

JAERI-M

9050

スイミングプール型トカマク炉の予備的検討

1980年8月

炉設計研究室

この報告書は、日本原子力研究所がJAERI-Mレポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

スイミングプール型トカマク炉の予備的検討

日本原子力研究所東海研究所核融合研究部
炉設計研究室

(1980年8月5日受理)

トカマク炉最大の問題点である炉体分解修理にかかわる問題を容易にする方法として、水を満したプール内に炉を設置する方式について予備的設計を含む検討を行い、その実現可能性の検討と問題点の摘出を行った。

この炉は、ブランケットの交換が容易であるために、プラズマ形式に未知の要素が多い実験炉段階にはとくに適合性が大きいものと考えられる。

検討の範囲は次のとおりであり、検討の結果一つの有力な方式と判断するに至った。今後更に深く検討する価値があるものと考えられる。

- (1) 炉概念
- (2) プラズマ真空境界
- (3) ブランケット構造体
- (4) トリチウム増殖比
- (5) 遮蔽性能
- (6) 誘導放射能
- (7) 炉体分解修理
- (8) 炉心寸法とトロイダルコイル
- (9) 総合評価

Preliminary Study of Swimming Pool Type Tokamak Reactor (SPTR)

Fusion Reactor System Laboratory, Division of Thermonuclear
Fusion Research, Fusion Research and Development Center,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received August 5, 1980)

In order to relieve the difficulties of repair and maintenance which are the most serious problem in a tokamak reactor, a concept of swimming pool type reactor has been proposed. A preliminary study on the feasibility of the concept has been carried out. Because blankets may be easily replaced in this reactor, this concept will have a wide applicability for an experimental reactor which seems still have many ambiguities remaining in plasma physics and reactor structure design.

The items covered are (1) reactor concept (2) plasma vacuum boundary (3) blanket structure (4) tritium breeding (5) shielding (6) induced radioactivity (7) repair and maintenance and (8) overall evaluation.

Judging from the results obtained, this concept is promising and deserves a more detailed study.

Keywords: Tokamak Fusion Reactor, Swimming Pool Type Fusion Reactor, Design Study, Blanket Structure, Tritium Breeding, Shielding, Repair and Maintenance

設計検討参加者

迫 淳, 東稔達三, 関 泰, 飯田浩正

湊 章男^{*1}, 坂本寛己^{*2}, 山本 孝^{*3}

喜多村和憲^{*4}, 真木紘一^{*5}

*1 外来研究員, 川崎重工

*2 " ; 三菱重工

*3 " ; 富士電機

*4 " ; 東 芝

*5 " ; 日 立

Members of Design Study Team

Kiyoshi SAKO, Tatsuzo TONE, Yasushi SEKI, Hiromasa IIDA, Akio MINATO^{*1},
Hiroki SAKAMOTO^{*2}, Takashi YAMAMOTO^{*3}, Kazunori KITAMURA^{*4}, Koichi MAKI^{*5}

*1 On Leave from Kawasaki Heavy Industries Co Ltd., Tokyo, Japan.

*2 " Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., Tokyo, Japan.

*3 " Fuji Electric Co Ltd., Kawasaki, Japan.

*4 " Toshiba Corporation, Kawasaki, Japan.

*5 " Hitachi, Ltd., Tokyo, Japan.

目 次

1. 緒 言	1
2. 炉概念	2
2.1 炉本体	2
2.2 炉建屋	3
3. プラズマ真空境界の選択	9
4. ブランケットおよびブランケット集合体	9
4.1 ブランケット構造物	9
4.2 ブランケット熱設計	10
4.3 ブランケット容器の応力解析	12
4.4 ブランケットのシェル効果	15
4.5 ブランケットの電磁力	18
5. トリチウム増殖比	44
6. 放射線しゃへの検討	47
7. 誘導放射能評価	53
7.1 小分解修理時の誘導放射能	53
7.2 大分解修理時の誘導放射能	53
8. 炉体分解修理	55
8.1 小分解（1個のブランケットリングの交換）	55
8.2 大分解（全てのブランケットの交換）	56
9. 炉心寸法とトロイダルコイル	58
9.1 トロイダルコイル寸法とリップル	58
9.2 コイルの応力及び磁場	58
9.3 炉心寸法とプラズマ閉込め性能	59
10. 総合評価	68
参考文献	70
謝 辞	70
付録A 水中に置かれた真空容器の強度検討	71
付録B ダイバータ付きの炉の場合の検討	76
付録C 修理方式変更による炉建屋の小型化ならびに水プールの改良案	78

Contents

1. Introduction	1
2. Reactor Concept	2
2.1 Reactor	2
2.2 Reactor Building	3
3. Location of the Plasma Vacuum Boundary	9
4. Blanket Vessel and Blanket Assembly	9
4.1 Blanket Structure	9
4.2 Thermal Analysis	10
4.3 Stress Analysis	12
4.4 Shell Effect	15
4.5 Electromagnetic Force due to Plasma Disruption	18
5. Tritium Breeding Ratio	44
6. Shielding	47
7. Radioactivity	53
7.1 Gamma Dose Rate Estimation at Minor Repair of Reactor ...	53
7.2 Gamma Dose Rate Estimation at Major Repair of Reactor ...	53
8. Repair and Maintenance	55
8.1 Minor Repair (Replacement of a Blanket Ring)	55
8.2 Major Repair (Replacement of a whole Blanket)	56
9. Relationship between Sizes of Plasma and Toroidal Field Coils	58
9.1 Coil Size and Field Ripple	58
9.2 Stress in Coil and Field Strength	58
9.3 Plasma Sizes and Plasma Confinement	59
10. Overall Evaluation	68
Acknowledgement	70
References	70
Appendix A Stress Analysis of a Vacuum Chamber Placed in Water ...	71
Appendix B Some Consideration about the Case of Reactor with Divertor	76
Appendix C An Alternative for Making Reactor Building and a Pool Smaller	78

1. 緒 言

炉設計研究室においては過去数年来、実験炉の予備設計⁽¹⁾を中心としたトカマク炉の設計研究を行い、炉概念の明確化をはかると共に問題点の抽出と対策などを検討してきた。この間設計各部に数多くの改良を重ねるなど炉の実現を目指して努力してきた。

これらの設計研究を通じて明らかになってきたことはトカマク炉においては炉を構成する主要コンポーネント自体に信頼性を高める上で大規模な研究開発の必要性があるとともに、炉構造物故障時に行う炉体分解修理にかかわる問題はとりわけ困難が大きいということである。

昨年来、国際協力トカマク (INTOR) 計画に参加して炉本体の設計研究⁽²⁾を進めているが、ここでも炉体分解修理の実現性評価が炉構造概念選択上の基本的な重要課題になっている。我々は“ブランケット故障時にトロイダルコイル2本つきの炉モジュールを引抜く方式で、実験炉設計と同様”と“遮蔽開口部からブランケットを単独で上方向に引抜く方式でINTOR EC案もこれと同様”の2案を検討し、提案した。我々の検討では両案とも適切且つ強力な研究開発を行えば実現の可能性はあるという判断がなされた。

然し乍ら、INTOR会議に於ては現存の遠隔操作技術からみて飛躍が大きすぎることによってこれらの方式が採用されるには至らなかった。これはTFTR (米国で建設中の大型トカマク試験装置で、DT燃焼も行う) で直面している比較的簡単な分解修理ですら難行しているという米国の強い意見が影響している。

ブランケット故障時の分解修理を単純化するために、ブランケットを水平に引抜く方式 (例えばINTOR米案) を選ぶとすれば、トロイダルコイル間のスペースを広くとらざるを得ず、トロイダルコイルは必然的に大型となり、また、外置きポロイダルコイルの位置がプラズマから遠くなるので電流を増加させる必要があり、電源容量の増大、トロイダルコイルに発生する力の増大、コスト増などをもたらすことは明らかである。そのような犠牲を払ってまでも修理を単純化しようというのが現在の合意である。我々は設計を徹底的につめない現段階でこれに合意するのは、不満な面もあるが、数年後には建設しようとする装置でしかも各国が分担して作る装置であってみれば、妥協せざるを得ない面もある。

我々が、分解修理とのからみで特に懸念するのは、上述の修理作業の複雑さ、修理技術開発の困難さのほかに作業中に地震が発生したりして炉体分解中の機器が軌道からはずれたり、ひっかかったりしたような場合の対策であり、これは可成り厳しい問題と受けとめている。

さらに、実験炉予備設計時点で行った耐震解析によれば、トロイダルコイルと遮蔽間の相対変位はかなり大きく、これの対策も設計の重要課題である。

このほか、トカマク炉は複雑な構造をもち、且つ、開口部が多いために放射線ストリーミングの問題が厳しく、装置まわりの遮蔽は容易でなく、装置をますます複雑化する。現在の炉概念がかかえているこれらの深刻な諸問題を解決するにはかなり思い切った発想の転換を必要とする。

そのために可能性ある有力な方法として、水を満したプール内にトカマク炉を設置する方式について検討を行ってみた。このような考え方は分裂炉の適片として以前より漠然とあり、また、

これを示唆する人達⁽³⁾も居た。また、ごく簡単にではあるが検討例⁽⁴⁾もある（分解修理時に水を満す）。

しかしこの方式についてシステム設計を行い評価したものはない。我々は、実験炉の総合評価の一環として予備的ではあるが、炉システム全般についてこの方式の設計研究を行った。その結果、現段階ではこの方式には特に致命的な問題点は見当らず、上記の諸問題の解決に対して多くの利点を有すること分った。

なお、本報告は設計の各部が必ずしも最適化されたものではないが、この形式の炉のもつ特徴と、実現性についてかなりの程度明らかにできたので、本格的設計の前段階の作業としては充分であろう。

2. 炉 概 念

2.1 炉本体

Fig. 2.1 に炉本体の垂直断面図を示し、Fig. 2.2 に水平断面図を示す。この炉は、INTOR 級の実験炉を想定したものである。

図で見る如く、プラズマ周辺にはブランケットが置かれ、プラズマの真空容器を構成する。その外側は純水が満されており、遮蔽の役割を果す。

超電導マグネット（トロイダルおよびポロイダル）も水に浸された状態で運転される。この場合、通常的设计では空気に触れているクライオスタットが水に触れる点異なるが、水温は 35℃ 程度に維持されるので、熱の面からの問題は生じない。水圧が底部で約 1.5 気圧加算され、2.5 気圧かかるということが問題であるが、これに耐えるクライオスタットの設計が特に困難であるとは考えられない。

液体ヘリウムや電気配線などはダクト内を通り炉中央部に設けたヘッダーに集められ、ここからセンタポールを通るなどして外部に導かれる。

ブランケットが水に浸されることについては、この炉の場合には特に問題とはならない。むしろ全体が一定温度にできるというメリットが大きい。また、遮蔽性能を向上させるためにブランケットのフランジ部に取付けられるステンレス鋼ブロックの冷却も容易というメリットがある。

ブランケット本体の冷却系は入口 40℃、出口 50℃~60℃ 程度とし、外部に導かれて冷却される。トロイダルコイルの自重はサポートコラムとコイルサポート・アンビルで支持する。向心力はコイル・サポート・プレートを通じて内側サポート・コラムで、転倒力はインターコイル・サポート・ビームとコイルウェッジで支持する。ブランケットはトロイダルコイル間に設けられた脚で支持する。円筒ポロイダルコイルは内側と外側サポートコラム及びコイル・サポート・プレートで支持し、その他のポロイダルコイルはトロイダルコイルで支持する。但し最外周ポロイダルコイルはブランケット修理の都合上、柱で支持する。クライオスタット（トロイダルコイルとポロイダルコイルを囲む）は自立型とする。

これを示唆する人達⁽³⁾も居た。また、ごく簡単にではあるが検討例⁽⁴⁾もある（分解修理時に水を満す）。

しかしこの方式についてシステム設計を行い評価したものはない。我々は、実験炉の総合評価の一環として予備的ではあるが、炉システム全般についてこの方式の設計研究を行った。その結果、現段階ではこの方式には特に致命的な問題点は見当らず、上記の諸問題の解決に対して多くの利点を有することが分った。

なお、本報告は設計の各部が必ずしも最適化されたものではないが、この形式の炉のもつ特徴と、実現性についてかなりの程度明らかにできたので、本格的設計の前段階の作業としては充分であろう。

2. 炉 概 念

2.1 炉本体

Fig. 2.1 に炉本体の垂直断面図を示し、Fig. 2.2 に水平断面図を示す。この炉は、INTOR 級の実験炉を想定したものである。

図で見ると、プラズマ周辺にはブランケットが置かれ、プラズマの真空容器を構成する。その外側は純水が満されており、遮蔽の役割を果たす。

超電導マグネット（トロイダルおよびポロイダル）も水に浸された状態で運転される。この場合、通常的设计では空気に触れているクライオスタットが水に触れる点が異なるが、水温は 35℃ 程度に維持されるので、熱の面からの問題は生じない。水圧が底部で約 1.5 気圧加算され、2.5 気圧かかるということが問題であるが、これに耐えるクライオスタットの設計が特に困難であるとは考えられない。

液体ヘリウムや電気配線などはダクト内を通り炉中央部に設けたヘッダーに集められ、ここからセンタポールを通るなどして外部に導かれる。

ブランケットが水に浸されることについては、この炉の場合には特に問題とはならない。むしろ全体が一定温度にできるというメリットが大きい。また、遮蔽性能を向上させるためにブランケットのフランジ部に取付けられるステンレス鋼ブロックの冷却も容易というメリットがある。

ブランケット本体の冷却系は入口 40℃、出口 50℃~60℃ 程度とし、外部に導かれて冷却される。トロイダルコイルの自重はサポートコラムとコイルサポート・アンビルで支持する。向心力はコイル・サポート・プレートを通じて内側サポート・コラムで、転倒力はインターコイル・サポート・ビームとコイルウェッジで支持する。ブランケットはトロイダルコイル間に設けられた脚で支持する。円筒ポロイダルコイルは内側と外側サポートコラム及びコイル・サポート・プレートで支持し、その他のポロイダルコイルはトロイダルコイルで支持する。但し最外周ポロイダルコイルはブランケット修理の都合上、柱で支持する。クライオスタット（トロイダルコイルとポロイダルコイルを囲む）は自立型とする。

2.2 炉建屋

Fig. 2.3 ~ 2.5 に原子炉建屋と主要機器の配置の概要を示す。

Fig. 2.3において炉本体は建屋中央の水の入ったプールに設置され、中性粒子入射加熱装置や真空ポンプはプールの周りの部屋に置かれる。ブランケット（真空容器を兼ねる）との間はダクトで接続される。

水の入ったプールの1部には切欠きを設けて、大型機器搬入出時に備えている。ここには着脱可能な壁面が水もれを防ぐようにシールした状態でボルトで取り付けられる。これにより建屋上部空間の有効利用をはかる。炉体修理のために炉建屋上部には500トンのクレーンと修理用機械が設けられる。最外周のポロイダルコイルが最大の機器であるが、壁面を外した状態でクレーンと外部から導入する索引装置によって持ち出すことができる。プール壁の適当な場所に窓を設けることにより監視することも可能である。

Fig. 2.4, 2.5 は水平断面図である。冷却池がプールの横に設けられ、分解されたブランケットリング等が一時貯蔵される。冷却池内の移動はここに設けた天井走行クレーンによって行われる。

機械室内の配置、その地下室の配置は設計の詳細に関する事で現時点では具体的には決められないが、ブランケット冷却一次系、トリチウム系、液体He系、NBI電源系などが設けられよう。

これらの図に示すように炉建屋は通常の原子炉級に収めることができそうである。

炉の運転は水を張った状態で行う。これにより放射線ストリーミング、スカイシャインの問題が大巾に軽減される。炉体分解修理は水を落した状態で小分解、水を張った状態で大分解を行うのが妥当と考えられる。水を落した状態での分解作業中万一機械がスタックしたような場合には水を張って問題を解決できる。

プール内にはいる水の量は現設計では12,000トンである（プール容積14,500 m^3 （冷却池3,400 m^3 を含む）、炉本体2,500 m^3 ）。なお、冷却池はもっと小さくすることができる。

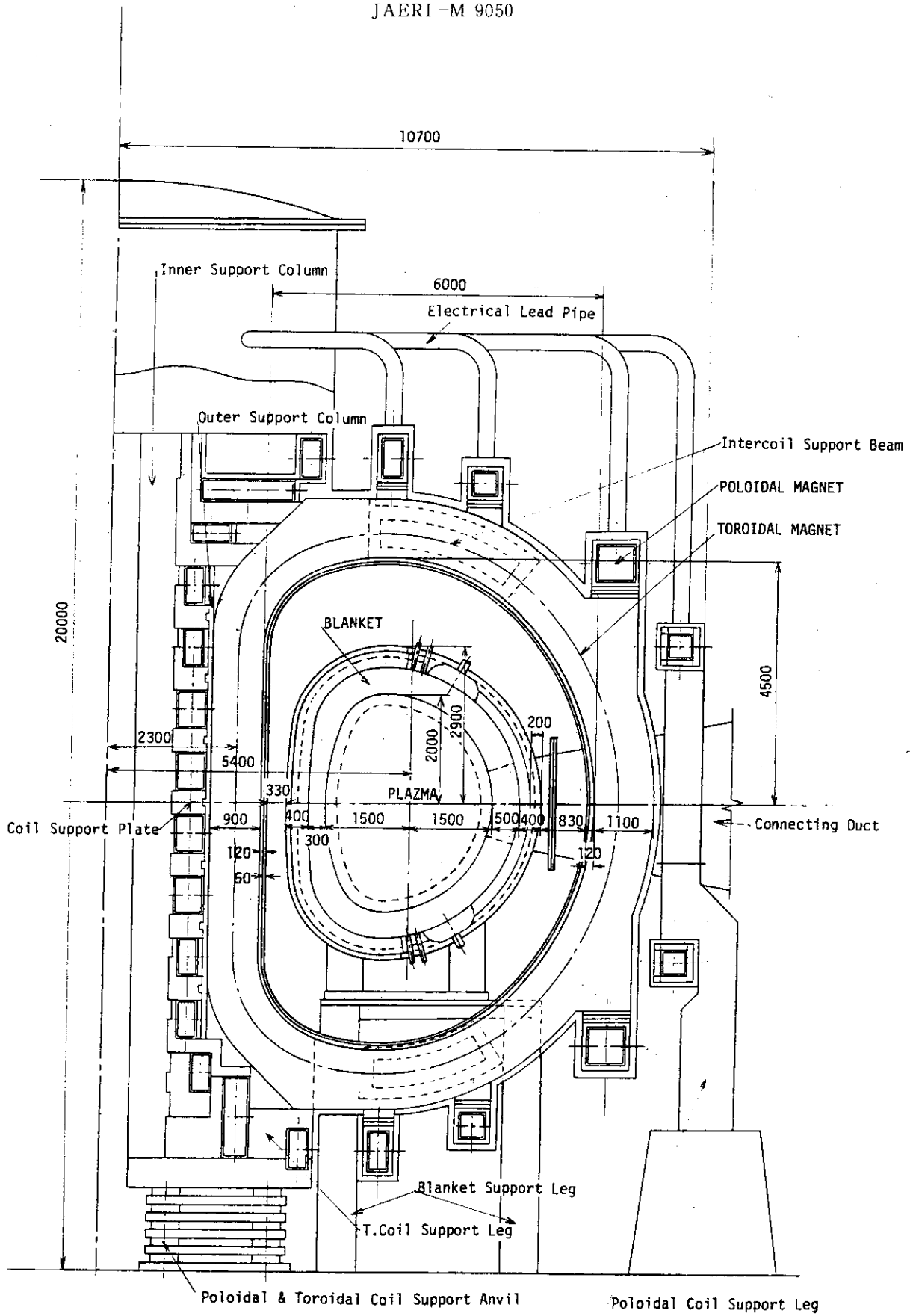


Fig. 2.1 Vertical view of the reactor

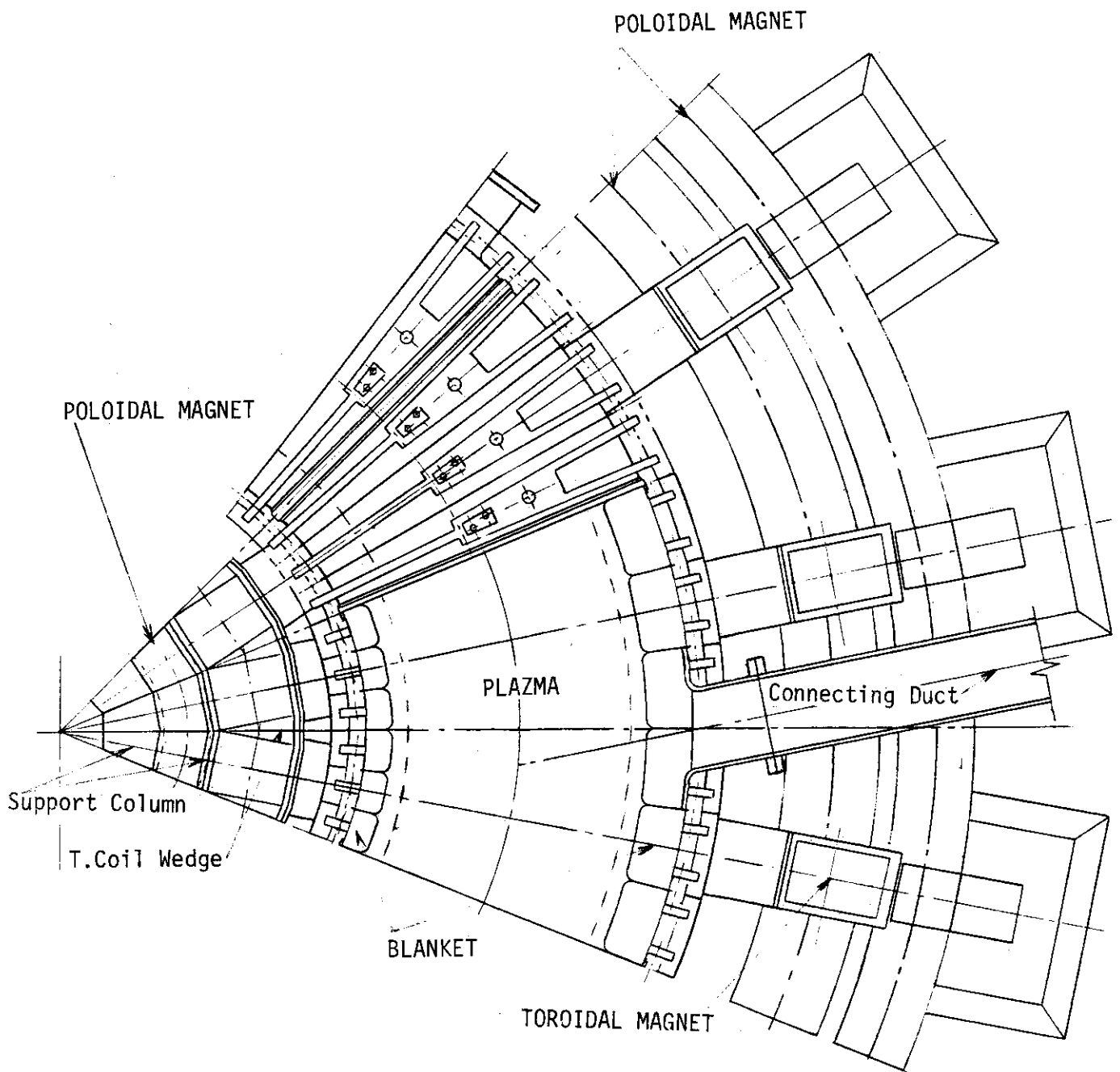


Fig. 2.2 Horizontal view of the reactor

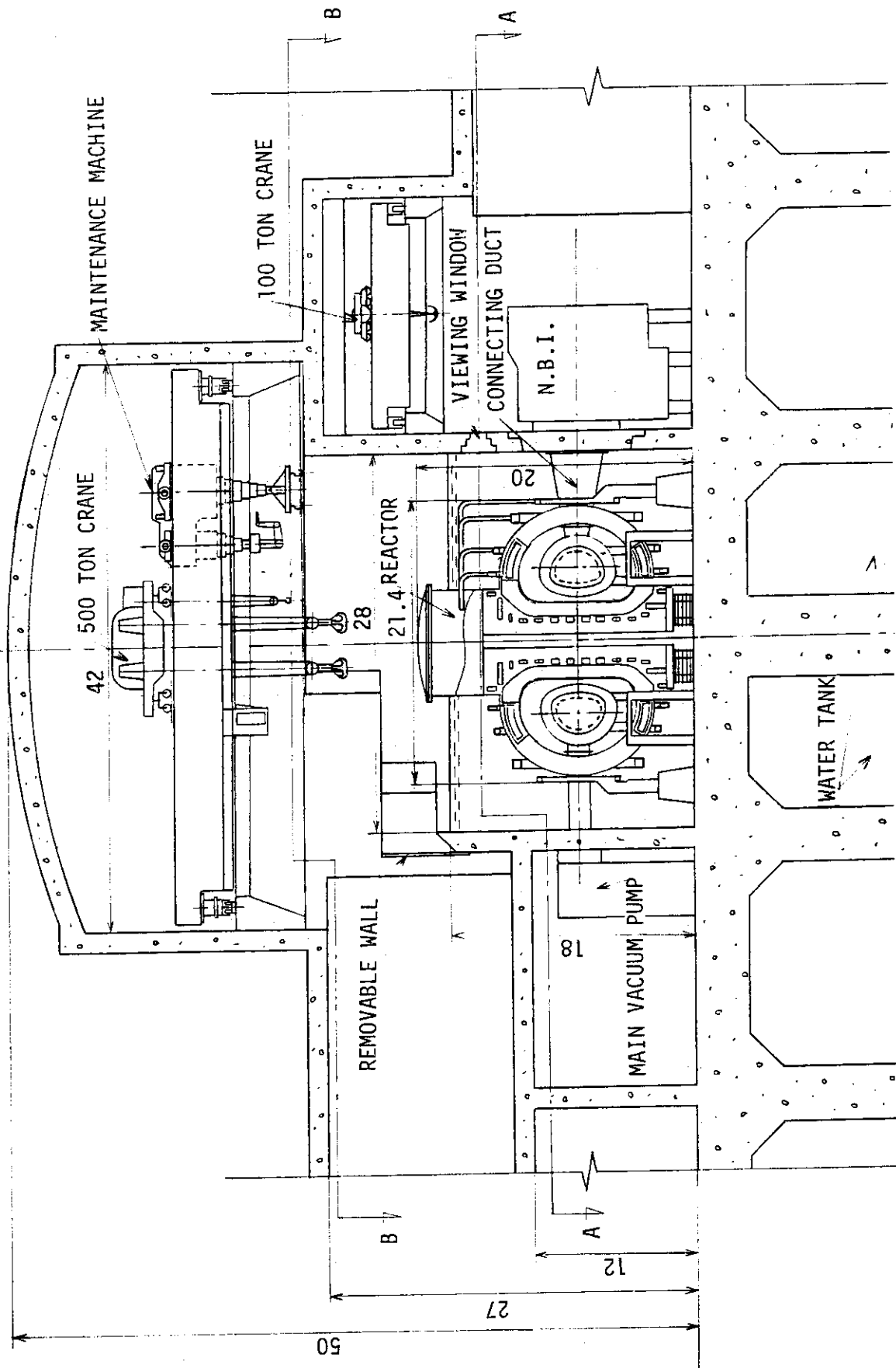


Fig. 2.3 Vertical view of the reactor building (section C-C) UNIT : M

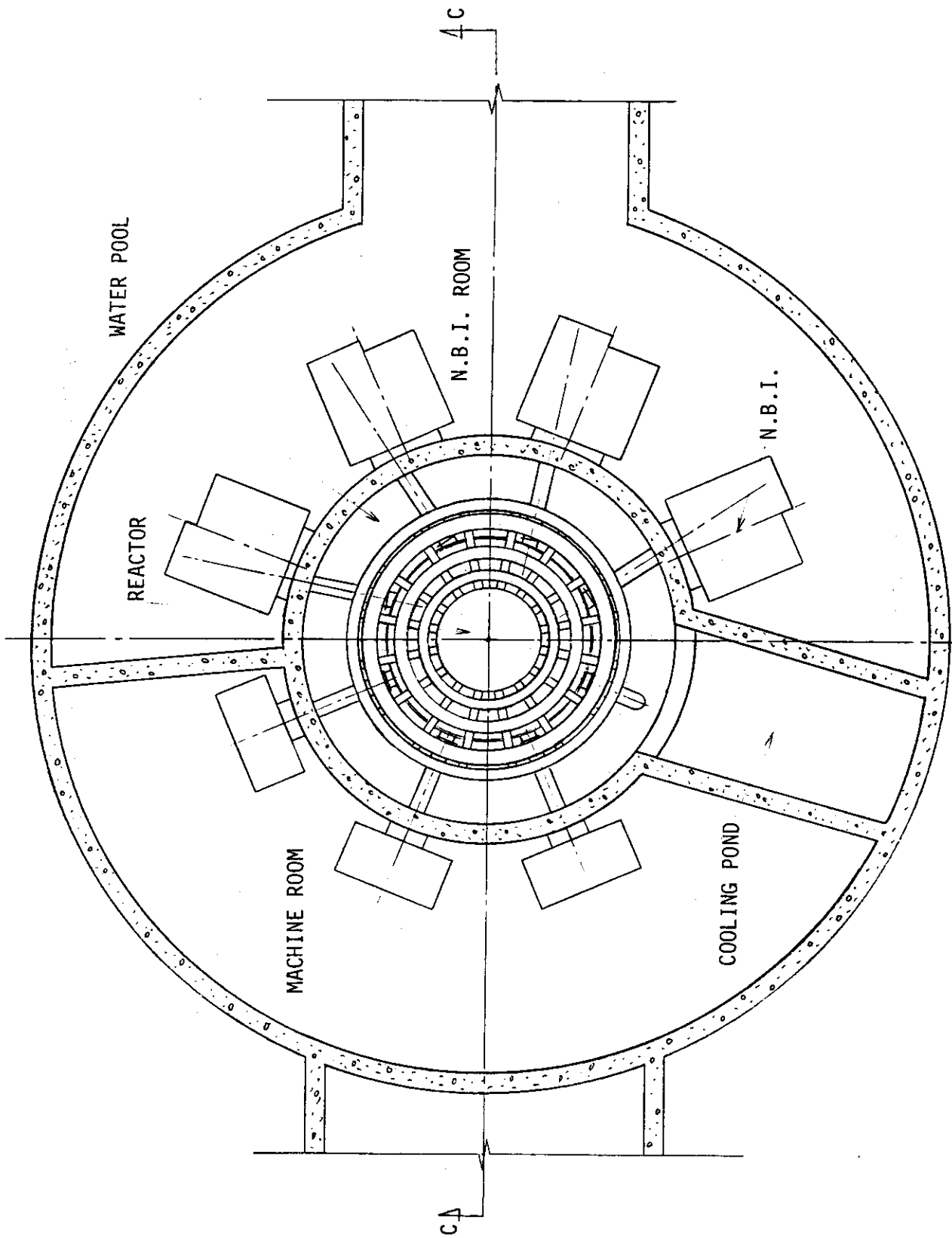


Fig. 2.4 Plane view of the reactor room (section A-A)

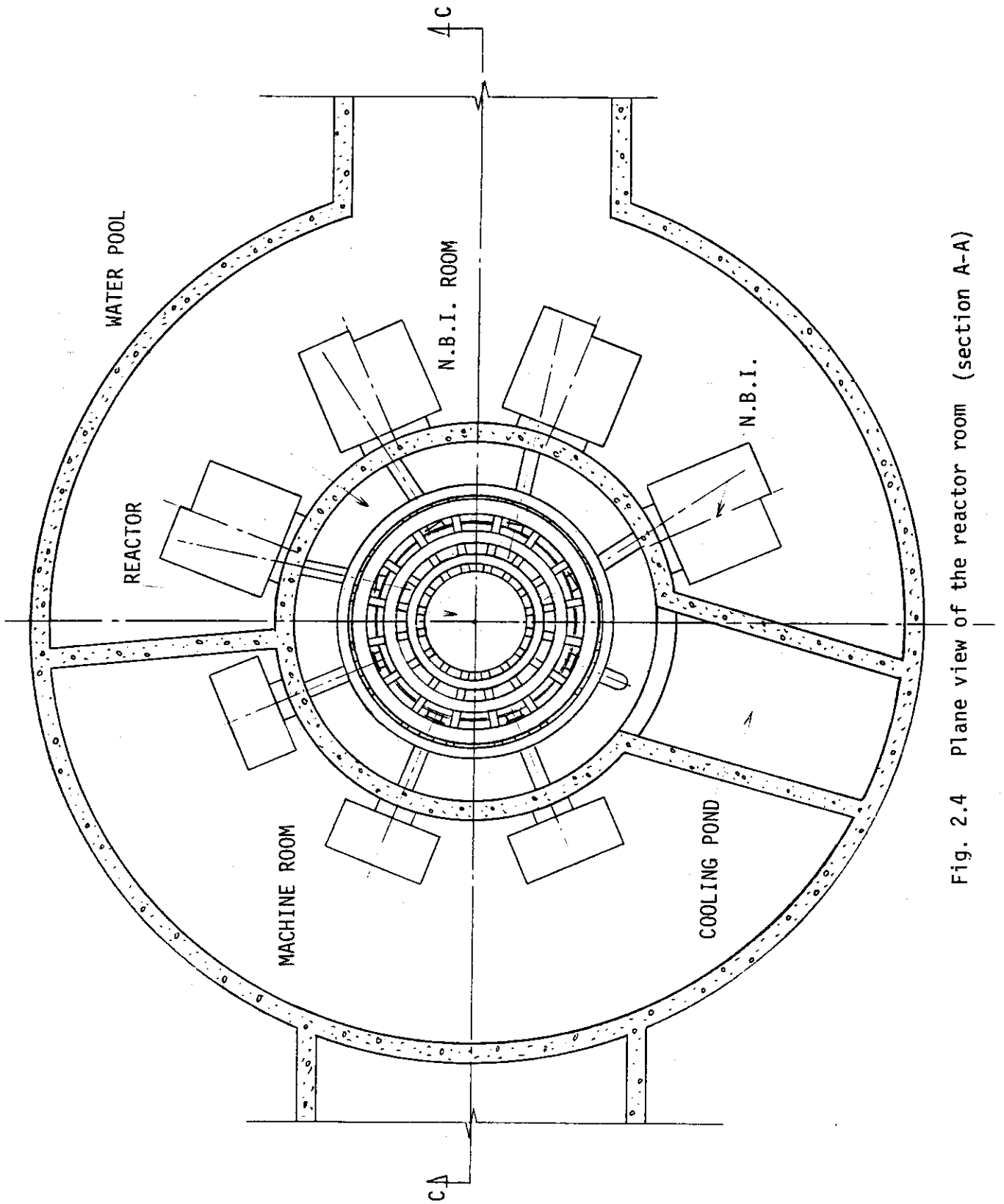


Fig. 2.4 Plane view of the reactor room (section A-A)

