

# 管板構造系の簡易解析モデルの開発

1988年2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)

## 管板構造系の簡易解析モデルの開発

笠原 直人<sup>1)</sup> 戸倉 直<sup>2)</sup> 岩田 耕司<sup>1)</sup>  
堀切 守人<sup>1)</sup> 今津 彰<sup>1)</sup>

### 要 旨

高速炉の熱交換器に使用される管板構造はプラント設計において重要な構造物の一つであるが、形状が複雑であるため簡易解析法の開発が必要である。従来の解析法としては ASME. A-8000の方法があるが、弾性領域でのみ有効である。このため本研究では管板構造をモデル化する場合の中心部である多孔部を等価非弾性特性値で模擬した簡易非弾性解析モデルを考案した。等価特性値のうち等価弾塑性特性を定義するために応力-ひずみ関係 Ludwik型の式であらわした場合のパラメータの値をリガメント効率の関数として整理した。等価クリープ特性としてはクリープひずみ式を Norton 則であらわした場合のパラメータの値を与える猪狩らの方法の適用性を検討した。

これらの非弾性特性を用いて等価中実板軸対称モデルと局所穴あき等価中実平板モデルの2つの解析モデルを作成し、詳細非弾性解析と熱過渡試験データとの比較により検証を行った。この結果、等価非弾性特性はリガメント効率の1次式で表わせ、十分な精度を有した。猪狩らの等価クリープ特性は保守的であった。2つの簡易解析モデルは詳細解析の結果とはよく一致したが、実験値に対してはやや保守的であった。

---

1) 大洗工学センター機器構造開発部構造工学室

2) ニュークリア・データ株式会社

Development of Simplified Analysis Methods  
on Tubesheet Structures

N. Kasahara<sup>1)</sup>, S. Tokura<sup>2)</sup>, K. Iwata<sup>1)</sup>,  
M. Horikiri<sup>1)</sup> and A. Imazu<sup>1)</sup>

Abstract

Tubesheet Structures of Heat Exchanger is one of the most important structures in the Fast Breeder Reactor Plants, and simplified analysis methods for design are necessary because of those complex structures. The conventional method exists in ASME Code Sec. III A-8000, which is only available for elastic analysis. In this study we developed simplified inelastic analysis methods on tubesheet structures using the equivalent inelastic properties of perforated region.

To define the equivalent elastoplastic stress-strain relation we adopted the Ludwik type equation. And Igari's creep strain equation on perforated plates was examined, which proves to be conservative. As the application of these properties this study proposed two simplified models. The one is equivalent axisymmetric solid plate model to evaluate junction between rim and shroud. The other is partially perforated equivalent solid plate model to evaluate the outermost holes.

These models were validated by comparison with thermal transient test data.

---

1) Structural Engineering Section, O-arai Engineering Center, PNC  
2) Nuclear Data Corporation



## 目 次

1. 緒 言 .....	1
2. 高速炉熱交換器用管板構造の特徴と設計上の問題点 .....	2
3. 多孔板の等価弾塑性クリープ特性の開発 .....	6
3.1 等価弾塑性特性の導出 .....	6
3.2 等価弾塑性応力－ひずみ関係評価線図の作成 .....	24
3.3 等価弾塑性応力－ひずみ関係簡易評価式の作成 .....	40
3.4 等価クリープひずみ式の開発 .....	51
4. 簡易非弾性解析モデルの開発 .....	60
4.1 等価中実板軸対称モデルの開発 .....	60
4.2 局所穴あき等価中実平板モデルの開発 .....	73
5. 簡易温度解析モデルの開発 .....	102
5.1 軸対称温度解析モデルの開発 .....	102
5.2 3次元熱流を考慮した2次元解析モデルの開発 .....	107
6. 管板構造系の簡易非弾性解析法 .....	117
7. 熱過渡挙動試験データによる簡易解析法の検証 .....	119
7.1 管板構造モデル試験の概要 .....	119
7.2 等価中実板軸対称モデルの検証 .....	124
7.3 多孔部の簡易解析法の検証 .....	135
8. 結 論 .....	154
9. 謝 辞 .....	155
10. 参考文献 .....	156

## List of Tables

Table 2.1	Configuration of Tubesheets in LMFBR Plants .....	5
Table 3.1	Comparison of Equivalent Stress and Equivalent Strain .	17
Table 3.2	Parameters for the Stress-Strain Relation $2^{1/4}$ Cr-1Mo (NT) Plate .....	19
Table 3.3	Parameters for the Stress-Strain Relation SUS304 .....	19
Table 3.4	Parameters for Ludwik's Expression .....	19
Table 3.5	Parameters for Equivalent Properties .....	20
Table 3.6	Parameters for Ludwik's Expression .....	32
Table 3.7	Parameters for Ludwik's Expression .....	33
Table 3.8	Parameters for Ludwik's Expression .....	34
Table 3.9	Parameters for Ludwik's Expression .....	35
Table 3.10	Parameters for Ludwik's Expression .....	36
Table 3.11	Evaluation of Error .....	37
Table 3.12	Simplified Equation to Determine Equivalent Elastic- Plastic Properties of Ligament .....	41
Table 3.13	Relative Error between Ludwik Expression and Inelastic Analysis Results .....	42
Table 3.14	Parameters for Ludwik's Expression .....	45
Table 3.15	Parameters for Ludwik's Expression .....	48
Table 3.16	Parameters for Ludwik's Expression .....	50
Table 3.17	Blackburn's Expression of Creep Strain Equation (SUS 304) .....	54
Table 3.18	Norton's Expression of Creep Strain Equation (SUS304).	55
Table 3.19	Simplified Equation to Determine Equivalent Creep Properties of Ligament .....	56
Table 4.1	Analysis Cases to Validate Axisymmetric Model with Equivalent Elastic-Plastic Properties .....	62
Table 4.2	Analysis Cases to Validate Axisymmetric Model with Equivalent Creep Properties .....	71
Table 4.3	Analysis Cases to Validate Partially Perforated Plate Model with Equivalent Elastic-Plastic Properties .....	74
Table 4.4	" " " " .....	75
Table 4.5	Analysis Case to Validate Partially Perforated Plate Model with Equivalent Creep Properties .....	100
Table 5.1	Relative Error between 2-D Simplified Method and 3-D Method .....	115
Table 7.1	Comparison of Strain Range .....	134

## List of Figures

Fig. 2.1	Temperature Distribution of Tubesheet Structures subjected to Thermal Transient .....	2
Fig. 2.2	Biaxial Stress Field in Homogeneous Region of the Ligament .....	3
Fig. 2.3	Objects of Evaluation in the Tubesheet Structure .....	4
Fig. 3.2	Boundary Condition of Unit Ligament Model .....	6
Fig. 3.3	How to make Equivalent Elastic-Plastic Properties .....	8
Fig. 3.4	Plane Stress Effective Elastic Constants for Perforated Plates with Triangular Penetration Patterns .....	12
Fig. 3.5	Unit Ligament in the Perforated Plate .....	12
Fig. 3.6	Plane Strain and Generalized Plane Strain .....	14
Fig. 3.7	Axisymmetric Solid Model .....	16
Fig. 3.8	Plane Model .....	16
Fig. 3.9	Unit Ligament Model .....	18
Fig. 3.10	Stress Strain Curve of Equivalent Properties (SUS304 500°C h/p=0.2, 0.3, 0.4, 0.524, 0.6, 0.7, 0.8 ORIGINAL) .....	21
Fig. 3.11	Stress-Strain Curve of Equivalent Properties (SUS304, h/p=0.524 Temperature 350°C, 400°C, 450°C, 500°C, 550°C) .....	21
Fig. 3.12	Stress-Strain Curve of Equivalent Properties (21/4 Cr-1Mo h/p=0.2, 0.3, 0.4, 0.524, 0.6, 0.7, 0.8, ORIGINAL) .....	22
Fig. 3.13	Stress-Strain Curve of Equivalent Properties (21/4 Cr-1Mo h/p=0.524, 350°C, 400°C, 450°C, 500°C, 550°C) .....	22
Fig. 3.14	Stress-Strain Curve of Equivalent Properties (SUS 304, 500°C) .....	23
Fig. 3.15	Dependence on Temperature .....	24
Fig. 3.17	Algorithm I to Determine Ludwik Parameter .....	25
Fig. 3.18	Effective Plastic Constants (SUS304 500°C) .....	26
Fig. 3.19	Algorithm II to Determine Ludwik Parameters .....	27
Fig. 3.20	Effective Plastic Constants (SUS304 500°C Monotonic) ..	29
Fig. 3.21	Effective Plastic Constants (SUS304 h/p=0.524 Monotonic) .....	29
Fig. 3.22	Effective Plastic Constants (21/4 Cr-1Mo 500°C Monotonic) .....	30
Fig. 3.23	Effective Plastic Constants (21/4 Cr-1Mo h/p=0.524, Monotonic) .....	30

Fig. 3.24	Effective Plastic Constants (SUS304 500°C Dynamic).....	31
Fig. 3.25	Comparison of Equivalent Properties between Ludwik Approximated Curves and Original Ones (SUS304 500°C h/p=0.2, 0.524, 0.8 Monotonic) .....	38
Fig. 3.26	Comparison of Equivalent Properties between Ludwik Approximated Curves and Original Ones (SUS304 h/p=0.524, 350°C, 450°C, 550°C, Monotonic) ....	38
Fig. 3.27	Comparison of Equivalent Properties between Ludwik Approximated Curves and Original Ones (2 <sup>1/4</sup> Cr-1Mo 500°C h/p=0.2, 0.524, 0.8, Monotonic) ....	39
Fig. 3.28	Comparison of Equivalent Properties between Ludwik Approximated Curves and Original Ones (2 <sup>1/4</sup> Cr-1Mo h/p=0.524, 350°C, 450°C, 550°C, Monotonic)	39
Fig. 3.29	Comparison of Equivalent Elastic-Plastic Properties of Ligament Calculated with Simplified Equation and Inelastic Analysis (SUS304 h/p=0.524) .....	43
Fig. 3.30	Comparison of Equivalent Elastic-Plastic Properties of Ligament Calculated with Simplified Equation and Inelastic Analysis (SUS304 500°C) .....	44
Fig. 3.31	Comparison of Equivalent Elastic-Plastic Properties of Ligament Calculated with Simplified Equation and Inelastic Analysis (SUS304 h/p=0.524) .....	46
Fig. 3.32	Comparison of Equivalent Elastic-Plastic Properties of Ligament Calculated with Simplified Equation and Inelastic Analysis (SUS304 500°C) .....	47
Fig. 3.33	Comparison of Equivalent Elastic-Plastic Properties of Ligament Calculated with Simplified Equation and Inelastic Analysis (SUS304, 500°C, Dynamic Curve) .....	49
Fig. 3.34	Unit Ligament Model for Relaxation Analysis .....	52
Fig. 3.35	Equivalent Plate Model for Relaxation Analysis .....	52
Fig. 3.36	Creep Strain History at Point P (h/p=0.524) .....	57
Fig. 3.37	History of Reaction Force at Point Q (h/p=0.524).....	57
Fig. 3.38	Comparison of Reaction Force between Unit Ligament and Equivalent plate (h/p=0.2 210000 hr. Approximation)	58
Fig. 3.39	Comparison of Reaction Force between Unit Ligament and Equivalent Plate (h/p=0.524 210000 hr. Approximation) .....	58
Fig. 3.40	Comparison of Reaction Force between Unit Ligament and Equivalent Plate (h/p=0.524 10000hr. Approximation)	59
Fig. 3.41	Comparison of Reaction Force between Unit Ligament and Equivalent Plate (h/p=0.8 210000 hr. Approximation)	59
Fig. 4.1	Axisymmetric Model with Equivalent Elastic-Plastic Properties .....	60
Fig. 4.2	Comparison of Equivalent Stress-Strain Curve between Perforated Plate Model and Axisymmetric Model (Analysis Case 1-1 Multi-Linear Approximation) .....	64

Fig. 4.3	Comparison of Equivalent Stress-Strain Curve between Perforated Plate Model and Axisymmetric Model (Analysis Case 1-2, Multi-Linear Approximation) .....	64
Fig. 4.4	Comparison of Reaction Force-Temperature Curve between Perforated Plate Model and Axisymmetric Model (Analysis Case 1-3 Multi Linear Approximation) .....	65
Fig. 4.5	Von Mises Stress (Case 1-1, Multi-Linear Approximation)	66
Fig. 4.6	Von Mises Stress (Case 1-2, Multi-Linear Approximation)	67
Fig. 4.7	Von Mises Stress (Case 1-3, Multi-Linear Approximation)	68
Fig. 4.8	Comparison of Equivalent Stress-Strain Curve between Perforated Plate Model and Axisymmetric Model (Analysis Case 1-1, Bi-Linear Approximation) .....	69
Fig. 4.9	Comparison of Equivalent Stress-Strain Curve between Perforated Plate Model and Axisymmetric Model (Analysis Case 1-2 Bi-Linear Approximation) .....	69
Fig. 4.10	Comparison of Reaction Force-Temperature Curve between Perforated Plate Model and Axisymmetric Model (Analysis Case 1-3, Bi-Linear Approximation) .....	70
Fig. 4.11	Comparison of Equivalent Stress-Strain Curve between Perforated Plate Model and Axisymmetric Model (Analysis Case 1-3) .....	72
Fig. 4.12	Partially Perforated Plate Model with Equivalent Elastic-Plastic Properties .....	73
Fig. 4.13	Von Mises Stress Calculated with Perforated Plate Model (Analysis Case, 2-1, Maximum Load Bi-Linear Approximation) .....	78
Fig. 4.14	Von Mises Stress Calculated with Partially Perforated Plate Model (Analysis Case 2-1, Maximum Load Bi-Linear Approximation) .....	79
Fig. 4.15	Von Mises Stress Calculated with Perforated Plate Model (Analysis Case 2-1, Unload, Bi-Linear Approximation) .....	80
Fig. 4.16	Von Mises Stress Calculated with Partially Perforated Plate Model (Analysis Case 2-1, Unload, Bi-Linear Approximation) .....	81
Fig. 4.17	Comparison of Equivalent Stress-Strain Curve between Perforated Plate Model and Partially Perforated Plate Model (Analysis Case 2-1) .....	82
Fig. 4.18	Equivalent Stress-Strain Curve of Perforated Plate Model (Analysis Case 2-1) .....	82
Fig. 4.19	Equivalent Stress-Strain Curve Calculated with Partially Perforated Plate Model (Analysis Case 2-1)...	83
Fig. 4.20	Stress-Strain Curve Calculated with Perforated Plate Model (Analysis Case 2-1) .....	83
Fig. 4.21	Stress-Strain Curve Calculated with Partially Perforated Plate Model (Analysis Case 2-2) .....	84

Fig. 4.22	Stress Distribution Around the Outremost Hole Edge Calculated with Perforated Plate Model (Analysis Case 2-1) .....	84
Fig. 4.23	Stress Distribution Around the Outermost Hole Edge Calculated with Partially Plate Model (Analysis Case 2-1) .....	85
Fig. 4.24	Von Mises Stress Calculated with Perforated Plate Model (Analysis Case 2-2) .....	86
Fig. 4.25	Von Mises Stress Calculated with Partially Perforated Plate Model (Analysis Case 2-2) .....	87
Fig. 4.26	Comparison of Reaction Force-Temperature Difference Curve between Perforated Plate Model and Partially Perforated Plate Model (Analysis Case 2-2) .....	88
Fig. 4.27	Stress-Strain Curve Calculated with Partially Per- forated Plate Model (Analysis Case 2-2) .....	88
Fig. 4.28	Stress-Strain Curve Calculated with Perforated Plate Model (Analysis Case 2-2) .....	89
Fig. 4.29	Stress Distribution Around the Outermost Hole Edge Calculated with Perforated Plate Model (Analysis Case 2-2) .....	89
Fig. 4.31	Temperature Distribution Calculated with Perforated Plate Model (Analysis Case 2-3 40 sec.) .....	91
Fig. 4.32	Temperature Distribution Calculated with Partially Perforated Plate Model (Analysis Case 2-3 40 sec.) ....	92
Fig. 4.33	Temperature Distribution Calculated with Perforated Plate Model (Analysis Case 2-3 200 sec.) .....	93
Fig. 4.34	Temperature Distribution Calculated with Partially Perforated Plate Model (Analysis Case 2-3 200 sec.) ...	94
Fig. 4.35	Von Mises Stress Calculated with Perforated Plate Model (Analysis Case 2-3 200 sec.) .....	95
Fig. 4.36	Von Mises Stress Calculated with Partially Perforated Plate Model (Analysis Case 2-3 200 sec.) .....	96
Fig. 4.37	Stress-Strain Curve at the Outermost with Perforated Model (Analysis Case 2-3) .....	97
Fig. 4.38	Stress-Strain Curve at the Outermost Hole Edge Calculated with Partially Perforated Model (Analysis Case 2-3) .....	97
Fig. 4.39	Stress Distribution Around the Outermost Hole Edge Calculated with Perforated Plate Model (Analysis Case 2-3, 40 sec.) .....	98
Fig. 4.40	Stress Distribution Around the Outermost Hole Edge Calculated with Partially Perforated Plate Model (Analysis Case 2-3, 40 sec.) .....	98
Fig. 4.41	Stress Distribution Around the Outermost Hole Edge Calculated with Perforated Plate Model (Analysis Case 2-3, 200 sec.) .....	99



Fig. 4.42	Stress Distribution Around the Outermost Hole Edge Calculated with Partially Perforated Plate Model (Analysis Case 2-3 200 sec.) .....	99
Fig. 4.43	Comparison of Relaxation Curve at the Outermost Hole Edge .....	101
Fig. 4.44	Comparison of Relaxation Curve of Equivalent Stress ...	101
Fig. 5.1	Comparison of Axisymmetric Temperature Analysis Model ..	103
Fig. 5.2	Comparison of Circumferentially Averaged Temperature Distribution between 3-Dimensional Model and Axisymmetric Model .....	104
Fig. 5.3-1	Stress Distribution on the Upper Surface (Conventional Slit Model) .....	104
Fig. 5.3-2	Stress Distribution on the Upper Surface (Modified Slit Model) .....	105
Fig. 5.3-3	Stress Distribution on the Upper Surface (Convection Film Model) .....	105
Fig. 5.4	Distribution of Primary Plus Secondary Stress .....	106
Fig. 5.5	Heat Transfer Boundaries of Tubesheet Structures .....	107
Fig. 5.6	3-D Thermal Analysis Method .....	112
Fig. 5.7	Simplified 2-D Thermal Analysis Method .....	112
Fig. 5.8	Configuration of Example Model .....	115
Fig. 5.9	3-D Solid Model .....	115
Fig. 5.10	Axisymmetric Sub. Model .....	115
Fig. 5.11	Plane Main Model .....	115
Fig. 5.12	Comparison of Temperature Transient at P1 between 3-D Method and 2-D Method .....	115
Fig. 5.13	Configuration of the Tubesheet Model .....	116
Fig. 5.14	3-D Solid Model of Tubesheet .....	116
Fig. 5.15	Axisymmetric Sub. Model of Tubesheet .....	116
Fig. 5.16	Membrane Main Model of Tubesheet .....	116
Fig. 5.17	Temperature Contour by Simplified 2-D Method .....	116
Fig. 6.1	Simplified Inelastic Analysis Method for the Tubesheet Structures .....	118
Fig. 7.1	Test Section of Thermal Transient Test of Tubesheet ...	120
Fig. 7.2	Specimen .....	120
Fig. 7.3	Location of Strain Gage (Behavior Test - II) .....	121
Fig. 7.4	Test Condition of Thermal Transient Test of Tubesheet (Behavior Test - II No. 2) .....	122
Fig. 7.5	Radial Distribution of Temperature (Behavior Test II - 2 No. 2) .....	123
Fig. 7.6	Axisymmetric Model with Equivalent Elastic-Plastic Properties .....	125

Fig. 7.7 Static Stress-Strain Curves of  $2^{1/4}$  Cr-1Mo and Equivalent Properties ..... 126

Fig. 7.8 Calculated Contour of Von Mises Stress (Maximum Load, 120 sec, 2 cycle) ..... 128

Fig. 7.9 Calculated Contour of Equivalent Plastic Strain (Maximum Load, 120 sec, 2 cycle) ..... 128

Fig. 7.10 Calculated Strain Distribution along Evaluation Line (2nd. cycle) ..... 129

Fig. 7.11 Calculated Stress-Strain Curve at the Junction between Rim and Shroud ..... 129

Fig. 7.12 Change of Strain with Time ; BEHAVIOR (II) - 2 No. 2 (Inner Surface of Rim,  $\theta = 0^\circ \sim \theta = 30^\circ$ ) ..... 130

Fig. 7.13 Change of Strain with Time ; BEHAVIOR (II) - 2 No. 2 (Inner Surface of Rim,  $\theta = 270^\circ \sim \theta = 300^\circ$ ) ..... 131

Fig. 7.14 Distribution of Strain ; BEHAVIOR (II) - 2 No. 2 (Inner Surface of Rim,  $\theta = 0^\circ \sim \theta = 30^\circ$ ) ..... 132

Fig. 7.15 Distribution of Strain ; BEHAVIOR (II) - 2 No.2 (Inner Surface of Rim,  $\theta = 270^\circ \sim \theta = 300^\circ$ ) ..... 133

Fig. 7.16 2-Dimensional Model ..... 136

Fig. 7.17 ATIF Behavior Test 2-1 BLOW No. 3 230 (sec) MISES STRESS ..... 137

Fig. 7.18 ATIF Behavior Test 2-1 BLOW No. 3 230 (sec) SIGR, THETA ..... 137

Fig. 7.19 Locations of Evaluation Points and Evaluation Lines .... 139

Fig. 7.20 Calculated Stress Distribution Around the 2nd Hole Edge ..... 140

Fig. 7.21 Calculated Stress Distribution Around the Outermost Hole Edge ..... 140

Fig. 7.22 Calculated Strain Distribution Around the 2nd Hole Edge ..... 141

Fig. 7.23 Calculated Strain Distribution Around the Outermost Hole Edge ..... 141

Fig. 7.24 Comparison of Strain Distribution Around the 2nd Hole Edge between Experiment and Analysis (0 sec.) ..... 142

Fig. 7.25 Comparison of Strain Distribution Around the 2nd Hole Edge between Experiment and Analysis (40 sec.) ..... 142

Fig. 7.26 Comparison of Strain Distribution Around the 2nd Hole Edge between Experiment and Analysis (100 sec.) ..... 143

Fig. 7.27 Comparison of Strain Distribution Around the 2nd Hole Edge between Experiment and Analysis (180 sec.) ..... 143

Fig. 7.28 Comparison of Strain Distribution Around the 2nd Hole Edge between Experiment and Analysis (230 sec.) ..... 144

Fig. 7.29 Comparison of Strain Distribution Around the Outermost Hole Edge between Experiment and Analysis (0 sec.) .... 144



Fig. 4.30	Comparison of Strain Distribution Around the Outermost Hole Edge between Experiment and Analysis (40 sec.) ...	145
Fig. 4.31	Comparison of Strain Distribution Around the Outermost Hole Edge between Experiment and Analysis (100 sec.) ..	145
Fig. 7.32	Comparison of Strain Distribution Around the Outermost Hole Edge between Experiment and Analysis (180 sec.) ..	146
Fig. 7.33	Comparison of Strain Distribution Around the Outermost Hole Edge between Experiment and Analysis (230 sec.) ..	146
Fig. 7.34	Calculated Stress-Strain Curve at the 2nd Hole Edge ...	147
Fig. 7.35	Calculated Stress-Strain Curve at the Outermost Holde Edge .....	147
Fig. 7.37	Calculated Strain History at the Outermost Hole Edge ..	148
Fig. 7.38	Experimental Strain History ; BEHAVIOR (II) - 1 No. 3 (In-Side of Heat-Exchanger Tube, $\theta = 270^\circ$ , 2nd Hole) ...	149
Fig. 7.39	Experimental Strain History ; BEHAVIOR (II) - 1 No. 3 (In-Side of Heat-Exchanger Tube, $\theta = 90^\circ$ , 2nd Hole) ....	150
Fig. 7.40	Experimental Strain History ; BEHAVIOR (II) - 1 No. 3 (In-Side of Heat-Exchanger Tube, $\theta = 270^\circ$ , 4th Hole) ..	151
Fig. 7.41	Experimental Strain History ; BEHAVIOR (II) - 1 No. 3 (In-Side of Heat-Exchanger Tube, $\theta = 90^\circ$ , $210^\circ$ , 4th Holes) .....	152

# 1. 緒 言

高速炉の熱交換器等で使用される管板構造は多孔部を有する複雑な3次元構造物である。このため設計時の解析には通常多孔部を等価な物性値をもつ中実板で置き換えた簡易解析モデルが用いられる。しかし等価物性値による手法は現状ではASME Sec III A-8000<sup>1)</sup>に見られるような弾性域での解析法に限られ、高速炉に用いる管板構造のように非弾性領域で設計されるものに対しては各国共安全裕度を有する適当な係数を併用するなどの保守的な方法をとってきた。<sup>2)</sup>

本研究では、より合理的な簡易解析モデルの開発を目的として、はじめに多孔部のマクロな非弾性特性を模擬する等価非弾性特性を開発した。

多孔板の等価特性に関する従来の研究としてO'Donnell, Porowskiらの単位リガメントのFEM解析による研究,<sup>3)</sup>浦上らの多孔板の引張試験による研究,<sup>4)</sup>猪狩らのFEM解析による研究,<sup>5)</sup>などがあるがこれらは主に単位リガメントに単軸荷重を与えた時の挙動を模擬した基礎的研究であった。これに対し本研究は高速炉の管板構造系の中でのリガメントの実際の挙動に着目し、設計上問題とする挙動を精度よく模擬する等価弾塑性特性の開発を行なったものである。また設計に用いることを考慮し、これらの等価特性値を簡単な評価式で表わした。クリープに関しては猪狩らの方法の実機への適用性を検討した。

次に、これらの等価特性値を用い設計上問題となるシュラウド付根部、最外周穴に着目した簡易解析モデルを作成した。またこれらと整合性のとれた簡易温度解析法を開発した。

開発した簡易解析モデルの検証については、大洗工学センターの空気冷却熱過渡試験施設を用いて行なった。管板構造モデルの熱過渡挙動試験の結果<sup>6)</sup>と比較することにより行なった。

## 2. 高速炉熱交換器用管板構造の特徴と設計上の問題点

### 2.1 FBR 熱交換器に用いられる管板構造の発生応力の特徴

FBR 熱交換器に用いられる管板構造は熱過渡時には多孔部とリム・シュラウドを含む周辺構造物との間に大きな温度差が生じる (Fig. 2.1) ため多孔部に“たが絞め力”と呼ばれる荷重が発生する。<sup>7)</sup>

このため構造的に不連続な部分に比較的大きな塑性ひずみが生じる。

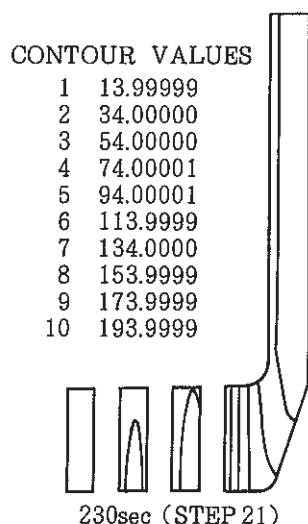


Fig. 2.1 Temperature Distribution of Tubesheet Structures Subjected to Thermal Transient

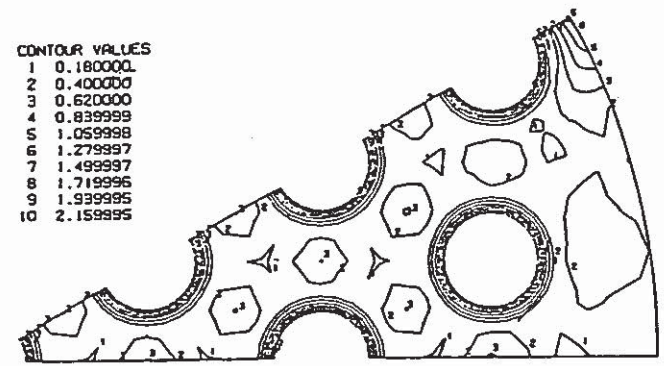
#### ① 等方領域穴まわり

多孔部はリム部との遷移領域を除けば全体が一様温度で変化するため、グローバルには面内に均質等方な荷重が加わる。つまり、もし多孔部を等価な中実板で置き換えたとしても、この部分は等 2 軸荷重となるはずである。

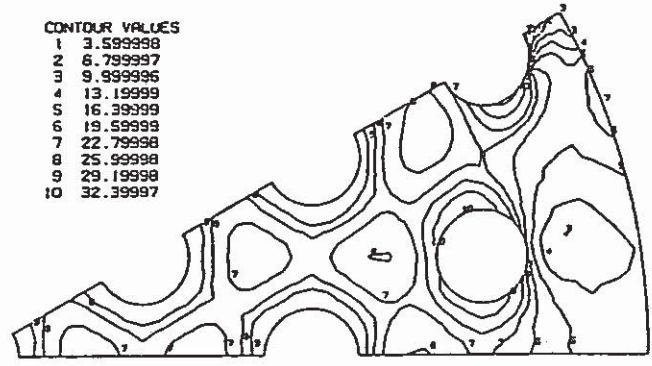
多孔部の応力分布をもう少し詳しく考察するために Fig. 2.2 に大洗工学センター行なわれた管板構造モデル試験<sup>6)</sup> の熱過渡応力解析結果を示す。Fig. 2.2 から熱ピーク応力が卓越する熱過渡の初期も、“たが絞め力”が卓越する熱過渡の後期もリム部との遷移領域を除く穴まわりでは同じ応力パターンが生じていることが分かる。このことからグローバルには等 2 軸荷重が加わっていることが分かる。

以上の考察から等方領域の穴まわりの挙動は、単位リガメントにグローバルにみて等 2 軸荷重となる境界条件を付加することにより模擬出来ることが分かる。

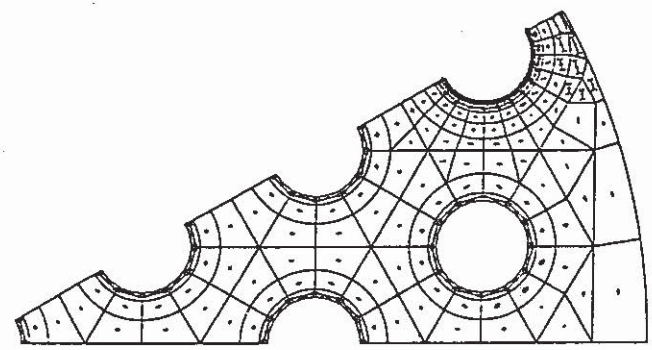
VON MISES STRESS



VON MISES STRESS



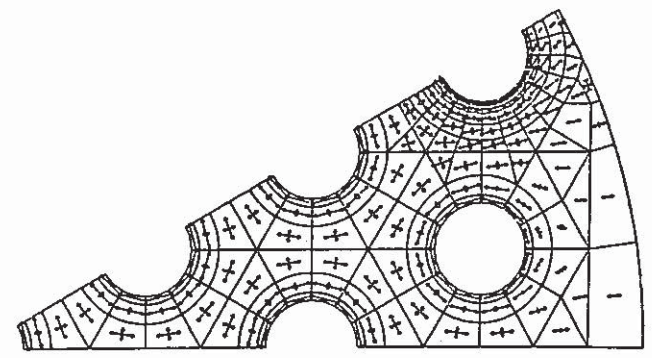
PRINCIPAL STRESSES



VECT. SCALE 1 5.00000

10 Sec

PRINCIPAL STRESSES



VECT. SCALE 1 100.000

230 Sec

Fig. 2.2 Biaxial Stress Field in the Homogeneous Region of the Ligament

② 最外周穴まわり

最外周穴まわりでは等方領域での穴まわりの発生応力に加え、大きな温度勾配と、形状不連続部による応力が加わるため、複雑な応力場が形成される。

③ シュラウド付け根部

シュラウド付根部は形状不連続のため表面近くにピーク応力が発生する。この部分に関しては形状も荷重条件も軸対象に近いいため通常の不連続部としての取扱いが可能である。

2.2 設計評価箇所と問題となる破損モードについて

管板構造の設計評価箇所は前節で述べた3ヶ所のピーク応力発生箇所である。また想定される破損モードは1次応力の主要因である内圧および熱過渡時の1次+2次応力に対しては設計対応可能であるため、これらのピーク応力発生箇所からのクリープ疲労破損と考えられる。

以上から管板構造における設計上の留意点をまとめると、Fig. 2.3 のようになる。

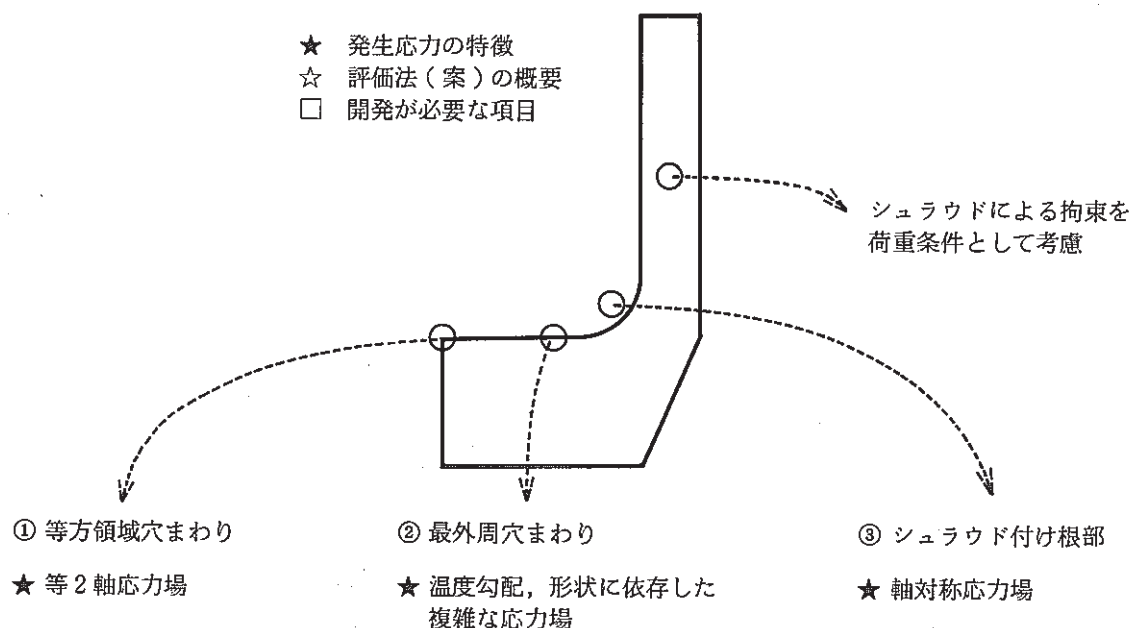


Fig. 2.3 Objects of Evaluation in the Tubesheet Structure

2.3 高速炉熱交換器用管板構造の形状

Table 2.1 に “もんじゅ”, “実証炉設計研究”, および “2重管SG” において高速炉用に設計された管板構造の形状を示す。

高速炉用管板のリガメント効率は 0.2~0.8 の間であり、蒸気発生器に用いられる管板は厚肉のシュラウドが使用されているのが特徴である。

Table 2.1 Configuration of Tubesheets in LMFBR Plants

	A T T F	もんじゅ				実証炉 5 8 年 設計 研究					2 次 系 削 除	
	供試体	IHX 上部管板	SG 蒸気出口管板	SH 蒸気入口管板	SH 蒸気出口管板	IHX 上部管板	SG 入/出	SH 入/出	9CrSH 入/出	一体貫流SG 入/出	水管板	Na 管板
材 料	2¼Cr-1Mo	SUSF304	2¼Cr-1Mo	SUSF321	SUSF321	SUSF304	STBA24	Alloy800	Mod9Cr-1Mo	Mod9Cr-1Mo	Mod 9Cr-1Mo	
ピッチ 穴 径	50 23.8	半径方向 30 円周方向31.4 外径 21.7 内径 19.3	50 23.8	45 24.5	45 24.5	46 伝熱管 外径 31.8 内径 29.4	45 伝熱管 外径 31.8 内径 24.2	45 伝熱管 外径 31.8 内径 25.4	45 伝熱管 外径 31.8 内径 24.8	45 伝熱管 外径 31.8 内径 24.8	33 伝熱管 外径 15.9 内径 11.9	33 伝熱管 外径 11.9 内径 9.5
リガメント 効率	0.524	0.277 min 0.385 max	0.524	0.456	0.456	0.31 min 0.36 max	0.29 min 0.46 max	0.29 min 0.44 max	0.29 min 0.45 max	0.29 min 0.45 max	0.52 min 0.64 max	0.64 min 0.71 max
穴 数	37	3294(23層)	140	24(25)	147	4890	87	87	96	102	4477(最外周40)	
形 状												
備 考	シェル拘束大	円周配列 差込周溶接	シェル拘束大	1ユニットに 入口6コの 小型管板	シェル拘束大	正三角形配列 min:差し込み max:付合わせ	シェル拘束大 1ユニットに入・出口6コずつの 小型管板 min:差し込み max:付合わせ			管・管板 差込周溶接 min:外径 max:内径		

### 3. 多孔板の等価弾塑性クリープ特性の開発

管板構造系の簡易解析モデル開発の要は多孔部をいかにモデル化するかであるが、本章では高速炉の熱交換器用管板の解析を行なうことを目的とした、多孔部の等価弾塑性クリープ特性を開発する。多孔部の非弾性挙動を研究したものとして、これまでに浦上ら<sup>4)</sup>や猪守<sup>5)</sup>らの研究があるが、これらは単位リガメントを直交するX方向とY方向にそれぞれ単軸で引張った時の特性を求め、これを平均するというものであった。

これに対し筆者らは、実機条件下では多孔部の大部分に対してグローバルには等2軸荷重が加わることに着目し、等2軸荷重下でのリガメントの弾塑性クリープ特性を求めた。さらにMISESの相当応力、相当塑性ひずみの概念を用いて等2軸荷重下でのリガメントの全体挙動を単軸挙動に置き直した。また、設計者の便を計り、求めた等価特性を簡単な評価式で表わした。

#### 3.1 等価弾塑性特性の導出

##### (1) 等価弾塑性特性導出までの流れ

正三角形配列多孔板の等2軸荷重下での挙動は平面要素を用いた単位リガメントモデル(Fig. 3.1参照)に、Fig. 3.2に示す境界条件を付加することにより模擬できる。

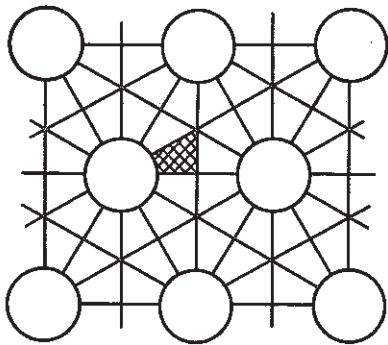


Fig. 3.1 Unit Ligament Model

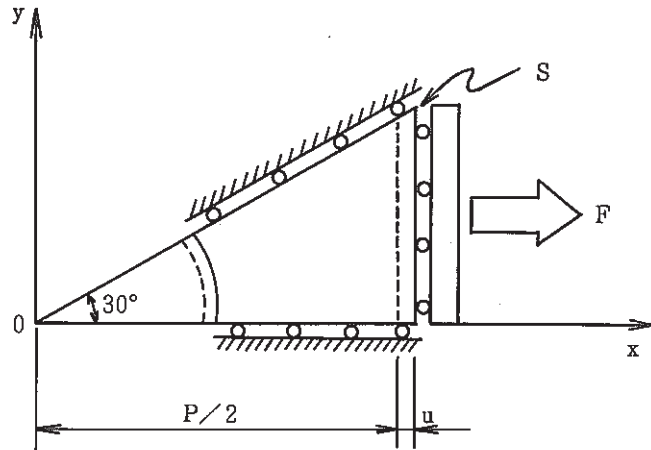


Fig. 3.2 Boundary Condition of Unit Ligament Model

この単位リガメントモデルを用いて次式で定義される等価応力  $\sigma^*$ -等価ひずみ  $\epsilon^*$  関係を調べることによりリガメント全体の特性を求める。

$$\sigma^* = \frac{F}{S} \dots\dots(1), \quad \epsilon^* = \frac{u}{(P/2)} \dots\dots(2)$$

但し、F, SはFig. 3.2に示す端部での引張応力と辺の長さ、u, Pは端部での変位とリガメ



ントのピッチである。

次にこの関係をもとに Fig. 3.3 に示す手順に従い MISES の相当応力  $\sigma_{eq}^*$  - MISES の相当塑性ひずみ  $\varepsilon_{peq}^*$  関係を求めることによりリガメント全体の特性を単軸挙動に置き換える。多くの汎用有限要素プログラムは MISES 型の降伏関数を用いているため  $\sigma_{eq}^* - \varepsilon_{peq}^*$  関係を構成式として持つ等価物性値は等 2 軸荷重下では単位リガメントと同じ等価応力  $\sigma^*$  - 等価ひずみ  $\varepsilon^*$  関係を示す。

相当応力、相当ひずみの計算は、等 2 軸荷重であることと、2 次元応力場であることを利用して行なう。具体的方法については後で述べる。最後に求めた  $\sigma_{eq}^* - \varepsilon_{peq}^*$  関係を Ludwik 型のパラメータで表わす。これらを A-8000<sup>1)</sup> や Slot らの有効弾性定数<sup>8)</sup> と組み合わせれば等価中実板による多孔板の弾塑性解析が可能となる。



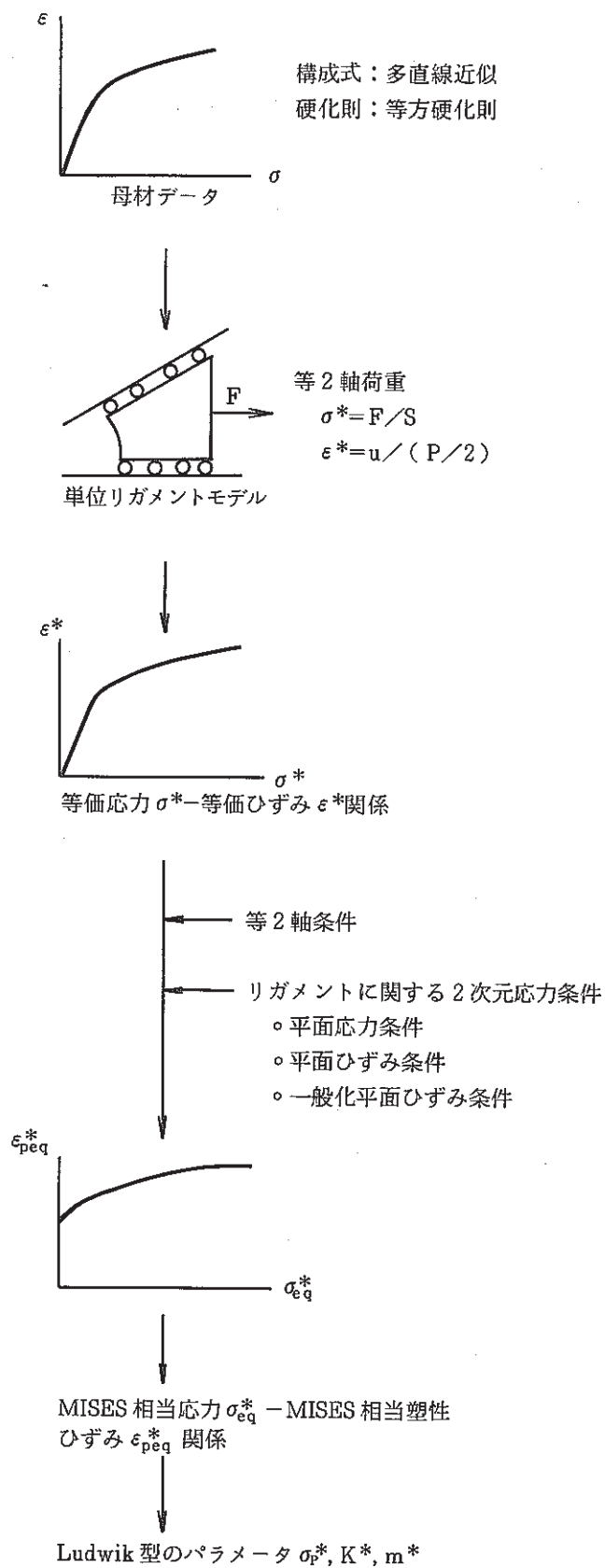
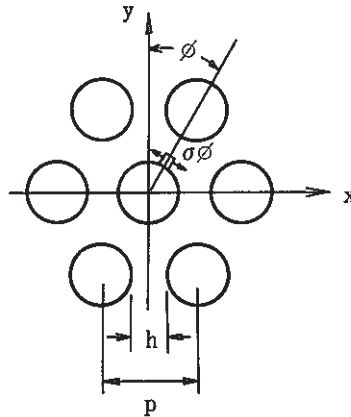


Fig. 3.3 How to make Equivalent Elastic - Plastic Properties

(2) 相当応力—相当塑性ひずみ関係の導出

単位リガメントから求めた等価応力  $\sigma^*$ —等価ひずみ  $\epsilon^*$  関係から相当応力  $\sigma_{eq}^*$ —相当塑性ひずみ  $\epsilon_{peq}^*$  関係を求める方法を導く、リガメントについての応力条件として各種の2次元応力条件を用いるが、これらは主に SLOTT らにより導びかれた条件式<sup>8)</sup>を使用した。尚、得られる相当応力  $\sigma_{eq}^*$ 、相当塑性ひずみ  $\epsilon_{peq}^*$  は平面応力状態、平面ひずみ状態、一般化平面ひずみ状態の各応力状態で異なるため個別に関係式を導いた。



記号

- $x, y$  = 面内直交座標
- $Z$  = 面外直交座標
- $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}$  = 多孔板の応力
- $\epsilon_t, \epsilon_y, \epsilon_z, \gamma_{xy}$  = 多孔板のひずみ
- $\sigma_x^*, \sigma_y^*, \sigma_z^*, \tau_{yz}^*, \tau_{zx}^*, \tau_{xy}^*$  = 等価中実板の応力
- $\epsilon_{ex}^*, \epsilon_{ey}^*, \epsilon_{ez}^*, \gamma_{eyz}^*, \gamma_{ezx}^*, \gamma_{exy}^*$  = 等価中実板の弾性ひずみ
- $\epsilon_{px}^*, \epsilon_{py}^*, \epsilon_{pz}^*, \gamma_{pyz}^*, \gamma_{pzx}^*, \gamma_{pxy}^*$  = 等価中実板の塑性ひずみ
- $\sigma^*$  = 等価中実板の等2軸場での面内応力 (単位リガメントモデルの等価応力)
- $\epsilon^*$  = 等価中実板の等2軸場での面内ひずみ (単位リガメントモデルの面内ひずみ)
- $\zeta_e^*$  = 等価中実板の等2軸場での面内弾性ひずみ
- $\epsilon_p^*$  = 等価中実板の等2軸場での面内塑性ひずみ
- $\eta$  = リガメント効率 ( $h/P$ )
- $h$  = リガメント最小巾
- $p$  = ピッチ
- $E$  = 母材のヤング率
- $V$  = 母材のポアソン比
- $G$  = 母材のせん断
- $E_z^*$  = 板厚方向の有効ヤング率
- $E^*$  = 有効ヤング率 (平面応力)

- $\nu^*$  = 有効ポアソン比 (平面応力)
- $G^*$  = 有効せん断係数 (平面応力)
- $\bar{E}^*$  = 有効ヤング率 (一般化平面ひずみ)
- $\bar{\nu}^*$  = 有効ポアソン比 (一般化平面ひずみ)
- $\bar{G}^*$  = 有効せん断係数 (一般化平面ひずみ)
- $\bar{E}^*$  = 有効ヤング率 (平面ひずみ)
- $\bar{\nu}^*$  = 有効ポアソン比 (平面ひずみ)
- $\bar{G}^*$  = 有効せん断係数 (平面ひずみ)

$\nu_0^* = \nu = 0$  に対する有効ポアソン比

等価中実板における MISES の相当応力および MISES の相当塑性ひずみは以下のように表わすことができる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{eq}^* &= \frac{1}{\sqrt{2}} \{ (\sigma_x^* - \sigma_y^*)^2 + (\sigma_y^* - \sigma_z^*)^2 + (\sigma_z^* - \sigma_x^*)^2 + 6 (\tau_{xy}^{*2} + \tau_{yz}^{*2} + \tau_{zx}^{*2}) \}^{1/2} \\ \epsilon_{peq}^* &= \frac{\sqrt{2}}{3} \{ (\epsilon_{px}^* - \epsilon_{py}^*)^2 + (\epsilon_{py}^* - \epsilon_{pz}^*)^2 + (\epsilon_{pz}^* - \epsilon_{px}^*)^2 + \frac{2}{3} (\gamma_{pxy}^{*2} + \gamma_{pyz}^{*2} + \gamma_{pzx}^{*2}) \}^{1/2} \end{aligned} \right\} \dots\dots (3.1)$$

等価中実板が面内で等 2 軸状態にあるための条件

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x^* &= \sigma_y^* = \sigma^*, \quad \tau_{xy}^* = 0 \\ \epsilon_{ex}^* &= \epsilon_{ey}^* = \epsilon_e^*, \quad \gamma_{exy}^* = 0 \\ \epsilon_{px}^* &= \epsilon_{py}^* = \epsilon_p^*, \quad \gamma_{pxy}^* = 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots (3.2)$$

ひずみの各成分の関係式

$$\epsilon_p^* = \epsilon^* - \epsilon_c^* \dots\dots (3.3)$$

塑性ひずみ成分間の関係式

$$\epsilon_{px}^* + \epsilon_{py}^* + \epsilon_{pz}^* = 0 \dots\dots (3.4)$$

(3.2), (3.3), (3.4) を用いると (3.1) は以下のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{eq}^* &= \{ (\sigma^* - \sigma_z^*)^2 + 3 (\tau_{yz}^{*2} + \tau_{zx}^{*2}) \}^{1/2} \\ \epsilon_{eg}^* &= \frac{\sqrt{2}}{3} \{ 18 (\epsilon^* - \epsilon_e^*)^2 + \frac{2}{3} (\gamma_{pyz}^{*2} + \gamma_{pzx}^{*2}) \}^{1/2} \end{aligned} \right\} \dots\dots (3.5)$$

各種 2 次元応力条件に共通の条件

$$\left. \begin{aligned} \tau_{yz}^* &= \tau_{zx}^* = 0 \\ \gamma_{pyz}^* &= \gamma_{pzx}^* = 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots (3.6)$$

(3.6) を用いると (3.5) は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{eq}^* &= \sigma^* - \sigma_z^* \\ \epsilon_{peq}^* &= 2(\epsilon^* - \epsilon_e^*) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.7)$$

i) 平面応力

平面応力であるための条件から

$$\sigma_z^* = 0 \dots\dots\dots(3.8)$$

三角形配列の場合、等価物性値は面内で等方に扱うことができるため平面応力場での応力-弾性ひずみ関係は以下のようにあらわせる。

$$\left\{ \begin{aligned} \epsilon_{ex}^* \\ \epsilon_{ey}^* \\ \gamma_{xy}^* \end{aligned} \right\} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E^*} & \frac{-\nu^*}{E} & 0 \\ \frac{-\nu^*}{E^*} & \frac{1}{E^*} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G^*} \end{bmatrix} \left\{ \begin{aligned} \sigma_x^* \\ \sigma_y^* \\ \tau_{xy}^* \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.8)$$

但し

$$G^* = \frac{E^*}{2(1+\nu^*)}$$

また  $E^*$ ,  $\nu^*$  は SLOTR により次式と Fig. 3.4 を用いてリガメント効率の関数として与えられている。しかし、以下で述べるようにこれらの値を直接用いることなく相当応力-相当塑性ひずみ関係を求めることができる。

$$\left. \begin{aligned} E^*/E &= \{2f(\eta)\}^{-1} \\ \nu &= \nu_0^* + (E^*/E)\nu \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.9)$$

式 (3.8) と等 2 軸条件, 式 (3.2) より

$$\epsilon_e^* = (1 - \nu^*) \frac{\sigma^*}{E^*} \dots\dots\dots (3.10)$$

式 (3.8), 式 (3.10) を式 (3.7) に代入すると, 平面応力状態での  $\sigma_{eq}^*$ ,  $\epsilon_{peq}^*$  は以下のように  $\sigma^*$ ,  $\epsilon^*$  だけで表わすことができる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{eq}^* &= \sigma^* \\ \epsilon_{peq}^* &= 2 \left\{ \epsilon^* - (1 - \nu^*) \frac{\sigma^*}{E^*} \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.11)$$

式 (3.11) に於いて  $E^*/(1-\nu^*)$  は, 式 (3.10) より  $\sigma^* - \epsilon^*$  線図の弾性域での傾きより直接求まるため,  $E^*$ ,  $\nu^*$  等の値を知る必要はない。

$\eta$	$E^*/E$	$\nu^*$ ( $\nu=0.3$ )	$G^*/G$ ( $\nu=0.3$ )	$\nu_0^*$	$E_s^*/E$
0.05	0.0158	0.8214	0.0113	0.8167	0.1815
0.1	0.0482	0.6844	0.0372	0.6699	0.2654
0.15	0.0929	0.5736	0.0767	0.5457	0.3448
0.2	0.1462	0.4888	0.1277	0.4449	0.4196
0.25	0.2052	0.4271	0.1869	0.3655	0.4899
0.333	0.3105	0.3635	0.2960	0.2704	0.5965
0.5	0.5291	0.3194	0.5213	0.1607	0.7846
0.7	0.7895	0.3081	0.7846	0.0712	0.9184

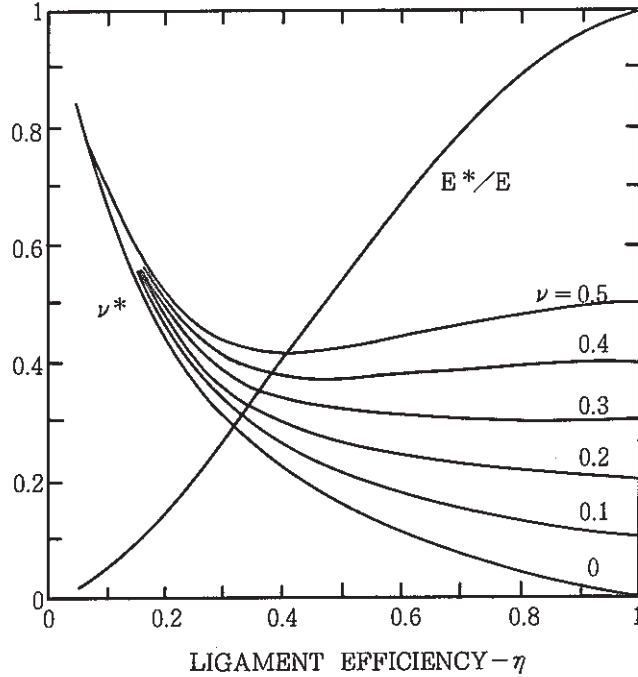


Fig. 3.4 Plane stress effective elastic constants for perforated plates with triangular penetration patterns

ii) 平面ひずみ

Fig. 3.5,において多孔板における応力と, 等価中実板の応力の間には以下の関係がある。

$$\sigma_z^* = \frac{4}{\sqrt{3}P^2} \int_0^{\frac{\sqrt{3}P}{2}} \int_0^{\frac{P}{2}} \sigma_z \, dx \, dy \dots\dots\dots (3.12)$$

$$\left. \begin{aligned} \int_0^{\frac{\sqrt{3}P}{2}} \sigma_x \, dy &= \frac{\sqrt{3}}{2} P \cdot \sigma_x^* \\ \int_0^{\frac{P}{2}} \sigma_y \, dx &= \frac{1}{2} P \cdot \sigma_y^* \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.13)$$

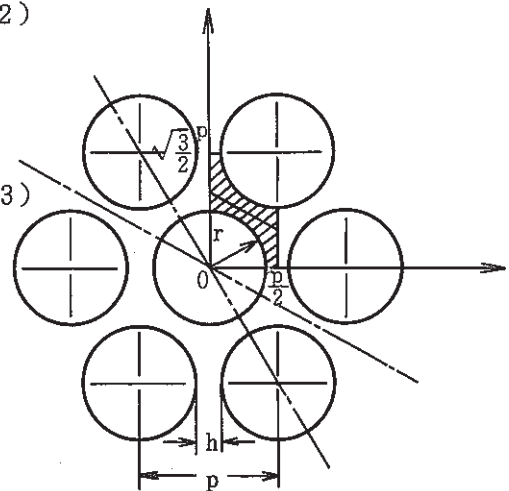


Fig. 3.5 Unit Ligament in the Perforated Plate

多孔板が平面ひずみ状態にあるための条件は

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \dots\dots\dots (3.14)$$

式(3.12)に式(3.14)を代入し、式(3.13)を用いると式(3.15)が求まる。

$$\begin{aligned} \sigma_z^* &= \frac{4}{\sqrt{3} P^2} \int_0^{\frac{\sqrt{3}P}{2}} \int_0^{\frac{1}{2}P} \nu(\sigma_x + \sigma_y) dx dy \\ &= \frac{4\nu}{\sqrt{3} P^2} \left[ \int_0^{\frac{1}{2}P} \left( \int_0^{\frac{\sqrt{3}P}{2}} \sigma_x dy \right) dx + \int_0^{\frac{\sqrt{3}P}{2}} \left( \int_0^{\frac{1}{2}P} \sigma_y dx \right) dy \right] \\ &= \frac{4\nu}{\sqrt{3} P^2} \left( \frac{1}{2} P \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} P \cdot \sigma_x^* + \frac{\sqrt{3}}{2} P \cdot \frac{1}{2} P \cdot \sigma_y^* \right) \\ &= \nu(\sigma_x^* + \sigma_y^*) \dots\dots\dots (3.15) \end{aligned}$$

面内の応力-ひずみ関係は、平面応力と平面ひずみのアナロジから、式(3.8)における E と E/(1-ν<sup>2</sup>) に ν を ν/(1-ν) に置き換えると式(3.16)のように表わせる。

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_{ex}^* \\ \epsilon_{ey}^* \\ \gamma_{xy}^* \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{\bar{E}^*} & -\frac{\bar{\nu}}{\bar{E}^*} & 0 \\ -\frac{\bar{\nu}}{\bar{E}^*} & \frac{1}{\bar{E}^*} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{\bar{G}^*} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x^* \\ \sigma_y^* \\ \tau_{xy}^* \end{Bmatrix} \dots\dots\dots (3.16)$$

但し  $\bar{E}^* = E^*/(1-\nu^2)$

$\bar{\nu} = \nu_0^* + \nu E^*/E(1-\nu)$

$\bar{G}^* = G^*$

式(3.14)と式(3.2)より

$$\sigma_z^* = 2\nu\sigma^* \dots\dots\dots (3.17)$$

式(3.16)と式(3.2)より

$$\epsilon_e^* = (1-\bar{\nu}) \frac{\sigma^*}{\bar{E}^*} \dots\dots\dots (3.18)$$

式(3.17)および式(3.18)を式(3.7)に代入すると式(3.19)が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{eq}^* &= (1-2\nu)\sigma^* \\ \epsilon_{peq}^* &= 2 \left\{ \epsilon^* - (1-\bar{\nu}) \frac{\sigma^*}{\bar{E}^*} \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.19)$$

式 (3.19) に於いて  $\bar{E}^*/(1-\bar{\nu}^*)$  は、式 (3.18) より  $\sigma^*-\epsilon^*$  線図の弾性域での傾きから直接求まる。

iii) 一般化平面ひずみ

表面力が無視でき、面内荷重のみを受ける厚肉板の応力状態は表面のごく近傍を除けば  $\epsilon_z^*$  が一定で  $\sigma_z^*$  が内面で平均的にゼロの一般化平面ひずみ状態と考えられる。このような特別なケースの一般化平面ひずみ状態における有効弾性定数は SLOTT<sup>8)</sup> らにより平面ひずみ状態と平面ひずみ状態を保つために生じた平均的な応力  $\sigma_z^*$  を打ち消すための応力状態を重ね合わせるにより求められている。

Fig.3.6 に於て  $\sigma_z^*$  が消失することにより増加する平面ひずみは

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_x^* &= \nu \sigma_z^*/Ez^* \\ \epsilon_y^* &= \nu \sigma_z^*/Ez^* \\ \gamma_{xy}^* &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.20)$$

ここで  $Ez^*$  は板厚方向の有効ヤング率で多孔板と等価中実板の表面積の比から求めることができ 3 角形配列の場合式 (3.21) で表わせる。

$$Ez^*/E = 1 - \pi(1-\eta)^2/2\sqrt{3} \dots\dots\dots (3.21)$$

平面ひずみ状態での  $\sigma_z^*$  は式 (3.15) で表わすことができるため式 (3.20) に代入すると式 (3.21) が得られる。

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_x^* \\ \epsilon_y^* \\ \gamma_{xy}^* \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\nu^2}{Ez^*} & \frac{\nu^2}{Ez^*} & 0 \\ \frac{\nu^2}{Ez^*} & \frac{\nu^2}{Ez^*} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{\bar{G}^*} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x^* \\ \sigma_y^* \\ 0 \end{Bmatrix} \dots\dots\dots (3.22)$$

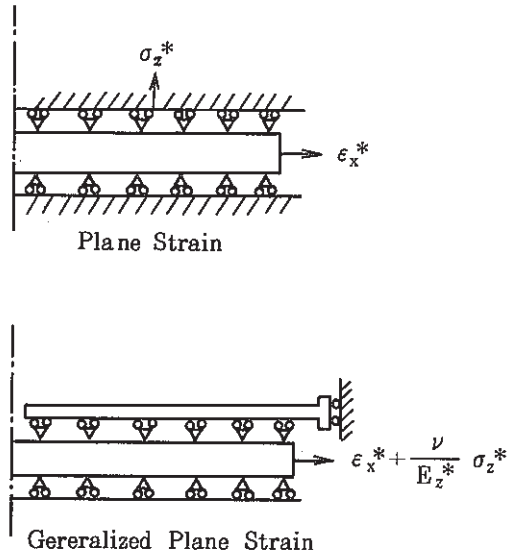


Fig. 3.6 Plane Strain and Generalized Plane Strain

式 (3.22) を平面ひずみ状態を表わす式 (3.16) に加えると次式が得られる。

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_{ex}^* \\ \epsilon_{ey}^* \\ r_{exy}^* \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{\bar{E}^*} & -\frac{\nu^*}{\bar{E}^*} & 0 \\ -\frac{\nu^*}{\bar{E}^*} & \frac{1}{\bar{E}^*} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{\bar{G}^*} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x^* \\ \sigma_y^* \\ \tau_{xy}^* \end{Bmatrix} \dots\dots\dots (3.23)$$

$$\begin{aligned} \text{但し } \bar{E}^* &= [(1-\nu^2)/E^* + \nu^2/E_z^*]^{-1} \\ \bar{\nu}^* &= \bar{E}^* [(1-\nu^2)\nu_0^*/E^* + \nu(1+\nu)/E - \nu^2/E_z^*] \\ \bar{G}^* &= G^* \end{aligned}$$

式 (3.16) と等2軸条件の式 (3.2) より

$$\epsilon_e^* = (1-\bar{\nu}^*) \frac{\sigma^*}{\bar{E}^*} \dots\dots\dots (3.24)$$

また単位リガメント内では  $\sigma_z$  の平均がゼロであることから

$$\sigma_z^* = 0 \dots\dots\dots (3.25)$$

式 (3.24) えよび式 (3.25) を式 (3.7) に代入すると式 (3.26) が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{eq}^* &= \sigma^* \\ \epsilon_{peq}^* &= 2 \left\{ \epsilon^* - (1-\bar{\nu}^*) \frac{\sigma^*}{\bar{E}^*} \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.26)$$

式 (3.26) に於て  $\bar{E}^*/(1-\bar{\nu}^*)$  は式 (3.24) より  $\sigma^* - \epsilon^*$  線図の傾きから直接求まる。

### (3) 応力場の検討

単位リガメントを構成する平面要素はりガメントの板厚，荷重条件により決定されるべきものである。そこで Fig.3.7 に示すような“もんじゅ” 蒸気出口管板の有効半径  $R^*$  と半径が同一で板厚が  $1/2$  の 100mm の円板及び半径も同一の 200mm の軸ソリッド要素による円板モデルにたが絞力を模擬した周方向引張変位を加えた場合と，Fig.3.8 に示すような各種平面要素からなる円板セクターモデルに同一の変位を加えた場合とを弾性解析により比較する。



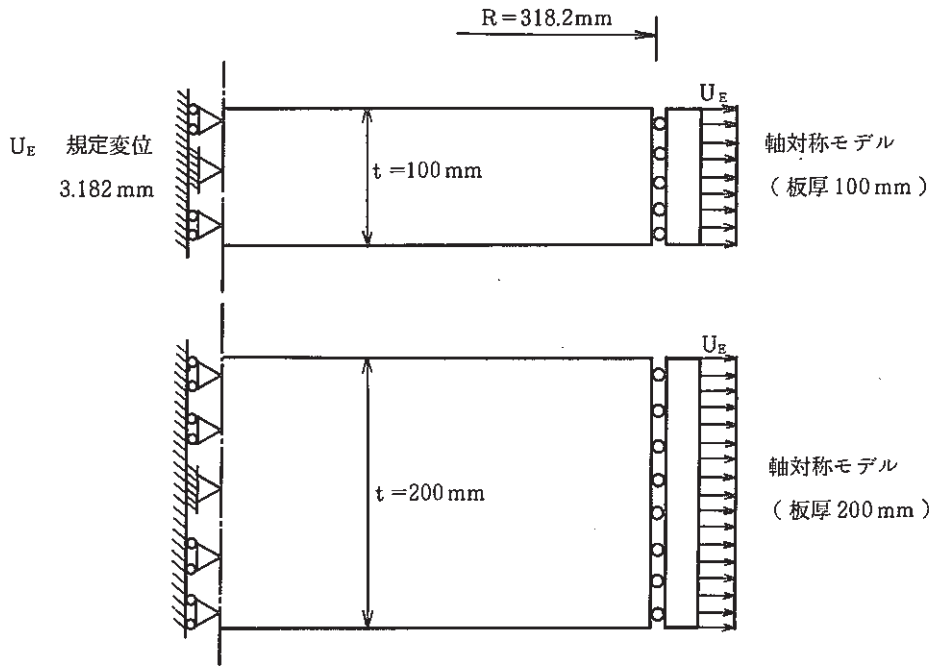


Fig. 3.7 Axisymmetric Solid Model

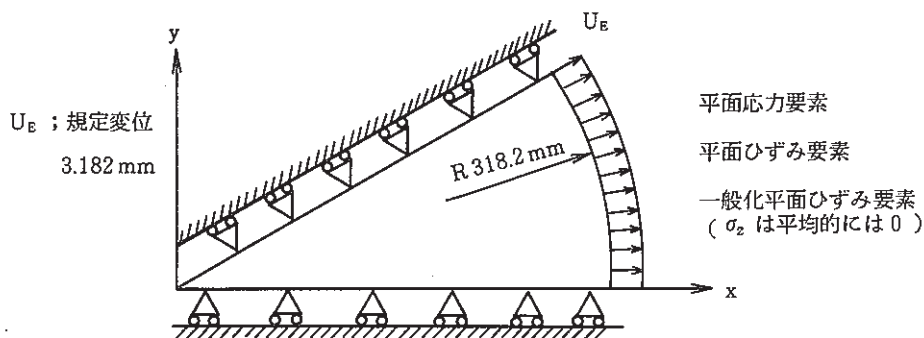


Fig. 3.8 Plane Model

Table 3.1 に解析結果を示す。軸対称ソリッドモデルの結果は板厚 100 mm の場合と 200 mm の場合で同一であることが分かる。従って FBR 熱交換器に使用される管板板厚は Table 3.1 に示すように 100 mm 以上である場合がほとんどであるから、応力場は板厚によらず同一に扱えることが分かる。

次に平面要素との比較であるが、平面応力要素、平面を保つが面外方向の応力が平均的には 0 とした一般化平面ひずみ要素による結果は等価応力 (= 節点反力 / 断面積) で比べるとほぼ同一で、軸対称ソリッドモデルに対する誤差は -0.05% しかないことが分かる。

これに比べ平面ひずみ要素による計算結果は軸対称ソリッドモデルに対し 34.5% 大きな等価応力を見積ることが分かる。

従って厚肉のリガメントの面内荷重による全体挙動の解析には平面応力要素か一般化平面ひずみ要素が適しており、平面ひずみ要素は適さないことが分かった。

Table3.1 Comparison of Equivalent Stress and Equivalent Strain

モデル	軸 対 称 モ デ ル		平 板 モ デ ル		
	板厚 100 mm	板厚 200 mm	平板応力要素 (QMEM8,TMEM6)	平面ひずみ要素 (QPLAN8)	一般化平面ひずみ要素 (QPLAN9)
節 点 反 力 (kg)	50733900	101467600	42257	56877	42258
断 面 積 (mm <sup>2</sup> )	199931	399862	166.609	166.609	166.609
等価応力 (kg/mm <sup>2</sup> )	253.76	253.76	253.63	341.38	253.64
等 価 ひ ず み	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01

※ 等価応力 = 節点反力 / 断面積

等価ひずみ = 規定変位 / 半径      規定変位 = 3.182 mm, 半径 = 318.2 mm

(4) 単位リガメントによる解析

汎用非弾性解析プログラム FINAS (Vel. 10.0)<sup>9)</sup> を用い、以下の条件で単位リガメントによる解析を行なう。

有限要素モデル

リガメント効率 0.2, 0.3, 0.4,  
0.524, 0.7, 0.8 の単位リガメン  
トモデル (Fig. 3.9 参照)

要素

平面応力要素 : QMEM8  
一般化平面ひずみ要素 : QPLAN9

材料データ

2 1/4Cr-1Mo の単調応力-ひずみ曲線 (Table 3.2)  
SUS 304 の単調応力-ひずみ曲線 (Table 3.3)  
SUS 304 の動的応力-ひずみ曲線 (Table 3.4)

構成式

応力-ひずみ関係は多直線近似  
硬化則は等方硬化則

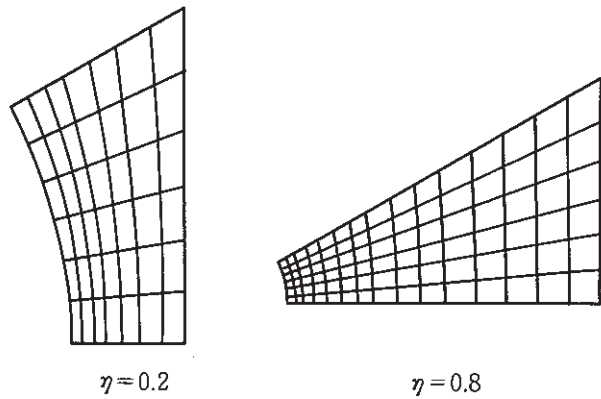


Fig. 3.9 Unit Ligament Model

Table 3.2 PARAMETERS FOR THE STRESS-STRAIN RELATION  
2.1/4CR-1MO(NT)PLATE

```

-----
E ; YOUNG'S MODULUS (KG/MM**2)
NU ; POISSON'S RATIO
SP ; YIELDING STRESS SIGMA-P (KG/MM**2)
K ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION
M ; PARAMETER M FOR LUDWIK'S EXPRESSION
-----
| TEMP. | E | NU | SP | K | M |
| (CELS) | | | | | |
-----
| 350.0 | 18890.0 | 0.300 | 24.654 | 52.375 | 0.23763 |
| 400.0 | 18500.0 | 0.300 | 22.900 | 48.000 | 0.21200 |
| 450.0 | 18284.0 | 0.300 | 20.771 | 43.625 | 0.18638 |
| 500.0 | 17763.0 | 0.300 | 18.164 | 39.250 | 0.16075 |
| 550.0 | 17183.0 | 0.300 | 14.991 | 34.875 | 0.13512 |
-----
    
```

