

JAERI - M
83-031

トカマク型実用動力炉SPTR-Pの炉本体構造
概念の検討 (スイミングプール型)

1983年3月

東稔 達三・関 泰・湊 章男*¹
山本 孝*² 喜多村和憲*³ 中江 廣親*⁴

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。
入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

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

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1983

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 いばらき印刷(株)

トカマク型実用動力炉 SPTR-P の炉本体構造概念の
検討 (スイミングプール型)

日本原子力研究所東海研究所大型トカマク開発部

東稔達三・関 泰・湊 章男^{*1}・山本 孝^{*2}

喜多村和憲^{*3}・中江廣親^{*4}

(1983 年 1 月 29 日受理)

スイミングプール型炉概念を採用した実用動力炉 (SPTR-P) の炉本体構造の概念検討を行った。取り上げた炉本体構造物は、第 1 壁 / ブランケット / 真空容器、水遮蔽層とベルジャ型クライオスタットである。検討は、熱構造、電磁気解析 (プラズマ・ディスラプションと位置制御)、ニュートロニクス及びトラスを構成するための接合構造の観点から総合的に行い、SPTR-P のひとつの炉構造概念を提示すると共に主要な技術的課題を明らかにしている。

SPTR-P の大きな特徴は定常運転と炉本体をプール水の中に漬けることである。第 1 壁 / ブランケット構造材には改良ステンレス鋼 (PCA)、トリチウム増殖材には Li_2O を採用している。冷却は加圧水 (160 気圧) である。灰排気法はポンプリミタ方式を採用している。主要設計諸元は次の通りである。正味電気出力 : 1000 MW, 核融合反応出力 : 3200 MW, 中性子壁負荷 : 3.3 MW/m^2 , 主半径 : 6.9 m, プラズマ半径 : 2 m, プラズマ非円形度 : 1.6, プラズマ電流 : 16 MA, 全ベータ値 : 7%, 軸上トロイダル磁場 : 5.2 T。

*1 出向職員, 川崎重工

*2 外来研究員, 富士電機

*3 外来研究員, 東芝

*4 外来研究員, 東洋情報システム

A Study of the Reactor Structure Concept
of the Tokamak Power Reactor SPTR-P
(Swimming Pool Type)

Tatsuzo TONE, Yasushi SEKI, Akio MINATO*¹,
Takashi YAMAMOTO*², Kuzunori KITAMURA*³ and
Hirochika NAKAE*⁴

Division of Large Tokamak Development,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received January 29, 1983)

The reactor structure of a tokamak power reactor (SPTR-P) based on the swimming pool type reactor concept has been investigated. The reactor structure envisaged comprises first wall/blanket/vacuum vessel, water shield and cryostat vacuum chamber (belljar type) for superconducting magnets. The emphasis of the present study is placed on developing a feasible reactor structure concept of the SPTR-P and elucidating its technological key issues in view of thermomechanics, electromagnetics (plasma disruption and positional control), neutronics and joining mechanism to form a torus.

The major design features are: steady state operation, RF wave for plasma heating and current drive, solid tritium breeder material (Li_2O), modified austenitic stainless steel as first wall and blanket structural material, pumped limiter for ash exhaust, unified assembling of blanket and vacuum vessel and pressurized water cooling. The huge and heavy solid shield structure protecting superconducting magnets which brings about great difficulties in repair and maintenance is eliminated by

*1 On leave from Kawasaki Heavy Industries, Ltd.

*2 On leave from Fuji Electric Co., Ltd.

*3 On leave from Toshiba Corporation

*4 On leave from Toyo Information System Co., Ltd.

submerging the reactor in a water pool. The water plays a role of shielding. In addition the water shield concept reduces radioactive waste disposal and to ease radiation streaming sheilding.

Key design parameters are: net electric power of 1000 MW, fusion power of 3200 MW, neutron wall loading of 3.3 MW/m^2 , major radius of 6.9 m, plasma radius of 2.0 m, plasma elongation of 1.6, plasma current of 16 MA, total beta of 7 %, toroidal field on axis of 5.2 T.

Keywords: Tokamak, Power Reactor, Swimming Pool, Reactor Structure, First Wall, Blanket, Vacuum Vessel, Cryostat Vacuum Chamber, Conceptional Design.

目 次

1. 序	1
2. 炉の概要	4
3. ニュートロニクス設計	9
3.1 トリチウム増殖比	9
3.2 核発熱	10
3.3 超電導マグネットしゃへい設計	10
3.4 誘導放射能	11
3.5 生体しゃへい設計	11
4. 第1壁／ブランケット／真空容器	33
4.1 第1壁／ブランケット	33
4.2 ブランケット／真空容器モジュール	55
4.3 真空容器	59
5. ベルジャ型クライオスタット	94
5.1 ベルジャの概略構造	94
5.2 ベルジャ上の磁界分布	95
5.3 ディスラプション時の電磁力	96
5.4 構造解析	97
5.5 応力評価	101
5.6 Inboard 16 分割, Outboard 32 分割構造に対する検討	101
5.7 考 察	103
6. 渦電流解析	129
6.1 解析手法	129
6.2 計算モデル	131
6.3 ディスラプション時の渦電流	132
6.4 位置不安定性の制御特性	134
7. あとがき	156
謝 辞	157

Contents

1. Introduction	1
2. Overview of the Reactor Concept	4
3. Neutronics Design	9
3.1 Tritium Breeding Ratio	9
3.2 Nuclear Heat Deposition	10
3.3 Shielding Design for Superconducting Magnet	10
3.4 Induced Activity	11
3.5 Biological Shielding	11
4. First Wall/Blanket/Vacuum Vessel	33
4.1 First Wall/Blanket	33
4.2 Module of Blanket/Vacuum Vessel	55
4.3 Vacuum Vessel	59
5. Belljar Type Cryostat	94
5.1 Configuration of Belljar	94
5.2 Magnetic Field Distribution on Belljar	95
5.3 Electromagnetic Force at Plasma Disruption	96
5.4 Structural Analysis	97
5.5 Stress Evaluation	101
5.6 Structural Design Study for Belljar with 16-devided Inboard and 32-devided Outboard	101
5.7 Discussion	103
6. Electro-magnetic Analysis	129
6.1 Method of Analysis	129
6.2 Calculation Model	131
6.3 Eddy Current at Plasma Disruption	132
6.4 Feed-back Control Characteristics of Positional Instability.	134
7. Concluding Remarks	156
Acknowledgements	157

1. 序

現在、大型トカマク装置の JT-60, TFTR, JET に続く次期実験炉はそれぞれ日本, 米国, EC で検討が進められている。特に日米両国では早期建設を目指して実験炉の設計研究が詳細に行われている。また国際的には日本, 米国, EC とソ連の共同作業として国際次期トカマク型実験炉 INTOR (International Tokamak Reactor) の検討が行われている。このような核融合実験炉を目指した研究開発作業は、核融合エネルギーの実用化を目指した長期的な展望において推進されている。核融合エネルギーの実用化に至る路線を検討する場合、物理・工学技術の確証と進展を展望して段階的に開発ステップを順次外挿（スケールアップ）していく手順と共に、それとは逆にまずその時期のエネルギー生産システムに投入され得る実用炉の概念を設定し、それから中間の各開発ステップに開発目標を反映させていく手順も検討する必要がある。実用炉の概念をひとつに絞ってもそれに至る開発の進め方は一義的でないし、さらに現時点で考え得る実用炉概念は種々のものがあり、従って開発の進め方は実験炉も含めて多様である。いずれにしろ長期的な核融合炉研究開発を進めていくためには開発目標となる実用炉の概念を具体的に検討し、その開発課題を明らかにすることが肝要である。

以上のような観点から炉設計研究室においては、核融合実験炉の設計研究と並行して実用動力炉システムの概念検討に着手した。実用動力炉の目標としては、経済性、安全性及び環境の観点から発電プラントとして商用化されるものとしている。その適正な出力規模は、経済性の観点から決まるはずのものであり、経済耐用年数、Utility の規模、導入初期か習熟期か、競合エネルギー生産システム、立地条件等が影響因子となる。これらの点については不確かな要素が多いが、炉システムの設計検討に当っては、出力規模はシステムの比較の意味も含めてとりあえず最新の核分裂炉と同程度即ち 1000 MWe 程度とした。設計の基本方針としては、関連する物理・工学技術においてその進展を展望して、将来実用化への可能性が期待でき設計上大きな利点がある先進的成果は積極的に取り入れるようにしているが、現在のデータベースから相当に飛躍的なものは排除している。特に主要な工学技術に関しては現在のものの改善あるいはスケールアップによって実現の可能性の高いものを選択している。対象とする炉はおおよそその目安として約30年後に建設可能なものを想定した。

実用炉の予備設計検討は昭和 56 年度から開始された。その炉概念及び設計仕様の設定に当たっての基本的な考え方を以下に示す。

(1) プラズマ設計

プラズマ生成・維持に必要な技術上の課題をできるだけ軽減する。材料への熱負荷・粒子負荷、構造体への電磁力負荷をできるだけ軽減するようにし、炉構造の単純化、材料・構造体・システムの信頼性の向上を図る。そのため先進的な物理設計のシナリオを作成するが、現在の実験データから進展の可能性のあるものあるいは理論的裏付けができるものを採用する。

(2) 炉構造設計

コスト及びメンテナンスの観点から軽量・小型化する。製作性を考慮し、安全性、信頼性の高い構造とし、分解・組立・修理の観点からできるだけ単純な構造とする。

(3) 材料

現在比較的（豊富に）データベースのあるものの中から，使用条件と今後の研究開発の展望を考慮した総合的判断により選択する。中性子照射による材料寿命は，現在のデータの今後の改良を最大限に期待する。

(4) 中性子壁負荷

経済性の観点から第1壁の熱構造設計の許容限界近くで，炉寸法，ベータ値及びコイル上の磁場強度を考慮して設定する。

(5) エネルギー変換効率

加熱装置，プラズマの電流駆動，エネルギー転送，冷凍効率，熱効率等の種々のエネルギー変換効率については将来の展望を踏えてできるだけ改善を図る。

(6) メインテナンス

単純な動作と短い作業工程を基本とした完全な遠隔操作を原則とする。他方，作業内容によっては人が立入って手作業を可能とする設計上の工夫についても検討する。

(7) 安全性

潜在的に安全性の高いシステム構成とし，材料選択（冷却材，増殖材等）と構造設計においても十分安全性を考慮する。

予備設計検討の第1候補としてスイミングプール型の炉概念（SPTR-P）を採用した。この方式は，トカマク炉の問題点である炉構造の複雑化と大型化を改善するために昭和55年度に原研より核融合実験炉のひとつの炉概念として提案されたもので，^{(1)~(3)}炉本体を水プールの中に設置して水を遮蔽体として利用する。これによって実用炉で約1万トンにもなる巨大で構造を複雑にしている固体遮蔽構造体を取り除くことができる。設計に当っては，この方式の実用動力炉への適合性と問題点を明らかにすることを目的としている。次に大きな特徴は，高周波（低減混成波）によるプラズマ電流駆動を行い定常運転を設定している。そしてHe排気法としてポンプリミタ方式を採用した。さらに冷却は軽水で行ない，第1壁／ブランケットの冷却条件は加圧水型分裂炉と同程度のものを設定した。

これらの主要設計概念に基づいて，昭和56年度に炉心パラメータと炉本体構造の予備検討を行い，⁽⁴⁾それに基づいてより詳しい技術的・システムの検討を三菱グループに外注した。しかしながら初年度でしかも検討の期間が短かったこともあり，さらに検討すべき問題点及び事項が多く残されている。炉本体設計においては，モジュール構造，トーラス構造，トロイダルコイルの大きさや数等の総合的な見直しが必要であった。特に熱構造設計においては，プラズマ関連の電磁気設計（周回抵抗部含む），分解組立を考慮したモジュール構造とモジュール接合部（機械的分割部），冷却条件を満す第1壁／ブランケットの配管系とモジュール構造，主冷却配管と炉内構造物を収納し得るトロイダルコイルの大きさ，分割部（周回抵抗部，機械的分割部）の占有空間と遠隔操作機器の挿入空間及び遮蔽性能等を満すのに必要なトーラス内側空間等について相互にconsistentに設計検討を行う必要がある。プラズマ関連の電磁気設計では，プラズマの位置制御及びディスラプションによる電磁力の観点から，ブランケット，真空容器及びコイル真空槽（クライスタット）の構造の検討を行わなければならない。

本報告書は，56年度の予備設計検討をベースにして，ニュートロニクス，第1壁／ブランケ

ット／真空容器，コイルライオスタット及び電磁気設計（渦電流解析）の観点から，炉本体構造概念を総合的に検討したものである。

References

- (1) 原研・炉設計研究室 " スイミングプール型トカマク炉の予備的検討 "， JAERI-M 9050， (1980)
- (2) Sako, K., et al.: "Design Study of Swimming Pool Type Tokamak Reactor (SPTR)", J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 19, No. 6, P.491~503 (1982).
- (3) Sako, K., et al.: "Next Tokamak Design (Swimming Pool Type)", Proc. Third IAEA Technical Committee Meeting and Workshop on Fusion Reactor Design and Technology, Tokyo, Oct. 5~16, 1981, II-6 (in press).
- (4) Tone, T., et al.: "Design Study of a Tokamak Power Reactor", *ibid.*, II-8 (in press).

2. 炉 の 概 要

SPTR-P の炉概念を構成する代表的な特徴を Table 2.1 に列挙する。SPTR-P のもっとも大きな特徴は定常運転と炉本体をプール水の中に漬けることである。設計検討の初期においては、ブランケット／真空容器の全モジュールを新しく組み立てる際には作業員が立入って作業できるように、クライオスタット面、床面等に鉛層を設置する工夫を検討した。ニュートロニクス上は、最も遮蔽の厳しい内側領域でも 10 cm 厚みの鉛層をクライオスタット面に取り付けることによって、例えば 2 年連続運転して停止後 2 週間で人の立入り基準 (2.5 mrem/h) をほぼ満たすことが確められた⁽¹⁾。しかし、鉛の取り付け (支持) 法、分解・修理時の移動機構部 (ラック・ピニオン部、レール部等) 等に問題があることが具体的に明らかになり、reference concept では作業員の接近作業のために鉛層を設置する案は除いた。

Table 2.2 に主要設計諸元を示す。16 MA のプラズマ電流を 80 MW の低域混成波によって駆動する。駆動効率 200 A/kW で理論的には妥当な数値であり、実験的にもまだかなり密度の低いプラズマであるがこれを上回るデータは得られている。ベータ値は 7% とかなり高い値であるが、FCT (Flux Conserving Tokamak) のプラズマ平衡概念に基づいて高 n バルーンモードに対する安定性の条件を満たすように理論数値解析によって得ている。得られたプラズマ電流分布は通常の平衡計算で用いる解析式で表わせないので、多項式で curve fitting を行ない平衡磁場配位を計算し平衡コイルの配置を決めた。

第 1 壁／ブランケットの構造材は研究開発の現実的な観点から改良ステンレス鋼 PCA (Prime Candidate Alloy) を採用した。PCA の研究開発は原研でも着手されており、他の代替候補材料と共に材料の基本特性に関する試験が既に行われている。SPTR-P の PCA は原研の開発中のもの⁽²⁾を想定している。Table 2.3 に PCA の組成を示す。参考のために STARFIRE⁽³⁾ の PCA と INTOR⁽⁴⁾ の 316 SS の組成も示している。トリチウム増殖材は Li_2O を採用し、生成されたトリチウムの放出のために Li_2O を 400 °C 以上にする。最高温度は 1000 °C に設定している。トリチウムの回収は 1 気圧程度の He をパーシガスとして用いて連続的に行う。増殖比は正味 1.05 程度を目標とし、1 次元計算では 1.15 程度を確保することにした。

ポロイダルコイルとトロイダルコイルの断熱真空槽 (クライオスタット) は、極低温における支持構造、分解組立作業の簡素化等の観点から共通の容器としベルジャ構造を採用している。Fig. 2.1 に 56 年度の設計の炉本体縦断面図を示す。ポンプリミタは赤道面 (mid-plane) 上につけている。トロイダルコイルの数は 16 で、ブランケット／真空容器の分解・組立時の分割数は 32 である。ベルジャ型クライオスタットも 32 分割構造としている。

References

- (1) Tone, T., et al.,: "Design Study of a Tokamak Power Reactor", Proc. Third IAEA Technical Committee Meeting and Workshop on Fusion Reactor Design and Technology, Tokyo, Oct. 5 ~ 16, 1981, II-8 (in press).
- (2) Hasiguti, R., Shimokawa, J.: "Alloy Development for the First Wall", Progress Report on Fusion Reactor Materials Research and Development in Japan, 1981, JAERI, pp. 1 ~ 2. 及び日本原子力研究所; "核融合研究開発の現状", 1982, pp. 72 ~ 73.
- (3) Baker, C.C., Abdou, M.A.: "STARFIRE - A Commercial Tokamak Fusion Power Plant Study", ANL/FPP-80-1, Vol. I, II, (1980).
- (4) "International Tokamak Reactor Zero Phase", IAEA, Vienna, 1980.

Table 2.1 Main design features of SPTR-P

- 1 Steady-state plasma operation by RF wave
- 2 SPTR (Swimming Pool Type Reactor) concept (elimination of solid shield structure)
- 3 RF wave power for plasma startup, heating and current drive
- 4 Pumped limiter for ash exhaust
- 5 Titanium modified austenitic stainless steel PCA (Prime Candidate Alloy) for first wall/blanket structural material
- 6 Pressurized water cooling
- 7 Continuous tritium recovery from solid breeder Li_2O
- 8 Tubes for first wall structure
- 9 Unified assembling of blanket and vacuum vessel
- 10 Shell effect structure (on blanket) for positional plasma control
- 11 All poloidal field coils outside toroidal field coils
- 12 Common belljar-type cryostat vacuum chamber for toroidal and poloidal coils systems

Table 2.2 Major design parameters

Operation mode	Steady state
Net electrical power (MW)	1000
Fusion power (MW)	3200
Thermal power (MW)	3700
Average neutron wall load (MW/m ²)	3.3
Major radius (m)	6.9
Minor radius (m)	2.0
First wall radius (m)	2.2
Plasma elongation	1.6
Average plasma temperature (keV)	20
Average plasma density n_e (m ⁻³)	1.1×10^{20}
Plasma current (MA)	16.0
Safety factor q_a/q_s	1.3/2.3
Average toroidal beta	0.07
Poloidal beta	1.2
Toroidal field on axis (T)	5.2
Maximum toroidal field (T)	12.2
Plasma current drive method	Lower hybrid RF
RF power for current drive (MW)	80
Plasma heating method	Lower hybrid RF
Number of TF magnets	16
Toroidal field coil material	Nb ₃ Sn/NbTi
Poloidal field coil material	NbTi
Blanket structural material	PCA*
Tritium breeding material	Li ₂ O
First wall/blanket coolant	Pressurized water
Inlet/Outlet coolant temperature (°C)	290/330
Coolant pressure (MPa)	16
Ash exhaust	Pumped limiter
Power to pumped limiter (MW)	100
Average surface heat flux on first wall (W/cm ²)	80

* Prime candidate alloy (titanium modified austenitic stainless steel)

Table 2.3 Nominal composition of PCA and 316SS (w/o)

Alloy	Fe	Ni	Cr	Mo	Mn	Si	Ti	C	P	S	B	N	Nb	V
PCA (SPTR-P)	Bal.	16.22	14.51	2.37	1.79	0.53	0.24	0.06	0.027	0.009	0.0035	-	-	-
PCA (STARFIRE)	64.68	16.0	14.0	2.0	1.8	0.5	0.3	0.05	0.01	0.005	0.001	0.01	0.03	0.04
316SS (INTOR)	Bal.	13	17	2.5	2	0.7	-	0.05	-	-	-	-	-	0.2

1	PLASMA
2	BLANKET
3	BLANKET SUPPORT
4	PUMPED LIMITER
5	VACUUM VESSEL
6	VACUUM VESSEL FLANGE FOR CONNECTION
7	VACUUM VESSEL SUPPORT
8	BACK-PINION
9	EXHAUST DUCT
10	EXHAUST DUCT SUPPORT
11	LHRF LAUNCHER
12	LHRF LAUNCHER SUPPORT
13	Pb SHIELD
14	INSIDE COIL VACUUM CHAMBER
15	OUTSIDE COIL VACUUM CHAMBER
16	TOROIDAL FIELD COIL
17	TOROIDAL FIELD COIL SUPPORT
18	INSIDE COIL VACUUM CHAMBER SUPPORT
19	POLOIDAL FIELD COIL
20	COIL SUPPORT RING
21	CENTER CYLINDER
22	CENTER COLUMN ASS'Y SUPPORT
23	LIQ He MANIFOLD
24	LIQ He TANK
25	LIQ He PIPE
26	TF COIL LIQ He TANK
27	REACTOR SUPPORT PLATE

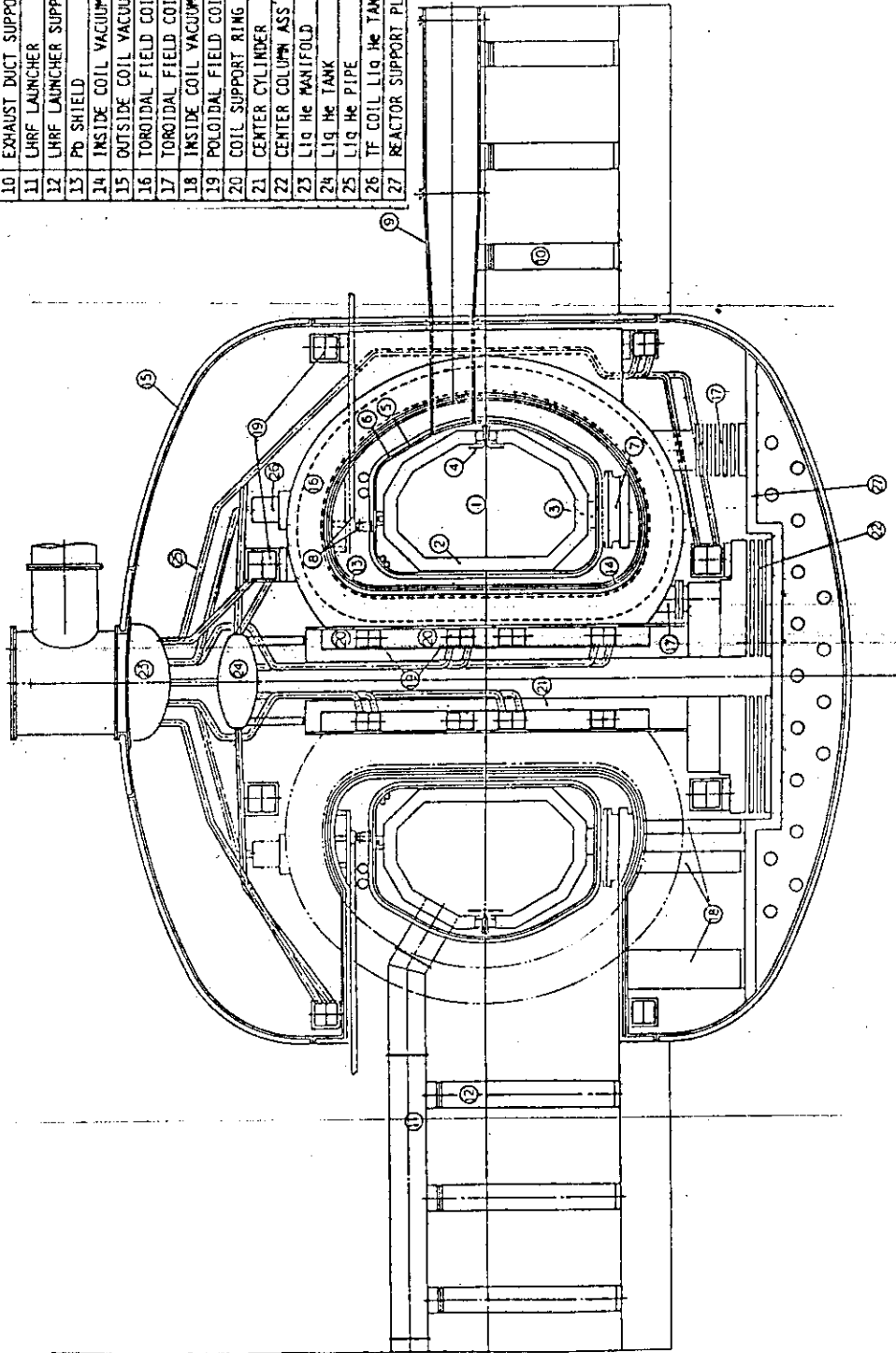


Fig. 2.1 Vertical view of SPTR-P

3. ニュートロニクス設計

ニュートロニクス設計としては以下の項目を検討した。

- (i) トリチウム増殖比
- (ii) 核発熱
- (iii) 超電導磁石のしゃへい
- (iv) 誘導放射能
- (v) 生体しゃへい

設計目標としては、トリチウム増殖比を正味で1.05以上とすること、ブランケット中での核発熱によるエネルギー増倍率を高めること、超電導磁石と生体に対して十分なしゃへいを行うことを考慮した。

設計に用いた計算手法は全て1次元計算であり炉本体の概念の検討の段階では十分と思われる。1次元 S_N 輸送計算コードANISN⁽¹⁾を P_5-S_8 近似の下に使用し、群定数としては42群中性子-21群ガンマ線結合断面積セットGICX40⁽²⁾とGICX40用レスポンスライブラリーXS63⁽³⁾を用いた。誘導放射能の計算にはTHIDAシステム⁽⁴⁾を使用した。ブランケットやしゃへいの材料組成の原子数密度はJXFRの設計報告書⁽⁵⁾に示してあるものを用いた。

3.1 トリチウム増殖比

トリチウム増殖比(T)を余裕を持って1.0以上にすると共にエネルギー増倍率(M)を高めるためにブランケットにベリリウム(Be)増倍材を用いることを検討した。1981年10月のまとめ⁽⁶⁾では、増倍材を用いない酸化リチウム(Li_2O)ブランケットを採用したが、このブランケットのTは1.12でありMは1.16であった。

他方次期装置のブランケットのパラメーターサーベイ⁽⁷⁾の結果Be増倍材と 6Li の濃縮とを組み合わせることによってTを1.5以上にできることが示されている。そこで動力炉条件でベリリウムの装荷方法と 6Li の濃縮度を変えてTとMの変化を考察した。ベリリウムの装荷方法としてはFig. 3.1に示す5通りの場合を調べた。Case 1の状態はベリリウムと酸化リチウムを体積率50%と9%でブランケットの増殖領域全体に装荷するものである。

Fig. 3.2にCase 1において 6Li の濃縮度に上げることにより必要あればTを1.5以上に高めることができることを示す。Fig. 3.1のCase 2~5はCase 1よりBeの装荷量を減少させた場合に相当している。Beの装荷量がBeの体積率と装荷領域の厚さの積に比例するものとしてCase 1のBe装荷量に対する比を相対的Be装荷比と名付けて F_{Be} で表わす。Fig. 3.1に示した5通りの場合及びBeを用いない場合のTとMを F_{Be} に対してFig. 3.3にプロットしてみた。一般的に F_{Be} の増大とともにTとMは増大する傾向が見られる。

Beが高価であることとTは1.15以上であれば十分であるとの判断に基づいて F_{Be} が最も小さいCase 3を採用することとした。

Case 3のブランケットの内部での核発熱分布をFig. 3.4に示す。次にこの核発熱分布に対応して熱計算に基づいてブランケットの内部での冷却管の配列が決められた。核発熱率はプラズマに近い側で高いので冷却管の密度もプラズマに近い側で大きい。冷却管配列を考慮して得られたトーラスの内側と外側のブランケットの新しい計算モデルをFig. 3.5とFig. 3.6に示す。トーラスの外側では増殖領域の厚さを46 cmとれるが、トーラスの内側では超電導マグネットのしゃへいを十分に行うことを優先するために増殖領域は36 cmである。この新しい計算モデルに対するTは、プラズマの周囲を全て内側ブランケットで囲むと1.13であり外側ブランケットで囲むと1.16となる。表面積で荷重平均すると全体ではほぼ1.15となる。内側ブランケットと外側ブランケットにおけるトリチウム生成率分布をFig. 3.7とFig. 3.8に示す。

3.2 核発熱

Fig. 3.9とFig. 3.10にプラズマ中心軸上の水平面におけるトーラスの内側と外側のブランケット、しゃへい、トロイダル磁場コイルの1次元円柱モデルを示す。そしてFig. 3.11とFig. 3.12にそれぞれの計算モデルで計算された核発熱率分布を示す。

第1壁における核発熱率は約35 W/ccでありブランケット中で指数関数的に減少する。ブランケット中で全ての核発熱の98.5%以上が生ずる。真空容器の外側のプール水中での核発熱量は1%以下で約30 MWと概算された。

3.3 超電導マグネットしゃへい設計

超電導マグネット (SCM) の放射線しゃへいはまずブランケットとしゃへい層によって行い、次にブランケット及びしゃへい層に存在する貫通孔や空隙部からのストリーミング効果を評価する必要がある。ここではFig. 3.9とFig. 3.10の1次元円柱モデルに基づいてバルクしゃへいの検討を行なったのでその結果を示す。Fig. 3.13とFig. 3.14にトーラスの内側と外側における中性子束とガンマ線束の空間分布を示す。この二つの図を比較するとSCM表面での中性子束とガンマ線束はトーラスの外側の方が内側より高いことがわかる。これはトーラスの内側では、第1壁からSCM表面までの距離は153 cmであり、外側の210 cmと較べて小さいが、ステンレス鋼などのしゃへい材が詰まっているのに対し外側では50 cmもの配管引き廻し用のボイド空間や約60 cmものプール水の層があるためである。

Table 3.1にトーラスの内側と外側のSCM表面における照射条件と設計基準とを対比して示す。SCM中の安定化材としてのCuのdpa分布はFig. 3.7とFig. 3.8に、核発熱率分布はFig. 3.11とFig. 3.12に示されている。エポキシ樹脂の吸収線量値は計算値ではなく中性子束などの計算値から推定した値である。この表を見るとトーラスの外側のSCM表面における照射条件、特にエポキシ樹脂の照射条件が最も厳しく、設計基準の約1/3となっている。トーラス内側については照射条件は外側の1/2以下となっている。ブランケットしゃへいのセクター間の空隙からのストリーミング効果による2~3倍のピーキングを考慮しても内側しゃへいはやや過大設計であり、しゃへい厚さを減少する余地がある。

3.4 誘導放射能

2年間炉を連続運転した後に炉を停止してから24時間後のステンレス鋼の放射能に伴う線量率分布を計算した。Fig. 3.15とFig. 3.16にそれぞれトラスの内側と外側の線量率分布を示す。第1壁近辺の線量率分布は 10^7 rem/yr以上で、第1壁の交換などの作業には遠隔操作が必要である。またSCMにおける線量率はトラスの外側の方が高く1rem/hr以上となっており人間の近接は極めて制限されるのでSCMの故障頻度を十分に小さいものとして仮に故障した場合にはそのコイルをそっくり交換することを考えておくべきであろう。

3.5 生体しゃへい設計

原子炉建屋内および建屋外の炉運転中および炉停止1日後の線量率分布を1次元円柱計算モデルを用いて計算した。Fig. 3.17に示す方向に計算範囲を定めプラズマを無限円柱で近似した。このときの計算モデルをFig. 3.18に示す。この計算モデルではプラズマ真空容器とコイルのクライオスタット間に1.2 mの厚さのプール水があるがコイル自体は考慮に入れていない。炉建屋の天井は2 mの厚さの普通コンクリートを用いている。中性子束とガンマ線束分布をFig. 3.19に示す。炉を運転中の線量率分布をFig. 3.20に示す。この図より炉運転中にはコイルクライオスタットの外側で 10^3 mrem/hr以上になり人間は近づけないが、炉建屋の外では十分に線量率は低くなることが示されている。

Fig. 3.21に2年間連続運転した後に炉を停止してから1日後の線量率分布を示す。コイルクライオスタットの外側では 10^{-2} mrem/hr程度であり十分に人間が近接できる。

References

- (1) W.W. Engle, Jr., "A User's Manual for ANISN, A One Dimensional Discrete Ordinates Transport Code with Anisotropic Scattering", K-1693, Oak Ridge National Laboratory (1967)
- (2) Y. Seki and H. Iida, "Coupled 42-Group Neutron and 21-Group Gamma Ray Cross Section Sets for Fusion Reactor Calculations", JAERI-M (1980)
- (3) H. Kawasaki and Y. Seki, "APPLE-2: An Improved Version of APPLE Code for Plotting Neutron and Gamma Ray Spectra and Reaction Rates", JAERI-M 82-091 (1982)
- (4) H. Iida and M. Igarashi, "THIDA-Code System for Calculation of the Exposure Dose Rate Around a Fusion Device", JAERI-M 8019 (1978) in Japanese
- (5) K. Sako et al., "First Preliminary Design of an Experimental Fusion Reactor", JAERI-M 7300 (1977) in Japanese
- (6) T. Tone et al., "Design Study of a Tokamak Power Reactor", Proc. 3rd Technical Committee Meeting and Workshop on Fusion Reactor Design and Technology", Tokyo, 5-16 October, 1981
- (7) S. Mori et al., Private Communication

Table 3.1 Irradiation Conditions on the Surface of the Inboard
and Outboard Toroidal Field Magnet

Items ⁺	Design criteria	Calculated values	
		Inboard SCM	Outboard SCM
Maximum dpa in copper (dpa/y)	5×10^{-5} *	5.0×10^{-6}	1.2×10^{-5}
Maximum neutron ($E_n > 0.1$ MeV) fluence for superconductor (n/cm^2)	2×10^{18}	1.8×10^{17}	5.6×10^{17}
Maximum epoxy dose (rad)	3×10^9	$4 \times 10^{8**}$	$1 \times 10^{9**}$
Maximum nuclear heating (W/cm^3)	1×10^{-3}	6.9×10^{-6}	1.5×10^{-5}
Total nuclear heating (kW)	20	~ 2	

+ Availability and reactor lifetime are assumed to be 100% and 30 years, respectively.

* Room temperature annealing once every two years is assumed.

** Estimated values

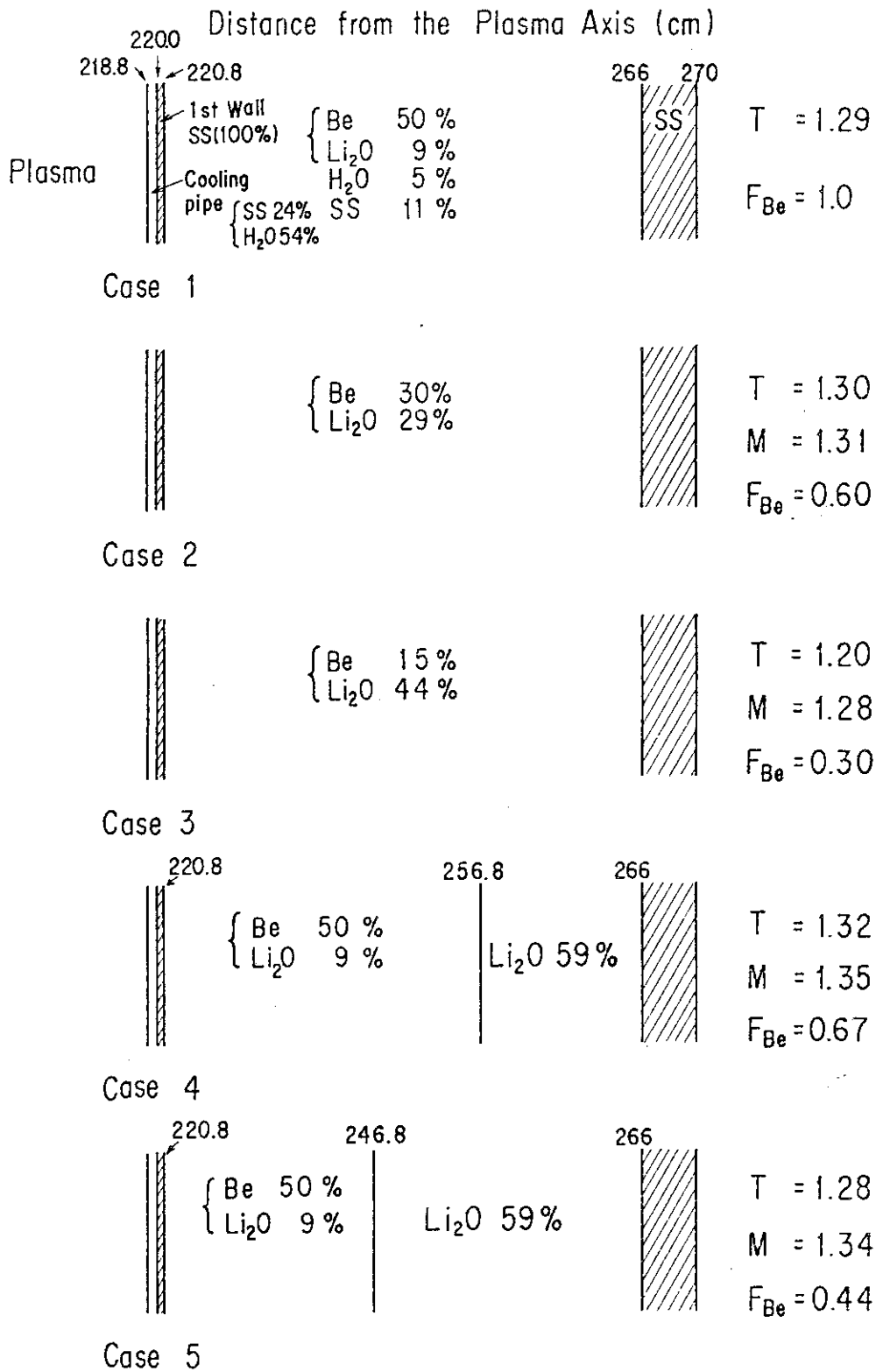


Fig. 3.1 Five cases of lithium oxide blanket with beryllium

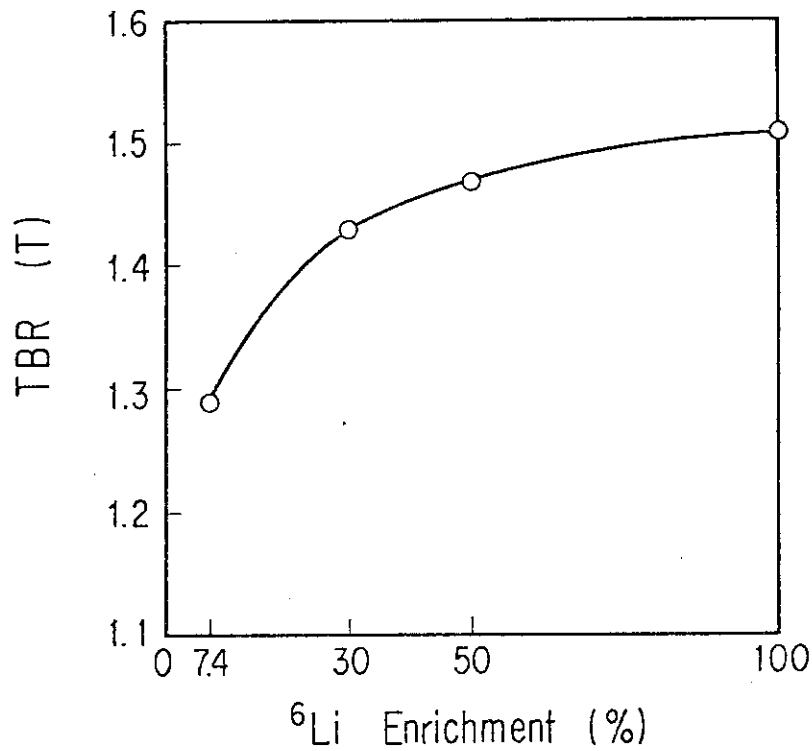


Fig. 3.2 Tritium breeding ratio (TBR) of the Case 1 blanket as a function of ${}^6\text{Li}$ enrichment

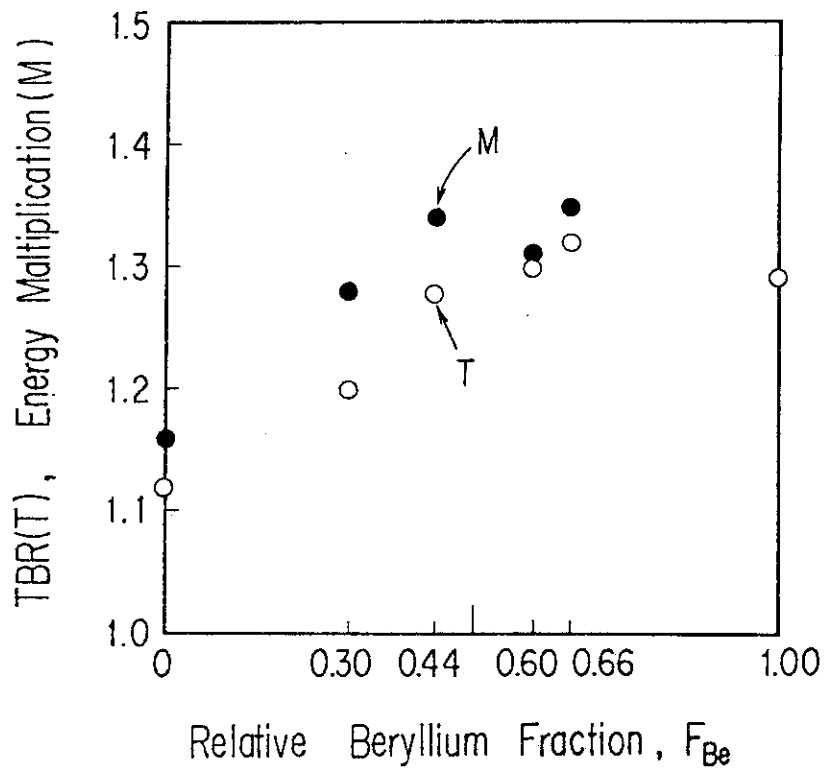


Fig. 3.3 Tritium breeding ratio (TBR) and energy multiplication factor (M) of the five cases of blankets as a function of the relative beryllium fraction (F_{Be})

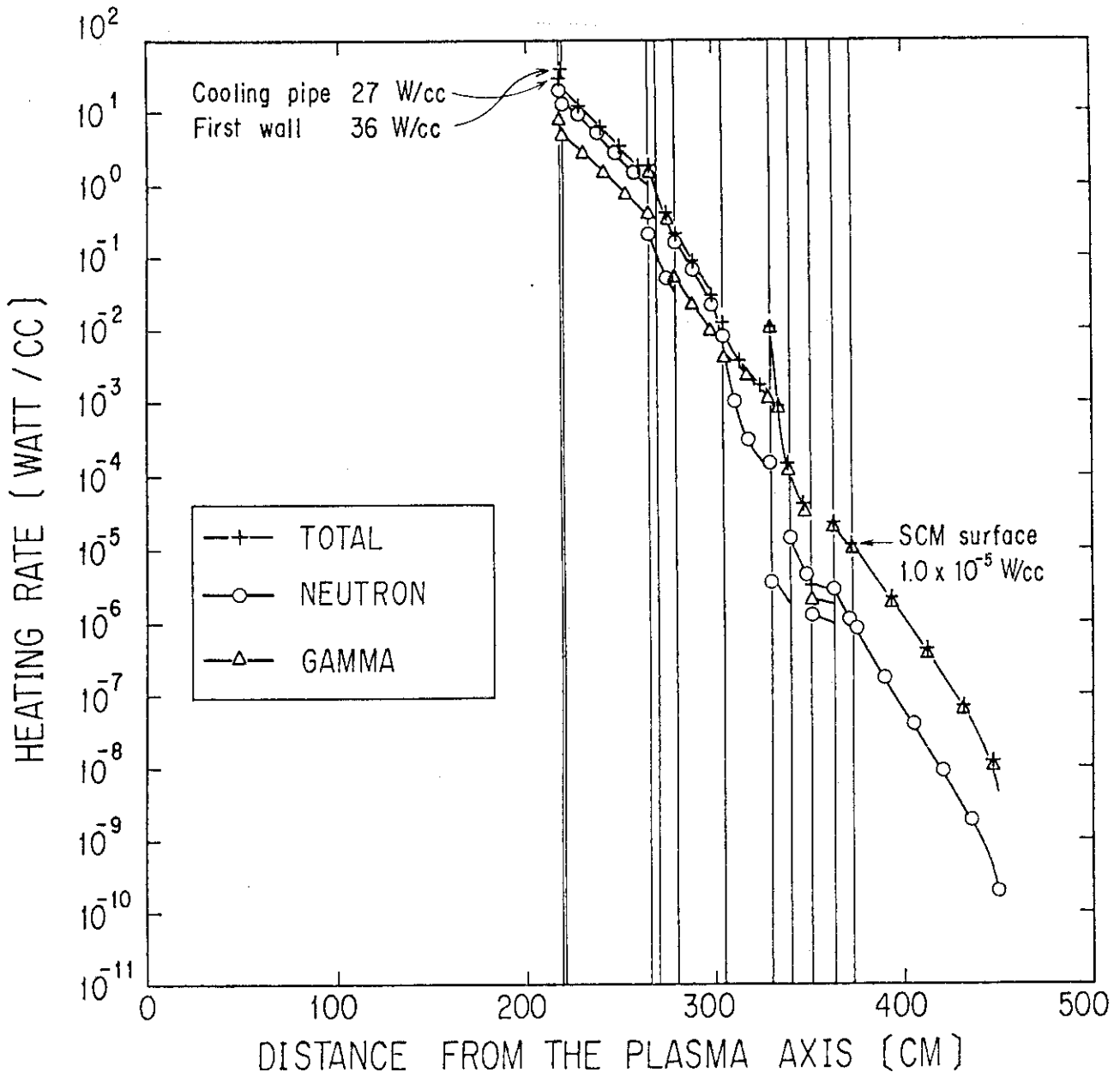
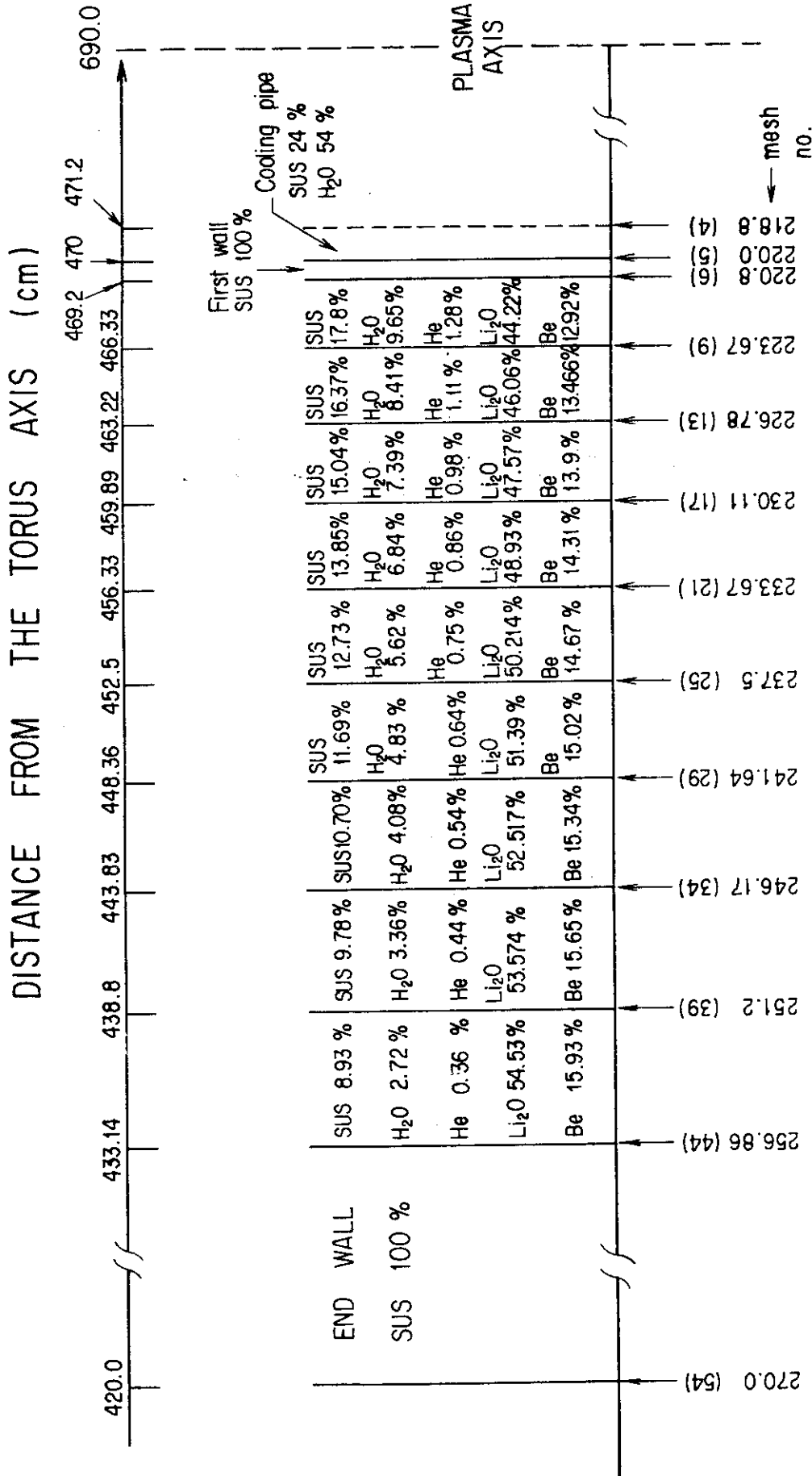
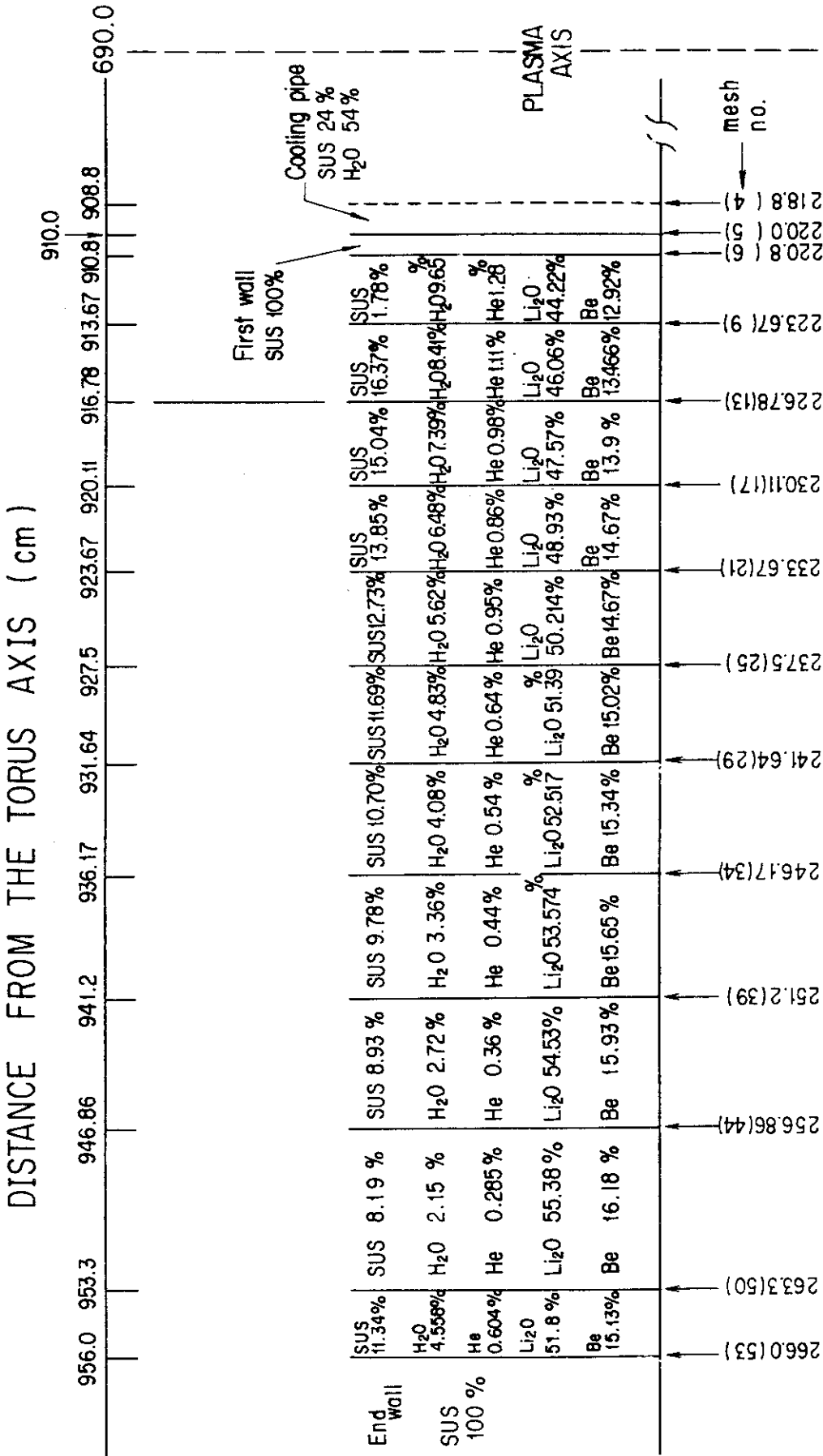


Fig. 3.4 Nuclear heating rate distributions in the Case 3 blanket, inboard shield and SCM



DISTANCE FROM THE PLASMA AXIS (cm)
Inboard Blanket Calculation Model

Fig. 3.5 Calculational model of the inboard blanket



DISTANCE FROM THE PLASMA AXIS (cm)
Outboard Blanket Calculation Model

Fig. 3.6 Calculational model of the outboard blanket

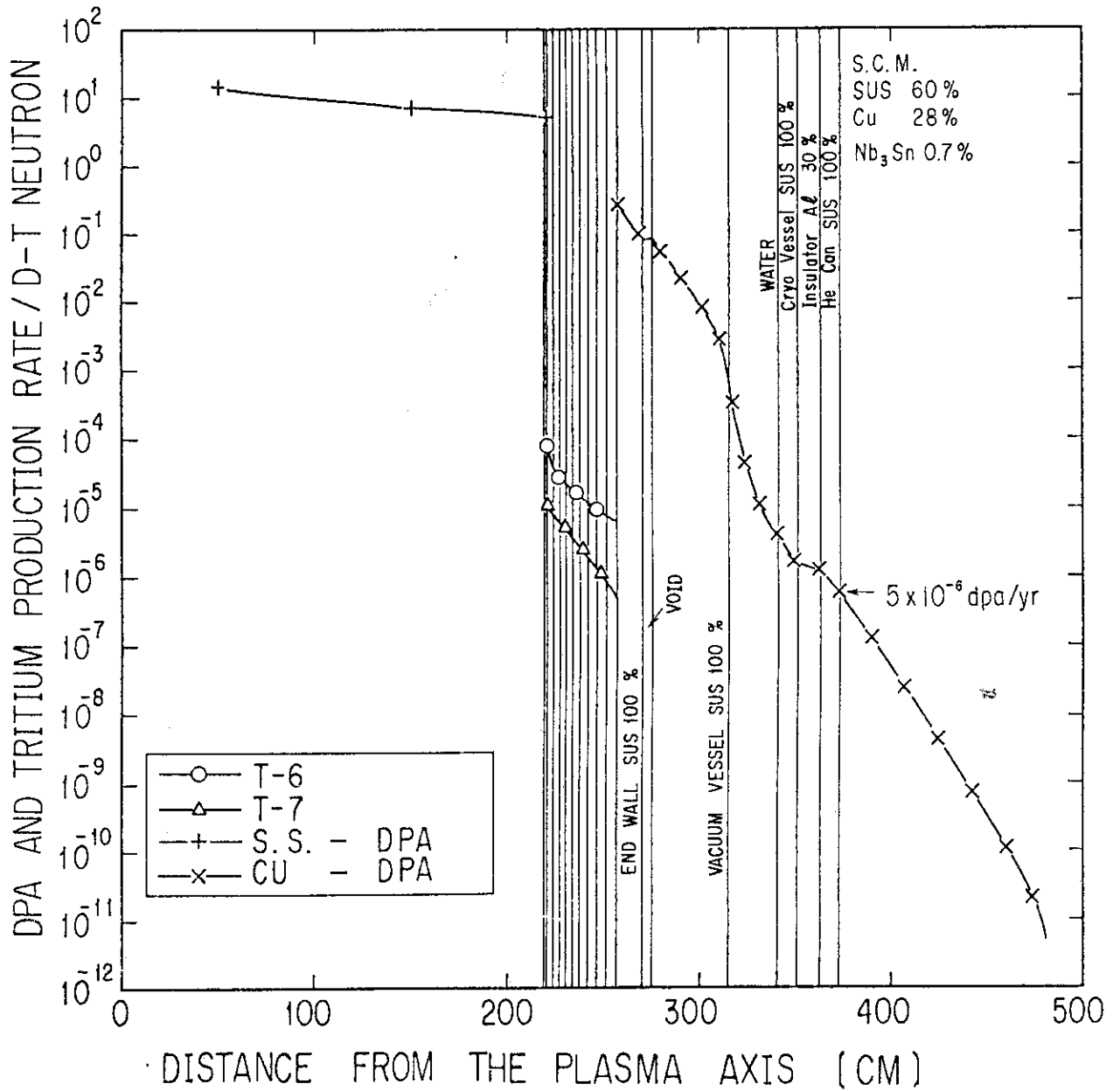


Fig. 3.7 Distributions of tritium producing reactions and dpa rates of stainless steel and copper in the inboard configuration

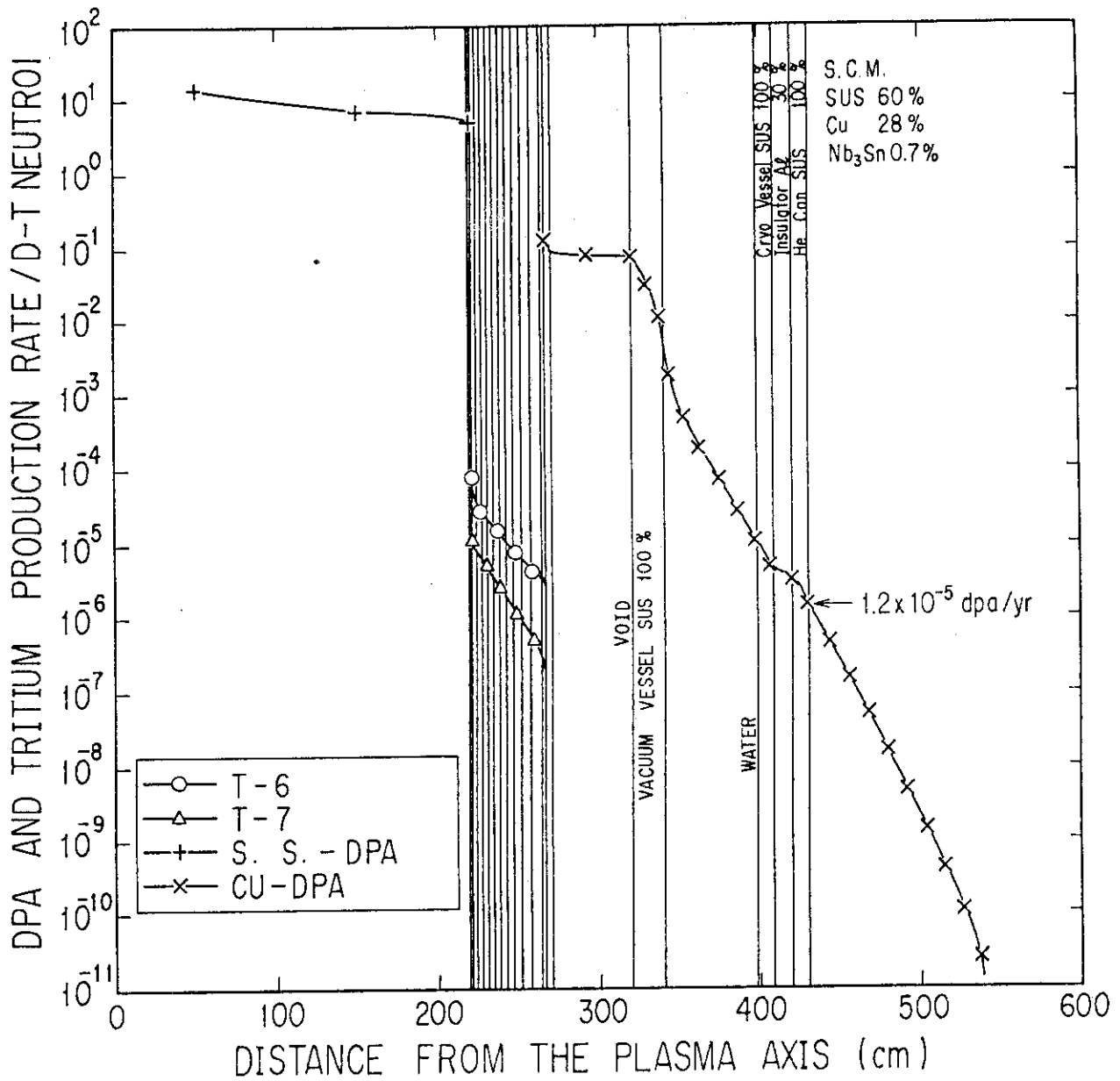
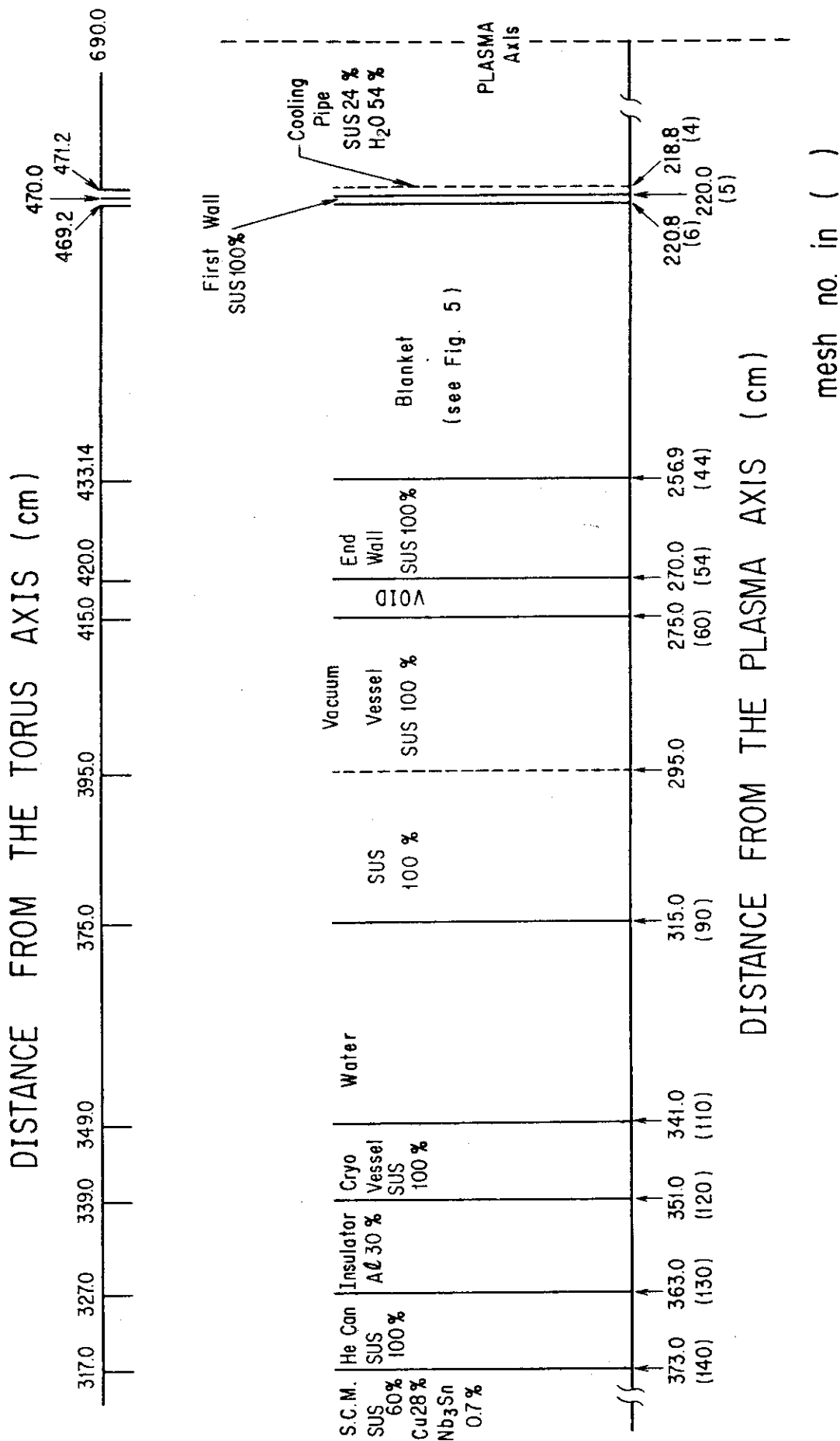


Fig. 3.8 Distributions of tritium producing reactions and dpa rates of stainless steel and copper in the outboard configuration



INBOARD CONFIGURATION

Fig. 3.9 Calculational model of the inboard configuration

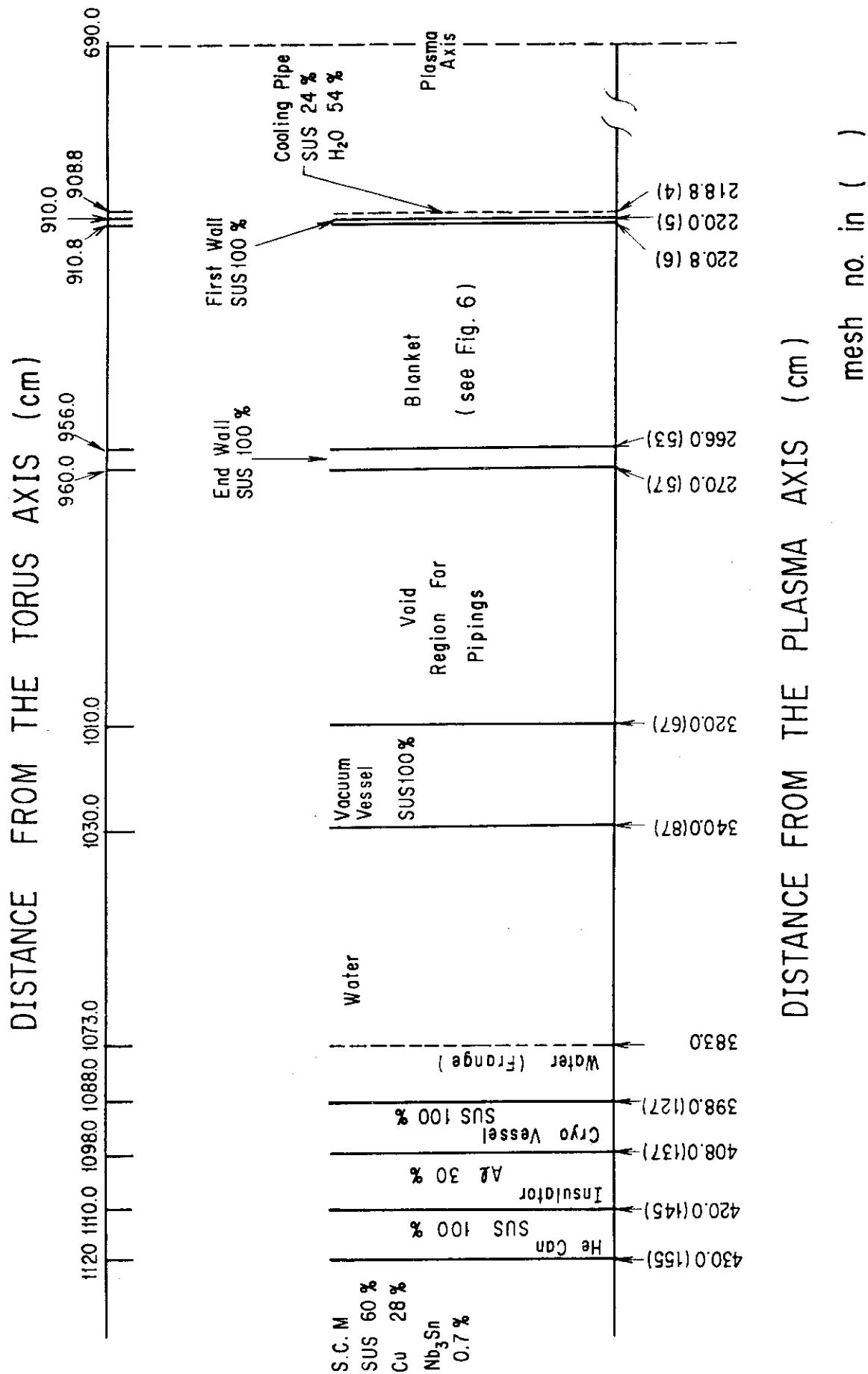


Fig. 3.10 Calculational model of the outboard configuration

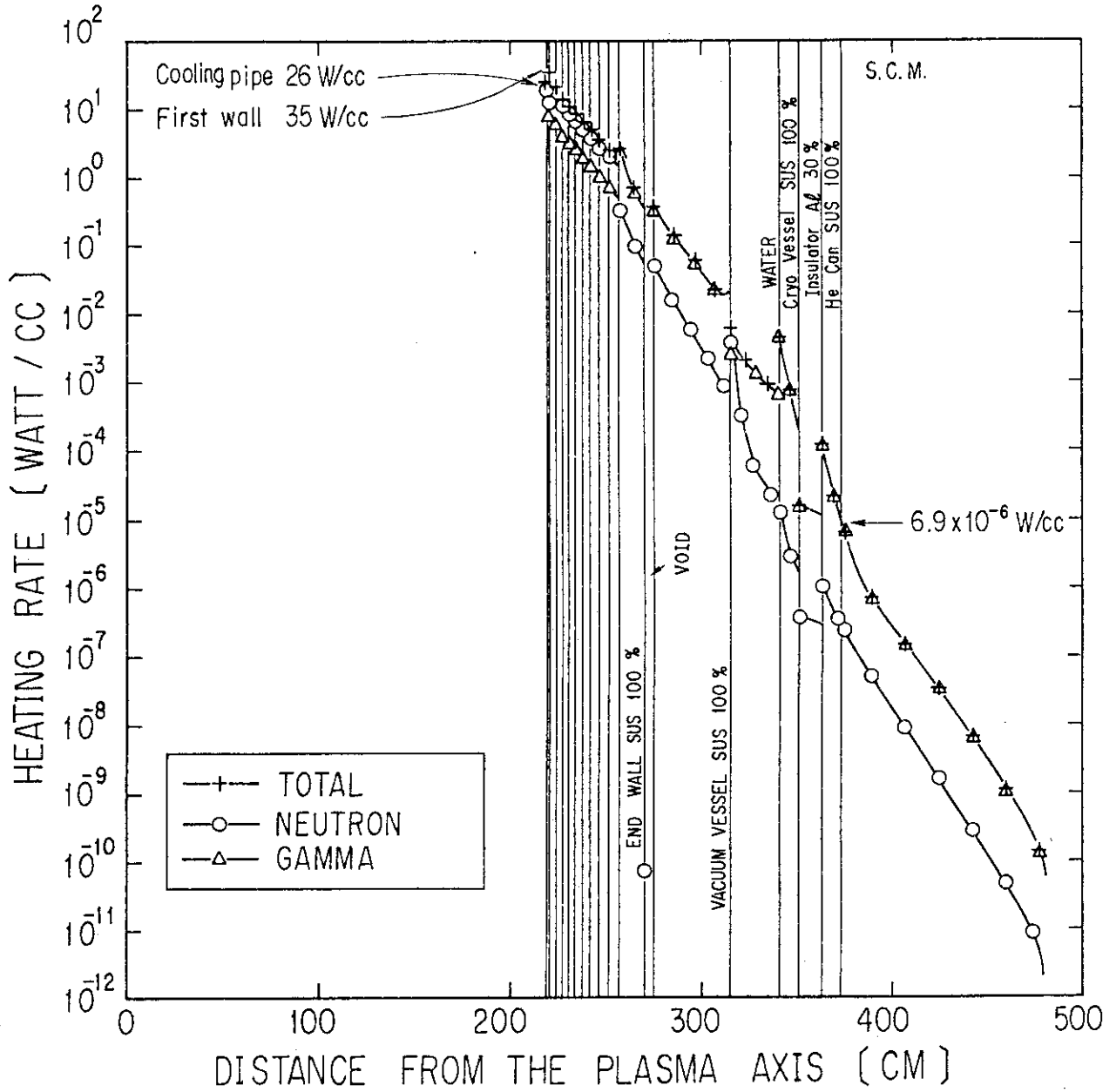


Fig. 3.11 Nuclear heating rate distributions in the inboard configuration

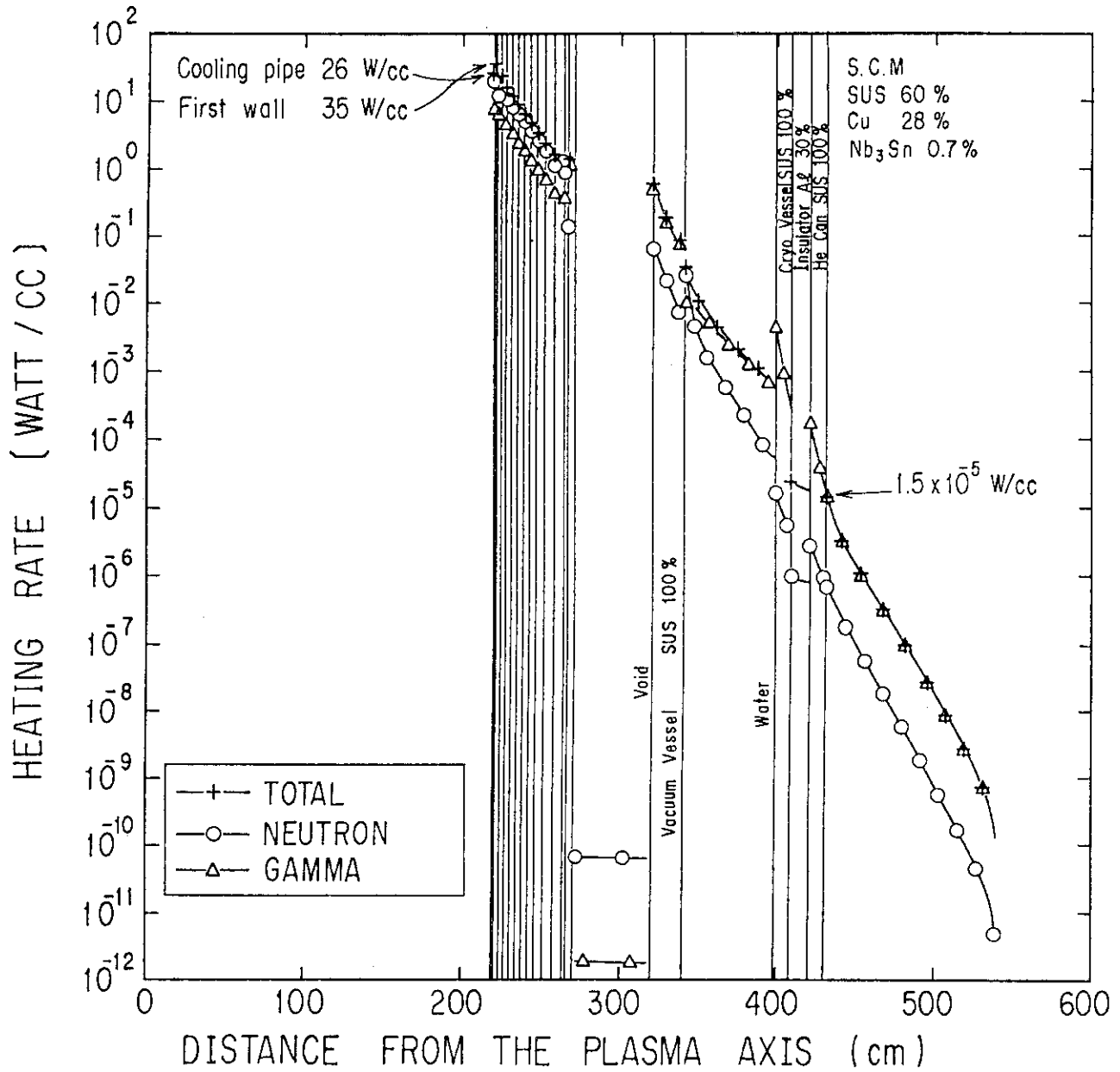


Fig. 3.12 Nuclear heating rate distributions in the outboard configuration

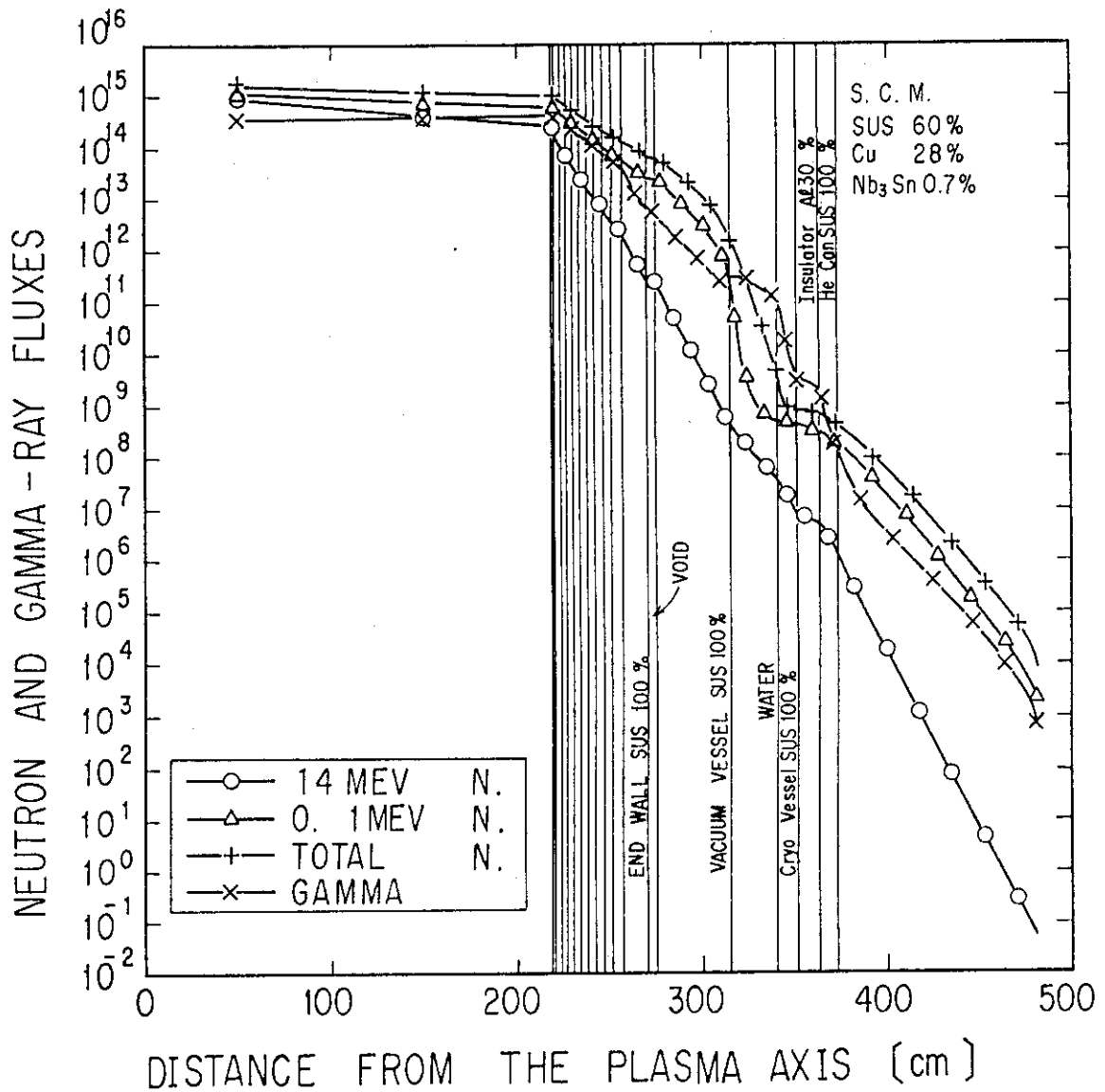


Fig. 3.13 Distributions of neutron and gamma-ray fluxes in the inboard configuration