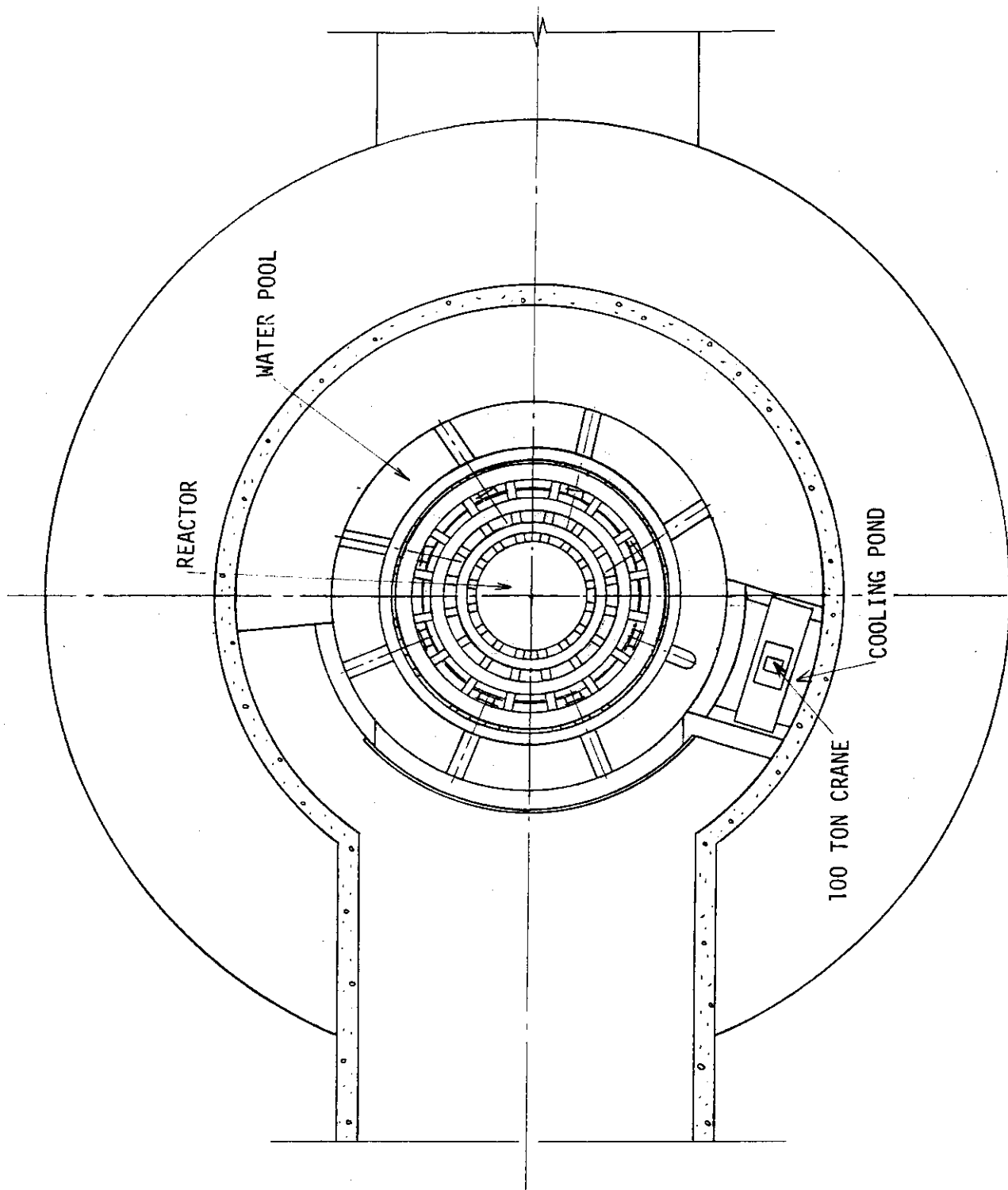


Fig. 2.5 Plane view of the reactor room (section B-B)

3. プラズマ真空境界の選択

設計を開始するにあたり、真空容器をシェル構造とする場合と、真空境界ブランケット部に置く場合の2通りについて構造解析を含む検討を行った。

その結果、前者は水圧に耐え且つプラズマからの熱負荷に耐えるような構造設計が困難、さらに、第1壁における熱（全熱量の約1/3）の除去、一周抵抗増加のためのベローズ設置の困難さなどがある。構造解析については付録Aに示している。

後者の場合、水圧に対して耐える設計は可能であり、ベローズの位置の剛性を高めることも可能で設置上とくに大きな問題はなく、ベローズは約2.5気圧かかるが、設計可能のようであり、ブランケット支持構造も合理的に設計できるという見とおしが得られた。ベローズの放射線損傷など懸念はあるが、現時点ではブランケット容器外側に真空境界（接合部）を設けるのが妥当と判断しており、これに基づいて設計を進めることとした。

4. ブランケットおよびブランケット集合体

4.1 ブランケット構造物

Fig. 4.1, Fig. 4.2 にブランケット構造物の全体概念を示す。Fig. 4.3 に外側ブランケット、Fig. 4.4 に内側ブランケットの横断面図の詳細を示す。この設計ではチューブイン・シェル型を採用した。

ブランケットセクタは大小各16個のブランケットリングを交互にボルト結合して構成する。ボルトは、ブランケット上下のヘッダ部を除いて、全周設ける。大リングは小リング2個をベローズを介して接続するもので、これの接続は炉外で行なう。但し、NBIや真空排気ポンプ用ダクトが取付く大リングには、ベローズを付けない。この部分にも、強度保持のためリングフランジを取付ける。フランジ部分（ベローズ）の詳細をFig. 4.5（上図）に示す。図には、水圧によるベローズの冷却は空冷としているが、水圧に耐えるベローズが設計出来れば、このカバーは不要である。そして常時水で自然冷却されることで信頼性が高まる。

大小リング間の接続は炉内でマニピレータにより行われる。フランジ部分の詳細をFig. 4.5（下図）に示す。

また、この部分の自動溶接切断機をFig. 4.6 に示す。

ブランケット容器は5気圧程度の水で冷却する。プラズマに近い部分はプラズマからの熱放射、中性子による発熱があるのでこの部分の冷却は充分に行う。ブランケット内部の冷却管はプラズマ側を密に配置する。

Li₂O球（2種以上のサイズとして、細密充填を行なう）は冷却管の回りに充填される。発生したトリチウムはパージガスであるHeの中に拡散して外部に導かれ回収される。

3. プラズマ真空境界の選択

設計を開始するにあたり、真空容器をシェル構造とする場合と、真空境界ブランケット部に置く場合の2通りについて構造解析を含む検討を行った。

その結果、前者は水圧に耐え且つプラズマからの熱負荷に耐えるような構造設計が困難、さらに、第1壁における熱（全熱量の約1/3）の除去、一周抵抗増加のためのベローズ設置の困難さなどがある。構造解析については付録Aに示している。

後者の場合、水圧に対して耐える設計は可能であり、ベローズの位置の剛性を高めることも可能で設置上とくに大きな問題はなく、ベローズは約2.5気圧かかるが、設計可能のようであり、ブランケット支持構造も合理的に設計できるという見とおしが得られた。ベローズの放射線損傷など懸念はあるが、現時点ではブランケット容器外側に真空境界（接合部）を設けるのが妥当と判断しており、これに基づいて設計を進めることとした。

4. ブランケットおよびブランケット集合体

4.1 ブランケット構造物

Fig. 4.1, Fig. 4.2にブランケット構造物の全体概念を示す。Fig. 4.3に外側ブランケット、Fig. 4.4に内側ブランケットの横断面図の詳細を示す。この設計ではチューブイン・シェル型を採用した。

ブランケットセクタは大小各16個のブランケットリングを交互にボルト結合して構成する。ボルトは、ブランケット上下のヘッダ部を除いて、全周設ける。大リングは小リング2個をベローズを介して接続するもので、これの接続は炉外で行なう。但し、NBIや真空排気ポンプ用ダクトが取付く大リングには、ベローズを付けない。この部分にも、強度保持のためリングフランジを取付ける。フランジ部分（ベローズ）の詳細をFig. 4.5（上図）に示す。図には、水圧によるベローズの冷却は空冷としているが、水圧に耐えるベローズが設計出来れば、このカバーは不要である。そして常時水で自然冷却されることで信頼性が高まる。

大小リング間の接続は炉内でマニピレータにより行われる。フランジ部分の詳細をFig. 4.5（下図）に示す。

また、この部分の自動溶接切断機をFig. 4.6に示す。

ブランケット容器は5気圧程度の水で冷却する。プラズマに近い部分はプラズマからの熱放射、中性子による発熱があるのでこの部分の冷却は充分に行う。ブランケット内部の冷却管はプラズマ側を密に配置する。

Li₂O球（2種以上のサイズとして、細密充填を行なう）は冷却管の回りに充填される。発生したトリチウムはパージガスであるHeの中に拡散して外部に導かれ回収される。

遮蔽ブロック (SUS) は、ボルトでブランケットに固定される。このブロックは遮蔽性能を高めるために置かれるもので、外側部分は必ずしも必要とする訳ではないが、とりつけた図を示している。内側部分は必要である。このブロックをトロイダルコイルのクライオスタット側にとりつけるのとブランケット側にとりつけるのとの選択には遮蔽性能、構造面から今後検討を要する。何れにしても空間には水が満されるので修理上必要な充分なスペースをとりうる。この設計では 33 cm とっている。今後の検討により余裕がありすぎれば SUS ブロックの肉厚を増せば遮蔽性能は良くなるし、また、クライオスタット側に鉛板をとりつけることでマグネットの誘導放射能による炉停止後の線量率低減を可能とする。

なお、ブランケット容器として図では Al 合金の場合を示しているが SUS であっても同様の構造となる。但し、SUS の場合には第 1 壁の厚さは 1 cm 程度となり且つ、前面にプラズマからの放射熱を受けとめる冷却パネルが必要となる。

Al 合金、SUS の何れが適切かという判断は容易ではなく、各種の検討を必要とするが、単に熱の構造面からみて判断するならば、ベローズ部分の異種金属接合の問題を除けば、Al 合金の方が好ましいように思われる。

4.2 ブランケット熱設計

ブランケットの冷却に関する設計条件は次のとおりである。

平均中性子壁負荷	1.0 MW/m ²
表面熱流束	25 W/cm ²
ピーキングファクタ	1.3
中性子内部発生 (第一壁)	6 W/cc (Al 合金)
	(ピーキングファクタ考慮)
" "	10 W/cc (SUS)
	(")

4.2.1 第一壁の冷却 (Al 合金の場合)

SUS ブランケットの場合、表面熱流束を冷却パネルで受熱する設計であったが、Al 合金の場合、SUS に比べ、約 10 倍の熱伝導率を有するので、第一壁において表面熱流束を受熱する設計に変更できる。ブランケット容器の熱的条件は Al 合金の方が厳しい。

ブランケットの第一壁では 4.1 に示されているようにトロイダル方向に冷却材が流れる。熱解析に使用した第一壁の冷却構造モデルを Fig. 4.7 に示す。冷却通路および内側壁を除いた肉厚 3 cm に生じる温度差 Δt は次のとおりである。

$$\text{表面熱流束による } \Delta t_1 = \frac{q \delta}{k} = 45 \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$\text{中性子内部発熱による } \Delta t_2 = \frac{Q \delta^2}{2k} = 16 \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$\Delta t = \Delta t_1 + \Delta t_2 = 61 \text{ }^\circ\text{C}$$

上式で、 q は表面熱流束、 Q は中性子内部発熱、 δ は板厚、 k は熱伝導率である。
冷却通路を流れる水の出入口温度差および流速を決める。第一壁の発熱量は約 50 W/cm^2 ($25 \text{ W/cm}^2 + 6 \text{ W/cm}^3 \times 4 \text{ cm}$) である。冷却通路がプラズマに面している距離を 100 cm (ブランケット容器幅) であるから、第一壁の 1 チャンネル 1.5 cm での発熱量は 7500 W/channel である。上記の値に側壁での発熱量を約 500 W/channel と仮定して加算し 8000 W/channel とする。

出入口温度差 $10 \text{ }^\circ\text{C}$ とすると冷却材流量 W は次のように求まる。

$$W = Q_0 / C_p \Delta T = 191 \text{ g/sec}$$

上式で、 Q_0 は発熱量、 C_p は比熱、 ΔT は温度差である。

冷却通路の断面積は 0.5 cm^2 であるから流速 U は 3.8 m/sec となる。その場合の圧力損失は冷却通路の長さが 2 m であり、曲り等も考慮すると約 1 kgf/cm^2 (0.1 MPa) となる。

冷却材 (加圧水) の流速 U が 3.8 m/sec の場合の熱伝達率 h を求める。尚、熱伝達率を求めるために、次の式を用いる。

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4}$$

$$h = \lambda Nu / d_e$$

$$d_e = 4A/L$$

$$Re = \rho d_e U / \mu$$

上式に加圧水のデータを代入すると、 $Re = 7.0 \times 10^4$ 、 $Nu = 287$ となり、熱伝達率 h は $0.44 \text{ cal/cm}^2 \text{ sec } ^\circ\text{C}$ となる。

冷却材の入口、出口温度を $40, 50 \text{ }^\circ\text{C}$ とすると、第一壁の外側中央の温度 T は次のようになる。

$$\text{冷却材の温度} \quad t_0 = 45 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$\text{冷却材と第一壁冷却面との温度差} \quad t_1 = 27 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$\text{第一壁の温度差} \quad t_2 = 61 \text{ }^\circ\text{C}$$

故にプラズマ側の温度 T は $133 \text{ }^\circ\text{C}$ ($= t_0 + t_1 + t_2$) となる。

尚、ブランケット容器壁の冷却材の総量は 4.8 ton/sec であり、ブランケット小リング 1 ケ当り 0.1 ton/sec である。

4.2.2 第一壁の冷却 (ステンレス鋼の場合)

第一壁冷却構造は Al 合金の場合と同じモデル (Fig. 4.7) を用いる。ただし、肉厚は中性子の内部発熱により生じる温度差を熱応力の面から考慮して最大 $50 \text{ }^\circ\text{C}$ に採り、約 12.5 mm とする。尚、冷却通路の幅を 1 cm 、内側壁厚は 0.5 cm である。

冷却通路を流れる水の出入口温度差と流速を決める。第一壁の発熱量は約 22.5 W/cm^2 ($10 \text{ W/cc} \times 2.25 \text{ cm}$) である。冷却通路がプラズマに面している距離は 100 cm であるから、第一壁の $1 \text{ channel } 1.5 \text{ cm}$ での発熱量は 3375 W/channel である。上記の値に側壁での発熱量を 625 W/channel と仮定し、加算すると 4000 W/channel となる。

出入口温度差 $10 \text{ }^\circ\text{C}$ とすると冷却材流量は 96 g/sec となり、流路断面積が 0.5 cm^2 であるから流速は 1.9 m/sec となる。

冷却材 (加圧水) の流速が 1.9 m/sec の場合の熱伝達率 h を求める。 Re は 3.5×10^4 、 Nu は

164 となり熱伝達率 h は $0.25 \text{ cal/cm}^2 \text{ sec } ^\circ\text{C}$ となる。

冷却材の入口温度を 40°C 、出口温度を 50°C とすると、第一壁のプラズマ側中央の温度 T は次のようになる。

冷却材の温度 $t_0 = 45^\circ\text{C}$

冷却材と第一壁冷却面の温度差 $t_1 = 22^\circ\text{C}$

第一壁の温度差 $t_2 = 50^\circ\text{C}$

故に第一壁のプラズマ側温度は 117°C となる。

尚、ブランケット容器壁の冷却材総流量は 1.1 ton/sec であり、ブランケット小リング 1ヶ当り 22 kg/sec となる。

4.2.3 ふた板の発熱とプール内への熱流入

ブランケット容器の後側には厚肉のふた板が付いている。中性子の内部発熱は容器内の Li_2O 、Al 合金又は SUS 冷却管、冷却水等の中で減衰し、ふた板の内、外面では次のような発熱量になる（板厚 10 cm の場合）。外側ブランケットの場合：ふた板内面において Al 合金で 0.38 W/cc SUS で 0.32 W/cc 、外面において各々 0.21 W/cc および 0.10 W/cc 、内側ブランケットの場合：ふた板内面に Al 合金で 1.85 W/cc 、SUS で 2.08 W/cc 、外面において各々 1.04 W/cc および 0.73 W/cc である。

上の発熱量で内、外側ブランケットのふた板 10 cm に生じる温度差を求めると、Al 合金の場合、 42°C （内側）、 9°C （外側）、SUS の場合 385°C （内側）、 60°C （外側）となる。

SUS の場合、内側ブランケット容器のふた板厚 10 cm では大きな温度差が生じるので、薄くする必要があるのである。耐える板厚としては 3 cm 程度で十分であると思われるので、その場合の温度差は約 50°C となり設計可能となる。

プール内に流入する熱量を求める。熱エネルギーは中性子平均壁負荷 1.0 MW/m^2 、プラズマ表面積 400 m^2 、これにブランケット容器内での中性子増倍を考慮すると約 550 MW となる。そのエネルギーはほとんどブランケットで除熱され、 50 MW 以下のエネルギーがプール内の水に流入するとみてよい。プール内の冷却水の温度を一定（例えば 35°C ）に保つためには、プール内の水を間接冷却するか、冷却水の一部をダクト等で冷却系へ導き、冷却しなければならない。但し、それらの装置は、設計上問題ないものと思われる。

但し、プール水に流入する熱やプール水中での発熱を小さくすることは重要であり、ブランケットの厚さを増し、外につけるステンレス鋼の遮蔽ブロック相当のものは、ブランケットに内蔵することの方が適切かもしれない。こうすればプール水に入る熱は $1/10$ 程度にできる。

4.3 ブランケット容器の応力解析

ブランケットから発生するトリチウムを抽出するために、大気圧の He をスweepする。容器壁面の内側には He ガスの圧力が作用することにより変形し応力が発生する。さらに、プラズマからの表面熱流束や中性子内部発熱によりプラズマ側壁の板厚方向に生じる温度差とプラズマ側と反射側の温度差による熱応力が発生する。ここでは 4.2 で決められた構造材 Al 合金に対して

容器壁 40 mm の肉厚中冷却通路の部分を見捨てた容器壁 30 mm の容器を考へ、以下に述べる応力解析を行なつた。尚、構造材ステンレス鋼に対する応力解析については詳細な応力解析は行なわず、いままでの解析例から推定し、最後に簡単に示すことにする。

4.3.1 構造材 A1 合金の場合

解析の対象としたブランケット容器は外側ブランケットであり、幅約 1000 mm、高さ 500 mm、プラズマ側壁および側壁の肉厚 30 mm、ふた板肉厚 100 mm である。

ブランケット容器はポロイダル方向にリング状に配置されているので、曲率を有する形状をしている。そこで、応力解析に使用するモデルを 2 種類考へた。先ず、ポロイダル方向に切れ目がなく、完全にリングを形成しているモデル。つぎに、ポロイダル方向に数ヶ所の切れ目があり、曲率を見捨てたモデル。前者を軸対称モデルとし、後者を無限に長い真すぐな角筒で 2 次元平面ひずみモデルとした。両者のモデル化の対象となつたブランケット容器の概略を Fig. 4.8 に示す。

Fig. 4.9 に外側ブランケットの断面および寸法を示す。さらに、応力解析に使用した要素分解を Fig. 4.10 に示す。軸対称モデルも 2 次元平面ひずみモデルも、要素分割は同じである。

容器壁内面に作用する He ガス圧力は大気圧とし、 1 kgf/cm^2 (0.098 MPa) とした。発生する温度差は、プラズマ側壁面で肉厚方向に 61°C 、最高温度 135°C 、ふた板で 50°C とした (Fig. 4.10)。材料定数として代表的 A1 合金の値を使用し、ヤング率 $E = 7000 \text{ kgf/mm}^2$ (68600 MPa)、ポアソン比 $\nu = 0.33$ および熱膨張係数 $\alpha = 2.2 \times 10^{-5}/^\circ\text{C}$ とした。

軸対称モデルによる内圧が作用した場合の変形前後 (点線が変形前、実線が変形後の形状) の形状を Fig. 4.11-a に、内圧および温度分布を考へた場合を Fig. 4.11-b に示す。さらに同荷重条件での 2 次元平面ひずみモデルでの結果を Fig. 4.12-a, b に示す。両者のモデルによる結果から、内圧が作用した場合には変形量の違いは見られるが、プラズマ側壁はプラズマ方向に膨張した変形状態を示すが、温度分布も考へた場合にはプラズマ側壁の変形状態には大きな差 (方向) が見られた。軸対称モデルによるプラズマ側壁が収縮する現象はリング状による効果からプラズマ側とふた板の間の温度差に基づいて発生するものである。

Fig. 4.13 に両者のモデルによる内圧が作用した場合の内面の応力強さの分布を示す。図において横軸は、A~B がプラズマ側、B~C がコーナー部、C~D が側壁、D~E がふた板を示している。Fig. 4.14 に上述の内圧に温度分布も考へた場合の両者モデルの内面の応力強さの分布を示す。但し、ここでは 2 次元平面ひずみモデルの場合に紙面に垂直方向 (軸方向) に発生した応力は見捨てている。Fig. 4.15 には内圧が作用した場合の外面の応力強さの分布を、Fig. 4.16 には温度分布も考へた場合の外面の応力強さの分布を示す。

内圧によって発生する応力は、Fig. 4.13 および 15 より内外面とも 2 次元平面ひずみモデルの方が大きい。応力強さの最大値は 2 次元平面ひずみモデルでコーナー部内面で 3.9 kgf/mm^2 (38 MPa)、軸対称モデルで同場所において 1 kgf/mm^2 (9.8) であった。しかし、温度分布を考へた場合に発生する応力は、最大の応力には大きな差が見られなかったが、Fig. 4.14 および Fig. 4.16 に示すように分布 (A~B~C) に多少の差が見られる。モデルによる差がここで現われたものと思われる (変形状態の差と同様)。

軸対称モデルの場合、コーナー部外面に最大の応力が発生し、 11.5 kgf/mm (113 MPa) であ

り、2次元平面ひずみモデルの場合、コーナー部の中央付近に最大の応力が発生し、内面で 10.4 kgf/mm^2 (102 MPa) であった。

Al 合金 (例えば 6061) の許容応力 S_m は ASME Code Sec. III によると 150°C で約 6 kgf/mm^2 (58.8 MPa) である。但しこの値は Sec. III の Class 2 又は 3 Component に対するものである。上述の解析結果から、内圧によって発生する応力を $P_L + P_b$ 、その値に熱応力を加算したものを $P_L + P_b + Q$ とする。Sec. III の評価に従えば、 $P_L + P_b < 1.5 S_m$ および $P_L + P_b + Q < 3 S_m$ の関係式を満足すれば良い。 S_m が 6.0 kgf/mm^2 (59 MPa) であるから、 $1.5 S_m = 9 \text{ kgf/mm}^2$ (89 MPa)、 $3 S_m = 18 \text{ kgf/mm}^2$ (177 MPa) となる。

故に、軸対称モデルの場合には、

$$P_L + P_b = 1 \text{ kgf/mm}^2 (9.8 \text{ kgf/mm}^2) < 1.5 S_m$$

$$P_L + P_b + Q = 11.5 \text{ kgf/mm}^2 (113 \text{ MPa}) < 3 S_m$$

平面ひずみモデルの場合には、

$$P_L + P_b = 3.9 \text{ kgf/mm}^2 (38 \text{ MPa}) < 1.5 S_m$$

$$P_L + P_b + Q = 10.4 \text{ kgf/mm}^2 (102 \text{ MPa}) < 3 S_m$$

となる。両モデルによる応力は Sec. III による Al 合金 6061 の使用範囲は Class 2 又は 3 Components であり、中性子照射のない構造物を対象としているので、上記評価の妥当性の検討が必要である。

4.3.2 ステンレス鋼の場合

4.3.1 で述べた Al 合金によるブランケット容器をステンレス鋼に置き換えた場合、容器壁厚 40 mm では肉厚方向に数百度の温度差が生じるので、薄くしなければならない。Al 合金を使用する設計においては、その熱伝導率がステンレス鋼に比べ大きく (約 10 倍)、冷却通路部分を無視した板厚 30 mm に表面熱流速や中性子内部発生により生じる温度差は約 61°C であったが、ステンレス鋼を使用する設計においては、表面熱流速を冷却パネル等で受熱せざるを得ず、中性子内部発熱のみプラズマ側壁面で冷却するようになる。

そこで、板厚を薄くすると内部発熱により生じる温度差は減少するけれども、内圧 (He パージガス圧) により発生する応力は増加する。

ここでは中性子内部発熱により発生する温度差を最大 50°C にとると板厚が約 12.5 mm となる。その板厚により内厚により発生する最大の応力は 4.3.1 の結果から推定すると、軸対称モデルの場合は約 5.8 kgf/mm^2 (56.5 MPa)、平面ひずみモデルの場合は約 22.2 kgf/mm^2 (2.7 MPa) となる。これらの値は 4.3.1 のモデル (Fig. 4.9) で肉厚 30 mm をすべて 12.5 mm と置き換えた場合の推定値であり、ブランケット側壁の板厚は 12.5 mm まで薄くする必要がないので、 20 mm 程度まで増加可能となれば、その応力値は減少するであろう。

さらに、ブランケット容器の幅 1000 mm を減らすことにより、上記応力値 (特に平面ひずみモデルでの値) は減少する。

板厚方向温度差 50°C により生じる熱応力は約 14.3 kgf/mm^2 (140 MPa) である。内厚により発生する応力に加え、ステンレス鋼の 100°C の許容応力 S_m の 3 倍と比較してみると、 S_m は約 14 kgf/mm^2 (137 MPa)、 $3 S_m = 42 \text{ kgf/mm}^2$ (412 MPa) となり、内圧によって発生する応力の減少を考慮すると問題はないであろう。

4.3.3 ブランケットリングフランジの強度評価

ブランケット容器の外側で真空バウンダリーを形成する設計のため、リングフランジには外圧として3気圧作用する。この条件におけるフランジの強度を評価する。

ブランケット容器はポロイダル方向に非円形断面を有しているが、評価の簡単のため円形断面と仮定し、ブランケットリングフランジに発生する応力を求める。フランジの外径を D_1 、フランジ高さの半分を l 、フランジのボルトまでの距離を D_m 、圧力 P 、フランジ厚を t とすると、フランジに発生する曲げ応力 σ_b はトーラス効果を見捨てて次の式で求まる（腐れしりを無視した場合）。

$$\sigma_b = \frac{6Wl}{\pi D_1 t^2} \quad (4.1)$$

式(4.1)において、

$$W : \frac{\pi}{400} D_m^2 P \text{ (kgf)}$$

$$P : \text{圧力 (kgf/cm}^2\text{)}$$

式(4.1)に $D_1 = 3000 \text{ mm}$ 、 $D_m = 3150 \text{ mm}$ 、圧力 $P = 3 \text{ kgf/cm}^2$ 、 $t = 100 \text{ mm}$ を代入すると σ_b は 2.2 kgf/mm^2 (0.23 MPa)となる。この値は円形フランジの場合に発生する曲げ応力であり、さらに式(4.1)はフランジが互いに密着している状態での応力の計算式である。故に今回のブランケットフランジの場合、非円形効果を考え、上記の値に安全率約4.0を掛けた応力値を強度評価の対象とした場合、曲げ応力は約 9 kgf/mm^2 となるが、4.3.1でのA1合金の許容応力からフランジに発生する応力は一様安全側にあると言える。尚、ブランケット集合体の図から分かるように、フランジは互いに接触せず、間隙にベローやリップシール部分があるフランジのボルト結合部に発生する応力は、トーラス効果等を考慮した詳細な解析が必要である。

なお、A1合金の場合10cmの板厚のもつシェル効果は非常に大きく、外部からプラズマを制御する場合の障害となるので、ハニカム構造とするなどして、強度を保ちながら、渦電流に対する電気抵抗を大きくできる構造とし、その時定数を小さくする工夫が必要である。

4.4 ブランケットのシェル効果

縦長非円形断面プラズマの位置不安定性についてはINTOR-Jで解析が行われており、導体シェルをプラズマに近接して置くことにより安定化が可能であるとの結論が出されている⁽⁵⁾。実際の装置としてはシェルの抵抗が有限であるためにフィードバック制御システムが必要であり、このフィードバック制御システムの時間遅れから、シェルに流れる渦電流の減衰時定数に制限が生じる。INTORのWORKSHOPでの検討では、このシェルの時定数を60 msec程度と定めている。

この節ではブランケットの金属容器のシェル効果を解析し、その有効性を議論する。

4.4.1 計算モデル

SPTRのブランケットはポロイダル方向に1周したリング状の容器から成り、トロイダル方向に48ケのリングを接続して構成されている。隣接したリング間の機械的な接続は外周部のフラン

ジで行い、真空シールと電気的な接続はベローズとリップシールで行っている。Figs.4.1~4.4にブランケットの構造を、Fig. 4.5に接続部の構造を示す。ブランケットを構成する48ケのリング容器は対称な16ケのモジュールに分けられ、1モジュールは大リングと小リングをリップシールで接続して構成され、大リングは小リング2ケがベローズで接続されて来ている。又モジュール間の接続はリップシールで行われる。

INTOR-Jにおける位置不安定性の解析によれば、安定化に必要なシェルの位置の条件は $A \leq 1.5$ であった。^[5]ここで A は $A = b/a$ で定義され、 a はプラズマ半径、 b はシェルの半径である。SPTRのプラズマパラメーターはINTORのそれとはほぼ同じであるから、同じ条件で考えてシェル効果が期待出来るのはブランケットのプラズマに面する構造壁であると考えられる。この構造壁を第1壁と呼ぶことにすると、プラズマの変化に起因する渦電流は先ずこの第1壁に流れ、ここでの電流の減衰に伴ってその外側の金属構造体に伝播していくと考えられる。従って計算モデルは第1壁のみを考え、ドーナツ状の中空金属容器とする。そしてベローズ等の電気的な接続条件として次の二つのモデルを考える。

- (1) リング間の接続の内リップシールの部分はリング間の全面で電気的に接続されるとし、ベローズでの接続部分はリング間に絶縁シートを入れて電気的にはベローズのみで接続する。この場合にはドーナツ状の中空金属容器をトロイダル方向に16等分し、間にベローズを入れた計算モデルとする。
- (2) リップシールでの接続部分にもリング間に絶縁シートを入れ、電気的にはリップシールの部分だけで接続されるとする。この場合には後に述べる様に(1)のモデルでの計算結果から、ベローズをまたがって流れる渦電流のモードは構造材がAl合金の場合ベローズ間の第1壁中を周回する渦電流のモードに較べて減衰が早く、主要な電流モードとは成り得ない。それでAl合金の場合にはリップシールの部分も第1壁に比して抵抗が高く、又電流路も長くなるので、リップシールをまたぐ渦電流モードの時定数は小さいと考えられる。このことからAl合金の場合にのみリング1ケずつを電気的にカットした48等分割の計算モデルを考えることとする。

4.4.2 計算結果

有限要素回路法による渦電流計算プログラム「EDDYTORUS」^[6]を用いて次の三つのケースについて計算を行った。

- (a) 前項(1)に示した16分割のモデルで、ブランケット第1壁材料がAl合金、壁厚4cm、抵抗率 $4 \times 10^{-8} \Omega \cdot m$ 、ベローズ抵抗 $0.5 m\Omega$ の場合
- (b) 前項(2)の48分割のモデルで、第1壁材料Al合金、壁厚4cm、抵抗率 $4 \times 10^{-8} \Omega \cdot m$ の場合
- (c) 前項(1)の16分割のモデルで、第1壁材料SUS、壁厚1cm、抵抗率 $7.1 \times 10^{-7} \Omega \cdot m$ 、ベローズ抵抗 $0.5 m\Omega$ の場合

位置不安定性を模擬するために線電流で近似したプラズマを上下方向に移動させ、各々の電流モードに対する相互インダクタンスの変化から全体の時定数を求めた。

・ ケース(a) ; 計算された渦電流の固有モードの内、時定数の大きいものから順に10個をFig. 4.17に示す。これらの中にはベローズをまたがって流れる電流の固有モードは無く、その様なモードの減衰が早いことを示している。これらの10個のモードの時定数は290 msecから110 msec

までであり、モード番号による時定数の減小が少く、数多くのモードを考慮する必要があることを示している。計算されたモードの数は162個までであり、最小の時定数は32 μ secであった。プラズマの位置不安定性に対して計算された渦電流の減衰時定数は約180 msecとなった。

- ・ ケース(b) ; Fig. 4.18に渦電流の固有モードを示す。この10個のモードの時定数は110 msecから65 msecとなっておりケース(a)よりもモード番号による時定数の減小が更に少く、同じような大きさのモードが数多く存在していることを示している。これはトロイダル方向のカットで分割された第1壁の形が細長くなっているために、同じ様な形の電流路を持つ固有モードが矩形の長辺に沿って分布しているためである。この場合の位置不安定性に対する時定数は約80 msecとなった。

- ・ ケース(c) ; Fig. 4.19に渦電流の固有モードを示す。1番目のモードは明らかにベローズをまたがってトラスを1周する電流モードであり、時定数も12.7 msecと2番目以降のモードに比べてかなり大きい。又7番目と10番目のモードもベローズをまたがって隣のブランケットモジュールへ流れる電流モードを持っている。これは第1壁部分の抵抗率が大きく、ベローズの抵抗率との差があまり大きくないためであり、このようなベローズをまたがって流れる電流モードはベローズの抵抗値によって大きく影響されると考えられる。従ってこの場合はケース(a)のAl合金の場合と異り、ベローズの抵抗の値によって時定数が変化すると思われる。この場合の位置不安定性に対する時定数は約3 msecとなった。

4.4.3 考察と結論

最初に述べた様にフィードバック制御システムの時間遅れ、他の制御磁場の侵透等の条件からシェルに必要な時定数は60 msec程度と見積られている。この条件を考慮し、前項の三つのケースの計算について検討を加える。

ケース(a) ; 計算された時定数は約180 msecであるので壁厚を1/3程度にする必要がある。この壁厚で構造的に耐えられない場合はケース(b)にせざるを得ない。

ケース(b) ; この場合時定数は約80 msecでありほぼ所要のシェル効果を得ることが出来る。リップシールの部分のリング間に絶縁シートを入れることは困難ではないのでケース(a)よりもこのケースの方が好ましいと判断される。

ケース(c) ; 十分なシェル効果を得るためには壁厚を20 cm程度にしなければならないがこれは熱応力等の観点から不可能である。従ってブランケット内に抵抗率の小さい材料を入れてシェル効果を持たす様にするか、又はフィードバック制御系の応答を早くする等の工夫が必要であろう。

以上の三つのケース共に計算モデルとしたのはブランケット第1壁のみであり、その後側の構造体については考えていない。初めにも述べた様に位置不安定性に対するシェル効果が有効なのはブランケット第1壁のみであると考えられるが、外部からの制御磁場の侵透に対してはブランケット後壁の時定数が大きい場合には第1壁のシェル効果が充分であったとしても、フィードバック制御が非常に困難になる。これに対する対策としては時定数を小さくし、かつ構造強度も強いブランケット後壁として、ハニカム等の構造を選ぶ等の配慮が必要であり、この様な構造設計を基にして、制御系全体として見た炉構造体全体の渦電流解析を今後行う必要がある。

4.5 ブランケットの電磁力

ブランケットに加わる外力の内、電磁力によるものは非常に厳しい値になると考えられる。これは前節に述べた様にブランケットにジュール効果を持たせる必要があるためにブランケットの渦電流を小さくしてしまうことが出来ないためである。この節では渦電流が最も大きいと考えられるプラズマのディスラプション時についてブランケットに加わる電磁力の大きさを求める。