Table 3.3 PARAMETERS FOR THE STRESS-STRAIN RELATION  
SUS304

```

-----
E ; YOUNG'S MODULUS (KG/MM**2)
NU ; POISSON'S RATIO
SP ; YIELDING STRESS SIGMA-P (KG/MM**2)
K ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION
M ; PARAMETER M FOR LUDWIK'S EXPRESSION
-----
| TEMP. | E | NU | SP | K | M |
| (CELS) | | | | | |
-----
| 350.0 | 17600.0 | 0.300 | 9.9436 | 38.044 | 0.30652 |
| 400.0 | 17210.0 | 0.300 | 9.7594 | 37.149 | 0.31039 |
| 450.0 | 16704.0 | 0.300 | 9.6423 | 36.255 | 0.31427 |
| 500.0 | 16198.0 | 0.302 | 9.5367 | 35.360 | 0.31814 |
| 550.0 | 15691.0 | 0.306 | 9.3874 | 34.465 | 0.32201 |
-----
    
```

Table 3.4 PARAMETERS FOR LUDWIK'S EXPRESSION

MATERIAL : SUS304 (DYNAMIC STRESS-STRAIN CURVE)

```

E ; NORMAL YOUNG'S MODULUS (KG/MM**2)
NU ; NORMAL POISSON'S RATIO
SP ; NORMAL YIELDING STRESS (KG/MM**2)
K ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION
M ; PARAMETER M FOR LUDWIK'S EXPRESSION
    
```

PARAMETERS

```

-----
| TEMP | E | NU | SP | K | M |
|-----|
| 500.0 | 16198.0 | 0.29 | 9.537 | 249.8784 | 0.440323 |
-----
    
```

Table 3.5 に解析のパラメータを示す。パラメータの範囲は Table 2.1 を参考に高速炉の設計条件を十分カバーするものとした。

Table 3.5 PARAMETERS OF EQUIVALENT PROPERTIES

材 料	リガメント効率	温 度	Figure
SUS 304 * (単調曲線)	0-2 0-3 0-4 0-5 2 4 0-6 0-7 0-8	500°C	Fig. 3. 10
	0-5 2 4	350°C 400°C 450°C 500°C 550°C	Fig. 3. 11
2 1/4 Cr-1 Mo * (単調曲線)	0-2 0-3 0-4 0-5 2 4 0-6 0-7 0-8	500°C	Fig. 3. 12
	0-5 2 4	350°C 400°C 450°C 500°C 550°C	Fig. 3. 13
SUS 304 * (動的応力-ひずみ曲線)	0-2 0-5 2 4 0-8	500°C	Fig. 3. 14

\* 高速原型炉高温構造設計方針，材料強度基準等（昭和59年）による解析結果を Fig. 3.10～Fig. 3.14 に示す。

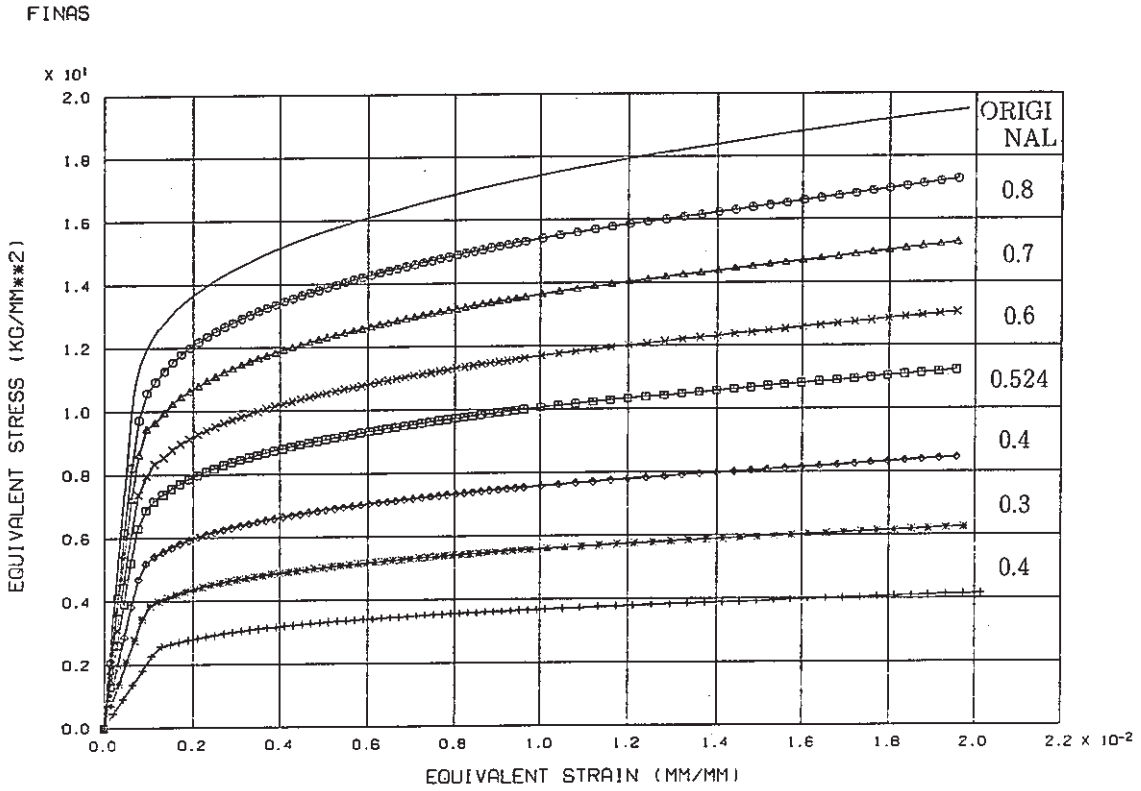


Fig. 3.10 Stress Strain Curve of Equivalent Properties  
 (SUS304 500 °C h/p= 0.2, 0.3, 0.4, 0.524, 0.6, 0.7, 0.8 , ORIGINAL)

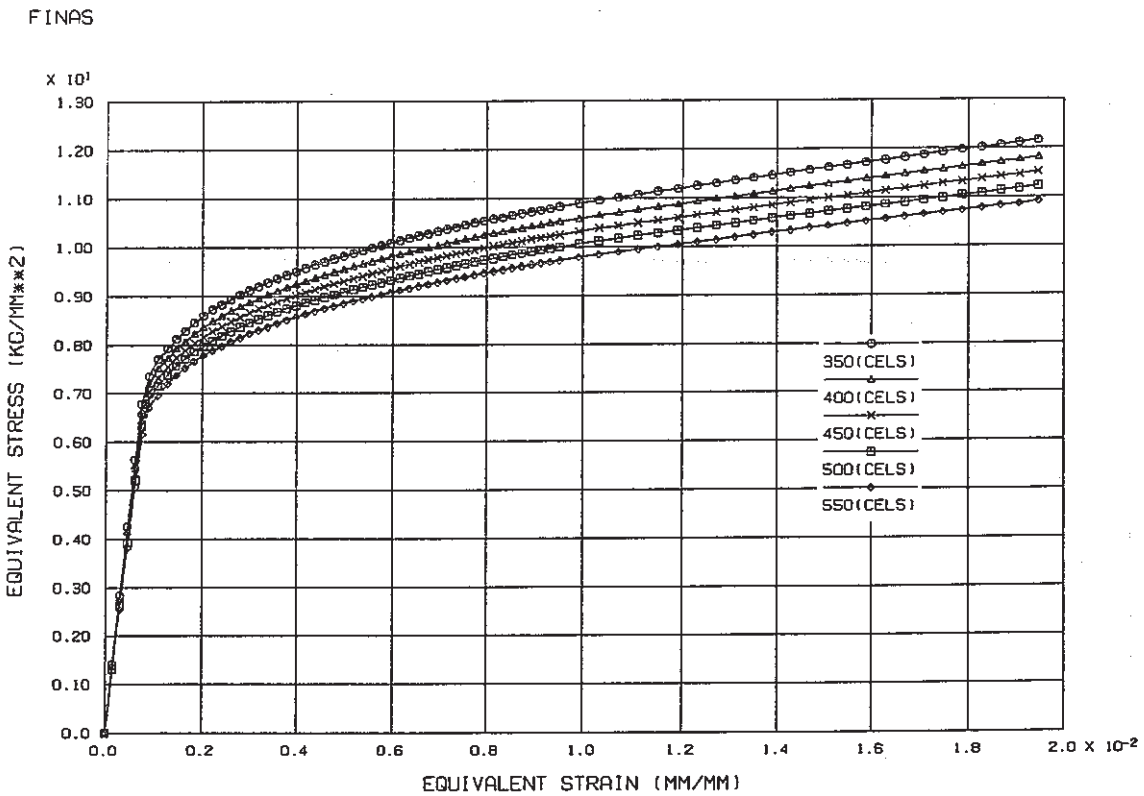


Fig. 3.11 Stress - Strain Curve of Equivalent Properties  
 (SUS304 , h/p= 0.524 Temperature 350 °C, 400 °C, 450 °C, 500 °C, 550 °C)

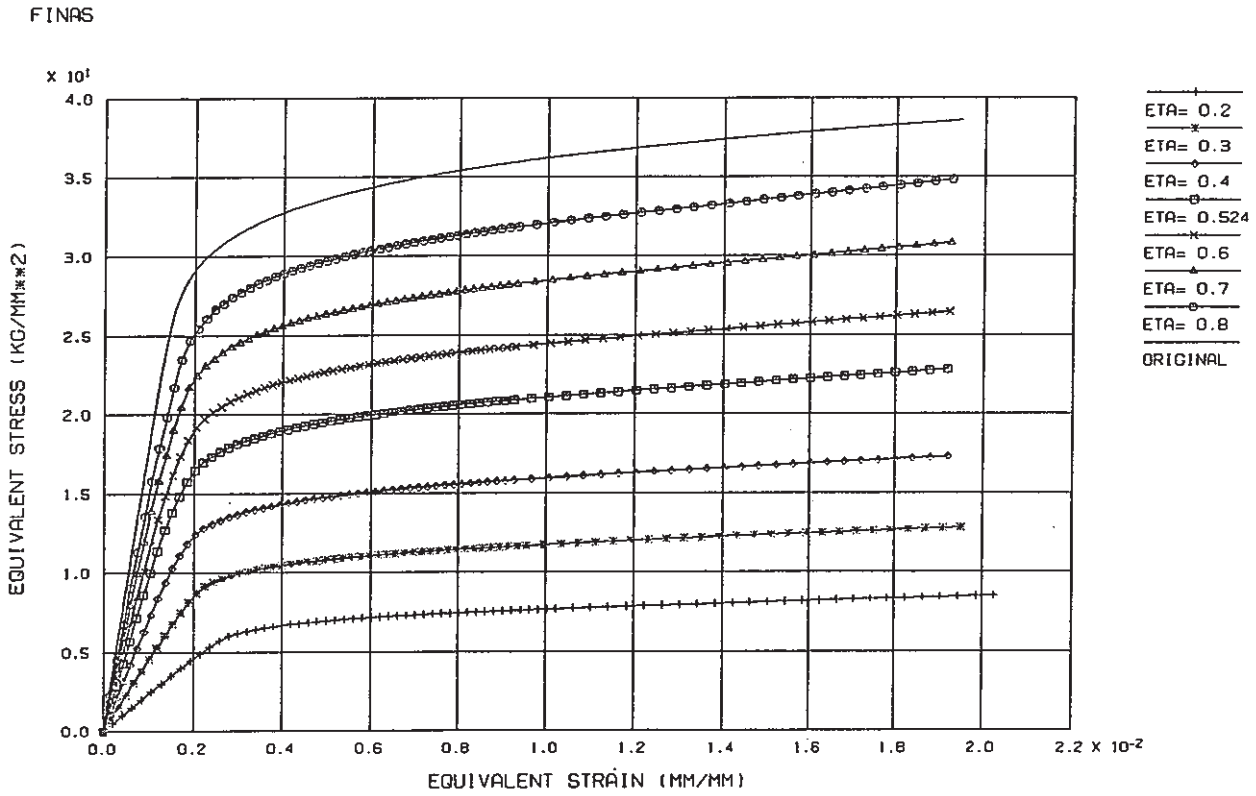


Fig. 3.12 Stress - Strain Curve of Equivalent Properties  
 ( 2 1/4 Cr-1 Mo h/p= 0.2, 0.3, 0.4, 0.524, 0.6, 0.7, 0.8 , ORIGINAL )

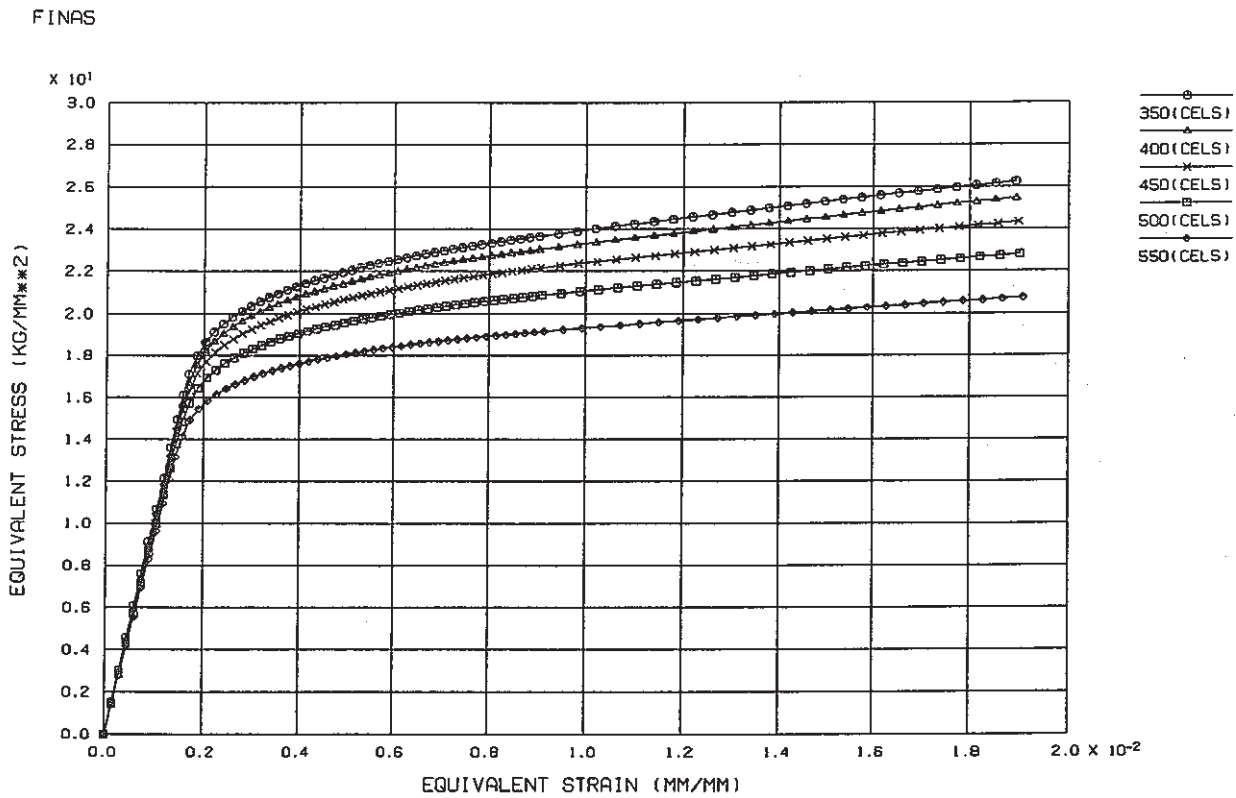
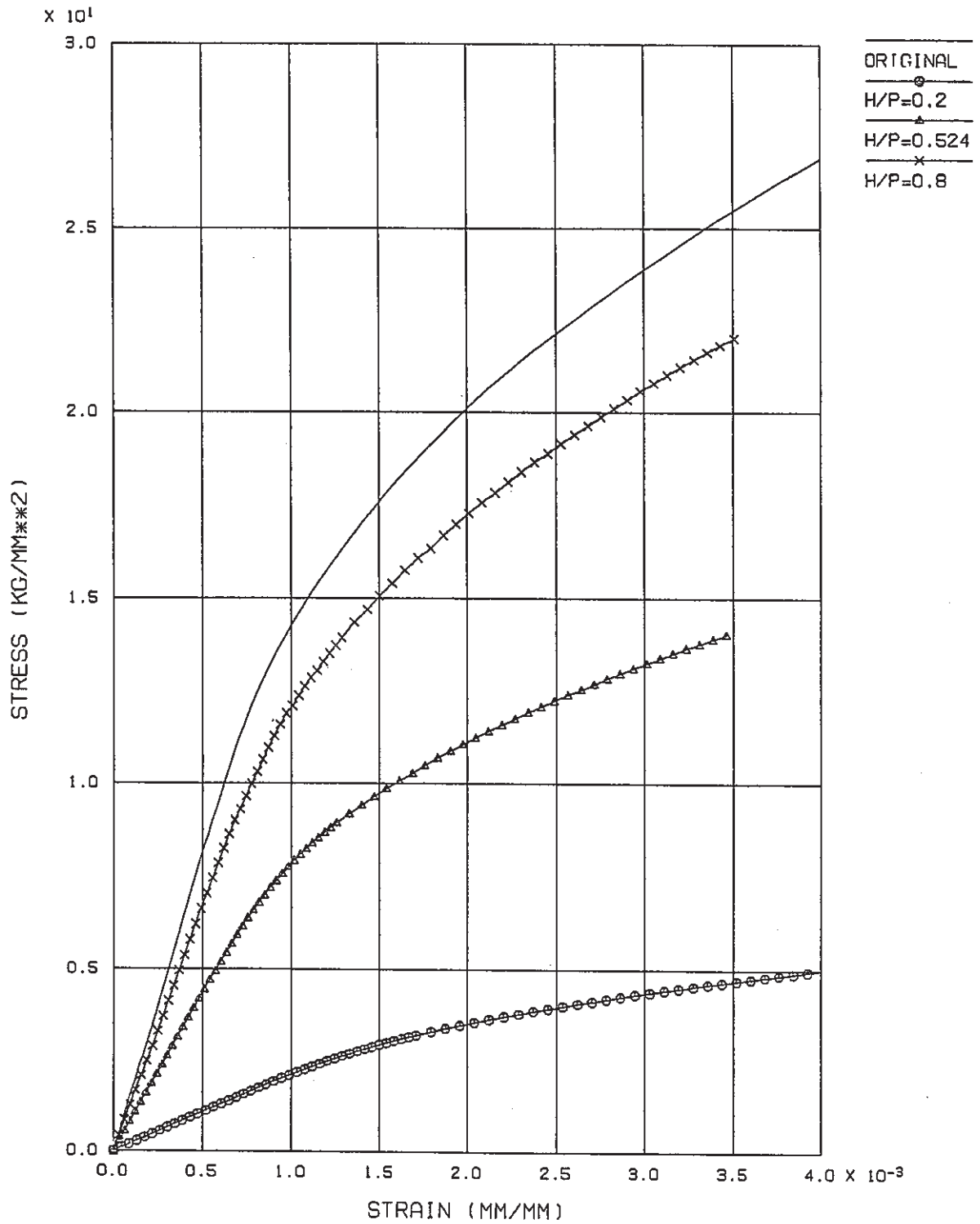


Fig. 3.13 Stress - Strain Curve of Equivalent Properties  
 ( 2 1/4 Cr-1 Mo h/p= 0.524 350°C, 400°C, 450°C, 500°C, 550°C )

FINAS



ORIGINAL/EQUIVALENT DYNAMIC STRESS-STRAIN CURVE SUS304 500(CELS)

Fig.3.14 Stress - Strain Curve of Equivalent Properties (SUS304, 500°C)



### 3.2 等価弾塑性応力—ひずみ関係評価線図の作成

Fig.3.5～Fig.3.8に示した多孔板の等価弾塑性応力—ひずみ曲線を Ludwik タイプの式で近似し、式中の各パラメータの温度依存性およびリガメント効率依存性等の性質を調べ、設計解析に使い易い形の表示式を求めた。すなわち、一般性を考え Ludwik の各パラメータの値を母材の値により正規化し Fig.3.15～Fig.3.16に示す整理を行なった。

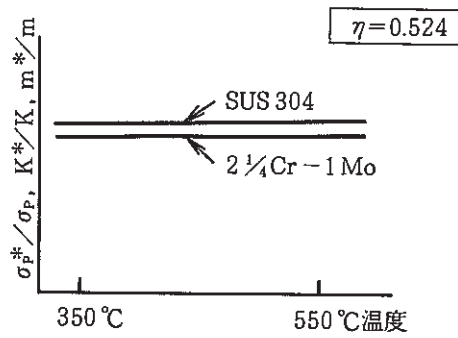


Fig. 3.15 Dependence on Temperature

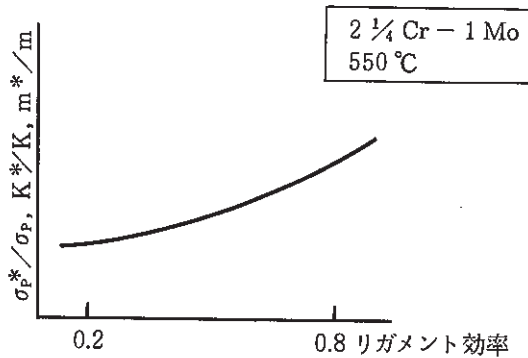


Fig. 3.16 Dependence on Ligament

Ludwik の式を以下に示す。

$$i) \sigma \leq \sigma_y \quad \epsilon = \frac{\sigma}{E}$$

$$ii) \sigma > \sigma_y \quad \epsilon = \epsilon_e + \epsilon_p$$

$$\epsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\epsilon_p = \left( \frac{\sigma - \sigma_p}{K} \right)^{\frac{1}{m}} \dots\dots\dots (3.27)$$

$$\sigma_p = \sigma_y - K(0.002)^m \dots\dots\dots (3.28)$$

Ludwik の式の中で塑性を表わすパラメータである  $\sigma_p$ ,  $K$ ,  $m$  を求めるため, 式 (3.11) や式 (3.26) から求まる相当応力  $\bar{\sigma}^*$  - 相当塑性ひずみ  $\bar{\epsilon}_p^*$  の関係 (Fig.3.3) を式 (3.27) で最小自乗近似する。

Fig.3.5 に示す SUS 304, 500°C の各リガメント効率ごとの曲線に対応する  $\sigma_p^*$ ,  $K^*$ ,  $m^*$  を Fig.3.11 に示すアルゴリズムに従って求め, さらに母材の値で正規化した結果を Fig.3.12 に示す。

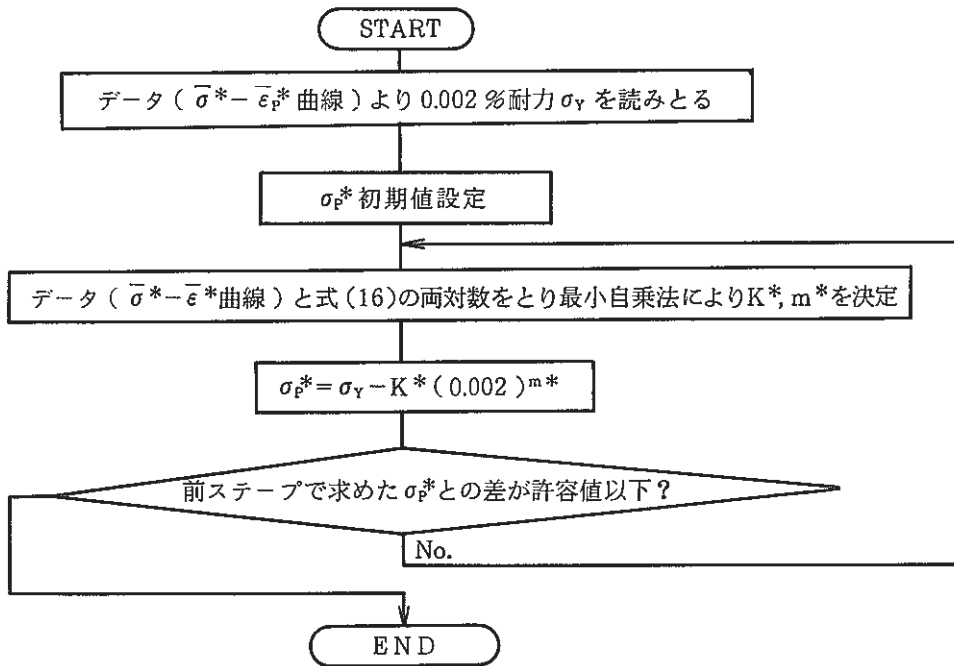


Fig. 3.17 Algorithm I to determine Ludwik parameters

FINAS

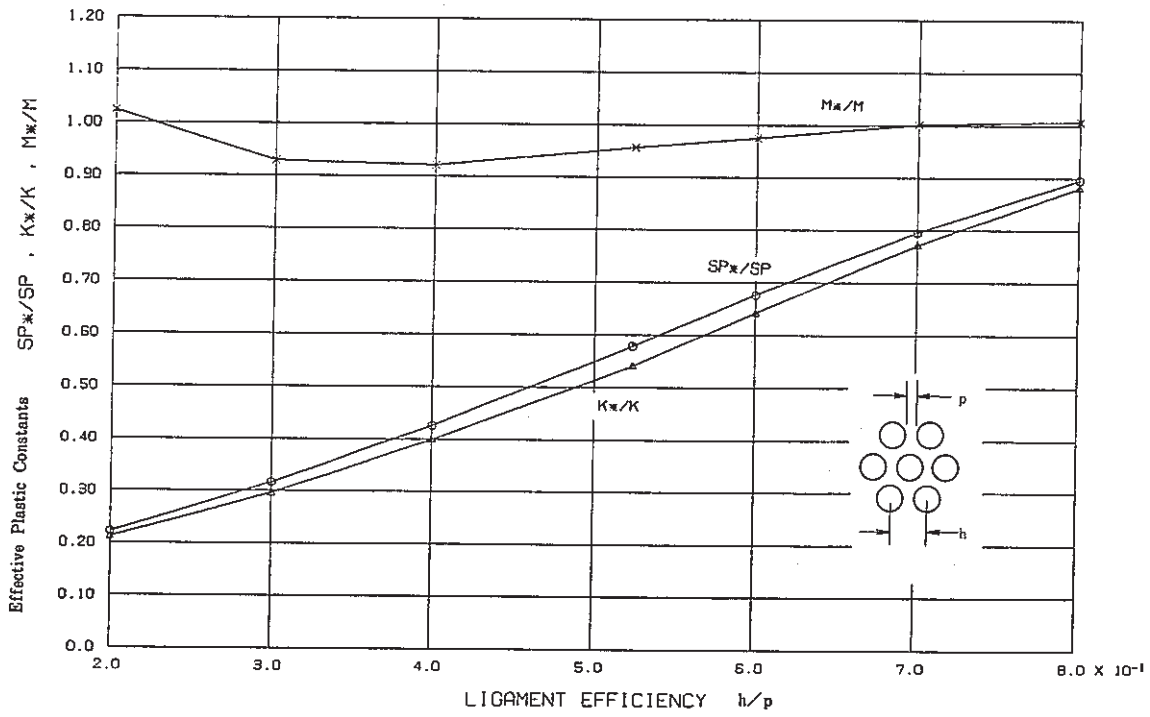


Fig.3.18 Effective Plastic Constants (SUS304, 500°C)

Fig.3.12 において  $m^*/m$  はリガメント効率依存性が少なくほぼ 1.0 程度である。  $m^*/m$  がリガメント効率によって若干変化しているのは、  $m^*/m$  が比例限  $\sigma_p^*$  の決め方に影響を受けやすいことにも原因がある。したがって、リガメント効率 0.2 ~ 0.8 の領域では実際上、1.0 とし差し支えないと判断される。このようにして Fig.3.11 のアルゴリズムを Fig.3.13 ものに変更する。

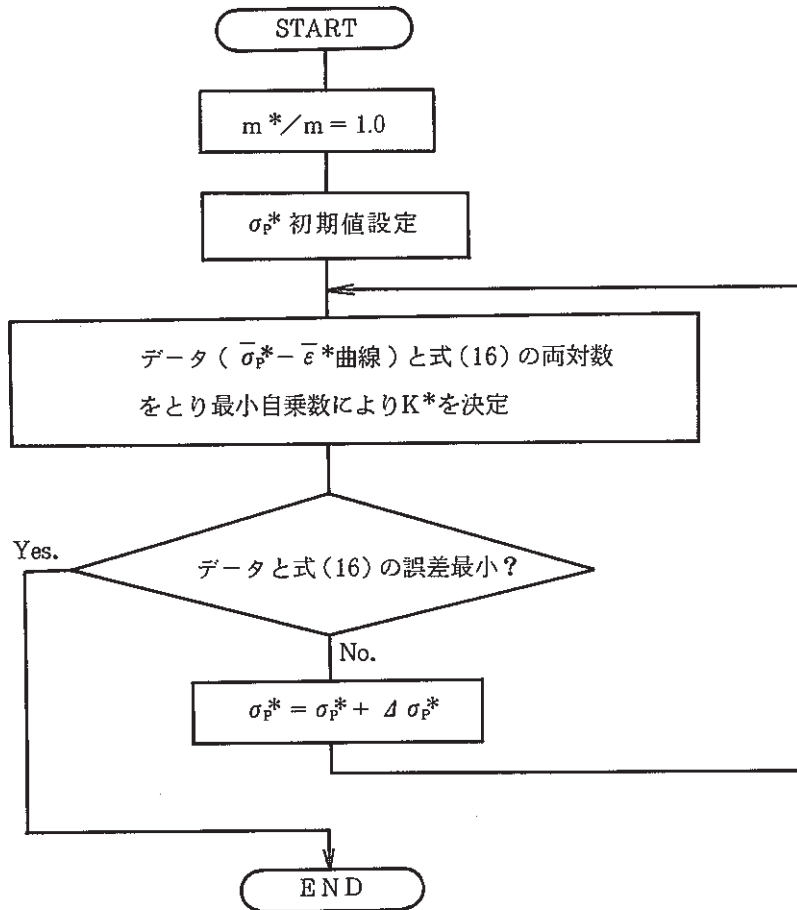


Fig. 3.19 Algorithm II to determine Ludwik Parameters

Fig. 3.13 のアルゴリズムを用いて求めた各パラメータの値を Fig.3.20 ~ Fig.3.24 に示す。ここでパラメータ算出に用いた  $\bar{\sigma}^* - \bar{\epsilon}_p^*$  曲線はそれぞれ Fig.3.10 ~ Fig.3.14 の各図に示す曲線に対応している。

Fig.3.20 より SUS 304 の  $\sigma_p^*/\sigma_p$ ,  $K^*/K$ ,  $m^*/m$  の各パラメータはリガメント効率によりほぼ直線状に変化することが分かる。また、Fig.3.21 よりこれらのパラメータは SUS304 ではほとんど温度に依存しないことが分かる。

次に、2 1/4 Cr-1 Mo であるが、Fig.3.22, Fig.3.23 より SUS304 と同様に各パラメータ共リガメント効率によりほぼ直線的に変化し温度には依存しない結果が得られている。

ここで  $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$  が SUS 304 に比べ若干パラメータの値のバラツキが大きいですが、これは Ludwik タイプの式そのものが、 $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$  の曲線に合いにくいためと考えられる。最後に、Fig.3.24 であるが、SUS 304 (500°C) の応力の振巾とひずみの振巾の関係から求めた動的応力-ひずみ関係式を用いて、リガメント効率の影響を調べたが、この場合も直線的に変化することが分かった。

Table 3.6 ~ Table 3.10 にこのようにして得られた各パラメータの値を示す。

FINAS

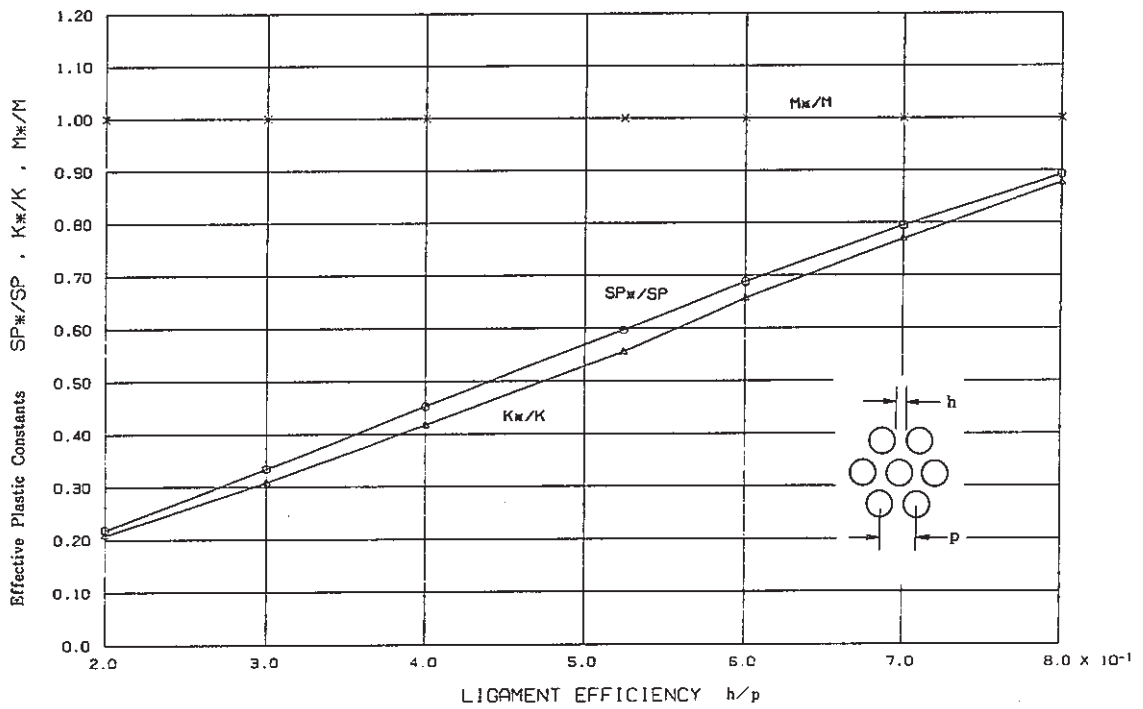


Fig. 3.20 Effective Plastic Constants (SUS304, 500°C Monotonic)

FINAS

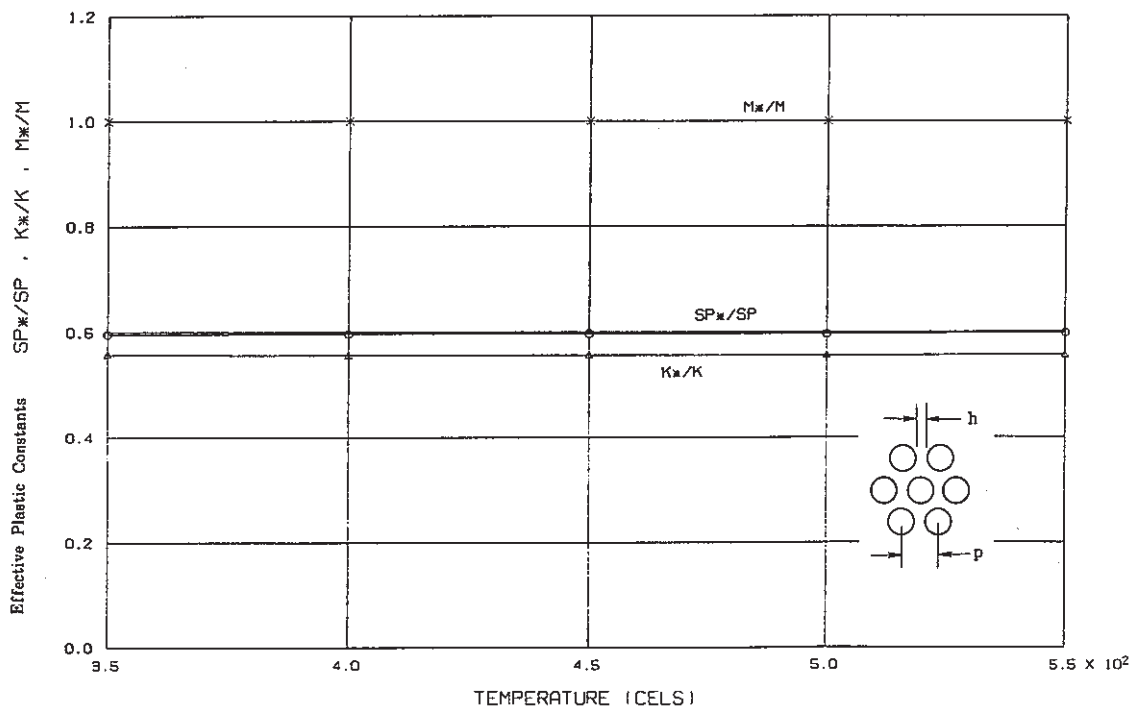


Fig. 3.21 Effective Plastic Constants (SUS304,  $h/p=0.524$  Monotonic)

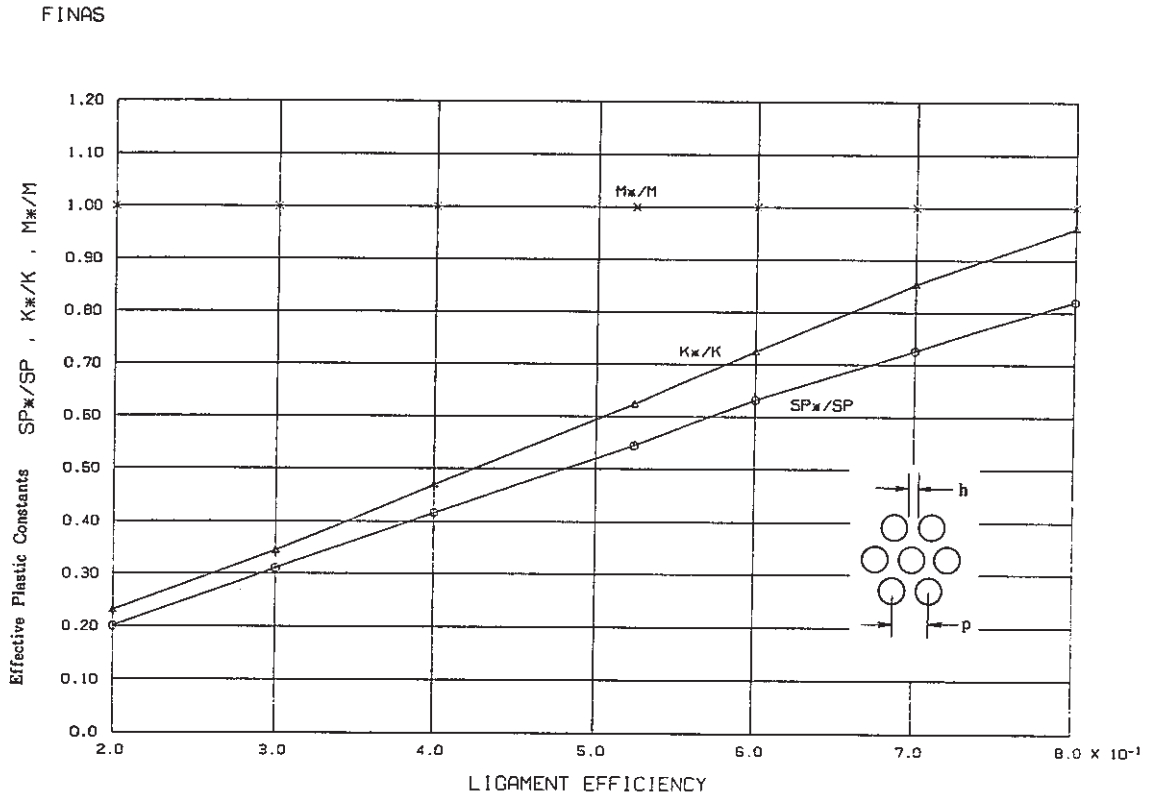


Fig. 3.22 Effective Plastic Constants ( 2 1/4 Cr-1 Mo 500°C Monotonic )

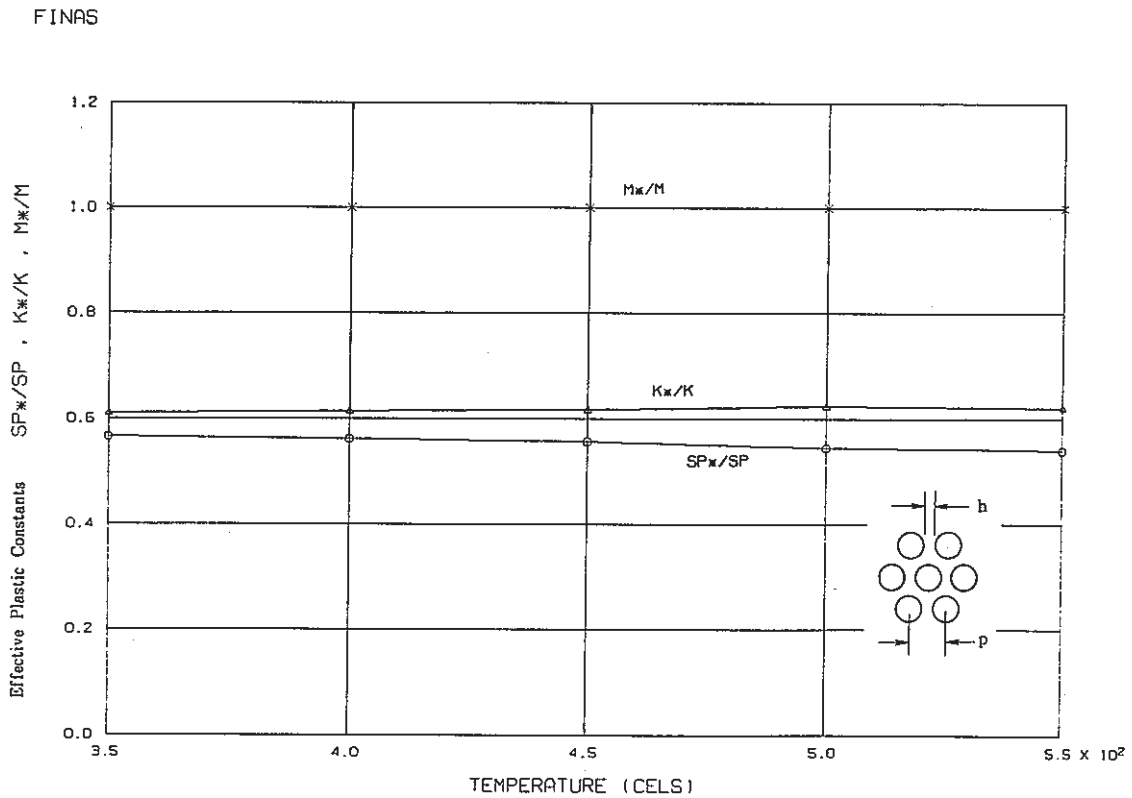


Fig. 3.23 Effective Plastic Constants ( 2 1/4 Cr-1 Mo  $h/p=0.524$  Monotonic )

FINAS

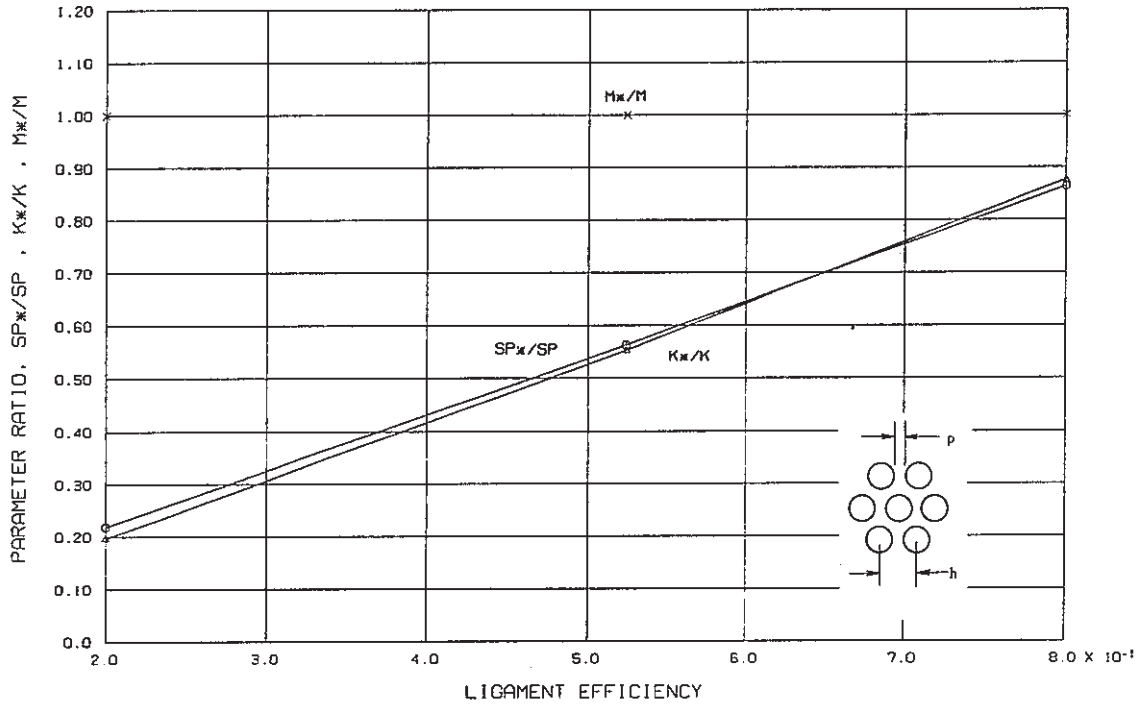


Fig. 3.24 Effective Plastic Constants (SUS304, 500°C Dynamic)



Table 3.6 PARAMETERS FOR LUDWIK'S EXPRESSION

CONDITION : METHOD-3 (CASE-4)  
 MATERIAL : SUS304  
 TEMPERATURE : 500.0(CELS)

E ; NORMAL YOUNG'S MODULUS (KG/MM\*\*2)  
 NU ; NORMAL POISSON'S RATIO  
 SP ; NORMAL YIELDING STRESS (KG/MM\*\*2)  
 K ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 H ; PARAMETER H FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 E\* ; EQUIVALENT YOUNG'S MODULUS (KG/MM\*\*2)  
 NU\* ; EQUIVALENT POISSON'S RATIO  
 SP\* ; EQUIVALENT YIELDING STRESS (KG/MM\*\*2)  
 K\* ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 H\* ; PARAMETER H FOR LUDWIK'S EXPRESSION

PARAMETERS

ETA	E*	NU*	SP*	K*	H*
0.2	2105.7	0.49	2.083	7.35829	0.318128
0.3	4049.5	0.38	3.188	10.9215	0.318079
0.4	6317.2	0.32	4.313	14.7645	0.318100
0.524	8746.9	0.29	5.689	19.6472	0.318181
0.6	10204.7	0.29	6.561	23.0465	0.318117
0.7	11986.5	0.29	7.580	27.2251	0.318140
0.8	13444.3	0.29	8.513	31.0076	0.318125

PARAMETER RATIO

ETA	E*/E	NU*	SP*/SP	K*/K	H*/H
0.2	0.13	0.49	0.218410	0.208096	0.999962
0.3	0.25	0.38	0.334273	0.308865	0.999808
0.4	0.39	0.32	0.452234	0.417546	0.999874
0.524	0.54	0.29	0.596512	0.555631	1.000129
0.6	0.63	0.29	0.687945	0.656816	0.999928
0.7	0.74	0.29	0.794791	0.769937	1.000000
0.8	0.83	0.29	0.892619	0.876908	0.999953

Table 3.7 PARAMETERS FOR LUDWIK'S EXPRESSION

CONDITION : METHOD-3 (CASE-4)  
 MATERIAL : SUS304  
 LIGAMENT EFFICIENCY : 0.524

E ; NORMAL YOUNG'S MODULUS (KG/MH\*\*2)  
 NU ; NORMAL POISSON'S RATIO  
 SP ; NORMAL YIELDING STRESS (KG/MH\*\*2)  
 K ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 H ; PARAMETER H FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 E\* ; EQUIVALENT YOUNG'S MODULUS (KG/MH\*\*2)  
 NU\* ; EQUIVALENT POISSON'S RATIO  
 SP\* ; EQUIVALENT YIELDING STRESS (KG/MH\*\*2)  
 K\* ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 H\* ; PARAMETER H FOR LUDWIK'S EXPRESSION

PARAMETER RATIO

TEMP. (CELS)	E*/E	NU*	SP*/SP	K*/K	H*/H
350.0	0.54	0.29	0.595357	0.556401	0.999995
400.0	0.54	0.29	0.596448	0.555273	1.000052
450.0	0.54	0.29	0.596748	0.555195	0.999976
500.0	0.54	0.29	0.596512	0.555631	1.000129
550.0	0.54	0.29	0.597399	0.554682	1.000082

Table 3.8 PARAMETERS FOR LUDVIK'S EXPRESSION

CONDITION : METHOD-3 (CASE-4)  
 MATERIAL : 2.1/4CR-1MO(PLATE)  
 TEMPERATURE : 500.0(CELS)

E ; NORHAL YOUNG'S MODULUS (KG/MM\*\*2)  
 NU ; NORHAL POISSON'S RATIO  
 SP ; NORHAL YIELDING STRESS (KG/MM\*\*2)  
 K ; PARAMETER K FOR LUDVIK'S EXPRESSION  
 M ; PARAMETER M FOR LUDVIK'S EXPRESSION  
 E\* ; EQUIVALENT YOUNG'S MODULUS (KG/MM\*\*2)  
 NU\* ; EQUIVALENT POISSON'S RATIO  
 SP\* ; EQUIVALENT YIELDING STRESS (KG/MM\*\*2)  
 K\* ; PARAMETER K FOR LUDVIK'S EXPRESSION  
 M\* ; PARAMETER M FOR LUDVIK'S EXPRESSION

PARAMETERS

ETA	E*	NU*	SP*	K*	M*
0.2	2309.2	0.49	3.642	9.06087	0.160759
0.3	4440.8	0.38	5.636	13.5022	0.160747
0.4	6927.6	0.32	7.566	18.4125	0.160745
0.524	9592.0	0.29	9.895	24.4992	0.160757
0.6	11190.7	0.29	11.483	28.4445	0.160750
0.7	13144.6	0.29	13.199	33.4779	0.160746
0.8	14743.3	0.29	14.909	37.7080	0.160749

PARAMETER RATIO

ETA	E*/E	NU*	SP*/SP	K*/K	M*/M
0.2	0.13	0.49	0.2005	0.2309	1.0000
0.3	0.25	0.38	0.3103	0.3440	1.0000
0.4	0.39	0.32	0.4165	0.4691	1.0000
0.524	0.54	0.29	0.5448	0.6242	1.0000
0.6	0.63	0.29	0.6322	0.7247	1.0000
0.7	0.74	0.29	0.7267	0.8529	1.0000
0.8	0.83	0.29	0.8208	0.9607	1.0000

Table 3.9 PARAMETERS FOR LUDWIK'S EXPRESSION

CONDITION : METHOD-3 (CASE-4)  
 MATERIAL : 2.1/4CR-1MD(PLATE)  
 LIGAMENT EFFICIENCY : 0.524

E ; NORMAL YOUNG'S MODULUS (KG/MM\*\*2)  
 NU ; NORMAL POISSON'S RATIO  
 SP ; NORMAL YIELDING STRESS (KG/MM\*\*2)  
 K ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 H ; PARAMETER H FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 E\* ; EQUIVALENT YOUNG'S MODULUS (KG/MM\*\*2)  
 NU\* ; EQUIVALENT POISSON'S RATIO  
 SP\* ; EQUIVALENT YIELDING STRESS (KG/MM\*\*2)  
 K\* ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 H\* ; PARAMETER H FOR LUDWIK'S EXPRESSION

PARAMETERS

TEMP. (CELS)	E*	NU*	SP*	K*	H*
350.0	10200.0	0.29	13.946	31.9594	0.237637
400.0	9990.0	0.29	12.846	29.4953	0.211992
450.0	9873.4	0.29	11.549	26.9216	0.186384
500.0	9592.0	0.29	9.895	24.4992	0.160757
550.0	9278.8	0.29	8.091	21.6692	0.135128

PARAMETER RATIO

TEMP. (CELS)	E*/E	NU*	SP*/SP	K*/K	H*/H
350.0	0.54	0.29	0.565673	0.610203	1.000050
400.0	0.54	0.29	0.560956	0.614485	0.999962
450.0	0.54	0.29	0.556020	0.617114	1.000048
500.0	0.54	0.29	0.544760	0.624183	1.000044
550.0	0.54	0.29	0.539715	0.621339	1.000022

Table 3.10 PARAMETERS FOR LUDWIK'S EXPRESSION

```

CONDITION : METHOD-3 (CASE-4)

MATERIAL : SUS304
           DYNAMIC STRESS-STRAIN RELATION

TEMPERATURE : 500.0(CELS)

PARAMETERS : E = 16198.0
              SP = 9.537
              K = 249.8784251
              M = 0.440323
    
```

```

E ; NORMAL YOUNG'S MODULUS (KG/MM**2)
NU ; NORMAL POISSON'S RATIO
SP ; NORMAL YIELDING STRESS (KG/MM**2)
K ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION
M ; PARAMETER M FOR LUDWIK'S EXPRESSION
E* ; EQUIVALENT YOUNG'S MODULUS (KG/MM**2)
NU* ; EQUIVALENT POISSON'S RATIO
SP* ; EQUIVALENT YIELDING STRESS (KG/MM**2)
K* ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION
M* ; PARAMETER M FOR LUDWIK'S EXPRESSION
    
```

PARAMETERS

ETA	E*	NU*	SP*	K*	M*
0.2	2105.7	0.49	2.087	49.1906	0.440380
0.524	8746.9	0.29	5.370	1138.355	0.440365
0.8	13444.3	0.29	8.236	1219.060	0.440335

PARAMETER RATIO

ETA	E*/E	NU*	SP*/SP	K*/K	M*/M
0.2	0.13	0.49	0.218832	0.196858	1.000129
0.524	0.54	0.29	0.563070	0.553689	1.000095
0.8	0.83	0.29	0.863584	0.876666	1.000027

次に Fig.3.20 ~ Fig.3.23 に示した等価弾塑性応力-ひずみ関係の簡易評価線図の誤差評価を行なう。

Fig.3.25 ~ Fig.3.28 に簡易評価線図から求めた等価弾塑性応力-ひずみ関係と非弾性解析から求めた等価応力-ひずみ関係との比較を示す。また簡易線図と非弾性によるひずみとの最大誤差を Table 3.11 に示す。これらの結果から簡易線図が十分な精度を持つことが分かる。

Table 3.11 Evaluation of Error  $\eta = 0.524$

材 料	温 度 (°C)	誤 差 (%)
2 1/4 Cr-1 Mo (板) (単調曲線)	350	2.9
	400	2.3
	450	3.1
	500	2.8
	550	3.3
SUS 304 (単調曲線)	350	0.5
	400	0.3
	450	0.3
	500	0.3
	550	0.6

500 °C

材 料	リガメント効率	誤 差 (%)
2 1/4 Cr-1 Mo (板) (単調曲線)	0.2	-0.5
	0.524	2.8
	0.8	2.3
SUS 304 (単調曲線)	0.2	-0.9
	0.524	0.3
	0.8	0.2

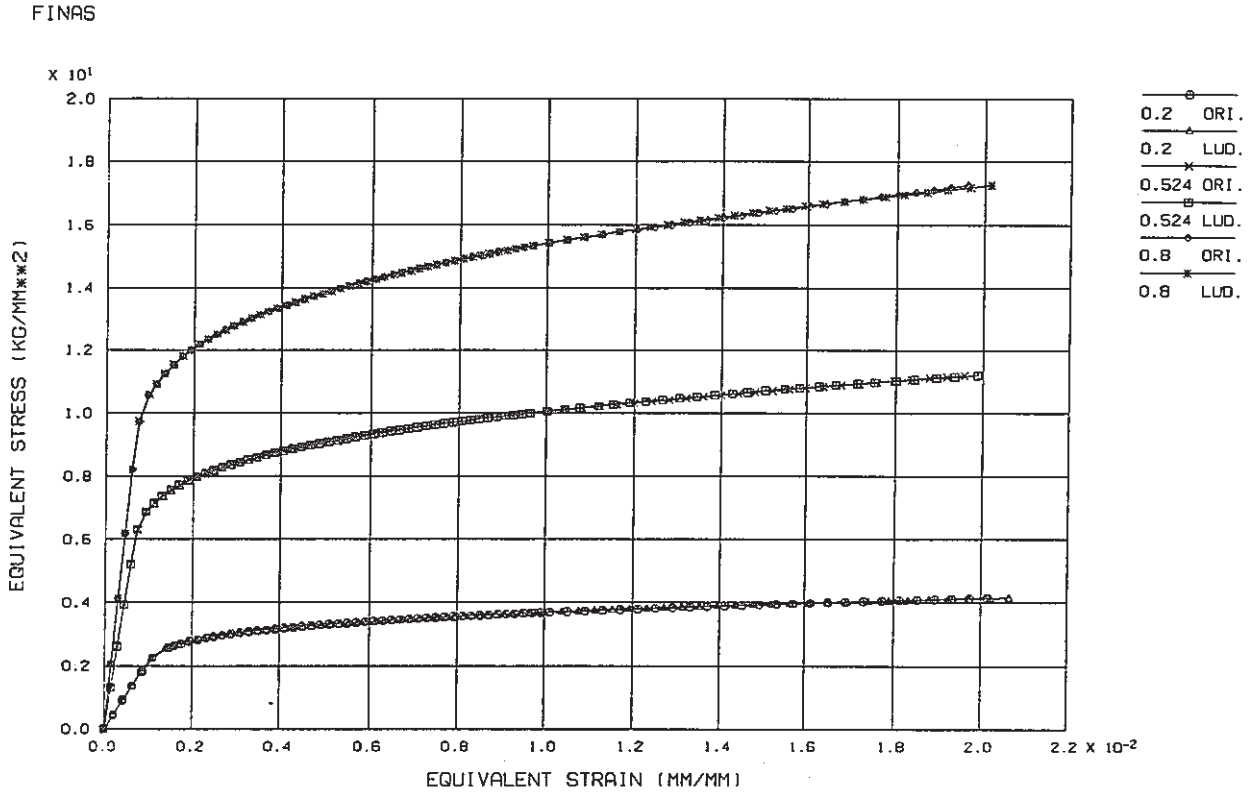


Fig. 3.25 Comparison of Equivalent Properties between Ludwik Approximated Curves and Original Ones (SUS304 500°C h/p= 0.2,0.524,0.8 , Monotonic)

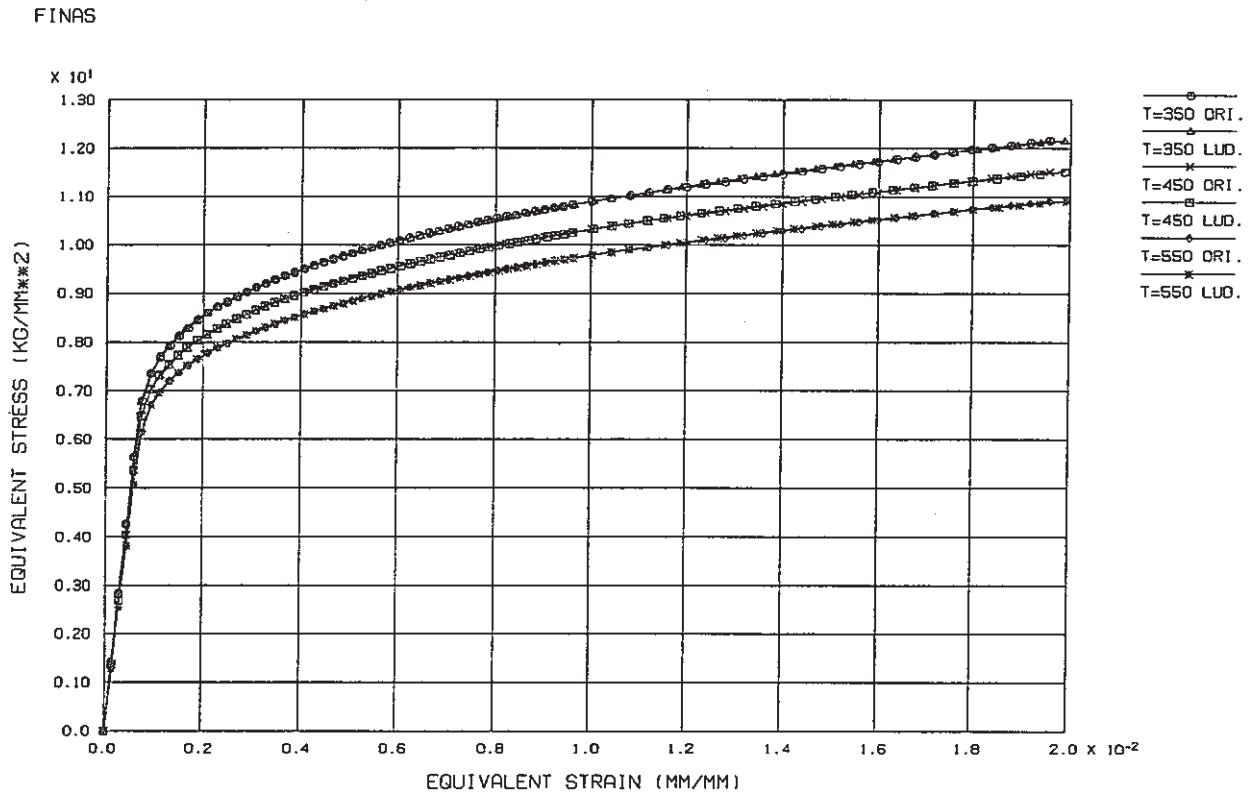


Fig. 3.26 Comparison of Equivalent Properties between Ludwik Approximated Curves and Original Ones (SUS304 h/p= 0.524 , 350°C, 450°C, 550°C, Monotonic)

FINAS

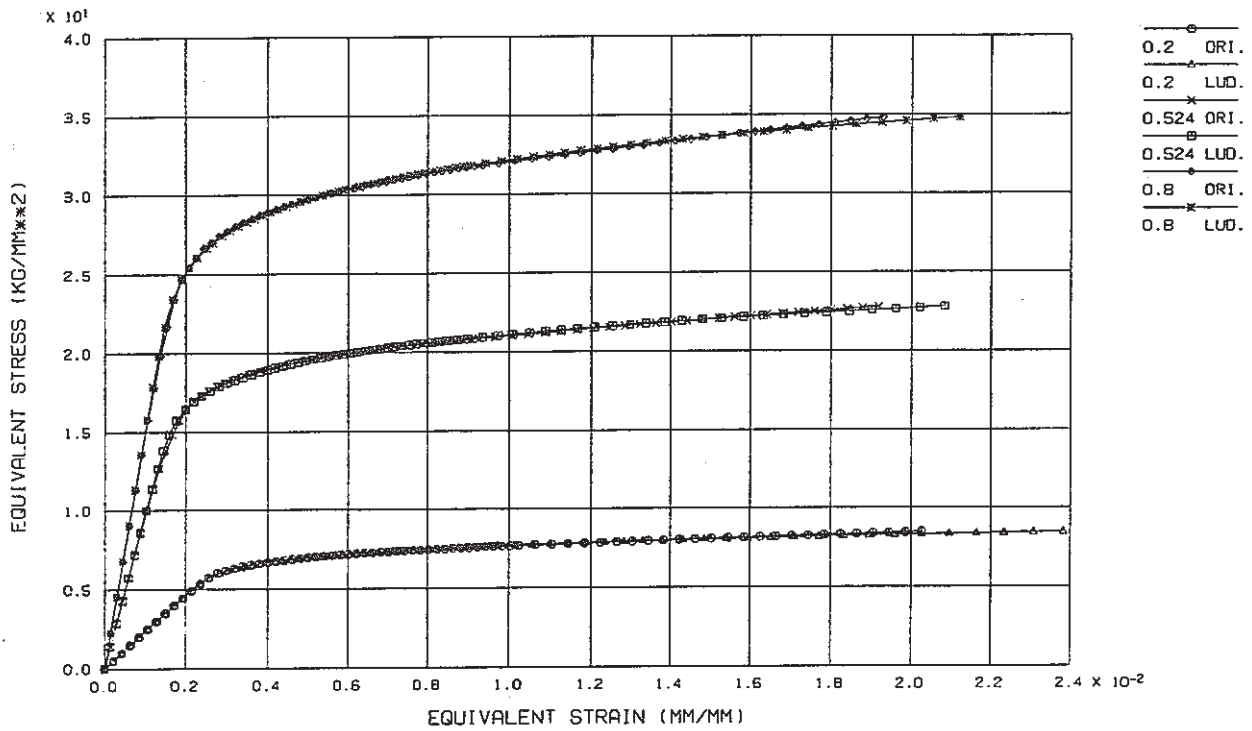


Fig. 3.27 Comparison of Equivalent Properties between Ludwick Approximated Curves and Original Ones ( 2 1/4 Cr-1 Mo 500°C h/p= 0.2, 0.524, 0.8, Monotonic )

FINAS

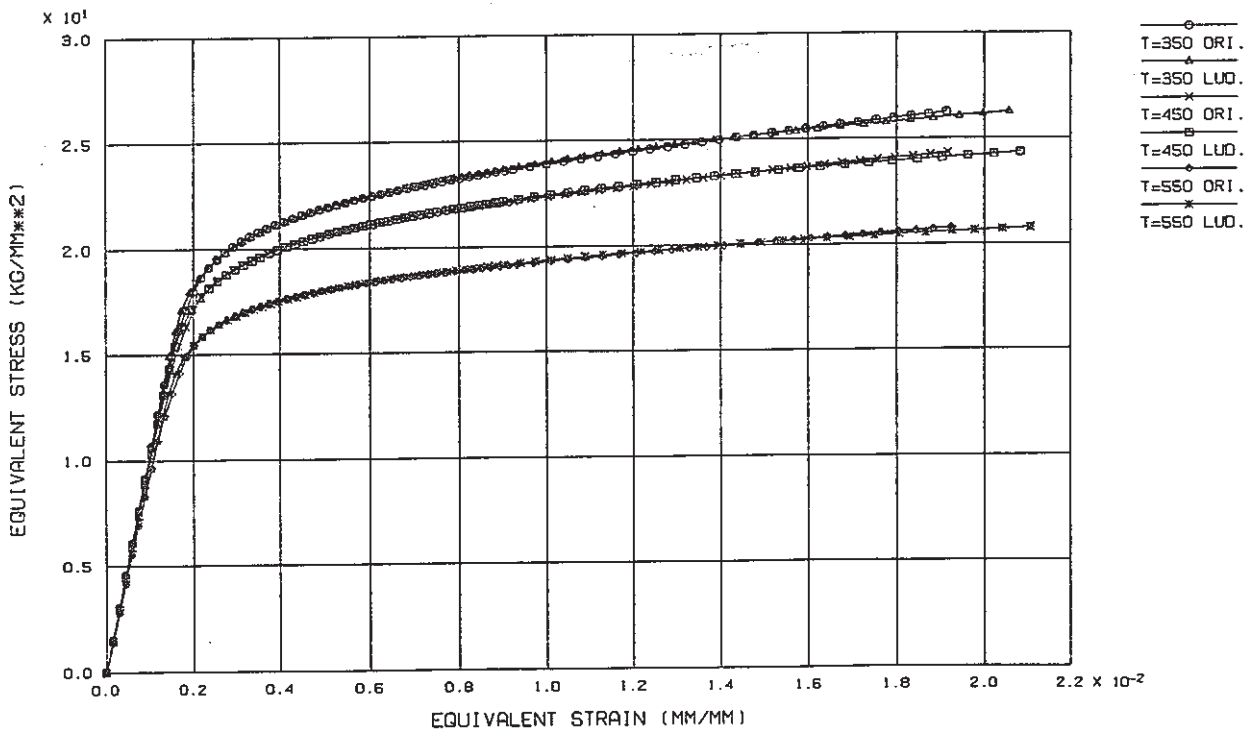


Fig. 3.28 Comparison of Equivalent Properties between Ludwick Approximated Curves and Original Ones ( 2 1/4 Cr-1 Mo h/p= 0.524, 350°C 450°C, 550°C, Monotonic )



### 3.3 等価弾塑性応力－ひずみ関係簡易評価式の作成

Fig.3.20～Fig.3.24 に示した等価弾塑性応力－ひずみ関係評価線図は互いによく似ている。このことから実機の設計に用いられる材料や温度の範囲では母材の応力－ひずみ関係によらず、同一の等価弾塑性応力－ひずみ評価線図が使用できる可能性が考えられる。

また、Fig.3.20～Fig.3.24 の線図に共通の性質として各パラメータの線図は、ほぼ直線であり SP と K の線図は非常に似ていることがあげられる。

以上の考察から、設計用の道具としては、使用する材料や温度によらず共通に使い、リガメント効率の 1 次式で表わされる評価式を作成するのが便利であると考えられる。

以下の仮定のもとに Fig.3.20～Fig.3.24 に示されるすべての点から作成した回帰直線を Table 3.12 に示す。

- 各パラメータはリガメント効率の 1 次式で表わされる。
- $m^*/m = 1$
- $\sigma_p^*/\sigma_p = K^*/K$

次に Table 3.12 に示す評価線図の誤差評価を行なう。Table 3.12 の評価式から求めた等価弾塑性応力－ひずみ関係と非弾性解析による曲線との比較を Fig.3.29～Fig.3.33 及び Table 3.13～Table 3.15 に示す。またそれぞれの曲線における最大の誤差を Table 3.13 に示す。

これらの比較から Table 3.12 の等価弾塑性応力－ひずみ関係簡易評価式が温度、材料によらず、設計に使用するのに十分な精度を持つことが分かる。

Table 3.12 Simplified Equation to determine Equivalent  
Elastic-Plastic Properties of Ligament

多孔板の等価弾塑性応力-ひずみ関係  
簡易評価式

母材及びリガメント等価中実板の弾塑性応力-ひずみ関係式を  
以下に示す Ludwik 型の式で表す。

Ludwik の式

i)  $\sigma < \sigma_y$  の場合

$$\epsilon = \sigma / E$$

ii)  $\sigma > \sigma_y$  の場合

$$\epsilon = \epsilon_e + \epsilon_p$$

$$\epsilon_e = \sigma / E$$

$$\epsilon_p = \{(\sigma - \sigma_p) / K\}^{1/m}$$

等価中実板に対する  $E^*$ ,  $\sigma_p^*$ ,  $K^*$ ,  $m^*$  は母材の  $E$ ,  $\sigma_p$ ,  $K$ ,  $m$  から以下のようにして求まる。