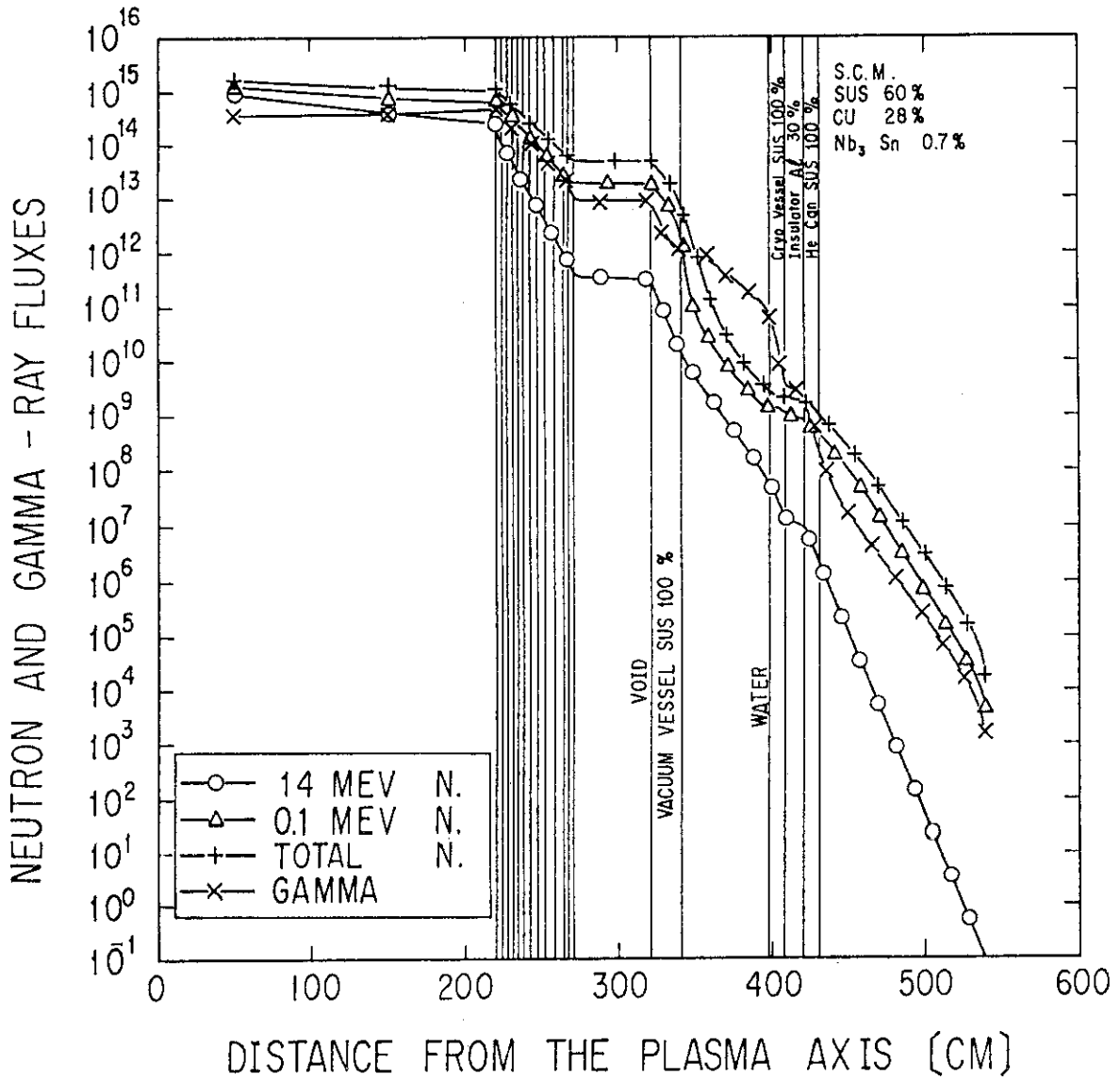


Fig. 3.14 Distributions of neutron and gamma-ray fluxes in the outboard configurations

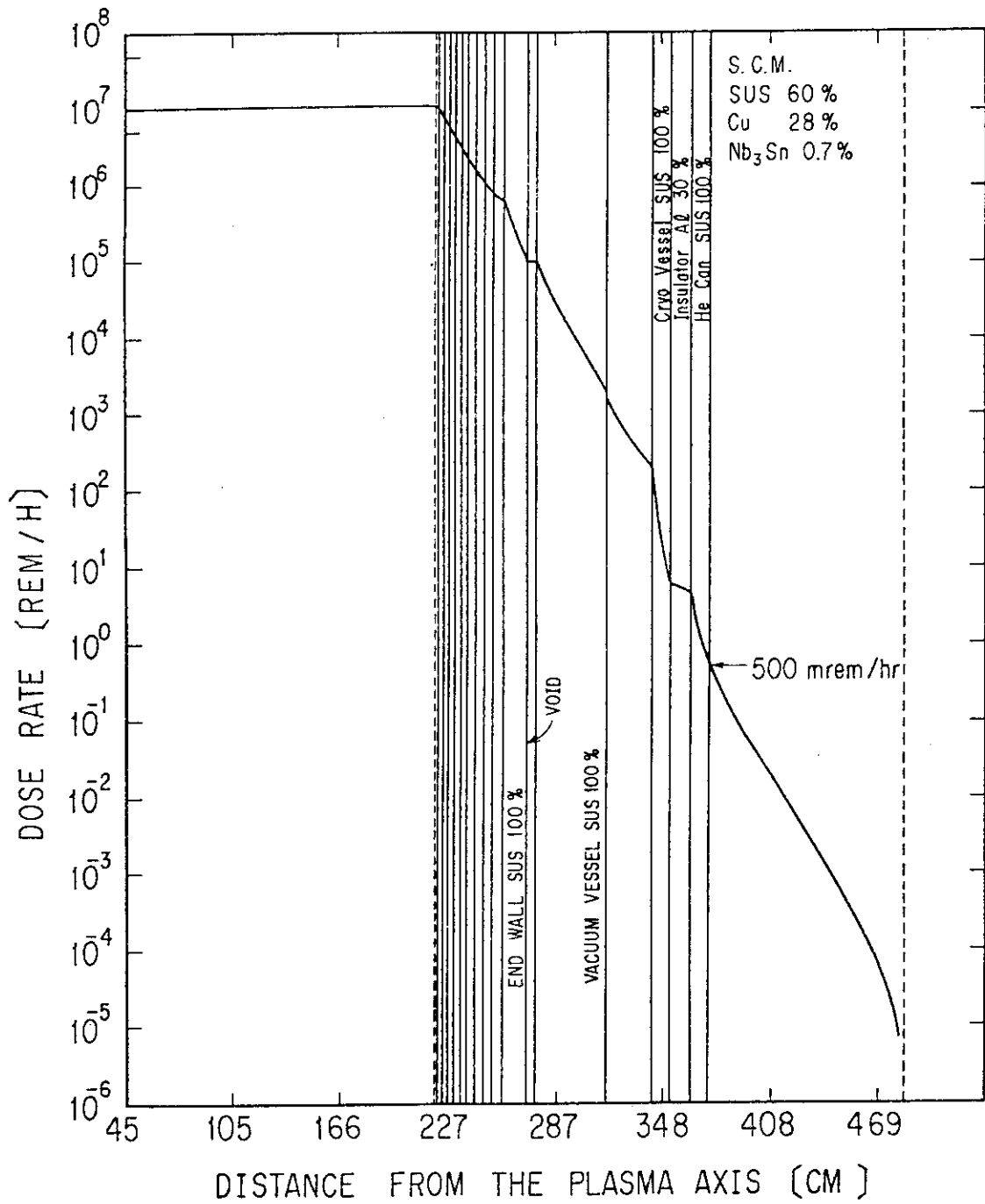


Fig. 3.15 Dose rate distribution in the inboard configuration one day after reactor shutdown

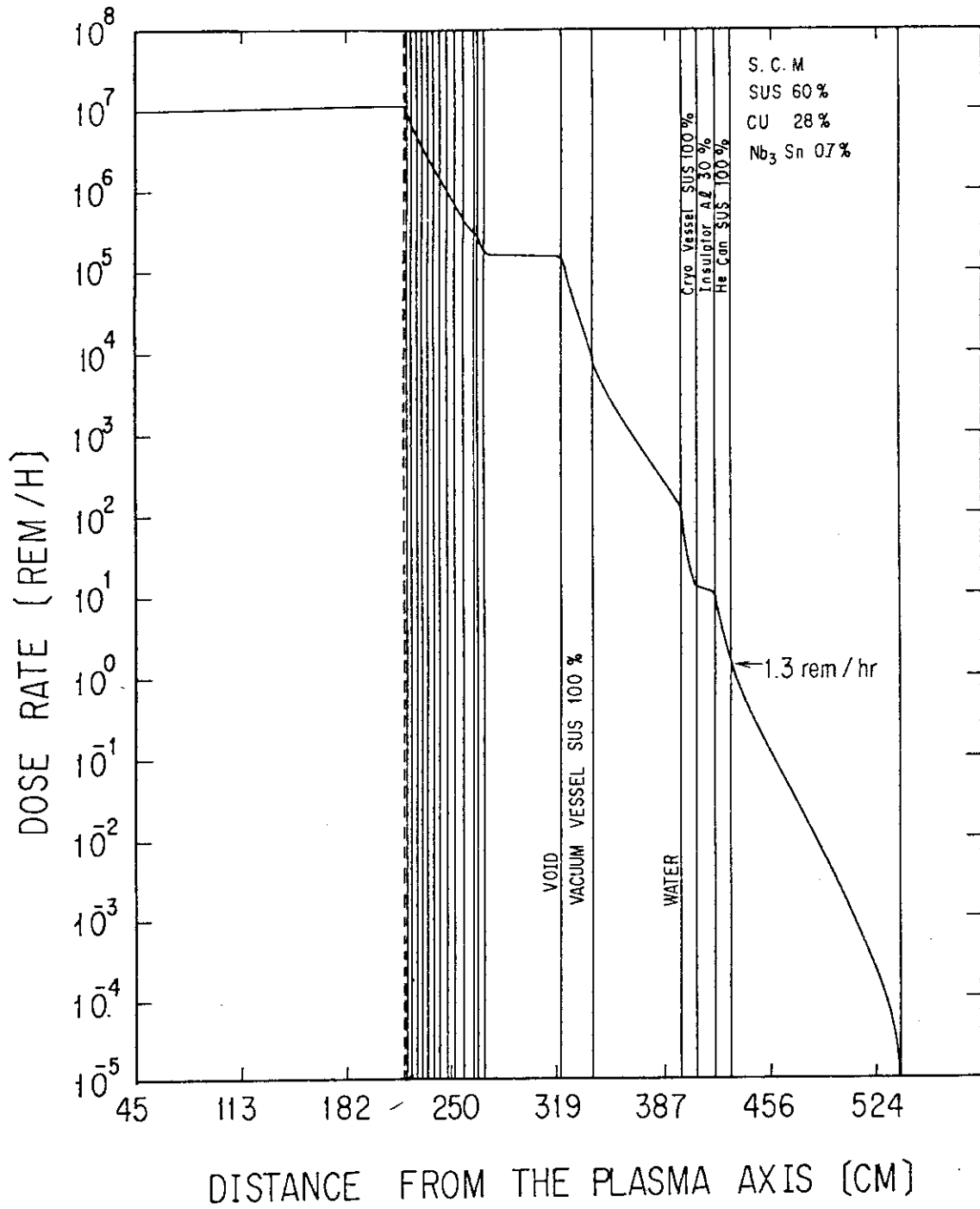


Fig. 3.16 Dose rate distribution in the outboard configuration one day after reactor shutdown

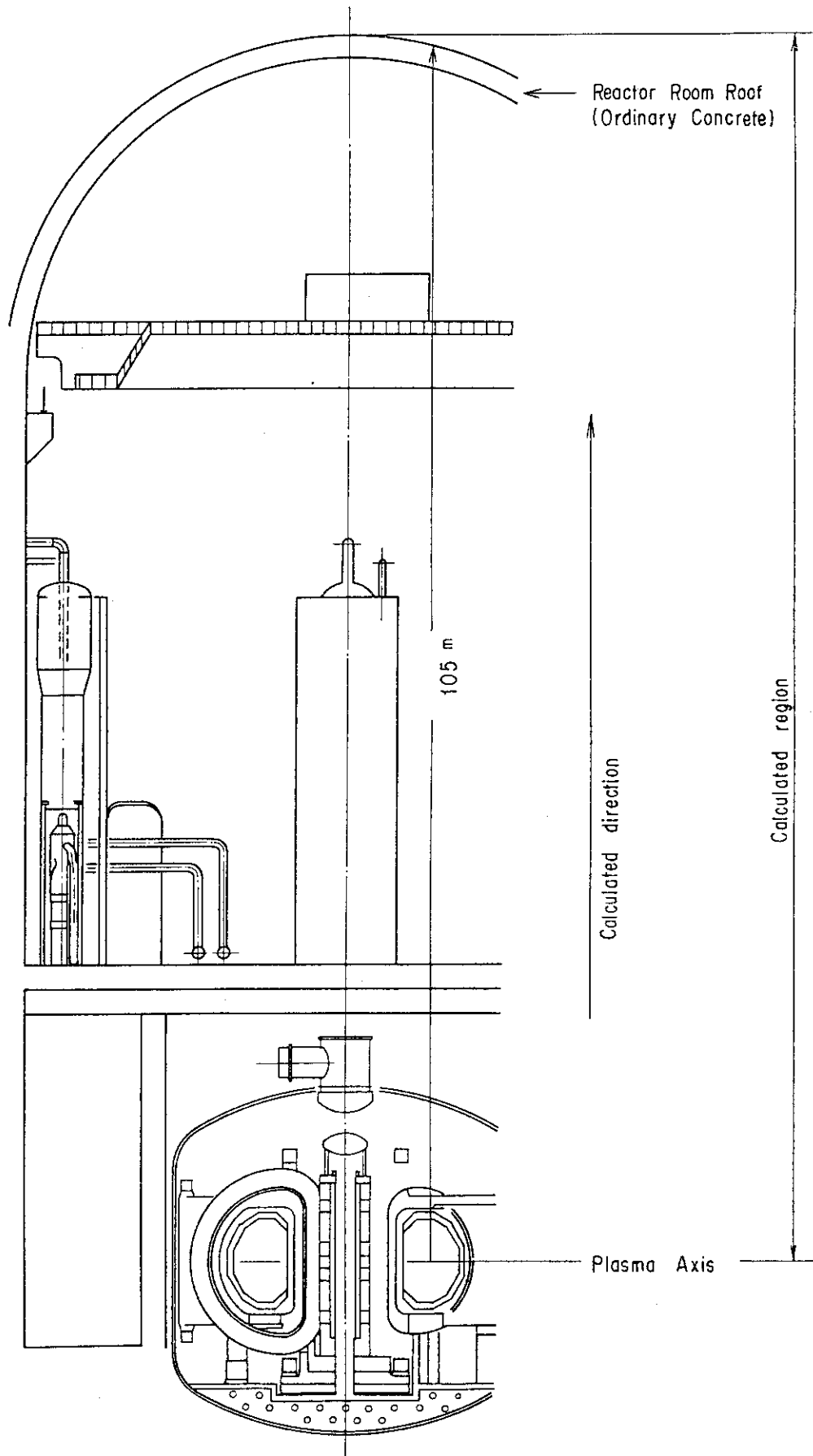
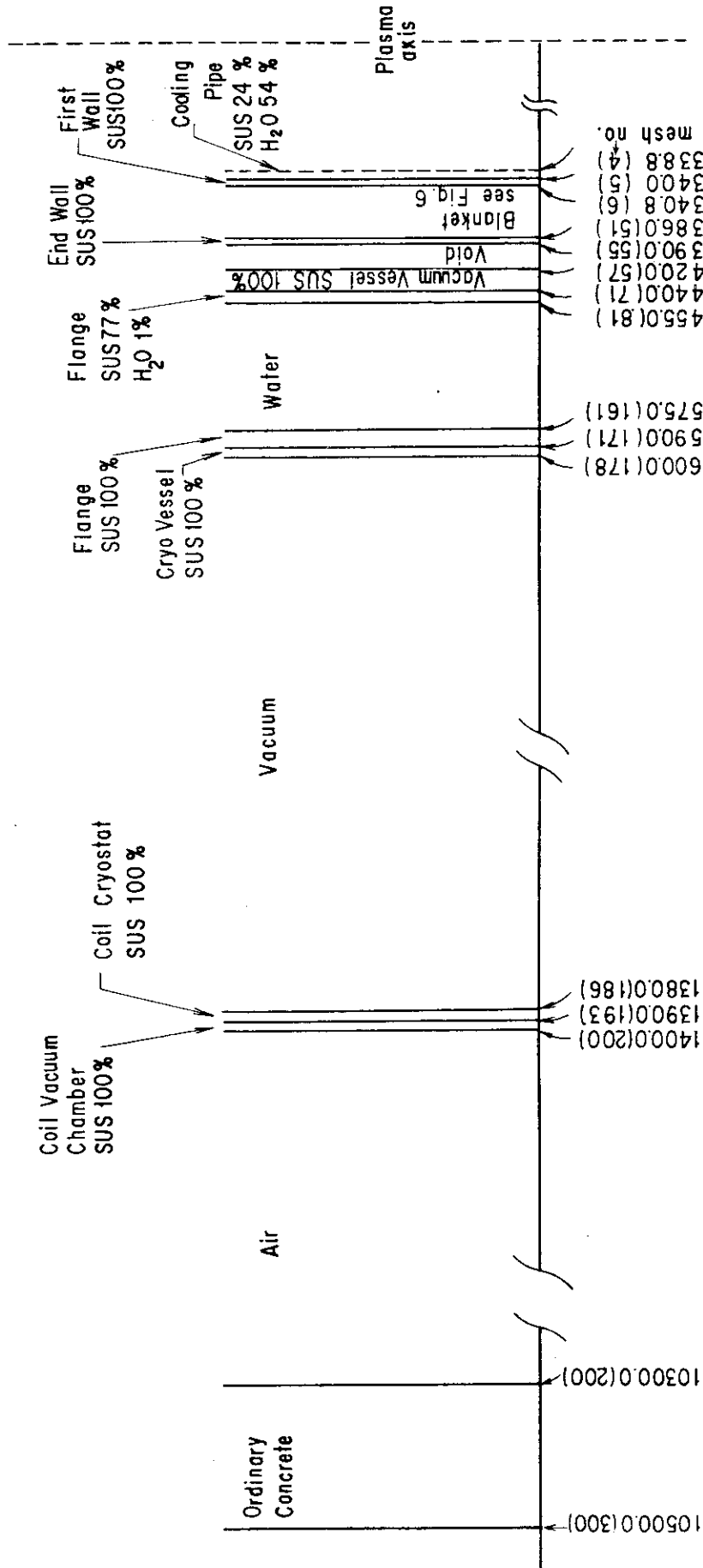


Fig. 3.17 Schematic drawing of the reactor and the reactor room roof



DISTANCE FROM THE PLASMA AXIS (cm)

Fig. 3.18 Calculational model of the topboard configuration including the reactor room roof

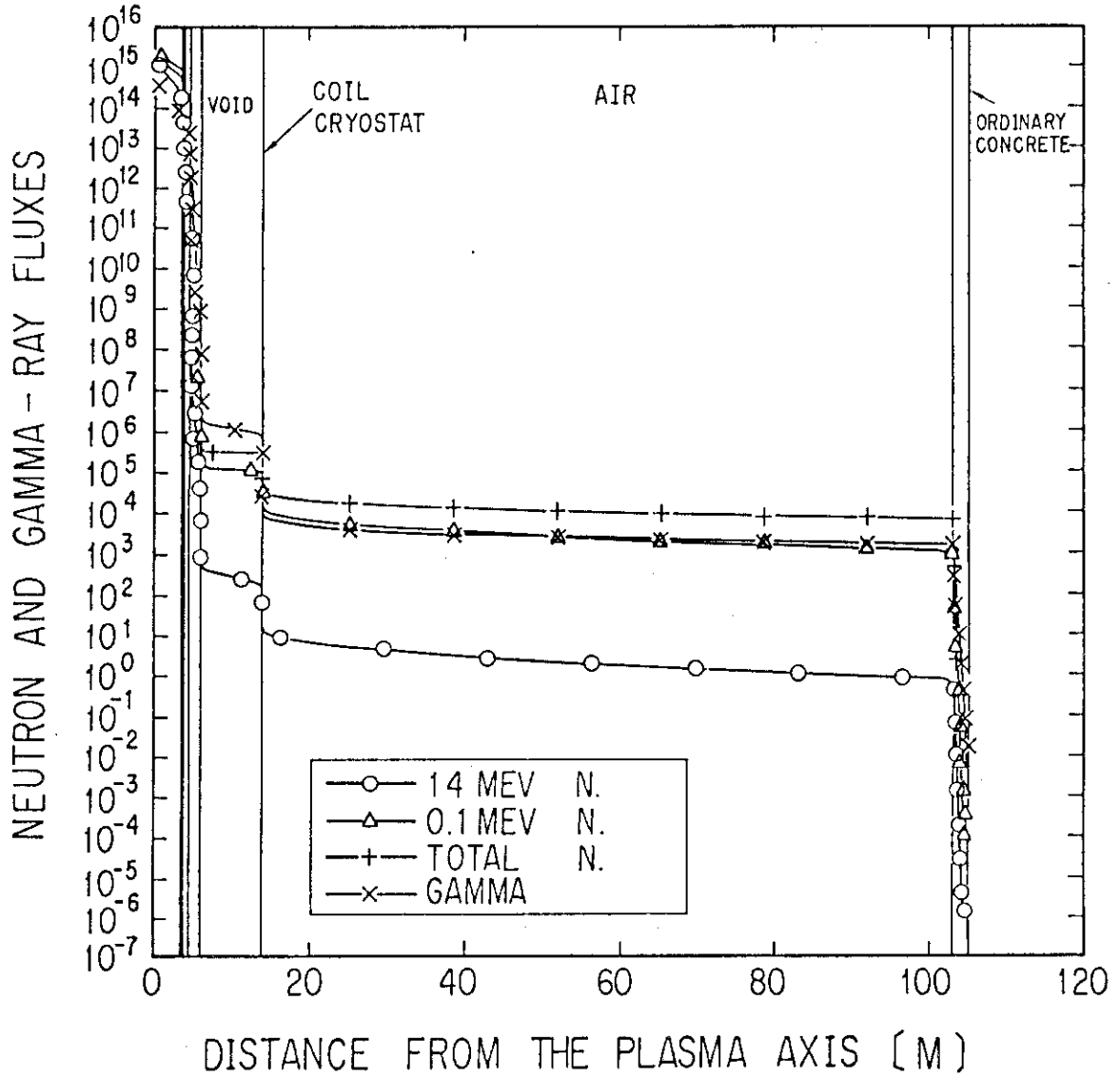


Fig. 3.19 Distributions of neutron and gamma-ray fluxes in the topboard configuration

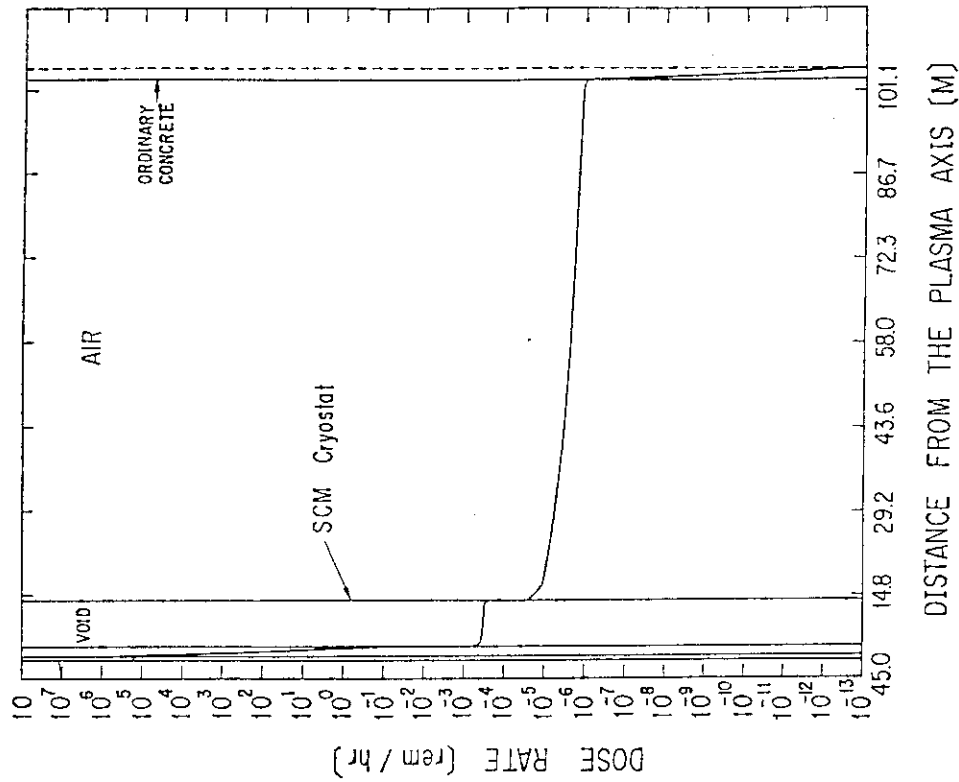


Fig. 3.21 Dose rate distributions in the topboard configuration one day after reactor shutdown

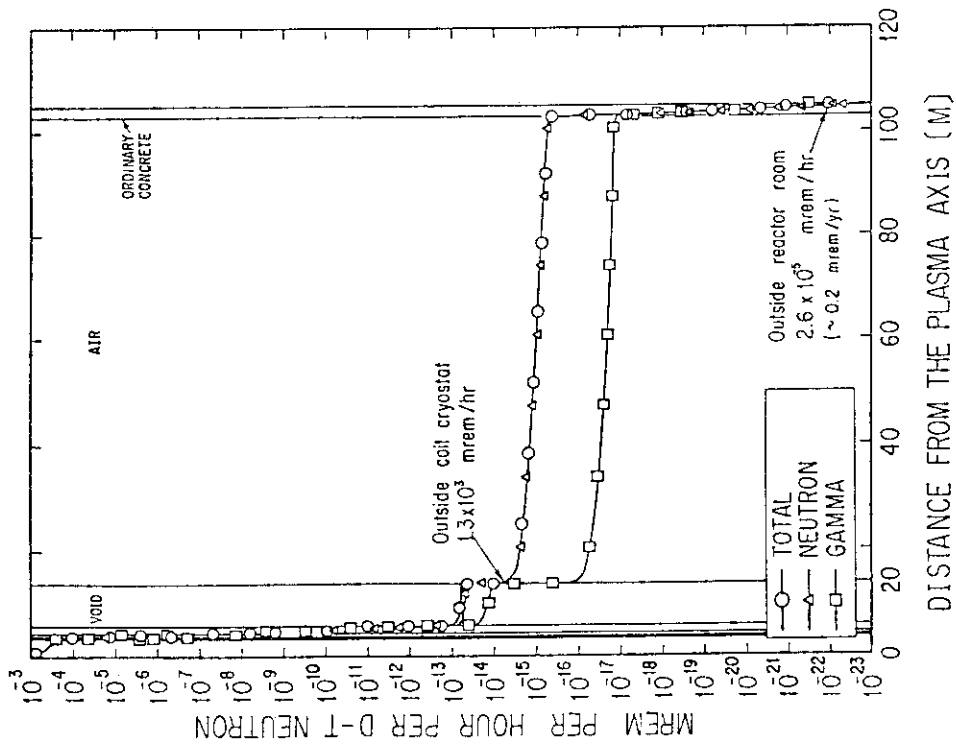


Fig. 3.20 Dose rate distributions in the topboard configuration during the reactor operation

4. 第1壁/ブランケット/真空容器

4.1 第1壁/ブランケット

発電を目的としたトカマク型実用炉の第1壁/ブランケットは実験炉等に比べ熱負荷が大きくかつ高温構造であり、長寿命および高度の信頼性が要求される。実用炉の中性子壁負荷は $3.3\text{MW}/\text{m}^2$ と設定され、リミタおよびRF加熱パワーとの関連による第1壁の受ける表面熱流量は $80\text{W}/\text{cm}^2$ となる。第1壁にステレンス鋼を構造材として採用すれば、核発熱密度は $36\text{W}/\text{cm}^3$ になる。このように高い表面熱流束を受ける第1壁のプラズマ側は熱応力の問題から厚くする構造は採用できない。この問題を解決するために、平板に波型板を張り付ける構造、二枚の平板間にリブによって冷却流路を設ける構造および円管パネル構造等の第1壁が提案されている。ここでは耐圧（冷却材圧力）構造として優れている円管を基本としたパネル構造を採用した。

円管パネル構造の第1壁はブランケットの容器壁との一体化が難しいので、各々独立とした分離型の第1壁/ブランケット容器壁を採用し、第1壁はブランケット容器壁のプラズマ側に支持されるものとした。但し、支持方法の詳細は今後の検討に委ねる。

円管パネル構造の第1壁および第1壁とブランケット容器壁に分離型構造を採用する場合、プラズマ側における冷却材および構造材の有効厚さが増加することによってトリチウム増殖比の低下が予想される。高温構造でかつ高信頼性が要求される第1壁/ブランケットは構造強度上十分健全性の有する熱構造設計が必須である。故にこの実用炉の第1壁/ブランケットは、構造強度の確保に重点を置き、トリチウム増殖比は中性子増倍材にベリリウムを用いることにより1.0以上が確保されている。

4.1.1 第1壁の形状

第1壁には円管を基本としたパネル構造を採用している。円管単独では振動やフレッキングの問題が生じる可能性があるので、円管同士を接合しパネル構造にする。円管同士の接合部分（溶接部）は圧力バウンダリーとはならず、円管自身は十分な強制冷却がなされているので、接合部の熱的問題も少ないものと思われる。

第1壁の形状をFig. 4.1.1に示す。円管を基本とし、円形冷却流路を有する半円筒形のチューブ構造である。第1壁への表面熱流束はダイバータのようにある角度を持って入射してこないで、半円筒部をプラズマ側に向けることが可能である。

(a) 第1壁の熱流動解析

第1壁の受ける熱負荷は定常時には表面熱流束 $80\text{W}/\text{cm}^2$ および核発熱 $36\text{W}/\text{cm}^3$ である。冷却材には 16MPa の加圧水を用い、その入口/出口温度は $290/330^\circ\text{C}$ である。構造材としてはPCA（チタン添加オーステナイト系ステンレス鋼、Type 316 S.S.）を採用する。

円管パネル第1壁の板厚は主として表面熱流束 $80\text{W}/\text{cm}^2$ による温度差で制限される。円管の外径および板厚を上述の冷却材条件を考慮し、表面熱流束を熱負荷とした場合の熱流動解析を行

い、第1壁の概略寸法を決定した。

第1壁の代表長さを4 mおよび冷却材の出入口温度を40℃と一定にした場合、第1壁の板厚を1.0～2.0 mm、内半径を3.0～10.0 mmと変えた時に必要な流速を求め、さらにその時の第1壁の最高温度、膜温度さらに冷却材の熱伝達率および圧力損失を算出し、第1壁形状選択の基準とした。

Fig. 4.1.2 に第1壁表面の最高温度を示す。構造材の最高温度を高温クリープの挙動が顕著に現われないように、800°F(427℃)以下に制限しようとするれば、第1壁に許容される内半径と板厚の関係がこの図から明らかになる。出入口温度差を40℃と一定に保つために必要な流速をFig. 4.1.3 に示す。必要とされる流速の範囲は約1.5～7.5 m/secであり、核発熱による第1壁への熱負荷を考慮しても10 m/secを越えることはない。Fig. 4.1.4 に板厚方向に生じる温度差を示す。その温度差は円管の円周方向熱応力に関係し、許容応力により制限を受ける。Fig. 4.1.5 には各内半径および板厚に対する熱伝達率の変化を示す。その範囲は12600～54000 W/m²Kとなる。得られた流速とも考え合わせて、冷却条件としては乱流と考えてよい。Fig. 4.1.6 には膜温度を、Fig. 4.1.7 に1 m当りの圧力損失を各々示す。Fig. 4.1.3 および 4.1.5 に示されているように、管内径が小さくなれば流速が増加し、熱伝達率も増加するので、Fig. 4.1.6 に示されている膜温度は減少している。膜温度を大きくすると、構造材の温度を上げることになる。ここで使用していた熱流束は冷却材条件から、バーンアウト熱流束^{*}以下であり局所沸騰は問題ないが、構造材の温度は板厚方向温度差も加算されるので、膜温度は板厚方向温度差とともに十分注意を払う必要がある。以上の解析結果からこの設計では冷却材圧力16 MPaに耐える事も考慮して第1壁に板厚を1.5 mm、内半径を5.0 mmの円管を選んだ。第1壁円管の内半径を5.0 mm、板厚を1.5 mmおよび第1壁代表長さ4 mとし、流速を変えた場合の第1壁の最高温度、熱伝達率、出入口温度差、および膜温度の変化をFig. 4.1.8 に示す。第1壁の代表長さ4 mに対しての必要な流速は約3.6 m/secである。

第1壁の長さはブランケットの分割方法やその組み立てによって異なる。ここではトラス外側第1壁の冷却材流路をトロイダル方向と仮定した場合、炉モジュールが32ヶに分割される時の第1壁の長さは赤道面上で約1.8 mである。トラス内側の第1壁の冷却材流路をポロイダル方向とすれば、その長さは約6 mとなる。冷却材流路をトロイダル方向とするトラス外側第1壁をヘッダー等で数個連結すれば、その長さは増加する。故に第1壁の長さは3～6 mと予想されるので、その長さと冷却材流速を変えた場合の冷却材の出入口温度をFig. 4.1.9 に示す。図から、第1壁の各長さに対して、出入口温度を40℃と一定にするために必要な流速が求まる。各第1壁長さに対応した冷却材の流量制御が必要となる。

* 冷却材(H₂O)の圧力16 MPa、流速4 m/sec、管径10 mmおよび第1壁長さ4 mの場合約320 W/cm²

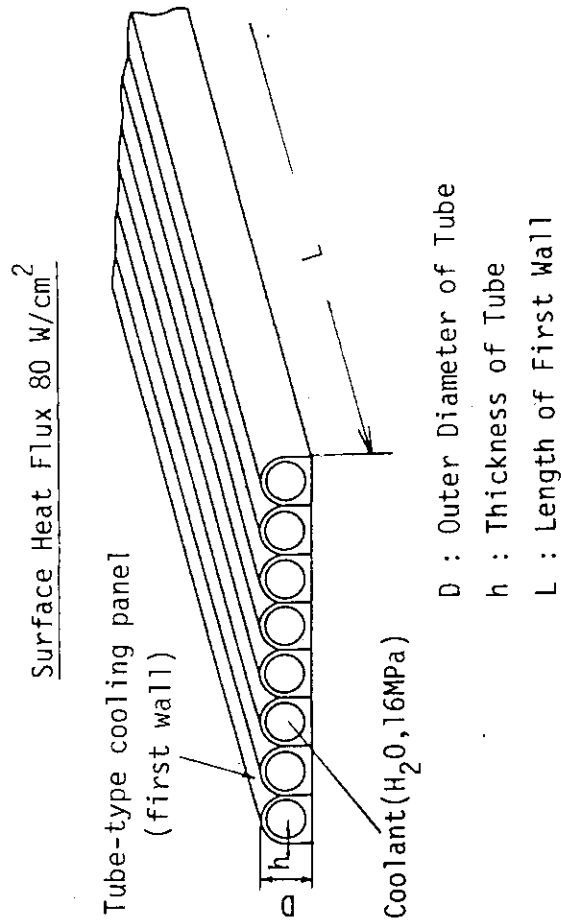


Fig. 4.1.1.1. Configuration of first wall receiving surface heat flux

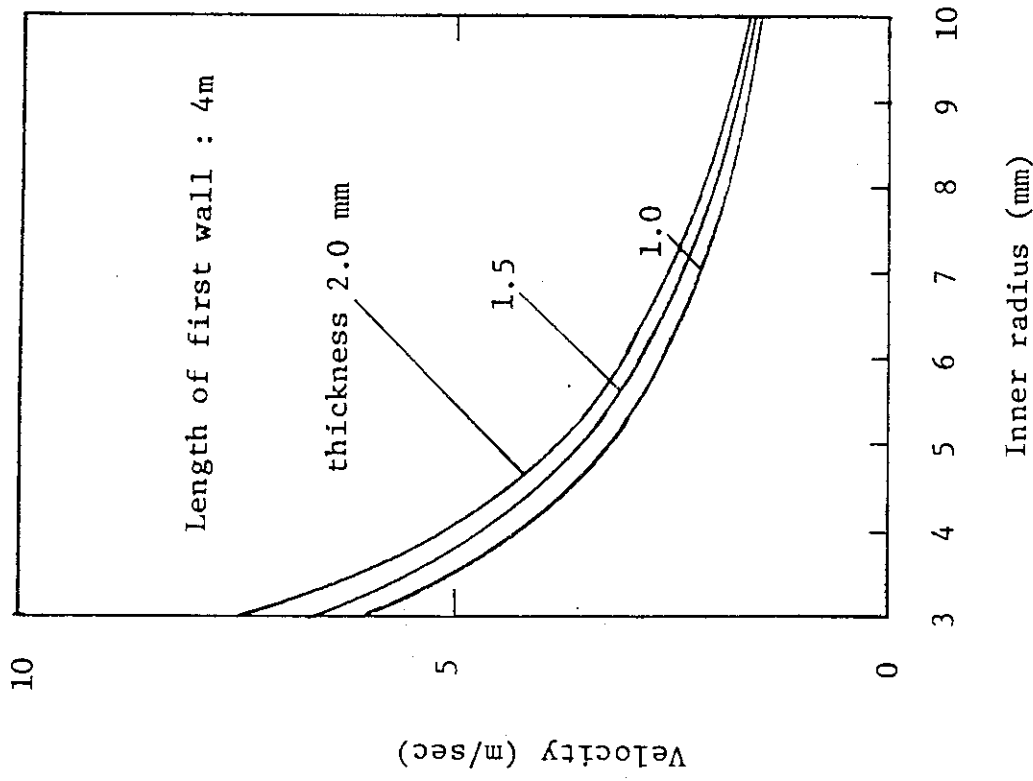


Fig. 4.1.3 Variations of coolant velocity (difference between inlet and outlet temperatures is 40°C)

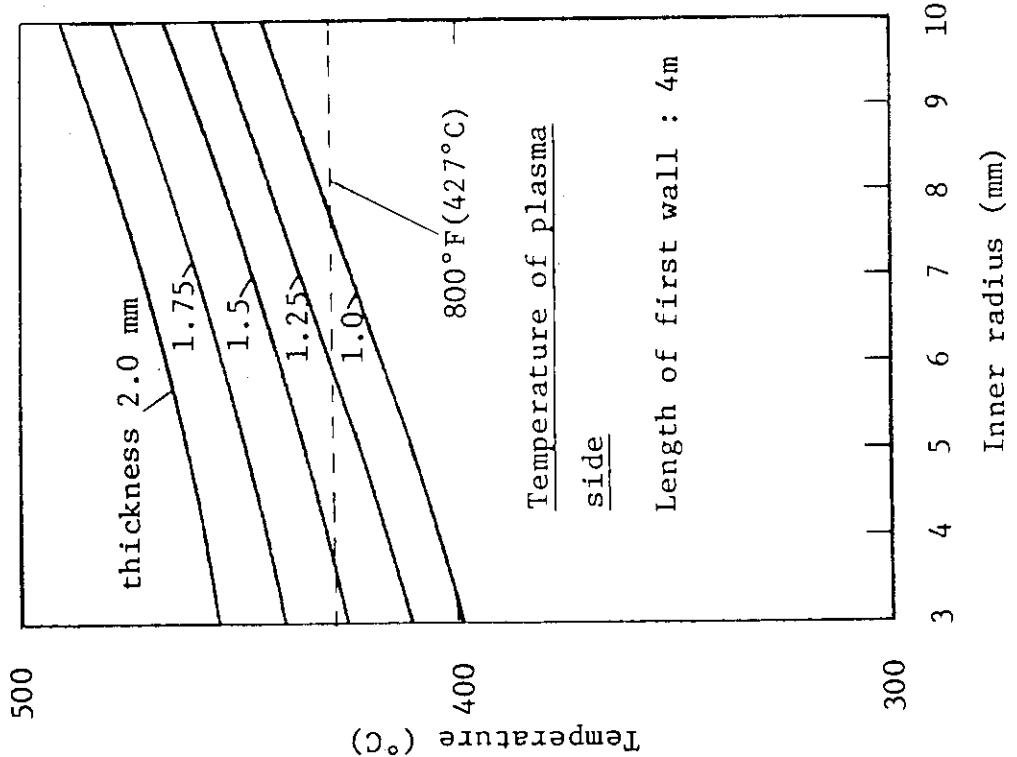


Fig. 4.1.2 Maximum temperature of first wall (difference between inlet and outlet temperatures is 40°C)

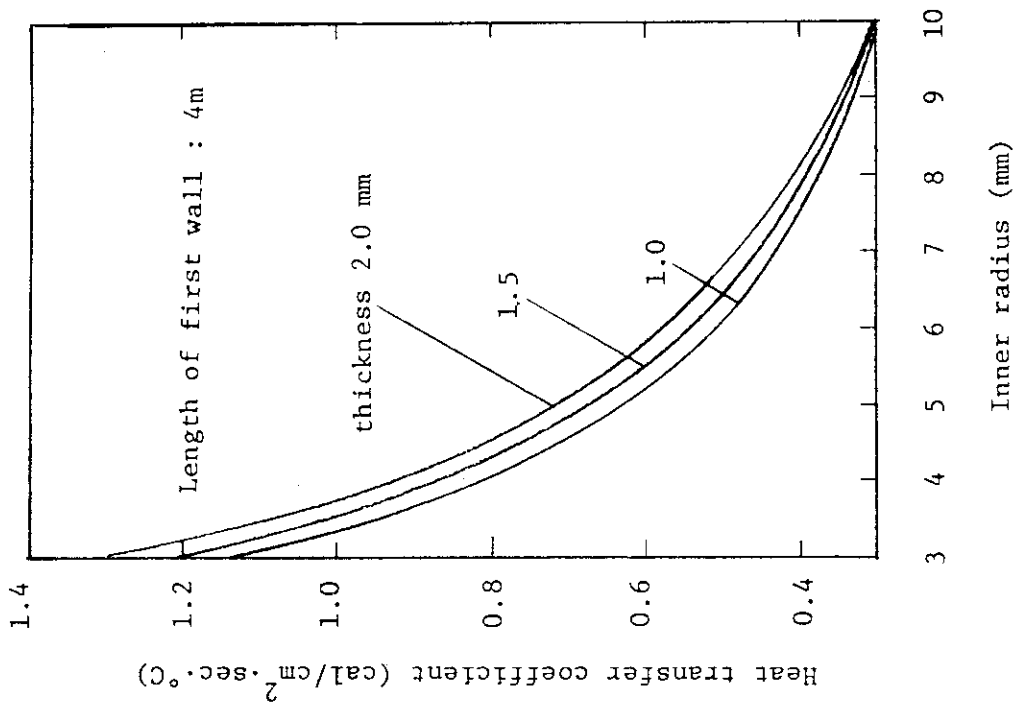


Fig. 4.1.5 Heat transfer coefficients of first wall (difference between inlet and outlet temperature is 40°C)

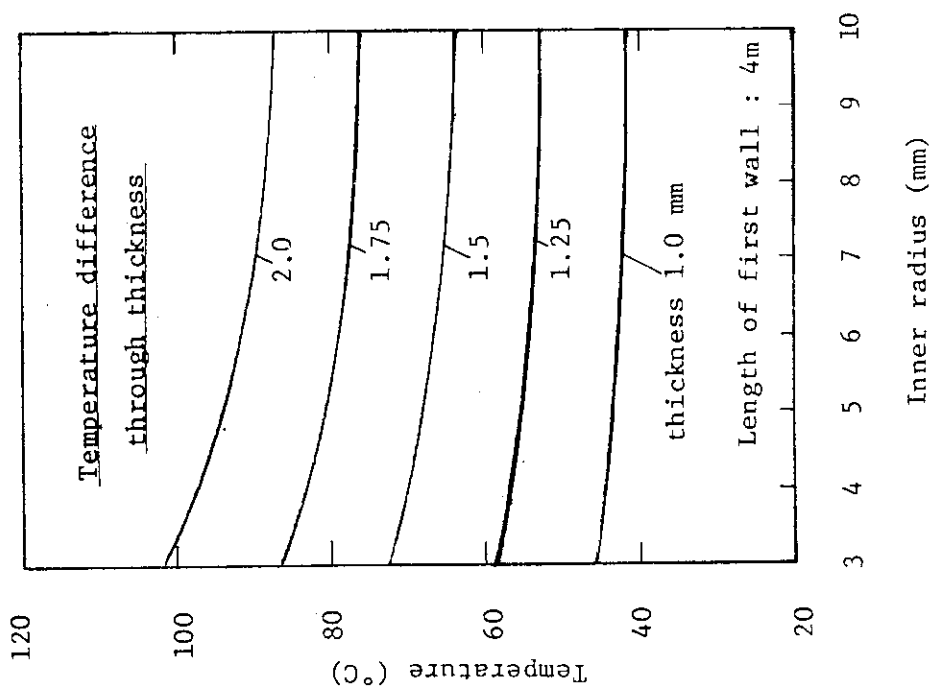


Fig. 4.1.4 Temperature difference through thickness of first wall (difference between inlet and outlet temperature is 40°C)

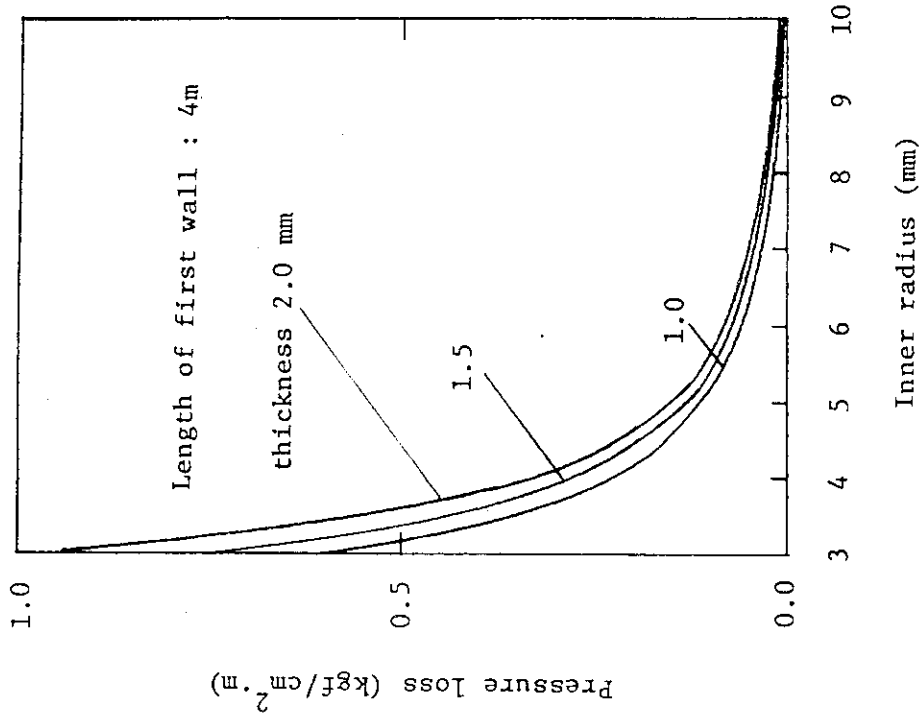


Fig. 4.1.7 Variations of pressure loss (difference between inlet and outlet temperatures is 40°C)

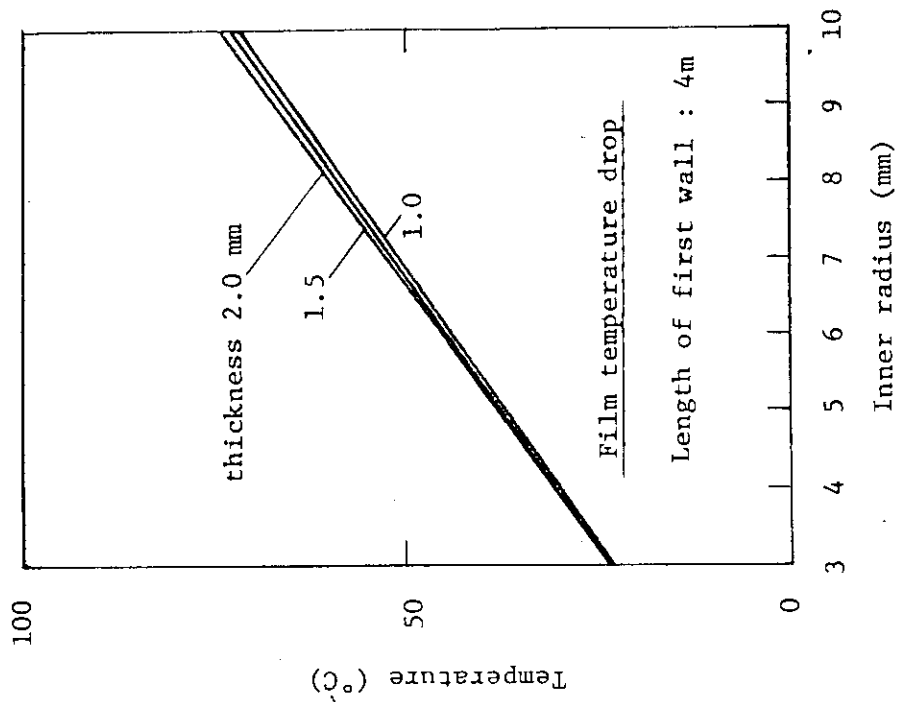
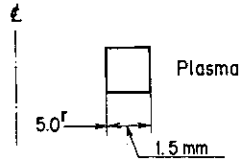


Fig. 4.1.6 Film temperature drop of coolant (difference between inlet and outlet temperatures is 40°C)



Surface heat flux : 80 W/cm²
 Wall thickness : 1.5 mm
 Inner radius : 5.0 mm
 Velocity : 2-10 m/sec
 Length of first wall : 4.0 m

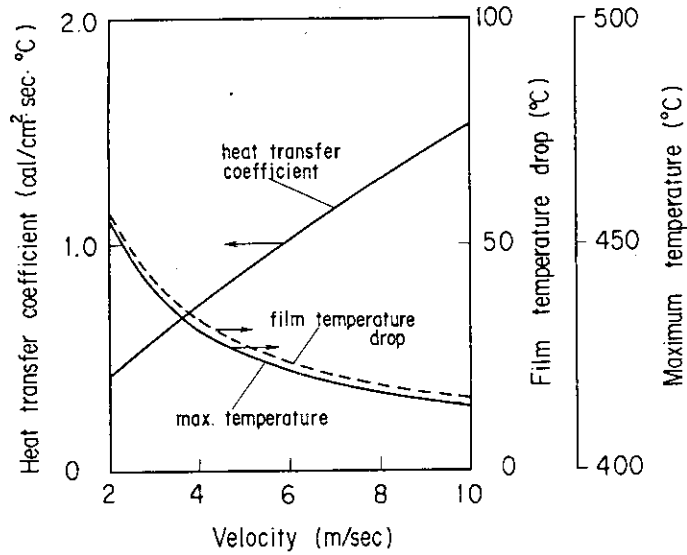


Fig. 4.1.8 Effect of coolant velocity

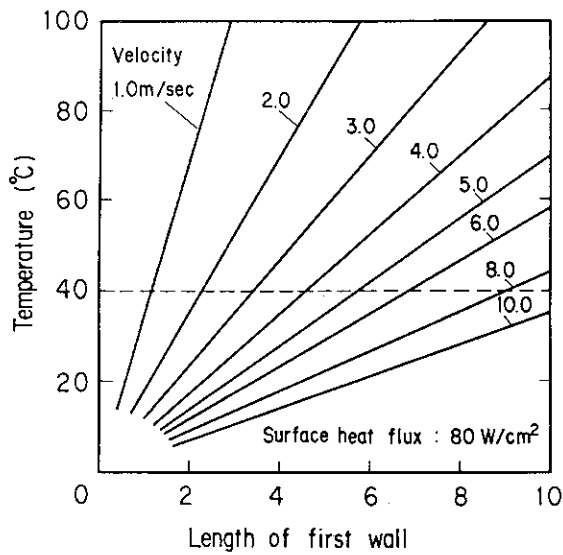


Fig. 4.1.9 Differences between inlet and outlet temperatures

4.1.2 第1壁／ブランケットの熱構造設計

第1壁はブランケットのプラズマ側容器壁前面に支持を介して設置される。第1壁／ブランケットの概念をFig. 4.1.10に、第1壁の支持方法をFig. 4.1.11に示す。第1壁は円管を基本とし、ブランケットに支持される側をフラットにした半円筒型形状である。第1壁をパネル形状にするため、円管同士を接合し平板（約板厚5mm）上に固定する。この平板を、パネル全面に渡って設置するか第1壁のブランケット容器壁上への支持領域に設置するかは円管同士の接合方法あるいは第1壁長さ等によって決められる。さらに冷却材による円管の振動やフレッキングの挙動も評価する必要がある。特にブランケット側面を通してヘッダ部に接続される第一辺の平板はブランケットの厚さが50cmであり、全面に渡って設置する必要はないであろう。最終的には円管同士の接合および部分的に平板（又は帯板）によって裏側からの固定で十分と思われる。

Fig. 4.1.10に示されている第1壁／ブランケット構造は第1壁およびLi₂O内の冷却管をトロイダル方向の配列を想定している。ブランケット容器壁の冷却管は第1壁およびLi₂O内冷却管と直交している。ブランケットの幅はパージガス（ヘリウム）0.1MPaに耐える構造とする。

(a) 第1壁／ブランケット容器壁の熱・応力解析

分離型第1壁はその支持部の冷却を十分行わねばならない。ここでは、第1壁とブランケット容器壁の支持部の熱解析を行い、構造材の最高温度（427℃）以下にするような支持部の板厚を求めた。

解析の簡単化のために、第1壁とブランケット容器壁の冷却管を平行とした二次元モデルを用い、熱・応力解析を行った。第1壁のプラズマ側の温度分布は、このモデルでも冷却管が直交している場合と同じであり、支持部の温度分布に多少差が現われるものと思われる。ブランケット容器壁の板厚は12.5mm、冷却管の形状は第1壁と同様に内半径5.0mm、板厚1.5mmとし、ピッチは19.5mm、ブランケット容器壁に半分埋め込まれた構造を採用した。支持部の板厚（円管固定用平板も含む）を変え、円管固定用平板と第1壁とブランケット容器壁との支持部の板厚が各々5.0mmとした時、その支持部の最高温度が427℃以下の結果が得られた。

第1壁の冷却材流速を4m/sec、熱伝達率を29000W/m²Kおよびブランケット容器壁冷却材の熱伝達率を42000W/m²Kとし、核発熱36W/cm³（板厚方向内での減衰も考慮）も考慮した熱解析の結果をFig. 4.1.12に示す。図に示されている形状は支持部および固定用平板の板厚が5.0mmである。この解析は円管内面で冷却材が沸騰しない条件で行ったが、図に示す温度分布から実際には一部沸騰が起きるので、第1壁のプラズマ側の温度は低くなる。

ここで用いたモデルは熱解析には十分適用できるが、応力解析に対しては冷却管の配列方向の違いや境界条件を十分取り入れることが不可能であるため、その適用は十分とは言えないが、同モデルによる応力解析を行い、実際の形状において発生する応力を推定した。

冷却材内圧、温度分布および両者を考慮した場合の第1壁／ブランケット容器壁の変形状態をFig. 4.1.13～4.1.15に示す。図において、点線が変形前、実線が変形後の形状を示す。各荷重（内圧あるいは温度）に対して発生する応力強さを、内圧の場合をFig. 4.1.16に、温度分布による場合をFig. 4.1.17に示す。さらに内圧と温度分布の両荷重による場合として、Fig. 4.1.18にx方向の応力（ σ_x ）分布を、Fig. 4.1.19にy方向の応力（ σ_y ）分布を、さらにFig. 4.1.20に応力強さの分布を示す。この応力解析では、紙面に垂直方向の境界条件は形状に依存するので考

慮しなかった。

第1壁の板厚方向温度差による熱応力以外はほとんど形状に依存した境界条件で変る可能性があり、これまでの応力解析の結果から実際の形状において発生する応力の推定には正確さを欠くものと思われる。ここで、紙面の垂直方向の応力を考慮すると、ブランケット容器壁の冷却管近辺の温度は冷却材と余り差はなく、発生する応力も小さいであろう。又、第1壁とブランケット容器壁の支持部はその幅が有限であり、両端にはある程度自由変形が許されるので、大きな応力が発生することはないと思われる。しかし、円管部では片面熱負荷時に生じる表裏の温度差が問題の1つとされており、その時に発生する応力の評価が重要となる。その評価は今後、3次元モデル等による解析で検討する必要がある。定常運転と設定されている実用炉では、熱疲労の問題は小さいので、クリープ等の影響を考慮しても最高温度が800°F(427°C)以下であり、ある程度の応力の発生は許されるであろう。

(b) ディスラプション時の第1壁の熱解析

ディスラプション時にプラズマのエネルギー(熱エネルギーおよび磁気エネルギー)が瞬時に第1壁に放出される。ディスラプション時の熱負荷がどのような割合で第1壁に当るのか、又その時定数は未だ確証が得られていない。ここではINTORフェーズ1およびIIAで想定されたシナリオを参考にした。INTORではプラズマの磁気エネルギーの一部も表面熱負荷になるとされているが、FINTOR-D⁽³⁾ではジュール損として体積加熱になるという考えもある。その体積加熱とした熱解析において、第1壁表面の温度上昇には大きな影響を与えず、無視できるという結果が示されている。磁気エネルギーの取り扱いにも不明な点が多いのでここでは第1壁の熱負荷として考慮しないことにする。

INTORで想定されたシナリオを以下に示す。第1壁に放出されるエネルギーは290MJ(熱エネルギーが230MJ、磁気エネルギーが60MJ)としている。

① 放出されるエネルギーの30%が第1壁全域に均一に当り、残りの70%がトラス上、下および内側(第1壁面積の30%)にピーキングファクタ2.0を持って当る(フェーズ1)

② ダイバータを採用する場合(フェーズIIA)

ダイバータ板 ^a	80 MJ
第1壁の一部 ^b	80 MJ
第1壁全域	130 MJ

③ リミタを採用する場合(フェーズIIA)

	Case A	Case B
リミタ板	160 MJ	80 MJ
第1壁の一部	0 MJ	80 MJ
第1壁全域	130 MJ	130 MJ

但し a : 運転中の熱負荷と同様の空間分布を有する。

b : 第1壁のトラス上、下および内側領域(第1壁全域の30%)にピーキングファクタ2.0を有する。

実用炉の場合、放出されるエネルギー(熱エネルギー)は907MJであり、第1壁の全表面積は788m²である。実用炉ではメカニカルリミタが採用されているので、第1壁への熱負荷分布を

求めるシナリオとして、上述の①および③の Case A と Case B を考えた。907 MJ を第 1 壁への全放出エネルギーと仮定し、INTOR のシナリオの全放出エネルギーに対応させ、各領域への分布の比率を同じにした場合の熱負荷を以下に示す (Table 4.1.1 参照)。

- ① 572 J/cm^2
- ② Case A 52 J/cm^2
Case B 263 J/cm^2

残りのエネルギーはリミタへの熱負荷となる。

ディスラプションの時定数はプラズマの運転条件 (電流駆動等) から実験炉よりも長いと推定され、ここでは、時定数に 50 msec を選び、最大 200 msec まで考慮した。さらにその減衰の様子は、INTOR において第 1 壁にその時定数の間短形波状に負荷し急激に零とするモードが考えられているが、ここでは指数函数状に減衰するものとした (Fig. 4.1.21 参照)。どちらの場合にも積分されたエネルギーは同じである。

ディスラプション時の熱負荷による第 1 壁構造材の高温化を防止する対策として、STARFIRE⁽⁴⁾でも考えられているコーティングをここでも採用し、グラファイトをその第一候補とする。グラファイトの第 1 壁表面へのコーティングあるいは接合方法に関する問題についてここで触れず、今後の検討課題としておく。

ディスラプション時の第 1 壁表面 (構造材およびグラファイト表面) の熱解析を行い、各熱負荷に対し、時定数あるいはグラファイトの板厚を変えた場合の結果を以下に述べる。

第 1 壁が円管で構成されていることを考え、Fig. 4.1.22 に示されているような軸対称モデルによって非定常熱解析を行った。Table 4.1.2 にステンレス鋼 (Type 316S.S.) とグラファイト⁽⁵⁾の物性値を示す。尚、解析コードには DOT/DETECT⁽⁶⁾ を使用し、非定常解析の時間幅に 0.5 msec とした。

熱負荷が 572 J/cm^2 の場合に得られた結果を Fig. 4.1.23 および 4.1.24 に示す。Fig. 4.1.23 では横軸にグラファイト板厚を、Fig. 4.1.24 では横軸に時定数を取り、それらの影響を考察した。図に示されているように、時定数を一定とすればグラファイトの板厚による影響はグラファイト表面の温度には小さいが、第 1 壁 (ステンレス鋼) のプラズマ側の温度に大きな影響を与えている。時定数が 50 msec の場合、グラファイトの表面は約 $1500 \text{ }^\circ\text{C}$ になるが、熔融には至らない (融点は $3500 \text{ }^\circ\text{C}$ 以上)。しかし、第 1 壁構造材のステンレス鋼の温度は、 $700 \sim 1100 \text{ }^\circ\text{C}$ に達する。第 1 壁表面にグラファイト等のコーティングを考えた場合には、ステンレス鋼の熔融も生じないであろう。しかし、ステンレス鋼とグラファイトが接合している領域には過大な熱応力の発生が予測されるので、その接合方法と共に今後詳細な熱応力解析が必要である。

熱負荷が 52 J/cm^2 と 263 J/cm^2 の場合、前述の熱負荷より小さい。そこで、グラファイトのコーティングを考えない第 1 壁を想定して熱解析を行った。Fig. 4.1.25 に時定数を 50 msec から 200 msec まで変えた場合の各熱負荷に対する第 1 壁表面と冷却材壁面 (ステンレス鋼) の最高温度を示す。Case B の場合その熱負荷が大きく、最高温度は $770 \sim 1100 \text{ }^\circ\text{C}$ に達する。さらに、時定数が 200 msec と長い場合でも、最高温度は $770 \text{ }^\circ\text{C}$ となり、ステンレス鋼にとっても難しい温度条件となろう。この場合にはグラファイトのコーティングが必要となるであろう。Case A の場合、ステンレス鋼の最高温度は $550 \text{ }^\circ\text{C}$ 以下になっている。この程度の熱負荷であるならば、ステンレ

ス鋼の温度は熱構造設計上許される範囲にあり、第1壁をステンレス鋼単独で製作する場合には望ましい条件である。しかし、残りのエネルギーは全てリミタに過大な熱負荷として当るので、リミタの設計が難かしくなるであろう。熱負荷の配分は第1壁とリミタの熱構造設計に非常に関連が深いので、各々に負担をかけないような配分が考えられるかどうか、さらに、ディスラプションの起りにくいプラズマやその時定数が十分長いプラズマ物理の可能性の検討とともに今後の課題である。

Table 4.1.1

Energy deposition on first wall at plasma disruption

Scenario	Energy deposition (j/cm ²)
1 INTOR Phase I	572 [*]
2 INTOR Phase IIA Case A	52 ^{**}
3 Case B	263 ^{***}

Total energy : 907 MJ, First wall area : 788 m²

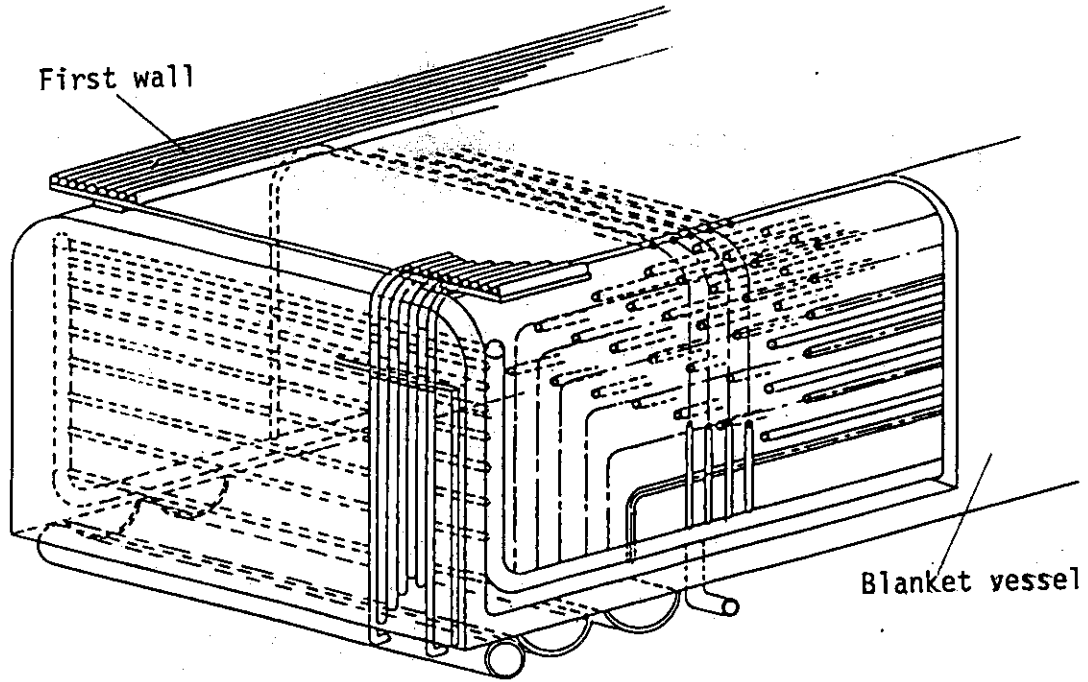
* 907MJx0.3 : Uniform on first wall
 907MJx0.7 : On to 30% of first wall(up,down or side)
 with an additional peaking factor of 2

** 407MJ : Uniform on first wall

*** 407MJ : Uniform on first wall
 250MJ : On to 30% of first wall(up,down or side)
 with an additional peaking factor of 2

Table 4.1.2 ステンレス鋼およびグラファイトの物性値

物性	材料	
	ステンレス鋼 (Type 316 S.S.)	グラファイト ⁽⁵⁾
密度 (kg/m ³)	7900	2260
比熱 (J/kg-K)		
300 K	490	710
1000 K	620	1790
2000 K	—	2110
熱伝導率 (W/m-K)		
300 K	14.7	140
1000 K	24.9	72
2000 K	—	48



Blanket structure

Fig. 4.1.10 Blanket structure

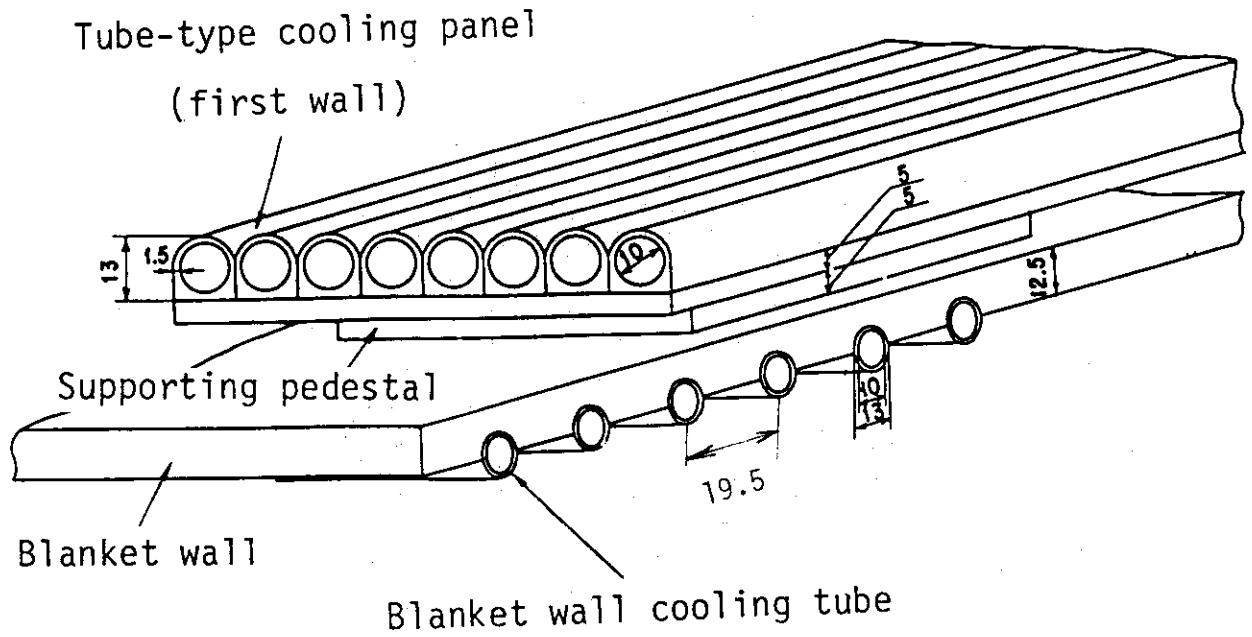


Fig. 4.1.11 Support structure of first wall and blanket wall

PLASMA

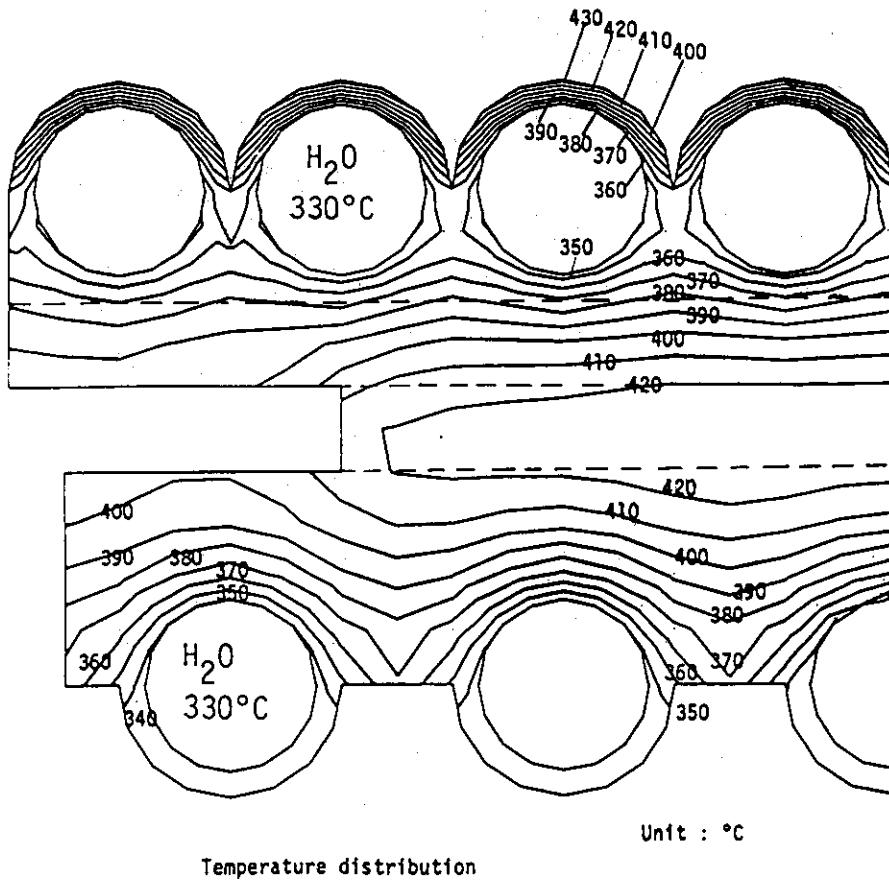


Fig. 4.1.12 Temperature distribution under 80W/cm^2 surface heat flux and 36 W/cc nuclear heating