4.5.1 計算モデル

ディスラプションに起因する渦電流は先ずブランケットのプラズマに面する容器壁（第1壁）に流れるものと考えられ、それより外側の金属構造体には、第1壁での渦電流の減衰時定数がディスラプションの時定数より大きければ、第1壁に流れるよりも小さな渦電流しか流れないであろう。ここではディスラプションの時定数として20 msecを仮定するので、これ以上の時定数を第1壁が持つ場合は、その外側の構造体に流れる渦電流については第1壁より小さいものと考えてよい。前節での計算によればAl合金を構造材としたブランケットでは二つの計算モデルで時定数が80 msec～180 msecとなるので、この節の計算でも第1壁のみを考えた前節と同様の計算モデルを採用し得ると考えられる。SUSを構造材としたブランケットに関しては時定数が小さいため、前節のモデルだけでは不充分であるが、後に述べる解析的な評価でこれを補うこととする。従って計算モデルとしては前節のモデルと全く同じものを用い、プラズマディスラプションの模擬は線電流で近似したプラズマ中心の電流が20 msecの時定数で減衰するものとした。

4.5.2 計算結果

前節と同様の渦電流計算プログラム「EDDYTORUS」により、前節と同様の次の三つのケースについて渦電流の計算を行った。

- (1) トロイダル方向16分割、ベローズ接続のモデルで、ブランケット第1壁材料がAl合金、壁厚4 cm、抵抗率 $4 \times 10^{-8} \Omega \cdot m$ 、ベローズ抵抗 $0.5 m\Omega$
- (2) トロイダル方向48分割、分割間はカットのモデルで、第1壁材料Al合金、壁厚4 cm、抵抗率 $4 \times 10^{-8} \Omega \cdot m$
- (3) トロイダル方向16分割、ベローズ接続のモデルで、第1壁材料SUS、壁厚1 cm、抵抗率 $7.1 \times 10^{-7} \Omega \cdot m$ 、ベローズ抵抗 $0.5 m\Omega$

・ ケース(1)；計算された渦電流の電流ポテンシャルを時間経過に従ってFig. 4.20に示す。時間と共にトロイダル方向の電流成分が減衰し、ベローズ間の金属導体部分を周回する電流成分が主になっていることがわかる。又トロイダル磁場の存在のために電磁力が最も大きくなる渦電流のトロイダル方向成分について、第1壁の各位置での電流密度の値を時間経過に従って示したのがFig. 4.21である。トロイダル電流密度の最大値は第1壁のベローズに沿った部分で、トロイダル方向の10番目のメッシュ点に60 msecの時点で発生し、その値は -1.3 MA/m となる。この渦電流とトロイダル磁場とによって発生する電磁力はトロイダル磁場の値を5 Tとして、6.5 MPaとなる。なおFig. 4.22にブランケット第1壁面のトロイダル方向のメッシュ分割を示す。

・ ケース(2)；渦電流の電流ポテンシャルを時間経過に従ってFig. 4.23に示す。トーラスの内側

と外側で2つの電流ループが出来ており、外側のループが主になっていることがわかる。Fig. 4.24に渦電流のポロイダル方向成分の電流密度分布を示す。最大値はカットに沿った周辺部のポロイダル方向10番目のメッシュ点に30 msecの時点で発生し、 -1.08 MA/m となる。この電流とトロイダル磁場とによる電磁力は5.4 MPaとなる。この場合トロイダル方向のメッシュ数が少ないため値が小さく出ている可能性があり、もう少し大きな値となるかもしれない。

・ ケース(3)；渦電流の電流ポテンシャルを時間経過に従ってFig. 4.25に示す。この場合トーラスを1周する固有電流モードの時定数が最も大きいので、トロイダル電流成分の減衰が、導体中の周回電流成分の減衰に比して遅いため電流ループが現われない。従ってこの電流パターンはベローズ低抗の値によって大きく変化すると思われる。しかし導体中の周回電流成分の絶対値に関してはあまり変わらないだろう。Fig. 4.26に渦電流のポロイダル方向成分の電流密度分布を示す。最大値はベローズに沿った部分のポロイダル方向9番目のメッシュ点に15 msecの時点で発生し、 -56.5 kA/m となる。この電流とトロイダル磁場とによる電磁力は0.28 MPaとなる。

4.5.3 考察と結論

この解析ではブランケット第1壁のみを対象として計算モデルを作成しており第1壁から外側の金属構造体については考慮しなかった。しかし前にも述べた様に第1壁での渦電流の減衰時定数がディスラプションの時定数20 msecよりも充分大きければ、その外側に流れる渦電流は第1壁よりも小さいはずである。(同じ材料、同じ厚さの構造体で) この解析の目的は応力的に最も厳しい部分を求め、その対策を立てることにあるので、渦電流が多少大きくとも応力的な問題が少いところ、例えば肉厚が充分厚い所、電磁力の方向が応力的に楽な向きに発生する所等であれば問題はない。第1壁の時定数から見れば前項の三つのケースの内、問題になるのは(3)のSUSの構造材を使ったケースである。この場合時定数が3 msec程度と小さいので、速い磁場変化が第1壁の外側の構造体にも及ぶことになる。第1壁の外側の構造体で大きな渦電流が流れると考えられるのはブランケットの後壁と側壁である。後壁は肉厚が充分厚いので多少の渦電流が流れても応力的には問題でない。側壁については第1壁と同じ肉厚であるので概略の渦電流を求めてみる。

ブランケットをトロイダル方向に切った断面で見るとブランケット容器の壁が1つのループを形成している。このループに沿って流れる渦電流が側壁を流れる最も大きな電流であると考えられる。このループを横切るポロイダル磁場はプラズマを線電流で近似して大略 0.8 Wb/m^2 の程度である。ループが囲む面積は外側ブランケットで 0.5 m^2 程度であるから20 msecでプラズマが切れるとして、このループに加わる起電力は20 V程度である。従ってこのループに沿う電界は約 7.1 V/m となり、最大の渦電流は 100 kA/m 程度となる。この値は概略の上限値であり実際はもう少し小さくなると思われるが、いずれにしてもこの値は第1壁の渦電流の値の2倍を越えない値である。そしてこの渦電流とトロイダル磁場とによる電磁力がブランケット側壁の平面に平行な方向に加わることを考えれば応力的な問題は厳しくはならないものと考えられる。

最後に前項の計算結果による電磁力の評価であるが、ケース(1)のAl合金ブランケットでの6.5 MPaという値は応力的には非常に厳しいものであり、ケース(3)のSUSブランケットでの0.28 MPaという値は実現の可能性のあるものである。しかしながら、これらの値は計算モデルとして

採用した3つのケースに対応するだけであり、実際には前節に述べたシェル効果と本節の電磁力とを総合的に比較し、判断しなければならない。つまりSUSブランケットの場合はシェル効果を増すために時定数を大きくする必要があり、これは必然的に渦電流を増し、電磁力を大きくする。ディスラプションの場合の様に短時間に非常に強い力が働く様な場合の許容応力については現在のところ明確な判断が出来ない状態であり、今後考察されるべき重要な問題である。

以上の結果から、ブランケットのシェル効果と電磁力の両方の条件を満足させることはかなり困難であることがわかった。今後はブランケット構造と電磁気解析の両面から系統的な最適設計を行う必要がある。

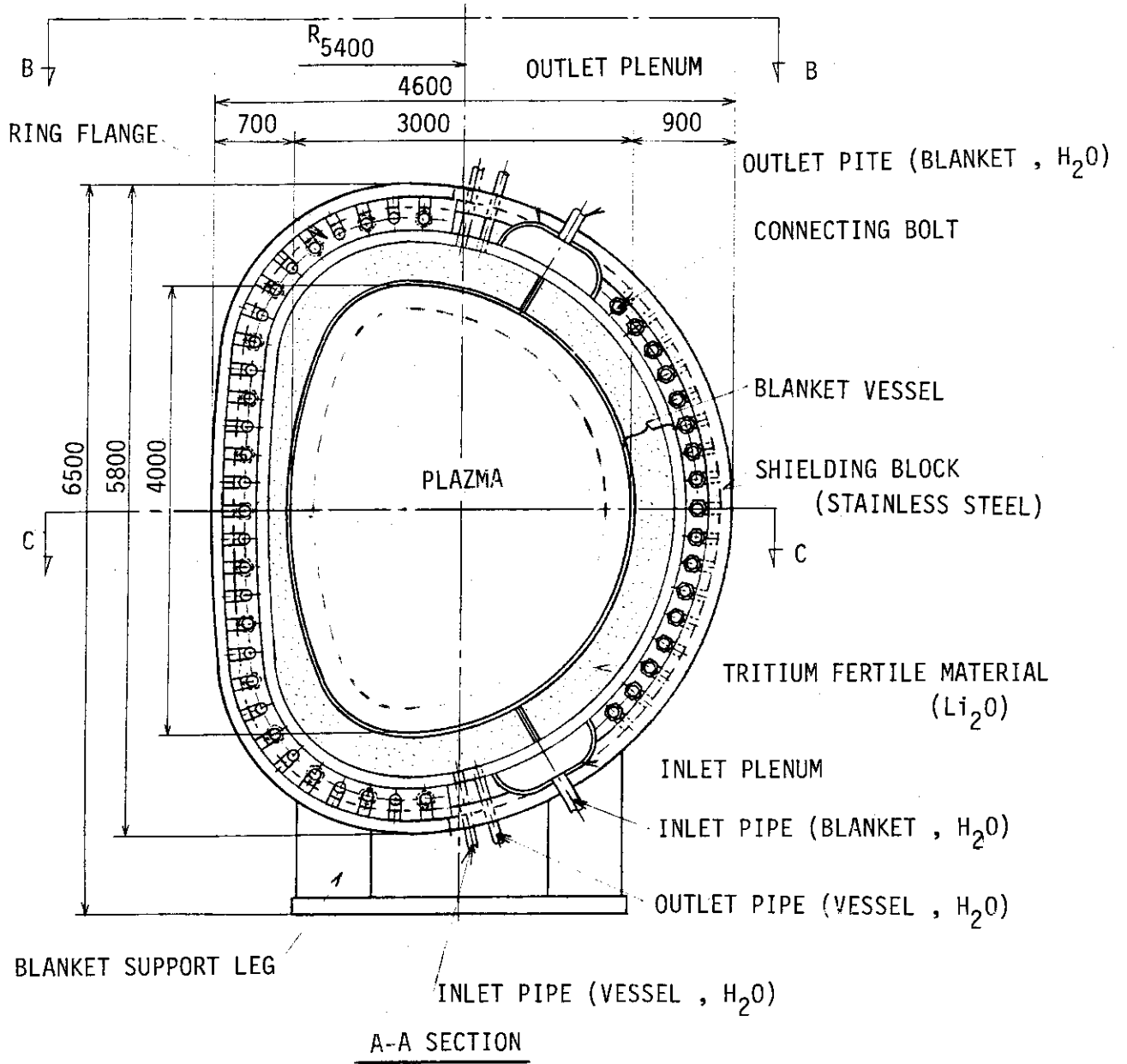


Fig. 4.1 Vertical view of the blanket structure

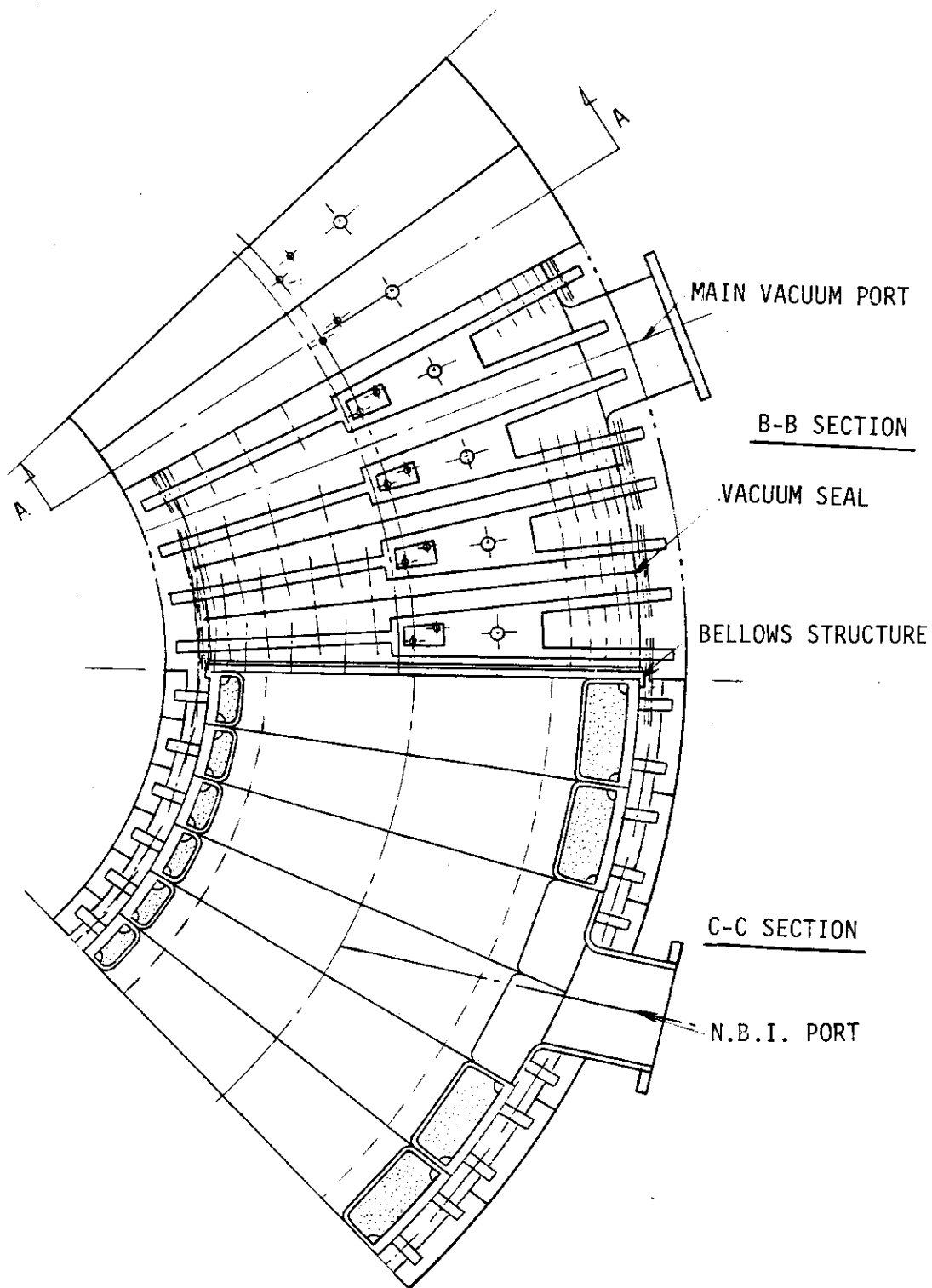


Fig. 4.2 Plane view of the blanket structure

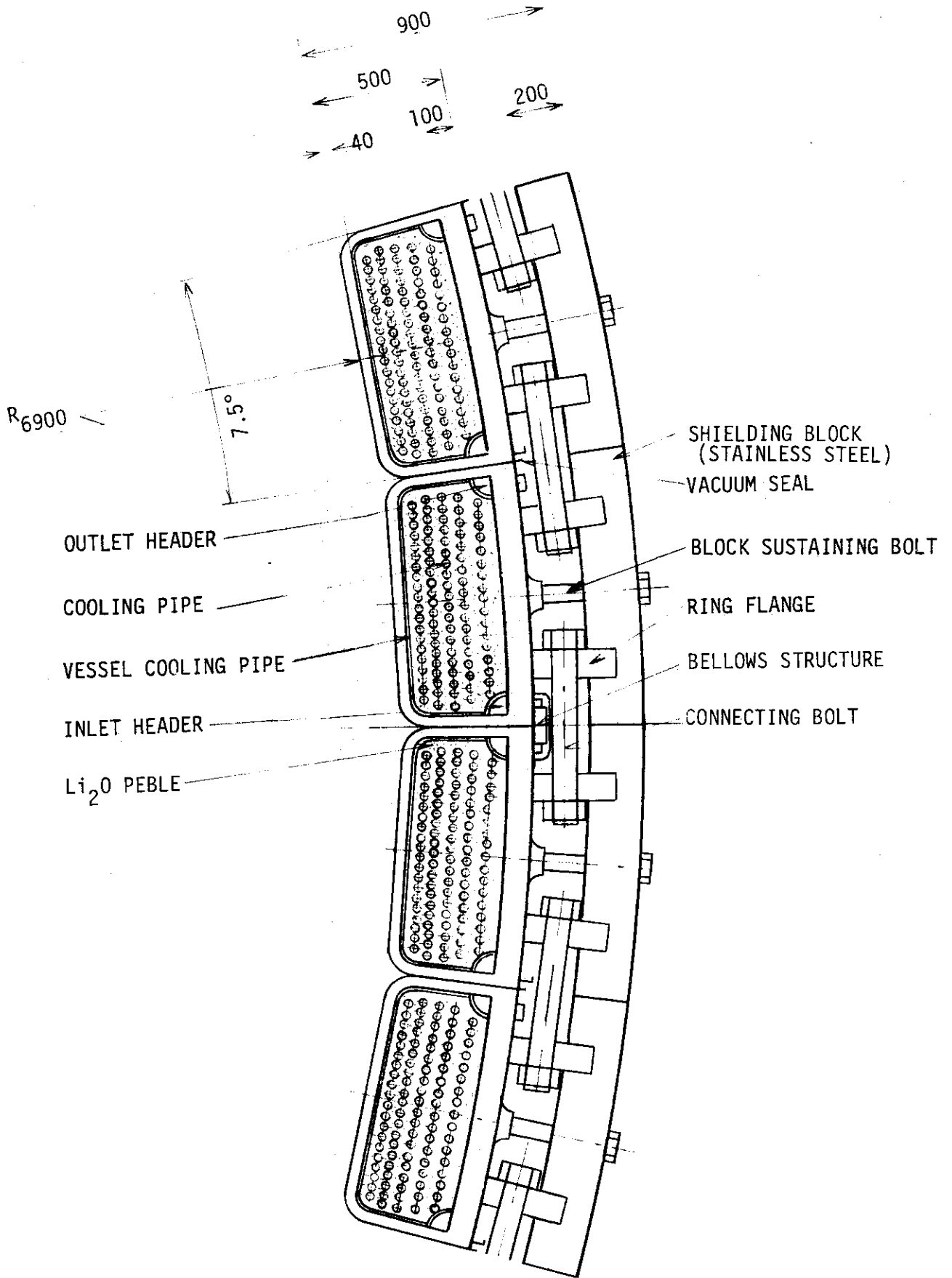


Fig. 4.3 Cross section of outer blanket

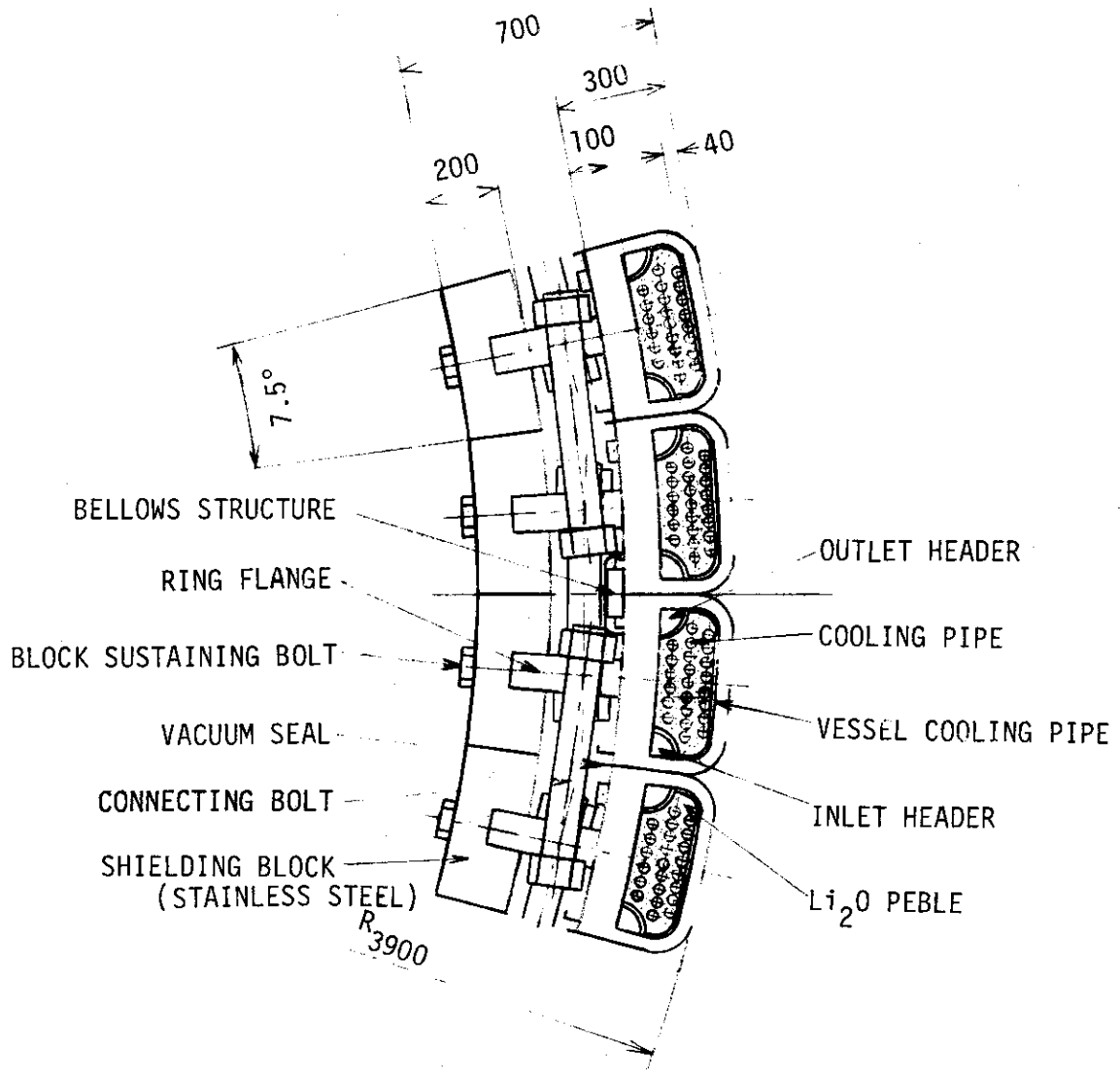


Fig. 4.4 Cross section of inner blanket

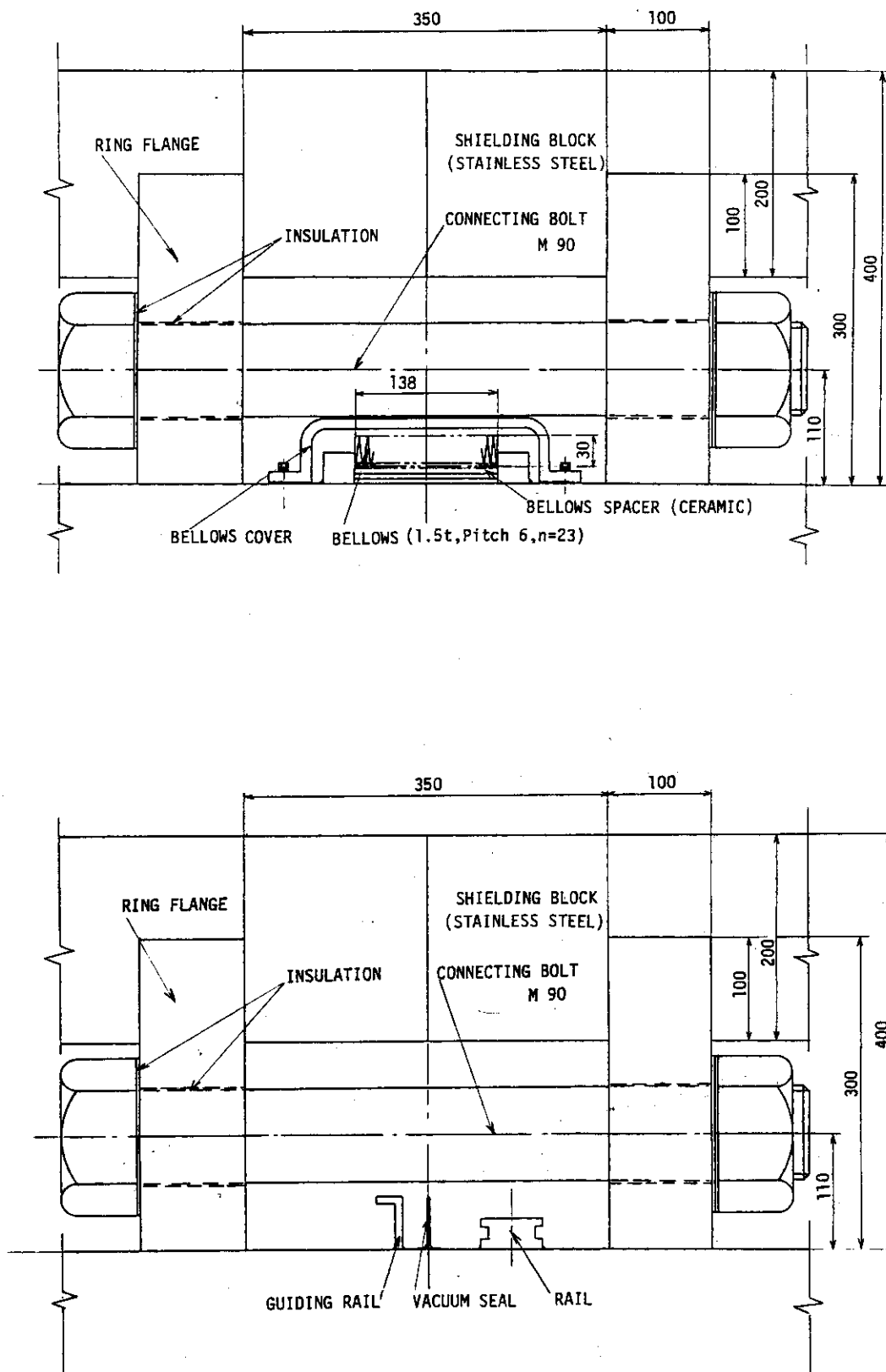


Fig. 4.5 Ring flange

No	Parts name	Remarks
①	TIG welding torch	MAX.90A, air cooled welding speed 0.2-0.3m/min
②	Shearing machine	SANWA ace cutter SE-200 max. shearing speed 3m/min max. plate thickness 1.2mm electric power A.C.100V weight 2.2Kg
③	Sealing plate	SUS304L, t0.5
④	Motor	23W, 1500rpmx1/25=60rpm max. machine speed 0.8m/min
⑤	Driving wheel	
⑥	Compressing roller of lips	
⑦	Worm wheel	1/10
⑧	Profile roller	
⑨	Spring	
⑩	Guiding roller	
⑪	Rail	
⑫	Guiding rail	
⑬	Suppling part of electric power	
⑭	Receiving part of electric power	

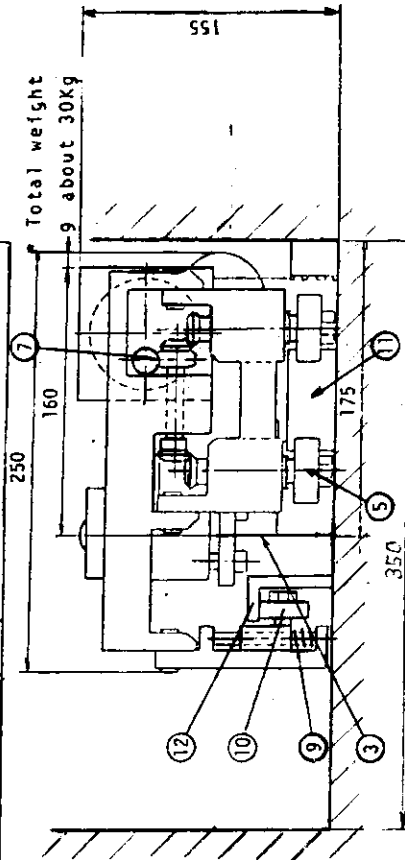
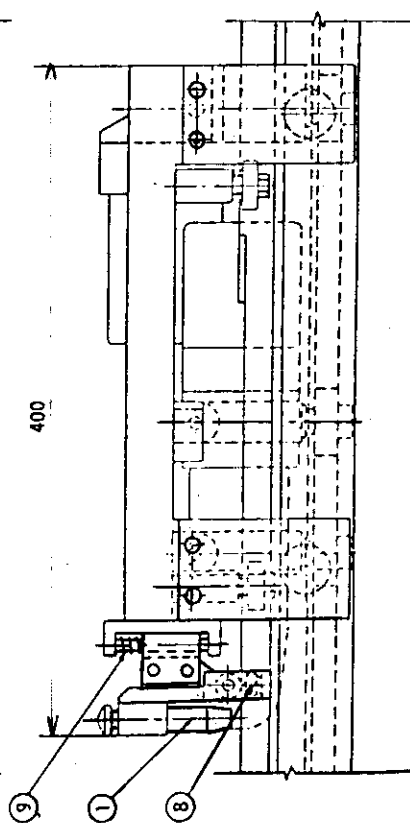
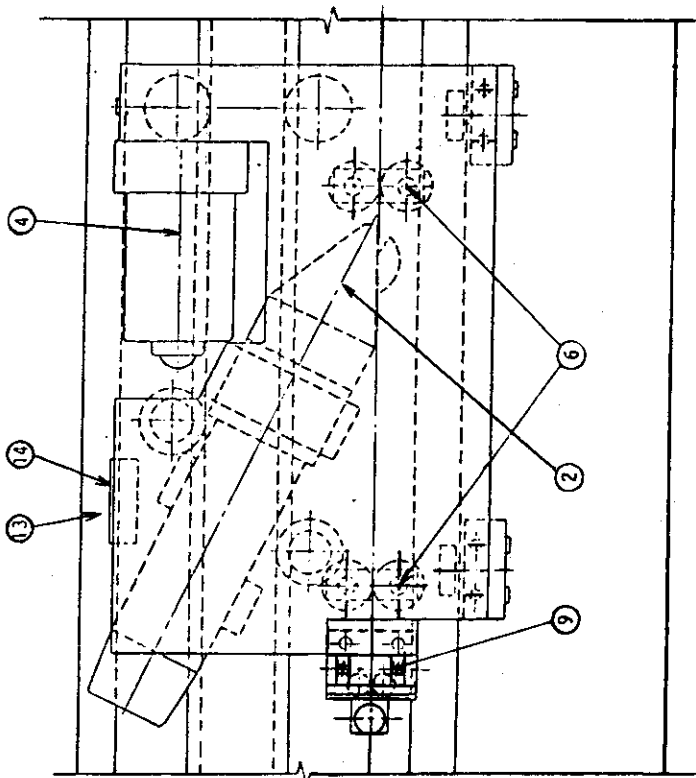


