

国際原子力機関主催「実炉データを用いた熱構造力学・熱流動解析コードの検証」研究プログラム(I)

— 仏国高速炉フェニックスでの高サイクル熱疲労事象に係わる熱流動ベンチマーク解析 —

1997年6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下さい。

〒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

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section, O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-machi, 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) 1997

国際原子力機関主催「実炉データを用いた熱構造力学・熱流動解析コードの検証」研究プログラム (I)

- 仏国高速炉フェニックスでの高サイクル熱疲労事象に係わる熱流動ベンチマーク解析 -

村松 壽晴*

要 旨

国際原子力機関では、高速炉プラントの多くの部位で発生する流体温度ゆらぎによる高サイクル熱疲労(サーマルストライピング)に対し、解析的評価手法開発の現状を把握するとともにその高度化を図ることを目的として、フランス高速原型炉フェニックスの2次主冷却系配管で発生した熱疲労事象を評価対象とした国際ベンチマーク演習が計画され、現在実施の段階にある。

本報告書は、当該ベンチマーク演習問題の内、熱流動挙動に関する部分(Phase-1)の解析を、直接シミュレーションコードDINUS-3および境界要素法コードBEMSETを用いて行った結果について報告するものである。

この解析の結果、枝管から流出した高温ナトリウム噴流が主配管壁に沿って左右に振動しながら下流側に押し流される挙動が評価された。また、この噴流の両脇から概ね対称に下流側に広がる高温領域が再現され、これが目視観察による熱疲労変色領域と概ね一致することが確認された。

*: 大洗工学センター基盤技術開発部熱流体技術開発室

IAEA Coordinated Research Program on "Harmonization and Validation of
Fast Reactor Thermomechanical and Thermohydraulic Codes Using Experimental Data" (I)

- Thermohydraulic Benchmark Analysis on High-Cycle Thermal Fatigue Events

Occurred at French Fast Breeder Reactor Phenix -

Toshiharu MURAMATSU*

Abstract

A benchmark exercise on "Tee junction of Liquid Metal Fast Reactor (LMFR) secondary circuit" was proposed by France in the scope of the said Coordinated Research Program (CRP) via International Atomic Energy Agency (IAEA). The physical phenomenon chosen here deals with the mixture of two flows of different temperature. In a LMFR, several areas of the reactor are submitted to this problem. They are often difficult to design, because of the complexity of the phenomena involved. This is one of the major problems of the LMFRs. This problem has been encountered in the Phenix reactor on the secondary loop, where defects in a tee junction zone were detected during a campaign of inspections after an operation of 90,000 hours of the reactor. The present benchmark is based on an industrial problem and deal with thermal striping phenomena. Problems on pipes induced by thermal striping phenomena have been observed in some reactors and experimental facilities coolant circuits.

This report presents numerical results on thermohydraulic characteristics of the benchmark problem, carried out using a direct numerical simulation code DINUS-3 and a boundary element code BEMSET. From the analysis with both the codes, it was confirmed that the hot sodium from the small pipe rise into the cold sodium of the main pipe with thermally instabilities. Furthermore, it was indicated that the coolant mixing region including the instabilities agrees approximately with the result by eye inspections.

* : Thermal Hydraulic Research Section, Advanced Technology Division, OEC, PNC.

国際原子力機関主催「実炉データを用いた熱構造力学・熱流動解析コードの検証」研究プログラム (I)

- 仏国高速炉フェニックスでの高サイクル熱疲労事象に係わる熱流動ベンチマーク解析 -

目 次

第 1 章	緒 言	1
第 2 章	共同研究プログラムの概要	2
2. 1	背 景	2
2. 2	ベンチマーク演習	2
2. 3	スケジュール	4
第 3 章	熱流動ベンチマーク解析	5
3. 1	解析条件	5
3. 2	解析結果	5
第 4 章	検 討	7
4. 1	温度ゆらぎ挙動の時系列特性	7
4. 2	温度ゆらぎ挙動の頻度分布特性	8
4. 3	温度ゆらぎ挙動のパワースペクトル密度	9
4. 4	目視観察結果との簡易対比	9
第 5 章	結 言	10
参考文献		11
謝 辞		12

List of Tables

Table 2. 1 List of Sodium Leak Incidents in LMFBR Plants (from the INIS Data Base)

List of Figures

Fig. 2. 1 Geometrical Characteristics of the Phenix Secondary Piping System

Fig. 2. 2 Locations of Thermocouples

Fig. 3. 1 Computational Model for the Benchmark Exercise

Fig. 3. 2 Mesh Arrangement for the Benchmark Exerciser (1/3; r-z and θ -z planes for the DINUS-3 Code)

Fig. 3. 2 Mesh Arrangement for the Benchmark Exerciser (2/3; r- θ plane for the DINUS-3 Code)

Fig. 3. 2 Mesh Arrangement for the Benchmark Exerciser (3/3; for the DINUS-3 Code)

Fig. 3. 3 Inlet Boundary Conditions (1/3; Mean Velocity Components)

Fig. 3. 3 Inlet Boundary Conditions (2/3; Normal Components of Reynolds Stresses)

Fig. 3. 3 Inlet Boundary Conditions (3/3; Cross Components of Reynolds Stresses)

Fig. 3. 4 Calculated Instantaneous Distributions for a r - z Plane (J=39)

Fig. 3. 5 Calculated Instantaneous Distributions for a θ - z Plane (I=20)

Fig. 3. 6 Calculated Instantaneous Distributions for a r - θ Plane (1/6; K=20)

Fig. 3. 6 Calculated Instantaneous Distributions for a r - θ Plane (2/6; K=41)

Fig. 3. 6 Calculated Instantaneous Distributions for a r - θ Plane (3/6; K=61)

Fig. 3. 6 Calculated Instantaneous Distributions for a r - θ Plane (4/6; K=78)

Fig. 3. 6 Calculated Instantaneous Distributions for a r - θ Plane (5/6; K=89)

Fig. 3. 6 Calculated Instantaneous Distributions for a r - θ Plane (6/6; K=113)

Fig. 3. 7 Comparison of Temperature Distributions Between Inner and Outer Walls of the Main Pipe

Fig. 4. 1 Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line

Fig. 4. 2 Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level

Fig. 4. 3 Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Position of 460 mm from the Weld Line Level

