

# 溶接部形状不連続効果の検討

1989年5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)

## 溶接部形状不連続効果の検討

石川 昌幸\* 笠原 直人\*\*

渡士 克巳\*\*

### 要 旨

構造物の溶接部は形状及び冶金的な不連続が生じるために強度が減少する。本研究は、溶接部の形状不連続効果を応力集中係数という観点から整理し、別途実施される冶金的不連続効果の検討と共に溶接部評価法開発を支援するために行ったものである。

はじめに実際の構造物における溶接部形状不連続の効果を調べるために、小型熱過渡試験装置の供試体取付溶接部に生じた破損部の評価を行った。また広範囲の形状不連続効果の調査を行うために、配管周継手の応力集中係数のパラメトリックな解析を行った。

この結果、小型熱過渡試験装置では溶接部形状不連続部の応力集中が破損の原因となっていることが分かった。また配管周継手では熱過渡荷重による応力集中係数は曲げ機械荷重による応力集中係数で安全側に包絡されること、膜応力による応力集中係数は配管の径によらず、局所的な形状のみで決まることなどが分かった。

以上の結果をもとに、配管周継手の応力集中係数線図の提案を行った。

---

\* 常陽産業㈱

\*\* 大洗工学センター機器構造開発部 構造工学室

May, 1989

## Analytical study on structural discontinuity effects at weldments

Masayuki Ishikawa \* , Naoto Kasahara \*\*  
and Katumi Watashi \*\*

## Abstract

The weldments make reduction of strength on structures with those structural discontinuities and metallurgical ones.

An analytical study on structural discontinuity effects is made for the development of the evaluation methods on weldments.

This research is divided into two items. The one is survey about actual weldment of the junction between STST sodium loop and the specimen where sodium leaked. The other is finite element analyses of various structural discontinuities of weldments subjected to mechanical and thermal loads.

A summary of the results is shown below. The fundamental factor of the STST sodium leakage was found to be stress concentration at the weldment through the former survey.

Stress concentration factors of circumferential weldments were clarified that those factors under thermal loads were no more than ones of bending loads, and the factors in the case of bending were lower than ones under membrane loads.

Rearranging these results, general stress concentration factors at circumferential weldments are proposed.

---

\* JOYO Industry Company Limited

\*\* Structural Engineering Section, Oarai Engineering Center

## 目 次

1. 緒言	1
2. S T S T ループ供試体取付溶接破損部の応力集中係数の検討	2
2.1 全体形状と溶接部のモデル化方法	2
2.1.1 全体形状	2
2.1.2 溶接部のモデル化方法	2
2.2 解析方法	2
2.2.1 温度解析モデル	2
2.2.2 応力解析モデル	3
2.3 S T S T 供試体取付テーパ部熱過渡解析結果	3
2.4 余盛部の応力集中係数の検討結果	3
2.5 裏波部の応力集中係数の検討結果	4
2.5 S T S T ループ供試体取付溶接部の破損原因	4
3. 小口径配管周継手の応力集中係数の検討	26
3.1 全体形状と溶接部のモデル化方法	26
3.1.1 全体形状	26
3.1.2 溶接部のモデル化方法	26
3.2 解析方法	26
3.2.1 温度解析モデル	26
3.2.2 応力解析モデル	26
3.3 機械荷重・熱過渡荷重による応力集中係数の検討	26
4. 大口径配管周継手の応力集中係数の検討	38
4.1 全体形状と溶接部のモデル化方法	38
4.1.1 全体形状	38
4.1.2 溶接部のモデル化方法	38
4.2 解析方法	38
4.2.1 温度解析モデル	38
4.2.2 応力解析モデル	39
4.3 機械荷重による応力集中係数の検討結果	39
4.4 熱過渡荷重(板厚方向温度勾配)による応力集中係数の検討結果	40
4.5 簡易解析による熱ピーク成分の検討	40
5. 配管周継手の応力集中係数線図の作成	62
5.1 熱過渡荷重による応力集中係数比較結果	62
5.2 機械荷重による応力集中係数比較結果	62
5.3 熱ピーク応力の割合に対する応力集中係数検討結果	63
5.4 配管周継手の応力集中係数線図の提案	63
6. 結論	75
7. 文献	76

## 表 リ ス ト

## L i s t o f T a b l e s

T a b l e 3.1	Table of Thermal Stress, Membrane Stress, and Bending Stress in Small Piping-Tube .....	28
T a b l e 4.1	Comparison of Thermal Stress Analysis and Simplified in Elastic Analysis (H= 825Kcal/m <sup>2</sup> h°C) .....	42
T a b l e 4.2	Comparison of Thermal Stress Analysis and Simplified in Elastic Analysis (H=1600Kcal/m <sup>2</sup> h°C) .....	43
T a b l e 4.3	Comparison of Thermal Stress Analysis and Simplified in Elastic Analysis (H=5000Kcal/m <sup>2</sup> h°C) .....	44
T a b l e 5.1	Comparison of Stress Concentration Factor in Change of Form at Back-Weld .....	64
T a b l e 5.2	Comparison of Stress Concentration Factor in Bending Stress and Membrane Stress .....	65
T a b l e 5.3	Stress Concentration Factor for Heat Peak Ratio .....	66

## 目 次

## L i s t o f F i g u r e s

Fig. 2.1	Configuration of Test Section	5
Fig. 2.2	Macrograph of Test Section at failure Cut	6
Fig. 2.3	Configuration of Weld Zone	7
Fig. 2.4	Analysis Model(OUTER=0° STST TAPAR MODEL)	8
Fig. 2.5	Analysis Model(OUTER=14.5 ° STST TAPAR MODEL)	9
Fig. 2.6	Analysis Model(OUTER=14.5 ° STST TAPAR MODEL)	10
Fig. 2.7	Analysis Model(OUTER=45 ° H=0.15 STST TAPAR MODEL)	11
Fig. 2.8	Analysis Model(OUTER=60 ° STST TAPAR MODEL)	12
Fig. 2.9	Analysis Model(OUTER=90 ° STST TAPAR MODEL)	13
Fig. 2.10	Analysis Model(INNER=0° STST TAPAR MODEL)	14
Fig. 2.11	Analysis Model(INNER=14.5 ° STST TAPAR MODEL)	15
Fig. 2.12	Analysis Model(INNER=45 ° STST TAPAR MODEL)	16
Fig. 2.13	Analysis Model(INNER=60 ° STST TAPAR MODEL)	17
Fig. 2.14	Convection Film Model	18
Fig. 2.15	Heat Convective Boundary	19
Fig. 2.16	Thermal Transient Condition ( Flowing-Temperature )	20
Fig. 2.17(a)	8-node Quadrilateral Air-Symmetric Heat Conduction Element HQAX8	21
Fig. 2.17(b)	3-node Axi-Symmetric Heat Convection Element FCAX3	21
Fig. 2.18	Equivalent Solid Plate Model	22
Fig. 2.19	8-node Quadrilateral Axi-Symmetric Element	23
Fig. 2.20	Stress Concentration Factor Welded Portion (STST MODEL)	24
Fig. 2.21	Stress Concentration Factor Welded Porti, Inner (STST MODEL)	25
Fig. 3.1	Analysis Model(INNER=0° SMALL-TUBE MODEL)	29
Fig. 3.2	Analysis Model(INNER=14.5 ° SMALL-TUBE MODEL)	30
Fig. 3.3	Analysis Model(INNER=45 ° SMALL-TUBE MODEL)	31
Fig. 3.4	Analysis Model(INNER=60 ° SMALL-TUBE MODEL)	32

Fig.	3.5	Convection Film Model ( SMALL-TUBE )	33
Fig.	3.6	Heat Convective Boundary ( SMALL-TUBE )	34
Fig.	3.7	Equivalent Solid Plate Model ( SMALL-TUBE )	35
Fig.	3.8	Membrane Stress ( Tension Load ), SMALL-TUBE	36
Fig.	3.9	Stress Concentration Factor Welded Portion ( SMALL-TUBE )	37
Fig.	4.1	Comparison of Form at Reinforcement of Weld Zone	45
Fig.	4.2	Analysis Model( INNER=0° TTS-RV-MODEL )	46
Fig.	4.3	Analysis Model( INNER=14.5° TTS-RV-MODEL )	47
Fig.	4.4	Analysis Model( INNER=45° TTS-RV-MODEL )	48
Fig.	4.5	Analysis Model( INNER=60° TTS-RV-MODEL )	49
Fig.	4.6	Convection Film Model ( BIG-TUBE )	50
Fig.	4.7	Heat Convective Boundary( BIG-TUBE )	51
Fig.	4.7(a)	Thermal Transient Condition ( Change Velocity of Flowing-Temperature at 1 °C/SEC)	52
Fig.	4.7(b)	Thermal Transient Condition ( Change Velocity of Flowing-Temperature at 5 °C/SEC)	52
Fig.	4.7(c)	Thermal Transient Condition ( Change Velocity of Flowing-Temperature at 40°C/SEC)	52
Fig.	4.8	Equivalent Solid Plate Model( BIG-TUBE )	53
Fig.	4.9	Membrane Stress ( Tension Load ), BIG-TUBE	54
Fig.	4.10	Stress Concentration Factor of Welded Portion ( BIG-TUBE )	55
Fig.	4.11	Stress Concentration Factor of Welded Portion (1.0)	56
Fig.	4.12	Stress Concentration Factor of Welded Portion (5.0)	57
Fig.	4.13	Stress Concentration Factor of Welded Portion (40.0)	58
Fig.	4.14	dT/dt Versus Stress Relation ( H= 825K )	59
Fig.	4.15	dT/dt Versus Stress Relation ( H=1600K )	60
Fig.	4.16	dT/dt Versus Stress Relation ( H=5000K )	61
Fig.	5.1	Stress Concentration Factor of Welded Portion (BIG, H=5000)	67
Fig.	5.2	Stress Concentration Factor of Welded Portion (BIG, H=1600)	68
Fig.	5.3	Stress Concentration Factor of Welded Portion (BIG, H= 825)	69



F i g .	5.4	Stress Concentration Factor of Welded Portion (SMALL)	70
F i g .	5.5	Stress Concentration Factor of Welded Portion (BENDING)	71
F i g .	5.6	Stress Concentration Factor of Welded Portion (MEMBRANE)	72
F i g .	5.7	Stress Concentration Factor V. S. Heat Peak Factor (BIG-TUBE)	73
F i g .	5.8	Stress Concentration Factor of Welded Portion (BIG AND AMALL TUBE)	74

## 1 . 緒 言

大型炉では炉容器の径が大きくなるため、一体リング鍛造は難しく溶接構造が取り入れられると考えられる。

構造物の溶接部は、特別な仕上げ加工をしない限り複雑な形状をしており、運転中には荷重条件に応じた応力集中が生じる。<sup>(1)</sup>

本研究は大洗工学センター 構造工学室 小型熱過渡試験装置（以下S T S Tとする）で、発生した供試体取付け溶接部の破損原因調査に端を発し、大小口径配管についてパラメトリックな解析を行い、その結果を整理したものである。さらに溶接部評価法の合理化を目的として溶接部余盛り形状に関する応力集中係数線図を作成した。

ここで、溶接部は複雑な形状をしているため、形状の一般化を行うために、溶接余盛りや裏波部を円弧の一部と仮定して解析モデルを作成した。

本報告書の構成は以下の通りである。始めに2章に於いて、S T S Tループ供試体取付け溶接破損部の応力集中係数の検討を示す。次に3章と4章に於いて、大小口径配管の溶接部に関しての機械荷重、熱過渡荷重による応力集中係数のパラメトリックな解析結果を紹介する。

5章は配管周継手の応力集中係数線図の作成であり、3章、4章の結果をもとに配管周継手の応力集中係数線図の提案を行う。

## 2. S T S T ループ 供試体 取付 溶接 破損部 の 応用 集中 係数 の 検討

S T S T ループは構造工学室にあり、昭和63年5月11日にNaリークが供試体取付溶接部から発生した。

以下に示す方法で、溶接部をモデル化して、その原因を調査した。

### 2.1 全体形状と溶接部のモデル化方法

#### 2.1.1 全体形状

破損した部分は、テーパ付き供試体固定フランジ部であり、内径が53.5mm、板厚は9.75mm、テーパ部以降の板厚が3.5mmである。

供試体取り付け部の全体形状をFig 2.1に示し、切断面の拡大図をFig 2.2に示す。

#### 2.1.2 溶接部のモデル化方法

溶接部形状は複雑であるので、Fig 2.2で示した切断面を次のような考え方でモデル化した。

破損した部分は、テーパ付け根部であるが破損した原因としては、テーパの影響だけでなく、溶接余盛りによる構造不連続が考えられるため、溶接余盛りをFig 2.3に示す方法で円弧の一部として模擬した。図中で実測値に近い $\theta$ は、 $14.5^\circ$ であった。さらに、溶接部形状の影響を検討するために、 $\theta = 45^\circ$ 、 $60^\circ$ 、 $90^\circ$ と変化させてその影響を調べた。

解析モデル図をFig 2.4、2.5、2.6、2.7、2.8、2.9に示す。

Fig. 2.7に関しては、円弧によるモデル化の影響の有無を検討するために $H=0.51$ で切断した解析モデルである。また裏波による応力集中係数の検討を行うために、上記の方法で裏波を円弧の一部として模擬し、余盛り部を $14.5^\circ$ の円弧とし、裏波は $0^\circ$ 、 $14.5^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $60^\circ$ とした。解析モデル図を、Fig 2.10、2.11、2.12、2.13に示す。

### 2.2 解析方法

#### 2.2.1 温度解析モデル

Fig 2.14に伝達フィルムモデルの形状、寸法、メッシュ分割を示す。また伝熱境界条件をFig 2.15に熱過渡条件をFig 2.16に示し、Seban, R. A., Shimazaki, T. T. の式<sup>(2)</sup>よ

り計算し、9375Kcal/m<sup>2</sup>h<sup>(a)</sup>の一定値を用いた。なお本解析に使用したコードは FINAS Ver. 10.0<sup>(a)</sup>であり、要素についての説明をFig 2.17(a), (b) に示す。

## 2.2.2 応力解析モデル

応力解析に用いる軸対称モデルの形状、要素分割及び境界条件をFig 2.18に示す。又使用した要素をFig 2.19に示す。

## 2.3 S T S T 供試体取付テーパー部熱過渡解析結果

本節は、余盛り部の応力集中を考慮せずに解析した結果を紹介する。

破損したテーパー部の非定常温度解析、熱弾性解析及びT T S - D S（構造物強度確性試験施設の安全裕度を取り除いたクリープ損傷評価法、文献（1）参照）による損傷評価を行いその原因を調査した。

解析モデルは、溶接部余盛り、裏波等の局所不連続を模擬せずに、図面寸法から作成した。（Fig 2.1 参照）

解析結果から、き裂発生までの全サイクルについて、T T S - D Sを用いて強度評価を行った結果1.462の損傷値となった。

従ってテーパー付け根部にRをとらなかつたとすれば、き裂発生の可能性は設計時からあったと考えられる。しかし応力の分布がテーパー付け根部の局所的なものであることと、従来の試験結果ではT T S - D Sによる損傷値1.462は、き裂の発生に対応しているため、溶接による形状不連続がなかつた場合、破損には至らなかつたと考えられる。

データ集（構造室室内資料）1、2、3頁に最大応力発生時の温度コンター（等温線図）、応力コンター（等応力線図）、板厚方向応力分布を示す。

以上の結果、溶接部余盛り形状による応力集中が破損に対して、重要な役割をしていることが分かつた。このため、以下の溶接形状の調査を行った。

## 2.4 余盛り部の応力集中係数の検討結果

S T S T ループ供試体取付溶接部の溶接高さの影響を調べるため、実際の余盛り形状の場合と、それよりも余盛り高さが高かつた場合の応力集中係数を検討した。

余盛り高さ<sup>(a)</sup>と応力集中係数との関係をFig 2.20に示す。

（縦軸は応力集中係数、横軸は余盛り高さ、シンボルL1 OUTER-Cはテーパー付け根部、L2-

OUTER-Cは、テーパ付け根部の反対側の溶接終端部である。)

Fig. 2.20 より、S T S T 供試体取り付け部(余盛り高さ $14.5^\circ$ )の応力集中係数は、1.3程度あることが分かった。また応力集中係数はテーパ付け根部において、余盛り高さが高い程応力集中係数は大きくなっている傾向があることが分かった。またテーパ付け根部の反対側の溶接終端部では、必ずしも余盛り高さが高い程応力集中係数が大きい訳ではなく、通常の溶接部では最大2程度であることが分かった。これは、熱過渡荷重の場合、軸方向曲げと板厚内温度勾配による曲げ応力とが相殺されるためと考えられる。

## 2.5 裏波部の応力集中係数の検討結果

裏波の形状不連続効果を検討するためにS T S T ループ供試体取り付け部の余盛り形状を、実測値と同じ立ち上げ角度(外側 $14.5^\circ$ )の円弧とし、内側の裏波の高さを変化させて、応力集中係数を計算した。応力集中係数の比較結果をFig. 2.21に示す。(縦軸は応力集中係数、横軸は裏波の高さ、シンボルINNER-C はテーパ付け根部の内側、OUTER-C はテーパ付け根部の外側である。) Fig. 2.21より、内側の応力集中係数は裏波の高さが高くなる程、ふえていくが通常の溶接では2程度である。また内側の裏波の高さに変化しても外側の応力集中係数は、ほとんど変化がなく裏波の有無に係わらず外側には、影響ないことが分かった。

データ集 19 ~ 30 頁に各モデルにおける最大応力発生時点での温度コンター、応力コンター、板厚方向応力分布を示す。

## 2.6 S T S T ループ供試体取付溶接部の破損原因

前節までの検討結果から、S T S T ループ供試体取付溶接部が破損し、Naリークに至った原因は、溶接部の応力集中であったと考えられる。またその影響は、余盛り高さが高い程大きいと考えられる。

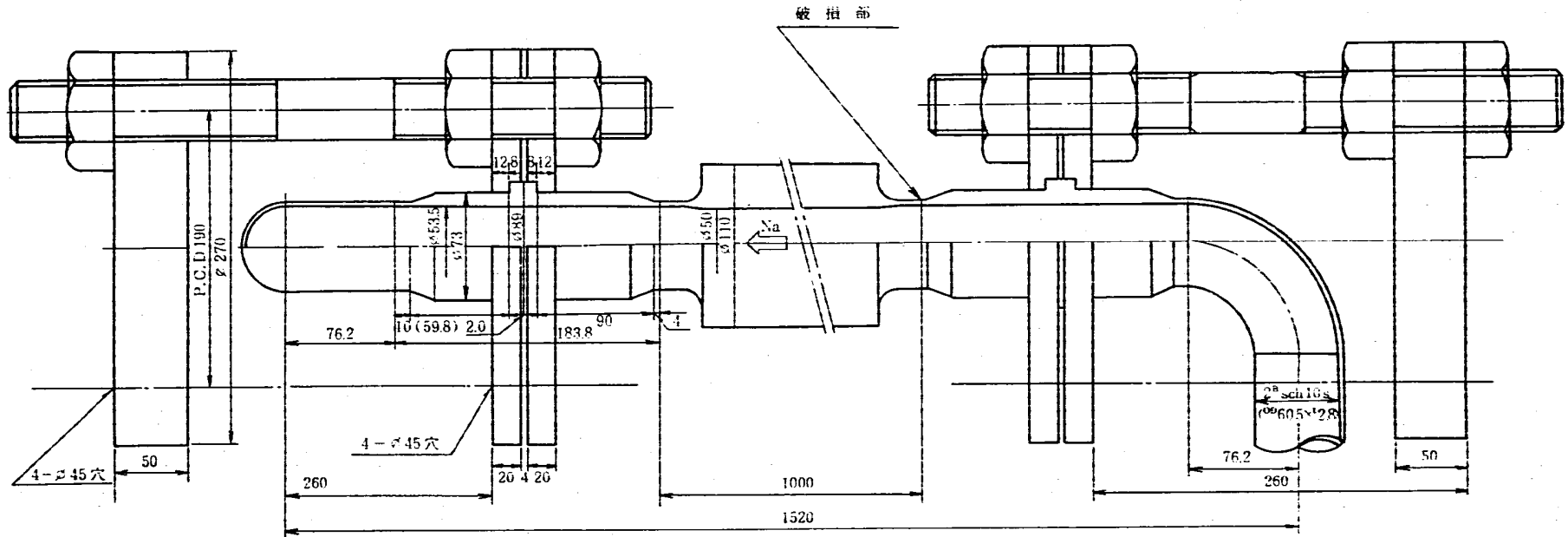


Fig. 2.1 Configuration of Test Section

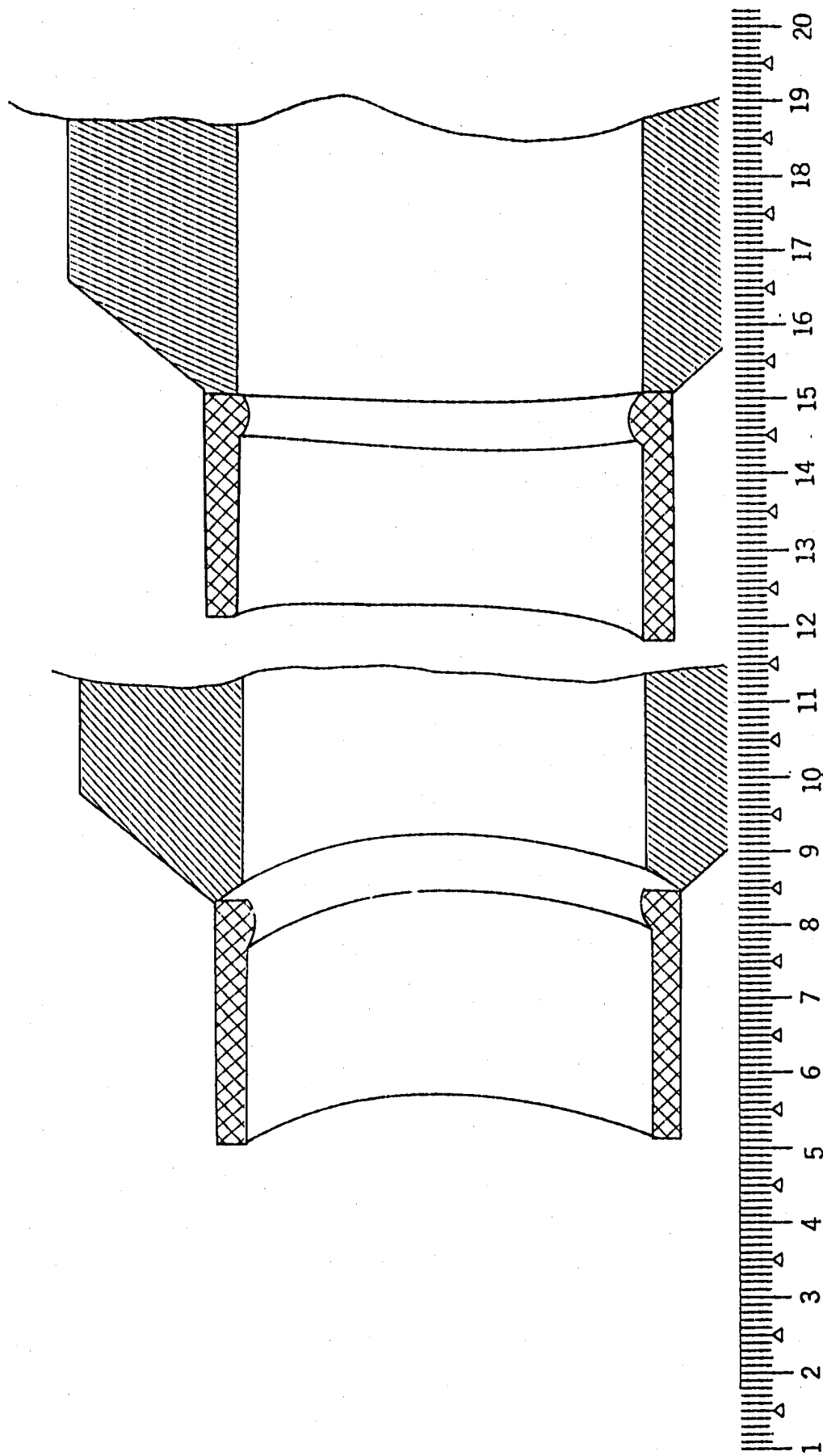
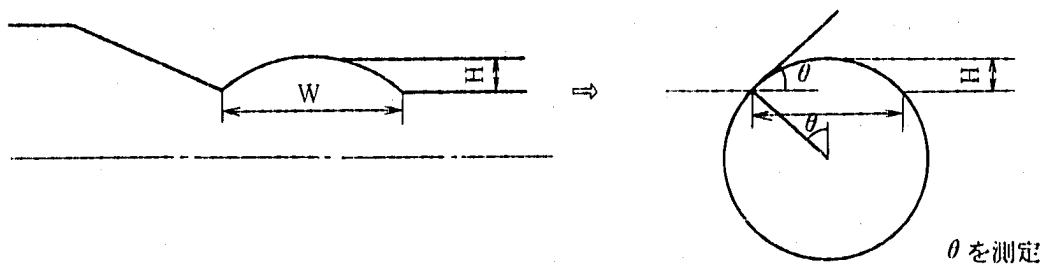


Fig.2.2 Macrograph of Test Section at Failure Cut

1. 溶接部形状の模擬



2. 溶接部形状のパラメータサーベイ

Wを固定して、 $\theta$ を $90^\circ$ 、 $60^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $14.5^\circ$ とふる。

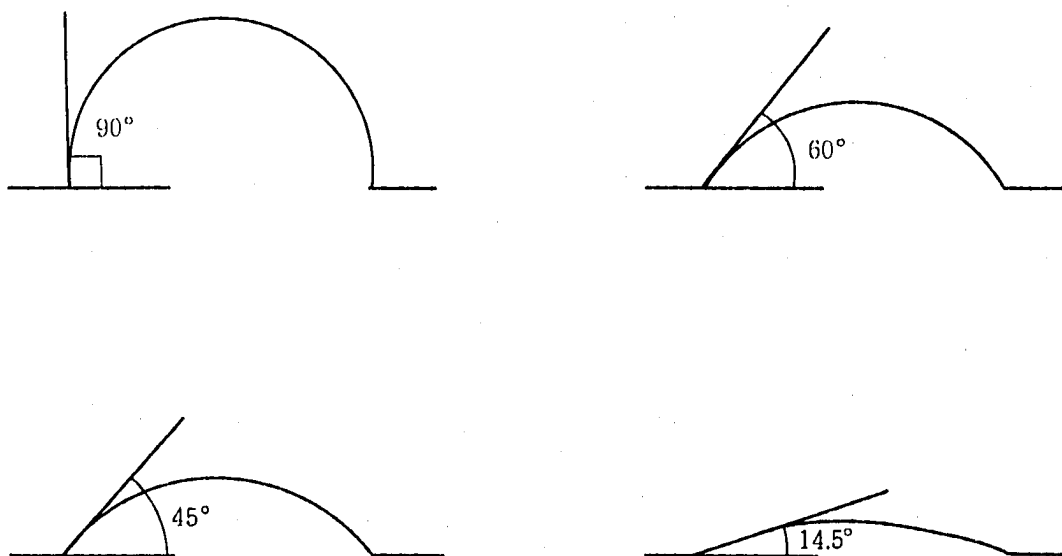
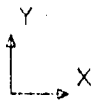
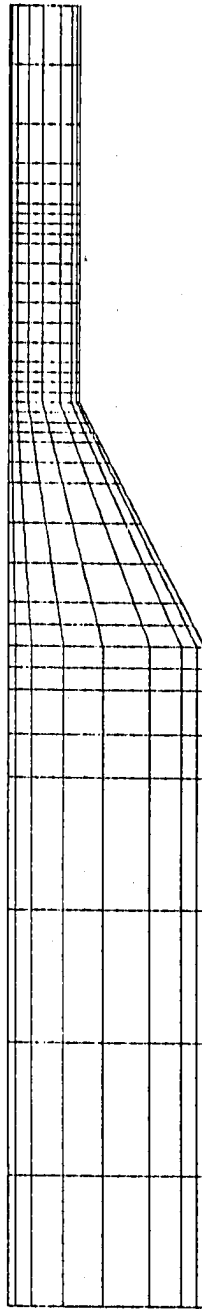
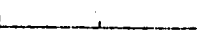