$E^*$	ASME SEC III A-8000 Fig. A-8131-1 による
$\sigma_p^*$	$\sigma_p^* / \sigma_p = -0.0125 + 1.1274 (h/p)$
$K^*$	$K^* / K = -0.0125 + 1.1274 (h/p)$
$m^*$	$m^* / m = 1.0$

適用範囲

$$0.2 \leq \frac{h}{p} \leq 0.8$$

回帰直線により Ludwik の式のパラメータを決定しこれを用いて等価応力-等価ひずみ曲線を近似した。このときの誤差を下の表に示す。

ひずみ範囲 : Cr - Mo ( Monotonic )  $\epsilon \leq 1.0 \%$

SUS304 ( Monotonic )  $\epsilon \leq 1.0 \%$

SUS304 ( Dynamic )  $\epsilon \leq 0.3 \%$

Table 3.13 Relative Error between Ludwik Expressions and Inelastic Analysis Results

Cr - Mo ( Monotonic )

TEMP (°C)	h/P	ERROR (%)
3 5 0. 0	0. 5 2 4	+ 2. 9
5 0 0. 0	0. 2	+ 1. 2
	0. 5 2 4	+ 4. 1
	0. 8	+ 3. 6
5 5 0. 0	0. 5 2 4	+ 4. 2

SUS304 ( Monotonic )

TEMP (°C)	h/P	ERROR (%)
3 5 0. 0	0. 5 2 4	+ 3. 4
5 0 0. 0	0. 2	+ 4. 2
	0. 5 2 4	+ 1. 1
	0. 8	+ 3. 6
5 5 0. 0	0. 5 2 4	+ 1. 4

SUS304 ( Dynamic )

TEMP (°C)	h/P	ERROR (%)
5 0 0. 0	0. 2	+ 2. 1
	0. 5 2 4	+ 3. 0
	0. 8	+ 1. 8

FINAS

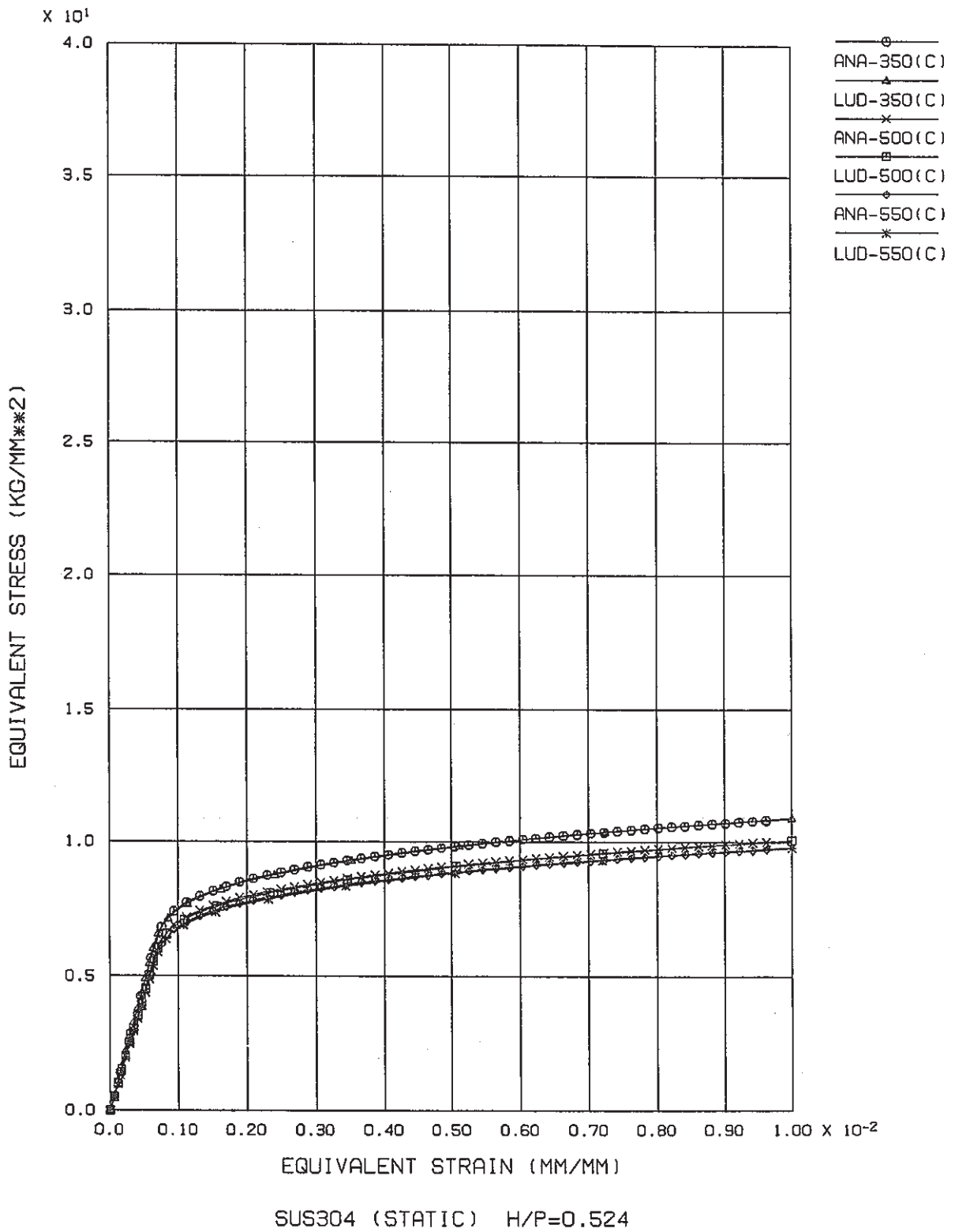


Fig. 3.29 Comparison of Equivalent Elastic-Plastic Properties of Ligament Calculated with Simplified Equation and Inelastic Analysis (SUS304  $h/p=0.524$ )

FINAS

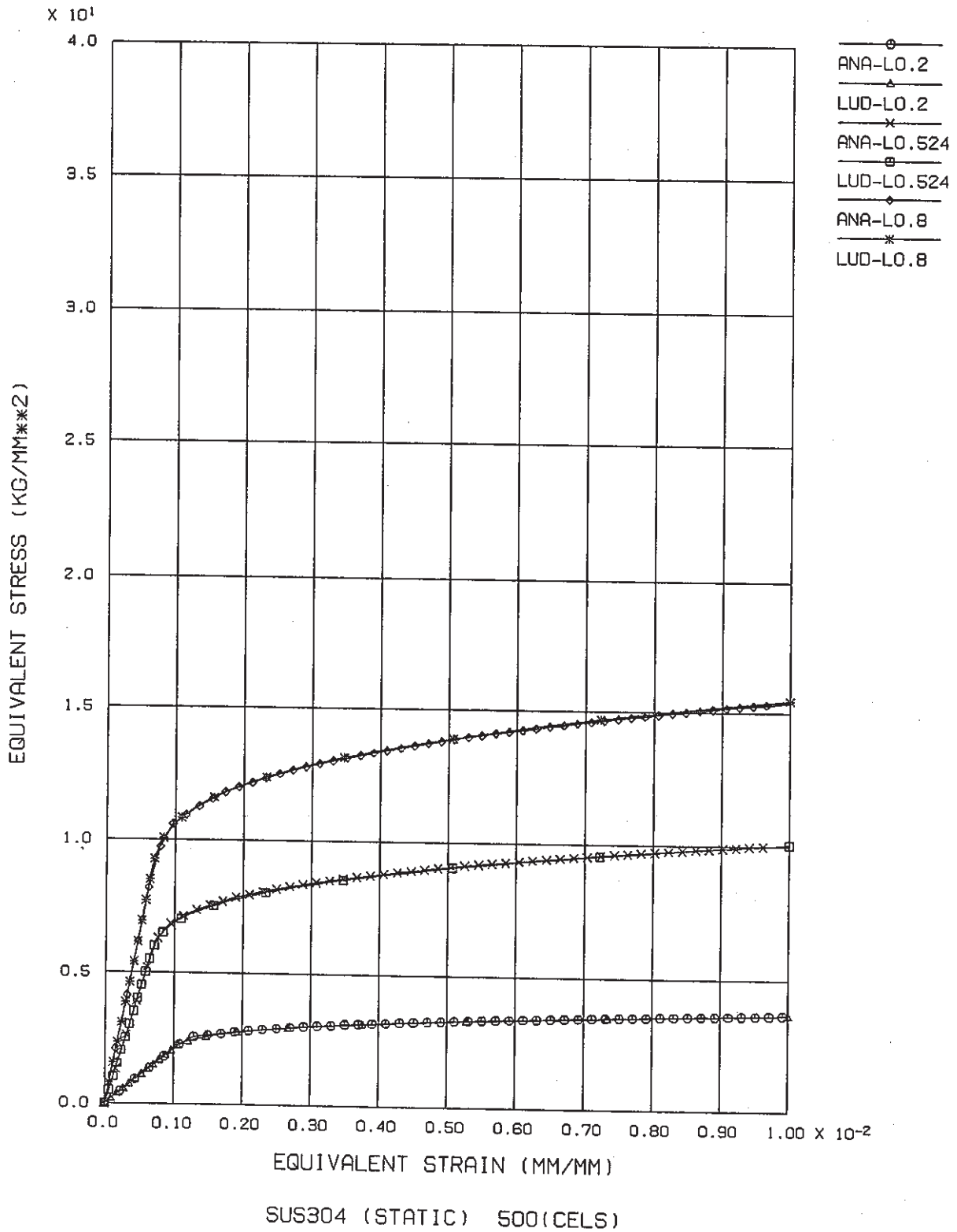


Fig. 3.30 Comparison of Equivalent Elastic-Plastic Properties of Ligament Calculated with Simplified Equation and Inelastic Analysis (SUS304 500°C)

Table 3.14 PARAMETERS FOR LUDWIK'S EXPRESSION

MATERIAL : SUS304 (STATIC STRESS-STRAIN CURVE)

CONDITION : PARAMETER RATIO IS DETERMINED BY THE REGRESSION FUNCTION

$$R = -0.0125478843 + 1.12740376*(H/P)$$

- TEMP ; TEMPERATURE (CELS)
- E ; NORMAL YOUNG'S MODULUS (KG/MM\*\*2)
- NU ; NORMAL POISSON'S RATIO
- SP ; NORMAL YIELDING STRESS (KG/MM\*\*2)
- K ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION
- H ; PARAMETER H FOR LUDWIK'S EXPRESSION
- E\* ; EQUIVALENT YOUNG'S MODULUS (KG/MM\*\*2)
- NU\* ; EQUIVALENT POISSON'S RATIO
- SP\* ; EQUIVALENT YIELDING STRESS (KG/MM\*\*2)
- K\* ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION
- H\* ; PARAMETER H FOR LUDWIK'S EXPRESSION
- R ; PARAMETER RATIO
- P ; HOLE PITCH
- H ; NOMINAL LIGAMENT WIDTH

PARAMETERS

TEMP	H/P	E*	NU*	SP*	K*	H*
350.0	0.524	9504.0	0.29	5.74951	21.99749	0.30652
	0.2	2105.7	0.49	2.03068	7.52931	0.31814
500.0	0.524	8746.9	0.29	5.51423	20.44557	0.31814
	0.8	13444.3	0.29	8.48170	31.44830	0.31814
550.0	0.524	8473.1	0.29	5.42790	19.92807	0.32201

PARAMETER RATIO

TEMP	H/P	E*/E	NU*	SP*/SP	K*/K	H*/H
350.0	0.524	0.54	0.29	0.578212	0.578212	1.00000
	0.2	0.13	0.49	0.212933	0.212933	1.00000
500.0	0.524	0.54	0.29	0.578212	0.578212	1.00000
	0.8	0.83	0.29	0.889375	0.889375	1.00000
550.0	0.524	0.54	0.29	0.578212	0.578212	1.00000

FINAS

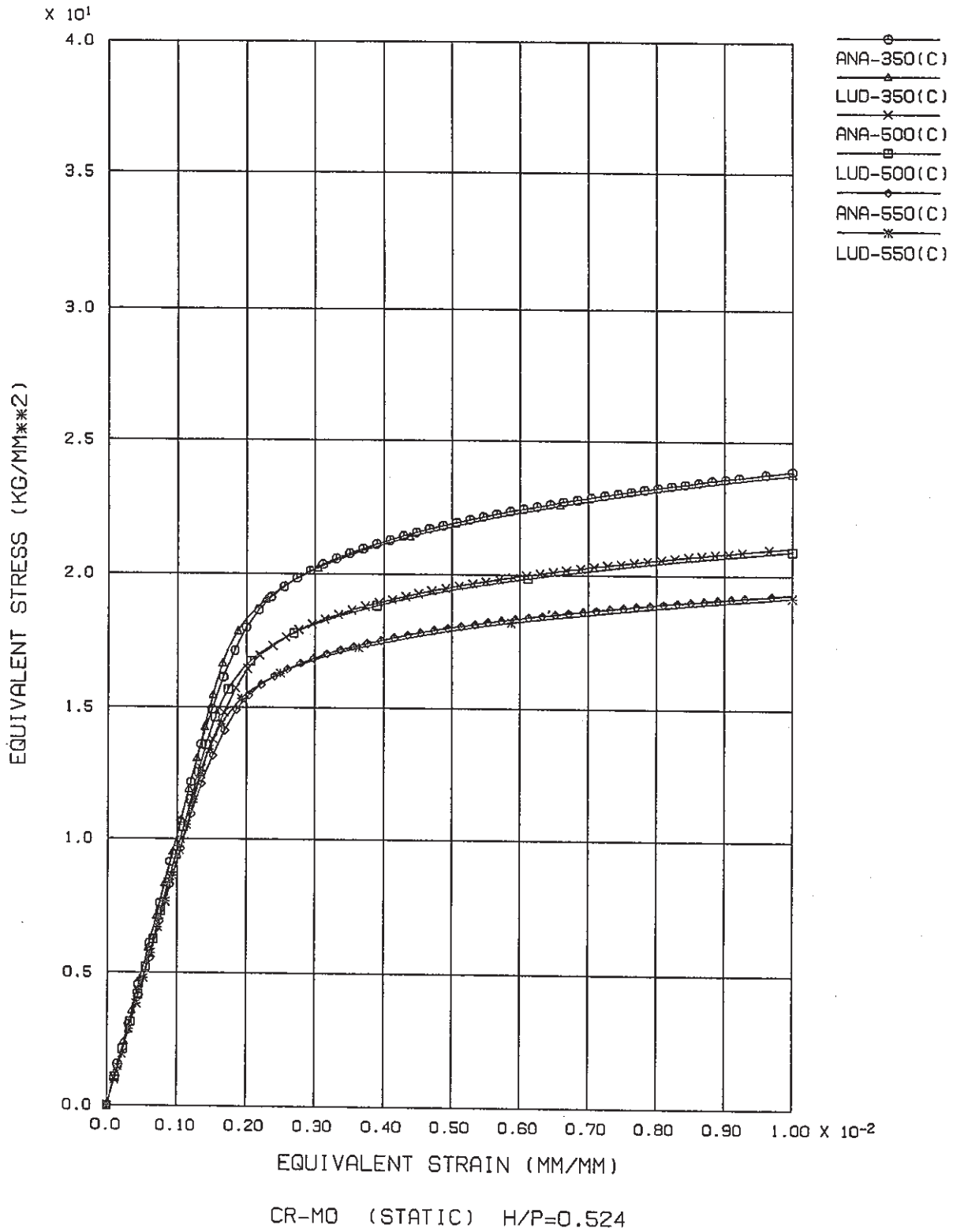


Fig. 3. 31 Comparison of Equivalent Elastic-Plastic Properties of Ligament Calculated with Simplified Equation and Inelastic Analysis (SUS304  $h/p=0.524$ )

FINAS

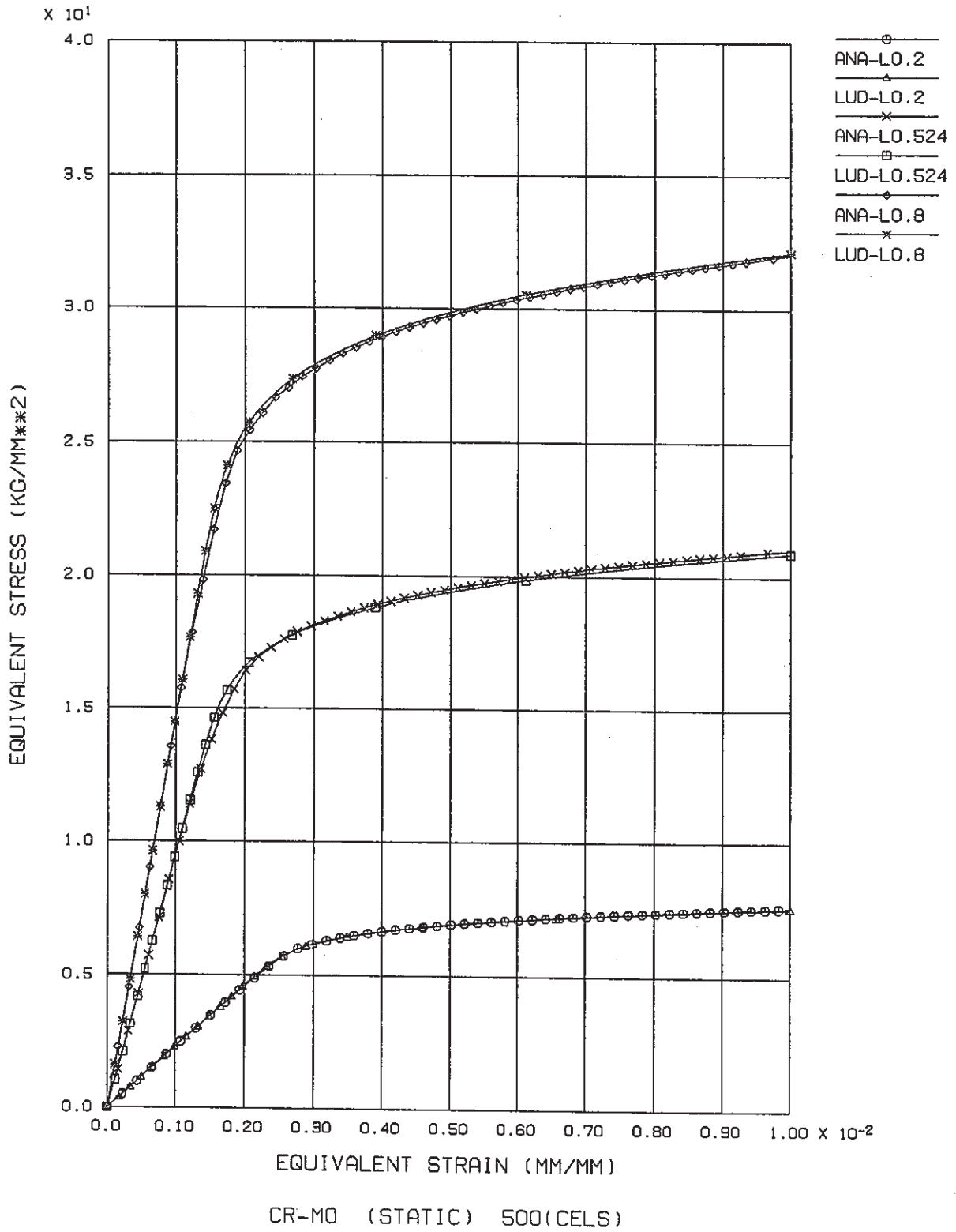


Fig. 3.32 Comparison of Equivalent Elastic-Plastic Properties of Ligament Calculated with Simplified Equation and Inelastic Analysis (SUS304 500°C)



Table 3.15 PARAMETERS FOR LUDWIK'S EXPRESSION

MATERIAL : CR-MO (STATIC STRESS-STRAIN CURVE)

CONDITION : PARAMETER RATIO IS DETERMINED BY THE REGRESSION FUNCTION

$$R = -0.0125478843 + 1.12740376*(H/P)$$

TEMP ; TEMPERATURE (CELS)  
 E ; NORMAL YOUNG'S MODULUS (KG/MM\*\*2)  
 NU ; NORMAL POISSON'S RATIO  
 SP ; NORMAL YIELDING STRESS (KG/MM\*\*2)  
 K ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 M ; PARAMETER M FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 E\* ; EQUIVALENT YOUNG'S MODULUS (KG/MM\*\*2)  
 NU\* ; EQUIVALENT POISSON'S RATIO  
 SP\* ; EQUIVALENT YIELDING STRESS (KG/MM\*\*2)  
 K\* ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 M\* ; PARAMETER M FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 R ; PARAMETER RATIO  
 P ; HOLE PITCH  
 H ; NOMINAL LIGAMENT WIDTH

PARAMETERS

TEMP	H/P	E*	NU*	SP*	K*	M*
350.0	0.524	10200.0	0.29	14.25523	30.28384	0.23763
	0.2	2309.2	0.49	3.86771	8.35762	0.16075
500.0	0.524	9592.0	0.29	10.50264	22.69481	0.16075
	0.8	14743.3	0.29	16.15461	34.90797	0.16075
550.0	0.524	9278.8	0.29	8.66797	20.16513	0.13512

PARAMETER RATIO

TEMP	H/P	E*/E	NU*	SP*/SP	K*/K	M*/M
350.0	0.524	0.54	0.29	0.578212	0.578212	1.00000
	0.2	0.13	0.49	0.212933	0.212933	1.00000
500.0	0.524	0.54	0.29	0.578212	0.578212	1.00000
	0.8	0.83	0.29	0.889375	0.889375	1.00000
550.0	0.524	0.54	0.29	0.578212	0.578212	1.00000

FINAS

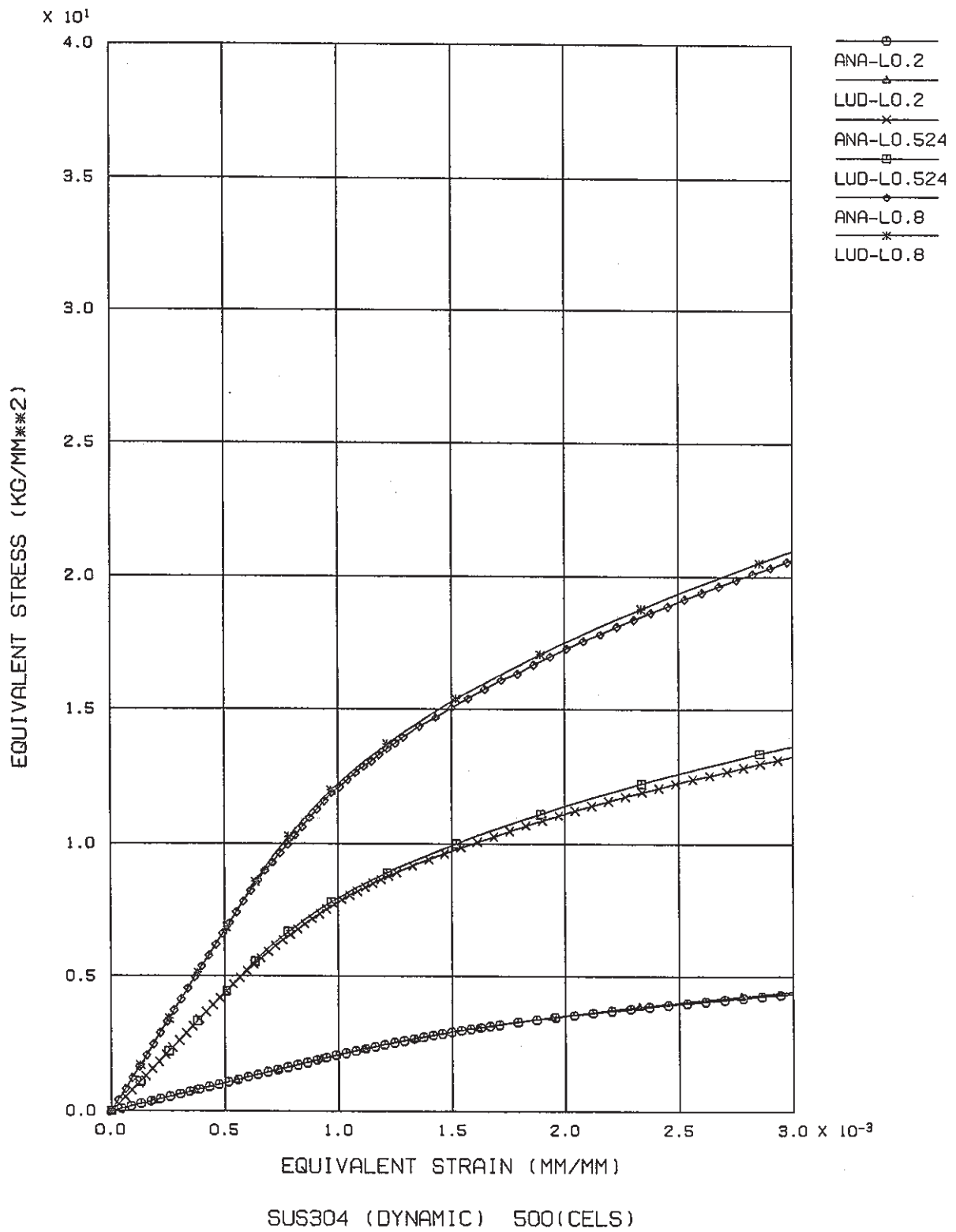


Fig. 3.33 Comparison of Equivalent Elastic-Plastic Properties of Ligament Calculated with Simplified Equation and Inelastic Analysis (SUS304 500°C Dynamic Curve)

Table 3.16 PARAMETERS FOR LUDWIK'S EXPRESSION

MATERIAL : SUS304 (DYNAMIC STRESS-STRAIN CURVE)

CONDITION : PARAMETER RATIO IS DETERMINED BY THE REGRESSION FUNCTION

$$R = -0.0125478843 + 1.12740376*(H/P)$$

TEMP ; TEMPERATURE (CELS)  
 E ; NORMAL YOUNG'S MODULUS (KG/MM\*\*2)  
 NU ; NORMAL POISSON'S RATIO  
 SP ; NORMAL YIELDING STRESS (KG/MM\*\*2)  
 K ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 M ; PARAMETER M FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 E\* ; EQUIVALENT YOUNG'S MODULUS (KG/MM\*\*2)  
 NU\* ; EQUIVALENT POISSON'S RATIO  
 SP\* ; EQUIVALENT YIELDING STRESS (KG/MM\*\*2)  
 K\* ; PARAMETER K FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 M\* ; PARAMETER M FOR LUDWIK'S EXPRESSION  
 R ; PARAMETER RATIO  
 P ; HOLE PITCH  
 H ; NOMINAL LIGAMENT WIDTH

PARAMETERS

TEMP	H/P	E*	NU*	SP*	K*	M*
	0.2	2105.7	0.49	2.03068	53.2073	0.440323
500.0	0.524	8746.9	0.29	5.51423	144.4826	0.440323
	0.8	13444.3	0.29	8.48170	222.2357	0.440323

PARAMETER RATIO

TEMP	H/P	E*/E	NU*	SP*/SP	K*/K	M*/M
	0.2	0.13	0.49	0.212933	0.212933	1.00000
500.0	0.524	0.54	0.29	0.578212	0.578212	1.00000
	0.8	0.83	0.29	0.889375	0.889375	1.00000

### 3.4 等価クリープひずみ式の開発

リガメントのクリープ挙動を表わす等価物性値に関する研究は、高速炉の蒸気発生器の解析を目的としたものとして浦上らの研究<sup>4)</sup>、高温ガス炉の中間熱交換器高温管板の解析を目的としたものに猪狩らの研究<sup>5)</sup>がある。

前者は母材および等価物性値のクリープ特性を Norton 則で表わした各パラメータの関係式を求めたものである。

<浦上らの等価クリープひずみ式>

$$\text{母材} : \epsilon_c^* = A \sigma^n \dots\dots\dots (3.29)$$

$$\text{等価物性値} : \epsilon_c^* = A^* \sigma^{*n^*} \dots\dots\dots (3.30)$$

$$n^* = n \dots\dots\dots (3.31)$$

$$A^* = (0.011 \eta + 0.129) A \eta^{-11n} \dots\dots\dots (3.32)$$

オーステナイト系ステンレスのような第1期クリープの影響が顕著な材料のクリープ特性は一般に Blackburn 型の式 (3.33) の方が記述性にすぐれているが、等価物性値の定めるべきパラメータの数が多くなるために Norton 則を用いたものと考えられる。

Blackburn の式

$$\epsilon_c = C_1 \{1 - \exp(-r_1 t)\} + C_2 \{1 - \exp(-r_2 t)\} + \epsilon_{mt} \dots\dots\dots (3.33)$$

猪狩らの方法は浦上らの方法を、一般の材料に適用できるように拡張したものであり式 (3.29) ~ 式 (3.31) までは共通で式 (3.32) のかわりに次式を用いて、等価物性値を表わす。

<猪狩らの等価クリープひずみ式>

$$A^* = \left( \frac{0.591}{n} + 0.316 \right) A \eta^{-118n} \dots\dots\dots (3.34)$$

本報告書では等価クリープ特性値開発の第一段階として、猪狩らの方法の高速炉熱交換器用管板への適用性を調査する。

浦上や猪狩らの等価物性値は共に単位リガメントに単軸の定荷重を加えた時のクリープ挙動を FEM で解析した結果をもとに、定めたものである。

従ってここでは、高速炉の実機条件を考慮し、リガメントに等2軸変位を加え、リラクゼーションさせた時の挙動を模擬できるかどうかを調査した。

猪狩らの方法は Norton 則を基礎にしているが、等価物性値の調査に先だち、オーステナイト系ステンレスである SUS304 の母材のリラクゼーション挙動を Norton 則で近似した場合の挙動を検証した。

母材のクリープ特性を Table 3.16 に示す Blackburn 型のクリープひずみ式および Table 3.17

に示す Norton 型のクリープひずみ式で表わす。

次に Fig.3.34 に示す単位リガメントに 1 次 + 2 次応力が  $3Sm$  となるような変位  $\delta$  を与え弾性クリープによるリラクゼーション解析を行なった。使用した解析コードは FINAS である。

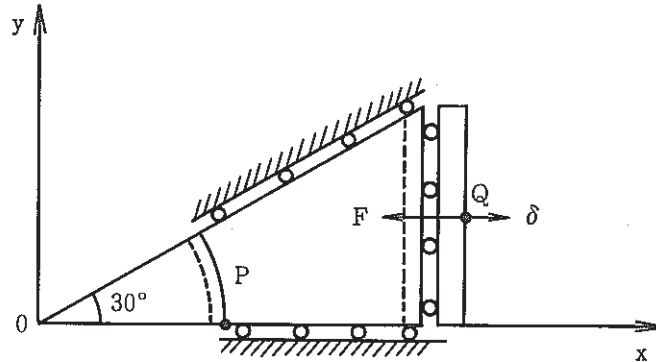


Fig. 3.34 Unit Ligament Model for Relaxation Analysis

孔縁の最大ひずみ発生位置 P 点でのクリープひずみの履歴を Fig.3.36 に、変位拘束点 Q での節点反力の履歴を Fig.3.37 に示す。

リガメント効率は両者共  $h/P = 0.524$  である。

両者から 21 万時間まで解析した場合、Norton 則のものはすべて Blackburn 型のものに比べ軟かく、21 万時間で近似したものが、Blackburn 型に一番近いことが分かる。

次に猪狩らの方法に従がい式 (3.31) および式 (3.34) により等価物性値を決め、Fig. 3.35 に示す解析モデルにより Fig.3.34 の場合と同様のリラクゼーション解析を行なう。

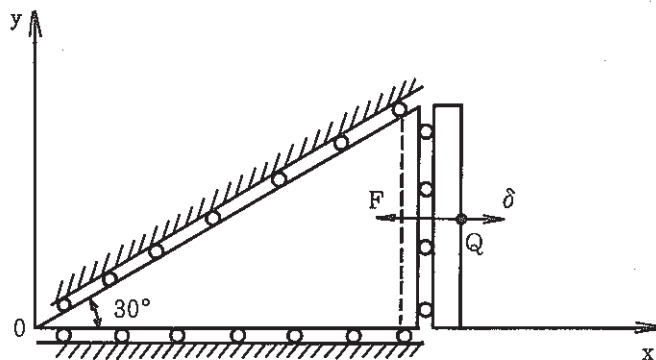


Fig. 3.35 Equivalent Plate Model for Relaxation Analysis

Fig.3.34 に示す単位リガメントと Fig.3.35 に示す等価中実板とで変位拘束点 Q での節点反力の比較を行なう。

リガメント効率 0.2 (21 万時間 Norton 則近似) の場合を Fig.3.38 に、リガメント効率 0.524 (21 万時間 Norton 則近似) の場合を Fig.3.39、同じくリガメント効率 0.524 (1 万時間 Nor

tor 則近似) の場合を Fig.3.40, リガメント効率 0.8 (21 時間 Norton 則近似) の場合を Fig.3.41 に示す。

これからリガメント効率が大きい場合は猪狩の等価物性値は良い近似になるがリガメント効率が 0.2 になると応力値で 20 数%の誤差を生じることが分かる。

本節で検討した多孔板の等価クリープひずみ式をまとめると Table 3.18 のようになる。

Table 3.17 Blackburnis Expression of Creep Strain Equation (SUS304)

$\epsilon^c = c_1\{1-\exp(-r_1 t)\} + c_2\{1-\exp(-r_2 t)\} + \dot{\epsilon}_m t$ <p>ここで</p> $r_1 = 103.37 t_R^{-0.72607}, \quad r_2 = 17.255 t_R^{-0.86775}$ $c_1 = 1.2692 \dot{\epsilon}_m^{0.74491} / r_1, \quad c_2 = 0.48449 \dot{\epsilon}_m^{0.81155} / r_2$ $\dot{\epsilon}_m = F t_R^{-1.1335}$ $\log_{10}(a_R t_R) = \begin{cases} B_0 + B_1 \log_{10} \sigma + B_2 (\log_{10} \sigma)^2 & (0.1 \leq \sigma \leq 38.0 \text{ のとき}) \\ \{B_0 - B_2 (\log_{10} 0.1)^2\} + (B_1 + 2B_2 \log_{10} 0.1) \log_{10} \sigma & (0.01 \leq \sigma < 0.1 \text{ のとき}) \end{cases}$ <p>ただし、<math>0 \leq \sigma &lt; 0.01</math> に対しては、<math>r_1 = r_2 = c_1 = c_2 = \dot{\epsilon}_m = 0</math></p> <p>&lt;使用単位&gt; <math>\epsilon^c</math> (mm/mm), <math>\sigma</math> (kg/mm<sup>2</sup>), <math>t</math> (hr), <math>T</math> (°C)</p>	
温度(°C) パラメータ	$425 \leq T \leq 650$
$F$	$62.416 \exp\left\{-\frac{40812}{8.31(T+273.15)}\right\}$
$B_0$	$-17.54301 + 26248.54 / (T + 273.15)$
$B_1$	$-6104.579 / (T + 273.15)$
$B_2$	$-425.0012 / (T + 273.15)$
$a_R$	MATERIAL データ B <sub>12</sub> カードで指定した値。B <sub>12</sub> カードの $a_R$ が無記入の場合は1.0

Table 3.18 Norton's Expression of Creep Strain Equation (SUS304)

$$\epsilon_c = A \sigma^n$$

$\epsilon_c$  : クリープ速度 (mm/mm/hr)

$\sigma$  : 応力 (kgf/mm<sup>2</sup>)

定 数			
温 度 °C	保 持 時 間 (hr)	A	$\alpha$
5 0 0	0.1	$4.6796 \times 10^{-15}$	7.5171
	1	$5.2544 \times 10^{-15}$	7.4451
	10	$9.8730 \times 10^{-15}$	7.0407
	100	$2.1075 \times 10^{-15}$	6.4717
	1000	$2.9289 \times 10^{-15}$	6.0420
	4000	$2.5375 \times 10^{-15}$	5.9363
	8000	$2.1749 \times 10^{-15}$	5.9213
	21000	$5.8522 \times 10^{-15}$	6.1275



Table 3.19 Simplified Equation to determine Equivalent Creep Properties of Ligament

多孔板の等価クリープひずみ式

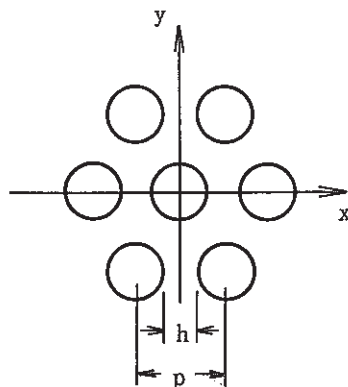
母材及びリガメント等価中実板のクリープひずみ式を以下に示す。  
Norton 則で表す。

Norton 則  

$$\epsilon_c = A \sigma^n$$

等価中実板に対する  $A^*$ ,  $n^*$  は母材の  $A$ ,  $n$  から以下のようにして求める。

$A^*$	$A^* = \{ (0.591/n + 0.316) (h/P) \}^{-1.18n}$
$n^*$	$n^* = n$



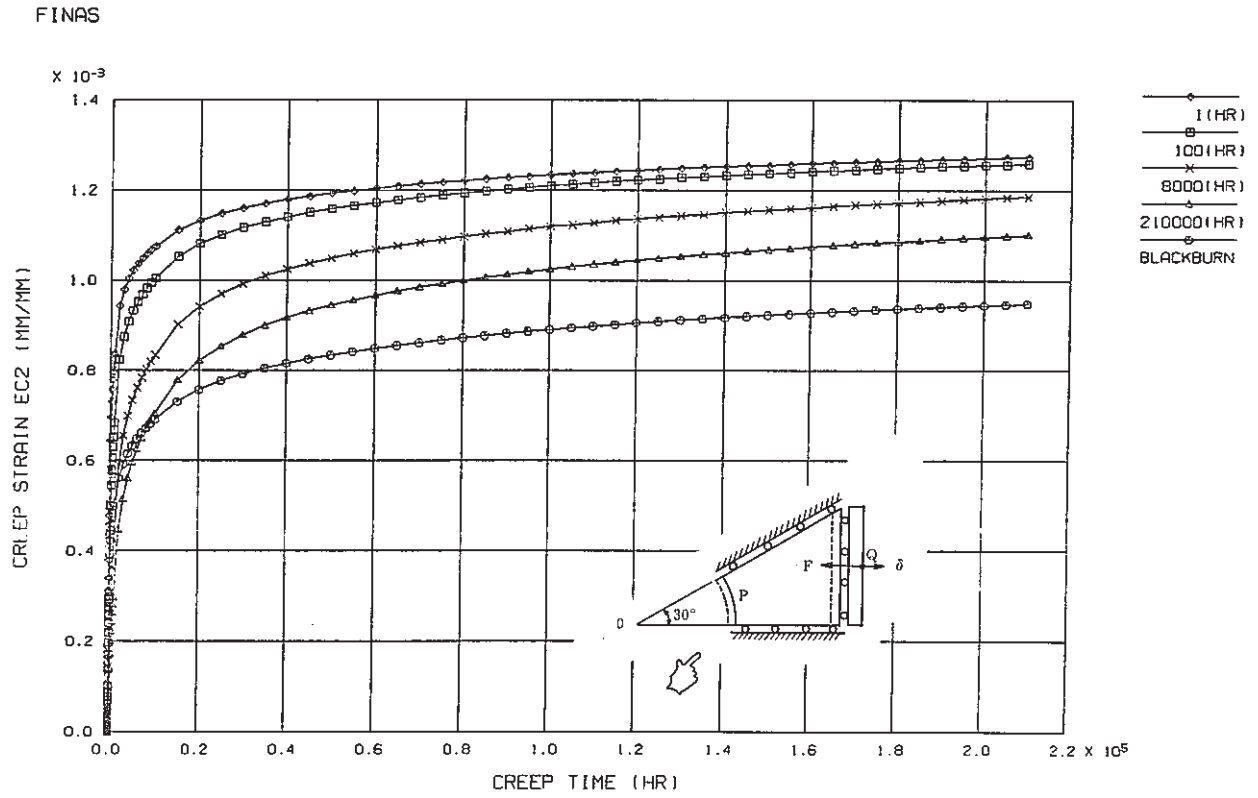


Fig.3.36 Creep Strain History at Point P ( $h/p=0.524$ )

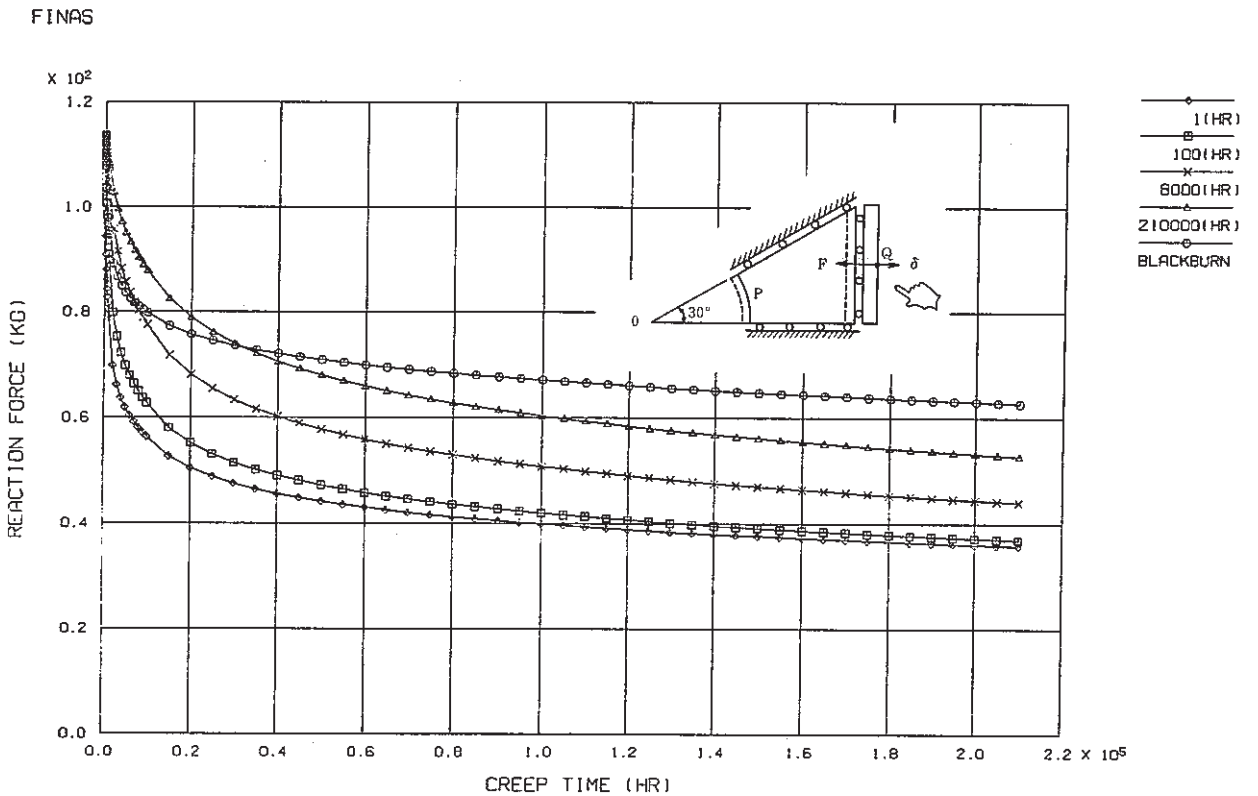


Fig.3.37 History of Reaction Force at Point Q ( $h/p=0.524$ )

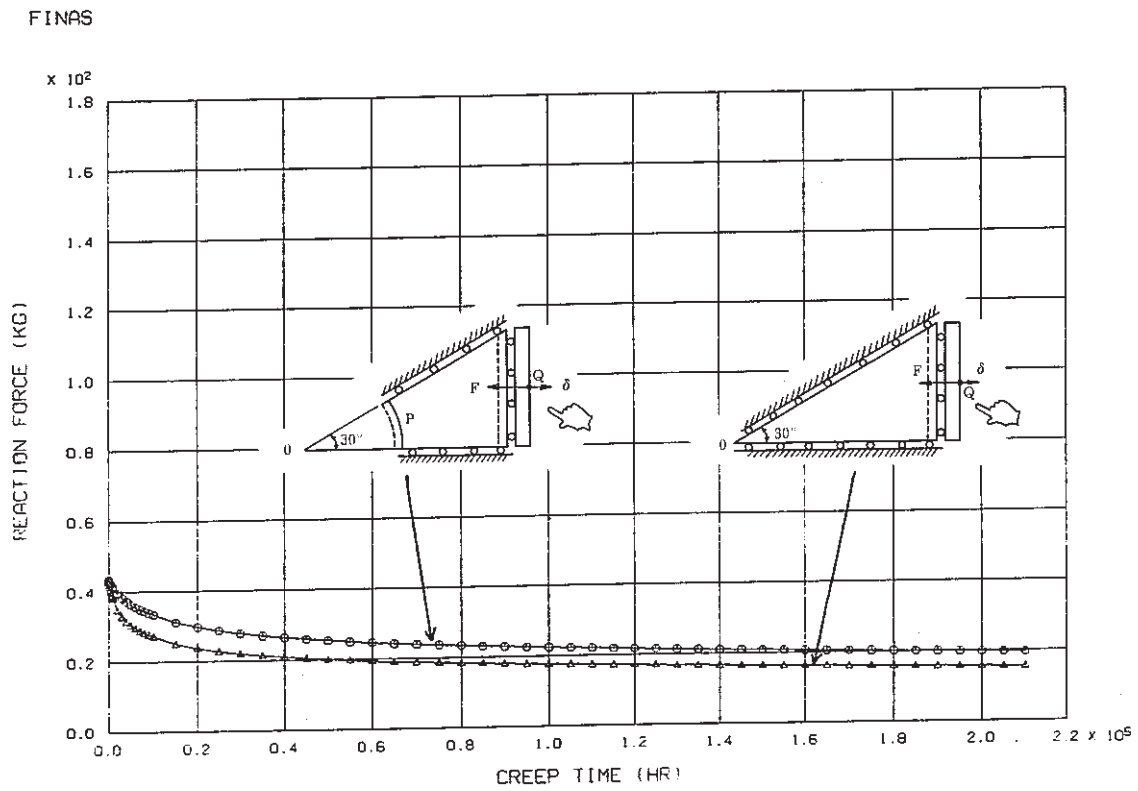


Fig. 3.38 Comparison of Reaction Force between Unit Ligament and Equivalent Plate ( $h/p=0.2$  210000 hr. Approximation)

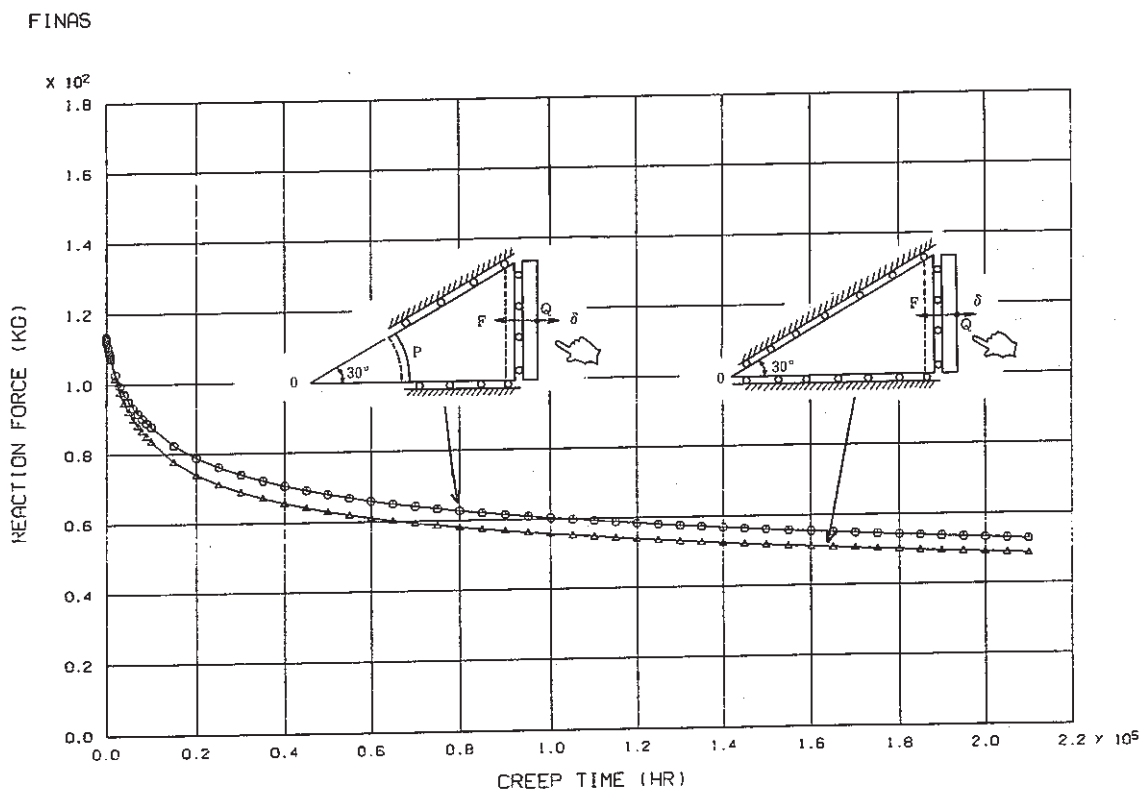


Fig. 3.39 Comparison of Reaction Force between Unit Ligament and Equivalent Plate ( $h/p=0.524$  210000 hr. Approximation)

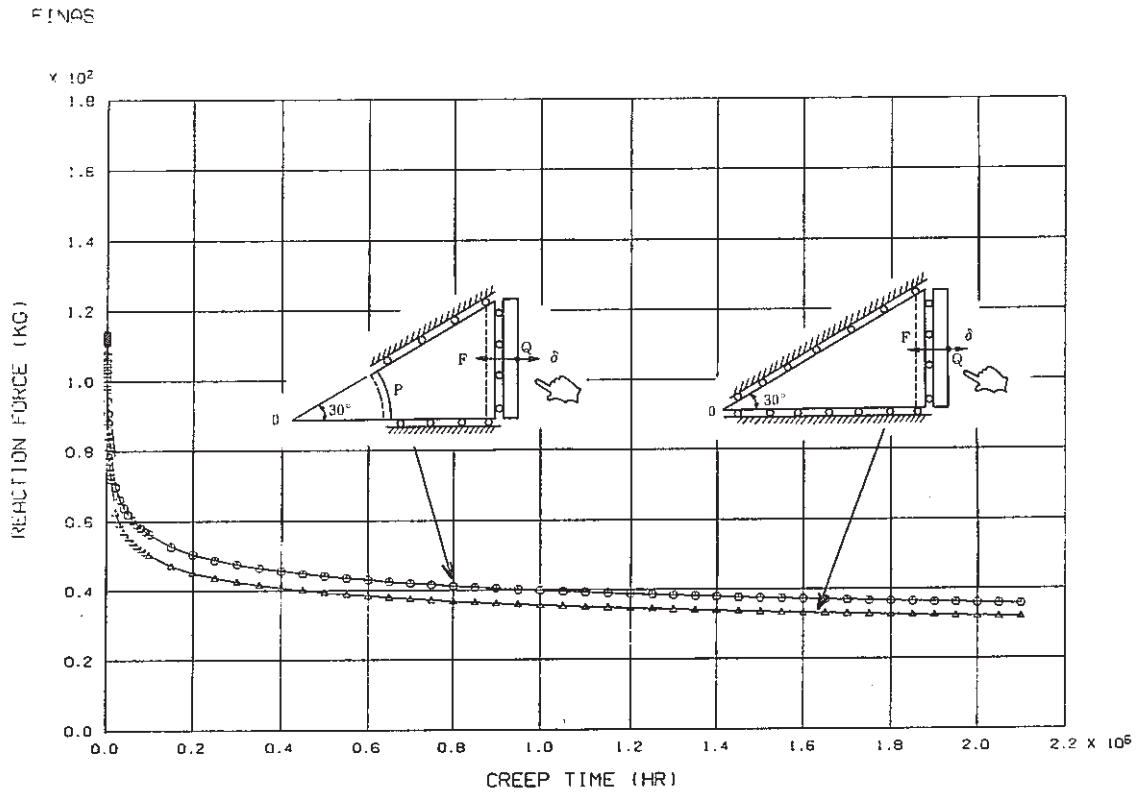


Fig. 3.40 Comparison of Reaction Force between Unit Ligament and Equivalent Plate ( $h/p=0.524$  100000 hr. Approximation)

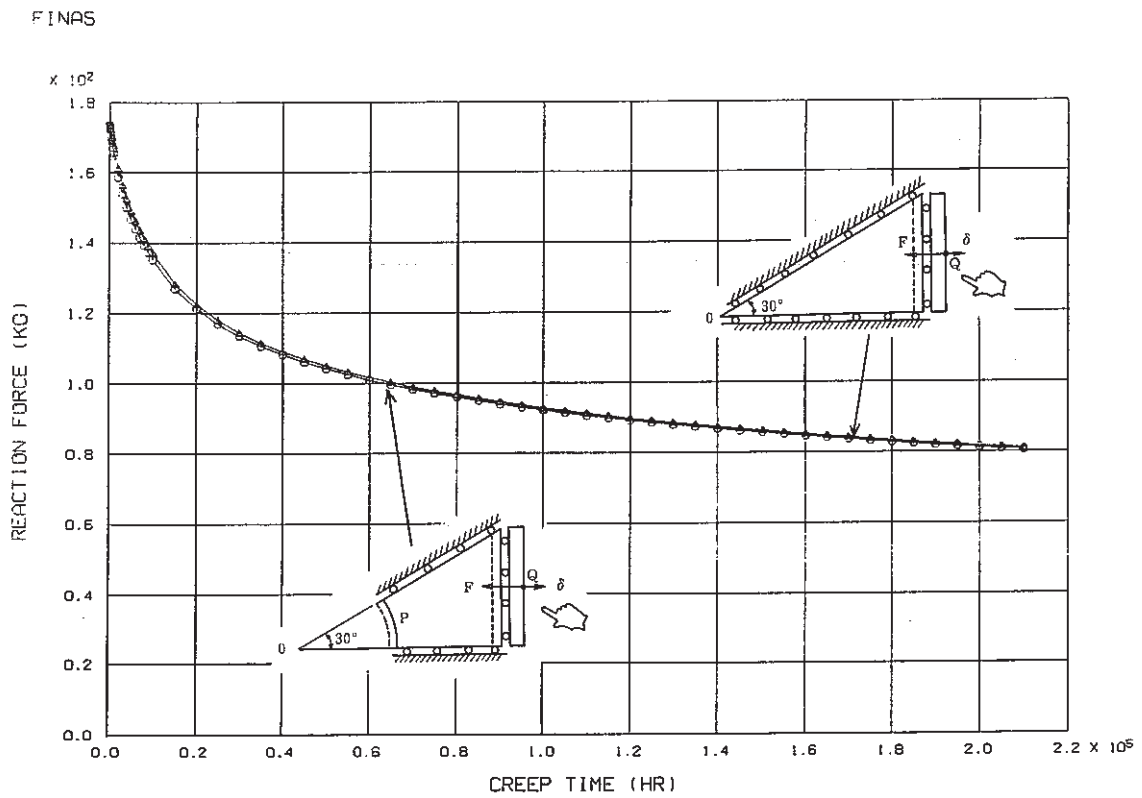


Fig. 3.41 Comparison of Reaction Force between Unit Ligament and Equivalent Plate ( $h/p=0.8$  210000 hr. Approximation)

## 4. 簡易非弾性解析モデルの開発

多孔板の等価弾塑性クリープ特性を用いて2章で述べた管板の設計上問題となる箇所に焦点を合わせた2種類の簡易非弾性解析モデルを考案し、多孔平板モデルと比較することにより検証を行った。

### 4.1 等価中実板軸対称モデルの開発

#### 4.1.1 弾塑性等価中実板軸対称モデル

本モデルはシュラウド付根部の評価を目的とした、リガメント全体とリム・シュラウド部との相互作用を模擬する軸対称モデルである。Fig.4.1 にその概念を示す。また本モデルの作成

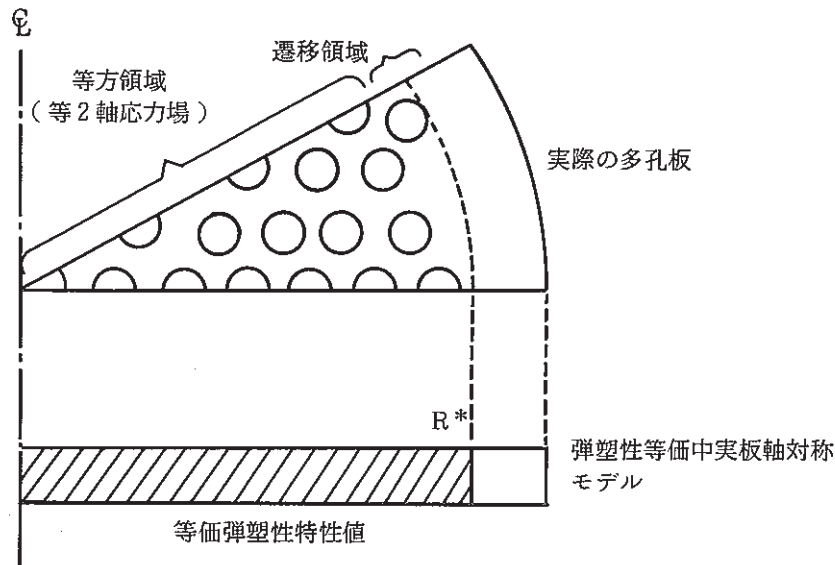


Fig. 4.1 Axisymmetric Model with Equivalent Elastic-Plastic Properties

において以下の点を考慮した。

弾性域においてA-8000との整合性をはかり、かつ熱過渡時に支配的な“たが締め力”による応力場は $R^*$ 付近まで等2軸荷重状態となることを考慮して、等価物性値を用いる境界を $R^*$ とした。

次に本モデルの妥当性を検証するため、多孔板との非弾性解析による比較を行なった。誤差を生じる主要因として、Fig.4.1に示す遷移領域の存在が考えられ、遷移領域の影響は穴の数が多きほど小さく、荷重状態によっても変化すると推測されるため、穴の数と荷重条件を変化させて多孔板との比較を行なった。Table 4.1に比較に用いたモデル形状と解析ケースを示す。

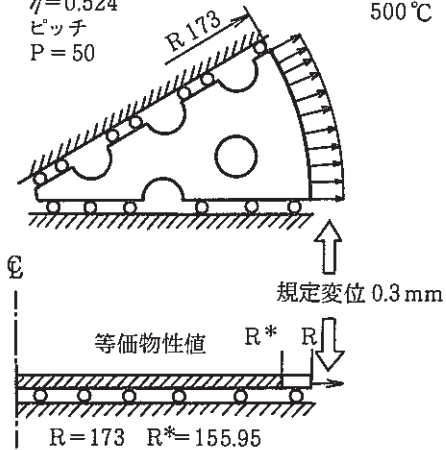
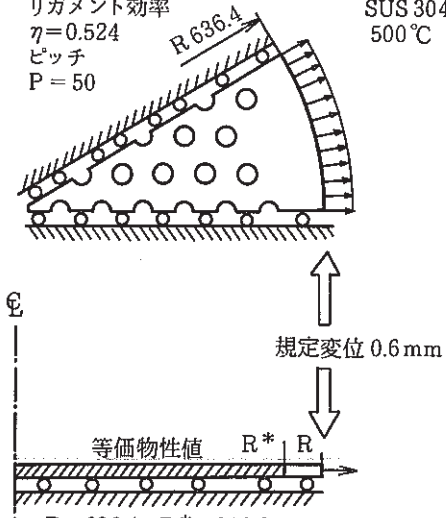
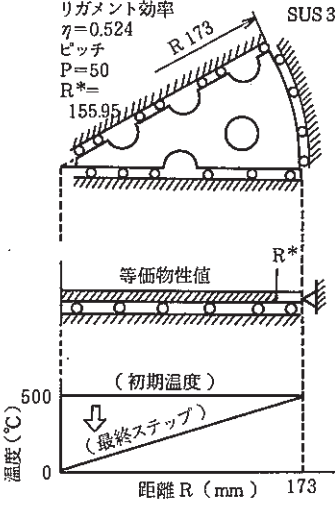
穴数の小さいモデルとしては、半径 173 mm、穴数 37、の小型モデルを、穴数の大きいものとして半径 636.4 mm、穴数 140 の大型モデルを用いた。

リガメント効率とピッチは共に 0.524、50 mm である。軸対称モデルに用いる等価弾塑性特性値は Fig. 3.11 に示した等価物性値の値を多直線近似して求めた。

使用プログラムは FINAS (Ver. 10.0)<sup>9)</sup> であり応力-ひずみ関係式は多直線近似、硬化則は等方硬化則を用いた。要素は多孔板モデルに 8 節点平面応力要素 QMEM 8 と 6 節点平面応力要素 TMEM 6、軸対称モデルに 2 節点軸対称シェル要素 AXSHEL 2 を用いた。

材料は 500 °C の SUS 304 の単調応力-ひずみ曲線を用いた。

Table 4.1 Analysis Cases to Validate Axisymmetric Model with Equivalent Elastic-Plastic Properties

比較ケース	比較する解析モデル	比較の目的	荷重条件
1-1	(a) 参照用モデル 小型多孔平板 モデル(ATTF型)  VS.  (b) 新開発モデル 小型等価中実板 軸対称モデル (ATTF型)	内圧を模擬した 機械荷重による管 板全体の弾塑性挙 動の比較 (穴数の少ない) 管板の場合 穴数 37	リガメント効率 $\eta = 0.524$ ピッチ $P = 50$  SUS 304 500°C  
1-2	(a) 参照用モデル 大型多孔平板 モデル(もんじゅ型)  VS.  (b) 新開発モデル 大型等価中実板 軸対称モデル (もんじゅ型)	内圧を模擬した 機械荷重による管 板全体の弾塑性挙 動の比較 (穴数の多い管) 板の場合 穴数 140	リガメント効率 $\eta = 0.524$ ピッチ $P = 50$  SUS 304 500°C  
1-3	(a) 参照用モデル 小型多孔平板 モデル(ATTF型)  VS.  (b) 新開発モデル 小型等価中実板 軸対称モデル (ATTF型)	熱過渡を模擬した 温度荷重による管 板全体の弾塑性挙 動の比較 穴数 37	リガメント効率 $\eta = 0.524$ ピッチ $P = 50$ $R^* = 155.95$  SUS 304  

## 解析結果

ここでは等価中実板軸対称モデルが多孔板モデルの全体挙動を模擬していることを検証することが目的であるため以下に示す公称応力・公称ひずみを定義し、同一の荷重を加えたときの公称応力－公称ひずみ関係を比較した。

公称応力  $\sigma_n$ 、公称ひずみ  $\epsilon_n$  の定義

$$\sigma_n = \frac{\sum_{i=1}^m f_i}{S}, \quad \epsilon_n = \frac{U_E}{R}$$

$f_i$  ; 最外周端上の  $i$  番目の節点に生ずる節点反力

$m$  ; 最外周端上の節点の個数。軸対称モデルの場合  $m = 1$  となる。

$S$  ; 節点反力の生ずる最外周端部の面積

$$S = \begin{cases} \frac{1}{6} \pi R \cdot t & (\text{多孔平板モデル}) \\ 2 \pi R \cdot t & (\text{軸対称モデル}) \end{cases}$$

$t$  ; 板厚

$U_E$  ;  $R$  方向規定変位

$R$  ; 管板半径

穴の数の影響を比較した結果ケース 1-1 と、ケース 1-2 の結果を Fig.4.2 および Fig.4.3 に示す。公称応力のレンジで等価中実板軸対称モデルと多孔平板の相対誤差の最大値を計算すると、ケース 1-1 (穴数 37) が 3.7%，ケース 1-2 (穴数 140) が 0.9% である。Fig.4.5 および Fig.4.6 に両者の最大負荷時の相当応力分布を示す。これから、穴数が少ない場合に誤差の増大する理由として等 2 軸荷重となる等方領域に比べ応力場の複雑な遷移領域の割合が大きいためであることが分かる。

次に実機により近い荷重条件である温度勾配を与えたケース 1-3 の結果を Fig.4.4 に示す。最大誤差は 1.5% で同じ穴数の管板に機械荷重を与えたケース 1-1 に比べ誤差が小さくなっている。この理由として Fig.4.7 に示すケース 1-3 の相当応力分布をみると荷重条件が変わったため最外周穴まわりの極端な応力集中がなくなっているためと考えられる。

ケース 1-1 ～ケース 1-3 について母材と Fig.3.11 に示す等価物性値の応力－ひずみ関係のみを 2 直線近似 (想定ひずみ 1%) に変えて解析した結果を Fig.4.8 ～ Fig.4.10 に示す。機械荷重のケース 1-1 及び 1-2 は等方リガメント領域が一度に降伏するため 2 直線近似の影響がそのまま現われ誤差が大きい。ケース 1-3 では部位により段階的に降伏するため誤差が小さい。

以上の考察から熱荷重に対して等価中実板軸対称モデルは有効と考えられる。但し穴数が少なく機械荷重に近い場合は 2 直線近似による誤差は顕著になると考えられる。



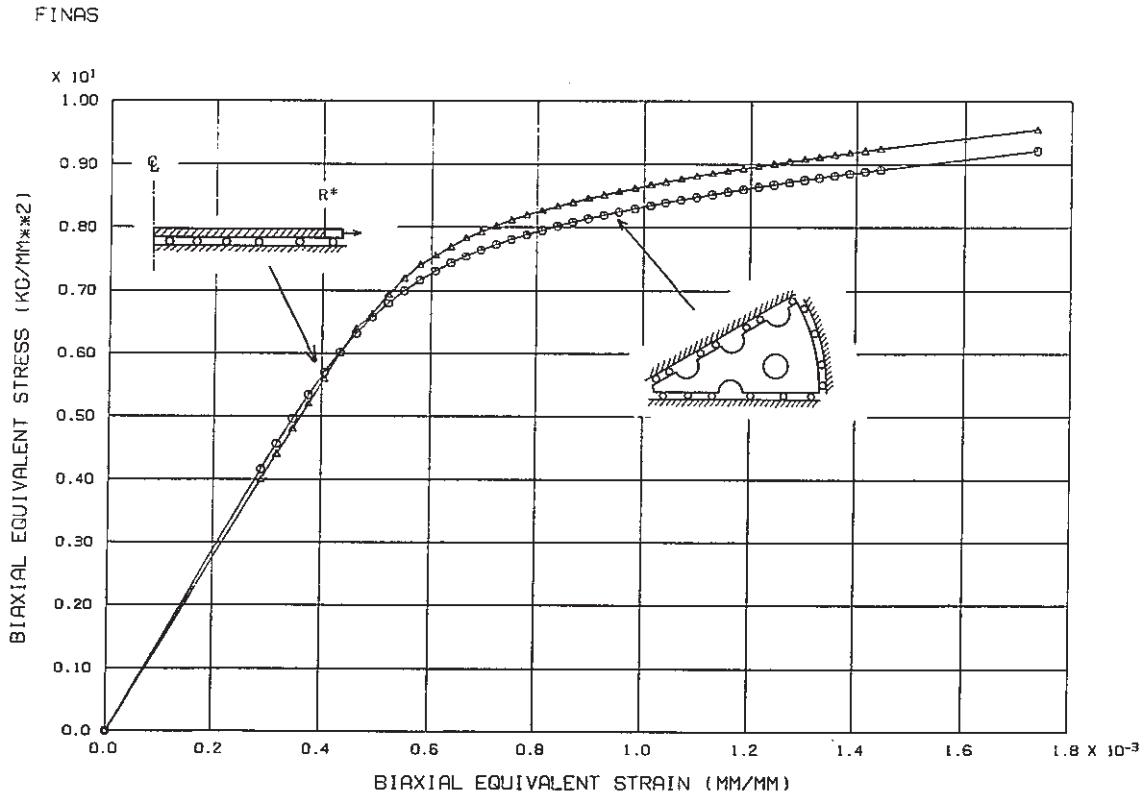


Fig. 4.2 Comparison of Equivalent Stress-Strain Curve between Perforated Plate Model and Axisymmetric Model ( Analysis Case 1 - 1 , Multi-linear Approximation )

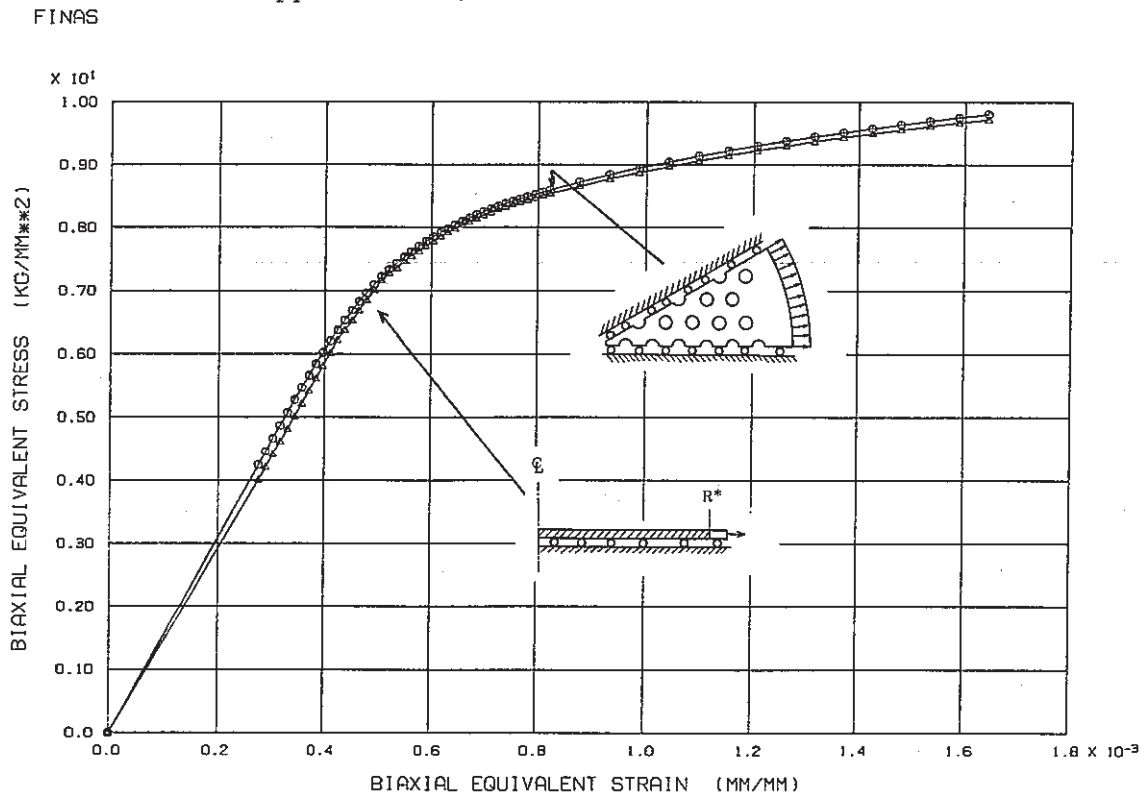


Fig. 4.3 Comparison of Equivalent Stress-Strain Curve between Perforated Plate Model and Axisymmetric Model ( Analysis Case 1 - 2 , Multi-linear Approximation )

