱孔しゃへい　　～ 100 cm
⑤ 排気孔しゃへい　　～ 40 cm
⑥ ギャップ　　段　差

(2) 内側遮蔽領域厚さに関する検討

1) ベローズの有効遮蔽厚さ（ベローズ100mm中の構造物の割合）

58年度FER設計によれば，ベローズ部の有効遮蔽割合は次の通りとなる。

- 成形ベローズの場合；17～37.1％
- 溶接ベローズの場合；60.6％

成形ベローズの場合ベローズ谷部に補強構造物を挿入することにより有効遮蔽厚さを増加させる必要があるが，50％は確保できよう。

以上の結果よりベローズ部は遮蔽性能上50mmの切欠きがあるものとする。

2) 真空容器，遮蔽，可動型遮蔽間のギャップ

58年度設計によれば各種要因に基づく，構造物間の変位推算値は下表の通りである。

	設計例－1	設計例－2	設計例－3	設計例－4	最　大
製作精度	－	－	－	－	
熱変位（計算）	コイルV／V（R方向）$3000\times17\times10^{-6}\times150=$ 7.6 mm $7000\times17\times10^{-6}\times150=$ 17.8 mm				R方向 ＋7.6mm
地震時変位	－	－	TF 6mm 炉心 4mm	TF 7.76mm （Top）	TF／C±7.76mm 炉　心±4.0mm
電磁力変位	微　少	コイルV／V 0.5mm	－	ブランケット2～3mm	コイルV／V±0.5mm ブランケット±3.0mm
真空圧	－	コイルV／V 1.0mm	－	－	コイルV／V－1.0mm

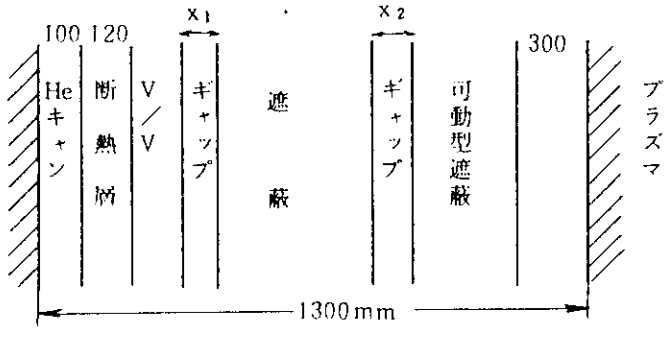
上表より地震＋電磁力による相対変位（最大値）は0.5＋（4.0×2）＋3＝11.5mm となる。

3) 結　論

プラズマ境界とTF Coil 巻線端部間として1300mmが与えられ実効遮蔽厚さを700mm 必要とすると製作精度（含ひずみ解放）に起因するギャップは，下記の如く2ケ所で18.5mmしか許されない。

プラズマとTF コイル巻線端部間距離	:	1300mm
プラズマと可動型遮蔽間距離	:	−300
断　熱　層	:	−120
He キャン	:	−100
実効遮蔽必要厚さ	:	−700
ベローズ部の切欠き相当厚さ	:	− 50 ；上記1)より,
地震＋電磁力に基づく最大ギャップ	:	− 11.5 ；上記2)より
差　引（x_1+x_2）	:	18.5

（製作精度に起因するギャップ）



(3)　トーラス支持／排気口構造検討

条　件：①　有効排気速度：100m^3／s

②　排気口のしゃへい厚：40cm

③　熱シールド板のためのTFコイル構造と排気口の必要空間：12cm

上記のもとで排気口位置，寸法，排気能力の検討を行った。

Fig. 4.3.2−1 に排気口概略図を示す。Table 4.3.2−1に排気口の形状，寸法を示す。

排気口形状 c_2，c_3 をパラメータとして検討した。排気能力の結果をTable 4.3.2−2 に示す。

ケース①（c_2 600mmφ）では排気不可能である。ケース②（c_2 800mmφ）は排気可能であるがTF コイルと排気口遮蔽との断熱空間12cm が十分にとれない。

排気能力という観点からはケース⑤が最も好ましく，次にケース④，③の順となる。ここではTF コイルシェアパネル設置領域を配慮して，ケース③を基本に排気口断面形状を選定しFig. 4.3.2−2 に示す。

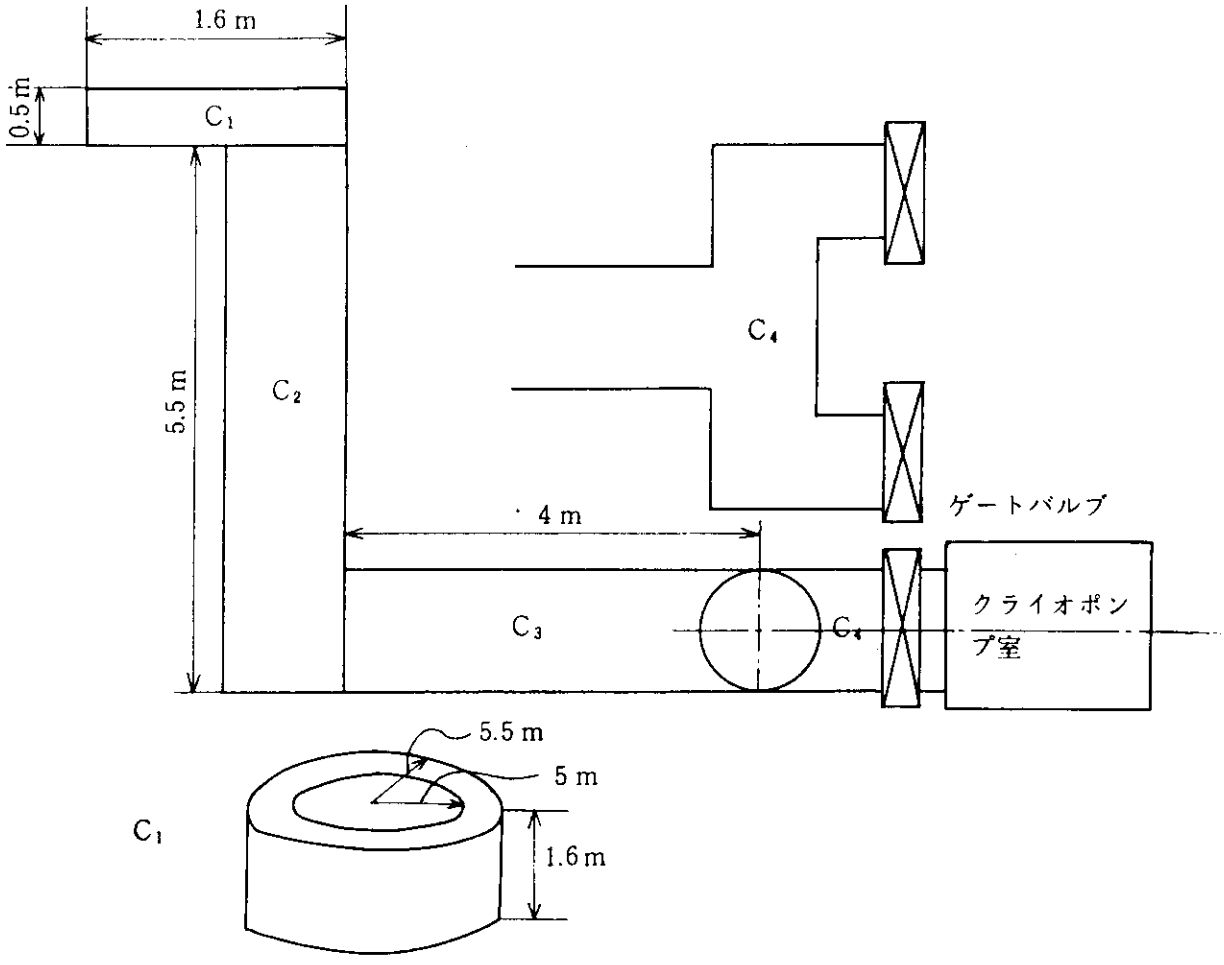


Fig. 4.3.2 − 1 Concept of exhaust duct

Table 4.3.2 − 1 Sectional shape and dimension of exhaust duct

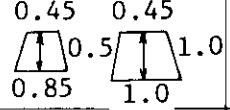
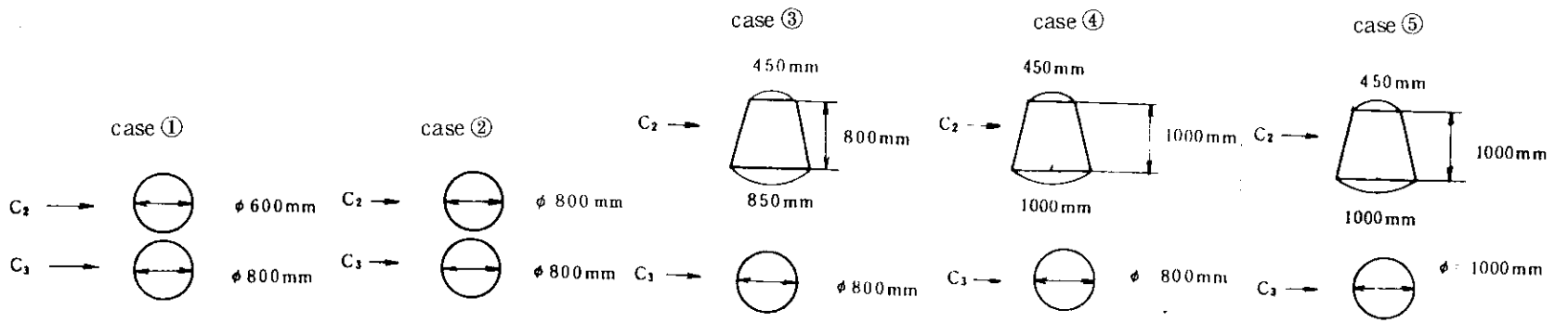
No.	Sectional Shape and dimension	Length (m)	Shaping factor
C_1	Concentric annular duct $(R_{5.5} \times R_{5.25})$	1.6	1.56
C_2	Circular duct or Trapezoid duct $\phi 0.6, \phi 0.8$, 	5.5	circular: 1.0 trapezoid: 1.11
C_3	Circular duct $\phi 0.8, \phi 1.0$	4.0	1.0
C_4	Circular duct $\phi 0.8$	0.7 1.2	1.0

Table.4.3.2－2　排気口形状と排気能力の関係



気体	He（D_2）	T_2	He（D_2）	T_2	He（D_2）	T_2	He（D_2）	T_2	He（D_2）	T_2
＊C_1	2916.3 m³/s	2381.2 m³/s	2916.3 m³/s	2381.2 m³/s	2916.3 m³ s	2381.2 m³/s	2916.3 m³ s	2381.2 m³ s	2916.3 m³/s	2381.2 m³/s
C_2	134.0 m³/s	109.4 m³/s	306.0 m³/s	250.0 m³/s	315.5 m³ s	257.6 m³/s	501.6 m³ s	409.6 m³ s	501.6 m³/s	409.6 m³/s
C_3	396.7 m³/s	323.9 m³/s	396.7 m³/s	323.9 m³/s	396.7 m³/s	323.9 m³/s	396.7 m³ s	323.9 m³ s	736.1 m³/s	601.0 m³/s
C_4	996 m³/s	813.2 m³/s	996 m³/s	813.2 m³/s	996 m³/s	813.2 m³/s	996 m³ s	813.2 m³ s	996 m³/s	813.2 m³/s
合　成	88.8 m³/s	72.3 m³/s	141.5 m³/s	114.6 m³/s	143 m³/s	116 m³/s	172.4 m³ s	140.0 m³/s	212.6 m³/s	174.2 m³/s

（＊ C_2～C_4 は 12 コ分）

気体	He (D_2)	T_2
C_1	2916.3 m^3/s	2381.3
C_2	1490.7	1217.2
*C_3	736.4	601.3
C_5	507.6	414.5
C_6	996	813.2
$C_{T0T2\ell}$	185	153.1
排気数	217.7	288.7

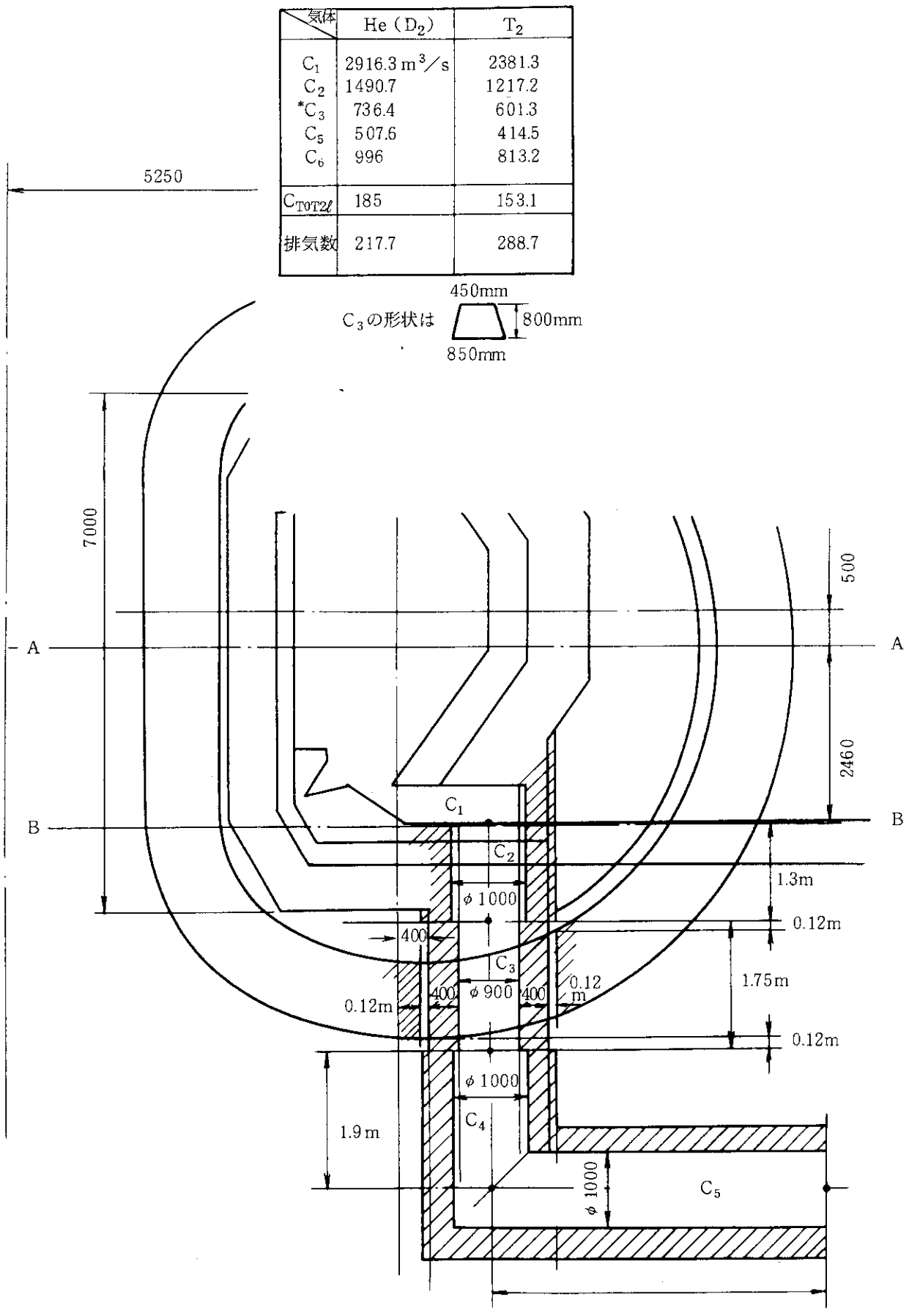


Fig. 4. 3. 2 − 2 Cross Section of Exhaust Duct

(4) ダイバータ板形状の概略検討

前年度のセパラトリックス，熱負荷分布条件により，ダイバータ板位置と形状の概略検討を行なった。

形状設定に際してのプラズマ側から要求は

・ダイバータ板とヌル点の最近接距離は10 cm 以上

・ダイバータスロート入口からダイバータ板までのセパラトリックス上の長さは 50 cm以上である。又，工学上の観点から

・ダイバータ板上の最大熱負荷 2MW/m^2 以下

とした。

セパラトリックスと垂直な面での熱負荷分布をFig. 4.3.2－3 に示す。

最大熱負荷 2MW/m^2 の条件よりダイバータ板のセパラトリックスとの傾斜角は外側プレート 24°，内側プレート 27°である。

上記プラズマ条件を考慮したダイバータ板配置形状をFig. 4.3.2－4 に示す。内側プレートはスクレイプオフ層との干渉を避けるため一部おりまげる。又，内側第１壁とダイバータ板表面との空間（図中③の位置）をダイバータ板厚，配管及び支持構造用に確保するため，セパラトリックスの内側プレートに当る位置で分離構造とした。

(5) 第１壁のエロージョン評価

最近のプラズマ物理の進展により第１壁の電荷交換中性粒子によるエロージョンはダイバータ近傍に局在する事が判明した。Fig. 4.3.2－5，Fig. 4.3.2－6 に電荷交換中性粒子によるステンレス鋼第１壁のエロージョン分布および熱負荷分布の評価値を示す。図に示される様にダイバータから離れるに従いエロージョン量，熱負荷ともに指数関数的に減少しヌル点から１m 離れた位置では全寿命 0.3MW・Y/m^2 に対して約0.01mm であり安全率２を考慮しても無視し得る程度である。又，電荷交換中性粒子による熱負荷は 0.1 w/cm^2 程度であり十分小さいと言える。

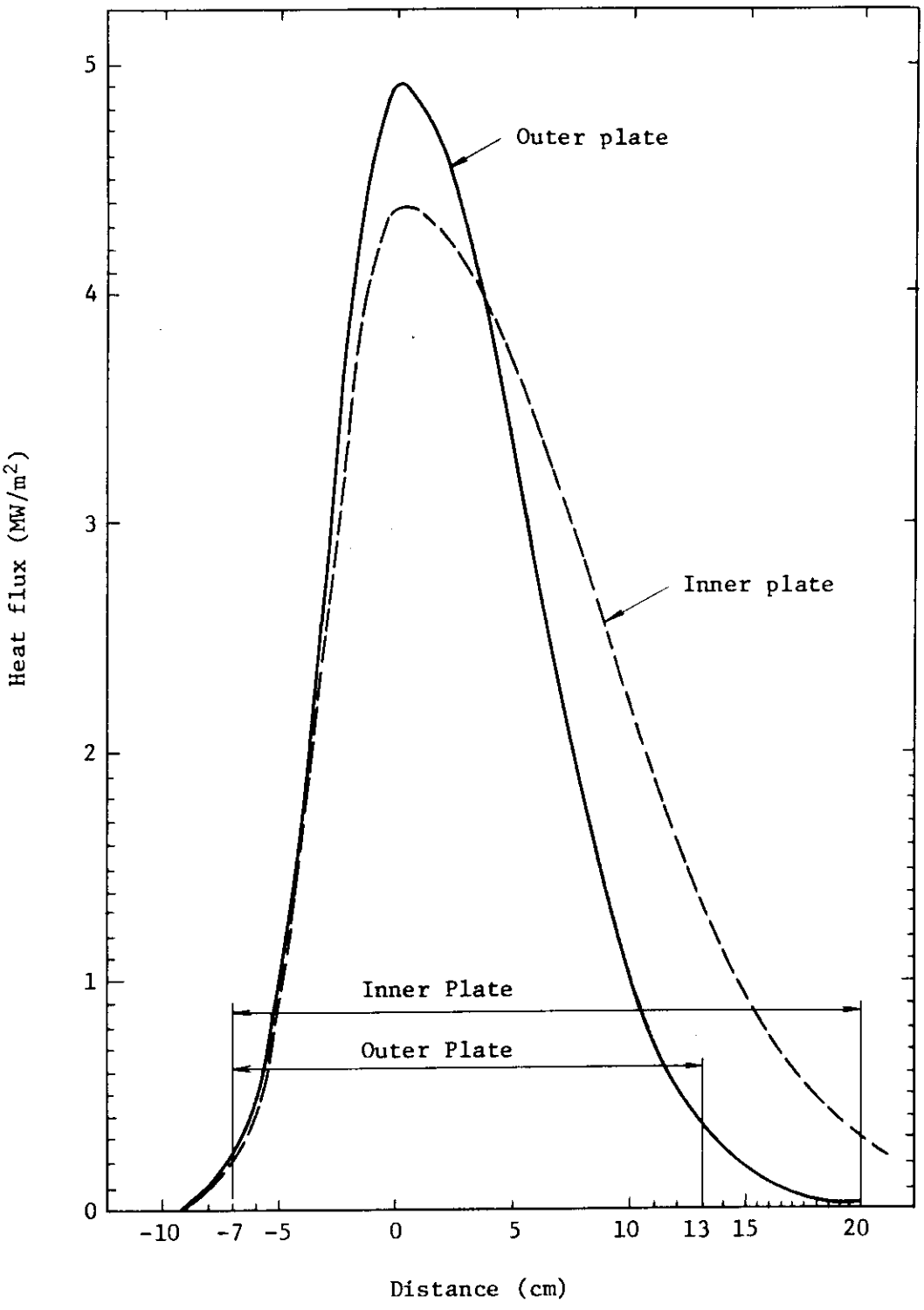
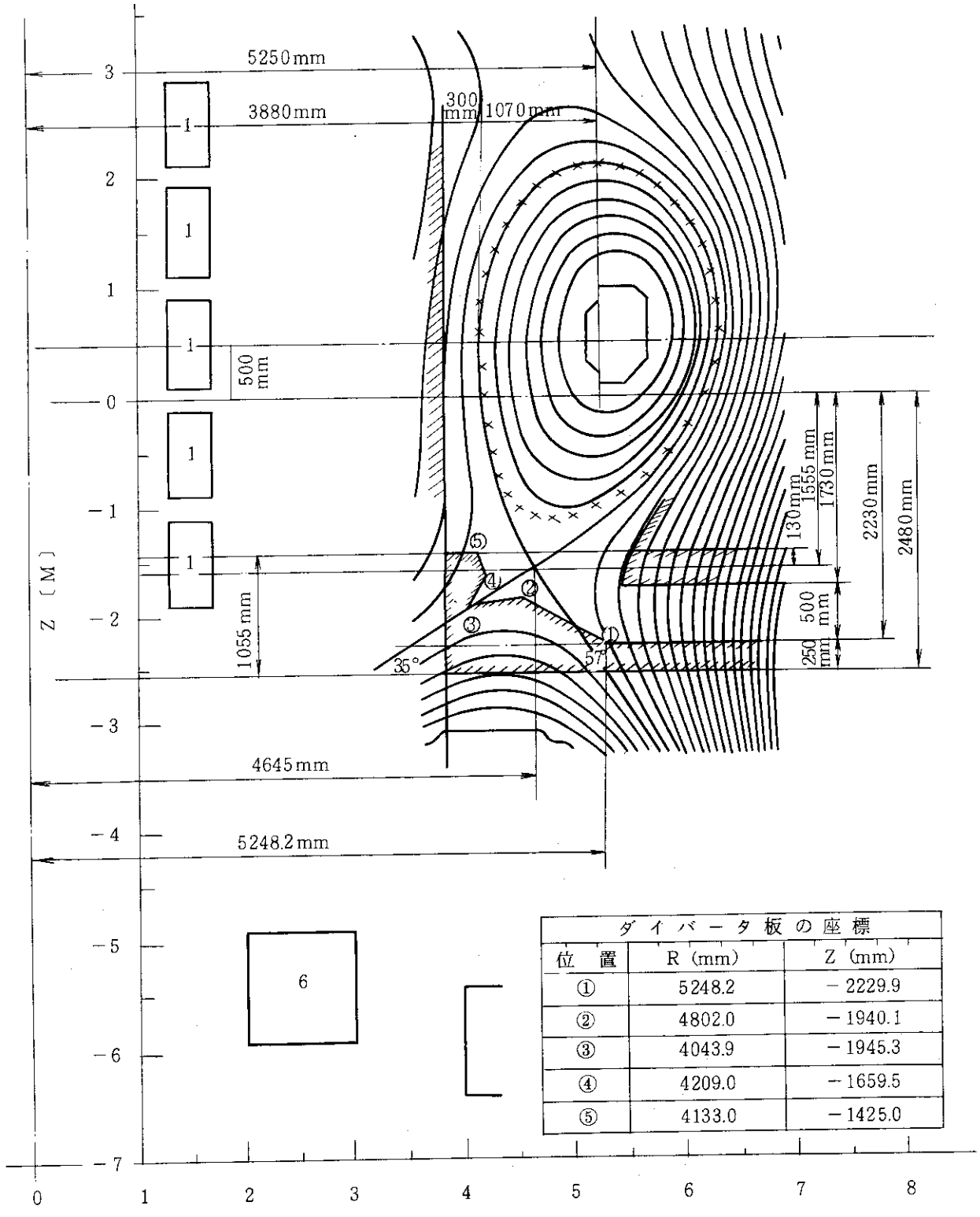


Fig. 4.3.2-3 Heat Flux Distribution Perpendicular to the Separatrix at the Location of the Inner and Outer Collector Plate (Single-Null Divertor)



ダイバータ板の座標		
位　置	R (mm)	Z (mm)
①	5248.2	−2229.9
②	4802.0	−1940.1
③	4043.9	−1945.3
④	4209.0	−1659.5
⑤	4133.0	−1425.0

(ヌル点：R (m) = 4.645
Z (m) = 1.555)

Fig. 4. 3. 2 − 4　　ダイバータ配置

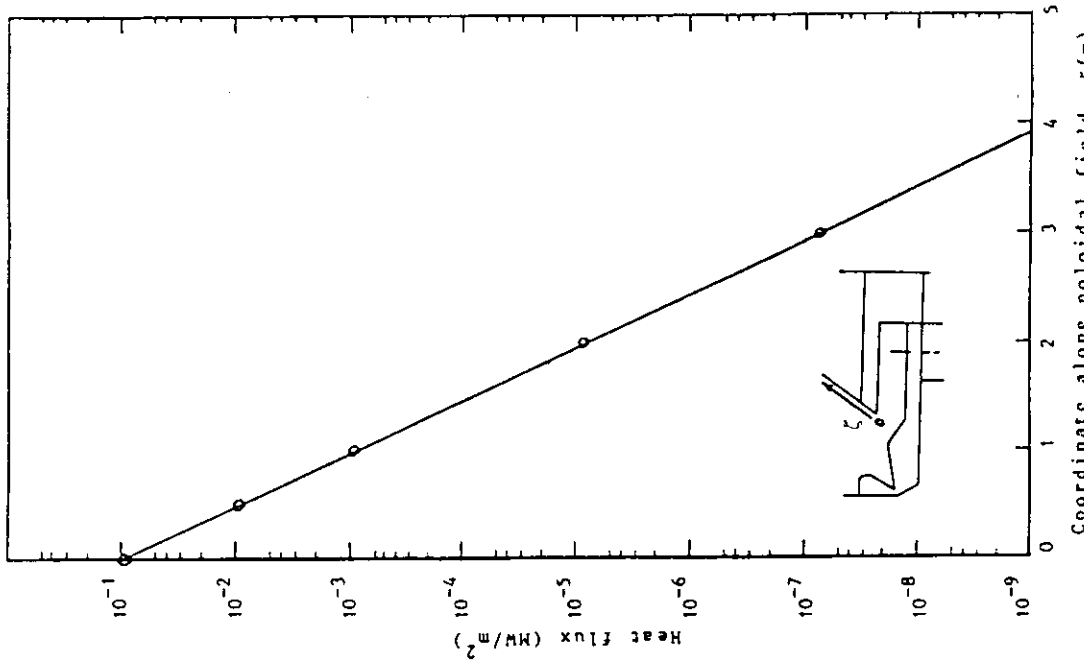


Fig. 4.3.2-6 Heat Load on First Wall by CX Neutral Particles

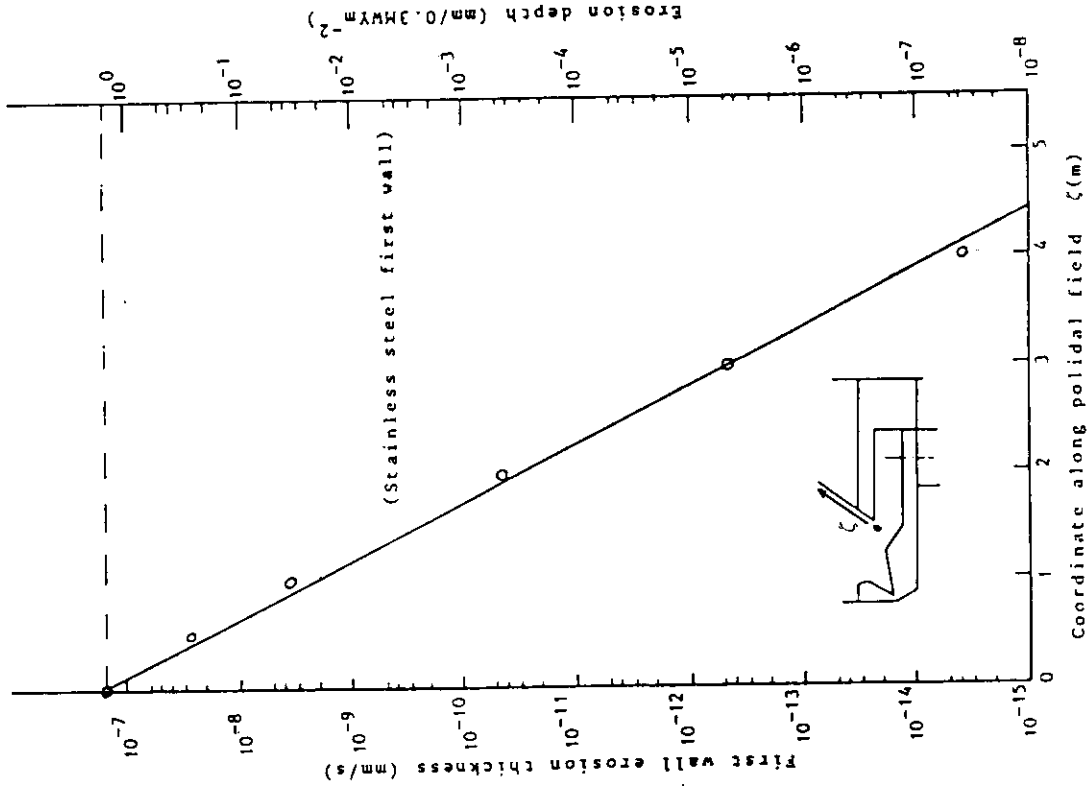


Fig. 4.3.2-5 First Wall Erosion Depth Near Divertor by CX Neutral Particles

(6) 炉心構造物支持およびトーラス結合の考え方

1) 自重支持　Fig. 4.3.2－7（炉心構造物自重支持関連概念図）参照

① 外側可動しゃへい …… 固定しゃへい外側ポスト下部の支持棚により支持

② ダイバータおよび
ダイバータ部可動しゃへい } …… 内側可動しゃへい下部構造により支持

③ 内側可動しゃへい …… 固定しゃへい下部構造により支持
（＋ダイバータ
＋ダイバータ部可動しゃへい）

④ 固定しゃへい …… プラズマ真空容器下部構造により支持
（＋ダイバータ＋可動しゃへい
＋ダイバータ部可動しゃへい）

⑤ プラズマ真空容器 …… 排気ダクトにより支持
（＋炉心構造物）

2) トーラス結合の考え方　Fig. 4.3.2－8（炉心構造物トーラス結合概念図）参照

① 外側可動しゃへい

外側表面において，隣接固定しゃへい外側ポストとトーラス方向に，また上面で固定しゃへいとZ方向にボルト結合すると共に，側部で固定しゃへい外側ポストとの間に，また上部で内側可動しゃへいとの間にR方向キー構造を設置する。

② ダイバータ部可動しゃへい

外側表面において，隣接固定しゃへい外側ポストとトーラス方向にボルト結合すると共に，側部で，固定しゃへい外側ポストとの間に，また下部で内側可動しゃへいとの間にR方向キー構造を設置する。

③ ダイバータ

ダイバータ・モジュールは，夫々，対応するダイバータ部可動遮蔽と結合されているが，トーラス方向のモジュール間結合は行わない。また，内側可動遮蔽下部構造との間は，挿入用ガイドを設置する程度とし，キー構造は設けない。

④ 内側可動遮蔽

外側表面において，隣接固定遮蔽外側ポストとトーラス方向にボルト結合すると共に，上下面で，固定遮蔽との間にR方向キー構造を設置する。また，トーラス軸側面において，固定遮蔽との間にZ方向のインロー構造を設ける。内側領域においては，可動遮蔽同志が隣接するが，これらのトーラス方向連結は行わない。

⑤ 固定遮蔽

固定遮蔽は通常の分解修理の対象ではないが，初期組立のことを考えて，トーラス方向に24分割する。各モジュールは分割面全周にわたって，隣接モジュールとトーラス方向にボルト結合すると共に，上下部で，隣接モジュールとの間にR方向キー構造を設置する。

さらに，下面で（もし，可能ならば上面も）プラズマ真空容器との間にインロー構造（R方向フリー）を設ける。

⑥ プラズマ真空容器

プラズマ真空容器は，ベローズ部においてトーラス方向に分割される（ベローズを設置しない場合には，分割部はなく，全て溶接構造となる）。分割部においては，分割面全周にわたって，トーラス方向にボルト結合される。

プラズマ真空容器下部構造と排気ダクトは，剛に接合する。

3) 熱膨張対策

① プラズマ真空容器とベルジャ間の熱膨張差

排気ダクト下面のR方向の摺動機構と窓部ベローズの伸縮により，この熱膨張差を吸収する。

② 固定遮蔽とプラズマ真空容器の間の熱膨張差

固定遮蔽トーラス構造体を，トーラス軸を中心として，R方向にスライドさせる。

③ 可動遮蔽と固定遮蔽の間の熱膨張差

外側，内側，ダイバータ部いずれの可動遮蔽も，外側表面において，固定遮蔽とボルト結合されているため，R方向へのスライドを期待することができない。

従って，通常運転時は，固定遮蔽への冷却水流量を調節することにより，またベーキング時は，加圧水の供給量を調節することにより，固定遮蔽と可動遮蔽の温度差を小さくし，大きな熱膨張差の発生を防止することとする。

④ ダイバータの熱膨張

内側可動遮蔽との間にギャップを設け，トーラス軸方向にダイバータを熱膨張させることとする。

4) 電磁力支持

① 可動遮蔽および固定遮蔽の各モジュールに発生する電磁力の支持は次の考え方による。

モジュール間のZ方向せん断力…… 可動遮蔽側部－固定遮蔽間のキー構造および結合ボルト，ならびに上下部の固定遮蔽モジュール間のキー構造および結合ボルトにより支持する。

モジュール内R方向せん断力（モジュールねじれ力）…… 遮蔽構造自身の剛性，遮蔽モジュール間のキー構造のR方向 friction および，結合ボルトにより支持する。

② ダイバータについては，極力，電磁力の発生しない構造とする。

③ プラズマ真空容器にかかる電磁力は，真空容器自身の剛性により支持する。

5) 地震力支持

① 各遮蔽構造物モジュールの地震力支持は，基本的に2)で述べたモジュール間の結合ボルトおよびキー構造により行うものとする。

② 炉心構造物のトーラス構造体としての変位は，R方向に放射状に設置された固定遮蔽－プラズマ真空容器間インロー構造により拘束することとする。

③ （炉心構造物＋プラズマ真空容器）全体の地震時変位を抑制するために，排気ダクト（または，プラズマ真空容器下部）に，スナバ等の耐震機構を設置する。

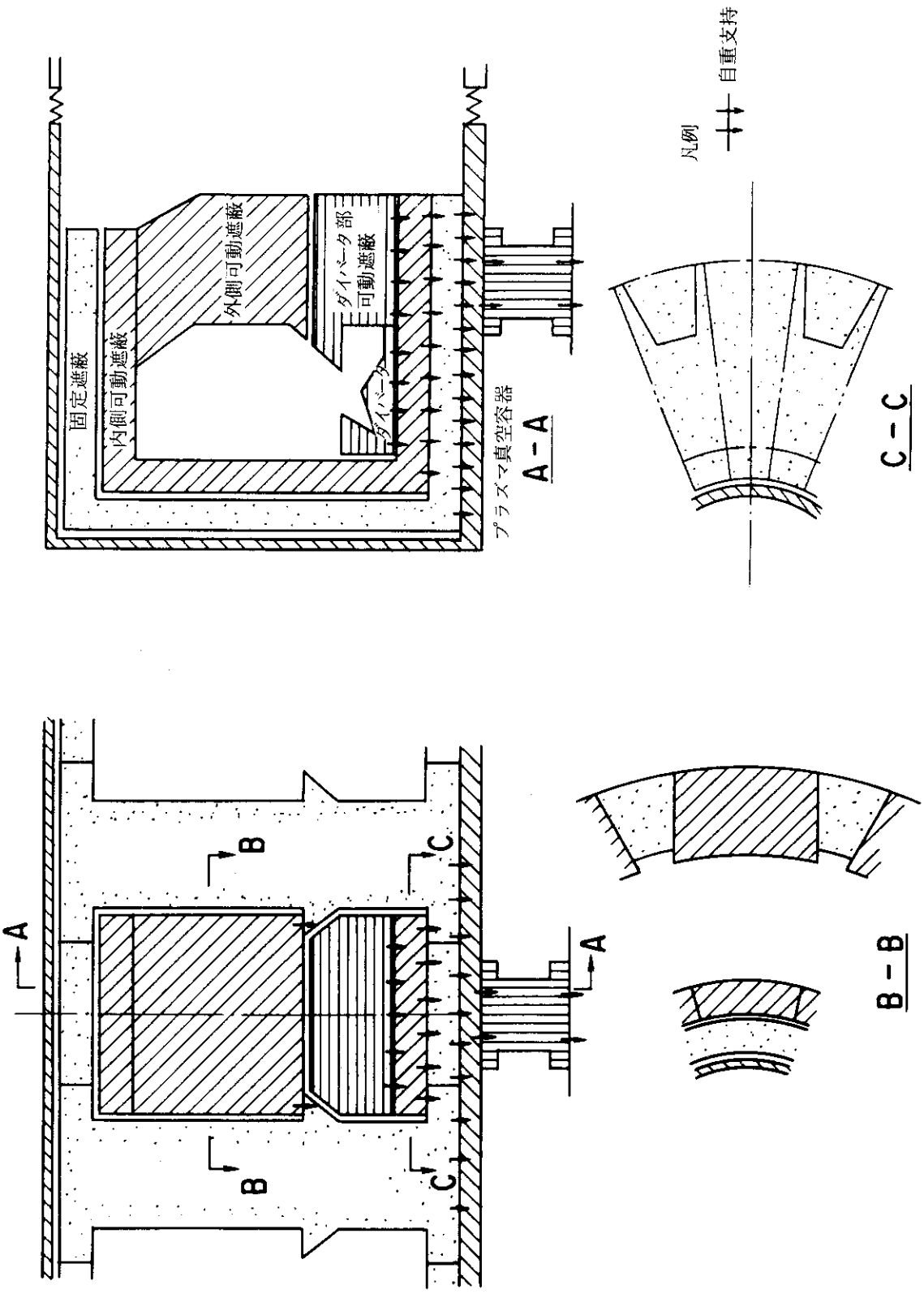


Fig. 4. 3. 2 − 7 Support Concept for Weight of Reactor Structure

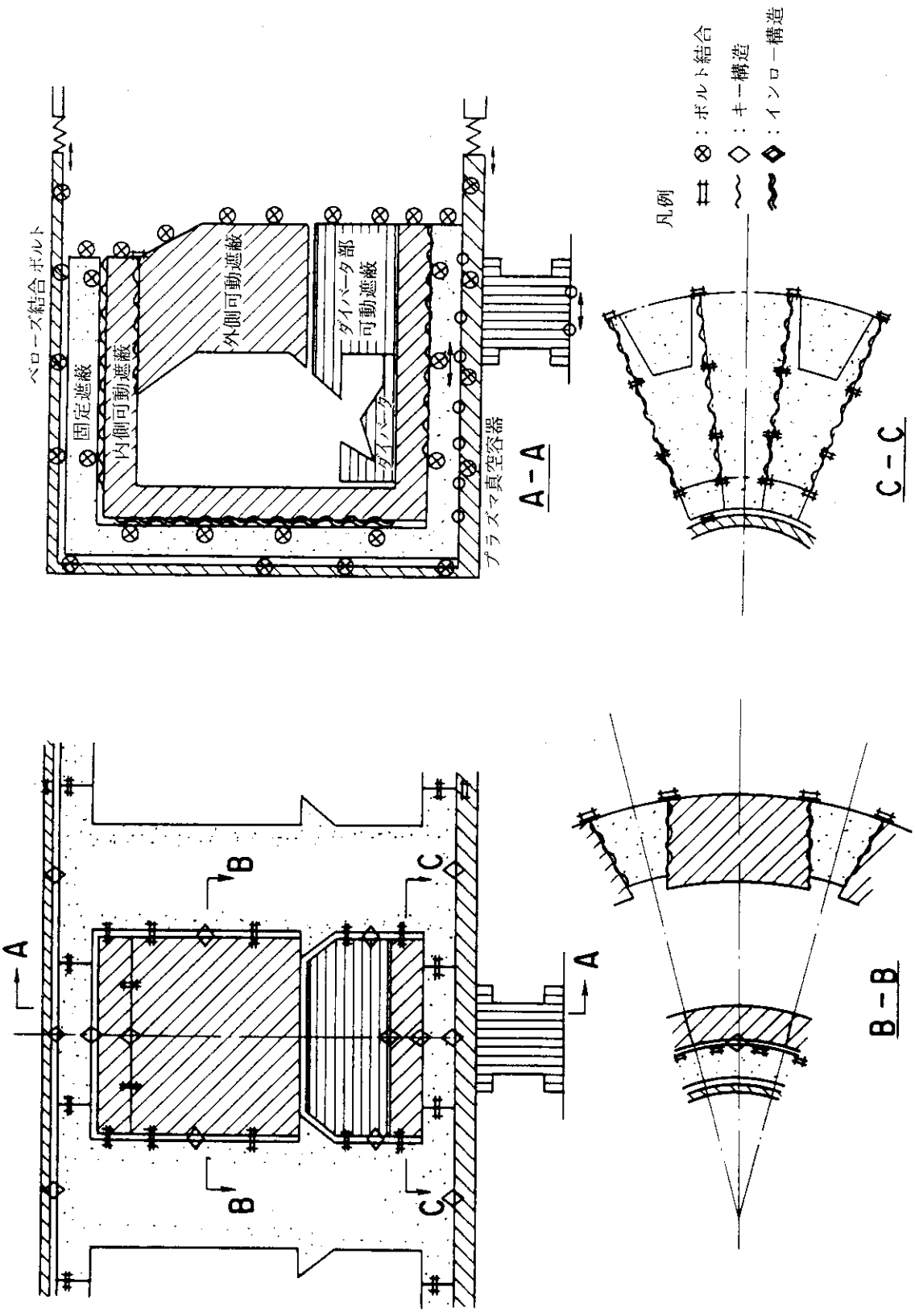


Fig. 4. 3. 2 − 8 Connection Concept of Reactor Structure

(7) 可動遮蔽体支持に関する検討

1) 可動遮蔽構造への要求

遮蔽ポスト棚部（Fig. 4.3.2－10のG部）により，外側可動遮蔽を支持する場合，可動遮蔽最下面（F部）における支持との関連が問題になる。即ち，Fig. 4.3.2－9でℓ，および，G部の傾きが高精度で製作されない限り，G部あるいはF部のいずれかが浮くことになる。

また，構造強度的にも，“イ”部が厳しくなることが予想され，製作，組立時のhandlingが難しい。

以上のことから，可動遮蔽はX面（～～部）で分割した構造とし，a部（ ⊏ ）構造は最下面（F部）で，b部（ ⌋ ）構造は下部棚部（G部）で支持する方式が望ましい。（本体への組込み時は，両者をボルト結合し排気口部に仮支柱を設置して一体で*所定の位置へ挿入し，次に支柱とボルト結合を解除して，夫々の支持面になじませ，その後，再度，ボルト結合することが必要となる。）（*持上げ代，ギャップを小さくするため）

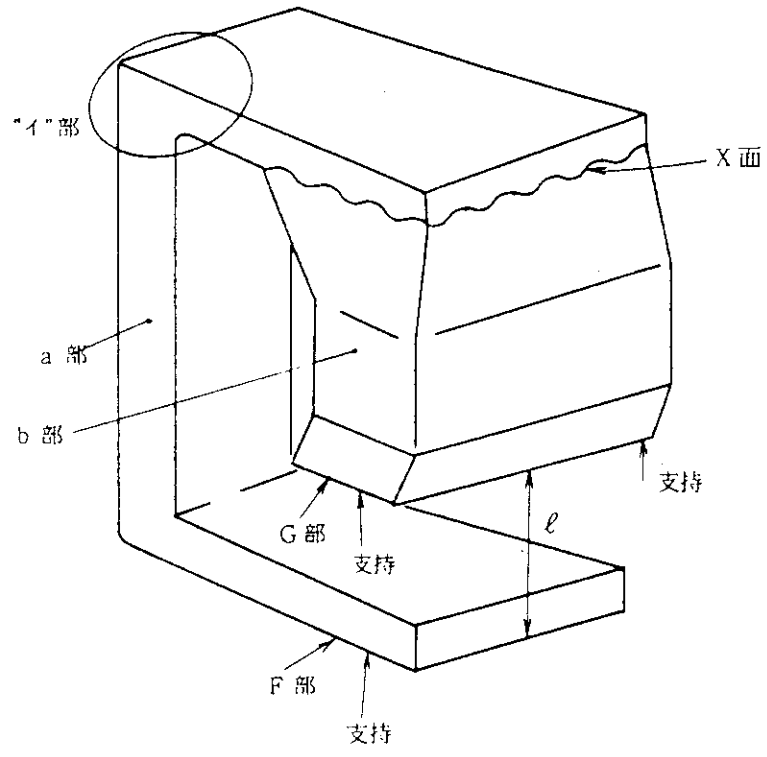


Fig. 4.3.2－9　可動遮蔽体鳥観概念図

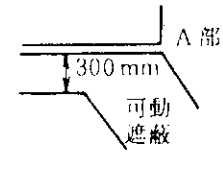
2) 分解修理およびギャップとの関連

可動遮蔽と固定遮蔽の間に遮蔽プラグを設置しない（段差によりストリーミングを避ける）方式を検討した。

この時の各部分のギャップ計画をFig. 4.3.2－10に示すが，その前提，考え方は次の通りである。

① 移動時の可動遮蔽の持上げ代を10mmとする。

② A部のギャップを20mmとしているが，この部分は可動遮蔽300mmの裏側でのストリーミングであるため，他よりも広い



ギャップが許容されるとの考えに基づく。

③ B部は，8 mm のギャップをとっているが，これは持上げ代 3 mm（≒10mm×sin 15°）＋余裕 5 mm に基づく。

④ ダイバータ部可動遮蔽の周囲のギャップは，直接プラズマ領域に通じており，広くすることは好ましくないため，5 mm とした。

⑤ 従って，ダイバータ部可動遮蔽（＋ダイバータ板）は，持上げ代が少なく移動機構に対する十分な検討が必要である。

なお，上述のように，ダイバータ部可動遮蔽は，外側可動遮蔽の支持に寄与しないため，可動遮蔽移動時には，予めダイバータ部可動遮蔽を取出し，かわりに，仮支柱を挿入，設置する必要がある。

(8) プラズマ真空容器ベローズの要否に関する検討

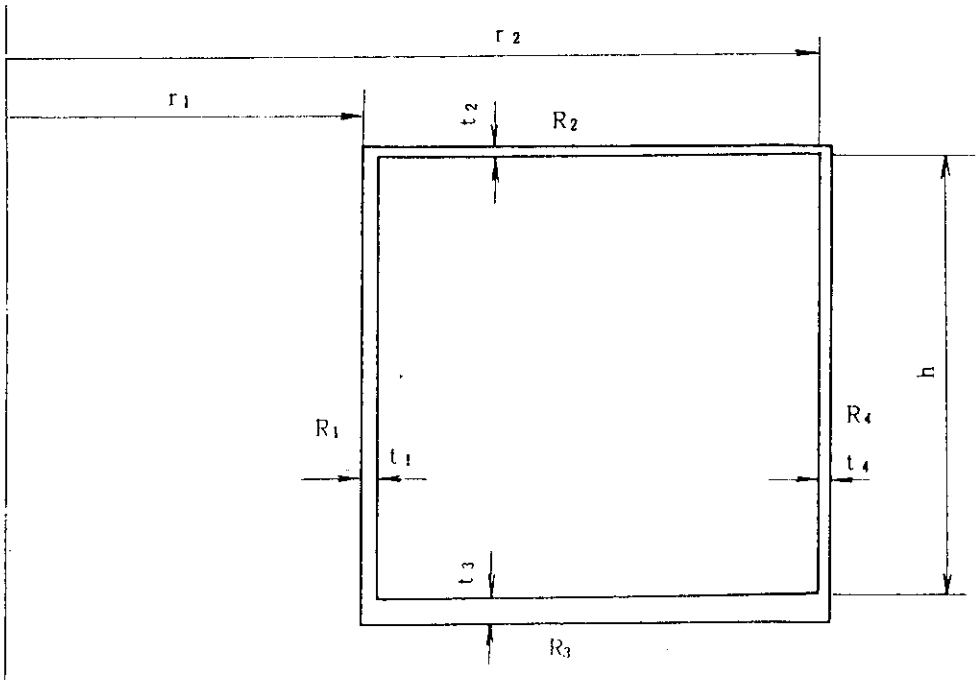
1) 構造・強度，製作性の観点からのプラズマ真空容器ベローズ有／無の比較を以下に示す。

	ベローズありの場合	ベローズなしの場合
セクタ結合	厚肉部間をボルトで剛に結合。（ベローズにかかる荷重は，基本的に自重と大気圧のみ）	厚肉部間をボルトで剛に結合。溶接一体構造も可能。
	組立時，ベローズによる厚肉部製作誤差の吸収不可。	同　左
ベーキング時熱膨張吸収	トーラス軸を中心として，トーラス構造をR方向にスライドさせる。	同　左
真空シール部	厚肉構造接合部に真空シールあり，なし	厚肉構造接合部に真空シール必要。但し，溶接一体構造とする場合は不要。
製作性	大型ベローズ必要 溶接構造不可	大型ベローズ不要 溶接構造可能（大型フランジ不要）
電磁力	クラ型電流による電磁力あり。	クラ型電流なし

以上の比較より，構造・強度，製作性の観点からは，プラズマ真空容器にベローズを設置しなくても，特に問題はないと考えられる。

2) ベローズなしの場合のプラズマ真空容器一周抵抗値計算

真空容器を角形箱状トーラス容器としてモデル化する（下図参照）。



ここに，$r_1=3m$，$r_2=8m$，$h=6.5m$

$\rho=75\times10^{-8}\Omega\cdot m$（sus）

$\rho=123\times10^{-8}\Omega\cdot m$（インコネル625）とする。

t_1, t_2, t_3, t_4 および材質をパラメータとした時の一周抵抗Rを次表に示す。

ケース	ⓐ	ⓑ	ⓒ	ⓓ	ⓔ	ⓕ	ⓖ	ⓗ
t_1, t_2〔mm〕	50				100			
t_3〔mm〕	200		300		200		300	
t_4〔mm〕	50	ベローズ	50	ベローズ	50	ベローズ	50	ベローズ
R〔μΩ〕 SUS	12.0	13.3	9.6	10.4	10.2	11.1	7.2	7.7
R〔μΩ〕（インコネル625）	19.7	21.8	15.7	17.1	16.7	18.2	11.9	12.6

3) プラズマ運転シナリオからの要請

プラズマ電流立上げ駆動の立場からは，真空容器のトーラス一周抵抗値は10～20 μΩ が必要とされる。

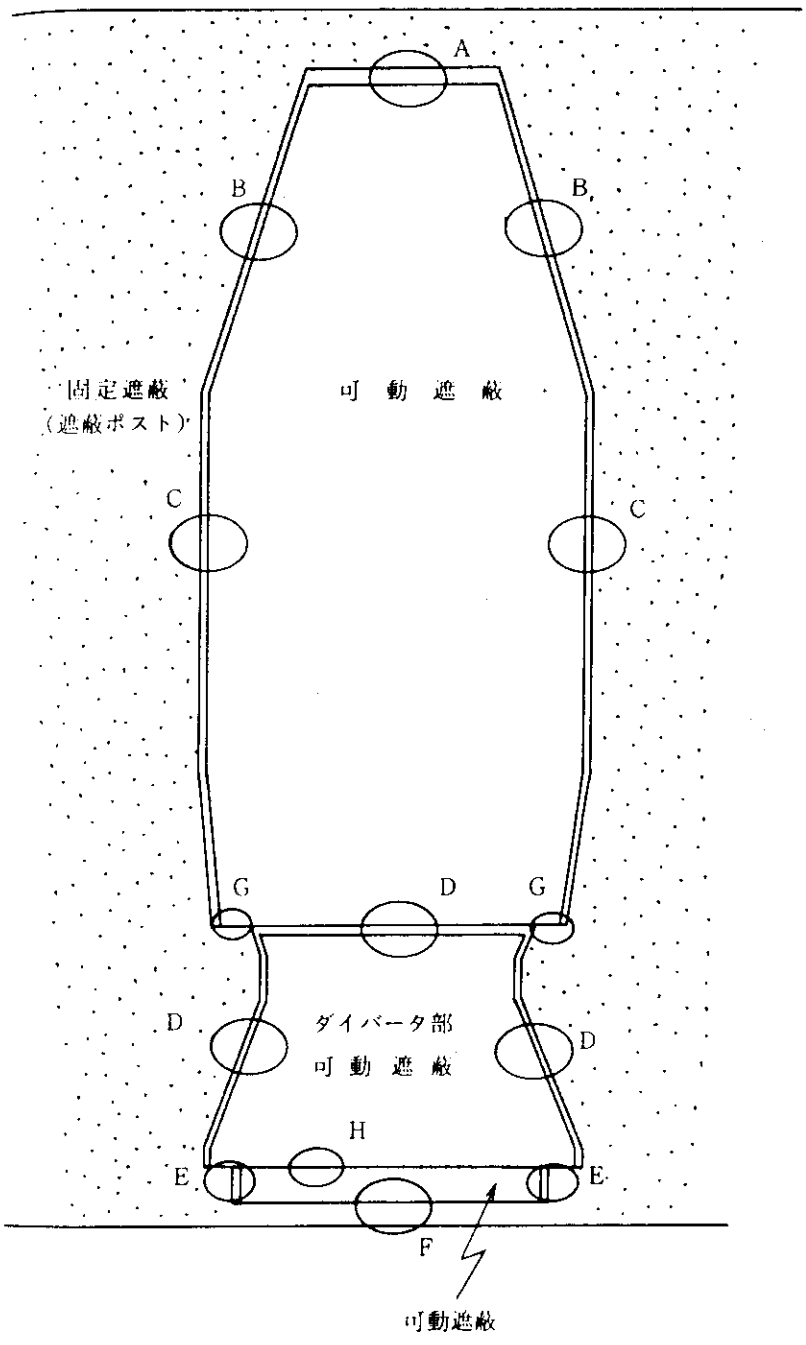
従って2)で求めたように，ベローなしでも一周抵抗は10～15 μΩ を確保できるので，ベローズの設置は必要ないといえる。

4) 制御電源容量からの要請

プラズマの垂直位置制御の立場からは，ベローズが設置されない場合には，設置される場合に比べて約10倍の垂直位置制御電源容量が必要とされる。

5) 結　論

上記1)～4)の検討に基づき，特に4)の電源容量の巨大化は無視できないという観点より，現時点では真空容器にベローを設置する方針とする。



各部ギャップ寸法	
可動遮蔽持上げ代	
10 mmの場合	
A部ギャップ	20 mm
B部ギャップ	8 mm
C部ギャップ	5 mm
G部ギャップ：外側可動遮蔽支持部・ギャップ0	
ダイバータ部可動遮蔽水平摺動引出し（持上げ代0）	
D部ギャップ	5 mm
H部ギャップ（支持面）	0
E部ギャップ	5 mm
F部ギャップ（可動遮蔽分割の場合）	0

Fig. 4. 3. 2 －10　各種遮蔽間のキャップ寸法

(9) 炉心構造物分解修理の考え方と方式

1) 分解修理規模の定義

① 小規模修理：（可動／固定）遮蔽構造体のトーラス結合を解除せずに行うことができる修理。

② 中規模修理：（可動／固定）遮蔽構造体のトーラス結合を解除する必要がある修理。但し，コイルクライオスタットの真空は破らない。

③ 大規模修理：プラズマ真空容器（コイル真空容器）の分解，コイルの昇温，あるいはコイルの移動を必要とする修理。当面，設計検討の対象としない。

2) 各炉心構造物の修理規模と分解引出し方式

…… Table 4.3.2－3 参照

3) 分解修理時実施に必要な環境条件

① アクセスドア外側…… 作業員のアクセス可能

② 可動遮蔽外側 …… エアラインスーツ（or マスク）着用すれば，作業員のアクセス可能（エアラインスーツの必要性については今後の検討結果による）

③ 可動遮蔽除去後開口部…… アクセス不可能

Table 4.3.2－3 炉心構造物等の修理規模と分解引出し方式

機器	修理規模	引出し方式
ダイバータ ダイバータ部可動遮蔽（含第1壁）	小	できるだけ直線1方向（R方向）水平引出し
可動遮蔽（含第1壁）	中	できるだけ直線1方向（R方向）水平引出し
固定遮蔽（含外側ポスト第1壁）	大	＊
プラズマ真空容器（含排気ダクト）	大	＊
RF アンテナ	中	RF ポートと一緒に，R方向水平引出し
ブランケット・テスト・モジュール		
テスト・チャンネル（$0.01m^2$）	小	真空を破らずにR方向水平引出し
テスト・モジュール（$1m^2$）	小	真空を破らず2重真空室内R方向の水平引出し
フルスケール・ユニット（$\sim 3m^2$）	中	R方向の水平引出し

＊ 当面の設計検討対象外

4.3.3　候補炉心基本設計

4.3.2項で検討した基本構造のもとで，特に炉内構造物の分解移動法に着目し，各候補炉心オプションA～Dに対して炉本体基本設計を行った。検討に当っては，第1壁引抜き必要厚さ，TFコイル断面形状，ストリーミング防止用段差，炉内構造物移動時ギャップは各オプション共通とした。

炉内構造物移動の頻度を考慮して次の前提条件を設定した。

- 可動遮蔽体移動：必要であれば加熱装置を移動する。
- ダイバータ／ポンプリミタ移動：交換頻度が高い為加熱装置の移動を行わない。

4.3.3.1　オプションA炉心の検討

(1)　検討条件

1)　基本方針

TFコイルを必要以上に大きくせず，信頼性ある現実的な分解移動概念とする。

引抜ポート：FWBS／Div. 共全ポート（12）使用

FWBS：First Wall／Blanket／Shield

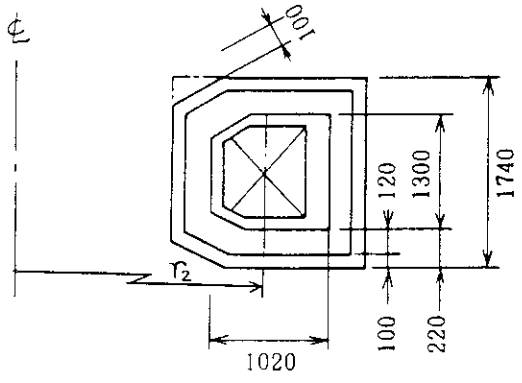
Div.　：Divertor

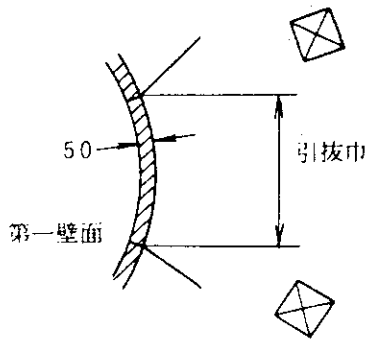
2)　TF コイル形状

①　コイル数：12

②　コイル中心r寸法（外側）：r_2＝10.0m（リップル 0.75%制限条件）

③　コイル断面寸法（外側）

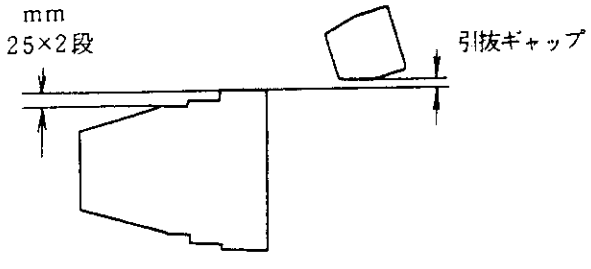




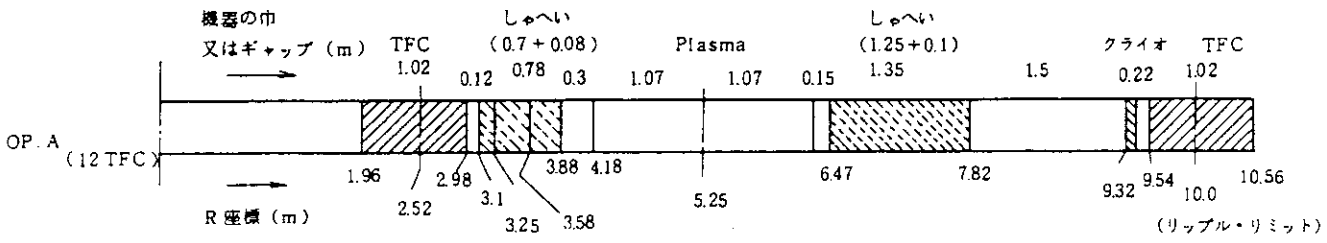
3)　第1壁引抜き必要厚さ

内蔵するシェル導体及びその支持構造を考慮して第1壁面より50mm裏側までとする。

4)　ストリーミング防止用段差および引抜き時ギャップ



5) ラジアル・ビルド



(2) PFC禁示領域の設定

1) アクセスドア部のPFC禁止領域について

そのZ方向各寸法を以下のように第1次設定する。

＜上側＞：TFC中心Aよりの距離

A－外側可動しゃへい	2550mm	
内側可動しゃへい	300	
可動しゃへい－固定遮蔽間キー	50	
持上げ空間	50	
V.Vアクセスポート	200 ……	含・Semi Shield パイプ φ90(3B) 含・ベローズ
真空断熱空間	120	
アクセスドアシール空間	50	
＋α	100 ……	内訳 ①移動時ギャップ ②ストリーミング防止フランジ ③支持空間（アクセスドア）
Total	3420mm	

＜下側＞：TFC中心Aよりの距離

A－外側可動しゃへい	2480mm
内側可動しゃへい	300
ジャッキアップ装置挿入空間	150
真空断熱空間	120
V.Vアクセスポート	420 *1
（引抜通路）	(370) *2
アクセスドアシール空間	50
Total	3520mm

＊1 （含 冷却パイプ及ベローズ）

＊2 （アクセスドアシール部での寸法）

2) 排気ダクト部のPFC禁止領域について

そのR方向寸法を以下のように設定する。

排 気 孔	800mm
排気ダクトしゃへい厚	300
空 間	170

3) 冷媒用リザーバ／ヘッダボックス部のPFC禁止領域について

そのR方向寸法，Z方向寸法を以下のように設定する。

必要スペースのR方向寸法：2500mm

〃　　Z　〃　：2000

〃　　の位置　　：TFコイルの上部

但し，プラズマ中心よりR方向に±1000の位置移動は可とする。

以上の第1次設定寸法をFig. 4.3.3.1－1に示す。

(3) 可動遮蔽の引抜き方式

炉心構造物の分解移動の簡素化を図り，信頼性を重視した直線1方向1括移動方式を採用する。この時トロイダルコイル寸法との関係で炉心構造物の移動可能領域が制約される。

Fig. 4.3.3.1－1に示す立面図は，トロイダルコイル位置をリップル値0.75%に規制した場合のOption A炉心である。

Fig. 4.3.3.1－2にトロイダルコイル中心位置（Z＝0mm）での平面図を示す。

Fig. 4.3.3.1－3はプラズマに面する外側第1壁の移動可能領域を示したものである。熱・粒子負荷の厳しいダイバータ近傍はプラズマに面する全領域が移動（交換）可能であるが，トロイダルコイル中心より820mm以内の上方領域では1部第1壁が移動できずセミ・パーマネントしゃへいの一部となる。従って，この炉内残存第1壁領域は十分に信頼性のある構造体である事が要求される。

4.3.2.5に示した様にセミパーマネントしゃへいの1部となる第1壁の最大エロージョン量は現在設定した全寿命0.3MW・Y/m^2に対して約0.015mmであり安全率2を考慮しても無視し得る程度である。又電荷交換中性粒子による熱負荷は最大0.1 w/cm^2程度であり十分小さい。残存第1壁はFig. 4.3.3.1－2に示す様に交換可能第1壁より15cm 程度プラズマ面より後退させる事により，α粒子リップルによる局所負荷，プラズマ・ディスラプション時の万一の局所負荷が，この領域に課せられる事を防止している。従って残存第1壁に課せられる表面熱負荷はプラズマから一様に放射される熱負荷～15w/cm^2を考えれば良い。この程度の負荷では品質管理を十分に行う事により，十分な健全性を持った構造は成立するものと考えられる。

(4) ダイバータ引抜き方式

可動遮蔽の引抜きと同様に信頼性を重視してトーラス12分割による直線1方向1括移動方式の可能性を検討する。

ダイバータを炉室側からアクセスポートを通して見た矢視図（ダイバータとアクセスポートの幅の高さ（Z）に対する関係）をFig. 4.3.3.1－4に示す。ダイバータ引抜きのためにはダイバータ本体の移動用ギャップ，可動遮蔽上部構造用支持脚空間，ストリーミング防止用段差及び可動遮蔽移動用ギャップを確保する必要がある。TFCボアを現状に維持した時（TFCボア6680mm：リップル0.75%より制限した形状）これらの空間確保は不可能である。ここではTFCボアを拡げることを避け，炉内構造物の工夫を行った。即ち，Fig. 4.3.3.1－5に示す様に可動遮蔽上部構造物の支持を固定遮蔽体より取る方式を採用することにより支持脚及びその移動用ギャップ空間として150mmを削減する。従がって，可動遮蔽移動時にはダイバータ引抜きポー

トに上部構造落下防止用プラグを挿入した後引抜き移動する方式とする。

このとき，ストリーミング用段差と移動用ギャップを次の様にとれば，ダイバータ直線1方向1括移動が可能である。

ストリーミング用段差	50 mm
移動時ギャップ	
ダイバータが可動遮蔽にくらべて小さいことから	
ダイバータと固定遮蔽	25 mm
ダイバータ用遮蔽プラグとクライオスタット	25 mm
	100 mm

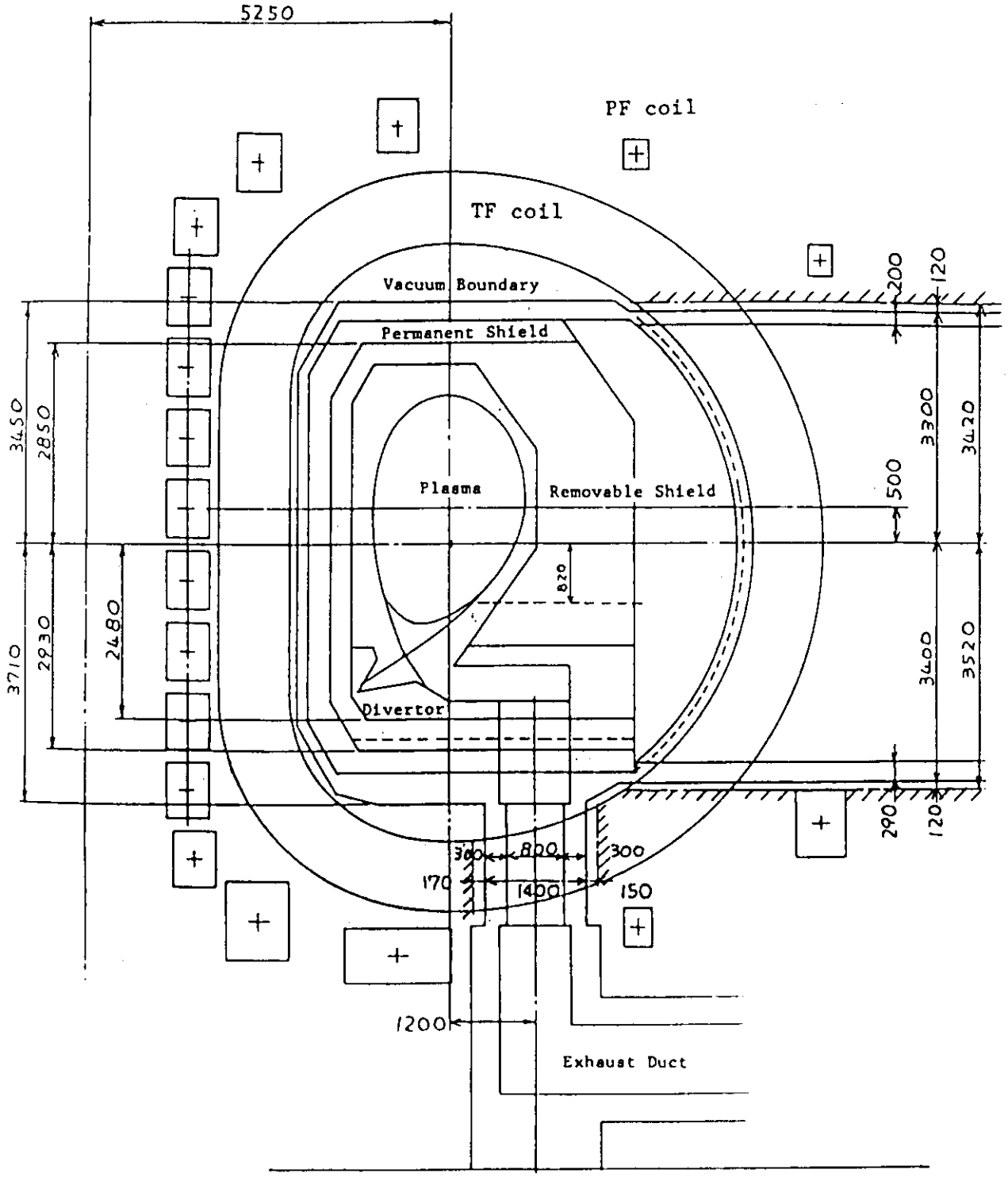


Fig. 4.3.3.1-1 Elevation View of FER

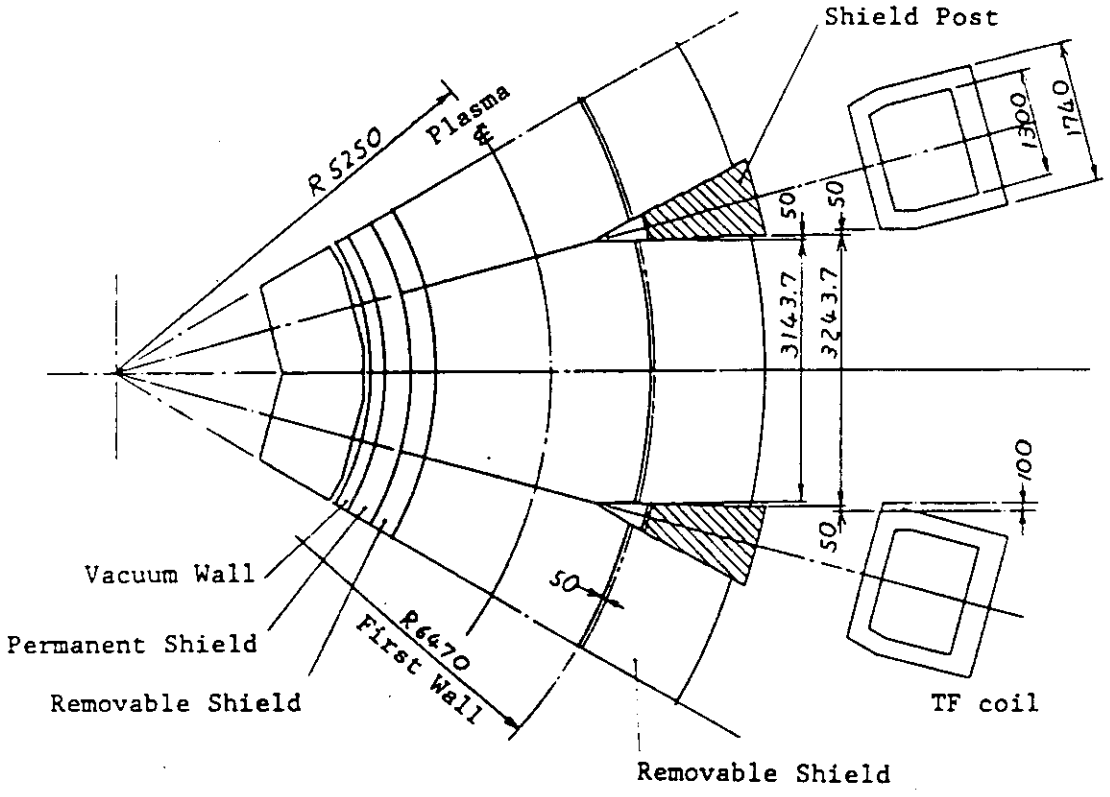


Fig. 4.3.3.1-2 Plan View of FER (z = 0 mm)

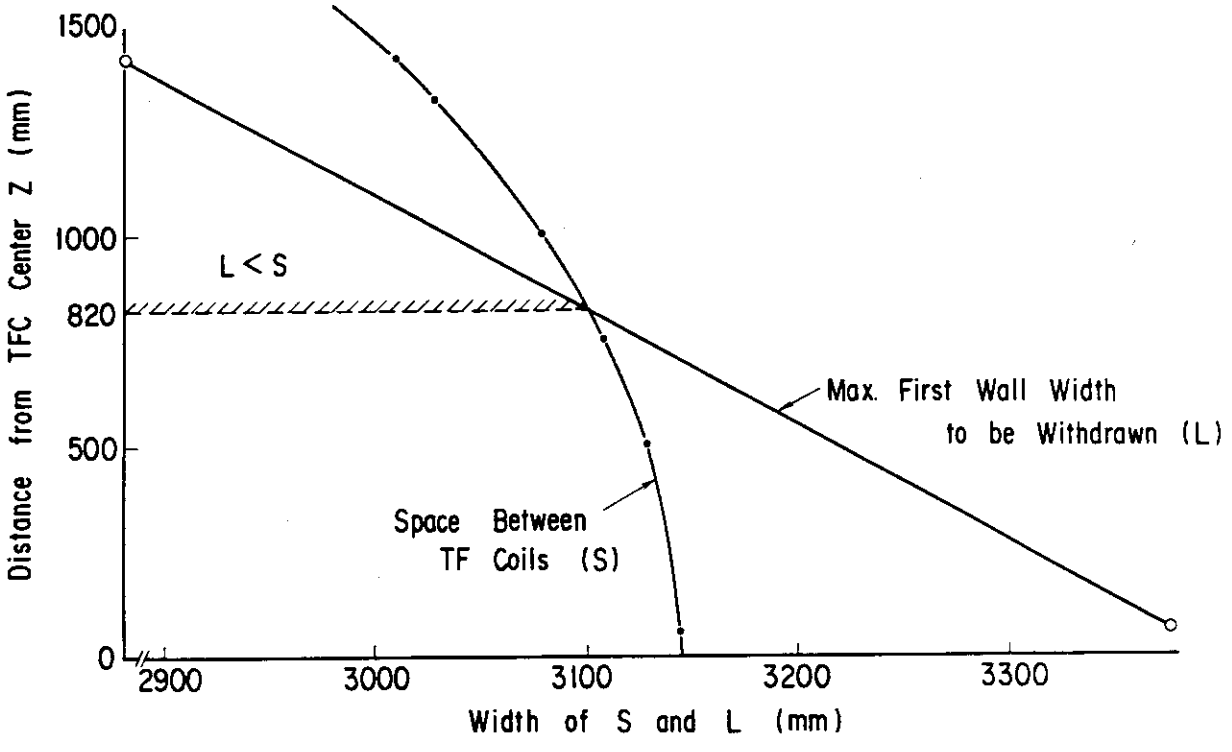


Fig. 4.3.3.1-3 Removable Area of First Wall

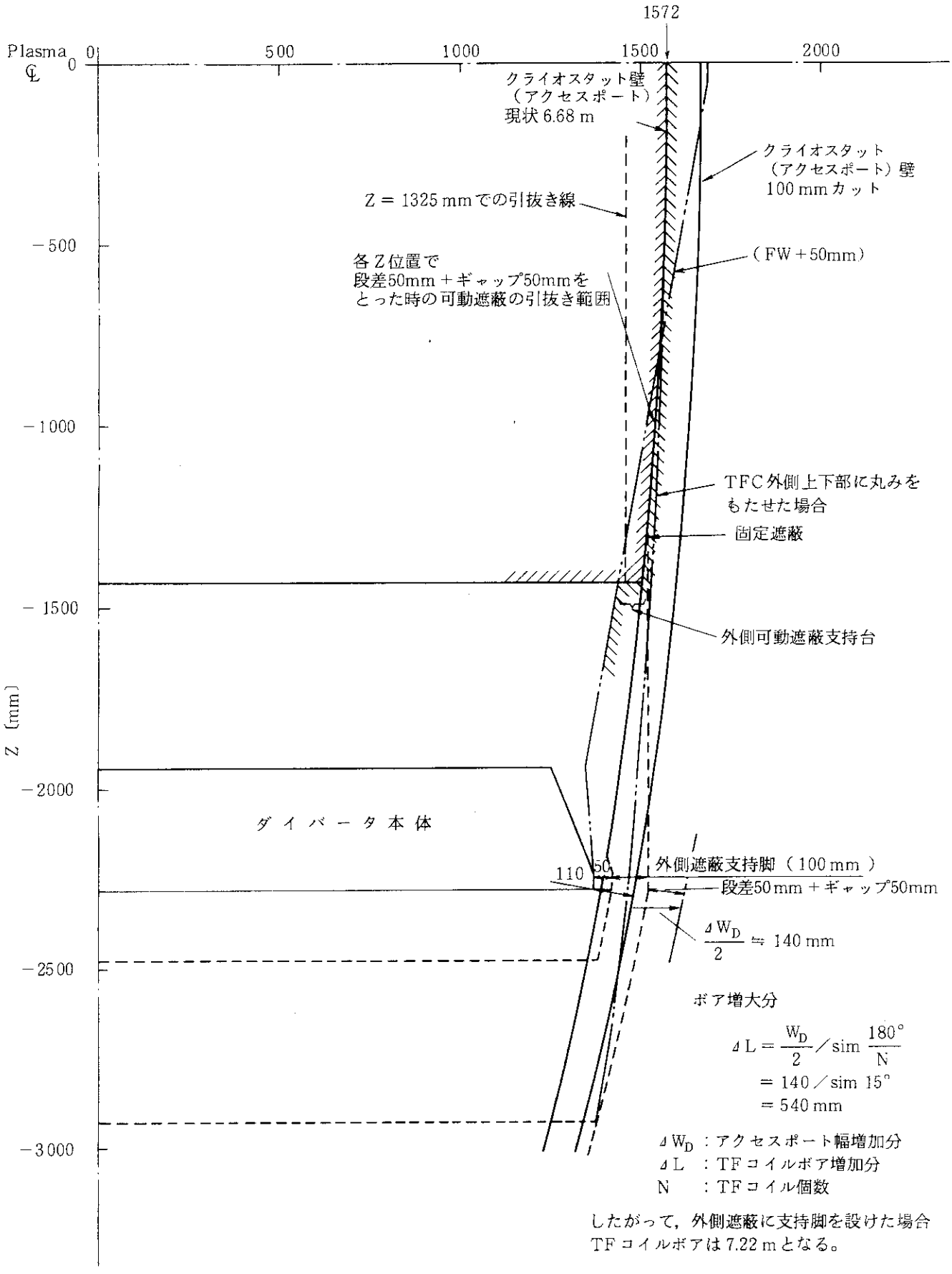


Fig. 4. 3. 3. 1 − 4　　Space for Divertor Removal

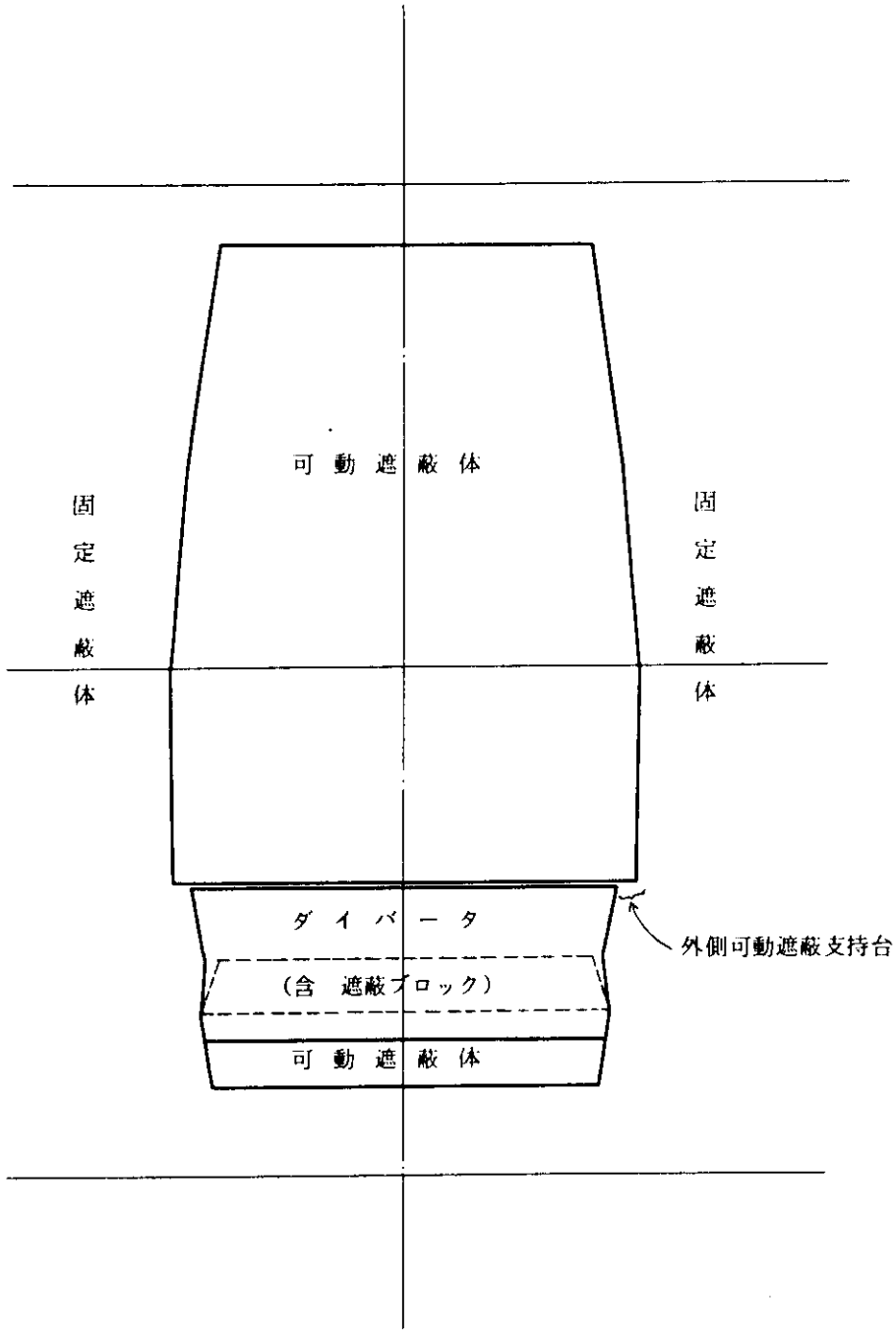


Fig. 4. 3. 3. 1 － 5　　上 部 支 持 構 造

4.3.3.2　オプションB炉心の検討

(1)　検討条件

1)　基本方針

ダイバータ引抜きポートは1つおきとする。他はオプションAにできるだけ近づけたシンプル概念とする。

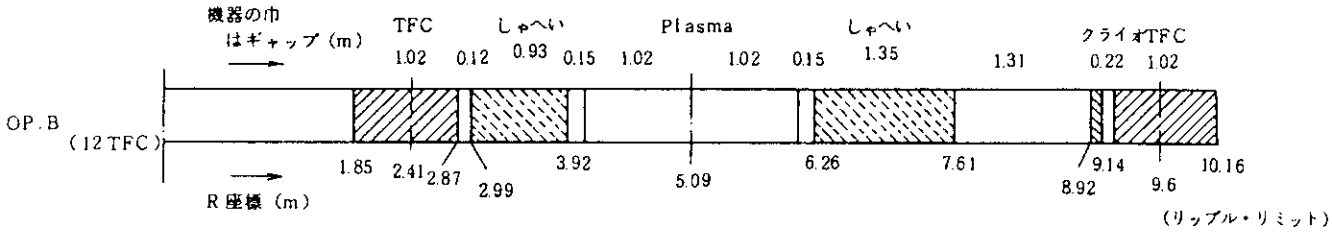
2)　TF コイル形状

①　コイル数：12

②　コイル中心r寸法（外側）：r_2＝9.5m（リップル0.75%制限）

③　コイル断面寸法（外側）：オプションAと同じ

3)　ラジアル・ビルド



(2)　PFC禁止領域の設定

Table 4.3.3.2－1に示す様に，赤道面上方・下方とも3,720mmを禁止領域とする。

Table 4.3.3.2－1　PFコイルとシャーパネルの禁止領域（オプションB）

上　　方		下　　方
赤道面～	2,850mm	同　　左
可動遮蔽	300mm	
可動～固定遮蔽間Key	50mm	
持上げ空間	50mm	
真空容器	200mm	
断熱層	120mm	
シール空間	50mm	
＋α　アクセス，支持 移動空間，遮蔽フランジ	100mm	
計	3,720mm	計　3,720mm

(3)　可動遮蔽の引抜き方式

Fig. 4.3.3.2－1にオプションB炉心縦断面図を示す。可動遮蔽の直接1括引抜きの場合，現TFボアでは熱粒子負荷の厳しいダイバータ近傍第1壁領域も引抜きが不可能である。又，(4)で述べる様にTFボアを大きくしてもダイバータの1括引抜きは不可能である。従ってFig. 4.3.3.2－2に示す様に可動遮蔽2分割直線引抜きとする。

(4)　ダイバータ引抜き方式

上下にダイバータが存在するため加熱装置との空間取合い上，加熱装置の設置されない1つ

おきポートを引抜きポートとして使用する。従って直線1括引抜き方式は不可能である。ダイバータ3分割1方向引抜き，3分割2方向引抜きが考えられるが遮蔽体構造との整合性を考慮してFig. 4.3.3.2－3に示す3分割2方向引抜きとする。

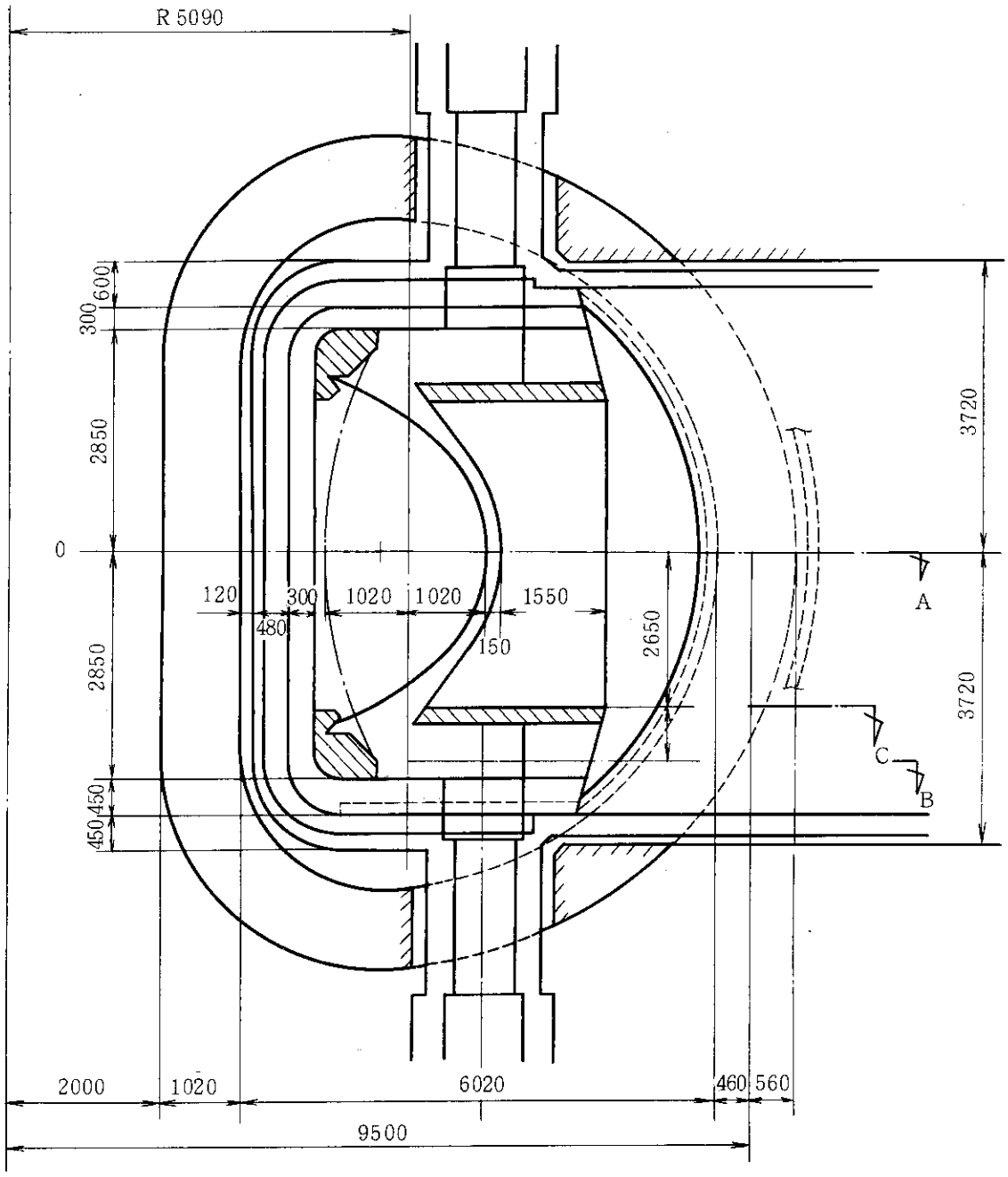


Fig. 4. 3. 3. 2 － 1　　オプションＢの炉心構造

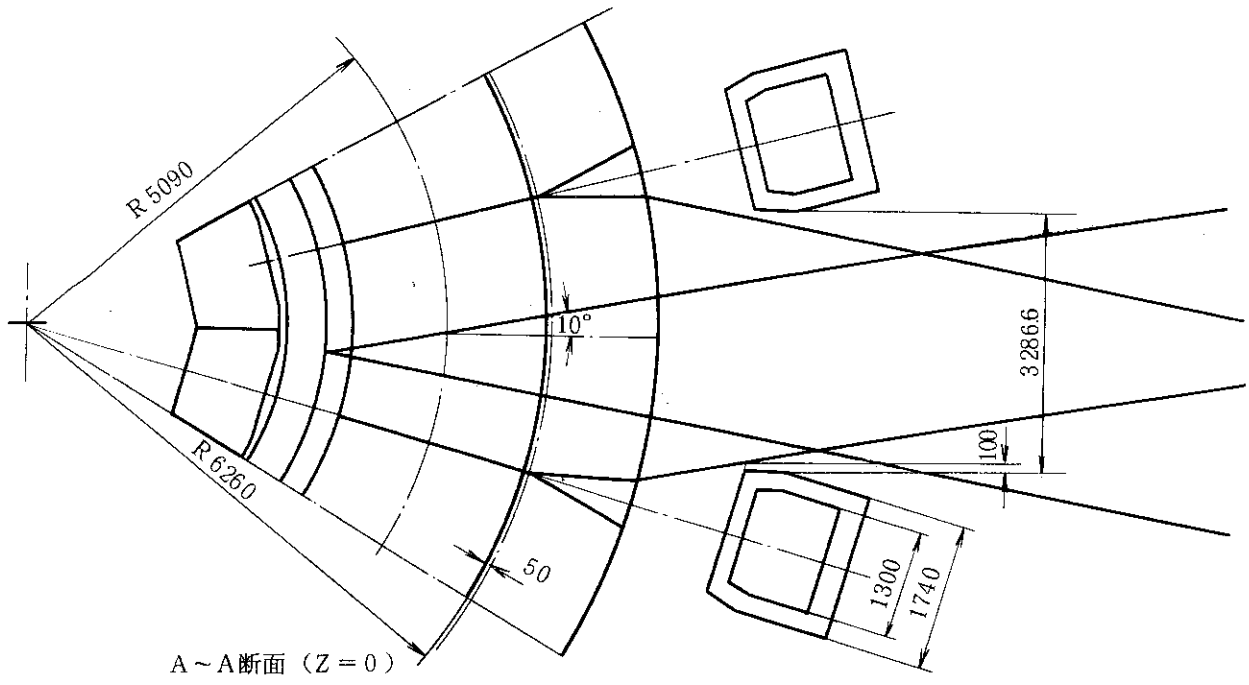


Fig. 4. 3. 3. 2 － 2　　可動遮蔽２分割，１方向引抜き（オプションＢ）

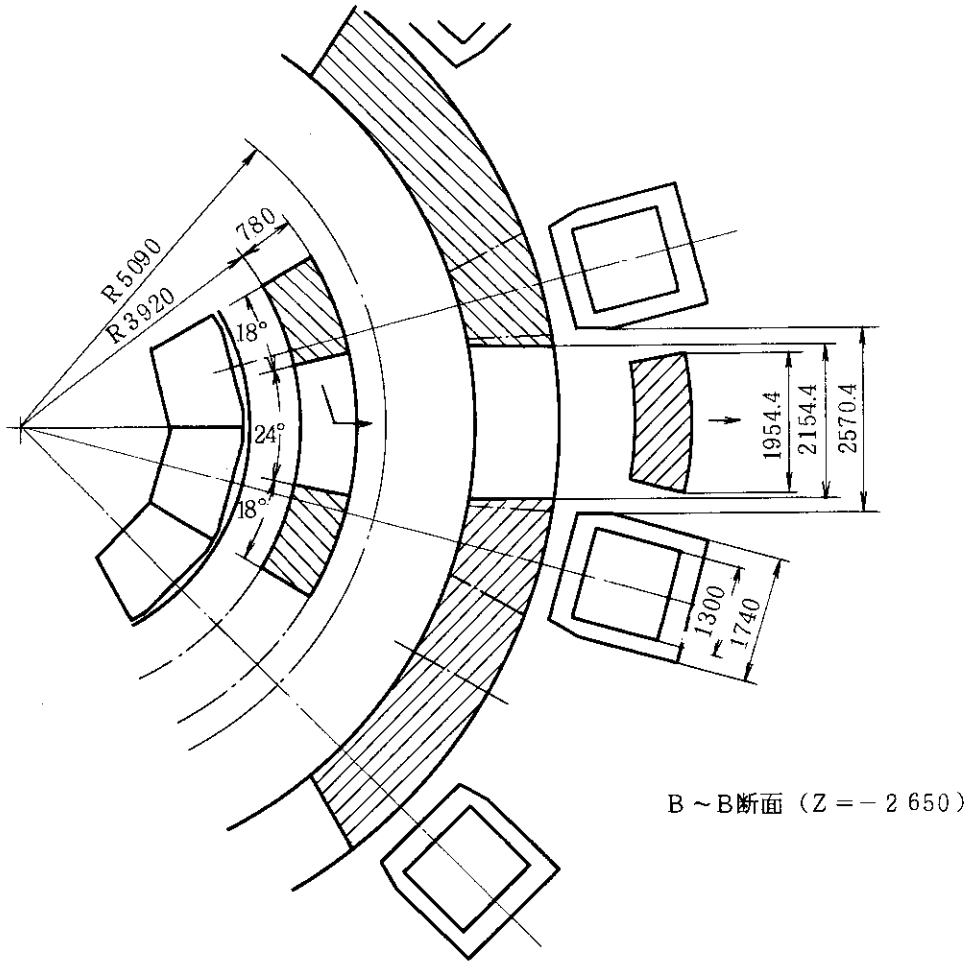


Fig. 4. 3. 3. 2 － 3　　ダイバータ引き抜き方式（オプションＢ）
（３分割，２方向）

4.3.3.3　オプションC炉心の検討

(1)　検討条件

1)　基本方針

第1壁の交換を対象としない。従って，炉のより小型化を狙い14TFCとする。他はオプションAにできるだけ近づけたシンプル概念とする。

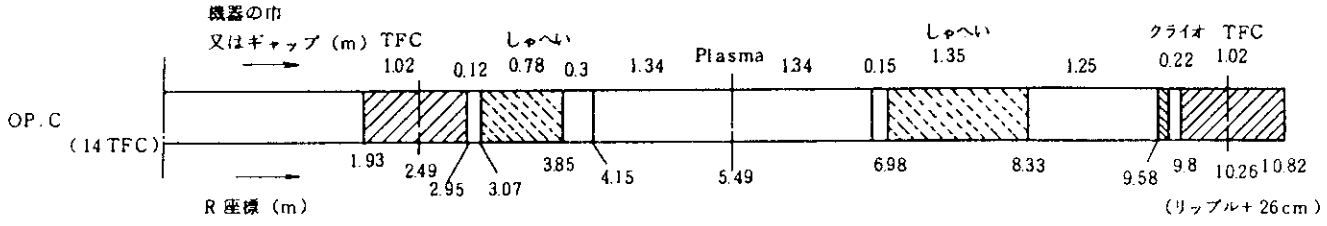
2)　TFコイル形状

①　コイル数：14

②　コイル中心r寸法（外側）：r_2＝10.0m（リップル0.75%制限条件）

③　コイル断面形状（外側）：オプションAと同じ

3)　ラジアル・ビルド（TFボアを拡げている）



(2)　PFC禁止領域

第1壁交換を前提としないため加熱装置用空間（プラズマ中心より上下各1.5m）を確保すればよい。次表及びFig. 4.3.3.3－1に禁止領域を示す。

上　方		下　方	
Off Set ＋アンテナ	1,900 mm	赤道面～FW	2,410 mm
持上げ空間	10 mm	真空容器	200 mm
真空容器	200 mm	断熱層	120 mm
断熱層	120 mm	シール空間	50 mm
シール空間	50 mm	フランジ（ポンプリミタ）	100 mm
フランジ（段付含む）	150 mm		
計	2,430 mm	計	2,880 mm

(3)　ポンプリミタ引抜き方式

1括直線1方向引抜きの可能性を検討した。リップル制限によるTFボアでは，移動時ギャップを十分に確保できないがFig. 4.3.3.3－2に示す様にボアを若干（約26cm）拡げることによりポンプリミタの1括引抜きが可能である。

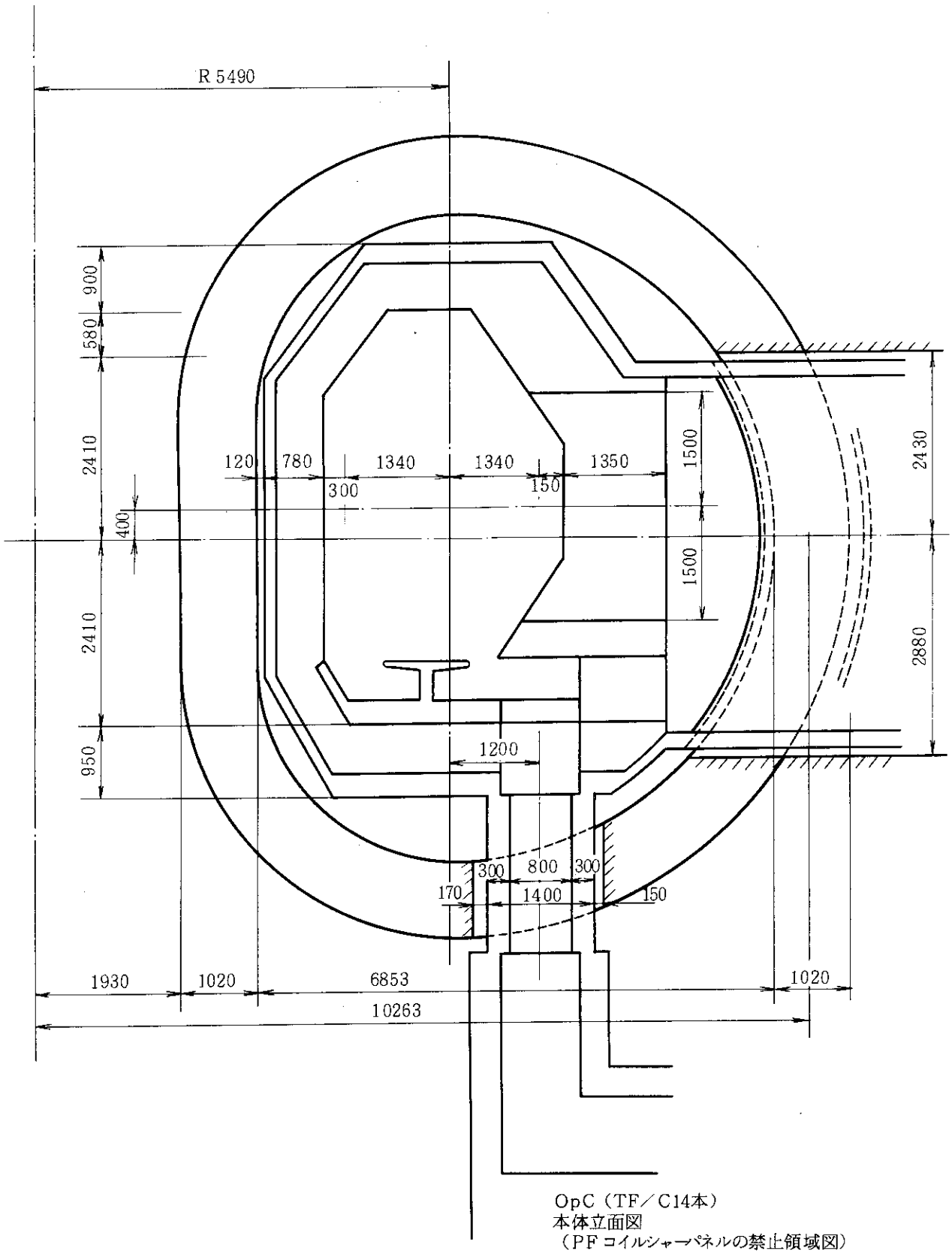
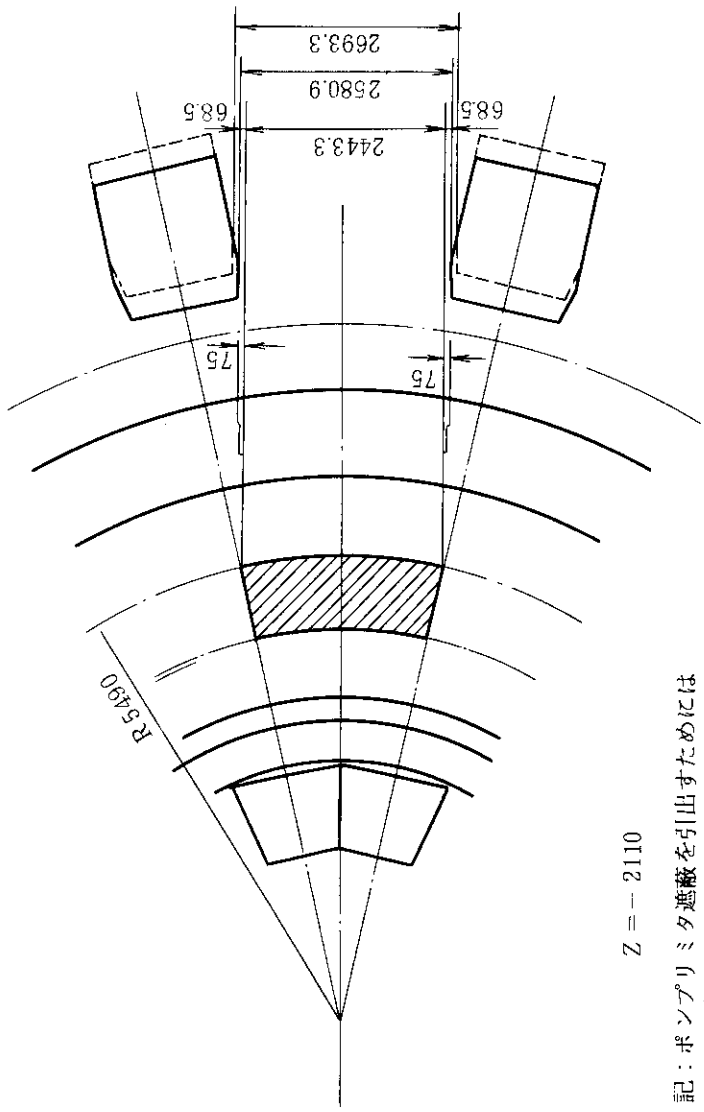


Fig. 4. 3. 3. 3 － 1　　ＰＦコイルとシャーパネルの
禁止領域（オプションＣ）



Z = − 2110

記：ポンプリミタ遮蔽を引出すためには
TF/Cのr_2を10mから10.263mに
変更する必要がある。
TF/Cは座標(5290，0.0)よりコ
イル中心半径4973mmとした。

Fig. 4.3.3.3 − 2　ポンプリミタの引き抜き方式（オプションC，分割なし）

4.3.3.4　オプションD炉心の検討

(1)　検討条件

1)　基本方針

オプションAにできるだけ近づけたシンプル概念とする。

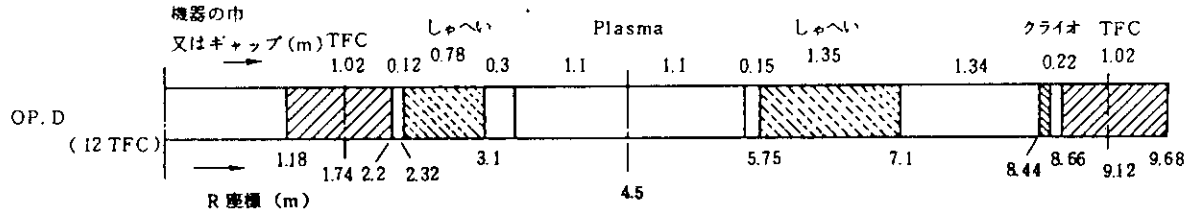
2)　TFコイル形状

①　コイル数：12

②　コイル中心r寸法（外側）：r_2＝8.8m　（リップル0.75％制限条件）

③　コイル断面形状（外側）：オプションAと同じ

3)　ラジアル・ビルド（TFボアを拡げている）



(2)　引抜き方式

可動遮蔽，ダイバータとも直線1方向1括移動方式とする。Fig. 4.3.3.4－1に縦断面図，Fig. 4.3.3.4－2に横断面図，Fig. 4.3.3.4－3にダイバータの引抜き方式を示す。リップル制限によるTFボアでのダイバータ1括引抜きはできないが約30 cmボアを拡げる事により可能となる。

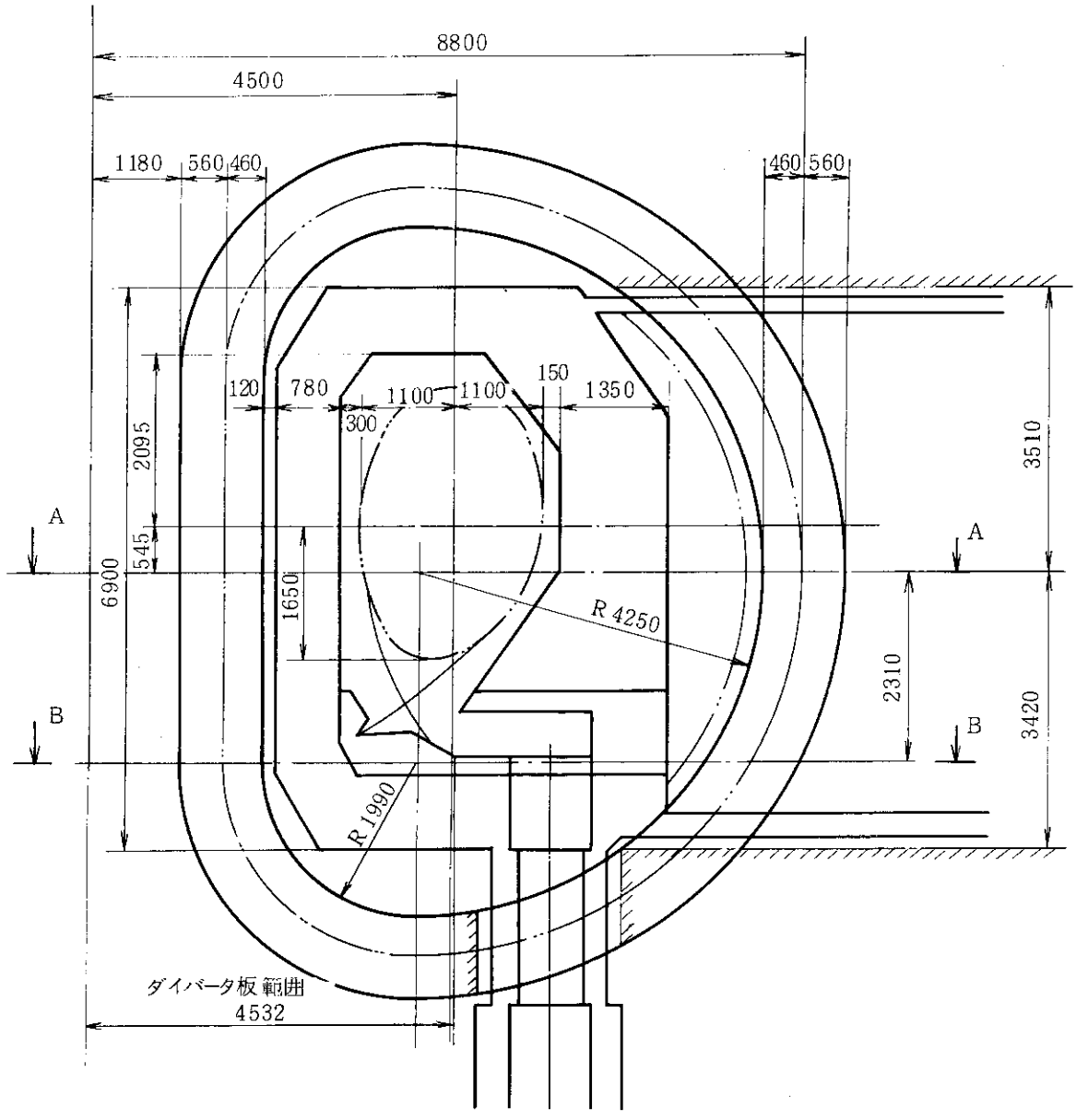


Fig. 4. 3. 3. 4 － 1　　オプションＤの炉心構造（縦断面）

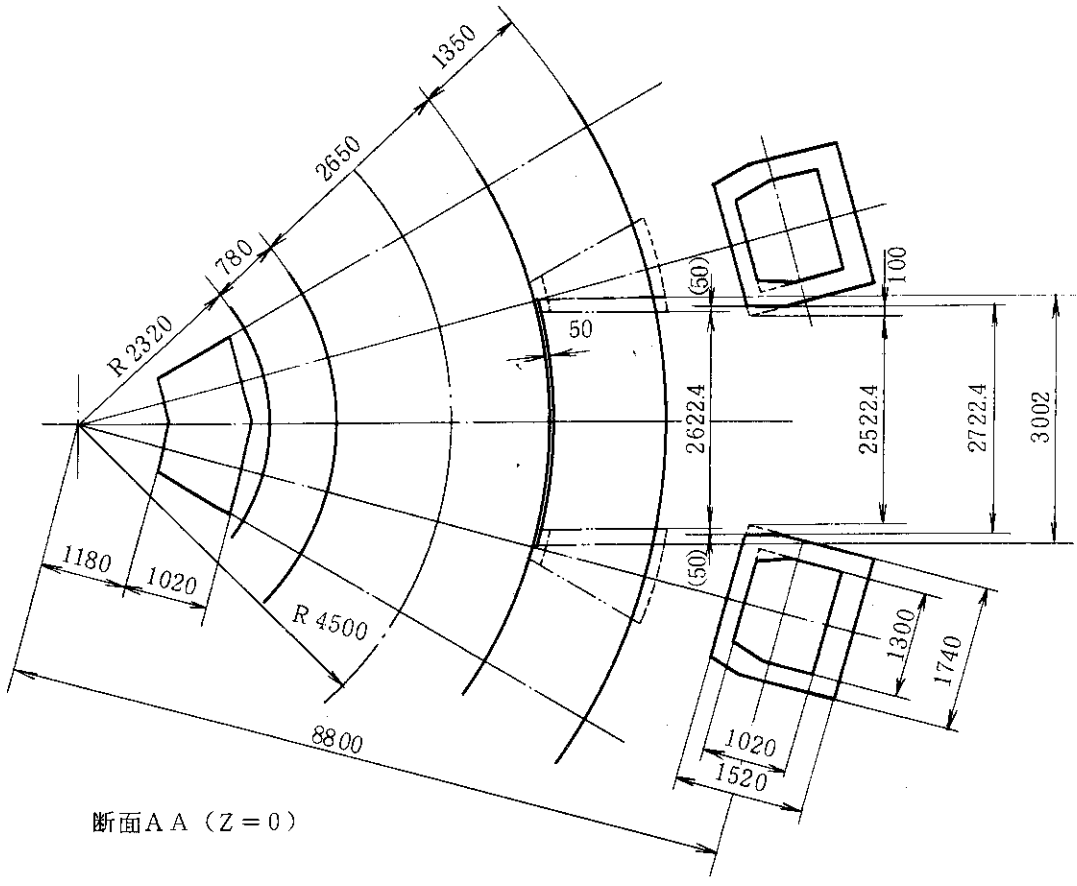


Fig. 4. 3. 3. 4 － 2　　オプションＤの炉心構造（水平断面）

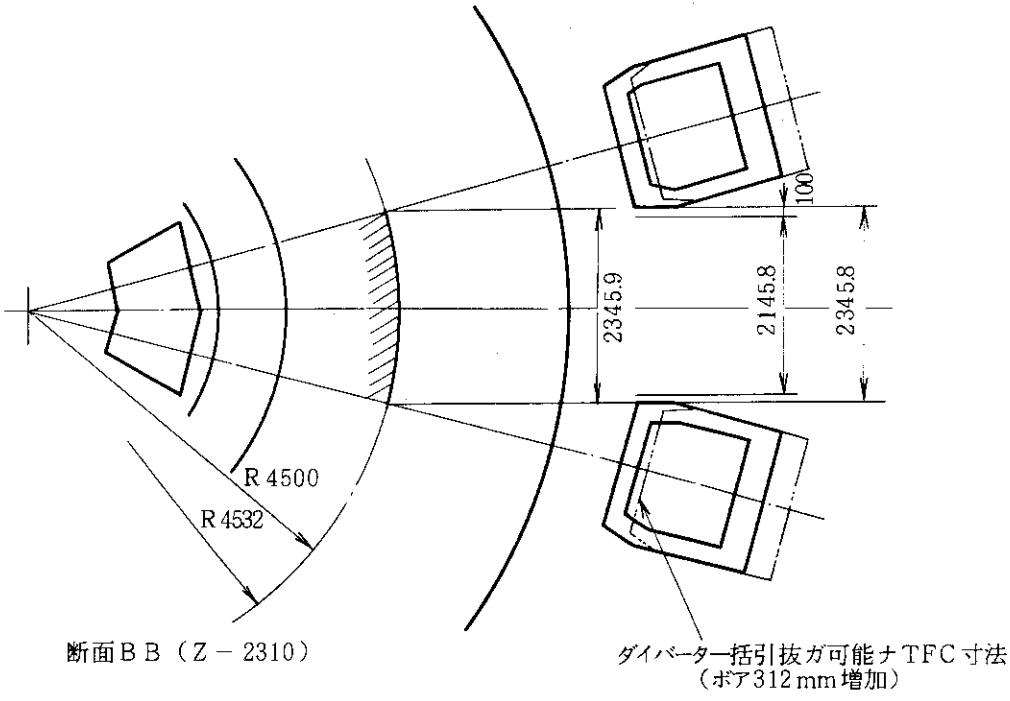


Fig. 4. 3. 3. 4 － 3　　ダイバータの引き抜き方式

4.3.4　標準炉心の選定

(1)　候補炉心（オプションA～D）の炉本体構造及び分解移動概念

4候補炉心の炉本体構造概念，及び分解移動概念の検討結果を示す。

Fig. 4.3.4－1 に各オプション（選定炉）のラジアル・ビルドを示す。

1）オプションA

ダイバータ面より離れた粒子負荷の小さい外側第1壁面は，炉内に残るが，粒子負荷，熱負荷の厳しいダイバータ近傍外側第1壁及び内側第1壁共，直線1方向1括引抜きにより，移動が可能である。

2）オプションB

FWBS　熱・粒子負荷条件の厳しいダイバータ近傍に於ても直線1括引抜きでは，第1壁面を炉心に残すこととなる。
→2分割　直線1方向引抜き

Div.　1ポートより，2ポート分のダイバータを引抜く為2方向となる。
→3分割／2ポート　直線2方向引抜き

3）オプションC

FWBS　移動せず

P／L　リップル・リミットTFCサイズでは，14分割1括引抜きは無理だがボアを約26 cm広げる事により可能となる。

4）オプションD

TFCボアを約30 cm広げる事により，オプションAと同様12分割1括直線1方向引抜きが可能となる。

(2)　オプションA～D比較

Table 4.3.4－1 に各オプション（選定炉）の特性比較を示す。

オプションA：リップル・リミットによるTFCサイズで，FWBS／Div.共直線一括引抜きが可能となり現実的概念である。

オプションB：オプションAに較べて炉は若干小型となるが，引抜き手順（特にダイバータ）が複雑となる。

オプションC：プラズマが成立すると，オプションAに近い炉寸法で，簡略なポンプリミタ移動が可能であり，それに炉本体支持もオプションAに較べて楽である。

オプションD：加熱技術が成立すると，オプションAと同様最も簡略な方式での分解移動が可能となり，炉も小型となる。

PFコイルAT，TFコイル支持，ダイバータ熱負荷，プラズマ位置制御特性等の特性については，各オプションそれぞれ一長一短はあるが，設計チーム検討資料[1]に示されている様に，概念として成立する範囲にあると思える。

(3)　FER標準炉心オプションの選定

(2)で述べた様に各オプション共，特徴を持っている炉概念と言える。しかしながら，オプションC，Dはプラズマ技術成立を前提としており，現段階で標準炉心として採用するには時期尚早である。

今年度は，プラズマ，運転モードの実現可能性，炉分解移動が最も信頼度が高い耐震性（上部排気系支持）を重視し，若干炉は大きくなるがオプションＡを標準炉心とする。

参考文献

1） 私信，FER設計チーム，1984年12月

Table 4.3.4－1　オプションA～D特性比較

＊印：S58設計例よりの推定

項目＼オプション	A Single Div.	B Double Div.	C Cold Layer Single PL	D Current Drive Single Div
炉サイズ				
プラズマ主半径／副半径	5.25／1.07	5.09／1.02	5.49／1.34	4.5／1.1
TFコイル数	12	12	14	12
ボア（Heキャン外面）	6.56×8.50	6.12×8.55	6.81×9.05	6.45×8.50
外側巻線中心 R_2	10.0	9.6	10.26	9.12
分解移動				
FWBS	12分割 一括直線	12×2分割 斜直線×2	－	12分割 一括直線
Div／PL.	12分割 一括直線	6×3分割 直線2方向	14分割 一括直線	12分割 一括直線
＊PFコイル・アンペアターン	C，A≈B≈Dの順に小さく，特にリミタ系とダイバータ系の差は顕著である。			
＊TFコイル転倒力の支持	転倒力による応力はCがA≈B≈Dに較べて小さい。シェアパネル設置可能領域はCが最も広い，Bは上下部に排気ダクト（上下各4）が有るが，排気ダクトの無い領域での支持領域が広い。A，Dは上部は全面支持領域として取れるが下部には全ポートに排気ダクトが有る。応力は各オプション許容値以内に入れる事は可能と思える。			
排気容量及び排気系支持	BはA，C，Dに較べて60％の容量で済む，一方，Bは上部排気系の支持に難点がある。			
ダイバータ／ポンプリミタ負荷	Cが最も緩やかで，A，DはBの最大$\frac{4}{3}$倍の熱負荷を受けるが，各オプション構造的に成立可能と思える。			
＊プラズマ位置制御	Cが最も優れている可能性があるが，各オプション制御可能			
プラズマ実現性	C，Dは現段階ではRiskyである。			