Fig. 4.6 Automatic welding machine

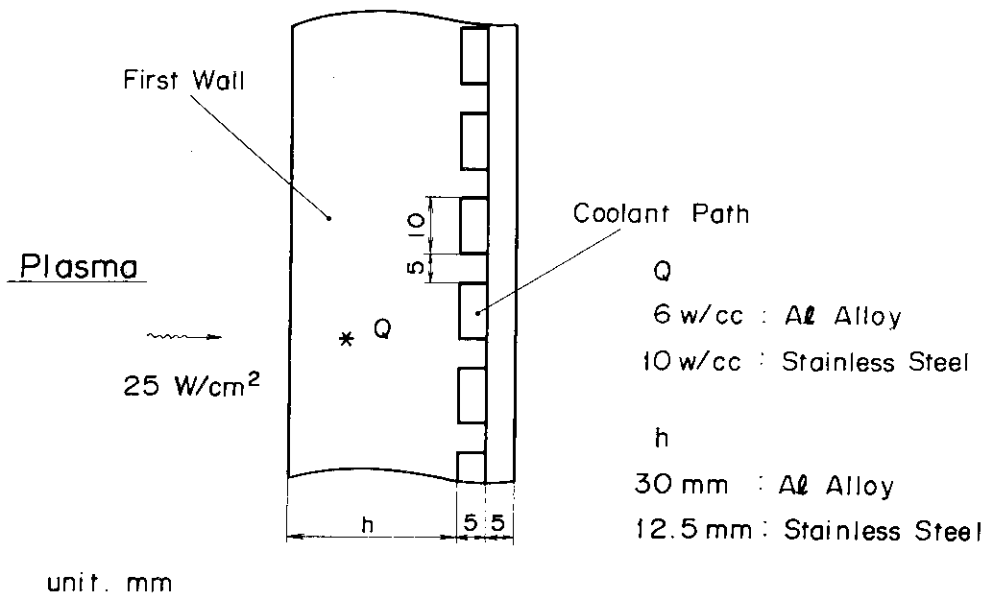


Fig.4.7 Analytical Model of Coolant Path at First Wall

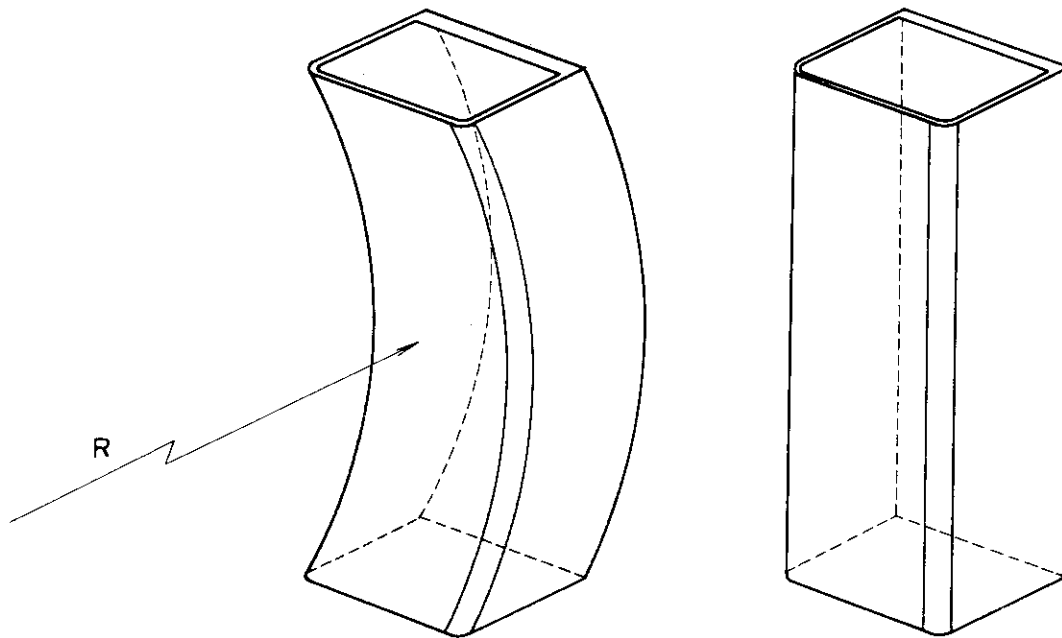


Fig.4.8 Ring and Straight Models for Blanket Vessel

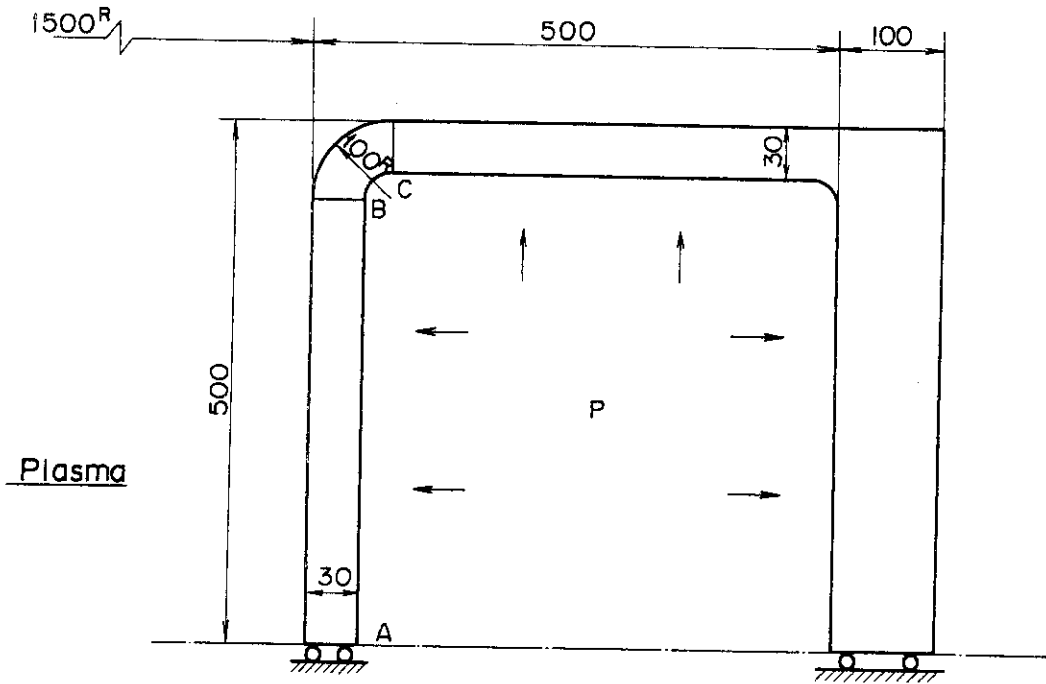


Fig. 4.9 2-D Model of Outer Blanket Vessel

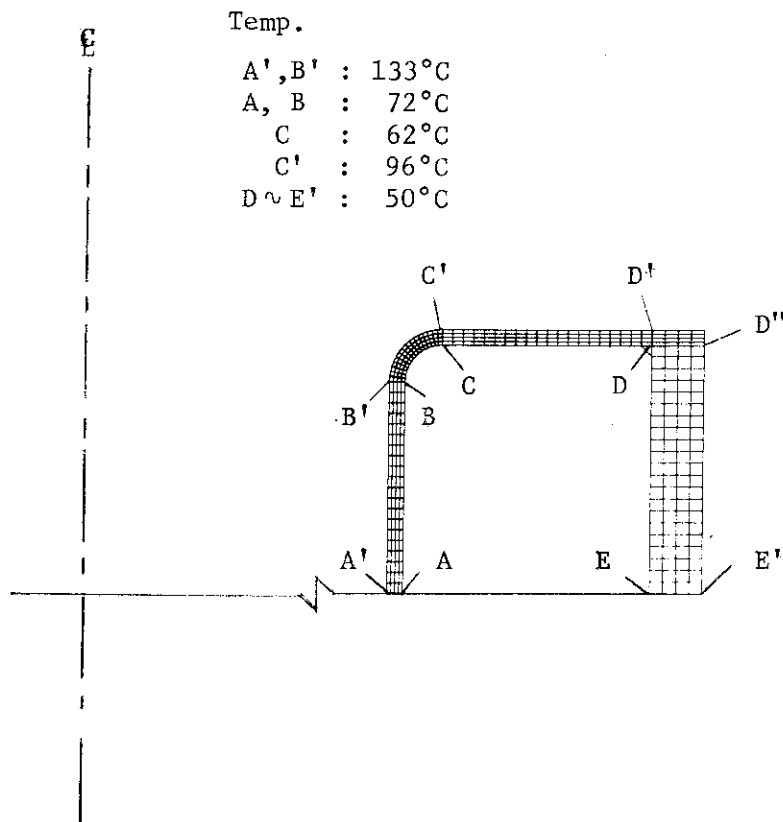
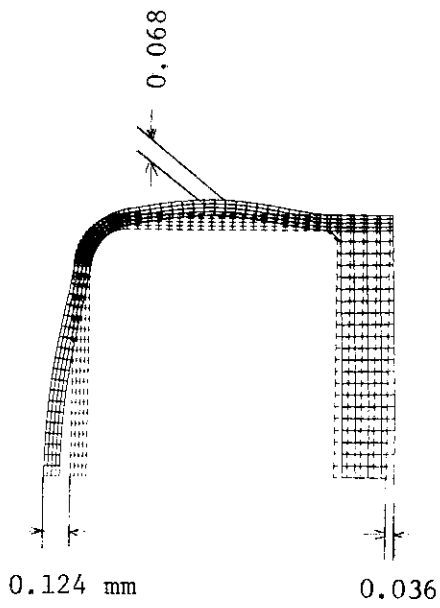
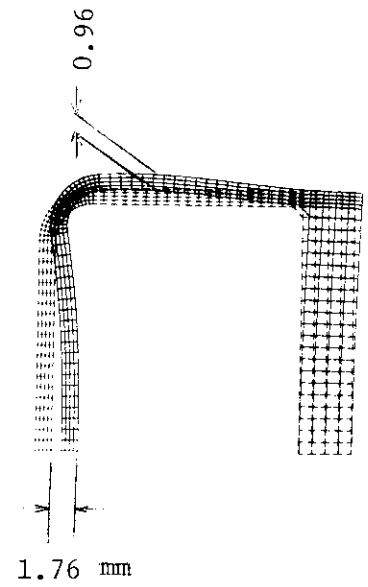


Fig. 4.10 Finite Element Model of Outer Blanket Vessel

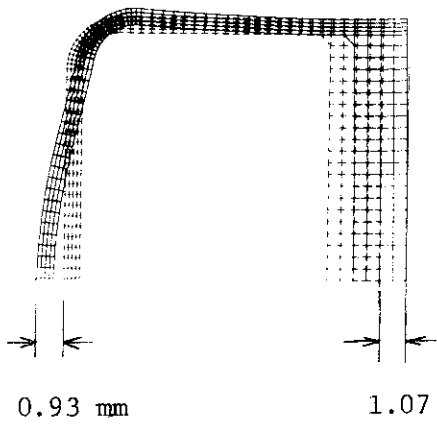


(a) Internal Pressure

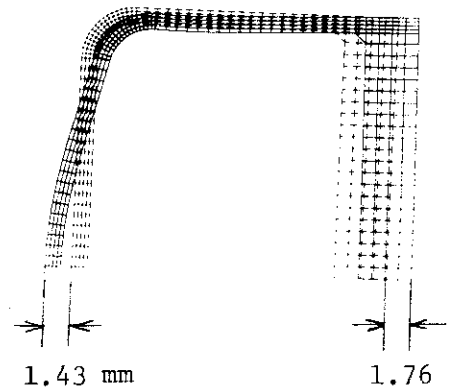


(b) Internal Pressure and Temperature Distribution

Fig. 4.11 Pre and Post Deformation Shapes with Axisymmetrical Model



(a) Internal Pressure



(b) Internal Pressure and Temperature Distribution

Fig. 4.12 Pre and Post Deformation Shapes with 2-D Plane Strain Model

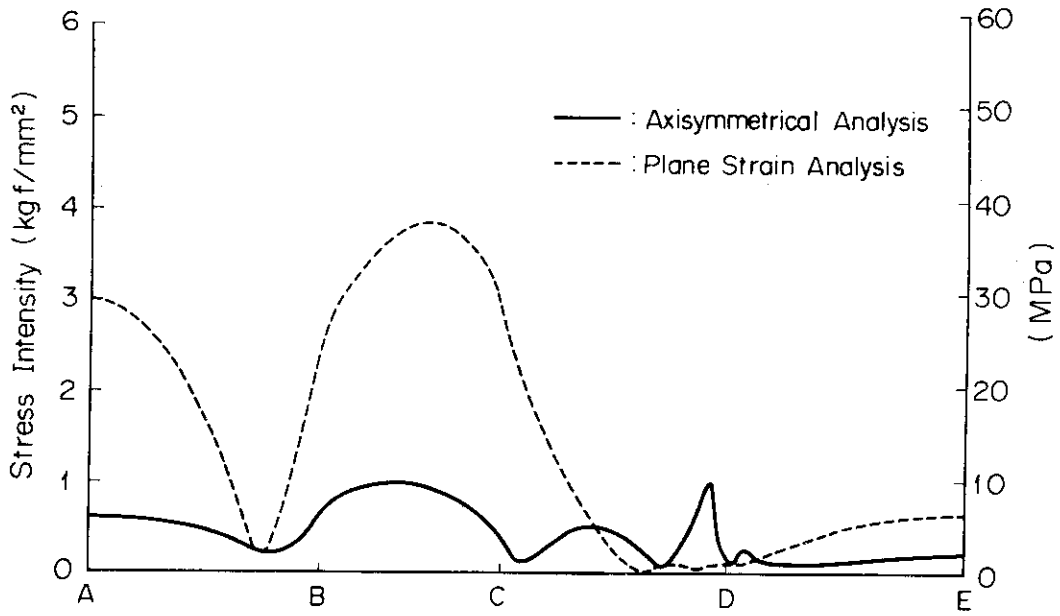


Fig. 4.13 Distributions of Stress Intensities at the Inside Surface under Internal Pressure.

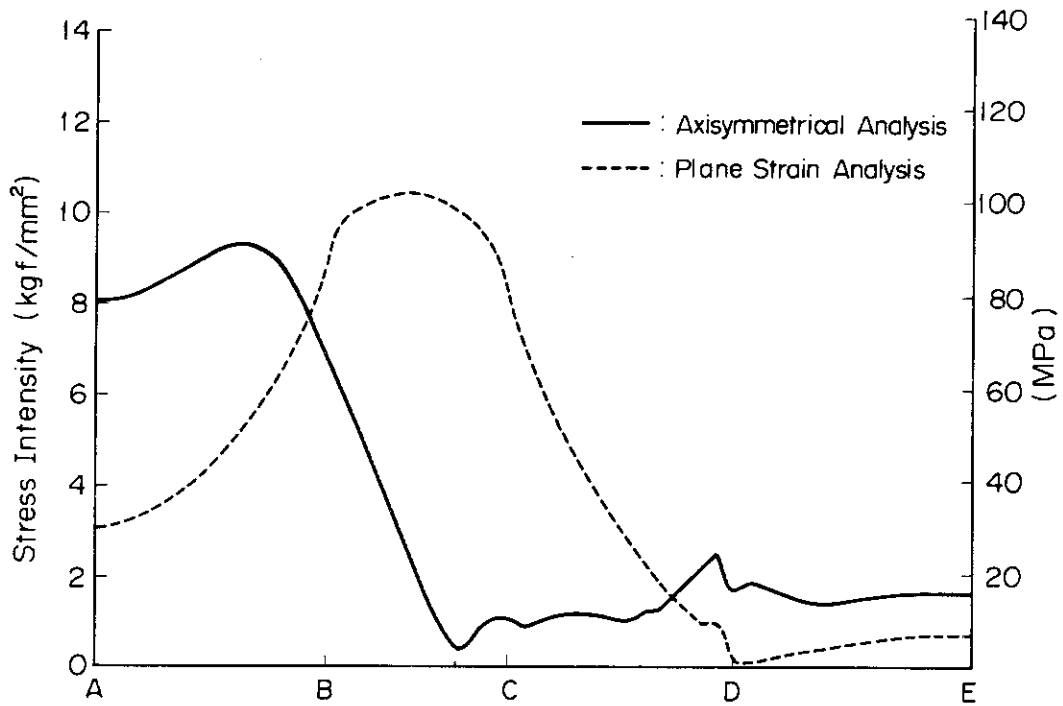


Fig. 4.14 Distributions of Stress Intensities at the Inside Surface under Internal Pressure and Thermal Loads.

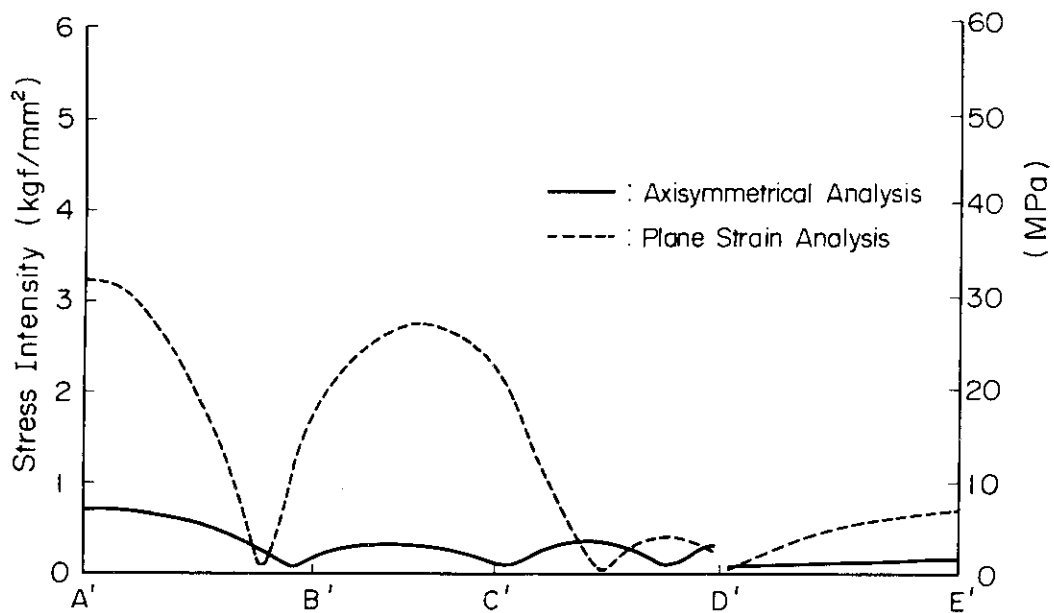


Fig. 4.15 Distributions of Stress Intensities at the Outside Surface under Internal Pressure

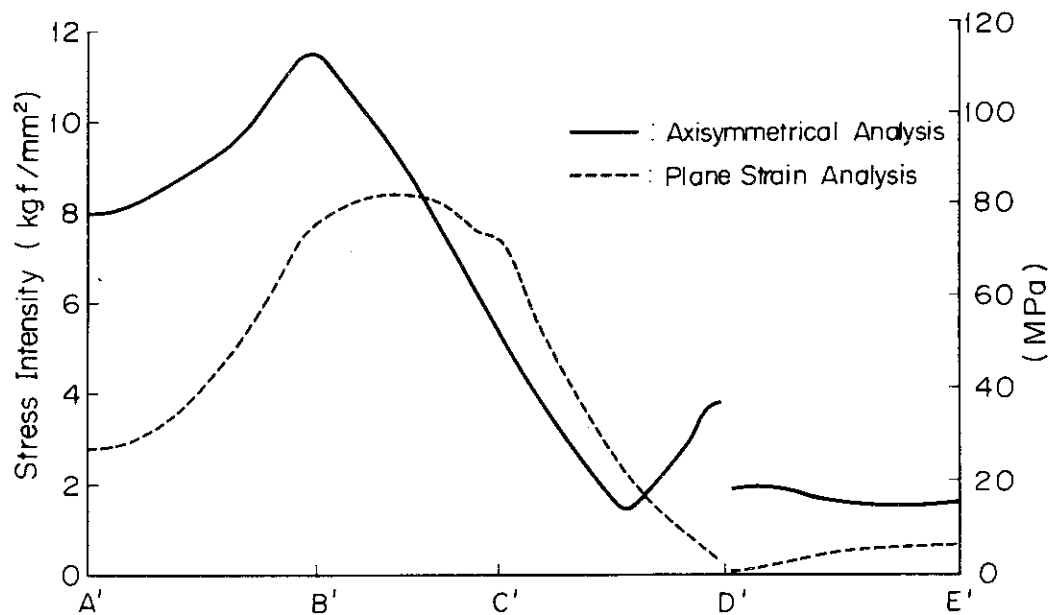


Fig. 4.16 Distributions of Stress Intensities at the Outside Surface under Internal Pressure and Thermal Load.

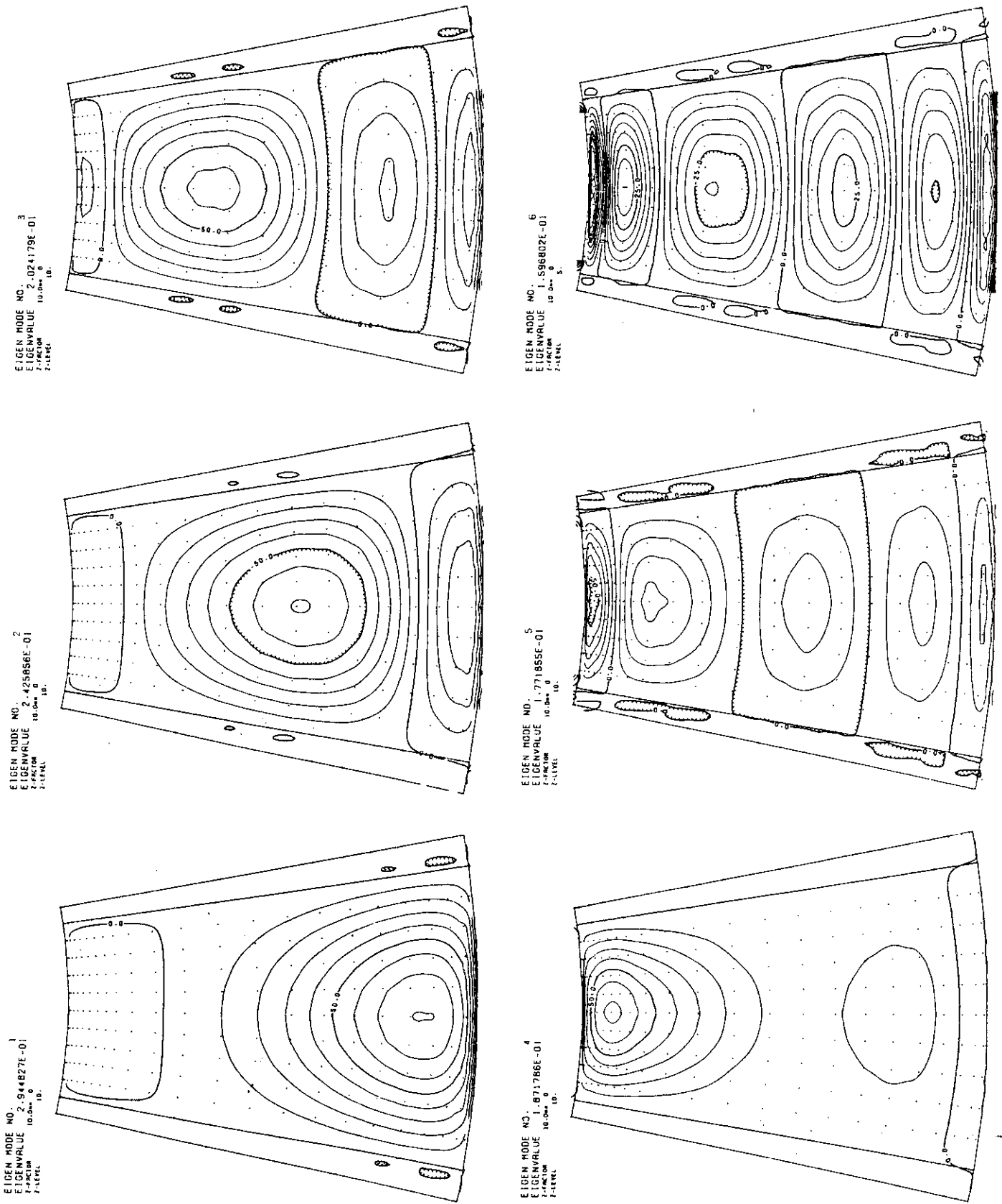


Fig. 4.17 Decay time constant and current distribution of the first ten eigen modes for the case(a)

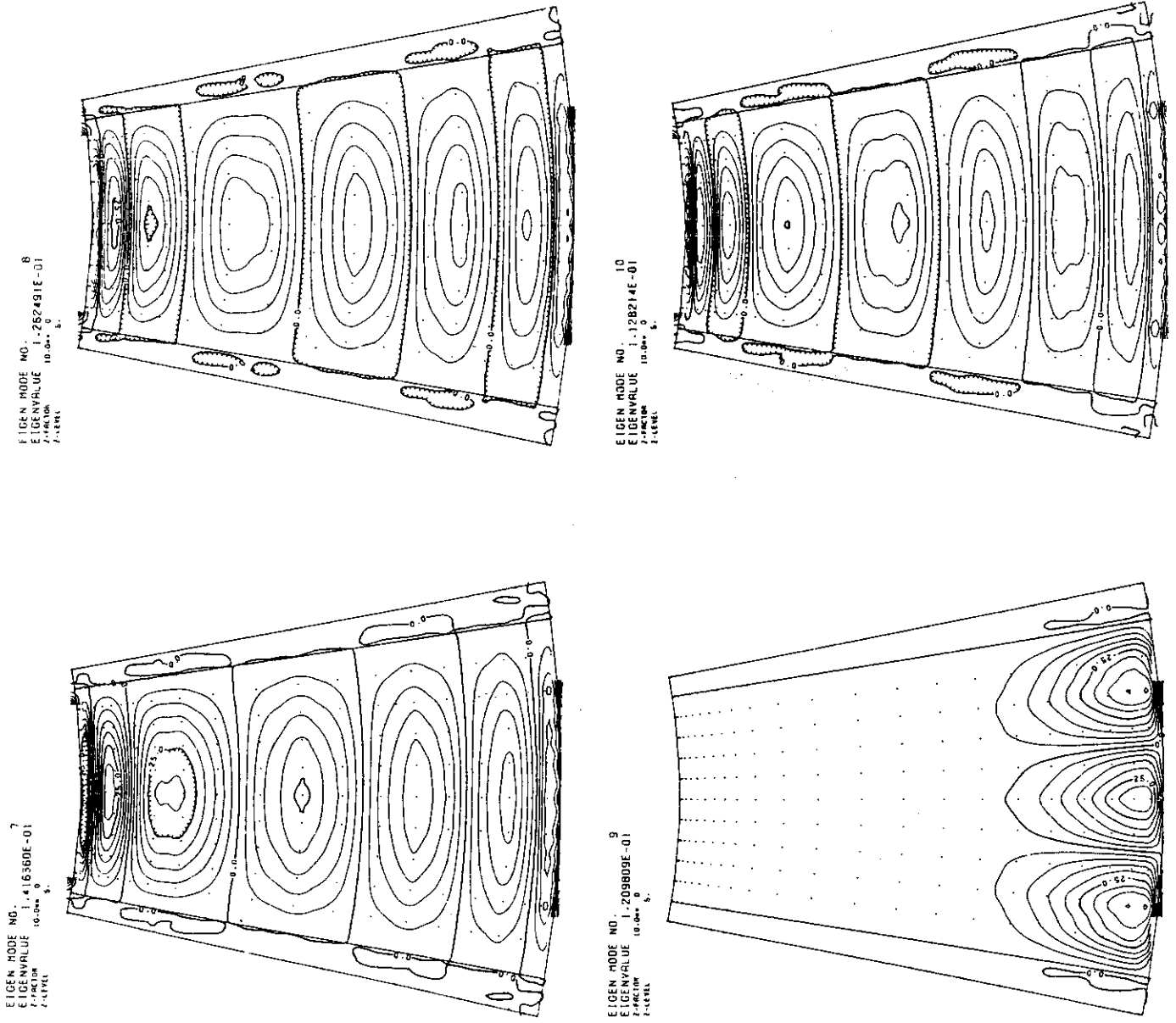


Fig. 4.17 continued

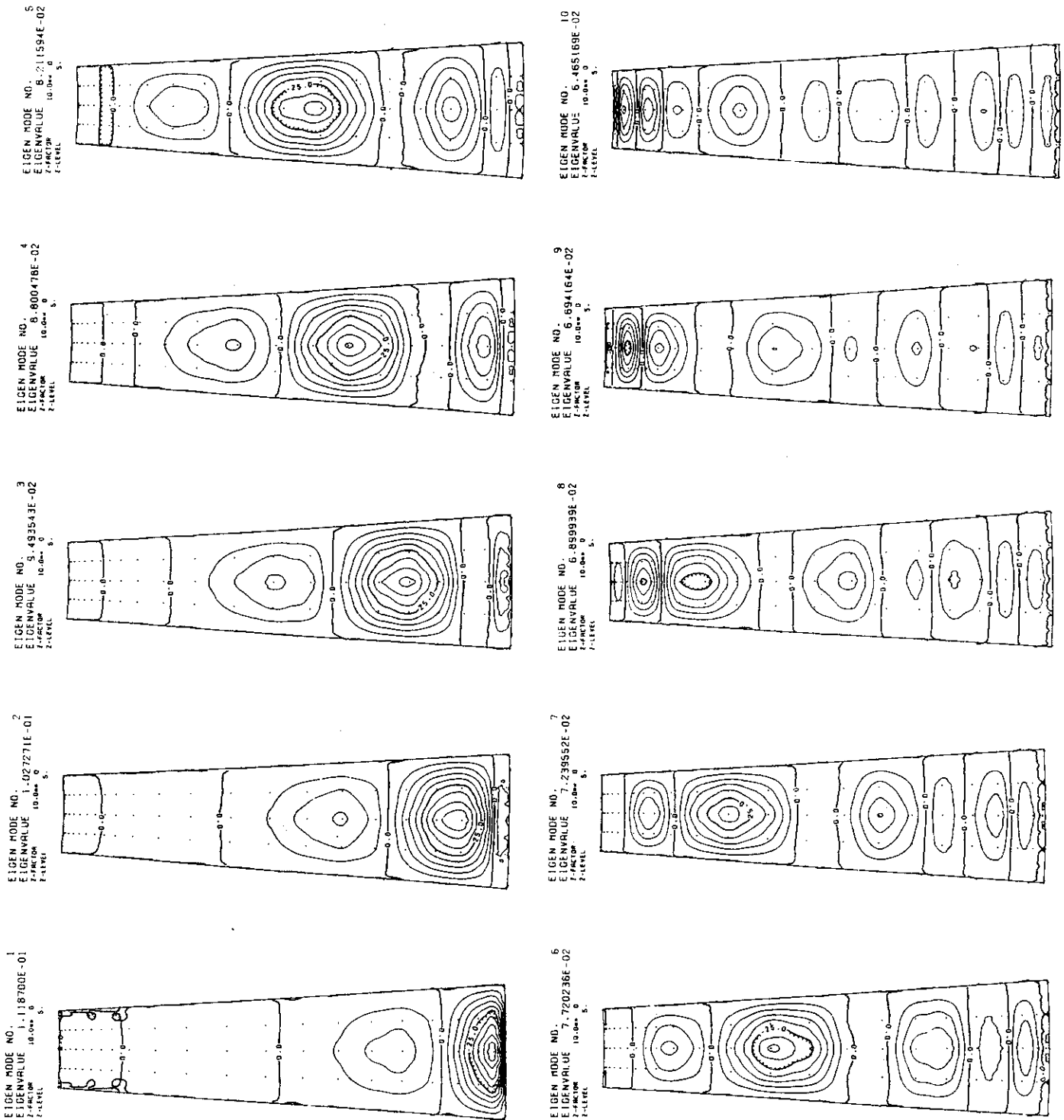


Fig. 4.18 Decay time constant and current distribution of the first ten eigen modes for the case(b)

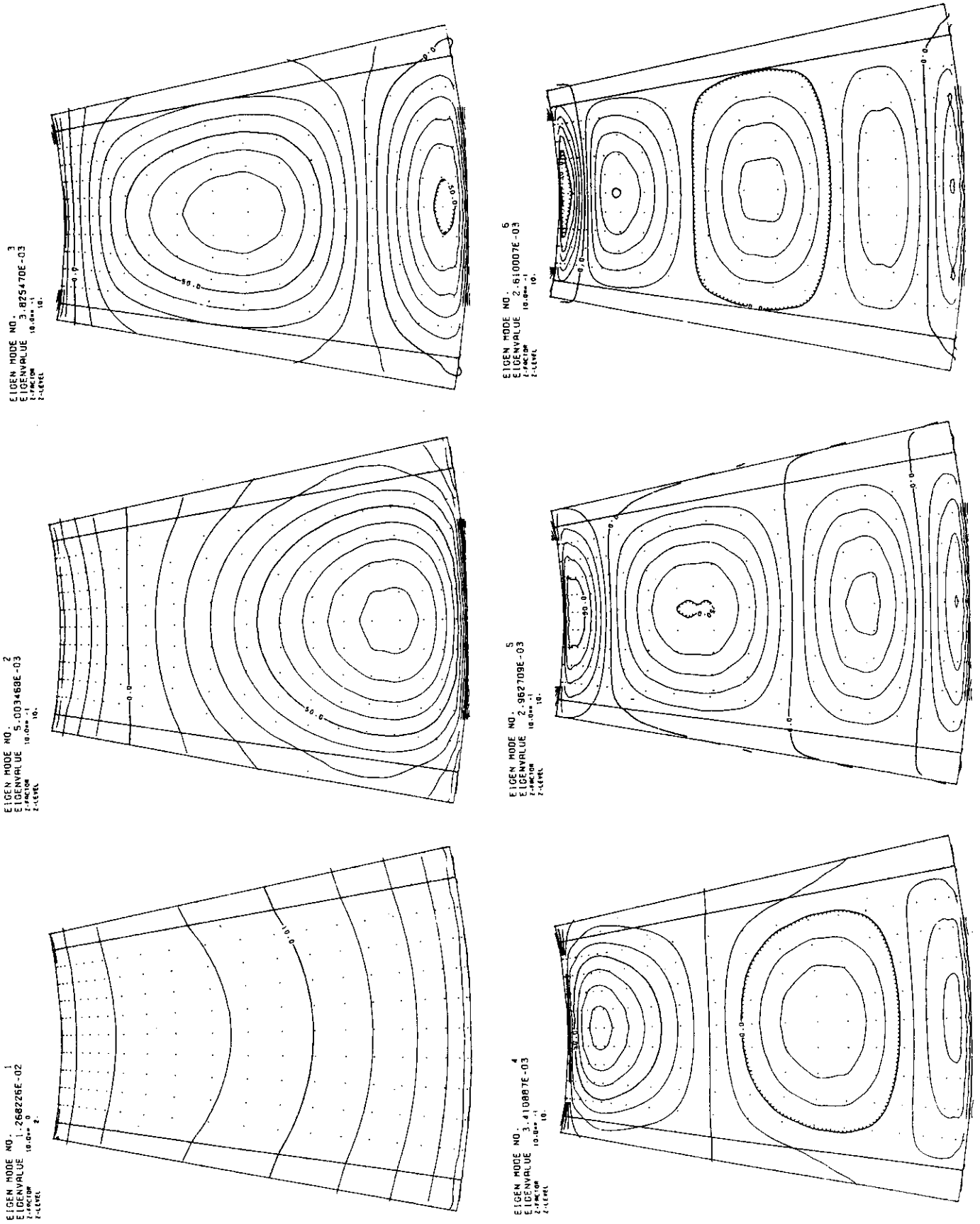
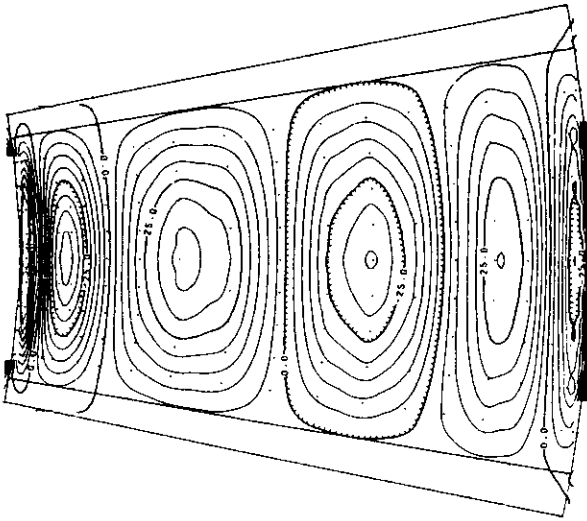
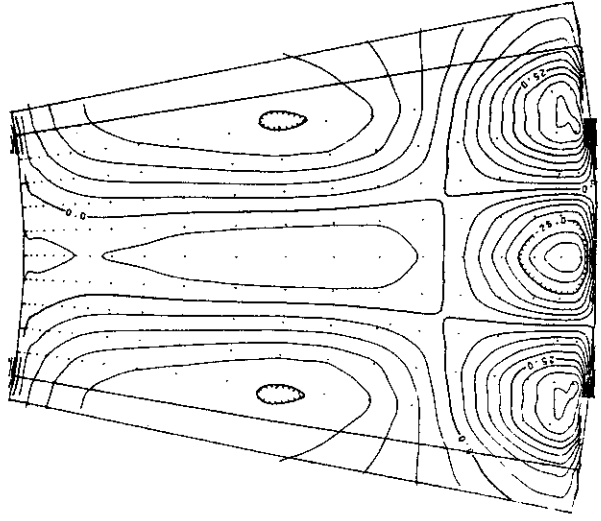


Fig. 4.19 Decay time constant and current distribution of the first ten eigen modes for the case(c)

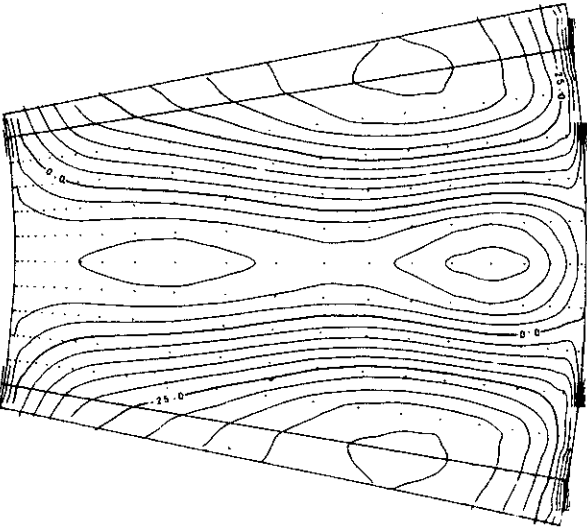
EIGEN MODE NO. 8
EIGENVALUE 2.295741E-03
P-FACOR 10.000000
P-LEVEL 5.



EIGEN MODE NO. 10
EIGENVALUE 1.818084E-03
P-FACOR 10.000000
P-LEVEL 5.



EIGEN MODE NO. 7
EIGENVALUE 2.326334E-03
P-FACOR 10.000000
P-LEVEL 5.



EIGEN MODE NO. 9
EIGENVALUE 2.022671E-03
P-FACOR 10.000000
P-LEVEL 5.