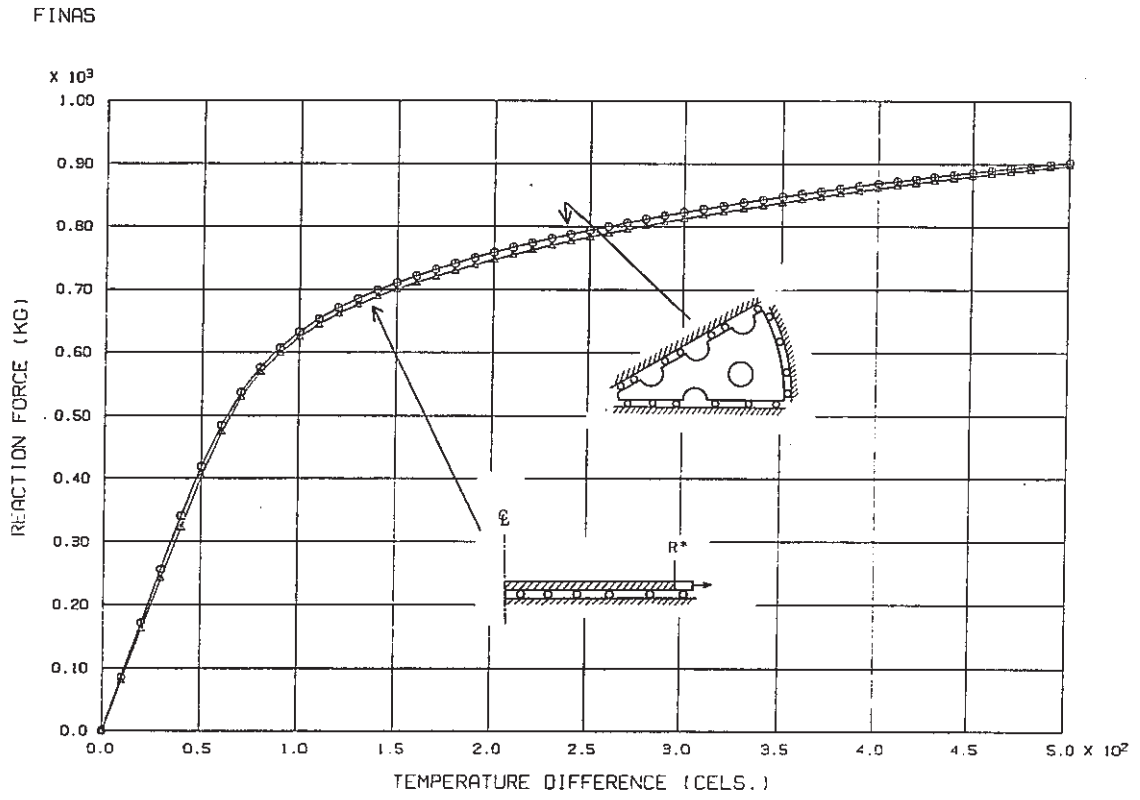
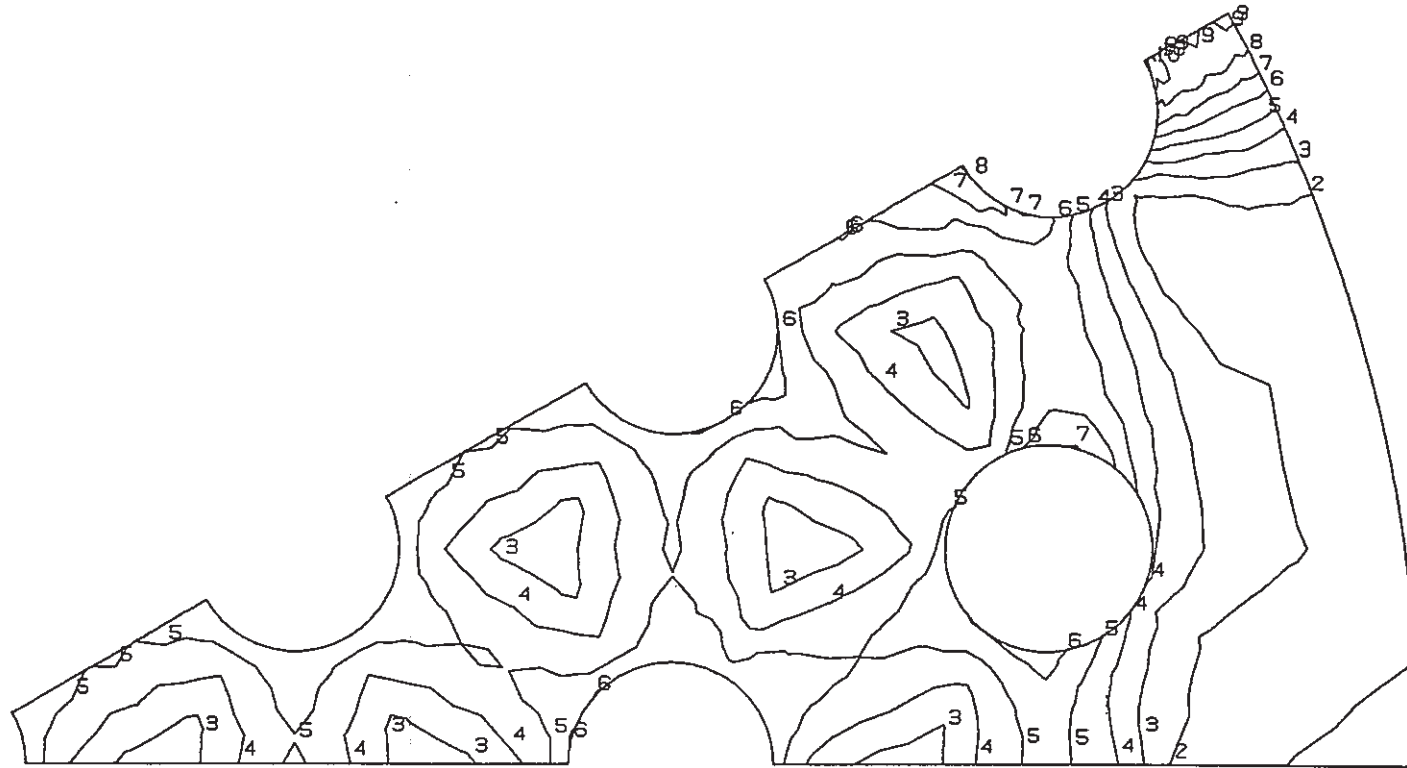


Fig. 4.4 Comparison of Reaction Force-Temperature Curve between Perforated Plate Model and Axisymmetric Model ( Analysis Case 1 - 3 , Multi-liner Approximation )

FINAS  
VON MISES STRESS

CONTOUR VALUES

1	11.11998
2	12.10998
3	13.09998
4	14.08998
5	15.07998
6	16.06997
7	17.05996
8	18.04995
9	19.03994
10	20.02993



- 66 -



STEP NO. 43

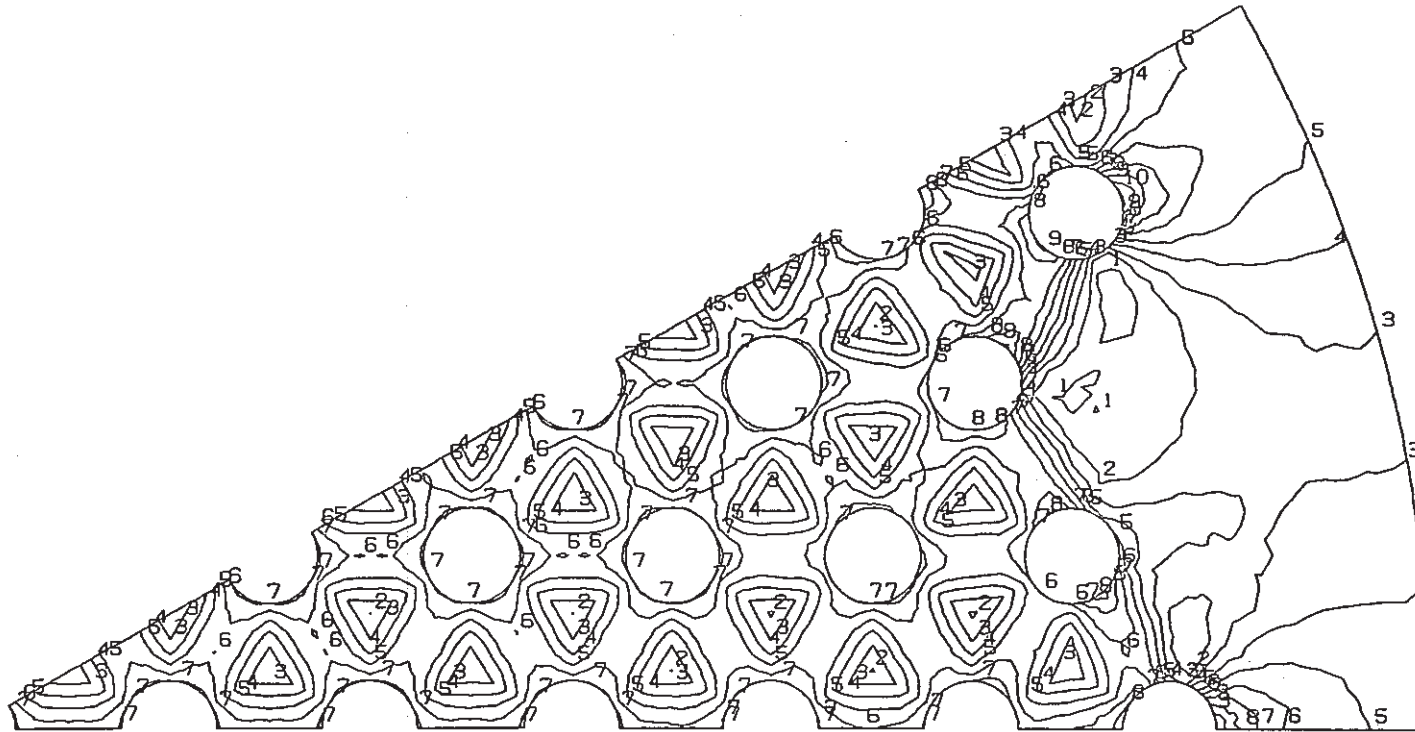
GEOM. SCALE 1 20.0000

Fig.4.5 Von Mises Stress ( Case1 - 1 , Multi-linear Approximation )

FINAS  
 VON MISES STRESS

CONTOUR VALUES

1	11.50999
2	12.20998
3	12.90998
4	13.60999
5	14.30998
6	15.00998
7	15.70998
8	16.40996
9	17.10996
10	17.80996



STEP NO. 57

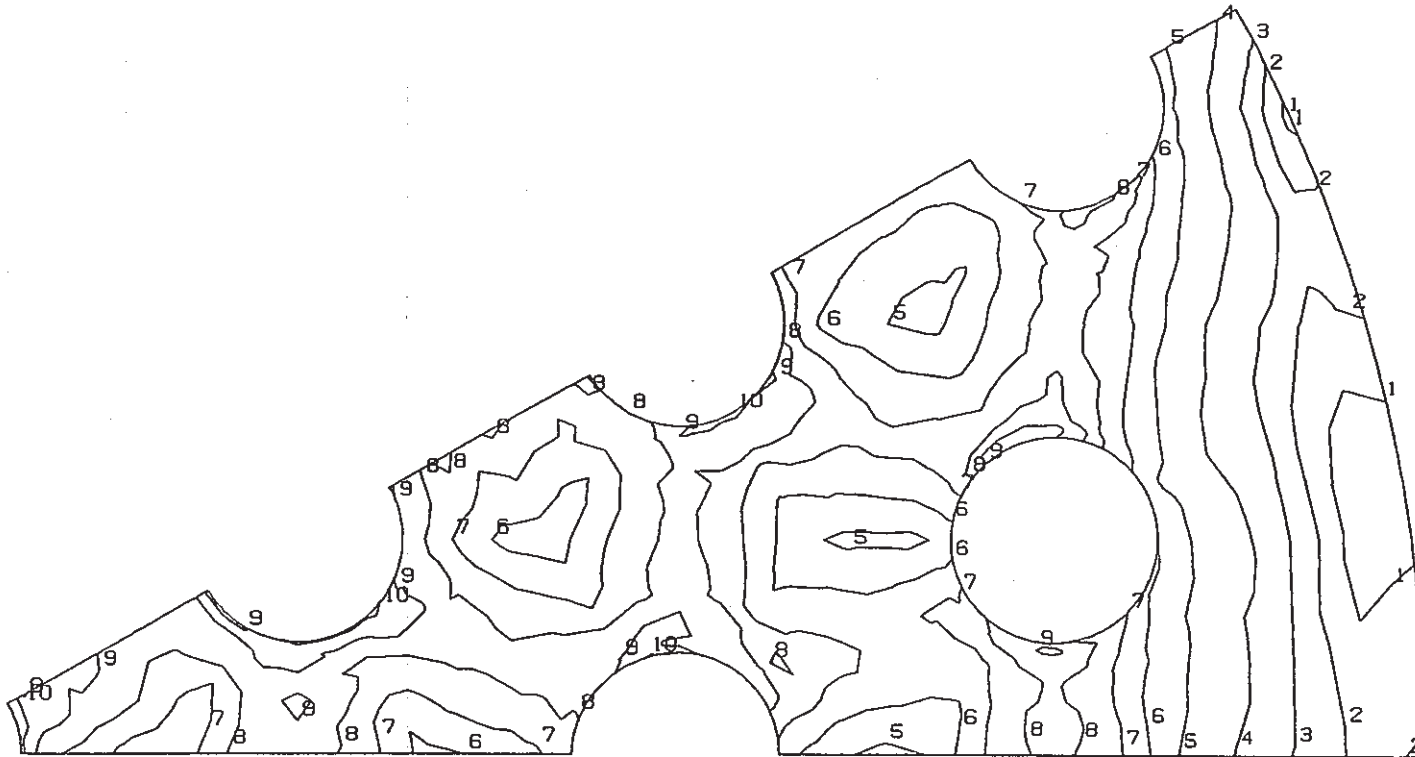
GEOM. SCALE 50.0000

Fig. 4.6 Von Mises Stress ( Case 1 - 2 , Multi-linear Approximation )

FINAS  
VON MISES STRESS

CONTOUR VALUES

1	8.999996
2	10.29999
3	11.59998
4	12.89999
5	14.19999
6	15.49999
7	16.79998
8	18.09997
9	19.39996
10	20.69994



STEP NO. 51

GEOM. SCALE 1 \_\_\_\_\_ 20.0000

Fig.4.7 Von Mises Stress ( Case1 - 3 , Multi-liner Approximation )

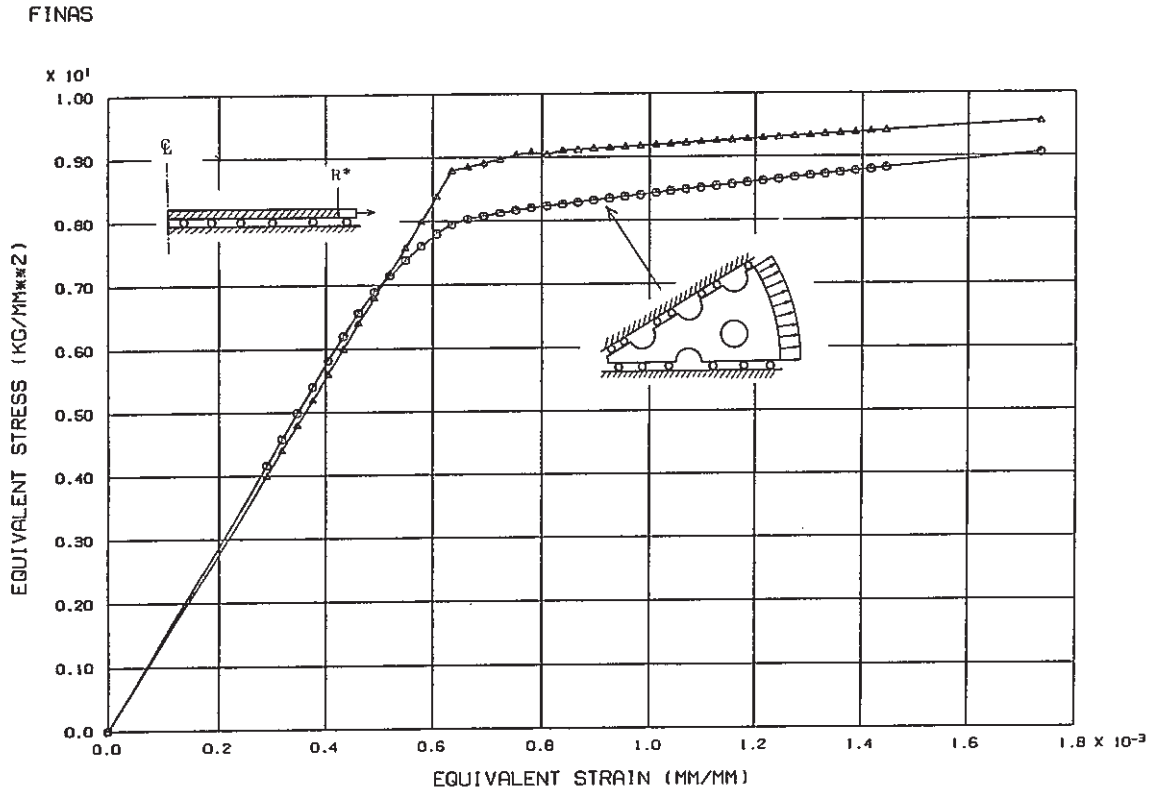


Fig. 4. 8 Comparison of Equivalent Stress-Strain Curve between Perforated Plate Model and Axisymmetric Model ( Analysis Case 1 - 1 , Bi-linear Approximation )

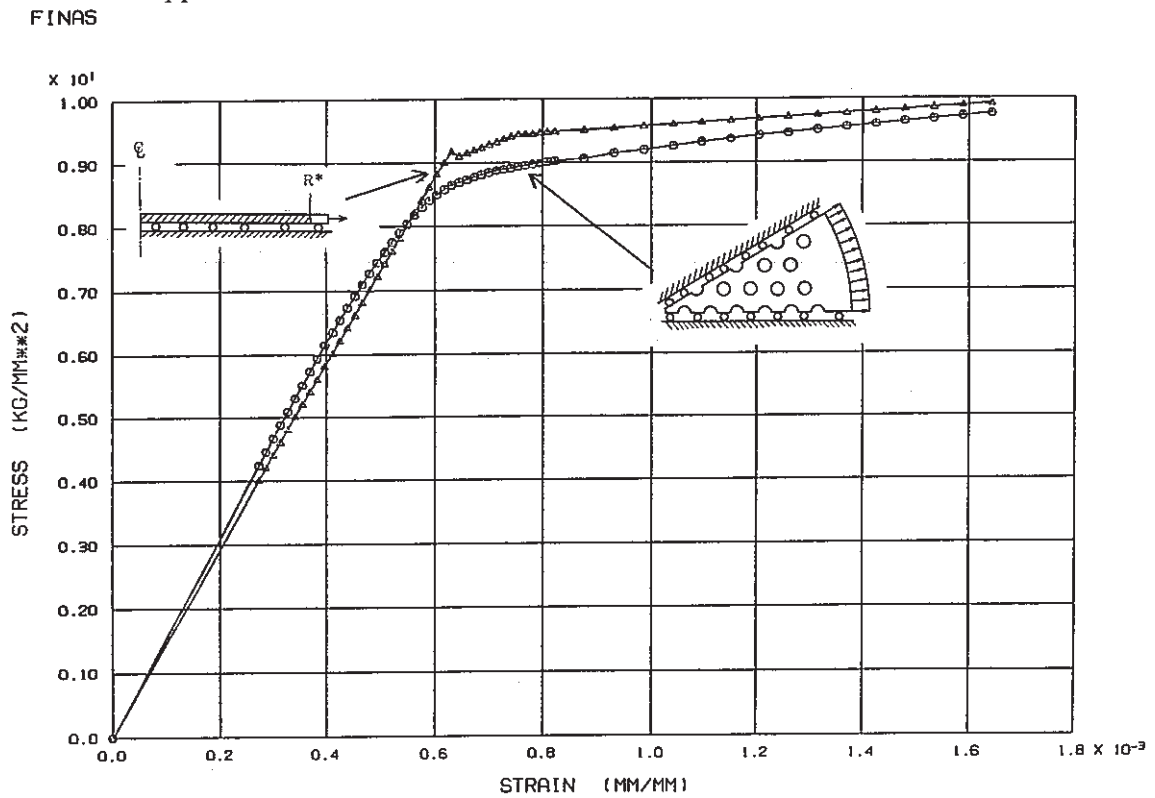


Fig. 4. 9 Comparison of Equivalent Stress-Strain Curve between Perforated Plate Model and Axisymmetric Model ( Analysis Case 1 - 2 , Bi-linear Approximation )

FINAS

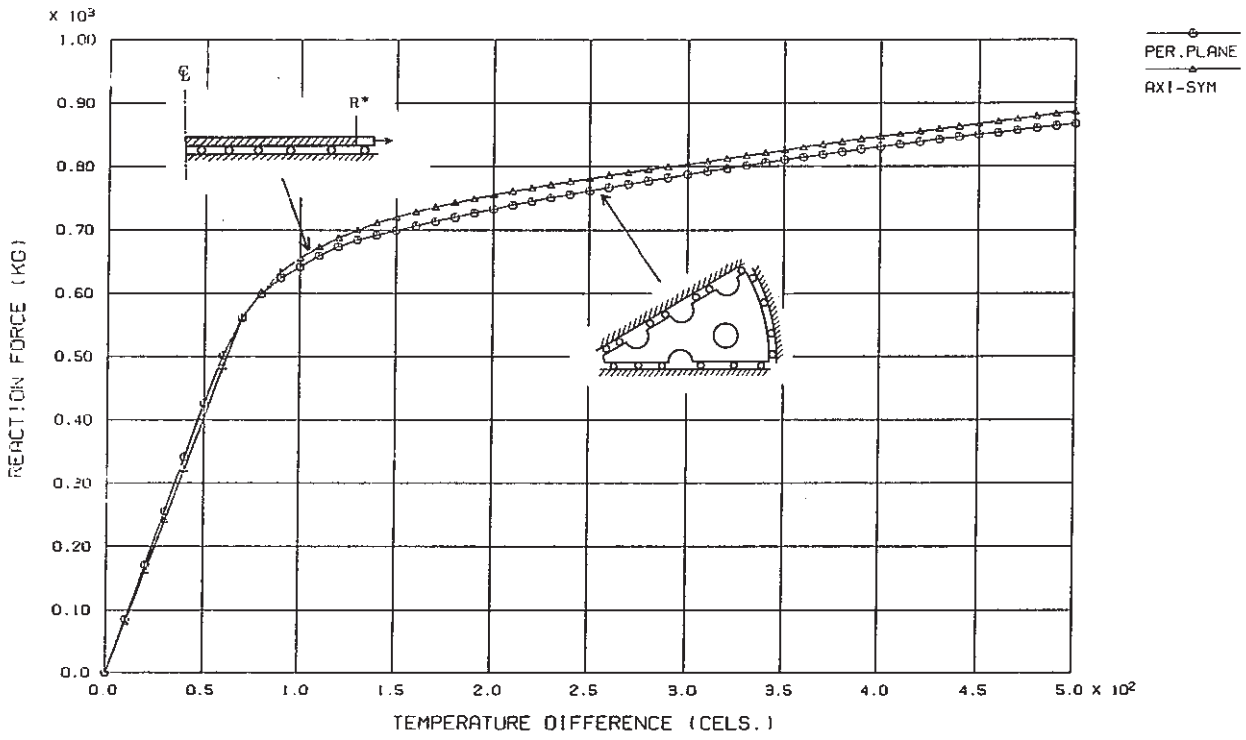


Fig. 4.10 Comparison of Reaction Force-Temperature Curve between Perforated Plate Model and Axisymmetric Model ( Analysis Case 1 - 3 , Bi-linear Approximation )

4.1.2 クリープ等価中実板軸対称モデル

本モデルは、リガメント全体とリム・シュラウド部とのクリープによる相互作用を模擬することを目的としたものである。形状はFig.4.1に示した弾塑性等価中実板軸対称モデルと同一で、等価物性値として3.3節で述べたクリープ等価物性値を用いている。

本モデルの妥当性を検証するためにTable 4.2に示す比較ケース1-3を実施した。ケース1-3は、リムの端部に一定変位を加え、4.1.1で定義した端部での等価応力のリラクゼーション過程を多孔板とクリープ等価中実板軸対称モデルとで、弾クリープ解析を行ない比較するものである。

Table 4.2 Analysis Cases to Validate Axisymmetric Model with Equivalent Creep Properties

比較ケース	比較する解析モデル	比較の目的	荷重条件
1-3	(a)参照用モデル 小型多孔平板 モデル(ATTF型)  VS.  (b)新開発モデル 小型等価中実板軸 対称モデル (ATTF型)	リガメント全体の リラクゼーション 過程の比較 (穴数37)	<p>リガメント効率 <math>\eta=0.524</math></p> <p>SUS 304 500°C</p> <p>規定変位 0.3mm</p> <p>等価物性値</p>

比較結果をFig.4.11に示す。リム端部でのリラクゼーション過程は両者共、非常によく一致しているため、シュラウド付根の解析には十分であると考えられる。



FINAS

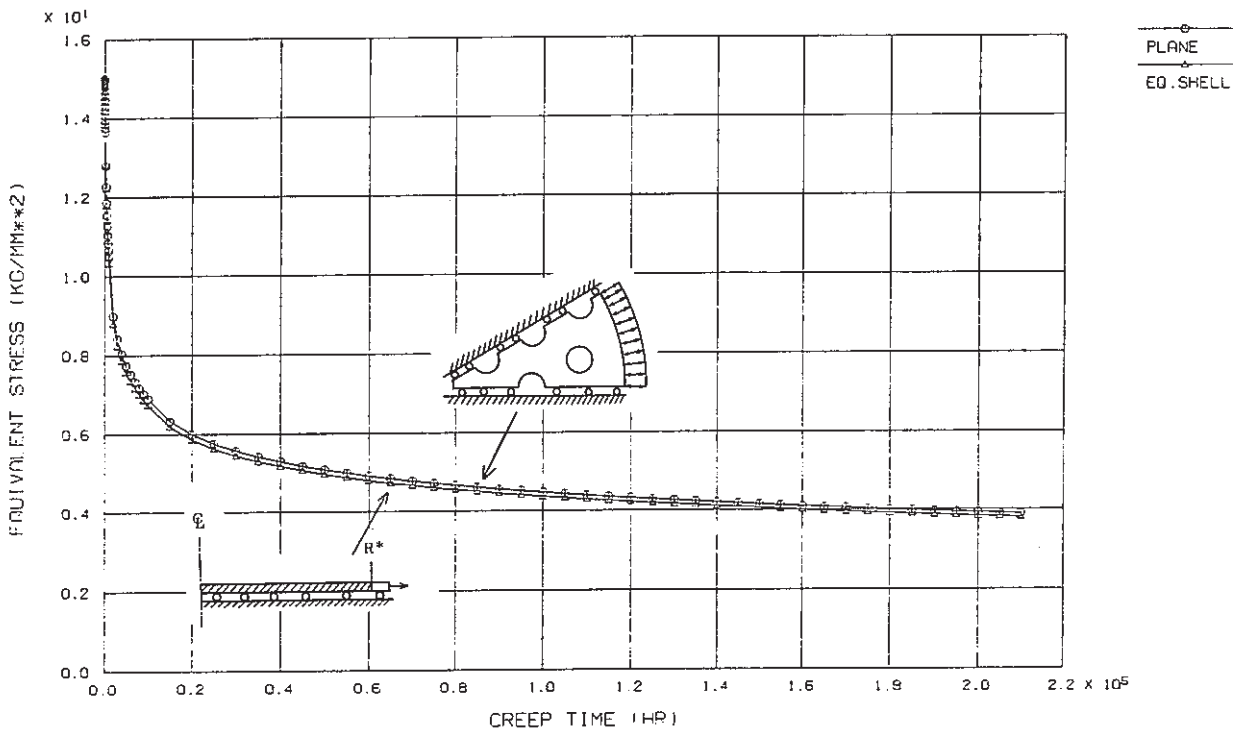


Fig. 4.11 Comparison of Equivalent Stress-Strain Curve between Perforated Plate Model and Axisymmetric Model ( Analysis Case 1 - 3 )

## 4.2 局所穴あき等価中実平板モデルの開発

本モデルは管板構造を設計する際にもっとも問題となる最外周穴回りの応力状態を詳細に解析することを目的としたモデルである。Fig.4.12 にその概念を示す。最外周穴近傍は一般に形状、荷重共に非対称であるため詳細にモデル化を行ない、内側の等方領域は等価弾塑性クリープ特性を用いてモデル化を行なう。

### 4.2.1 弾塑性局所穴あき等価中実平板モデル

本モデルは最外周穴まわりトリガメント全体の弾塑性挙動を模擬するためのものである。

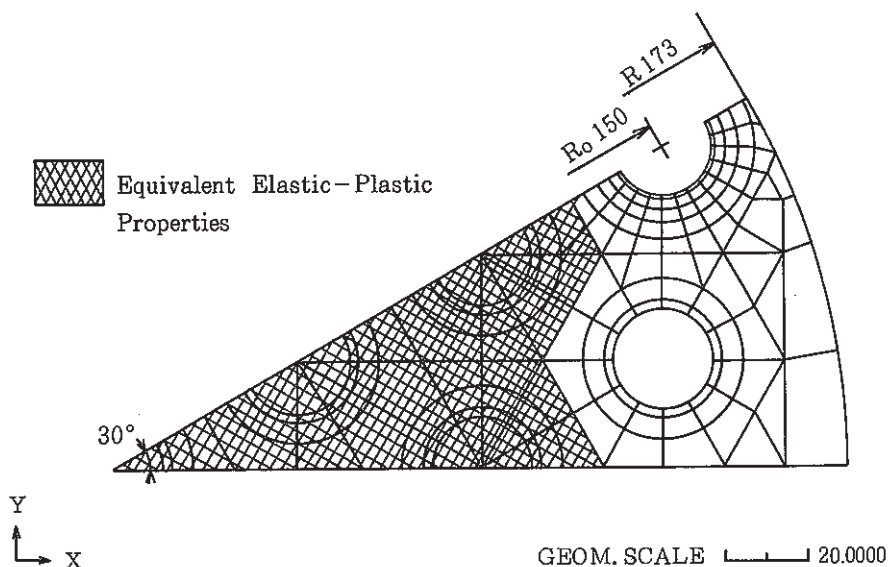


Fig. 4.12 Partially Perforated Plate Model with Equivalent Elastic - Plastic Properties

本モデルに熱過渡荷重を加える場合は、本モデルと同じ形状の簡易温度解析モデルを用いる。具体的な方法については6章で述べられる。

次に本モデルの妥当性を検証するために多孔板による解析結果との比較を行なった。比較に用いたモデルの形状と荷重条件を Table 4.3 に示す。

モデルは半径 173 mm, 穴数 37, リガメント効率およびピッチがそれぞれ 0.524, 50 mm の小型管板モデルである。

荷重条件は内圧を模擬した端部規定変位による繰返し荷重, 温度勾配および熱過渡荷重である。

等価弾塑性特性は, 材料の応力-ひずみ関係として Fig.3.11 のものを使用した。

解析プログラムは FINAS<sup>9)</sup> を使用した。また応力-ひずみ関係式は, 等価特性値と母材の応力-ひずみ関係式を 2 直線近似した (想定ひずみ 1.0%)。硬化則は移動硬化則を用い, 要素は 8 節点平面応力要素 QMEM 8, および 6 節点平面応力要素 TMEM 6 を使用した。

Table 4.3 Analysis Cases to Validate Partially Perforated Plate Model with Equivalent Elastic - Plastic Properties.

比較ケース	解析モデル (名称)	解析の目的	解析条件
2-1	(a) 参照用モデル 小型多孔平板 モデル(ATTF型)  (b) 新開発モデル 局所穴あき等価中 実平板モデル (ATTF型)	内圧を模擬した (1) 機械荷重による 最外周穴周りの 比較  (2) 管板全体の弾塑性 挙動の比較  (3) 繰り返し機械荷 重に対する等価 弾塑性物性値の 有効性の検証	リガメント効率 $\eta = 0.524$ ピーチ $P = 50$ SUS 304 500°C R 173 規定変位 (2サイクル) 等価物性値 規定変位履歴 0.3 0 解析ステップ
2-2	(a) 参照用モデル 小型多孔平板 モデル(ATTF型)  (b) 新開発モデル 局所穴あき等価中 実平板モデル (ATTF型)	(1) 温度荷重による 最外周穴周りの 弾塑性挙動の比 較  (2) 温度荷重に対す る等価弾塑性物 性値の有効性の 検証	リガメント効率 $\eta = 0.524$ ピーチ $P = 50$ SUS 304 500°C R 173 等価物性値 (初期温度) 500 0 (最終ステップ) 距離 R (mm) 173

Table 4.4 Analysis Cases to Validate Partially Pretorated Plate Model with Equivalent Elastic-Plastic Properties.

比較ケース	解析モデル (名称)	解析の目的	解析条件
2-3	(a)参照用モデル 小型多孔平板モデル (ATTF型)  (b)新開発モデル 局所穴あき等価中実平板モデル (ATTF型)	(1)熱過渡荷重による最外周穴周りの弾塑性挙動の比較  (2)穴周りの熱ピーク応力と端部拘束による“たが締め力”の効果 が重畳した場合の等価弾塑性物性値の検証	<p>                         リガメント効率 <math>\eta = 0.524</math>                          SUS 304                          500 °C                          R173                          熱ピーク応力                          等価物性値                          500                          0 80 200                          時間 (sec)                          熱伝達率 <math>h</math> (kcal/m<sup>2</sup>h°C)                          2000                          0 200                          時間 (sec)                     </p>

## 解析結果

### (1) 比較ケース 2-1

#### ◦ 応力コンター

2 サイクル目の最大負荷時の相当応力コンターの比較を Fig.4.13 および Fig.4.14 に、2 サイクル目除荷時の比較を Fig.4.15 および Fig.4.16 に示す。両者共着目すべき最外周穴付近ではよく一致している。

#### ◦ 全体挙動

4.1 節で定義した公称応力と公称ひずみの関係を用いて、全体挙動の比較を行なった。1 サイクル目負荷時の公称応力-公称ひずみの関係をオーバープロットした図を Fig.4.17 に、2 サイクル分の多孔板および局所穴あき等価中実平板モデルの公称応力-公称ひずみ関係を Fig.4.18, Fig.4.19 に示す。2 直線近似を用いているにもかかわらず両者は非常によく一致していることが分かる。

#### ◦ 最外周穴回り

両モデルの最外周穴まわりで最大応力発生箇所での応力-ひずみ曲線を Fig.4.20 および Fig.4.21 に示す。また2 サイクル目の最大応力発生時の最外周穴まわりの応力分布を Fig.4.22 および Fig.4.23 に示す。すべてよく対応していることが分かる。

### (2) 比較ケース 2-2

#### ◦ 応力コンター

最大温度差を与えた時の相当応力コンターを Fig.4.24 および Fig.4.25 に示す。最外周穴付近で両者共ほぼ一致している。

#### ◦ 全体挙動

公称応力-温度差関係をオーバープロットしたものを Fig.4.26 に示す。両者共よく一致している。

#### ◦ 最外周穴まわり

多孔板および局所穴あき等価中実平板モデルの最外周穴まわりで最大応力発生箇所での応力-ひずみ曲線を Fig.4.27 および Fig.4.28 に、最大温度差のときの穴まわり応力分布を Fig.4.29 および Fig.4.30 に示す。それぞれ両者モデル共よく一致していることが分かる。

以上(1),(2)から局所穴あき等価中実平板モデルは最外周穴回りの局部挙動および管板の全体挙動共に多孔板モデルの非常によい近似となっていることが分かる。

### (3) 比較ケース 2-3

#### ◦ 温度コンター

熱過渡開始後、熱ピーク成分が卓越する 40 秒後と、“たが締め力”が大きくなる 200 秒後と

での多孔板モデルと局所穴あき等価中実平板モデルの温度分布を Fig.4.31～Fig.4.34 に示す。局所穴あきモデルの温度解析法については6章で述べる。両モデルの間で最外周穴まわりの温度分布はほぼ等しく、等方領域では平均的な温度分布が一致していることが分かる。

・最外周穴まわりの応力分布

多孔板モデルおよび局所穴あき等価中実平板モデルとで計算したミーゼスの応力コンターを、Fig.4.35 および Fig.4.36 に、最大応力発生位置での応力-ひずみ線図を Fig.4.37 および Fig.4.38 に示す。また熱ピーク応力の卓越する40秒と“たが締め力”の卓越する200秒後とでの最外周穴まわりの応力分布を Fig.4.39～Fig.4.42 に示す。

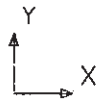
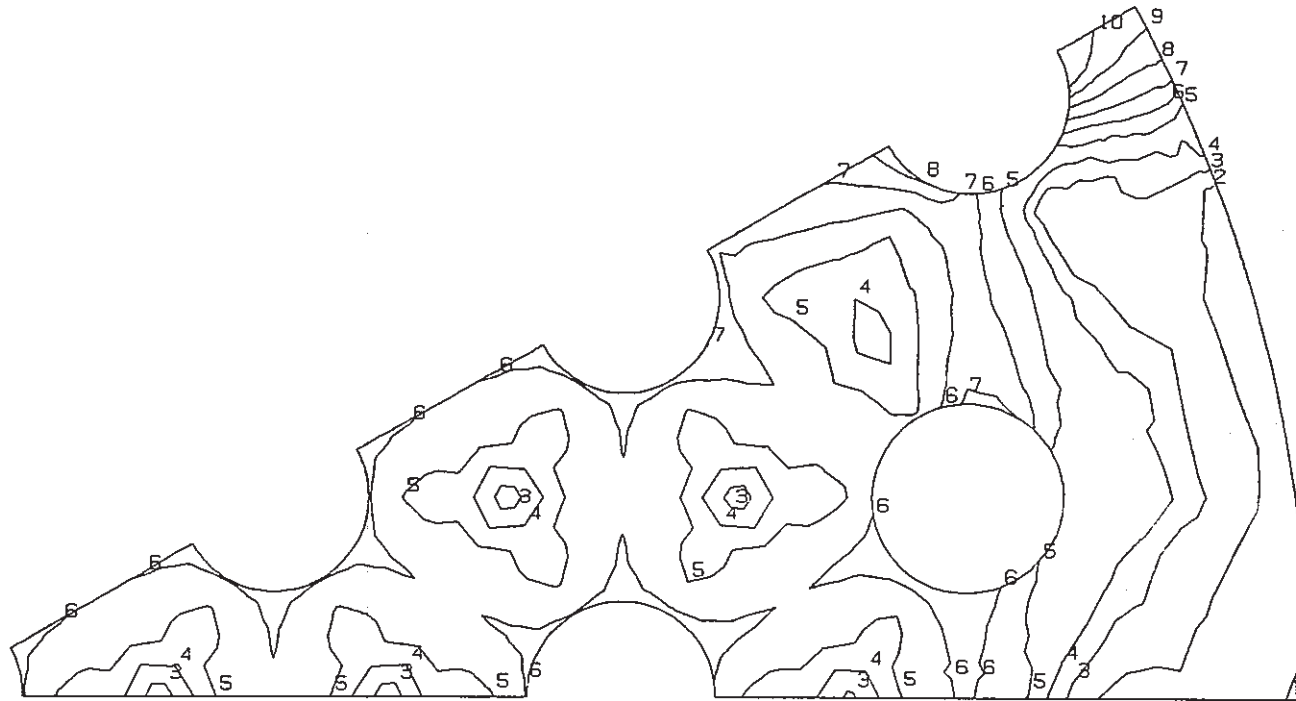
これから熱ピーク応力の有無に関係なく、局所穴あき等価中実平板モデルは最外周穴まわりを精度よく解析出来ることが分かる。

このことは、別の言い方をすれば熱ピーク応力の影響は穴まわりの局所的な領域に限られ、等2軸荷重を仮定した等価弾塑性特性で全体挙動を表わせるということである。

FINAS  
VON MISES STRESS

CONTOUR VALUES

1	9.999999
2	10.999999
3	11.999999
4	13.000000
5	13.999999
6	15.000000
7	15.999999
8	16.999998
9	17.999998
10	18.999998



STEP NO. 172

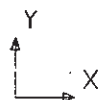
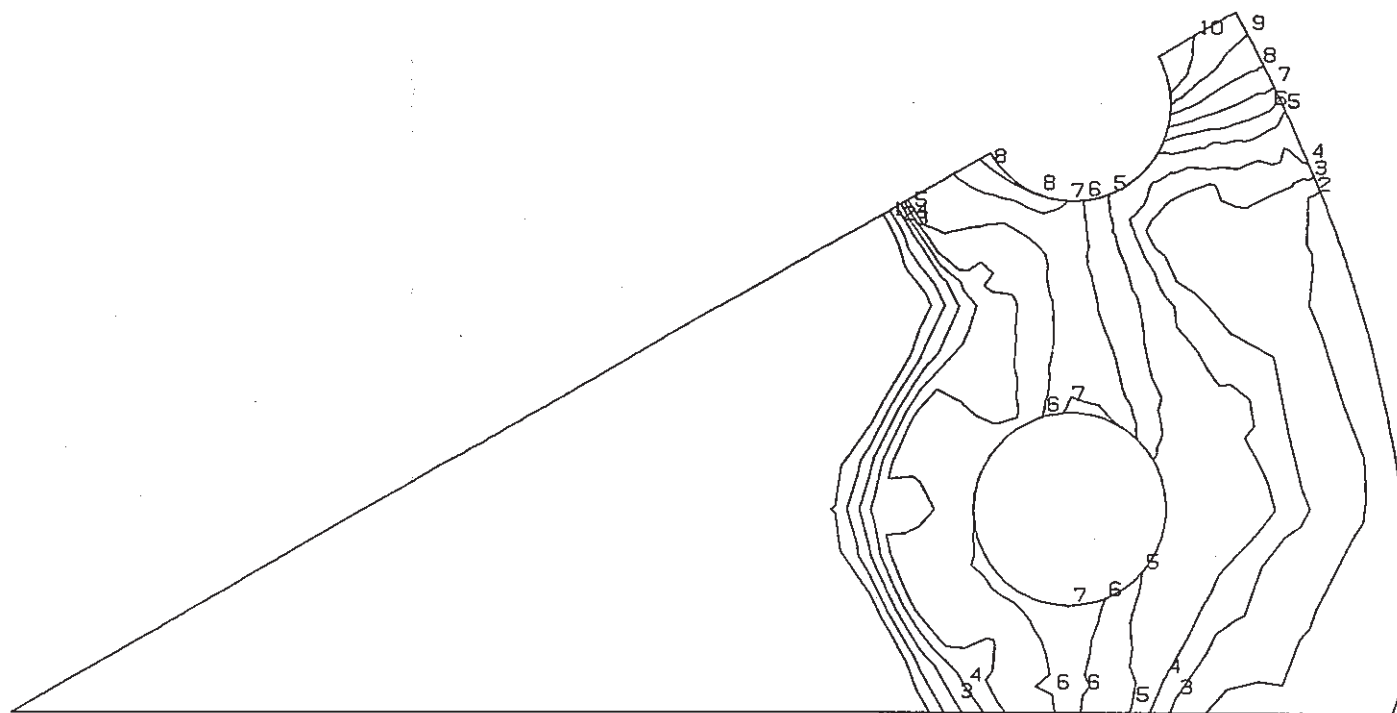
GEOM. SCALE  20.0000

Fig. 4.13 Von Mises Calculated with Perforated Plate Model  
( Analysis Case 2 - 1 , Muximum Load Bi-linear Approximation )

FINAS  
VON MISES STRESS

CONTOUR VALUES

1	9.999999
2	10.999999
3	11.999999
4	13.000000
5	13.999999
6	15.000000
7	15.999999
8	16.999998
9	17.999998
10	18.999998



GEOM. SCALE  20.0000

STEP NO. 172

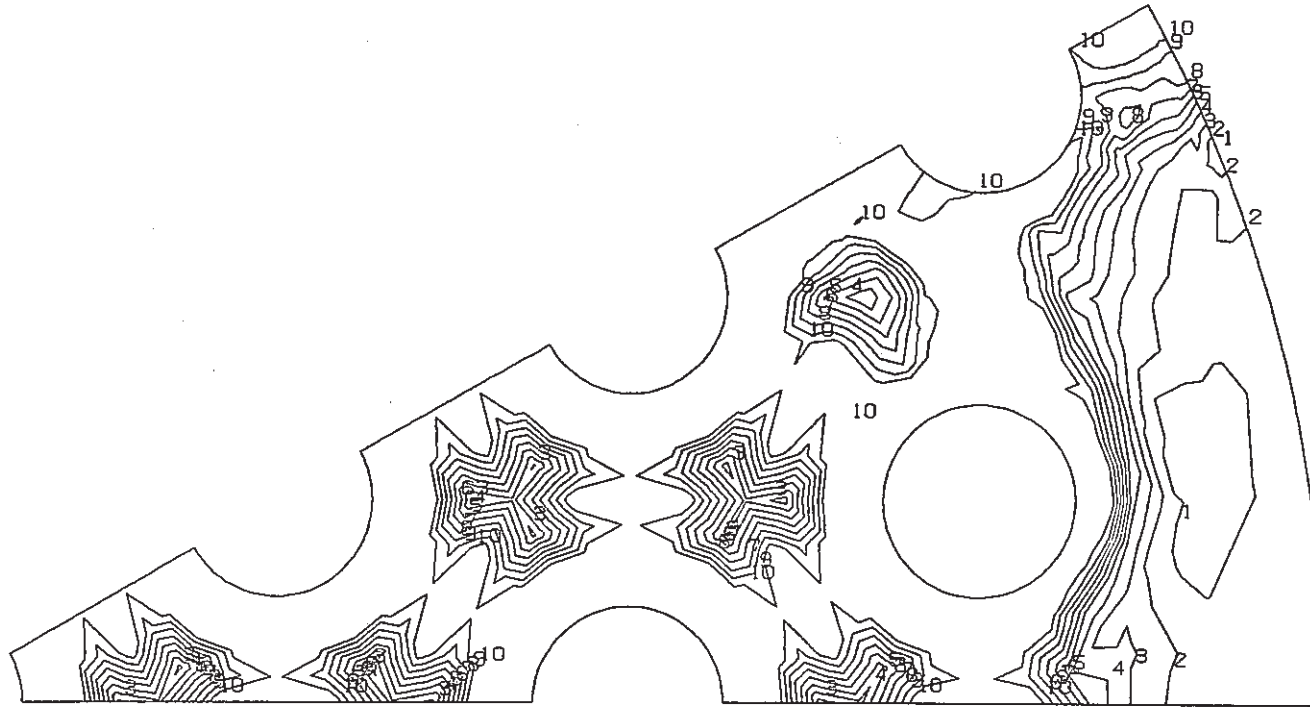
Fig.4.14 Von Mises Stress Calculated with Partially Perforated Plate Model  
( Analysis Case 2 - 1 , Muximum Load Bi-linear Approximation )



FINAS  
 VON MISES STRESS

CONTOUR VALUES

1	7.999999
2	8.499999
3	8.999999
4	9.499999
5	9.999999
6	10.499999
7	10.999999
8	11.499999
9	11.999999
10	12.500000



STEP NO. 232

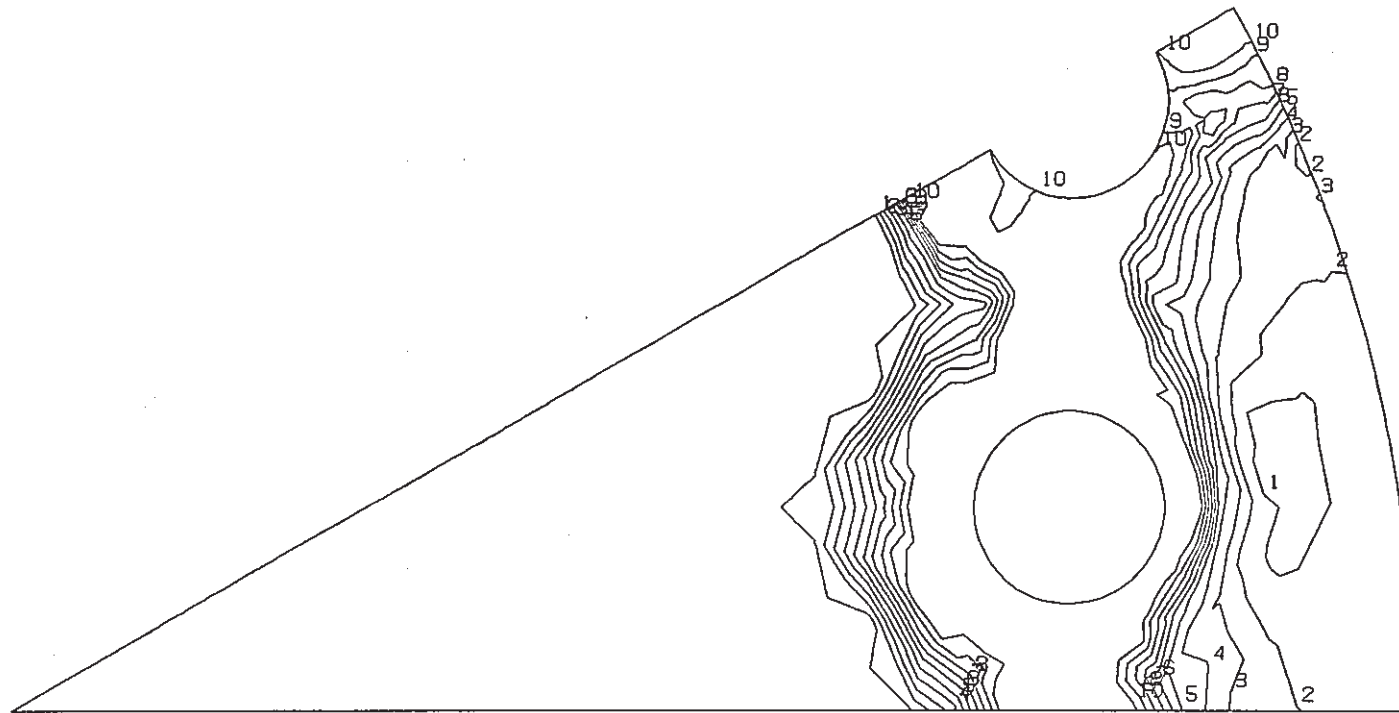
GEOM. SCALE  20.0000

Fig. 4.15 Von Mises Stress Calculated with Perforated Plate Model  
 (Analysis Case 2 - 1, Unload, Bi-linear Approximation)

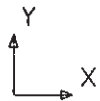
FINAS  
VON MISES STRESS

CONTOUR VALUES

1	7.999999
2	8.499999
3	8.999999
4	9.499999
5	9.999999
6	10.499999
7	10.999999
8	11.499999
9	11.999999
10	12.500000



- 81 -



STEP NO. 232

GEOM. SCALE  20.0000

Fig. 4.16 Von Mises Stress Calculated with Partially Perforated Plate Model  
( Analysis Case 2 - 1 , Unload, Bi-linear Approximation )

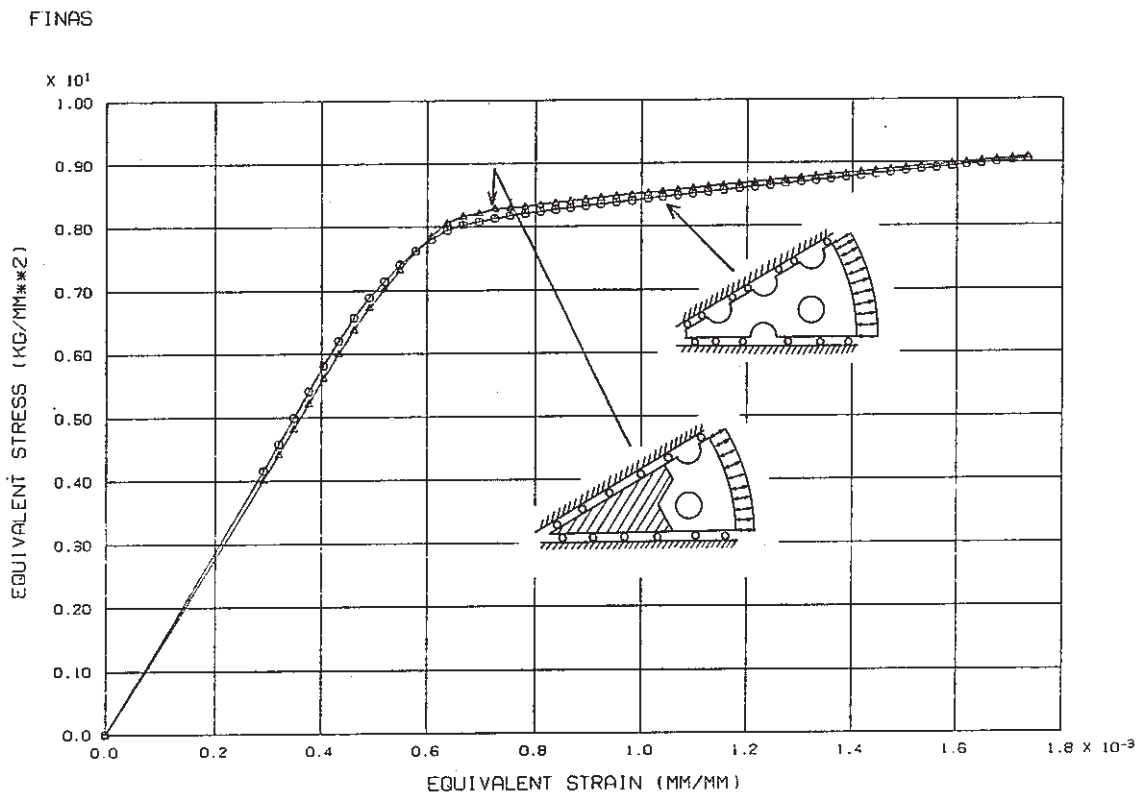


Fig. 4.17 Comparison of Equivalent Stress-Strain Curve between Perforated Plate Model and Partially Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 1 )

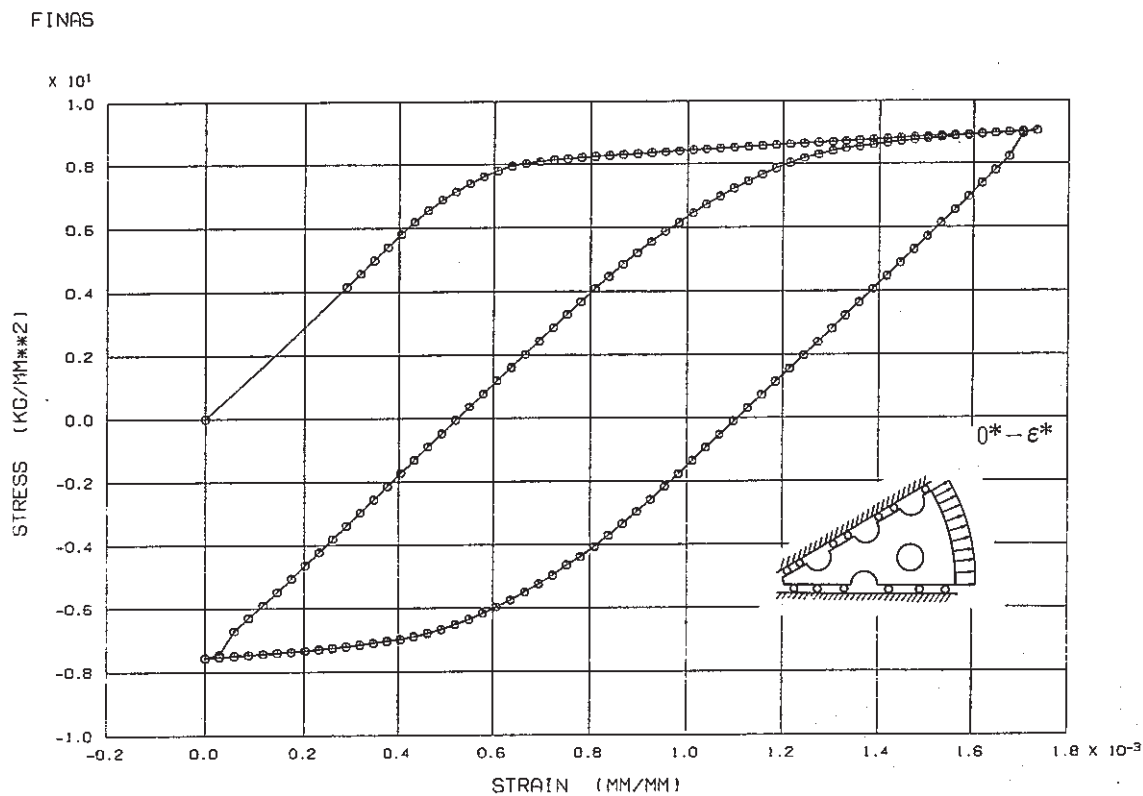


Fig. 4.18 Equivalent Stress-Strain Curve of Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 1 )

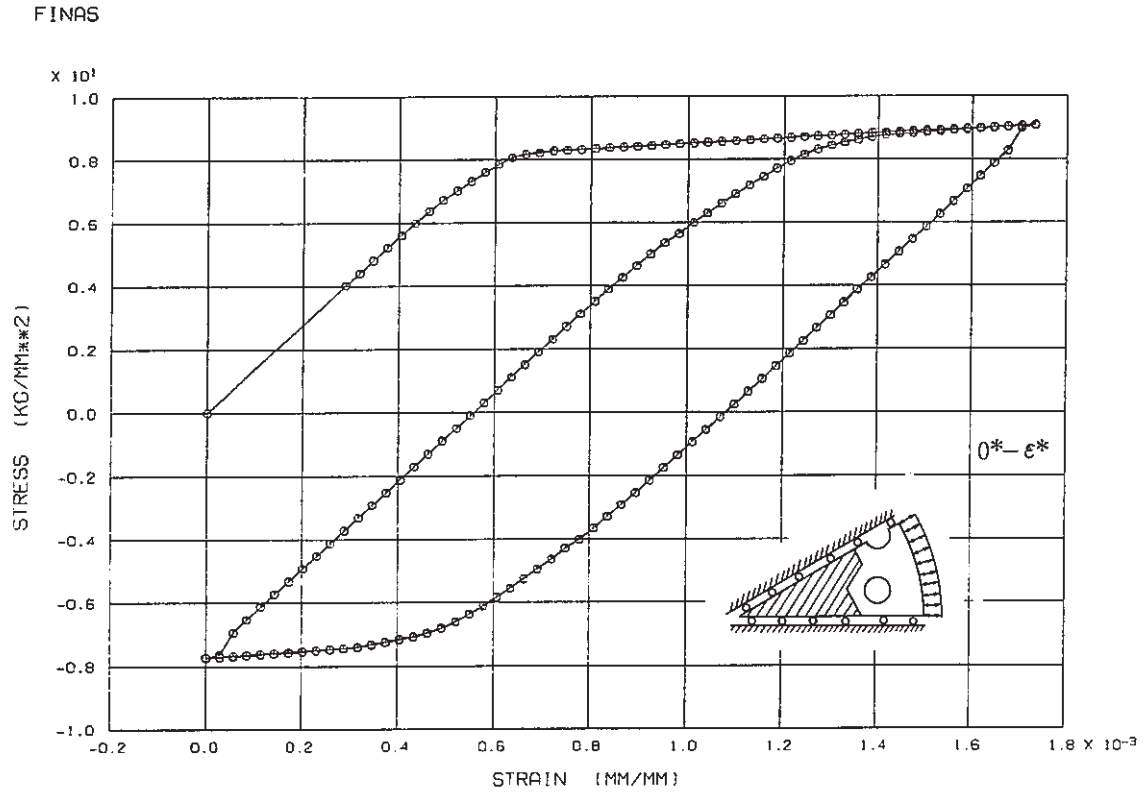


Fig. 4.19 Equivalent Stress-Strain Curve Calculated with Partially Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 1 )

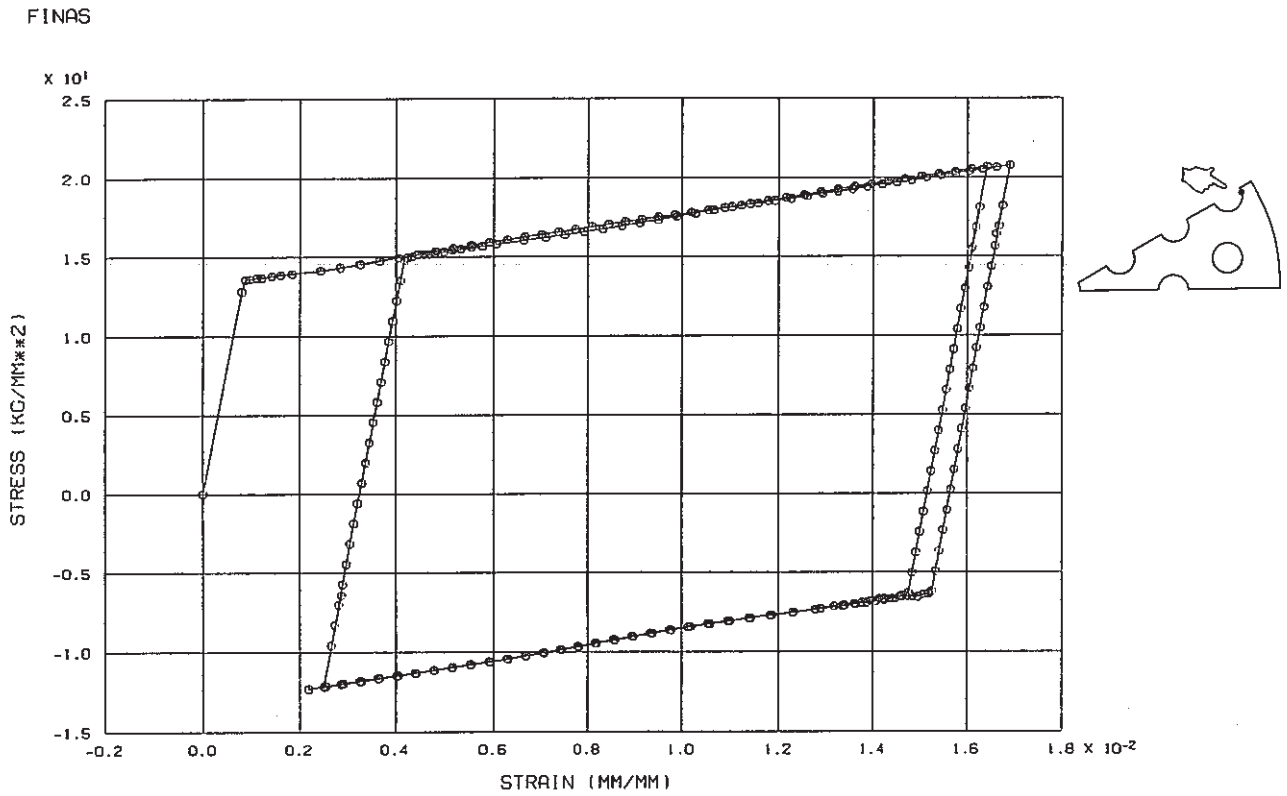


Fig. 4.20 Stress-Strain Curve Calculated with Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 1 )

FINAS

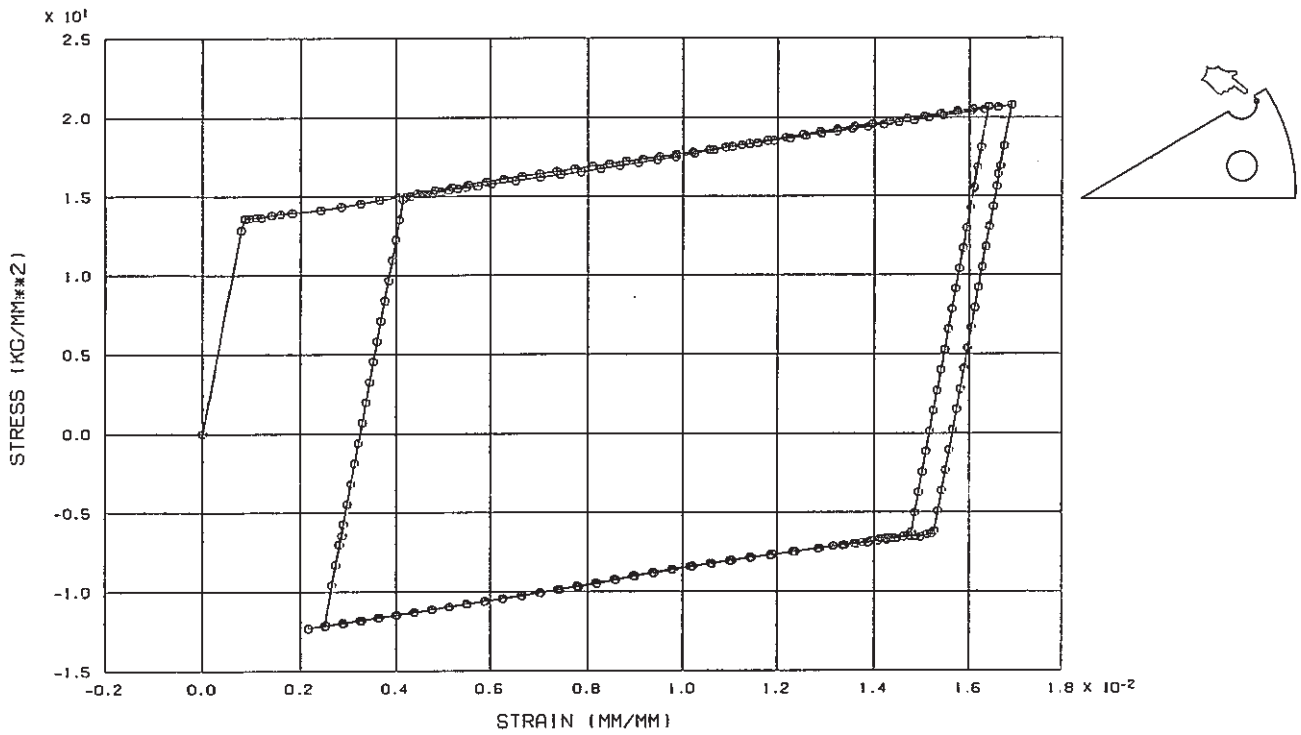


Fig. 4.21 Stress-Strain Curve Calculated with Partially Perforated Plate Model  
( Analysis Case 2 - 2 )

FINAS

STEP NO. 172

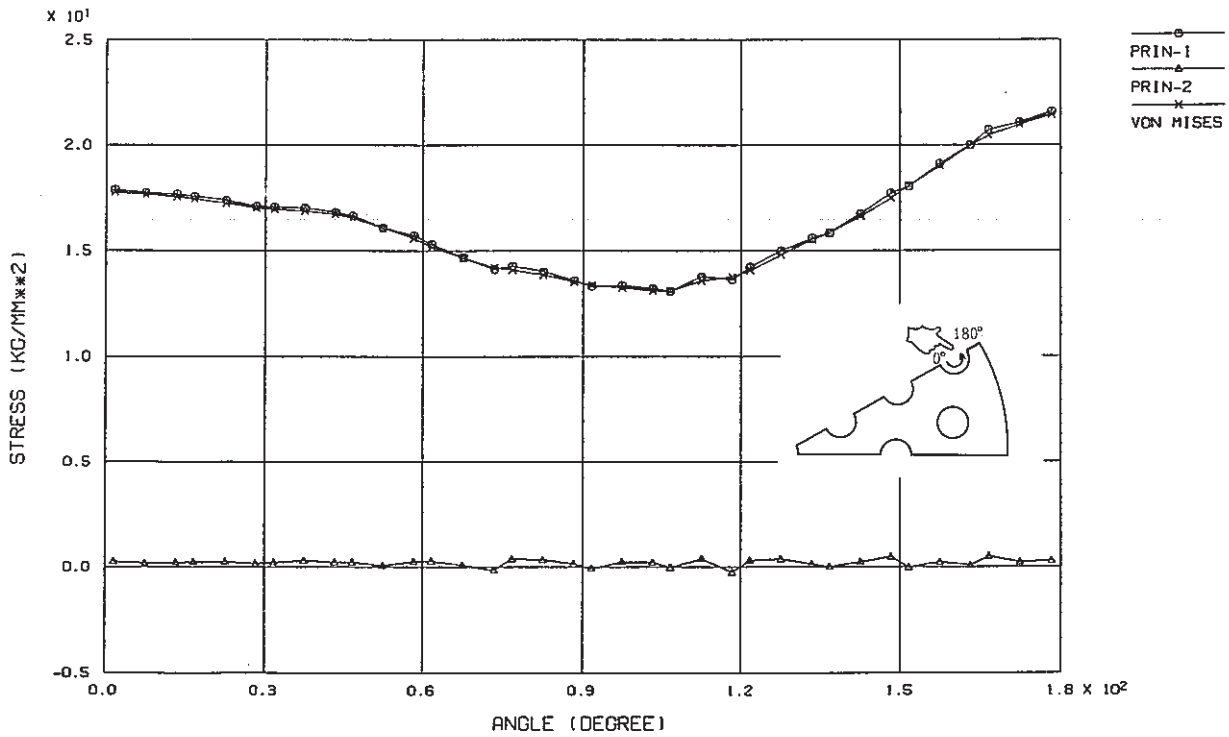


Fig. 4.22 Stress Distribution around the Outermost Hole Edge Calculated  
with Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 1 )