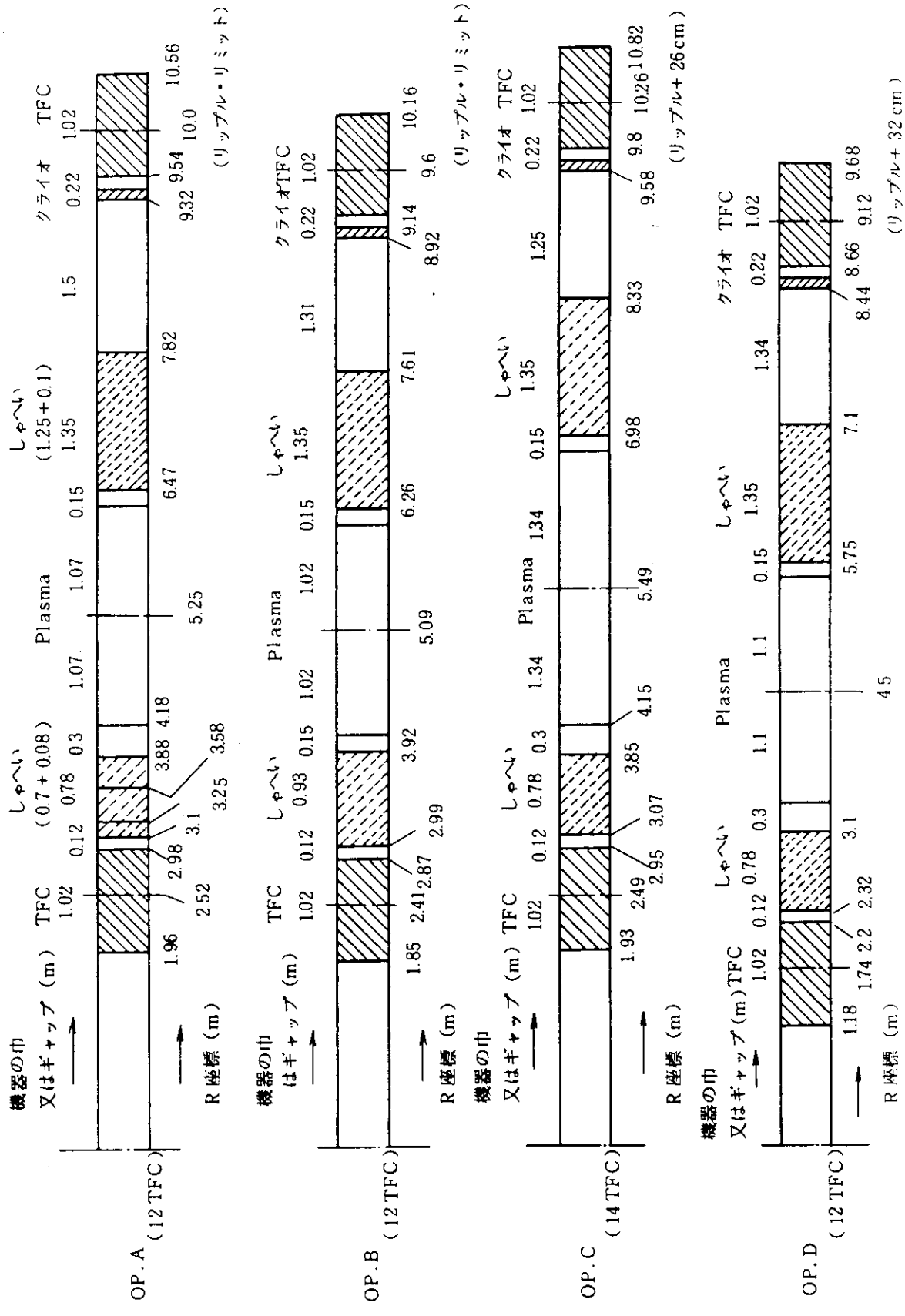


Fig. 4. 3. 4 − 1　FER Radial build (各オプション選定炉)

4.4 標準炉心炉本体構造仕様

4.4.1 標準炉心構造

(1) 炉本体構造の概要

Fig. 4.4.-1 ～Fig. 4.4－5 に炉本体構造図を示す。

下部にシングル・ヌル・ポロイダルダイバータを有する非円形断面のプラズマを囲む炉心構造体は，第一壁／可動遮蔽体，固定遮蔽体，ダイバータ，配管系等からなる円環構造体である。

ダイバータ，第一壁／可動遮蔽とも分解移動の容易さを考慮して，全12ポートを使用して一括引抜きする。ただし，ダイバータ面より離れた粒子負荷の小さい外側第一壁面の一部（固定遮蔽の第一壁）は，固定部分として分解・移動の対象とせず，炉心に残すため，可動遮蔽の第一壁面より 150mm後退させて健全性の向上を図っている。

プラズマ真空容器は，余分な負荷をかけないこと，および，機能分離などのため，遮蔽体と分離して，その外側に設置される。このプラズマ真空容器は構造のシンプルさ，空間取合いの面からトーラス部では信頼性の向上と分解・修理の容易さを図るため，トーラス構造を分離し，アクセスドアが設置されている。

トーラス構造体の全体支持は，空間的取合いの容易さから，プラズマ真空容器の排気ダクトで兼用される。

(2) 分解移動概念

ダイバータと第一壁／可動遮蔽の分解・移動概念を Fig. 4.4－6 に示す。

ダイバータ，第一壁／可動遮蔽とも分解・移動の容易さを考慮して，全12ポートを使用して一括引抜きする。ただし，ダイバータ面より離れた粒子負荷の小さい外側第一壁面の一部（固定遮蔽の第一壁）は固定部分として分解・移動の対象とせず，炉心に残すため，可動遮蔽の第一壁面より 150mm 後退させて健全性の向上を図っている。

ダイバータ近傍の第一壁部分は，中性粒子負荷分布が局在するため中性粒子による熱負荷による熱負荷および浸食を受けるので，ダイバータと一体で交換する。

ダイバータを１セクタ分一括で可動遮蔽と独立に分解・移動するため，内側可動遮蔽と外側可動遮蔽をつなぐような，外側可動遮蔽用支持脚がとれない。したがって，外側可動遮蔽は固定遮蔽から支持される。可動遮蔽の交換は，前もってダイバータを引抜いておき，外側可動遮蔽下にジャッキを挿入，外側遮蔽を固定遮蔽から少し浮かせた後，行なう。

4.4.2 設計仕様

以下に炉本体関連の基本仕様を示す。本仕様に基づき第Ⅰ編に於て炉本体設計を実施した。

Table 4.4－1　プラズマパラメータ

Table 4.4－2　炉本体仕様

Table 4.4－3　ダイバータ仕様

Table 4.4－4　ブランケット・テスト・モジュール仕様

Table 4.4－5　プラズマ位置制御に関する仕様

Table 4.4－6　しゃへい設計基準

Table 4.4－7　炉心プラズマからの熱の流れ
Table 4.4－8　プラズマからの第１壁負荷
Table 4.4－9　ディスラプション仕様

Fig. 4.4－1　ＦＥＲラジアル・ビルド
Fig. 4.4－2　炉本体縦断面図
Fig. 4.4－3　横断面図（ Ｚ＝０ ）
Fig. 4.4－4　横断面図（ Ｚ＝ 1425 ）
Fig. 4.4－5　横断面図（ Ｚ＝ 1730 ）
Fig. 4.4－6　炉内構造物移動概念
Fig. 4.4－7　準定常運転シナリオ概念図
Fig. 4.4－8　輻射熱分布
Fig. 4.4－9　ダイバータ形状と拡散による熱流束分布

Table 4.4－1　プラズマパラメーター

プラズマ主半径	R	5.20 m
プラズマ小半径	a	1.12 m
アスペクト比	A	4.64
プラズマ楕円度	κ	1.5
プラズマ三角度	δ	0.2
安全係数	$q\Psi$	2.4
プラズマ温度	T	10 keV
プラズマ電流	I_p	5.7 MA
トロイダル軸上磁場	B_T	5.3 T
トロイダルベータ	β_{total}	4.56 %
燃料ベータ	β_{DT}	3.77 %
プラズマ密度	n	$1.32 \times 10^{20}\ m^{-3}$
出力パワー	P_{out}	385 MW
壁　負　荷	P_{wall}	$0.88\ MW/m^2$
燃焼時間	t_B	2000 sec
フルエンス		$0.3\ MW \cdot Y/m^2$
パルス数		1.1×10^4

Table 4.4－2　炉 本 体 仕 様

1. 炉本体構造
   1) 真空境界　　内側－クライオ系と共通，外側－アクセスドア
   2) 炉心構造物支持　排気ダクト兼用
   3) 移動方式　　（第１壁）可動しゃへい体・ダイバータともTFC間直線１方向，トロイダル方向12分割，全ポート使用
2. 炉構造支持
   1) セミ・パーマネントしゃへい　TFC系と分離，床面支持
   2) 可動しゃへい→セミパーマネントに支持，第１壁→しゃへいブランケットに支持，クライオスタット→床面
   3) 設計基準　　ASME Code に準じる
3. 遠隔分離補修
   床面設置機器による分解修理，クレーンによりホットセルへ移動
4. 第１壁
   1) 構 造 材　　ステンレス鋼
   2) 構　　造　　パネル型，しゃへいブランケットと１体，厚さ～5mm
   3) 受動コイル　　第１壁近傍，鞍型，個数12
   4) 交　　換　　しゃへいブランケットと共に移動交換（ポスト部セミパーマネント）
   5) 平均中性子壁負荷　0.88 MW／m^2，フルエンス 0.3MWY／m^2
   6) ブランケット　しゃへい形，但し，Ｔ－増殖ブランケット・テスト・モジュール設置
   7) 冷　　却　　冷却材H_2O，入口／出口温度　50／＜100℃
5. しゃへい体システム
   1) 材　　料　　SS，H_2O，(B_4C)，冷却材H_2O
   2) 厚　　さ　　内側－正味0.7m，外側－1.45m
   3) 炉停止後線量率　作業員近接部　2.5mrem／h
   4) 冷　　却　　冷却材H_2O，入口／出口温度　50／＜100℃
6. ダイバータ・システム
   1) タ イ プ　　シングル・ヌル・ダイバータ（下部に設置）
   2) 材　　料　　アーマー　W，ヒート・シンク　Cu（Cu alloy）
   3) 冷　　却　　冷却材　H_2O，入口温度　50 ℃
7. 真空排気システム
   1) 排気能力　　1×10^5 ℓ／h
   2) ポンプ型　　複合クライオ・ポンプ及びターボ分子ポンプ
   3) 排気口数　　12
   4) ベーキング　　150℃（加圧水），放電洗浄

Table 4.4−3　ダイバータ仕様

1) 形　　状	Fig. 4.4−4に示すダイバータ形状を例にパラメータの制約を記す。 (1) ダイバータ板とヌル点の最近接距離 δ_n は10 cm以上とする。 (2) ダイバータスロート入口からダイバータ板までのセパラトリックス上の長さLは50 cm以上とする。 (3) ダイバータ側壁からスクレイプオフプラズマまでの距離 d^{**} はダイバータ壁上の長さ $L_d = 40$ cmまでの間で平均5 cm，最大10 cmを超えないものとする。 (4) 上記3項目以外に，ダイバータ形状及び排気ダクト形状の指定は特にない。
2) 粒子負荷分布	2×10^{24}／s 内側及び外側のダイバータともにガウス分布 $\delta_{o1} = 8$ cm，　$\delta_{o2} = 4$ cm $\delta_{i1} = 12$ cm，　$\delta_{i2} = 4$ cm 内　側：外　側＝1：1
3) ダイバータ板上のプラズマ最大温度	30 eV
4) 熱負荷分布	高輻射損失 (a) 伝導および対流によるダイバータ板への熱負荷分布 ・粒子負荷分布と同様の分布形状 ・総熱負荷 内側ダイバータ板：7.3 MW 外側ダイバータ板：7.3 MW (b) ダイバータ内プラズマからの輻射による熱負荷分布 Fig. 4.4−5に示す。
5) 排気速度	シングルヌルダイバータ：10^5 ℓ／s

Table 4.4－4　ブランケット・テスト・モジュール仕様

1. タ　イ　プ

　低温ブランケット・テスト・モジュール

　高温ブランケット・テスト・モジュール

2. 候補材料

増殖材	Li_2O, $LiAlO_2$ ……
冷却材	H_2O, He
中性子増倍材	Pb, Be
構造材	SS, Mo ……

3. 試験項目

1) ニュートロニクス試験

2) 工学試験

3) トリチウム回収試験

4) 増殖材照射特性試験

5) 第1壁試験

Table 4.4－5　プラズマ位置制御に関する仕様
（垂直位置制御）

項　目	仕　　様
シェル構造	12組の鞍型構造シェル， シェル材　Cu 非制御時の不安定性成長時間～30 msec
垂直位置制御コイル	設置位置：TF コイル外側主案 （TFコイル内側も検討） トーラス外側寄上下
真空容器一周抵抗	～0.2 mΩ（ベローズ有り）
制御電圧，電力	200～500V，　50MVA 程度目標
変位条件	初期変位 1 cm，最大変位 2 cm

Table 4.4－6　しゃへい設計基準

1. 生体しゃへい設計基準
   1) 従 事 者　　2.5mrem／h
   2) 周辺住民　　7mrem／y
2. しゃへい所要厚さ（第１次設定値）
   1) バルクしゃへい（SS－H_2O主体）
      アウトボード　　145 cm
      イ　ンボード　　70 cm
   2) ダクト部しゃへい
      排気ダクト部　　一般部 80 cm，コイル部 30 cm
      加熱ポート部　　～ 100 cm

Radiation criteria for FER TF coil

Items	Criteria
Maximum neutron fluence (E＜0.1 MeV) in the superconductor (n／cm^2／lifetime*)	＜2×10^{18}
Maximum atomic displacement in the Copper Stabilizer (dpa／lifetime*)	＜4×10^{-4}
Maximum dose in the Insulator (rad／lifetime*)	＜3×10^{9}
Maximum nuclear heating in the TF coll ($W／cm^3$)	＜1×10^{-3}
Total nuclear heating in the TF coils and He can (kW)	＜15

* Lifetime fluence of FER is 0.3 MW・y／m^2

Table 4.4－7　炉心プラズマからの熱の流れ（MW）

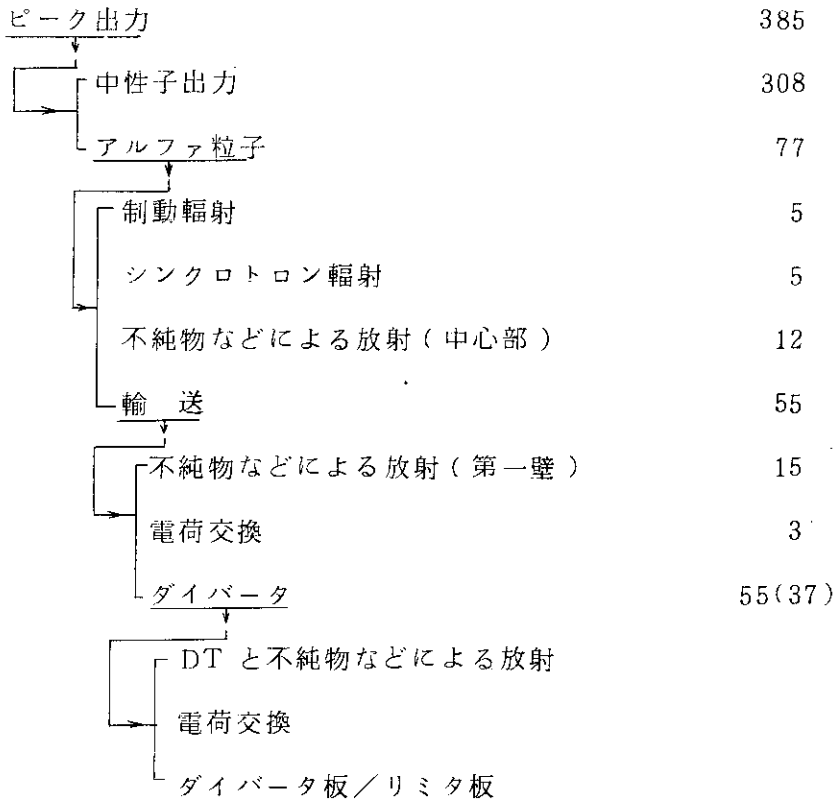


Table 4.4－8　プラズマからの第１壁負荷

プラズマ表面面積	S_p	m^2	293
粒子閉じ込め時間	τ_p	s	0.2
総イオン数	N	コ	2.55×10^{22}
総イオン粒子束	I	コ／s	1.28×10^{23}
荷電交換平均自由行程	λ	m	0.2
ポンプに引かれる粒子数	He	コ／s	1.37×10^{20}
	D＋T	コ／s	2.74×10^{21}
全輻射熱負荷（第１壁面一様）		MW	40
荷電交換中性粒子パワー		MW	3
D－T粒子負荷分布			
粒子エネルギー		eV	60－200 に分布
エロージョン分布		mm／s	$e^{-z/\lambda}$ （$\lambda = 0.2$m） ダイバータ入口
エロージョン量（最大）		mm	3.0
CX 中性粒子による熱負荷（最大）		MW/m^2	0.2
〃　分布			$e^{-z/\lambda}$ （$\lambda = 0.2$m）
α粒子損失に伴う熱負荷（最大）		MW/m^2	0.2 この負荷は第一壁をひっ込めれば，その部分については無くなる。

Table 4.4－9　ディスラプション仕様

ディスラプション	
回　数	300回
初期運転（H/D）	250回
本格運転	50回
電流減衰時間	15msecを主案とし，50 msec のケースについても検討する。
電流減衰モード	定位置で直線的に消滅する。
エネルギー減衰時間	
熱エネルギー（第II期）	15msec
〃　（第III期）	15msec & 50msec
磁気エネルギー（第III期）	15msec & 50msec
Stored Energy	
熱エネルギー　W_ε	122 MJ
磁気エネルギー　W_M	43 MJ
熱エネルギー散逸分布	
第II期	W_ε の40% がダイバータ板へ入射する（49MJ）。
第III期	（W_ε の60%＋W_M）の半分が，第1壁の30%（内側領域）に，peaking factor 2で入射する（58MJ）。また残り1／2（W_ε の60%＋W_M）は一様に第1壁全体に入射する（58MJ）。
スパイク電圧	$\delta I_p = \dot{I}_{ns}\left(t - \frac{\tau_{NS}}{2\pi}\sin\frac{2\pi}{\tau_{NS}}t\right)$，$\delta I_p$：プラズマ電流変化 $\dot{I}_{ns} = 200\times10^6$ A／s（major disruption）， $\dot{I}_{ns} = 20\times10^6$ A／s（minor disruption）

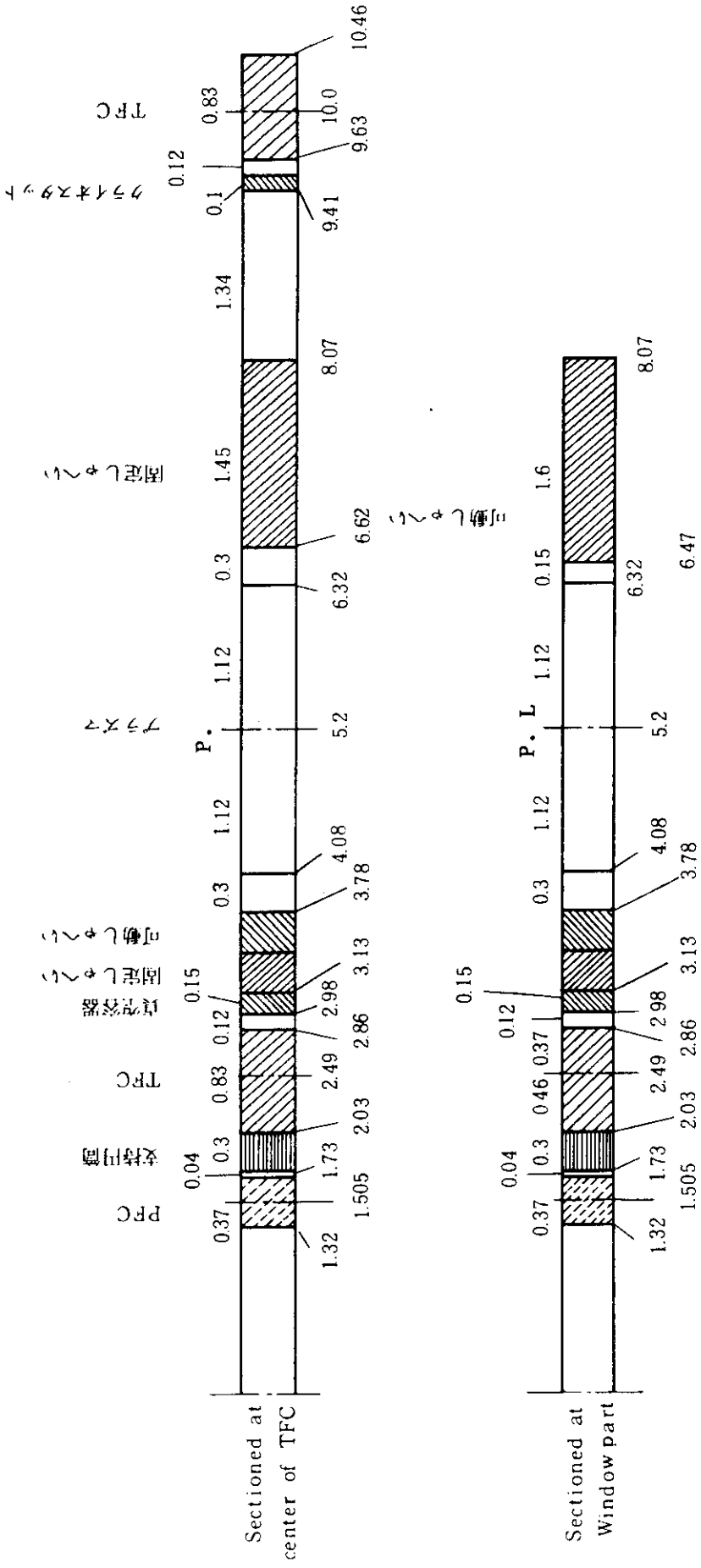


Fig. 4.4-1 FER Radial Build

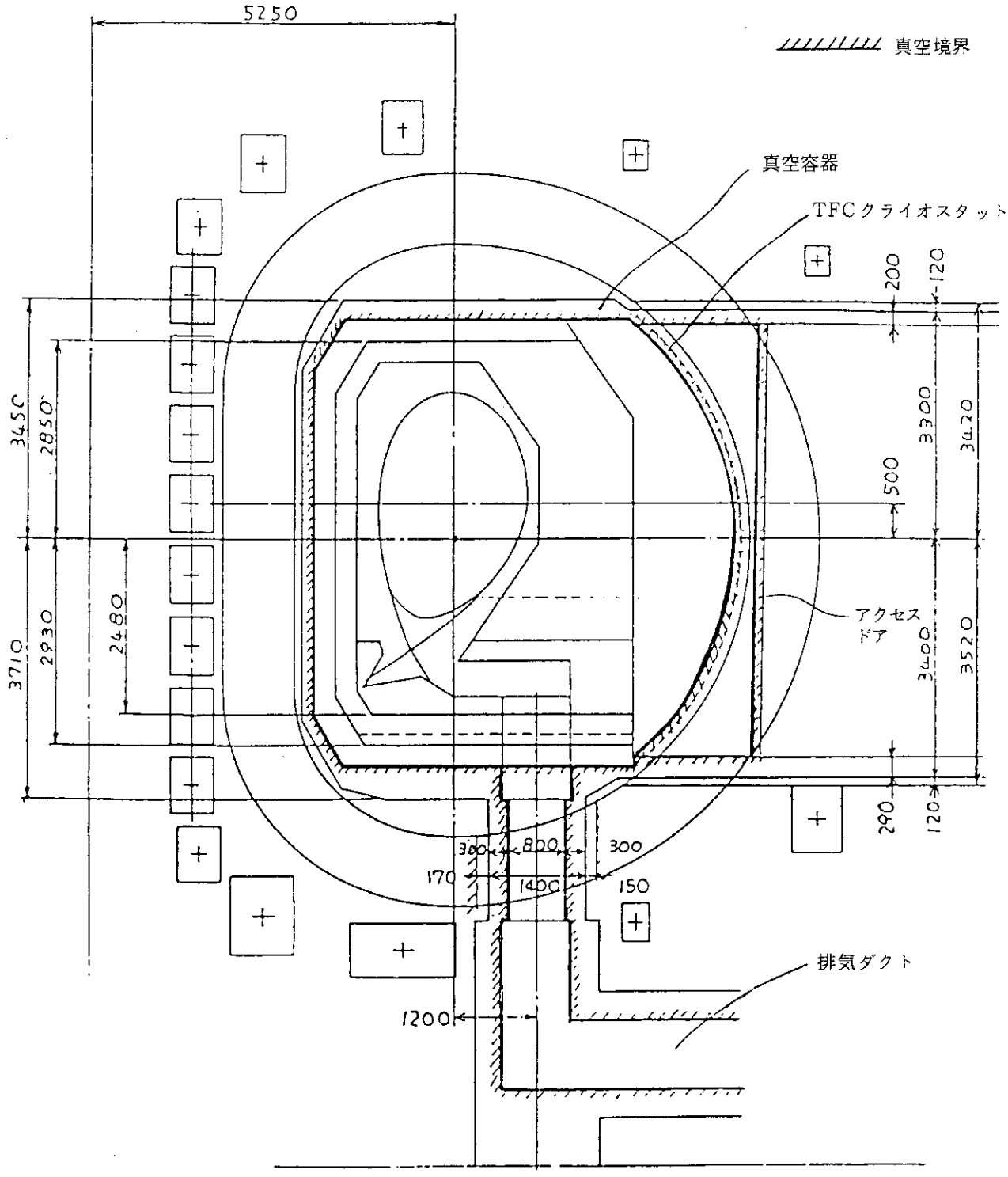


Fig.4.4 － 2　　Elevation View of FER

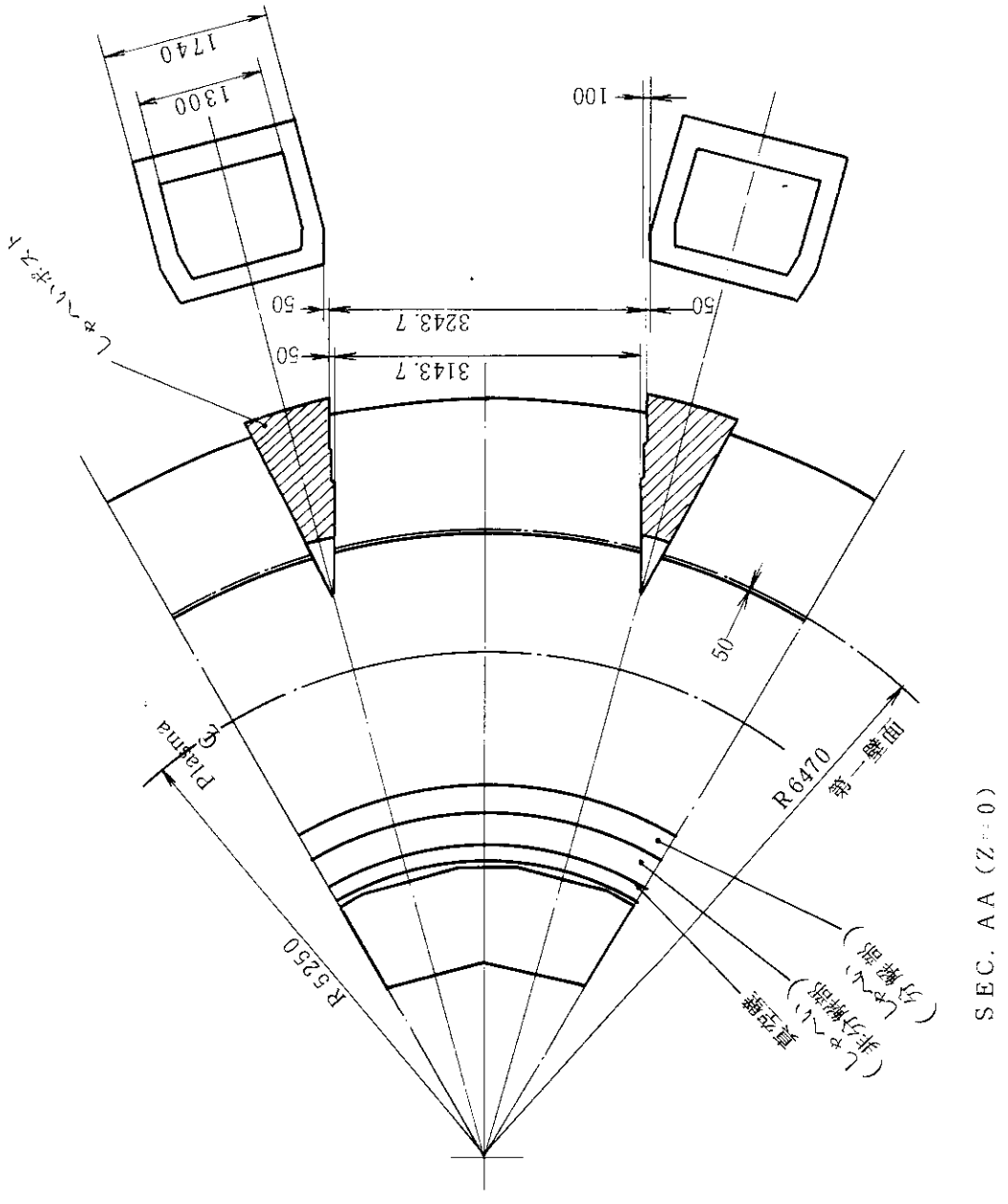


Fig. 4. 4. − 3　　横断面図（Z = 0）

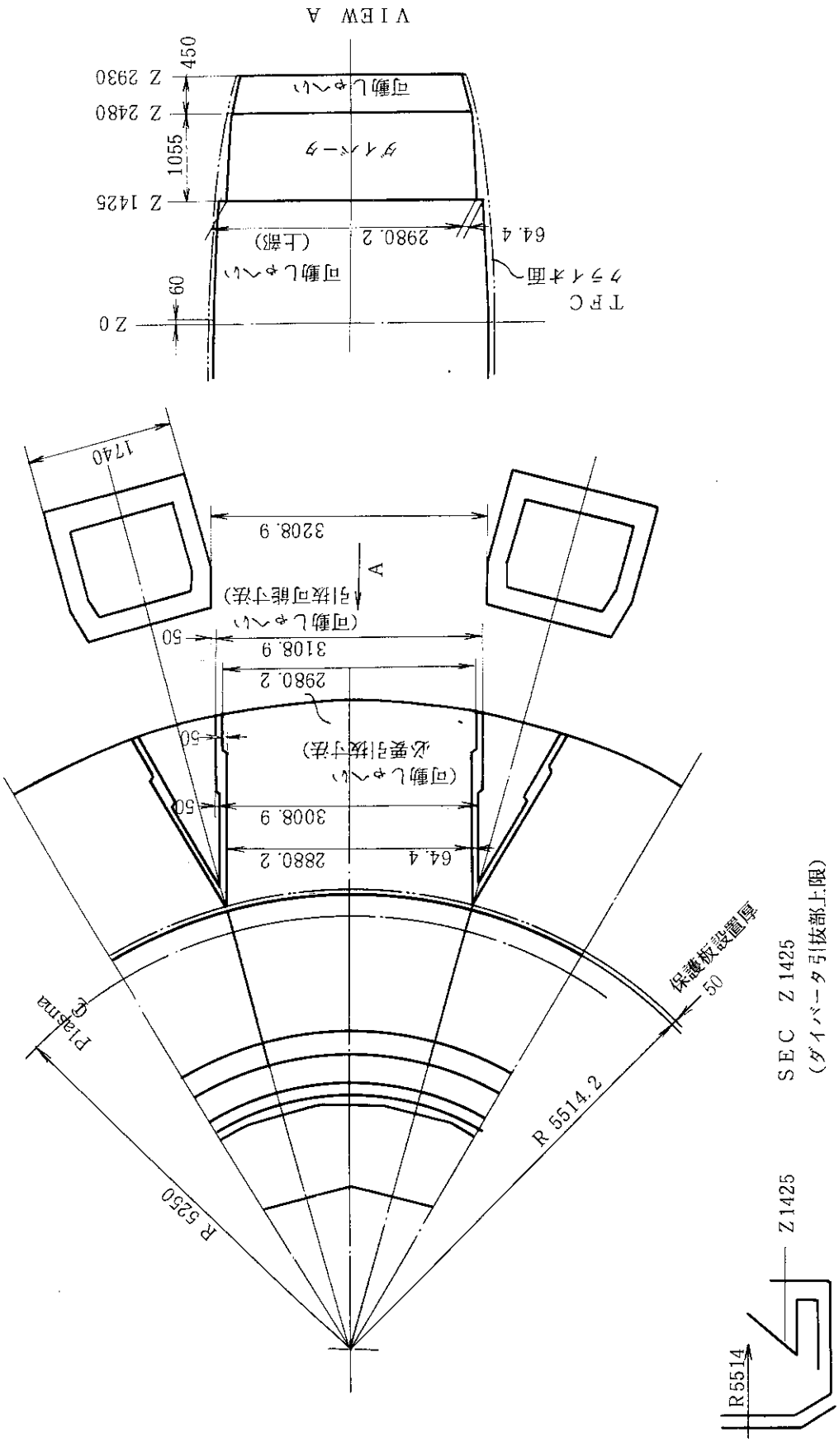


Fig. 4. 4 － 4　横断面図（Z ＝ 1425）

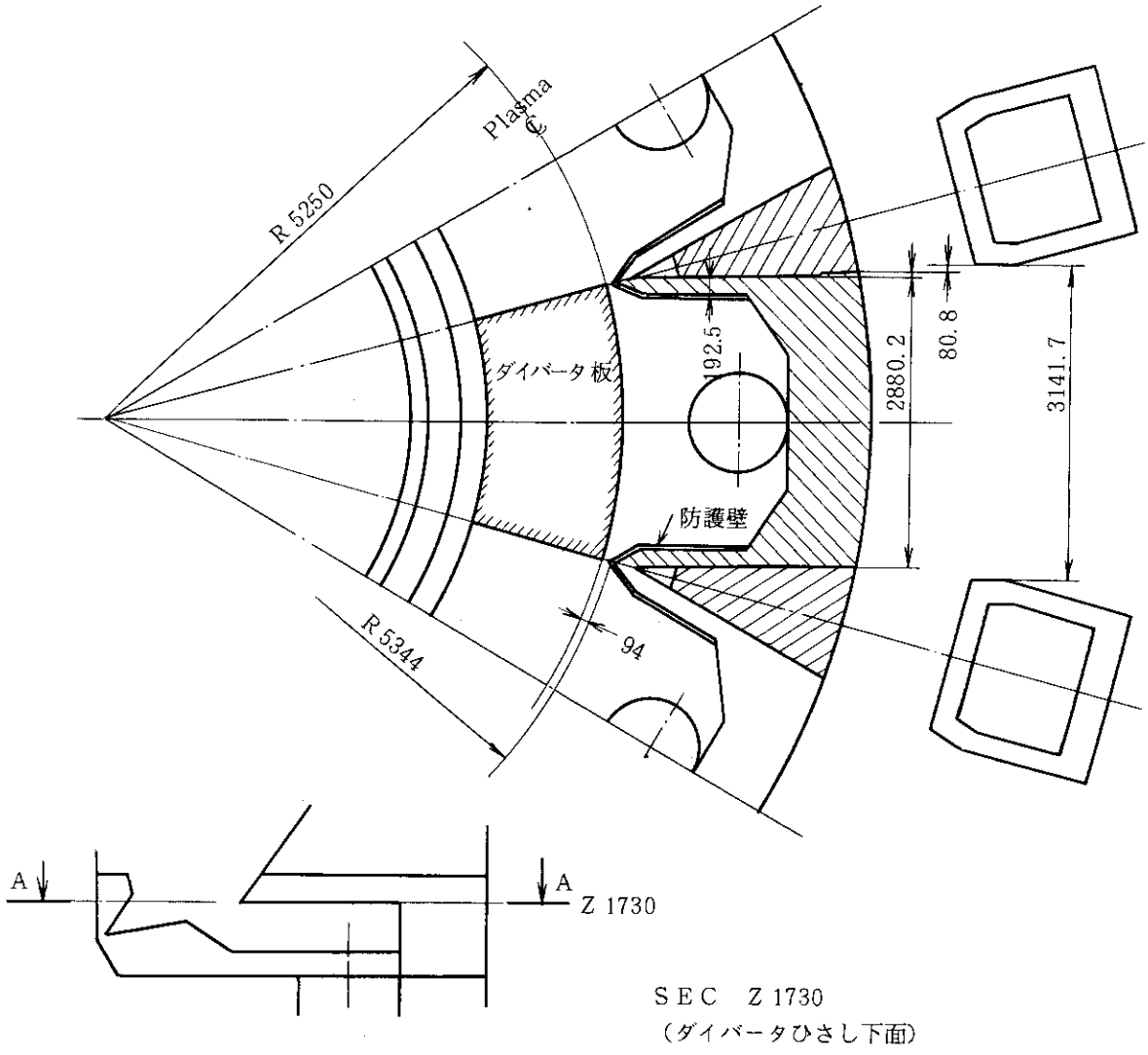


Fig. 4. 4 － 5　　横断面図（Z ＝ 1730）

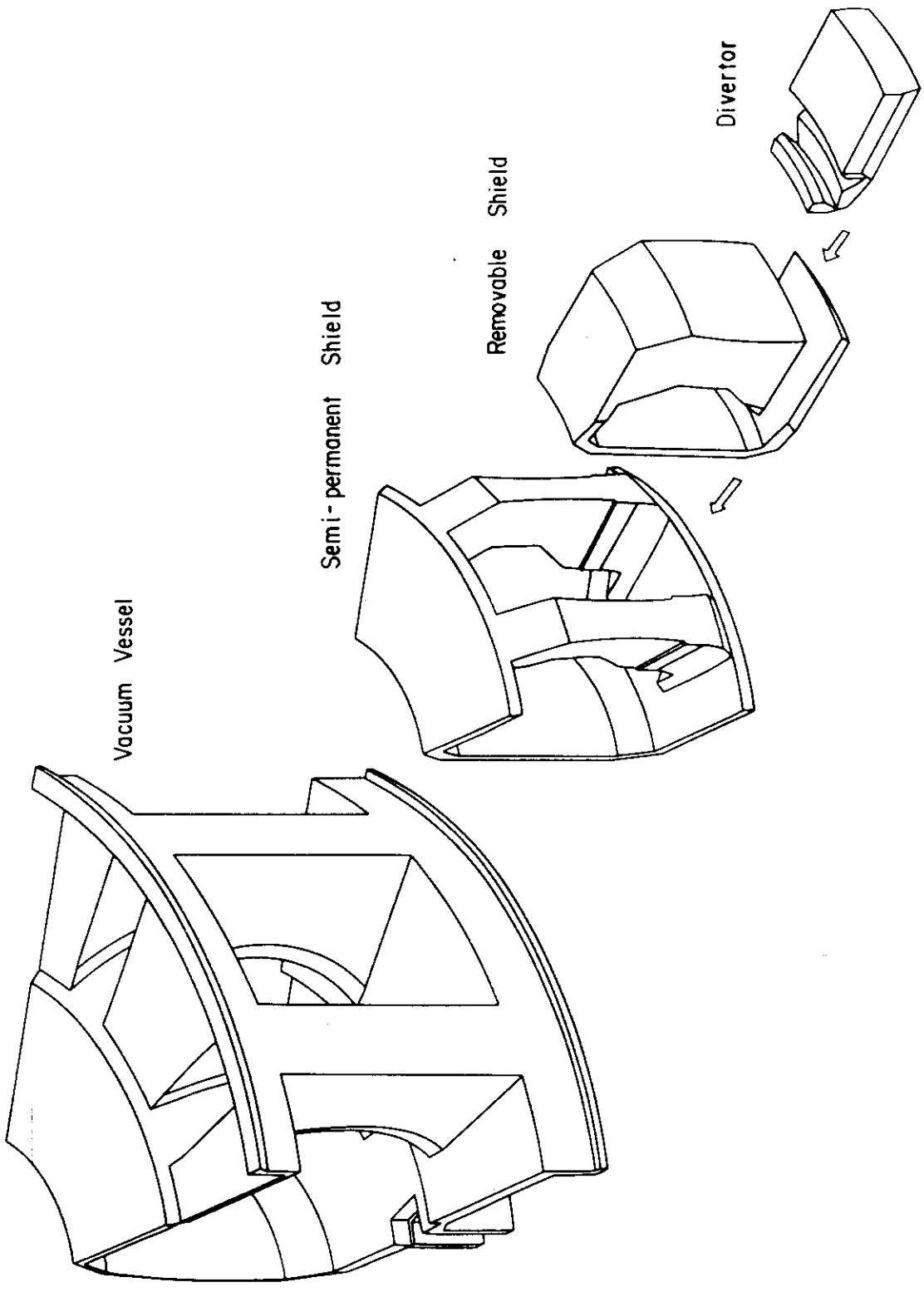
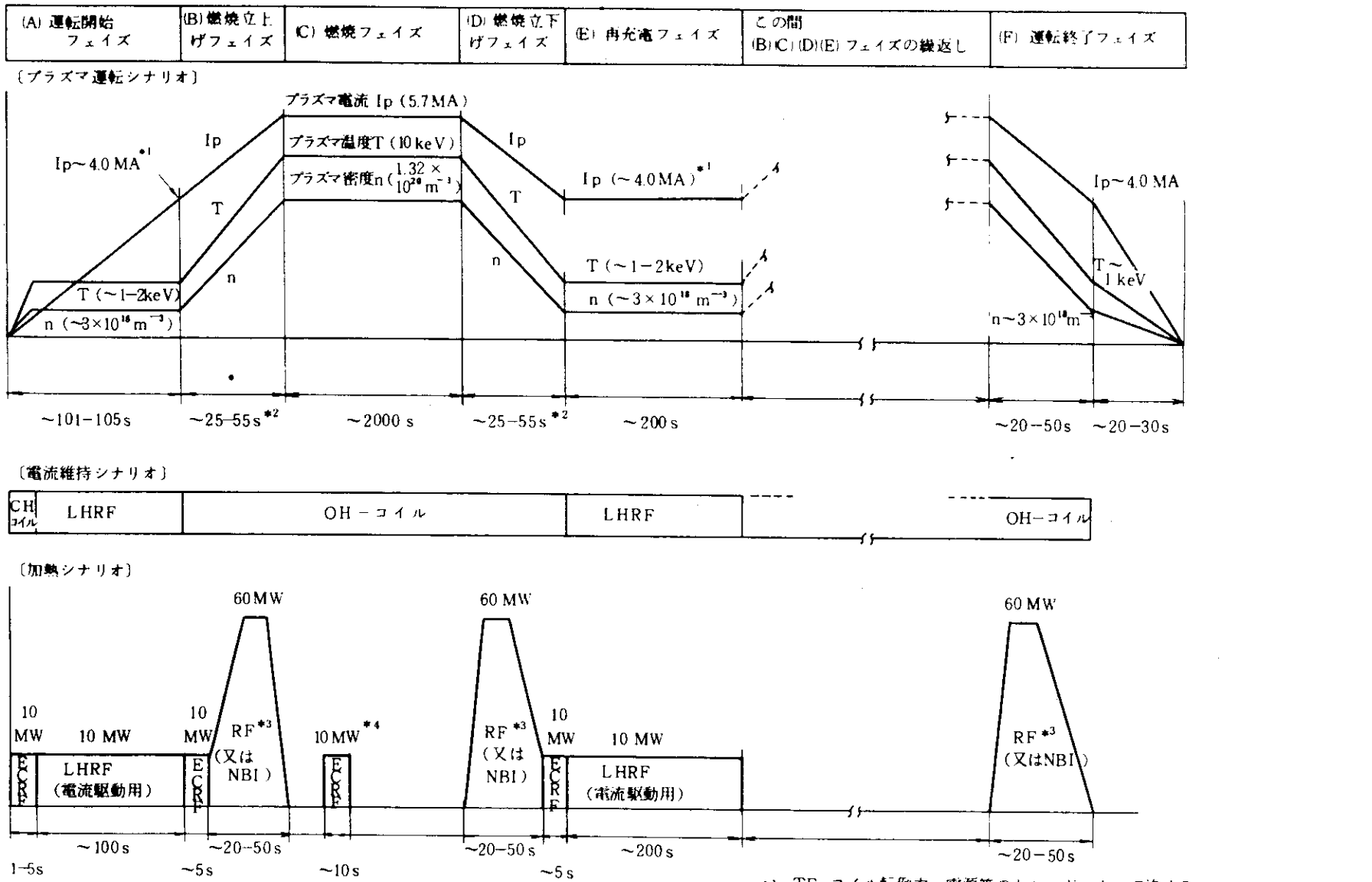


Fig. 4.4－6　炉内構造物移動概念



*1 TF-コイル転倒力，電源等のトレード・オフで決める。
*2 LHRF→OHコイル (OH-コイル→LHRF) 切換えフェイズを含む。
*3 主加熱用RFはICRF又はLHRFを考える。
*4 燃焼フェイズにおける分布制御用FCRFの入射の間隔は100s おきとする。

Fig.4.4-7 準定常運転シナリオ概念図

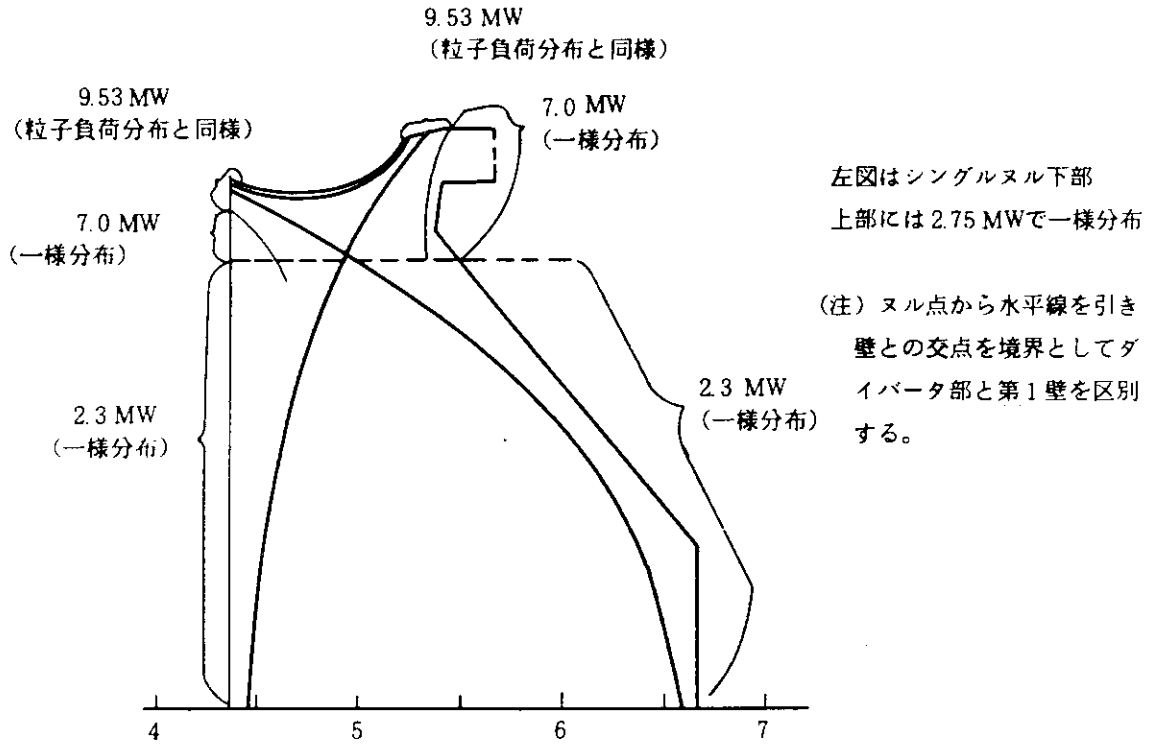


Fig. 4.4 － 8　　輻 射 熱 分 布

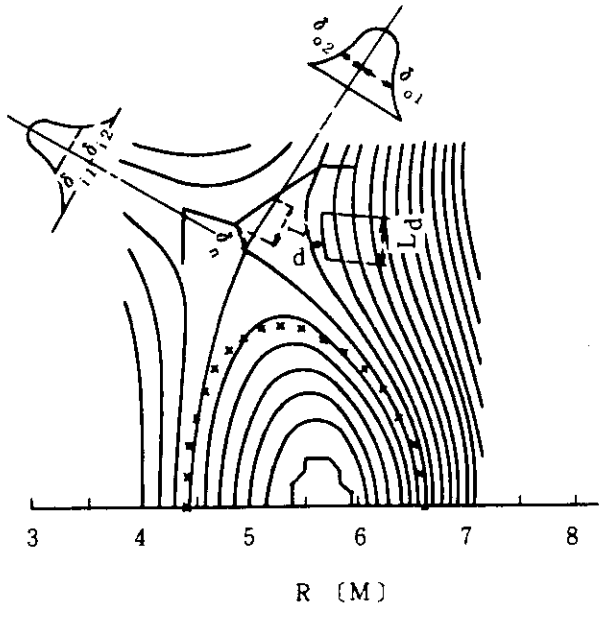


Fig. 4.4 － 9　　ダイバータ形状と拡散による熱流束分布（粉子束分布）

5. マグネット基本パラメータと炉寸法

5.1 Radial Build に影響する因子

(1) 向心力支持方式

TF coil向心力支持方式については，バッキングシリンダ方式とウェッジ方式とが考えられる。両方式の比較をTable 5.1−1 に示す。

ウェッジ方式の場合，OH coil設置空間を確保する上では魅力があるが，Table 5.1−1 に記載したように，製作性の面，コイルケース先端部の力線が複雑になり局所的に高い応力が出るおそれがあるなどの問題がある。具体的には詳細解析によらねばならない訳であるが，一例として，インボード一部コイルケース先端部には，通常加わっているTF coil の拡張力によるフープ応力，隣接するコイル間の圧縮力，転倒力による曲力の他に，向心力による数10kgf／mm^{2}程度の曲げ応力が加算されてくるおそれがある。

このように，ウェッジ方式では，構造設計上の制約が厳しくなる事が予想されることから，本年度のFERの設計では，昨年度までと同様バッキングシリンダ方式を選択した。

バッキングシリンダ方式の中でも，シリンダをOH コイルの外に配置するか，あるいは内に配置するかの選択枝がある。両者の比較をTable 5.1−2 に示す。両者のうち一方が決定的に良いというものではないが，構造の単純さからみるとOH coil を外置とする方が優れている。しかしOH coilの最大磁場とのトレードオフである。

TF コイル向心力より，バッキングシリンダ（外置，内置）の応力を概算する。バッキングシリンダに発生する応力は，シリンダをOH コイルに対し外置配置とするか，内置配置とするかによって状況が異なる。外置配置とした場合，TF コイルから受ける向心力が，シリンダ外径に一様面圧pとして作用するとみなし得る。シリンダ内半径，外半径を各々R_i，R_oとし，シリンダ厚さをd，シリンダ軸長をℓとすると，面圧pは

$$p = \frac{NF_R}{2\pi R_o \ell} \qquad (5.1-1)$$

ここで，N：TF コイル数

F_R：TF コイル向心力／コイル（kgf）

である。この圧力pによりシリンダには径方向応力（圧縮）σ_R，周方向応力（圧縮）σ_θが発生する。これらの最大値（絶対値最大）は，

$$(\sigma_R)_{max} = -p \qquad (5.1-2)$$

$$(\sigma_\theta)_{max} = -\frac{R_o^2 + R_i^2}{R_o^2 - R_i^2} p \fallingdotseq -\frac{R_o}{d} p \qquad (5.1-3)$$

である。式（5.1−3）は，FERでの寸法R_o～2000mm，d～200mm において，近似が成立する。σ_R，σ_θ は各々主応力であるので，応力強さσ_Sは

$$\sigma_S = |(\sigma_R)_{max}| + |(\sigma_\theta)_{max}| = \left(1+\frac{R_0}{d}\right)p \fallingdotseq \frac{R_0}{d}p = \frac{NF_R}{2\pi d \ell} \qquad (5.1-4)$$

となる。即ちℓ一定とすれば，応力強さは，シリンダ厚さdのみによって決まる。

本設計での値，N=12，$F_R = 30.4\times10^6$ kgf，$\ell = 9000$mm，$R_0 \fallingdotseq 2000$mmにより式（5.1−4）のσ_Sは32 kgf／mm^{2}となる。シリンダ材質としてSUS304LN相当材を使用すれば，σ_Sに対する許容応力として～80kgf／mm^{2}が採用でき，強度的に成立し得る。尚実際の設計に際しては，座屈に対して考慮をはらう必要がある。

バッキングシリンダをOHコイルに対し内置配置とした場合は，TFコイル向心力が，分散配置された棚板を介してシリンダに作用するため，曲げ応力が付加される（Fig. 5.1−1参照）。曲げ応力σ_b（Z方向），半径方向σ_R（圧縮），周方向応力σ_θ（圧縮）の最大値（絶対値最大）は次のとおりである。

$$(\sigma_b)_{max} = -\frac{3qt}{2\lambda d^2} \qquad (5.1-5)$$

$$(\sigma_R)_{max} = -q \qquad (5.1-6)$$

$$(\sigma_\theta)_{max} = -\frac{qtR_0\lambda}{2d} \qquad (5.1-7)$$

これらの式中，qは棚板からシリンダに作用する面圧で，

$$q = \frac{NF_R}{2\pi R_0 \ell} \cdot \frac{\ell_p}{t} \qquad (5.1-8)$$

ここで，ℓ_p：棚板配置ピッチ

t：棚板厚さ

他：式（5.1−1）と同じ

λは曲げの影響度を示す係数で

$$\lambda = \left\{\frac{3(1-\nu^2)}{R_0^2 d^2}\right\}^{\frac{1}{4}} \qquad (5.1-9)$$

ここで，ν：ポアソン比

である。$(\sigma_b)_{max}$，$(\sigma_R)_{max}$，$(\sigma_\theta)_{max}$は各々主応力であるので，応力強さσ_Sは

$$\sigma_S = |(\sigma_b)_{max}| + |(\sigma_R)_{max}| + |(\sigma_\theta)_{max}|$$

$$= \left(\frac{3t}{2\lambda d^2} + 1 + \frac{R_0\lambda t}{2d}\right)q$$

$$\fallingdotseq \left(\frac{3t}{2\lambda d^2} + \frac{R_0\lambda t}{2d}\right)q$$

$$= \left[\frac{3}{2}\times\frac{1}{3^{\frac{1}{4}}} + \frac{3^{\frac{1}{4}}}{2}\right]\sqrt{\frac{R_0}{d^3}}\,tq \qquad (5.1-10)$$

となる。但し $\nu^2 = 0$ と近似している。内置配置の場合に想定される定数として，$R_o \sim 1100$mm，d～400mm，$\ell \sim 9000$mm，$\ell_p \sim 1000$mm，t～300mmより $\sigma_s = 58 kgf/mm^2$ となる。内置配置では，シリンダ構造がかなり複雑となるので，詳細検討すればこの概略応力よりかなり大きい応力になることが予想され，今後の設計をかなり制約するであろう。

Table 5.1－1　TFコイル向心力支持方式の比較

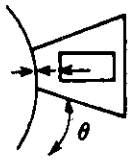
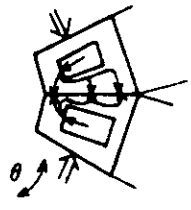
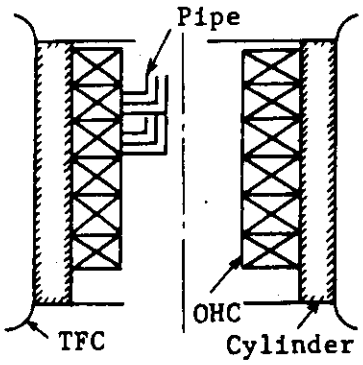
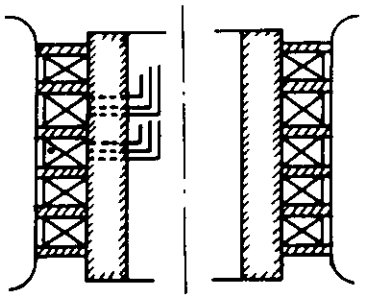
比較項目	バッキングシリンダ方式	ウェッジ方式
TFコイル製作性	バッキングシリンダとの接触面に高精度加工を要す。	ウェッジ接触面に高精度加工を要す。一般に角度面加工は精度が出にくい。
TFコイルの変形・応力	・バッキングシリンダとの接触面がなじむまでの変形量，応力が小さい。 ・TFコイル直線部の大半径方向バネ定数が大きい。よって変形量は小さい。	・ウェッジ接触面がなじむまでの変形量，応力が大きい。 ・TFコイル直線部の大半径方向バネ定数が小さい。よって変形量は大きい。
TFコイル組立性	ウェッジ方式より容易	バッキングシリンダ方式より難しい。
TFコイル直線部強度	力線が単純で，応力が小さい。 巻線には向心力による大周方向（θ）応力が発生しない。 	力線が複雑で，応力が大きい。 巻線には向心力による大周方向（θ）応力が発生する。 

Table 5.1-2 Bucking Cylinder Comparison between Outside and Inside OH Coil Configuration

	Outside OH coil	Inside OH coil
Configuration		
Structural Design and Fabrication	○ ·Very simple	× ·Difficult design and fabrication of OH coil's piping through inner center cylinder
Stress Caused by Centering Forces	○ ·Small stress due to large contact area ·Thickness of cylimder: ∿200 mm	× ·Large stress due to small contact area and bending moment ·Thickness of cylinder: ∿400 mm ·Narrow space for piping
Maximum Field of OH Coil Bmax	△ ·Increase of Bmax due to smaller OH coil ·Decrease of field effect from diverter coil ·Bmax: ∿10T	○ ·Decrease of Bmax due to larger OH coil ·Increase of field effect from diverter coil ·Bmax: ∿8T
Current Density Depend on Space Factor	○ ·Space factor > ∿85%	× ·Space factor ≃ 70% ·Increase of current density due to poorer space factor

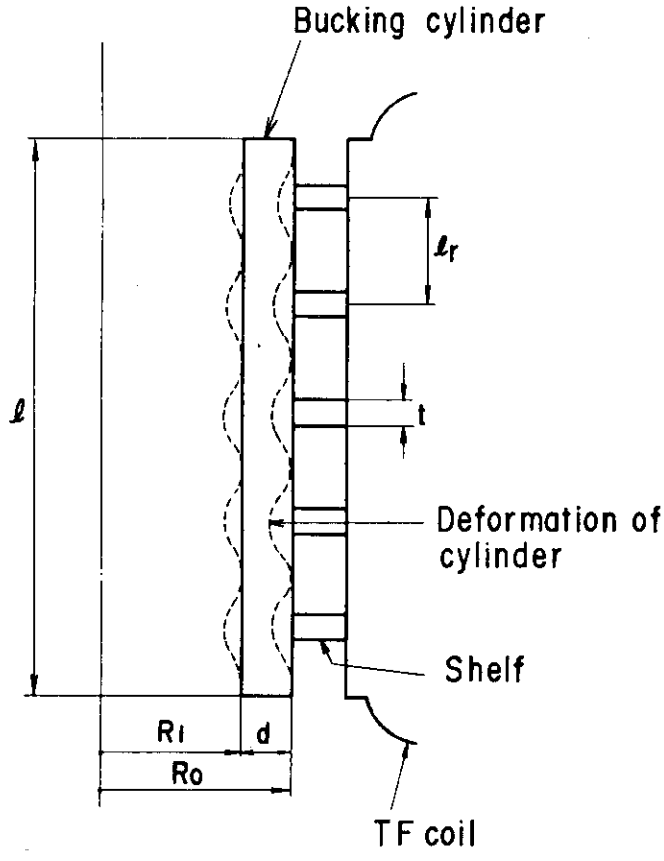

Bucking cylinder
ℓ_r
ℓ
t
Deformation of cylinder
Shelf
Ri
d
Ro
TF coil

Fig. 5.1-1

(2) TF コイル設計と炉心寸法

Fig. 5.1−2はトーラス中心側のラジアルビルドを模式的に示したものである。(a)はTF coilの向心力支持の中心支柱をOH coilの外側に設置した場合，(b)は内側に設置した場合である。いずれの場合も，炉心の寸法として指標となるプラズマの主半径R_p，副半径aは，機器設計の面から見ると，コイル設計に依る部分と，ブランケット，真空壁等の炉心構造物の設計に依存する部分の積み上げで決って来る。なかでも，プラズマの基本設計から要請される磁場発生のための空間の占める割合は大きく，またその必要空間は，コイル設計諸元に大きく左右される。

コイル巻線厚（d；TF coil，d′：OH coil）は，コイルの平均電流密度の設定に依存しており，これは巻線部での最大磁場の設定に関与している。またOH coilの外径は，運転上必要とする磁束に関与している。

炉心寸法を決定するに当り，コイル設計上必要となる空間（R方向の寸法）がどの様な因子により決定されるかパラメータサーベイを行った。一例として，TF coil巻線厚みd，OH coilの磁束と寸法の関係について検討した結果を以下に示す。

TF coilの巻線半径方向厚みd，巻線中心半径R_Cの関係は式（5.1−11）で表わされる。

$$d = \frac{5 R_C B_{max}}{2\pi\alpha\beta J_W R_C - 2.5 B_{max}} \qquad (5.1-11)$$

B_{max}：TF coil巻線部最大磁場（T）

J_W：TF coil巻線平均電流密度（A／mm^2）

ただしαは巻線部での磁場が，TFコイルが有限個に分割されていることにより発生する磁場の空間リップルによるR^{-1}則からの増加率，βは巻線が占める割合である。従来の設計の経験から$\alpha = 1.2$，$\beta = 0.55$程度である。

ただし，式（5.1−11）の導出は下記である。

TF coil起磁力　$nI = 5 \times 10^6 R_P B_{t0}$　(5.1−12)

TF coilの断面積　$S = 2\pi R_C \cdot d \cdot \beta$　d：winding巾　(5.1−13)

D：ケースを含めた巾

TF coilの最大経験磁場　$B_{max} = \frac{R_P B_{t0}}{R_C + 0.5 d} \cdot \alpha$　(5.1−14)

TF coil windingの平均電流密度　J_W

$$J_W = \frac{5 \times 10^6 R_P B_{t0}}{2\pi R_C \cdot d \cdot \beta} \qquad (5.1-15)$$

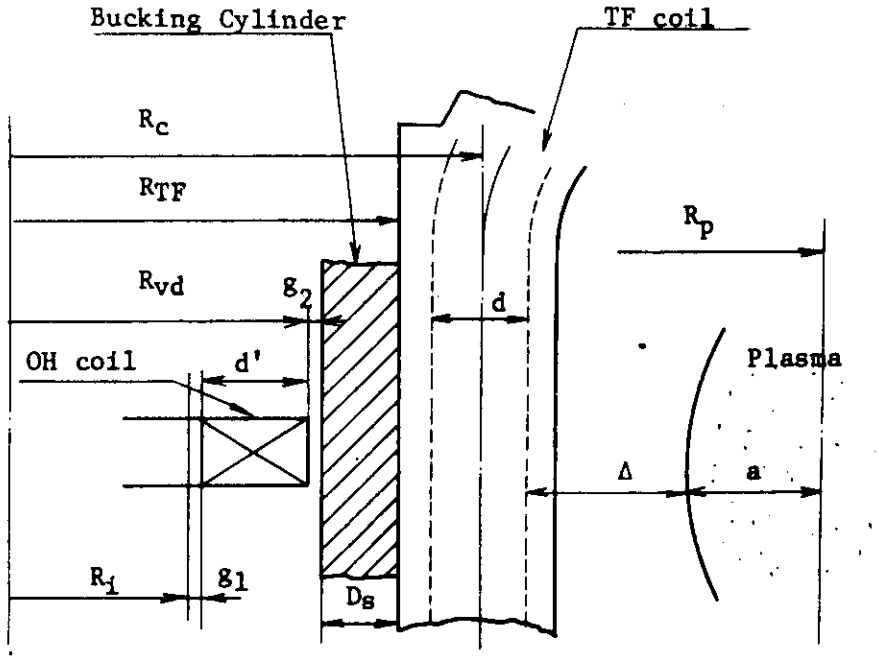
式（5.1−14）を式（5.1−15)に代入して，R_Pを消去する。

$$J_W = \frac{5 \times 10^6 (R_C + 0.5 d) B_{max}}{2\pi R_C \cdot d \cdot \beta \cdot \alpha} \qquad (5.1-16)$$

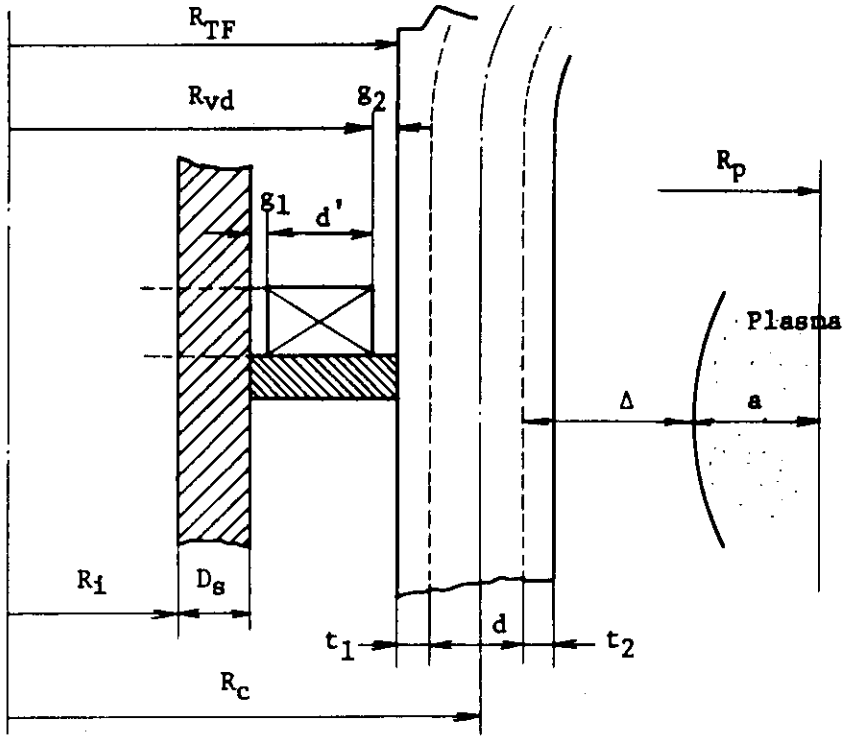
これよりwinding巾dをR_Cの関数として示す。

$$d = \frac{5 \times 10^6 R_C B_{max}}{2\pi\alpha \cdot \beta J_W R_C - 2.5 \times 10^6 B_{max}} \left[= \frac{5 R_C B_{max}}{2\pi\alpha \cdot \beta J_W R_C - 2.5 B_{max}} \right] \qquad (5.1-17)$$

（J_WはA／mm^2）



(a) Bucking cylinder outside OH coil



(b) Bucking cylinder inside OH coil

Fig. 5.1-2 Inboard Radial Build

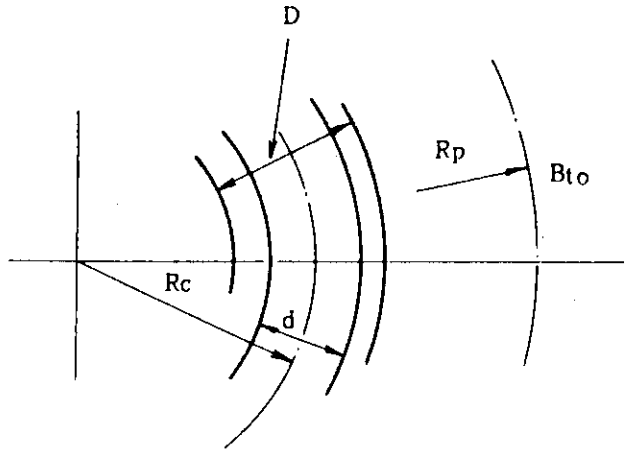


Fig. 5.1-3

(3) OH コイルの最大磁場

OH コイルが発生する磁束振巾を検討するに当り，まずOHコイル中心磁場とOHコイル巻線最大磁場の関係を検討した。OHコイル寸法と，通電パターンの要因を除けば，磁束振巾はOH コイル中心磁場によって決まるのに対し，OHコイル巻線の負荷はその最大磁場により制限を受ける。

磁束振巾を計算する際，OHコイル中心磁場として無限長ソレノイド発生磁場の式（5.1−18）を補正する形で検討を進める。

$$(B_0)_{L=\infty} = \mu_0 j d \qquad (5.1-18)$$

ここで $(B_0)_{L=\infty}$ ：無限長OHコイル中心磁場

μ_0 ：真空の透磁率

j ：OHコイル巻線電流密度 $j = \frac{I}{Ld}$

L ：OHコイル群軸長

d ：OHコイル厚さ

I ：OHコイル群全起磁力

実際には，OHコイル（群）は有限長であるため，同じ電流密度に対し中心磁場は（5.1−18）式で表わされる値より若干低下する。その低下率をγとすると，

$$\gamma = (B_0)_{L=10m} / (B_0)_{L=\infty} \qquad (5.1-19)$$

γはFig. 5.1−4に示すように，コイル（群）軸長Lとコイル平均半径Rの比L／Rにより変化する。FERでのOH コイルは同図中に示したように，L/R〜7 であり，従って中心磁場の低下率γはγ〜0.96 である。

OH コイルは，軸方向に分割して配置されているので，OHコイル間の磁気的なすきまをも含めた電流密度（式（4.1−18）でj に相当）が低下するとともに，巻線最大磁場は増大する。個々のOHコイルの軸方向長さをh，軸方向配置ピッチをpとし，FERで想定される寸法R＝1〜2m，p＝1mについて，軸方向占積率β＝h／pをパラメータとし，コイル厚さdが，巻線最大磁場B_mと中心磁場B_0の比$\alpha = B_m / B_0$に対しどう影響するかを調べた。その結果をFig. 5.1−5に示す。R＝1〜2mの範囲では，Rはαに影響せず，βとdとがαに大きく影響することが判った。

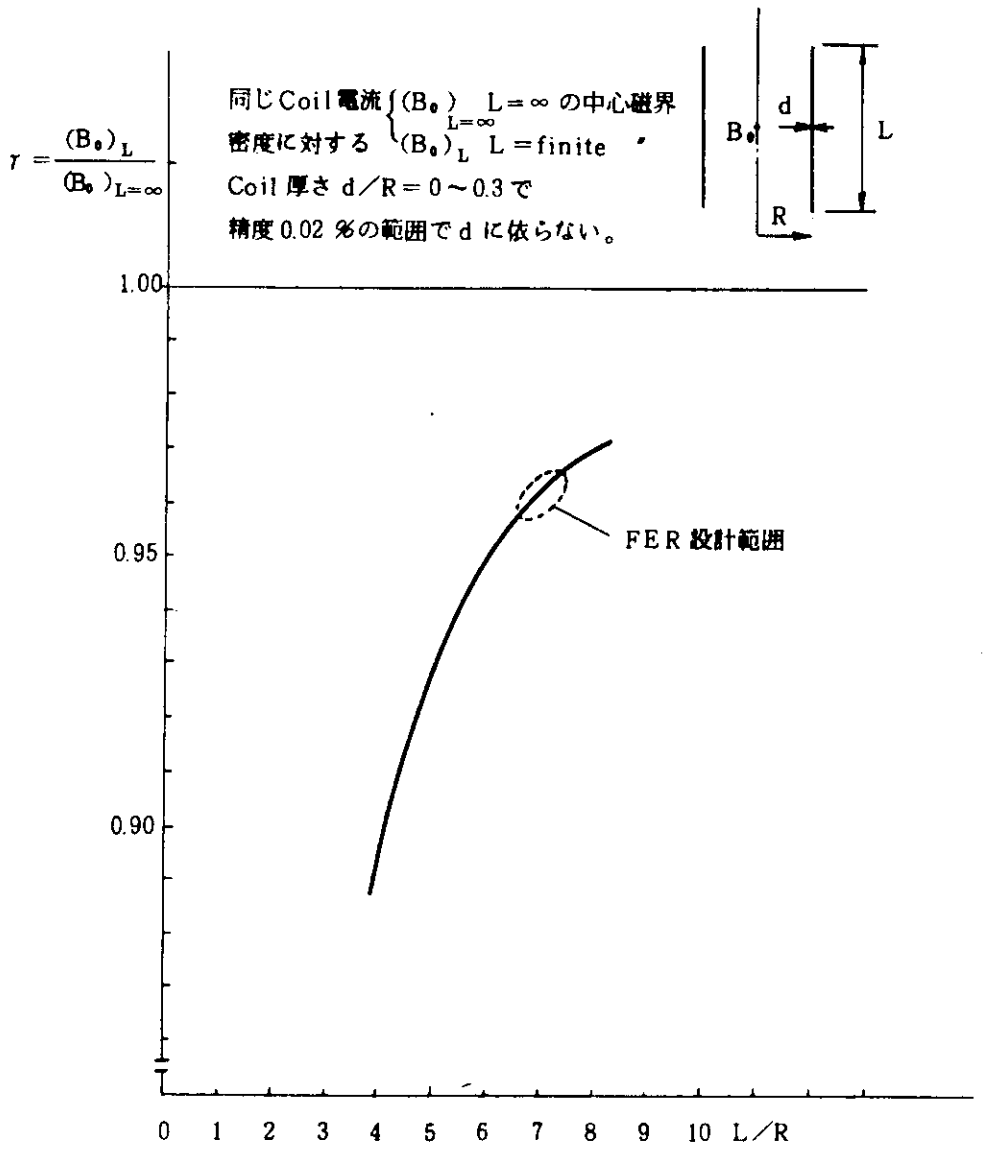


Fig. 5. 1 － 4　　ＯＨ コ イ ル 軸 長 と 中 心 磁 場 の 関 係

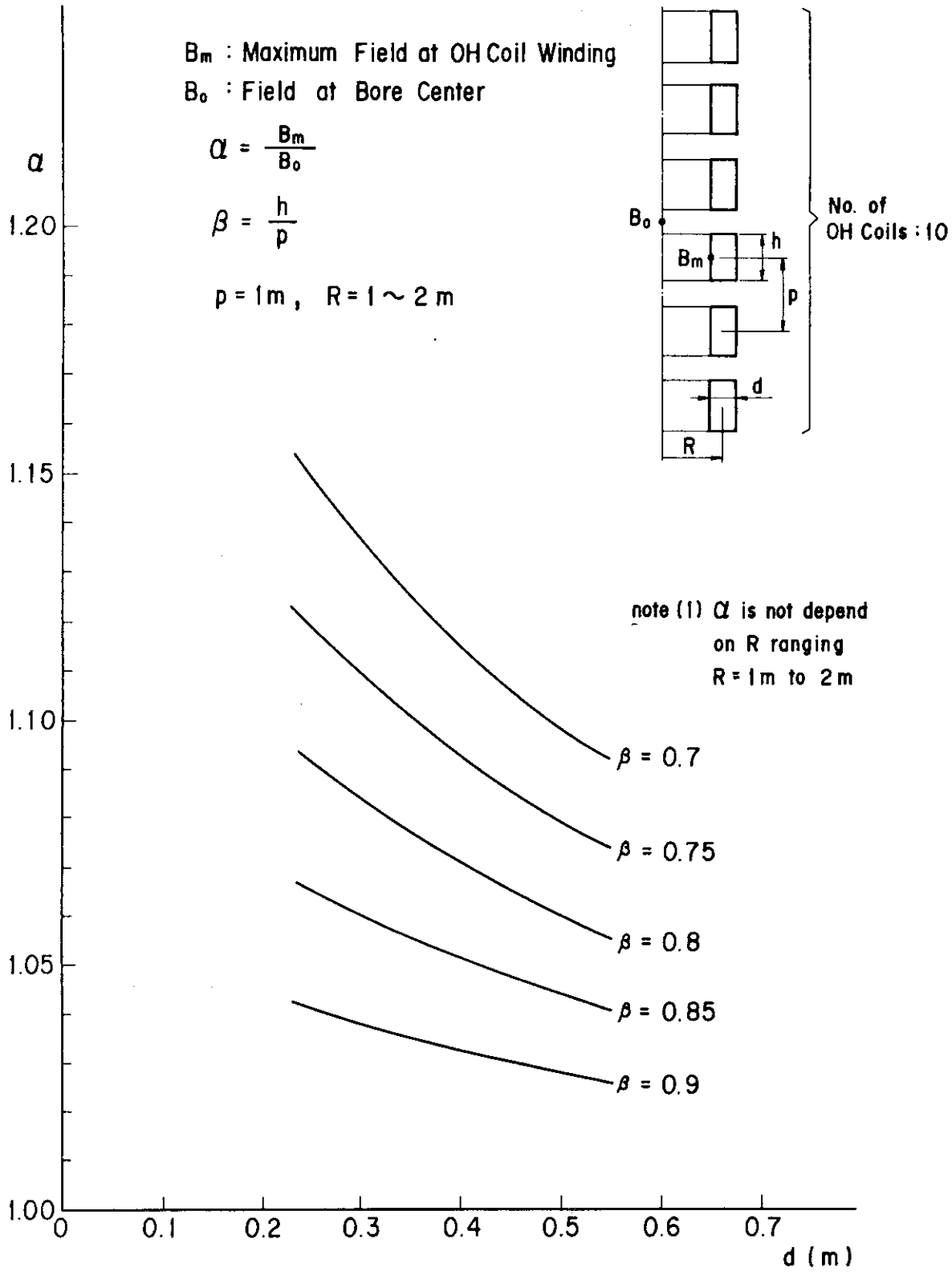


Fig. 5.1-5 Ratio of Maximum Field at OH Coil Winding to Center Field : B_m/B_0

(4) OH磁束計算

ソレノイドコイルには，OH電流のみを通電する場合について考える。従ってソレノイドコイル＝OH coilである。

OH coilの磁束変化量は，磁場の方向を正逆均等に反転させることにより，

$$\triangle \quad \phi_{OH} = 2\pi B_{OH}\left(R_{vd}^{2} - R_{vd}\cdot d' + \frac{1}{3}d'^{2}\right) \qquad (5.1-19)$$

である。但し，コイルを無限長ソレノイドと見なしコイルボア内ではB_{OH}は一定，巻線内では直線状減衰と仮定した。

無限長ソレノイドと実際のコイルの最大磁場B_{max}では(3)項の検討に示すように

$$\begin{aligned} B_{max} &= \alpha B_{OH} \\ &= \alpha \mu_0 jd' \\ &= \alpha \mu_0 \gamma \beta J_W d' \end{aligned} \qquad (5.1-20)$$

の関係がある。

コイルの設計上からは，巻線部の最大磁場は重要な要因である。従来のパルス運転方式の設計例では，OH coilを＋に最大励磁した場合には，プラズマ電流及びプラズマを閉じ込めるための平衡磁場（EF）は発生させてなく，プラズマ電流が立上がった段階ではOH coilは－側に励磁する為，OH coilの最大磁場は，自己の作る磁場に注目しておれば良く，正逆均等に反転させることが可能であった。

しかし，準定常運転の場合Fig. 5.1－6に示すように，burnの初期段階では，プラズマ電流および平衡磁場EF成分がOH coil部に作る磁場B_{EX}は，OH coil自身が作る磁場と同一方向となる。即ち，巻線部最大磁場B_{max}が増大することから，正逆均等に反転することは不可能で，プラズマおよびEF成分をB_{EX}とすれば，Fig. 5.1－6のA点からB点まで変化させることにより磁場変化範囲は

$$(B_{max} - B_{EX}) - (-B_{max}) = 2B_{max} - B_{EX} \qquad (5.1-21)$$

となる。従って式（5.1－19）は

$$\triangle\phi_{OH} = \frac{1}{\alpha}\left(1 - \frac{B_{ex}}{2B_{max}}\right) \times 2\pi B_{max}\left(R_{vd}^{2} - R_{vd}\,d' + \frac{1}{3}d'^{2}\right) \qquad (5.1-22)$$

となる（R_{vd}, d'はFig. 5.1－1 参照）。

OH coilの磁場のみの観点から燃焼終了時としてC点を取ることも可能であるが，コイルの規模から考えると起磁力が増大し得策ではないため採用しなかった。

冷却方式，TF coilの向心力支持方式，運転方式（準定常 or パルス炉）の各々のケースについて，$\triangle\phi_{OH}$を算出した。結果をFig. 5.1－7～10に示す。ここでOH coilの冷却方式および線材は設定するJ_Wに，向心力支持方式はOH coil巻線の占める空間占有率βに関与している。計算に使用した数値をTable 5.1－3 に示す。

準定常運転を想定して$\triangle\phi_{OH}=100V\cdot s$を得るためのOH coil外径と巻線最大磁場の関係を求めた。結果をFig. 5.1−11に示す。Fig. 5.1−11(a)は強補冷却方式，Fig. 5.1−11(b)は浸漬冷却方式，また実線は中心支柱をOH coilの外置，点線は中心支柱をOH coilの内置を示したものである。またFig. 5.1−12は，OH coilと中心支柱のラジアルビルドを各々ケースについて模式的に示したものである。

当然のことであるが，巻線磁場を高く取るほど炉寸法をコンパクトに設計できることがわかる。ここで，寸法的な制限を考慮してみる。内径側の空間は，OH coilのパワーリードおよび冷却配管等の処理空間として必要であり，外径側については，炉心の寸法に直に関与している。制限値そのものについては工学的なものであり，明確に規定しする事は難しい。ここでは，内径については半径1mの空間，外径については従来の設計と同程度にとどめることからTF coil先端部の半径位置1.95mを想定した。

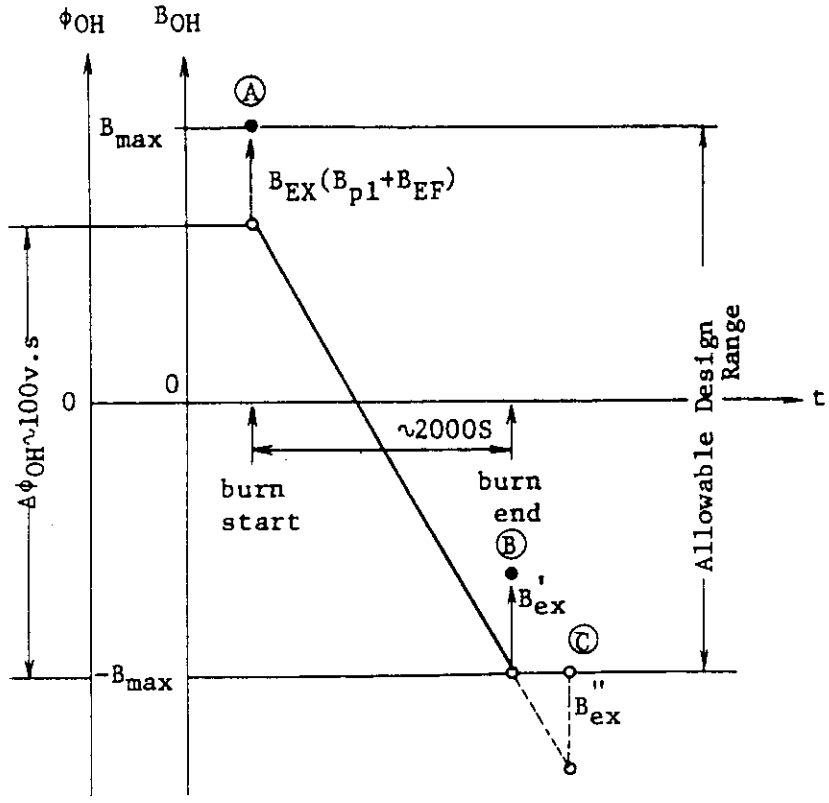


Fig. 5.1－6 Swing range of OH field on Quasi-steady operation reactor

Table 5.1－3 ϕ_{OH}-R_{vd} の計算設定数値

			センタシリンダ内置 $\beta = 0.7$				センタシリンダ外置 $\beta = 0.85$			
強制冷却方式	NbTi	B_{max}	7T	5T		Fig. 5.1－8	7T	5T		Fig. 5.1－7
		J_W	25	25			25	25		
		α	1.17	1.25			1.070	0.077		
		d′	0.283	0.19			0.255	0.181		
	Nb_3Sn	B_{max}	12T	10T	8T		12T	10T	8T	
		J_W	25	25	25		25	25	25	
		α		1.098	1.135		1.046	1.055	1.064	
		d′		0.431	0.334		0.448	0.370	0.293	
浸漬冷却方式	NbTi	B_{max}	9T	8T	7T	Fig. 5.1－10	9T	8T	7T	Fig. 5.1－9
		J_W		18.4	20			18.4	20	
		α		1.095	1.115			1.051	1.060	
		d′		0.47	0.372			0.403	0.322	
	Nb_3Sn	B_{max}	12T	10T			12T	10T		
		J_W	15.6	19.2			15.6	19.2		
		α	1.085	1.085			1.015	1.041		
		d′	0.84	0.568			0.739	0.488		

Unit : B_{max} ; T
J_W ; A／mm^2
d′ ; m

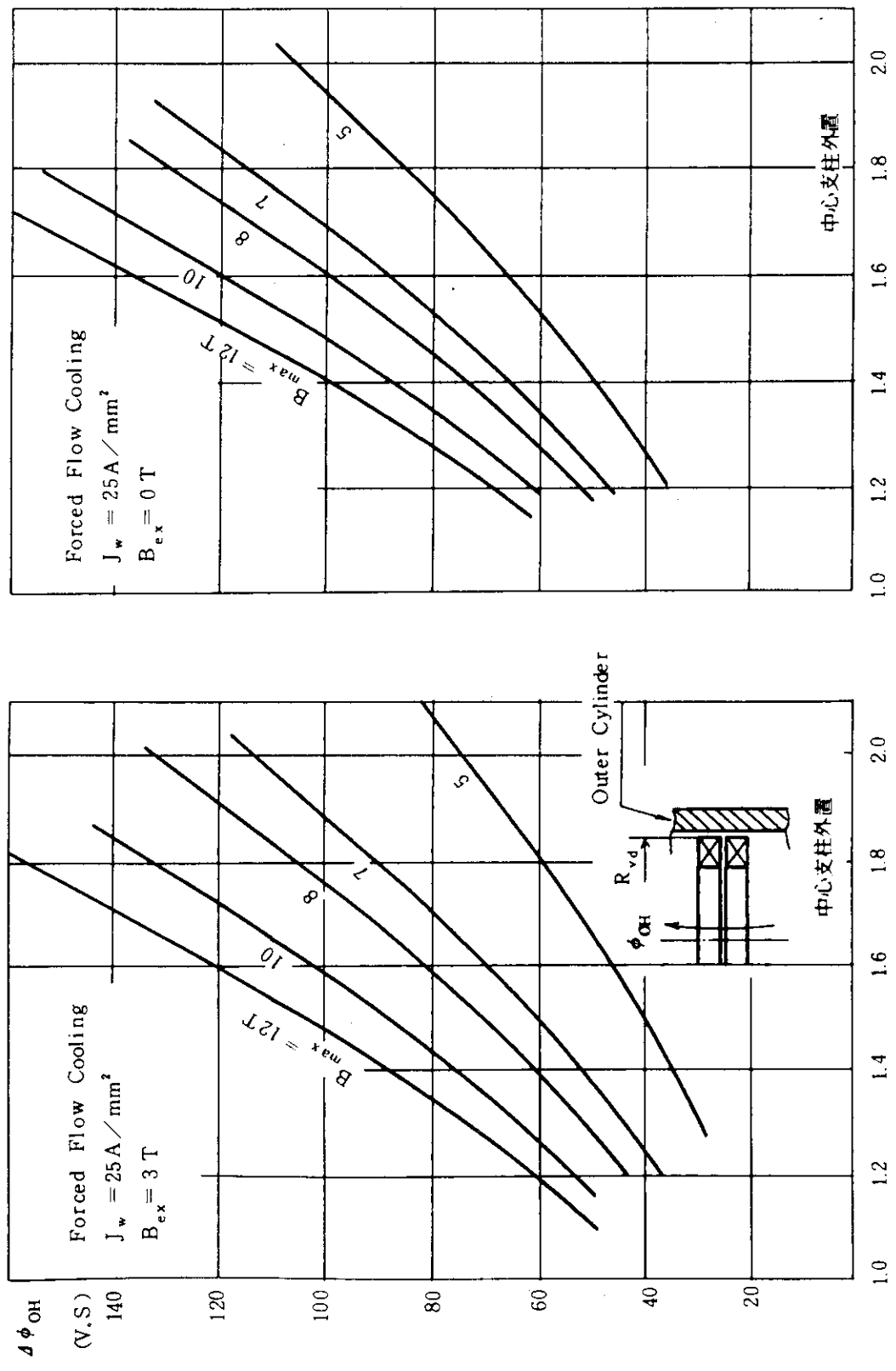


Fig. 5.1－7　強制冷却中心支柱外置方式

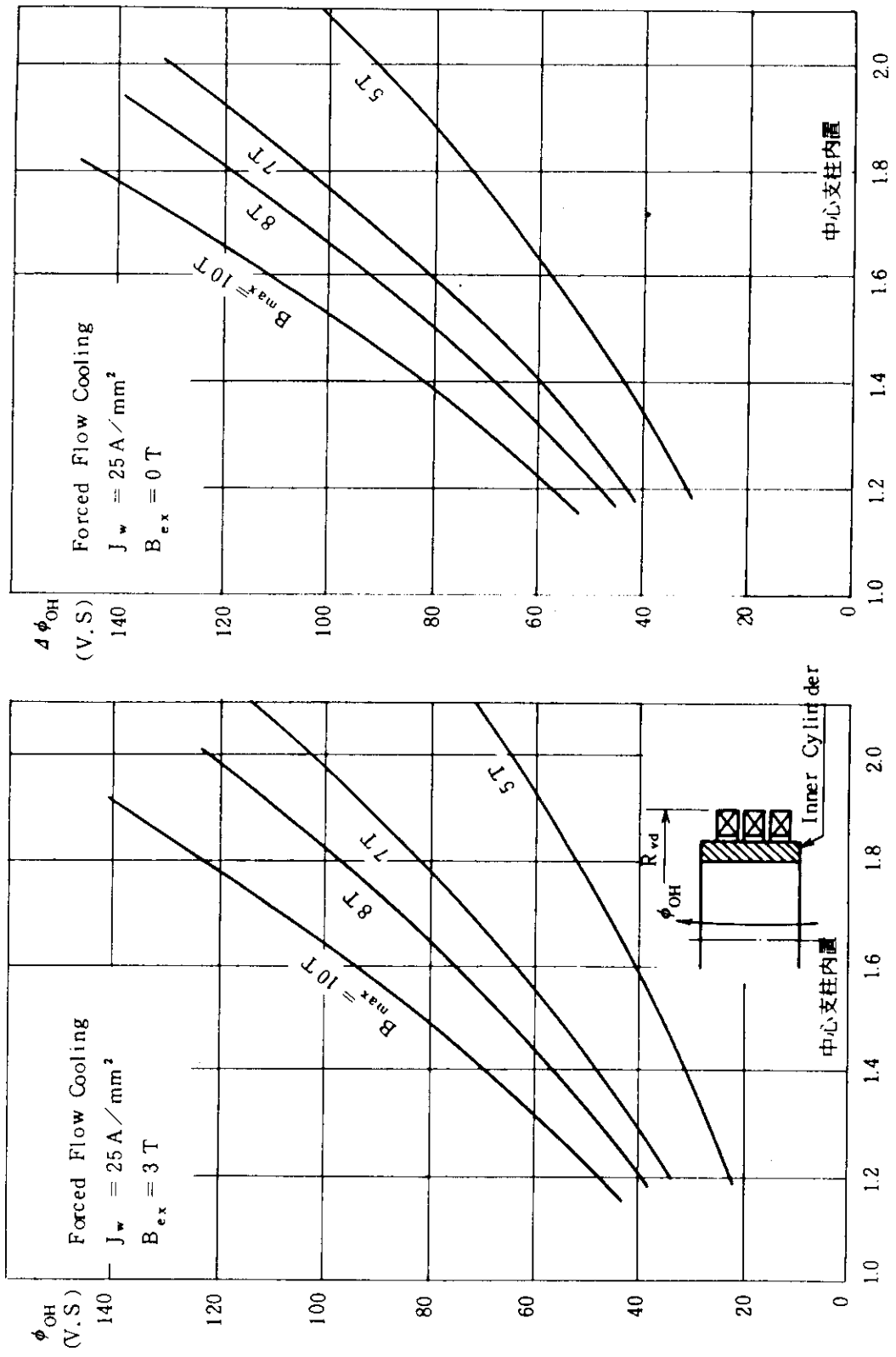


Fig. 5.1－8　強制冷却中心支柱内置方式

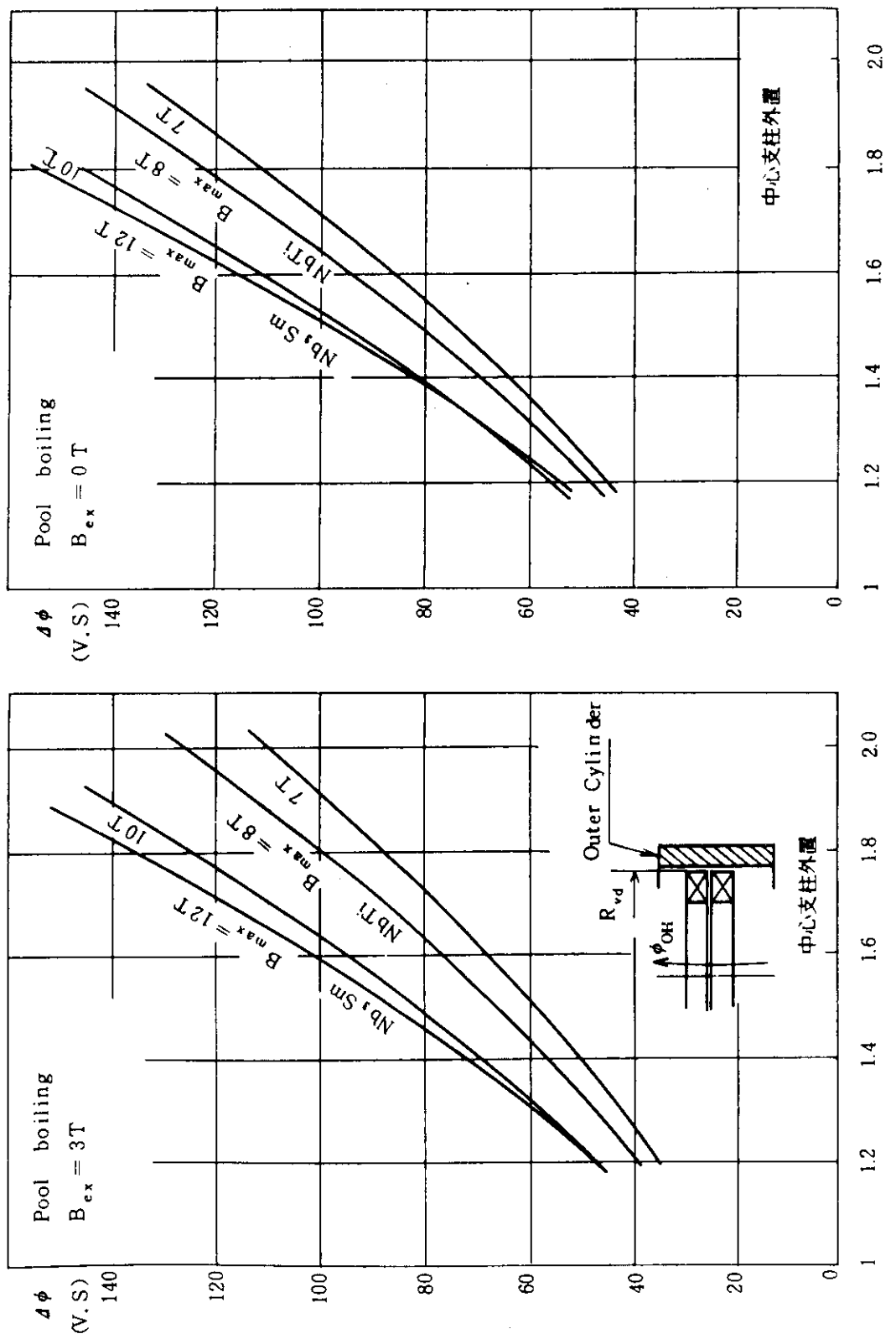


Fig.5.1－9　浸漬冷却中心支柱外置方式

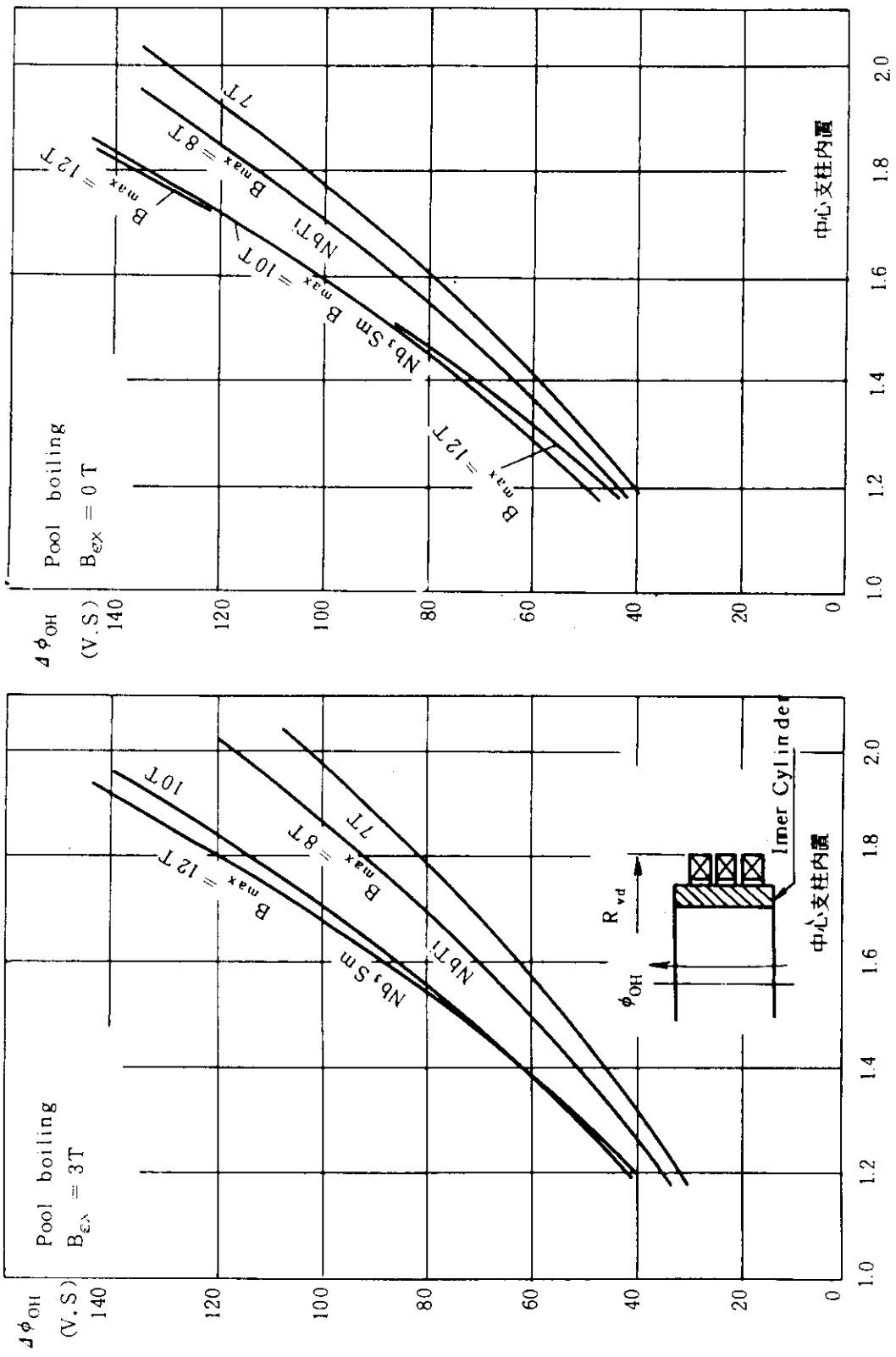
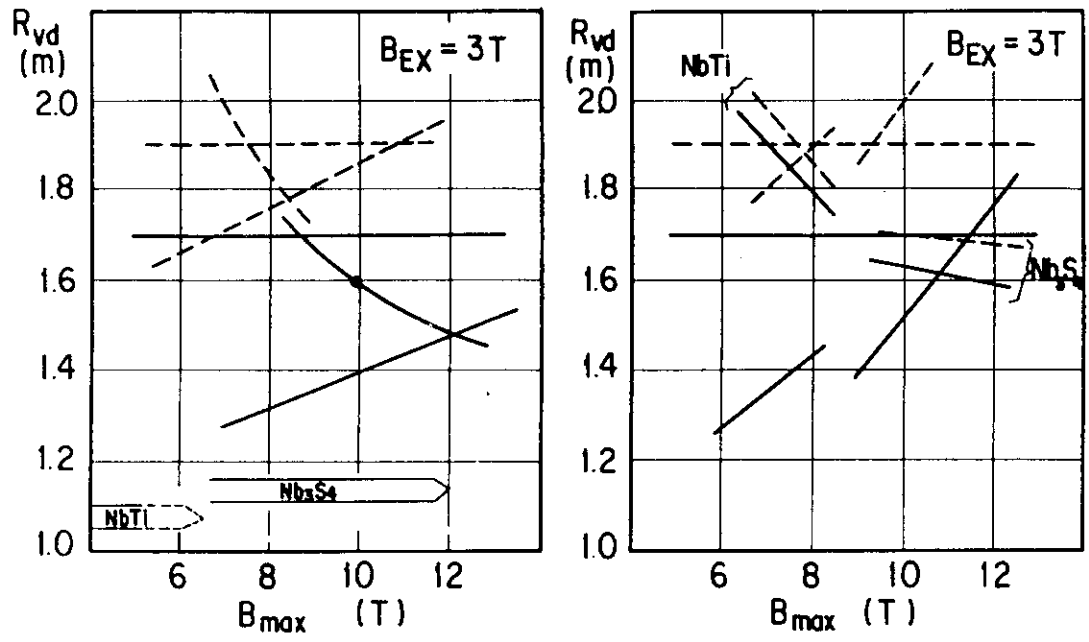


Fig. 5.1－10　浸漬冷却中心支柱内置方式



Bucking Cylinder Position	Outside OHc ———	Inside OHc - - - -
Outer Radius Limit	$R_{vd} \leq 1.7^{m}$	$R_{vd} \leq 1.9^{m}$
Inner Radius Limit	$R_{vd} \geq 1.025 + d'$	$R_{vd} \geq 1.425 + d'$

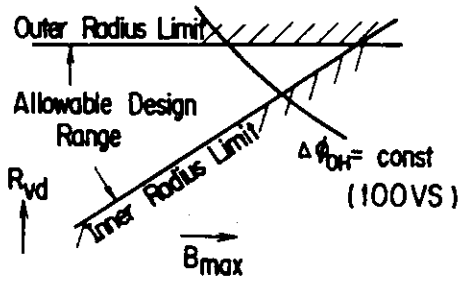


Fig. 5.1-11 $\Delta\phi_{OH}$, B_{max}, R_{vd} Diagram

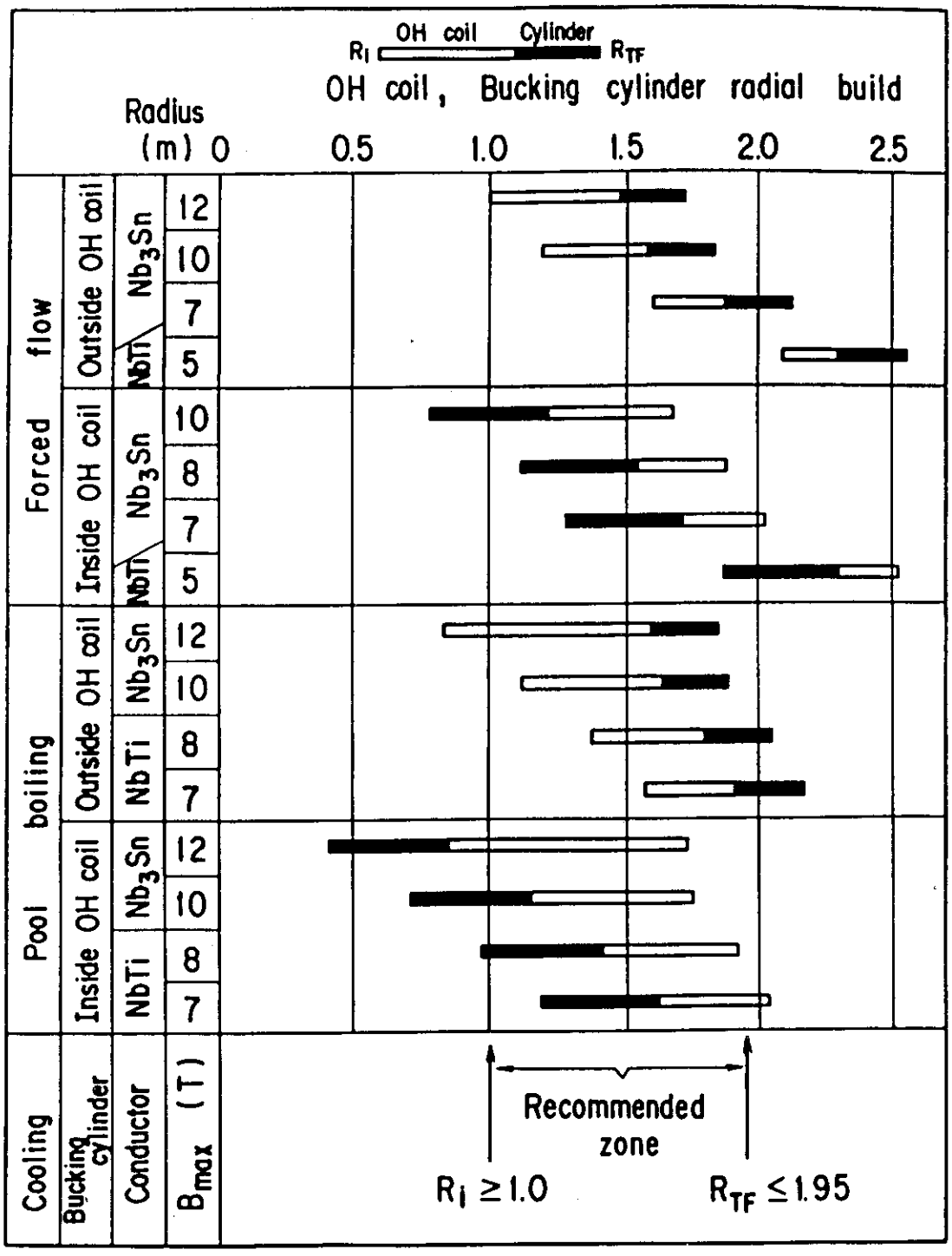


Fig. 5.1-12 Comparison of Radial Build

5.2 変流器磁束変化の最大許容値考察

本FER設計では，PFコイル電流の配分を，PFコイル巻線最大磁場を最小にし，OH磁束振巾を最大にするという考えのもとに決定した。実際にはJAERI-M 85-177 第5.3節に示したようにPFコイル線最大磁場は10Tを目標としたため，この条件のもとでOH磁束振巾を最大になるようにした。本節では，本手法を説明するとともに，JAERI-M 85-177第5.3節に示した本FER設計の数値について説明する。（同節には結果のみを示した。）

PFコイル，なかでもOHコイルを主機能とするソレノイドコイルと，ダイバータコイルには大きな磁場が発生する。準定常運転でのソレノイドコイル巻線磁場の時間変化をFig. 5.2－1に模式的に示す。同図において，Ⓐ点はプラズマ燃焼開始時点であり，Ⓑ点，Ⓒ点は終了時点である。図中太線はOH電流成分によりソレノイド巻線に発生する磁場を示す。プラズマ電流は燃焼中に，OH磁束変化により維持される。

燃焼開始時点ではOH電流成分方向はプラズマ電流方向と同方向である。ダイバータコイルは燃焼前から連続的に通電されており，その電流方向はプラズマ電流と同方向である。ソレノイドコイル巻線磁場B_{coil}はOH電流成分I_{OH}が発生する磁場B_{OH}に，プラズマ電流I_pが発生する磁場B_{pl}と平衡磁場電流成分I_{EF}が発生する磁場B_{EF}とが重畳されたものである。図には，$B_{pl}+B_{EF}$をB_{ex}として示す。I_{OH}とI_{EF}は同一のコイルに合成して通電される場合もある。Ⓐ点ではB_{OH}とB_{ex}はほぼ同方向であり，一方Ⓑ点ないしⓒ点ではほぼ逆方向である。準定常運転の場合はⒶ点においてB_{ex}は0でないので，Ⓐ点においてB_{OH}は許容巻線最大磁場B_{max}より小さくなければならない。一方，昨年度までのFER設計で採用したパルス運転では，Ⓐ点においてI_p，I_{EF}が0，即ちB_{ex}が0なのでB_{OH}をB_{max}に等しくとることが可能である。

燃焼終了時では，B_{OH}にB_{ex}（B'_{ex}，B''_{ex}）を重畳すると$|B_{coil}|$は$|B_{OH}|$より小さくなる。ここで，燃焼終了時の巻線磁場状態をⒷで示すように$|B_{OH}|=B_{max}$（即ち$|B_{coil}|<|B_{max}|$）とするか，ⓒで示すように$|B_{coil}|=B_{max}$（即ち$|B_{OH}|>|B_{max}|$）とするかの選択枝がある。燃焼中のプラズマが例えばディスラプションにより突然消滅することを考慮すると，プラズマ電流I_pが0になり，これに応じて平衡磁場電流成分I_{EF}も減る傾向となる。即ちB'_{ex}，B''_{ex}が急減するため，B_{coil}は増大する。このためⓒ点を作動点として設計するとB_{coil}がB_{max}を上回る危険性がある。それゆえ設計点としてはⒷ点を選ぶ方が良いであろう。しかしこのときは，巻線磁場を$+B_{max}$から$-B_{max}$まで振ることはできない。今述べた燃焼終了時の動作点の選択問題は準定常運転，パルス運転両者に共通の議論である。

OH磁束振巾$\triangle\phi_{OH}$は，B_{OH}の振巾に比例している。$\triangle\phi_{OH}$を，コイル巻線磁場制限の下で，効率的に（最大に）とるためには，各コイル位置でのB_{OH}とB_{pl}，B_{EF}の正確な評価が必要である。次にB_{OH}，B_{pl}，B_{EF}から最大の$\triangle\phi_{OH}$を導く方法について説明する。

PFコイルの電流配分は，必要なプラズマ平衡とOH磁束から決まる。プラズマ平衡の要請から，各PFコイル（i番目）の平衡磁場電流成分は次式によって近似できる。

$$\{I_i^{EF}\}=\{C_{1i}^{EF}\}\phi_{EF}+(\{C_{2i}^{EF}\}\beta_p+\{C_{3i}^{EF}\})I_p \qquad (5.2-1)$$

ここで，I^{EF}：PFコイルの平衡磁場電流成分

I_p ：プラズマ電流

β_p ：ポロイダルベータ

ϕ_{EF} ：平衡磁場電流による磁束のうちプラズマと結合する磁束

下添字iはコイル番号を示す。C_1^{EF}，C_2^{EF}，C_3^{EF} は一定な係数であり，PFコイル配置とプラズマ形状により決まる。{ }は各コイルについて並べたベクトルを示している。OH電流成分は次式によって近似できる。

$$\{I_i^{OH}\}=\{C_{4i}^{OH}\}\phi_{OH} \qquad (5.2-2)$$

ここで，I^{OH} ：PFコイルのOH電流成分

ϕ_{OH} ；OH磁束

C_4^{OH} は一定な係数で，PFコイル配置とプラズマ領域に発生する誤差磁場制限から決まる。一例として，本FERにおける係数$C_{1\sim4}$をTable 5.2－1に示す。式（5.2－1）から判るように，I^{EF} はプラズマの状態（I_p，β_p）のみによっては一義的には決まらず，ϕ_{EF} にも依存する。Table 5.2－1でみて判るように，ソレノイドコイルのうち＃1～3，10，11 コイルには平衡磁場電流成分を流すようにしてある。ソレノイドコイルに平衡磁場電流成分を流すと，ダイバータコイルの必要通電量が減り，ダイバータコイル巻線磁場を低減できるためと，OH電流成分反転時のソレノイドコイル巻線磁場を低減できるためにこのパターンを採用した。

次に各電流成分と巻線最大磁場の関係について考える。平衡磁場電流成分により発生する磁場 B_i^{EF} は $\{I_i^{EF}\}$ に比例するので，B_i^{EF} は次のように表現される。

$$\mathbf{B}_i^{EF}=\mathbf{K}_{1i}\phi_{EF}+\mathbf{K}_{2i}I_p \qquad (5.2-3)$$

OH電流成分により発生する磁場 B_i^{OH} は $\{I_i^{OH}\}$ に比例することから，

$$\mathbf{B}_i^{OH}=\mathbf{L}_i\phi_{OH} \qquad (5.2-4)$$

プラズマ電流により発生する磁場 B_i^{PI} は I_p に比例することから，

$$\mathbf{B}_i^{PI}=\mathbf{M}_i I_p \qquad (5.2-5)$$

これらで，Bは（r，z）2成分の磁場ベクトル$\mathbf{B}=(B_r, B_z)$であり，Bの上添字は寄与する電流成分を示し，Bの下添字はコイル番号を示す。$\mathbf{K}_{1i}$，$\mathbf{K}_{2i}$，$\mathbf{L}_i$，$\mathbf{M}_i$ は，各PFコイルの磁場感度を示す（r，z）2成分の係数ベクトルで，$\mathbf{K}_{1i}=(K_{1ri}, K_{1zi})$，$\mathbf{K}_{2i}=(K_{2ri}, K_{2zi})$，$\mathbf{L}_i=(L_{ri}, L_{zi})$，$\mathbf{M}_i=(M_{ri}, M_{zi})$ である。これら係数は，式（5.2－1），式（5.2－2）における3個の独立パラメータ I_p，ϕ_{EF}，ϕ_{OH} により次式で定義される。

$$\mathbf{K}_{1i}\equiv\frac{\partial \mathbf{B}_i}{\partial \phi_{EF}}=\sum_{j=1}^{n}\hat{\mathbf{B}}_i^j C_{1j}^{EF} \qquad (5.2-6)$$

$$\mathbf{K}_{2i}\equiv\frac{\partial \mathbf{B}_i}{\partial I_p}=\sum_{j=1}^{n}\hat{\mathbf{B}}_i^j (C_{2j}^{EF}\beta_p+C_{3j}^{EF}) \qquad (5.2-7)$$

$$\mathbf{L}_i\equiv\frac{\partial \mathbf{B}_i}{\partial \phi_{OH}}=\sum_{j=1}^{n}\hat{\mathbf{B}}_i^j C_{4j}^{OH} \qquad (5.2-8)$$

$$\mathbf{M}_i \equiv \frac{\partial \mathbf{B}_i}{\partial I_p} \qquad (5.2-9)$$

ここで，$\hat{\mathbf{B}}_i^j$ は（r, z）2成分ベクトルで，

$$\hat{\mathbf{B}}_i^j = \frac{\partial \mathbf{B}_i}{\partial I_j} \qquad (5.2-10)$$

即ちコイルjに単位電流を通電したときの，コイルiの予め定められた点の巻線磁場ベクトルである。nはコイル数（本FER設計ではn=19）である。合成磁場 $\mathbf{B}_i$ は次のように表わされる。

$$\mathbf{B}_i = \mathbf{B}_i^{EF} + \mathbf{B}_i^{OH} + \mathbf{B}_i^{pl}$$

$$= \mathbf{K}_{1i}\,\phi_{EF} + (\mathbf{K}_{2i} + \mathbf{M}_i)\,I_p + \mathbf{L}_i\,\phi_{OH} \qquad (5.2-11)$$

式（5.2−11）における右辺第2項は，プラズマの状態に依存する項であるが，I_p，β_p を定めれば定数となる。

ここで，巻線磁場が B_{max} を超えない，即ち $|\mathbf{B}_i| \leq B_{max}$ の制限を課すと，次式となる。

$$\mathbf{B}_i^2 = (\mathbf{B}_i^{r\,2} + \mathbf{B}_i^{z\,2})$$

$$= D_i\,\phi_{OH}^2 + 2F_i\,\phi_{OH} + G_i \leq \mathbf{B}_{max}^2 \qquad (5.2-12)$$

ここで，$\mathbf{B}_i^r$，$\mathbf{B}_i^z$ は，i番コイル上の予め定められた点での磁場ベクトルのR方向，Z方向成分である。係数 D_i，F_i，G_i は，

$$D_i = \mathbf{L}_i^2 \qquad (5.2-13)$$

$$F_i = \mathbf{L}_i \cdot \{\mathbf{K}_{1i}\,\phi_{EF} + (\mathbf{K}_{2i} + \mathbf{M}_i)\,I_p\}^T \qquad (5.2-14)$$

$$G_i = \mathbf{K}_{1i}^2\,\phi_{EF}^2 \qquad (5.2-15)$$

である。（$\{\ \}^T$ は転置ベクトルを示す）。式（5.2−12）に示された $\mathbf{B}_i^2$ と ϕ_{OH} の関係を模式的にFig. 5.2−2に示す。係数 F_i，G_i は，I_p，β_p，ϕ_{EF} によって異なるので，$\mathbf{B}_i^2 \sim \phi_{OH}$ 曲線も異なる。ある決められた I_p，β_p，ϕ_{EF} のもとで，i番コイル単独で，B_{max} によって制限されるOH磁束の最大振巾は，同図に示す $\triangle\phi_{OH}$ である。複数のコイルを考えると，同じ I_p，β_p，ϕ_{EF} に対してもコイル毎に $\triangle\phi_{OH}$ が異なり，PFコイル系全体で B_{max} によって制限される $\triangle\phi_{OH}$ は，Fig. 5.2−3に示すように，各コイルの $\triangle\phi_{OH}$ の共通部分となる。本FER設計の場合の，$\phi_{EF} \sim \phi_{OH}$ の関係をFig. 5.2−4に示す。同図には，燃焼時の条件（$I_p = 5.7$MA，$\beta_p = 2.5$），リチャージの条件（$I_p = 3.75 \sim 4.7$MA，$\beta_p = 0.1$），OHコイル初期充電条件について示してある。同じ条件について $\triangle\phi_{OH} \sim \phi_{EF}$ の関係をFig. 5.2−5に示す。Fig. 5.2−4で ϕ_{OH} の上限線（実線）と下限線（一点鎖線）との間が設計目標範囲となる。Fig. 5.2−4に対応する磁束の時間推移を模式的にFig. 5.2−6に示す。

次にプラズマ燃焼から決まる磁束の制限条件について考える。くり返し運転周期内（JAERI−M 85

-177 Fig. 5.3.2-2でt_5~t_9の期間）では，プラズマ状態は，燃焼時I_p=5.7MA，β_p=2.5，　リチャージ時I_p=4.3MA，β_p=0.1 の間で変化する。しかし，全磁束ϕ_t（次式で定義される）はくり返し運転1周期内で一定である。

$$\phi_t = \phi_p + \phi_{OH} + \phi_{EF} + \int V_p \, dt = \text{const.} \qquad (5.2-16)$$

ここで，ϕ_pはプラズマの誘導磁束$\phi_p = L_p I_p$，V_pはプラズマ1ターン電圧で$\int V_p dt$ はレジスティブフラックスである。プラズマ燃焼時間2000 秒のために，燃焼中に必要なレジスティブフラックスは95V•s が必要とされた。イグニションアプローチとクーリングの時期には各々5V•sのレジスティブフラックスの供給が必要とされた。必須な制限ではないが，燃焼期間中，リチャージ期間中にϕ_{EF}は一定であるよう設定する。

以上を総合して決定した磁束推移をFig. 5.2-4及びTable 5.2-2に示す。図中矢印と。で示すものが決定した推移径路である。OHコイル初期充電時（$t=t_0$）を開始として，立上期時を経て，イグニッションアプローチ開始時（$t=t_5$），燃焼開始時（$t=t_6$），終了時（$t=t_7$），冷却終了時（$t=t_8$）と推移し，再びイグニッションアプローチ開始時に戻りサイクルを閉じる。OH電流成分と平衡磁場電流成分の方向が逆転している$t=t_7$，t_8でのϕ_{OH}の値は，OH 電流成分単独通電（OHコイル初期充電と同じ状態）時の磁束制限-65V•sより上にとっている。$t=t_5$においては，上限値をわずかに超えた設定となり，このことはJAERI-M 85-177 Fig. 5.3.3-1で示した。PFコイル#14，15でB_{max}が10Tをわずかに上回った結果となって現われている。

Table 5.2－1 Coefficients of PF Coil Ampere-Turns (Fixed Null Point)