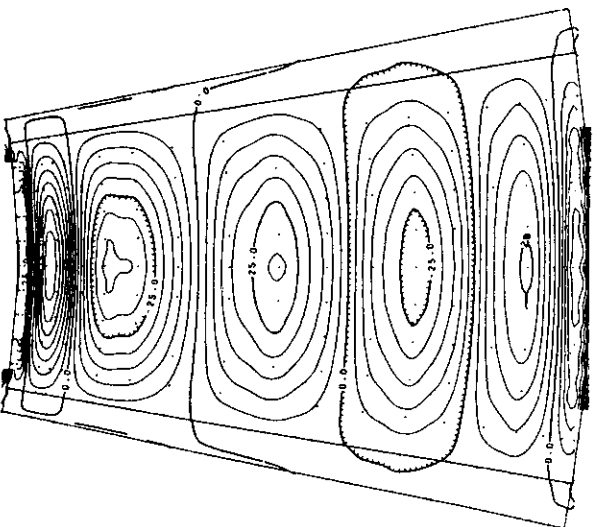
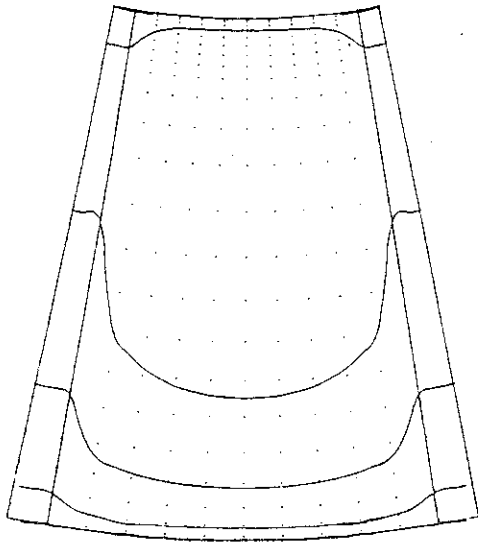
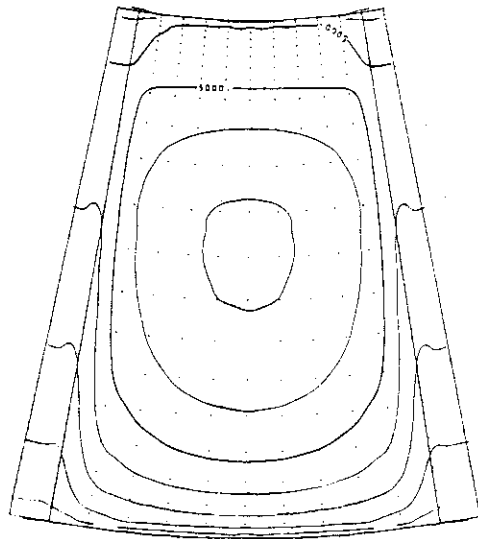


Fig. 4.19 continued

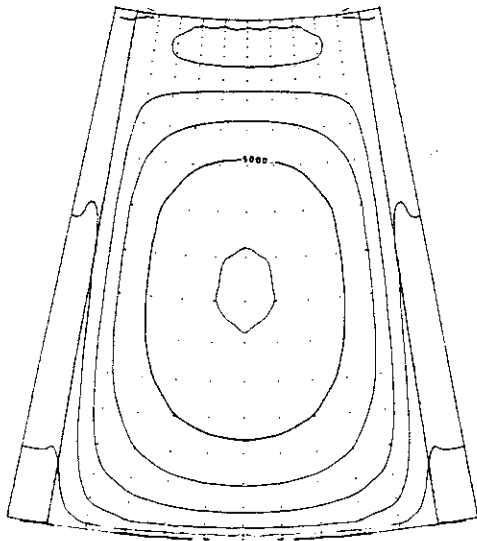
TIME STEP NO. 2
 TIME 2.000000E-02
 Z-FACTOR 10.000 1
 Z-LEVEL 1000



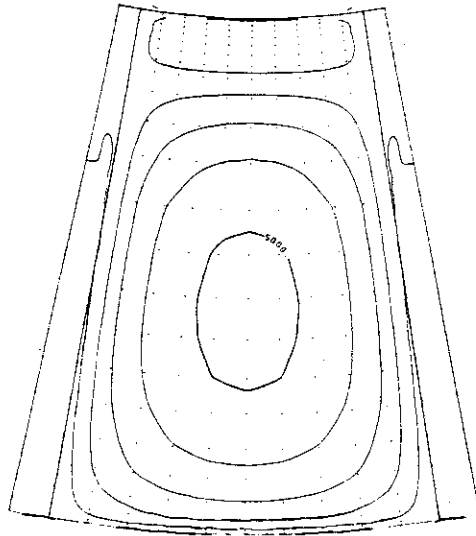
TIME STEP NO. 4
 TIME 4.000000E-02
 Z-FACTOR 10.000 2
 Z-LEVEL 1000



TIME STEP NO. 6
 TIME 6.000000E-02
 Z-FACTOR 10.000 2
 Z-LEVEL 1000



TIME STEP NO. 8
 TIME 8.000000E-02
 Z-FACTOR 10.000 2
 Z-LEVEL 1000



TIME STEP NO. 10
 TIME 1.000000E-01
 Z-FACTOR 10.000 2
 Z-LEVEL 1000

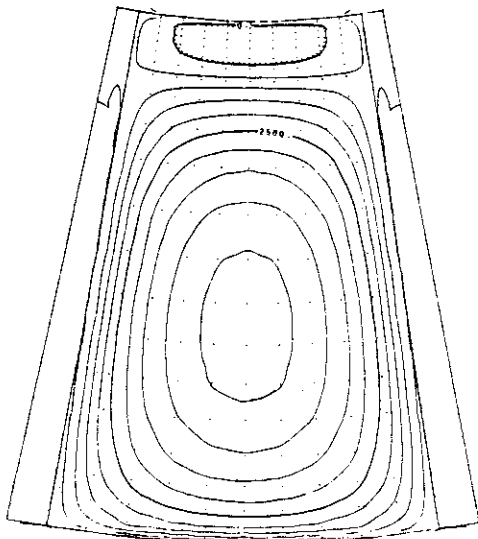


Fig. 4.20 Time variation of the eddy current distribution at the plasma disruption for the case(1)

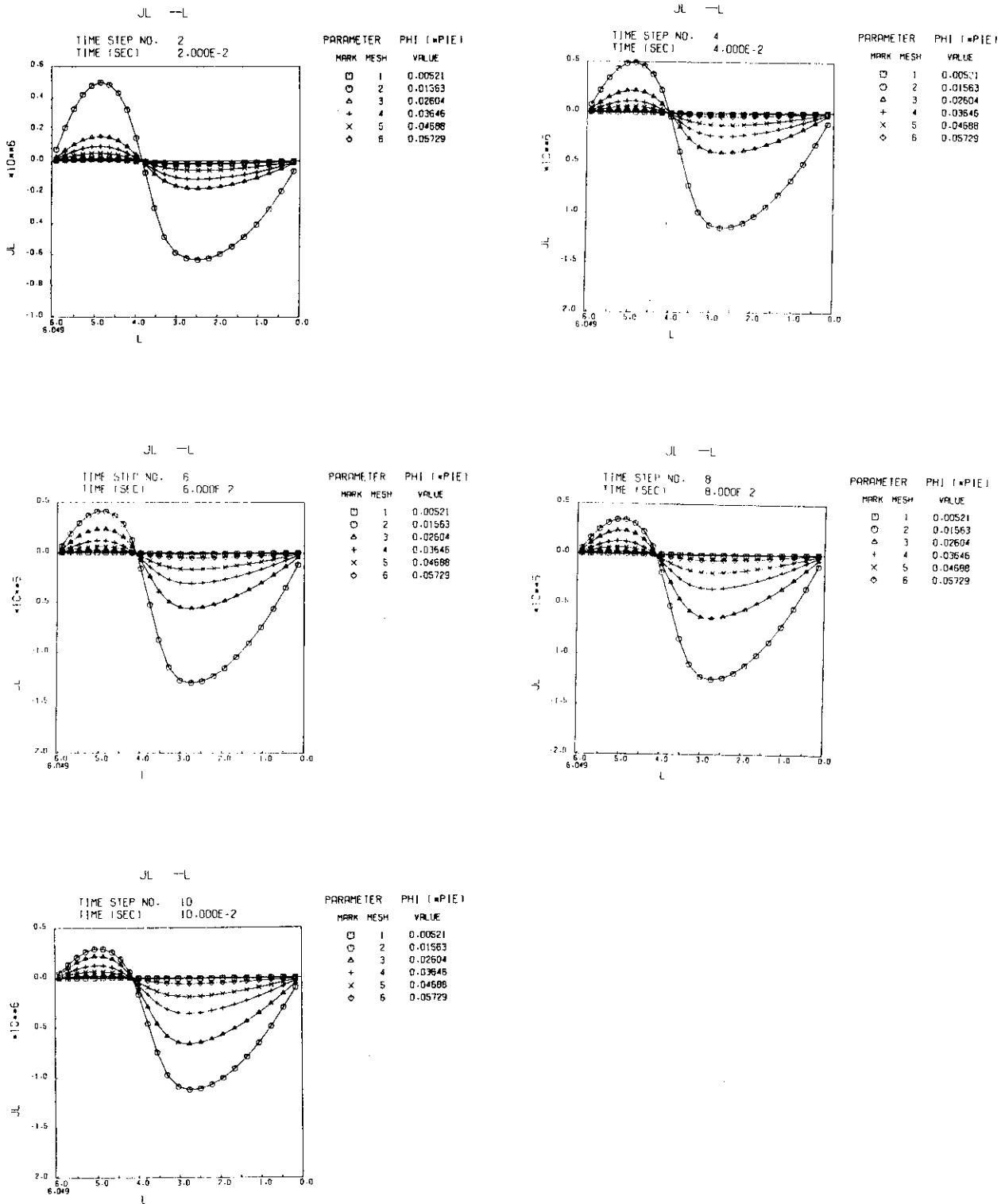


Fig. 4.21 Poloidal current density distribution for the case(1)

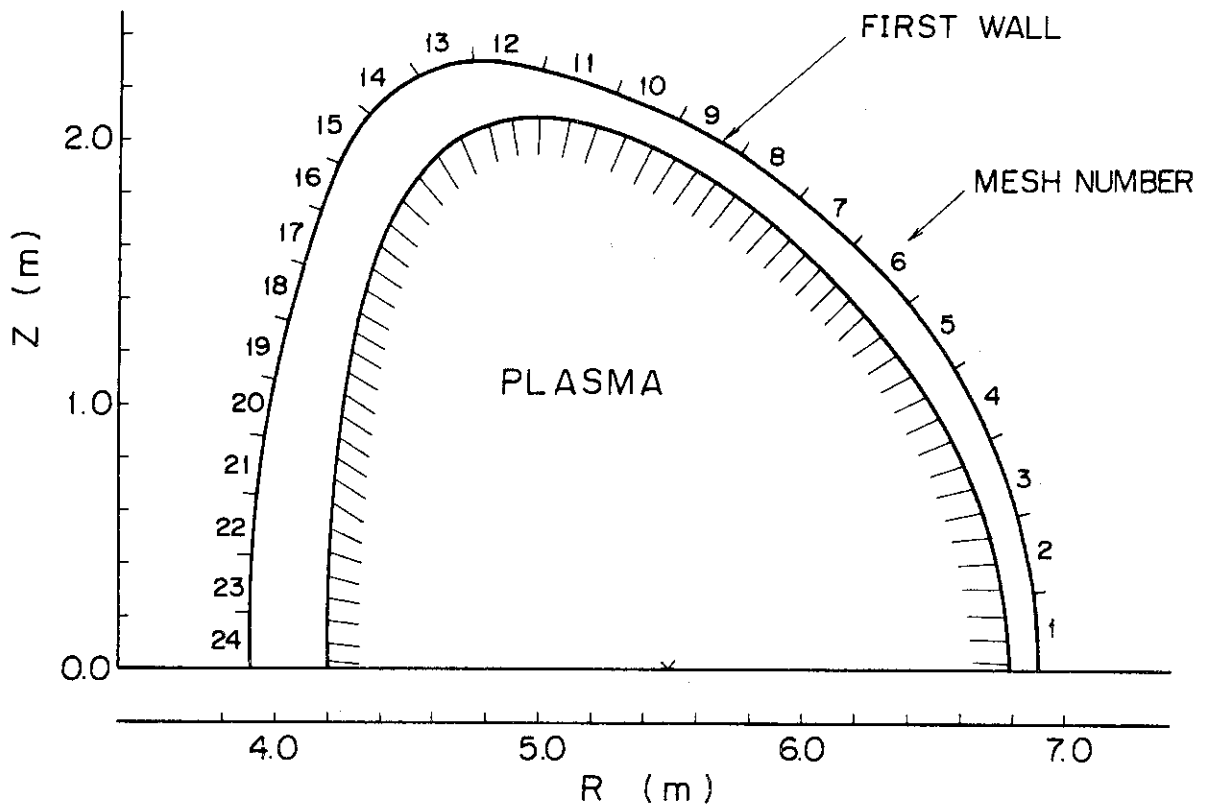


Fig. 4.22 Poloidal mesh positions of the first wall surface

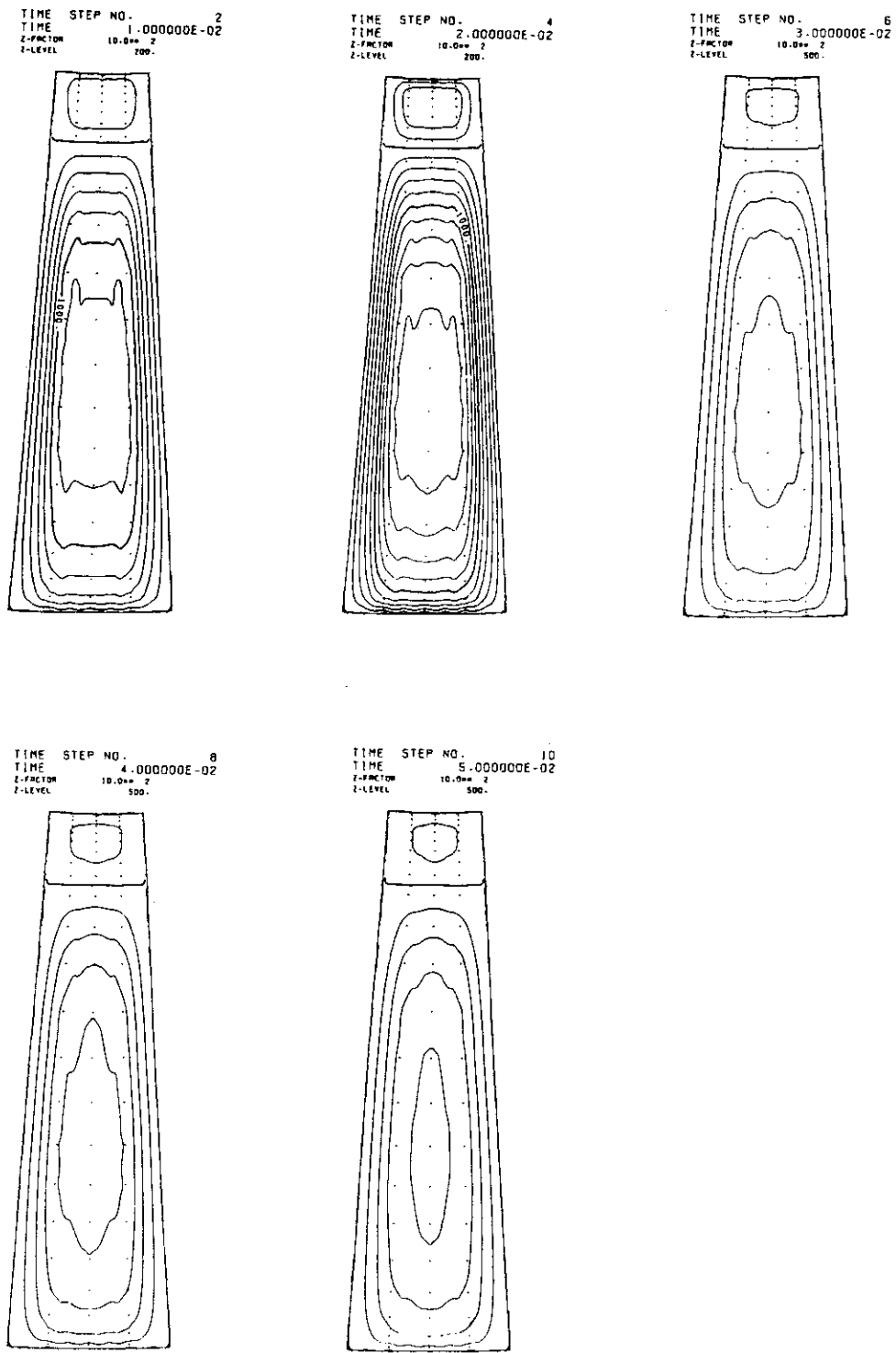
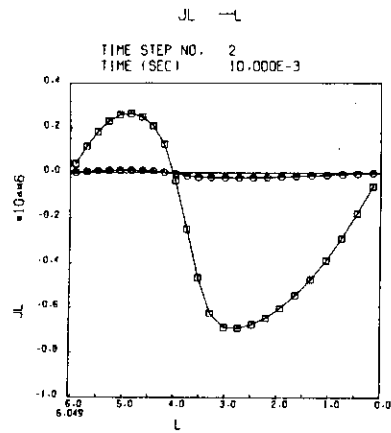
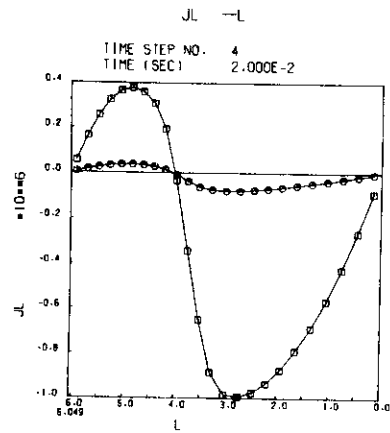


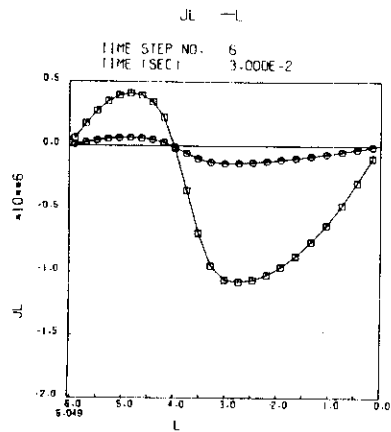
Fig. 4.23 Time variation of the eddy current distribution at the plasma disruption for the case(2)



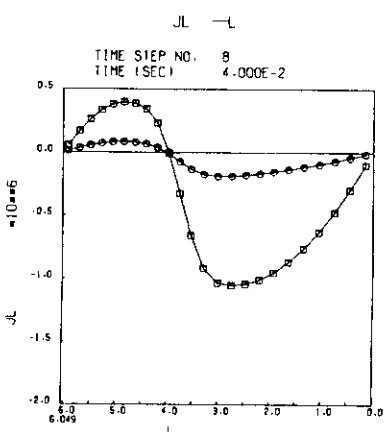
PARAMETER	PHI (=PIE)	
MARK MESH	VALUE	
□	1	0.00521
○	2	0.01563



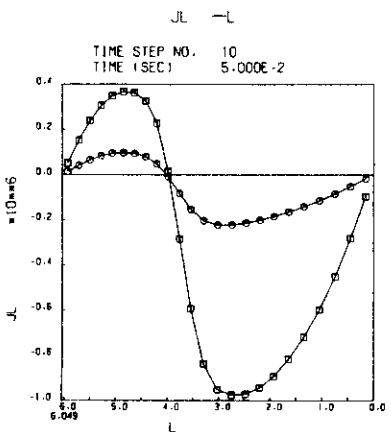
PARAMETER	PHI (=PIE)	
MARK MESH	VALUE	
□	1	0.00521
○	2	0.01563



PARAMETER	PHI (=PIE)	
MARK MESH	VALUE	
□	1	0.00521
○	2	0.01563



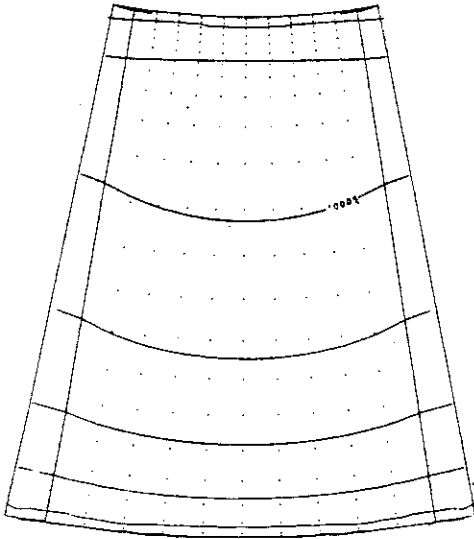
PARAMETER	PHI (=PIE)	
MARK MESH	VALUE	
□	1	0.00521
○	2	0.01563



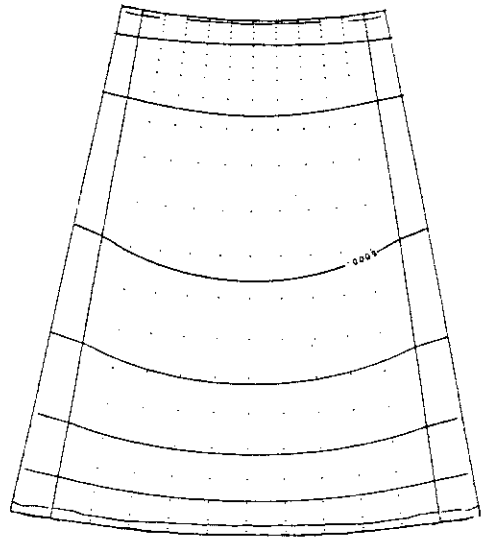
PARAMETER	PHI (=PIE)	
MARK MESH	VALUE	
□	1	0.00521
○	2	0.01563

Fig. 4.24 Poloidal current density distributions for the case(2)

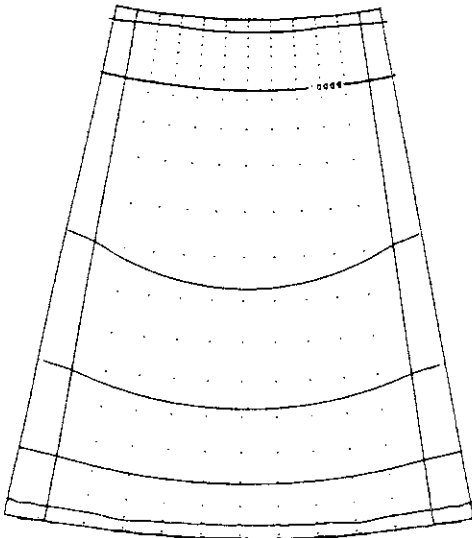
TIME STEP NO. 2
 TIME 1.000000E-02
 Z-FACTOR 10.000 2
 Z-LEVEL 1000.



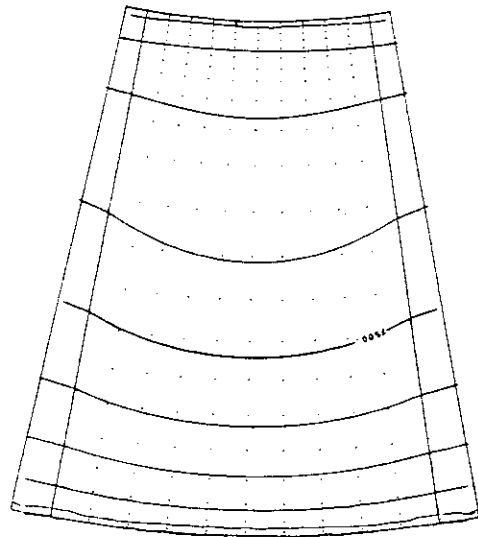
TIME STEP NO. 4
 TIME 2.000000E-02
 Z-FACTOR 10.000 2
 Z-LEVEL 1000.



TIME STEP NO. 6
 TIME 3.000000E-02
 Z-FACTOR 10.000 2
 Z-LEVEL 1000.



TIME STEP NO. 8
 TIME 4.000000E-02
 Z-FACTOR 10.000 2
 Z-LEVEL 1000.



TIME STEP NO. 10
 TIME 5.000000E-02
 Z-FACTOR 10.000 2
 Z-LEVEL 1000.

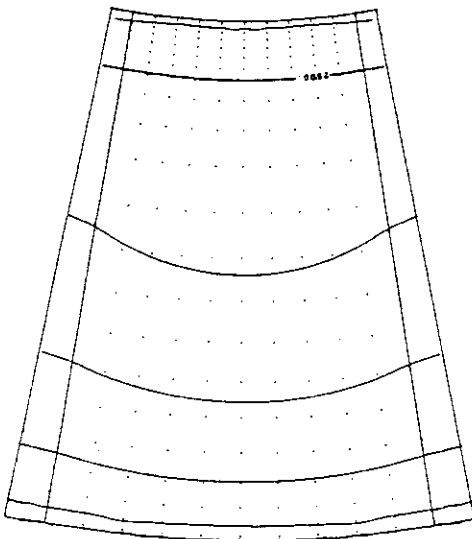


Fig. 4.25 Time variation of the eddy current distribution at plasma disruption for the case(3)

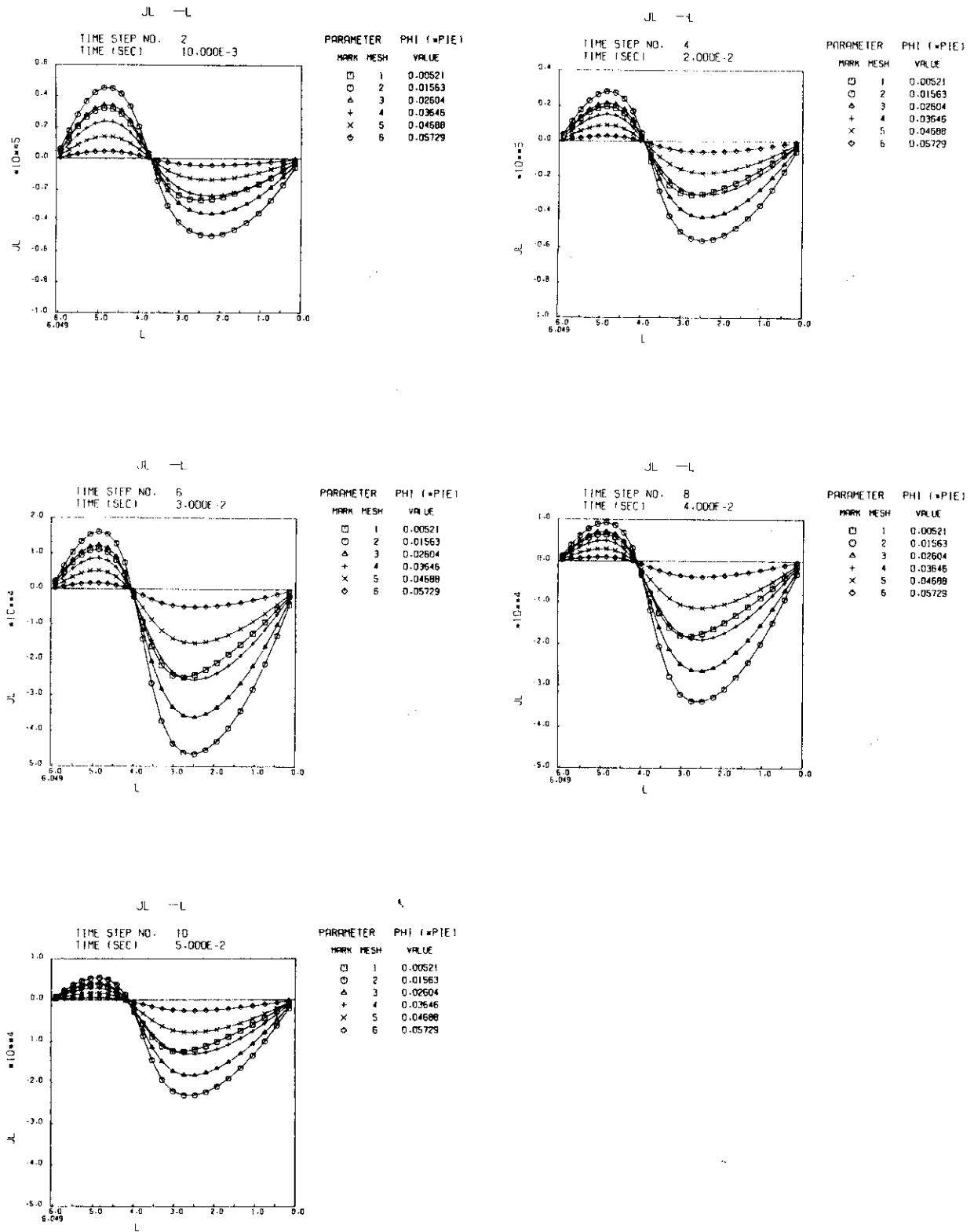


Fig. 4.26 Poloidal current density distributions for the case(3)

5. トリチウム増殖比

1次元核計算によってトリチウム増殖比を概算した。Fig. 5.1に核計算に使用した1次元モデルを示す。この図に示したものは超々ジュラルミン (Extra Super Duralmin, ESD)をブラケット構造材およびSCMの真空容器として用いたもので、SPTR-ESD体系と略称する。ESDの密度と組成をTable 5.1に示す。この体系に含まれる全てのESDをSUS-316で置換したものはSPTR-SS体系と称することにする。

実際の計算はInboard ModelとOutboard Modelの二通り行った。すなわち、Fig. 5.1のプラズマよりトーラス軸寄りの内側部分であるInboard Modelとその反対側のOutboard Modelである。Inboard ModelではInboard Blanketが全周にわたって円柱状のプラズマを取り巻くことになる。両モデルにおけるトリチウム増殖比をそれぞれ T_{in} と T_{out} としたとき、体系全体のトリチウム増殖比 T_{total} は、

$$T_{total} = \frac{1}{3} \times T_{in} + \frac{2}{3} \times T_{out}$$

で与えられるものとした。トリチウム増殖比を ${}^6\text{Li}(n, \alpha)t$ 反応と ${}^7\text{Li}(n, n'\alpha)t$ 反応の寄与に分けてTable 5.2に示す。

この表よりESDよりはSSの方が高いトリチウム増殖比を与える。しかしながらSPTR-SSの場合でも T_{total} は0.95で1.0を僅かに下廻っている。これは厚さ4cmの第1壁をより薄くすること、Inboard Blanketの Li_2O を含む領域を厚くすることなどにより T_{total} を1.0以上とすることができよう。またSPTR-ESDの場合には $(n, 2n)$ 増倍材の使用なくしては1以上の T_{total} は困難と思われる。

Table 5.1 Components of Extra Super Duralmin (ESD), 7075-T6

Density	2.8 g/cm ³	Atomic Densities Used in Neutronics Calculations
Components	Cu 1.6%	0.0019 × 10 ²⁴ atoms/cm ³
	Zn 5.6%	
	Mg 2.5%	0.0017
	Cr 2.7%	0.0009
	Al 87.6%	0.055

Table 5.2 Tritium Production in Two Systems of SPTR

System Name	Reaction	T _{in}	T _{out}	T _{total} $= \frac{1}{3}T_{in} + \frac{2}{3}T_{out}$
SPTR-ESD*	⁶ Li(n,α)t	0.510	0.757	0.675
	⁷ Li(n,n'α)t	0.149	0.244	0.162
	total	0.659	1.001	0.887
SPTR-SS**	⁶ Li(n,α)t	0.696	0.904	0.835
	⁷ Li(n,n'α)t	0.087	0.133	0.117
	total	0.783	1.037	0.952

* SPTR-ESD System is shown in Fig. 5.1.

** SPTR-SS System is obtained by the substitution of every ESD with SS in the model of Fig. 5.1.

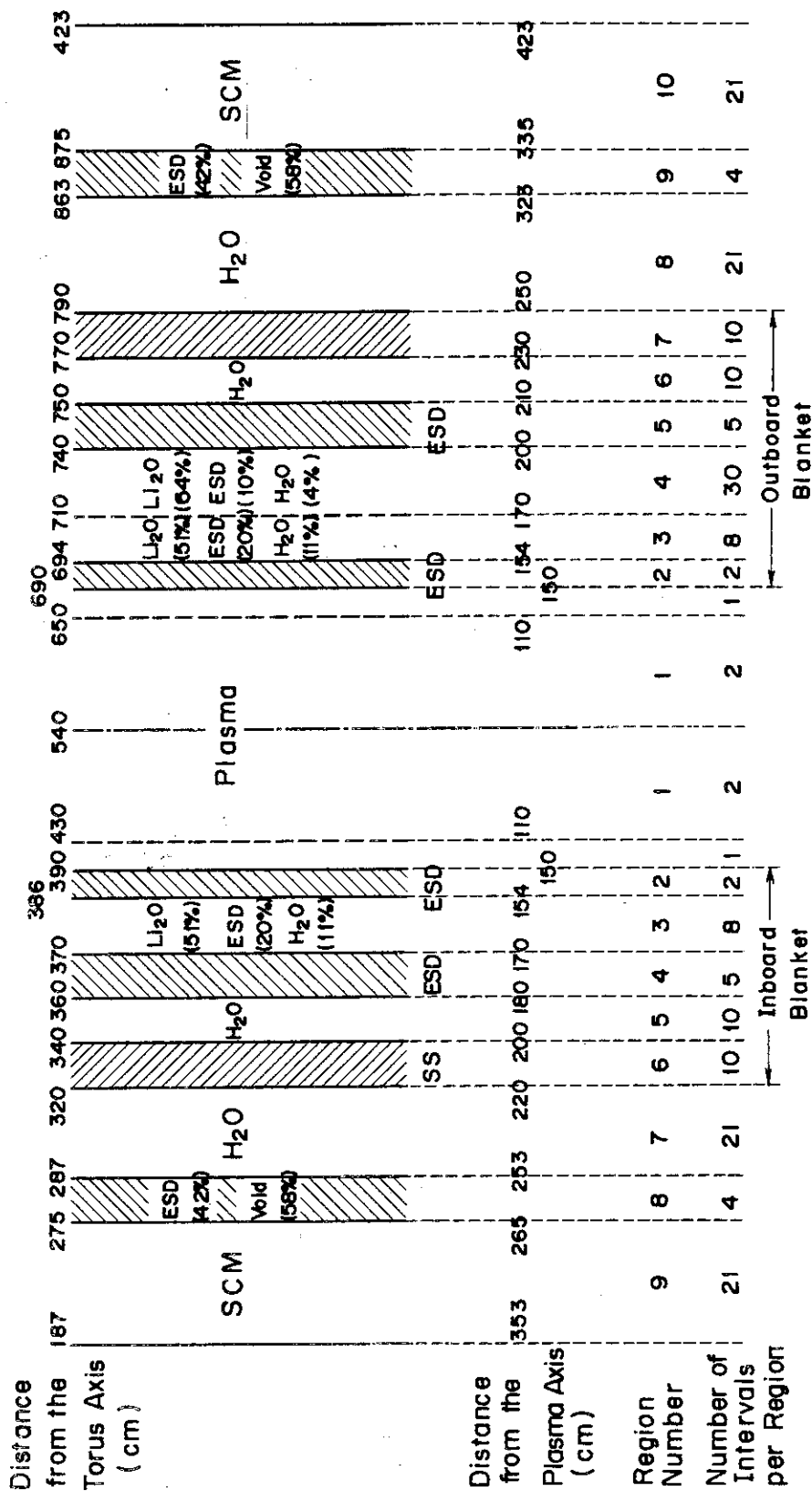


Fig. 5.1 One-Dimensional Neutronics Model for SPTR-ESD System

6.放射線しゃへいの検討

前章で示した SPTR-ESD 体系と SPTR-SS 体系におけるトロイダル磁場コイル (TFC) の照射条件を 1 次元計算によって求めた。計算された中性子束とガンマ線束を Fig. 6.1 から 6.4 に示す。Table 6.1 に TFC の超電導マグネット (SCM) 中の最大の放射線束および核発熱率を示す。この表には、比較のために INTOR-J⁽²⁾ の数値も併せて示しておく。

INTOR-J の TFC のしゃへい設計で最も厳しかったのは、安定化材としての銅の照射による電気抵抗増大である。この抵抗増大は displacement per atom (dpa) で表わされるはじき出し損傷率にほぼ比例し、はじき出し損傷率の目安は 0.1 MeV 以上の中性子束 $\phi_n (> 0.1 \text{ MeV})$ と言われている。そこで $\phi_n (> 0.1 \text{ MeV})$ を見ると Inboard において、SPTR-ESD は INTOR-J より少ししか高くなく、SPTR-SS は 1/3 以下となっている。しかしながら 14 MeV 中性子束を較べると SPTR-ESD は INTOR-J の 5 倍もあるので、SPTR-ESD では銅の抵抗増大は厳しい問題となろう。SPTR-SS では銅の抵抗増大は問題とはならない。

他方ガンマ線束は、SPTR-ESD は INTOR-J の約 30 倍であり、SPTR-SS では 2.7 倍である。SPTR-ESD のガンマ線束では有機絶縁材 (例えば Glass Epoxy) の許容吸収線量を越えると思われるが、SPTR-SS では許容値内にある。

SCM の冷却方式にもよるが、SPTR-ESD の場合の $2.6 \times 10^{-3} \text{ W/cm}^3$ はかなり厳しいものと予想される。

Outboard の SCM の照射条件はいずれの場合も INTOR-J の内側の数値より低く問題はない。

Table 6.1 Maximum Neutron and Gamma Fluxes and Nuclear Heating Rates in the Superconducting Magnets

System Name	14MeV neutron flux, $\phi_n(14\text{MeV})$ [$\text{n}\cdot\text{cm}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$]	> 0.1MeV neutron flux, $\phi_n(>0.1\text{MeV})$ [$\text{n}\cdot\text{cm}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$]	Total neutron flux, $\phi_n(\text{total})$ [$\text{n}\cdot\text{cm}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$]	Total gamma flux, $\phi_\delta(\text{total})$ [$\delta\cdot\text{cm}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$]	Neutron heating [$\text{W}\cdot\text{cm}^{-3}$]	Gamma heating [$\text{W}\cdot\text{cm}^{-3}$]
<u>Inboard</u>						
SPTR-ESD*	4.00×10^8	1.01×10^{10}	1.77×10^{10}	4.19×10^{10}	6.53×10^{-5}	2.55×10^{-3}
SPTR-SS**	7.56×10^7	2.50×10^9	3.72×10^9	3.90×10^9	1.15×10^{-5}	2.34×10^{-4}
INTOR-J***	7.90×10^7	8.39×10^9	1.85×10^{10}	1.43×10^9	1.28×10^{-5}	9.52×10^{-5}
<u>Outboard</u>						
SPTR-ESD*	7.22×10^5	3.52×10^7	6.16×10^7	9.41×10^8	1.99×10^{-7}	7.48×10^{-5}
SPTR-SS**	1.08×10^5	6.82×10^6	1.01×10^7	5.66×10^7	2.78×10^{-8}	4.34×10^{-6}
INTOR-J***	1.11×10^5	1.56×10^7	4.60×10^7	5.50×10^6	1.50×10^{-8}	2.06×10^{-7}

* SPTR-ESD System is shown in Fig. 5.1.