Fig. 2.3 Configuration of Weld Zone



FINAS

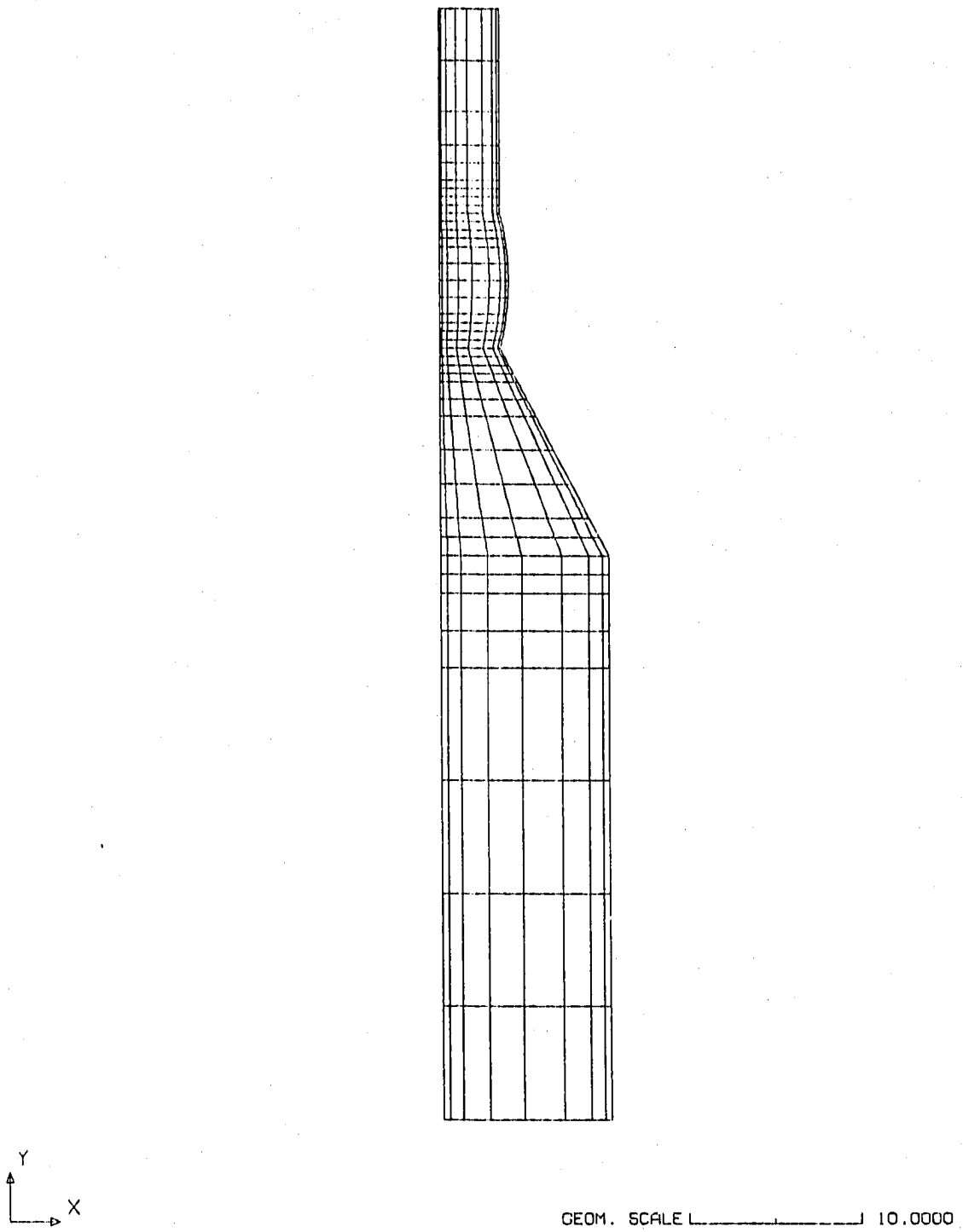


GEOM. SCALE  10.0000

STST TAPAR MODEL

Fig. 2.4 Analysis Model ( OUTER = 0° STST TAPER MODEL )

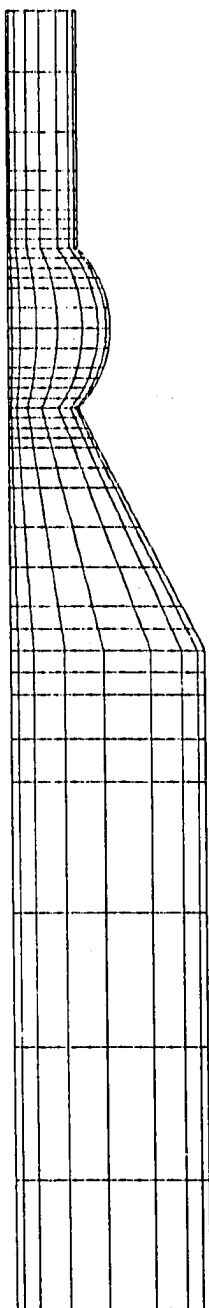
FINAS



STST TAPER MODEL (THETA=14.5)

Fig. 2.5 Analysis Model ( OUTER = 14.5° STST TAPER MODEL )

FINAS

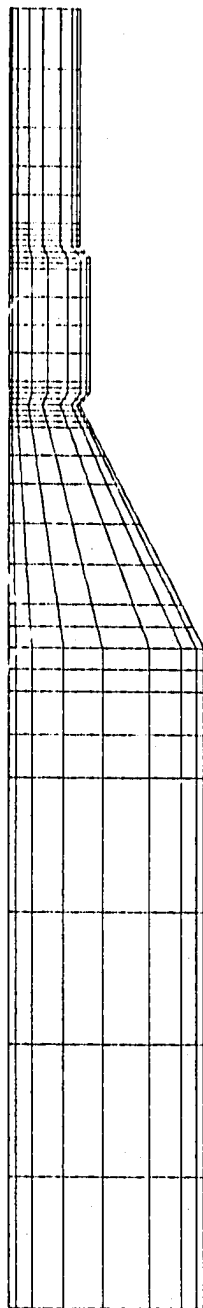


GEOM. SCALE 1 10.0000

STST TAPER MODEL (THETA=45)

Fig. 2.6 Analysis Model (OUTER = 45° STST TAPER MODEL)

FINAS

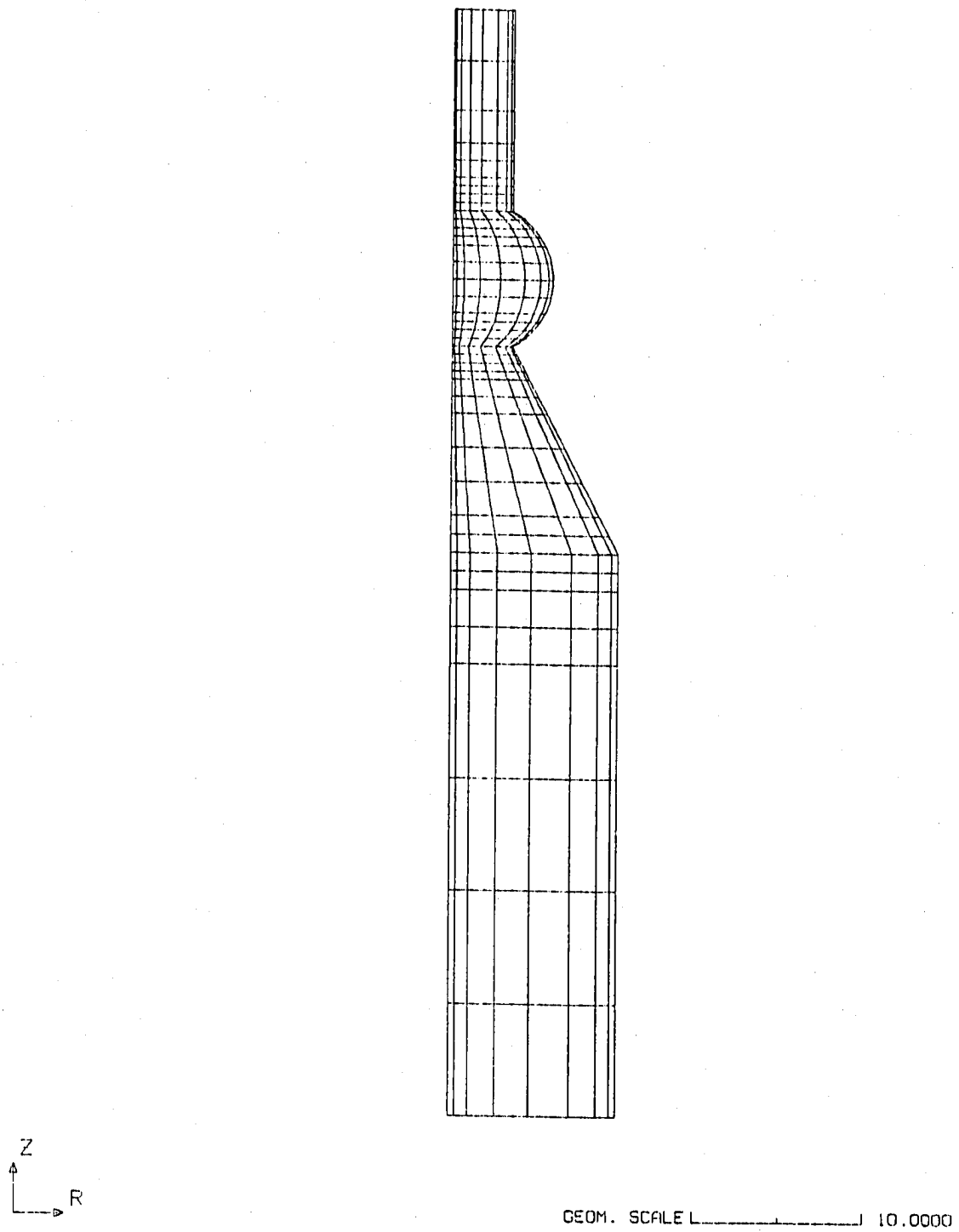


GEOM. SCALE \_\_\_\_\_ 10.0000

STST TAPER MODEL (THETA=45.H=0.51)

Fig. 2.7 Analysis Model ( OUTER = 45° H = 0.51 STST TAPER MODEL )

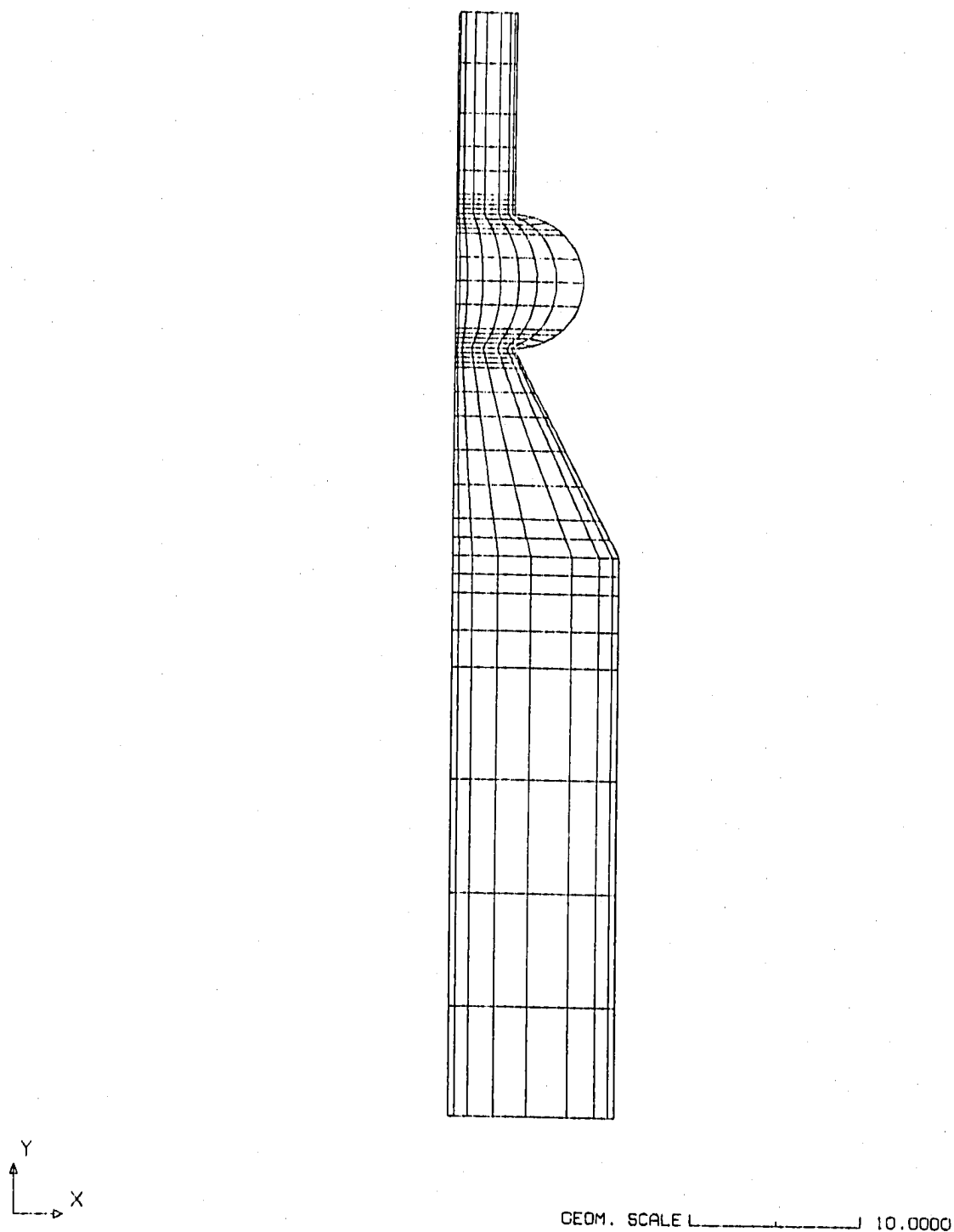
FINAS



STST TAPER MODEL-5

Fig. 2.8 Analysis Model ( OUTER = 60° STST TAPER MODEL )

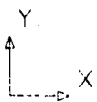
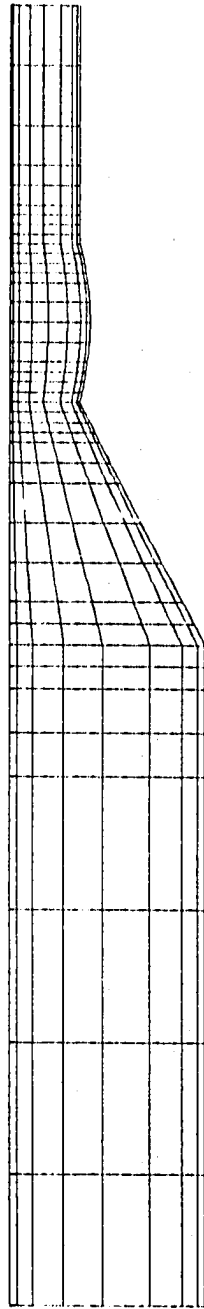
FINAS



STST TAPER MODEL (THETA=90)

Fig. 2.9 Analysis Model ( OUTER = 90° STST TAPER MODEL )

FINAS

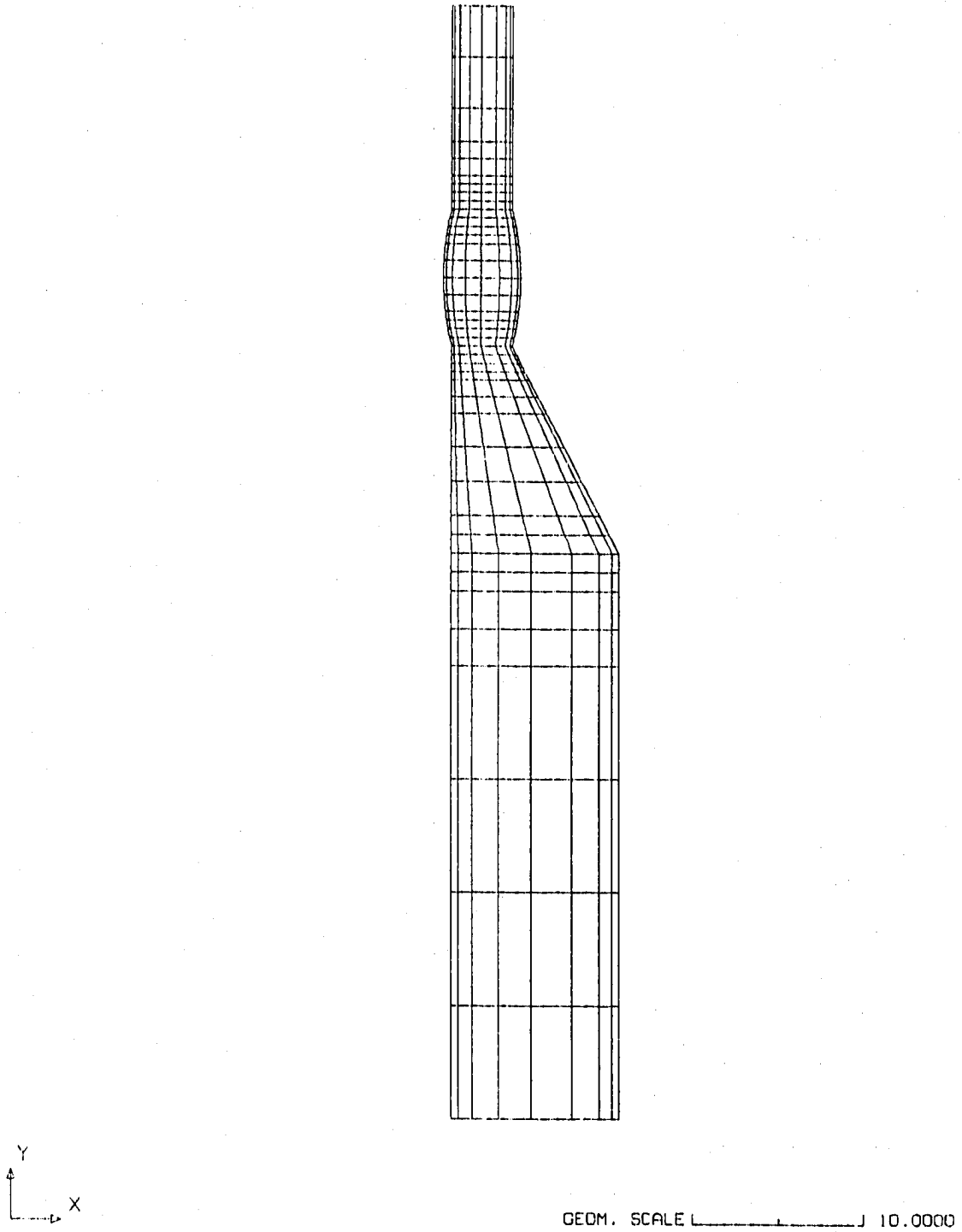


GEOM. SCALE 1 10.0000

STST TAPER MODEL-4 (THETA=14.5, INNER=0.0)

Fig. 2.10 Analysis Model ( INNER = 0° STST TAPER MODEL )

FINAS

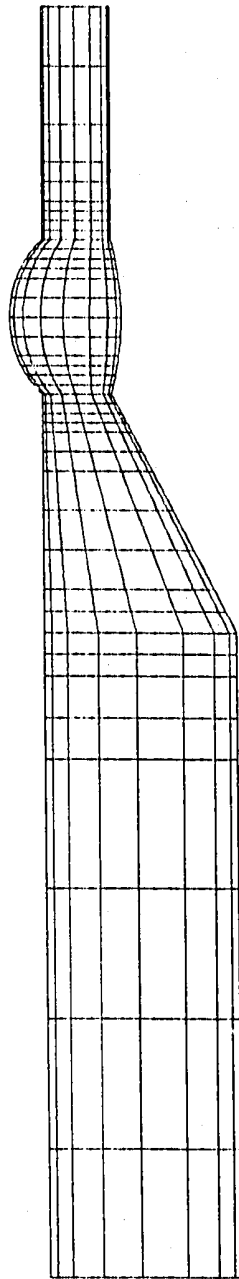


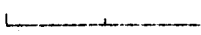
STST TAPAR MODEL-6 (THETA=14.5, INNER=14.5)

Fig. 2.11 Analysis Model (INNER = 14.5° STST TAPER MODEL)



FINAS

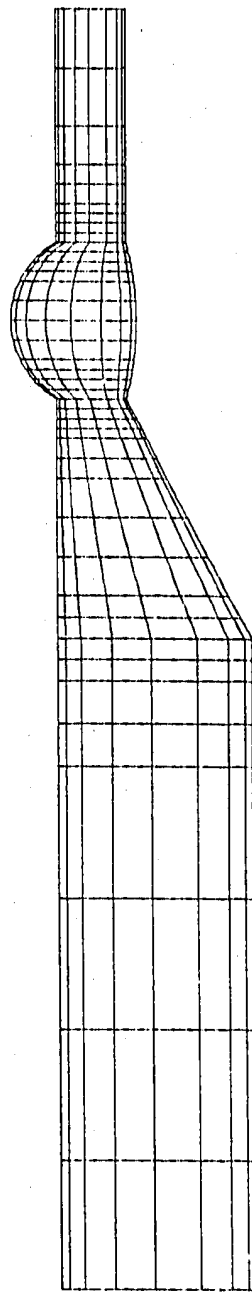


GEOM. SCALE  10.0000

STST TAPER MODEL-7 (THETA= 14.5, INNER=45)

Fig. 2.12 Analysis Model (INNER= 45° STST TAPER MODEL)

FINAS

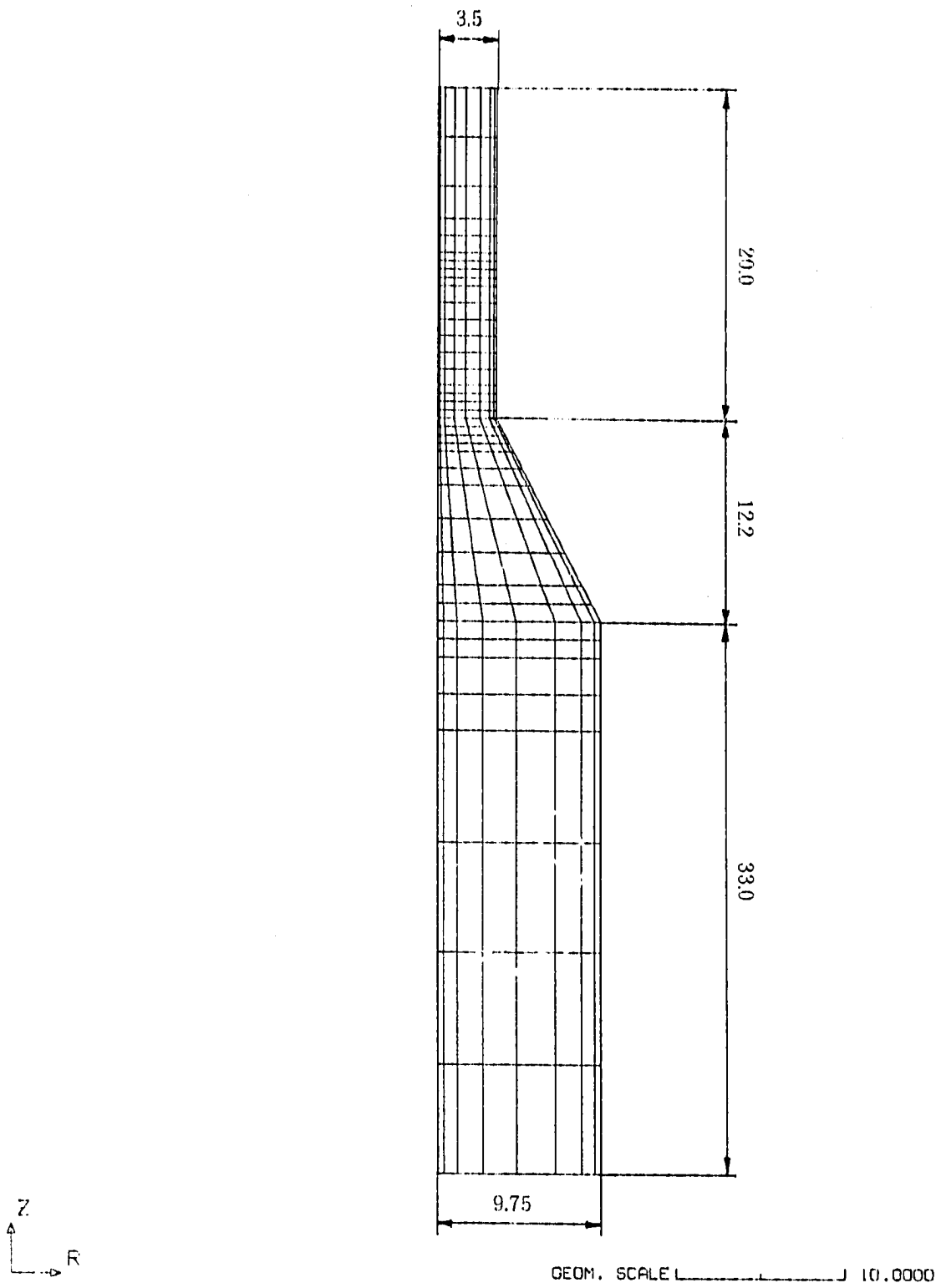


GEOM. SCALE \_\_\_\_\_ 10.0000

STST TAPER MODEL.(THETA=14.5+INNER=60)

Fig. 2.13 Analysis Model (INNER = 60° STST TAPER MODEL)

