

大型高速増殖炉要素技術設計研究(Ⅱ)

IHX フローティングサポートに対する配管設計の検討

1986年7月

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

大型高速増殖炉要素技術設計研究(Ⅱ)

IHXフローティングサポートに対する配管設計の検討

渡士克己* 古橋 一郎** 一宮 正和***
今津 彰*

要 旨

本報告書は、要素技術設計研究(Ⅱ)のうち動燃事業団社内で行った実施した項目の中の「機器フローティングサポートに対する配管設計の検討」の結果についてまとめたものである。

本報の内容は、上記設計研究(Ⅱ)の一次熱輸送系において、「高速原型炉第一種機器の高温構造設計方針」における簡易評価法によるスクリーニングルールを満足しないため、さらに詳細な評価を必要とするホットレグ配管の弾性追従ひずみの評価手法、及び通産省告示 501 号における簡易評価法において前提として見られるモーメント場に該当していないクロスオーバーレグ配管のエルボの応力算出手法について、詳細解析を行うことによって構造健全性が確認されることを示すとともに、現行設計基準の改良案について述べたものである。

* 大洗工学センター，構造工学室

** (株)エイ・ティ・エス

*** 本社，動力炉開発調整部，実証炉技術開発室

July, 1986

PARTITIONING DESIGN STUDY OF LARGE FBR

PIPING CONSIDERATION OF LARGE FBRs ON THE
IHX FLOATING SUPPORT CONCEPT

K. WATASHI*, I. FURUHASHI**,
M. ICHIMIYA*** and A. IMAZU*

Abstract

This report describes the evaluations of piping design of large FBRs based on the IHX floating support concept.

This report includes two sorts of analytical results. One is elastic follow-up behavior of the hot leg piping, and the other is stress intensity calculation methods of 90° elbow subjected to torsional loading in cross-over leg piping.

At the moment, the design concept was judged not to be feasible, if the simplified evaluation method in 'PNC Design Guide' are applied. But by detail analysis, we showed the design was feasible. Moreover, the improved evaluation methods for elastic follow-up strain and stress intensity of elbows under torsional loading were proposed.

* STRUCTURAL ENGINEERING SECTION, OEC.

** ATOMIC ENERGY TECHNICAL SERVICE.

*** DEMONSTRATION PLANT DEVELOPMENT, REACTOR DEVELOPMENT COORDINATION DIVISION, HEADQUARTERS.

目 次

1. まえがき	1
2. 1次熱輸送系 H/L 配管の弾性追従	4
2.1 1次熱輸送系 H/L 配管の高温挙動	4
2.1.1 解析モデル	4
2.1.2 解析条件	4
2.1.3 解析方法	5
2.1.4 解析結果	5
2.2 検 討	6
3. エルボの応力評価法	27
3.1 解析概要	27
3.2 解析モデル	27
3.3 解析条件	27
3.4 梁理論によるエルボの応力評価法	28
3.5 詳細解析と梁理論の比較	29
3.6 詳細解析と最小ポテンシャルエネルギー法の比較	31
4. 結 論	45
5. 参考文献	46
附録 A ホットレグ配管の境界条件	47
附録 B エルボの解析結果	55

表 リ ス ト

Table 2.1	TABLE OF BOUNDARY CONDITIONS	8
Table 2.2	COMPARISON OF RESULTS OF ELASTIC ANALYSIS	9
Table 2.3	BEHAVIOR OF ELASTIC FOLLOW UP AT ELBOW-1 AND ELBOW-2	10
Table 3.1	STRESSES BY BEAM THEORY	33
Table 3.2	STRESSES BY DETAILED ANALYSES	34
Table 3.3	STRESSES BY RING-MODEL ANALYSES	34
Table 3.4	COMPARISON OF STRESSES BY DETAILED ANALYSES, RING-MODEL AND BEAM THEORY	35
Table 3.5	COMPARISON OF STRESSES BY DETAILED ANALYSES AND BEAM THEORY	36

目 次

Fig. 1.1	PERSPECTIVE VIEW OF PRIMARY THERMAL TRANSPORT SYSTEM	2
Fig. 1.2	FLOW OF THIS R & D	3
Fig. 2.1	FULL ANALYTICAL MODEL OF PRIMARY HEAT TRANSFER SYSTEM	11
Fig. 2.2	ANALYTICAL MODEL OF ELASTIC FOLLOW-UP	12
Fig. 2.3	DEFORMATION OF HOT LEG PIPING	13
Fig. 2.4	DISTRIBUTION OF BENDING MOMENT	14
Fig. 2.5	BENDING MOMENT VS. ANGULAR DISPLACEMENT (ELBOW-1)	15
Fig. 2.6	BENDING MOMENT VS. ANGULAR DISPLACEMENT (ELBOW-2)	16
Fig. 2.7	TEMPERATURE CONDITION OF R/V AND IHX	17
Fig. 2.8	BENDING MOMENT OF HOT LEG PIPING	18
Fig. 2.9	REDISTRIBUTION OF BENDING MOMENT OF H/L PIPING WITH PARAMETRIC k_2^*	19
Fig. 2.10	STRESS INTENSITY VARIATION DUE TO INCREASING k_2^*	20
Fig. 2.11	MOMENT RELAXATION OF ELBOW	21
	$(\lambda = t \cdot R / r^2 = 0.0084)$	
Fig. 2.12	BENDING MOMENT VS. ROTATIONAL DISPLACEMENT OF ELBOWS	22
Fig. 2.13	VERTICAL DISPLACEMENT DEPENDENCY ON BENDING MOMENT	23
Fig. 2.14	EFFECT OF VERTICAL DISPLACEMENT	24
Fig. 2.15	BACKWARD DISPLACEMENT DEPENDENCY ON BENDING MOMENT	25
Fig. 2.16	EFFECT OF FLOAT DIRECTIONAL BACKWARD DISPLACEMENT	26
Fig. 3.1	DIMENSIONS OF 38 ^B PIPING	37
Fig. 3.2	FINITE ELEMENT MODEL	38
Fig. 3.3	BOUNDARY AND LOAD CONDITIONS	39
Fig. 3.4	STRESS DISTRIBUTION ALONG ϕ , FOR IN-PLANE BENDING	40
Fig. 3.5	STRESS DISTRIBUTION ALONG ϕ , FOR OUT-OF-PLANE BENDING	41
Fig. 3.6	STRESS DISTRIBUTION ALONG ϕ , FOR IN-PLANE BENDING	42

Fig. 3.7(a) LONGITUDINAL STRESS DISTRIBUTION ALONG ϕ , FOR
OUT-OF-PLANE BENDING43

Fig. 3.7(b) CIRCUMFERENTIAL STRESS DISTRIBUTION ALONG ϕ , FOR
OUT-OF-PLANE BENDING44

1. ま え が き

本報告書は、昭和60年度要素技術設計研究(Ⅲ)のうち、動燃事業団社内内で実施した項目のうち、機器フローティングサポートに対する配管設計の検討結果についてまとめたものである。

要素技術設計研究(Ⅲ)は高速実験炉「常陽」及び原型炉「もんじゅ」の開発経験に基づいてプラントの主要な部分の設備概念を検討し、電気出力100万kwクラスへの合理的な大型化の見通しを明らかにすることを目的としている。

この設計研究の一つの特色は、中間熱交換器をフローティング支持することによって一次主冷却配管系を大幅に合理化しようとする点にある。

本報は、Fig. 1.1に示す一次熱輸送系において、高速原型炉第一種機器の高温構造設計方針（以下BDSと略す）における簡易評価法によるスクリーニングルールを満足しないため、さらに詳細な解析を必要とするホットレグ配管の弾性追従ひずみの取り扱い手法、及び告示501号における簡易評価法において前提として見られるモーメント場に該当していないクロスオーバーレグ配管のエルボの応力算出手法について、詳細解析を行うことによって構造健全性が確認されることを示すと共に、現行設計基準の改良案について述べたものである。

研究開発の流れをFig. 1.2に示す。

ホットレグ配管系に関しては中間熱交換器、二次系からの反力、フローティングサポートのバネ定数及びクロスオーバーレグの反力も考慮した解析モデルを用いて、簡易弾性追従ひずみ評価手法である k^* 解析を多数実施すると共に、弾クリープ解析も実施して適切な k^* 解析手法を検討した。

クロスオーバーレグに関しては、振り荷重を受けるロングエルボの応力算出手法が設計の成立性を支配する要因であり、梁理論に基づく解析及び三次元詳細弾性解析を実施することによって、告示501号に定められる応力算出手法の改良案を示した。

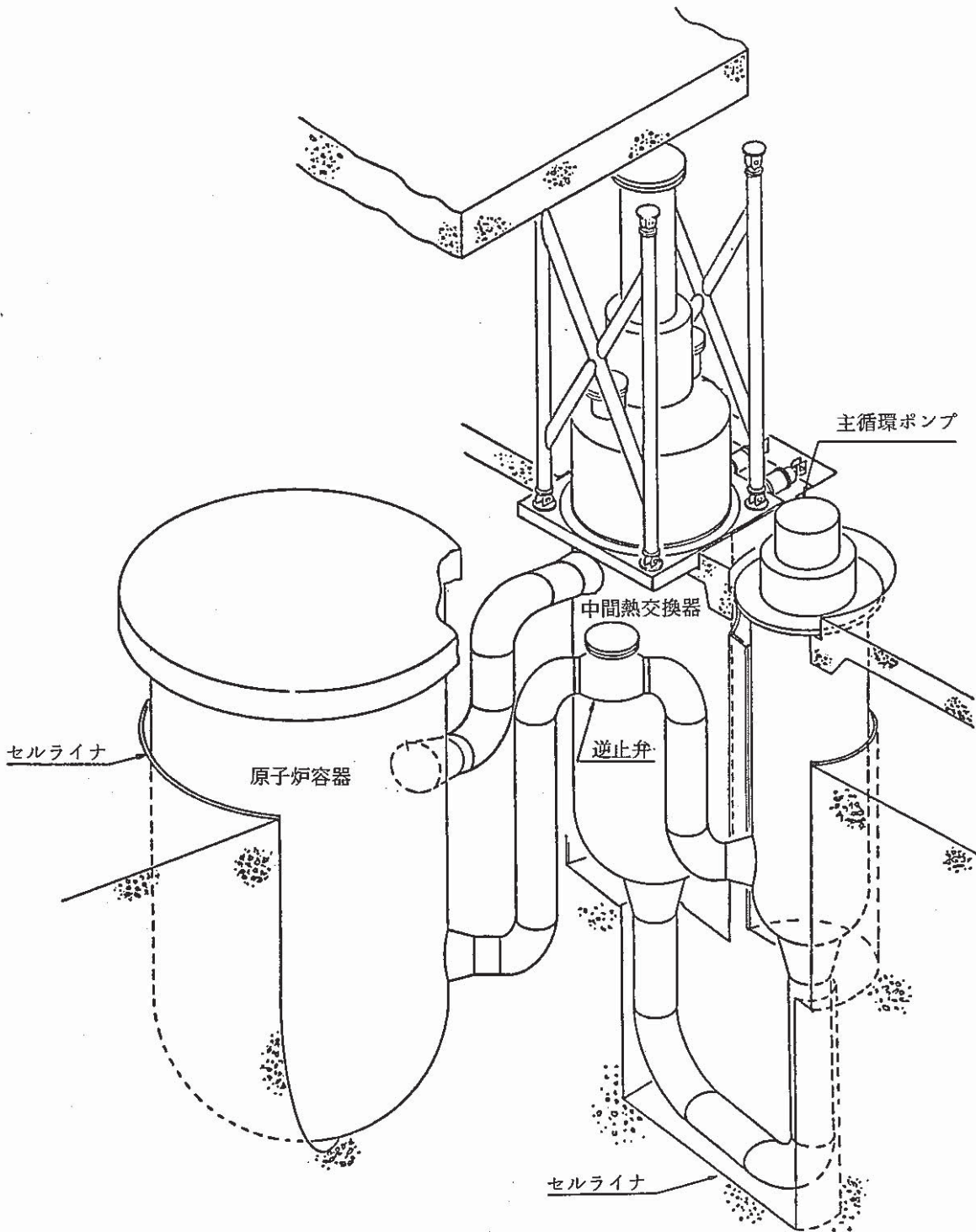


Fig. 1.1 PERSPECTIVE VIEW OF PRIMARY HEAT TRANSPORT SYSTEM

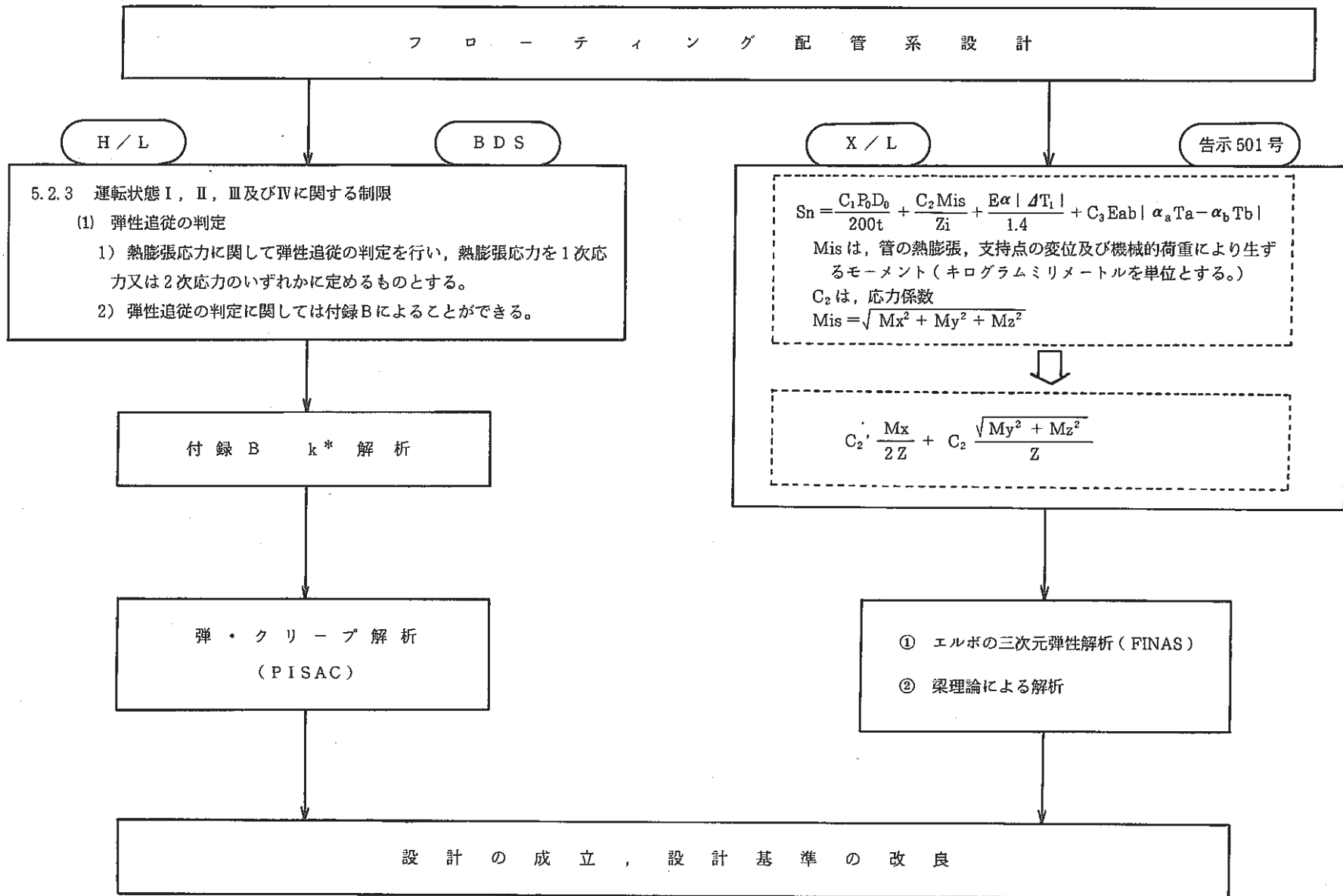


Fig. 1.2 FLOW OF THIS R & D

2. 1次熱輸送系H/L配管の弾性追従

2.1 1次熱輸送系H/L配管の高温挙動

大型炉の1次熱輸送系（Fig. 2.1 参照）では、通常運転時に高温になるH/L配管の熱膨張をIHXの浮動により逃がすこととしている。この場合、H/L配管は、IHXの移動に伴ってX/L及び2次系から反力を受け、押し戻されようとするので、高温時にはH/L配管の柔部材であるエルボに変形が集中することに留意する必要がある。

このため、H/L配管に対し弾性追従解析を「PISAC」コード^{(1)*}にて実施した。

2.1.1 解析モデル

Fig. 2.2 に解析モデルを示す。解析対象はR/Vノズル～ホットレグ配管～IHX入口ノズル～IHXである。R/Vノズルの剛性 K_x 、 R_z および長さ l が与えられ、これを剛性等価な直管でモデル化し、ノズル付け根（節点1）を完全固定する。IHX寸法（ケーシング外半径、長さ）が与えられ、これを剛体でモデル化する。IHX入口ノズルの剛性 K_x 、 R_z および長さ l が与えられ、これを剛性等価な直管でモデル化する。IHX上部支持装置のX方向剛性 K_x 及び回転剛性 R_z が与えられ、それらを剛性等価な直管でそれぞれモデル化する。IHX下部から出口ノズルを介してクロスオーバーレグ配管が接続し Pump に到る。これらのX方向剛性 K_x 及び回転剛性 R_z が与えられ、それらを剛性等価な直管でそれぞれモデル化する。

2.1.2 解析条件

- (1) 物性値（SUS 304，500℃） $E = 16,200 \text{ kgf/mm}^2$ ， $\nu = 0.302$
- (2) ホットレグ配管 SUS 304，40B（外径 1016mm），肉厚 20.6mm，使用温度 500℃，使用時間 223,400h，8,760h の 2 ケース
- (3) R/Vノズル等のモデル化
与えられた剛性 K_x 、 R_z および長さ l と、それらに剛性等価な直管の平均直径 d_m 、および肉厚 t を Table 2.1 に示す。
- (4) クリープ式
PNCのSUS 304クリープ式を $T = 500^\circ\text{C}$ ， $t_c = 223,400\text{h}$ （ケース1），8,760h（ケース2），応力範囲 $5 \sim 20 \text{ kgf/mm}^2$ で、平均ひずみ速度が Best fit するように Norton 則近似（ $\dot{\epsilon} = B\sigma^n$ ）して用いる。

* 参考文献番号を示す。

$$\left(\begin{array}{ll} \text{ケース 1 (} t_c = 223,400\text{h)} & B = 2.0589, n = 4.3247 \\ \text{ケース 2 (} t_c = 8,760\text{h)} & B = 1.2837, n = 5.1559 \end{array} \right.$$

(5) 境界条件

初期 ($t = 0$) の高温時 (H/L 温度: 500°C) において,

- ① R/V 端: 完全固定*
- ② IHX 上部:
 - ア. X 方向反力 = -4.4 ton
 - イ. Y 方向変位 = -13 mm * (R/V と IHX の相対熱膨張変位)
 - ウ. Z 軸廻り反力モーメント = $-460.7 \text{ ton} \cdot \text{m}$
- ③ IHX 下部:
 - ア. X 方向反力 = -32.8 ton
 - イ. Y 方向変位 = -13 mm * (R/V と IHX の相対熱膨張変位)
 - ウ. Z 軸廻り反力モーメント = $42.4 \text{ ton} \cdot \text{m}$

とする。但し, * を付した条件は, 全寿命中維持されるものとする。

2.1.3 解析方法

まず, 弾クリープ解析の初期状態 ($t = 0$) を定めるため, 2.1.2 (5) の境界条件を満たす弾性解を求める必要がある。この場合, 2.1.2 (5) の条件は過剰に規定する事になるので, IHX の上端 (節点 12) の初期回転角 θ_z をパラメータとして, ①, ②ア, イ, ③ア, イ, ウ及び IHX 本体の初期回転角 ($\theta_z = -6.09 \times 10^{-4} \text{ rad}$) を満たす解を求めた。この結果は, Table 2.2 に示すとおり, 弾性追従を解析する場合に重要な各部の反力, 変位及び応力が良く一致している。

弾性追従挙動は, 上述の弾性解析により得られた変位

$$\begin{aligned} \text{節点 11: } & U_x = -184 \text{ mm} \\ \text{12: } & U_y = -13 \text{ mm (given)} \\ & \theta_z = -2.20 \times 10^{-4} \text{ rad} \\ \text{14: } & U_x = -93.6 \text{ mm} \\ \text{15: } & \theta_z = 3.69 \times 10^{-5} \text{ rad} \end{aligned}$$

を全寿命を通じて固定して, 弾クリープ解析によって求める。

2.1.4 解析結果

弾クリープ解析によって得られた変形拡大図 (Fig. 2.3), 曲げモーメント分布図 (Fig. 2.4), R/V 側のエルボ (エルボ 1) のモーメント - 角変位図 (Fig. 2.5) 及び IHX 側のエルボ (エルボ 2) のモーメント - 角変位図 (Fig. 2.6) を後に掲げる。また, エルボ 1 及び 2 に生じる弾性追従ひずみを Table 2.3 に示す。

これらの結果から, 次の 3 点が指摘できる。

- i. H/L 配管のエルボに生じる弾性追従ひずみは, 高応力側のエルボで, 全寿命を通じて,

- 0.16 %程度である。したがって H/L 配管に生じる熱膨張応力は、2 次応力と分類できる。
- ii. エルボ 2 の曲げモーメントは、10 %程度しか緩和しておらず、設計基準で弾性追従挙動のバウンディング³として用意している挙動 ($0.2 \times$ (初期モーメント) までの緩和) と大きく異なる。
 - iii. エルボ 1 の曲げモーメントは、高温保持中に増大しているが、この挙動は弾性追従の評価の上で留意しなければならない。

2.2 検 討

2.1.4 の指摘 iii. のように、エルボ 1 は特別な挙動を示すので、1 次主冷却系 H/L 配管の弾性追従について検討を加えた。

H/L に加わる熱加重には、

- (1) 原子炉容器と IHX の温度分布の違い (Fig. 2.7 参照) により、H/L 両端で鉛直方向伸び量が不整合となることから生じる荷重、及び
- (2) X/L 及び 2 次系からの IHX を押し戻そうとする荷重とがある。

これらの 2 つの荷重源別に H/L に生じる曲げモーメントを算定すると、Fig. 2.8 のようになる。この図から、H/L に生じる曲げモーメントの特性として、上記 (1) と (2) に伴う曲げモーメントは互いに打ち消しあっており、合モーメントは、いずれか一方が単独に作用した場合よりも低い値となっていることが認められる。

この弾性状態分布から、高温保持中のクリープに伴い曲げモーメントの再配分が生じるので、その評価として、高応力側であるエルボ 2 の撓性係数 k_2 を増大させた場合を解析した (Fig. 2.8 参照)。エルボ 2 の撓性係数を増大させたことにより、エルボ 2 での曲げモーメントの大きさが減少するように再配分される。その結果、上記 (1) と (2) のモーメントのバランスがくずれ、エルボ 1 及び IHX ノズル近傍で曲げモーメントが増加することになる。エルボ 2 の撓性係数を種々に変化させた場合の H/L の曲げモーメントの再配分の様子を Fig. 2.9 に、又その場合のエルボにおける応力強さを Fig. 2.10 に示しておく。応力強さは曲げモーメントから弾性計算にて求めた。

高温保持中の H/L 配管の曲げモーメントについて、Fig. 2.5 及び Fig. 2.6 では、高応力側 (エルボ 2) で緩和し、低応力側 (エルボ 1) で増加することが示されているが、更に長時間クリープが続くと、両エルボで等モーメントになった後、両者とも緩和していくものと考えられる。

以上の検討から、2.1.4 の指摘 iii. に対する取扱いとして、配管内の最も高いモーメントを有するエルボで、モーメントの緩和に伴う再配分の結果、他エルボでモーメントが増大するような系では、これらのエルボが一定の量まで低下することを想定する必要性等について検討し、BDS における簡易評価法を改良していくことが今後の課題である。

改良の一つの方法として、ここでは簡易評価法で想定している曲げモーメントの緩和量について検討する。

Fig. 2.11 は「高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針解析」中の図 B.7 を曲げモーメント対温度の関係でまとめ直したものである。弾クリーブ解析によると初期曲げモーメント(●印)は30万時間後に▲印まで緩和するが、BDSの簡易評価法では初期曲げモーメントの20%(○印)まで緩和することを想定している。この値は弾クリーブ解析による結果と比べて、特にFBRで重要な温度領域(500℃前後)において相当小さめの値を定めていることがわかる。そこで、仮に曲げモーメントの緩和を弾クリーブ解析結果(M_r)に2の裕度を考慮して、 $0.5M_r$ で与えた場合について、本解析モデルの簡易評価を行うと、その結果はFig. 2.12において $k_1^* = 9k_1$, $k_2^* = 9k_2$ で簡易評価法の条件を満足し、その時の弾性追従ひずみは $\epsilon_{EF} = 0.406\%$ (エルボ1), 0.456% (エルボ2)となり、 $\epsilon_{EF} \leq 0.5\%$ のBDS簡易評価法の規定を満たす。

以上は、曲げモーメントの緩和量を変更する、及び2個のエルボに k^* 解析を適用するという点でBDSの手法を変更して試算を実施した結果であり、今後の簡易評価法改良へ向けての一方策を示唆するものである。

ただし、以上の分析は、1次熱輸送系X/L及び2次系が十分に剛である場合を対象としたものである。

一方、1次主循環ポンプについて中心軸まわり回転を許容するなどして1次熱輸送系X/Lの剛性を減じた場合については、H/L配管に生じる曲げモーメントの鉛直方向変位差への依存性は、Fig. 2.13及びFig. 2.14に、また、押し戻し変位の依存性は、Fig. 2.15及びFig. 2.16にそれぞれ示すようになる。

これらの結果によると、1次熱輸送系H/Lに生じる曲げモーメントは、上記荷重源(1)及び(2)のいずれか一方が減少すれば、増大するのではなく低減する性質を有するようになっている。すなわち、1次熱輸送系X/L及び2次系の剛性が適切に低減されている場合では、H/Lに生じるモーメントは、前述のような異符号のモーメント(Fig. 2.13及びFig. 2.15中の点線)の重ね合わせではなく、 $\delta_v = 0$ の場合の曲げモーメント(Fig. 2.13参照)及び $\delta_r = 0$ の場合のモーメント(Fig. 2.15参照)という同符号のモーメントの重ね合わせとなる。1次熱輸送系X/L及び2次系の剛性として、昭和60年度大型炉設計の熱輸送系の引回しに対する評価(付録A.Ⅱ参照)を適用すると、Fig. 2.13中の破線に示すように荷重源の一方が減少してもH/Lの曲げモーメントは容易に低減しないことは前述したとおりである。以上から、1次熱輸送系の設計として1次熱輸送系X/L及び2次系の剛性を適切に低減させることの重要性が理解される。

Table. 2.1 TABLE OF BOUNDARY CONDITIONS

	R/Vノズル	IHXノズル	IHX 上部K ₁	IHX 上部J ₁	IHX 下部K ₂	IHX 下部J ₂
K _x (kgf/mm)	3.8 × 10 ⁴	2.2 × 10 ⁴	25	—	419	—
R _z (kgf・mm/rad)	1.9 × 10 ¹⁰	1.8 × 10 ¹⁰	—	9.91 × 10 ¹¹	—	6.56 × 10 ¹⁰
ℓ (mm)	860	900	1000	10	1000	10
等価直管 dm (mm)	2000	2558	100	1000	100	1000
等価直管 t (mm)	0.3211	0.1521	4.912 × 10 ⁻³	1.558	8.233 × 10 ⁻²	0.1031

計算式は以下のとおり。

$$\left. \begin{array}{l} \text{引張りを受ける直管} \\ \text{端部曲げモーメントを受ける直管ビーム} \end{array} \right\} \begin{array}{l} K_x = \frac{\pi E d m t}{\ell} \quad \text{①} \\ R_z = \frac{\pi E d m^3 t}{8 \ell} \quad \text{②} \end{array}$$

$$\text{①, ②より } d m = \sqrt{8 R_z / K_x}$$

$$\text{①より } t = \frac{K_x \ell}{\pi E d m}$$

Table.2.2 COMPARISON OF RESULTS OF ELASTIC ANALYSIS

項 目	本 解 析*	1次冷却系配管の** 弾性解析
R/V ノズル先端反力 F_x	37.2 ton	37.2 ton
R/V ノズル先端反力 F_y	40.0 ton	41.2 ton
R/V ノズル先端反力モーメント M_z	15.6 ton・m	18.3 ton・m
IHX ノズル先端反力 F_x	-37.2 ton	-37.2 ton
IHX ノズル先端反力 F_y	-40.0 ton	-41.2 ton
IHX ノズル先端反力モーメント M_z	42.4 ton・m	46.0 ton・m
IHX 角 変 位 θ_z	-6.10×10^{-4} rad	-6.09×10^{-4} rad
IHX 上 端 部 反 力 F_x	-4.41 ton	-4.4 ton
IHX 上 端 部 反 力 F_y	-40.0 ton	-45.3 ton
IHX 上 端 部 反 力 モーメント M_z	386. ton・m	461. ton・m
IHX 下 端 部 反 力 F_x	-32.8 ton	-32.8 ton
IHX 下 端 部 反 力 F_y	0 ton	5.6 ton
IHX 下 端 部 反 力 モーメント M_z	42.4 ton・m	42.4 ton・m
エルボ (R/V 側)		
中央部モーメント M_z	31.41 ton・m	30.8 ton・m
相当角変位 γ	5.57×10^{-3} rad	5.34×10^{-3} rad
応力強さ $C_2 M_z / Z$	15.1 kg/mm ²	15.1 kg/mm ²
エルボ (IHX 側)		
中央部モーメント M_z	41.10 ton・m	40.5 ton・m
相当角変位 γ	7.91×10^{-3} rad	7.67×10^{-3} rad
応力強さ $C_2 M_z / Z$	19.8 kg/mm ²	20.0 kg/mm ²

* 「PISAC」によるH/L配管の弾性解析

** 1次冷却系配管全体弾性解析

Table.2.3 BEHAVIOUR OF ELASTIC FOLLOW-UP AT ELBOW 1 AND 2

項 目	t = 0	t = 8,760 h	t = 223,400 h
エルボ 1 中央部モーメント M_z tonf·m	31.41	31.57	32.06
相当角変位 (たわみ角) γ rad	5.57×10^{-3}	5.67×10^{-3}	6.40×10^{-3}
応力 $\sigma = C_2 M_z / Z$ kgf/mm ²	15.1	15.2	15.5
ϵ_{EF} mm/mm	—	0.00101	0.00114
エルボ 2 中央部モーメント M_z tonf·m	41.10	40.62	37.86
相当角変位 (たわみ角) γ rad	7.91×10^{-3}	8.05×10^{-3}	9.00×10^{-3}
応力 $\sigma = C_2 M_z / Z$ kgf/mm ²	19.8	19.6	18.3
ϵ_{EF} mm/mm	—	0.00144	0.00161

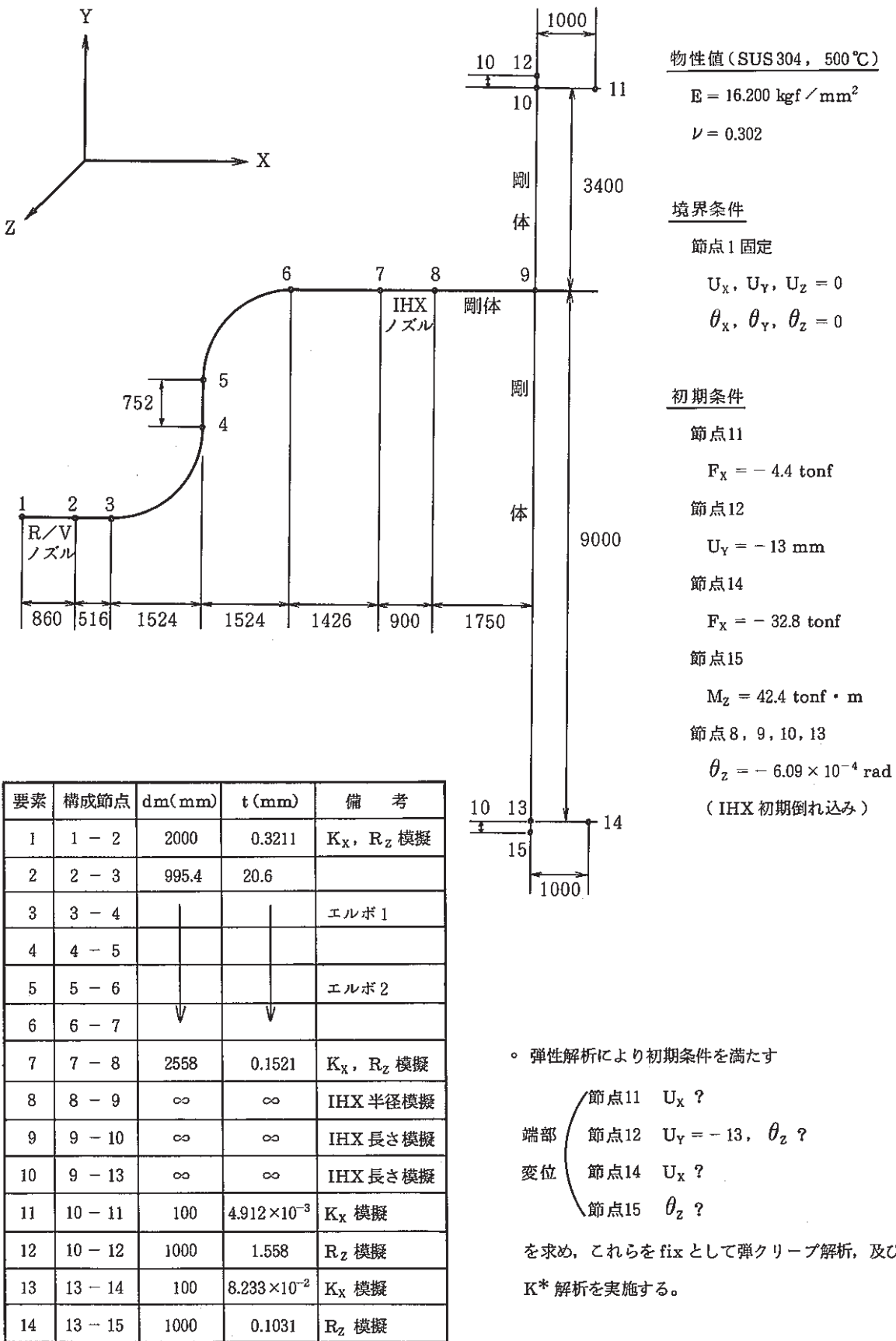


Fig. 2.2 ANALYTICAL MODEL OF ELASTIC FOLLOW-UP

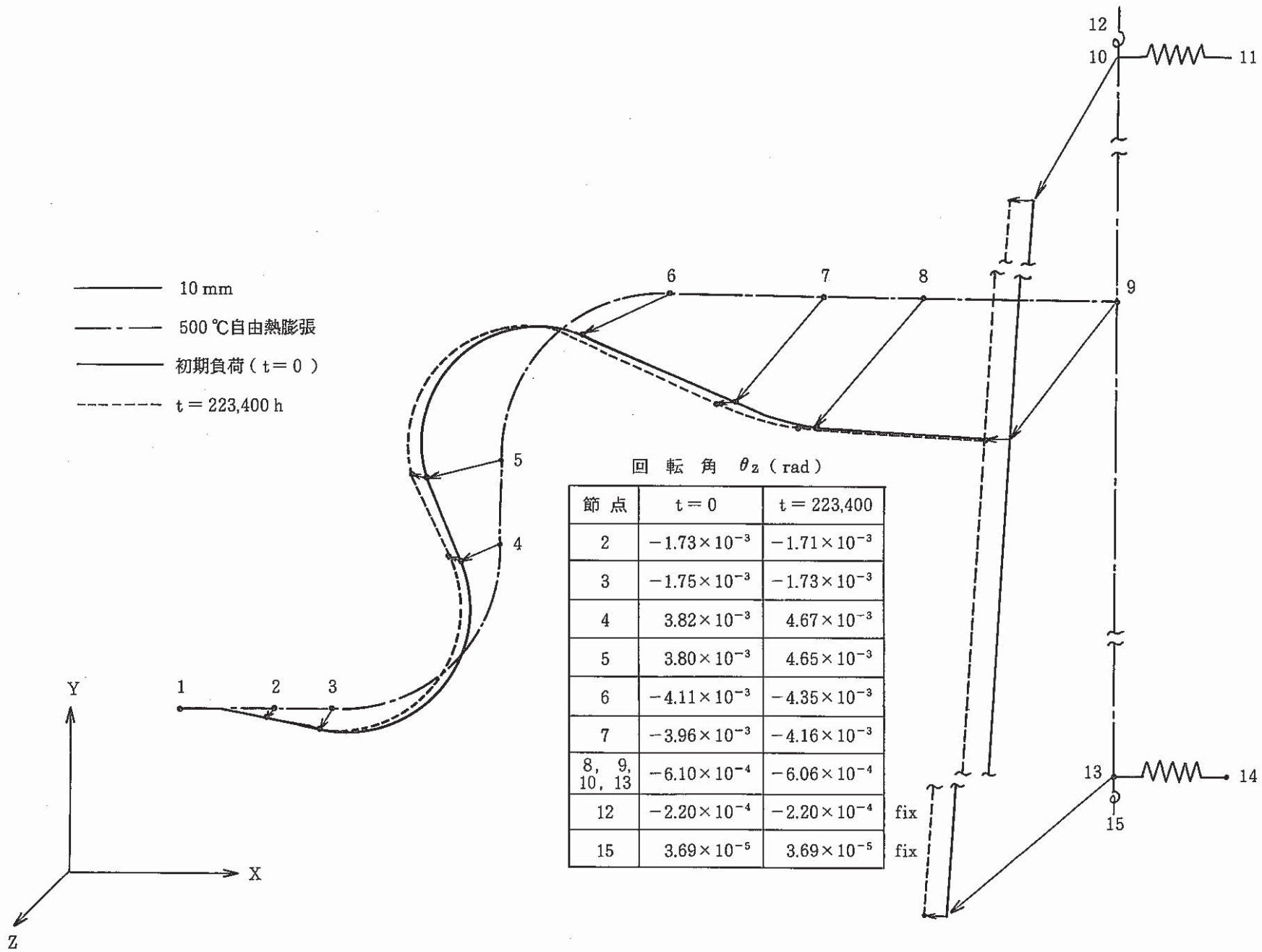


Fig. 2.3 DEFORMATION OF HOT LEG PIPING

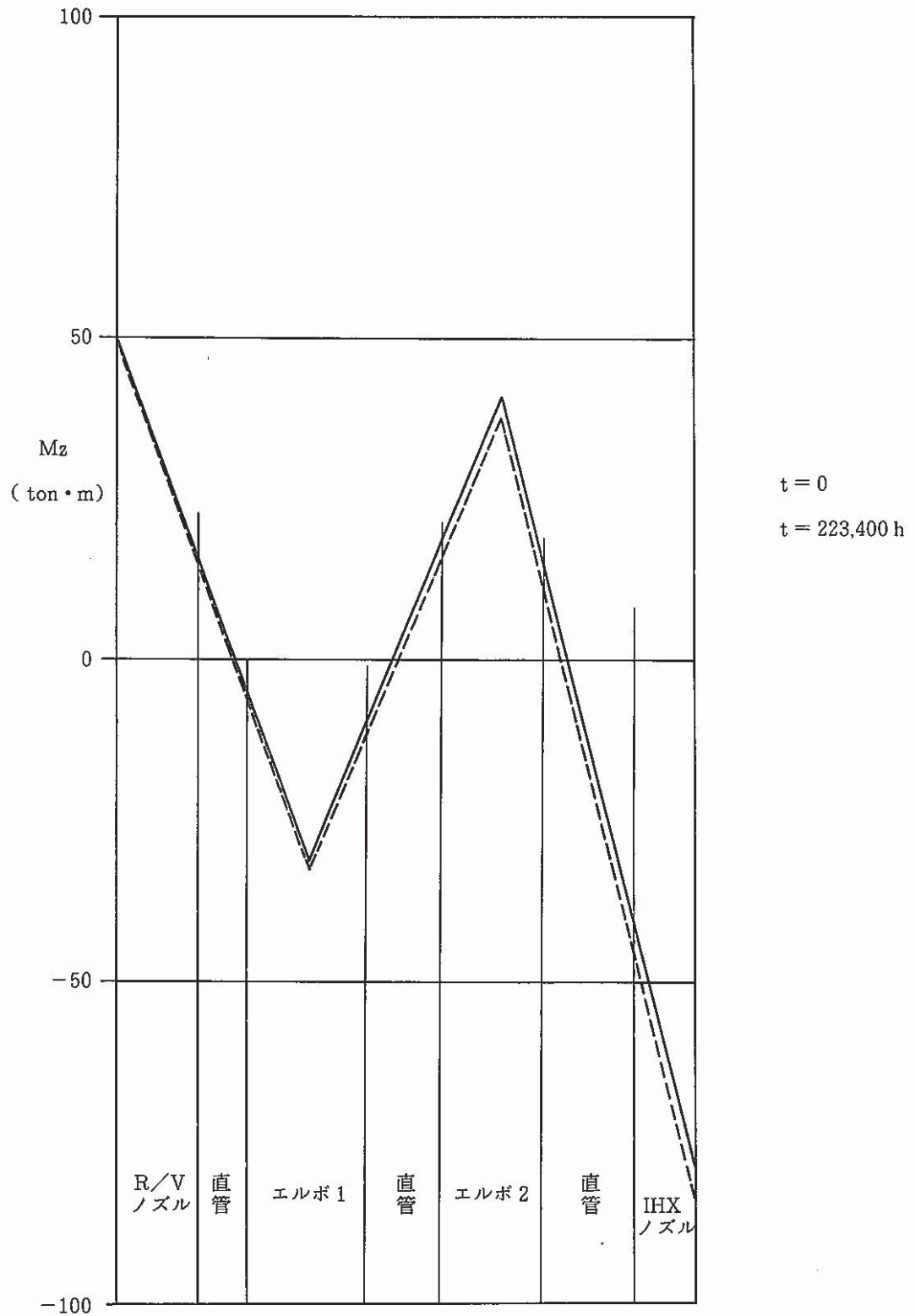


Fig. 2.4 DISTRIBUTION OF BENDING MOMENT

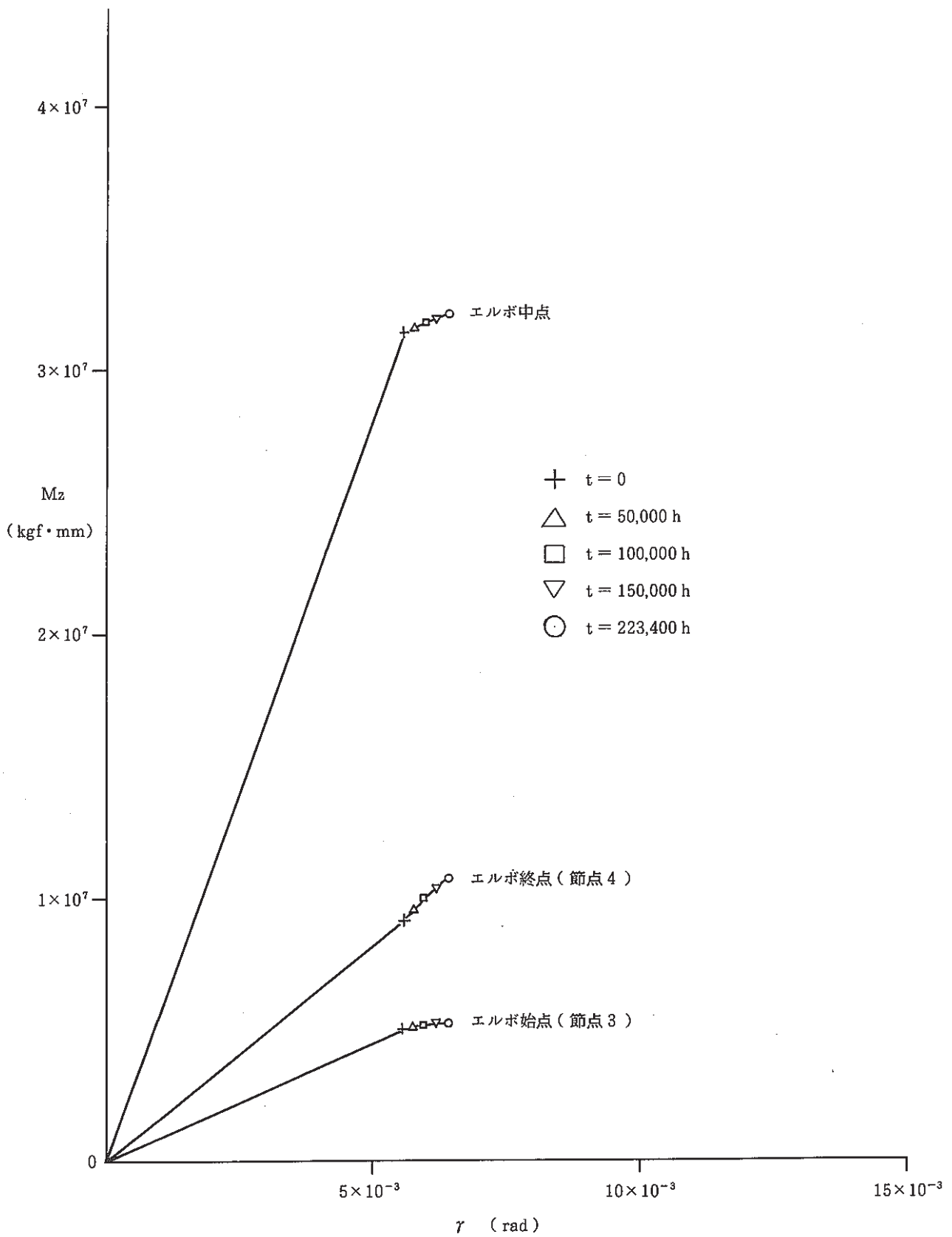


Fig. 2.5 BENDING MOMENT VS. ANGULAR DISPLACENT (ELBOW - 1)

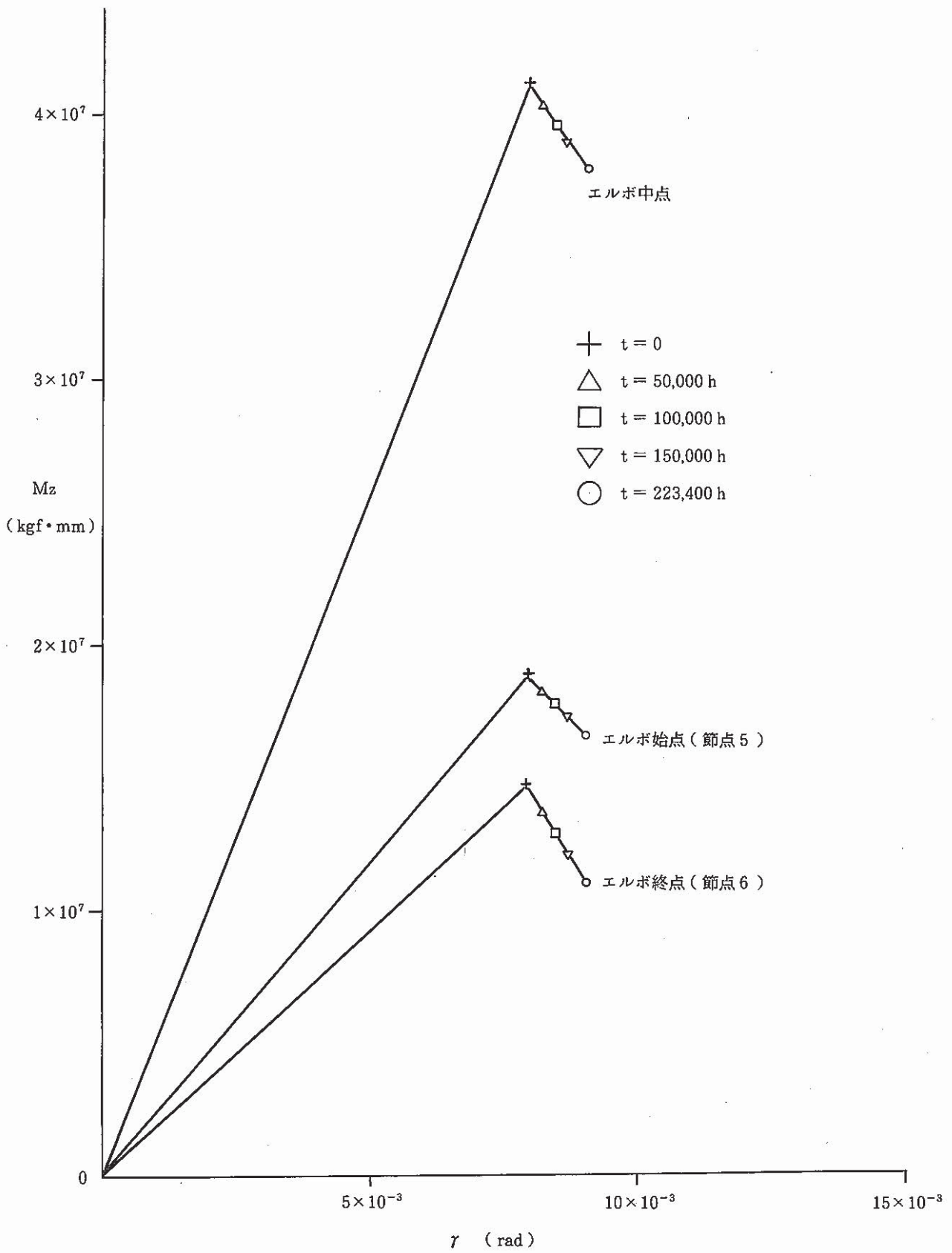


Fig. 2.6 BENDING MOMENT VS. ANGULAR DISPLACEMENT (ELBOW-2)