Fig. 4. 4 Metal Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level

Fig. 4. 5 Damping Characteristics of Metal Temperature Amplitude in the Main Pipe

Fig. 4. 6 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line (1/7; (I, J, K) : (20, 39, 13))

Fig. 4. 6 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line (2/7; (I, J, K) : (20, 39, 29))

- Fig. 4. 6 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line (3/7; (I, J, K) : (20, 39, 41))
- Fig. 4. 6 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line (4/7; (I, J, K) : (20, 39, 61))
- Fig. 4. 6 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line (5/7; (I, J, K) : (20, 39, 78))
- Fig. 4. 6 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line (6/7; (I, J, K) : (20, 39, 90))
- Fig. 4. 6 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line (7/7; (I, J, K) : (20, 39, 113))
- Fig. 4. 7 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level (1/7; (I, J, K) : (20, 30, 61))
- Fig. 4. 7 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level (2/7; (I, J, K) : (20, 33, 61))
- Fig. 4. 7 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level (3/7; (I, J, K) : (20, 36, 61))
- Fig. 4. 7 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level (4/7; (I, J, K) : (20, 39, 61))
- Fig. 4. 7 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level (5/7; (I, J, K) : (20, 42, 61))
- Fig. 4. 7 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level (6/7; (I, J, K) : (20, 45, 61))
- Fig. 4. 7 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level (7/7; (I, J, K) : (20, 47, 61))
- Fig. 4. 8 Auto-Power Spectral Density of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line
- Fig. 4. 9 Auto-Power Spectral Density of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level
- Fig. 4. 10 Auto-Power Spectral Density of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Position of 460 mm from the Weld Line Level
- Fig. 4. 11 Eye Inspection of Damage Area Due to Thermal Striping Phenomena at the Phenix Reactor Plant

第1章 緒言

国際原子力機関 (IAEA; International Atomic Energy Agency) では、高速炉プラントの多くの部位で発生する流体温度ゆらぎによる高サイクル熱疲労 (サーマルストライピング) に対し、解析的評価手法開発の現状を把握するとともにその高度化を図ることを目的として、フランス高速原型炉フェニックスの 2 次主冷却系配管で発生した熱疲労事象を評価対象とした国際ベンチマーク演習が計画され、現在実施の段階にある。この国際ベンチマーク演習を柱とする共同研究プログラム (IAEA Coordinated Research Program) は、高速炉に関する国際ワーキンググループ (IWGFR; International Working Group on Fast Reactors) の第 28 回年会 (Vienna, Austria, 9-11 May, 1995) において提案され、承認されたものである。

動燃事業団では、サーマルストライピングを特徴づける多くの支配パラメータを機構論的に分離・評価し、サーマルストライピングに対する合理的な設計を行えるようにするため、Fig. 1. 1 に示す解析的評価システムを開発してきている¹⁾。当該評価システムを構成する個々の解析コード、2 種類の解析コード間およびシステムレベルに対する検証の現状は Fig. 1. 2 に示す通りであり、今回の国際原子力機関によるベンチマーク演習は原子炉設計への適用の直前段階のそれにあたる。今回のベンチマーク演習において回答が要求されている情報は、(1) 高低温冷却材の混合領域の空間位置、(2) 構造部材各部での温度ゆらぎ挙動、(3) 構造部材の熱疲労発生箇所、(4) 初期亀裂発生までの運転時間、(5) 構造部材に印加される熱サイクルに対する亀裂進展特性、(6) 90,000 時間運転後の亀裂深さなど、原子炉設計段階で必要となると考えられる具体的項目が挙げられており、解析的評価システムによる結果の定量的な妥当性を検討する上で極めて有益な知見を得ることができる。このように広範な技術分野に亘るベンチマーク演習は、大洗工学センター・基盤技術開発部内の熱流体技術開発室と構造材料技術開発室との連携により実施することになっている。

本報では、上記プログラムの詳細とこれまでに完了した熱流動ベンチマーク解析の結果について報告する。

第2章 共同研究プログラムの概要

2.1 背景

流体不規則温度ゆらぎ挙動による高サイクル熱疲労現象、いわゆるサーマルストライピングは、炉心出入口温度差が大きく、また熱伝導度の高い液体金属ナトリウムを使用する高速炉において、原子炉設計上考慮すべき重要な熱流動現象の一つである。Table 2.1 に示す INIS (International Nuclear Information System) データベースによれば、各国の高速炉において、溶接部等における熱サイクルを原因としたナトリウム漏洩事象が数多く報告されている。しかしながら、これら事象に対する対策は対症的に個別に為されてきているため、ここでの経験や知見を後続炉の設計などに反映できていない。

このため、フランスなどの高速炉先進国においては、これまでの経験や知見を今後の原子炉設計に反映させ、ナトリウム漏洩事象の発生を未然に防ぐため、熱流動数値解析コードによる設計評価手法の開発を急いでいる。このスタンスは、動燃事業団におけるサーマルストライピングに対する解析的評価システム開発の動機と合致している。

欧州各国における熱サイクル評価に対する熱流動数値解析コードの現状は、流体中不規則温度ゆらぎの時間平均的挙動が評価できるようになった段階にあり、Fig. 1.2 中に示した AQUA コードおよび DINUS-3 コードの一部機能が完成した状況に相当する。また、動燃事業団と同様に、個別のコード検証が概ね終了した段階にあり、実機熱疲労事象を対象とした実規模検証に移行する段階にある。

2.2 ベンチマーク演習

ベンチマーク演習となった熱疲労事象は、フランス高速原型炉フェニックス*の2次主冷却系枝管合流部に生じたサーマルストライピング (Table 2.1, (2/6), 1992年発生, 運転開始後 90,000 時間経過) である。

ベンチマーク問題

Fig. 2.1 に、2次主冷却系枝管合流部の構成を示す。定格運転時には、主冷却配管内を 340 °C の低温ナトリウムが 800 kg/s で流れ、曲率半径 762 mm (r) の 90° エルボ通過後 900 mm 位置で、水漏洩検出系枝管内を流れる高温ナトリウム (430 °C, 7 kg/s) と合流する。さらにこの下流側 160 mm 位置に、主配管溶接線が位置し、ここでクラックが発生した。