** SPTR-SS System is obtained by the substitution of every ESD with SS in the model of Fig. 5.1.

*** INTOR-J System is described in the design report, JAERI-M 8518.

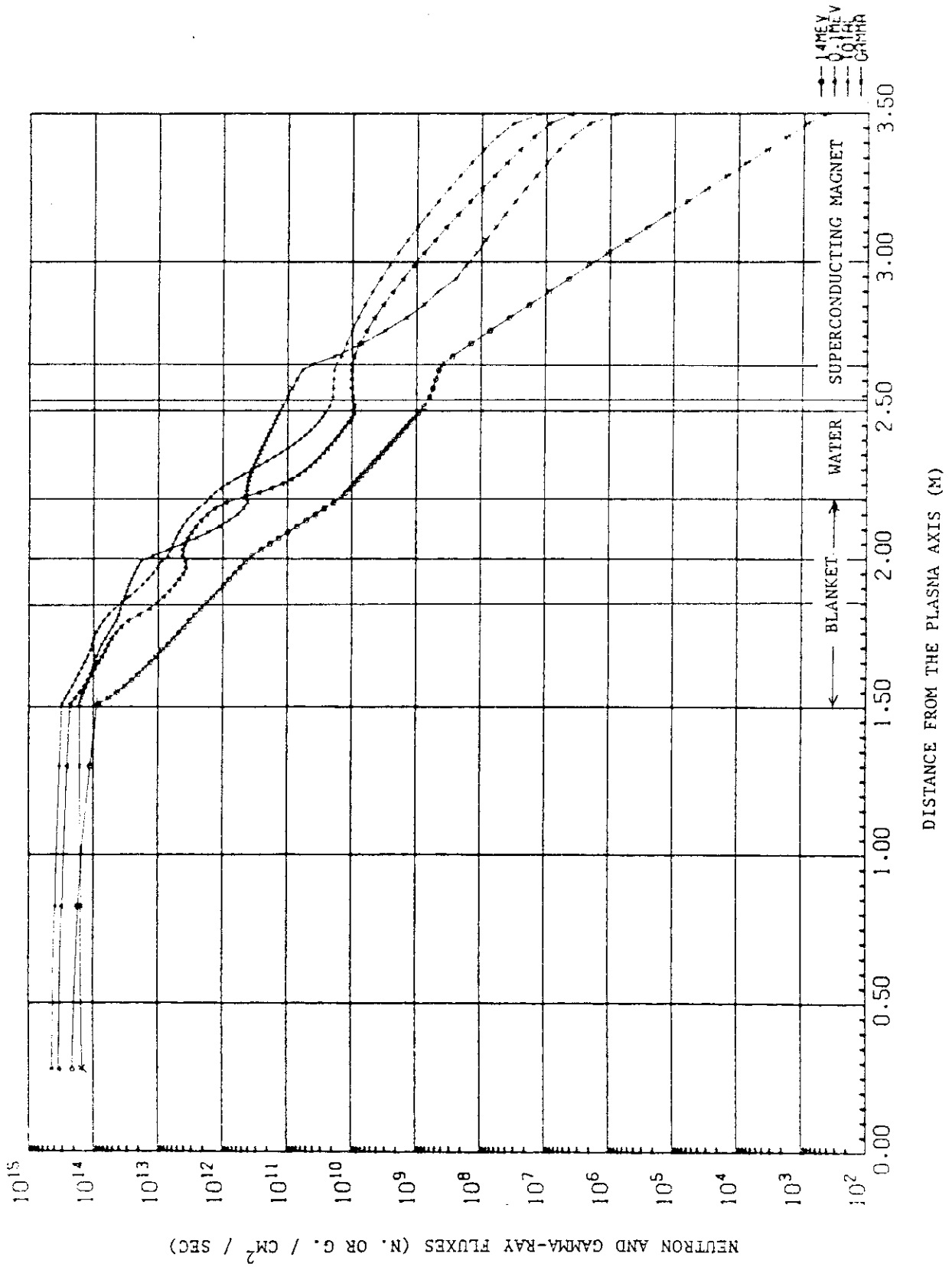


Fig. 6.1 Neutron and Gamma Ray Fluxes in the Inboard Model of SPTR-ESD System

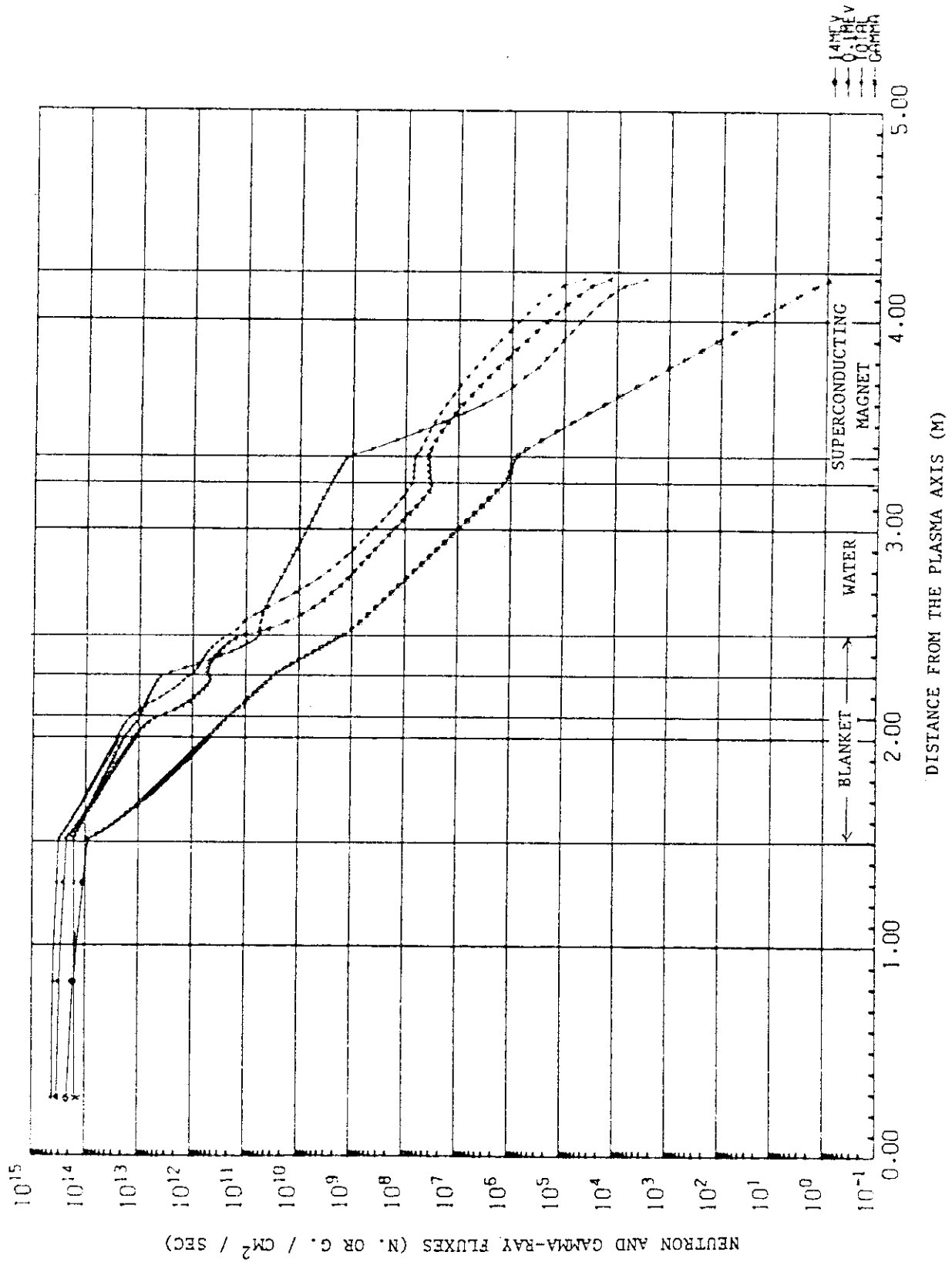


Fig. 6.2 Neutron and Gamma Ray Fluxes in the Outboard Model of SPTR-ESD System

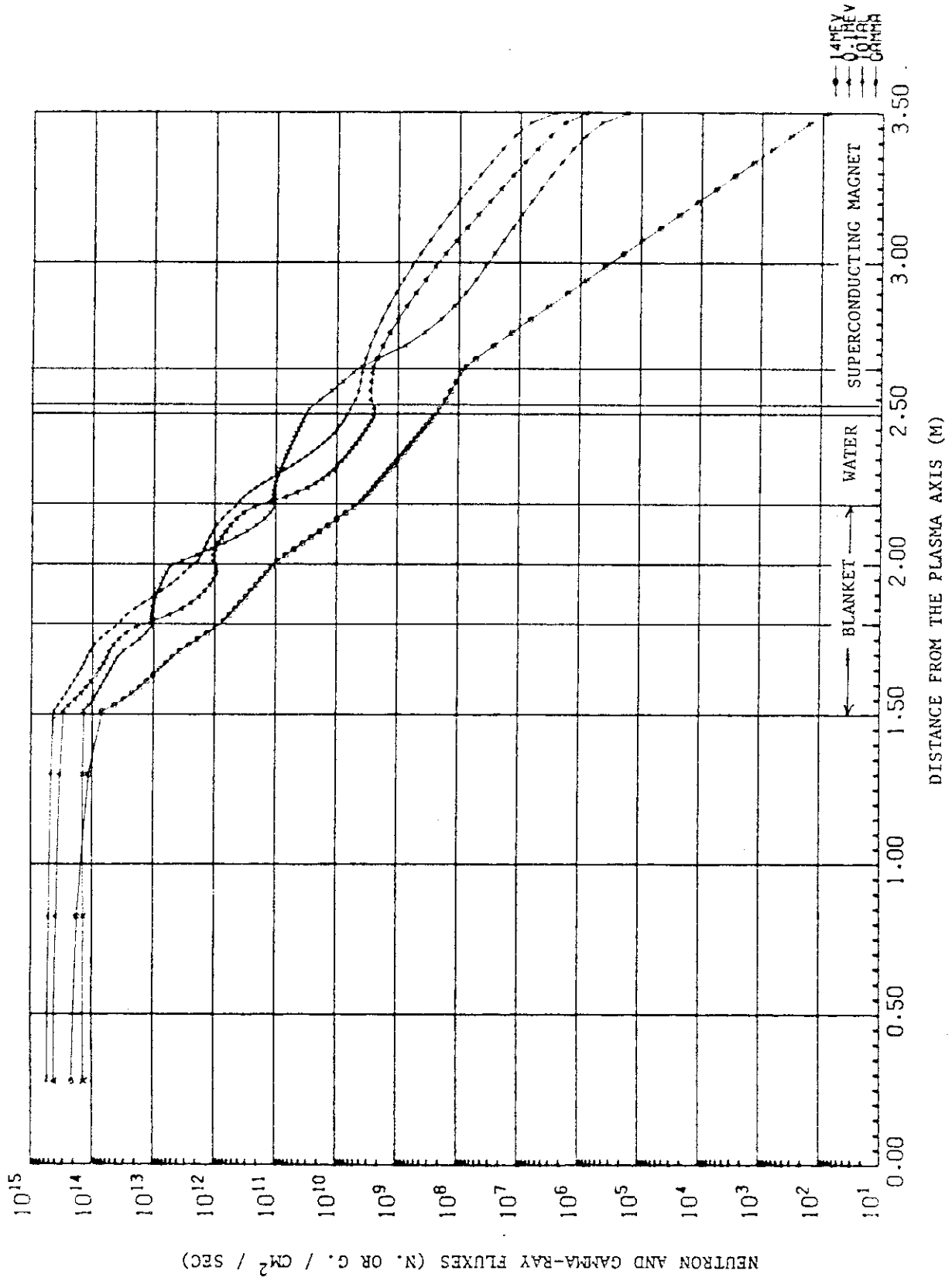


Fig. 6.3 Neutron and Gamma Ray Fluxes in the Inboard Model of SPTR-SS System

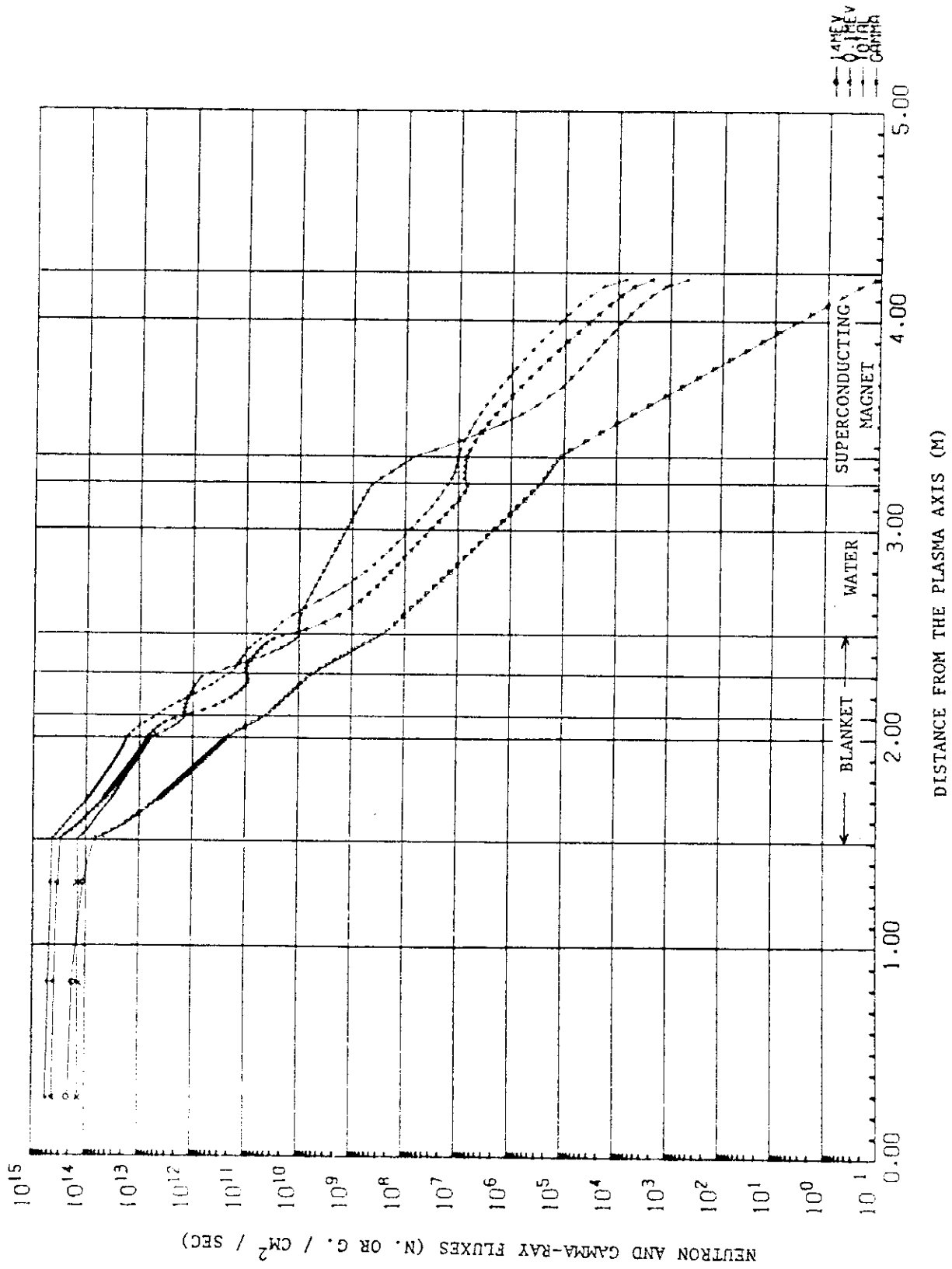


Fig. 6.4 Neutron and Gamma Ray Fluxes in the Outboard Model of SPTR-SS System

7. 誘導放射能評価

誘導放射能による線量率分布の厳密な計算を行うためには、誘導核種の生成状況、それから生じるガンマ線の分布計算と線量率への換算などが必要である。しかしながらここでは前章のしゃへい計算結果に基づいて、粗い推定を行う。次章で述べるように、SPTRの分解修理としては小分解と大分解の二通りが考えられている。水を落とし、ブランケットの位置を動かさずに行うのが小分解であり、強く放射化されたブランケット等を水を張ったまま全て取り除き水を落として再組立てを行うのが大分解である。以下に小分解と大分解を場合分けして誘導放射能評価を行う。

7.1 小分解修理時の誘導放射能

小分解は水を落とし、故障したブランケットだけを修理する場合だけを言う。水を落とすと、水によるしゃへい効果が失われるので、炉室内の炉停止後の線量率はブランケット外側のステンレス鋼板からのガンマ線が支配的になる。Table 6.1に見られるように、Outboard ModelのSCM中の最大中性子束はSPTRとINTOR-Jでオーダーは一致している。Fig. 6.2と6.4において50 cmの水による中性子束の減衰は3桁以上であるので、水を落したときの炉室内線量率もINTOR-Jの値150 mrem/hrの1000倍以上、すなわち150 rem/hr以上となる。従って人間の近接は許されず遠隔操作に頼る他ない。

7.2 大分解修理時の誘導放射能

大分解の場合は強く放射化されるブランケット等が全て取り除かれるので、遠隔操作によらない再組立ての可能性もある。その場合のガンマ線源は、トロイダル磁場コイルである。クライオスタットがESDの場合はコイル内部の構造材(SUS)が、またクライオスタットがSUSの場合はクライオスタットが主な γ 線源である。ガンマ線エネルギーは0.81 MeV (^{58}Co)、0.835 MeV (^{54}Mn)が主であり、これらは10 cmのESDで約1/5に減衰する。

^{58}Co 、 ^{54}Mn は各々 ^{58}Ni 、 ^{54}Fe の(n, p)反応で生成するからその生成量は14 MeV中性子束値に比例すると考えて大きな誤差はない。Table 6.1の14 MeV中性子束値の比較から推定するとSPTR-ESDの場合の線量率はトーラス内側で、 $3.6 \times 10^3 \times (\text{INTOR-J Outboard 線量率}) \times 1/5$ (ESDクライオスタットによる減衰ファクタ)となり外側では $6.5 \times (\text{INTOR-J Outboard 線量率}) \times 1/5$ となる。INTOR-J Outboard線量率は炉停止後1 Hで約150 mrem/hであるから、SPTR-ESDではトーラス内側で100 rem/hであり、外側では0.2 rem/hである。鉛板をコイル廻りに装置しトロイダル磁場コイル周辺線量を2.5 mrem/hまで下げるとすれば、5 cmの鉛で約2桁 γ 線が減衰するとして、トーラス内側は12 cm、外側は5 cmの鉛板が必要である。同様の推定をSPTR-SSについて行くと、トーラス内側に12 cm、外側に4.5 cmの鉛が必要である。

以上は大雑把な検討であり、鉛自身の放射化の影響、中性粒子入射孔からの中性子ストリーミングの効果などは未検討である。今後構造設計も含めて詳細な検討を行う事は有意義である。

上述の評価にはクライオスタットがESDで、ブランケット容器がSUS の場合が含まれていない。この場合が最も低い線量率を与える筈である。そして必要とされる鉛板も薄くてよい。

なお、クライオスタットをESD とすると、プラズマ制御に対する時定数が大きくなるおそれがあるので検討を要する。

8. 炉体分解修理

この設計は炉体分解修理を容易にするということを最優先して計画したものであり、従来の設計と比べると多くの利点がある。

ブランケットリング1個を取り出すような小分解の場合には水を落して行い、全ブランケット交換のような場合には水を張って行うのが能率的である。

小分解の場合、水を落して行うのは、1個の交換のために他の全てのブランケットを水に漬けることが好ましくないということから、分解操作の複雑さや時間が長くかかることはやむを得ないという考え方である。この場合でも、機械がスティックしたようなときは水を張って問題の解決が可能であるために、かなり大胆な設計が可能である。以下小分解と大分解の場合の修理手順について述べる。

ブランケットリング分解のとき、大リングはそのまま外に引抜き、小リングは大リング除去後周方向に移動し、外に引抜く方式をとる。

また、トロイダルマグネットの誘導放射能を充分低減出来れば、新しいブランケット組立時に人が立入ることができるが、説明は遠隔操作の場合とした。

なお、建屋を同心円としたことでマニピュレータ等の位置ぎめは容易になっている。

下記手順から明らかなように最外周ポロイダルコイルを移動しなくて済めば作業は簡素化されるのでその位置決めに関する設計には十分な注意が必要である。

8.1 小分解（1個のブランケットリングの交換）

- ① ブランケット冷却系流量を下げる。
- ② トロイダルマグネットとポロイダルマグネットの電流を切る。
- ③ 故障したブランケットの位置を検出する。
- ④ 水を落とす。
- ⑤ マニピュレータで故障部分付近のダクト類を外し、盲蓋を取付ける。
- ⑥ 最外周ポロイダル(上部)を外し、クレーンで収容室に移動する。
- ⑦ 最外周ポロイダルコイル(下部)をジャッキで降す。
- ⑧ 水を張る。
- ⑨ 取外すブランケットのフランジ部に付けた遮蔽ブロックをマニピュレータで外す。
- ⑩ 水を落とし、乾燥する。
- ⑪ 取外すブランケット間のボルトをマニピュレータで外す。
- ⑫ マニピュレータで溶接部切断機を取付ける。
- ⑬ 溶接部をカットする。
- ⑭ マニピュレータで切断機を外す。
- ⑮ 取外すブランケットについてののみ、冷却系を停止する。

- ⑯ 取外すブランケットの冷却パイプをマニピュレータで切断または外す。
- ⑰ 取外すブランケットの据付ボルトをマニピュレータで外す。
- ⑱ マニピュレータでブランケットを外し、冷却ポンドに収納する。
- ⑲ マニピュレータで新しいブランケットを挿入する。
- ⑳ マニピュレータで据付ボルトを取付ける。
- ㉑ マニピュレータで溶接機をセットする。
- ㉒ リップシール溶接を行う。
- ㉓ 溶接部の検査を行う。
- ㉔ マニピュレータで溶接機を外す。
- ㉕ マニピュレータでブランケット間のボルトを付ける。
- ㉖ 真空テストを行う。
- ㉗ マニピュレータで冷却パイプを取付ける。
- ㉘ 水を張る。
- ㉙ マニピュレータで遮蔽ブロックを取付ける。
- ㉚ 水を抜き、乾燥する。
- ㉛ 最外周ポロイダルコイル(下部)をジャッキで定位置に移動する。
- ㉜ 最外周ポロイダルコイル(上部)をクレーンで搬入し、据付ける。
- ㉝ マニピュレータで盲蓋を外し、ダクト類を取付ける。
- ㉞ 水を張る。

上記手順中⑨と㉙の作業を大気中で行う場合との比較検討を要する。また、⑥⑦⑱㉚は水中で行いうる可能性もある。

8.2 大分解(全てのブランケットの交換)

- ① ブランケット冷却系流量を下げる。
- ② トロイダルマグネットとポロイダルマグネットの電流を切る。
- ③ 水を落とす。
- ④ マニピュレータで全てのブランケットのダクト類を外し、盲蓋を取付ける。
- ⑤ 最外周ポロイダルコイル(上部)を外して、クレーンで収容室に移動する。
- ⑥ 最外周ポロイダルコイル(下部)をジャッキで降す。
- ⑦ 水を張る。
- ⑧ 全てのブランケット冷却系を停止する。
- ⑨ 全てのブランケット冷却パイプをマニピュレータで切断または外す。
- ⑩ マニピュレータで全てのブランケットのフランジ部の遮蔽ブロックを外す。
- ⑪ マニピュレータで全てのブランケット間のボルトを外す。
- ⑫ マニピュレータで溶接部切断機を取付ける。
- ⑬ 全てのブランケットのリップシール部をカットする。
- ⑭ マニピュレータで切断機を外す。

- ⑮ 全てのブランケットの据付ボルトをマニピュレータで外す。
- ⑯ マニピュレータで全てのブランケットを外し、冷却ポンドに収容する。
- ⑰ 水を落とす。
- ⑱ マニピュレータで新しいブランケットを挿入する。
- ⑲ マニピュレータで全てのブランケットの据付ボルトを取付ける。
- ⑳ マニピュレータで溶接機をセットする。
- ㉑ 全てのブランケットのリップシール溶接を行なう。
- ㉒ 全てのブランケットのリップシール溶接部の検査を行う。
- ㉓ マニピュレータで溶接機を外す。
- ㉔ マニピュレータで全てのブランケット間のボルトを付ける。
- ㉕ マニピュレータで盲蓋を外し、全てのブランケットのダクト類を取付ける。
- ㉖ 真空テストを行う。
- ㉗ マニピュレータで全てのブランケットの冷却パイプを取付ける。
- ㉘ 水を張る。
- ㉙ マニピュレータで全ての遮蔽ブロックを取付ける。
- ㉚ 水を落とし、乾燥する。
- ㉛ 最外周ポロイダルコイル(下部)をジャッキで定位置に移動する。
- ㉜ 最外周ポロイダルコイル(上部)をクレーンで搬入し据付ける。
- ㉝ 水を張る。

9. 炉心寸法とトロイダルコイル

核融合炉において炉心の小型化は炉自身、建屋、分解修理機器等、多くのコンポーネントを小型化出来るという大きな利点があるが、一方、炉の小型化に伴なう炉心性能の低下が予想される。ここでは、暫定的に決めた標準炉心（現設計）からプラズマ半径を30 cm 縮小した場合の炉心性能低下の程度を粗く見積った。検討に際しての前提条件として、トロイダル・リップルを一定とし、トロイダルコイル個数とコイルサイズ、コイル応力、トロイダル磁界等を合わせて検討した。

9.1 トロイダルコイル寸法とリップル

Fig. 9.1 に標準炉心（現設計）、縮小炉心および炉心周囲の寸法を示す。図に示すように、標準炉心を縮小炉心にすると、炉心外半径 R_p は $6.8 \text{ m} \rightarrow 6.2 \text{ m}$ 、プラズマ主半径 R_0 は $5.5 \text{ m} \rightarrow 5.2 \text{ m}$ になる。このときのトロイダル・リップル δ は、コイル数 N とコイルサイズの関数となり、Fig. 9.2 ~ Fig. 9.4 のようになる（但し、コイル形状はすべて一定張力型コイル⁷⁾とした）。リップル δ は INTOR-J の設計同様、プラズマ外半径 R_p で 0.75% 以下とし、式(9.1)のように定義した。

$$\delta = \frac{B_{\max} - B_{\min}}{B_{\max} + B_{\min}} \quad (9.1)$$

B_{\max} ; プラズマ外周位置の最大磁界

B_{\min} ; " 最小磁界

(9.1) 式で $\delta \leq \pm 0.75\%$ を満足する最小のコイル寸法を求めると、Fig. 9.5 に示す寸法となり、現設計コイル寸法をコイル外径 R_2 で約 1 m 程小さく出来、コイル強度上、製作上有利となる。コイル数 $N=16$ 、炉心外半径 R_p を $6.8 \rightarrow 6.2 \text{ m}$ に縮小した時のコイル中心線上の形状を Fig. 9.6 に、 $N=16$ 、 $R_p=6.2 \text{ m}$ のときのコイル縦断面形状を Fig. 9.7 に示す。

9.2 コイルの応力および磁界

炉心縮小に伴ないトロイダルコイル・サイズは小さく出来、コイル強度上有利であることは前節で述べたが、その関係を Fig. 9.8 に示す。コイル応力 $\bar{\sigma}_t$ は (9.2) 式で求め、ここでは、コイルの一定張力による平均応力 $\bar{\sigma}_t$ のみで検討し、面内曲げ応力および転倒力等による面外曲げ応力は含まれていない。

$$\bar{\sigma}_t = \frac{\mu_0 N I^2}{4\pi A} \left[\frac{\rho}{R} \left(1 + \frac{1}{N} \cos \phi \right) + \frac{1}{N} \ell_n \frac{1.284 R}{CN} \right] \quad (9.2)$$

μ_0 : 真空中の透磁率 ($= 4\pi \times 10^{-7} \text{ H/m}$)

N : コイル個数

I : コイル1個当りの起磁力 (= 1.375×10^7 AT)

ρ : コイル曲率半径

R : コイル半径

C : コイル断面半径

N = 16では、炉心縮小によってコイル応力 $\bar{\sigma}_t$ は約6%減少する。従って、コイル応力 $\bar{\sigma}_t$ を標準炉心のコイル応力(N = 16, $R_p = 6.8$ mで $\bar{\sigma}_t = 11.9$ kg/mm²)と同値にすれば、コイル全体の起磁力NIは増加することが出来、主半径Rの減少に伴なうトロイダル磁界の増加と合わせて、さらに炉心周辺の磁界を上げることが出来る。Fig. 9.9に上記の結果を示す。なお、磁界 B_t は(9.3)式を用いた。

$$B_t = \frac{\mu_0 NI}{2\pi R} \quad (9.3)$$

ここで、 μ_0 , N, I, Rは(9.2)式と同じものである。

9.3 炉心寸法とプラズマ閉込め性能

トロイダルコイル及びプラズマの標準寸法を、9.1節に述べたように縮小した場合のプラズマのエネルギー閉込め性能について考察する。

現在の実験則(Alcator則)によれば電子のエネルギー閉込め時間は

$$\tau_E = Cna^2 \quad (C: \text{定常}) \quad (9.4)$$

で与えられる。イオンのエネルギー輸送係数は新古典論の数倍程度であるので、プラズマの全エネルギー閉込めのスケーリングを近似的に上式によって行う。標準炉心は主半径 $R = 5.5$ m, プラズマ半径 $a = 1.3$ m, プラズマ軸上で $B_t = 5$ Tであるので、ベータ値 β_t が5%程度であれば自己点火条件が得られる。標準炉心を縮小してもプラズマ温度、ベータ値を変えないとすると

$$B_t^4 a^2 = (B_{t0}^4 a_0^2)_{\text{ign}} \frac{Q_F}{Q_F + 5} \quad (9.5)$$

の関係式が成立する。但し

$$Q_F = P_F / P_I \quad (9.6)$$

で P_F は核融合反応出力, P_I は外部加熱パワーである。 $Q_F = \infty$ の場合が自己点火条件となる。suffixの0は標準炉心の場合の値を, ignは自己点火条件を示す。コイル上の最高磁場 B_{tm} (Fig. 9.5の R_1 の位置)は

$$B_{tm} = \frac{R}{R_1} B_t \quad (9.7)$$

で与えられる。

同様に出力 P_F , 中性子壁負荷 P_W^0 に対しても

$$\frac{P_F}{P_{F0}} = \frac{R}{R_0} \frac{Q_F}{Q_F + 5} \quad (9.8)$$

$$\frac{P_W^n}{P_{W0}^n} = \frac{a_0}{a} \frac{Q_F}{Q_F + 5} \quad (9.9)$$

の関係式が成立する。

Fig.9.10に、プラズマ寸法を縮小した場合に自己点火達成のために必要とされる B_t の値と、 B_{tm} 、出力と中性子壁負荷の標準炉心に対する相対変化を示す。Fig.9.11とFig.9.12は Q_F との関係を示す。起磁力 NI が一定（即ち B_{tm} 一定）あるいはコイル応力 σ_1 が一定という工学上の制限条件を課した場合の B_t は、自己点火条件上必要な B_t に較べて若干低い。Fig.9.9にこの制限条件がある場合のプラズマのエネルギー閉込め性能を Q_F の値によって示す。 $a = 1.0\text{ m}$ ($R = 5.2\text{ m}$)にプラズマを縮小しても、コイル応力が制限されている場合で $Q_F \sim 30$ 、コイル上の最高磁場が制限されている場合で $Q_F \sim 15$ が得られる。もしこれらの工学上の制限条件下で自己点火を達成するには、それぞれ β_t を1.08と1.15倍にする必要がある。

以上の考察からプラズマ寸法を標準炉心（自己点火）の $R = 5.5$ 、 $a = 1.3\text{ m}$ から $R = 5.2$ 、 $a = 1.0\text{ m}$ に縮小しても、エネルギーバランス上は大巾な劣化は生じず、自己点火条件にかなり近いと云える。

