

JAERI-M
9898

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

1982年1月

湊 章男*

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, 1982

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 日立高速印刷株式会社

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

日本原子力研究所東海研究所核融合研究部

湊 章 男*

(1981年12月21日受理)

スイミングプール型トカマク炉の真空容器の構造強度に関する評価を行った。非円形ポロイダル断面を有する真空容器には外圧(水圧+大気圧)が作用する。その外圧によって生じる種々の問題を検討した。

トロイダルシェルの外圧が作用する場合のポロイダル断面の違いによって生じる変形挙動を考察するために2次元応力解析を行い、さらに3次元応力解析により真空容器の実際の変形挙動を求めた。その他、外圧による座屈荷重(崩壊荷重)の評価およびプラズマが崩壊した時に発生する電磁力に対する真空容器の強度を評価した。

* 外来研究員;川崎重工(株)

Strength Evaluation of Vacuum Vessel
for Swimming Pool Type Tokamak Reactor - I

Akio MINATO^{*}

Division of Thermonuclear Fusion Research,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received December 21, 1981)

The structural strength of the vacuum vessel for Swimming Pool Type Tokamak Reactor (SPTR) has been evaluated. The vacuum vessel which has a non-circular poloidal cross section is subjected to an external pressure (hydraulic plus atmospheric pressure). Several problems caused by the external pressure were studied.

Two dimensional stress analysis for several types of toroidal shells which have different poloidal cross sections was conducted to obtain the general deformation behaviors due to the external pressure. Three dimensional stress analysis was conducted to obtain more exact and detailed deformation and stress of the vacuum vessel.

The buckling pressure (namely collapse load) was estimated and the strength of the vacuum vessel to withstand the electromagnetic force caused by plasma disruption was also evaluated.

Keywords: Swimming Pool Type Tokamak Reactor, Vacuum Vessel,
Structural Strength, External Pressure, Hydraulic Pressure,
Toroidal Shell, Non-circular Poloidal Cross Section,
Stress Analysis, Buckling Pressure, Electromagnetic Force

* On leave from Kawasaki Heavy Industries Ltd., Tokyo

目 次

1. はじめに	1
2. トロイダルシェルの変形挙動	4
2.1 数値解析と有限要素法による解析の検討	4
2.2 種々のポロイダル断面を有するトロイダルシェルの一様外圧による変形挙動	12
2.3 3次元解析への指針	13
3. 真空容器の強度評価	28
3.1 外圧(水圧+大気圧)による3次元応力解析	28
3.2 外圧による座屈荷重の評価	34
3.3 電磁力に対する強度評価	40
3.4 トーラス内側での補強効果に関する考察	48
4. まとめ	54
謝 辞	55
参考文献	55

Contents

1. Introduction	1
2. Deformation behavior of toroidal shell	4
2.1 Numerical analysis and Finite Element Method	4
2.2 Deformation behavior of toroidal shells with various poloidal cross sections under uniform external pressure	12
2.3 Guide line for three dimensional stress analysis	13
3. Evaluation of structural strength for vacuum vessel	28
3.1 Three dimensional stress analysis under external pressure (hydraulic plus atmospheric pressure)	28
3.2 Estimation of buckling load due to external pressure	34
3.3 Evaluation of structural strength due to electromagnetic force	40
3.4 Reinforcement effect at inboard section	48
4. Concluding remarks	54
Acknowledgment	55
References	55

1. はじめに

トカマク型核融合炉は実現性の高い炉概念として現在設計研究が進められているが、装置の大型化、複雑化のほか分解修理に関し厳しい問題となっている。これらを解決するために水を満したプール内に炉を設置する方式—スイミングプール型トカマク炉 (SPTR)¹⁾²⁾—について設計研究を行い、炉概念の明確化と実現の可能性の検討が現在精力的に進められている。

この炉は従来の炉とは異なり、真空容器は単独に設置されている。そこで放射線遮蔽は固体遮蔽体の代わりにプール水が代用するため、真空容器には水圧および大気圧が外圧として作用する。さらに中性子等の核発熱に基づく熱荷重やプラズマ崩壊時に発生する電磁力が真空容器に作用し、それらの荷重に対する真空容器の構造的健全性の評価が重要である。

水圧は水深 (真空容器の中心で約 10 m) に依存し、外圧として大気圧も加算され真空容器に作用する。真空容器の断面は非円形 D 型である。さらに中性子等に基づく核発熱の冷却を内外面のみで行うような単純な構造を採用するため、その板厚は外圧に対し十分強度的余裕の有する厚さを期待できない。

この真空容器の断面は非円形 D 型であり、外圧等が作用する場合の変形、応力状態は円形断面の場合と比較して複雑になると予想される。トロイダルシェルの一形状である真空容器に外圧が作用するならば、座屈 (不安定現象) の問題も十分考慮の対象となってくる。

ここでは、軸対称問題として非円形 D 型断面を有する真空容器 (一種のトロイダルシェル) の一様外圧下での断面形状による変形挙動の違いを考察し、その際解析に用いた有限要素法構造解析コードによる解の妥当性を検討するとともに、実際の設計に採用されている断面形状を用いて外圧 (水圧+大気圧) による変形挙動を 3 次元形状の解析モデルにより応力等を求め、得られた結果の考察を行った。

さらに、座屈に関する問題は崩壊荷重に対する検討として取り扱い、軸対称モデルにより弾塑性解析を行った。一様な外圧をステップ状に増加させ塑性変形が生じ変形量が急激に増加する外圧 (荷重) を求め、座屈荷重 (崩壊荷重) として評価する方法を採用した。

プラズマが瞬時に崩壊した時、真空容器の内側に設置されているトリチウム増殖用ブランケットの中性子増倍材の鉛層に渦電流が生じ、トロイダル磁場とのカップリングにより電磁力が発生し、ブランケット容器壁を介して真空容器に作用する。その場合の真空容器の構造強度を評価するため、真空容器の電磁力に対する動的応力解析を行い、十分な強度を有していることを確認した。

以上の検討は真空容器のモジュール間はトロイダル方向全周でフランジがボルトにより結合されているモデルとして検討および評価を行った。しかし、炉の分解、修理の観点から真空容器のトーラス内側領域 (炉の中心に近い領域) の空間は狭いので、ボルトの結合、解除のための遠隔操作装置の導入が不必要な設計が望ましい。そこで、その領域での変形量を抑える形状を検討するため、トーラス内側の直線部分においてボルトがついている条件ではあるが、曲率を付けるか又は板厚を増加した場合の補強効果を簡単に評価した。

Fig. 1.1 にスイミングプール型トカマク炉の断面を、Fig. 1.2 に真空容器の断面を示す。

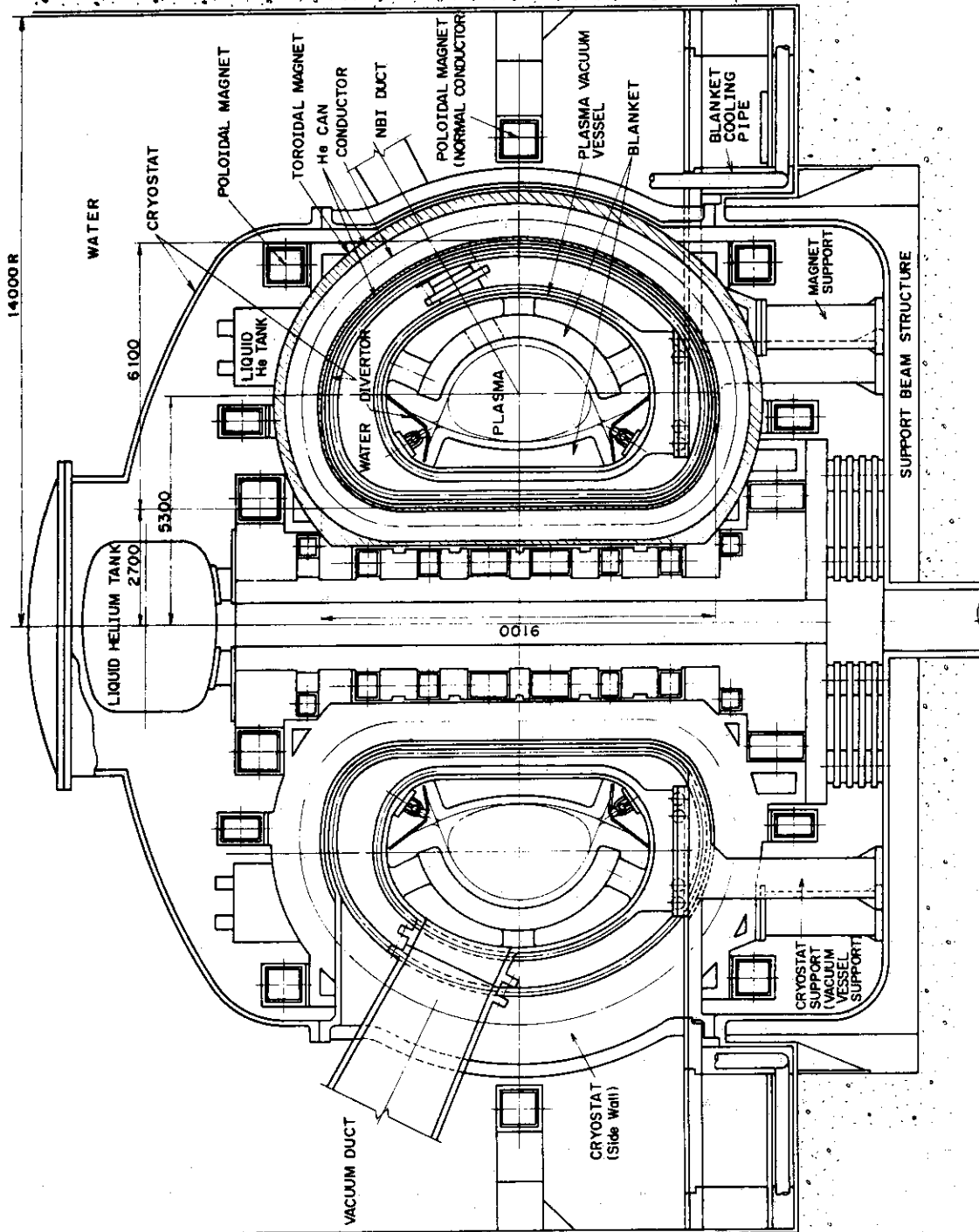


Fig. 1.1 Vertical cross section of the SPTR

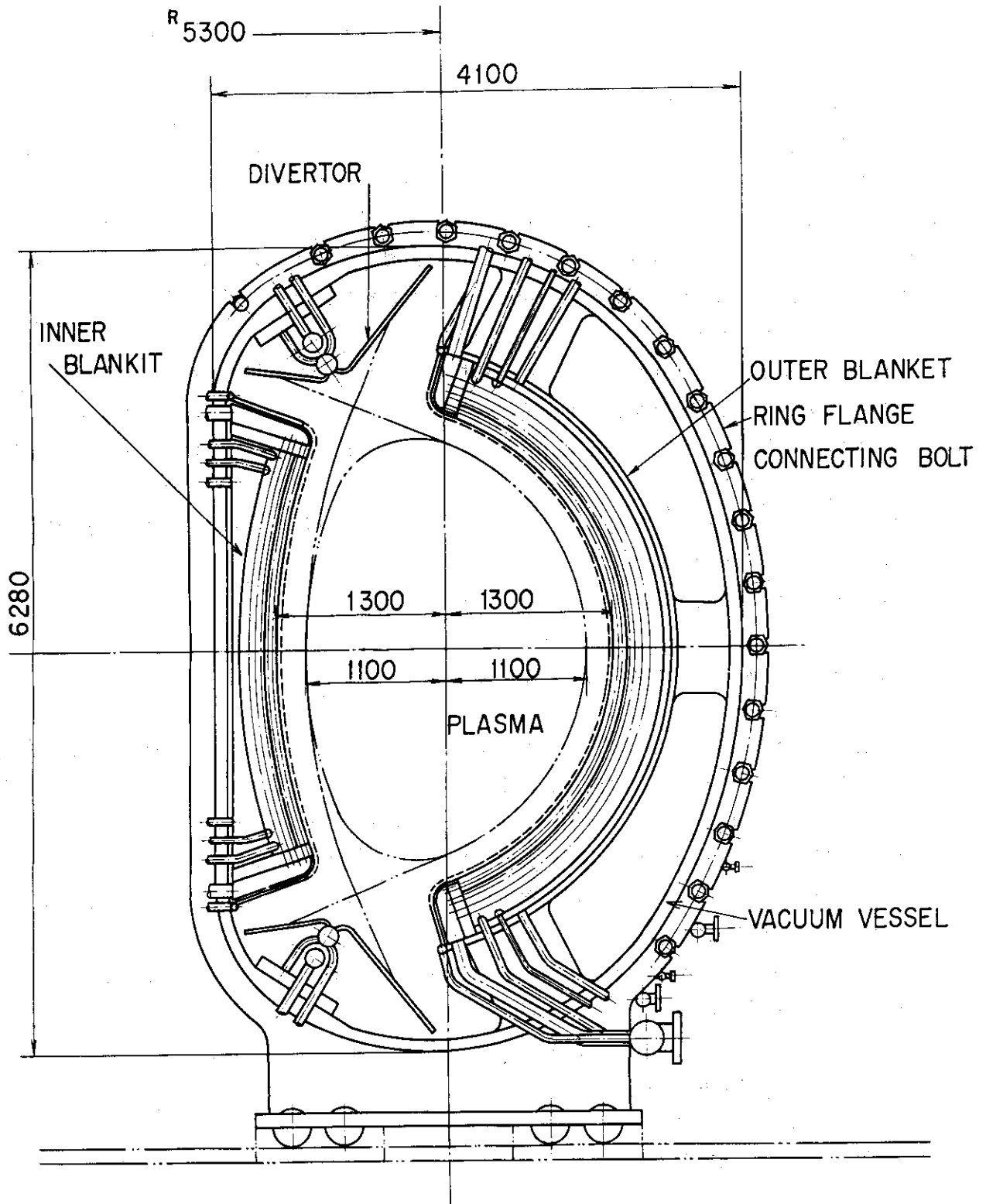


Fig. 1.2 Vertical cross section of the vacuum vessel

2. トロイダルシェルの変形挙動

円形断面を有するトロイダルシェルの外圧（又は内圧）による変形挙動は、円筒とは異なりトロイダル方向に一様な変形状態とはならず理論的には簡単な式で十分その変形量および応力等は求められない。円筒の場合には非線形の効果は非常に小さい（十分長い円筒の中央部分で）が、トロイダルシェルの場合シェル上、下の変形状態に変曲点が現われる等、非線形効果が発生する。有限要素法により解析を行う場合、妥当な結果を得るためには要素の精度も重要であり又多くの自由度が必要となるかも知れない。

そこで、真空容器の外圧下における応力解析を行う場合、先ず真空容器をトロイダル方向は一様な板厚と仮定した円形断面を有するトロイダルシェルとする。一様な外圧（ 1 kgf/cm^2 , 0.1 MPa ）が作用する軸対称問題として考え、ある程度解の精度が得られる自由度になる要素分割により応力解析を行った。さらに、円形断面から徐々にその断面形状を変え、楕円形断面およびD型断面（楕円度^{*1}および三角度^{*1}を有する不完全D型と完全D型断面の2種類）に拡張し、各々の応力解析の結果から断面形状の違いによる変形、応力状態の類推を経て、実際の形状による真空容器の3次元応力解析への足掛かりとした。

2.1 数値解析と有限要素法による解析の検討

数値解析（膜理論）によって応力等が求められるトロイダルシェルはその断面が円形又は楕円形に限られ、一様な外圧又は内圧が作用する場合である。ここでは一様な外圧 1 kgf/cm^2 (0.1 MPa) が作用するトロイダルシェルを解析の対象とした。有限要素法による応力解析には構造解析コード "SAP-V"（以下SAP-Vと呼ぶ）の軸対称要素を用い、対称性を考慮してトロイダルシェルの上半分について解析のモデルとした。

(a) 円形断面の場合

円形断面を有するトロイダルシェルの幾何学的形状をFig.2.1に示す。さらに数値解析に使用した式³⁾（線形膜理論に基づく）を以下に示す。

$$\sigma_{\phi} = N_{\phi} p r / h \quad (2.1)$$

$$\sigma_{\theta} = N_{\theta} p r / h \quad (2.2)$$

$$dR = p r^2 d\bar{R} / E h \quad (2.3)$$

$$dZ = p r^2 d\bar{Z} / E h \quad (2.4)$$

$$N_{\phi} = (a + \frac{1}{2} \sin \phi) / (a + \sin \phi) \quad (2.5)$$

$$N_{\theta} = 1/2 \quad (2.6)$$

$$d\bar{R} = \frac{1}{2} [a(1-\nu) + (1-\nu) \sin \phi] \quad (2.7)$$

*1 2.1に示されている式(2.11)および(2.12)を参照。

$$d\bar{Z} = \frac{1}{2} (1-\nu) \cos \phi - \frac{1}{2} \log \left| \tan(\phi/2) \right| \pm \arctan \left[\left(\frac{a-1}{a+1} \right)^{1/2} \frac{1-\tan(\phi/2)}{1+\tan(\phi/2)} \right]^{\pm 1} \quad (2.8)$$

上式(2.1)~(2.8)において、 p は圧力(外圧は負)、 r は小半径、 E は縦弾性係数、 ν はポアソン比、 h は板厚、 a は大半径と小半径の比および ϕ はポロイダル方向の角度である。又式(2.8)において ϕ が正(Fig.2.1で右廻り)の場合は上側の符号を、 ϕ が負(Fig.2.1で左廻り)の場合は下側の符号を用いる。

式(2.1)~(2.8)を用いて解析した結果と、有限要素法による解析結果の変位量をTable 2.1に比較して示す。

Fig.2.2に数値解と有限要素法による解のポロイダル方向の応力($\sigma_\phi, \sigma_\theta$)の分布を示す。有限要素法による解は、板厚方向に4分割、ポロイダル方向に120分割、合計480要素(605節点)の場合の結果である。図において有限要素法による解は、板厚中心での応力を示している。両者の結果から板厚中心での応力はほぼ一致している。しかし、トロイダルシェルの挙動は円筒とは異なり、非線形の効果が見られる。その効果を考慮したある1つの数値解³⁾を例にとると、シェルの上下部分における非線形効果が少し現われ、変形状態において変曲点を有する挙動が認められる。

トロイダルシェルの上下部分における非線形効果を明らかにするため、ここで解析に使用した軸対称要素の要素数を増加した場合と、3次元モデルにより解析に使用するシェル要素で解析した場合の結果を示す。軸対称要素は板厚方向に4分割、ポロイダル方向(半周)に500分割、全要素数は2000であり、シェル要素はポロイダル方向(全周)240分割、トロイダル方向に10分割(トロイダルシェルのトロイダル方向を7.5°解析モデルの対象としている)、全要素数は2400である。Fig.2.3に円形断面のトロイダルシェルに外圧が作用した場合の変形前後の形状を示す。図において点線が変形前、実線が変形後の形状を示している。特に変形量を拡大して示しているため、シェルの上下部分における変形状態が複雑な挙動を示しているのが分かる。応力に関し、上述の数値解の1例³⁾をFig.2.4に示す。図において、 N_θ (トロイダル方向の応力)に非線形効果が現われている。Fig.2.5に2種類の要素で得られたトロイダル方向の合応力を示す。軸対称要素およびシェル要素による結果は数値解にやや近い傾向を示している。軸対称要素の場合、板厚方向の分割数を増加するか、高次(精度の良い)の要素を用いればさらに数値解に近い結果が得られるであろう。

(b) 楕円形断面の場合

次に、楕円形断面のトロイダルシェルについて、線形理論解⁵⁾と有限要素法による解を比較する。解析に用いたトロイダルシェルの断面は楕円度(κ)を1.6とした。

Fig.2.6に数値解を求める場合に使用する解析モデルを示す。線形理論(膜理論)による数値解を求めるために次の式を用いた。

$$\sigma_\phi = \frac{N_\phi}{h} = \frac{b}{h} \cdot p \cdot \frac{1+(\lambda/2)\sin\phi}{1+\lambda\sin\phi} \sqrt{1-\ell^2\cos^2\phi} \quad (2.9)$$

$$\sigma_\theta = \frac{N_\theta}{h} = \frac{a}{h} \cdot p \cdot \frac{\ell^2\sin\phi \cdot (1+\lambda\sin\phi) + (\lambda/2)(b/c)^2}{\sqrt{1-\ell^2\cos^2\phi}} \quad (2.10)$$

上式(2.9), (2.10)において, $\beta^2 = 1 - (b/c)^2$, および $\lambda = b/a$ である。

Fig.2.7と2.8に得られた応力を比較して示す。但し, Fig.2.7に示した有限要素法による応力は板厚の中心の値であり, Fig.2.8に示した応力は板厚の内・外面の値を示している。円形断面を有するトロイダルシェルの場合と同様に, シェルの上部での応力に差が認められるがトラス内, 外側ではほぼ一致している。

この解析に用いた軸対称要素(SAP-Vに組み込まれている)でも, ある程度非線形の効果を表わすことができると思われる。この報告は数値解と有限要素解の厳密な比較を目的とせず, 真空容器の外圧による全体の概略的変形挙動とポロイダル断面形状の違いによる変形状態の差を検討することも一つの目的としている。そこで今回使用した軸対称要素で以後のポロイダル断面を変えたトロイダルシェルの応力解析を進めていく。

Table 2.1 Displacements of numerical analysis and finite element method for toroidal shell with circular poloidal cross section

ϕ	Numerical analysis		F.E.M.	
	dr(mm)	dz(mm)	dr(mm)	dz(mm)
90	-2.3×10^{-2}	0.0	-2.4×10^{-2}	0.0
45	-2.1×10^{-2}	-1.1×10^{-2}	-2.2×10^{-2}	-1.6×10^{-2}
0	-1.4×10^{-2}	-6.0×10^{-2}	-1.7×10^{-2}	-4.5×10^{-2}
-45	-7.7×10^{-3}	-3.2×10^{-2}	-6.9×10^{-3}	-2.5×10^{-2}
-90	-5.0×10^{-3}	0.0	-5.3×10^{-3}	0.0

Axis of
Rotation(θ)

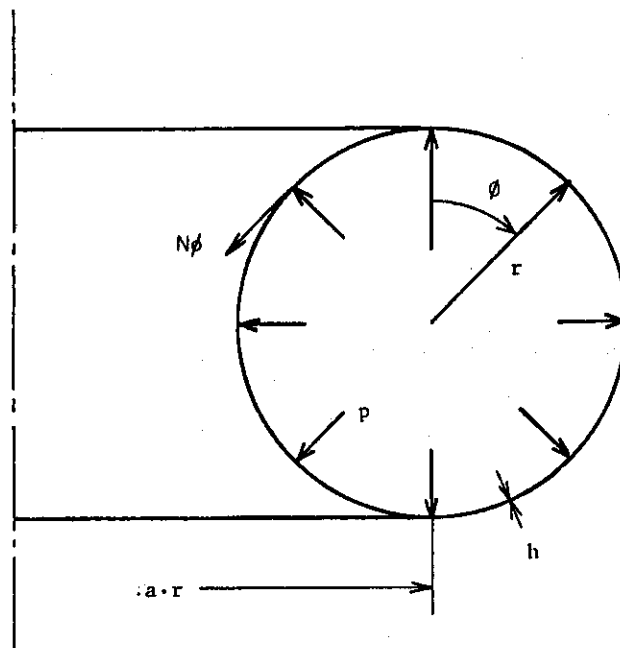


Fig. 2.1 Geometry and notations of toroidal shell with circular poloidal cross section

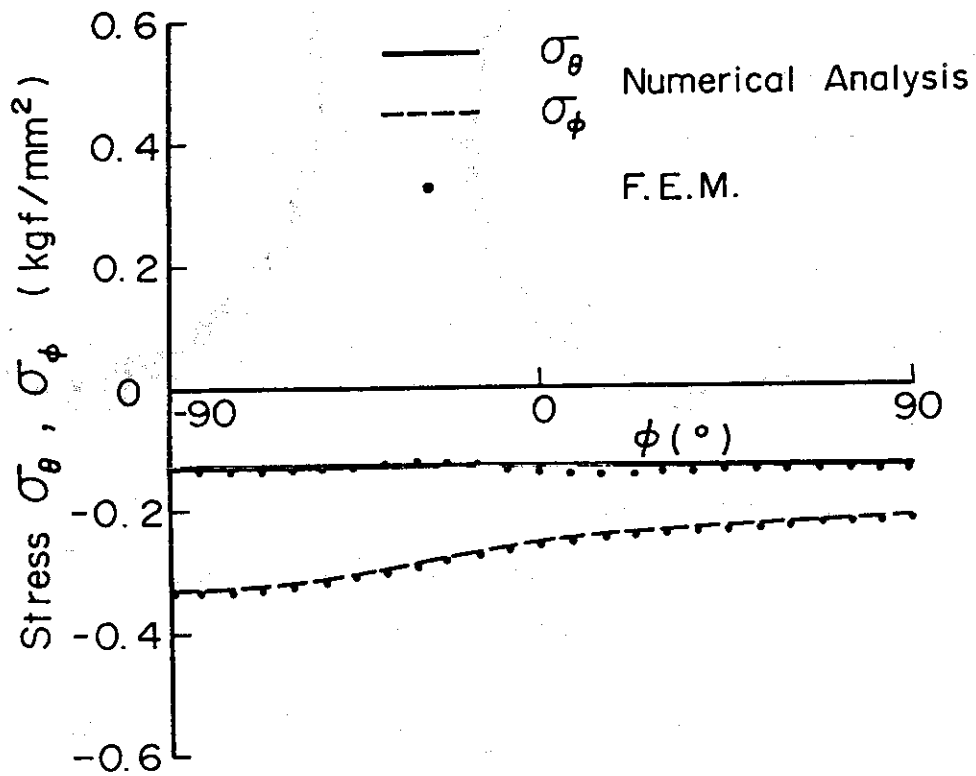
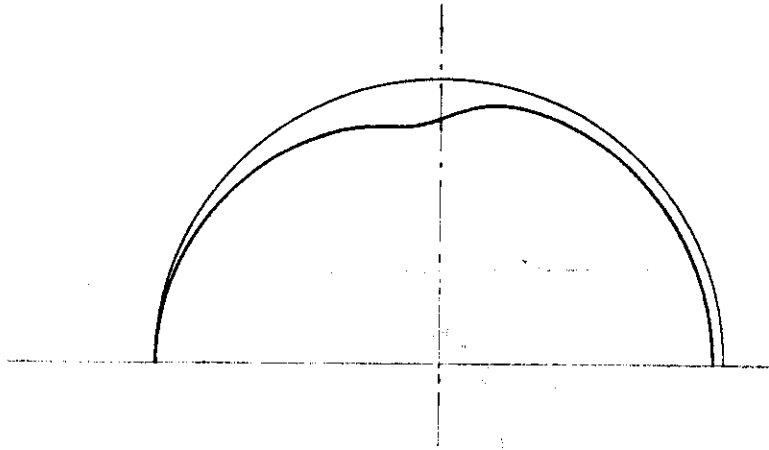