FINAS

STEP NO. 172

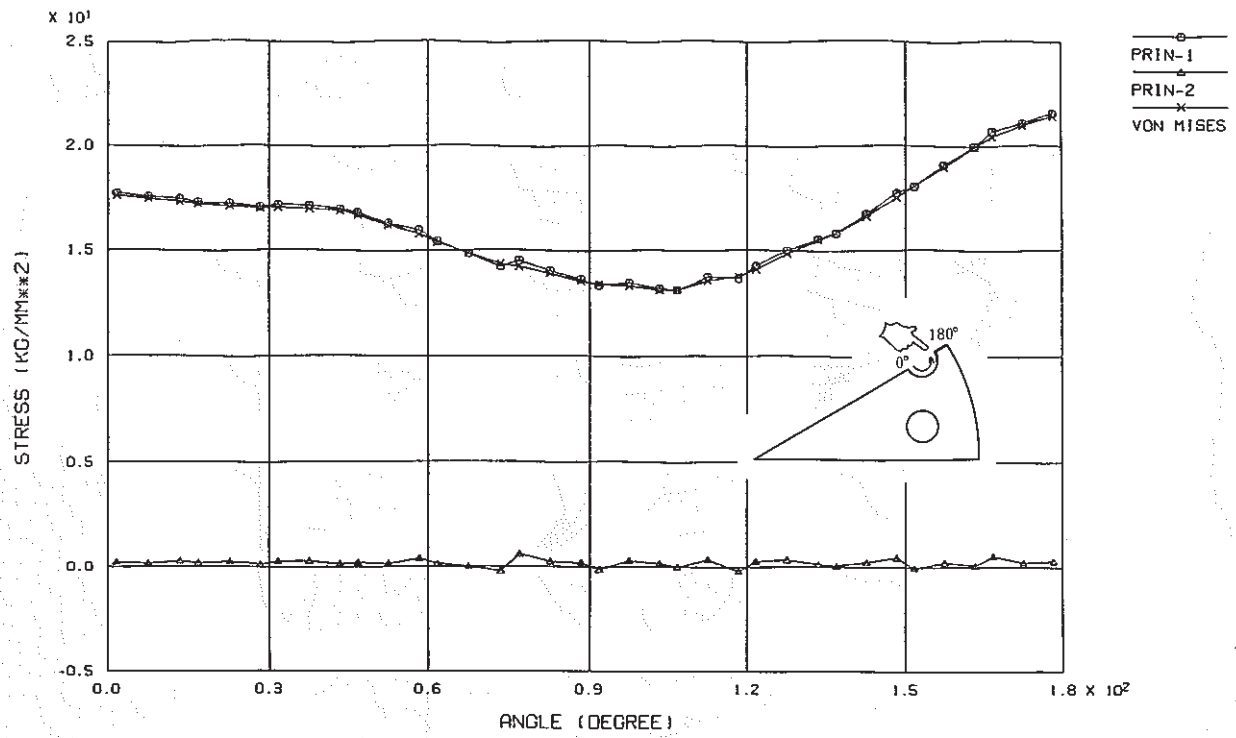
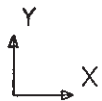
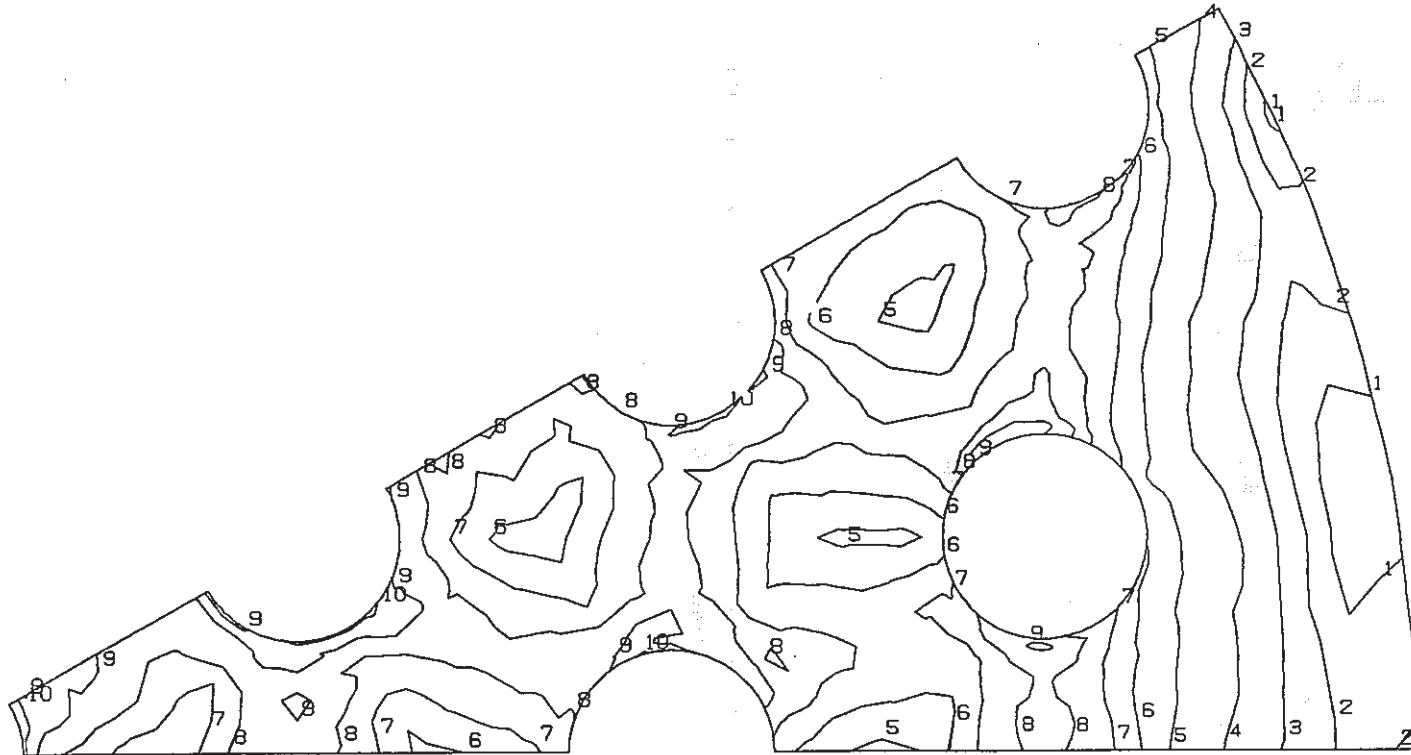


Fig. 4.23 Stress Distribution around the Outermost Hole Edge Calculated with Partially Plate Model ( Analysis Case 2 - 1 )

FINAS  
VON MISES STRESS

CONTOUR VALUES

1	8.999996
2	10.29999
3	11.59998
4	12.89999
5	14.19999
6	15.49999
7	16.79998
8	18.09997
9	19.39996
10	20.69994



STEP NO. 51

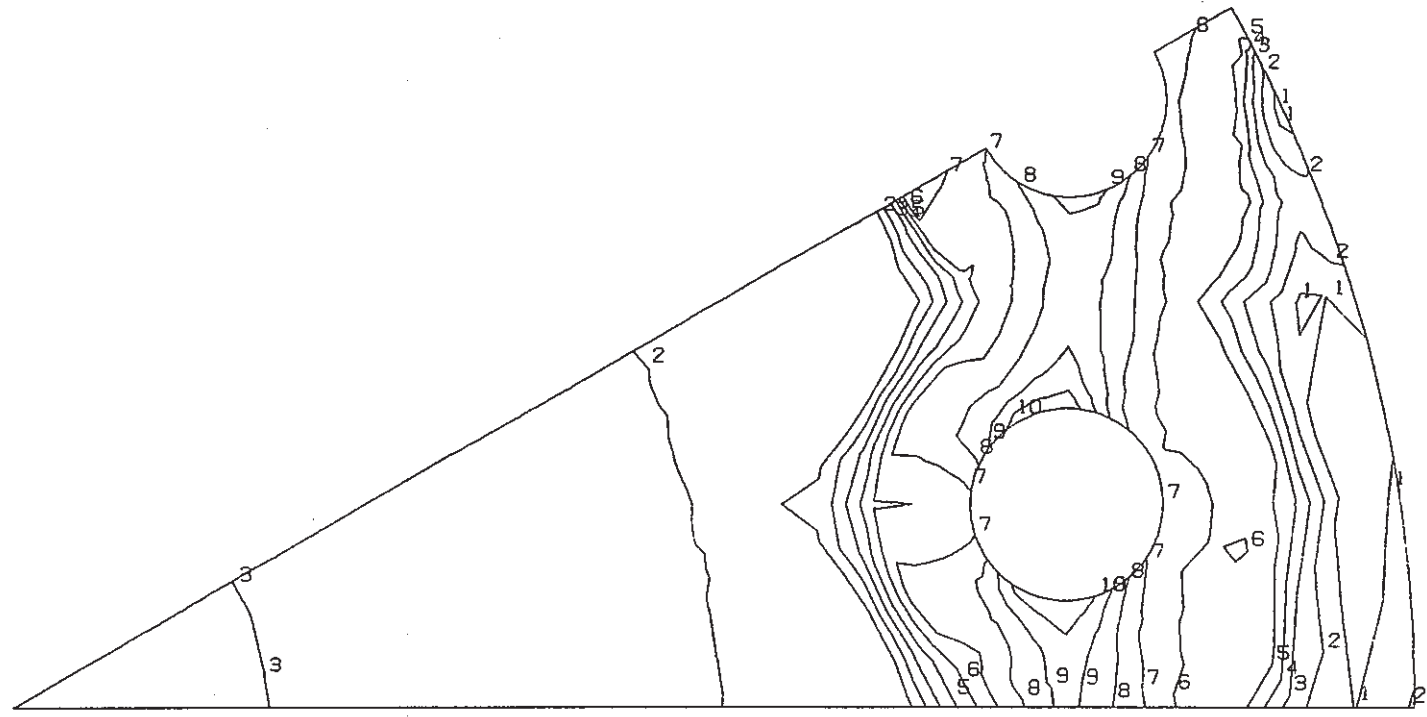
GEOM. SCALE  20.0000

Fig. 4.24 Von Mises Stress Calculated with Perforated Plate Model  
( Analysis Case 2 - 2 )

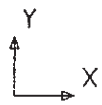
FINAS  
VON MISES STRESS

CONTOUR VALUES

1	8.999999
2	9.999999
3	10.999999
4	11.999999
5	13.000000
6	13.999999
7	15.000000
8	15.999999
9	16.999998
10	17.999998



- 87 -



STEP NO. 51

GEOM. SCALE 0 20.0000

Fig. 4. 25 Von Mises Stress Calculated with Perforated Plate Model  
( Analysis Case 2 - 2 )



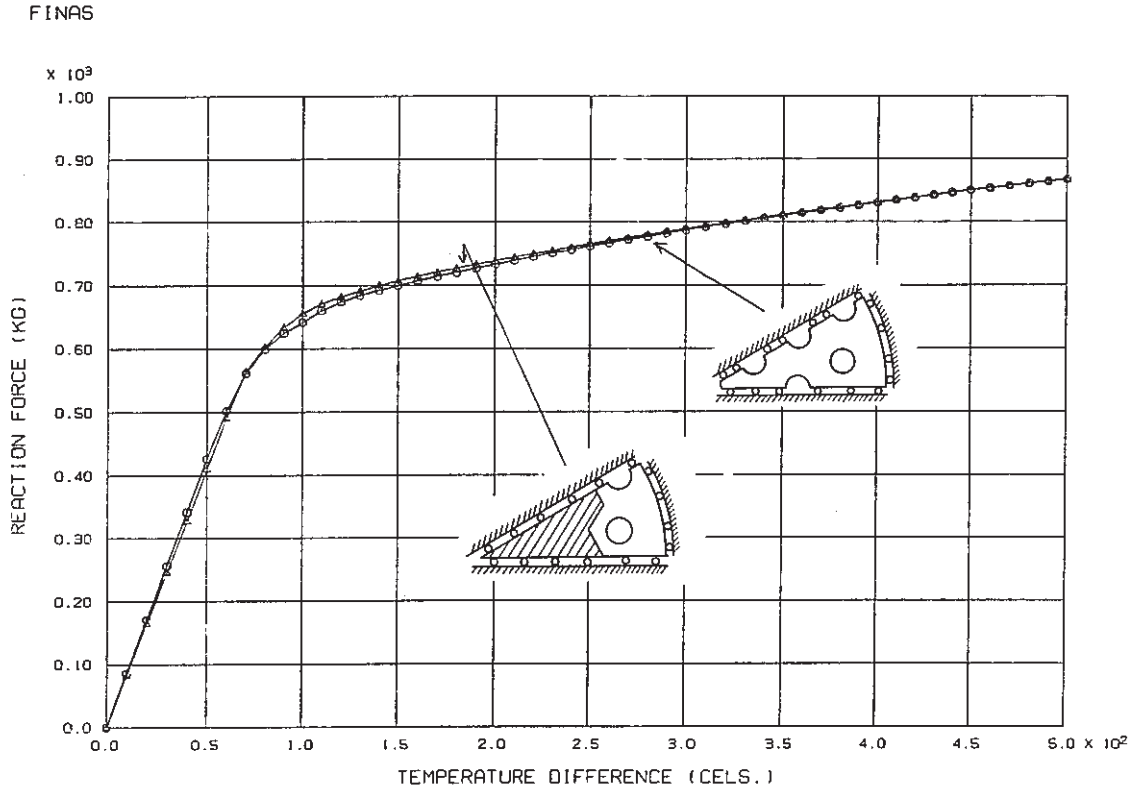


Fig. 4.26 Comparison of Reaction Force-Temperature Difference Curve between Perforated Plate Model and Partially Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 2 )

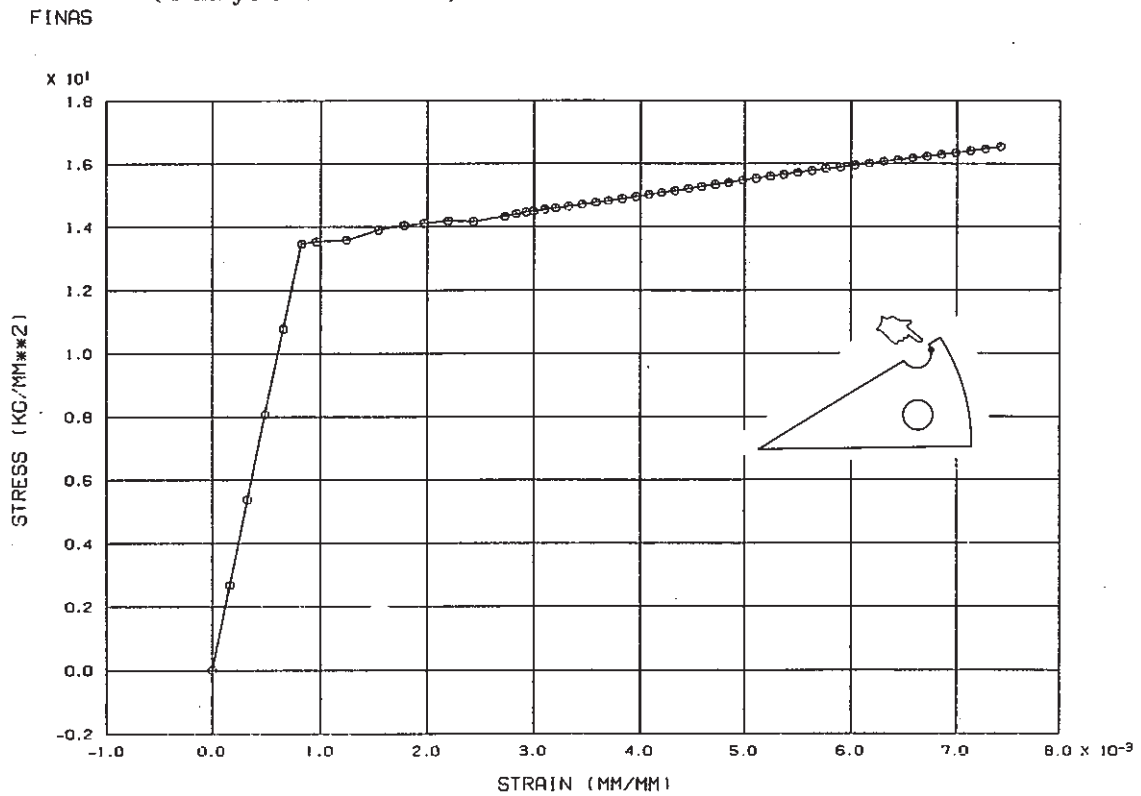


Fig. 4.27 Stress-Strain Curve Calculated with Partially Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 2 )

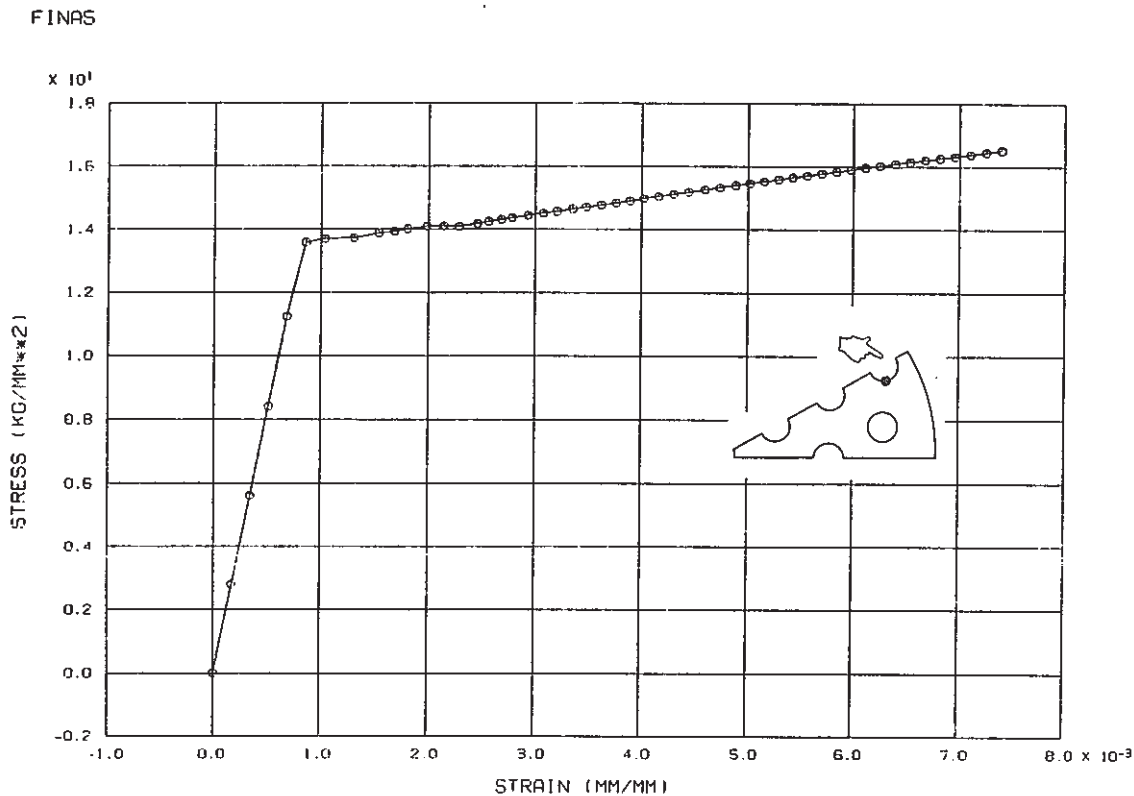


Fig. 4.28 Stress-Strain Curve Calculated with Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 2 )

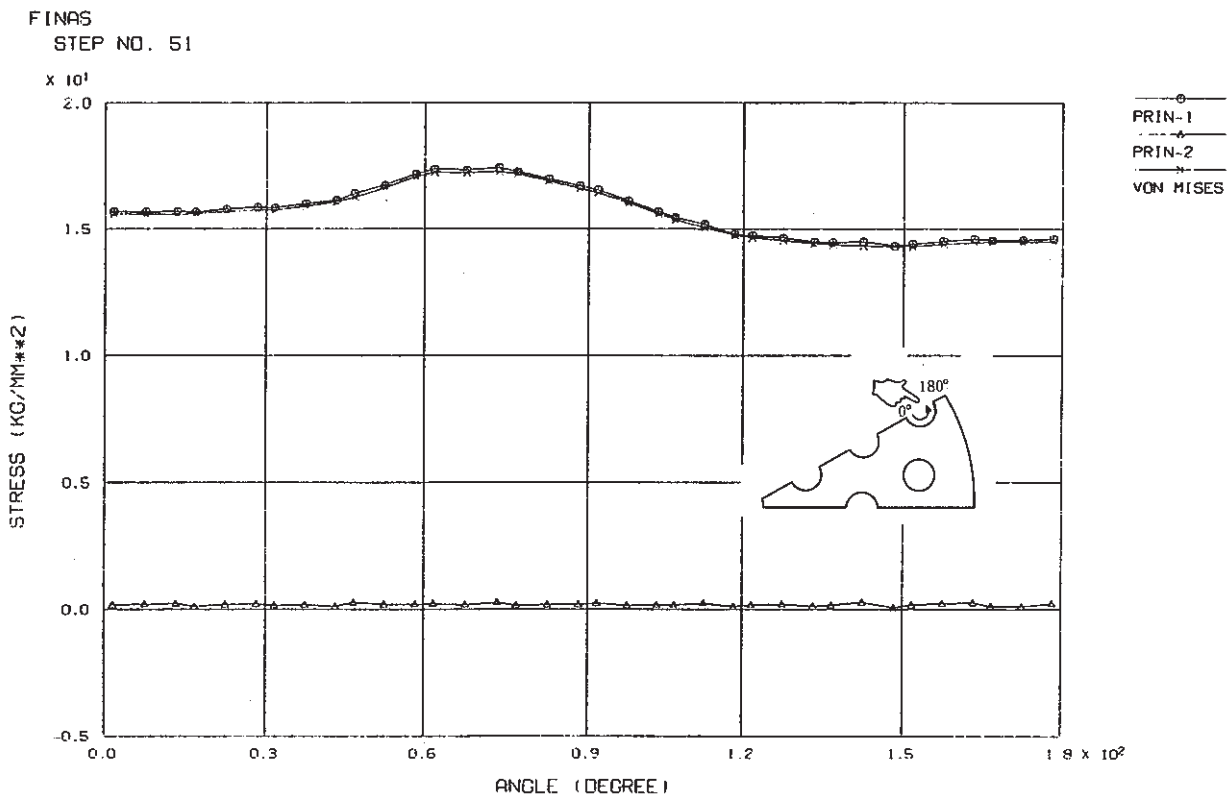


Fig. 4.29 Stress Distribution around the Outermost Hole Edge Calculated with Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 2 )

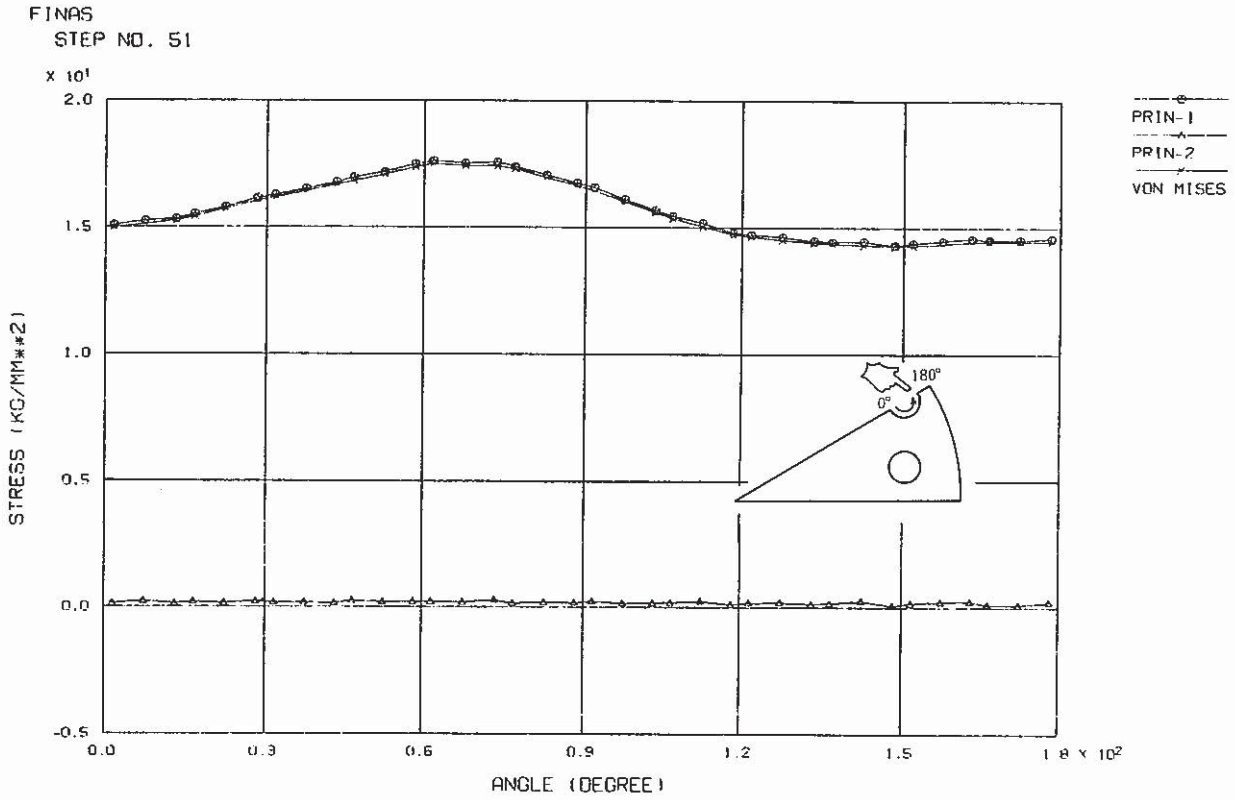
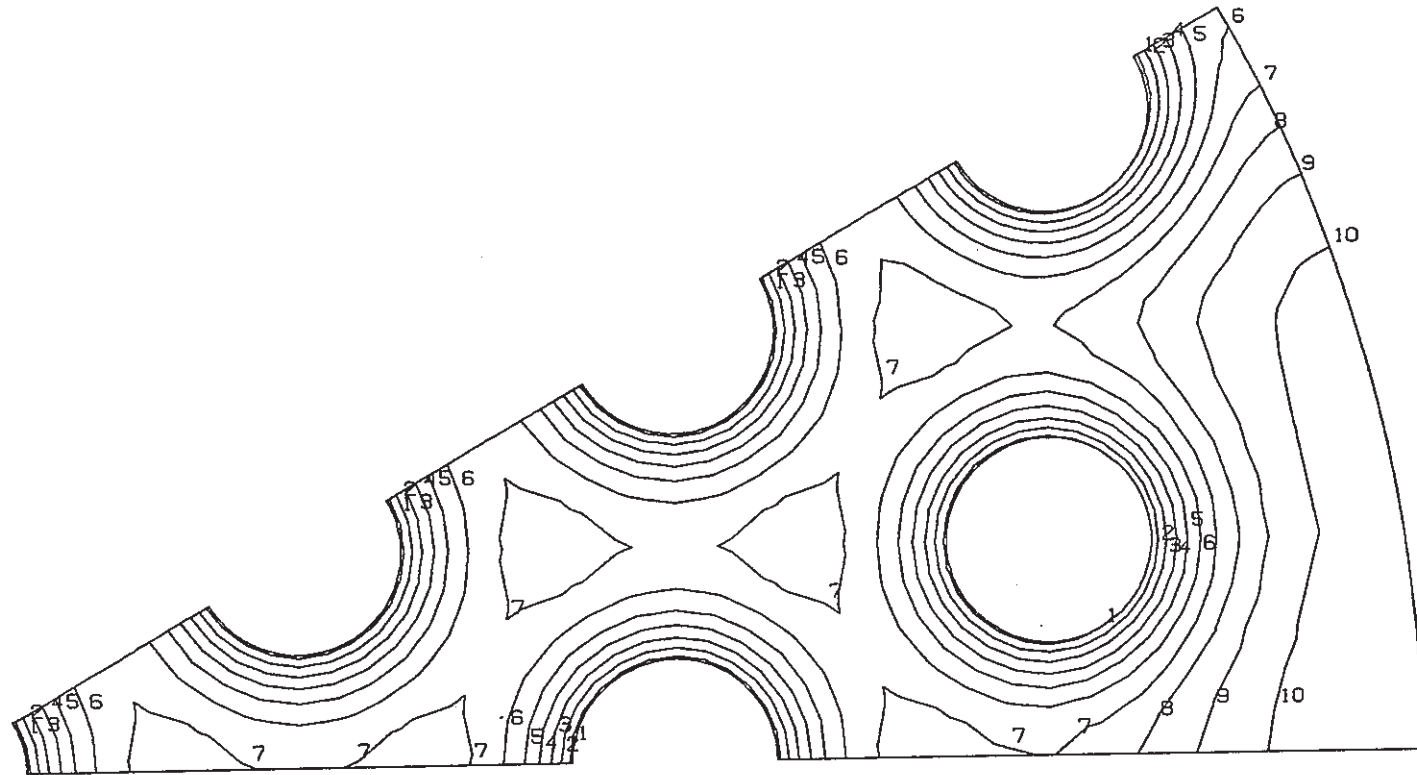


Fig.4.30 Stress Distribution around the Outermost Hole Edge Calculated with Partially Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 2 )

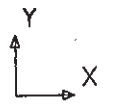
FINAS  
TEMPERATURE

CONTOUR VALUES

1	380.0000
2	392.0000
3	403.9999
4	415.9999
5	428.0000
6	440.0000
7	452.0000
8	464.0000
9	476.0000
10	488.0000



- 91 -



GEOM. SCALE 1 \_\_\_\_\_ 20.0000

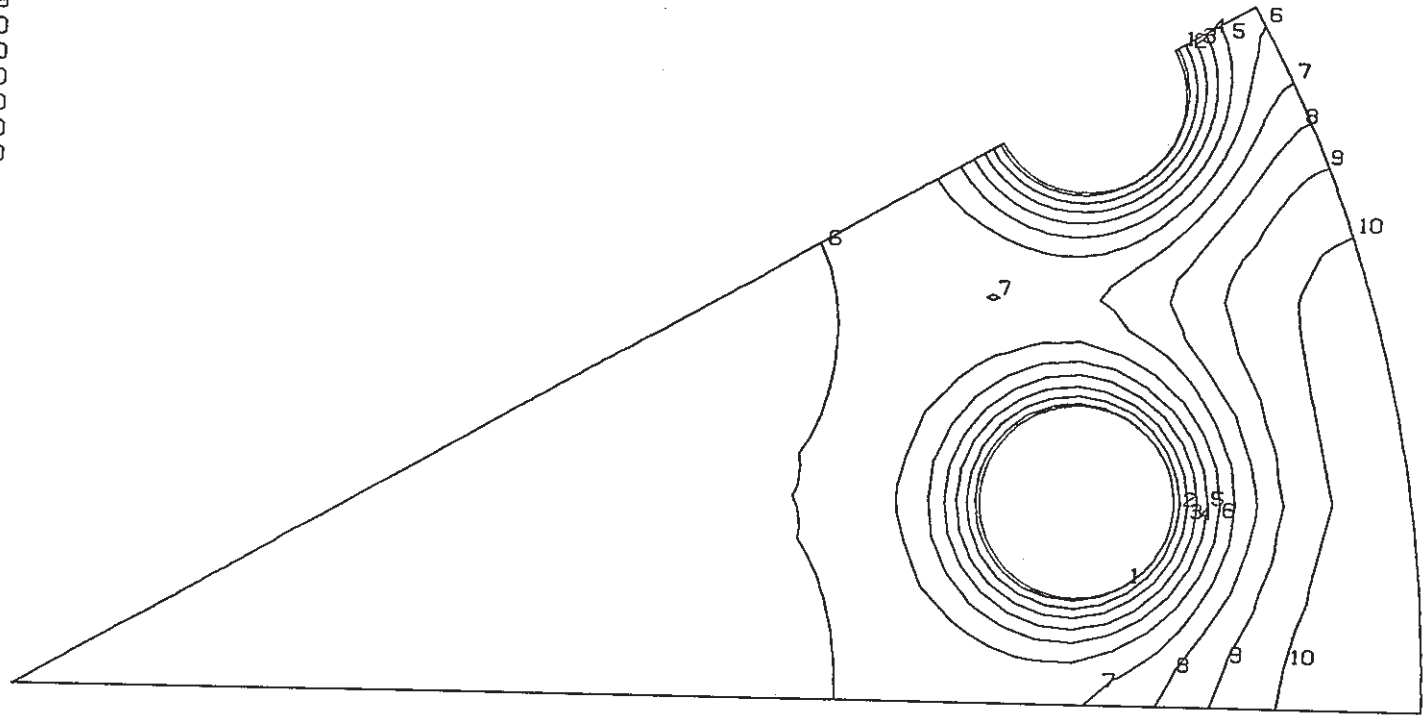
STEP NO. 21

Fig. 4.31 Temperature Distribution Calculated with Perforated Plate Model  
( Analysis Case 2 - 3 , 40 Sec )

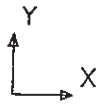
FINAS  
TEMPERATURE

CONTOUR VALUES

1	380.0000
2	392.0000
3	403.9999
4	415.9999
5	428.0000
6	440.0000
7	452.0000
8	464.0000
9	476.0000
10	488.0000



- 92 -



STEP NO. 21

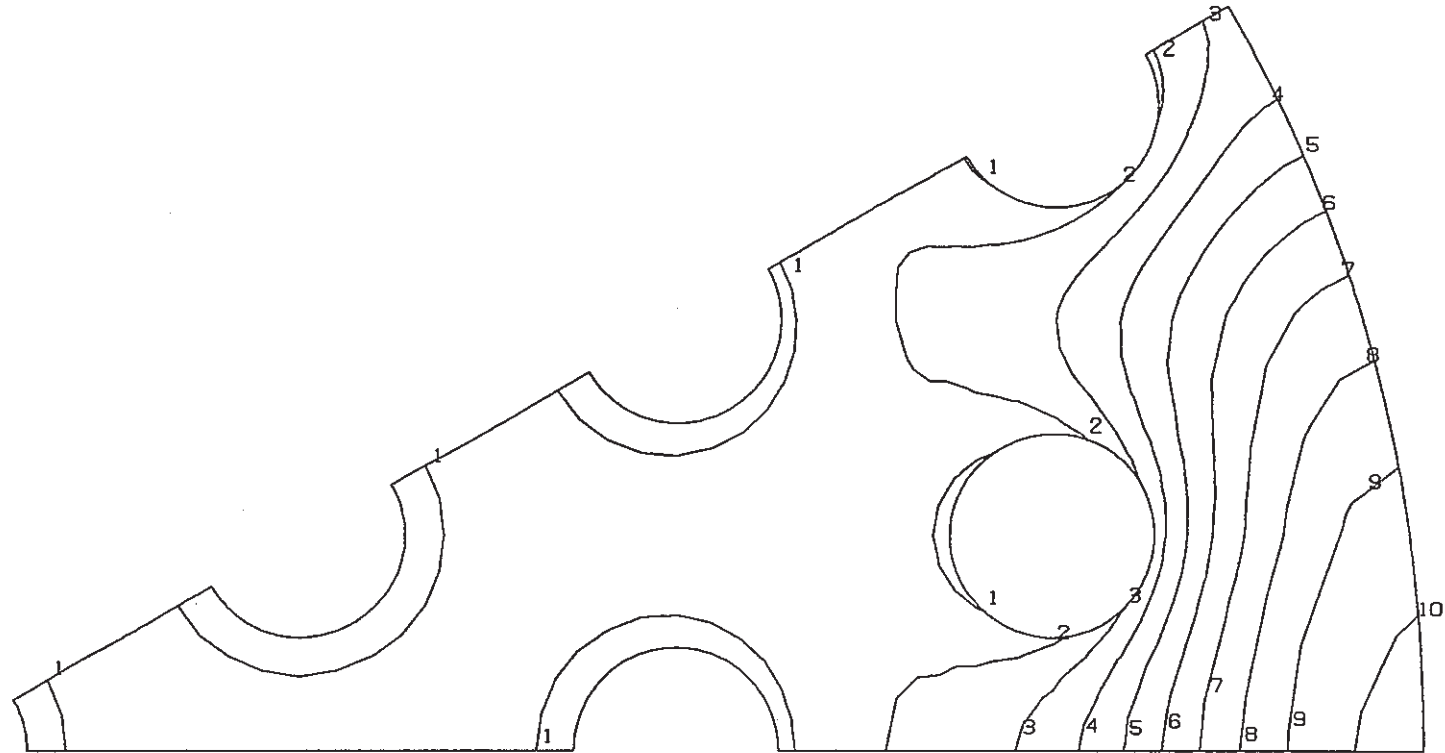
GEOM. SCALE  20.0000

Fig. 4.32 Temperature Distribution Calculated with Partially Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 3 , 40 Sec )

FINAS  
TEMPERATURE

CONTOUR VALUES

1	42.00000
2	65.00000
3	88.00002
4	110.99999
5	134.00000
6	156.99999
7	180.00000
8	202.99999
9	226.00000
10	248.99999



- 93 -



STEP NO. 65

GEOM. SCALE  20.0000

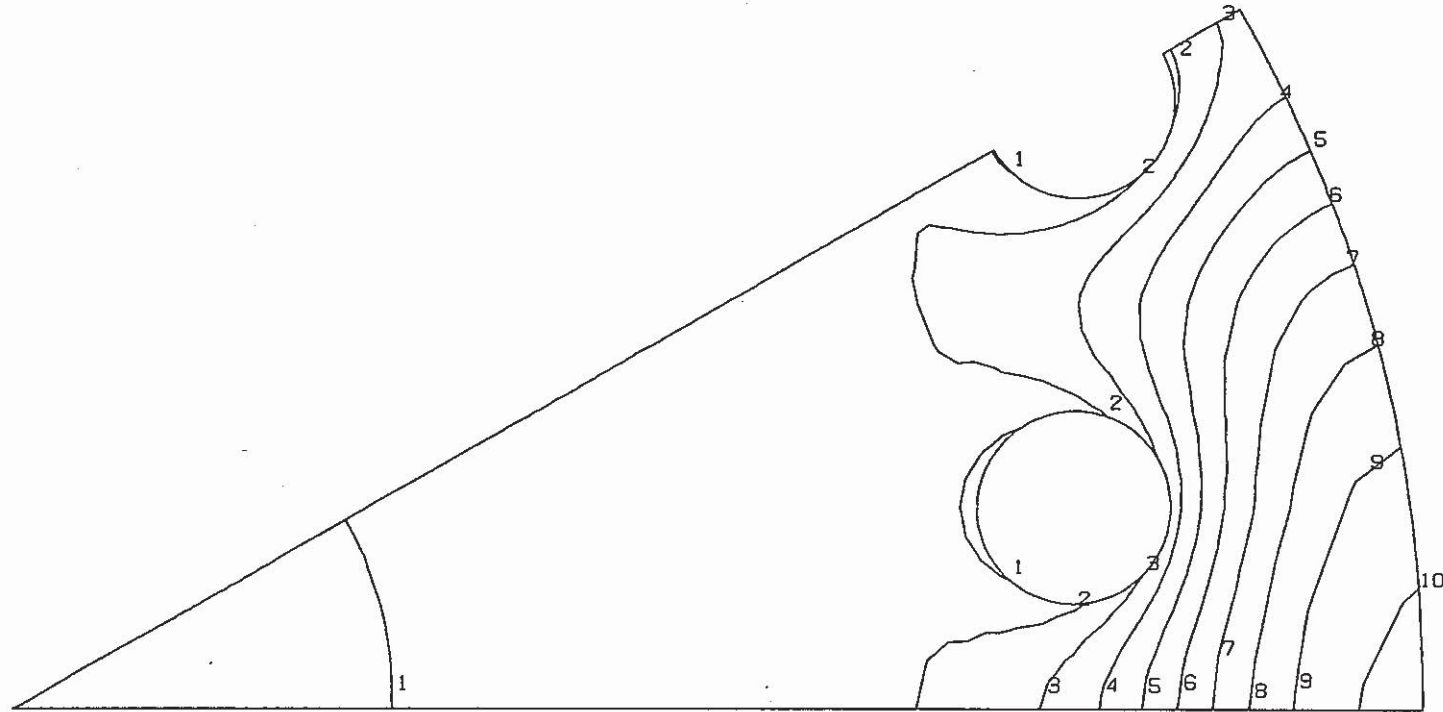
ATTF PERFORATED PLANE MODEL

Fig. 4.33 Temperature Distribution Calculated with Perforated Plate Model  
( Analysis Case 2 - 3 , 200 Sec )

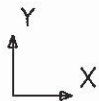
FINAS  
TEMPERATURE

CONTOUR VALUES

1	42.00000
2	65.00000
3	88.00002
4	110.99999
5	134.00000
6	156.99999
7	180.00000
8	202.99999
9	226.00000
10	248.99999



- 94 -



STEP NO. 65

GEOM. SCALE  20.0000

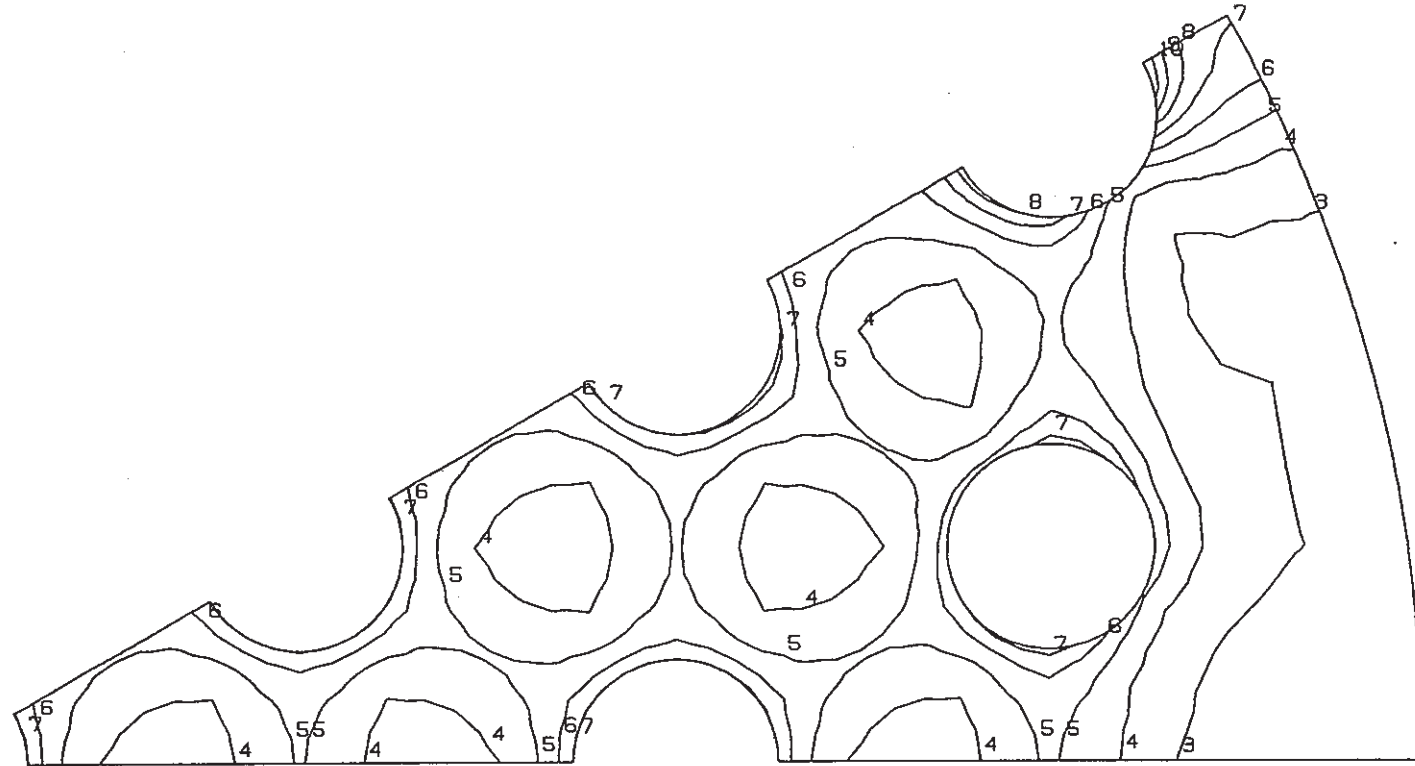
ATTF PARTIALLY PERFORATED PLANE MODEL

Fig. 4.34 Temperature Distribution Calculated with Partially Perforated  
Plate Model ( Analysis Case 2 - 3 , 200 Sec )

FINAS  
 VON MISES STRESS

CONTOUR VALUES

1	11.99999
2	13.99999
3	16.00000
4	18.00000
5	20.00000
6	21.99999
7	24.00000
8	26.00000
9	28.00000
10	30.00000



- 95 -



STEP NO. 65

GEOM. SCALE 1 \_\_\_\_\_ 20.0000

ATTF PERFORATED MODEL

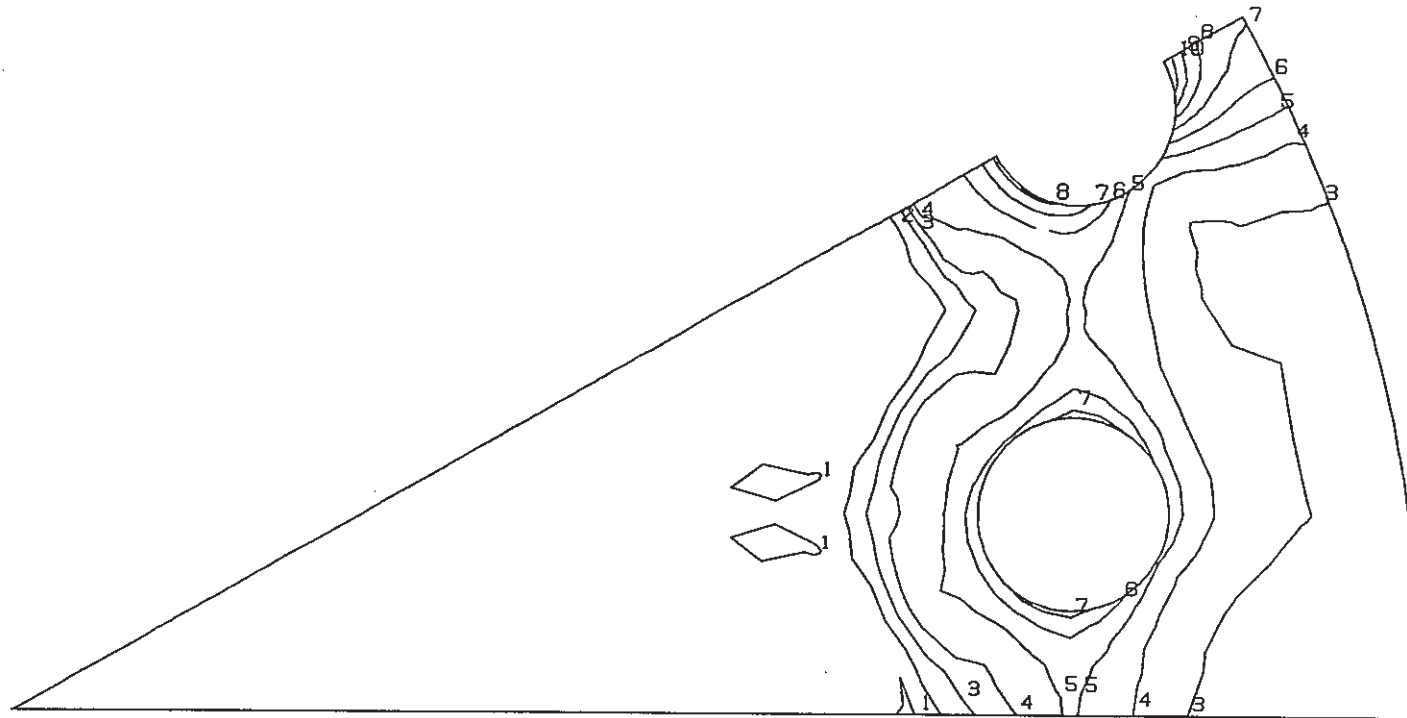
Fig. 4.35 Von Mises Stress Calculated with Perforated Plate Model  
 (Analysis Case 2 - 3, 200 Sec)



FINAS  
 VON MISES STRESS

CONTOUR VALUES

1	11.99999
2	13.99999
3	16.00000
4	18.00000
5	20.00000
6	21.99999
7	24.00000
8	26.00000
9	28.00000
10	30.00000



STEP NO. 65

GEOM. SCALE 1 \_\_\_\_\_ 20.0000

ATTF PARTIALLY PERFORATED MODEL

Fig. 4.36 Von Mises Stress Calculated with Partially Perforated Plate Model  
 ( Analysis Case 2 - 3 , 200 Sec )

FINAS

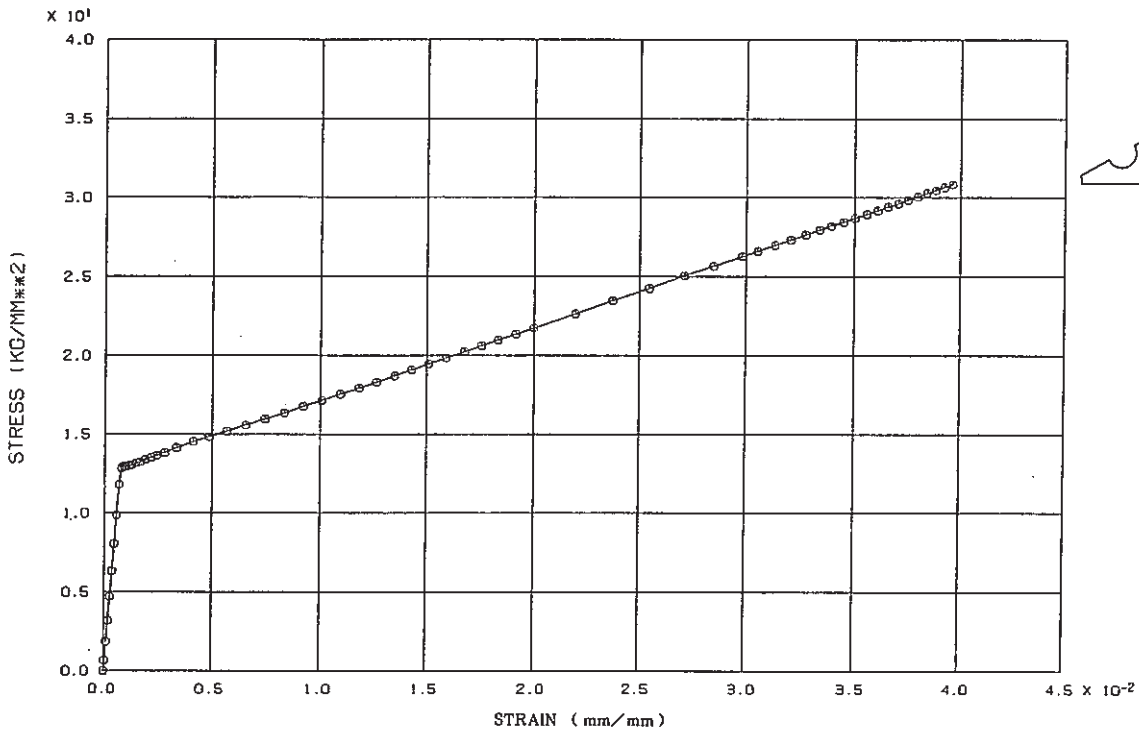


Fig. 4. 37 Stress-Strain Curve at the Outermost Hole Edge Calculated with Perforated Model ( Analysis Case 2 - 3 )

FINAS

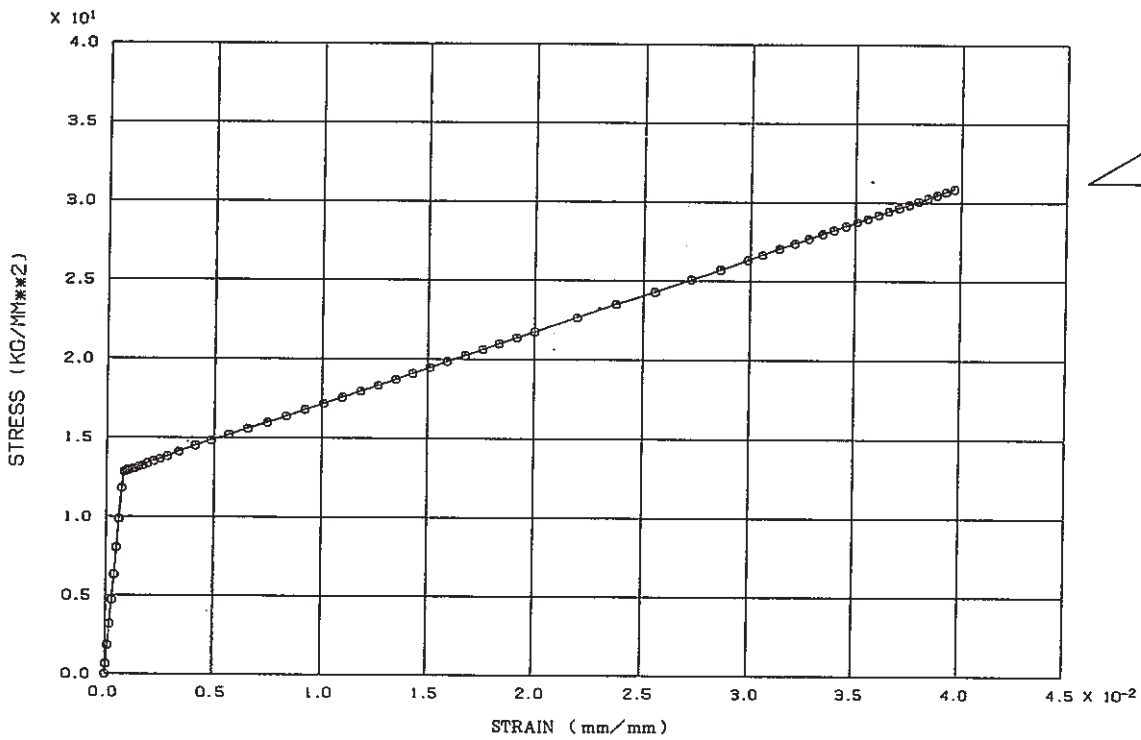


Fig. 4. 38 Stress-Strain Curve at the Outermost Hole Edge Calculated with Partially Perforated Model ( Analysis Case 2 - 3 )

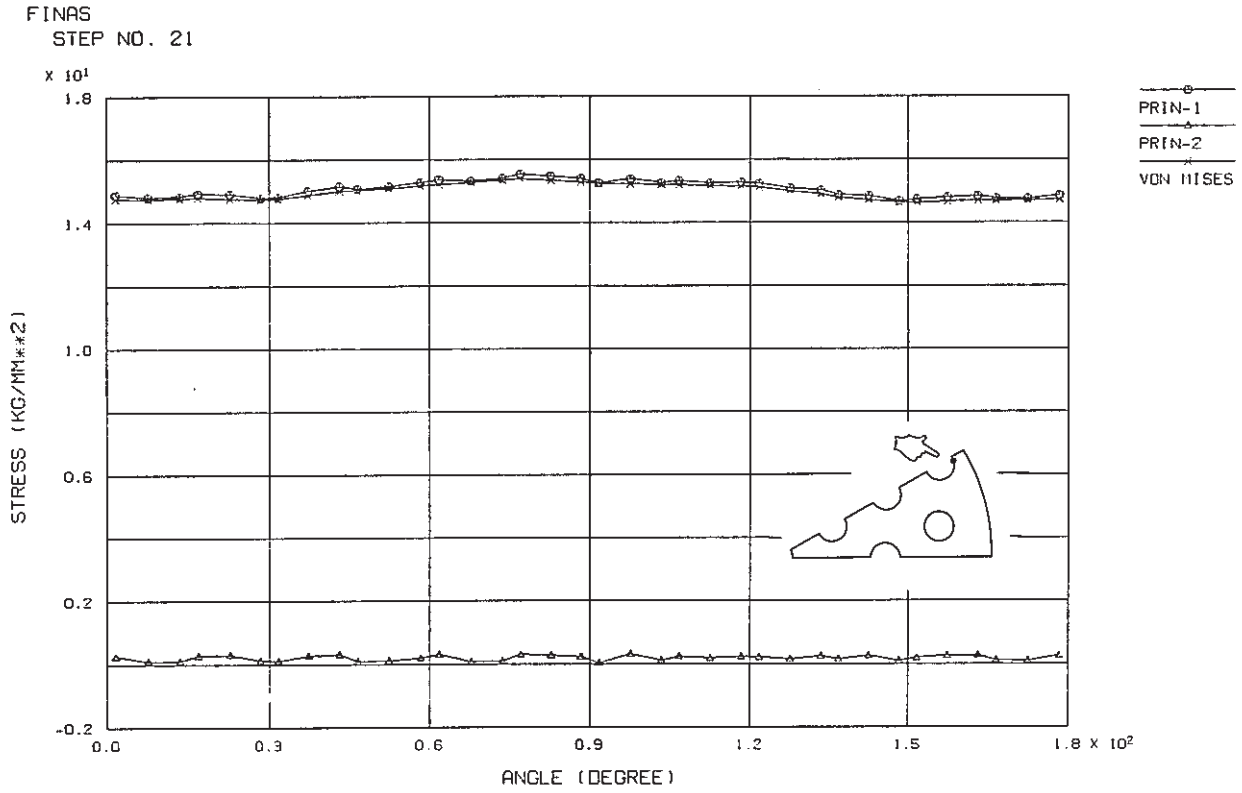


Fig. 4.39 Stress Distribution around the Outermost Hole Edge Calculated with Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 3 , 40 Sec )

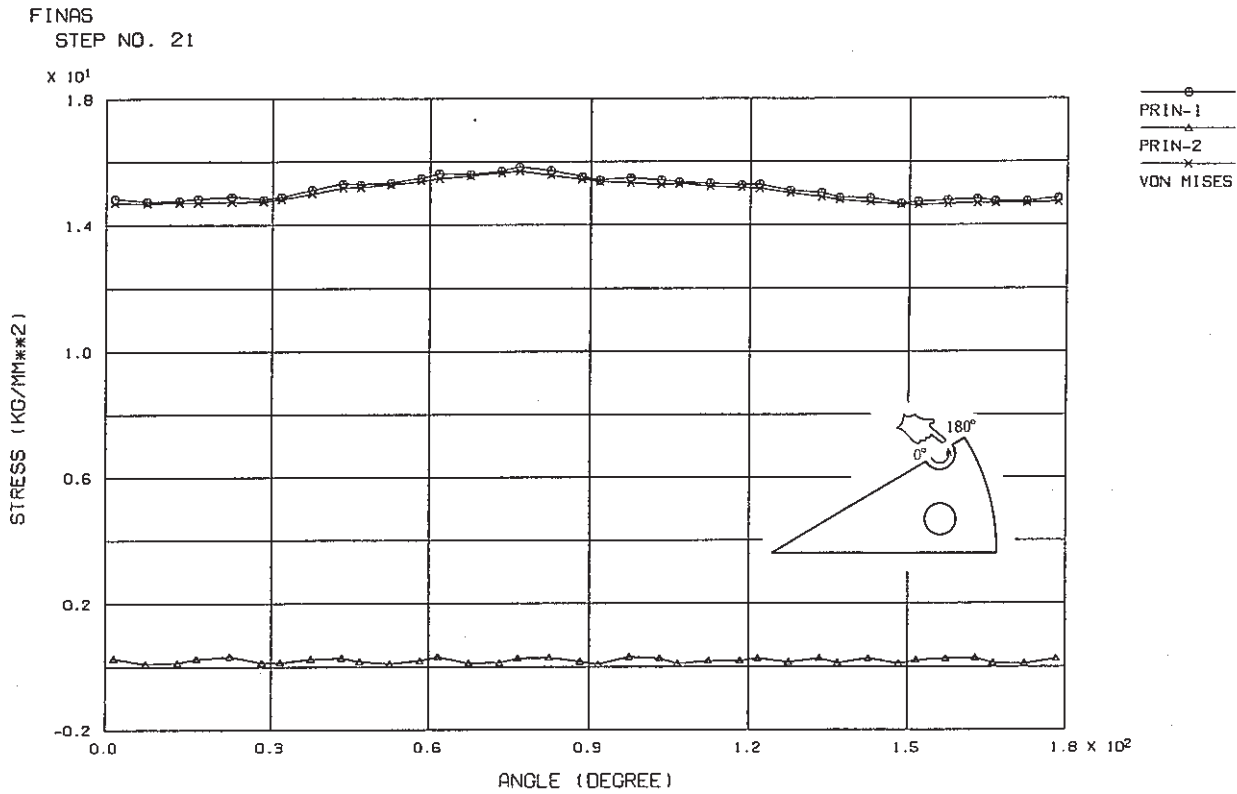


Fig. 4.40 Stress Distribution around the Outermost Hole Edge Calculated with Partially Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 3 , 40 Sec )

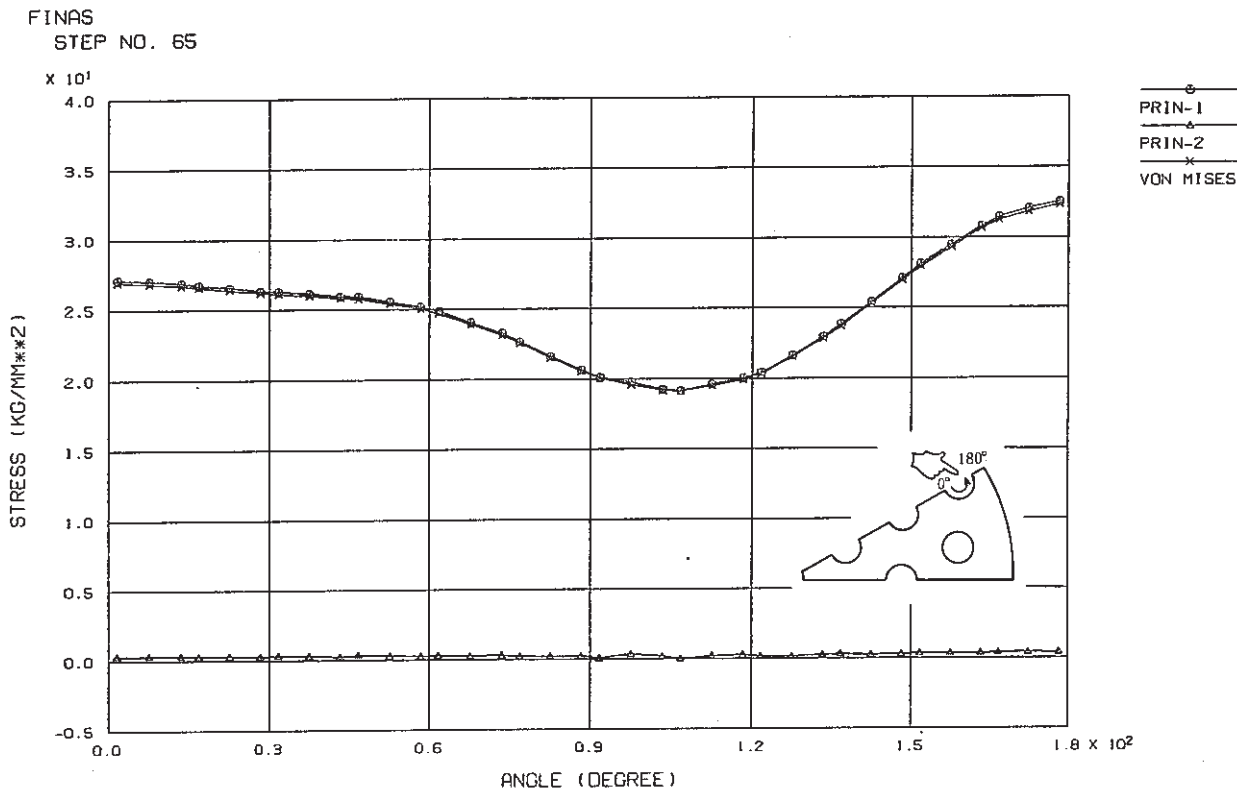


Fig. 4.41 Stress Distribution around the Outermost Hole Edge Calculated with Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 3 , 200 Sec )

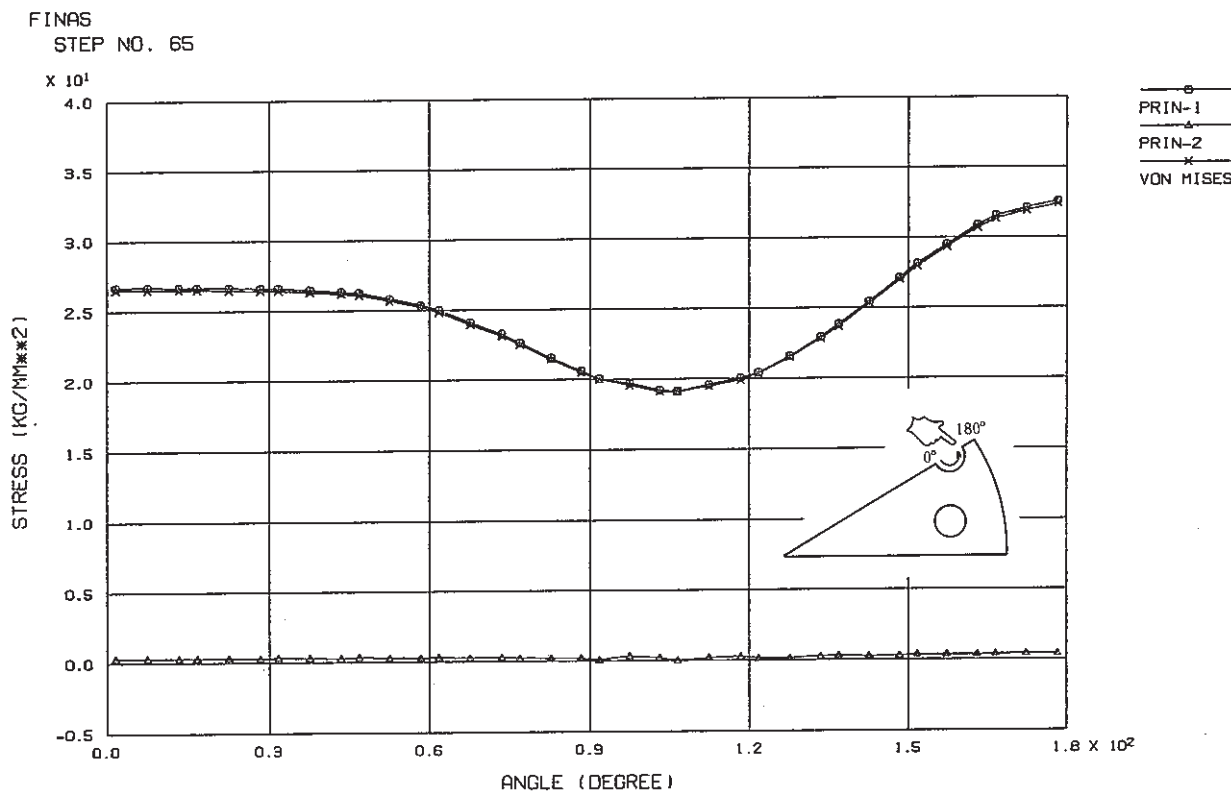


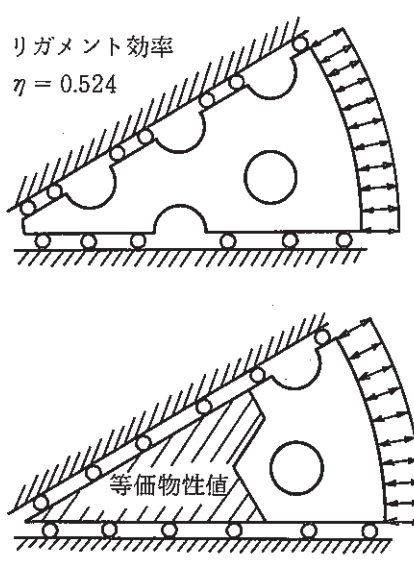
Fig. 4.42 Stress Distribution around the Outermost Hole Edge Calculated with Partially Perforated Plate Model ( Analysis Case 2 - 3 , 200 Sec )

4.2.2 クリープ局所穴あき等価中実平板モデルの開発

本モデルは最外周穴まわりトリガメント全体のクリープ挙動を模擬するためのものである。形状は Fig.4.12 に示す弾塑性局所穴あき等価中実平板モデルと同一で、等価物性値に 3.3 節で述べたクリープ等価物性値を使用する。

本モデルの妥当性を検証するために Table 4.5 に示す比較ケース 2 - 4 を実施した。ケース 2 - 4 はリムの端部に一定変位を加え、最外周穴まわり最大応力発生位置でのリラクゼーション過程および 4.1.1 で定義した端部でのリラクゼーション過程を多孔平板モデルと局所穴あき等価中実平板モデルとで弾クリープ解析を行ない比較するものである。

Table 4.5 Analysis Case to Validate Partially Pertorated Plate Model with Equivalent Creep Properties

比較ケース	解析モデル (名称)	解析の目的	解析条件
2 - 4	(a)参照用モデル 小型多孔平板モデル (ATTF 型)  (b)新開発モデル 局所穴あき等価中実平板モデル (ATTF 型)	最外周穴まわり、 およびリガメント 全体のリラクゼー ション過程の比較	

最外周穴まわり最大応力発生位置でのリラクゼーション過程を比較したのが Fig.4.43 である。両者共きわめて良く一致している。

また、リム部での等価応力を比較したのが Fig.4.44 である。

局所穴あき等価中実平板モデルの方が少し柔らかめの評価を行なっているが、これは等価物性値が 3.3 節に示すように実際より柔らかめの特性を持つためであるからである。