ベンチマーク演習参加者が提示すべき評価結果は、

- (a) 冷却材混合領域の熱流動特性、すなわち、混合領域の位置および疲労の対象とすべき配管部位、
- (b) 上記部位における平均温度分布図、
- (c) Fig. 2.2 に示された熱電対設置位置での温度ゆらぎ時系列情報、
- (d) 上記熱電対の内、配管表面温度のパワースペクトル密度、
- (e) 熱疲労評価の対象とすべき主配管部位、および
- (f) 主配管疲労の定量的値、すなわち、クラック発生の有無、初期クラック発生までの時間、熱サイクル印加に対するクラック進展特性および 90,000 時間経過後のクラック深さ

*: 電気出力 250 MW の原型炉プラント。主冷却系 3 ループ、モジュール型蒸気発生器よりなる。1974 年から運転開始

境界条件等 技術データ

枝管を含む主配管は、水平直管部、90 ° エルボおよび枝管が接続されている垂直直管部より構成される。
水平直管部の形状データは、次の通りである。

内径 $\phi_i = 494$ mm、肉厚 $t = 7$ mm

エルボの形状データは、

角度 $\alpha = 90$ °、半径 $R = 762$ mm、肉厚 $t = 9.53$ mm

である。周方向溶接線は、垂直直管部の枝管接続位置より 160 mm 下流側に位置している。

主配管に接続されている枝管の形状データは、

内径 $\phi_i = 68$ mm、肉厚 $t = 8.5$ mm

である。

なお、枝管の合流部上流は、700 mm 以上に亘って水平で且つ直管であり、2 次流れの発生は極めて小さい。

運転条件等 技術データ

対象とする運転状態は、定格負荷運転である。なお、定格運転時に発生する過渡的微小変動は、今回の評価では無視し得る程度に小さい。また当然の事ながら、クリープおよび損傷に対する影響は無視できる。

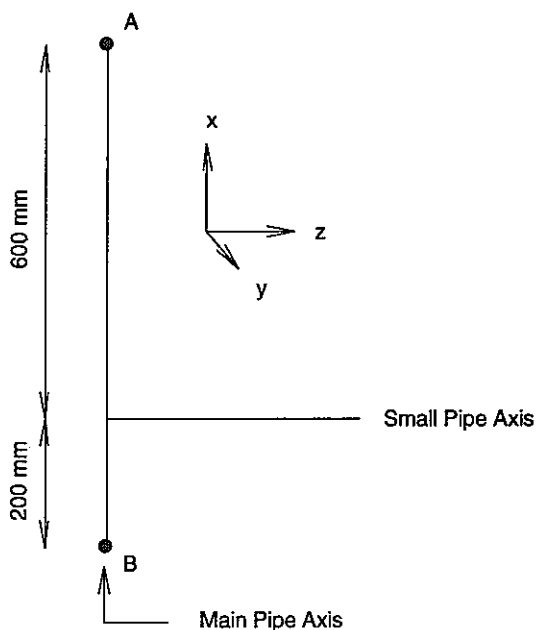
以下に、定格負荷運転状態での熱流動条件を示す。

主配管： ナトリウム温度 = 340 °C、ナトリウム流量 = 800 kg/s、内圧 = 2.2 bar

枝 管： ナトリウム温度 = 430 °C、ナトリウム流量 = 7 kg/s、内圧 = 2.9 bar

配管が受ける外力等 技術データ

配管およびナトリウムの重量による外力および配管重量と配管熱膨張の重畳による外力は、以下に示す通りである。



Location	Weight	Weight + Expansion
A	$M_x = -430,000$ N. mm	$M_x = -1,100,000$ N. mm
	$F_y = -91$ N $M_y = 2,100,000$ N. mm	$F_y = 2500$ N $M_y = -2,100,000$ N. mm
	$F_z = 165$ N $M_z = 530,000$ N. mm	$F_z = 910$ N $M_z = 870,000$ N. mm
B	$M_x = 430,000$ N. mm	$M_x = 1,100,000$ N. mm
	$F_y = 91$ N $M_y = -2,100,000$ N. mm	$F_y = -2500$ N $M_y = 2,900,000$ N. mm
	$F_z = -165$ N $M_z = -460,000$ N. mm	$F_z = -910$ N $M_z = -2,800,000$ N. mm

流体物性等 技術データ

配管内を流れる流体はナトリウムであり、以下の特性を持つものとする。

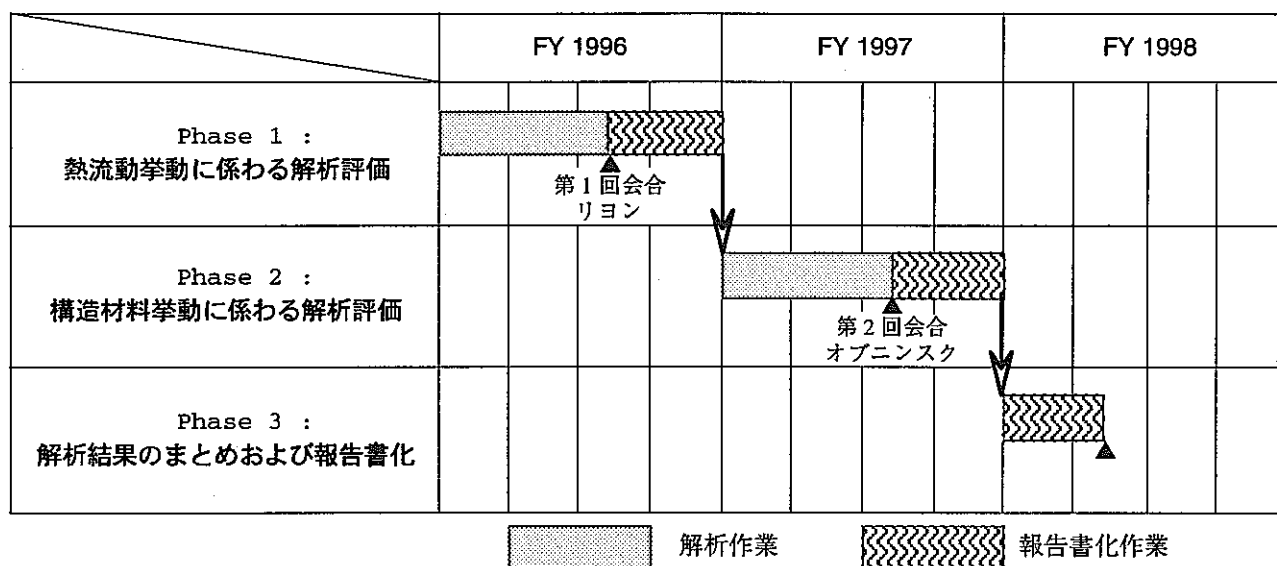
Temperature (deg. C)	Density (kg/m ³)	Kinematic Viscosity (m ² /s)	Thermal Expansion (1/deg. C)	Thermal Conductivity (W/m deg. C)	Specific heat Coefficient (J/kg deg. C)
340	870.5	0.3614 10 ⁻⁶	2.731 10 ⁻⁴	74.56	1293
350	868.1	0.3548 10 ⁻⁶	2.741 10 ⁻⁴	74.06	1290
360	865.7	0.3485 10 ⁻⁶	2.750 10 ⁻⁴	73.56	1288
370	863.3	0.3425 10 ⁻⁶	2.760 10 ⁻⁴	73.06	1285
380	860.9	0.3367 10 ⁻⁶	2.770 10 ⁻⁴	72.57	1283
390	858.6	0.3312 10 ⁻⁶	2.779 10 ⁻⁴	72.08	1281
400	856.2	0.3260 10 ⁻⁶	2.788 10 ⁻⁴	71.59	1278
410	853.8	0.3210 10 ⁻⁶	2.798 10 ⁻⁴	71.11	1276
420	851.4	0.3161 10 ⁻⁶	2.808 10 ⁻⁴	70.62	1274
430	849.0	0.3115 10 ⁻⁶	2.817 10 ⁻⁴	70.14	1273