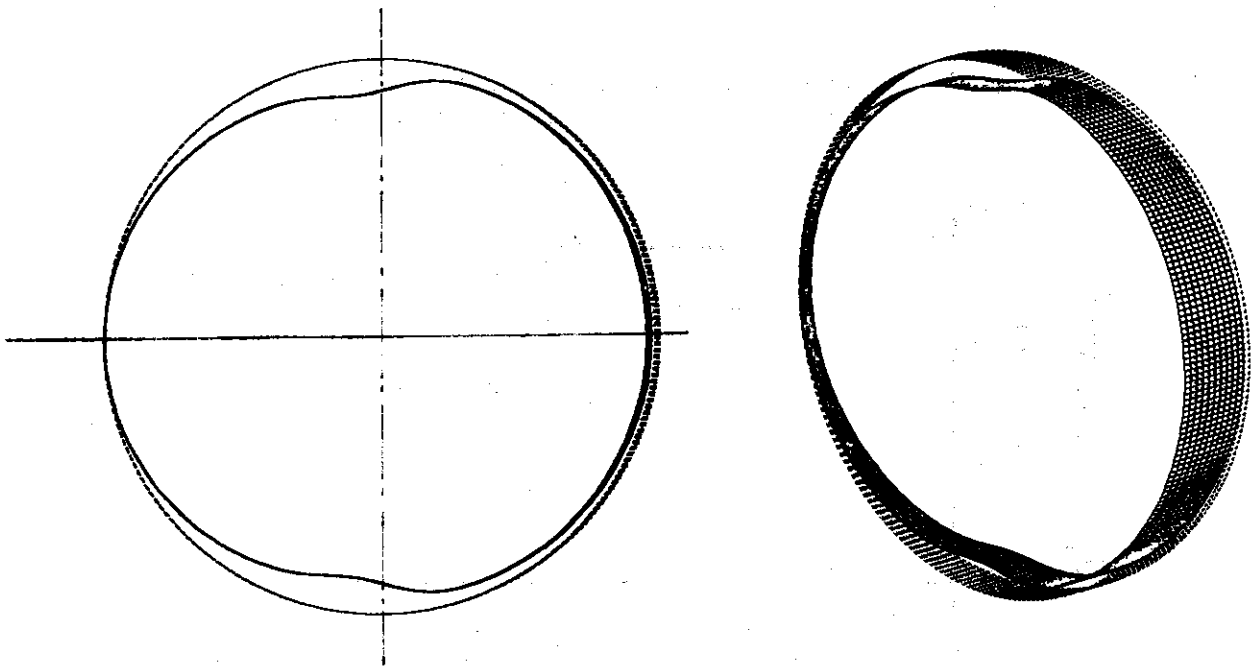
Fig. 2.2 Comparison with numerical results and results by finite element method



(a) Axisymmetric solid element

External pressure : 1 kgf/cm^2 (0.1 MPa)

Number of element : 2000(4x500)



(b) Shell element

External pressure : 1 kgf/cm^2 (0.1 MPa)

Number of element : 2400(240x10)

Fig. 2.3 Pre-and post-deformation shapes of toroidal shell under uniform external pressure

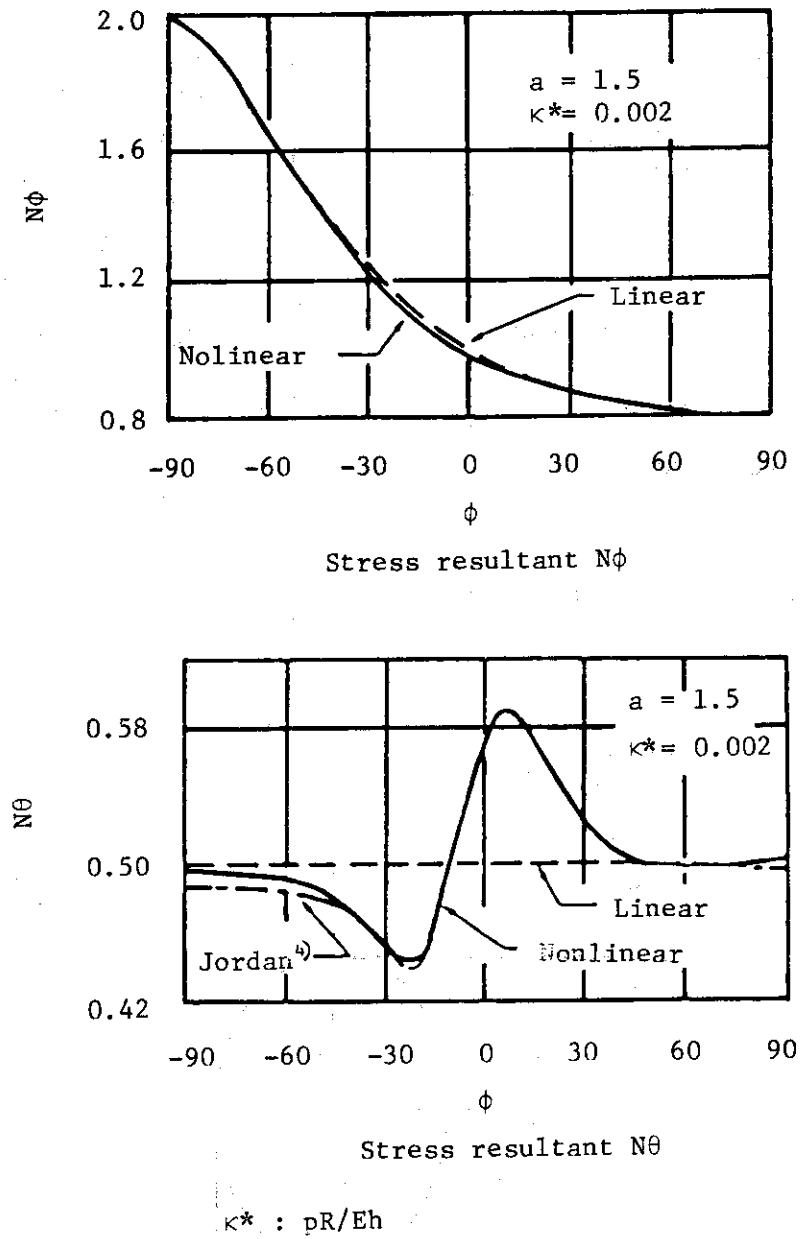


Fig. 2.4 Stress resultants N_ϕ and N_θ by numerical analysis³⁾

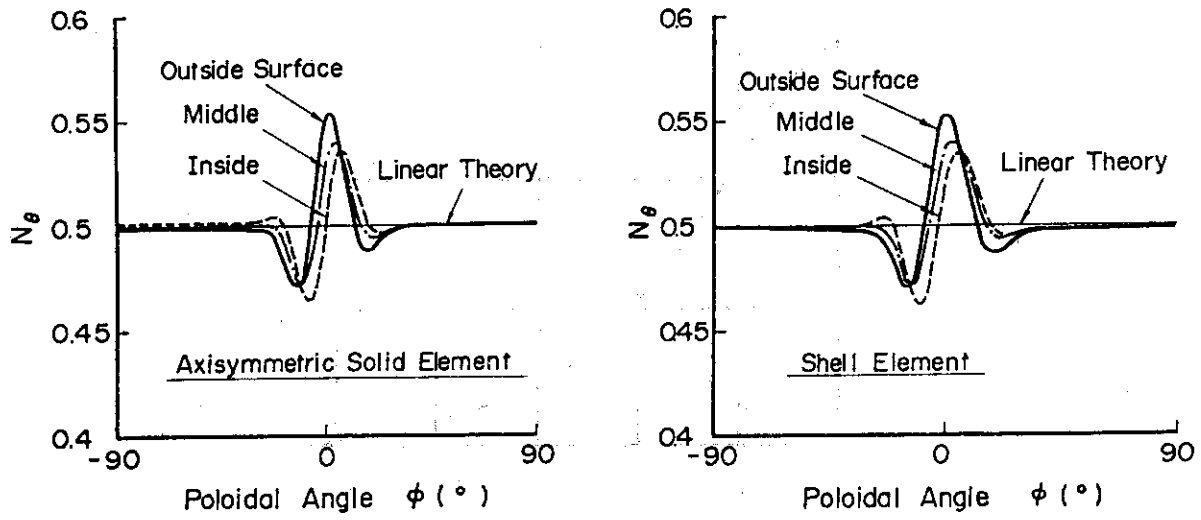


Fig. 2.5 Stress resultant N_θ by finite element method

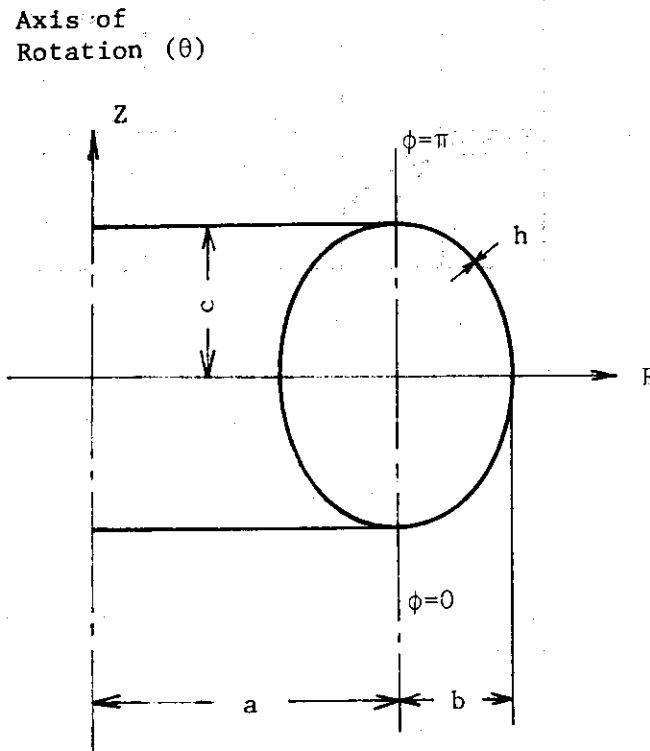


Fig. 2.6 Geometry and notations of toroidal shell with elliptical cross section

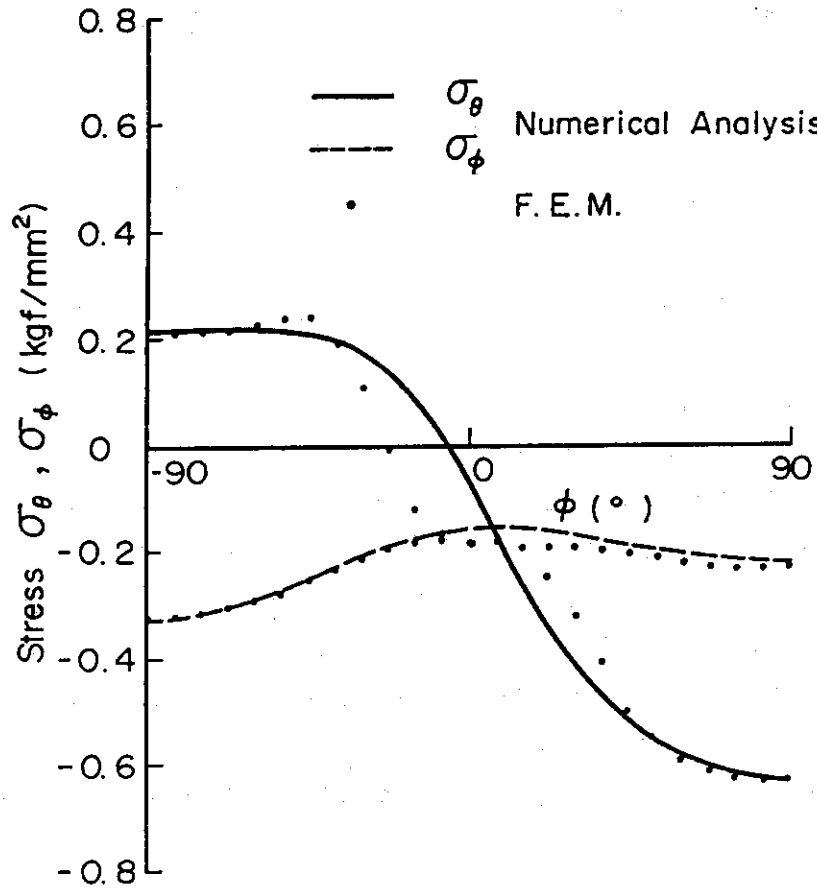


Fig. 2.7 Comparison with numerical results and results by finite element method (middle plane through the wall)

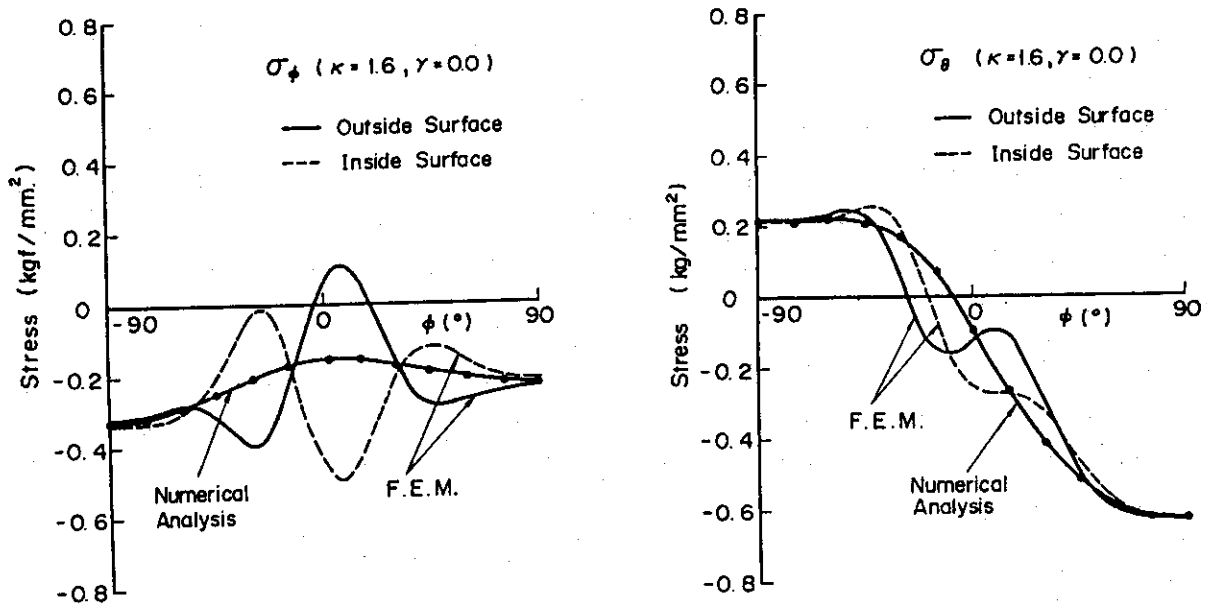


Fig. 2.8 Comparison with numerical results and results by finite element method (inside and outside surface)

2.2 種々のポロイダル断面を有するトロイダルシェルの一様外圧による変形挙動

2.1で述べた円形および楕円形ポロイダル断面のトロイダルシェルの応力解析の結果を基にし、種々のポロイダル断面を有するトロイダルシェルの一様な外圧による応力解析を行い、各々の変形および応力状態を考察した。

トロイダルシェルの大半径 R_0 を 5.55 m, 円形ポロイダル断面の小半径 r を 2.05 m とし、非円形断面(楕円形又はD型断面)の決定に際しては次の式を用い、その代表的形状を Fig. 2.9 に示す。

$$R = R_0 + r \cos(\alpha + \gamma \sin \alpha) \quad (2.11)$$

$$Z = \kappa \cdot r \cdot \sin \alpha \quad (2.12)$$

但し、上式で、 R_0 は大半径、 r は小半径、 κ は楕円度、 γ は三角度、 α はポロイダル方向の角度である(シェルの中心(R_0)とシェル上の点を結んだ角度ではない)。

解析に用いた形状のパラメータを Table 2.1 に示す。解析には前述の有限要素法による軸対称要素を用い、上半分を解析の対象とし、大半径 $R = 5500$ mm, 小半径 $r = 2050$ mm, 板厚 $h = 80$ mm, を用いた。但し、板厚 h を 80 mm と選んだ理由は、1次元の核計算¹⁾より得られた中性子による核発熱の値から発生する温度差を制限することによって決められた。構造材に 316 S.S. を考え、その材料定数として、縦弾性係数 $E = 20000 \text{ kgf/mm}^2 (1.96 \times 10^5 \text{ MPa})$, ポアソン比 $\nu = 0.3$ を用いた。

外圧 $1 \text{ kgf/cm}^2 (0.1 \text{ MPa})$ が作用した場合の変形前後の形状を Fig. 2.10~2.14 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している。但し、変形量の拡大率は各々異なった値になっている。Fig. 2.10 の円形断面の場合は、一様な外圧によって全体が縮む変形挙動を示しているが、楕円度および三角度を少し変えると、その変形挙動は円形断面とは異なる傾向が見られる。特にトーラス中心に近い内側領域では、円形断面の場合とは全く異なり半径が大きくなる変形挙動を示しているのが特徴である。このことはこの領域ではトロイダル方向の応力が圧縮ではなく引張になることを示すもので、この領域でのモジュール間結合のためにボルトの有無にも大きな影響を与えることになる。

次に発生する応力成分について、Table 2.3 に示すようなグループに分け各断面形状による比較も合わせて、Fig. 2.15~2.24 に内面および外面の各応力成分 (σ_θ , σ_ϕ) を示す。図において、 σ_θ はトロイダル方向、 σ_ϕ はポロイダル方向の応力を示す。但し比較のため、円形断面の場合も示しておいた。

各々の図からわかるように、円形断面から少しでも変化した場合(楕円度や三角度を変える)、応力の分布は複雑となり、非線形の影響(曲げモーメント)が現われている。又、トーラス内側領域においては、外圧が作用しても変形図のところで述べたように、トロイダル方向の応力が引張を示している。さらに、Figs. 2.15, 2.16 と Figs. 2.19, 2.20 を比較してみると、楕円度よりも三角度の方が同じ大半径 R_0 , 小半径 r のトロイダルシェルにおいて、外圧 1 気圧に対して発生する応力が大きい値を示し、非線形の影響も大きい。この理由として、ポロイダル断面を決める時に楕円度を変えた場合にはポロイダル断面の中心線に対し上下、左右の対称性は保たれているが、三角度を変えた場合には上下の対称性は保たれているが、左右の対称性

は失なわれていることによるものと思われる。真空容器のトロイダル断面を決定する時には大きな三角度を有する断面は採用できないということが言える。

Fig. 2.25～2.28に円形断面($\kappa = 1.0$, $\gamma = 0.0$), 楕円形断面($\kappa = 1.6$, $\gamma = 0.0$), 不完全D型断面($\kappa = 1.6$, $\gamma = 0.3$)および完全D型断面の各応力成分について, 内・外面における分布を示す。図において, トロイダルシェルの上部付近での非線形の効果が発生していることが良くわかる。Fig. 2.28において完全D型断面のトロイダルシェルの応力分布から, Mid-plane上における水深が10～15mとなるSPTRの真空容器に発生するトロイダル方向の応力は大気圧も加算すると約0.8～1.0 kgf/mm² (8～10 MPa)程度になることが予想される。

2.3 3次元解析への指針

種々の断面形状を有するトロイダルシェルに一樣な外圧が作用した場合の軸対称モデルによって得られた結果から, トロイダルシェルのMid-plane付近の変形量および応力はほぼ妥当な解が得られた。しかし, 上部付近の非線形の効果が発生する領域における解は十分な信頼性が有しているかどうかの判定は難しい。この解析に使用したSAP-Vには高精度の要求が導入されていないので, 数値解に近づけるためには適用出来る要素の数を多くすれば計算時間を多大に費やすことになり, 又得られた解の精度に限界があるかと思われる。

この報告の目的は数値解との厳密な比較を目的とせず, 又, 2.1で述べたように真空容器の変形挙動および応力を概略的に求める目的もあり, 真空容器をトロイダルシェルとした軸対称モデルによる種々の断面形状での応力解析の結果は3次元解析への指針が十分与えられるものと思われる。

Table 2.2 Shape parameters using axisymmetric stress analysis

Case	κ^*	γ^{**}	Poloïdal cross section
1	1.0	0.0	circular
2	1.2	0.0	ellipse
3	1.4	0.0	ellipse
4	1.6	0.0	ellipse
5	1.2	0.3	non-dee-shape
6	1.4	0.3	non-dee-shape
7	1.6	0.3	non-dee-shape
8	1.0	0.1	non-circular
9	1.0	0.3	non-circular
10	1.0	0.6	non-circular
11	1.4	0.6	non-dee-shape
12	(1.2)	(0.2)	dee-shape
13	(1.4)	(0.4)	dee-shape
14	(1.6)	(0.6)	dee-shape

* ellipticity

** triangularity

Table 2.3 Groups of poloïdal cross section in order to compare with the deformation behavior

Group	κ^*	γ^{**}	Poloïdal cross section
1	1.2	0.0	ellipse
	1.4	0.0	ellipse
	1.6	0.0	ellipse
2	1.0	0.3	non-dee-shape
	1.2	0.3	non-dee-shape
	1.4	0.3	non-dee-shape
	1.6	0.3	non-dee-shape
3	1.0	0.1	non-circular
	1.0	0.3	non-circular
	1.0	0.6	non-circular
4	1.4	0.0	non-dee-shape
	1.4	0.3	non-dee-shape
	1.4	0.6	non-dee-shape
5	(1.2)	(0.2)	dee-shape
	(1.4)	(0.4)	dee-shape
	(1.6)	(0.6)	dee-shape

* ellipticity

** triangularity

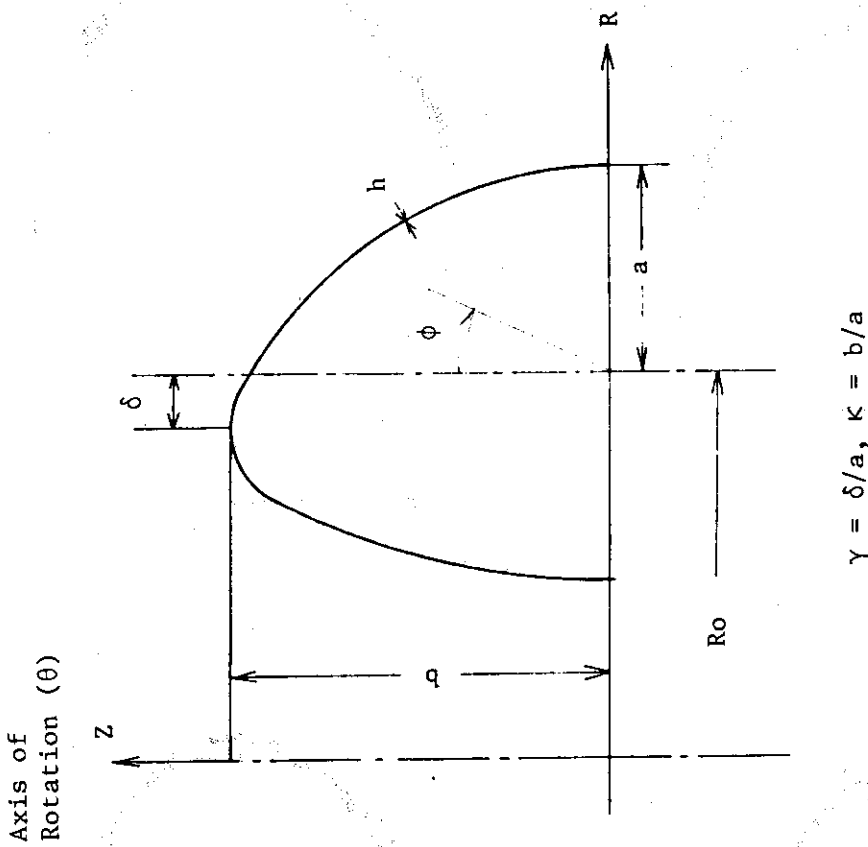


Fig. 2.9 Geometry and notations of toroidal shell with non-circular poloidal cross section

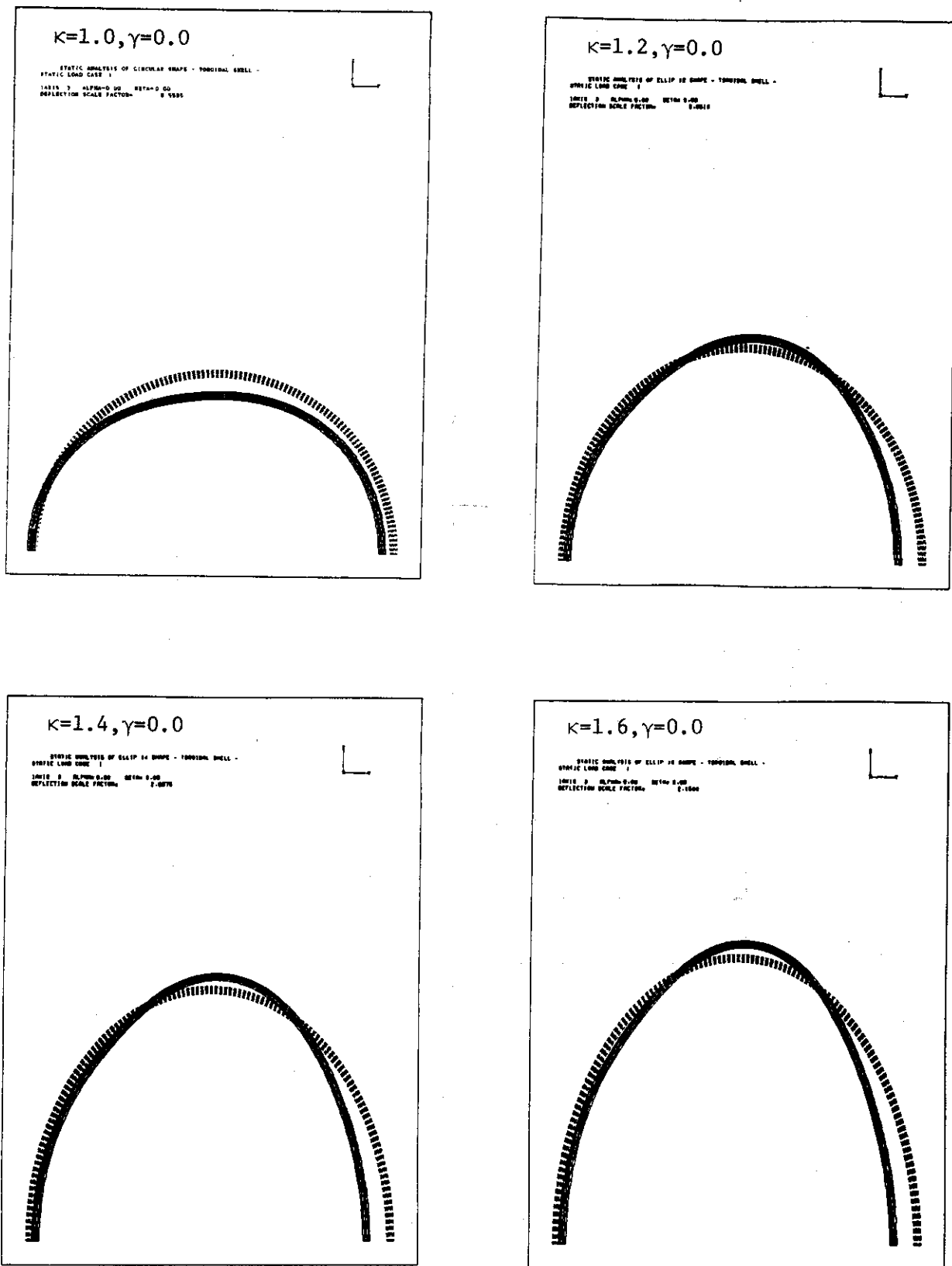


Fig. 2.10 Pre-and post-deformation shapes under uniform external pressure with various cross sections (group 1 $\kappa = 1.0 \sim 1.6$, $\gamma = 0.0$)