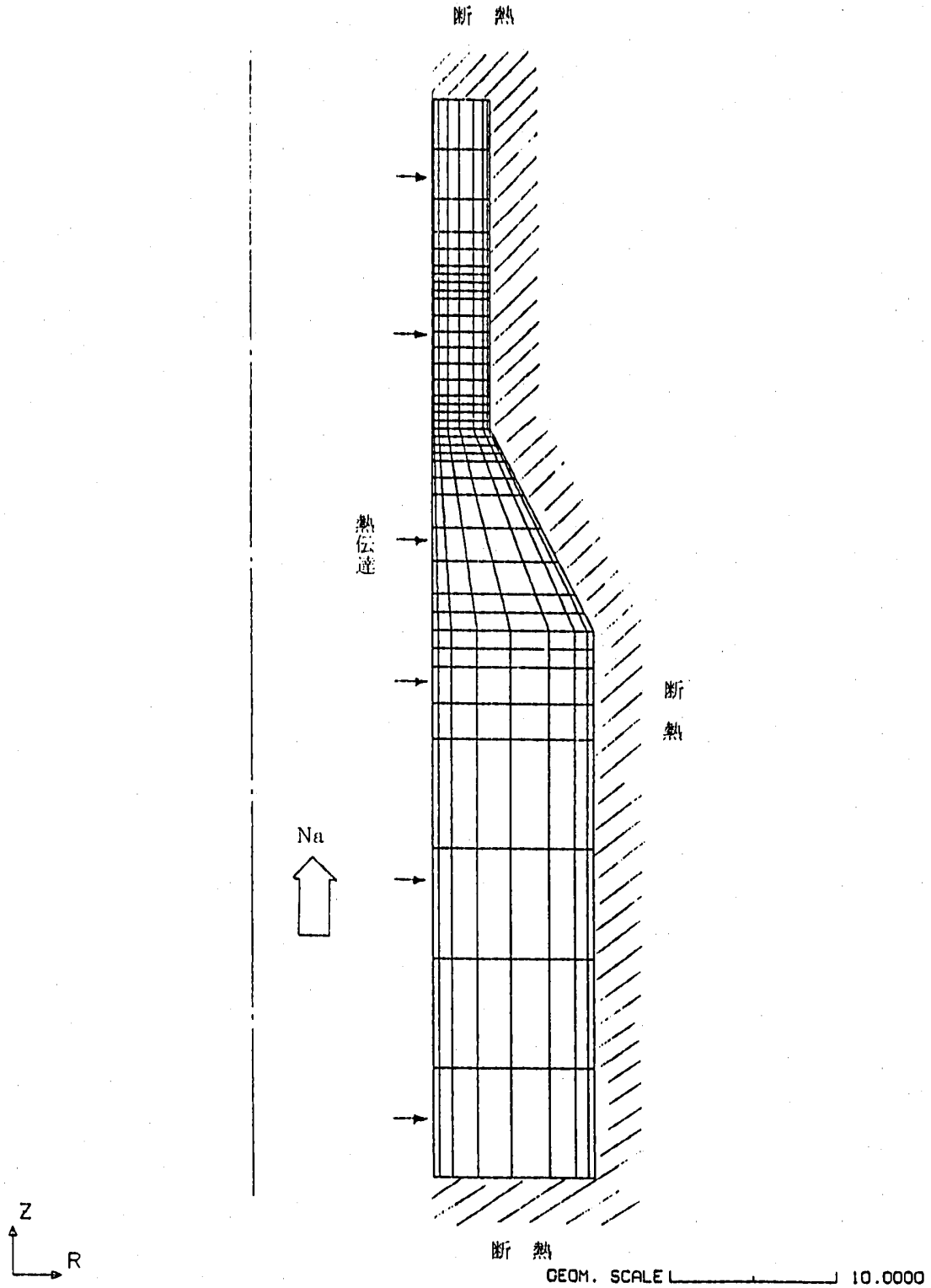
FINAS



STST TAPAR MODEL

Fig. 2.14 Convection Film Model

FINAS



STST TAPAR MODEL

Fig. 2.15 Heat Convective Boundary

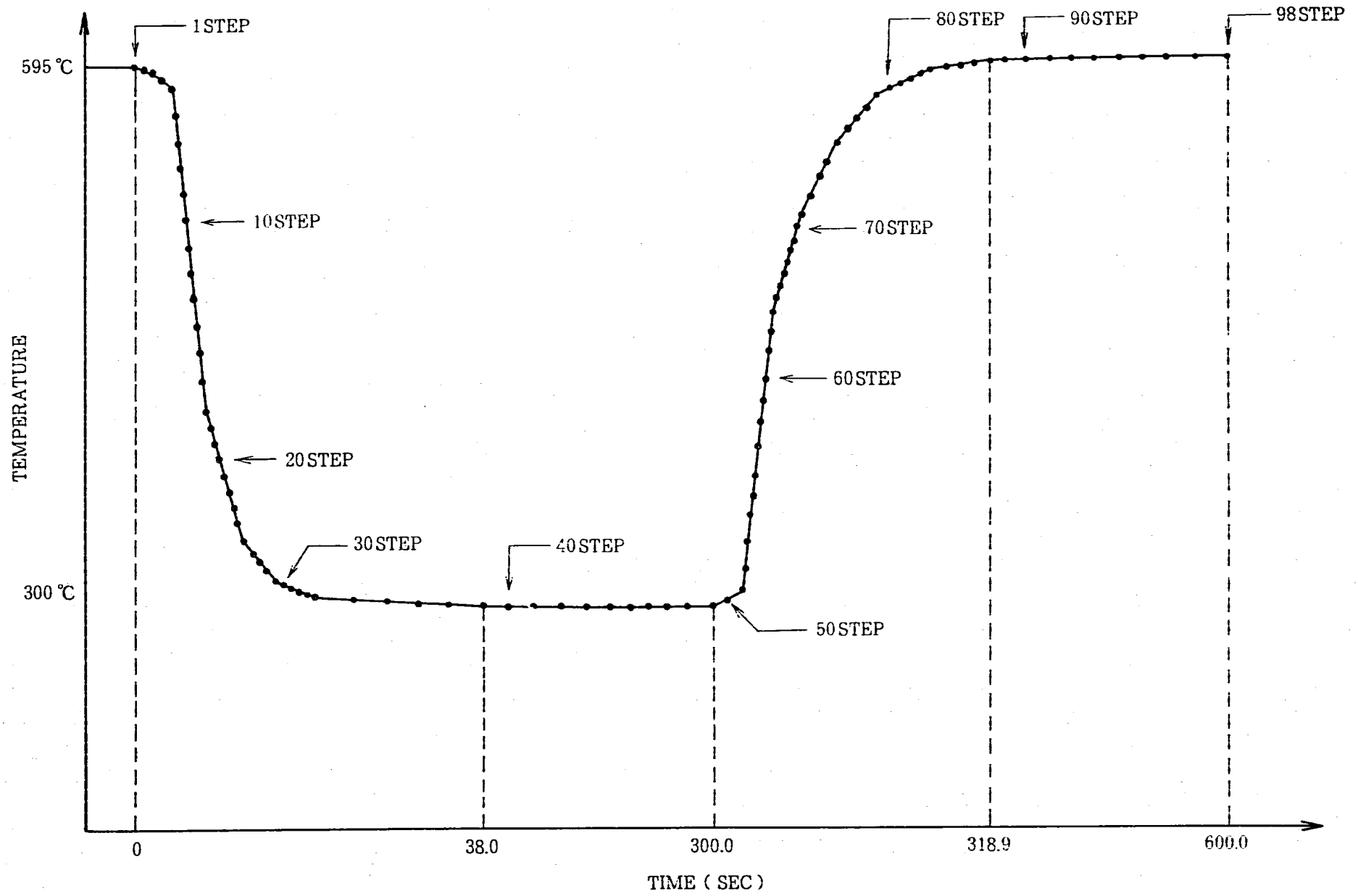
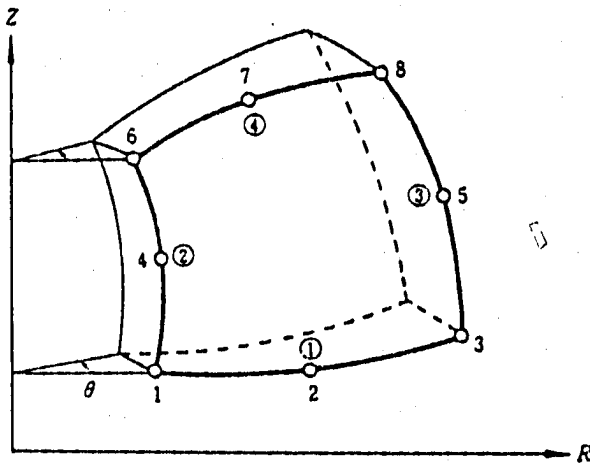


Fig. 2.16 Thermal Transient Condition (Flowing - Temperature)

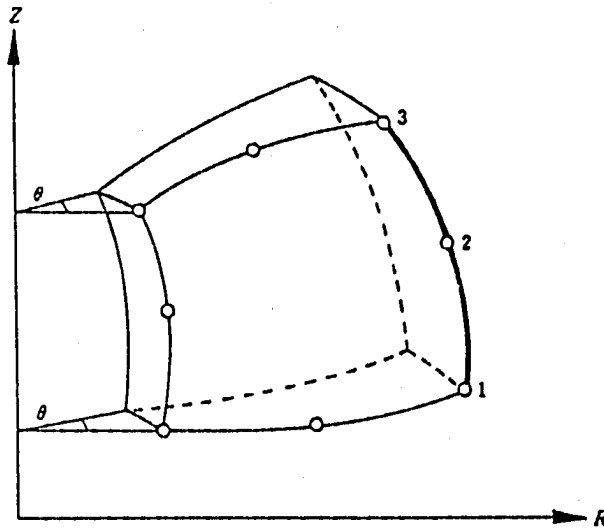
HQAX 8 要素は、放物線曲辺形状のアイソパラメトリック軸対称要素である。この要素では、 $3 \times 3$  点の Gauss の数値積分を用いており、各積分点で材料の温度依存性を評価している。



- 形状 四辺形軸対称要素
- 節点数 8
- 節点座標  $R, Z$  座標
- 補間関数 Serendipity の 2 次元 2 次補間式
- 積分点  $9 (3 \times 3)$
- 熱流束  $\varphi_R, \varphi_Z$

Fig. 2.17(a) 8-node Quadrilateral Axis-Symmetric Heat Conduction Element HQAX 8

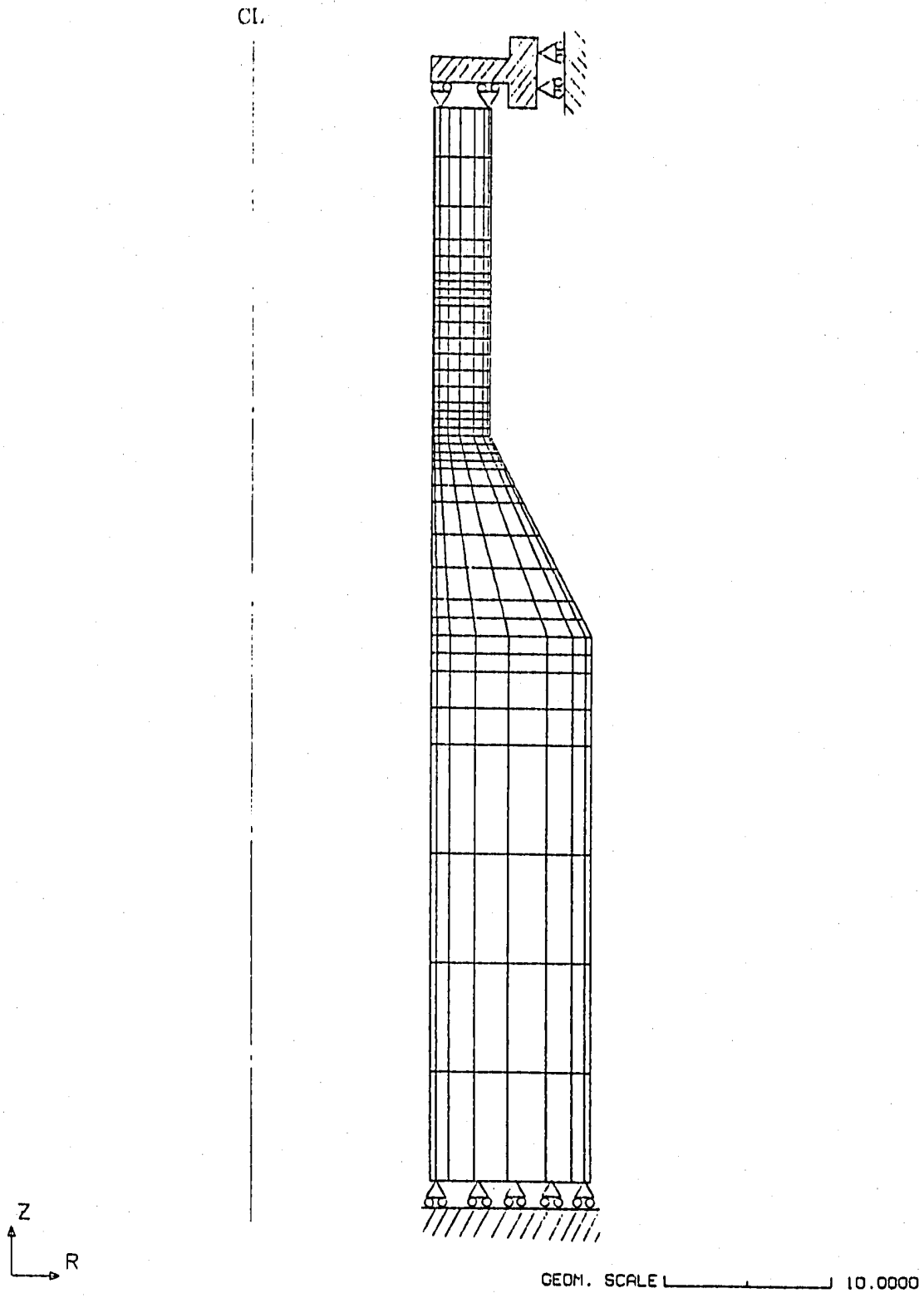
FCAX 3 要素は熱伝導構造の境界において熱伝達がある場合に使用する温度分布を 2 次式で仮定した軸対称熱伝達要素である。



- 形状 軸対称曲辺要素
- 節点数 3
- 節点座標  $R, Z$  座標
- 補間関数 Lagrange の 2 次式
- 積分点 3
- 熱流量  $Q$

Fig. 2.17(b) 3-node Axis-Symmetric Heat Convection Element FCAX 3

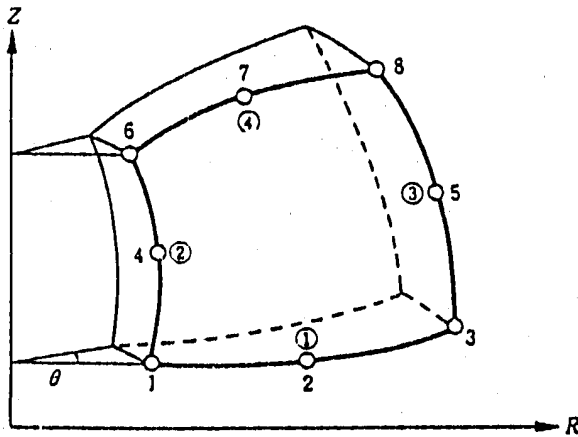
FINAS



STST TAPAR MODEL

Fig. 2.18 Equivalent Solid Plate Model.

QAX8要素は放物線曲辺形状のアイソパラメトリック軸対称要素である。要素剛性マトリックスは3×3点のGaussの数値積分により求めている。この要素では、弾塑性解析、クリープ解析、熱応力解析が可能であり材料の非線形特性の評価は各積分点で行なっている。



形状	四辺形軸対称要素
節点数	8
節点座標	R, Z座標
節点自由度	自由度番号 1 = $u_R$ , 2 = $u_Z$
変位関数	Serendipity の 2次元 2次補間式
積分点	9 (3×3)
応力成分	$\sigma_R, \sigma_Z, \sigma_\theta, \tau_{RZ}$
ひずみ成分	$\epsilon_R, \epsilon_Z, \epsilon_\theta, \gamma_{RZ}$

Fig. 2.19 8-node Quadrilateral Axi-Symmetric Element



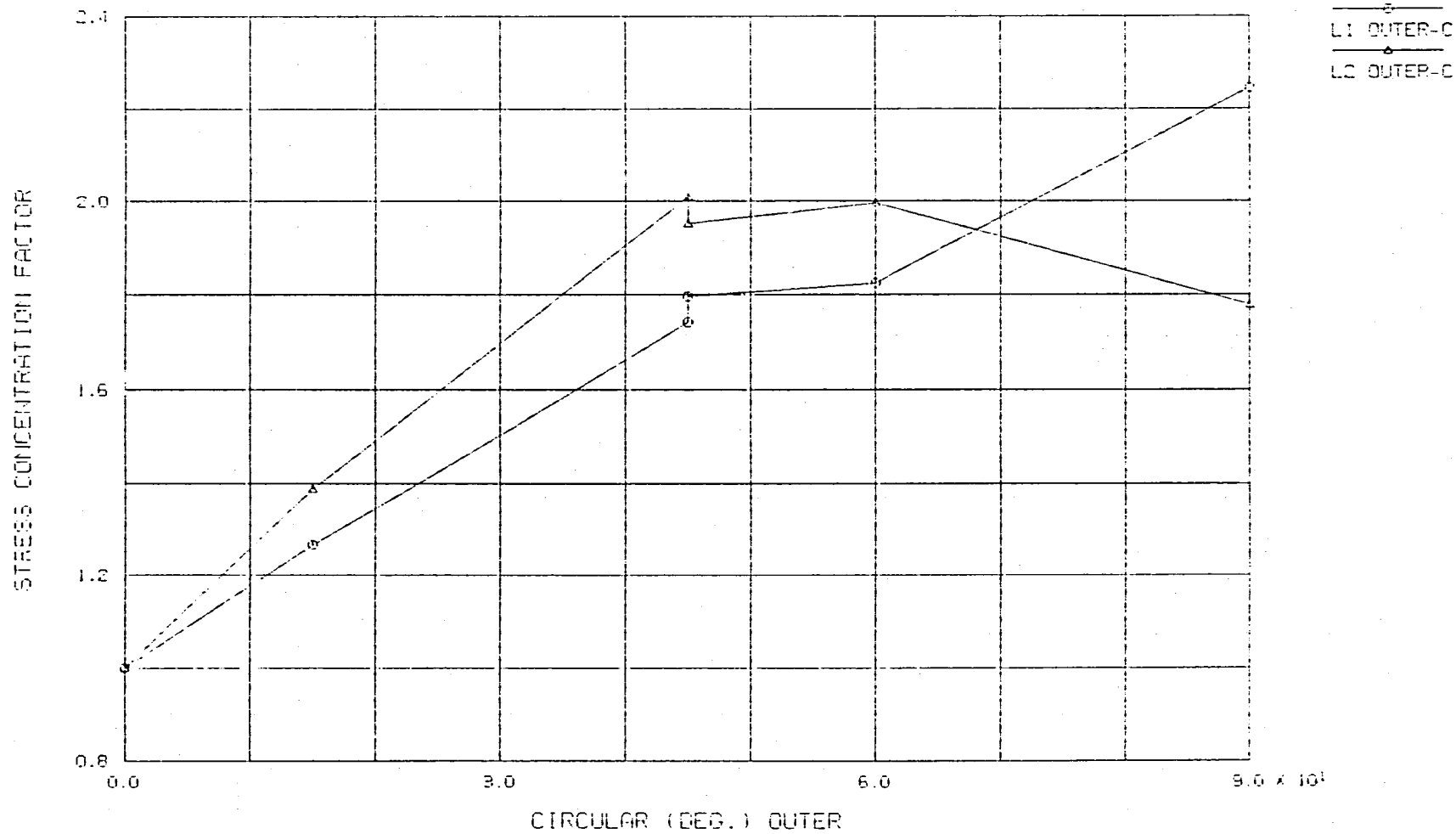


Fig. 2.20 Stress Concentration Factor of Welded Portion (STST MODEL)

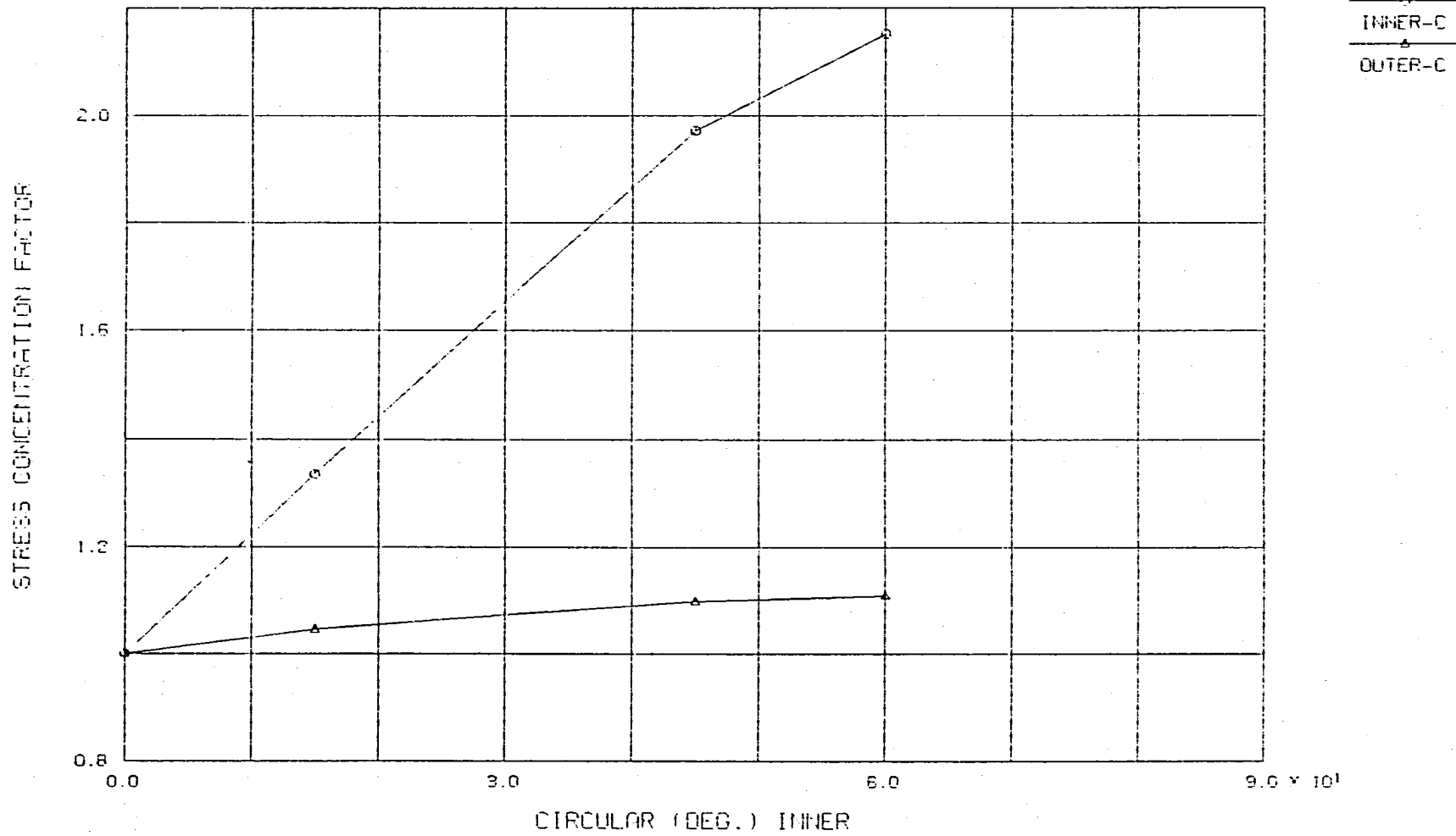


Fig. 2.21 Stress Concentration Factor of Welded Portion, Inner (STST MODEL)

### 3. 小口径配管周継手の応力集中係数の検討

小口径配管周継手について、余盛り高さを一定にして、裏波高さを変化させた場合の応力集中係数の検討を行った。荷重条件は、第2章で述べた熱過渡荷重の他に、膜及び曲げ機械荷重を加えた。

#### 3.1 全体形状と溶接部のモデル化方法

##### 3.1.1 全体形状

第2章2.1.1の項で述べたFig 2.1の供試体接続配管の周継手のモデル化を行う。内径は53.5mm、板厚は3.5mmとする。裏波の幅8mm、外表面余盛りは、薄肉のため仕上げ無しとし、形状は立上がり角度 $14.5^\circ$ の円弧とする。

##### 3.1.2 溶接部のモデル化方法

裏波の高さは、第2章2.1.2に示した方法で、円弧の一部として模擬し、裏波形状は $0^\circ$ 、 $14.5^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $60^\circ$ とする。

解析モデル図をFig 3.1、3.2、3.3、3.4に示す。

#### 3.2 解析方法

##### 3.2.1 温度解析モデル

Fig 3.5に解析モデル形状、寸法、メッシュ分割を示す。また伝熱境界条件をFig 3.6に示す。熱過渡条件に関しては、第2章2.2.1のFig 2.3に示した条件と同じであり、解析に使用したコード、要素も同一である。

##### 3.2.2 応力解析モデル

応力解析に用いる軸対称モデルの形状、要素分割及び境界条件をFig 3.7に示す。又使用した要素は、第2章2.2.2のFig 2.6に示した要素である。

#### 3.3 機械荷重・熱過渡荷重による応力集中係数の検討

荷重条件（弾性解析によって応力集中係数を算出するための荷重条件であり、絶対値は意味を持たない。）は、Fig 3.8示す軸方向に引張荷重10tonを加える膜応力、板厚方向に線形温度差 $\Delta T=200$ ℃を与える事で模擬した曲げ応力、第2章2.2.1の

Fig 2.16に示した条件と同様の熱過渡荷重の3通りを加えた。

Table 3.1 に熱荷重・膜・曲げ応力解析結果一覧表を示し、Fig 3.9 に溶接裏波高さによる各々の応力集中係数を示す。(縦軸に応力集中係数、横軸に溶接裏波高さ、シンボルMEMBRANEは膜応力、THERMAL は熱荷重、BENDING は曲げ応力である。)

上記の解析結果より曲げ応力は、熱荷重に対して応力集中係数は約1%上回っており、膜応力は曲げ応力に対して応力集中係数は約15%上回っていた。この理由としては、荷重の伝達経路を考えると膜応力に関しては、集中部で経路が分断され、力線が集中するので曲げ荷重に対して集中が大きくなるからと考えられる。これらの結果から、設計時に用いる熱荷重に対する応力集中係数として、膜応力の応力集中係数を用いることは可能であり、曲げ機械荷重による応力集中係数を用いれば、より詳細な評価が可能と考えられる。

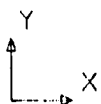
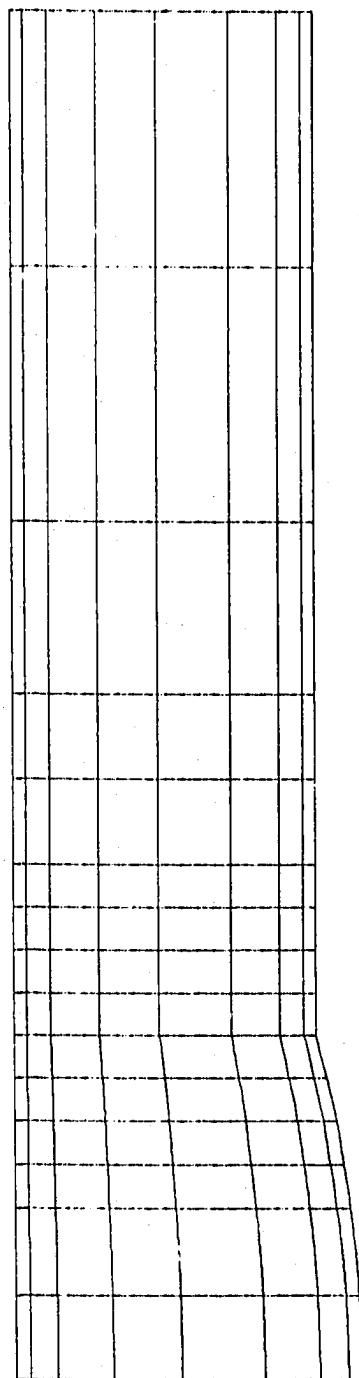
データ集31~50頁に各モデルにおける最大応力発生時点での温度コンター、応力コンター、板厚方向応力分布を示す。

Table 3.1 Table of Thermal Stress, Membrane Stress, and Bending Stress in Small Piping-Tube

モデル名	相当応力 (Kg/mm <sup>2</sup> )			相当応力比*		
	THERMAL	MEMBRANE	BENDING	THERMAL	MEMBRANE	BENDING
(MODEL-44) INNER=0.0 OUTER=14.5	20.712	1.5231	48.968	1.000	1.000	1.000
(MODEL-66) INNER=14.5 OUTER=14.5	24.622	2.0167	58.480	1.189	1.324	1.194
(MODEL-77) INNER=45.0 OUTER=14.5	32.993	2.8307	76.798	1.593	1.859	1.568
(MODEL-88) INNER=60.0 OUTER=14.5	35.647	2.9540	82.256	1.721	1.939	1.680

\* MODEL-44に対する

FINAS

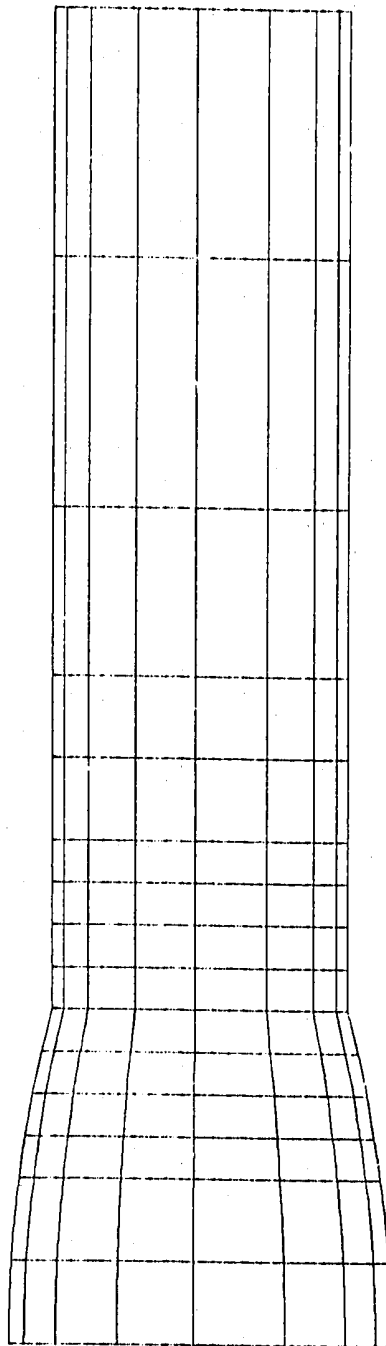


GEOM. SCALE  2.00000

S1ST TAPAR MODEL-44 (THETA=14.5, INNER=0.0)