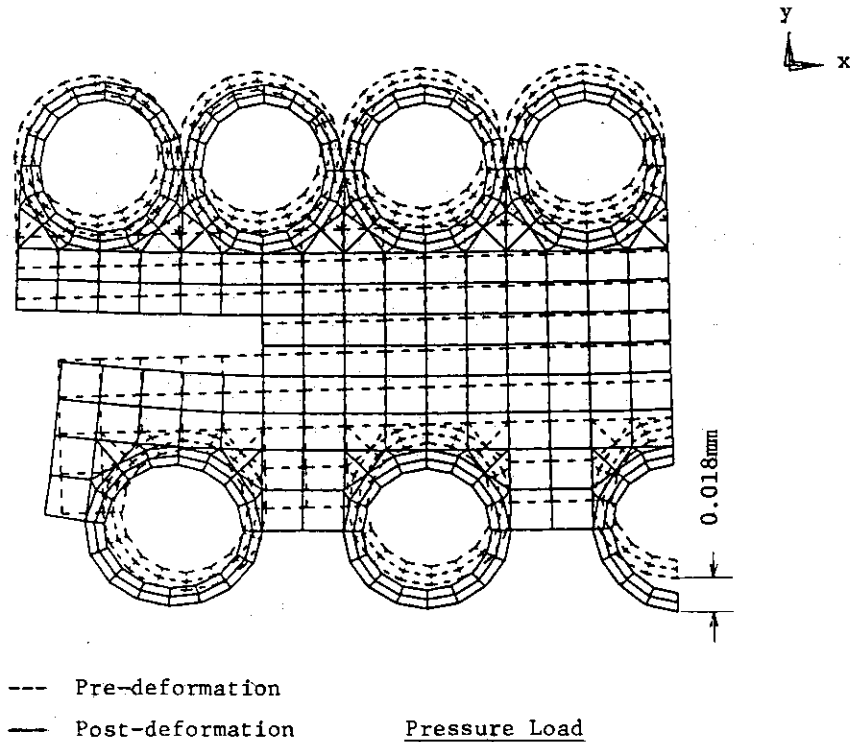


Fig. 4.1.13 Pre- and post-deformation shapes under pressure load

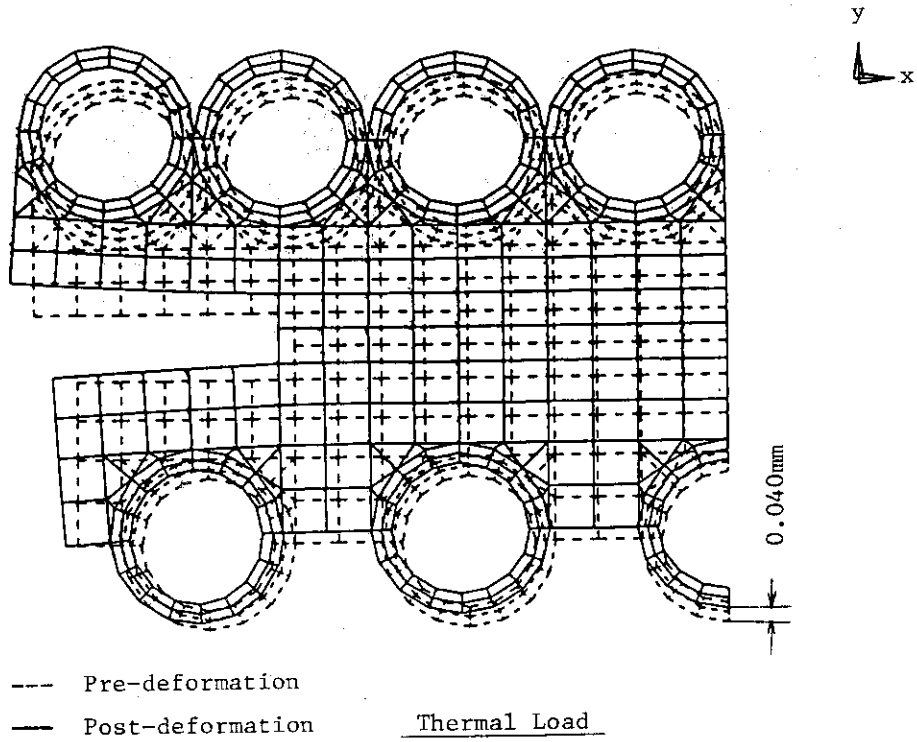


Fig. 4.1.14 Pre- and post-deformation shapes under thermal load

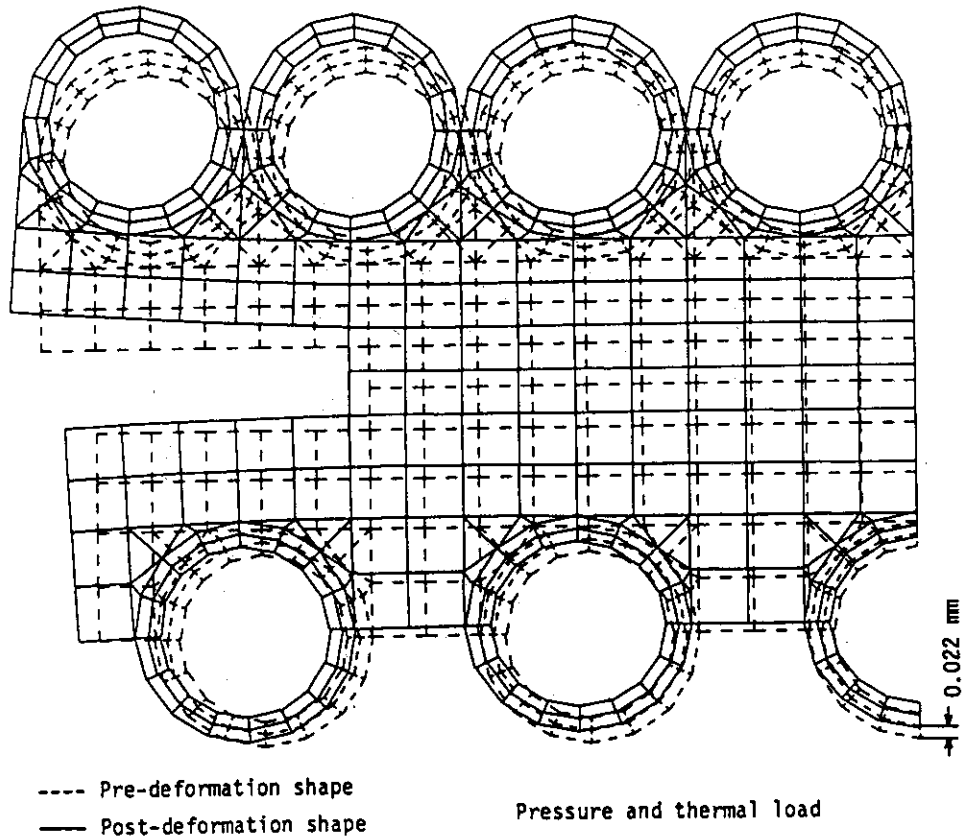
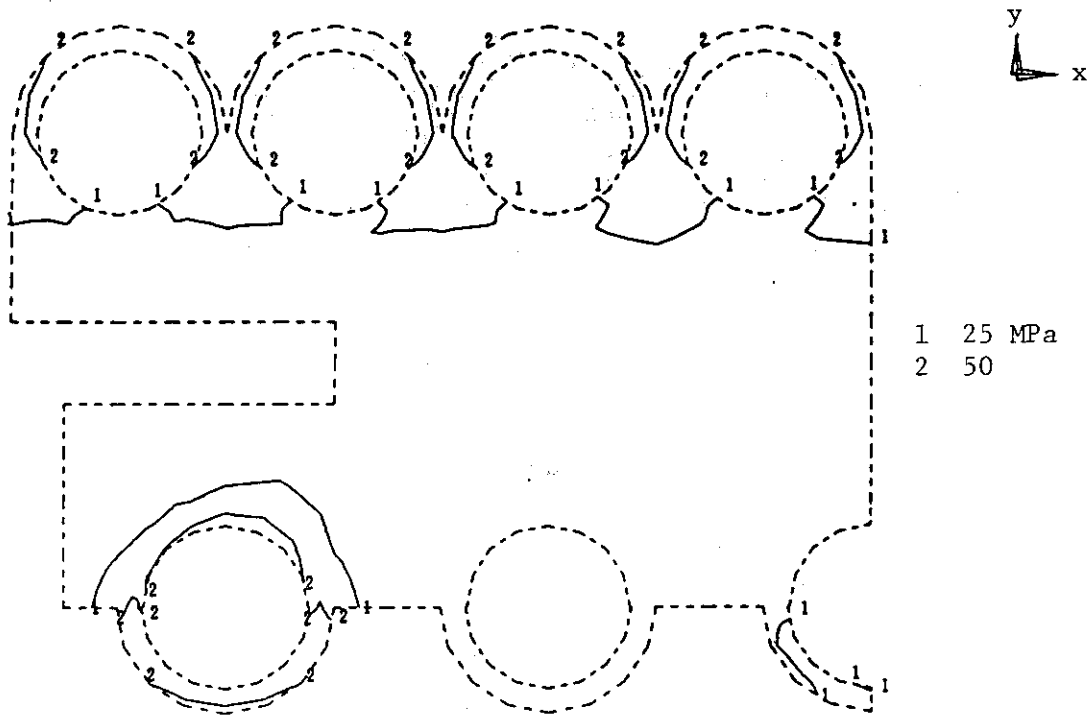
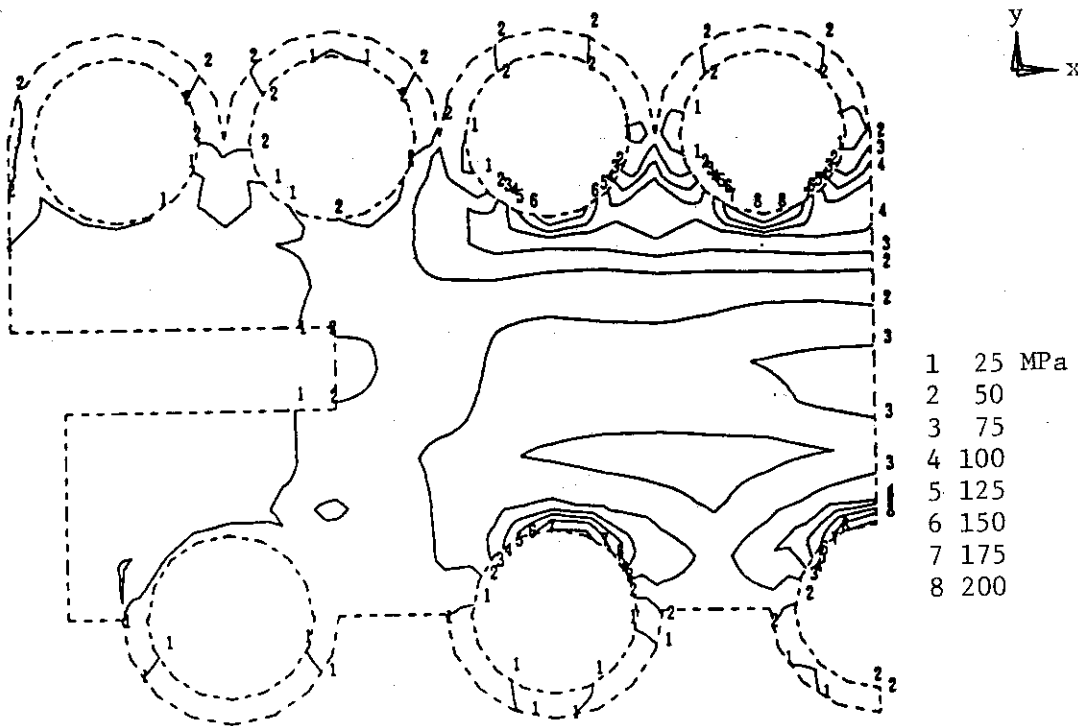


Fig. 4.1.15 Pre- and post-deformation shape under coolant pressure(16MPa) and thermal loads



Stress Intensity(Pressure load)

Fig. 4.1.16 Distribution of stress intensities under pressure load



Stress Intensity(Thermal load)

Fig. 4.1.17 Distribution of stress intensities under thermal load

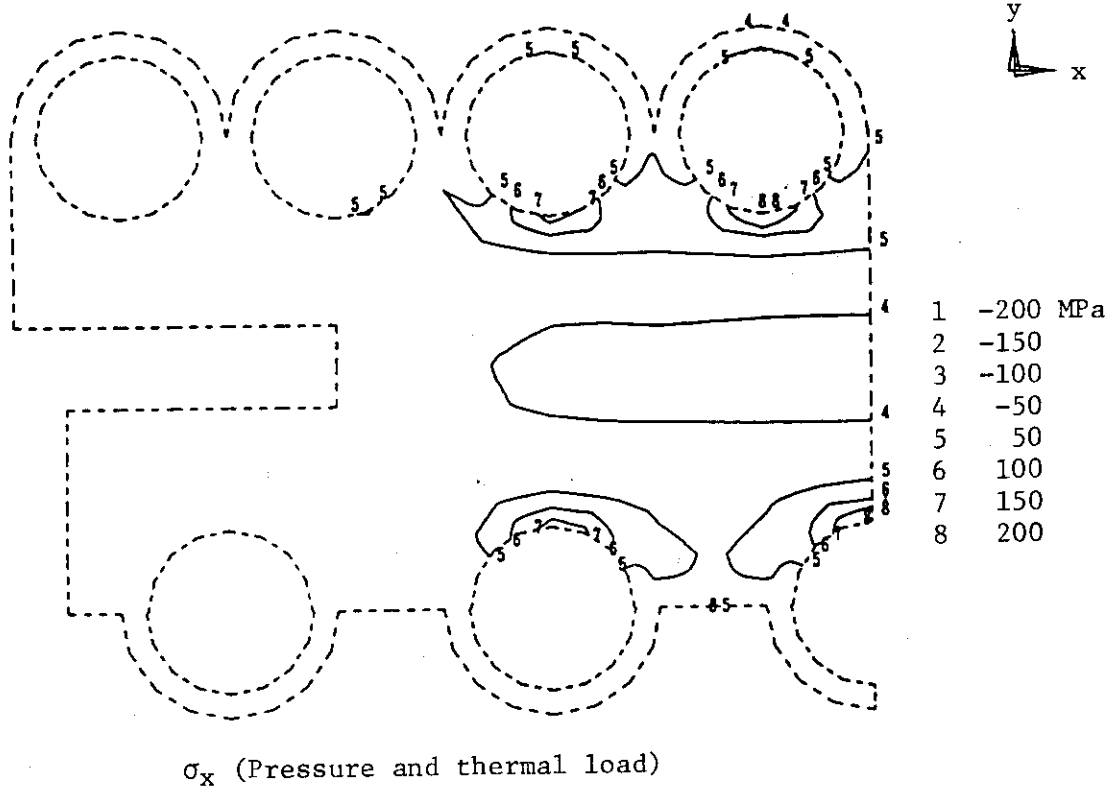


Fig. 4.1.18 Distribution of σ_x under pressure and thermal loads

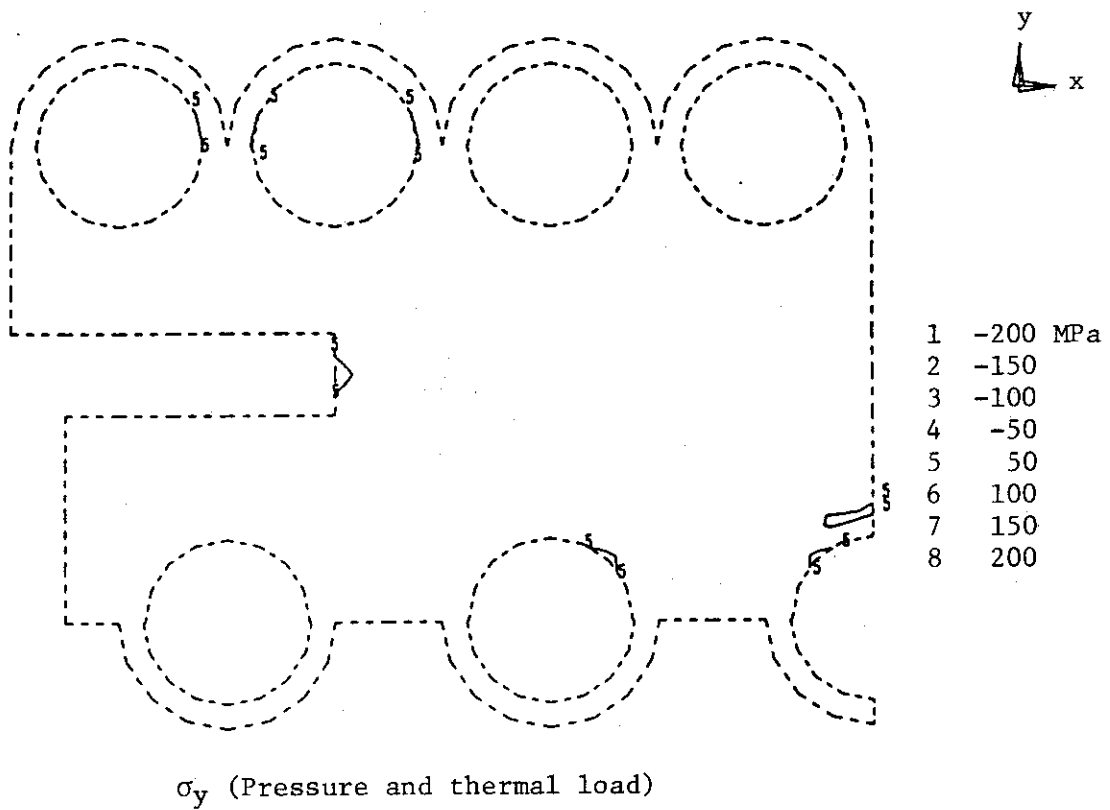


Fig. 4.1.19 Distribution of σ_y under pressure and thermal loads

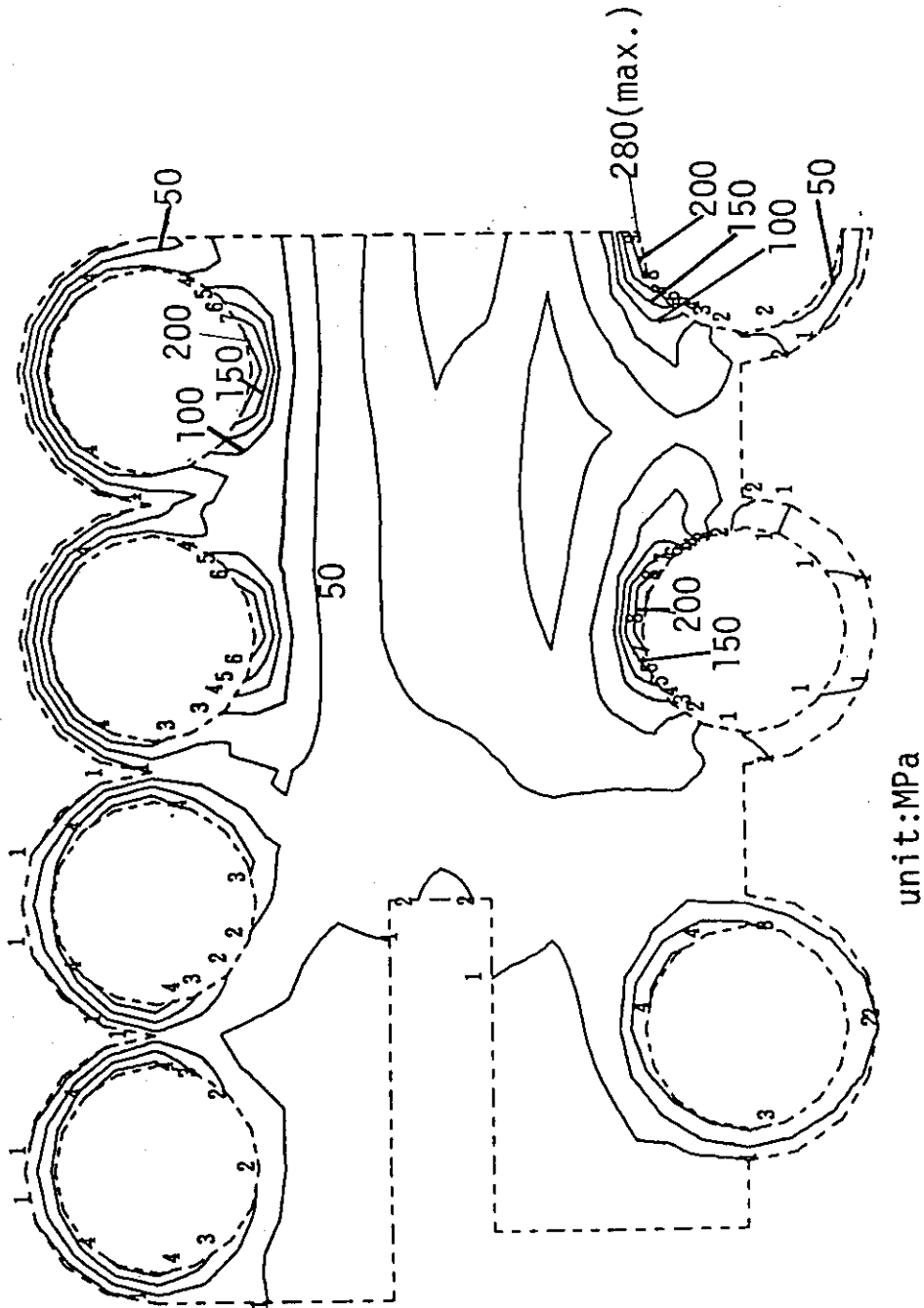


Fig. 4.1.20 Stress intensities under pressure and thermal loads

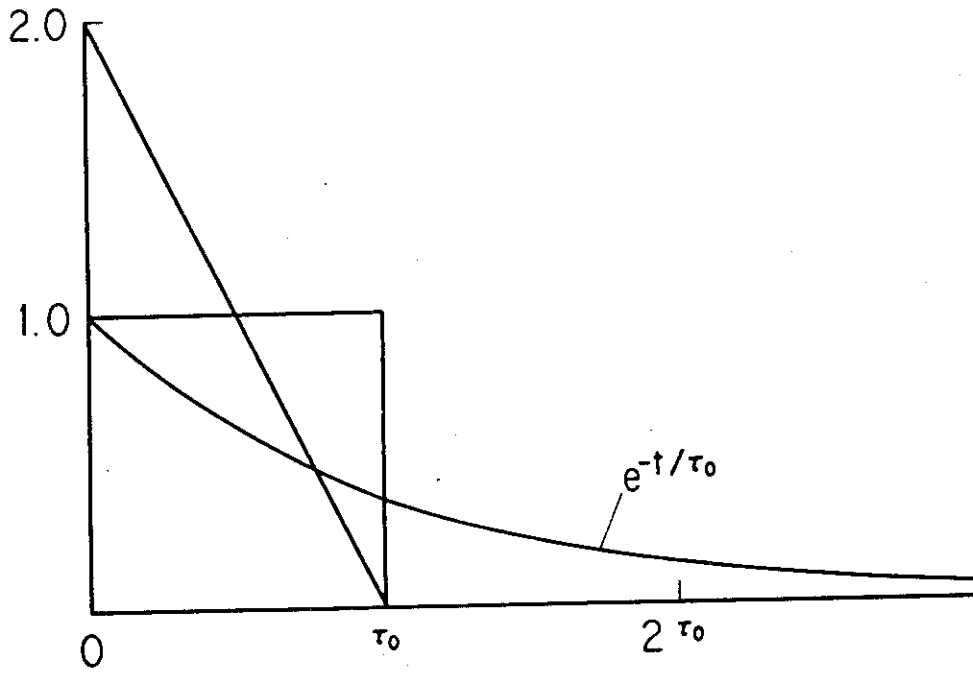
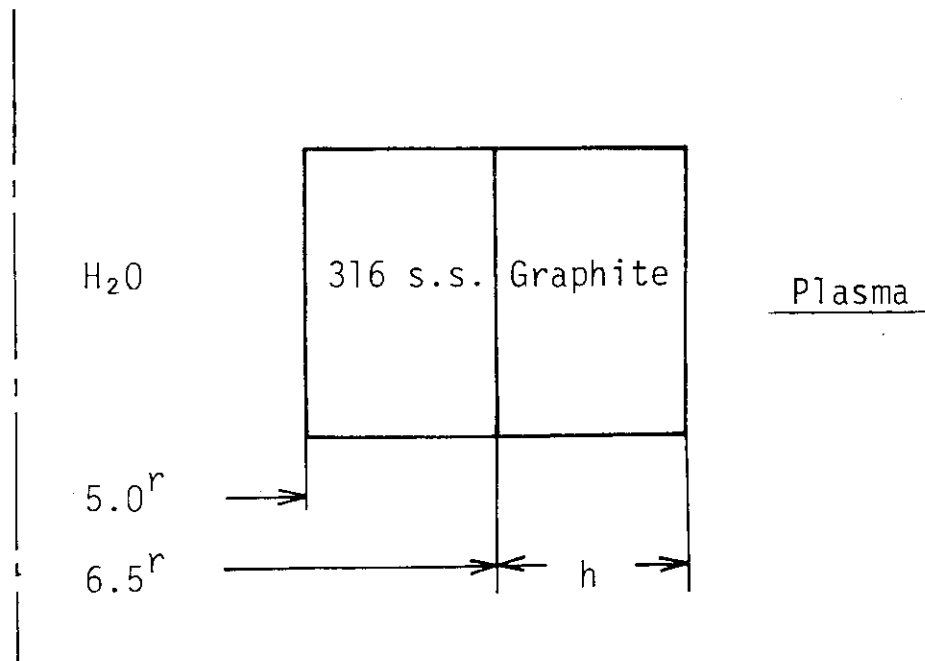


Fig. 4.1.21 Time variation of energy deposition at plasma disruption



Coolant : H₂O, 16MPa, 330°C
 Graphite : h=1.0, 2.0, 3.0 mm

Fig. 4.1.22 Model of heat transfer analysis

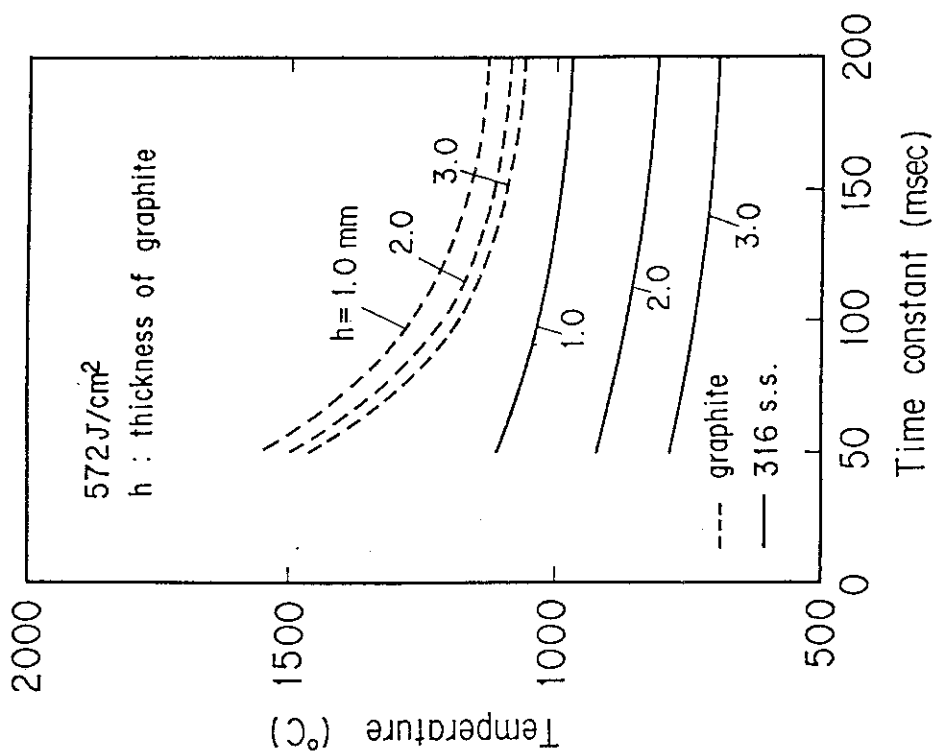


Fig. 4.1.24 Maximum temperature vs. time constant

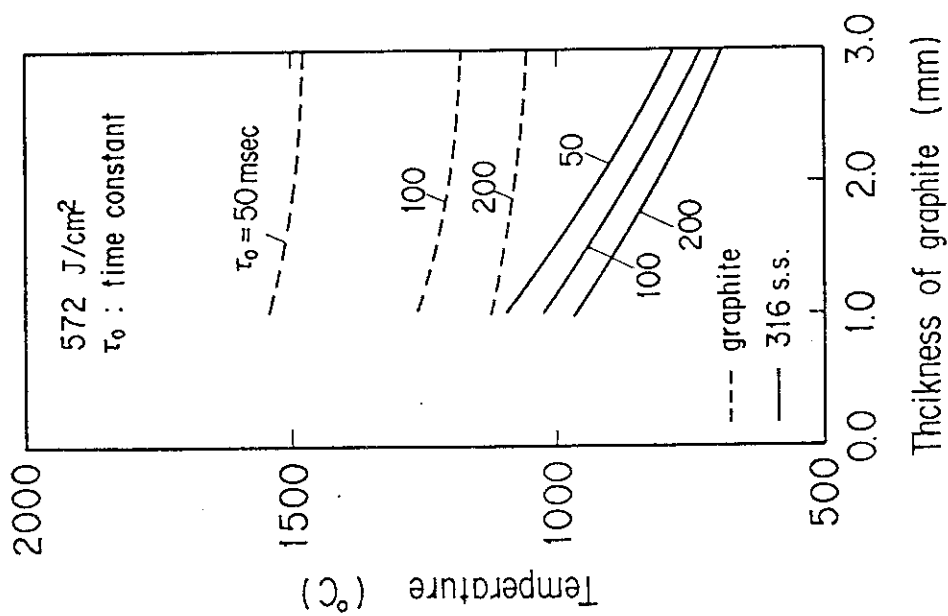


Fig. 4.1.23 Maximum temperature vs. thickness of graphite

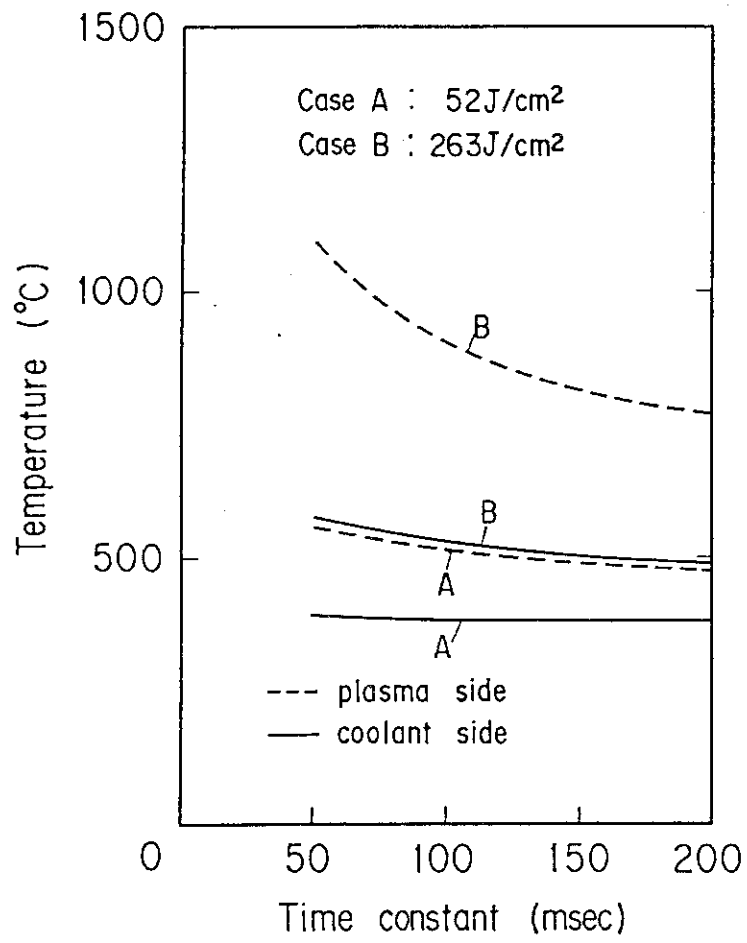


Fig. 4.1.25 Maximum temperature vs. time constant

References

- (1) International Tokamak Reactor, Phase One Report, IAEA Tokamak Reactor Workshop, EAEA, Vienna (1982).
- (2) Japanese Contributions to IAEA INTOR Workshop, Chapters I, II, III: Summary and INTOR Concept, JAERI M-82-170 (1982).
- (3) Izzo, W., Realini, G., "FINTOR-D", EUR 7322 EN
- (4) Baker, C.C., Abdou, M.A., "STARFIRE-A Commercial Tokamak Fusion Power Plant Study" ANL/FPP-80-1, (1980).
- (5) Abdou, M.A., "FED-INTOR/ICFW/82-17, Impurity Control and First Wall", (1982).
- (6) Polivka, R.M., Wilson, E.L., "DOT/DETECT", (1976).

4.2 ブランケット／真空容器モジュール

この設計において、分解・修理時にはブランケット／真空容器モジュールを引き抜き、新しいモジュールと取り換えた後に、各故障箇所は修理室で分解・修理等を行うことを基本にしている。故にブランケットと真空容器はSPTRと同様に一体化構造となる。しかし、SPTRと異なる点の1つとして、両者の温度差が非常に大きい為、ブランケットは真空容器に熱絶縁材を介して固定する必要がある。その結果、ブランケットは自立構造をとらざるを得ない。ここではブランケットの組み立て方法等についてその概念を示す。

(a) ブランケットの組み立て法

ブランケットの組み立て方法は、ブランケット内の冷却管をトロイダル方向かポロイダル方向に引き廻すかによって異なる。ここで採用した方法は、真空容器が多角形断面を有していることも考え、その形状に沿ってブランケットを組み立てていく。さらに、3次元曲面を必要としないシンプル構造を目的とし、ブランケットの基本形状に直方体を考え、それらの空間的配置によりブランケットを組み立てていく。その結果、第1壁およびブランケット内冷却管は、トラス内側領域においてはポロイダル方向に、トラス外側領域においてはトロイダル方向にその流路方向が定められる。Fig. 4.2.1にその構造概念を示す。トラス外側のブランケットはフランジ等によって固定されるものとする。但し、リミタが設置されるトラス外側の赤道面上にはブランケットが設置できないので、その領域で上下のブランケットをフランジ等で固定する場合には、リミタ領域以外のブランケットを固定しているフランジの冷却以上に特別な冷却機構が必要となる。

トラス外側領域に設置されるブランケットの冷却管はトロイダル方向となるため、その冷却流路長さは、トロイダル方向の分割数によって制限される。ここで採用した分割数は、トロイダルマグネットが16本の場合トラス方向に32分割を考えている。その概念図をFig. 4.2.2に示す。トラス内側はトラス軸方向にそのブランケットに設置されることにより、冷却流路長さは約6mである。トラス外側に設置される冷却流路は最大約1.8mから最小約0.9mまで変化する。冷却材の入口／出口温度を40℃と一定に保つため、さらには構造材を最高温度以下に押えるため必要な冷却材条件を求める必要がある。Fig. 4.1.8および4.1.9に示されている条件を満すためには、トラス外側領域に設置されるブランケット、特に第1壁はブランケットを2至3個接続しなければならない。それらのブランケットは、上下各々9個であり、ポロイダル方向に隣り合うブランケットの接続を考え、各々3個1組の接続を採用する。その場合、第1壁の冷却流路長さは、トラス外側から～5.1m、～4.3mおよび～3.0mとなる。トラス内側の第1壁の冷却材流路長さが6mであり、その場合に必要流速がFig. 4.1.9から約5.5 m/secとなる。トラス外側領域はそれ以下であるので流量制御を行えば良い。ブランケット内のLi₂Oの冷却はその流速を考慮し、流量制御と配管ピッチの工夫により可能である。ブランケット数個の接続にはヘッダー等が必要であり、その占有空間や支持も含めた構造上の検討は残されているが、単純な直方体ブランケットの可能性を追求する価値はある。

(b) 一周抵抗部

プラズマの周辺に設置される金属構造体はトロイダル方向にある程度の抵抗を持つことが必要とされている。この設計では一様0.2mΩと設定されており、その値を確保するために、真空容

器およびベルジャー型クライオスタットの分割部にベロー等の設置を考える。Fig.4.2.3に赤道面上において、真空容器およびクライオスタットの一周抵抗領域を示す。真空容器はトロイダルマグネットの直ぐ内側に位置するモジュールにはベロー領域を設け（全体で16個）、各々のモジュール間はリップによって接続されている。二種類の組み合わせで一周抵抗の $0.2\text{m}\Omega$ がほぼ確保されているが、後述の4.3.4のFig.4.3.48に示されているS型リップシールはトロイダル方向に32個で約 $0.1\text{m}\Omega$ の一周抵抗となる。故に、このリップシールが構造上実現性が可能となるならば、現在考えられているベローを用いる必要はなく、このリップシールのみで $0.1\text{m}\Omega$ の確保が可能となる。さらに、一周抵抗が $0.1\text{m}\Omega$ で良いということになれば、分割部だけのリップシールで十分仕様を満すことになる。

クライオスタットの形状は複雑で、一周抵抗領域はトロイダル各断面で異なっているので、ここでは赤道面上におけるその位置を示している。Fig.4.2.4にトロイダルマグネット領域のクライオスタット構造を示す。トロイダルマグネット自身のクライオスタットにもベロー等が必要とされる（Fig.4.2.3参照）。トーラス内側領域では、真空容器の分解・修理に必要な空間を考え、トロイダル方向には16分割され、その接合部にベローを設ける。トーラス外側領域は、トロイダルマグネットが設置される領域と、その間ではクライオスタットの構造は異なる。第5章および6章に詳細な構造が示されているので、参照されたい。

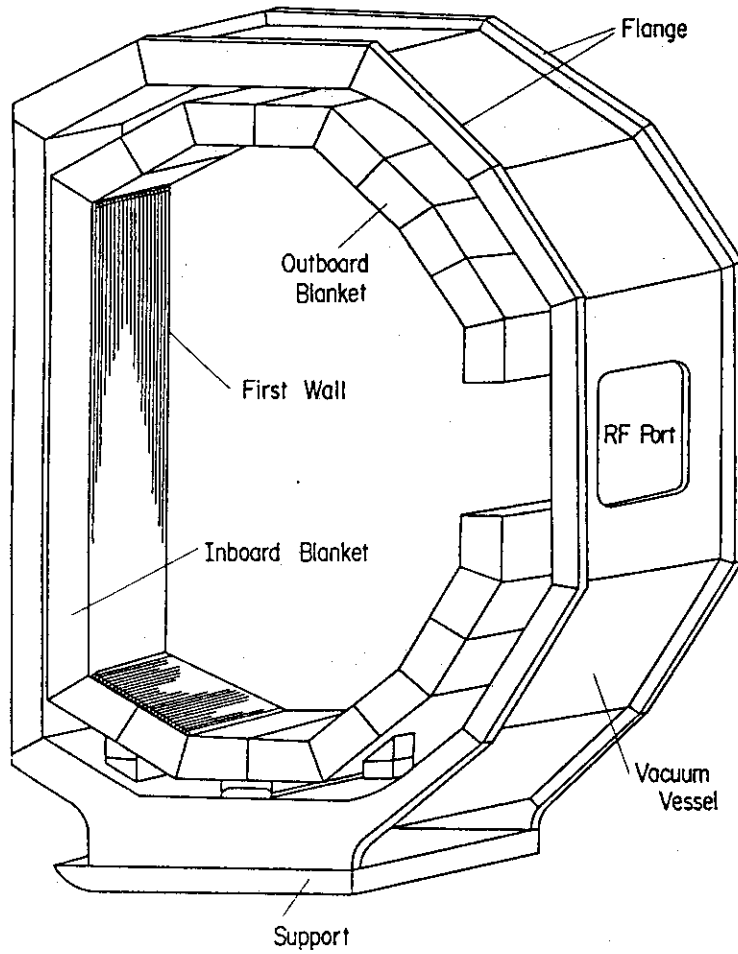


Fig. 4.2.1 Configuration of blanket/vacuum vessel module

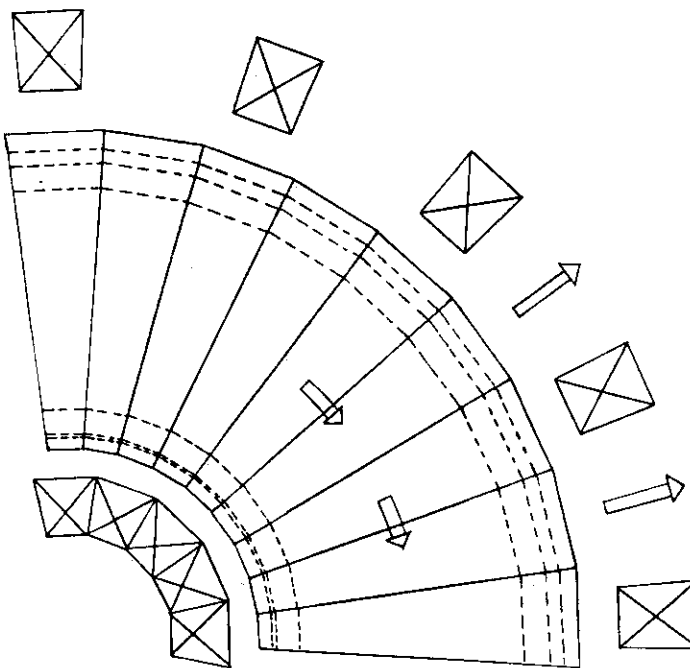


Fig. 4.2.2 Withdrawal scheme of blanket/vacuum vessel module

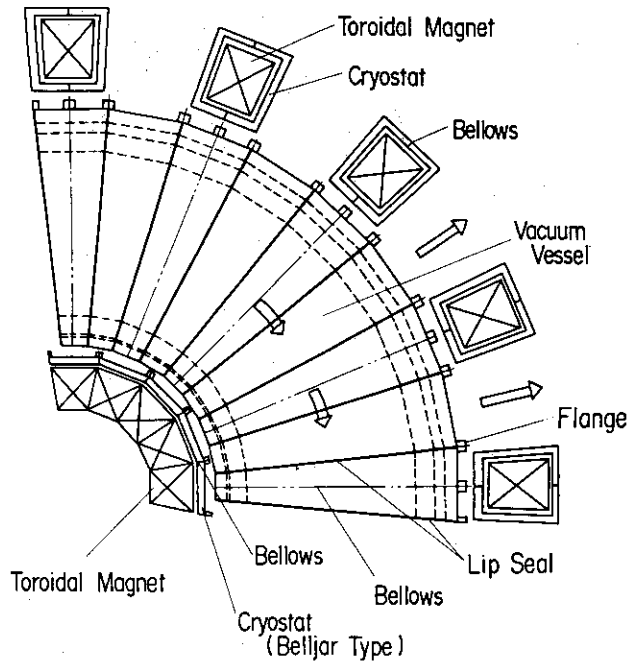


Fig. 4.2.3 Positions of torus resistance in vacuum vessel and cryostat

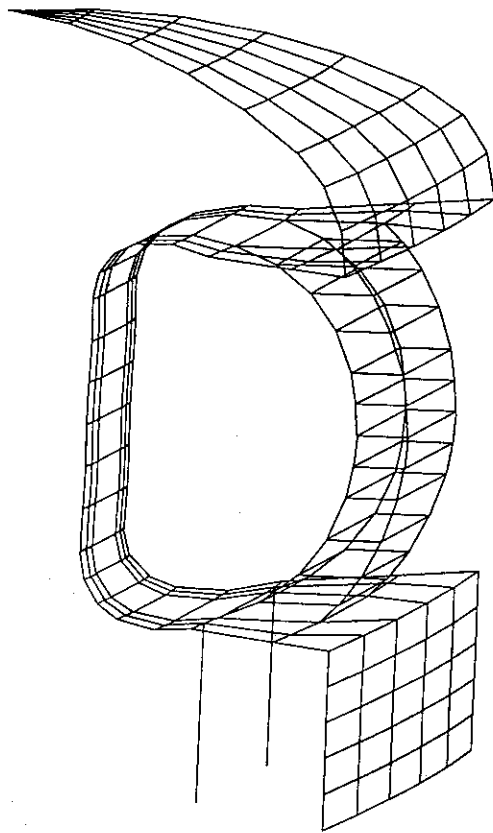


Fig. 4.2.4 Configuraiton of belljar type cryostat

4.3 真空容器

動力炉の真空容器はSPTR(次期装置)⁽¹⁾と同様、Pool Water 中に設置されプラズマ形成の為の真空境界となる。その形状は製作性も考慮し、D型断面が有する曲線部分を取り除き、直線での組み合わせが可能な多角形ポロイダル断面とした。トーラス内側領域はその空間の有効利用という観点、つまり、プラズマの主半径の増加を抑制し、高いトロイダル磁場の領域においてプラズマを形成させる事を目的とする。さらに分解・修理時にモジュール間を結合するためのボルト等の締付あるいは着脱の為、遠隔操作等による装置の移動空間を設けない設計が要求される。しかし、真空容器は動力炉の場合、特にトーラス内側においては十分な遮蔽機能を有する事も課せられるので、大気圧と水圧に耐えるため、薄肉とフランジ構造による設計は採用できず、厚板単独構造とする必要がある。真空維持のためさらには1周抵抗の役目もする各モジュール間に設けられるリップシールは、ボルトが存在しないトーラス内側領域においてはその変形量を極力小さくする設計が要求される。トーラス内側の真空容器の板厚は、核発熱に基づく温度勾配も考慮した上で、リップシールの強度との関係で決められる。

この設計では、特にトーラス内側に設置されるブランケットの後壁の板厚を約13cmとし、その領域で十分に核発熱を減衰させ真空容器への影響を極力抑えている。

この節では、多角形ポロイダル断面を有するトーラス形状の真空容器が、トーラス内側領域においてトロイダル方向に不連続な状態で大気圧と水圧が作用する場合およびプラズマディスラプション時に発生する電磁力による応力解析を行ない、リップシールの強度を考慮して各荷重に十分耐える板厚を算出し、今後の熱構造設計への指針を示す。

真空容器の構造設計の初期において、概略計算によりトーラス内側の板厚を350mmと設定したので、電磁力はその板厚で解析を行ない、外圧(大気圧+水圧)による解析結果から提案された板厚とは異なっている。

4.3.1 大気圧および水圧による応力解析

真空容器に作用する水圧は水深に依存する。この設計では、真空容器の赤道面上においてその水深を18mとした。真空容器に作用する外圧は大気圧を加算すると上部で0.24MPa、赤道面上で0.28MPa、および下部で0.32MPaとなる。

真空容器のトーラス外側は内側に比べ空間も広く、フランジによりモジュール間のボルト締結が可能である。その板厚はフランジの幅および高さを考慮に入れ150mmと一定にし、フランジを設けないトーラス内側の板厚をパラメータとし、300mm~450mmまで変えた場合の変形量を求め、リップシールの強度上許容される変形量から、設計に採用すべくトーラス内側の板厚を提案した。

真空容器は分解・修理時にブランケットと1体で各トロイダルマグネットの間から引き抜かれる。トーラスの半径方向に直線的に引き抜かれるモジュールと一旦トロイダル方向に回転させた後、トーラス半径方向に引き抜かれるモジュールに分割され、トロイダルコイルが16本の場合を想定し、32個のモジュールでトーラスを形成している。ブランケットは真空容器と異なり高温(約450℃)構造体であるので、真空容器とは熱絶縁された状態で下部において固定されるの

で、真空容器には補強の役目は果さない。故に応力解析は、真空容器単独で行ない、1モジュールのトロイダル方向の角度は 11.25° ($360^\circ/32$) である。解析に使用した真空容器のモデルおよび寸法を Fig. 4.3.1 に示す。

応力解析には構造解析コード "SAP-V" を用いた。真空容器の厚肉部にはシェル要素を、フランジにはビーム要素を適用した。境界条件としては、ポロイダル断面がフランジを介して締結されているモジュール間の領域には対象性を考慮し、さらに下部を固定とした。

トーラス内側の自由変形領域（ボルトによりモジュール間を締結しない領域）は図において L~A~B および L'~A'~B' の直線部のみとし、B~G~L および B'~G'~L' の領域はトロイダル方向に連続である。真空容器の板厚はトーラス外側、図において D~G~J の部分が 150 mm, J~A~D の部分を 300 mm から 450 mm まで変化させた。トーラス内側の直線部以外にはフランジを設け、B~G~L および B'~G'~L' の両端には幅 100 mm, 高さ 200 mm のフランジを、その中間には幅 200 mm, 高さ 200 mm のフランジを考えた。後者のフランジはその部分に一周抵抗用のベロー等が設置されその補強用として取り付けられる。

トーラス内側直線部の板厚を 300, 350, 400 および 450 mm とした場合、外圧（大気圧+水圧）による A~G~A 断面の半径方向の変位を Fig. 4.3.2 に示す。各板厚に対して、トーラス内側の赤道面上の A 点における半径方向の変位とそれに伴うトロイダル方向でのモジュール間の間隙の大きさを Fig. 4.3.3 に示す。さらに、A~G~A 断面の外面の応力強さを Fig. 4.3.4 に示す。縦に長い一種の非円形断面を有するトーラス形状の真空容器の外圧による変形挙動は SPTR⁽³⁾⁽⁴⁾ で求められ、その結果と同様にトーラス内側は半径方向外向きの変位を示し、トロイダル方向には開く変形状態となる。その結果、その領域に設置されるリップシールは外圧が作用した状態で強制変位を受ける。そのリップシールの形状にもよるが、後述の 4.3.3 で述べるプラズマディスラプション時に発生する強制変位および 4.3.4 で述べるリップシールの形状に許容される強制変位を考慮し、トーラス内側直線部の板厚を決定する必要がある。

外圧（大気圧+水圧）による真空容器の変形挙動等より、トーラス内側直線部の板厚 400 mm の場合の応力解析の結果を以下に示す。Fig. 4.3.5 ~ 4.3.7 に各々の方向から見た真空容器の変形前後の形状（点線が変形前、実線が変形後）を示す。Fig. 4.3.5 に示されているように、赤道面上の半径方向の変位は、トーラス内側で外向き、トーラス外側では内向きである。Fig. 4.3.8 に A~G~A 断面の半径方向、トロイダル方向および高さ方向の変位分布を示す。各々の最高変位は、3.4 mm (A 点), 0.33 mm (A 点) および 0.8 mm (C 点付近) である。図に示されている dx, dy, dz は各々半径方向、トロイダル方向および高さ方向の変位に対応する。発生する応力として、A~G~A 断面における内、外面のポロイダル方向の応力 σ_{p0} を Fig. 4.3.9 に、トロイダル方向の応力 σ_{t0} を Fig. 4.3.10 に、さらに応力強さを Fig. 4.3.11 に示す。外圧がトロイダル方向に一様に作用しているため、剪断応力は上記二つの応力 σ_{p0} と σ_{t0} に比べ小さく、無視出来る程度である。応力強さの最大値は上・下の B 点および L 点に発生し、約 40 MPa であり、応力の許容値からは十分余裕がある。Fig. 4.3.12 にポロイダル方向の応力 σ_{p0} のトロイダル方向の分布を、A~A', B~B', G~G', J~J' および L~L' について示し、Fig. 4.3.13 にトロイダル方向の応力 σ_{t0} の分布を同ラインについて示す。両図において実線が外面、点線が内面での値を示している。トロイダル方向の応力分布にはフランジの効果が現われている。

(5)
ASME Code Sec.Ⅲの応力等の設計基準を考慮し、最適な設計を行えば、真空容器の板厚はモジュール間のフランジの効果も考慮し400mm以下にする事は可能である。しかし、トラス内側のリップシールの強制変位によって発生する応力が設計基準を満足するため、さらに真空容器は遮蔽の役目もある程度課せられるので、板厚を大きくとる構造が採用されている。

そこでモジュール間のトラス内側直線部もフランジを介してボルトにより締結することで、リップシールの変形が無視出来る程度まで小さくすることができ、さらに真空容器から遮蔽の機能はずすことが可能な場合の真空容器の板厚を検討した。

解析に使用したモデルはFig. 4.3.1と同様である。板厚は全て一様とし、モジュール間締結の為のフランジはポロイダル全周の両端に設置されるものとした。板厚を50mm、100mmおよび200mmとした場合の外圧(大気圧+水圧)による応力解析を行った。

ポロイダル方向全周をボルトにより締結しトロイダル方向に連続な真空容器の外圧による変形状態をFig. 4.3.14～4.3.16に示す。図から分かるように、モジュール間のトラス内側直線部をボルトにより締結を行わない場合とはその変形状態に差が見られ、特に上部での変形が異なっている。Fig. 4.3.17にA～G～A断面(Fig. 4.3.1(参照))の半径方向変位(図ではdx)と高さ方向の変位分布(図ではdz)を示す。トラス内側での変形量は非常に小さく、逆に外側の変形量は大きい。前述のトラス内側の自由変形の場合とは異なる変形状態を示しているのが良く分かる。Fig. 4.3.18および4.3.19にA～G～A断面のポロイダル方向およびトロイダル方向の外側の応力 σ_{p0} および σ_{t0} を示す。トラス内側の赤道面上において、 σ_{p0} および σ_{t0} はFig. 4.3.9および4.3.10に示されている応力分布とは異なり、その大小は反転している。ポロイダル断面全周でトロイダル方向に連続している場合、トラス内側の直線部は円筒に圧力が作用した状態を示し、その円周方向応力は真空容器のトロイダル方向応力と同じ傾向を示す。Fig. 4.3.20に同断面の外側における応力強さの分布を示す。板厚が50mmの場合でも応力強さの最大は約40MPa程度であり、動力炉の水深が18mでも真空容器の強度は十分余裕があるものと思われる。

動力炉の真空容器に多角形ポロイダル断面を採用したが、図に示された応力解析の結果から、ポロイダル断面の各々のコーナー角が90°より大きく、各変位のポロイダル方向分布は滑らかに変化し、さらに各々のコーナーでの応力成分の反転は認められるがピークの大きさは小さい。各コーナーでの応力集中を考慮しても、多角形ポロイダル断面を有する真空容器の設計は十分可能ながことが明らかになった。

トラス内側もフランジを介してボルトにより締結し、トロイダル方向に連続した真空容器の設計が可能となれば、真空容器の板厚は遮蔽の役割を無視した薄肉構造でも可能と思われるが、分解・修理時の問題も絡み今後の検討課題である。

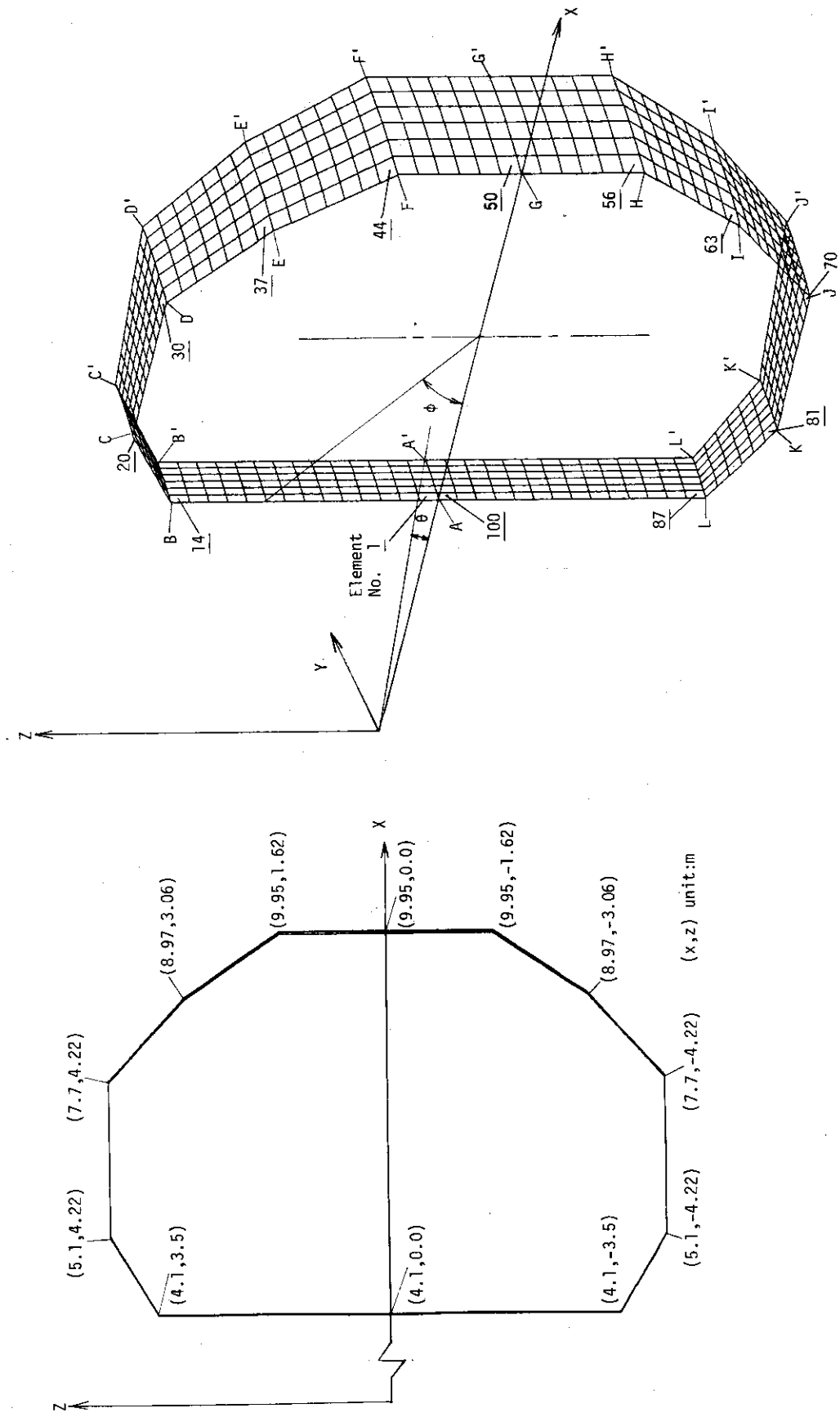


Fig. 4.3.1 Analytical model of vacuum vessel

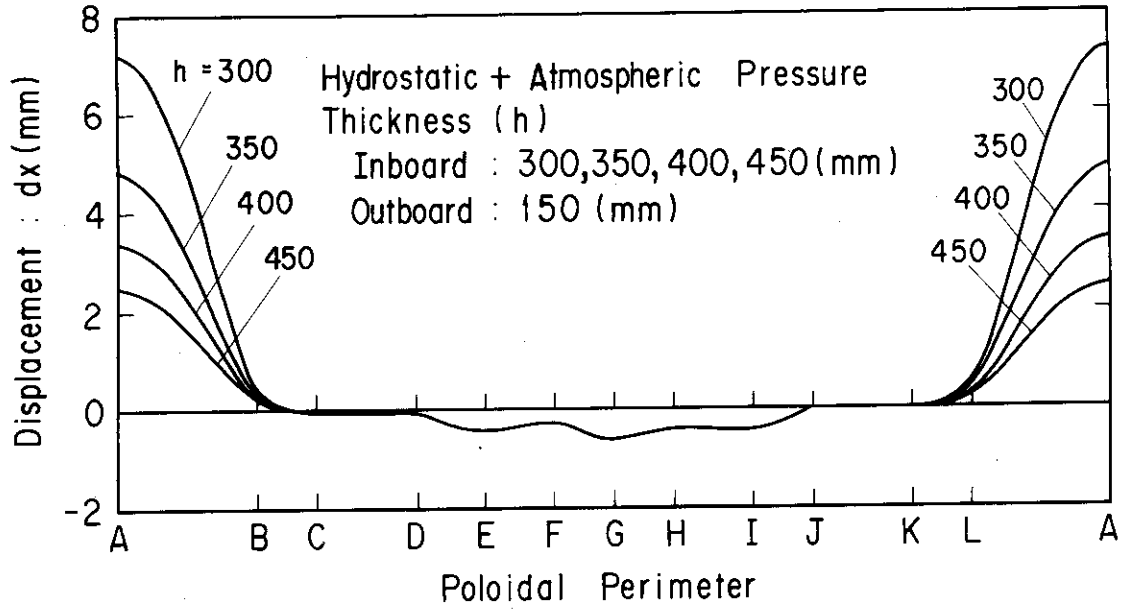


Fig. 4.3.2 Comparison of radial displacement (dx)

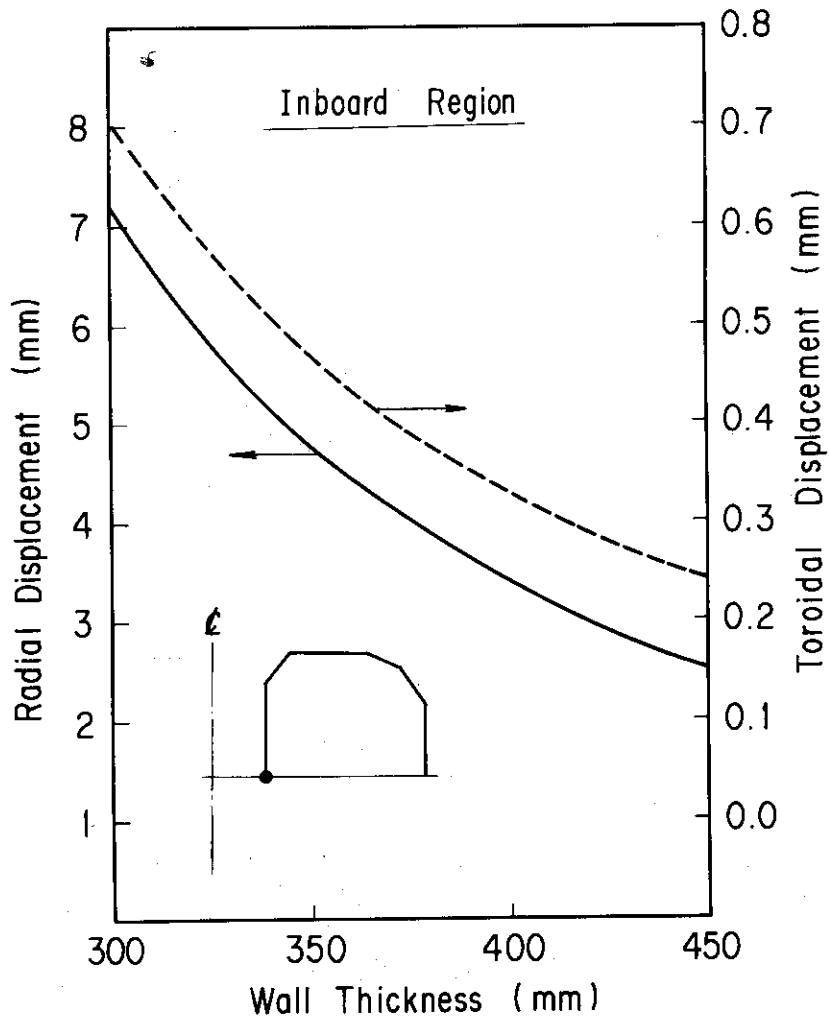


Fig. 4.3.3 Radial and toroidal displacements vs. wall thickness

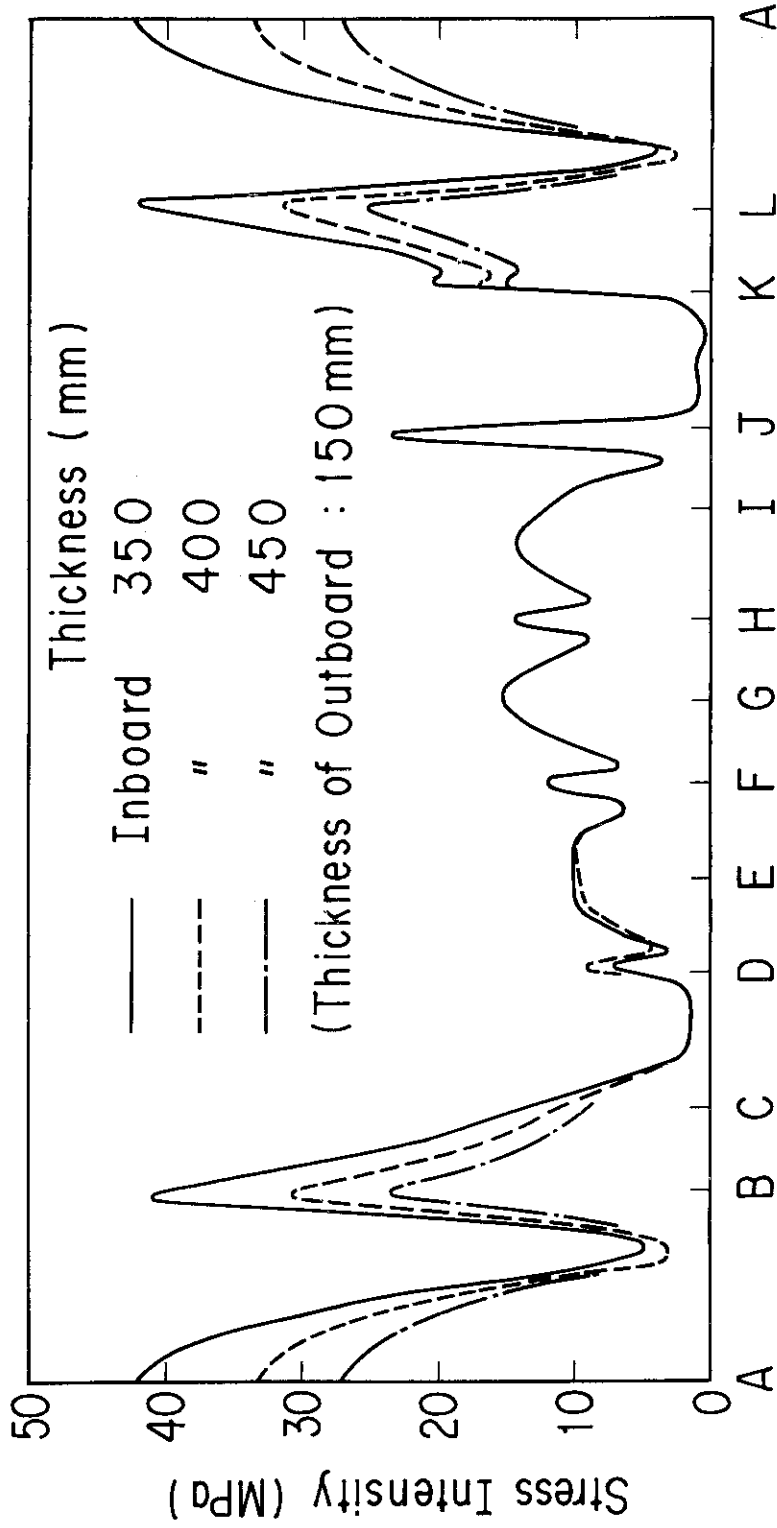


Fig. 4.3.4 Distributions of stress intensities at outside surface under several inboard wall thicknesses

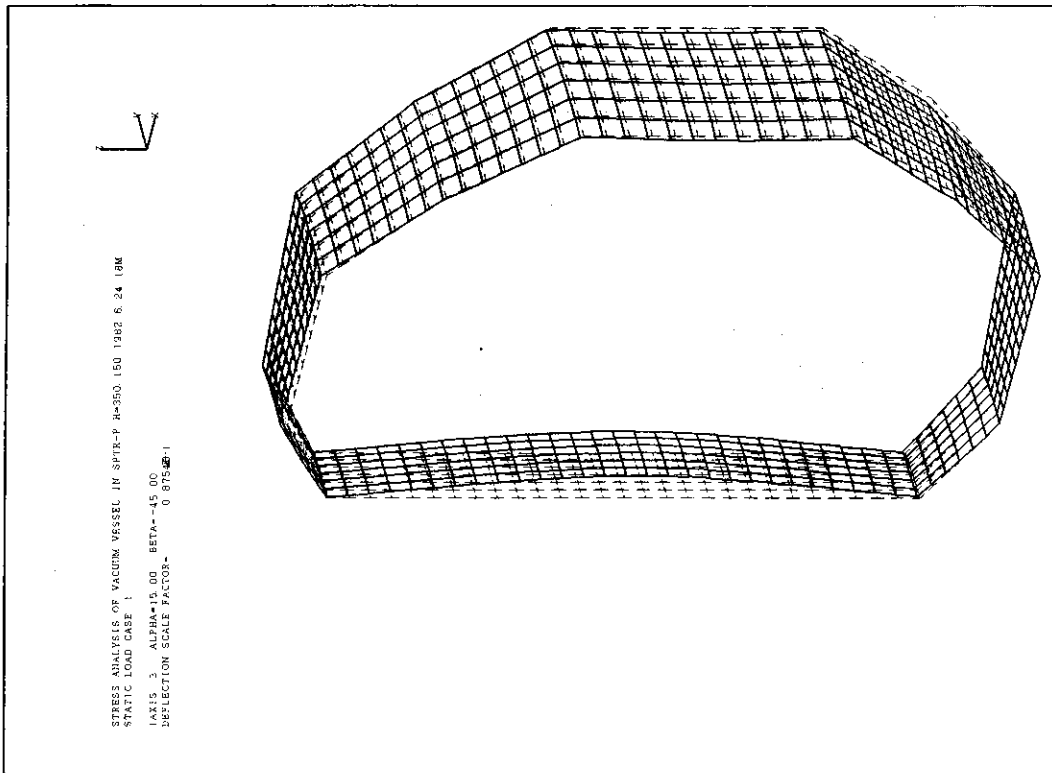


Fig. 4.3.6 Pre- and post-deformation shapes

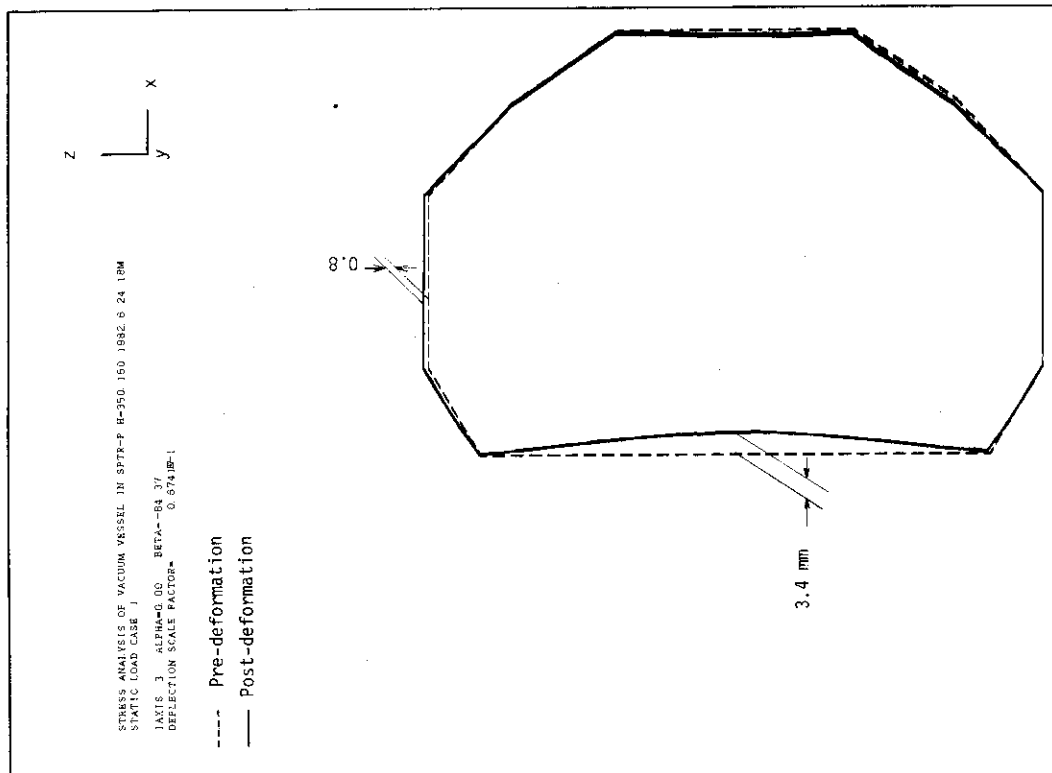


Fig. 4.3.5 Pre- and post-deformation shapes on poloidal section

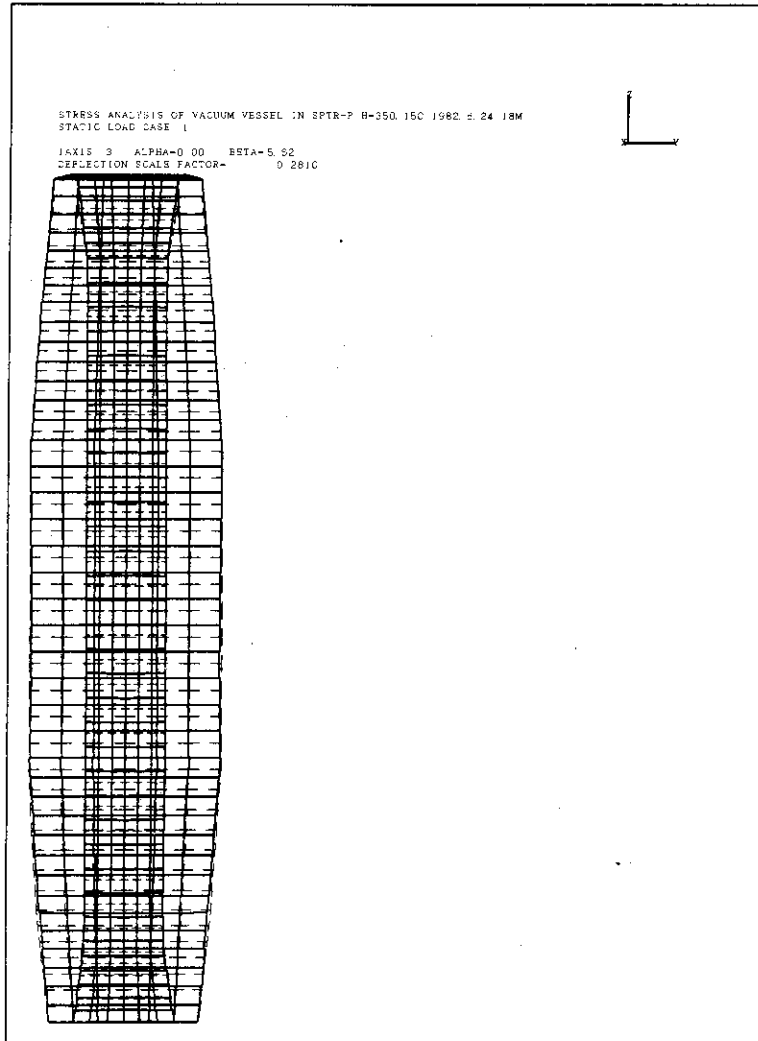


Fig. 4.3.7 Pre- and post-deformation shapes

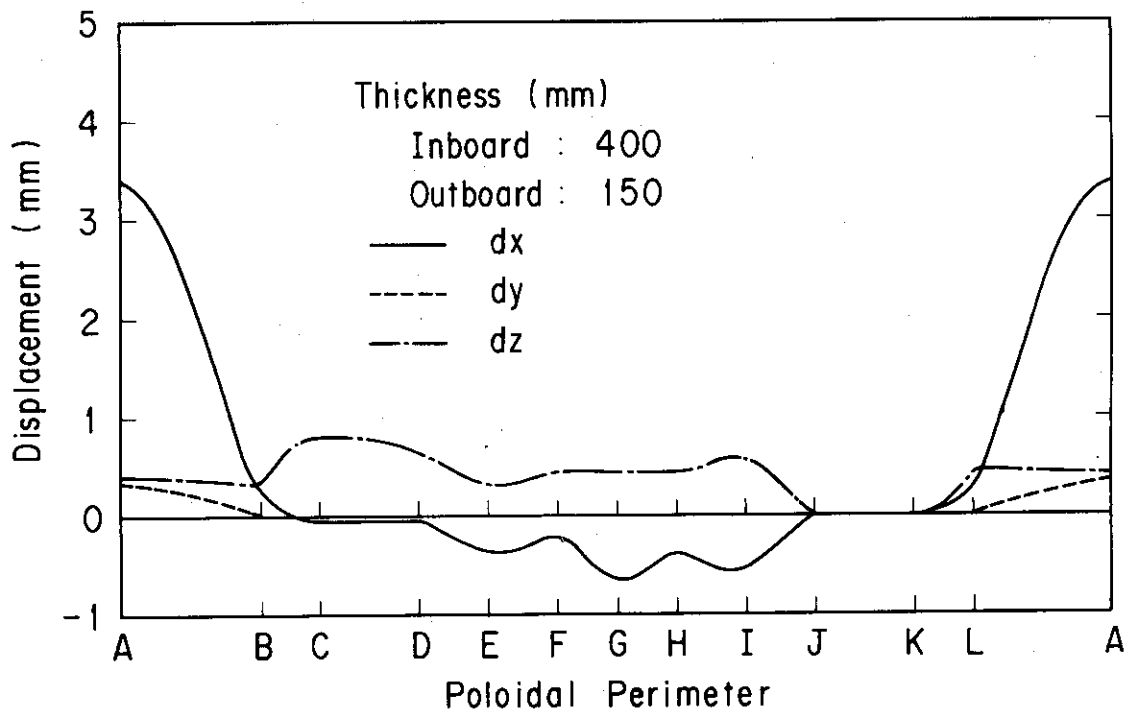


Fig. 4.3.8 Distribution of displacements (dx,dy,dz) on poloidal section ($\theta=0.0^\circ$)