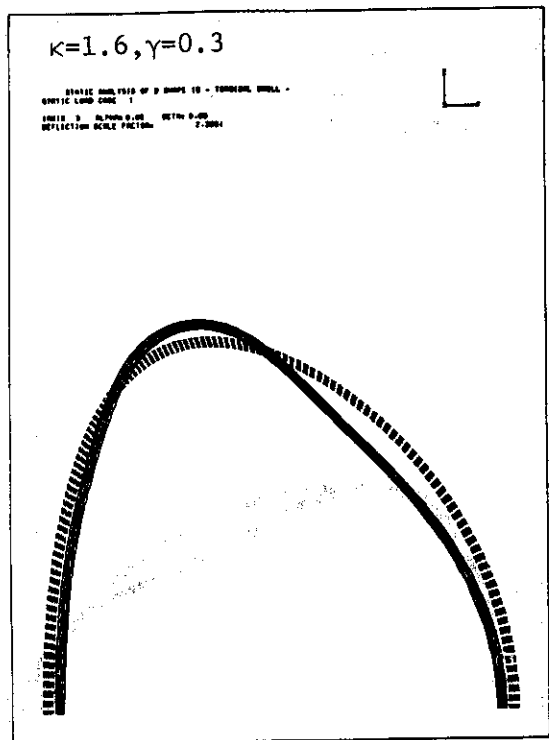
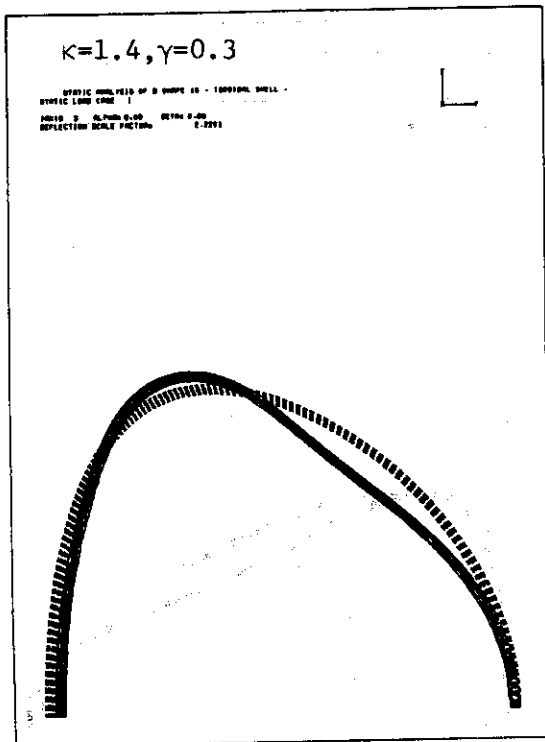
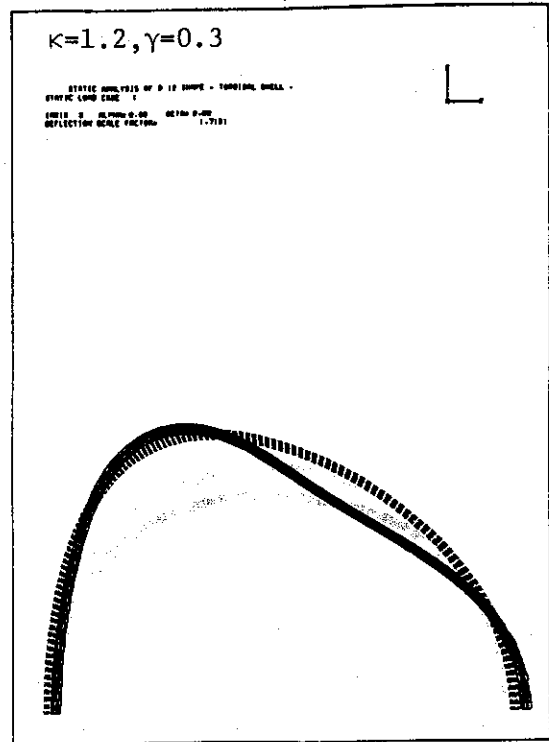
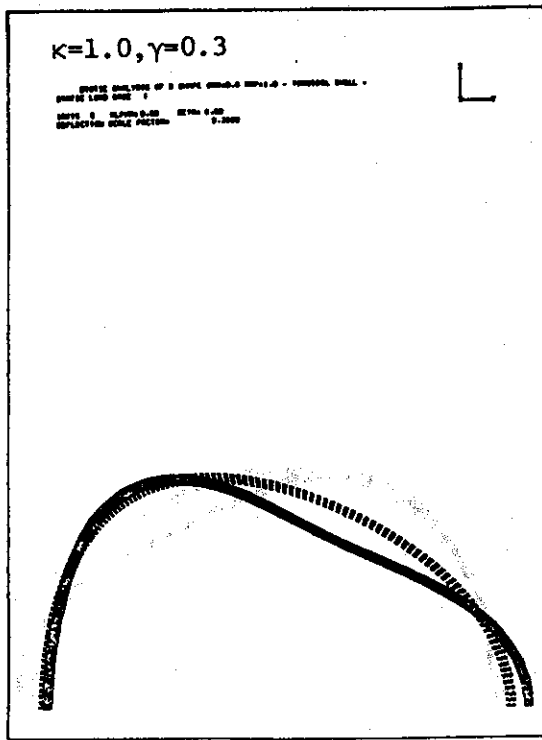


Fig. 2.11 Pre-and post-deformation shapes under uniform external pressure with various cross sections (group 2 $\kappa = 1.0 \sim 1.6, \gamma = 0.3$)

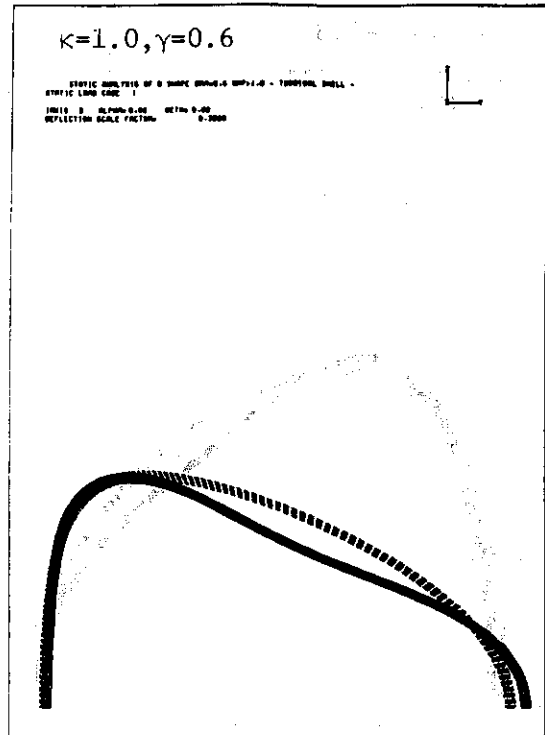
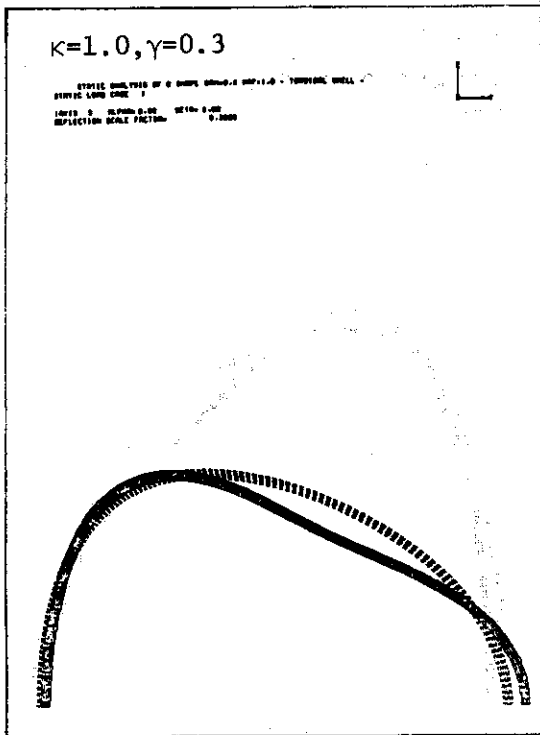
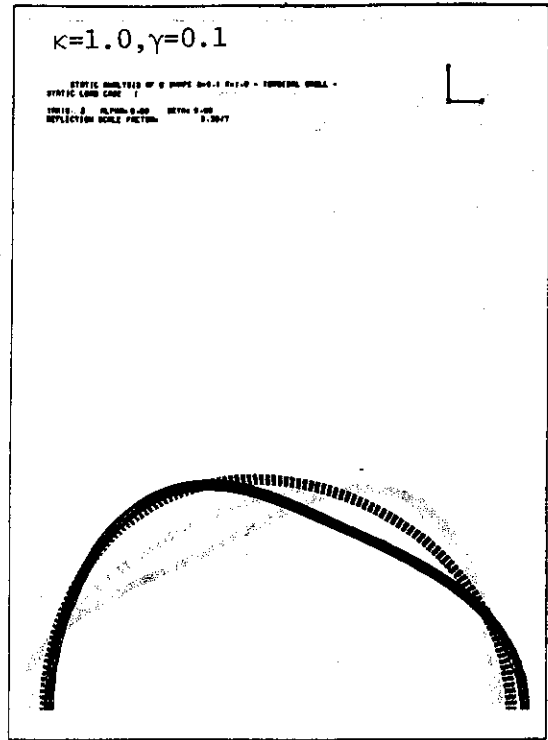
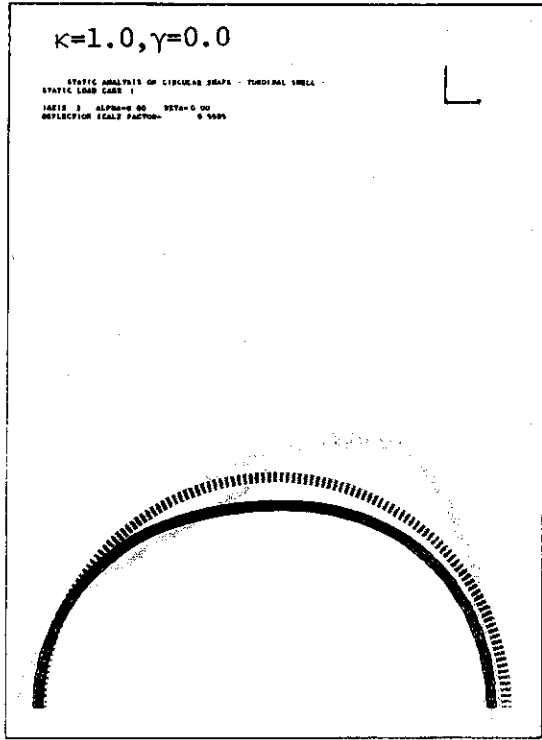


Fig. 2.12 Pre-and post-deformation shapes under uniform external pressure with various cross sections (group 3 $\kappa = 1.0, \gamma = 0.0 \sim 0.6$)

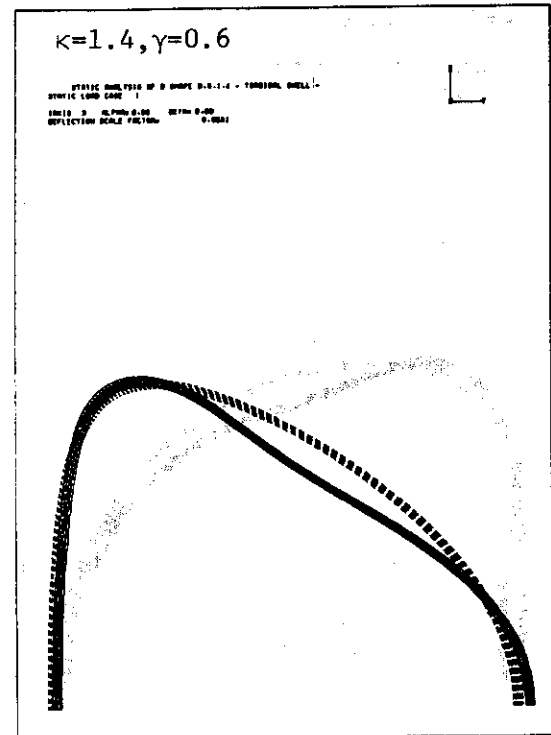
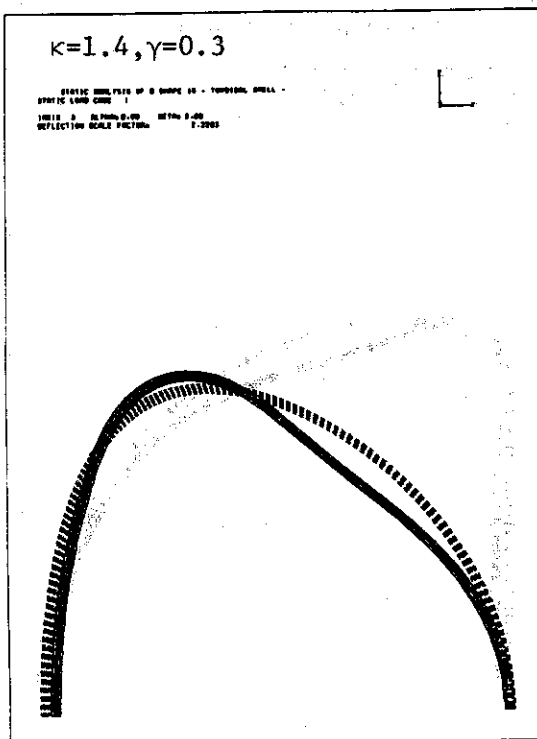
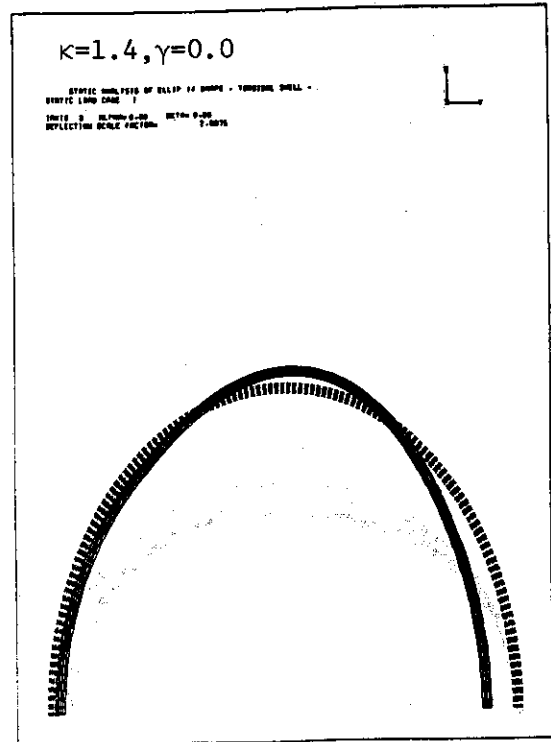
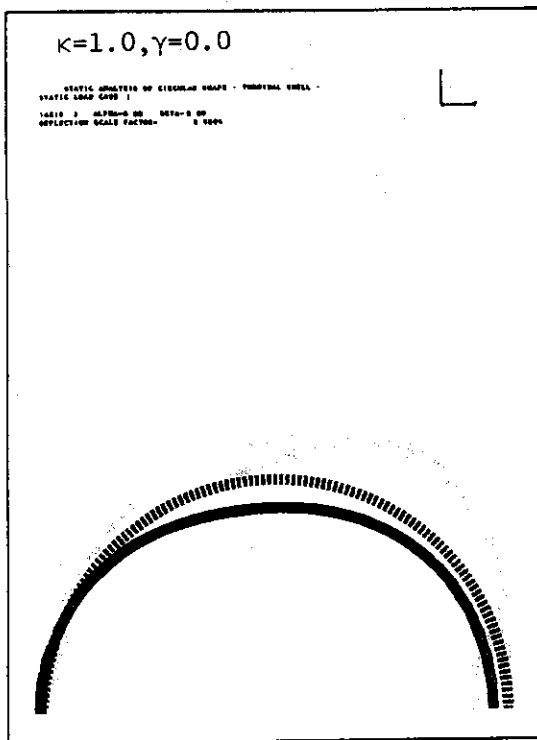


Fig. 2.13 Pre- and post-deformation shapes under uniform external pressure with various cross sections (group 4 $\kappa = 1.4, \gamma = 0.0 \sim 0.6$)

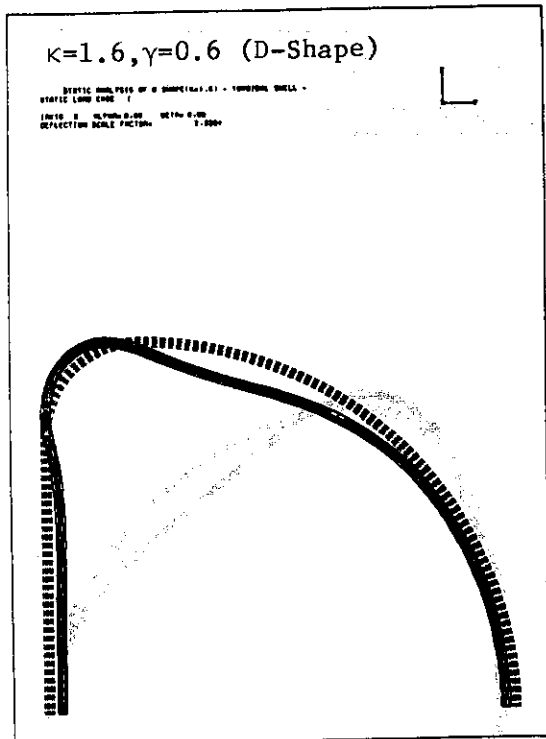
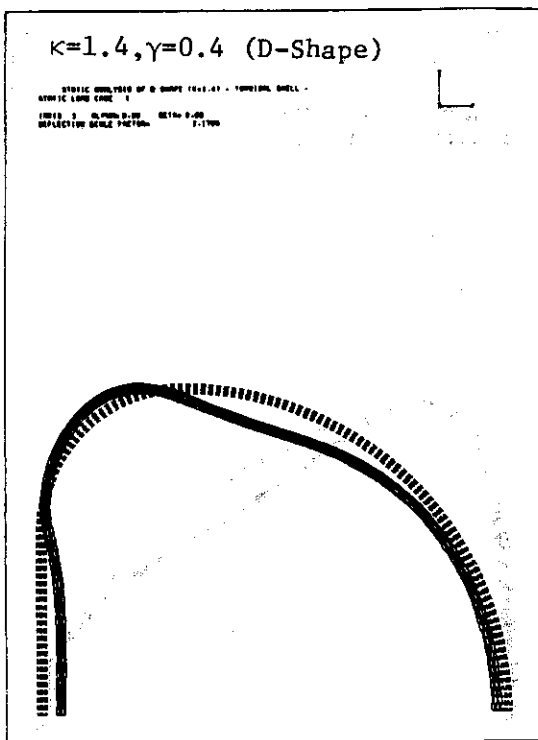
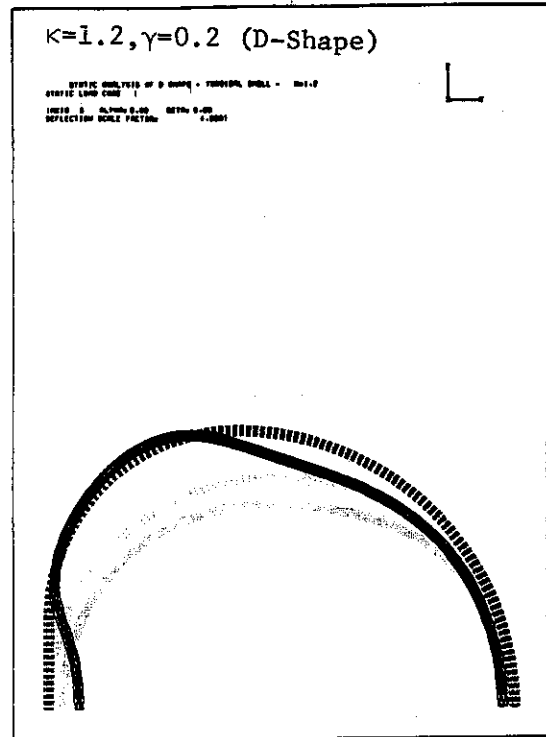
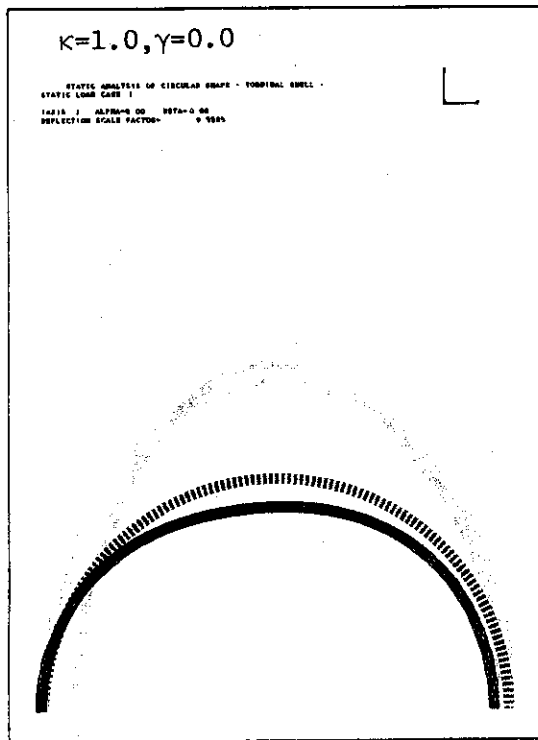


Fig. 2.14 Pre- and post-deformation shapes under uniform external pressure with D shaped cross sections (group 5 $\kappa = 1.0 \sim 1.6$, $\gamma = 0.0 \sim 0.6$)

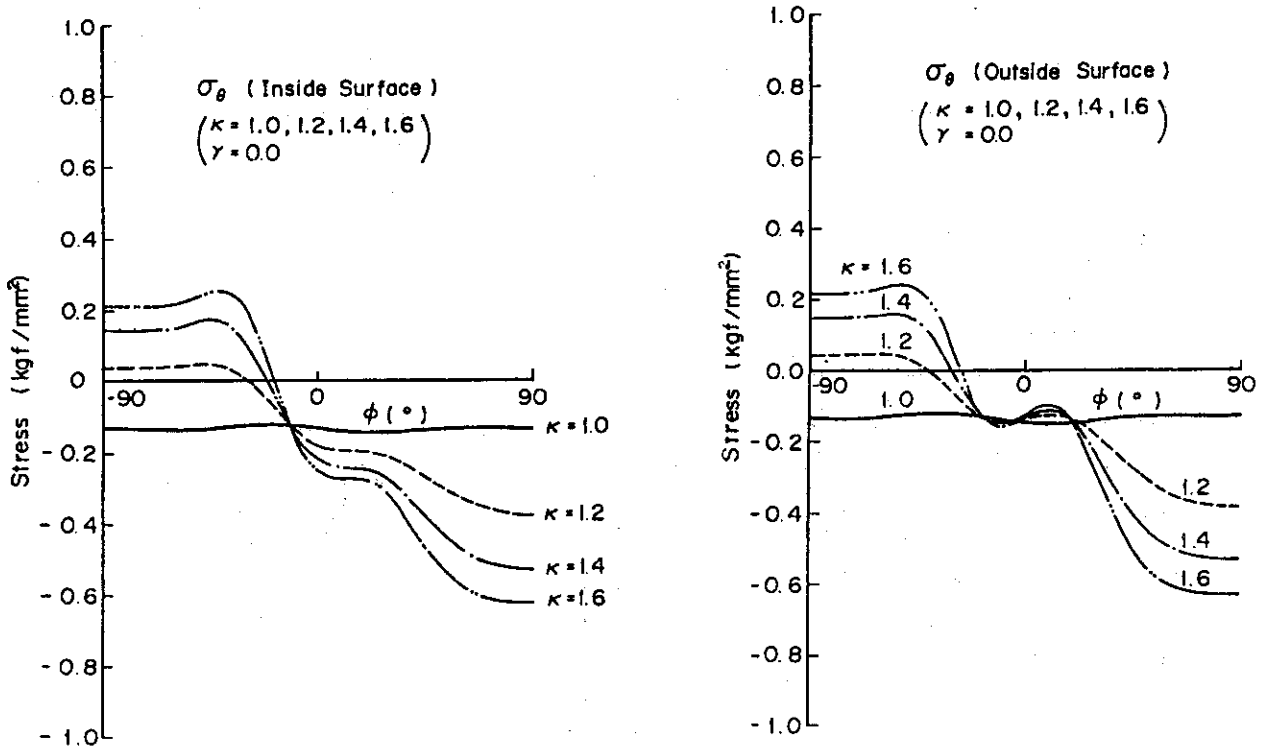


Fig. 2.15 Distributions of σ_θ at inside and outside surfaces (group 1 $\kappa = 1.0 \sim 1.6, \gamma = 0.0$)