Fig. 3.1 Analysis Model (INNER = 0° SMALL-TUBE MODEL)

FINAS

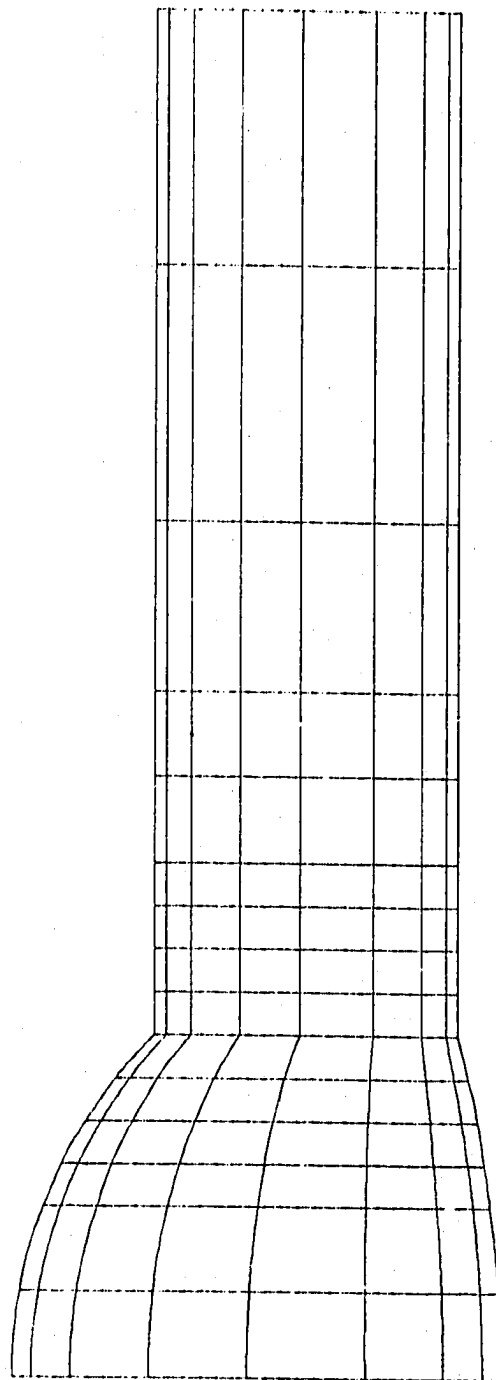


GEOM. SCALE 1 2.00000

STST TAPAR MODEL-66 (THETA=14.5, INNER=14.5)

Fig. 3.2 Analysis Model (INNER = 14.5° SMALL-TUBE MODEL)

FINES



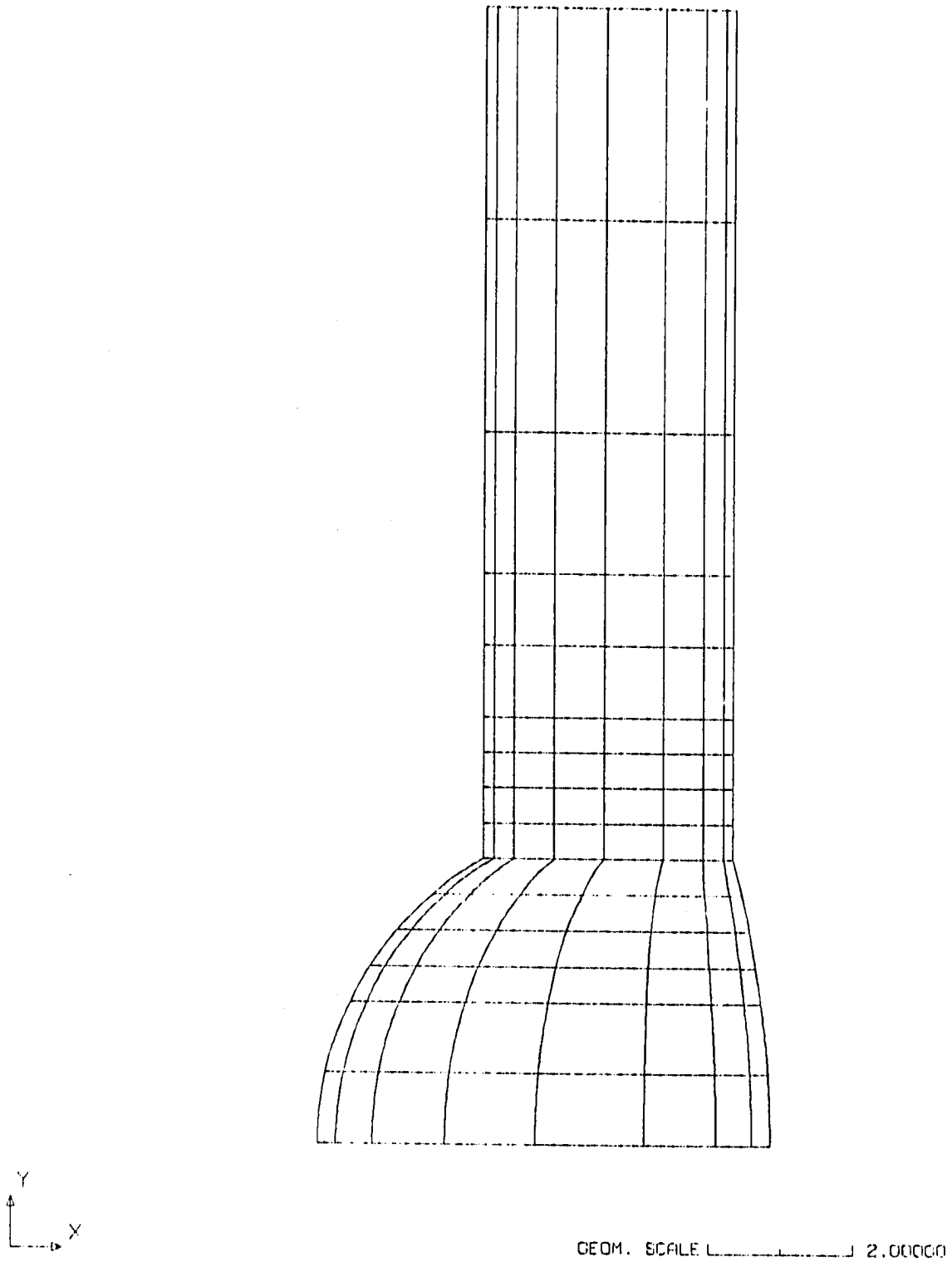
GEOM. SCALE 1 \_\_\_\_\_ 2.00000

STST TAPER MODEL - 77 (THE TA: 14.5, INNER: 45)

Fig. 3.3 Analysis Model (INNER = 45° SMALL-TUBE MODEL)



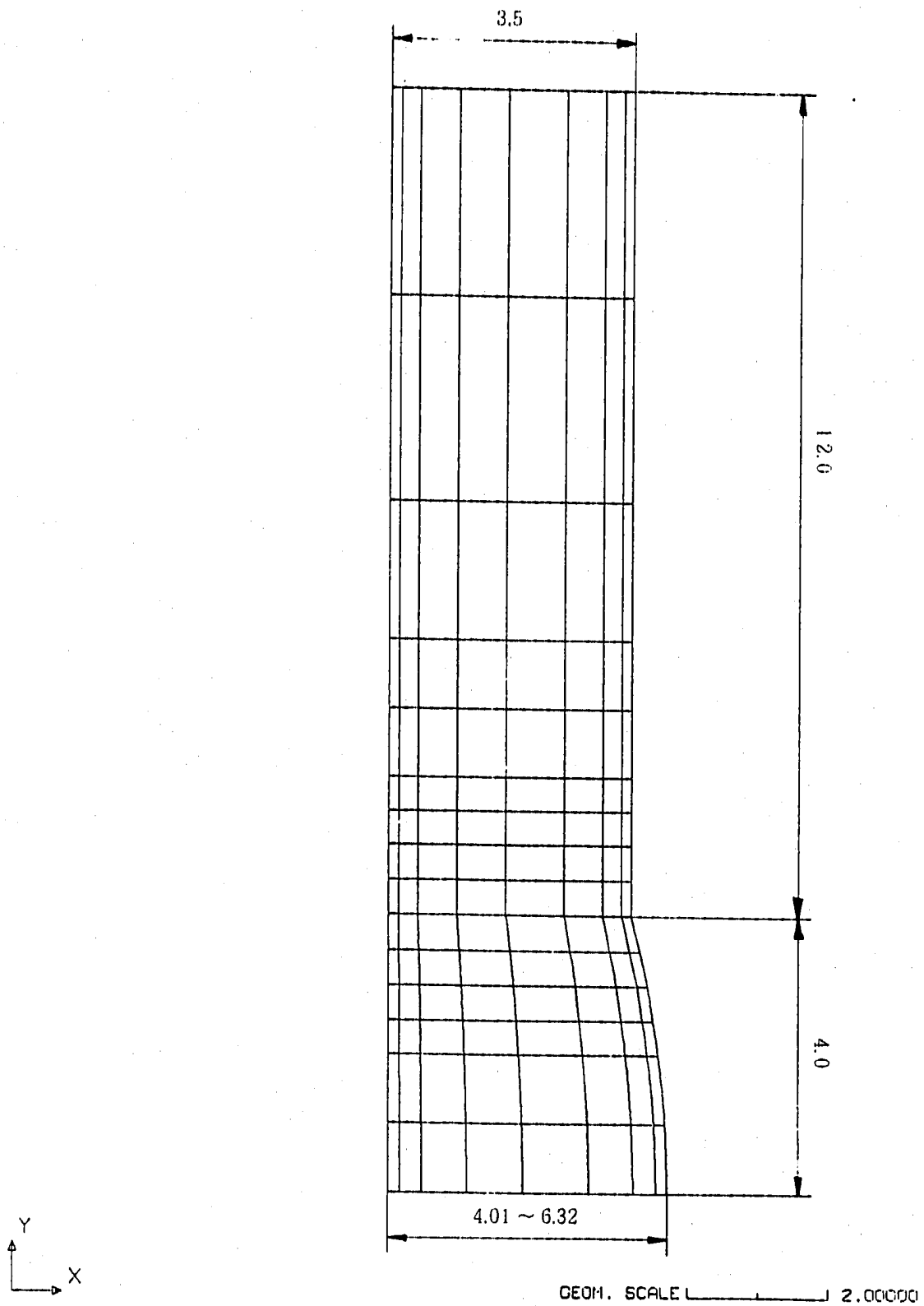
FINES



STST TAPAR MODEL-88(THETA=14.5, INNER:=60)

Fig. 3.4 Analysis Model (INNER = 60° SMALL-TUBE MODEL)

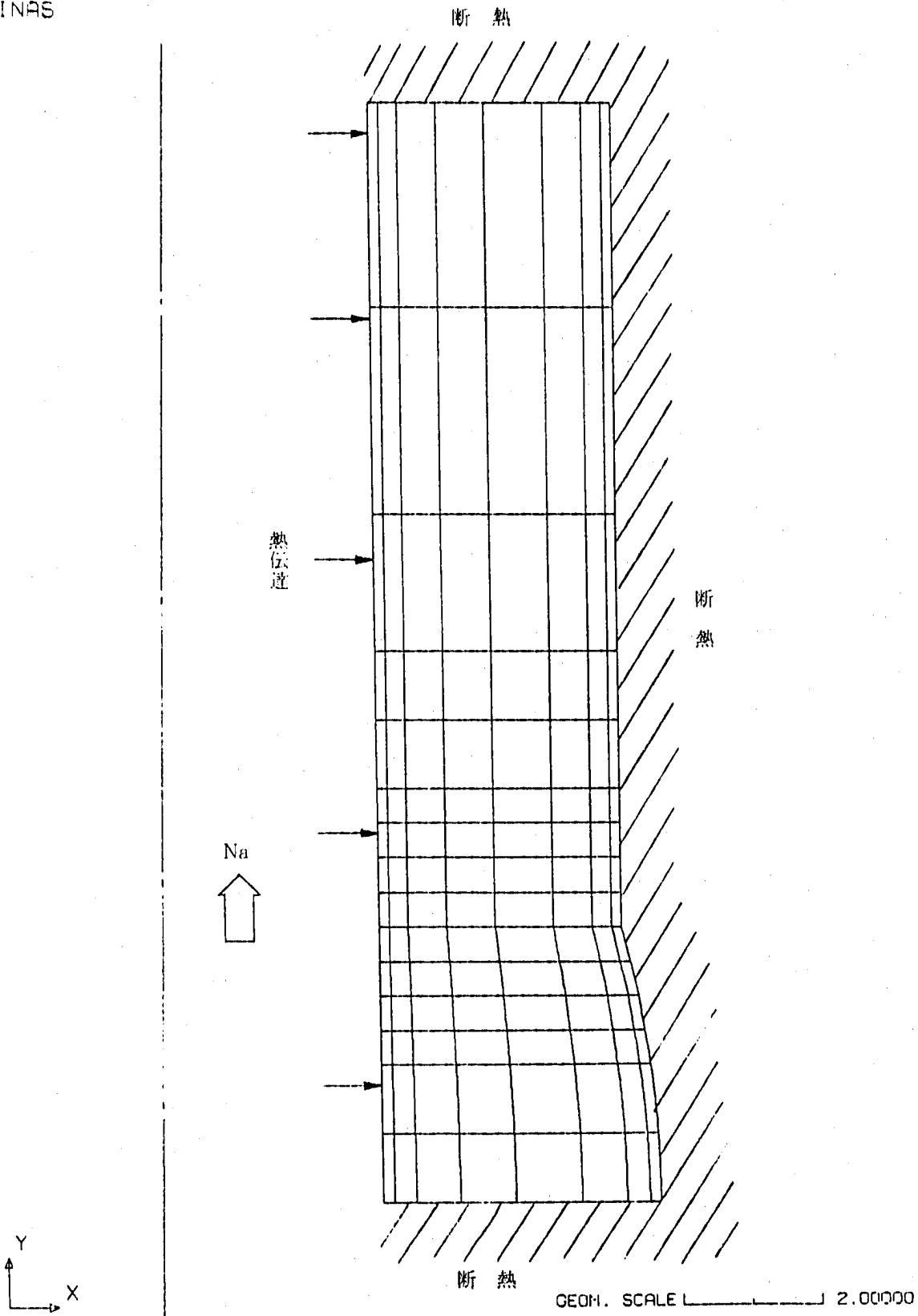
FINAS



STST TAPAR MODEL.-44 (THETA=14.5, INNER=0.0)

Fig. 3.5 Convection Film Model (SMALL-TUBE)

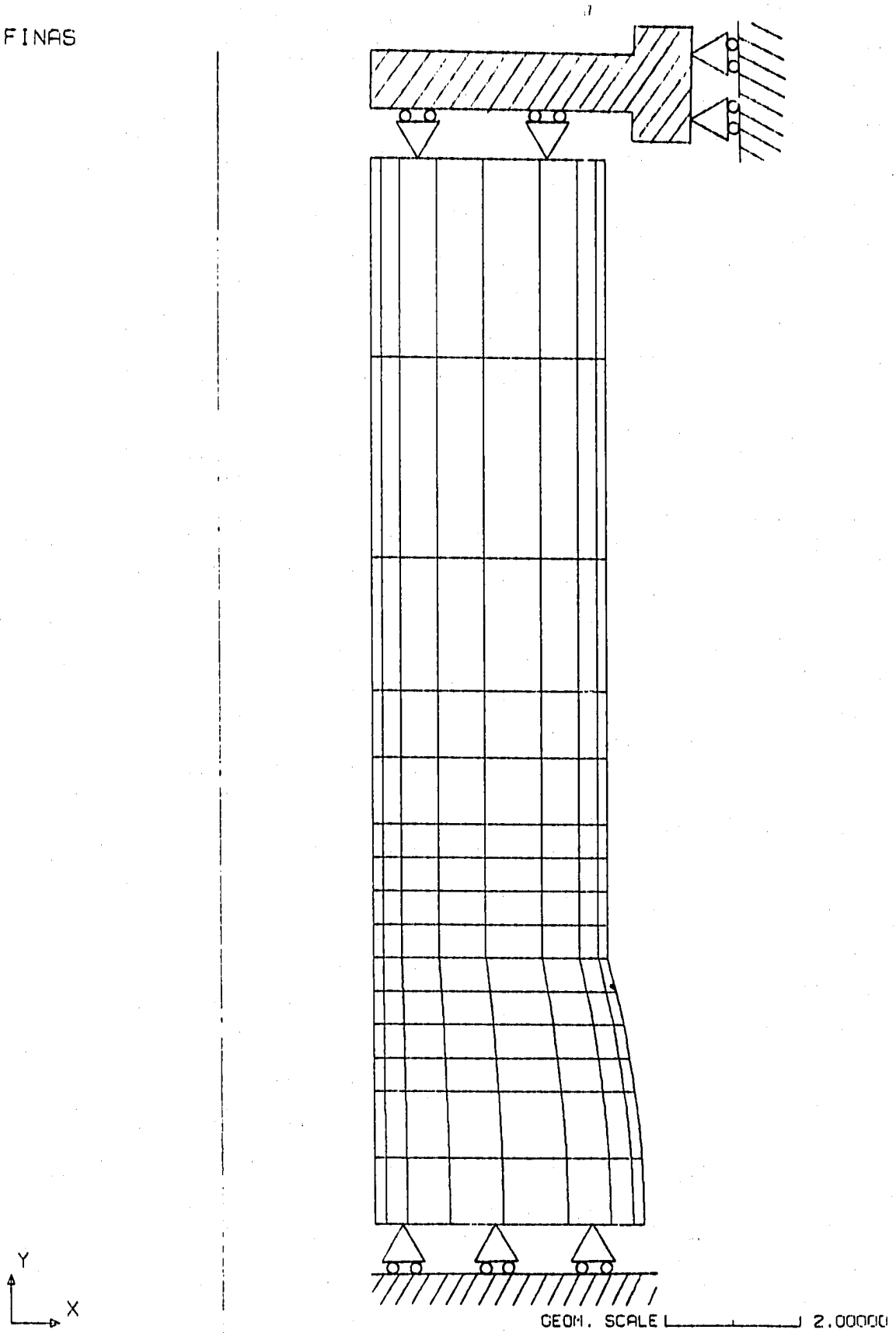
FINAS



STST TAPAR MODEL-44 (THETA=14.5, INNER=0.0)

Fig. 3.6 Heat Convective Boundary (SMALL-TUBE)

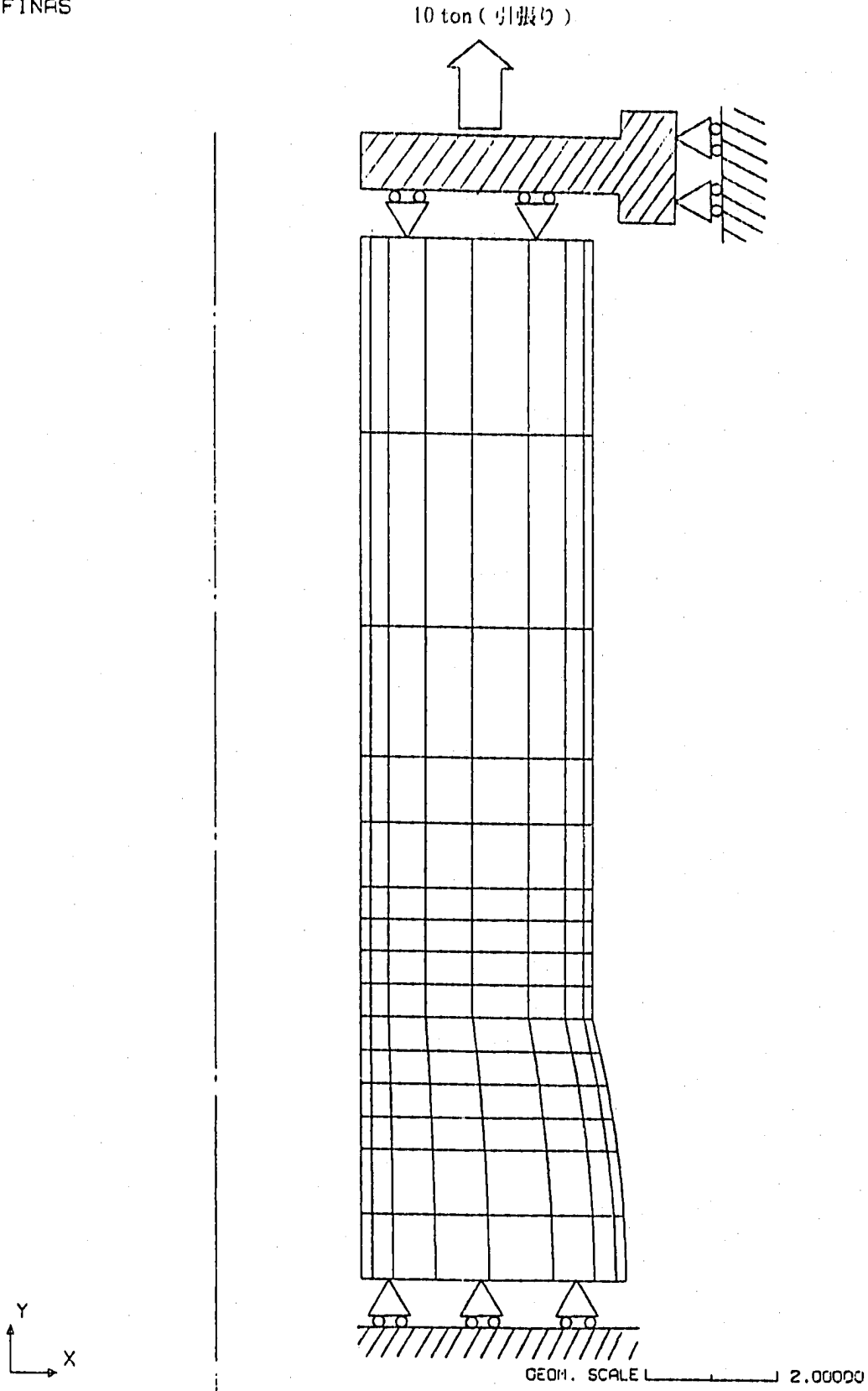
FINAS



STST TAPAR MODEL-44 (THETA=14.5, INNER=0.0)

Fig. 3.7 Equivalent Solid Plate Model (SMALL-TUBE)

FINAS



STST TAPAR MODEL-44 (THETA=14.5, INNER=0.0)

Fig. 3.8 Membrane Stress (Tension Load), SMALL-TUBE

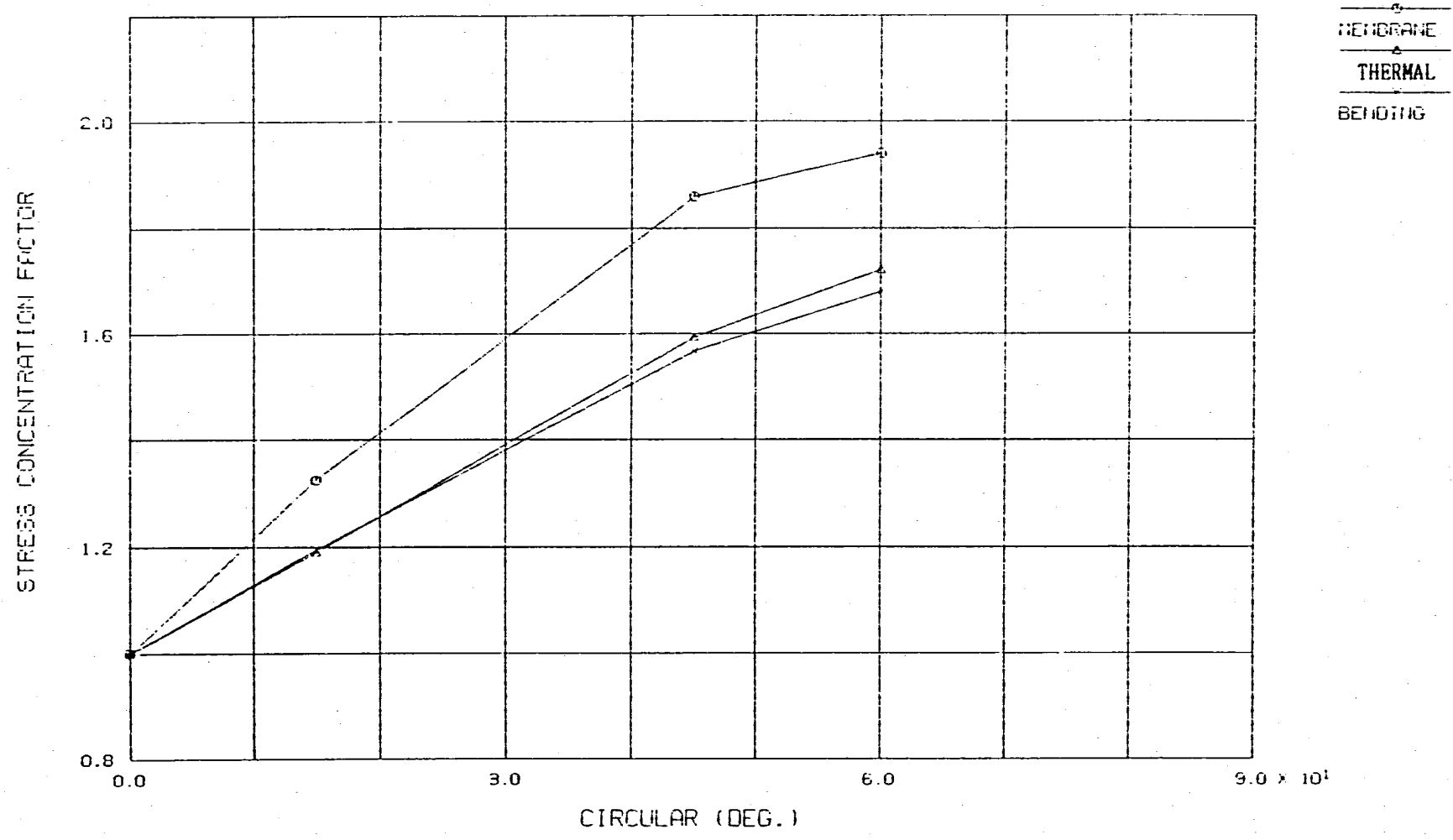


Fig. 3.9 Stress Concentration Factor of Welded Portion (SMALL-TUBE)

## 4. 大口径配管周継手の応力集中係数の検討

Fig 4.1 に T T S 熱応力緩和構造 I 供試体胴部周継手溶接部のレプリカと S T S T ループ供試体取付溶接破損部の溶接部形状比較図を示す。

Fig 4.1 から溶接部形状は、ほぼ円弧で模擬できると考えられる。溶接部高さは、Fig 4.1 から分かるように同一溶接線上で場所により変化している。

このため、内表面の裏波高さを変化させて温度・応力解析を行い、応力集中係数の比較検討を行った。ここでは、外表面は仕上げが可能であり厚肉であることから、余盛り高さを考慮しなかった。

### 4.1 全体形状と溶接部のモデル化方法

#### 4.1.1 全体形状

実機に用いられる大口径配管に近い寸法の T T S 供試体胴部の周継手のモデル化を行う。

T T S 供試体胴部の外径は、850mm であり、板厚は25mmである。

裏波の幅は、10mmとする。

#### 4.1.2 溶接部のモデル化方法

裏波の形状は、第2章2.1.2 に示した方法で、円弧として模擬し、裏波高さは  $0^\circ$ 、 $14.5^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $60^\circ$  の円弧とする。