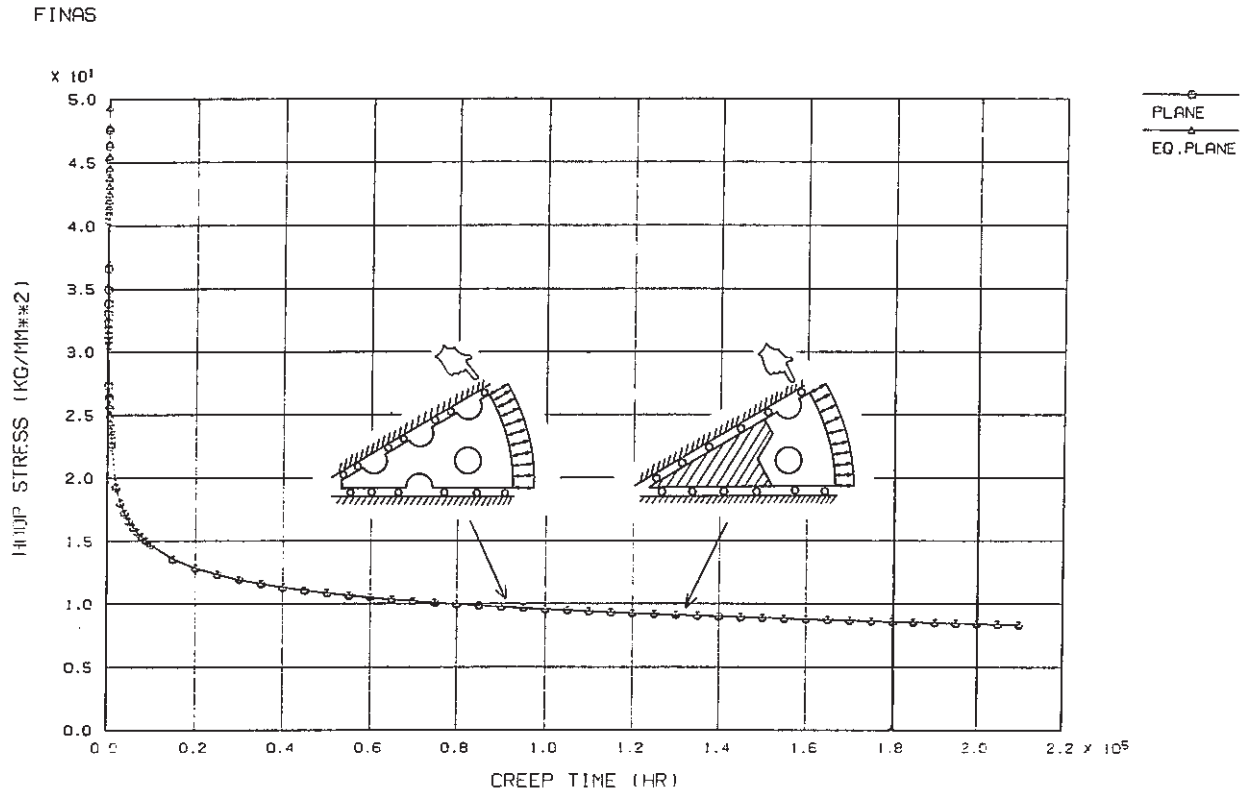


Fig. 4.43 Comparison of Relaxation Curve at the Outermost Hole Edge

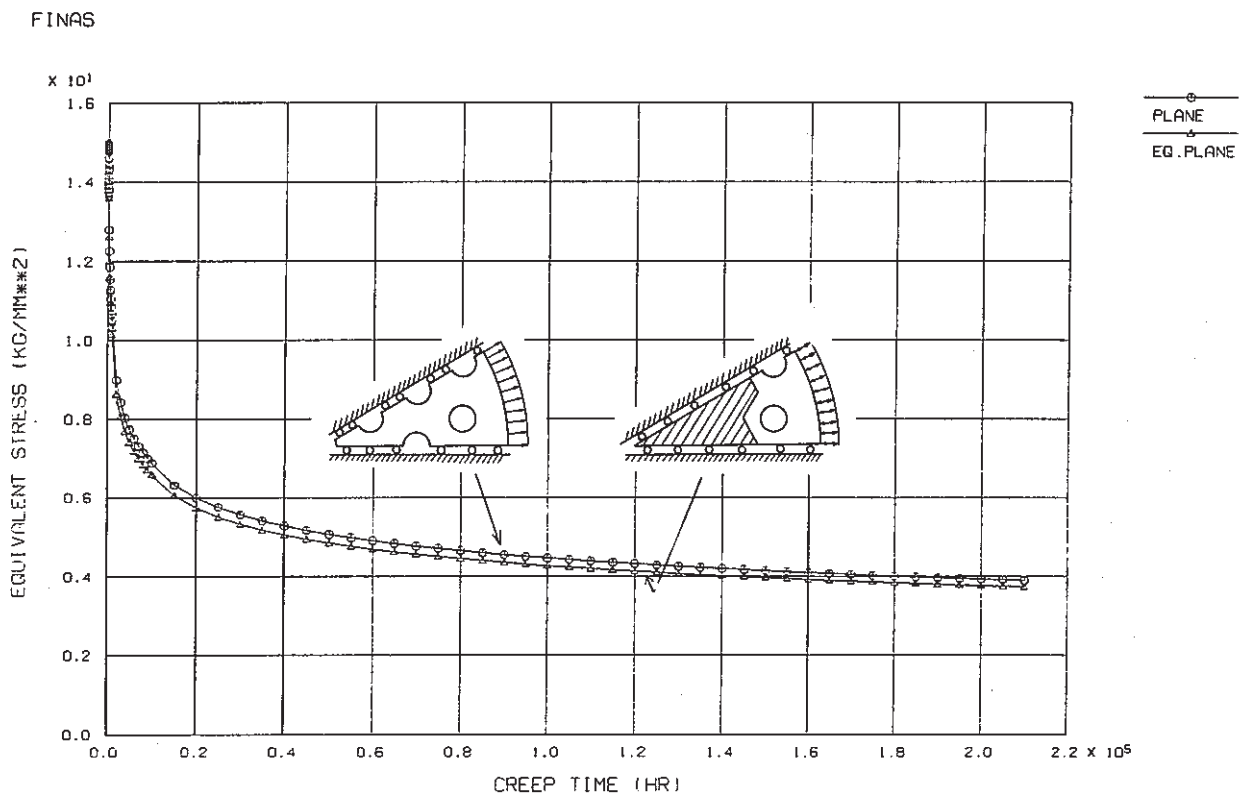


Fig. 4.44 Comparison of Relaxation Curve of Equivalent Stress

## 5. 簡易温度解析モデルの開発

管板構造系の熱過渡時の解析を行なうには、温度解析にも簡易解析モデルが必要である。本章では前節までに述べた簡易応力解析モデルと組み合わせて使用することができる簡易温度解析モデルを開発した。

簡易温度解析モデルの検証を行なうために、非弾性解析結果および空気冷却熱過渡試験装置による熱過渡試験結果と比較を行なう。

このため、解析条件は熱過渡挙動試験条件(ATTF I)<sup>7)</sup>に統一した。

### 5.1 軸対称温度解析モデル

温度解析に用いる軸対称解析モデルは、62年度までの間に数種類考案されている。その中の3モデルをFig.5.1に示す。

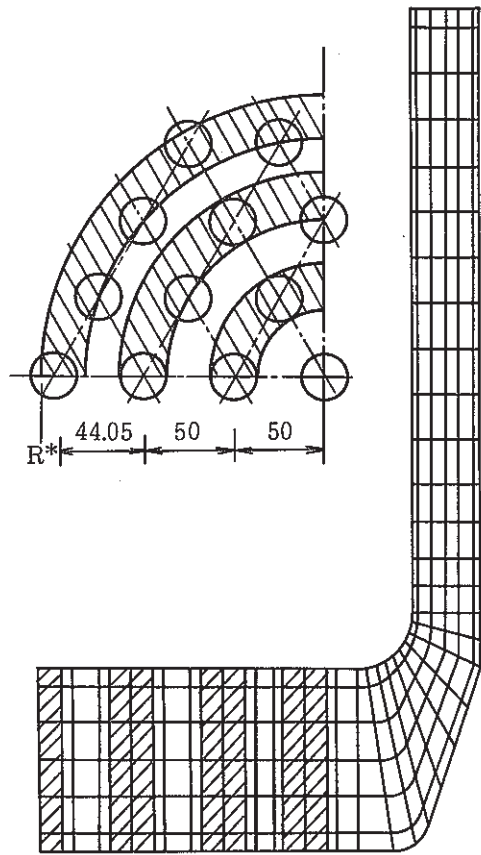
Conventional Slit Modelは蒸気発生器管板構造モデル熱過渡試験の予備解析<sup>10)</sup>に於て開発されたもので最外周スリット外縁を $R^*$ にあわせたものである。Modified Slit Modelは同じくスリットを穴の各層の平均的な位置に設定したものである。Convection Film Modelは蒸気発生器管板構造モデル試験解析報告書<sup>7)</sup>で開発されたもので、伝達係数が実機と同じ重みで分布するように考えたものである。

Fig.5.2はFig.5.1で述べた3つのモデルにより計算した温度分布を3次元解析の周方向平均温度分布と比較したものである。この図から温度解析モデルの違いにより、遷移領域での温度勾配に差がつくことが分かる。又、軸対称モデルで3次元モデルを模擬するには管板の中心からリムまでの熱伝達係数の分布を実機にあわせる必要があることが分かる。

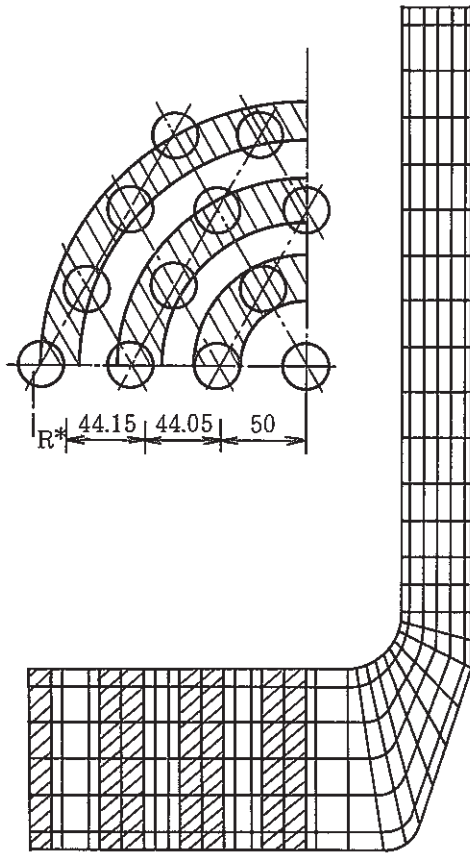
Fig.5.3-1～Fig.5.3-3はFig.5.2各温度分布を同一の応力解析モデルに与えた時の表面応力と板厚方向等価線形応力とを示したものである。

Fig.5.3-1のConventional Slit Modelに比べ5.3-3のConvection Film Modelは $\sigma_R$ が高く $\sigma_\theta$ が低いことが分かる。これはA-8000による応力評価を行なった場合、どちらもピーク応力を増大させる方向に働く。

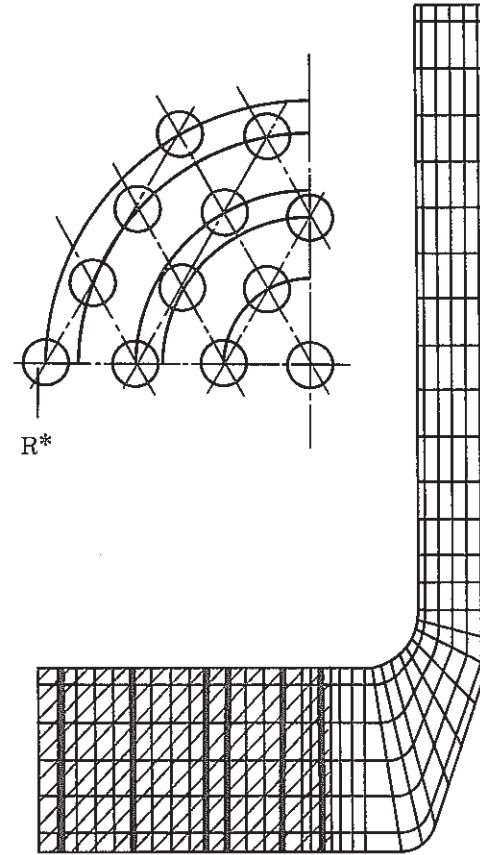
Convection Film Modelはリム-リガメント遷移領域の温度が高いため、低温のリガメントとの間の相互作用が大きく、 $\sigma_R$ が増大したと考えられる。又、 $\theta$ 方向には熱膨張分だけ圧縮力が働き、 $\sigma_\theta$ が減少したと考えられる。



Conventional Slit Model



Modified Slit Model



GEOM. SCALE  
Convection Film Model

60,000

Fig. 5.1 Comparison of Axisymmetric Temperature Analysis Model



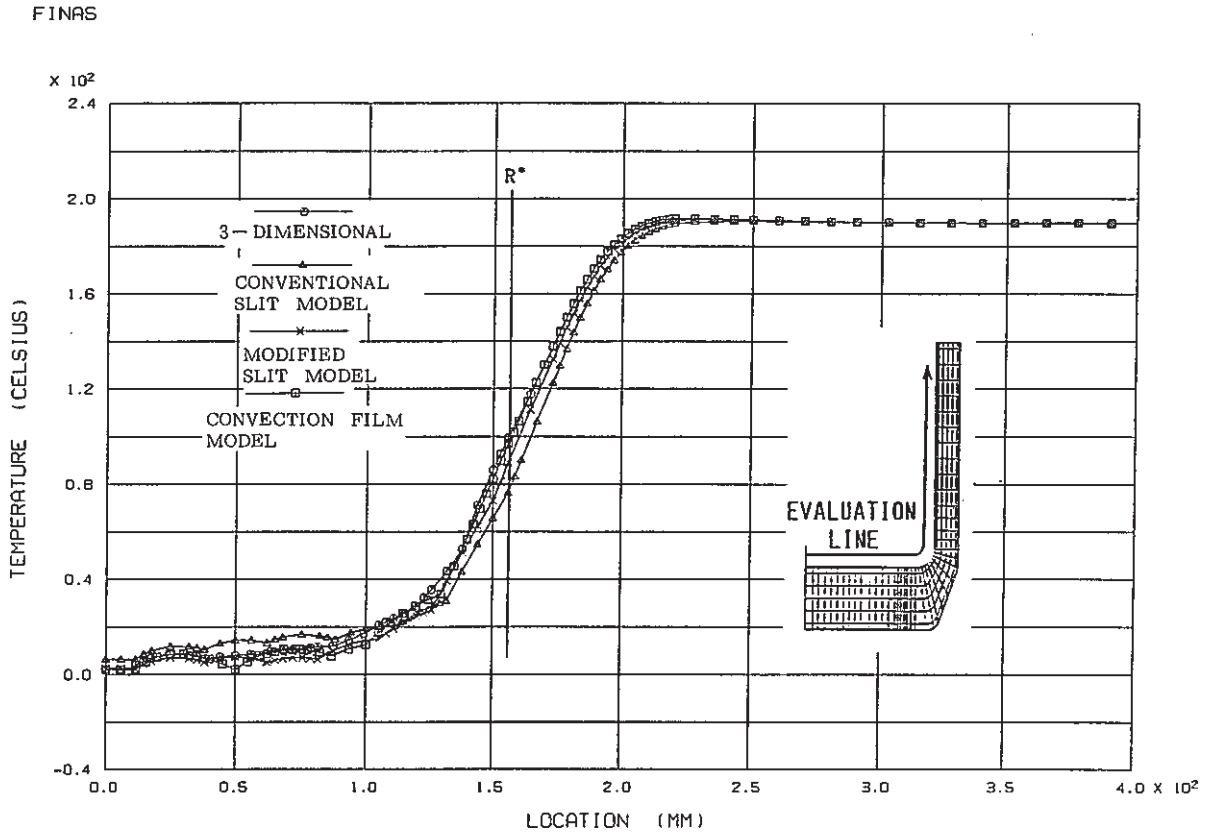


Fig. 5.2 Comparison of Circumferentially Averaged Temperature Distribution between 3-dimensional Model and Axisymmetric Model

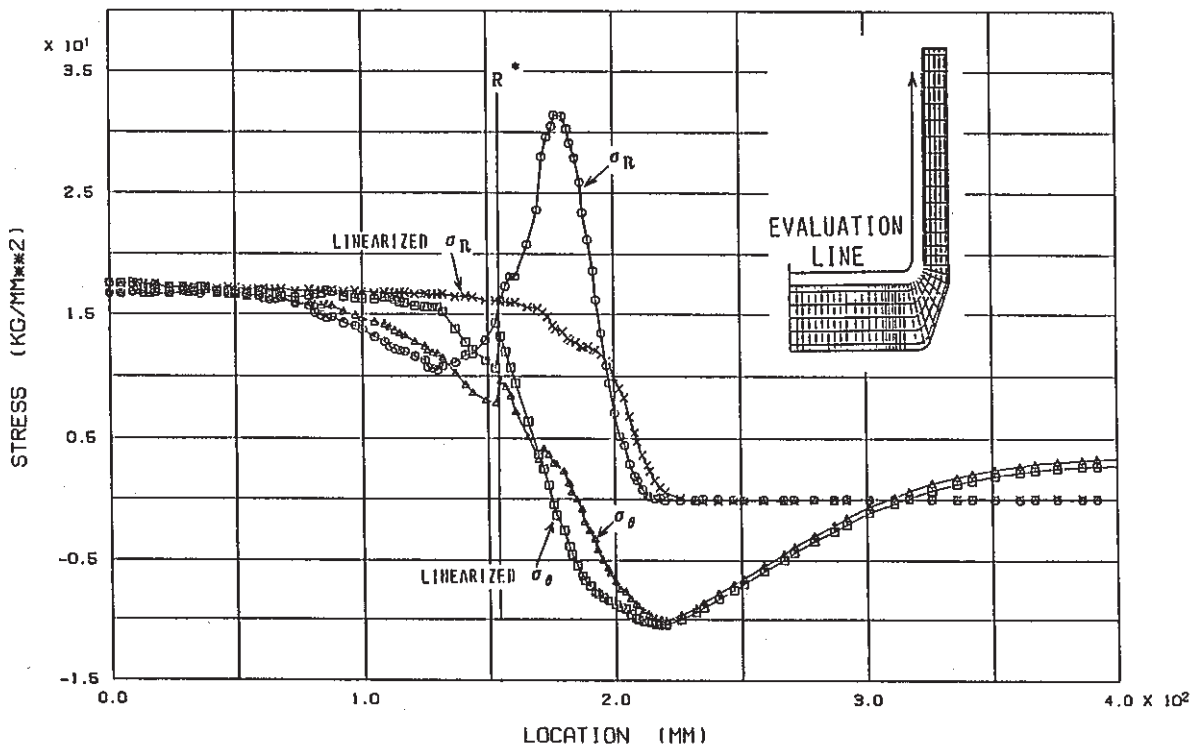


Fig. 5.3 - 1 Stress Distribution on the Upper Surface (Conventional Slit Model)

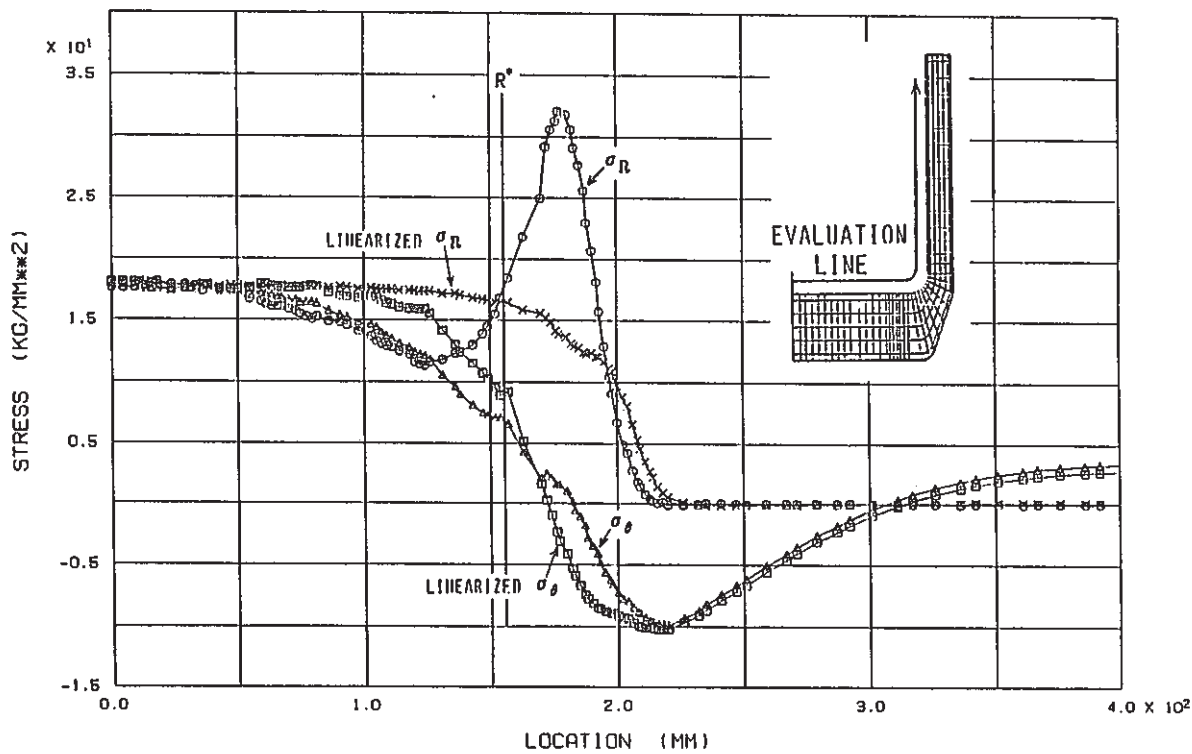


Fig. 5.3 - 2 Stress Distribution on the Upper Surface (Modified Slit Model)

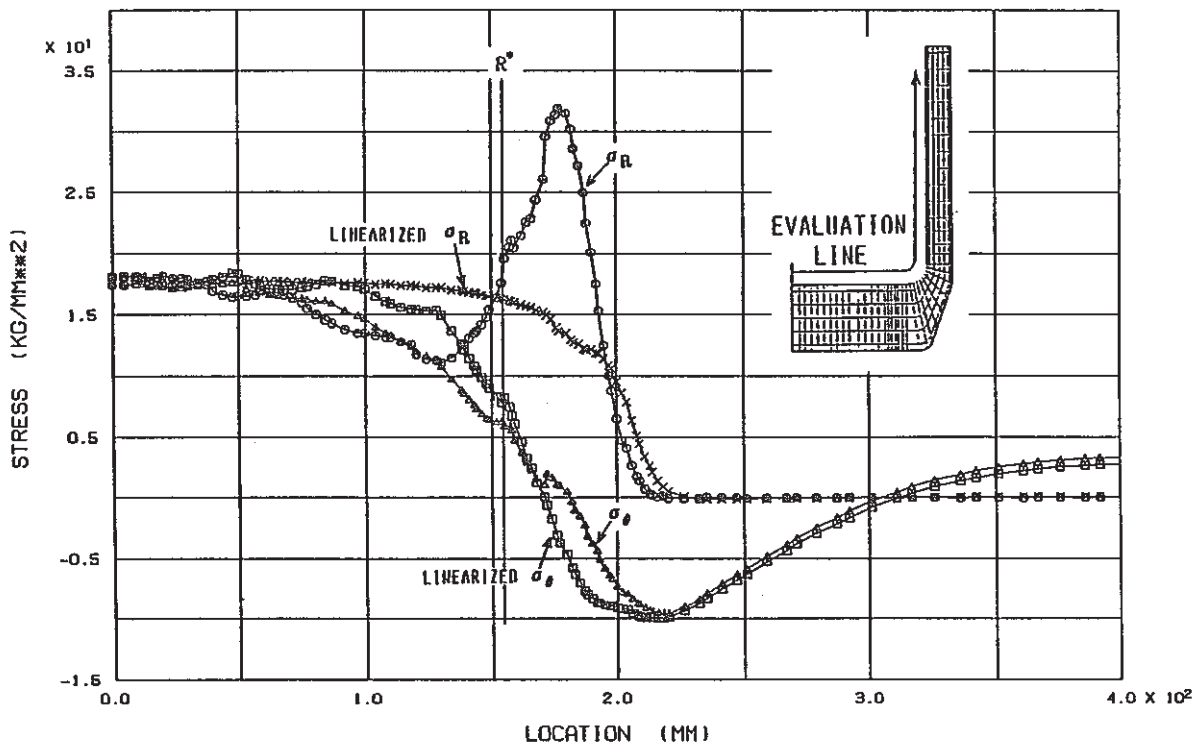


Fig. 5.3 - 3 Stress Distribution on the Upper Surface (Convection Film Model)

FINAS

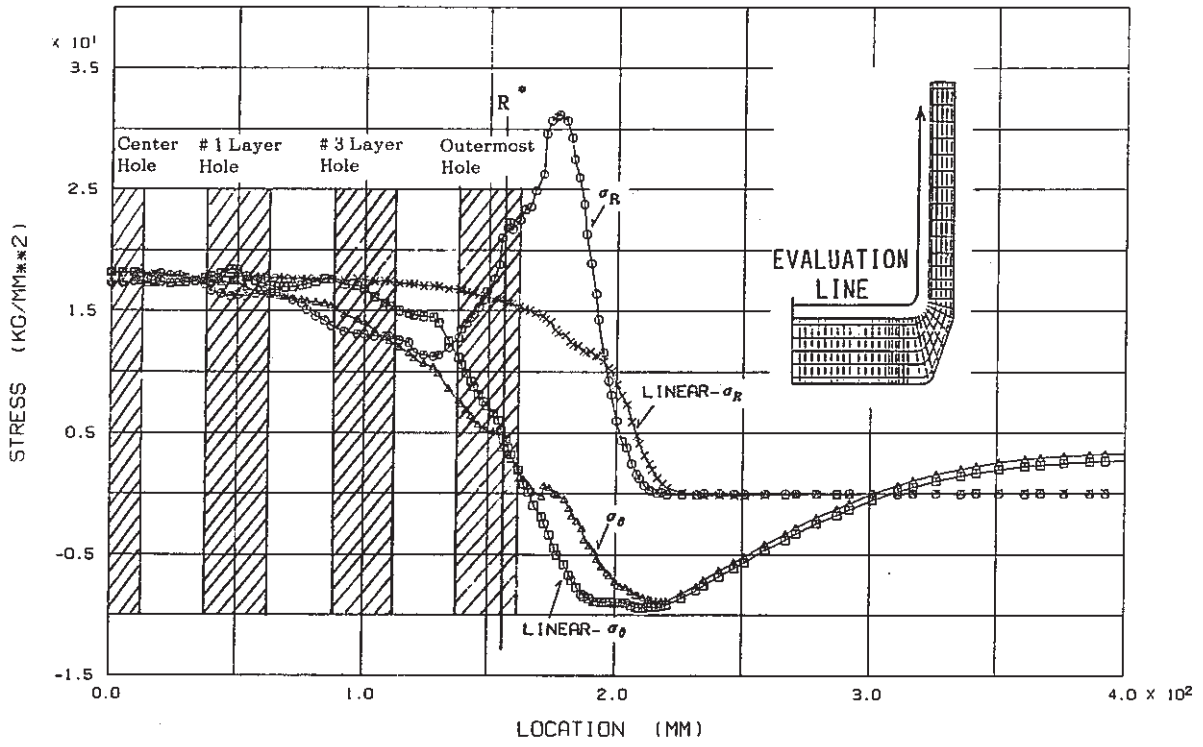


Fig. 5.4 Distribution of Primary plus Secondary Stress

## 5.2 3次元熱流を考慮した2次元解析モデルの開発

### 5.2.1 概要

管板の最外周穴まわりの解析には多孔平板モデルまたは局所穴あき多孔平板モデルが有用であるが、その温度分布を求めるには穴内面からの熱伝達と上表面からの熱伝達を考慮する必要がある (Fig.5.5) ため、2次元モデルでの温度解析は不可能である。

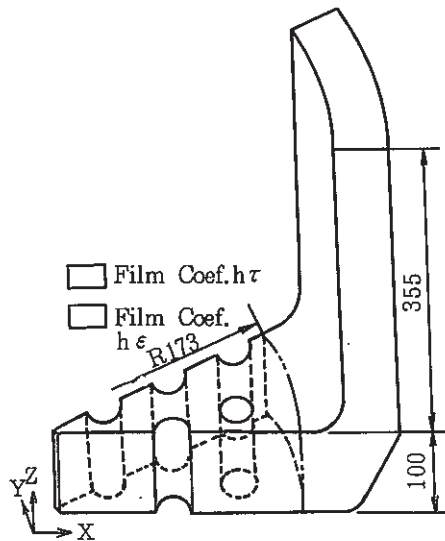


Fig. 5.5 Heat Transfer Boundaries of Tubesheet Structures

このため、本研究で複雑な3次元の伝熱境界を持つ構造物に対して3次元解析を行わずに2つの2次元モデルを組合せて解析する方法を開発した。<sup>11)</sup>

本解析法の精度を検証するため2種類の構造物に対して3次元解析と比較を行なった結果、十分な精度を有することが分かった。また計算時間は3次元解析に比べ1/10以下になることが分かった。

### 5.2.2 モデル化の概念

いま Fig.5.6 に示すような3次元の温度境界を持つ熱伝導問題を考える。

この問題において上表面 (ハッチング部) の温度分布を解析しようとした場合、 $\zeta$  方向の熱流を無視した  $\eta-\zeta$  2次元モデルでは不可能である。

このため  $\zeta$  方向の熱流を考慮するために Fig.5.7 に示すような  $\xi-\zeta$  サブモデルを用いる方法を開発した。

この方法は、まず第1ステップとして Fig.5.7 に示すように  $\zeta$  方向の熱流束  $q_c$  を  $\xi-\zeta$  平面要素からなるサブモデルを用いて計算する。熱流束の値は FINAS<sup>9)</sup> のような汎用有限要素コードでは標準出力として得られる。

得られた熱流束  $q_c$  は等価な内部発熱量  $Q_{eq}$  に変換される。内部蒸発量  $Q_{eq}$  は FINAS の標準入力として用意されており、外部入力が可能である。

第2ステップとして Fig.5.7 に示すように表面の温度分布を  $\xi - \eta$  平面要素からなる2次元のメインモデルにより計算する。このとき  $\zeta$  方向の熱流を考慮するために解析の各ステップごとに内部発熱量  $Q_{eq}$  が、 $\xi - \eta$  要素の各々に加えられる。

### 5.2.3 理 論

内部発熱がある場合の熱伝導問題の基礎方程式は次のように与えられる。

$$\frac{\partial}{\partial x_c} \left( K_{ij} \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) + Q - C\rho \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (5.1)$$

ここで

$x_i$  は空間座標,  $T$  は温度,  $K_{ij}$  は熱伝導係数,  $Q$  は内部発熱量,  
 $t$  は時間,  $C$  は比熱,  $\rho$  は密度である。

境界条件としては、次のものが一般的に考えられる。

a) 境界  $S_1$  で温度が規定される場合

$$T = T_p \quad (5.2.a)$$

b) 境界  $S_2$  で熱が入力される場合

$$-K_{ij} \frac{\partial T}{\partial x_i} n_i = q \quad (5.2.b)$$

$n_i$  は境界  $S_2$  上における外向き法線ベクトル成分であり,  $q$  は境界  $S_2$  において単位面積あたりに入熱される熱量である。

c) 境界面  $S_3$  で熱伝達がある場合

$$-K_{ij} \frac{\partial T}{\partial x_i} n_i = h(T - T_o) \quad (5.2.c)$$

$h$  は熱伝達係数であり,  $T_o$  は外部雰囲気温度である。

式(5-1)を有限要素法を用いて空間方向に離散化すると、各要素ごとに、式(5-3)のように定式化される。

$$[K]_m \{T\}_m + [C]_m \{\dot{T}\}_m = \{F\}_m \quad (5.3)$$

ここで、 $\{T\}_m$  は要素  $m$  の節点温度ベクトル,  $\{\dot{T}\}_m$  はその時間微分である。また  $[K]_m$   $[C]_m$ ,  $\{F\}_m$  はそれぞれ要素  $m$  の熱伝導マトリクス, 熱容量マトリクス, 熱流束ベクトルであり、以下のように与えられる。

$$\{K\}_m = \int_{v_m} \frac{\partial [N]_m^T}{\partial x_i} K_{ij} \frac{[N]_m}{\partial x_j} dV + \int_{s_{mh}} h [N]_m^T [N]_m dS \quad (5.4)$$

$$\{C\}_m = \int_{v_m} C \rho [N]_m^T [N]_m dV \quad (5.5)$$

$$\{F\}_m = \int_{v_m} Q [N]_m^T dV - \int_{s_{mk}} q [N]_m^T dS + \int_{s_{mh}} h T_c [N]_m^T dS \quad (5.6)$$

但し、 $[N]_m$  は要素  $m$  の形状関数、 $Q$  は単位時間あたりの内部発熱量、 $q$  は熱伝導境界  $S_{mk}$  からの熱流束、 $T_c$  は流体温度である。

Fig.5.6 において薄肉要素  $m$  の伝熱境界を  $S_{mk}$ ,  $S_{mh}$ ,  $S_{mk}$ ,  $S_{mh}$  に分けると、式 (5.4) と式 (5.5) は以下のように表わせる。

$$\{K\}_m = \underbrace{\int_{v_m} \frac{\partial [N]_m^T}{\partial x_i} K_{ij} \frac{\partial [N]_m}{\partial x_j} dV + \int_{s_{mh}^{\zeta}} h [N]_m^T [N]_m dS}_{\{K\}_m^*} \quad (5.7)$$

$$+ \int_{s_{mh}^{\xi}} h [N]_m^T [N]_m dS$$

$$\{F\}_m = \underbrace{\int_{v_m} Q [N]_m^T dV - \int_{s_{mk}^{\zeta}} q [N]_m^T dS + \int_{s_{mh}^{\zeta}} h T_c [N]_m^T dS}_{\{F\}_m^*} \quad (5.8)$$

$$- \int_{s_{mk}^{\xi}} q [N]_m^T dS + \int_{s_{mh}^{\xi}} h T_c [N]_m^T dS$$

式 (5.7) と式 (5.8) を用いると式 (5.3) は以下のように表わせる。

$$\{K\}_m^* \{T\}_m + \{C\}_m \{\dot{T}\}_m = \{F\}_m^* - \underbrace{\left( \int_{s_{mk}^{\zeta}} q [N]_m^T dS + \int_{s_{mh}^{\zeta}} h (T - T_c) [N]_m^T dS \right)}_{\text{heat conduction} \quad \text{heat convection}} \quad (5.9)$$

式 (5.a) の右辺第 2 項は  $\zeta$  方向の、熱伝導および熱伝達による熱流を表わしている。

本研究で開発した簡易解析手法の第 1 ステップは Fig.5.7 に示すように熱伝導と熱伝達の両者による熱流の  $\zeta$  方向成分を  $\xi - \zeta$  サブモデルを用いて計算することである。

ここで  $\xi - \zeta$  サブモデルは  $\zeta$  方向熱流の  $\eta$  軸に沿った変化が最も小さくなるように選ぶ必要がある。

サブモデルで計算された熱流はこのままでは、Fig.5.7 に示す  $\xi - \eta$  平面モデルに直接加えることが出来ない。このため  $\xi - \zeta$  サブモデルにおいて、 $\zeta$  方向の熱流により、薄肉要素  $l$  に単位時間に蓄積される熱量  $\{F\}_l$  を計算し、次式により内部発熱量  $Q_{eq}$  に変換する。

尚、内部発熱量は FINAS のような汎用有限要素法プログラムの標準入力として備えられている。

$$\int_{\ell_c} q_c [\phi]_{\ell} d\ell = \{F\}_{\xi} = \int_A Q_{eq} [\phi]_{\ell} dS \quad (5.10)$$

ここで  $[\phi]_{\ell}$  は Fig.5.9 に示す  $\xi - \eta$  2次元要素  $\ell$  の形状関数である。 $\ell_c$  は  $\zeta$  軸に垂直にとった薄肉要素  $\ell$  の熱伝導境界、 $A$  は要素  $\ell$  の面積である。

$q_c$  は  $\ell_c$  から流入する  $\zeta$  方向の熱伝導および熱伝達による熱流である。

式 (5.10) の  $Q_{eq}$  を導入すると式 (5.9) は次のように書き直せる。

$$\begin{aligned} [K]_m^* \{T\}_m + [C]_m \dot{\{T\}}_m &= \{F\}_m^* + \int_{V_m} Q_{eq} [N]_m^T dV \\ &= \{F\}_m^* + \{F\}_m^{\zeta} \end{aligned} \quad (5.11)$$

Fig.5.6 において要素  $m$  が十分薄ければ式 (5.11) に於て  $Q_{eq}$  以外の部分はすべて  $\xi - \eta$  2次元要素で計算出来る。

簡易解析手法の第2ステップでは Fig.5.7 に示すメインモデルの  $\xi - \eta$  要素  $n$  により式 (5.11) が計算される。この時第1ステップで計算された  $Q_{eq}$  が外部入熱として与えられる。

次に非定常問題に本方法を適用する場合の入熱量について検討する。

式 (5.11) を非定常問題に対する陽解法の差分スキームである一般化 Crank-Nicolson 法で時間離散化すると

$$\begin{aligned} (\beta [K]_m^* + \frac{1}{\Delta t} [C]_m) \{T(t + \Delta t)\}_m \\ = (- (1 - \beta) [K]_m^* + \frac{1}{\Delta t} [C]_m) \{T(t)\}_m \\ + \beta (\{F(t + \Delta t)\}_m^* + \{F(t + \Delta t)\}_m^{\zeta}) \\ + (1 - \beta) (\{F(t)\}_m^* + \{F(t)\}_m^{\zeta}) \quad (0 \leq \beta \leq 1) \end{aligned} \quad (5.12)$$

式 (5.12) より一般化 Crank-Nicolson 法を用いた非定常解析プログラムを用いる場合、時刻  $t + \Delta t$  に相当する計算ステップに於て  $\{F(t + \Delta t)\}_m^{\zeta}$  と  $\{F(t)\}_m^{\zeta}$  を  $\beta : 1 - \beta$  の比で与える必要がある。よってサブモデルの時間ステップはメインモデルのステップに一致させておくのが望ましい。

次に式 (5.12) の安定性であるが、Von Neumann's Criterion によると、

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{2} \leq \beta \leq 1 \text{ では } \Delta t \text{ によらず安定} \\ 0 \leq \beta \leq \frac{1}{2} \text{ では } \Delta t < \frac{2}{(1 - 2\beta) \text{Max } \mu_i} \\ \text{但し } \mu_i \text{ は } [C]_m^{-1} [K]_m \text{ の固有値} \end{aligned} \right\} \quad (5.13)$$

式 (5.12) に於て  $[C]_m^{-1} [K]_m$  は  $\{\hat{Q}\}^{eq}$  によらないため式 (5.13) より, メインモデルの要素  $n$  単独での計算が安定ならば, 式 (5.12) によるスキームも安定である。



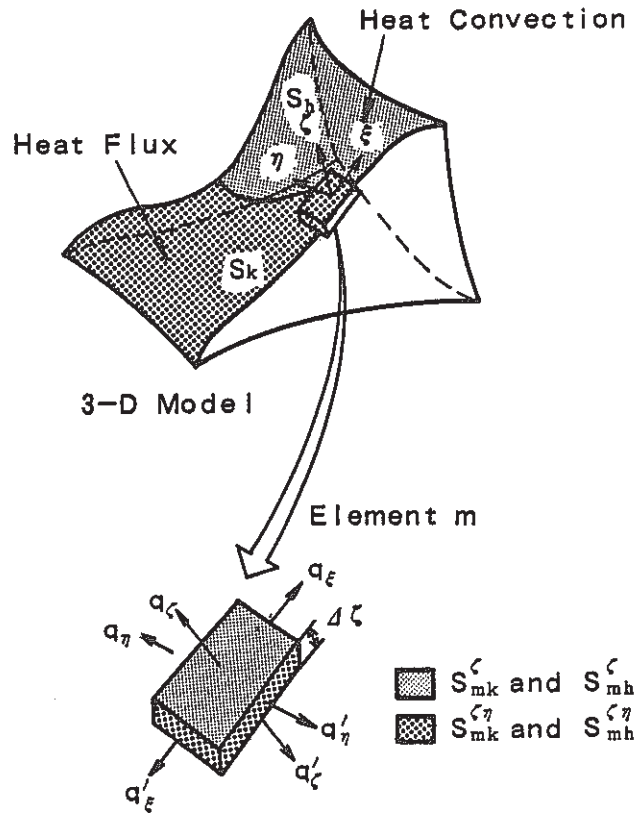


Fig. 5.6 3-D Thermal Analysis Method

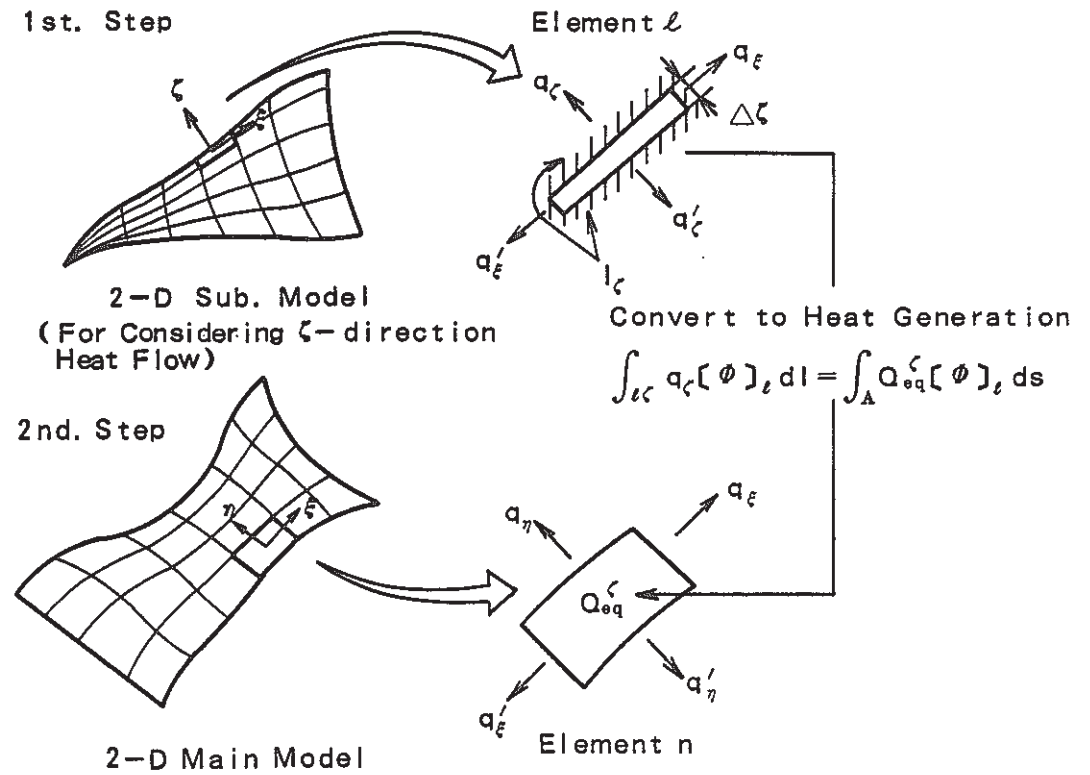


Fig. 5.7 Simplified 2-D Thermal Analysis Method

#### 5.2.4 基本的な問題による理論の検証

前節までに述べた理論を、Fig.5.8 に示す例題に対して FINAS を用いて適用し、その有効性を検証する。

Fig.5.8 の形状は高速炉の燃料集合体を単純モデル化したものであり、図中に示すように上表面  $S_1$  と穴内表面とで 3 次元の熱伝達境界を持つ。このモデルに対し初期温度  $500^\circ\text{C}$  で伝達面に  $0^\circ\text{C}$  の流体が接触した場合の伝達面  $S_1$  の非定常温度分布と、 $S_1$  から Z 方向に  $-120\text{mm}$  移動した位置にある中間断面  $S_2$  での温度分布を本解析手法を用いて計算する。

得られた結果は Fig.5.9 に示す 3 次元ソリッドモデルによる計算結果と比較、検証される。

##### ・第 1 ステップ

Fig.5.10 に示す 2 次元サブモデルを用いて、評価断面  $S_1$  及び  $S_2$  に対する面外方向 (Z 方向) の熱流束、 $q_z^i(r)$  および  $q_{z+\Delta z}^i(r)$  ( $S_1$  の場合  $i=1$ ,  $S_2$  の場合  $i=2$ ) を計算する。サブモデルは Fig.5.8 のモデルの X-Z 断面を軸対称近似したものである。また  $S_1$  および  $S_2$  近傍では薄肉の要素を用い Z 方向熱流により各断面に蓄積される熱量を精度よく計算できるようにした。

本モデルでは要素の Z 方向の板厚  $\Delta Z$  が一定のため式 (5.10) は次のように簡単に表わせる。

$$q_{z+\Delta z}^i(r) - q_z^i(r) = Q_{\text{eq}}^{zi}(r) \cdot \Delta Z \quad (i=1, 2) \quad (5.14)$$

但し、 $q_{z+\Delta z}^i(r)$ ,  $q_z^i(r)$  は中心軸から距離  $r$  での要素境界での熱流束、 $Q_{\text{eq}}^{zi}$  は要素内に蓄積されるものと等価な単位体積当りの発熱量、 $\Delta Z$  は要素の厚さである。実際の計算では  $r$  は各要素ごとに図心で評価した。

##### ・第 2 ステップ

Fig.5.11 に示す 2 次元メインモデルを用いて各断面での温度分布を求める。このモデルは熱伝達係数としては穴内面のみ考慮している。メインモデルに第 1 ステップで求めた  $Q_{\text{eq}}^{zi}(r)$  を加えると断面  $S_1$  を評価することになり  $Q_{\text{eq}}^{z2}(r)$  を加えると断面  $S_2$  を評価することになる。

FINAS の時間離散化手法は通常の Crank-Nicolson 法であるため、式 (5.12) より、時刻  $t + \Delta t$  の計算ステップに対してサブモデルで計算された  $1/2 \{ Q_{\text{eq}}^{zi}(r) \}_{t+\Delta t} + 1/2 \{ Q_{\text{eq}}^{zi}(r) \}_t$  を加えた。

##### ・結果

Fig.5.12 に 3 次元本解析法、メインモデルのみで計算した通常の 2 次元解析により Fig.5.8 の点  $P_1$  の温度時刻歴を比較した図を示す。

通常の 2 次元解析では面外の熱流が考慮されていないため大きな誤差が生じているが、本解析法によるものは 3 次元の解に近い結果を得ていることが分かる。

Table 5.1 は Fig.5.8 の点  $P_1$  と点  $P_2$  に対してサブモデルの要素の厚さ  $\Delta Z$  を変化させて計

算した場合の3次元のものとの誤差を示したものである。点 $P_2$ については全体に良好な誤差範囲に入っているのが分かる。点 $P_1$ については $\Delta Z = 3\text{ mm}$ での23秒後の誤差がやや大きくなっているが、この原因としては熱過渡初期では $P_1$ 付近でのZ方向温度勾配が大きいいため $\Delta Z = 3\text{ mm}$ の大きさでは板厚内での温度差が無視できなくなるためと考えられる。従って面外方向の温度勾配が大きい場合はSub.モデルの要素の厚さを十分小さくする必要がある。しかし、長時間後の温度分布はそれまでのトータル熱量の差は小さくなるため誤差は小さくなる。

#### 5.2.5 管板構造系への適用

Fig.5.13に示す3次元の形状と伝熱境界を持つ管板構造の熱過渡問題に本解析法を適用する。ここではコールドショックを受けた場合の多孔板の上表面とシュラウド部の内表面の温度分布を計算する。解析コードにはFINASを用いる。本解析法で得られた温度分布はFig.5.14に示す3次元ソリッドモデルによるものと比較検討される。

- 第1ステップ

Fig.5.15は管板構造用の軸対称サブモデルであり、評価部近傍の各薄肉要素の面外熱流を計算する。

- 第2ステップ

Fig.5.16は3次元膜要素（自由度は2次元）からなる膜形状のメインモデルである。各膜要素にサブモデルで計算された面外熱流が内部発熱量として与えられる。

- 結果

3次元ソリッドモデルによる温度分布のコンターをFig.5.17に、本解析手法による同じ時間での温度コンターをFig.5.18に示す。両者共よく一致していることが分かる。

また、解析に要した計算時間はそれぞれ2次元サブモデルが2.8分/22ステップ、2次元メインモデルが2.6分/21ステップ、3次元ソリッドモデルが144.9分/21ステップであり、簡易解析手法に要した時間の合計は3次元のもの、25分の1以下であった。

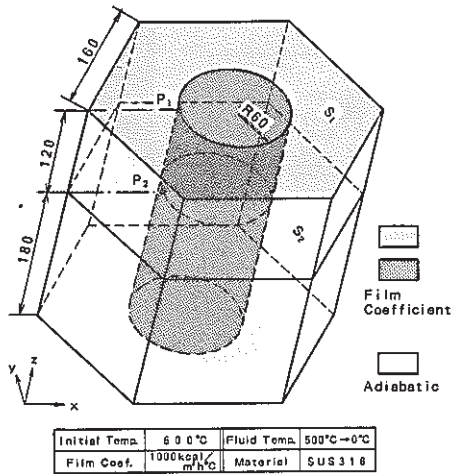


Fig. 5.8 Configuration of Example Model

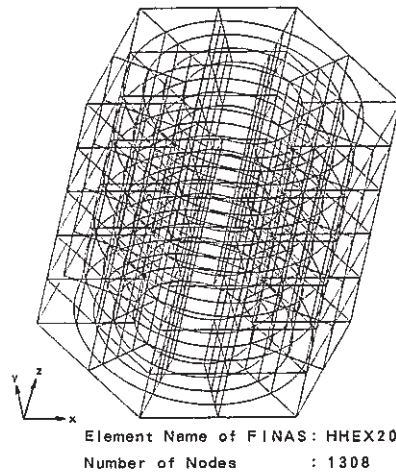


Fig. 5.9 3-D Solid Model

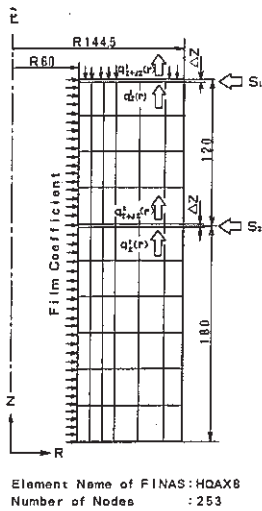


Fig. 5.10 Axisymmetric Sub. Model

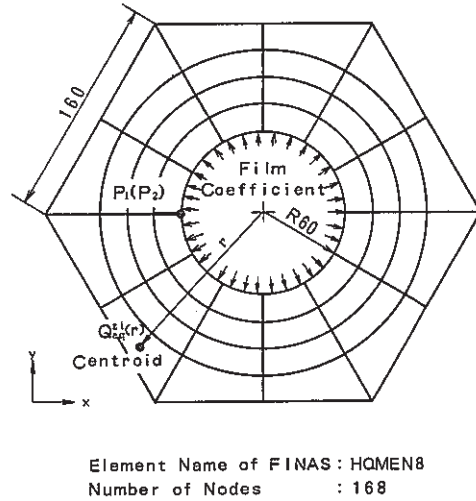


Fig. 5.11 Plane Main Model

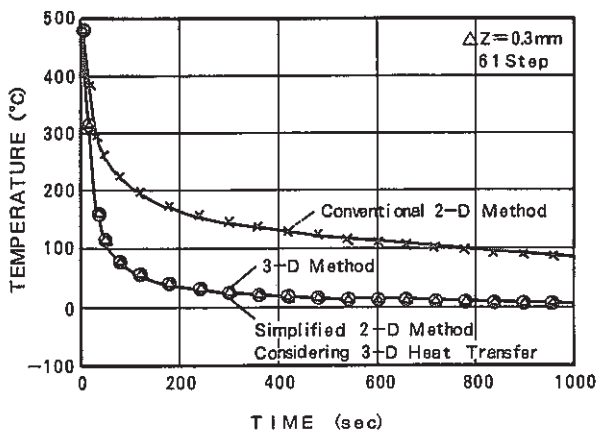


Fig. 5-12 Comparison of Temperature Transient at P<sub>1</sub> between 3-D Method and 2-D Method

Table 5-1 Relative Error between 2-D Simplified Method and 3-D Method

POINTS	CONDITION	TIME		
		25 sec	100 sec	1000 sec
P <sub>1</sub>	ΔZ = 0.3 mm	-1.1%	0.5%	-0.4%
	ΔZ = 3 mm	4.6%	2.0%	-0.2%
P <sub>2</sub>	ΔZ = 0.3 mm	-0.4%	0%	0%
	ΔZ = 3 mm	-0.4%	0%	0%

Definition of Error in Temperature :  

$$\frac{2\text{-D Solution} - 3\text{-D Solution}}{|3\text{-D Solution}|} \times 100 (\%)$$

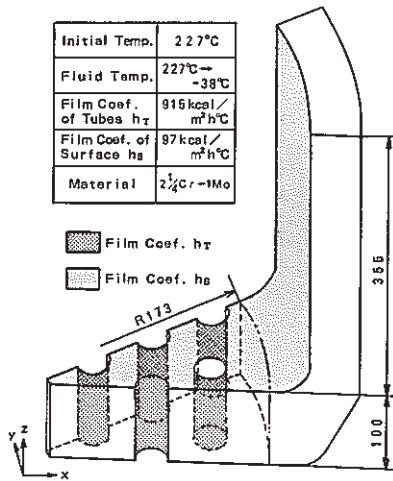


Fig. 5.13 Configuration of the Tubesheet Model

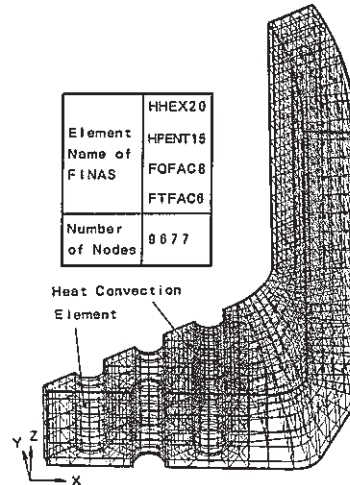


Fig. 5.14 3-D Solid Model of Tubesheet

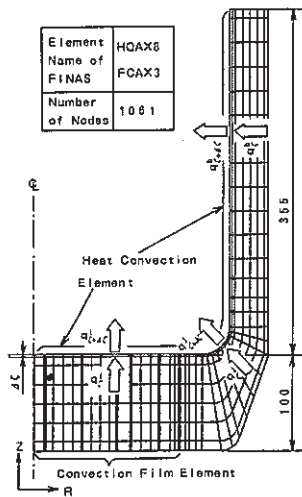


Fig. 5.15 Axisymmetric Sub. Model of Tubesheet

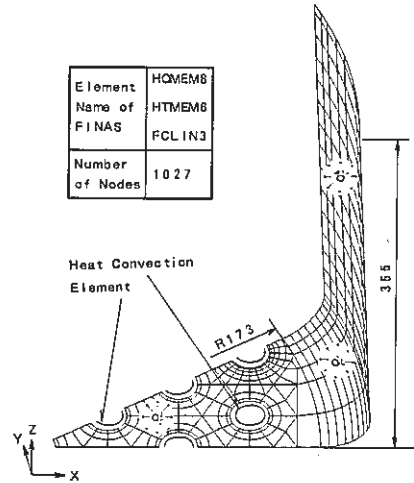


Fig. 5.16 Membrane Main Model of Tubesheet

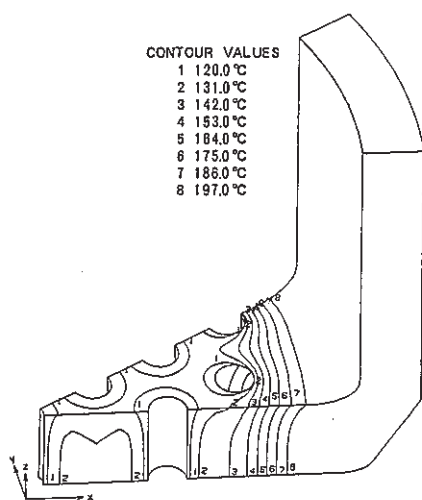


Fig. 5.17 Temperature Contour by 3-D Method

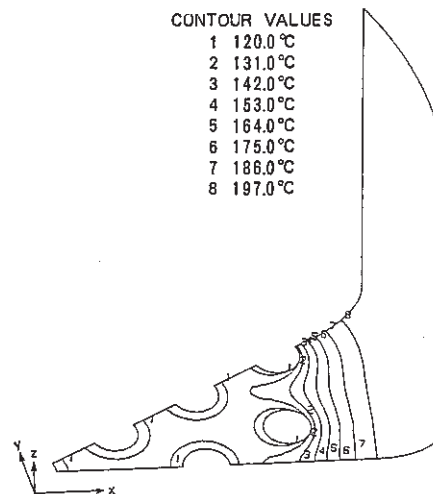


Fig. 5.18 Temperature Contour by Simplified 2-D Method

## 6. 管板構造系の簡易非弾性解析法

本報告書で述べた簡易解析モデルを用いて実際の管板構造で問題となる箇所を解析する方法を、Fig.6.1 に示す。Fig.6.1 に於て各評価箇所ごとに解析手順を示すと以下のようなになる。

### (i) シュラウド付け根部の評価

伝達フィルムモデル等の簡易モデルにより軸対称温度解析を行なう。得られた温度分布により軸対称応力解析を行なう。このときリガメント部に対しては与えられた条件に応じて、弾性、塑性、クリープの有効物性値を用いる。

### (ii) 等方領域穴まわりの評価

i) で述べた軸対称解析モデルから求めた変位境界条件を端部に入力し、単位リガメントモデルによる解析を行なう。

### (iii) 最外周穴まわりの評価

局所穴あき等価中実平板モデルにより熱伝導解析を行ない温度分布を求める。その手順は次のとおりである。非等方領域の穴内部に熱伝達面を設定する。等方領域に関しては予め単位リガメントモデルを用いた熱伝導解析により単位リガメントからの熱流量を計算しておき、この熱流量を内部発熱データとして等方領域に与える。面外方向への熱流量は5.2節に示した3次元熱流を考慮した2次元温度解析の方法を援用して内部発熱として局所穴あき中実平板モデルに与える。

こうして得られた温度分布をもとに局所穴あき中実平板モデルによる応力解析を行なう。局所穴あき中実平板モデルの等方領域に対しては弾性、塑性、クリープの有効物性値を用いる。またシュラウド等の拘束がある場合は(i)で述べた軸対称解析の結果を参照する。即ち、局所穴あき中実平板モデルの端部に軸対称モデルの局所穴あき中実平板モデル端部に相当する位置における変位を強制変位として与える。平板モデルにシュラウド等の拘束の効果を端部への強制変位として与えることの妥当性については7.3.1で詳しく述べる。

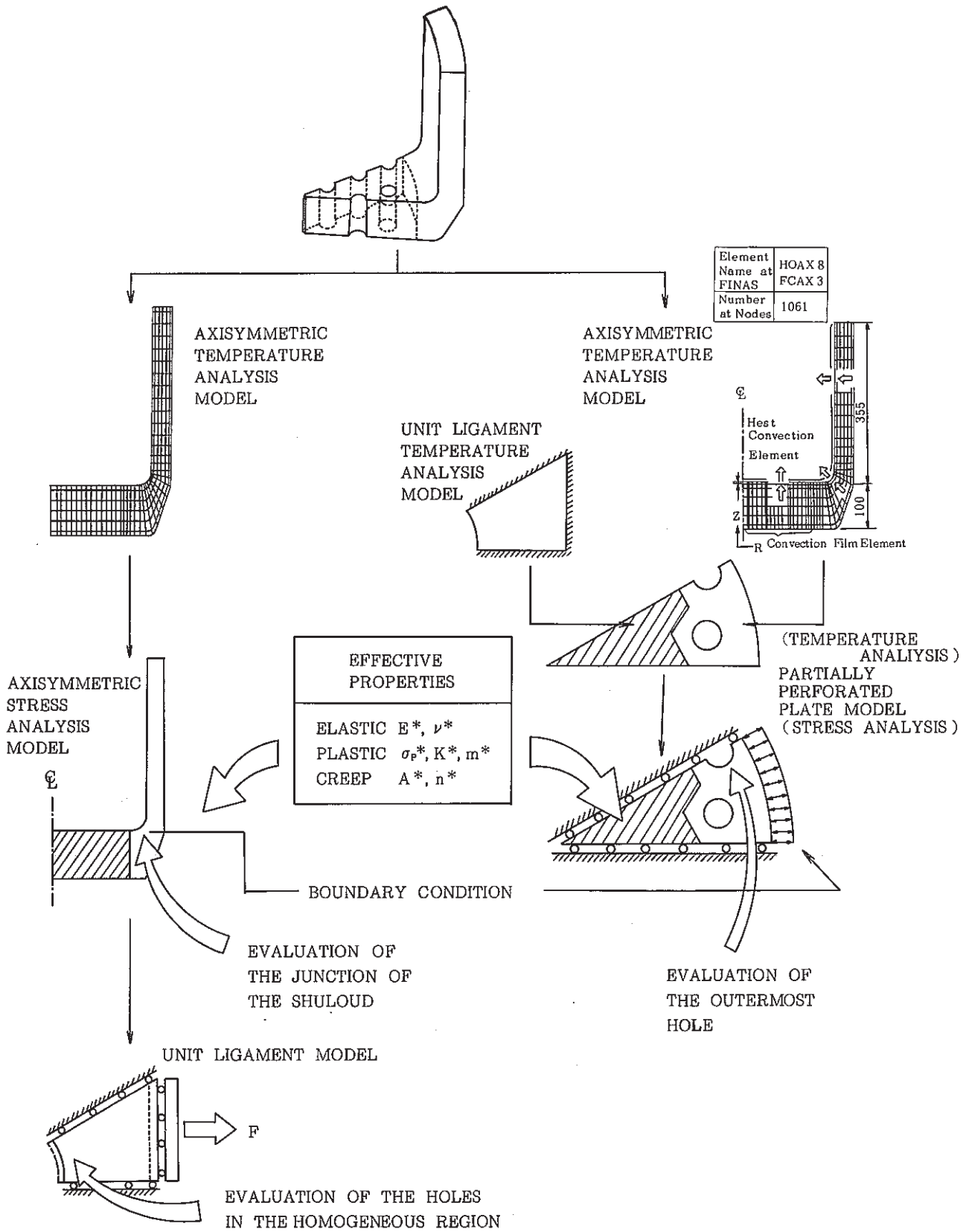


Fig. 6.1 Simplified Inelastic Analysis Method for the Tuhesheet Structures

## 7. 熱過渡挙動試験データによる簡易解析法の検証

大洗工学センターの空気冷却熱過渡試験装置を用いて行なわれた管板構造モデル熱過渡試験のデータ<sup>(6)(7)</sup>と本研究で開発した簡易解析モデルによる解析結果を比較することにより簡易解析法の検証を行なう。

### 7.1 管板構造モデル試験の概要

管板構造モデル熱過渡試験装置のテストセクション部を Fig.7.1 に、供試体を Fig.7.2 に示す。供試体は“もんじゅ”蒸気発生器出口管板の 1/2 スケールモデルで、電気ヒータで均一に設定温度まで加熱した後、伝熱管に急激に圧縮空気を流し熱過渡を与える。

測定データは管板の表面温度および穴まわりとシュラウド付根部のひずみである。ひずみゲージ取付位置については Fig.7.3 に示す。

Fig.7.4 は本報告書で採り上げた試験データを得た挙動試験 II-2 No.2 の熱過渡条件の実測値である。

Fig.7.5 は同じく挙動試験 II-2 No.2 の管板半径方向の温度分布である。

管板の熱過渡は多孔部は Fig.7.5 に示すように流体に対する温度追従性が良いが、シュラウド部は悪い場合両者に大きな温度差が生じるのが特徴である。



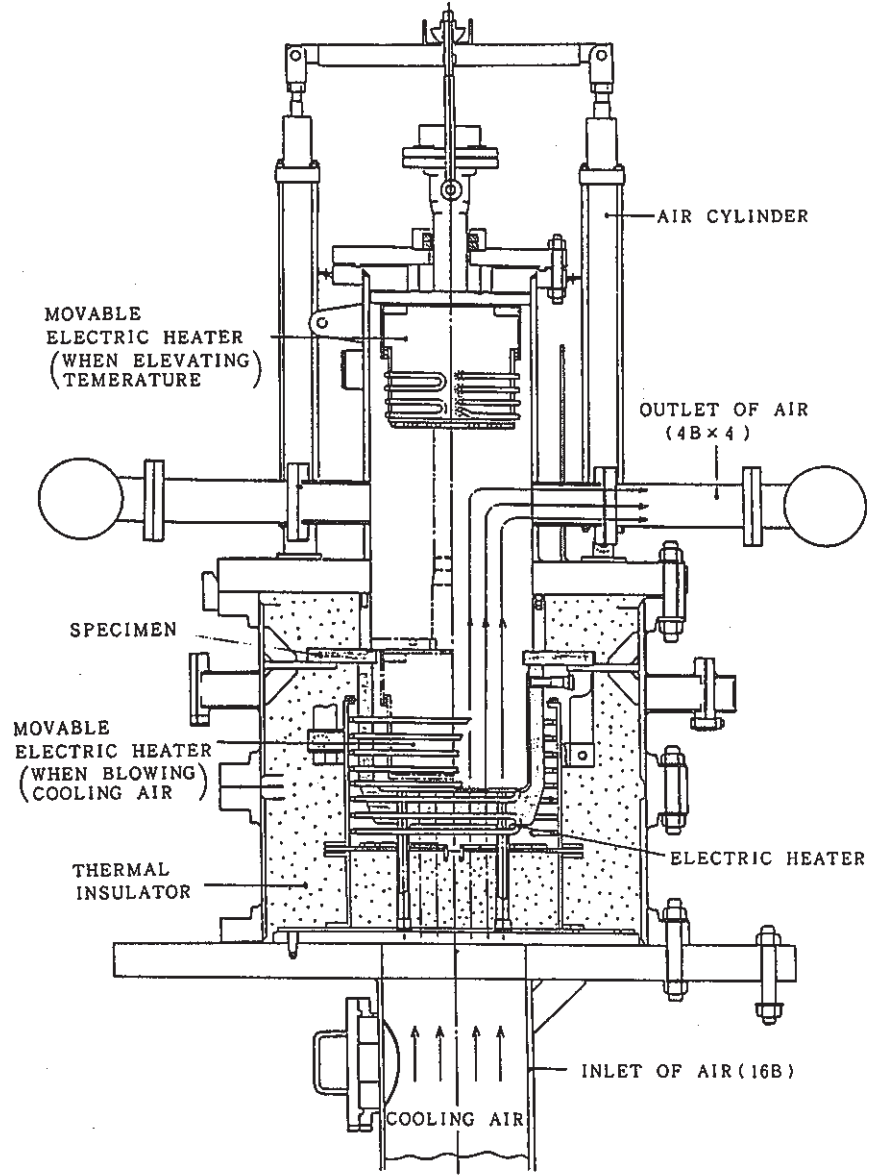


Fig. 7.1 Test Section of Thermal Transient Test of Tubesheet

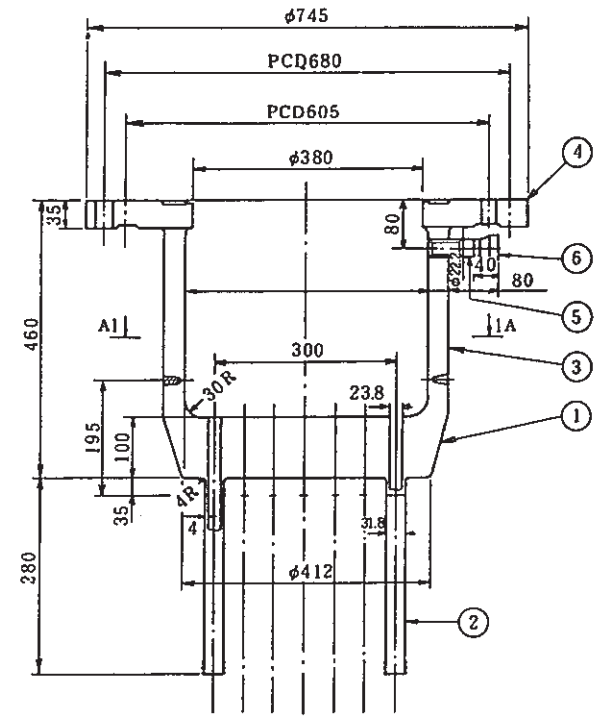
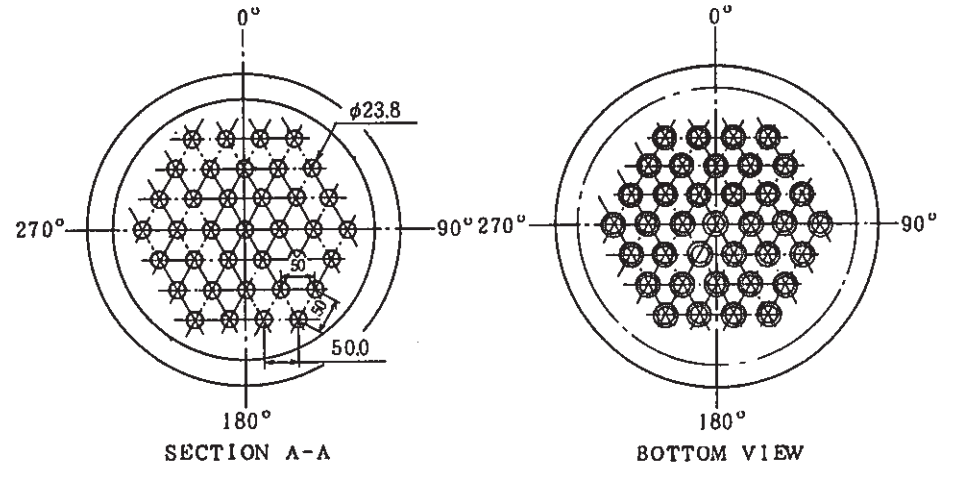


Fig. 7.2 Specimen

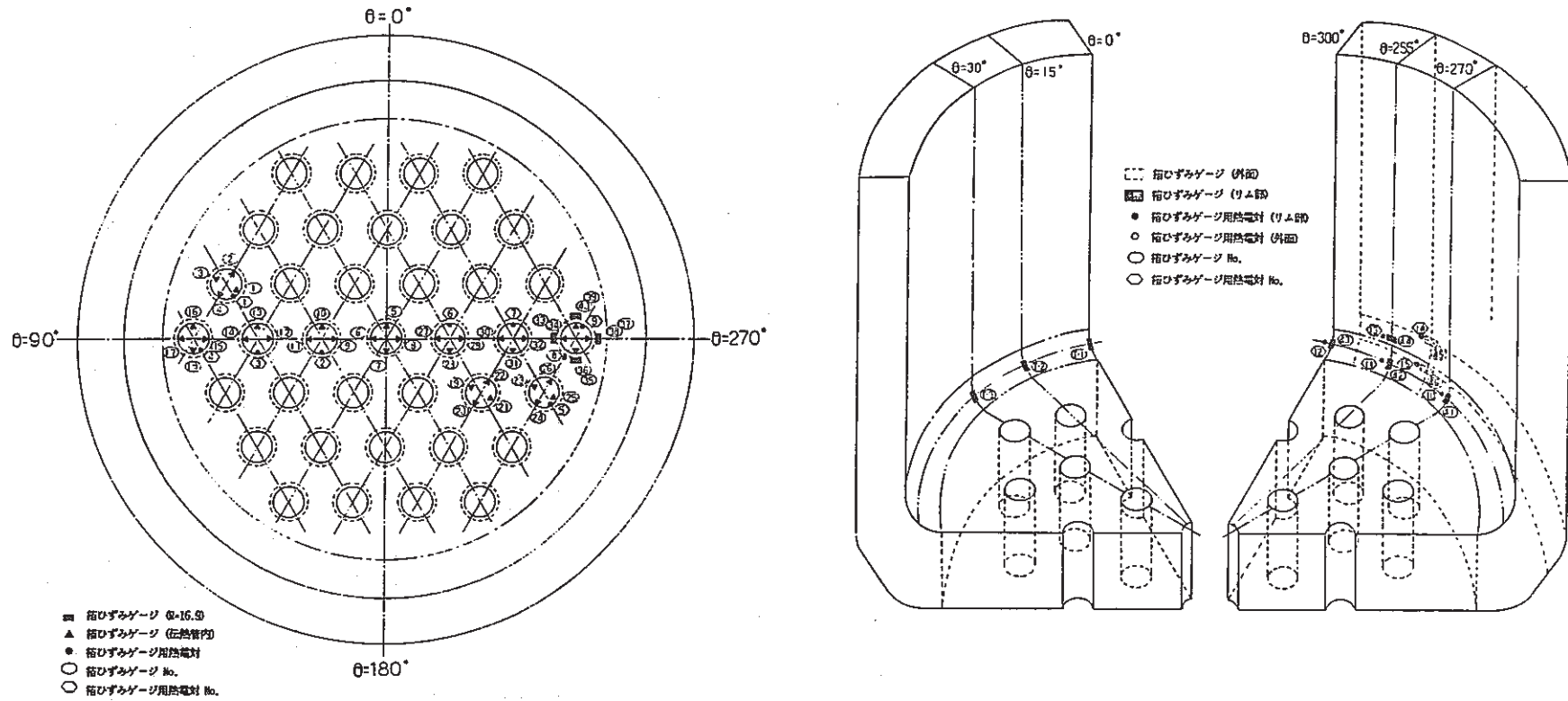


Fig. 7.3 Location of Strain Gage ( Behavior Test - II )