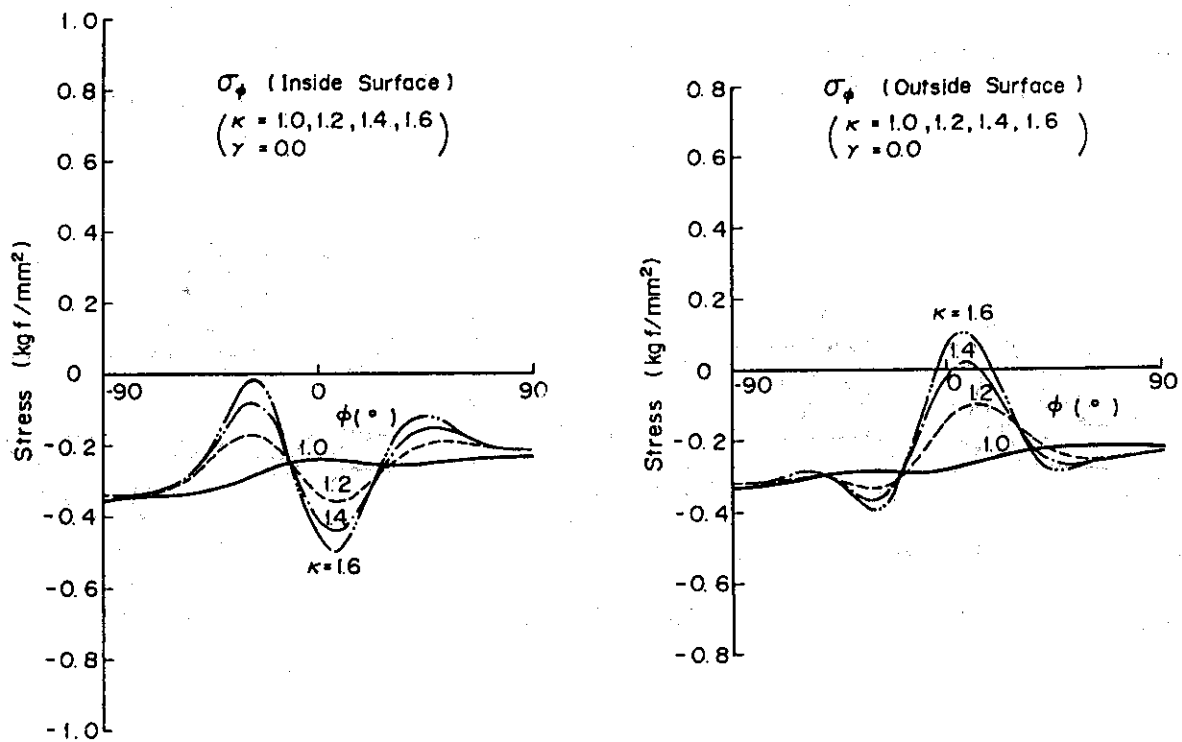


Fig. 2.16 Distributions of σ_ϕ at inside and outside surfaces (group 1 $\kappa = 1.0 \sim 1.6, \gamma = 0.0$)

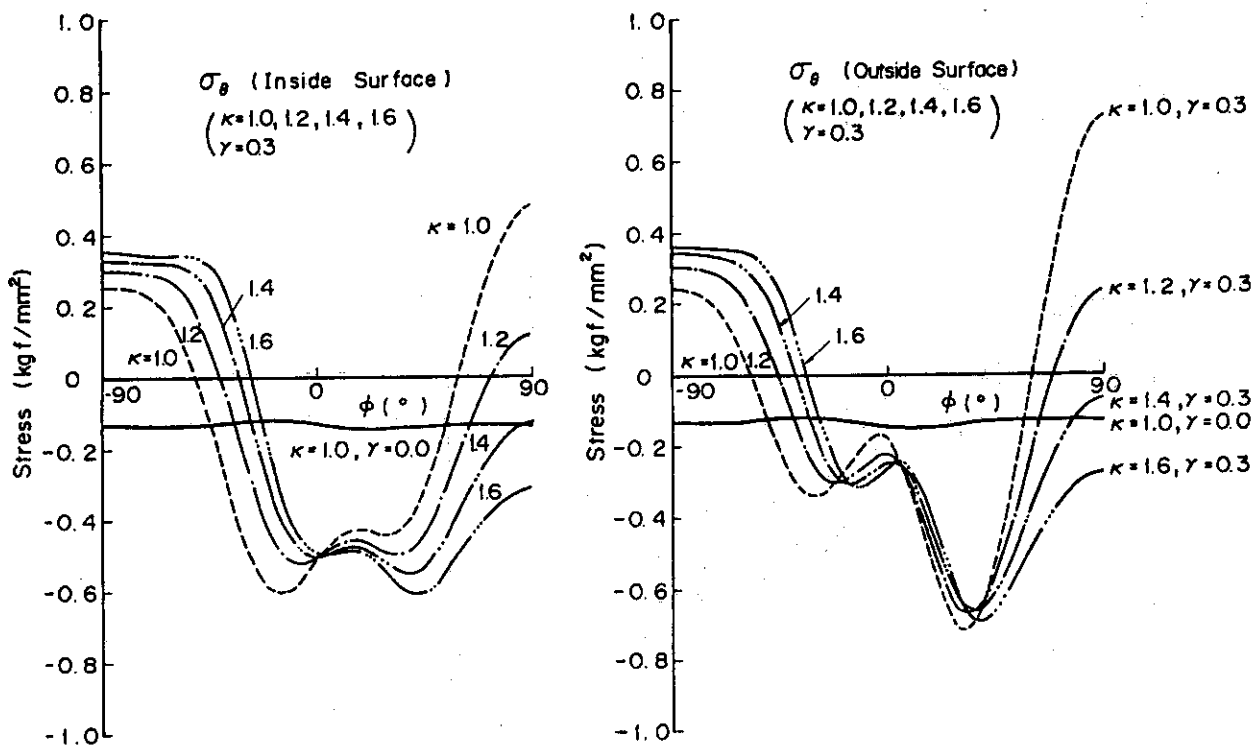


Fig. 2.17 Distributions of σ_{θ} at inside and outside surfaces (group 2 $\kappa = 1.0 \sim 1.6$, $\gamma = 0.3$)

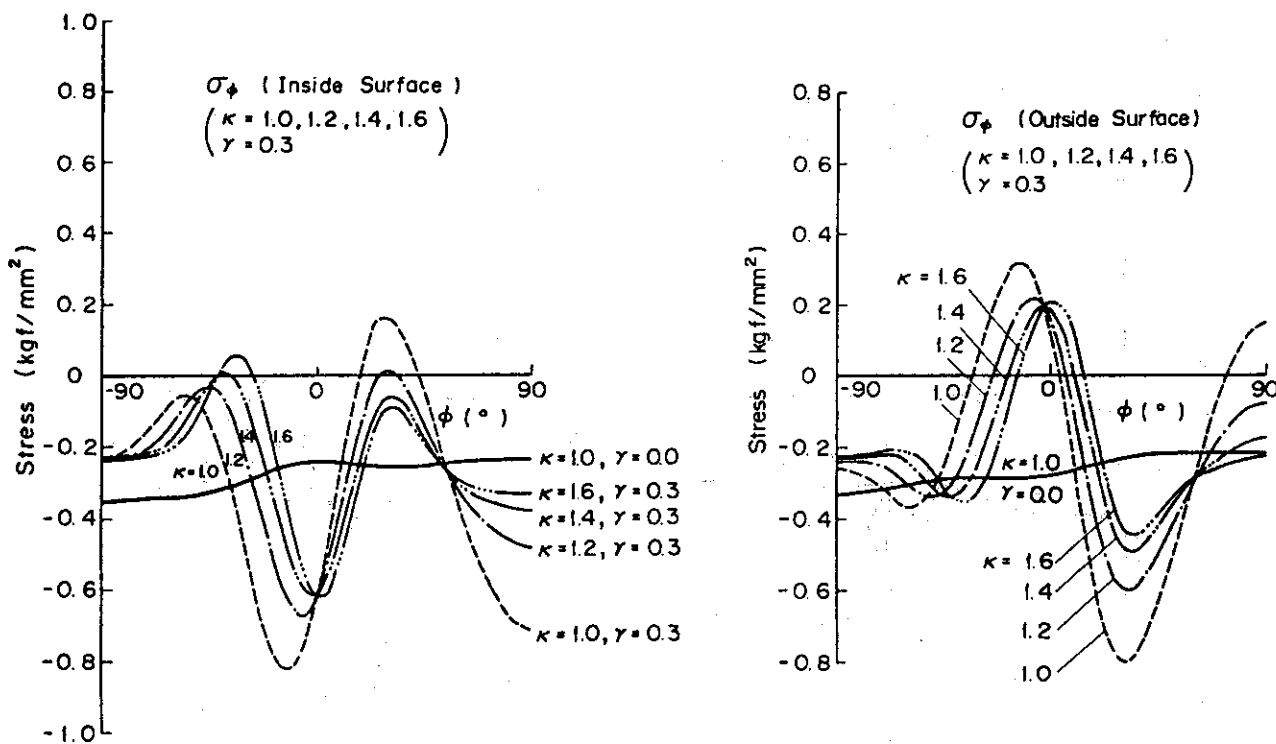


Fig. 2.18 Distributions of σ_{ϕ} at inside and outside surfaces (group 2 $\kappa = 1.0 \sim 1.6$, $\gamma = 0.3$)

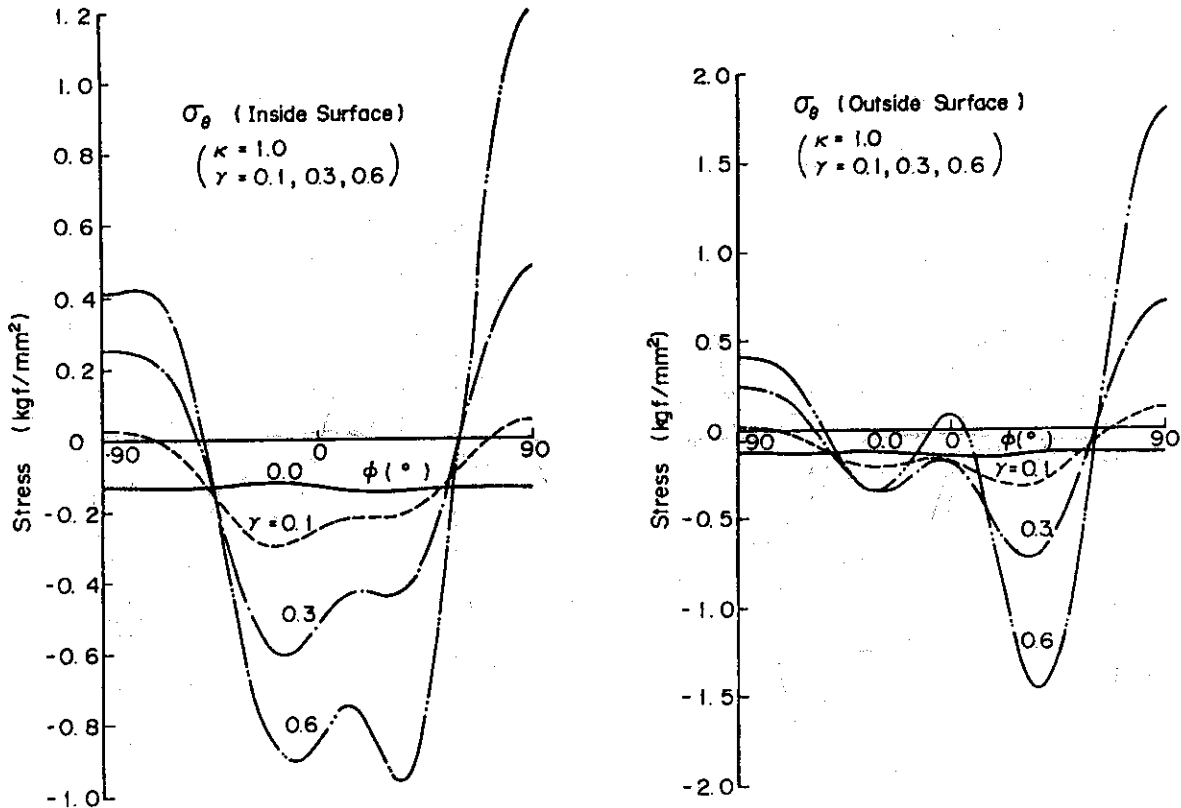


Fig. 2.19 Distributions of σ_{θ} at inside and outside surfaces (group 3 $\kappa = 1.0, \gamma = 0.0 \sim 0.6$)

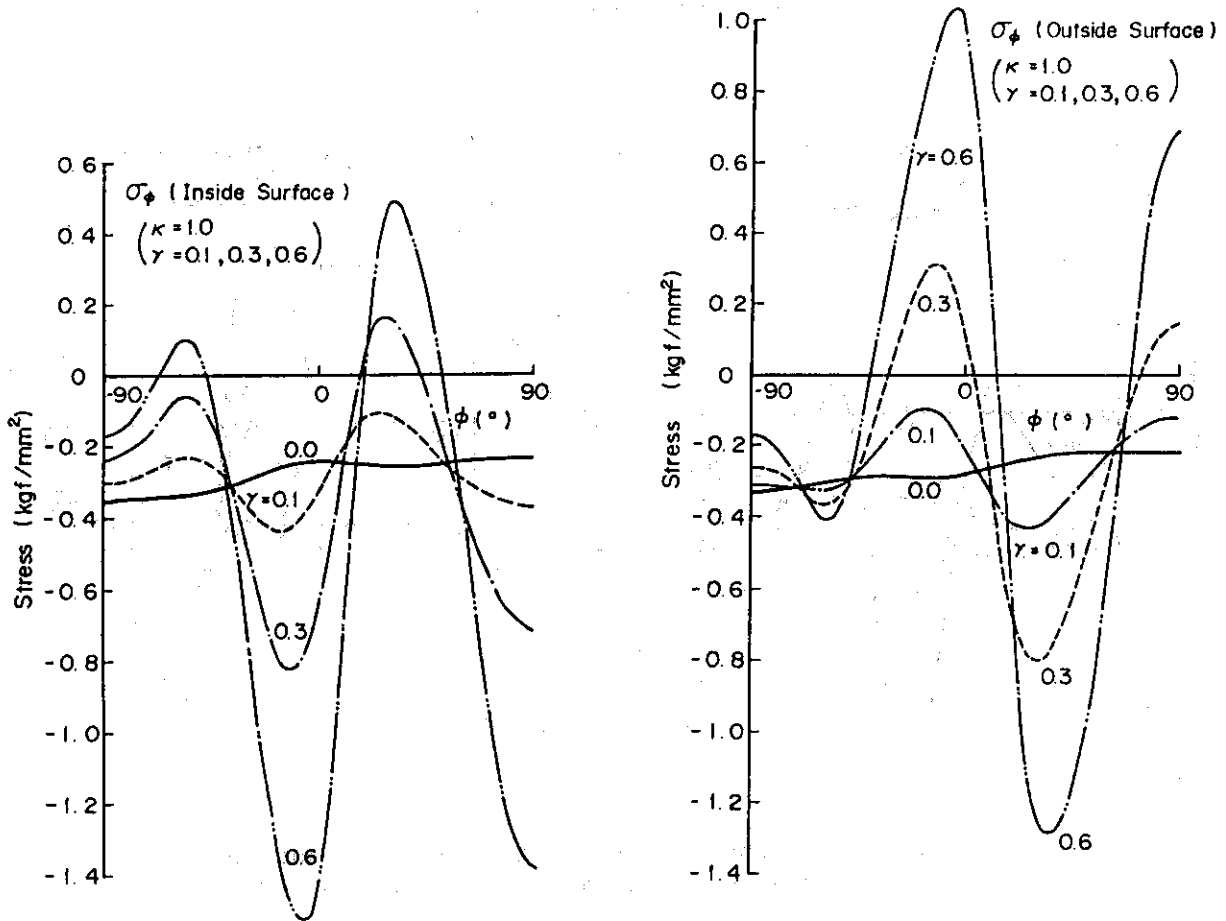


Fig. 2.20 Distributions of σ_{ϕ} at inside and outside surfaces (group 3 $\kappa = 1.0, \gamma = 0.0 \sim 0.6$)

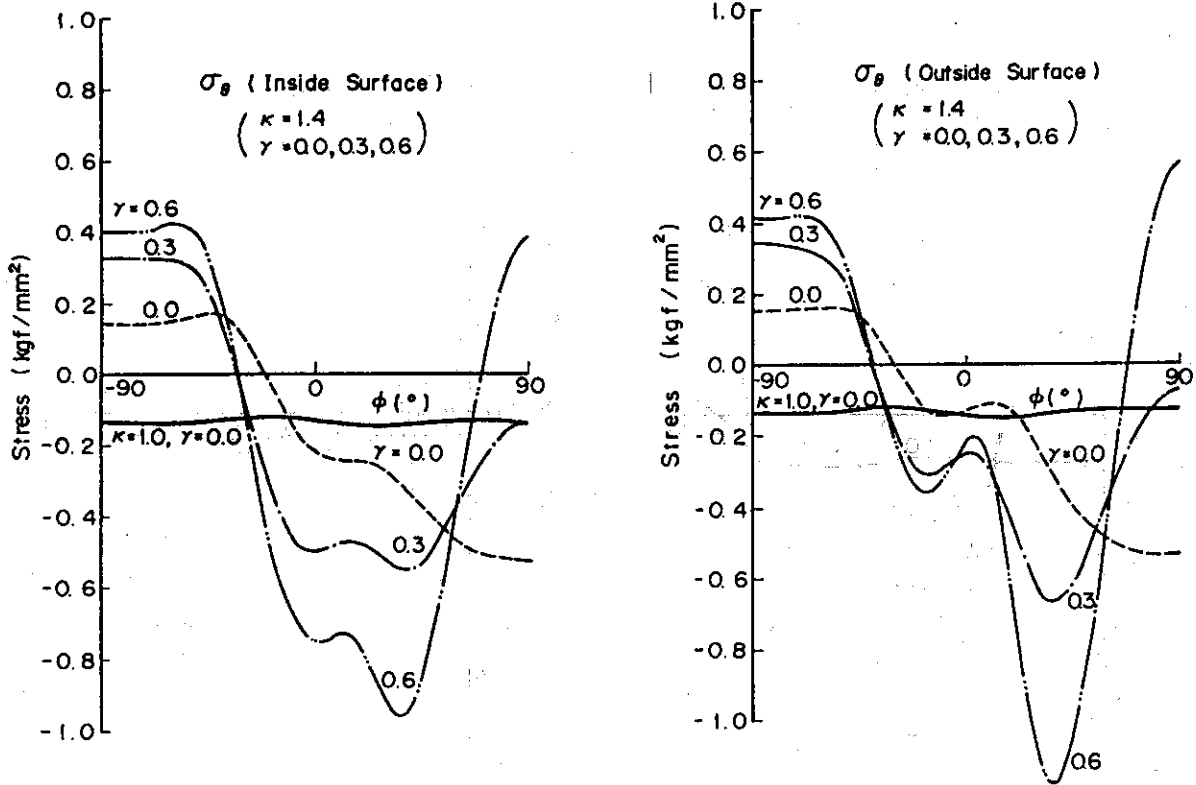


Fig. 2.21 Distributions of σ_{θ} at inside and outside surfaces (group 4 $\kappa = 1.4$, $\gamma = 0.0 \sim 0.6$)

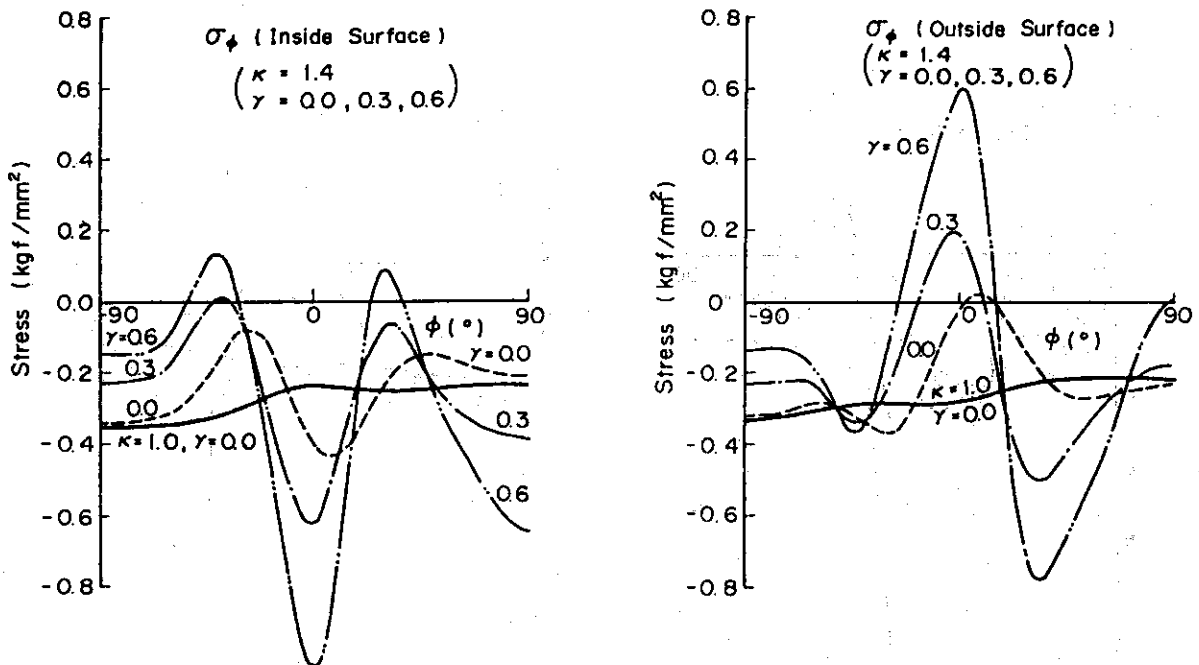


Fig. 2.22 Distribution of σ_{ϕ} at inside and outside surfaces (group 4 $\kappa = 1.4$, $\gamma = 0.0 \sim 0.6$)

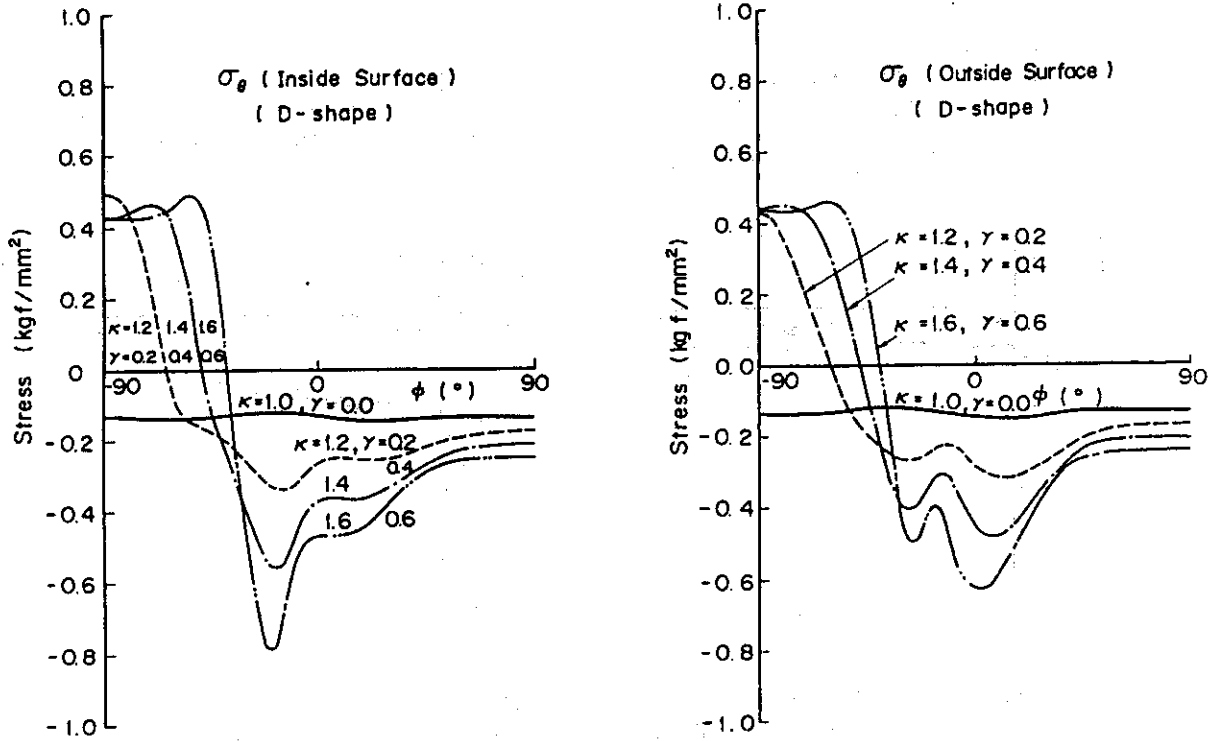


Fig. 2.23 Distributions of σ_{θ} at inside and outside surfaces with D shaped cross sections (group 5)

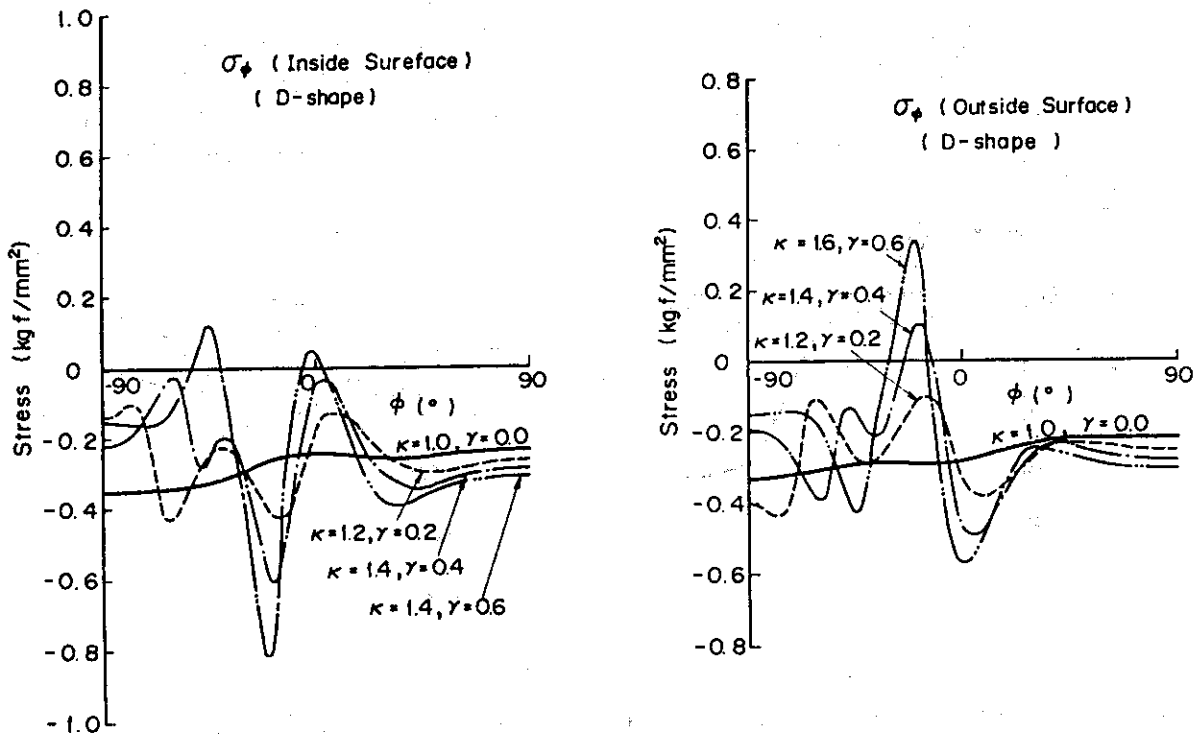


Fig. 2.24 Distributions of σ_{ϕ} at inside and outside surfaces with D shaped cross sections (group 5)