外表面の余盛りは仕上げが可能であることと、厚肉であることから考えないものとする。

解析モデル図を、Fig 4.2、4.3、4.4、4.5 に示す。

### 4.2 解析方法

#### 4.2.1 温度解析モデル

Fig 4.6 に解析モデルの形状、寸法、メッシュ分割を示す。また伝熱境界条件をFig 4.7に示す。熱過渡条件に関しては以下の通りである。

## 1) 熱伝達係数

	h (kcal/m <sup>2</sup> h °C)	Bi
ライナ無し	5000	7.27
ライナt6×1枚	1600	2.33
ライナt6×2枚	825	1.20

\*ライナ (熱しゃへい板)

## 2) ビオ数

$$Bi = h\ell / \lambda$$

本検討では板厚  $\ell = 0.025\text{m}$ 熱伝導率  $\lambda = 17.2\text{kcal/mh } ^\circ\text{C}$  (425°C)

## 3) 流体温度変化速度

$\Delta T / t$ (°C / sec)	$\Delta T_f$ (°C)	$t_L$ (sec)	$t^*$
40	350	8.75	0.064
5	350	70	0.258
1	350	350	2.58

## 4) 無次元時間

温度伝導率  $a = 4.6 \text{ mm}^2/\text{sec}$ 

$$t^* = a t_L / \ell^2$$

本検討では  $a / \ell^2 = 7.36 \times 10^{-3} \text{ } \ell / \text{sec}$ 

上記の熱過渡条件に関して、各モデルについて解析を行った。解析に使用したコード及び要素は第2章2.2.1に示したものと同一である。

## 4.2.2 応力解析モデル

応力解析に用いる軸対称モデルの形状、要素分割及び境界条件をFig 4.8に示す。又使用したコード及び要素は、第2章2.2.2 Fig 2.6に示した要素である。

## 4.3 機械荷重による応力集中係数の検討

荷重条件 (弾性解析によって応力集中係数を算出するための荷重条件であり、絶対値は意味を持たない。) は、Fig 4.9に示す軸方向に引張荷重10tonを加える膜応力、



板厚方向に線形温度差  $\Delta T=200$  °C を与えることで模擬した曲げ応力である。

Fig 4. 10に膜と曲げの機械荷重における溶接部での応力集中係数の比較図を示す。横軸は溶接余盛り部の形状パラメータであり、縦軸は応力集中係数である。

上記の解析結果より、膜応力による応力集中係数は曲げ機械荷重の応力集中係数に対して約10% 上回っていることが分かった。この理由としては、熱ピーク成分による力線は局部に集中し、大きな形状不連続により力線が分断されないために影響が少ないと考えられる。

#### 4.4 熱過渡荷重（板厚方向温度勾配）による応力集中係数の検討

熱過渡条件は、板厚方向温度勾配のうち線形成分が支配的な場合と、ピーク成分が大きい場合との違いを検討するために熱過渡条件を上記で示したように決定した。

Fig 4. 11、4. 12、4. 13に膜と曲げの機械荷重における溶接部での応力集中係数と、熱過渡荷重での応力集中係数との比較図を示す。Fig 4. 11は流体温度変化速度1 °C/sec、Fig 4. 12は流体温度変化速度5 °C/sec、Fig 4. 13は流体温度変化速度40°C/secである。横軸は溶接余盛り部の突出角度を表す形状パラメータであり、縦軸は応力集中係数である。

上記の解析結果より熱荷重においては、熱過渡条件を変化させても、応力集中係数はほとんど変化がなく、曲げ機械荷重による応力集中係数とほぼ同じであることが分かった。

#### 4.5 簡易解析による熱ピーク成分の検討

熱ピーク成分の割合を調べるために、簡易解析手法<sup>(4)</sup>（平板の非定常熱伝導理論解を用いる手法）により同一熱過渡条件について計算を行った。

本節は、簡易解析計算プログラムを用いて、板厚平均温度、等価線形温度、断熱面のピーク温度等を求め、簡易解析より求めた各温度を使用して板厚方向温度分布により生じる熱応力 $\sigma$ を求めた。また前項4.3 熱過渡荷重（板厚方向温度勾配）による応力集中係数の検討で得られた結果との比較を行った。Table 4.1、4.2、4.3に熱過渡条件を変化させた場合の熱応力解析と簡易解析値比較一覧表を示し、Fig 4. 14、4. 15、4. 16に溶接裏波の高さと、簡易解析値の比較を示す。横軸は、流体温度変化速度で縦軸は、応力値である。

上記の結果より、簡易解析解とFig 4.1 に示したモデルでは、熱応力解析結果は温度変化速度、熱伝達率が変化してもほぼ同じであることが分かった。したがって簡易熱過渡解析法は、妥当と考えられる。Fig 4.14は、熱伝達率 $825\text{Kcal/m}^2\text{h}$ における簡易解析解に対する各モデルの応力値をプロットした図であり、Fig 4.15は熱伝達率 $1600\text{Kcal/m}^2\text{h}$ で、Fig 4.16は熱伝達率 $5000\text{Kcal/m}^2\text{h}$ についてのプロット図である。上記のFig 4.14 ~4.16より簡易解析解による熱ピークの割合は約30%であった。

データ集51~57頁に機械荷重における応力コンター（各モデル）を示す。

データ集58~93頁に流体温度変化速度 $1\text{ }^\circ\text{C/sec}$ 、熱伝達率 $825$ 、 $1600$ 、 $5000\text{kcal/m}^2\text{h}$ での温度コンター、応力コンター、板厚方向応力分布を示し、データ集94~129頁に流体温度変化速度 $5\text{ }^\circ\text{C/sec}$ 、熱伝達率 $825$ 、 $1600$ 、 $5000\text{kcal/m}^2\text{h}$ での最大温度発生時の温度コンター、応力コンター、板厚方向応力分布を示す。

また、データ集130~165頁に流体温度変化速度 $40\text{ }^\circ\text{C/sec}$ 、熱伝達率 $825$ 、 $1600$ 、 $5000\text{kcal/m}^2\text{h}$ での最大応力発生時の温度コンター、応力コンター、板厚方向応力分布を示す。

Table 4.1 Comparison of Thermal Stress Analysis and Simplified in Elastic Analysis ( $h = 825 \text{Kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ )

$h = 825 \text{Kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$

MODEL名	温度变化速度 ( $^\circ\text{C}/\text{sec}$ )	热应力解析 ( $\text{Kg/mm}^2$ )	简易解析 ( $\text{Kg/mm}^2$ )
MODEL-111 (图4.1)	1	21.986	B + P ; 20.750 B ; 15.533
	5	49.276	B + P ; 48.763 B ; 35.756
	40	56.313	B + P ; 56.768 B ; 38.238
MODEL-222 (图4.2)	1	27.664	
	5	62.017	
	40	70.914	
MODEL-333 (图4.3)	1	38.366	
	5	85.190	
	40	98.607	
MODEL-444 (图4.4)	1	41.295	
	5	92.509	
	40	106.350	

Table 4.2 Comparison of Thermal Stress Analysis and Simplified in Elastic Analysis ( $H=1600\text{Kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ )

$$h = 1600 \text{ Kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$$

MODEL名	温度変化速度 ( $^\circ\text{C}/\text{sec}$ )	熱応力解析 ( $\text{Kg/mm}^2$ )	簡易解析 ( $\text{Kg/mm}^2$ )
MODEL-111 (図4.1)	1	19.800	B + P ; 19.047 B ; 14.228
	5	34.747	B + P ; 35.706 B ; 25.862
	40	37.455	B + P ; 38.959 B ; 28.267
MODEL-222 (図4.2)	1	24.929	
	5	43.790	
	40	47.213	
MODEL-333 (図4.3)	1	34.664	
	5	60.890	
	40	65.661	
MODEL-444 (図4.4)	1	37.397	
	5	65.688	
	40	70.846	

Table 4.3 Comparison of Thermal Stress Analysis and Simplified in Elastic Analysis ( $H=5000\text{Kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ )

$h = 5000\text{Kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$

MODEL名	温度変化速度 ( $^\circ\text{C}/\text{sec}$ )	熱応力解析 ( $\text{Kg/mm}^2$ )	簡易解析 ( $\text{Kg/mm}^2$ )
MODEL-111 (図4.1)	1	23.032	B + P ; 21.488 B ; 16.107
	5	68.243	B + P ; 66.417 B ; 47.617
	40	90.985	B + P ; 88.795 B ; 56.395
MODEL-222 (図4.2)	1	28.969	
	5	85.754	
	40	114.440	
MODEL-333 (図4.3)	1	40.084	
	5	118.640	
	40	159.310	
MODEL-444 (図4.4)	1	43.070	
	5	127.550	
	40	172.440	

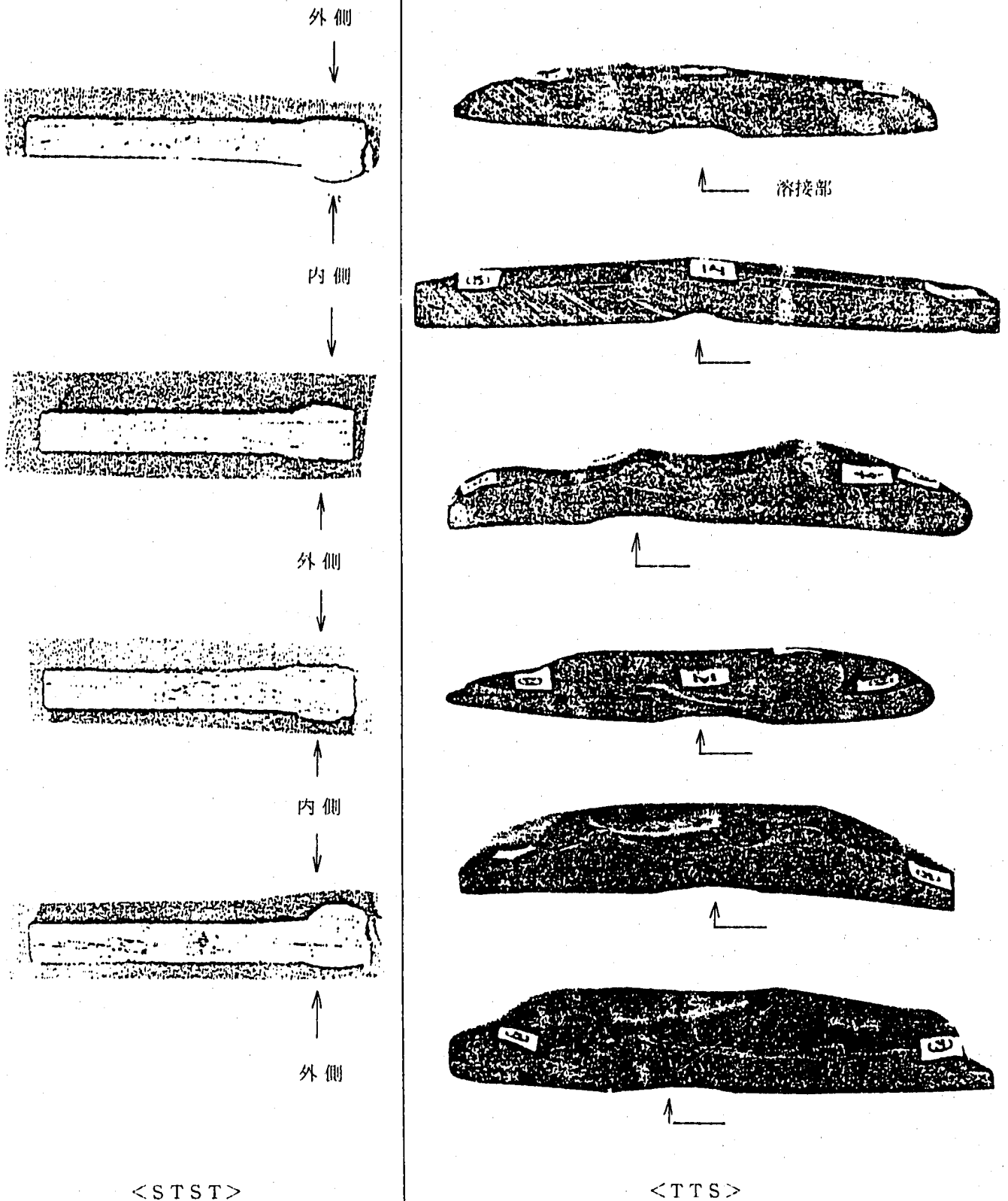
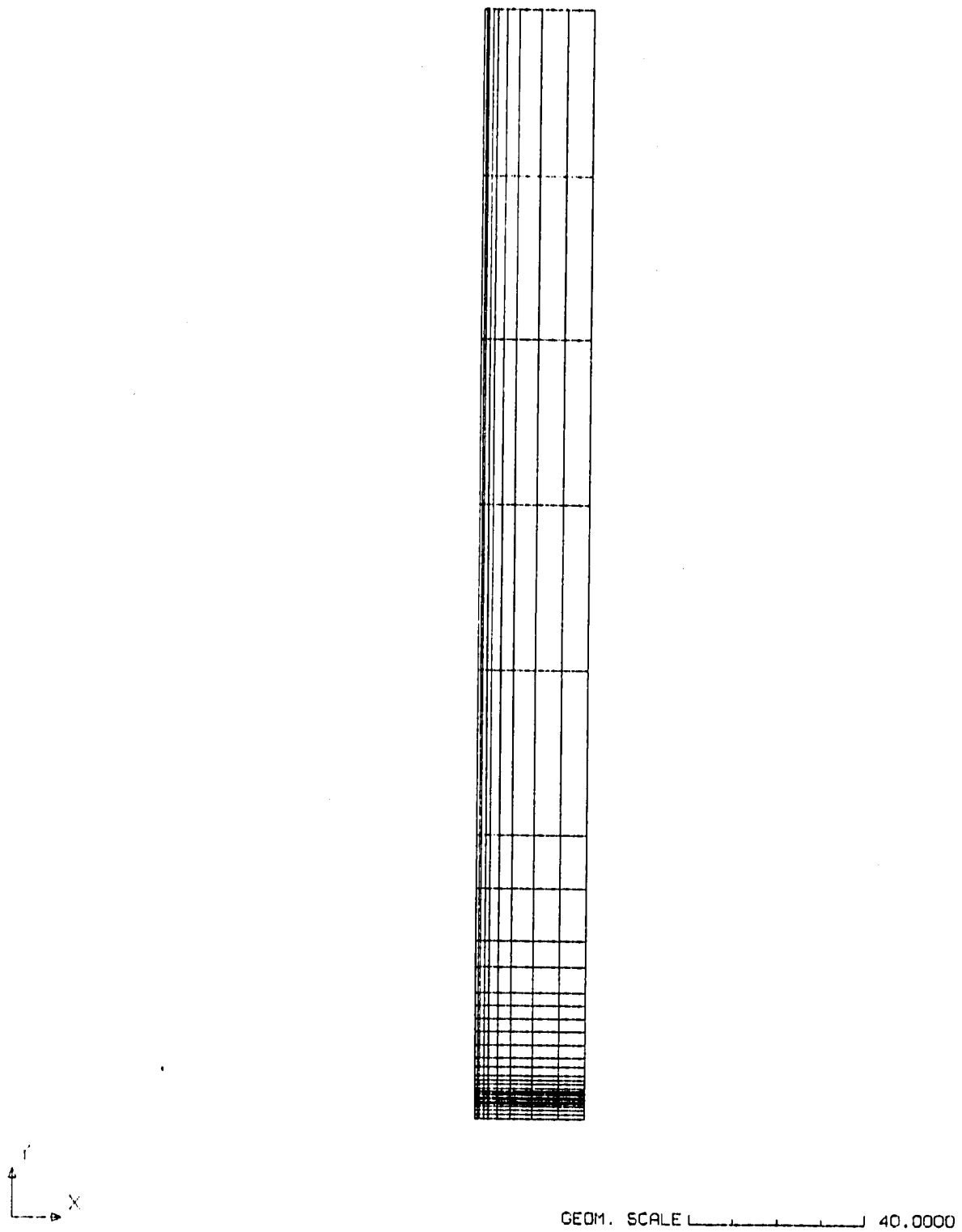


Fig. 4.1 Comparison of Form at Reinforcement of Weld Zone

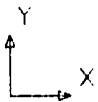
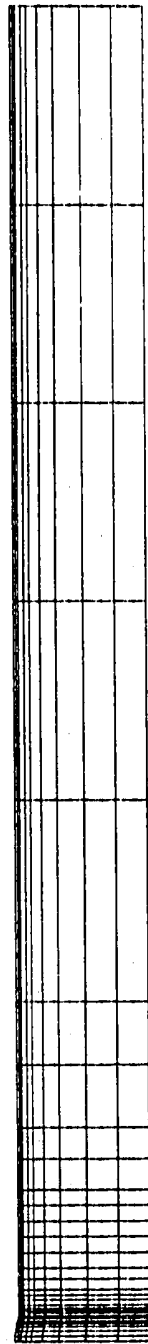
FIG. 4.2

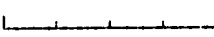


TTS-RV-MODEL-111 (OUTER=0.0, INNER=0)

Fig. 4.2 Analysis Model (INNER = 0° TTS-RV-MODEL)

FINES



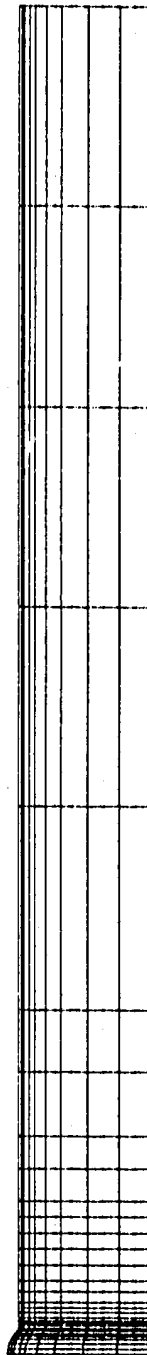
GEOM. SCALE  40.0000


TTS-RV-MODEL-222(OUTER=0.0, INNER=14.5)

Fig. 4.3 Analysis Model (INNER = 14.5° TTS-RV-MODEL)



FINAS

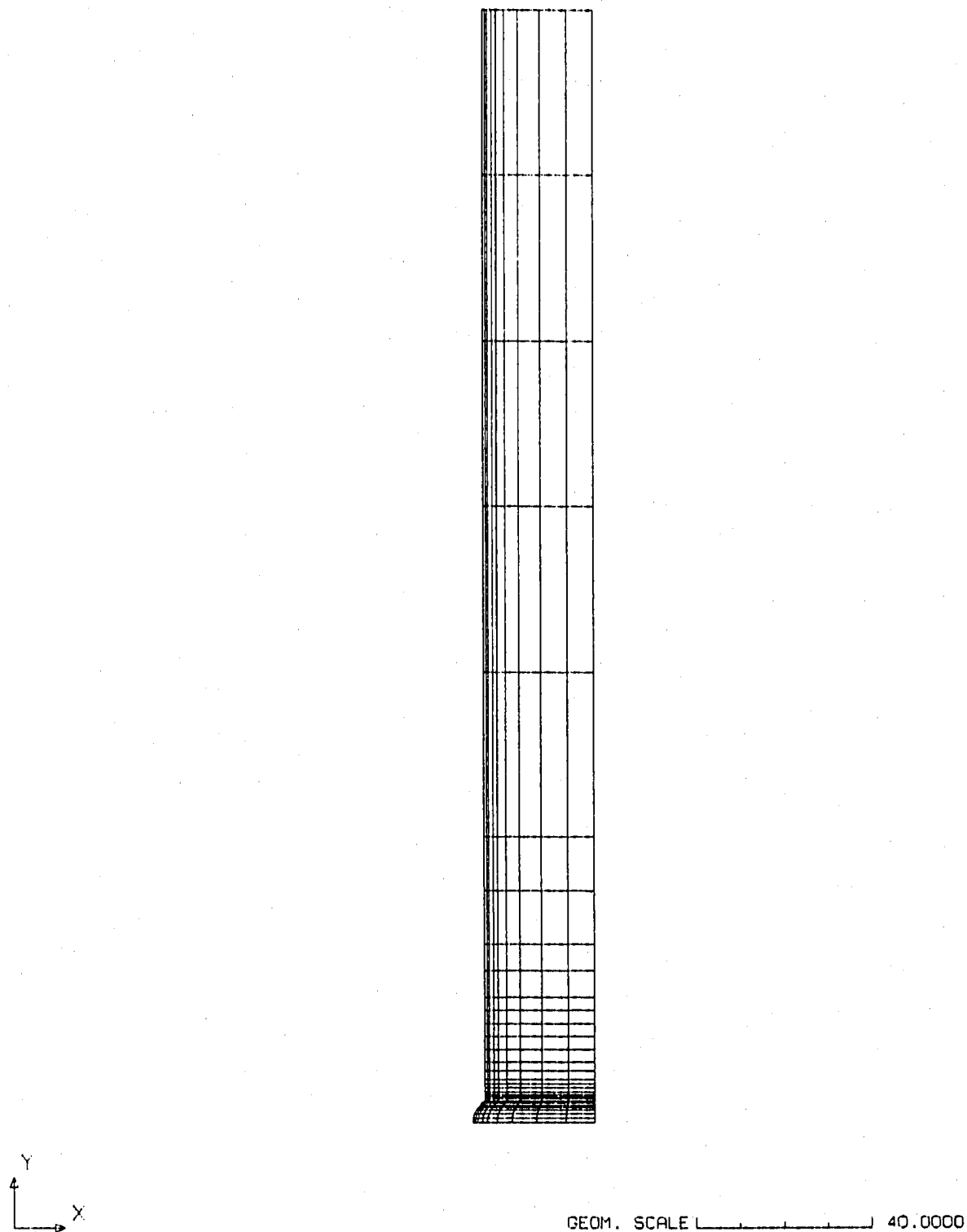


GEOM. SCALE  40.0000

TTS-RV-MODEL-333(OUTER=0.0,INNER=45.0)

Fig. 4.4 Analysis Model (INNER = 45° TTS-RV-MODEL)

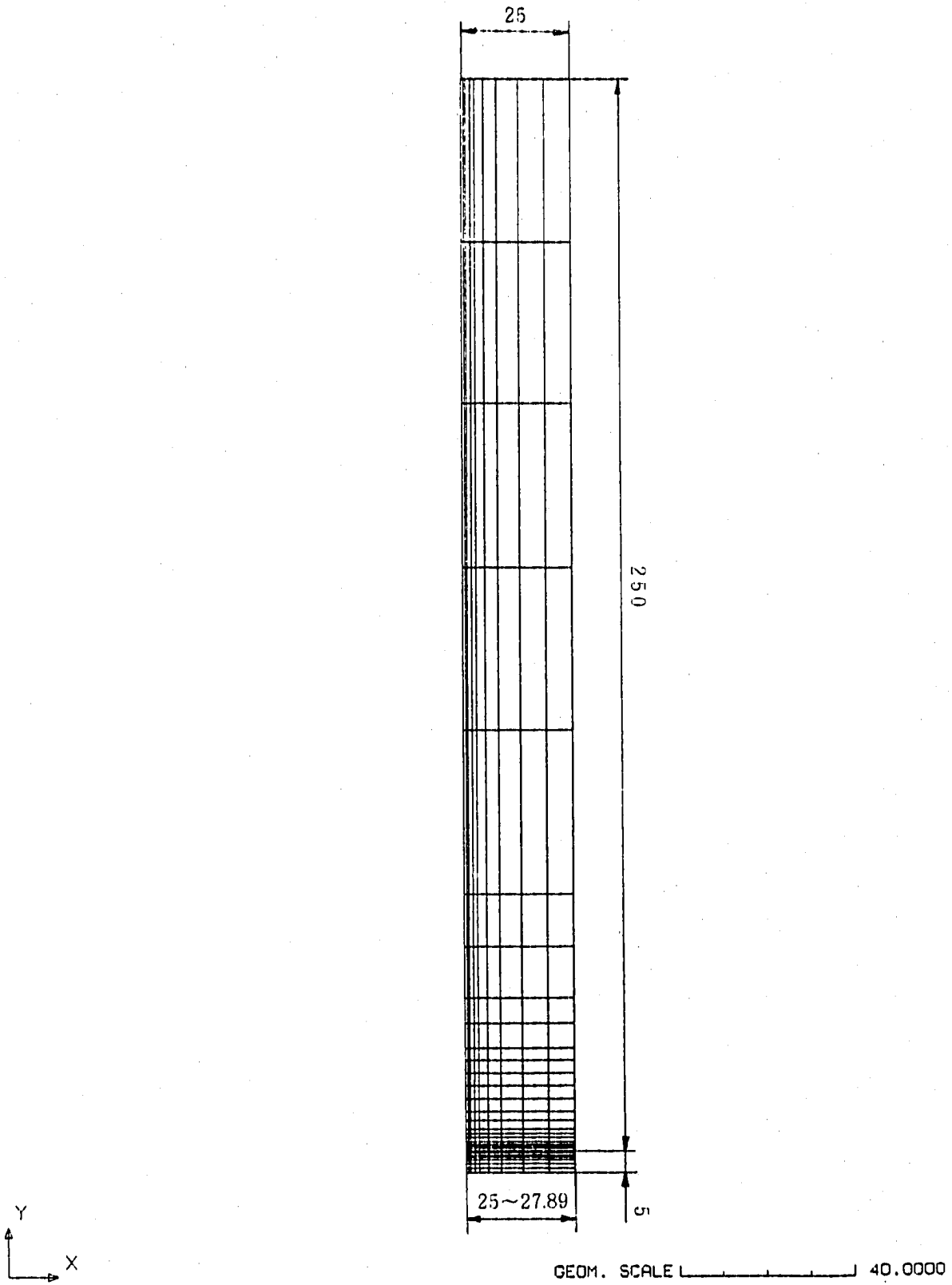
FINAS



TTS-RV-MODEL-444 ( OUTER=0.0, INNER=60.0 )

Fig. 4.5 Analysis Model ( INNER = 60° TTS-RV-MODEL )

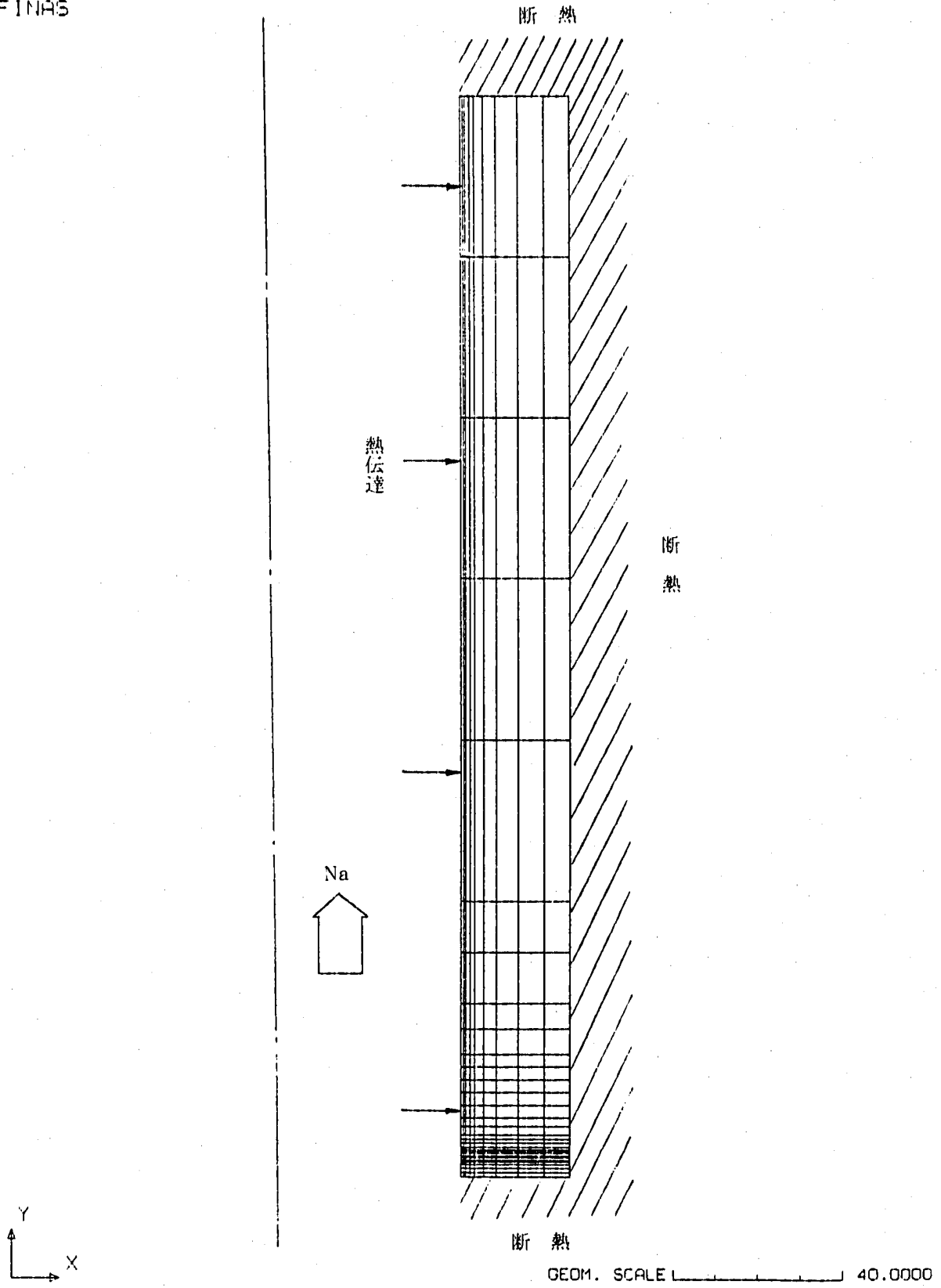
FINAS



TTS-RV-MODEL-111 (OUTER=0.0, INNER=0)