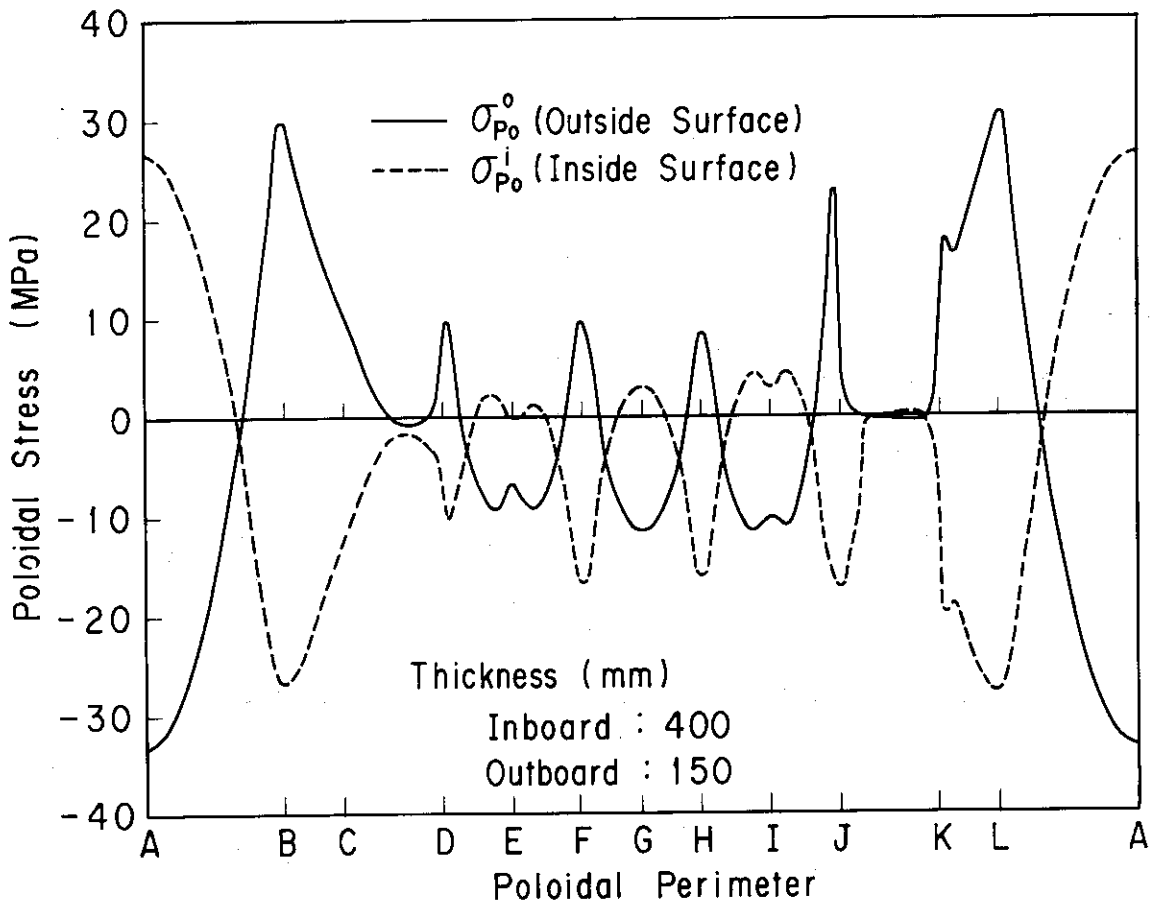


Fig. 4.3.9 Distribution of poloidal stress at inside and outside surfaces ($\theta=0.9375^\circ$)

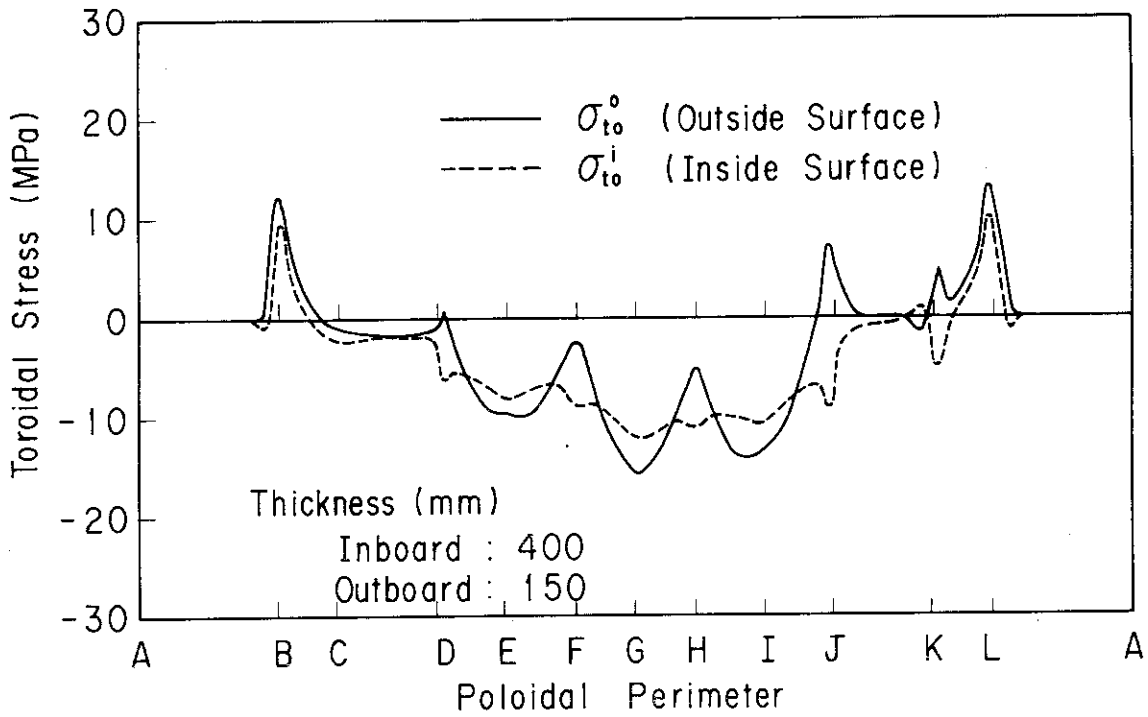


Fig. 4.3.10 Distribution of toroidal stress at inside and outside surfaces ($\theta=0.9375^\circ$)

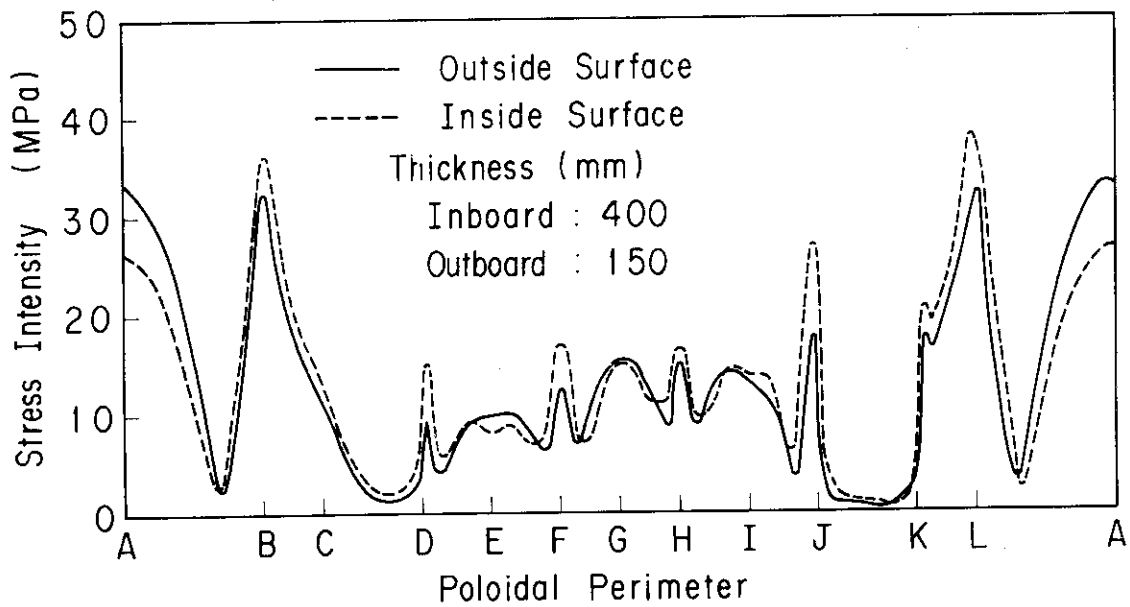


Fig. 4.3.11 Distribution of stress intensity at inside and outside surfaces ($\theta=0.9375^\circ$)

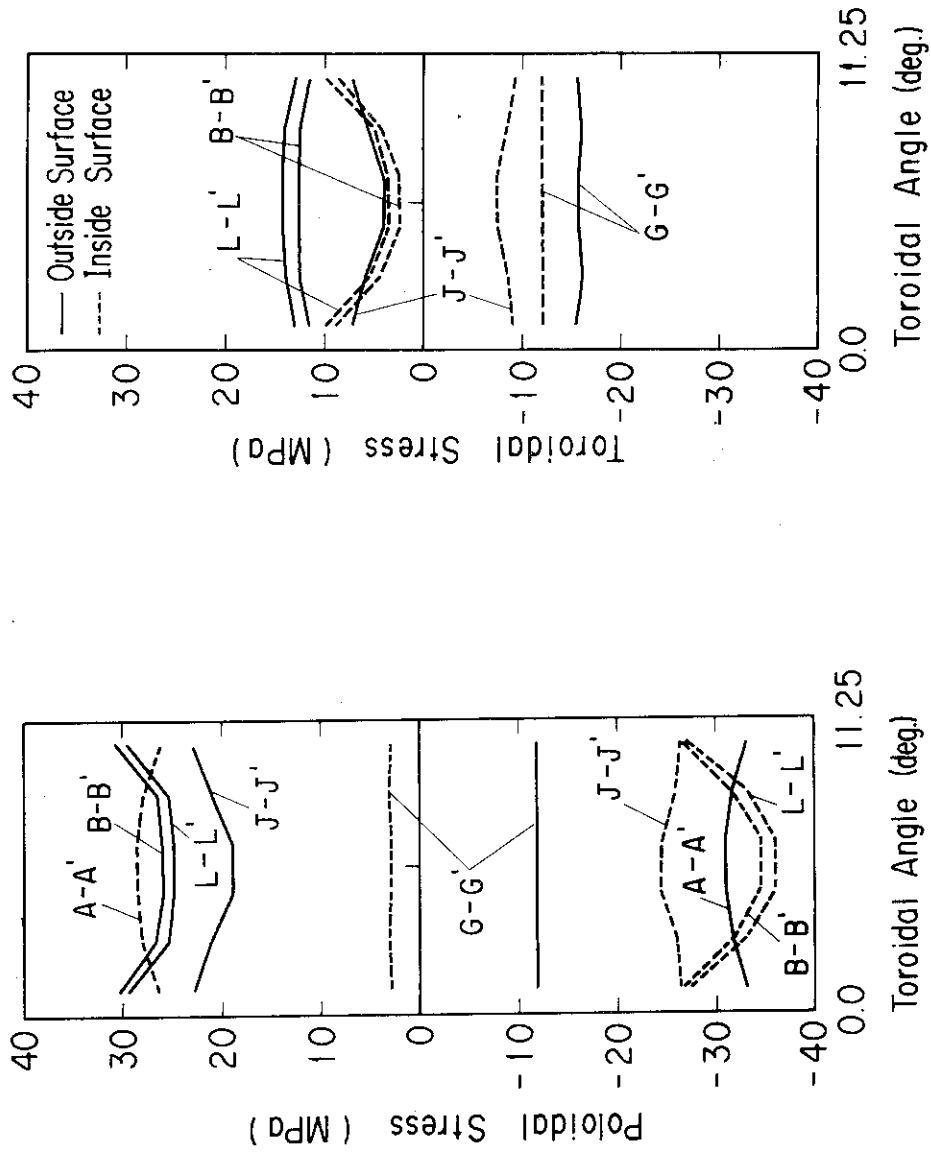


Fig. 4.3.12 Distribution of poloidal stress at inside and outside surface in toroidal direction ($\theta=0.0\sim 11.25^\circ$)

Fig. 4.3.13 Distribution of toroidal stress at inside and outside surface in toroidal direction ($\theta=0.0\sim 11.25^\circ$)

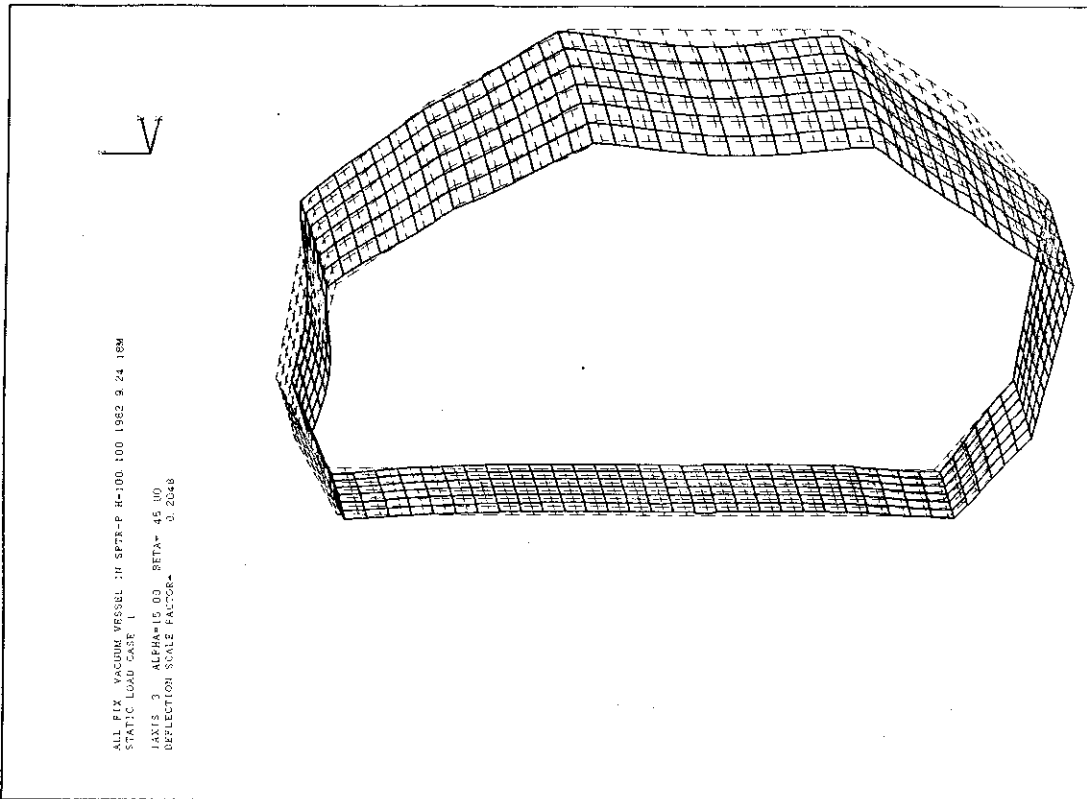


Fig. 4.3.15 Pre- and post-deformation shapes (all modules are bolted around poloidal section)

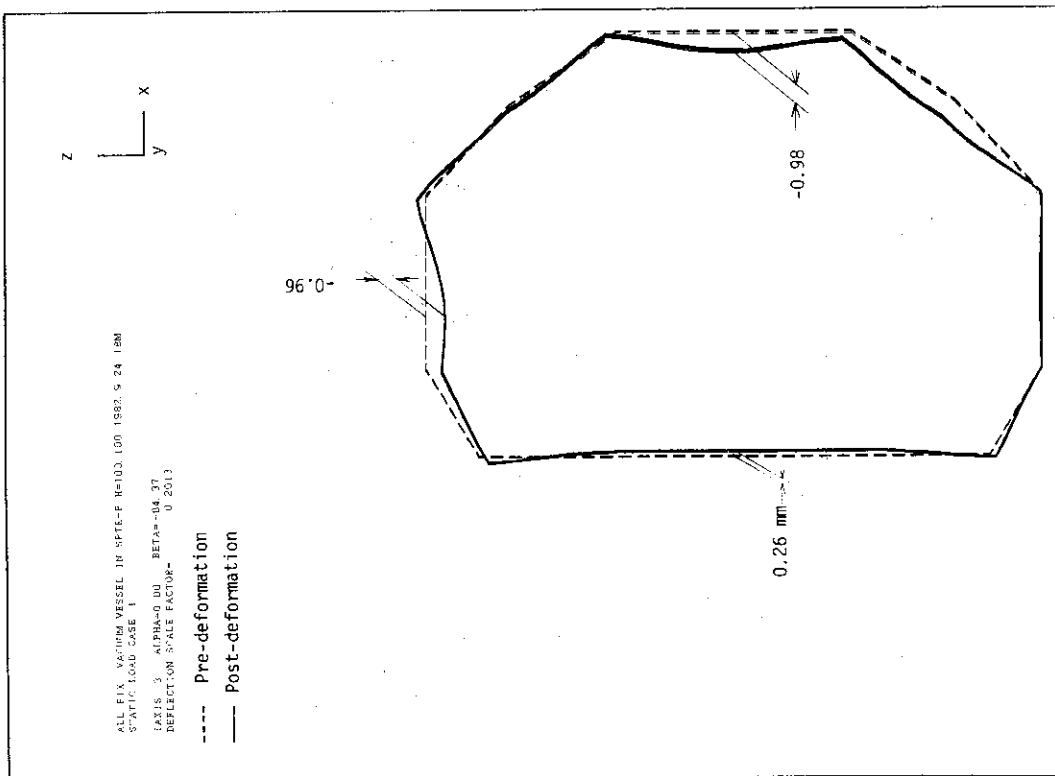


Fig. 4.3.14 Pre- and post-deformation shapes on poloidal section (all modules are bolted around poloidal section)

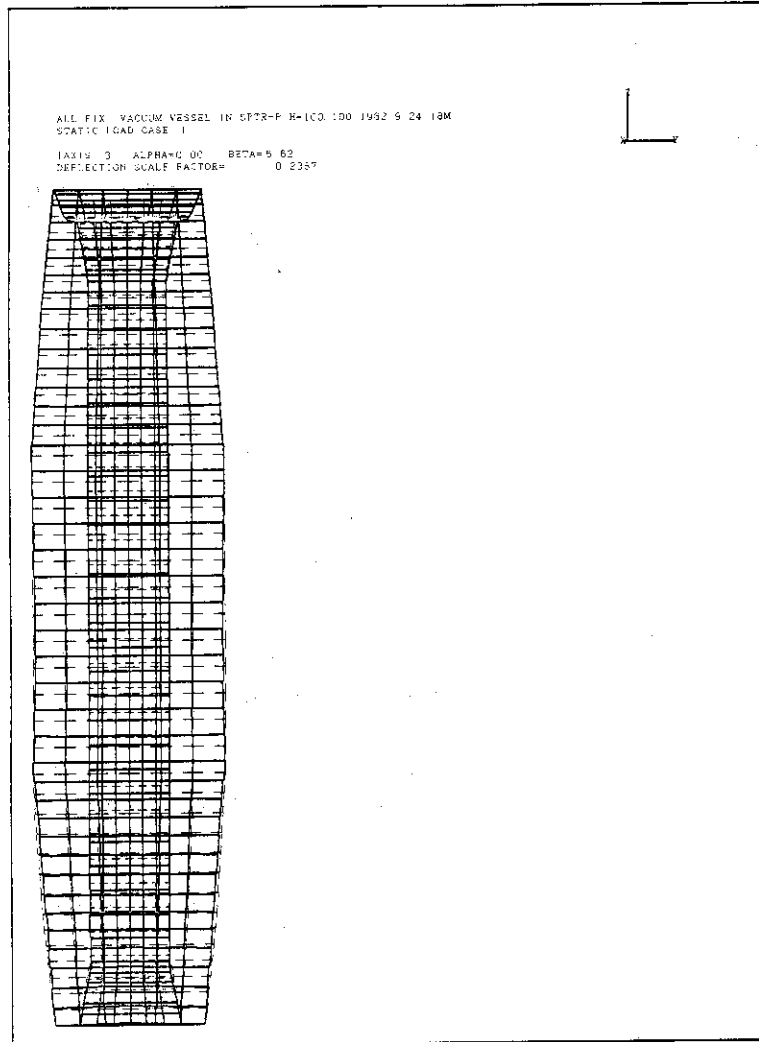


Fig. 4.3.16 Pre- and post-deformation shapes
(all modules are bolted around poloidal section)

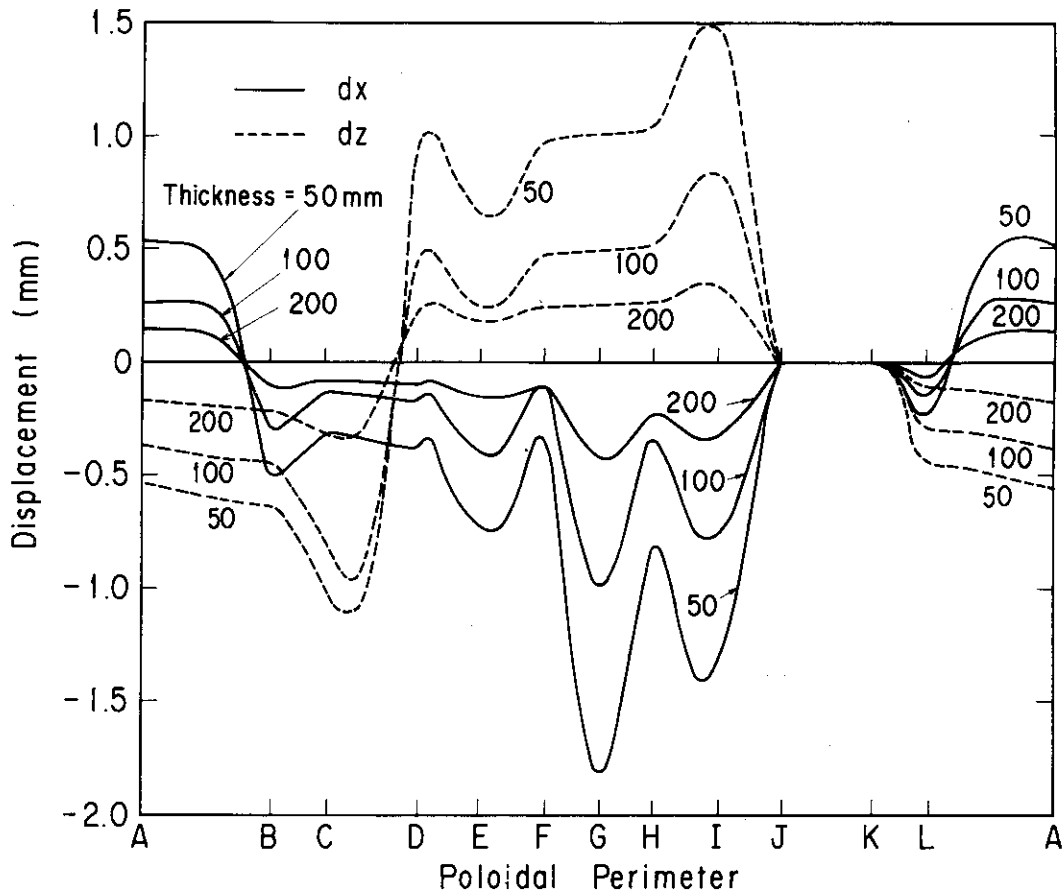


Fig. 4.3.17 Comparison of radial displacement (dx) under several wall thicknesses

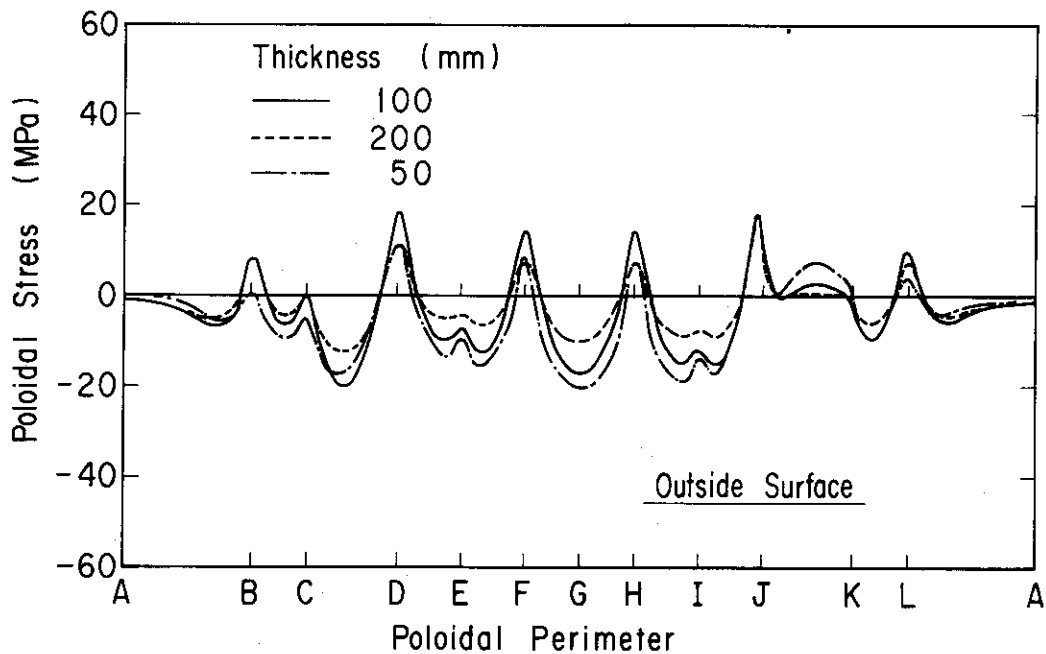


Fig. 4.3.18 Comparison of poloidal stress at outside surface under several wall thicknesses

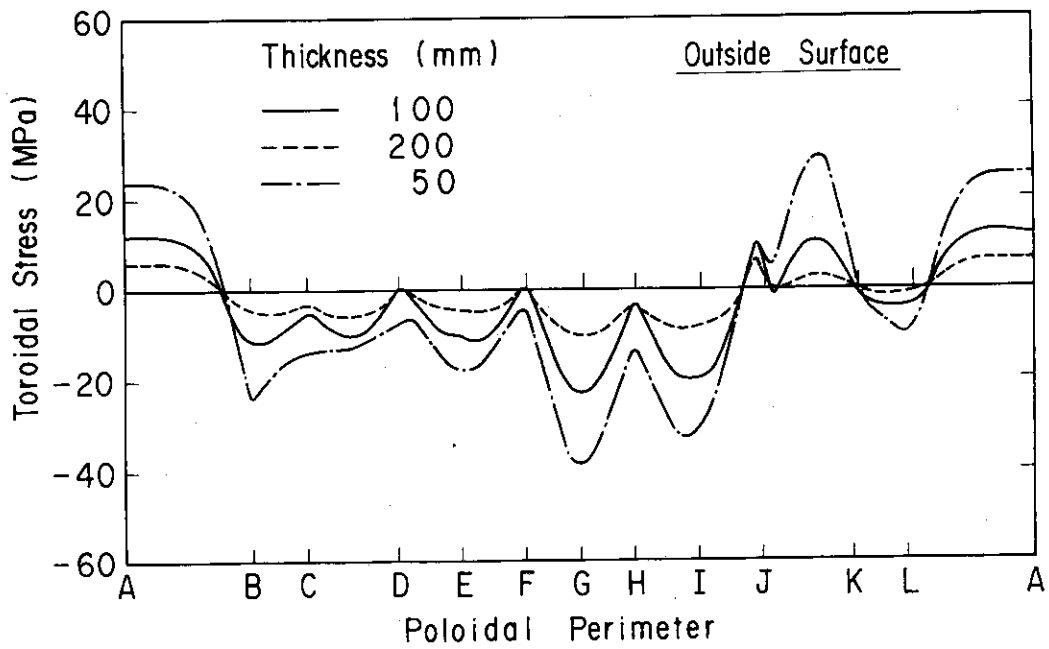


Fig. 4.3.19 Comparison of toroidal stress at outside surface under several wall thicknesses

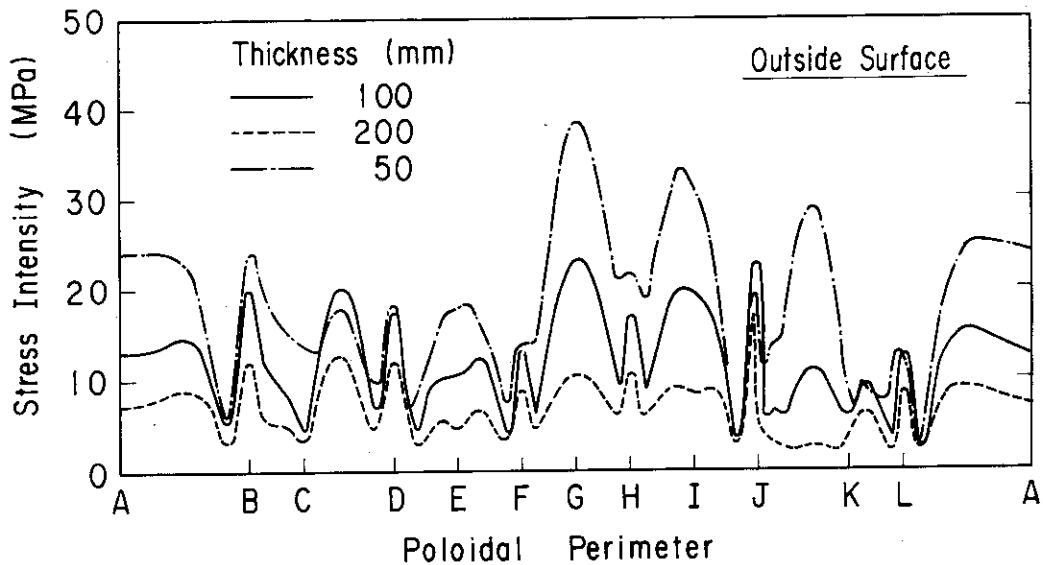


Fig. 4.3.20 Comparison of stress intensity at outside surface under several wall thicknesses

4.3.2 電磁力による応力解析

プラズマディスラプション（プラズマが瞬時に崩壊した時）時に、プラズマの周辺に位置する金属構造体（導体）には渦電流が生じ、その渦電流の方向によってはトロイダル磁場あるいはポロイダル磁場との相互作用により電磁力が発生する。プラズマディスラプションの時定数にもよるが、発生する電磁力により構造体は動的応答を示し、静的な荷重による変形挙動とは異った傾向を示す。構造体の固有振動モードとの関係もあり、プラズマディスラプション時に発生する電磁力による構造体の変形挙動を考察する必要がある。

現在設計が進められている動力炉の真空容器はそのトラス内側にはモジュール接合用のボルト等は設けない。真空維持の為に用いられるリップシールは、外圧あるいは電磁力による真空容器の変形に伴い強制変位を受ける。外圧の場合にはリップシールは開き、電磁力の場合には剪断変形を受けるので、その強制変位を極力小さくしリップシールの健全性を確保せねばならない。

外圧による真空容器の変形量を抑制するためにその板厚を増加させれば良いが、電磁力が大きくなり相反する結果となる。それらの問題は今後の検討課題として残しておき、ここでは6章で述べられる渦電流解析結果を用い、応力解析を行った結果を示す。

渦電流解析は第1壁、真空容器およびベルジャー型クライオスタットを全てを考慮した多層モデルによって行なわれた（詳細は6章を参照）。その一部として真空容器のモデルをFig. 4.3.21に示す。板厚はトラス内側が350mm、外側が150mmの場合である。真空容器のモジュール間は電氣的に絶縁されているものとし、プラズマ電流が16.0 MA、ディスラプションの時定数が50msecの場合の渦電流解析結果を以下に示す。

Fig. 4.3.22において、モジュール端の1, 2および3の点のポロイダル断面での渦電流の時間変化をFig. 4.3.22に示す。2の点に最大値が発生し、30msecで絶対値が約1.15 MA/mの渦電流が発生している。1の点の付近のリップシールは真空容器から強制変位を受け、電磁力の大きさが非常に関係するところである。Fig. 4.3.23に1の点においてのトロイダル方向の渦電流（ポロイダル成分）の時間的变化を示す。モジュールの中心に向かって渦電流の大きさは減少しかつ最大値の発生する時刻も遅くなっている。モジュール中心（トロイダル方向において）から反対側の電流分布は図に示した値のその符号が逆転している。

真空容器に生じる渦電流はポロイダル方向およびトロイダル方向の成分を有する。発生する電磁力は $\vec{J} \times \vec{B}$ の形で表わされる。本解析では、ポロイダル方向の渦電流成分とトロイダル磁場との相互作用によって発生する電磁力のみを応力解析の対象とした。
解析の対象とした。

Fig. 4.3.24に $t = 30\text{msec}$ における真空容器のモジュール端に発生する電磁力のポロイダル方向の分布を赤道面上半分について示す。トロイダル磁場はプラズマの主半径6.9 mにおいて5.2 Teslaとし、半径方向の磁場分布は真空容器の各点の半径をRとすれば、その点での磁場Bを $B = 5.2 \times 6.9 / R$ と仮定して求めた。渦電流解析は前に述べたように多層モデルによって行ったので、計算機の制約のため多くの節点数を扱えずFig. 4.3.21に示されているように真空容器の節点数が応力解析に用いた節点数に比べ非常に少ない。その結果、Fig. 4.3.24に示されている電磁力のポロイダル方向の電磁力は滑らかな分布をしていない。図には示さないが、電磁力のトロイダル方向の分布はFig. 4.3.23に示した渦電流分布と同様にモジュール中心に向かって減衰し、モジュ

ール中心で零となり、そこから反対のモジュール方向に向って符号が逆転し増加する。Fig.4.3.24に示した電磁力は赤道面から上半分を示したものであるが、その下半分は符号が逆転した形で作用する。赤道面上での電磁力が零となり、真空容器の高さ方向の軸（Z軸）を中心として、電磁力は真空容器を回転させるような荷重として働く。渦電流解析においてモジュール間が絶縁という条件であり、実際にはその部分には真空維持又は一周抵抗用ベロー等が設置されトロイダル方向に電流が流れるので、Fig.4.3.24に示した電磁力は最大値を示しているものと思われる。

上述の電磁力を静的荷重として真空容器の応力解析を行った。解析に使用したモデルは外圧の場合と同様に、渦電流解析結果からの電磁力は内挿して解析に使用した。境界条件は、モジュール両端のトラス内側直線部は自由とし、ボルトによってモジュール間を締結している領域は電磁力が剪断荷重として作用する条件を用いた。

板厚がトラス内側を 350mm、外側を 150mmの場合の変形挙動を Fig. 4.3.25～4.3.27に示す点線が変形前、実線が変形後。各々図から、電磁力が真空容器の高さ方向を中心軸に回転させるような荷重として働いている様子が良く分かる。Fig.4.3.28にモジュール端のポロイダル断面の各方向の変形量を示す。モジュール両端のトラス内側直線部の半径方向の変位（図ではdx）が大きく、最大 0.3mmの変位を示している。この符号はモジュールの両端では逆転しており、その変形量が強制変位としてリップシールに剪断変形として働く。

Fig.4.3.29にモジュール端のポロイダル方向の内・外面の応力強さの分布を、Fig.4.3.30にモジュール端の要素とトロイダル方向の次の要素列のポロイダル方向の応力強さの分布を示す。トラス外側と上、下部に近い領域では電磁力と境界条件の関係が現われ、モジュール両端よりもやトロイダル方向内側に最大値が発生している。Fig.4.3.31～4.3.33に各応力成分（ポロイダル、トロイダルおよび剪断成分）を示す。図において実線が外面、点線が内面の応力である。電磁力により発生する応力には曲げ成分が大きく、又、Fig.4.3.33に示されているように特に剪断成分もある程度現われている。

Fig.4.3.35～4.3.37にポロイダル方向各点（Fig.4.3.34参照）におけるトロイダル方向の各応力成分の分布を示す。ポロイダルおよびトロイダル方向の応力成分には電磁力のトロイダル方向での非対称性が現われ、さらに、モジュール間のボルトの影響はFig.4.3.30に示したトロイダル方向の応力強さの分布と良く一致している。

今までの解析結果は板厚がトラス内側で 350mm、外側で 150mmの場合である。ここでは、電磁力の大きさはその板厚で求められた値を用い、トラス内側又は外側の板厚を変えた場合の真空容器の電磁力による変形挙動を考察する。

トラス外側の板厚を 150mmと一定にし、内側の板厚を 400mmおよび 450mmと増加した場合、さらにトラス内側の板厚を 350mmと一定にし、外側の板厚を 200mmおよび 250mmと増加した場合の解析結果として各方向の変位を各々Fig.4.3.38および4.3.39に示す。Fig.4.3.38に示されているように、電磁力を一定としているので、各板厚に対する半径方向の変位は板厚の3乗におよそ半比例している。この解析は真空容器のトラス外側が内側に比べ板厚が薄いにもかかわらず、作用する電磁力が内側と同程度の大きさということを考え、トラス外側の板厚を増加した場合のその領域の電磁力による変形や発生する応力を中心に考察する目的である。ここでは板厚の増加による電磁力は板厚の増加に比べて小さいものと仮定している。Fig.4.3.39に示されて

いるように、トーラス外側の各板厚に対し、半径方向の変位 (dx) および高さ方向の変位 (dz) に変化が見られる。尚、トーラス内側又は外側の板厚を一定にしそれと反対側の板厚を変えても、一定な板厚部においての応力の変化はほとんど現われなかった。Fig. 4.3.40 ~ 4.3.43 にトーラス外側の板厚を変えた場合のポロイダル方向各点のトロイダル方向の応力成分の分布を示す。モジュール両端で応力が減少している傾向は、トロイダル方向にボルトにより連結されている条件から現われる。

トーラス内側あるいは外側の板厚を変え、電磁力による応力解析をした結果として、トーラス外側はある程度現在設計に採用している板厚でも応力的には問題がないと思われる。そこに使用されるボルト等の強度との関係を検討する必要がある。板厚増加に伴う電磁力の増加の程度も現在は解析されていないので、トーラス内側の板厚を 400 mm として、外側の板厚を変えた渦電流解析を行ない、発生する電磁力に基づいた応力解析を行う必要がある。

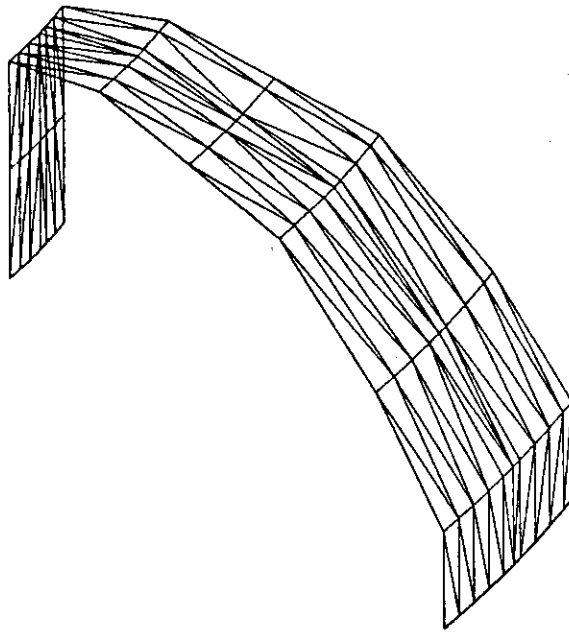


Fig. 4.3.21 Analytical model of vacuum vessel for electromagnetic force at plasma disruption

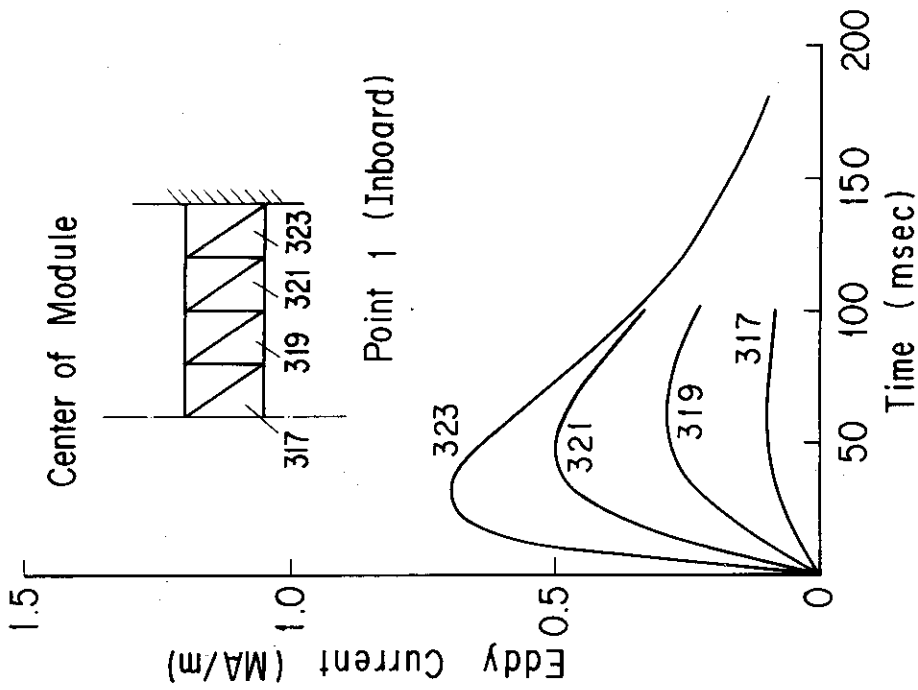


Fig. 4.3.23 Time variation of eddy current at inboard section

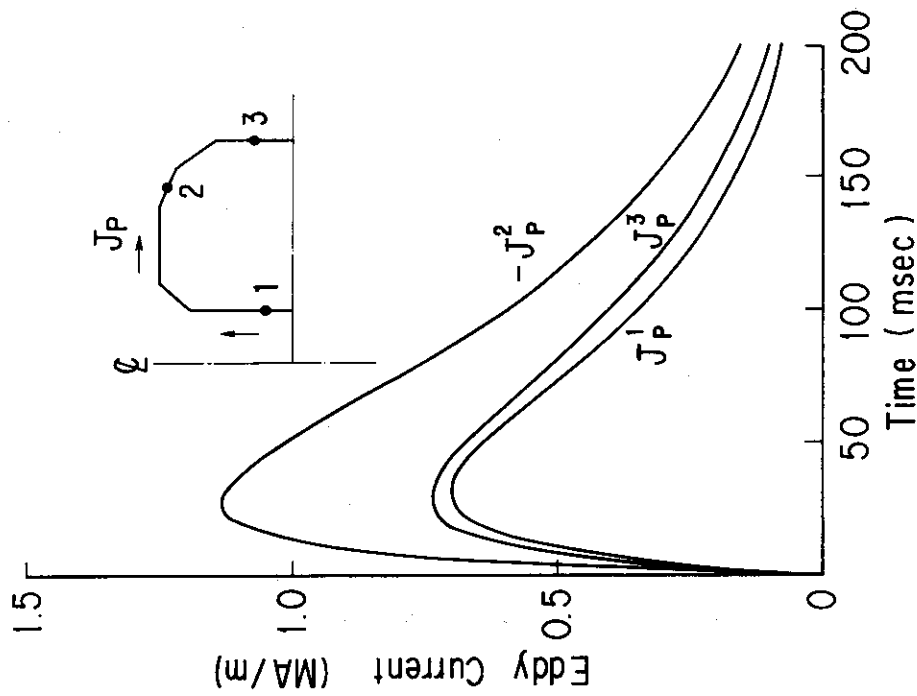


Fig. 4.3.22 Time variation of eddy current at several poloidal points

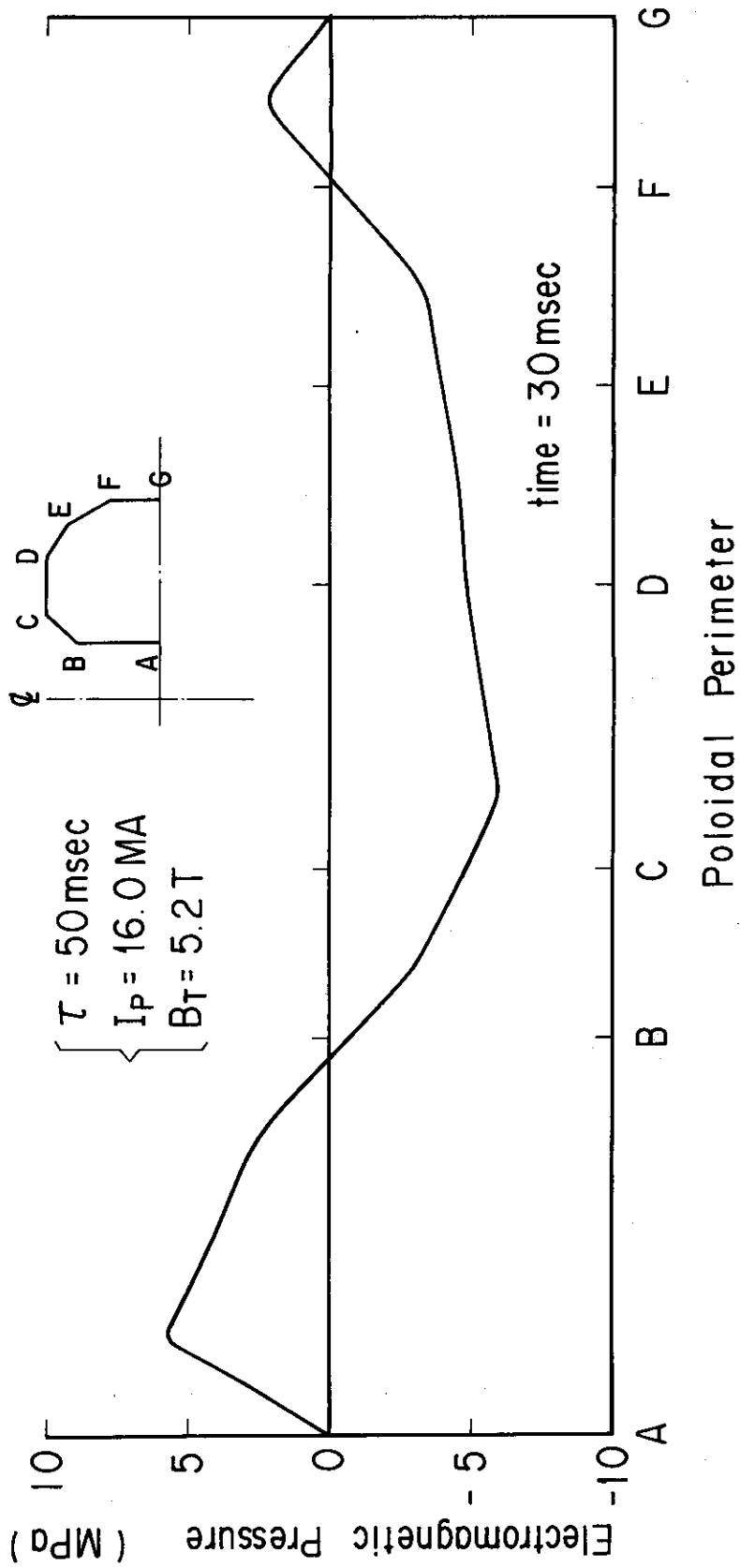


Fig. 4.3.24 Distribution of electromagnetic force on poloidal section ($\theta=0.9375^\circ$, at 30 msec)

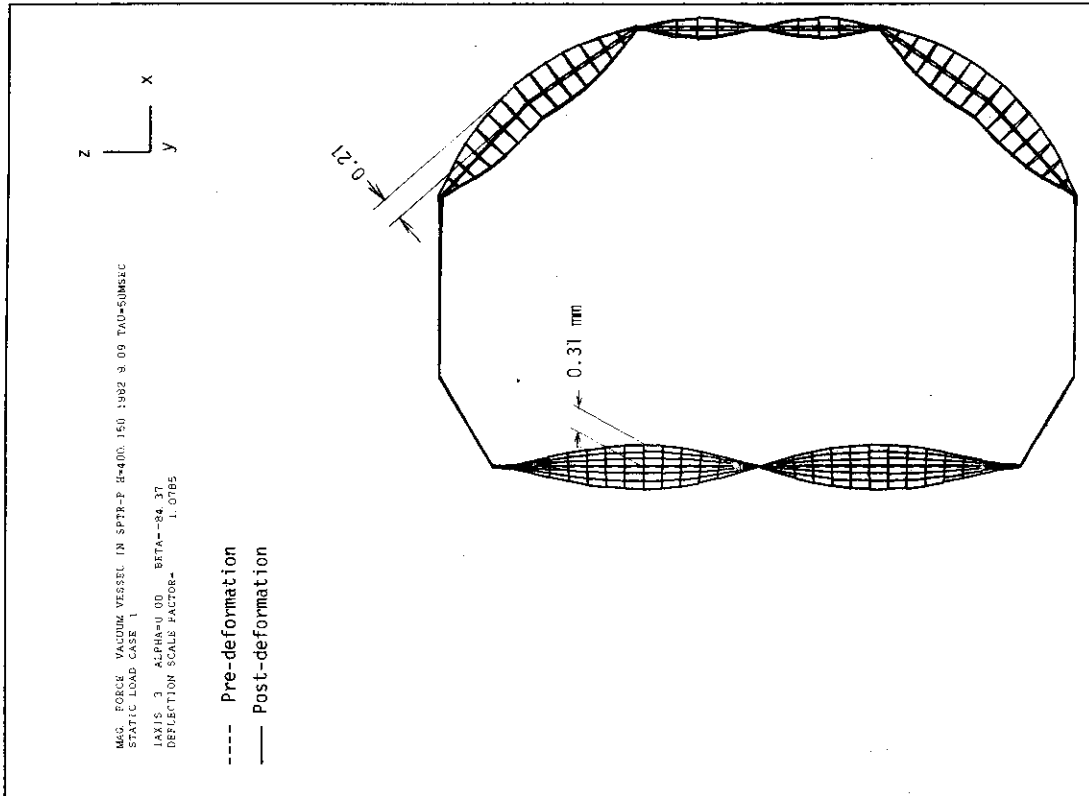


Fig. 4.3.26 Pre- and post-deformation shapes under electromagnetic force by static analysis

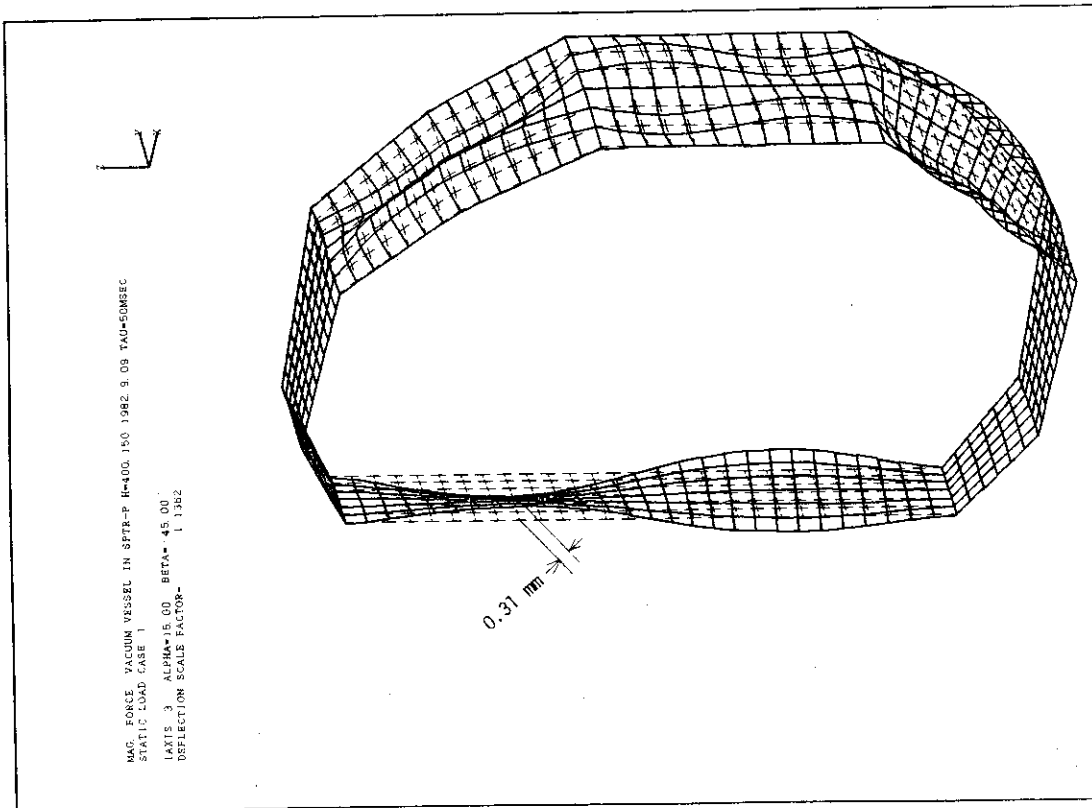


Fig. 4.3.25 Pre- and post-deformation shapes under electromagnetic force by static analysis (poloidal section)

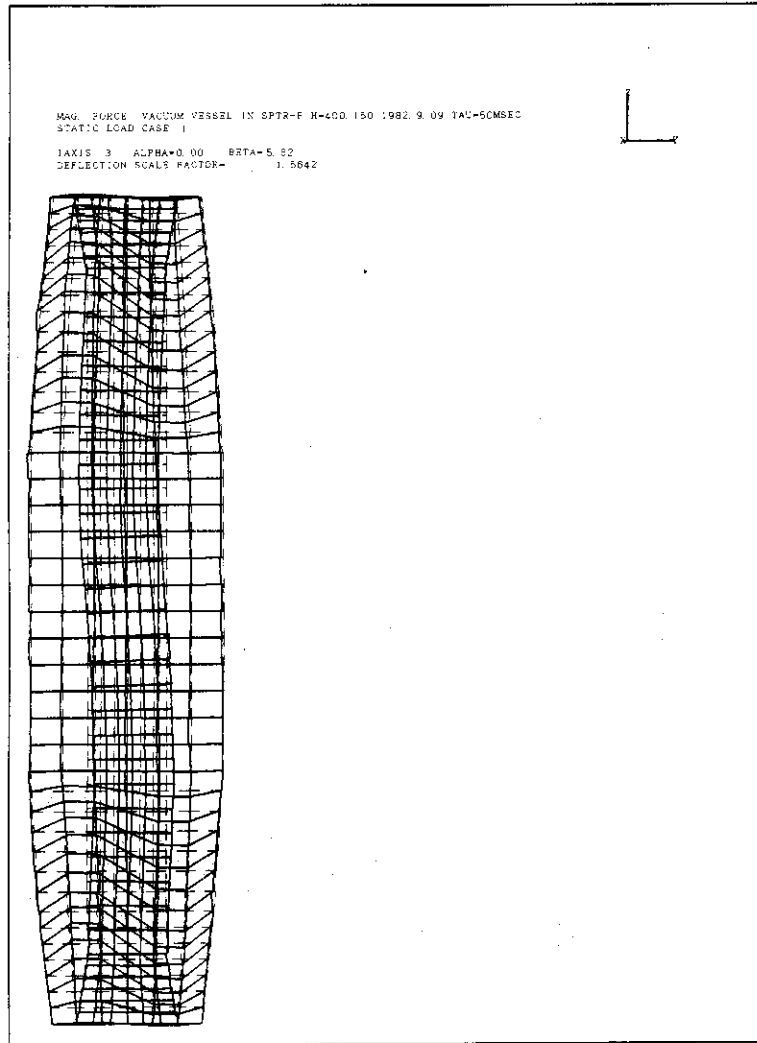
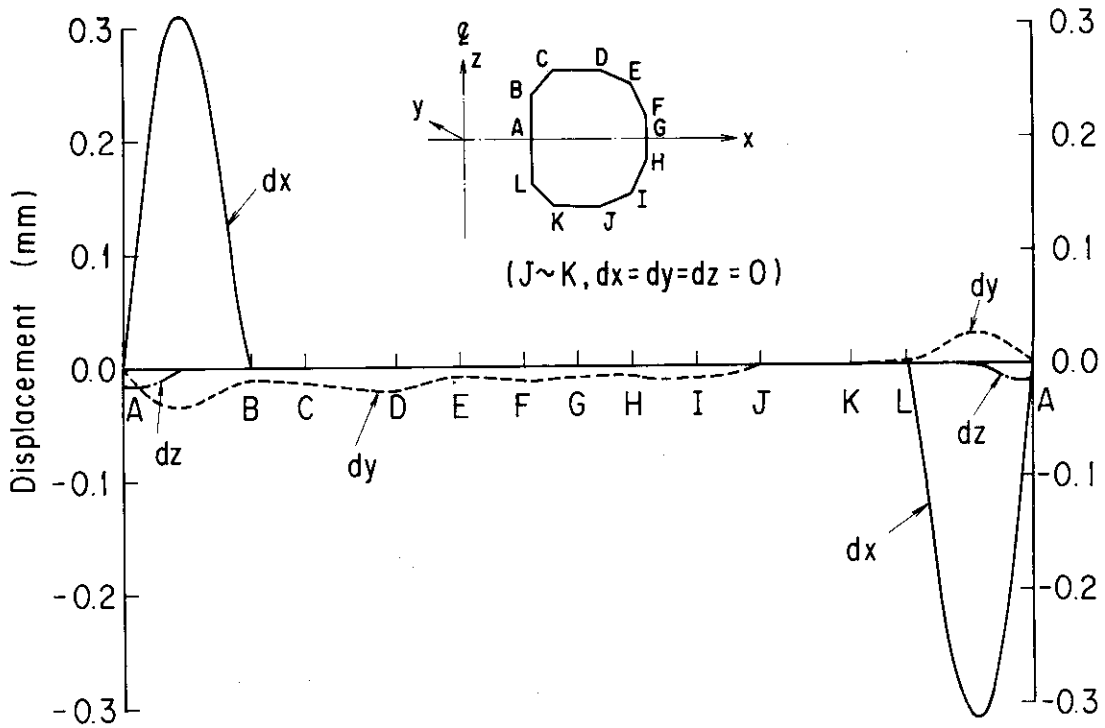


Fig. 4.3.27 Pre- and post-deformation shapes under electromagnetic force by static analysis (backside view)



Distribution of Displacement dx, dy, dz

Fig. 4.3.28 Distribution of displacements (dx, dy, dz) on poloidal section ($\theta=0.0^\circ$)

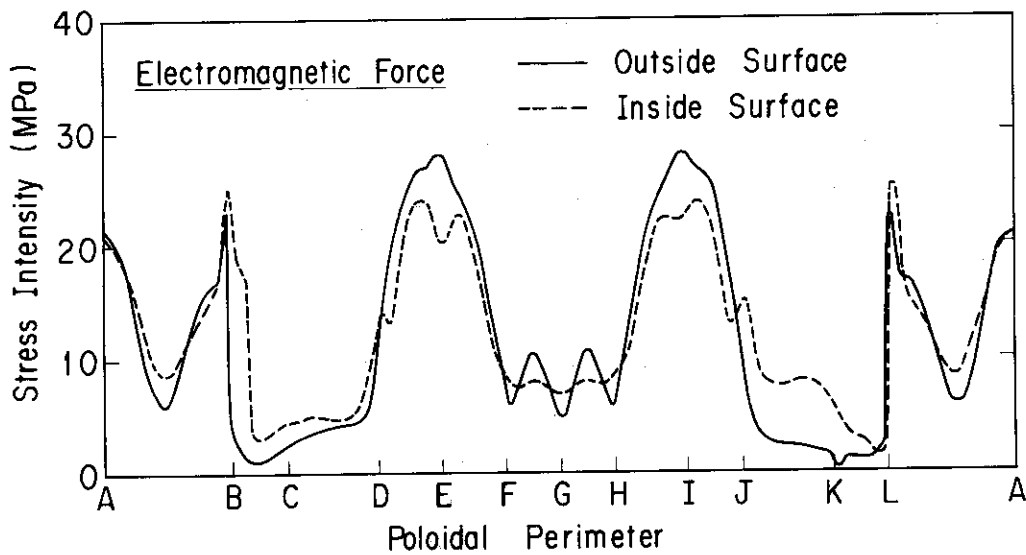


Fig. 4.3.29 Distribution of stress intensity at inside and outside surfaces ($\theta=0.9375^\circ$)

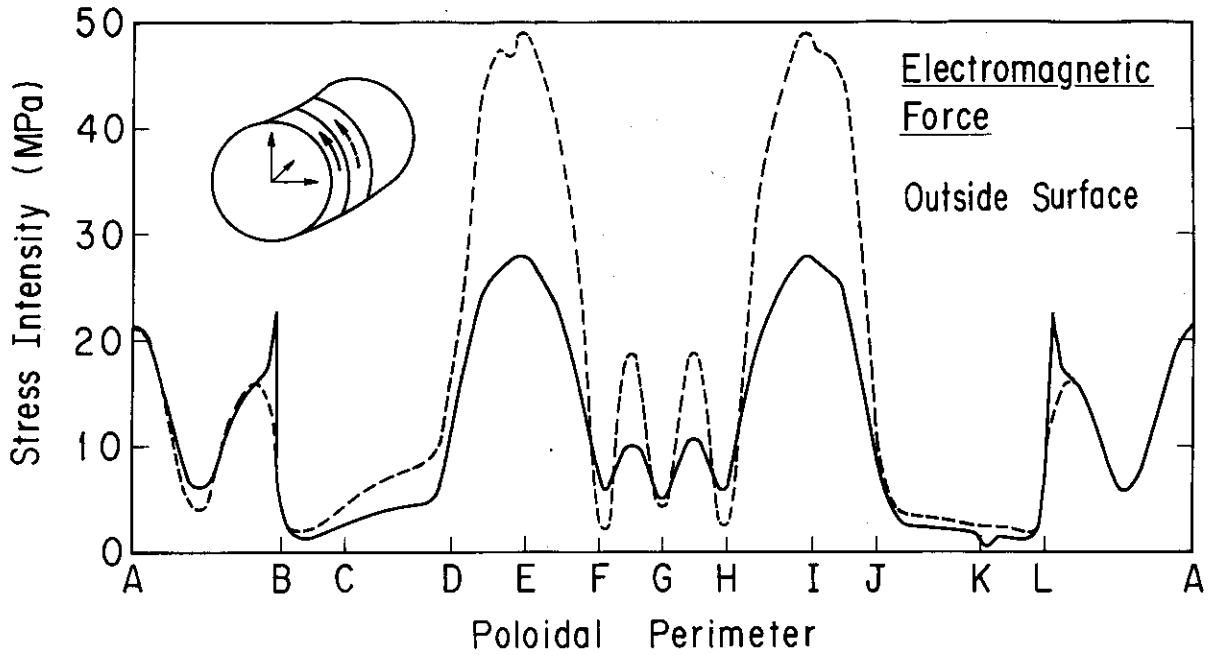


Fig. 4.3.30 Comparison of stress intensities at outside surface under two toroidal angles ($\theta=0.9375^\circ$ and 2.8125°)

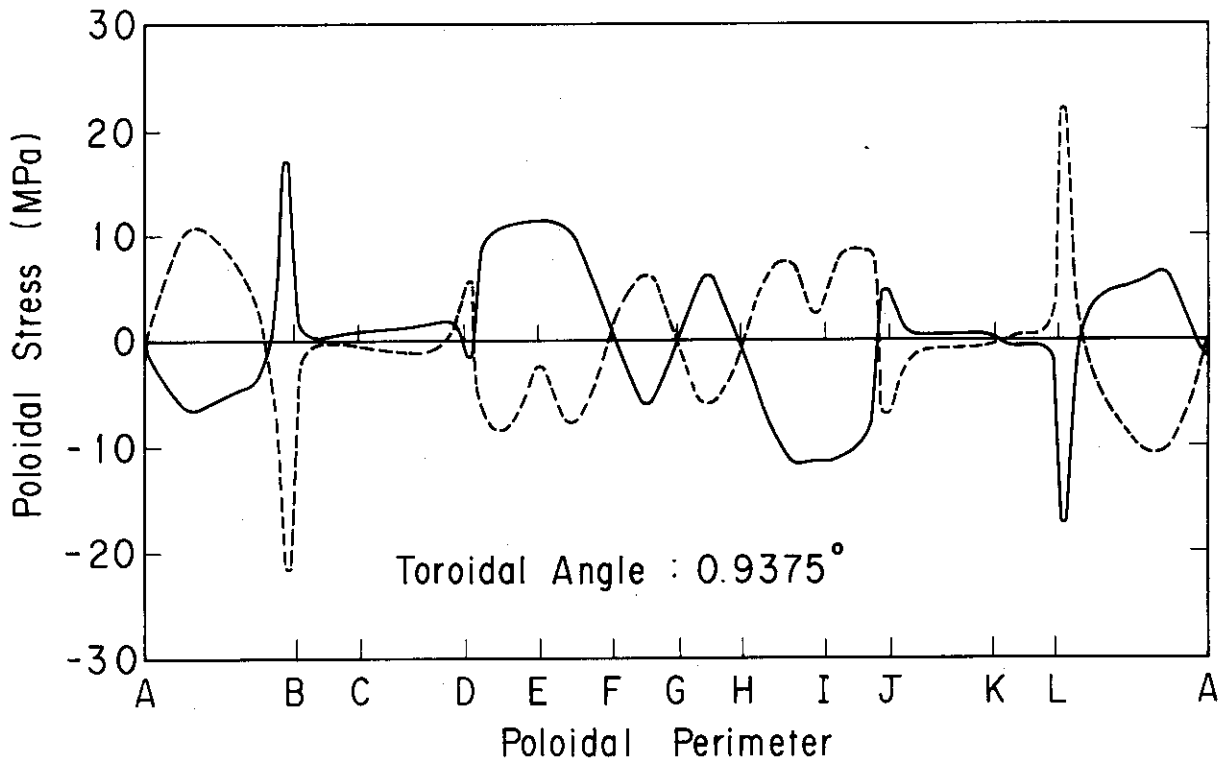


Fig. 4.3.31 Distribution of poloidal stress at inside and outside surface ($\theta=0.9375^\circ$)

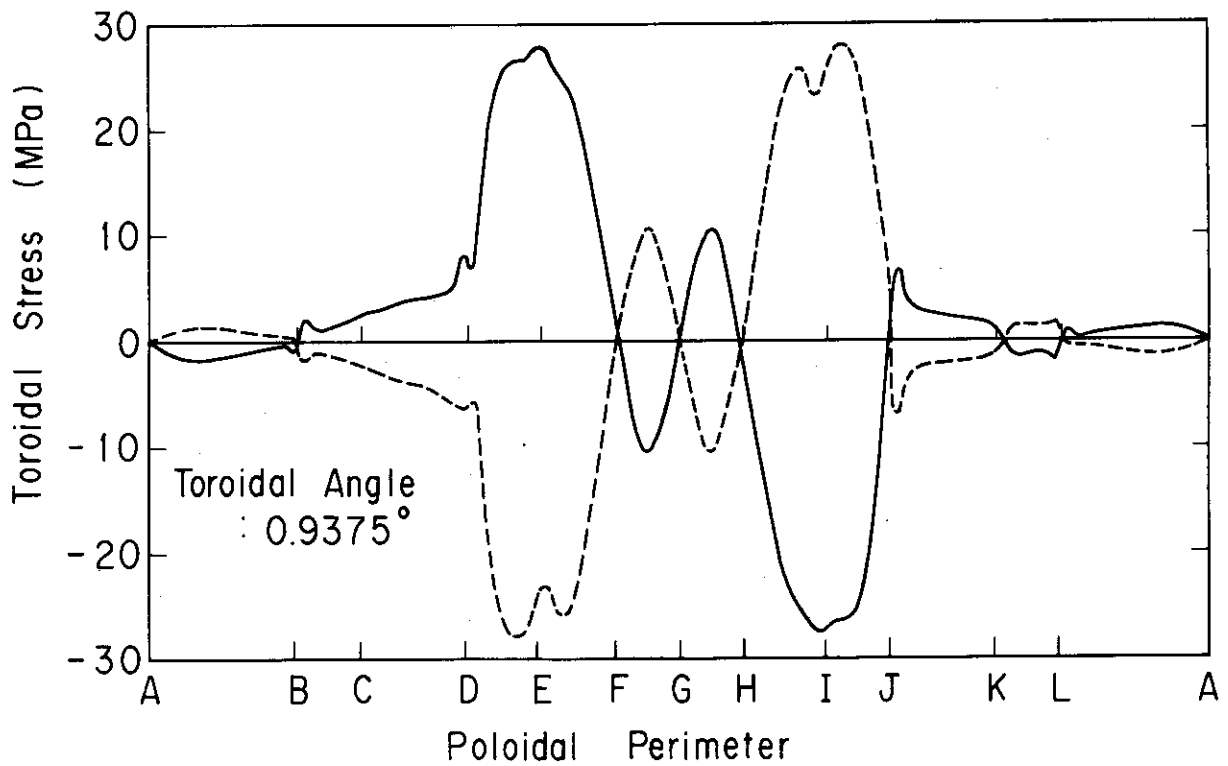


Fig. 4.3.32 Distribution of toroidal stress at inside and outside surfaces ($\theta=0.9375^\circ$)

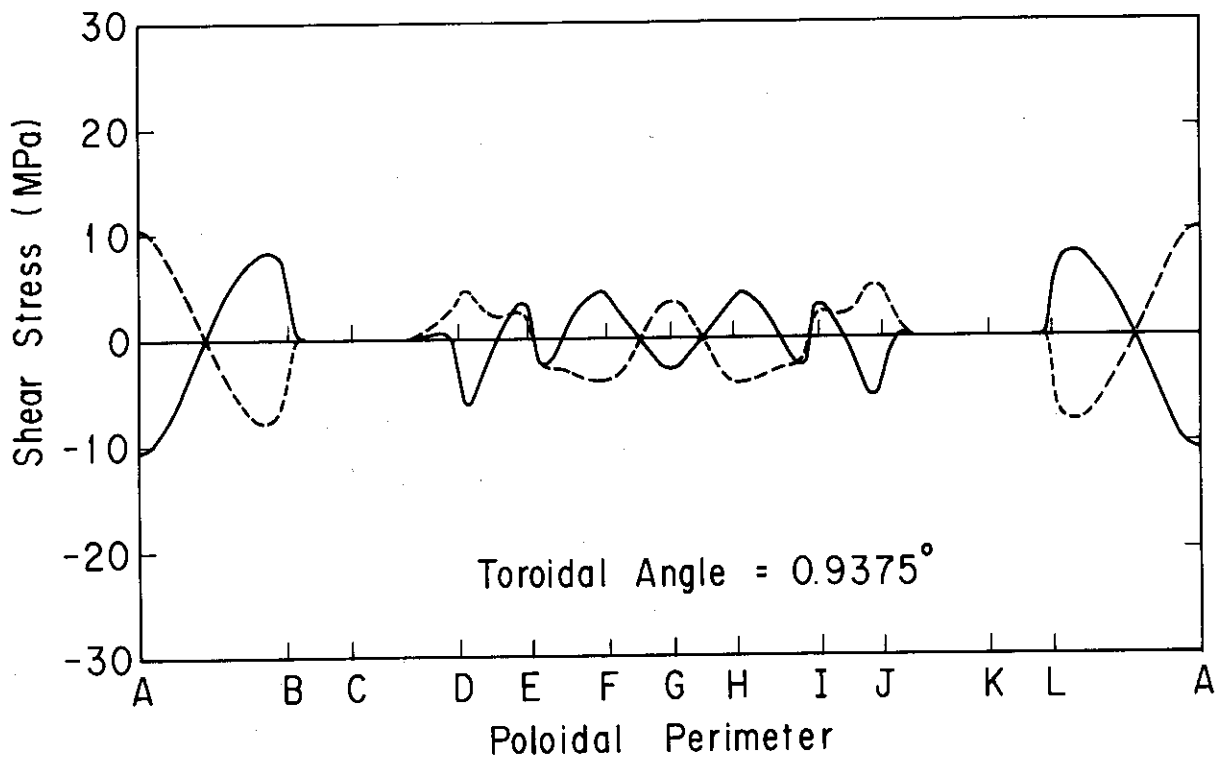


Fig. 4.3.33 Distribution of shear stress at inside and outside surfaces ($\theta=0.9375^\circ$)

STRESS ANALYSIS OF VACUUM VESSEL IN SPTR-P H-350.150 1982.6.24 18M
UNDEFORMED SHAPE

IAXIS 3 ALPHA=15.00 BETA=-45.00

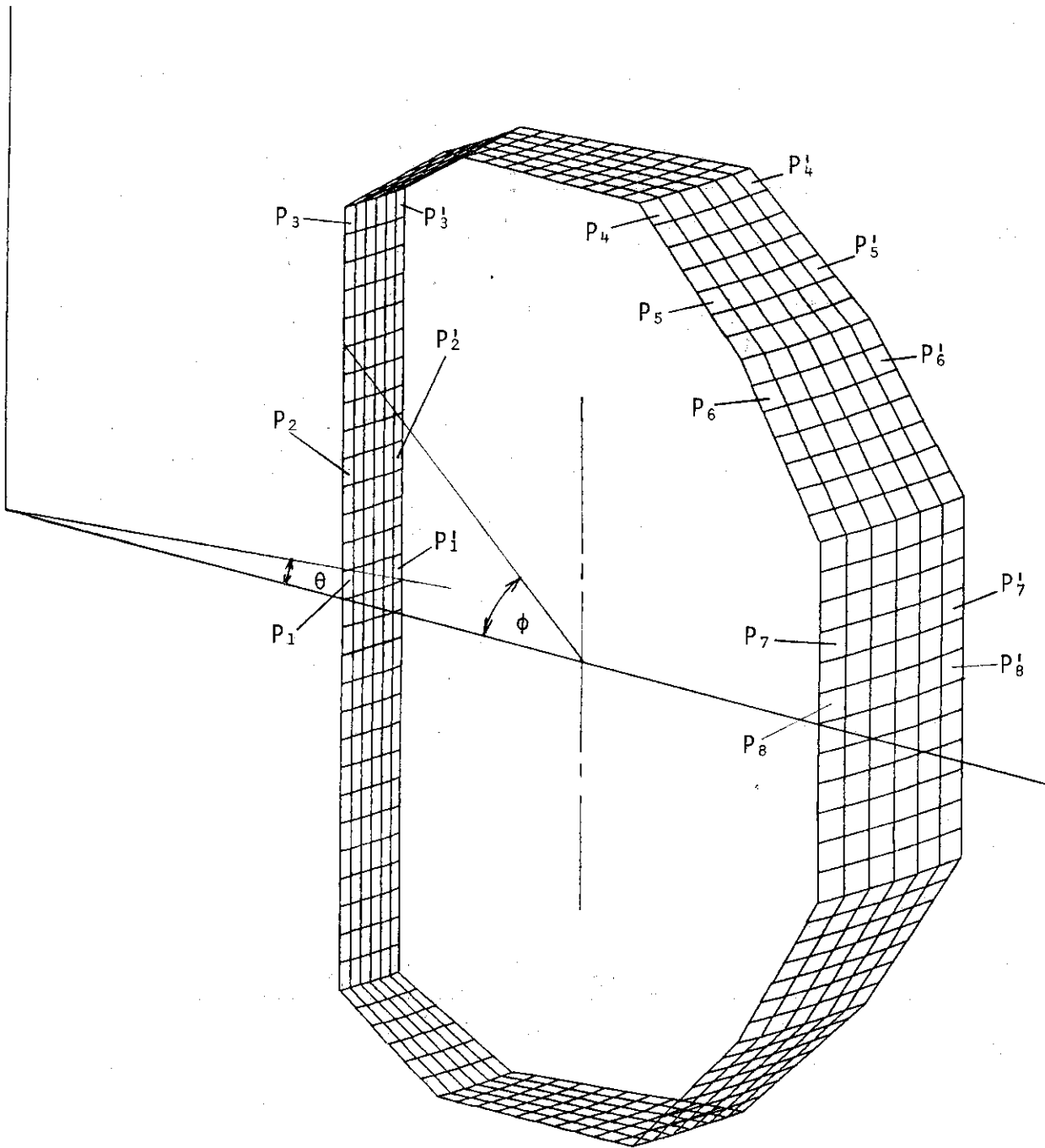


Fig. 4.3.34 Poloidal points of vacuum vessel

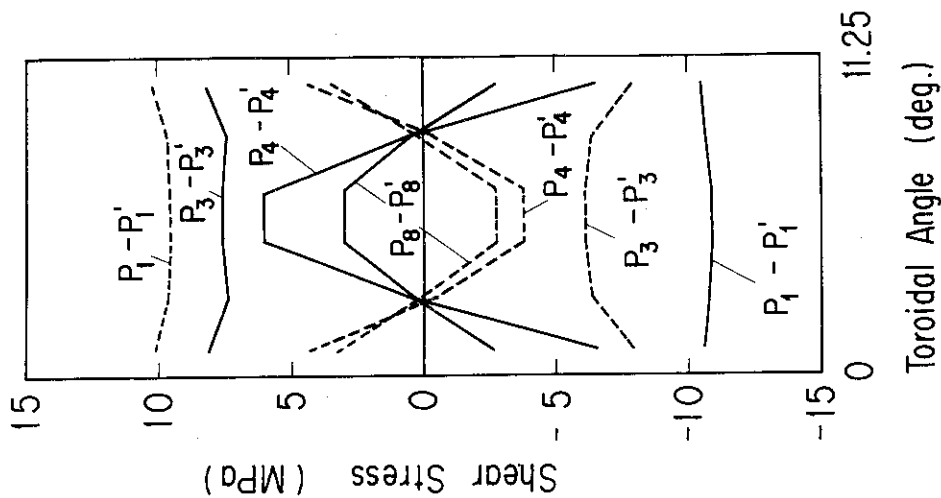


Fig. 4.3.37 Distribution of shear stress at inside and outside surfaces in toroidal direction ($\theta=0.0 \sim 11.25^\circ$)