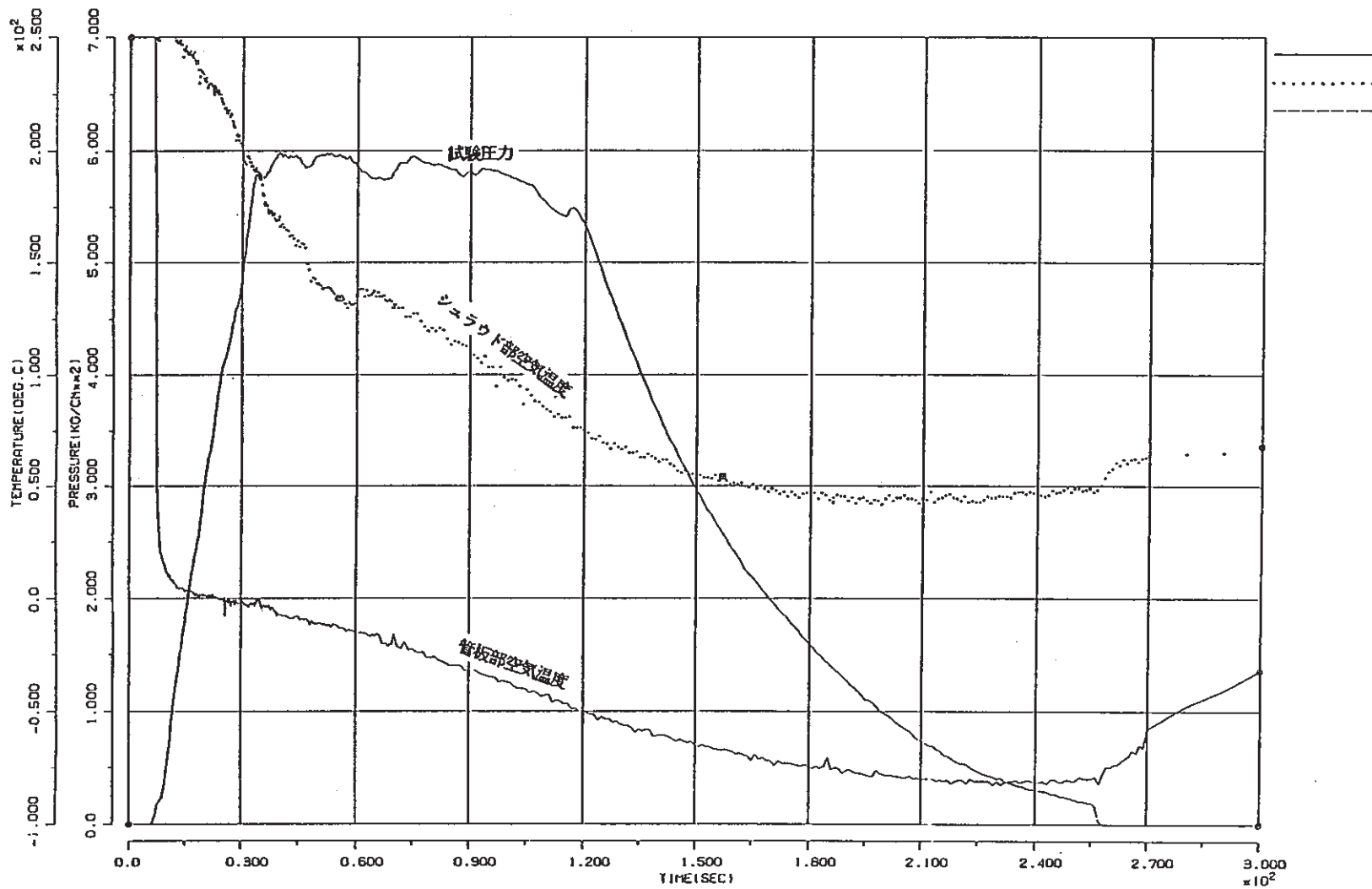


Fig. 7.4 Test Condition of Thermal Transient Test of Tubesheet  
( Behavior Test - II - 2 No. 2 )

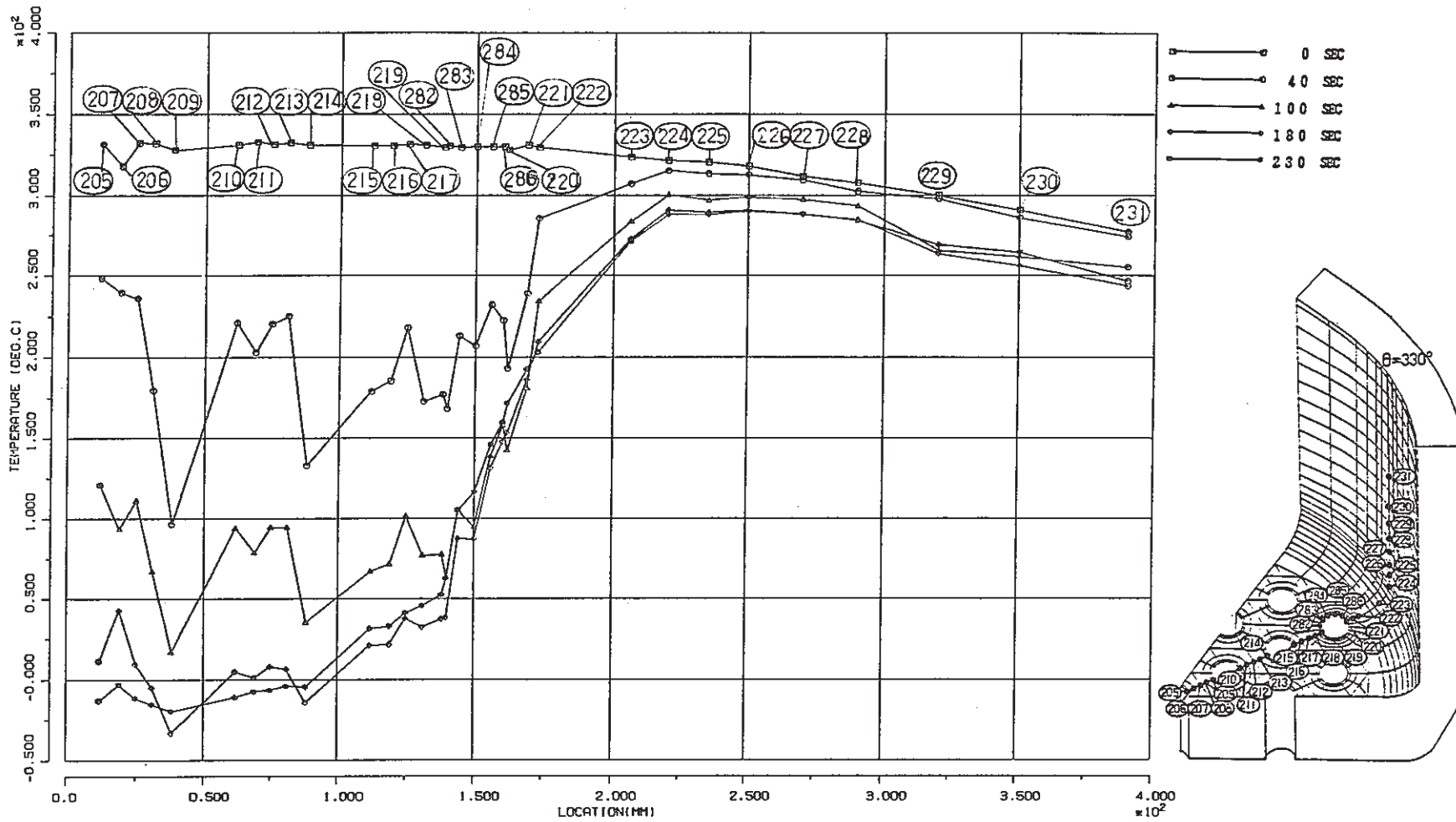


Fig. 7.5 Radial Distribution of Temperature (Behavior Test II-2 No.2)

## 7.2 等価中実板軸対称モデルの検証

### 7.2.1 解析法


Fig.7.6 に熱過渡試験に用いられた供試体を等価弾塑性特性を用いてモデル化した等価中実板軸対称モデルを示す。また Fig.7.7 に母材 ( $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo) の弾塑性応力-ひずみ曲線と等価弾塑性応力-ひずみ曲線を示す。

母材の応力-ひずみ曲線は、挙動試験の繰返し数が小さいことと  $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo の繰返し軟化が不明確であるため、供試材の単調応力-ひずみ曲線<sup>6)7)</sup>を多直線近似して用いた。また等価弾塑性特性は母材の応力-ひずみ曲線を Ludwik の式で表わし、Fig.3.22 の評価線図を用いて等価特性をまず Ludwik の式で表わし、さらにこれを多直線近似して解析モデルに用いた。

また、温度解析には Fig.6.1 に示すように軸対称モデルが必要であるが、本解析では6節で述べた FILM CONVECTION MODEL を用いた。

なお、本解析の目的は等価中実板軸対称モデルの検証であるため、温度解析による誤差の混入を防ぐため解析による温度分布が Fig.7.5 に示す実験時の温度分布と一致するように熱伝達係数を定めた。このようにして求めた1サイクル分の温度分布をもとに、応力解析は繰返し性を考慮し2サイクル分行なった。

FINAS  
8-NODE QUADRILATERAL AXI-SYMMETRIC  
ELEMENT

 EQUIVALENT  
..... ELASTIC-PLASTIC  
PROPERTIES

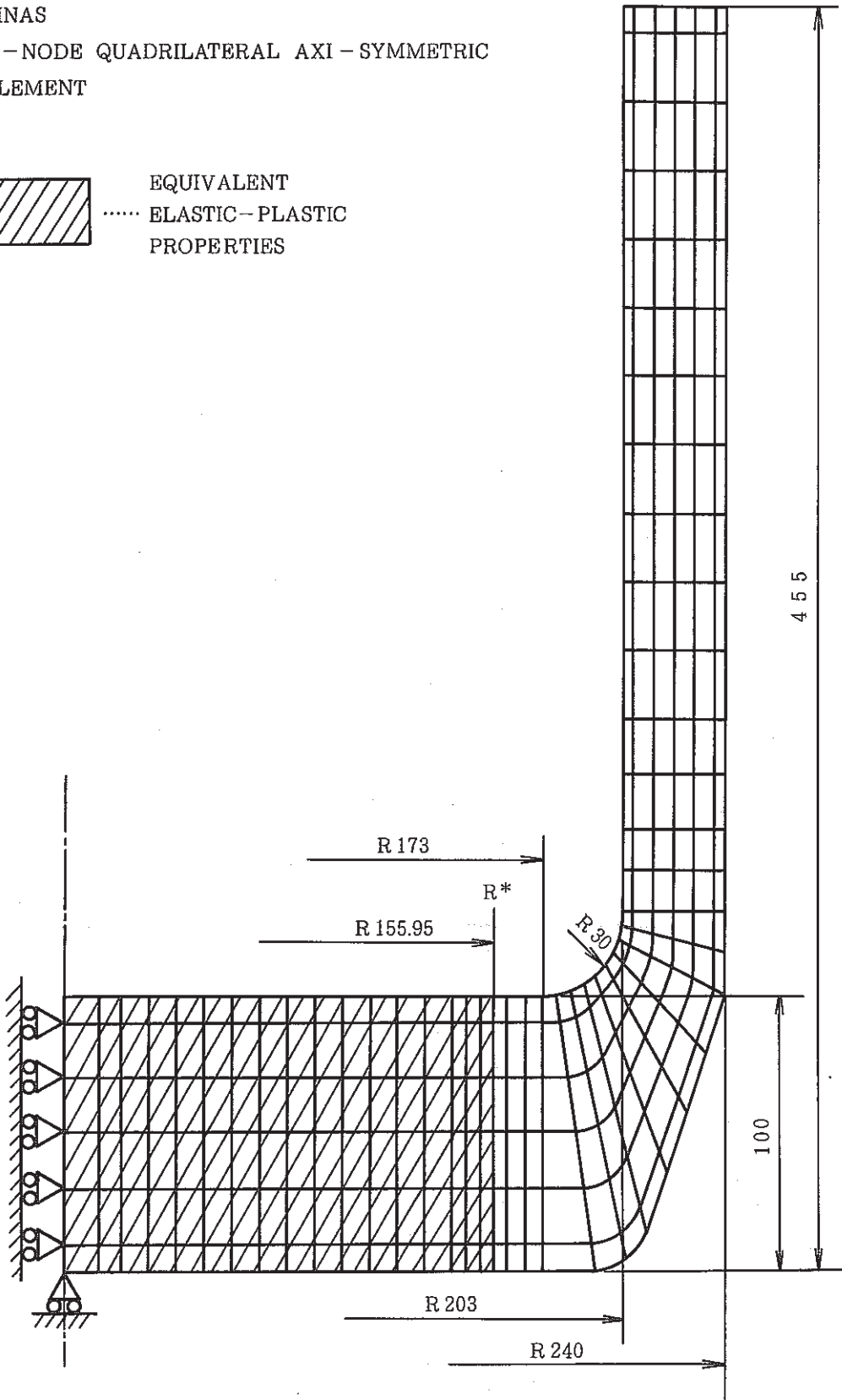


Fig. 7.6 Axisymmetric Model with Equivalent Elastic-Plastic Properties

FINAS

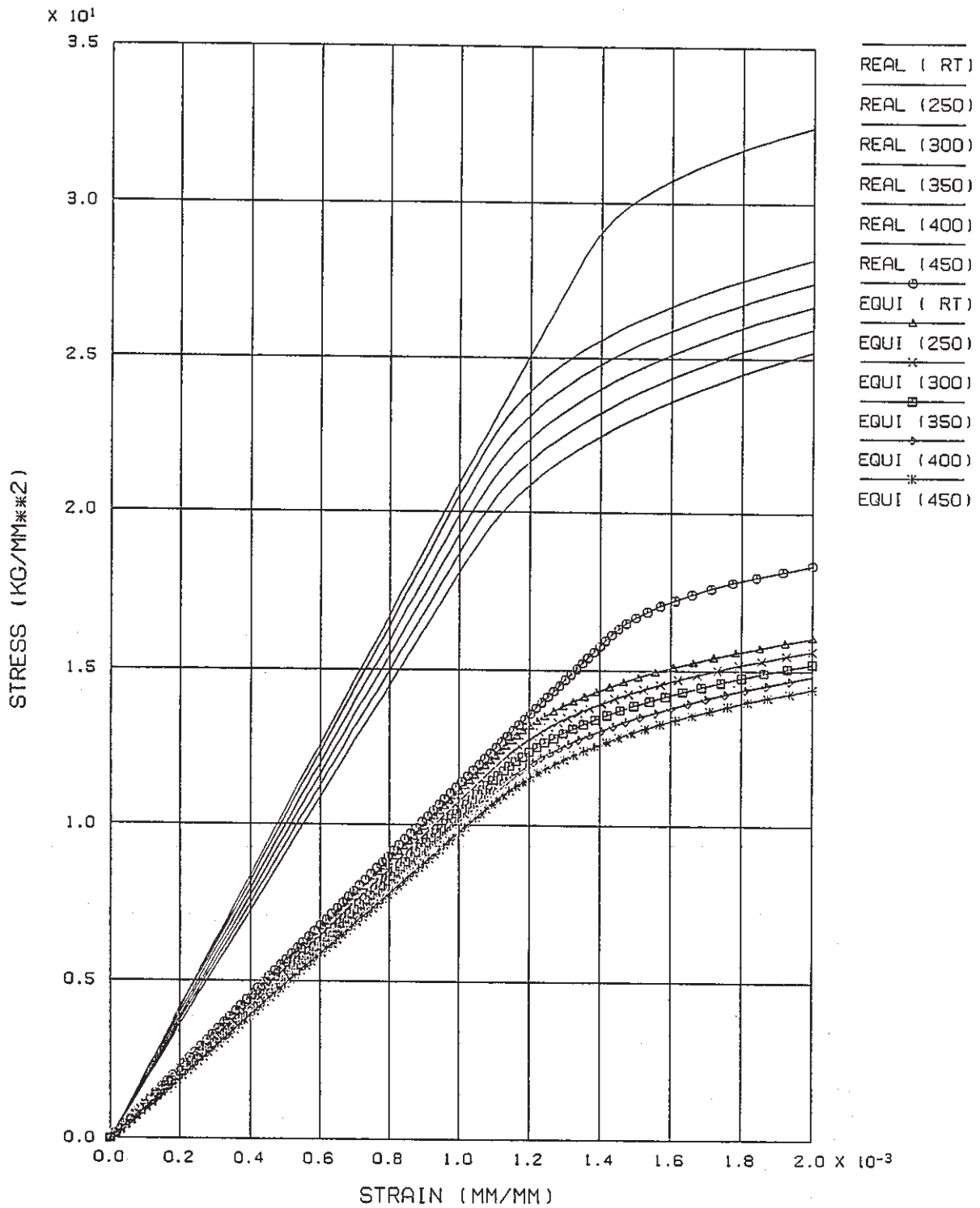


Fig.7.7 Static Stress-Strain Curves of 2 1/4 Cr-1 Mo and Equivalent Properties

## 7.2.2 解析結果と実験結果の比較

Fig.7.8 および Fig.7.9 に最大応力発生時（2 サイクル目の熱過渡開始後 120 秒）のミーゼスの相当応力分布とミーゼスの相当塑性ひずみ分布を示す。また Fig.7.10 に内表面に沿った評価ライン方向のひずみ分布を示す。これらの図から最大ひずみ発生位置はシュラウド付根部であり、発生時刻は 120 Sec であることが分かる。

Fig.7.11 は最大ひずみ発生箇所での 2 サイクル分の応力-ひずみ曲線を示す。この図からシュラウド付根では最初の荷重では大きな塑性変形が生じるが、2 サイクル目からはシェイクダウンすることが分かる。またその時のひずみ範囲は、Fig.7.11 に示す積分点でのひずみを表面まで外挿して求めると、0.2426 % である。

次に実験値であるが、Fig.7.3 右図に示す各ひずみゲージ出力の時刻歴を Fig.7.12 および Fig.7.13 に示す。これから、最大ひずみは熱過渡開始後約 150 秒で生じており、その後温度除荷が生じるに従い徐々に低下していることが分かる。

各ゲージの出力差を調べるために Fig.7.14 ~ Fig.7.15 に各時刻でのひずみ分布を示す。両者から最外周穴に近い位置と遠い位置とではひずみ値に一定の傾向がみられないことが分かる。また 41 ~ 43 等のゲージ（共和電業製）に比べ T1 ~ T3 のゲージ（東京測器）はバラツキが大きいことが分かる。

解析値と実験値との比較では最大ひずみ発生時刻が解析の方が早く、120 秒であるが、それに続くひずみの低下は小さく実験による最大時刻の 150 秒でもほとんど同じであるため、ひずみ範囲は両者共最大時刻の値から求めることとした。つぎにひずみ値の比較であるが、ややばらつきはあるものの平均的なレベルは、両者はよく一致している。ひずみ範囲の定量的な比較は次節で述べる。



FINAS  
VON MISES STRESS

CONTOUR VALUES

1	1.899998
2	4.999997
3	8.099995
4	11.19998
5	14.29999
6	17.39997
7	20.49997
8	23.59995
9	26.69995
10	29.79994

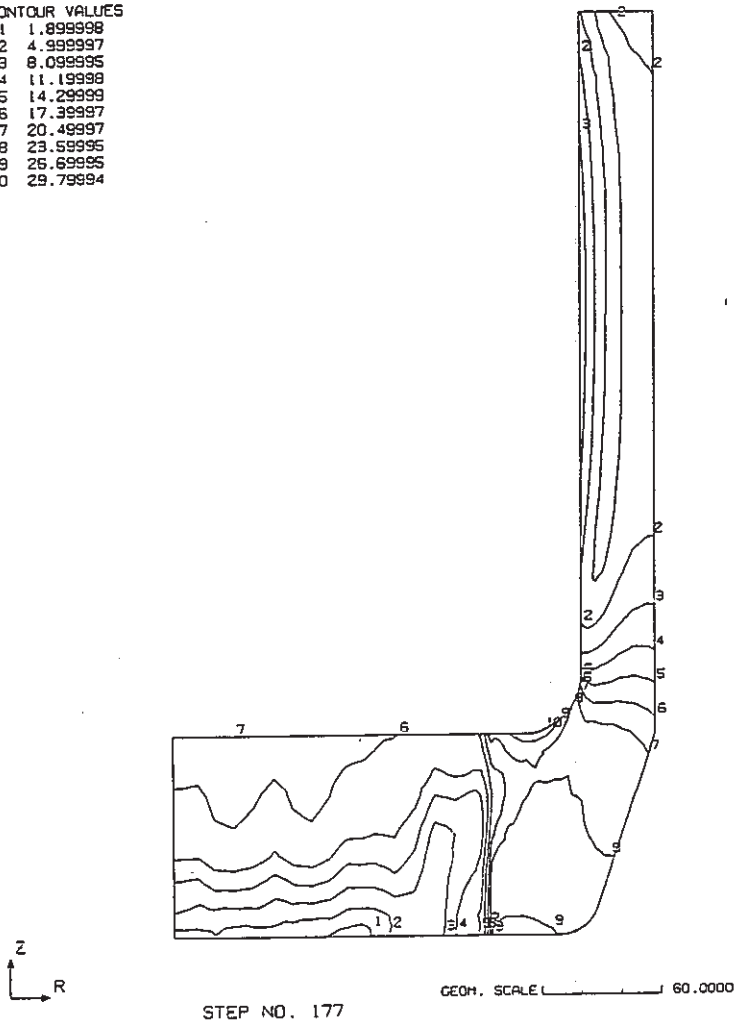


Fig.7.8 Calculated Contour of Von Mises Stress  
(Maximum Load, 120 Sec, 2 Cycle)

FINAS  
EQUIVALENT PLASTIC STRAIN

CONTOUR VALUES

1	5.000-05
2	1.600-04
3	2.700-04
4	3.800-04
5	4.900-04
6	6.000-04
7	7.100-04
8	8.200-04
9	9.300-04
10	1.040-03

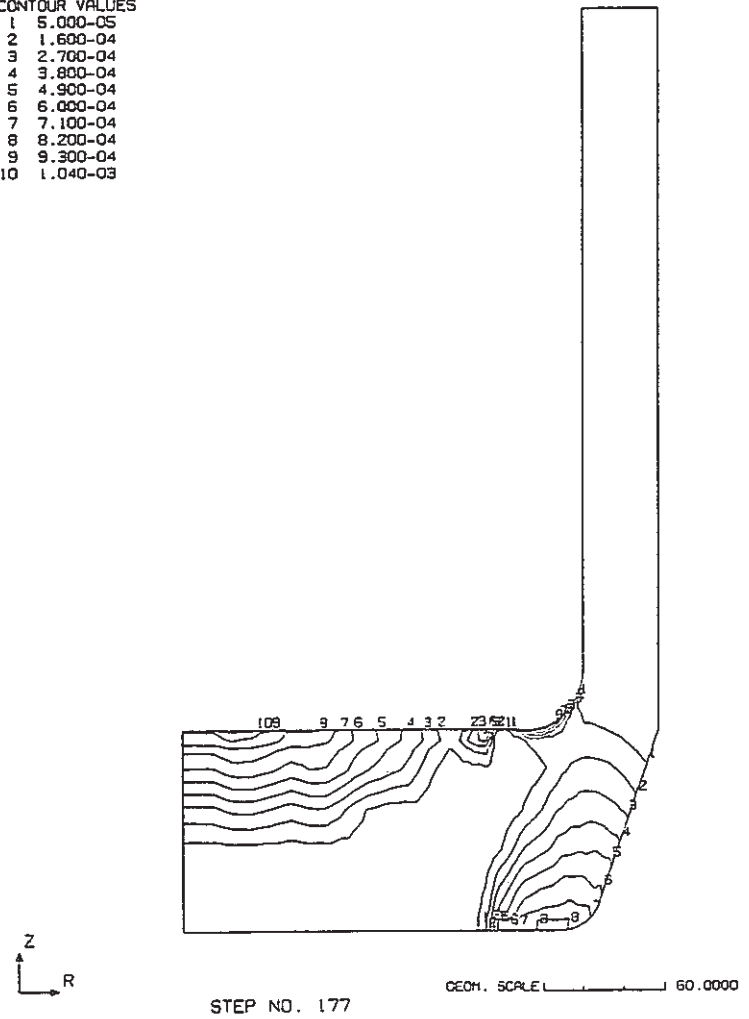


Fig.7.9 Calculated Contour of Equivalent Plastic Strain  
(Maximum Load, 120 Sec, 2 Cycle)

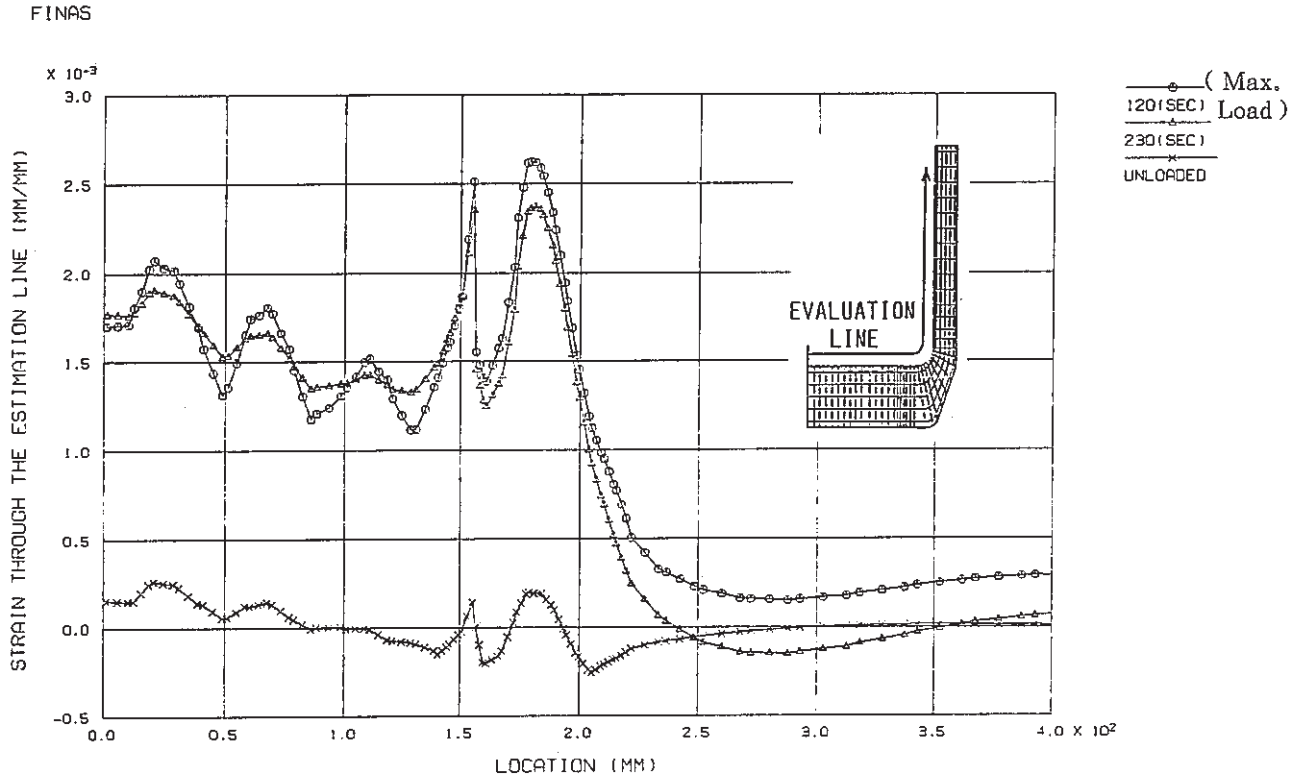


Fig. 7.10 Calculated Strain Distribution along Evaluation Line ( 2 nd. Cycle )

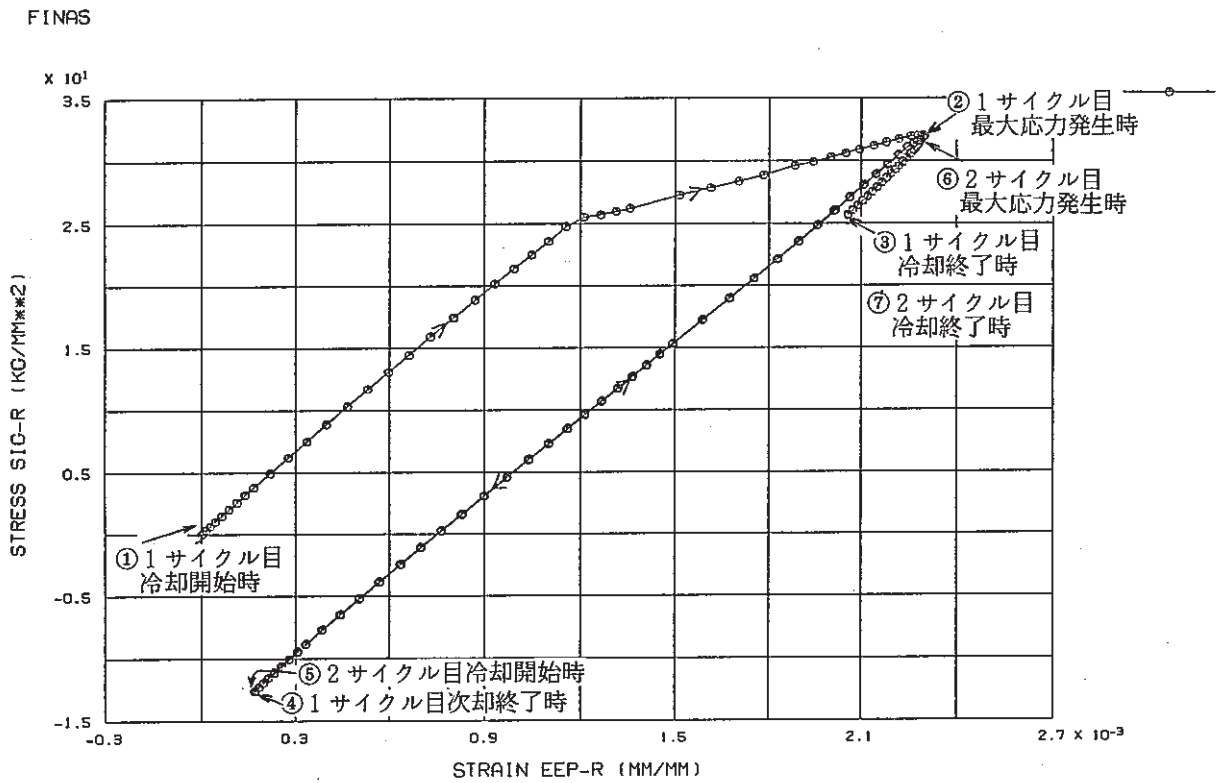


Fig. 7.11 Calculated Stress-Strain Curve at the Junction between Rim and Shroud

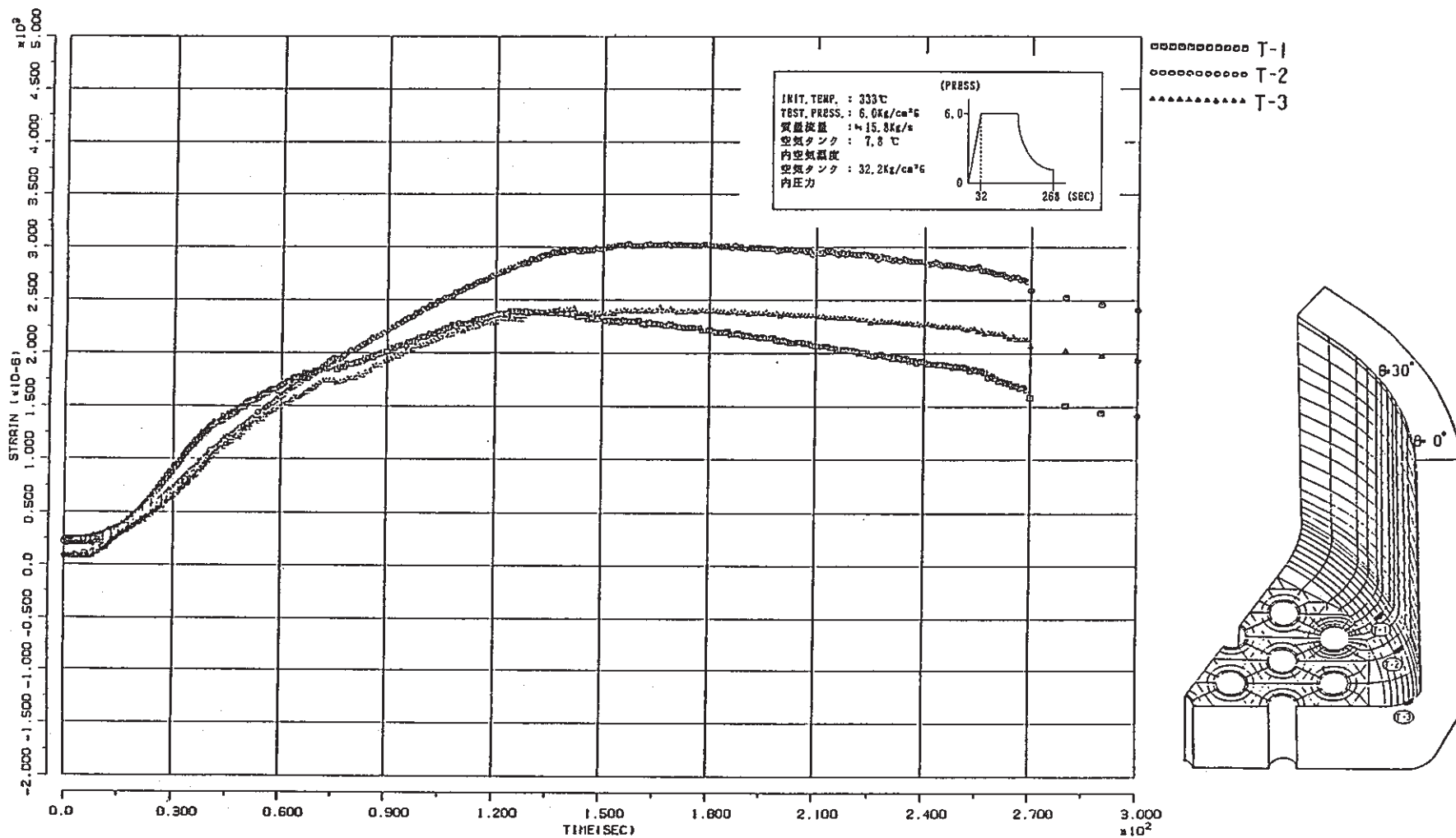


Fig.7.12 Change of Strain with Time ; BEHAVIOR ( II ) - 2 No.2  
 ( Inner Surface of Rim,  $\theta = 0^\circ \sim \theta = 30^\circ$  )

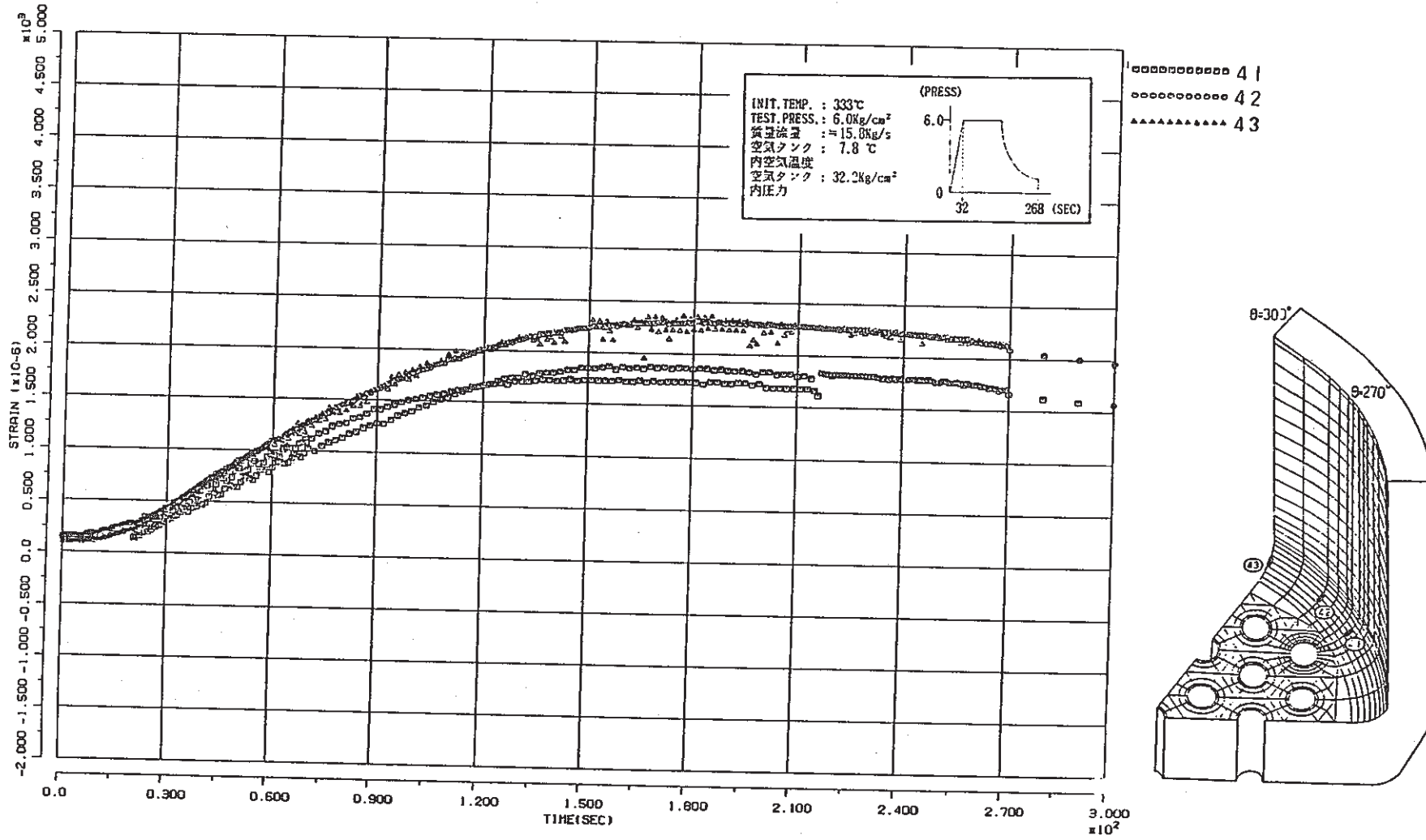


Fig.7.13 Change of Strain with Time ; BEHAVIOR ( II ) - 2 No.2  
 ( Inner Surface of Rim,  $\theta = 270^\circ \sim \theta = 300^\circ$  )

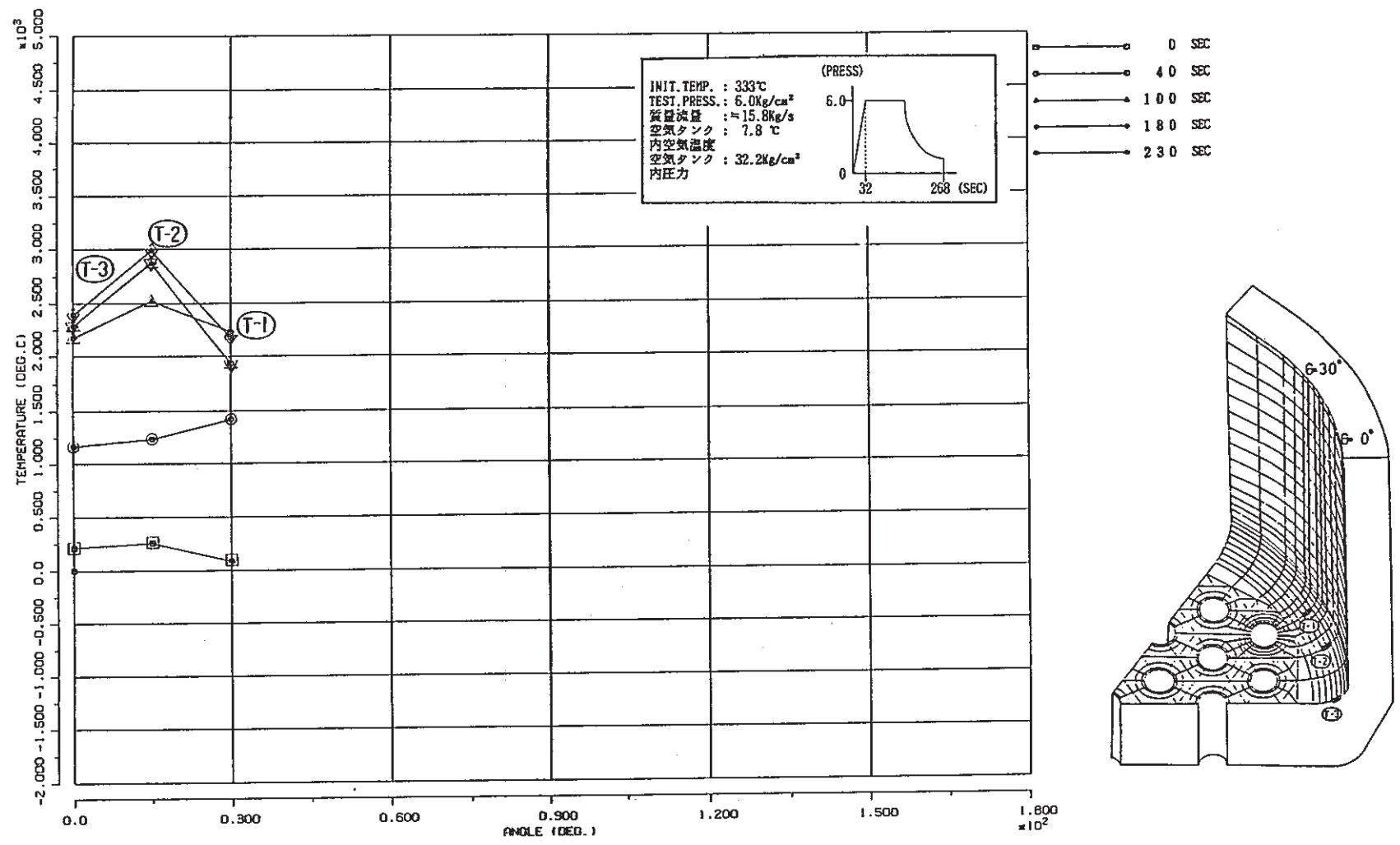


Fig. 7.14 Distribution of Strain ; BEHAVIOR ( II ) - 2 No. 2  
 ( Inner Surface of Rim,  $\theta = 0^\circ \sim \theta = 30^\circ$  )

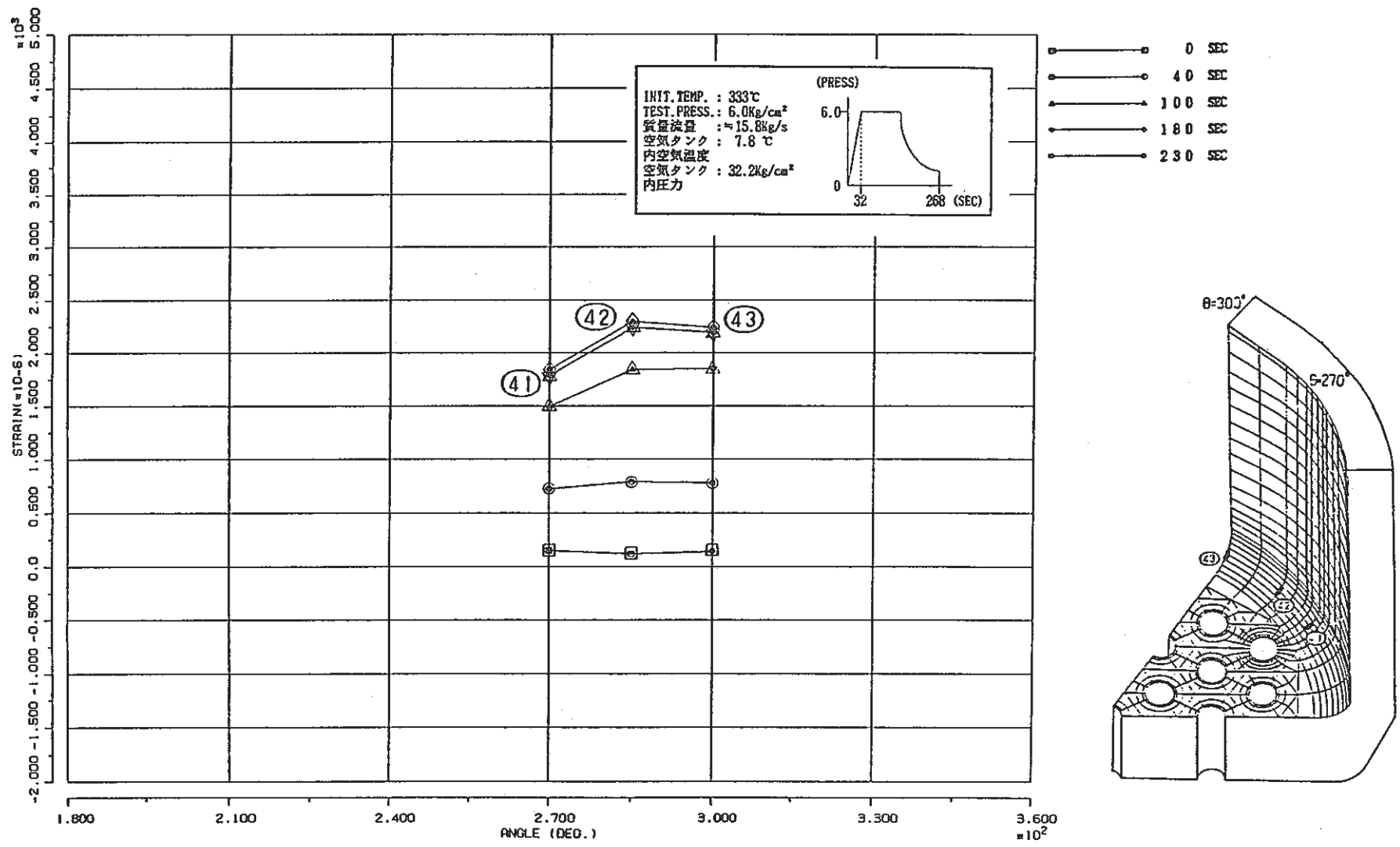


Fig. 7.15 Distribution of Strain ; BEHAVIOR ( II ) - 2 No. 2  
 ( Inner Surface of Rim,  $\theta = 270^\circ \sim \theta = 300^\circ$  )

## 7.2.3 結 論

Table 7.1 にゲージが貼られている位置（解析による最大ひずみ発生位置と少しずれている）での解析と実験によるひずみ範囲の比較を示す。

解析によるひずみ範囲は実験値のばらつきの中に含まれており，現状では等価中実板軸対称モデルは妥当であると結論づけられるが，今後，解析，実験共に精度を上げ，ばらつきを小さくしていくことが望ましいと考えられる。

Table 7.1 Comparison of Strain Range

Experimental Strain Range (%)		Calculated Strain Range (%)	
Gage No.	Strain Range	Location of Gage $\left( \frac{\text{Calc.} - \text{Exp.}}{\text{Exp.}} \% \right)$	Maximum Point
41	0.1693	0.2141 (26.5%)	0.2426
42	0.2118	0.2141 (1.1%)	
43	0.2095	0.2141 (2.2%)	
Mean	0.1969	0.2141 (8.7%)	
T-1	0.2177	0.2141 (-1.6%)	0.2426
T-2	0.2733	0.2141 (-21.7%)	
T-3	0.2145	0.2141 (-0.2%)	
Mean	0.2352	0.2141 (-9.0%)	

### 7.3 多孔部の簡易解析法の検証

#### 7.3.1 解析法

6章 Fig.6.1 節で述べた多孔部の穴まわり解析法の検証を行なう。但し、Fig.6.1 では最外周穴まわりの解析に限定しているが、本章では最外周以外の穴も対象とするため、Fig.6.1 で用いている局所穴あき多孔平板モデルの替りに Fig.7.15 に示す多孔板モデルを用いた。局所穴あきモデルと多孔板については、ほぼ同等であることは4.2節で検証しているため、4.2節と7.3節の検証をあわせることにより Fig.6.1 の妥当性も検証できる。多孔板を用いる場合、温度解析では単位リガメントモデルを用いず、多孔板モデル及び軸対称モデルを用いた簡易3次元熱伝導解析法により求めた。一方、多孔板に与える端部境界条件については、熱過渡挙動試験解析報告書では多孔板モデルに対応した軸対称シェルモデルとシュラウド部をもつ軸対称モデルとの応力状態が一致するように境界条件を与える方法を提案したが、この報告書で扱った挙動試験Ⅰの条件では、軸対称解析は基本的に弾性解析でよく、応力状態が一致するような強制変位量を求めるのは非常に簡単であった。ところが7章で扱う挙動試験Ⅱに関しては軸対称解析も非弾性解析となるため負荷履歴の各ステップ毎に応力状態が一致するような強制変位量を決めるのは実際上難しい。そこで本解析では軸対称モデルのリム部最外周の変位を強制変位として多孔板モデルの最外周端部へ加えた。この方法の妥当性を検証するために多孔板モデルに加えた強制変位と同じ量の強制変位を軸対称シェルモデルに加えて弾塑性解析を実施し、軸対称シェルモデルと軸対称モデルの半径方向応力分布を比較した。Fig.7.16～17 に示すように両者の応力レベルはよく一致した。

このようにして決められた解析条件に従い2サイクルの負荷履歴を設定して解析を行なった。ここでいう1サイクルとは7.4に示した熱過渡が加わった後、再び温度除荷し、供試体の温度が均一になるまでのことである。

軸対称モデルからの変位の受渡しと、簡易3次元熱伝導解析の結果からの温度の受渡しは時刻をそろえて行なう必要があるため、それぞれのモデルによる解析ステップをあらかじめ統一して解析を行なった。



FINAS  
8-NODE QUADRILATERAL MEMBRANE  
ELEMENT

6-NODE TRIANGULAR MEMBRANE  
ELEMENT

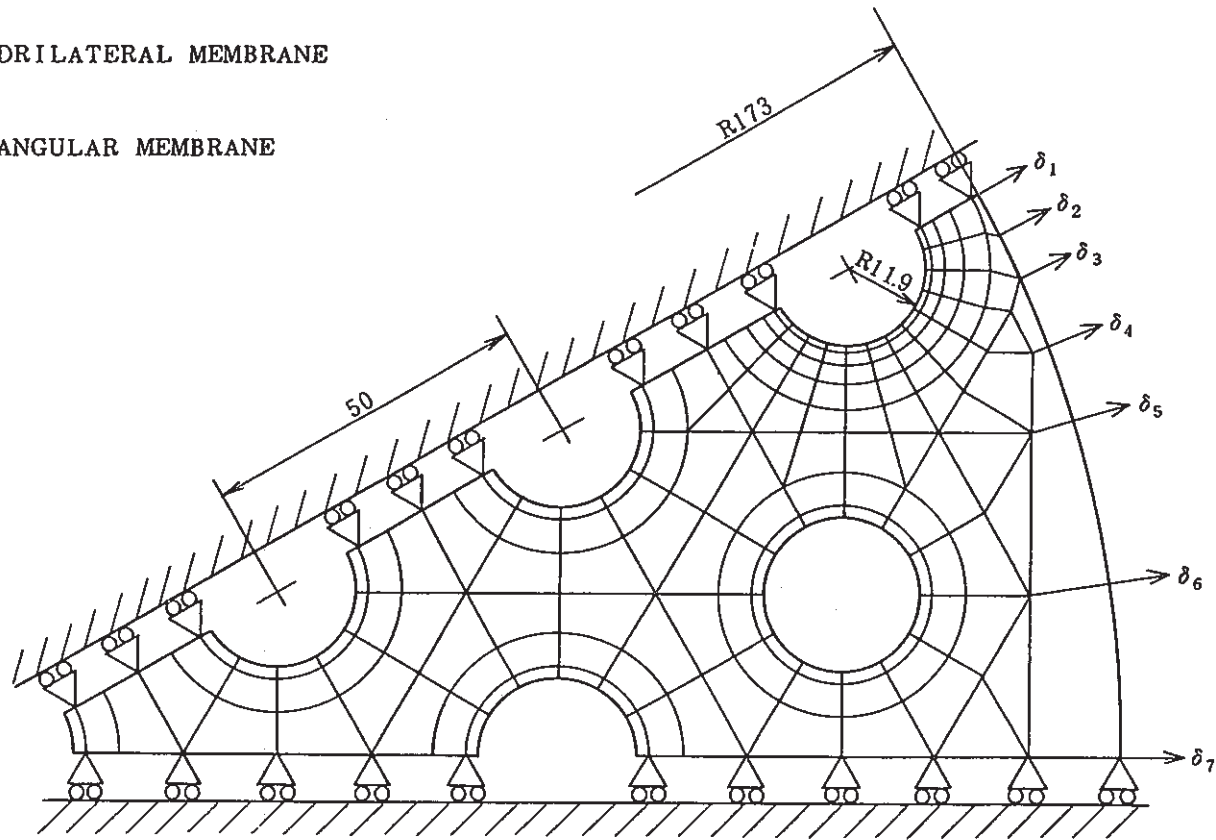


Fig. 7.16 2-dimensional Model

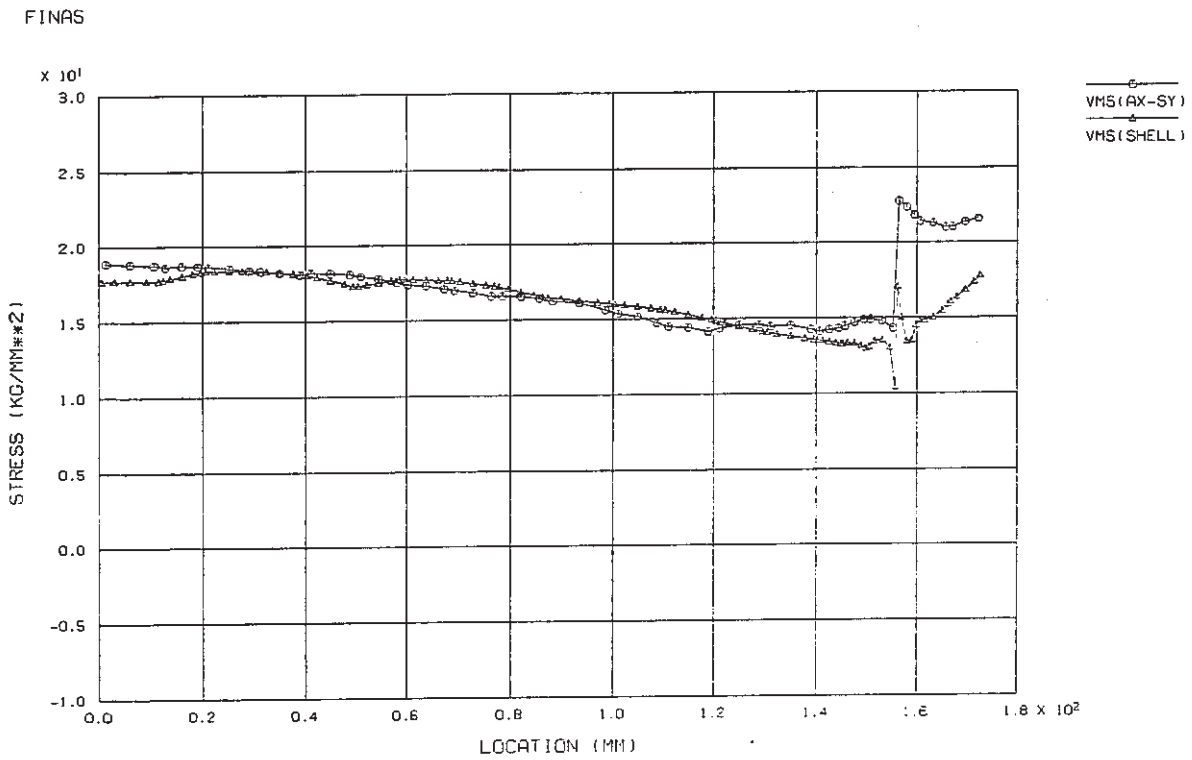


Fig.7.17 ATTF Behavior Test 2 - 1 Blow No.3 230 (Sec) Mises' Stress

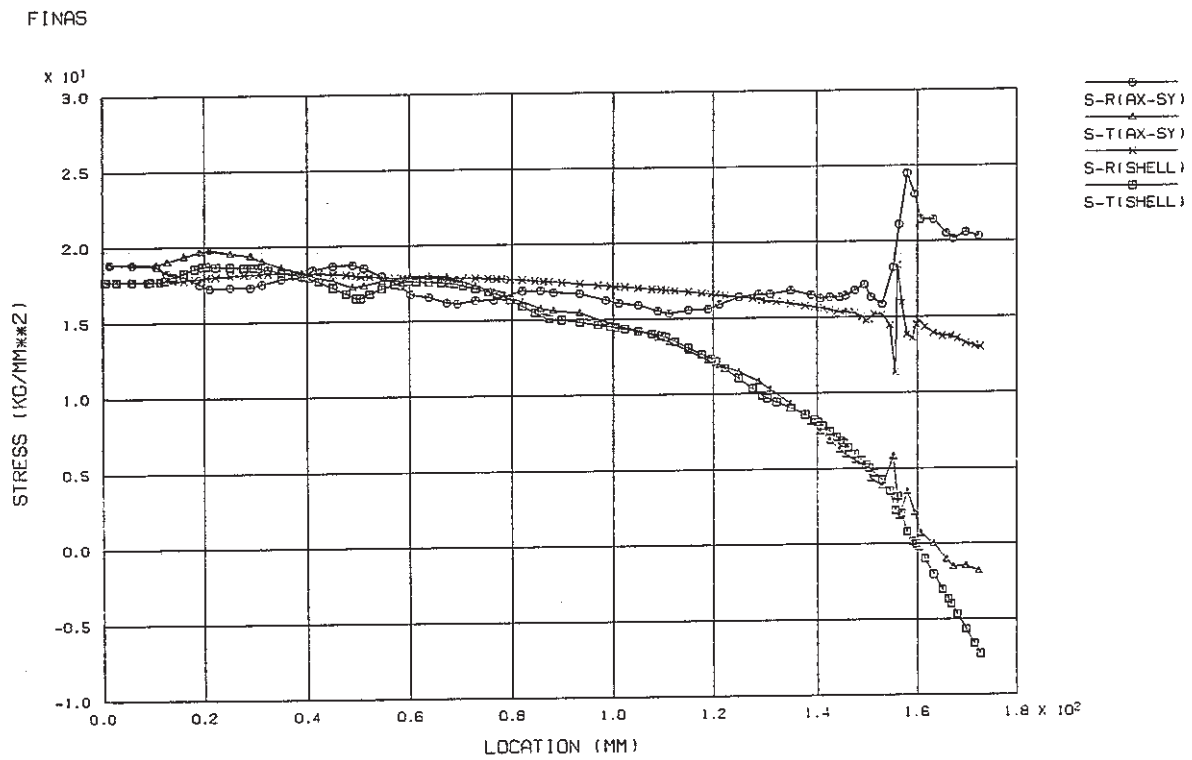


Fig.7.18 ATTF Behavior Test 2 - 1 Blow No.3 230 (Sec) Sig-R, Theta

### 7.3.2 解析結果と実験結果との比較

管板の第2層穴まわり及び最外周穴まわりにおいて非弾性解析によって得られた結果と実験結果とを比較した。Fig.7.19に応力・ひずみ出力位置を示す。Fig.7.20～23は解析で得られた応力・ひずみの穴まわり周方向成分の第2層及び最外周の穴まわりの分布を示している。またFig.7.24～33は周方向ひずみ成分の実験値と解析値との比較図である。さらに第2層穴及び最外周穴の各穴毎に解析による最大応力発生位置での応力-ひずみ曲線及び応力・ひずみの時刻歴をFig.7.34～37に示す。これに対応して実験によって得られたひずみの時刻歴をFig.7.38～41に示す。

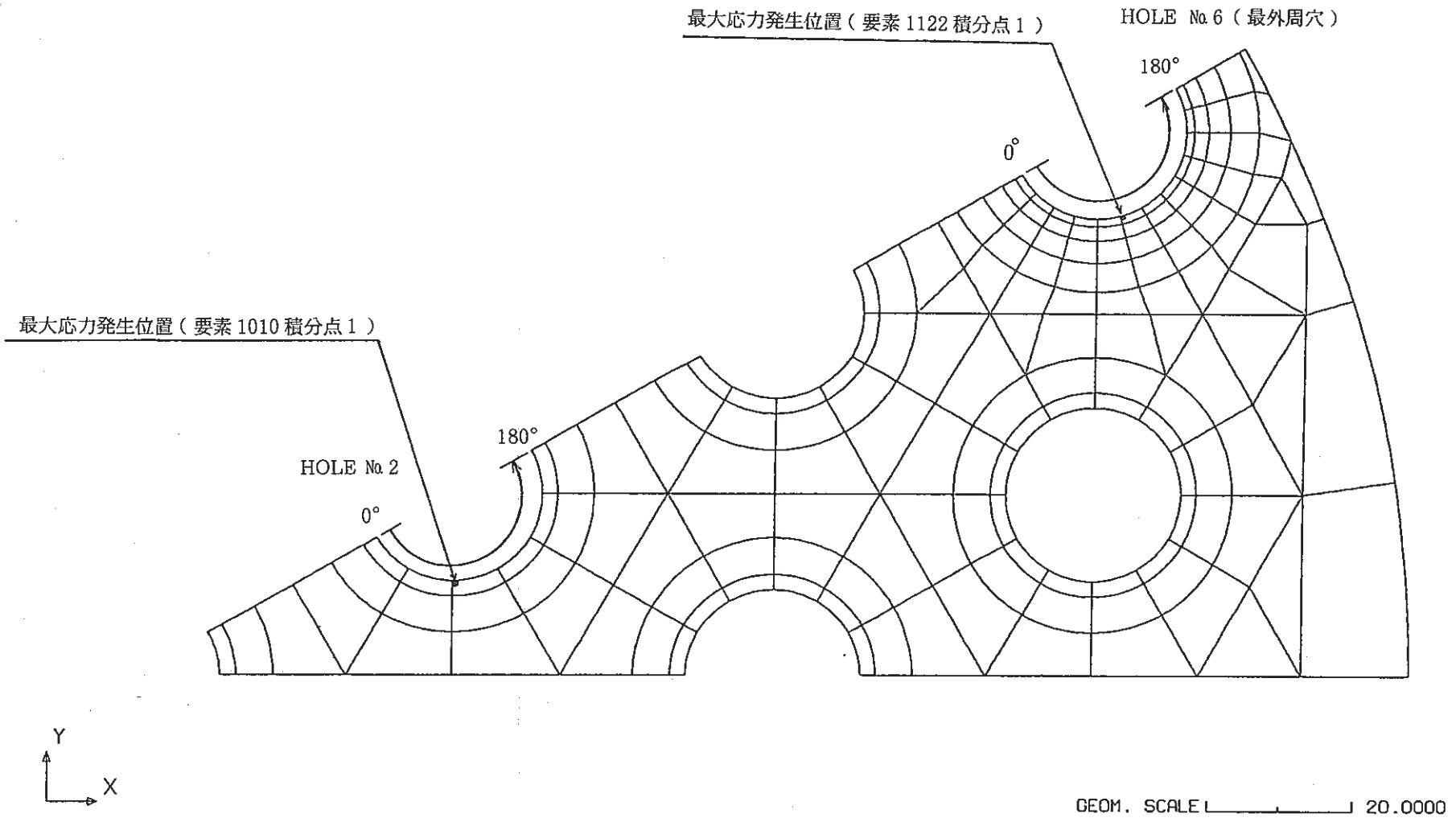


Fig.7.19 Locations of Evaluation Points and Evaluation Lines

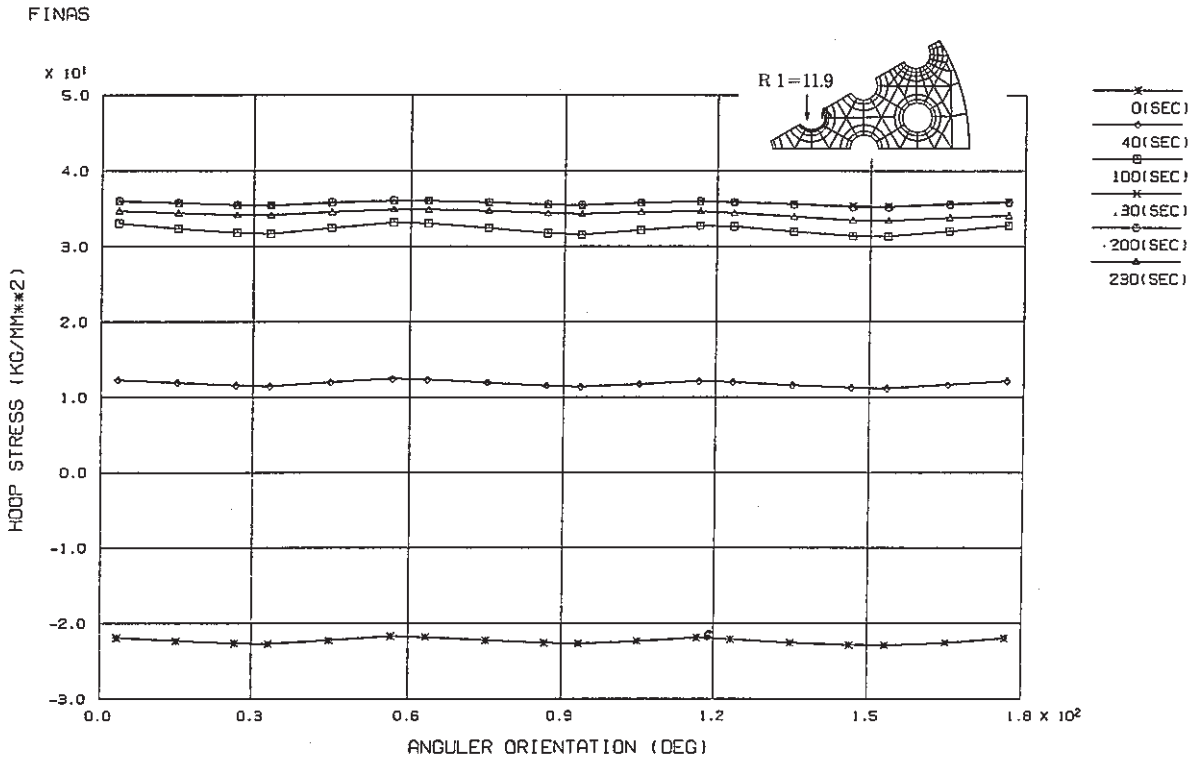


Fig.7.20 Calculated Stress Distribution around the 2nd. Hole Edge

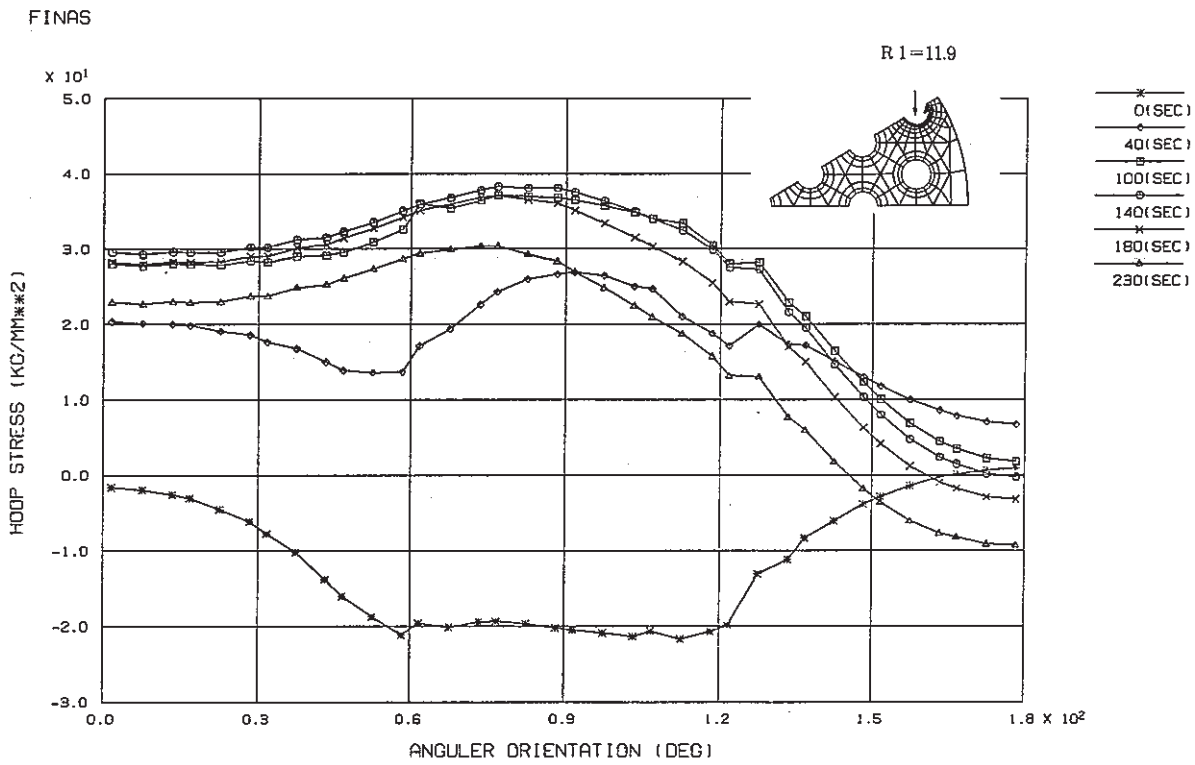


Fig.7.21 Calculated Stress Distribution around the Outermost Hole Edge

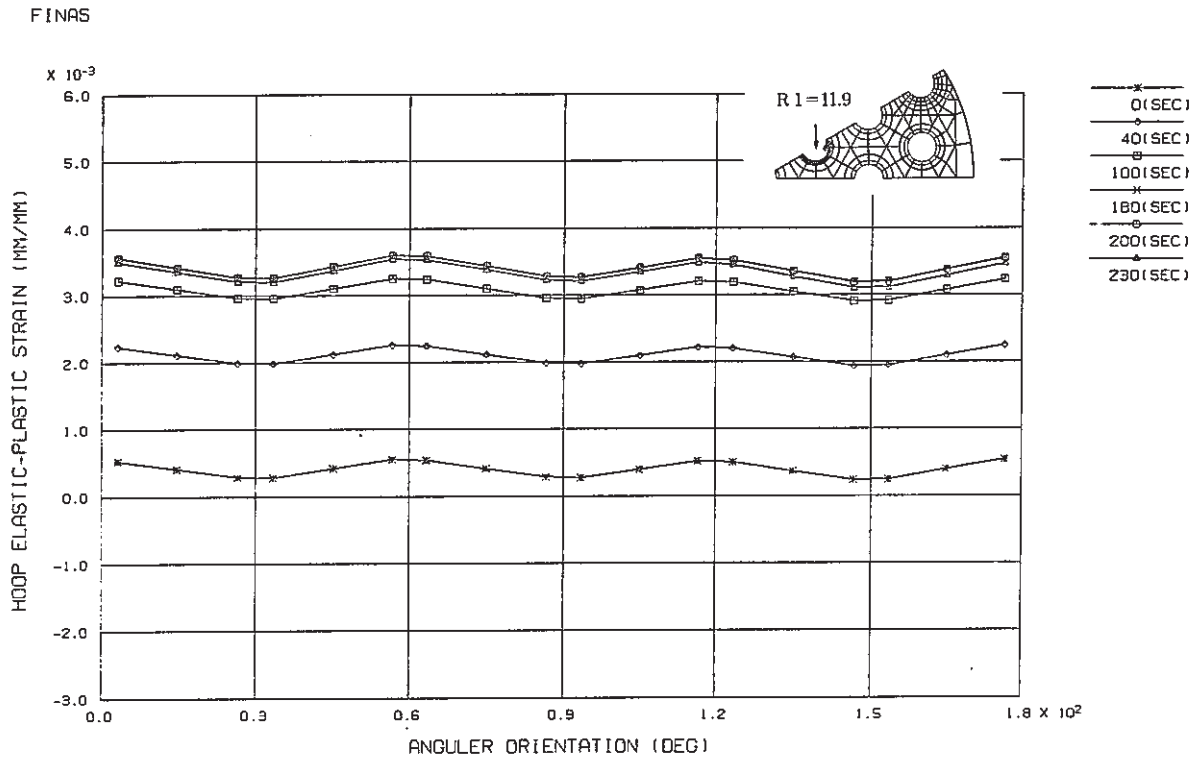


Fig. 7.22 Calculated Strain Distribution around the 2nd. Hole Edge

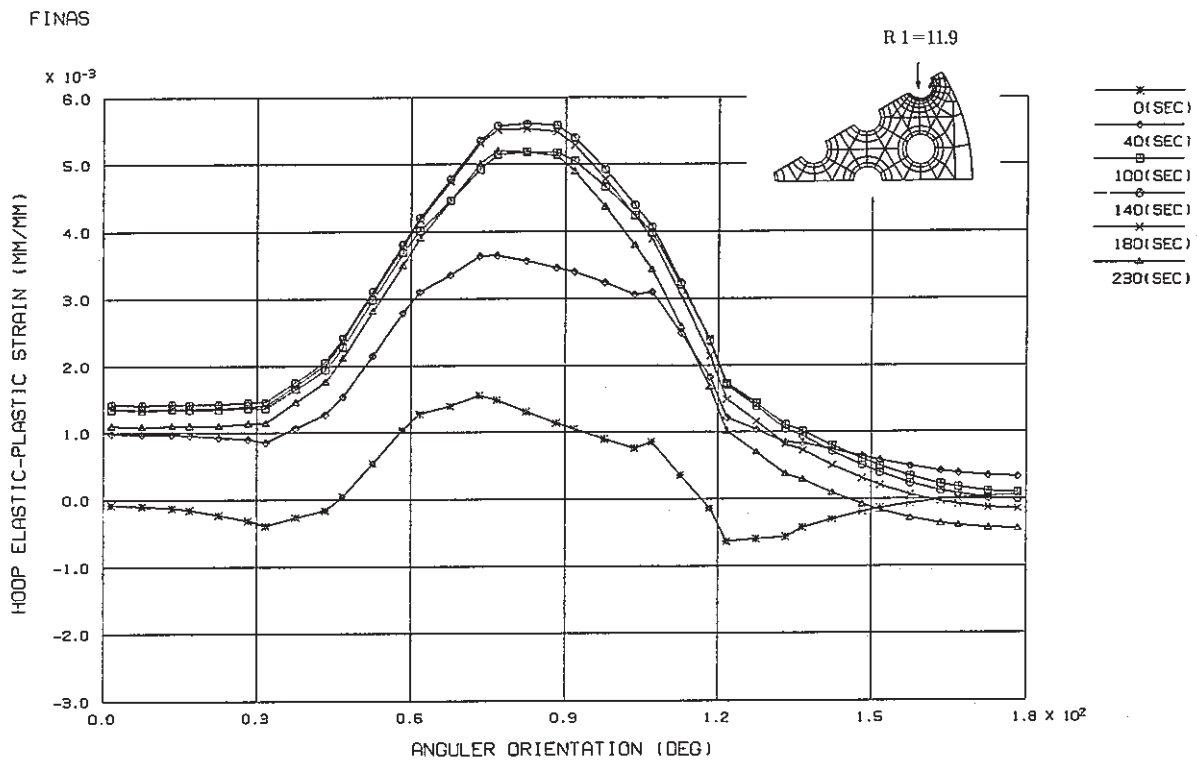


Fig. 7.23 Calculated Strain Distribution around the Outermost Hole Edge

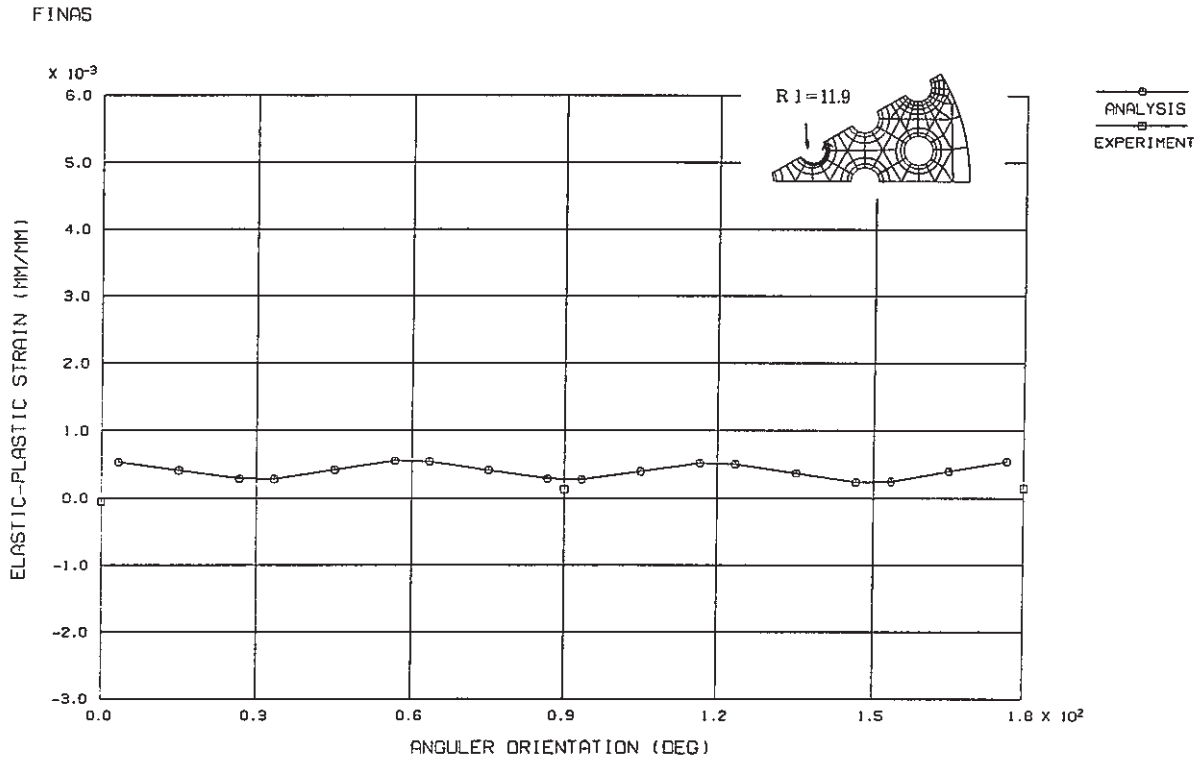


Fig. 7.24 Comparison of Strain Distribution around the 2nd. Hole Edge between Experiment and Analysis ( 0 Sec )