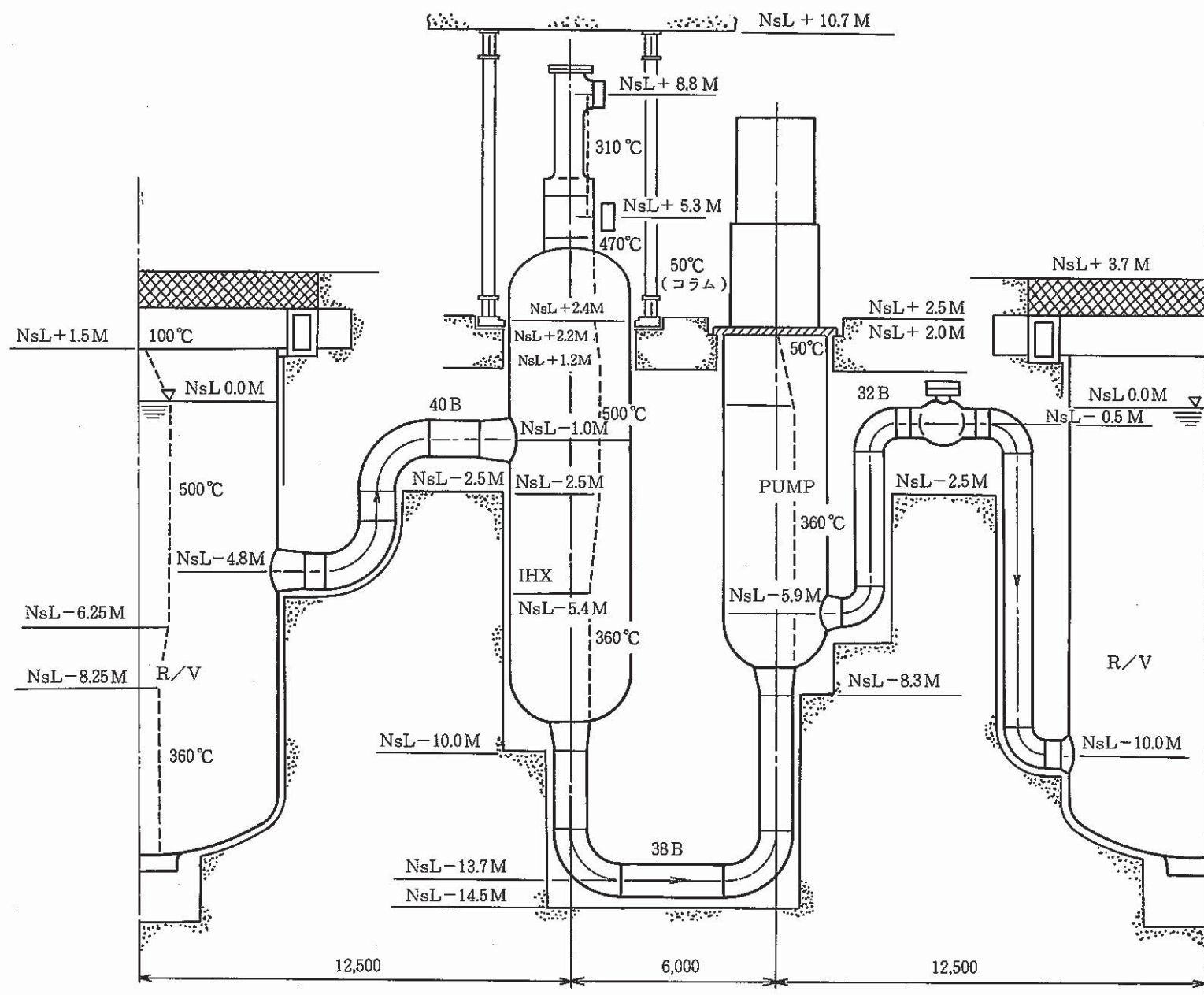


Fig. 2.7 TEMPERATURE CONDITION OF R/V AND IHX

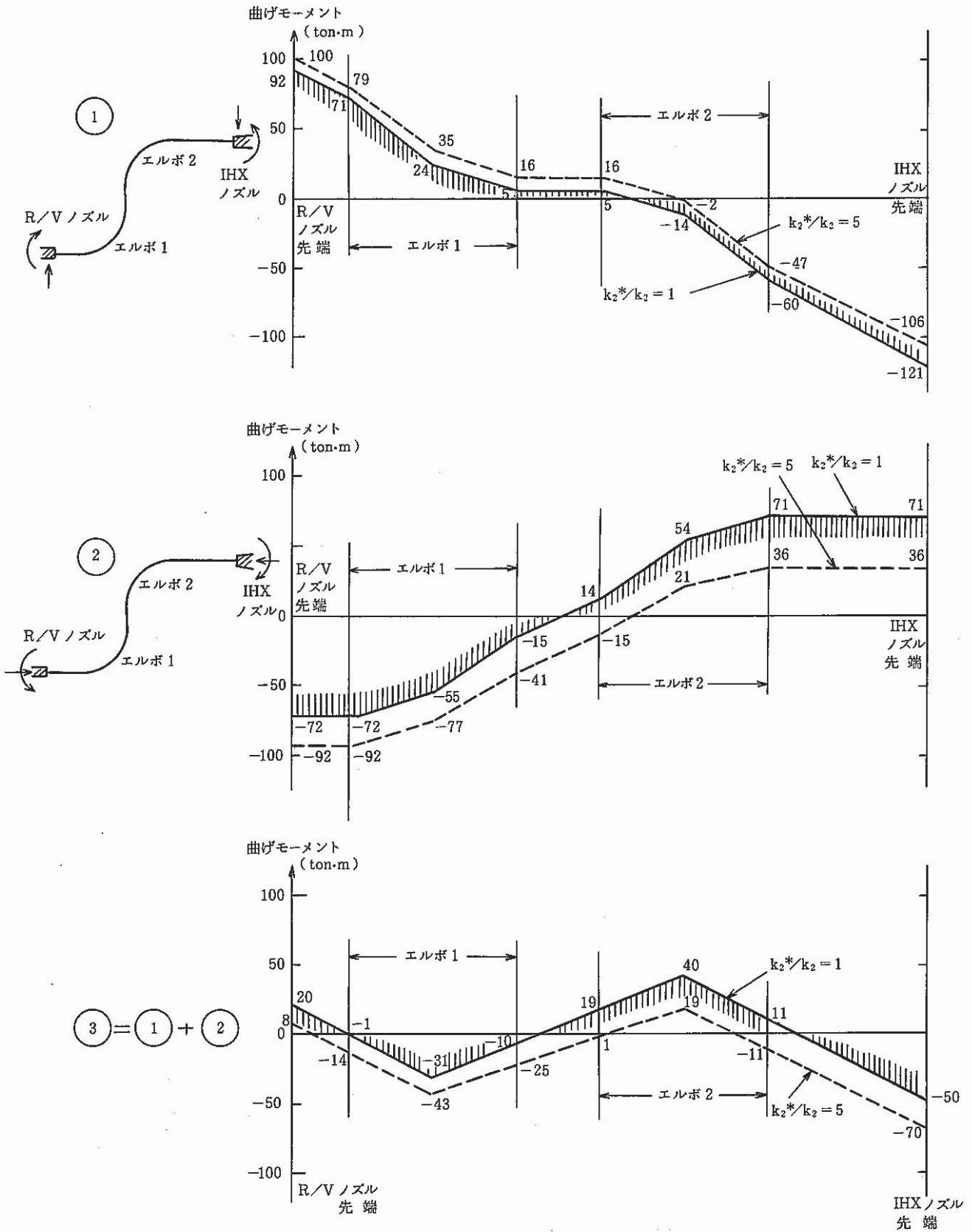


Fig. 2.8 BENDING MOMENT OF HOT LEG PIPING

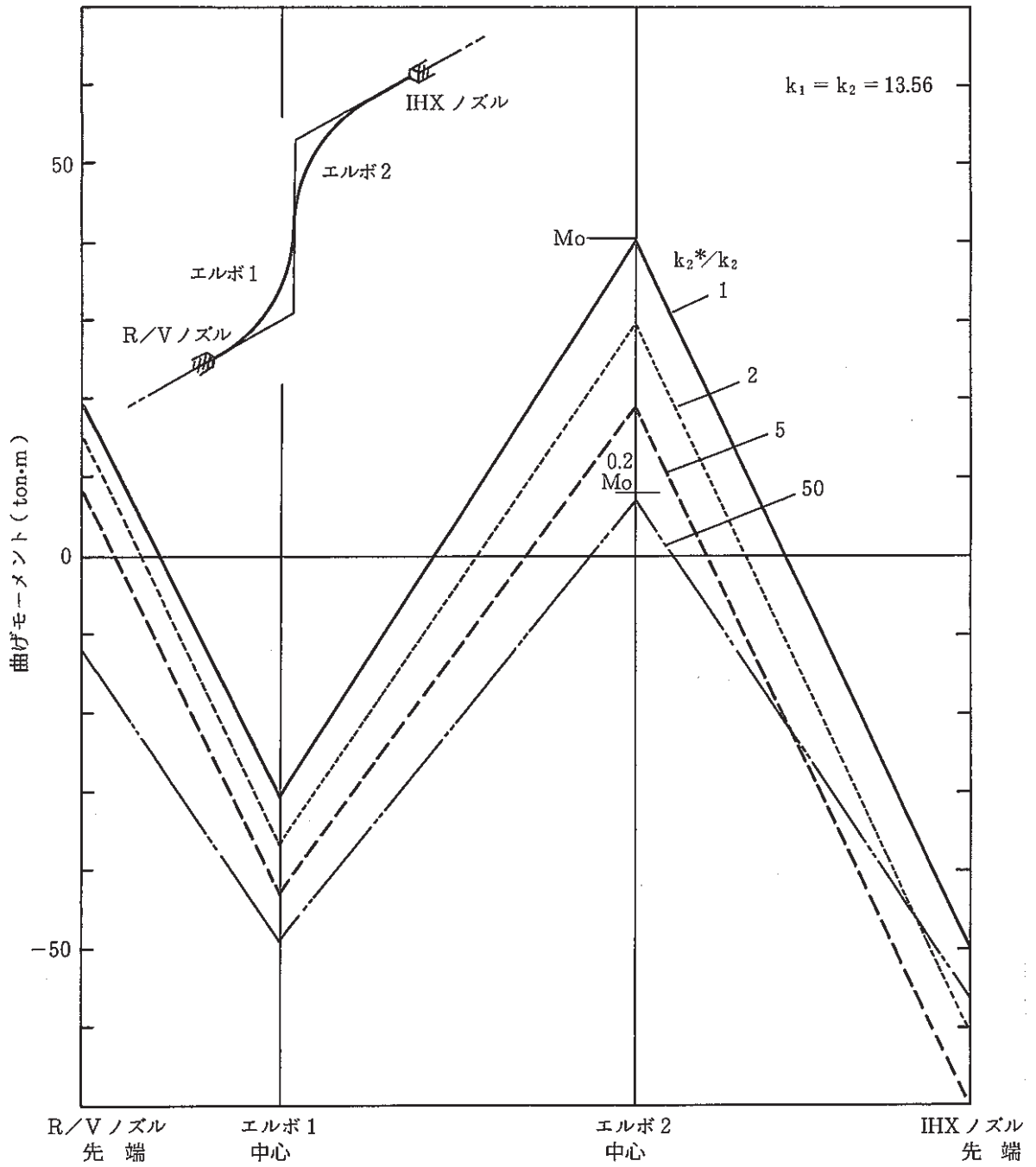


Fig. 2.9 REDISTRIBUTION OF BENDING MOMENT OF H/L PIPING WITH PARAMETRIC k_2^*

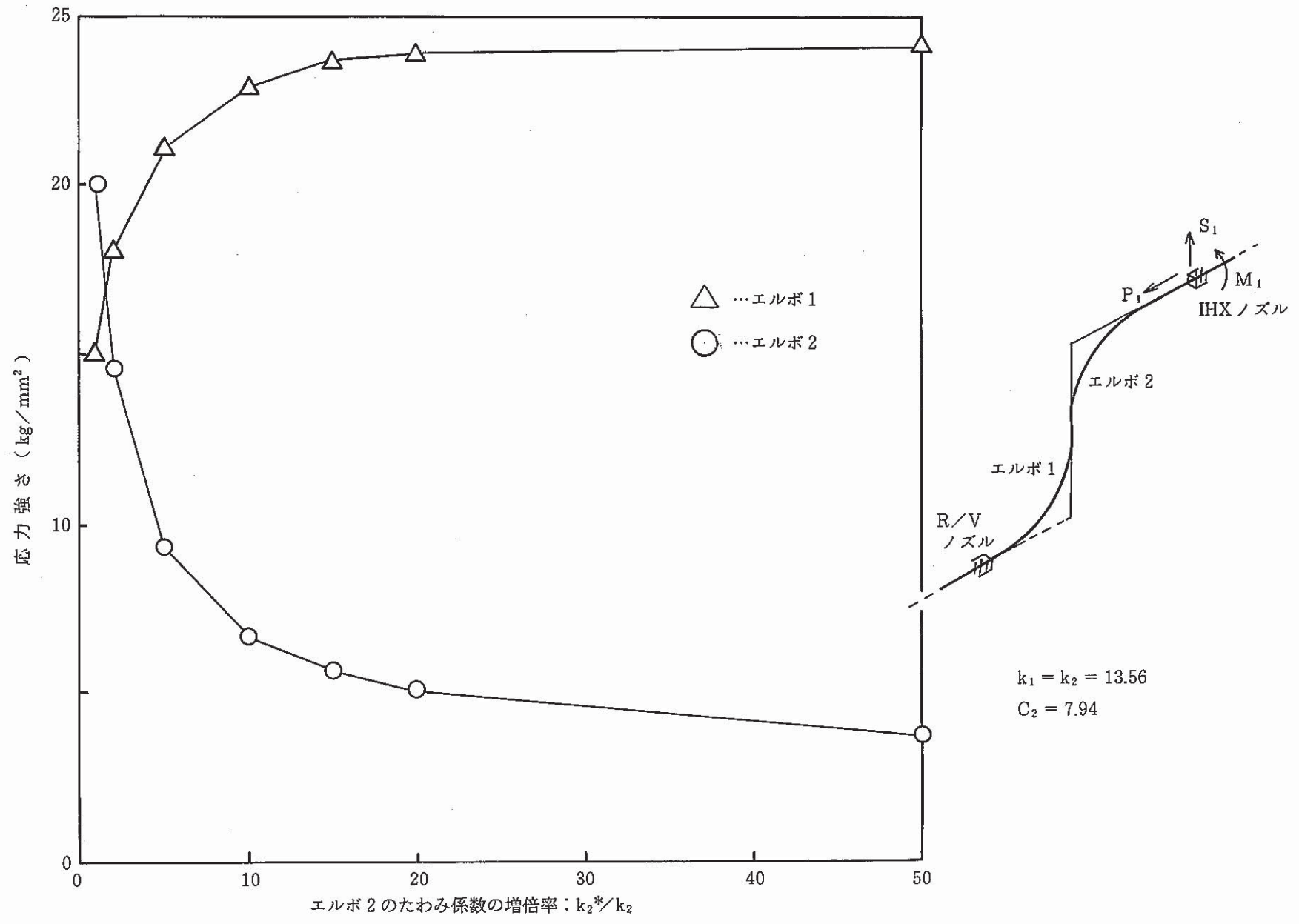


Fig. 2.10 STRESS INTENSITY VARIATION DUE TO INCREASING k_2^*

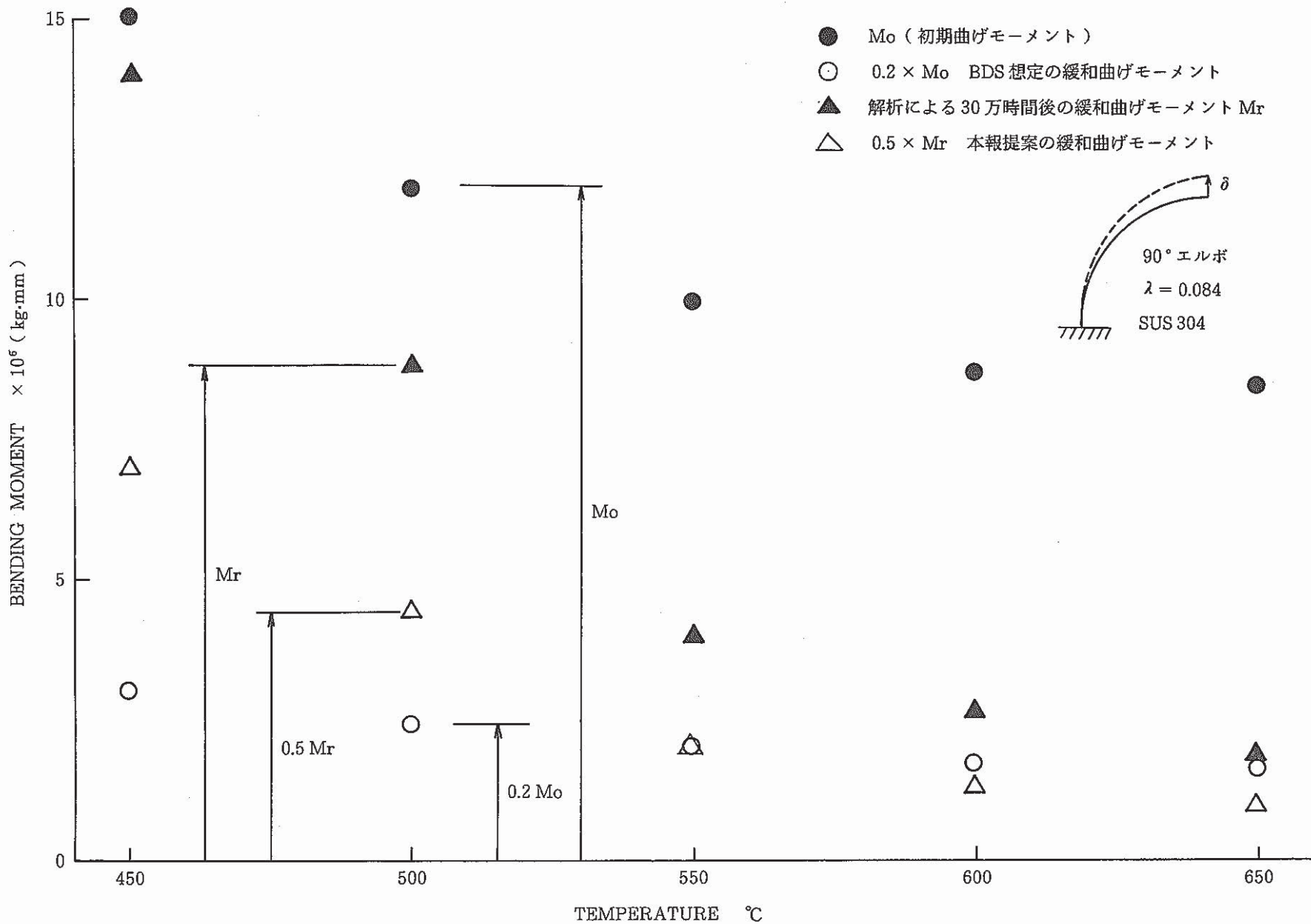


Fig. 2.11 MOMENT RELAXATION OF ELBOW ($\lambda = t \cdot R / r^2 = 0.084$)

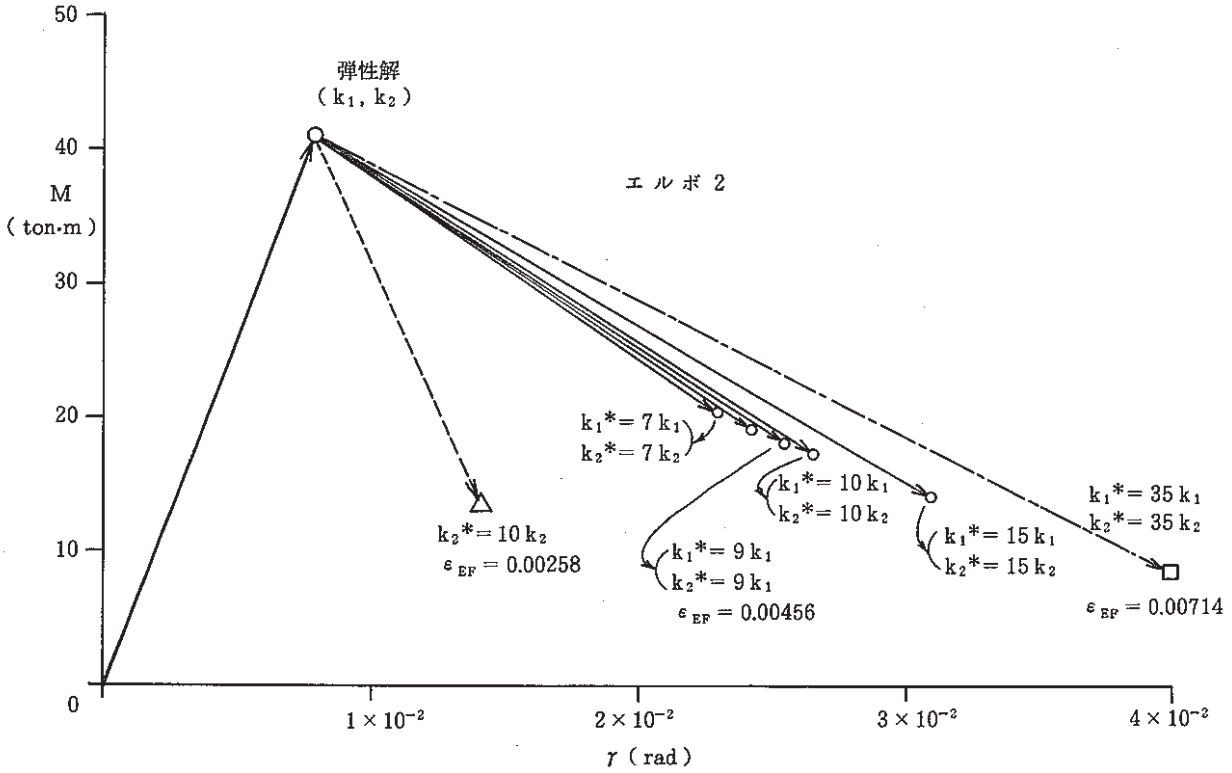
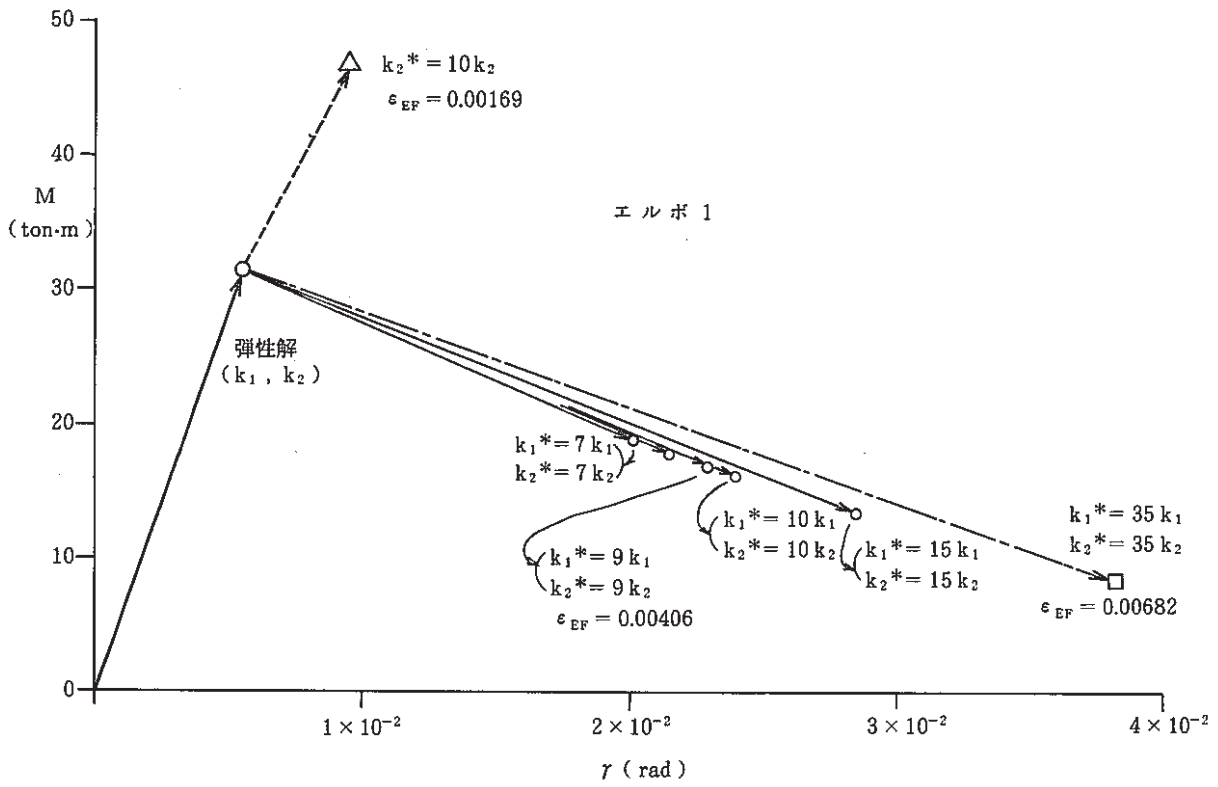


Fig. 2.12 BENDING MOMENT VS. ROTATIONAL DISPLACEMENT OF ELBOWS

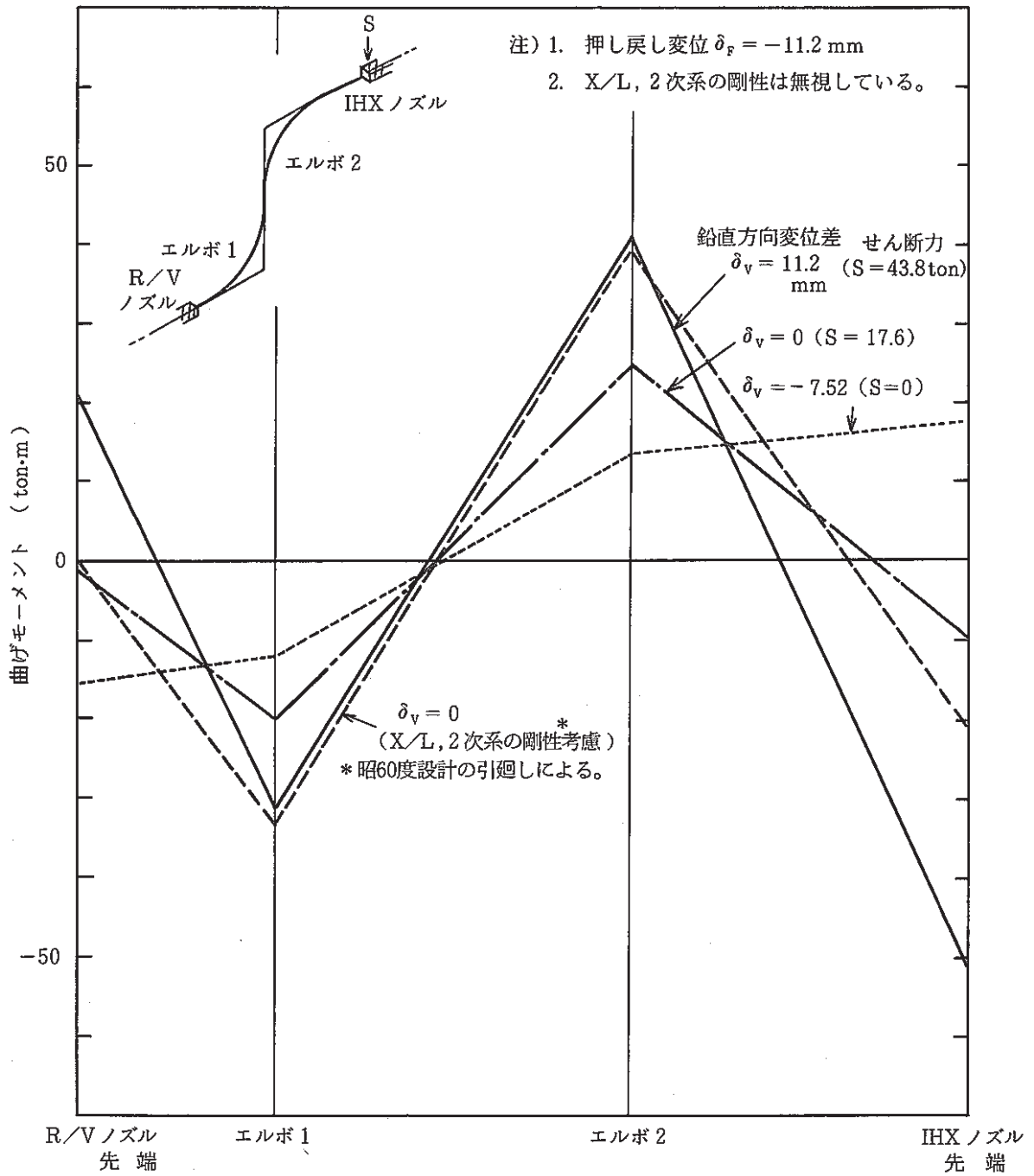


Fig. 2.13 VERTICAL DISPLACEMENT DEPENDENCY ON BENDING MOMENT

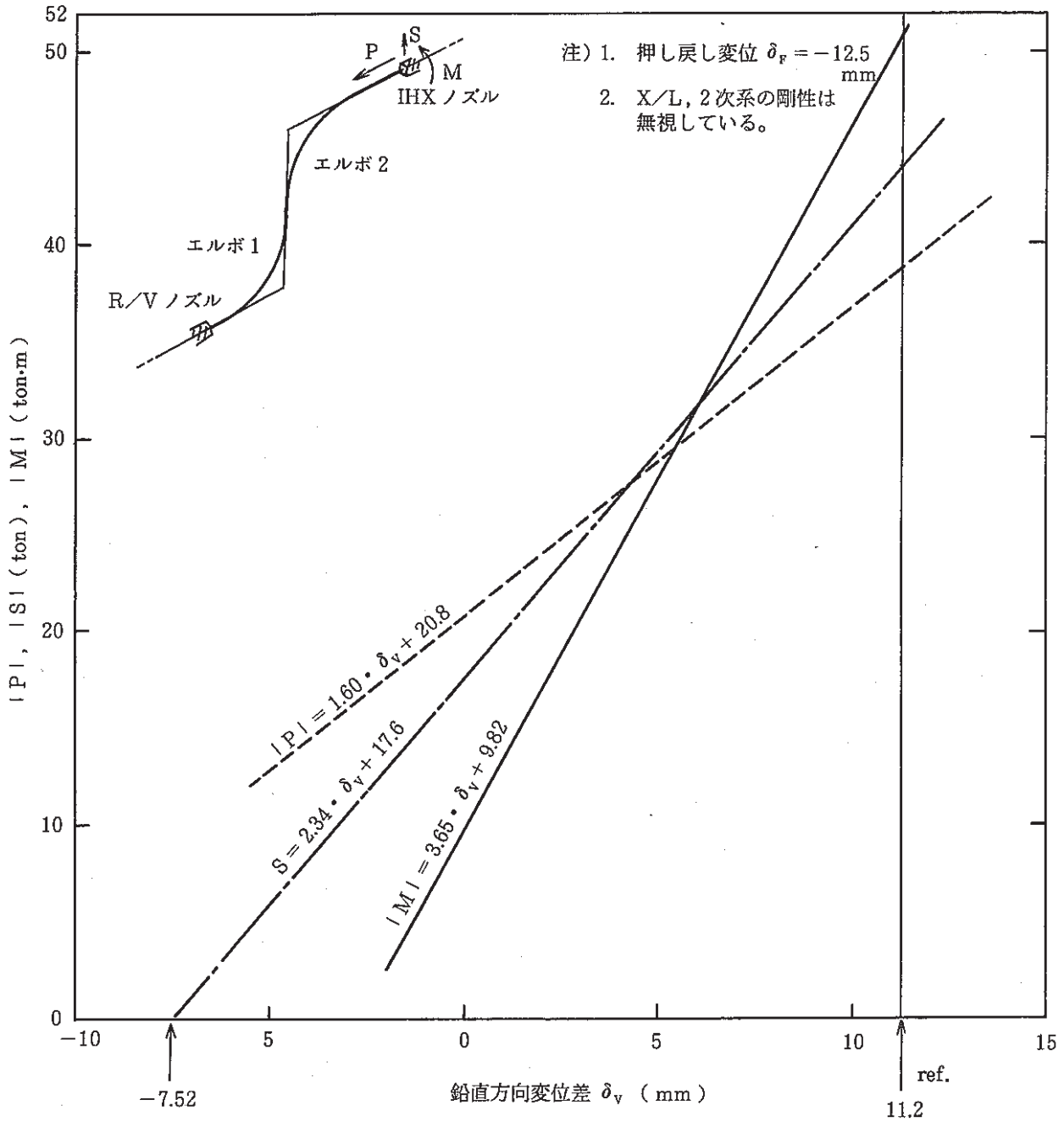


Fig. 2.14 EFFECT OF VERTICAL DISPLACEMENT

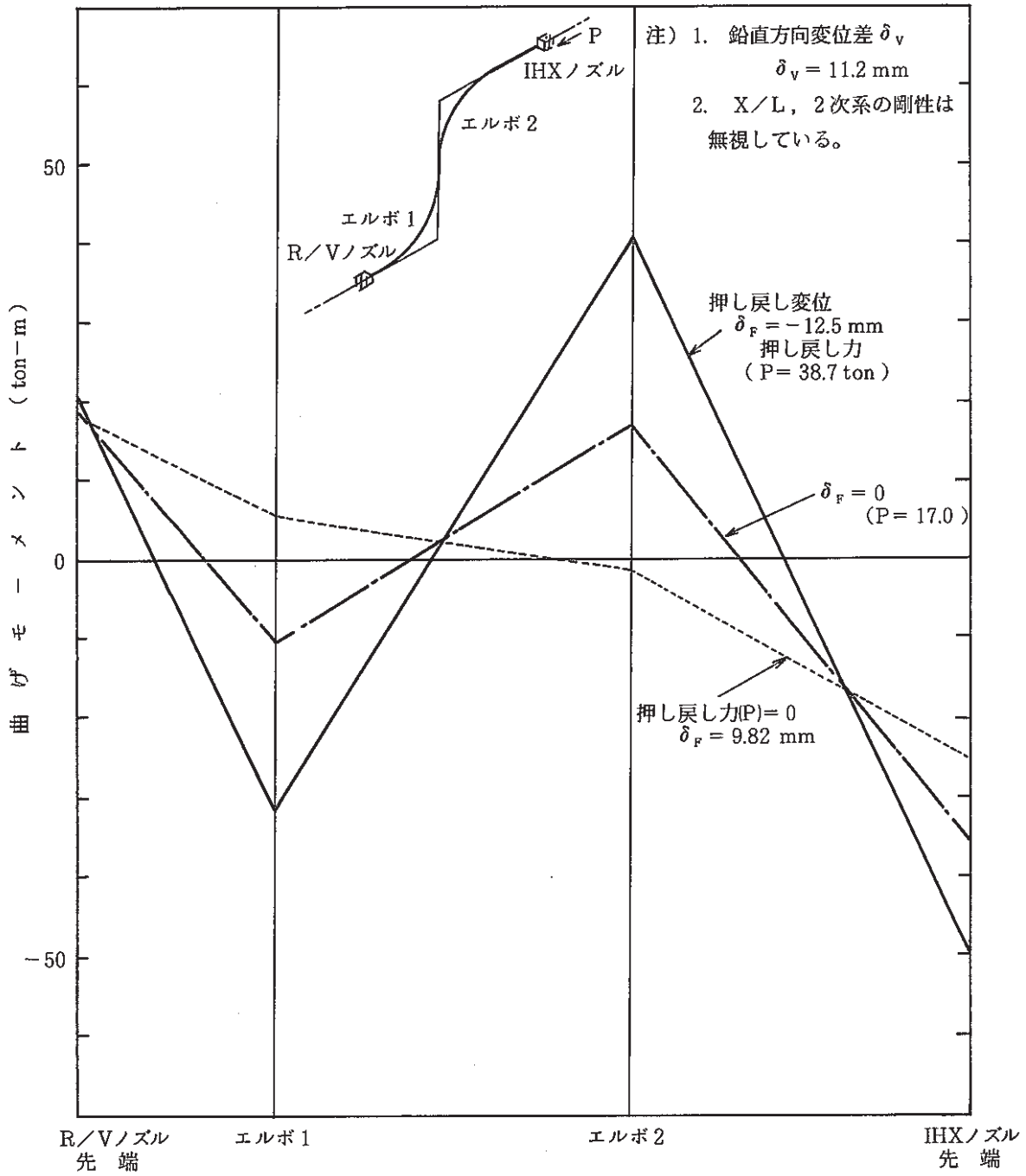


Fig.2.15 BACKWARD DISPLACEMENT DEPENDENCY ON BENDING MOMENT

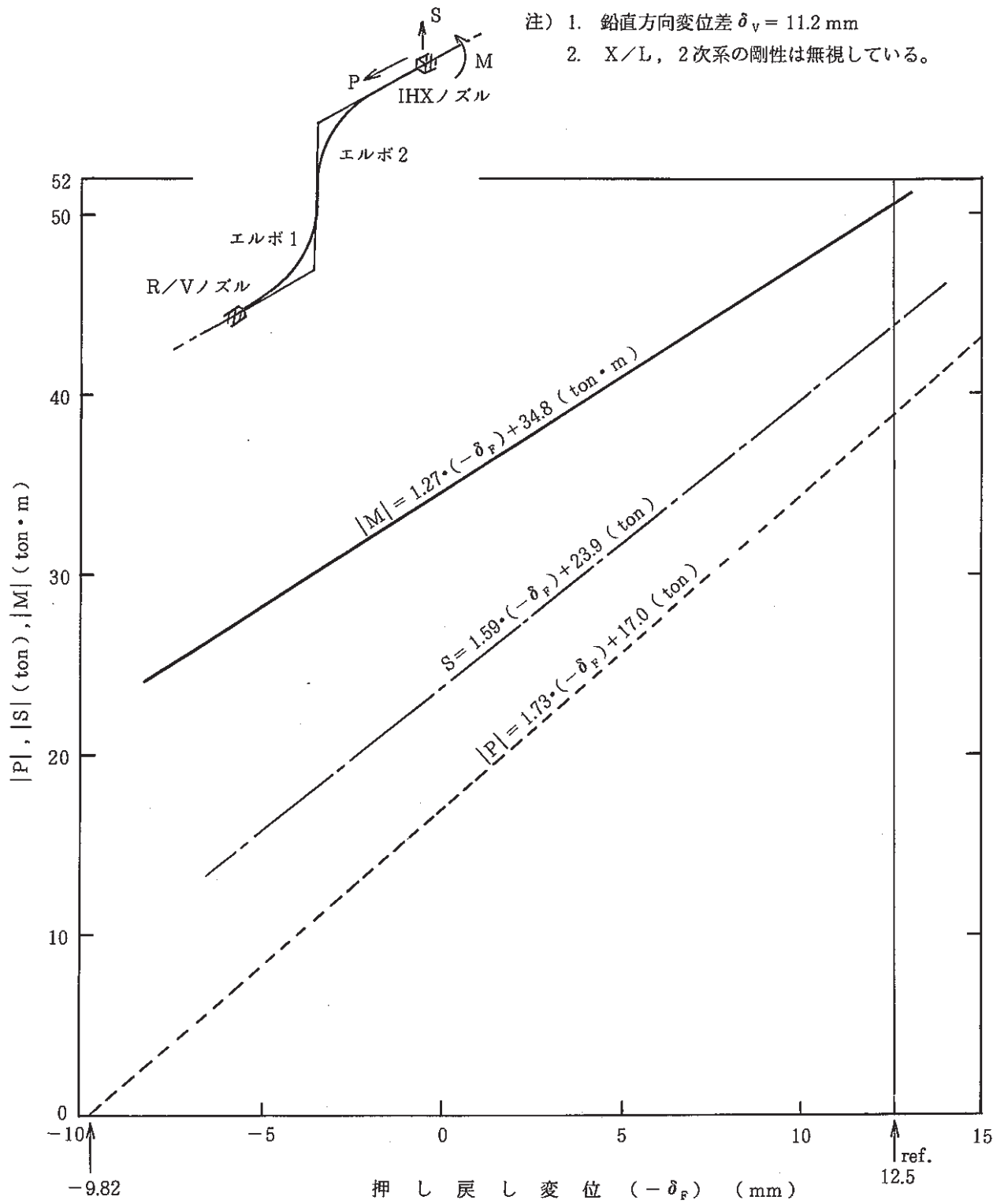


Fig. 2.16 EFFECT OF FLOAT DIRECTIONAL BACKWARD DISPLACEMENT

3. エルボの応力評価法

エルボの応力解析を実施し、応力指数による ASME の方法と比較した。曲げとねじりに別個の応力指数を用いる事を試みた。最小ポテンシャルエネルギー法による応力分布と比較した。

3.1 解析概要

Fig. 3.1 に示す 38^B 直管付エルボについて、せん断、面内曲げ、面外曲げおよびねじり荷重が負荷された場合の詳細弾性解析を実施した。使用コードは FINAS であり、使用要素は ELBOW 6 R である。面内曲げと面外曲げについては ELBOW 3 R 要素によりエルボ中央部のみをリングモデル化した解析を実施し、ELBOW 6 R による詳細解析と比較した。

応力指数を用いたエルボの応力強さ評価法が十分に安全側であることを確認した。モーメントを曲げとねじり成分に分解し、それぞれに別個の応力指数を用いることを試みた。

最小ポテンシャルエネルギー法による級数解の第 4 項までの近似解に円周方向膜応力の補正を加えた方法（以下「最小ポテンシャルエネルギー法」と呼ぶ）による応力分布が詳細解析を良く近似できることを確認した。

3.2 解析モデル

Fig. 3.1 に示した直管付エルボを ELBOW 6 R 要素によりモデル化した。分割数は円周方向 58 分割、長手方向は直管部を 9 分割×2、エルボ部を 11 分割した。

荷重が負荷される端部には剛体を取り付けた。剛体は長手方向に直管を一層延長し、弾性係数を 10000 倍とした。Fig. 3.2 に有限要素モデルを示す。

リングモデルは ELBOW 3 R 要素により円周方向を 58 分割した。

3.3 解析条件

使用した物性値は SUS 304 の 360℃ における値であり次のとおりである。

$$\text{弾性係数 } E = 17520 \text{ kg/mm}^2$$

$$\text{ポアソン比 } \nu = 0.2918$$

境界条件および荷重条件は次のとおりである。

(1) 直管付エルボ詳細解析

Fig. 3.3 に示すように一端を固定し、他端にせん断、面内曲げ、面外曲げ、ねじり荷重を負荷した。荷重の値は以下のとおりである。

$$\text{せん断 } P_0 = 1 \times 10^4 \text{ kg}$$

$$\text{面内曲げ } M_0 = 1 \times 10^8 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

$$\text{面外曲げ } M_o = 1 \times 10^8 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

$$\text{ねじり } T_o = 1 \times 10^8 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

(2) リングモデル

境界条件は剛体移動のみ拘束する。荷重は以下のとおりである。

$$\text{面内曲げ } M_o = 1 \times 10^8 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

$$\text{面外曲げ } M_o = \frac{1}{\sqrt{2}} \times 10^8 \text{ kg} \cdot \text{mm} \text{ (直管端部に } 1 \times 10^8 \text{ kg} \cdot \text{mm} \text{ のモーメントを負荷した時の } \theta = 45^\circ \text{ におけるモーメントに相当する。)}$$

3.4 梁理論によるエルボの応力評価法

内径 D_i ($= 942 \text{ mm}$), 外径 D_o ($= 965.2 \text{ mm}$) の直管に曲げモーメント M が負荷された時の最大応力 σ は次式で与えられる。

$$\sigma = M / Z \quad (3-1)$$

ここに

$$Z = \frac{\pi (D_o^4 - D_i^4)}{32 D_o} = 1.413 \times 10^7 \text{ mm}^3 \quad (3-2)$$

は断面係数である。

ねじりモーメント T が負荷された時の最大せん断応力 τ は次式で与えられる。

$$\tau = T / 2Z \quad (3-3)$$

曲げ半径 R ($= 1447.8 \text{ mm}$), 管平均半径 r ($= \frac{D_i + D_o}{4} = 472.3 \text{ mm}$),

板厚 t ($= \frac{D_o - D_i}{2} = 20.6 \text{ mm}$) のエルボについて考える。エルボにモーメント荷重が負荷された場

合, エルボは直管よりたわみ易く断面の偏平化も大きいので, 応力分布はより複雑になり, エルボの最大応力は直管よりも大きくなる。

ASME CODE SEC. III NB-3682 ではエルボ等の配管部材に対し, 撓性係数 k および応力指数 B, C, K を定めており, それらを用いて複雑な配管系を簡便に設計する手法を提供している。具体的には, 荷重サイクル中にエルボに負荷される全モーメント範囲 M_i によるエルボ応力強さ範囲 S_n^* を

$$S_n^* = C_2 M_i / Z \quad (3-4)$$

により評価する。 M_i は面内曲げ, 面外曲げ, ねじりを全てベクトル合成した全モーメントの範囲である。 C_2 はモーメント荷重に対するエルボの応力指数であり

$$C_2 = \text{Max} \left[1.95 / \lambda^{\frac{2}{3}}, 1.5 \right] = 7.458 \quad (3-5)$$

となる。ここに λ はパイプ係数で

$$\lambda = tR / r^2 = 0.1337 \quad (3-6)$$

である。モーメント範囲 M_i は、エルボ等の配管部材を梁と見なして、梁理論による配管系解析から求められる。

Fig. 3.1 に示すようにエルボ面内に、軸方向に x 軸、外向きに y 軸をとり、面外方面に z 軸をとる。 x 、 y 、 z 軸まわりのモーメントを M_x 、 M_y 、 M_z とすると、 M_x がねじりモーメント、 M_y が面外曲げモーメント、 M_z が面内曲げモーメントを表わす。(面内+面外) 曲げモーメントを M 、ねじりモーメントを T 、全モーメントを M_T とすると

$$M = \sqrt{M_y^2 + M_z^2}, \quad T = M_x \quad (3-7)$$

$$M_T = \sqrt{M_x^2 + M_y^2 + M_z^2} = \sqrt{M^2 + T^2} \quad (3-8)$$

となる。

ASME の方法では、円周断面内の最大応力強さ S_n を

$$S_n = C_2 M_T / Z \quad (3-9)$$

と評価することになる。この方法は、ねじりを含まない面内曲げに対しては、適度に安全側でかつ精度の良い評価となるが、ねじり成分の比率が高まるにつれ過度に安全側となることが予想される。

そこでねじりを含む糸に対し、曲げとねじりのそれぞれに対して応力指数を定めて

$$S_n = C_2 M / Z + C_2' T / 2Z = C_2 \sigma + C_2' \tau \quad (3-10)$$

により S_n を評価することを試みた。 C_2 が曲げ応力指数、 C_2' がねじり応力指数である。

$C_2 = 7.458$ 、 $C_2' = 1.0$ として各荷重ケースについてエルボの $\theta = 0^\circ$ 、 45° 、 90° 断面の S_n を求めた結果を Table 3.1 に示す。

3.5 詳細解析と梁理論の比較

直管付エルボの詳細解析結果を全体変形図、 $\theta = 0^\circ$ 、 45° 、 90° 断面の変形図、内面および外面の長手方向応力 σ_ℓ と円周方向応力 σ_s のコンター図、 $\theta = 0^\circ$ 、 45° 、 90° 断面の σ_ℓ 、 σ_s の円周 (ϕ) 方向分布図および $\phi = 0^\circ$ 、 180° 断面の σ_ℓ 、 σ_s の長手方向分布図により付録 B に示した。

荷重ケースと図番の対応は以下のとおりである。

せん断 図 B. 1.1 ~ B. 1.9

面内曲げ 図 B. 2.1 ~ B. 2.9

面外曲げ 図 B. 3.1 ~ B. 3.9

ねじり 図 B. 4.1 ~ B. 4.9

詳細解析による最大応力強さ、位置および各応力成分を Table. 3.2 に示す。

リングモデルによる解析結果を断面変形図および σ_ℓ 、 σ_s の円周方向分布図により付録に示した。面内曲げが Fig. B. 5.1 ~ B. 5.3、面外曲げ Fig. B. 6.1 ~ B. 6.3 である。リングモデルによる最大応力強さ、位置および各応力成分を Table. 3.3 に示す。詳細解析と比較すれば次の様になる。

- (1) リングモデルは詳細解析よりも少し大きい応力値を与えるが、応力分布は良く対応している。

この差異はリングモデルは“断面の偏平化は長手方向に一様である”としたより簡略な理論に基づいている事によるものと思われる。詳細解析との差はそれ程大きくなく、エルボ中央部の解析には、リングモデルは大いに有効である。

詳細解析、リングモデルおよび梁理論の S_n 値の比較を Table. 3.4 に示す。これから次の事がわかる。

- (2) 面内曲げにおけるエルボ中央部の最大の応力強さ S_n の評価では、ASMEの方法は適度に安全側でかつ精度の良い評価となる。ねじり成分がないので、 $S_n = C_2 \sigma + C_2' \tau$ とする評価法は ASME と一致する。