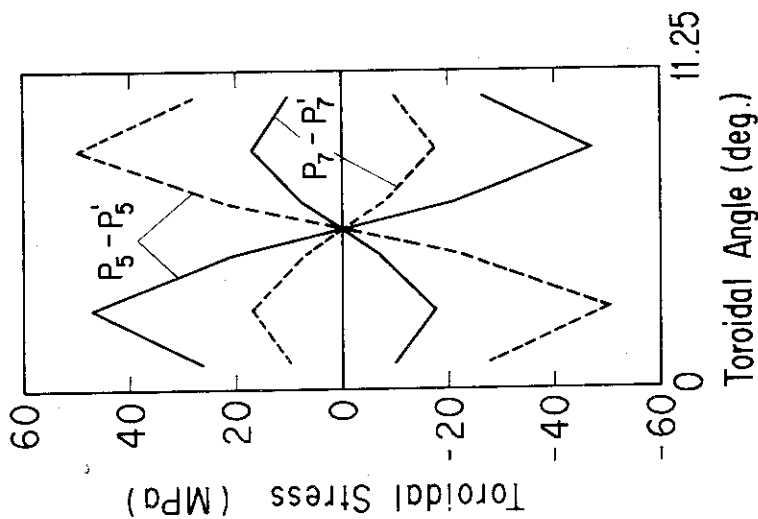


Fig. 4.3.36 Distribution of toroidal stress at inside and outside side surfaces in toroidal direction ($\theta=0.0 \sim 11.25^\circ$)

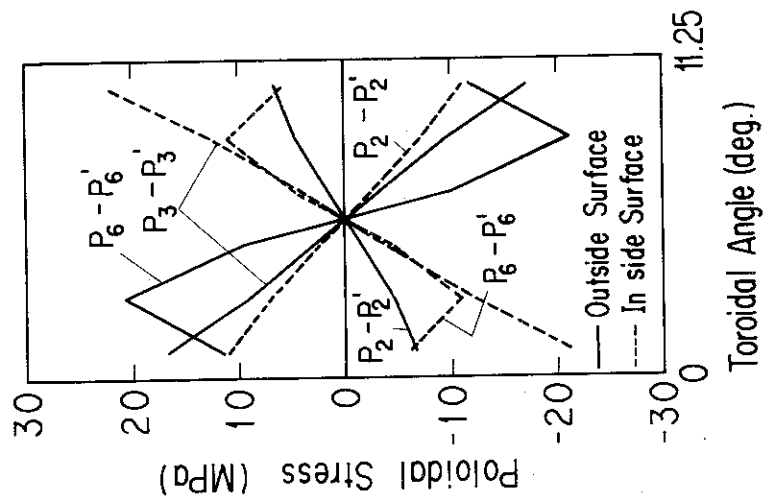


Fig. 4.3.35 Distribution of poloidal stress at inside and outside surfaces in toroidal direction ($\theta=0.0 \sim 11.25^\circ$)

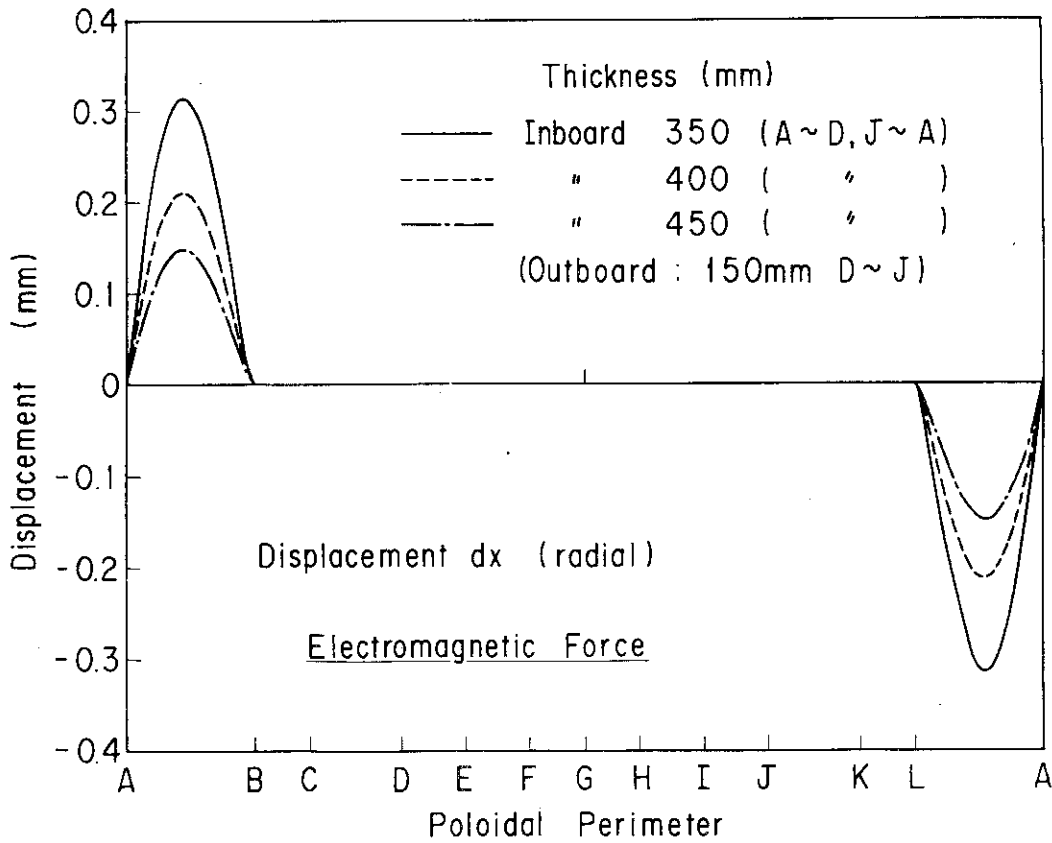


Fig. 4.3.38 Comparison of radial displacement (dx) on poloidal section ($\theta=0.0^\circ$) under several inboard wall thicknesses

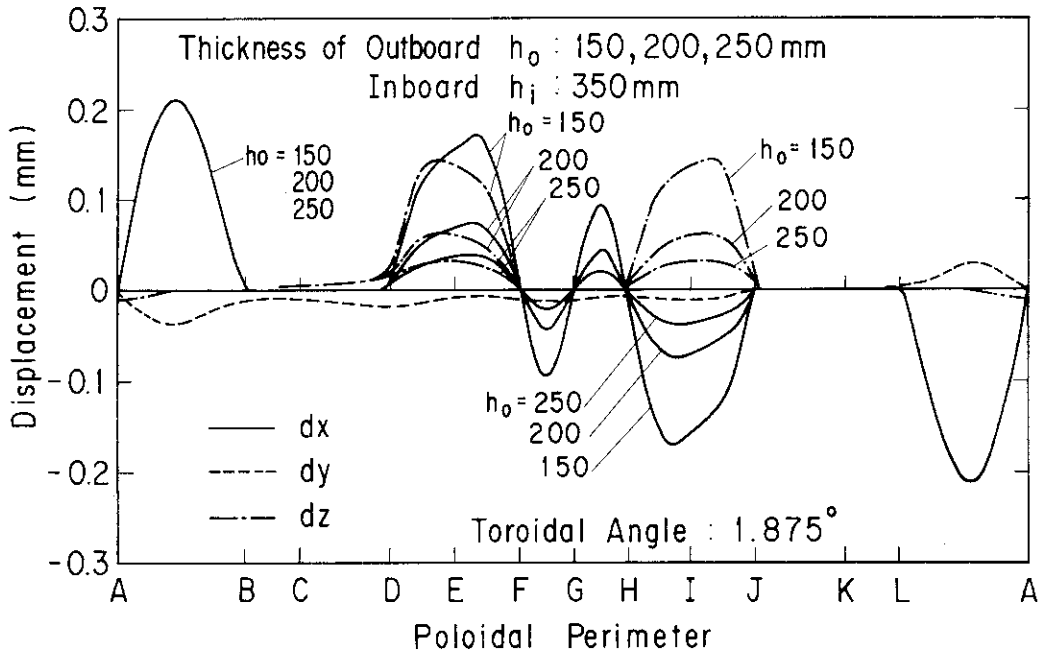


Fig. 4.3.39 Comparison of displacements (dx,dy,dz) on poloidal section ($\theta=1.875^\circ$) under several inboard wall thicknesses

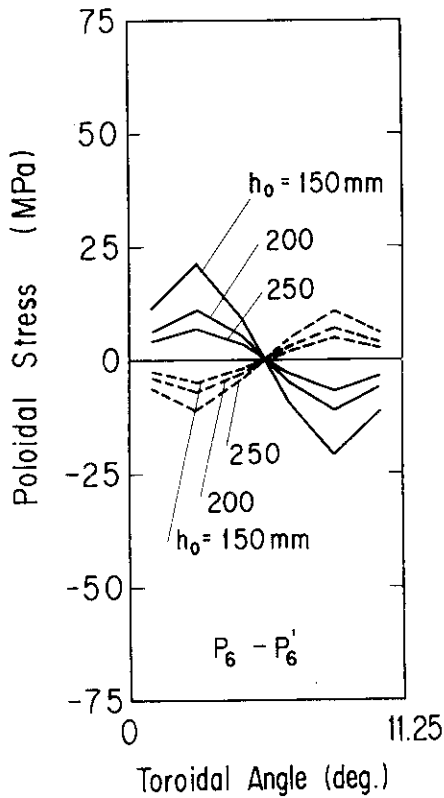


Fig. 4.3.40 Comparison of poloidal stress at inside and outside surfaces in toroidal direction ($\theta=0.0\sim 11.25^\circ$) under several inboard wall thicknesses

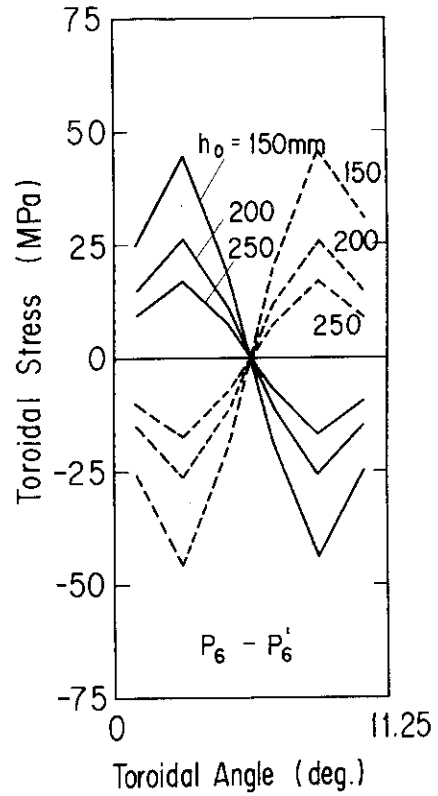


Fig. 4.3.41 Comparison of toroidal stress at inside and outside surfaces in toroidal direction ($\theta=0.0\sim 11.25^\circ$) under several inboard wall thicknesses

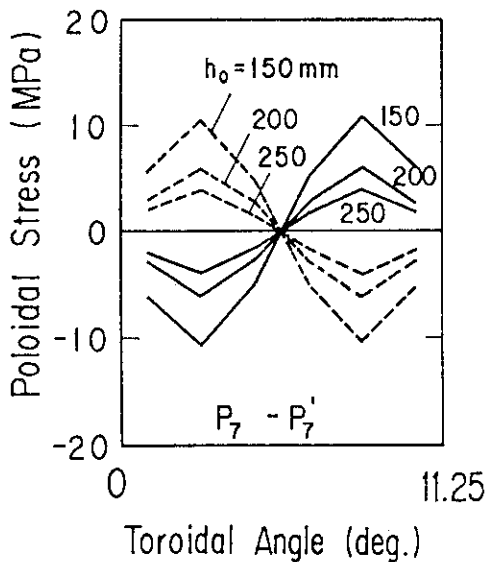


Fig. 4.3.42 Comparison of poloidal stress at inside and outside surfaces in toroidal direction ($\theta=0.0\sim 11.25^\circ$) under several inboard wall thicknesses

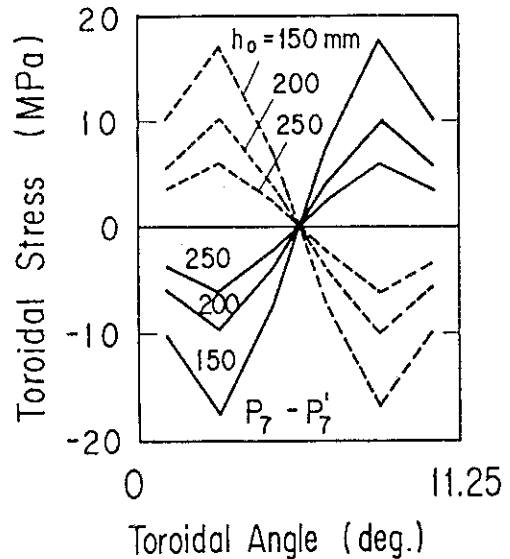


Fig. 4.3.43 Comparison of toroidal stress at inside and outside surfaces in toroidal direction ($\theta=0.0\sim 11.25^\circ$) under several inboard wall thicknesses

4.3.3 温度分布および熱応力

真空容器における核発熱は、板厚方向の温度分布やそれに伴う熱応力あるいはプール水への熱放出等を考慮して評価すべきである。核発熱は第1壁／ブランケットで減衰され、さらに真空容器の板厚方向での減衰を伴う。真空容器に生じる温度分布は、核発熱の大きさと板厚に依存する。核発熱が非常に小さければ、真空容器の内面（プラズマ側）は強制冷却、外面（水に面している）は自然対流冷却で、熱応力上十分許容できる構造設計が可能であるが、実用炉の場合その核発熱は大きく、外面自然対流冷却と内面強制冷却から両面とも強制冷却の方法を採用せざるを得ない。ここではプール水中への熱放出量を極力制限することも考慮して、後者の方法を採用した。

真空容器のトラス内側の板厚は、外圧および電磁力による応力解析の結果、40cm程度必要という提案があり、その板厚を基準に熱構造解析を行なった。

トラス内側のブランケットに数cmのステンレス鋼反射体の設置を提案した核計算(3章)の結果、真空容器のトラス内側での核発熱 $q_0 = 0.37 \text{ W/cm}^3$ が得られた。その核発熱に基づき、板厚40cmに発生する温度分布を求め、それに伴う熱応力を概略的に算出した。

核発熱は板厚方向に指数函数的に減衰し、核計算で得られた結果から求めると、 $q = q_0 e^{-0.1x}$ (x = プラズマ側からの距離, cm) のようになる。真空容器の内外面は冷却管等の設置が可能とし、その熱伝達率 α を約 $4200 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ と仮定した。Fig. 4.3.44 に熱解析に使用したモデルを示す。

冷却材の温度を 50°C とし、内外面強制冷却の場合の温度分布(実線)を、Fig. 4.3.45 に示す。最高温度はプラズマより側に発生し、約 160°C 程度であり、温度差は約 110°C である。

INTORの非増殖ブランケット⁽⁶⁾のように多層板を採用し、その中間に冷却管を埋め込み除熱する構造がこの真空容器に可能となれば、上記の最高温度は低下する。Fig. 4.3.45 に示されている最高温度発生点の近傍に冷却管(内外面冷却管と同様の熱伝達率を有する)を設置する場合の解析結果(点線)をFig. 4.3.45 に合わせて示す。最高温度は約 85°C 程度になり、温度差も約 35°C と減少する。

熱応力解析に使用したモデルをFig. 4.3.36に示す。軸対称問題とし、Aは両端平面ひずみの条件、Bは片端平面ひずみの条件とした。

Fig. 4.3.45 に示されている両面強制冷却条件の温度分布を熱荷重とした場合に発生する円周方向応力 σ_θ の半径方向の分布をFig. 4.3.47 に示す。 σ_θ は両端の境界条件が違っててもその大きさには大幅な変化はなく、 σ_θ の最大は約 350 MPa である。真空容器の外圧(水圧+大気圧)によって発生する応力は小さく(約 40 MPa)、定常運転と想定されているので熱疲労の問題は小さいので、板厚40cm程度の真空容器は両面強制冷却での熱設計が可能と思われる。しかし、両面冷却管がすき間なく内外面に張り付けられることはなく、冷却管の間での温度は 160°C 以上も予想され、熱応力も 350 MPa 以上となるであろう。さらに、プール水中への熱放出を極力小さくするためには、板厚内部に冷却管を埋め込み多層(二層)構造の真空容器とする必要が生じる。その場合、真空容器の最高温度も減少し熱応力的にも十分余裕が出てくる。

真空容器板厚が40cm必要とされ、さらに、核発熱がこれ以上小さくなる可能性がなければ、多層構造の採用が必須となる。トラス内側領域の真空容器の構造設計によって変る可能性があ

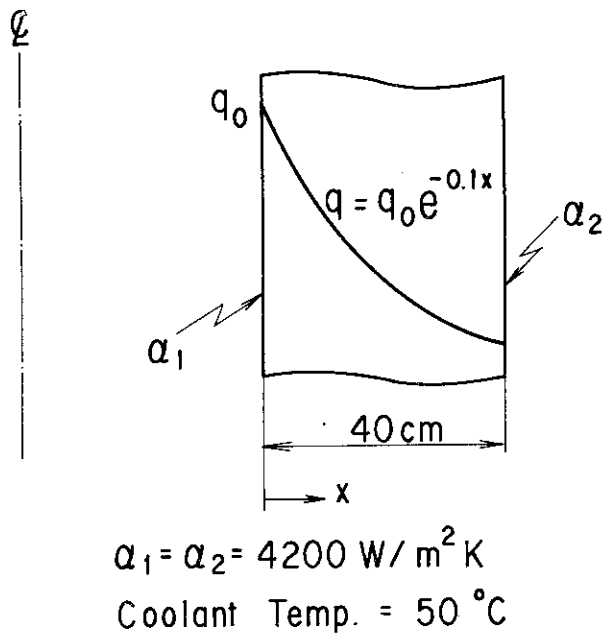


Fig. 4.3.44 Analytical model for heat transfer of vacuum vessel

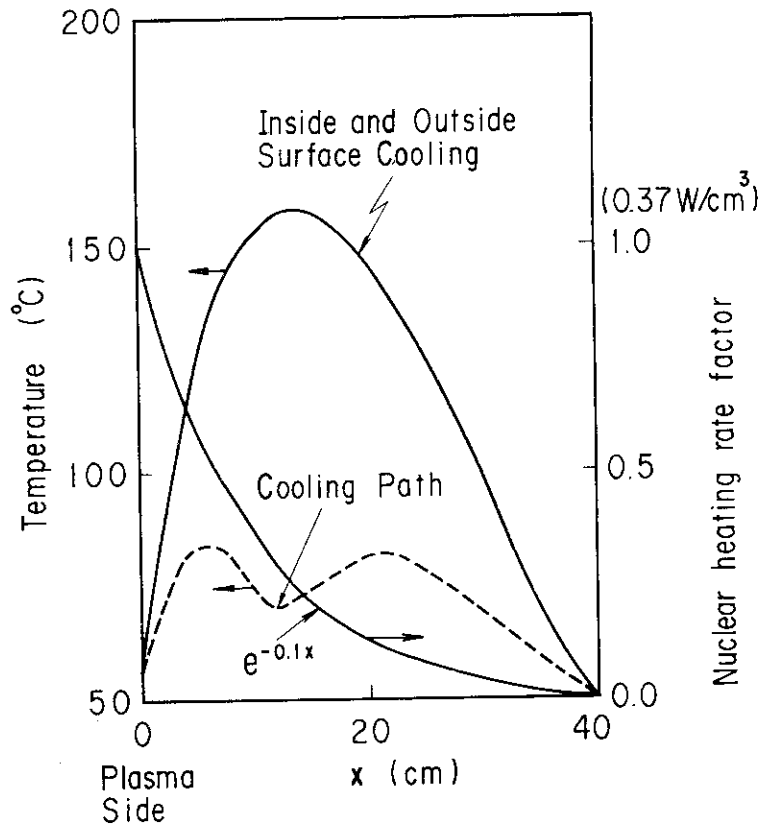


Fig. 4.3.45 Distribution of temperature and nuclear heating rate through wall thickness

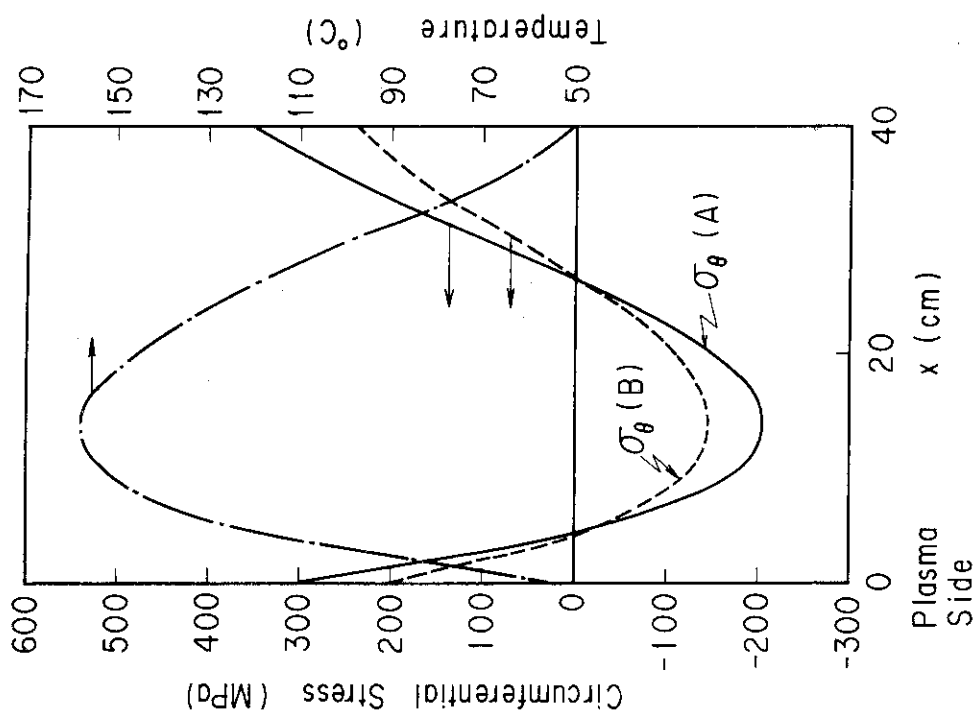


Fig. 4.3.47 Distribution of thermal stress through wall thickness

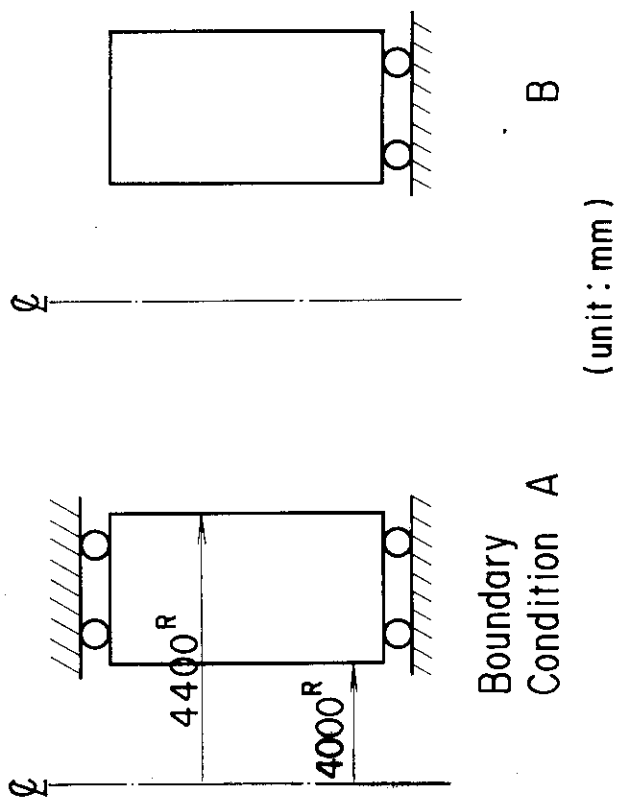


Fig. 4.3.46 Boundary conditions for stress analysis

り、今後の検討課題である。

4.3.4 リップシールの応力

SPTRの真空容器⁽⁴⁾で考えられたリップシールを実用炉にも採用する。Fig. 4.3.48 に示すような二種類のリップシール（U型とS型と呼ぶことにする）に対し、各方向の変位（トロイダル方向の開口変位およびトーラス半径方向の剪断変位）による応力解析の結果を用い、実用炉の真空容器に於いて、外圧および電磁力に対する各方向の変位によって発生する応力を推定する。

真空容器のトーラス内側・赤道面上において、外圧によるトロイダル方向の開口変位 d_o は板厚が 350mm と 400mm の場合、各々 0.47mm および 0.33mm である。さらに、静的解析の電磁力による同位置での剪断変位 d_s は各々 0.31mm および 0.21mm である。文献(4)の解析結果から実用炉の場合 Table 4.3.1 に示すような応力がリップシールに発生すると予想される。

リップシールに使用する構造材を Type 316S.S. とすると、その設計許容応力強さ S_m は約 140 MPa (150°C)⁽⁵⁾ である。

リップシールは長手方向を中心にして電磁力により振りモーメントを受け、赤道面上での応力だけでは評価できない。表から溶接部での応力集中も考慮すると、設計に採用されるリップシールは、U型の場合、その板厚が 1.5mm 以下、S型の場合には 3mm 以下になると思われる。板厚を薄くすると、外圧による応力は増加するが、応力的には大きな影響を与えない。さらに、1周抵抗がやや増加するが、真空容器からプール水中へのトリチウム透過の問題も生じるので、今後リップシールの形状も含めた詳細な検討が必要である。

References

- (1) 迫 淳他, "スイミングプール型トカマク炉の予備的検討", JAERI-M 9050 (1980)
- (2) Sako, K., et al., "Design Study of Swimming Pool Type Tokamak Reactor (SPTR)", Jour. of Nucl. Sci. Technol., 19(6) (1982)
- (3) 湊 章男, "スイミングプール型トカマク炉の真空容器の強度評価-I,"
JAERI-M 9898 (1982)
- (4) to be published JAERI-M
- (5) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. III

Table 4.3.1 Stress intensities of U and S type lip seals under forced displacements

真空容器の板厚 応力発生点 強制変位 リップシールの 形状/板厚	350 mm (トーラス内側)						400 mm (トーラス内側)					
	A			B			A			B		
	* do	* ds	* do + ds	* do	* ds	* do + ds	** do	** ds	** do + ds	** do	** ds	** do + ds
U 型 / 2.0mm	165	15	180	115	70	185	125	10	135	65	45	110
U 型 / 3.0mm	225	25	250	230	110	340	165	15	180	160	70	230
S 型 / 2.0mm	145	75	220	3	2	5	120	40	160	3	1	4
S 型 / 3.0mm	160	90	250	1	3	4	120	60	180	2	2	4

* do : 0.47 mm
 * ds : 0.31 mm
 ** do : 0.33 mm
 ** ds : 0.21 mm

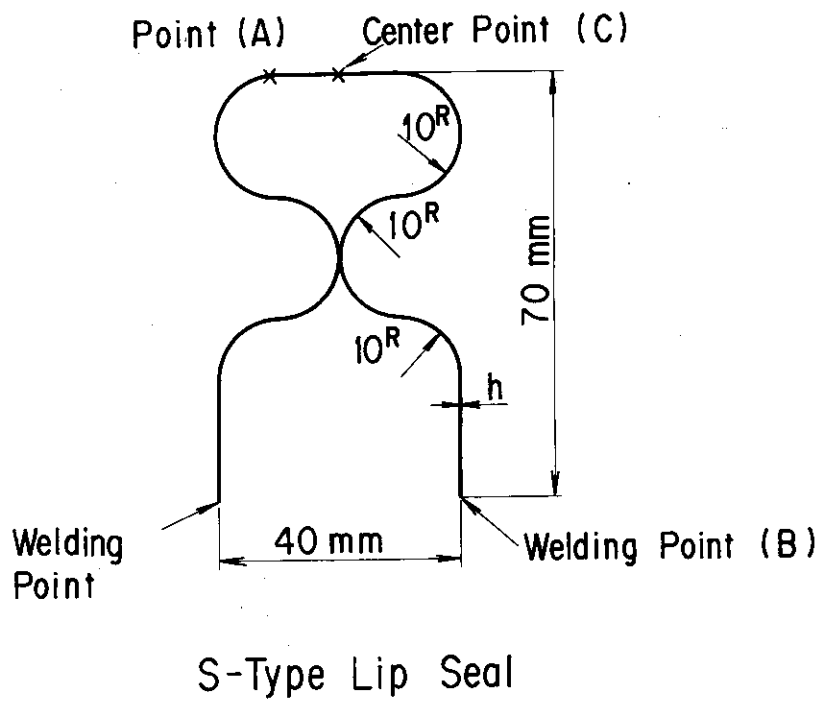
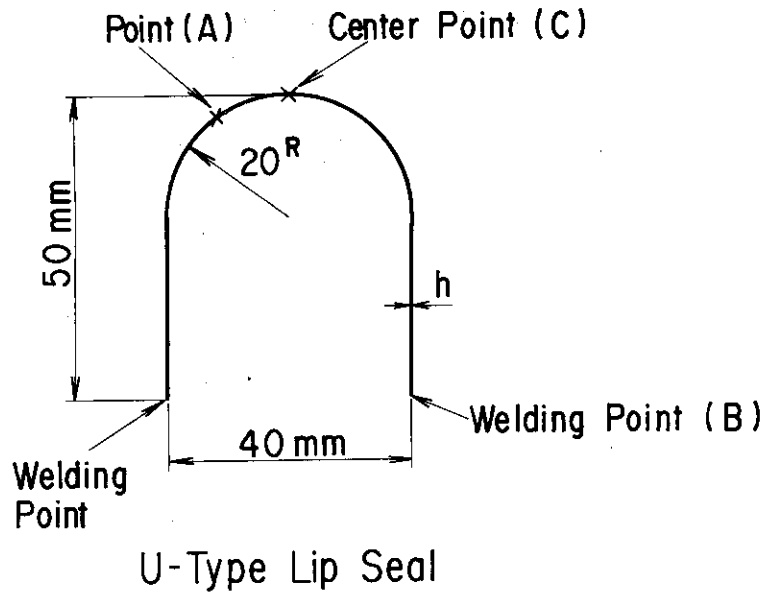


Fig. 4.3.48 Typical configurations of lip seal

5. ベルジャ型クライオスタット

現在各国で精力的に開発が進められている核融合実験炉、および将来の核融合動力炉では、トロイダルコイルおよびポロイダルコイルとも超電導コイルを用いる。これは、超電導コイルが常電導コイルに比べて蓄積エネルギー密度が大きくとれ、プラズマ閉じ込めに有利と言われるからである。

しかし、超電導コイルは極低温（4 K）で運転されるので、外気（300 K）からの熱遮蔽のため、いわゆるクライオスタットによってコイルの周囲は真空に保たなければならない。

今回検討した動力炉に採用したベルジャ型クライオスタット（以下、“ベルジャ”）は、トロイダルコイルおよびポロイダルコイルを包括する構造のため、形状が複雑になり、一般に、コイルや炉心機器（第一壁、ダイバータ、ブランケット、プラズマ真空容器など^{(1),(2),(3)}）に比べて、詳細な構造設計例も少ない。

ベルジャの構造設計では、以下の点を考慮に入れて設計する必要がある。

- ① ベルジャもプラズマ真空容器、第一壁と同様、プラズマ立上げ時やプラズマ・ディスラプション時に誘起される渦電流の軽減のため、トーラス方向に電氣的に分割される構造にする必要がある。さらに渦電流による電磁力に耐えなければならない。
- ② 外圧荷重、即ち、従来のオープンエア型炉（OATR）では、大気圧 1 kgf/cm^2 、スイミングプール型炉（SPTR）⁽⁴⁾ では、大気圧 1 kgf/cm^2 および静水圧、に十分耐える剛性をもたなければならない。
- ③ ベルジャは、自身の自重および炉心構造物（プラズマ真空容器、ブランケット等）の重量を支持しなければならない。さらに地震荷重に耐える構造でなければならない。
- ④ ブランケットやダイバータ板の分解修理の簡単のため、各トロイダルコイル間に十分なスペースの開口部をベルジャに設ける必要がある。

上記の問題点を考慮に入れてベルジャの構造設計を行う必要がある。ここでは、昭和56年度の核融合動力炉の概念検討⁽⁵⁾をもとに、ベルジャの構造強度について構造解析を通して検討した。

しかし、前述したようにベルジャは構造が複雑なため、解析も繁雑になるので、比較的荷重の小さい自重、地震荷重は解析対象から除外した。又、電磁力は一般に動荷重のため、詳細には動解析が必要となるが、今後予定されている“動力炉の概念設計”のための予備的検討であるので、静解析に留めた。

5.1 ベルジャの概略構造

ベルジャはトロイダルコイルだけでなく、ポロイダルコイルも包括するコイル系全体のクライオスタットのため、上部はドーム形状①に、装置の中央部では、縦断面がトロイダルコイル内周に沿った形状のトロイダルシェル②を形状する。又、装置外側では、各トロイダル間に、炉分解修理時に修理機器接近のため開口部を設ける必要から、トロイダルコイル外側部のみをカバーす

る“柱”構造③となる。ベルジャは上下対称構造で下部には、上部と同形状のドーム構造④を成し、下部ドームをアンカーボルトによって基礎コンクリートに固定される。②の内側にはプラズマ真空容器、ブランケット等の炉心構造物が設置されるため、これらの重量を支持するために②と④は支持脚⑤で接続される (Fig. 5.1 参照)。これら①～④の構造はフランジを介して、ボルト締結される。又、渦電流対策からトーラス方向にも 32 分割されフランジを介してボルト締結される。上下方向、トーラス方向の分割部は、電氣的にカットし、且つ真空シール構造とする必要から、ベローズ構造、絶縁物パッキン構造が考えられる。

ベローズ構造では、ベルジャ程度の大口徑、且つ複雑な形状ベローズの製作性、および上下、トーラス分割のため分割部が T 字形状となり、ベローズの T 字接続の現地溶接技術等、困難な問題がある。

又、絶縁物パッキン構造でも、パッキンの製作性、組立性、および真空シールの信頼性等、ベローズ構造同様、困難な問題がある。

これらの技術的問題点は今後の重要な検討課題として、今回検討対象の動力炉ベルジャの縦断面形状および主要寸法を Fig. 5.1 に示す。

ベルジャ板厚は 100 mm 一様とした。

5.2 ベルジャ上の磁界分布

前述したように、プラズマ立上げ時、ディスラプション時に炉内構造物ばかりでなく、ベルジャ表面にも渦電流が発生する。この渦電流と、トロイダルコイルおよびポロイダルコイルによって作られるベルジャ上の磁界との相互作用によって、ローレンツカがベルジャに加わる。従って、ベルジャの構造強度を検討するために、磁界分布を求める必要がある。

磁界解析コードを用いて、ベルジャ上のトロイダル磁場、ポロイダル磁場を求めた。

5.2.1 トロイダル、ポロイダルコイルの基本仕様

動力炉トロイダルコイルの主な基本仕様を Table 5.1 に、トロイダルコイルの縦断面形状を Fig. 5.2 に示す。コイル数は 16 個で、起磁力は全コイル 180 MAT、最大磁界はコイル直線部内側で 12.15 T となる。コイル形状は Fig. 5.2 に示すように一定張力 D 型形状コイルとした。

Table 5.2 にポロイダルコイルの基本仕様を Table 5.3 に各ポロイダルコイルの位置と電流変化を示す。Fig. 5.3 にポロイダルコイル配置を示す。ここで No.5 コイルはプラズマを表わし、プラズマ形状は、磁界解析に際して便宜的に 4 m × 5 m の矩形断面のコイルとして代表させた。

5.2.2 磁界分布

ベルジャはトーラス方向 32 分割に電氣的にカットされるため、渦電流、電磁力とも、1 セクター (トーラス方向 1/32 部分) 内で上下方向、トーラス方向に反対称な分布をする。従って、形状が上下方向、トーラス方向とも対称形状なら、1 セクターの 1/4 部分の領域で良いが、ベルジャは、外側がトロイダルコイル柱の形状のため、1 セクターの上半部を渦電流、電磁力解析のモデルとしている。

Fig. 5.4 に、6章“渦電流解析”に用いられたベルジャのモデル図を示す。磁界計算の後に、電磁力計算を行う関係上、Fig. 5.4の各メッシュの中心位置における磁界分布を求めた（渦電流はFig. 5.4のメッシュ中心位置の電流成分で求められている）。

トロイダル磁界はプラズマ運転中を通して一定であるが、ポロイダル磁界は時間とともにポロイダルコイルの起磁力が変化するので、時間とともに求める必要がある。時刻 $t = 0, 13, 250$ および 400 秒について、各メッシュのポロイダル磁界を求め、先に求めたトロイダル磁界との合成磁界を計算した。

Fig. 5.9～Fig. 5.8に各時刻のベルジャ上の合成磁界分布を示す。図中の磁界は $|\mathbf{B}|$ で単位は kG (k Gauss) である。

5.3 ディスラプション時の電磁力

6章の渦電流解析で求められたプラズマ消滅後の 100 msec までの渦電流分布と、5.2で求めた磁界分布から、プラズマ消滅時から $t = 10, 20, 30, 50$, および 75 msec の各時刻における電磁力分布を求めた。なお、予備計算結果から、 75 msec 以降は電磁力は減衰して行き、最大電磁力荷重は $t = 50 \text{ msec}$ 前後に発生することが予想される。このときの磁界分布は、ポロイダル磁界の最も大きい運転開始後 $t = 400$ 秒時の値を用いた。

又、渦電流、電磁力はプラズマ立上げ時にも発生するが、6章の解析でプラズマディスラプション時の渦電流値と比較して十分小さいため、電磁力解析対象は上記プラズマディスラプション時のみとした。

Fig. 5.9～Fig. 5.13に上記の各時刻 ($t = 10, 20, 30, 50, 75 \text{ msec}$) の電磁力分布を示す。電磁力は全体座標の3軸成分、 F_x, F_y, F_z で計算したが、図は最も大きい成分、即ち、ベルジャ面に垂直な法線方向成分の電磁圧力で表示した。5.4に述べる応力解析では、上記 F_x, F_y, F_z のすべての成分を考慮した荷重で行っている。

電磁力は、トロイダルコイル内面側のトロイダルシェル Inboard 部に集中し、 $t = 50 \text{ msec}$ 時に最大 40 kgf/cm^2 程度の圧力が上記トロイダルシェルの頂部附近に加わる。トロイダルコイル内面に沿ったベルジャー構造における電磁力のトーラス方向分布を検討した。Fig. 5.14に、ベルジャ縦断面の主要個所 (“A”, “B”, “C” の各点) におけるトーラス方向の電磁力 (ベルジャ面に垂直な法線方向成分の電磁圧力) 分布を示す。

図から分かるように、各個所ともトーラス方向にかなりの勾配をもった電磁力分布を示す。特に、セクターのトーラス方向両端部で電磁応力が急激に変化し急勾配となる。これは、プラズマディスラプション時特有の鞍型電流のため、トーラス両端部に大きな渦電流がポロイダル方向に流れるためである。

又、Fig. 5.14で、電磁力トーラス方向分布は反対称の傾向を示すが、両端部での荷重が絶対値で同値でないのは、ポロイダル磁界による電磁力成分のためである。

5.4 構造解析

ベルジャに加わる荷重として、以下のものが考えられる。

- 外圧加重; ベルジャ内部が真空であるための大気圧 (1 kg f/cm^2) に加えて、動力炉はスィミングプール型炉 (SPTR) であるための水圧が加わる。大気圧は各部一様荷重分布であるが、水圧は水深レベルに応じて荷重が大きくなり、炉心中央部 (水深 16 m) では、大気圧と合わせて、外圧 26 kg f/cm^2 が掛かる。
- 自重; ベルジャそのものの自重と、炉心構造物 (真空容器, ブランケット) の重量がベルジャ支持脚周辺に加わる。
- 地震荷重; 地震時に地震波に応じた垂直, 水平荷重が加わる。動力炉の場合, SPTR であるので地震によって、ベルジャ, 炉心構造物等の構造物のみでなく、プール内の水も振動するため、複雑な荷重となることが予想される。
- 電磁力; プラズマ立上げ時, 消滅 (ディスラプション) 時に発生する渦電流とトロイダル, ポロイダル磁界との相互作用によって、ローレンツ力が加わる。

外圧荷重, 自重は時間的に一定な静荷重であるが、地震荷重, 電磁力は時間的に変動する動的荷重として働く。従って、ベルジャの構造解析において、外圧荷重および自重に対しては静解析でよいが、地震荷重, 電磁力については詳細には動解析が必要となる。しかし、今回の検討は今後予定されている“動力炉概念設計”のための予備的検討であるため、解析の複雑な動解析は行わず、静解析までに留めた。

又、ベルジャ強度上大きな要因となる外圧荷重, 電磁力に対する解析を中心に行ない、自重, 地震荷重に対しては今回省略した。

ベルジャはトーラス方向, 上下方向とも分割され、電気絶縁材を挟んでフランジを介してボルト締結構造となる。従って、分割構造部の剛性は一枚板の連続体と比べて弱くなるので、ベルジャ全体の変形モードも変わる。

構造解析では、分割構造部の剛性を正しく評価してモデル化することが望ましいが、ここでは計算の簡単な一枚板の連続体としてモデル化した。

即ち、接続効率“1”の分割構造をもつとしている。

ベルジャのような薄肉シェル構造物への外圧荷重を考える時、座屈についても重要な問題であるが、今回の解析では動解析同様省略した。

5.4.1 外圧荷重 (大気圧+水圧) による応力

動力炉はスィミングプール型炉であるので、ベルジャには大気圧 (1 kg f/cm^2 一様) の他に、ベルジャ各部の水深に応じて水圧が外圧荷重として働く。従って、ベルジャ頂部と最下部では 1.2 kg f/cm^2 から 4.0 kg f/cm^2 の外圧荷重分布がある。電磁力荷重と比較すると、最大荷重は $1/5$ 程度であるが荷重分布が比較的均一性があるので、ベルジャ変形に伴う歪エネルギーも大きく、ベルジャの構造強度を決める上で大きな要因となるであろう。

有限要素法を用いて行った検討内容を以下に記す。

(1) 解析モデル

ベルジャ構造解析を行う上で、そのモデル、即ち、解析領域、境界条件、要素分割、使用要素、荷重条件、材料定数等、を決めることは重要な項目の一つである。以下に解析条件を示す。

(i) 解析領域

渦電流解析、電磁力解析は、1セクター(トーラス方向1/32分割部分)の上半分で解析できるが、支持脚およびアンカーボルトなど下部の支持構造のため、1セクターの上下方向全体を解析する必要がある。又、トーラス方向に16本のトロイダル外側部をカバーする“柱”構造のため、モデル内のトーラス方向端部の変位の連続性から、2セクター分、即ち、トーラス方向1/16モデル領域を考えなければならない。

外圧荷重だけなら1/32トーラスモデルでも十分であるが、電磁力に対しては1/16トーラスモデルが必要なため、後述するように、外圧荷重による応力と電磁力による応力を合成する必要から解析作業が容易な1/16トーラスモデルで統一した。

(ii) 境界条件

Fig. 5.15に外圧荷重に対するベルジャの境界条件を示す。ここで、各節点に図に示すような局所座標系を定義する。“1”軸は小周方向，“2”軸はトーラス方向，“3”軸はベルジャ面法線方向を示す。1/16トーラスモデルのトーラス端部の各軸方向変位、各軸回りの回転を図のように定めた。

又、ベルジャ下部ドームの装置中心側領域はアンカーボルトで基礎コンクリートに固定されるので、変位、軸回り回転とも完全固定とした。

(iii) 要素分割

解析は3次元有限要素法構造解析プログラム“SAP 5-V 2”を使用した。

ベルジャは板厚に対して曲率半径が十分大きいので薄肉殻構造である。

そこで、解析モデルの使用要素として“SAP”の薄肉シェル要素を、支持脚に梁要素を用いた。要素分割は、解析結果の外圧による応力と電磁力による応力を合成するため両解析が同一の分割要素であることは都合が良いので、渦電流、電磁力解析の要素分割を用いることにした。しかし、渦電流解析モデルは1/32トーラスモデルの上半部のため、4倍の領域、即ち、下半部も含む1/16トーラスモデルとした。さらに、渦電流解析コード“EDDYARBT”では、三角形要素を用いる必要があり、又、要素数にかなりの制限があるので、三角形の荒い要素分割になる。構造解析では、ベルジャのような形状が複雑で、荷重分布が不均一(電磁力荷重のとき)なものに対しては、細かい要素分割が要求される。又、SAPの薄肉シェル要素では四角要素はプログラム内部で4個の三角要素に分割して計算している⁽⁶⁾ので要素数が同程度の場合は、解析精度上、三角要素より四角要素の方が計算精度が良い。

そこで、比較的荷重分布が単純な外圧荷重の場合について、三角要素分割モデル(渦電流解析モデル)と、四角要素分割モデルの2種のモデルについて比較検討した。Fig. 5.16に三角要素分割モデルを、Fig. 5.20に四角要素分割モデルを示す。要素総数は、三角要素分割モデルで928要素、四角要素分割モデルで832要素である。

支持脚位置、特にベルジャ下部ドームの支持脚付け根部の位置が両モデルで若干異なるのは、自動要素分割で行ったためであるが、この程度の相異は解析結果に大きな影響はないものと思われる。

(IV) 材料定数および荷重

ベルジャはSUS 316L材が用いられ、常温で運転されるため、解析には以下の材料定数を用いた。

縦弾性係数	$E = 1.98 \times 10^4$	kgf/mm ²
ポアソン比	$\nu = 0.25$	
引張り強さ	$\sigma_u = 49$	kgf/mm ²
0.2 %耐力	$\sigma_y = 18$	kgf/mm ²

又、荷重は、大気圧1 kgf/cm² 一様に加えて、ベルジャ各部の水深に応じた圧力、即ち、ベルジャ頂部で1.2 kgf/cm² から、ベルジャ最下部で4.0 kgf/cm² の圧力分布を外圧荷重として入力した。

(2) 解析結果

三角形要素分割モデル(ケース1)、四角形要素分割モデル(ケース2)の2通りについて、外圧荷重が加わった場合の応力解析を行った。

(i) ケース1 (三角形要素分割モデル)

Fig. 5.17 に外圧荷重によるベルジャ全体の变形図を、Fig. 5.18 にベルジャ表面(プール水側)の応力強さ分布を示す。又、Fig. 5.19 にベルジャ表面(真空側)の応力強さ分布を示す。

最大変形量は、外側トロイダルコイルを囲む“柱”構造部側面でトーラス方向に9.41 mm 変位する。又、最大応力は、外側トロイダルコイルを囲む“柱”構造部のプラズマ側壁の中段に発生し、最大応力強さは $\sigma_{max} = 10.16 \text{ kgf/mm}^2$ になる。

(ii) ケース2 (四角形要素分割モデル)

Fig. 5.21 にベルジャ全体の变形図を、Fig. 5.22 にベルジャ表面(プール水側)の応力強さ分布を示す。又、Fig. 5.23 にベルジャ裏面(真空側)の応力強さ分布を示す。Fig. 5.24 ~ Fig. 5.27 に上部ドーム頂部から、下部ドーム底部までの小周方向に沿った応力強さ分布を示す。トーラス方向に8列に分割されているが、トーラス端部の第1列から、中央部の第4列まで、各列についての小周方向分布である。図中、応力分布が連続していないのは、ドーム部から内側のトロイダルシエル部間が離れているためである。

最大変位量は、ケース1と同様、外側トロイダルコイルを囲む“柱”構造部側面で、トーラス方向に10.70 mm 変位する。又、最大応力についてもケース1と同様の個所に発生し、最大応力強さ $\sigma_{max} = 9.8 \text{ kgf/mm}^2$ となる。ケース1の場合と比較して、最大変位量で約13%、最大応力値で約4%の相異である。

従って、若干の変位分布、応力分布の差はあるが今回の目的、即ち、今後予定される“動力炉概念設計”のための予備的検討、ということを考えれば、ケース1とケース2の結果は設計に大きく影響を与える程大差はない。即ち、電磁応力の解析についても、ケース1のモデル(三角形要素分割モデル)を使用しても、要素分割の荒さから来る誤差は小さいと考えられる。

5.4.2 電磁力による応力

ベルジャには、外圧荷重に加えて、プラズマ消滅時に生ずる渦電流とトロイダルおよびポロイ

ダル磁界との相互作用によって、ローレンツ力として各部に働く。外圧荷重が静荷重であるのに対して、電磁力は時間的に変動する動荷重として作用する。詳細には動解析が必要となるが、“動力炉概念設計”の予備的検討でもあるので、静解析に留めた。しかし、ベルジャに最大応力が生ずる時刻を判別するのは難しいので、プラズマ消滅後、 $t = 10, 20, 30, 50, 75$ msec 時の 5 ケースの電磁力分布に対して応力解析を行った。

(1) 解析モデル

解析領域、要素分割、使用要素、材料定数は外圧荷重の場合と同様なモデルで行った。要素分割は外圧荷重の場合の“三角要素分割モデル”を用いた。しかし、荷重分布が外圧荷重と異なるので、境界条件も変わる。

Fig. 5.28 に電磁力に対するベルジャの境界条件を示す。

トーラス両端部の局所座標系（小周方向、トーラス方向、法線方向）の変位、回転の拘束条件は、外圧荷重の場合（Fig. 5.15）と正反対とした。⁽⁷⁾

又、電磁力荷重はトーラス 1/32 部分の上半部について求めたが、応力解析の領域は、トーラス 1/16 モデルであるので、上下方向、トーラス方向に対して渦電流、トロイダル磁場、ポロイダル磁場の x, y, z 方向の各成分毎に、対称条件、反対称条件を判別して他領域について計算し、 $\mathbf{J} \times \mathbf{B}$ から他領域の電磁力成分 F_x, F_y, F_z を求めた。

こうして求めたトーラス 1/16 モデル全要素の電磁力は x, y, z の成分毎に節点荷重に変換して入力した。

(2) 解析結果

この 5 ケース ($t = 10, 20, 30, 50, 75$ msec 時) の中で、最大応力強さは、 $t = 30$ msec 時にトロイダルコイル内周に沿った内側トロイダルシエルの直線部に発生し、 $\sigma_{\max} = 3.07 \text{ kgf/mm}^2$ であった。

Fig. 5.29 に、 $t = 30$ msec 時のベルジャ全体の变形図を示す。又、Fig. 5.30, Fig. 5.31 にベルジャ表面（プール水側）および裏面（真空側）の応力強さ分布を示す。Table 5.4 に各時刻 $t = 10, 20, 30, 75$ msec の最大応力強さを示す。Fig. 5.32 に最大応力強さの時間変化を示す。

Fig. 5.32 から、真の最大応力強さは $t = 30 \sim 50$ msec 間に発生し、その応力値も $\sigma_{\max} \sim 3.3 \text{ kgf/mm}^2$ 程度になることが推定される。

従って、今回の解析では $t = 30 \sim 50$ msec 間の応力解析は行っていないが、最大応力値は $t = 30$ msec 時の 3.07 kgf/mm^2 近傍の値になるものと思われる。

5.4.3 外圧荷重と電磁力とによる応力

5.4.1 で外圧荷重による応力、5.4.2 で電磁力による応力を求めたが、実際プラズマ消滅時には両荷重が同時にベルジャに加わる。しかし、前述したように、両荷重に対する解析では解析モデル（境界条件）が異なるので、同時に解析することは出来ない。そこで、外圧荷重による応力解析結果、および電磁力による解析結果を加算し、合成応力を求め評価する必要がある。

計算は、各要素について応力成分毎に加算し合成応力の各成分を求めた後、主応力および応力強さを新たに計算する。これらの作業を、 $t = 10, 20, 30, 50, 75$ msec の結果毎に行った。同

様にして、両荷重によるベルジャ各部の変形量も求めることが出来る。t = 30 msec 時の両荷重負荷時の変形図を Fig. 5.33 に、ベルジャ表面（プール水側）およびベルジャ裏面（真空側）の応力強さ分布を Fig. 5.34, Fig. 5.35 に示す。

Table 5.5 に、両荷重による解析結果（合成応力の結果）を各時刻毎の最大応力強さで示す。Table 5.5 から分かるように、外圧荷重による応力と電磁力による応力とは、応力ベクトルの方向に逆向きの傾向がみられ、互いに相殺することになって、合成応力としては外圧荷重による応力値より減少する結果となる。これは、t = 10, 20, 30, 50, 75 msec 各時刻について同様の傾向となった。従って、両荷重による応力値は、t = 0 msec, 即ち、外圧荷重のみ掛かった時、ベルジャに最大応力値が発生することになる。

5.5 応力評価

5.4 で検討したベルジャの応力解析結果について応力評価を行った。

応力評価は、ASME Section III⁽⁸⁾ に準じて行う。外圧荷重、電磁力により生ずる応力は 1 次応力として扱う。

ベルジャ、材料、SUS 316L の常温における基本応力強さ限界； S_m 値は

$$S_m = \text{Min} \left(\frac{1}{3} \sigma_u, \frac{2}{3} \sigma_y \right) \text{ より}$$

$S_m = 12 \text{ kgf/mm}^2$ である。従って、各応力に対する許容応力強さは、1 次応力に対しては次のようになる。

$$P_m \leq S_m = 12 \text{ kgf/mm}^2$$

$$P_L + P_b \leq 1.5 S_m = 18 \text{ kgf/mm}^2$$

ここで P_m ; 1 次一般膜応力強さ

P_L ; 1 次局部膜応力強さ

P_b ; 1 次曲げ応力強さ

従って、外圧荷重、および外圧荷重 + 電磁力に対するベルジャ各部の応力値は、上記許容応力を十分下回り、強度上安全であるといえる。

5.6 Inboard 16 分割, Outboard 32 分割構造に対する検討

今までの検討は、ベルジャはトーラス方向に 32 分割される構造であった。

しかし、32 分割構造での問題点は Inboard 部、トロイダルコイル内周に沿ったトロイダルシエルの内側直線部の構造である。各分割部には、分割線を挟んで、トーラス両側に小周方向フランジが存在する。Outboard 部では 1 セクター（トーラス 1/32 部分）のトーラス両端の間隔は十分長い、Inboard 直線部ではこの間隔は約 800 mm 程度である。フランジ厚さを 200 mm（ベルジャ板厚 100 mm の 2 倍程度とする）とすると隣接する分割部のフランジ間隔は 400

mm以下になり、ボルト挿入が難しい。このため、Inboardも32分割構造にするためには、フランジのボルト孔は小半径方向に切欠いた構造を採用しなければならない。即ち、フランジの強度は大きく減少する。そこで、Inboard 16分割、Outboard 32分割にする構造が考えられるが、当然予想されることは、Inboardは渦電流が流れ易くなり、電磁力が大きくなる。

上記のInboard 16分割、Outboard 32分割構造（新構造）について、内、外とも32分割構造（旧構造）の検討結果との比較のため、旧構造の場合と同様の検討を行った。

5.6.1 電磁力分布

6章“渦電流解析”で求められた“新構造”ベルジャ上のプラズマ消滅時の渦電流分布に、別途求めた磁界分布を掛け、 $\mathbf{J} \times \mathbf{B}$ によって電磁力分布を求めた。“旧構造”同様、プラズマ消滅後 $t = 10, 20, 30, 50, 75$ msec 時の5ケースについて電磁力分布を計算した。このときの磁界分布は、ポロイダル磁界の最も大きい運転開始 $t = 400$ 秒間の値を用いた。

電磁力解析用モデルは“旧構造”の場合と同一モデルであるが、渦電流解析モデルは内側トラス方向の分割の相異を考慮してトラス端部の境界条件を変更している（6章参照）。

Fig. 5.36～Fig. 5.40に、上記各時刻の電磁力分布を示す。電磁力分布は最も大きい成分、即ち、ベルジャ面に垂直な法線方向成分で表示した。

5.6.2 応力解析

(1) 解析モデル

“新構造”では、トロイダルコイル位置で内側、外側ともトラス方向に電気的にカットされるが、開口部では外側のみカットされる構造となる。従って、応力解析モデルは電磁力荷重の対称性を考慮して、開口部を中央にしてトラス両端部をトロイダルコイルをカバーする“柱”構造とする必要がある。

Fig. 5.41に、“新構造”の応力解析モデルを示す。

トラス両端部の境界条件は、外圧荷重に対してはFig. 5.15と、電磁力に対してはFig. 5.28と同様の条件とした。

(2) 解析結果

(i) 外圧荷重による応力

最大応力値はトロイダルコイル外側を囲む“柱”構造部の中程に発生し、最大応力強さ、 $\sigma_{\max} = 10.25 \text{ kgf/mm}^2$ を示す。

“旧構造”での外圧荷重による解析結果は、最大応力強さは周位置に発生し、 $\sigma_{\max} = 10.16 \text{ kgf/mm}^2$ であったので、モデルによる誤差は0.9%であるが、ほとんど問題ないといえる。

(ii) 電磁力による応力

Fig. 5.41に示す解析モデルにて、トラス両端部の境界条件をFig. 5.28と同様に反対称条件にして、プラズマ消滅後 $t = 10, 20, 30, 50, 75$ msec 時の各電磁力分布について応力解析を行った。この5ケースの解析結果の中では、最大応力は $t = 50$ msec の時に、トロイダルコイルを囲む“柱”構造と下部ドームとの付け根部に発生し、 $\sigma_{\max} = 6.22 \text{ kgf/mm}^2$ であった。

Table 5.6に各時刻の最大応力強さを示す。又、Fig. 5.41に最大応力強さの時間変化を示す。Fig. 5.41から判断して、最大応力強さは $t = 50$ msec 時の値とほとんど差はないと考えてよい。

又、Inboard, Outboard とも 32 分割構造の“旧構造”と比較すると、最大応力強さで約 2 倍に増加したことになる。

(3) 応力評価

“旧構造”に対して行ったように、応力評価は詳細には外圧荷重による結果を電磁力による結果の合成応力で評価しなければならないが、時間の関係で“新構造”については合成応力は求めなかった。

“旧構造”に対する検討では、合成応力値は外圧荷重による応力値を下まわる結果を示した。

“旧構造”とは分割構造が異なるので一概には言えないが、“新構造”についても同様な傾向がみられると仮定すると、“新構造”ベルジャの強度についても、数値的には十分許容値を下回る。

5.7 考察

日本原子力研究所にて現在進められ、今後とも予定されている“核融合動力炉の概念設計”の予備的検討の目的で、ベルジャ型クライオスタットの構造強度について、構造解析を通して検討した。

ベルジャは、プラズマ立上げ、消滅時に発生する渦電流を小さく抑える目的で、トーラス方向に電気的に 32 分割された構造を対象とした。

構造解析については、大気圧と水圧レベルを考慮した外圧荷重、およびプラズマ消滅時の電磁力荷重に対して、3次元静解析を行った。

外圧荷重では、比較的荒い三角要素分割モデルと細かい四角要素分割モデルの 2 ケースを検討し、電磁力荷重による解析に用いられる三角要素分割モデルの妥当性を確認するとともに、外圧荷重に対するベルジャの機械的強度の十分安全であることを確認した。

又、6章で検討されたプラズマ消滅時の渦電流分布とトロイダル、ポロイダル両磁界から電磁力分布を求め、プラズマ消滅後の時刻 $t = 10 \sim 75$ msec 間の 5 ケースの電磁力分布に対するベルジャの構造強度を求めた。

その結果、電磁力に対してはプラズマで消滅後 $t = 40$ msec 近傍で最大応力が発生し、許容応力より十分小さいことが確認された。

さらに、外圧荷重に応力と電磁力による応力の合成応力は、両応力はベクトルが逆のため相殺し、最大応力は外圧荷重による応力値より小さくなった。

次に、Inboard 16 分割、Outboard 32 分割構造についても、内、外 32 分割構造と同様の検討をした結果、電磁力による応力は約 2 倍になったものの、十分な構造強度を有することが確認された。

しかし、今回の検討は今後予定される“核融合動力炉概念設計”のための予備的検討のため、外圧荷重および電磁力に対する静解析のみに留めたが、今後以下のような未検討項目および問題

点について詳細な検討が必要である。

- ベルジャ自身の自重および炉心構造物の重量に対するベルジャ強度の評価, さらに, 地震荷重に対する同様な評価。
- 電磁力および地震荷重の動荷重に対する動解析による詳細検討。
- 外圧荷重によるベルジャの座屈強度の検討。
- 分割構造部の剛性を含めた構造解析, 即ち, フランジを介してのボルト結合構造になるので, 今回の一体モデルより剛性は弱くなるので変形モードも変わってしまう。従って, 詳細には上記構造も含めたモデルで解析する必要がある。

References

- (1) INTOR Phase I, Final Report, June, 1981.
- (2) 湊, 「スイミングプール型トカマク炉の強度評価-I」, JAERI-M 9898 (1982)
- (3) K. Kitamura, et al.: "Thermal and Structural Design Study of Diverter Collector Plates", JAERI-M 9945 (1982).
- (4) 迫, 他「スイミングプール型トカマク炉の予備的検討」, JAERI-M 9050 (1980)
- (5) T. Tone, et al., "Design Study of a Tokamak Power Reactor", 3rd IAEA Technical Committee Meeting and Workshop on Fusion Reactor Design and Technology, Tokyo, 1981
- (6) SAP User's Manual.
- (7) 高津, 他「JT-60 真空容器の応力解析」JAERI-M 8017 (1978)
- (8) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III.

Table 5.1 Main characteristics of toroidal field coil

Number of coils	16
Major radius	7.185 m
Coil shape	Constant tension D-shape
Cooling method	Bath cooling
Conductor	Nb ₃ Sn and NbTi
Maximum field	11.2 T
Electromotive force	180 MAT / 16 coils
	11.5 MAT / coil
Winding cavity	900 x 712 mm ²
Average current density	17.95 A / mm ²

Table 5.2 Main characteristics of poloidal coils

Number of coils	8
Major radius	1.6 - 12.87 m
Cooling method	Bath cooling
Conductor	NbTi
Operating current	Max. 50 kA
Maximum field	8 T
Average current density	20 A / mm ²

Table 5.3 Locations and current variation of poloidal field coils

Coil No.	Coil position		Time			
	R(m)	Z(m)	0 sec	13 sec	250 sec	400 sec
1	1.6	1.0	6.1	-1.86	-3.71	-11.6
2	1.62	4.51	10.7	1.64	3.27	10.23
3	4.49	8.5	1.67	3.06	6.13	19.15
4	12.87	6.1	0.214	-2.06	-4.12	-12.86
5 (Plasma)	6.8	0.0	0.	2.0	10.57	16.0

Unit; MAT

Table 5.4 Time variation of maximum stress intensity on belljar due to electromagnetic force

Time(msec)	10	20	30	50	75
Max. stress intensity (kgf/mm ²)	1.71	2.65	3.07	3.06	2.48

Table 5.5 Time variation of maximum stress intensity on belljar due to external pressure and electromagnetic force

Time(msec)	10	20	30	50	75
Max. stress intensity (kgf/mm ²)	9.56	9.14	8.90	8.67	8.65

Table 5.6 Time variation of maximum stress intensity on belljar due to electromagnetic force in case of model with 16-divided inboard and 32-divided outboard

Time(msec)	10	20	30	50	75
Max. stress intensity (kgf/mm ²)	2.71	4.49	5.56	6.22	5.62

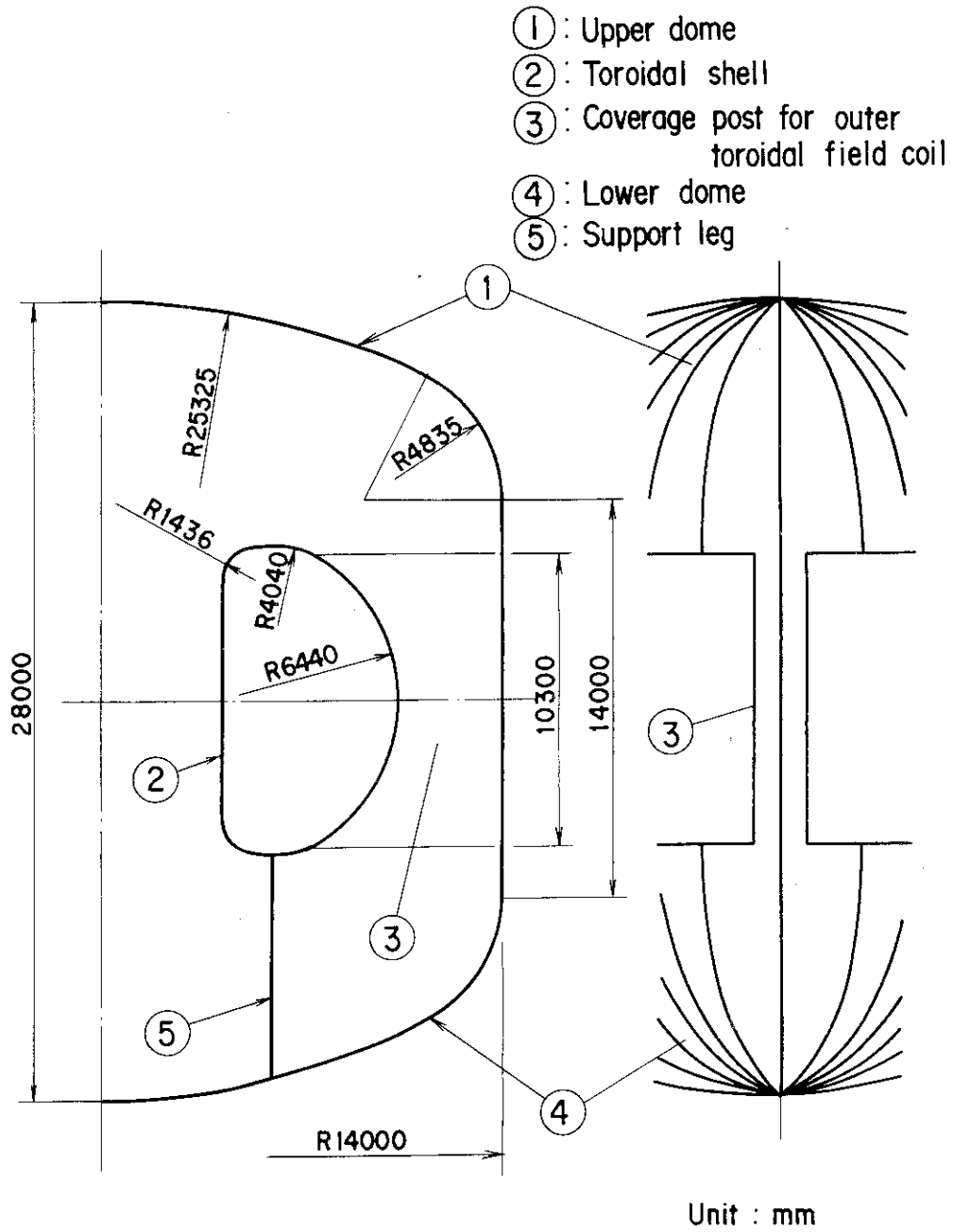


Fig. 5.1 Schematic of belljar

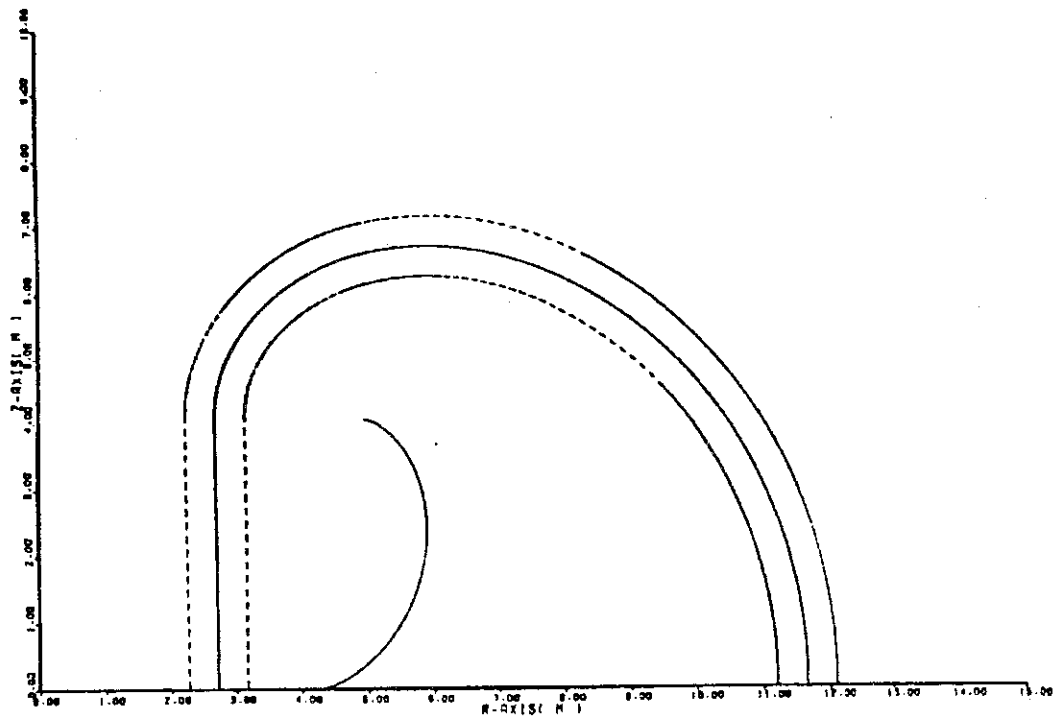


Fig. 5.2 Configuration of toroidal field coil with constant tension D-shape

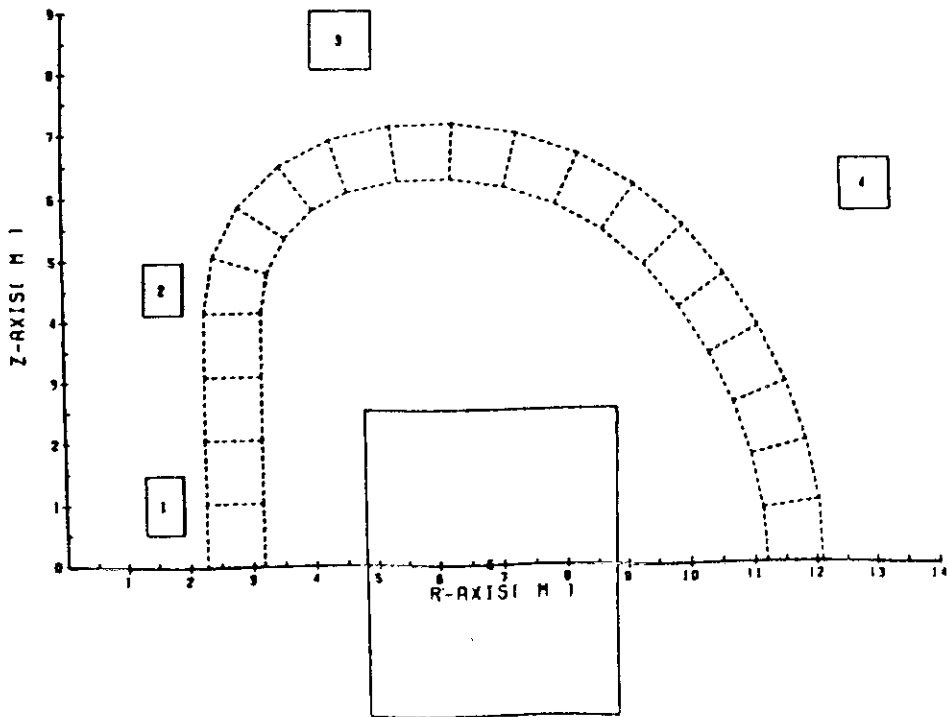
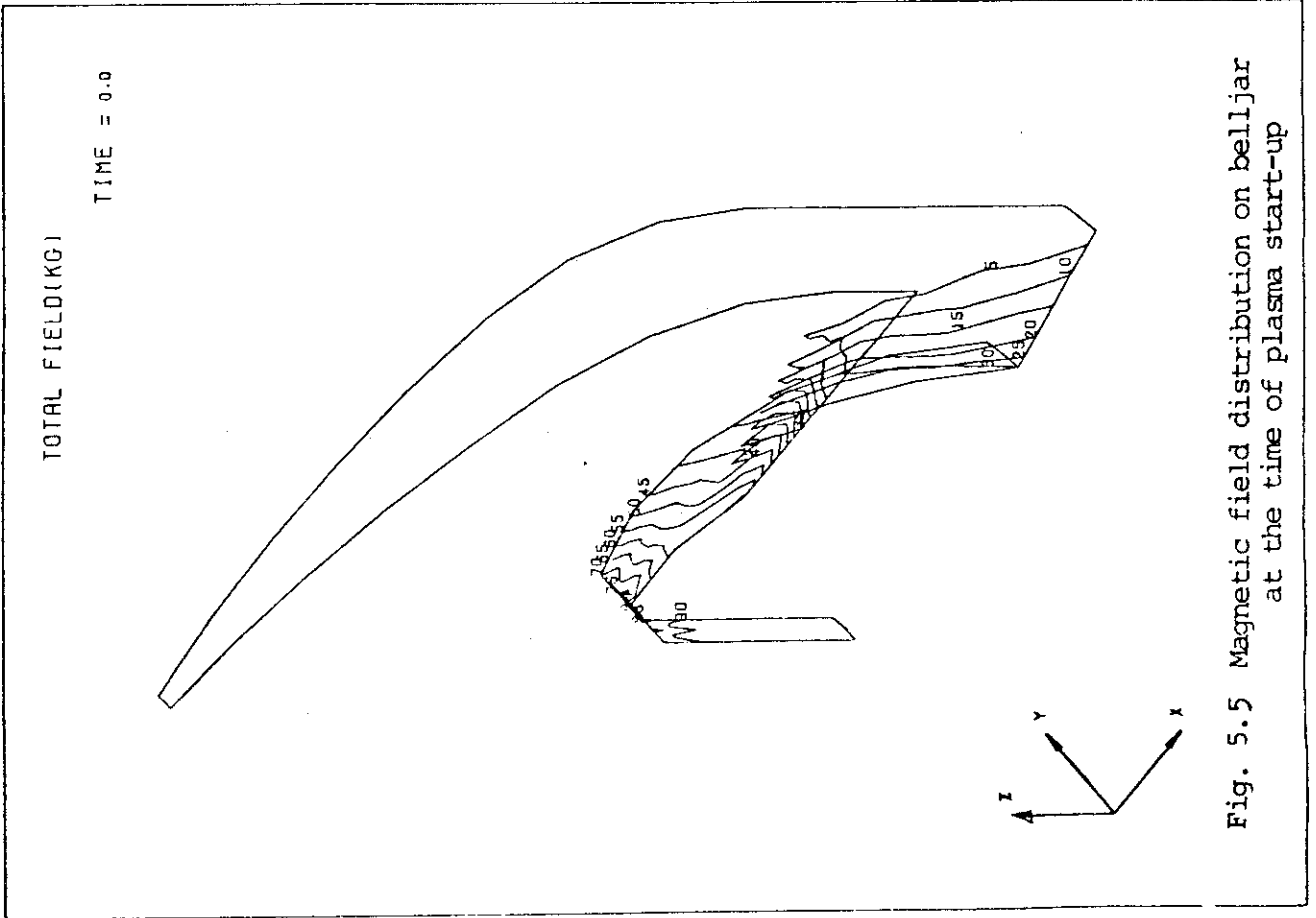
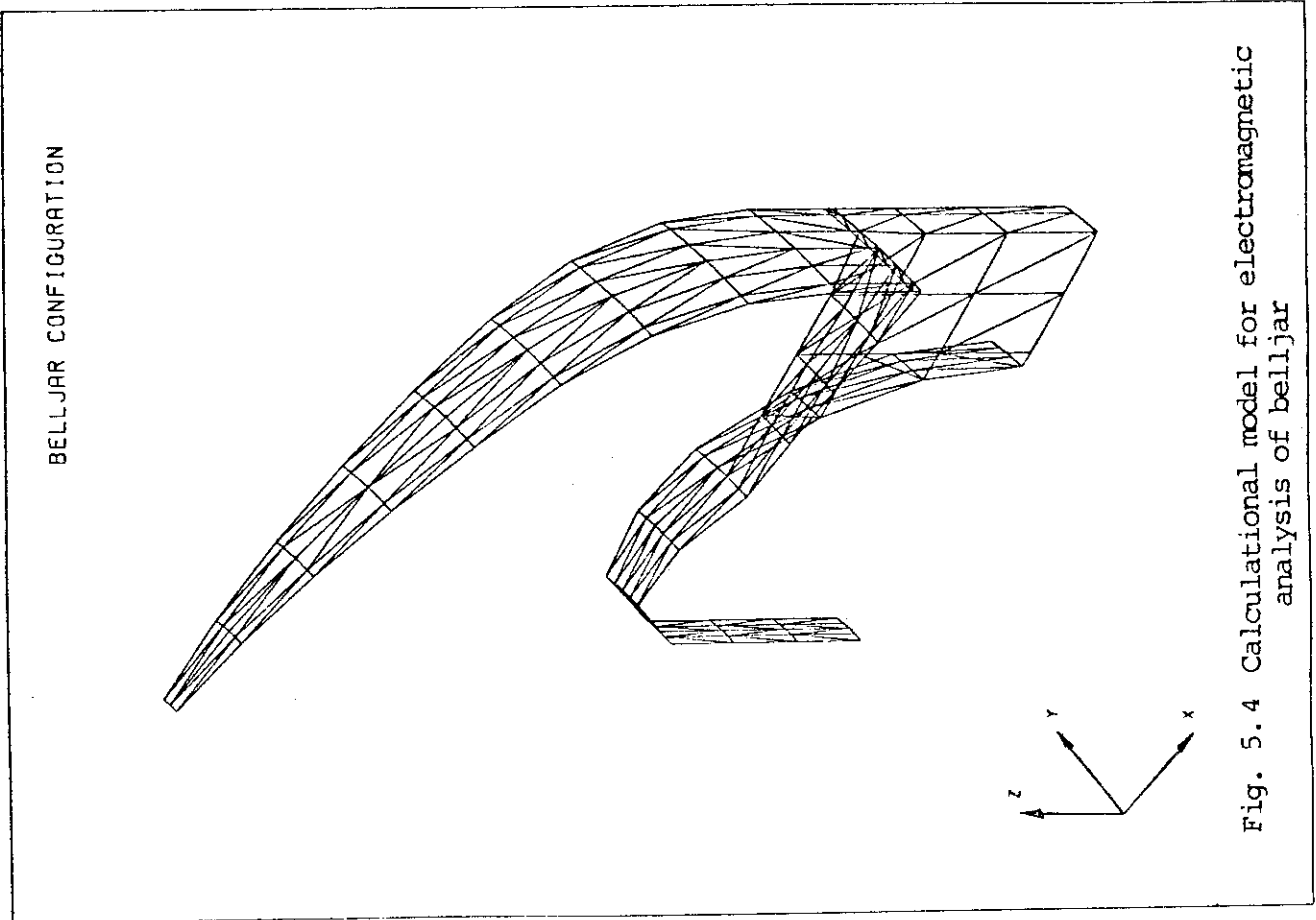