材料物性等 技術データ

配管母材は、AISI 304 オーステナイトステンレス鋼 (Grade: Z5 CN 18.10) である。溶接材料は、16 Cr - 8 Ni - 2 Mo であり、プラズマ溶接により枝管が接続されている。

2.3 スケジュール

以下に、ベンチマーク演習に関するスケジュールを示す。



第3章 熱流動ベンチマーク解析

3.1 解析条件

解析範囲

Fig. 3.1 に、熱流動ベンチマーク解析に使用した解析体系を示す。解析範囲は、枝管を含む垂直直管部であり、枝管中心を基準として上流側 85 mm、下流側 620 mm の合計 705 mm の領域である。

数値計算条件

以下に、DINUS-3 コードおよび BEMSET コードによる数値計算条件を示す。

項	目	DINUS-3	BEMSET
座 標 系		: r- θ -z 円筒 3 次元	同 左
メッシュ分割		: $22^i \times 77^j \times 115^k$ (Fig. 3.2 (1/3, 2/3) 参照)	
要素分割		:	168 plane $\times$ 85^k (Fig. 3.2 (3/3) 参照)

なお、熱流動境界条件の設定では、枝管合流部の上流側に 90° エルボが存在するため、これにより発生する 2 次流れを考慮する必要がある。このため、広島大学で実施された類似試験結果^{5), 6)} を内外挿することによって、Fig. 3.3 に示すようにこれを設定した。

3.2 解析結果

Fig. 3.4 に、枝管接続部を含む周方向位置 ($J = 39$) における流速ベクトルおよびナトリウム温度の垂直 (r - z) 断面瞬時分布を示す。結果より分かる通り、枝管から流出した高温ナトリウムは、主配管内を垂直に上昇する低温ナトリウムにより、約 60° の角度をもって下流側に押し流される。なお、この高温ナトリウムによる噴流の下流側直下では、主配管内の平均圧力に比べて相対的に圧力が低下するため、不安定・不規則な流れ場を形成して局所的な循環渦を発生するとともに、これによる高温ナトリウム塊の分裂・移動が認められる。

Fig. 3.5 に、枝管接続部を含む半径方向位置 ($I = 20$) における流速ベクトルおよびナトリウム温度の周方向 (θ - z) 断面瞬時分布を示す。結果に見られるように、枝管から流出した高温ナトリウムが主配管壁に沿って左右に振動しながら下流側に押し流される。これは、枝管からの高温ナトリウムが主配管内における弱な障害物の役割を果たし、一種のカルマン渦に起因した流動であることが推察される。更に、枝管から流出した高温ナトリウム噴流の両脇から、概ね左右対称に下流側に広がる高温領域が認められる。これは、噴流両外縁から剥離する流れに起因するものであり、後述の目視観察による変色領域と一致する。

Fig. 3. 6 に、各種軸方向位置 ($K = 20, 41, 61, 78, 89$ および 113) における流速ベクトルおよびナトリウム温度の半径方向 ($r - \theta$) 断面瞬時分布を示す。枝管からの高温ナトリウムが下流側に向かうに従い、主配管中心軸に向かって対流・拡散している様子が理解できる。

Fig. 3. 7 に、主配管内外壁での瞬時温度分布を比較する。結果より分かるように、内壁から外壁に向かうに従い、枝管下流側に見られる高温ナトリウムのゆらぎテール部が減衰している。この間における平均的な温度差の減衰量は、約 19°C である。

第4章 検討

4.1 温度ゆらぎ挙動の時系列特性

Fig. 4. 1 - Fig. 4. 3 に、主配管直近のナトリウム温度の時系列データ (0.11 秒間) を示す。Fig. 4. 1 は、枝管中心軸を含む主配管軸方向各点での結果であり、合計 7 点 (K=13; 枝管下端部、K=29; 枝管上端部、K=41; 枝管中心軸より 80 mm 下流位置、K=61; 溶接線位置 (枝管中心軸より 160 mm 下流)、K=78; 枝管中心軸より 250 mm 下流位置、K=90; 枝管中心軸より 350 mm 下流位置および K=133; 枝管中心軸より 620 mm 下流位置) のデータを含む。Fig. 4. 2 は、主配管溶接線に沿う周方向各点での結果であり、枝管中心点を基準として合計 7 点 (J=39; 枝管中心位置、J=36, 42; 枝管中心位置を基準として $\pm 3^\circ$ 位置、J=33, 45; 枝管中心位置を基準として $\pm 6^\circ$ 位置、J=30, 61; 枝管中心位置を基準として $\pm 11^\circ$ 位置) のデータを比較している。Fig. 4. 3 は、周方向溶接線から 460 mm 下流位置における周方向各点での結果であり、枝管中心点を基準として合計 3 点 (J=39; 枝管中心位置、J=16, 62; 枝管中心位置を基準として $\pm 47^\circ$ 位置) のデータを表示している。