- (3) 面外曲げにおけるエルボの S_n の評価では、ASMEの方法は過度に安全側の評価となる。ねじり成分が支配的である位置では特にその傾向が大きい。

$S_n = C_2 \sigma + C_2' \tau$ で C_2 を ASME と等しく、 C_2' を 1.0 とした評価法では、エルボ中央部の最大の S_n は適度に安全側に評価される。又、この方法によると S_n としては小さいが、ねじり成分が支配的となる位置では非安全側となる。

面内曲げ荷重を除いた荷重ケースについて、詳細解析と梁理論との S_n の比較を Table. 3.5 に示す。

エルボの 45° の中央断面において本報で提案した S_n の評価方法と従来の S_n の評価方法による応力評価上の安全裕度の違いを Fig. 3.4 に示す。これらの裕度は、上記二種類の方法にて求めた S_n を詳細弾性解析で得た最大応力強さ範囲（必ずしも 45° の中央断面とは限らない）で割ることによって算出された。同図より、従来の方法による安全裕度は面内曲げに対しては約 1.2 であるが、面外曲げやせん断及びねじり荷重に対しては 1.7 から 1.9 と高くなり、エルボに負荷される荷重の種類によって安全裕度が大きく異なることがわかる。一方、本報で提案した S_n の評価方法によると、面外曲げやせん断及びねじり荷重に対する裕度を約 1.4 と低くすることができ、従来の S_n の評価方法で前提として見られる面内曲げのモーメント場における裕度である約 1.2 の値に近づけることができた。これによって、エルボに負荷される荷重の種類の違いによる裕度の不均一さは相当改善され、エルボの簡易評価法の合理化が可能となった。

エルボの端部 0° と 90° の位置における応力強さを上述の 45° の位置における応力強さに係数 $F_{c.o.}$ (Carry Over Factor) を乗じて評価できるようにしておくことと簡易評価上都合が良い。即ち；

$$S_n \text{ at } 0^\circ, 90^\circ = F_{c.o.} \times S_n \text{ at } 45^\circ$$

詳細弾性解析にて求めたエルボ端部応力強さと本報の方法による 45° の応力強さから計算した係数 $F_{c.o.}$ の値を Fig. 3.5 に示す。同図より、面外曲げ荷重を受けるエルボの 0° の位置で係数 $F_{c.o.}$ は最大値 0.476 を示す。又、荷重の種類が異っても係数 $F_{c.o.}$ は 0.35 から 0.48 の

範囲に有り、F.c.o.として0.5を採用するとエルボ端部における応力強さは45°の位置における応力強さを用いて安全側（4%から40%大きめ）に評価することができる。

3.6 詳細解析と最小ポテンシャルエネルギー法の比較

Rodabaugh & George の最小ポテンシャルエネルギー法による級数解⁽²⁾の第4項までとった近似解析解に Gross による円周方向膜応力の補正⁽³⁾を加えた方法によれば、面内曲げと面外曲げの各々に対して、円周断面内任意位置の長手方向応力 σ_l および円周方向 σ_s を求めることができる。この方法による解は ORNL で行なわれた実験⁽⁴⁾を良く近似することが確認されている。以下にその内容を紹介する。

長手方向応力指数を $C_l = \sigma_l / \sigma$ 、円周方向応力指数を $C_s = \sigma_s / \sigma$ とする。 $\sigma = M/Z$ は直管の場合の基準応力である。 C_l, C_s は次式で与えられる。

$$C_l = \begin{cases} \sigma_{tm} + \nu_{nb} & : \text{外表面} \\ \sigma_{tm} & : \text{中央面} \\ \sigma_{tm} - \nu_{nb} & : \text{内表面} \end{cases} \quad (3-11)$$

$$C_s = \begin{cases} \sigma_{cm} + \sigma_{nb} & : \text{外表面} \\ \sigma_{cm} & : \text{中央面} \\ \sigma_{cm} - \sigma_{nb} & : \text{内表面} \end{cases} \quad (3-12)$$

面内曲げの場合の $\sigma_{tm}, \sigma_{nb}, \sigma_{cm}$ は次式で与えられる。

$$\sigma_{tm} = \frac{1}{1-\nu^2} \sin \phi + \frac{3}{(1-\nu^2) X_7 X_8} \{ (X_6 - 25 X_5) \sin 3 \phi + (15 X_5 - 1470 X_4) \sin 5 \phi + (1050 X_4 - 42525) \sin 7 \phi + 33075 \sin 9 \phi \} \quad (3-13)$$

$$\sigma_{nb} = \frac{18 \lambda^*}{(1-\nu^2) X_7 X_8} \{ (X_6 \cos 2 \phi + 50 X_5 \cos 4 \phi + 7350 X_4 \cos 6 \phi + 396900 \cos 8 \phi) \} \quad (3-14)$$

$$\sigma_{cm} = \frac{-1}{r(1-\nu^2)} \left\{ \cos \phi + \frac{1}{X_7 X_8} \{ (X_6 - 25 X_5) \cos 3 \phi + 9 (X_5 - 98 X_4) \cos 5 \phi + 450 (X_4 - 40.5) \cos 7 \phi + 11025 \cos 9 \phi \} \right\} \cos \phi \quad (3-15)$$

面外曲げの場合は上の3式において \sim を除く全てのcosをsinにし、全てのsinをcosにし、 σ_{nb} と σ_{cm} の符号を逆にすれば良い。各パラメータは次式で与えられる。

$$\begin{pmatrix} X_1 = 5 + 6 \lambda^{*2} + 24 \varphi \\ X_2 = 17 + 600 \lambda^{*2} + 480 \varphi \\ X_3 = 37 + 7350 \lambda^{*2} + 2520 \varphi \end{pmatrix}$$

$$\left. \begin{aligned}
 X_4 &= 65 + 42336 \lambda^{*2} + 8064 \varphi \\
 X_5 &= 4 X_3 X_4 - 2025 \\
 X_6 &= 2 X_2 X_5 - 882 X_4 \\
 X_7 &= 2 X_1 X_6 - 25 X_5 \\
 X_8 &= 1 - 9 X_6 / X_7 \\
 \lambda^* &= \frac{tR}{r^2 \sqrt{1-\nu^2}} \\
 \varphi &= PR^2 / Ert \\
 r &= R/r
 \end{aligned} \right\} \quad (3-16)$$

$\theta = 45^\circ$ 断面（エルボ中央部）の応力分布についての、本方法と詳細解析との比較を Fig. 3.6（面内曲げ）、Fig. 3.7（面外曲げ）に示す。

(7) 面内曲げと面外曲げのどちらの場合でも、最小ポテンシャルエネルギー法による応力分布パターンは詳細解析と良く一致する。

面内曲げの場合、長手方向応力最大値は詳細解析より小さいが、最大主応力となる円周方向応力の最大値は詳細解析より適度に大きい。面外曲げの場合、長手方向および円周方向の両応力最大値とも詳細解析より適度に大きい。

(8) 最小ポテンシャルエネルギー法による応力値評価は、面内曲げおよび面外曲げの両方に対して、適度に安全側で良好な結果を与える。

Table. 3.1 Stresses Calculated by Beam Theory

荷重ケース	位置 θ	梁理論によるモーメント				ASME	$S_n = C_2^2 M/Z + C_2^1 T/2Z$		
		ねじり T M_x (kg·mm)	面外曲げ M_y (kg·mm)	面内曲げ M_z (kg·mm)	全モーメント M_T (kg·mm)	$S_n = C_2 \frac{M_T}{Z}$ (kg/mm ²)	$\sigma = M/Z$	$\tau = T/2Z$	S_n (kg/mm ²)
せん断 $P_o = 1 \times 10^4$ kg	0°	0.0	1.552×10^7	0.0	1.552×10^7	8.189	1.098	0.0	8.189
	45°	1.522×10^7	2.121×10^7	0.0	2.611×10^7	13.781	1.501	0.538	11.732
	90°	3.000×10^7	1.448×10^7	0.0	3.331×10^7	17.581	1.024	1.061	8.698
面内曲げ $M_o = 1 \times 10^8$ kg·mm	0°	0.0	0.0	1.000×10^8	1.000×10^8	52.765	7.075	0.0	52.765
	45°	0.0	0.0	1.000×10^8	1.000×10^8	52.765	7.075	0.0	52.765
	90°	0.0	0.0	1.000×10^8	1.000×10^8	52.765	7.075	0.0	52.765
面外曲げ $M_o = 1 \times 10^8$ kg·mm	0°	0.0	1.000×10^8	0.0	1.000×10^8	52.765	7.075	0.0	52.765
	45°	7.071×10^7	7.071×10^7	0.0	1.000×10^8	52.765	5.003	2.501	39.813
	90°	1.000×10^8	0.0	0.0	1.000×10^8	52.765	0.0	3.537	3.537
ねじり $T_o = 1 \times 10^8$ kg·mm	0°	1.000×10^8	0.0	0.0	1.000×10^8	52.765	0.0	3.537	3.537
	45°	7.071×10^7	7.071×10^7	0.0	1.000×10^8	52.765	5.003	2.501	39.813
	90°	0.0	1.000×10^8	0.0	1.000×10^8	52.765	7.075	0.0	52.765

↑
 $C_2 = 7.458$

↑
 $C_2 = 7.458$
 $C_2^1 = 1.0$

Table. 3.2 Stresses Calculated by Detailed Analyses

荷 重	位 置		S _n (kg/mm ²)	σ _ℓ (kg/mm ²)	σ _s (kg/mm ²)	τ _{ℓs} (kg/mm ²)
	θ	φ				
せん断 P _o = 1 × 10 ⁴ kg 最大	0°	-24.83°	4.25	-3.69	-4.25	0.93
	45°	-31.03°	8.04	1.71	7.96	0.68
	90°	-12.41°	5.25	-1.37	2.53	1.93
	45°	-31.03°	8.04	1.71	7.96	0.68
面内曲げ M _o = 1 × 10 ⁸ kg · mm 最大	0°	-6.21°	23.10	-9.12	-22.89	-1.53
	45°	-6.21°	46.63	-12.95	-46.63	-0.02
	90°	-6.21°	23.03	-9.13	-22.83	1.54
	45°	-6.21°	46.63	-12.95	-46.63	-0.02
面外曲げ M _o = 1 × 10 ⁸ kg · mm 最大	0°	6.21°	19.15	-10.45	8.52	-1.25
	45°	-31.03°	27.37	5.72	26.54	4.23
	90°	-6.21°	14.05	-1.62	6.01	5.88
	31.25°	-31.03°	28.15	4.30	27.81	2.84
ねじり T _o = 1 × 10 ⁸ kg · mm 最大	0°	-6.21°	14.03	1.62	-5.96	5.89
	45°	-31.03°	27.32	-5.69	-26.48	4.27
	90°	6.21°	19.13	10.45	-8.49	-1.27
	58.75°	-31.03°	28.11	-4.28	-27.76	2.88

PNC TN9410 86-080

PNC TN9410 86-080

Table. 3.3 Stresses by Ring - Model Analyses

荷 重	位 置 (kg/mm ²)	S _n (kg/mm ²)	σ _ℓ (kg/mm ²)	σ _s (kg/mm ²)	τ _{sn} (kg/mm ²)
面内曲げ M _o = 1 × 10 ⁸ kg · mm	0°	50.35	-12.23	-50.35	0.0
面外曲げ M _o = $\frac{1}{\sqrt{2}}$ × 10 ⁸ kg · mm*	-24.83°	31.66	5.02	31.66	-0.05

* 直管端部に 1 × 10⁸ kg · mm のモーメントを負荷した時の θ = 45° におけるモーメントに相当する。

Table.3.4 Comparison of Stresses by Detailed Analyses , Ring -Model and Beam Theory

荷重ケース	位置 θ	詳細解析 (ELBOW 6 R) S_n (kg/mm ²)	リングモデル (ELBOW 3 R) S_n (kg/mm ²)	梁理論			
				ASME S_n (kg/mm ²)	$S_n = C'_2 \sigma + C_2 \tau$		
					σ (kg/mm ²)	τ (kg/mm ²)	S_n (kg/mm ²)
面内曲げ $M_0 = 1 \times 10^8 \text{ kg} \cdot \text{mm}$	0°	23.10	—	52.80	7.08	0.0	52.80
	45°	46.63	50.35	52.80	7.08	0.0	52.80
	90°	23.03	—	52.80	7.08	0.0	52.80
面外曲げ $M_0 = 1 \times 10^8 \text{ kg} \cdot \text{mm}$	0°	19.15	—	52.80	7.08	0.0	52.80
	31.25°	28.15	—	52.80	6.05	1.84	46.96
	45°	27.37	31.66	52.80	5.00	2.50	39.79
	90°	14.05	—	52.80	0.0	3.54	3.54

↑
 $C_2 = 7.458$

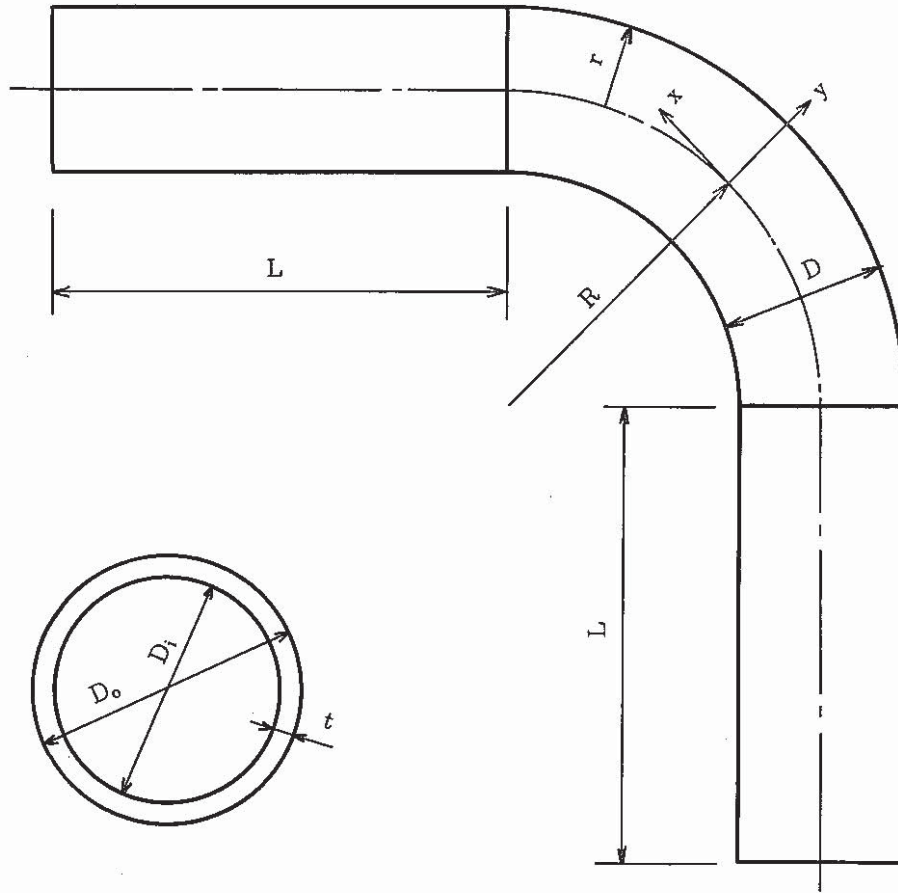
↑
 $C_2 = 7.458$
 $C'_2 = 1.0$

Table.3.5 Comparisons of Stresses by Detailed Analyses and Beam Theory

荷重ケース	位置 θ	詳細解析 S_n (kg/mm ²)	梁 理 論			
			ASME $S_n = C_2 M_T / Z$ (kg/mm ²)	$S_n = C_2 \sigma + C'_2 \tau$		
				S_n (kg/mm ²)	σ (kg/mm ²)	τ (kg/mm ²)
せん断 (最大) $P_o = 1 \times 10^4$ kg	0°	4.25	8.20	8.20	1.10	0.0
	45°	8.04	13.78	11.73	1.50	0.54
	90°	5.25	17.58	8.67	1.02	1.06
面外曲げ (最大) $M_o = 1 \times 10^8$ kg·mm	0°	19.15	52.80	52.80	7.08	0.0
	31.25°	28.15	52.80	46.96	6.05	1.84
	45°	27.37	52.80	39.79	5.00	2.50
	90°	14.05	52.80	3.54	0.0	3.54
ねじり $T_o = 1 \times 10^8$ kg·mm (最大)	0°	14.03	52.80	3.54	0.0	3.54
	45°	27.32	52.80	39.79	5.00	2.50
	58.75°	28.11	52.80	49.96	6.05	1.84
	90°	19.13	52.80	52.80	7.08	0.0

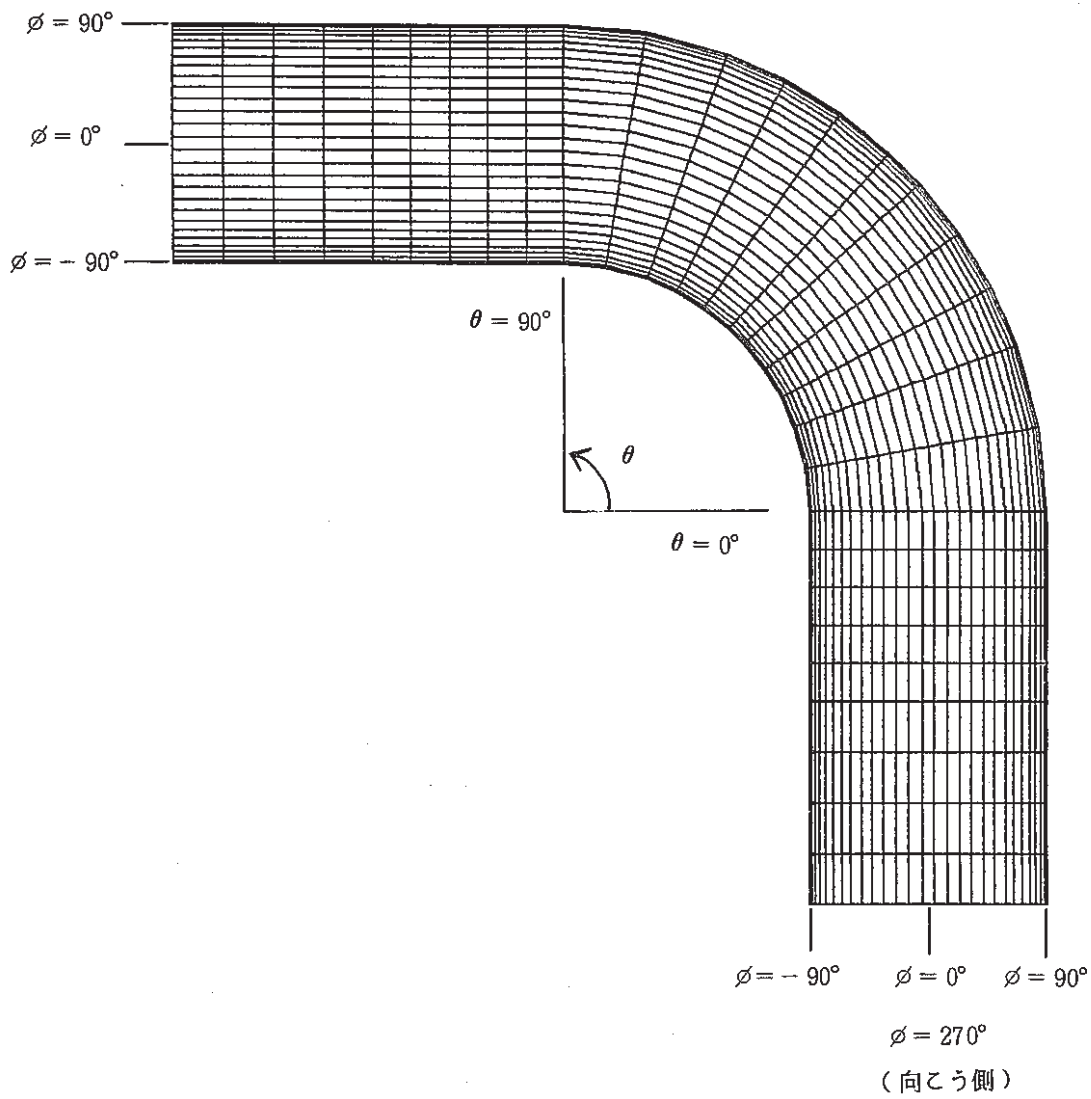
↑
 $C_2 = 7.458$

↑
 $C_2 = 7.458$
 $C'_2 = 1.0$



$D_o = 965.2 \text{ mm}$ ($r_o = 482.6 \text{ mm}$)
 $D_i = 924.0 \text{ mm}$ ($r_i = 462.0 \text{ mm}$)
 $D = 944.6 \text{ mm}$ ($r = 472.3 \text{ mm}$)
 $t = 20.6 \text{ mm}$
 $R = 1447.8 \text{ mm}$
 $r = 472.3 \text{ mm}$
 $L = 1552.2 \text{ mm}$

Fig. 3.1 Dimensions of 38^B Piping



388 ELBOW PIPE MODEL

Fig. 3.2 Finite Element Model

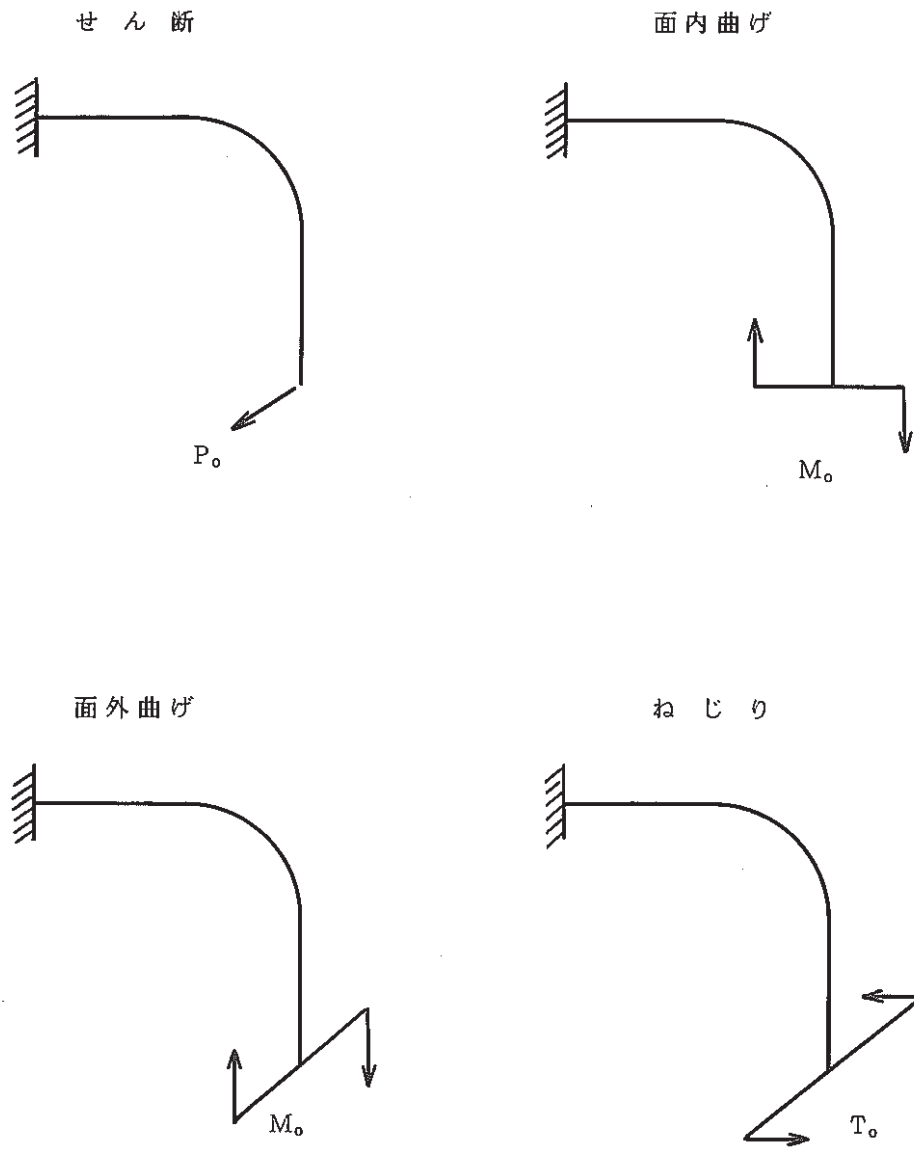


Fig. 3.3 Boundary and Load Conditions

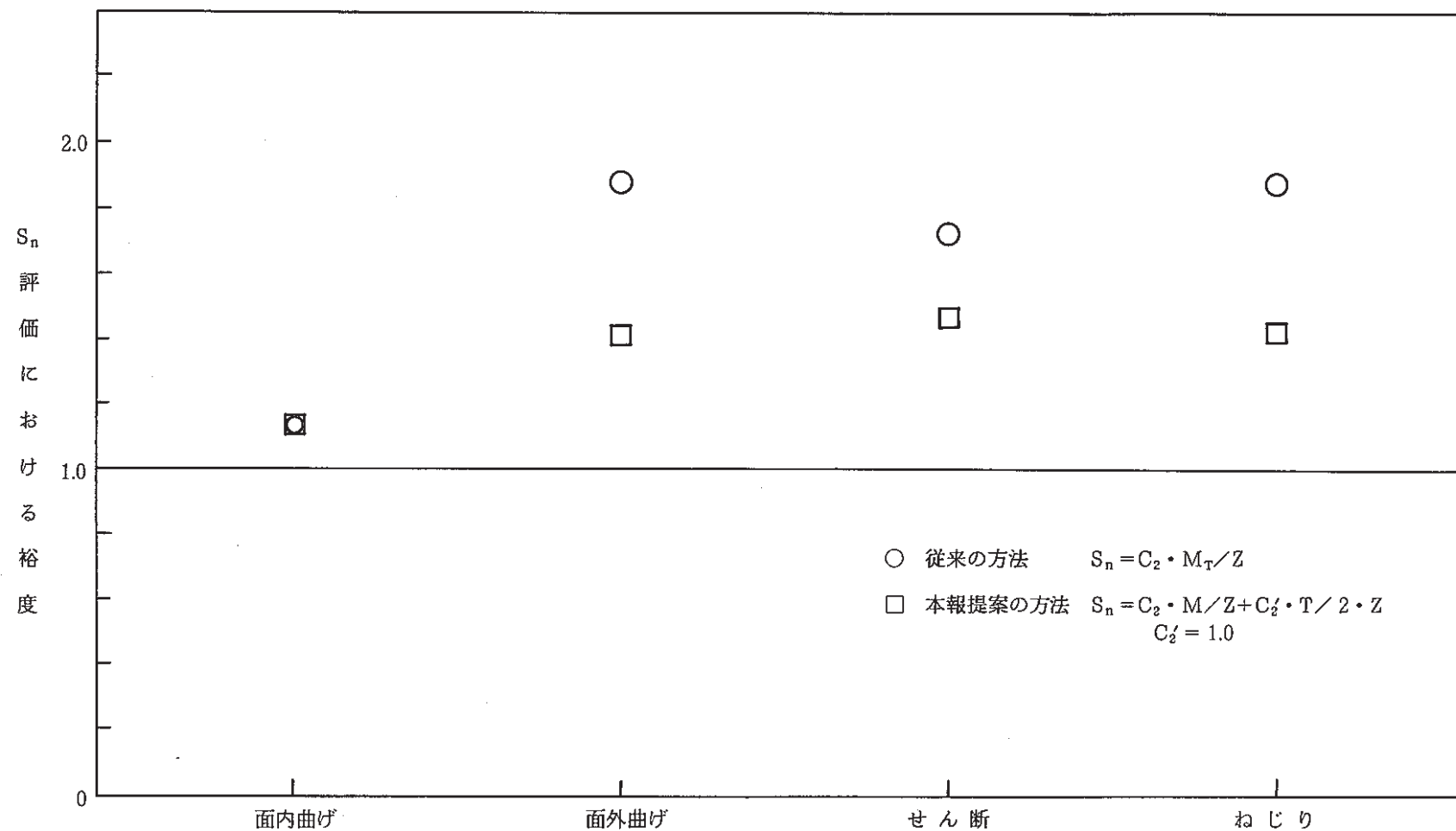


Fig. 3.4 SAFETY MARGIN INCLUDED IN SIMPLIFIED STRESS INTENSITY EVALUATION METHOD IN ASME METHOD AND NEW METHOD

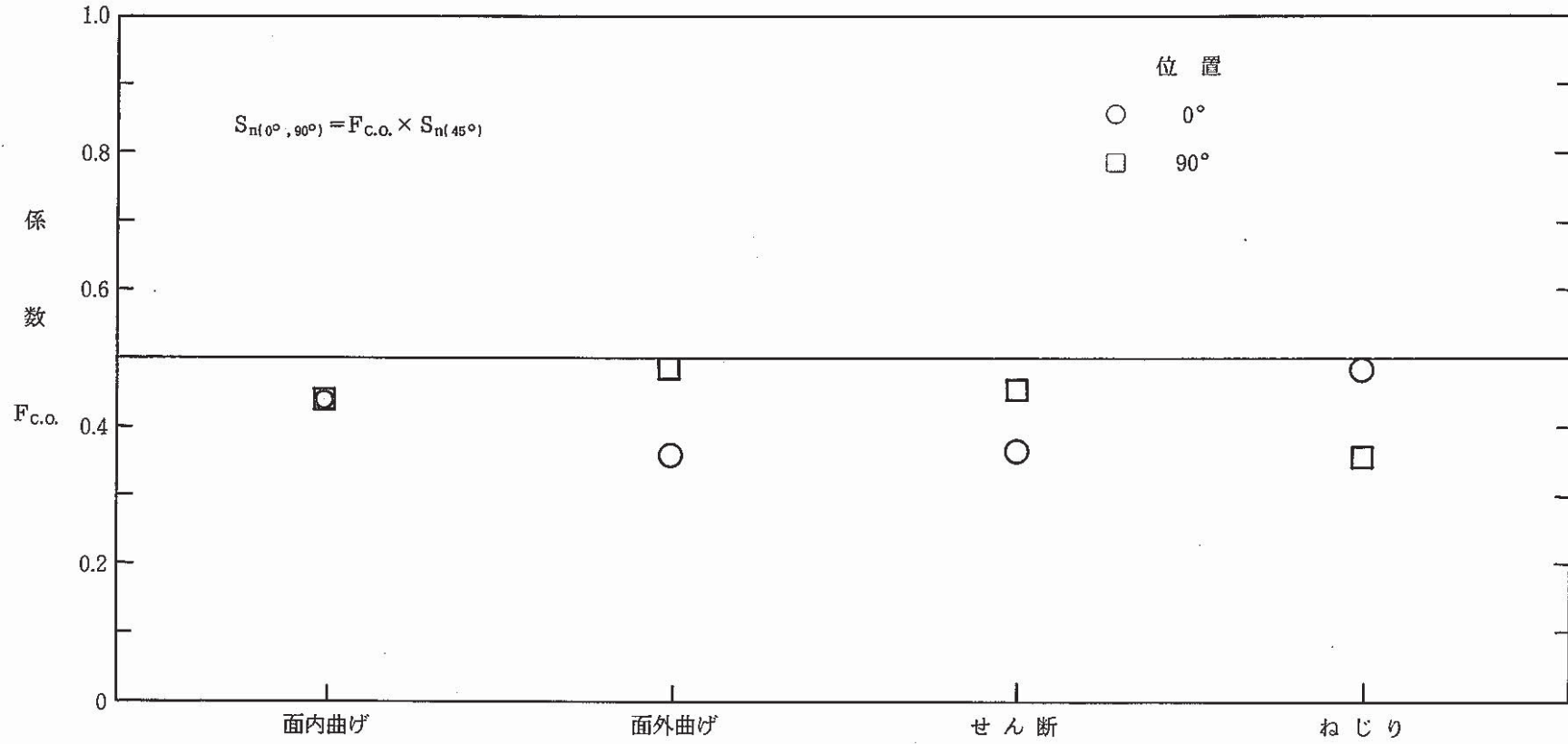


Fig. 3.5 CARRY OVER FACTOR AT ENDS (0° AND 90°) OF 90° ELBOW

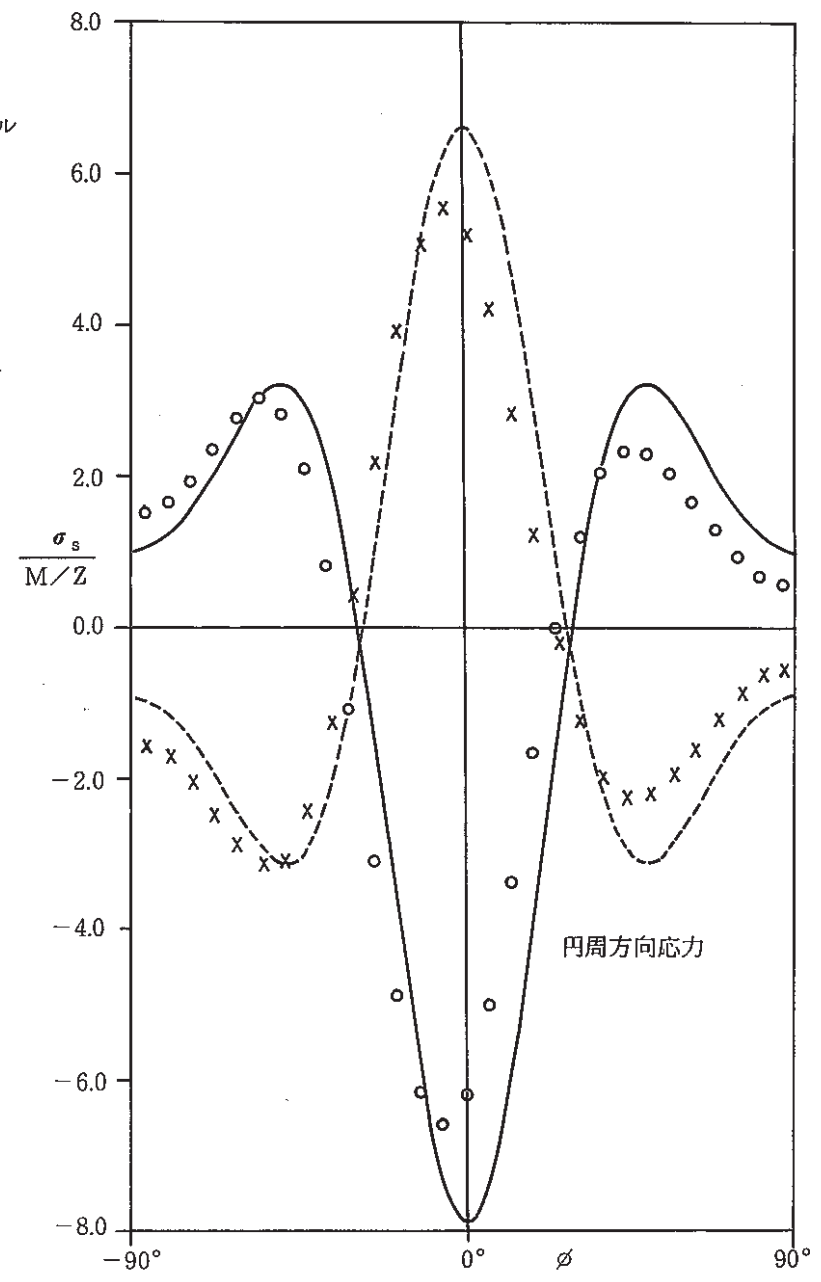
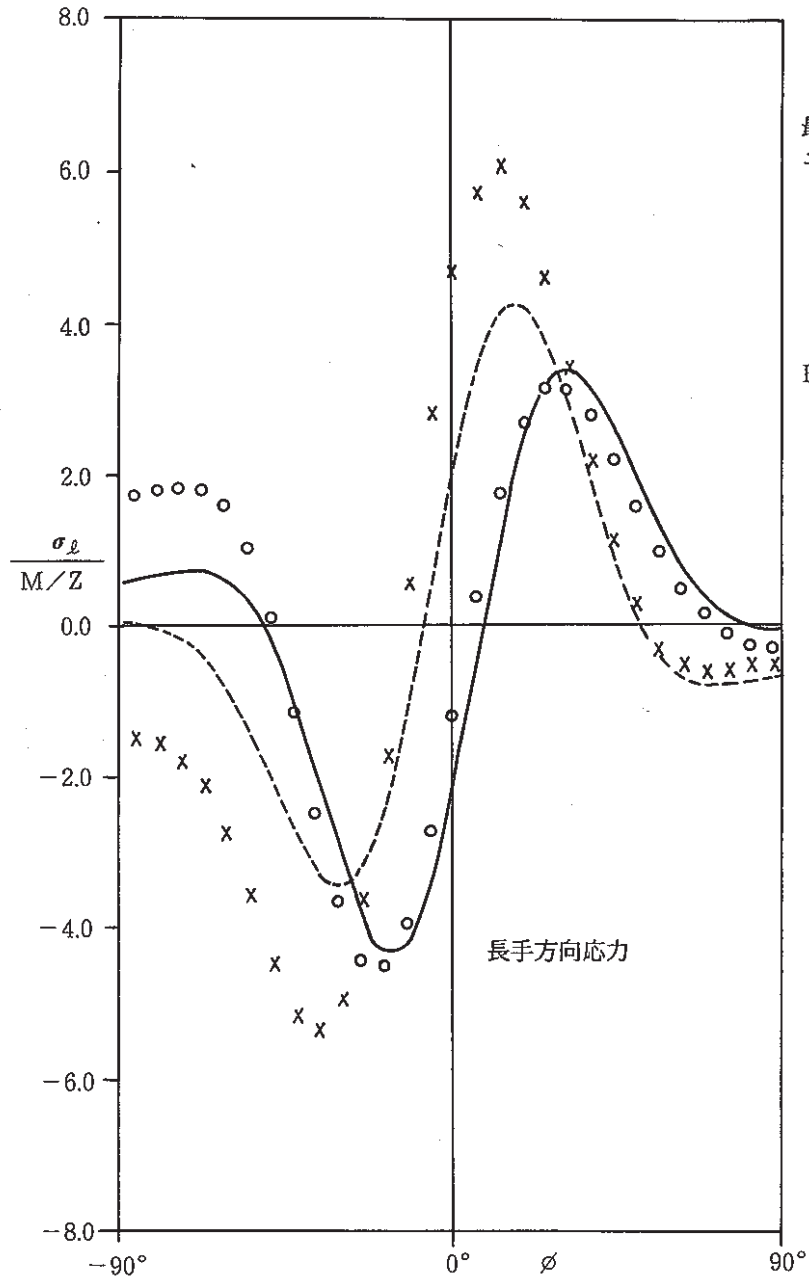


Fig. 3.6 STRESS DISTRIBUTION ALONG ϕ , FOR IN-PLANE BENDING

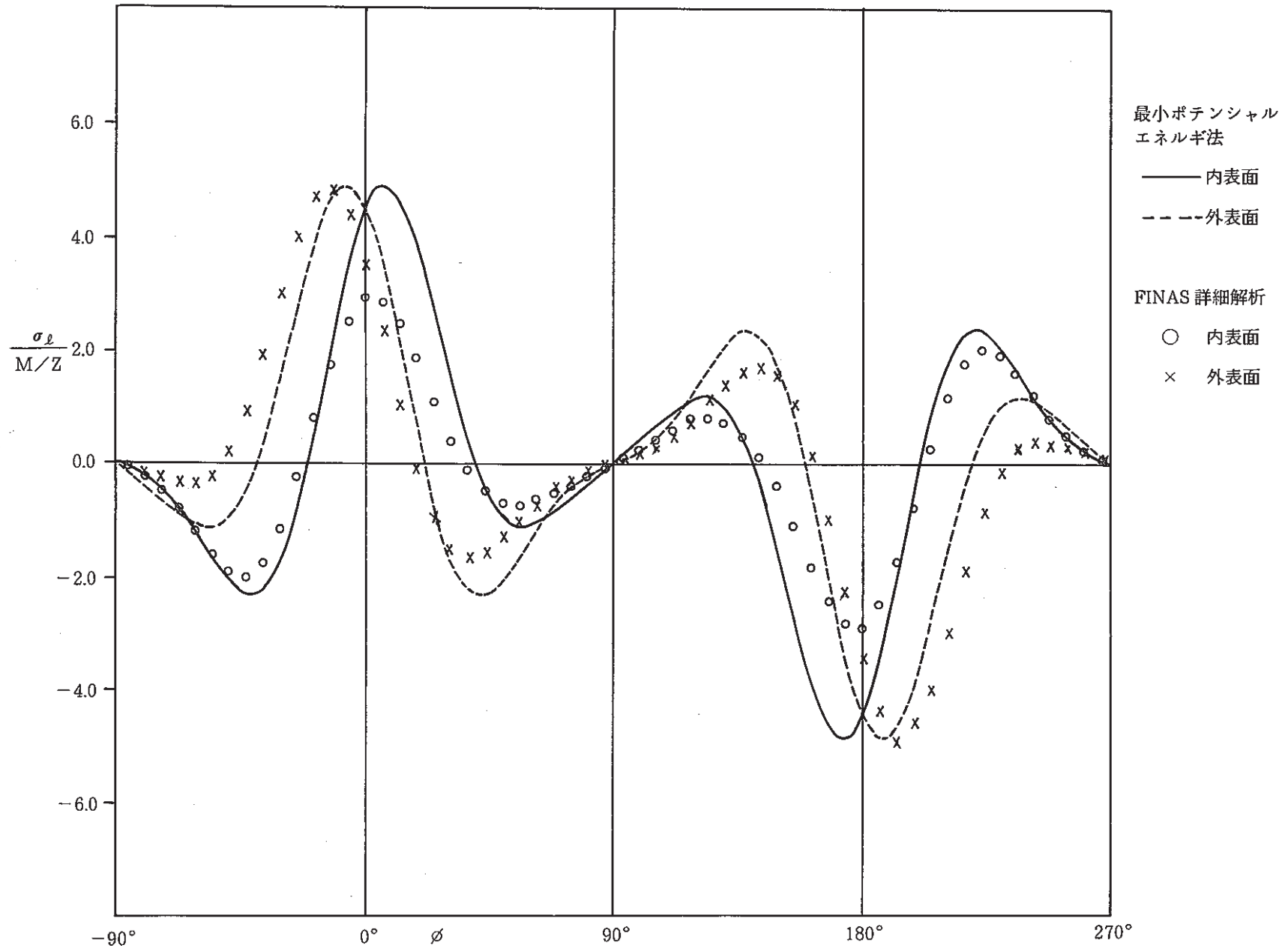
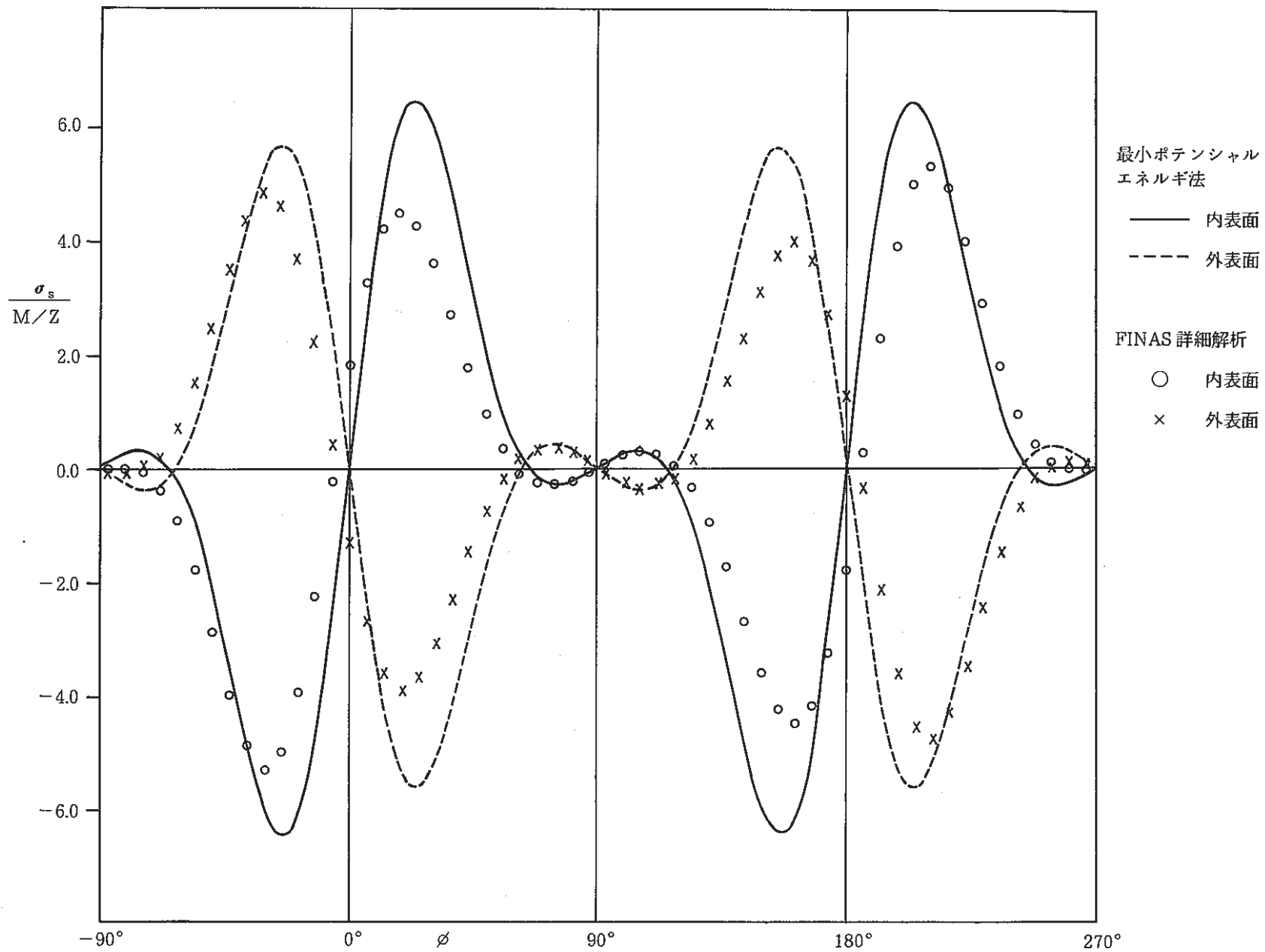


Fig. 3.7(a) LONGITUDINAL STRESS DISTRIBUTION ALONG ϕ , FOR OUT-OF-PLANE BENDING



-44-

Fig. 3.7(b) CIRCUMFERENTIAL STRESS DISTRIBUTION ALONG ϕ , FOR OUT-OF-PLANE BENDING

4. 結 論

- (1) 一次熱輸送系ホットレグ配管の弾クリープ解析及びk*解析を実施して次のことがわかった。
- 1) 現状のホットレグ配管の弾性追従ひずみは0.5%以下であり、熱膨張に起因する応力を二次応力に分類できる。この意味で、ホットレグ配管の構造健全性が確認された。
 - 2) BDSのk*解析で想定している曲げモーメントの緩和量は過大すぎる。
 - 3) 複数のエルボを含む配管系において、そのうちの1つのエルボの曲げモーメントが高温保持中に再配分の結果増大する場合には、そのエルボを含めた複数のエルボについてk*解析を実施する必要がある。この場合には曲げモーメントの設定緩和量を現実的な値に近づけることによって、BDSのk*解析は配管長の短い大口径配管系の設計評価にも使用できる。
- (2) 短管付き大口径薄肉エルボの三次元弾性解析を実施して以下のことがわかった。
- 1) 現状のクロスオーバーレグ配管系の設計は成立している。
 - 2) 通産省告示501号に規定されているエルボの応力算出式；

$$S_n = C_2 \cdot M_{is} / Z$$

$$M_{is} = \sqrt{M_x^2 + M_y^2 + M_z^2}$$

C_2 : 応力係数

は、振りモーメント M_x を分離して下記のように修正するのが望ましい。

$$S_n = C_2 \cdot M_B / Z + C'_2 \cdot M_x / 2 \cdot Z$$

$$M_B = \sqrt{M_y^2 + M_z^2}$$

C'_2 : 振りに対する応力係数

C'_2 は今後試験にて確認する必要があるが、漸定的に1.0とする。

5. 参 考 文 献

- (1) 山里, 今津, "配管系の簡易非弾解析(第1報)", PNC SN 941 78-130, 1978年9月.
- (2) E. C. Rodabaugh and H. H. George, "Effect of Internal Pressure on Flexibility and Stress-Intensification Factor of Curved Pipe or Welding Elbows", Trans. ASME, Vol. 79, PP 939 ~ 948 (1957).
- (3) N. Gross, "Experiment on short-Radius Pipe Bends", Proc. Inst. Mech. Engrs., 1 (B), PP 465 ~ 479 (1952 - 53).
- (4) W. G. Dodge and S. E. Moore, "Stress Indices and Flexibility Factors for Moment Loadings on Elbows and Curved Pipe", ORNL-TM-3658.