Fig. 5.3 Locations and cross sections of poloidal field coils



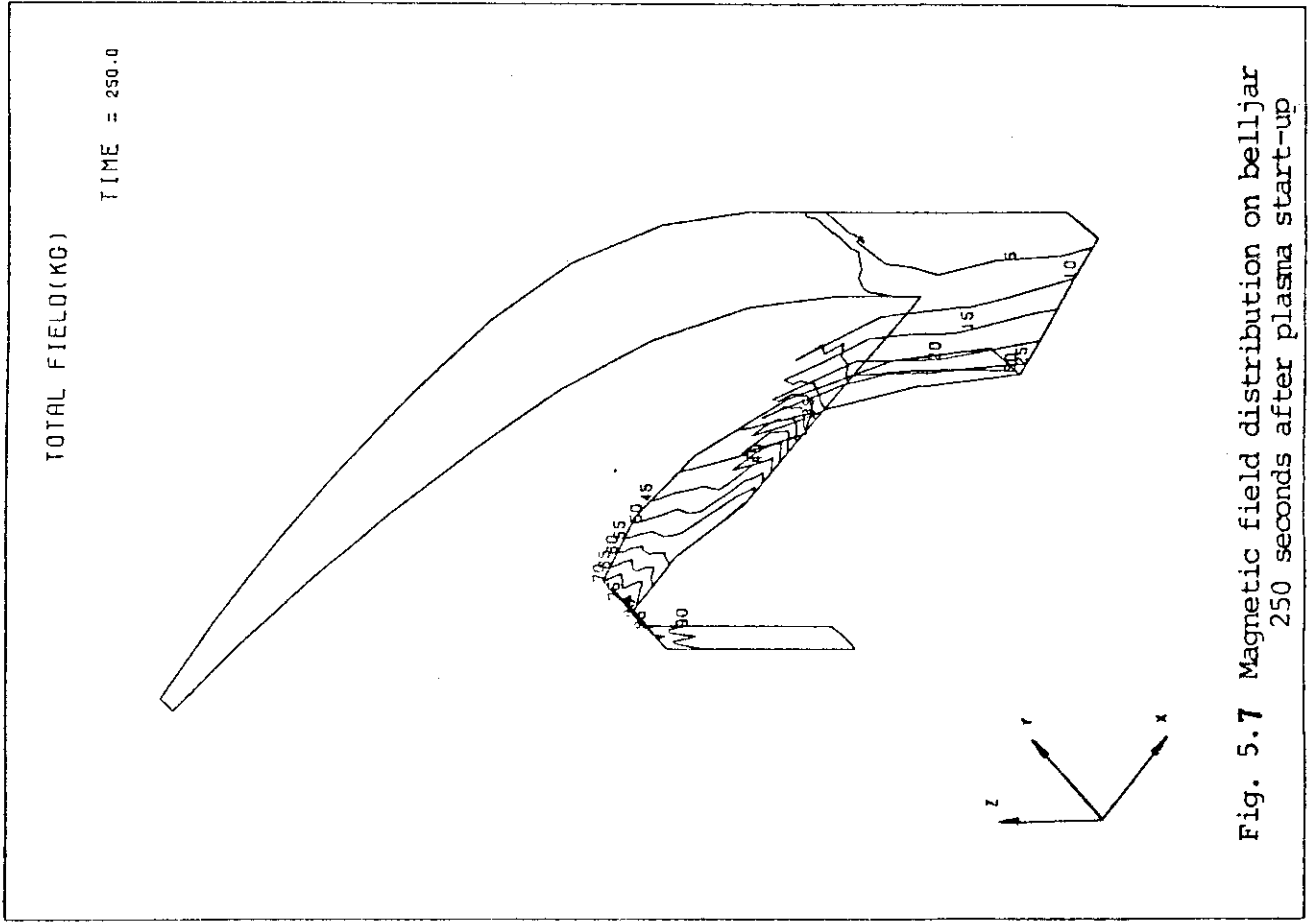


Fig. 5.7 Magnetic field distribution on belljar
250 seconds after plasma start-up

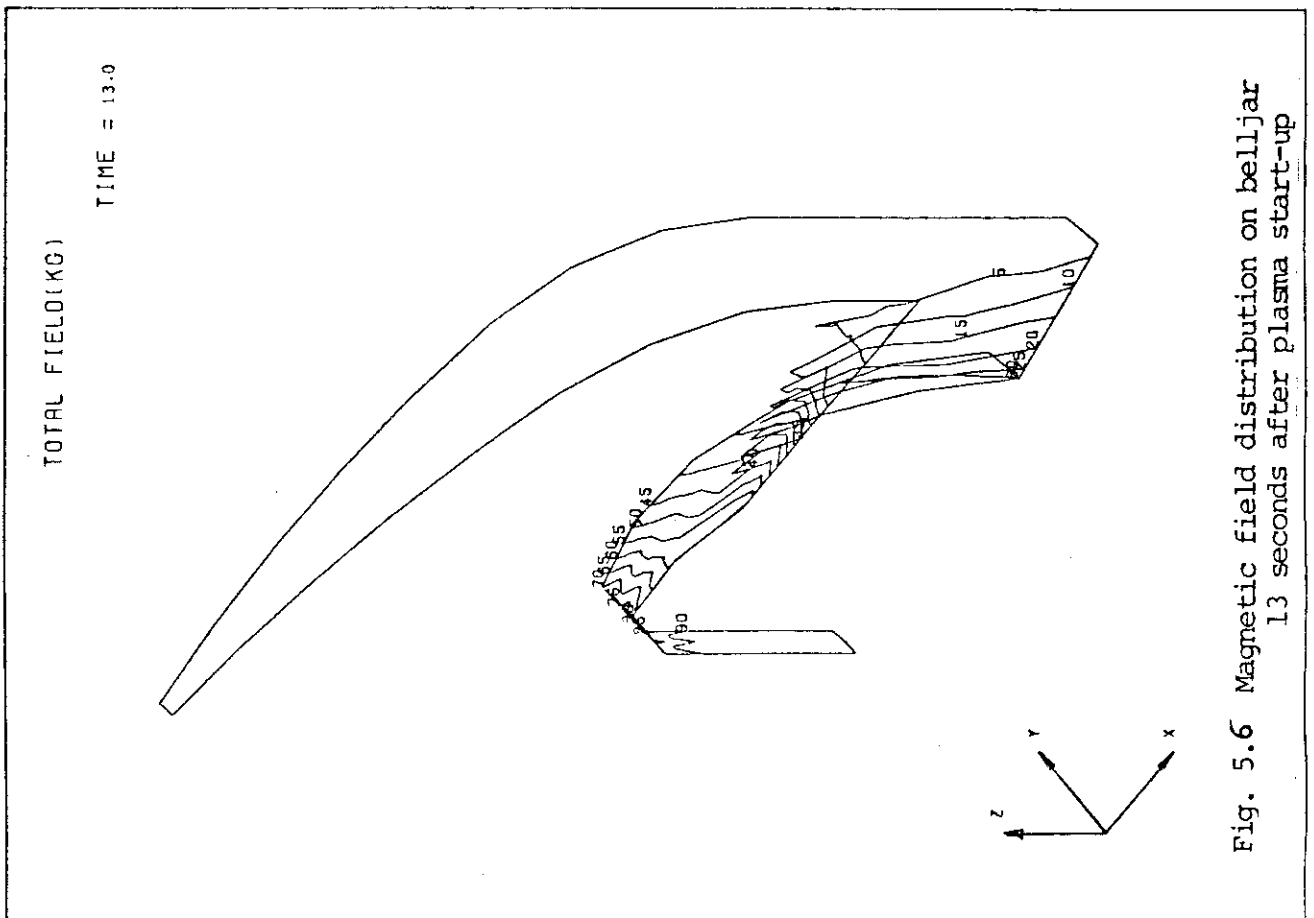
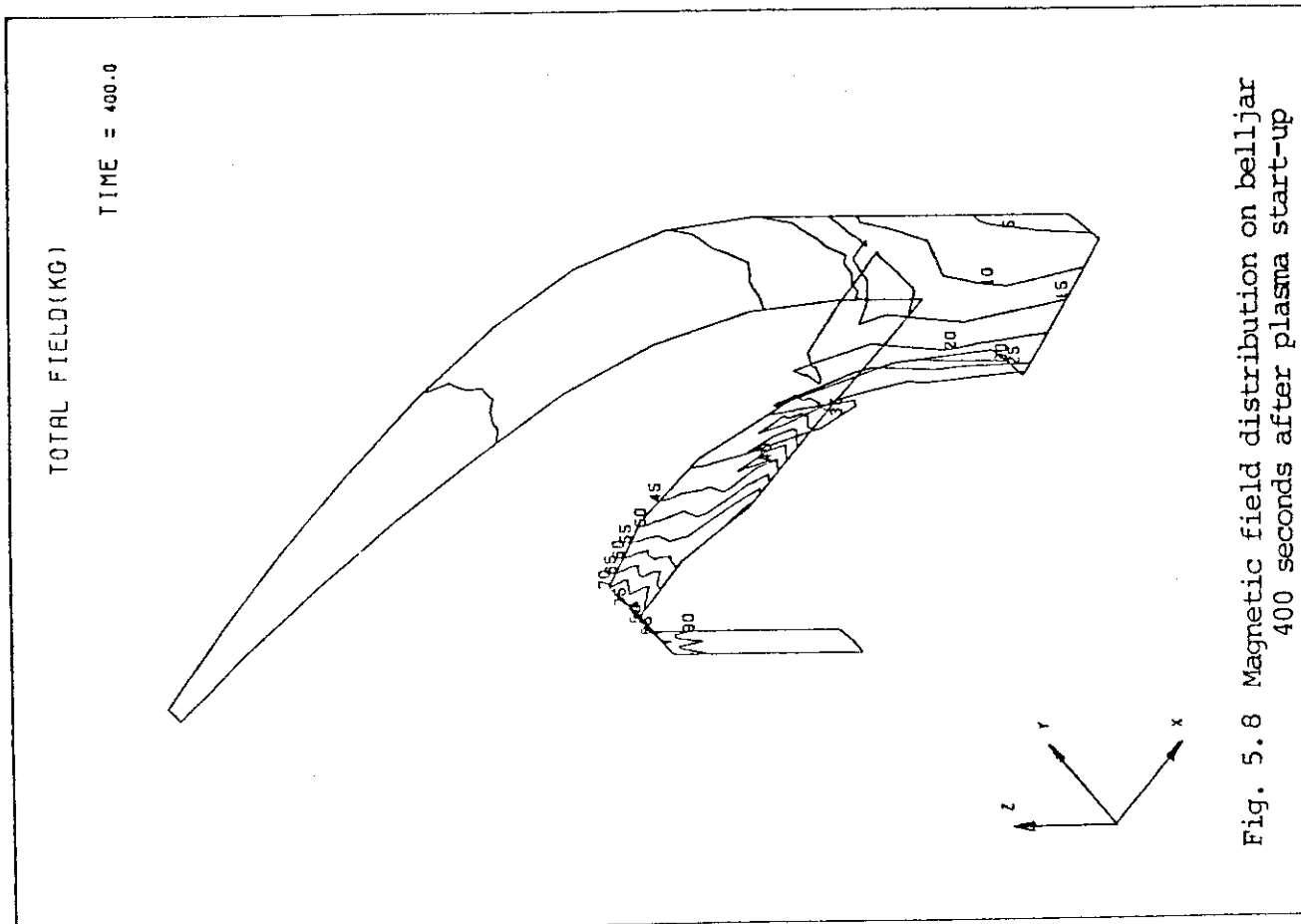
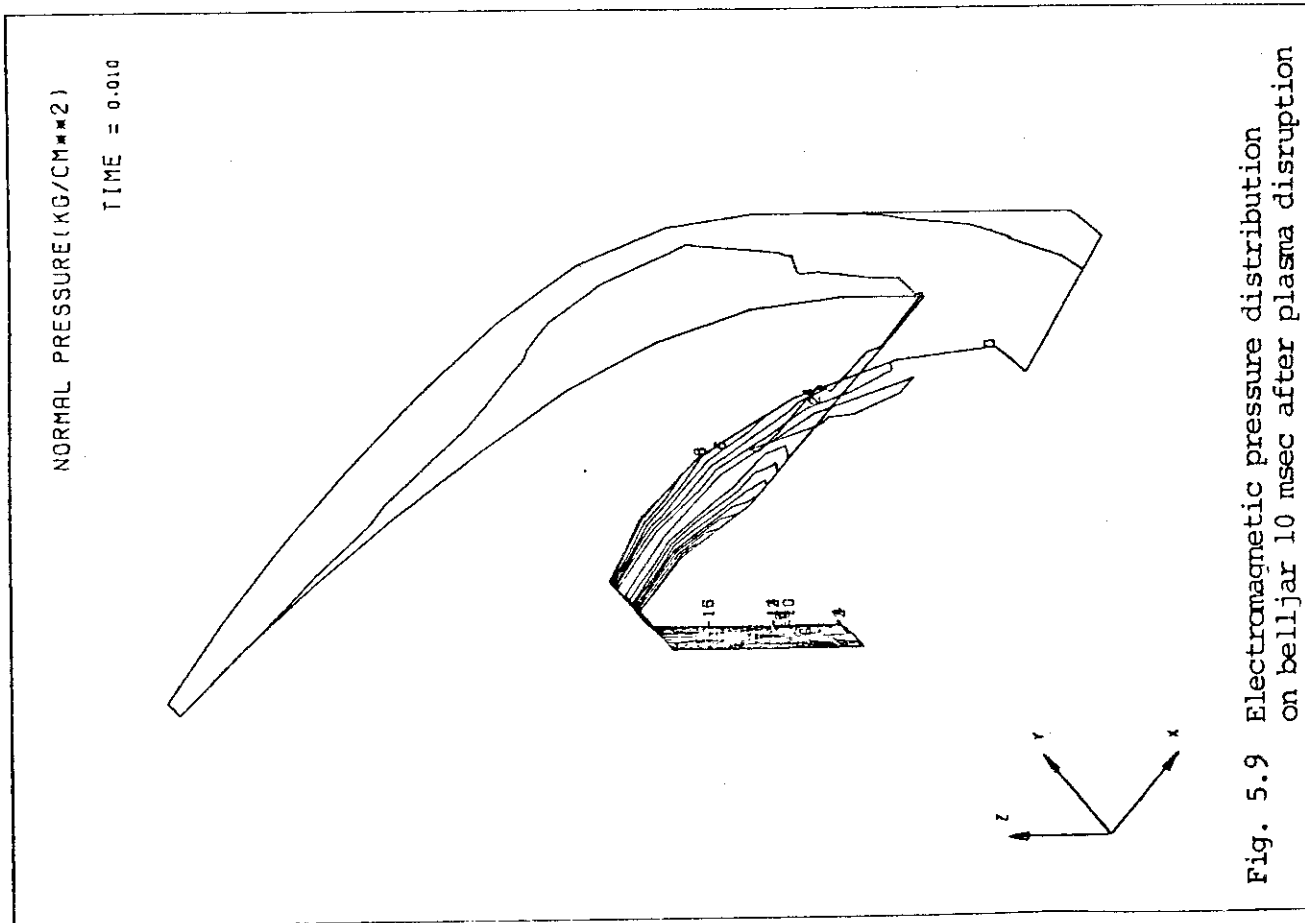


Fig. 5.6 Magnetic field distribution on belljar
13 seconds after plasma start-up



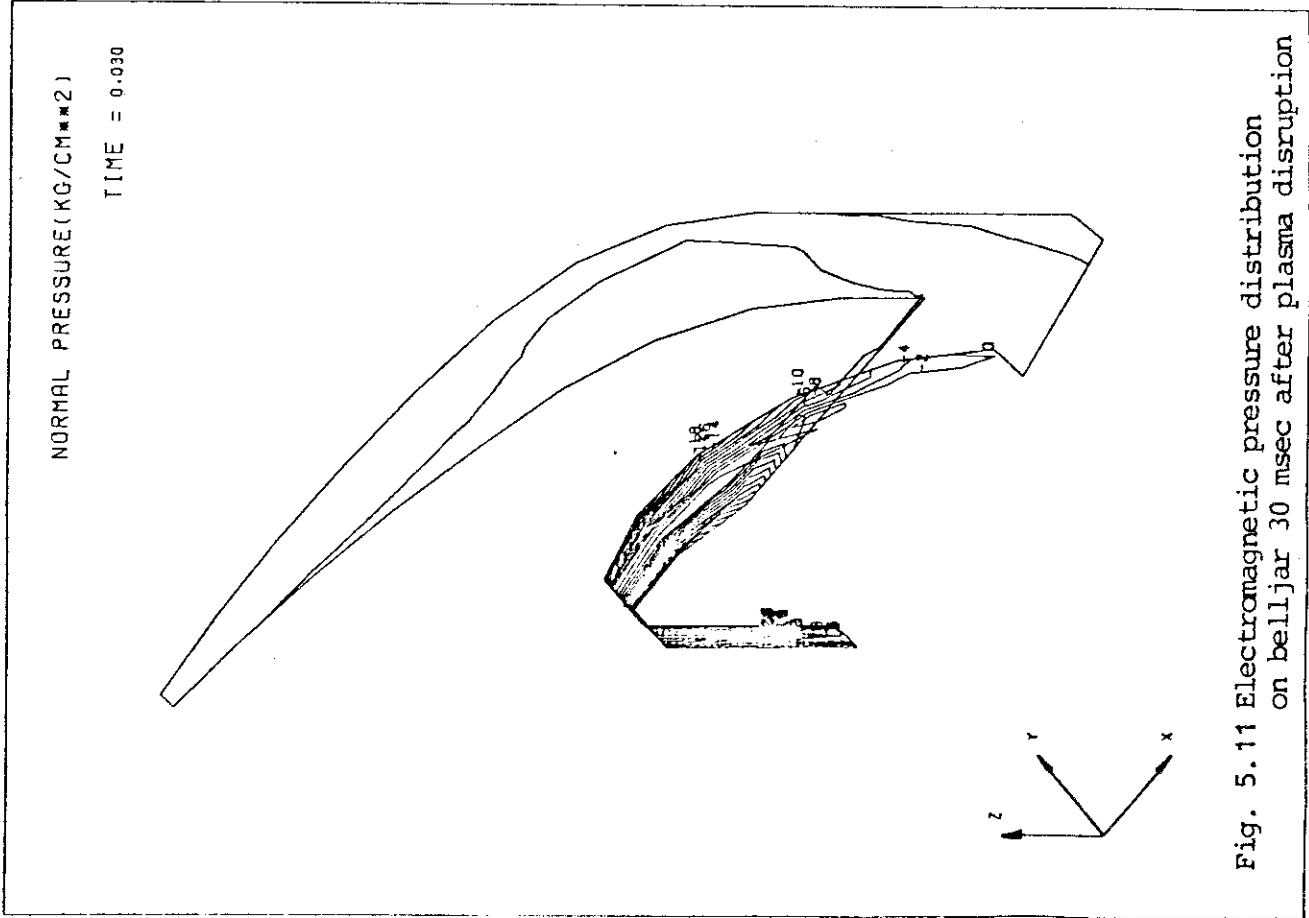


Fig. 5.11 Electromagnetic pressure distribution on belljar 30 msec after plasma disruption

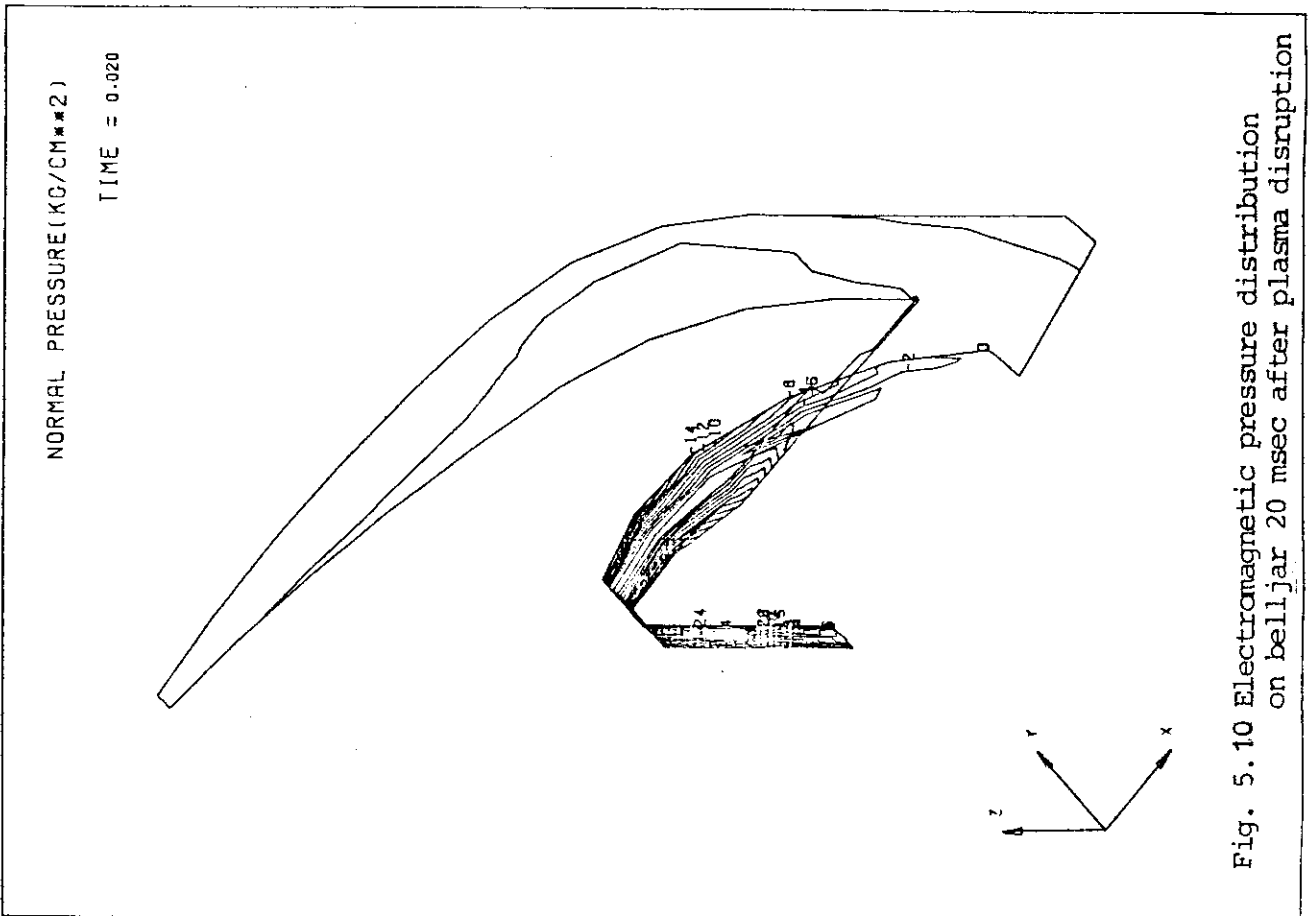


Fig. 5.10 Electromagnetic pressure distribution on belljar 20 msec after plasma disruption

NORMAL PRESSURE(KG/CM**2)

TIME = 0.075

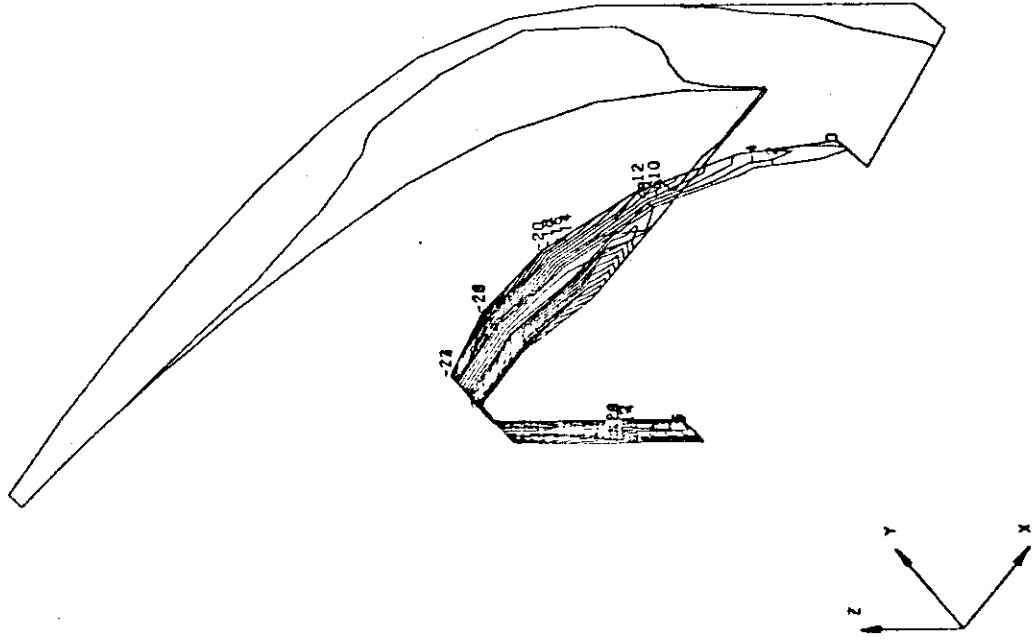


Fig. 5.13 Electromagnetic pressure distribution on belljar 75 msec after plasma disruption

NORMAL PRESSURE(KG/CM**2)

TIME = 0.050

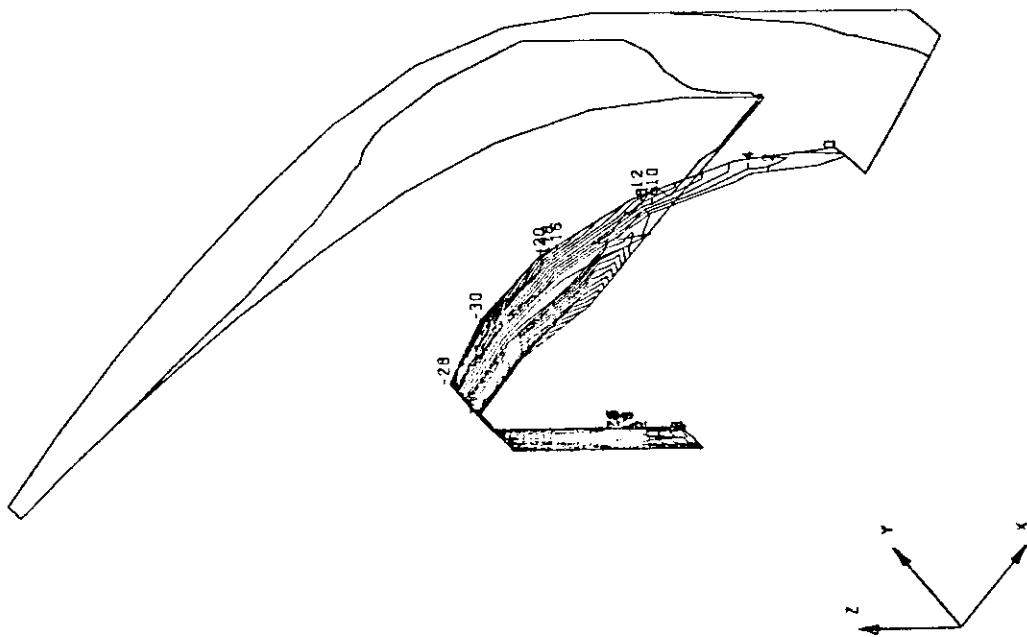


Fig. 5.12 Electromagnetic pressure distribution on belljar 50 msec after plasma disruption

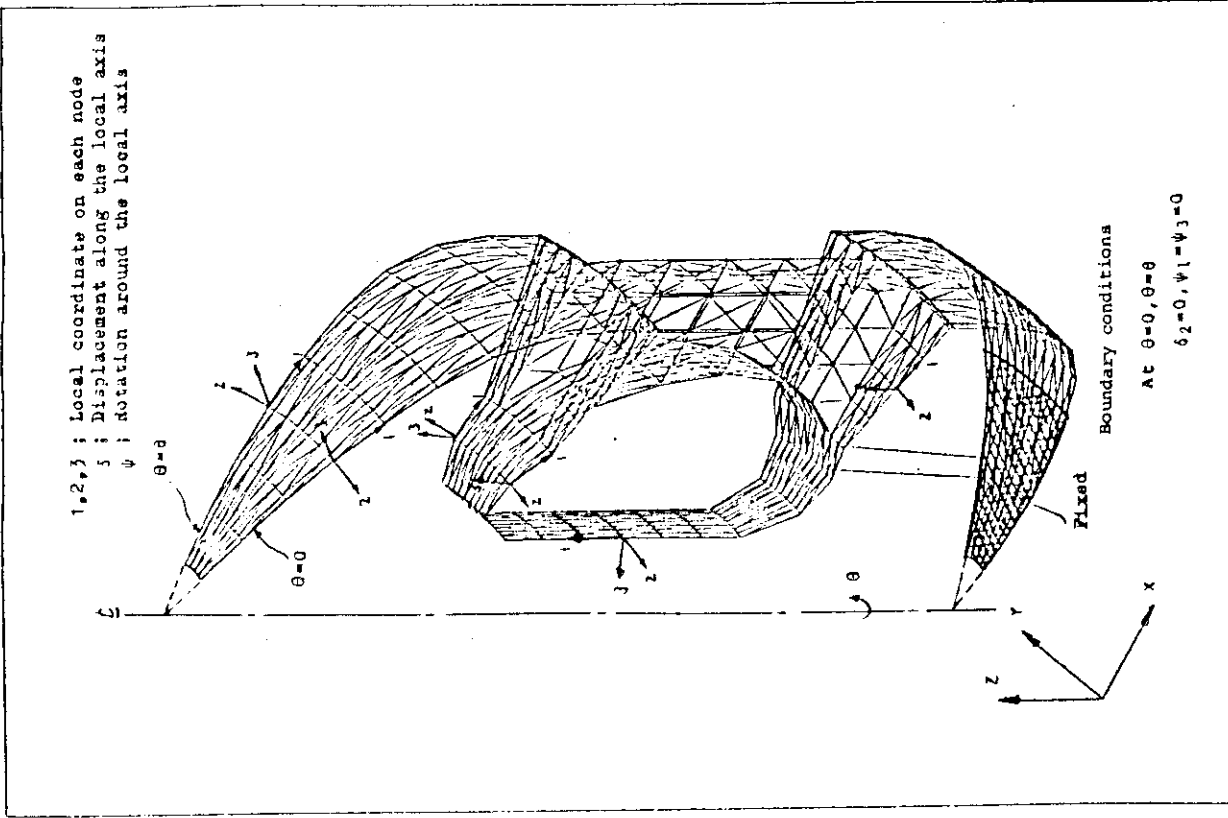


Fig. 5.15 Boundary conditions for stress analysis of belljar against external pressure

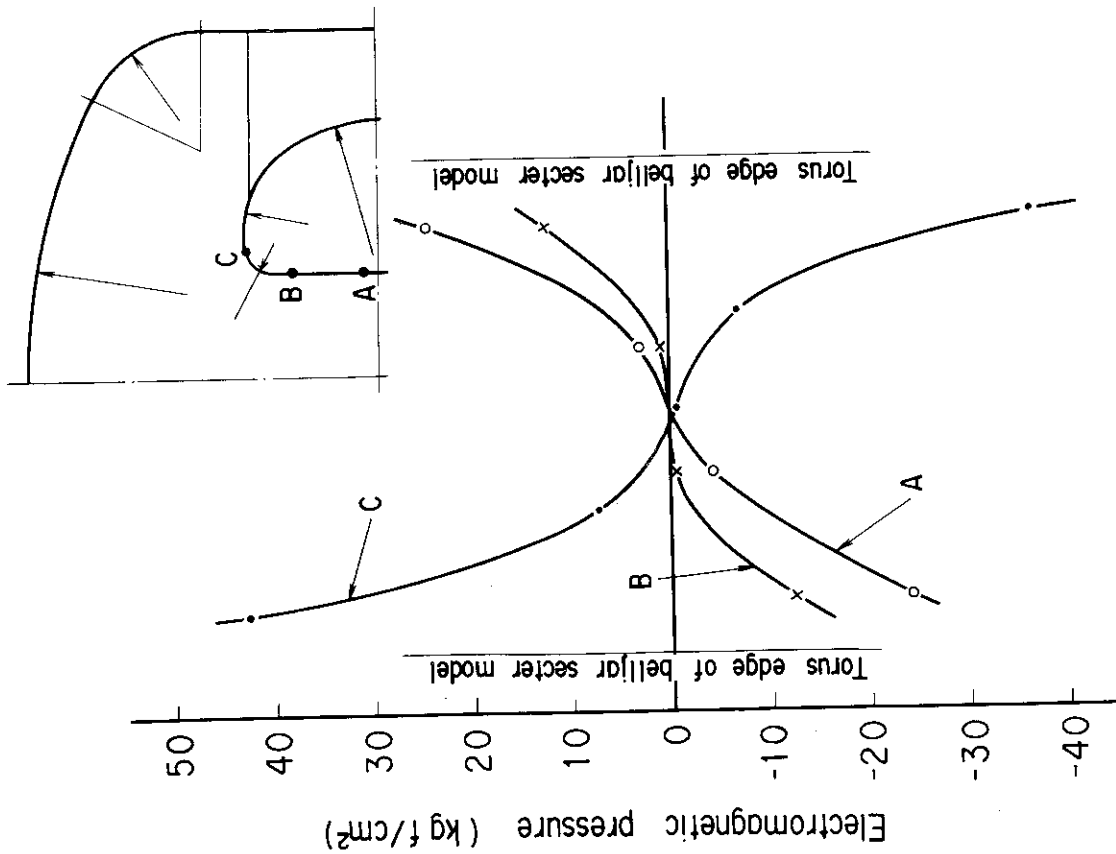


Fig. 5.14 Electromagnetic pressure distributions on belljar in a torus direction 50 msec after plasma disruption

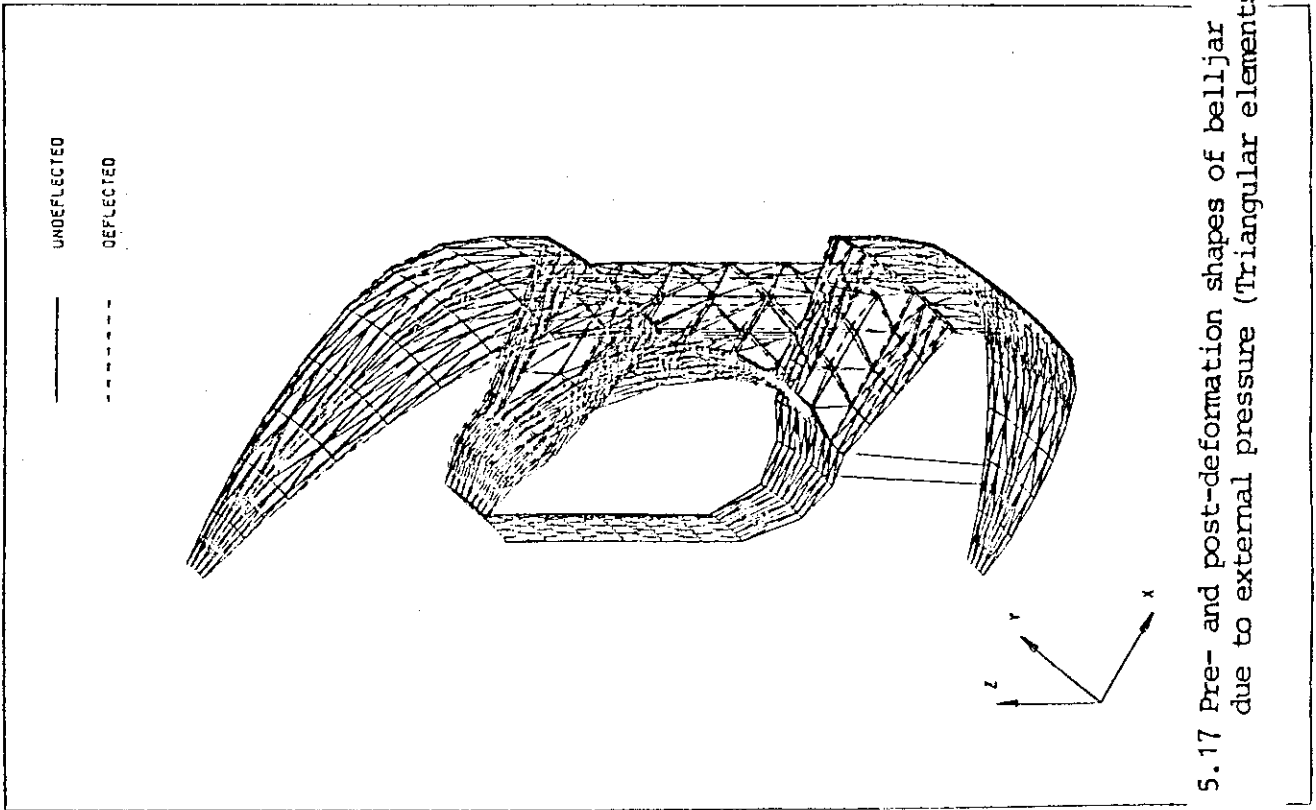


Fig. 5.17 Pre- and post-deformation shapes of belljar due to external pressure (Triangular elements)

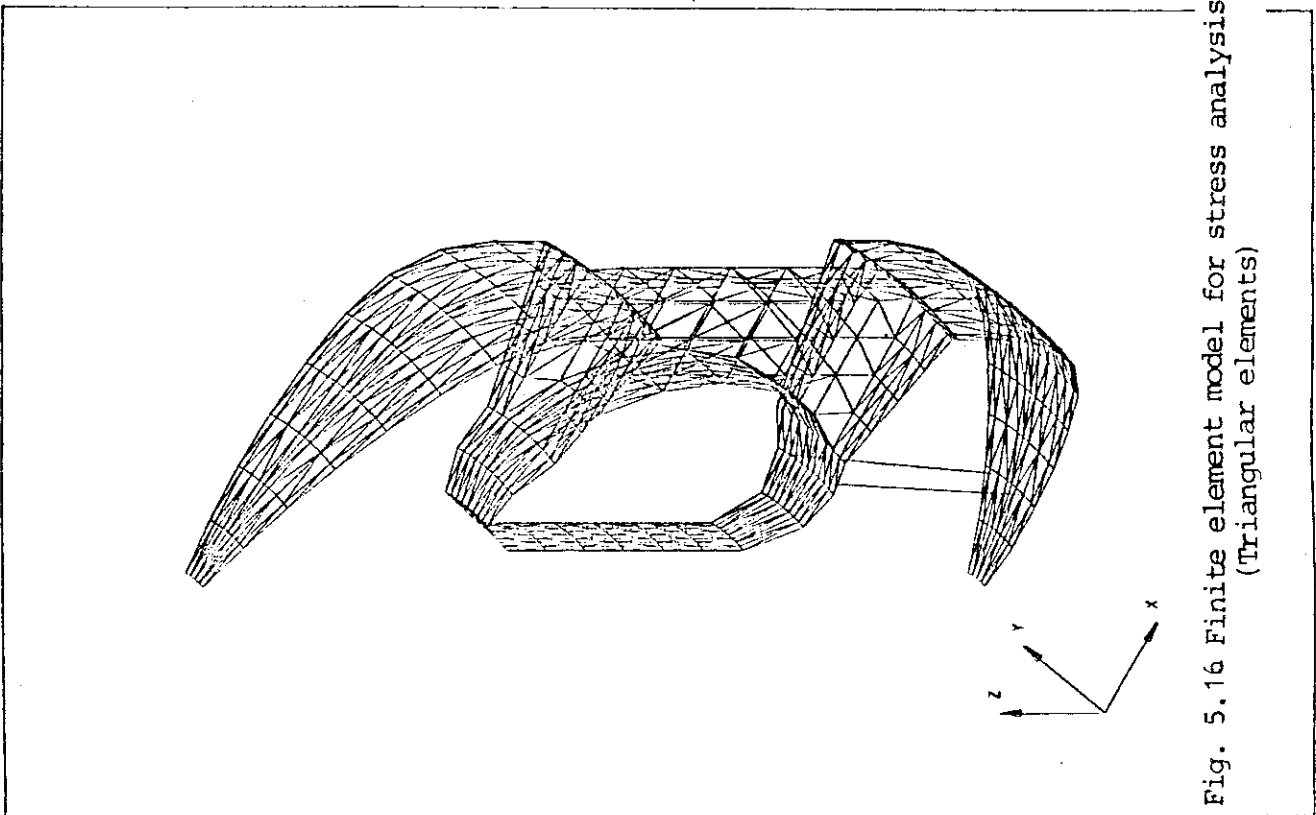


Fig. 5.16 Finite element model for stress analysis (Triangular elements)

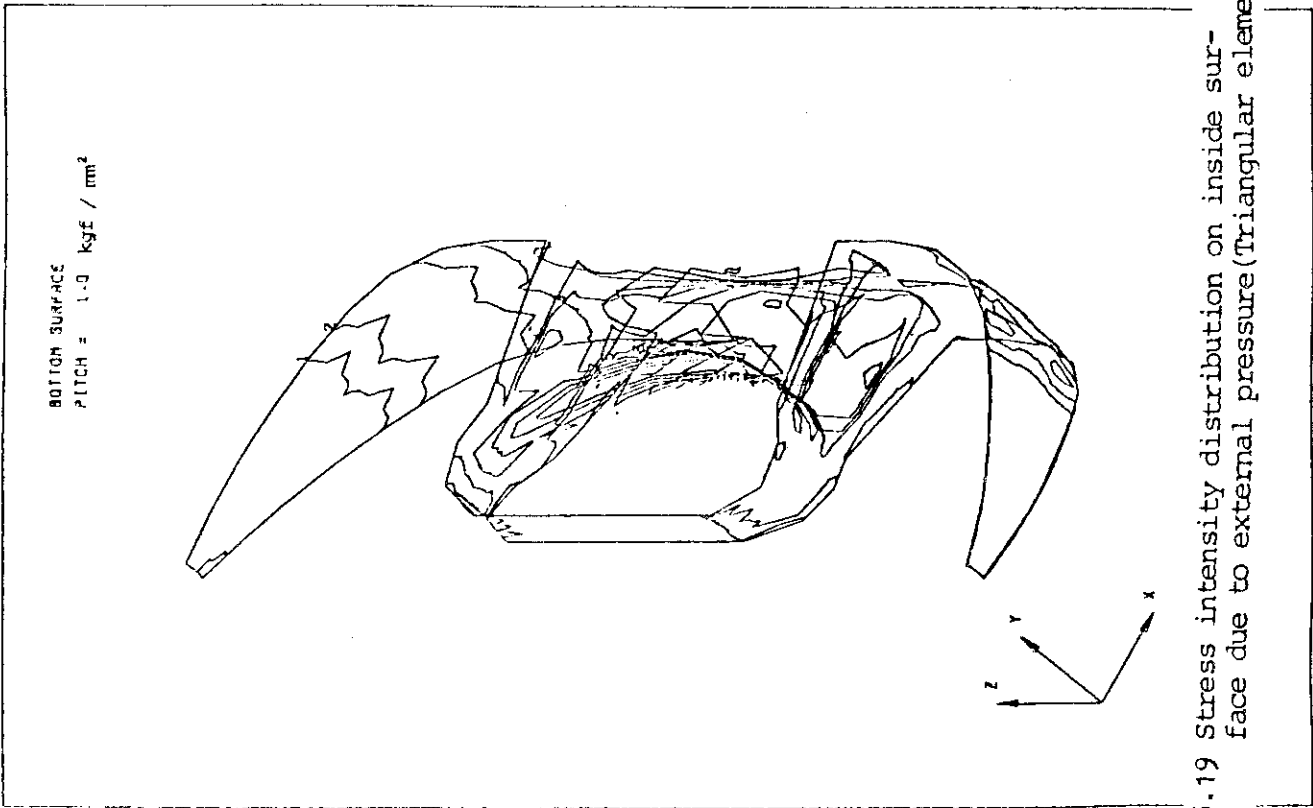


Fig. 5.19 Stress intensity distribution on inside surface due to external pressure (Triangular elements)

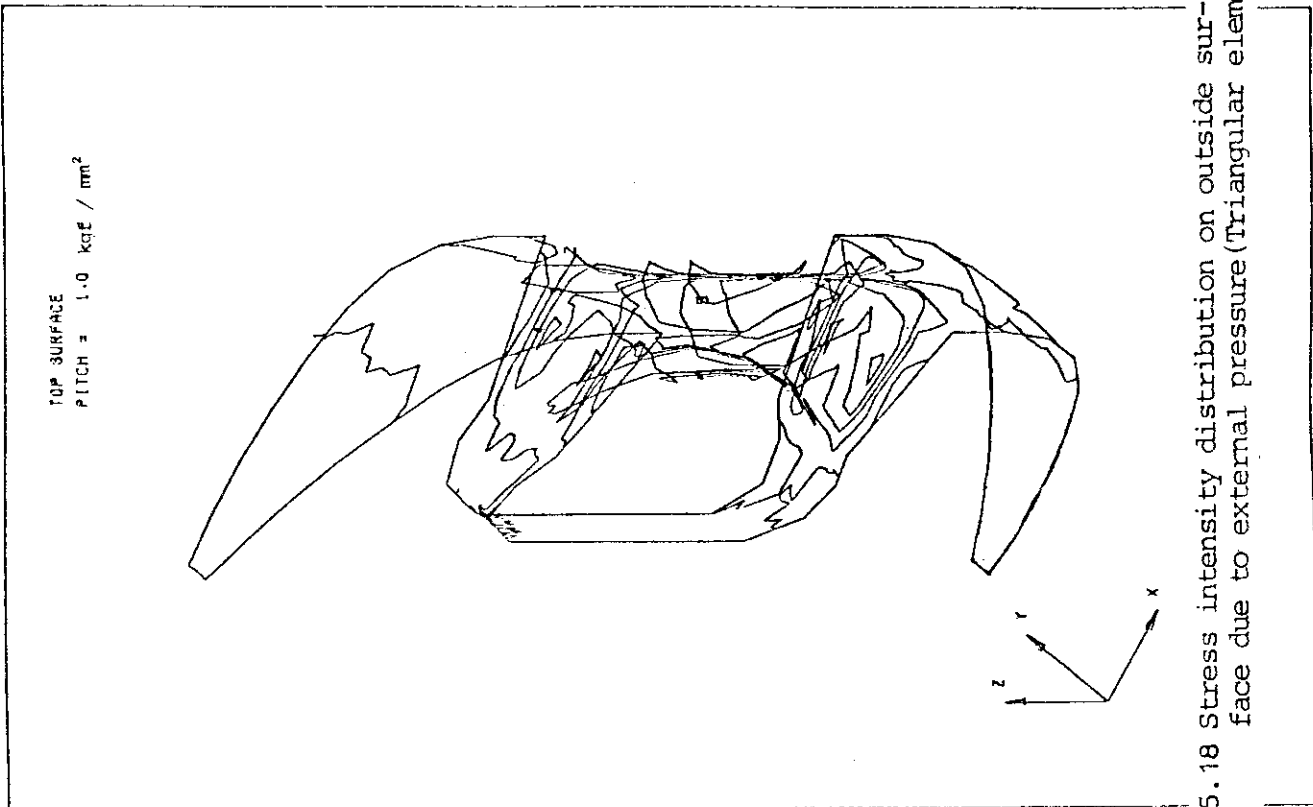


Fig. 5.18 Stress intensity distribution on outside surface due to external pressure (Triangular elements)

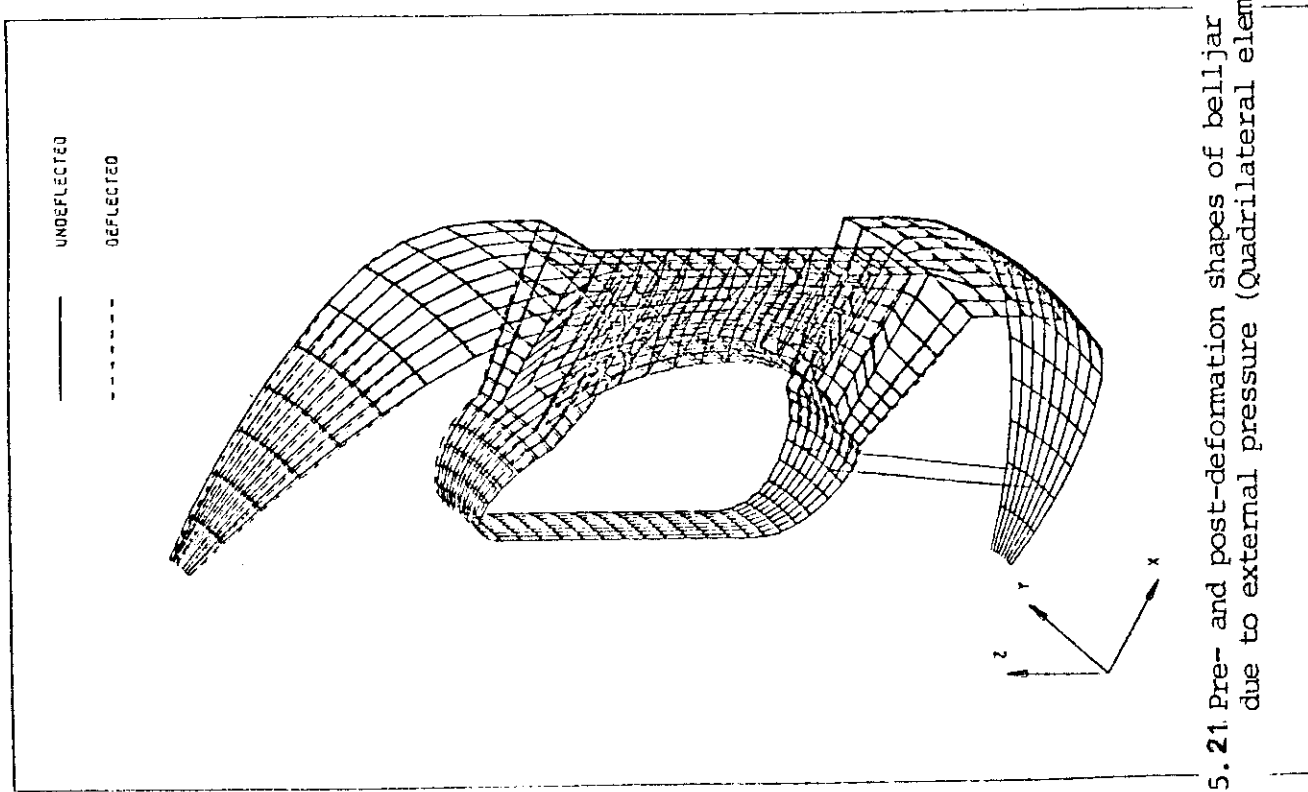


Fig. 5.21 Pre- and post-deformation shapes of belljar due to external pressure (Quadrilateral elements)

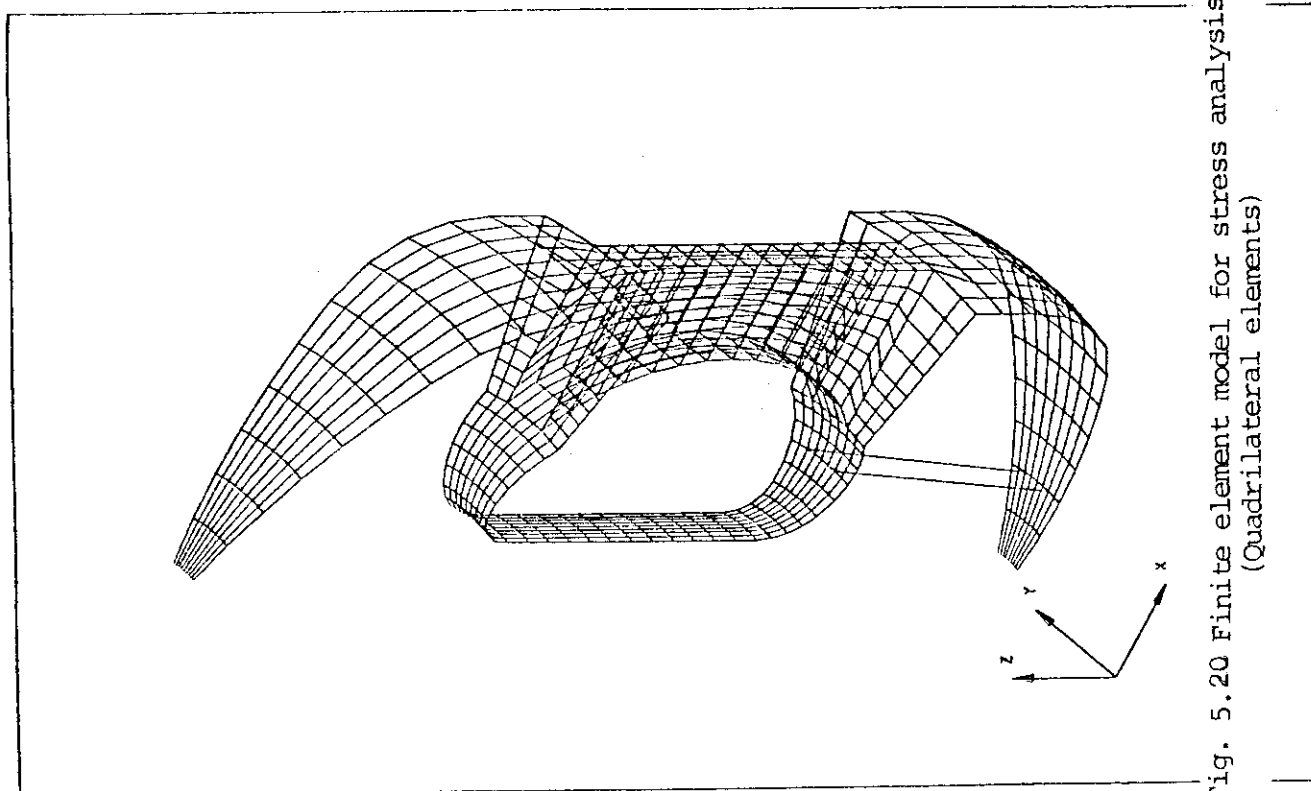


Fig. 5.20 Finite element model for stress analysis (Quadrilateral elements)

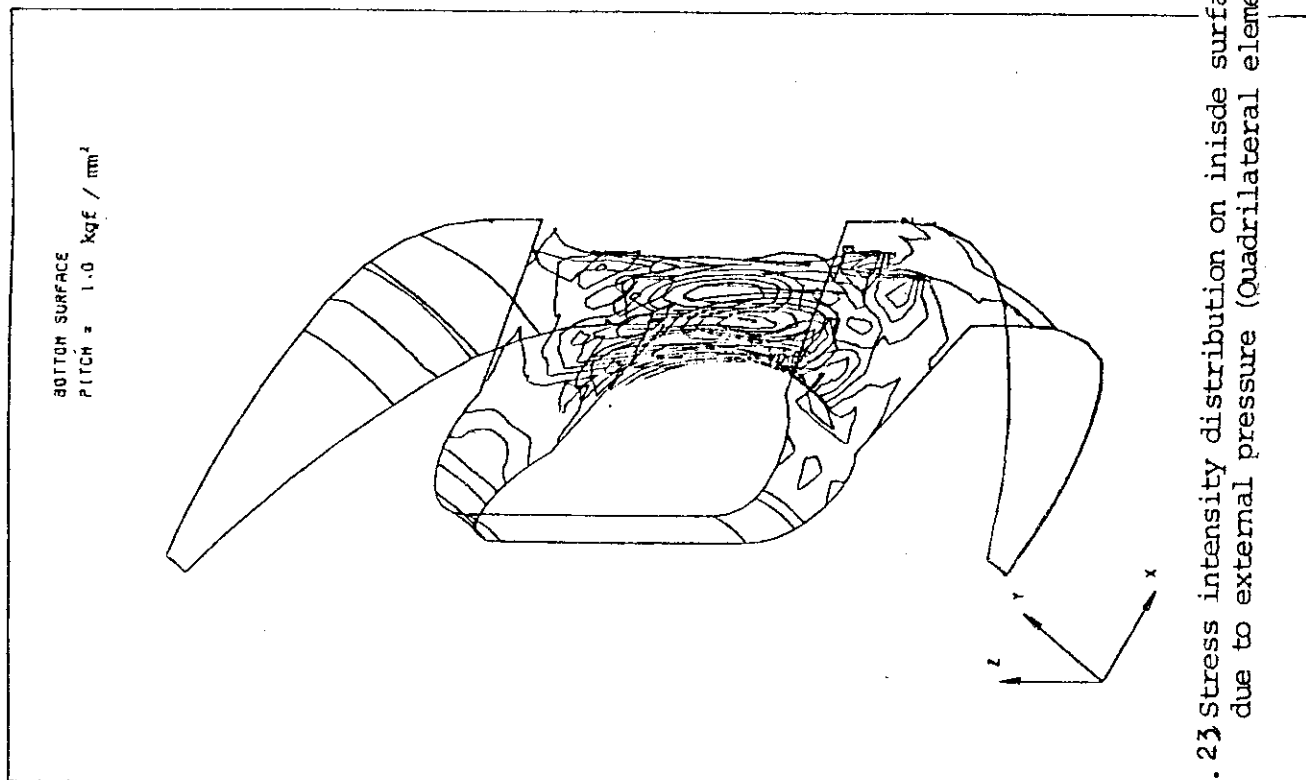


Fig. 5.23 Stress intensity distribution on inside surface due to external pressure (Quadrilateral elements)

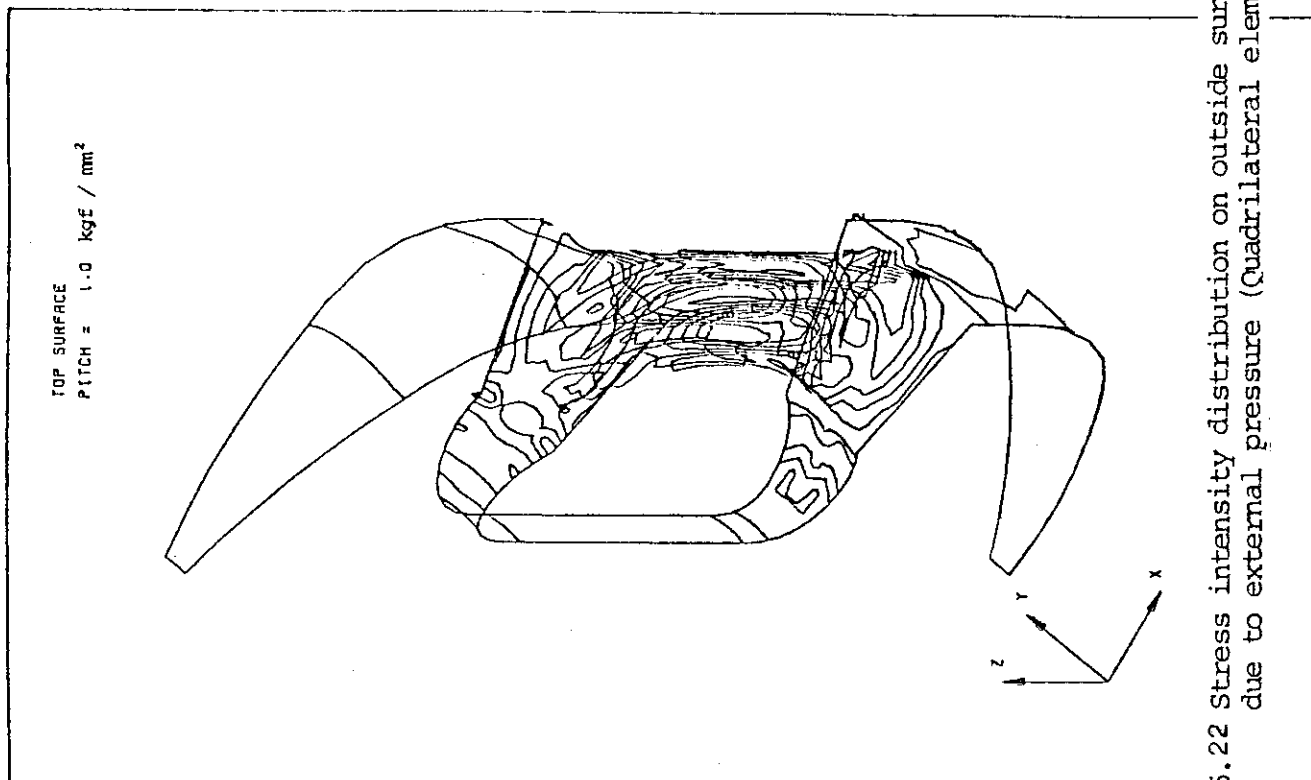


Fig. 5.22 Stress intensity distribution on outside surface due to external pressure (Quadrilateral elements)

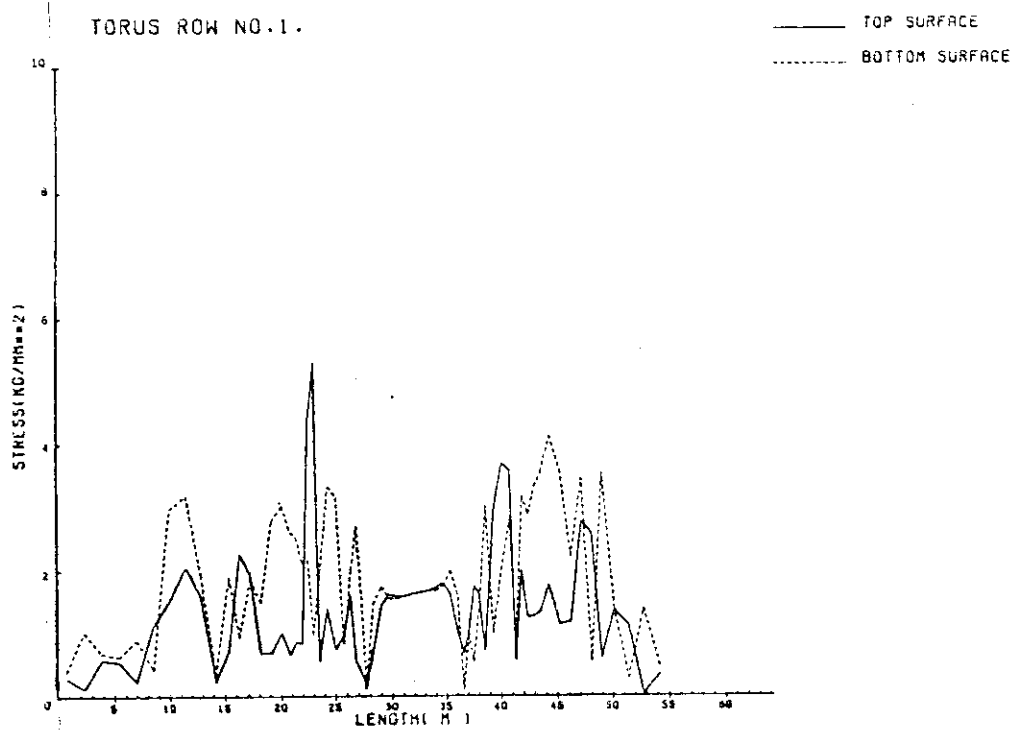


Fig. 5.24 Stress intensity distribution on belljar in a poloidal direction due to external pressure (At first row)

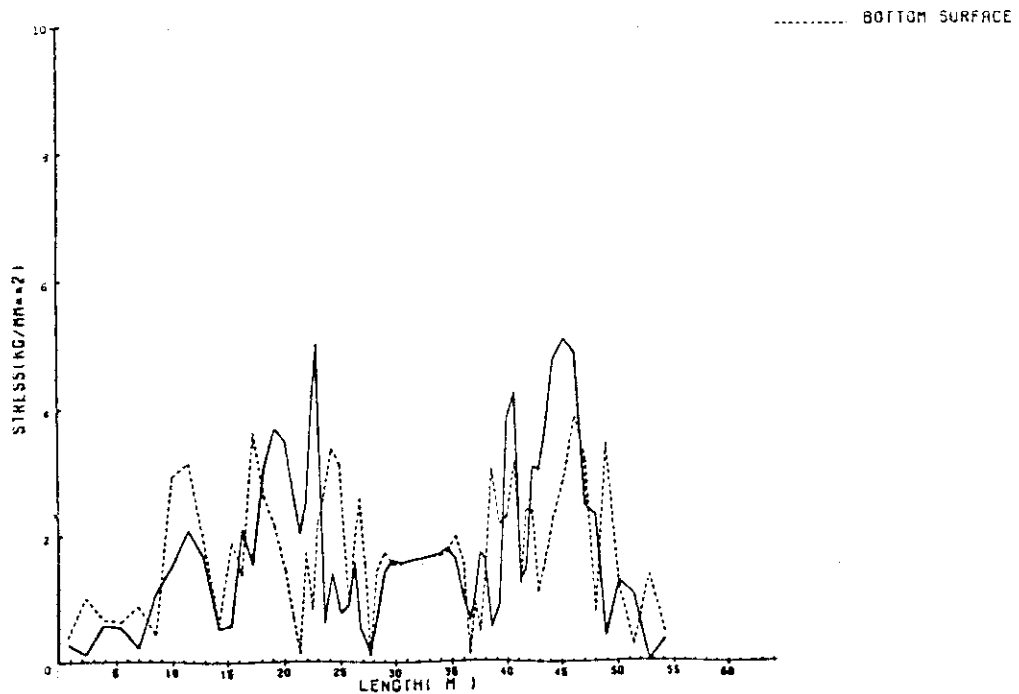


Fig. 5.25 Stress intensity distribution on belljar in a poloidal direction due to external pressure (At second row)

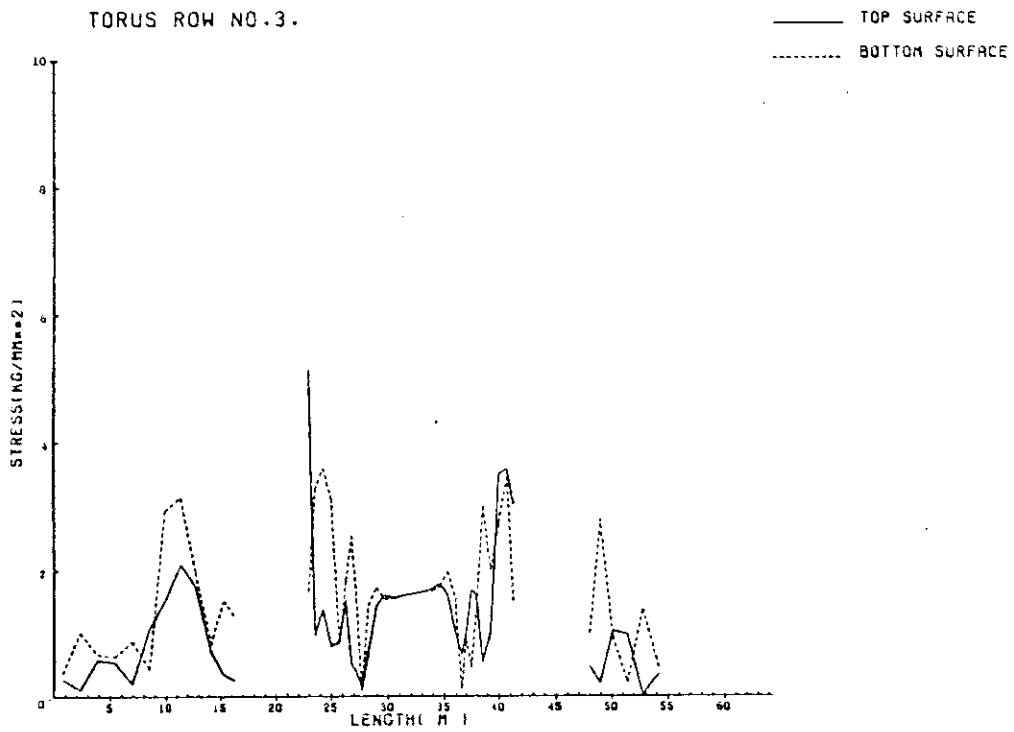


Fig. 5.26 Stress intensity distribution on belljar in a poloidal direction due to external pressure (At third row)

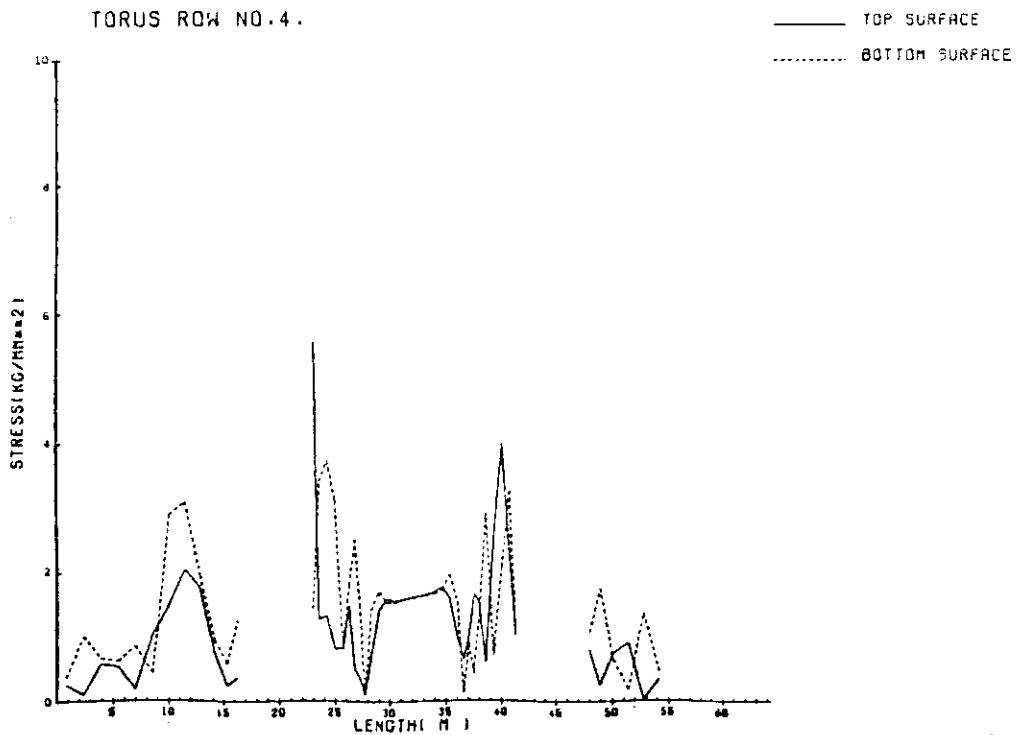


Fig. 5.27 Stress intensity distribution on belljar in a poloidal direction due to external pressure (At fourth row)

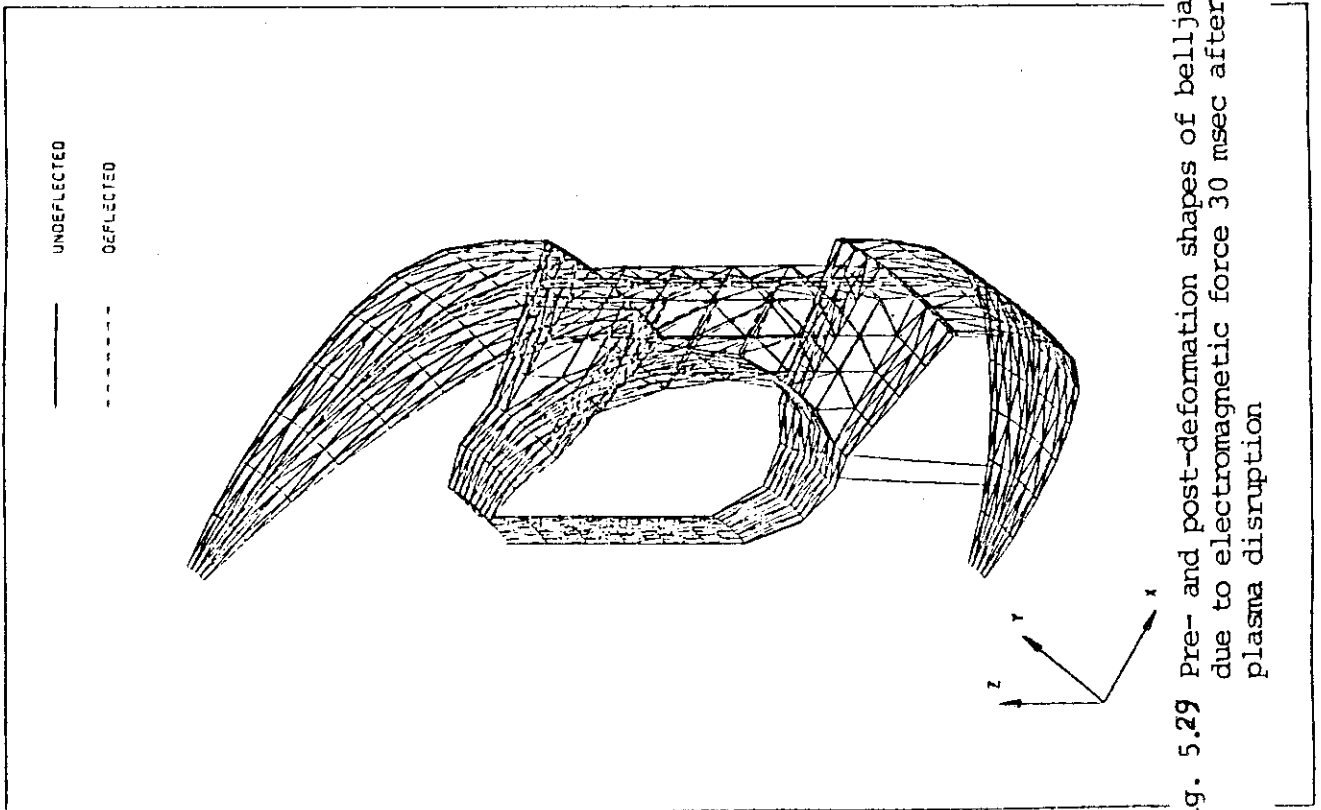


Fig. 5.29 Pre- and post-deformation shapes of belljar due to electromagnetic force 30 msec after plasma disruption