まず、枝管中心軸を含む主配管軸方向各点での結果 (Fig. 4. 1) では、最も大きな温度変動を示している箇所は周方向溶接線のある軸方向位置 (枝管中心軸より 160 mm 下流) であり、最大約 35°C の温度変動を示している。この軸方向位置は、Fig. 3. 5 (b) に見られるように、枝管からの高温ナトリウム噴流が周囲の局所的な循環渦により分裂・移動する箇所に相当し、Fig. 4. 1 中における同位置での大きな温度変化はこの高温ナトリウム塊がここを通過することによって生じてると解釈できる。

Fig. 4. 2 に示した主配管溶接線に沿う周方向各点での結果については、枝管中心軸を基準とした両側各点における大周期の温度変動が、概ね逆位相で変化していることが分かる。この解釈についても上記と同様であり、枝管から流出した高温ナトリウム噴流が周囲の局所的な循環渦により分裂し、この後、周方向に左右に振動しながら下流側に移動することによる (Fig. 3. 5 (b) 参照)。

周方向溶接線から 460 mm 下流位置における周方向 3 点での結果 (Fig. 4. 3) では、周方位溶接線近傍に見られる大きな温度変動は見られない。これは、枝管から流出した高温ナトリウムが主配管下流側に向かうに従い、主配管中心方向に対流・拡散するためである (Fig. 3. 4 (b) 参照)。したがって、同下流側位置では、主配管近傍のナトリウム温度はその平均温度に極めて近い値となる。

Fig. 4. 4 に、BEMSET コードにより評価された主配管材料内各点 (周方向溶接線位置) における材料温度の時系列データ (0.11 秒間) を示す。図中に示した 13 種類の温度時系列データは、主配管肉厚 7 mm を 13 点の内部要素でモデル化した結果であり、内部要素間の間隔は 0.5 mm である。なお、凡例中の 1 番が主配管内壁から 0.5 mm 位置に対応する。結果より分かるように、主配管内壁から肉厚方向に 0.5 mm 位置での温度変動は、Fig. 4. 1 に示した主配管直近のナトリウム温度 ((I, J, K): (20, 39, 61)) のそれと概ね相似の過渡となっている。Fig. 4. 5 に、主配管材料内における温度ゆらぎ振幅の減衰特性を示す。なお、図中の縦軸は、主配管内壁における温度ゆらぎ振幅により規格化を施した相対温度ゆらぎ振幅である。結果より分かる通り、主配管材料内温度ゆらぎ振幅は、主配管内壁から肉厚方向に向かって概ね直線的に減衰する傾向を示し、外壁上では約 10 % の温度ゆらぎ振幅が現れるのみである。この様に温度ゆらぎ振幅が直線的に減衰する傾向は、低周期正弦波 ($< 1.0 \text{ Hz}$) 上に不規則成分が重畳した場合の結果⁷⁾に酷似している。この事実より、フェニックス炉で発生したサーマルストライピングは、低周波温度ゆらぎ挙動が支配的であったと推察される。

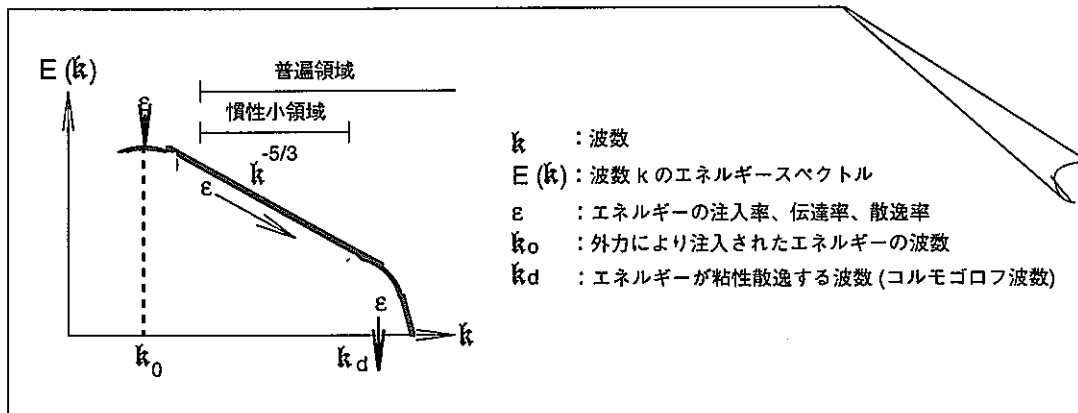
4.2 温度ゆらぎ挙動の頻度分布特性

Fig. 4. 6 および Fig. 4. 7 に、主配管直近ナトリウム温度ゆらぎ挙動の振幅および周波数に関する頻度分布特性を示す。不規則温度ゆらぎ挙動の波形分解には、レインフロー法⁸⁾を使用した。表示点は、それぞれ、枝管中心軸を含む主配管軸方向 7 点 ($K=13$; 枝管下端部、 $K=29$; 枝管上端部、 $K=41$; 枝管中心軸より 80 mm 下流位置、 $K=61$; 溶接線位置 (枝管中心軸より 160 mm 下流)、 $K=78$; 枝管中心軸より 250 mm 下流位置、 $K=90$; 枝管中心軸より 350 mm 下流位置および $K=133$; 枝管中心軸より 620 mm 下流位置) および主配管溶接線に沿う周方向 7 点 ($J=39$; 枝管中心位置、 $J=36, 42$; 枝管中心位置を基準として $\pm 3^\circ$ 位置、 $J=33, 45$; 枝管中心位置を基準として $\pm 6^\circ$ 位置、 $J=30, 61$; 枝管中心位置を基準として $\pm 11^\circ$ 位置) である。

枝管中心軸を含む主配管軸方向各点での結果 (Fig. 4. 6) については、以下の特徴を持つ。

- (1) 温度ゆらぎ振幅に関しては、枝管近傍で比較的小振幅の温度ゆらぎ挙動が支配的であるのに対し、下流側に向かうに従い、大振幅の温度ゆらぎ挙動がこれに混在し始める。
- (2) 温度ゆらぎ周波数についても同様に、枝管近傍で高周期の温度ゆらぎ挙動が支配的であるのに対し、その下流側では低周期の温度ゆらぎ挙動が混在するようになる。