PF Coil No.	C_1^{EF}	C_2^{EF}	C_3^{EF}	C_4^{OH}
1	0.140	0.181	−0.0614	0.1118
2	0.140	0.181	−0.0614	0.1107
3	0.140	0.181	−0.0614	0.1135
4	0.0	0.0	0.0	0.1085
5	0.0	0.0	0.0	0.1121
6	0.074	−0.170	1.298	0.0706
7	0.076	−0.009	1.070	0.0205
8	−0.012	0.357	−0.886	0.0084
9	0.002	−0.462	0.551	0.0055
10	0.140	0.181	−0.0614	0.1114
11	0.140	0.181	−0.0614	0.1113
12	0.0	0.0	0.0	0.1126
13	0.0	0.0	0.0	0.1105
14	0.0	0.0	0.0	0.1113
15	0.221	−0.140	2.219	0.0545
16	0.126	−0.275	2.895	0.0107
17	−0.024	−0.117	1.958	0.0165
18	−0.086	0.515	−2.088	0.0078
19	0.068	−0.205	−1.004	0.0058

$$I_{EF} = C_1^{EF}\phi_{EF} + (C_2^{EF}\beta_p + C_3^{EF})\,I_p$$

$$I_{OH} = C_4^{OH}\phi_{OH}$$

unit ; I_p MA

ϕ_{EF}, ϕ_{OH} V・s

I_{EF}, I_{OH} MAT

Table 5.2－2 Designed Flux Transition

Time	ϕ_{EF} (V・s)	ϕ_{OH} (V・s)	$\phi_{plasma} = L_p I_p$ (V・s)	$\phi_{EF}+\phi_{OH}+\phi_{plasma}$ (V・s)	$\int V_p\,dt$ (V・s)
t_5	−10	48	49	87	) 5
t_6	−25	35	72	82	) 95
t_7	−25	−60	72	−13	) 5
t_8	−10	−57	49	−18	

$$\triangle\phi_{OH} = (\phi_{OH})_{t6} - (\phi_{OH})_{t7} = 95\,V\cdot s$$

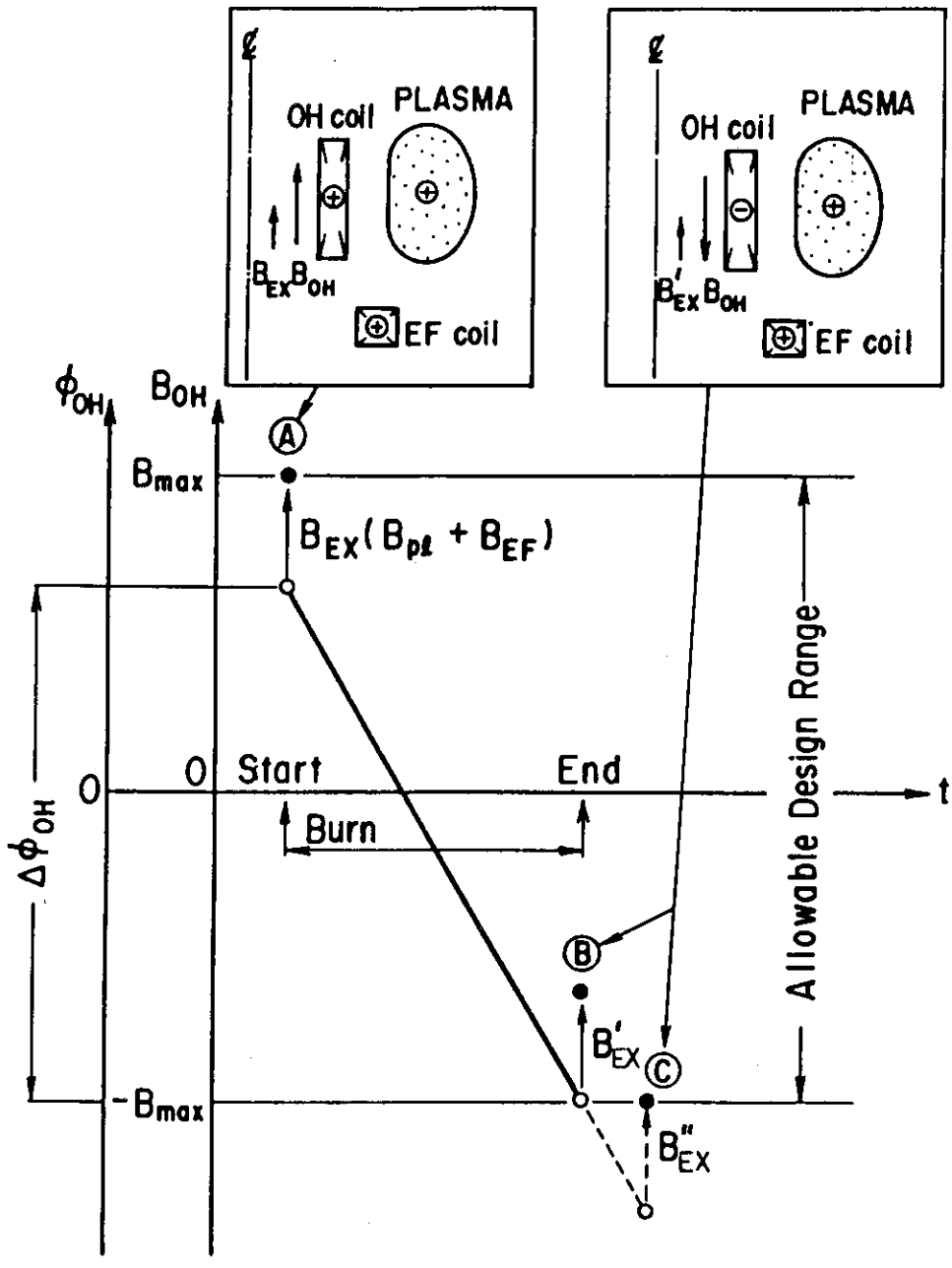


Fig. 5.2-1 Swing Range of OH Field on Quasisteady Operation Reactor

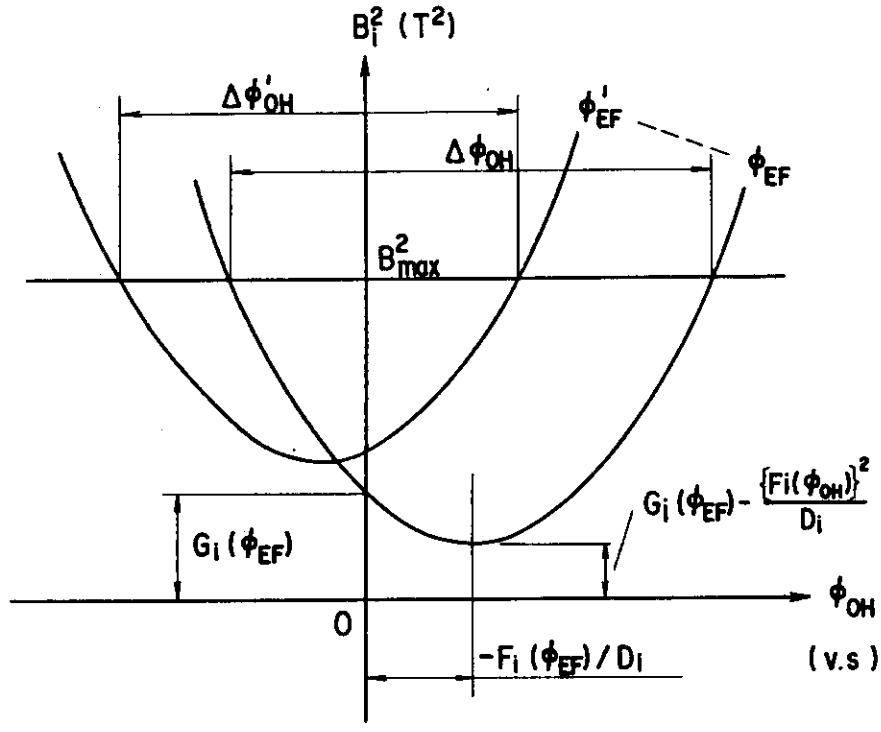


Fig. 5.2-2 Allowable OH flux Change (B_i^2 vs ϕ_{OH})

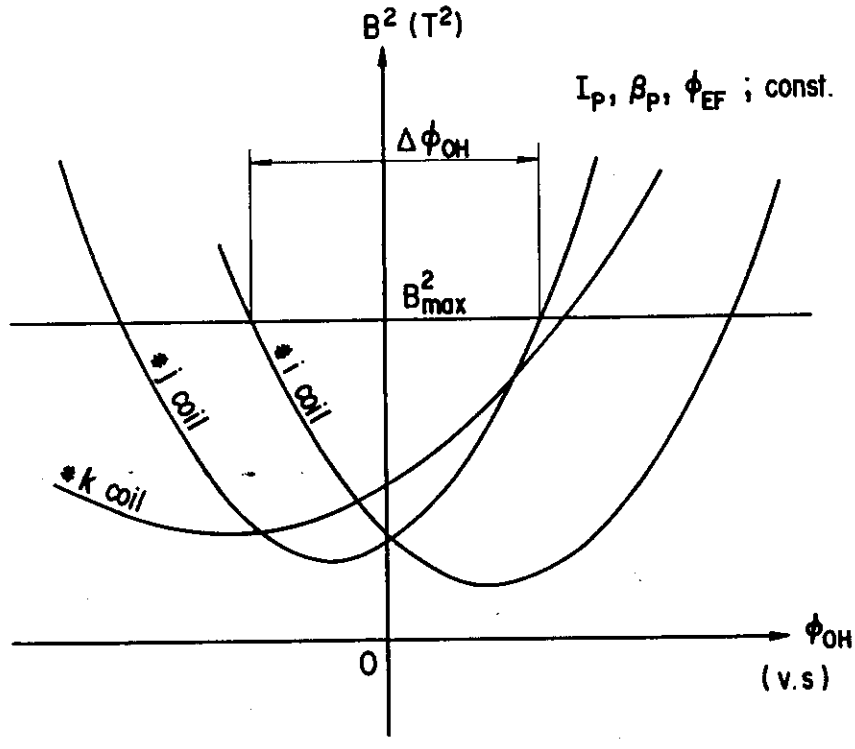


Fig. 5.2-3 Allowable Range of ϕ_{OH}

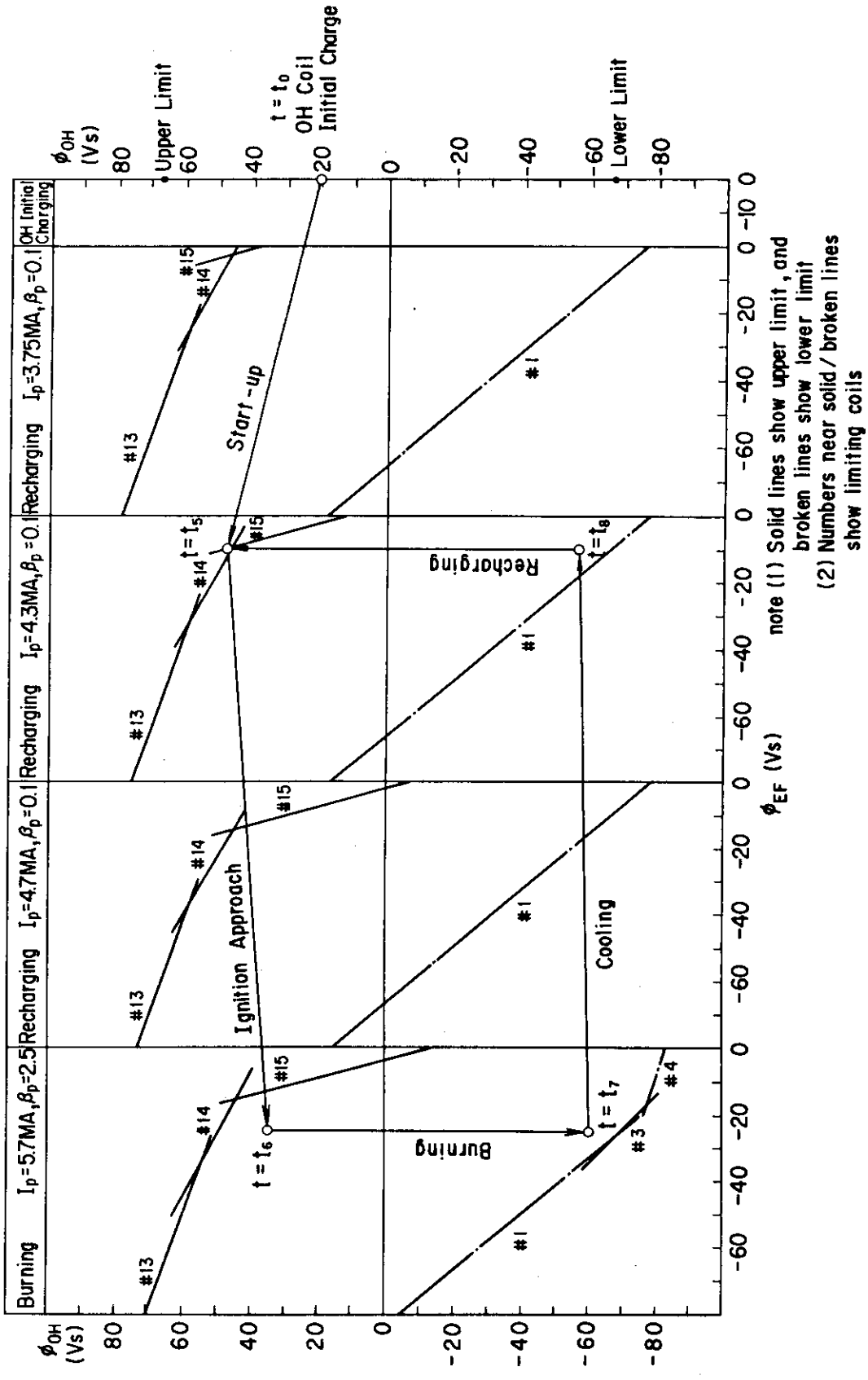


Fig. 5.2-4 Flux Transition Diagram

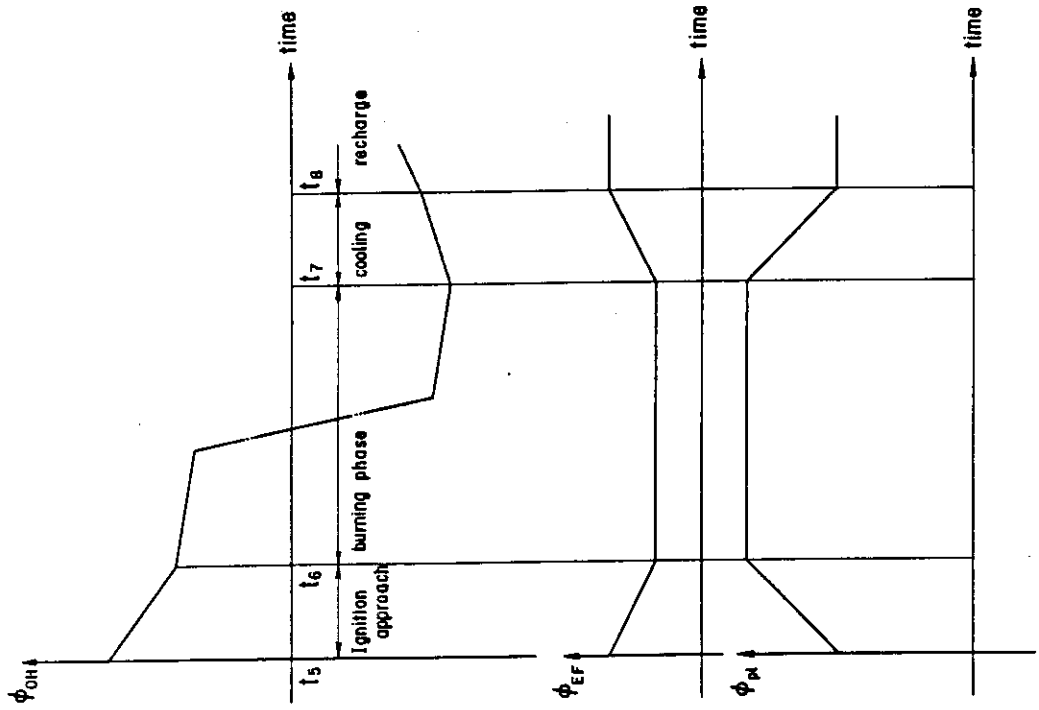


Fig. 5.2-6 Time Transition of Fluxes

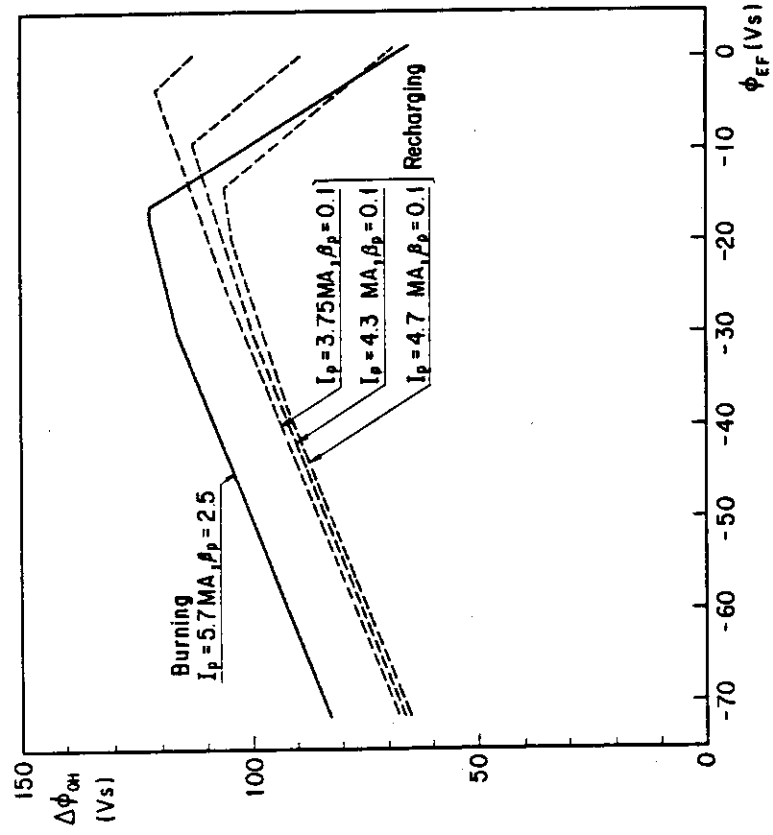


Fig. 5.2-5 Maximum OH Flux Swing in Each Phase (without Interaction between Phases)

6. 準定常運転に起因するマグネット設計への影響

プラズマ電流を低密度領域で高周波により駆動，維持することにより，プラズマ電流を遮断することなく核融合の燃焼を繰返えす準定常炉については，既に設計研究が進められている。[1)~3)] 炉の寸法，工学的な影響については．文献 1) にまとめられており，特に(i)燃焼時間，(ii)トロイダル磁場コイルの転倒力変動，(iii)運転に必要なエネルギー消費量等検討されている。

ここでは，準定常運転とすることに伴い発生するマグネット設計への影響について若干の考察を試みる。

6.1 ポロイダル磁場コイルの磁束利用

先の検討[1)] では，赤道面近傍のインボード側ソレノイドコイルに注目して考察を進めている。プラズマ平衡の観点からは，このソレノイドコイルに平衡磁場成分の一部（特に六重極磁場成分）を分担させる方が，全体の起磁力を低くすることが出来るが，最大磁場の観点からは，OHコイル電流と平衡磁場発生のための電流が同じ方向となることから，プラズマの燃焼のための磁束供給の立場からは不利であることを指摘している。高周波による電流維持，準定常運転のねらいが，OH磁束をできるだけ有効にプラズマの燃焼維持についやすかにある事を考慮して，中心部ソレノイドには平衡磁場形成の役を分担させない方式を採用している。検討結果によれば，高周波電場による電流駆動時のプラズマ電流を適当に設定すれば（燃焼時のプラズマ電流の約80％程度），燃焼維持についやし得る磁束$\triangle\Psi_{ava}$は，次式で得られる。

$$\triangle\Psi_{ava} = \triangle\Psi_{OH} - 2\triangle\Psi_{res}$$

但し，$\triangle\Psi_{OH}$ は最大経験磁場をある値に定めた時の取り得る最大磁束変化量，$\triangle\Psi_{res}$ は燃焼への加熱あるいは冷却時の抵抗性磁束消費量である。

Fig. 6.1－1に示す結果では，$\triangle\Psi_{res}$ は充分小さく，$\triangle\Psi_{ava}$ は$\triangle\Psi_{OH}$の94％を得ている。

しかしこの検討では，$\triangle\Psi_{OH}$ 算出の際，注目した中心部ソレノイドコイルに，他の電流群から付加される磁場の考慮が払われていない。

従来のパルス運転炉においては，中心部ソレノイドコイル（OH coil）を初期励磁した場合（正方向に最大励磁した場合）には，プラズマ電流及びプラズマを閉じ込めるための平衡磁場の発生はない。またプラズマ電流が立上がった段階では，OH磁束はプラズマの誘導磁束（$L_p I_p$）に大部分をついやし，逆方向に励磁されることになる。詳しくは5章にて論じたが準定常運転においては，Fig. 5.2－1に示すように初期励磁の際もプラズマ電流が流れており，プラズマおよび平衡磁場が常に付加されている。従って設計着手段階のラディアルビルド決定の検討において，OH磁束の変化の算出に当っては，$\left(1 - \frac{B_{EX}}{2B_{max}}\right)$の係数を導入した。これは，OH coil単独で出し得る磁束のほとんどをプラズマの燃焼に使い得る訳ではなく，限られた寸法内で必要な磁束を得ようとすれば，より高い磁場に耐えられるコイルを必要とする事を示唆して

いる。

またB_{EX}については，単に中心部ソレノイドコイルのみ考慮すれば良い訳ではなく，燃焼を繰返す各フェイズにおいて制限となる磁場の発生するコイルは刻々と移っている。設計を通じての経験からクリティカルな磁場の発生するコイルは，従来注目していた赤道面近傍の中心部ソレノイド（JAERI－M 85－177 Fig. 53.2－1に示す＃1 coil）の他，ダイバータコイルに近い端部ソレノイドコイル（＃14 coil），起磁力の大きいダイバータコイル（＃15 coil）などで発生している。この異なるコイルで異なる時点に上下限が生ずることは，ある条件下では中心部ソレノイドに平衡磁場発生の役を負わせても良いことになる。従って平衡コイルが供給する磁束には任意性が生ずる。プラズマの加熱開始から冷却終了に到る各状態に渡って，全磁束ϕ_tは保存され

$$\phi_t = \phi_p + \phi_{OH} + \phi_{EF} + \int V_p \, dt = \text{const.}$$

但し，ϕ_p ：プラズマの磁束（$L_p I_p$）

ϕ_{OH} ：OHコイル成分の作る磁束

ϕ_{EF} ：平衡磁場成分の作る磁束

V_p ：プラズマ１ターン電圧

と表わされる。

ϕ_pについては，燃焼時およびOHコイルの再充電時のプラズマ状態を設定すれば定まる値であるが，ϕ_{OH}およびϕ_{EF}については任意性がある。従ってプラズマ燃焼に利用できる磁束を最大とするように，運転周期に沿って$\phi_{OH} - \phi_{EF}$平面上で最適な動作点を選定する必要がある。

この動作点の選定に関しては，本年度設計について前章（5.2）にて詳細を示したが，従来の設計例との比較をTable 6.1－1に示す。昨年度FER設計例では，中心部ソレノイドコイルはOH用にのみ使用し，外部磁場B_{EX}を無視して検討した結果であるのに対し，本年度FER設計およびINTORの設計例[4]は，中心部ソレノイドコイルに平衡成分も分担して流し，外部磁場B_{EX}を考慮して得た結果である。OHコイル成分のみで取り得る磁束に対し，燃焼に利用できる磁束の割合は，昨年度の検討では94％に達しているが，B_{EX}の効果を考慮することによりFERの設計では73％，INTORの設計例では50％と有効に使える磁束の割合が減少している。

INTORの設計例では，同じコイル配置で準定常運転とパルス運転との比較も挙げた。パルス運転では，プラズマの燃焼に27V・s利用できOHコイル成分単独で取り得る磁束の３０％になっている。この値は従来のINTOR設計[5]の10V・sに比べ大きくなっているが，これは平衡磁場による磁束ϕ_{EF}を有効に利用した結果である。

また準定常運転であっても本年度FER設計とINTORでは，燃焼に利用する磁束の利用率に大きな差が生じている。これはポロイダル磁場コイルと燃焼時のプラズマ電流に起因し，最大許容磁場B_{max}に対する外部磁場B_{EX}の比B_{EX}/B_{max}に相違があるからである。INTORの場合比較的プラズマ電流が高く設定されており，この結果外部磁場B_{EX}の効果が大きく出ているためと推察される。

Table 6.1－1 Compasion of the available flux for burning

Design / Flux	'84 FER design	'83 FER design* Quasi-steady Operation case A	INTOR** (Design modification)	
			Quasi-steady Operation	Pulsed operation
Flux from only OH coils exciting	130 V・s	105 V・s	90 V・s	
Available flux for burning	95 V・s	99 V・s	45 V・s	27 V・s
Ratio of the available flux for burning	73%	94%	50%	30%

* JAERI-M 84-212

** JAERI-M 85-083, INTOR phase II part 2 Design modification (I_p = 6.4 MA)

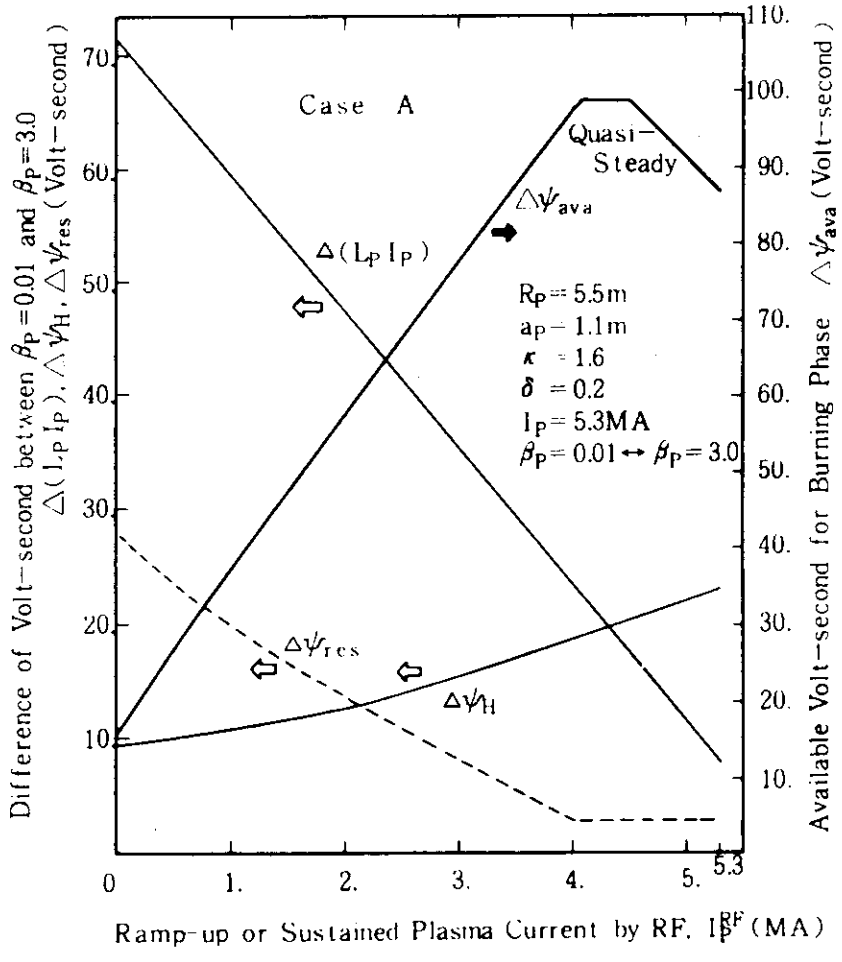


Fig. 6.1-1 Available Volt-second for Burning Phase

6.2 準定常運転によるＡＣロスの低減

準定常運転を採用する事による大きな効果は，極低温に冷却されるコイルおよび構造物中に誘起される渦電流を大巾に減少でき，冷凍容量をより現実味のある仕様レベルに低減できる事が指摘されている。

パルス運転と準定常運転とではどの程度違いがあるかを，パルス運転としては昨年度設計[1]の一例を，準定常運転としては本年度の設計を挙げて比較する。この比較は運転シナリオの相違のみを明確にするため，あえて諸条件をそろえて比較している訳ではないので，運転方法の違いのみに起因する厳密な比較とはなっていない。しかし冷凍系容量の規模の比較としては有効である。

本年度設計についてはJAERI-M 85-177に掲載したが，ここでは準定常運転の繰返し平均値で比較した。結果をTable 6.2-1に示す。冷凍容量で昨年度のパルス炉の設計例の約1/4に低減している。本年度の設計では，主なる熱負荷は渦電流損よりも，トロイダル磁場コイルに負荷される核発熱の占める比率が高くなっている。

尚，導体設計に関与する巻線部における磁場の変化率については，準定常運転とすることで発生頻度は低減の可能性があるが，プラズマ立上げのシナリオ，プラズマのディスラプション，位置形状等の制御磁場などに起因する要因が支配的であり，単に準定常運転方式の炉を採用することだけでは，パルス超電導マグネットの必要性を低減することにはなり得ない。

参考文献

1) 炉設計研究室：核融合実験炉（FER）の概念設計（昭和58年度報告書），JAERI-M 84-212(1985)
2) Sugihara M., et al. Nuclear Engineering and Design／Fusion 1(1984) 265
3) Nishio S., et al. Nuclear Engineering and Design／Fusion (to be published)
4) Tomamechi K., et al.：Japanese Contribusions to IAEA INTOR workshop, Phase two A, Part 2, Chapter XI (to be published in JAERI-M 85-083)
5) International Tokamak Reactor Phase Two A Part 1 (IAEA 1983)

Table 6.2-1 Heat loss of coil system

Coil	Items		Pulsed Operation Heat Loss (kW)	Quasi-steady state Op. '84 Design Heat loss (kW)	Quasi-steady state Op. '84 Design Lig He (ℓ/hr)
Structure etc	From Vacuum Chamber	Conduction	0.7	0.6	
		Radiation	0.3	0.4	
	Sub-total		1	1	
TFC	Conductor Joints		1	1.1	
	Current Leads		840(0.6) ℓ/h	—	1200 ℓ/hr
	AC Loss	Conductor	17.8	0.02	
		Helium Vessel	50	0.13	
		Sheat Panel	32 (117.8)	2.34 (3.66)	
		Center Cylinder	18	1.17	
	Nuclear Heating		5	13.4	
	Total of TFC		123.8+840 ℓ/h	18.16	
PFC	Conductor Joints		0.1	1.7	
	Current Leads		1680(1.2) ℓ/h	—	2800 ℓ/hr
	AC Loss	Conductor	3 (18.9)	0.12 (0.54)	
		Support	15.9	0.42	
	Total of PFC		19+1680 ℓ/h	2.24	
Total			144+2520 ℓ/h	21.4	4000 ℓ/hr

7. マグネット冷却方式の比較

7.1 コイル剛性比較

巻線部の設計は，マグネットの冷却方式に大きく影響され，機械的な強度にも差が生ずる。浸漬冷却方式のコイルは，液体ヘリウムの冷却チャンネルのための空間を確保するために，パンケーキ間にGFRP等の絶縁スペーサを占有率30～50%で挿入する構造である。又，浸漬冷却方式の超電導導体は，安定化のために銅材のハウジングに埋込まれており，ステンレス鋼よりも低い剛性である。このため，巻線部の全体としての剛性は，小さい値となる。他方，強制冷却方式のコイルでは，冷媒が導体内を流れるため，導体相互はガラスクロス及びレンジ含浸等で強固に一体化することが可能である。又，シース材としてステンレス鋼を使用出来るため，巻線部の剛性を大きくする事が可能である。本節では，TFコイルの巻線部の剛性値を変え，有限要素法にて計算し，比較・検討を行った結果を記述する。

7.1.1 検討モデル

巻線部の剛性によるコイル変形，応力値の変化を評価する目的で，Table 7.1.1－1及びTable 7.1.1－2 に示す3種類の剛性値を使用して強度解析を行った。

Case A は，従来の浸漬冷却方式の巻線部の剛性評価法に従って導体一本の値×本数により算出した剛性である。

Case C は，含浸等で一体化した巻線を想定したもので，一体の巻線部の剛性値である。

Case B は，Case AとCase C の中間の剛性，すなわち，巻線部を9ブロックに分割し，各ブロックの剛性を加えたものである。

解析モデルは，基本的にJAERI－M 85－177，5.2.6の(2)と同様であるが，Fig. 7.1.1－1に示す様モデルとし，下記に示す点を変更した。

① 巻線部とコイル容器は，別々のビーム要素とし，各ビーム要素をバネで結合させたモデルとした。

② バネ定数は，導体，パンケーキ間絶縁物及び容器と巻線部間のステンレスのスペーサの直列バネとして評価した。

③ 荷重条件は，$t=t_6$ の転倒力を各ケース共通に使用した。

7.1.2 結　果

(i) 変　位

各条件での変位図を，Fig. 7.1.2－1～Fig. 7.1.2－3に示す。又，変位の最大値をまとめたものが，Table 7.1.2－1である。Case AとCase Cとを比較した場合，全体のたおれ量で約1.4mm差が生じる。Case Bの場合は，Case Aの結果と比較して，全体のたおれ量で，0.2mmとあまり差が見られない。

(ii) 応　　力

Table 7.1.2−2 に，3 Caseの各部材に発生する応力の最大値を示す。巻線部の応力値が，剛性が高くなるにつれて，増大する。この原因は，巻線部が一体で変形した場合に曲げ応力が分散されずに，両端面で最大となるためである。その他の部材の応力値には，巻線の剛性の増大とともに低くなる傾向はあるが，大きな差異は生じない。

(iii) 比較検討

TFコイルの巻線部及びコイル容器の剛性が変形量に与える影響を比較した場合，コイル容器の剛性により変形が決定され，巻線部の剛性増加による寄与分は数%である。このため，解析結果には巻線部の剛性増加による差異が顕著に現われてこない。しかし，PFコイルの様に，大きな剛性を有するコイル容器の無い場合においては，巻線部の剛性増加による，変化及び応力の減少が顕著に現われるであろう。

Table 7.1.1－1 Beam Geometric Properties of Coil Case.

	Part Ⅰ	Part Ⅱ	Part Ⅲ
Axial Area, A (mm^2)	6.361×10^5	6.577×10^5	6.280×10^5
Moment of Inertia, I_x (mm^4)	4.772×10^{10}	4.898×10^{10}	4.549×10^{10}
〃 , I_Y (mm^4)	1.241×10^{11}	1.330×10^{11}	1.216×10^{11}
Moment of Torsion, J (mm^4)	8.696×10^{10}	8.829×10^{10}	8.430×10^{10}

Table 7.1.1－2 Beam Geometric Properties of Winding on each Case

	CASE A	CASE B	CASE C
Axial Area, A (mm^2)	1.301×10^5	1.301×10^5	1.301×10^5
Moment of Inertia, I_x (mm^4)	1.574×10^7	3.463×10^8	2.825×10^9
〃 , I_Y (mm^4)	1.574×10^7	6.410×10^8	4.728×10^9
Moment of Torsion, J (mm^4)	2.327×10^7	6.904×10^8	5.954×10^9

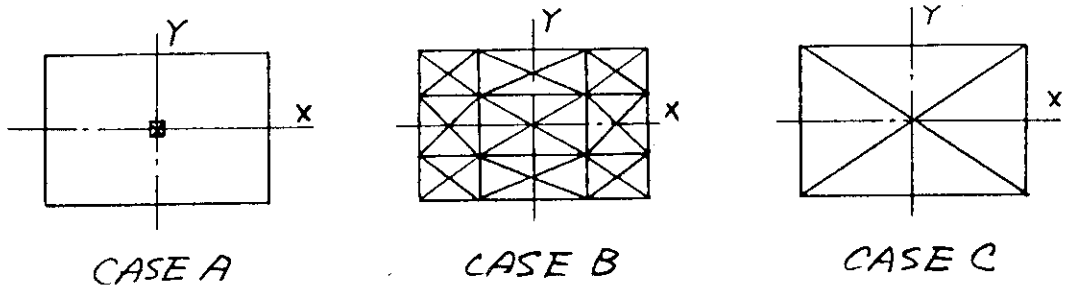


Table 7.1.2－1 Max. Deflection of each conditions

(Unit ; mm)

	CASE A	CASE B	CASE C
Upper part	−25.7	−25.6	−25.0
Lower part	27.9	27.8	27.2

Table 7.1.2－2 Max. Stress on each part of TF Coil

(Unit ; MPa)

	CASE A	CASE B	CASE C
Coil Case	406	403	391
Winding	19	129	250
Spacer	64	67	81
Shear Panel	234	237	237
Coil Leg	113	113	110

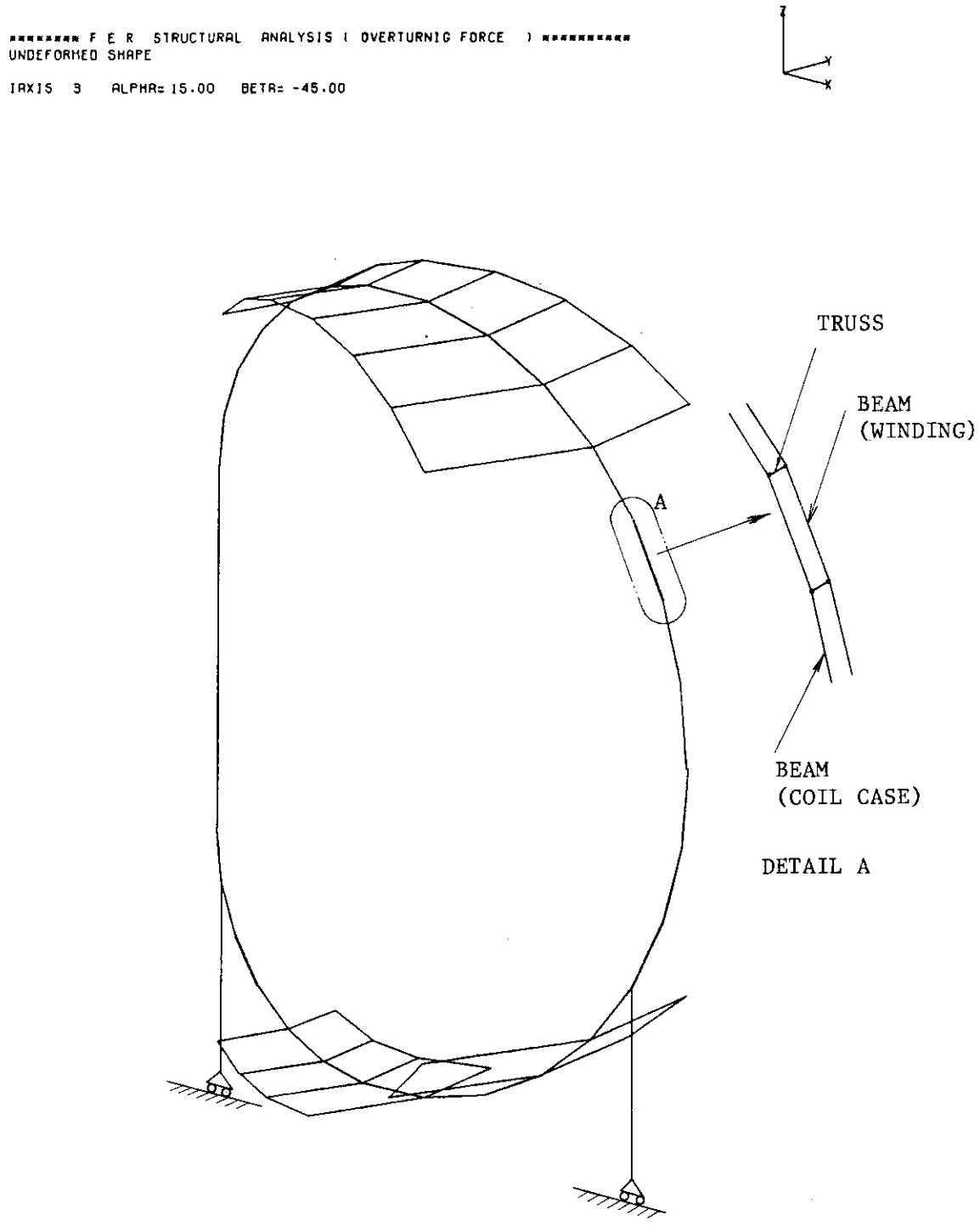


Fig. 7.1.1-1 Structural Analysis Model of TF Coil

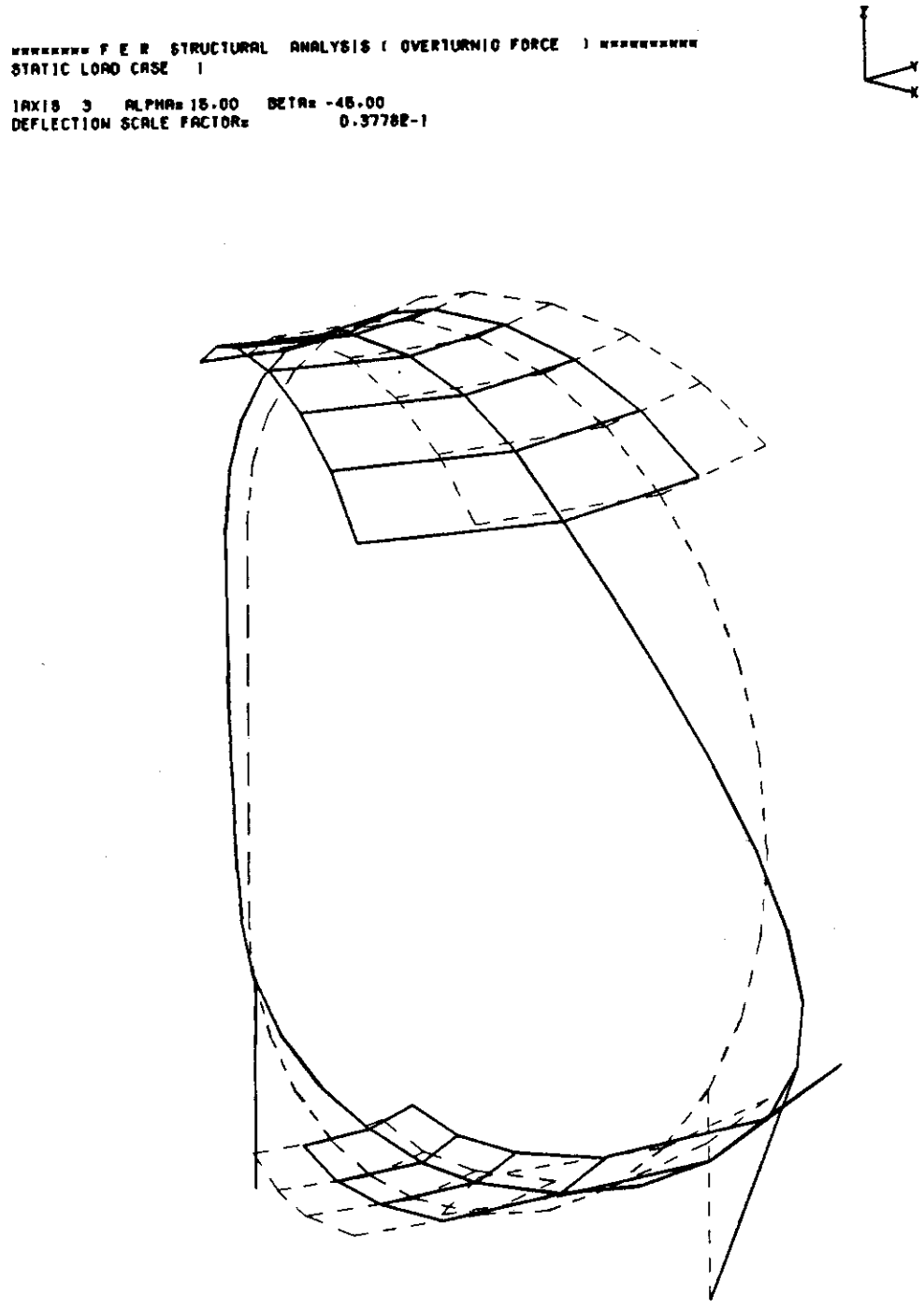


Fig. 7.1.2-1(a) Deflection of TF Coil in Case A

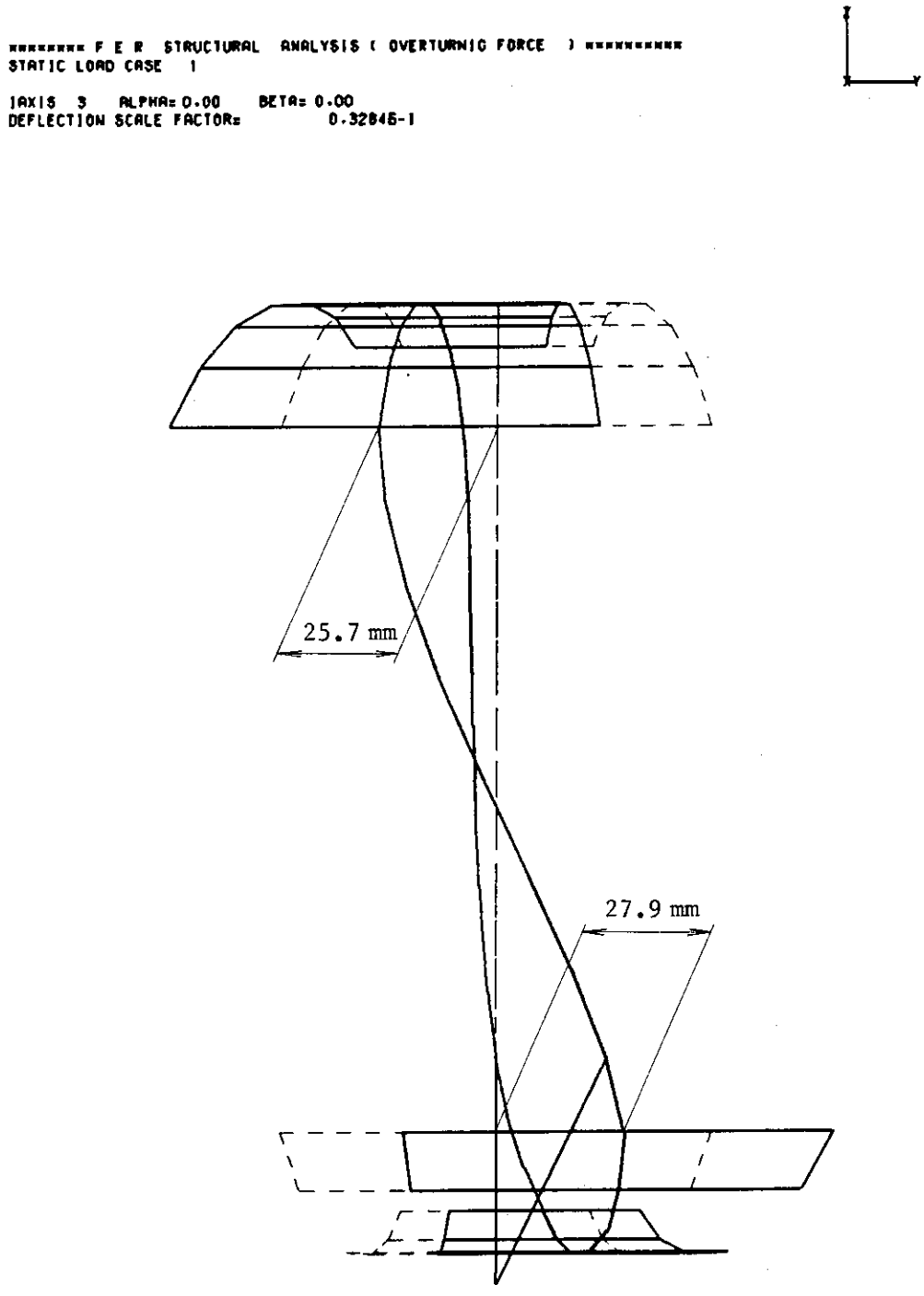


Fig. 7.1.2-1(b) Deflection of TF Coil in Case A

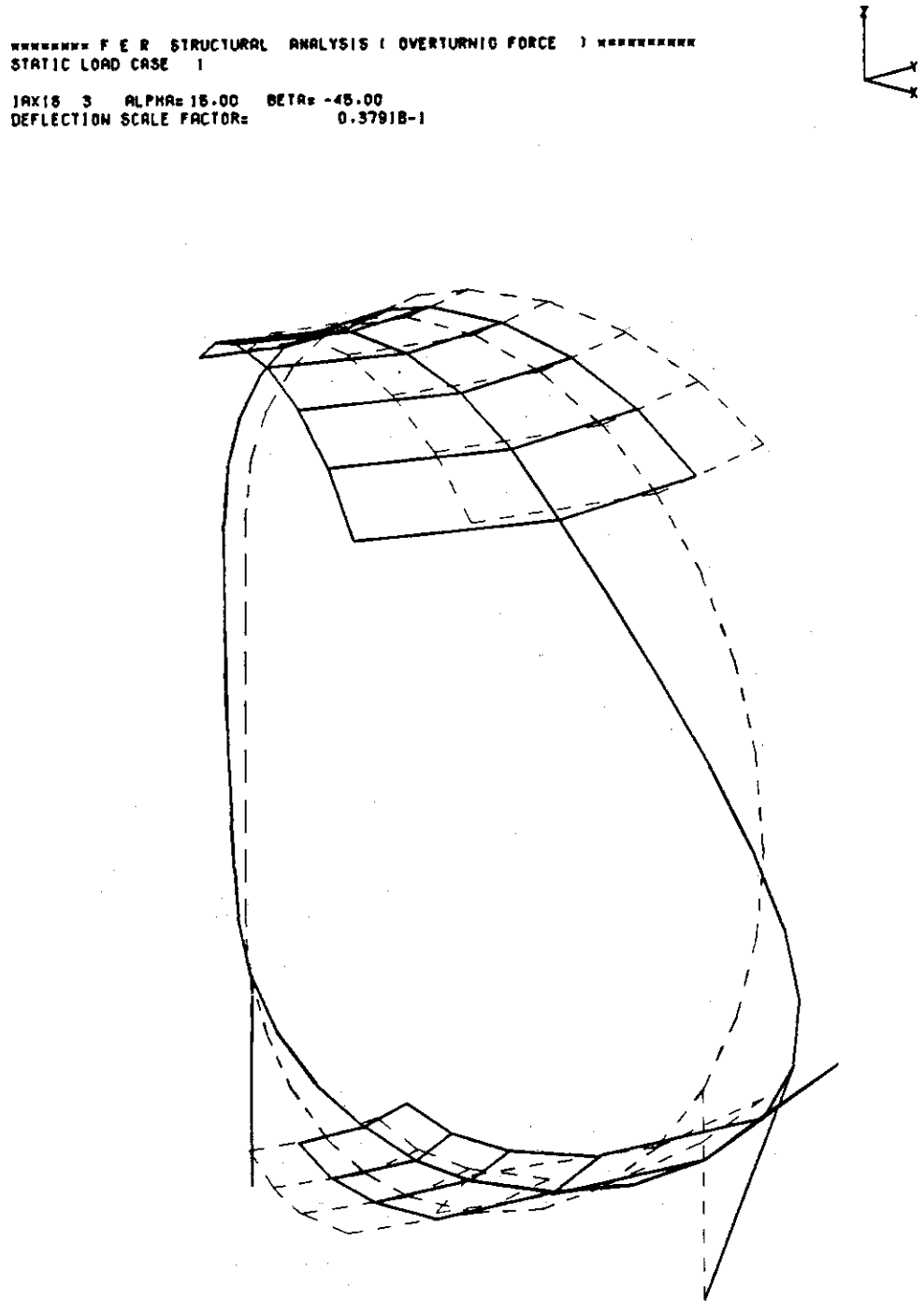


Fig. 7.1.2-2(a) Deflection of TF Coil in Case B

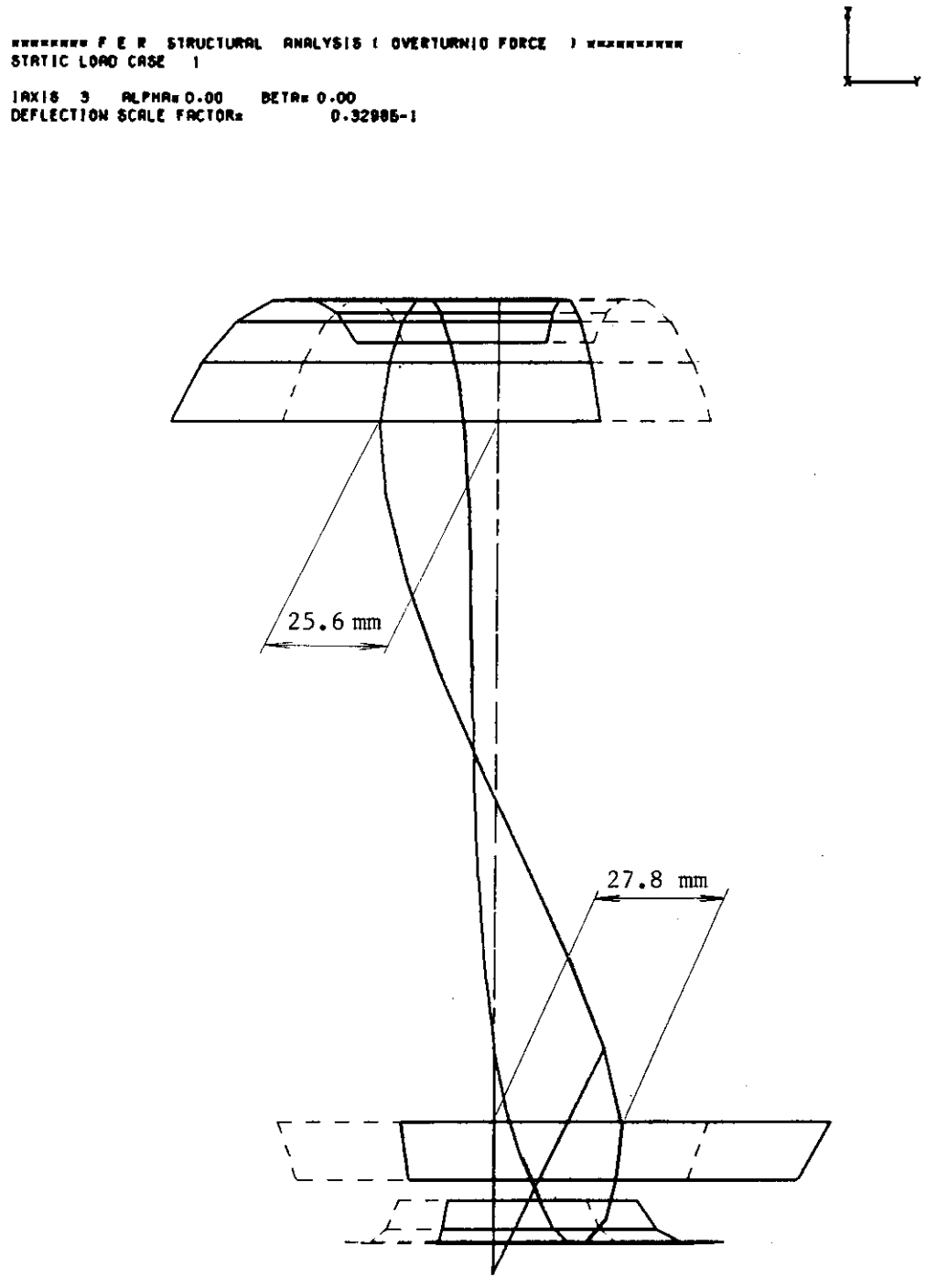


Fig. 7.1.2-2(b) Deflection of TF Coil in Case B

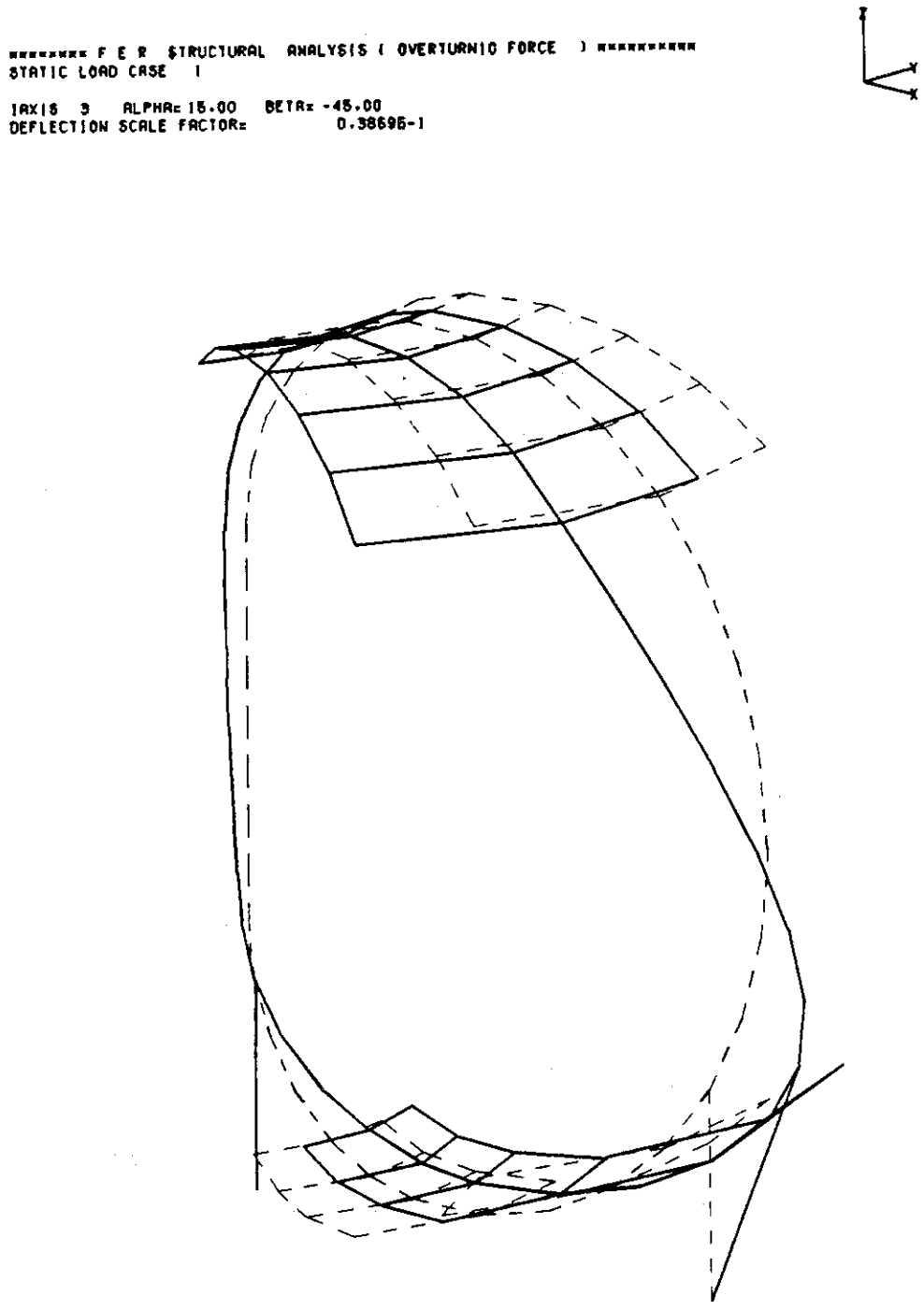


Fig. 7.1.2-3(a) Deflection of TF Coil in Case C

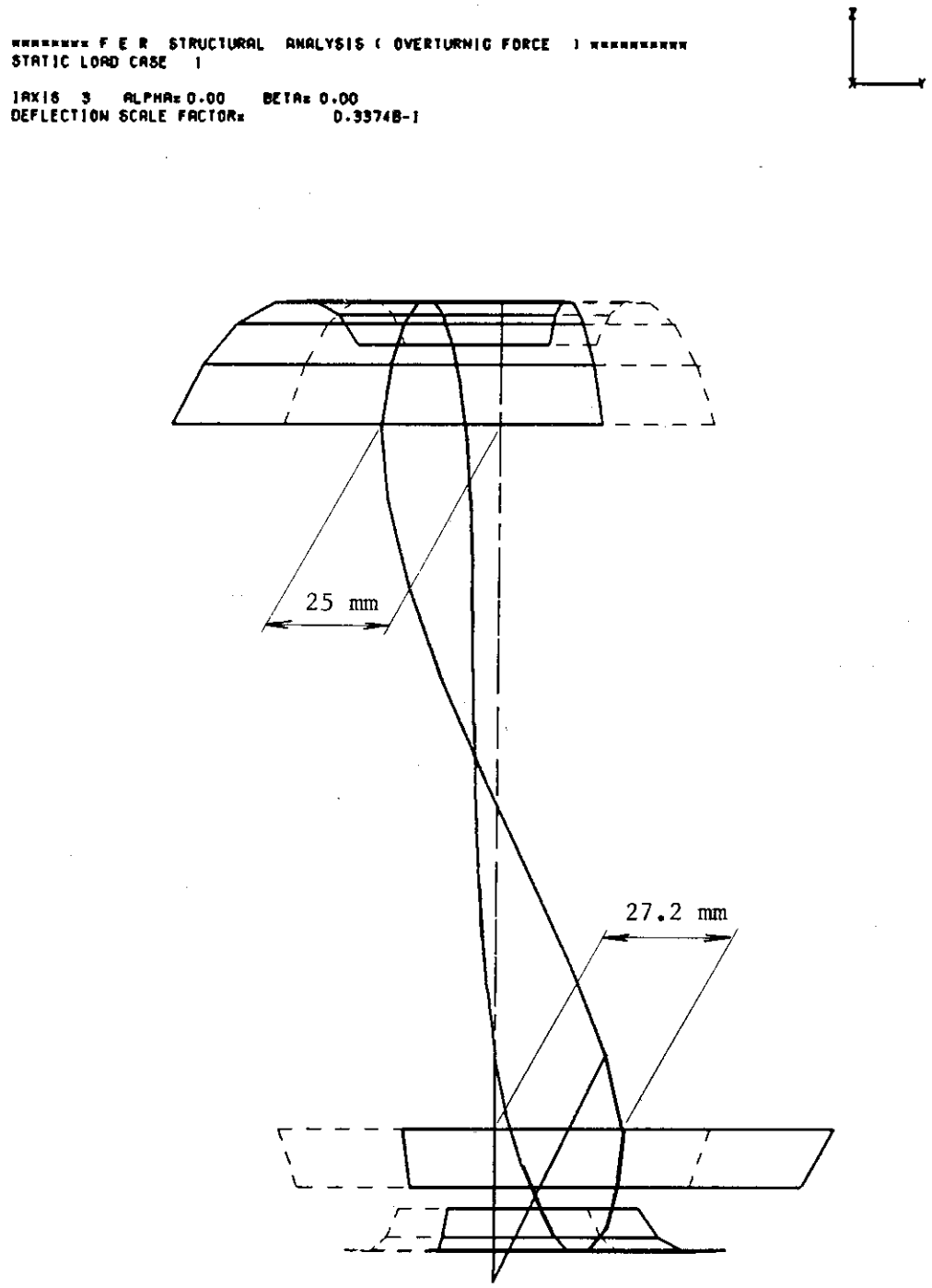


Fig. 7.1.2-3(b) Deflection of TF Coil in Case C

7.2 周辺スペースの検討

本節では，真空容器内及び周辺の機器設置スペースを検討したものである。機器設置スペースとして，考慮する必要のある機器を下記に示す。

① 低温ポンプ及び熱交換器ユニット
② 電流リード及び液体ヘリウム溜め
③ 低温制御弁（バルブボックス）
④ 各種配管

(i) 低温ポンプ及び熱交換器ユニットの配置

低温ポンプ及び熱交換器ユニットは，JAERI-M 85-177 Fig. 5.7.1－2に示す様に，6系統で構成される。更に，系統の制御弁が設けられる。これらの低温ポンプ及び熱交換器のユニットは，真空容器外の近傍のスペースに設置され，真空断熱された冷凍配管で真空容器内の各コイル及び支持構造物等の被冷却物の配管と連結される構造である。

(ii) 電流リード及び液体ヘリウム溜めの配置

TFコイル及びPFコイルの電流リードは，Fig. 7.2－1に示す様に，液化・冷凍機より供給される液体ヘリウムの蒸発ガスで冷却する方式である。TFコイルの電流リードは，各コイル毎に，上部に液体ヘリウムリザーバー（約500ℓ）を有し，この蒸発ヘリウムガスで冷却される構造である。PFコイルの電流リードは，OHコイルと上部EFコイル，及び下部EFコイルの二系統に分け，液体ヘリウムリザーバーを中心柱の上部と下部に設置し，この蒸発ヘリウムガスで冷却する構造である。各電流リードの真空容器からの取出し口部は真空容器の下部とし，地下ダクトに設置される電源ブスバーと接続を真空容器外で行うものとする。Fig. 7.2－2に，電流リード群の真空容器内での構成の概略図を示す。

(iii) バルブボックスの配置

初期冷凍，昇温時に系統を制御する低温弁が設けられたバルブボックスは，低温ポンプ及び熱交換器ユニットと，一対にして設置する。この設置スペースは，TFコイルの背後のスペースを使用する。

(iv) 各種配管

真空容器内のコイル周辺の冷凍配管は，構造物と干渉しないように配管される必要が有るが，具体的な引回しは，電流リードほど重要な問題とはならない。冷凍配管の寸法等をTable 7.2－1に示す。

今後の検討課題としては，熱交換器，低温ポンプの設計及び各機器の容量，寸法等を決定し，具体的な設置スペースの検討を行う必要がある。又，構造物の冷却構造の設計及び真空容器内の冷凍配管の配置決定も，今後の検討課題である。

Table 7.2－1 Pipe Specification of Main Lines

Line Name	Number of piping	Dimension	Flow Rate	Material
SHE Supply Main Line	6	80A×sch 20	600g/sec	S.S.304L
SHE Inlet Line	37	50A×sch 20	150g/sec	〃
SHE Return Main Line	6	80A×sch 20	600g/sec	〃
SHE Return Line	37	50A×sch 20	150g/sec	〃
LHe Supply Line for Leads	1	125A×sch 10	4000 ℓ/hr	〃
Current Lead Inlet Line	21	15A×sch 10	100 ℓ/hr	〃
Cryogenic Supply Line	1	200A×sch 10	3300g/sec	〃
Cryogenic Return Line	1	200A×sch 10	3300g/sec	S.S.304L

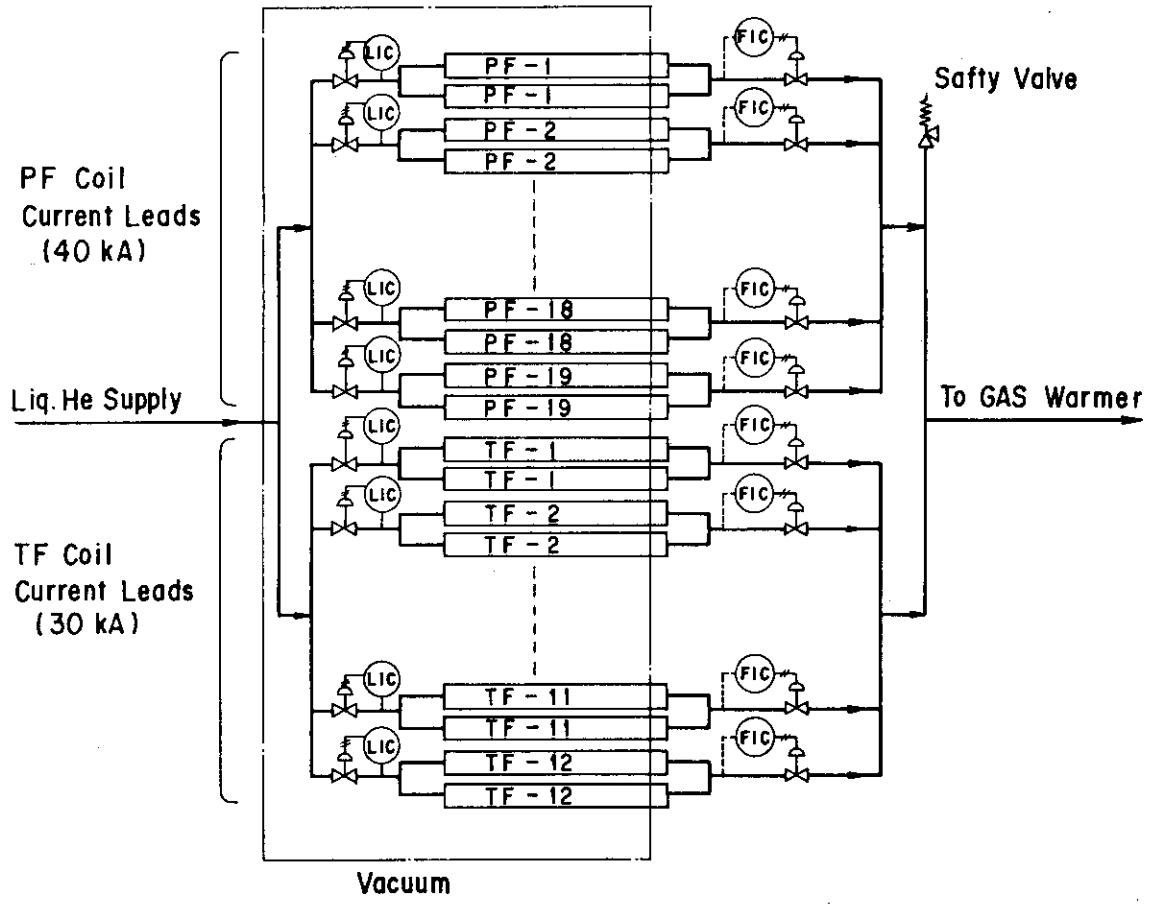
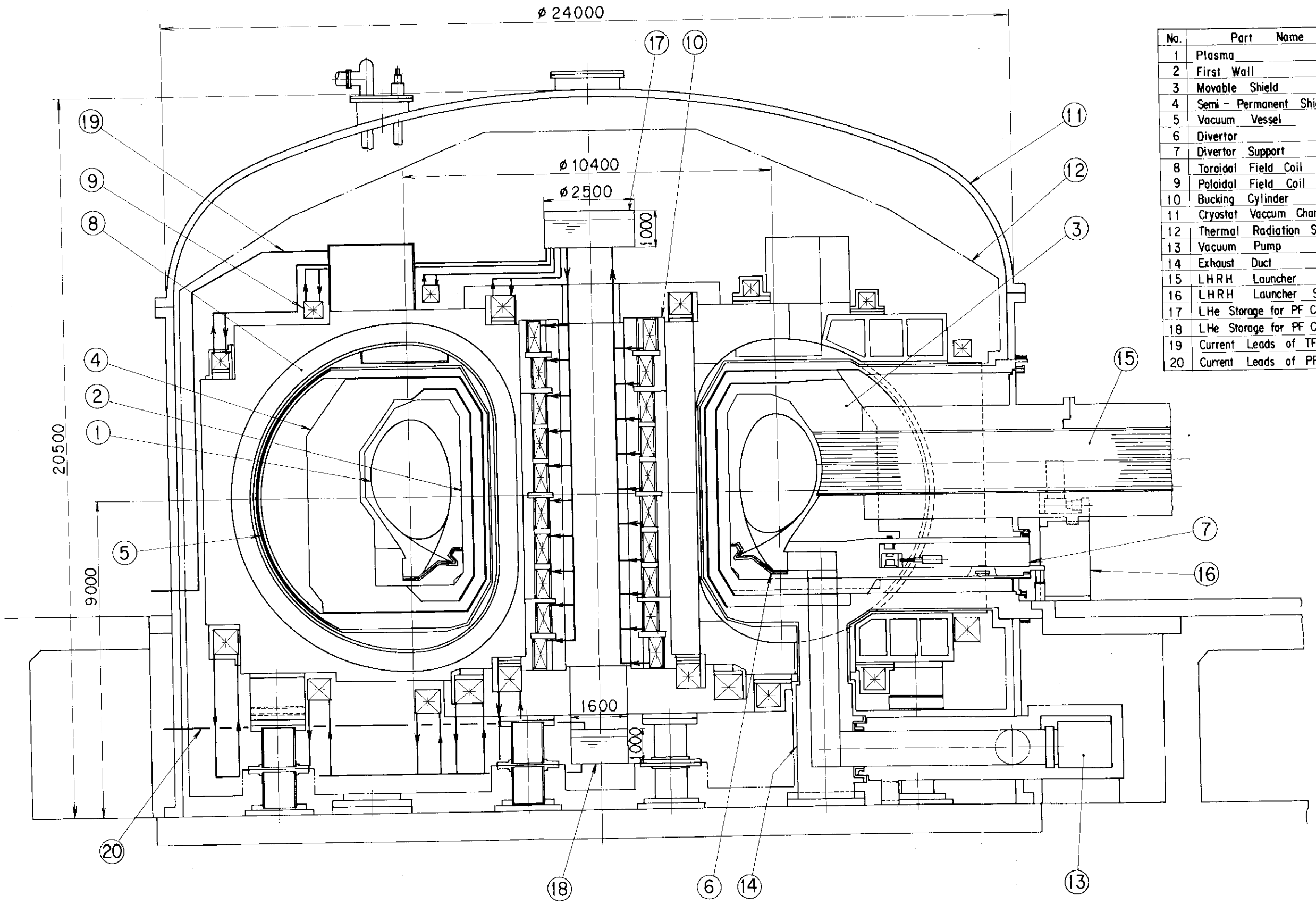


Fig. 7.2-1 Flow Diagram of Current Leads



No.	Part Name
1	Plasma
2	First Wall
3	Movable Shield
4	Semi - Permanent Shield
5	Vacuum Vessel
6	Divertor
7	Divertor Support
8	Toroidal Field Coil
9	Poloidal Field Coil
10	Bucking Cylinder
11	Cryostat Vaccum Chamber
12	Thermal Radiation Shield
13	Vacuum Pump
14	Exhaust Duct
15	LHRH Launcher
16	LHRH Launcher Support
17	LHe Storage for PF Coil (Upper)
18	LHe Storage for PF Coil (Lower)
19	Current Leads of TF Coil
20	Current Leads of PF Coil

Fig. 7.2-2 Current lead in the vacuum vessel

8. トロイダル磁場コイルの転倒力

8.1 転倒力に関する工学量

トロイダル磁場コイル（以下，TFコイルと略記）に作用する電磁力には向心力，拡張力および転倒力があり，このうち転倒力はポロイダル磁場コイル（以下，PFコイルと略記）の通電状態によって決まり，通常のトカマク装置においては変動荷重である。従来のパルス運転方式のFERおよびINTOR等においても転倒力に起因してTFコイルの構造および支持構造の設計が困難になっている。構造強度の設計基準には静的荷重に対応した応力と変動荷重に対応した疲労寿命がある。準定常運転シナリオの導入によって荷重の変動分は無視し得るレベルまで下げることの可能性が示された[1)]。準定常運転における変動荷重とは，波動によってプラズマ電流を駆動する低密度（低β_p）プラズマフェーズ（このフェーズはOHコイルの再充電フェーズでもある）とプラズマ燃焼（高β_p）フェーズのプラズマ平衡磁場配位の差異に起因して生じる転倒力の差異に外ならず，この差異は低β_p時のプラズマ電流を適当に選ぶことによって事実上無視できる[1)]。したがって最終的に構造設計に影響を及ぼす転倒力は燃焼時のそれである。

通常TFコイルの転倒力を表わす量として装置赤道面とTFコイル面が交差する線（R軸）のまわりのモーメントおよび装置中心軸（Z軸）まわりのモーメントが算出されるが，これらは構造設計上必ずしも有用な情報となり得ない。例えば，リミタ配位をもつ円形プラズマの平衡磁場は垂直磁場のみとなりTFコイルに作用する転倒力は上半分の領域については任意の点でほぼ同一の方向に作用し，下半分の領域についても同様であり，ただし力の向きは上半分とは逆である。このような場合には，TFコイル周上に分布している転倒力は，その積分量としてのモーメントと比例関係にあり，したがってモーメントの値は構造設計の難易の指標となり得る。しかしながらプラズマ形状が楕円度，三角度等で定義されるいわゆるD型断面形状を有するプラズマの平衡磁場配位は垂直磁場成分（二重極磁場成分）のみならず四重極，六重極の磁場成分で構成されており，このことはTFコイル周上の半周期（上半分あるいは下半分）にわたって転倒力の作用する方向が反転することを意味する。Fig. 8.1－1に$\kappa = 1.6$，$\delta = 0.2$，$R_p = 5.5$m，$a_p = 1.1$mおよび$I_p = 5.3$MAなるパラメータを有するプラズマについて，TFコイルに作用する転倒力の分布を示す[1,2)]。ただし，ここでκ，δ，R_p，a_pおよびI_pはそれぞれのプラズマの楕円度，三角度，主半径，副半径および電流である。このように荷重の方向に反転が生じる場合，モーメントはその差としてしか現われず，例えばR軸まわりのモーメントに注目した場合，Fig. 8.1－2[2)]に示すようにポロイダルベータ$\beta_p = 1.5$近傍でゼロとなる。しかしコイル自身に応力の生じていることは言うまでもない。したがって荷重の分布そのものに注目する必要がある。荷重分布のほかに構造設計の難易の指標になり得る工学量として次のものが考えられる。すなわち，トカマク装置全体もZ軸まわりに捩る力である。これが従来のZ軸まわりのモーメントとは異なることを以下に記す。荷重分布がFig. 8.1－3のf_tで代表されるように，$Z = 0$の面を境に点対称分布を成し，かつ上半分あるいは下半分の領域内においては荷重方向の反転が

ない場合，系全体をZ軸まわりに捩る力（単にZ軸まわりのモーメントを算出すると上下で打消合いゼロとなる）はZ＝0の面で最大となり（図中のM_1参照），これはZ＝0からZ＝Z_hまでもしくはZ＝0からZ＝$-Z_n$までの分布荷重に腕の長さをかけて積分した値に等しい。ところが荷重分布がFig. 8.1－3のf_2で代表されるようにZ＝0の面で仮に点対称分布であっても上半分あるいは下半分の領域内において荷重方向に反転が生じる場合，例え対称荷重分布であっても上部もしくは下部の片面のみから捩りモーメントを算出すると図中のM_2に示されるようにゼロとなる。この場合は，上部から4分の1および下端から4分の1の箇所において捩りモーメントの最大が表われる。

一般的にFig. 8.1－4に示すようにトカマクの任意にとり出した1個のTFコイルのようにZ－R平面上の点（R，Z）において単位面積当りf（R，Z）の荷重が作用し，その作用点のZ軸からの距離をℓ（R，Z）とする場合，Z軸上の任意の点Z＝Z_0における系全体の捩りモーメントM（Z_0）は

$$M(Z_0)=\left|\int_{Z_1}^{Z_0}\int_{R_1(Z)}^{R_2(Z)}\ell(R,Z)f(R,Z)\,dR\,dZ\right|$$

$$=\left|\int_{Z_2}^{Z_0}\int_{R_1(Z)}^{R_2(Z)}\ell(R,Z)f(R,Z)\,dR\,dZ\right| \qquad (8.1-1)$$

と表わされる。

因みにトカマク装置のTFコイルとPFコイルの幾何学的関係から，TFコイルに作用する転倒力そのものの積分値F＝$\iint f(R,Z)\,dR\,dZ$は一般的にゼロとならないが捩りモーメントM＝$\iint \ell(R,Z)f(R,Z)\,dR\,dZ$は常にゼロとなる。（Appendix 参照）

本稿においては転倒力に関する工学量として，分布荷重のうちその最大値および最大捩りモーメントを採用し，荷重およびモーメントの分布については参考のため添付するに止める。

8.2 転倒力に及ぼすプラズマパラメータの影響

TFコイルに作用する転倒力はPFコイルの通電状態すなわち要求されるプラズマの平衡状態によって決まる。既に述べたように転倒力の変動成分については準定常運転方式の導入によって相当減少させることが可能になる。したがってここでは燃焼時のプラズマ平衡について議論する。

現在のFERではプラズマ性能の点から非円形D型プラズマを採用しており，円形プラズマとは異なり単純な垂直磁場のみではその平衡が達成できず，四重極磁場および六重極を必要とする。

PFコイルの設計の一環として「EQUCIR」コード[3,4]が用いられており，このコードはあらかじめ設定されたプラズマ形状が平衡となるようPFコイルの起磁力を求める機能を有する。非

円形D型プラズマはR－Z平面において

$$\begin{cases} R = R_p + a_p \cos(\theta + \gamma \sin\theta) \\ Z = \kappa a_p \sin\theta \end{cases} \qquad (8.2-1)$$

で表示される。しかし，この式で表わされるプラズマ形状は人為的に定めたものであり，プラズマが自ずから落ちつこうとする形状とは異なり，あくまでも近似的なものにすぎない。したがって（8.2－1）式が示される形状を忠実に守ることによって（プラズマとしては相当の無理をしている状態である）平衡コイルの起磁力が極めて大きくなるならば工学的に適切な手法を採用したとは言えない。むしろ（8.1－1）式で示される形状から少しずれた所にプラズマが自ずから落ちつこうとする状態があるならば，そしてそのことによって平衡コイルの起磁力が減少するならば，少なくとも工学的設計手法としては前者より適切であろう。そこで従来の「EQUCIR」コードにコイル起磁力を制限しながら平衡解析を行う機能を導入した。具体的には，平衡コイルの蓄積エネルギーに対応する項を付加し，先の（8.2－1）式で示される形状に対する忠実度との間で適当な妥協点を見出す方法である。定式化を以下に示す。

従来の「EQUCIR」コードでは平衡コイルの起磁力を求める際，（8.2－2）式で示される量を最少とする様に最小二乗法が用いられてきた。

$$E = \sum_{k}^{N_S} (\Psi_{Tk} - \Psi_S)^2 \qquad (8.2-2)$$

ここでΨ_{Tk}は例えば（8.2－1）式で示されるプラズマ形状をN_S個の離散点で表わし，そのk番目の点でポロイダル磁場の値であり，Ψ_Sは各繰返し段階でのプラズマ表面での磁束の値である。（8.2－2）式に平衡コイルの蓄積エネルギーに対応する項を付加し（8.2－3）式とする。

$$E = \sum_{k}^{N_S} (\Psi_{Tk} - \Psi_S)^2 + \sum_{j}^{N_C} \gamma_j I_j^2 \qquad (8.2-3)$$

ここでγ_jは電流平滑係数と呼ばれ，I_jはj番目のコイルの電流である。（8.2－3）式の二乗誤差Eを最小にするようI_jを変化させて収束点を見出す。設定形状と平衡計算の結果得られた形状とのずれ状況をいくつかのγに対して示した図がTable 8.2－1および8.2－2である。両表の相違はヌル点の位置の相違である。現在のFERの形状の設定パラメータ，すなわち，

プラズマ主半径	$R_p = 5.2$ m
〃　副半径	$a_p = 1.12$ m
〃　電流	$I_p = 5.7$ MA
楕円度	$\kappa = 1.4$（上部），1.6（上部）
三角度	$\delta = 0.2$（上部）
セパラトリックス点	$R = 4.6$ m，$Z = -1.65$ m
ポロイダルベータ	$\beta_p = 2.6$

についてはTable 8.2－1の上段に示されている。

Table 8.2－1および8.2－2から判るようにγの増加にともなって，設定形状からのずれが増大している。ずれの許容範囲は必ずしも明確に決定されるわけではなく，ずらすことによって得られる利点とのかねあいで妥協点を見出さなければならない。利点と目される指標として先に述べた転倒力の分布の最大値と捩りモーメント（Z－モーメント）および平衡コイル系の全

起磁力と蓄積エネルギーを選定した。Fig. 8.2−1にそられ指標のγ依存性を示す。Fig. 8.2−1の(1), (2), (3), (4)はそれぞれTable 8.2−1の上段，下段およびTable 8.2−2の上段，下段にそれぞれ対応する。またFig. 8.2−2からFig. 8.2−19に示す転倒力の分布と先に述べた装置全体の捩りモーメント（Z−モーメント）の装置中心軸上における分布は，Table 8.2−1の上段左より，次いで下段左よりさらにTable 8.2−2の上段左より，ひきつづいて下段左より順次対応がとれている。因みに，上半分のプラズマの三角度がゼロ（$\delta_u=0$）でかつ$\gamma=10^{-13}$のときは，計算コードのプログラム技術上の問題に起因してプラズマ平衡解を見つけることができなかった。

これら一連のγ依存性の検討から以下，考察をおこなう。

- 設定形状からのずれ量はいずれの場合においても，$\gamma=10^{-14}$から大きくなり（10 cm程度），要求されるプラズマ性能を満足しない可能性がある。
- 一方，平衡コイルの全起磁力，蓄積エネルギーおよびTFコイルに作用する転倒力の最大値，捩りモーメントはほぼ$\gamma=10^{15}$までは急激に減少し，それ以上大きいγの領域ではほとんど変化しない。
- したがって工学的使用条件を緩和しつつ，プラズマ性能を満足する電流平滑係数の値として$\gamma=10^{-15}$を採用するのが適当である。

以下，主に$\gamma=10^{-16}$と10^{-14}の場合について，他のプラズマに関するパラメータすなわち平衡コイルが供給する磁束，三角度，セパラトリックスの位置（ヌル点），の依存性について述べる。

i) 平衡コイルの磁束（Ψ_{EF}）

D型プラズマの制御に必要なポロイダル磁場の各成分はそれぞれ垂直，四重極および六重極磁場とプラズマ電流値に対応する磁束である。このうち磁束の変化はプラズマの形状に影響を及ぼさないのでプラズマが必要とする磁束を供給する場合，平衡コイルの磁束分担量とOHコイルの磁束分担量の間に任意性がのこる。プラズマにとってはどのような形で必要磁束が供給されても問題とならないが，PFコイルの近傍に位置するTFコイルに作用する転倒力に対しては影響を及ぼす。なぜなら，供給磁束の分担量のちがいはPFコイルの通電状態のちがいを意味するからである。Fig. 8.2−20に前記評価パラメータに及ぼす平衡コイルからの磁束の依存性を示す。いずれのケースについてもコイル起磁力および蓄積エネルギーは$\Psi_{EF}=-25$ V・s近傍で最小値をとる。$\gamma=10^{-14}$のとき，転倒力の最大値もZ−モーメントの最大値もΨ_{EF}の増加関数となっているが$\gamma=10^{-15}$程度になると，この増加関数はゆるやかになると予想される。したがって$\Psi_{EF}=-25$ V・s程度を採用すればよい。しかしΨ_{EF}を求めるにあたって他の重要な因るとして，プラズマ燃焼時間がありこの観点からも充分な考慮が必要である。

ii) 三角度（δ_u）

上下非対称のプラズマの三角度は上下別々に定義されるべきであるが，ヌル点が下方にあるシングルヌルダイバータプラズマの下半分の三角度はヌル点の座標によって規定されるので，

ここでは上部の三角度について検討する。Fig. 8.2－21にδ_uの依存性を示す。γが小さいとき（10^{-16}）は設定形状を忠実に守ろうとする傾向があるので，大きいδ_uを確保するためには半径の小さい平衡コイルの起磁力が増え，全起磁力および蓄積エネルギーが増加する。γが大きいとき（10^{-14}），上記の傾向がゆるやかになるのは設定形状の忠実度を犠牲にしているためである。例えば，$\gamma = 10^{-14}$のときの$\delta_u = 0.2$については実は0.2より若干小さいプラズマが実現されているものと思われる。いずれにせよ$\gamma = 10^{-15}$程度を想定すると，バルーニングモードに対する不安定を犠牲にしてまでδ_uを下げる必要はないように思われる。

iii) ヌル点のZ座標（Z_{Null}）

ダイバータ板とヌル点の幾何学的関係が如何にあるべきかはスクレープオフ層のプラズマ状態およびダイバータ領域の状態によって大きく左右されるが，現状においてはそれらプラズマ状態を充分な精度で予測することはできない。取り得るプラズマ状態の範囲内ではヌル点をダイバータ板に現状からさらに20 cm程度近づけても，それは充分許容されると言う意見もある[5]。ここでは$Z_{Null} = -1.65$m，-1.75m，-1.85mのそれぞれについて先の評価項目の影響を調べた。Fig. 8.2－22に$\gamma = 10^{-16}$と$\gamma = 10^{-14}$についてZ_{Null}依存性を示す。

Z_{Null}がダイバータ板に近づくことは楕円度の増加を意味し，一般的に楕円度と磁場成分の関係は以下の式で示される[6]。

$$\begin{cases} B_Q \propto \kappa^{\alpha} \\ B_H \propto \kappa^{-2} \end{cases} \qquad (8.2-4)$$

ここでB_Q，B_Hはそれぞれ四重極磁場と六重極磁場であり，αはκの値によって異なるが概ね0と1の間にある。形状に対する忠実度が高いとき（$\gamma = 10^{-16}$）は四重極磁場が有勢であり，低いとき（$\gamma = 10^{-14}$）は六重極磁場が有勢となる。（Fig. 8.2－22参照）

iv) ヌル点のR座標（R_{Null}）

ヌル点のR座標を変化させる場合（これは下半分の三角度の変化に対応する），ダイバータ等他機器へ設計変更を要求しないためにはR座標の増加する方向にその可能性があり，もしその方向で工学設計上利点があれば……と言うのがこのパラメータサーベイを実施しようとする動機である。現状の$R_{Null} = 4.6$mと30 cm増加させた$R_{Null} = 4.9$mの2つのケースについて，前述の評価項目すなわち転倒力の最大値，捩りモーメントの最大値，平衡コイルの全起磁力および蓄積エネルギーの差異をFig. 8.2－23に示す。R_{Null}の増加は三角度の減少を意味するものであり，一方，非円形高ベータプラズマはある程度の三角度を有する状態が安定でありその状態からのシフトは平衡コイルの全起磁力の増加をもたらす。この点を踏まえてFig. 8.2－23を解釈すると安定な状態は現状のR_{Null}（$= 4.6$m）よりさらに内側にあることがわかる。さらに三角度の増加はプラズマのMHD安定性の観点からも好ましいものではなく，したがってR_{Null}を増加させる理由は何もない。

8.3 まとめ

これまでの議論を以下簡単にまとめる。

・$\gamma = 10^{-14} \sim 10^{-15}$程度の電流平滑係を採用すれば，充分な精度で設定されたプラズマ形状

を実現することが可能である。

- 平衡コイルが供給する磁束（Ψ_{EF}）は－25V・s 程度が適当である。
- 三角度については現状（≒ 0.2）を変更する必要はないが，ヌル点についてはダイバータ板に対する熱負荷，粒子負荷の許容範囲内で下方向へ引き下げるのが得策である。

参考文献

1) Nishio, S. and Sugihara, M., Nuclear Engineering and Design／Fusion , to be published.
2) 炉設計研究室，JAERI－M 84－212，1985年1月，924－949
3) 二宮博正，亀有昭久，新谷吉郎，JAERI－M 9127(1980)
4) 新谷吉郎，二宮博正，JAERI－M 9278(1981)
5) 藤沢　登，私信
6) Shimya, K, et al, Proc. 9th Sympo. Eng. Prob, Fusion Res., 2039(1981)

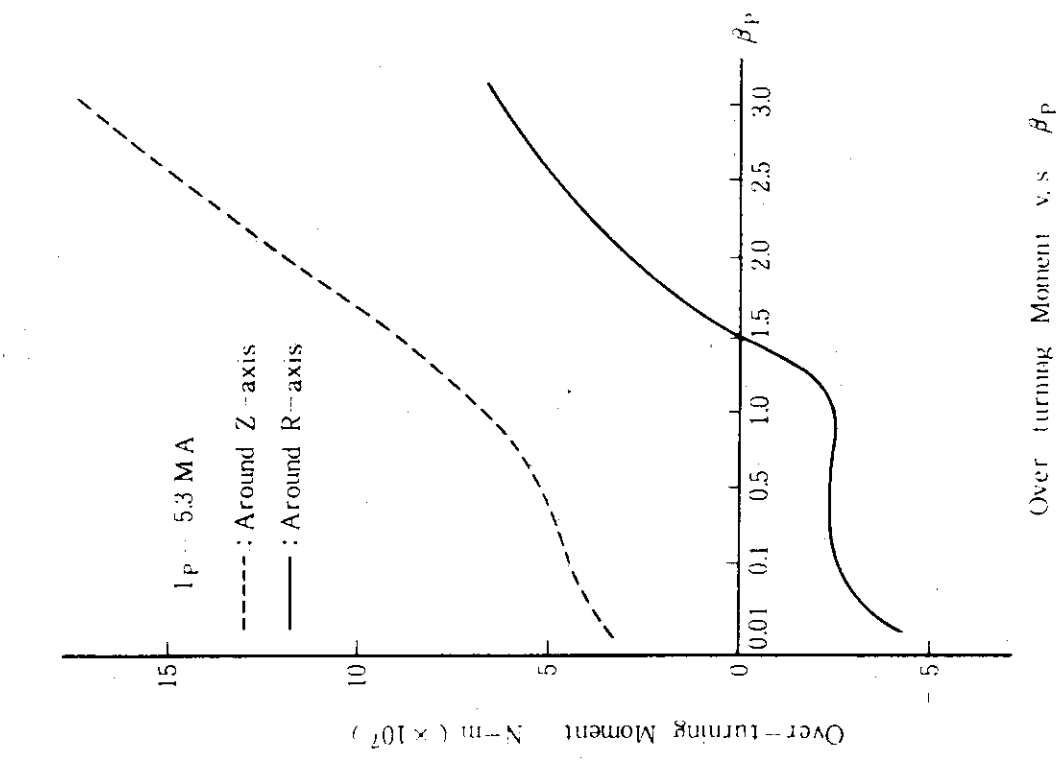


Fig. 8.1-2 Dependence of Poloidal Beta on Over-turning Moment

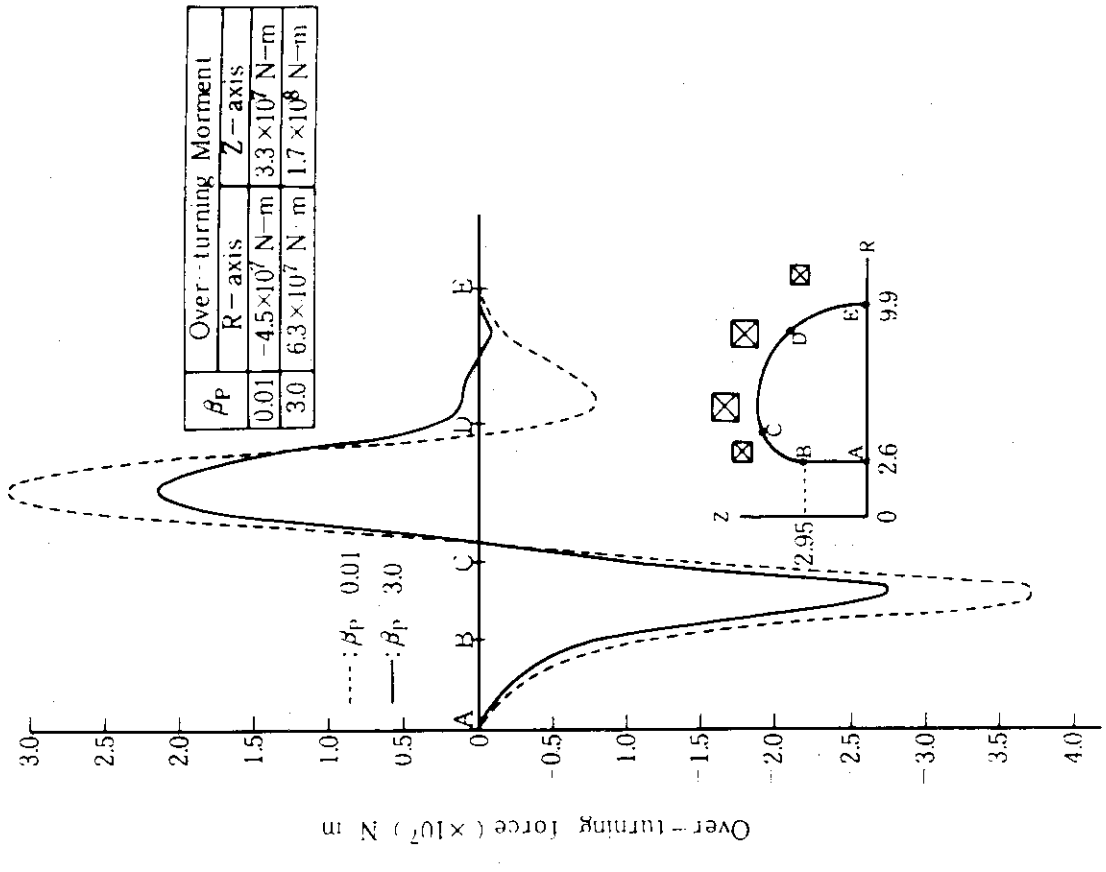


Fig. 8.1-1 Typical Distribution of Over-turning Force Acting on TF Coil for Case of Double Null D-Shaped Plasma

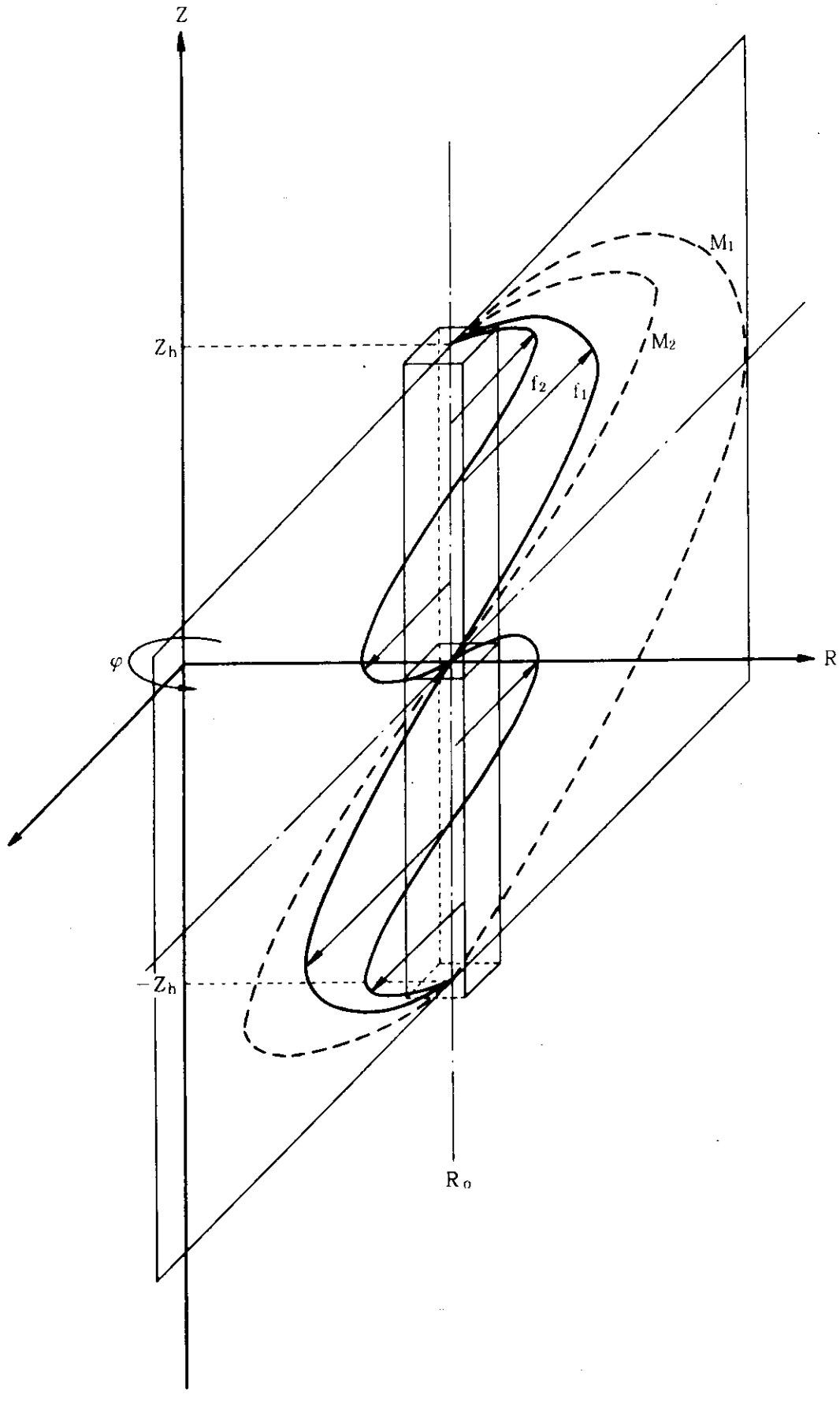


Fig. 8.1-3 Scheme of Relationship between Over-turning Force and Over-turning Moment

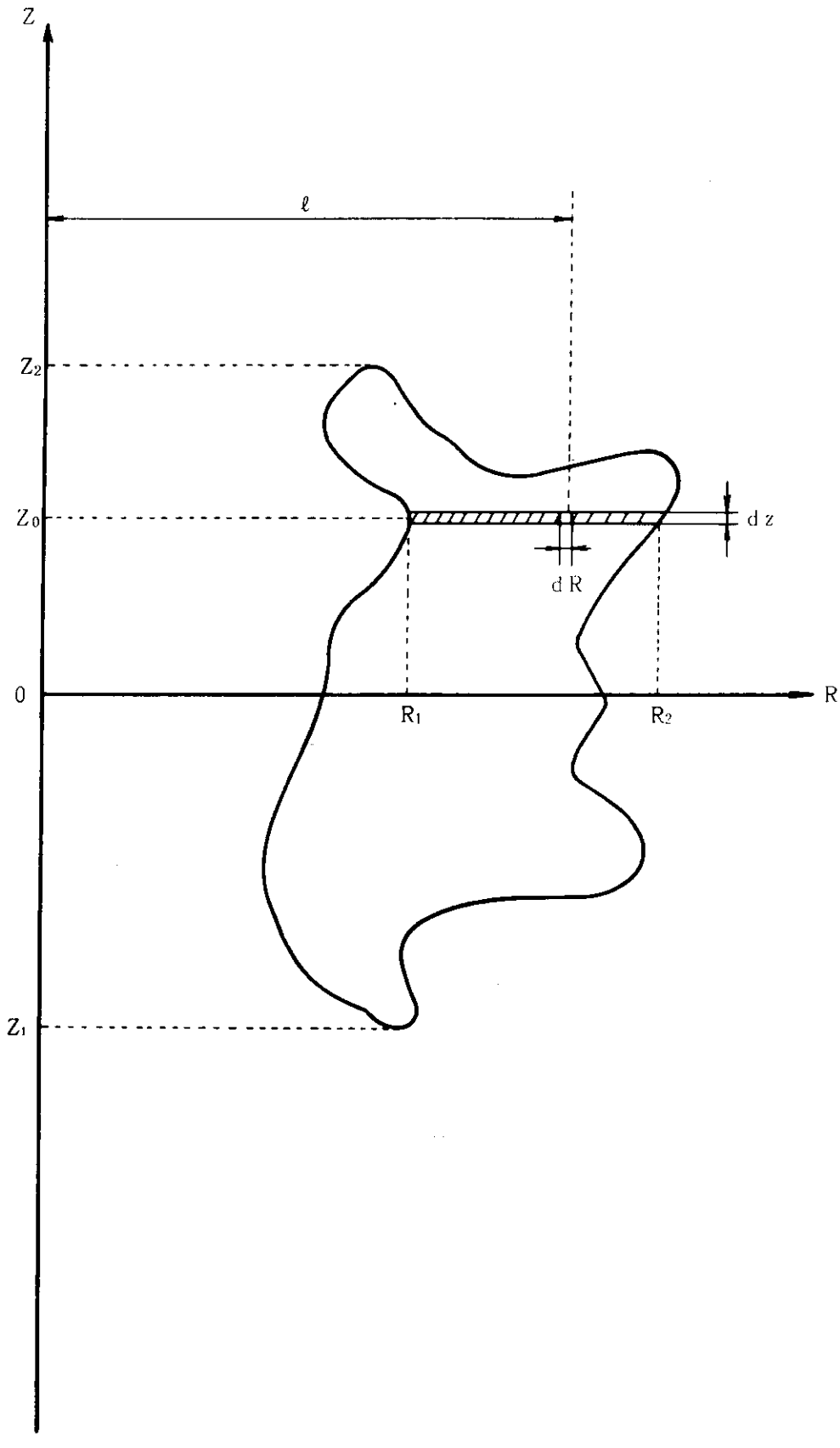


Fig. 8.1-4 Coordinates for Calculating Torsional Moment of Tokamak System

Table 8.2-1 Dependence of Current Smoothing Factor (γ) on Contour of Plasma Cross Section ..... (Z_{null} = -1.65 m)

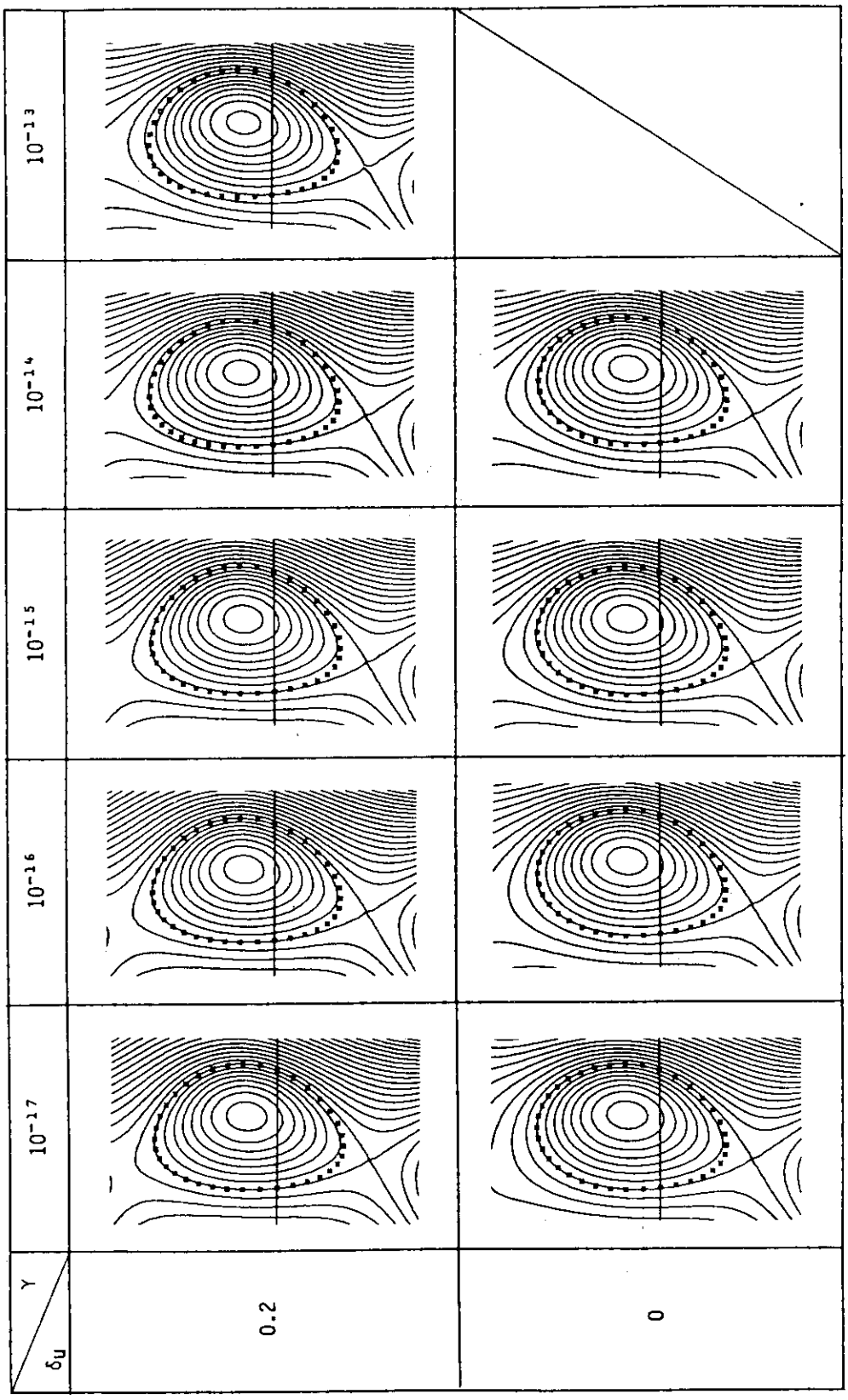
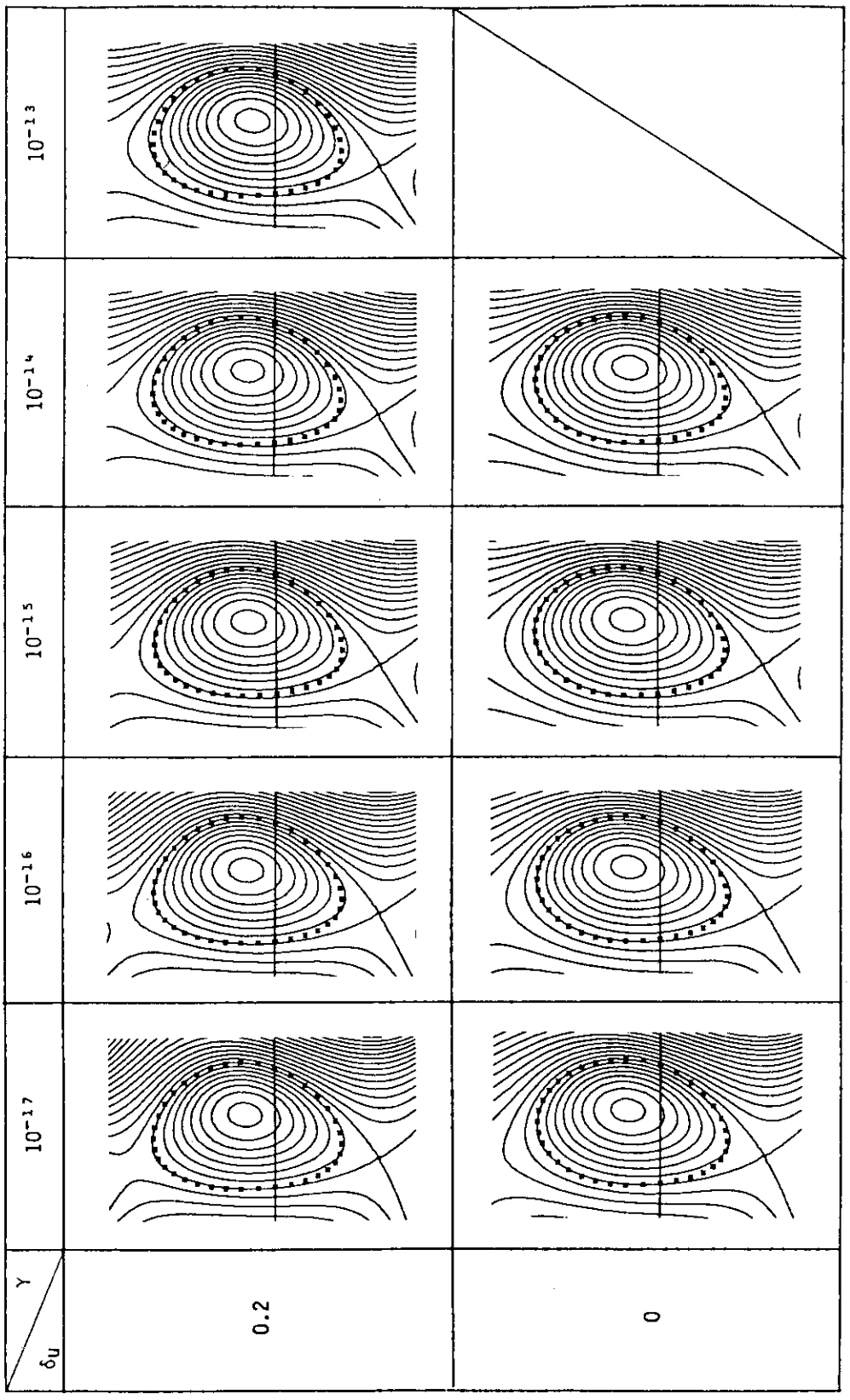


Table 8.2-2 Dependence of Current Smoothing Factor (γ) on Contour of Plasma Cross Section ..... ($Z_{null} = -1.85$ m)



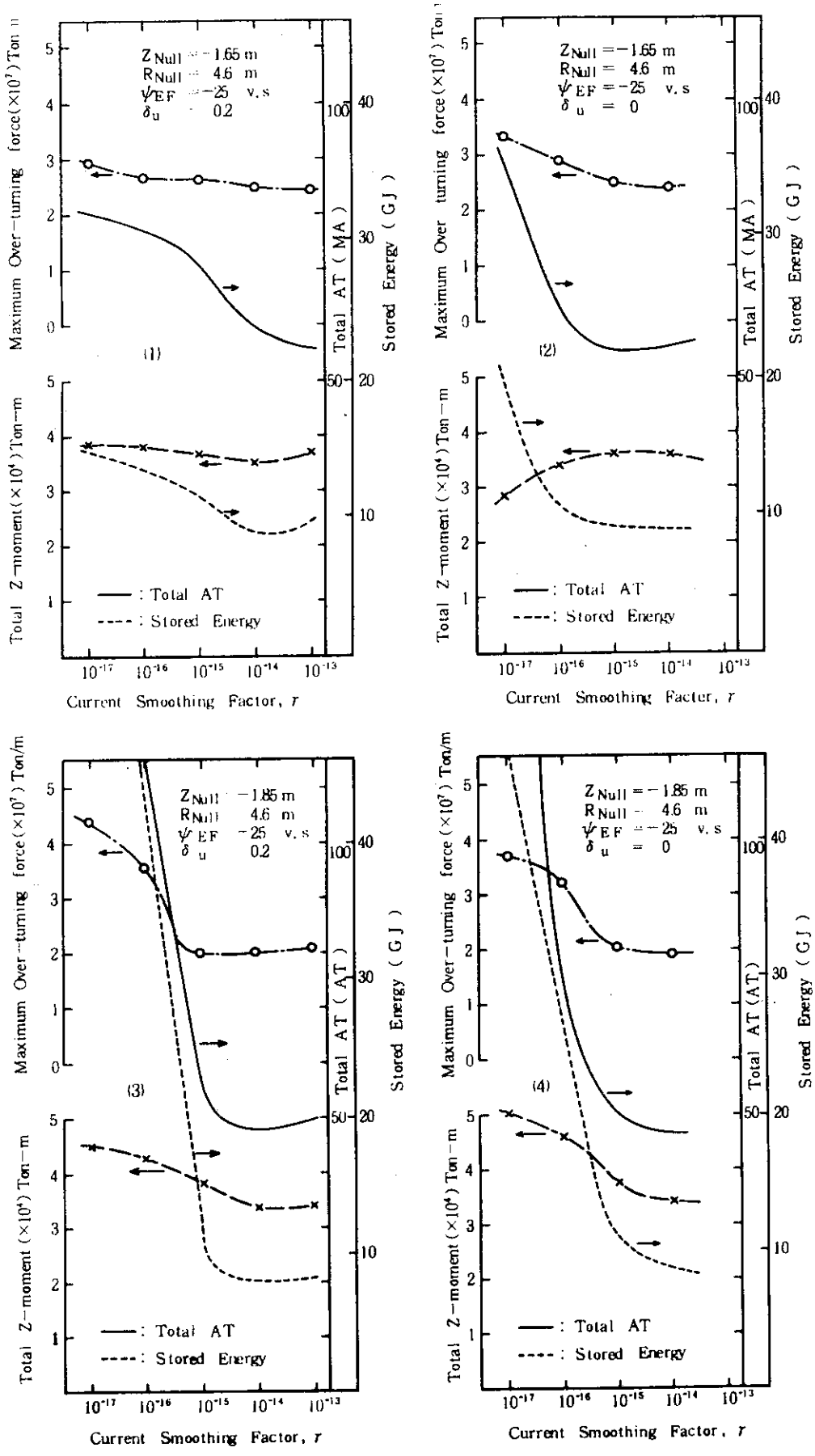
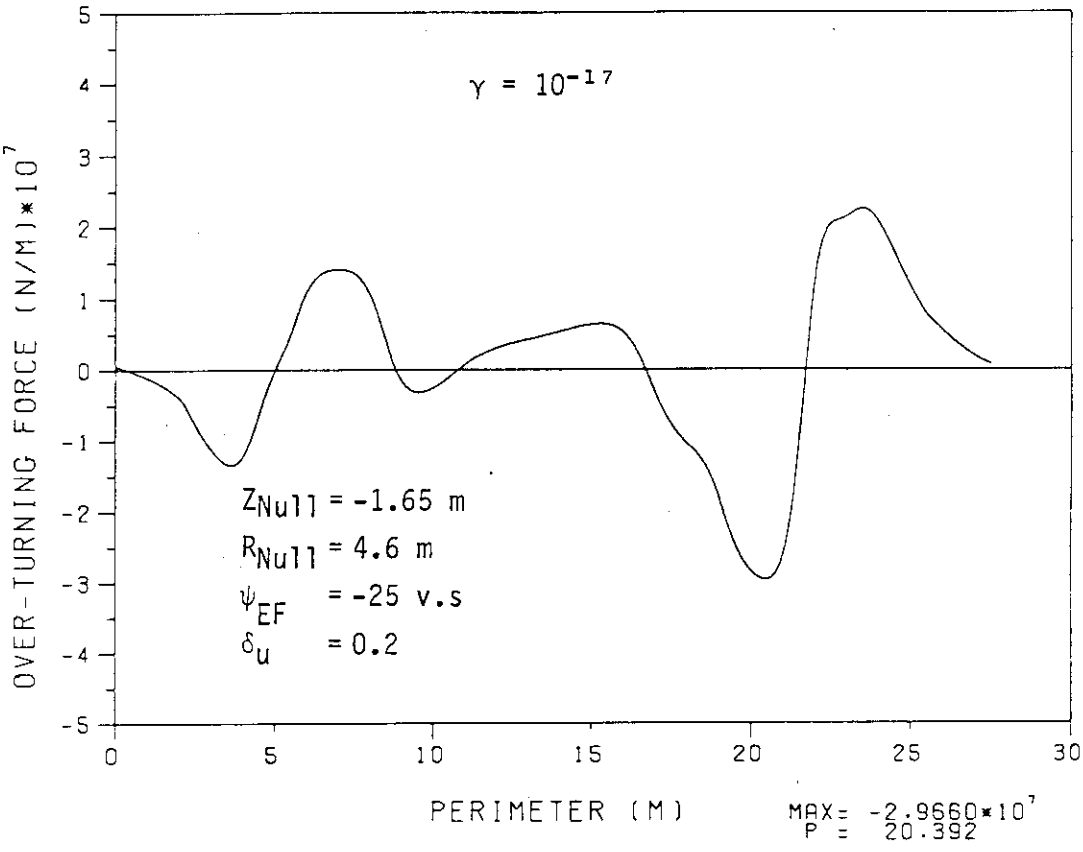


Fig. 8.2-1 Dependence of Current Smoothing Factor (γ) on Maximum Over-turning Force, Torsional Moment (Z-moment), EF Coil Total Ampere-turn and EF Coil Stored Energy



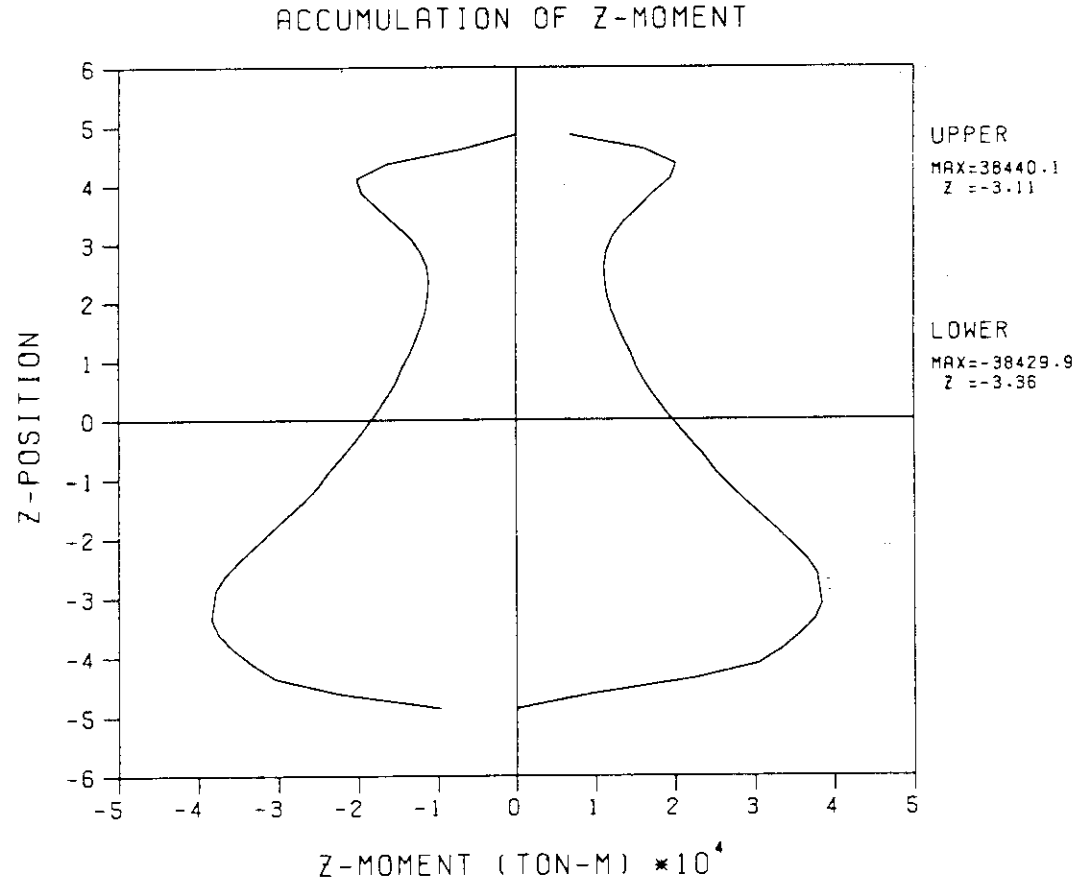
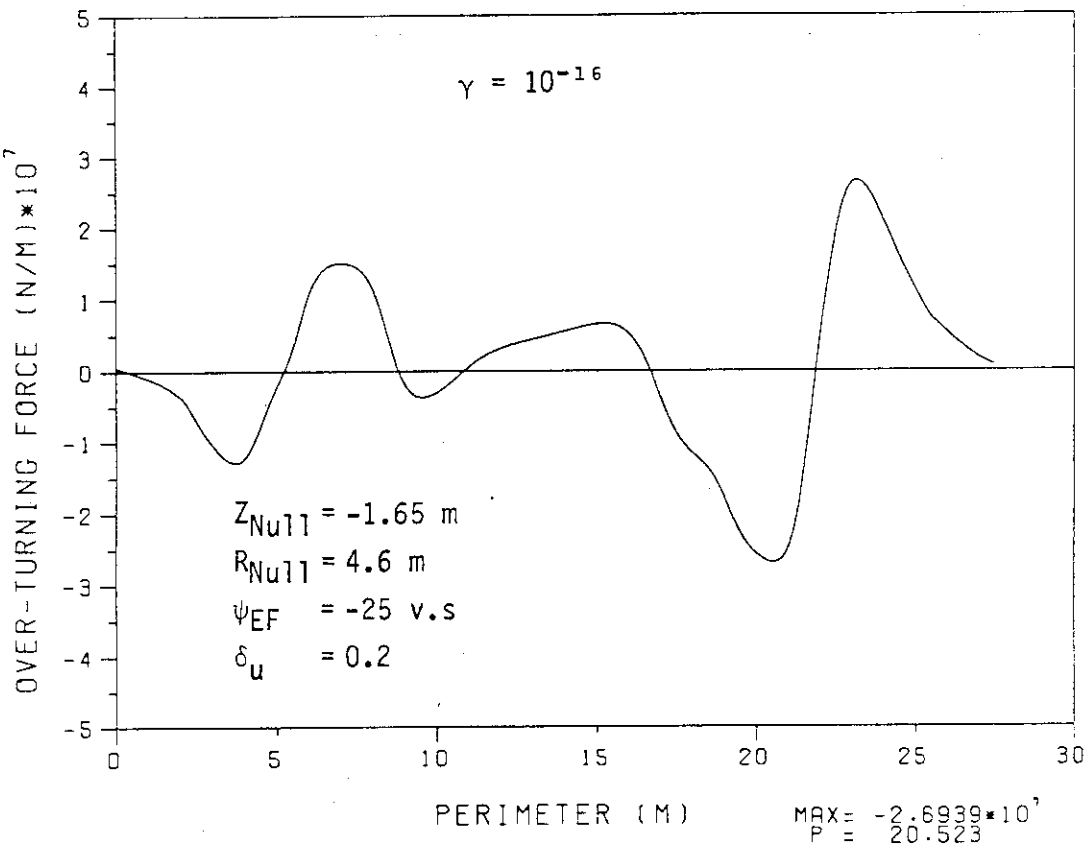