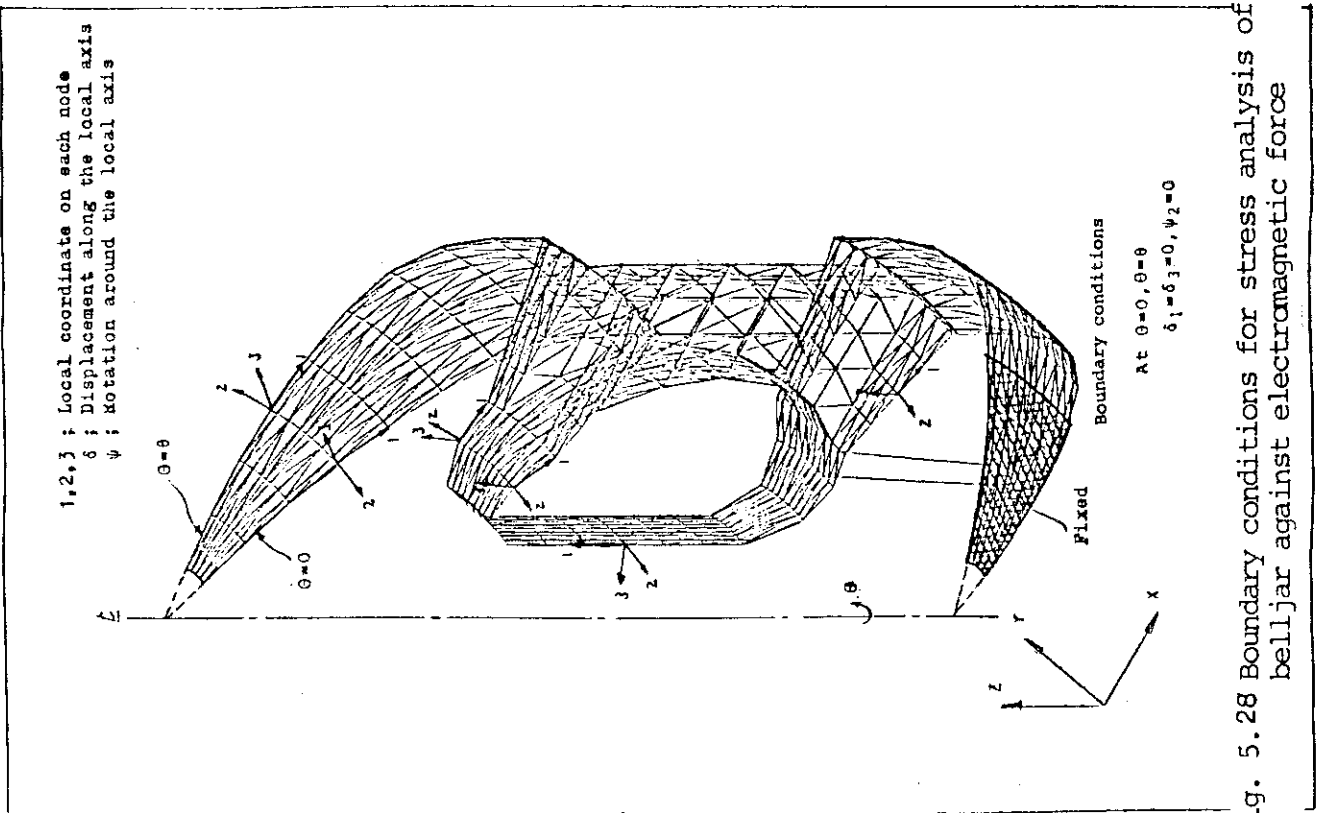


Fig. 5.28 Boundary conditions for stress analysis of belljar against electromagnetic force

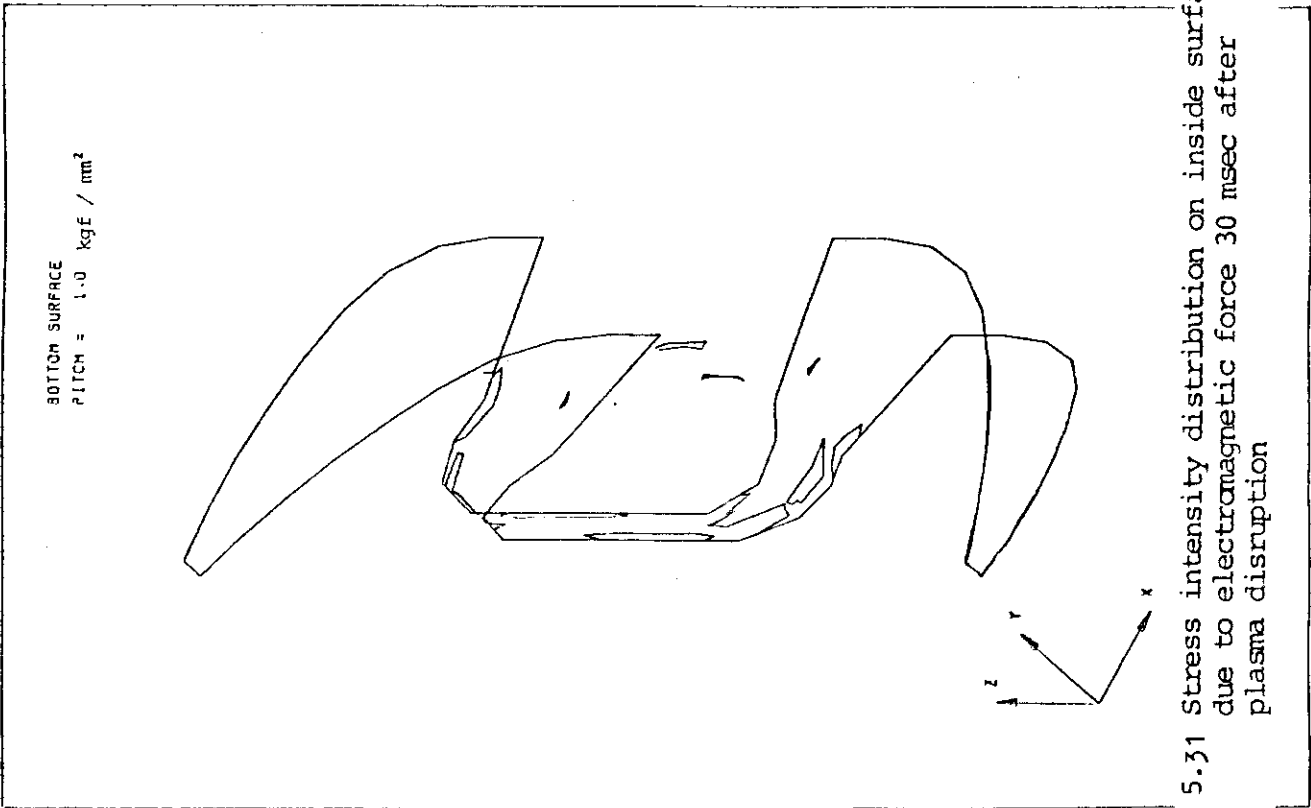


Fig. 5.31 Stress intensity distribution on inside surface due to electromagnetic force 30 msec after plasma disruption

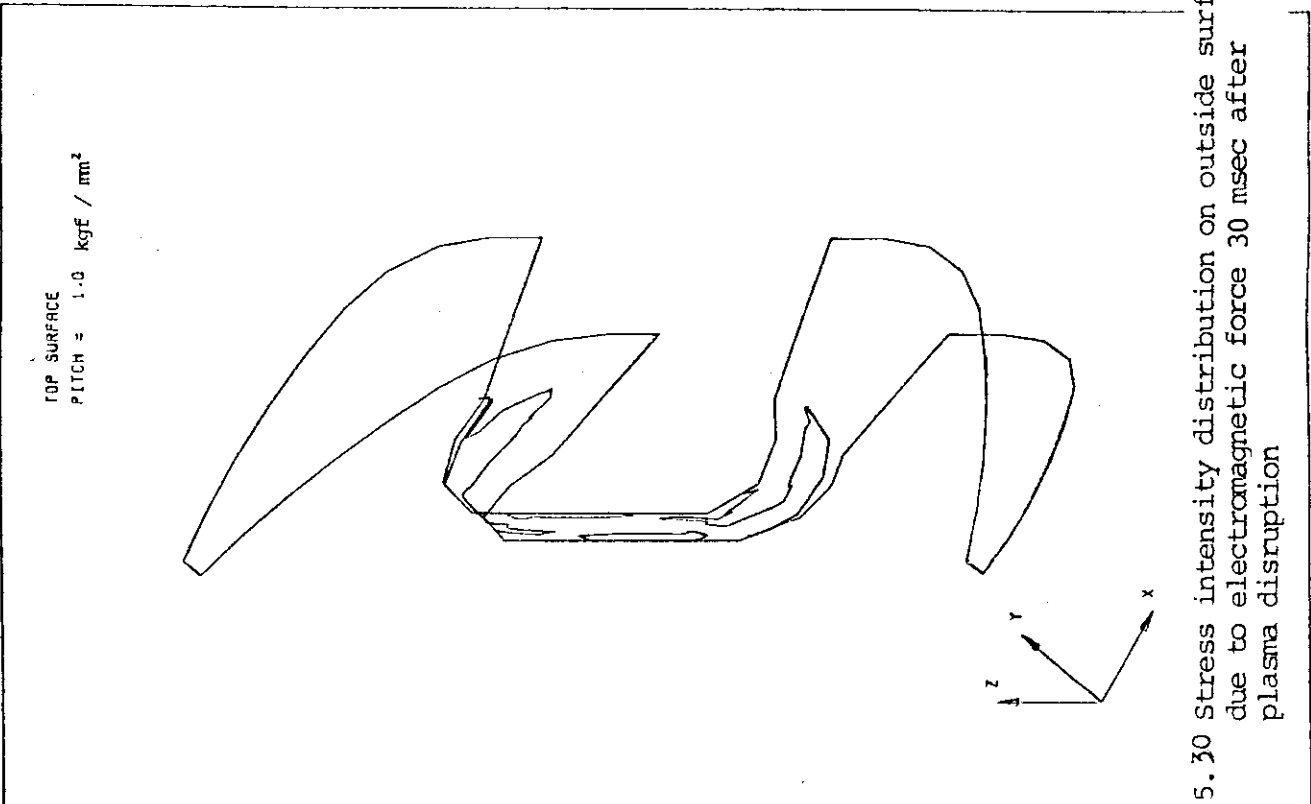


Fig. 5.30 Stress intensity distribution on outside surface due to electromagnetic force 30 msec after plasma disruption

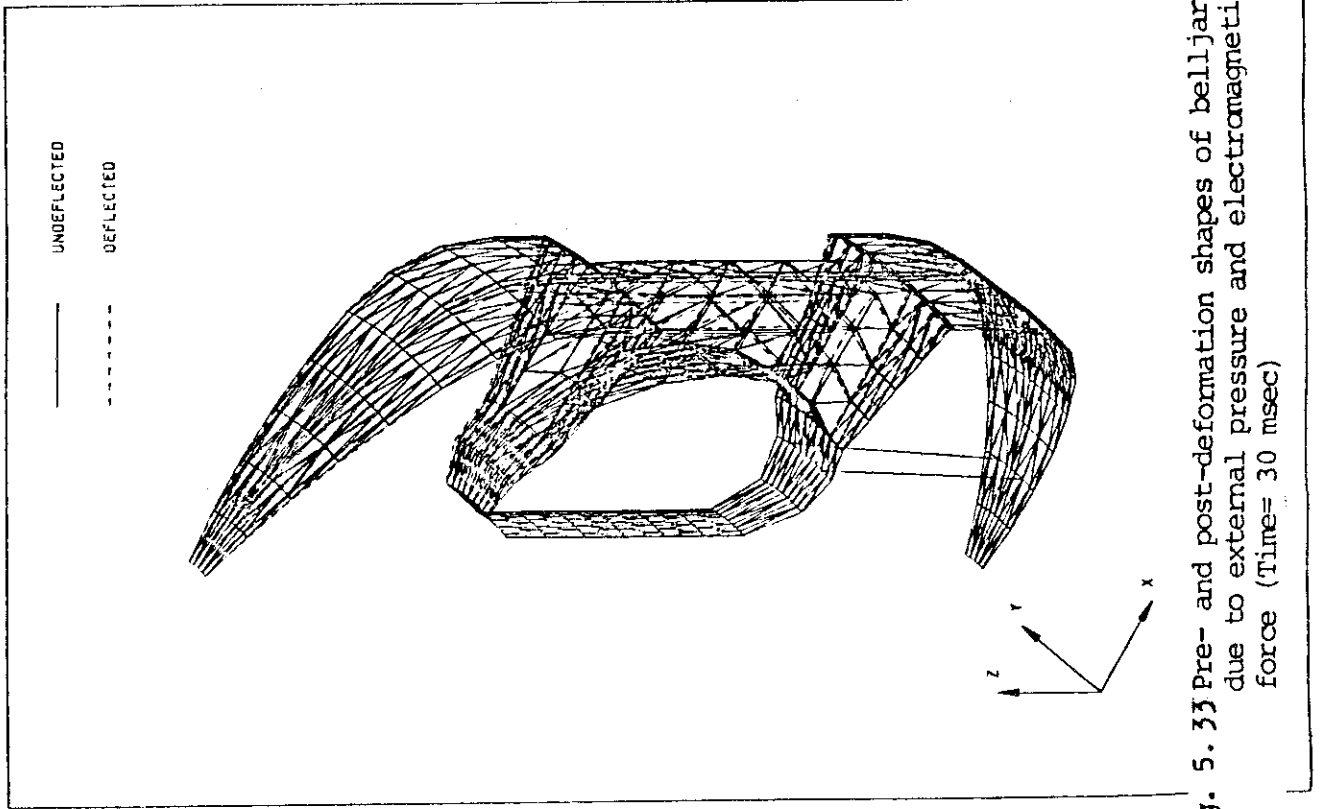


Fig. 5.33 Pre- and post-deformation shapes of belljar due to external pressure and electromagnetic force (Time= 30 msec)

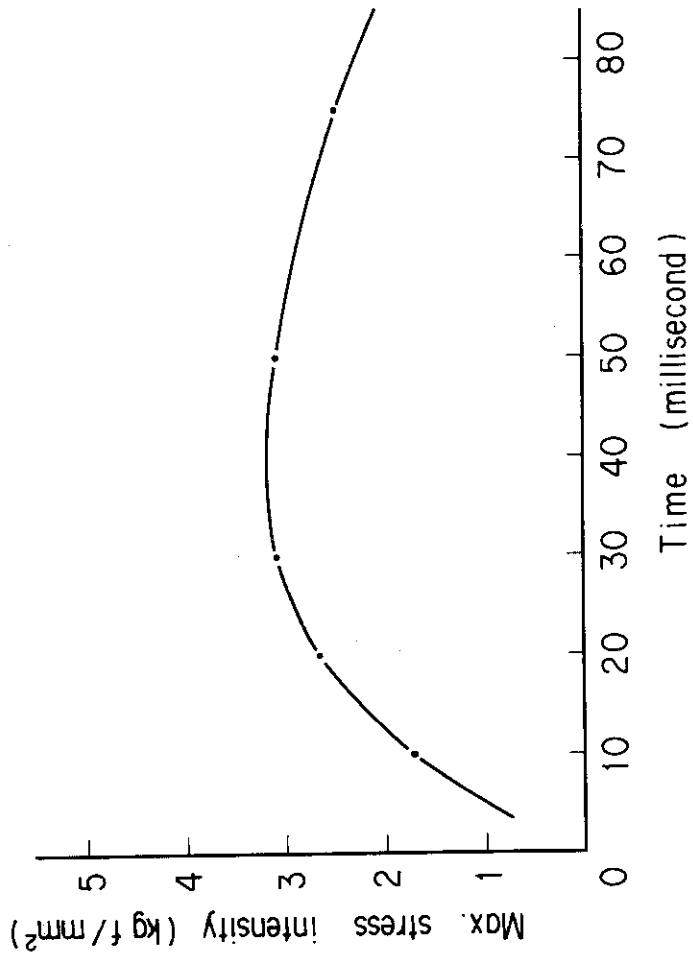


Fig. 5.32 Time variation of maximum stress intensity on belljar due to electromagnetic force

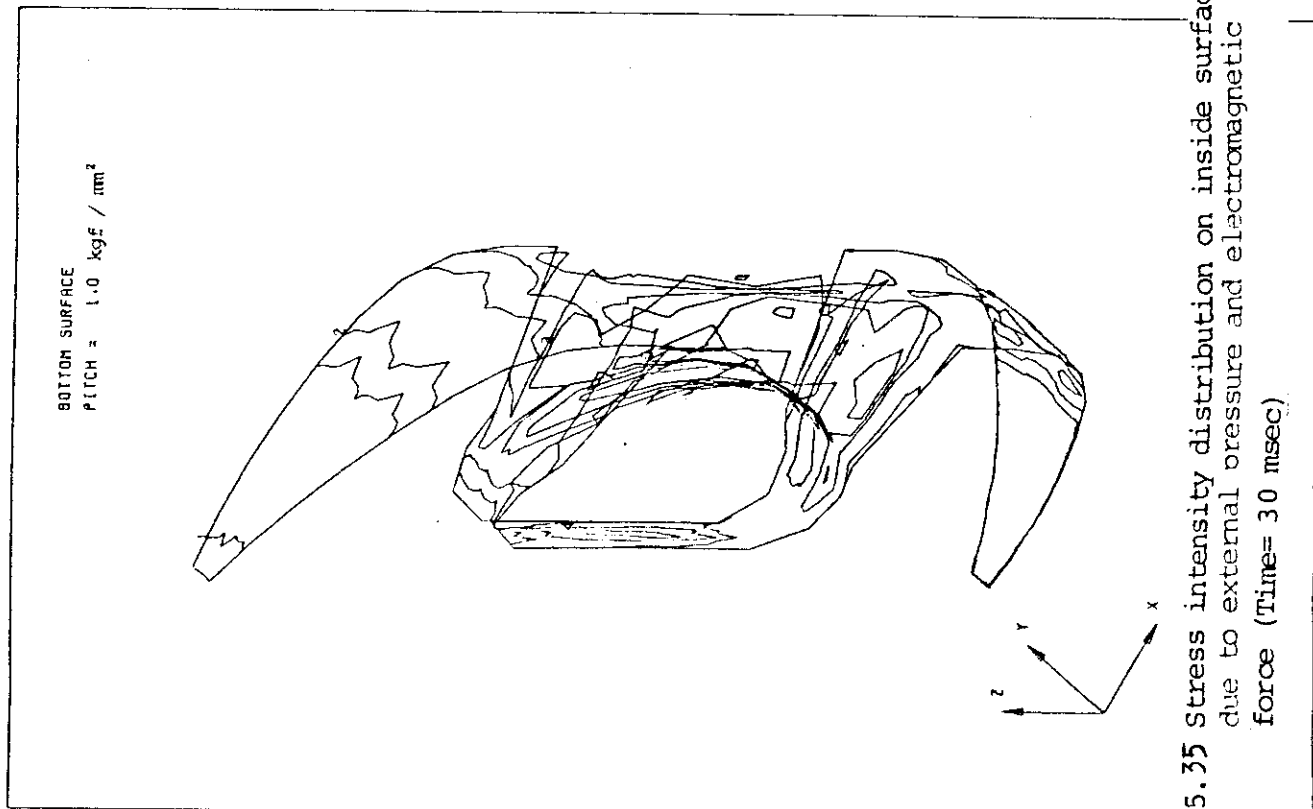


Fig. 5.35 Stress intensity distribution on inside surface due to external pressure and electromagnetic force (Time= 30 msec)

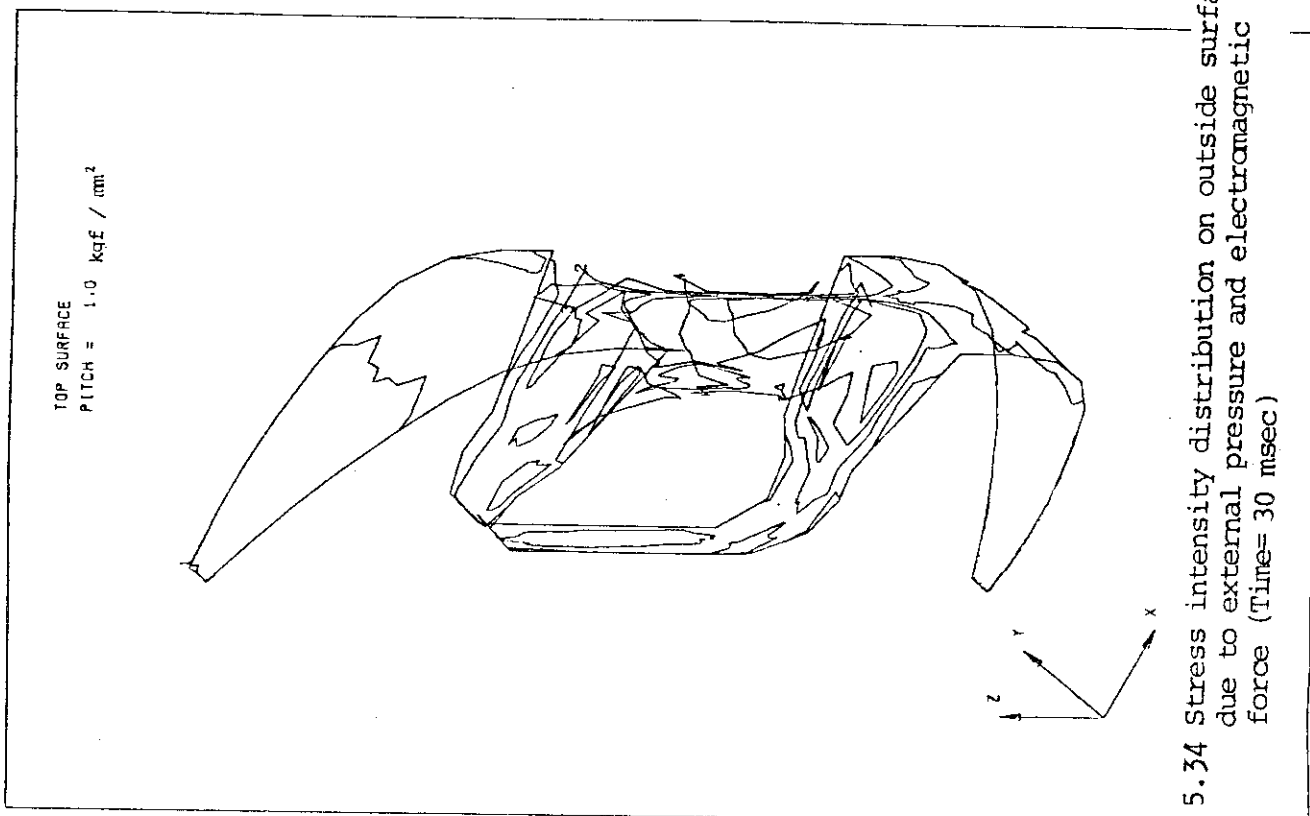
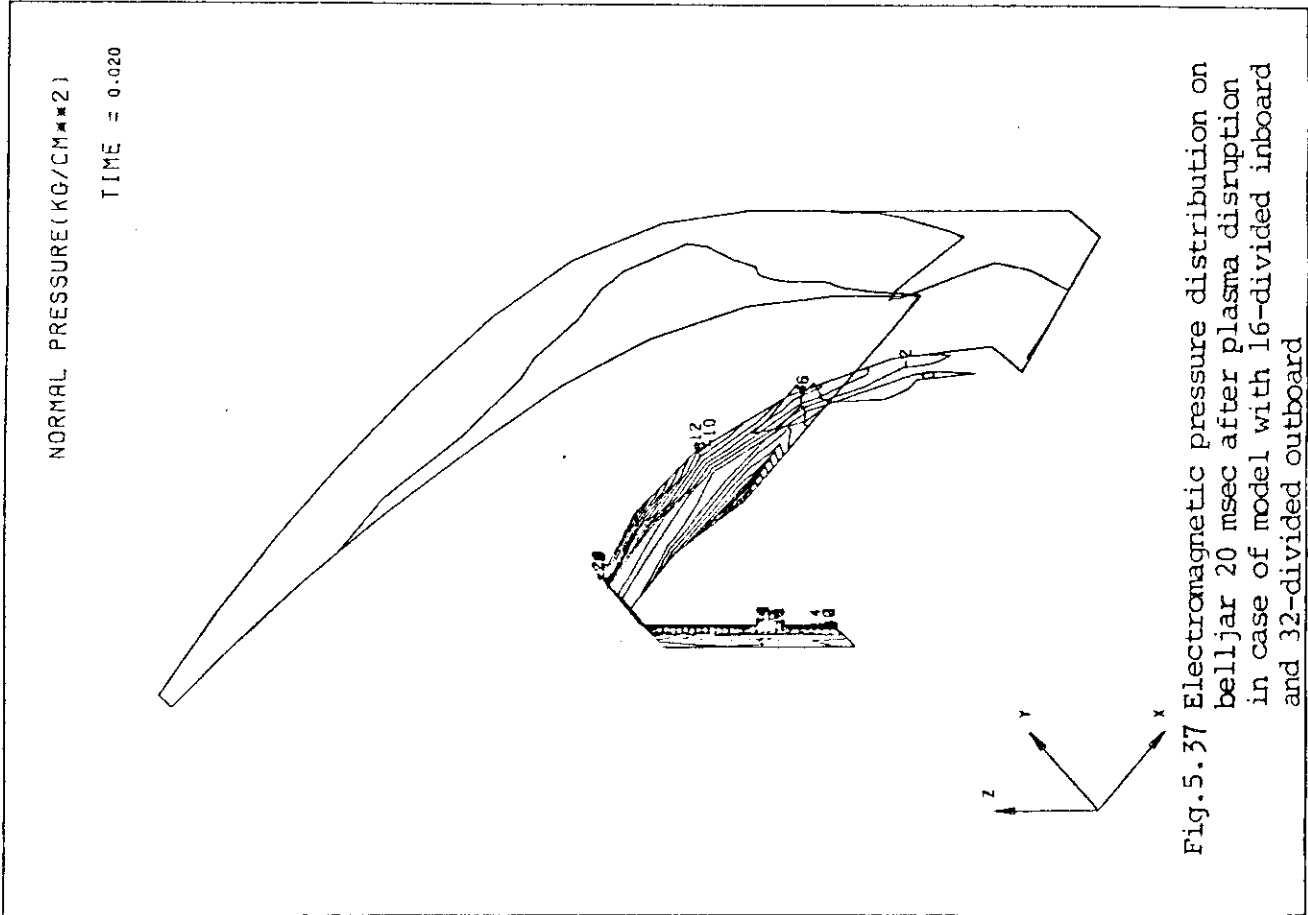
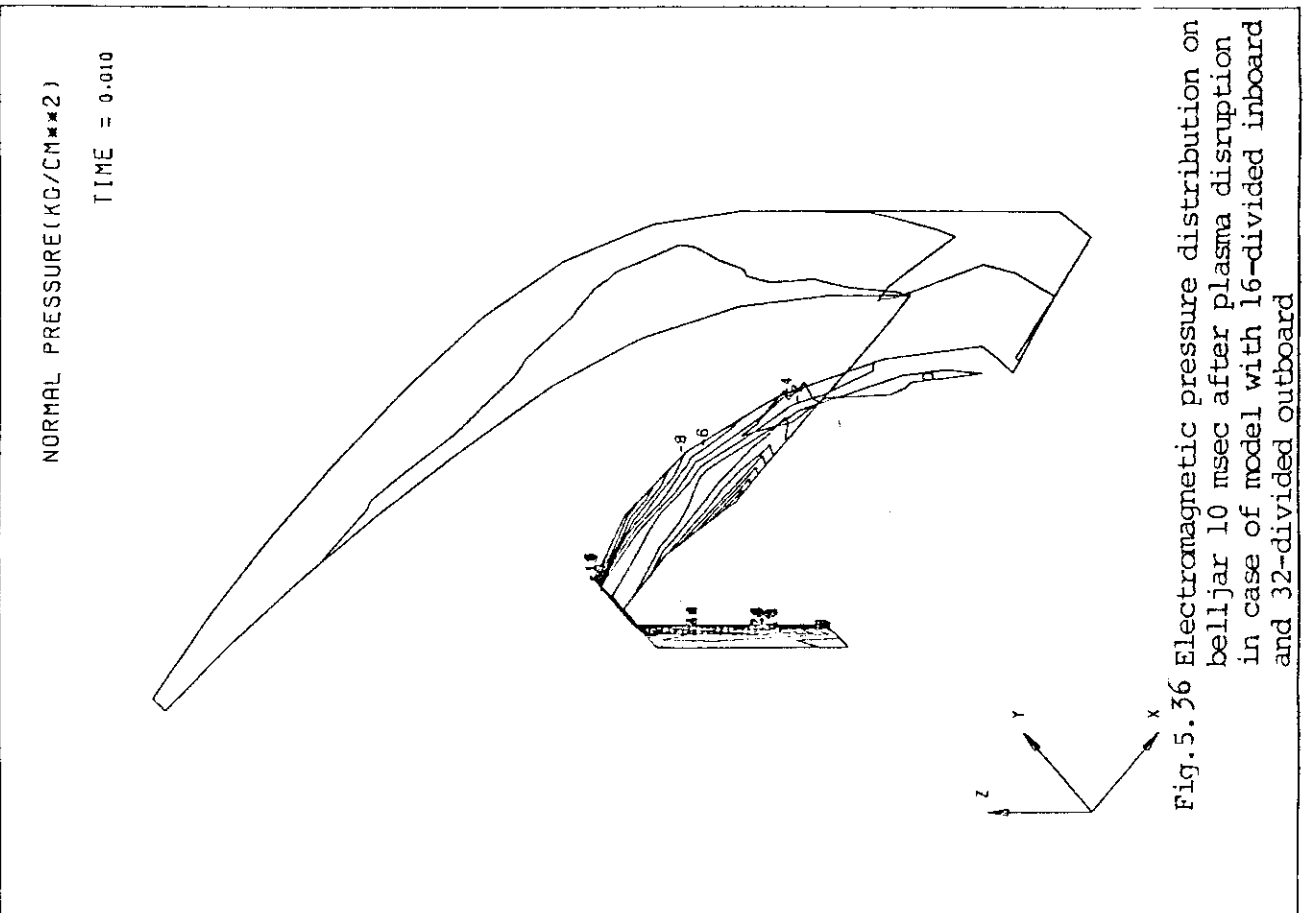
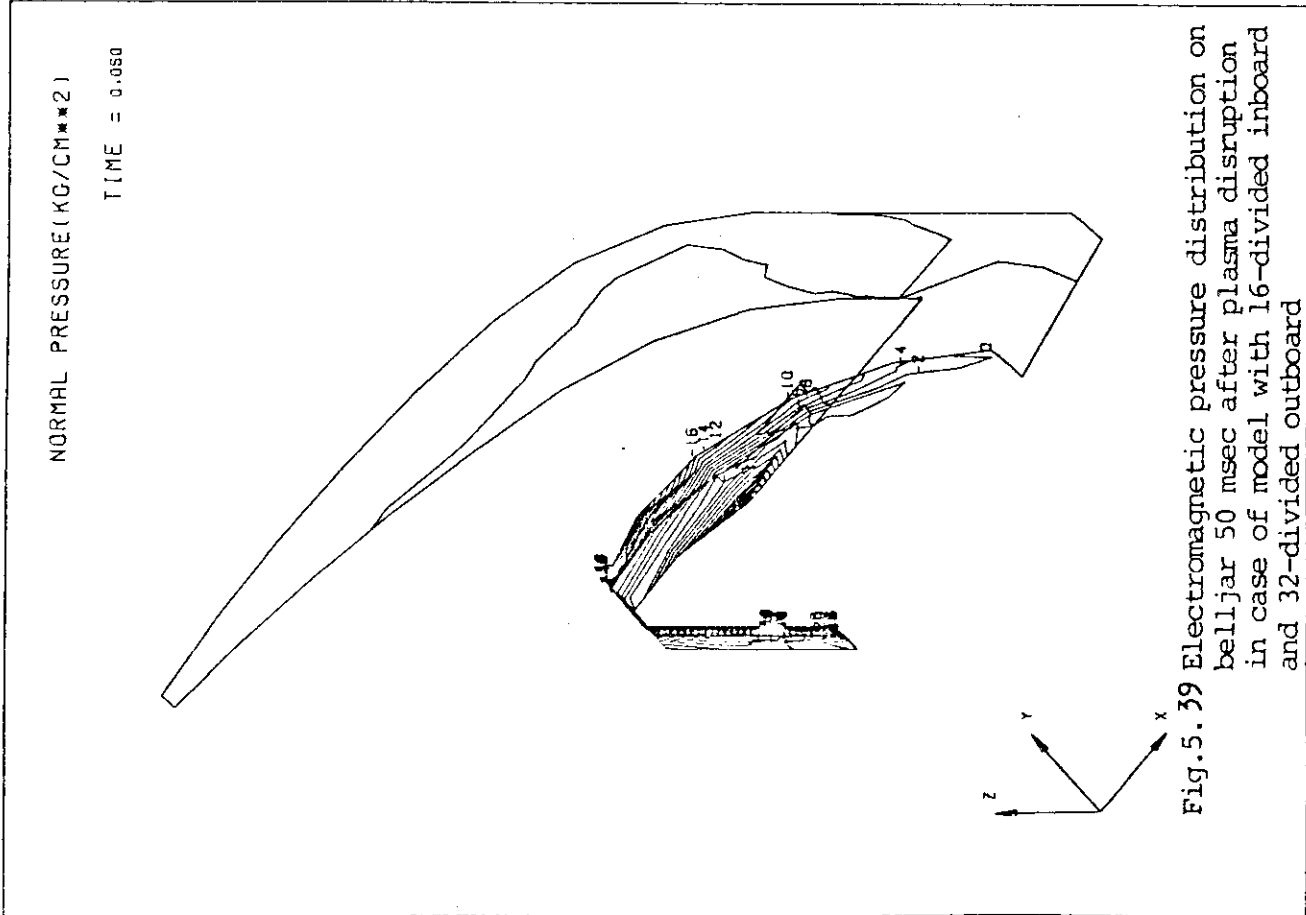
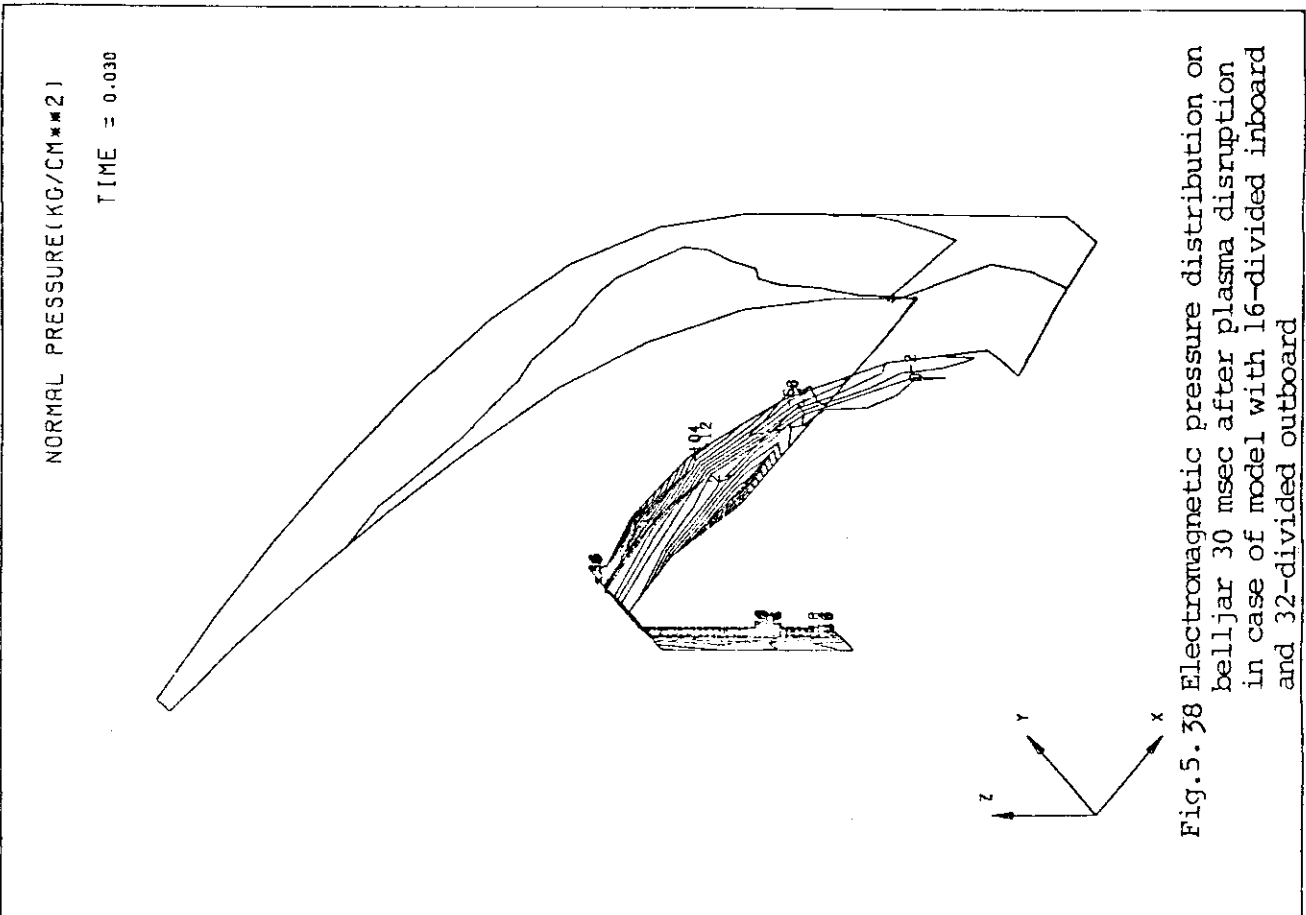


Fig. 5.34 Stress intensity distribution on outside surface due to external pressure and electromagnetic force (Time= 30 msec)





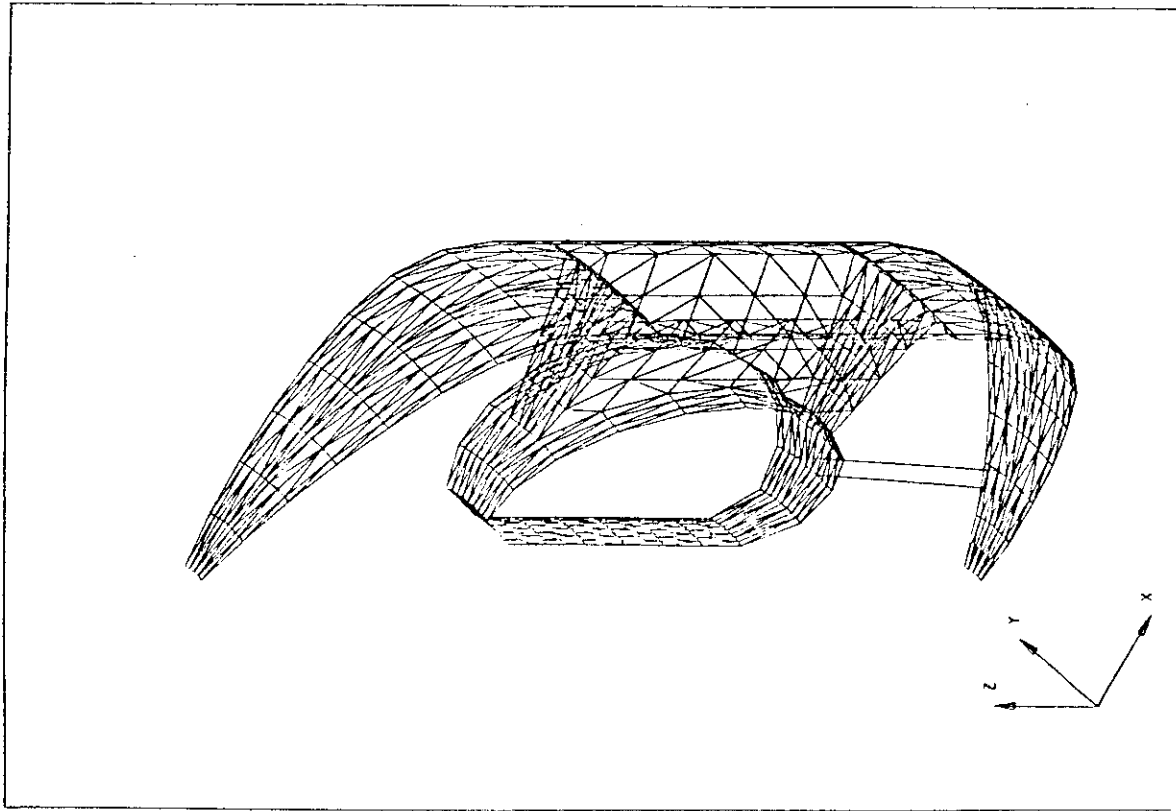


Fig. 5. 41 Finite element model for stress analysis in case of belljar with 16-divided inboard and 32-divided outboard

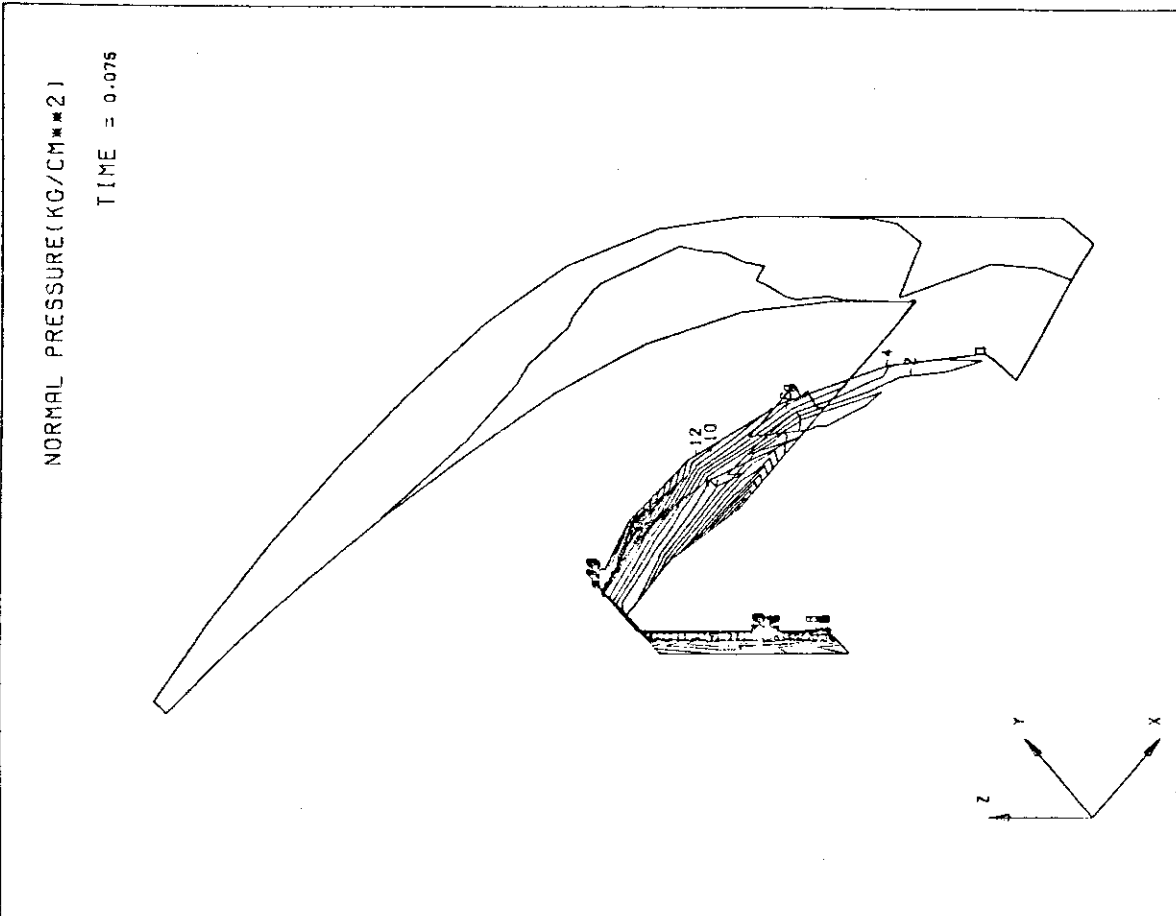


Fig. 5.40 Electromagnetic pressure distribution on belljar 75 msec after plasma disruption in case of model with 16-divided inboard and 32-divided outboard

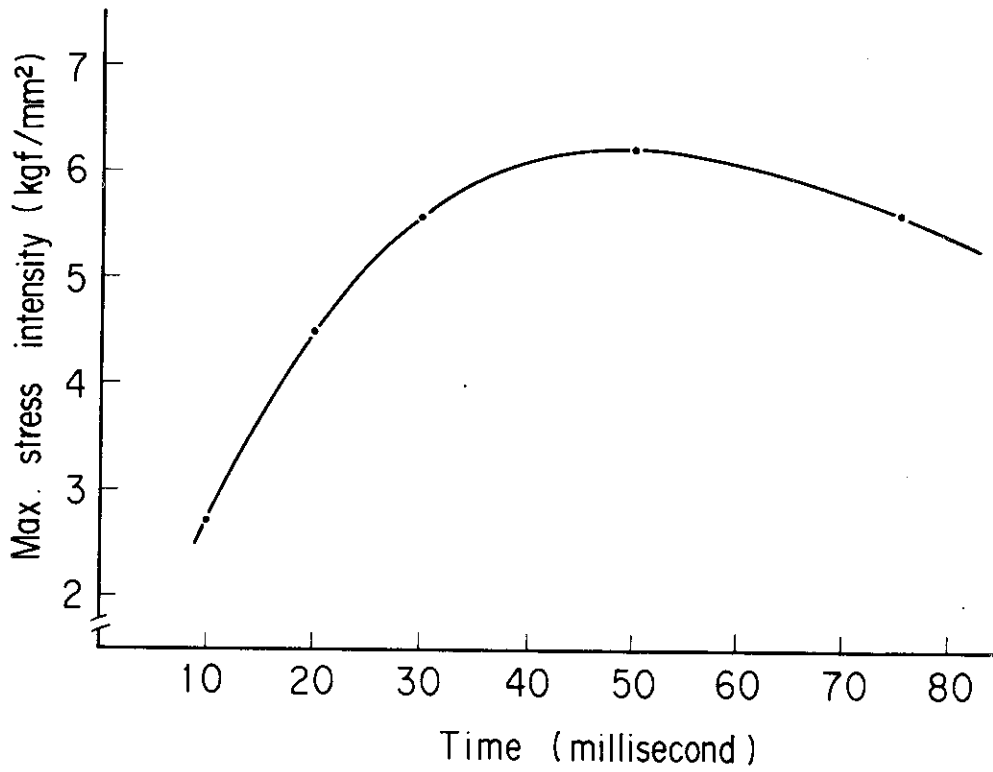


Fig.5.42 Time variation of maximum stress intensity on belljar due to electromagnetic force in case of model with 16 divided inboard and 32-divided outboard

6. 渦電流解析

現在考えられている様なタイプのトカマク型核融合炉の場合、そこに流れる渦電流の影響が炉の設計に大きなインパクトを与え得る様な金属構造体として第1壁ブランケット、真空容器、遮蔽体、ベルジャが考えられる。スイミングプール型トカマク炉では遮蔽体の機能の大部分は水が受け持ち、金属遮蔽体は部分的に使用されるのみであるから、遮蔽体を考慮する必要は無い。又炉の運転中に発生すると考えられる事象の内、問題となる程の渦電流を誘起する可能性のある様な主要な事象としてプラズマのディスラプションと上下方向の位置不安定性を考慮の対象とする。

ディスラプション時の主要な問題点は渦電流によって発生する電磁力である。本章では第1壁ブランケット、真空容器、ベルジャの三層金属構造体を考え、これらに誘起される渦電流を求める。これらの渦電流による電磁力の応力解析については4章と5章に述べられている。又位置不安定性については電磁力よりもむしろこれをフィードバック制御するために必要なピーク電力の方が工学的には問題であり、本章ではフィードバック制御に必要な概略の電源容量を得るための解析を行う。

6.1 解析手法

6.1.1 計算コード

本章で用いた渦電流解析コード (EDDYARBT)⁽¹⁾ は言わゆる薄板近似の解析コードであり、形状として任意形状の多層金属構造体の解析が可能であり、又有限要素法を用いているために各要素メッシュ毎に異った導電率を入れることも出来る。従って本章の目的の様に三層の金属構造体があり (第1壁/ブランケット、真空容器、ベルジャ)、その形状が非軸対称で複雑であり (特にベルジャ)、かつベローズ等の高抵抗部が存在する様な場合には非常に有用性が高い。又この計算コードは計算体系上の渦電流を固有値展開して解いており、各々の固有モードは相互に独立となっているため、各々の固有モードの電流と外部回路 (プラズマ、制御コイル等) との結合を1つの相互インダクタンスのみで決定出来る。従って6.4節で述べる様にプラズマと制御コイル等と結合して制御系の伝達関数等を定式化する際にも比較的簡単に出来るので便利である。次項では多層金属構造体への本コードの適用性について述べる。

6.1.2 同心二重球殻上の渦電流

本章で問題とする様な多層金属構造体の場合、その外側 (もしくは内側) から加わった電磁場の変化は、先ず最外層に渦電流を誘起し、内層側への電磁場の浸透を妨げる。そして外層の渦電流の減衰に伴って電磁場の変化は内層側へ浸透していくわけである。この様な特性を持つ多層金属構造体の渦電流問題を数値計算する際には単層構造体の場合に必要とされるよりも高い精度が必要である。即ち単層構造体の場合、もしそこに流れる渦電流の値のみを問題とするならば、その値がある程度の精度で合っていれば良く、構造体内側への電磁場の漏れがあったとしてもさし

で問題ではない。しかしながら、もしその電磁場の漏れのある構造体の内側に別の構造体がある場合（即ち多層金属構造体の場合）、この電磁場の漏れは内側の構造体に渦電流を誘起してしまう、即ちこの場合は数値計算の精度が単層構造体の場合、あるいは多層構造体の場合でも最外層の渦電流に関しては充分であるが、多層構造体の内側の層の渦電流に関しては精度不足であると言えることが出来る。

上記の様なことを考慮して、この項では使用する計算コード（EDDYARBT）が、多層金属構造体の渦電流問題に対して、どの程度のメッシュ間隔で十分な精度が得られるかを検証するためのテスト計算を行った。以下にこのテスト計算の結果を述べる。

テスト計算の対象としては結果の比較のために解析解が存在する様な体系として同心二重球殻に外部から一様垂直磁場が加った場合を考える。球の中心を原点とし球座標系（ r, θ, φ ）を採る。 $\theta = 0$ の軸を z 軸として z 軸に沿う方向に一様垂直磁場が加わるとすると、球面上の電流 j は φ 方向成分のみを持ち、かつ θ 方向に次の様な分布を持つ。

$$j = j_0 \cdot \sin \theta \quad (6.1)$$

従って二重球殻上の電流は各球に対応する j_0 が求まれば全て決定されることになる。これを内球に対して j_1 、外球に対して j_2 とすると最終的に次の微分方程式が成立する。

$$\frac{dj_1}{dt} = \frac{3a_2^3}{\mu_0(a_1^3 - a_2^3)} \left(\frac{j_1}{a_1\sigma_1} - \frac{j_2}{a_2\sigma_2} \right) \quad (6.2)$$

$$\frac{dj_2}{dt} = \frac{3a_2^3}{\mu_0(a_1^3 - a_2^3)} \left(-\left(\frac{a_1}{a_2}\right)^3 \frac{j_1}{a_1\sigma_1} + \frac{j_2}{a_2\sigma_2} \right) - \frac{3}{2\mu_0} \frac{dB_z}{dt} \quad (6.3)$$

ここで a_1, a_2 はそれぞれ内球と外球の半径、 σ_1, σ_2 は内球と外球の面導電率であり、 μ_0 は真空中の透磁率、 B_z は一様垂直磁場の大きさである。 B_z を1 Teslaとし、これがステップ関数的に加わるとすると、 $a_1 = 3$ m, $a_2 = 5$ m, $1/\sigma_1 = 1/\sigma_2 = 7.3 \times 10^{-5} \Omega \cdot m$ として上式の解は次の様になる。

$$\left\{ \begin{array}{l} j_1 = 8.6954 \times 10^5 (e^{-t/\sqrt{1.11369 \times 10^{-2}}} - e^{-t/\sqrt{3.47677 \times 10^{-2}}}) \\ j_2 = -3.06984 \times 10^5 e^{-t/\sqrt{1.11369 \times 10^{-2}}} - 8.86678 \times 10^6 e^{-t/\sqrt{3.47677 \times 10^{-2}}} \end{array} \right. \quad (6.4)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} j_1 = 8.6954 \times 10^5 (e^{-t/\sqrt{1.11369 \times 10^{-2}}} - e^{-t/\sqrt{3.47677 \times 10^{-2}}}) \\ j_2 = -3.06984 \times 10^5 e^{-t/\sqrt{1.11369 \times 10^{-2}}} - 8.86678 \times 10^6 e^{-t/\sqrt{3.47677 \times 10^{-2}}} \end{array} \right. \quad (6.5)$$

この様な解析解に対して数値計算はFig. 6.1に示す様な体系で行った。この体系は対称性を考慮して $\varphi = 0^\circ \sim 30^\circ$ 、 $\theta = 0^\circ \sim 90^\circ$ のセクターとしたもので、 θ 方向に12分割のメッシュ（内外球とも）とし、接点数は内外球合わせて122、要素数は178である。 B_z としてステップ関数の代わりに次式の関数を用いた。

$$B_z = (1.0 - e^{-t/\sqrt{10^{-6}}}) \text{ (Tesla)} \quad (6.6)$$

Fig. 6.2は10 msec時のものであり、磁場の浸透がかなり進んで内球にもかなりの電流が流れている。各要素の電流値は多少のばらつきはあるものの、ほぼ解析解と一致していると言える。

Fig. 6.3, Fig. 6.4は外球と内球の $\theta = 90^\circ$ の電流密度の時間変化を示したものであり、解析解と数値解は外球の電流の場合非常に良く一致している。内球の電流の場合 $t = 1 \sim 2$ msec以降では良く一致しているが早い時間で差が大きく、数値解では約1 msec. 以前の早い時間で外球の磁場に対する遮蔽効果が充分でない結果となっている。これは数値解では渦電流のモードを固有値展開して有限個の固有値数で打ち切っているために固有値の小さい領域（即ち渦電流の時定数の小さい領域）が無視されているためと考えられる。計算されている最小の時定数が約0.33 msec. であるため、これ以下の時定数の渦電流モードが影響を及ぼし得る約1 msec. 以下の時間領域では外球におけるこれらの短い時定数の渦電流モードによる磁場の遮蔽効果が無視され、内球に誘起される渦電流に差が生じる。しかしながらこれらの短い時定数のモードの渦電流の値そのものは長い時定数のモードに比して小さいために外球の渦電流に及ぼす影響は無視出来ると考えられる。次に球面上の θ 方向の渦電流の分布は $\theta = 90^\circ$ での電流密度を j_θ とした場合、 $j_\theta \sin \theta$ に良く合っており、 θ が小さいところで最大5%程度の誤差内に収まっている。

これは θ 方向のメッシュ分割数が12であることを考えれば良い一致と言える。(Fig. 6.5)

以上のことから多層金属構造体の渦電流解析へのEDDYARBTコードの適用性が実証された。即ちテスト計算で用いた比較的粗いメッシュ分割でも計算された固有値の最小の時定数の数倍以上の時間領域では十分な精度を持つことが示された。

6.2 計算モデル

渦電流が流れ得る全ての金属構造体を考慮し、モデル化することが理想であるが、計算時間等の制限があり困難である。ここではディスラプション時に大きな渦電流と電磁力が発生すると考えられ、かつプラズマを包み込む様な形状となっているために電磁的な遮蔽効果も大きいと思われる真空容器とベルジャに着目してこれをモデル化することにし、更に位置不安定性に対するいわゆるシェル効果を期待する金属構造体を第1壁ブランケットの近傍に置くことにし、これもモデル化する。これら三つの金属構造体以外にも第1壁ブランケット、トロイダルコイル等のかなりの渦電流が流れ得ると考えられる部分があるが、電磁力の大きさや、本検討の主題である炉本体構造設計への影響性を考慮し、今回の計算モデルでは対象外とした。しかしながらトロイダルコイル等の各機器の構造設計を行う際には当然これらを入れた計算モデルとする必要があろう。

Fig. 6.6に計算モデルとした形状を示す。薄板近似の計算コードであるためモデル形状は全て平面のみで構成され、構造材の厚さは各要素毎の面抵抗率によってのみ考慮される。又ベローズ、リップシール等の高抵抗部も全て単純な平面で表わし、各要素毎に入力する面抵抗率を調整することにより、一周抵抗等の補正を行う。図はトロイダル方向全周の32分の1のモデルであり、ベルジャではトロイダル方向の両端（隣りのセクターとの接続部）の各要素がベローズになっており、真空容器では図のセクターの中央部（ 11.25° セクターの 5.625° の線上）の各要素がリップシールになっている。又導電性シェルの部分は図のセクターの中央部で電氣的にカットされており、両隣りのセクターのシェルとは電氣的に接続されている。以上の様な形状が基本的な計算モデルであるが、特別な場合としてFig. 6.6の形状からベローズとリップシールの部分の各要素メッシュを取り去った形状を1つの計算モデルとした。これをFig. 6.7に示す。このモデルはベル

ジャのベローズのあった部分、及び真空容器のリップシールのあった部分をそれぞれ電氣的にカットしたものであり、これは言わゆる鞍型電流の上限值を得るための計算モデルである。Fig. 6.8 にベローズとリップシールの位置を示す。

構造材としてはベルジャと真空容器に SUS304 を想定し、常温で用いるとして抵抗率を $7.3 \times 10^{-7} \Omega \cdot m$ とした。又導体シェルは銅とし、第 1 壁ブランケット部の平均温度を約 $400^\circ C$ とし抵抗率を $4.38 \times 10^{-8} \Omega \cdot m$ とする。

プラズマ電流は中心の線電流で近似し、ディスラプションの模擬は、この線電流が定位置で指数関数的に減衰するものとし、その時の時定数 τ を 50 msec. とする。

$$I_p = I_0 \exp(-t/\tau) \quad (6.7)$$

$$(I_0 = 16 \text{ MA}, \quad \tau = 5 \times 10^{-2})$$

又プラズマの位置不安定性に対する模擬はプラズマ電流をダイポール電流に置き換えることによって行っている。(これについての詳細は後節に述べる。)

6.3 ディスラプション時の渦電流

ディスラプションが発生した場合トロイダル方向に大きな電場がかかり、炉心周辺の金属構造体と言わゆる渦電流が流れる。この時構造体の形状が軸対称でかつ抵抗の異方性が無ければ渦電流はトロイダル方向にのみ流れ発生する電磁力はこの電流とポロイダル磁場との相互作用によるものとなる。しかしながら OH 磁束の金属構造体中での消費を出来るだけ小さくし、かつ外部からの制御磁場の浸透を容易にするためには金属構造体の一周抵抗をある程度大きくせざるを得ず、必然的に構造体の厚さが薄くなる。この様な場合渦電流は比較的小さく、かつポロイダル磁場の大きさも小さいために電磁力はあまり大きな値とはならない。しかしながらこの様な薄い構造体では構造強度が不足し、特にスイミングプール型核融合炉では真空容器、ベルジャが大気圧と水圧とに耐えねばならないために、この様な薄い構造体とすることは出来ない。以上の様なことから真空容器、ベルジャ等にはベローズ、電気絶縁部等の抵抗異方性のある部分を設けて構造体自身は厚くせざるを得ず、この様な抵抗異方性のある部分では、それに沿って渦電流が流れるため、渦電流がトロイダル方向だけでなく、ポロイダル方向にも流れることになる。この様なポロイダル方向の渦電流は大きなトロイダル磁場と相互作用し、巨大な電磁力を発生することになり、構造解析上の大きな問題となる。本検討ではこの節の結果を踏まえて 4 章と 5 章で電磁力を含めた構造解析を行っており、本節ではこれらの構造解析と相互に関連した渦電流の解析を行った。

6.3.1 計算条件

計算モデルは前節に示したもので、ベローズ部分のメッシュ要素を取り去ったものであり、ベルジャでは図示した 32 分の 1 セクターの図でトラス軸に向って右側の端の部分(ポロイダル断面全て)と左側の端の一部が電氣的にカットされ全体でトロイダル方向にインボード側 16

分割アウトボード側 32 分割となっている，又真空容器では 32 分の 1 セクターの図の中央部のポロイダル断面が電氣的にカットされておりトロイダル方向 32 分割になっている。又導体シェルは真空容器と同じポロイダル断面で電氣的にカットされており，カットの面をはさんでシェルの側面導体が対向している。ベルジャの構造材の厚さはドーム鏡板部分で 10 cm であり，電氣的カットの面に沿う要素メッシュはフランジを想定して 30 cm 厚となっている，又他の部分の厚さは 15 cm で，フランジに対応する要素メッシュは 35 cm としており，トラス内側の 3 列の要素メッシュ部分のみ板厚 10 cm，フランジ 25 cm となっている。真空容器はトラス内側（インボード）とトラス外側（アウトボード）とで構造材の厚さが異なり，インボードの 5 列の要素メッシュは板厚 35 cm でフランジ無し，アウトボードの 3 列の要素メッシュは板厚 15 cm でフランジ部が 35 cm となっている。導体シェルを構成する Cu 導体の厚さはプラズマに面する部分が 1.5 cm，ブランケット側面の電氣的カットをはさんで対向する部分が 3 cm である。

プラズマは前節で述べた様にプラズマ中心位置での 16 MA の円形線電流が 50 msec の時定数で崩壊するものとして取り扱った。

本節での計算の最大の関心は渦電流による電磁力の大きさであり，この電磁力に耐える構造設計を 4 章及び 5 章で行っている。従ってこの節では計算モデルとしてベローズがあるモデルよりも多少大きな電磁力が出る電氣的なカットを入れたモデルを採用した。従って現実のベローズの付いた構造よりも保守的な計算値となると考えられるが，一方実構造は計算モデルの様な単純な形状をしているわけではなく，ポート等の影響で局部的なピーク電磁力の発生する可能性も強く，現段階では保守的と考えられる本節の電氣的カットの計算モデルを採用することが適当と考えた。

6.3.2 計算結果

前記のモデルによりディスラプション時の渦電流計算を行った結果をベルジャ，真空容器，導体シェルの各構造毎に分けて以下に記す。

(1) ベルジャ

Fig. 6.9～Fig. 6.11 に 3 層構造体の計算モデルからベルジャの部分だけを取り出し，ディスラプション後 10 msec，30 msec，50 msec の各時間の渦電流分布を示した。ベルジャの場合電流密度のピークはほぼ 50 msec に起っており，その値は 810 kA/m となっている。又この時の電磁力のピークは位置が電流のピークと少し異なるが約 7 MPa となる。この電磁力のピークの位置はトロイダルコイルのインボード直線部分の上部付近になる。なおこの電磁力による応力解析に関しては 5 章に詳しく述べられている。

(2) 真空容器

前と同様に真空容器の部分だけを取り出した渦電流分布の図を Fig. 6.12～Fig. 6.14 に示す。電流密度のピークはほぼ 30 msec の時に起り，1.22 MA/m である，又電磁力のピークは同時刻にインボード直線部と水平部の間に起っており約 7.4 MPa となる。真空容器の電磁力による応力解析は 4 章に詳しく述べられている。

(3) 導体シェル

導体シェル上の渦電流分布を Fig. 6.15～Fig. 6.17 に示す。導体シェルはプラズマの垂直方向変位に対して大きな電流が流れる様に設計されており，ディスラプション時にはプラズマに面

した導体に主に電流が流れ、ブランケット側面の導体にはあまり電流が流れないために電流値は比較的小さく、ピークは約 40 msec 程度で 220 kA/m である。又電磁力のピークはトロイダル磁場の方向との関係からプラズマに面した導体とブランケット側面導体との接続部付近にあり 0.8 MPa 程度となる。

本節での渦電流計算では今まで述べて来た様に、いわゆる薄板近似の計算であり厚さ方向の分布は無視し、構造体の厚さを面抵抗率で表わしている。計算モデルではベルジャと真空容器の SUS 304 の構造体の場合、真空容器のインボード側とフランジ部分の 35 cm の厚さからベルジャのドーム鏡板部分の 10 cm の厚さまでの値を入れているがいわゆる表皮効果のために必ずしも厚さ方向の全領域に均等に渦電流が流れるわけではない。

SUS 304 の場合、時定数 50 msec の指数関数的に変化する磁場に対して、本節で渦電流のピークが起こる約 50 msec の時刻での表皮効果の浸透厚さは 20 cm 程度であり、35 cm の厚さとした部分では少し多めの電流値となっている可能性がある。又これと思じ理由から構造体の厚さを 35 cm から更に増やしても渦電流のピークは本計算とあまり変わらないと考えられる、4 章の真空容器の応力解析で容器の厚さが 40 cm となっているが、本計算での電磁力をそのまま使用して問題無いと考えられる。

6.4 位置不安定性の制御特性

縦長非円形断面トカマクの場合プラズマは垂直方向の変位に対して不安定であり、その成長率は非常に速い、これに対処する考え方として、プラズマに近接して導電性のシェルを置き、プラズマが変位した場合にこの導電シェルに流れる渦電流によって作られる水平磁場によって変位を抑え、不安定性の成長速度を遅くするという方法が考えられている。この場合のシェルの導電率は有限であるから、シェルの渦電流の減衰時間程度のタイムスケールまで不安定性の成長速度は遅くなると考えられる。従ってこのタイムスケールより長い時間では安定化のための水平磁場を作る制御コイルによるフィードバック制御を用いることになる。現在のトカマク実験装置ではこの制御コイルがプラズマに近接して置かれているため問題は無いが核融合炉の場合はこのコイルをプラズマの近くに置くことは困難であり、技術的に最も可能性が高いのがトロイダルコイルの外側に置くという考え方であろう。この場合制御コイルは大型のものにならざるを得ず、又コイルとプラズマとの間の空間にコイルからの制御磁場を遮蔽してしまう様な特性を持つ金属構造体が存在することになる。この様な条件の下でフィードバック制御を行うとすれば必然的に制御コイル電源の容量が常識を越えた巨大なものになってしまう。従って制御コイル電源を出来るだけ小さくするために、コイルをプラズマの近くに置くことが技術的に困難であるとするならば、残る手段としては、導体シェルの渦電流減衰時間、即ち位置不安定性の成長速度を遅くし、制御コイルとプラズマとの間にある金属構造体の磁場の遮蔽効果を弱めることしかない。この様な観点からベルジャ、真空容器のベローズの抵抗を変えた場合の制御コイルに必要な電源容量を求め、真空容器、ベルジャに必要な一周抵抗値の検討を行った。

6.4.1 フィードバック制御系の伝達関数

プラズマの位置制御の基本的な考え方は典型的なフィードバック制御のそれであり、プラズマの垂直方向の変位を検出して、制御コイルに電流を流してやり、水平磁場を発生させてプラズマ電流との $\mathbf{J} \times \mathbf{B}$ の力で押し戻してやるというきわめて単純なものである。本項の目的はこのフィードバック制御系の伝達関数を得ることにある。しかしながら考え方としては単純な制御系であっても実際はプラズマと制御コイルとの間に導体シェルや真空容器、ベルジャ等の金属構造体があり、これが磁場の遮蔽効果を持つために、これらを考慮した系の伝達関数を求めねばならず、伝達関数の定式化が複雑なものになってしまう。前述した EDDYARBT 計算コードで行われている様に渦電流をモード展開して集中定数回路の一次結合系として取り扱う方法を用いれば定式化が簡単になる。この計算コードでは仮想された各集中定数回路間の相互インダクタンスが全て 0 となるので、制御コイルとプラズマと渦電流の各集中定数回路との間の相互インダクタンスのみ考慮すれば良い。参考文献(2)、(3)で用いられた方法に基づいて渦電流の各モードのインダクタンスと抵抗を $L_{s1} \sim L_{sN}$, $R_{s1} \sim R_{sN}$ とし、各モードの渦電流とプラズマとの相互インダクタンスを $M_{ps1} \sim M_{psN}$, 又各モードの電流を $I_{s1} \sim I_{sN}$ とするとプラズマ電流 I_p を一定として、

$$L_{sn} \frac{dI_{sn}}{dt} + R_{sn} I_{sn} = - \frac{dM_{psn}}{dt} I_p \quad (n=1 \sim N) \quad (6.8)$$

$\frac{dM_{psn}}{dt} = \left. \frac{\partial M_{psn}}{\partial Z} \right|_{z=0} \cdot \frac{dZ}{dt}$ とし、上式をラプラス変換すると

$$I_{sn}(s) = \frac{-s \tau_{sn}}{L_{sn} (1 + s \tau_{sn})} \cdot \left. \frac{\partial M_{psn}}{\partial Z} \right|_{z=0} \cdot Z(s) \cdot I_p \quad (6.9)$$

上記の渦電流によるプラズマ中心の水平方向磁場を $B_{Hsn}(s)$ とすると、

$$B_{Hsn}(s) = \nu_{sn} I_{sn}(s) \quad (6.10)$$

次に制御コイルの電流を I_c とし各渦電流モードとの相互インダクタンスを M_{csn} として制御コイルの電流変化による渦電流を求めると次式が成り立つ

$$L_{sn} \frac{dI_{sn}}{dt} + M_{csn} \frac{dI_c}{dt} + R_{sn} I_{sn} = 0 \quad (n=1, \sim N) \quad (6.11)$$

これをラプラス変換して

$$I_{sn}(s) = - \frac{s \tau_{sn}}{1 + s \tau_{sn}} \frac{M_{csn}}{L_{sn}} I_c(s) \quad (n=1, \sim N) \quad (6.12)$$

ここで制御コイル電流 I_c によって作られるプラズマ中心の水平磁場を B_{Hc} とすると

$$B_{Hc}(s) = \nu_c I_c(s) \quad (6.13)$$

従って金属構造体の渦電流による遮蔽効果を考慮した制御コイルによる水平磁場は

$$B_{Hc}(s) = \left\{ \nu_c - \sum_{n=1}^N \frac{s \tau_{sn}}{1+s \tau_{sn}} \cdot \frac{M_{csn}}{L_{sn}} \nu_{sn} \right\} I_c(s) \quad (6.14)$$

さてここでプラズマをプラズマ中心での線電流と考え、各渦電流モード、及び制御コイルとの磁束の鎖交を考えると、例えば1つの渦電流モードとプラズマの間では次式が成り立つ

$$\begin{aligned} B_{Hsn} &= -\partial Z \cdot \frac{\partial M_{psn}}{\partial Z} \Big|_{z=0} \cdot I_{sn} / 2\pi R_0 \cdot \partial Z \\ &= -\frac{\partial M_{psn}}{\partial Z} \Big|_{z=0} \cdot \frac{I_{sn}}{2\pi R_0} \end{aligned} \quad (6.15)$$

従って

$$\nu_{sn} = \frac{-1}{2\pi R_0} \frac{\partial M_{psn}}{\partial Z} \Big|_{z=0} \quad (6.16)$$

又制御コイルに関しては

$$\nu_c = \frac{-1}{2\pi R_0} \frac{\partial M_{pc}}{\partial Z} \Big|_{z=0} \quad (6.17)$$

従って(6.14), (6.16), (6.17)より

$$B_{Hc}(s) = -\frac{1}{2\pi R_0} \left\{ \frac{\partial M_{pc}}{\partial Z} \Big|_{z=0} - \sum_{n=1}^N \frac{s \tau_{sn}}{1+s \tau_{sn}} \frac{M_{csn}}{L_{sn}} \frac{\partial M_{psn}}{\partial Z} \Big|_{z=0} \right\} I_c(s) \quad (6.18)$$

又(6.9), (6.10), (6.16)より

$$B_{Hsn}(s) = \frac{1}{2\pi R_0} \left[\frac{\partial M_{psn}}{\partial Z} \Big|_{z=0} \right]^2 \frac{s \tau_{sn}}{L_{sn}(1+s \tau_{sn})} Z(s) I_p \quad (6.19)$$

ところで平衡磁場の水平方向成分は磁場のインデックスをnとして

$$B_H \approx -nZ B_{v_0} / R_0 \quad (6.20)$$

従って垂直方向の変位に対するプラズマの運動方程式はトロイダル方向単位長当りのプラズマの質量を m_p として

$$m_p \frac{d^2 Z}{dt^2} = I_p (B_H + B_{Hc} + \sum_{n=1}^N B_{Hsn} + B_d) \quad (6.21)$$

ここで B_d は位置不安定性の原因となる揺動磁場である。上式をラプラス変換し、(6.18)~(6.20)を代入すると

$$\frac{R_0 m_p}{B_{v0} I_p} s^2 Z(s) = - \left(n - \sum_{n=1}^N n_{sn} \frac{s \tau_{sn}}{1+s \tau_{sn}} \right) Z(s) + B_d(s) \frac{R_0}{B_{v0}} - \frac{1}{2\pi B_{v0}} \frac{\partial M_{pc}}{\partial Z} \left\{ 1 - \sum_{n=1}^N n_{cn} \frac{s \tau_{sn}}{1+s \tau_{sn}} \right\} I_c(s) \quad (6.22)$$

ここで

$$n_{sn} = \frac{1}{2\pi B_{v0}} \frac{I_p}{L_{sn}} \left[\frac{\partial M_{psn}}{\partial Z} \right]_{z=0}^2 \quad (6.23)$$

$$n_{cn} = \frac{M_{csn}}{L_{sn}} \frac{\partial M_{psn}}{\partial Z} \bigg|_{z=0} \cdot \frac{\partial M_{pc}}{\partial Z} \bigg|_{z=0} \quad (6.24)$$

制御コイルのインダクタンスを L_c 、抵抗 R_c 、端子電圧 $V_c(t)$ とすると

$$L_c \frac{d I_c}{d t} + \sum_i M_{ci} \frac{d i_i}{d t} + R_c I_c = V_c(t) \quad (6.25)$$

ここで左辺第2項は制御コイルと結合している外部コイルの寄与である。今この項は、これを打消す様な制御系を付けるものとし、ここでは無視するものとする。そうすると上式は

$$\frac{d I_c}{d t} + \frac{I_c}{\tau_c} = \frac{V_c(t)}{L_c} \quad (6.26)$$

端子電圧 $V_c(t)$ はフィードバック制御により垂直方向変位 $Z(t)$ に比例する量与えられる。この際の時間遅れを無視すると、

$$V_c(t) = A Z(t) \quad (6.27)$$

A は適当なフィードバック制御が出来る増巾率である。これを(6.26)式に入れてラプラス変換すると、

$$I_c(s) = \frac{\tau_c}{1+s \tau_c} \frac{A}{L_c} Z(s) \quad (6.28)$$

式(6.28)を(6.22)に入れて変形すると

$$W(s) = \frac{Z(s)}{B_d(s)} = \frac{R_0 / B_{v0}}{\frac{R_0 m_p}{B_{v0} I_p} s^2 + n - \sum_{n=1}^N n_{sn} \frac{s \tau_{sn}}{1+s \tau_{sn}} + \frac{1}{2\pi B_{v0}} \frac{\partial M_{pc}}{\partial Z} \bigg|_{z=0}}{\left(1 - \sum_{n=1}^N n_{cn} \frac{s \tau_{sn}}{1+s \tau_{sn}} \right) \frac{\tau_c}{1+s \tau_c} \frac{A}{L_c}} \times \quad (6.29)$$