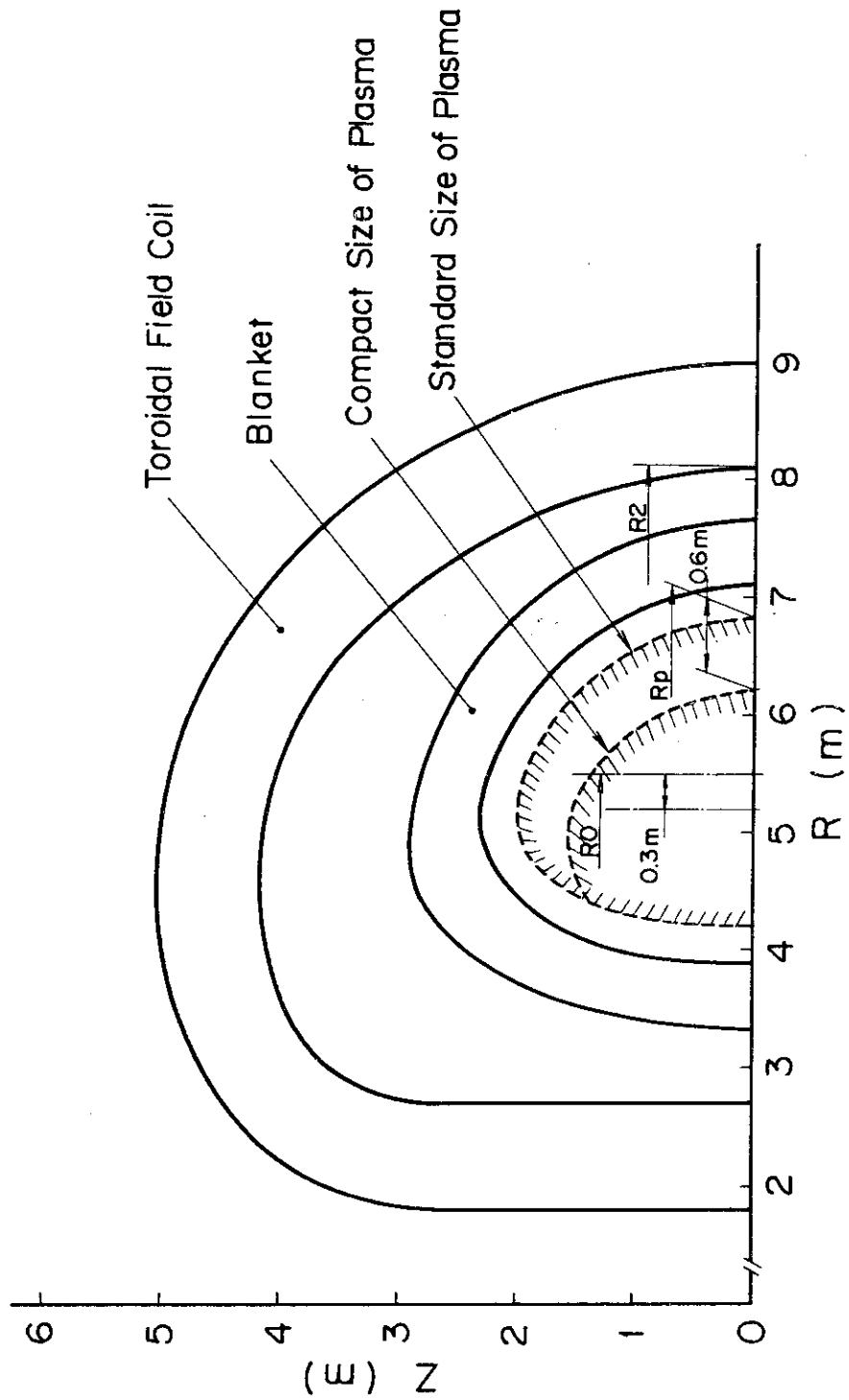


Fig.9.1 Standard and Compact Sizes of Plasma

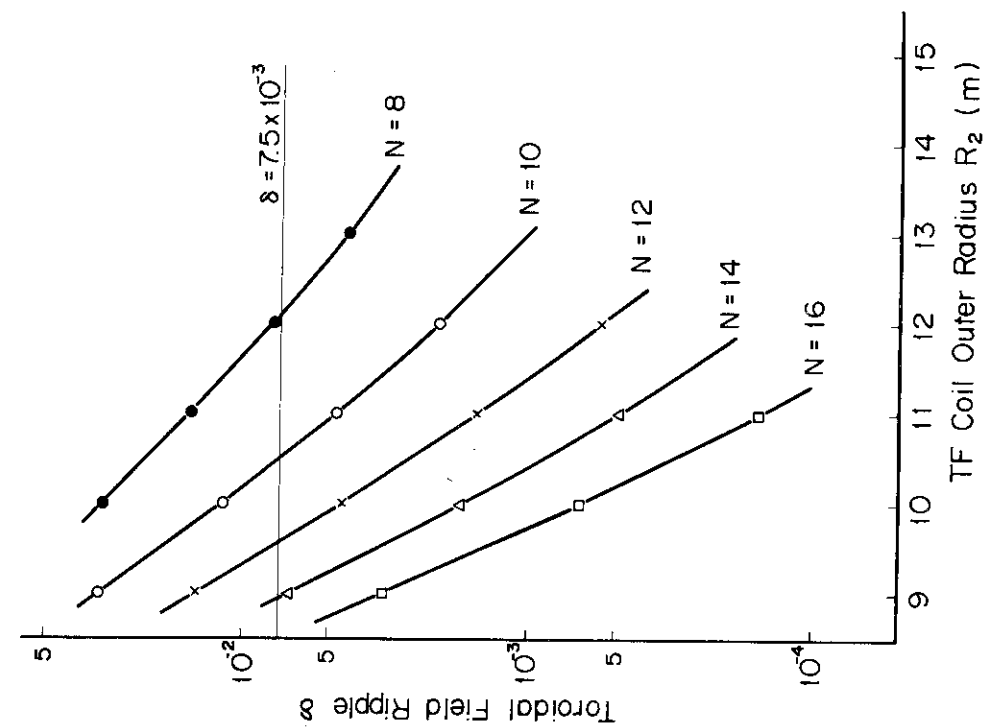


Fig.9.3 Toroidal Field Ripple at the Outer Edge of Plasma (=6.5m)

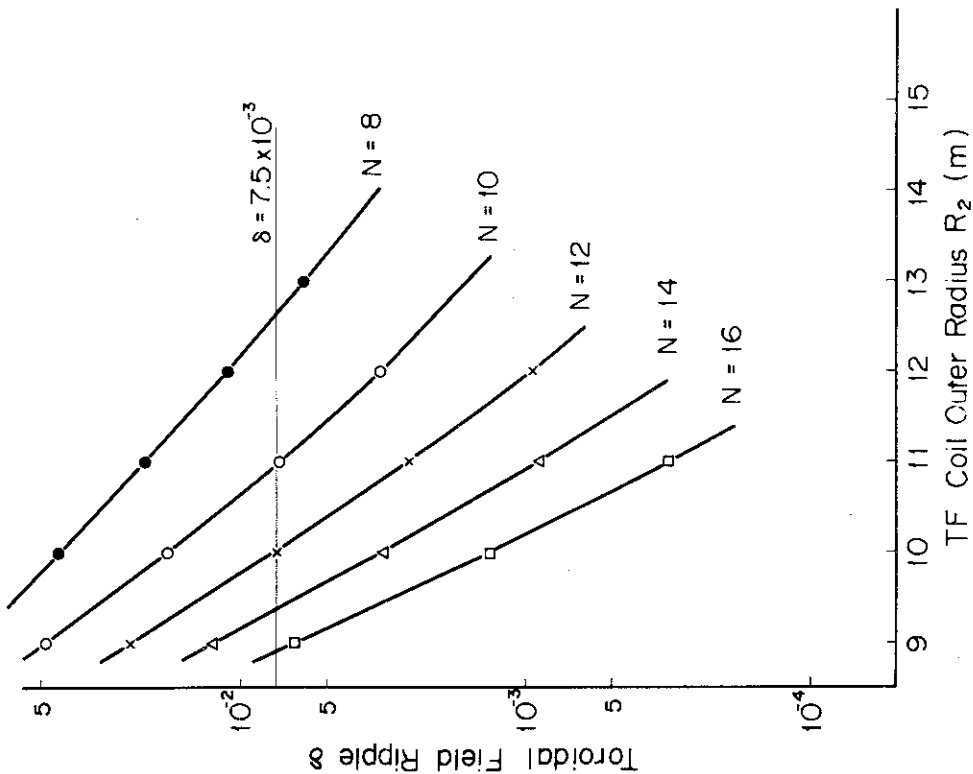


Fig.9.2 Toroidal Field Ripple at the Outer Edge of Plasma (=6.8 m)

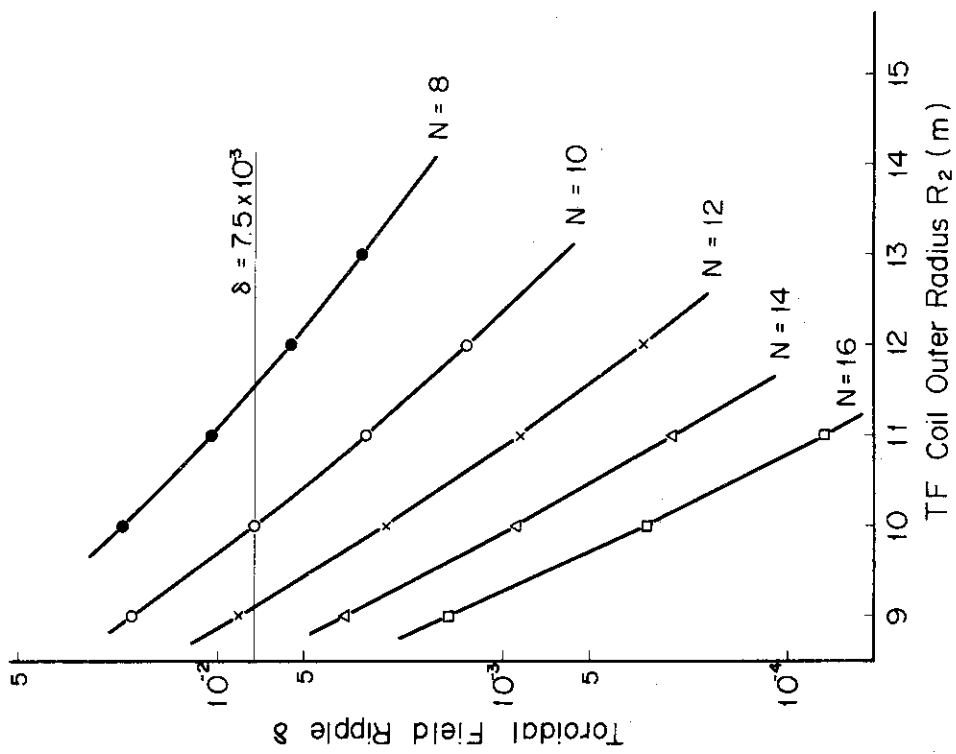


Fig. 9.4 Toroidal Field Ripple at the Outer Edge of Plasma (= 6.2 m)

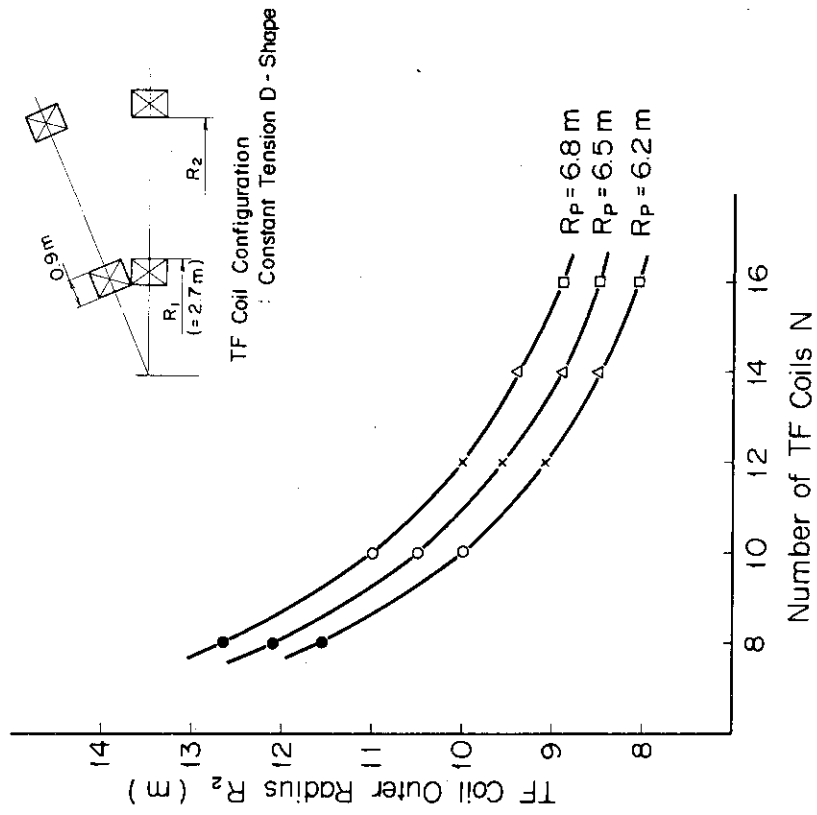


Fig. 9.5 TF Coil Outer Radius vs. Number of TF Coils for the 0.75% Ripple at the Outer Edge of Plasma.

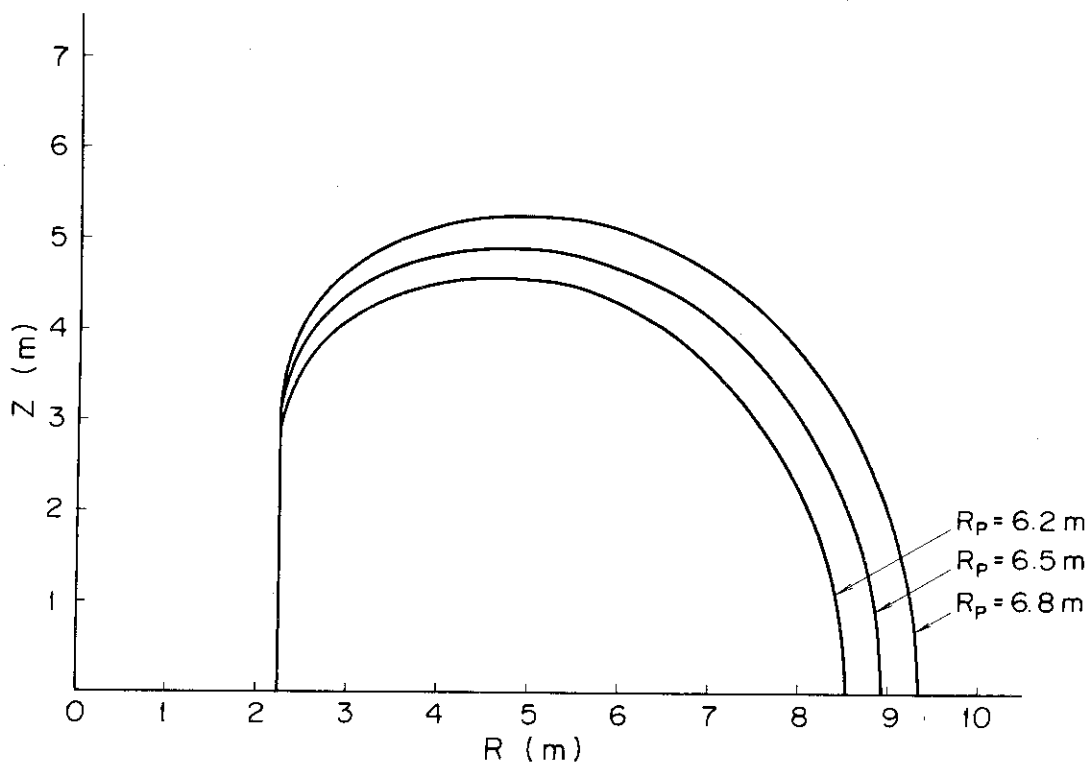


Fig.9.6 TF Coil Configuration at Coil Center Line for 0.75% Ripple at Outer Edge of Plasma ($R_p = 6.2, 6.5, 6.8\text{m}$)

Number of Coils = 16

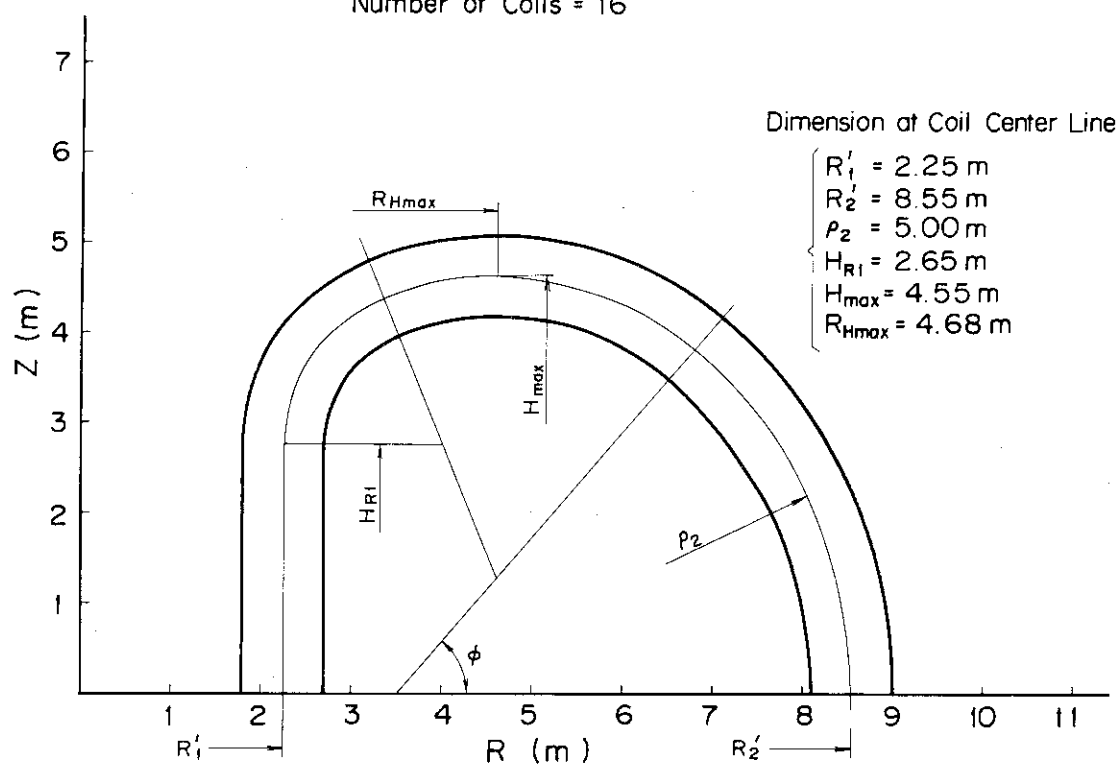


Fig.9.7 TF Coil Minimum Size Configuration for 0.75% Ripple at Outer Edge of Plasma ($R_p = 6.2\text{m}$)

Number of Coils = 16

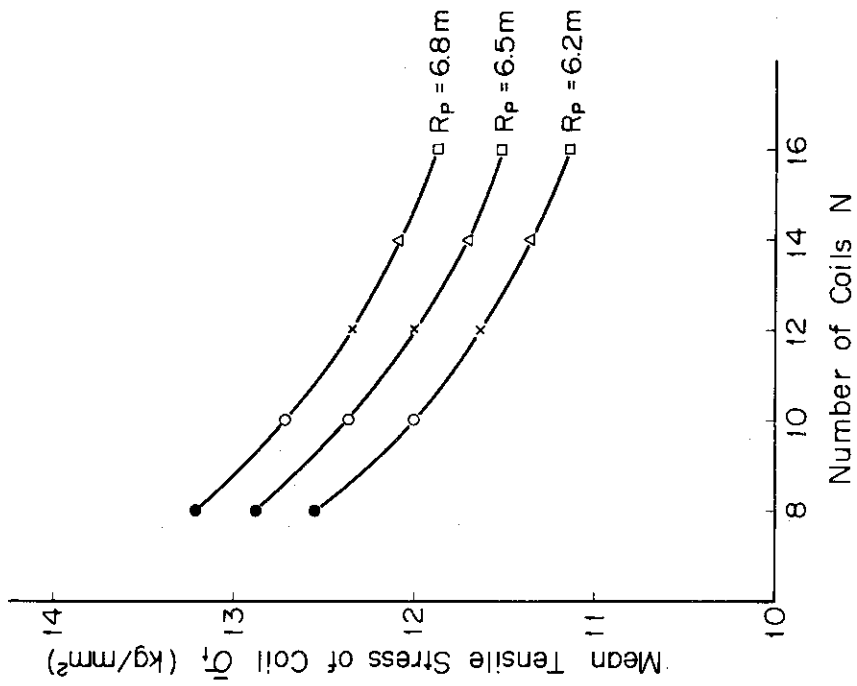


Fig. 9.8 TF Coil Tensile Stress vs. Number of TF Coils for the 0.75 % Ripple at Outer Edge of Plasma.

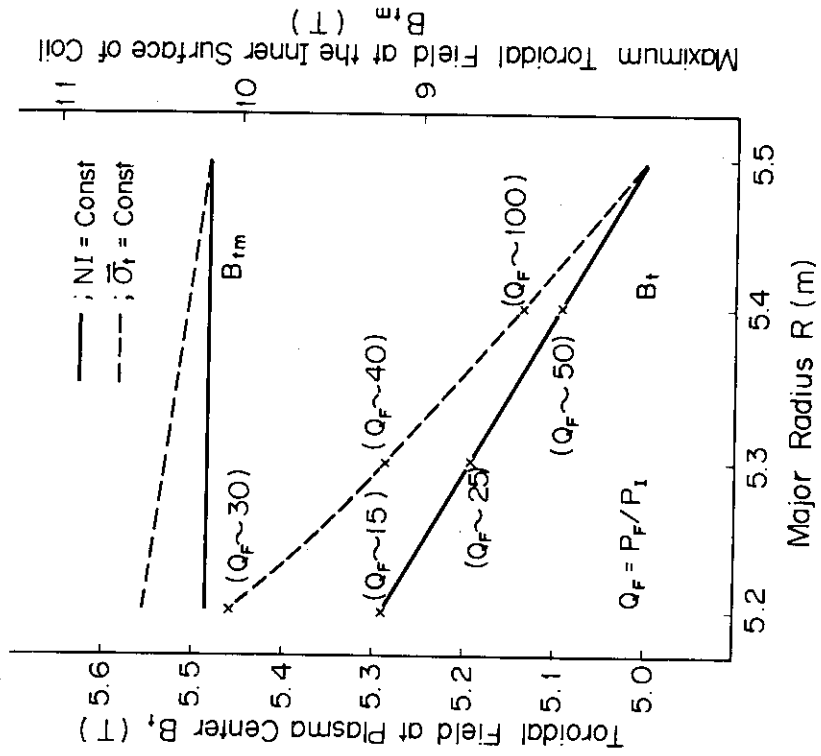


Fig. 9.9 Toroidal Field vs. Plasma Center Radius with Constant of NI or $\bar{\sigma}_t$ (N = 16, $\delta = 0.75\%$)

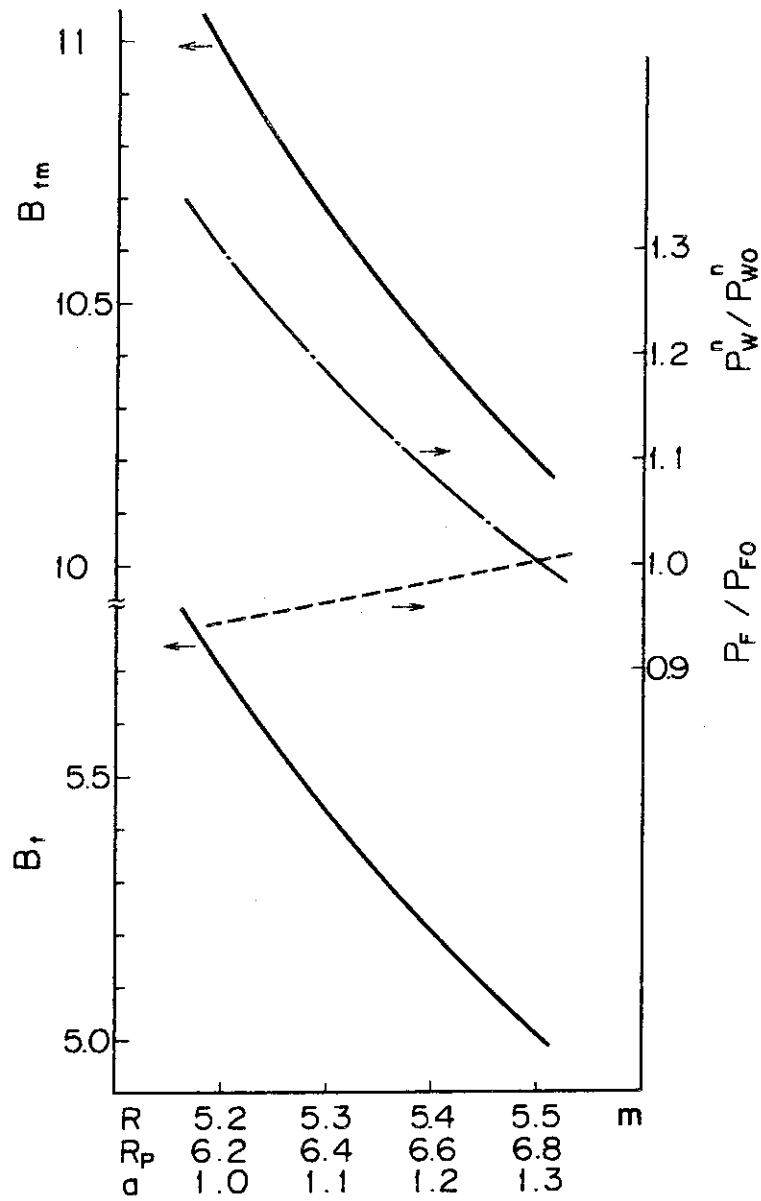


Fig.9.10 Relations of Toroidal Magnetic Field, Plasma Size, Relative Change of Fusion Power and Neutron Wall Loading for Ignition Plasma.

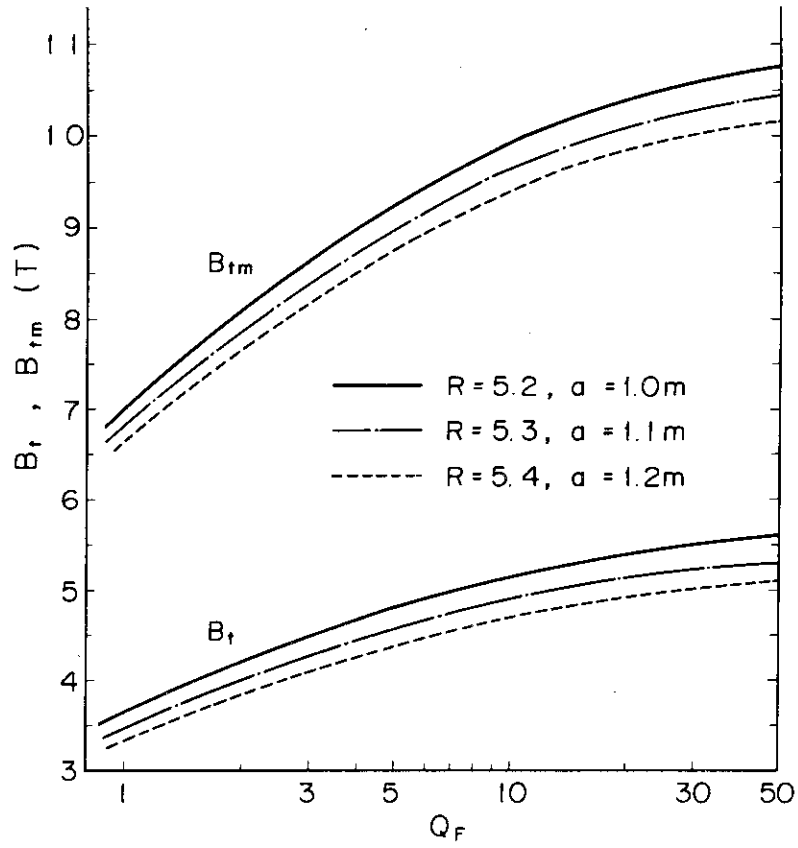


Fig.9.11 B_t and B_{tm} as a function of Q_F

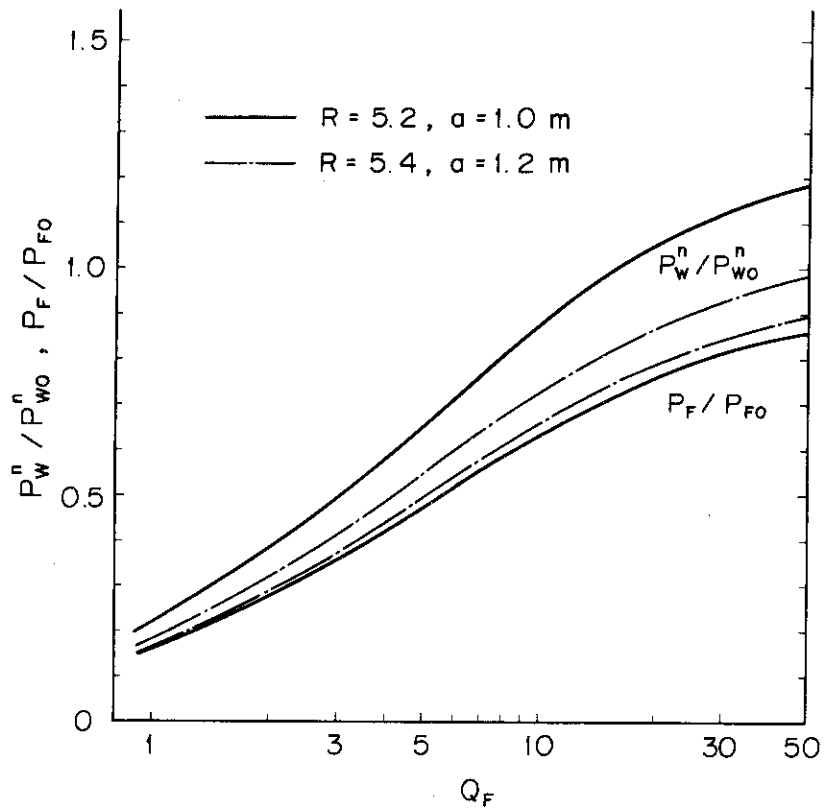


Fig.9.12 Relative change of fusion power and neutron wall loading as a function of Q_F

10. 総合評価

スイミングプール型トカマ炉の実現可能性を評価するために巾広く予備的な検討を行い、実験炉用として成立しそうであるという結論を得た。

- (1) プラズマ真空境界はブランケットの外側に置くのが好ましい。
- (2) ブランケットはチューブ・イン・シェル型で Li_2O を水で冷却する方式とすれば、大きな困難はなさそうである。
- (3) NBI, 主真空ポンプなどはプール外に配置することが可能であり、メンテナンス上特に困難は考えられない。
- (4) ブランケット容器をアルミ合金とするか、ステンレス鋼とするかについては、熱的な面からは前者が良い。後者の場合、プラズマに面して冷却パネルを要する。プラズマの制御のためのシェル効果という面からは前者が良い。後者の場合、何らかのシェル構造をプラズマに近傍してとりつける必要があるかもしれない。プラズマに面する側は薄くても外側板を厚くすることでシェル効果が期待できるならば好都合であり、検討を要する。プラズマディスラプション時に発生する電磁力の面からは A1 合金の場合は非常に厳しいものと予想される。さらに詳細な検討を要する。遮蔽効果という面からはアルミ合金よりステンレス鋼の方が効果的である。
- (5) ブランケットのまわりに水があることにより、ブランケットとマグネットの間のスペースを大きくとっても遮蔽効果は高い。
- (6) プール中の水に放出される熱量は適正な範囲にできるそうである。なお、ブランケット容器外側につけたステンレス鋼ブロックを容器内に収容すればさらに 1/10 程度に減少させることができる。
- (7) ブランケット分解修理は現存技術の延長で考え得る。
- (8) トロイダルコイルの応力が一定の条件でプラズマ寸法を縮小すると、プラズマ軸上のトロイダル磁場がかなり高くなるのでエネルギー閉込め性能はあまり低下しない。トロイダルコイルの大きさはプラズマ寸法の縮小巾以上に大巾に小さくなり、建屋を含む炉システム全般の相当な小型化が図れる。
- (9) 最外周トロイダルコイルの位置は分解修理ならびに建屋の設計に強く影響を与えるので、できるだけ小型化をはかるべきである。

以下スイミングプール型のもつ本質的な利点と、とくに設計上注意すべき事項を列挙する。

スイミングプール型の利点

- ① 分解修理のために必要な十分なスペースを確保しても遮蔽性能を高くとれる。
- ② 分解修理時に機械がスティックしたような場合でも問題の解決ができる。
- ③ ストリーミングの問題を軽減できるので炉構造の簡素化が図れる。
- ④ 運転中十分な遮蔽ができるので建屋の壁厚を軽減できる。
- ⑤ 検査機械、修理機械、監視装置等を単純化ができ、信頼性が上る。さらに、肉眼で見なが

ら修理できる可能性もある。

- ⑥ ブランケット冷却管等の接続部を単純化できる。少量のもれは許容される。
- ⑦ 水中でブランケット交換を行う場合は崩壊熱除去が容易である。
- ⑧ 実験炉の如くブランケットが低温で良い場合には、ブランケット外壁、フランジ、ベローズ等を水で自然冷却できる。
- ⑨ マグネットとブランケットの間の空間を大きくとれ、且つ水がダンパーとなるので地震時の衝突を避けられる。
- ⑩ 水中で修理作業する場合は落下時の装置の損傷が小さい。
- ⑪ ブランケット部を真空容器としているので真空排気のためのベーキングが容易である（水を落した状態でベーキングする）。

検討すべき事項

（スイミングプール型であるためとくに注意して設計すべき項目）

- ① 水圧（深いところで約 1.5 気圧）がかかることにより生じる問題。
- ② 水中に電気機械を持ち込むことにより生じる問題
- ③ 水中へのトリチウム侵入防止対策、侵入時対策
- ④ 水中での耐震、とくに水の移動に伴う問題
- ⑤ 水中への放熱低減対策

なお、検討に用いた炉のプラズマ形式はダイバータなしのものであるが、ダイバータが付いていても、水に浸けることによる特徴に本質的な差は生じない。結論としては、スイミングプール型は成立の見とおしがあり、且つ、ブランケット交換が容易であるために、プラズマ形式に未知の要素が多い実験炉段階にはとくに適合性が大きいものと判断される。今後さらに深く検討を進めていく価値のある概念である。

参 考 文 献

- 1) 炉設計研究室：「核融合実験炉第1次予備設計」，JAERI-M 7300（1977）
- 2) Fusion Research and Development Center, "Engineering Aspects of the JAERI Proposal for INTOR(II)", JAERI-M 8518（1979）
- 3) 磯 康彦, 谷口有延：私信
- 4) 深井佑造, 吉田登代一：「核融合装置の分解方法」，発明協会公開技報, 公技番号 78-2491（1978.12.20）
- 5) K. Shinya (ed)：IAEA INTOR WORKSHOP REPORT, GROUP 11 Stability Control, JAERI-M 8624（1980）
- 6) A. Kameari and Y. Suzuki：Proceeding of the 7-th Symposium on Engineering Problems of Fusion Research, P1386（1977）
- 7) R. W. Moses, Jr. and W. C. Young："Analytic Expression for Magnetic Forces on Sectored Toroidal Coils", IEEE 6th Symposium on Engineering Problems of Fusion Research（1975）