Fig. 8.2-2 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 1)



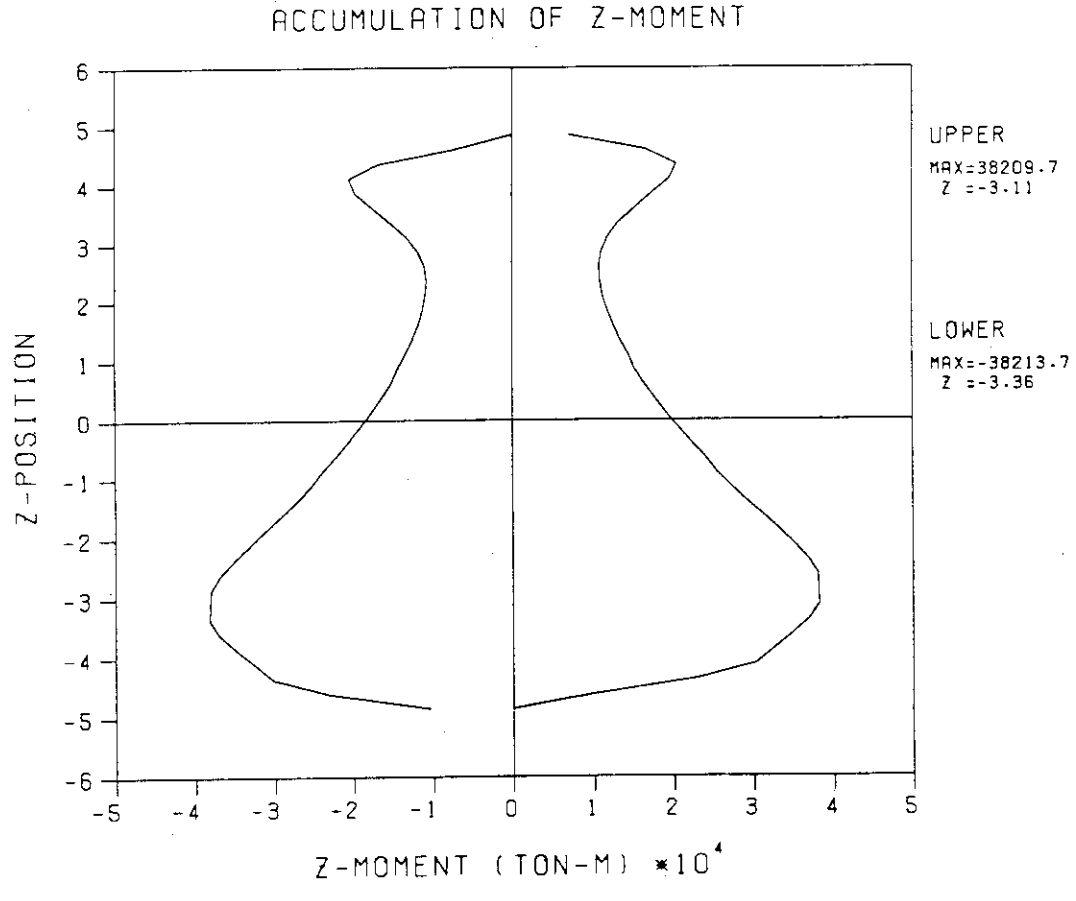
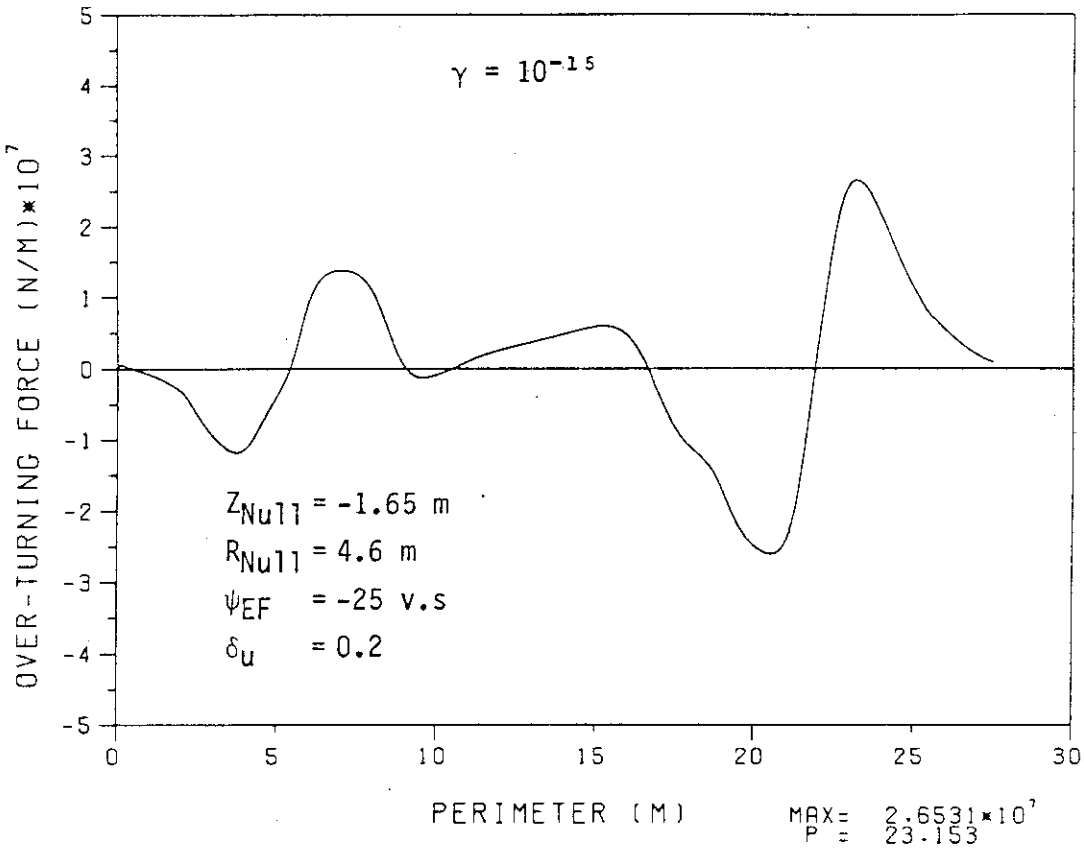


Fig. 8.2-3 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 2)



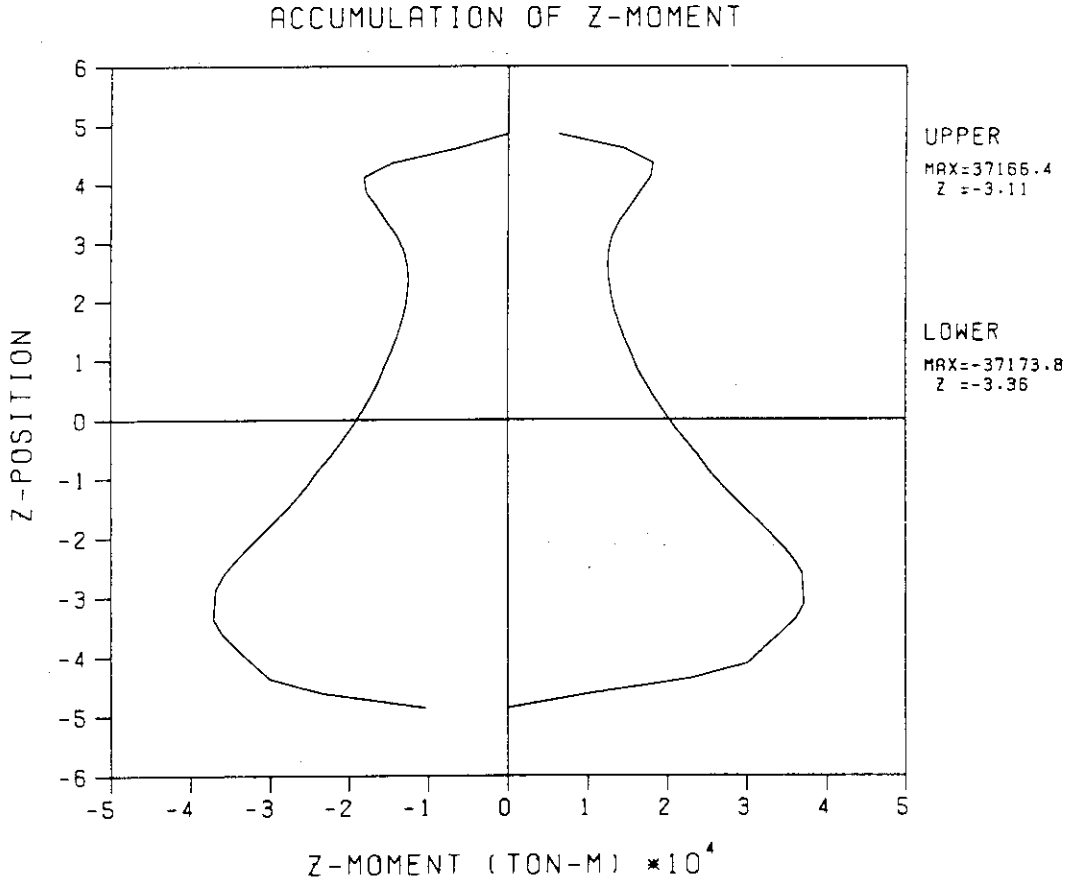
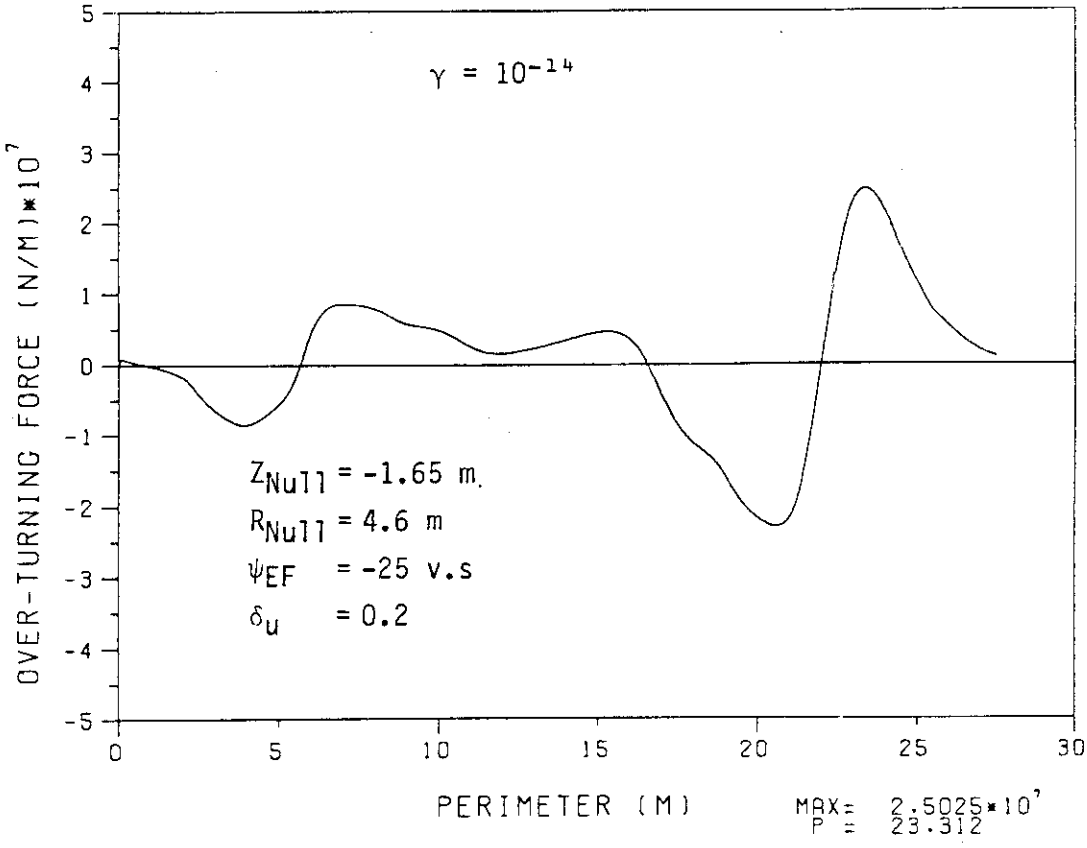


Fig. 8.2-4 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 3)



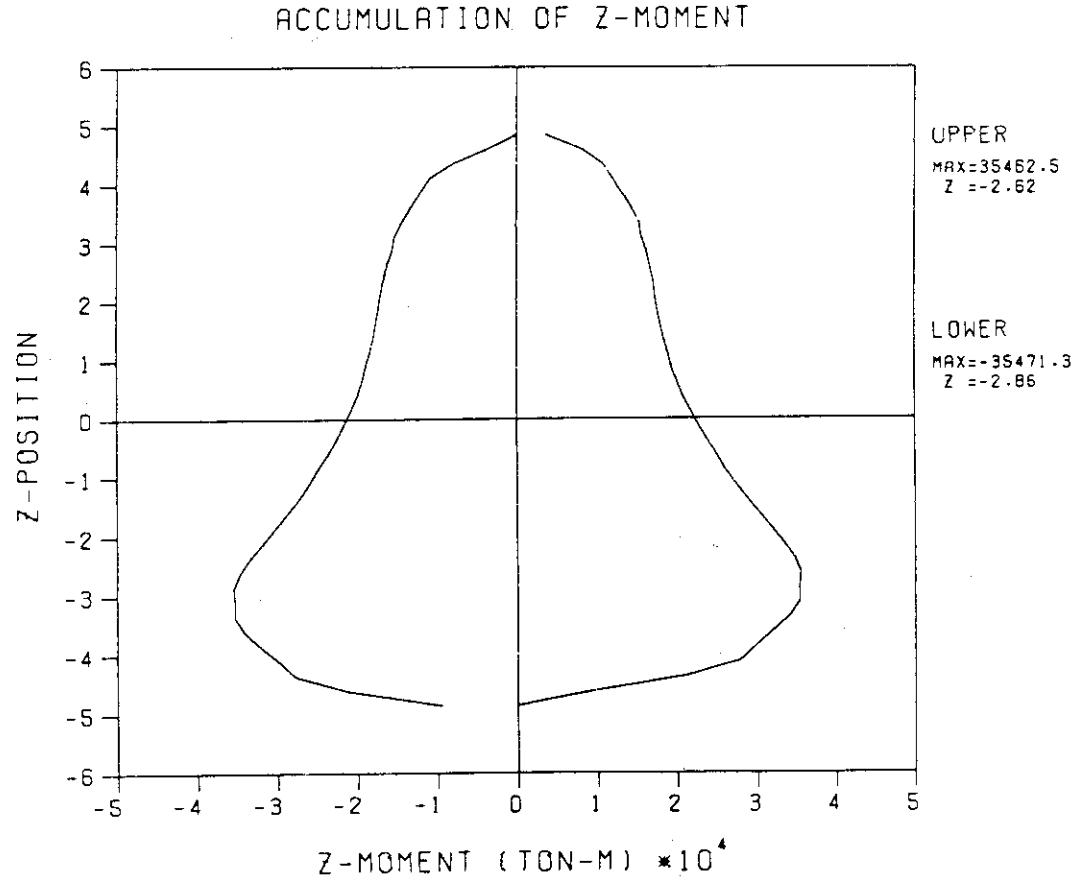
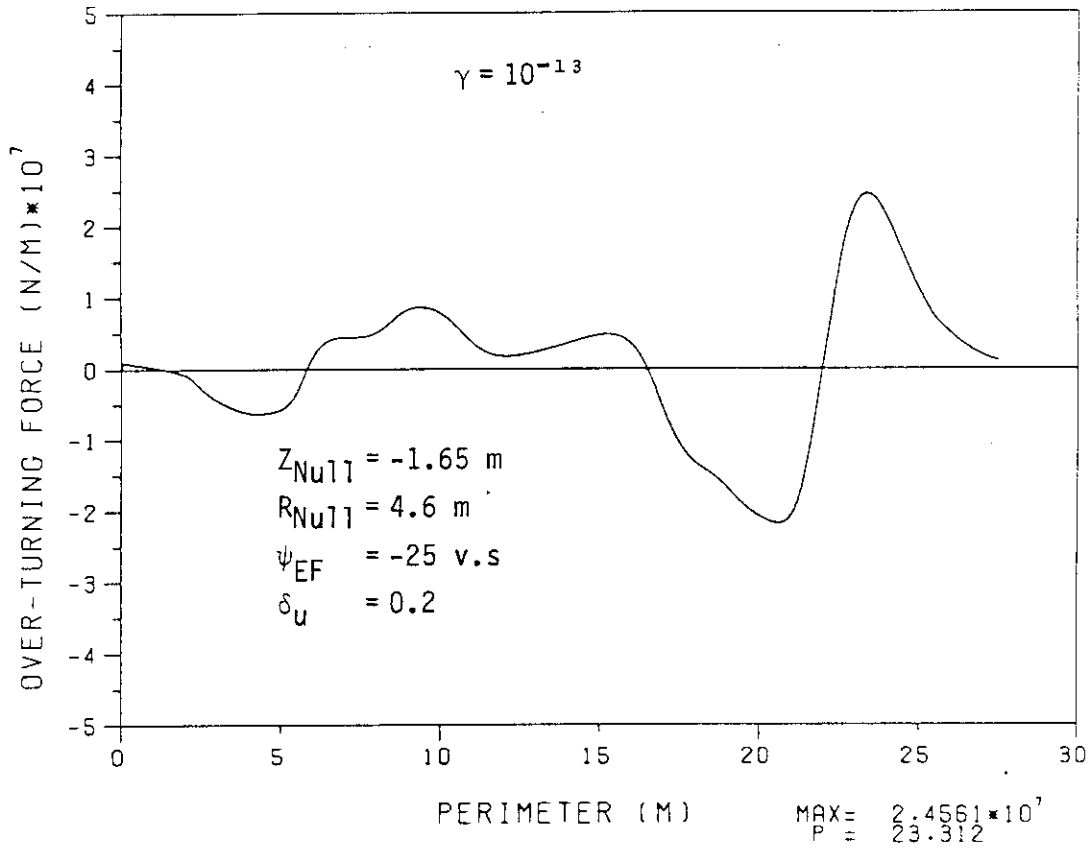


Fig. 8.2-5 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 4)



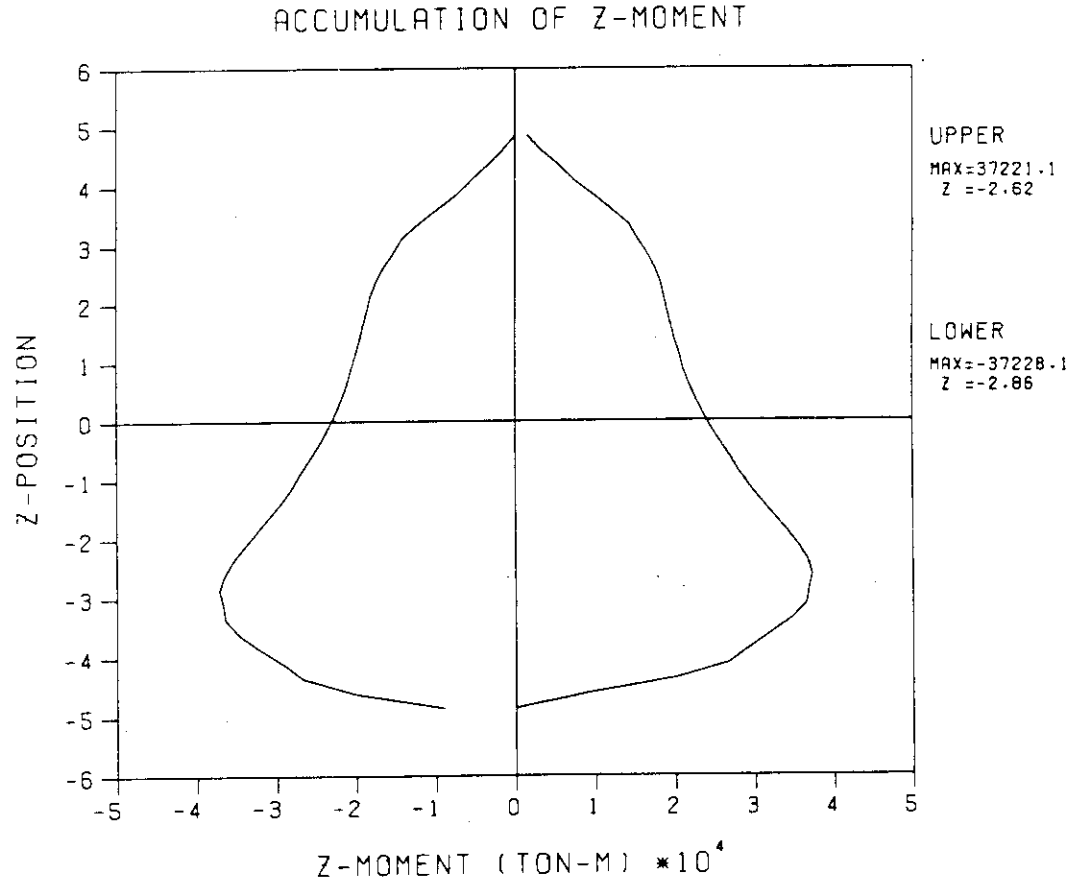
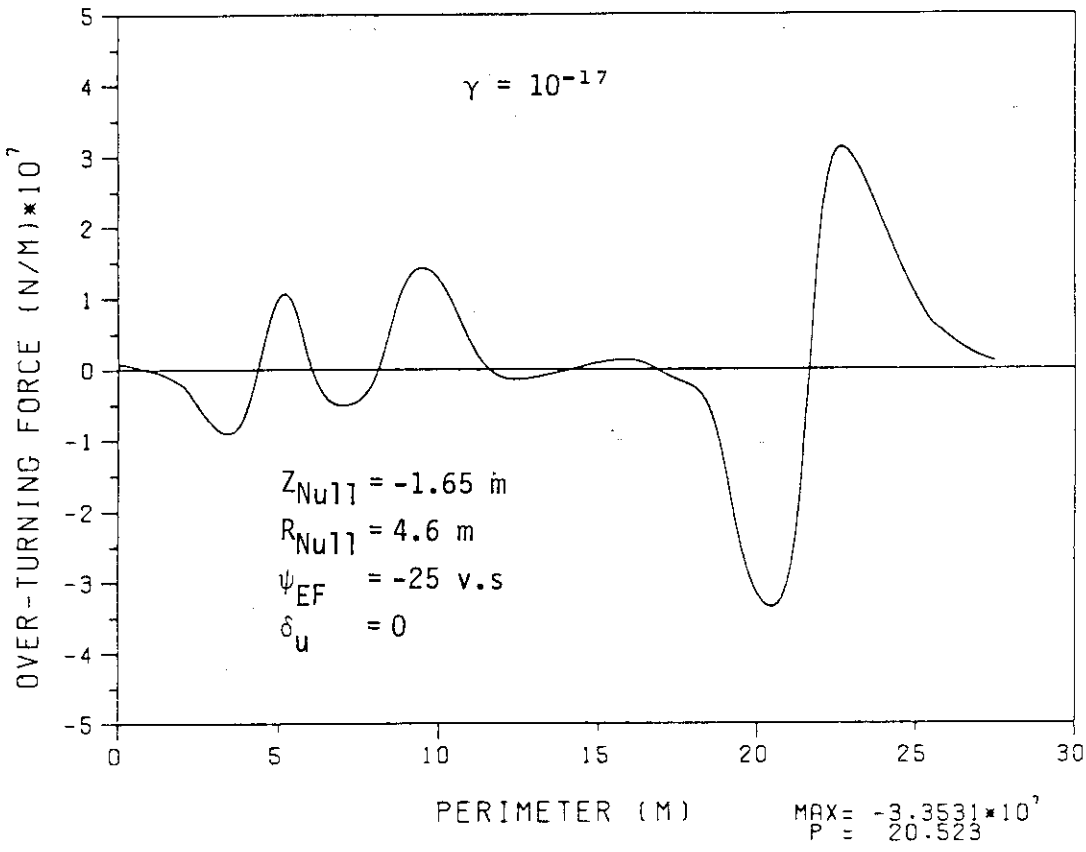


Fig. 8.2-6 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 5)



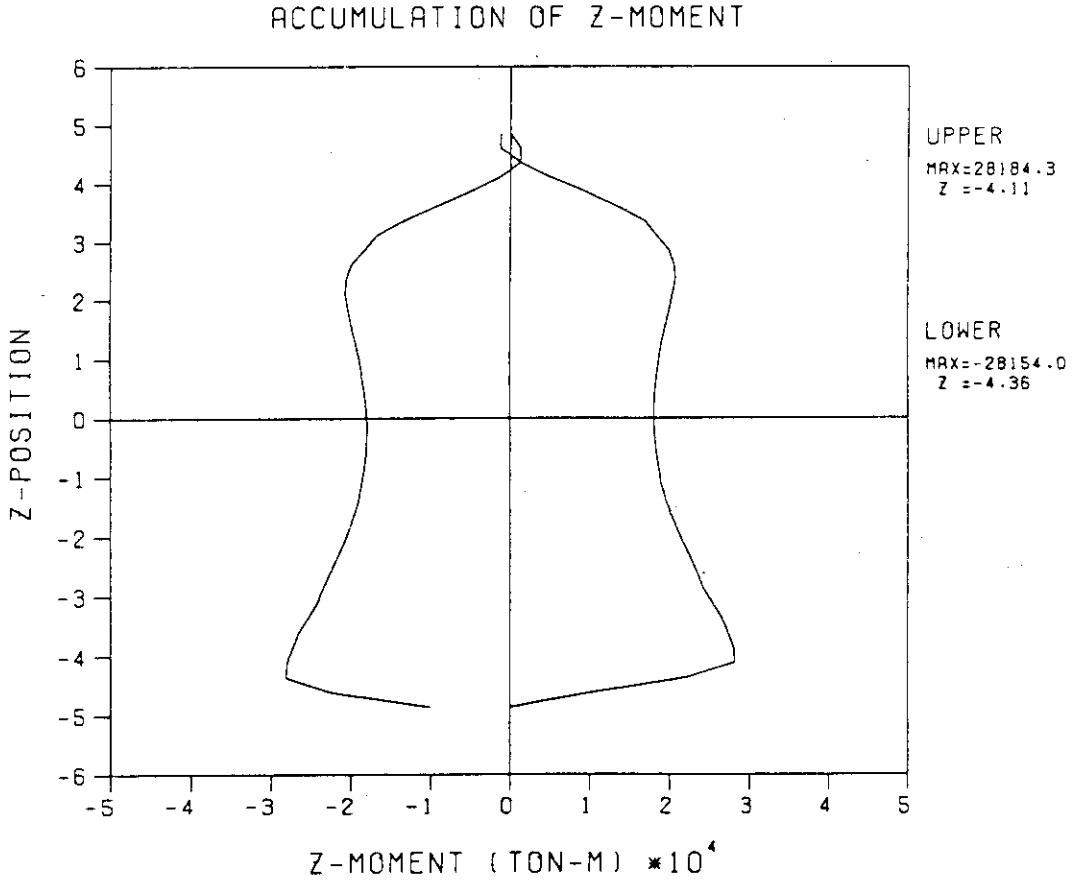
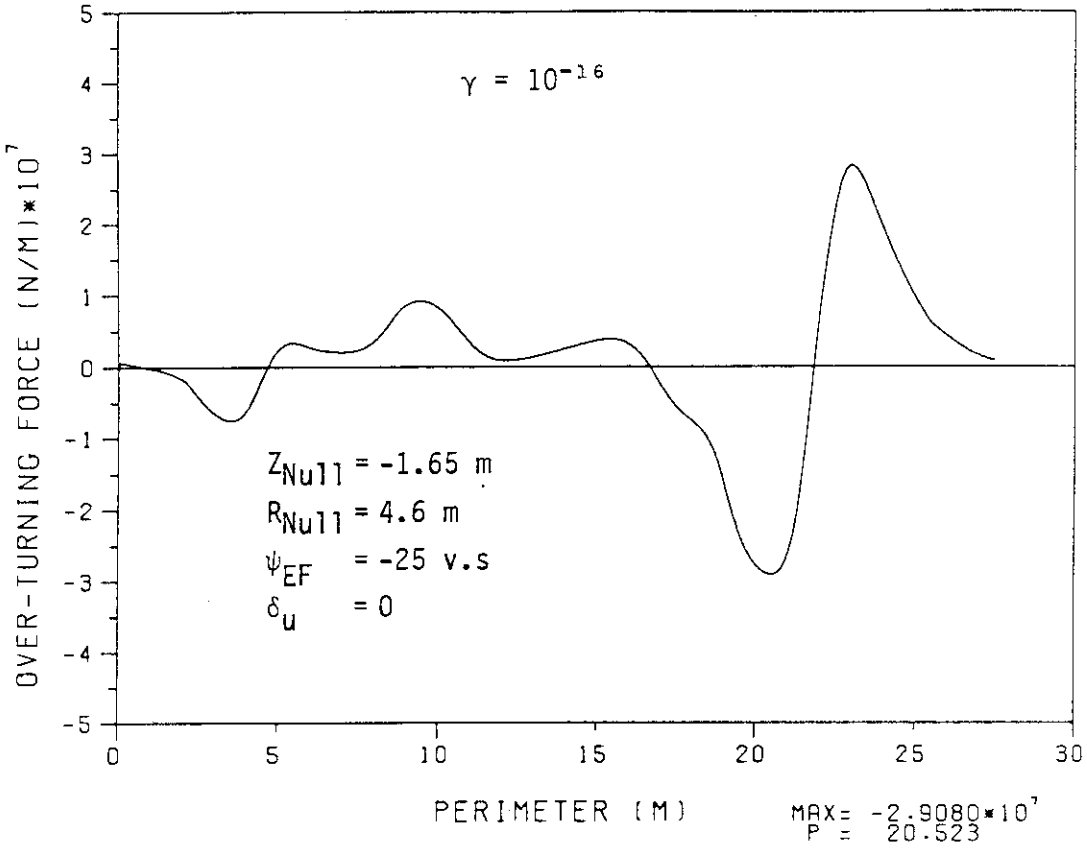


Fig. 8.2-7 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 6)



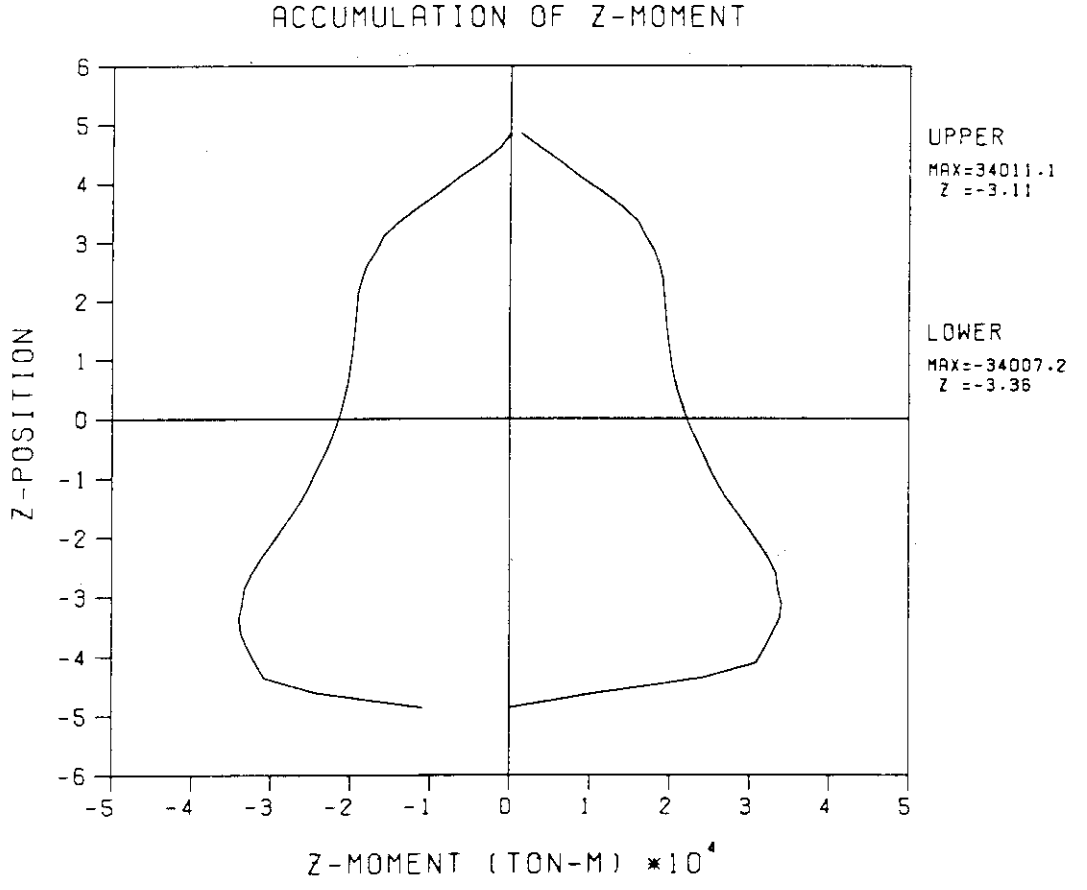
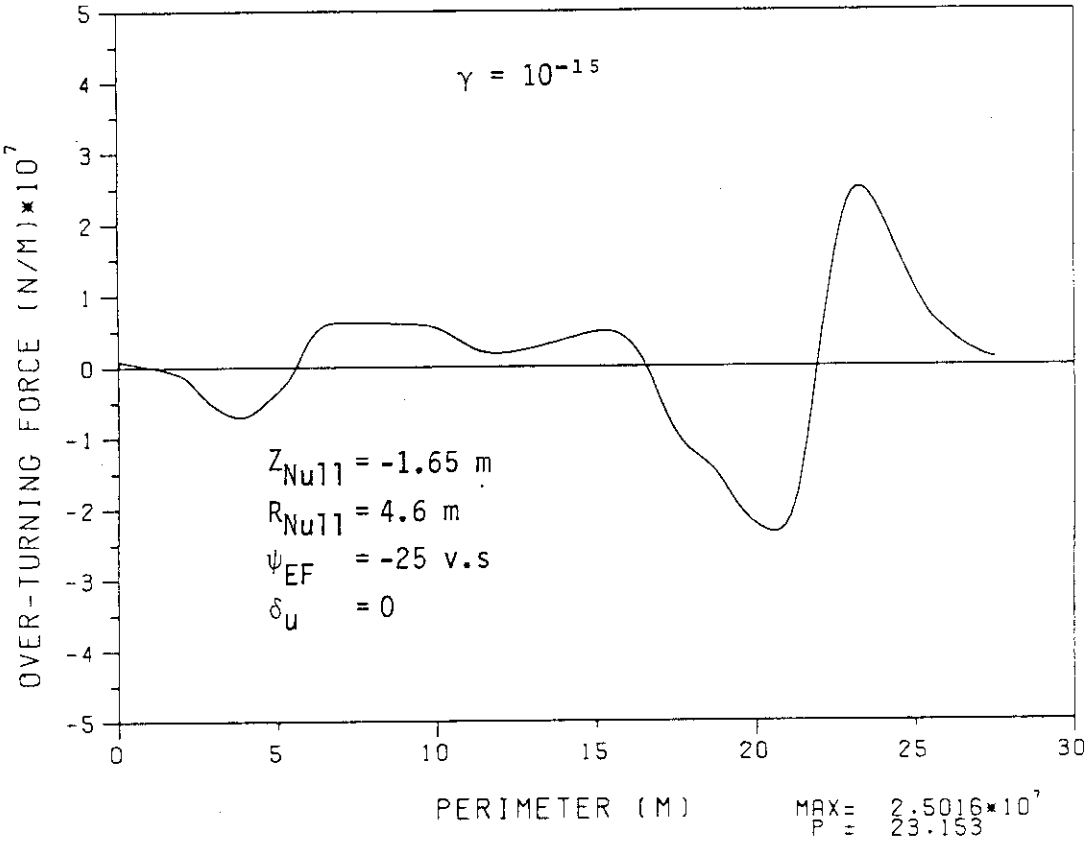


Fig. 8.2-8 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 7)



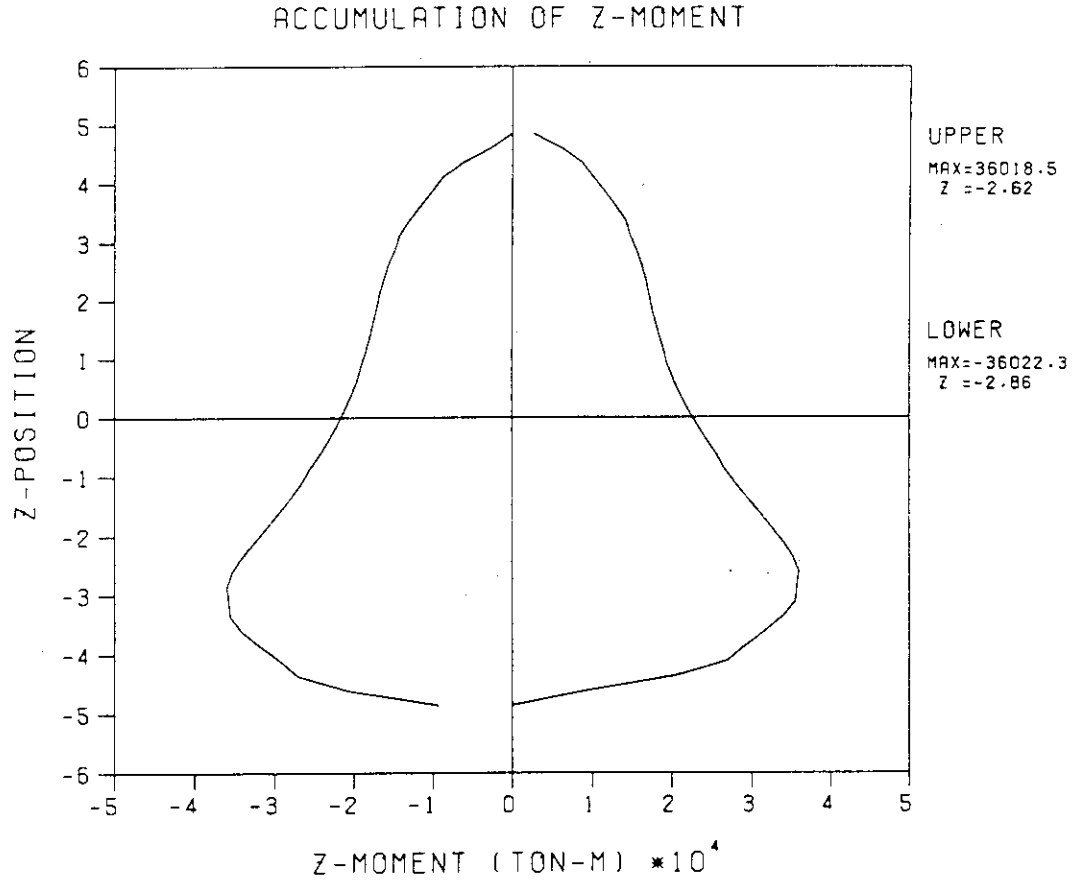
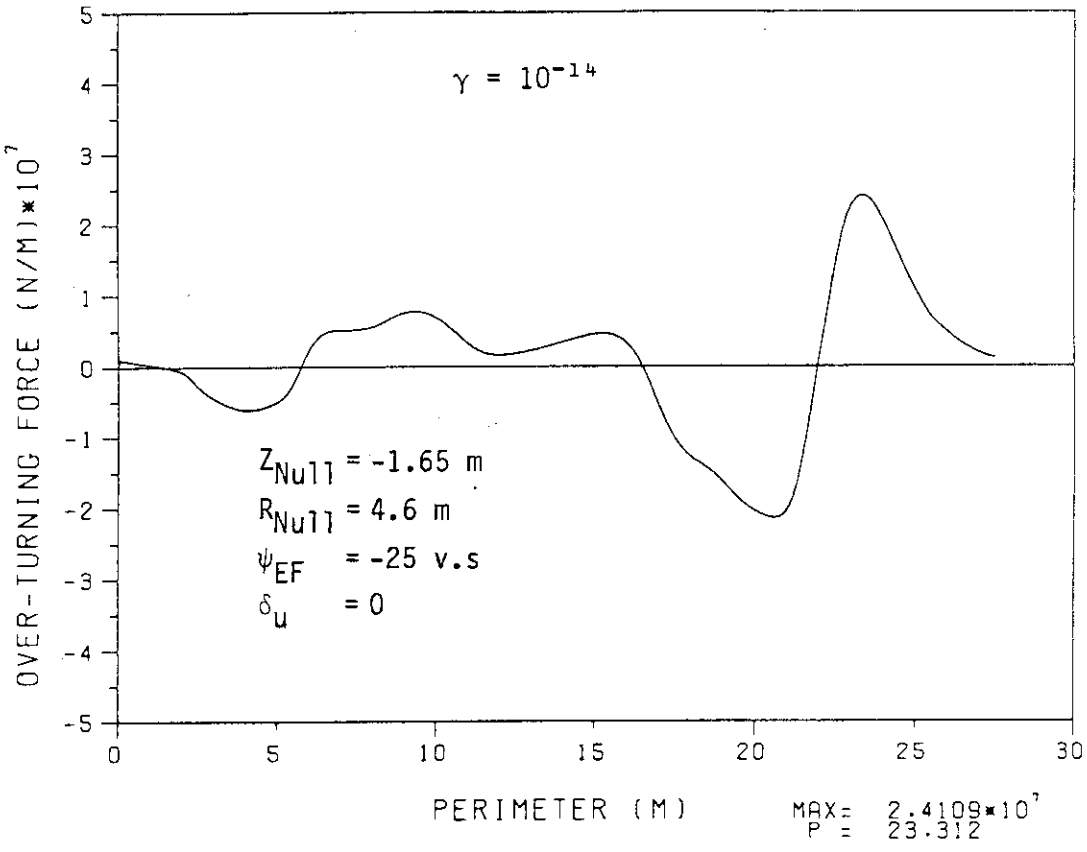


Fig. 8.2-9 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 8)



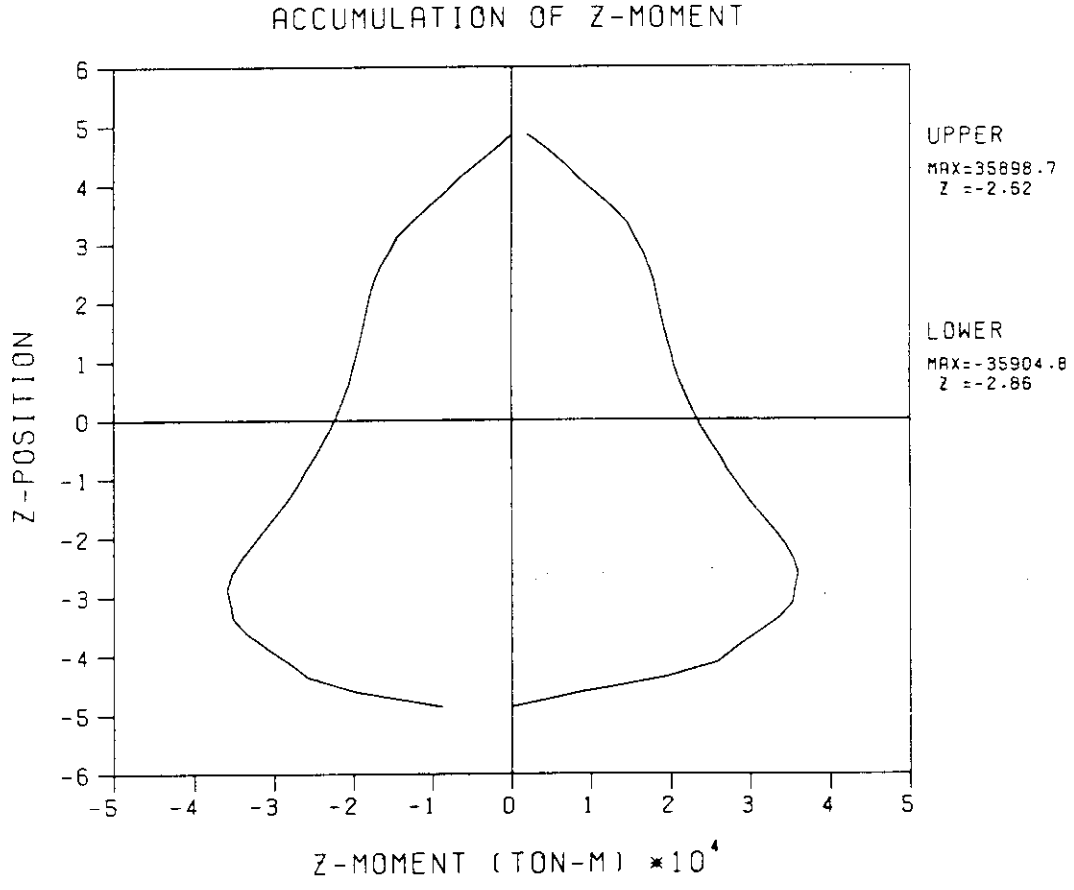
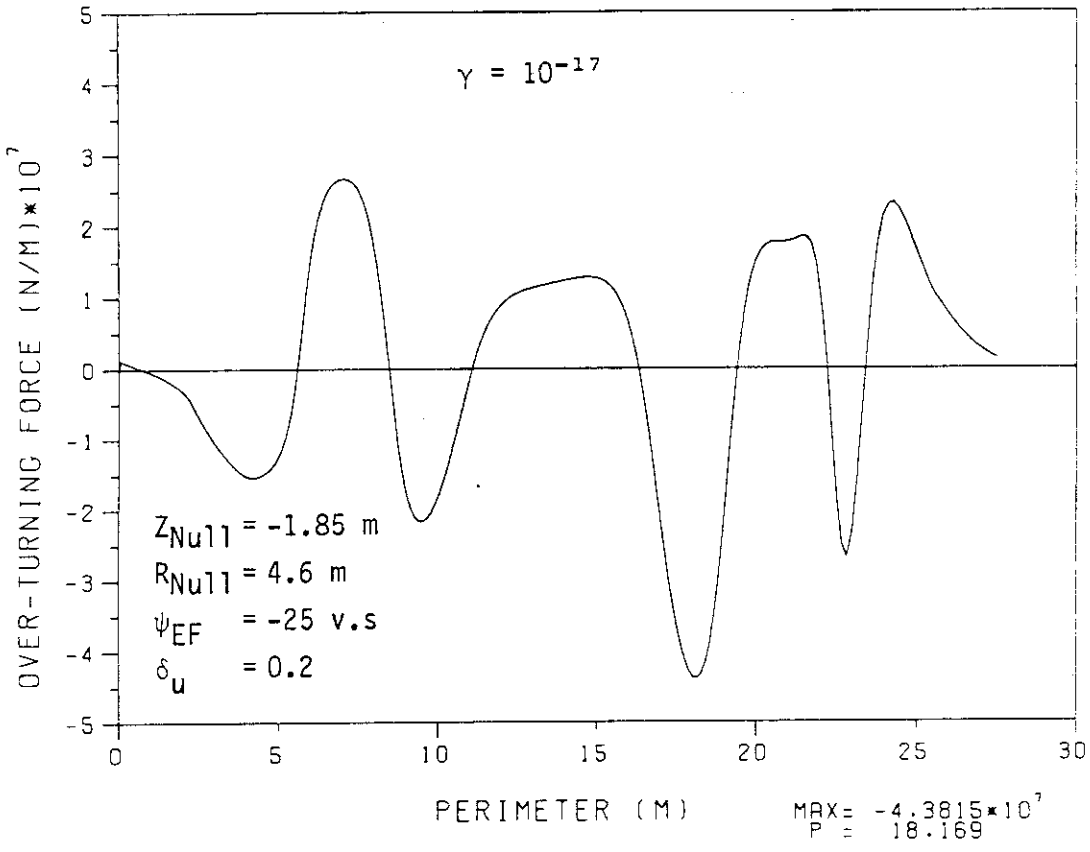


Fig. 8.2-10 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 9)



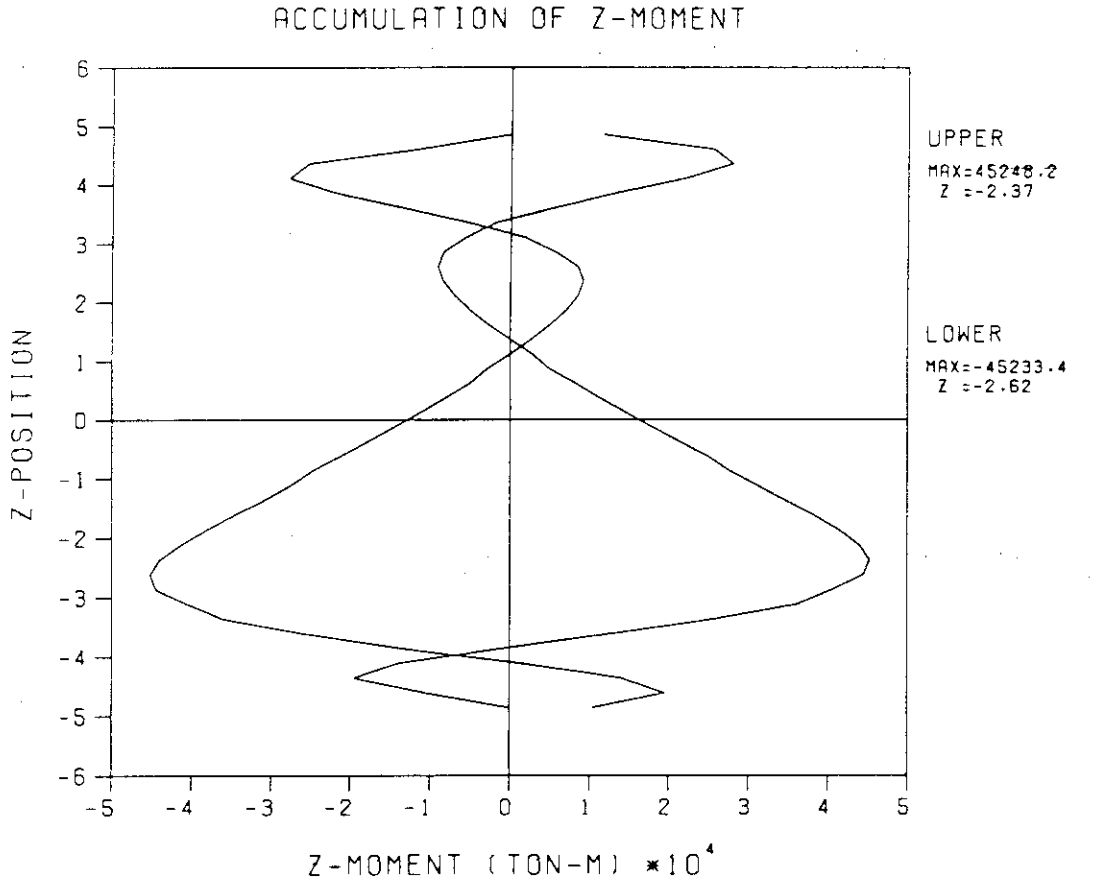
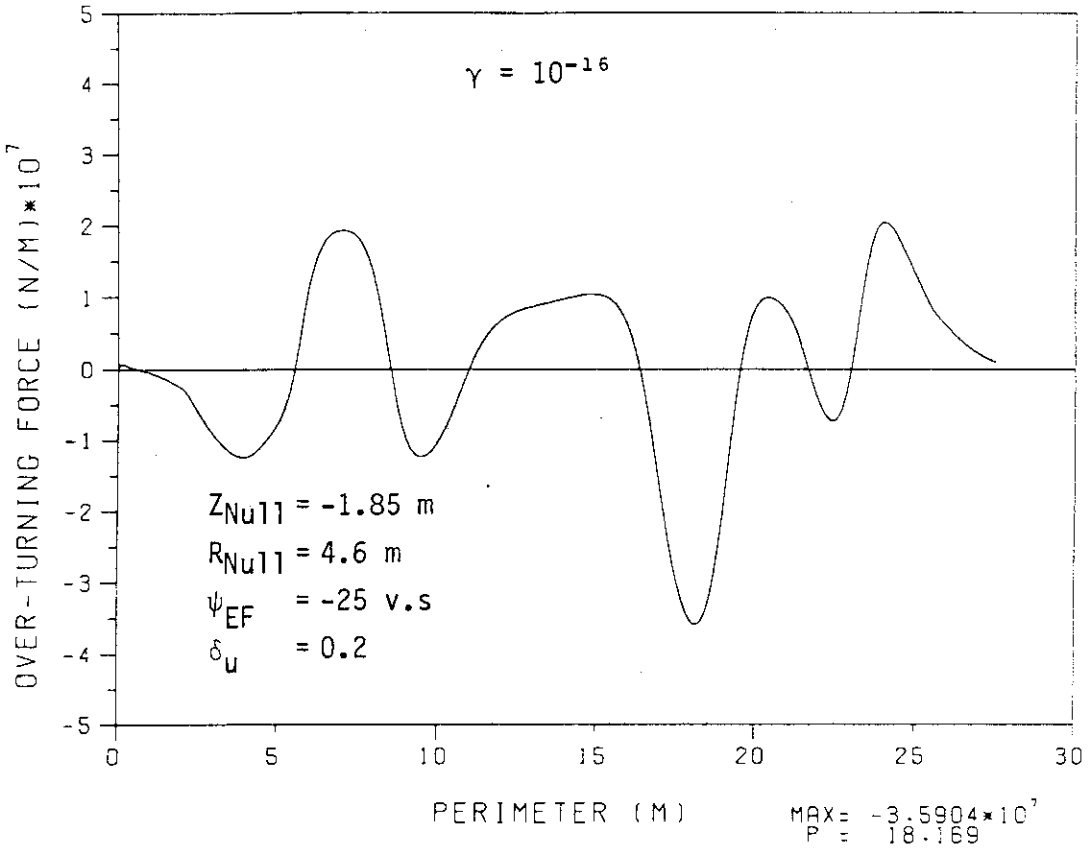


Fig. 8.2-11 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 10)



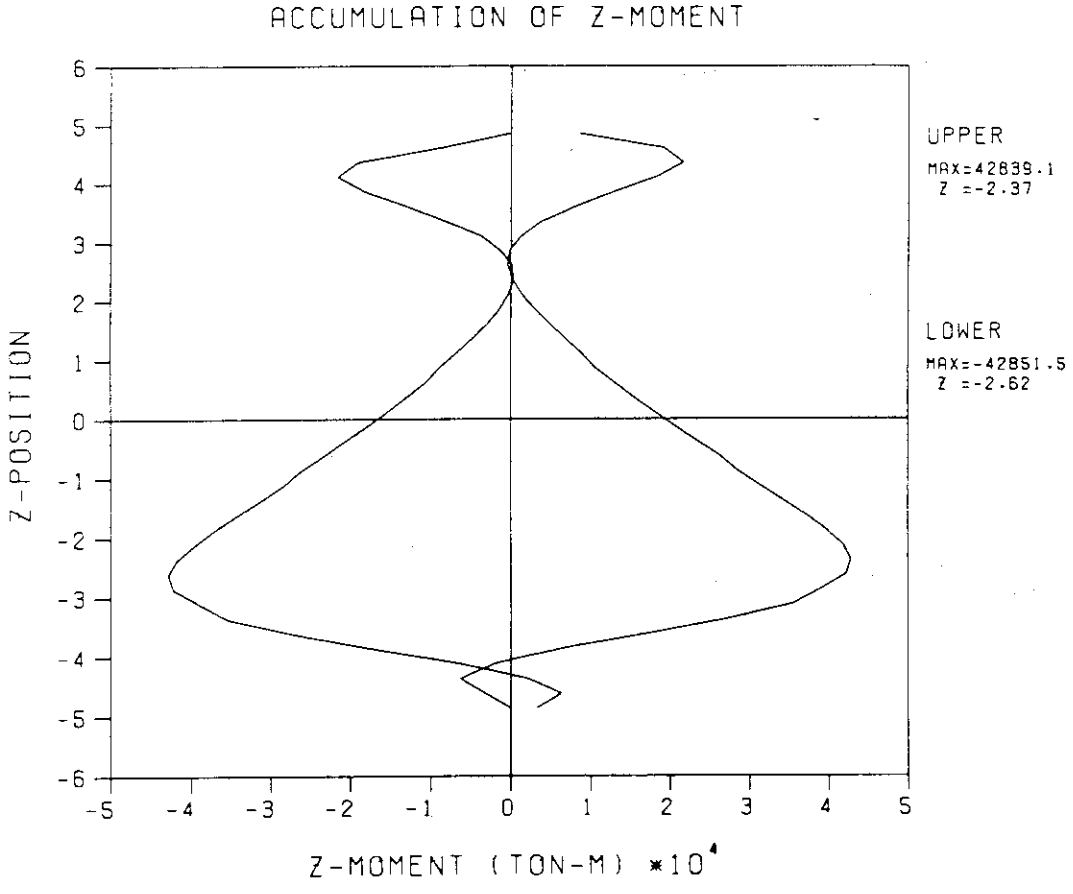
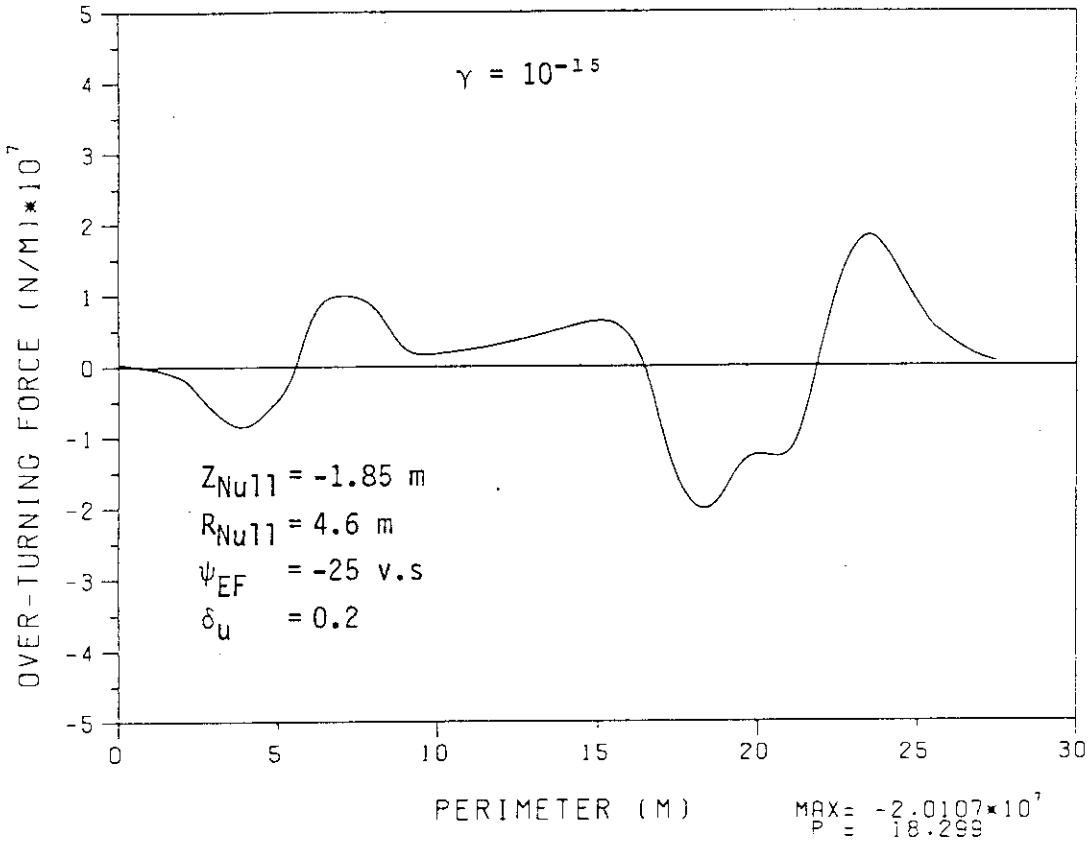


Fig. 8.2-12 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 11)



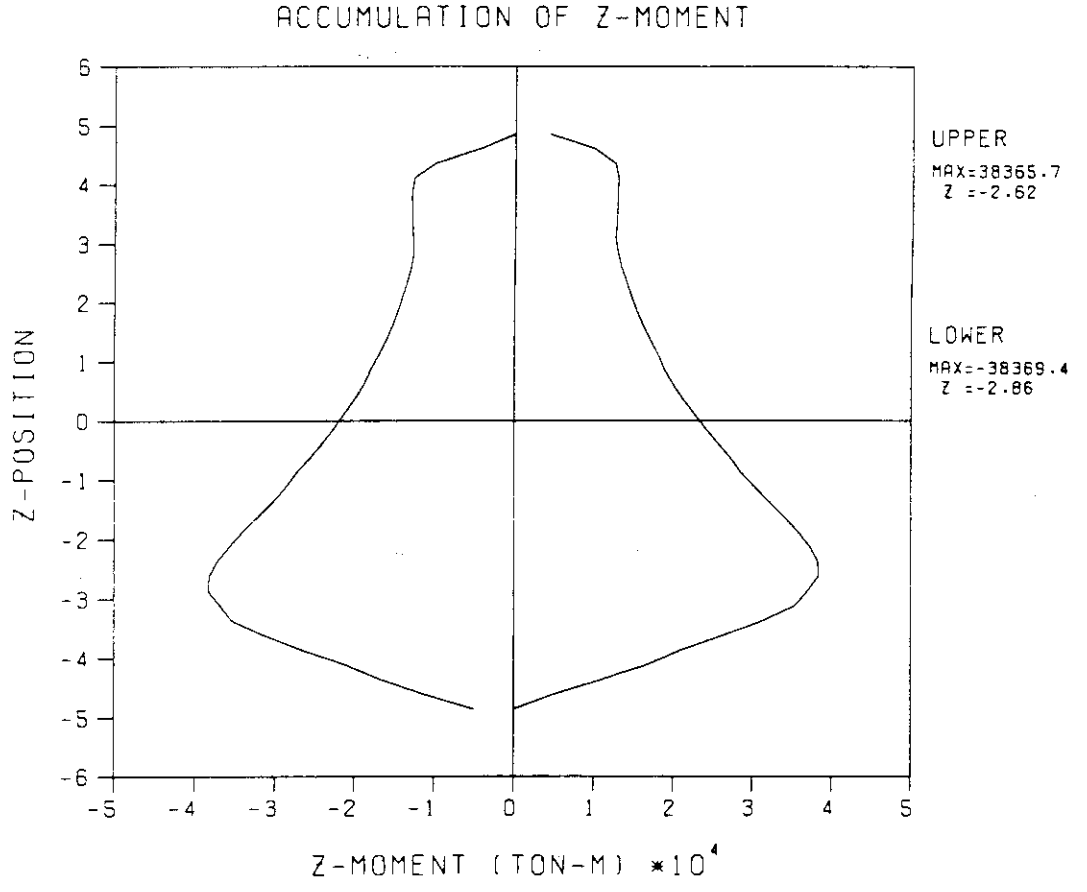
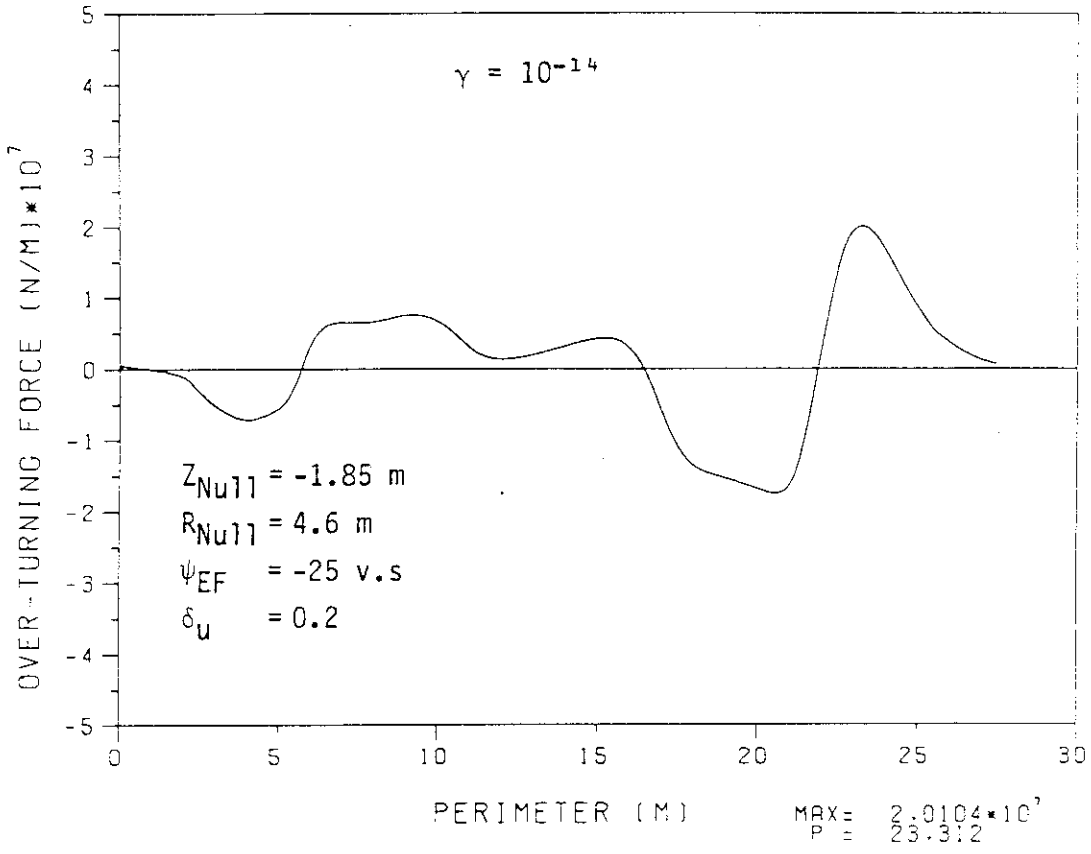


Fig. 8.2-13 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 12)



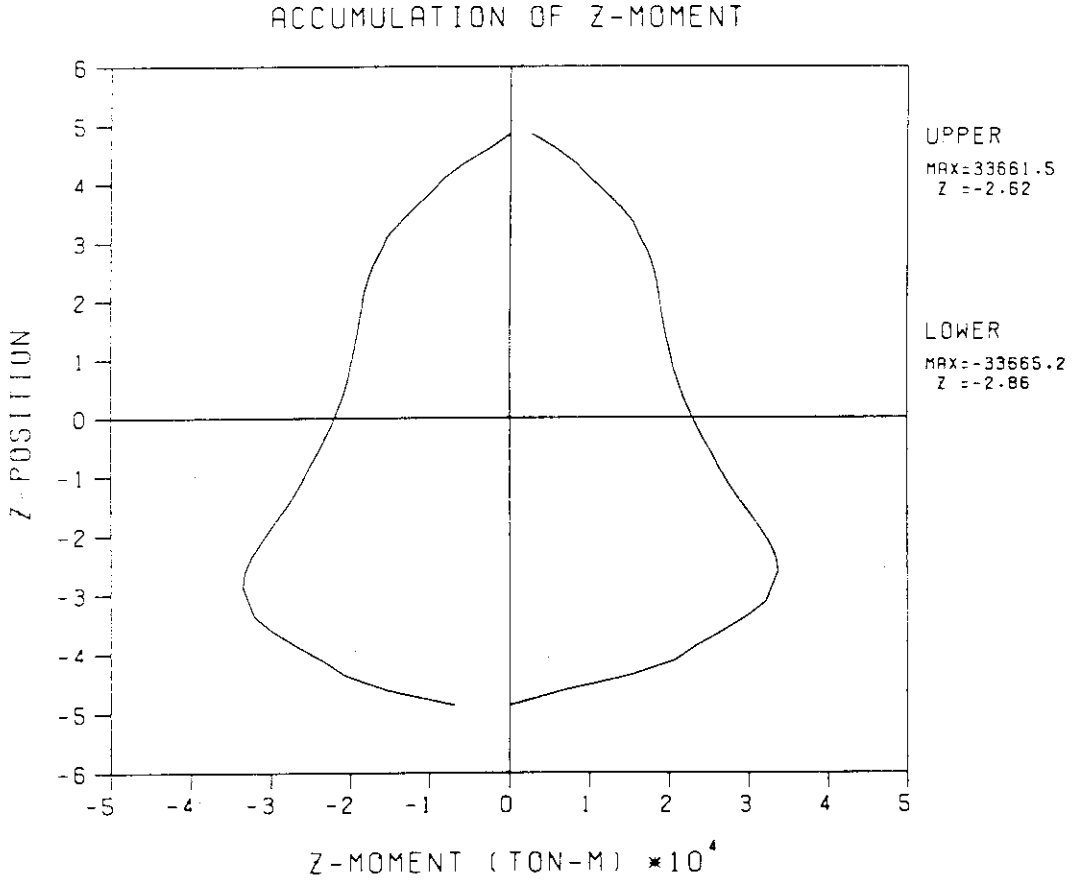
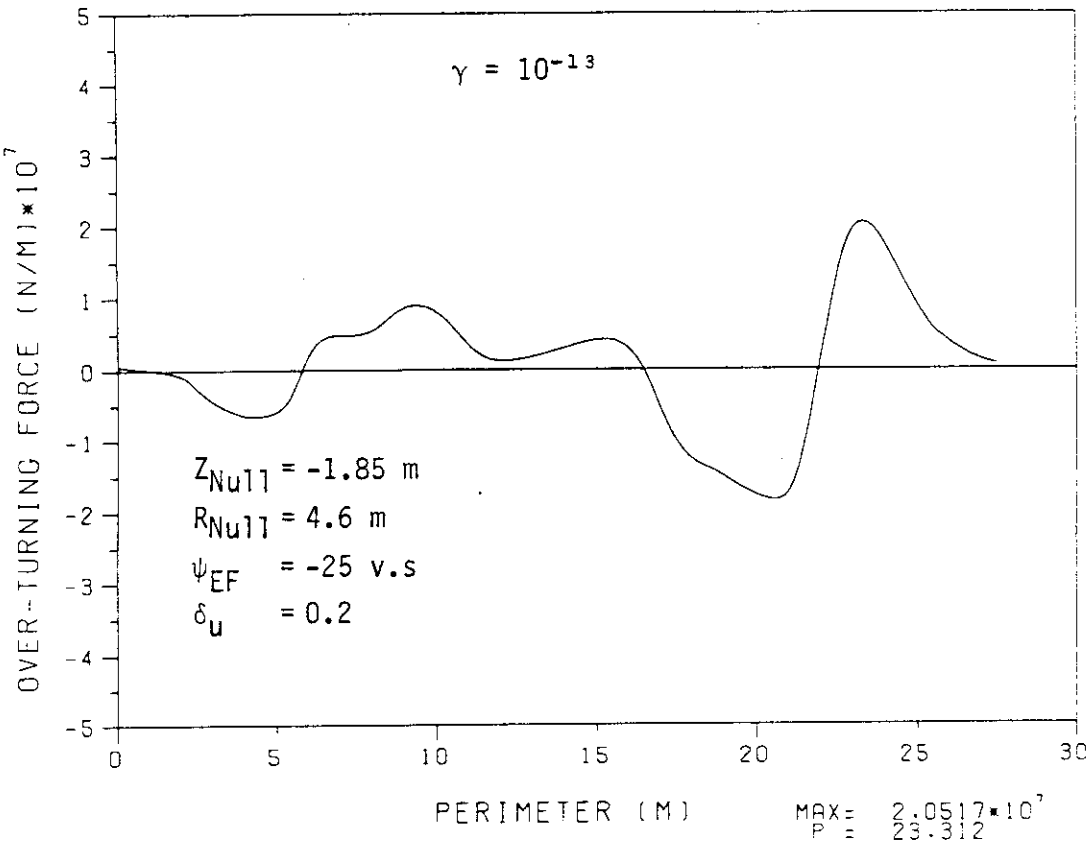


Fig. 8.2-14 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 13)



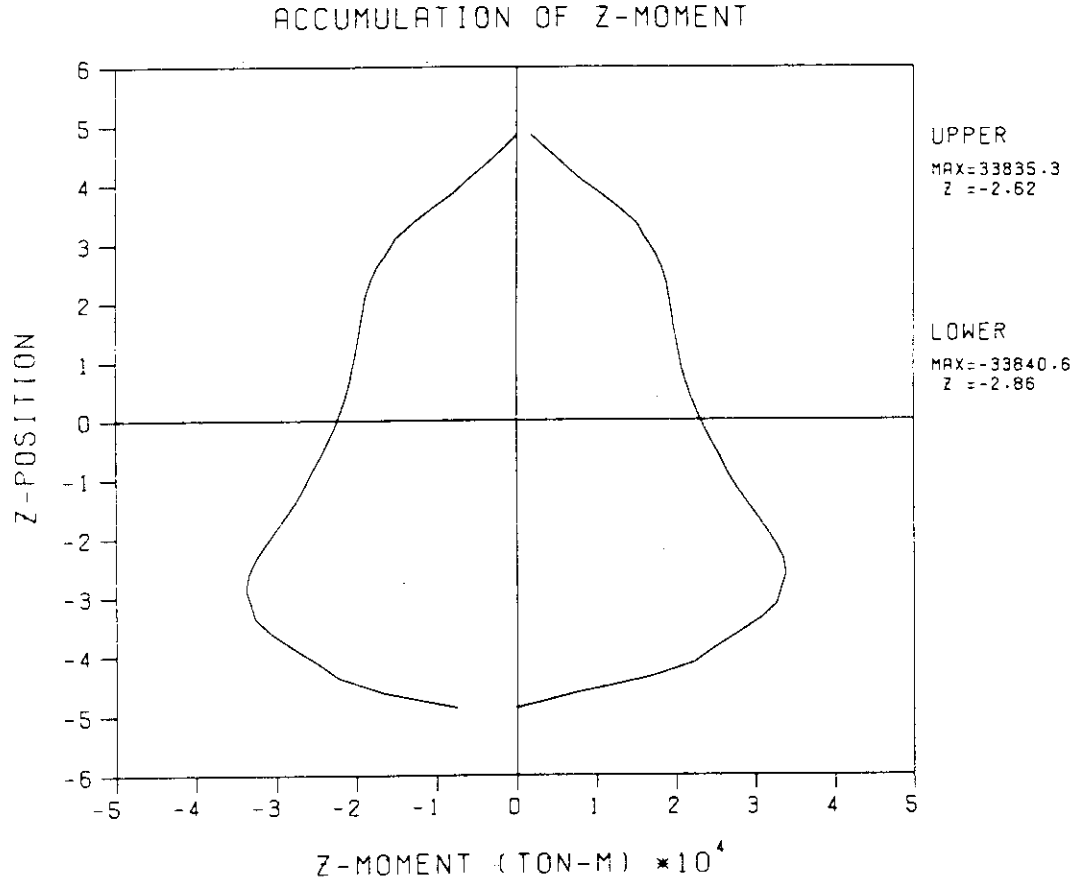
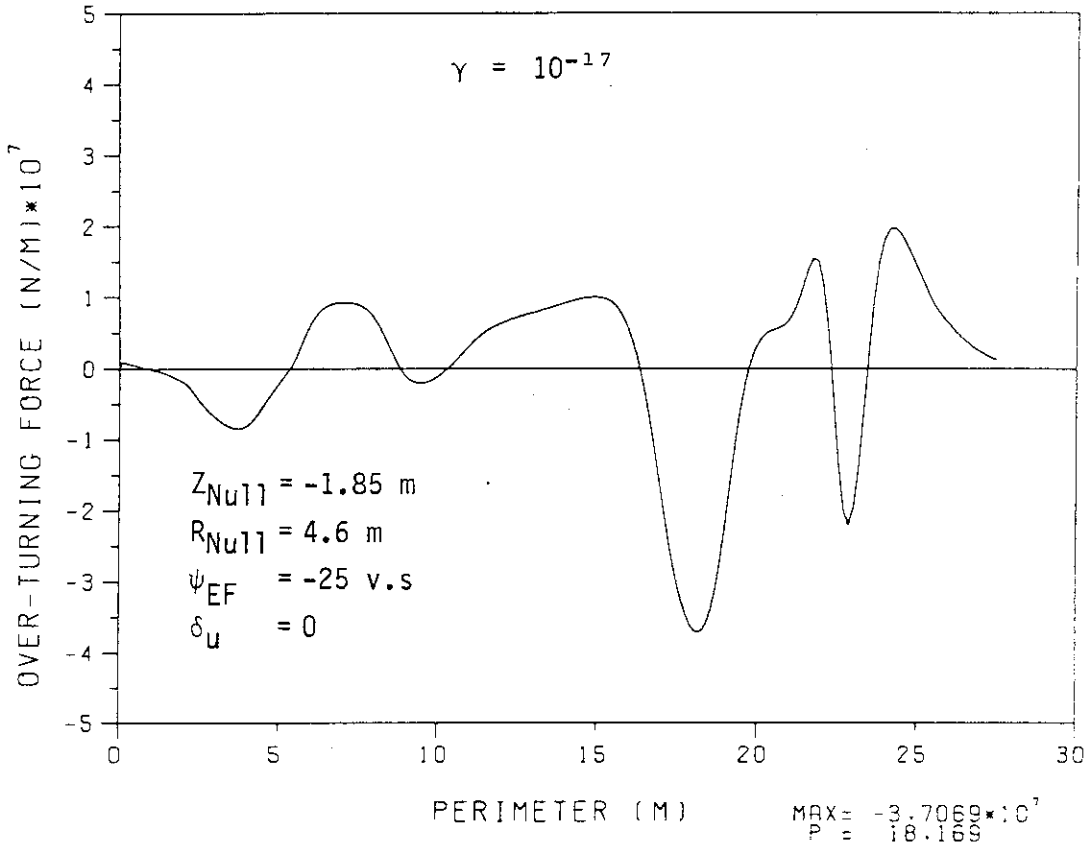


Fig. 8.2-15 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 14)



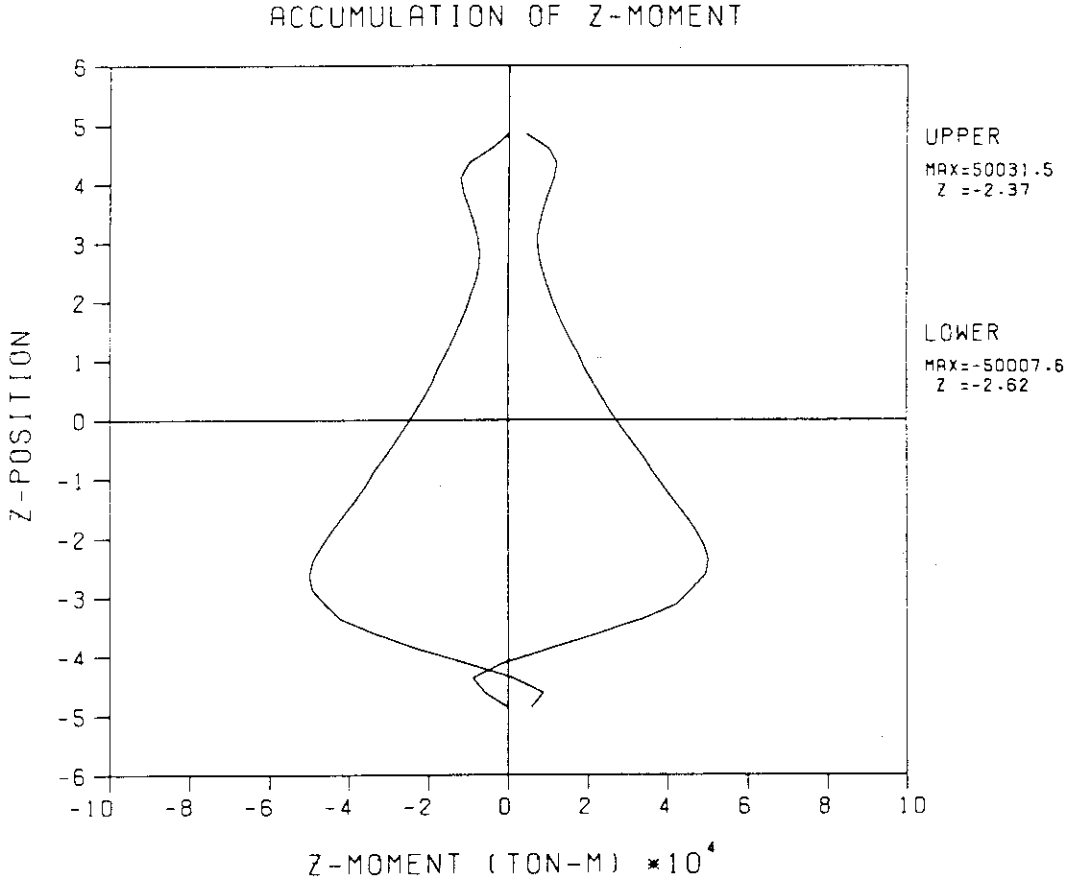
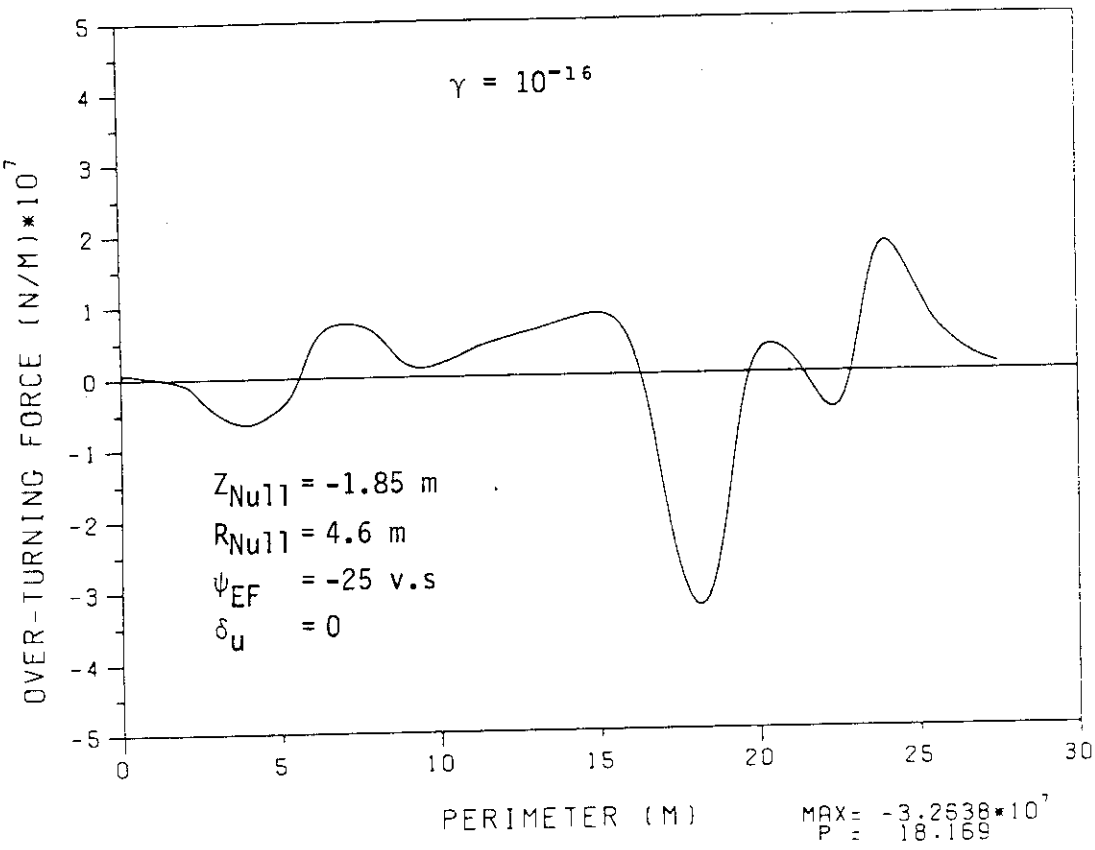


Fig. 8.2-16 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 15)



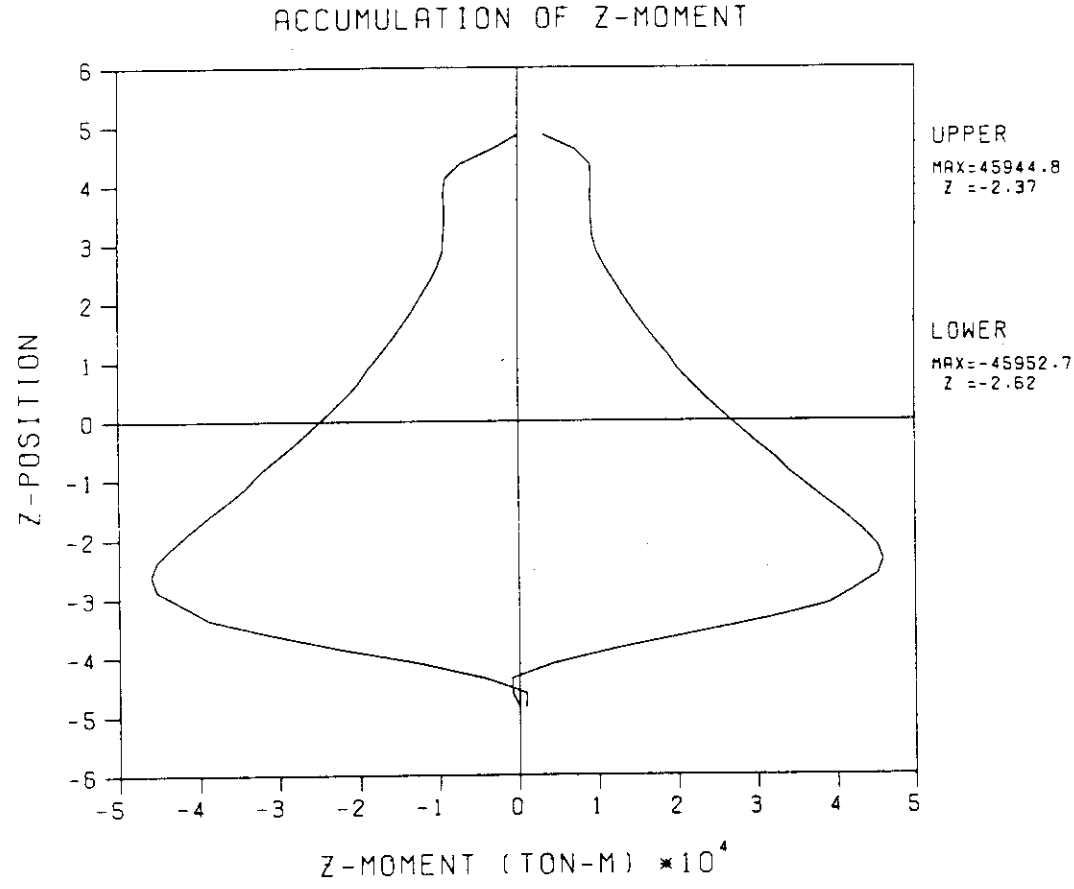
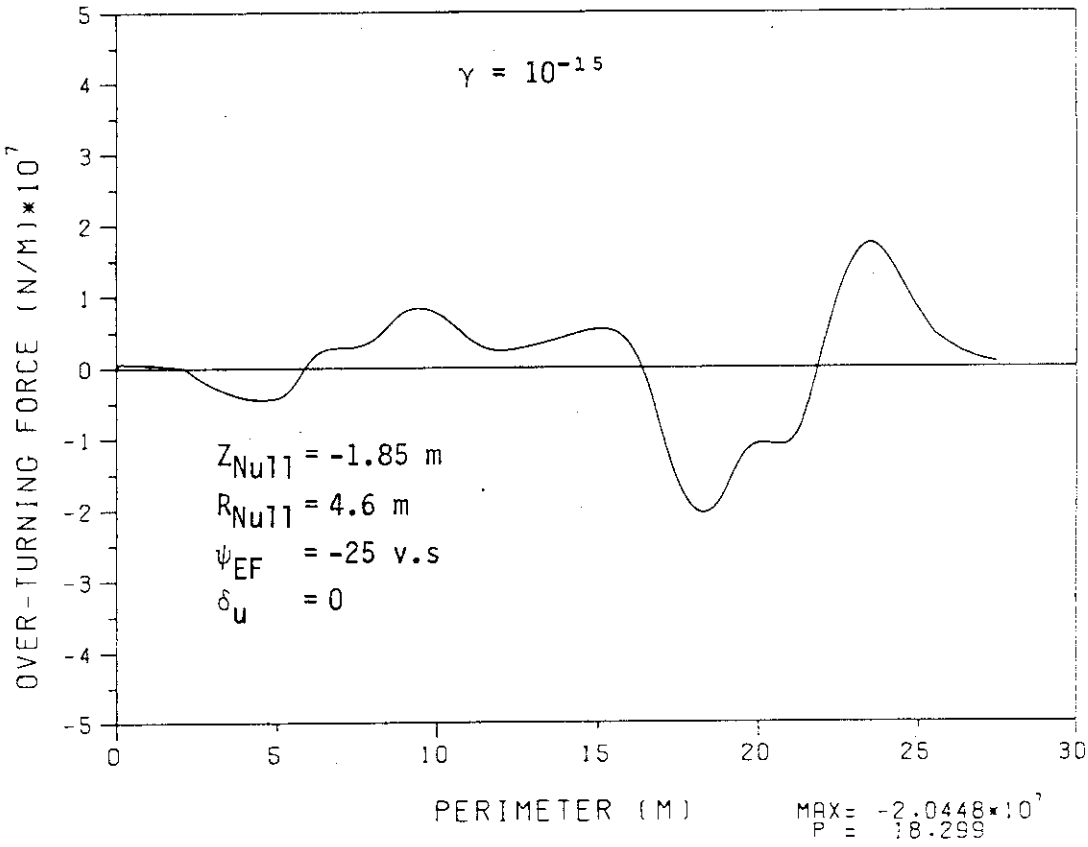


Fig. 8.2-17 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 16)



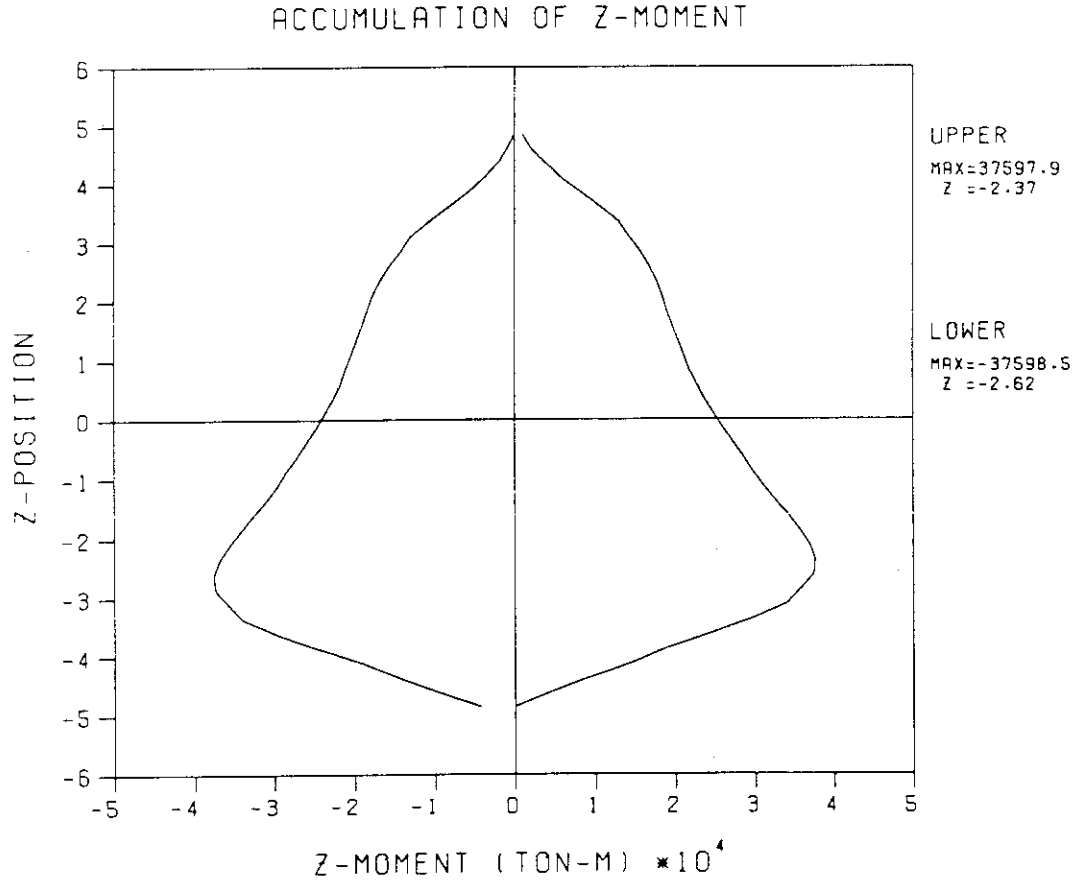
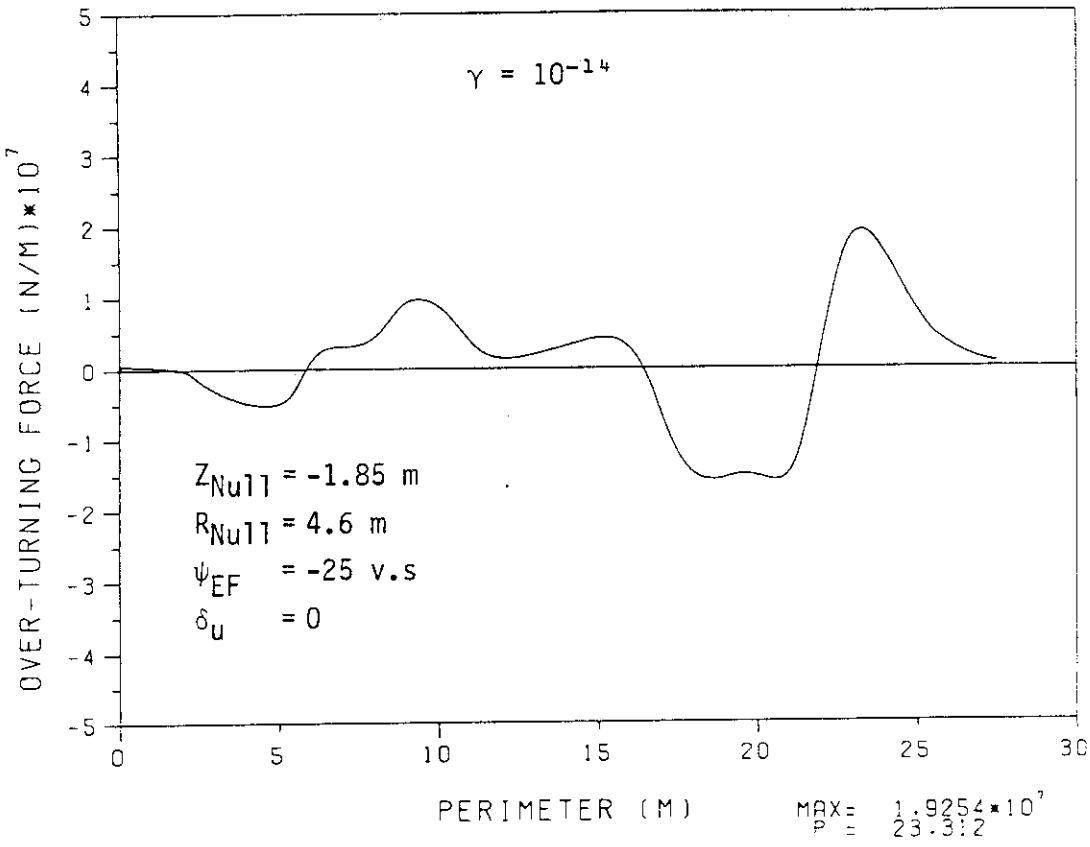


Fig. 8.2-18 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 17)



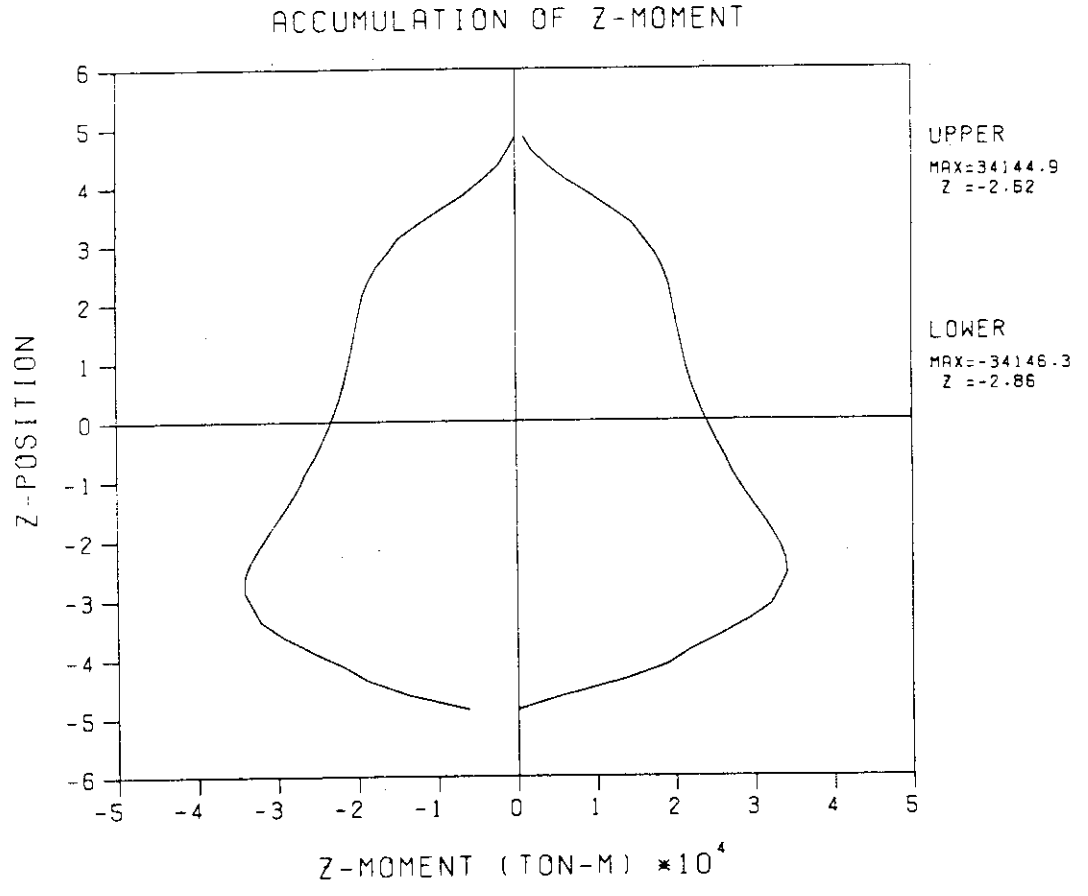


Fig. 8.2-19 Distributions of Over-turning Force and Torsional Moment (Z-moment) ..... (case 18)

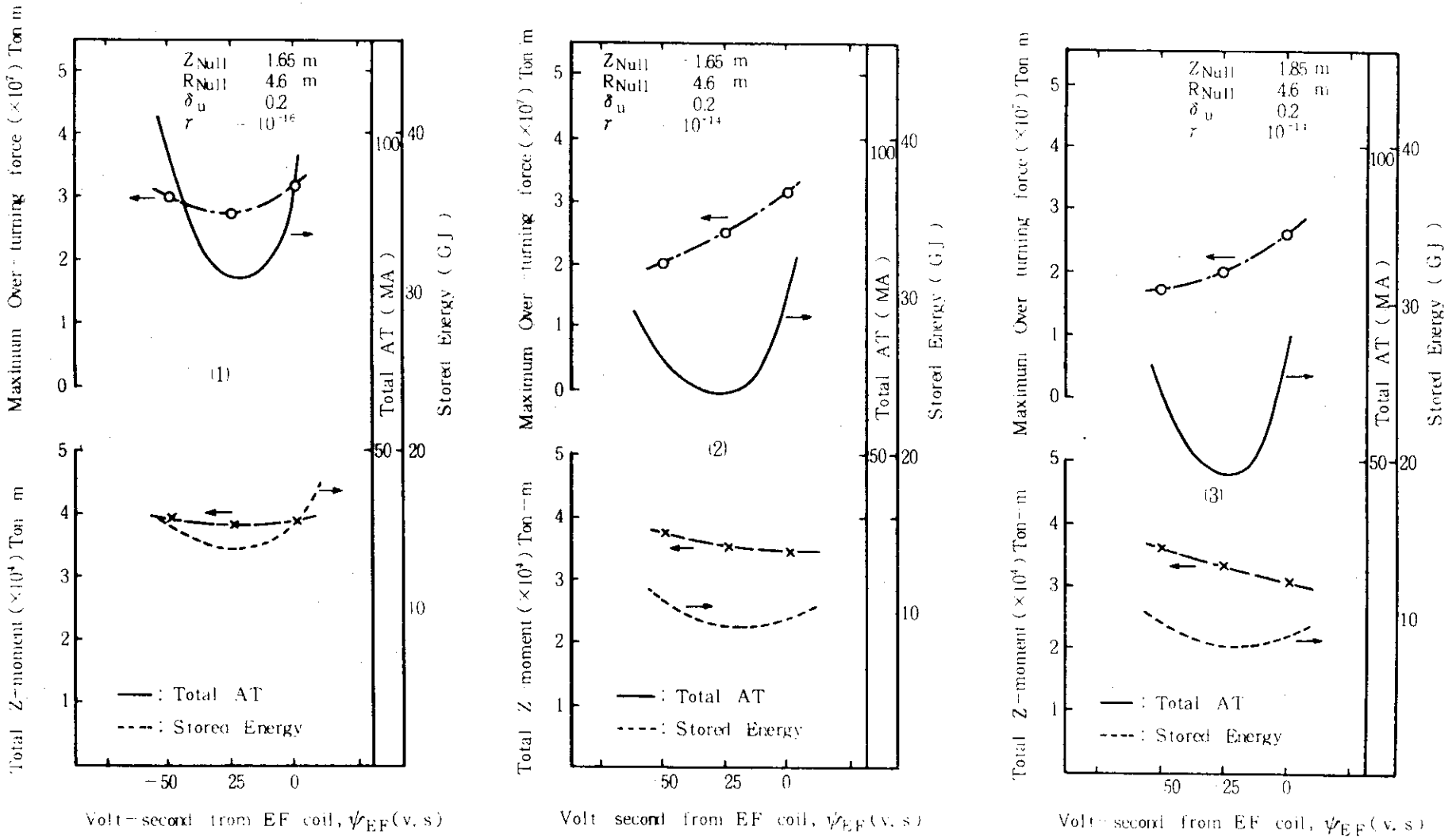


Fig. 8.2-20 Dependence of Volt-second Supplized by EF coil on Maximum Over-turning force, Torsional Moment (Z-moment), EF Coil Total Ampere-turn and EF Coil Stored Energy

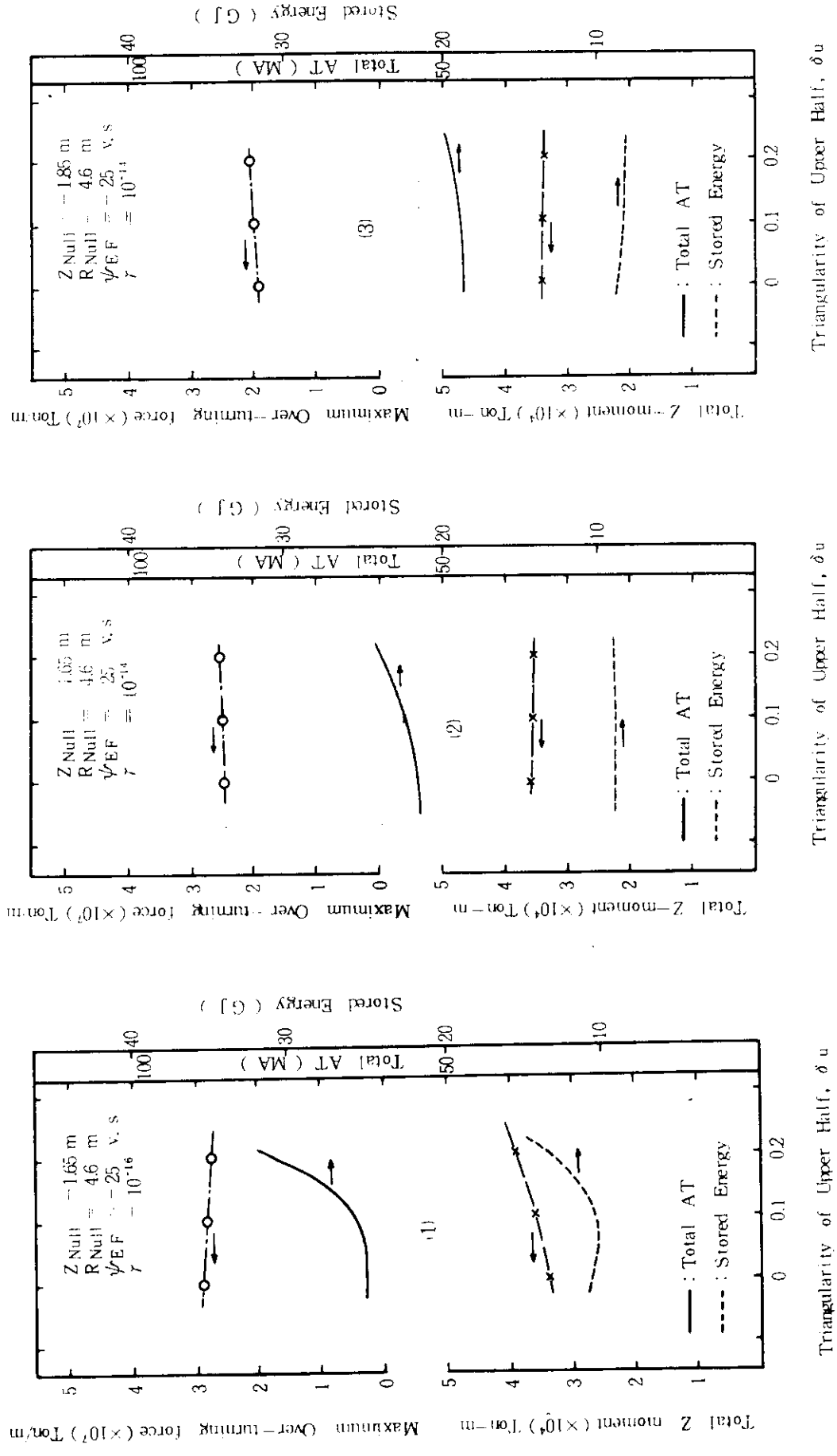


Fig. 8.2-21 Dependence of Plasma Triangularity on Maximum Over-turning force, Torsional Moment (Z-moment), EF Coil Total Ampere-turn and EF Coil Stored Energy

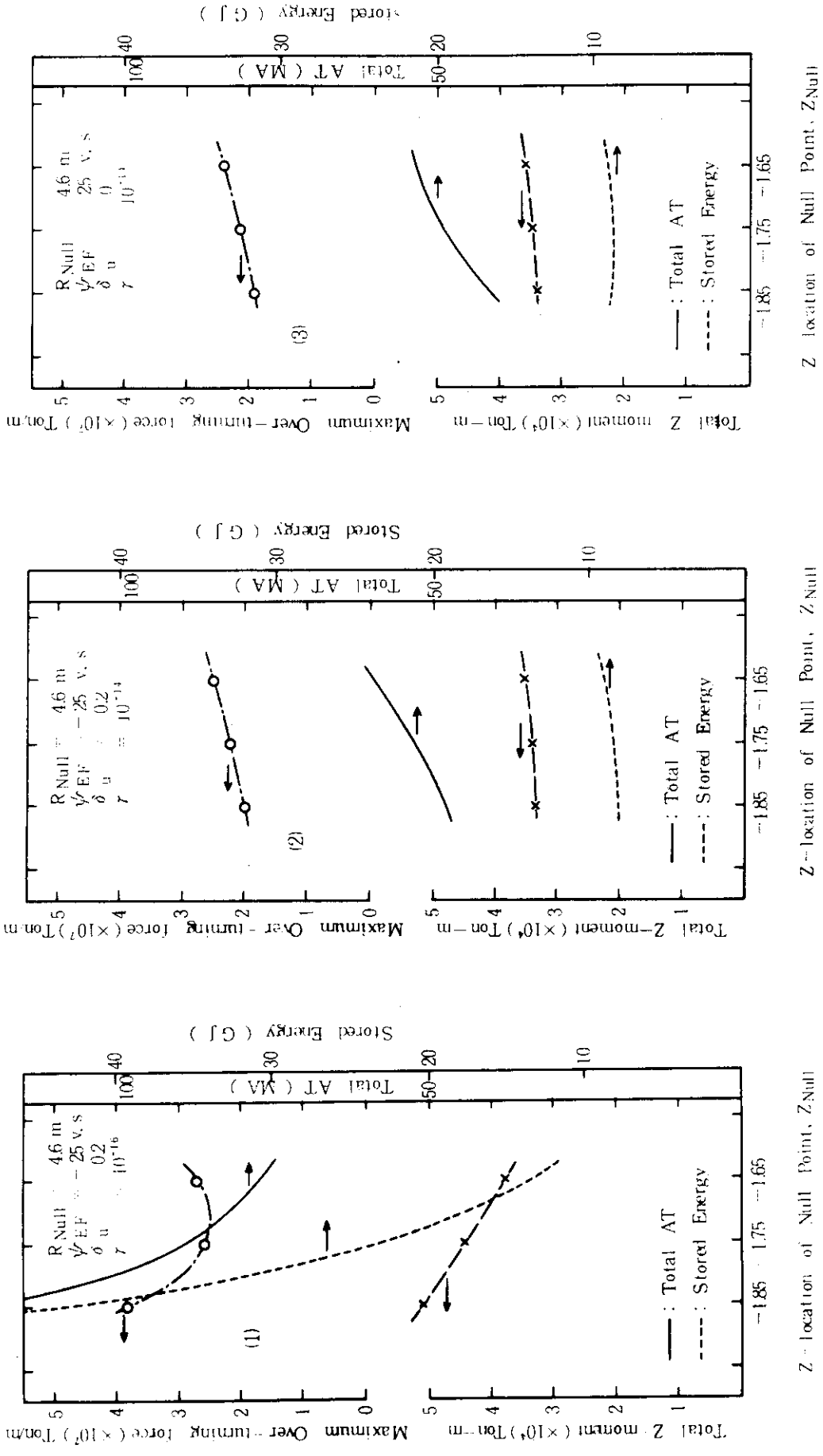


Fig. 8.2-22 Dependence of Z-location of Null Point (Z_{null}) on Maximum Over-turning Force, Torsional Moment (Z-moment), EF Coil Total Ampere-turn and EF Coil Stored Energy

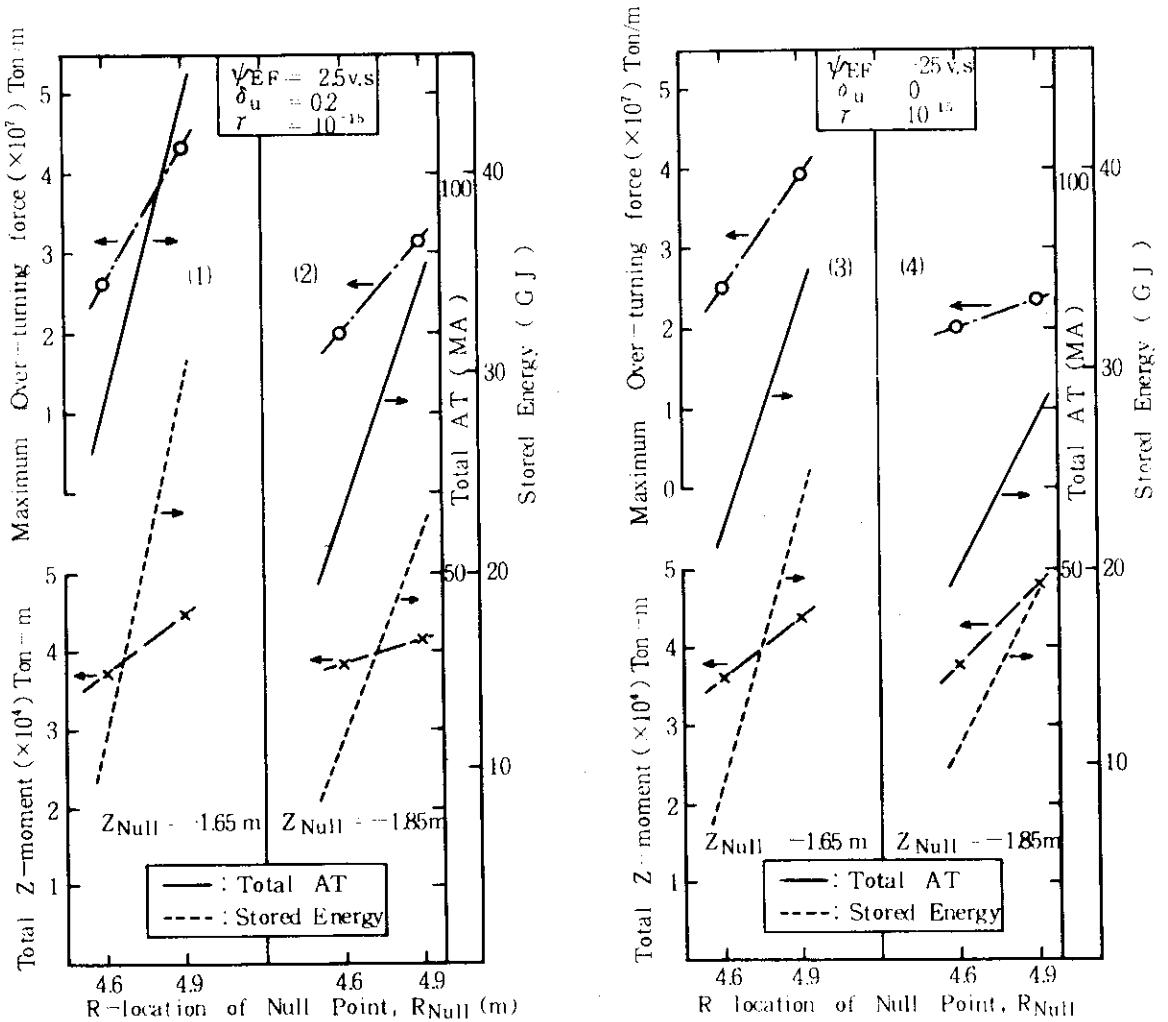


Fig. 8.2-23 Dependence of R-location of null point (R_{null}) on Maximum Over-turning Force, Torsional Moment (Z-moment), EF Coil Total Ampere-turn and EF Coil Stored Energy

9. プラズマ・シナリオとＰＦＣ電源，加熱装置電源

9.1 概　　要

ＰＦＣ電源，加熱装置電源の必要容量およびエネルギーは，プラズマ・シナリオと密接な関係がある。現在のプラズマ・シナリオでは燃焼立上げ／立上げフエイズは，ポロイダル磁場のOH成分と高周波加熱装置（主加熱用）を併用することになっている。

この燃焼立上げ／立下げ時間（以下，主加熱時間と称す）を15～55（sec）で変化させたとき，ＰＦＣ電源においては変換器容量が，加熱装置電源においては所要エネルギーが，これと強い相関を示す。

本節では，上記観点から，システム選択時の常套的手段であるコストミニマム法を使用して，最適な主加熱時間を求めることにする。なお，ここでは主加熱時間としては，15，25，55（sec）の３点を選択する。

9.2 前提条件

本検討は以下の前提で実施した。

① プラズマの立上げ時の〔0,5〕secおよびシャットダウン時のコイル端子電圧は考慮しない。なお，コイルの端子電圧は理想的制御が実施された場合について求めた。

② コイル電源には，両極性電源が必要であるのでサイリスタ循環電流方式を用いるが，ここでは循環電流は考慮しない。なお，正・負群の変換器電圧は等しいとした。

③ 変換器入力電圧はコイル必要電圧に等しいとした。

④ バイパス・ペア等の電源容量低減策は考慮しない。

⑤ 電流駆動用のLHRFはピーク電力67（MW），所要エネルギー約12（GJ）であるので，商用系統からの直接受電とし，その他の加熱装置電源およびＰＦＣ電源はフライホイール付き電動発電機から給電するものとした。

⑥ 高周波加熱装置の反射率，総合効率，力率等はTable 9.1の通りとする。

9.3 ＰＦコイル電源

主加熱時間を15，25，55（sec）と変化させたときのコイル電流パターンをTable 9.2に，各コイルの端子電圧パターンをFig. 9.1に示す。これらをもとに計算した変換器容量をTable 9.3に示す。またＰＦコイル電源の所要電源容量，所要エネルギーをそれぞれTable 9.4，5に示す。

9.4 加熱装置電源

プラズマの加熱シナリオをFig. 9.2に示す。主加熱の方式としてはICH, LHRFおよびNBIが候補にあがっている。ここでは主加熱の三候補について検討した。各加熱装置の所要電源容量，各主加熱方式における所要エネルギーをそれぞれTable 9.4, 5に示す。

9.5 電源コスト比較

エネルギー供給源としては電流駆動用LHRHについては，電源容量が小さく(79MVA)，所要電源エネルギーが極端に大きい(12GJ)ので系統直接受電とし，その他のものについてはフライホイール電動発電機(以下MGと称す)とする。たゞし，ECRH用とLHRH用は，1台で共用するものとする。

MGセットのコスト比はTable 9.4, 5から導出したTable 9.6にもとずいて試算する。△t＝25 secのPFコイル用MGセットのコストを1とした場合のコスト比をTable 9.7に示す。さらに，変換器コスト比を設備容量の0.7乗で求め，かつ△t＝25 secのPFコイル用変換器コストをMGセットの1に対し2または5と仮定した場合の変換器およびMGセットの総合コスト比をTable 9.8に示す。

9.6 まとめ

本電源用のフライホイール電動発電機は，発電機の固有GD^2に比し吐出エネルギーの大きい特殊設計のものとなり，さらに連続定格の発電機となるので，変換器のMGセットに対するコスト比は，2／1の方が現実的であると思われる。この観点から最適な主加熱時間は，LHRH, NBIの場合には△t＝25 sec，ICRHの場合には△t＝55 secとなる。

以上の検討では，プラズマ立上げ初期〔0，5〕secにおける変換器について考慮されていない。これらの期間を含めた所要変換器容量については今後検討を要するが，一般に主加熱時間が長くなると，一定の容量以下にはならない。従ってJAERI-M 85-178(4章電源系)では，25 sec 主加熱時間で検討を行っている。

Table 9.1 Heating system constants

Heating System	Reflecting Coefficient	Total Efficiency	Power Factor
ECRH	0	0.13	0.85
LHRH	0.5	0.30	0.85
ICRH	—	0.45	0.85
NBI	0	0.18	0.68

Table 9.2 PF coil current scenarios

TIME (sec)		−50	0.0	1	3	5	100	180	195 205 235	2195 2205 2235	2210 2230 2290	2410 2430 2490	2425 2455 2545
Coil Current (KAT)	1	0	2237	1191	768	447	447	4474	2807	− 7818	−7270	4474	2807
	2	0	2214	1180	760	443	443	4427	2778	− 7737	−7194	4427	2778
	3	0	2270	1208	779	454	454	4539	2848	− 7932	−7376	4539	2848
	4	0	2170	1085	760	434	434	4341	2724	− 7586	−7054	4341	2724
	5	0	2242	1121	785	448	448	4485	2814	− 7837	−7288	4485	2814
	6	0	1412	1184	1574	1239	7456	9997	6106	− 600	2586	9997	6106
	7	0	410	591	484	799	5462	6200	4398	2450	4047	6200	4398
	8	0	169	−2	−438	−642	−5035	−4731	2096	1506	−5618	−4731	2096
	9	0	111	−108	328	437	3134	3334	−5980	− 6506	2752	3334	−5980
	10	0	2228	1187	765	446	446	4456	2796	− 7787	−7241	4456	2796
	11	0	2225	1186	764	445	445	4450	2793	− 7777	−7232	4450	2793
	12	0	2252	1126	788	450	450	4505	2827	− 7872	−7320	4505	2827
	13	0	2211	1105	774	442	442	4422	2775	− 7727	−7185	4422	2775
	14	0	2225	1113	779	445	445	4450	2793	− 7777	−7232	4450	2793
	15	0	1089	1137	1022	1566	10326	12286	10045	4871	6568	12286	10045
	16	0	213	773	1318	1394	10172	10555	12636	11623	9436	10555	12636
	17	0	330	637	1247	1125	8009	8602	10900	9334	6872	8602	10900
	18	0	156	−187	−966	−1031	−7936	−7655	−9304	−10045	−8474	−7655	−9304
	19	0	116	−377	−395	−500	−3901	−3691	−4354	− 4907	−4302	−3691	−4354
I_p (KA)		0	0	500	500	500	3750	3750	5700	5700	3750	3750	5700

Table 9.3 Thyrister Convertor Capacity For PF System

COIL No.	Max. Current (kA)	15 sec		25 sec		55 sec		Remarks
		Max. Voltage (V)	Conv. Output (MW)	Max. Voltage (V)	Conv. Output (MW)	Max. Voltage (V)	Conv. Output (MW)	
1 ~ 5	22.7	1790	40.7	1074	24.4	900	20.5	Upper Column ; Foward group
10 ~ 14	39.8		71.3		42.8		35.9	
6	36.8 / 2.2	696	25.7 / 1.6	417.	15.4 / 1.0	190	7.0 / 0.5	Lower Column ; Reverse group
7	31.6 / 0(6.4)	531	16.8 / (3.4)	319	10.1 / (2.1)	171	5.4 / (1.1)	
8	13.4 / 36.0	1331	17.9 / 48.0	799	10.7 / 28.8	363	4.9 / 13.1	
9	21.4 / 41.7	4456	95.4 / 185.9	2676	57.3 / 111.6	1216	26,1 / 50.7	
15	35.9 / 0(10.2)	337	12.1 / (3.5)	337	12.1 / (3.5)	337	12.1 / (3.5)	
16	39.0 / 0(1.9)	500	19.5 / (1.0)	500	19.5 / (1.0)	500	19.5 / (1.0)	
17	40.1 / 0(3.7)	488	19.6 / (1.8)	393	15.8 / (1.5)	393	15.8 / (1.5)	
18	0.6 / 39.2	1117	0.7 / 43.8	670	0.4 / 26.3	414	0.3 / 16.3	
19	0.9 / 37.2	733	0.7 / 27.3	440	0.4 / 16.4	215	0.2 / 8.0	
合 計		824.2 {	317.2 / 507.0	401.1 {	166.1 / 235.0	243.4 {	111.8 / 131.6	