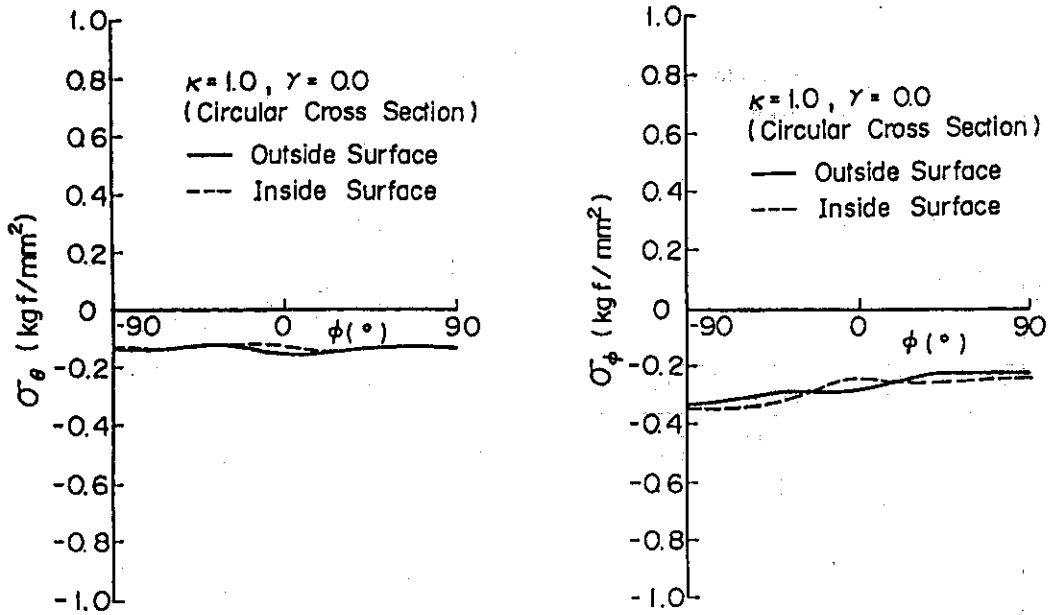


Fig. 2.25 Distributions of σ_θ and σ_ϕ at inside and outside surfaces with circular cross section ($\kappa = 1.0, \gamma = 0.0$)

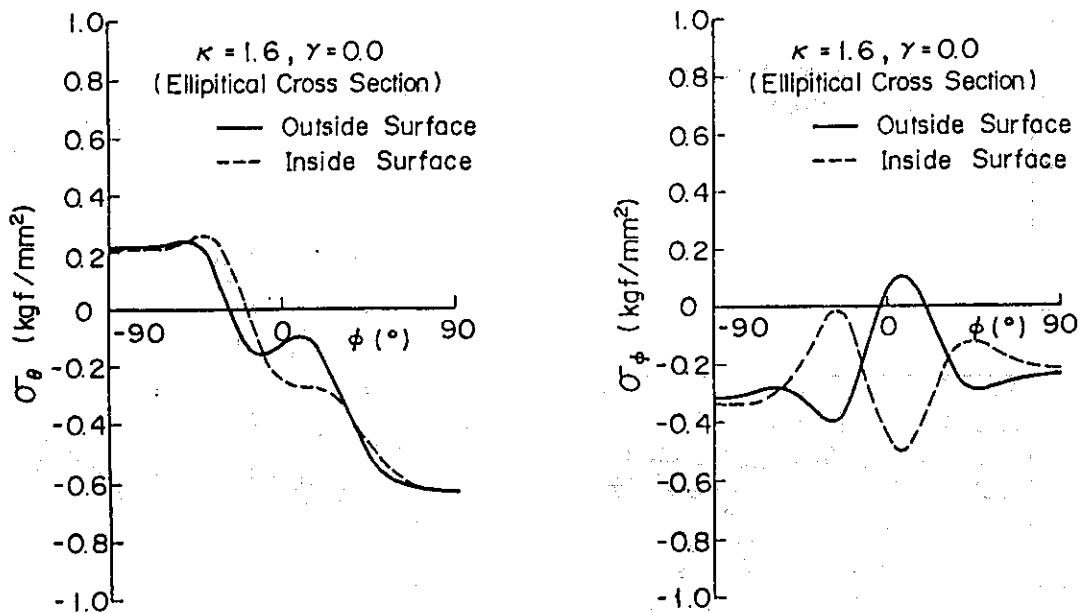


Fig. 2.26 Distributions of σ_θ and σ_ϕ at inside and outside surfaces with elliptical cross section ($\kappa = 1.6, \gamma = 0.0$)

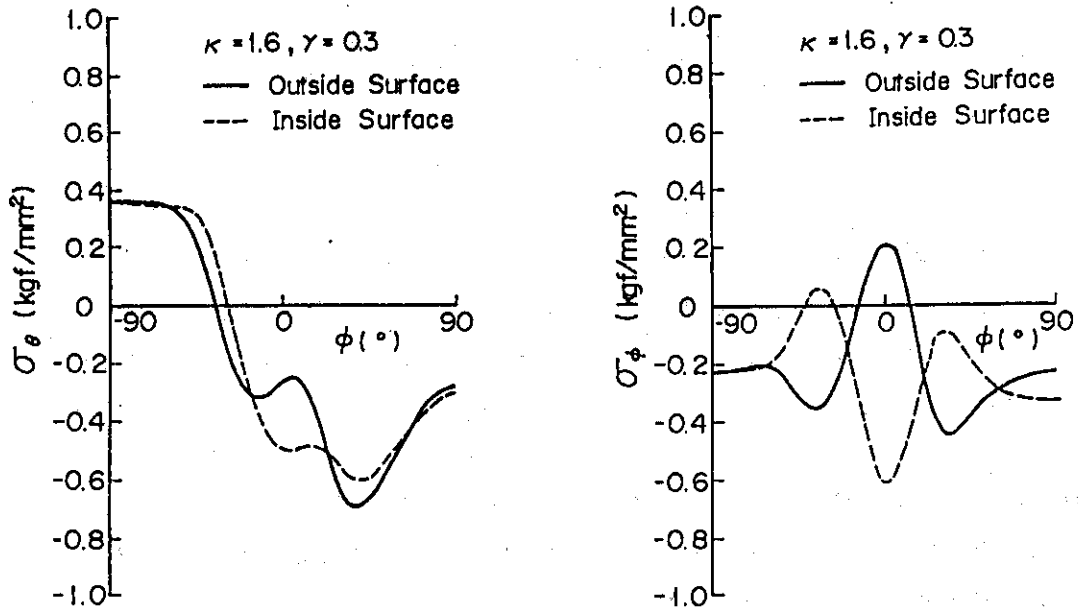


Fig. 2.27 Distributions of σ_{θ} and σ_{ϕ} at inside and outside surfaces with non-D shaped cross section ($\kappa = 1.6, \gamma = 0.3$)

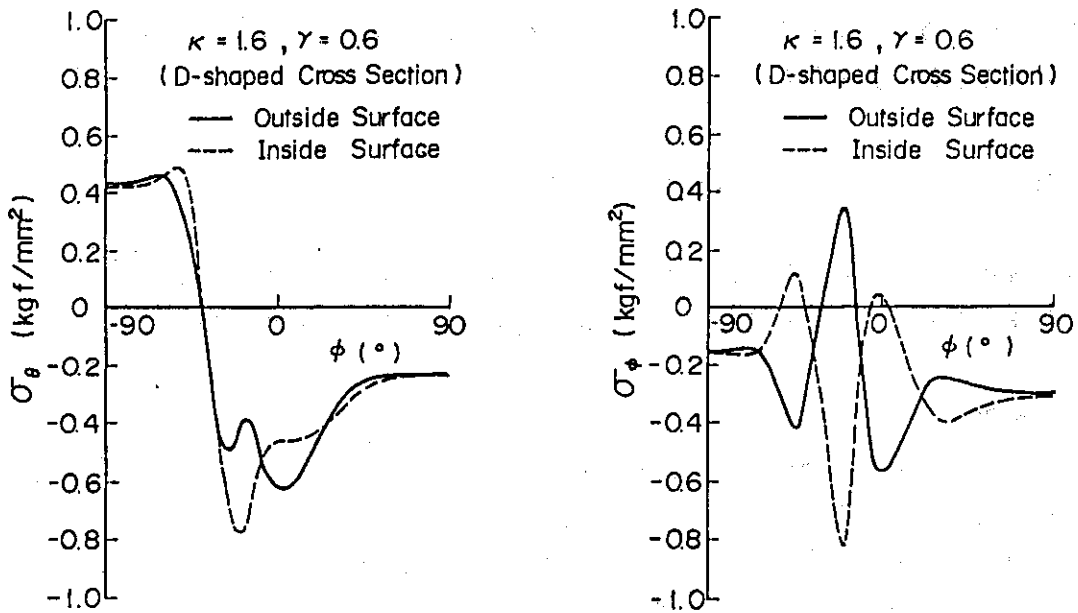


Fig. 2.28 Distributions of σ_{θ} and σ_{ϕ} at inside and outside surfaces with D shaped cross section

3. 真空容器の強度評価

SPTRの真空容器はFig.1.2に示されているように、内側にトリチウム増殖用ブランケットやダイバータが設置され、水の中に置かれている。その形状はプラズマ形状にほぼ相似な形をしており、主半径は5.55 m、小半径は2.05 mのたてに長いD型形状である。水圧は外圧として作用し、その圧力は水深に依存する。さらに大気圧も加算され、下部（水深13 m）で約2.3 kgf/cm² (0.23 MPa)、上部（水深7 m）で約1.7 kgf/cm² (0.17 MPa)になる。

真空容器はトロイダル方向に48分割され、その接合部はフランジで結合されている。分解・修理時には2個1組の単位で取り扱われ、トロイダルマグネット間に位置するものは半径方向に直接引き抜かれ、トロイダルマグネットと同じ位置にあるものは一旦トロイダル方向に移動させてから半径方向に引き抜かれる案が現在採用されている。

板厚は中性子等による核発熱から生じる温度差を基準とし、一次元核計算から得られた最大発熱密度0.45 W/cc（トーラス内側）によって発生する温度差を100℃以内に抑えるためその板厚を80 mmとした。但し、ダイバータスロート部はブランケット容器が設置されていないため、発熱密度は非常に大きいと予想されるが、その部分には別の冷却機構を設置する設計を考えると全体の板厚を80 mmとした設計は可能である。

この章では真空容器の実際の形状を3次元モデルによる応力解析を行ない全体的な変形挙動を求め、次に、外圧による座屈に関する検討を行ない、最後にプラズマ崩壊時に発生する電磁力による真空容器の強度を考察する。

3.1 外圧（水圧＋大気圧）による3次元応力解析

外圧が作用する場合の真空容器をモジュール接合用フランジを考慮した3次元モデル（厚肉部にはシェル要素、フランジにはビーム要素を適用）により応力解析を行なった。

3.1.1 解析モデルと解析条件

Fig.3.1に真空容器の概略を示す。真空容器はトロイダル方向に48分割されているので1モジュールは7.5°である。各モジュールの両端（トロイダル方向）には接合用フランジが付いている。解析に使用したモデルは外圧による変形挙動の対称性を考慮し1/2モジュールとしFig.3.2に示す。図には真空容器の厚肉部しか示されていないが、トロイダル断面の片端にはフランジが付いたモデルとなっている。この解析では、真空容器単独ではどのような変形挙動を示すのかということに焦点を絞っているため、内側に設置されているブランケット容器やダイバータの影響は考慮しなかった。但し、ブランケット容器は真空容器の変形に対して補強的役割を示すと思われるので、その効果を確かめるためにはブランケット容器も考慮した詳細な解析が必要である。

応力解析にはSAP-Vを用い、真空容器の厚肉部にはシェル要素、フランジにはビーム要素

を適用した。シェル肉厚は80 mm, フランジの高さ200 mm, 巾100 mmである。境界条件としては, ポロイダル各断面には対称条件に合うような変位等の条件を導入し, 全体の支持構造からフランジの下部を固定の条件とした。構造材はオーステナイト・ステンレス鋼 316 S.S. とし, 解析に用いた材料定数は, 縦弾性係数 E を 19000 kgf/mm^2 ($1.86 \times 10^5 \text{ MPa}$), ポアソン比 $\nu = 0.3$ (両者とも 150°C の値) である。

解析に使用した節点数は400, シェル要素数は320, ビーム要素は80である。

尚, 中性子等の核発熱によって生じる板厚方向およびポロイダル方向の温度差は本解析には考慮しなかった。

3.1.2 解析結果

Figs. 3.3および3.4に外圧が作用した場合の変形前後の形状を示す。図において点線が変形前, 実線が変形後の形状である。トールス内側では半径方向に約0.17 mm (外向きの方向), 外側では約0.43 mm (内向きの方向), 上部では約0.018 mm変形している。Figs. 3.5および3.6に真空容器内外面のポロイダル方向の応力強さの分布を示す。最大の応力強さは約 1.35 kgf/mm^2 (13.2 MPa) である。Figs. 3.7および3.8にトロイダル方向の真空容器内外面の応力強さの分布を示す。

3.1.3 考察

外圧が作用する場合の真空容器を3次元モデルによって応力解析を行い, 得られた応力を ASME Code Sec. III⁶⁾に従って評価した。

一般1次膜応力強さ P_m に相当する応力強さの最大は 1.24 kgf/mm^2 (12.2 MPa), 局部1次膜応力強さと1次曲げ応力強さの和 $P_L + P_b$ に相当する応力強さの最大は 1.35 kgf/mm^2 (13.2 MPa) である。Type 316 S.S. の 150°C における設計応力強さ S_m は約 14 kgf/mm^2 (137 MPa) であるから, 上記2つの応力強さは各々評価式 $P_m < S_m$ および $P_L + P_b < 1.5 S_m$ を満足する。

応力に関しては一様評価式を満足するが, D型断面を有するトロイダルシェルに外圧(又は内圧)が作用する場合にはその変形挙動は Fig. 3.3および Fig. 3.4に見られるように複雑であり, 座屈の問題も生じてくる。このような非円形D型断面を有するトロイダルシェルの座屈に関しては詳細な解析又は実験的検証に頼らざるを得ない。又その座屈荷重に大きな値が期待出来ないと思われるが, 真空容器の板厚を増加させれば容器内外面に又は板厚内部に新たな冷却機構を設けなければならず, 設計上好ましくない。詳細な座屈に関する検討は今後の検討課題として残しておき, 次節で簡単な評価を行なうことにする。

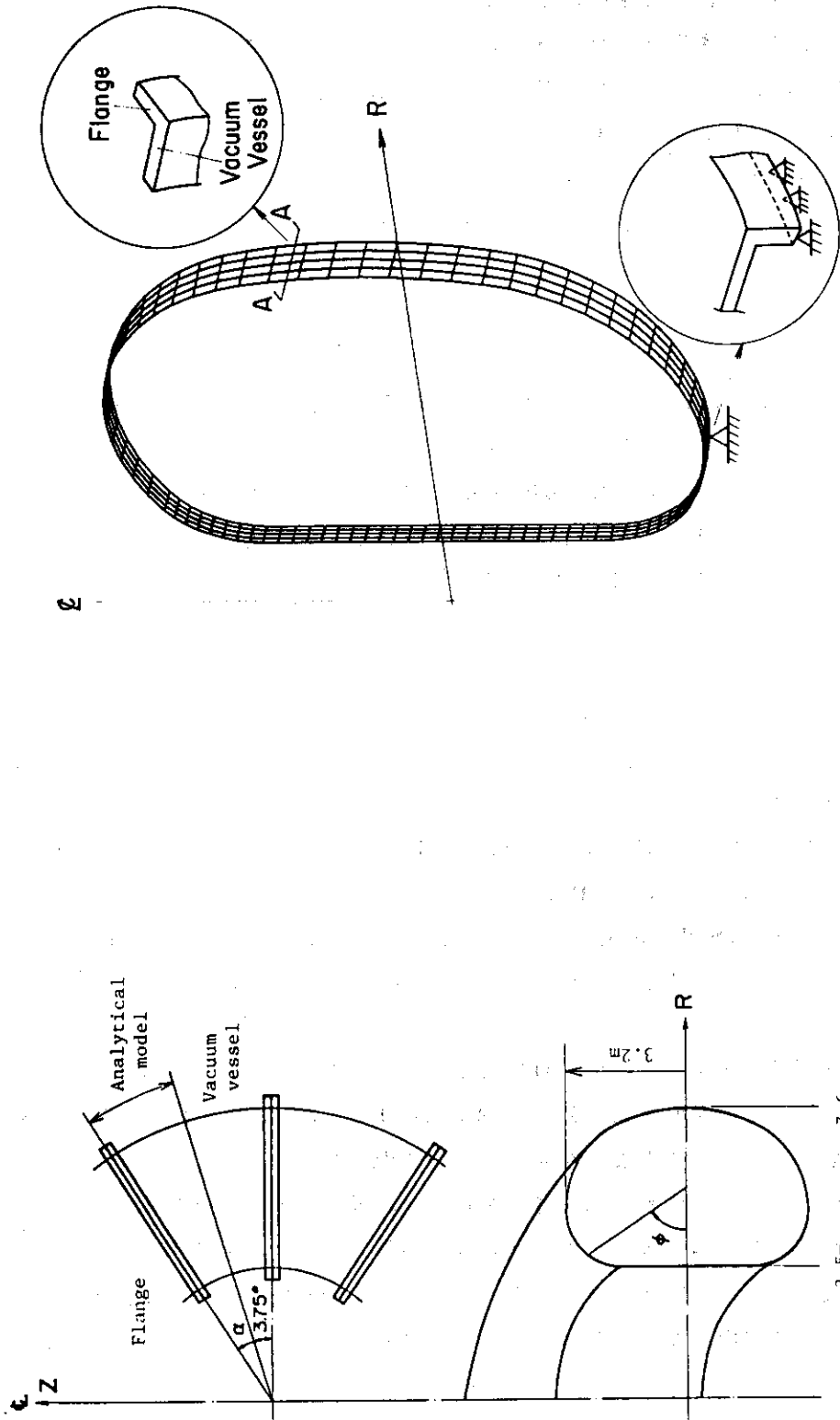


Fig. 3.1 Configuration of vacuum vessel

Fig. 3.2 Calculational model of vacuum vessel with finite element method

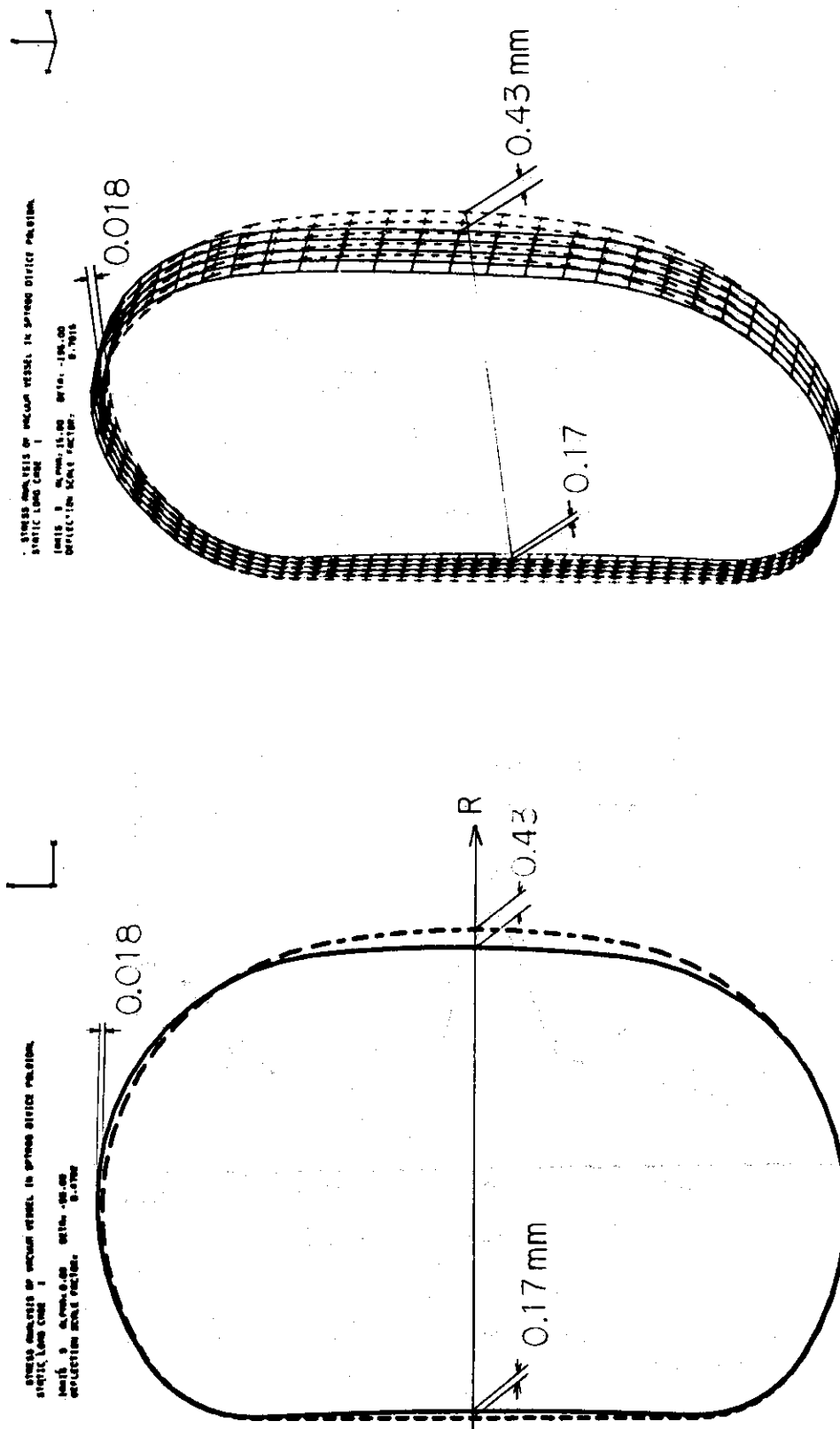


Fig. 3.3 Pre- and post-deformation shapes under external pressure (poloidal cross section)
 Fig. 3.4 Pre- and post-deformation shapes under external pressure (three dimensional view)

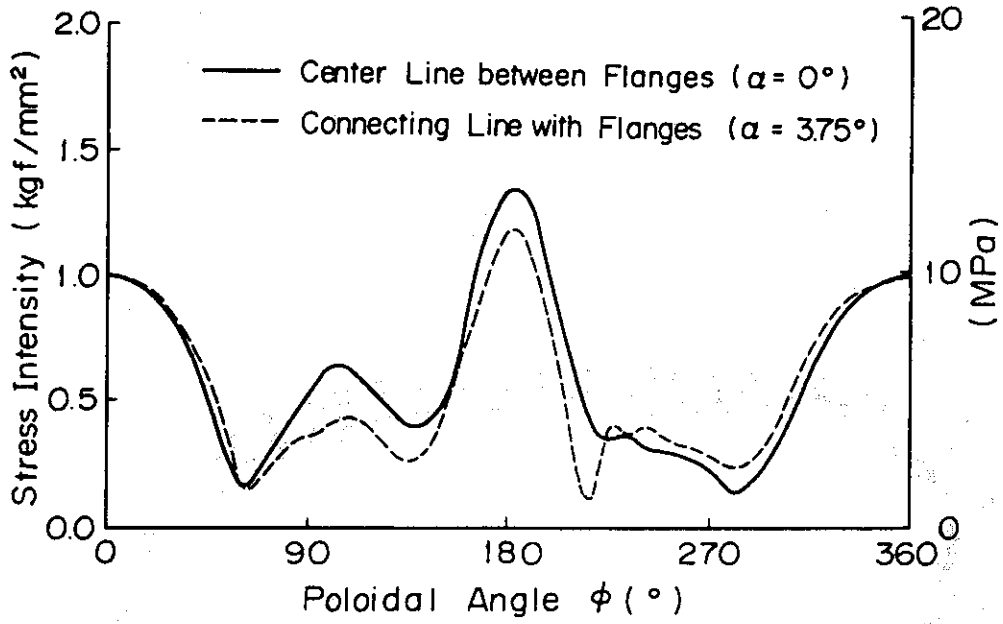


Fig. 3.5 Distributions of stress intensities at inside surface in poloidal direction

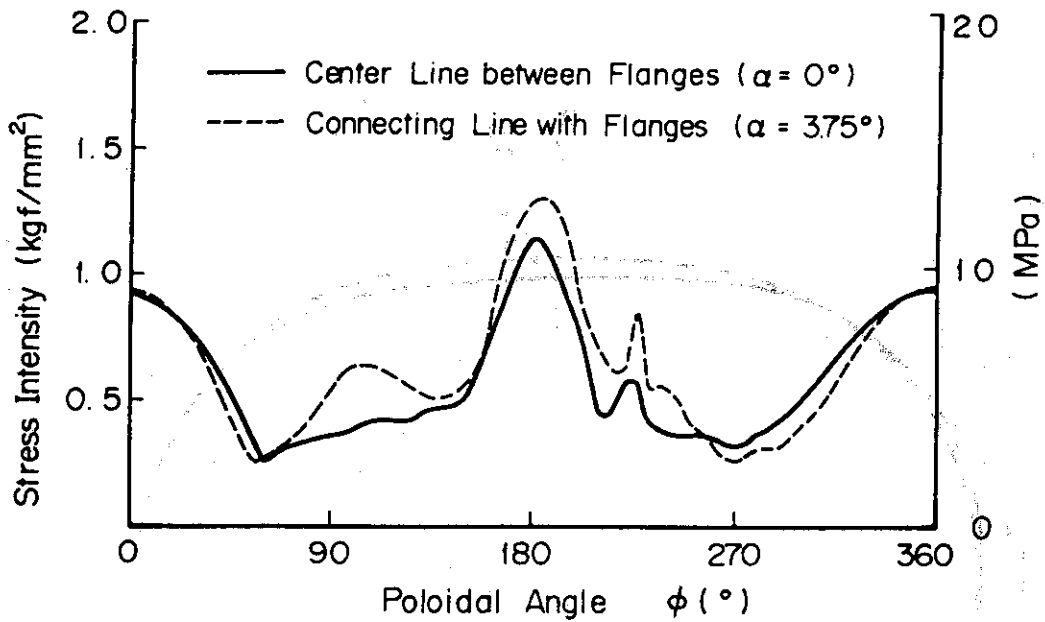


Fig. 3.6 Distributions of stress intensities at outside surface in poloidal direction