附録A ホットレグ配管の境界条件

A. I 定式化

1. エネルギー法による定式化

以下にホットレグ (H/L) の各部分におけるひずみエネルギーを求める。

- ① $U_{N1} \dots 1$ (IHXノズルのバネ) のひずみエネルギー

$$U_{N1} = \frac{1}{2} \left(\frac{S_1^2}{K_{Y1}} + \frac{P_1^2}{K_{X1}} + \frac{M_1^2}{R_{Z1}} \right) \quad (A. 1)$$

- ② $U_{S1} \dots 1 \sim 2$ のひずみエネルギー

$$M = M_1 + S \cdot X \quad 0 \leq X \leq l_{1H} \quad (A. 2)$$

$$U_{S1} = \frac{1}{2EI} \left(M_1^2 l_{1H} + M_1 S_1 l_{1H}^2 + \frac{1}{3} S_1^2 l_{1H}^3 \right) \quad (A. 3)$$

- ③ $U_{E1} \dots 2 \sim 3$ のひずみエネルギー

$$M = M_1 + S_1 (l_{1H} + R \sin \phi) + P_1 R (1 - \cos \phi) \quad (A. 4)$$

$$U_{E1} = \frac{k_1 R}{2EI} \left\{ \frac{\pi}{2} (M_1 + S_1 l_{1H} + P_1 R)^2 + \frac{\pi}{4} (S_1^2 + P_1^2) R^2 + 2 (M_1 + S_1 l_{1H} + P_1 R) (S_1 - P_1) R - S_1 P_1 R^2 \right\} \quad (A. 5)$$

- ④ $U_{S2} \dots 3 \sim 4$ のひずみエネルギー

$$M = M_1 + S_1 (l_{1H} + R) + P_1 (R + y) \quad (0 \leq y \leq l_v) \quad (A. 6)$$

$$U_{S2} = \frac{1}{2EI} \left\{ (M_1 + S_1 l_{1H} + S_1 R + P_1 R)^2 l_v + (M_1 + S_1 l_{1H} + S_1 R + P_1 R) P_1 l_v^2 + \frac{1}{3} P_1^2 l_v^3 \right\} \quad (A. 7)$$

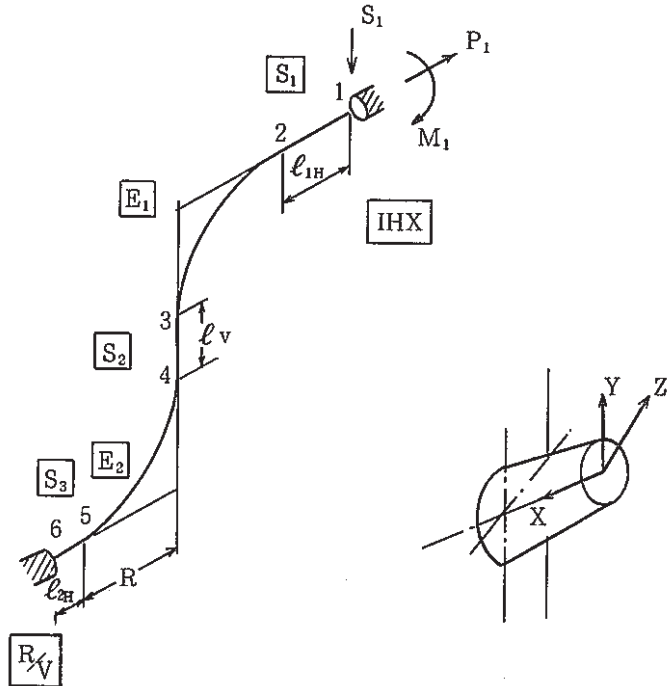
- ⑤ $U_{E2} \dots 4 \sim 5$ のひずみエネルギー

$$M = M_1 + S_1 \{ l_{1H} + R + R (1 - \cos \phi) \} + P_1 (R + l_v + R \sin \phi) \quad (A. 8)$$

$$U_{E2} = \frac{k_2 R}{2EI} \left\{ \frac{\pi}{2} (M_1 + S_1 l_{1H} + 2 S_1 R + P_1 R + P_1 l_v)^2 + \frac{\pi}{4} (S_1^2 + P_1^2) R^2 + 2 (M_1 + S_1 l_{1H} + 2 S_1 R + P_1 R + P_1 l_v) (P_1 - S_1) R - S_1 P_1 R^2 \right\} \quad (A. 9)$$

- ⑥ $U_{S3} \dots 5 \sim 6$ のひずみ

$$M = M_1 + S_1 (l_{1H} + 2R + x) + P_1 (2R + l_v) \quad (0 \leq x \leq l_{2H}) \quad (A. 10)$$



$$U_{S3} = \frac{1}{2EI} \{ M_1 + S_1 l_{1H} + 2 S_1 R + 2 P_1 R + P_1 l_v \}^2 l_{2H} +$$

$$(M_1 + S_1 l_{1H} + 2 S_1 R + 2 P_1 R + P_1 l_v) S_1 l_{2H}^2 + \frac{1}{3} S_1^2 l_{2H}^3 \} \quad (A. 11)$$

⑦ $U_{N2} \dots 6$ (R/V出口ノズルのバネ) のひずみエネルギー

$$U_{N2} = \frac{1}{2} \left(\frac{S_1^2}{K_{Y2}} + \frac{P_1^2}{K_{X2}} \right) + \frac{1}{2R_{Z2}} \{ M_1 + S_1 (l_{1H} + 2R + l_{2H})$$

$$+ P_1 (2R + l_v) \}^2 \quad (A. 12)$$

IHX入口ノズル部での境界条件により、同固定端部の反力 S_1 , P_1 及び反モーメント M_1 を求める。

(1) 回転角 = φ (IHXの倒れ込み角度)* * $\sim 6 \times 10^{-4}$ (rad)

$$\frac{\partial U}{\partial M_1} = \varphi \quad (A. 13)$$

$$\frac{M_1}{R_{Z1}} + \frac{1}{2EI} (2 M_1 l_{1H} + S_1 l_{1H}^2)$$

$$+ \frac{k_1 R}{2EI} \{ \pi M_1 + S_1 (\pi l_{1H} + 2R) + P_1 (\pi R - 2R) \}$$

$$+ \frac{1}{2EI} \{ 2 M_1 l_v + (2 l_{1H} l_v + 2 R l_v) S_1 + (2 R l_v + l_v^2) P_1 \}$$

$$+ \frac{k_2 R}{2EI} \{ \pi M_1 + (\pi l_{1H} + 2 \pi R - 2R) S_1 + (\pi l_v + \pi R + 2R) P_1 \}$$

$$+ \frac{1}{2EI} \{ 2 M_1 l_{2H} + (2 l_{1H} l_{2H} + 4 R l_{2H} + l_{2H}^2) S_1 + (4 R l_{2H} + 2 l_{1v} l_{2H}) P_1 \}$$

$$+ \frac{1}{R_{Z2}} \{ M_1 + S_1 (l_{1H} + 2R + l_{2H}) + P_1 (2R + l_v) \} = \varphi \quad (A. 14)$$

(2) 鉛直方向変位差 ** δ_v ** R/V, IHX 及び H/L 垂直部間の鉛直方向熱膨張変位差 ^(3~4)

$$\frac{\partial U}{\partial S_1} = \delta_v \quad (A. 15)$$

$$\frac{S_1}{K_{Y1}} + \frac{1}{2EI} (M_1 l_{1H}^2 + \frac{2}{3} S_1 l_{1H}^3)$$

$$+ \frac{k_1 R}{2EI} \{ (2R + \pi l_{1H}) M_1 + (\frac{\pi}{2} R^2 + 4 R l_{1H} + \pi l_{1H}^2) S_1 + (R^2 + \pi - 2) R l_{1H} \} P_1 \}$$

$$+ \frac{1}{2EI} \{ 2 (l_{1H} + R) l_v M_1 + 2 (l_{1H} + R)^2 l_v S_1 + (l_{1H} + R) (l_v + 2R) l_v P_1 \}$$

$$+ \frac{k_2 R}{2EI} \{ \{ (2\pi - 2) R + \pi l_{1H} \} M_1 + \{ (4 \frac{1}{2} \pi - 8) R^2 + (4\pi - 4) R l_{1H} + \pi l_{1H}^2 \} S_1$$

$$+ \{ (2\pi + 1) R^2 + (2\pi - 2) R l_v + (\pi + 2) R l_{1H} + \pi l_v l_{1H} \} P_1 \}$$

$$\begin{aligned}
& + \frac{1}{2EI} \left[(2l_{1H}l_{2H} + 4Rl_{2H} + l_{2H}^2) M_1 + \{ (l_{1H} + 2R) (2l_{1H}l_{2H} + 4Rl_{2H} + 2l_{2H}^2) + \frac{2}{3}l_{2H}^3 \} S_1 \right. \\
& \quad \left. + (2R + l_v) (2l_{1H}l_{2H} + 4Rl_{2H} + l_{2H}^2) P_1 \right] \\
& + \frac{S_1}{K_{Y2}} + \frac{1}{R_{Z2}} \{ M_1 (l_{1H} + 2R + l_{2H}) + S_1 (l_{1H} + 2R + l_{2H})^2 \\
& \quad + P_1 (l_{1H} + 2R + l_{2H}) (2R + l_v) \} = \delta_v \tag{A. 16}
\end{aligned}$$

(3) フロート方向の押戻し変位 $\overset{***}{=} \delta_F$ $\overset{***}{}$ (自由熱膨張量) - (フロート量)

$$\frac{\partial U}{\partial P_1} = \delta_F \tag{A. 17}$$

$$\begin{aligned}
& \frac{P_1}{K_{X1}} \\
& + \frac{k_1 R}{2EI} \left[(\pi - 2) R M_1 + \{ (\pi - 2) R l_{1H} + R^2 \} S_1 + \left(\frac{3}{2} \pi - 4 \right) R^2 P_1 \right] \\
& + \frac{1}{2EI} \left[(2R l_v + l_v^2) M_1 + (2R^2 l_v + R l_v^2 + 2R l_H l_v + l_{1H} l_v^2) S_1 + \right. \\
& \quad \left. (2R^2 l_v + 2R l_v^2 + \frac{2}{3} l_v^3) P_1 \right] \\
& + \frac{k_2 R}{2EI} \left[\{ (\pi + 2) R + \pi l_v \} M_1 + \{ (2\pi + 1) R^2 + (\pi + 2) R l_{1H} + (2\pi - 2) R l_v \right. \\
& \quad \left. + \pi l_v l_{1H} \} S_1 + \left\{ \left(\frac{3}{2} \pi + 4 \right) R^2 + (2\pi + 4) R l_v + \pi l_v^2 \right\} P_1 \right] \\
& + \frac{1}{2EI} \left[(4R l_{2H} + 2 l_v l_{2H}) M_1 + (8R^2 l_{2H} + 4R l_{1H} l_{2H} + 4R l_v l_{2H} + 2 l_{1H} l_{2H} l_v \right. \\
& \quad \left. + 2R l_{2H}^2 + l_v l_{2H}^2) S_1 + (8R^2 l_{2H} + 8R l_v l_{2H} + 2 l_v^2 l_{2H}) P_1 \right] \\
& + \frac{P_1}{K_{X2}} + \frac{1}{R_{Z2}} \{ (2R + l_v) M_1 + (l_{1H} + 2R + l_{2H}) (2R + l_v) S_1 + (2R + l_v)^2 P_1 \} \\
& = \delta_F \tag{A. 18}
\end{aligned}$$

2. 配管の応力評価

(1) エルボ (2~3) の応力強さ s_1

$$M = M_1 + S_1 (\ell_{IH} + R/\sqrt{2}) + (1 - 1/\sqrt{2}) P_1 R \quad (\text{A. 19})$$

$$s_1 = C_2 M/Z \quad (Z = \pi r^2 t) \quad (\text{A. 20})$$

$$\text{ここに, } C_2 = \frac{1.95}{h^{\frac{2}{3}}} \quad (h = \frac{tR}{r^2} = \frac{3t}{r}) \quad (\text{A. 21})$$

$$R = 1.5D = 3r$$

(2) エルボ (4~5) の応力強さ s_2

$$M = M_1 + S_1 \{ \ell_{IH} + R + R(1 - 1/\sqrt{2}) \} + P_1 (R + \ell_v + R/\sqrt{2}) \quad (\text{A. 22})$$

$$s_2 = C_2 M/Z \quad (\text{A. 23})$$

A. II 1次系 X/L 及び 2次系の剛性評価

1次系 H/L の弾性追従を評価する場合、1次系 X/L 及び 2次系の剛性評価が重要となるので、別の詳細解を基に、昭和 60 年度大型炉の配管系の場合について、その評価を行った。

IHX ノズル先端における X 方向変位と反力 (Fig.A. 1 参照) から

$$\delta_F = -2.357 \times 10^{-3} \cdot P_1 - 100.19 \quad (\text{A. 30})$$

Z 軸廻りの回転角についても同様に、

$$\varphi = -1.474 \times 10^{-8} \cdot P_1 - 2.807 \times 10^{-12} \cdot M_1 - 4.300 \times 10^{-5} \quad (\text{A. 31})$$

と評価される。

一方、Y 方向については、IHX 本体の支持点で、固定されているので、1次系 X/L 及び 2次系と H/L とは Y 方向に関して絶縁されている。したがって、Y 方向には剛として取扱うことができる。なお、IHX の Z 軸廻りの回転に伴い、IHX ノズル先端では IHX ノズル長さの角変位分だけ Y 方向に変位するので

$$\delta_v = 13.0 - \frac{2650 \cdot \varphi}{\text{IHX ノズル長さ}} \quad (\text{A. 32})$$

$$= 3.906 \times 10^{-5} \cdot P_1 + 7.439 \times 10^{-9} + 13.11$$

と評価されるが、この影響は小さいので、A. I の通り

$$\delta_v = 11.21$$

と評価して差し支えないと考える。

以上の通り、1次系 X/L と 2次系の剛性を取り入れた場合、

$$M_1 = -50.0 \times 10^6 \text{ kg} \cdot \text{mm} \quad \longleftrightarrow \quad (-45.9 \times 10^6)$$

$$S_1 = 42.6 \times 10^3 \text{ kg} \quad \longleftrightarrow \quad (41.1 \times 10^3)$$

$$P_1 = -37.5 \times 10^3 \text{ kg} \quad \longleftrightarrow \quad (-37.2 \times 10^3)$$

*()内は MAPI の詳細計算値

となる。

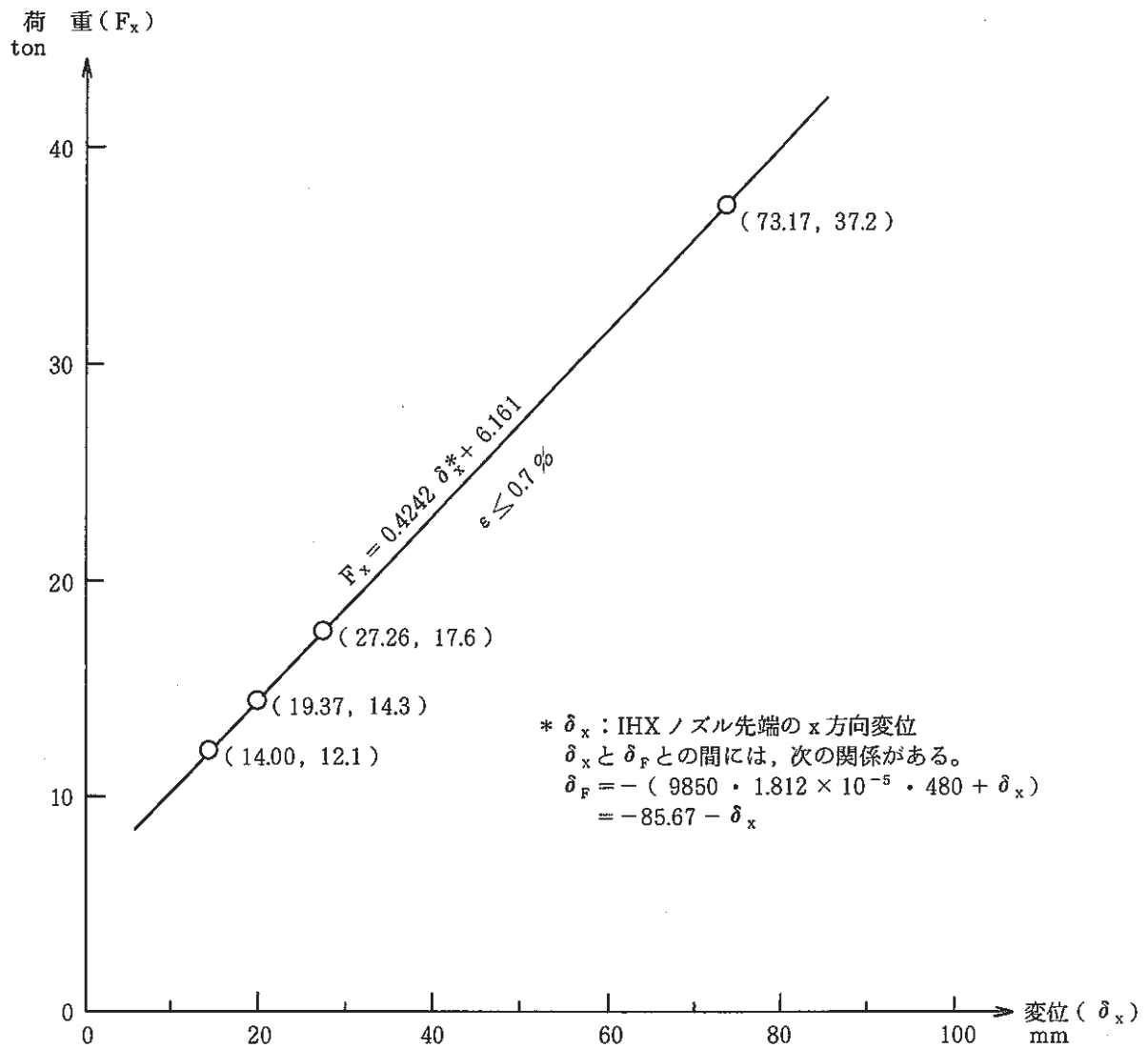


Fig. A.1 STIFFNESS EVALUATION OF PRIMARY X/L AND SECONDARY LOOP

A. III ノズル剛性の効果

A・I 及び II の手法に従って、ノズル剛性の効果を見るため、これを取り入れたものと取り入れないものの曲げモーメントを算出した (Fig. A. 2 参照)。Fig. A. 2 に見られるように、ノズル部の撓性を導入することにより、H/L 配管端部での曲げモーメントは大幅に減少している。これは、主として、鉛直方向変位差 (δ_v) をノズル部の撓性により極めて柔かく吸収しているためと考えられる。

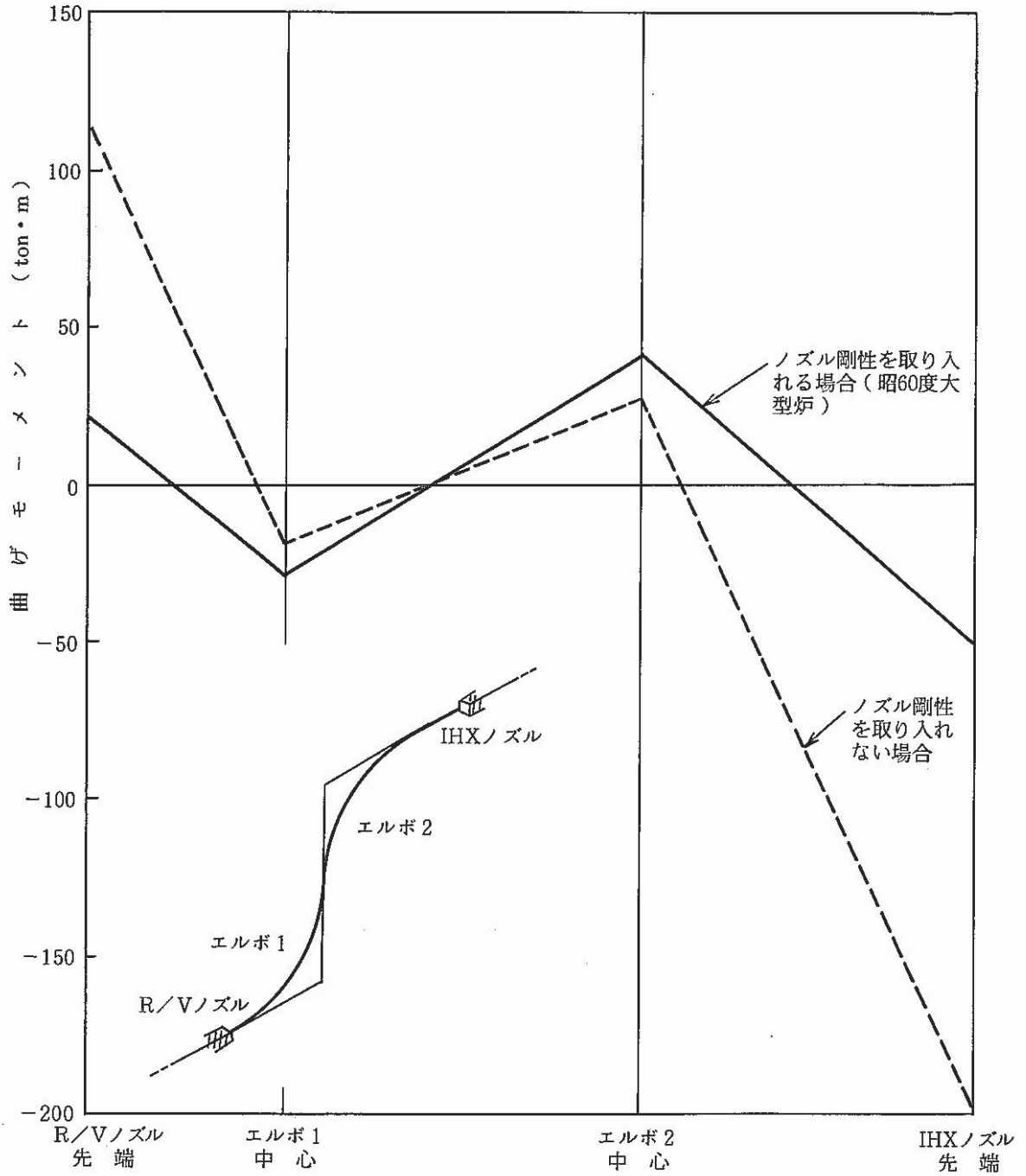
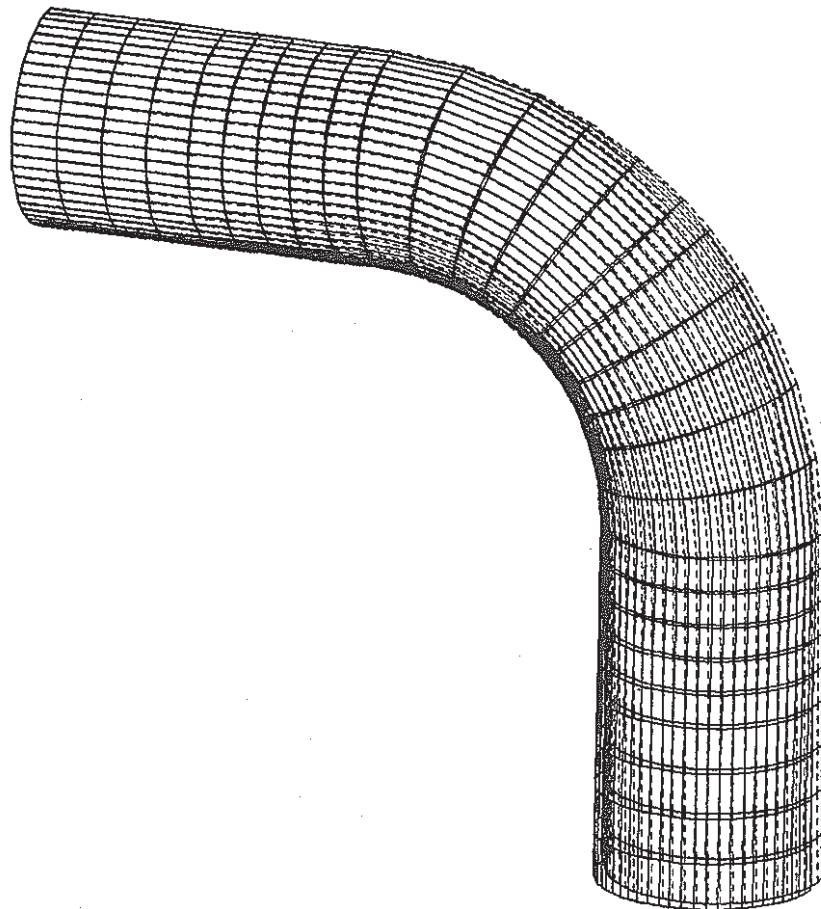




Fig. A.2 BENDING MOMENT OF H/L PIPING
(EFFECT OF NOZZLE STIFFNESS)

附録B エルボの解析結果

DEFORMED SHAPE

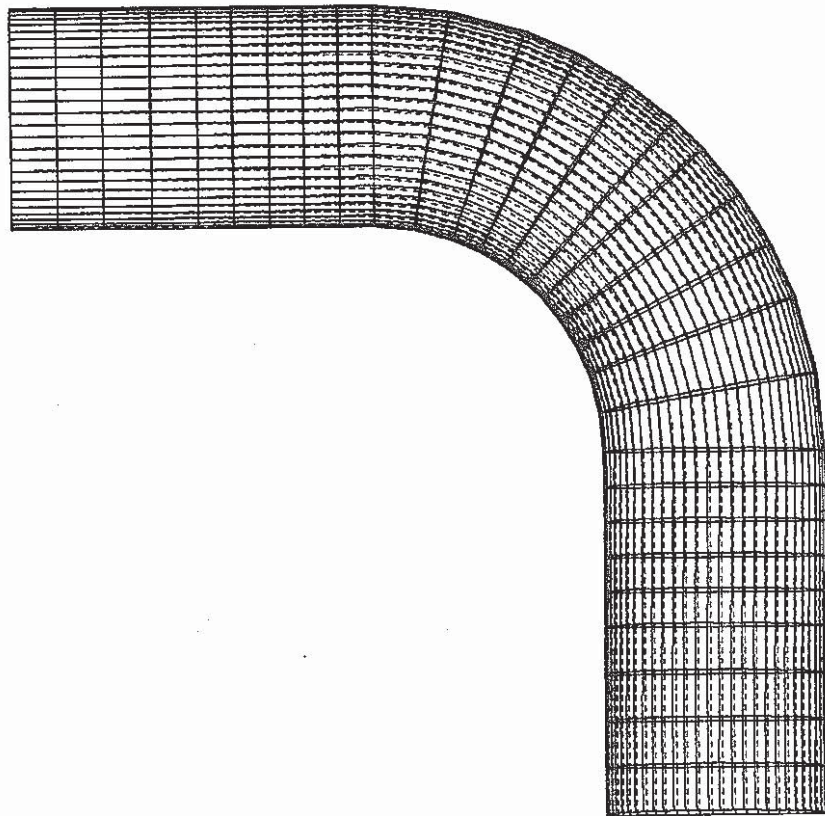


DISP. SCALE  50.0000
GEOM. SCALE  800.000

STEP NO. 1

Fig.B.1.1(a) DEFORMED SHAPE (SHEAR)

DEFORMED SHAPE



STEP NO. 1



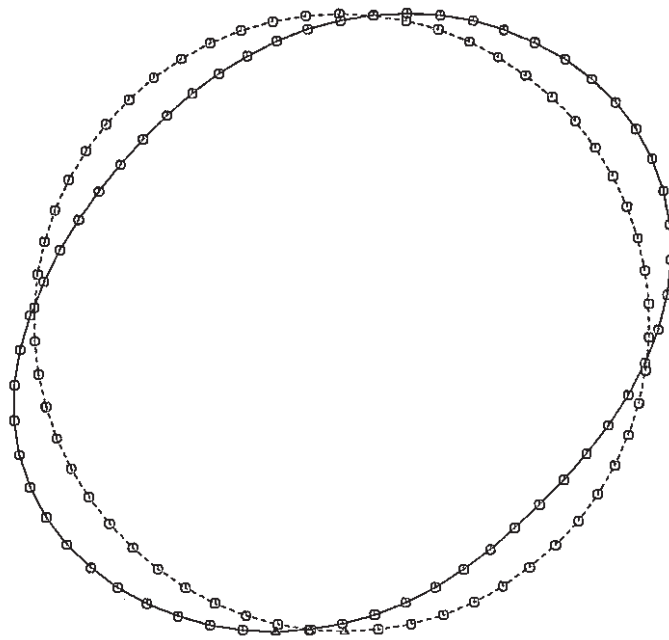
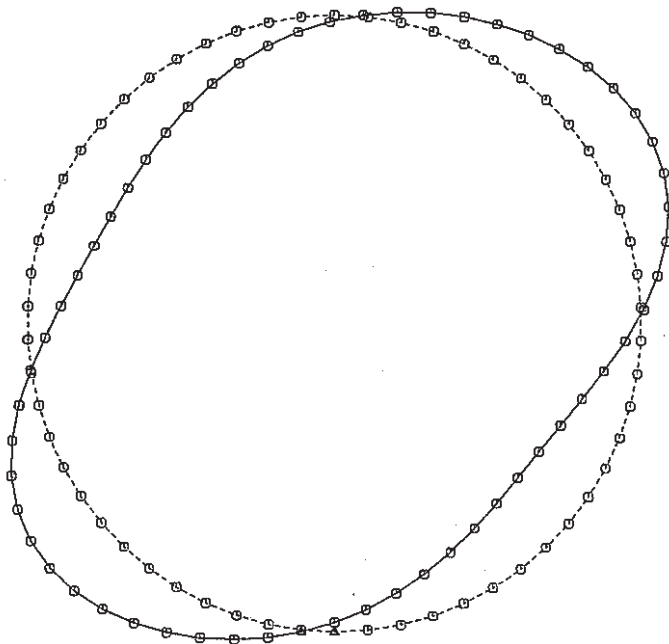
DISP. SCALE  60.0000
GEOM. SCALE  800.000

Fig.B.1.1(b) DEFORMED SHAPE (SHEAR)



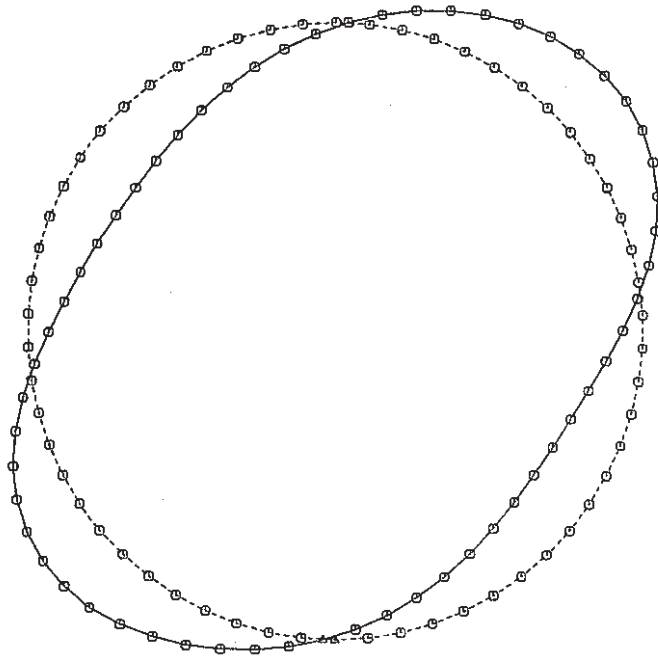
GEO. SCALE $\frac{1.}{0.}$ 1.40×10^2
DISP. SCALE $\frac{2.}{0.}$ 2.16

Fig.B.1.2(a) CIRCUM. DEFORMATION (SHEAR) THETA = 0°



GEO. SCALE $\frac{1.}{0.}$ 1.40×10^2
DISP. SCALE $\frac{2.}{0.}$ 2.26

Fig.B.1.2(b) CIRCUM. DEFORMATION (SHEAR) THETA = 45°



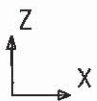
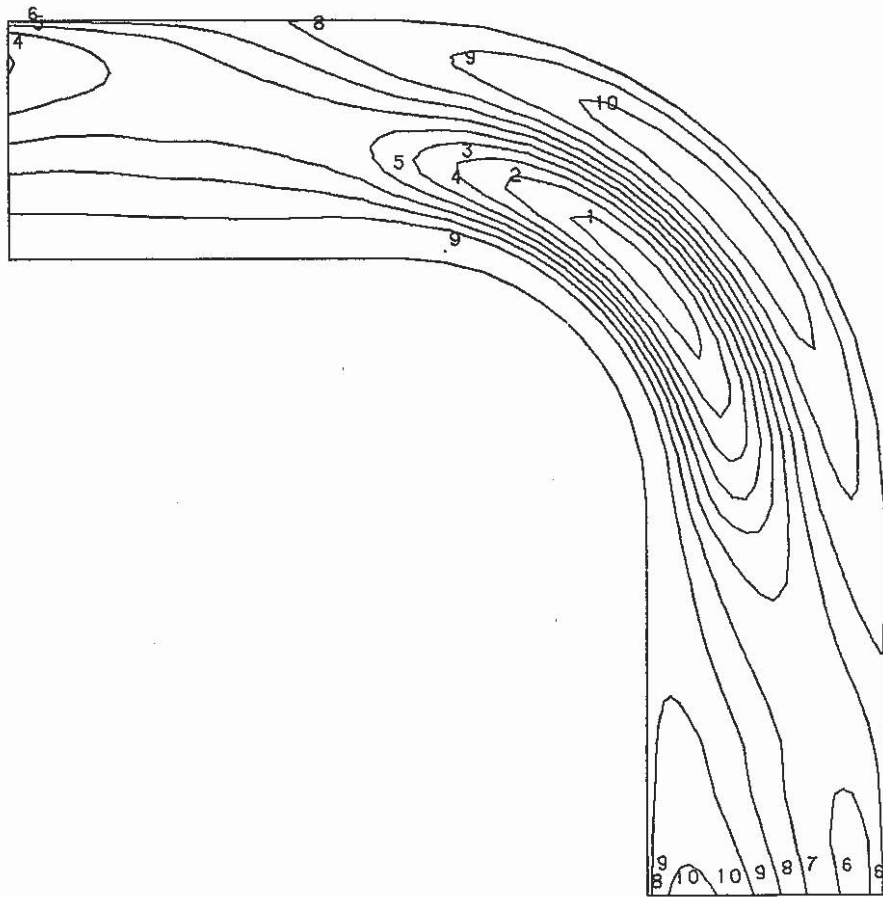
GEO. SCALE $\frac{1.}{0.}$ 1.40×10^2
DISP. SCALE $\frac{1.}{0.}$ 1.27

Fig.B. 1. 2(c) CIRCUM. DEFORMATION (SHEAR) THETA = 90°

STRESS COMPONENT 1

CONTOUR VALUES

- 1 -6.56000
- 2 -5.62000
- 3 -4.68000
- 4 -3.74000
- 5 -2.80000
- 6 -1.86000
- 7 -0.92000
- 8 2.000-02
- 9 0.960000
- 10 1.900000



STEP NO. 1

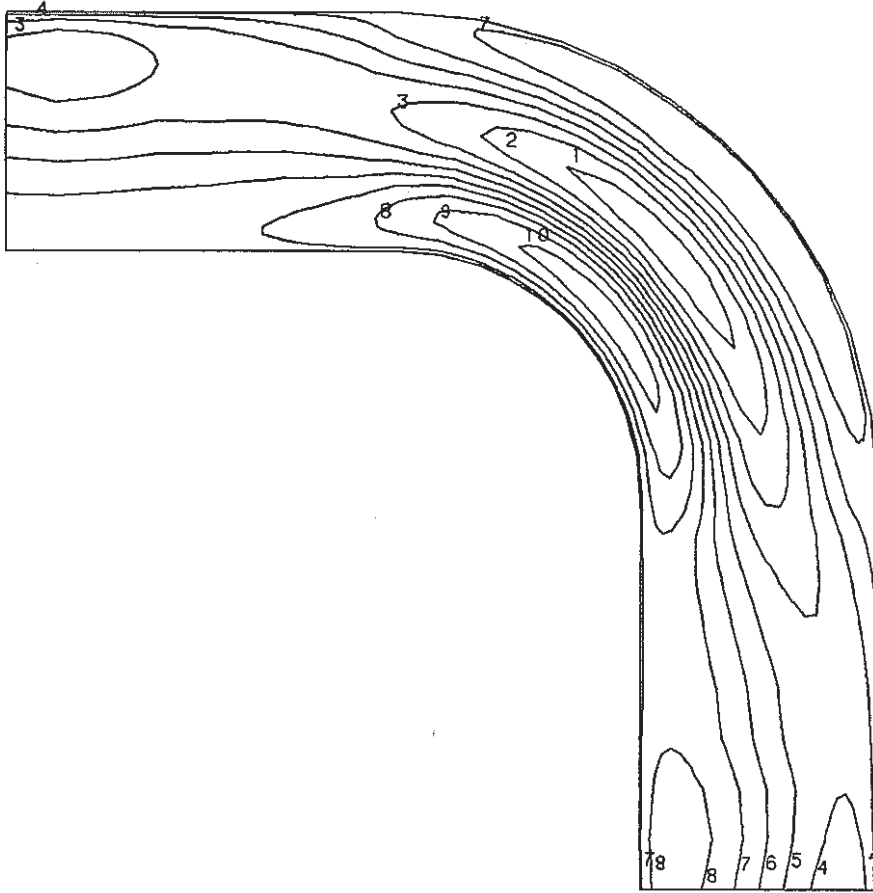
GEOM. SCALE  800.000

Fig.B.1.3(a) SIG-L INNER (SHEAR)

STRESS COMPONENT 1

CONTOUR VALUES

- 1 -3.91000
- 2 -3.19000
- 3 -2.47000
- 4 -1.75000
- 5 -1.03000
- 6 -0.31000
- 7 0.410000
- 8 1.130000
- 9 1.850000
- 10 2.570000



STEP NO. 1

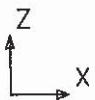
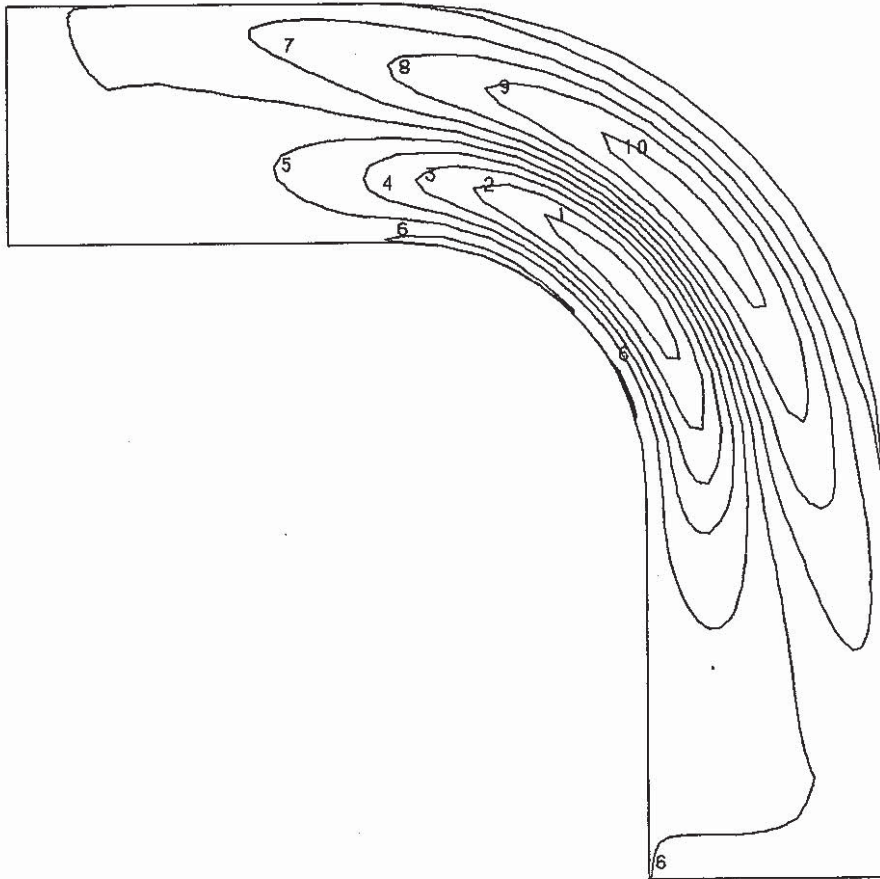
GEOM. SCALE |-----| 800.000

Fig.B.1.3(b) SIG-L OUTER (SHEAR)

STRESS COMPONENT 2

CONTOUR VALUES

- 1 -6.40000
- 2 -5.10000
- 3 -3.80000
- 4 -2.50000
- 5 -1.20000
- 6 1.000-01
- 7 1.400000
- 8 2.700000
- 9 4.000000
- 10 5.300000



STEP NO. 1

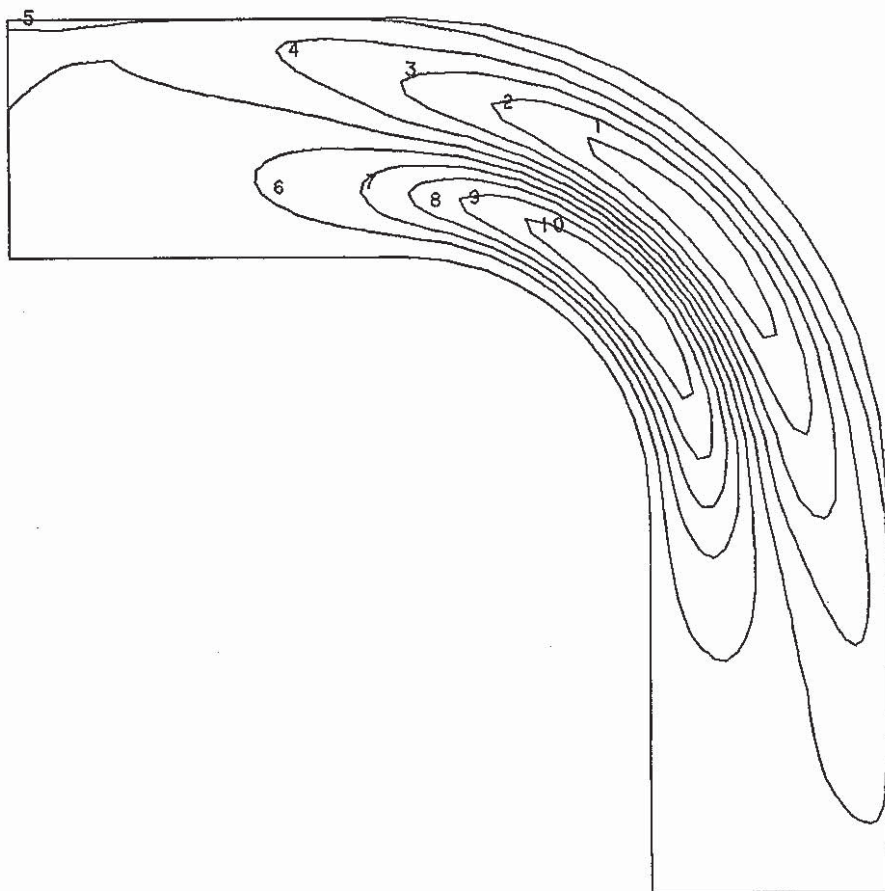
GEOM. SCALE |-----| 800.000

Fig.B.1.4(a) SIG-S INNER (SHEAR)

STRESS COMPONENT 2

CONTOUR VALUES

- 1 -5.90000
- 2 -4.50000
- 3 -3.10000
- 4 -1.70000
- 5 -0.30000
- 6 1.10000
- 7 2.50000
- 8 3.90000
- 9 5.30000
- 10 6.70000



STEP NO. 1

GEOM. SCALE |-----| 800.000

Fig.B.1.4(b) SIG-S OUTER (SHEAR)

STEP NO. 1

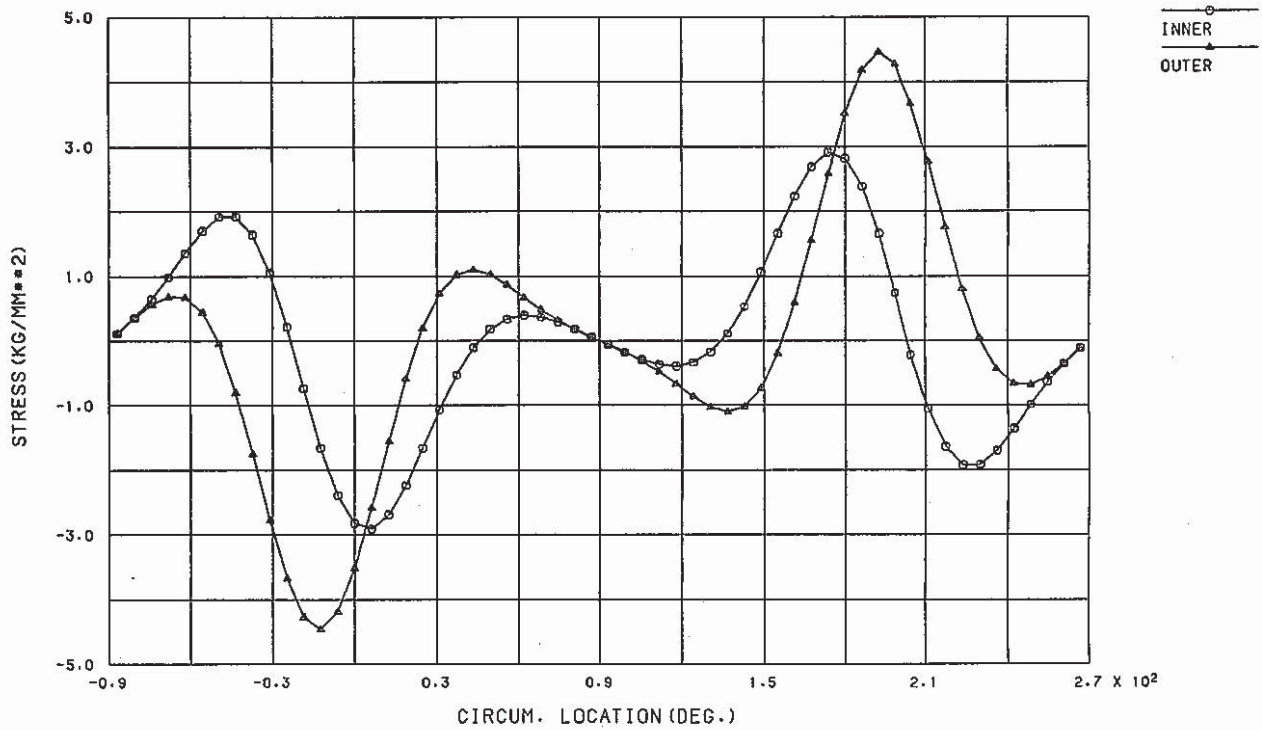


Fig.B.1.5(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 0° (SHEAR)

STEP NO. 1

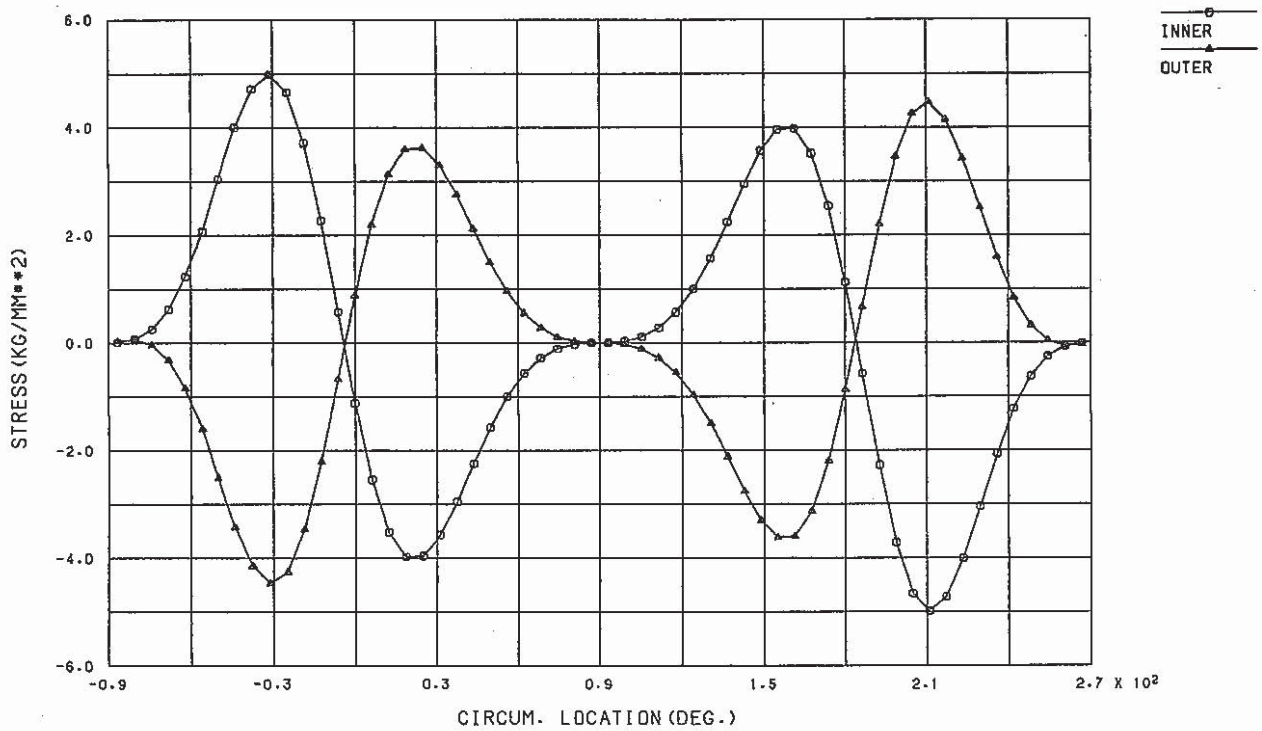


Fig.B.1.5(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 0° (SHEAR)