謝 辞

スイミングプール型の検討を積極的に支持された磯 康彦核融合研究開発推進センター長および設計研究に終始適切な助言をいただいている小幡行雄核融合研究部長に感謝の意を表す。

参 考 文 献

- 1) 炉設計研究室：「核融合実験炉第1次予備設計」，JAERI-M 7300（1977）
- 2) Fusion Research and Development Center, "Engineering Aspects of the JAERI Proposal for INTOR(II)", JAERI-M 8518（1979）
- 3) 磯 康彦, 谷口有延：私信
- 4) 深井佑造, 吉田登代一：「核融合装置の分解方法」，発明協会公開技報，公技番号 78-2491（1978.12.20）
- 5) K. Shinya (ed)：IAEA INTOR WORKSHOP REPORT, GROUP 11 Stability Control，JAERI-M 8624（1980）
- 6) A. Kameari and Y. Suzuki：Proceeding of the 7-th Symposium on Engineering Problems of Fusion Research, P1386（1977）
- 7) R. W. Moses, Jr. and W. C. Young："Analytic Expression for Magnetic Forces on Sectored Toroidal Coils", IEEE 6th Symposium on Engineering Problems of Fusion Research（1975）

謝 辞

スイミングプール型の検討を積極的に支持された磯 康彦核融合研究開発推進センター長および設計研究に終始適切な助言をいただいている小幡行雄核融合研究部長に感謝の意を表す。

付録A・水中に置かれた真空容器の強度検討

SPTRの真空バウンダリをどこに置くかによって、炉の構造設計は変わる。ここでは、真空容器を1つの構造物として設計する際にその真空容器が水中に置かれているために発生する種々の問題について検討する。

水中に真空容器を配置する場合、水圧が外圧として作用する。さらに、トラスを形成するため1ターン抵抗を小さくせざるを得ないことと、プラズマに面している位置に置かれると、プラズマからの熱エネルギー等で発熱し、厚肉構造の設計は不可能に近い。そのような構造物でかつ非円形トラス形状の真空容器に外圧が作用した場合、内圧が作用する場合に比べ、座屈に関する問題が生じてくる。

以下に、真空容器の断面形状を変えた場合の外圧による応力解析を示し、座屈に関する検討を簡単に述べる。

A.1 解析モデルと解析条件

Fig. A1, A2, A3に解析モデルA, B, Cを示す。Fig. A1は楕円形状、Fig. A.2はインボードセクションを直線としたD型形状、Fig. A.3はインボードセクションに曲率を有するD型形状である。

構造材はA1合金を考え、肉厚を全周一定とし、20mmとした。外圧は真空容器各位置での水深を無視し3気圧(水中20m相当の水圧+真空圧)とした。応力解析には2次元の有限要素法を適用し、SAP-Vの軸対称要素を用いた。構造材の材料定数は縦弾性係数 $E = 70000 \text{ kgf/mm}^2$ (68600 MPa)、ポアソン比 $\nu = 0.33$ を使用した。

Fig. A.4～A.6に各モデルの外圧が作用した場合の変形前後の形状を示す。(点線が変形前、実線が変形後)。楕円形状のモデルに比べて、他のD型形状モデルの変形状態は複雑(一様でない)であり、ポロイダル方向に一様な肉厚での設計を変更する必要性が生じるであろう。

Fig. A.7, A.8に各モデル内外面の応力強さの分布を示す。各モデルの最大の応力強さはモデルAでは $R = 6900 \text{ mm}$ の点の内外面で 5.1 kgf/mm^2 (50 MPa)、モデルBでは、 $R = 3900 \text{ mm}$ の点の外面で 8.2 kgf/mm^2 (80 MPa)、モデルCでは、 $R = 5100 \text{ mm}$ の点の内面で 8.7 kgf/mm^2 (85 MPa)であった。

A1合金の150℃程度の温度における許容応力 S_m は、約 6 kgf/mm^2 (59 MPa)である(前述の4.3.1を参照)。真空容器の外圧によって発生する応力をASME Code Sec.Ⅲの評価に従えば、一様安全側(上記応力強さが全て $1.5S_m$ 以下に収まっている)にあると言える。

しかし、内圧が作用する場合と異なり、外圧に対しては座屈等の問題が生じてくる。ここで検討している真空容器の座屈外圧は、詳細な解析を行わなければ分からないが、真空容器の形状とD型した場合、Fig. A.5とA.6に見られるように、外圧による変形挙動が複雑で、座屈外圧が小さな値(例えば外圧と同程度又はそれ以下)になる可能性がある。もし座屈外圧が今の外圧3気圧以下になった場合、安全係数を10倍としたら真空容器の肉厚を増加する必要がある。真空容器の肉厚が増加するとその板厚に発生する温度差が大きくなり、新たな冷却構造が必要となり、構造的に複雑となる。さらに、真空容器の外側にブランケット容器が置かれる構造にすると、真

空容器の板厚が厚いため、プラズマからの中性子が減衰され、トリチウム増殖比の低下が予想される。

以上のような簡単な評価ではあるが、真空容器を単独にプラズマのそばに置く設計は構造的に複雑となるであろうという判断に至った。

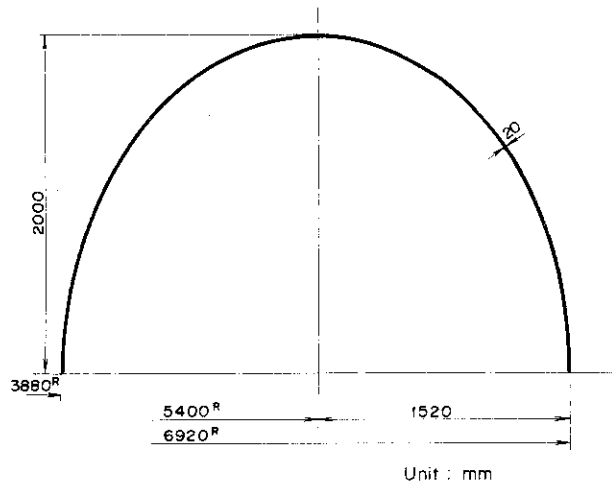


Fig. A.1 Analytical Model A

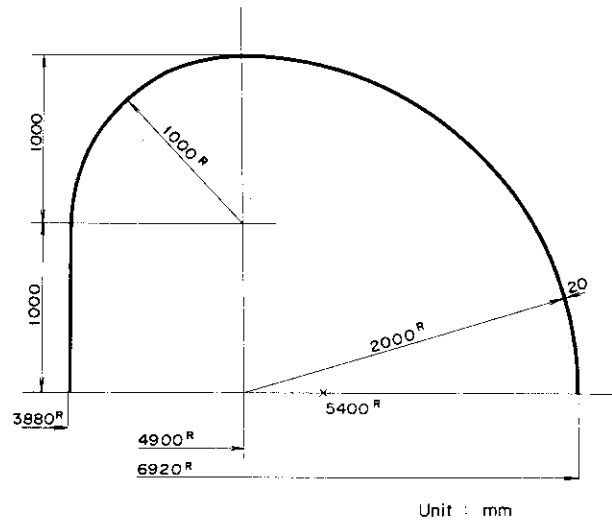


Fig. A.2 Analytical Model B

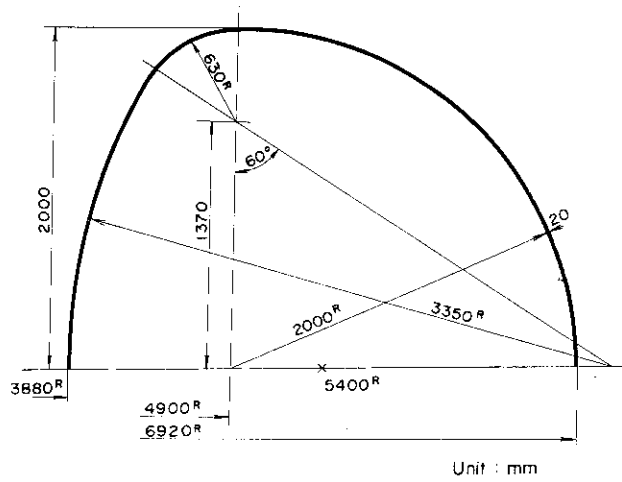


Fig. A.3 Analytical Model C

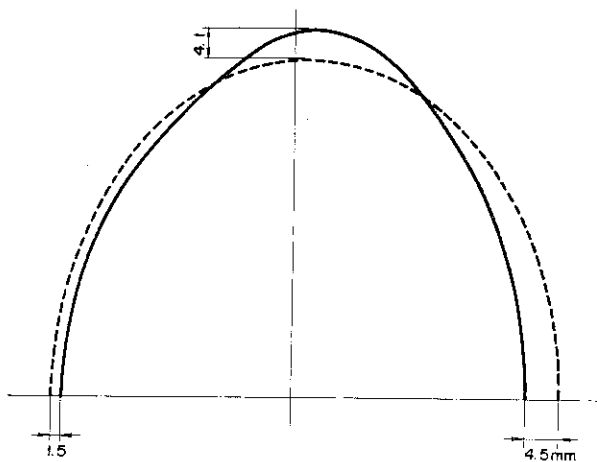


Fig. A.4 Pre and Post Deformation Shapes under Outer Pressure of Model A

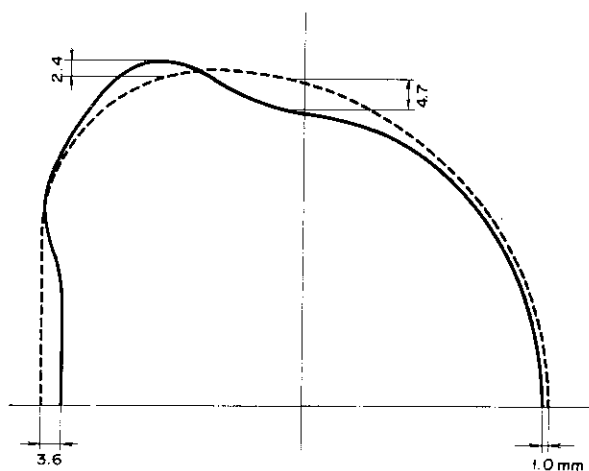


Fig. A.5 Pre and Post Deformation shapes under Outer Pressure of Model B

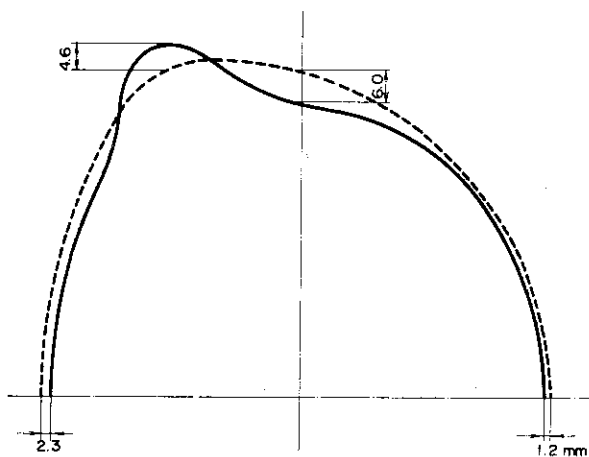


Fig. A.6 Pre and Post Deformation Shapes under Outer Pressure of Model C

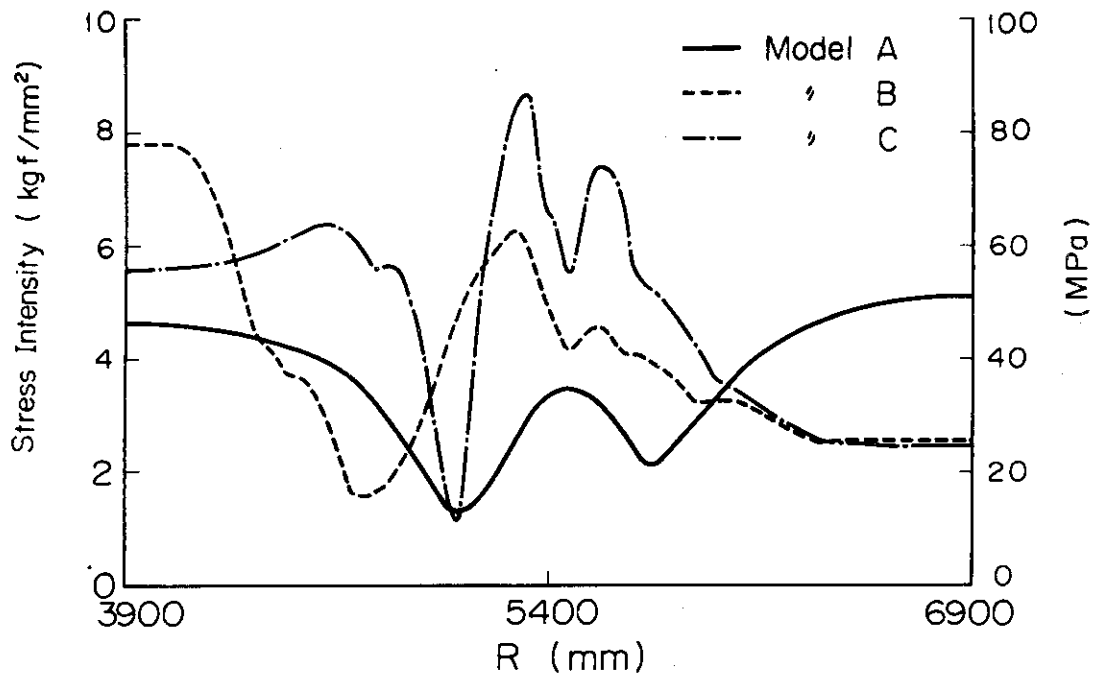


Fig.A.7 Distributions of Stress Intensities of Inside Surface

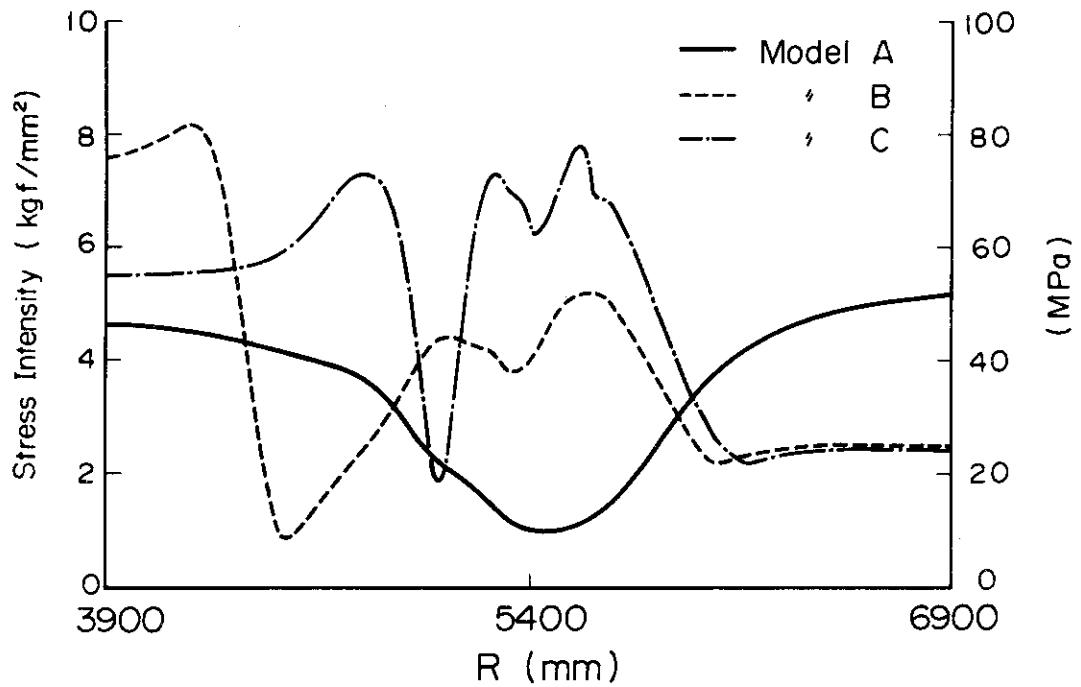


Fig.A.8 Distributions of Stress Intensities of Outside Surface

付録B. ダイバータ付の炉の場合の検討

本文中に述べた如くダイバータが付いた炉であってもスイミングプール型の特徴に変わりはない。以下代表的ダイバータが付いた場合の概念について述べる。

B.1 ダブルヌルポロイダルダイバータの場合

INTOR-J⁽²⁾では上下のポロイダルダイバータの修理は炉中央の開口部を利用して自走型のマニピュレータを用いて行う方式をとった。スイミングプール型であっても全く同様のアプローチが可能である。

B.2 シングルヌルポロイダルダイバータの場合

この場合、INTOR-1米案と同じようなカセット式に引抜くことが可能である。但し、建屋の天井走行クレーンに設けた修理機械を用いるのでダイバータは上部にあることが望ましい。Fig. B.1に概念図を示すような構造とすれば、これが可能である。ダイバータの冷却系はメクラぶたにとりつけられており、配管切断後ふたのボルトを外し横に引抜くことができる。

B.3 バンドルダイバータ

プラズマの1ヶ所から磁力線を引出す方式であるので、その部分だけの修理はプールの一部に設けた専用の装置で行われる。他の部分は本文中で述べたものと変わらない。ダイバータ方式としてはこれが工学的には最も単純であろう。

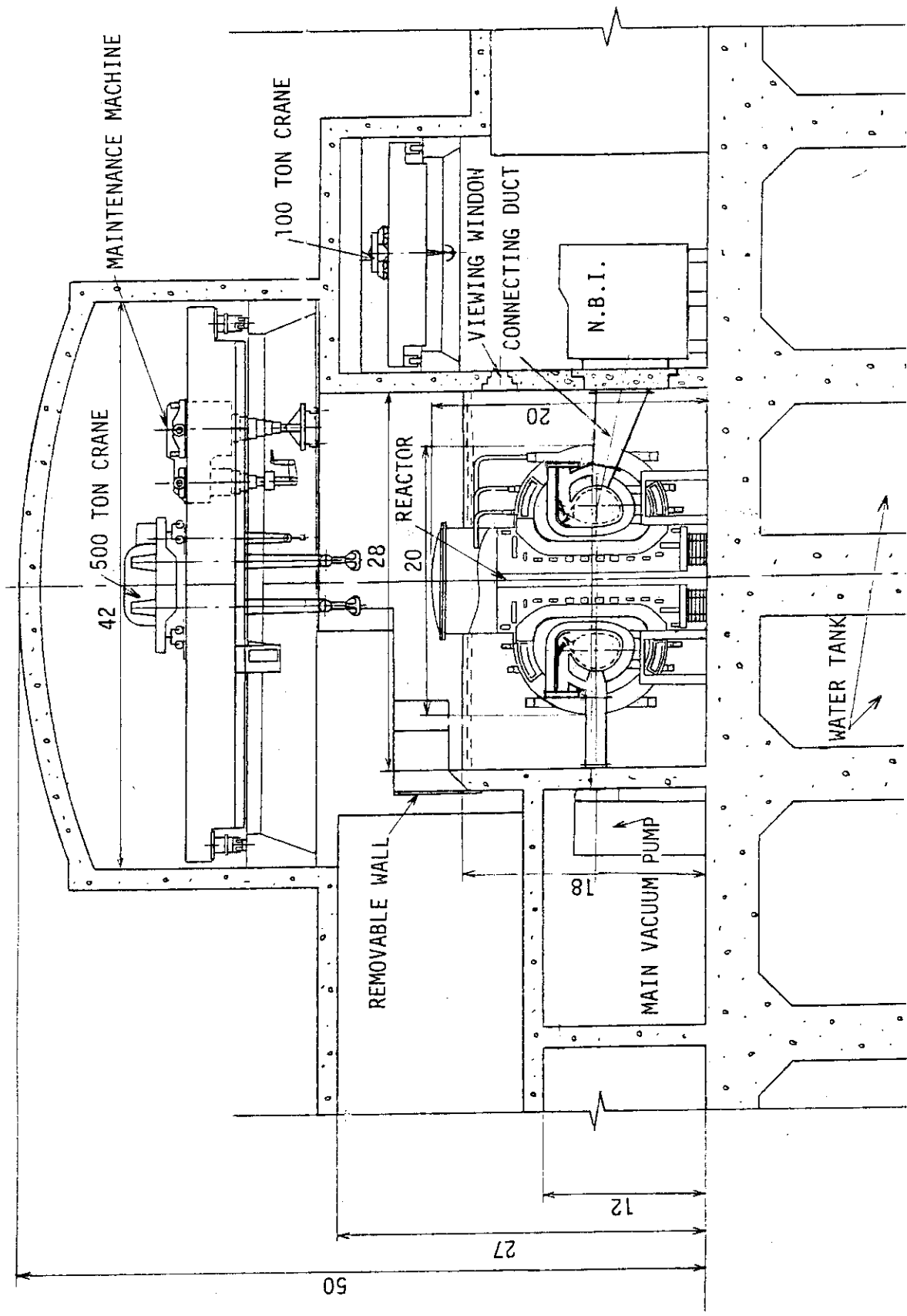


Fig. B.1 Vertical view of the reactor building (single divertor) UNIT : M

付録C・修理方式変更による炉建屋の小型化ならびに水プールの改良案

炉建屋を小型化することはコストダウンにつながるので重要なことである。炉本体を小型化すれば当然建屋も小型化できるが、ここでは分解修理の方式を変えることによって炉建屋の小型化を図った。また、水プールの一部の改良案を示した。Fig. C.1～C.3に原子炉建屋と主要機器の概略配置の概念を示す。

(1) ブランケット上方向引抜方式による炉建屋の小型化

INTOR-J⁽²⁾B案として提案した方式をここに適用してみる。今度の場合、ブランケットがむき出しになっているのでINTOR-Jの場合より作業ははるかに容易である。この方式では、トロイダルコイル間の支持ビームは1本おきに交互に異なる構造とせざるを得ないが、INTOR-Jの段階でその可能性は検討済みである。

この方式とすることにより設計は次の様になる。

- ① 水プール内径を28 mから22 mに縮小できた。
- ② これにより、運転時の水量は12,000 トンから7,000 トンに減少した。(冷却池の幅を3 m短縮したこともきいている。)
- ③ これに伴い炉建屋内径を66 mから60 mに縮小できた。
- ④ 付随的な利点としてNBIの設置位置を炉に接近できることにより位置決め精度の向上、ダクトの小型化などが図れる。
- ⑤ また、地震時の水の流動を抑える目的でドーナツ状の板構造物を設けるなら、それが大幅に簡略化される。
- ⑥ ブランケットを水中で移送する必要があるなら、水の深さは18 mから20 mに増すこととなる。
- ⑦ 最外周ポロイダルコイルはプール壁面で支持可能で、ブランケット取替え時移動する必要はない。
- ⑧ 上部の3本のコイルは取除く必要があり、例えば3本まとめた形で支持することとなる。なお、ポロイダルダイバータ付の炉の場合にもこの考え方は適用できる。Fig.B.1においてダイバータのふたを斜めにして上部の空間を有効利用すれば、ダイバータ引抜のための水平方向に必要とされる空間を節約できる。

(2) 水プールの可動壁面の改良

プールを小型化したため可動壁面の取付が難しくなった。そこで、図に示した如く小さな切欠きだけで済ませる方法とした。

ポロイダルコイルは通路側から移動床付きの台車を持ち込み切欠きと無関係に水平に移動して搬出する。

切欠きは、トロイダルコイル等を移動し得る幅に止める。

この様にして小さな切欠きで炉内構造物の移送が可能であることがわかった。

ここでは必要に迫られてこの様にしたが、本文で示した炉においてもこの様にした方が良いかとも考えられる。

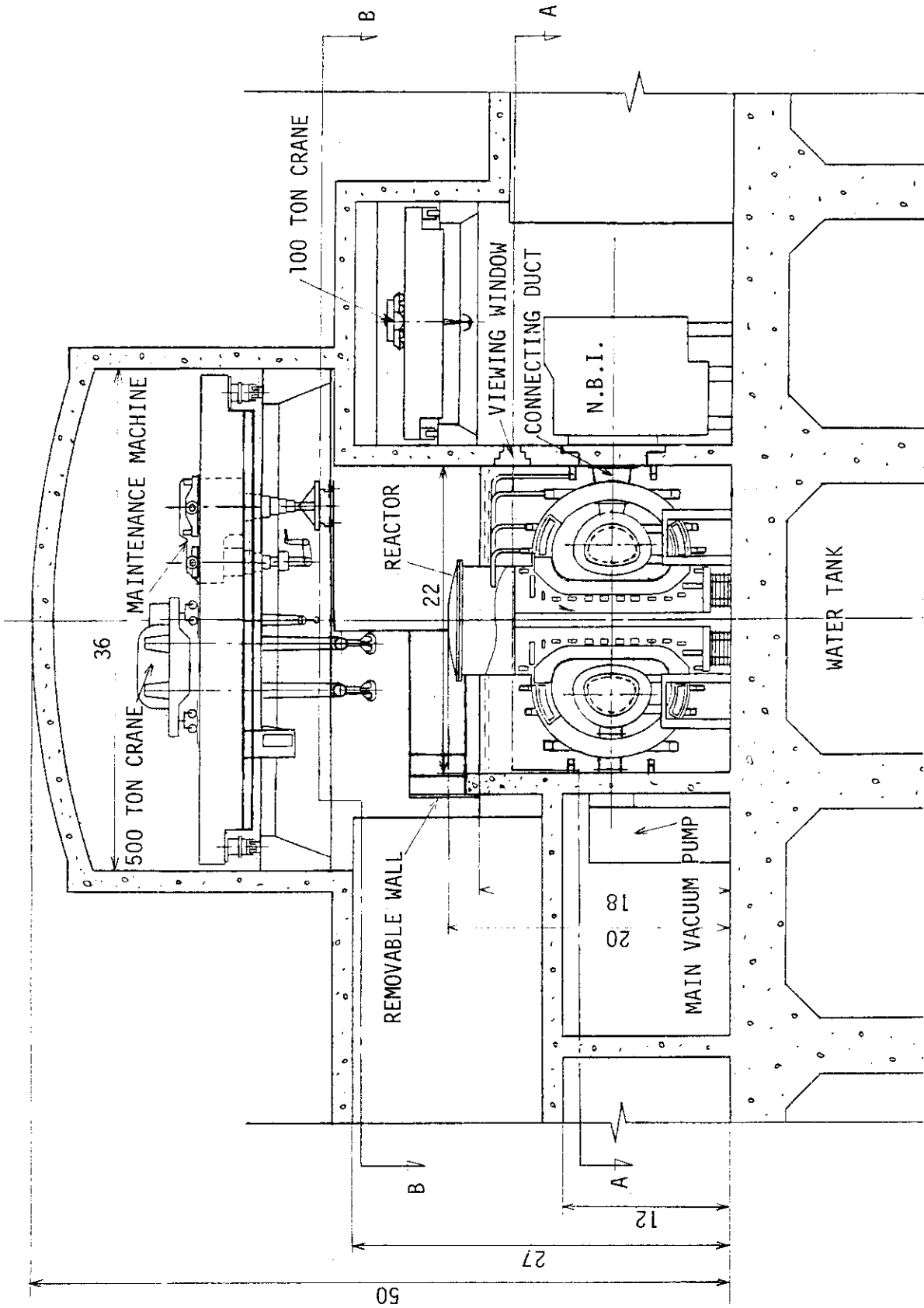


Fig. C.1 Vertical view of the reactor building (section C-C)

UNIT:M

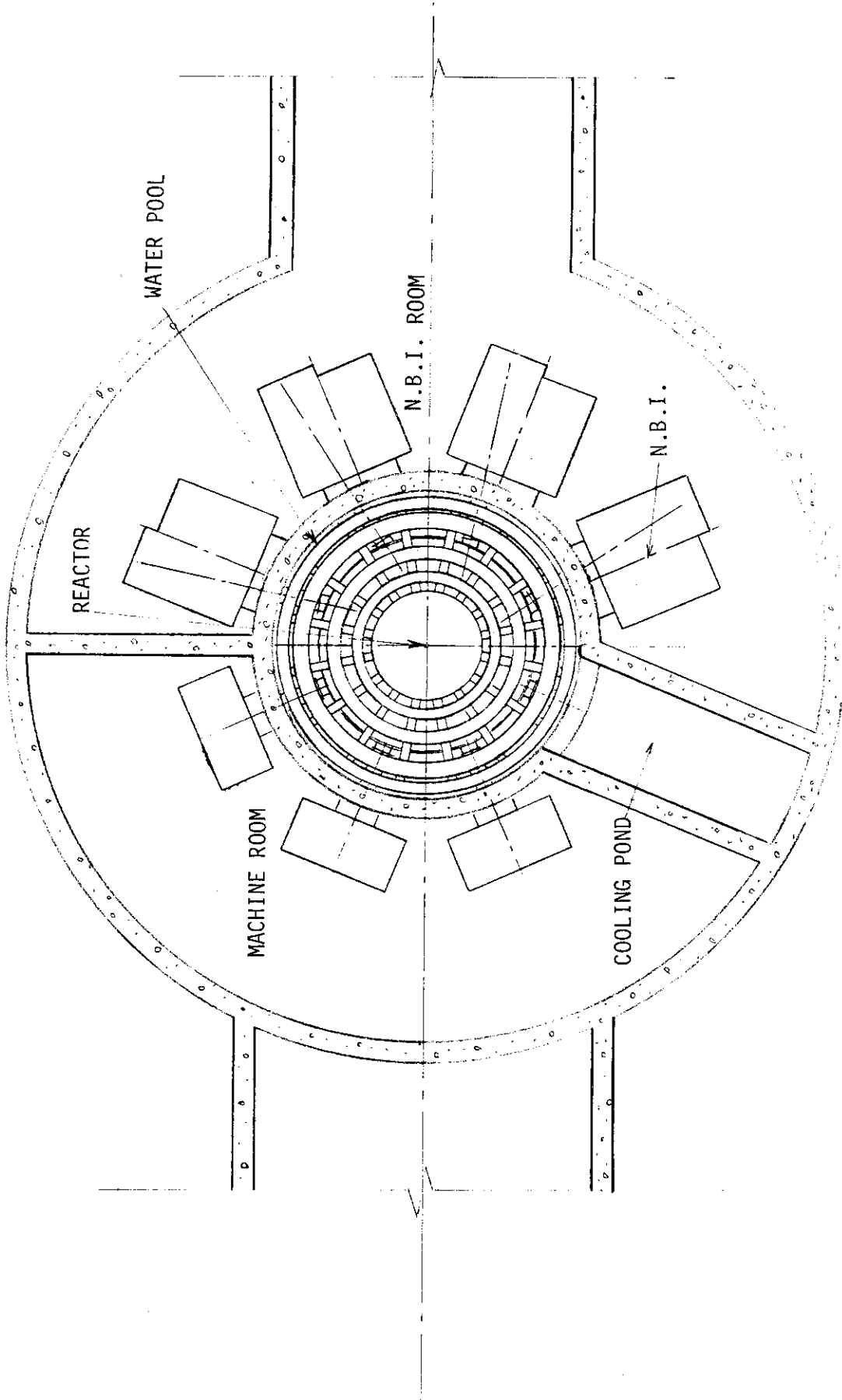


Fig. C.2 plane view of the reactor building (section A-A)

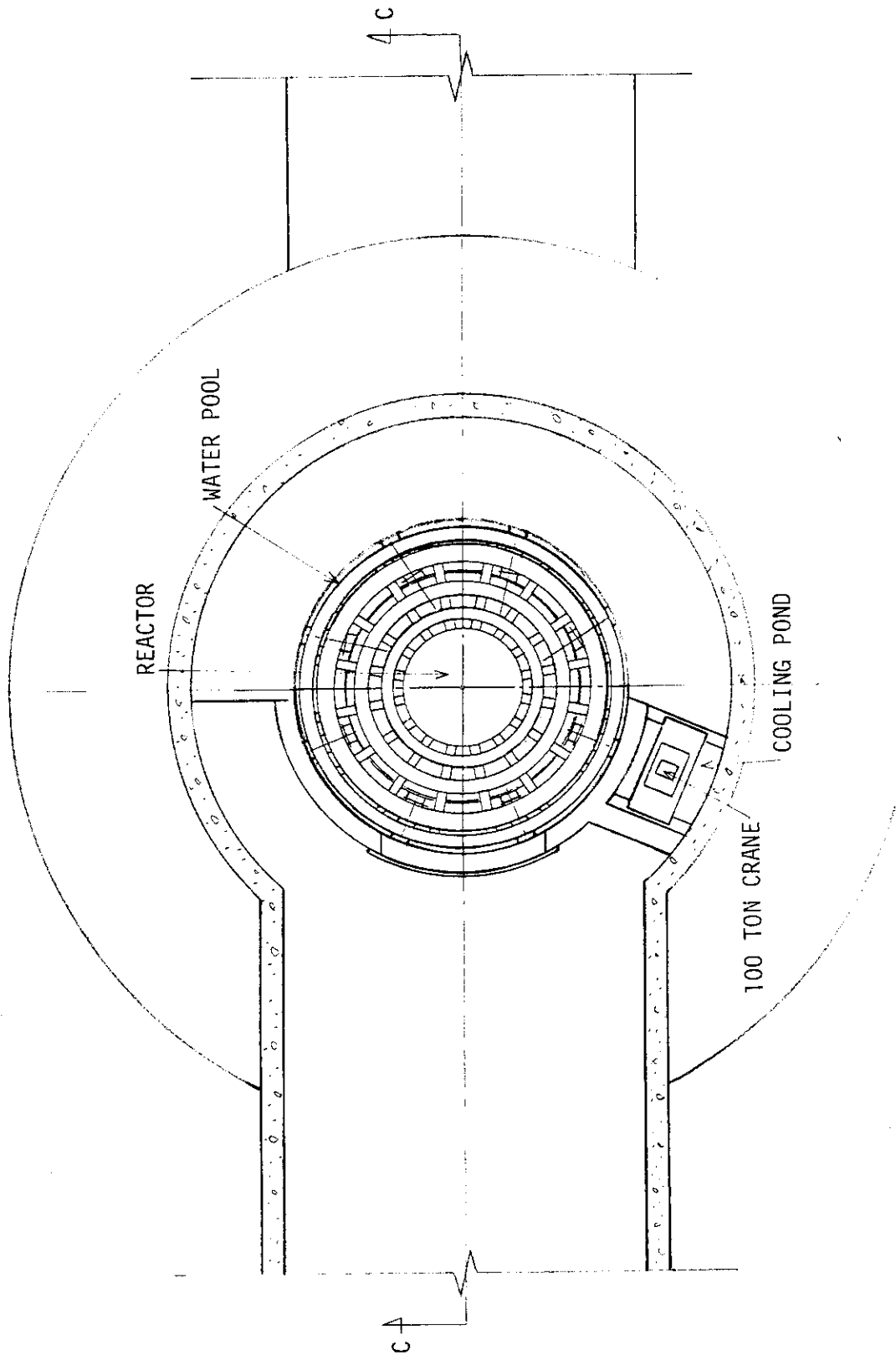


Fig. C.3 Plane view of the reactor building (section B-B)