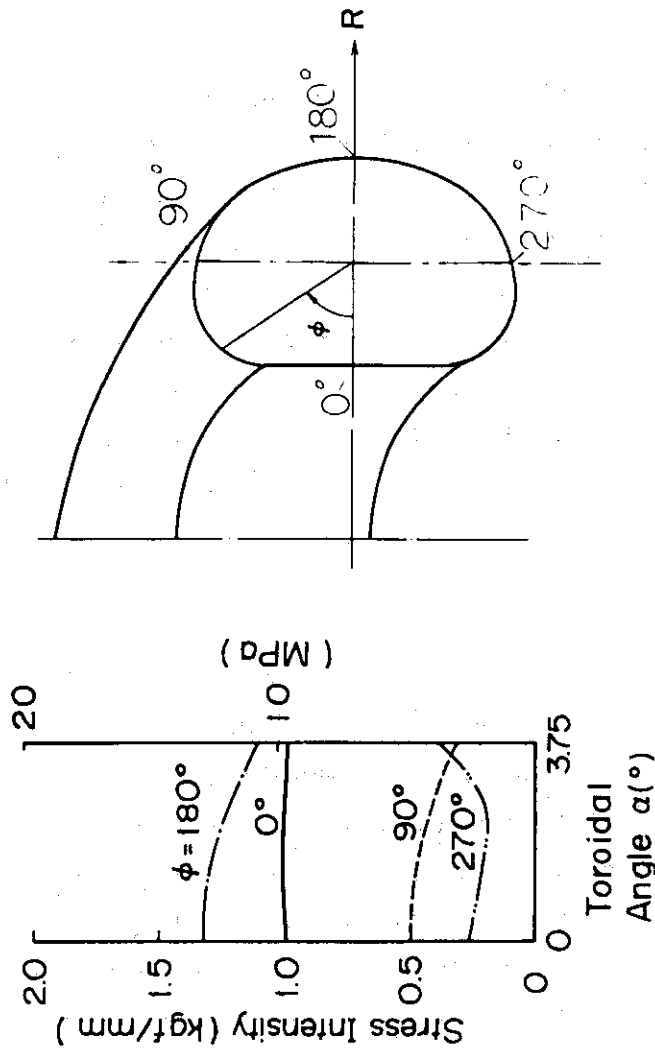


Fig. 3.7 Distributions of stress intensities at inside surface in toroidal direction

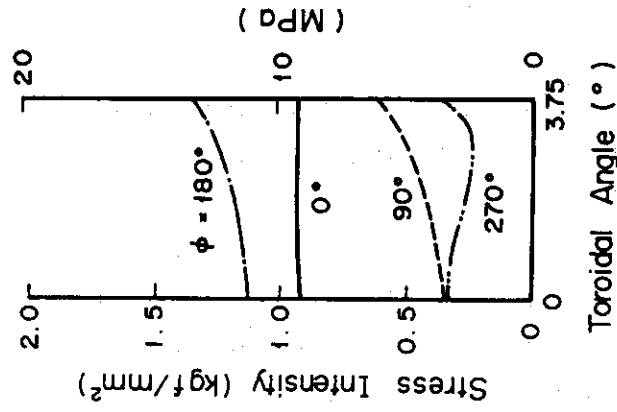


Fig. 3.8 Distributions of stress intensities at outside surface in toroidal direction

3.2 外圧による座屈荷重の評価

真空容器の外圧によって生じる可能性のある問題として座屈現象がある。製作時に生じる小さな誤差等の初期不完全性を有する場合には、座屈荷重の低下や座屈荷重の近傍で大きな変形が生じやすいので、座屈を防止することは急激に大きな変形が生じる不安定現象を防ぐことも重要である。

ASME Code Sec.Ⅲ⁶⁾によると、座屈に関する評価の方法として、極限解析、弾塑性解析（ひずみ硬化を考慮）および実験の3手法より崩壊荷重の求め方を示し、その90%をレベルD（損傷状態）に対する設計限界としている。

ここでは真空容器に外圧が作用する場合の弾塑性解析を行い、塑性変形が生じ変形が大きくなる荷重（外圧）を求め、これを座屈に関する評価の1方法とした。ここで行なった弾塑性解析の場合、その崩壊荷重は変形が荷重に対して直線性からそれ始める変形値の2倍の変形値に対応する荷重として求められる（Fig.3.9）。

D型断面を有する真空容器の崩壊荷重（座屈に関連した評価）を近似的に求めるため以下の解析を行なった。

3.2.1 解析条件

真空容器にはブランケット容器、ダイバータ、接合用フランジおよび支持機構が付いているが、ここではそれらを解析の対象から外し、厚肉で構成された真空容器のみ解析のモデルに使用した。Fig.3.10に解析のモデルを示す。解析の簡単化のため、真空容器の上半分を対象とし、外圧は水深の影響を無視しポロイダル方向には一定（一様外圧）とした。軸対称問題と仮定し、有限要素法構造解析コード"ADINA"⁷⁾に導入されている8節点アイソパラメトリック軸対称要素を解析に使用した。この要素は大変形弾性解析や塑性解析が取り扱える。構造材は316 S.S.、縦弾性係数Eを 19000 kgf/mm^2 ($1.86 \times 10^5 \text{ MPa}$)、ポアソン比 ν を0.3、降伏応力 σ_y を 17.7 kgf/mm^2 (173 MPa)および加工硬化係数Hを 378 kgf/mm^2 (3700 MPa)とし、材料定数として用いた。節点数は565、8節点アイソパラメトリック要素は140(70×2)である。

3.2.2 解析結果

外圧を 2 kgf/cm^2 (0.2 MPa)ずつ増加させた大変形弾性解析と、発生した最大応力が降伏応力近傍に達した後はその増分を 0.2 kgf/cm^2 (0.02 MPa)とし、 30 kgf/cm^2 (3 MPa)まで作用させた場合の弾塑性解析（微小変形）の2種類行なった。

Fig.3.11に大変形弾性解析結果からMid-plane上におけるトーラス内、外側での半径方向の変位量と外圧の関係を示す。図においてトーラス内側の変位が外圧約 28 kgf/cm^2 (2.7 MPa)付近から急激に増加しているのがわかる。Table 3.1およびFig.3.12に弾塑性解析結果からトーラス内、外側の半径方向の変位量と外圧の関係を示す。トーラス内、外側で外圧約 28 kgf/cm^2 (2.7 MPa)付近から塑性変形が生じ、その後の外圧の増分に対して変形量が急激に増加している。さらに、外圧が低い場合には、トーラス内側の半径方向の変位量の絶対値がトー

ラス外側より小さかったが、塑性変形が現われると逆転している。その状態は Table 3.1 および Fig. 3.12 から明らかであり、外圧が 30 kgf/cm^2 (3.0 MPa) の時の変形状態を Fig. 3.13 に示す。外圧を増加していく過程における結果の一部として、外圧 4 kgf/cm^2 (0.4 MPa) におけるポロイダル方向の応力成分 (σ_θ , σ_ϕ) の分布を示す。図に示されている応力成分の分布は Fig. 2.23 および 2.24 に示されている D 型断面の $\kappa = 1.2$, $\gamma = 0.2$ の場合とその傾向は良く一致している。

3.2.3 考 察

崩壊荷重の評価を前に述べたので、ここでは Fig. 3.10 に示されている荷重 (外圧) と変形量の関係からその評価を行なう。真空容器内側での荷重 (外圧) と変形量の関係から、その変形が荷重 (外圧) に対して直線性からそれは始める変形量の 2 倍の変形量に対応する荷重 (外圧) は約 28 kgf/cm^2 である。故にこの解析結果から真空容器 (厚肉シェル) の崩壊荷重は 28 kgf/cm^2 (2.8 MPa) と推定される。作用する外圧が最大 2.3 kgf/cm^2 (0.2 MPa) であるから、この解析モデルによると安全率は 10 倍以上ということになる。

しかしながら、崩壊荷重はあくまでも上述のモデルにおける弾塑性解析の結果より推定されたもので、このような D 型断面を有する真空容器 (トロイダルシェル) の座屈荷重と同一のもので考えられない。なぜなら、今回の軸対称要素による解析ではポロイダル方向の変形に対してはその分布を考慮できるが、トロイダル方向の変形に対しては一樣であるという仮定に基づいている。トロイダルシェルの座屈に関して円形断面を有する場合の座屈解析がいくつか行なわれている中で、^{8)~10)} トロイダル方向にも変形に対する分布 (例えばある波数を有する座屈モード) が存在することが確かめられている。その場合の座屈荷重を今回の解析によって得られた座屈荷重 (崩壊荷重) と比較する必要がある。

さらに、この真空容器のトロイダル方向には接合用フランジが設けられ板厚は一樣とは言えない。トロイダル方向に波数を有する座屈モードを考えた場合、フランジの剛性が十分大きいとすればその点が節となり真空容器の分割数に等しい波数を有する座屈モードが比較的現われやすいと推定される。そのような座屈モードの座屈荷重が高いかどうかという判定は、フランジによる座屈に対する補強効果が期待できるかという問題もあり詳細な検討を要する。

座屈の評価に関し、3次元解析により座屈モード (トロイダルおよびポロイダル方向) を考慮した詳細な検討および実験等による確証が重要であり今後の課題である。

Fig. 3.1 Relations between uniform external pressure and displacements obtained by elastic-plastic stress analysis

External pressure (kgf/cm ²)	dr (mm) (outboard)	dz (mm) (top)	dr (mm) (inboard)
4.0	-0.995	0.544	0.382
14.0	-3.502	1.948	1.335
24.0	-6.040	3.420	2.287
26.0	-6.551	3.725	2.475
27.0	-6.807	3.888	2.563
27.5	-6.935	3.977	2.605
28.0	-7.064	4.089	2.678
28.2	-7.115	4.159	2.785
28.4	-7.168	4.311	3.397
28.6	-7.227	4.490	4.138
28.8	-7.309	4.687	4.955
29.0	-7.416	4.898	5.839
29.2	-7.551	5.122	6.782
29.4	-7.718	5.358	7.779
29.6	-7.918	5.605	8.827
29.8	-8.158	5.859	9.913
30.0	-8.439	6.122	11.038

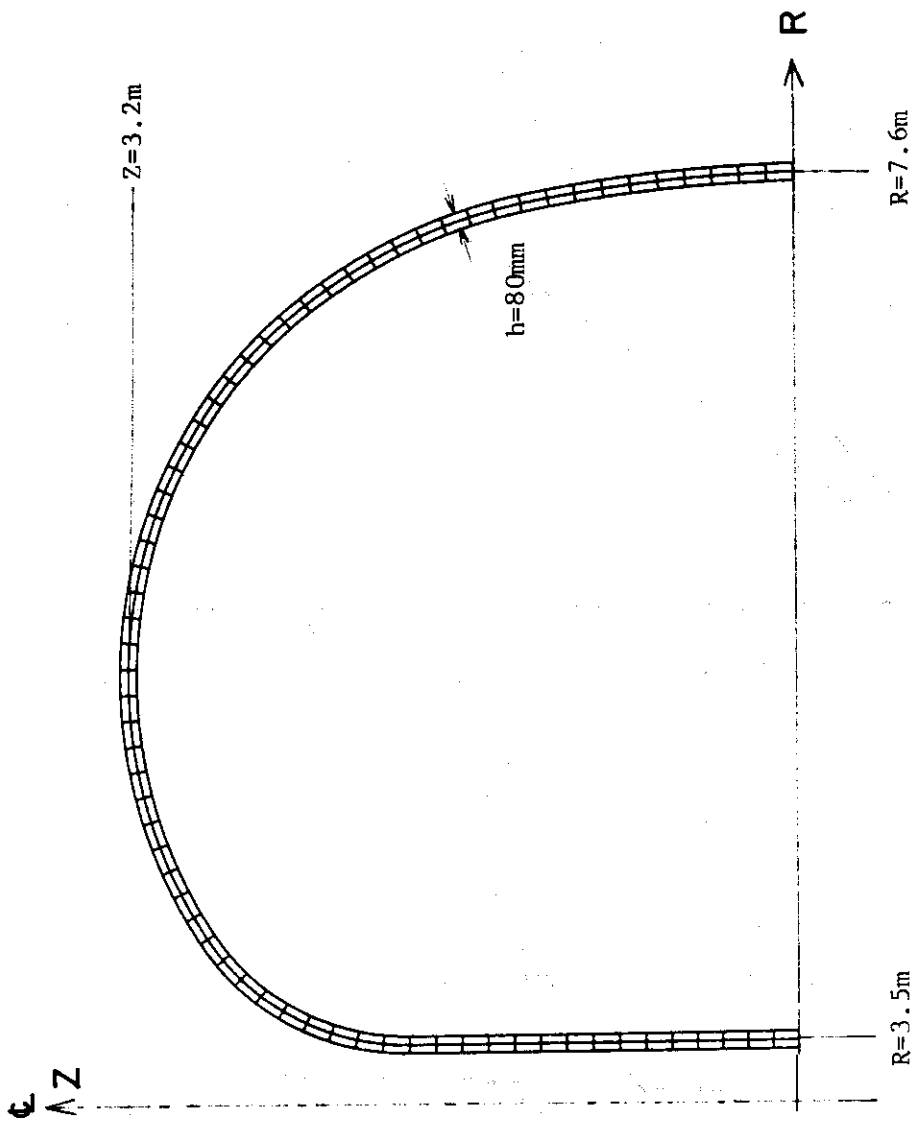
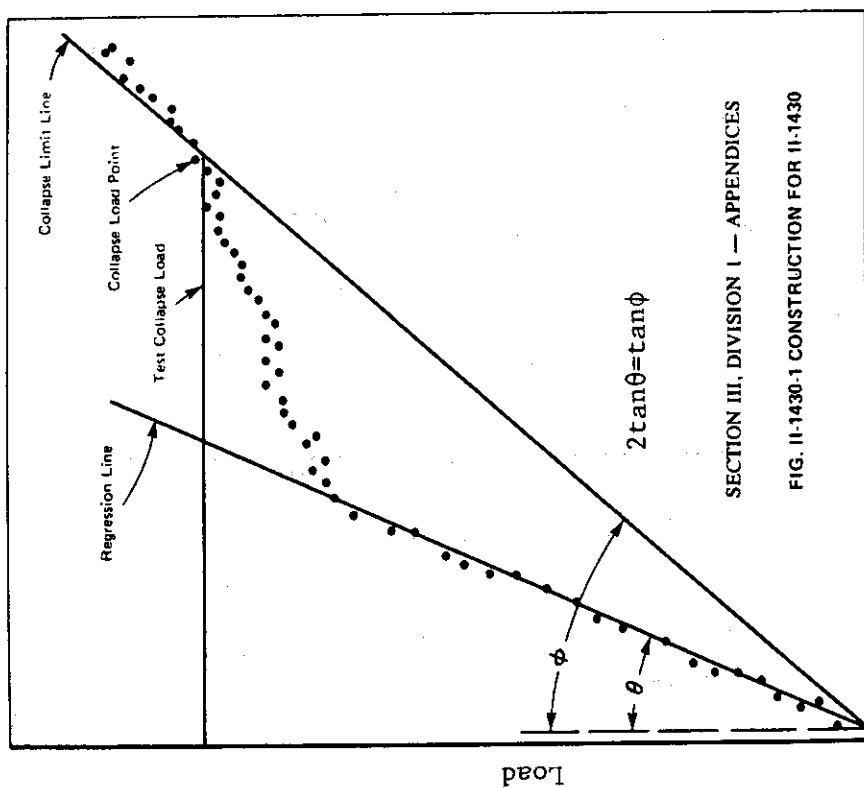


Fig. 3.10 Calculational model for estimation of collapse load by axisymmetric solid element in finite element method



Strain or Displacement

Fig. 3.9 Strain or displacement vs. load (Fig.11-1430-1 in ASME Code Sec. III⁶)

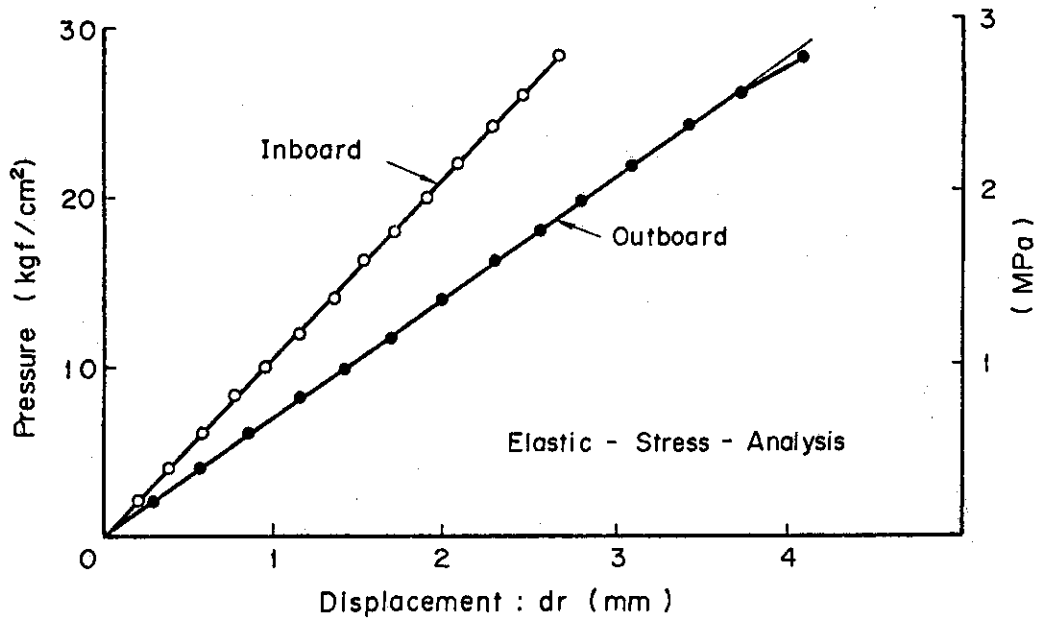


Fig. 3.11 Load vs. radial displacements at inboard and outboard sections by large deformation elastic analysis

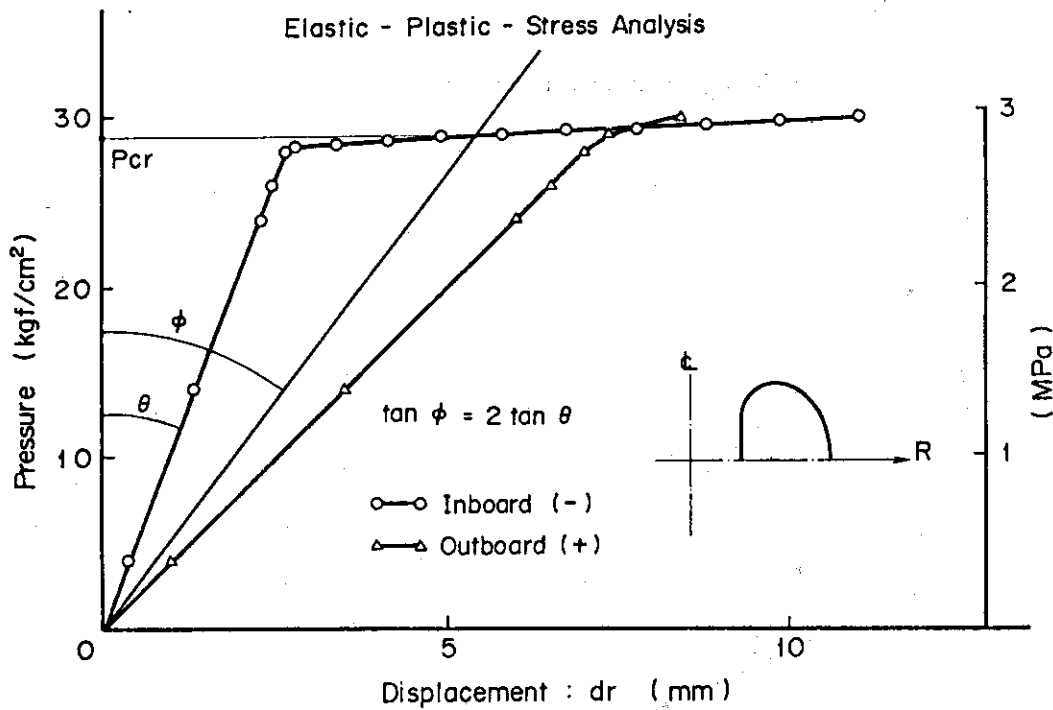


Fig. 3.12 Load vs. radial displacements at inboard and outboard sections by elastic-plastic analysis

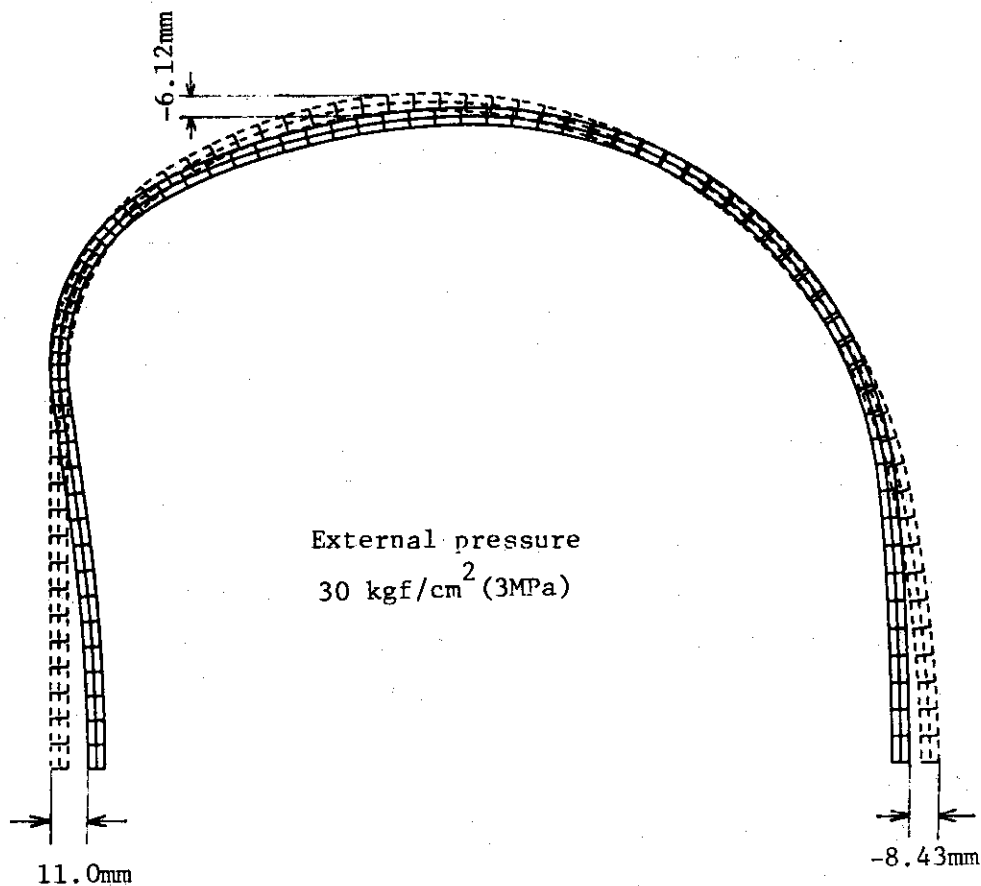


Fig. 3.13 Pre- and post-deformation shapes at uniform external pressure 4 kgf/cm²

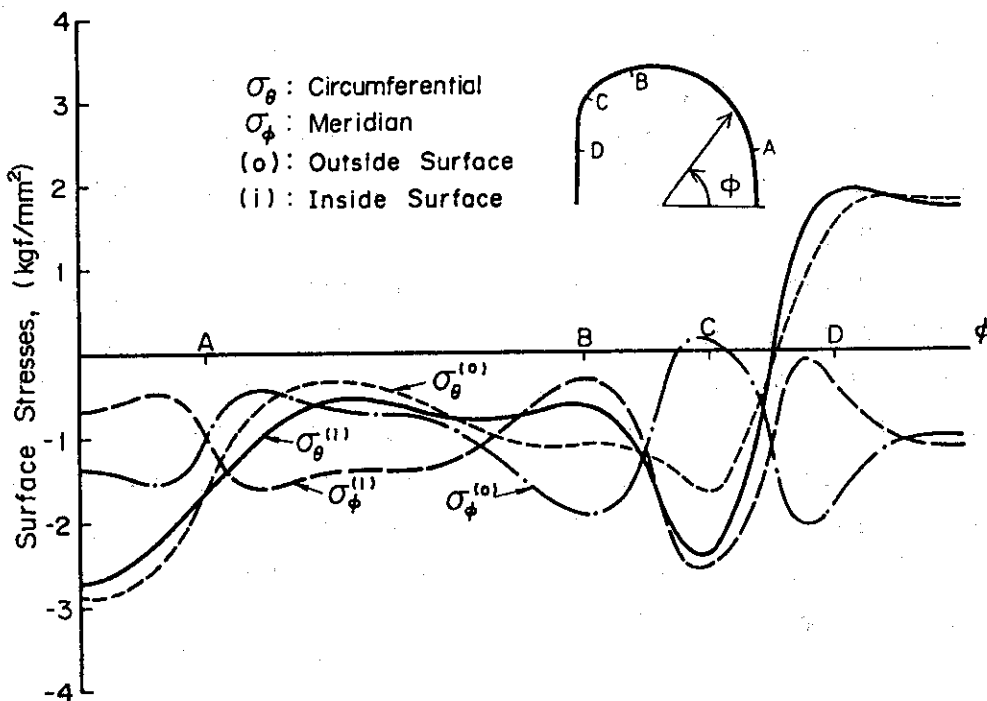


Fig. 3.14 Distributions of σ_θ and σ_ϕ at inside and outside surfaces in poloidal direction (uniform external pressure 4 kgf/cm²)

3.3 電磁力に対する強度評価

プラズマが瞬時に崩壊した時、プラズマの周辺に位置する導体には渦電流が生じ、その電流の方向によってはトロイダル磁場とのカップリングにより電磁力が発生する。渦電流が発生する導体として、増殖用ブランケットの容器壁、その内部にある中性子増倍材の鉛層および真空容器が考えられる。ブランケット容器のプラズマ側容器壁はプラズマに一番近い位置にあるが、その板厚は薄く構造材として 316 S.S. を設計に採用しているので抵抗が高い。その後側にある鉛層は厚さ 10 cm であり、316 S.S. に比べ抵抗も小さく大きな渦電流が発生する可能性がある。真空容器は 316 S.S. を構造材とし、板厚が 8 cm である。しかしプラズマからの距離が前者二つよりも離れているので、鉛層ほどの渦電流は発生しないものと思われる。

そこで、ここでは鉛層に発生する渦電流によって生じる電磁力がブランケット容器と真空容器を接合しているフランジ(支持脚)を介して作用した場合の真空容器の動的挙動を解析した。この場合、鉛層に発生した電磁力がブランケット容器壁にどのように作用するのかは別の報告に譲るとし、ブランケット容器を剛体と仮定し発生した電磁力が全て真空容器に伝わるものとした。