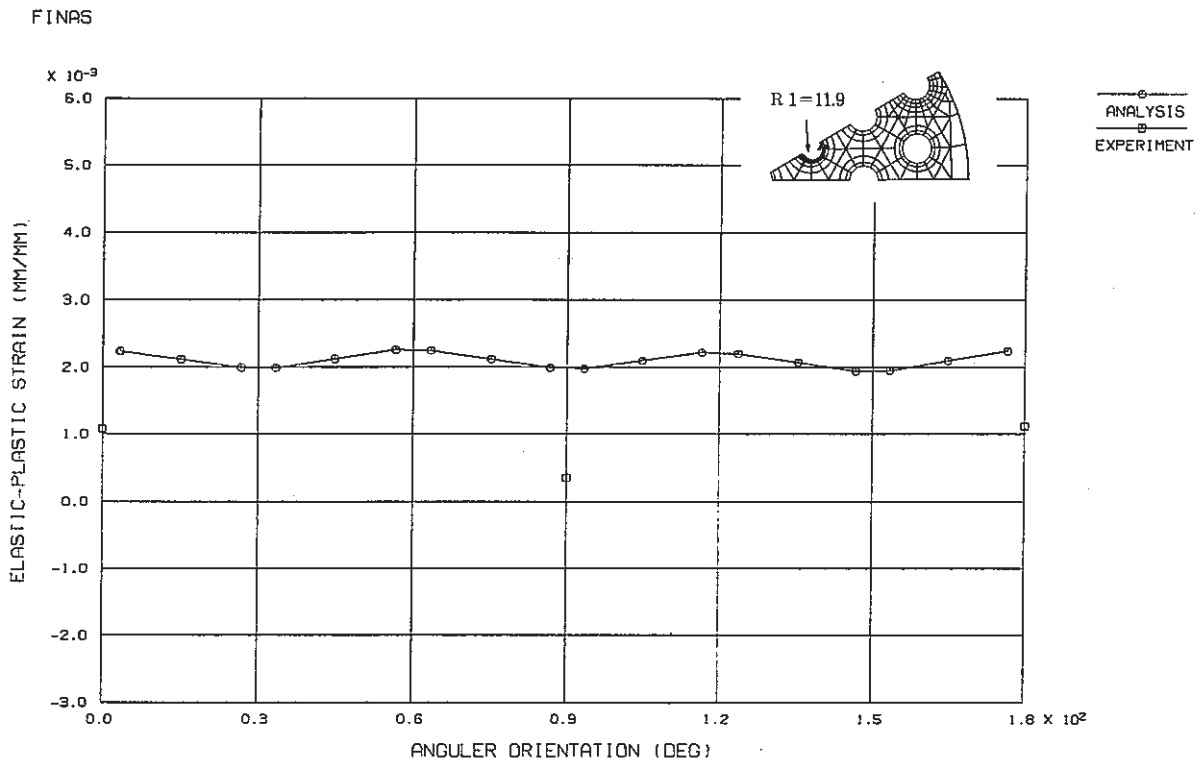


Fig. 7.25 Comparison of Strain Distribution around the 2nd. Hole Edge between Experiment and Analysis ( 40 Sec )

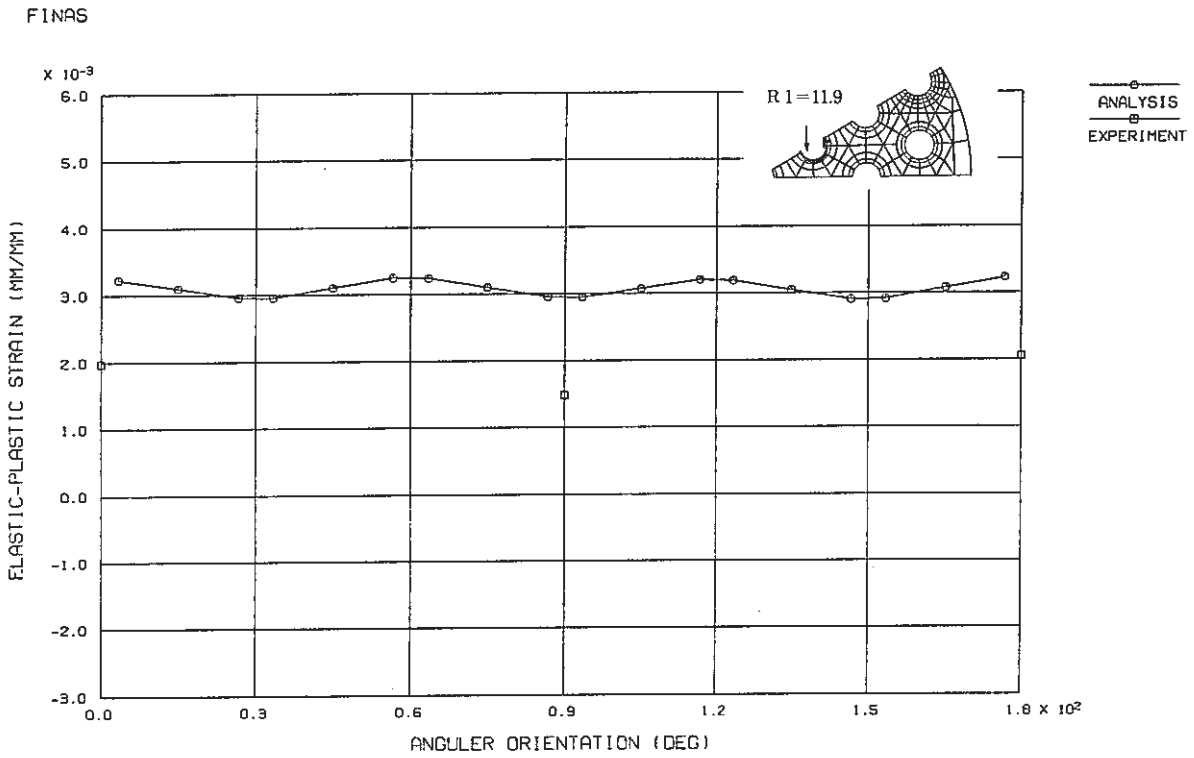


Fig. 7.26 Comparison of Strain Distribution around the 2nd. Hole Edge between Experiment and Analysis ( 100 Sec )

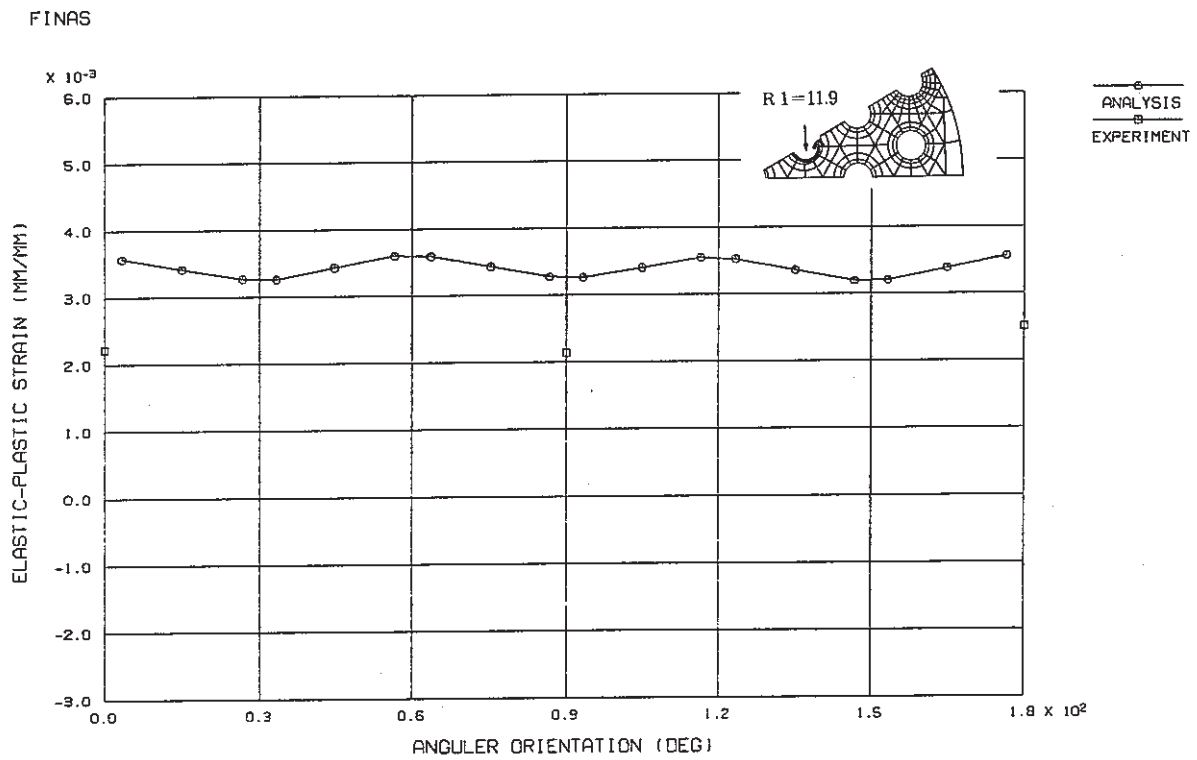


Fig. 7.27 Comparison of Strain Distribution around the 2nd. Hole Edge between Experiment and Analysis ( 180 Sec )



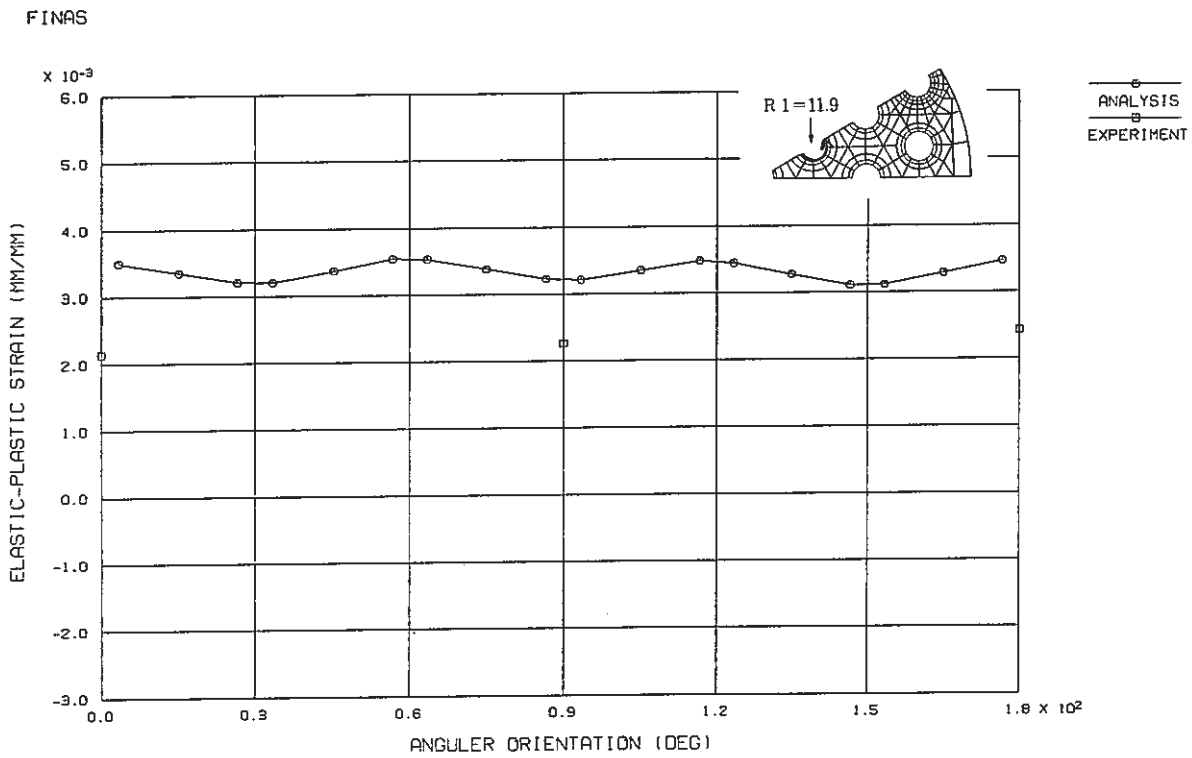


Fig.7.28 Comparison of Strain Distribution around the 2nd. Hole Edge between Experiment and Analysis ( 230 Sec)

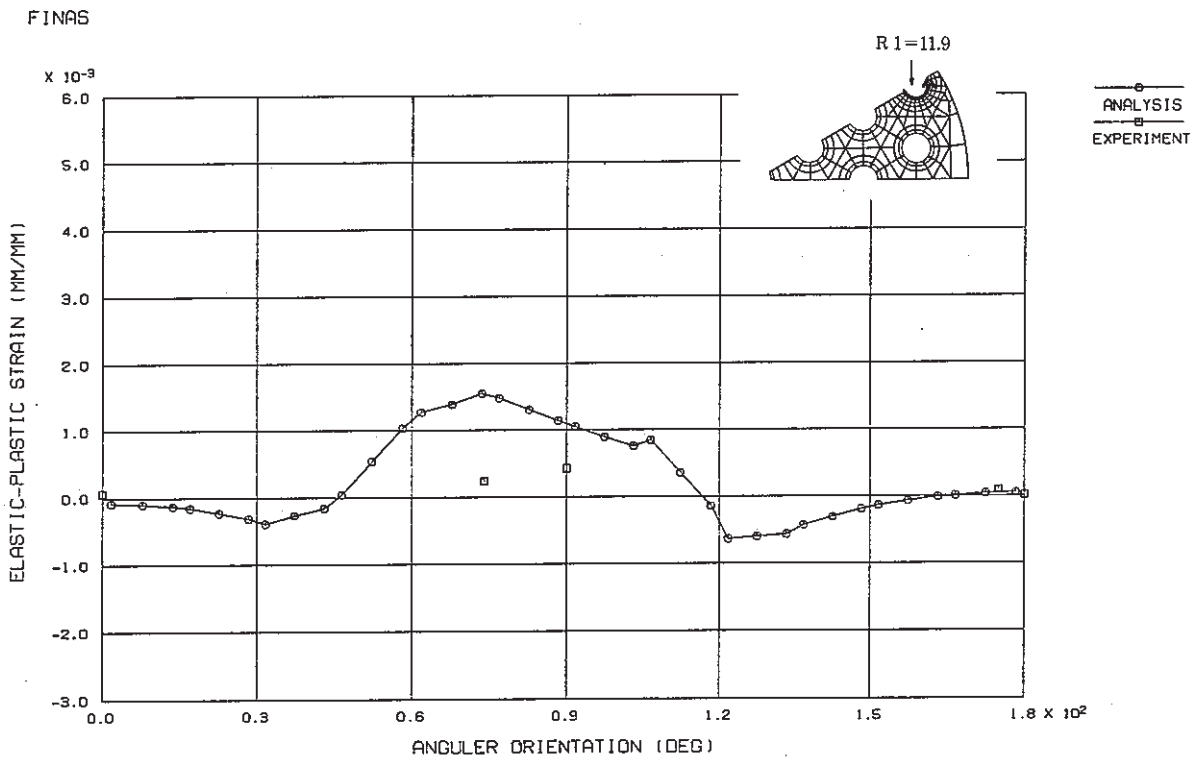


Fig.7.29 Comparison of Strain Distribution around the Outermost Hole Edge between Experiment and Analysis ( 0 Sec)

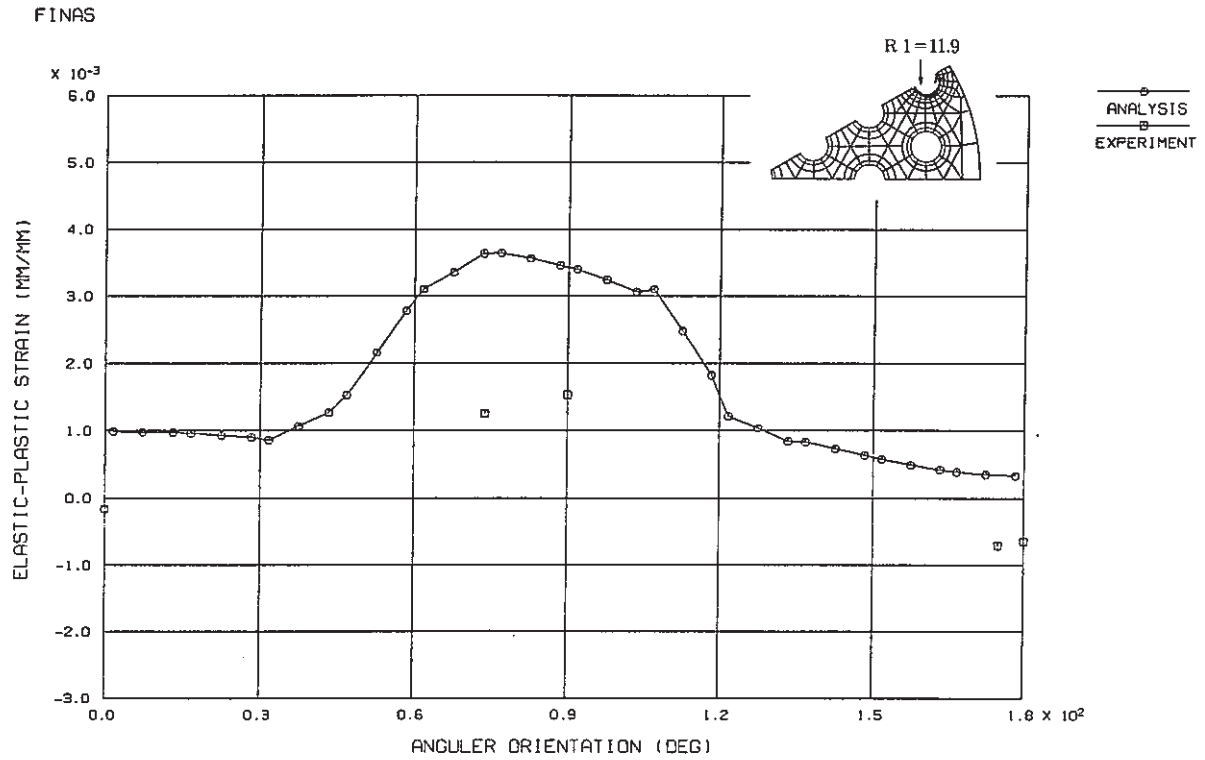


Fig. 7.30 Comparison of Strain Distribution around the Outermost Hole Edge between Experiment and Analysis ( 40 Sec )

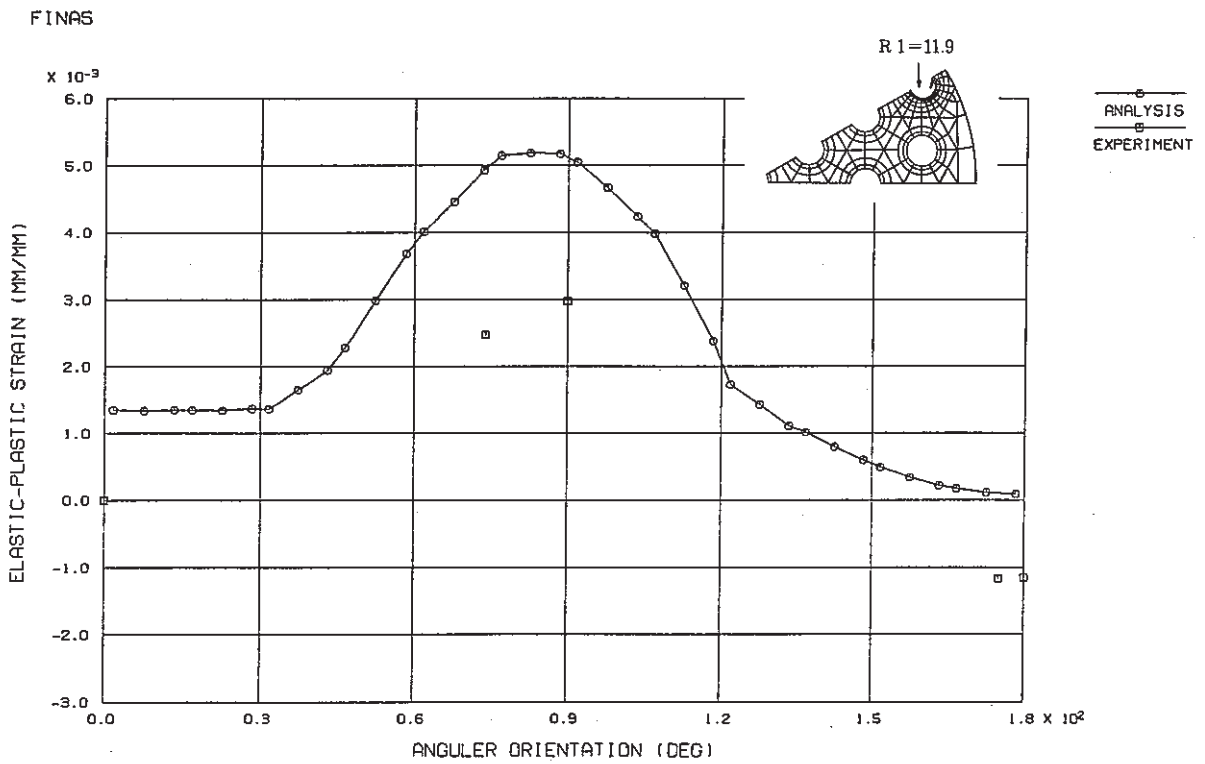


Fig. 7.31 Comparison of Strain Distribution around the Outermost Hole Edge between Experiment and Analysis ( 100 Sec )

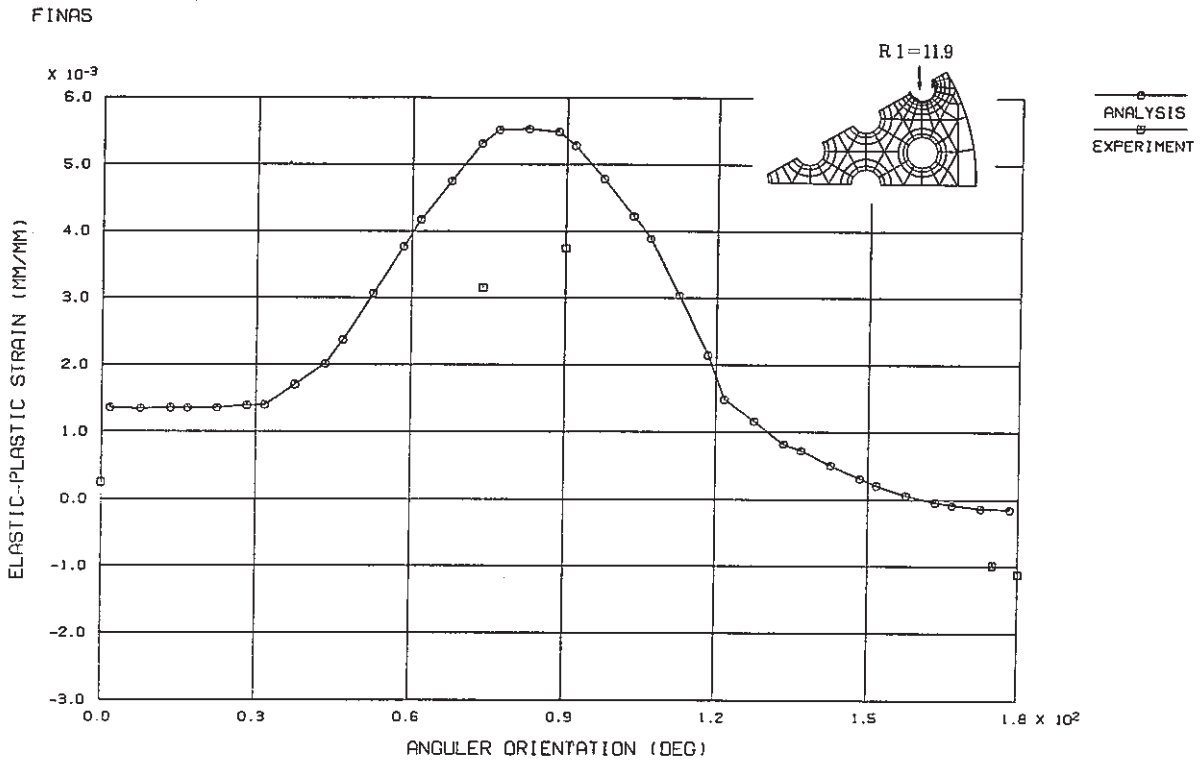


Fig.7.32 Comparison of Strain Distribution around the Outmost Hole Edge between Experiment and Analysis ( 180 Sec )

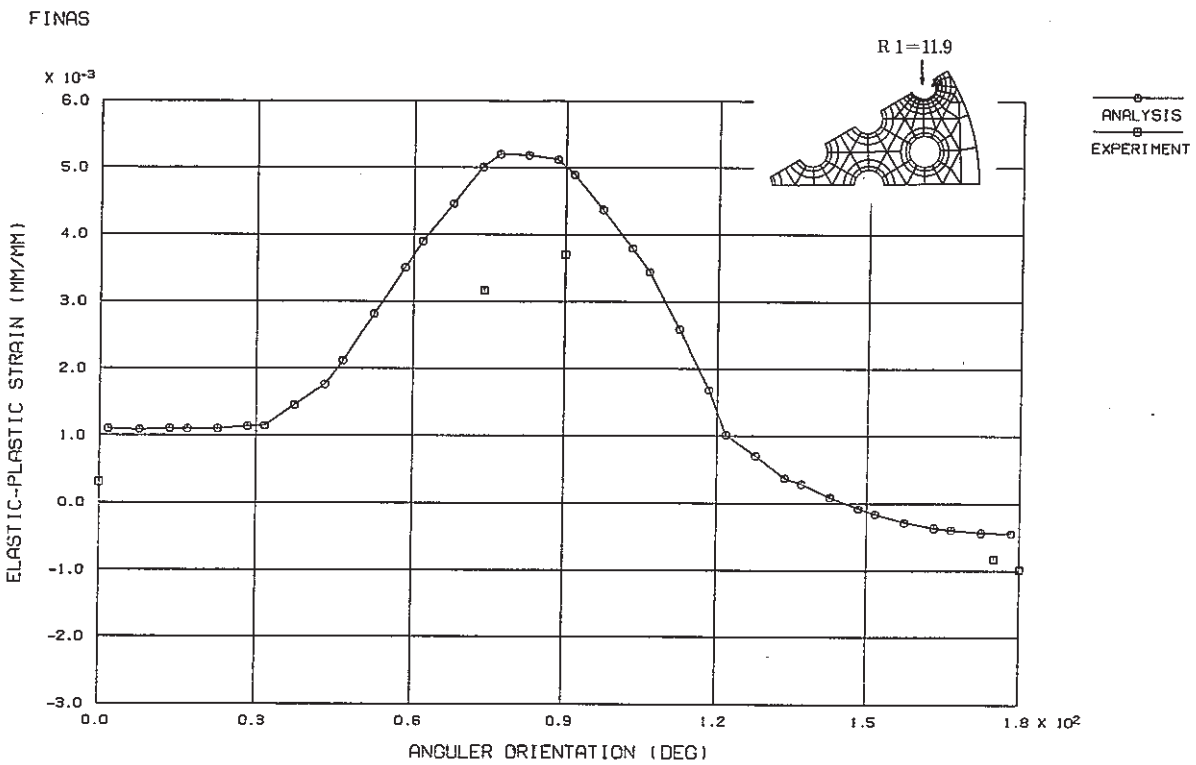


Fig.7.33 Comparison of Strain Distribution around the Outmost Hole Edge between Experiment and Analysis ( 230 Sec )

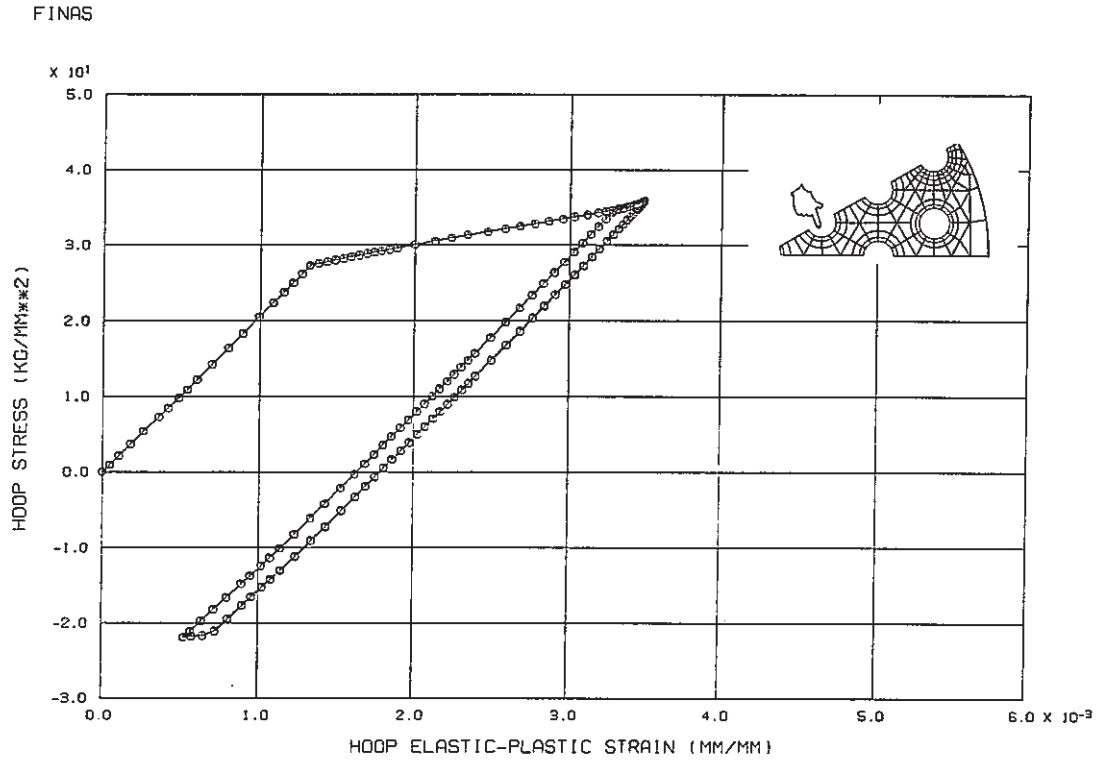


Fig.7.34 Calculated Stress-Strain Curve at the 2nd. Hole Edge

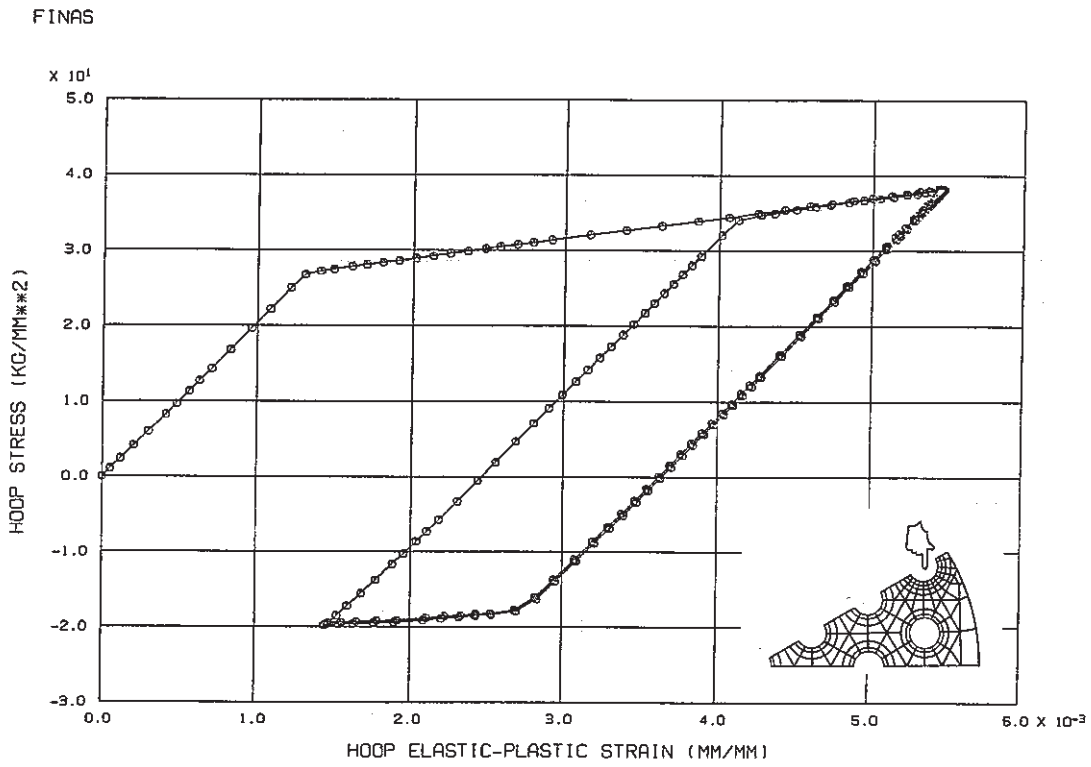


Fig.7.35 Calculated Stress-Strain Curve at the Outermost Hole Edge

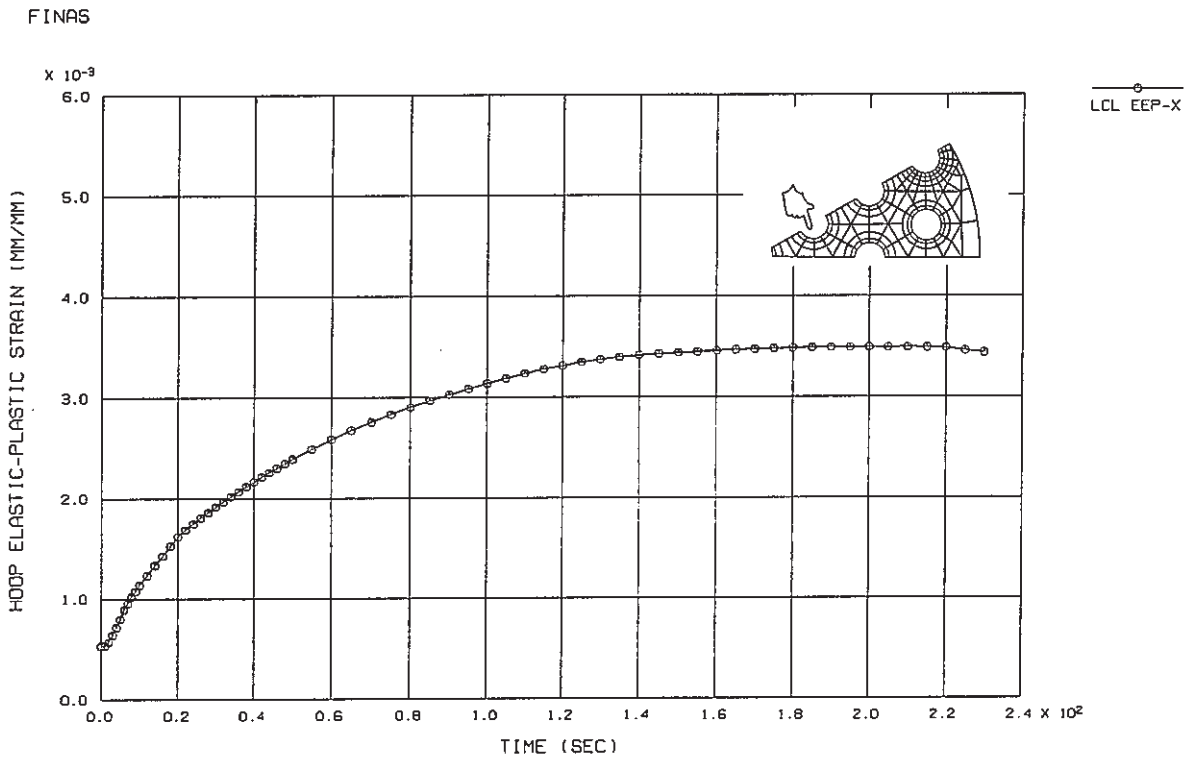


Fig. 7.36 Calculated Strain History at the 2nd. Hole Edge

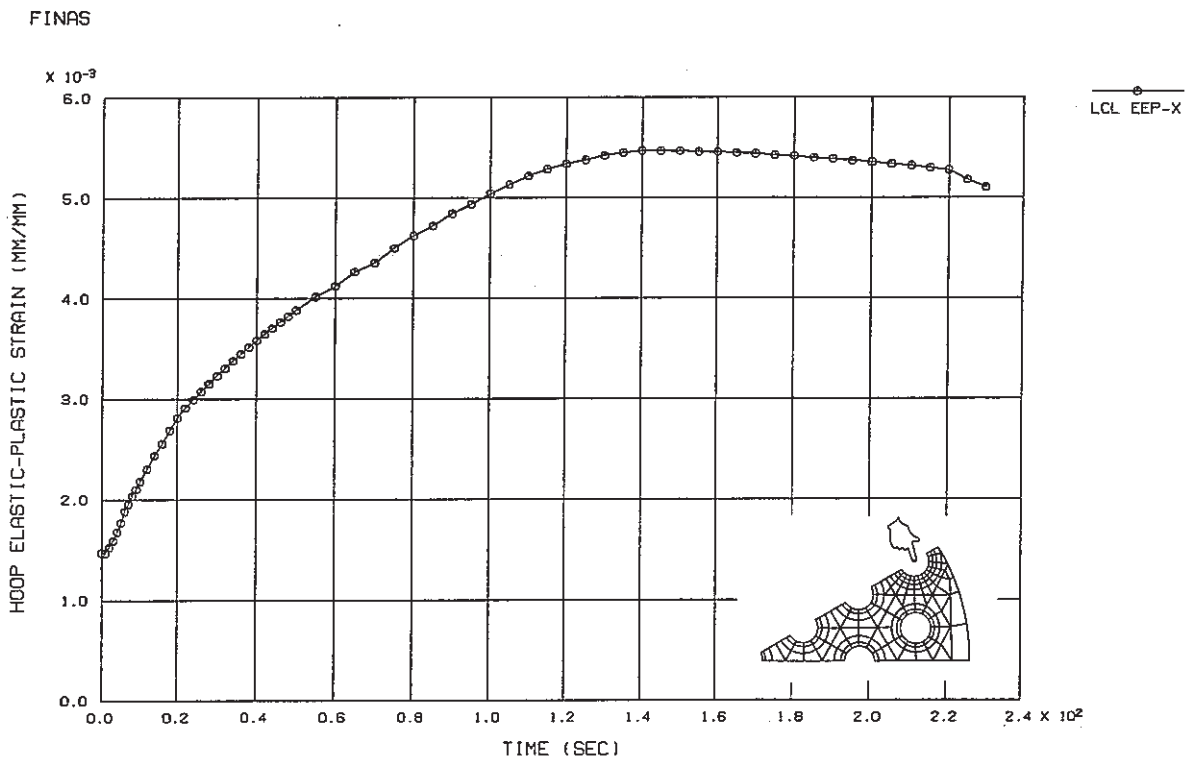


Fig. 7.37 Calculated Strain History at the Outermost Hole Edge

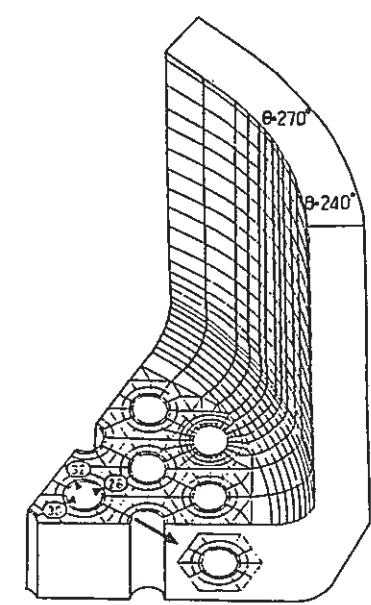
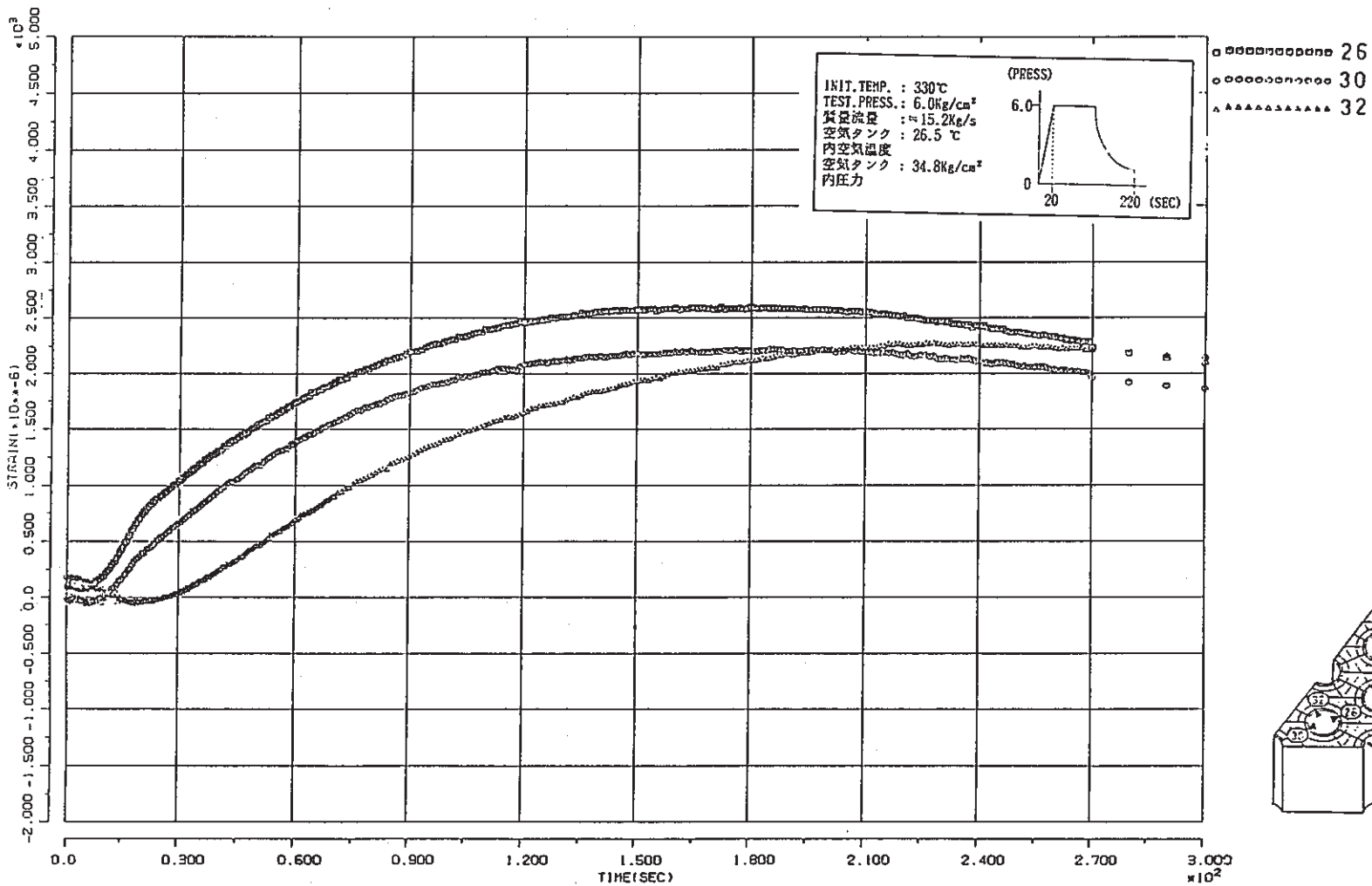


Fig. 7.38 Experimental Strain History ; BEHAVIOR ( II ) - 1 No.3  
 ( In-Side of Heat-Exchanger Tube,  $\theta = 270^\circ$ , 2<sup>nd</sup> Hole)

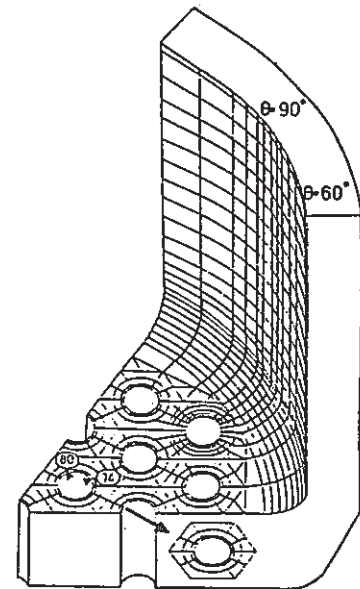
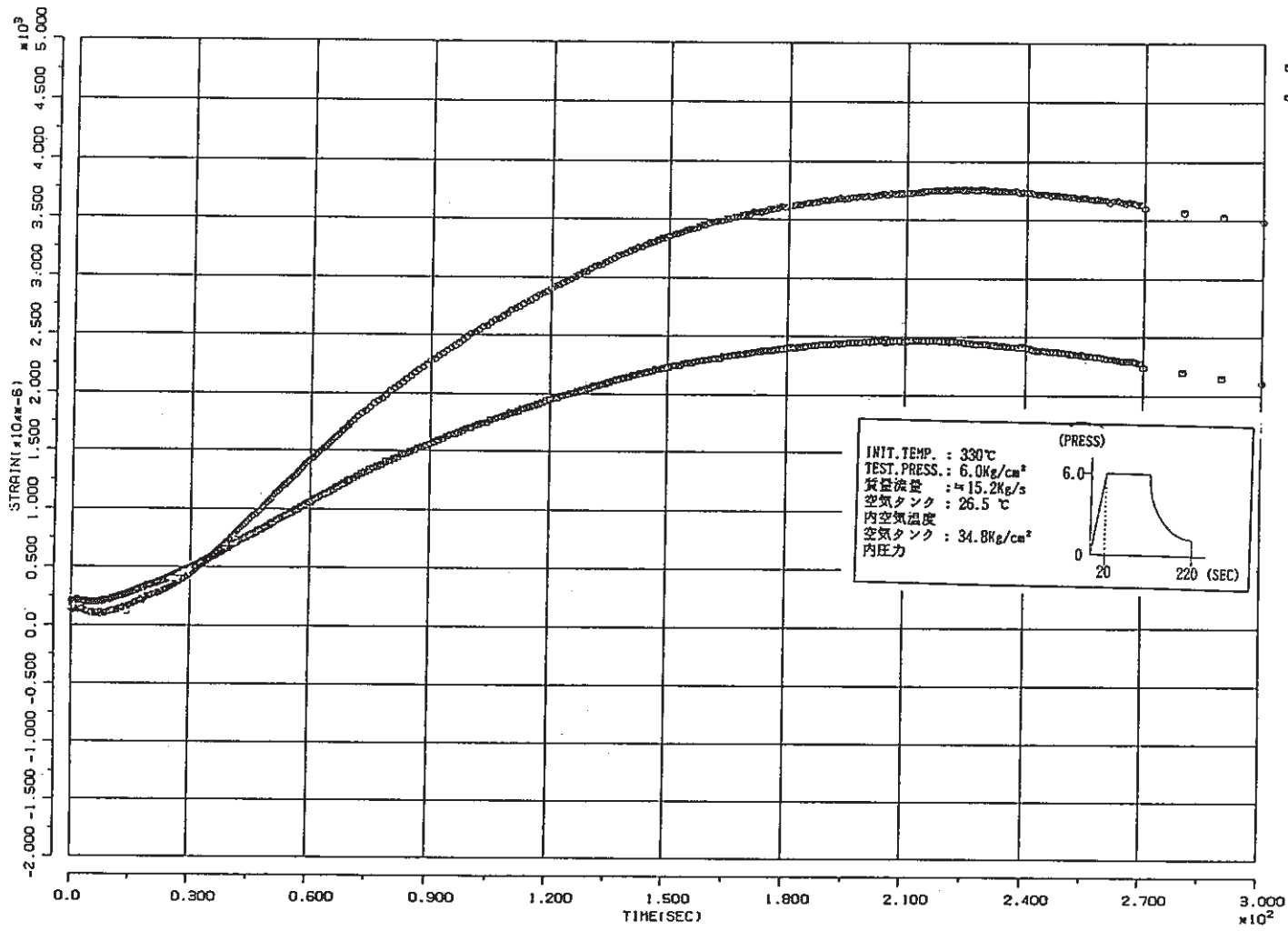


Fig. 7.39 Experimental Strain History ; BEHAVIOR ( II ) - 1 No.3  
 ( In-Side of Heat-Exchanger Tube,  $\theta = 90^\circ$ , 2<sup>nd</sup> Hole )

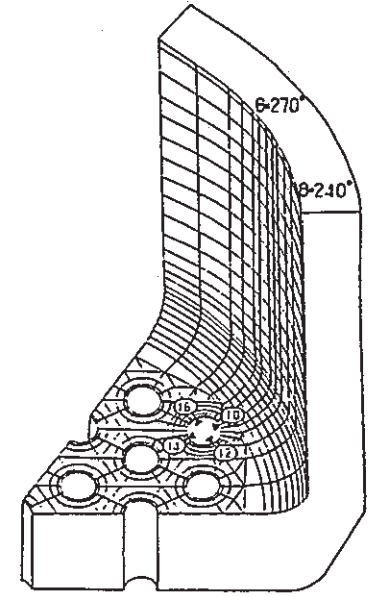
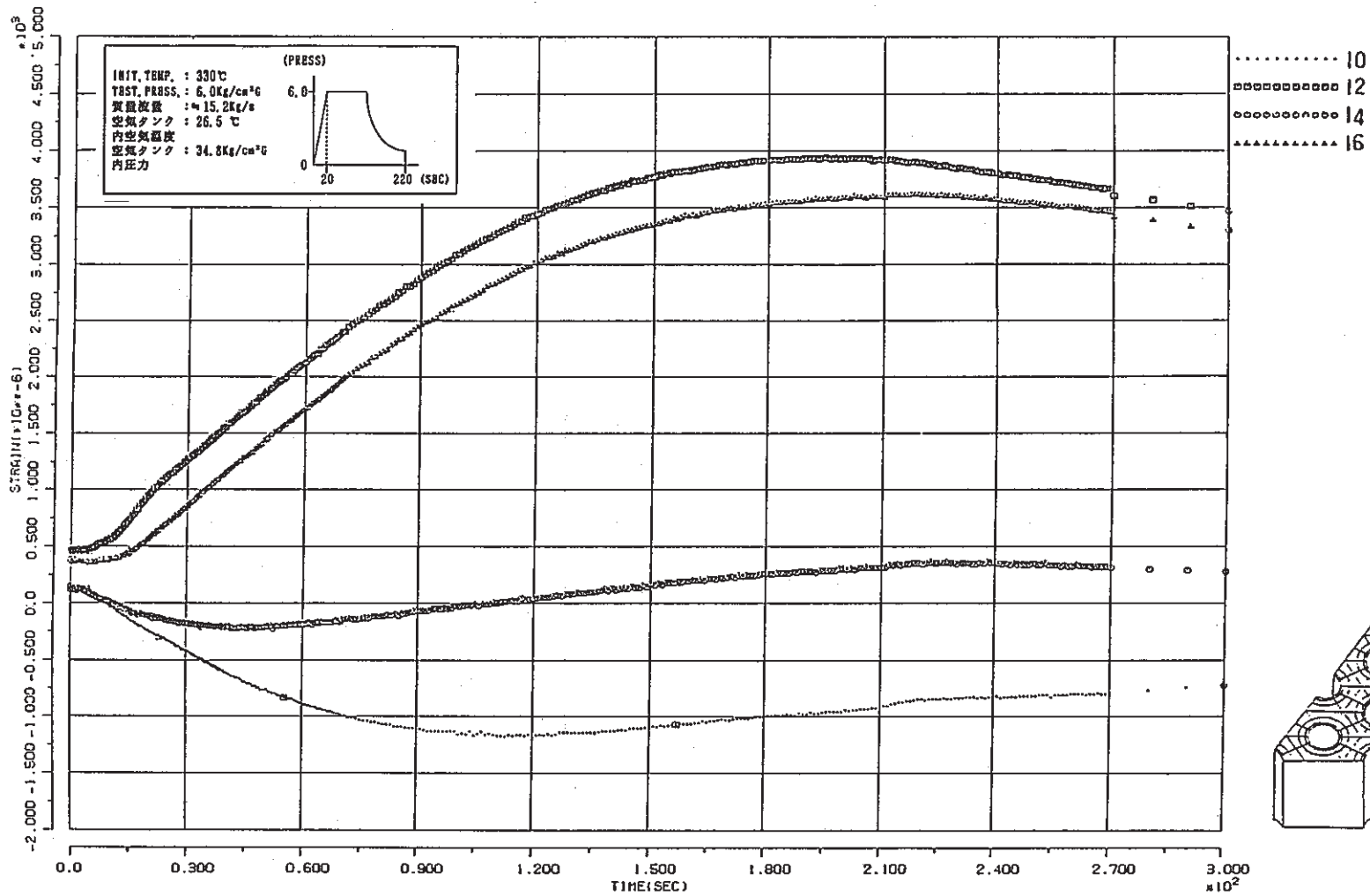


Fig. 7.40 Experimental Strain History ; BEHAVIOR ( II ) - 1 No.3  
 ( In-Side of Heat-Exchanger Tube,  $\theta = 270^\circ$ , 4<sup>th</sup> Hole )



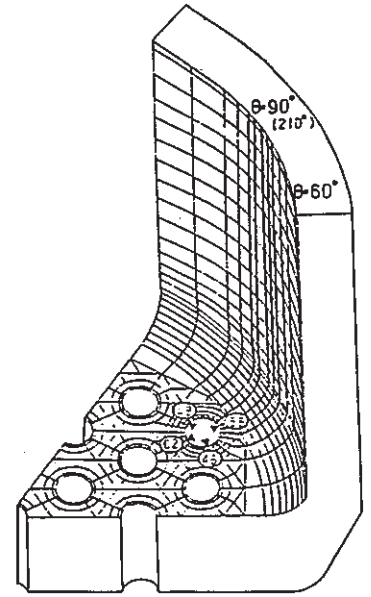
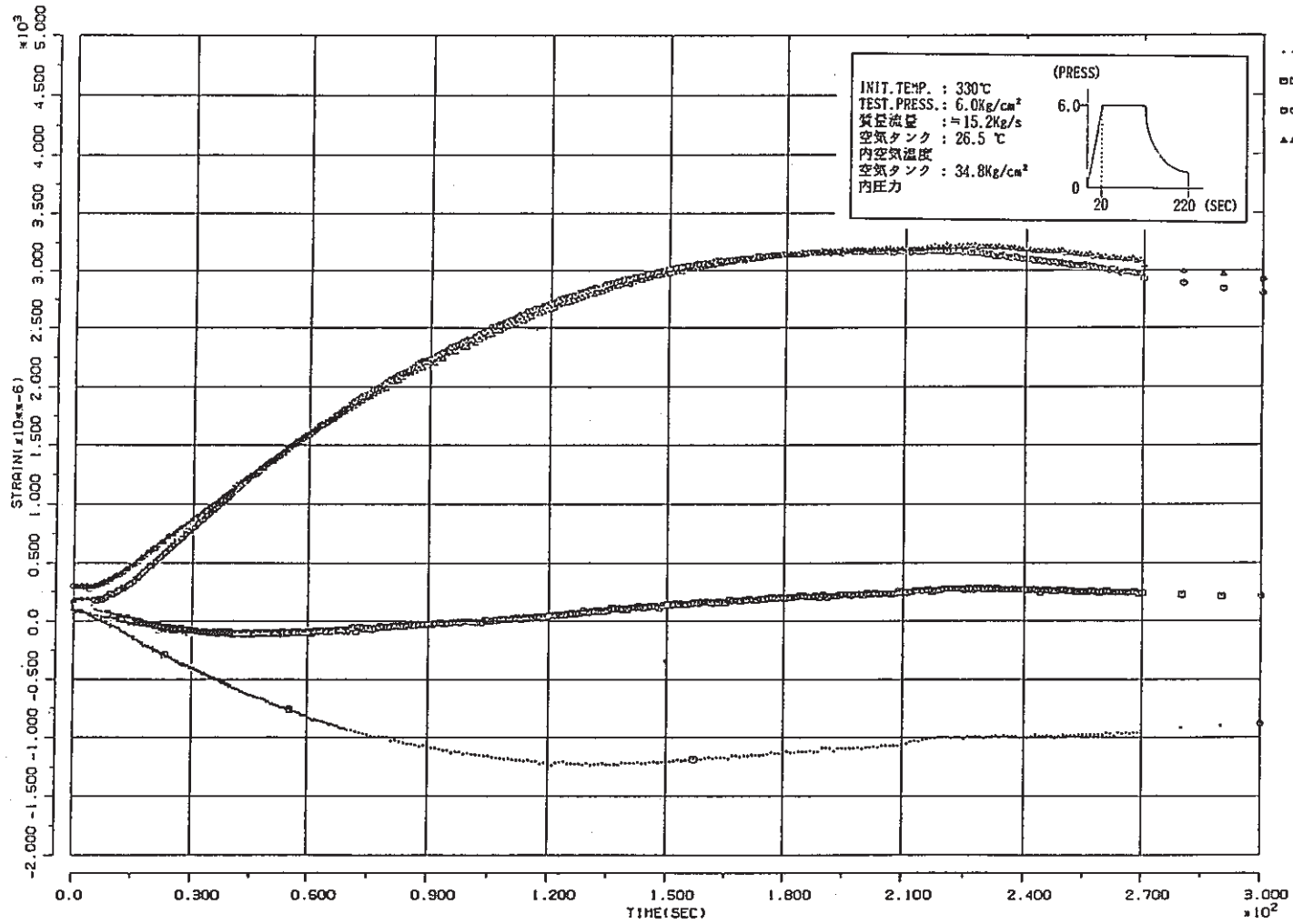


Fig. 7.41 Experimental Strain History ; BEHAVIOR ( II ) - 1 No. 3  
 ( In-Side of Heat-Exchanger Tube,  $\theta = 90^\circ, 210^\circ, 4^{\text{th}}$  Holes )

## 7.3.3 考 察

多孔板による非弾性解析結果はひずみに関しては全体的に実験から得られたひずみの大きさを上回った。解析と実験とで、第2層穴まわりと、最外周穴まわりのひずみ範囲を比較したのがTable 7.2である。ここで実験で得られたひずみ範囲はそれぞれの穴まわりで計測された複数のゲージ出力の平均値である。また解析値に関しては穴まわりにおける最大ひずみ出力位置での表面外挿値を用いている。解析値が実験値よりもかなり保守的になる主な理由としては平面応力状態を仮定した解析では板厚表面での応力降下をとらえることができないという解析法の問題と、最大ひずみ発生位置に対してゲージ長さが大きいいため実験では最大ひずみが若干小さめに見積もられるという実験上の問題が考えられる。

これらの理由については挙動試験Ⅰの実験解析に関する報告書の中で詳しく述べられている。

解析結果と実験値とのひずみ範囲の誤差は挙動試験Ⅰでは約7%であったが挙動試験Ⅱは、それに比べて高めの誤差を示している。しかし、最外周穴については簡易評価法として許容できる裕度を有するものであるといえる。リファレンスとなるべき実験値そのものがゲージにより大きなバラつきをもっているためTable 7.2に示した相対誤差は必ずしも正確であるとはいえない。今後、実験については測定精度の向上を図り、また解析に関しては実験環境をより正確に解析条件の中にとり入れていく必要がある。

Table 7.2 Comparison of Strain Range

Experimental Strain Range (%)		Calculated Strain Range (%)	
Hole No.	Strain Range	Strain Range	$\left(\frac{\text{Cal} - \text{Exp}}{\text{Exp}} \%\right)$
2nd	0.2257	0.3051	(35.2%)
OUTER- MOST	0.3327	0.4095	(23.1%)

## 8. 結 論

高速炉の熱交換器等に使用される管板構造の非弾性解析および熱過渡挙動試験結果との比較を行い、以下に述べるような設計解析に使用可能な管板構造の簡易解析法を開発した。

1. 高速炉の熱交換器に使用される管板構造では実機条件下において多孔部の大部分がグローバルにみて等2軸荷重を受けることが分かった。
2. 単位リガメントの弾塑性解析と相当応力、相当塑性ひずみの概念を用いて、等2軸荷重下での多孔部の等価弾塑性特性を導いた。また単位リガメントによるクリープ解析と猪狩らの等価クリープひずみ式を比較し、等価クリープひずみ式の適用性を検討した。

これらの結果から設計用に多孔部の等価非弾性特性の簡易評価線図と簡易評価式を作成した。

3. 等価非弾性特性を用いて、管板構造の設計評価部位に焦点をあてた管板構造の簡易解析モデルとそれを用いた解析法の開発を行った。
4. 管板構造の熱応力解析を行うために必要な、簡易応力解析モデルと整合性のとれた管板構造の簡易温度解析法を開発した。

## 9. 謝 辞

解析モデルの検証に必要な、試験データを整理していただいた常陽産業株式会社、石川昌幸氏、松田卓也氏に感謝の意を表します。

図表のトレース、グラフの作成に協力いただいた清水敦子嬢に感謝いたします。

また、解析手法について数々の助言をいただいた構造工学室員の方々に謝意を表します。

## 10. 参 考 文 献

- (1) ASME, Stresses in Perforated Flat Plates, ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. III Appendix A-8000, 1983.
- (2) 高速増殖炉の炉型選択に関する基礎研究, 構造設計 Phase III  
高速炉システム研究会 構造設計部会 矢川元基 PP23/31
- (3) O'Donnell, W. J. and Porowski, J. S. (Zamrik, S. Y. and Dietrich, D 編), Pressure Vessels and Piping Design Technology-1982-A Decade of Progress, ASME, 1982 PP. 359/373
- (4) 浦上, 中村他, “多孔板の簡易非弾性解析法” 圧力技術, Vol 2, No.2, 1981, PP. 57/65
- (5) 猪狩, 瀬戸口他, “多孔板のクリープ解析法” 機論 A 51 巻, 463 号, PP. 898/904
- (6) 蒸気発生器管板構造モデル熱過渡試験成果報告書  
堀切, 笠原, 岩田他 1988. 5 発行予定
- (7) 蒸気発生器管板構造モデル試験解析報告書  
笠原, 堀切, 岩田他 PNC SN 9410 87-057 1987. 3
- (8) T. Slot, W. J. O'Donnell “Effective Elastic Constants for Thick Perforated Plates with Square and Triangular Penetration Patterns”, J. of Eng. for Industry, August, 1971, PP 1081/1101
- (9) FINAS User's Manual Version 10.0 PNC N9520 87-004
- (10) 蒸気発生器管板構造モデル熱過渡試験の予備解析  
谷川, 矢部他 PNC N941. 83-31, 1983. 3
- (11) N. Kasahara and K. Iwata, Simplified 2-Dimensional Thermal Analysis Method Considering 3-Dimensional Heat Transfer, Proceedings of International Conference on Computational Mechanics, Springer-Verlag. 1986. 5