STEP NO. 1

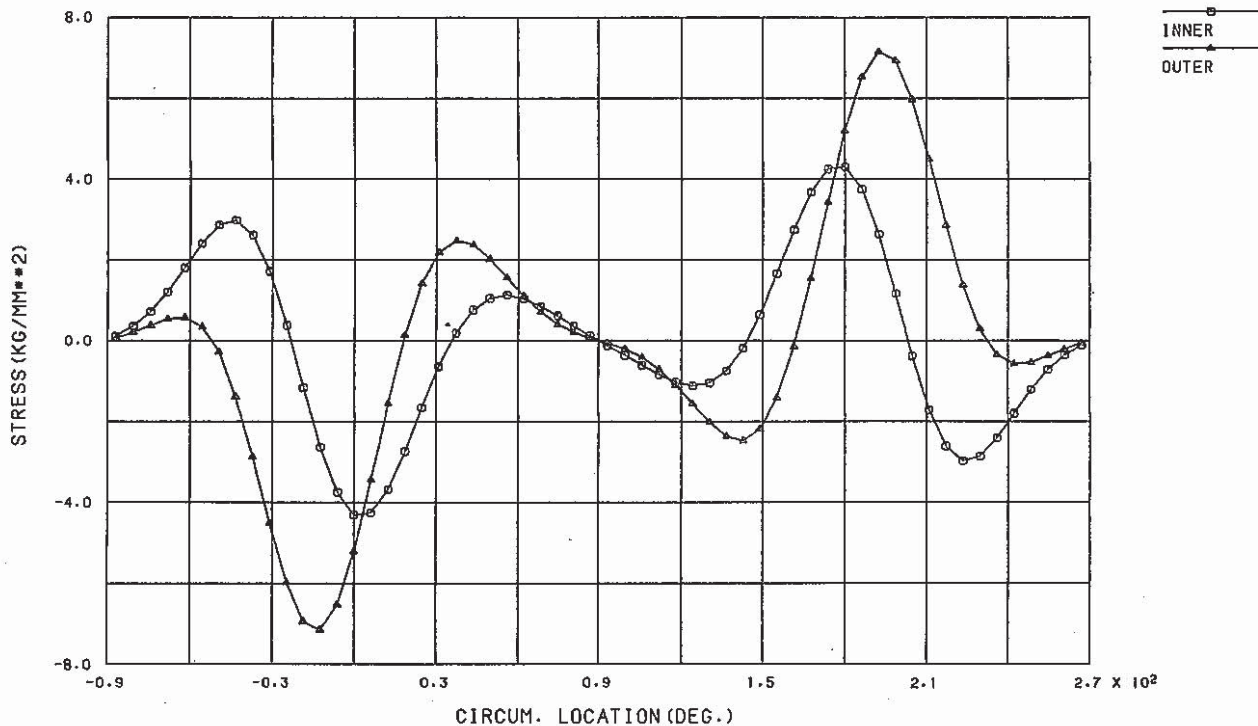


Fig.B.1.6(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 45° (SHEAR)

STEP NO. 1

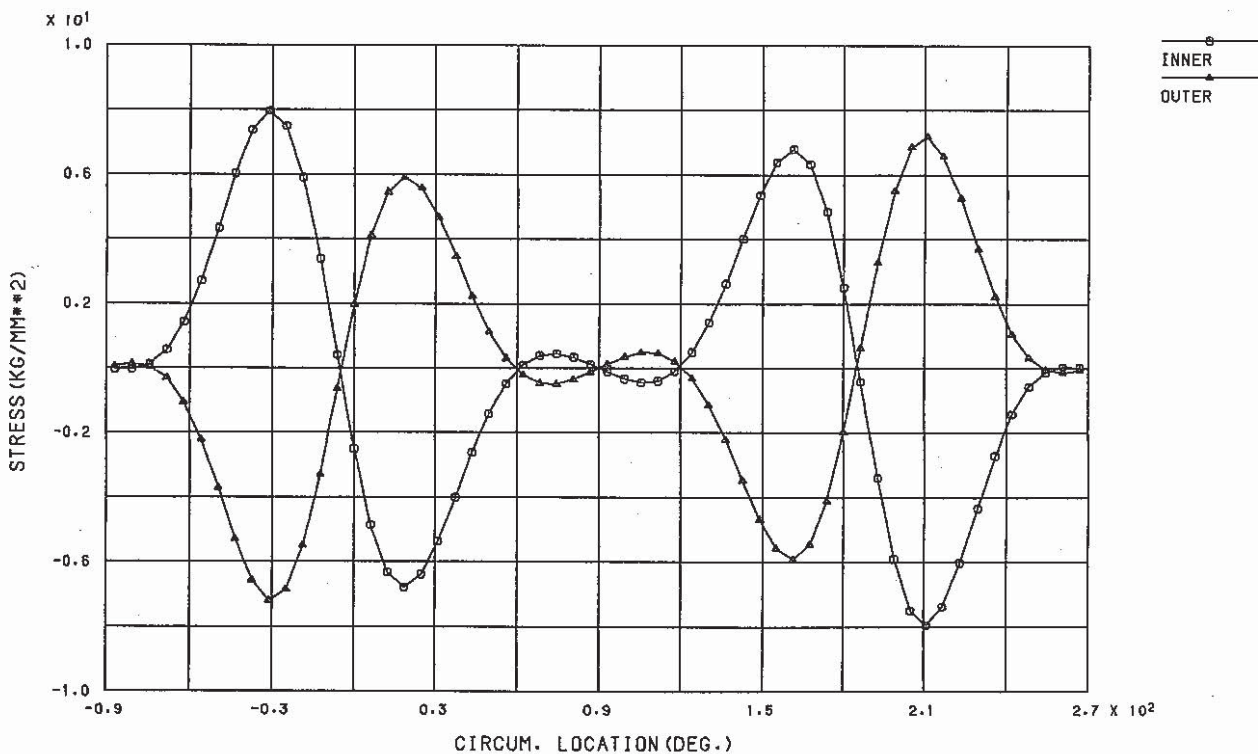


Fig.B.1.6(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 45° (SHEAR)

STEP NO. 1

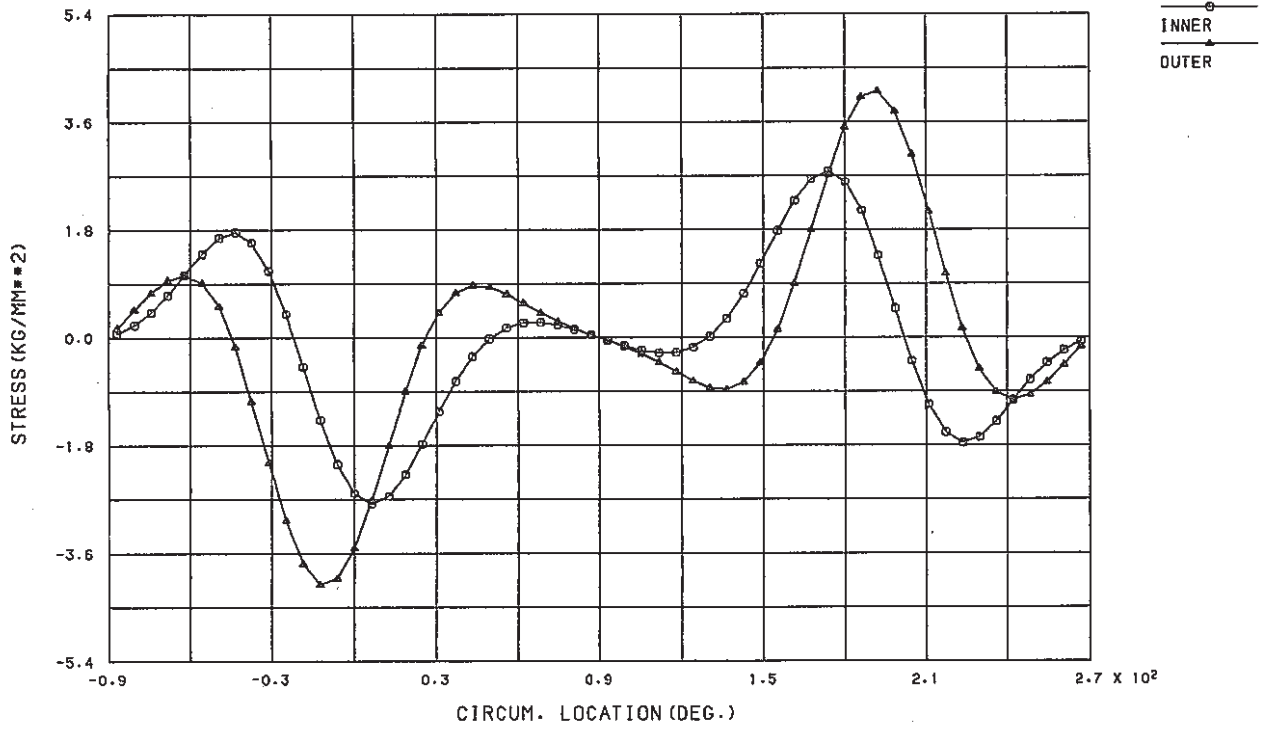


Fig.B. 1.7(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 90° (SHEAR)

STEP NO. 1

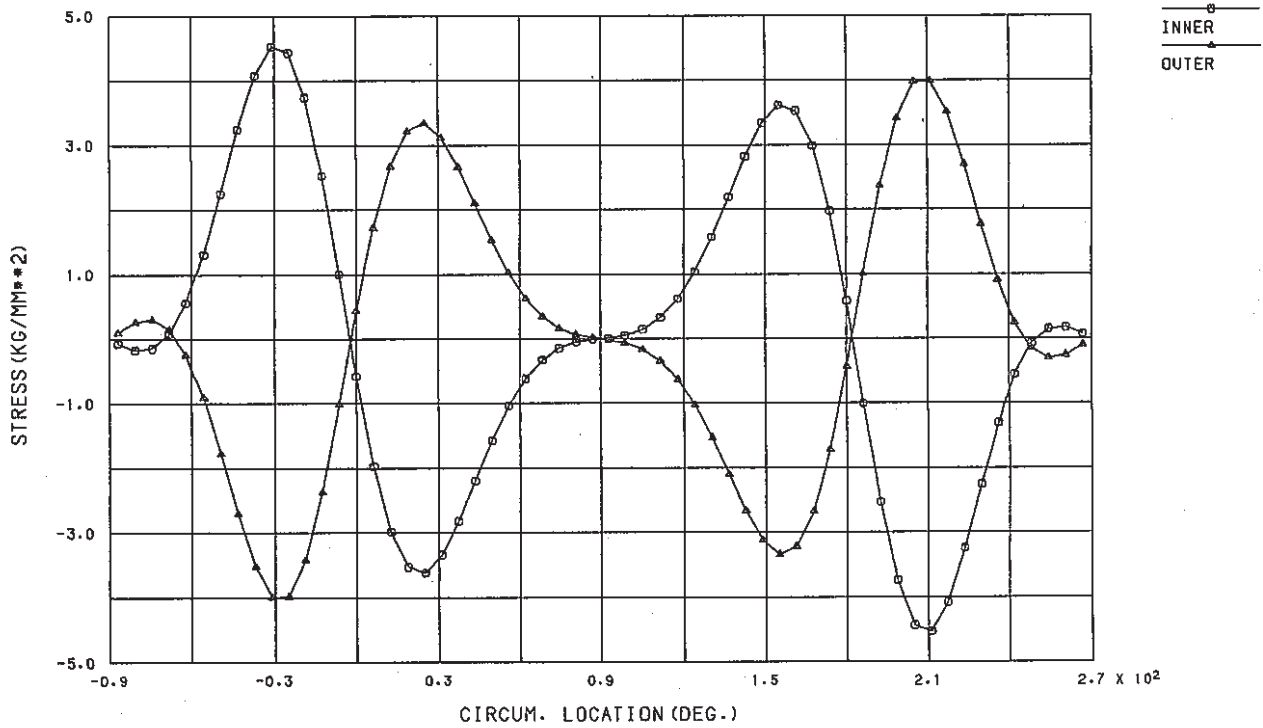


Fig.B. 1.7(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 90° (SHEAR)

STEP NO. 1

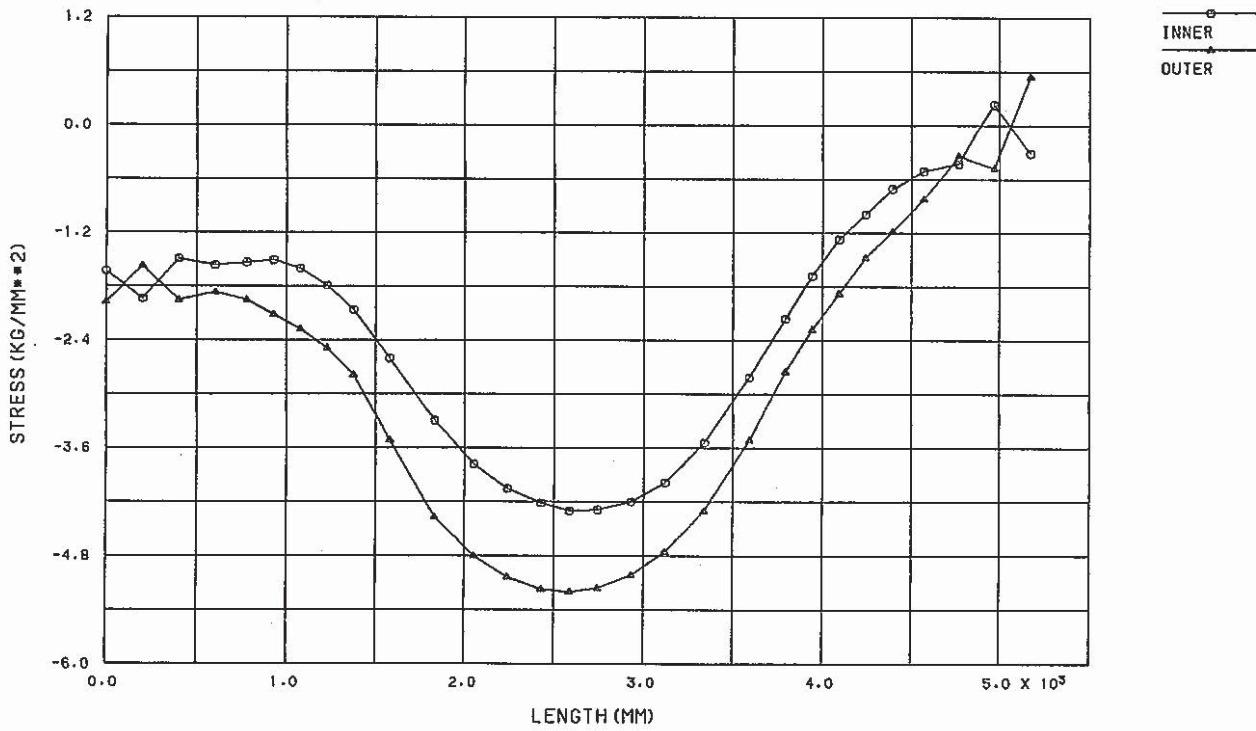


Fig.B.1.8(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT PHI= 0° (SHEAR)

STEP NO. 1

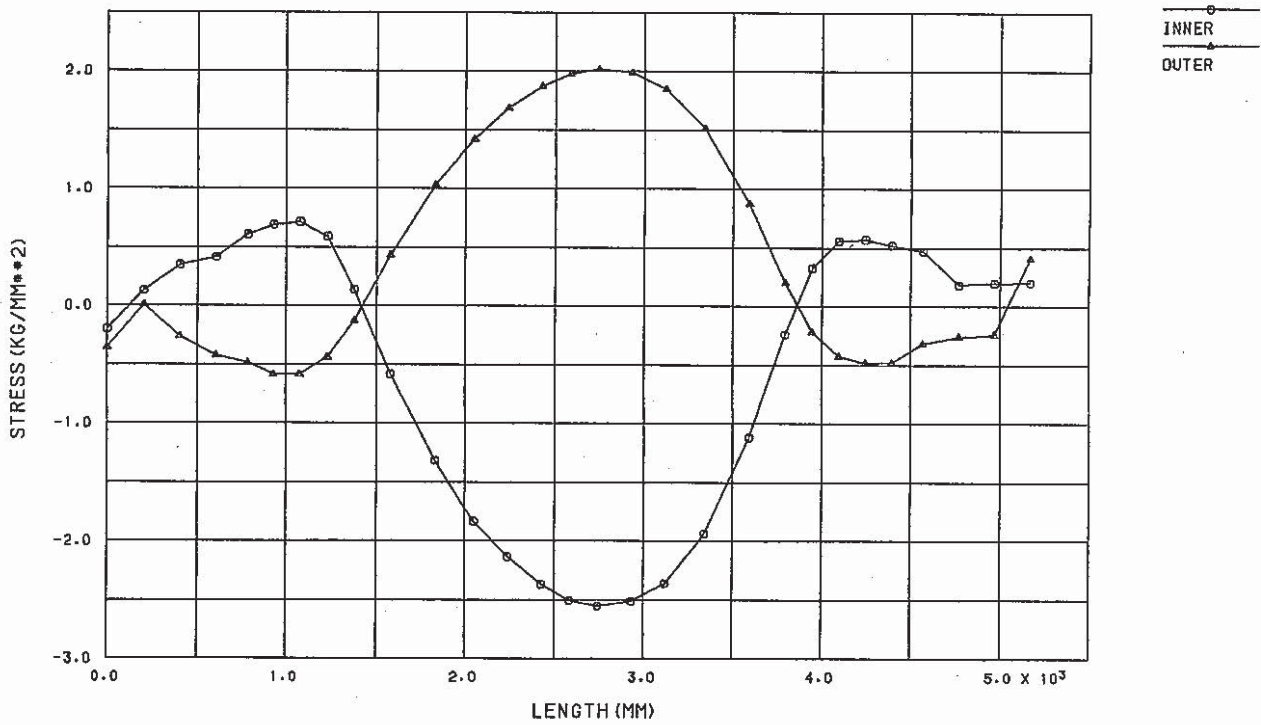


Fig.B.1.8(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT PHI= 0° (SHEAR)

STEP NO. 1

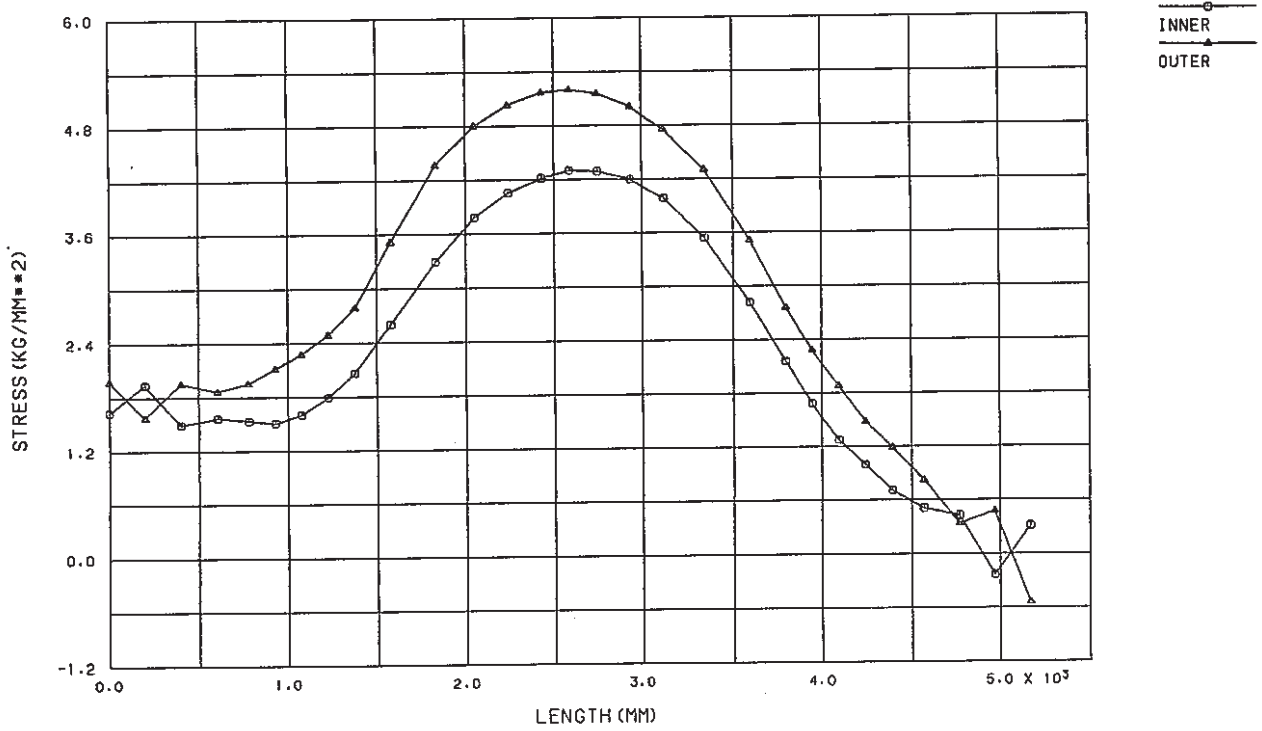


Fig.B.1.9(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT PHI=180° (SHEAR)

STEP NO. 1

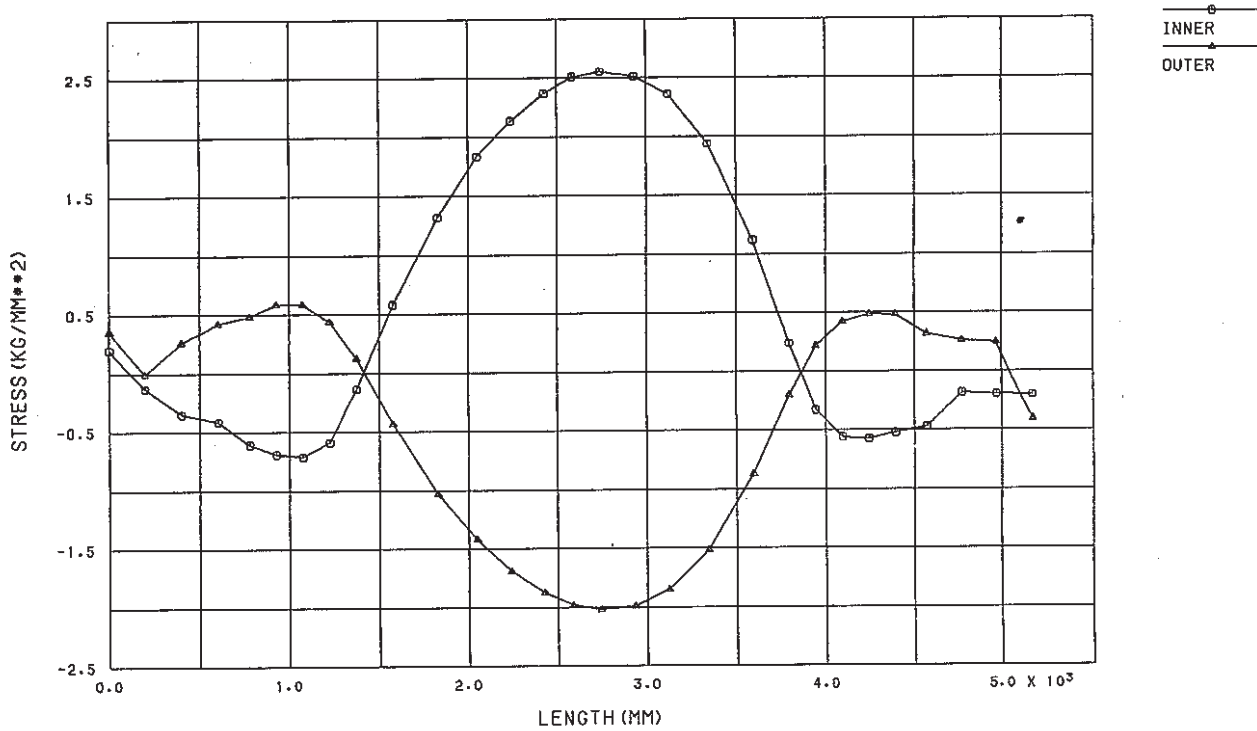
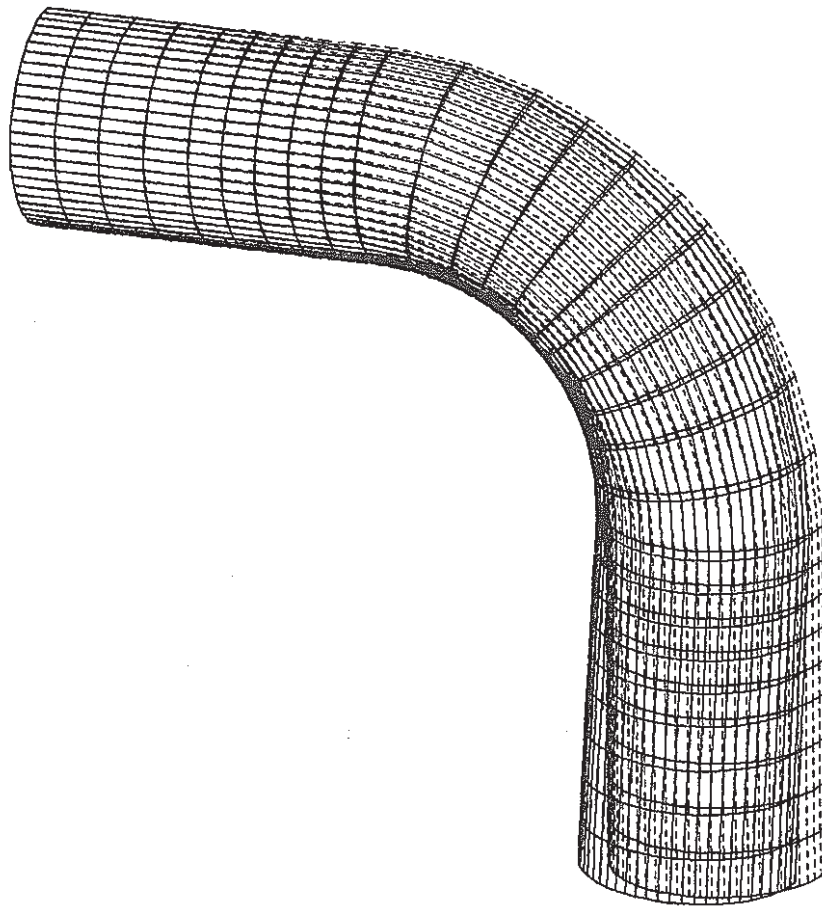




Fig.B.1.9(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT PHI=180° (SHEAR)

DEFORMED SHAPE

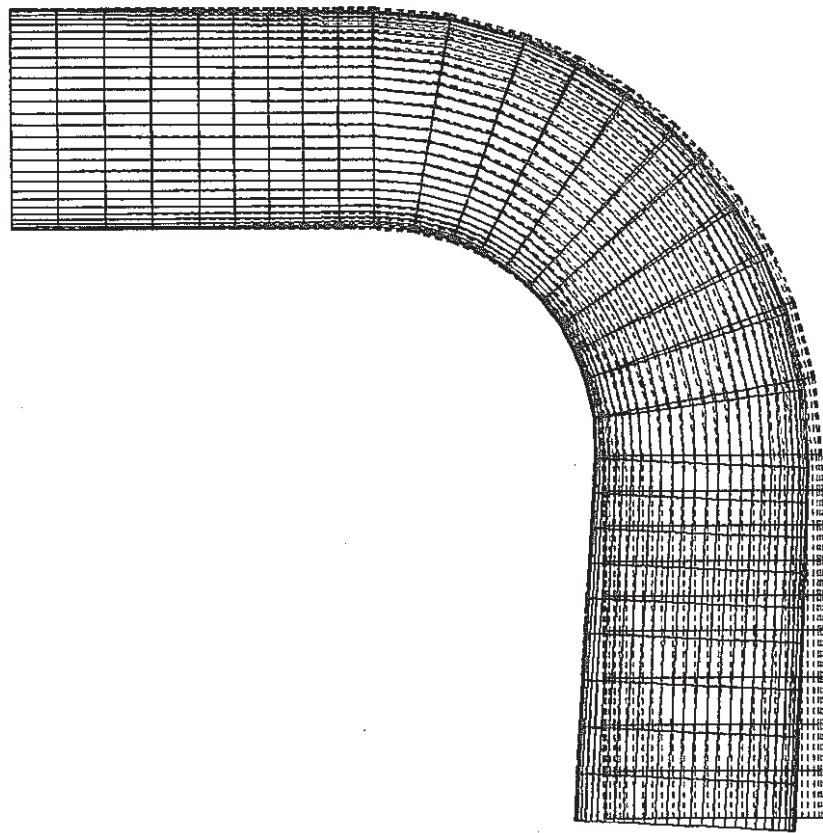


DISP. SCALE  300.000
GEOM. SCALE  800.000

STEP NO. 1

Fig.B.2.1(a) DEFORMED SHAPE (IN-PLANE BENDING)

DEFORMED SHAPE



STEP NO. 1



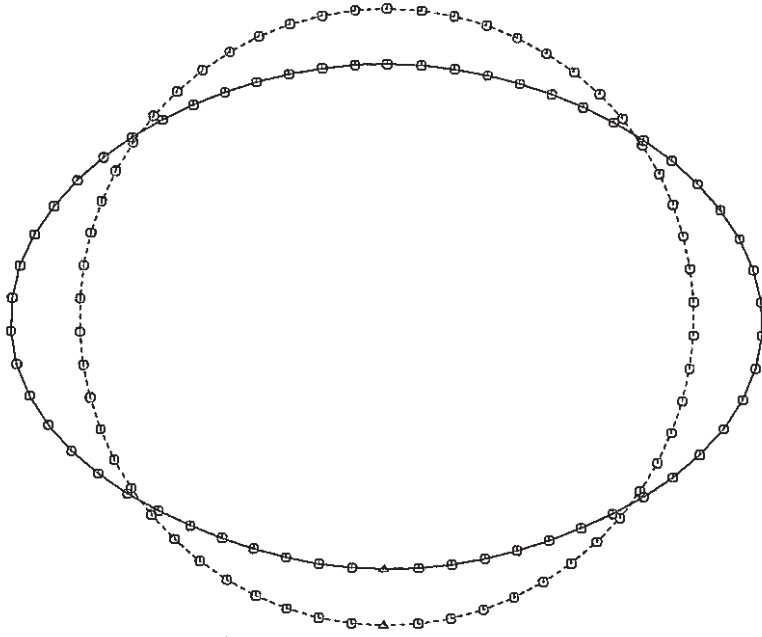
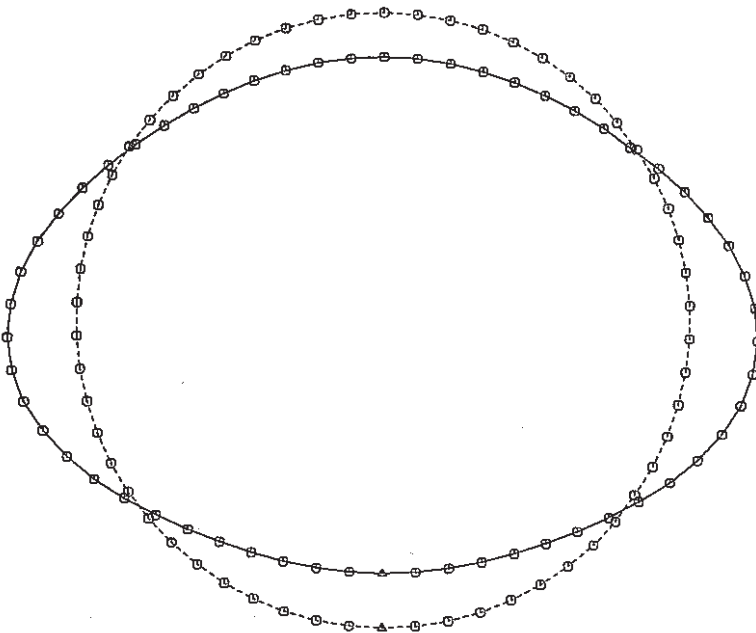
DISP. SCALE  300.000
GEOM. SCALE  800.000

Fig.B.2.1(b) DEFORMED SHAPE (IN-PLANE BENDING)



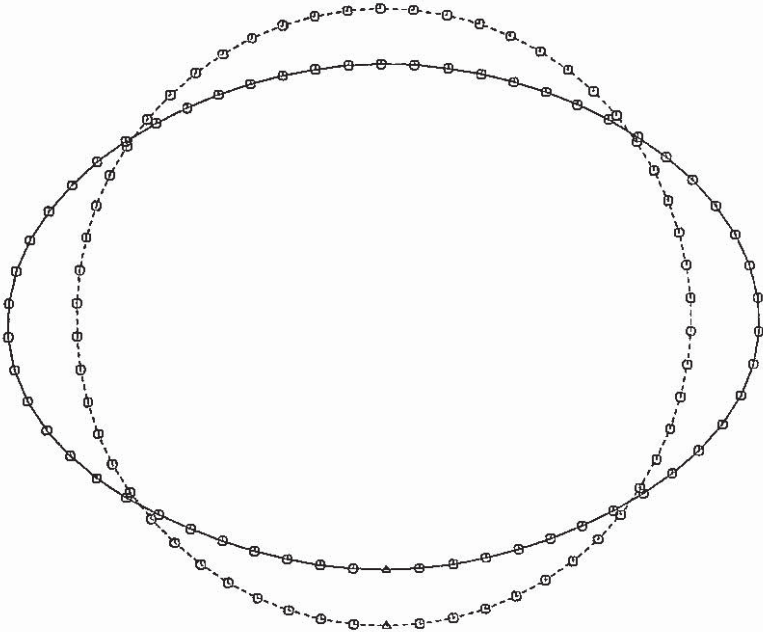
GEO. SCALE $\frac{1}{0.}$ 1.40×10^2
DISP. SCALE $\frac{7}{0.}$ 7.16

Fig.B. 2. 2(a) CIRCUM. DEFORMATION (IN BEND) THETA = 0°



GEO. SCALE $\frac{1}{0.}$ 1.40×10^2
DISP. SCALE $\frac{1}{0.}$ 1.23×10

Fig.B. 2. 2(b) CIRCUM. DEFORMATION (IN BEND) THETA = 45°



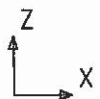
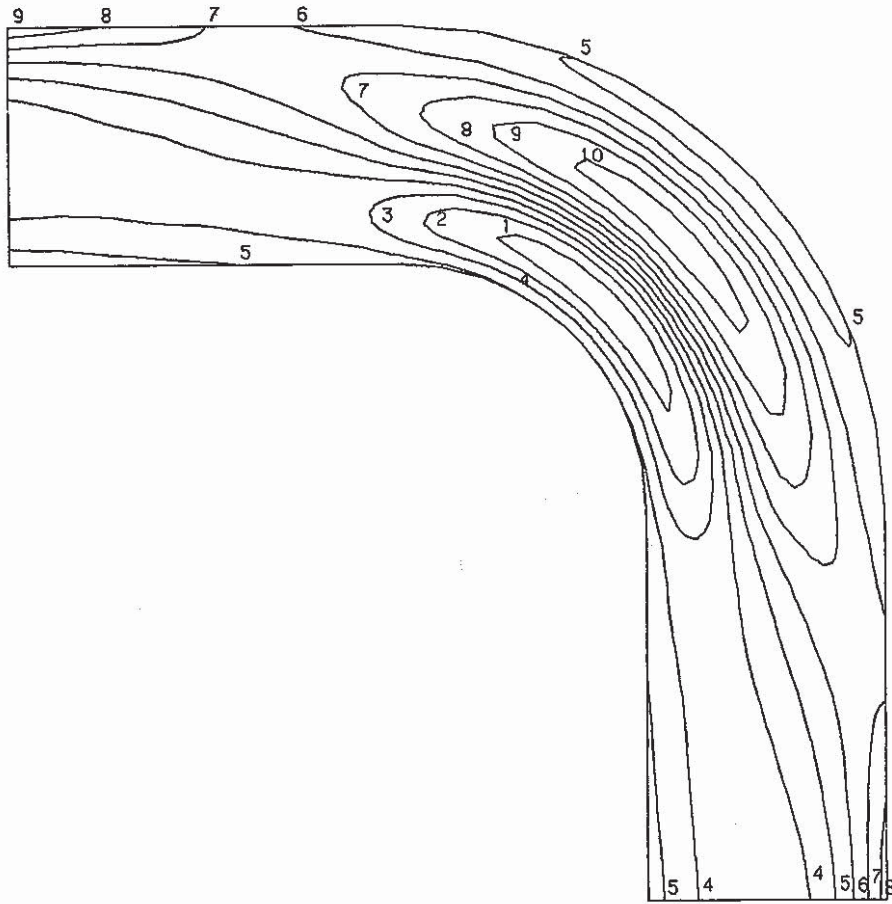
GEO. SCALE $\frac{1.}{0.}$
 1.40×10^2
DISP. SCALE $\frac{7.}{0.}$
 7.14

Fig.B. 2. 2(c) CIRCUM. DEFORMATION (IN BEND) THETA = 90°

STRESS COMPONENT 1

CONTOUR VALUES

- 1 -22.1000
- 2 -16.8000
- 3 -11.5000
- 4 -6.20000
- 5 -0.90000
- 6 4.400000
- 7 9.700000
- 8 15.00000
- 9 20.30000
- 10 25.60000



STEP NO. 1

GEOM. SCALE 1 _____ 800.000

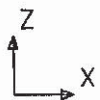
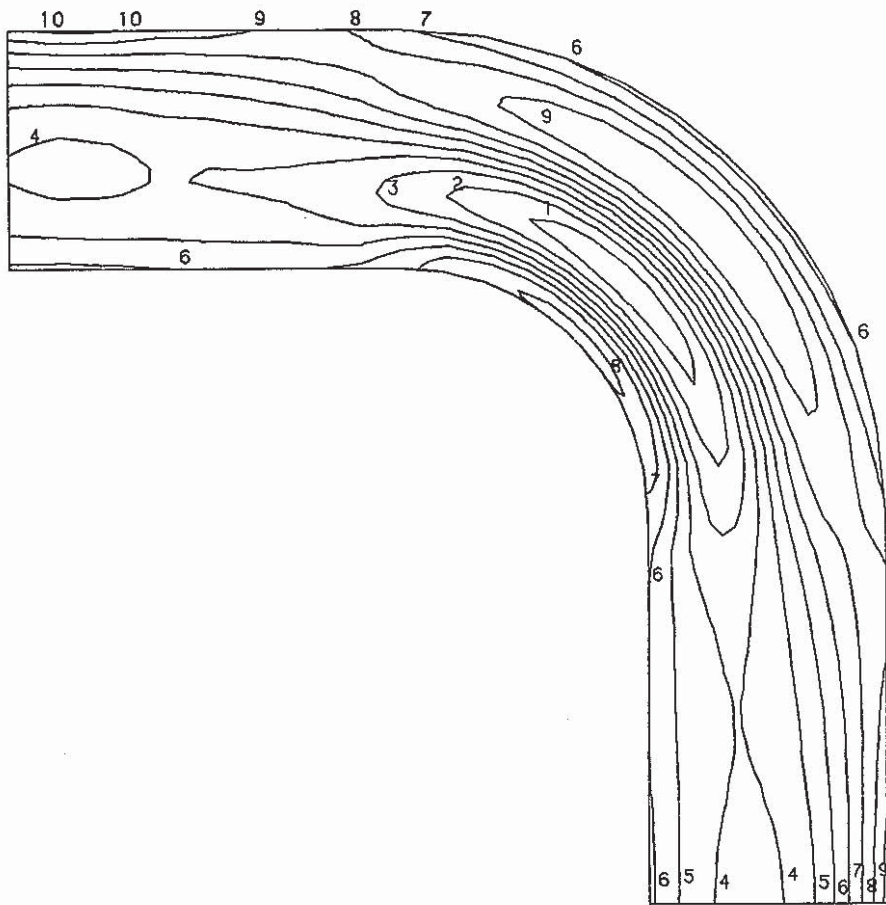
SIG-L INNER (IN-PLANE BENDING)

Fig.B.2.3(a) SIG-L INNER (IN-PLANE BENDING)

STRESS COMPONENT 1

CONTOUR VALUES

- 1 -19.1000
- 2 -15.3000
- 3 -11.5000
- 4 -7.70000
- 5 -3.90000
- 6 -0.10000
- 7 3.700000
- 8 7.500000
- 9 11.30000
- 10 15.10000



STEP NO. 1

GEOM. SCALE |-----| 800.000

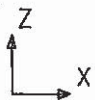
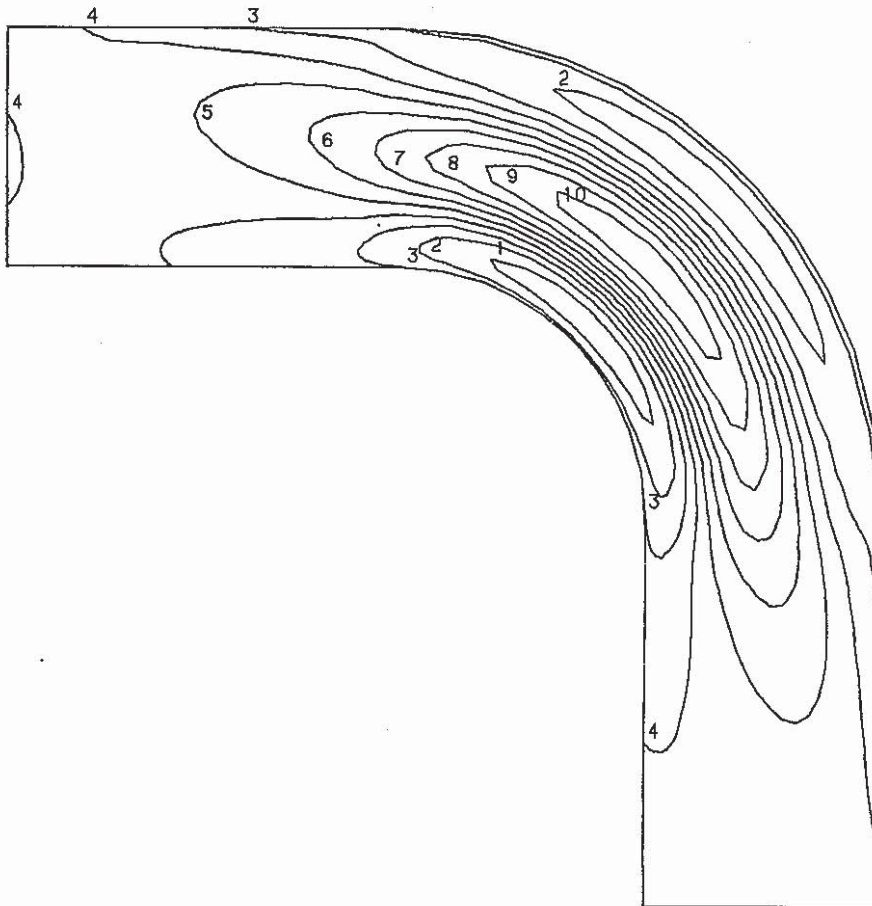
SIG-L OUTER (IN-PLANE BENDING)

Fig.B.2.3(b) SIG-L OUTER (IN-PLANE BENDING)

STRESS COMPONENT 2

CONTOUR VALUES

- 1 -19.0000
- 2 -13.1000
- 3 -7.20000
- 4 -1.30000
- 5 4.600000
- 6 10.50000
- 7 16.40000
- 8 22.30000
- 9 28.20000
- 10 34.10000



STEP NO. 1

GEOM. SCALE  800.000

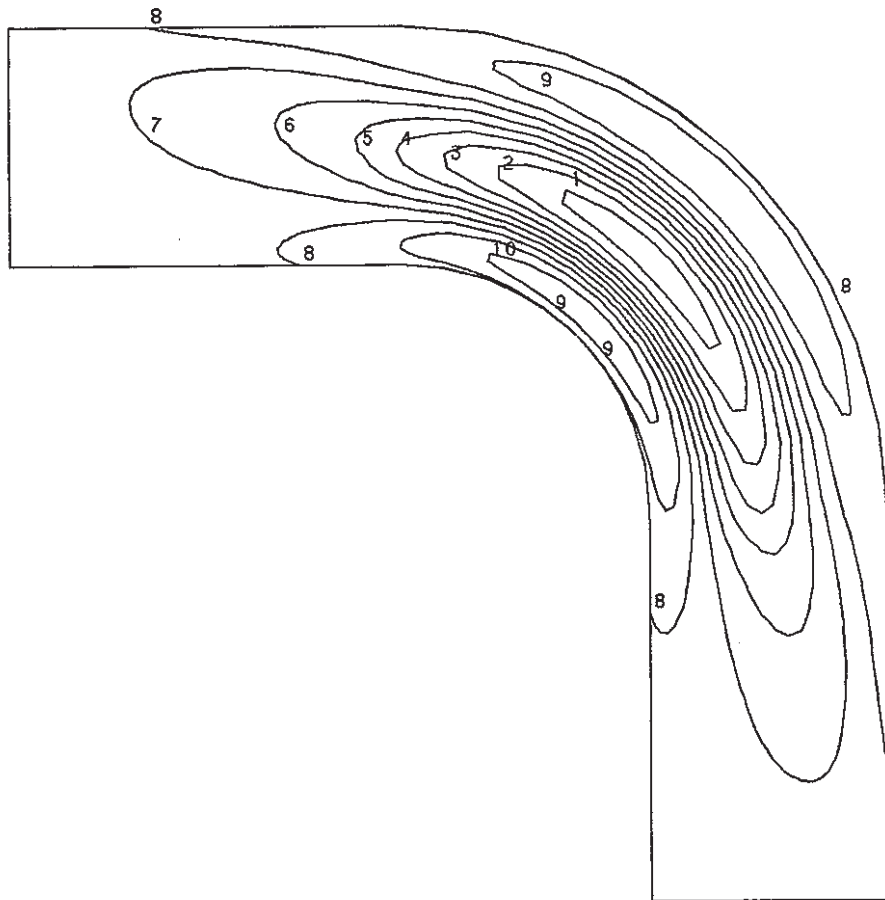
SIG-S INNER (IN-PLANE BENDING)

Fig.B.2.4(a) SIG-S INNER (IN-PLANE BENDING)

STRESS COMPONENT 2

CONTOUR VALUES

1	-41.6000
2	-35.1000
3	-28.6000
4	-22.1000
5	-15.6000
6	-9.10000
7	-2.60000
8	3.900000
9	10.40000
10	16.90000



STEP NO. 1

GEOM. SCALE  800.000

Fig.B.2.4(b) SIG-S OUTER (IN-PLANE BENDING)

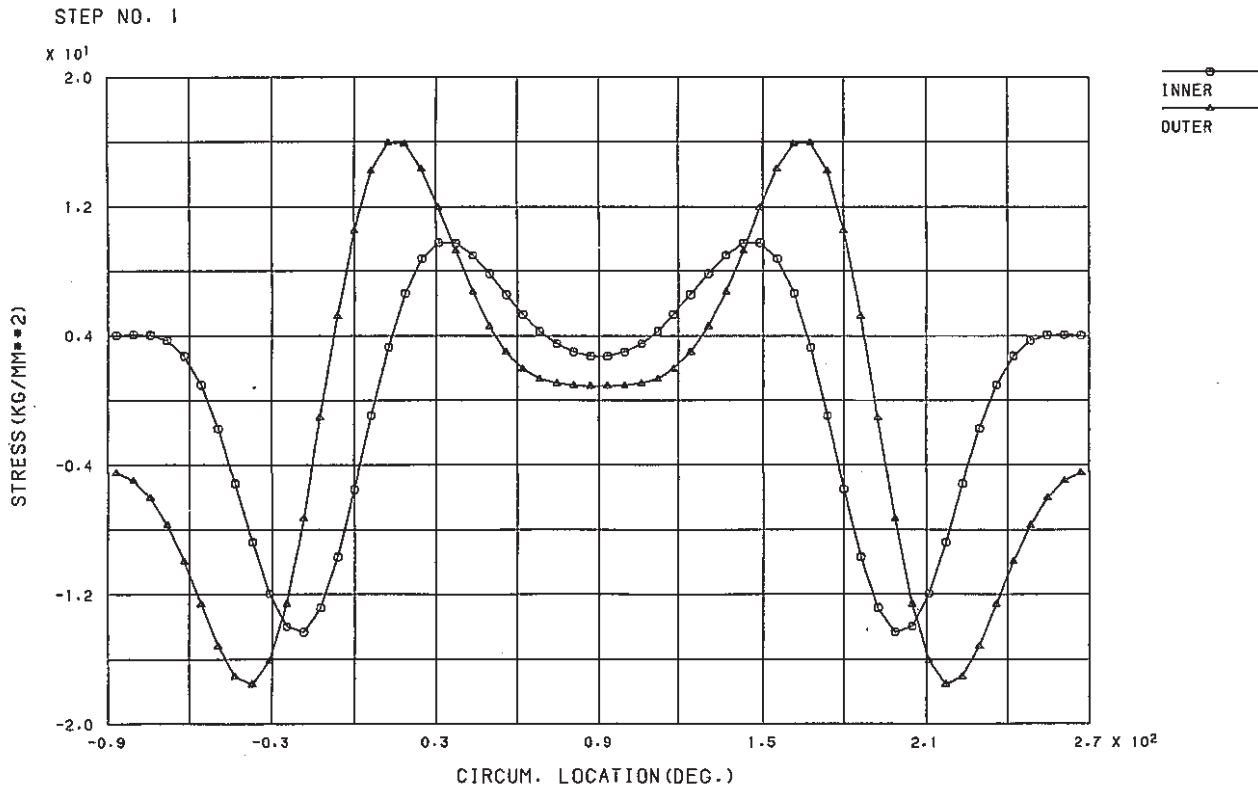


Fig.B. 2. 5(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 0° (IN-PLANE BEND.)