以上の温度ゆらぎ挙動に関する特徴は、次のような乱流場の違いによって解釈することができる。すなわち、主配管エルボから枝管合流部近傍までは、エルボに起因した比較的大規模な渦運動の 2 次流れが存在するものの、主流方向の乱流特性は概ね完全発達乱流のそれを示す。この完全発達乱流状態は、下図の普遍領域中に包含される特性を示す。しかしながら、枝管合流部を過ぎた下流側の乱流挙動は、枝管からの高温ナトリウム噴流によって流れ場が乱され、乱流エネルギーが当該系に注入された直後の状態を示すこととなる。この場合のエネルギーの注入は、下図に示すように波数 (周期) が比較的低い領域で行われ、この結果として温度ゆらぎ挙動は大振幅・低周波の特徴を有することとなる。



主配管溶接線に沿う周方向各点での結果 (Fig. 4. 7) については、以下の特徴が見られる。

- (1) 温度ゆらぎ振幅に関しては、枝管が接続されている周方向位置で比較的大振幅の温度ゆらぎ挙動が優勢となるが、その周囲の領域は比較的小振幅の温度ゆらぎ挙動が優勢となる。
- (2) 温度ゆらぎ周波数については、枝管が接続されている周方向位置で比較的低周期の温度ゆらぎ挙動が優勢となる。

4.3 温度ゆらぎ挙動のパワースペクトル密度

Fig. 4. 8, Fig. 4. 9 および Fig. 4. 10 に、主配管直近ナトリウム温度ゆらぎ挙動の自己パワースペクトル密度を比較する。表示点は、それぞれ、枝管中心軸を含む主配管軸方向 7 点 (K=13; 枝管下端部、K=29; 枝管上端部、K=41; 枝管中心軸より 80 mm 下流位置、K=61; 溶接線位置 (枝管中心軸より 160 mm 下流)、K=78; 枝管中心軸より 250 mm 下流位置、K=90; 枝管中心軸より 350 mm 下流位置および K=133; 枝管中心軸より 620 mm 下流位置)、主配管溶接線に沿う周方向 7 点 (J=39; 枝管中心位置、J=36, 42; 枝管中心位置を基準として $\pm 3^\circ$ 位置、J=33, 45; 枝管中心位置を基準として $\pm 6^\circ$ 位置、J=30, 61; 枝管中心位置を基準として $\pm 11^\circ$ 位置) および 周方向溶接線から 460 mm 下流位置における周方向 3 点 (J=39; 枝管中心位置、J=16, 62; 枝管中心位置を基準として $\pm 47^\circ$ 位置) である。

枝管中心軸を含む主配管軸方向各点での結果 (Fig. 4. 8) では、何れの箇所においても顕著な優勢周波数ピークは存在せず、高周波側に向かうに従いエネルギーが低下する。これら各点の内、全周波数領域に亘ってエネルギーレベルが高い箇所は、主配管溶接線部 (K=61) である。

主配管溶接線に沿う周方向各点での結果 (Fig. 4. 9) についても同様であり、枝管が取り付けられている周方向近傍範囲 (J=33, 36, 39, 42 および 45) で周波数領域全体に亘ってエネルギーレベルが高い。

周方向溶接線から 460 mm 下流位置における周方向 3 点での結果については、枝管が接続されている周方向位置 (J=39) を除き、温度ゆらぎは極めて小さいものであることが分かる。

4.4 目視観察結果との簡易対比

フェニックス炉では、事象発生後の原子炉停止期間中に当該部の切り出しを行い、熱疲労箇所の目視観察を行った。Fig. 4. 11 に目視観察時に撮影された写真を示す。写真は、枝管合流部の上流側で切断された主配管を下側から撮影したものであり、枝管合流部の下流側に周方向溶接線を見ることができる。更に、枝管合流部から下流側にかけて、この枝管合流部を取り囲むように変色領域が確認できる。この変色領域がどのようなメカニズムによるものであるかは未確認ではあるが、Fig. 3. 5 (b) の解析結果に見られる高温ナトリウムのフレアの輪郭と酷似していることは興味深い。この件に関しては、本年 10 月に予定されている第 2 回会合時 (ロシア・オブニンスク) に明らかにされるものと考えられる。

第 5 章 結 言

国際原子力機関による仏国高速炉フェニックス炉での高サイクル熱疲労を題材としたベンチマーク演習問題の内、熱流動挙動に関する部分 (Phase - I) の解析を、直接シミュレーションコード DINUS-3 および境界要素法コード BEMSET を用いて行った。

解析の結果、枝管から流出した高温ナトリウム噴流が主配管壁に沿って左右に振動しながら下流側に押し流される挙動が評価された。また、この噴流の両脇から概ね対称に下流側に広がる高温領域が再現され、これが目視観察による変色領域と概ね一致することが確認された。

参考文献

- (1) 村松 壽晴、冷却材温度ゆらぎ現象の解析的評価手法の開発 (XI)、流体 - 構造非定常熱的応答特性に係わる評価手法の検証、PNC TN9410 97-039、1997 年 5 月.
- (2) 村松 壽晴、サーマルストライピング現象の数値解析に関する研究、東京工業大学、博士論文、1994 年 7 月.
- (3) Muramatsu, T., A Direct Simulation Monte-Carlo Code THEMIS for the Evaluation of Non-Stationary Heat Transfer Phenomena in LMFR Thermohydraulics, Proc. 8th IAHR Working Group Meeting, Prag, Czech, June (1995).
- (4) Muramatsu, T., Thermal Response Evaluation of Austenitic Stainless Steels Due to Random Sodium Temperature Fluctuations Using BEMSET and DINUS-3 Codes, Proc. ASME PVP Conf., Montreal, Canada, July, 1996
- (5) 須藤 浩三、高見 敏弘、矢野 賢司、円形断面をした 90° ベンド内の乱流、日本機械学会誌論文集 (B 編)、58 巻 548 号 (1992).
- (6) 須藤 浩三、高見 敏弘、ベンド内の旋回流れ、日本機械学会誌論文集 (B 編)、60 巻 570 号 (1994).
- (7) 村松 壽晴、冷却材温度ゆらぎ現象の解析的評価手法の開発 (X)、境界要素法コード BEMSET による構造物熱的応答基本特性の検討、PNC TN9410 96-136、1996 年 5 月.
- (8) Endoh, T., Damage Evaluation of Metals for Random of Varying Loading, Proc. Sympo. on Mechanical Behavior of Materials (1974).