3.3.1 解析条件と解析モデル

Fig.1.1 および Fig.1.2 に示されているように、ブランケット容器は真空容器の上、下(ダイバータ板が設置される位置)で不連続である。さらにブランケット容器 1 個もトロイダル方向には絶縁材を介する等により、内側および外側ブランケット容器は各々独立した導体と考えても良い。その中に設置されている鉛層同様な事が言えるが、ここでは容器間は容器側壁で連続しているものとし、その側壁をベローと仮定すると、プラズマ崩壊時に発生する渦電流には鞍型電流成分も含まれ、そのポロイダル成分とトロイダル磁場により電磁力が発生する。その解析の詳細な内容は別の報告書¹¹⁾を参照されたい。鉛層が内側、外側ブランケット容器内でポロイダル方向に連続であれば時定数が大きく、プラズマに対するシェル効果は十分であるが、プラズマ崩壊時に発生する渦電流は大きく当然大きな電磁力が発生する。本渦電流の解析の場合、シェル効果を要求されている値の最小値になるように、ブランケット容器内の鉛層のポロイダル方向を数ヶ所絶縁し、そのモデルによる渦電流解析¹²⁾を行なった。尚、発生する電磁力はポロイダル断面で上下対称となるので、渦電流を求めるためには上半分のみ解析の対象とした。プラズマ電流 4 MA が時定数 20 msec で切れた場合に鉛層に発生する渦電流の分布を Fig.3.15 に示す。そのポロイダル成分とトロイダル磁場とのカップリングによって発生した電磁力のポロイダル方向の分布を Fig.3.16 に、ポロイダル方向で電磁力が最大の部分のトロイダル方向の分布を Fig.3.17 に示す。この電磁力は Fig.3.17 に示されているように、鉛層のトロイダル方向の両端ではその符号が反転し、ブランケット容器間では剪断力となって作用する。Fig.3.18 に電磁力が最大値を示す位置(ポロイダル方向での位置)におけるその大きさと時間の関係を示す。

渦電流解析によって得られた電磁力が作用する場合の動的解析に使用したモデルを Fig.3.19 に示す。真空容器の厚肉部および接合用フランジは 3.1 で行なった 3 次元解析に用いた要素と同一である。内側および外側ブランケット容器は剛体と仮定したため 3 次元立体要素とし、さ

らに外側ブランケット容器を真空容器に固定するためのフランジ（支持脚）も3次元立体要素として解析に使用した。解析の簡単化および電磁力の対称性を考え、解析に使用したモデルは真空容器1モジュールの1/2である。尚、一定荷重として作用する外圧は考慮しなかった。

動的応力解析にはSAP-Vを用い、そのコードに導入されているモード合成法により各時刻における電磁力を荷重（1時間刻み1 msec）として真空容器の動的応答を求めた。

3.3.2 解析結果および考察

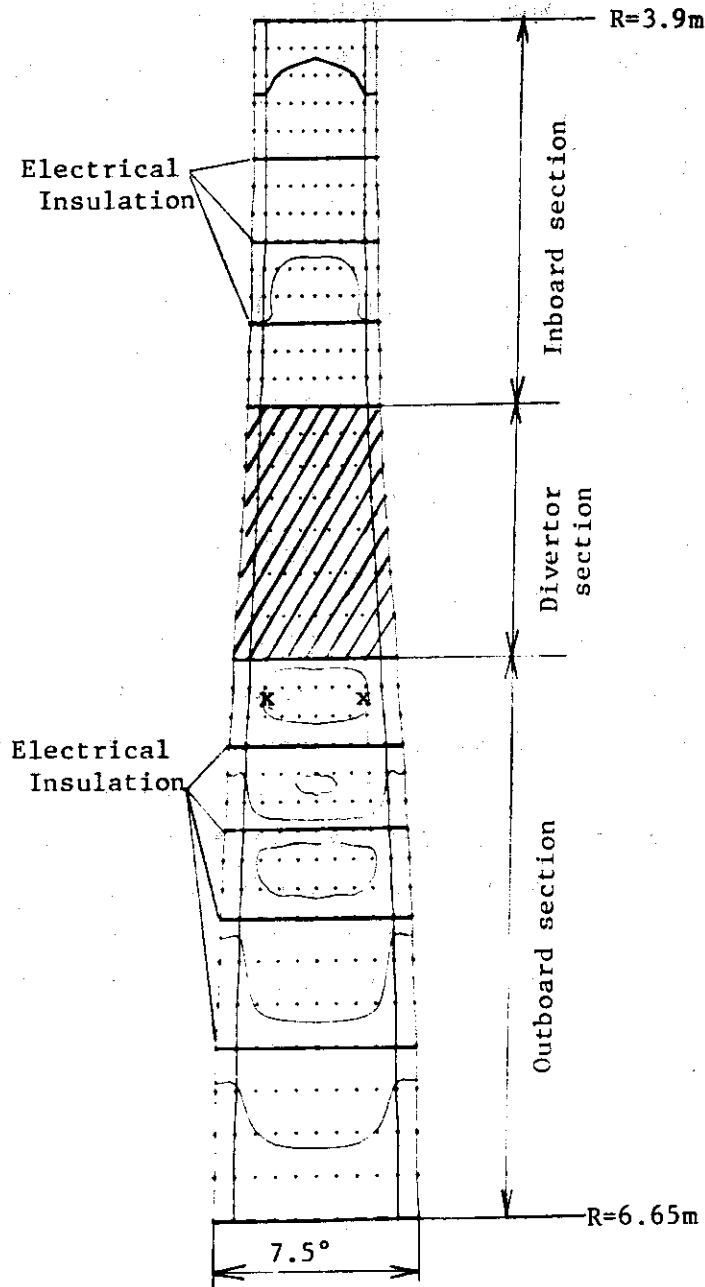
動的応力解析によって得られた結果の1例を示す。Fig.3.20に19.5 msecにおける変形前後の形状を示す。図において点線は変形前、実線は変形後の形状を表わしている。

Fig.3.21に最大変位が発生した位置の変位と時間の関係を示す。最大値は約 8.6×10^{-3} mmで非常に小さい。この値は3.1で示した外圧による静的な荷重による変位に比べ非常に小さい。この動的解析におけるモデルには内・外側ブランケット容器の補強効果が現われていると思われる。又、Fig.3.18に示されているように約 10 kgf/cm^2 の電磁力が短時間（数 msec）に作用していることによる結果と思われる。

Fig.3.22および3.23に19.5 msecにおける真空容器の内外面に発生した応力に基づく主応力の大きさと方向を示す。最大の主応力は 0.14 kgf/mm^2 （1.4 MPa）である。

得られた結果から推定すると、鉛層に発生する電磁力がブランケット容器を介して真空容器に作用しても大きな変形および応力は発生しないことが確かめられた。

尚、この解析ではブランケット容器の中性子増倍材鉛層に発生した電磁力に対しての構造強度を評価した。しかし、中性子増倍材としての鉛層を取り除いたブランケット容器が設計に採用される場合、プラズマ崩壊時に発生する渦電流は厚肉の真空容器にも発生する可能性もある。その場合の電磁力の大きさや電磁力に対する真空容器の構造強度も評価の対象となる。



x : maximum value

Fig. 3.15 Eddy current distribution due to plasma disruption at 17 msec

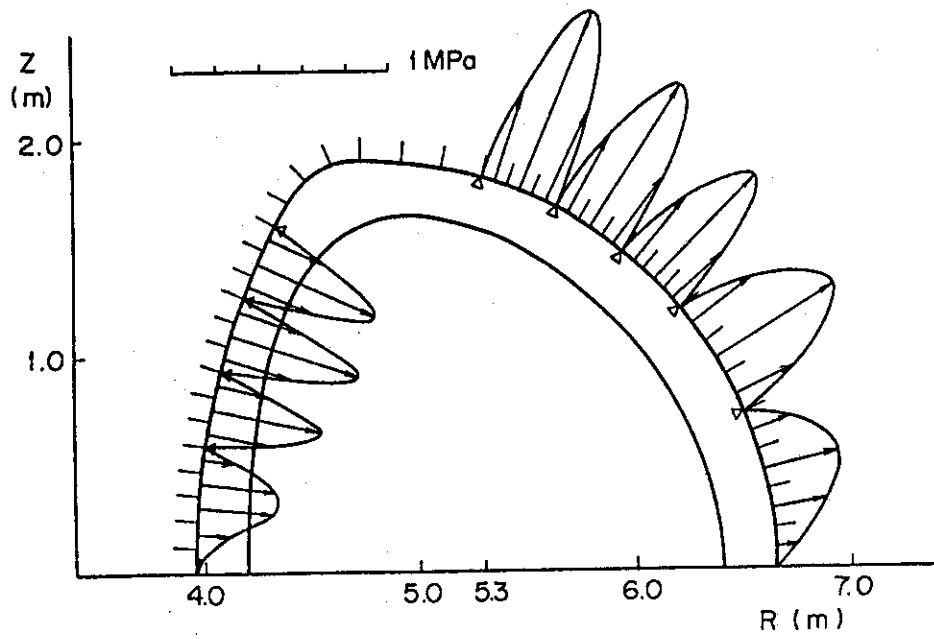


Fig. 3.16 Distribution of electromagnetic force in poloidal direction at 17 msec

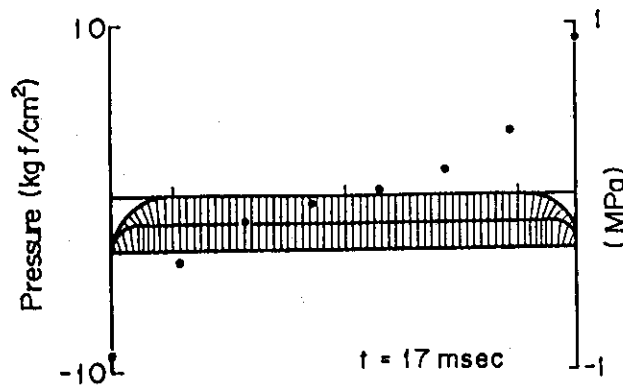


Fig. 3.17 Distribution of electromagnetic force in toroidal direction at 17 msec

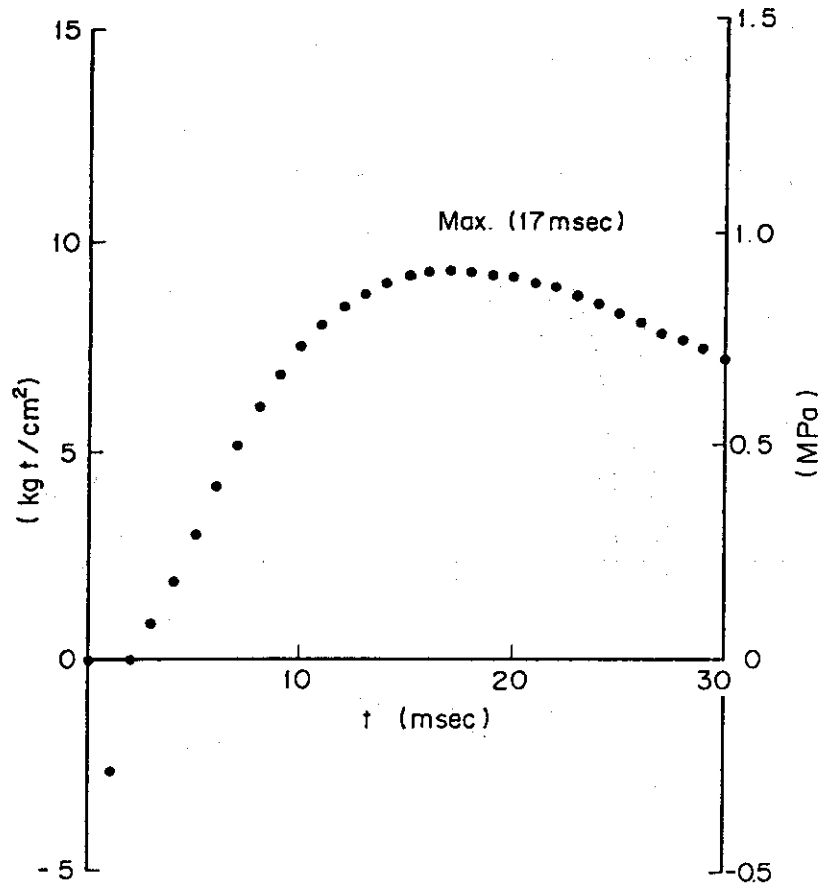


Fig. 3.18 Time variation of maximum electromagnetic force

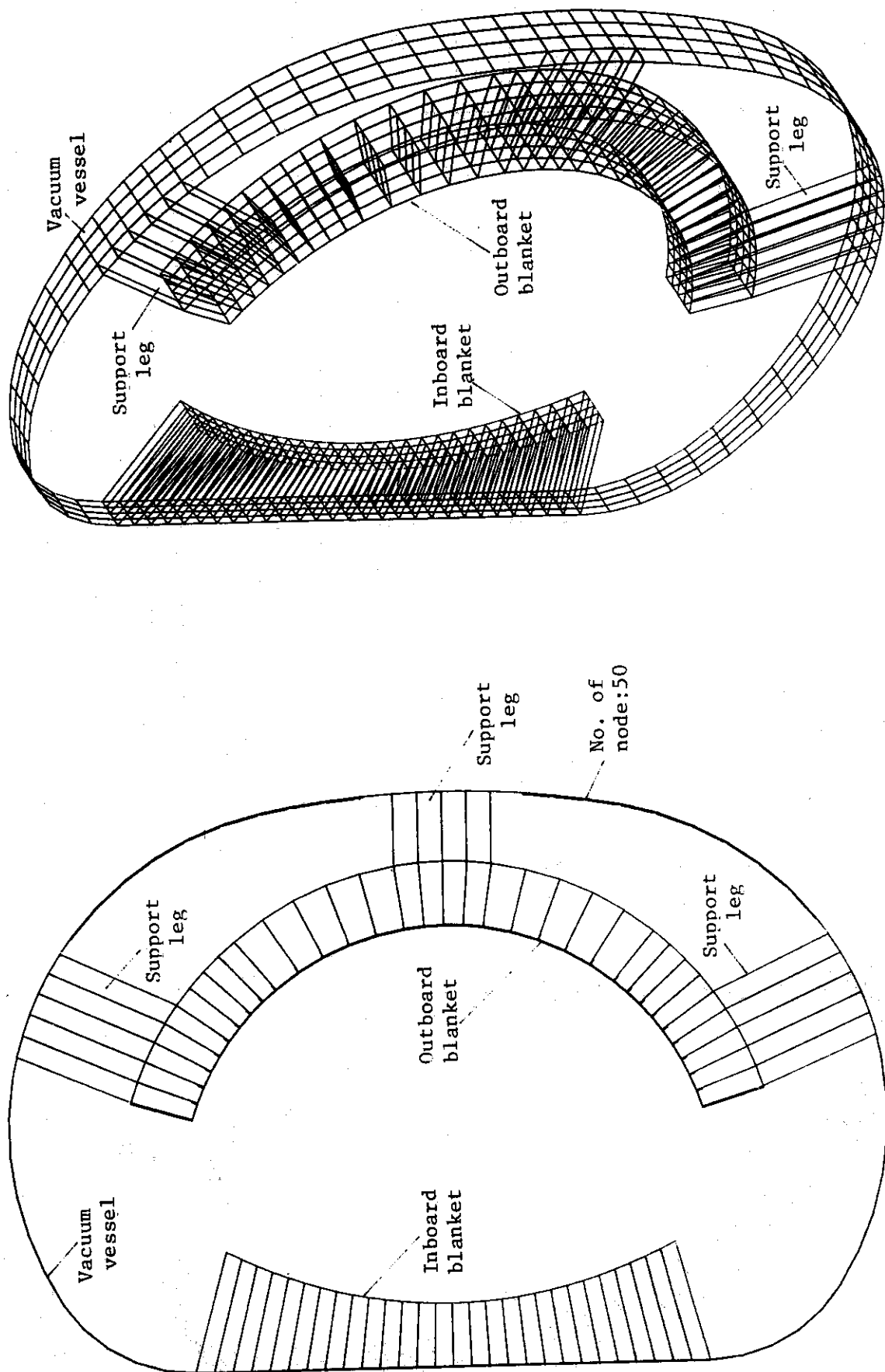


Fig. 3.19 Calculational model of dynamic stress analysis under magnetic force

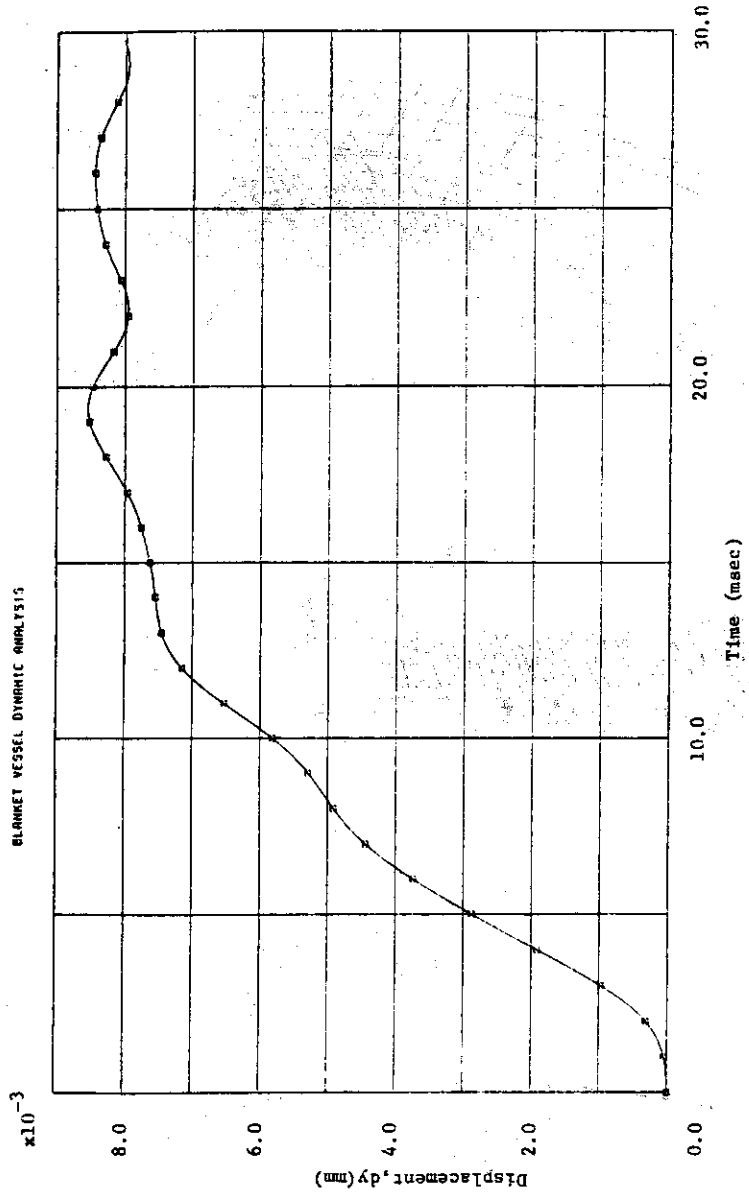


Fig. 3.21 Time variation of maximum radial displacement under electromagnetic force

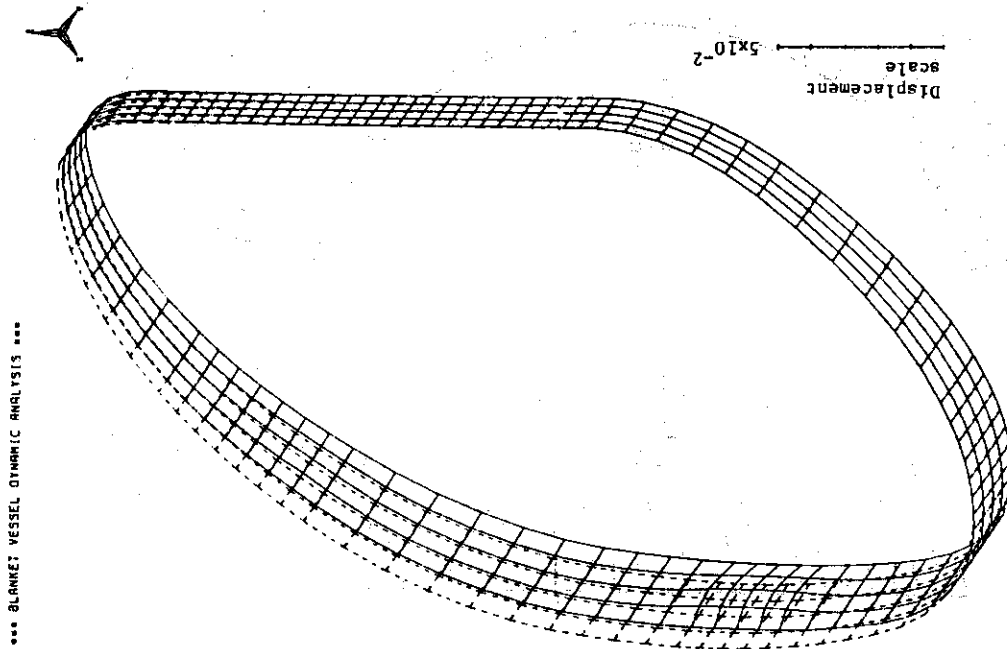


Fig. 3.20 Pre- and post-deformation shapes at 19.5 msec

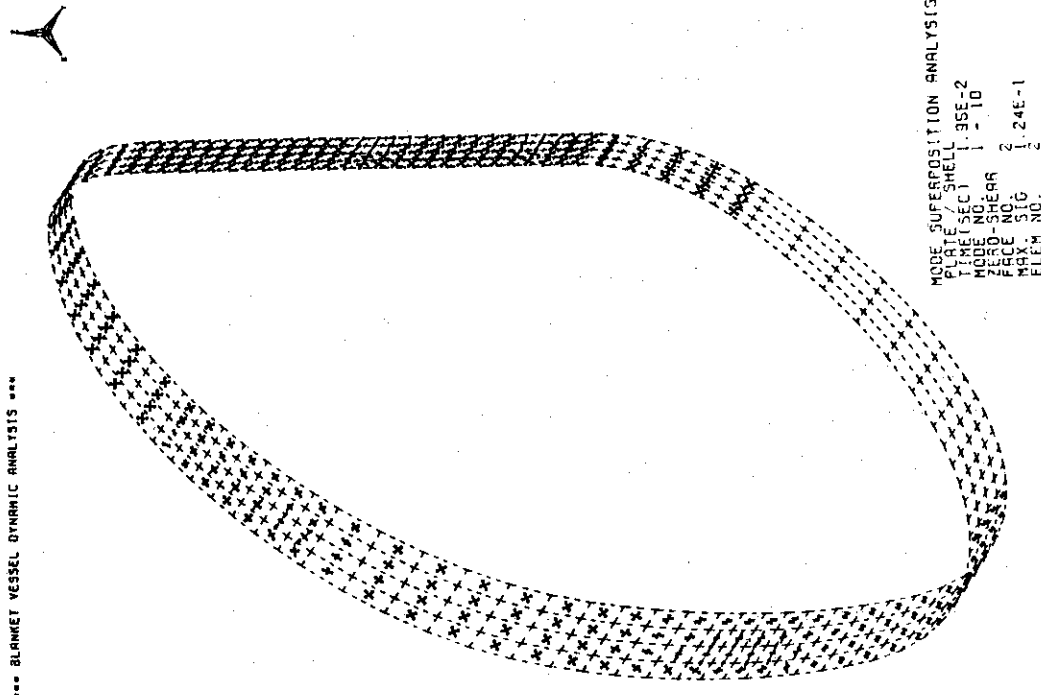


Fig. 3.23 Directions and magnitudes of principal stresses at 19.5 msec (inside surface)

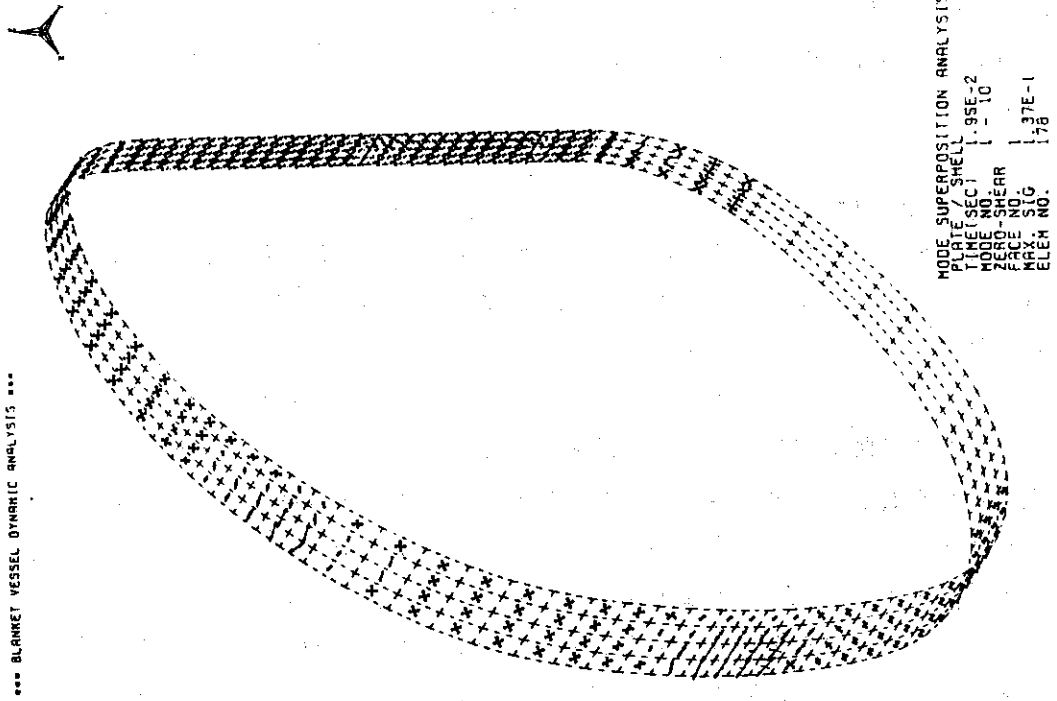


Fig. 3.22 Directions and magnitudes of principal stresses at 19.5 msec (outside surface)

3.4 トーラス内側での補強効果に関する考察

現在設計が進められているSPTRの真空容器の形状は、トーラス内側が直線であり外側のよりに曲率を有していない。外圧（水圧＋大気圧）によりこの領域は半径方向外向きに変形し、フランジ部の結合に際しボルトの必要性や必要な場合にその径や本数に大きな影響を及ぼす。

第3章の初めに述べた真空容器の3次元解析結果から、板厚80mmの真空容器の接合部のフランジの高さを200mm、巾を100mmとした場合のトーラス内側で0.17mm、外側で0.43mm各々半径方向での変形量が得られ、その際に発生するトロイダル方向の応力はトーラス内側で引張、外側で圧縮応力である。このトーラス内側での引張応力によりその領域でのフランジ締め付け用ボルトの必要性等に大きな影響を与える。

そこで、トーラス内側の変形量を減らすためにある程度の曲率を付けるか、又はその領域のみ板厚を増加した場合の変形量および応力等の減少の効果を調べた。

3.4.1 解析条件および解析モデル

トーラス内側において曲率を付けるかその領域の板厚を増加した場合の外圧による真空容器の応力解析には、3.1で用いた3次元モデルを使用し、外圧および境界条件も同様とした。但し、要素分割はトロイダル方向に6分割、ポロイダル方向に60分割、全要素数を360とした。

Fig.3.24に曲率を付けた場合の解析モデルを示す。トーラス内側での曲率を L_1 で示す。 L_1 が無大の場合には3.1での解析に相当する。この解析において、 L_1 が有限の値を持つ場合、真空容器トーラス内側の位置 R_1 がトーラス中心に近づき、真空容器の中心が同様にトーラス中心に近づいていくが、曲率を付けることによる効果のみを調べる目的なので、上述の問題は無視した。Table 3.2に曲率 L_1 とトーラス内側の位置 R_1 の関係を示す。

尚、板厚を増加した場合の解析モデルはTable 3.2のcase 4であり、トーラス内側において直線部のみ120mmに増加した。

3.4.2 解析結果および考察

曲率を付けた場合および板厚を増加した場合の変形前後の形状をFigs.3.25～3.29に示す。さらにTable 3.3に真空容器にフランジが付いている断面でのMid-plane上における半径方向の変形量およびトーラス方向の応力を示す。表から分かるように、曲率を小さくするか、板厚を増加するとトーラス内側での変形量や応力は減少している。この解析結果によると、トーラス外側ではトーラス内側での曲率や板厚の影響はほとんど無かった。

曲率を小さくした場合、トーラス内側での変形量は小さくなるが半径方向外向きの変位を示し、同時にトロイダル方向には引張応力が発生する。この結果は第2章で述べた楕円形断面を有するトロイダルシェルの外圧による変形挙動からも妥当なものと言える。

真空容器トーラス内側に曲率を付けた場合やその領域のみ板厚を増加しても、半径方向の変位は外向きでありトーラス方向の応力も引張であった。量的には減少するが、フランジ間は開く変形状態を示している。

今回の簡単な解析結果からは十分な評価は行なえないが、真空容器接合用フランジ間に設けられるシール機構も考えた上で、トラス内側においてボルトの必要性等に関する検討は今後の詳細な解析やR & Dによって行なり必要がある。

Table 3.2 Relation between curvature L_1 and R_i at the inboard section of the vacuum vessel

Case	0	1	2	3
L_1 (m)	∞	22.10	11.64	8.18
R_i (m)	3.6	3.42	3.33	3.26

Table 3.3 Radial displacements and stresses in the toroidal direction at the inboard and the outboard sections when the curvature or the thickness at the inboard section are changed

Case	0	1	2	3	4*
d_i (mm)	0.17	0.16	0.14	0.12	0.13
d_o (mm)	-0.43	-0.41	-0.41	-0.41	-0.40
σ_i (kgf/mm ²)	0.91	0.85	0.75	0.66	0.65
σ_o (kgf/mm ²)	-1.24	-1.12	-1.13	-1.13	-1.12

* the thickness of the inboard section is 120.0 mm.