$W(s)$ が制御系の全伝達関数となる。又前向きループの伝達関数 $G(s)$ とフィードバックループの伝達関数 $H(s)$ はそれぞれ次の様になる。

$$G(s) = \frac{R_0 / B_{vo}}{\frac{R_0 m_p}{B_{vo} I_p} S^2 + n - \sum_{n=1}^N n_{sn} \frac{s \tau_{sn}}{1+s \tau_{sn}}} \quad (6.30)$$

$$H(s) = \frac{-1}{2\pi R_0} \left. \frac{\partial M_{pc}}{\partial Z} \right|_{z=0} \left(1 - \sum_{n=1}^N n_{cn} \frac{s \tau_{sn}}{1+s \tau_{sn}} \right) \frac{\tau_c}{1+s \tau_c} \frac{A}{L_c} \quad (6.31)$$

従って一巡伝達関数は

$$G(s) \cdot H(s) = \frac{1}{2\pi B_{vo}} \frac{\frac{\partial M_{pc}}{\partial Z} \Big|_{z=0} \left(1 - \sum_{n=1}^N n_{cn} \frac{s \tau_{sn}}{1+s \tau_{sn}} \right) \frac{\tau_c}{1+s \tau_c} \frac{A}{L_c}}{\frac{R_0 m_p}{B_{vo} I_p} S^2 + n - \sum_{n=1}^N n_{sn} \frac{s \tau_{sn}}{1+s \tau_{sn}}} \quad (6.32)$$

この一巡伝達関数によりフィードバック制御の周波数特性を吟味することが出来る。

6.4.2 制御系の周波数特性と電源

前項で導いた一巡伝達関数の中で τ_s, L_s, M_{cs} は計算の形状モデルと制御コイルの位置が決まれば計算コード (EDDYARBT) によって求まる, 又 B_{vo}, n, m_p, I_p, R_0 は炉心プラズマが決っていれば与えられる量である, 同様に τ_c, L_c も制御コイルを決めることにより既知となる, 従って残るのは $\partial M_{pc} / \partial Z$ と $\partial M_{ps} / \partial Z$ である。EDDYARBT コードではプラズマの垂直方向の動きをダイポール電流に置き換えて模擬している。即ちプラズマが上下に ΔZ だけ動いた時の磁場変化と等価な磁場を与えるダイポール電流の位置と電流値を求め, プラズマの変位 $\partial Z / \partial t$ をダイポール電流の時間変化 dI_d / dt で表わそうとするものである。式(6.8)よりプラズマの変位によって流れる渦電流の各モードは次の様に表わされる。

$$L_{sn} \frac{dI_{sn}}{dt} + R_{sn} I_{sn} = - \left. \frac{\partial M_{psn}}{\partial Z} \right|_{z=0} \cdot \frac{dZ}{dt} \cdot I_p \quad (6.33)$$

又ダイポール電流値 I_d として, このダイポール電流と渦電流の各モードとの相互インダクタンスを M_{dsn} とするとダイポール電流の変化によって流れる渦電流は次式で表される。

$$L_{sn} \frac{dI_{sn}}{dt} + R_{sn} I_{sn} = -M_{dsn} \frac{dI_d}{dt} \quad (6.34)$$

上の二式の渦電流 I_{sn} が等しいとすると $\partial M_{psn} / \partial Z$ はダイポール電流により次の様に表される。

$$\left. \frac{\partial M_{psn}}{\partial Z} \right|_{z=0} = \frac{M_{dsn}}{I_p} \cdot \frac{dI_d}{dZ} \quad (6.35)$$

同様にして

$$\left. \frac{\partial M_{pc}}{\partial Z} \right|_{z=0} = \frac{M_{dc}}{I_p} \cdot \frac{dI_d}{dZ} \quad (6.36)$$

上式の M_{dsn} と M_{dc} は EDDYARBT コードで計算されているので dI_d/dZ を求めれば良い。そこでプラズマが ΔZ 変位した時のプラズマ周辺の磁場変化と等価な磁場を与えるダイポール電流の位置と電流値を求めた。磁場の評価は第1壁面上の27点(ミッドプレーンの上半面)で行い、磁束関数の平均誤差は7%程度であった。結果を Table 6.1 に示す。

以上の結果を用い、式(6.32)の一巡伝達関数に数値を入れ得られたボード線図を Fig. 6.18 ~ Fig. 6.24 に示す。ここで制御コイルとして Fig. 6.25 に示すポロイダルコイルのうち PF. 2 と PF. 4 を用いると仮定し、その電流比を 1 : 6.83 とした。

これらのうち典型的な例として Fig. 6.18 に関して説明する。この図の計算モデルの構造は銅の導電シェル、真空容器、ベルジャの3層構造となっており、トロイダル方向に32分割されている。導電シェルは各分割間が電氣的にカットされており、真空容器は各分割間にリップシールが入っており一周抵抗が約 $0.1 \text{ m}\Omega$ となっている。又ベルジャも真空容器と同様のベローズとなっているがインボード側のみ各分割の1つ置きにベローズが入っており(トロイダル方向16ヶ所)、一周抵抗は約 $0.07 \text{ m}\Omega$ となっている。導電シェルはプラズマに面した部分の銅の板厚が 1.5 cm 、側面(隣り合うシェルと対向する)が 3 cm となっており、シェル単独の時定数は約 50 msec となっている。計算された渦電流の固有モードは最大 200 msec から最小 $4 \mu\text{sec}$ まで323個であり、この内ベローズの部分に対応する固有モードを除いた最小モードの時定数は 1 msec 程度であり、モードとプラズマとの結合度等を考慮すれば数 msec 以下の時定数の現象に対しては、この計算の結果は保証されないことになる。これを周波数特性で表わすと Fig. 6.18 のボード線図で大よそ 10^3 rad./sec 以上の領域は意味を持たないことになる。又図のゲイン特性は(6.27)式の A を 10^5 とした時のものであり、図では $\omega = 35 \text{ rad./sec}$ の近傍でゲインが0となっているが、これは増巾率 A を調整することによりシフトさせることが出来る。さてこの図の場合には 50 msec の時定数を持つ導電シェルがあり、このシェルがプラズマの位置不安定性を 20 msec の間抑制していられるとすると図で $\omega = 157 \text{ rad./sec}$ 以上の領域ではシェル自体が安定化効果を持つためにフィードバック制御が必要でなくなる。従ってフィードバック制御が安定であるためには $\omega = 157 \text{ rad./sec}$ でゲインが 0 dB 以上であれば良い。制御の余裕等を見て、 $\omega = 200 \text{ rad./sec}$ でゲインが 10 dB とすると増巾率 A は 1.246×10^7 必要である。従って式(6.27)より制御コイルに加わる電圧 V は $V = 1.246 \times 10^7 \cdot \Delta Z$ となる。(ΔZ はプラズマの変位量) ΔZ を 5 cm とすれば必要な電圧は 623 kV となる、又制御コイル電流 I_c は(6.28)式で与えられ $I_c = 22 \text{ kA}$ となる。従って必要な電力は 13.7 GW となる。同様な手順で Fig. 6.18 ~ Fig. 6.24 のボード線図に対応して、それぞれの場合に必要な制御電源の容量を Table 6.2 にまとめた。参照設計値である真空容器の一周抵抗 $0.2 \text{ m}\Omega$ 、導電シェルの時定数 50 msec では表の値を内挿して約 5 GW の制御電力が必要となる。INTOR や国内実験炉の PF コイル系のピーク電力が 1 GW 程度であることを考えるとフィードバック制御電源もこの程度の電力に抑えるのが妥当と考えられる。ピーク電力を減らす方法としては;(1)導電シェルの時定数を

大きくする, (2)一周抵抗を大きくする, (3)電氣的な分割数を増やす等により構造体自体の時定数を小さくする, 等の方法が考えられるが, いずれの方法も工学的困難が伴い最終的にはトレードオフで決めるしか無い。又ベルジャの採用を止める, 制御コイルをトロイダルコイルの内側に置く等の基本的条件の変更を考慮してみることも必要であろう。

なおこの解析ではプラズマの位置の変位量 ΔZ を5 cmとしたがピーク電力は ΔZ の二乗に比例するので, この値によって制御電源のピーク電力は大きく変わる。今回の解析は周波数平面での定常解であり, 十分なフィードバックがある場合には, 定常時の ΔZ はあまり大きくないと考えられる。従って, 制御電源のピーク電力を求めるためには過渡的な解析を行う必要がある。その意味で Table 6.2 に示した電源容量は参考程度のものであり, 今後制御コイルと多層金属構造体を含むフィードバック制御系の過渡的な解析を行って, より詳細に決定していく必要があり, 現在これを進行中である。

References

- (1) A. Kameari, J. Computational Physics 42 (1981), 124-140.
- (2) H. Yokomizo, et al.; JAERI-M 6693 (1976).
- (3) JAERI-M 8624 (1980) IAEA INTOR WORKSHOP REPORT, GROUP 11
- Stability Control -

Table 6.1 Location and current changing rate of the dipole current which is equivalent to positional displacement of plasma

plasma displacement ΔZ (m)	location of dipole current		dipole current (kA)	$k=dI_d/dZ$ (MA/m)	M_{dsl} (H)	dM_{psl}/dZ (H/m)
	R (m)	Z (m)				
10^{-2}	7.2	± 1.85	± 42.92	4.292	-4.532×10^{-4}	-1.216×10^{-4}
5×10^{-2}	7.2	± 1.90	± 209.34	4.187	-4.653×10^{-4}	-1.218×10^{-4}
10^{-1}	7.2	± 2.00	± 401.13	4.011	-4.895×10^{-4}	-1.227×10^{-4}

Table 6.2 Required feedback control power for various loop resistances and time constant of conducting shells (These cases were calculated under the assumption of $\Delta Z = 5\text{cm}$ and $B_d = 50$ Gauss.)

loop resistance of vacuum chamber	loop resistance of belljar	time const. of conducting shell	critical angular frequency	required power ($\Delta Z = 5\text{cm}$)
0.095 m Ω	0.069 m Ω	50 msec.	200 rad./sec.	13.7 GW
0.095 m Ω	0.069 m Ω	100 msec.	100 rad./sec.	5.53 GW
0.316 m Ω	0.230 m Ω	50 msec.	200 rad./sec.	3.00 GW
0.316 m Ω	0.230 m Ω	100 msec.	100 rad./sec.	1.80 GW
0.316 m Ω	0.230 m Ω	200 msec.	50 rad./sec.	1.06 GW
0.950 m Ω	0.690 m Ω	50 msec.	200 rad./sec.	1.39 GW
0.950 m Ω	0.690 m Ω	100 msec.	100 rad./sec.	1.04 GW

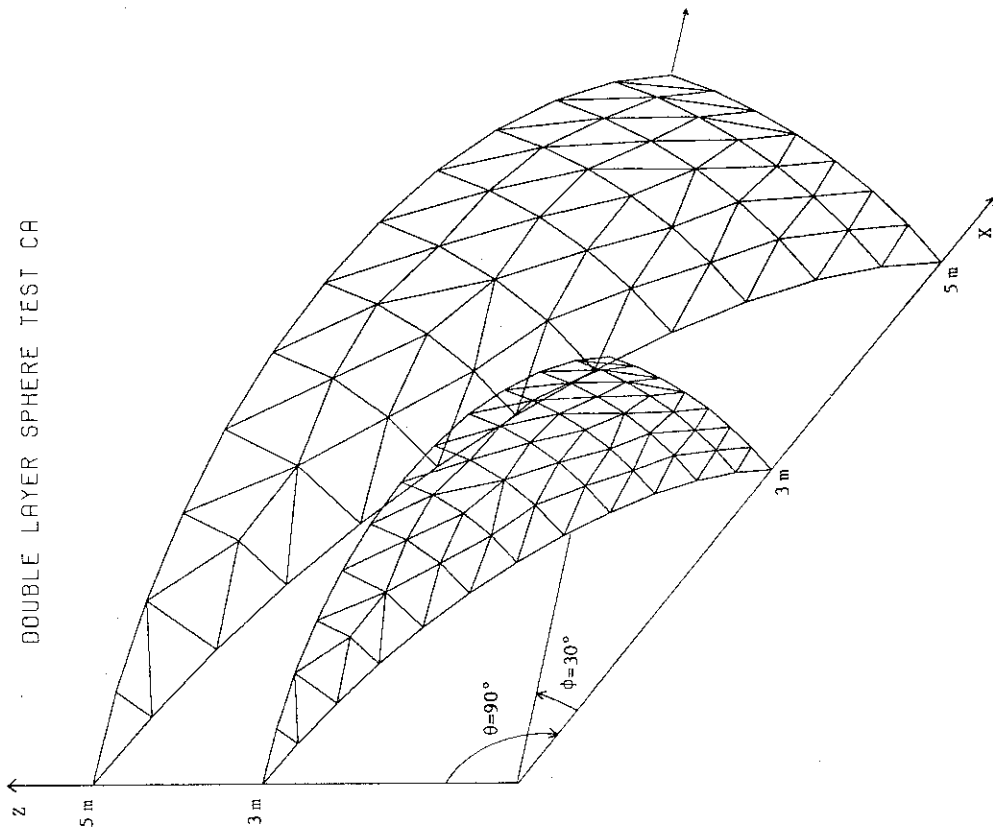


Fig.6.1 Calculation model and mesh of double layer sphere
(1/12 of ϕ direction and half of Z direction)

DOUBLE LAYER SPHERE TEST CA
TIME(SEC)= 1.00000E-02
JOULE LOSS(W)= 9.96425E 09

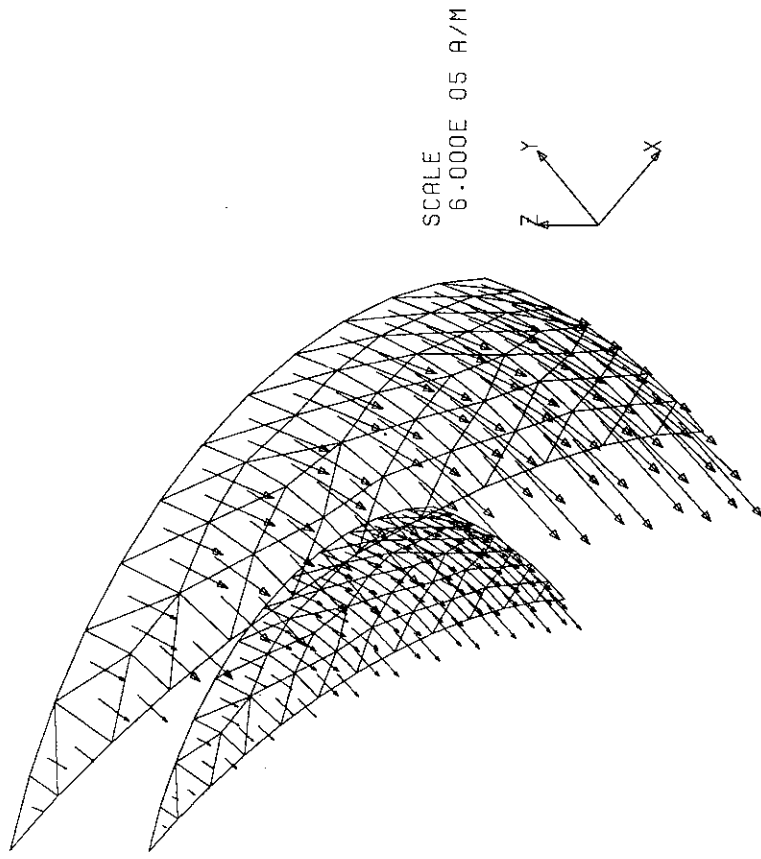


Fig.6.2 Eddy current density distribution at $t=10\text{msec}$.
(uniform B_z field; $B_z = (1 - e^{-t/10^{-6}}) T$)

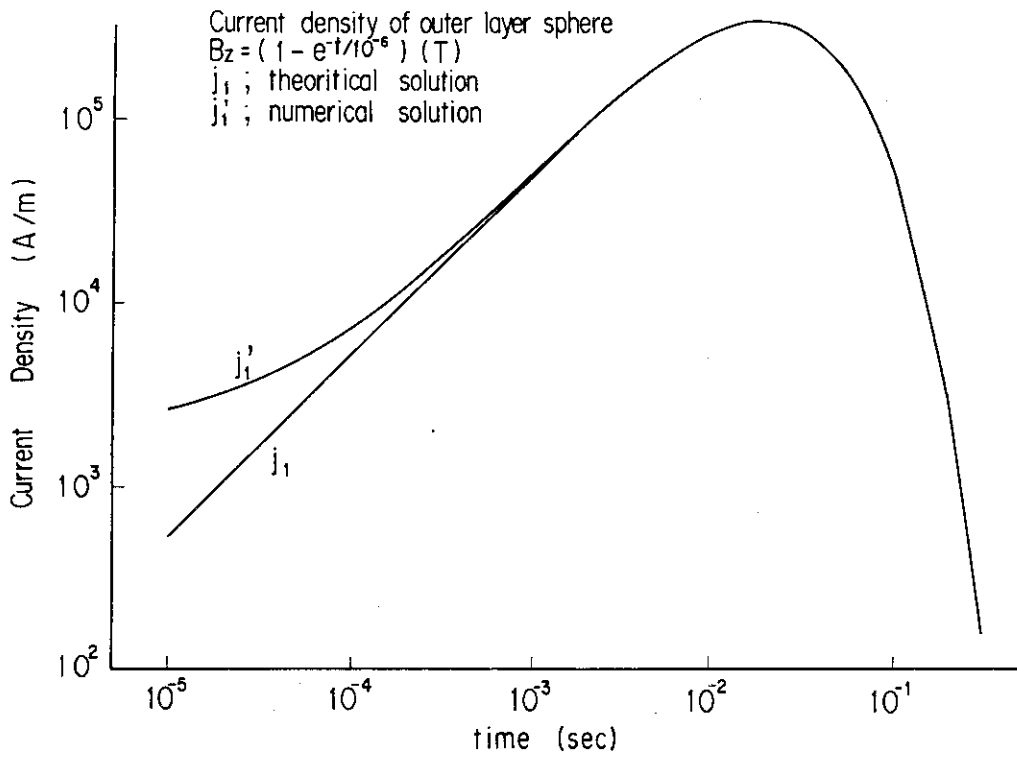


Fig.6.3 Analytical solution and numerical solution for outer layer sphere (current density at $\theta=90^\circ$)

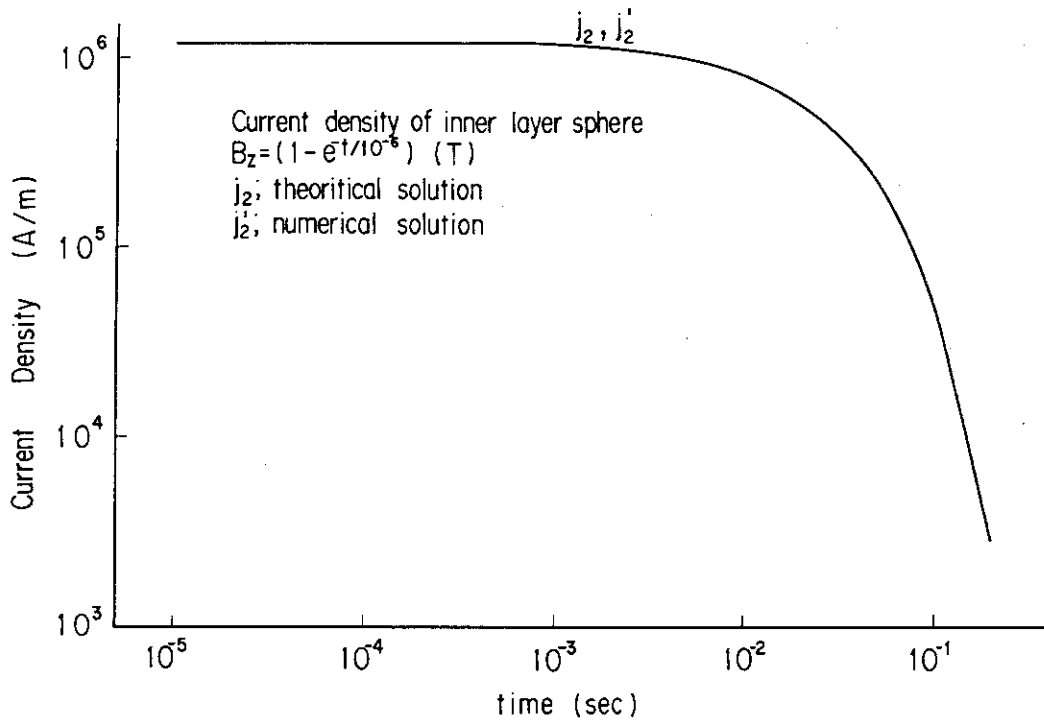


Fig.6.4 Analytical solution and numerical solution for inner layer sphere (current density at $\theta=90^\circ$)

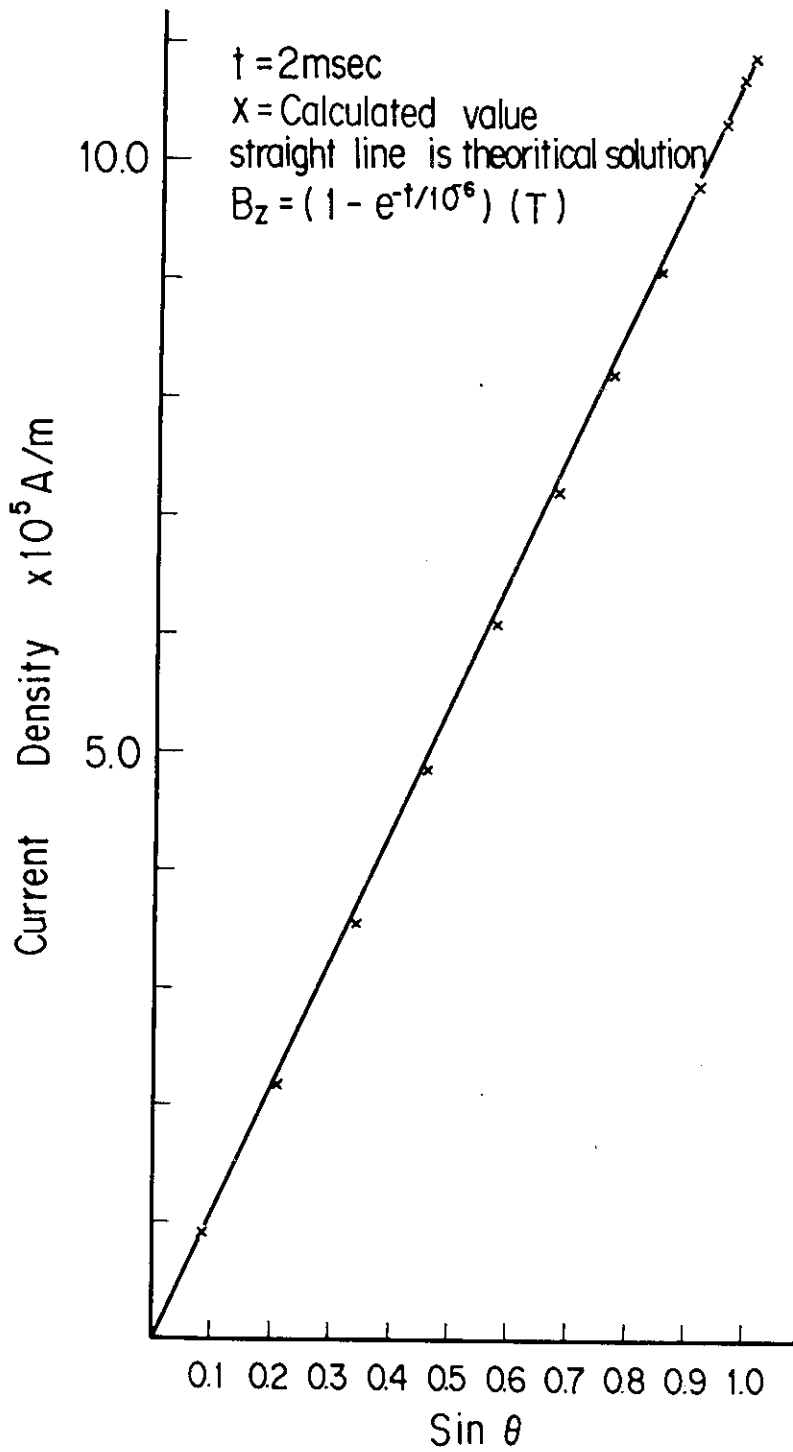


Fig.6.5 Current density profile versus Sin θ
 (numerical solution for outer layer sphere at t=2msec.)

THREE LAYER BELLOWS (EPR 6.9 M)

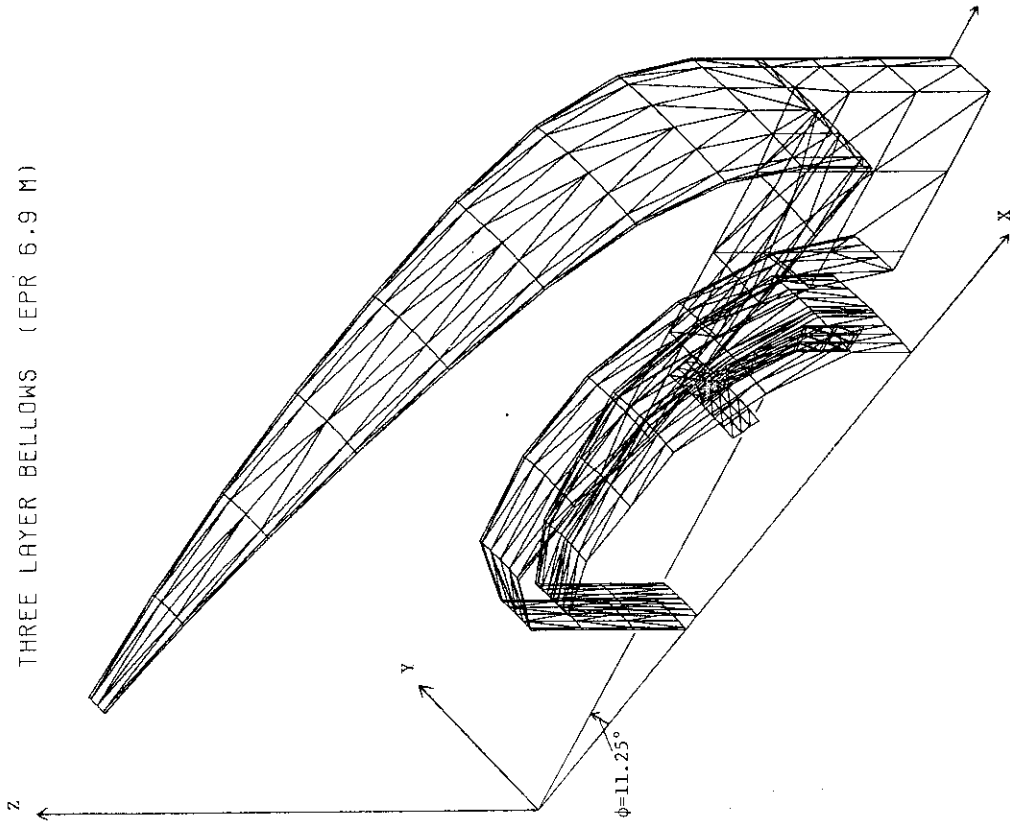


Fig.6.7

Calculation model and mesh of triple layer structure without bellows mesh(belljar, vacuum vessel and conducting shell) (1/32 sector of ϕ direction and half of Z direction) (Electrical cut is inserted instead of bellows.)

THREE LAYER CUT-MODEL (EPR 6.9 M)

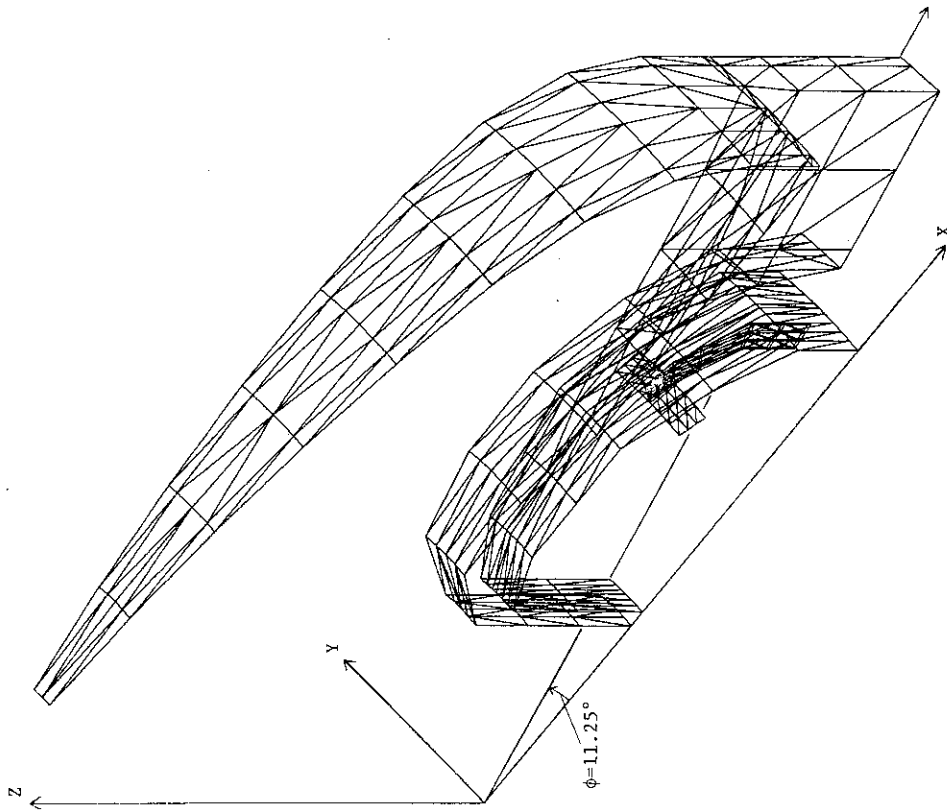


Fig.6.6

Calculation model and mesh of triple layer structure with bellows mesh(belljar, vacuum vessel and conducting shell) (1/32 sector of ϕ direction and half of Z direction)

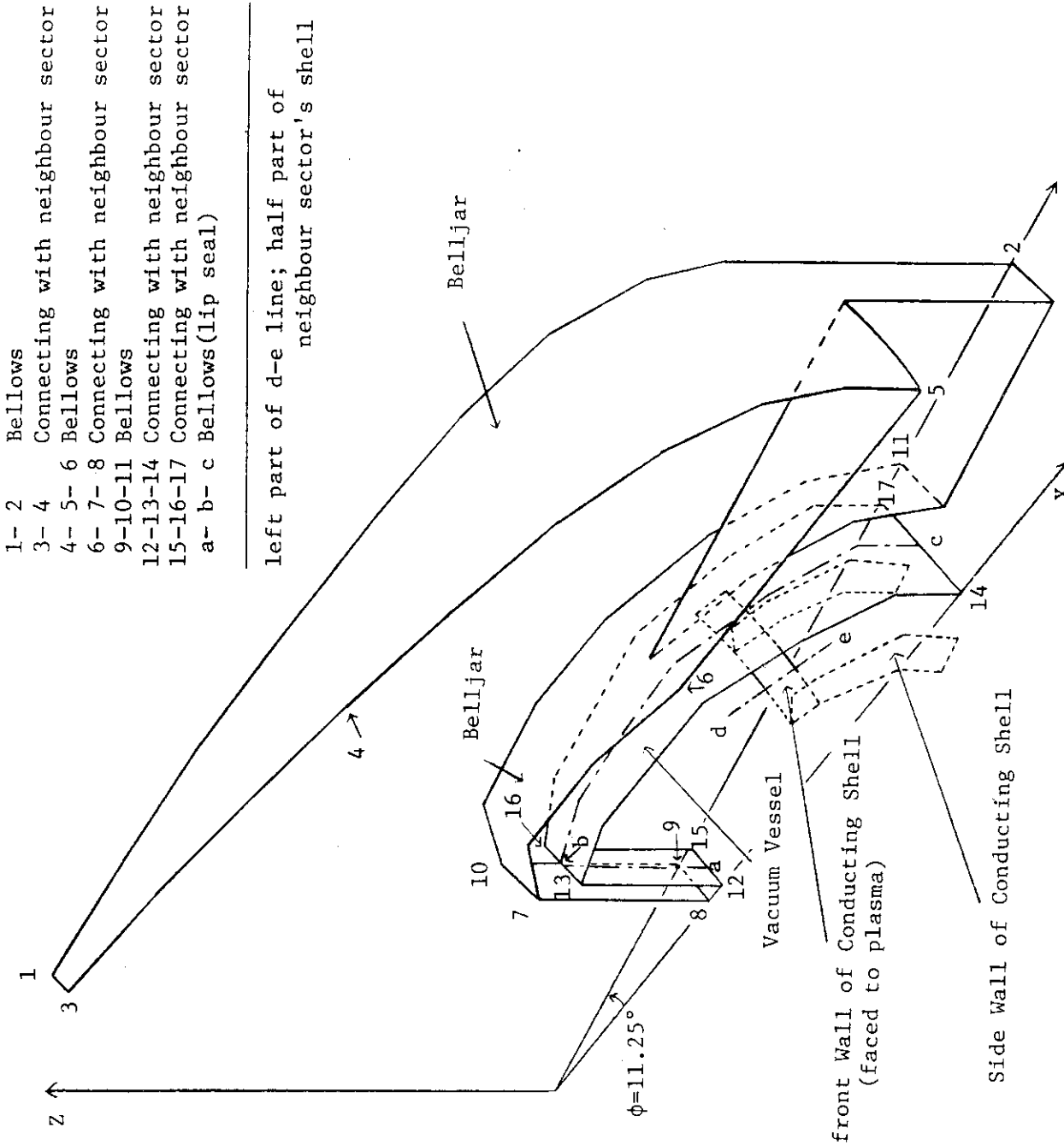


Fig.6.8 Position of bellows and lipseal
 (1/32 sector of ϕ direction and half of Z direction)

THREE LAYER CUT-MODEL (EPR 6.9 M
TIME(SEC)= 3.00000E-02
JOULE LOSS(W)= 6.17976E 08

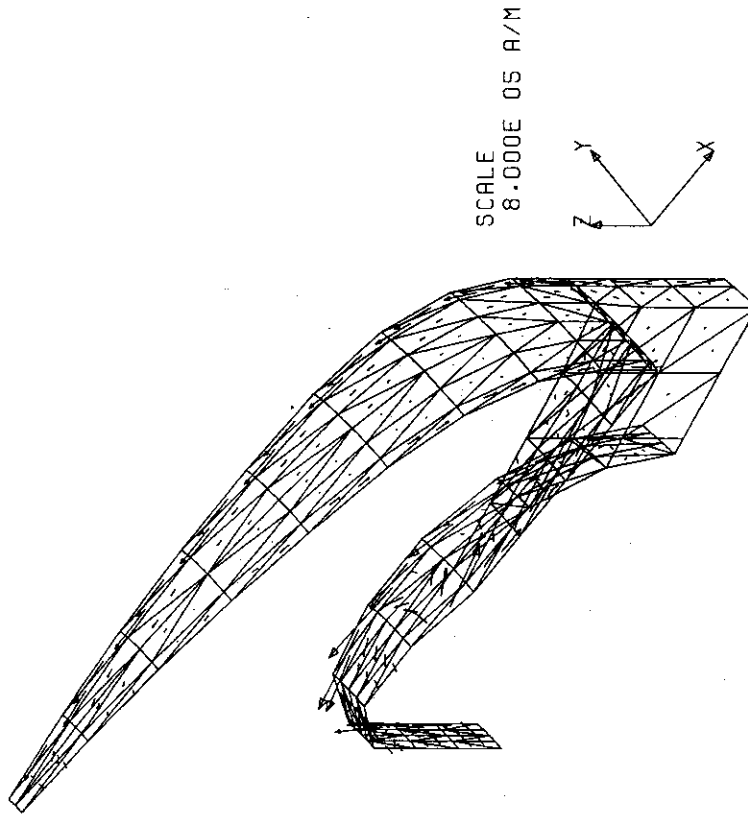


Fig.6.10

Eddy current density distribution at t=30msec.

(It is shown only belljar part of triple layer structure.)

THREE LAYER CUT-MODEL (EPR 6.9 M
TIME(SEC)= 1.00000E-02
JOULE LOSS(W)= 1.77240E 08

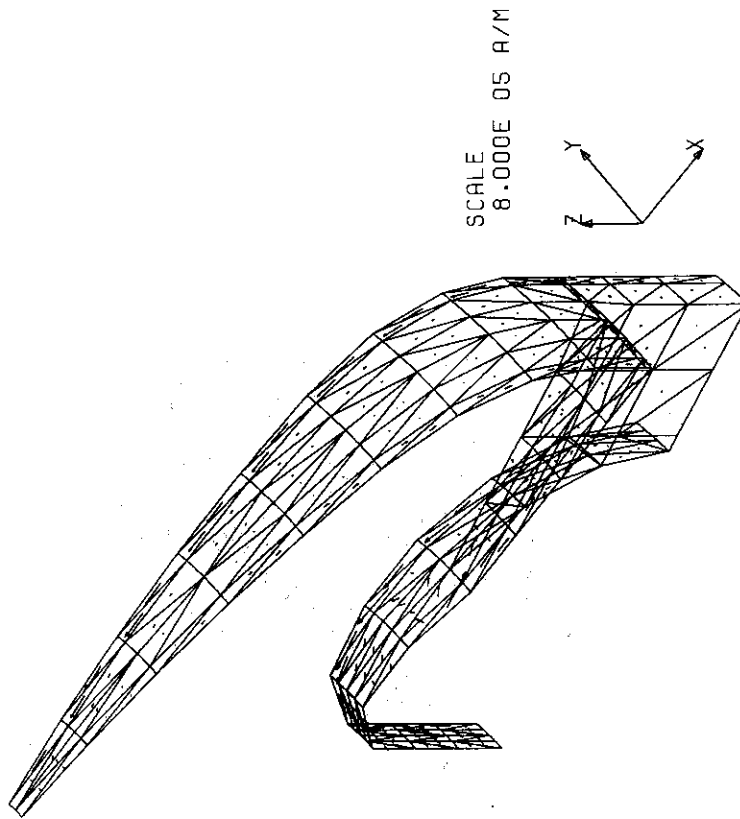


Fig.6.9

Eddy current density distribution at t=10msec.

(It is shown only belljar part of triple layer structure.)

THREE LAYER CUT-MODEL (EPR 6.9 M
 TIME(SEC)= 1.00000E-02
 JOULE LOSS(W)= 1.77240E 08

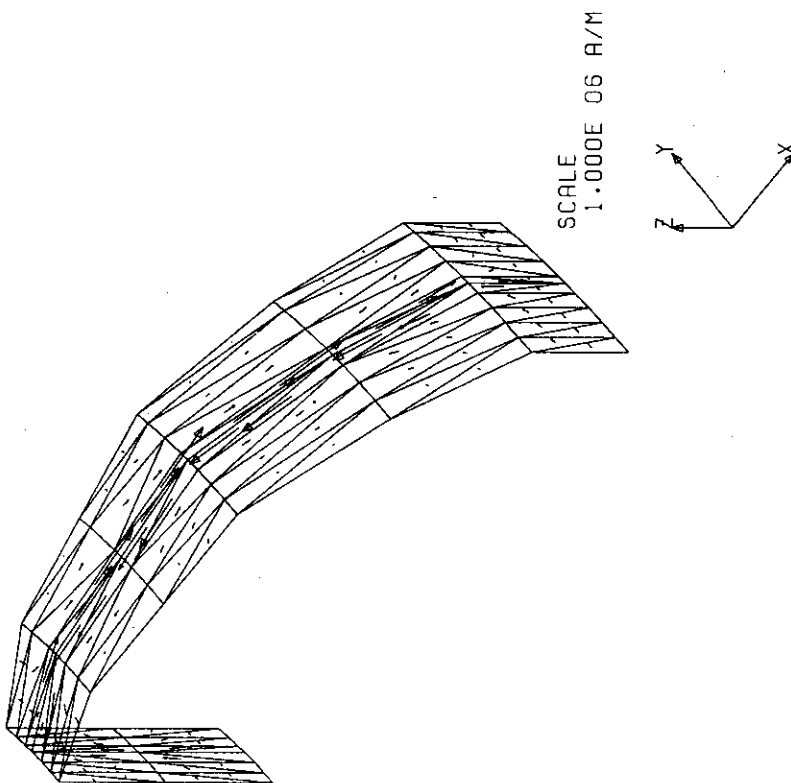


Fig.6.12

Eddy current density distribution at t=10msec.

(It is shown only vacuum vessel part of triple layer structure.)

THREE LAYER CUT-MODEL (EPR 6.9 M
 TIME(SEC)= 5.00000E-02
 JOULE LOSS(W)= 7.28983E 08

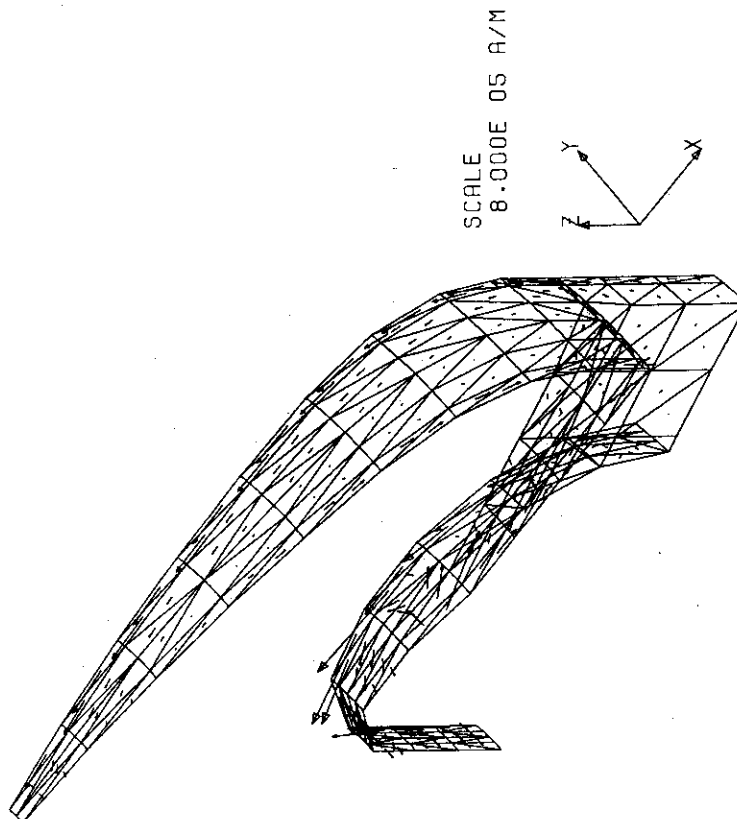


Fig.6.11

Eddy current density distribution at t=50msec.

(It is shown only belljar part of triple layer structure.)

THREE LAYER CUT-MODEL (EPR 6.9 M
 TIME(SEC)= 5.00000E-02
 JOULE LOSS(W)= 7.28983E 08

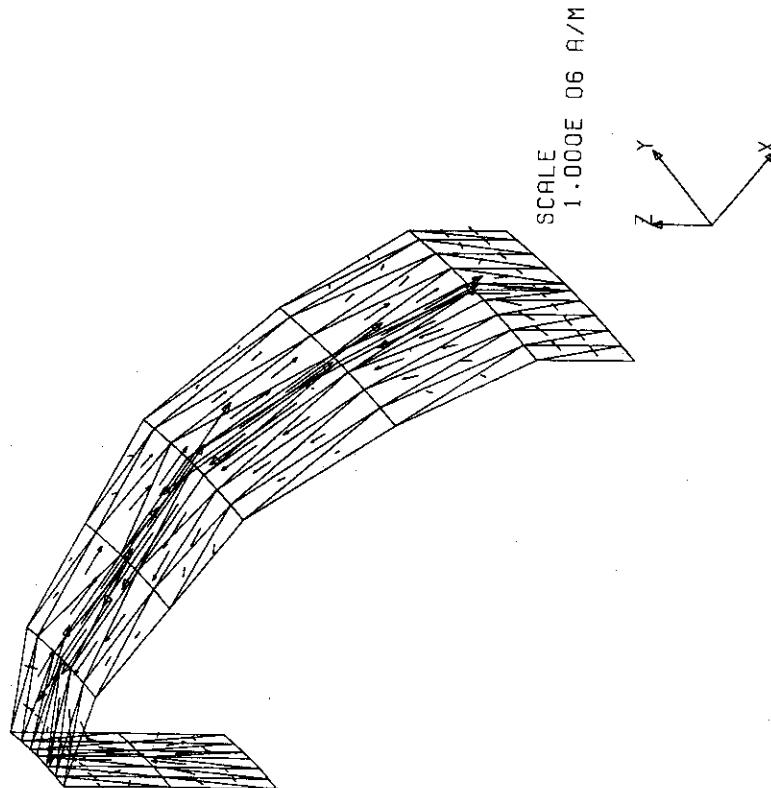


Fig.6.13

Eddy current density distribution at t=30msec. (It is shown only vacuum vessel part of triple layer structure.)

THREE LAYER CUT-MODEL (EPR 6.9 M
 TIME(SEC)= 3.00000E-02
 JOULE LOSS(W)= 6.17976E 08

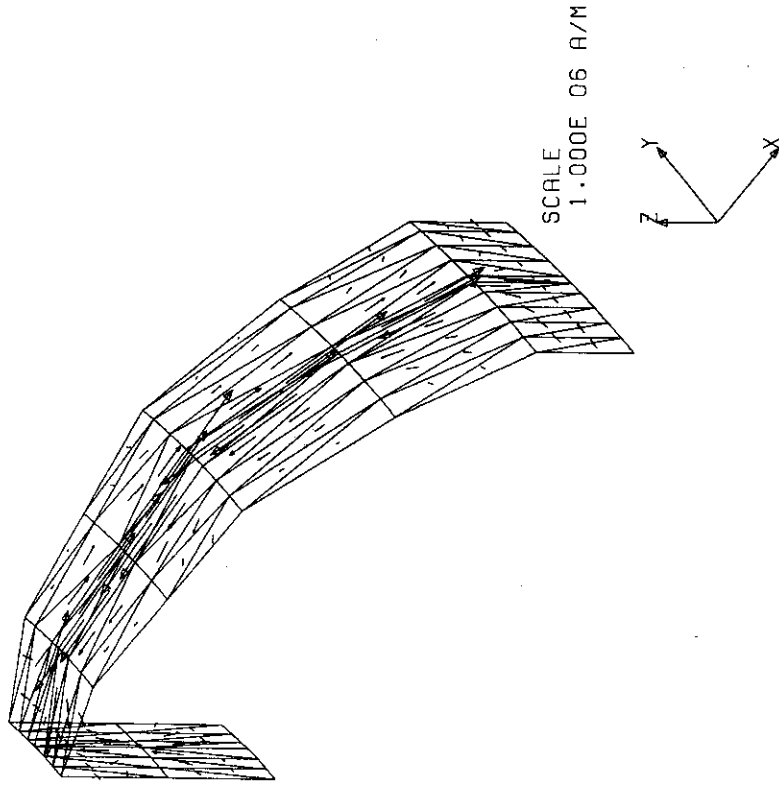


Fig.6.14

Eddy current density distribution at t=50msec. (It is shown only vacuum vessel part of triple layer structure.)

THREE LAYER CUT-MODEL (EPR 6.9 M
 TIME(SEC)= 3.00000E-02
 JOULE LOSS(W)= 6.17976E 08

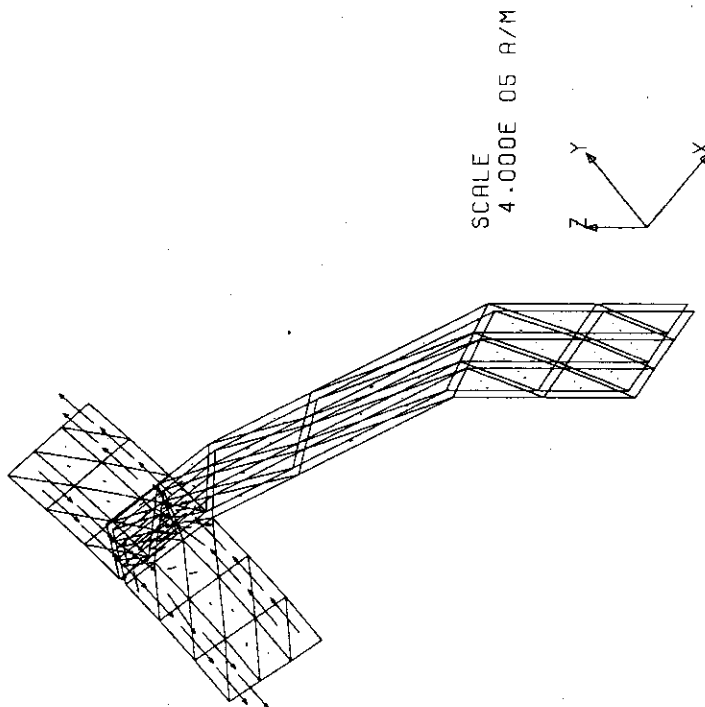


Fig.6.16

Eddy current density distribution at $t=30\text{msec}$. (It is shown only conducting shell part of triple layer structure.)

THREE LAYER CUT-MODEL (EPR 6.9 M
 TIME(SEC)= 1.00000E-02
 JOULE LOSS(W)= 1.77240E 08

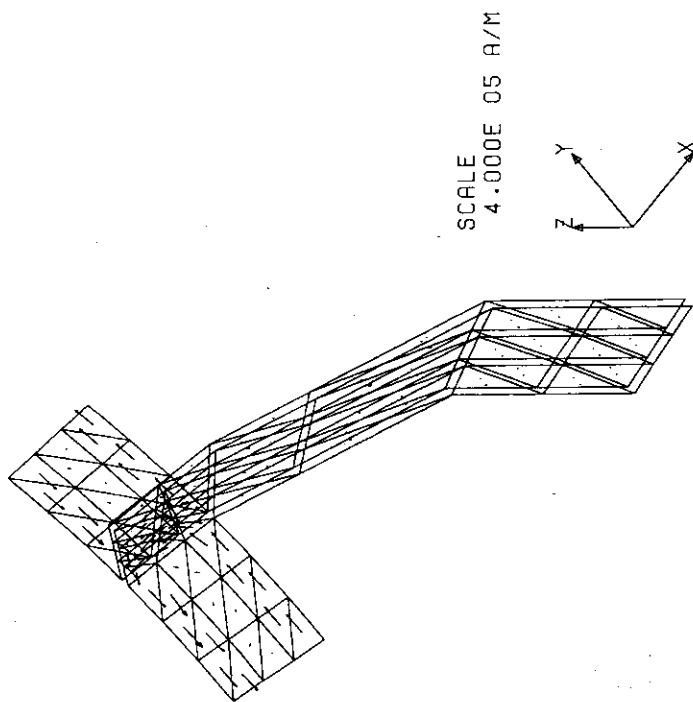


Fig.6.15

Eddy current density distribution at $t=10\text{msec}$. (It is shown only conducting shell part of triple layer structure.)

THREE LAYER CUT-MODEL (EPR 6.9 M
TIME(SEC)= 5.00000E-02
JOULE LOSS(W)= 7.28983E 08

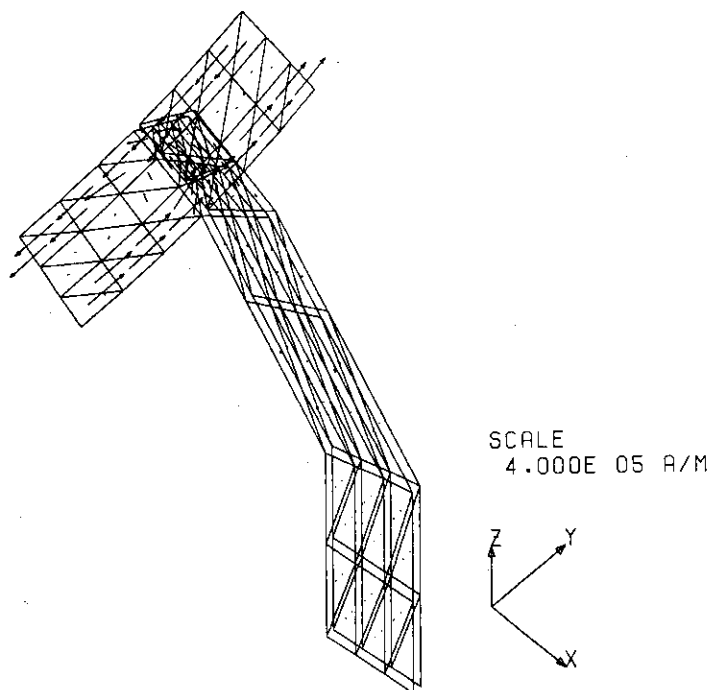


Fig.6.17

Eddy current density distribution at $t=50\text{msec}$.

(It is shown only conducting shell part of triple layer structure.)

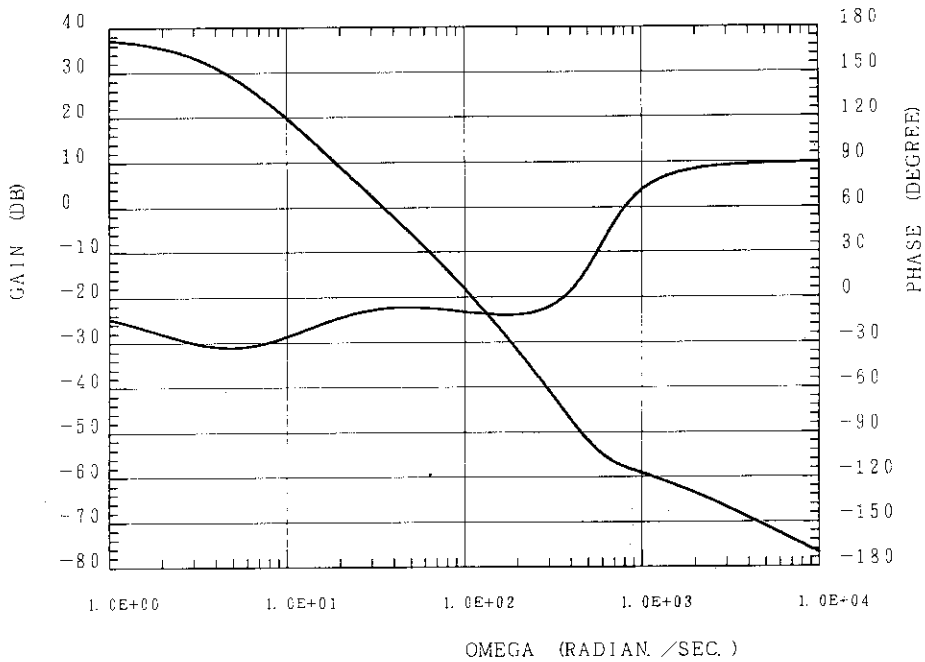


Fig.6.18 Bode diagram of feedback control systems
 (loop resistance of belljar ; $0.07m\Omega$)
 (loop resistance of vacuum vessel ; $0.095m\Omega$)
 (time constant of conducting shell ; 50msec.)
 (amplifier factor ; 10^5)

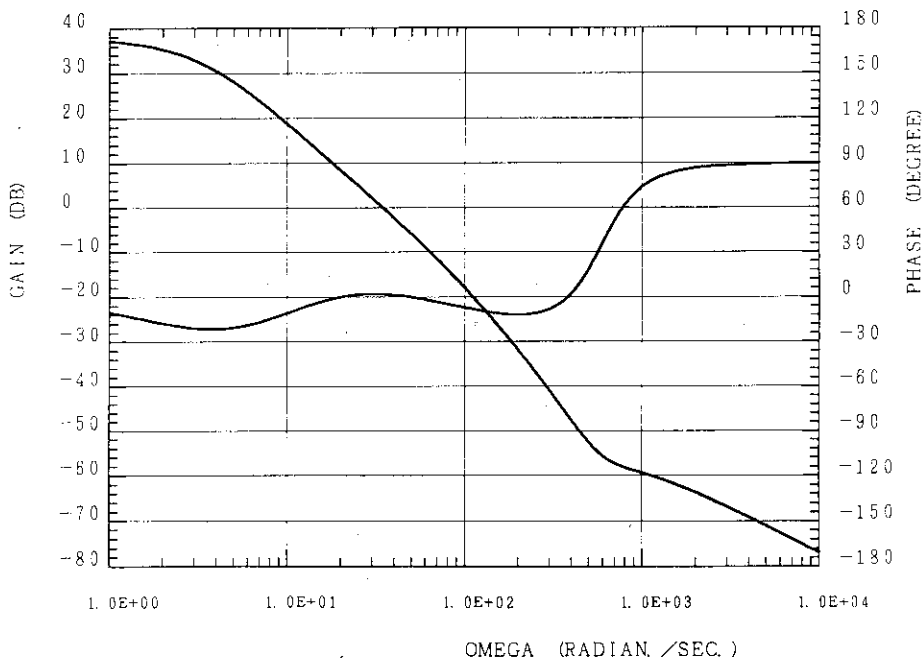


Fig.6.19 Bode diagram of feedback control systems
 (loop resistance of belljar ; $0.07m\Omega$)
 (loop resistance of vacuum vessel ; $0.095m\Omega$)
 (time constant of conducting shell ; 100msec.)
 (amplifier factor ; 10^5)

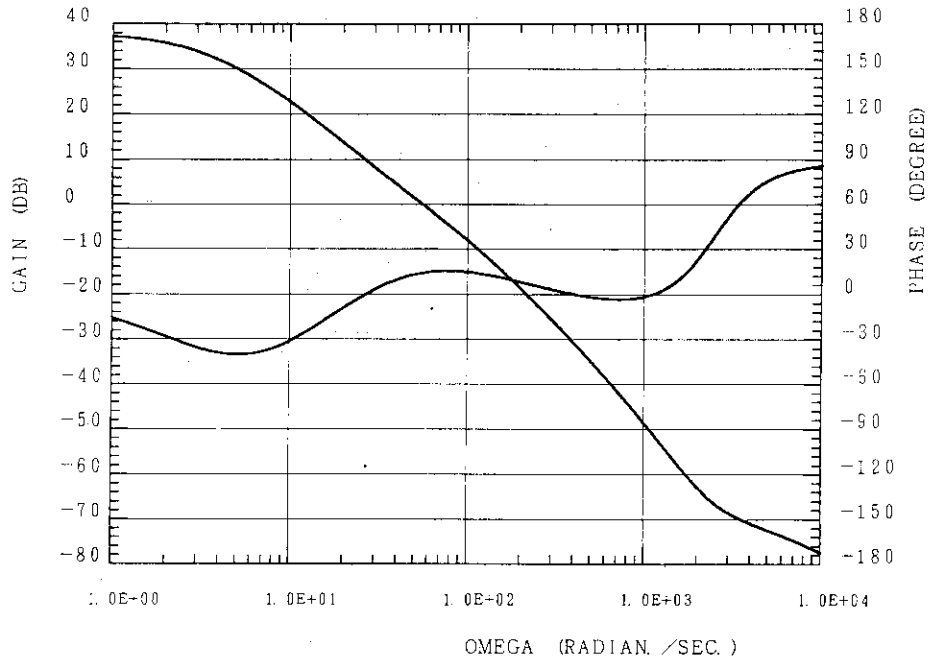


Fig.6.20 Bode diagram of feedback control systems
 (loop resistance of belljar ; $0.23m\Omega$)
 (loop resistance of vacuum vessel ; $0.32m\Omega$)
 (time constant of conducting shell ; 50msec.)
 (amplifier factor ; 10^5)

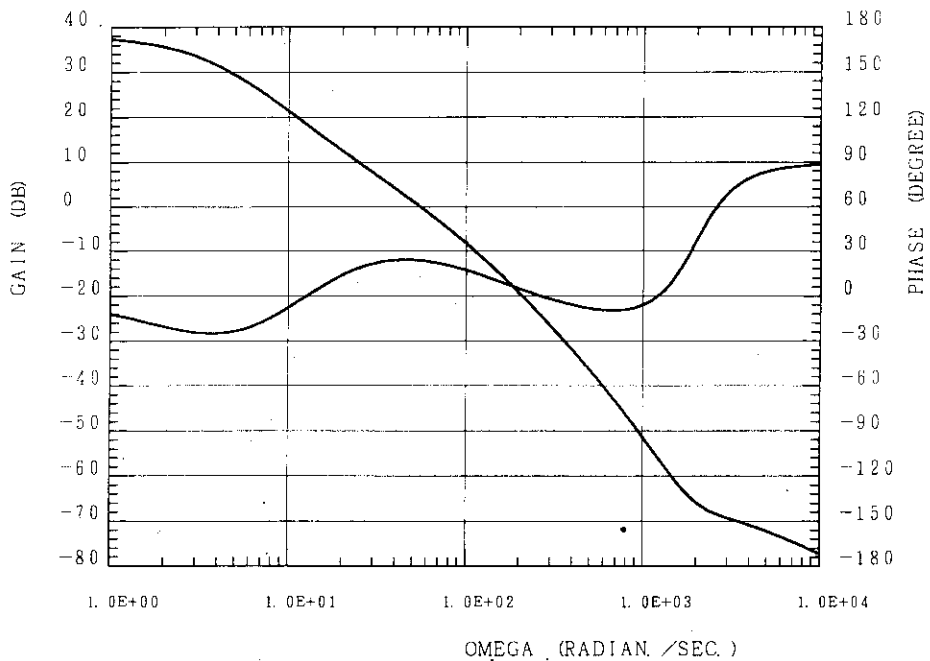


Fig.6.21 Bode diagram of feedback control systems
 (loop resistance of belljar ; $0.23m\Omega$)
 (loop resistance of vacuum vessel ; $0.32m\Omega$)
 (time constant of conducting shell ; 100msec.)
 (amplifier factor ; 10^5)

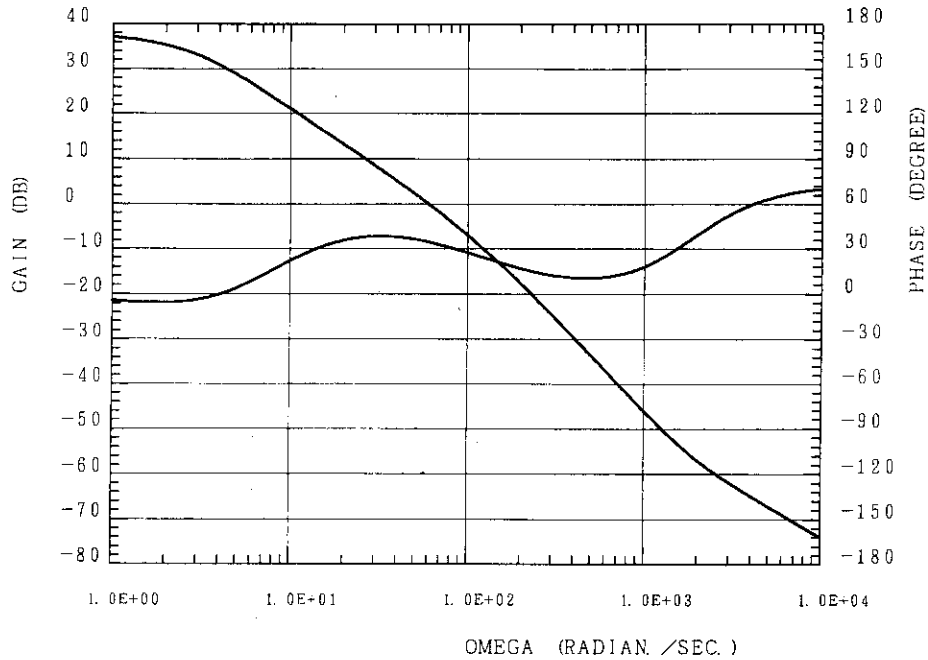


Fig.6.22 Bode diagram of feedback control systems
 (loop resistance of belljar ; $0.23\text{m}\Omega$)
 (loop resistance of vacuum vessel ; $0.32\text{m}\Omega$)
 (time constant of conducting shell ; 200msec.)
 (amplifier factor ; 10^5)

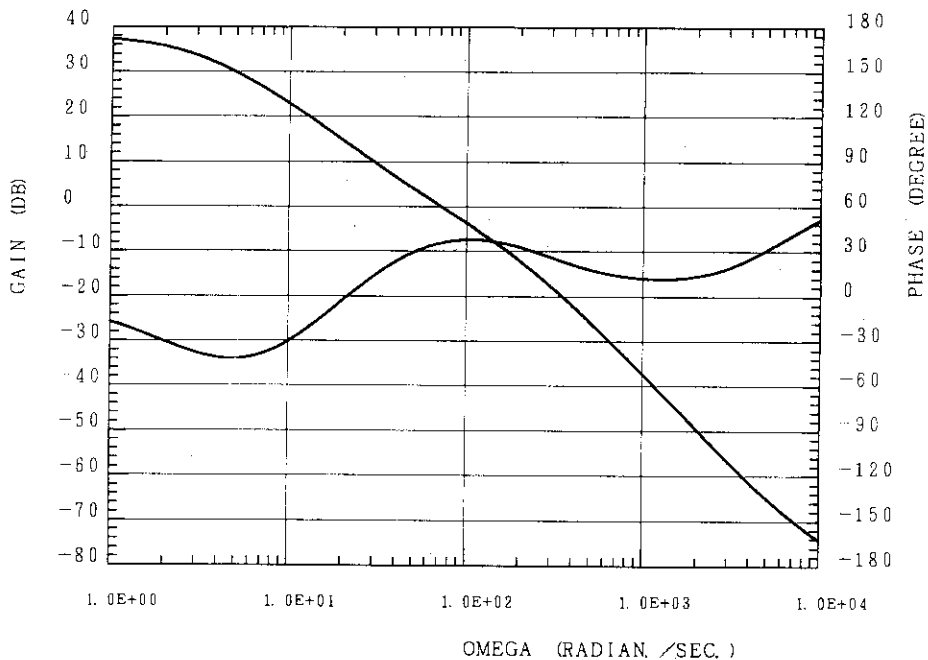


Fig.6.23 Bode diagram of feedback control systems
 (loop resistance of belljar ; $0.69\text{m}\Omega$)
 (loop resistance of vacuum vessel ; $0.95\text{m}\Omega$)
 (time constant of conducting shell ; 50msec.)
 (amplifier factor ; 10^5)

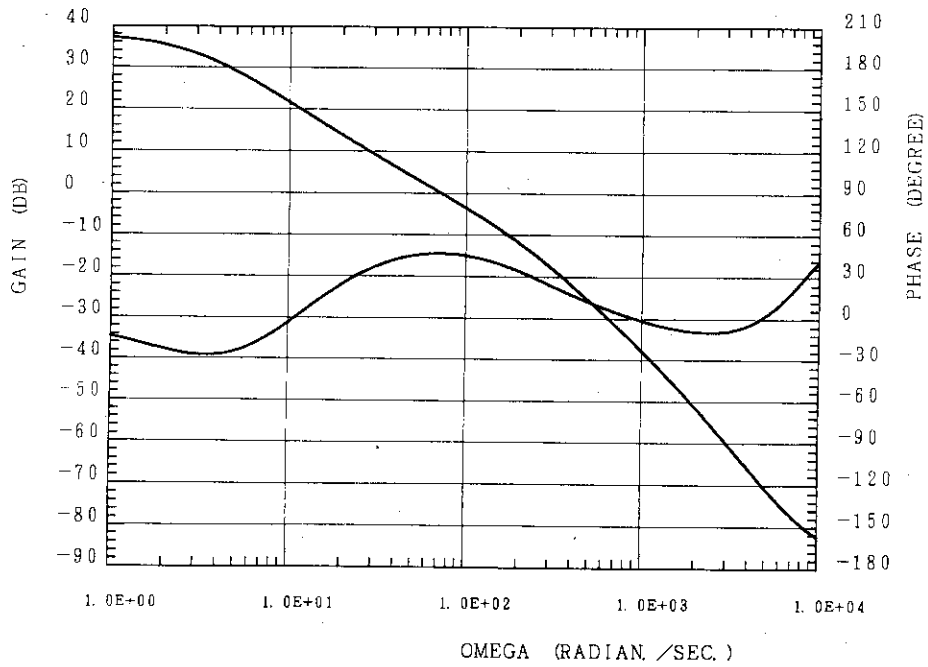


Fig.6.24 Bode diagram of feedback control systems
 (loop resistance of belljar ; $0.69\text{m}\Omega$)
 (loop resistance of vacuum vessel ; $0.95\text{m}\Omega$)
 (time constant of conducting shell ; 100msec.)
 (amplifier factor ; 10^5)

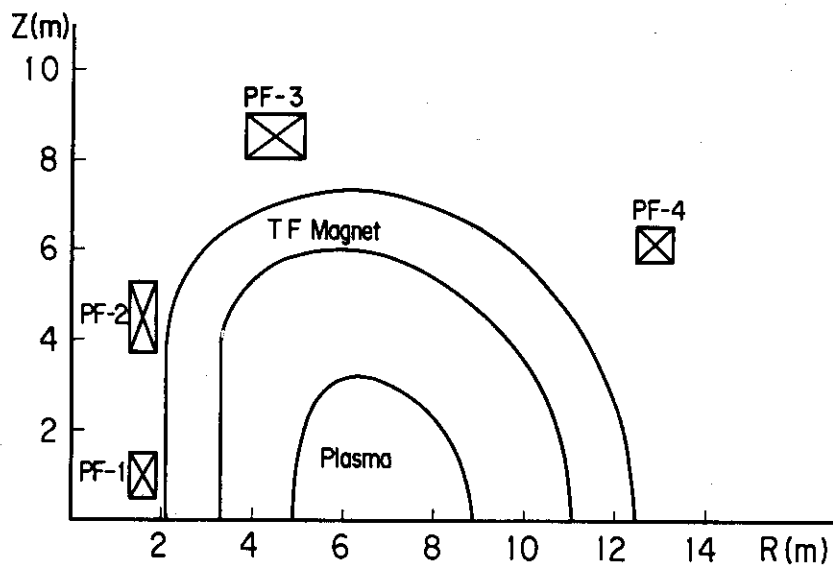


Fig.6.25 Location of poloidal field magnet

7. あとがき

スイミングプール型の実用炉の炉本体構造概念について総合的にできるだけ consistent に検討を進め、多くの問題点、さらに詳細に検討を進めるべき課題を明らかにした。

第1壁はブランケットと分離する構造としたため、トリチウム増殖比の確保は中性子増倍材として B_e の採用と 6Li の濃縮の組み合わせによって行った。 B_e と Li_2O は同領域に装荷しているので、材料の共存性、トリチウム回収及び熱構造設計上の今後の検討課題が残されている。

第1壁構造は現在多様な概念が提案されているが、我々は製作性、信頼性の観点から円管からなる分離型第1壁パネルを採用し、構造強度を確保する熱構造設計を行った。但し詳細な支持法については今後の検討課題である。ディスラプションは実用炉の第1壁の熱構造設計上の厳しい問題であり、将来、頻度、時定数、局所最高熱流束を大幅に軽減するプラズマ物理の進展と、低Z材料を第1壁構造材に被覆あるいは取り付けの技術の確立が強く望まれる。

ブランケット/真空容器は製作性を考慮して箱型を採用し、第1壁/ブランケットの冷却管の引き廻し、流速、流路長さ、方向（ポロイダル、トロイダル）は冷却条件（入口 290°C / 出口 330°C ）を満すように検討した。今後は、トロイダルコイルのボア内に収納する主配管、ヘッダー、分解、組立の観点からさらに詳しく検討する必要がある。

真空容器については、ボルト締結のための遠隔操作機器は単純な溶接溶断機器よりは大きくなるので、本設計検討ではトラス内側における機械的分割部ではボルト締結を行わずリップシールのみにした。そして構造強度上優れていると共に周回抵抗を相当に確保できる新しいリップ構造を提案している。しかし水圧による接合部の開きをできるだけ小さくするために、トラス内側の真空容器は相当厚くする必要があり、その結果真空容器は重くなるが、その分だけ水領域がステンレス鋼と置き換えているので遮蔽の観点からは有利となる。即ち、本炉概念では水遮蔽を特徴とするが、トラス内側についてはより遮蔽性能の良い固体遮蔽体をできるだけ用いてトラス内側空間（プラズマ境界からトロイダルコイルまでの距離）の縮小を図っている。トカマク炉ではトラス内側領域をできるだけ少なくすることが要求され、特に経済性が重視される実用炉ではこの空間を少しでも狭めることが炉構造設計上の重要な課題である。

ベルジャ型クライオスタットについては、水圧、電磁力を考慮して構造強度上の必要な厚みを検討した。トラス内側領域は遮蔽性能の要求だけで決まるものでなく、分割部（周回抵抗部も含む）の構造（特にフランジ）と挿入する遠隔操作機器の大きさから要求される空間を考慮しなければならない。設計に当ってはベルジャと真空容器の分割部の干渉を避け、相互の間の空間を遠隔操作機器挿入の有効な空間とするように工夫する必要がある。さらにベルジャのように巨大な構造物の分割構造はその製作性を組立・分解をよく考えて検討する必要がある。

トラス構造体は構造強度上の要求を満すだけでなく、プラズマの生成・維持に必要な構造でなければならない。その中で最も重要な課題であるプラズマの上下方向の位置不安定性の制御のために、渦電流解析を行った。検討は、第1壁/ブランケット、真空容器及びベルジャの3重層金属構造体における周回抵抗と分割構造を考慮して、トロイダルコイルの外側のコイルでフィー

ドバック制御を行う場合の電源容量について行った。外からの制御には工学的観点からの時定数があり、そのためにプラズマの速い不安定性の成長率を抑制するシェル効果をブランケットに具備させる必要がある。しかし実用炉のブランケットは高温であるので、導電性の良い Al, Cu 等の材料を使用することには問題がある。十分なシェル効果をブランケットにもたせることは熱構造設計上の大きな課題である。トロイダルコイルの外置きコイルで制御することと、制御コイルの近傍に厚肉のベルジャ型クライオスタットが設置されているので、制御に要する電源容量をできるだけ軽減する設計の工夫が重要である。この問題はプラズマ非円形度の設定、クライオスタット構造も含め炉構造設計への影響が大きい。一方、位置制御に要する電源容量の算定は揺動磁場、時定数及び変位量に依存するが、これらには未知の点及び不確かさがかなりあるので今後この方面の研究の進展が強く望まれる。

本設計検討と併行して主冷却管の径と引き廻し、分解組立等の検討を進めトロイダルコイルの大きさの見直しを行った。その結果、トロイダルコイルの大きさを少し大きく、コイル数を 14 にして現在詳細な検討を進めている。なお、スイミングプール型の炉概念の検討が終了後は在来型の炉概念の設計検討にも着手する計画である。

謝 辞

本実用炉で採用したスイミングプール型の炉概念の検討に当っては、迫 淳主任研究員から種々の貴重な助言を載いたことを深く感謝します。実用炉の設計研究の遂行に当っては終始理解と激励を戴いた、核融合研究開発推進センターの、磯 康彦センター長、苫来地 顕大型トカマク開発部長、及び吉川允二次長に感謝します。

ドバック制御を行う場合の電源容量について行った。外からの制御には工学的観点からの時定数があり、そのためにプラズマの速い不安定性の成長率を抑制するシェル効果をブランケットに具備させる必要がある。しかし実用炉のブランケットは高温であるので、導電性の良い Al, Cu 等の材料を使用することには問題がある。十分なシェル効果をブランケットにもたせることは熱構造設計上の大きな課題である。トロイダルコイルの外置きコイルで制御することと、制御コイルの近傍に厚肉のベルジャ型クライオスタットが設置されているので、制御に要する電源容量をできるだけ軽減する設計の工夫が重要である。この問題はプラズマ非円形度の設定、クライオスタット構造も含め炉構造設計への影響が大きい。一方、位置制御に要する電源容量の算定は揺動磁場、時定数及び変位量に依存するが、これらには未知の点及び不確かさがかなりあるので今後この方面の研究の進展が強く望まれる。

本設計検討と併行して主冷却管の径と引き廻し、分解組立等の検討を進めトロイダルコイルの大きさの見直しを行った。その結果、トロイダルコイルの大きさを少し大きく、コイル数を 14 にして現在詳細な検討を進めている。なお、スイミングプール型の炉概念の検討が終了後は在来型の炉概念の設計検討にも着手する計画である。

謝 辞

本実用炉で採用したスイミングプール型の炉概念の検討に当っては、迫 淳主任研究員から種々の貴重な助言を載いたことを深く感謝します。実用炉の設計研究の遂行に当っては終始理解と激励を戴いた、核融合研究開発推進センターの、磯 康彦センター長、苦来地 顕大型トカマク開発部長、及び吉川允二次長に感謝します。