謝 辞

DINUS-3 コードおよび BEMSET コードによるベンチマーク演習問題の解析および結果の図形処理などの作業では、株式会社 CSK の松本 英一 氏に多くの協力を頂いた。ここに感謝申し上げる。

また、広島大学工学部第一類、機械系教授 須藤 浩三 氏には、同研究室による貴重な実験データをお貸し頂くとともに、実験結果に関する有益なコメントを頂いた。ここに深甚なる謝意を表す。

Table 2. 1 List for Sodium Leak Incidents in LMFBR Plants (from the INIS Data Base) (1/6)

施設名	発生時期	ナトリウム漏洩箇所	原 因	対 策
Phenix	1972. 12	2次ナトリウム系のドレン弁の溶接部	カダラッシュで実施した信頼性試験で、シーリングペローズとディスク部でバインディング(かじり)が検出され、取り替えることが決定していた。しかし、新しいバルブに交換される前にナトリウムが充填された。その際、ナトリウムの充填温度が200 °Cと低いことから、バルブのリップシール部を完全に溶接せず、この中にKlingerite シールを取り付けて間に合わせた。このため、これらバルブ構造材の熱膨張や熱反力に関する評価不足が原因で、ナトリウム漏洩が生じた。	これらのバルブのリップシールを溶接して試験を継続し、出力上昇前の1973年1月～2月に、バルブの取り替えを行った。
	1974. 7	蒸気発生器の入口仕切板に通じるプラグ内溶接部	溶接シールの不良	溶接シールの修理
	1974. 9	2次ナトリウム系再加熱器入口のバタフライ弁の溶接部	正確な原因は特定されていないが、仕切り板(SUS304)の品質不良の可能性が高い。	当該ループを隔離し、残りのサイクル運転(3週間)を残りの2系統のみで続行(379 MWt 部分負荷運転)。1974年10月、仕切板交換。
	1975. 5	蒸気発生器上部再加熱器仕切弁と管との溶接部	顕著な残留応力による引張りクリープラプチャが主原因であり、これが溶接シームの機械加工により加速された。	この仕切弁は、実験の際に最終的に調整されたまま固定されているもので、弁として残す必要性が無いものであったことから、配管部にこの弁と等価なSUS321製オリフィス板を設けることにより、廃止された。この改修は2次系3ループ全てについて実施され、これ以降この種のトラブルは発生していない。
	1976. 7	中間熱交換器の2次ナトリウム出口の上蓋と内壁をつなぐ溶接部	運転を続行しながら、様々な方法で機器の探傷を行い、この結果、X線撮影により熱交換には直接関係しない生体遮蔽部位で発生していることが確認された。	全6器の中間熱交換器の改修についての研究が開始された。供用中の熱交換器でわずかな以上が生じて、直ちに初期の段階で見地できる完全なシステムを設置することとし、特に火災報知器と共に、中間熱交換器の内外にナトリウム漏洩検出器を設置した。
	1976. 10	中間熱交換器のナトリウム入口部の下降管の2重壁との溶接部に隣接する上部プレート	亀裂は粒界型で、溶接次の残留歪による永久応力に加え、下降管と熱交換器外部ベッセルの間に予想を上回る熱膨張差が発生したことが主因である。	ナトリウム漏洩を起こした中間熱交換器を特性フードにより取り外し、気密プラグを挿入。超音波検査の結果、初期クラックが検出されたため、漏洩対策としてペローズを設置。熱膨張差の影響を受けないよう、溶接部の形状を変更するとともに、減肉した。

Table 2. 1 List for Sodium Leak Incidents in LMFBR Plants (from the INIS Data Base) (2/6)

施設名	発生時期	ナトリウム漏洩箇所	原因	対策
Phenix	1986. 5	蒸気発生器再加熱器 No. 3 入口部のティー 継手部	再加熱器の入口スリーブ側の溶接熱影響部の溶接線に沿ってクラックが発生。クラックは応力を受けた状態で、Ti あるいは Nb 安定化したステンレス鋼特有の割れであり、溶接部欠陥が引き金となったと推定。	当該ティー部を交換。2 次系配管のナトリウム漏洩検出システムを余熱火花による電氣的絶縁抵抗の連続測定式に改良。
	1986. 8	1 次系純化系ループの ブラギング計熱電対の 取り付け部シール溶接 部	シール部溶接部のクラック。熱電対取り付け部のシール溶接部に生じた異なる部材間の課題な熱膨張差に起因。	部材間での課題な熱膨張差が生じない構造に変更。
	1989. 5	2 次系純化系ループ No. 2 のブラギング 計	シール溶接部のクラック。熱電対取り付け部のシール溶接部に生じた異なる部材間の課題な熱膨張差に起因。	部材間での課題な熱膨張差が生じない構造に変更。
	1992. 11	2 次主冷却系主配管水 漏洩検出系の小口径配 管の戻りナトリウム合 流部	主配管の亀裂は、水素計を作動させるために高温に加熱 (415 oC) されたナトリウムが主配管 (345 oC) に合流する部位に生じた高サイクル熱疲労が主因。	水素計戻り配管の欠陥については、高サイクル熱疲労が生じないミキシング構造およびナトリウム漏洩検出系の改造工事により対処。
SPX	1985. 7	2 次系 D ループの SG 出口垂直配管部の熱電 対ウェルと管台との溶 接部	熱電対ウェルの流力振動によるウェルと管台との溶接部の高サイクル疲労によるクラック。	熱電対ウェルのナトリウム中挿入深さを短くし、固有振動数を高くして共振を回避した。2 次系の他の 37 箇所の熱電対ウェルを短尺化した。
	1987. 3	炉外燃料貯蔵槽の 2 重 壁間隙内の内壁の配管 支持部	亀裂が存在する箇所の金属分析の結果、クラックの主因は金属中に水素が浸透したことに関連し、燃料貯蔵槽と支持板との溶接時の残留応力によりクラックが進展したと推定。	ナトリウムをドレンし、X 線検査を実施した結果、局所的な修理は不可能であると判断。現場観察の結果、亀裂はプレート支持部のみならず、容器構造の溶接部にも認められた。対策として、(1) オーステナイト鋼以外で容器を再製作するか、(2) 燃料移送中継設備として活用するかを検討し、最終的に、燃料移送中継設備とする案に決定。
	1990. 4	2 次系ループ F の純化 系配管のブラギング計 入口配管とコールドト ラップ出口配管の ティー継手部	ナトリウム弁のシール製が悪く、350 oC と 130 oC のナトリウムが混合して、高サイクル熱疲労が発生し、ティー構造の溶接部にクラック。	配管を補修し、他のループに同様な以上が無いことを確認。