Fig. 4.6 Convection Film Model (BIG-TUBE)

FINAS



TTS-FV-MODEL-111 (OUTER=O.O, INNER=O)

Fig. 4.7 Heat Convective Boundary (BIG-TUBE)

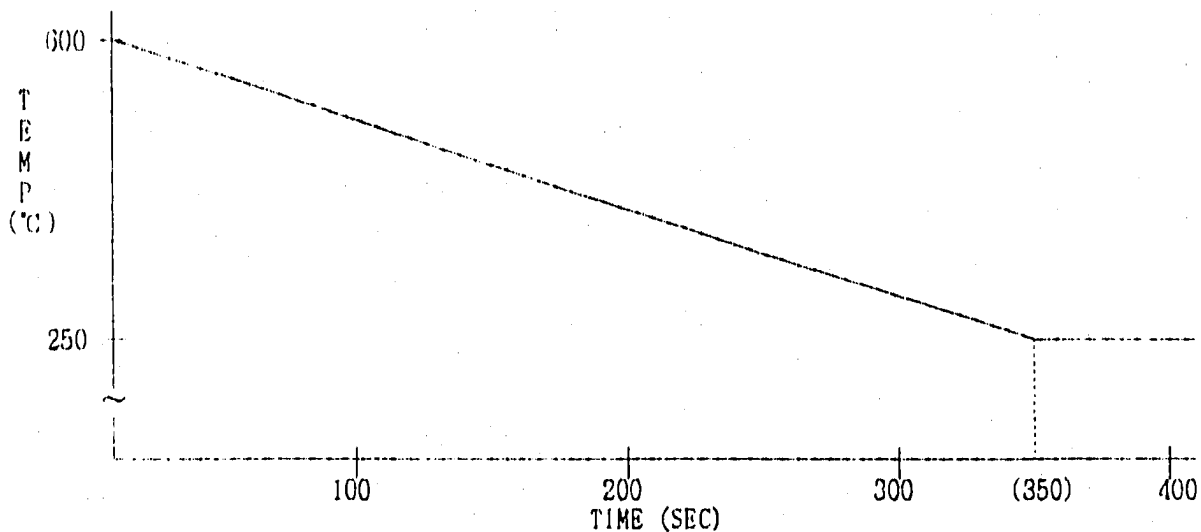


Fig. 4.7(a) Thermal Transient Condition  
 (Change Velocity of Flowing--Temperature at 1°C/sec)

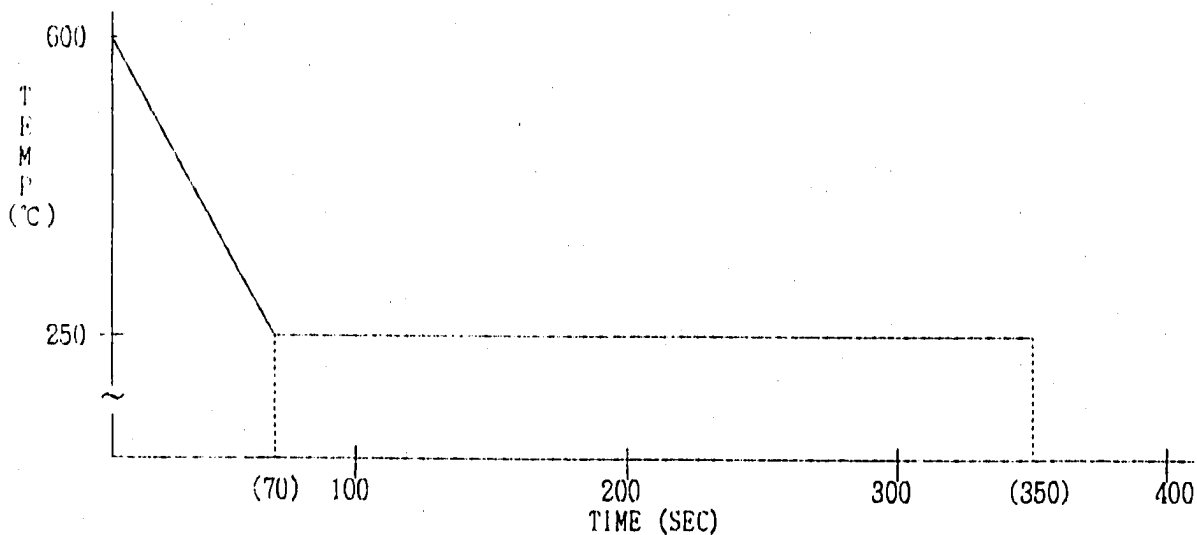


Fig. 4.7(b) Thermal Transient Condition  
 (Change Velocity of Flowing--Temperature at 5°C/sec)

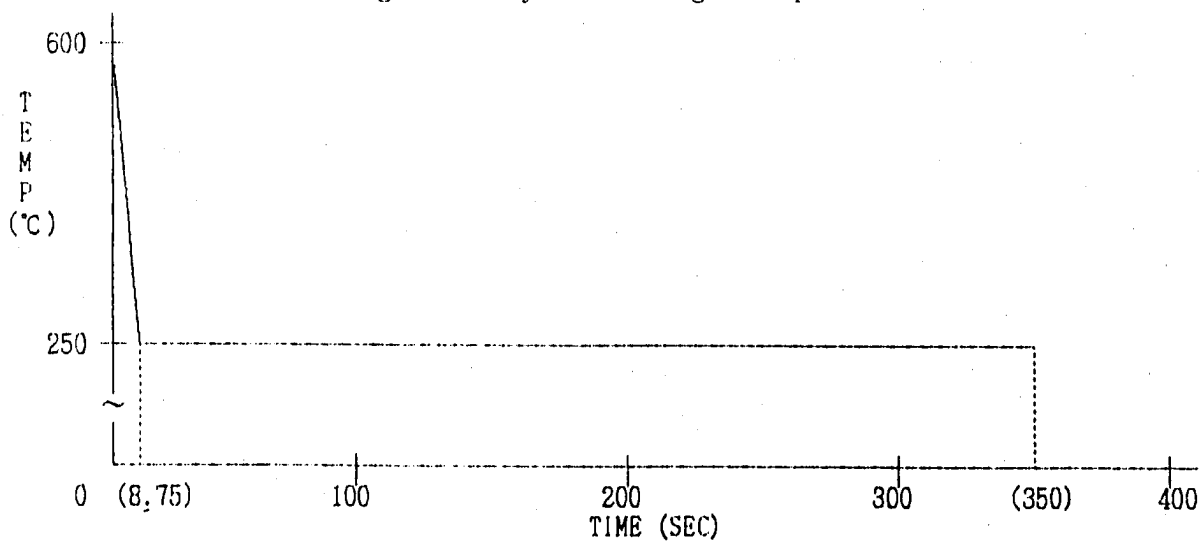
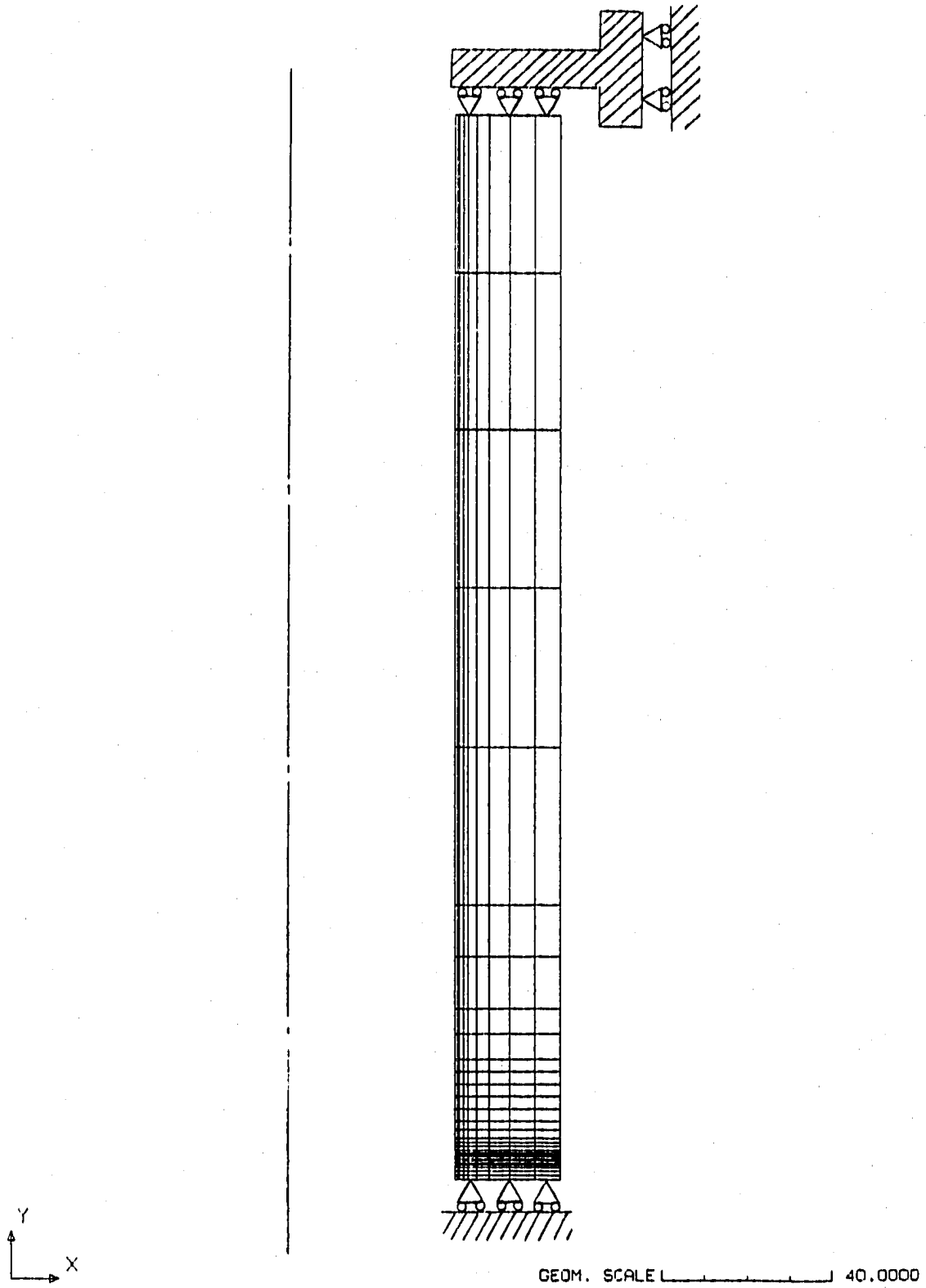


Fig. 4.7(c) Thermal Transient Condition  
 (Change Velocity of Flowing--Temperature at 40°C/sec)

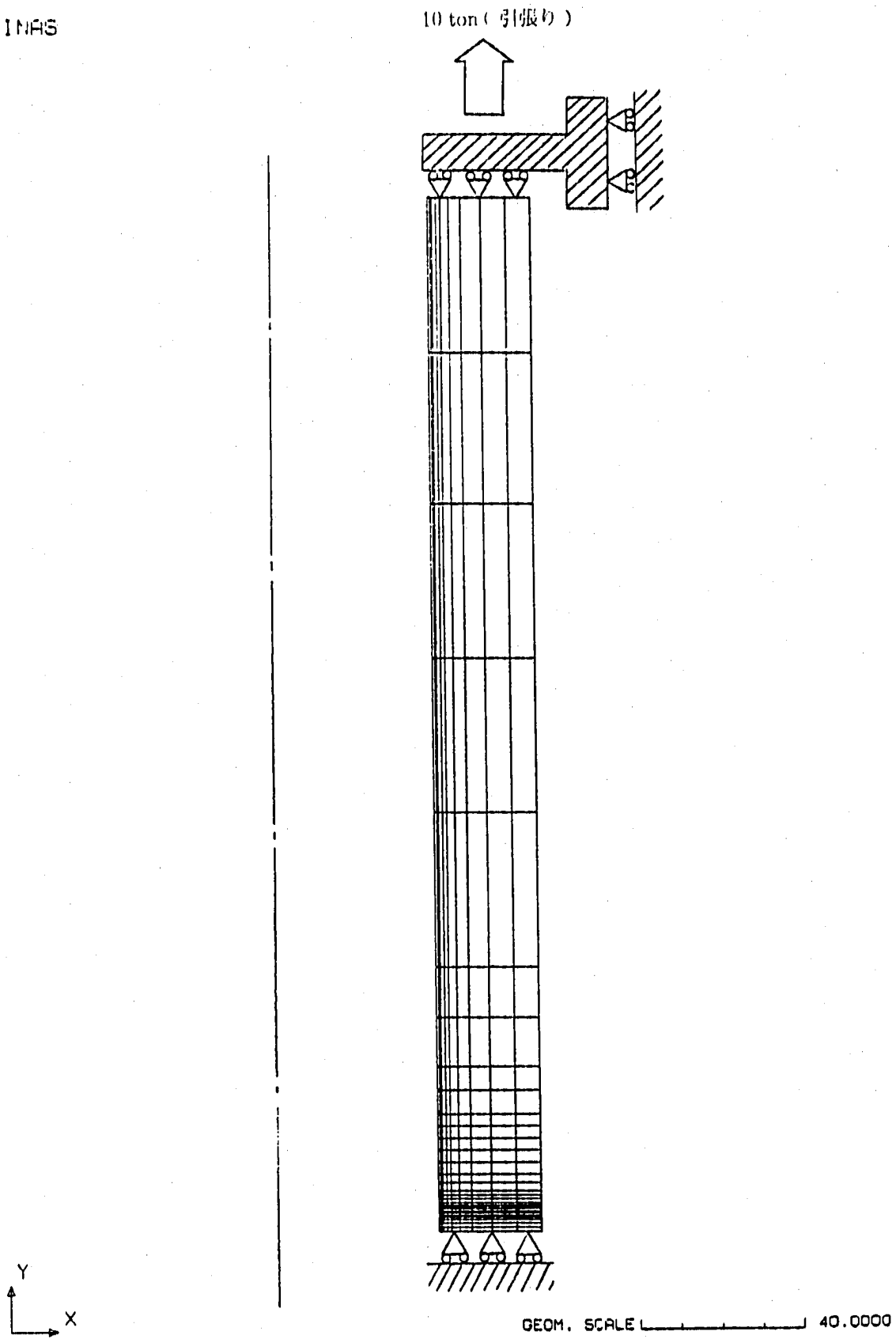
FINAS



TTS-RV-MODEL-111 (OUTER=0.0, INNER=0)

Fig. 4.8 Equivalent Solid Plate Model (BIG-TUBE)

FINAS



TTS-RV-MODEL-111 (OUTER=0.0, INNER=0)

Fig. 4.9 Membrane Stress (Tension Load), BIG-TUBE

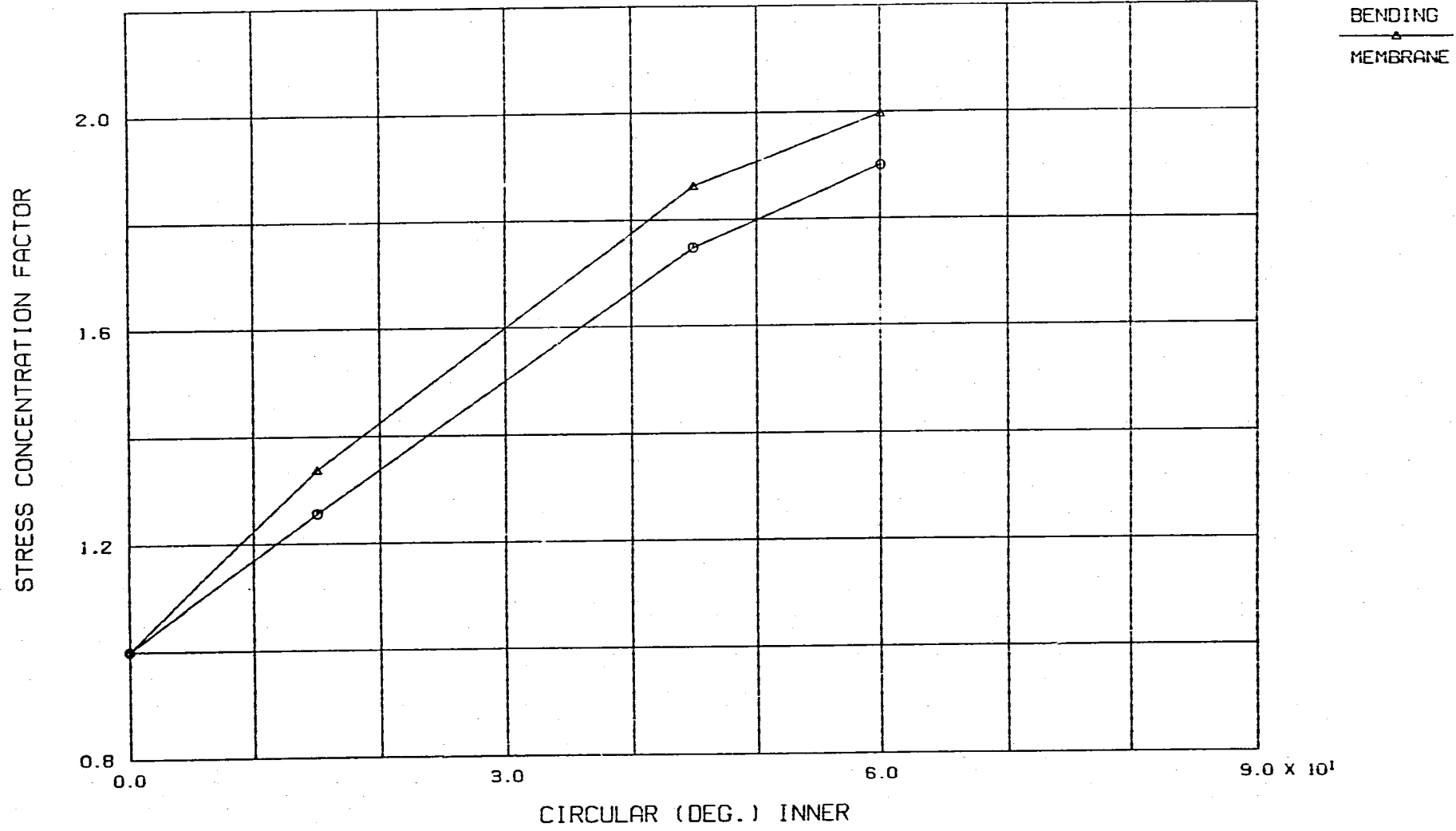


Fig. 4.10 Stress Concentration Factor of Welded Portion (BIG-TUBE)



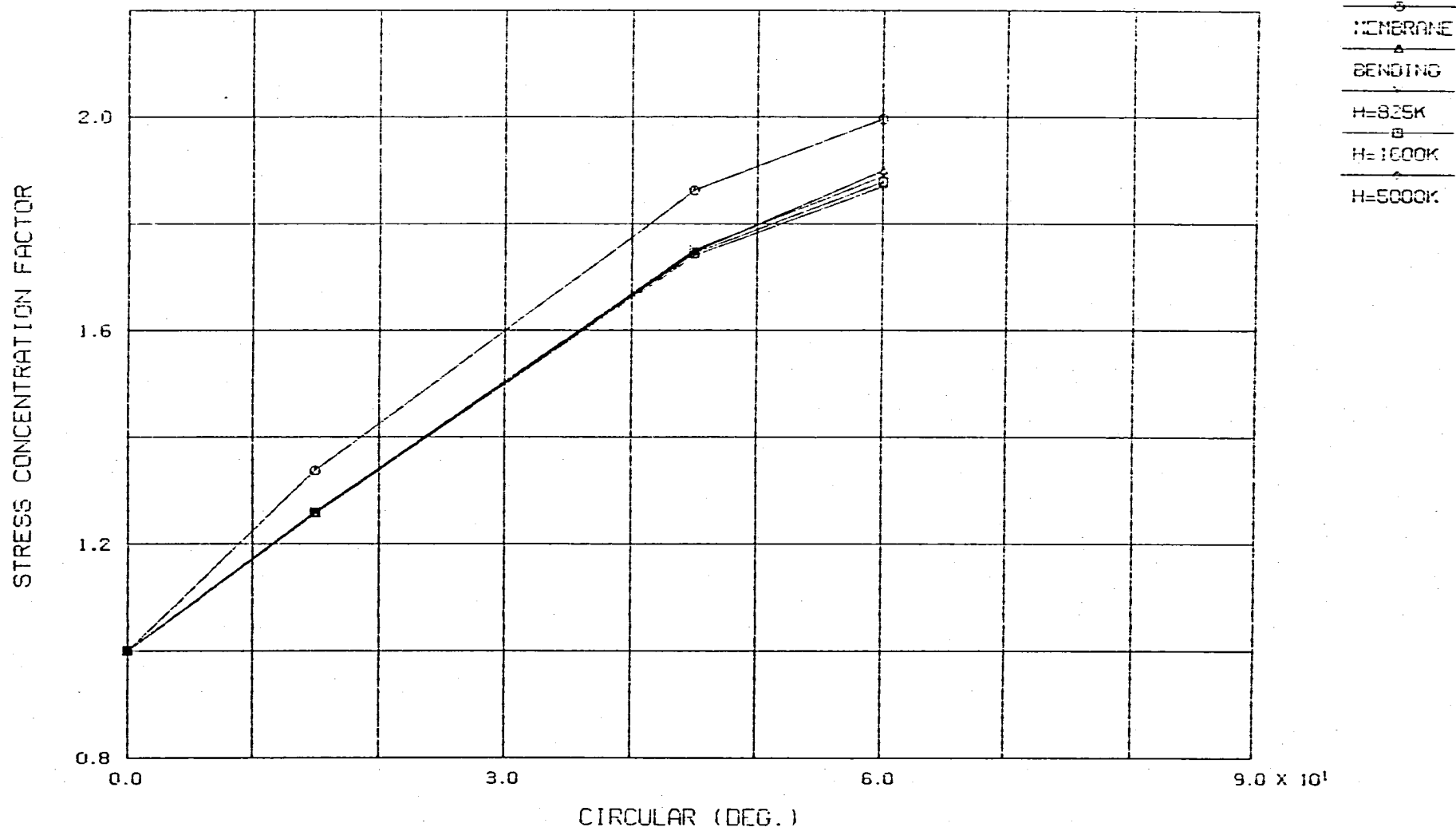


Fig.4.11 Stress Concentration Factor of Welded Portion ( 1.0 )

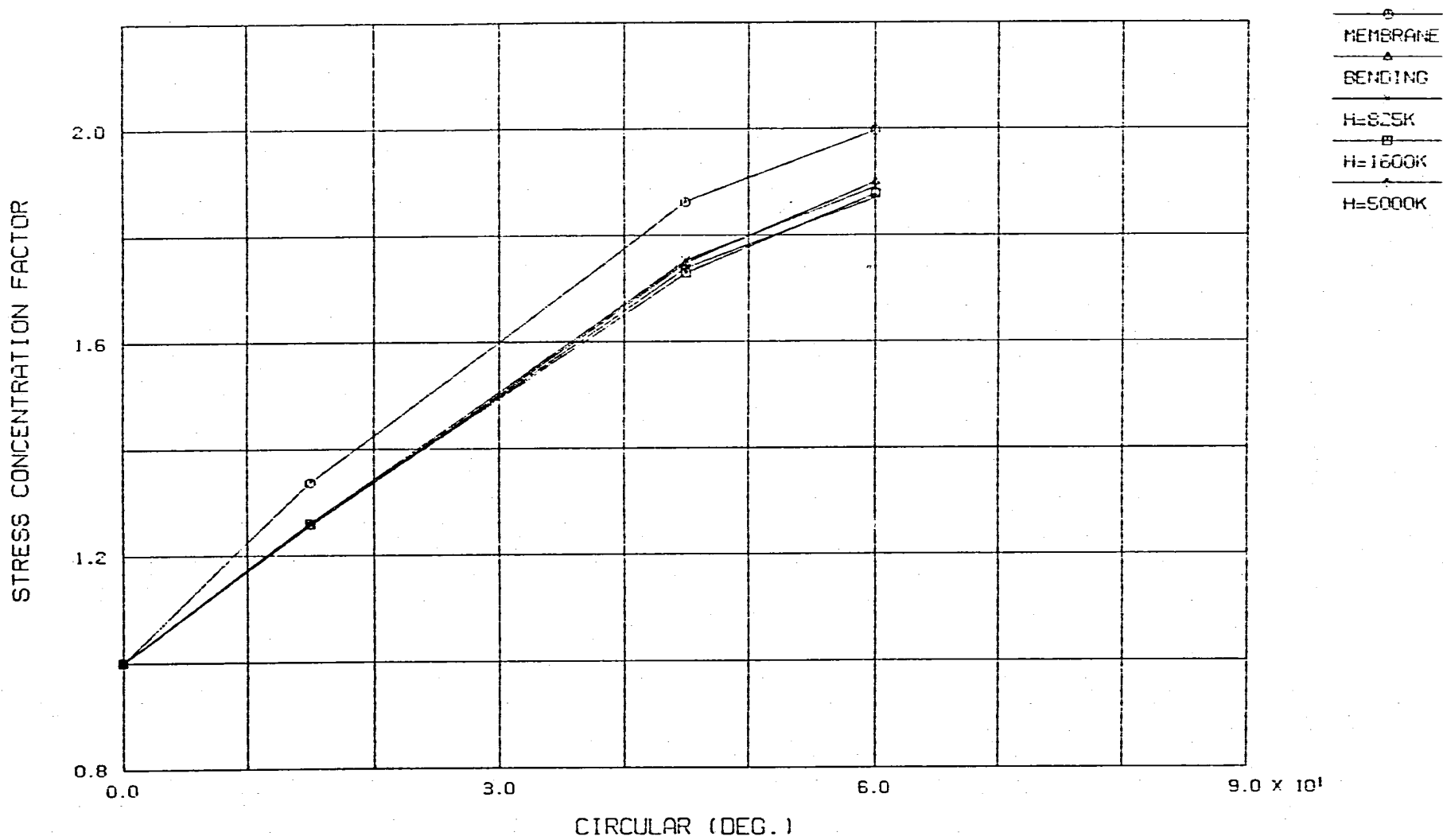


Fig. 4.12 Stress Concentration Factor of Welded Portion ( 5.0 )