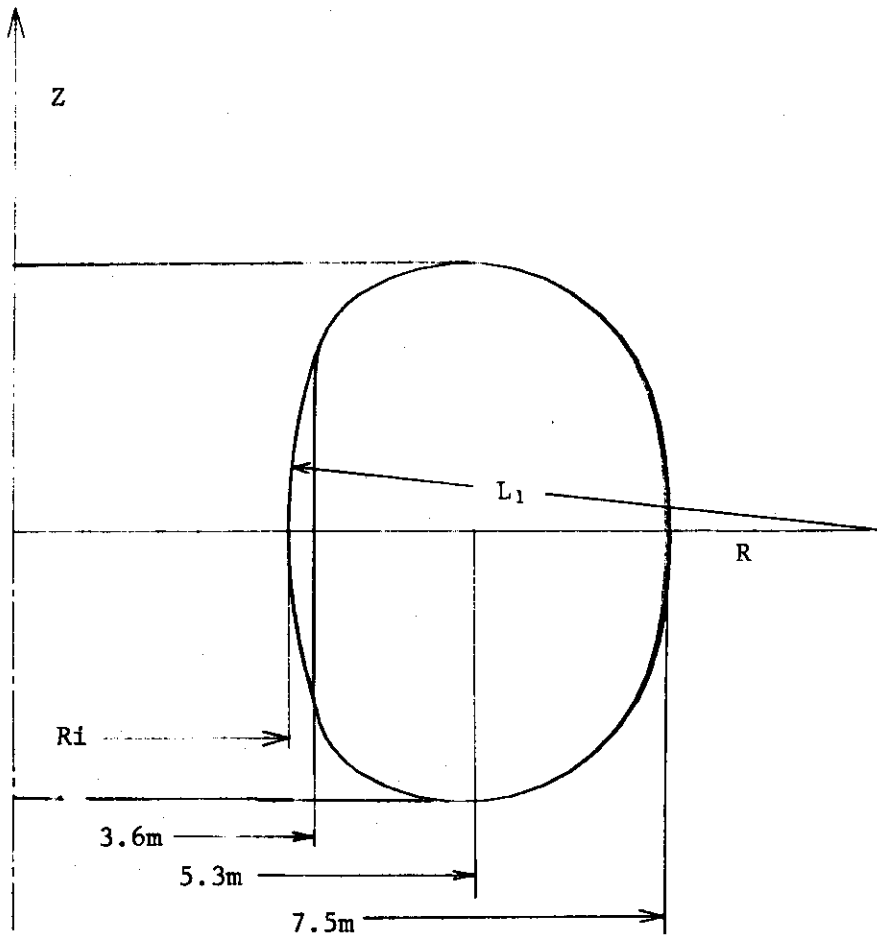


Fig. 3.24 Calculational model with curvature at inboard section of vacuum vessel

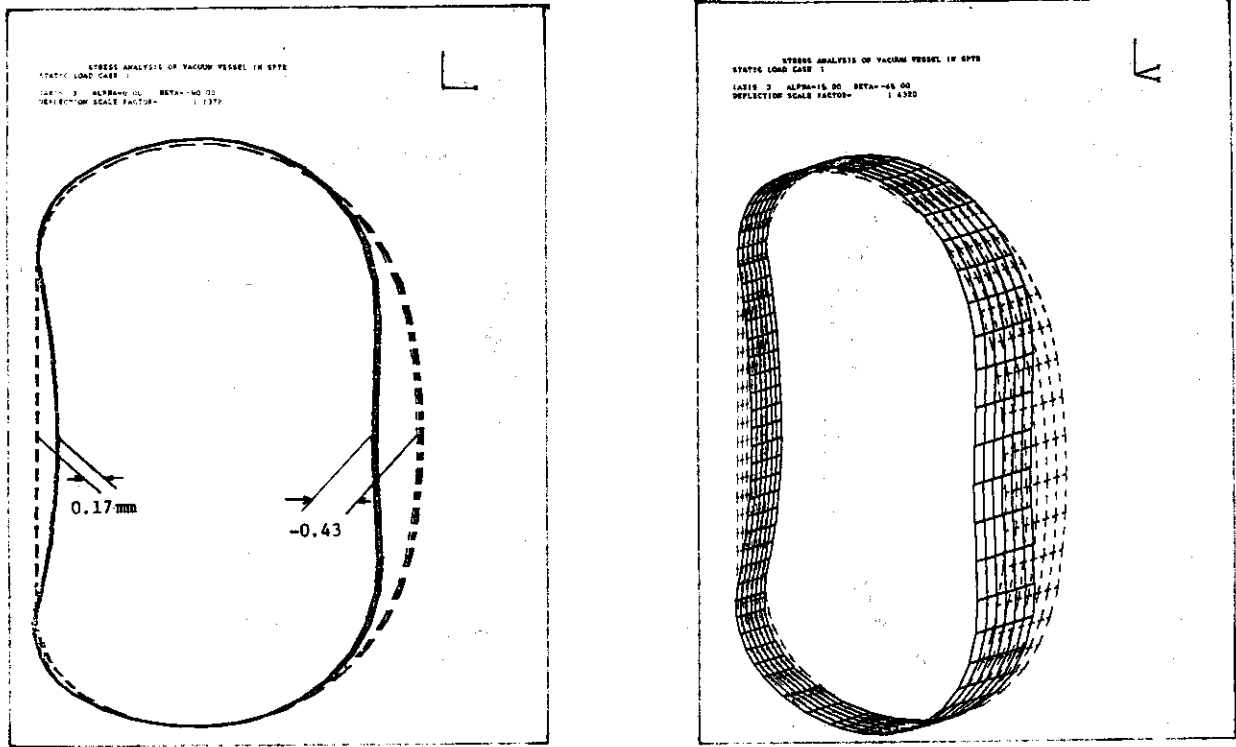


Fig. 3.25 Pre- and post-deformation shapes of case 0 ($L_1=\infty$) under external pressure

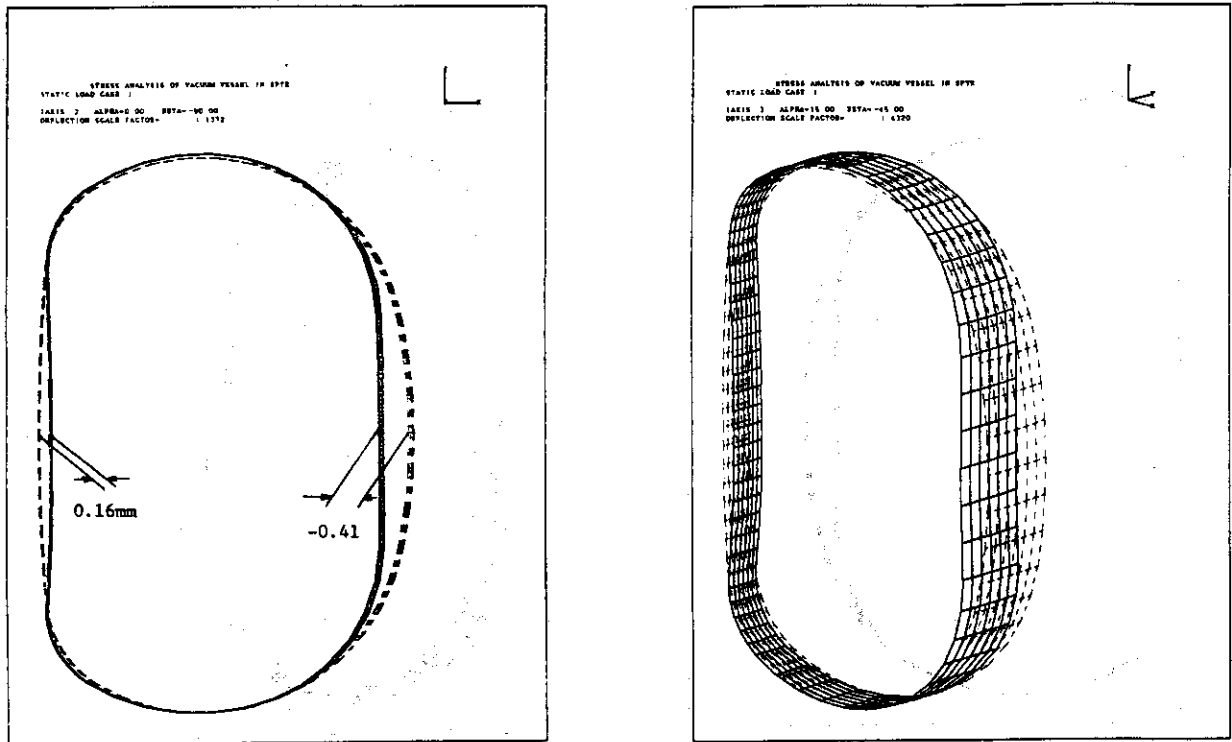


Fig. 3.26 Pre- and post-deformation shapes of case 1 ($L_1=22.10\text{m}$) under external pressure

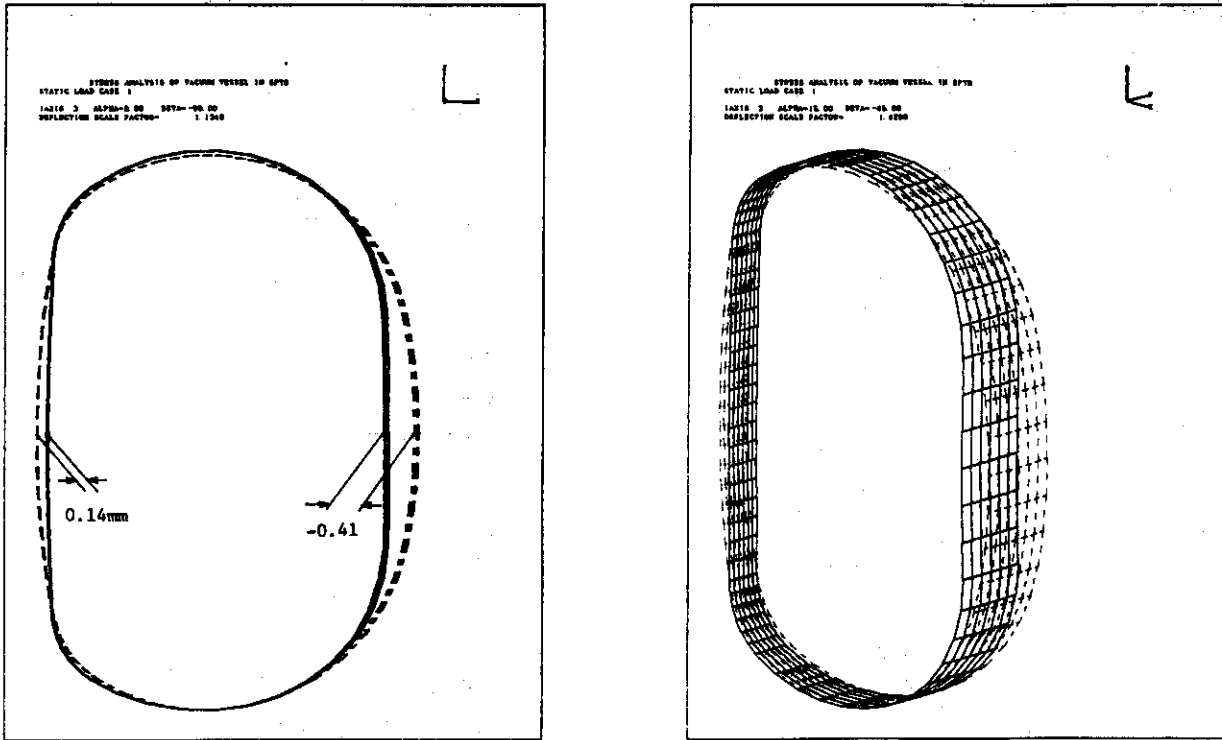


Fig. 3.27 Pre- and post-deformation shapes of case 2 ($L_1=11.64\text{m}$) under external pressure

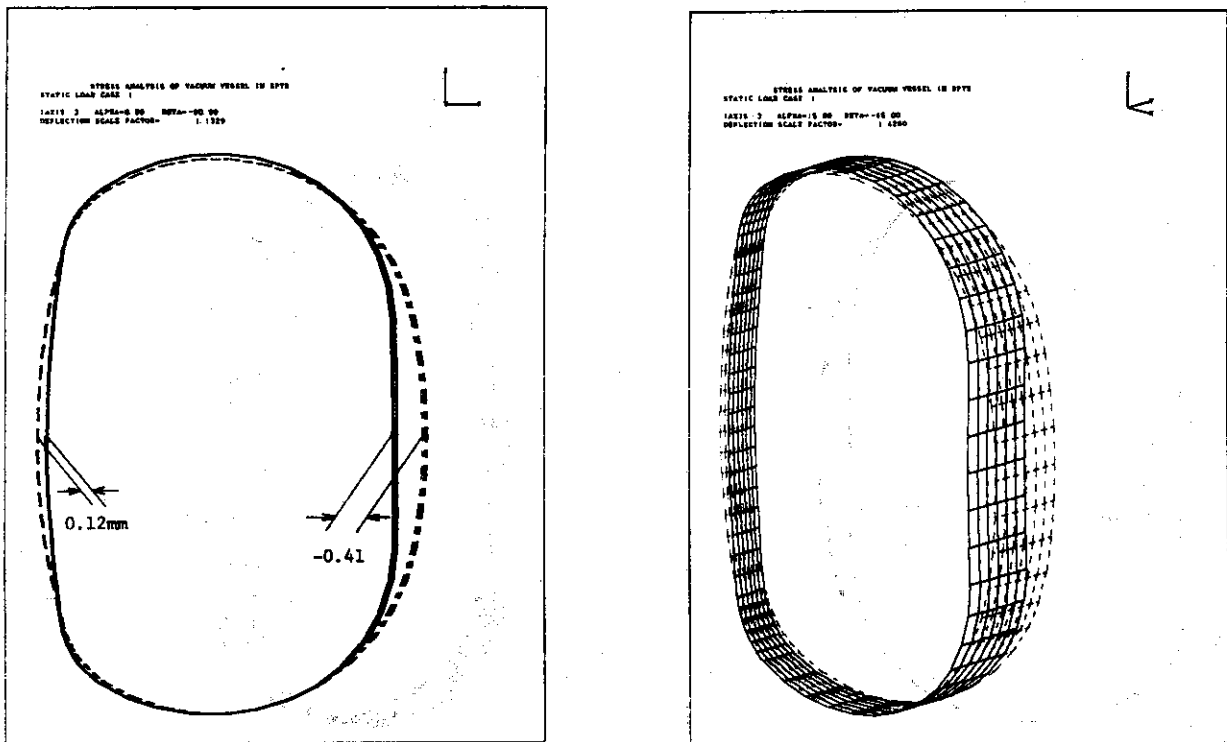


Fig. 3.28 Pre- and post-deformation shapes of case 3 ($L_1=8.18\text{m}$) under external pressure

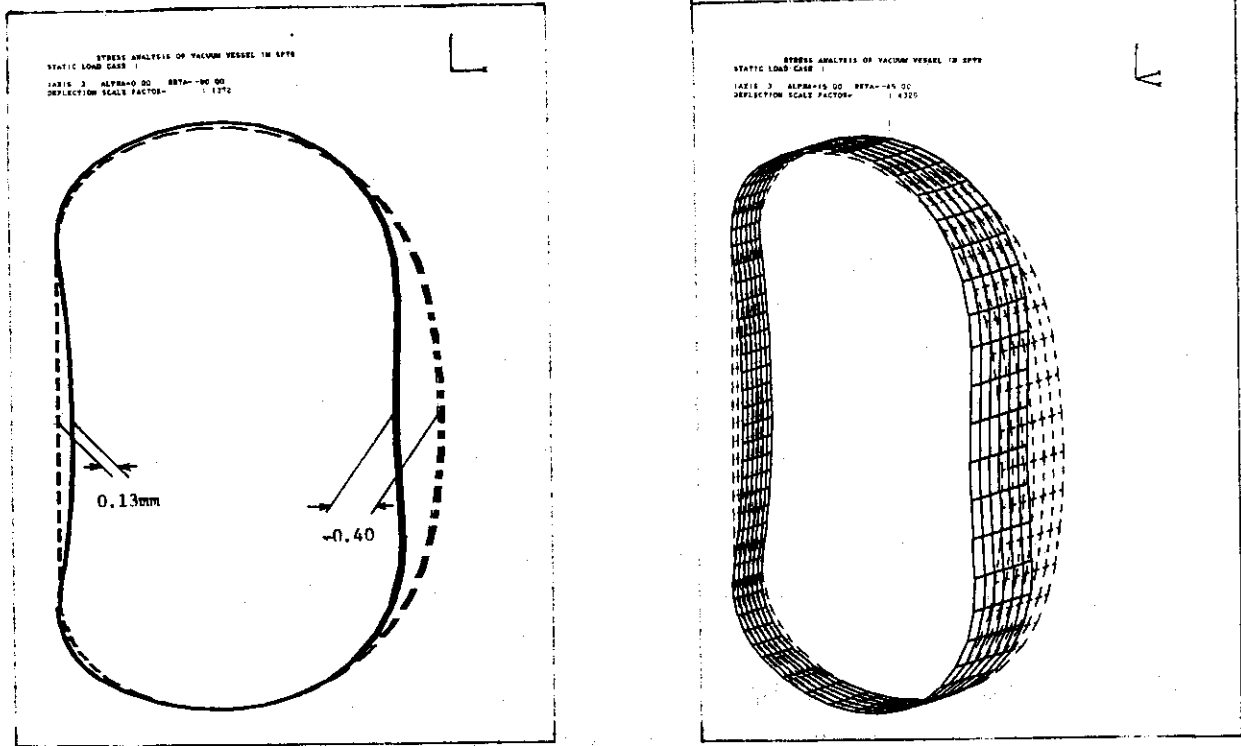


Fig. 3.29 Pre- and post-deformation shapes of case 4 ($L_1 = \infty$ and thickness at inboard section is 120mm) under external pressure

4. ま と め

現在設計が進められているスイミングプール型トカマク炉(SPTR)の主要構造物の1つである真空容器に関し外圧(水圧+大気圧)等に対する構造強度を評価し、得られた結論および考察を以下に示す。

(1) 真空容器をトロイダルシェルの一形状とし、軸対称問題として種々の断面形状による一様外圧下での応力解析を行ない、断面形状の違いによる変形挙動の特徴を明らかにした。楕円度あるいは三角度によって変形挙動に差が見られ、特に三角度を変えた場合に非線形の影響が顕著に現われている。

(2) 3次元解析の結果によると、非円形断面を有する真空容器は外圧(水圧+大気圧)によって複雑な変形挙動を示す。板厚80mmとした場合の真空容器の構造強度は応力評価から十分である。

(3) 崩壊荷重に対して今回の解析結果から余裕のある安全率が得られた。しかし、座屈に関する観点から、そのモードを考慮した詳細な座屈解析によって座屈荷重を求めねばならない。解析手法の整備又は開発が必要となるろうし、又外圧のみならず電磁力や熱荷重も考慮した総合的評価が必要である。

(4) 真空容器の耐電磁力に関して、ブランケット容器の鉛層に発生する電磁力による真空容器の構造強度を評価し、強度上余裕を有することを確かめた。しかし、ブランケット容器に鉛層がない場合には、プラズマ崩壊時に真空容器にも渦電流が発生し、トロイダル磁場との相互作用により電磁力が発生すると思われる。ブランケット容器も考慮した詳細なモデルによる渦電流解析および電磁力による動的応力解析を行い、(3)の座屈に関する検討も合わせて詳細な評価が必要である。

(5) 真空容器のモジュール間結合に関し、トラス内側におけるボルトの有無について検討することは、遠隔操作による分解、修理の観点から重要な課題である。その領域において、板厚の増加、ある程度曲率を設けるか、又、内側ブランケット容器の補強効果を考慮すれば変形量は減少するであろう。そこで、外圧さらには電磁力も加えた荷重での詳細な検討を行い、リップシールの形状およびその応力評価も含めてボルトの有無に関する結論を出すべきと思われる。

参考文献

- (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., "A Design Study of Swimming Pool Type Tokamak Reactor (SPTR), submitted to J. Nucl. Sci. Technol. (1981)
- (3) Sanders, J.L., Jr. and Liepins, A.A., "Toroidal Membrane under Internal Pressure", AIAA Journal, Vol.1, No.9, September (1963)
- (4) Jordan, P.F., "Stresses and Deformations of the Thin-walled Pressurized Torus", J. Aerospace Sci. 29 (1962)
- (5) Clark, T.I., Gilroy and Reissner E., "Stresses and Deformations of Toroidal Shells of Elliptical Cross Section", J. of Appl. Mech., March (1952)
- (6) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. III (1979)
- (7) Bathe, K.J., ADINA, Rep. No. 82448-1, MIT (1975)
- (8) Jordan, P.F., "Vibration and Buckling of Pressurized Torus Shells", AIAA Paper No. 66-445 (1966)
- (9) Sobel, L.H. and Flügge W., "Stability of Toroidal Shells under Uniform External Pressure", AIAA Journal, Vol. 5, No. 3 (1967)
- (10) Endou A., et al., "Post Buckling Analysis of Elastic Shells of Revolution by the Finite Element Method", 東京大学生産技術研究所報告, Vol. 26, No. 2 (1976)
- (11) Yamamoto T., to be Published JAERI-M
- (12) Kameari A., et al., JAERI-M 7120 (1977)

謝 辞

SPTRの主要構造物の1つである真空容器の構造強度評価を研究テーマとして与えていただき、本報告書をまとめるに際し終始貴重なディスカッションをして頂いた迫淳炉設計研究室長に深く感謝します。また炉設計研究室の飯田浩正氏には貴重なコメントをしていただいた事を感謝します。

有限要素法による解析を行うに際し、解析の一部を担当され、解析コードの使用に関し有益な助言を与えていただいた(株)東洋情報システム、山内直樹氏に感謝します。

参考文献

- (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., "A Design Study of Swimming Pool Type Tokamak Reactor (SPTR), submitted to J. Nucl. Sci. Technol. (1981)
- (3) Sanders, J.L., Jr. and Liepins, A.A., "Toroidal Membrane under Internal Pressure", AIAA Journal, Vol.1, No.9, September (1963)
- (4) Jordan, P.F., "Stresses and Deformations of the Thin-walled Pressurized Torus", J. Aerospace Sci. 29 (1962)
- (5) Clark, T.I., Gilroy and Reissner E., "Stresses and Deformations of Toroidal Shells of Elliptical Cross Section", J. of Appl. Mech., March (1952)
- (6) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. III (1979)
- (7) Bathe, K.J., ADINA, Rep. No. 82448-1, MIT (1975)
- (8) Jordan, P.F., "Vibration and Buckling of Pressurized Torus Shells", AIAA Paper No. 66-445 (1966)
- (9) Sobel, L.H. and Flügge W., "Stability of Toroidal Shells under Uniform External Pressure", AIAA Journal, Vol. 5, No. 3 (1967)
- (10) Endou A., et al., "Post Buckling Analysis of Elastic Shells of Revolution by the Finite Element Method", 東京大学生産技術研究所報告, Vol. 26, No. 2 (1976)
- (11) Yamamoto T., to be Published JAERI-M
- (12) Kameari A., et al., JAERI-M 7120 (1977)

謝 辞

SPTRの主要構造物の1つである真空容器の構造強度評価を研究テーマとして与えていただき、本報告書をまとめるに際し終始貴重なディスカッションをして頂いた迫淳炉設計研究室長に深く感謝します。また炉設計研究室の飯田浩正氏には貴重なコメントをしていただいた事を感謝します。

有限要素法による解析を行うに際し、解析の一部を担当され、解析コードの使用に関し有益な助言を与えていただいた(株)東洋情報システム、山内直樹氏に感謝します。