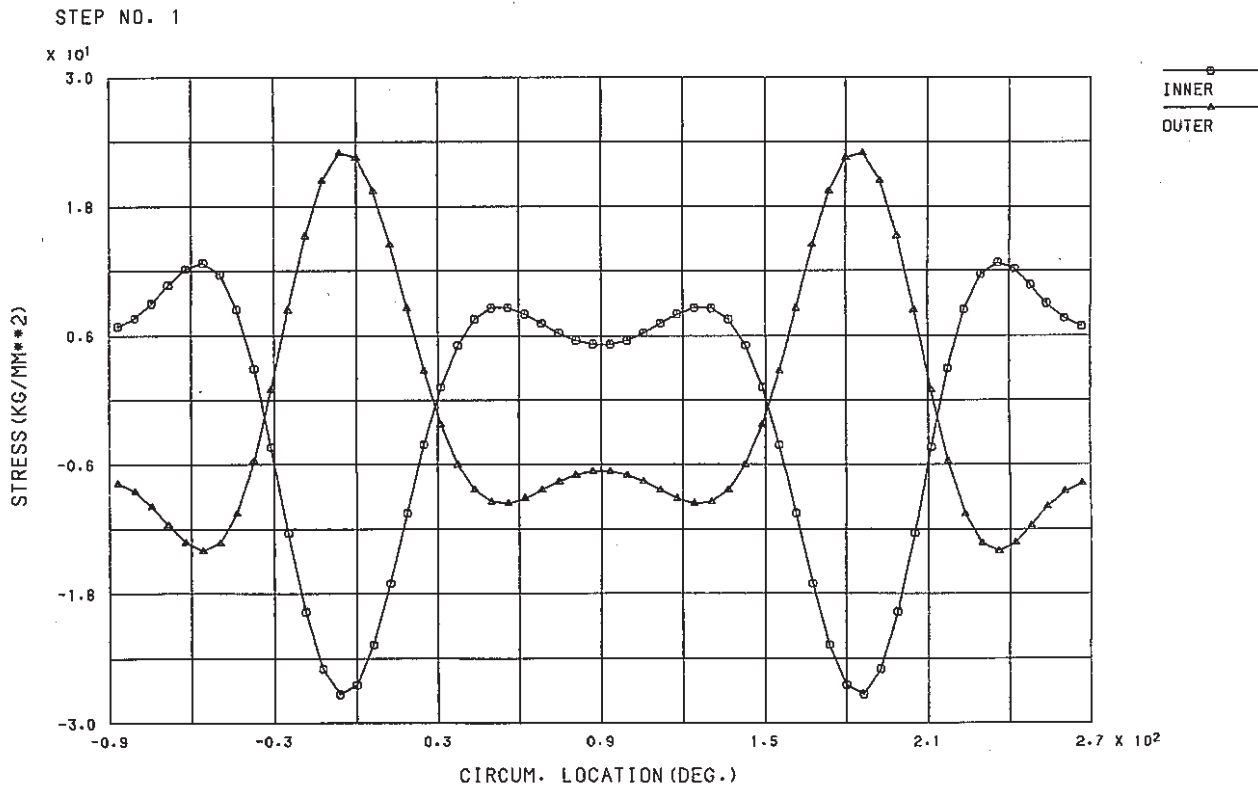


Fig.B. 2. 5(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 0° (IN-PLANE BEND.)

STEP NO. 1

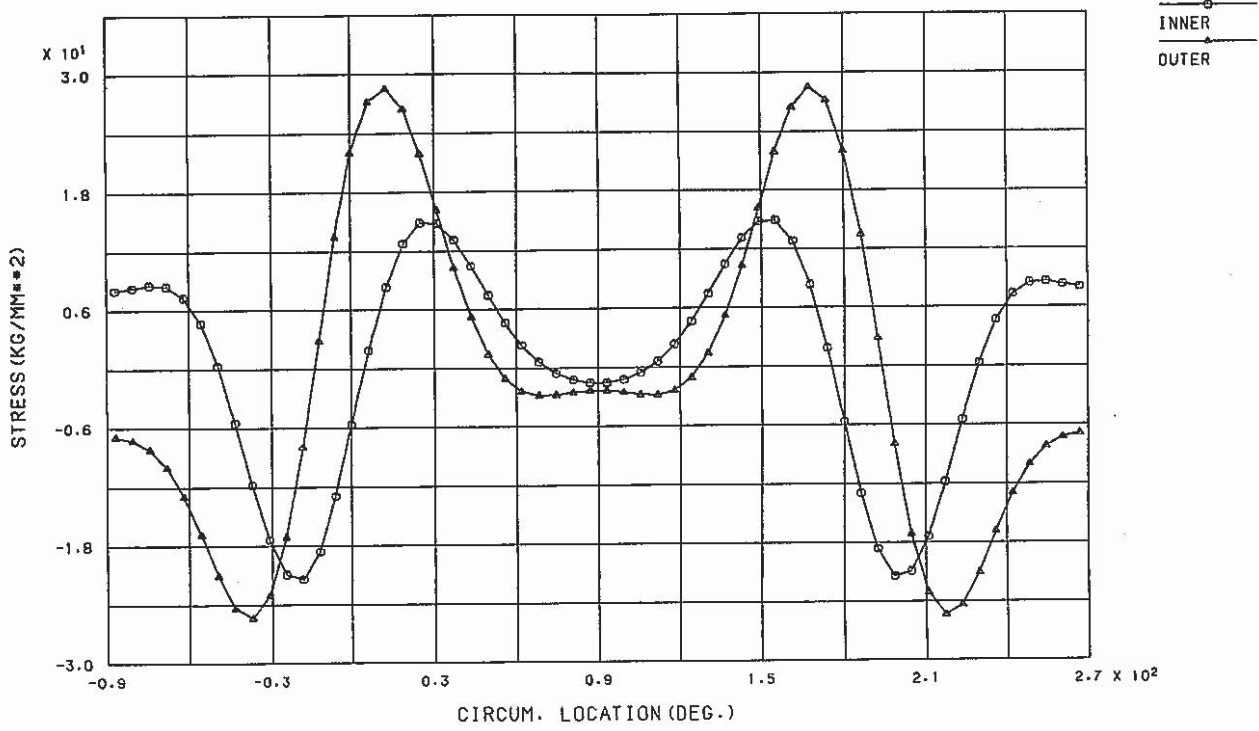


Fig.B.2.6(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 45° (IN-PLANE BEND.)

STEP NO. 1

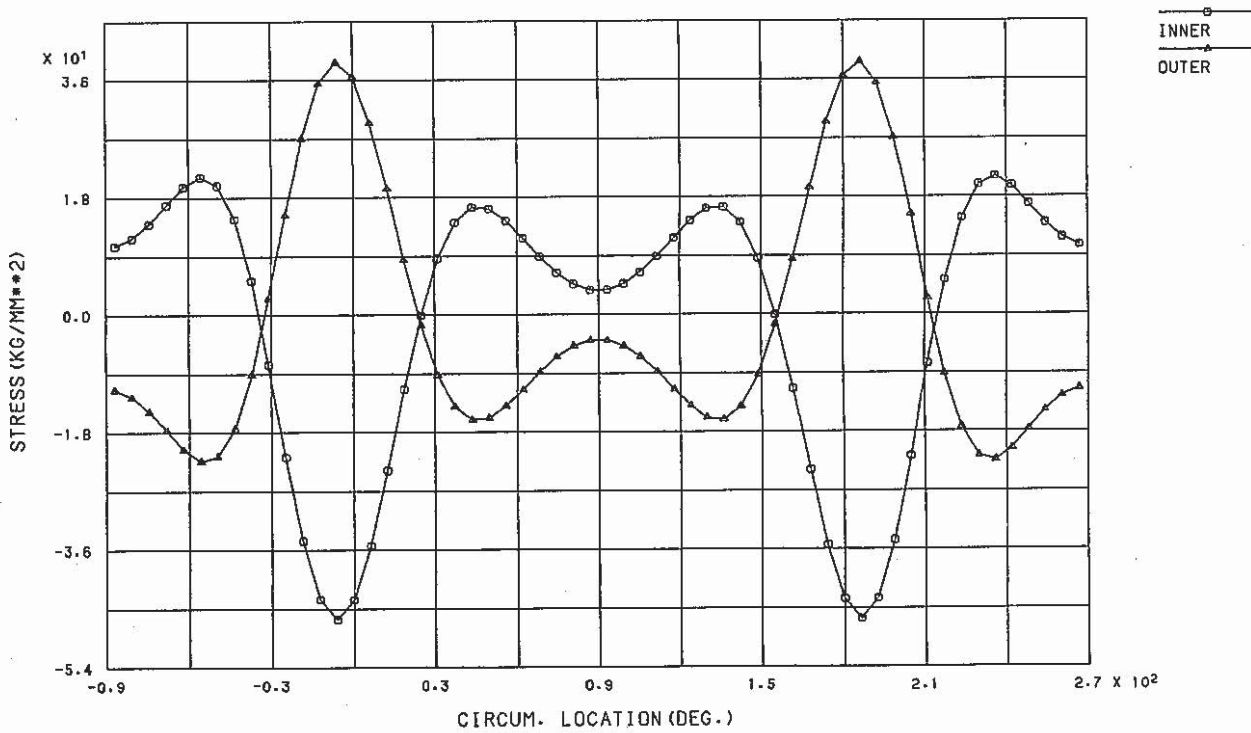


Fig.B.2.6(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 45° (IN-PLANE BEND.)

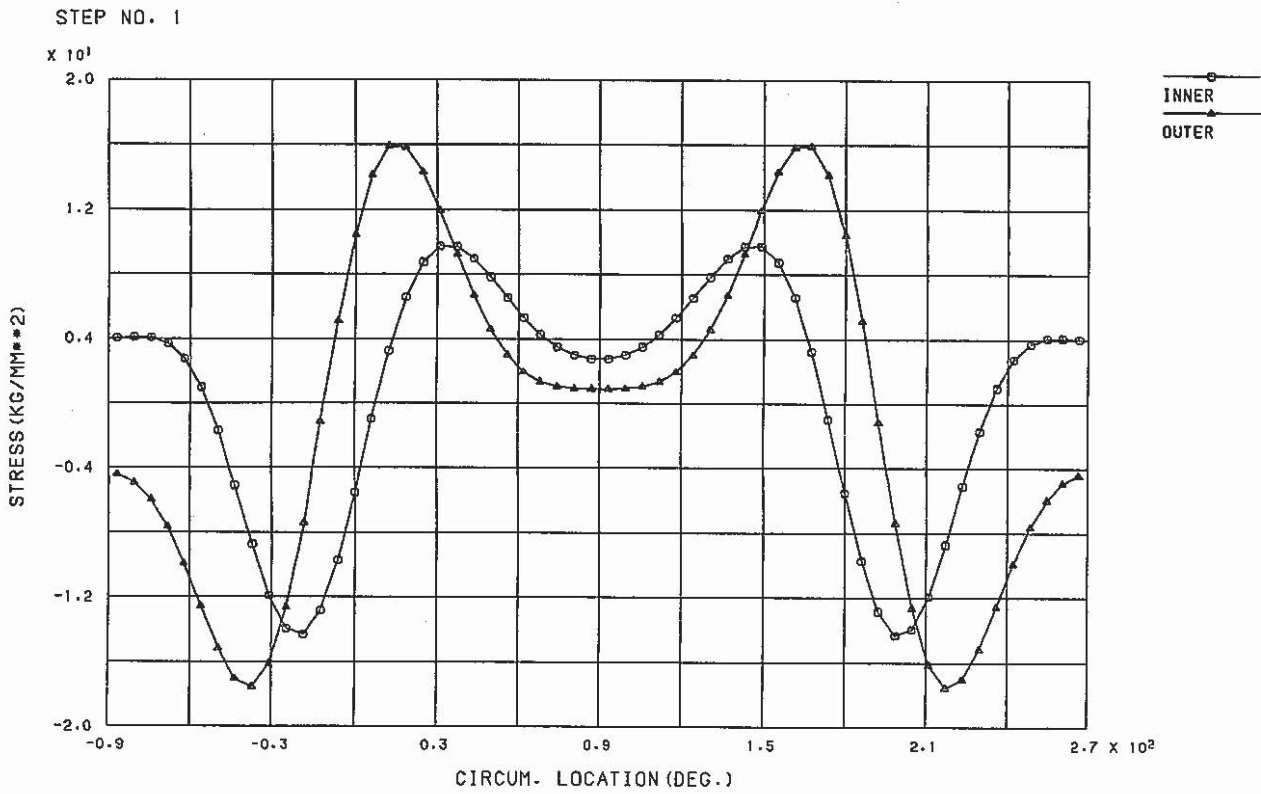


Fig.B. 2. 7(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 90° (IN-PLANE BEND.)

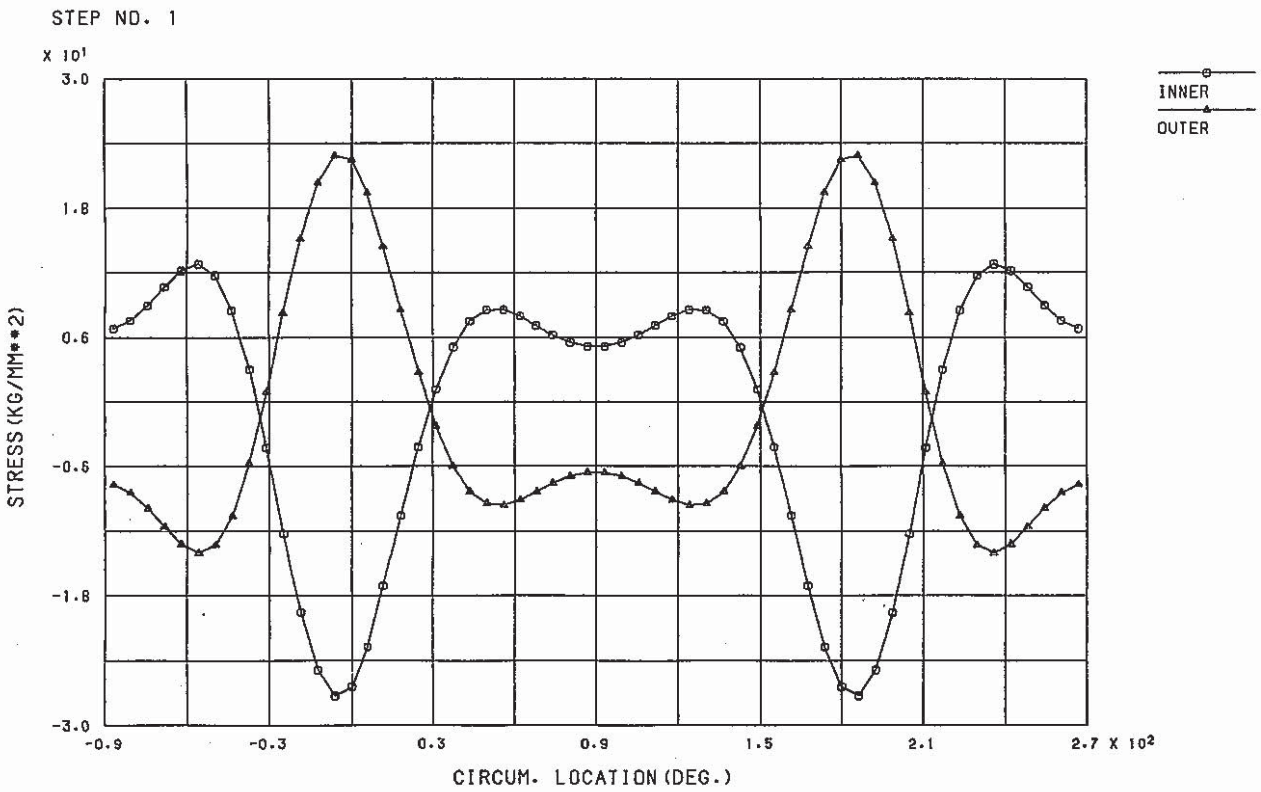


Fig.B. 2. 7(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 90° (IN-PLANE BEND)

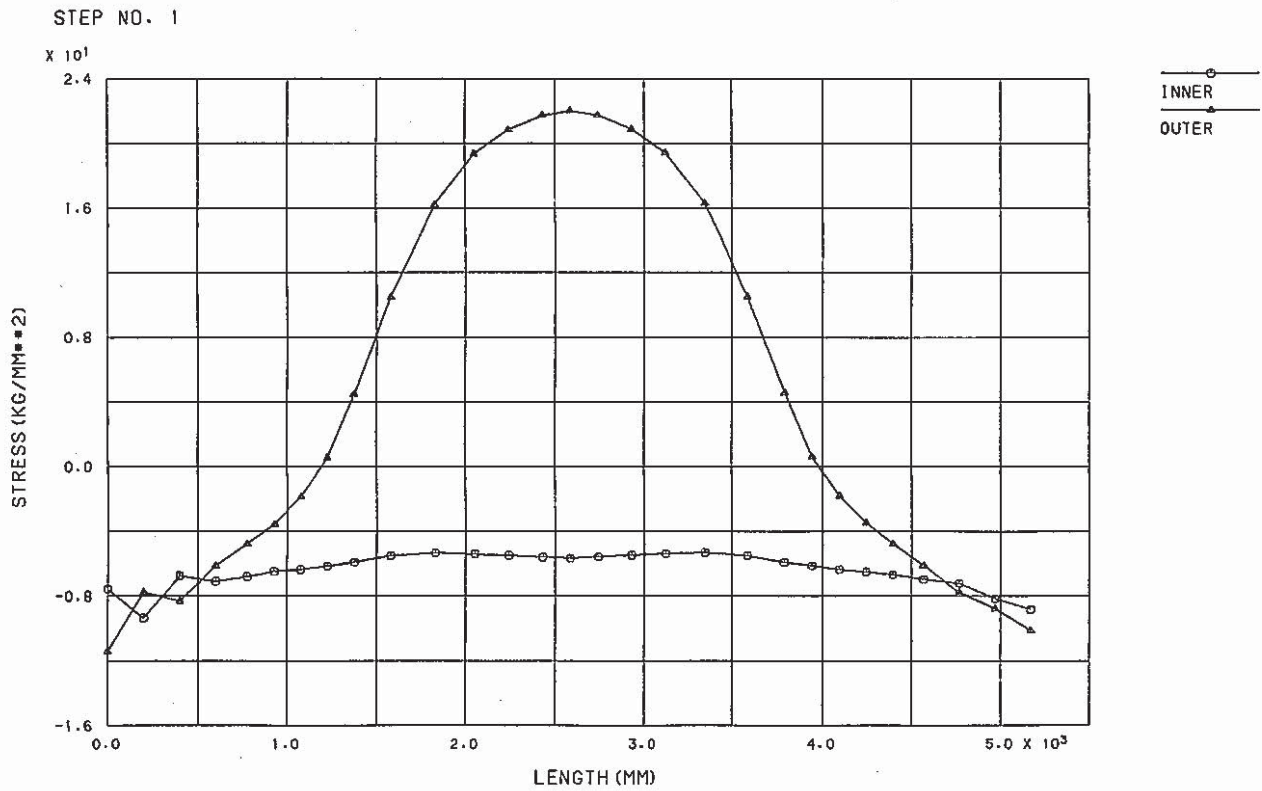


Fig.B. 2. 8(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT PHI= 0° (IN-PLANE BEND.)

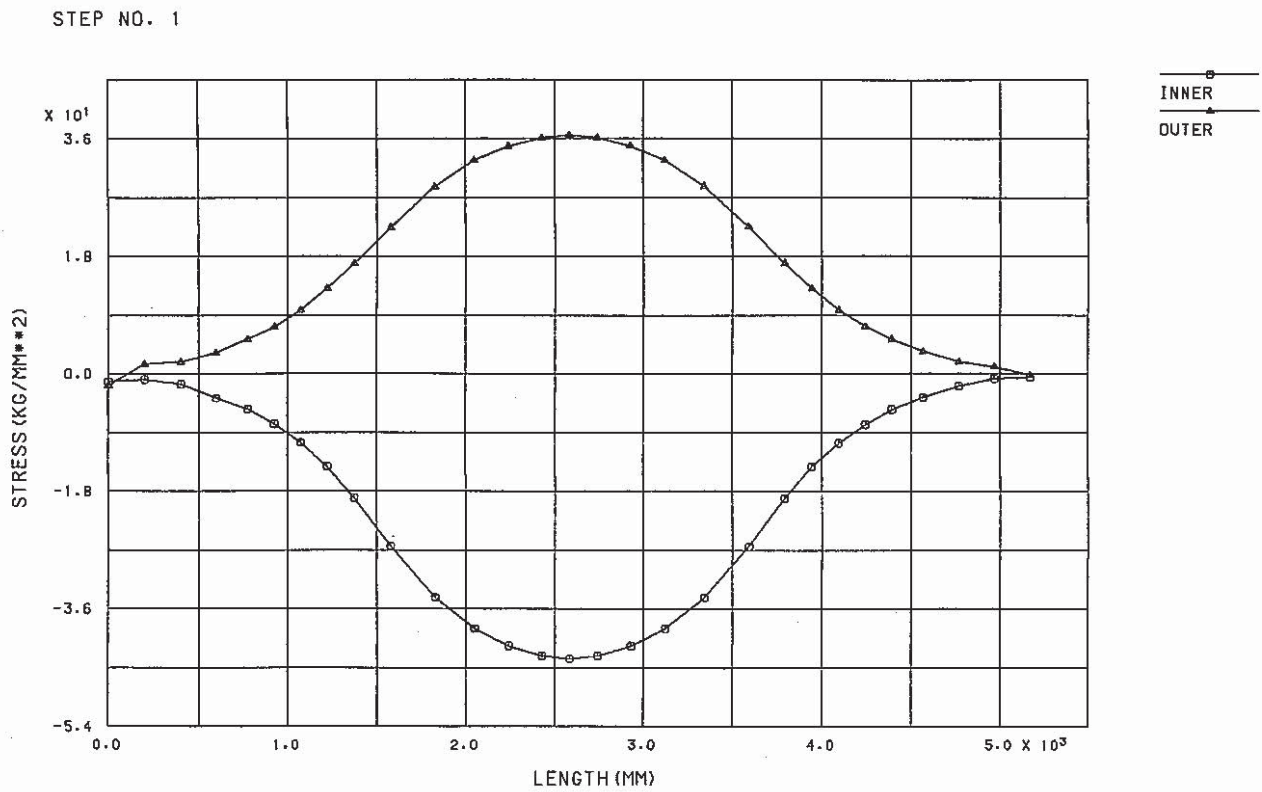


Fig.B. 2. 8(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT PHI= 0° (IN-PLANE BEND.)

STEP NO. 1

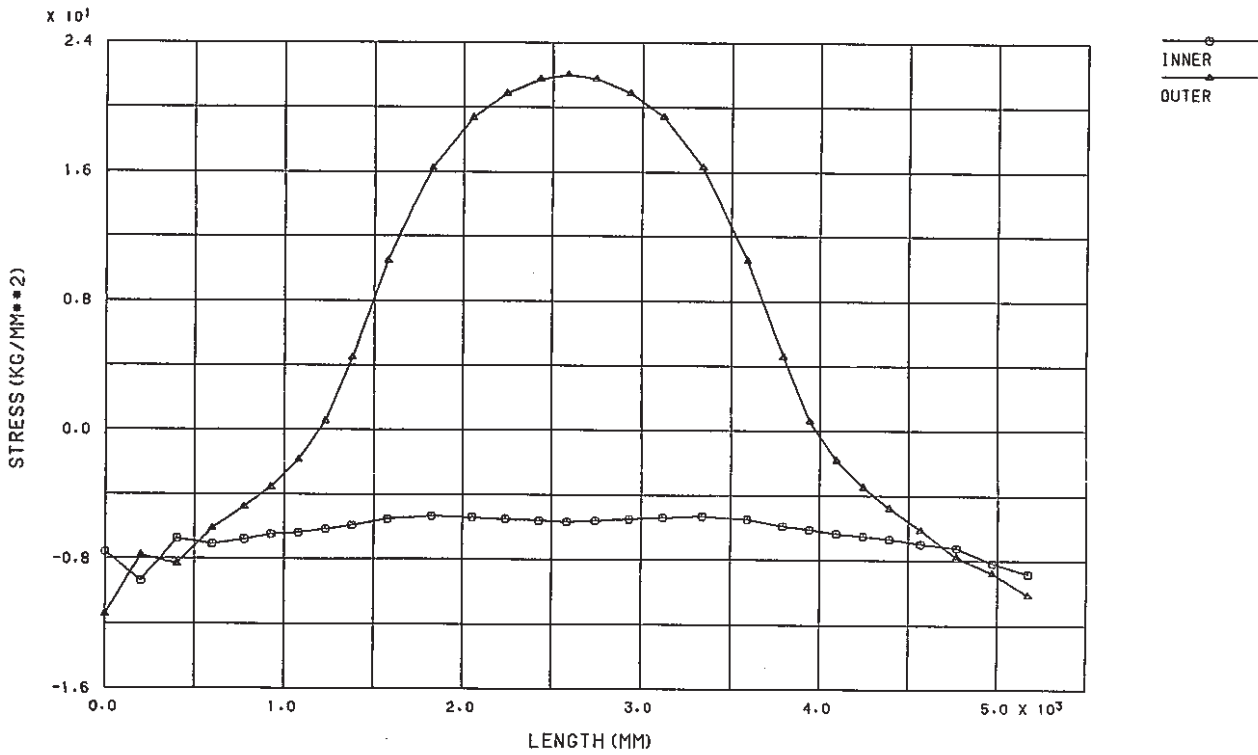


Fig.B.2.9(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT PHI=180° (IN-PLANE BEND.)

STEP NO. 1

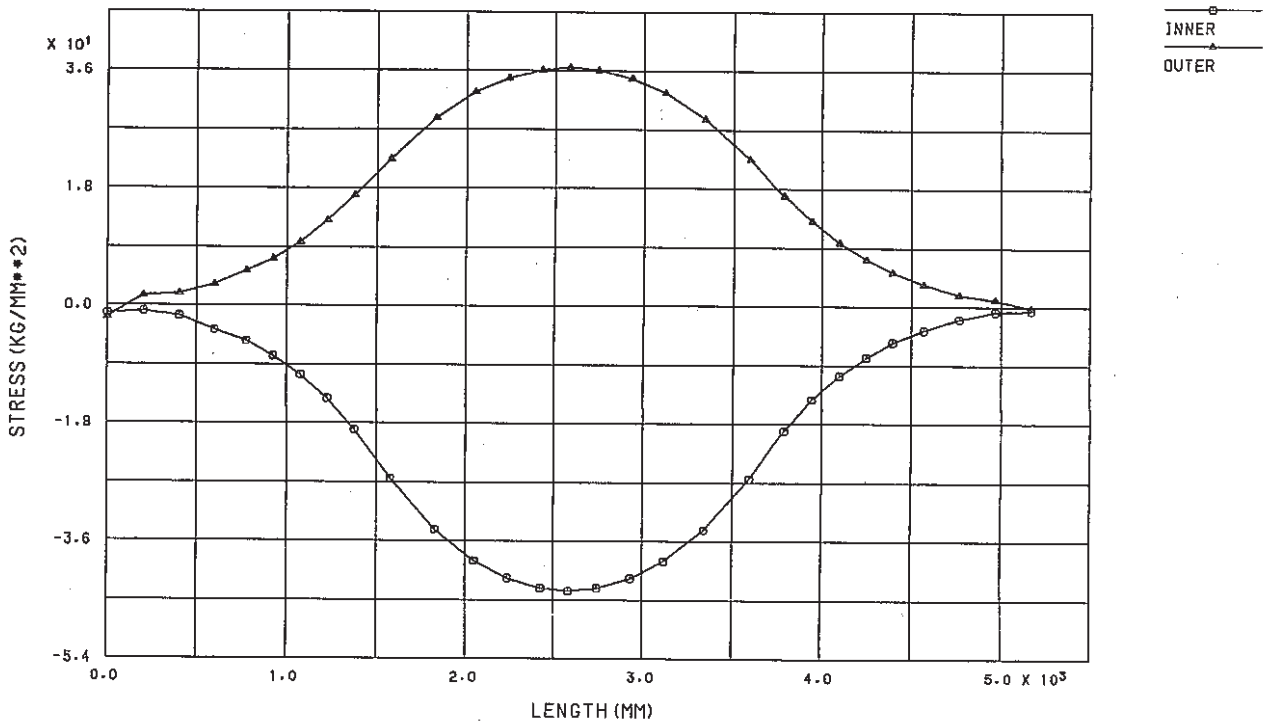
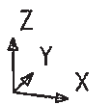
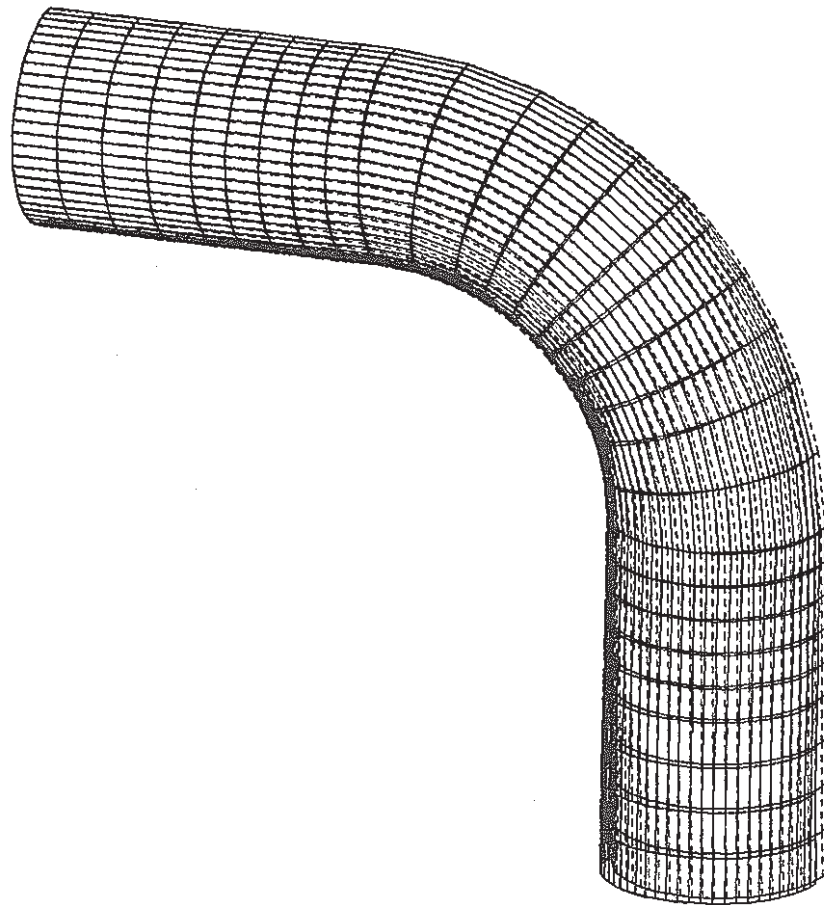
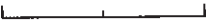



Fig.B.2.9(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT PHI=180° (IN-PLANE BEND.)

DEFORMED SHAPE

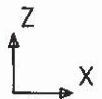
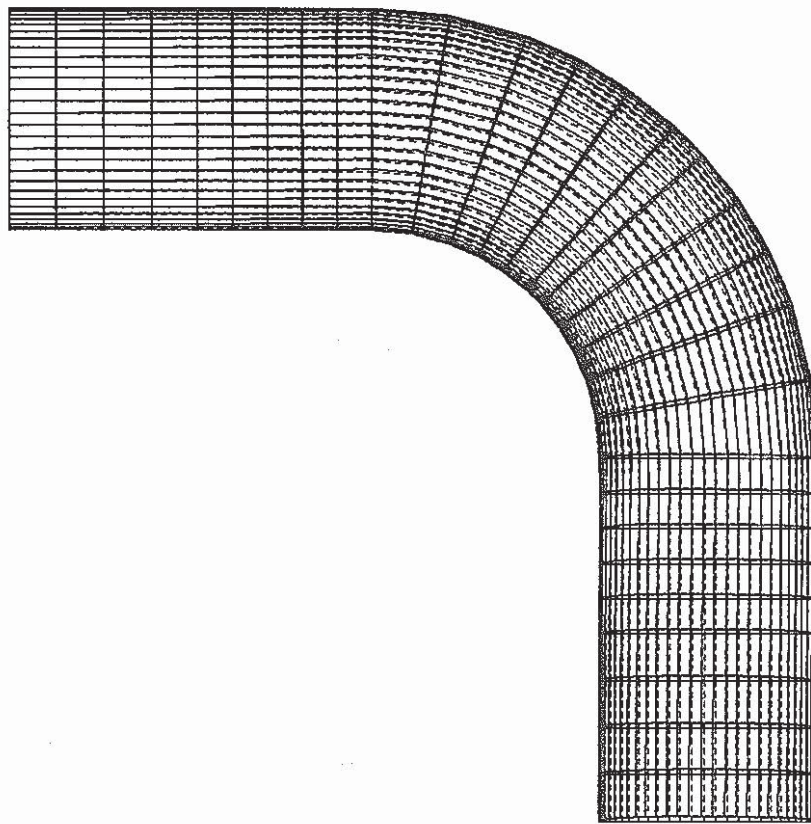


DISP. SCALE  200.000
GEOM. SCALE  800.000

STEP NO. 1

Fig.B.3.1(a) DEFORMED SHAPE (BENDING)

DEFORMED SHAPE



STEP NO. 1


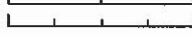
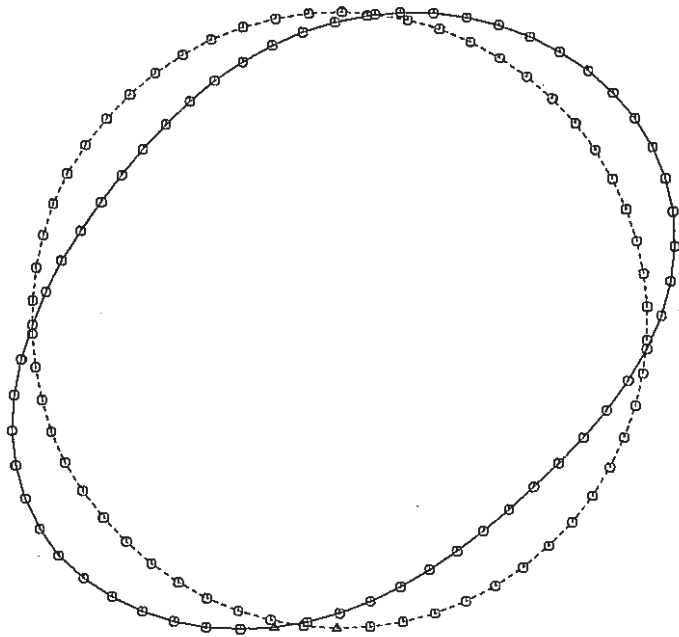
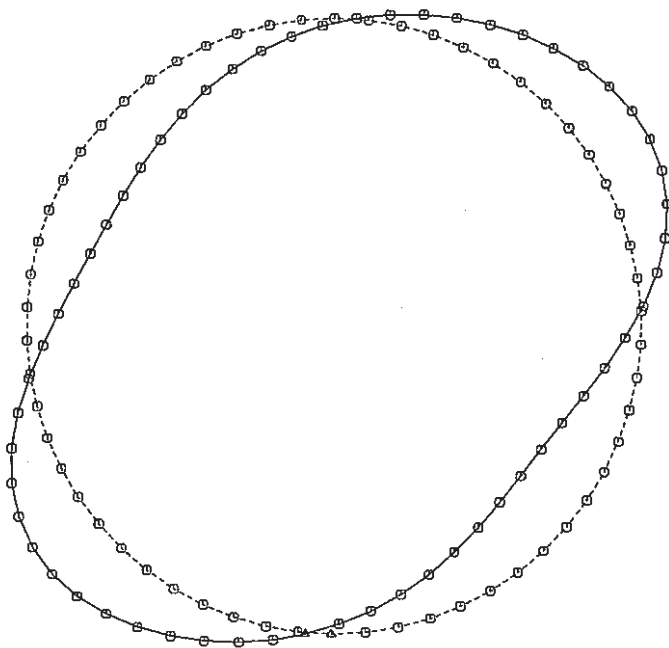
DISP. SCALE  200.000
GEOM. SCALE  800.000

Fig.B.3.1(b) DEFORMED SHAPE (BENDING)



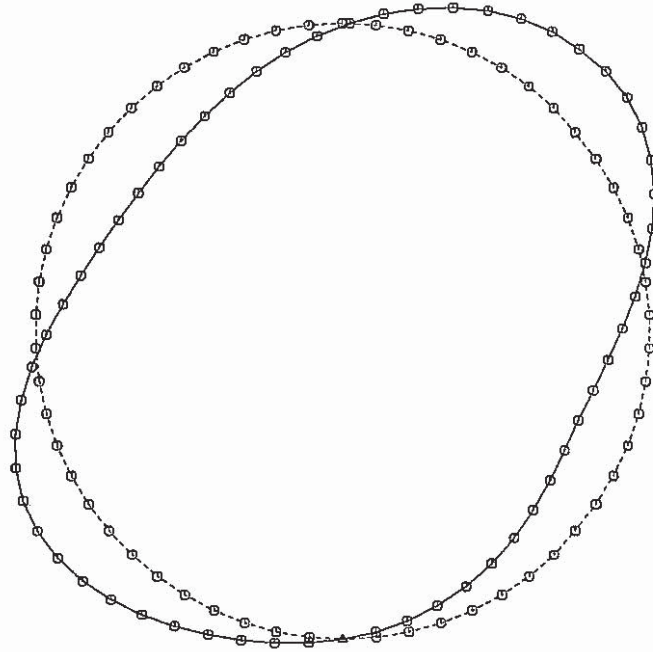
GEO. SCALE $\frac{1.}{0.}$ 1.40×10^2
DISP. SCALE $\frac{7.}{0.}$ 7.32

Fig. B. 3. 2(a) CIRCUM. DEFORMATION (BENDING) THETA 0°



GEO. SCALE $\frac{1.}{0.}$ 1.40×10^2
DISP. SCALE $\frac{7.}{0.}$ 7.42

Fig. B. 3. 2(b) CIRCUM. DEFORMATION (BENDING) THETA 45°



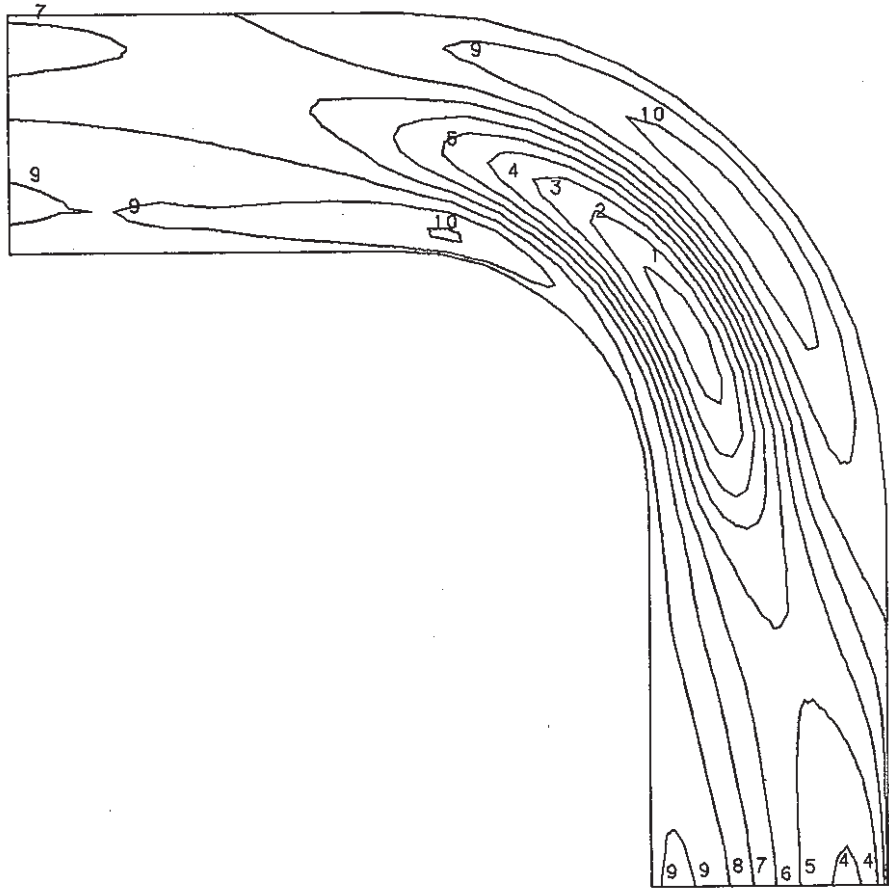
GEO. SCALE $\frac{1.4}{0.}$ 1.40×10^2
DISP. SCALE $\frac{3.3}{0.}$ 3.30

Fig. B. 3. 2(c) CIRCUM. DEFORMATION (BENDING) THETA 90°

STRESS COMPONENT 1

CONTOUR VALUES

- 1 -23.9000
- 2 -20.5000
- 3 -17.1000
- 4 -13.7000
- 5 -10.3000
- 6 -6.90000
- 7 -3.50000
- 8 -0.10000
- 9 3.300000
- 10 6.700000



STEP NO. 1

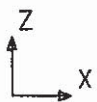
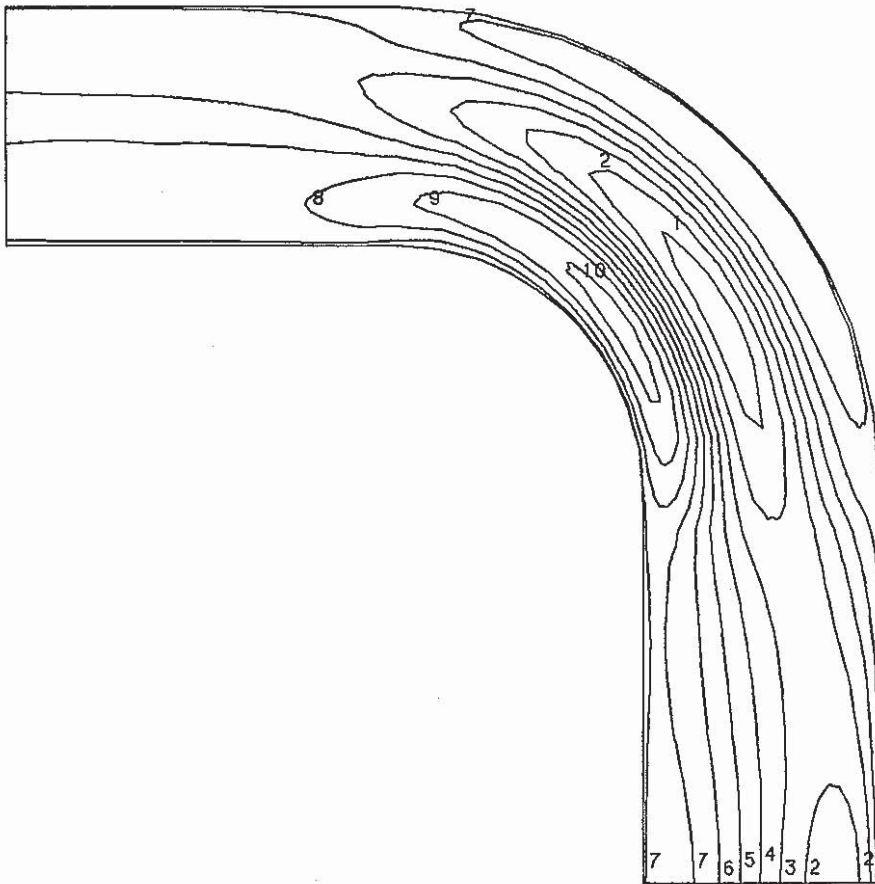
GEOM. SCALE  800.000

Fig.B.3.3(a) SIG-L INNER (BENDING)

STRESS COMPONENT 1

CONTOUR VALUES

- 1 -14.3000
- 2 -11.7000
- 3 -9.10000
- 4 -6.50000
- 5 -3.90000
- 6 -1.30000
- 7 1.300000
- 8 3.900000
- 9 6.500000
- 10 9.100000



STEP NO. 1

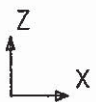
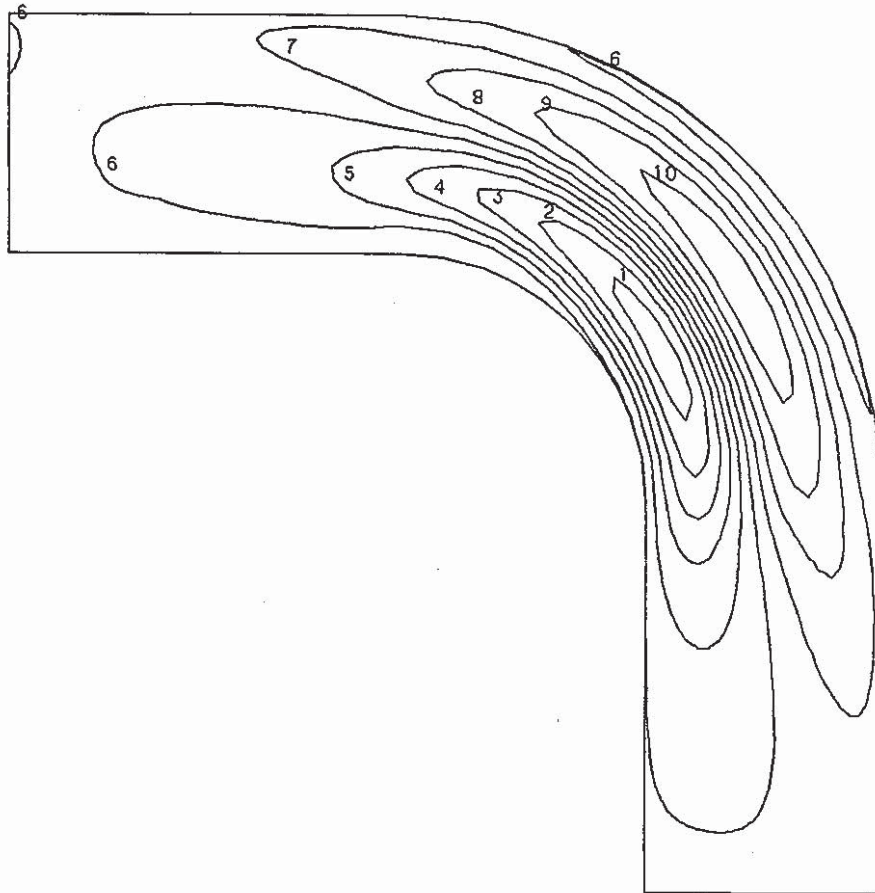
GEOM. SCALE  800.000

Fig.B.3.3(b) SIG-L OUTER (BENDING)

STRESS COMPONENT 2

CONTOUR VALUES

- 1 -23.0000
- 2 -18.5000
- 3 -14.0000
- 4 -9.50000
- 5 -5.00000
- 6 -0.50000
- 7 4.000000
- 8 8.500000
- 9 13.00000
- 10 17.50000



STEP NO. 1

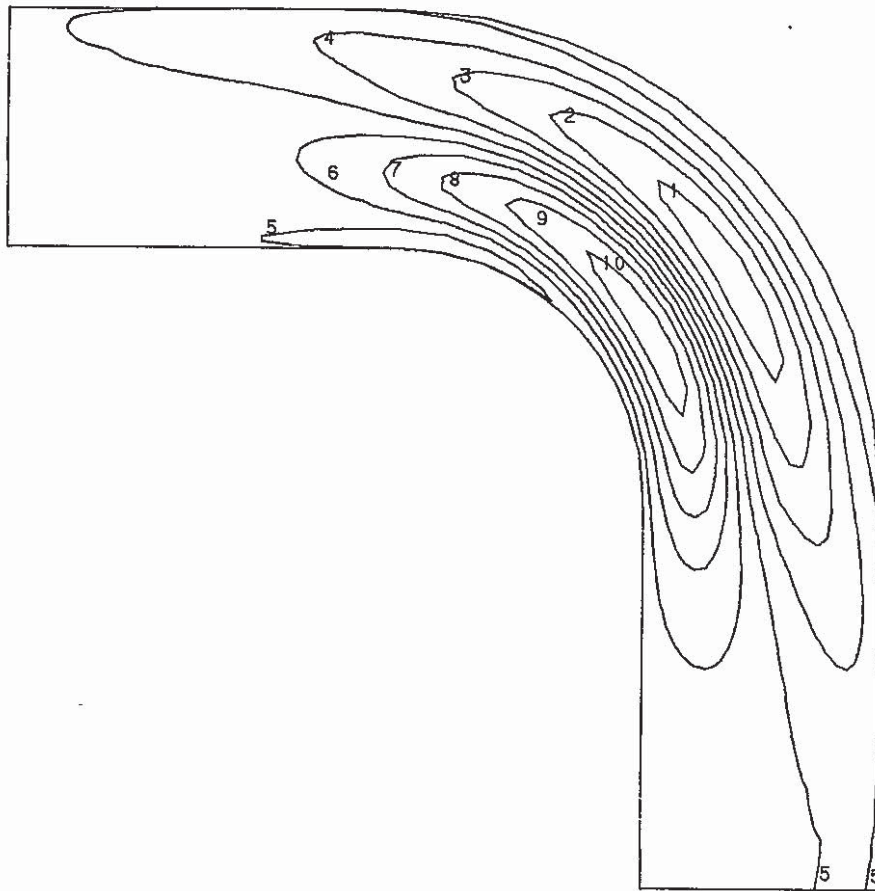
GEOM. SCALE  800.000

Fig.B. 3.4(a) SIG-S INNER (BENDING)

STRESS COMPONENT 2

CONTOUR VALUES

- 1 -20.7000
- 2 -15.7000
- 3 -10.7000
- 4 -5.70000
- 5 -0.70000
- 6 4.300000
- 7 9.300000
- 8 14.30000
- 9 19.30000
- 10 24.30000



STEP NO. 1

GEOM. SCALE  800.000

Fig.B.3.4(b) SIG-S OUTER (BENDING)