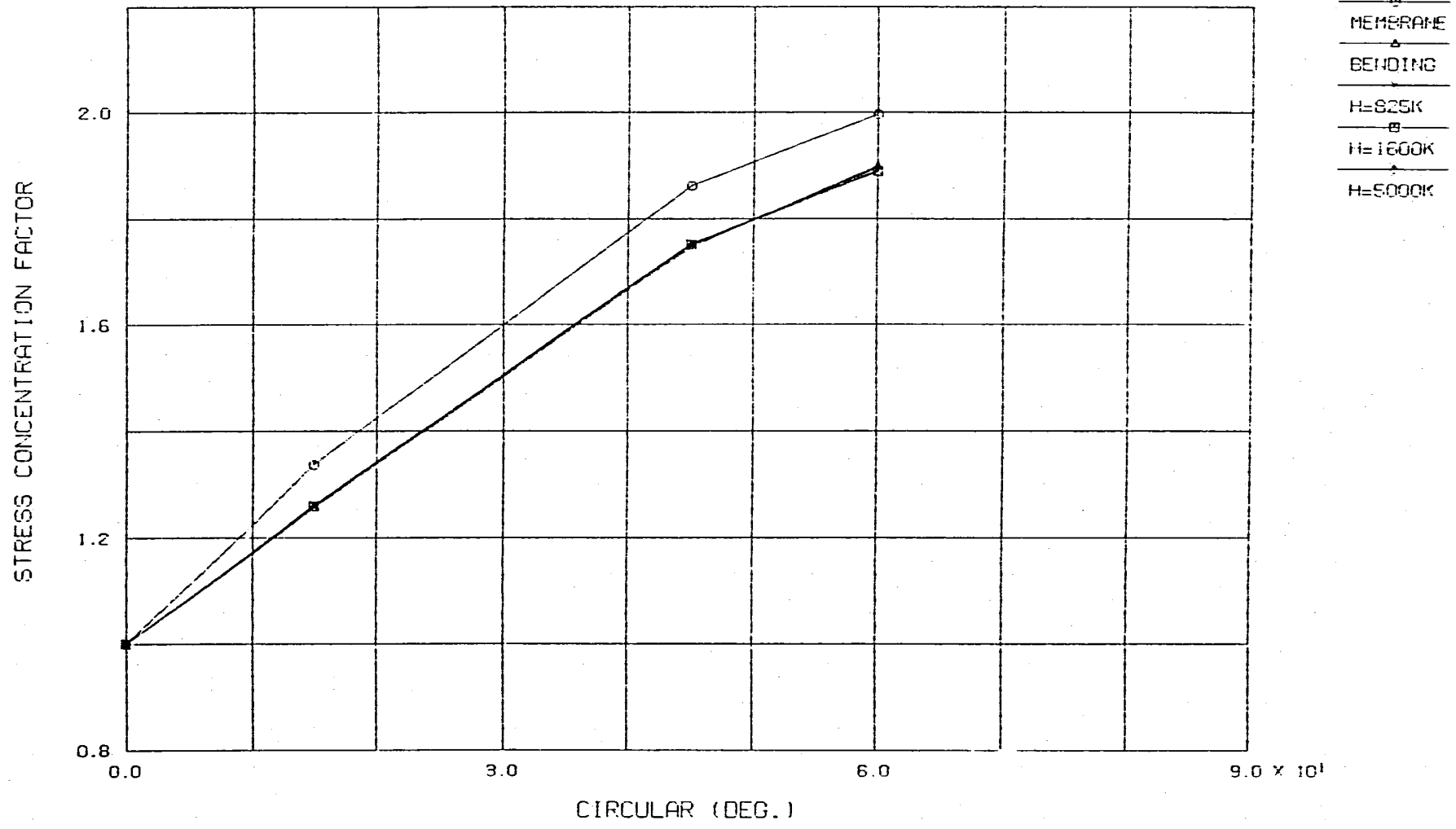


Fig.4.13 Stress Concentration Factor of Welded Portion ( 40.0 )

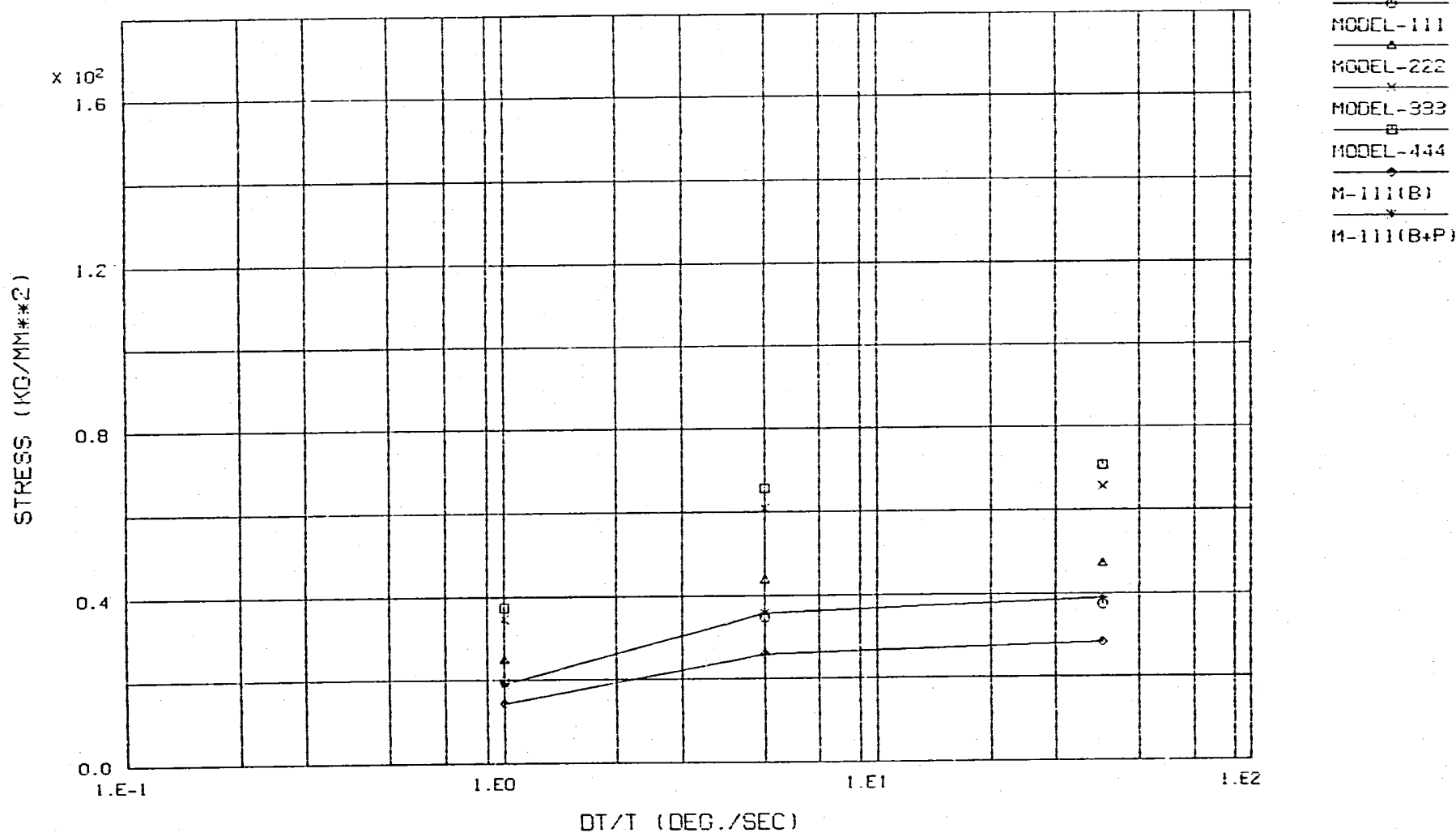


Fig. 4.14 dT/dt Versus Stress Relation (H=825 K)

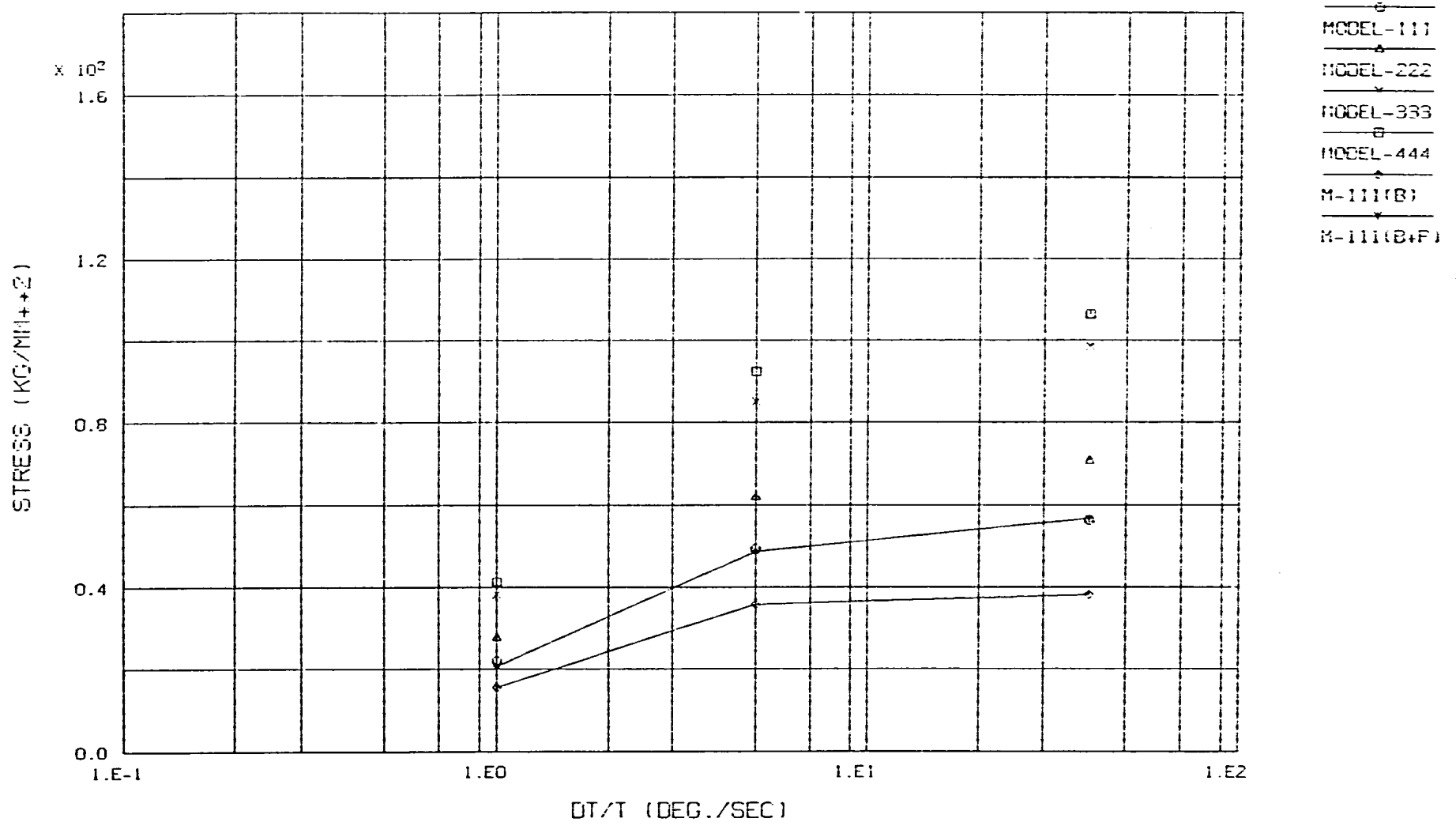


Fig. 4.15  $dT/dt$  Versus Stress Relation (H= 1600 K)

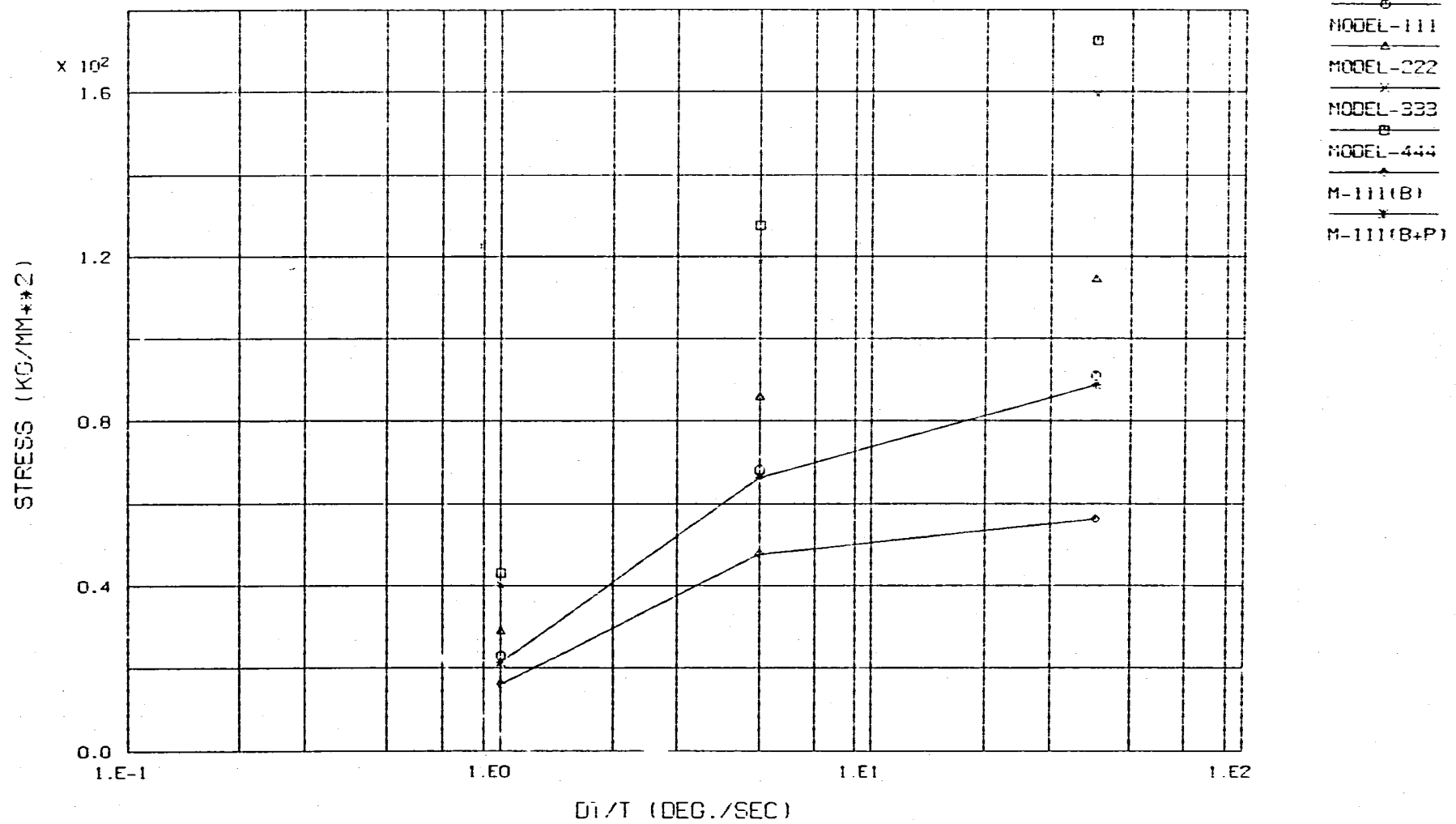


Fig.4.16 dT/dt Versus Stress Relation (H=5000 K)

## 5. 配管周継手の応力集中係数線図の作成

第3章、第4章の結果から、小口径配管周継手の応力集中係数の検討と大口径配管周継手の応力集中係数の検討結果の比較を行い、口径による応力集中の違いを含めた応力集中係数線図の作成を行った。

### 5.1 熱過渡荷重による応力集中係数比較結果

第3章 3.2節、第4章 4.3節の結果をまとめるとTable 5.1のようになる。この中から大口径配管に関する熱伝達率 $5000\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ における各温度変化速度(1.0、5.0、40.0 $^\circ\text{C}/\text{sec}$ )の応力集中係数をまとめた結果をFig 5.1に示す。Fig 5.2、5.3にも同様に熱伝達率1600、825  $\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ における各温度変化速度(1.0、5.0、40.0 $^\circ\text{C}/\text{sec}$ )の応力集中係数を示す。これらの結果より、熱伝達率、温度変化速度に係わらず応力集中係数は、ほぼ一定であることが分かった。

同様にして小口径配管に関して、熱過渡荷重による応力集中係数をFig 5.4に示す。これらの結果より、小口径配管の応力集中係数は、大口径配管に関して約10%下回っていることが分かった。大口径配管に関して、小口径配管の応力集中係数が約10%下回った理由としては、曲率、余盛り高さと板厚の比などの違いが考えられる。

### 5.2 曲げ応力・機械荷重による応力集中係数比較結果

本節は、径の異なる配管に各々機械荷重(曲げ応力、膜応力)を加えた場合の応力集中係数の変化を調べるために、第3章3.2節、第4章4.2節の検討結果をもとに各モデルに対して機械荷重を加えた結果をまとめた。その結果を整理すると、Table 5.2に示すようになる。

これらの結果より、膜応力に関しての応力集中係数は、大口径・小口径配管ともほぼ同じであり、曲げ応力についての応力集中係数は、大口径配管のものは小口径配管に対して応力集中係数で約10%上回っていた。約10%上回った理由としては、上記5.1項と同じ理由が考えられる。以上の結果を線図に表すと、Fig 5.5、5.6のようになる。Fig 5.5は、大小口径配管曲げ応力の集中係数であり、Fig 5.6は大小口径配管膜応力の応力集中係数である。横軸は、形状パラメータ、縦軸は応力集中係数である。

### 5.3 熱ピーク応力の割合に対する応力集中係数比較結果

第4章4.4節の結果をもとに、温度変化速度、熱伝達率等の違いにより生じる熱ピーク比 $P/(B+P)$ 、(B;線形成分 P;非線形成分)の変化によって起こる応力集中係数の違いを比較検討した。(文献(4)参照)

Table 5.3 に熱ピーク割合に対する応力集中係数を示す。またFig 5.7 に大口径配管に関しての、熱ピーク割合と応力集中係数の関係を示す。横軸は熱ピーク比、縦軸は応力集中係数である。曲げ機械荷重は熱ピーク成分を含まない等価線形温度により負荷される荷重と等価であるために、曲げ機械荷重における熱ピーク比を0.00とした。熱ピーク割合の算出は、第4章4.4節で述べた簡易解析解の値を使用している。

これらの結果より、大口径配管に関して熱ピーク応力の割合が変化しても、応力集中係数は各モデルに対して一定であり、曲げ機械荷重による応力集中係数で包絡されることが分かる(裕度は約6%)。

### 5.4 配管周継手の応力集中線図の提案

前節5.1、5.2、5.3で述べた結果から、熱過渡荷重に関しては大小口径配管とも熱ピーク割合が変化しても、応力集中係数は変わらない。

また、大小口径配管の熱過渡荷重に関する応力集中係数は、曲げ機械荷重の応力集中係数により数%の裕度で包絡出来ることが分かった。

膜応力に関しては、大小口径配管とも余盛り部の形状が同一であれば、ほぼ同じ応力集中係数であることが分かった。

以上の結果から、配管周継手の応力集中係数の線図をFig 5.8に提案する。



Table 5.1 Comparison of Stress Concentration Factor in Change of Form at Back-Weld

	温度变化速度 ( $^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ )	相当応力比	備 考
大 口 径 配 管	1	1.000 M-1	$\alpha = 5000\text{Kcal}/\text{m}^2\text{h}^{\circ}\text{C}$
		1.258 M-2	
		1.740 M-3	
	5	1.870 M-4	
		1.000 M-1	
		1.257 M-2	
	40	1.738 M-3	
		1.869 M-4	
		1.000 M-1	
	1.258 M-2		
	1.751 M-3		
	1	1.895 M-4	
1.000 M-1			
1.259 M-2			
5	1.751 M-3		
	1.889 M-4		
	1.000 M-1	$\alpha = 850\text{Kcal}/\text{m}^2\text{h}^{\circ}\text{C}$	
1.260 M-2			
1.752 M-3			
40	1.890 M-4		
	1.000 M-1		
	1.261 M-2		
1	1.753 M-3		$\alpha = 9385\text{Kcal}/\text{m}^2\text{h}^{\circ}\text{C}$
	1.891 M-4		
	1.000 M-1		
5	1.258 M-2		
	1.745 M-3		
	1.878 M-4		
40	1.000 M-1		
	1.259 M-2		
	1.729 M-3		
1	1.877 M-4		
	1.000 M-1		
	1.259 M-2		
30	1.751 M-3		
	1.889 M-4		
	1.000 M-1		
小 口 径 配 管	30	1.189 M-2	$\alpha = 9385\text{Kcal}/\text{m}^2\text{h}^{\circ}\text{C}$
		1.593 M-3	
		1.721 M-4	
		1.000 M-1	

Table 5.2 Comparison of Stress Concentration Factor in Bending Stress and Membrane Stress

1. 内側 小口径配管 (膜応力)

モデル名	相当応力 (Kg/mm <sup>2</sup> )	相当応力比
MODEL-111 (INNER=0.0, OUTER=14.5)	48.968 (1.5231)	1.000 (1.000)
MODEL-222 (INNER=14.5, OUTER=14.5)	58.480 (2.0167)	1.194 (1.324)
MODEL-333 (INNER=45.0, OUTER=14.5)	76.798 (2.8307)	1.568 (1.859)
MODEL-444 (INNER=60.0, OUTER=14.5)	82.256 (2.9540)	1.680 (1.939)

1. 内側 大口径配管 (膜応力)

モデル名	相当応力 (Kg/mm <sup>2</sup> )	相当応力比
MODEL-111 (INNER=0.0, OUTER=0.0)	47.323 (1.5433)	1.000 (1.000)
MODEL-222 (INNER=14.5, OUTER=0.0)	59.424 (2.0632)	1.256 (1.337)
MODEL-333 (INNER=45.0, OUTER=0.0)	82.715 (2.8739)	1.748 (1.862)
MODEL-444 (INNER=60.0, OUTER=0.0)	89.852 (3.0808)	1.899 (1.996)

Table 5.3 Stress Concentration Factor for Heat Peak Ratio  
(大口径配管)

熱ピーク比	MODEL-111	MODEL-222	MODEL-333	MODEL-444	備 考
P/(B+P) 1℃/s 0.2504	1.000	1.258	1.740	1.870	$\alpha=5000$ (Kcal/m <sup>2</sup> h℃)
P/(B+P) 5℃/s 0.2831	1.000	1.257	1.738	1.869	
P/(B+P) 40℃/s 0.3649	1.000	1.258	1.751	1.895	
P/(B+P) 1℃/s 0.2515	1.000	1.259	1.751	1.889	$\alpha=1600$ (Kcal/m <sup>2</sup> h℃)
P/(B+P) 5℃/s 0.2667	1.000	1.260	1.752	1.890	
P/(B+P) 40℃/s 0.3264	1.000	1.261	1.753	1.891	
P/(B+P) 1℃/s 0.2530	1.000	1.258	1.745	1.878	$\alpha=825$ (Kcal/m <sup>2</sup> h℃)
P/(B+P) 5℃/s 0.2757	1.000	1.259	1.729	1.877	
P/(B+P) 40℃/s 0.2744	1.000	1.259	1.751	1.889	
P/(B+P) 0.0000	1.000	1.337	1.862	1.996	機械荷重 (膜応力)

(小口径配管)

熱ピーク比	MODEL-111	MODEL-222	MODEL-333	MODEL-444	備 考
P/(B+P) 30℃/s	1.000	1.189	1.593	1.721	$\alpha=9385$ (Kcal/m <sup>2</sup> h℃)
P/(B+P) 0.0000	1.000	1.324	1.859	1.939	機械荷重 (膜応力)

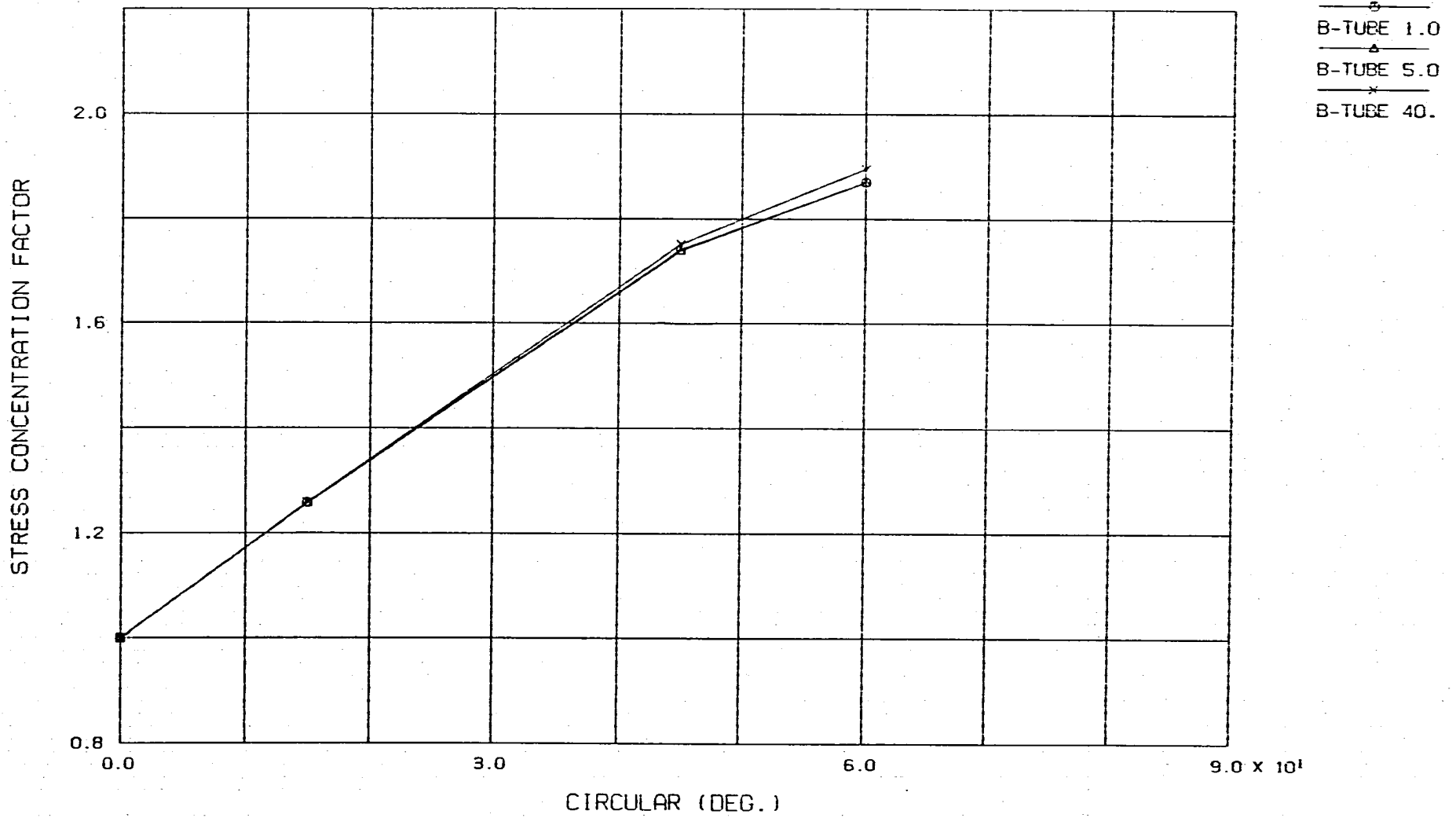


Fig. 5.1 Stress Concentration Factor of Welded Portion (BIG. H=5000)