Table 9.4 Capacity required for PF system

	capacity (MVA)			Remarks
	△t = 15 sec	△t = 25 sec	△t = 55 sec	
PF coil P/S	650	400	260	
LHRH P/S	500			Including ECRH P/S
ICRH P/S	170			
NBI P/S	530			

Table 9.5 Energy required for power supplies

	Energy required (GJ)			Remarks
	△t = 15 sec	△t = 25 sec	△t = 55 sec	
PF coil P/S	6.0			
LHRH P/S	3.0	5.5	13.0	
ICRH P/S	1.3	2.1	4.6	
NBI P/S	3.2	6.0	14.4	

Table 9.6 Specification of MG sets

For use	Spec of MG		
	△t = 15 sec	△t = 25 sec	△t = 55 sec
PF coils	$325^{MVA} - 3^{GJ} - 2^{UNITS}$	$200^{MVA} - 3^{GJ} - 2^{UNITS}$	$125^{MVA} - 3^{GJ} - 2^{UNITS}$
ICRH	$170^{MVA} - 1.3^{GJ} - 1^{UNITS}$	$170^{MVA} - 2.1^{GJ} - 1^{UNITS}$	$85^{MVA} - 2.4^{GJ} - 2^{UNITS}$
LHRH	$500^{MVA} - 3^{GJ} - 1^{UNITS}$	$250^{MVA} - 2.8^{GJ} - 2^{UNITS}$	$125^{MVA} - 3.3^{GJ} - 4^{UNITS}$
NBI	$530^{MVA} - 3.2^{GJ} - 1^{UNITS}$	$265^{MVA} - 3^{GJ} - 2^{UNITS}$	$133^{MVA} - 3.6^{GJ} - 4^{UNITS}$

Table 9.7 Cost ratio of MG sets

For use	Cost ratio		
	△t = 15 sec	△t = 25 sec	△t = 55 sec
PF coils	1.25	1.00	0.87
ICRH	0.31	0.36	0.61
LHRH	0.64	0.98	1.70
NBI	0.72	1.03	1.82

Table 9.8 Total cost ratio of power supplies

Cost ratio of Conventor /MG set	Main heating time (sec)	Main heating system		
		ICRH	LHRH	NBI
2/1	15	2.95	3.28	3.36
	25	2.36	2.98	3.03
	55	2.19	3.28	3.40
5/1	15	8.52	8.85	8.93
	25	6.36	6.98	7.03
	55	5.04	6.13	6.25

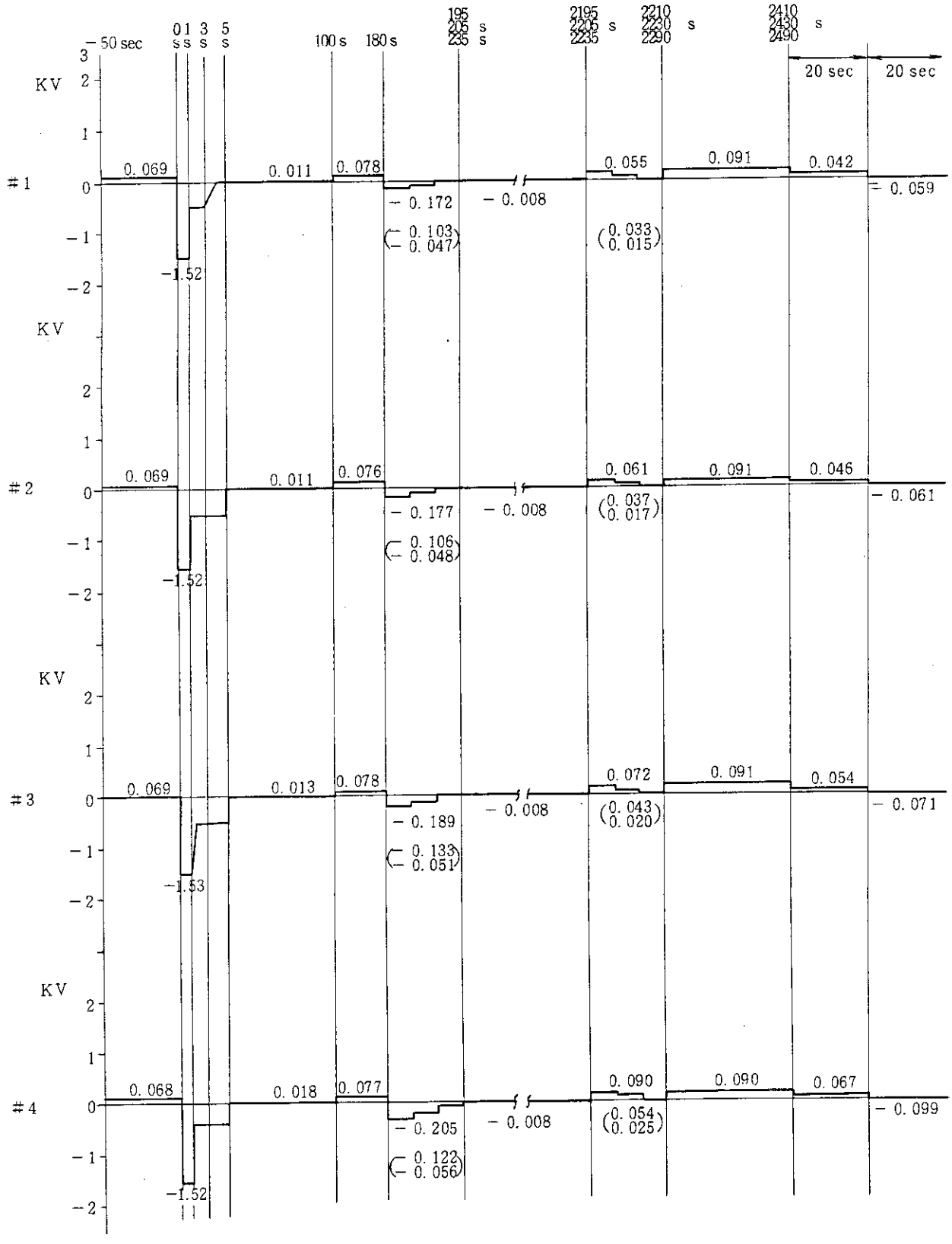


Fig. 9.1 P F Coil voltage pattern

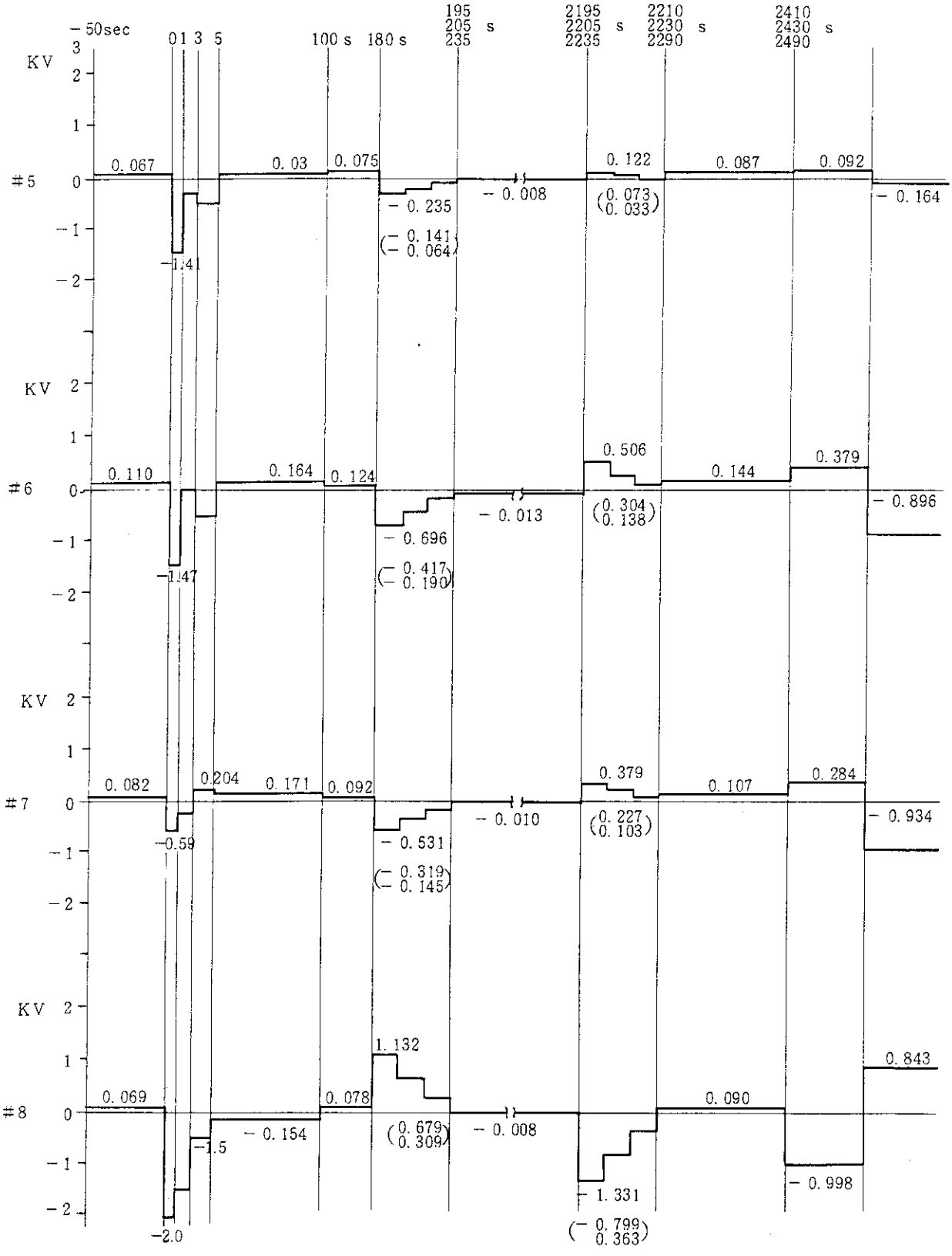


Fig. 9.1 PF Coil voltage patlern (Continued)

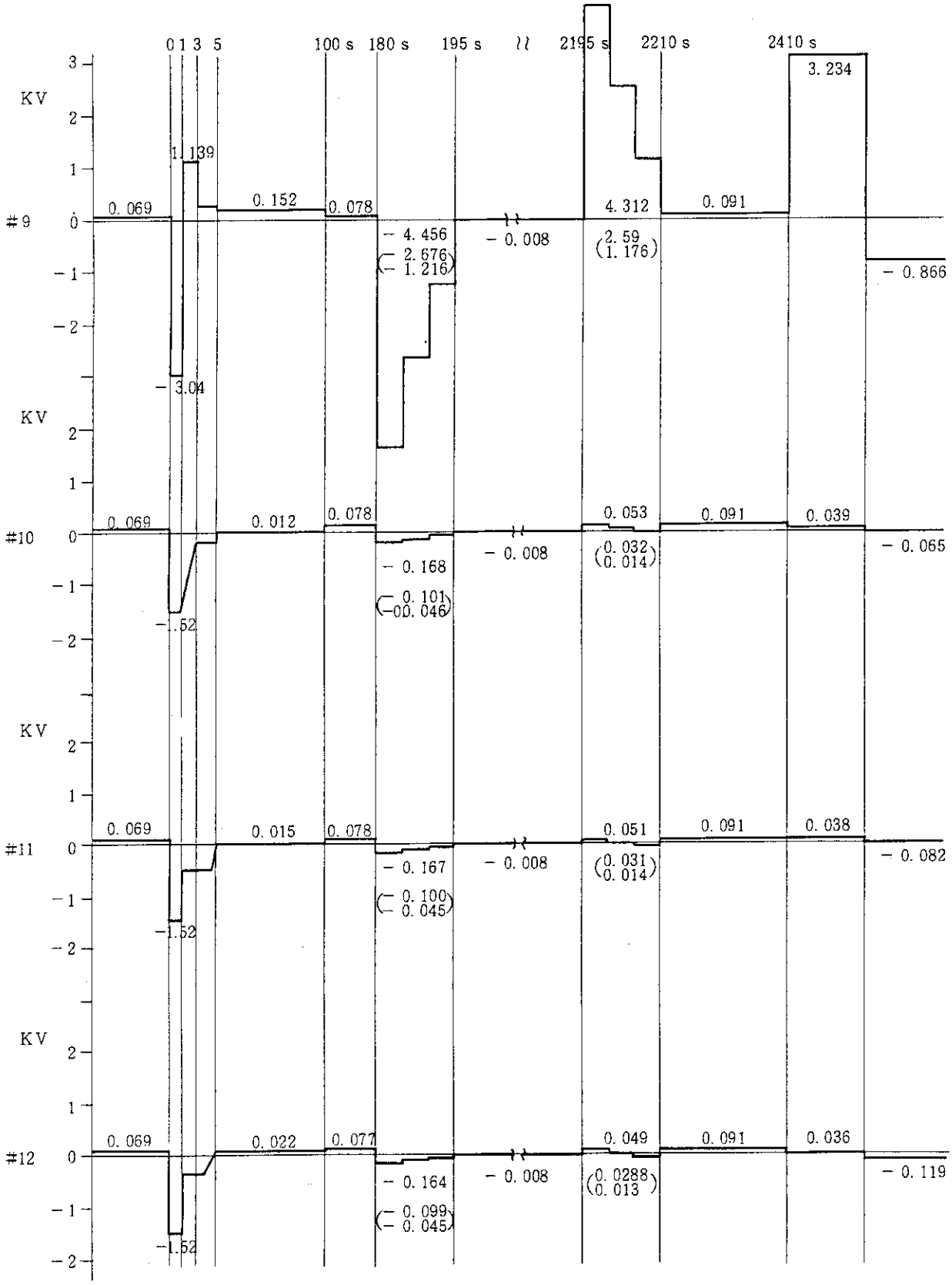


Fig. 9.1 PF Coil voltage patlern (Continued)

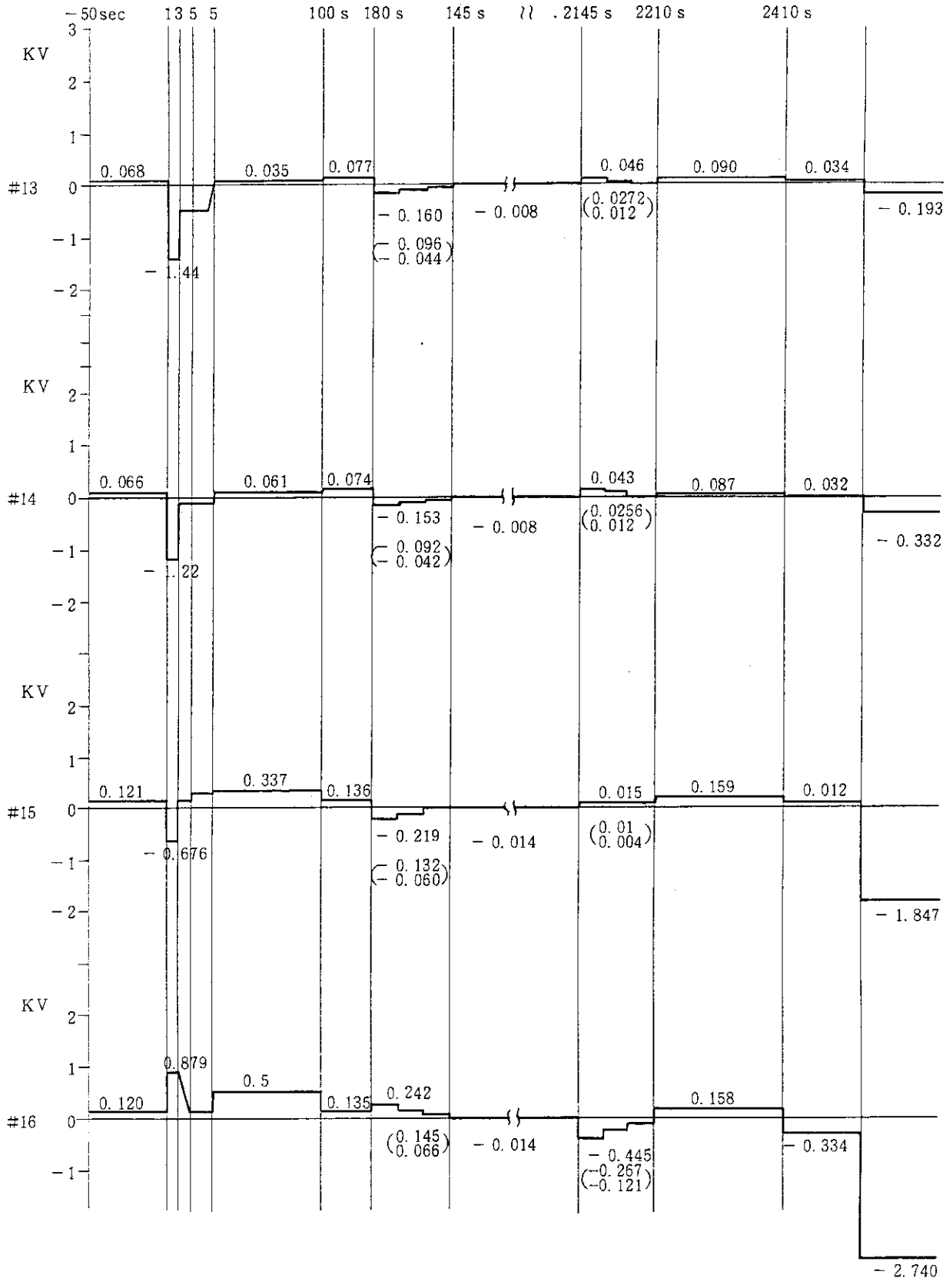


Fig. 9.1 PF Coil voltage patlern (Continued)

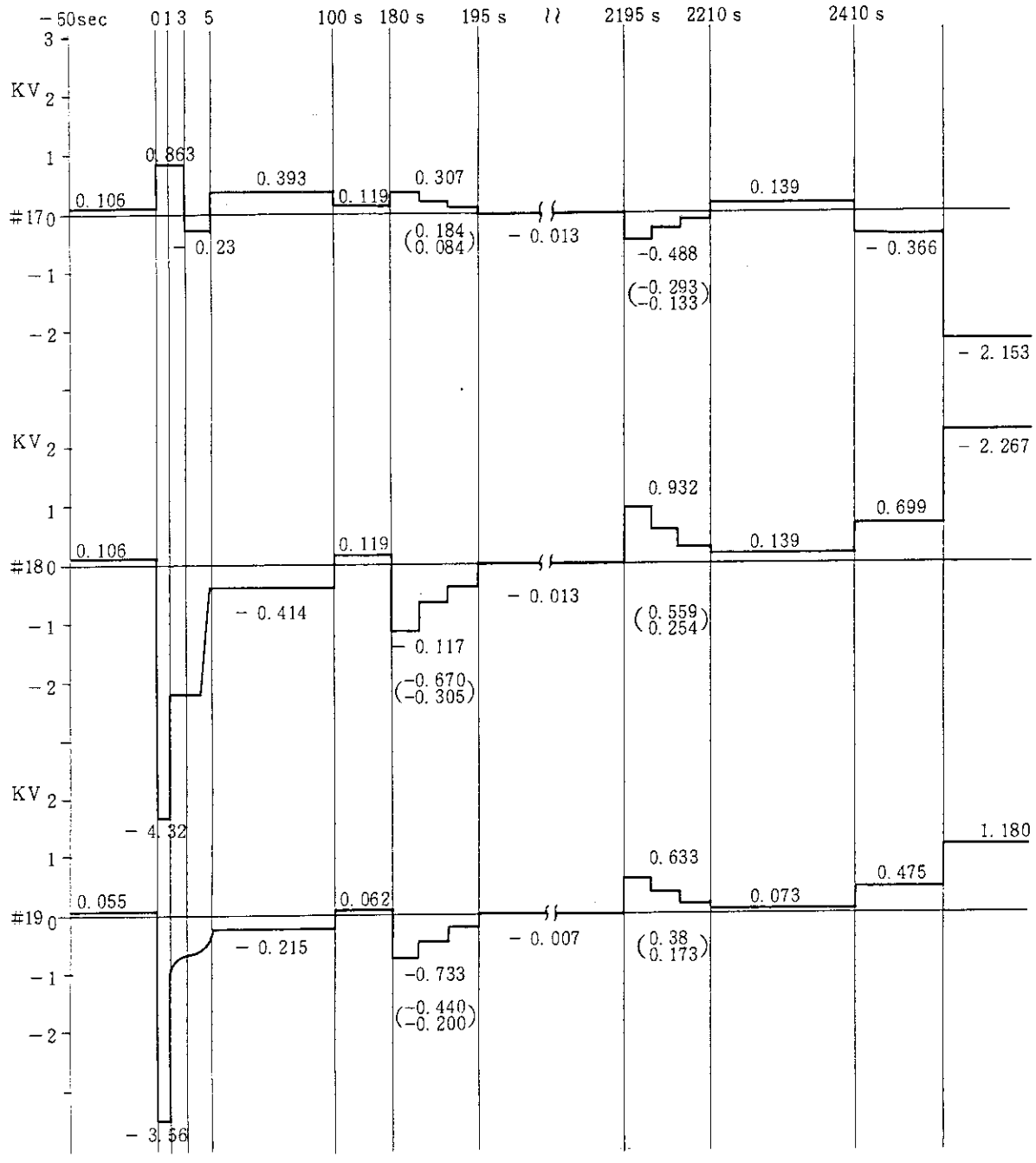
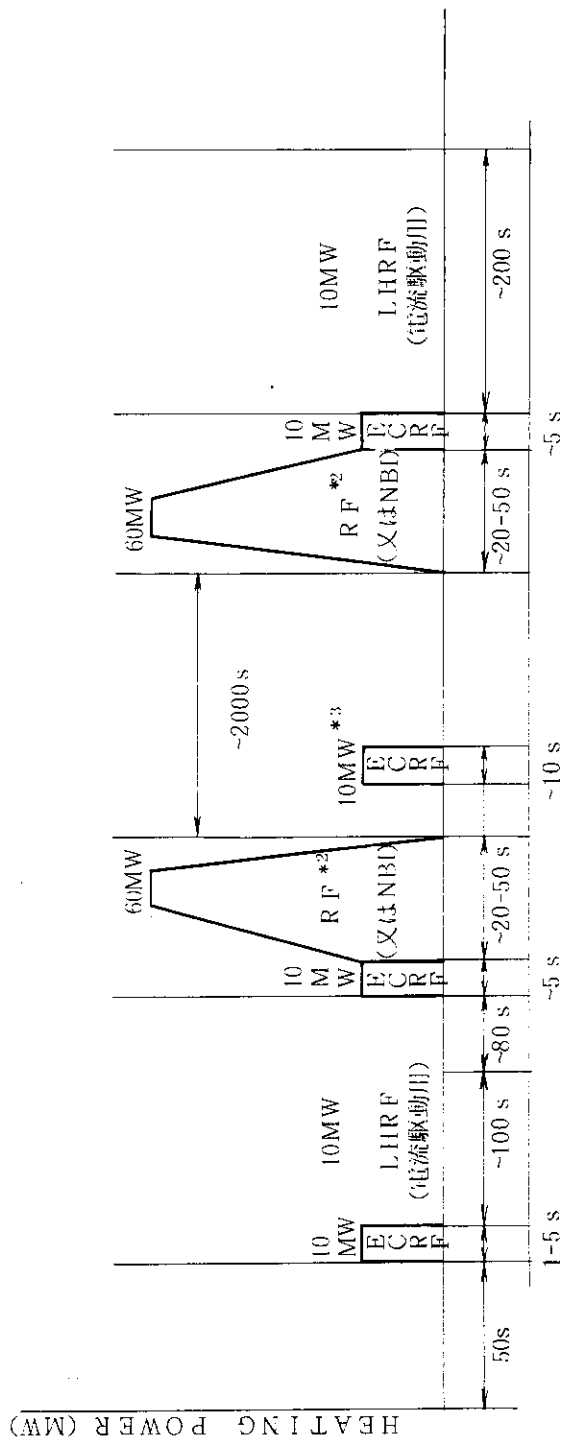


Fig. 9. 1 PF Coil voltage patlern (Continued)



*2 ICRF or LHRF

*3 Repetition period : 100 sec

Fig. 9.2 Plasma heating scenario

10. 材料データベース

10.1 ダイバータアーマ材料

ダイバータアーマは，直接プラズマに面し，高熱負荷を受ける。このため，アーマ材料においては，スパッタリング特性，耐溶融性，トリチウムインベントリおよび，熱衝撃・熱疲労を含めた熱機械特性について検討することが必要である。ここでは，これらの性質について，いくつかの材料について検討する。

10.1.1 スパッタリング特性

Fig. 10.1.1−1にいくつかの材料の物理スパッタリング生成率を示す。この図では，イオンとして，47.5%の重水素イオン，47.5%の三重水素イオン，5%のヘリウムイオンを用いた。各イオン毎のスパッタリング生成率はIPPモデルにより，計算された値[1]を用いた。スパッタリングのしきいエネルギをTable 10.1.1−1[2]に示す。タングステンは入射粒子のエネルギが4keV以下で最も小さいスパッタリング生成率を示す。ここには示さなかったがタンタルも，タングステンと同様のスパッタリング生成率を示す。また，タングステンでは，しきいエネルギが，D, T, ^{4}Heに対して，各々175 eV, 140 eV, 100 eVと他と比較して大きな値を示す。

Fig. 10.1.1−1のスパッタリング生成率は，入射粒子を壁面に対して垂直にしているときの値であるが，スパッタリング生成率は入射角依存性を示す。それをFig. 10.1.1−2[2]に示す。入射粒子のエネルギが高いときには，入射角が80°～90°で非常に大きなピークを示すが，入射エネルギが200eV以下では，垂直入射と同等か，高入射角では，むしろ小さいスパッタリング生成率を示す。実験炉の設計条件では，ダイバータに入射するイオンのエネルギを135 eVと設定しているので，スパッタリング生成率の入射角依存性は，考慮しなくてもよい。

スパッタリング生成率は，グラファイトでは，温度依存性を示す。また，タングステンでは，表面の酸化被膜がスパッタリング生成率に影響することが知られている。[1] これらは，一般に化学スパッタリングと呼ばれている。タングステンでは，表面に酸化被膜があるほうが，スパッタリング生成率は小さく，入射エネルギにより，$1/2$～$1/5$程度になる。[1] しかし，タングステンの表面の酸化被膜の生成，維持には，不確定な要素が多いと考えられるので，その効果は，設計上期待すべきでない。逆に，グラファイトの化学スパッタリングは，温度依存性であり，設計に考慮すべきである。

設計上，スパッタリングはダイバータの損耗量の算出に使用するが，損耗量の算出には，スパッタリングだけでなく，スパッタリングされた粒子の再付着および第一壁でスパッタリングされた粒子の付着についても同時に検討していく必要がある。しかし，そのためには，付着データおよび付着した表面の性質についてもデータをとっておく必要がある。また，材料のスパッタリング生成率のしきいエネルギ以下に入射エネルギを制御することについても検討すべきと考えられる。

Table 10.1.1-1 Sputtering Threshold Energy for Various Materials

ION / TARGET	H	D	T	^{4}He	C	Self
Be	27,5	24	28*	33		
Graphite	9,9	10	13*	16	30	30
Ti	43,5	36*	28*	22	22*	41*
TiC	64	45	36*	30	30*	60*
Fe	64	40	37*	35	26*	35*
SS	64	40	37*	35	26*	35*
Mo	164	86	50*	39	30,6*	54*
W	400	175	140*	100	56*	70*

Unit is eV
* estimated value

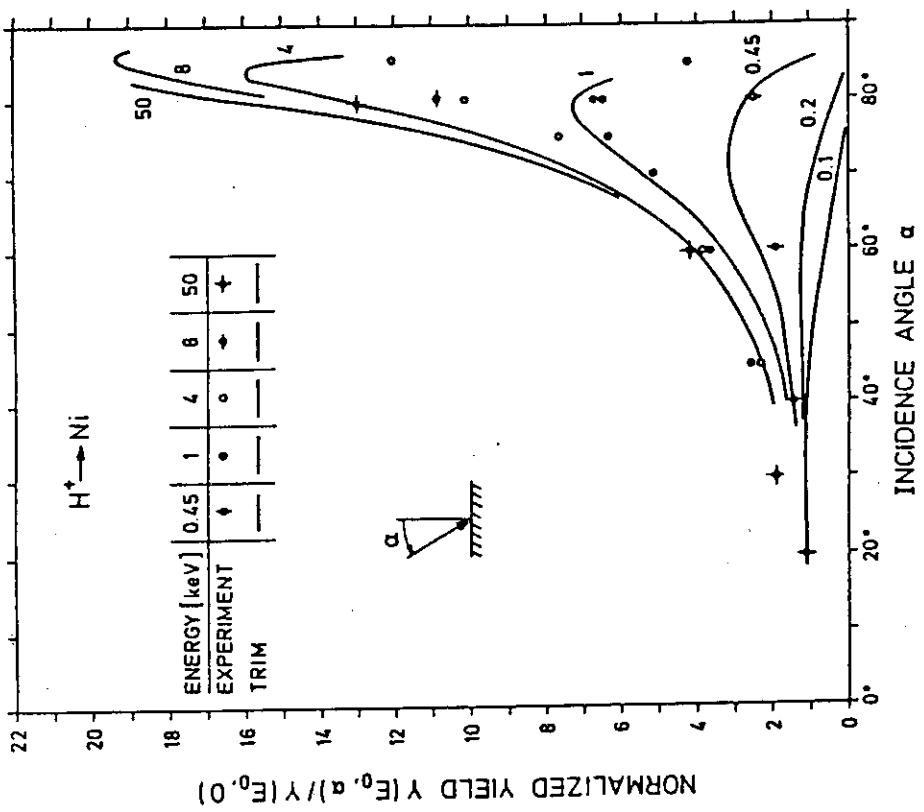


Fig. 10.1.1-2 Variation of the Sputtering Yield with Angle of Incidence

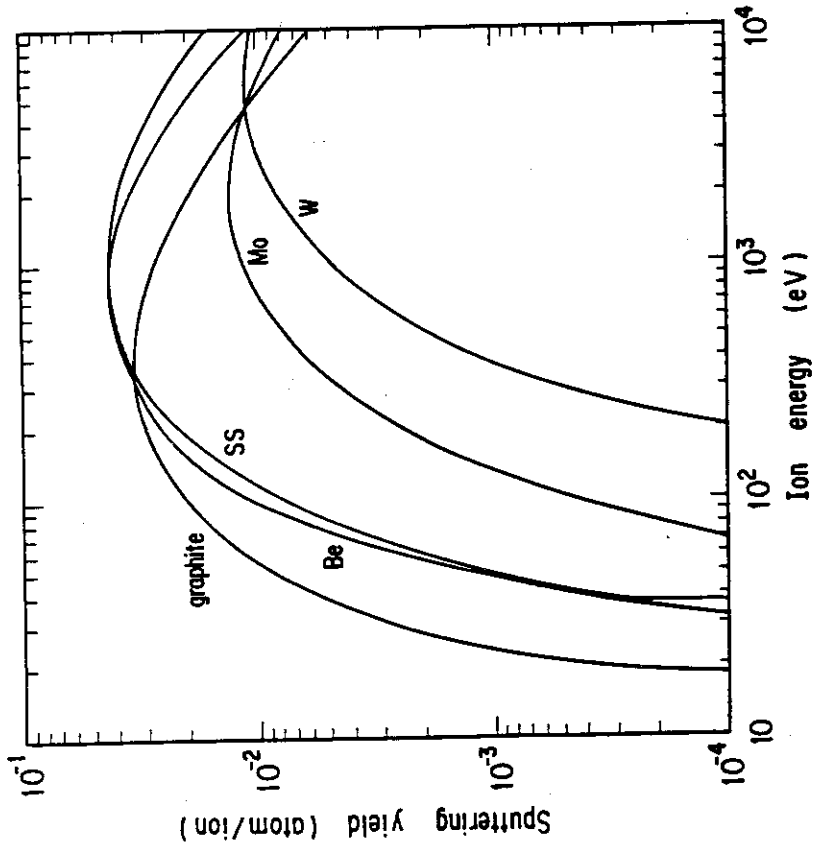


Fig. 10.1.1-1 Sputtering Yield by $0.475D^{+}+0.475T^{+}+0.05He^{+}$ of Various Materials

10.1.2　耐溶融性

ダイバータアーマは，プラズマディスラプション時に瞬時ではあるが大きな熱負荷を受ける。このとき，アーマは，溶融しないほうが望ましい。溶融が起こる場合，溶融後のアーマの状態がどのようになるのか，現時点では，不明確であるからである。

瞬時の大きな熱負荷に対する耐溶融性を示す指標として，溶融抵抗（melting resistance）がある。この溶融抵抗は，次式で示される。

$$W_M = \frac{T_M - T_0}{2} (\pi \rho C_p K)^{\frac{1}{2}} \qquad (10.1.2-1)$$

ここで，T_Mは融点，T_0は初期温度，ρは密度，C_pは比熱，Kは熱伝導率である。

ところで，材料の表面がQの熱流束でt時間熱負荷を受けるときに，材料の表面温度の上昇は，密度，比熱，熱伝導率が一定と近似した場合，次式で示される。

$$\triangle T = T - T_0 = 2 (\pi C_p \rho K)^{-\frac{1}{2}} Q t^{\frac{1}{2}} \qquad (10.1.2-2)$$

（10.1.2－1）式と（10.1.2－2）式より，W_Mと$Qt^{\frac{1}{2}}$との比Xで，溶融するかどうかの目安が得られる。（実際には熱輻射を考慮して検討する必要がある。）

Fig. 10.1.2－1にいくつかの材料の溶融抵抗を示す。ここで，C_p，ρ，Kは融点と初期温度の平均温度に対する値を用いた。なお，グラファイトについては，融点がないので，昇華点を用いた。溶融抵抗を算出したときに用いた物性値をTable 10.1.2－1[1),3)~5)]に示す。ここでは，初期温度を200℃としたときの値を示す。

タングステンが，最も大きい溶融抵抗を示す。式からも明らかなようにタングステンの融点が高いことが効いている。融点の低い材料では，熱伝導率の高い銅が比較的大きな溶融抵抗を示す。

ところで，実験炉の設計では，最も厳しいディスラプション時に受ける熱流束は約580MW/m^2で，時間は5 msecであり，$Qt^{\frac{1}{2}}$は約41.0MW/$m^2 s^{\frac{1}{2}}$になる。タングステンでは，溶融は起こらないものと考えられる。グラファイトも昇華は起こらない。モリブデン，タンタルは，熱輻射を考慮した詳細な検討が必要である。これら以外については，融点も低いことを考えると溶融が起こるものと考えられる。耐溶融性の観点からは，タングステンが最もよい。

また，ダイバータアーマの受けるディスラプション時のエネルギ負荷を一定，つまりQt＝一定として，ディスラプション時間を変化してみると，ディスラプション時間が10msecになると，$Qt^{\frac{1}{2}}$は約29.0MW/$m^2 s^{\frac{1}{2}}$，20msecでは，約20.5MW/$m^2 s^{\frac{1}{2}}$となる。ディスラプション時間の増大に従って，材料の選択の余地が大きくなる。

溶融抵抗に対する照射の影響は，主として，熱伝導率の照射の影響に還元して検討できる。比熱・密度・融点の照射による影響は，熱伝導率の変化に比較して小さいと考えられる。実際，グラファイト[1)]や銅では，溶融抵抗に関係する物性のうち，熱伝導率の変化が最も大きい。タングステンの熱伝導率に対する照射効果のデータはない。しかし，溶融抵抗が，実験炉のディスラプション条件に対して，タングステンでは，1.2倍余裕があり，熱伝導率に換算すると30％の低下までは少なくとも許容できる。

Table 10.1.2－1 Melting resistance of various materials when initial material temperature is 200 ℃

Material	Melting temperature (℃)	Average temperature (℃)	Density (Mg/m^3)	Specific heat (J/kgK)	Thermal Conductivity (w/mk)	Melting resistance ($MW/m^2 s^{1/2}$)
W	3410	1805	18.7	175	99.1	51.3
graphite	3652*	1926	2.19	2038	41.2	41.5
Mo	2610	1405	9.96	239	93.0	38.4
Ta	2996	1598	16.0	171	79.6	36.6
Cu	1083	642	8.62	452	36.3	29.4
Be	1290	745	1.78	2580	79.0	18.4
SUS316	1400	800	7.52	625	25.1	11.6

* This temperature is sublimation point.

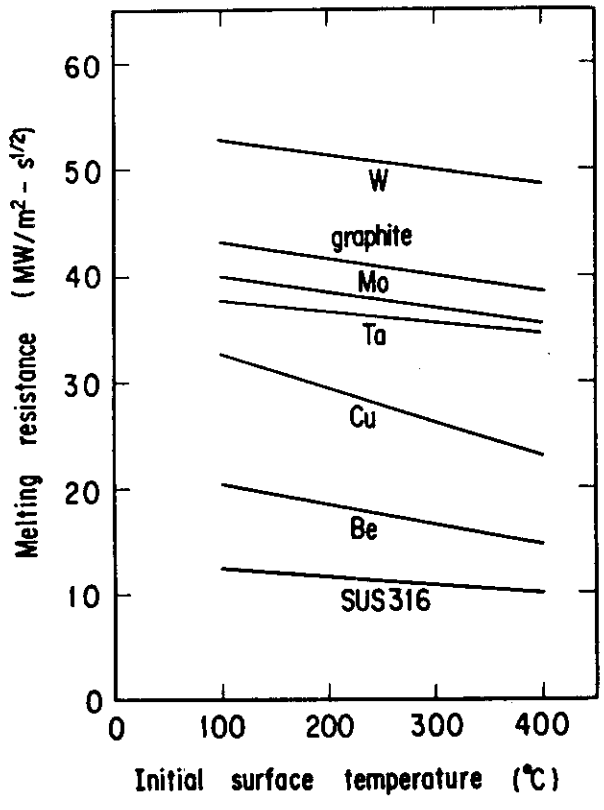


Fig.10·1·2-1 Melting resistance of various materials

10.1.3　トリチウムインベントリ

ダイバータアーマ表面では，D^+，T^+，He^+ の入射があり，一方ではアーマ表面をスパッタリングし，一方では入射粒子がアーマ中に注入されることになる。また，アーマ表面は水素分囲気に置かれ，アーマ材料中への吸着，吸収が起こると考えられる。トリチウムインベントリが多いことは安全上好ましくない。

Fig. 10.1.3－1～Fig. 10.1.3－3[1]に水素溶解度，水素拡散係数，水素分子再結合係数（molecular recombination rate constant）を示す。トリチウムの溶解度，拡散係数，分子再結合係数についても，水素に近い値を示すと考えられる。[6]

ところで，トリチウムインベントリは，溶解度，拡散係数が大きく，分子再結合係数が小さい材料ほど多くなる。タングステンは，溶解度が小さく，分子再結合係数が大きいので，インベントリは小さいと考えられる。

Fig. 10.1.3－4[7]にトリチウムインベントリ，トリチウム透過速度の計算例を示す。ここでは，トリチウム入射束密度を $10^{18}/cm^2s$ とし，入射深さを 100Å，板厚を 1 cm，トリチウム入射面積および材料の片面表面積を $10^6\ cm^2$，分子スティキング係数（molecular sticking coefficient）を 10^{-6} として，定常状態を考えている。なお，計算に用いた物性値は水素に対する値である。このインベントリの結果から，タングステンとモリブデンは，200℃で100mg程度と小さな値を示す。これに対して，タンタルでは，200℃で100g程度になる。しかし，ステンレス鋼と比較すると，同程度かむしろ小さい値となっている。透過速度についても，タングステンとモリブデンは，数mg／dayと小さな値を示す。タンタルでは，100g／dayと大きな値を示し，ステンレス鋼と比較して3桁程度大きな値を示す。

トリチウムインベントリの計算のためには，トリチウムに対する溶解度，拡散係数，分子再結合係数のデータをとっていく必要がある。また，材料表面にトリチウム入射したときの透過速度のデータや，中性子照射され，格子欠陥をもつ材料のトリチウム溶解度のデータも必要である。ステンレス鋼を中心に，高速（1 keV～20 keV）の重水素を入射したときの重水素透過のデータがでてきている。[6] タングステンでは，こういうデータはないようである。

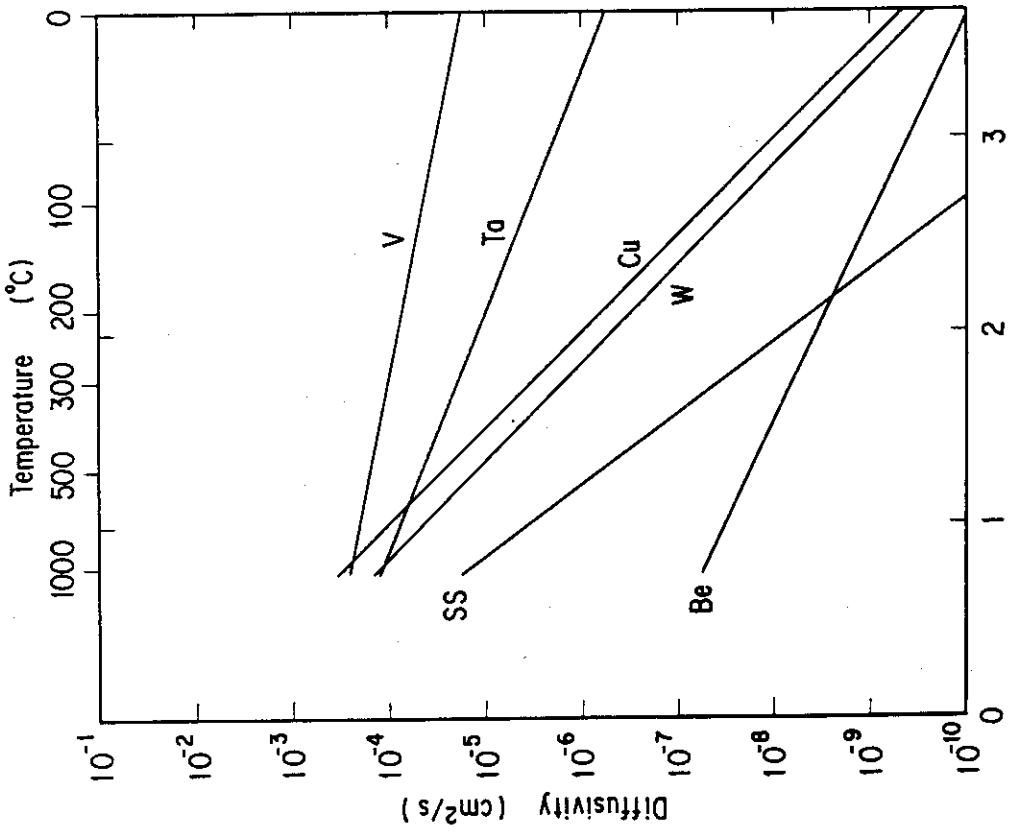


Fig. 10-1-3-2 Hydrogen diffusivity for several metals

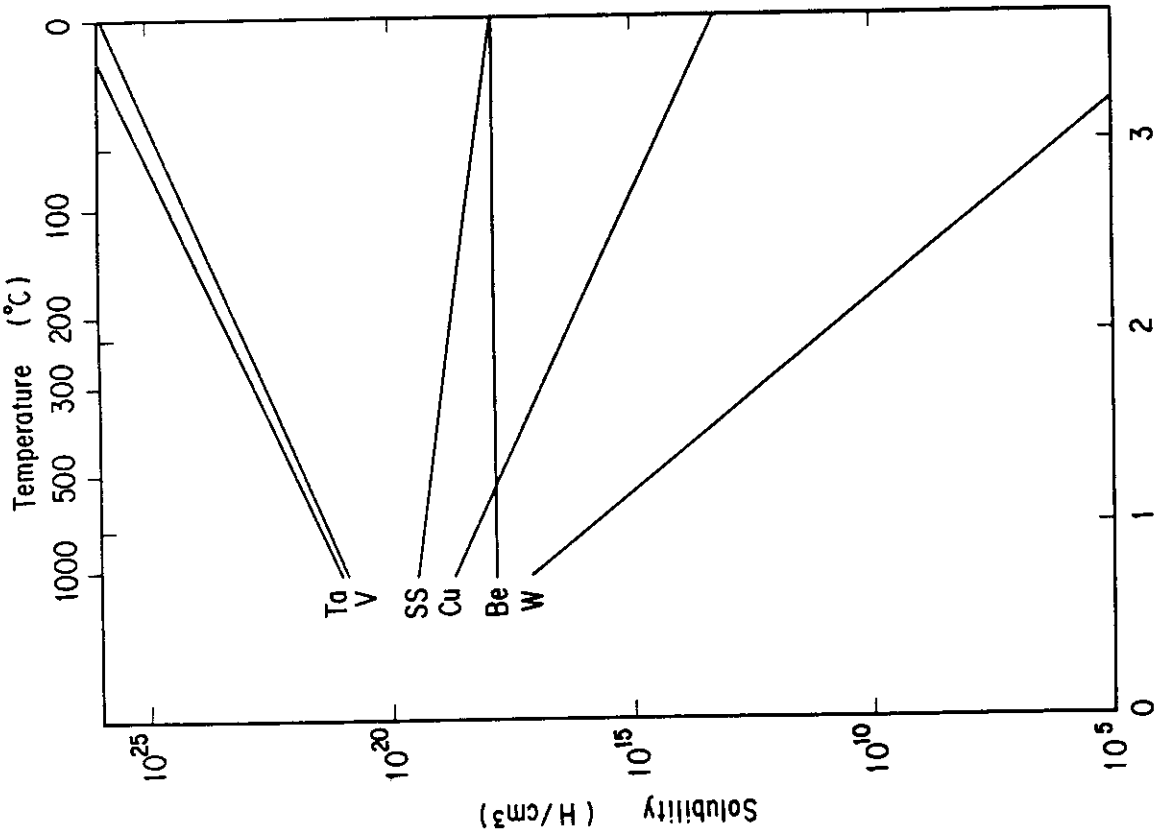


Fig. 10-1-3-1 Hydrogen solubility for several metals (one atmosphere hyrorogen pressure)

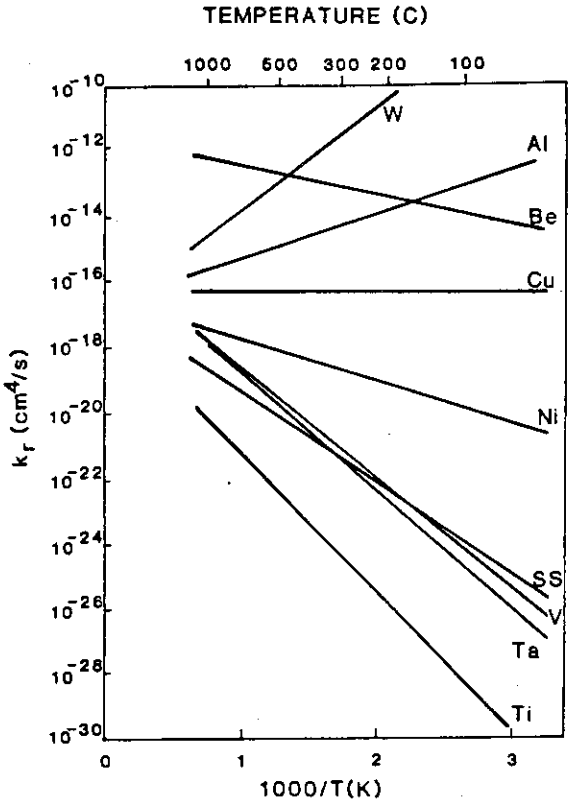


Fig. 10.1.3-3 Calculated Molecular Recombination Rate Constants (k_r) for Various Metals, Assuming a Molecular Sticking Coefficient (α) of Unity.

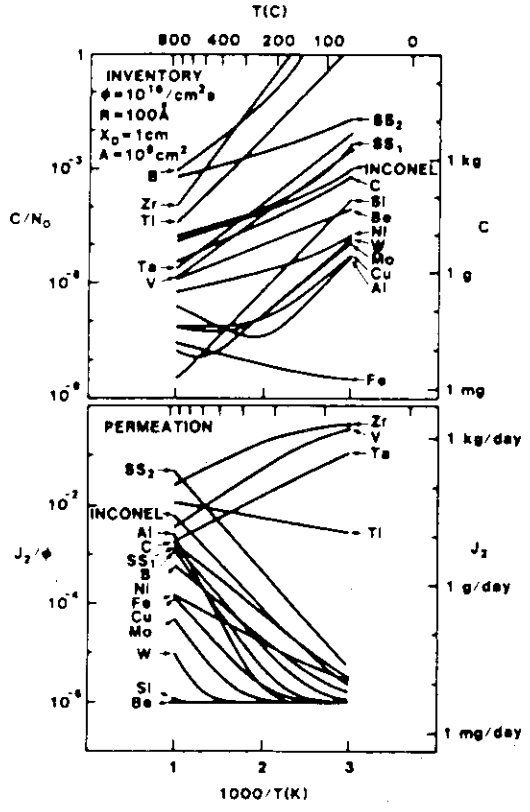


Fig. 10.1.3-4 Normalized Permeation Flux and Inventory for Various Materials in Steady State for a 1 cm Thick Wall ($\phi=10^{16}$cm^{-2}s^{-1}, $\alpha=10^{-6}$) with 10^6 cm^2 area

10.1.4　熱・機械特性

ダイバータアーマは，通常運転にともなう熱サイクル，プラズマディスラプション時の熱衝撃を受ける。また，中性子照射あるいは水素により脆化する。ダイバータはこのような条件下で使用されるが，寿命中に少なくとも，アーマ材料の破壊飛散のないように材料選択をする必要がある。

ディスラプションを模擬した熱衝撃試験データが必要である。しかし，タングステンのディスラプション条件の熱衝撃試験データはまだないようである。

タングステンの引張試験データをFig. 10.1.4－1[1),3)8)～10)]に示す。タングステンでは，鍛造した後，再結晶化処理の有無により機械的特性が非常に異なる。鍛造タングステンは，再結晶処理タングステンに比較して，高強度低延性であるが，延性脆性転移温度は，低い。鍛造タングステンは，延性脆性転移温度が室温付近にある。

Fig. 10.1.4－2[8)]に鍛造タングステンの引張特性の中性子照射による変化を示す。延性脆性転移温度が，室温から，220℃まで上昇している。

Fig. 10.1.4－3[9),10)]にタングステンの定ひずみ疲労データを示す。なお，フィッテイングカーブは，$\triangle\varepsilon_t=\triangle\varepsilon_p+\triangle\varepsilon_e=AN_f^{-a}+BN_f^{-b}$ を用いて最小二乗法で定数を決めた。室温と815℃では，鍛造タングステンと再結晶化処理タングステンの両方の疲労試験が実施されているが，どちらの温度においても，鍛造タングステンが高い寿命を示している。815℃の結果のフィッテングカーブでは，10^5 サイクル付近で，鍛造タングステンのフィッテングカーブと再結晶化処理タングステンのそれが交差している。

ところで，定常運転時の熱サイクルを考えて，そのときに発生する熱ひずみと定ひずみ疲労で寿命サイクルに対する破断全ひずみ範囲との比から，寿命中の熱疲労による破損の可能性を判断する目安することが考えられる。熱応力パラメータの考え方と同様に，厚さdの平板に，表面熱負荷qを受け，板のわん曲が拘束されているときに発生する熱ひずみは次式で示される。

$$\triangle\varepsilon_{th}=\frac{\alpha}{2K}qd \qquad (10.1.4-1)$$

ここで，α，Kはそれぞれ，熱膨張率，熱伝導率である。熱ひずみと定ひずみ疲労で寿命サイクルに対する破断全ひずみ範囲との比をとると次式になる。

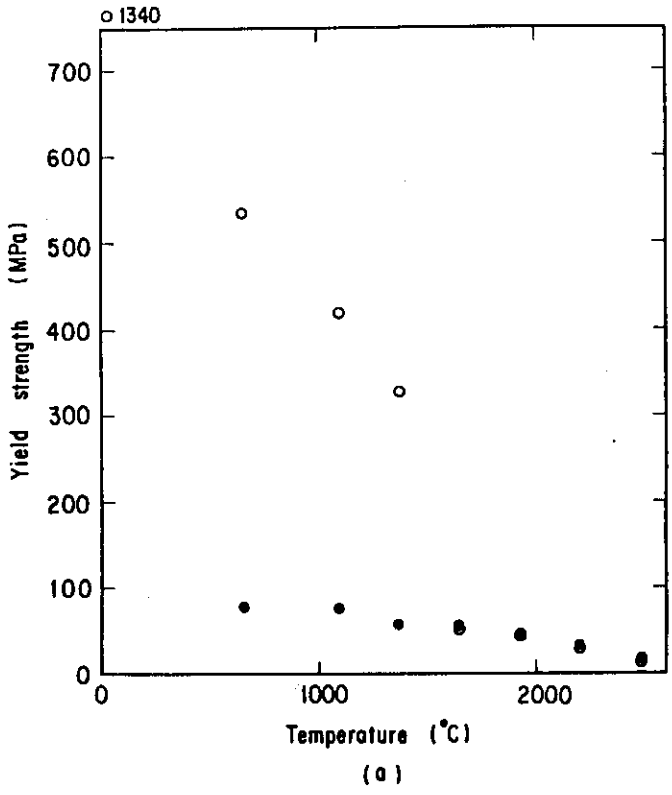
$$\frac{(\triangle\varepsilon_t)_c}{\triangle\varepsilon_{th}}=\frac{2K(\triangle\varepsilon_t)_c}{\alpha}\frac{1}{qd}=L\frac{1}{qd} \qquad (10.1.4-2)$$

ここで，$(\triangle\varepsilon_t)_{c=L}$ はサイクル数Cに対する破断全ひずみ範囲を示す。

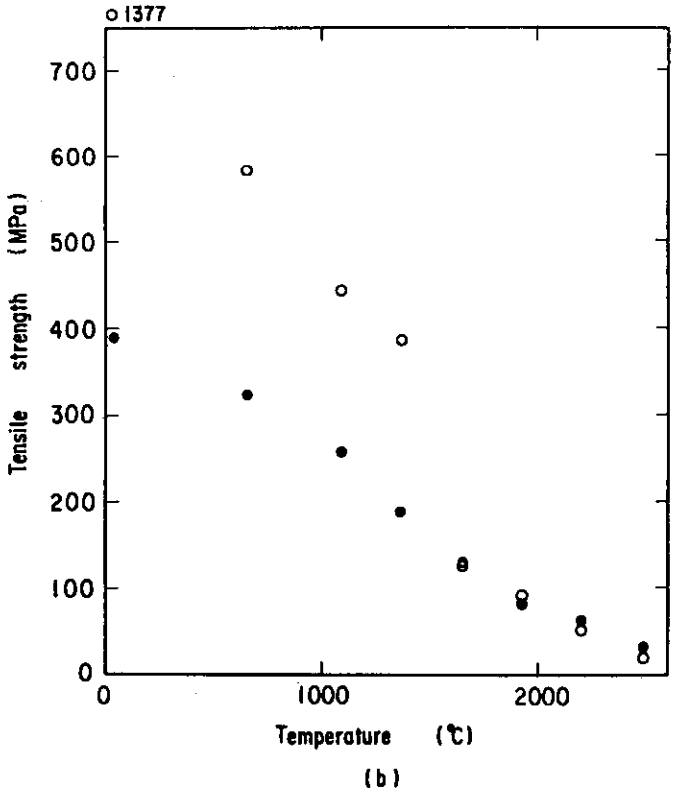
ここでは，熱疲労パラメータと呼ぶことにする。タングステンでは，サイクル数を 2×10^5，平板の平均温度を200℃とすると，熱疲労パラメータは鍛造タングステンで 2.7×10^5 m/w，再結晶化タングステンで 9.3×10^4 m/wとなる。いま，熱負荷を2 MW/m^2，板厚を4 mm とすると，L/qdは，鍛造タングステンで33，再結晶化タングステンで12となり，どちらも十分大きい。なお，ここで，疲労データは室温のものを用いた。

Fig. 10.1.4－4[11),12)]にタングステンのスエリングのデータを示す。700～800℃付近にピークをもつスエリングを示す。ピークのスエリング量は，5.5×10^{22} n/cm^2（E>0.1MeV）で，1.7%程度である。

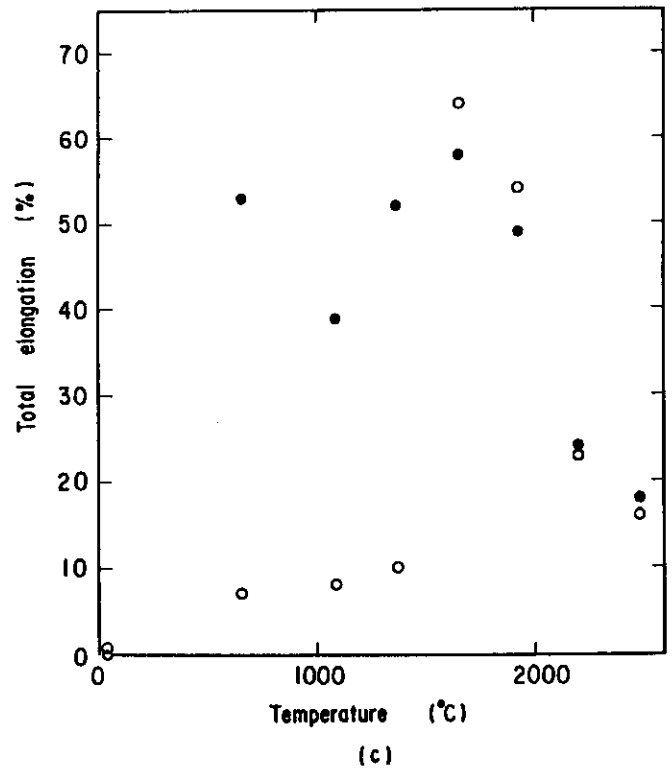
水素脆化は，タングステンにはないようである。



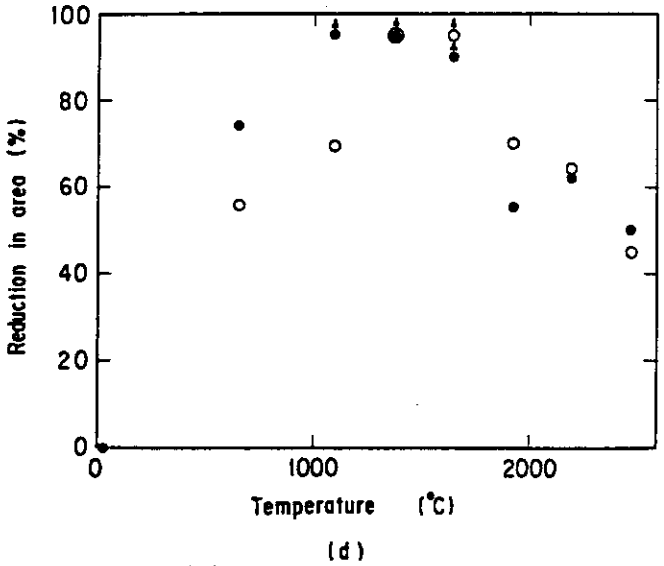
(a) Yield strength



(b) Tensile strength



(c) Total elongation



(d) Reduction in area

Fig. 10·1·4-1 Temperature dependence of tensile properties of PM tungsten sheet. o - wrought stress relieved, • - recrystalized

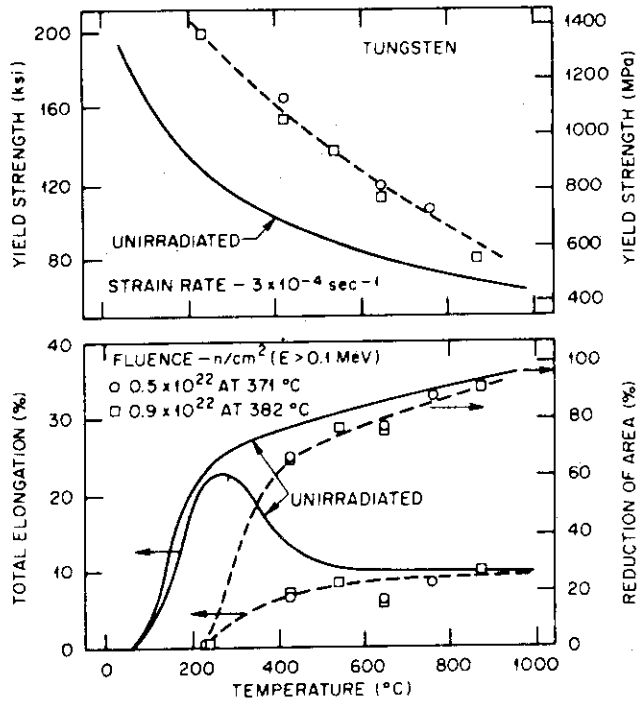


Fig. 10.1.4-2 Temperature Dependence of the Strength and Ductility of Unirradiated and Irradiated Tungsten

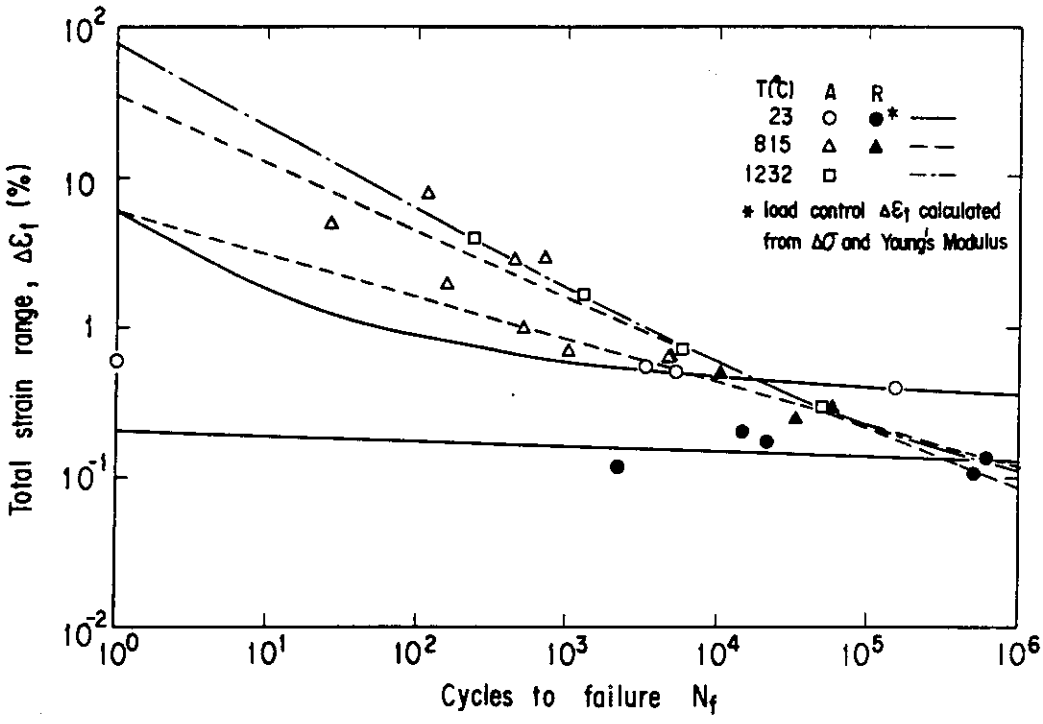


Fig. 10.1.4-3 Low Cycle Fatigue Data of Tungsten.
A Means Cross Rolled Tungsten.
R Means Recrystallized Tungsten.

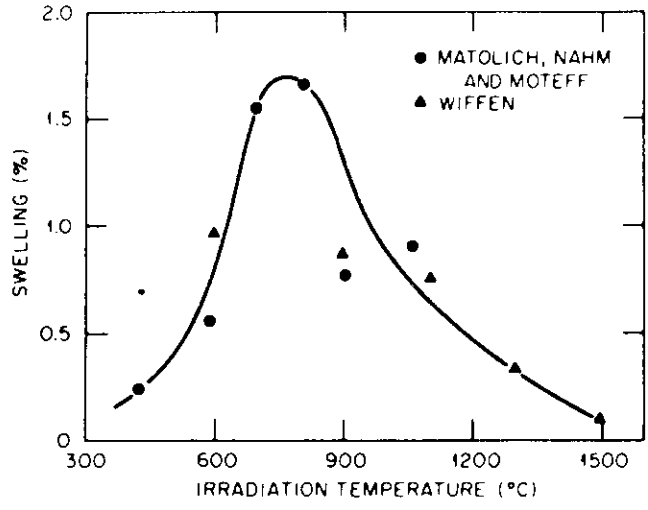


Fig. 10.1.4-4 Swelling in Irradiated Tungsten.
5.5×10^{22}n/cm^2 (0.1 MeV),
$4 \sim 6 \times 10^{21}$n/cm^2 (0.1 MeV)

参考文献

1) U.S.FED-INTOR Activity and U.S.Contribution to the International Tokamak Reactor, Phase-2A Workshop. USA FED-INTOR/82-1(1982).

2) International Tokamak Reactor, Phase-IIA, European contributions to the 6th workshop-meeting, EURFUBRU/XII IAEA-VIENNA(1982).

3) Metal Handbook, Ninth edition vol. 2(1979).

4) ASME boiler and pressure vessel code. Section III. Division 1, Appendices 1983 SI Edition(1983).

5) Y.S.Touloukain and C.Y.Ho, Editor, "Thermophysical properties of matter," The TPRC Data Series (1975).

6) 「トリチウム化学」研究専門委員会, "トリチウムの化学-基礎から応用まで-," 日本原子力学会発行(1982).

7) B.L.Doyle and D.K.Brice, J.Nucl. Mater. 122&123(1984)1523.

8) J.M.Steichen, J.Nucl. Mater. 60(1976)13.

9) R.E.Schmunk and G.E. Korth, J.Nucl. Mater. 103&104(1981)943.

10) R.E.Schmunk and G.E. Korth, J.Nucl. Mater. 122&123(1984)850.

11) J.Matolich, H.Nahm and J.Moteff, Scri. Metall. 8(1974)837.

12) F.W.Wiffen, Proceedings of symposium on refractory alloy technology for space nuclear power applications, CONF-8308 130(1984)252.

10.2 ダイバータ冷却管材料

ダイバータは，高熱流束負荷を受ける。このため，この熱を冷却材に伝えるダイバータ冷却管材料は，高熱伝導性の材料が，まず候補材料となる。ダイバータ冷却管材料は，高熱負荷による板厚方向の温度差とダイバータアーマ材料とダイバータ冷却管材料との接合面での熱膨張差から，熱応力を受ける。ダイバータ冷却管材料に負荷される応力としては，これらの熱応力が中心になる。熱応力を小さくするためには，ダイバータ冷却管材料に熱伝導率の高い材料を用いること，ダイバータアーマ材料（本実験炉設計では，タングステンを考えている。）との熱膨張差の小さい材料を用いることが考えられる。熱伝導率の高い材料としては銅がある。タングステンとの熱膨張差の小さな材料としては，バナジウム，チタンがある。

また，炉の運転は，非定常運転となっているので，熱疲労に対して検討する必要がある。

ここでは，銅および銅合金について検討する。なお，ダイバータアーマ材料とダイバータ冷却管材料は，ろう付や溶接によって接合されるものと考えられる。このため，ダイバータ冷却管材料には，冷間加工による加工硬化は期待できないと考えられる。

10.2.1 熱 応 力

銅および銅合金の室温での熱応力パラメータとそれに関連のある物性および引張特性をTable 10.2.1−1[1]に示す。ここに示した物性値のうち，弾性係数や強度などはデータにより，10%程度の不正確度があるようである。

一般に高熱負荷を受ける材料では，熱応力パラメータで材料の評価をすることが多い。ところで熱応力パラメータは，次式で表わされる。

$$M = \frac{2\sigma_y(1-\nu)K}{E\alpha} \qquad (10.2.1-1)$$

ここで，σ_y，ν，K，E，α，はそれぞれ，降伏応力，ポアソン比，熱伝導率，弾性係数，熱膨張率である。板厚dの平板に熱流束qの熱が流入し，板のわん曲が完全に拘束されているとき，熱応力に対する降伏応力の比σ_y/σ_{th}は熱応力パラメータMを用いて，次式で表わされる。

$$\frac{\sigma_y}{\sigma_{th}} = M\frac{1}{qd} \qquad (10.2.1-2)$$

たとえば，$q=2\,MW/m^2$，$d=0.005m$を考えると，$qd=1\times10^4\,w/m$となり，$M=1\times10^4\,m/w$のとき，$\sigma_y/\sigma_{th}=1$となる。SUS 316では，$M=1\times10^3\,m/w$程度である。

熱応力パラメータの比較をすると，$A\ell_2O_3$分散強化銅合金，ベリリウム銅，クロム銅がOFHC銅よりかなり大きな値を示す。強度の点からは，ベリリウム銅が最も優れている。伸びでは，OFHC銅，銀入り銅，ジルコニウム銅，カドミウム銅が優れている。熱伝導率では，OFHC銅，銀入り銅，ジルコニウム銅，$A\ell_2O_3$分散強化銅合金，カドミウム銅，クロム銅が優れている。熱膨張率については大差はないが，$A\ell_2O_3$分散強化銅合金が他より劣る。

銅および銅合金のうち，OFHC銅，ベリリウム銅，$A\ell_2O_3$分散強化銅合金，クロム銅について，150℃での強度，伸び，熱伝導率，熱膨張率，熱応力パラメータ，スエリングおよび比抵抗をTable 10.2.1−2[2)〜6)]に示す。ここで比抵抗については，ダイバータ冷却管材料の性質とし

ては，材料選択上，考慮する必要はない。各欄の値は，上段が非照射材料，中段が 0.3MWyr／m^2 の中性子照射をされた材料，下段が 3MWyr／m^2 の中性子照射をされた材料の物性値である。銅および銅合金の照射データは少ない。ここで示したデータは，すべて予測値である。特に，数少ない照射データも照射量の少ないものがほとんどなので，照射量が増すほど，その値は誤差が大きくなる。それにしても，照射データの少なさのため，ほとんどの物性値は予測不可能である。今後は，熱伝導率，引張特性，スエリングに対する照射データの蓄積が必要である。熱伝導率に関しては，各合金について，ニッケルや亜鉛添加の影響を調査しておくことも必要である。これは，特に純金属に近く熱伝導の大部分を電子伝導によっている合金では，重要である。熱伝導率に対する照射影響がほとんど核変換に起因すると考えられる。核分裂炉照射では，核融合炉照射の場合と核変換量は大きく異なる。また，ここで示したスエリングは，熱応力と同様，板厚方向の照射量と温度差によって応力の発生源となる。

Table 10.2.1-1 Typical room temperature properties of copper and copper alloys

Service	Alloy group	UNS number	Alloy name	Temper#	Thermal expansion α ($\times10^{-6}$/K)	Thermal conductivity K (W/mK)	Elastic modulus E (GPa)	Poisson's ratio ν	Yield strength σ_y (MPa)	Tensile strength σ_t (MPa)	Total elongation ε (%)	Thermal stress parameter $M=\frac{2\sigma_y(1-\nu)K}{E\alpha}$ ($\times10^4$m/W)
Wrought	Pure Cu	C10100	OFHC	OS050	17.0	391	115	0.35	69	220	45	1.79
	99.96Cu-Ag-0.40	C11300	Silber-bearing TP	OS050	17.7	388	115	(0.3)	69	220	50	1.84
	99.85Cu-0.15Zr	C15000	Amzirc Brand	OS025	16.9	367	129	(0.3)	75	225	50	1.77
	99.8Cu-0.2Al_2O_3	C15710		061	19.5	360	105	(0.3)	275	325	20	6.77
	99.6Cu-0.4Al_2O_3	C15720	Glidcop Al-20	061	19.6	353	112	(0.3)	380	485	13	8.56
	99.3Cu-0.7Al_2O_3	C15735		061	20.0	339	123	(0.3)	420	485	16	8.10
	99Cu-1Cd	C16200	Cd-Cu	OS025	17.0	360	115	(0.3)	76*	240	52	1.96
	98Cu-17Be-0.3Co	C17000	165 alloy	TF00	16.7	118∿145	115	0.30	860∿1070	1035∿1240	4∿10	7.40∿11.37
		C17300	Alloy M25	TF00	16.7	105∿130	125∿130	0.30	1000∿1210	1140∿1310	3∿10	6.77∿10.55
	97Cu-0.5Be-25Co	C17500	10 alloy	TF00	17.6	199	125∿130	(0.3)	550∿690	690∿825	10∿25	6.70∿8.73
		C17600	50 alloy	TF00	16.7	215∿245	125∿130	(0.3)	550∿690	690∿825	10∿25	7.63∿11.34
	99Cu-1Cr	C18200	CA182	TF00	17.6	324	130	(0.3)	250∿290*	350∿400	22∿30	4.95∿5.74
	Cu-235Fe-0.03P-	C19400	HSM	050	16.3	260	121	(0.3)	150∿165	310	28 29	2.78∿3.01
Cast	99Cu-0.8Cr-0.06Be	C81400	Alloy 70C	TF00	18.0	259	110	(0.3)	250	365	11	4.58
	99Cu-1Cr	C81500	CA815	010	17.1	315	115	0.32	275*	350	17	5.99
	97Cu-15Co-1Ag-0.4Be	C81800	Alloy 50C	TF00	18.0	218	110	0.33	515	705	8	7.60
	97Cu-25Co-0.5Be	C82000	Alloy 10C	TF00	17.8	218	115	0.33	515	660	6	7.35
	98Co-1.5Ni-0.5Be	C82200	Alloy 30C	TF00	16.2	183	114	0.33	515	655	7	6.84
	98Cu-1.7Be-0.3Co	C82400	Alloy 165C	TF00	17.0	109	128	0.30	1000	1070	1	7.01
	97.2Cu-2Be-0.5Co-	C82500	Alloy 20C	TF00	17.0	100	130	0.30	1070	1140	1	6.99
	97Cu-24Be-0.5Co	C82600	Alloy 245C	TF00	17.0	100	130	0.30	1070	1140	1	6.78
	96C	C82800	Alloy 275C	TF00	17.0	95	133	0.30	1070	1140	1	6.29
	97Cu-2Be-1Co	Berryllium copper 21C	Alloy 21C	TF00	8.6	105	128	0.30	1035	1105	1	13.82

* At 0.5% extension under load.

OS50; annealed temper average grain size 0.050mm, OS25; annealed temper average grain size 0.025mm, 061; annealed TF00; solution heat treated and precipitation hardened, 050; light annealed, 010; cast and annealed.

Table 10.2.1-2 Irradiation properties of copper and copper alloys

Alloys	Thermal Exp. $\times 10^{-6}$/K	Resistivity μΩ-cm	Thermal Cond. W/mK	Yield Strength MPa	Tensile Strength MPa	Uniform Elongation %	Total Elongation %	Thermal Stress Parameter $\times 10^4$ m/W	Swelling %
OFHC	17.6*	2.6	390	50	180	26	40	1.3	-
	17.6	2.7	360	250	260	?	10	5.8	0.6
	17.6	3.5	250	?	?	?	5	?	5.9
Alloy 10 97Cu-0.5Be-2.5Co	17.6	3.7	230	590	750	3	15	8.3	-
	17.6	?	?	?	?	?	?	?	0.03
	17.6	?	?	?	?	?	?	?	0.3
GLIDCOP-AL20 99.6Cu-0.4Al_2O_3	19.6	2.8	330	380	485	6	23	8.0	-
	19.6	2.9	300	?	?	?	?	?	0.01
	19.6	3.7	190	?	?	?	?	?	0.1
AMAX-MZC 99.25Cu-0.1Zr -0.6Cr-0.05Mg	18.4	3.0	310	220	260	6	23	4.6	-
	18.4	?	?	?	?	?	?	?	0.09
	18.4	?	?	?	?	?	?	?	0.9

* Top; initial, Mid; 0.3Mwyr/m^2, Bottom; 3Mwyr/m^2, Properties at 150°C, irradiated at 150°C

10.2.2 疲　　労

Fig. 10.2.2－1に銅の定ひずみ疲労データを示す。[7)~12)]これは室温のデータである。Fig. 10.2.2－2[13)]に高温での疲労曲線を示す。室温から300℃の間では，疲労曲線に大きな差はない。Fig. 10.2.2－3は，様々な波形で全ひずみ範囲1.2％で疲労試験をしたときの破断回数である。ここで，F－Fの記号は，前のFが，引張のときのひずみ速度が10^{-3}／sを後のFが，圧縮のときのひずみ速度10^{-3}／sを示している。Sは5×10^{-5}／sのひずみ速度を表わす。この図から，OFHC銅では，100℃でもクリープが疲労に影響しているようである。引張のとき，ひずみ速度を小さくすると，クリープの効果で寿命が短くなる。逆に，圧縮のとき，ひずみ速度を小さくしても，寿命には，あまり影響しない。

疲労寿命の予測には，ひずみのサイクルも考慮して検討していく必要がある。また，負荷が，引張になるか，圧縮になるかでも，異なる疲労曲線を示す。

銅の疲労の照射データはない。銅の照射による伸びの低下が，著しいことから考えると，疲労寿命も，短くなると考えられる。

他の銅合金については，非照射材でも，疲労データがない。

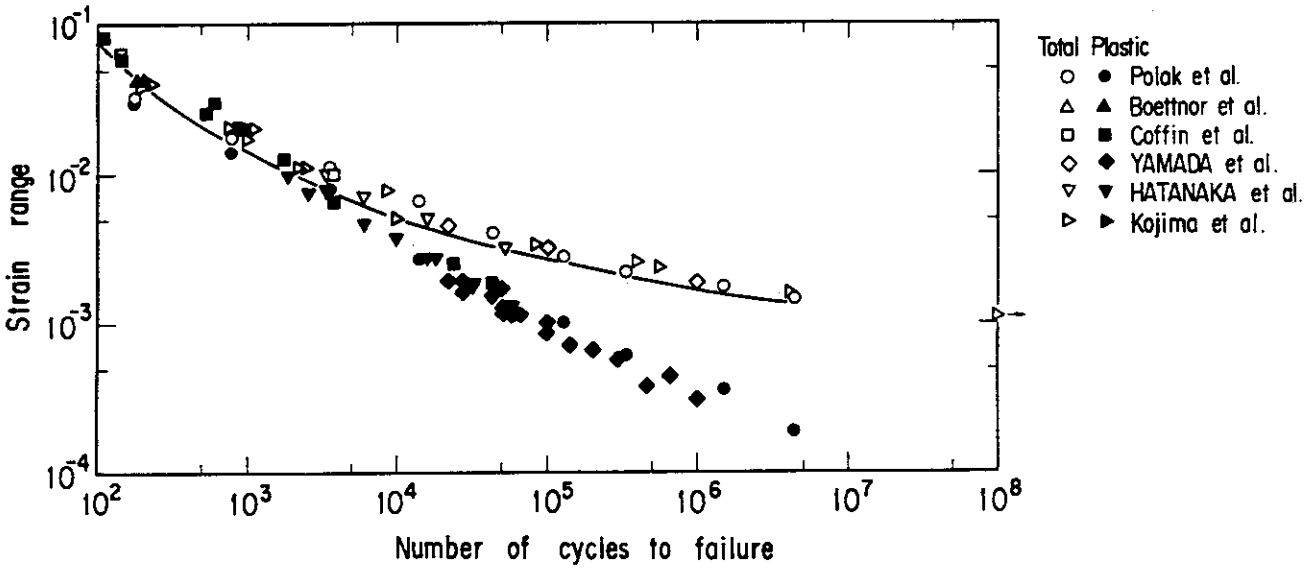


Fig. 10·2·2－1　Fatigue life of copper under strain control condition

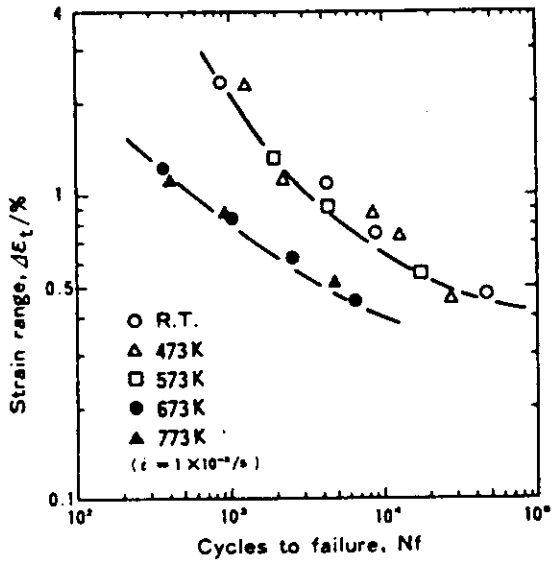


Fig. 10.2.2-2 Effect of Temperature on Fatigue Life for Fast-fast Straining. ($\dot{\varepsilon} = 10^{-3}\ S^{-1}$)

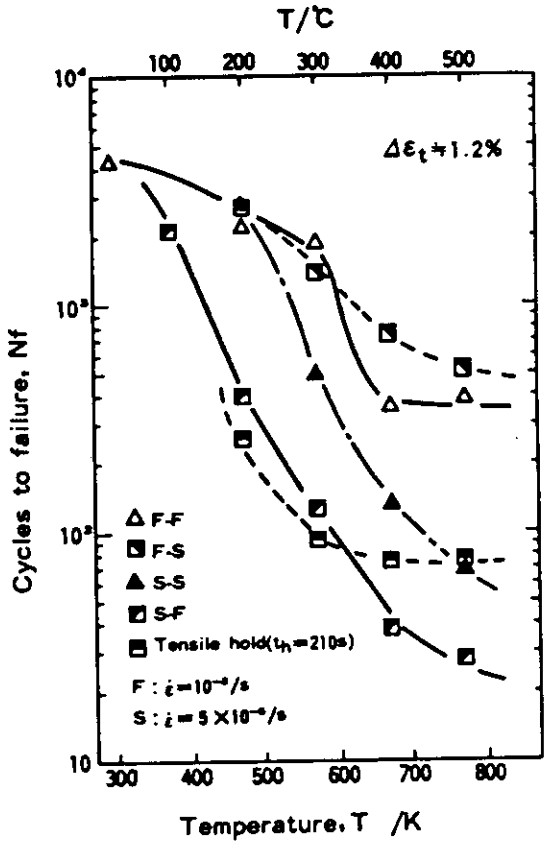


Fig. 10.2.2-3 Effect of Strain Rate and Asymmetrical Wave Shape on Fatigue Life at Various Temperatures

10.2.3 熱 疲 労

ダイバータ冷却管材料の温度差による熱ひずみによる熱疲労を評価するため，次に示すパラメータを用いる。

$$L = \frac{2(\triangle\varepsilon_t)_{C=N} \cdot K}{\alpha} \qquad (10.2.1-3)$$

ここで$(\triangle\varepsilon_t)_{C=N}$は，設計で許容される使用回数での設計疲労ひずみ範囲，Kは熱伝導率，αは熱膨張率を示す。なお，物性値は，使用温度のものを用いる。いま，設計疲労曲線としては，ひずみの半分または，破断回数の20分の1の小さいほうの曲線を用いる。本実験炉では，寿命は約1万サイクルである。そのときのL（これ以降熱疲労パラメータと呼ぶことにする。）の値はOFHC銅で1×10^{5}m/wとなる。他の材料については，定ひずみ疲労のデータがないため，計算できない。銅以外の材料たとえばSUS 316では，300℃で2×10^{4}m/wである。板厚dの平板に熱流束qの熱が流入し，板のわん曲が完全に拘束された状態で熱疲労をさせたときのひずみ範囲と設計許容ひずみ範囲の比は次式で示される。

$$\frac{(\triangle\varepsilon_t)_{C=N}}{\triangle\varepsilon_{th}} = L\frac{1}{qd} \qquad (10.2.1-4)$$

熱応力パラメータと同様 $qd=1\times10^{4}$w/mを用いると，OFHC銅では，$(\triangle\varepsilon_t)_{C=10^4}/\triangle\varepsilon_{th}=10$となる。つまり，OFHC銅では，このときのひずみの10倍のひずみの疲労まで許容される。

しかし，銅は100℃でも十分クリープが起こるので，熱応力の負荷される時間についても検討しなければならない。また，同様に接合面での熱疲労および，接合強度についても十分データを蓄積する必要がある。

参考文献

1) Metal Handbook Ninth Edition vol. 2(1979).
2) U.S.FED-INTOR Activity and U.S.Contribution to the International Tokamak Reactor, Phase-2A Workshop. USA FED-INTOR 182-1(1982).
3) H.R.Brager, H.L.Heinisch, and F.A.Garner：HEDL-SA-3174(1984).
4) M.J.Makin, Radiation Effects, W.F.Sheely, Editor, Metallurgical society conferences, vol. 37, (1965)627.
5) M.Labbe and J.P.Poirier：J.Nucl.Mater. 46(1973)86.
6) Y.S.Touloukian and C.Y.Ho, Editor, "Thermophysical properties of matter, The TRAC Data Series", IFI/Plenum Data Corporation, New York (1970).
7) J.Polak and M.Klesntl：Materials Science and Engineering, 63(1984)189.
8) R.Boettner, C.Laird, and A.McEvily, Jr.：Trans. Met. Soc. AIME, 233(1963)379.
9) L.F.Coffin, Jr and J.F.Tavernelli：Trans. Met. Soc. AIME, 215(1959)794.
10) 山田敏郎，幡中憲治，与川慎太郎：日本機械学会論文集（第1部），40(1974)2967.
11) 幡中憲治，山田敏郎：日本機械学会論文集（A編），46(1980)878.
12) H.Kojima, H.Miyata, H.Kimoto, S.Hioki, T.Takizawa, and M.Furuyama：Fusion Tech., 6(1984)253.
13) 桜井茂雄，宇左美三郎，宮田寛：日本金属学会誌，48(1984)771.

10.3 ブランケット構造材料

構造材料としては，オーステナイト系ステンレス鋼，フェライト系ステンレス鋼，バナジウム合金，チタン合金等が検討されている。このうち，非照射，照射を問わずデータの多いこと，原子炉での使用実績が多いという点から，オーステナイト系ステンレス鋼のSUS 316が本実験炉設計でも，第一候補構造材料となっている。ここでは，SUS 316を構造材料として使用する際の寿命評価に必要となるデータを中心に記す。寿命評価に影響を与える物性をTable 10.3－1[1]に示す。以下では，これらについて記す。なお，照射温度に関しては，450℃以下のものに限る。機械特性については，20%冷間加工材と溶体化処理材の比較検討をする。ところで，ASMEの第1種圧力容器，MITIの告示501号の第1種容器に使用が認められているのは，SUS 316では溶体化処理材だけである。[2),3)]

10.3.1 熱物理特性

SUS 316の熱伝導率をFig. 10.3.1－1[4)~6)]に示す。照射による熱伝導率の変化は，スエリングによる密度の変化に帰因するものが大部分であると考えられている。熱伝導率とスエリング量の関係を次式に示す。[7)]

$$\frac{K_f}{K}=\frac{(1-S)}{(1+2S)} \qquad (10.3.1-1)$$

ここで，K_fはスエリングがSのときの材料の熱伝導率であり，Kは初期の熱伝導率である。

SUS 316の熱膨張率をFig. 10.3.1－2[3)~6)]に示す。熱膨張については，照射後のものについては示せないし，照射後焼鈍によるスエリングが，熱膨張に含まれることになるが，これは，温度に対して，可逆的でないし，焼鈍時間にも依存してしまう。

SUS 316の比熱をFig. 10.3.1－3[1)~6)]に示す。比熱については，照射による変化は，ほとんどないと考えられている。

SUS 316の弾性係数をFig. 10.3.1－4[3)~5)]に示す。弾性係数の照射による変化は，大部分スエリングに帰因している。弾性係数とスエリング量の関係は，95%信頼度で次の実験式が与えられている。[8)]

$$\frac{\triangle E}{E_0}=1\pm0.086-(2.749\pm1.686)S \qquad (10.3.1-2)$$

ここで，△Eは照射前と照射後の弾性係数の差，E_0は照射前の弾性係数，Sはスエリング量である。なお，この実験は，500℃以上で行われているようであるが，照射温度による差はSUS 304の照射データ[9)]から類推するとそれほど大きくないと考えられる。

Table 10.3-1 Properties Influencing Materials Lifetimes

	Property	Important Variables	Influence on Lifetime
Thermophysical properties	Thermal Conductivity	Temperature	Temperature distribution
	Thermal Expansion	Temperature	Stress distribution
	Specific Heat	Temperature	Rate of temperature and stress change
	Young's Modulus	Temperature	Stress distribution
Mechanical properties	Yield Strength	Temperature, fluence, strain rate	Initial design stress analysis and ability to withstand off normal events
	Ultimate Tensile Strength	Temperature, fluence, strain rate	
	Uniform Elongation	Temperature, fluence, strain rate	
	Total Elongation	Temperature, fluence, strain rate	
	Swelling	Temperature, fluence, neutron spectrum	Dimensional changes and stress changes during operation
	Creep	Temperature, fluence, stress	
	Fatigue	Temperature, fluence, stress, burn cycle frequency, strain range	Crack propagation and failure
Corrosion properties	Crack Growth	Temperature, fluence, stress intensity burn cycle frequency	
	Corrosion	Temperature, fluence, chemistry, environment	Flow blockage, wall thinning Crack propagation and failure
	Stress Corrosion Cracking	Temperature, fluence, chemistry, stress, stress intensity, microstructure	
Other properties	Transmutations	Neutron spectrum, neutron fluence	Potential influence on other properties
	Sputtering	Temperature, particle species, particle energy	Wall thinning and defect initiation

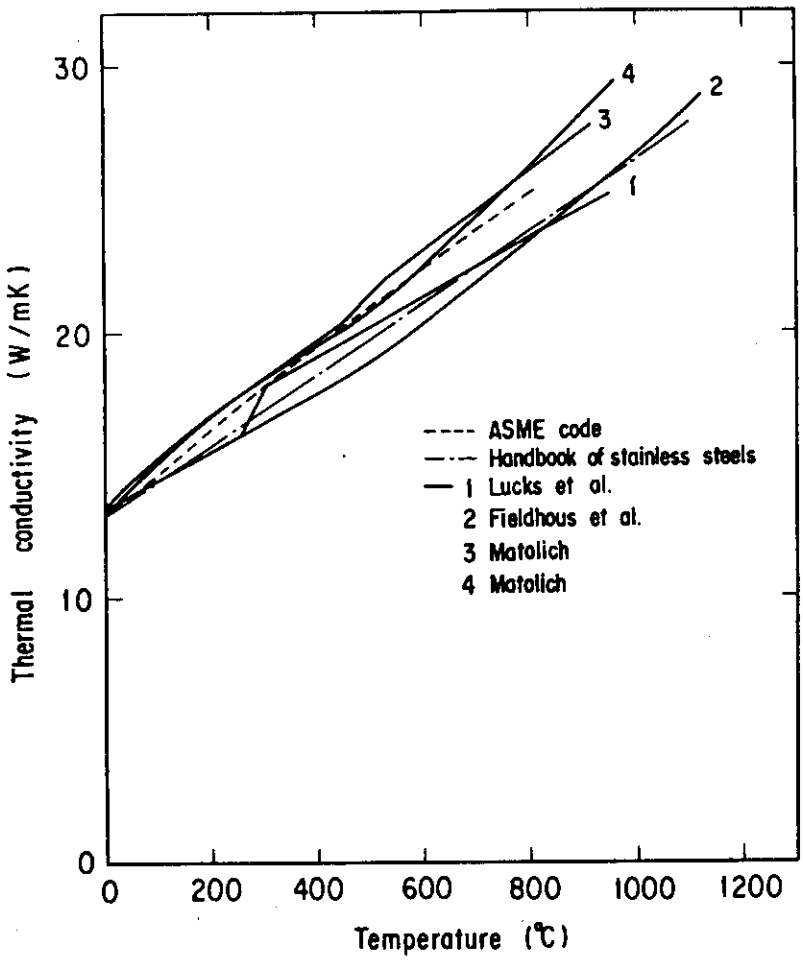


Fig. 10·3·1-1 Thermal conductivity of SUS316

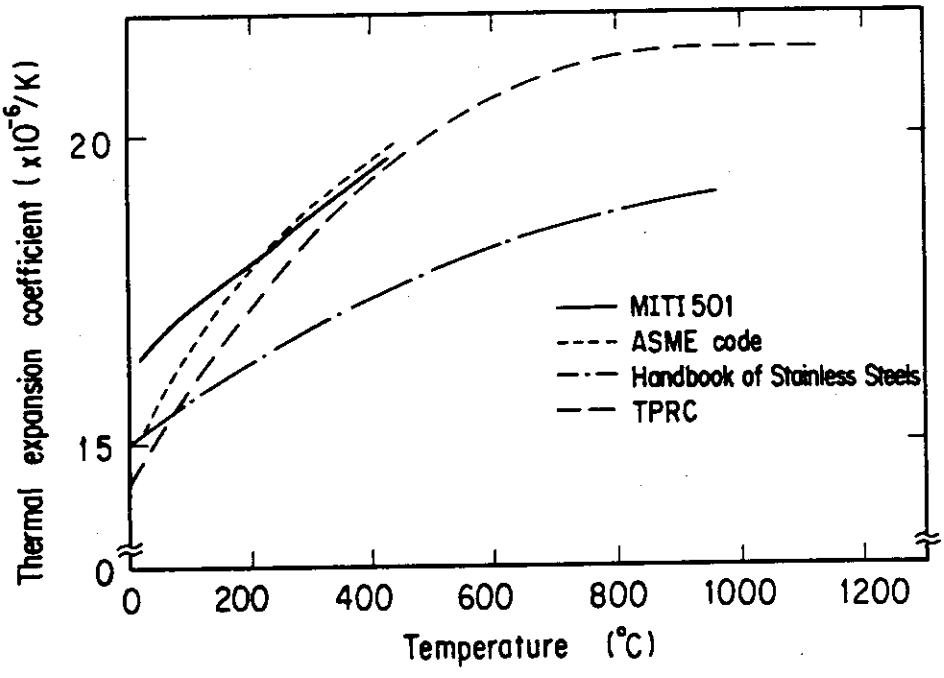


Fig. 10·3·1-2 Thermal expansion coefficient of SUS316

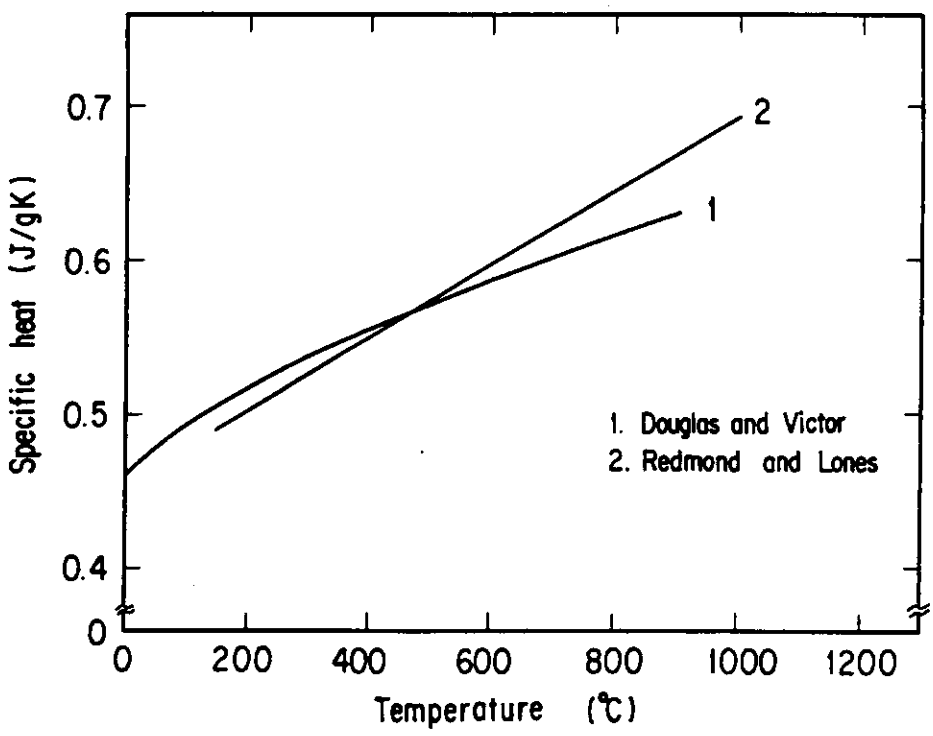


Fig. 10-3-1-3 Specific heat of SUS 316

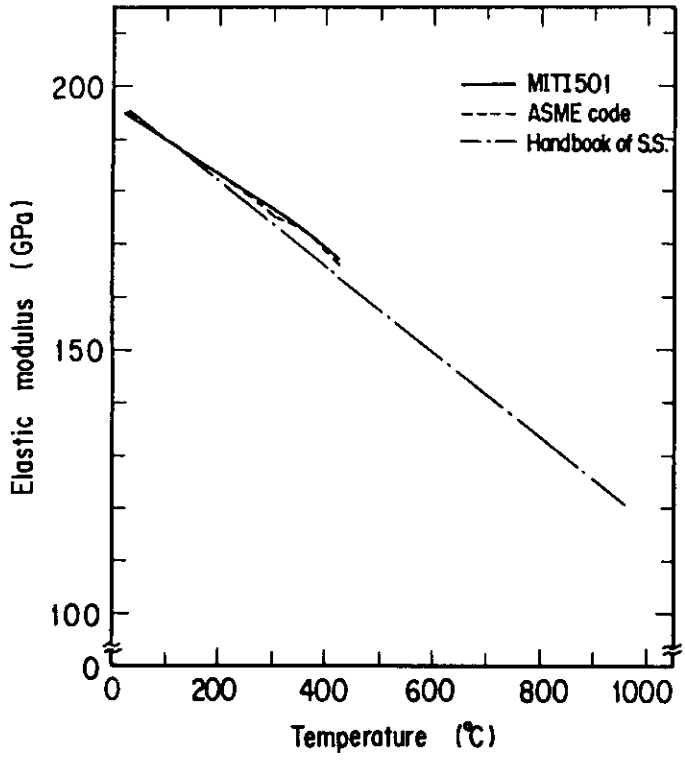


Fig. 10-3-1-4 Elastic modulus of SUS 316

10.3.2　機械特性

SUS316の引張特性をFig.10.3.2－1～Fig.10.3.2－6に示す。[10)~12)] 紙面の都合で，ここでは，降伏応力と全伸びだけを示した。Fig.10.3.2－1とFig.10.3.2－2はEBR－Ⅱで照射した20%冷間加工材と溶体化処理材の引張特性である。$2\sim3\times10^{22}$ n/cm^2（E＞0.1MeV）の照射後では，冷間加工材も溶体化処理材も同程度の降伏応力と全伸びを示すようになる。溶体化処理材について，もう少し高照射のデータがあれば明らかになるが，$2\sim3\times10^{22}$ n/cm^2（E＞0.1MeV）以上では，冷間加工材も溶体化処理材もほぼ同等の引張特性を示すものと考えられる。Fig.10.3.2－3～Fig.10.3.2－6は，HFIRで照射した結果である。350℃での照射データは，EBR－Ⅱの371℃での照射データとよい一致を示す。HFIRとEBR－Ⅱでは，ヘリウム生成量と損傷量の比は，大きく異なるが，この温度領域では，ほとんど，この効果はないようである。HFIRの450℃の降伏応力のデータとEBR－Ⅱの427℃の降伏応力のデータでは，照射に対する依存性が，逆になっている。また，全伸びについてもEBR－Ⅱのほうが，照射量に対する低下が急なようである。ここではデータを示さなかったがEBR－Ⅱの照射において，483℃のデータの照射に対する依存性は427℃の依存性と類似している。このことから考えると，軟化温度にヘリウム量が影響している可能性がある。核融合炉照射条件では軟化温度は430℃～540℃の間にあると考えられる。なお，EBR－Ⅱの照射量は，次式でおおよその損傷量に換算できる。

$$D = 5F \qquad (10.3.2-1)$$

ここでFは中性子フルーエンスで単位は10^{22} n/cm^2（E＞0.1MeV），Dは損傷量で単位はdpaである。SUS316の20%冷間加工材の全伸びは，0.3MWyr/m^{2}では8～10%，3MWyr/m^{2}では2%程度と考えられる。

SUS316のスエリングをFig.10.3.2－7～Fig.10.3.2－8[13)]に示す。スエリングの温度変化については，400～650℃の温度範囲では，明確ではない。400℃以下では，データは少ない。このうち，300℃以下では，スエリングは，寿命に対して重要な要素とならないと考えられている。[14)] 300℃～400℃までのスエリングデータを整理することが必要である。スエリングは0.3MWyr/m^{2}では考慮する必要はない。3MWyr/m^{2}では，20%冷間加工材では1%以下，溶体化処理材では，4%を超える可能性がある。

SUS316の照射クリープをFig.10.3.2－9に示す。[15)] 430℃のデータであり，熱クリープの寄与もある。0.3MWyr/m^{2}では，ほとんどすべて，熱クリープである。3MWyr/m^{2}でも，半分は，熱クリープであり，あとの半分が照射クリープとなる。

Fig.10.3.2－10に20%冷間加工材のSUS316の疲労曲線に対する照射効果を示す。[15)] 2×10^5で断面するときの全ひずみ範囲を比較すると，非照射材では，0.5%であるが，照射材では，0.3%程度に減少している。照射材の疲労データはこれより高照射のものがない。データを整備する必要がある。

Fig.10.3.2－11～Fig.10.3.2－12[17)]に亀裂成長速度を示す。非照射材では，20%冷間加工材より溶体化処理材のほうが，亀裂成長速度が高い。照射材では，10dpa程度の損傷量であるが，20%冷間加工材と溶体化処理材で，亀裂成長速度にはほとんど差がない。20%冷間加工材では，亀裂成長速度に対する照射効果は小さいようである。また，427℃では，熱クリープの効果が小さいため，疲労の保持時間はほとんど亀裂成長速度に影響しないようである。しかし，この

実験は，照射後試験であるため，照射クリープはないが，照射中には，疲労の保持時間が照射クリープの影響で，亀裂成長速度を高くすると考えられる。これについては，データを蓄積する必要がある。

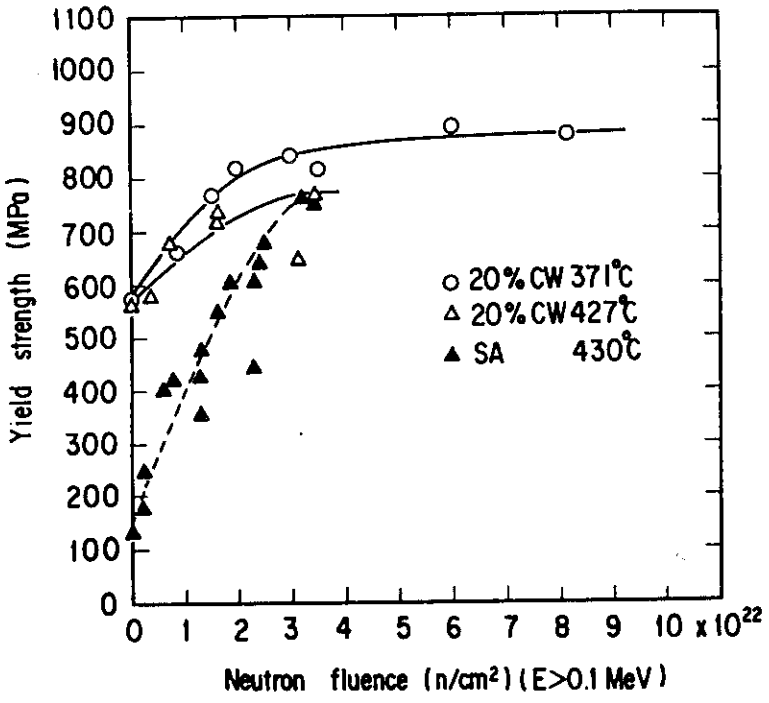


Fig.10·3·2-1 Yield strength of 20% CW and SA Type 316 stainless steel irradiated in EBR-Ⅱ. Irrad. temp. ≈ test temp.

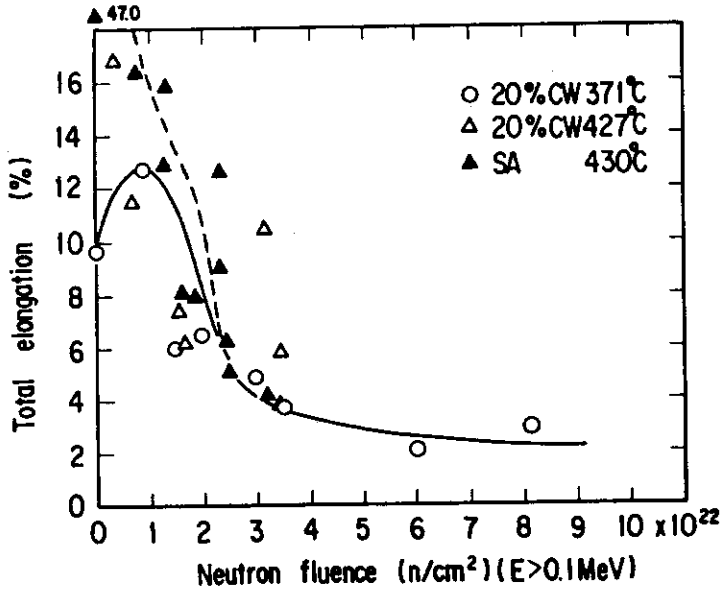


Fig.10·3·2-2 Total elongation of 20% CW and SA Type 316 Stainless steel irradiated in EBR-Ⅱ. Irrad. temp. ≈ test temp.

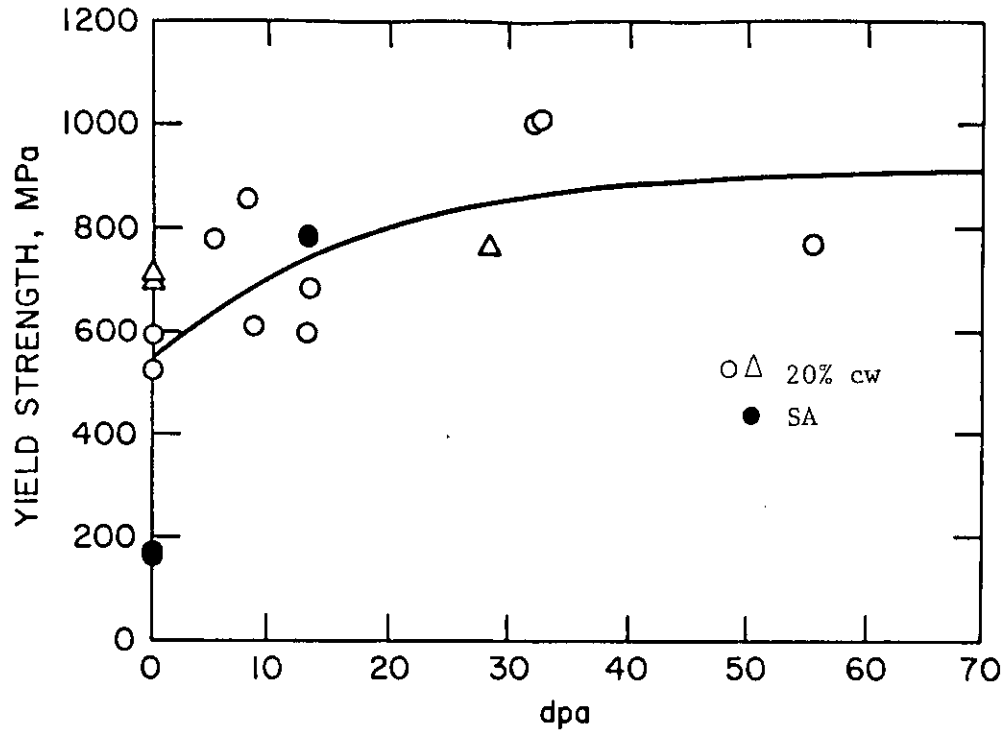


Fig. 10.3.2-3 Yield Strength of 20% CW and SA Type 316 Stainless Steel Irradiated (HFIR) and Tested at 350°C

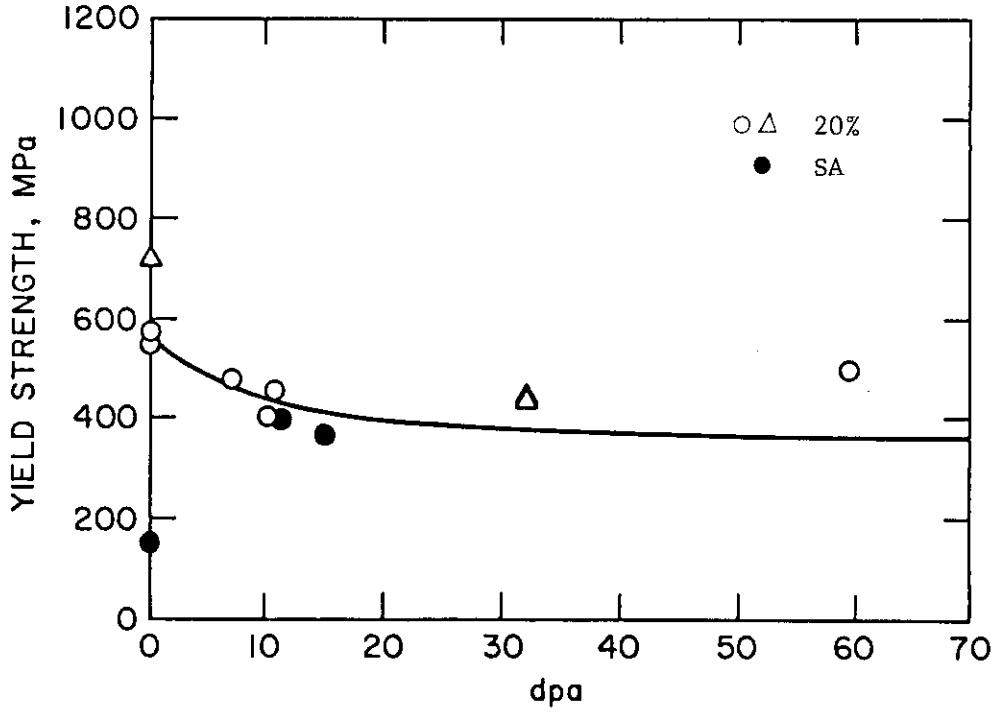


Fig. 10.3.2-4 Yield Strength of 20% CW and SA Type 316 Stainless Steel Irradiated (HFIR) and Tested at 450°C

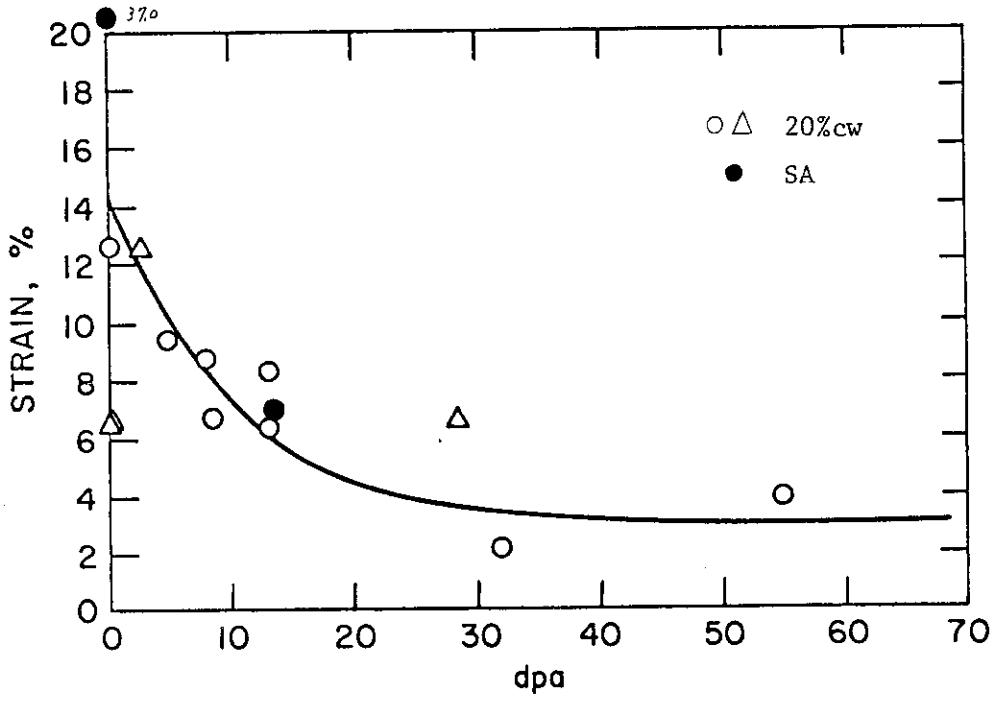


Fig. 10.3.2-5 Total Elongation of 20% CW and SA Type 316 Stainless Steel Irradiated (HFIR) and Tested at 350°C

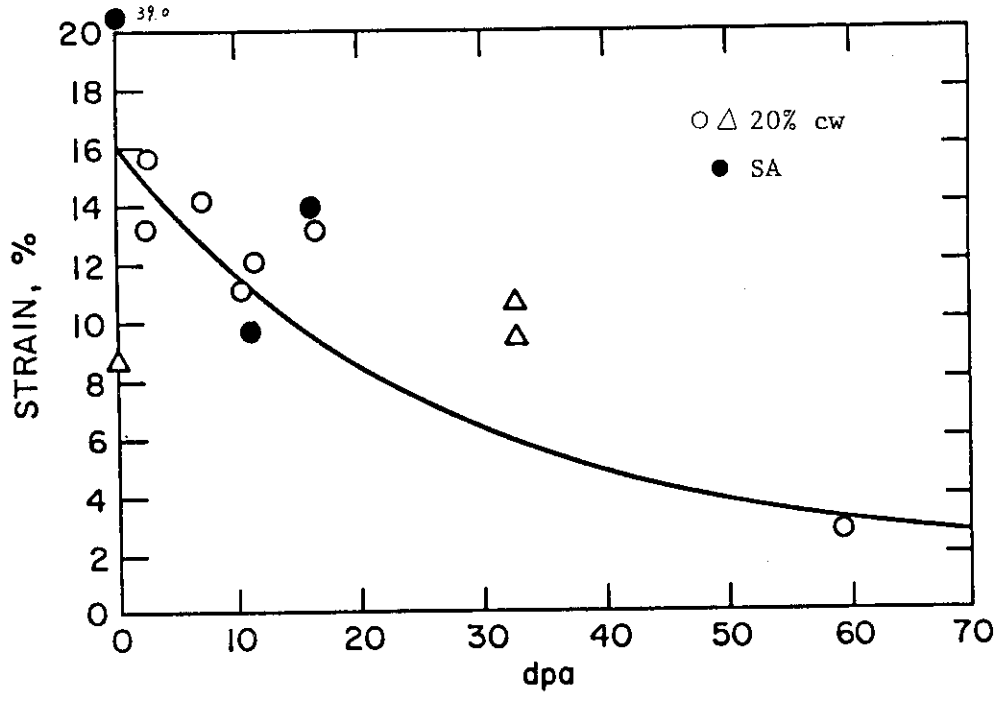


Fig. 10.3.2-6 Total Elongation of 20% CW and SA Type 316 Stainless Steel Irradiated (HFIR) and Tested at 450°C

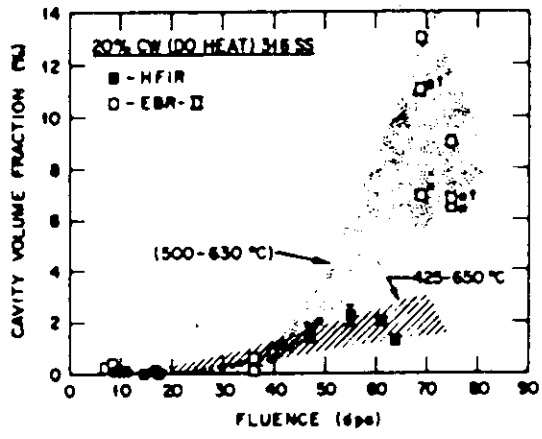


Fig. 10.3.2-7 Swelling of 20% CW 316 Stainless Steel

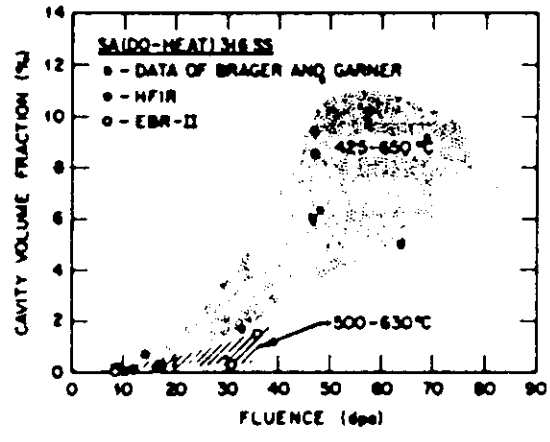


Fig. 10.3.2-8 Swelling of Solution Annealed 316 Stainless Steel

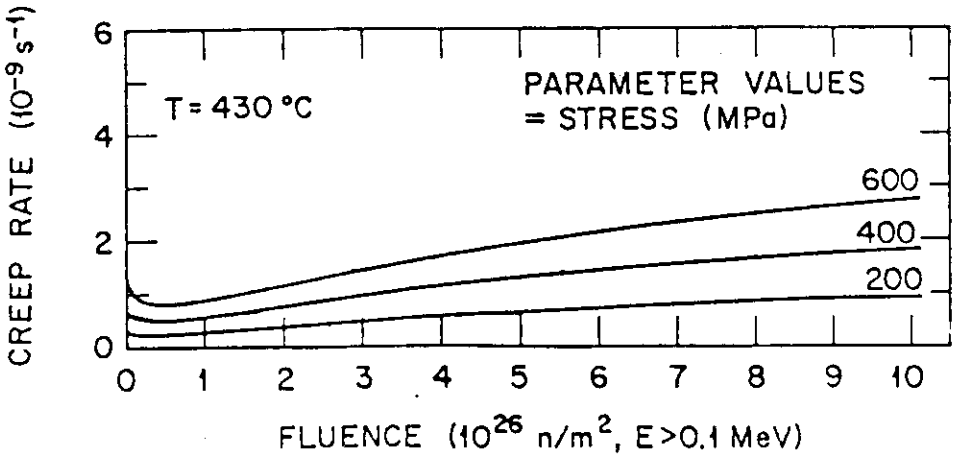


Fig. 10.3.2-9 Uniaxial in-reactor Creep Rate for 20% CW Type 316 Stainless Steel

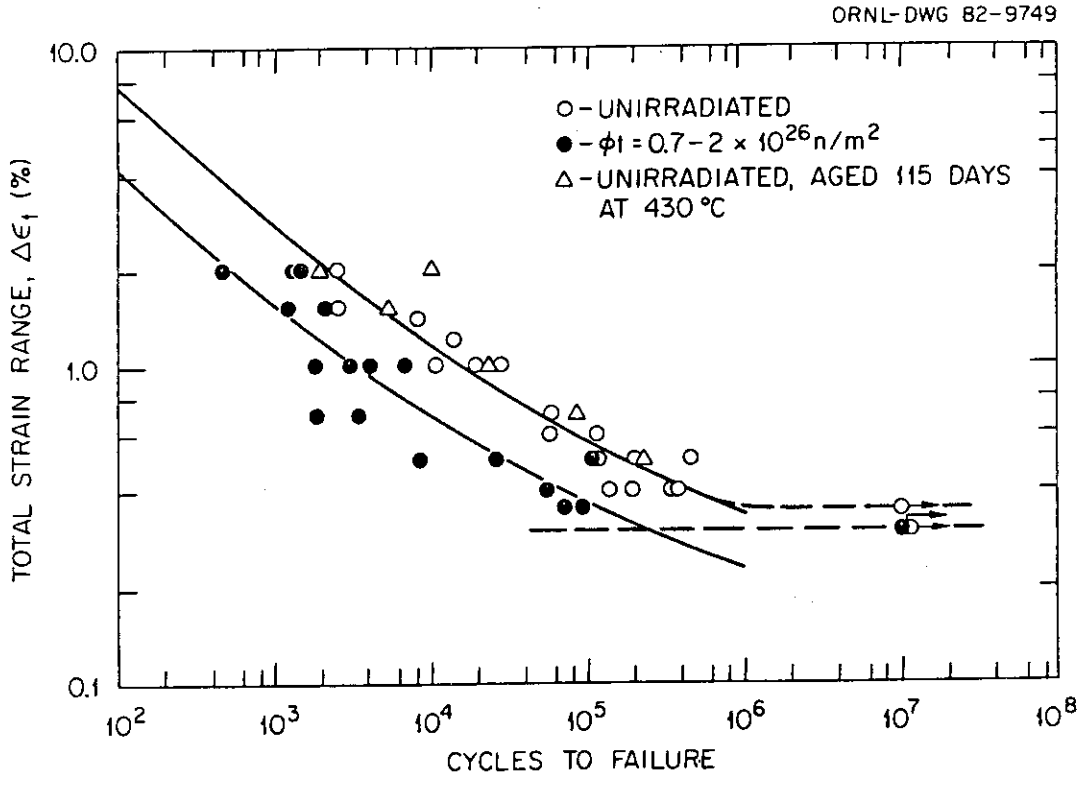


Fig. 10.3.2-10 Fatique Life of 20% CW Type 316 Stainless Steel Irradiated in the HFIR (6-15 dpa, 200∿900 at ppm He) at 430°C and Tested at 430°C

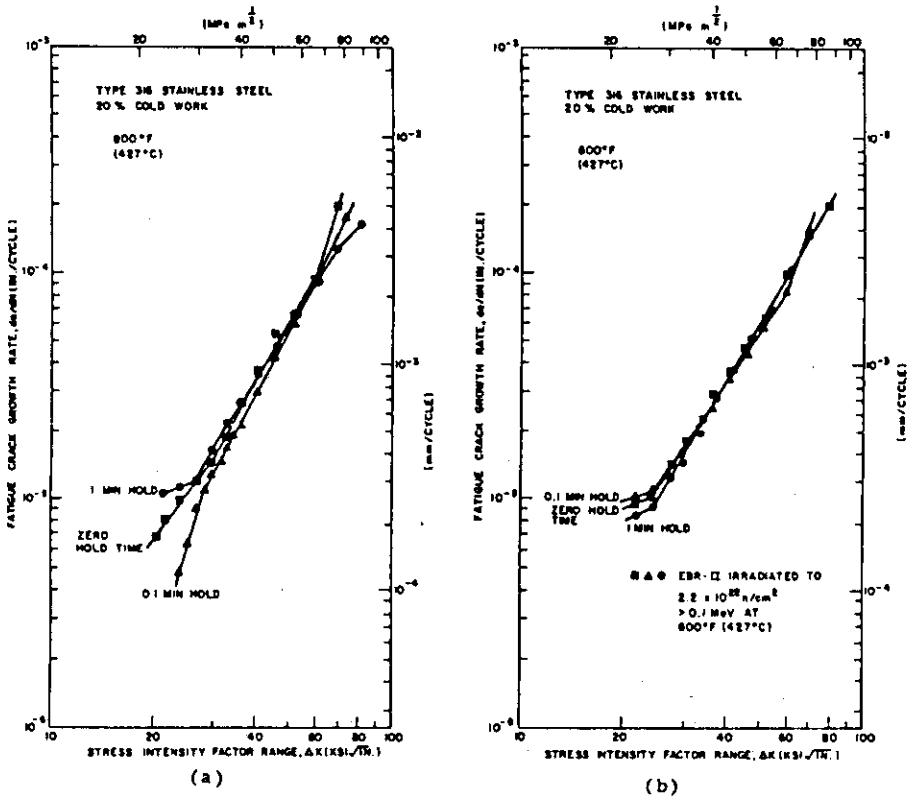


Fig. 10.3.2-11 The effect of Hold-time Fatigue Crack Growth Rates, da/dN, in Air at 800 deg F (427 deg C) for 20 Percent Cold-worked Type 316 Stainless Steel; (a) Unirradiated and (b) EBR-II Irradiated

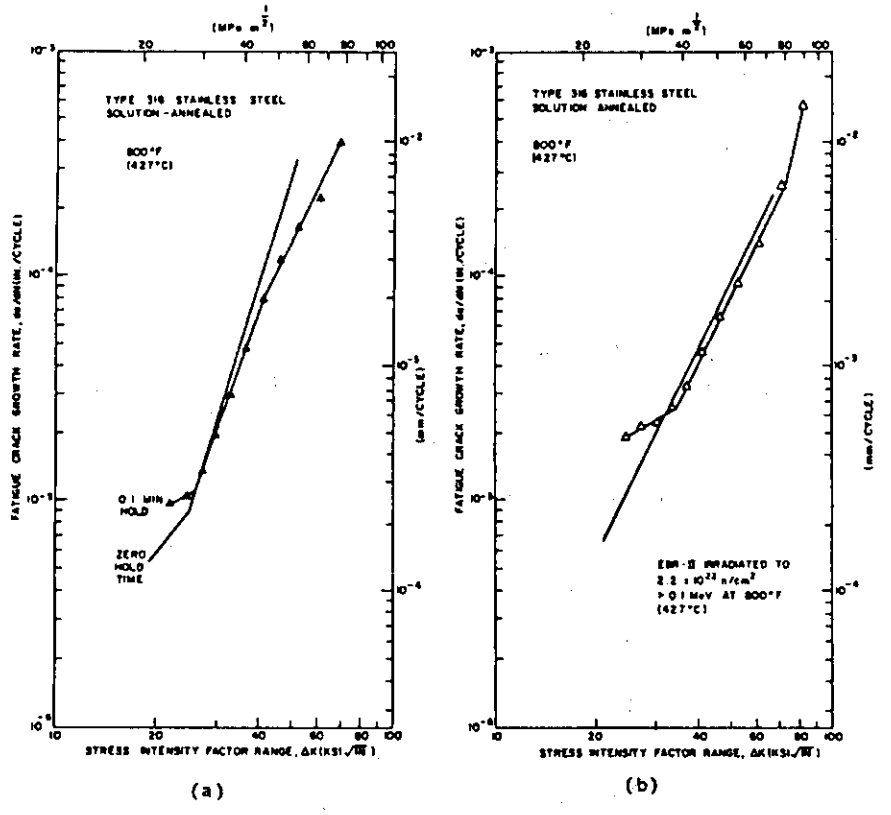


Fig. 10.3.2-12 The Effect of Hold-time on Fatigue Crack Growth Rates, da/dN, in Air at 800 deg F (427 deg C) for solution-annealed Type 316 Stainless Steel; (a) Unirradiated and (b) EBR-II Irradiated. The zero Hold-time results in (a) and (b) are those Reported by Shahinian et al. [8,9].