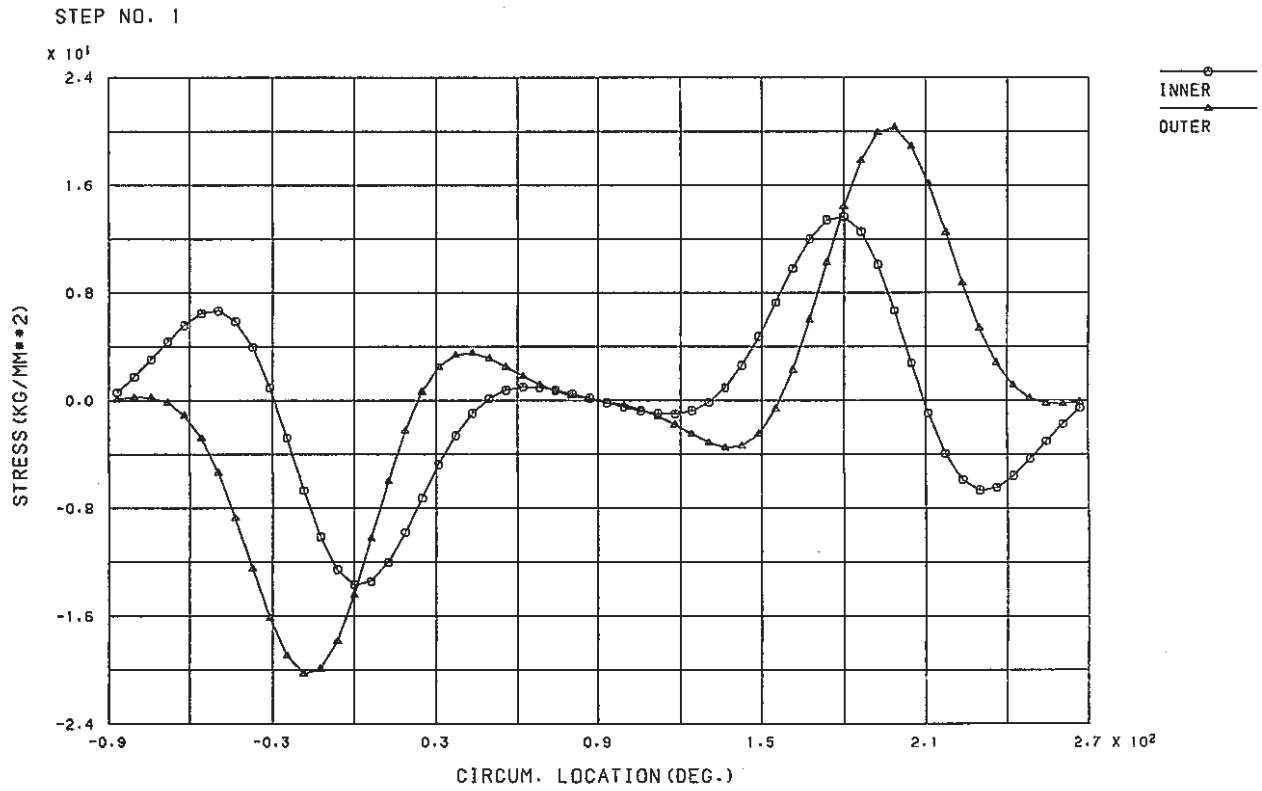


Fig.B. 3. 5(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA=0° (BENDING)

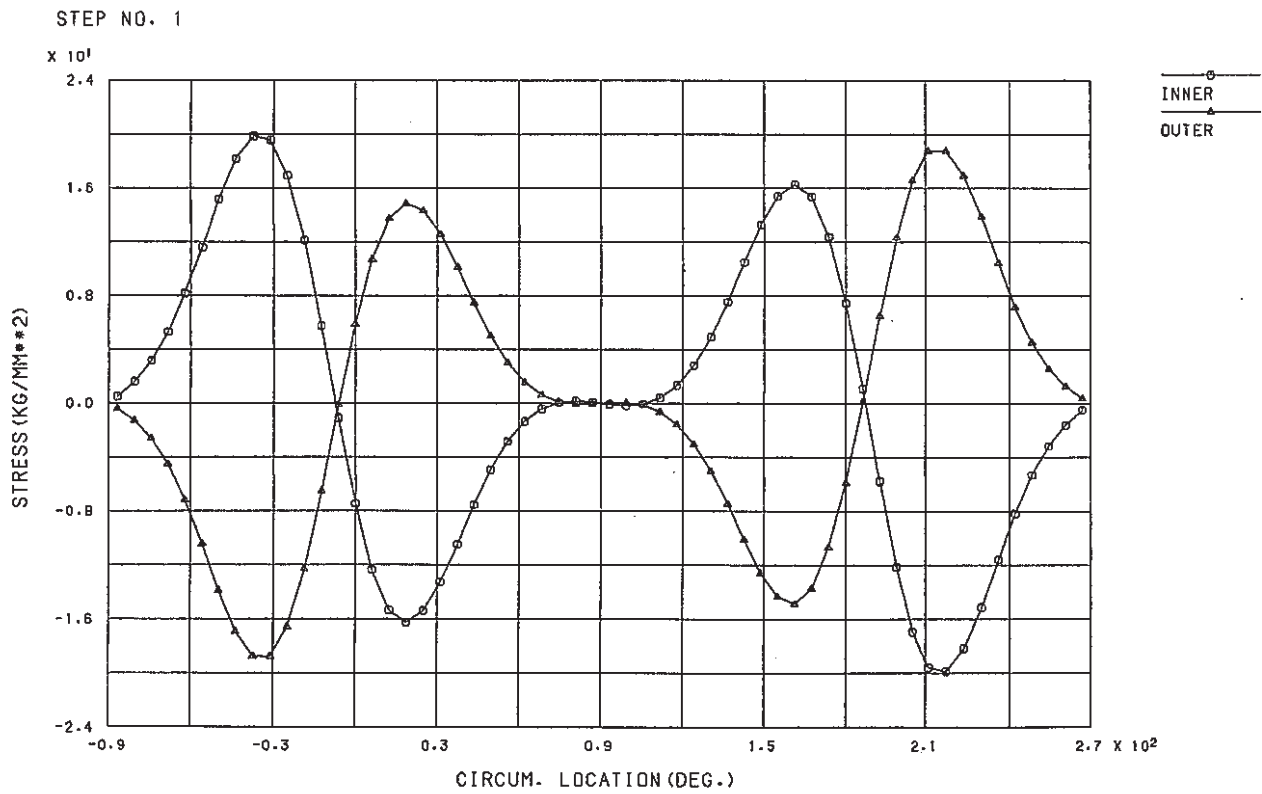


Fig.B. 3. 5(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA=0° (BENDING)

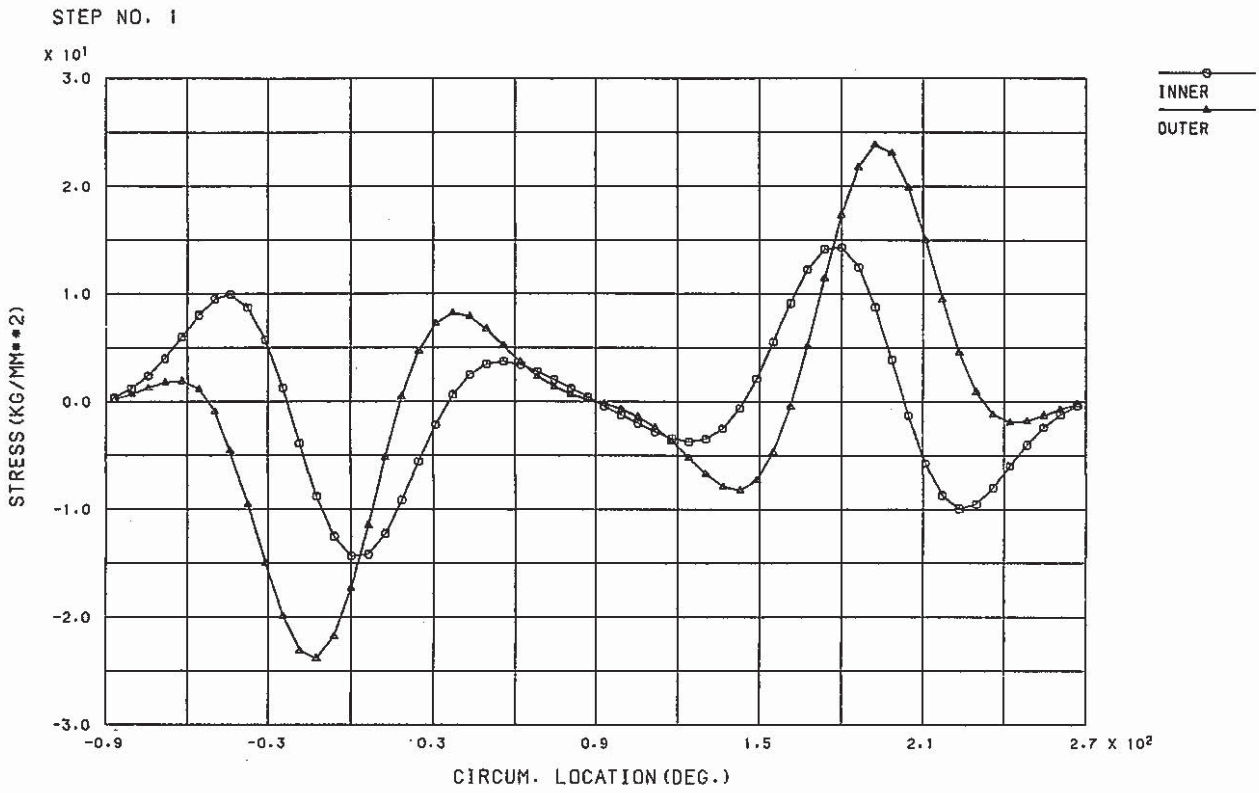


Fig.B. 3. 6(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 45° (BENDING)

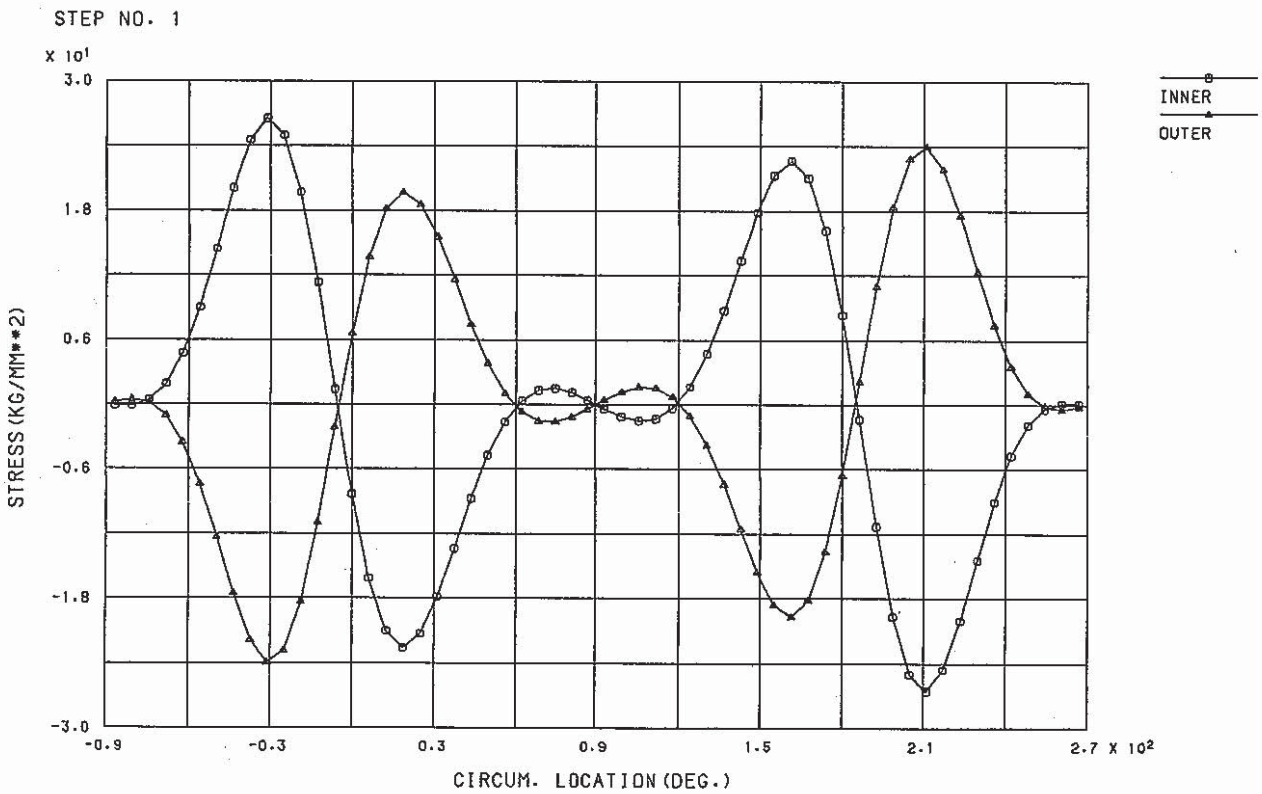


Fig.B. 3. 6(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 45° (BENDING)

STEP NO. 1

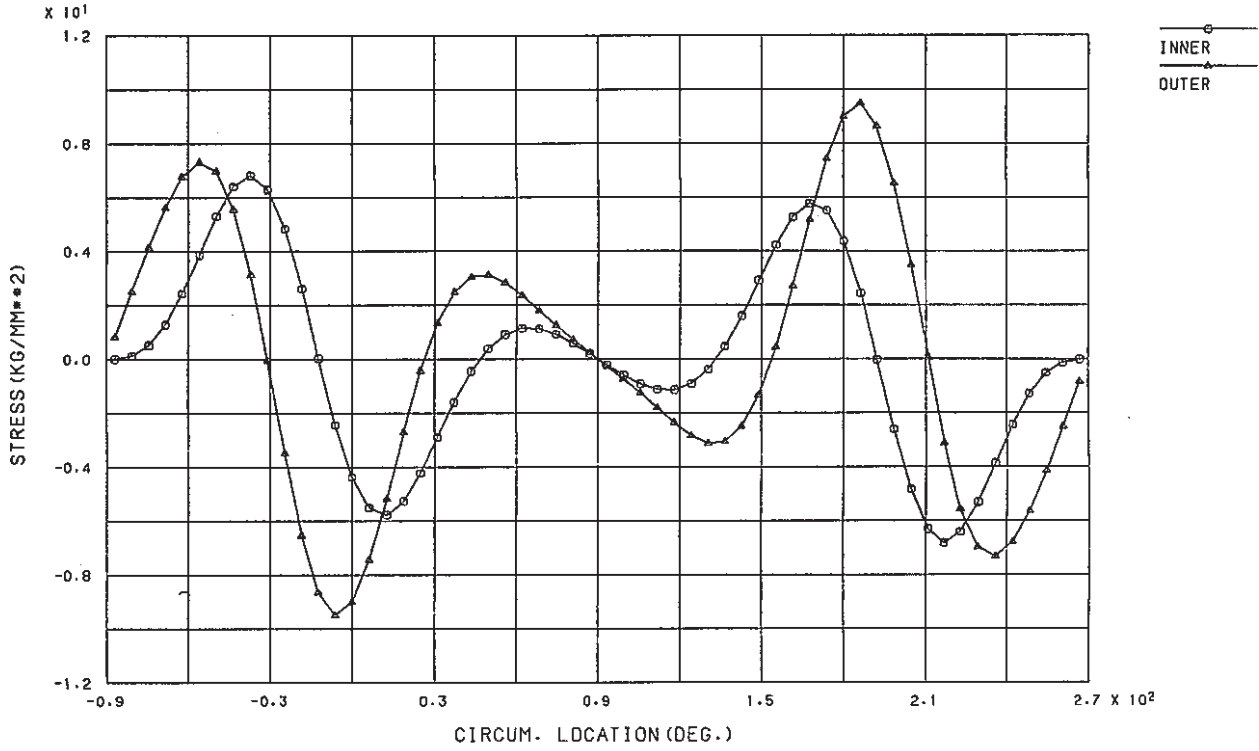


Fig.B. 3. 7(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 90° (BENDING)

STEP NO. 1

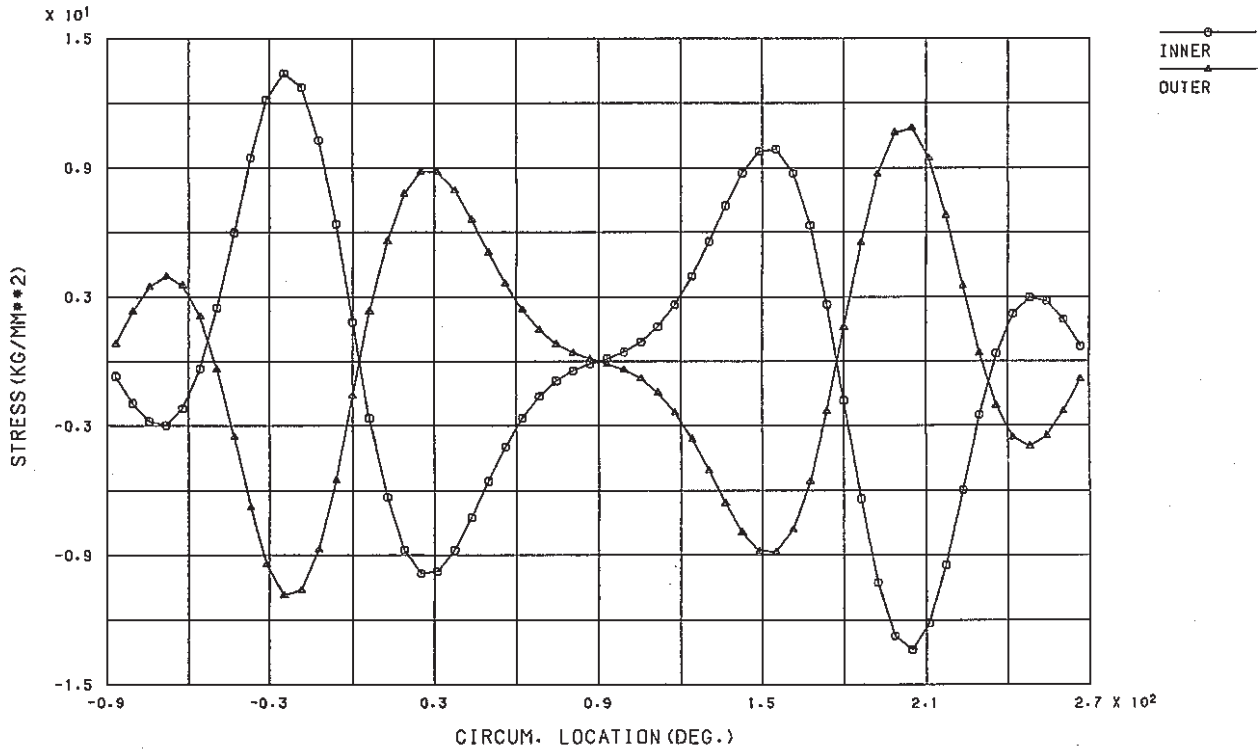


Fig.B. 3. 7(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA = 90° (BENDING)

STEP NO. 1

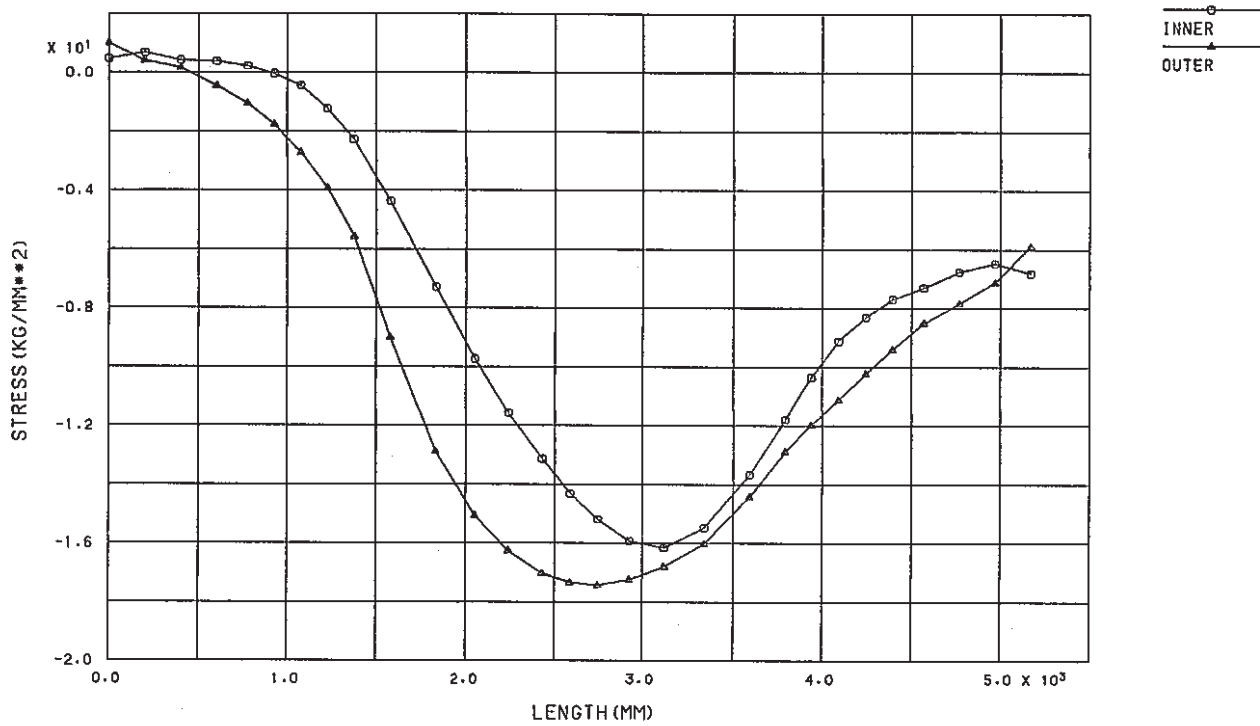


Fig.B. 3. 8(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT $\phi = 0^\circ$ (BENDING)

STEP NO. 1

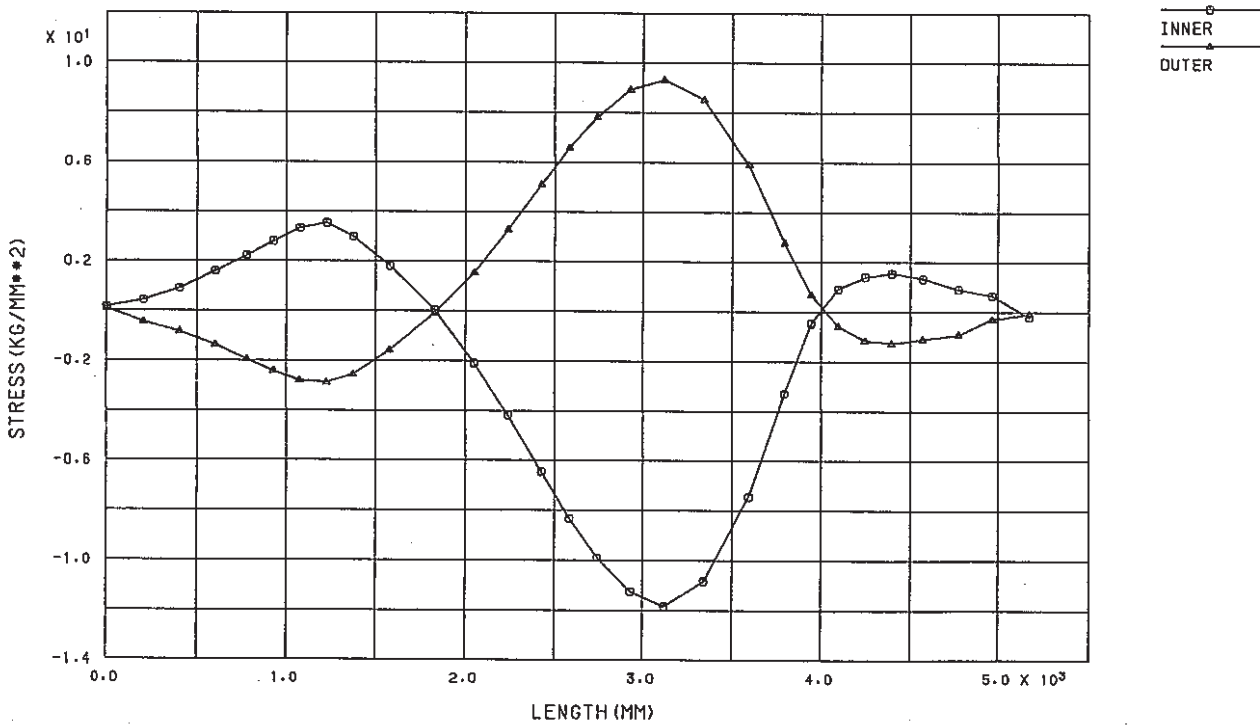


Fig.B. 3. 8(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT $\phi = 0^\circ$ (BENDING)

STEP NO. 1

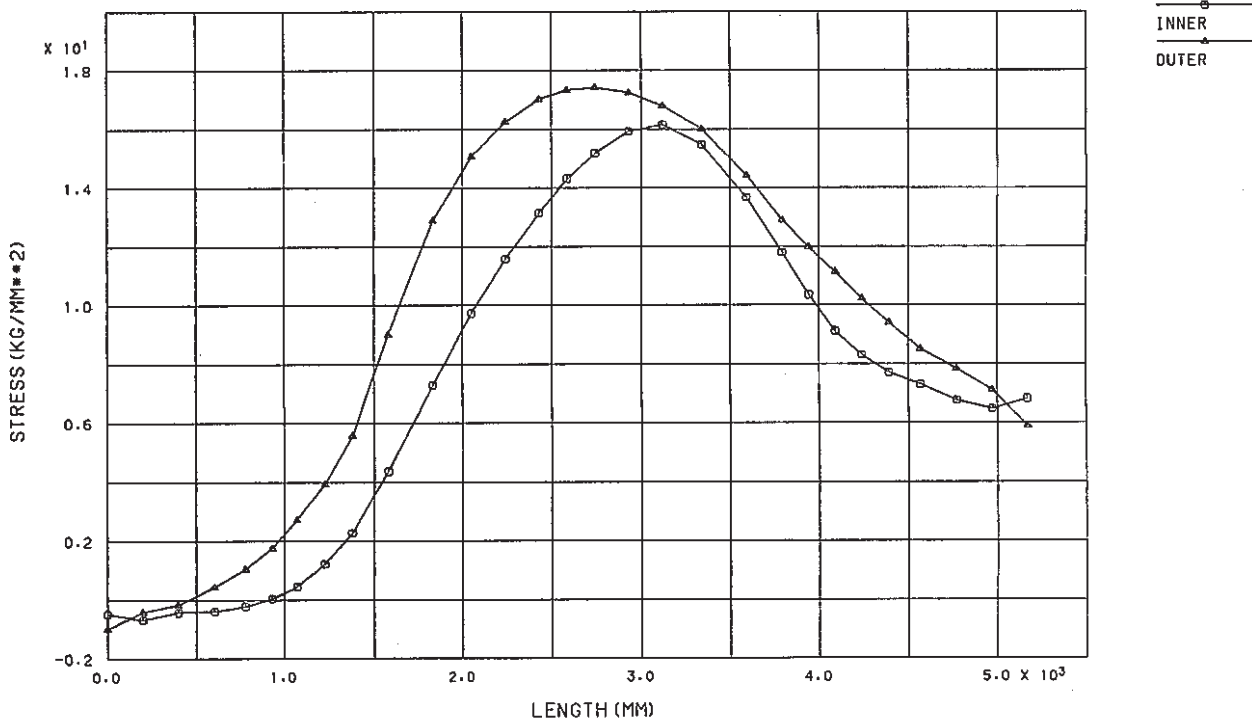


Fig.B. 3. 9(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT PHI= 180° (BENDING)

STEP NO. 1

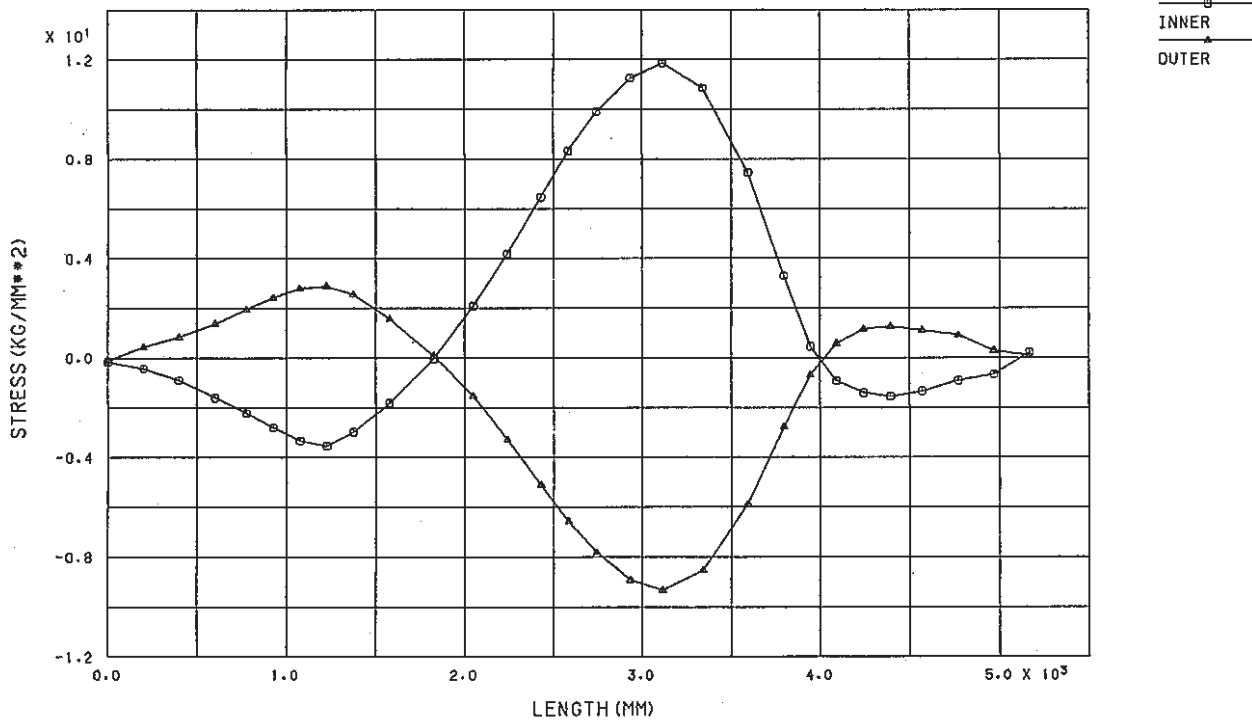
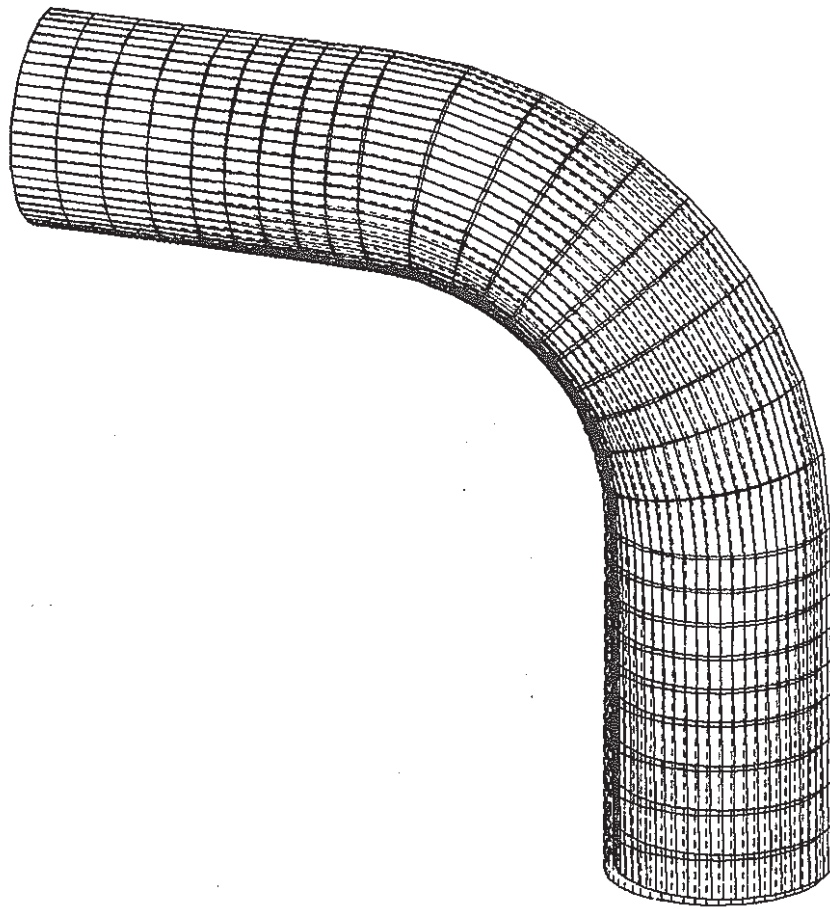




Fig.B. 3. 9(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT PHI= 180° (BENDING)

DEFORMED SHAPE

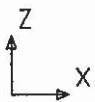
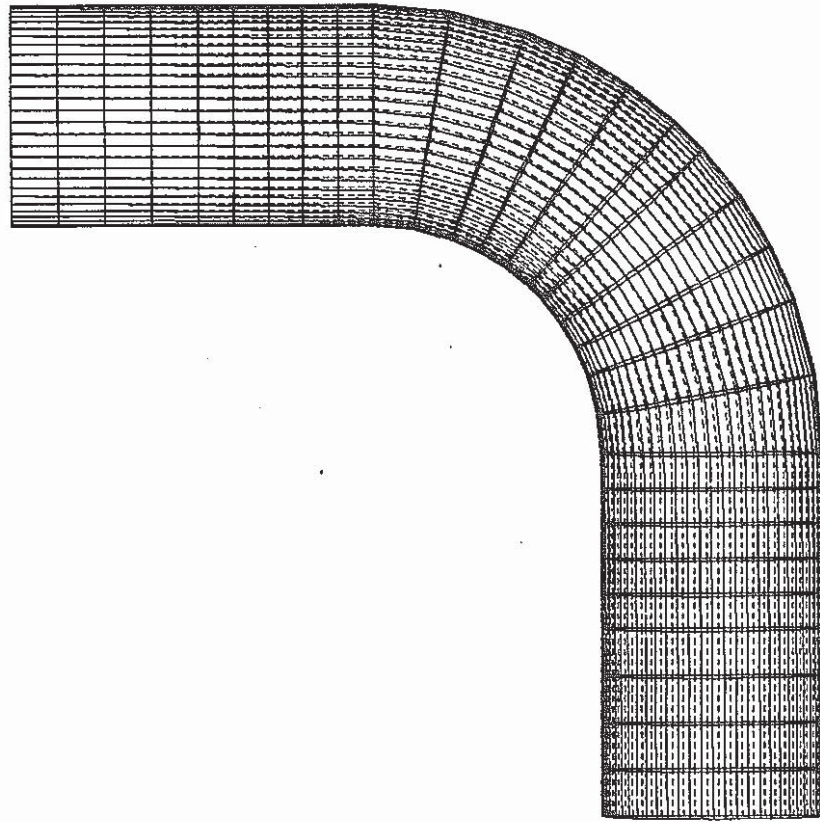


DISP. SCALE  150.000
GEOM. SCALE  800.000

STEP NO. 1

Fig.B.4.1(a) DEFORMED SHAPE (TORSION)

DEFORMED SHAPE



STEP NO. 1


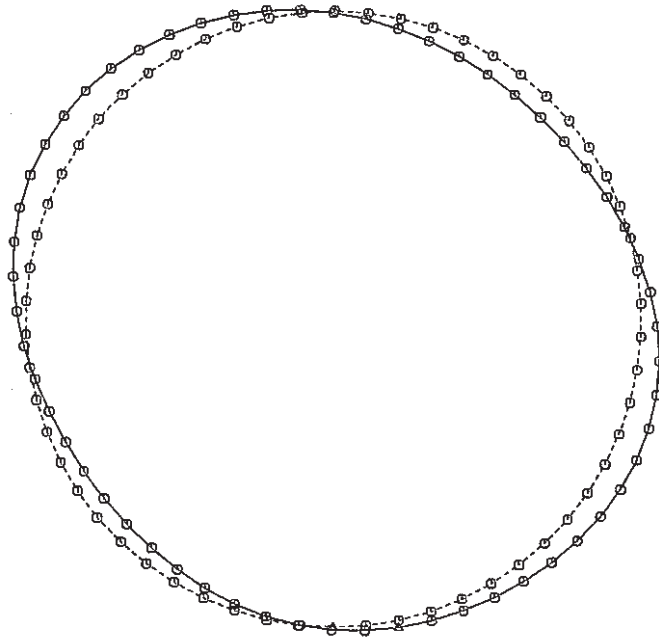
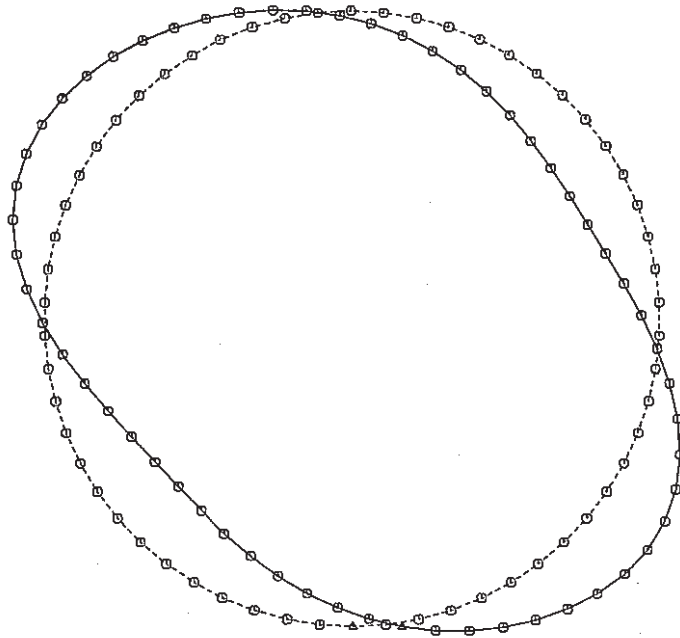
DISP. SCALE  150.000
GEOM. SCALE  800.000

Fig.B. 4. 1(b) DEFORMED SHAPE (TORSION)



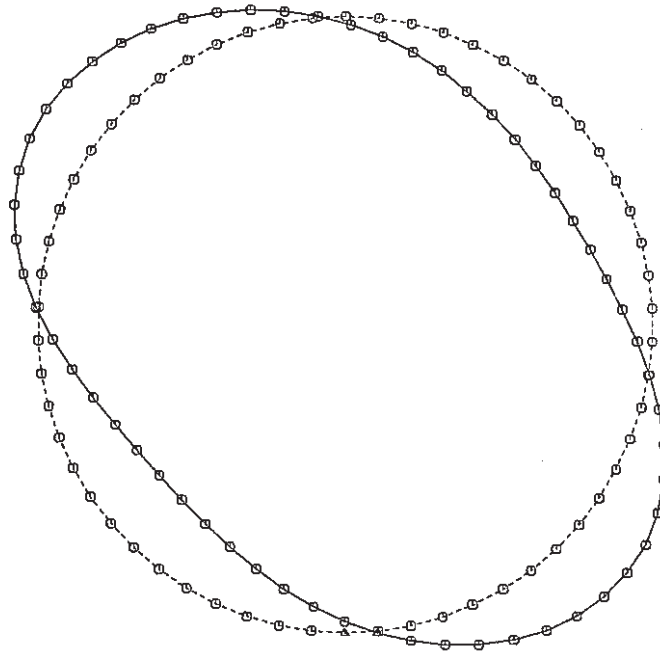
GEO. SCALE $\frac{1}{0.140 \times 10^2}$
DISP. SCALE $\frac{8}{8.27}$

Fig.B. 4. 2(a) CIRCUM. DEFORMATION TORSION THETA = 0°



GEO. SCALE $\frac{1}{0.140 \times 10^2}$
DISP. SCALE $\frac{7}{7.97}$

Fig.B. 4. 2(b) CIRCUM. DEFORMATION TORSION THETA = 45°



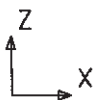
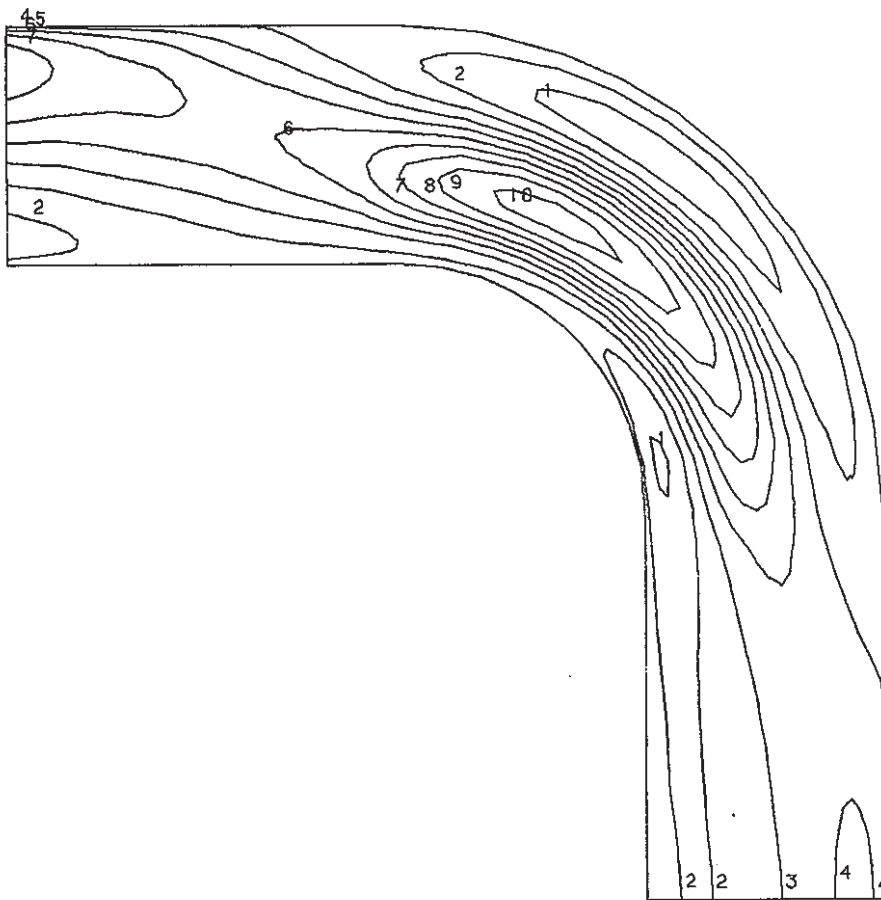
GEO. SCALE $\frac{1}{0.}$ 1.40×10^2
DISP. SCALE $\frac{5}{0.}$ 5.98

Fig.B. 4. 2(c) CIRCUM. DEFORMATION TORSION THETA = 90°

STRESS COMPONENT 1

CONTOUR VALUES

- 1 -6.50000
- 2 -3.10000
- 3 0.300000
- 4 3.700000
- 5 7.100000
- 6 10.50000
- 7 13.90000
- 8 17.30000
- 9 20.70000
- 10 24.10000



STEP NO. 1

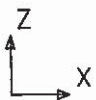
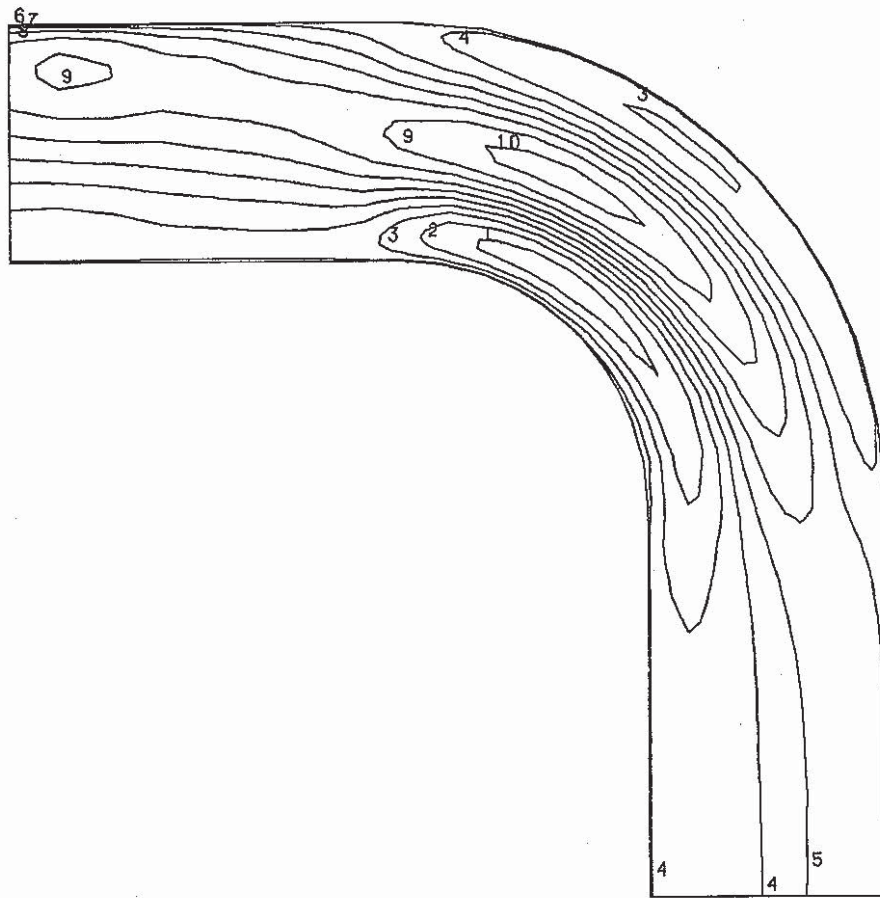
GEOM. SCALE  800.000

Fig.B.4.3(a) SIG-L INNER (TORSION)

STRESS COMPONENT 1

CONTOUR VALUES

- 1 -8.70000
- 2 -6.10000
- 3 -3.50000
- 4 -0.90000
- 5 1.70000
- 6 4.30000
- 7 6.90000
- 8 9.50000
- 9 12.10000
- 10 14.70000



STEP NO. 1

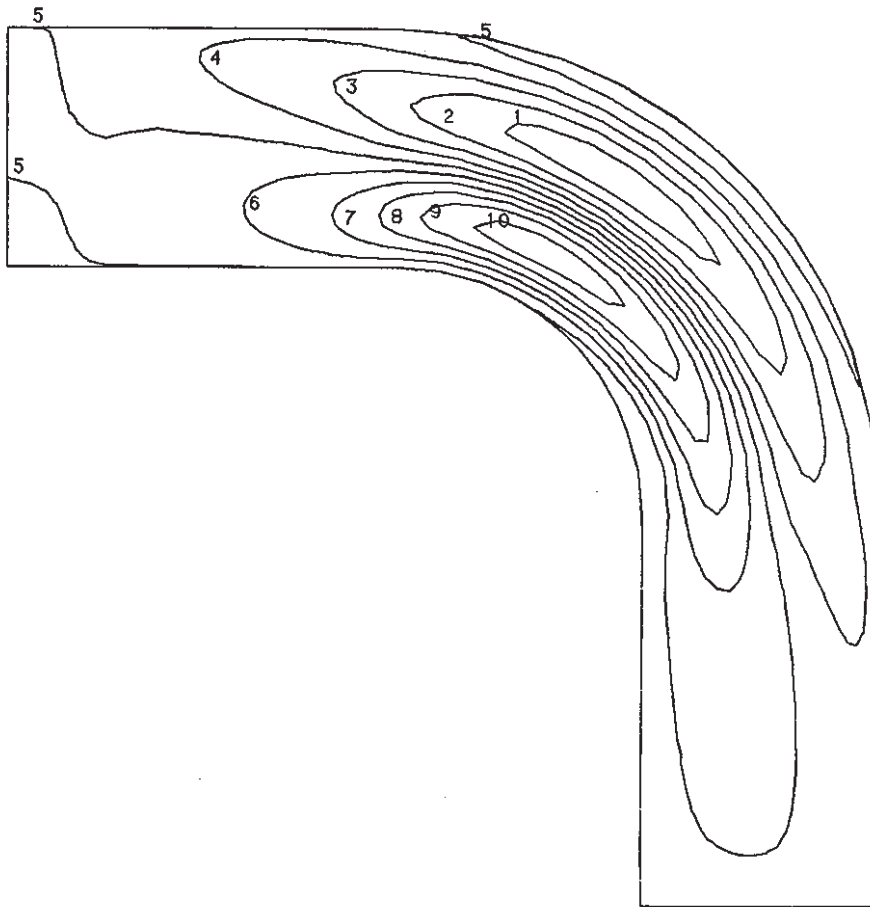
GEOM. SCALE 1 800.000

Fig.B.4.3(b) SIG-L OUTER (TORSION)

STRESS COMPONENT 2

CONTOUR VALUES

- 1 -17.8000
- 2 -13.3000
- 3 -8.80000
- 4 -4.30000
- 5 0.200000
- 6 4.700000
- 7 9.200000
- 8 13.70000
- 9 18.20000
- 10 22.70000