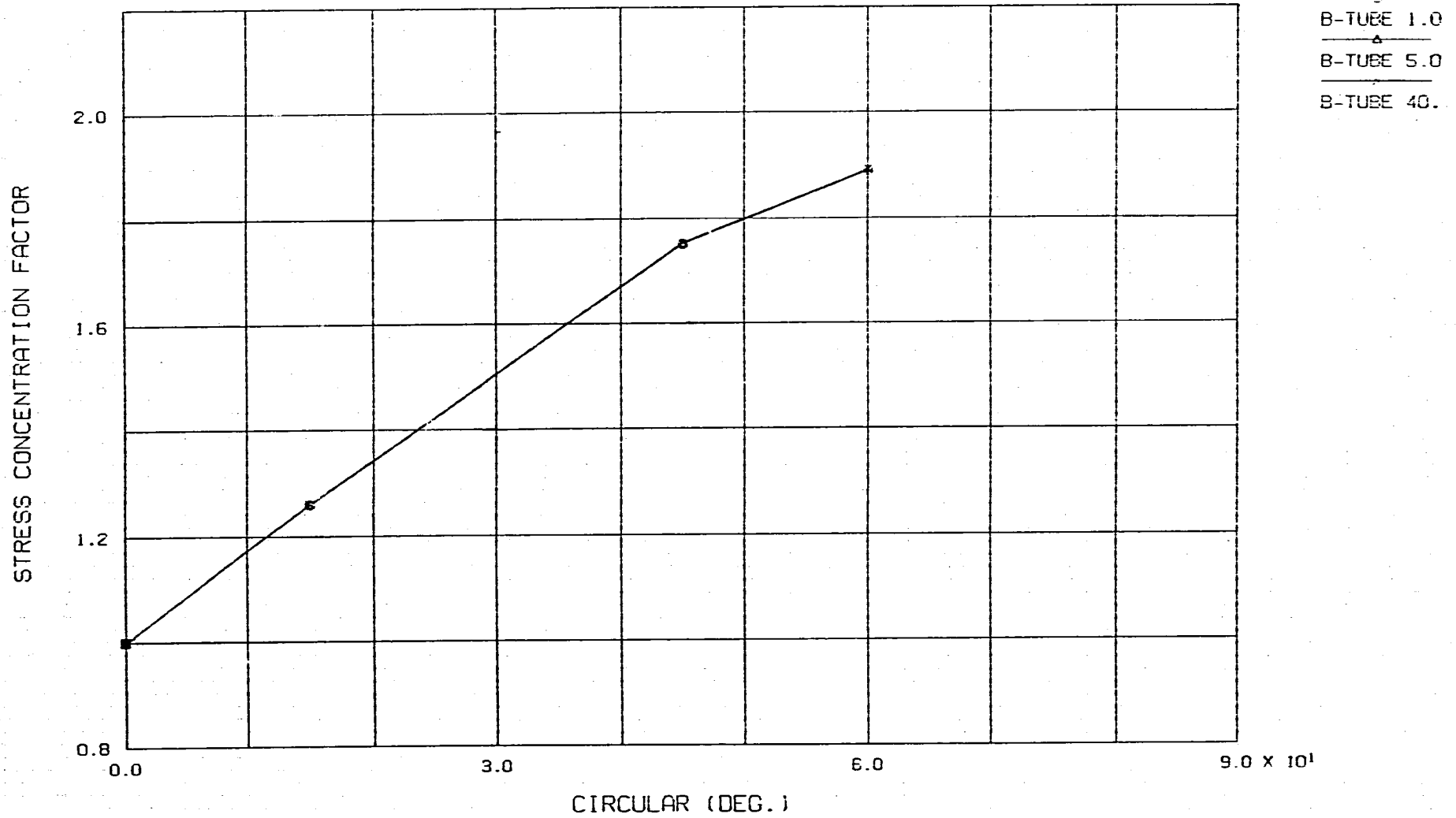


Fig. 5.2 Stress Concentration Factor of Welded Portion (BIG. H= 1600 )

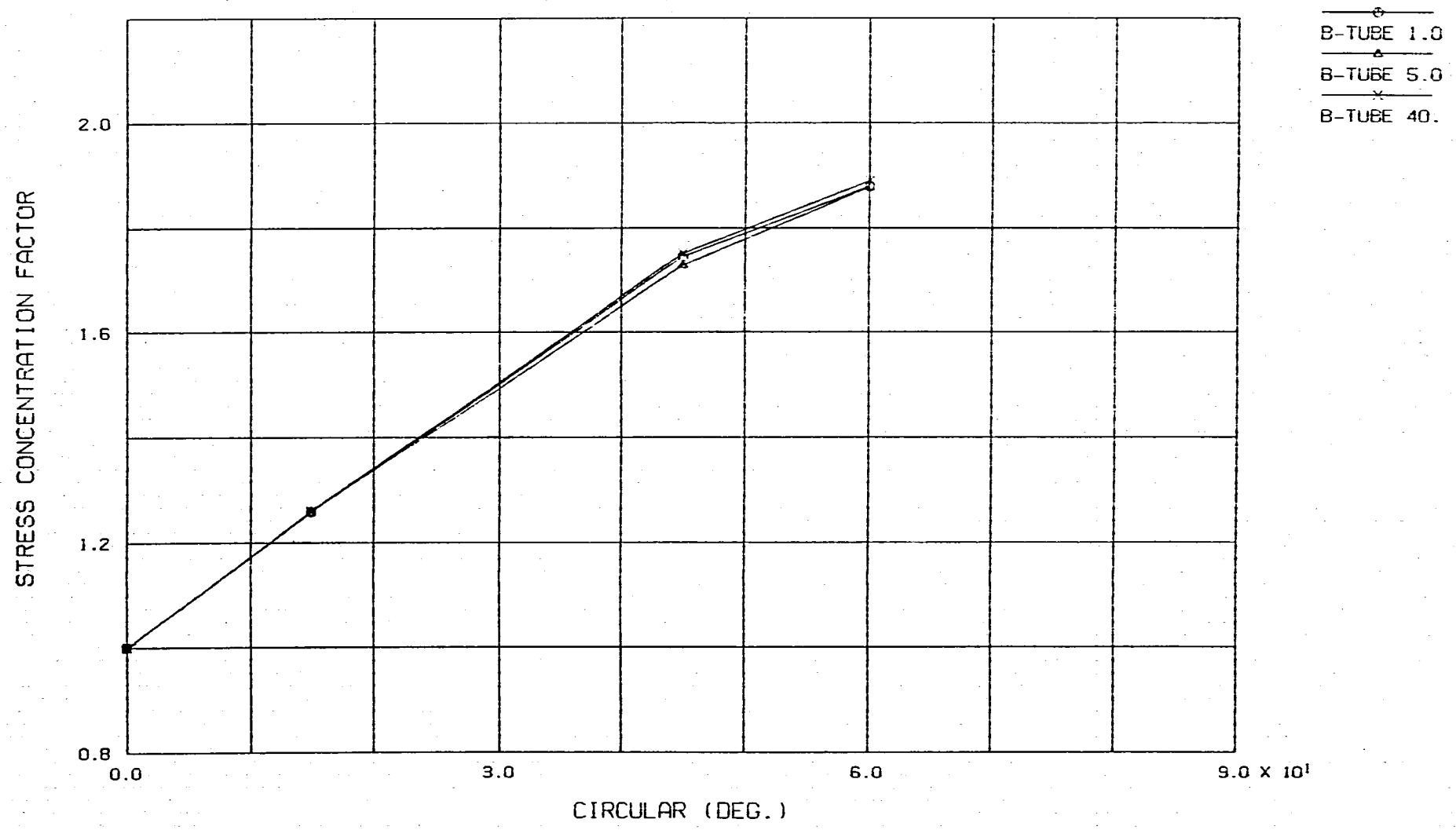


Fig. 5.3 Stress Concentration Factor of Welded Portion (BIG. H= 825 )

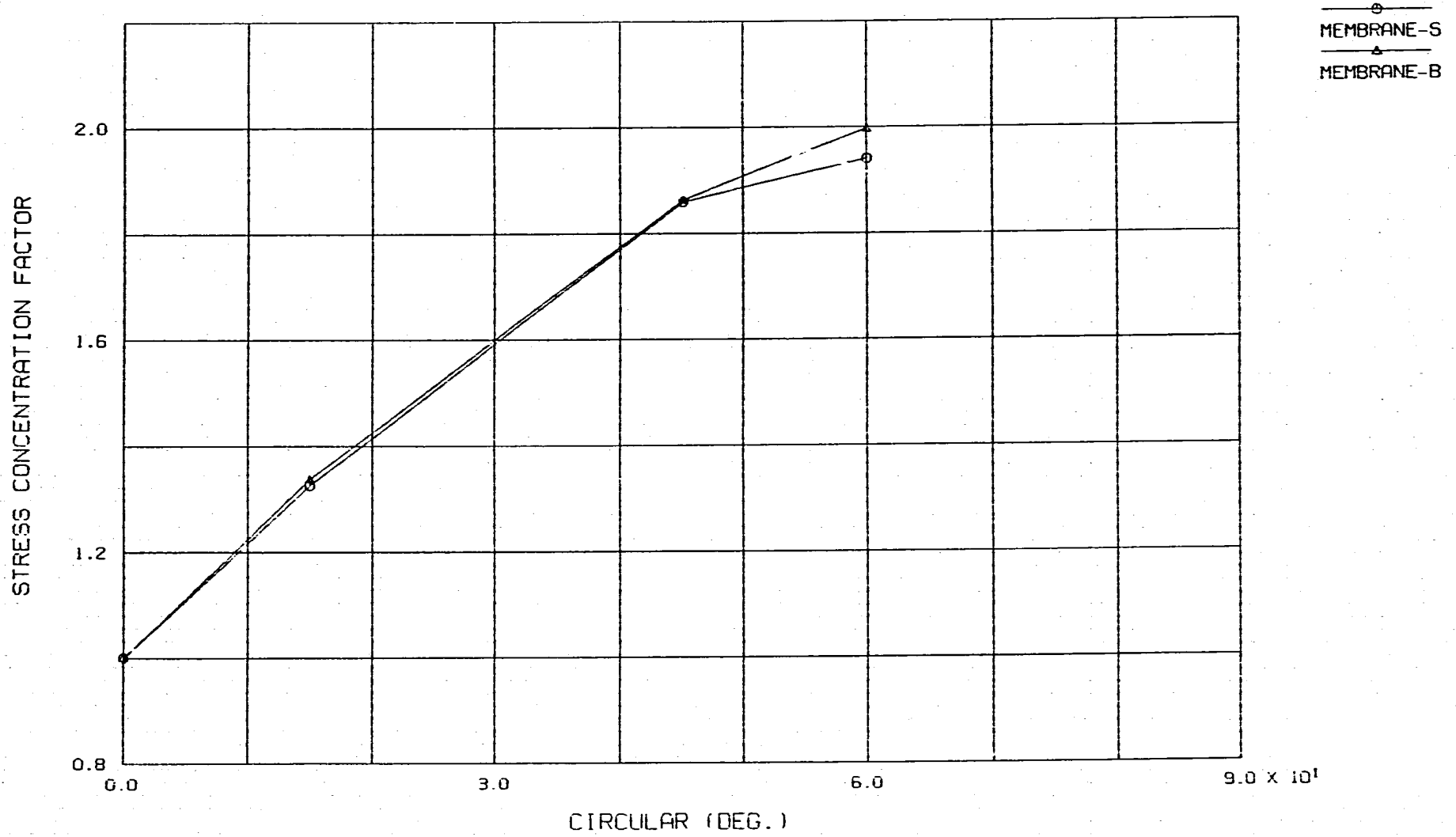


Fig. 5.4 Stress Concentration Factor of Welded Portion (SMALL)

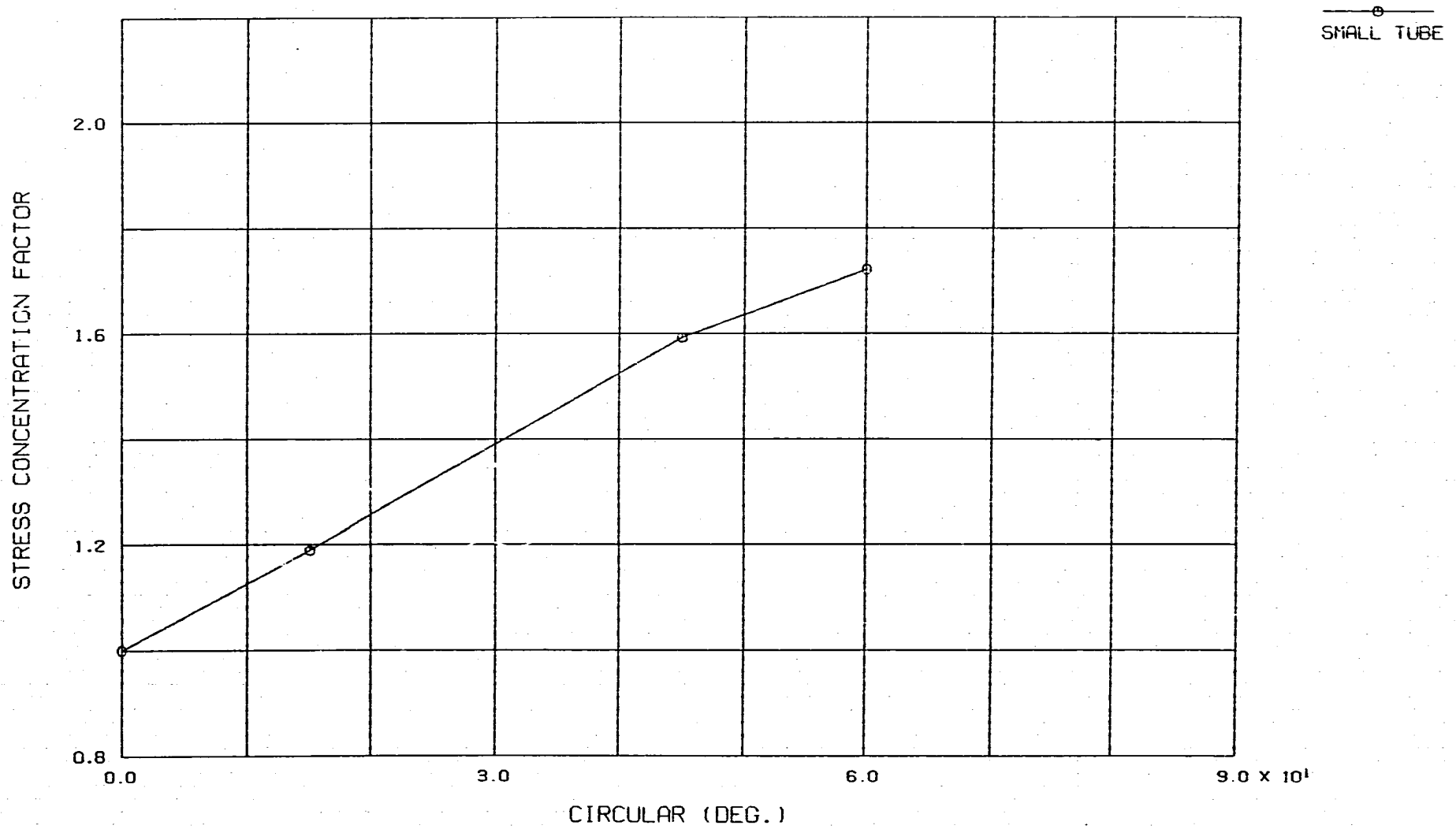


Fig. 5.5 Stress Concentration Factor of Welded Portion (BENDING)



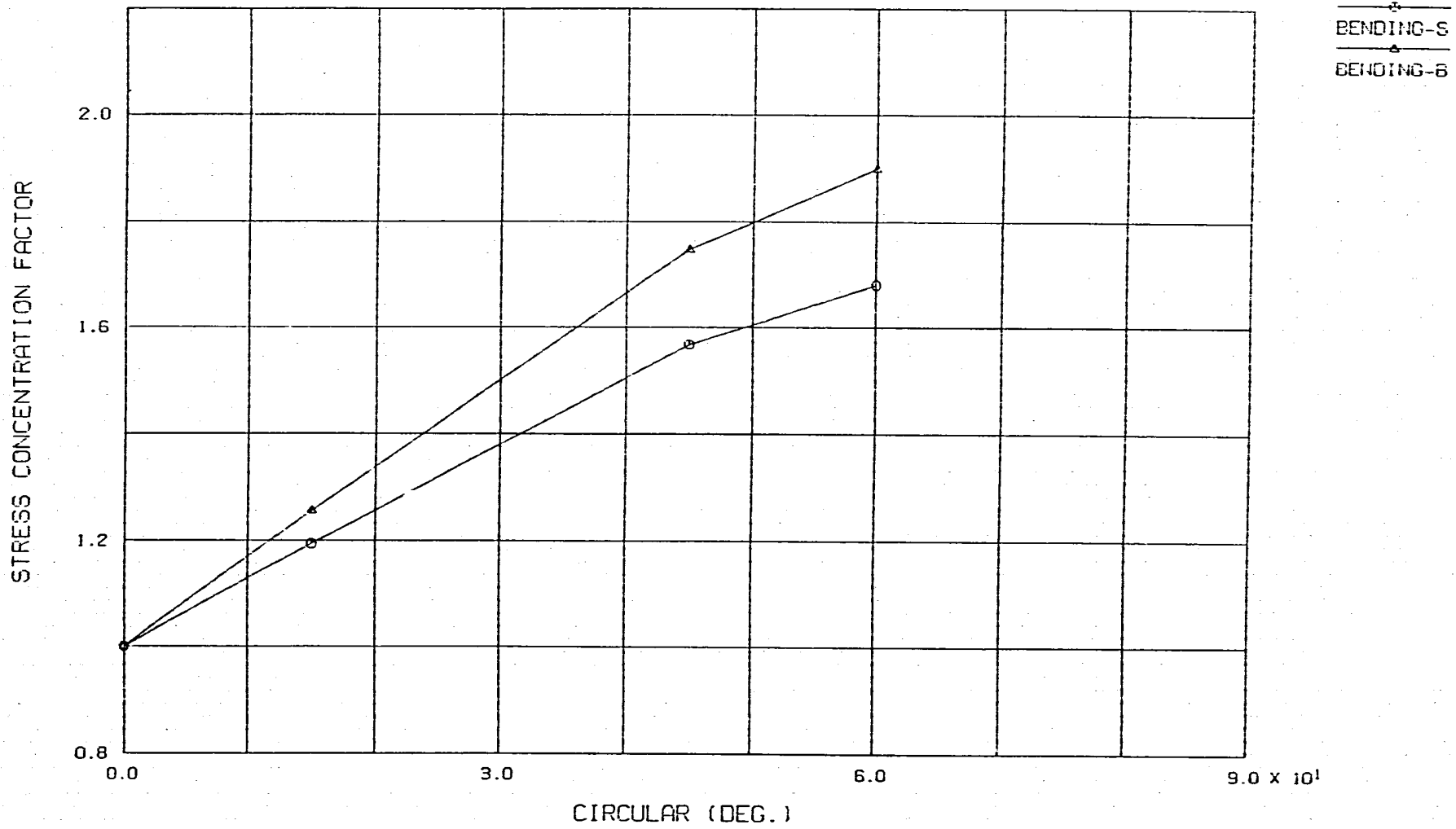


Fig. 5.6 Stress Concentration Factor of Welded Portion ( MEMBRANE )

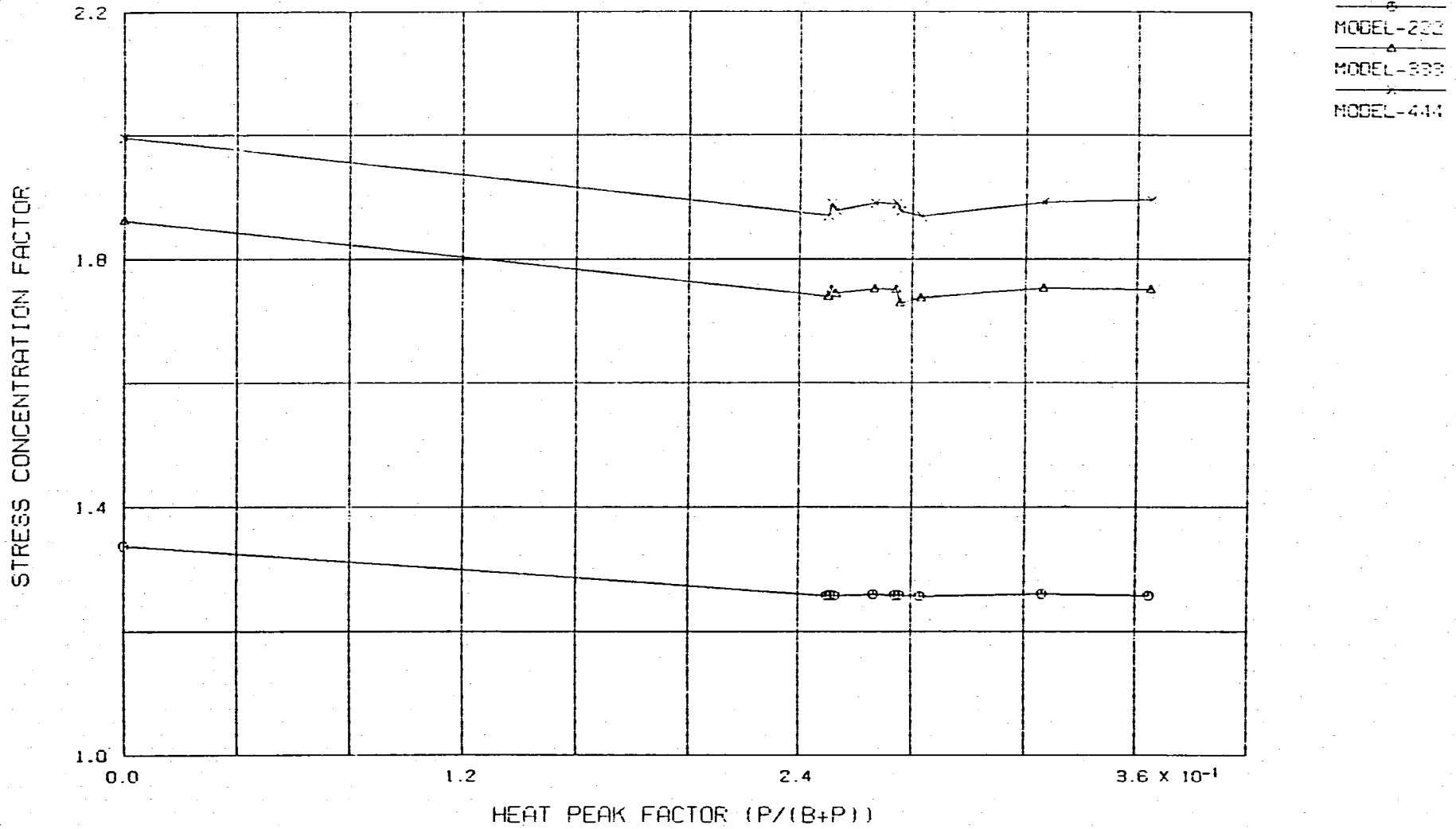


Fig. 5.7 Stress Concentration Factor V.S. Heat Peak Factor (BIG-TUBE)

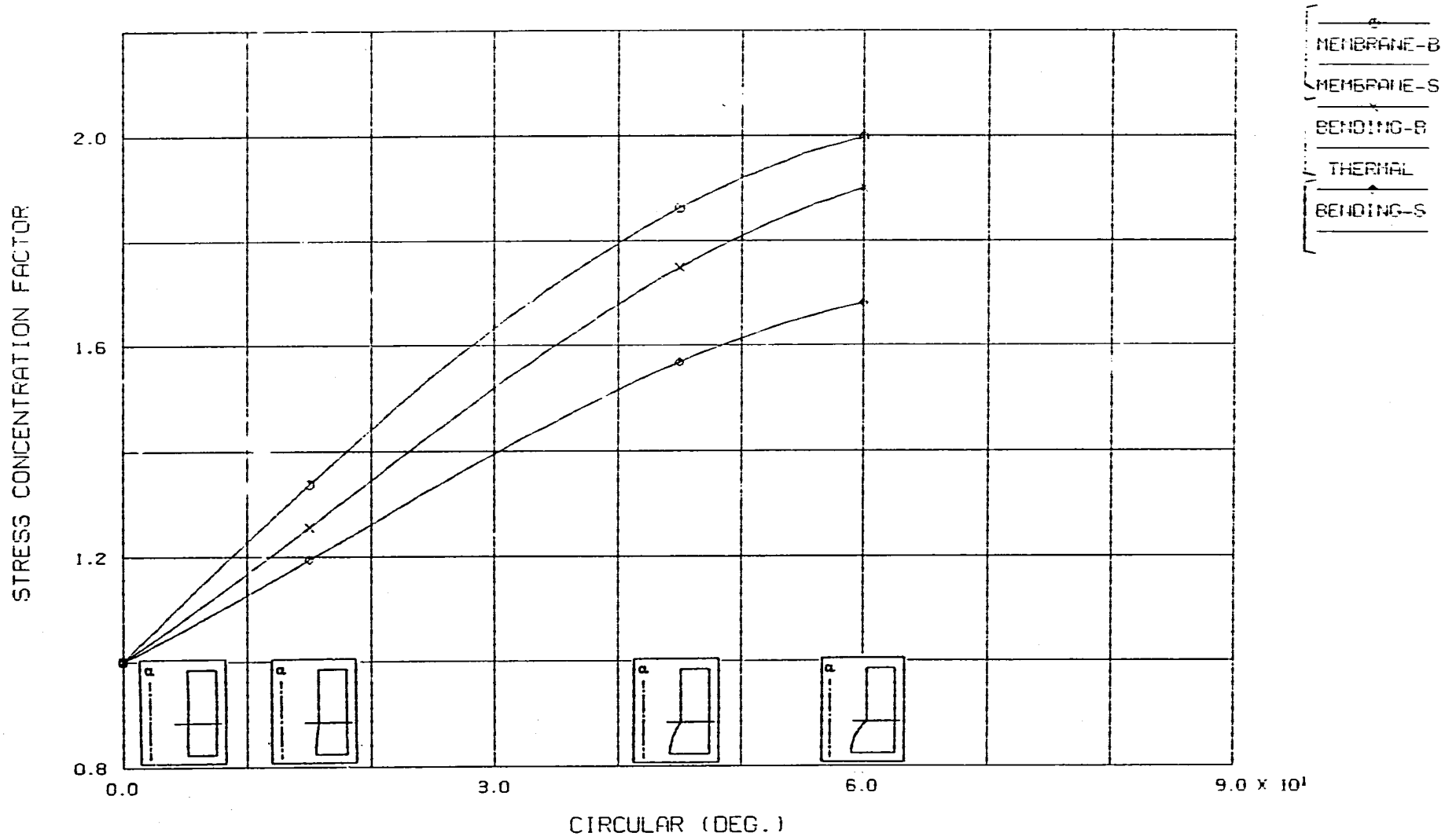


Fig. 5.8 Stress Concentration Factor of Welded Portion (BIG AND SMALL TUBE)

## 6. 結 論

本研究で得られた知見は以下の通りである。

## (1) S T S Tループ供試体取付溶接破損部解析結果

S T S T供試体取付テーパー部を溶接部余盛り、裏波を考慮せずに解析を行い、その結果からき裂発生までの全サイクルについて強度評価を行った結果、き裂の発生程度の損傷値であった。

溶接部形状を模擬した場合のテーパー部の応力集中係数は、1.3程度であり裏波の有無は、余盛り部の応力集中係数には影響がないことが分かった。

S T S T供試体取付テーパー溶接部の貫通の原因は、溶接部の構造不連続による応力集中と考えられる。

## (2) 小口径配管解析結果

膜応力、曲げ機械荷重、熱過渡荷重の周継手の応力集中係数を解析的に検討した結果、熱過渡荷重と曲げ機械荷重の応力集中係数はほぼ同じであり、膜応力は熱過渡荷重、曲げ機械荷重の応力集中係数に対し約15%程度上回ることが分かった。

## (3) 大口径配管解析結果

膜応力、曲げ機械荷重、熱過渡荷重の周継手の応力集中係数を解析的に検討し、また簡易解析と比較した結果、熱荷重において熱ピーク割合が変化しても応力集中係数はほとんど変化がなく、曲げ機械荷重による応力集中係数とほぼ同じであり、膜応力はこれらに比べて、応力集中係数で約10%上回っていることが分かった。

## (4) 配管周継手の応力集中係数線図の提案

大小口径配管周継手の応力集中係数の検討結果をもとに、応力集中係数線図の作成を行った。

- 1) 膜応力に関しての応力集中係数は、大小口径配管とも余盛り形状が同一であれば、ほぼ同じであることが分かった。
- 2) 大小口径配管の熱過渡荷重に関する応力集中係数は、曲げ機械荷重の応力集中係数より数%の裕度で包絡出来ることが分かった。上記の結果等から応力集中係数の線図の提案を行った。

7 . 文 献

- (1) 熱過渡強度データのまとめ  
谷川、木村他、PNC SN9410 87-176
- (2) 伝熱工学資料、改訂第3版、日本機械学会
- (3) FINAS user's manual version 10.0  
動燃事業団、PNC N9520 87-004
- (4) 簡易熱応力評価線図  
(第2報) 不連続熱応力の簡易解析  
古橋、渡土他、PNC N9410 87-158