10.3.3 腐食／エロージョン

腐食については，軽水炉のデータがあり，よく管理された冷却水を使用していれば，SUS 316の腐食量は0.75μm／yr 程度である。[1] 核融合炉ブランケット構造材料に特有の条件としては，高い熱応力，水の分解，材料の組成・組織の変化，トリチウムの溶存が考えられる。また，冷間加工材，溶接部，気液境界付近はSCCを起こし安いので，十分な検討が必要である。また，設計面からもSCCの起こる可能性のある条件はできるだけ排除する必要がある。

スパッタリングについては，SUS316は問題がある。第一壁への入射粒子のエネルギを200 eVと考えると，0.3MWyr／m^2で，2.4 tonのSUS316が，スパッタリングされ，ダイバータ表面に付着することが考えられる。入射粒子エネルギを60eVとしても0.2 tonのスパッタリング量となる。本実験炉設計では，第一壁への入射粒子束とエネルギが空間分布している。この仮定が成り立つとすると，ダイバータ近傍第一壁に，タングステンをアーマ材料として付加すれば，スパッタリング量は，ずっと小さくなると考えられる。タングステンのスパッタリングのしきいエネルギは，Table 10.1.1－1に示すようにHeに対する値が100 eVである。それに対してダイバータ近傍第一壁に入射する粒子のエネルギは60 eV程度と仮定されている。

参考文献

1) ANL／FPP80-1 "STARFIRE" (1980).
2) ASME Boiler and Pressure Vessel code, Sec Ⅱ Part A (1983).
3) 通商産業省資源エネルギー庁公益事業部原子力発電安全管理課編，"解説 原子力設備の技術基準，" 電力新報社，東京 (1983).
4) D.Peckner and I.M.Bernstein, "Handbook of Stainless Steels", McGraw-Hill Book Company, New York, (1977).
5) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec Ⅲ Div. 1, Appendics, (1983).
6) Y.S.Touloukian and C.Y.Ho, Editor, "Thermophysical properties of matter, The TPRC Data Series", IFI／Plenum Data Corporation, New York (1970).
7) A.E.Euken, Forsch. Geibeite. Ingenienw. B3, Forschungscheft Nr. 353, 16(1932).
8) M.O.Marlowe, and W.K.Appleby, Trans. Amer. Nucl. Soc., 16(1973)95.
9) J.L.Straalsund, and C.K.Day, Nucl. Tech., 20(1973)27.
10) M.Abdou et al., USA FED-INTOR／TEST／82-4 ch. Ⅻ (1982).
11) R.L.Fish and J.J.Holmes, J.Nucl. Mater. 46(1973)113.
12) M.L.Grossbeck and P.J.Maziasz：J.Nucl, Mater, 85&86 (1979) 883.
13) P.J.Maziasz：J.Nucl, Mater. 122&123(1984)236.
14) A.F.Rowcliffe, M.L.Grossbeck, and P.J.Maziasz："Response of austenitic steels to radiation damage", Japan-USA workshop on fusion reactor materials, Tukuba, Japan, Dec. 5－7, (1983).

15) R.J.Puigh, E.R.Gilbert, and B.A.Chin : ASTM-STP-782(1982)108.

16) L.Martin, M.L.Grossbeck and C.Liu Kenneth: Nucl. Tech. 58(1982)538.

17) D.J.Michel, H.H.Smith and H.E.Watson : "Structure materials for service at elevated temperatures in nuclear power generation", MPC-1, Amer. Soc. of Mech. Engrs., New York (1975)167.

10.4 シェル材料

シェル材料としては，銅，アルミニウム，ベリリウム，鉛が考えられる。銅とアルミニウムは，比抵抗が小さい。ベリリウムと鉛は比抵抗が銅やアルミニウムに比べてかなり大きいが，中性子増倍材を兼ねているので，厚みで抵抗を小さくすることが可能である。

本実験炉では，増殖ブランケットをもたない。ここでは，銅とアルミニウムの2つの材料の電気抵抗，延性，スエリングについて比較検討する。なお，銅についてはOFHC級，アルミニウムについては，1100合金級を対象とする。また，実験炉でのシェル材料の使用条件を，温度については，室温から400℃程度まで，中性子照射量については，3MWyr／m^2（3×10^{22} n／cm^2（E＞0.1MeV））程度までを考えて，データ整理した。

10.4.1 電気抵抗

増殖ブランケットを備えた炉では，シェル材料は，比抵抗の小さいものほどよいとされてきた。このことは，遮蔽ブランケットだけで，増殖ブランケットをもたない炉では，それほど強い要請ではなくなっている。しかし，シェルの位置がプラズマに近いところにあるほうがよいシェル効果が期待できること，シェルの冷却機構を考えると，比抵抗の小さいものほどシェル材料としてやはり有利である。

Fig.10.4.1－1[1)~2)]に銅とアルミニウムの比抵抗を示す。アルミニウムは，非抵抗が室温で銅の1.7倍で，抵抗温度係数も銅より大きい。150℃では，アルミニウムの比抵抗は銅のそれの1.4倍である。また，OFHC銅と他の銅合金の比抵抗の温度変化にはほとんど差はない。

中性子照射による比抵抗の変化を検討する。Fig.10.4.1－2[3)]に60℃で中性子照射後，4.2 Kで測定した比抵抗の増加を示す。ここでρ_Dは照射によってできた欠陥（主にフレンケル欠陥）による抵抗で，ρ_Tは核変換によってできた不純物による抵抗である。ρ_Dの測定は，カドミウム薄に試料を包むことにより行っている。カドミウム薄に包んだものと包まないものの比抵抗の差は，ほぼ，ρ_Tに等しい。同じ炉で同時に照射した銅の増加した比抵抗に与える焼鈍の効果をFig.10.4.1－3[4)]に示す。ここで中性子照射量は，4.1×10^{18} n／cm^2（E＞1 MeV）である。Fig.10.4.1－3の340℃での焼鈍後の残留抵抗の割合とFig.10.4.1－2の4.1×10^{18} n／cm^2のρ_T／（$\rho_D+\rho_T$）の割合が一致していることがわかる。340℃での焼鈍により，欠陥による抵抗がなくなっている。

Fig.10.4.1－1~3を総合して考えると，銅の比抵抗が，次に示すような式に整理できることがわかる。

$$\rho(T)=\rho_{ph}(T)+\rho_D+\rho_T \qquad (10.4.1-1)$$

この式は，一般的に金属の抵抗を示す式と一致し，$\rho_{ph}(T)$は電子が格子の熱振動により散乱されることに起因している抵抗分であるといわれている。（10.4.1－1）式より，ρ_Tの抵抗は，核変換による不純物でなくてもよいはずである。同量の不純物を添加した銅でも，同等の比抵抗増加があると考えられる。Fig.10.4.1－4[5)]に不純物による抵抗増加を示す。また，少量の不純物の添加に対しては，ニッケルで125 μΩcm／unit fraction，亜鉛で53 μΩcm／unit fraction，コバルトで630 μΩcm／unit fractionである。[3)]不純物が比抵抗に及ぼす影響は近似的には，単純

な加法の法則に従う。[6]

実験炉の第一壁のところの中性子スペクトルに対する銅の比抵抗の増加量を評価してみる。核変換による不純物の生成量は，1次元の核計算により求めた。不純物量とFig.10.4.1－4および加法の法則により，核変換による抵抗増加が求められる。照射により，欠陥による抵抗も増加する。これについては，既存のデータから，評価するのは困難であるが，Fig.10.4.1－2より，高照射でρ_Dの飽和があると予想され，室温で0.08$\mu\Omega$cmに飽和すると評価されている。[3] これらを用いて評価算出した実験炉第一壁のスペクトルの中性子照射による銅の比抵抗の増加をFig.10.4.1－5に示す。

アルミニウムについても同様に検討してみる。Fig.10.4.1－6[7]に照射による比抵抗の増加に対する焼鈍の効果を示す。アルミニウムでは，250Kでほぼ完全に抵抗が回復している。Fig.10.4.1－7[8]にアルミニウムの不純物による抵抗増加を示す。実験炉第一壁のスペクトルの中性子照射による1100アルミニウムの比抵抗の増加をFig.10.4.1－8に示す。

照射後の銅とアルミニウムの抵抗を比較すると，0.3MWyr／m^2の照射で，銅は比抵抗増加が0.31$\mu\Omega$cm，150℃での比抵抗が2.91$\mu\Omega$cm，アルミニウムは比抵抗増加はほぼ0で，150℃での比抵抗が4.30$\mu\Omega$cmである。3MWyr／m^2の照射では，銅の比抵抗が，150℃で，4.70$\mu\Omega$cm，アルミニウムで，4.50$\mu\Omega$cmとなる。この照射量では，アルミニウムのほうが，小さい比抵抗を示す。

実験炉では，第一壁の裏側にシェル板があることが考えられる。2cmのほとんどステンレス鋼で一部水の入った第一壁の裏に板厚3cmの銅のシェルがあり，その後に鉛の中性子増倍材のある条件で，3MWyr／m^2の中性子照射を受けたときの銅の比抵抗増加は，板厚方向の平均で，0.9$\mu\Omega$cmで，150℃の比抵抗は，3.5$\mu\Omega$cmとなる。初期抵抗の1.35倍である。

銅をシェル材料とする場合，シェルでの中性子照射条件を十分模擬した計算で，核変換量を評価する必要がある。また，3MWyr／m^2以上使用する場合，比抵抗に関しては銅よりアルミニウムのほうが有利である。

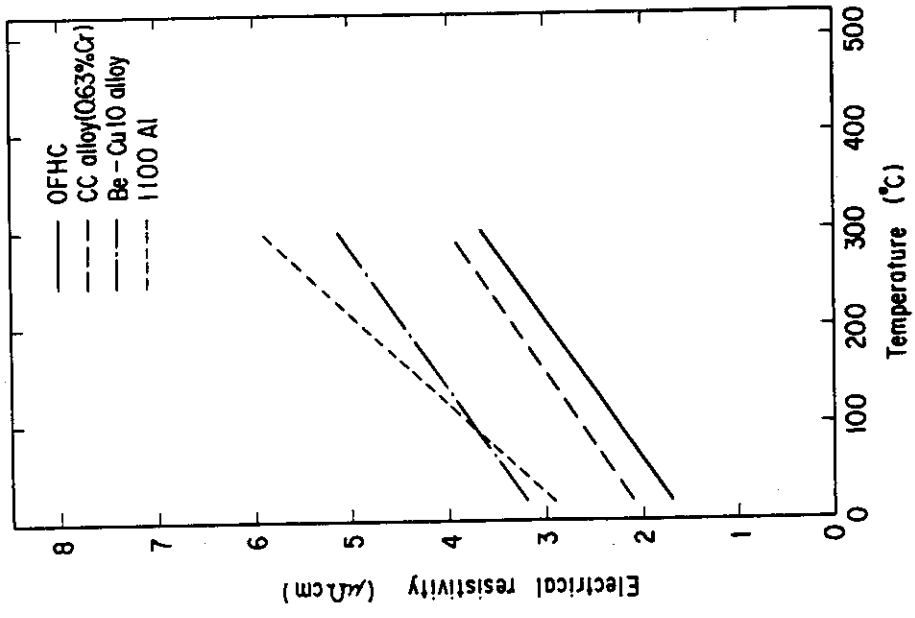


Fig. 10.4.1-1 Temperature Dependence of Electrical Resistivities of Copper, Copper Alloys and Aluminum Alloy

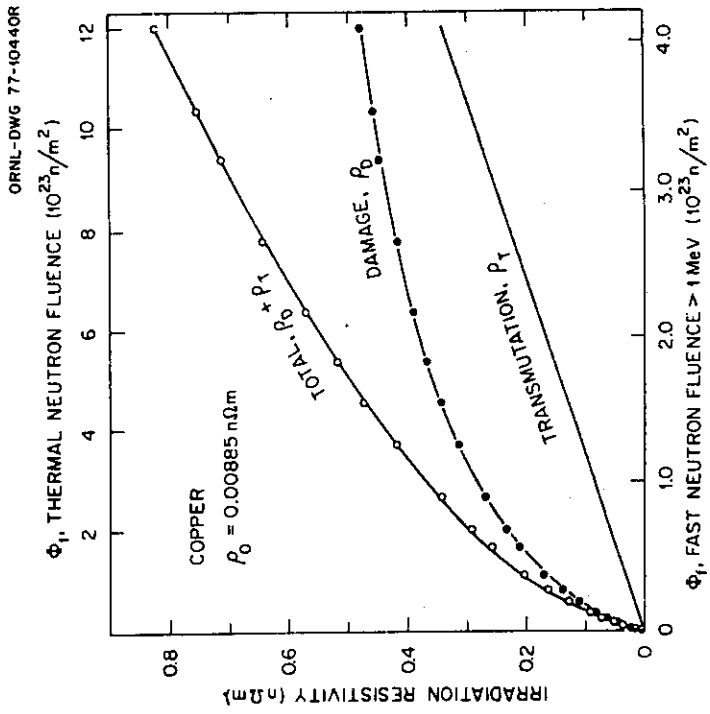


Fig. 10.4.1-2 The Total Residual-resistivity Increase Versus Thermal- and Fast-neutron Fluence for Sample Pair No.1. The Resolved Contributions Due to Damage and Transmutation Resistivity are Shown for Comparison

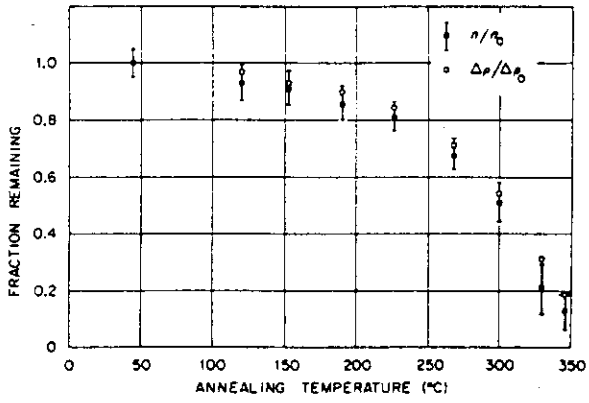


Fig. 10.4.1-3 Annealing characteristics of the number of point defects in loops as determined by integral diffuse scattering and the annealing characteristics of electrical resistivity in ambient-temperature neutron-irradiated copper

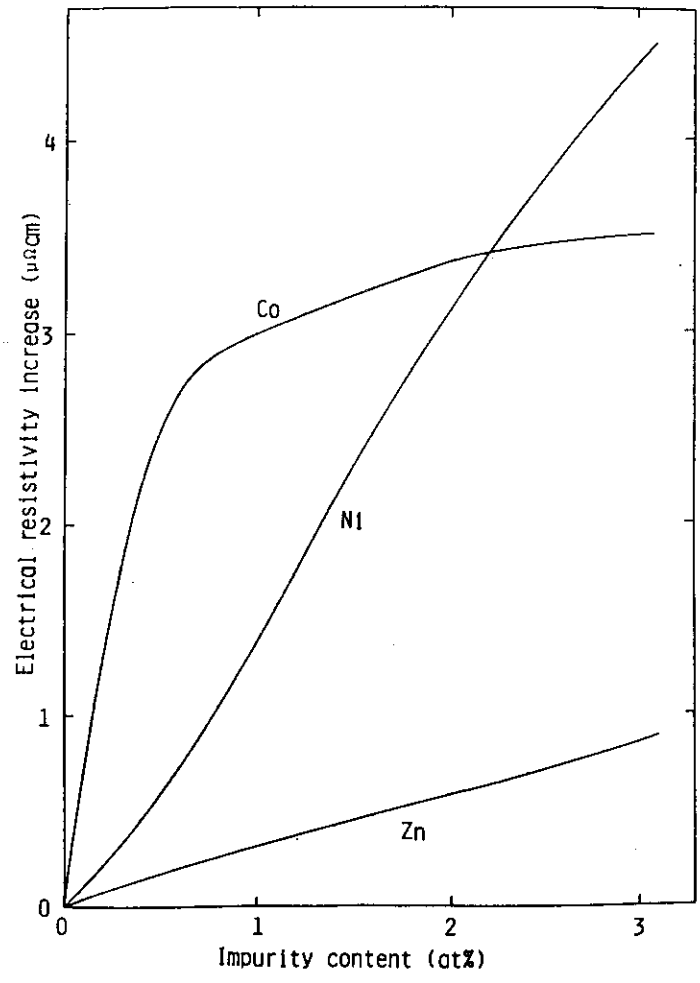


Fig. 10.4.1-4 Electrical Resistivity Increase of Copper by Impurities

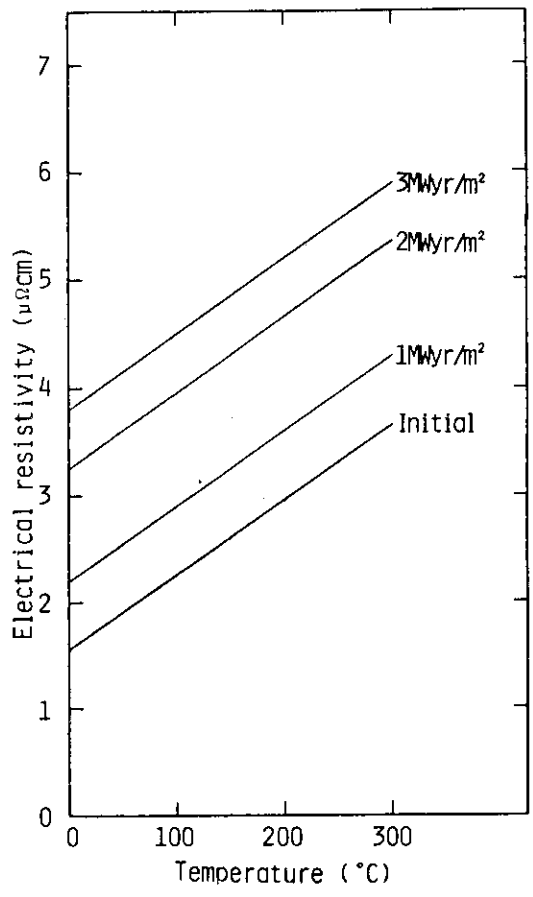


Fig. 10.4.1-5 Effect of Neutron Irradiation on Electrical Resistivity of Copper

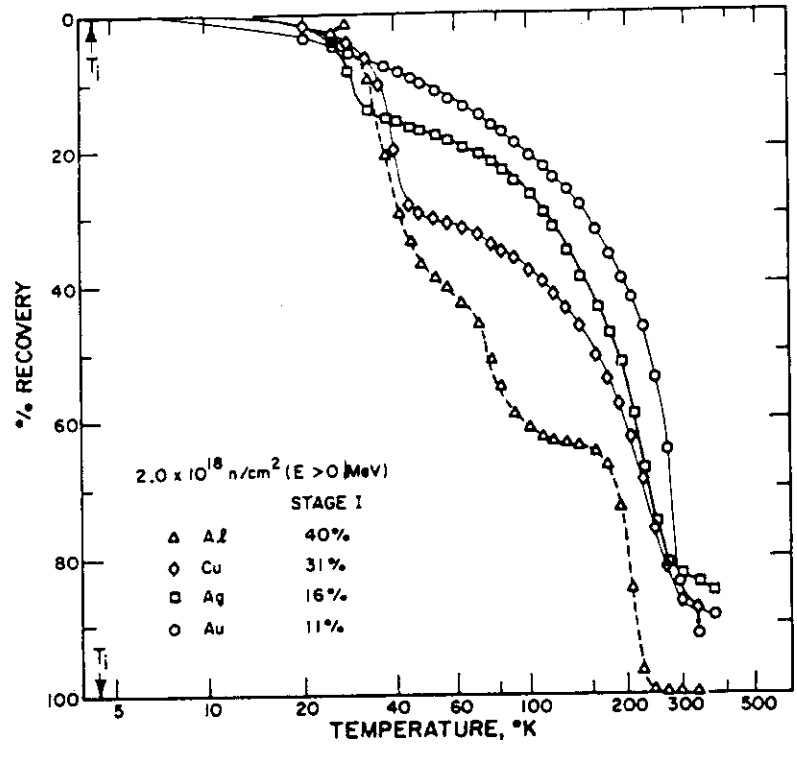


Fig. 10.4.1-6 Recovery versus logarithm of absolute temperature showing decreased stage I and entire recovery spectra with increasing atomic mass for fcc metals

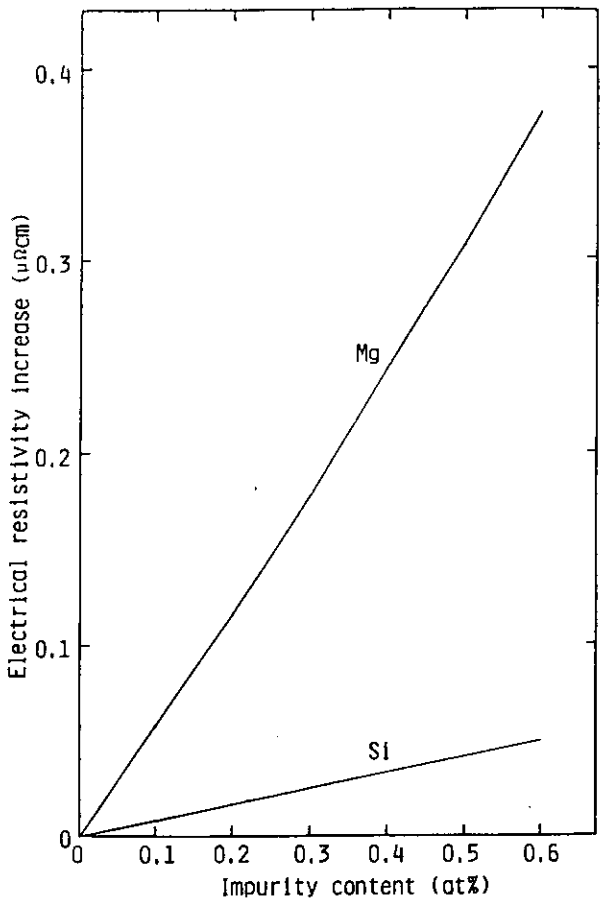


Fig. 10.4.1-7 Electrical Resistivity Incrase of Aluminum by Impurities

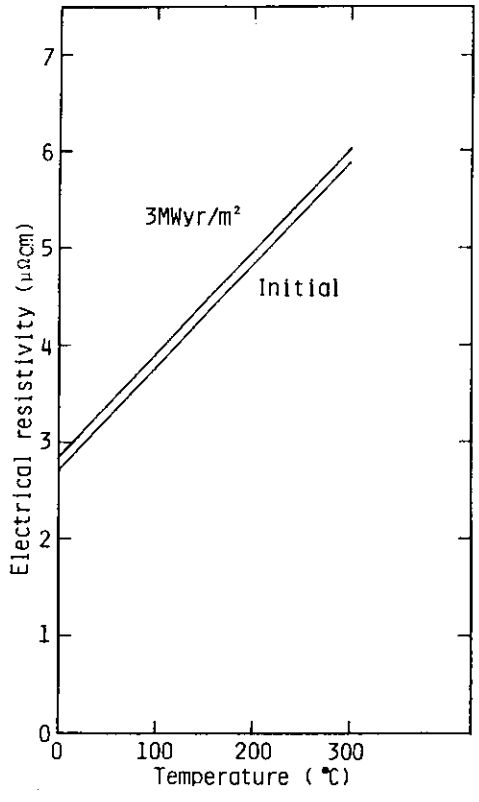


Fig. 10.4.1-8 Effect of Neutron Irradiation on Electrical Resistivity of 1100 Aluminum

10.4.2　延　　性

本実験炉設計では，シェル板は，ステンレス鋼に接合して，シェル板の受ける力をステンレス鋼のほうでもたせる設計を考えている。このため，シェル材料としては，ステンレス鋼の動きに追従できるだけの伸びがあるほうが望ましい。目安としては，寿命中５％の伸びがあれば問題ないと考えられる。なお，ステンレス鋼は，1～2MWyr／m^2 以上の照射量で，全伸びが２～３％に飽和している。

銅の室温での伸びに与える照射効果をFig.10.4.2－1[9)～13)]に示す。また，銅の伸びの温度依存性に与える照射効果をFig.10.4.2－2[1),10)]に示す。室温での伸びについては，60～100℃で照射したものでは，絶対値のばらつきが大きいが，照射量が増加するにつれて伸びが減少している。10^{18}～10^{20} n／cm^2 の照射量に対して，伸びが急に減少しているが，その後，伸びの減少割合が小さくなっているようである。327℃で照射したものの伸びの変化はない。最も照射量の高い400℃で照射したものの伸びは，一様伸びの値を示しているが，2.5×10^{22} n／cm^2（E＞0.1 eV）（16 dpa，5.3×10^{21} n／cm^2（E＞1 MeV）と換算できる。）照射後で14％ある。ところで，この照射量はdpaとの換算で約2MWyr／m^2 に相当する。また，Fig.10.4.2－2より，照射後の銅の伸びは室温から250℃まで一定のようである。しかし，このデータは，照射量が小さい。

既存のデータからは，3MWyr／m^2 の照射量まで，約５％の伸びが室温から400℃程度まで保たれるかどうか判断するのは困難であるが，他の面心立方構造をもつ金属の性質と，Fig.10.4.2－1とFig.10.4.2－2に示したデータの傾向からして，５％～10％程度の伸びが保たれると期待できる。

アルミニウムについても，温度依存性と照射量依存性をFig.10.4.2－3[14)～15)]とFig.10.4.2－4[14)-15)]に示す。アルミニウムでは，既存のデータから，寿命中伸びが５％はあると考えられる。

伸びについては，銅のほうはまだデータ不足ではあるが，銅，アルミニウムともに，５％の伸びは，保持されるものと期待できる。

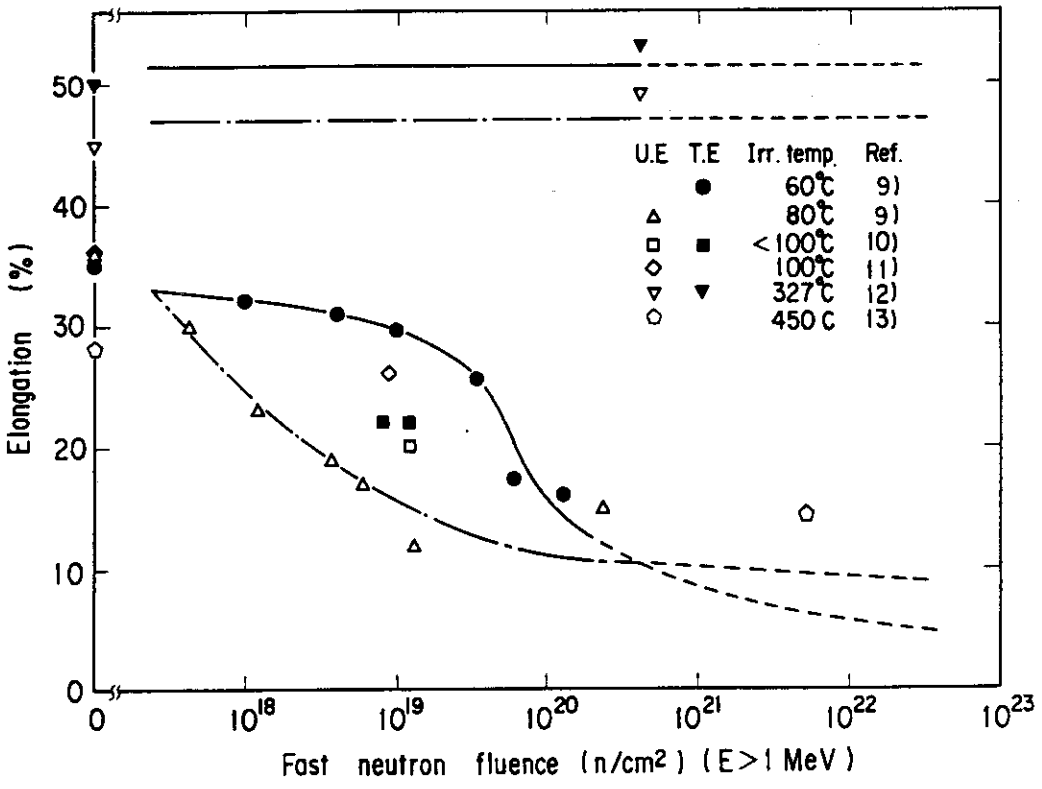


Fig. 10.4.2-1 Effect of neutron irradiation on room temperature elongation of copper

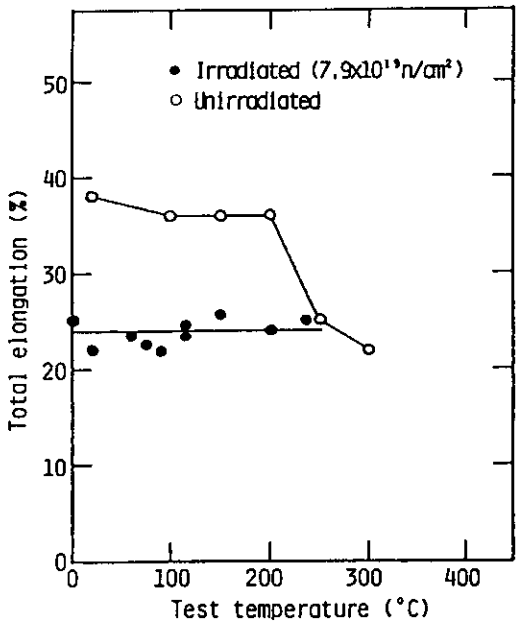


Fig. 10.4.2-2 Effect of neutron irradiation on temperature dependence of elongation of copper

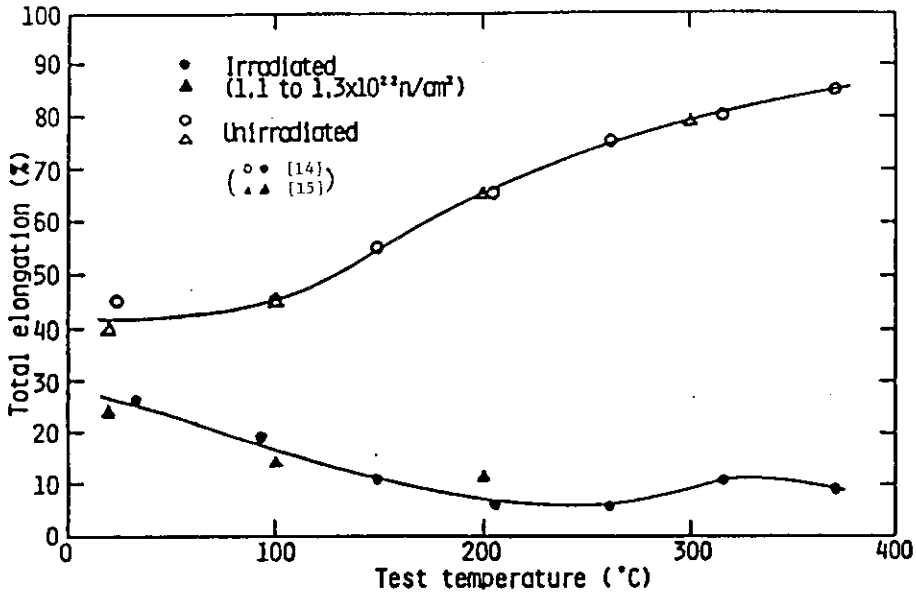


Fig. 10.4.2-3 Effect of Neutron Irradiation on Temperature Dependence of Elongation of 1100 Aluminum

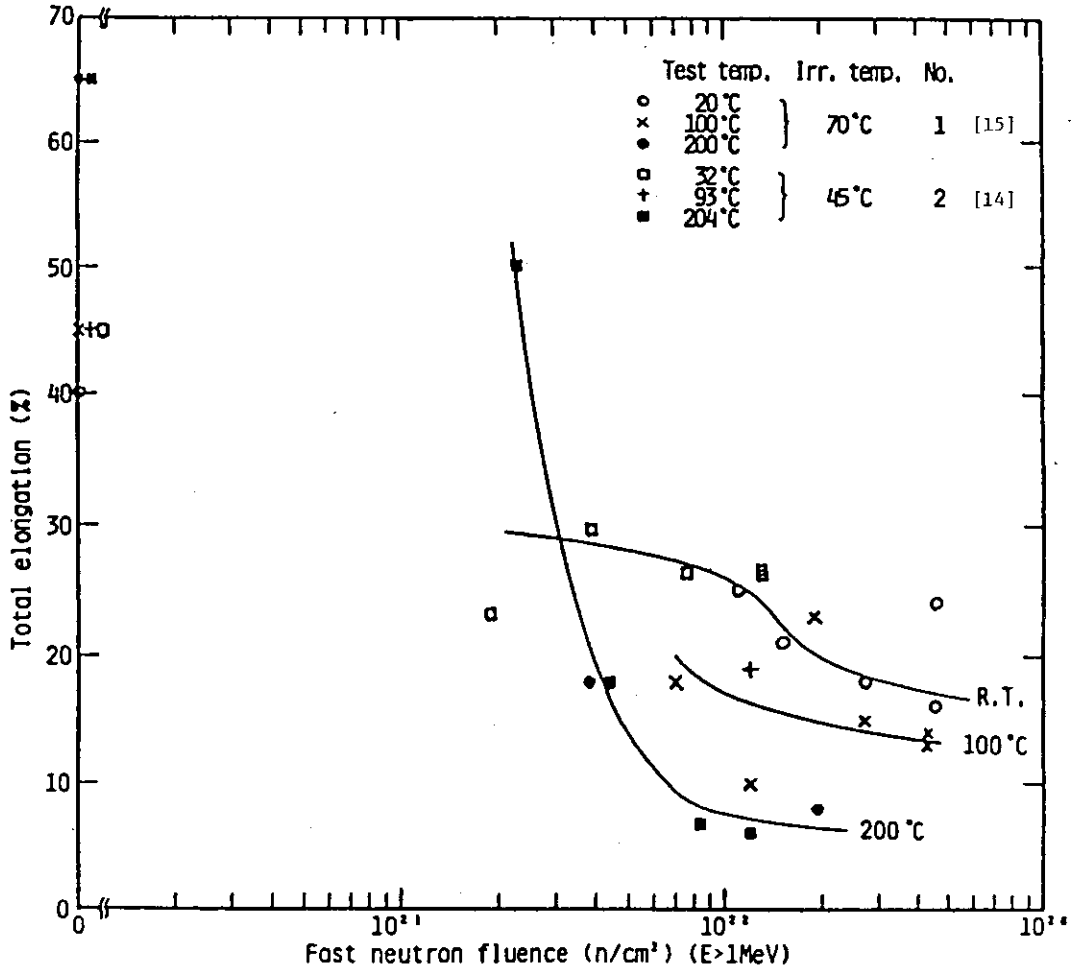


Fig. 10.4.2-4 Effect of Neutron Irradiation on Elongation of 1100 Aluminum

10.4.3　スエリング

Fig.10.4.3－1 [12),13),16)～18)]，Fig.10.4.3－2 [18)] に銅のスエリングの照射量依存性および温度依存性を示す。

Fig.10.4.3－3 [15),19)]，Fig.10.4.3－4 [20)] にアルミニウムのスエリングの照射量依存性および温度依存性を示す。

スエリングは，照射量と温度によって，異ってくる。たとえば，板厚3cmの平板に1MWyr／m^2の熱負荷を受ける銅では，低温側を200℃とすると両表面間に80℃程度の温度差ができる。このとき，両表面間のスエリングの差は，Fig.10.4.3－2の照射量が，5.0×10^{20} n／cm^2のスエリング温度依存性を用いると，両表面間のスエリング量の差は，0.25%程度である。しかし，もし温度依存性が一定で，その差はピークスエリング量の80%とすると，Fig.10.4.3－1より，0.3MWyr／m^2（$\simeq1\times10^{21}$ n／cm^2（E＞1MeV））の照射量で1～1.5%と予想される。このとき，板に発生する応力は，わん曲を拘束した場合，290MPaとなる。実際には，この力が，単時間に発生するわけではないので，この応力が発生する前に，照射クリープや熱クリープによって，応力緩和が起る。たいていの場合，材料は機械的に拘束された状態で使用される。このことを考慮して，クリープとの相互作用を含めて，変形を検討するべきである。

銅とアルミニウムのピークのスエリング量を比較すると，0.3MWyr／m^2の照射量で銅は，1.3～2%程度，アルミニウムは，0.01%以下である。3MWyr／m^2の照射量では銅は20～30%程度，アルミニウムは，0.5～2%程度である。スエリングの温度依存性のデータは，不充分である。銅については，室温から200℃，450～550℃のスエリングの温度依存性が予測困難である。銅のスエリング量の予測には，室温から，550℃まで，50～100℃おきにとった一連のデータが，0.3MWyr／m^2と3MWyr／m^2の2つの照射量についておけば可能である。アルミニウムについては，照射後焼鈍によるスエリング量の温度依存性ではなく，室温から，300℃で，50℃おきにとった一連のデータを3MWyr／m^2程度の照射量に対してとっておく必要がある。

参考文献

1) 黒柳卓，石橋研史，山戸浩三，石井敏，星野三郎，と高野俊昭：古河電工時報，59(1976)113.
2) 三島良績編：“アルミニウムハンドブック，軽金属協学，朝倉書店，東京
3) R.L.Chaplin and R.R.Coltman, Jr.：J.Nucl. Mater. 108&109(1982)175.
4) B.C.Larson：J.Appl. Cryst. 8 (1975) 150.
5) 鳳誠三郎他：“電気材料”，電気学会，東京
6) 吾妻潔他編：“非鉄金属材料”，朝倉書店
7) J.A.Horak and T.H.Blewitt：J.Nucl. Mater. 49(1973／74)161.
8) 長崎誠三編：“金属データブック”，日本金属学会，丸善，(1974)158.
9) M.J.Makin, Radiation effects, W.F.Sheely, Editor, Metallurgical society conferences, Vol. 37, (1965)627.
10) M.J.Makin and F.J.Minter：Acta Met. 8, (1960)691.
11) M.Hesegawa, M.Koiwa, and M.Hirabayashi：Trans. JIM, 12(1971)39.

12) R.B.Adamson, W.L.Bell, and P.C.Kelly : J.Nucl. Mater., 92(1980)149.

13) H.R.Brager, H.L.Heinisch, and F.A.Garner : HEDL-SA-3174(1984).

14) J.E.Cunnigahan : "Severe radiation damage to aluminum alloys", ORNL-TM-2138, (1968).

15) G.E.Korth, J.M.Beeston, M.R.Martin, and C.R.Brinkman : "Damage in high irradiated 1100 aluminum", Symp, Materials Performance in Operating Nuclear Systems, August 28-30, 1973, CONF-730801, P. 88.

16) J.L.Brimhall and H.E.Kissinger : Radiation Effects, 15(1972)257.

17) C.A.English : J.Nucl. Mater.,108 & 109(1982)104.

18) M.Labbe and J.P.Poirier : J.Nucl. Mater., 46(1973)86.

19) K.Farrell, R.T.King, and A.Jostsons : "Examination of the irradiated 6061 aluminum HFIR target holder", ORNL-TM-4139(1973).

20) A.Jostston and E.L.Long, Jr. : Radiation Effects, 16(1972)83.

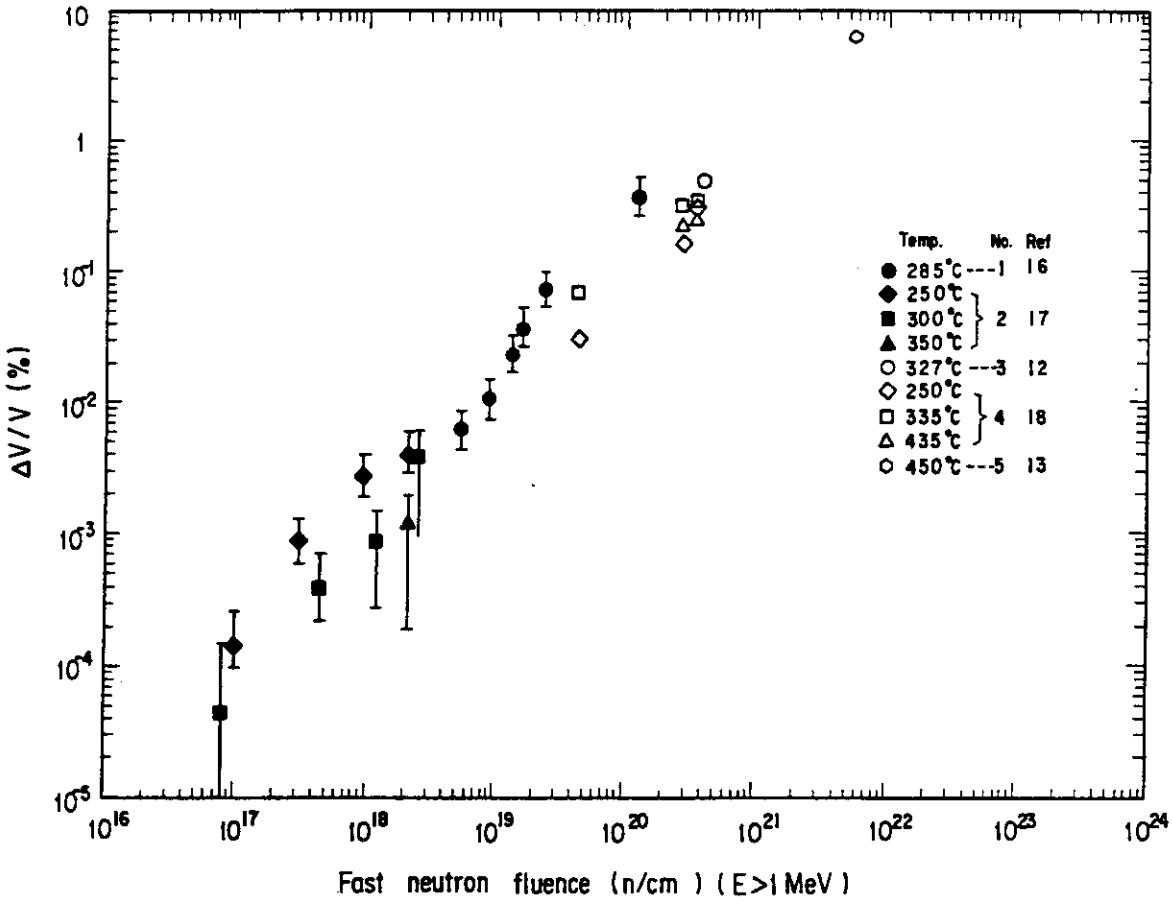


Fig 10·4·3-1 Neutron irradiation induced swelling in copper

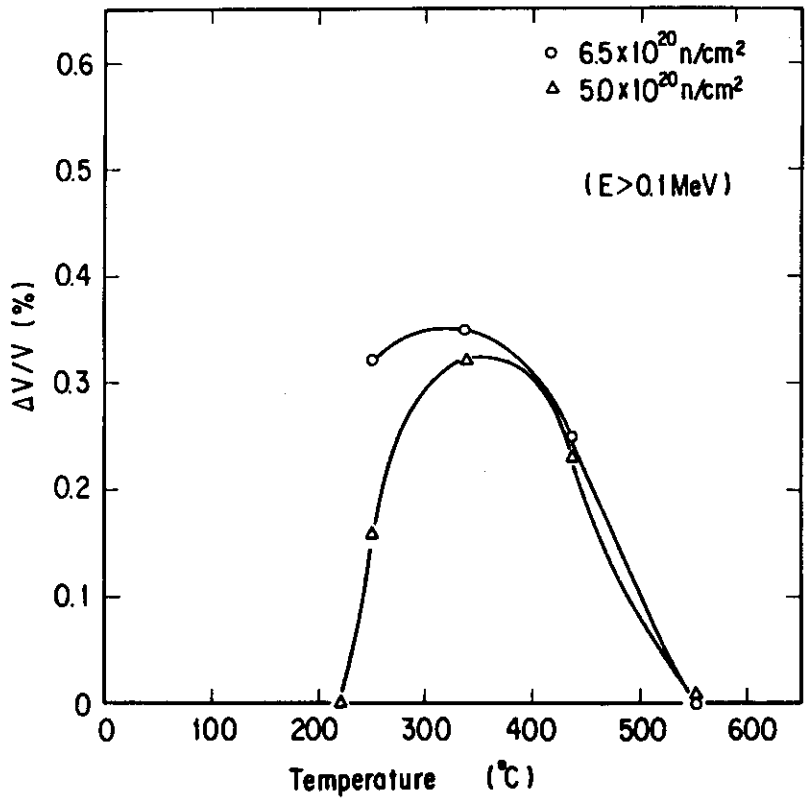


Fig 10·4·3-2 Temperature dependence of neutron irradiation induced swelling in copper

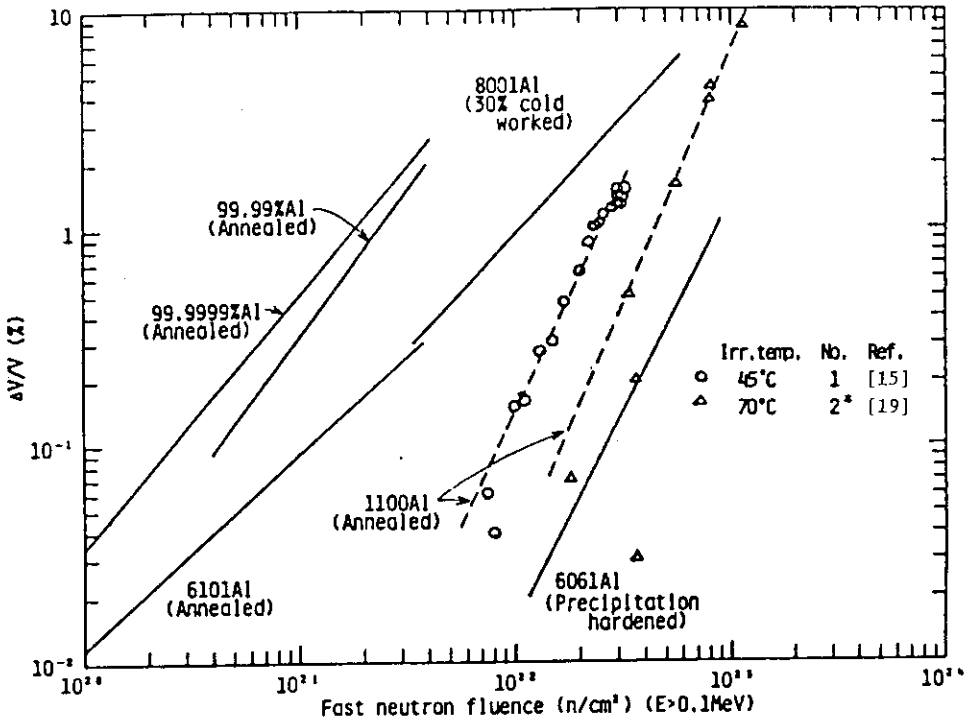


Fig. 10.4.3-3 Irradiation-Induced Swelling in Aluminum and its Alloys.
* Neutron fluence(E>0.1MeV) = 2 × Neutron fluence (E>1MeV)

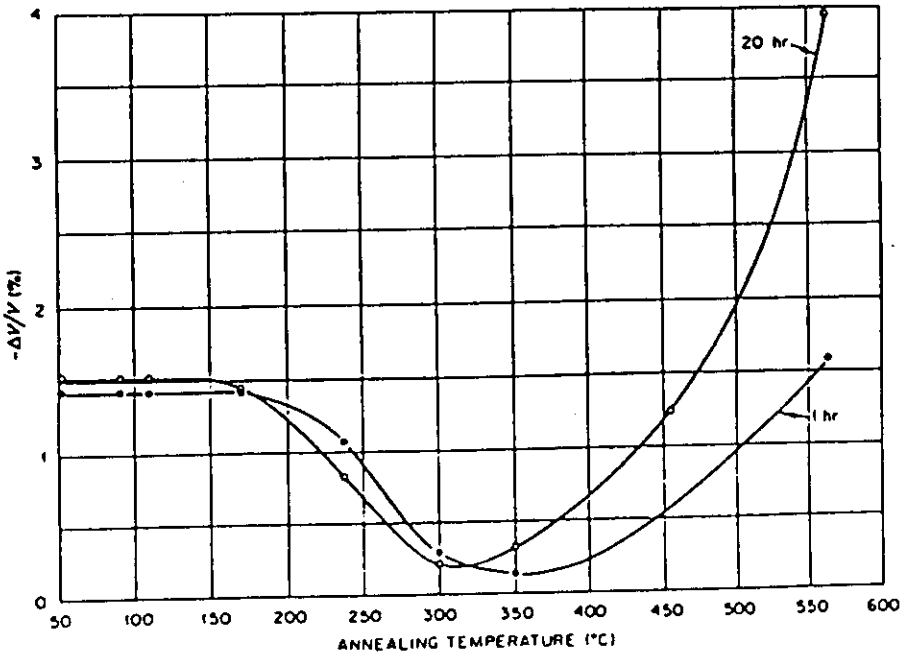


Fig. 10.4.3-4 Effect of isochronal annealing on swelling of 1100 aluminum irradiated 10 about 3 × 10^{22}n/cm^2.

10.5 セラミックス絶縁材料

核融合炉では，高周波加熱装置の窓，中性粒子入射装置，マグネットコイル，トロイダル電流遮断にセラミックス絶縁材料が用いられる。ここでは，トロイダル電流遮断用のセラミックス絶縁材料を考える。

使用条件としては，温度は，実験炉で，300～400℃程度，中性子フラックスは，10^{12}～10^{14}n/cm^{2}s 程度と考えられる。

固定遮蔽体のトロイダル電流遮断については，セラミックス材料のコーティングによる絶縁が考えられている。絶縁性能としては，それほど厳しくないと考えられる。むしろ，熱やスエリングによる寸法変化に伴なう応力を受けたときのコーティング部の剥離，バルク絶縁部材の破損や破壊が，問題である。いくつかの候補材料があるが，以下では，アルミナを中心に，熱物理特性，機械特性，電気的特性について記す。

10.5.1 熱物理特性

いくつかのセラミック絶縁材料の熱物理特性をTable 10.5.1－1[1),2),3)]に示す。ここで示した値は，代表的な値であるが，セラミックスでは，成作法が不純物量や空孔率に影響を与え，それによって物性値は異ってくる。

$A\ell_2O_3$の熱伝導率は，SiC, MgOより劣るが，$MgA\ell_2O_3$，Si_3N_4 よりは高い。$A\ell_2O_3$ の熱伝導率に対する空孔率の影響をFig. 10. 5.1－1に示す[4)]。空孔率と熱伝導率の関係は，マックスウェル，オイケンによる連続相と分散相からなる系の熱伝導率の関係式から理論的に考察できる。次にその式を示す。

$$k_m = k_c \left\{ \frac{1+2v_d(1-k_c/k_d)/(2k_c/k_d+1)}{1-v_d(1-k_c/k_d)/(k_c/k_d+1)} \right\} \qquad (10.5.1-1)$$

ここで，k_m, k_c, k_d, v_d, はそれぞれ，連続相と分散相からなる熱伝導率，連続相の熱伝導率，分散相の熱伝導率，分散相の体積分率である。いま，v_dを空孔率，k_cをアルミナの熱伝導率，k_dを空孔の熱伝導率とすると，$k_c \gg k_d$より，次式が導かれる。

$$k_m = k_c \frac{1-v_d}{1+v_d} \qquad (10.5.1-2)$$

ただし，実際には，次式により，補正され，βは実験的に決定される。

$$k_m = k_c \frac{1-v_d}{1+\beta v_d} \qquad (10.5.1-3)$$

アルミナでは，空孔率が，20～30%程度までは，βは約1である。

アルミナの熱伝導率に対する中性子照射の影響をFig. 10.5.1－2に示す[5)]。250℃の照射では，10^{21} n/cm^{2}のフルエンスで初期の熱伝導率の5分の1程度に低下する。高い温度で照射した場合には，それほど，熱伝導率は低下しない。700℃照射では，8×10^{21} n/cm^2 のフルエンスで2分の1程度である。セラミックスの熱伝導のほとんどは，フオノン伝導と考えられる。フオノン伝導による熱伝導率は，理論的には，次式で表される[3)]。

$$k = \frac{1}{3} cv\ell \qquad (10.5.1-4)$$

ここで，c，v，ℓ は，それぞれ定積比熱，フォノンの平均群速度，フォノンの平均自由行程である。このうち，vは次式で表わされる。

$$v = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \qquad (10.5.1-5)$$

ここでEはヤング率，ρ は密度である。照射によって大きく影響を受けるのは，フォノンの平均自由行程である。フォノンは，照射によって生成された欠陥によって散乱される。このため，フォノンの平均自由行程は減少する。ものの本による[3]とフォノンの平均自由行程の逆数には，次式のような加成性がある。

$$\frac{1}{\ell_{total}} = \frac{1}{\ell_{thermal}} + \frac{1}{\ell_{impuripy}} + \frac{1}{\ell_{defect}} + \cdots \qquad (10.5.1-6)$$

ここで，$\ell_{thermal}$，$\ell_{impuripy}$，ℓ_{defect} はそれぞれ，熱的散乱に対する平均自由行程，不純物散乱に対するもの，欠陥による散乱に対するものである。照射によって，平均自由行程は，6×10^{-10}m 程度になり，欠陥による散乱に対する平均自由行程は，7×10^{-10}m程度である。7×10^{-10}m は，アルミナの原子間距離の3.5倍程度である。Fig.10.5.1−3〜5[6),7)]に，$A\ell_2O_3$，MgO，SiCの熱伝導率に及ぼす中性子照射の影響を示す。Fig.10.5.3〜4には，照射後焼鈍の影響を示した。高温での焼鈍により，熱伝導率がほとんど照射前の値に回復している。これは，欠陥が，焼鈍によって，再結合，または集合してクラスタを作ったことによると考えられる。この実験において，スエリングも焼鈍によって，減少していることから，欠陥の再結合によって熱伝導率が回復したと考えられる。

Table10.5.1−1に示したセラミック材料と熱膨張率とSUS316のそれを比較すると，MgOのそれが最も近い。$A\ell_2O_3$のそれは，SUS316のそれの約半分である。材料の接合を考える場合，材料間の熱膨張率の差は，熱応力を導くため，設計上，特に重要である。接合がない場合は，材料内の温度分布による熱応力の点から，熱膨張率は小さいほうが望ましい。

比熱については，照射前後で基本的に変化しないと考えられている。

弾性係数は，熱応力の点からは小さいほうがよいが，き裂伝播の点からは大きいほうがよい。設計上，き裂発生を抑えるか，き裂伝播を抑えるかによって，材料選択の判断が別れる。空孔による弾性係数の変化は，ポアソン比が0.3のときについて，次式で表わされることが，J.K.Mackenzie によって導かれている。[3)]

$$E = E_0(1-1.9P+0.9P^2) \qquad (10.5.1-7)$$

ここで，E_0は空孔率ゼロのときの弾性係数，Pは空孔率である。アルミナの弾性係数に対する空孔率の影響をFig.10.5.1−6[8)]に示す。照射によって弾性係数は，減少する。80℃で1.5×10^{20} n／cm^{2}の速中性子照射したアルミナでは，3.4％の弾性係数の減少，250℃，475℃，700℃で，1×10^{21} n／cm^{2}の速中性子照射で5〜10％の減少があった。[9)]

Table 10.5.1-1 Thermophysical properties of various ceramic insulation

Properties	Al_2O_3	$MgAl_2O_4$	MgO	SiC	Si_3N_4
Structure	Corundum hexagonal	Cubic Spinel	NaCl type	Cubic (β) hexagonal (α)	hexagonal (β) " (α)
Density	3.95		3.58	3.75	3.25
Melting point (°C)	2050	2050	2800	> 2200 (sub.)	> 1900 (sub.)
Thermal conductivity (w/mk)					
20 °C	30	20	38	40	11
1000 °C	6	5	7	13	6
Thermal expansion coefficient (k^{-1})(20∿1000°C)	8.8×10^{-6}	9.0×10^{-6}	13.5×10^{-6}	4.8×10^{-6} (β)	2.5×10^{-6} (α) 3.5×10^{-6} (β)
Specific heat (J/gk) 20°C	0.775	?	0.964	0.470	0.733
Elastic modulus (GPa)	380	325	340	440	320

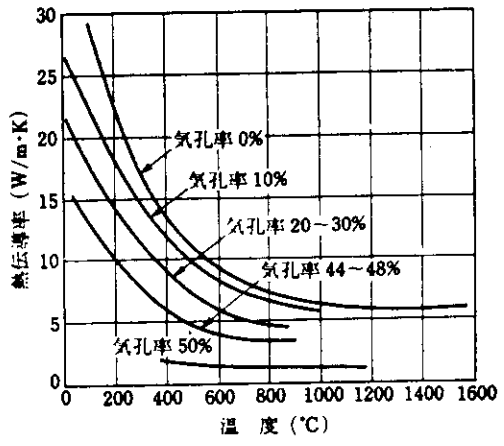


Fig. 10.5.1-1 Effect of porocity on thermal conductivity of polycrystallise alumina

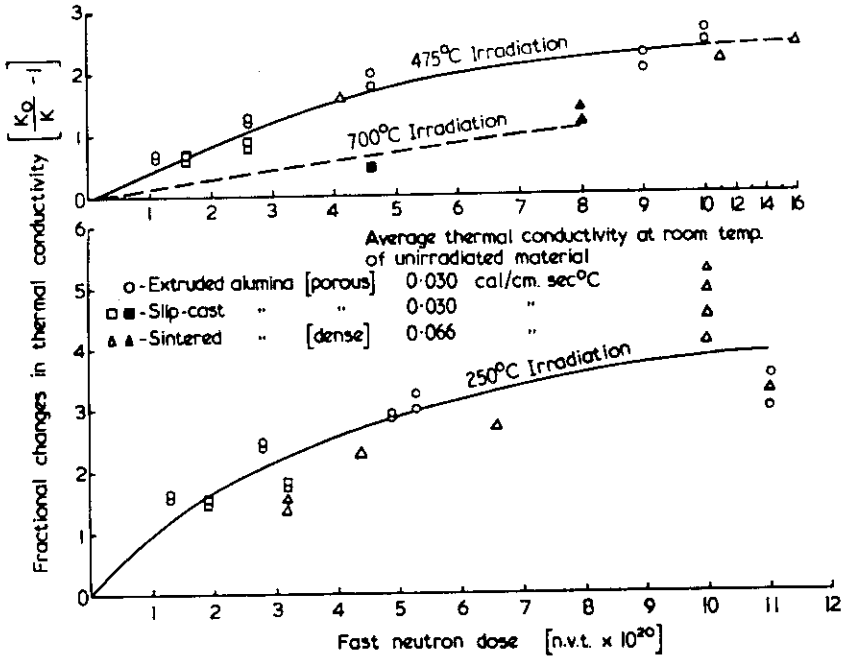


Fig. 10.5.1-2 Radiation-induced changes in the thermal conductivity of alumina

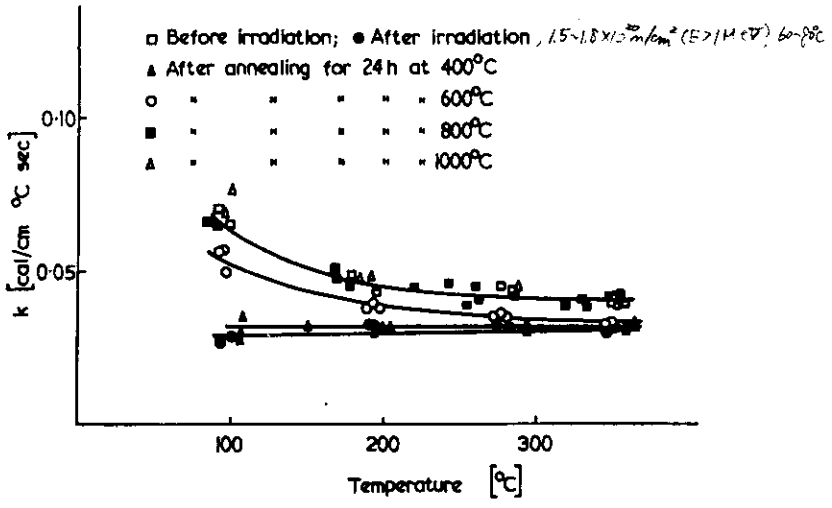


Fig. 10.5.1-3 Thermal conductivity coefficient of sintered Al_2O_3 specimens

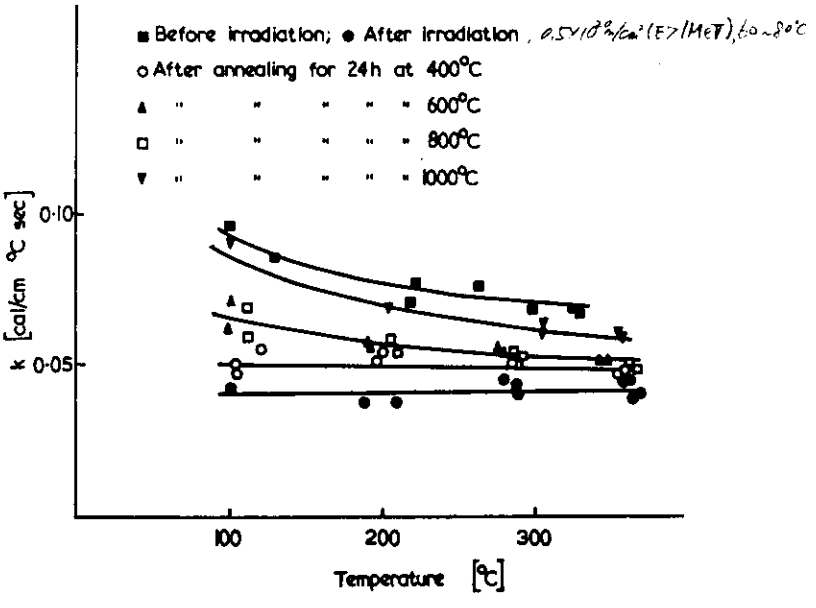


Fig. 10.5.1-4 Thermal conductivity coefficient of sintered MgO specimens

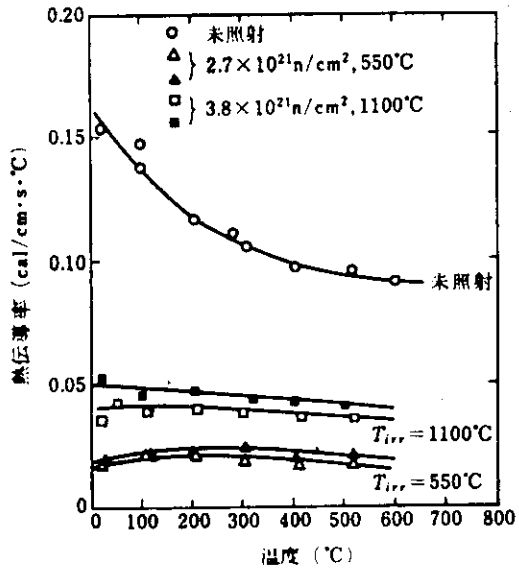
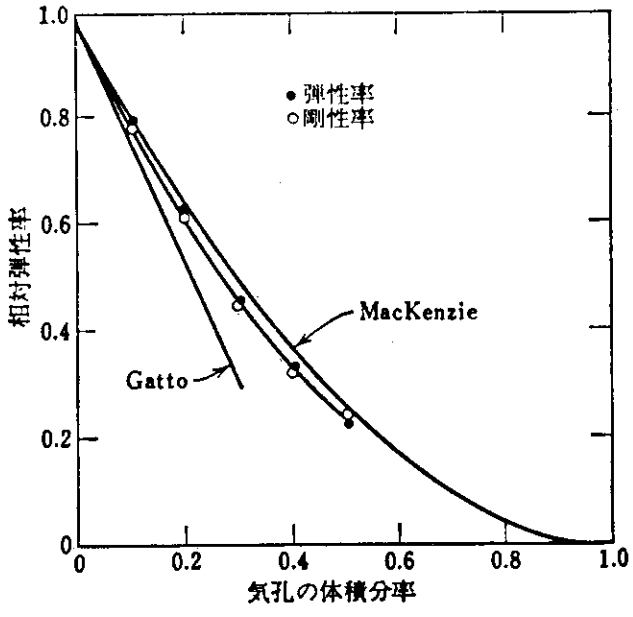


Fig. 10.5.1-5 Effect of neutron irradiation on thermal conductivity of SiC (Chemical deposited materials)



アルミナの気孔率と弾性率の関係. 文献：R.L. Coble and W.D. Kingery, *J. Am. Ceram. Soc.*, **29**, 377 (1956).

Fig. 10.5.1-6 Effect of porosity on elastic modulus of alumina

10.5.2　機械特性

いくつかのセラミック材料の引張強さ，曲げ強さをFig.10.5.2－1～Fig.10.5.2－2[1),10)]に示す。引張強さと曲げ強さは，ほぼ同程度の値を示す。圧縮強さについては，Table10.5.2－1[11)]に示すように，$A\ell_2O_3$や$MgA\ell_2O_4$では，引張強さより，10倍程度大きな値を示す。

Fig.10.5.2－3[8)]にアルミナの曲げ強さに対する空孔率の影響を示す。また，研削など加工によって，強度が変化する。Table10.5.2－2[12)]に研削加工による曲げ強度の異方性を示す。

いくつかのセラミック材料の中性子照射による室温の曲げ強さの変化をTable10.5.2－3[13)]に示す。Si_3N_4，1部の$A\ell_2O_3$以外は，強度が増加している。

ひずみのデータはあまりないが，これは，ひずみ量が非常に小さいためである。Fig.10.5.2－4[14)]にMgOとKBrの曲げ試験の応力－ひずみ曲線を示す。破断ひずみは，1.5％程度である。なお，降伏応力は，よく0.05％永久ひずみがとられるようである。[3)] 高温では高いひずみを示す。MgOでは1300℃で，8～10％のひずみを示す。[15)] アルミナでも，約1300℃以上では，明確な降伏点を示し塑性変形するようになる。[3)] 高温では，クリープ変形も起ってくる。また，室温でセラミック材料に荷重を長時間負荷したままにしたり，荷重速度をゆっくりにすると静的な疲労により，引張強さより，ずっと小さな力で，破断が起こる。[3)] 静的疲労は環境条件によっても影響を受ける。

破壊じん性値は照射によって増大する。Fig．10.5.2－5～Fig.10.5.2－6に示す。[16)]

Table10.5.2－3[13)]に407℃と542℃で照射したときのスエリング量を示したが，材料によってかなりその値が異なる。$A\ell_2O_3$では大きなスエリングを示す。Fig.10.5.2－7にアルミナの70～90℃と110～325℃でのスエリング量のフルエンス依存性を示した。[17)] また，照射中に，試料にクラックが発生したり，割れたりすることも～10^{22} n／cm^2（E＞0.1 MeV）程度の照射量で観測されている。[17)] 照射温度が高いものでは，クラックや割れの発生が，比較的低照射でも観測される。[17)] Fig.10.5.2－8[18)]にスエリング量の温度依存性を示す。照射量は，1～2×10^{22} n／cm^2（E 70.1MeV）≃ 20 dpa である。アルミナを使用する場合，0.3 MWyr／m^2のフルエンスでも1～2％のスエリングを示し，設計上問題となると考えられる。

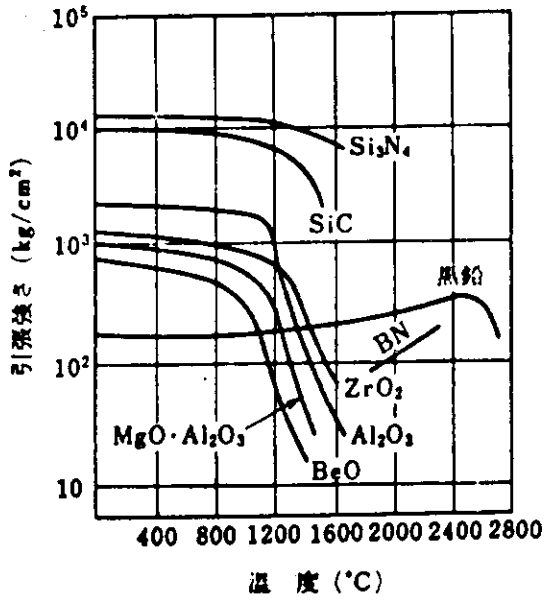


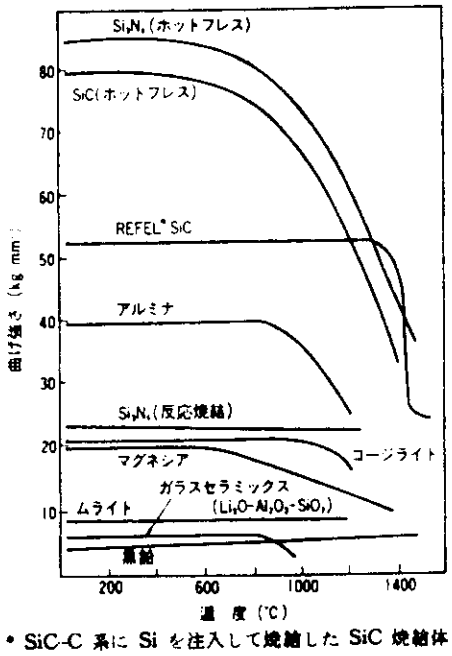
Fig. 10.5.2-1 Tensile strength of various ceramic materials

Table 10.5.2-1 Tensile strength and compressive strength of various materials

各種材料の引張り及び圧縮強さ

(kg/cm²)

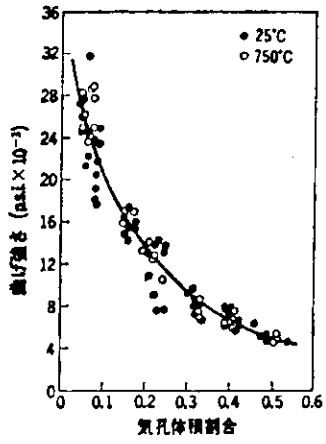
材 料	引張り強さ (A)	圧縮強さ (B)	A/B
鋳鉄 FC 10	1000～1500	4000～ 6000	1/4
〃 FC 25	2500～3000	8500～10000	1/3.3～1/3.4
化学工業用磁器	300～ 400	2500～ 4000	1/8.3～1/10
透明石英ガラス	500	20000	1/40
ムライト質磁器	1250	13500	1/10.8
スピネル焼結体	1340	19000	1/14
99% アルミナ焼結体	2650	29900	1/11.3
B_4C 焼 結 体	3000	30000	1/10



* SiC-C 系に Si を注入して焼結した SiC 焼結体

各種セラミックスの σ_f-T 曲線[14]

Fig. 10.5.2-2 Bending strengths of various ceramic materials



アルミナ質素地の気孔率と曲げ強さ[15]

Fig. 10.5.2-3 Effect of porosity on bending strength of alumina

Table 10.5.2-2 Relationship of grinding direction and strength of material specimen

試片の研削方向と強度の関係[16]

材料	表面加工仕上方向	試料数	曲げ強度 (kg/mm²)
ソーダ石灰ガラス	⊥*	41	7.7
	∥	43	9.8
サファイア単結晶	⊥	11	18.2
	∥	19	35.0
	∥	18	45.5
TiC 単結晶	⊥	3	19.6
	∥	3	23.8
パイロセラム 9606	⊥	7	18.9
	∥	8	25.2
$MgAl_2O_4$	⊥	5	21.0
	∥	17	25.9
B_4C	⊥	4	33.6
	∥	6	39.2

* ⊥：引張り軸に直角方向に研削
∥：引張り軸に平行方向に研削
試験条件：常温，3点曲げ，2.4×3.6×*l*mm 試片，スパン 12 mm

Table 10.5.2-3 Swelling and strength changes after irradiation to $2.2\pm0.4\times10^{26}$ n/m^2 (E>0.1 MeV) at 680 and 815K

Material	Condition/ Irradiation Temperature, K	Volume Change, %†	Number of Bend Bar Samples	Strength, MPa and [Standard Deviation]	Strength Change, %
$MgAl_2O_4$ 1) (sc)††	control	--	5	145 [18]	--
	680	0.05	4	279 [28]	+92
	815	-0.11	4	254 [20]	+75
$MgAl_2O_4$ 2) (pc)††	control	--	3	129 [2]	--
	680	-0.19	6	178 [14]	+38
	815	-0.35	4	173 [16]	+34
$MgAl_2O_4$ 3) (pc)	control	--	5	112 [12]	--
	680	-0.39	3	156 [12]	+39
	815	-0.31	3	137 [17]	+22
Al_2O_3 4) (sc)	control	--	8	273 [80]	--
	680	3.54	4	290 [43]	+ 6
	815	3.37	4	333 [40]	+22
Al_2O_3 5) (sc)	control	--	7	302 [68]	--
	680	3.52	4	330 [22]	+ 9
	815	3.28	4	286 [124]	- 5
Si_3N_4 6) (pc)	control	--	7	234 [20]	--
	680	1.1	4	195 [12]	-17
	815	1.0	4	219 [7]	- 6
SiC/graphite 7)	At 680 K, SiC swelled 1.47 vol% and graphite densified ~7 vol %, resulting in nearly-complete delamination.				

† The negative sign represents densification.

†† (sc) = single crystal, (pc) = polycrystal.

Sources, impurity contents in wt ppm and other characteristics of test materials are:

1) Linde Division, Union Carbide Corp.; 100 Si, 20 Fe, 8 B.

2) Ceradyne Inc.; 1000 Li, 200 Fe, 70 Ga, 60 Ca; ~99% dense.

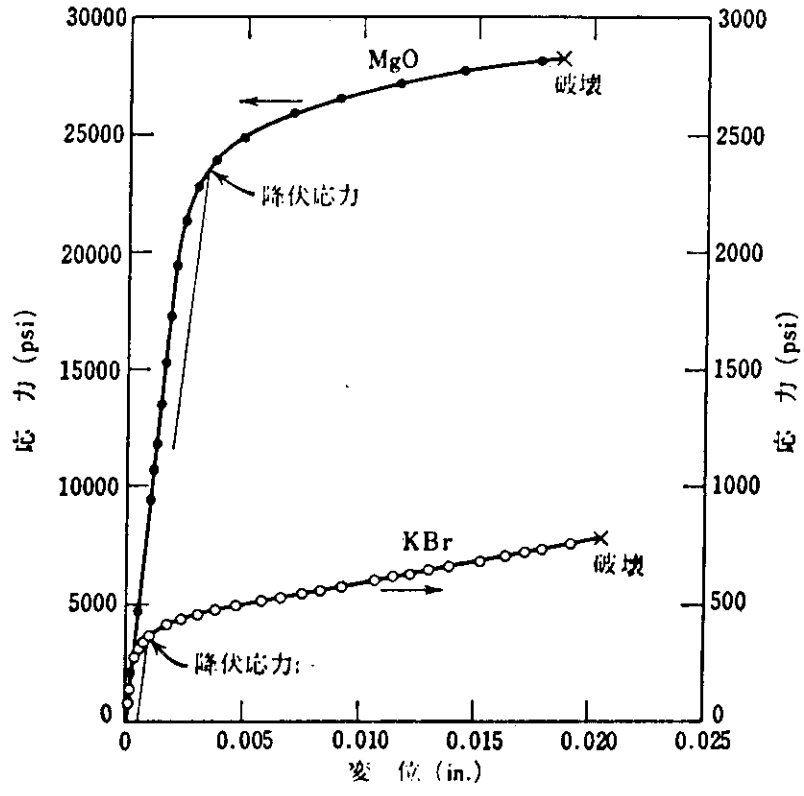
3) Coors Porcelain Co.; 1500 Li, 150 Fe, 40 Si, 30 Ca; grain size ~100μm; ~100% dense; ~1% Al_2O_3-rich.

4) Tyco Laboratories Inc.; 100 Nb, 80 Fe, 15 Ni.

5) Linde Division, Union Carbide Corp.; 60 Fe, 50 Nb, 40 Mo.

6) Ceradyne Inc.; 20,000 Mg, 2000 Al, 300 Fe, 200 B, 200 Ca; beta phase, with MgO present. This ceramic was an experimental material made from powders ball-milled with Al_2O_3 balls to reduce residual radipactivity. No attempt was made to optimize strength or control boundary phases.

7) Materials Technology Corp.; chemically vapor-deposited stoichiometric β-phase SiC on isotropic graphite of 18 μm grain size and density 1.80 g/cc.



文献：A.E. Gorum, E.R. Parker, and J.A. Pask, *J. Am. Ceram. Soc.*, **41**, 161 (1958).

Fig. 10.5.2-4 Stress-strain curves in bending test for MgO and KBr.

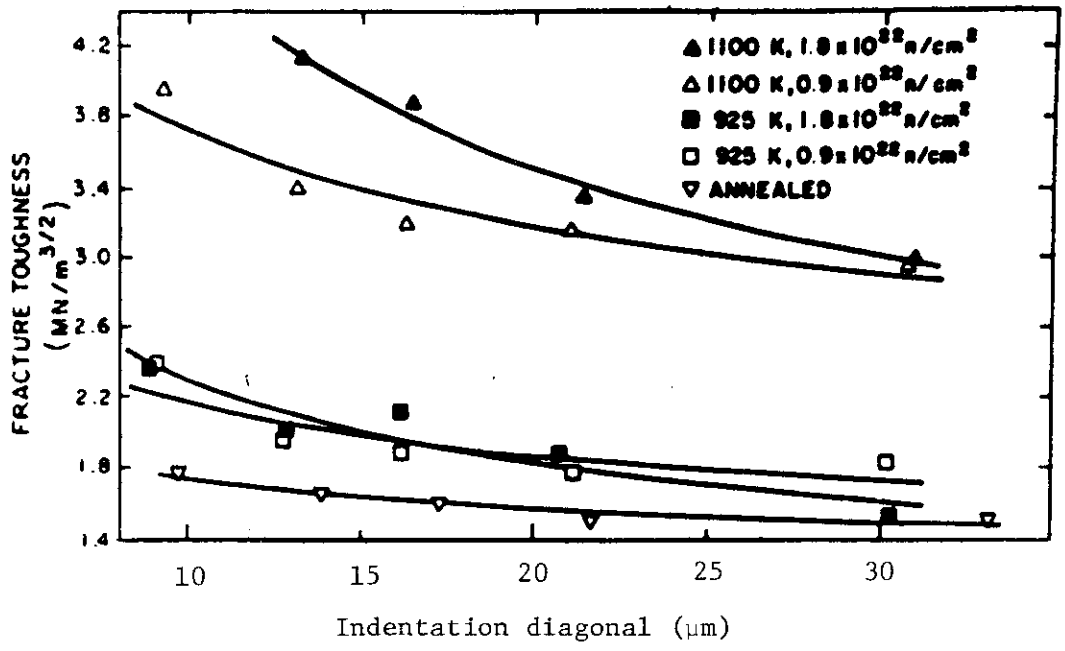


Fig. 10.5.2-5 Fracture toughness of single crystal {0001}Al_2O_3 as a function of diagonal dimension of indentation

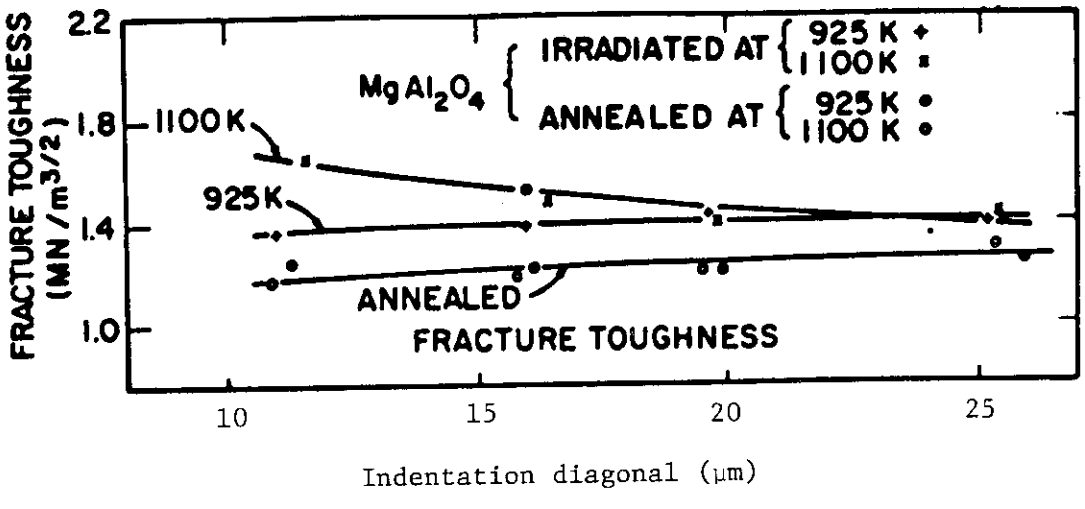


Fig. 10.5.2-6 Fracture toughness of single crystal {111}$MgAl_2O_3$ as a function of diagonal dimension of indentation

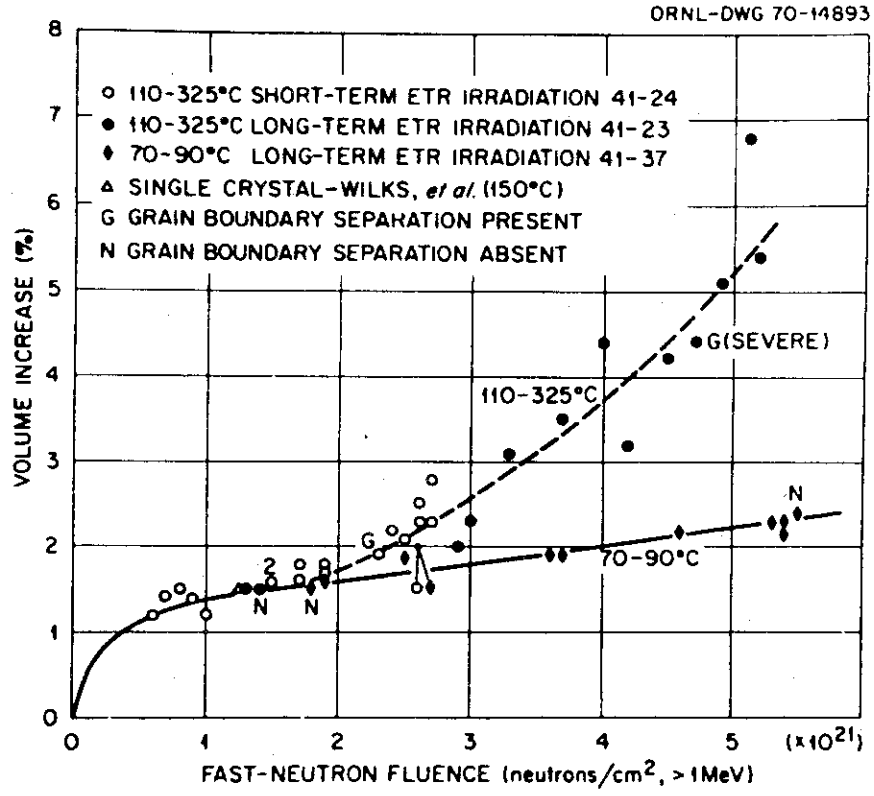


Fig. 10.5.2-7 Volume Increase of Alumina of Type IV (GE Translucent Lucalox) After Irradiation at Low Temperatures

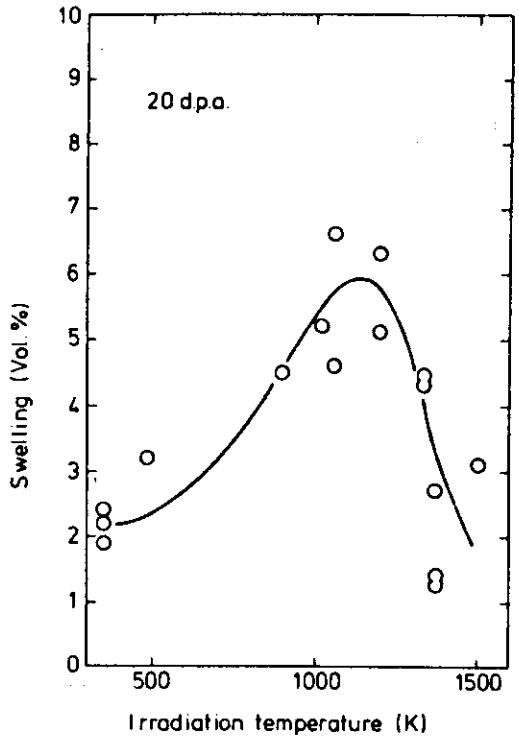


Fig. 10.5.2-8 Macroscopic swelling of polycrystalline alumina as a function of temperature for a damage dose of 20 dpa

10.5.3　電気的特性

アルミナの室温の絶縁耐力をFig.10.5.3－1[19]に示す。0.1～1cm程度の厚さの試験片に対する絶縁耐力は，10^5～10^6 V／cmである。アルミナの絶縁耐力の温度変化をFig.10.5.3－2[19]に示す。900℃～1000℃から，絶縁耐力は，急に減少する。Fig.10.5.3－3にアルミナの絶縁耐力に対する中性子照射の影響と電圧繰返し負荷の影響を示す。[20] 照射量は$1～2\times10^{22}$ n／cm^2（E＞0.1MeV）である。照射は，652℃と827℃で行われている。このデータからは，照射の影響はほとんどないといえる。もっと低い温度でも，同様であるかどうか，調べておく必要があると考えられる。また，長時間10～100 V／mmの電圧を持続して負荷した場合，MgOや$MgA\ell_2O_4$では電気伝導率が，増加してゆき，1000℃の場合，～150時間で絶縁破壊している。[21] これについても，もっと低い温度に対して，データを蓄積する必要がある。なお，$A\ell_2O_3$では，1000℃で1000 V／mmの電圧を100時間負荷したが，電気伝導率の増加も絶縁破壊も起こらなかった。[21]

いくつかのセラミック材料の電気伝導率をFig.10.5.3－4[22]に示す。ここに示した値はそれぞれの材料の代表的な値である。Fig.10.5.3－5[22]にアルミナの電気伝導率のいくつかの測定値を示す。各温度での電気伝導率の測定値2～3桁の範囲に広っている。これは，電気伝導率の少ないものでは，不純物濃度，組成，不定比性，熱処理その他の要因のわずかな変化によって大きく影響されるためである。[3] なお，セラミック絶縁材料の伝導はイオン伝導であり，イオンの拡散によって，電気伝導する。

Fig.10.5.3－6[18]に445℃で，照射したアルミナの電気伝導率のフルエンス依存性を示す。照射による電気伝導率が増加するのは，アルミナ内に空格子が生成し，それを介して，イオンが拡散していくためである。空格子が多いほど，多くのイオンが拡散していくことになる。このため，電気伝導率が増加する。

Fig.10.5.3－7[23]は150℃で$\sim3\times10^{24}$ n／m^2の中性子照射後，1150℃で30分焼鈍したアルミナの電気伝導率の温度変化を示している。照射速度によって，アルミナの電気伝導率の増加量が異っている。なお，第一壁のところで照射速度は10^3 Gy／s程度である。[21]

電気的特性については，絶縁耐力と電気伝導率について記したが，非照射材では，アルミナで，Fig.10.5.3－8[19]に示すような相関がある。照射材での相関については不明である。

設計上は，絶縁耐力が問題となると考えられるが，既存のデータは照射温度が高い。300～500℃程度での照射データが必要である。

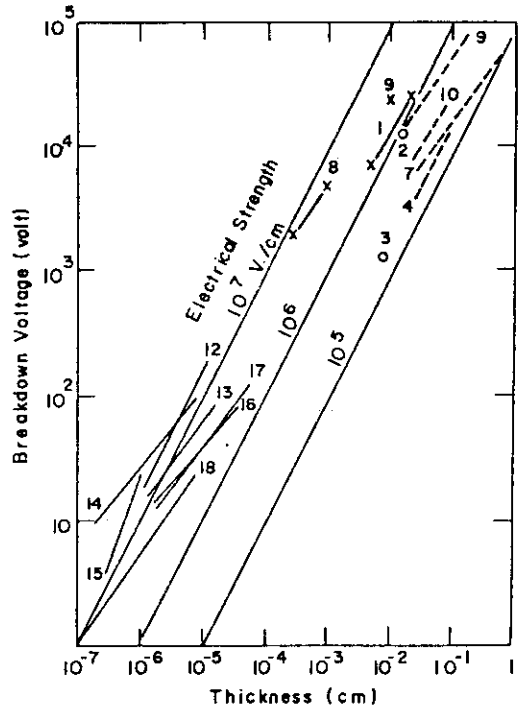


Fig. 10.5.3-1 Critical breakdown voltage of Al_2O_3 at room temperature: (1) single crystal (this study), (2) polycrystal (this study); other numbers refer to references. Data of Ref. 10 represent $Al_2O_2SiO_2$-MgO ceramic, those of Ref. 3 thin Al_2O_3 film.

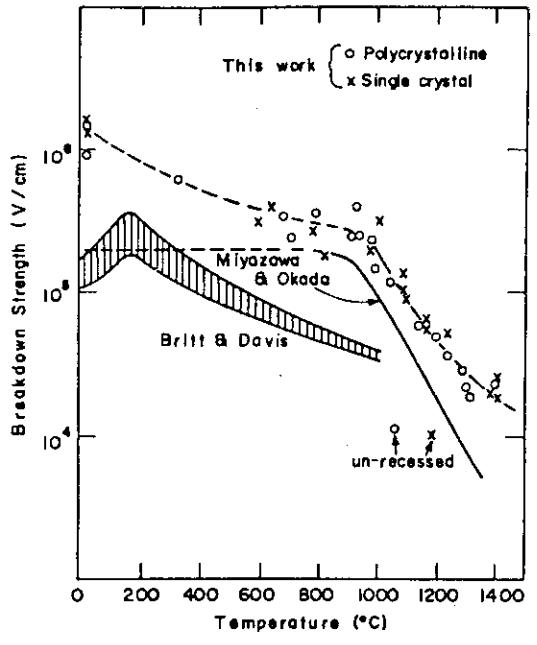


Fig. 10.5.3-2 Electrical strength of Al_2O_2 as a function of temperature. Samples of this work were 40-190 μm thick, unrecessed ceramic was 750 μm thick, and unrecessed sapphire 1275 μm thick. Miyazawa and Okada (Ref.3) studied a sintered layer 70 μm thick and Britt and Davis (Ref.4) MgO-doped Al_2O_2 300 μm thick.

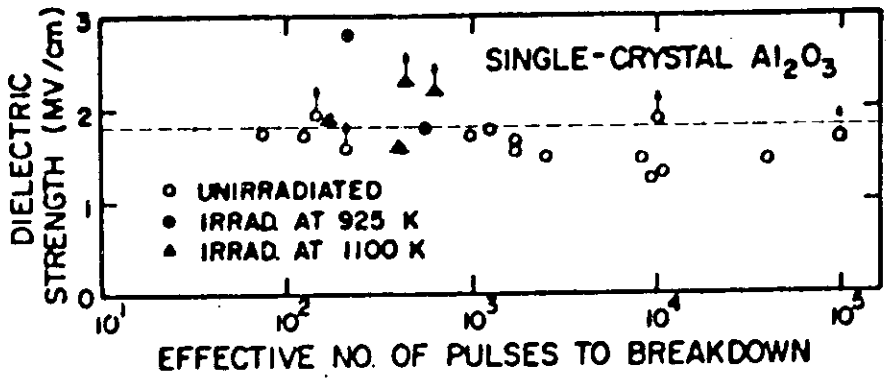
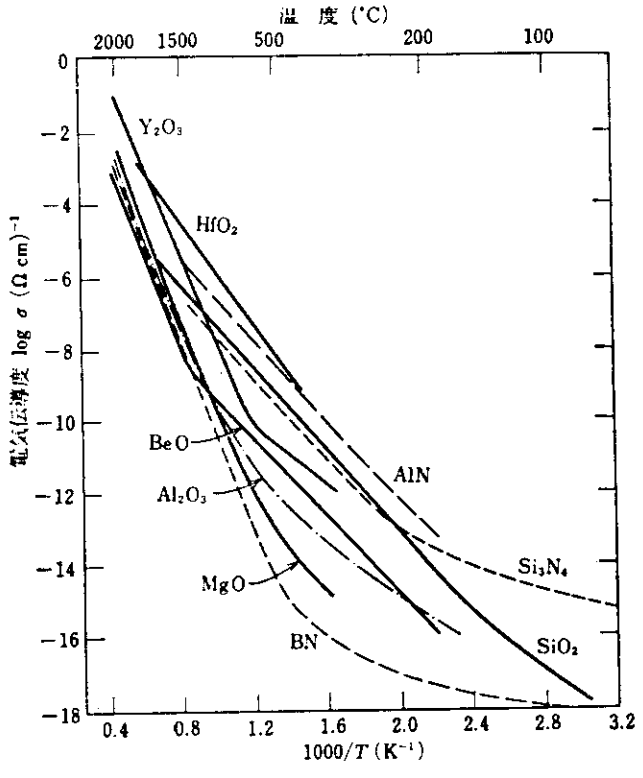


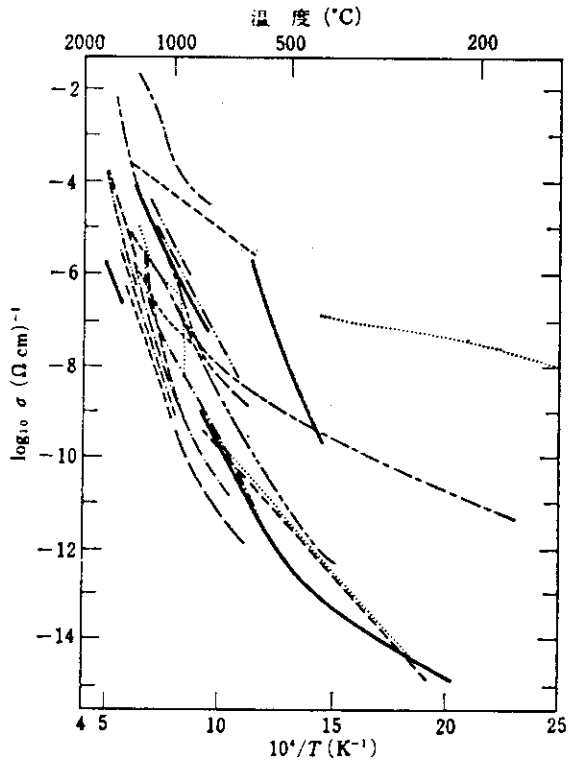
Fig. 10.5.3-3 Dielectric strength of sapphire at room temperature as a function of effective number of voltage pulses to breakdown. Arrowed data points represent samples which did not break down at the indicated electric field



最良の絶縁材料の電気伝導度.

文献：A.A.Bauer and J.L. Bates, *Battelle Mem. Inst. Rept.*, 1930, (July 31, 1974).

Fig. 10.5.3-4 Typical electrical conductivities of various ceramic insulation materials



酸化アルミニウムの電気伝導度の文献値．文献：A.A. Bauer and J.L. Bates, *Battelle Mem. Inst. Rept.*, 1930, July 31, 1974.

Fig. 10.5.3-5 Various data of electrical conductivity of alumina

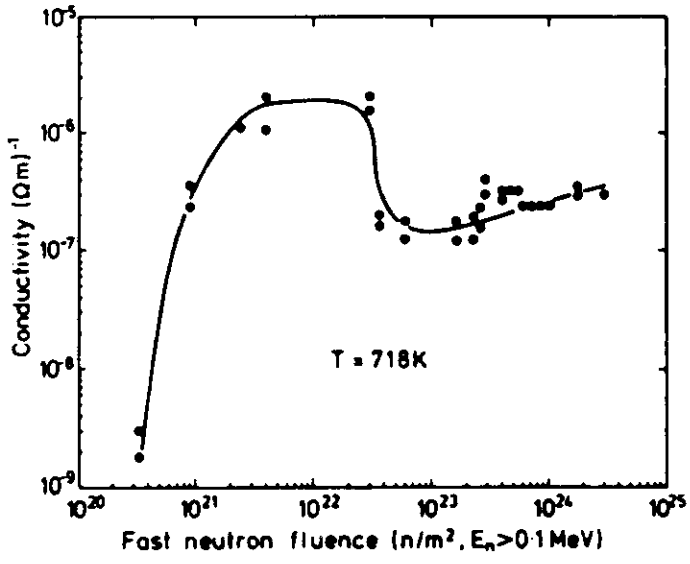


Fig. 10.5.3-6 In reactor electrical conductivity of alumina at 718 K as a function of neutron fluence

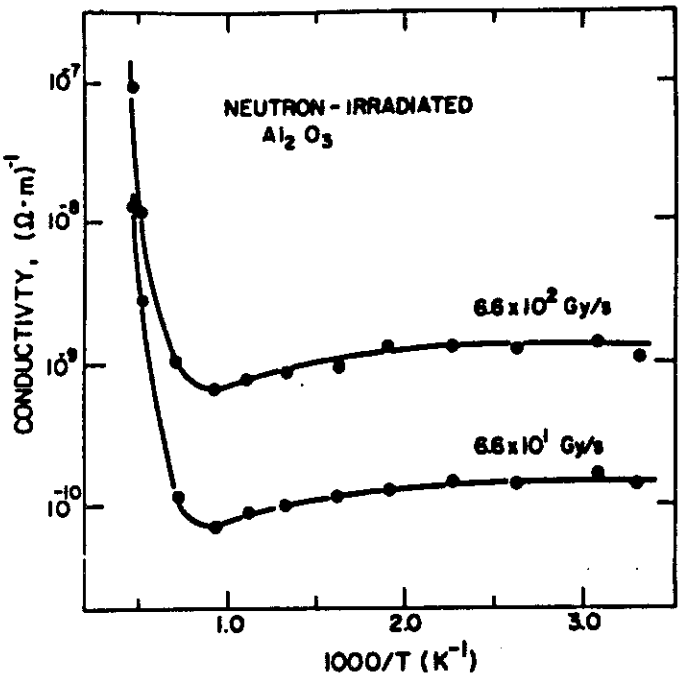


Fig. 10.5.3-7 Radiation-Induced Conductivity as a Function of Dose Rate and Temperature for Neutron-Irradiated Al_2O_3

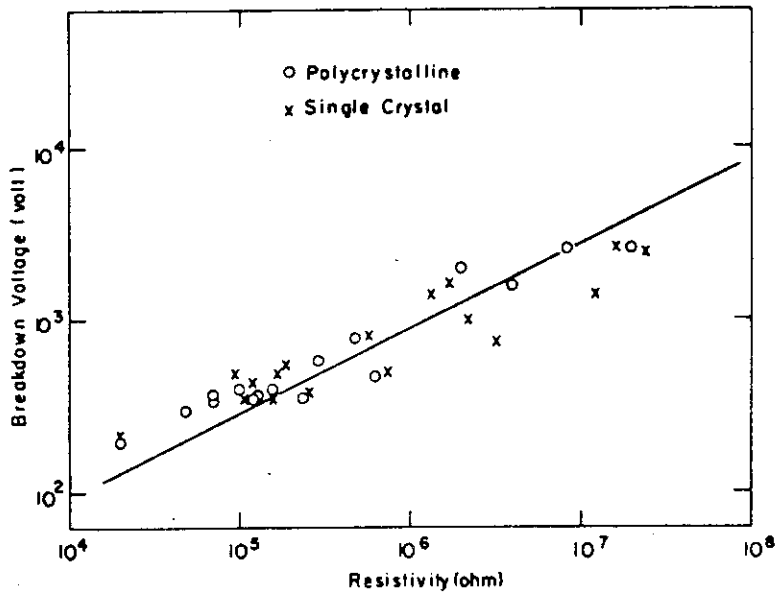


Fig. 10.5.3-8 Relation of critical breakdown voltage to resistance of Al_2O_3 in the thermal breakdown region

参考文献

1) 浜野健也編：“ファインセラミックスハンドブック”，朝倉書店，東京（1984）.

2) セラミックス編集委員会講座小委員会編：“セラミックスの機械的性質”，窯業協会，東京（1979）.

3) W.D.Kingery, H.K.Bowen, and D.R.Uhlmann, :“Introduction to Ceramics”, Jahn Wiley & Sons, New York (1976).

4) Y.S.Touloukian, ed. :“Thermophysical properties of High Temperature Solid”, Vol. 4, Part 1, Macmillan Co., New York (1967).

5) R.P.Thorne and V.C.Howard, :“Changes induced in Polycrystalline Alumina by Fast Neutron Irradiation”, Proc. Brit. Ceram. Soc. №7 (1967)439.

6) M.Stenanovic and J.Elston, :“Effect of Fast Neutron Irradiation in Sintered Alumina and Magnesia”, Proc. Brit. Ceram. Soc. №7 (1967)423.

7) R.J.Price, : J.Nucl. Mater., 46(1973)268.

8) R.L.Coble and W.D.Kingery, : J.Am. Ceram. Soc., 39(1956)377.

9) R.S.Wilks, : J.Nucl. Mater. 26(1968)137.

10) R.G.Sowden, J.E.Antil, D.T.Livey and R.S.Wrlks, Brit. Nucl. Energy Soc. Int. Conf., London, 26－28, Nov. (1974).

11) 浜野健也, :セラミックス, 11(1976)565.

12) R.W.Rice, :U.S.－Japan Joint Symposium of Fine Ceramics, Tokyo, June (1974).

13) F.W.Clinard, Jr., G.F.Hurley, L.W.Hobbs, D.L.Rohr and R.A.Youngman, : J.Nucl. Mater, 122 & 123(1984)1386.

14) A.E.Gorum, E.R.Parker, and J.A.Pask, : J.Am. Ceram. Soc. 41(1958)161.

15) S.M.Copley and J.A.Pask, :“Materials Science Research”, Vol. 13, W.W.Kriegel and H.Palmorr Ⅲ, Eds., Plenum Press, New York, (1966)189.

16) G.F.Hurley and F.W.Clinard, Jr., :DOE/ER－0048/1 (1980)51.

17) G.W.Keilholtz, R.E.Moore, and H.E.Robertson, :ORNL－4678(1971).

18) G.P.Pells, : J.Nucl, Mater. 122 & 123(1984)1338.

19) M.Yoshimura and H.K.Bowen, : J.Am. Ceram. Soc. 64(1981)404.

20) F.W.Clinard, Jr, et al., :LA－7474－PR (1979)162.

21) F.W.Clinard, Jr. and G.F.Hurley, : J. Nucl. Mater.,103 & 104(1981)705.

22) A.A.Bauer and J.L.Bates, :Battelle Mem. Inst. Rept., 1930, (July 31,1974)

23) R.W.Klaffky, :DOE/ER－0048/1 (1980)19.

11. アクティブコイル内置時の炉構造へのインパクト

プラズマの位置制御上，トロイダル磁場コイルの内側にアクティブコイルを設置することが考えられている。

一方トロイダル磁場コイルは，経済性の観点よりボア径をできるだけ小さく設計する必要があるため，トロイダル磁場コイルの内側に設けられる炉心構造物は，空間的余裕の少ない設計となっている。

しかも，炉心構造物は真空容器，固定遮蔽および可動遮蔽よりなり，真空シール，放射線遮蔽，対電磁力支持および核反応出力の冷却等の機能を満たし，かつ可動遮蔽は分解修理時に，引抜き・挿入ができるように設計され，相当複雑な構造となっている。

したがって，アクティブコイルを内置きとし，炉心構造物に取付けることは，炉本体設計に大きな影響を与えることが予想され，今後アクティブコイルの設置位置をトロイダル磁場コイルの内側とすべきか否かの判断に資するべく，炉心構造設計の範囲でアクティブコイル内置時の検討を行った。

11.1 アクティブコイルの取付位置

内置きとした場合のアクティブコイル構造は，JAERI-M85-177 5.8節「制御コイル」で検討され，Fig.11-1に示すように放射線条件を考慮した材料構成とし，約190mm×135mmの断面形状となっている。

上述形状のアクティブコイルが設置可能な構造物は，可動遮蔽，固定遮蔽および真空容器であり，各構造物ごとに設計可能な取付位置を摘出し，コイル取付作業・取付条件および炉心構造物への影響を明らかにする。

(1) 可動遮蔽

可動遮蔽は分解修理時に，引抜き・挿入されるため，可動遮蔽に設置するアクティブコイルとしては，

① 各可動遮蔽のプラズマ近傍に分割したコイルを取付け，渡り線（給電線）を遮蔽の外側まで引出し，隣接するセクターの渡り線と遮蔽ポストの外側で接続する，部分コイル方式

② コイルを各可動遮蔽と遮蔽ポストの外側に設置し分解修理時はコイル自身を切断・接続する方式（トロイダル方向に1ターンをなすコイル方式）。

の2案が考えられる。Fig.11-2に上記①方式の上部をA，下部をB，②方式の上部をC，下部をDに示す。

両案ともに補修が可能であり，放射線環境下に設置されるコイルとしては利点がある。また部分コイル方式はコイル部を可動遮蔽内部に埋込むことにより，プラズマ近傍に設置でき，アクティブコイルとしての性能向上を計ることも可能である。

しかし部分コイルは以下に述べる問題点があり主案として採用しないこととした。

① トロイダル磁場を横切るように設置される渡り線に約25 Ton/m の電磁力が作用するため，強固な押え構造が必要。

② 可動遮蔽間に遮蔽ポストがあり，かつ前述渡り線の押え構造のため．可動遮蔽に取付けられる逆方向電流の渡り線間が離れ，プラズマ中に誤差磁場が生じる。

③ 可動遮蔽の分解修理の度に渡り線の分解接続作業が必要。

一方トロイダル方向に1ターンをなすコイル方式は可動遮蔽の外部の上・下部にコイルを設けるが，この部分は，可動遮蔽の冷却水ヘダーが上・下部に集中しており，特に下部はダイバータとＲＦダクトに囲まれた狭い空間であり，非常に設置しにくいと考えられる。このため，図中Ｃ，Ｄの位置からC′，D′の位置にせざるを得ない。

したがってコイルは真空容器に設置する方式となり，後に記載する真空容器の項で取扱うこととした。また，ダイバータより下側の可動遮蔽に取付けることも考えられるが，可動遮蔽底部に差し込むストリーミング防止用遮蔽とダイバータ引抜き用台に囲まれた小さな空間しか得られず．現状の構造では設計が非常に困難である（Fig.11−2のＥに取付位置を示す）。今後各機器の空間取合いを再調整すれば設置することも可能である。

尚トロイダル方向に1ターンをなすコイル方式も，部分コイル方式と同様，可動遮蔽の引抜き・挿入の際，分解再接続しなければならない。

(2) 固定遮蔽

固定遮蔽に取付けるアクティブコイルは，遮蔽ポストの内側と外側に設置する2案が考えられる。

遮蔽ポストの内側に設置する場合は，可動遮蔽と干渉しないようにするため，Fig.11−2のＦ，Ｇに示すようにＲ＝5200mm付近の上下の円板部に埋め込むことが考えられる。円板部の厚さは，上部で310mm，下部で330mmしかなく，アクティブコイル（断面；190mm×135mm)を埋込むと局部的に固定遮蔽が薄くなり，遮蔽性能上問題となろう。また水平および垂直の両方向制御を兼用したアクティブコイルの設置位置としては望ましいとは言えない。

遮蔽ポストの外側に設置する場合は，可動遮蔽の挿入・搬出空間と干渉しない場所としなくてはならない。したがってFig.11−2のＨ，Ｉに示すように，固定遮蔽外側の上下部の狭い空間となる。遮蔽ポストの上部は斜めに立上がっており，アクティブコイルの組立は，取付位置で行わなくてはならず，作業性が非常に悪く，かつ固定遮蔽の冷却水出口があるため，図中のH′に移動させ比較的広い下部空間で組立てたコイルを持上げ真空容器に取付ける方式の方が現実的である。

遮蔽ポストの下部は，上部より空間的に厳しく，Coil の組立は取付位置で行わなくてはならない。またTF Coil 間の窓部下板を補強する床板（330mm）にアクティブコイルを埋込むため，可動遮蔽分解修理時の床板強度が問題となろう。

(3) 真空容器

真空容器にアクティブコイルを取付ける場合の手順として，固定遮蔽の組立前と後に分類できる。

固定遮蔽の組立前に取付ける位置としては，上部は，Fig.11−2に示すＪからＫの範囲が考えられる。真空容器上部は板厚が250mmと薄く，かつベローズ領域がプラズマ側に50〜100

mm 設けられており，アクティブコイルを埋込むことは現状の設計では困難である。またJ付近では実効的な遮蔽距離が不足する恐れもある。下部はLからMの範囲およびN付近が考えられる。LからMの範囲ではMに近い方が水平・垂直のプラズマ制御がしやすく望ましい位置となろう。Nの付近は可動遮蔽分解修理時に窓部床面にかかる大きな荷重を支えるためアクティブコイルを埋込むことは構造的に問題である（ベローズ領域も考慮する必要がある）。

固定遮蔽組立後取付ける位置としては，Fig.11−2に示すC′，D′，H′およびIである。

H′およびIは取付空間が狭いが，可動遮蔽の挿入搬出時にアクティブコイルを分解再接続する必要がなく，またアクティブコイルの補修も可能である。

C′は取付時の作業空間としては広いが可動遮蔽の挿入搬出時にアクティブコイルを分解再接続しなくてはならない。

D′はC′と同様の利点・欠点があるが，アクティブコイルの制御特性を確保した設置位置とはなっていない。

Iは固定遮蔽の項で既に述べた通りである。

11.2 まとめ

(1) 現状設計における取付位置

前節で検討したFig.11−2のA～Nのうち，現状の炉本体設計のままで望ましいと考えられる取付位置は，上部ではH′，下部ではIと考えられる。

H′は真空容器の天井と可動遮蔽の引抜き用領域に囲まれた上下方向250 mmの空間に高さ135 mmのアクティブコイルを取付けるため，残された上下方向の空間は115 mmである。この空間に固定遮蔽の冷却配管を設けなくてはならず，非常に厳しい空間取合いとなっており，現実的にはアクティブコイル設置用空間を増やす必要があろう。

Iは，窓部下板を補強する床板に埋込むため，床板強度が不足する可能性があり，窓部下板の中央部付近に支持脚を設ける等炉本体設計全体の見直しが必要である。

即ち上部・下部とも現状の炉本体設計でアクティブコイルを取付けることは困難で，今後炉本体設計の見直しの際に，アクティブコイルの取付空間を設計条件に含めておく必要があろう。

(2) 設計変更した場合の取付位置

現状設計を変更できるとすれば，上部はH′およびKが望ましい取付位置となる。

H′は現状設計でも取付けることは可能であるが，固定遮蔽の冷却配管処理等を考慮すると，若干空間が不足している。現実的な設計とするためには，TFコイルボアを大きくし，固定遮蔽上部の厚さを約100 mm程度厚くすることにより設置空間を得る必要がある。

Kは真空容器のベローズ領域を，アクティブコイルの外側まで移動し，その分真空容器上板の厚さを増やす必要がある。当然，真空容器上板を厚くすればトロイダル磁場コイルのボアも大きくする必要があろう。

下部はIおよびNが望ましい取付位置となる。

Iは前項(1)で述べたように床板を補強する支持脚を取付けるため，トロイダルコイルのコイル間支持構造物の領域（液体He温度領域）に，常温の支持脚を貫通させる等マグネット設計と

の調整が必要である。

Nは，窓部床板にかかる分解修理時の荷重を支持するため真空容器下部をアクティブコイルの高さ（135mm)だけ厚くする必要がある。真空容器下部を厚くするにはトロイダル磁場コイルのボアも大きくする必要がある。

以上の検討よりアクティブコイルをトロイダル磁場コイルの内側に設置する場合の炉本体設計に与えるインパクトとしては，上部についてはトロイダル磁場コイルを半径で100～120mm増やし，取付位置に見合う炉心構造物の基本寸法を増やすことになる。下部については，上部と同様にトロイダル磁場コイルを大きくするか，コイル間支持構造物中に支持脚用空間を設ける必要があり，マグネット設計にとって都合の良い方を選択することになろう。

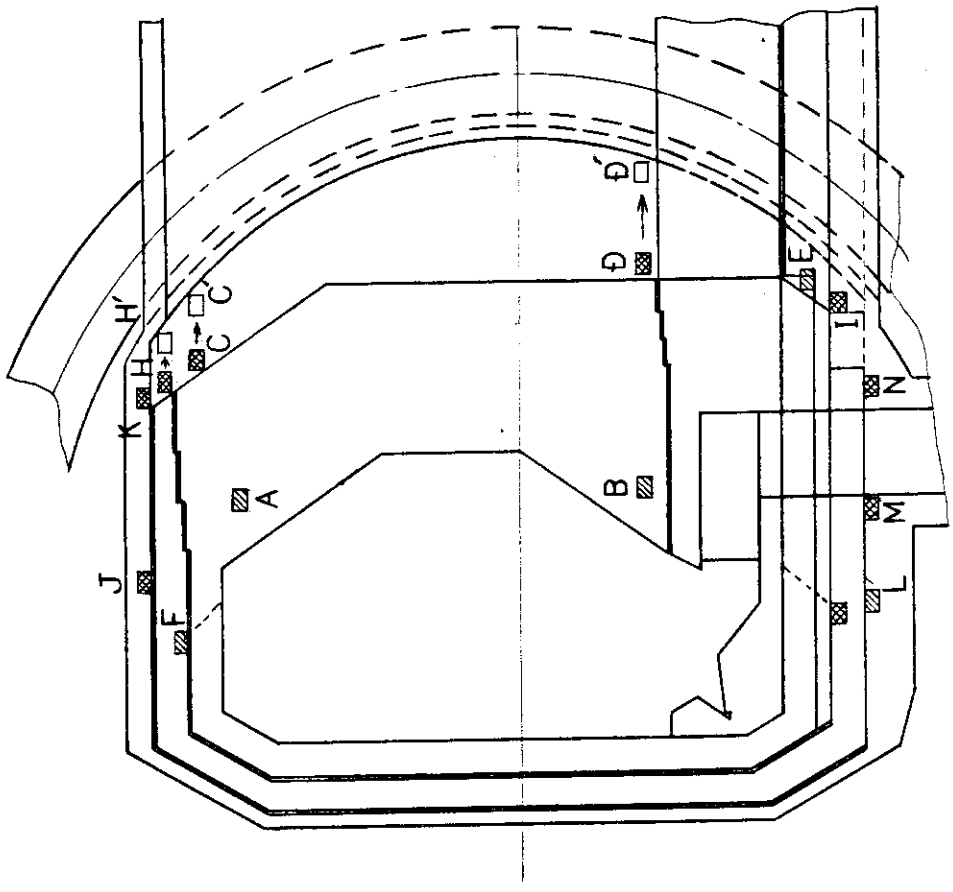


Fig. 11-2 Active Coil Installation S=1/5

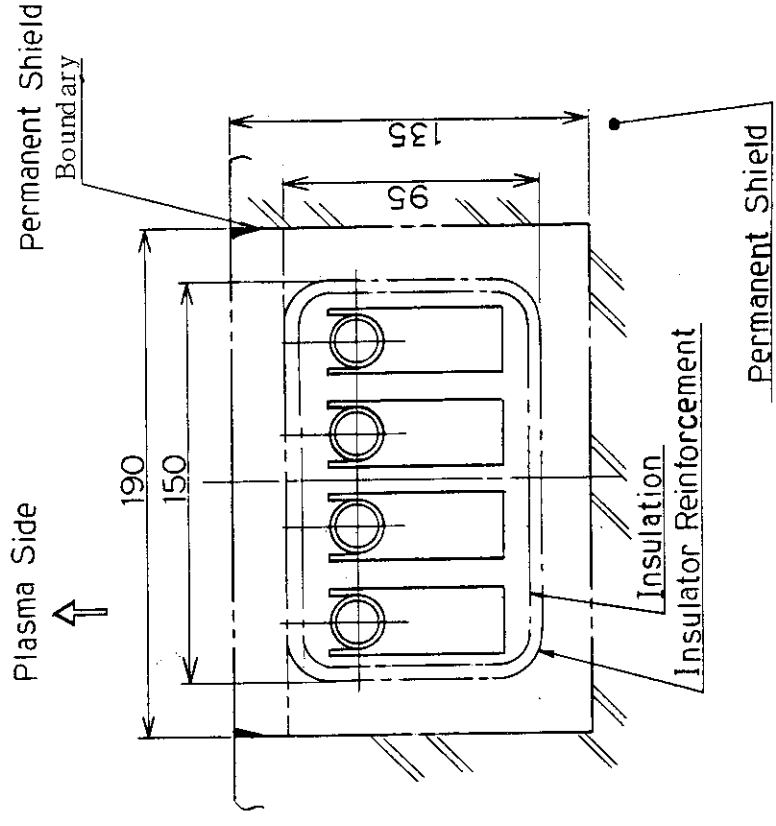


Fig. 11-1 Active Coil Cross-Section S=1/2

12. NBI突抜け時の炉構造へのインパクト

NBIによるプラズマ加熱時において，プラズマ密度が十分な大きさに到達していない状態では，NBI加熱パワーの多くはプラズマへのエネルギー供給することなしに，対向面の第一壁へ加熱粒子が衝突する。これが所謂"NBI突抜け"で第一壁の構造健全性には大きな要因となる。FERでは，プラズマ密度に応じてNBI加熱パワーを可変出来るようなシステムを組込み，上記の問題を出来るだけ避けるよう配慮されている。

しかし，ここでは安全側に考えNBI加熱時に上記"突抜け"が起った時の第一壁構造健全性について検討した。

12.1 第1壁表面の温度上昇

プラズマ設計の検討から"NBI突抜け"の負荷条件は以下のようになる。

① 熱負荷 : $q_0 = 1\ MW/m^2$
② 入射領域 : インボード第一壁 $1 \times 1\ m^2$
③ 入射時間 : 20 sec
但し，時定数 $\tau = 4$ sec で減衰する。
④ 繰返し回数 : $N = 1.1 \times 10^4$ 回

従って，時間tの熱流束 $q_{(t)}$ は下式で表わされる。

$$q_{(t)} = q_0 \cdot e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (MW/m^2) \qquad (12-1)$$

第一壁はアーマーなしのSUS 316からなり，板厚は5～10mm（実効厚さ）が考えられている。ここでは，熱応力の厳しい板厚10mmについて検討する。

上記熱負荷に対し，FEM一次元熱解析を行い，第一壁板厚方向の温度分布を検討した。Fig.12−1に解析条件を示す。板厚10mmのSUS 316平板が片側から式（12−1）の熱負荷を受け，背面側は，熱伝達係数 $\alpha = 10000\ kcal/m^2h\,^\circ C$ で水冷却されているモデルである。

以下に，解析に使用したSUS 316の熱的物性値[1]を示す。

熱伝導率 $\lambda = 14\ kcal/m\,h\,^\circ C$
比熱 $C_p = 0.118\ kcal/kg\,^\circ C$
比重量 $\gamma = 7920\ kg/m^3$
温度伝導率 $a = 1.5 \times 10^{-2}\ m^2/h$

Fig.12−1に，各時刻における板厚方向の温度分布を示す。

最高温度はt = 3.5 secで，時定数 $\tau = 4$ secより若干前で生じ，$T_{max} = 205\,^\circ C$ になる。従って，温度上昇は $\Delta T_{max} = 155\,^\circ C$ である。

12.2 板厚方向温度差による熱応力

12.1で求めた温度分布が板厚方向に生じた時，板に発生する熱応力は以下の式で表わせる。半無限平板の熱応力は，板厚方向の温度分布モードにより異なる式となる。

① 板厚方向温度分布を直線とした時

$$\sigma_{th(1)} = \frac{E \alpha \Delta T}{2(1-\nu)} \qquad (12-2)$$

② 板厚方向温度分布を放物線とした時

$$\sigma_{th(2)} = \frac{2 E \alpha \Delta T}{3(1-\nu)} \qquad (12-3)$$

ここで，SUS316の強度物性値を以下の値とする。

ヤング率　$E = 1.98 \times 10^4$ kg/mm^2
熱膨張係数　$\alpha = 1.68 \times 10^{-5}$ /℃
ポアソン比　$\nu = 0.3$
温度上昇　$\Delta T = 155$ ℃

上記①，②の熱応力 $\sigma_{th(1)}$，$\sigma_{th(2)}$ は，以下のようになる。

$\sigma_{th(1)} = 35.6$ kg/mm^2

$\sigma_{th(2)} = 47.5$ kg/mm^2

ここでは，Fig.12−1の温度分布より，熱応力結果として，$\sigma_{th(2)}$ を採用する。即ち，

$\sigma_{th} = 47.5$ kg/mm^2 とする。

12.3 強度評価

強度評価は，他機器と同様，ASME sec Ⅲ[2]に準拠して行うものとする。

SUS316の材料強度は，以下のようになる。

引張強さ　$\sigma_u = 50.4$ kg/mm^2 at 200℃

0.2%耐力　$\sigma_y = 15$ kg/mm^2 at 200℃

従って，設計応力強さSmは

$Sm = 13.5$ kg/mm^2

$3\,Sm = 40.5$ kg/mm^2

になる。

ここで，上記熱応力は2次応力Qに分類されるが，内外圧力，ディスラプション時の電磁力による応力は1次応力（$P_L + P_b$）に分類され，ASME基準では以下の条件を満たさなければならない。

$$\left.\begin{aligned} P_m &< Sm \\ P_L &< 1.5Sm \\ P_L + P_b &< 1.5Sm \\ P_L + P_b + Q &< 3Sm \end{aligned}\right\} \qquad (12-4)$$

ここで，
- P_m ： 1次一般膜応力
- P_L ： 1次局部膜応力
- P_b ： 1次曲げ応力
- Q ： 2次応力（熱応力 etc）

ここで，熱応力Qのみで，式（12－4）の制限3 Smを越えてしまう。しかし，ASME基準では，1次応力の制限は満たす必要があるものの，1次＋2次応力についてはTable 12－1に示す5項目を満たせば，3 Smを上回ってもよいとされる。ここでは，1次応力，σ_mの値をパラメータにして，Table 12－1の諸条件について検討を行った。即ち，σ_m = 5 kg/mm^2，10 kg/mm^2，15 kg/mm^2 の3ケースについて検討した。

a） $Sn - \sigma_{th}(\text{bending}) < 3\ Sm$

Snは1次＋2次応力強さ範囲で，先に求めた熱応力は，上記σ_{th}(bending)に相当するので，明らかに条件を満す。

d） 使用温度制限（T＜427 C）

先の熱計算では，T_{max} = 205 Cであるので十分条件を満す。

e） 材料降伏比＜0.8

$$\text{降伏比} = \frac{\sigma_y}{\sigma_u} = \frac{15}{50} = 0.3 \quad < 0.8$$

であるので，明らかに条件を満たす。

上記，a），d），e）の3項目については，3ケースとも満足する。

以下に残りのb），c）項目について検討する。

b） 疲労評価

応力強さ振巾Saltに対して割増し係数K_eを掛けた値に対して疲労評価を行うものである。このとき割増し係数K_eはFig.12－3のように求められる。材料パラメータm，n値は，オーステナイトステンレス鋼では，以下の値である。

m = 1.7，　n = 0.3

ここで，Snは片振り応力のため，両振りの等価応力振巾σ_{eq}に換算して評価する必要がある。

$$\sigma_{eq} = \frac{\sigma_a}{1 - \dfrac{\sigma_{mean}'}{\sigma_u}} \qquad (12-5)$$

- σ_a ：応力振巾
- σ'_{mean} ：修正平均応力
- σ_u ：引張り強さ
- σ_{eq} ：等価応力振巾

ここで
$$\begin{cases} (a)\ \ \sigma_a + \sigma_{mean} < \sigma_y & ;\ \ \sigma'_{mean} = \sigma_{mean} \\ (b)\ \ \sigma_a + \sigma_{mean} > \sigma_y,\ \sigma_a < \sigma_y & ;\ \ \sigma_{mean}' = \sigma_y - \sigma_a \\ (c)\ \ \sigma_a > \sigma_y & ;\ \ \sigma_{mean}' = 0 \end{cases} \qquad (12-6)$$

σ_{alt} = 47.5／2 = 23.8 kg/mm^2（$> \sigma_y$）故$\sigma_{mean}' = 0$である。

$$\sigma_{eq} = \frac{23.8}{1 - \frac{0}{50.4}} = 23.8 \text{ kg/mm}^2$$

又，Fig.12−3から各ケース（Sn = 52.5，57.5，62.5 kg/mm²）について，割増し係数K_eを求めると，以下のようになる。

ケース1（σ_m = 5 kg/mm²）　K_e = 1.99

ケース2（σ_m = 10 kg/mm²）　K_e = 2.40

ケース3（σ_m = 15 kg/mm²）　K_e = 2.81

従って，$\sigma_{alt}' = K_e \cdot \sigma_{alt}$ より，各ケースのσ_{alt}'は，各々以下のようになる。

ケース1　σ_{alt}' = 47.4 kg/mm²

ケース2　57.1 kg/mm²

ケース3　66.9 kg/mm²

上記値をFig.12−2の設計疲労曲線と比較し，疲労寿命を推定すると，各々

ケース1　$N_f = 6 \times 10^3$ 回

ケース2　$N_f = 3 \times 10^3$ 回

ケース3　$N_f = 1.5 \times 10^3$ 回

になる。いづれのケースも仕様値（$N = 1.1 \times 10^4$ 回）を下回る。これに対して，1次応力$\sigma_m = 0$として検討すると，$N_f = 2 \times 10^4$ 回となり，かろうじて仕様値をクリアする。

c) 熱応力ラチェット

Fig.12−4の，ラチェット領域R1，R2以外の領域に相当しなければならない。

$$y = \frac{\sigma_{th}}{\sigma_y^*} = 2.11 \qquad (S_y^* = 1.5\,Sm = 22.5 \text{ kg/mm}^2)$$

に対応する，ラチェット境界上の，$x = \sigma_m/\sigma_y$ の値は，以下の値である。

$x \leqq 0.474$

上式より，1次応力は$\sigma_m \leqq 10.7$ kg/mm² でなければならない。

a)～e)の検討より以下のことが言える。

熱応力σ_{th}= 47.5 kg/mm² に対しては，1次応力$\sigma_m \sim 0$ kg/mm² に抑えれば，NBI突抜けに対する第1壁は強度上健全性が保たれる。

従って，NBI突き抜けに対する第一壁の強度健全性を保つためには，第一壁板厚を10 mmより薄くし，熱応力をさらに低減しなければならない。

〔参考文献〕

〔1〕 伝熱工学資料（改訂第3版），日本機械学会

〔2〕 ASME Boiler and Pressure Vessel Code，Section Ⅲ，NB.