STEP NO. 1

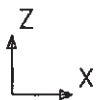
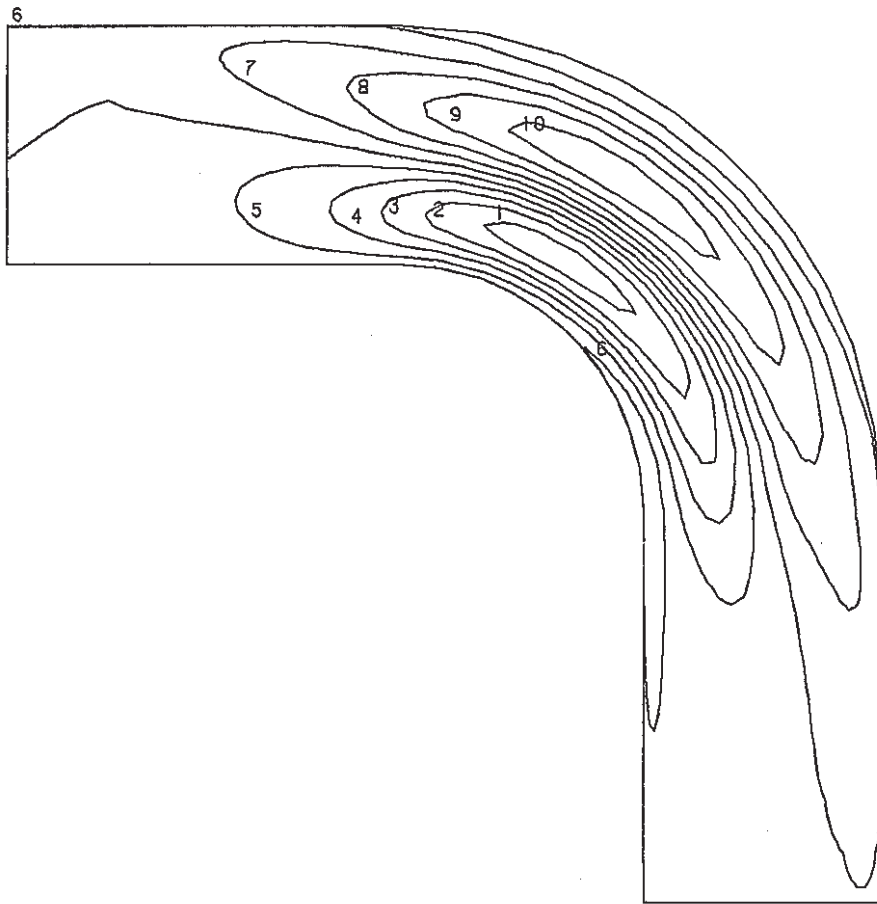
GEOM. SCALE  800.000

Fig.B.4.4(a) SIG-S INNER (TORSION)

STRESS COMPONENT 2

CONTOUR VALUES

- 1 -24.6000
- 2 -19.6000
- 3 -14.6000
- 4 -9.60000
- 5 -4.60000
- 6 0.400000
- 7 5.400000
- 8 10.40000
- 9 15.40000
- 10 20.40000



STEP NO. 1

GEOM. SCALE  800.000

Fig.B.4.4(b) SIG-S OUTER (TORSION)

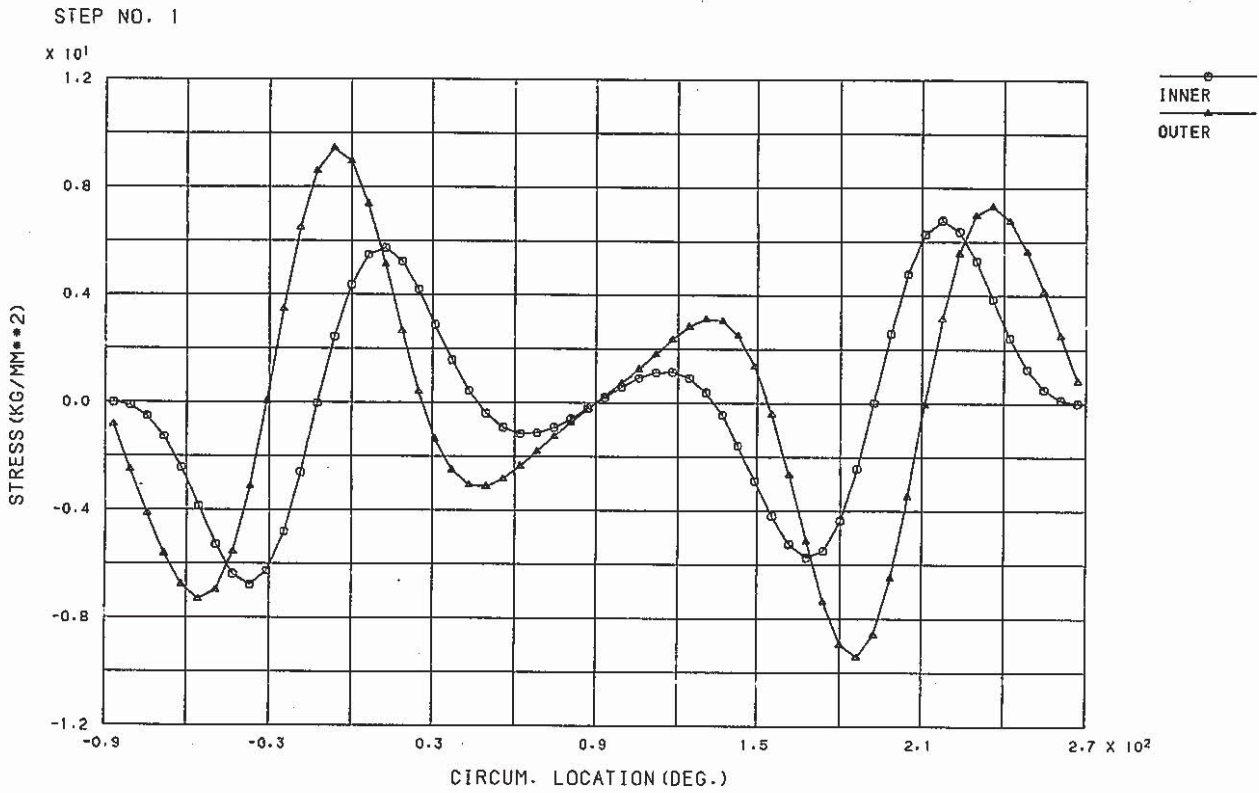


Fig.B. 4.5(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG CIRCUM. AT THETA=0° (TORSION)

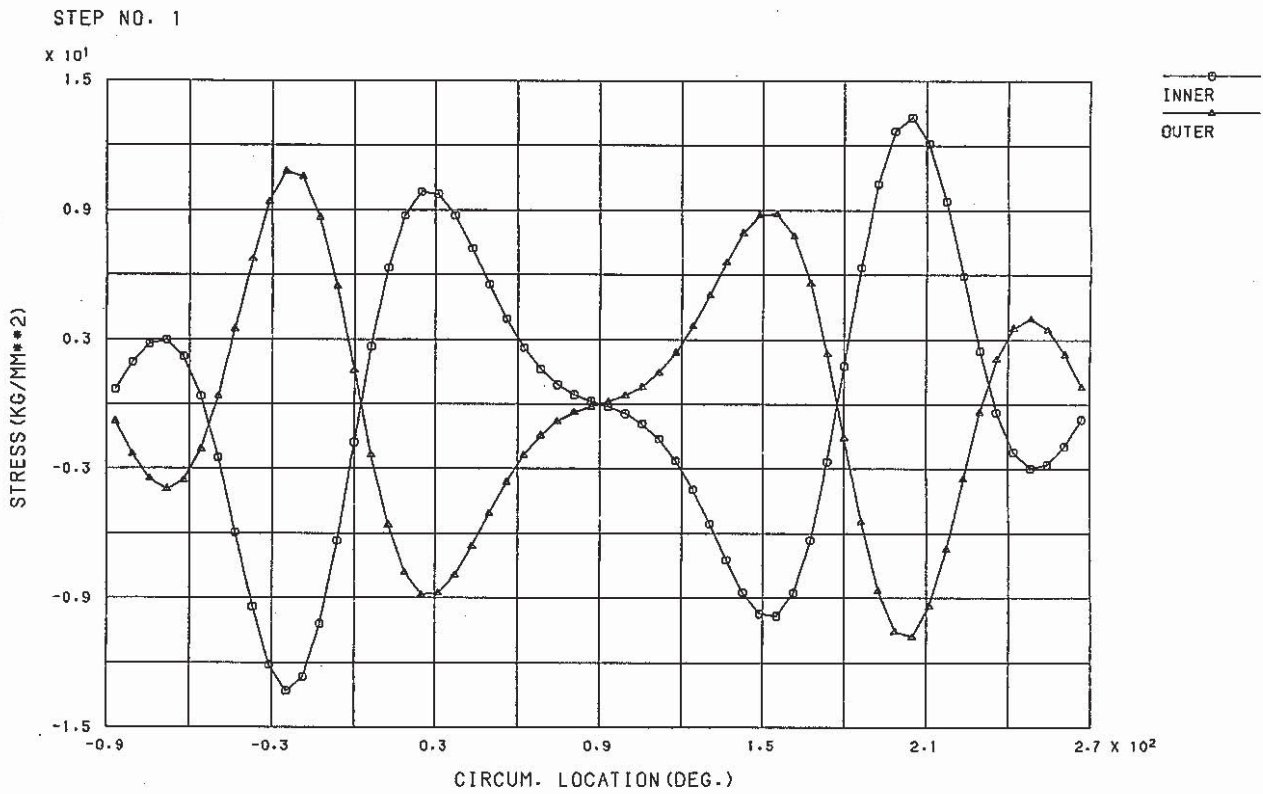


Fig.B. 4.5(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG CIRCUM. AT THETA=0° (TORSION)

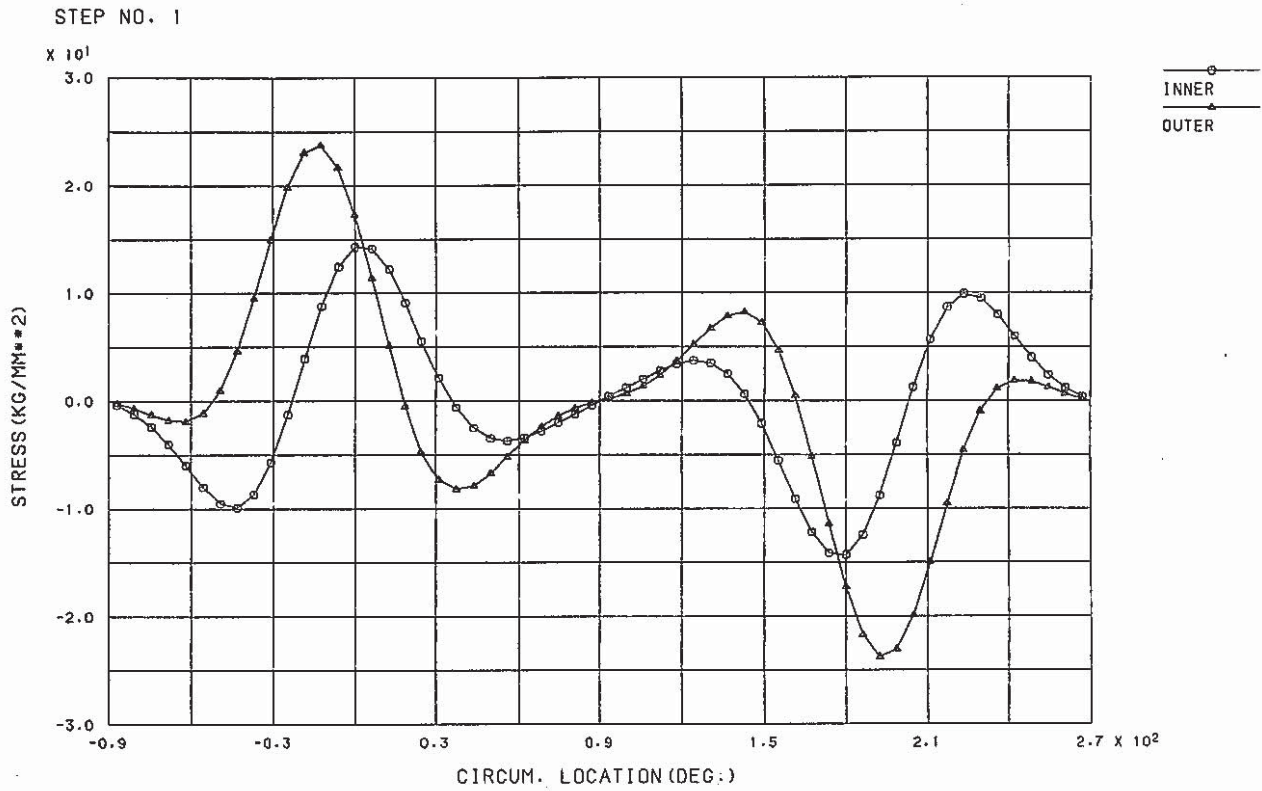


Fig.B. 4. 6(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA= 45° (TORSION)

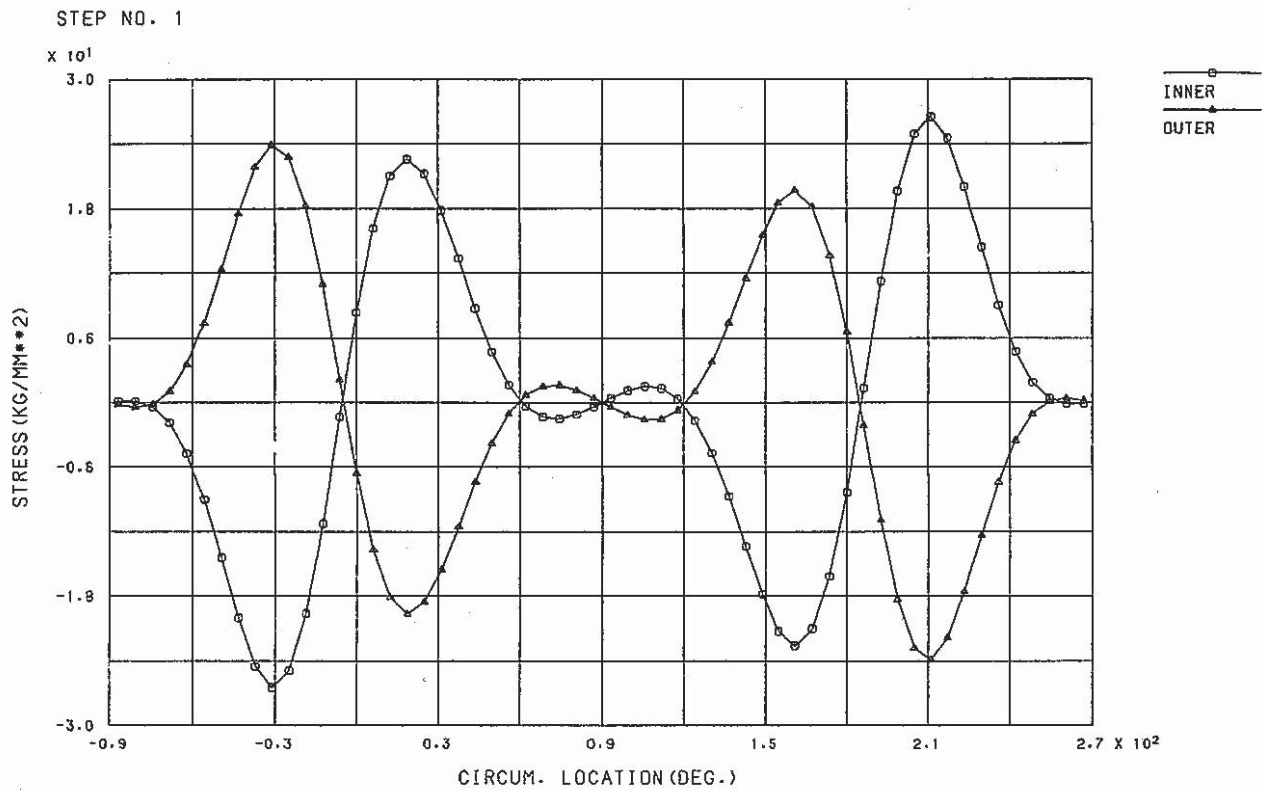


Fig.B. 4. 6(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA= 45° (TORSION)

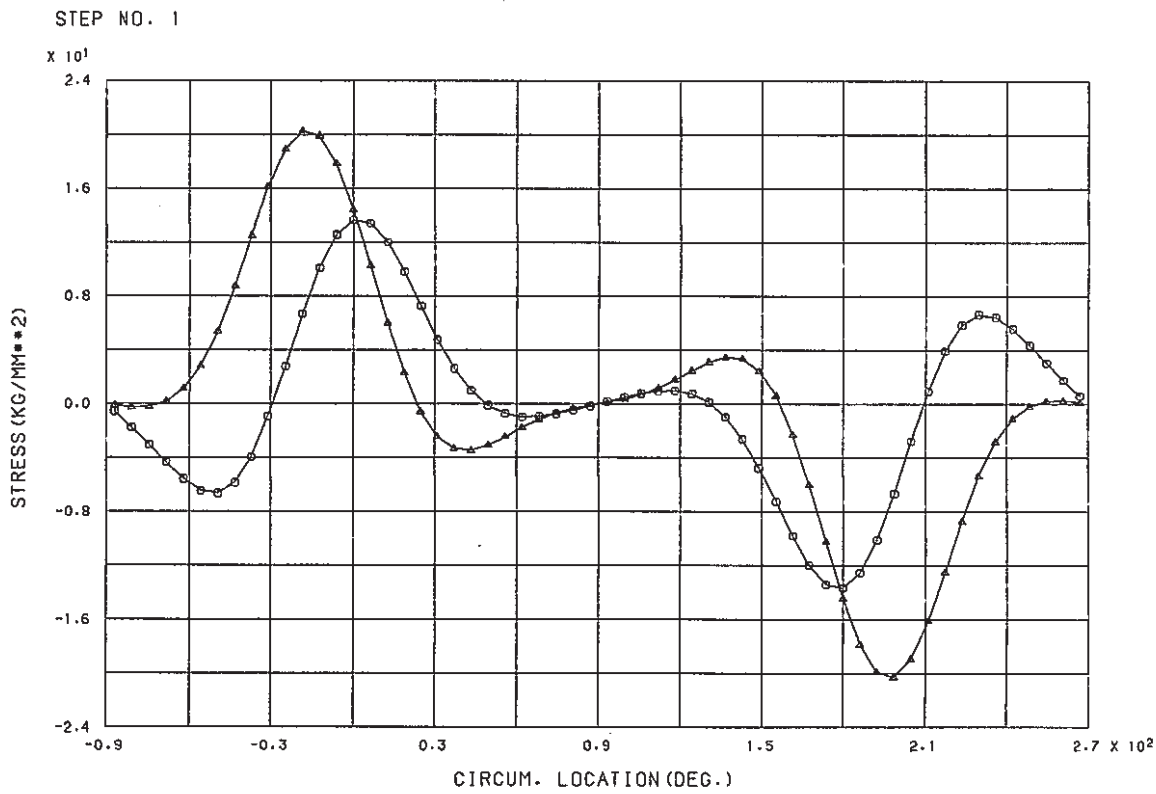


Fig.B. 4. 7(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA= 90° (TORSION)

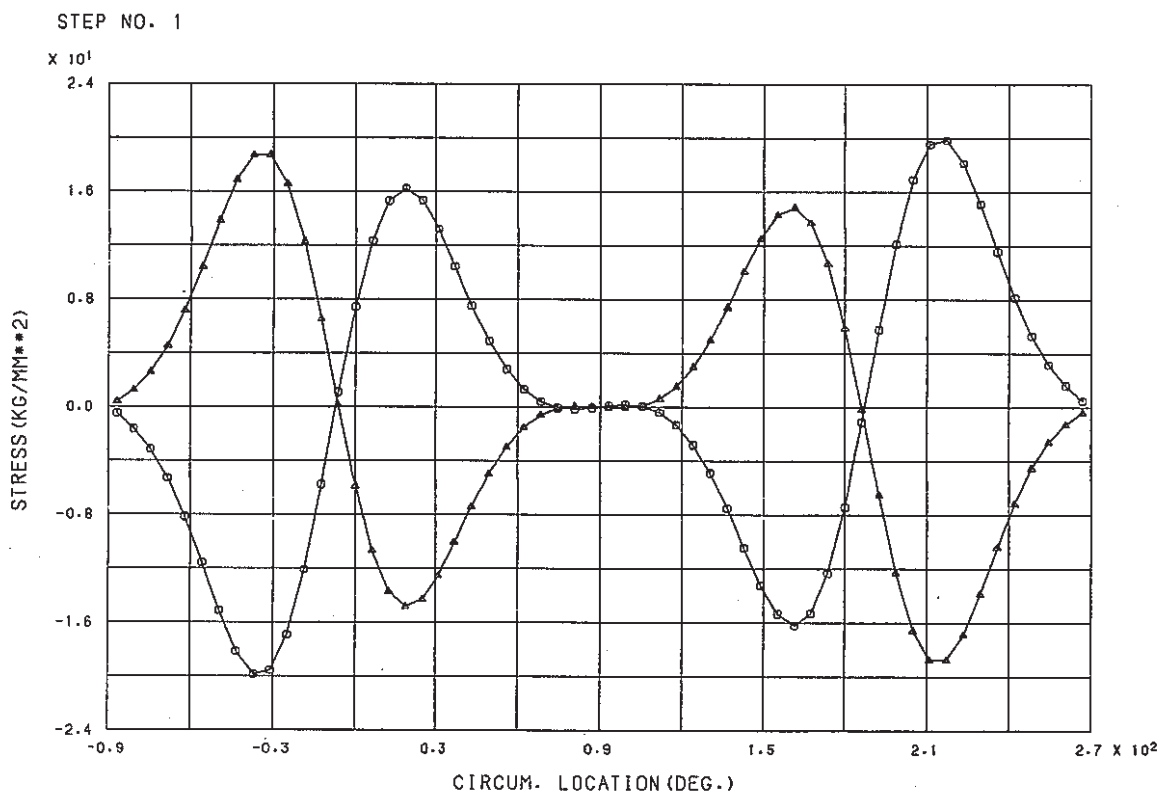


Fig.B. 4. 7(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
AT THETA= 90° (TORSION)

STEP NO. 1

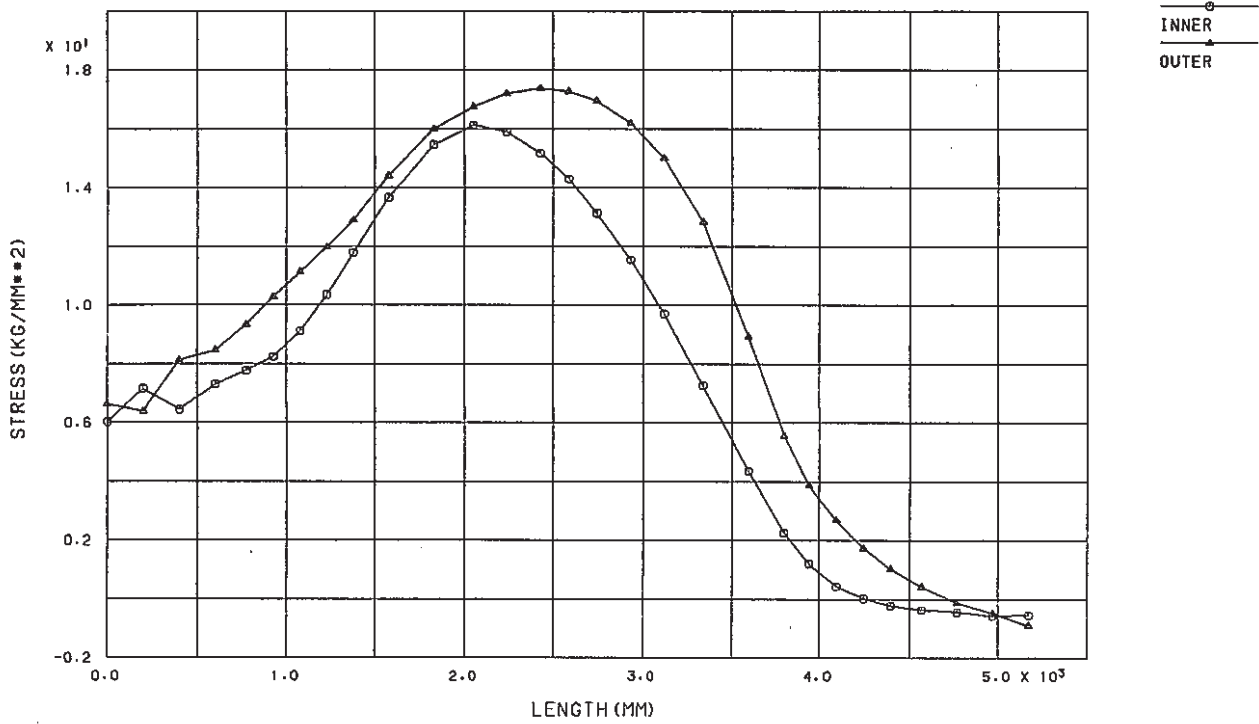


Fig.B.4.8(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT PHI= 0° (TORSION)

STEP NO. 1

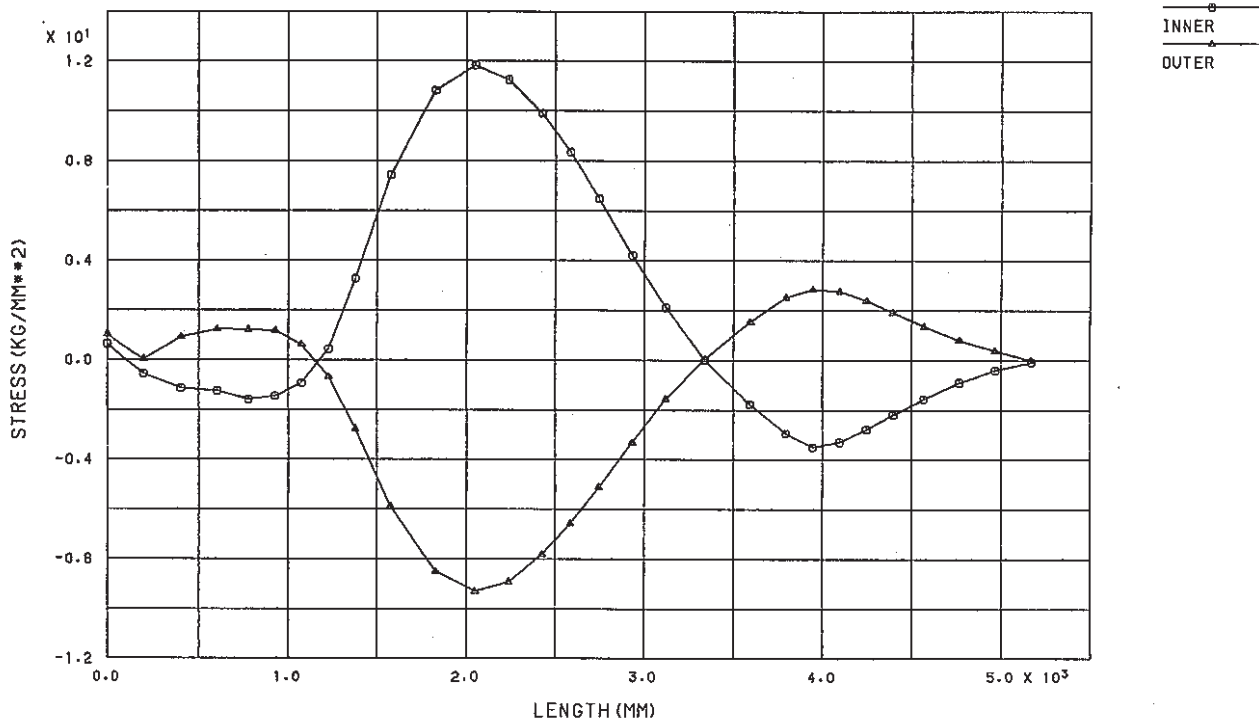


Fig.B.4.8(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT PHI= 0° (TORSION)

STEP NO. 1

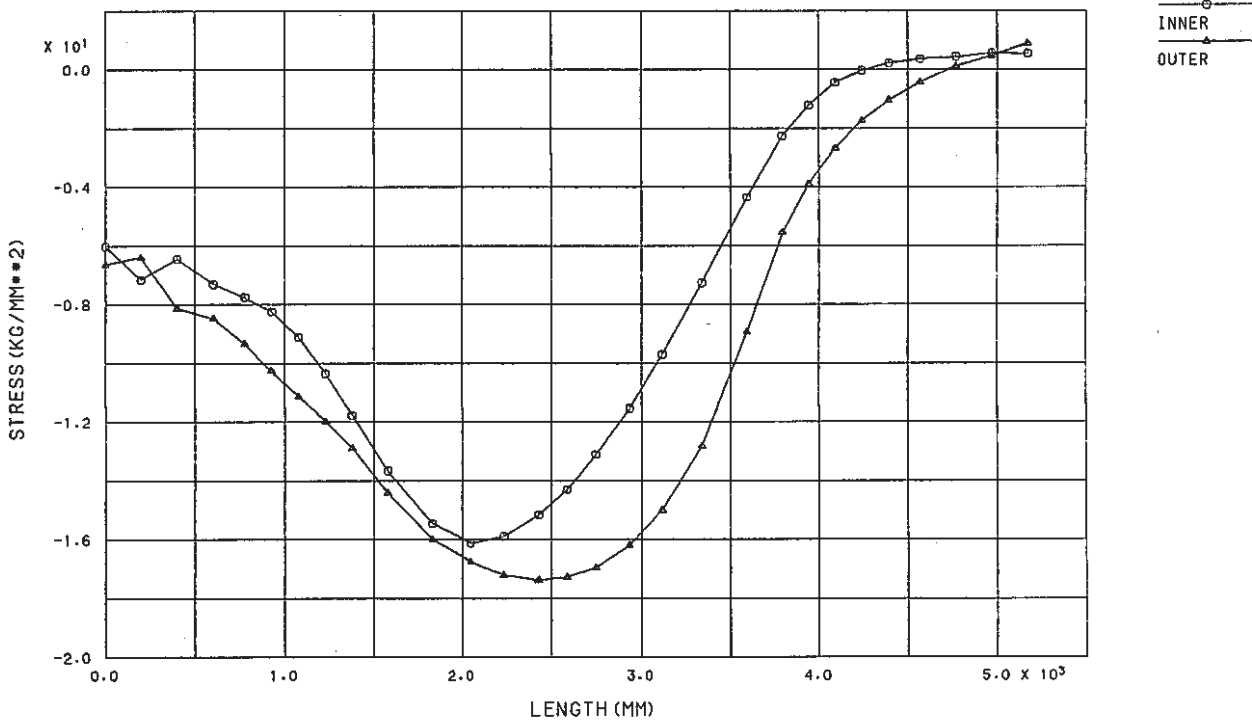


Fig.B. 4. 9(a) SIG-L DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT PHI= 180° (TORSION)

STEP NO. 1

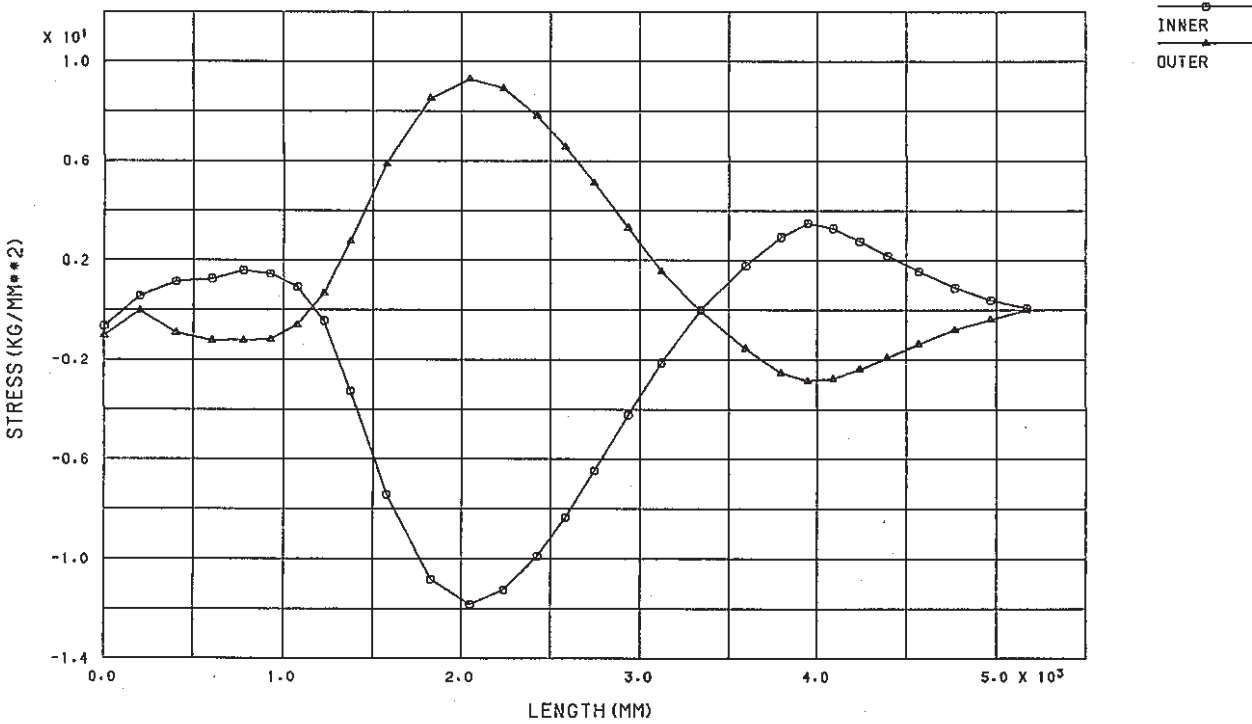


Fig.B. 4. 9(b) SIG-S DISTRIBUTION ALONG LONGL.
AT PHI= 180° (TORSION)

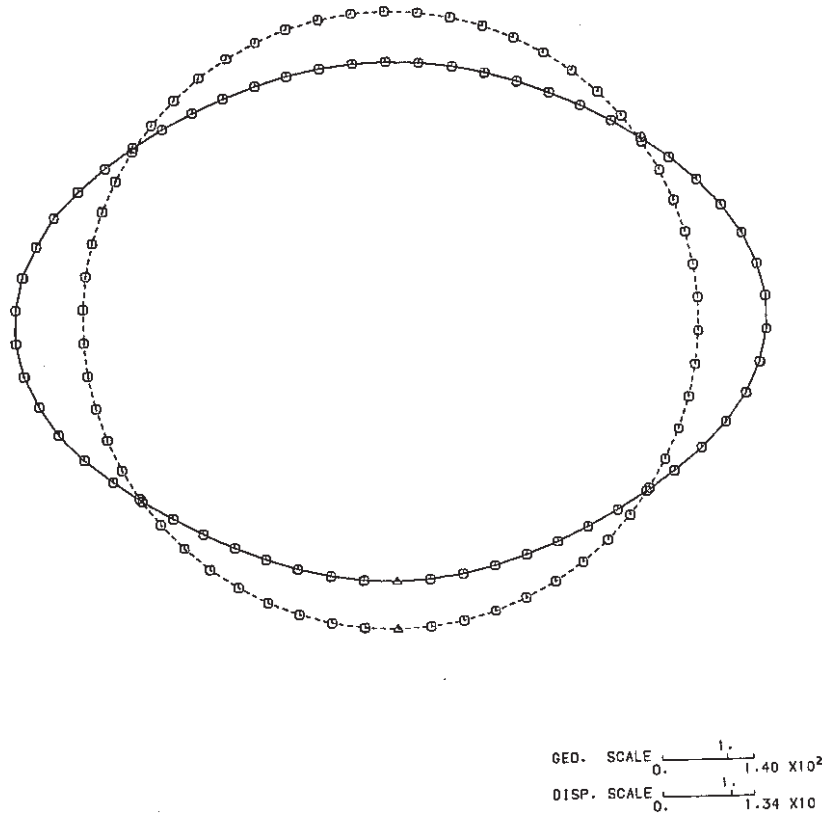


Fig.B. 5.1 Deformation of Cross-section for in-plane bending of Ring Model

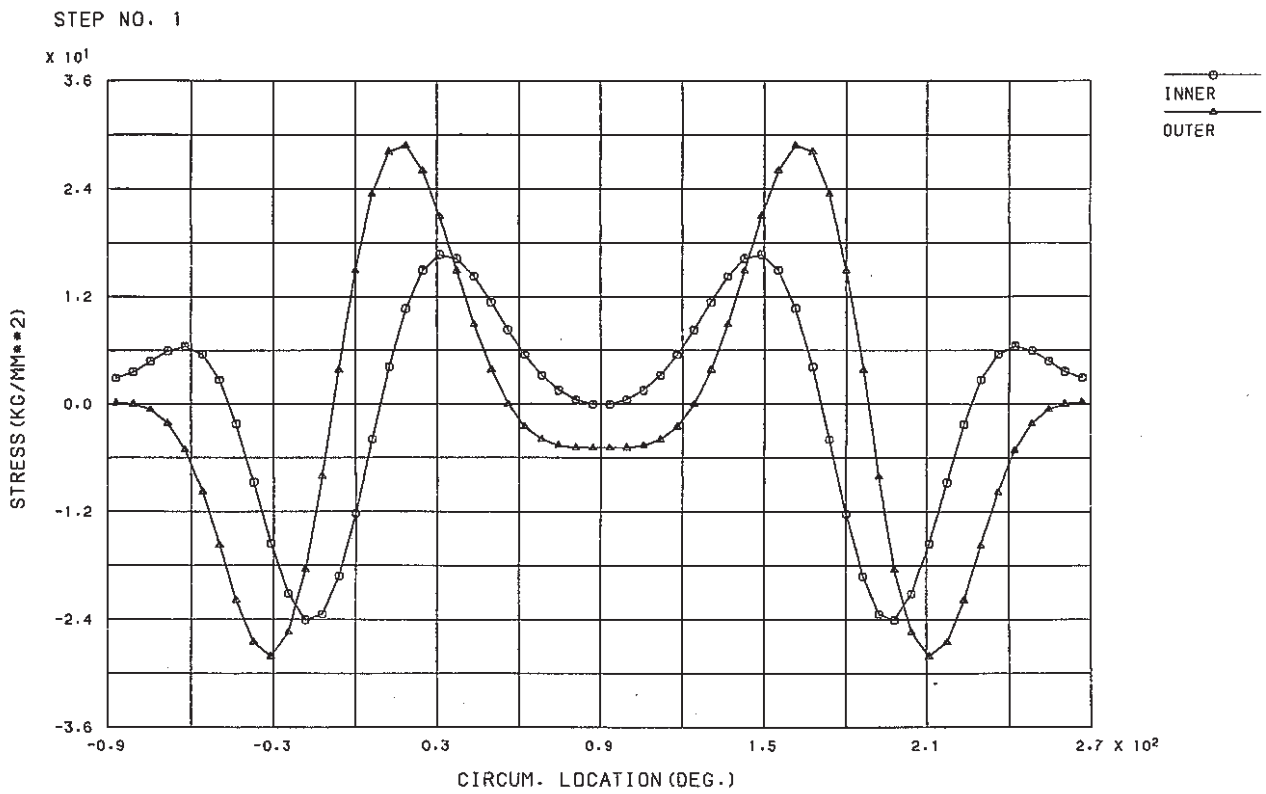


Fig.B. 5.2 SIG-L DISTRIBUTION ALONG CIRCUM. (IN-PLANE BENDING) Ring Model

STEP NO. 1

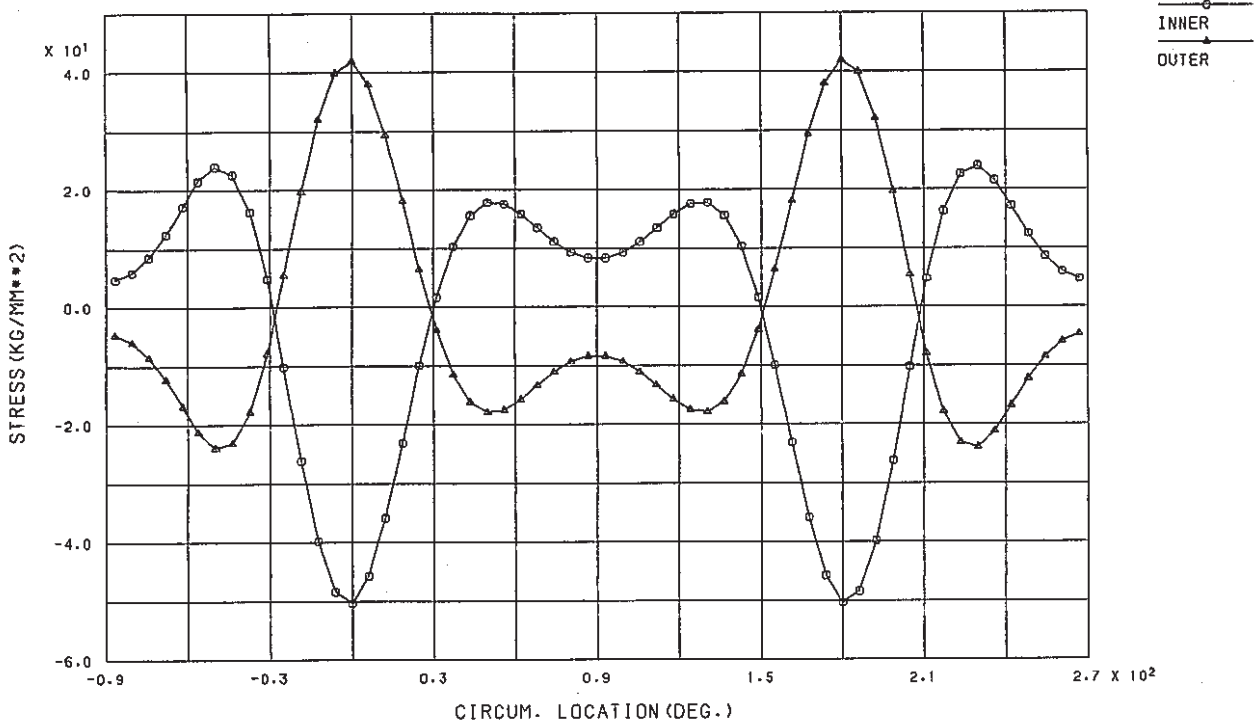
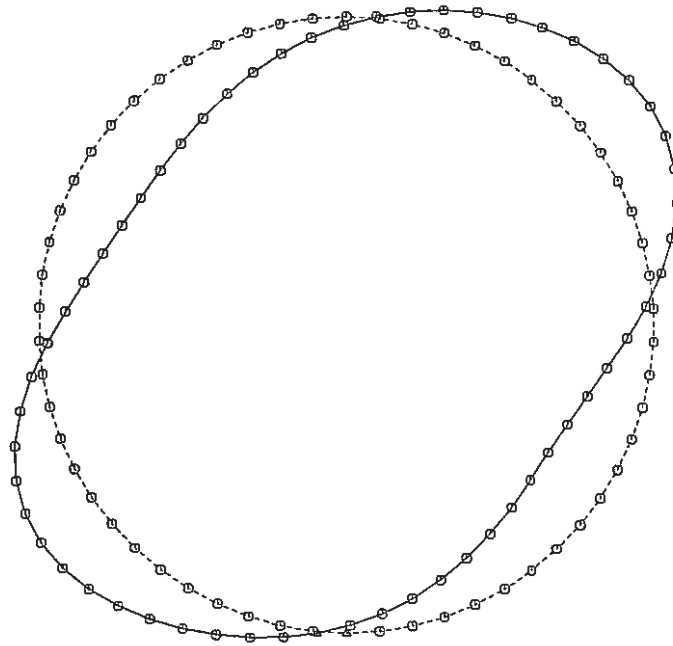


Fig.B.5.3 SIG-S DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
(IN-PLANE BENDING) Ring Model



GEO. SCALE $\frac{1.}{0.}$ 1.40×10^1
 DISP. SCALE $\frac{8.}{0.}$ 8.48

Fig.B.6.1 Deformation of Cross-section for out-of-plane bending of Ring Model

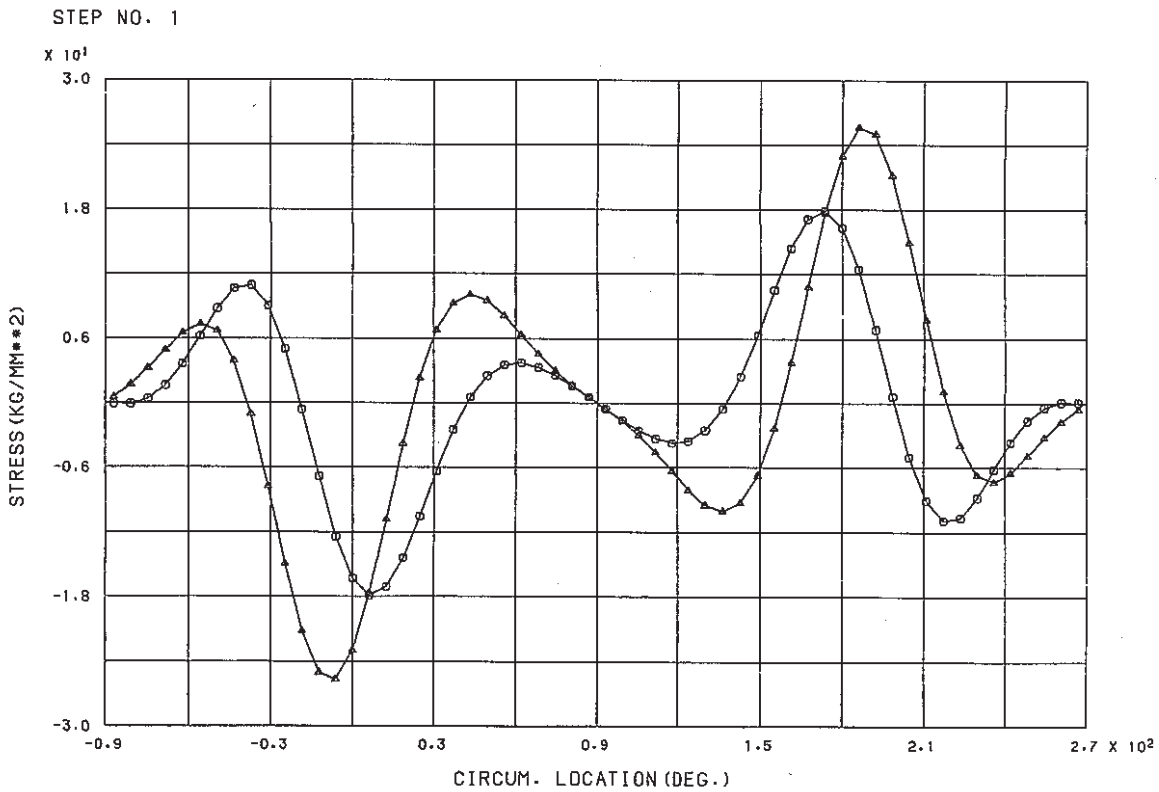


Fig.B.6.2 SIG-L DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
 (OUT OF PLANE BENDING) Ring Model

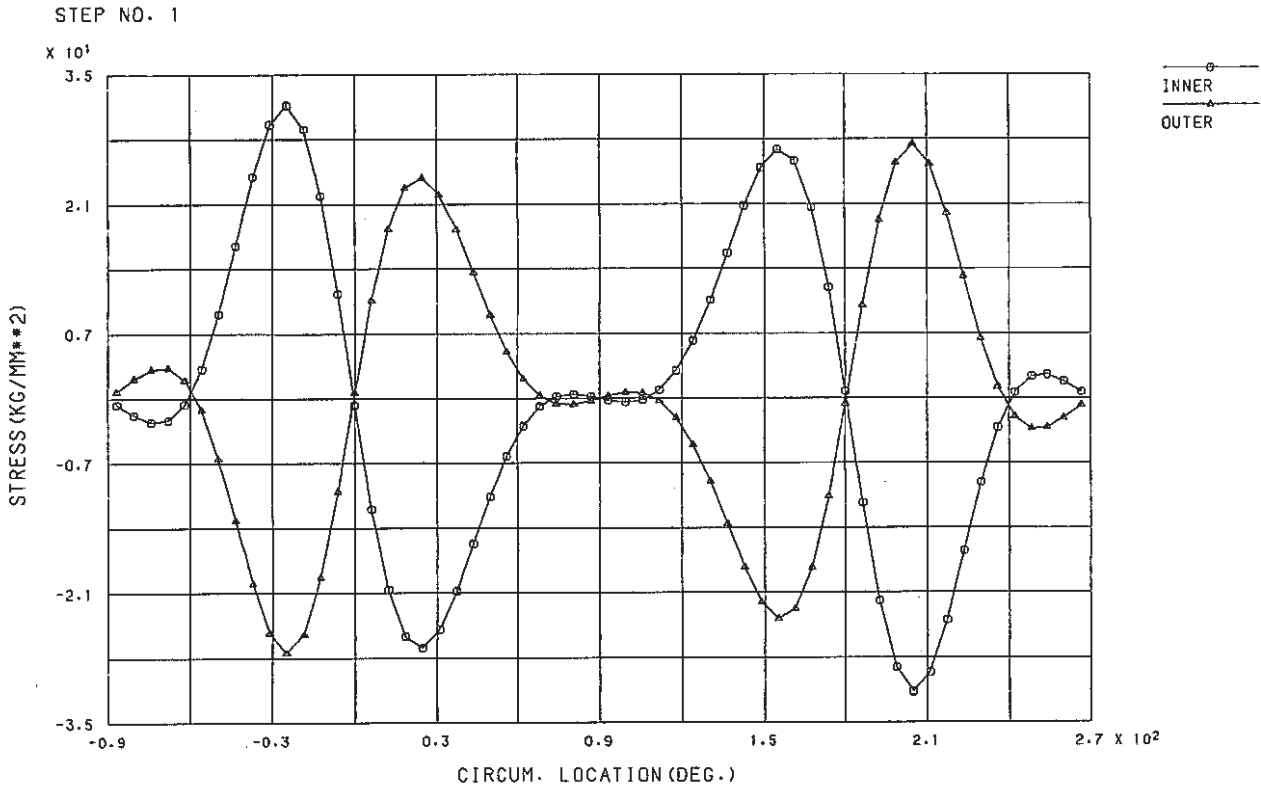


Fig.B. 6.3 SIG-S DISTRIBUTION ALONG CIRCUM.
(OUT OF PLANE BENDING) Ring Model