Table 12-1 Items of simplified elastic-plastic analysis

However, 3 S_m limit on S_n may be exceeded, if following requirements are met

a) $S_n - Q_{(\text{thermal bending})} < 3\ S_m$
b) Value of peak stress amplitude multiplied by the factor, K_e shall be below the value of S_a on the design fatigue curve, K_e is determined by value of S_n and material parameters.
c) Component shall satisfy the thermal ratchet requirement.
d) Temperature does not exceed the service temperature limit of materials.
e) Material shall have a specified minimum yield strength to specified minimum tensile strength ratio of less than 0.8.

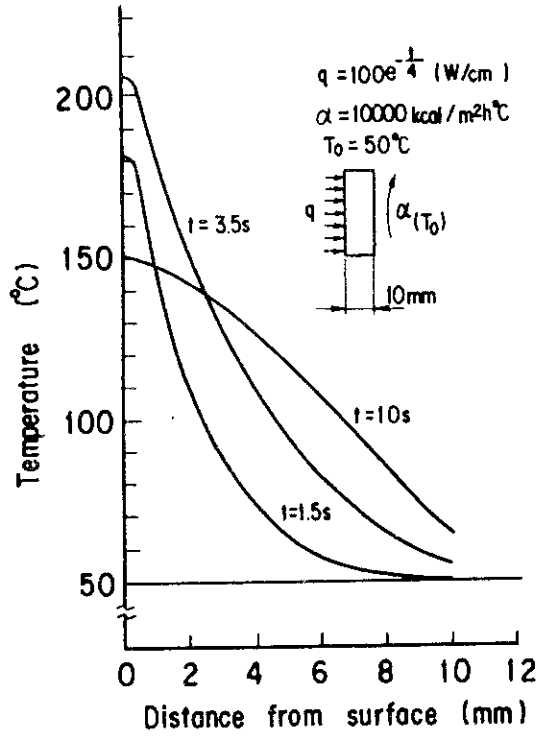


Fig. 12-1 Temperature distribution along thickness

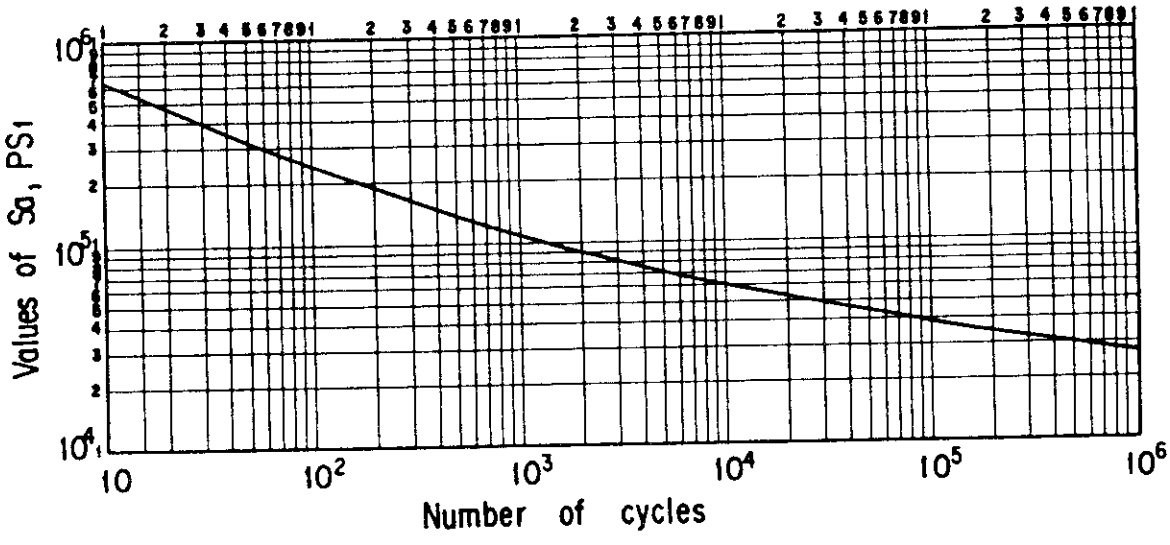


Fig. 12-2 Design fatigue curve for austenitic steels, nickel chromium-iron alloy, nickel iron chromium alloy and nickel copper alloy

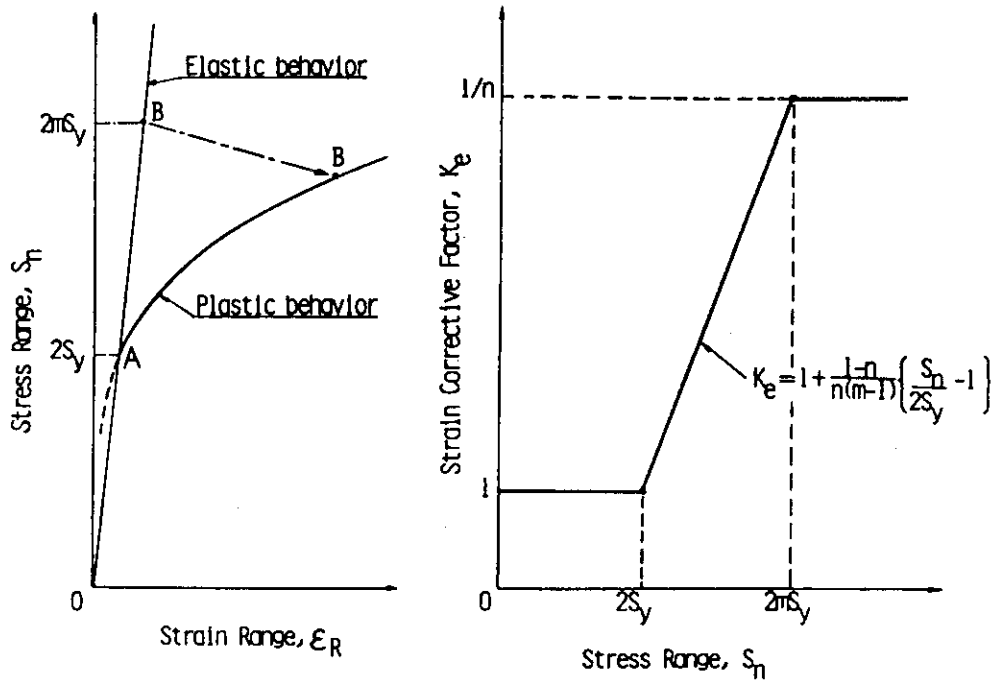


Fig. 12-3 Correlation of elastic behavior and plastic behavior on simple elastic-plastic analysis

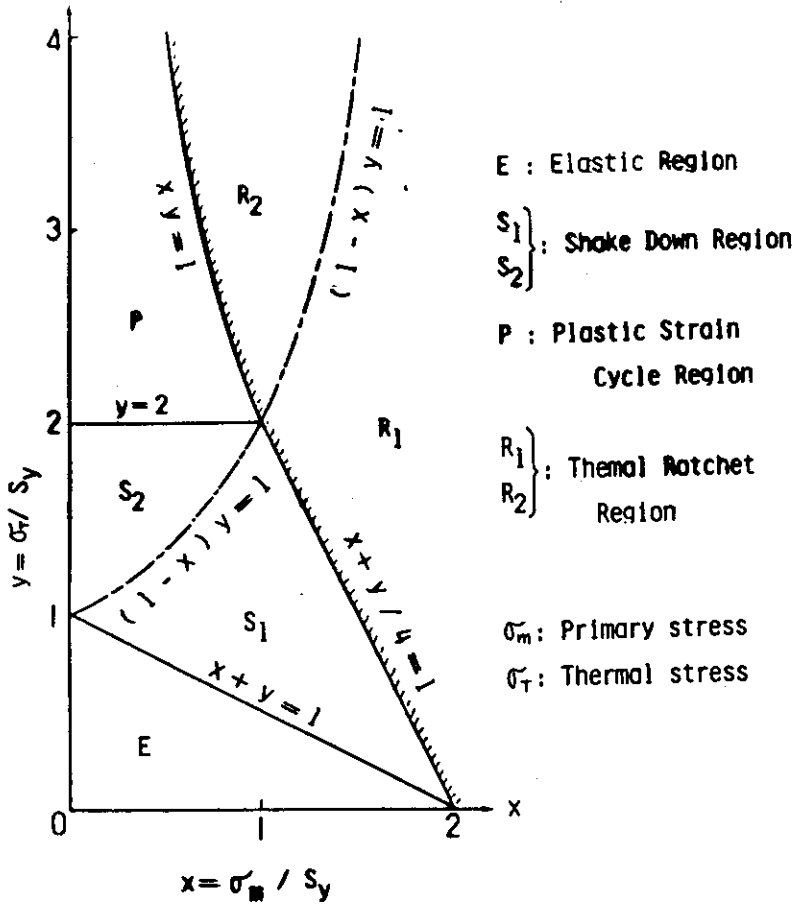


Fig. 12-4 Thermal Ratchet Diagram

13. ディスラプション時におけるダイバータ板・第1壁の弾塑性挙動

13.1 概　要

通常，ASME Code Sec.Ⅲ に従って設計を行う場合，弾性解析によって得られた応力強さを許容値と比較して，その健全性を評価する。弾性解析によるとダイバータ板の銅のヒートシンク材には，定常運転時においてさえ，降伏応力の数倍以上の応力が生じている。この様な場合，ASMEの評価では，シェークダウンの条件が満足されず，弾性解析の結果に割増し係数をかけて疲労評価を行うことになる。この方法は簡易弾塑性解析と呼ばれているが，この簡易法は二重に安全側に設定されている。

その一つは，割増し係数そのものが安全側であることである。この係数は弾性ひずみ分布から弾塑性ひずみ分布を予測するものである。Langerの解析[(1)(2)]によると，曲げ荷重を受ける片持ばりの場合，弾塑性解析によるひずみと，弾性解析によるひずみの比，すなわち割増し係数は，

$$K_e = \frac{1+2n}{3n}$$

となることが知られている。一方，ASME Sec.Ⅲ では，

$$K_e = \frac{1}{n}$$

としている。ここで，nはひずみ硬化指数であり，ステンレス鋼に対する値は0.3である。この値を代入すると，Langerの解析解は1.8であるのに対し，ASMEでは3.3と安全側に値を設定していることになる。もう一つの安全側の仮定は，シェークダウン条件を設定する際に，材料を弾・完全塑性体としていること，すなわち，材料の硬化特性を無視していることである。ダイバータ板のヒートシンク材は銅のアニール材であるため，何回も繰り返して荷重が働くうちに，ひずみ硬化が起こり，降伏応力が上昇する。これによって，材料がシェークダウンする可能性がある。

そこで，簡易弾塑性解析のかわりに，有限要素法による詳細な弾塑性解析を行ってひずみ分布を求めれば，簡易法で必要とされる安全余裕をとる必要はなく，より合理的な評価が行えるはずである。現在のところ，詳細な弾塑性解析に必要な銅やタングステンの構成モデルなどが明らかにはなっていないが，現在あるデータの範囲内で詳細な弾塑性解析を行い，結果がどの程度違ってくるかなどの傾向をつかんでおくことは重要であると思われる。従って，本章では，銅のひずみ硬化を考慮したダイバータ板の弾塑性熱応力解析，および，ステンレス鋼のひずみ硬化を考慮した第一壁の弾塑性熱応力解析を行い，通常の弾性解析および簡易弾塑性解析によって得られる結果と比較する。

13.2 ダイバータ板の弾塑性挙動

13.2.1 解析条件・方法

Fig.13.1 に解析を行ったダイバータ板の形状を示す。ヒートシンク材は銅で，水によって冷却されている。プラズマに面する面には，タングステンのアーマー材が接合されている。ここで評価を行ったタングステン厚さは2 mmでありJAERI−M85−177での設定値6 mmとは異なっていることを断わっておく。表面からの熱負荷は，定常運転時は200W/cm^{2}であり，ディスラプション時はこの値にさらに，54 kW/cm^{2}の熱流束が5 m sec間，ステップ状に負荷される。中性子による内部発熱は，タングステンの内部で一様に20.6 W/cm^3，銅では9.9 W/cm^{3}とする。冷却材温度は53.5℃で一定とし，熱伝達率は2.4 W/cm^2・Kとする。Fig.13.2に要素分割を示す。対称性を考慮し，半分の領域を解析する。2次元の8節点アイソパラメトリック要素を使用し，要素数は54，節点数は201である。

温度解析は非定常解析を行う。時間幅は，ディスラプション時及びその直後は0.5 msとし，時間の経過とともに大きくとる。物性値の温度依存性も考慮する。

応力解析では，応力波や慣性力の影響は無視し，静的な増分解析とする。弾塑性による非線形性を取り扱う繰り返し計算には，Newton-Raphson法の一種であるBFGS法を使用する。降伏条件はMisesの降伏条件，硬化則は等方硬化則を使用する。これは，銅のアニール材の繰り返し負荷による硬化特性が，等方硬化にかなり近いためである。応力−ひずみ関係は2直線近似にする。物性値をTable 13.1にまとめる。なお，タングステンに関しては高温における弾塑性挙動が不明なこと，および，接合面では降伏応力のはるかに小さい銅の方が先に降伏して，タングステンは降伏しないと考えられるため，弾性体として扱う。物性値の温度依存性もデータが不足なため，銅，タングステンとも考慮しない。また，長手方向には拘束がないものとして平面応力状態とし，面内においても境界条件は剛体変位を拘束するのみとする。

13.2.2 温度解析結果

Fig.13.3に，表面，接合面，Cu内部の各点におけるディスラプション開始時からの温度変化を示す。表面は定常運転時に168℃であり，最高温度はディスラプション終了直後に2389℃である。一方，接合面では，定常運転時に145℃であり，最高温度はディスラプション開始から47 ms後において300℃である。Fig.13.4に温度分布を示す。(a)，(b)，(c)はそれぞれ，定常運転時（t = 0 ms），ディスラプション終了直後（t = 5 ms），およびt = 87 ms のものであるが，ディスラプション中はタングステン表面の温度が上昇し，終了後に接合面および銅に熱が伝わってゆく様子がわかる。

13.2.3 弾塑性熱応力解析結果

(1) 定常運転時の解析

0℃で応力フリーの状態を初期状態として，温度を定常運転時の温度まで上昇させる。Fig.13.5に弾性解析および弾塑性解析によって得られた応力分布を示す。この応力値は，接合面に最も近い銅側の数値積分点上の値である。接合面に沿う方向をy，垂直な方向をz方向とする

と，中心付近ではyy成分が主であるが，端に近づくとyy成分が小さくなり，せん断成分であるyz成分が大きくなる。これは，中心付近では銅の方がタングステンより熱膨張率が大きいため銅にyy方向の圧縮応力が生じているのに対し，側面ではσ_{yy}が0であると同時に，曲がる様な変形をするためである。弾性解析，弾塑性解析とも傾向は良く似ているが，弾性解析では端部でσ_{yy}の方がσ_{yz}より絶対値が大きいのに対し，弾塑性解析では逆になっている。相当応力の値が最大になるのは，いずれにおいても端部であり，弾性解析では19.4 kgf／mm^2，弾塑性解析では5.5 kgf／mm^{2}である。以後の結果は，とくに記さない限り，端部で評価する。

Fig.13.6に，定常運転を5サイクル繰り返した時に生じる相当応力と相当ひずみのサイクルを示す。繰り返しに伴い硬化し，応力の振幅は増えるが，ひずみの振幅は減少する。とくに，1回目のひずみ振幅は大きいが，2回目以降は小さい。なお，相当応力，相当ひずみは本来，正の値しかとらないが，熱サイクルによって生じる各応力成分の正負を考慮して符号をつけて表わした。Fig.13.7には，各サイクルの最後に生じる引張の相当応力値を示す。サイクルを繰り返すごとに応力値が増大するが，8サイクル目以降は増大量もごくわずかで，ほぼ一定に達しているが，弾性解析で得られた値よりも一割程度低い。従って，完全にシェークダウンするには数百回以上の繰り返しが必要であろう。

Fig.13.8に1サイクル目終了時の塑性域を示す。塑性域は繰り返しに伴い減少するが，大きな変化はない。接合面に沿って，全断面降伏の状態にあるが，熱応力は変位制御型荷重であるため，塑性崩壊は生じない。

Fig.13.9には，応力フリー温度を仮に200℃とした時の応力ーひずみ関係である。銅とタングステンを接合する際，高温で応力フリーの状態にあるため，常温に冷えるとき銅には引き張り応力が生じて降伏する。ここでは，応力フリー温度を200℃とし，200℃から0℃まで下げた後，定常運転を1サイクル行うものとして解析した。Fig.13.6と比較するとひずみが正になる点が異なるが，それ以外はそっくり平行移動した形であり，疲労に影響を与える応力，ひずみサイクルの振幅は，ほとんど変わらない。従って，応力フリー温度の値のとり方による影響は，この様な常温に下げるだけで大きな塑性変形を生じる問題では小さいと考えられる。

(2) ディスラプション時の解析

ディスラプションの場合も銅に最大応力が生じるのは接合面の端部であり，ディスラプション開始より57 m sec後に，弾性解析では38.2 kgf／mm^2，弾塑性解析では7.8 kgf／mm^{2}の相当応力が生じる。

Fig.13.10に，銅の接合面端部に生じる応力の時間変化を示す。ディスラプション中には，zz方向に大きな圧縮応力が生じているが，ディスラプション終了後，この成分のみ引張りに転じている。これは，ディスラプション中にタングステン表面が膨張してそり返る様に変形し，そのために端部の銅が圧縮塑性していたのが，ディスラプション後にタングステンが冷えてもとに戻ろうとしたため銅に引張り応力として作用したためと考えられる。その後，50～400 msにかけてyy成分およびyz成分が負から正に転じるのは，接合面が47 msに最高温度に達した後，冷却されるのに伴い収縮するためである。この様に応力の反転が生じるのは，材料の弾塑性挙動を考慮したためであり，弾性解析では生じない。

Fig.13.11には，接合面中心部の銅に生じるσ_{yy}の時間変化を示す。この部分では，応力の

他の成分は非常に小さい。定常時には銅の熱膨張で圧縮状態にあったのが，ディスラプション中はタングステンのみが高温になり膨張するため，銅は引張り状態になる。ディスラプション終了後，熱の移動により接合面温度が上昇し，銅は膨張して再び圧縮に戻る。その後，温度が下がると，銅が収縮して，再び引張り応力に転じる。すなわち，1回のディスラプションの間に，接合面付近の銅は2回の応力ーひずみサイクルを受けることになる。

ディスラプションによって生じる塑性域をFig.13.12に示す。定常運転時に比べてかなり広い領域まで塑性している。

13.2.4 銅の疲労評価

(1) 定常運転時

ASME Sec Ⅲ．の簡易弾塑性解析における割増し係数は，弾性解析で得られたひずみの値から弾塑性状態のひずみの値を予測する係数である。従って，FEMで弾性解析および弾塑性解析を行い，得られたひずみの比を求めればその値が割まし係数に対応している。すなわち，

$$K_e' = \frac{\Delta \bar{\varepsilon}_{ep}}{\Delta \bar{\varepsilon}_e}$$

ここに，$\Delta \bar{\varepsilon}_{ep}$ は，弾塑性解析によって得られる相当ひずみの範囲，$\Delta \bar{\varepsilon}_e$は弾性解析によって得られる相当ひずみの範囲である。解析によって得られた各サイクルのK_e'の値をTable 13.2に示す。ASMEによる値は，$n = 0.44$とすると，$K_e = \frac{1}{n} = 2.27$であるため，2サイクル目以降はこの値より小さく，8サイクル目以降はほぼ1になっている。これは材料がひずみ硬化するためである。

疲労評価をいくつかの方法で行い，どの程度結果が異なるかを調べる。

・弾性解析の場合

$2\sigma_a = 19.4$ kgf/mm^2

$\sigma_m = 9.7$ kgf/mm^2

の完全片振りである。修正グッドマン線図により補正を行う必要があるが，σ_aが降伏応力（5 kgf/mm^2）を越えているため

$\sigma_m' = 0$

従って，

$$\sigma_{eq} = \frac{\sigma_a}{1 - \sigma_m'/\sigma_u} = \sigma_a = 9.7 \text{ kgf/mm}^2$$

すなわち，σ_aは変わらない。ASMEの簡易弾塑性解析の割増し係数は

$K_e = 1/n = 2.27$

であるため，

$\Delta\varepsilon \times K_e = (2\sigma_a/E) \times K_e = 0.365\,\%$

となる。疲労損傷は，設計疲労曲線（Fig.13.13）より，

$$\frac{n}{N} = \frac{1.1\times10^4}{1.0\times10^3} = 11$$

となる。すなわち，仕様で与えられた定常運転回数11000回には耐えられない。

ところで，$K_e = 1$ と仮定すると，

$$\frac{n}{N} = \frac{1.1 \times 10^4}{9.0 \times 10^4} = 0.122$$

となり，十分耐えることになる。

・弾塑性解析の場合

各サイクル毎のひずみ幅及び疲労損傷をTable 13.3に示す。8サイクル目以降は$K_e' = 1$であるから，弾性解析で$K_e = 1$とした場合と同じである。全サイクルについて合計した損傷は

$$\Sigma \frac{n}{N} = 0.124$$

であり，弾性解析で$K_e = 1$とした時の値に近く，十分耐えることになる。これは，8サイクル目以降は，シェークダウンに近い状態にあるためと考えられる。

(2) ディスラプションを考慮した場合

定常運転11000回およびディスラプション300回に対する疲労損傷を求める。

・弾性解析の場合

$$2\sigma_a = 38.2 \text{ kgf/mm}^2$$

であるため

$$\Delta\varepsilon \times K_e = (2\sigma_a/E) \times K_e = 0.72\,\%$$

この値に対する許容繰返し数Nは110回であるため定常運転およびディスラプションによる疲労損傷は

$$\Sigma \frac{n}{N} = 11 + \frac{300}{110} = 14$$

・弾塑性解析の場合

第1サイクル目のひずみ範囲は

$$\Delta\bar{\varepsilon} = 0.633\,\%$$

安全側に2サイクル目以降もこの値であるとして

$$N = 150 \text{回}$$

よって，疲労損傷は

$$\Sigma \frac{n}{N} = 0.124 + \frac{300}{150} = 2.124$$

この値は，ディスラプション回数を300回としたときの疲労損傷であるが，逆に，疲労損傷を1としたときに許されるディスラプション回数は，

$$0.124 + \frac{n}{150} = 1$$

$$n = 131 \text{回}$$

となる。

(3) 接合面中央部の疲労損傷

以上で行ったのは疲労が最も厳しいと考えられる接合面の端部であったが，13.2.3にも示した様に，接合面中央部には，1回のディスラプションに対して，2回の応力ーひずみサイクルが生じる。この2回のサイクルが疲労に及ぼす影響を調べる。

定常運転時は

$$\Delta \varepsilon = 0.133\ \%$$

$$\frac{n}{N} = \frac{1.1\times10^{4}}{3\times10^{5}} = 0.0366$$

ディスラプション時の第1サイクルでは

$$\Delta \bar{\varepsilon} = 0.1\ \%$$

$$\frac{n}{N} = \frac{300}{3\times10^{6}} = 0.0001$$

ディスラプション時の第2サイクルでは

$$\Delta \bar{\varepsilon} = 0.36\ \%$$

$$\frac{n}{N} = \frac{300}{8\times10^{2}} = 0.375$$

よって

$$\Sigma \frac{n}{N} = 0.0366 + 0.0001 + 0.375 = 0.411$$

となり疲労に対して耐える。また，ディスラプション時の第1サイクルによる疲労損傷は非常に小さい。これはひずみ範囲が小さいためである。

13.3 第1壁の弾塑性挙動

13.3.1 解析条件

第一壁のなかでも最も厳しい条件下に置かれるインボード側第一壁を解析する。その形状をFig.13，14に示すが，材質はSUS 316，チャンネル内を流れる冷却材は水である。表面からの熱負荷は定常運転時は16 W/cm^2 であり，15 msのディスラプション時にはさらに8.5 kW/cm^2 の熱がステップ状に付け加わる。また，50 msのディスラプション時には2.6 kW/cm^2 が同様に負荷される。構造材内部からの中性子による熱発生は6 W/cm^3 で一定とした。この値は本来は表面付近における値であり，内部にゆくに従って減衰するはずであるが，モデルを単純化するために，減衰を無視した。冷却水温度は50℃で一定とし，流速3 m/s に対応する熱伝達率として1.5 W/cm^2・Kを与えた。Fig.13.15に要素分割を示す。2次元の8節点アイソパラメトリック要素を使用し，要素数は56，節点数は211である。

熱解析，応力解析とも13.2節とほぼ同様の方法で行う。ただし，13.2節のダイバータ板の解析では，繰り返し負荷を与えてそれに伴なう弾塑性挙動を解析したが，ステンレス鋼の場合は等方硬化則よりも移動硬化則に良く従うことが知られており，銅の場合の様な降伏応力の増大によるシェークダウンは期待できないため，解析はディスラプション終了時の最高温度に達す

るまでの範囲にする。物性値はTable 13.4にまとめる。

13.3.2 解析結果

(1) 定常運転時

定常運転時の温度分布をFig.13.16に示す。表面の最高温度は冷却チャンネルから最も離れた場所で118℃であった。表面の冷却チャンネルに最も近い場所は116℃であった。板厚方向の応力分布をFig.13.17に示す。応力の勾配は当然のことながら，ほぼ一定である。また塑性は生じておらず，全領域弾性である。1次＋2次応力強さ範囲Snは14.5 kgf/mm^{2}であり3 S_m（＝42 kgf/mm^2）以下である。許容繰り返し数はASMEの設計疲労曲線より10^6回以上である。

(2) 15 msディスラプション時

最高温度は表面で1314℃であった。弾性解析で得られた板厚方向の応力分布をFig.13.18に示す。最大応力値は表面で293.6 kgf/mm^2（ε＝1.51％）であった。このうち，膜成分は20.9 kgf/mm^2，曲げ成分は69.6 kgf/mm^{2}であるため，2次応力強さQは90.5 kgf/mm^{2}であるが，この値は3 S_m（＝42 kgf/mm^2）以上である。割増し係数K_e＝1/n＝3.3であるため，ピーク応力を含めた応力振幅は293.6 × 3.3 ＝ 969 kgf/mm^{2}である。これに対応するひずみは4.99％であり，650℃のSUS 316のS－N曲線の範囲外（10回以下）であり，疲労には耐えられないことになる。割増し係数を用いた簡易弾塑性解析は安全側すぎる可能性があるため，13.2節の場合と同様，詳細な弾塑性解析に基づいて評価する。

弾塑性解析によると，最大応力は20.8 kgf/mm^2，ひずみは1.53％であった。ひずみの板厚方向分布をFig.13.19に示す。定常運転時と異なり，表面付近に大きなピーク成分が生じている。これらのひずみにASME Code Case N 47のひずみの制限を適用してみる。膜成分をε_m，曲げ成分をε_b，局部成分をε_ℓとすると

$$\varepsilon_m = 0.140\ \% \quad < 1\ \%$$
$$\varepsilon_b = 0.352\ \% \quad < 2\ \%$$
$$\varepsilon_\ell = 1.03\ \% \quad < 5\ \%$$

となり，制限値以下である。一方，疲労に関しては，$\Delta\varepsilon_t$＝1.53％であるので，650℃の設計疲労曲線より，許容回数は13回であり，ディスラプション回数の仕様値300回を満足しない。

弾性解析および弾塑性解析で得られた最大ひずみは，それぞれ，1.51％，1.53％であり，ほとんど変わらないことがわかる。通常は，塑性が生じるとその部分にひずみが集中するため，ASME Code Sec. Ⅲでも，簡易弾塑性解析として，ひずみを補正する割増し係数を導入している。その値は，オーステナイト・ステンレス鋼の場合，約3程度である。本解析で，ひずみの値がほとんど同じであったのは，荷重が熱ひずみによる，ほぼ完全な変位制御型荷重であったためであり，当然な結果ともいえる。しかし，この結果から逆に，ほぼ完全な変位制御型荷重下では降伏応力を大幅に越える場合でも弾性解析を行い，ひずみに対する補正を行わず，そのまま疲労を評価してもよいことになる。しかし，これは，ASME Sec. Ⅲの簡易弾塑性評価に反することであり，さらに詳細な検討が必要であろう。

(3) 50 msディスラプション時

15 msのディスラプションに対しては，上述の様に，疲労に対して，13回しか許容されず，仕様を満足しない結果となった。そこで，ディスラプションの時間については不確定な点も多いが，ここでは，50 msを仮定した場合，疲労強度がどの程度改善されるのか検討してみる。

最高温度は表面で820 Cであった。15 msディスラプション時と積算入熱エネルギーは同じであるが，熱伝導によって内部に熱が伝わる分，表面温度が低くなる。

弾塑性解析によるひずみ分布をFig.13.20に示す。表面の最大ひずみは1.07％である。各成分ごとに分けると，

$$\varepsilon_m = 0.144\,\% \quad < 1\,\%$$
$$\varepsilon_b = 0.344\,\% \quad < 2\,\%$$
$$\varepsilon_\ell = 0.578\,\% \quad < 5\,\%$$

と，制限値以下である。15 msディスラプション時と比較すると，表面の熱が内部に伝わることにより，局部成分は1／2程度に減少し，曲げ成分もわずかに減少するが，膜成分は逆に，わずかながら増大していることがわかる。疲労に関しては，$\Delta\varepsilon_t = 1.07\,\%$であるので，許容回数は21回とやや増える。しかし，仕様値300回は満足できない。

(4) グルーブを付けた場合

表面に生じる熱ひずみを緩和する方法としてグルーブの設置が考えられる。深さ1.5mm，ピッチ15mmのグルーブを想定し，15 msディスラプション時は，ひずみがどの程度減少するか調べる。弾塑性解析によって得られたひずみの表面に沿った分布をFig.13.21に示す。グルーブから2 mm以内の所ではひずみが大幅に減少しているが，2 mm以上離れた所ではほとんど効果がないことがわかる。従って，グルーブによって，ディスラプション時の疲労寿命を伸ばそうとするなら，そのピッチは4 mm以内でなければならないことになる。

(5) 疲労き裂進展を考慮した検討

S－N曲線による疲労評価では仕様を満足する結果が得られなかったので，ここでは，破壊力学に基づく疲労き裂進展量から寿命を評価する。

15 msディスラプション時の弾性解析結果より，熱応力の膜成分は20.9 kgf／mm^2，曲げ成分は69.6 kgf／mm^{2}であった。これらは圧縮応力として作用するが，応力値が高いため，圧縮の塑性変形を生じ，除荷後，同じ値の弾性引き張り応力が生じ，き裂が進展するというモデルを考える。

応力拡大係数は，一様引張り荷重に対しては

$$K_{I(m)} = \sigma_m \sqrt{\pi a} \cdot F_m(\xi)$$

ただし，

$$F_m(\xi) = \sqrt{\frac{2}{\pi\xi}\tan\frac{\pi\xi}{2}}\;\frac{0.752 + 2.02\xi + 0.37\{1-\sin(\pi\xi/2)\}^3}{\cos(\pi\xi/2)}$$

$$\xi = a/W$$

によって与えられる。記号の説明はFig.13.22に示す。一方，曲げ荷重に対しては，

$$K_{I(b)} = \sigma_b \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F_b(\xi)$$

ただし，

$$F_b(\xi)=\sqrt{\frac{2}{\pi\xi}\tan\frac{\pi\xi}{2}}\ \frac{0.923+0.199\{1-\sin(\pi\xi/2)\}^4}{\cos(\pi\xi/2)}$$

によって与えられる。従って，引張り荷重と曲げ荷重が同時に作用する場合，線形に足し合わせて，応力拡大係数K_Iは

$$K_I=\{\sigma_m F_m(\xi)+\sigma_b F_b(\xi)\}\cdot\sqrt{\pi a}$$

となる。この式を，プロットしたものがFig.13.23である。

破壊に関係した材料物性値を以下の様に設定する。すなわち，破壊靱性値K_{IC}は

$$K_{IC}=130\ \mathrm{MPa}\sqrt{\mathrm{m}}$$

Paris則（$da/dN=C(\Delta K)^n$）の係数は316℃における図[4]から読みとった

$$C=2.2\times10^{-14}$$

$$n=4.7$$

を使用する。

初期き裂長さa_iは，その値のとり方によって，寿命に大きな影響を及ぼすため，ここでは，板厚の1/10，及び1/4の2通りにとって，評価を行う。板厚の1/10は0.45 mmであり，小さすぎるかもしれないが，第一壁表面で引張り強さを越える大きな応力が生じる領域にほぼ対応している。

一方，最終き裂長さは，脆性破壊のクライテリオンである$K_I=K_{IC}$となる長さに設定する。すなわち，Fig.13.23より，$K_I=K_{IC}$になるき裂長さは，$\xi=0.5$すなわち，$a_f=2.25$ mmとする。

き裂長さがa_iからa_fに成長するのに要する繰り返し数を求める。なお，$F_m(\xi)$，$F_b(\xi)$の値としては，a_iとa_fの平均き裂長さに対応する値を使用するものとする。

$$N=\int_0^N dN=\int_{a_i}^{a_f}\frac{da}{C(\Delta K)^n}$$

$$=\frac{1}{C\{\sqrt{\pi}(\sigma_m F_m+\sigma_b F_b)\}^n}\int_{a_i}^{a_f}\frac{da}{a^{n/2}}$$

$$=\frac{1}{C\{\sqrt{\pi}(\sigma_m F_m+\sigma_b F_b)\}^n}\left(\frac{1}{a_i^{n/2-1}}-\frac{1}{a_f^{n/2-1}}\right)$$

であるため，$a_i=0.45$ mmに対しては

$$N=480\ \text{回}$$

$a_i=1.125$ mmに対しては

$$N=136\ \text{回}$$

となる。これらの値は，ディスラプション回数の仕様値300回の前後の値である。

ここで行った解析には以下の様な問題点がある。まず，弾性解析で得られた圧縮荷重と同じ大きさの引張り荷重が作用すると仮定したことである。これは安全側の仮定であり，より正確に行うには，荷重の負荷過程に対して弾塑性解析を行い，その後の除荷過程を弾性解析し，得られた引張荷重に対して，応力拡大係数の値を求める必要がある。二番目として，表面のごく近傍で急激に立上がる応力分布を，等価な膜成分と曲げ成分に置き換えて，応力拡大係数を求めた点である。荷重制御型の応力に対しては，それで良いが，熱応力の様な変位制御型応力の

場合には，き裂の進展に伴い応力が減少するはずであるから，かなり安全側の評価であろう。これに対しては．実際の熱応力分布に対して，有限要素法を用いて，仮想き裂進展法などから直接，応力拡大係数を求めればよい。三番目としては，き裂進展の最終状態を，脆性破壊のクライテリオンから決めたことである。オーステナイト・ステンレス鋼の様な延性材料は脆性破壊を起こさない。従って，これも，かなり安全側の評価のはずである。そして，最後に，材料データ自体の信頼性の問題がある。これらの点について，今後，十分な検討が必要であろう。

13.4 検　討

ダイバータ板のヒートシンク材の疲労評価を，いくつかの方法で行った。弾性解析を行い，ASMEの簡易弾塑性解析を行った場合とFEMで弾塑性解析を行った場合とでは，結果がかなり異なっていた。前者の方法では，定常運転に対しても回数で仕様値の1/10 程度の寿命しかないが，後者の方法では十分な余裕があり，さらにディスラプションに対しても，仕様の半分程度の回数に耐えることが示された。この理由としては，銅の場合，1次＋2次応力強さ範囲が3 S_mを越えても，ひずみ硬化によってシェークダウンすること，および，ASME の簡易弾塑性解析が大きな安全余裕を持っていることである。

しかし，ここで行った弾塑性解析では，銅の構成関係式として等方硬化則．ミーゼスの降伏条件などを仮定しているが，これらが高温の銅に対して適用できるのか実験によって確めなければならない。銅の場合は数100℃程度でもクリープが生じるため，これも考慮したより正確な構成モデルが必要である。

本章で行った弾塑性解析の結果，弾性解析ではもたないと考えられていた銅も，弾塑性解析に基づく評価を行えばもつ可能性があることが示された。従って，今後，銅が硬化することによりシェークダウンし．十分な寿命を持つことを実験によっても確認する必要がある。

第一壁の弾塑性解析はディスラプション終了直後の，第一壁表面が最高温度に達している状態に対して行った。熱応力は変位制御型応力であるため，生じているひずみは，弾性解析によって得られるものとほとんど同じであった。すなわち，熱応力の様な変位制御型の応力に対しては，ASME Sec.Ⅲの簡易弾塑性解析による割増し係数は，安全側すぎると考えられる。第一壁内に生じるひずみ値はASME Code Case N 47のひずみ制限値以下であったが，疲労の許容回数は，ディスラプションの仕様値300回を大きく下まわる13回であった。寿命を伸ばす方策はいくつか考えられる。ディスラプション時間を15 msから50 msに変更した場合，許容回数は21回に増えるが，大幅な改善とはならない。表面にグルーブを設ける場合は，そのピッチは4 mm以内でなければ効果はない。

疲労によるき裂の進展を評価した。初期き裂長さのとり方によって寿命がかわるが，ほぼ仕様値に近い値が得られ，ディスラプションの仕様回数を満足できる可能性があることが示された。こうした破壊力学に基づく評価は，解析方法，材料データなどをさらに検討して，より精度の高い評価を行うことが望まれる。

参考文献

(1) B. F. Langer, " Design-stress Basis for Pressure Vessels" , in Pressure Vessels and Piping : Design and Analysis, ASME, 1972.

(2) 安藤, 岡林, 原子力プラントの構造設計, 東京大学出版会, 1977.

(3) 岡村, 線形破壊力学入門, 培風館, 1976.

(4) L. A. James, Fatigue - Crack Growth in 20 % Cold-Worked Type 316 Stainless Steel at Elevated temperature, Nuclear Technology, Vol.16, P.316, 1972.

Table 13.1 Material Proproperty Used for Elasti-plastic Stress Analysis (Divertor)

		Cu	W
Young's Modulus	(kgf/mm^2)	12000	40000
Tangent Modulus	(kgf/mm^2)	120	-
Poisson's Ratio		0.3	0.3
Thermal Expansion Rate	(1/°C)	1.7×10^{-5}	4×10^{-6}
Yield Stress	(kgf/mm^2)	5	-

Table 13.2 Ratio of Strains obtained by elastic-plastic analysis and elastic analysis (Divertor)

Cycle number	strain range $\Delta\bar{\varepsilon}_t$	ratio of strains K_e
1	0.424 %	2.62
2	0.198	1.22
3	0.188	1.16
4	0.182	1.13
5	0.179	1.11
6	0.175	1.08
7	0.173	1.07
8	0.160	0.99
9	0.161	1.00
10	0.161	1.00
11	0.161	1.00

Table 13.3 Fatigue Damage for Each Cycle (Divertor)

Cycle	n_i	N_i	n_i/N_i
1	1	5.6×10^2	1.8×10^{-3}
2	1	1.0×10^4	1.0×10^{-4}
3	1	1.8×10^4	5.6×10^{-5}
4	1	2.0×10^4	5.0×10^{-5}
5	1	2.0×10^4	5.0×10^{-5}
6	1	3.0×10^4	3.3×10^{-5}
7	1	3.0×10^4	3.3×10^{-5}
8	10993	9.0×10^4	0.122
Total	11000		0.124

Table 13.4 Material Properties for 316 Stainless Steel

Young's Modulus	19400 kgf/mm^2
Tangent Modulus	200 kgf/mm^2
Poisson's Ratio	0.3
Thermal Expansion Rate	17.2×10^{-6} 1/C
Yield Stress	17.9 kgf/mm^2

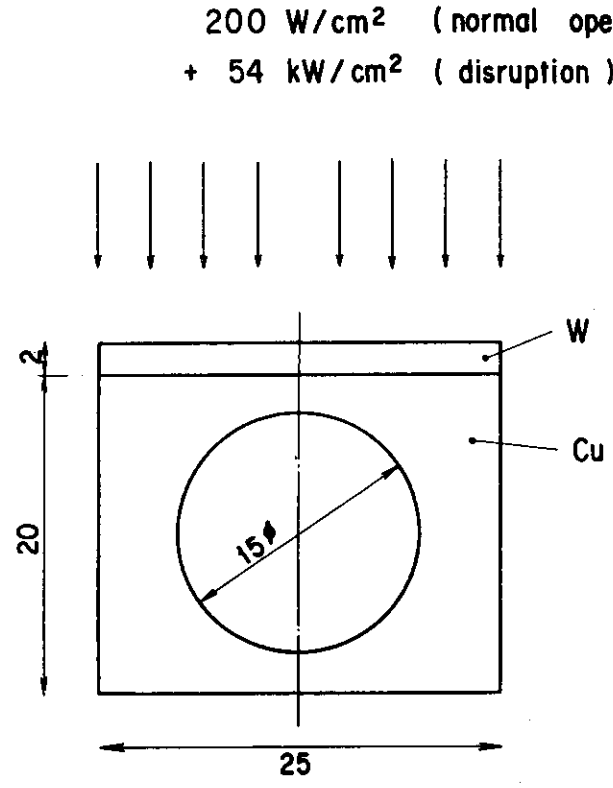


Fig. 13.1 Analysis Model for Divertor Plate

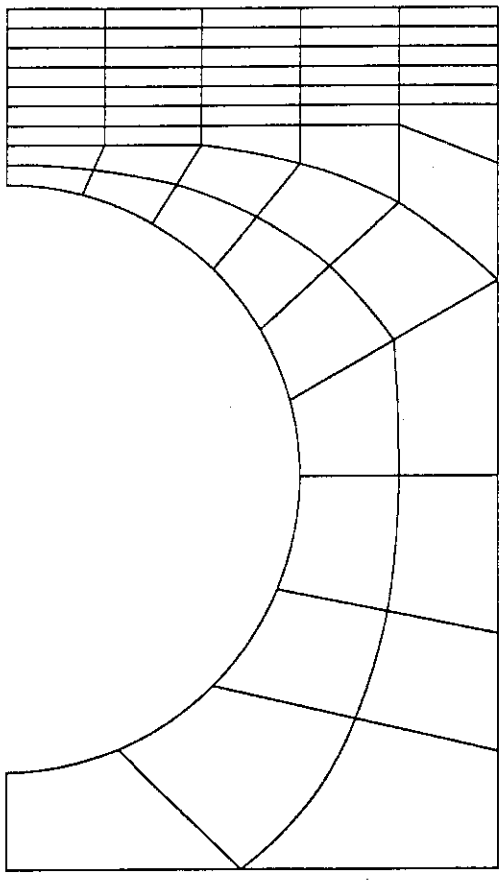


Fig. 13.2 Mesh Distritization of Divertor Plate

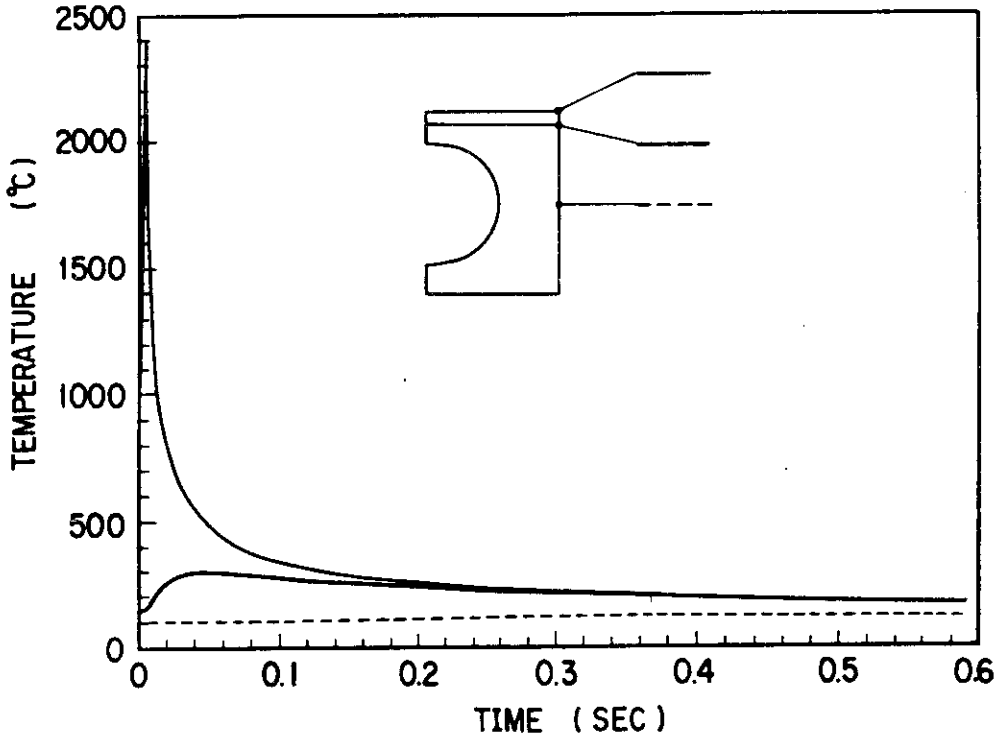
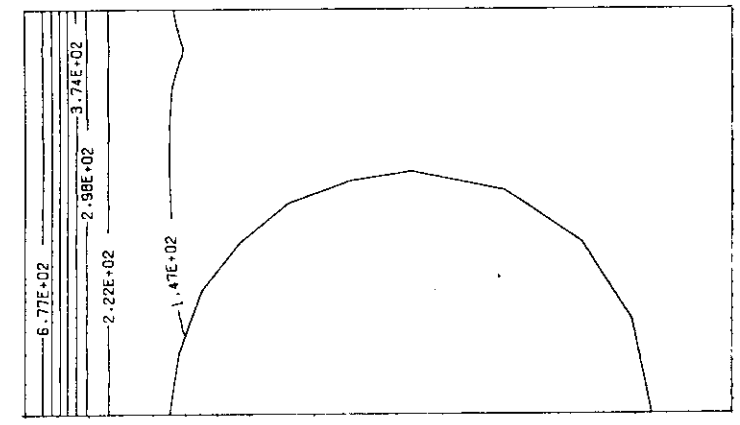
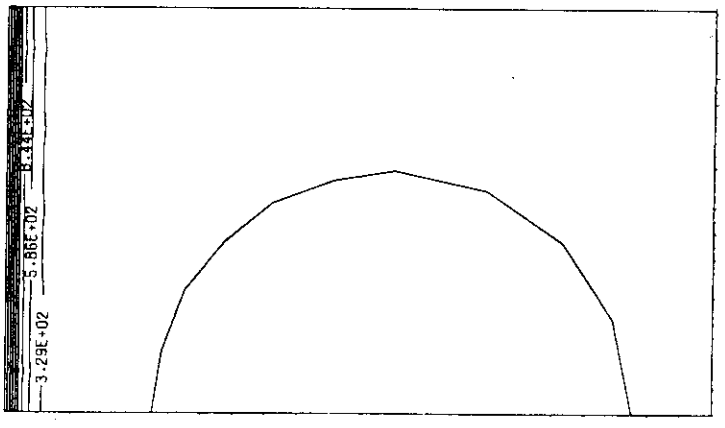


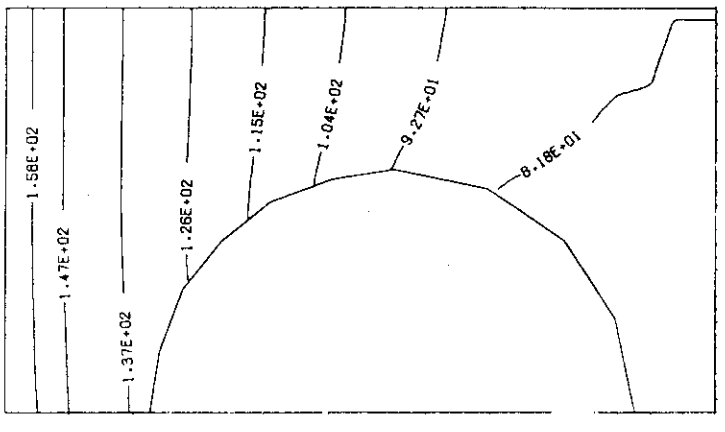
Fig. 13.3 Temperature Change after Plasma Disruption



(c) t = 87 ms



(b) t = 5 ms



(a) t = 0 ms

Fig. 13.4 Contour Lines of temperatures after Plasma Disruption

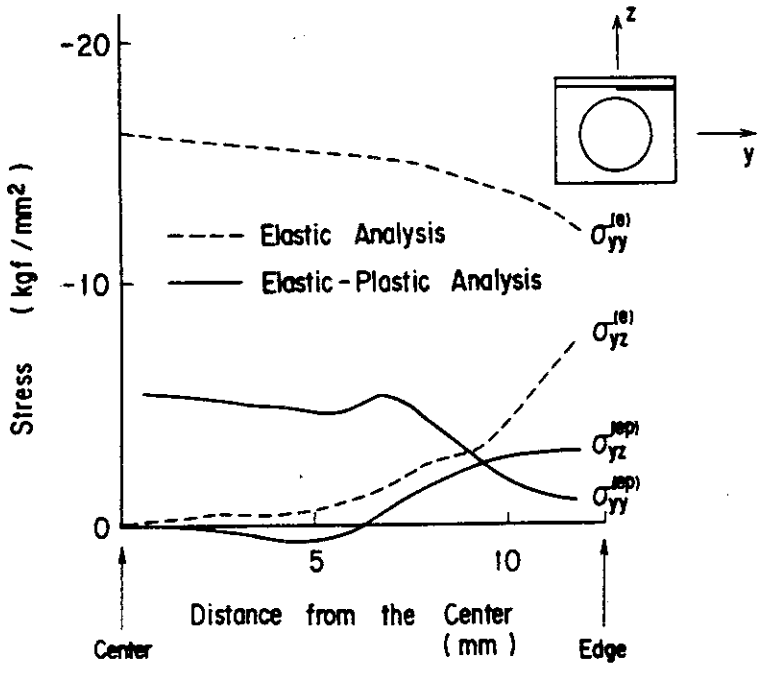


Fig. 13.5 Stress Distribution along Bonded Surface

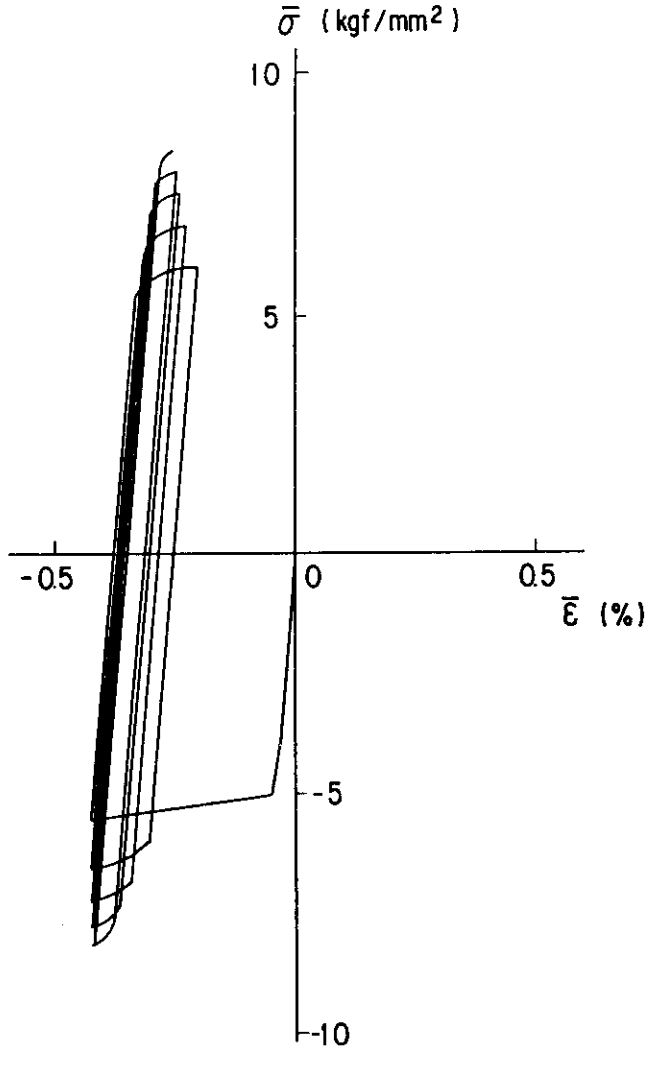


Fig. 13.6 Stress - Strain Cycle

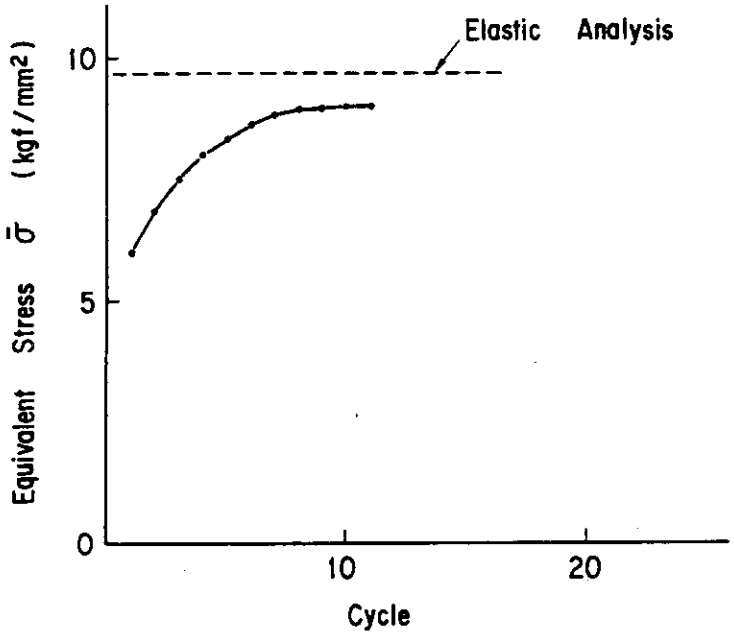


Fig. 13.7 Maximum Stress for Each Cycle

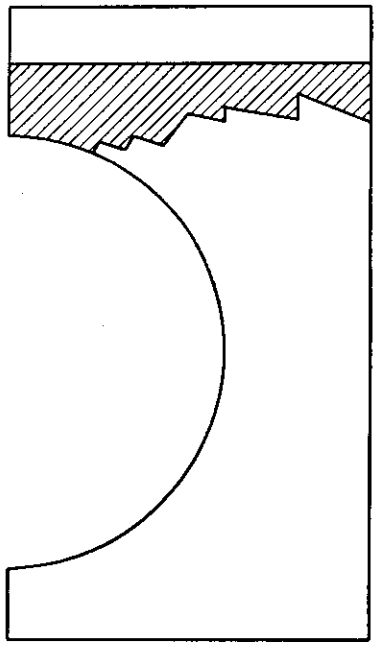


Fig. 13.8 Plastic Zone after First Cycle of Normal Operation

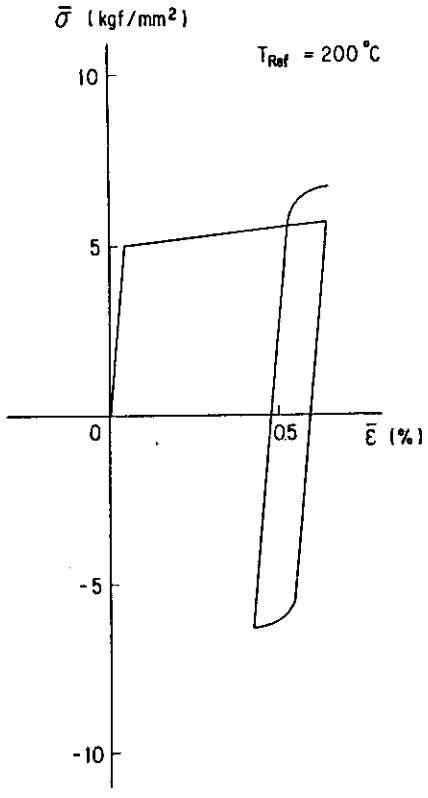


Fig. 13.9 Stress-Strain Cycle (T_{Ref} = 200°C)

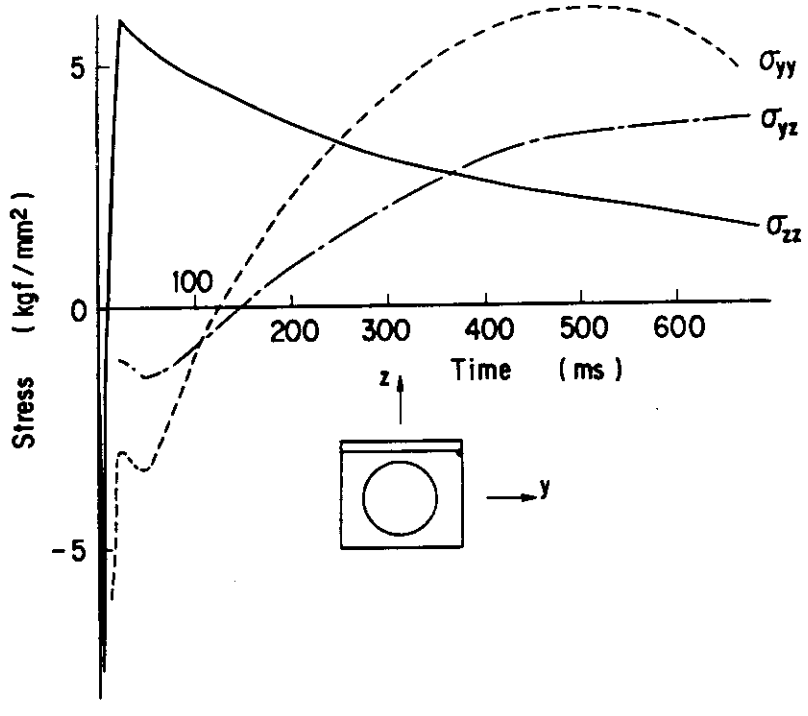


Fig. 13.10 Time Variation of Stresses after Plasma Disruption

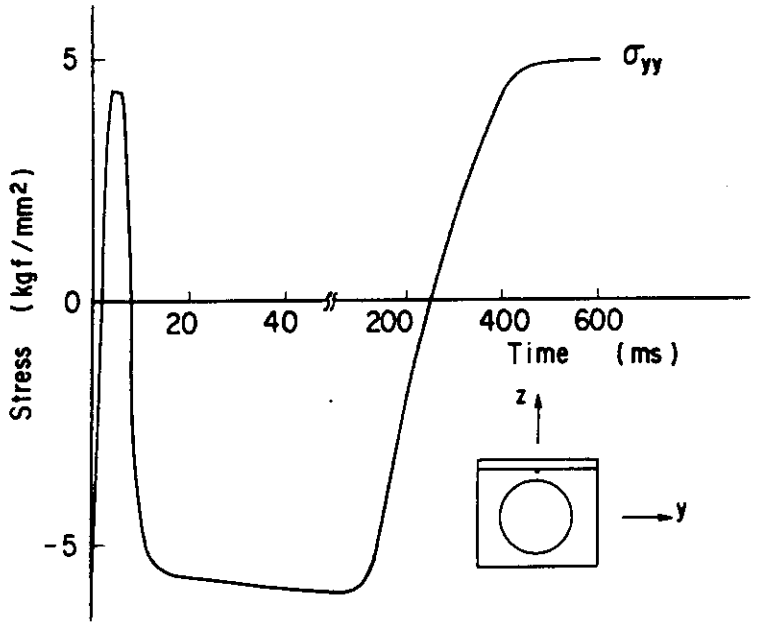


Fig. 13.11 Time Variation of Stress σ_{yy} after Plasma Disruption

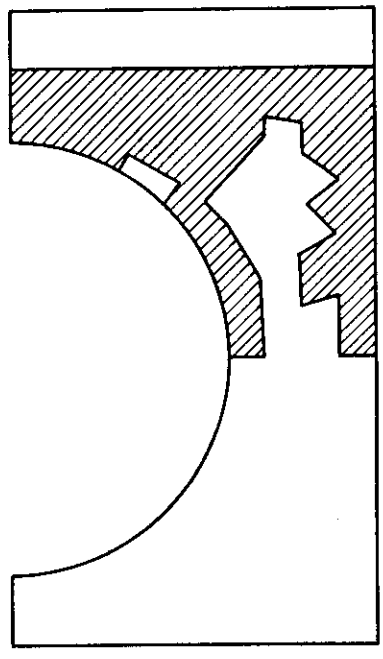


Fig. 13.12 Plastic Zone Caused by Plasma Disruption

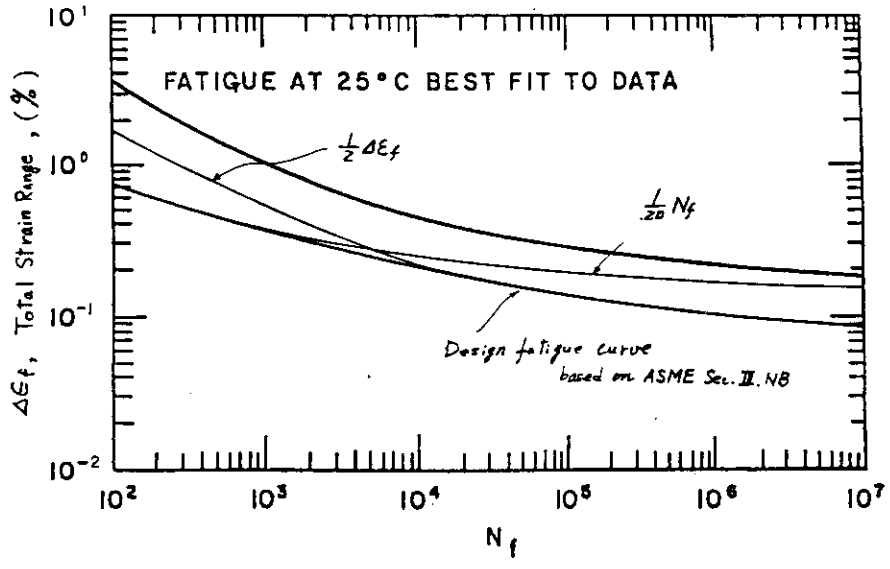


Fig. 13.13 Fatigue data for copper at room temperature

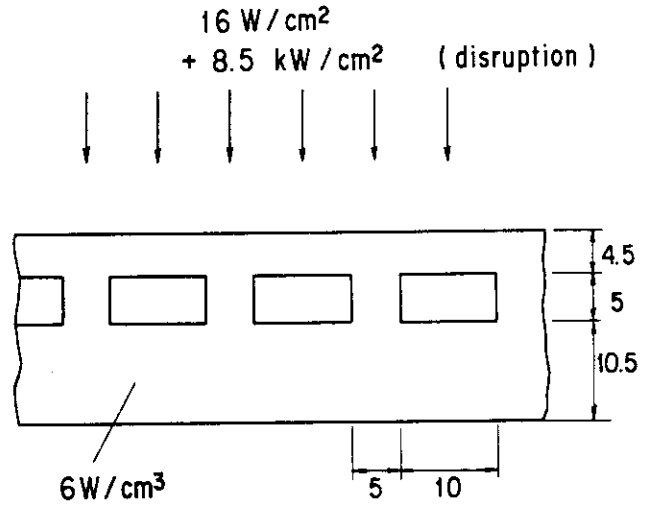


Fig. 13.14 Analysis Model for First Wall

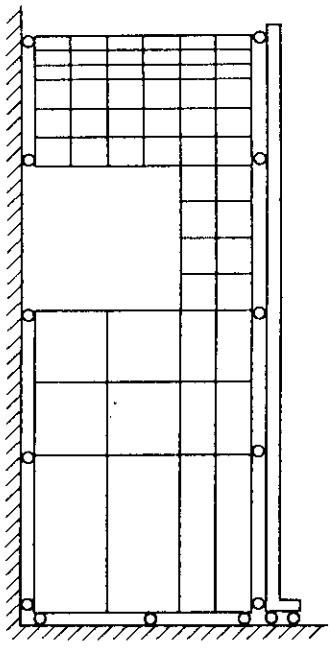


Fig. 13.15 Mesh Subdivision of First Wall

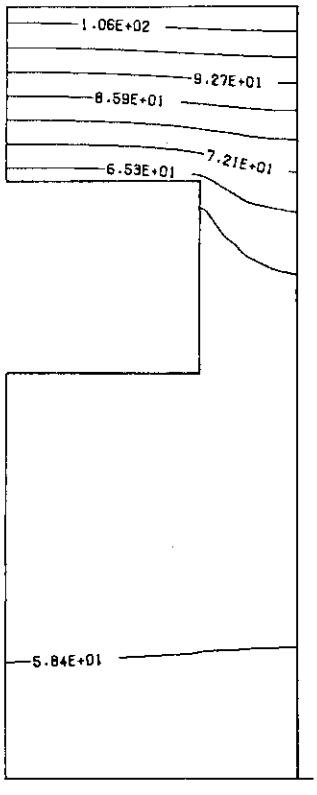


Fig. 13.16 Temperature Distribution for Normal Operation

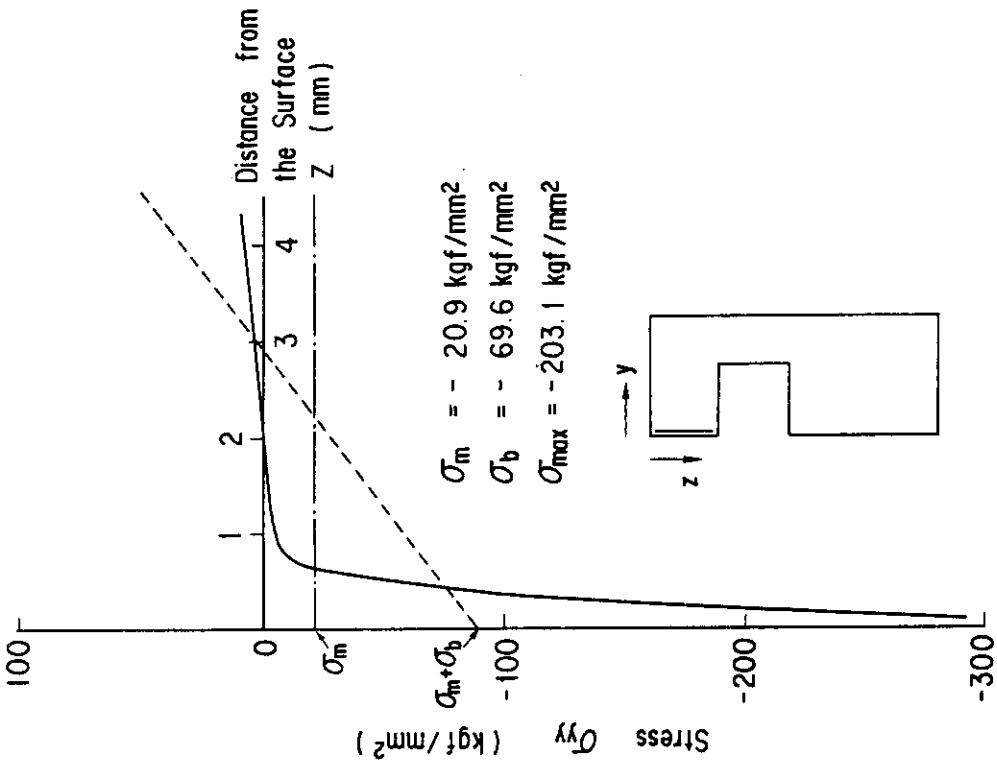


Fig. 13.18 Stress Distribution for 15 ms Plasma Distruption obtained from Elastic Analysis

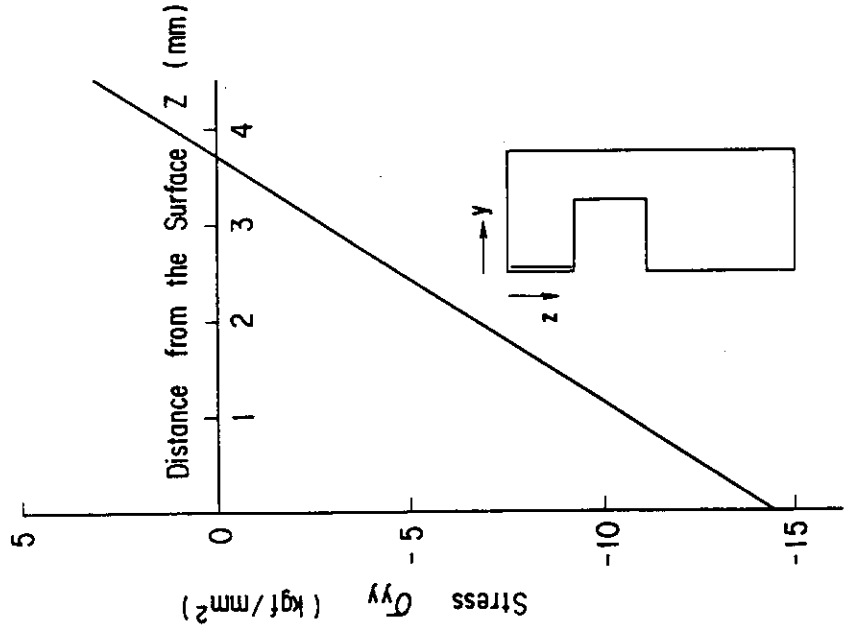


Fig. 13.17 Stress Distribution for Normal Operation

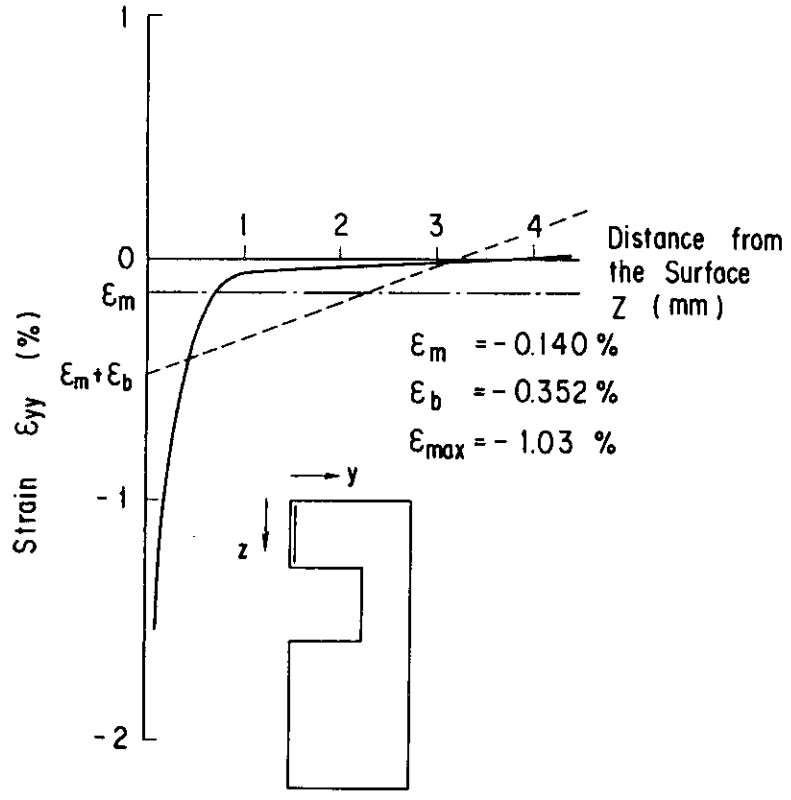


Fig. 13·19 Strain Distribution for 15 ms Plasma Disruption obtained from Elastic-Plastic Analysis

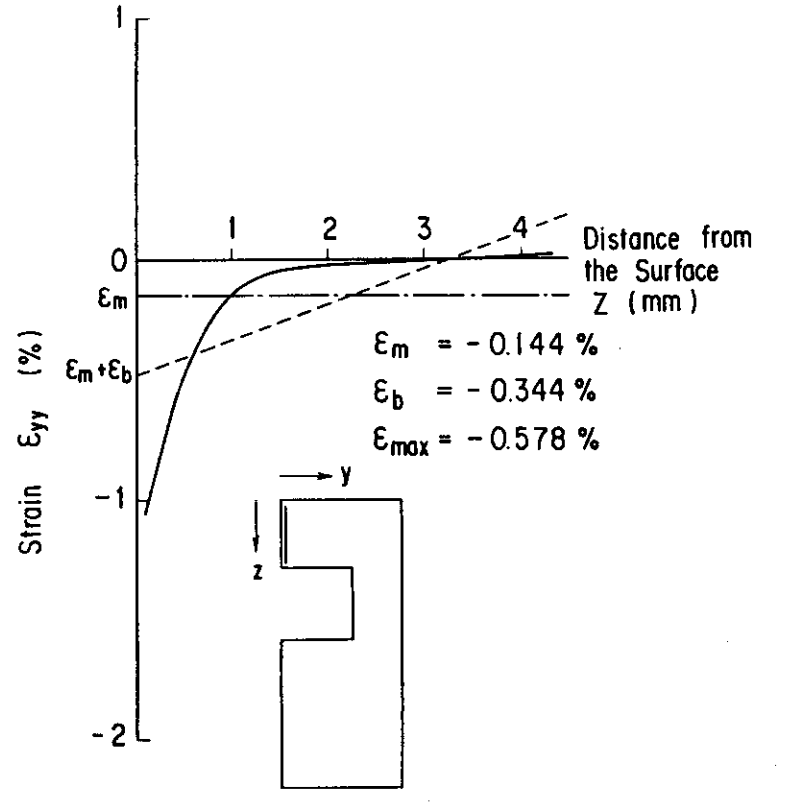


Fig. 13·20 Strain Distribution for 50 ms Plasma Disruption obtained from Elastic-Plastic Analysis

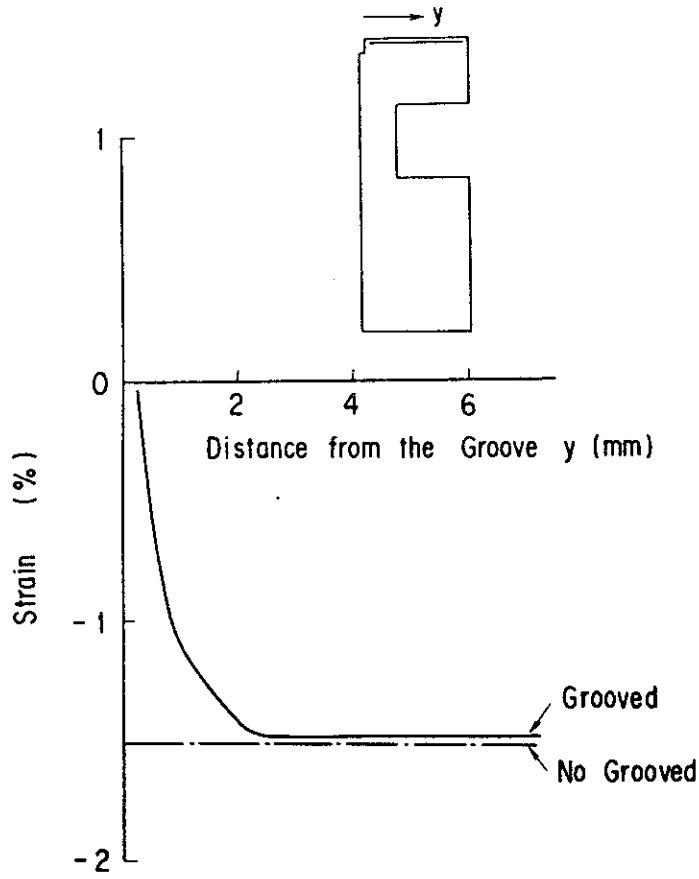
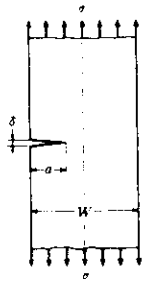


Fig. 13.21 Strain Distribution along the Surface from the Groove for 15 ms Plasma Disruption

片側にクラックのある帯板の一様引張り



応力拡大係数：

$K_I=\sigma\sqrt{\pi a}\,F(a/W)$； $a/W=\xi$ とおくと

$F(\xi)\fallingdotseq 1.12-0.231\xi+10.55\xi^2-21.72\xi^3+30.39\xi^4$

($\xi\leqq 0.6$ で 0.5%)

$F(\xi)\fallingdotseq 0.265(1-\xi)^4+(0.857+0.265\xi)/(1-\xi)^{3/2}$

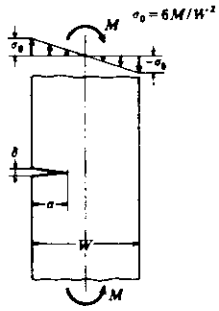
($\xi<0.2$ で 1 % 以下, $\xi\geqq 0.2$ で 0.5%)

$$F(\xi)\fallingdotseq\sqrt{\frac{2}{\pi\xi}\tan\frac{\pi\xi}{2}}\,\frac{0.752+2.02\xi+0.37\{1-\sin(\pi\xi/2)\}^3}{\cos(\pi\xi/2)}$$

(0.5% 以下)

なお, $F(0)=\beta\fallingdotseq 1.1215$, $\lim_{\xi\to 1}F(\xi)=\beta/(1-\xi)^{3/2}$

片側にクラックのある帯板の単純曲げ



応力拡大係数：

$K_I=\sigma_0\sqrt{\pi a}\,F(a/W)$；

ただし, $\sigma_0=6M/W^2$ は外皮曲げ応力(M は単位厚さあたりの曲げモーメント)。

$a/W=\xi$ とおくと

$F(\xi)\fallingdotseq 1.122-1.40\xi+7.33\xi^2-13.08\xi^3+14.0\xi^4$

($\xi\leqq 0.6$ で 0.2% 以下)

$$F(\xi)\fallingdotseq\sqrt{\frac{2}{\pi\xi}\tan\frac{\pi\xi}{2}}\,\frac{0.923+0.199\{1-\sin(\pi\xi/2)\}^4}{\cos(\pi\xi/2)}$$

($0\leqq\xi\leqq 1$ で 0.5% 以下)

なお, $\begin{cases}F(0)=\beta\fallingdotseq 1.1215,\\ \lim_{\xi\to 1}F(\xi)=\beta/3(1-\xi)^{3/2}\end{cases}$

Fig. 13.22 Stress Intensity Factors for Edge Cracked Specimen (cited from Ref. (3))

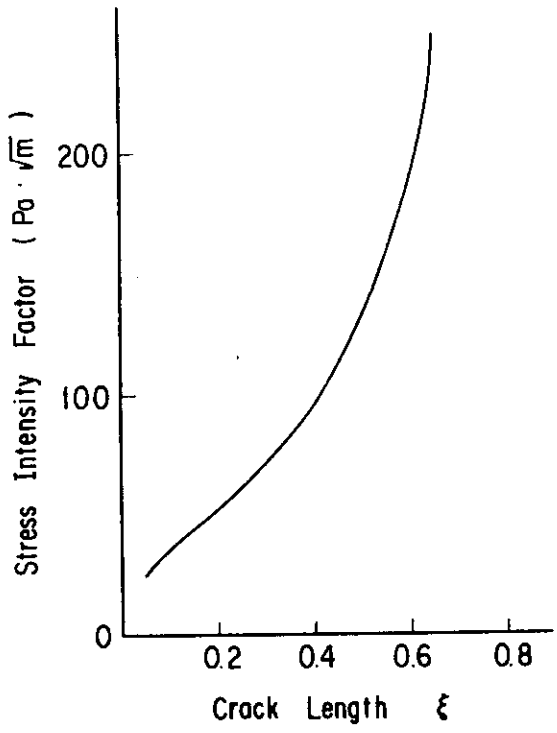


Fig. 13.23 Stress Intensity factor of the First Wall under Uniform Tension and Bending Stress

14. 小型準定常運転炉の検討

核融合の小型化は経済性の観点から不可欠である。装置の大きさを決める要因に1つとして，燃焼期にOHコイルで電流を維持するための磁束がある。ある決められた装置パラメーターでトロイダルベータ（β_t）はプラズマ温度Te = 10keVで最小になる。MHD安定性の観点からβ_tが最小になるTe = 10 keVを選ぶと，磁束を確保するための空間は燃焼時間から決まる。

物理現象解明のために必要な燃焼時間の主なものとして，①α粒子の減速時間，②鋸歯状波振動繰返し時間，③熱的不安定性成長時間，④ヘリウム灰蓄積時間，⑤抵抗性表皮時間，⑥FCT平衡維持時間が考えられる。これらの中で最も長いものは抵抗性表皮時間である。これは，

$$\tau_{SK} = 5.69\kappa\ a^2 T_e^{\frac{3}{2}}$$

と表わすことができる。ここでT_e：keV，a：m単位である。

第1編のFER-Qとプラズマ性能が変わらないように装置パラメーターを選定する。選定基準は，

① 小半径aは変えない（a = 1.12m）。

② 非円形度κ = 1.5，安全係数$q_\varphi \simeq 2.5$

とする。この条件の下では，τ_{SK} = 330秒となる。そこで燃焼時間を500秒と設定してプラズマパラメーターを決定する。

解析モデルは第1編2.2節で述べたものを用いる。Table 14-1に燃焼時間500秒における装置パラメーターを示す。FER-Qの燃焼時間2000秒から500秒に短縮した分だけ主半径が低減した。安全係数をFER-Qと同じ値にしているので，主半径の低減に伴ないトロイダル軸上磁場が減少し，プラズマ電流が増大した。核融合出力はプラズマ体積の減少に伴ないFER-Qの385 MWから340 MWに減る。

Table 14-1 Plasma parameters for compact quasi-steady operation reactor

プラズマパラメーター		準定常運転
主半径	(m)	4.5
副半径	(m)	1.1
非円形度		1.5
トロイダル磁場（軸上）	(T)	5.07
プラズマ電流	(MA)	6.22
平均イオン密度	(m^{-3})	1.37×10^{20}
平均イオン温度	(keV)	10
ベータ値	(%)	5.1
核融合出力	(MW)	340
壁負荷	(MW/m^2)	0.9
安全係数		2.5
電流駆動用パワー（燃焼時）	(MW)	—
Q値		∞
OHフラックス	(V·S)	35.
燃焼時間	(S)	500.

15. 完全定常核融合実験炉（FER－S）

15.1 序

本編では，将来の核融合炉の概念を明確にするために，その1つと考えられる完全定常核融合実験炉（FER－S）を検討する。トカマク型核融合炉をパルス運転から準定常運転にすることにより，①プラズマ立上げ期のPFコイルのピークパワーを低減，②TFコイルの機械的繰り返し疲労を軽減，③DT燃焼時間を長期化する等の利点が生まれる。更に，完全定常運転にすることにより，次の利点が生まれる。

① 炉の小型化
② 炉材の熱的繰り返し疲労を軽減
③ 炉の稼動率を向上
④ 蓄熱器が不要
⑤ コイルのACロスを低減

本検討においては，設計の簡潔化を図るために基本的には炉構造は第I編の準定常核融合実験炉と同一とする。このために，本編では完全定常核融合実験炉として特徴的及び本質的と考える炉心プラズマ（2章）と高周波電流駆動系（3章）を詳細に述べる。従って，炉本体構造，炉心構造物，マグネットシステム，電源系，ニュートロニクス設計，プラズマ位置制御，炉本体組立分解修理，計測系等は第I編を参照することとし，ここでは割愛する。

15.2 炉心プラズマ

15.2.1 炉心プラズマの基本的考え方

ここ数年のRF電流駆動実験は，[1~4]低域混成波（LHW）による低密度領域（$10^{18}\,m^{-3}$のオーダー）に限られていることから，核融合実験炉にLHW電流駆動を適用し，準定常運転シナリオを採用した。しかし，ごく最近のRF電流駆動実験では，イオンサイクロトロン周波数帯(ICRF)のRFによる高密度（$10^{20}\,m^{-3}$ のオーダー）プラズマを対象とした電流駆動に成功している。また，理論的にはICRF電流駆動はその電流駆動効率が高いことが示されている。そこで，全密度領域におけるRF電流駆動を前提とし，完全定常運転シナリオを採用する。

RF電流駆動による完全定常運転シナリオでは基本的にOHコイルは不用であり，トーラス中心部のOHコイルを取去って炉を小型化することが可能である。しかし，本検討ではプラズマの位置，形状制御性を考慮し，OHコイルを設ける。OHコイルは500秒の燃焼時間に相当する磁束を発生することができるものと仮定した。

完全定常運転におけるプラズマパラメーターの設定では，DT燃焼期におけるQ値（$Q = P_F/P_d$，P_F：核融合出力，P_d：電流駆動用RFパワー）を大きくすることが重要になる。核融合プラントの正味の電気出力P_{net}はQ値と

$$P_{gross} = (P_{net} + P_{other}) \left(1 - \frac{\alpha_c}{\eta_R Q}\right)^{-1}$$

の関係がある。ここで，α_c：電気出力から熱出力への変換係数，$P_{gross} = \alpha_c P_F$，η_R：RF発振器の電気入力からプラズマ吸収までの発振効率，伝送効率，プラズマ吸収効率等の総合効率，P_{other}：P_d 以外の所内消費パワーである。P_{gross} を減らすためには α_c/η_R より大きいQ値を選び，プラント所内電力の消費量を減らす必要がある。このために，装置パラメータを設定した後には，Q値が最大になるプラズマパラメーターを選定する。

完全定常炉では，炉構造の簡単化のために，予備電離プラズマ生成，プラズマ電流の立上げ及び維持，プラズマ加熱等の機能を全てRFで行う。RFポート数を低減するために，第1案では電流駆動用RFでプラズマ加熱も行うことにする。第2案では電流駆動用RFと加熱用RFを分離する。すなわち，第1案では電流駆動及び加熱用に圧縮アルベン波（CAW）を，第2案の加熱用にはイオンサイクロトロン波を，予備電離用RFには電子サイクロトロン波を用いる。

炉運転シナリオの設定に当っては，ポロイダルコイル電源及びRF電源系のピーク容量を低減し，基本的には系統電力からとるという前提に基づくものとする。

制御用ポロイダルコイルは原則として全てのトロイダルコイルの外側に配置し，平衡磁場配位を実現できるものとする。

各RF入射用アンテナは，外側ブランケットの一部を切りさいて設置するものとし，原則として簡単な操作手順で交換可能とする。

以下では，電流駆動用RFの種類の選定，プラズマパラメーターの選定，完全定常運転シナリオ等について述べる。

15.2.2 電流駆動用高周波の種類の選定

電流駆動用RFを次に示す基準に基づいて選定する。

(1) 燃焼期において大きなQ値を得るために，電流駆動効率 j／p の大きいこと。

(2) 駆動電流分布が中心集中型になるRFで，プラズマ・ランチャー結合系は簡単な構造のもの

(3) RF発振器の発振効率が大きく，RF伝送系が簡単であること。

先ず，低域混成波（LHW），圧縮アルベン波（CAW），電子サイクロトロン波（ECW），マイノリティによるイオンサイクロトロン波（MICRF）に関する電流駆動効率を比較する。規格化した駆動電流 $\hat{j} = j/n_e v_t e$，規格化したRFパワー $\hat{p} = p/n_e m_e v_t^2 \nu_0$ を用いると，

$$j/p = \frac{2\pi\epsilon_0^2 m_e v_t^2}{n_e e^3 \ln\Lambda} \frac{\hat{j}}{\hat{p}} = 1.0 \times 10^{18} \frac{T_e}{n_e} \frac{\hat{j}}{\hat{p}}, \qquad (1)$$

となる。ここで，m_e，e，v_t は電子の質量，電荷，熱速度である。ν_0 は衝突周波数，$\ln\Lambda$ はクーロン対数（$\ln\Lambda = 20$ とした），電子温度 T_e はkeV単位，他はMKSである。LHWの $\hat{j}/\hat{p}$ は[5,6]

$$\hat{j}/\hat{p} = \frac{u_2^2 - u_1^2}{u_1^3 \ln(u_2/u_1) K} \qquad (2)$$

である。ここで，$u = v_z/v_t$，スペクトルは $u_1 \leq u \leq u_2$ に局在する。2次元モデルからの補

正係数としてK = 0.392 を用いる[7]。

CAWはu < 1，$\omega \ll \omega_{ci}$ の進行波である（ω_{ci} はイオンサイクロトロン周波数）。CAWは[8]

$$\frac{\hat{j}}{\hat{p}} = \frac{3C_\omega\ u_2^2 - u_1^2}{2\quad u_2^3 - u_2^3}, \tag{3}$$

の電流駆動効率を持ち，$C_\omega = 13$ である。$u_2/u_1 \approx 0.8 - 0.9$ の狭いスペクトル幅のCAWに対して，$\hat{j}/\hat{p} = 19.6\ n_{11} v_t/c$ である。n_{11} はRFの屈折率で，cは光速である。イオンランダウ減速を避ける伝播条件（$\alpha = \omega/k_{11} v_{ti}$，$k_{11} = N/R$，N：トロイダルモード数，R：プラズマ主半径，$v_{ti}$：イオン熱速度）に従って，CAWの屈折率は

$$\frac{c\,k_{11}}{\omega_{ci}} \ll n_{11} \lesssim \frac{c}{\alpha v_{ti}} \tag{4}$$

を満足しなければいけない。

ECWの電流駆動効率は

$$\frac{\hat{j}}{\hat{p}} = \frac{\hat{S}\cdot D(u\omega^3)}{\hat{S}\cdot D\omega^2}\ \frac{4}{5 + Z_{eff}} \tag{5}$$

である。ここで，$\omega = v/v_t$，$\hat{S}$はRFが電子を押す方向の単位ベクトルである[9,10]。$Z_{eff} = 1.5$ の場合，$\hat{j}/\hat{p} = 1.3\ \omega^2$ である。

MICRFの場合[11]

$$\hat{j}/\hat{p} = \frac{3\ (1 - Z_\alpha^{-1})}{1 + m_\alpha/m_i}\ \frac{\tilde{\omega}^2}{(1 + Y\tilde{\omega}^3)^2} \tag{6}$$

$$Y = \frac{1}{3}\ \left(\frac{2}{\pi}\right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{m_e}{m_\alpha}\right)^{\frac{1}{2}}\ \frac{1}{1 + m_\alpha/m_i}$$

である。ここで，m_α，$v_{t\alpha}$，Z_α はマイノリティイオンの質量，熱速度，電荷である。m_i はイオンの質量，$\tilde{\omega} = v_z/v_{t\alpha}$ である。

Fig.15.2.2－1に上記RFの電流駆動効率 j／p を示す。各RFにおいて最大の j／pを与えるパラメーターを選んだ。n_e の依存性は各RF共同じであるので，一律 $n_e = 10^{20}\,m^{-3}$ とした。LHWでは $u_1 = 3$，$u_2 = 4$ とした。CAWの屈折率は $n_{11} = 30$ である。ECWは $\omega = 4$ とした。MICRFではマイノリティに ^{3}He を選び $\tilde{\omega} = 4$ とした。$T_e \leq 2.5$ keV ではLHWの電流駆動効率が他のRFより大きいが，$T_e \geq 2.5$ keV ではCAWが最も大きくなる。

次に，選定基準(2)，(3)について述べる。一般に，RF発振器の効率 η_g について，周波数が低い程 η_g は大きくなる。ダブルティアリングモードを誘起すると考えられているホロー分布の電流は，避けるべきである。CAWは $\eta_g \approx 70$ %と高く，電流分布は中心集中型であるので電流駆動法として適している。LHWは導波管列を使用することが可能であり，$\eta_g \approx 50$ %と比較的大きい。大きな j／pを得るにはuを大きくする必要がある。しかし，LHWのプラズマへの近接条件からuを大きくするには制限がある。そのために，大きい j／pを達成してかつLHWをプラズマ中心まで伝播させることはできない。言いかえると，大きい j／pを得ると電流分布はホロー型になる。

ECWは導波管が使える。$\eta_g \approx 35$ %と低いために定常運転の電流駆動法としてECWを使うことは難しい。MICRFは電流駆動率が低すぎる。以上の結果，CAWがFERの電流駆動法とし

ては最適であると考える。[12-14)]

CAWについて，更に詳細に検討する。CAWの中にはその位相速度によって，3つに分けられる。すなわち，

(1) $W_e < 1$ ， $\omega \ll \omega_{ci}$ ， $n_{//}$ が大きい RF

(2) $W_e < 1$ ， $\omega \sim \omega_{ci}$ ， $n_{//}$ が大きい RF

(3) $W_e > 1$ ， $\omega \sim \omega_{ci}$ ， $n_{//}$ が小さい RF

である（W_e ＝位相速度／v_t）。(1)はFig.15.2.2－1で示した波に相当する。以下では，便宜上，(1)をCAW，(2)をLSMS（low speed magnetosonic wave），(3)をHSMS（high speed magnetosonic wave）と呼ぶことにする。

CAWは$n_{//}$が大きい。しかし，$\omega \ll \omega_{ci}$のために$k_{//}$は他のRFに比べて小さい。すなわち，波長$\lambda_{//}$が大きい。HSMSも$k_{//}$が小さいために，$\lambda_{//}$が大きい。これに対して，LSMSは$k_{//}$が大きいために$\lambda_{//}$が小さい。高電流駆動効率を得るにはLSMSの$k_{//}$は$k_{//} \approx 80$，$\lambda_{//} \approx 0.1$ mとなり，アンテナ製作上困難である。このため，本検討ではCAWとHSMSに限定して以下の議論を進める。特に以下では，アンテナ系も考慮した電流駆動について述べる。

従来，電流駆動効率が最大になる高周波パラメータを選定してきたために．高周波アンテナ系に対する負担が大きくなっていた。従って，電流駆動効率が大きく，かつ，アンテナ系に対する負担が少ない高周波パラメータを選定する必要がある。

圧縮アルベン波の分散式

$$k_{//}^2 + k_{\perp}^2 = \omega^2 / v_A^2 \tag{7}$$

から，周波数fは

$$f = \frac{\omega}{2\pi} = \frac{v_A}{\lambda_{//}} \sqrt{1 + \left(\frac{\ell}{2a}\right)^2 \lambda_{//}^2} \tag{8}$$

と表わせる（$k_{//,\perp}$：波数kの磁場に対する平行，垂直成分，v_A：アルベン速度，ℓ：動径方向モード数，a：副半径，$\lambda_{//} = 2\pi / k_{//}$）。

また，電流駆動パワーP_{rf}は

$$P_{rf} = 1.4 \times 10^{-1} R \left\{ \frac{1 + \left(\frac{\ell}{2a}\right)^2 \lambda_{//}^2}{\beta} \right\}^{\frac{1}{2}} \frac{n}{T} I_{rf} \tag{9}$$

である（R：主半径，β：ベータ値，n：プラズマ密度（$10^{20}\,m^{-3}$），T：プラズマ温度（10^4eV），I_{rf}：駆動電流（単位MA），他の物理量はMKS単位）。

アンテナ1本当りからプラズマに入射できるパワーP_{port}は

$$P_{port} = 2.20 \times 10^{-5} R_a \ell_A V_0^2 \frac{\lambda_{//}^2}{d_1} \left[1 + 1.83 \times 10^7 \frac{\beta}{\ell_A^2 T} \frac{\lambda_{//}^2}{1 + \left(\frac{\ell}{2a}\right)^2 \lambda_{//}^2} \right]^{-1} \tag{10}$$

である（R_a：プラズマの負荷抵抗，ℓ_A：ポロイダル方向アンテナ長，V_0：アンテナの最大電圧，E_{max}：電場の最大値，$d_1 = V_0 / E_{max}$）。このように，(7)～(10)式は$\lambda_{//}$の関数として表わすことができる。

高周波からプラズマへのエネルギーの吸収機構はランダウ衰減である。加熱パワーのプラズマへの吸収機構はサイクロトロン共鳴減衰であり，Fig.15.2.2－2に示すようにプラズマ中にはサイクロトロン共鳴の高周波が多数存在する（f_{CD}：重水素の基本サイクロトロン周波数，f_{CT}：三重水素の基本サイクロトロン周波数）。電流駆動用高周波の周波数fは，高調波と共鳴しないように選ばれる（$f \fallingdotseq nf_{CD}$，mf_{CT}，m，n＝1，2，3，…）。

Fig.15.2.2－3に，周波数f，駆動パワーP_{rf}，をプラズマに注入するのに必要なアンテナ数N_{port}，W_e（＝位相速度／熱速度）を波長$\lambda_{//}$の変数として示す。

周波数は$f < f_{CT}$でサイクロトロン共鳴は避けている。

Fig.15.2.2－3において，波長$\lambda_{//}$を大きく周波数fを小さくすると，アンテナ1本当りの入射パワーが増加するのでアンテナ列の数を減らすことができるが，駆動パワーが増えるために電流駆動効率が下がる。一方，波長を小さく周波数を大きくすると，アンテナ入射パワーが減少するのでアンテナ列数が増れるが，駆動パワーが減少するので電流駆動効率が上がる。このように，アンテナ列数と電流駆動効率とはトレイドオフの関係にある。

Fig.15.2.2－4に，サイクロトロン共鳴を避けた，$f_{CD} < f < 2f_{CD}$，$3f_{CT}$領域にある高周波のP_{rf}，N_{port}，W_eの$\lambda_{//}$依存性を示す。この場合，$W_e > 1$であり，真空波長は5mとなりアンテナ設計が楽になると思われるが，電流駆動効率が下がる。

現段階において，どちらがFER電流駆動用RFとして優位であるかは決めかねる。従って，アンテナ設計が可能な限り電流駆動効率がHSMSより大きいCAWを用いることとする。

参考文献

(1) Yamamoto T., Imai T., Shimada M., Suzuki N., Maeno M., et. al, Phys. Rev. Lett. 45 (1980) 716.

(2) Hooke W., Sernabei S., Boyed D., Cavallo A., Chu T.K., in Plasma Physics and Controlled Nuclear Fusion Research (Proc. 9th Int. Conf. Baltimore, 1982) IAEA-CN-41/C-5.

(3) Tanaka S., Terumichi Y., Maekawa T., Cho T., Nakamura M., et.al, in Plasma Physics and Controlled Nuclear Fusion Research (Proc. 9th Int. Conf. Baltimore, 1982) IAEA-CN-41/C-1-3.

(4) Ohkubo K., Takamura S., Kawahata K., Tetsuka T., Matsuura K., et.al, Nuclear Fusion 22 (1982) 203.

(5) FISCH, N.J., Phys. Rev. Lett. 41 (1978) 873.

(6) YUEN, S.Y., KAPLAN, D., COHN, D.R., Nucl. Fusion 20 (1980) 159.

(7) KARNEY, C.F.F., FISCH, N.J., Phys. Fluids 22 (1979) 1817.

(8) FISCH, N.J., KARNEY, C.F.F., Phys. Fluids 24 (1981) 27.

(9) FISCH, N.J., BOOZER, A.H., Phys. Rev. Lett.45 (1980) 720.

(10) KARNEY, C.F.F., FISCH, N.J., Nucl. Fusion 21 (1981) 1549.

(11) FISCH, N.J., Nucl. Fusion 21 (1981) 15.

(12) 核融合実験炉（FER）の概念設計（オプションA） JAERI-M 83-213

(13) OKAZAKI T. MAKI K., KOBAYASHI T. et.al : Nucl. Fusion 24 (1984) 1451.
(14) OKAZAKI T., SUGIHARA M., NISHIO S. FUJISAWA N. Nucl. Eng. Design／Fusion, 3 (1985) 73.

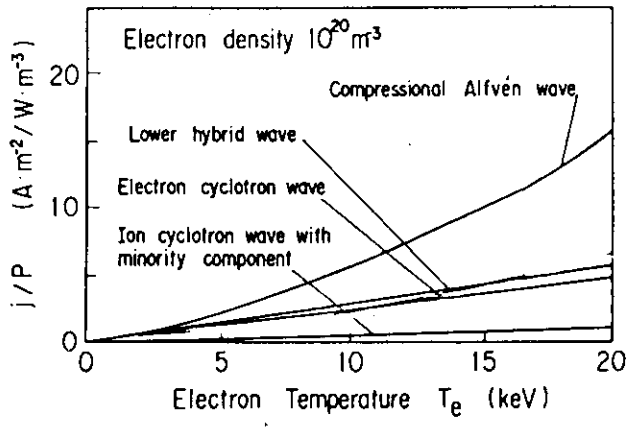


Fig. 15.2.2-1 Current drive efficiency for various RF waves

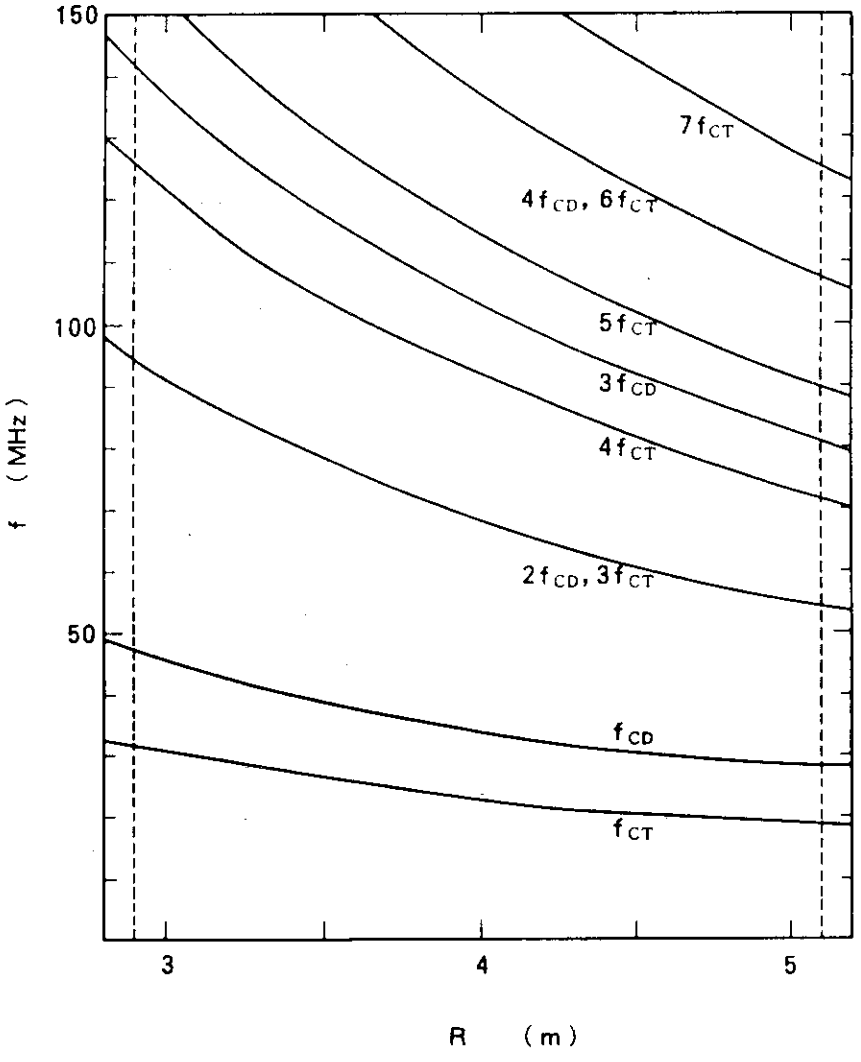


Fig. 15.2.2-2 Higher harmonics of ion cyclotron wave in the plasma

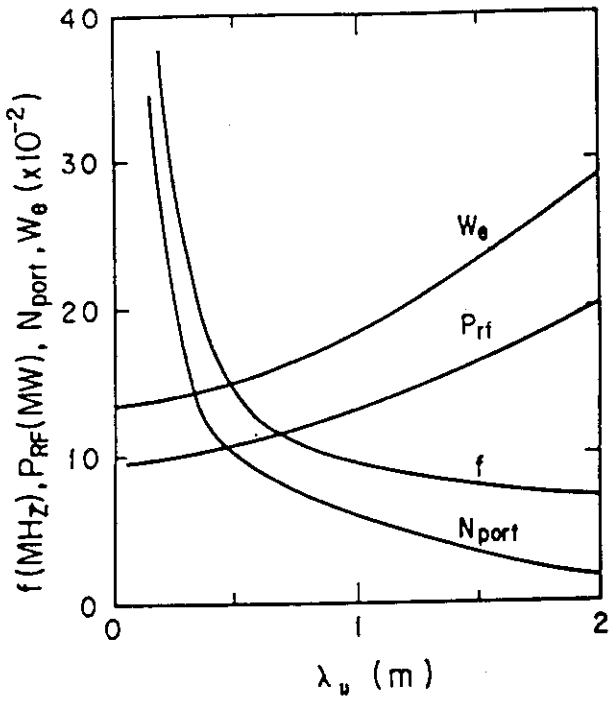


Fig. 15.2.2-3 The λ dependence of the frequency, RF power, the number of RF antenne and W_e (phase velocity/thermal velocity), (T_e = 14 KeV, ℓ = 2).

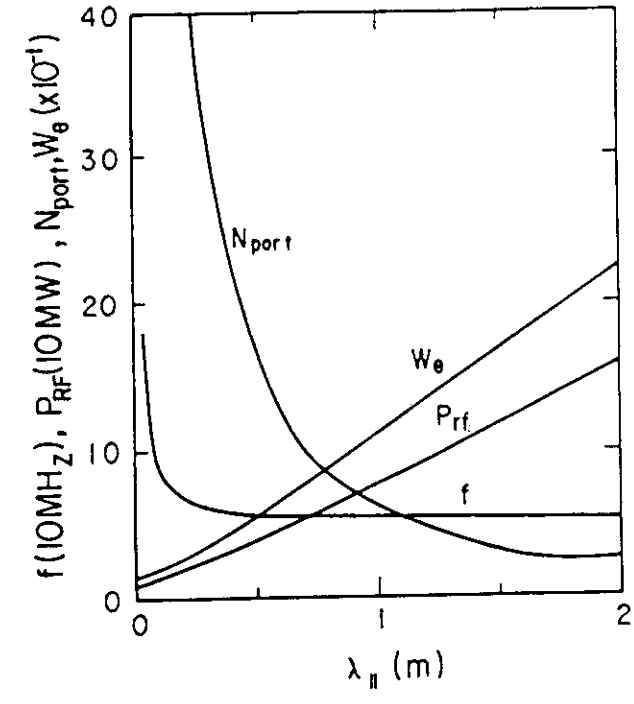


Fig. 15.2.2-4 The λ dependence of the frequency, RF power, the number of RF antenne and W_e, (T_e = 14 KeV, ℓ = 18).

15.2.3 装置及びプラズマパラメーターの設定

完全定常運転炉の最大の利点は，勿論炉の定常運転であるが，その他にもトーラス中心のOHコイルを取り去ってあるいは磁束（フラックス）を確保するのに必要な空間を減少させることで炉を小型化することが可能である。但し，トーラス中心部にはOHコイルのみではなく，制御用コイルもあり形状制御等の役割も果している。これらのコイルを取り去って炉運転の全期間で望ましいプラズマ形状制御ができる事が必要である。概略の検討ではその見通しが得られている。[1~2)]

炉の小型化に伴ない問題となるのは，閉じ込めやベータ値，核融合出力，壁負荷等のプラズマ性能であり，それを所定の値に保つための装置やプラズマパラメータの設定である。大半径を小さくすると軸上トロイダル磁場は小さくなり，またアスペクト比が小さくなるために，バルーニング不安定性から決まる理論的最大ベータ値は大きくなる。これらの点を踏まえて，装置パラメーターに関するサーベイに基づき[3)]，装置パラメータを選定した。

装置パラメーターの選定に当っては，準定常炉FER−Qとの比較を明確なものにするためにプラズマ性能は変わらないように留意した。そのために，選定基準は

(1) 装置の小型化のためにプラズマ主半径Rは小さくするが，小半径aは変えない（a=1.1 m）。

(2) 高ベータ値を確保するために，非円形度κ（$\kappa=1.5$），安全係数q_φ（$q_\varphi=2.5$）は変えない。

とする。

更に，本検討ではプラズマの位置形状制御性を考慮して，35V・sを確保するように，装置パラメーターを決める。このために，純粋に完全定常運転のみを目指して小型化を図った炉に比べて，フラックスを確保する空間が必要となるために炉は多少大きくなる。以下では，上記の基準に合う装置パラメーターを決める手法について述べる。

解析モデルは，プラズマ性能を評価するためのパワーバランス方程式と，炉構造特にラディアルビルドを決めるための方程式から成り立っている。この解析モデルは第I編でも使われているので，本項では特徴的な部分のみを説明する。

パワーバランス方程式

パワーバランス方程式は，自己点火条件を表わし，

$$\frac{3}{2}k_B nT\left(\frac{1}{\tau_{E_e}}+\frac{1}{\tau_{E_i}}\right)+P_{br}+P_{sy}=\frac{1}{4}n^2<\sigma v>E_\alpha f_r\left(1+\frac{5}{Q}\right) \quad (1)$$

である。ここで，k_B：ボルツマン定数，n：プラズマ密度，T：プラズマ温度，P_{br}は制動輻射損失，P_{sy}はシンクロトロン輻射損失，Qはパワー増倍係数で

$$Q=\frac{P_F}{P_{in}} \quad (2)$$

である。P_F：核融合出力，P_{in}：プラズマへの入射パワーである。燃焼時において，OHコイルでプラズマ電流を駆動すれば$P_{in}\simeq 0$であるからQ≃∞である。RF電流駆動でプラズマ電流を維持すれば$P_{in}=P_{rf}$（P_{rf}：電流駆動用RFパワー）である。2.2節で電流駆動用RFとして，CAWに決めることを述べたが，CAWのRFパワーは，

$$P_{rf} = 1.07 \times 10^{-17} \frac{Rn}{n_{11} T^{\frac{3}{2}}} I_{RF} \tag{3}$$

である。I_{RF} はRF駆動電流である。燃焼時には $I_{RF} = I_p$ である。屈折率は P_d をできるだけ減少させるように $n_{11} \approx 30$ とする。

エネルギー閉じ込め時間（τ_{E_e}, τ_{E_i}）については，まだ物理的に解明されていない。このために，多くの実験則，理論則が提案されている。ここでは，イオンエネルギー閉じ込め時間には新古典則を用い，Alcator則を電子エネルギー閉じ込め時間として用いる。

(1)式の右辺第1項は α 加熱を表わす。$<\sigma v>$ はDT反応断面積，$E_\alpha = 3.52$ MeV，f_r はn，Tのプロファイルに関する補正係数である。

プラズマ性能の表わす指標として，ベータ(β)があり，ベータ値は高いことが望ましい。しかし，現時点の実験ではベータ限界が観測されている。このベータ限界 β_c は

$$\beta_c = 3.5 \frac{I_p}{aB} \tag{4}$$

で表わされる。a：副半径(m)，I_p：プラズマ電流（MA），B：トロイダル磁場(T)である。理論的にMHDバルーニング不安定性より求めたベータ値の上限は

$$\beta_{max} = 7.8 \times 10^{-2} \, q_\varphi^{-0.54} \, (A-1)^{-0.76} \, \kappa^{1+0.14(q_\varphi - 1)} \tag{5}$$

である。これは β_c とよく一致する。実験上観測されているベータ限界は，不純物制御や加熱効果の向上により更に大きくなる可能性があり，実際に $\beta_c = 4 \, I_p / aB$ とする場合がある。このようなベータ値の向上は今後も続くものと考えられるので，FER設計では(5)式を1.54倍したベータ値を用いるものとする。

ベータ値はその定義から $\beta = 2 \, n \, k_B \, T / (B^2 / 2\mu_0)$ である。選定基準に従い，$\kappa = 1.5$，$q_\varphi = 2.5$ とすると，(5)式より β_{max} はaとRの関数として決まる。一方，トロイダル磁場は

$$B = B_{max} \left(1 - \frac{1 + \Delta / a}{A}\right) \tag{6}$$

である。ここで，Δ はプラズマからTFCコイル前面までの遮蔽厚である。(6)式からわかるように，Bはaとの関数で決まる。従って，密度nは

$$n = \frac{B^2}{4 \mu_0 k \beta T} \, 1.54 \, \beta_{max} \tag{7}$$

と表わされ，Tが決まればaとRの関数として決まる。

ポロイダル磁場 $B_p = I_p / (5 \times 10^6 a \kappa_\ell)$（$I_p$：A単位，$\kappa_\ell = \sqrt{(1+\kappa^2)/2}$），及び $q_\varphi = aB / RB_p$ からプラズマ電流は

$$I_p = 5 \times 10^6 \kappa_\ell \frac{a^2 B}{q_\varphi R} f_t \tag{8}$$

である。f_t は円柱近似に対するトロイダル効果を表わす補正係数で $f_t = (1 + 0.287/\sqrt{A})(1 + 1.82/A^{1.5})$ である。(8)式より，κ，q_φ を固定すると I_p はaとRの関数となる。

以上の考察から，パワーバランス式(1)はTをパラメーターとすればaとRの関数とみなすことができる。

炉構造の制約方程式

(5)式から明らかなように，高ベータ値を得るにはアスペクト比A（A＝R／a）を小さくすることが考えられる。しかしながら，ここではフラックスを確保する空間（r_v）を炉に持たせるために，Rの減少には限りがある。その他にも，TFコイル導体，遮蔽体等がある。Fig.15.2.3－1に炉心構造物のラディアルビルドを示す。Δ_pはPF（OH）コイル幅，gはOHコイルとTFコイル間のギャップ，t_1はTFコイルキャンの幅，Δ_TはTFコイル導体幅，Δはt_1，真空容器厚，遮蔽厚，ブランケット領域第1壁，スクレイプオフ層を含めた空間，である。これらを用いて主半径は，

$$R = r_v + \Delta_p + g + t_1 + \Delta_T + \Delta + a \qquad (9)$$

と表わせる。

OHコイルに要求される磁束量は$\varphi_{OH} = 35$ V. sを仮定する。物理現象解明のために必要な燃焼時間の主なものとして，α粒子スローイング時間，鋸歯状波振動繰り返し時間，熱的不安定成長時間，ヘリウム灰蓄積時間，抵抗性表皮時間，FCT平衡維持時間が考えられる。これらの中で最も長時間なものは抵抗性表皮時間である。抵抗性表皮時間は

$$\tau_{SK} = 5.69\,\kappa a^2\, T_e^{\frac{3}{2}} \quad (s)$$

である。ここで．T_eはkeV単位，aはm単位である。

T＝10 keV，$\kappa = 1.5$，a＝1.1 mとすると，$\tau_{SK} = 330$ sである。35 V.sは500 秒の燃焼時間に相当する磁束である。物理現象解明のための燃焼時間を確保したことにもなる。

OHコイルのフラックスを確保する空間は，

$$\pi r_v^2 B_v = \frac{1}{2} \times 35$$

で与えられる。B_vは上記空間の磁場である。I_pは(8)式からaとRの関数として決まるので，r_vもaとRの関数として求めることができる。実際にはPFコイル内にもフラックスが存在する。また，フラックスは平衡用及びプラズマ立上げあるいは立下げ期にも消費されるのでこれらも考慮する必要がある。これらの点については，第I編2.2節で述べられているのでここでは省略する。OHコイルの最大磁場$B_{P\,max} = 7.5$ T，電流密度25A／mm^2，TFコイルの最大磁場$B_{T\,max} = 10.9$ T，電流密度30A／mm^2 の下で，$\Delta_p = 0.37$m，g＝0.34m，$t_1 = 0.19$m，$\Delta_T = 0.54$m，$\Delta = 1.32$mとすると，(9)式はaとRの関数関係を与える式となる。

装置パラメータ及びプラズマパラメーターの選定

未知数aとRに対して，温度Tをパラメーターとして(1)式及び(9)式を解く。Q値を大きくするために電流駆動効率が大きくなるように$n_{11} = 30$が選ばれている。Fig.15.2.3－2にTをパラメーターとした場合のaとRの関係を示している。プラズマ性能は変えないという装置パラメーターの選定基準よりa＝1.1 mを選ぶと，R＝4.5 m。T＝18keVとなる。RとTが決まると，(2)－(8)式の関係を用いて，I_p，n，Q，P_{rf}，β等を求めることができる。Fig.15.2.3－3にその関係を示す。R＝4.5 m，T＝18 keVを取ると，Fig.15.2.3－3から他のパラメーターを決めることができる。

表15.2.3－1に定常運転モードにおけるパラメーターをまとめて示す。

参考文献

(1) 核融合実験炉（FER）の概念設計（オプションA） JAERI−M 83−213.

(2) OKAZAKI.T, MAKI.K, KOBAYASHI.T. et al. Nucl. Fusion 24 (1984) 1451.

(3) SUGIHARA M. et al. JAERI−M 83−139.

Table 15.2.3-1 Plasma parameters for FER-S

Plasma parameter		Steady state
Major radius	(m)	4.5
Minor radius	(m)	1.1
Elongation		1.5
Toroidal field (on axis)	(T)	5.07
Plasma current	(MA)	6.22
Average ion density	(m^{-3})	7.6×10^{19}
Average ion temperature	(KeV)	18
Toroidal β	(%)	5.1
Fusion power	(MW)	346
Wall loading	(MW/m^2)	0.91
Safety factor		2.5
Current drive power (burn phase)	(MW)	10
Q value		35
OH flux	(V.S)	35
Burn time	(S)	∞

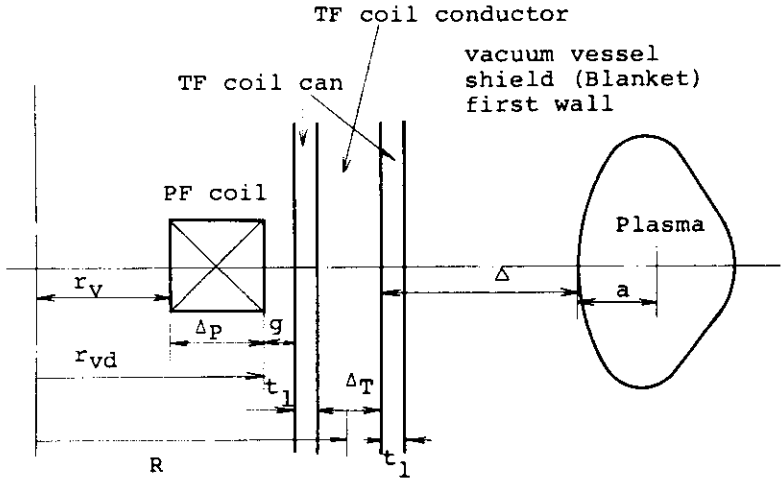


Fig. 15.2.3-1 FER-S radial build

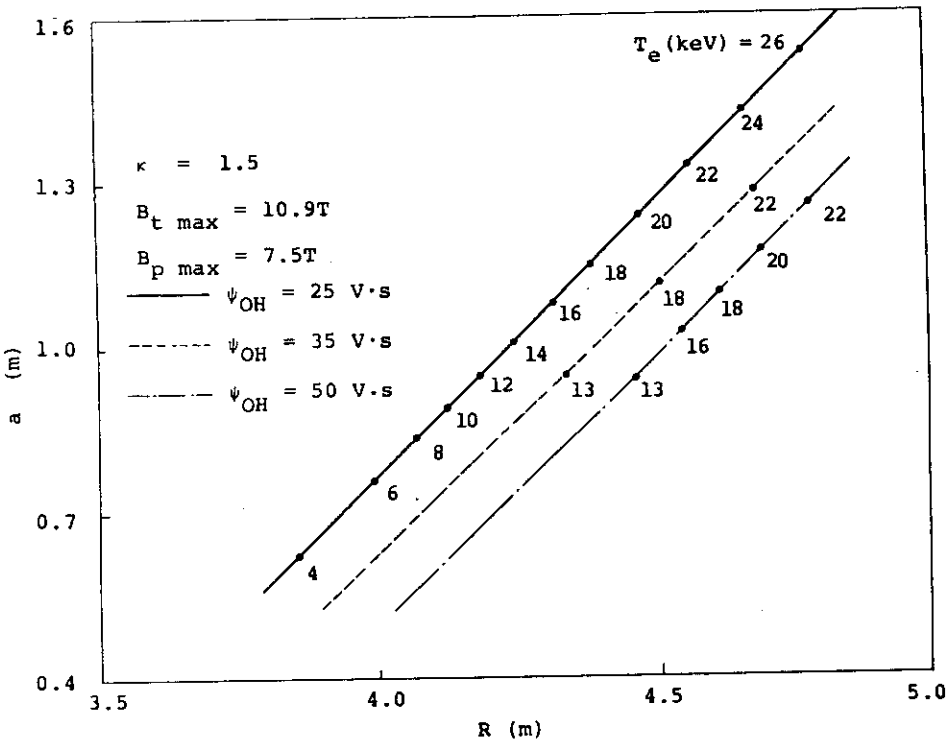


Fig. 15.2.3-2 The relation of reactor size and temperature

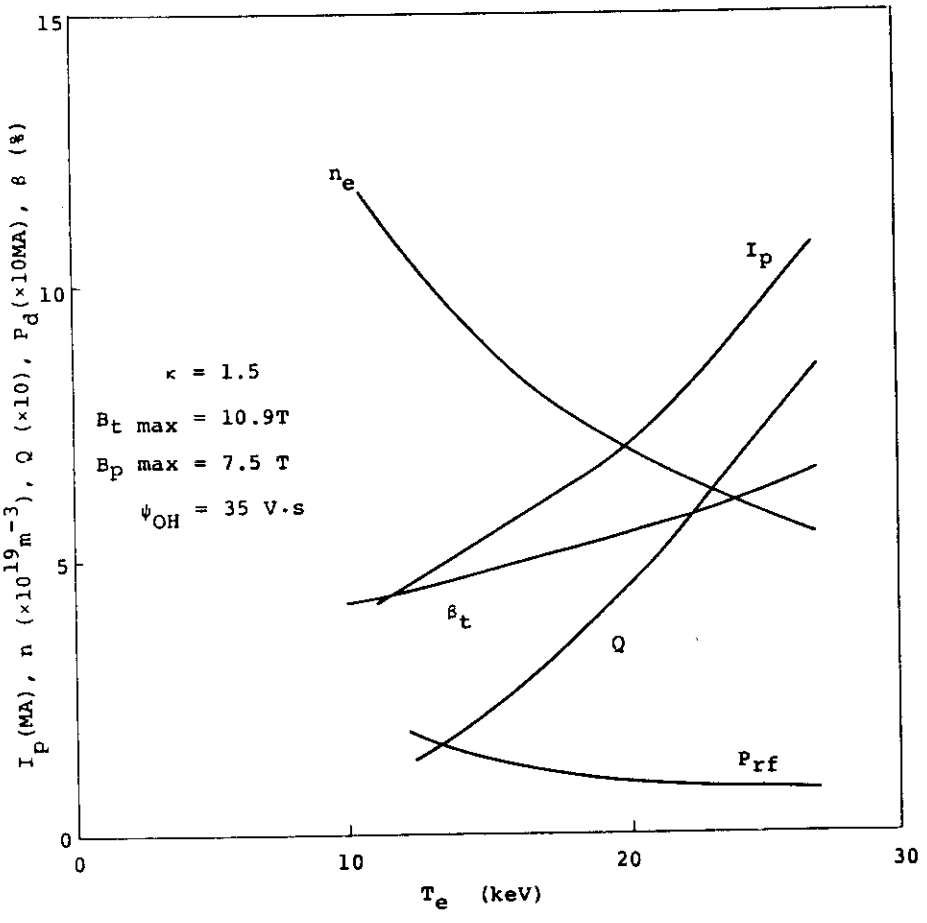


Fig. 15.2.3-3 The relation between the temperature, plasma current and RF power

15.2.4 定常運転シナリオ

本節では完全定常運転シナリオの概略と加熱系・駆動系パラメーターの選定について述べる。

15.2.4.1 全体シナリオの概要

本項では完全定常運転シナリオの概略について述べる。Fig.15.2.4－1に運転シナリオを示す。本シナリオは

① 予備電離フェイズ
② 立上げフェイズ
③ 燃焼フェイズ
④ 立下げフェイズ

で大別できる。全フェイズにおける加熱及び電流駆動は基本的にRFのみで行う。完全定常運転モードはプラズマの立上げ，プラズマ維持，プラズマの立下げという単純なモードである。しかし，RF電流駆動パワーはプラズマ温度，密度の大きさに依存するので，I_p，T，nの立げ方には注意を要する。

以下では，各フェイズに対するシナリオの概要と主要パラメーターの設定，及び基本的な考え方等について述べる。

(1) 予備電離フェイズ

このフェイズの目的は，予備電離プラズマを生成し，RF電流駆動が可能な状態まで初期プラズマを成長させることである。Fig.15.2.4－2に予備電離プラズマ生成から，立上げ初期のプラズマまでの運転法を示す。電子サイクロトロン波（ECW）を低磁場側よりプラズマに入射して，予備電離プラズマのチャンネルを作る。磁気面を形成してプラズマを閉じ込めるためにプラズマ電流を流す必要がある。その方法としてOHコイルを用いる。その他の方法としてはECWによる電流駆動効果を用いることも考えられる。WT－Ⅱ（京大）ではECWにより予備電離プラズマを作り0.5 kAまでECWでプラズマ電流を駆動することに成功している。プラズマ温度は～20 eV程度である。しかし，本検討では，OHコイルの助けを借りて初期プラズマ電流生成をより確かなものにする。

Fig.15.2.4－3に示すような初期プラズマチャンネルから，ECWによるプラズマ温度増加とOHコイルによるプラズマ電流の増大により，Fig.15.2.4－4に示すようなプラズマチャンネルに増大させる。電流駆動用RFとしては2.2節で選定したCAWを用いる。この予備電離フェイズでは，アンテナとプラズマチャンネルとが離れているために，ローディングインピーダンスはFig.15.2.4－5の例で示すように小さい[1]。従って，CAWのアンテナのローディングインピーダンスも小さいと考えられる。従って，このフェイズではRF電流駆動は行わない。アンテナを動かして，プラズマチャンネルに近づけ，プラズマチャンネルの増大とともにアンテナを引き出すことも考えられるが，炉に可動部があると炉構造を複雑にするので本検討では採用しない。

PFコイルの起磁力を低減するために，この予備電離フェイズ初期ではプラズマはリミター配位とする。ECWとOHコイルによりプラズマチャンネルがある程度（I_p～0.5MA，T～ 0.5 keV）になったところで，リミター配位からFig.15.2.4－6に示すシングルヌルダイバーター配位に移す。シングルヌルダイバーター配位になった時に，OHコイルによる電流駆動からCAW

による電流駆動に切り換える。CAWより電流駆動が開始された時点から(2)で述べる立上げフェイズへと移行していく。

表15.2.4－1に予備電離フェイズにおけるプラズマパラメーターを示す。予備電離プラズマの生成は数msから数十msの間に達成されるものとする。ECWの入射パワーは10 MWで数秒間入射する。ECWはO波を用い，プラズマ中心に電子サイクロトロン共鳴層が来るように周波数は $f = 142\ GH_z$ とする。

表15.2.4－2にOHコイルと真空容器のパラメーターを示す。予備電離フェイズにおけるプラズマ一周電圧は～10Vと考える。OHコイル電圧印加時間は～1秒とする。RF電流駆動を用いるので，OHコイルのボルトセカンドの消費量に対する制約がなく，予備電離期間としてはパルス運転モードに比べて長くすることができる。このため，真空容器一周抵抗は $\geq 10^{-5}\ \Omega$ でよい。しかし，これは予備電離フェイズの観点から決めたものである。むしろ，真空容器一周抵抗はプラズマ制御性の方から決まると考える。

予備電離プラズマの特性については未知の部分が多いので，実験データ[2]等を参考にして設定した。ECWの入射パワーによって作られる予備電離プラズマの温度・密度が変わるが詳細なメカニズムは現在のところ不明確である。今後の実験・理論の両面からの進展に期待するところが多い。

(2) 立上げフェイズ

このフェイズの目的は，初期プラズマから燃焼プラズマへのプラズマ温度・密度・電流を立上げることである。Fig.15.2.4－7に，プラズマ立上げフェイズにおける運転法を示す。このフェイズでは，プラズマはダイバータ配位を採り，プラズマ電流はCAWで駆動する。プラズマ電流を立上げる場合，リターン電流が誘起されるために駆動電流の一部が打ち消されるので所定の電流立上げパターンを得るには大きなRFパワーをプラズマに注入する必要がある。このために立上げフェイズでは，プラズマ中の不純物混入量を増やして，燃焼フェイズの実効電荷 $Z_{eff} = 1.5$ に比べて大きい $Z_{eff} = 2$ とする。これは，プラズマのパワー損失量を増し電流駆動用RFパワーが多くプラズマに注入できるようにするためである。CAWの注入パワーは駆動と同時に加熱の役目も持っているので，詳細は15.2.5節で述べるように，パワーバランスを満たすように決める。CAWは電流駆動のみで加熱パワーは別途用意するシナリオではICRFを用いる。しかし，これは現段階では第2候補とする。

立上げフェイズのシナリオを決定するに当っては，15.2.5節で述べるRF注入エネルギーを最小にするシナリオを参考にした。15.2.5節の結果から，立上げフェイズでは $Z_{eff} = 2$ を選んだ。しかし，立上げ初期において，RF注入エネルギー最小のシナリオではRFパワーが大きくなる（$P_{rf} \geq 70$ MW）。これを避けるために，RF注入エネルギー最小のシナリオとは必ずしも一致しなくなるが，RFパワーを下げて，立上げ時間の延長化を行った。

表15.2.4－3に立上げフェイズのプラズマパラメーターを示す。プラズマ温度・密度・電流の立上げパターンは15.2.5節を参考にする。立上げ時間は500sで，CAW注入パワーは40 MWである。

トーラス中心部の平衡コイルなしで外側3本のPFコイルのみでプラズマ平衡を達成できる。しかし，立上げフェイズと燃焼フェイズとで同一のプラズマ形状を得るには，立上げフェイズ

でのPFコイルの起磁力が大きくなり設計許容範囲を越える恐れがある。起磁力をある程度制限すると，立上げフェイズ（Fig.15.2.4－8）と燃焼フェイズ（Fig.15.2.4－9）とではプラズマ形状が異なる。このために，プラズマとアンテナ間の距離が立上げフェイズでは増して，アンテナのローディングインピーダンスが低下する可能性がある。これを回避する手法としていくつか考えられるが，本完全定常運転炉では準定常運転モードもできるようにトーラス中心部にPFコイルがあるのでこのPFコイルに平衡磁場成分を持たせることにする。PFコイルの起磁力が増加する要因の一つに，トーラス中心部のPFコイルを取り去ったことがあげられるので，このPFコイルを設置することによって容易に，立上げフェイズと燃焼フェイズとで同一のプラズマ形状が得られると考える。

立上げフェイズから燃焼フェイズへ移行するに当っては，CAWパワーを40 MWから10 MWに減少させる。また，Z_{eff} を2.0から1.5に下げる必要がある。この不純物混入量の制御は，排気ポンプによって行われる。不純物閉じ込め時間が数秒であるから，$Z_{eff}=2.0$ から1.5への移行時間も数秒ないし10秒程度である。従って，立上げフェイズから燃焼フェイズへの移行時間としてはその程度をとっておけば十分である。

立上げシナリオは，ダイバータ，特にダイバータプレートの熱負荷及び排気系の実効的排気速度の観点からもその整合性をとる必要がある。ダイバータ熱負荷Q_{ed}，ダイバータプレート上の密度n_{ed}は近似的に，

$$Q_{ed} \leq n_{ed}\ v_s\ T_{ed}\ 2\pi Rb\frac{B_p}{B_t}$$

で表わされる。ここで，v_s：音速，T_{ed}：ダイバータプレート上の温度，b：ダイバータプレート幅，B_p：ポロイダル磁場，B_t：トロイダル磁場である。ダイバータとの整合性をとるには，ダイバータ近傍で低温・高密度のプラズマが形成される必要がある。現段階の立上げシナリオでは，バルクプラズマ密度の立上げ初期からRFパワー40 MWを注入するために，必ずしも上式を満すとは限らない。上式の近似の精度及び立上げシナリオとダイバータとの整合性は今後の課題である。

(3) 燃焼フェイズ

このフェイズの目的は，DT反応による燃焼を行い，核融合出力を安定に取り出すことである。プラズマ電流はCAWで駆動・維持する。CAWのパワーは，立上げフェイズにおけるリターン電流の誘起がなくなるので，燃焼フェイズでは10 MWである。Z_{eff} は1.5である。

燃焼フェイズにおいて安定な燃焼を確保するためには種々の制御が必要になる。特に長時間燃焼をする完全定常運転では，

1) 燃焼制御
2) ディスラプション制御
3) 不純物制御
4) プラズマ位置・形状制御

等が必要である。1) は温度制御であり具体的な制御法としては，可変トロイダル磁場リップル，プラズマ圧縮・膨張，燃料給排気，等が考えられる（第Ⅰ編，2.7節参照）。2) においては電流分布制御をする必要がある。ECH（～10 MW，～10 s）を用いて，鋸歯状波振動時

に放出したプラズマエネルギーを補償する。また，メジャーディスラプションにおいても，ECHによる局所加熱による温度分布制御を通しての電流分布制御が考えられる。完全定常運転では燃焼フェイズもRF電流駆動を行うので，駆動用RFにより直接電流分布を制御することが考えられる。また，長時間燃焼を想定するので，当然抵抗性表皮時間よりも燃焼時間が長いためにFCT平衡がくずれる。このFCT平衡を維持するのにもRFによる駆動電流分布制御が考えられる。しかし，上記いずれの方法も確立したものはなく今後の課題である。3)，4) に関しては第Ⅰ編で述べられるのでここでは割愛する。

表15.2.4－4に，燃焼フェイズのプラズマパラメーターを示す。プラズマ温度は18 keV，密度は$7.6 \times 10^{19} m^{-3}$ である。電流駆動効率は温度に比例し，密度に逆反例する。この電流駆動効率を大きくしQ値を増大させるために，準定常運転モードに比べて，温度は大きく密度は小さく選ばれている。Q値は35である。壁負荷は0.91 MW/m^2 で1 MW/m^2 以下に選定されている。

(4) 立下げフェイズ

このフェイズの目的はDT燃焼を停止し，プラズマの持つ電磁気エネルギー及び熱エネルギーが第1壁の一箇所に集中することなく，プラズマを安全に消滅させることである。

プラズマが点火条件から外れると，温度が急激に（～数秒）下がることが予想される。また，コイル系のピークパワーが立上げフェイズのピークパワー以下に保つには立上げ時間と同程度の立下げ時間を設定する必要がある。このために，基本的な考え方としては立下げフェイズは立上げフェイズの逆過程をたどることにする。

プラズマ密度はアウトガスの効果を考慮しても，10～15秒あれば十分立下げることが可能である。立下げフェイズではリターン電流はプラズマ電流と同方向に誘起されるので，立上げフェイズのようにRFパワーを多く注入してリターン電流分を補償する必要はない。

表15.2.4－5に，立下げフェイズのプラズマパラメーターを示す。上記の通常の立下げ法の他にも，緊急時の立下げ法を考えておく必要がある。その方法として，①高Zの不純物を注入して人工的にディスラプションを起こして1秒以内に炉を停止する，②RFパワーあるいは燃料注入を止めて核融合出力を停止する，等が考えられる。しかし，これらは今後の課題である。

Table 15.2.4-1 Plasma parameters for preionization

Description	Value
Preionization time	Several milliseconds ~ Scores of dozens of milliseconds
ECW power	10 MW
Plasma temperature attained	~ 0.5 KeV
Plasma density attained	$(3\sim10) \times 10^{18}$ m^{-3}
ECW injection pulse length	~several seconds
Plasma minor radius at the end of limiter configuration	1.1 m
Initial gas pressure	$<10^{-4}$ Torr
ECW injection position	low field side
ECW injection angle	~85°
ECW frequency	142 GHz
CEW port number	1
ECW mode	0 mode

Table 15.2.4-2 Parameters of OH coil and vacuum vessel

Description	Value
Loop voltage	10 V
Time applied by OH coil	1 s
Consumed flux	10 V·s
Start time of OH coil	Several milliseconds ~ Scores of dozens of milliseconds
Total flux of OH coil	35 V·s
Line resistance of vacuum vessel	$\gtrsim 10^{-5}$ Ω

Table 15.2.4-3 Plasma parameters during the start-up phase

Description	Value
Plasma temperature	0.5 → 18 KeV
Plasma density	$\sim10^{19} \rightarrow 7.6 \times 10^{19}$ m^{-3}
Plasma current	~0.5 → 6.2 MA
Startup time	500 S
Effective charge	2.0
Poloidal β	2.5
Fuel injection method	gas puff / pellet injection
CAW injection power	40 MW at maximum
CAW frequency	10 MHz
CAW port number	4

Table 15.2.4-4 Plasma parameters during the burn phase

Description	Value
Plasma temperature	18 KeV
Plasma density	7.6×10^{19} m^{-3}
Effective charge	1.5
Toroidal β	5.1%
Safety factor	2.5
Fusion power	346 MW
Wall loading	0.91 MW/m^2
Plasma current	6.2 MA
Transit time from start-up phase to burn phase	∿several seconds
CAW power	10 MW
CAW frequency	10 MHz
Q value	35

Table 15.2.4-5 Plasma parameters during the shut down phase

Description	Value
Plasma temperature	18 → 0.0 KeV
Plasma density	7.6×10^{19} → 0.0 m^{-3}
Plasma current	6.2 → 0.0 MA
Shutdown time	500 S
Effective charge	2
Poloidal β	2.5
Fuel injection method	gas puff / pellet injection
CAW injection power	≦ 10 MW
CAW frequency	10 MHz

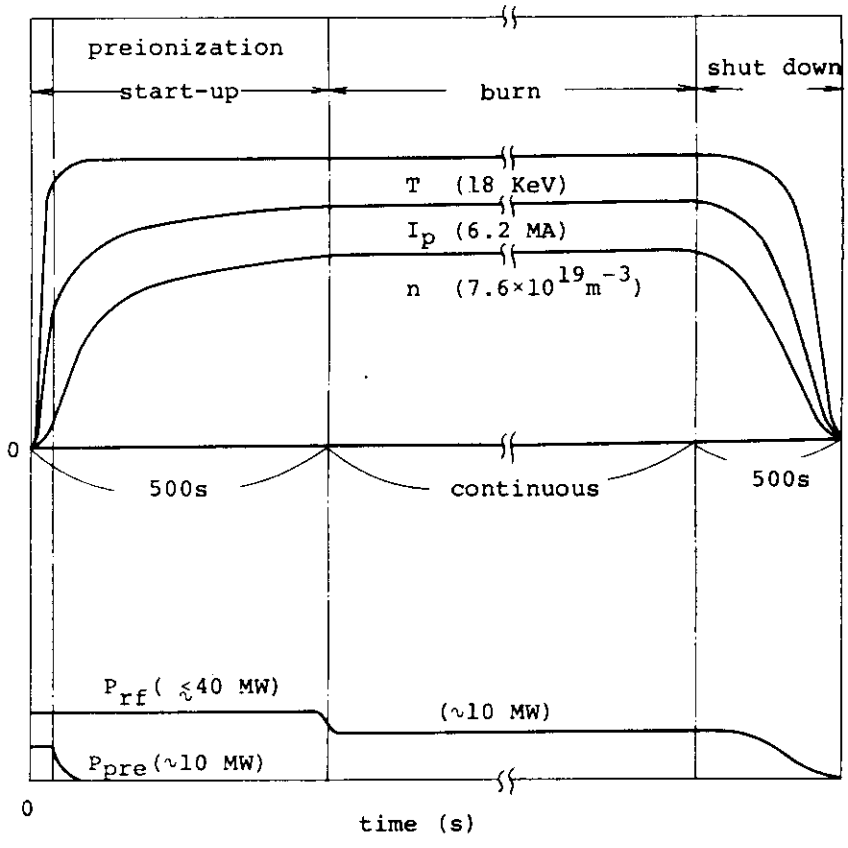


Fig. 15.2.4-1 The steady-state operation scenario,
P_{rf}: RF power for current drive and plasma heating (CAW),
P_{pre}: RF power for preionization (ECW).

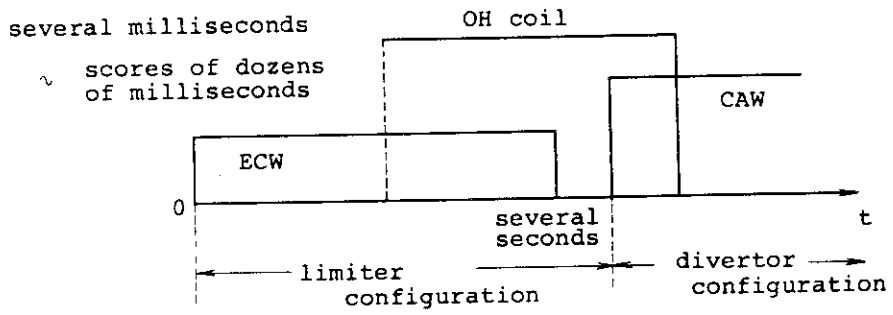


Fig. 15.2.4-2 Operation scenario during the start-up phase

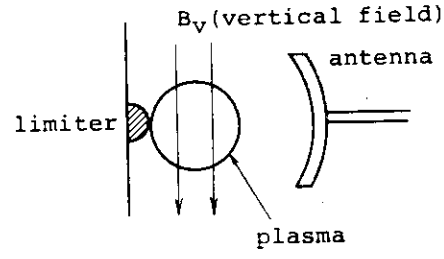


Fig. 15.2.4-3 Plasma in the early phase of current initiation

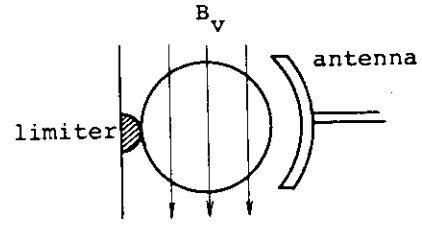


Fig. 15.2.4-4 Plasma in the middle phase of current initiation

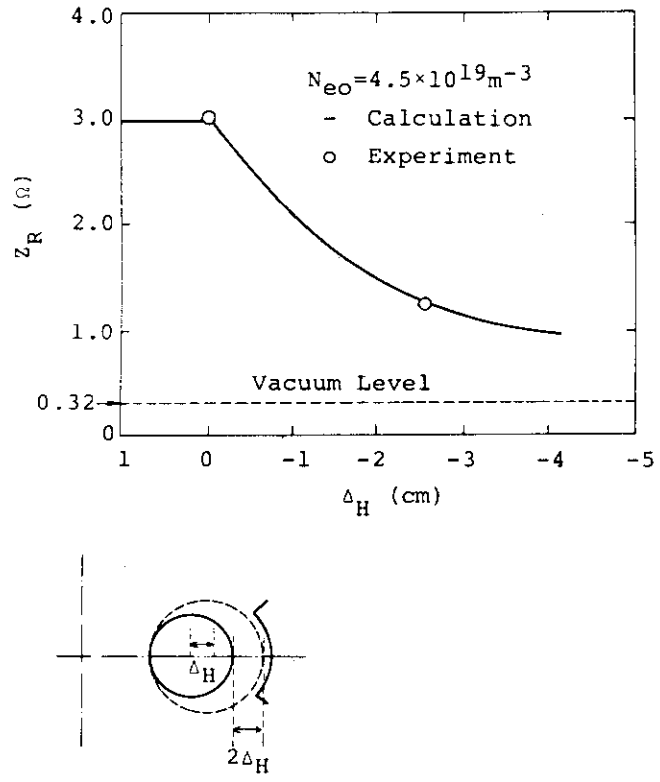


Fig. 15.2.4-5 The loading impedance for JFT-2M loop antenna[1)]

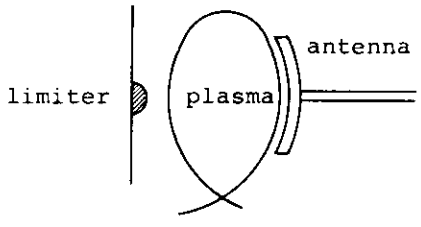


Fig. 15.2.4-6 Plasma in the final phase of current initiation

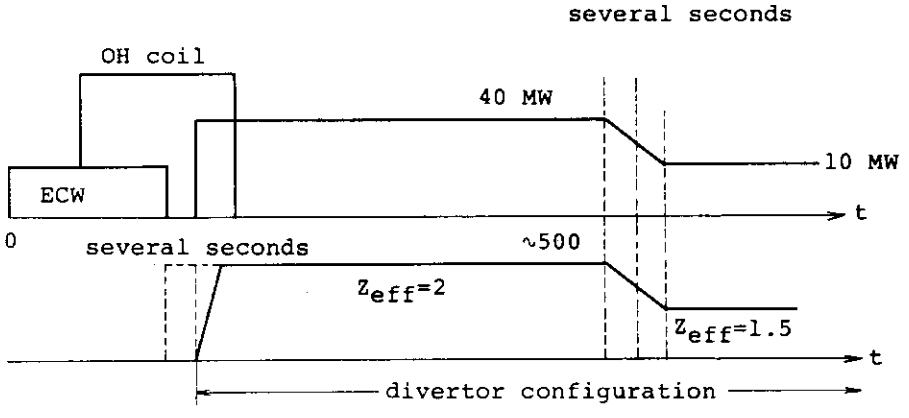


Fig. 15.2.4-7 Operation scenario during the start-up phase

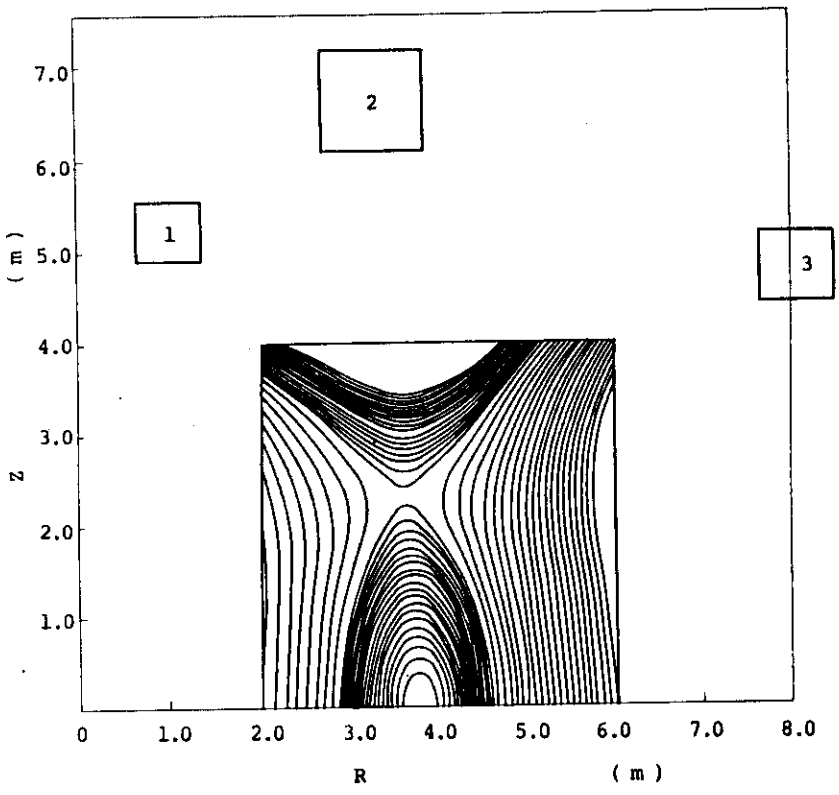


Fig. 15.2.4-8 Plasma equilibrium during the start-up phase (I_p = 3.2 MA, β_p = 0.01).

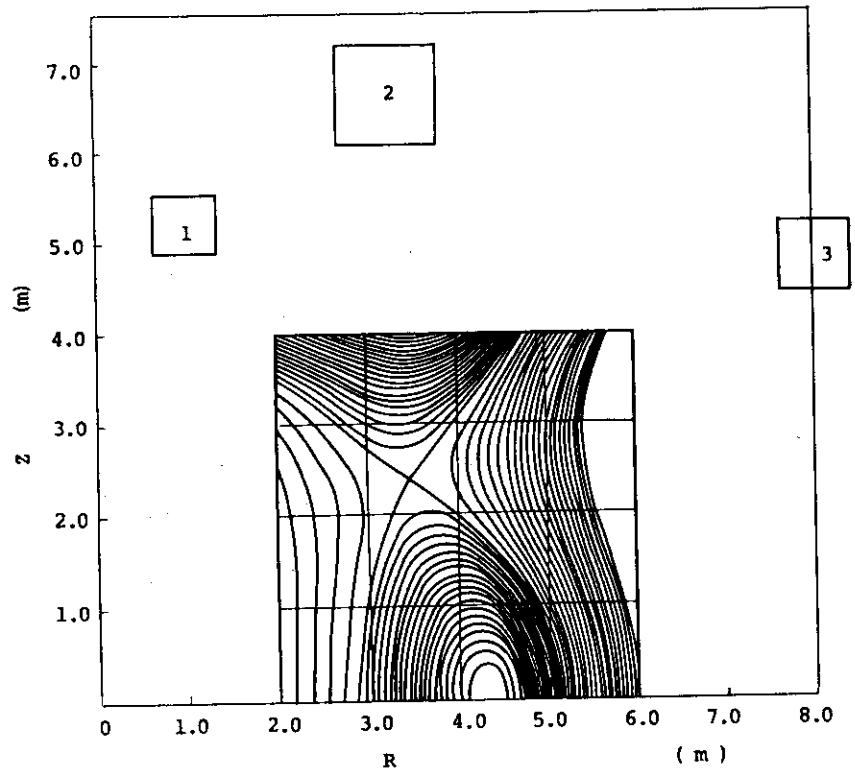


Fig. 15.2.4-9 Plasma equilibrium during the burn phase.

15.2.4.2 加熱系及び電流駆動系パラメーターの設定

(1) 概　要

加熱系は大別して，(1)予備電離，予備加熱，(2)分布制御，(3)主加熱がある。加熱法としてはRFとNBIが考えられる。RFは周波数帯別に，ECRF（電子サイクロトロン周波数帯），LHRF（低域混成波周波数帯），ICRF（イオンサイクロトロン周波数帯）がある。電流駆動法としては，ビーム法とRFがある。炉本体のコンパクト化，炉構造の簡素化から，最近のデータベースを元に，FER定常運転シナリオでは，

ECRF：予備電離，分布制御

ICRF：主加熱（バックアップ用）

CAW　：電流駆動と主加熱

の分担を置く。CAWに電流駆動と主加熱の機能を持たせ，ICRFは主加熱のバックアップとする。

(2) 加熱条件と駆動条件

ECRF，ICRFの理論及び実験データベースについては，第I編2.4節の加熱系及び電流駆動系のところで述べたのでここでは割愛する。ECRFは局所加熱が可能で現在のところ大パワーはコスト的に望めないので，予備電離・分布制御に用いる。主加熱（バックアップ用）としてはLHRF，ICRF，NBIが考えられる。周波数・位相等の調節で加熱位置，加熱粒子の選択が容易であるという制御性に優れたLHRFとICRFを選ぶ。更に，RF発振器の発振効率，中性子環境下での炉への近接性，プラズマ加熱効率等からICRFを選んだ。

電流駆動用RFとしては，CAW，LHRF，ECRF，磁気音波，マイノリティ粒子を用いたICRF等がある。これらのRFの中で電流駆動効率が最も大きく，かつ炉への近接性，RF発振効率，駆動電流分布等が炉運転に適したCAWを選ぶ。[3)]

表15.2.4－6に加熱系及び電流駆動系のパラメーターを示す。

ECRFの加熱条件

ECRFはOモードを用い低磁場側からプラズマに入射する。周波数fはプラズマ中心で加熱が起こるように電子サイクロトロン共鳴層をプラズマ中心に設置すべく，$f = 142\,GH_z$とする。ECRFの予備電離用パワーはパワーバランス式に基づく解析から10 MWが必要である。[4)]

周波数fは$f = f_{ce0}$（$142\,GH_z$）に固定し，この電子サイクロトロン共鳴層上で鋸歯状波振動及びメジャーディスラプションを抑制するための局所加熱位置を$0 \leq r \leq a$に変える手段，たとえば，反射鏡を用いてECRFの伝播路を制御する。

ICRFの主加熱条件（バックアップ用）

ICRFの周波数fは2倍高調波加熱を用いる$2\omega_{CD}$（ω_{CD}：重水素イオンサイクロトロン周波数）を用い，$f = 77\,MH_z$である。ICRFは速波（fast）を用い，パワーPは$P = 30$ MWである。ポート数は2個である。

CAWの電流駆動条件

文献3に示したように，CAWの電流駆動効率は屈折率n_{11}が大きい程，大きくなる。すなわち，駆動パワーP_{rf}は，次式で表わせる。

$$P_{rf} = 1.07 \times 10^3 \frac{n_e I_{rf}}{n_{\parallel} T_e^{\frac{3}{2}}}$$

ここで，I_{rf}：駆動電流，n_e，T_e：密度，温度である。CAWのプラズマ中の伝播条件から$n_{\parallel} = 30$にとる。トロイダル方向のモート数をループアンテナ設計上の観点から$N = 28$にすると，波数は$k_{\parallel} = 6.28$，周波数$f = 10\,MH_z$となる。CAWの波長は1mであり駆動用パワー注入ポートの大きさ（高さ2.1m，幅1.1m）と整合性がとれる。

Q値ができるだけ大きく，かつ，燃焼時のパワーバランスを満たす温度，密度は$T_e = 18keV$，$n_e = 7.6 \times 10^{19} m^{-3}$である。これらのパラメーターを上式に代入することにより，$P_{rf} = 10$ MWを得る。立上げ期では，電流駆動に伴ない発生するバルクプラズマ電流（リターン電流）を考慮して駆動パワーは40 MWをプラズマに注入する。

入射位置は低磁場側からであり，ポート数は4個である。RF系の設計にあたっては，反射波の処理が問題となる。これは，①プラズマとランチャーとの距離を短かくして反射率をどこまで下げられるか，②反射波の再入射はどの程度可能か，に依存する。ICRF主加熱（バックアップ用）及びCAWの場合には，反射してもプラズマにRFパワーを戻すことができるので，現時点では特に反射率を設定しない。

参考文献

(1) ODAJIMA K. MATSUMOTO H., et al. JAERI-M 83-190.
(2) PENG Y.K.M. et al.：Nucl. Fusion 18 (1978) 1489.
(3) OKAZAKI T., MAKI K., KOBAYASHI T. et al. Nucl. Fusion 24 (1984)1451.
(4) INTORグループ：International Tokamak Reactor Phase ⅡA Part 1 IAEA Vienna (1983).

Table 15.2.4-6 Parameters of RF heating and current drive

Description & Unit		Value
(1) ECRF		
Frequency	(GHz)	142
Mode		0 mode
Power	(MW)	10
Heating time	(S)	10
Injection position		low field side
Port number		1
Refrection coefficient	(%)	0.
(2) ICRF		
Frequency	(MHz)	77
Mode		fast wave
Power	(MW)	30
Heating time	(S)	
Injection position		low field side
Port number		2
Refrection coefficient		-
(3) CAW		
Frequency	(MHz)	10
Mode		fast wave
Power	(MW)	40
Heating time	(S)	∞
Injection position		low field side
Port number		4
Refrection coefficient		-

15.2.5 高周波電流駆動によるプラズマ立上げシナリオの選定

15.2.5.1 概　　要

従来のパルス運転トカマク炉に比べて，RF電流駆動を利用した定常運転トカマク炉[1-3]では，プラズマ電流，温度，密度に関する種々の立上げシナリオが考えられる。本節では，完全定常運転シナリオの評価法について述べる。

運転シナリオはRF系及びコイル系の電源規模を最小にする観点から決める必要がある。周知のように，始点と終点が与えられ，始点から終点にたどり着く経路（許容曲線）の中からある関数（汎関数）を最小にする経路を見い出す方法として，変分法，ダイナミックプログラミング等がある。プラズマ立上げ解析では，プラズマ電流，温度，密度に関して強い非線形性を示す関数系を取り扱うことになるので，あらかじめ解析で解を予測しておくことが重要である。そこで，解析手法としては，解析が比較的簡単な変分法を用いる。[4-5] 本節の目的は，変分法を用いて，コイル系及び高周波系の電源規模を最小にする観点からプラズマ立上げシナリオを明らかにすることである。

特にエネルギーが最小になる立上げシナリオを求めるが，このシナリオにおいては，パワーが過多になる可能性がある。そこで，本節で求めたシナリオはそのまま，FERに採用できないが，パワー最小のシナリオと比較検討することによってシナリオを決める有力な手がかりとなりうる。[5]

15.2.5.2 変分法による解析

炉本体への影響を考えて，RF入射ポート数及びRF種類を減らす方向で，電流駆動用RFでプラズマ加熱用パワーも注入することとする。従って，RF注入エネルギーE_sは，

$$E_s = \int_0^{t_s} P_{rf}\, dt \tag{1}$$

で与えられる。一方，プラズマ立上げ時の付帯条件は，

(i) パワーバランス方程式

$$\frac{3}{2} k_B V_{ol} \frac{d}{dt}(n_e T_e) = P_c f_\alpha + P_{rf} - P_{ei} - P_{Br} - P_{sy} - \frac{3}{2} k_B V_{ol} \frac{n_e T_e}{\tau_{Ee}}, \tag{2}$$

$$\frac{3}{2} k_B V_{ol} \frac{d}{dt}\left(T_i \sum_i \sum_\alpha n_i\right) = P_\alpha (1 - f_\alpha) + P_{ei} - \frac{3}{2} k_B V_{ol} T_i \sum_i \sum_\alpha \frac{n_i}{\tau_{Ei}}, \tag{3}$$

(ii) トカマク回路方程式

$$L_p \dot{I}_p + R_p (I_p - I_{rf}) + M_{vp} \dot{I}_v = 0, \tag{4}$$

(iii) プラズマ平衡

$$\beta_p \leq \beta_{pmax} \tag{5}$$

である。

(2)－(5)式を用いて(1)式を書き直すと，

$$E_s = \int_0^{t_s} P\, dt \quad , \tag{6}$$

$$P = P_{rf} + \delta\{P_{loss} - P_{\alpha} - P_{rf} + 3\times10^{23} k_B V_{ol} (\dot{n}T)\}$$
$$+ \lambda\{L_p \dot{I}_p + R_p (I_p - I_{rf}) + M_{vp} \dot{I}_v\}$$
$$+ \mu\{\beta_{pmax} - \beta_p - \dot{\xi}^2\} \quad (7)$$

となる。

(7)式において，δ，λ，μはラグランジェの未定乗数である。解析において，次の近似をした。

(1) $n = n_e = 2\,n_D = 2\,n_T$ ($10^{20}\,m^{-3}$)，$T = T_e = T_i$ (keV)，他はMKS単位である。

(2) グラッド・シャフラノフの解よりコイル電流は，

$$I_v = \frac{\mu_0}{4\pi C_B}\frac{I_D}{R}\left(\ell n\frac{8R}{a\kappa_\ell} + \beta_p + \frac{\ell_i}{2} - \frac{3}{2}\right) \equiv nI_p(\beta_p + \zeta). \quad (8)$$

である。

(3) アルファ加熱パワー(W)は

$$P_\alpha = C_\alpha n^2 T^2 \qquad (T \leq 20\,keV) \quad (9)$$

である（$C_\alpha = 2.5\times10^{15} E_{\alpha o} k_B V_{ol}$，$E_{\alpha o} = 3.52\times10^6 eV$）。

(4) (2)，(3)式における正味の損失パワーは，

$$P_{loss} = 3\times10^{23} k_B nT/\tau_{Ee}\cdot V_{ol} = C_t T, \quad (10)$$

であり，$\tau_{Ee} = 1.1\,na^2\kappa$，$\tau_{Ee} = \tau_{Ei}$ である。

(5) プラズマ内部エネルギーの増分は次式で表わせる。

$$U = 3\times10^{23} k_B \frac{d}{dt}(nT)\,V_{ol} = C_u \frac{d}{dt}(nT) \quad (11)$$

(6) 電流駆動用パワーは，電流駆動効率をC_γ^{-1}として次式で表わせる。

$$P_{rf} = C_\gamma \frac{n}{T} I_{rf} \quad (12)$$

(7) ポロイダルベータは，$C_\beta = 1.6\times10^{12}\pi^2 k_B a^2 \kappa_\ell^2 \mu_o^{-1} C_e$ (C_e：トロイダル効果補正係数）を用いて，

$$\beta_p = C_\beta\, nT\, I_p^{-2} \quad (13)$$

である。

(8) プラズマ抵抗(Ω)は，$C_R = 1.62\times10^{-9} Z_{eff}\ \ell n\,\Lambda\,\frac{2R}{a^2\kappa}$を用いて，

$$R_p = C_R T^{-\frac{3}{2}} \quad (14)$$

である。

(9) 長時間立上げ

$$\ddot{T}/T,\ \ddot{n}/n \ll \tau_{Ee}^{-2} \quad (15)$$

を仮定する。

(7)式からオイラーの微分方程式

$$\frac{d}{dt}\frac{\partial P}{\partial \dot{x}_i} - \frac{\partial P}{\partial x_i} = 0, \quad (x_i = n, T, I_p, I_{rf}, \text{and } \xi), \quad (16)$$

を求めることができる。

横断条件から，$\beta_p = \beta_{pmax}$ を得る。これは平衡条件を満たす（n，T）の組の中で，プラズマ電流 I_p が最小値 $I_p = (C_\beta nT/\beta_{pmax})^{\frac{1}{2}}$ を採ることを意味し，RF注入エネルギーを小さくすることを表わす。温度，密度に関する方程式を求めると，

$$\dot{T} = \left(2C_L C_\lambda C_t Tk + C_L C_\lambda \frac{g_2}{f} nT^{1/2} + 10 C_t C_r nT^{1/2} - \frac{2C_u}{C_p^{1/2}} \frac{g_2}{f} n^{1/2} T - \frac{4C_t}{C_p^{1/2}} \frac{hT}{n^{1/2}} + \frac{4C_\alpha}{C_p^{1/2}} h n^{\frac{3}{2}} T^2\right) \Big/ \left(C_L C_\lambda C_t nT - C_L C_\lambda \frac{g_1}{f} nT^{1/2} + \frac{2C_u}{C_p^{1/2}} \frac{g_1}{f} n^{1/2} T\right) \quad (17)$$

$$\dot{n} = \frac{1}{T}(k - n\dot{T}) \quad (18)$$

ここで，$C_\lambda = C_r/C_R$，

$$f = 3C_t T - C_\alpha n^2 T^2 + 3C_r C_p^{1/2} n^{\frac{3}{2}} T^{-1/2} + C_u k,$$

$$g_1 = -2C_\alpha C_t n^2 T^2 + 18 C_t C_r C_p^{1/2} n^{\frac{3}{2}} T^{-1/2} + 2C_t C_u k,$$

$$g_2 = 4C_\alpha C_t nT^2 k - 9C_r C_p^{1/2} C_t n^{1/2} T^{-1/2} k,$$

$$h = f - 2C_t T,$$

$$k = (n^{-1/2} T - C_\alpha C_u^{-1} n^{\frac{3}{2}} T^2 - C_r C_p^{1/2} C_u^{-1} nT^{-1/2}) / (C_1 C_r C_R^{-1} C_u^{-1} - n^{-1/2})$$

$$C_L = L_p + M_{vp}\eta\,(\beta_{pmax} + \zeta)$$

$$C_p = C_\beta/\beta_{pmax}$$

$$C_1 = \frac{1}{2} C_p^{\frac{1}{2}} I_p + M_{vp}\eta\left\{\frac{1}{2} C_p^{\frac{1}{2}} (-\beta_{pmax} + \zeta) + C_\beta C_p^{-\frac{1}{2}}\right\}$$

である。現在，対象としているn，Tの範囲では

$$T/n^{\frac{1}{2}} \gg (C_\alpha/C_\mu)\, n^{\frac{3}{2}} T^2,\quad C_r C_p^{\frac{1}{2}} n/C_u T^{\frac{1}{2}}$$

$$(C_1 C_r/C_R C_u) \gg n^{\frac{1}{2}}$$

なる近似が使えて，(17)，(18)式は

$$\dot{T} = 2A\, n^{-\frac{3}{2}} T - BT^{-1/2}, \quad (19)$$

$$\dot{n} = An^{-1/2} - nT^{-1}\dot{T}, \quad (20)$$

となる（$A = C_R C_u/C_1 C_r$，$B = 2C_r/C_L C_\lambda$），(19)，(20)式より

$$T(t) = \hat{A}^{-\frac{3}{2}} \left(I_1 e^{\frac{3}{2}\tilde{A}t} + B\right)^{\frac{2}{3}} \quad (21)$$

$\hat{A} = 2An(o)^{-\frac{3}{2}}$，$I_1$：積分定数

を得る。これより，温度はプラズマ立上げ初期に急激に立上がり，定格値に到達後は一定値を採ることがわかる。この温度立上げパターンは，P_{rf} をできるだけ小さく（$P_{rf} \propto T^{-1}$）することを意味する。また，密度は，温度が一定値になってからは（$\dot{T}=0$）

$$n(t)=\left(\frac{3}{2}\right)^{\frac{2}{3}}(At+I_2)^{\frac{2}{3}} \qquad (22)$$

となる。この立上げ期には，密度は $t^{\frac{2}{3}}$ に比例し，プラズマ電流は $t^{\frac{1}{3}}$ に比例して上昇する。電流が $t^{\frac{1}{3}}$ に比例して，ゆっくり立上がるのはリターン電流の発生を抑制するためである。

Fig.15.2.5－1は，Table 15.2.5－1に示すプラズマを対象に，(17)，(18) 式を数値計算により求めたものである。立上げ時間は1700sであるが，この値を1に規格化している。定性的には解析解(19)，(20)式と一致する。

15.2.5.3 立上げ時間とRFエネルギー

(4)式から，電流駆動パワーは次式になる。

$$P_{rf}=C_r\frac{n}{T}I_p+\frac{C_r n}{T R_p}(L_p\dot{I}_p+M_{vp}\dot{I}_v)\equiv P_d+P_r\ . \qquad (23)$$

燃焼期には，$P_{rf}=P_d$ となる。立上げ期にはリターン電流を補償するパワー P_r が必要となり，時間微分を含んでいるので立上げ時間が長くなると P_r は小さくなる。

0次元トカマク輸送コードで立上げ時間及びRFエネルギーを計算するが，CPU時間を低減するためにパラメータ $x=P_r/P_h$（$P_h=P_{loos}-P_\alpha-P_d$）を導入する。15.2.5.2節で求めた n，T，I_p のパターンに沿って，(2)，(3)式の定常解から P_h を求める。

次に上記トカマクコードを用いて，仮に設定した時間 t_{so} でプラズマ立上げ計算をする。t_{so} で立上げるために P_{rf} は必ずしもパワーバランスを満足しない。しかし，P_r を $P_r'=P_r/x$ とすることにより P_{rf}（$=P_d+P_r'$）はパワーバランスを満たす。立上げ時間は dt から x dt に延びたことになり，

$$t_s=\int_0^{t_{so}} x\,dt \qquad (24)$$

となる。また，RFエネルギーは

$$E_s=\int_0^{t_{so}} P_d\,x\,dt+\int_0^{t_{so}} P_r'\,x\,dt\ . \qquad (25)$$

となる。

この手法を用いて，変分法で求めたシナリオに沿うと他のシナリオ，例えば従来パルス運転に用いられていたFig.15.2.5－2に示すシナリオに比べて，RFエネルギーが小さくなることを示す。0次元トカマク輸送コードを用いて，両シナリオに沿ってRF電流駆動をした場合の P_{rf} と E_s をFig.15.2.5－3に示す。この図において $C_r=33$ のCAW（圧縮アルベン波）が用いられた。また，Fig.15.2.5－7に示すが $P_b=0.5$ MWである。変分法で求めたシナリオの立上げ時間は1700sで従来シナリオでは8100sであるが，Fig.15.2.5－3ではそれぞれ1に規格化して示している。変分法で求めたシナリオでは P_{rf} が従来シナリオに比べて大きくなるが，これは立上げ初期にプラズマ電流を大幅に増加させるためである。しかし，RFエネルギーは変分法で求めたシナリオの場合50GJであるが従来シナリオの160GJから大幅に減少

する。

ポロイダルコイルエネルギーは10GJでRFに50GJを用意するのは難しいので，これを低減する方法を以下に示す。

低減法としては，

(1) アルファエネルギーの抑制

(2) 実効電荷の増加

(3) 閉じ込め時間の劣化

がある。(1)については文献(3)で検討したのでここでは述べない。

(2)の理想的な手法として，立上げ期のみ実効電荷Z_{eff}を増加させ燃焼期には定格の1.5に急激に低げる方法を検討する。Fig.15.2.5－4に立上げ時のZ_{eff}依存性を示す。制動輻射パワーP_{Br}はZ_{eff}に比例して増加する。Fig.15.2.5－4では立上げ終期のP_{Br}の値を表示している。抵抗R_pは$R_p \propto Z_{eff}$であり，立上げ終期では$P_h \approx P_{Br}$であるので$x \propto Z_{eff}^{-2}$である。立上げ時間は，立上げ終期のxが支配的であるので，$t_s \propto Z_{eff}^{-2}$である。Fig.15.2.5－4は定性的にこの傾向と一致する。

CAW（$C_\gamma^{-1} = 0.01$）とLHW（低域混成波$C_\gamma^{-1} = 0.03$）では，LHWの方がパワーを多くいれなければいけないのでP_hが小さくなりxが増加し，従ってt_sが増える。

Fig.15.2.5－5にRFエネルギーのZ_{eff}依存性を示す。t_sが増加するとE_sも増加する。

Fig.15.2.5－6には，立上げ及び燃焼期を通じてZ_{eff}を増加させる場合を示す。この場合，R_pのみ変化させることになるので，上記の議論から$t_s \propto Z_{eff}^{-1}$となり，Fig.15.2.5－6のZ_{eff}依存性と一致する。

次の(3)の閉じ込め時間を劣化させることはP_hを増加させることと対応する。従って，Fig.15.2.5－7に示すようにt_s，E_sはP_h^{-1}に比例する。

以上，定常運転においてRFエネルギーを最小にする運転シナリオを求めた。前節では，このシナリオを基にして具体的シナリオを決めた。

参考文献

(1) STARFIRE：ANL／EPP－80－1（1980）.

(2) ABDOU M.A., et al.: DEMO ANL／FPP／TM－154（1982）.

(3) OKAZAKI T. MAKI K., KOBAYASHI T. et al.: Nucl. Fusion 24（1984）1451.

(4) 杉山：最適問題 共立出版（1967）.

(5) クーランヒルベルト：数理物理の方法 東京図書（1959）.

(6) OKAZAKI T., SUGIHARA M., NISHIO S. FUJISAWA N. Nucl. Eng. Design／Fusion, 3（1985）73.

Table 15.2.5-1 Plasma parameters for the steady-state operation reactor.

Description	unit	value
plasma major radius	m	4
plasma minor radius	m	1.4
toroidal field	T	4.5
noncircularity		1.5
plasma current	MA	6.4
average temperature	keV	13
average density	m^{-3}	9×10^{19}
effective charge		1.5
poloidal beta		2.5

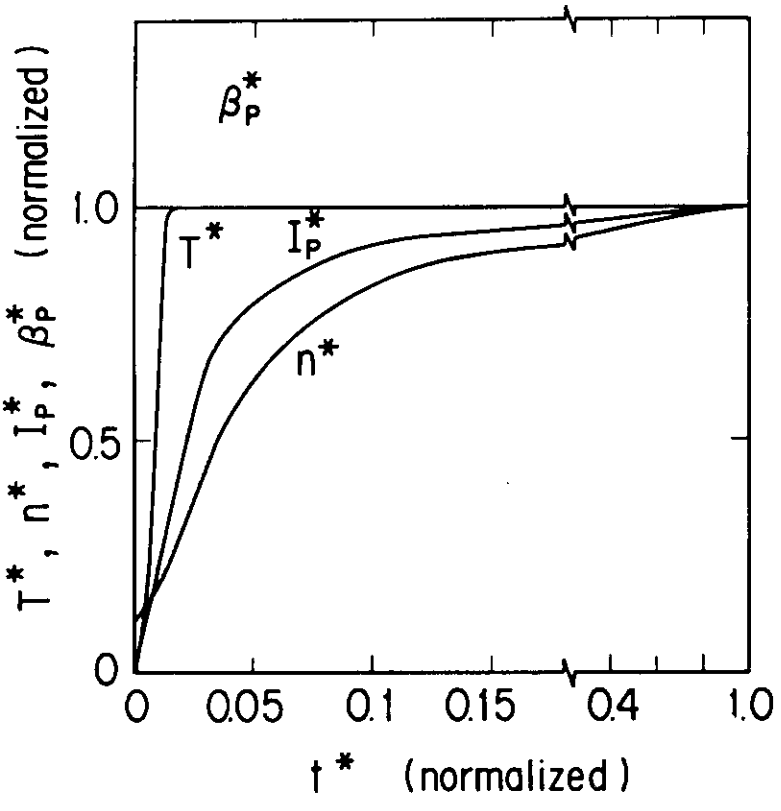


Fig. 15.2.5-1 Startup scenario with minimum RF injection energy. The temperature, density, plasma current, poloidal beta and startup time are normalized with their maximum values.

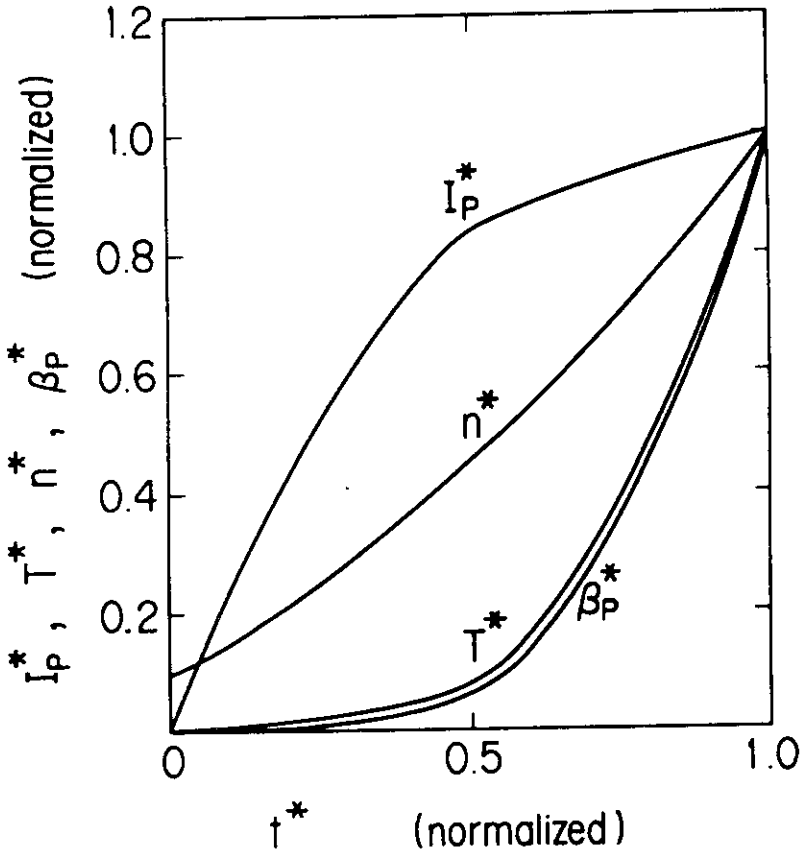


Fig. 15.2.5-2 Startup scenario of the conventional pulsed operation quoted to compare with the scenario in Fig. 15.2.5-1. The normalized values are used.

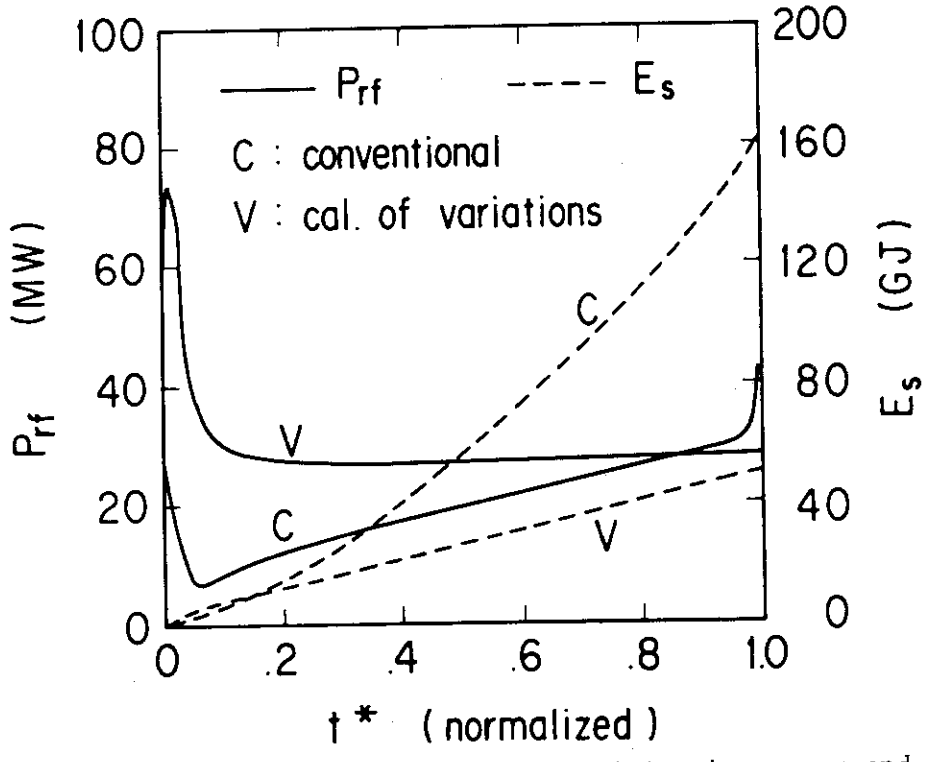


Fig. 15.2.5-3 Startup patterns of RF injection power and energy. The startup time is normalized with the maximum value.

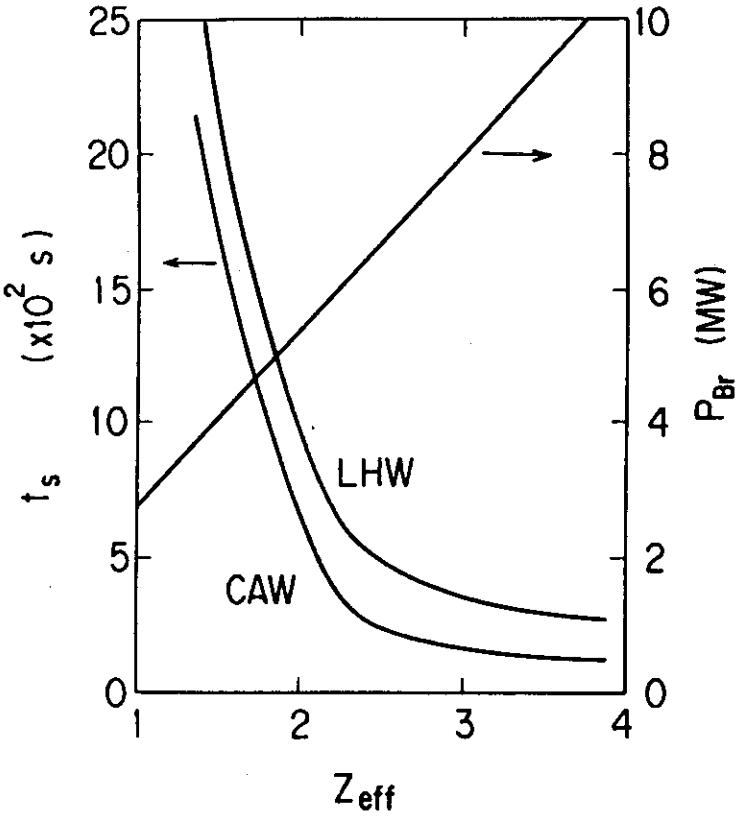


Fig. 15.2.5-4 The relation between effective charge and startup time.

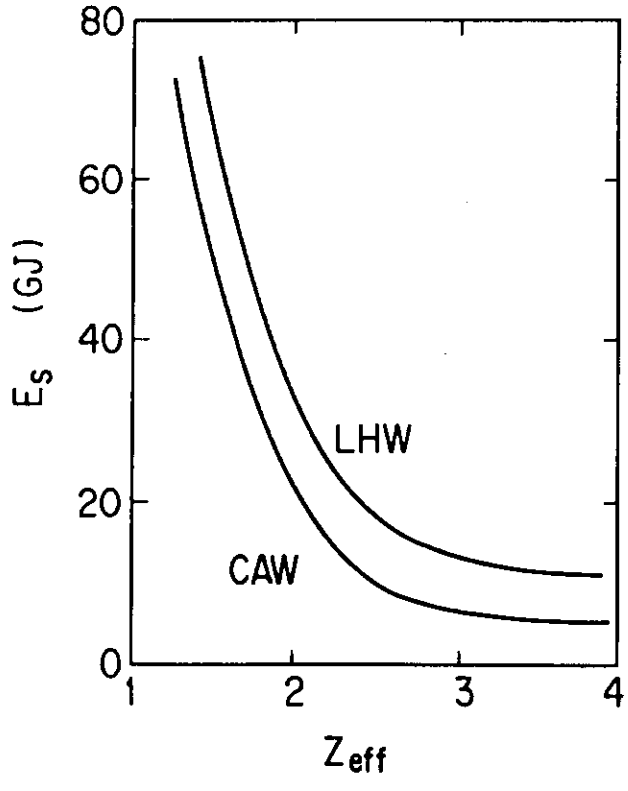


Fig. 15.2.5-5 The relation between effective charge and RF injection energy.

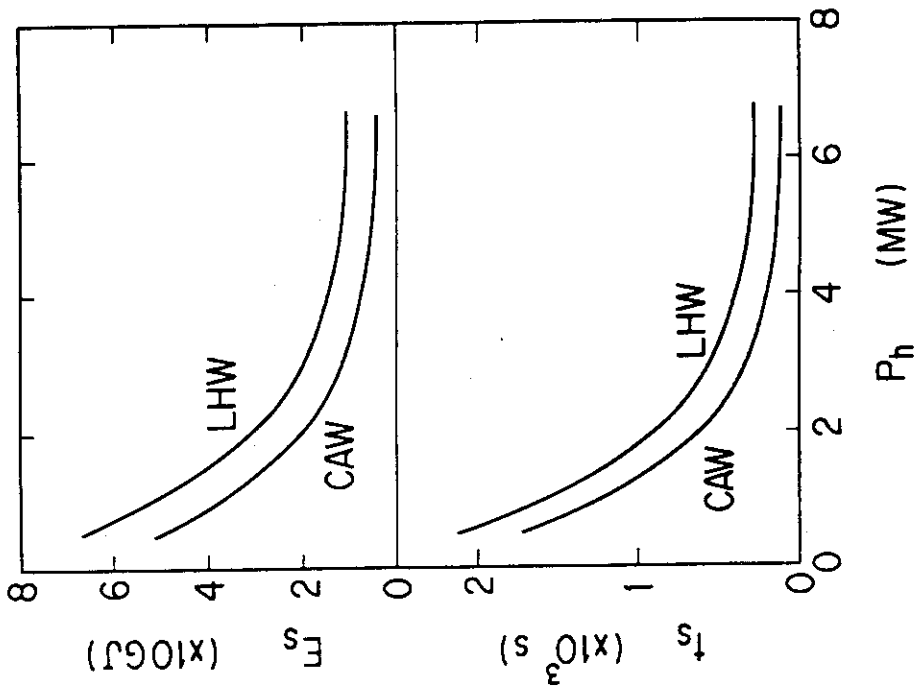


Fig. 15.2.5-7 The startup time and the RF injection energy versus the value of P_h at the end of the startup in the case of Z_{eff} = 1.5

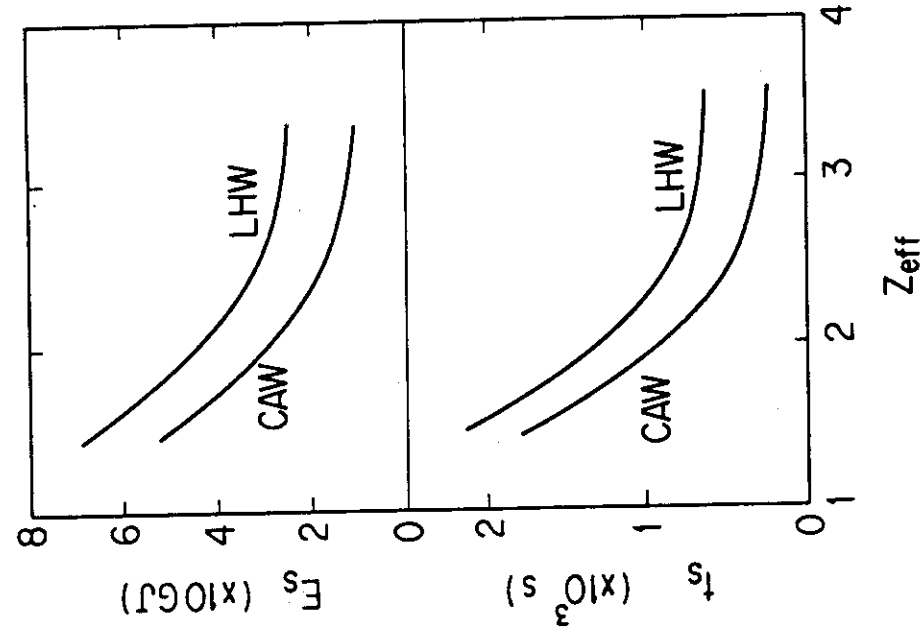


Fig. 15.2.5-6 The startup time and the RF injection energy as a function of Z_{eff} in the case of P_h = 0.5 KW.

15.2.6 問題点と今後の検討課題

定常運転シナリオに関する問題点と今後の検討課題を次に示す。

(1) 予備電離プラズマの生成と初期プラズマ電流の立上げに関するメカニズムは現在のところ明確であるとは言えない。メカニズムを解明し，RFのみによる予備電離プラズマの生成と初期プラズマ電流立上げ法を検討する。

(2) 立上げ期では，PFコイル電源系の必要パワーとエネルギーの最小化，低温・高密度ダイバーター運転との整合性をとることが必要である。

(3) 燃焼期では，プラズマ位置・形状制御，燃焼制御，不純物制御，ディスラプション制御の検討が必要である。ディスラプション制御法としては，プラズマ電流分布制御が考えられ電流駆動用RFの他にECRFによる方法も可能であり，検討する必要がある。

(4) 立下げ期では，通常の炉停止法の他に緊急時の炉停止あるいはプラズマ立下げ法の検討が重要である。

RF電流駆動に関する問題点と今後の検討課題としては次のものがある。

(1) RF電流駆動におけるローディングインピーダンスの評価手法を開発すること。ループアンテナを用いた場合のローディングインピーダンスを評価する手法はあるが[1]プラズマ中心での吸収は考慮できない。より詳細な手法の開発が必要である。

(2) 本定常運転はRFエネルギー最小の観点から決めたが，RFパワー及びRFエネルギーのかね合いから運転シナリオを検討する必要がある。

(3) 一次元電流駆動モデルを用いて，プラズマ平衡・安定性との整合性のとれる駆動電流分布制御法を開発する。

(4) 現在，電流駆動効率が最も大きいとされているCAWを電流駆動用RFとして用いているが，RFの位相速度の大きいアルベン波（$f \simeq 3-5\,\omega_{CD}$，$\omega_{CD}$：重水素イオンサイクロトロン周波数）を用いることも考えられる。電流駆動効率向上が望まれるので，更に電流駆動効率の大きいRFを検討する必要がある。

参考文献

(1) 池田，木村，藤井他：JAERI－M 84－191.

15.2.7 プラズマ実験必要R&D

完全定常運転炉を実現するためには，次に示す実験的検証が必要である。

① CAW電流駆動実験は，最近始められたのでRFパワーは300 kW以下，駆動電流値は2 kA以下と低い（名大プラ研）。しかし，ターゲットプラズマの密度は既に $10^{20}\,m^{-3}$のオーダー（東工大）を達成しており，LHWのような密度制限は現段階では観測されていない。また，プラズマ温度は$\lesssim$ 10 eVと低い。今後の実験としては，数MA以上の駆動電流維持及び立上げの実証が必要である。

② 電流駆動効率 j／pは1 MA／MW以上であること。j／pはプラズマ温度依存性が大きいので，j／pの高温領域までの温度依存性を把握する必要がある。

③ 高密度（$\sim 10^{20}\,m^{-3}$）領域における数MAの電流駆動を実証する。

④ 駆動電流分布制御法を開発する。

15.3 高周波電流駆動系

15.3.1 概　　要

従来から定常運転炉の研究が盛んに行われてきた[1][2]。本章では，プラズマ立ち上げ時から高周波を用いる方法を検討する。これによれば変流器コイルを設ける必要が無い為，真空容器の大半径を小さくすることが出来るのでプラズマ主半径を小さくできる。15.1章でも述べたがこれに伴う工学的メリットは以下のようである。

(i) 炉心構造のコンパクト化：ポロイダルコイルシステムが簡単になり，炉の大きさを小型化することが可能となる。また，分解・組立ての単純化も可能なので，炉設計のポイントの一つであるメンテナンスの自由度が増す。

(ii) 真空容器と磁気的にカップリングする電流はプラズマ電流のみとなる（制御用ポロイダルコイルを除く）ので，ベローズを簡素化できる。

(iii) 誘導電圧低減により構造体に誘導される渦電流が大巾に小さくなり，超電導マグネットシステム中の交流損失の減少，また電磁力による繰り返し応力の減少によるサポート構造の簡略化等，全体システムがコンパクトとなる。

(iv) TFCの転倒力（繰り返し応力の低減により疲労強度が向上する）

本章では上記の設計をベースに，炉心プラズマの条件やポート等の取り合い条件を考慮して，CAWシステムの検討を行う。

15.3.2 電流駆動条件

(1) 定常炉仕様

FER－Sの定常炉仕様を表15.3.2－1とする。

(2) 高周波の主要パラメータ

表15.3.2－2による。

Table 15.3.2-1 Specifications of the Steady State Operation Reactor (FER-S)

NO.	ITEMS	SYMBOL	UNIT	SPECIFICATION	REMARKS
				STEADY	
1	PLASMA MAJOR RADIUS	R	m	4.5	
2	PLASMA MINOR RADIUS	a	m	1.1	
3	PLASMA ELONGATION	-	-	1.5	
4	AXIAL MAGNETIC FIELD	B	T	5.07	
5	PLASMA CURRENT	J	MA	6.22	
6	AVERAGE ION DENSITY	n_i	m^{-3}	7.6×10^{19}	
7	AVERAGE ION TEMPERATURE	T_i	keV	18	
8	TOROIDAL β	β	%	5.1	
9	NUCLEAR POWER	P_f	MW	346	
10	WALL LOAD	-	MW/m^2	0.91	
11	SAFETY FACTOR	q	-	2.5	
12	RF POWER	P	MW	40 (start up) 10 (burn)	
13	Q VALUE	Q	-	35	
14	VOLT·SECONDS	-	V.s	-	
15	BURN TIME	T	S	∞	

Table 15.3.2-2 RF Parameters

NO.	ITEMS	SYMBOL	UNIT	SPECIFICATIONS	REMARKS
1	FREQUENCY	f	MH_z	10	
2	RF POWER	P	MW	40	ANTENNA PEAK OUTPUT
3	MODE	-	-	fast	
4	HEATING TIME	T	S	∞	
5	OUTPUT POWER THROUGH ONE PORT	-	MW/PORT	10	

15.3.3 電流駆動系アンテナの設計

1. 設計条件

(1) 設置ポート

Fig.15.3.3－1にFER－S 定常炉のポート断面寸法を示す。この寸法の考え方は下記による。

① 生体遮蔽として厚さ700mmを確保する。

② 締結及び配管空間を確保する。

③ シエルの設置域を確保する。

④ 加熱ランチャの分解・補修時はポート遮蔽（生体遮蔽）を移動しない。従ってアンテナは図示の如く，巾1100mm，高さ2100mmの断面寸法内で出し入れする。

(2) 運転条件

連続運転を前提とする。立ち上げ時に他の加熱方法（例えばECRHによる予備電離etc）は併用せず，CAWのみでプラズマ電流の生成・維持を行う。

アンテナの構造検討上は定常時を主な対象とし，立ち上げ，立ち下げ時の熱衝撃・ヒートサイクル等を考慮した疲労設計は対象外とする。

2. 設計方針

Fig.15.3.3－1に示した断面寸法内に納まるアンテナとする。ポート遮蔽は半永久的な構造とし，アンテナの組立や分解修理時は遮蔽体は動かさないものとする。この結果アンテナ寸法は昨年度設計の半分以下とすることが必要となる。一方ポート当りの高周波出力は10MWであり昨年度と同一である。従ってアンテナの出力密度としては昨年度設計の2～3倍が要求される。

アンテナの出力密度を高める為には下記が考えられる。

① 絶縁耐圧を上げ，大電力を入射する。

② アンテナインピーダンスを下げる。

③ プラズマとの結合を増す。即ちローディングインピーダンスを上げる。

上記①はこれまでの実績によると2MV／m＝20kV／cmが限度である。また②は高周波フィーダ（同軸管）のインピーダンス（＝50Ω）との整合をとる必要もあり設計の自由度は小さい。③については，高周波とプラズマの結合の詳細は理論・実験両面で研究が進められているが，数Ω／m程度とするデータもある。[3][4] しかし，プラズマ温度が高い時のローディングインピーダンスは不明点が多く，またプラズマとアンテナの間の距離にも依存し，距離が近くなればローディングインピーダンスは増加する。但し本設計ではアンテナのファラデーシールドとプラズマ間の距離は通常部に於ける第1壁との間の距離と同一とする。すなわち，セパラトリックスラインとファラデーシールド間の距離を150mmとする。

プラズマローディングインピーダンスの値は本設計では10～30Ω／mと高めに設定し，ポート遮蔽を固定し，コンパクトなアンテナの設計を試みる。

ポートの概略寸法図をFig.15.3.3－2～4に示す。

3. 1ポート4アンテナの設計

(1) 基本構造

(a) アンテナ間隔

Fig.15.3.3－5に1ポート4アンテナの配置概念を示す。トロイダル方向，ポロイダル方向

にそれぞれ2分割し，合計4個のアンテナより構成する。

ポロイダル方向の2つのアンテナは同位相とし，トロイダル方向の2つのアンテナの電流位相差を$\frac{\pi}{2}$ とし，トロイダル方向に進行波を生成する。これによりプラズマ電流を駆動する。

トロイダル方向の2つのアンテナの間隔Dをポート断面寸法，アンテナ自体の巾を考慮し，700mmとする。トロイダル方向波長λ_Tは，

$$\lambda_T = 4 \times 700 = 2800\,\text{mm} = 2.8\,\text{m}$$

となる。

この場合，トーラス上下側よりフィードし，短絡端をトーラス中央面に設ける案としたが，逆に，トーラス中央面よりフィードし，短絡端をトーラス上下部とする設計も可能である。

どちらのフィード方式を採用するかは，短絡端側でアンテナ電流が最大となる点や同軸フィード線との外部取合等により決定されるべきであるが，本設計では，プラズマとの結合等を考慮して，短絡端がトーラス中央面に来る構造とした。

(b) アンテナ長さ

アンテナ長さℓは，$\ell = 825$ mmとする。このアンテナ長は，昨年度設計値2400mmの約1/3である。

(c) 波形短縮率

周波数10MHzの高周波の自由空間波長λ_0は，$\lambda_0 = 30$mである。アンテナに$\frac{1}{4}$波長（$\frac{\lambda_0}{4} = 7.5$m）の波を立てるとし，波形短縮率をsとすると，

$$\frac{\lambda_0 s}{4} = \ell$$

$$\therefore s = \frac{4\ell}{\lambda_0} = \frac{4 \times 0.825}{30} = 0.11 \qquad \text{〔case 1〕}$$

またアンテナに立てる波を$\frac{1}{8}$波長（$\frac{\lambda_0}{8} = 375$m）とすると，

$$s = \frac{8\ell}{\lambda_0} = 0.22 \qquad \text{〔case 2〕}$$

となる。

(d) アンテナ断面構造

Fig.15.3.3−6にアンテナ断面の基本構造を示す。

ファラデーシールドはプラズマに直面し，熱的条件や核的条件は第1壁と同様である。従って表面にセラミックス等をコーティングしてスエリングやスパッタリングに対する耐性を持たせる。また導体は中空とし，強制冷却する必要がある。またループアンテナによる磁力線と完全に鎖交しないように，アンテナの長さ方向即ちポロイダル方向に多数に分割される。電極板も同様に分割された構造とする。

中心導体，リターン導体は高周波電流が流れる中空導体である。

電極板はアンテナ内の位相速度を下げる為に設ける。即ち中心導体とリターン導体間にキャパシタンス成分を持たせる必要があり，Fig.15.3.3−6の電極板は中心導体とリターン

導体間に分布静電容量を作り出す。電極板はファラデーシールドと同様ポロイダル方向に多数に分割されている。但しこの電極板は中心導体の剛性向上にも寄与させる為，ループアンテナの短絡端側では中心導体側に取付ける構造とする。また取付けられているリターン導体や中心導体を介してポロイダル磁束を囲むループを形成しないよう，アンテナ巾方向中央部にもスリットを有する構造とする。

サイドマニホールドは冷却水を供給すると共に，アンテナの剛性を高める構造物である。この部分での高周波電力の損失や，不純物の発生に関する多角的な研究も進められており，将来の設計にはそれらの研究成果も取り入れた構造設計も必要となる。

(2) 電気設計

(a) アンテナインピーダンス

アンテナ部分のインピーダンスを理想的な無損失平行平板の伝送路で近似してインダクタンスLとキャパシタンスCを求めて特性インピーダンスZ_0を求める。

Fig.15.3.3−6に示すように，耐電圧上は同一の条件であることと設計を単純化する意味で，ファラデーシールドと中心導体間の距離と中心導体と電極板間の距離を同一寸法(d_1)とすると，

$$L = \frac{\mu_0 d_2}{W} \quad (H)$$

$$C = \frac{2\varepsilon_0 W}{d_1} \quad (F)$$

である。但し，μ_0は真空の透磁率（$4\pi \times 10^{-7}$ H/m），ε_0は真空の誘電率（0.885×10^{-11} F/m）である。d_2は中心導体とリターン導体間の距離，Wは中心導体の巾を示す。

上式を用いてZ_0は，

$$Z_0 = \sqrt{\frac{L}{C}} = \sqrt{\frac{\mu_0}{\varepsilon_0}} \cdot \frac{1}{W}\sqrt{\frac{d_1 d_2}{2}} \quad (\Omega)$$

で与えられる。

一方，波形短縮率sは，

$$s = \frac{\sqrt{\varepsilon_0 \mu_0}}{\sqrt{LC}} = \frac{d_1}{\sqrt{2 d_2}} = 0.11 \qquad \text{〔case 1〕}$$

$$= 0.22 \qquad \text{〔case 2〕}$$

従って，

$$Z_0 = \sqrt{\frac{\mu_0}{\varepsilon_0}} \cdot \frac{1}{W} \cdot s d_2 = 41.5 \frac{d_2}{W} \qquad \text{〔case 1〕}$$

$$= 82.9 \frac{d_2}{W} \qquad \text{〔case 2〕}$$

同軸フィーダのインピーダンス50Ωと整合を取るとすれば，$Z_0 = 50\,\Omega$。従って，

$d_2 = 1.2W$ ， $d_1 = 0.029W$ 〔case 1〕

$d_2 = 0.6W$ ， $d_1 = 0.058W$ 〔case 2〕

Wはアンテナ間隔（700mm），ポートの巾（1100mm）から，メンテナンス空間も考慮に入れると，300mmが上限となる。この場合，

$d_1 = 8.7\,mm \quad d_2 = 360$ 〔case 1〕

$d_1 = 17.4\,mm \quad d_2 = 180$ 〔case 2〕

となる。

以上をまとめると表15.3.3－1の如くなる。

(b) ローディングインピーダンス

プラズマローディングインピーダンスをR_a（Ω／m）とすると，プラズマに入射される高周波パワーは次式で与えられる。

$$P = \frac{1}{2} R_a \left(\frac{V_o}{Z_o}\right)^2 \int_o^L \cos^2 \left(\frac{2\pi x}{\lambda s}\right) dx$$

但し，V_oはアンテナ短絡端での最大電圧，xはフィード部からアンテナ方向に沿った長さである。上式をcase 1，2の各々の場合につき積分すると下式が得られる。

$$P = \frac{1}{2} R_a \left(\frac{V_o}{Z_o}\right)^2 \cdot \frac{\lambda s}{2\lambda} \cdot \frac{\lambda}{4}$$

$$= \frac{1}{4} R_a \left(\frac{V_o}{Z_o}\right)^2 \cdot \frac{\lambda s}{4} \qquad 〔case\ 1〕$$

$$P = \frac{1}{2} R_a \left(\frac{V_o}{Z_o}\right)^2 \cdot \frac{\lambda s}{2\lambda} \left(\frac{\lambda}{8} + \frac{1}{4}\right) \qquad 〔case\ 2〕$$

最大電界を2 MV／mとすると，

$V_o = 17.4$ kV 〔case 1〕

$V_o = 34.8$ kV 〔case 2〕

従って，

$P = 2.5 \times 10^4 \times R_a$ 〔case 1〕

$P = 1.64 \times 10^5 \times R_a$ 〔case 2〕

1ポート当り10 MW即ち1アンテナ当り2.5 MWのパワーを入れる為には

$R_a = 100\ \Omega/m$ 〔case 1〕

$R_a = 15\ \Omega/m$ 〔case 2〕

従来例では，R_aを数Ω／mとしており，case 1は余りにもかけはなれている。よって，ここでは，case 2を考える。

(c) 同軸管

アンテナ部に電力を供給する同軸管部はアンテナ側が真空，同軸管側がSF6ガス加圧状態で使用される。同軸部や，アンテナ部での高周波放電が生じた場合にも，VSWRを検出するか，反射電力の検出によりRF出力を瞬時停止させて放電を止め再度RF電圧が印加可能なシステムの設計を行うが，同軸管部の耐電圧特性を向上させておくことは有意義であり，ここでは，アンテナの特性インピーダンスにほぼ等しい特性インピーダンス50Ωの同軸管を設計するものとする。

同軸伝送管で大電力を送れるものを考えると表15.3.3－2に示す様な同軸管も考えられるが，中性子ストリーミング等を考慮すると耐電圧特性を満足する小径の同軸管を設計することも有意義である。

ここでは，a＝5（cm），b＝11.5（cm）程度の同軸管を使用するものとする。

(3) 電磁力の検討

準定常炉のICRFアンテナの場合と同様の計算により，中心導体の最大せん断応力はプラズマディスラプション時約11 kg/mm^{2}である。

ファラデーシールドの応力にも特に問題はない。

(4) 熱的検討

温度上昇や冷却の問題を考える場合は，次の諸点の検討が必要である。

(i) ファラデーシールドへのプラズマからの輻射熱（12 W/cm^2）

(ii) 核発熱（10 W/cm^3）

(iii) 高周波の損失

この内，高周波電流による損失分は中心導体の最大電流部分を用いて評価しても，表面積平均で0.1W/cm^{2}以下であり，本設計では特に考慮を要する値ではない。

冷却水の検討を以下に行うが，次の様な設計思想とする。

(i) プラズマからの輻射熱は全てファラデーシールドで除熱することとする。

(ii) ファラデーシールドの冷却水は，アンテナの長さ方向にアンテナ当り2個のマニホールドに分割して冷却水を確保する。

(iii) 中心導体とリターン導体は直列に流路を形成し冷却する。この場合も，安全のため中心導体には6 W/cm^2 の輻射入熱があると仮定する。

アンテナ当りの流路構成と熱負荷をFig.15.3.3－7にまとめて示す。

各冷却流路とも冷却水の温度上昇を20degまで許容すると，必要冷却水量はアンテナ当り次の様になる。

中心導体流路　：　6 ℓ/sec

ファラデーシールド流路：　9 ℓ/sec

であり，最大流路でも約5 m/secである。

ICRFアンテナ冷却水仕様をまとめると，表15.3.3－3の如くなる。

4. 1ポート8アンテナの設計

アンテナをポート遮蔽体を移動せずに取出すことを考慮すれば，1ポート当りのアンテナ数を増加させることは，次の様なメリットとデメリットがあると言える。

(1) メリット

① アンテナ間の位相制御に対する自由度が増えるので，トロイダル方向に大きな波数の波を立てられる。

② ポロイダル方向にも波を立てられる。

③ ①と②の組合せにより電流駆動に最適な波数の組合せを得ることができる他，プラズマ条件の変化に対応して高周波電力の位相制御を行うことにより波数の組合せを時間的に変化させることも可能となる。

(2) デメリット

① 同軸給電部やフィードスルーの数が増加し，中性子ストリーミングに対する対策等が複雑となる。

② アンテナ長を短くする必要があるが，耐電圧上の制約も有り，高周波電力の利用率がある程度アンテナ長により制限される。

なお，この様なアンテナ配列を考える場合に次の諸点は当然問題となるが，プラズマとの結合まで含めた検討や検証は今後の課題である。

① 複数のアンテナ間の磁気結合効果と位相制御特性

② 最適な波数ベクトルと位相制御方式

むろん上記諸点は高周波発振設備やアンテナの設計に対する本質的問題ではなく，最大電流駆動効率を得ようとする様な場合に重要となって来る問題ではある。

ここでは，概略のアンテナ設計を行い，上記メリットをいかすことを考える。

(1) アンテナの配列と高周波電流位相

基本的には，トロイダル方向の波数を上げることが有利であると考えられるので，Fig. 15.3.3－8 の如きアンテナ配列とする。

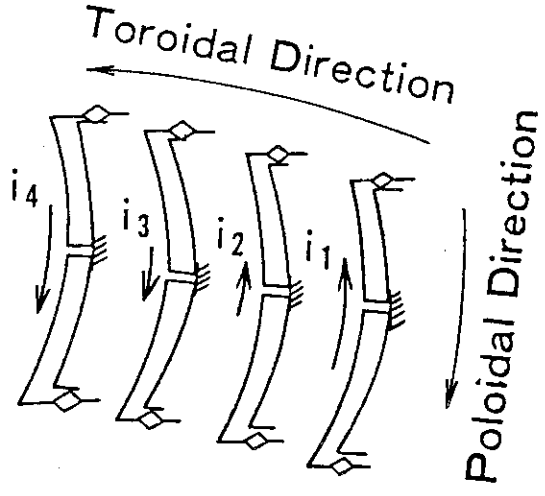


Fig.15.3.3－8 antenna Array

この場合，アンテナ電流が，

$$i_1 = i_0 e^{j\omega t}$$

$$i_2 = i_0 e^{j(\omega t - \frac{\pi}{2})}$$

$$i_3 = i_0 e^{j(\omega t - \pi)}$$

$$i_4 = i_0 e^{j(\omega t - \frac{3}{2}\pi)}$$

の如き位相となる様高周波発振器の位相制御を行うものとする。特にポロイダル方向にも特別な波数の波を生じさせようとすると上下のアンテナ長と位相もその制約を受けるが，ここでは，ポロイダル方向波数はあまり大きな値とする必要がなく，アンテナ長は主として放射電力の問題だけから決定されるものとする。

位相の問題を単純化して考えられるためには，波形短縮率まで考えてアンテナ長内での波長は $\lambda/4$ 以下に抑えるのが良い。

(2) アンテナ寸法について

トロイダル方向に4本並べる必要上，中心導体幅Wは $W \leq 150$ mm程度とすべきである。

この場合は，ファラデーシールドの冷却路長やスパンも短くなるので，ファラデーシールド厚みも20mm程度としてプラズマへの近接性を向上させるものとする。耐電圧及び波形短縮率上の問題等からd_1，d_2寸法は，前記case 2と同様とする。従って，Wが減少した分アンテナの特性インピーダンスも下がるので，同軸管の特性インピーダンスを下げて同軸管を設計することも考えるものとする。

Table 15.3.3-1 Antenna Parameters

NO.		SYMBOL	UNIT	CASE 1	CASE 2
1	WIDTH OF CENTER CONDUCTOR	W	mm	300	300
2	DISTANCE BETWEEN CENTER CONDUCTOR AND RETURN CONDUCTOR	d_2	mm	360	180
3	DISTANCE BETWEEN CENTER CONDUCTOR AND FARADAY SHIELD	d_1	mm	8.7	17.4
4	SPECIFIC IMPEDENCE	z_0	Ω	50	50
5	WAVE LENGTH REDUCTION RATE	S	-	0.11	0.22
6	THICKNESS OF CENTER CONDUCTOR	-	mm	30	30
7	THICKNESS OF FARADAY SHIELD	-	mm	30	30

Table 15.3.3-2 High Power Coaxial Transmission Line

Type	Specific Impeadance	a	b
WX - 203D	50 Ω	4.41	10.2
WX - 303D	50 Ω	6.58	15.2

Note: a: radius of inner conductor (cm)
b: radius of outer conductor (cm)

Table 15.3.3-3 Cooling Water Specifications of Antenna

No.	Item		Specific Value
1	Center Conductor	Water Flow	6ℓ/sec·Antenna
		Verocity	5m/sec
2	Faraday's Shield	Water Flow	9ℓ/sec·Antenna
		Verocity	1.5m/sec
3	Temperature Rise (mean value)		20 deg
4	Total Water Flow (Antenna Only)		425 m^3/hr.

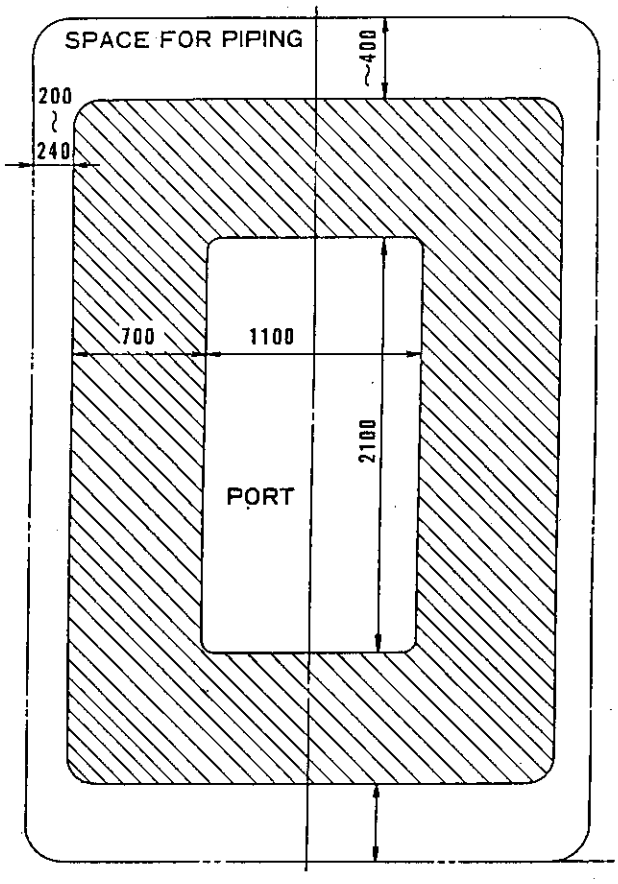


Fig. 15.3.3-1 Cross Sectional View of the Port for Plasma Heating

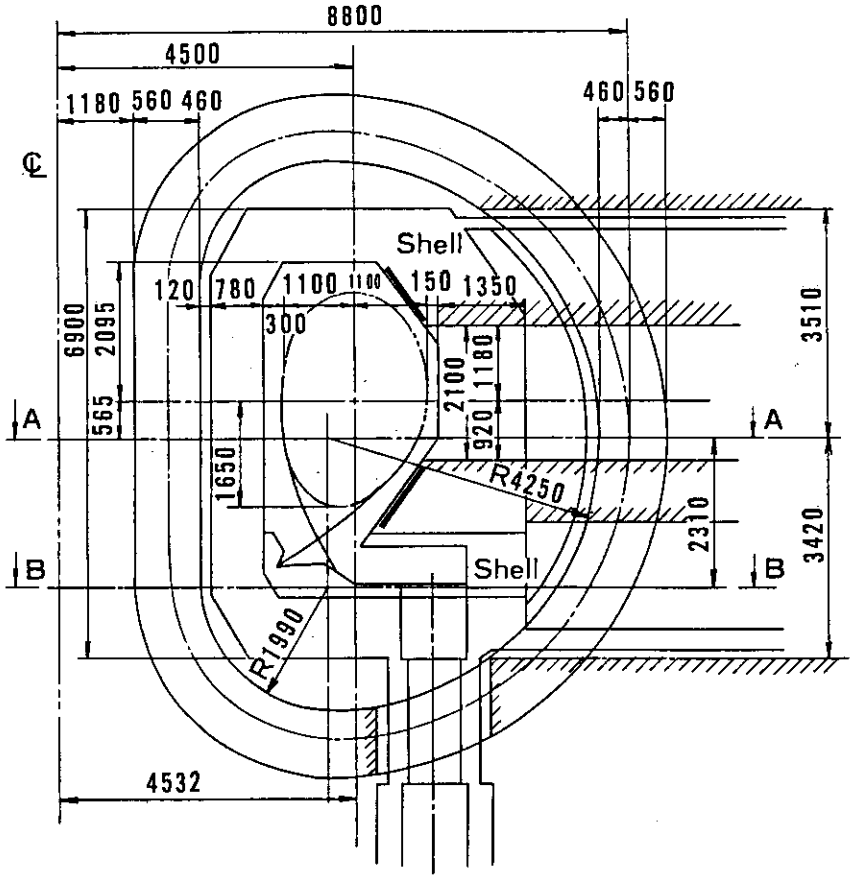


Fig. 15.3.3-2 FER-S Cross Sectional View

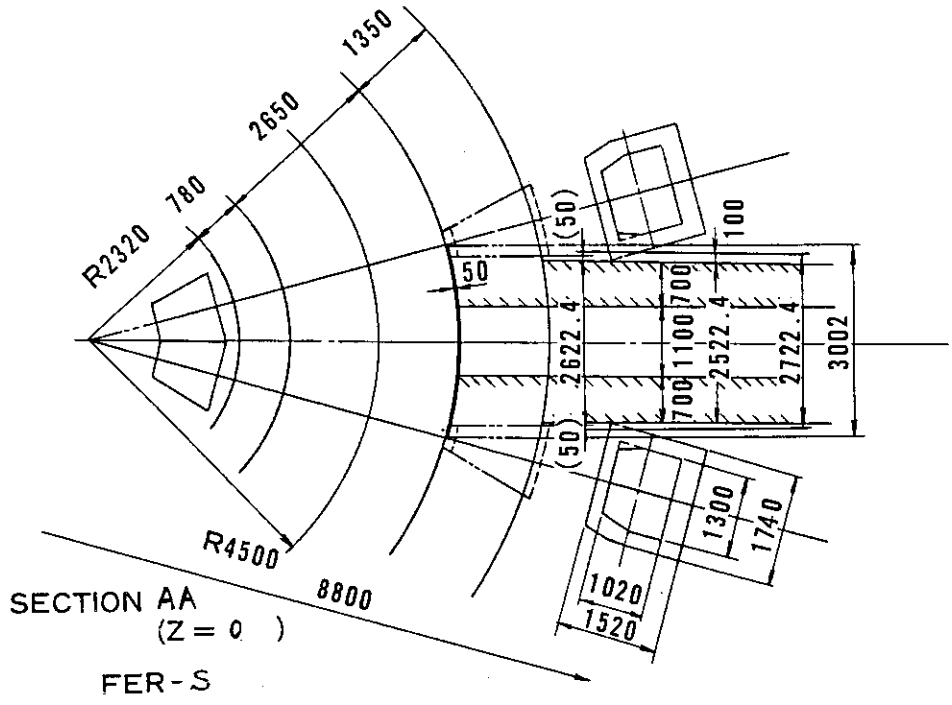


Fig. 15.3.3-3 Equatorial Cross Sectional View

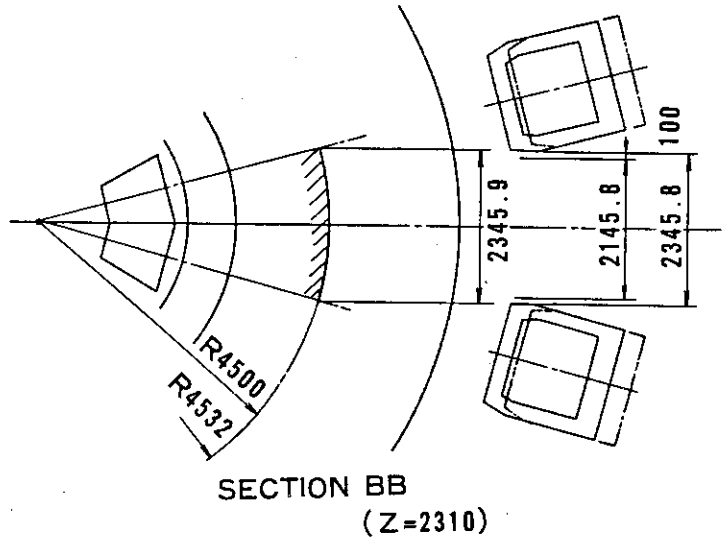
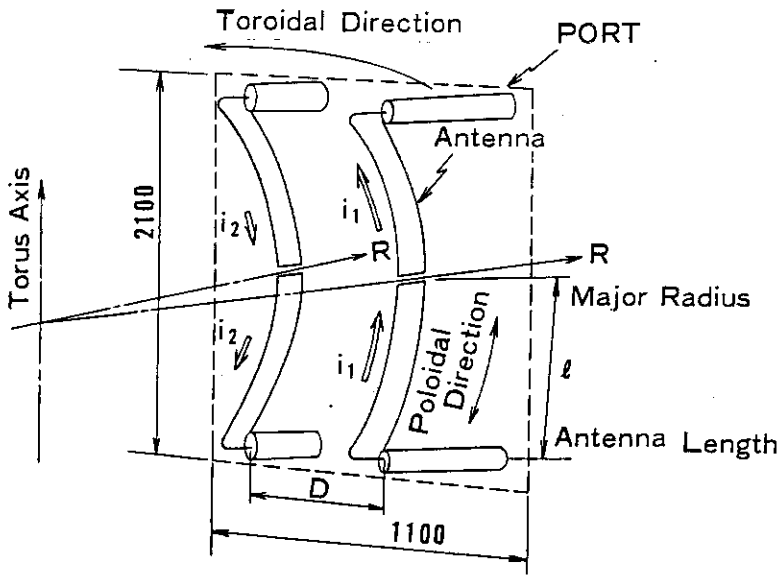


Fig. 15.3.3-4 Cross Sectional View of Divertor



$$i_1 = i_0 \sin\theta$$
$$i_2 = i_0 \sin\left(\theta - \frac{\pi}{2}\right)$$

Fig. 15.3.3-5 Antenna Array and Phasing

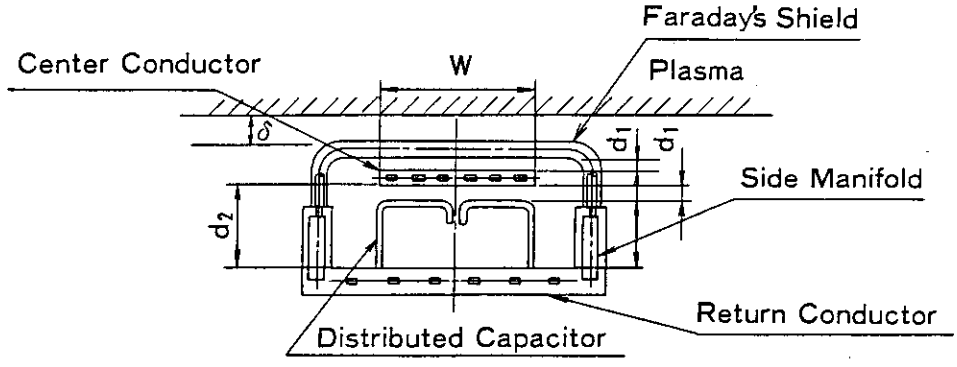


Fig. 15.3.3-6 Structure of Antenna

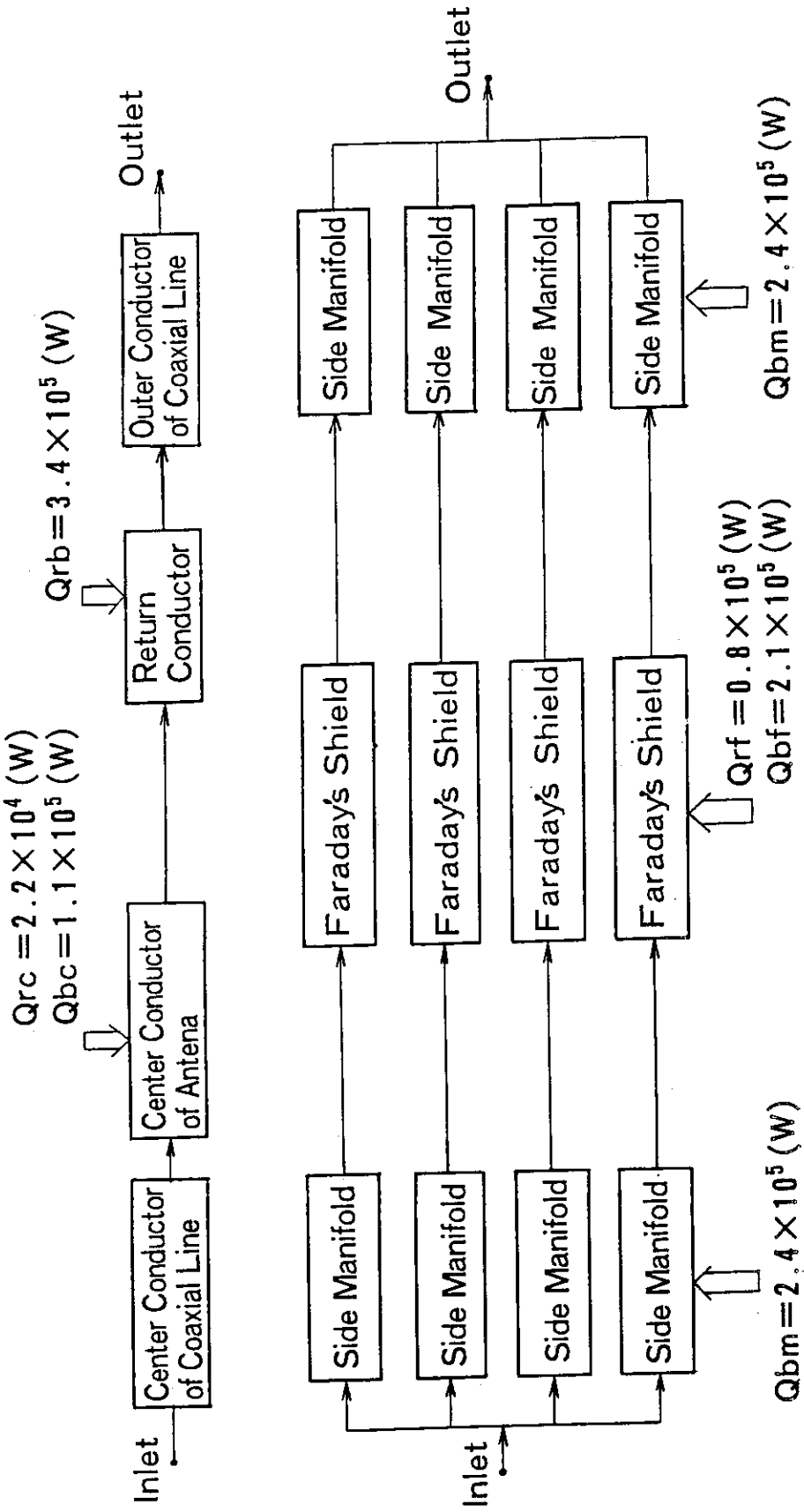


Fig. 15.3.3-7 Cooling Flow and Heat Removal (per antenna)

15.3.4 システム構成

(1) システムの概要

MH_z のRF電力を得る4極真空管としては現在でも特に低周波数大出力管としてTH−539（仏国THOMSON社製）の真空管が有り特に問題はない。ただし，この4極管も真空管のRF出力として3 MW 連続出力程度で設計しておくのが無難であり，1アンテナ当り2.5 MWのRF電力を供給するためには，1本の4極管で良い。

THOMSON社製の4極管TH−518とTH−539の諸特性を連続定格ベースで比較すると表15.3.4−1の如くなる。

CAWでは周波数が低くて良い故大出力のTH−539を使用することとし，システムの効率と信頼性を上げるものとする。

この場合，励振段が問題となるが図15.3.4−1に示す如く，TH−518で励振することを考えると特に問題はない。

むろん，将来的には，大出力発振管の開発を行って，使用真空管の本数を減ずることはシステムの信頼性を確保することが必要である。

システムの構成をFig.15.3.4−1に示す。

システムの特徴を列挙すると次の如くである。

(i) トリプルスタブとし，オートチューニング可能とする。

(ii) 増幅器（真空管，真空コンデンサー等）の冷却水は純水系であり，放射線の問題等を回避するため，FER本体の冷却系とは独立とする。

(iii) アンテナ1個につき，1系統の増幅系として，RF位相の制御が可能としてCAW波を励振する。

(iv) 伝送系は，真空排気設備を備えたSF_6導入系により約2 kg/cm^{2}GのSF_6ガス封入を可能とする。

(v) 直流電源系は，スクリーングリッド電源も含めて全てクローバ回路を有するシステムとする。

電源容量と冷却水の容量について概算すると次の様になる。

(i) RF発振効率 …… 0.65

(ii) RF伝送効率 …… 0.9

(iii) 励振用電力 …… RF出力の約10 %

(iv) 電源力率 …… 0.8

を考えると電源容量は約95 MVA必要である。

冷却水量と圧力に関しては真空管の特性から次の様な諸量となる。

(i) 純水純度 …… 1 MΩ・cm以上

(ii) 冷却水圧力 …… 7 kg/cm^2

(iii) 冷却水量 …… 10 m^3/分

(iv) 冷却水入口水温…… 40 ℃以下

(2) システムの事故検討

起り得る事故の内重要度を考慮して特に重要と考えられるものを以下に記すものとする。事

故に対する保護動作と補修法についても概念検討を行って見ると以下の如くなる。

(i) アンテナ囲り事故

(イ) ファラデーシールド溶損

(ロ) 冷却水漏れ

(ハ) アーク放電発生

(ニ) 真空リーク発生

(ホ) フィードスルー破壊

の如き事故が想定される。特に，ファラデーシールドの溶損に伴う冷却水の漏れは重大事故となる。単にアンテナ内でRFアーク放電が生じた様な場合には，RF反射電力を検出して瞬時にRF発振を停止し，再度RFを起動する等の処置は容易に行えるので問題はない。また，水漏れには致らないまでも，真空リークが生じている様な事故はその発見法も含めてやっかいである。この様な場合には，冷却水を希ガスに置換してリーク系統を探す等の対策が必要となる。

アンテナ囲り破損時はセンターモジュールごと解体，補修する。

(ii) 伝送管部，RF発振設備部

(イ) RFアーク放電

(ロ) SF_6 ガス漏れ

(ハ) 真空管内アーク放電

(ニ) 真空管破壊

(ホ) 断水

(ヘ) 直流電源異常

以上の内可能性の高いものは真空管内や共振回路囲りのRFアーク放電である。この場合は，アノード電源やスクリーングリッド電源回路のクローバ回路を動作させて真空管の保護を行う。このときは，共通直流電源で運転されている全真空管の増幅が停止するので，システムの分割構成を考える場合には考慮を要する。また，共振回路に真空コンデンサーを使用しない回路構成とすることがシステムの信頼性を上げる上には重要である。

参考文献

(1) STARFIRE：ANL／FPP－80－1（1980）

(2) JAERI－M 83－213，1984年

(3) Thomas H. Stix，IEEE TRANSACTIONS ON PLASMA SCIENCE Vol. PS－12. No.2，June（1984）

(4) JAERI－M 84－191，1984年

Table 15.3.4-1 Characteristics of High Power Tetrode

Specific Values	Unit	Tetrode	
		TH-518	TH-539
RF Power Output (CW)	MW	0.77	4
Max. Plate Dissipation	kW	500	1000
Efficiency	%	64	77
Max. Frequency	MH_Z	110	50
DC Anode Voltage	kV	14	22
Anode Current	A	90	250
Screen Grid Voltage	V	1400	1500
Screen Grid Current	A	3.5	12
Control Grid Voltage	V	-520	-400
Control Grid Current	A	5	10
Gain	dB	11	13∿14

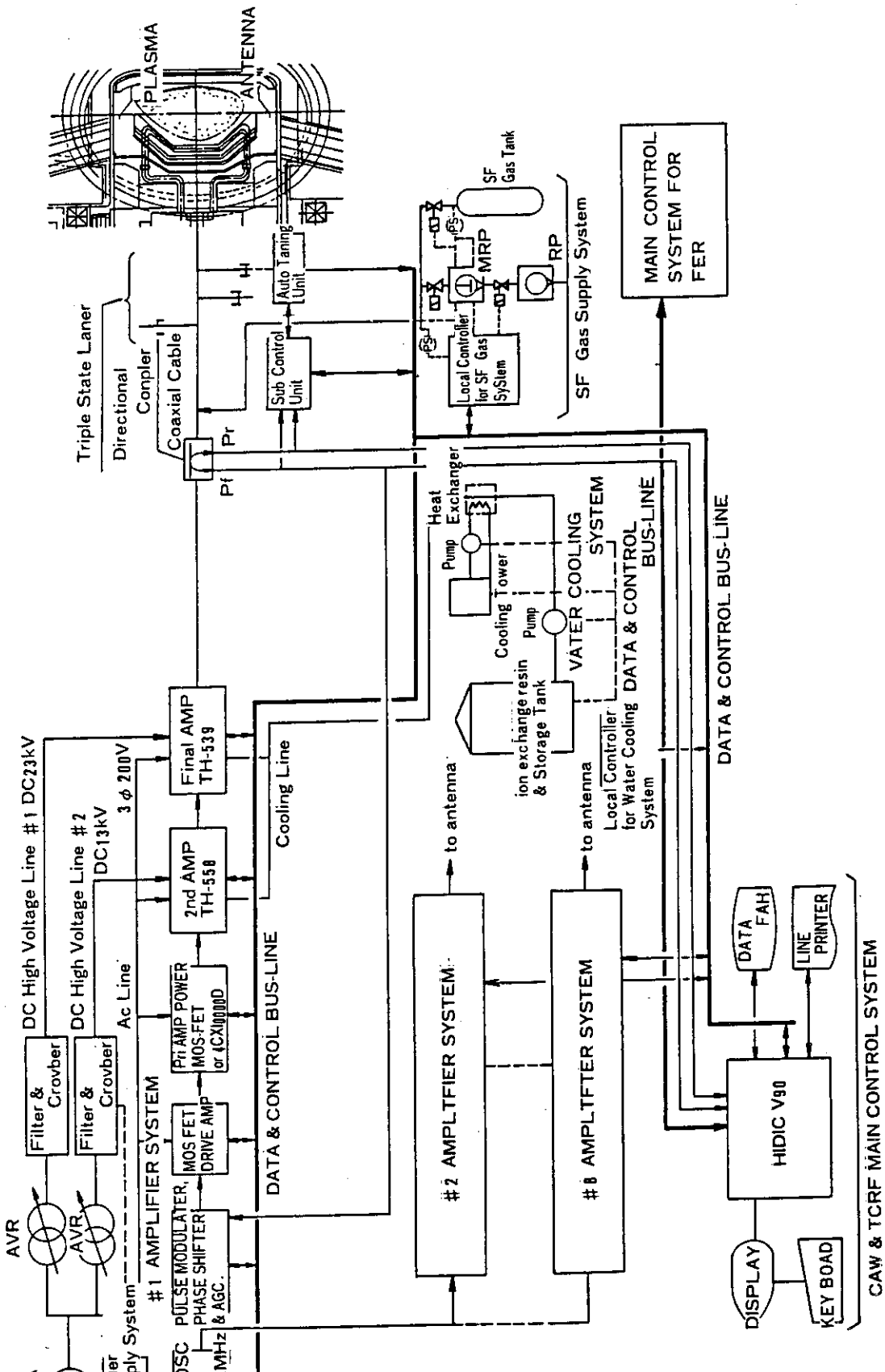


Fig. 15.3.4-1 Caw RF Power System

15.3.5 問題点と今後の検討課題

電流駆動用アンテナとして，1ポート当り2×2型のアンテナ配列を設計した。CAWは周波数が低くアンテナ長が長くなる傾向がある。波形短縮を行いアンテナの小型化を図ったが，更にアンテナ構造の工夫により小型化を図る必要がある。

15.3.6 プラズマ実験必要R&D

CAW電流駆動系としては以下に示すR&Dが必要である。

① 大電力伝送用フィードスルーの開発
② オートチューニング装置の開発
③ 大電力パワー合成器の開発
④ 大電力位相制御回路の開発
⑤ 終段出力用共振回路の開発
⑥ 大電力方向性結合器の開発
⑦ モックアップアンテナの試作・確証試験〔電気・機械特性〕

15.4 結　言

圧縮アルベン波（CAW）電流駆動を用いた完全定常核融合実験炉（FER－S）の概念設計に関する予備検討を行った。検討に当っては，完全定常核融合実験炉として特徴的及び本質的と考える炉心プラズマとRF電流駆動系に焦点を置いた。

設計の基本方針としては

① 炉の小型化及び炉構造の簡単化
② RF注入エネルギー及びパワーの低減とQ値の増大
③ 実験炉としての多用性を持たせるために準定常運転モードも行う。

を設定した。

概念設計を行い次の主な結果を得た。

① 準定常核融合実験炉（FER－Q：主半径R＝5.2 m，ベータβ～4.6％）に比べて同程度のプラズマ性能β～5.1％で，かつ主半径R＝4.5 mと小型化することができた。
② 核融合出力は，FER－Qの385 MWに対して346 MWである。RFパワーは燃焼期では電流駆動用として10 MWでありQ値は35を得た。
③ 電流駆動用アンテナとして，1ポート2×2型のアンテナ配列を設計し，電磁気的熱的強度検討及び電源システム検討を行った。CAWは周波数が低くアンテナ長が長くなる傾向があるが波形短縮を行い所定ポートに納めることが可能である。

今年度は新しい仕様での設計初年度であり，上記概念設計結果を通して今後必要な改善点が明らかになって来た。以下では上記結果に基づく改善点及び今後の基本的考え方のあり方について述べる。

① FER－Sでは35 V·sの磁束を備えることにしたために，完全定常炉のメリットである小型化の程度に限界があった。このため，コスト低減のための小型化が十分果せなかった。

今後は実験炉の実験目的を明確にしてこの点を再考する。

② アンテナのローディングインピーダンス R_a が $R_a = 15\,\Omega/m$ 必要である。この R_a の低減法として次のものが考えられる。

(i) アンテナ特性インピーダンス Z_0 を低下させる。現在，$Z_0 \simeq 50\,\Omega$ であるが $Z_0 = 30\,\Omega$ にすると R_a は約 1/3 に低減する。

(ii) 炉構造の簡単化のために電流駆動用として4ポートを設定した。FER－Q では ECRH 用1ポート，主加熱用4ポート，電流駆動用2ポートの計7ポートである。FER－S において6ポートを電流駆動用として用いるならば（ECRH 用1ポートはそのまま残す），R_a は約 1/2 に低減でき，現行の技術で容易に設計できる範囲になる。

(iii) CAW のアンテナの小型化はテスサステック大学で考案されている。この種のアンテナ等アンテナ形状の工夫により，R_a 低減が可能である。また，アンテナのパワー密度の増加が期待できる。

③ CAW は高温で高電流駆動効率が得られる。最近，CAW の電流駆動実験が進められ，低温（$\lesssim 20$ eV）でも 2 kA 程度の電流駆動が確認されている（プラ研）。また，LHW のような密度限界もなく，$\sim 10^{20}\,m^{-3}$ でも電流駆動が行われている（東工大）。現在，ICRF 電流駆動解析コードを開発中である。本コードは CAW に対しても勿論解析可能である。本コードの実験との比較を行い，本コードの精度を向上させ，ローディングインピーダンス，電流駆動効率等の評価を行う。

④ 上記コードを用いて ICRF 電流駆動を検討し，高電流駆動効率の駆動法を考案し，完全定常炉の概念を更に明確にする。

完全定常炉はトカマク型核融合炉の最終目標であり，その最終目標の姿を明確にすることは，今後の核融合研究における一つの指針を与えるものと考える。実験データベースも出始めた時期でもあり，今後より強力に研究を進めていく予定である。

謝　　辞

本検討を実施するにあたり，礒　康彦　東海研究所副所長，苫米地　顕　那珂研究所長，吉川　允二　臨界プラズマ研究部長，飯島　勉　JT-60 試験部長，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深謝致します。