Table 2. 1 List for Sodium Leak Incidents in LMFBR Plants (from the INIS Data Base) (3/6)

施設名	発生時期	ナトリウム漏洩箇所	原因	対策
Enrico Fermi	1962. 11	蒸気発生器の伝熱管	蒸気発生器 No. 1 を 470 oF の温度で運転中、ナトリウム入口ノズル正面の伝熱管が振動し、複数本の伝熱管が破損。伝熱管がナトリウムにより流力振動し、サポートプレートのクリアランスが大きすぎたことから、打撃と摩擦で減肉し、破壊に至ったと推定。	ナトリウム入口ノズル前にバッフル板を設け、更に伝熱管を束ねる治具の取り付けにより振動振幅を減少。
	1964 - 1966	蒸気発生器の伝熱管と伝熱管シートの間のシール溶接部	接合部に付着していた油や不純物によるピンホールが原因を推定。	肉盛り溶接による修理、あるいは管内からの溶接による修理。
EBR-II	1965. 2	蒸気発生器の伝熱管と伝熱管シートの間のシール溶接部	蒸気発生器と蒸気ドラムの連結パイプを取り外し、伝熱管の空気側を加圧してバブル試験を実施。この結果、ナトリウム漏洩は機械加工した伝熱管と伝熱管シートの間の溶接部でのピンホールであると判明。	溶接部をグラインダで研磨し、現場において溶接を再度行い、He リーク試験を行って修理部の健全性を確認。
	1968. 2	プラグイン温度計の弁交換時のフリーズシール部	プラグイン温度計のバルブ交換時に、取り替えバルブの溶接のため解放管とナトリウムの間のフリーズシール保守にファンを停止したところ、約 20 分後にフリーズシールが破損。	ナトリウム計の保守作業全般に亘って、厳重な規定を設定。
	1969. 4	1 次ナトリウム純化系のサンプリング用電磁ポンプの溶接部	電極とダクト溶接部が破断し、電極の一つからダクトにアークが飛び、ダクトにピンホールが生じたためであることが確認された。	スプール片を挿入して応急処置。1972 年 12 月に別設計の電磁ポンプと交換。
	1971. 9	1 次ナトリウム純化系プラグイングループの熱交換器のクラック箇所	機械加工による溝切りにおいて、ステンレス管の歪曲により溝の深さが不均一となったため、この薄肉部分が高サイクル熱疲労によりクラックが発生。	熱交換器の再設計を行い、新しいものと交換。
DFR	1966. 7	2 次系加熱器の伝熱管	詳細検査の結果、製造上の異物混入による腐食が、漏洩の主要原因であることが判明。腐食の進行により、NaK が鋼板の間から外部に漏洩。漏洩 NaK が参加し、鋼板の腐食を加速し、隣接する NaK 伝熱管を外側から腐食したことが原因。	破損個所の修理を実施。また、NaK 漏洩検出系は、このような微小漏洩の検出には限界があることが判明し、より高感度な検出方法の開発を実施。
PFR	1974. 3	2 次ナトリウム配管の製造過程で生じたクラック箇所	製造過程で発生したクラックが完全に修復されていなかったことが主因。	当該部の修理。

Table 2.1 List for Sodium Leak Incidents in LMFBR Plants (from the INIS Data Base) (4/6)

施設名	発生時期	ナトリウム漏洩箇所	原因	対策
PFR	1974 - 1977	蒸発器 No. 2 の伝熱管	原因は完全に解明されていないが、取り出されたサンプルより、リークの大部分が溶接欠陥により生じたためと推定された。	リークの発見された伝熱管はインコネル 800 製のプラグで爆着により塞がれた。また、クラックを起こす可能性のある冶金学的条件を排除し、応力を緩和するための熱処理をスベア蒸発器に対して実施された。
	1974 - 1979	加熱器伝熱管の溶接部	水酸化化合物による応力腐食が原因となり、伝熱管とシールとの溶接部でリークが拡大。	伝熱管束を取り出し、リークの発生した伝熱管と特定後、プラグング。
	1976. 1	再加熱器 No. 3	管 / 管板溶接部の欠陥	リークしているユニットを洗浄と検査のため取り出し、代わりに適性な流量配分となるよう製造されたプラグが設置された。再加熱器が 2 第となってもプラントの運転には支障は生じなかった。
	1968. 2	蒸発器 No. 3 の bursting disk assembly の溶接部	蒸発器 No. 3 に設置されているラブチャーディスクのシール溶接部に微小ナトリウム漏洩が発生し、2 系統のみでの運転が余儀なくされた。このアセンブリは、運転前の停止の際に更新されたもの。	ナトリウム漏洩は微小なものであったが、配管の損傷を最小限に押さえるため修理が施された。
	1979. 2 1979. 4	蒸発器の伝熱管とプレートとの溶接部	蒸発器の硬く高応力を受けている溶接部は、ある種の条件の下で、純粋中の応力腐食割れを起こしやすい。溶接部はマグネタイトの層で保護されているが、何らかによってこの層が破壊され、溶接部の破損に繋がったものと推定。	伝熱管の爆着プラグングの修理作業を施した。将来的には、使用中の蒸発器の溶接部にショットピーニングを行うことで問題が解決された。
	1979. 7	再加熱器フランジ部 (ボルトとナットのクラック)	酸化物を除去し調査した結果、フランジボルト 1 本とナット 2 本 (全体でボルト、ナットの数 64 本) にクラックが発生。	フランジボルトを取り替えの上、締め直し、フランジ回りにステンレス鋼封じ帯びを設置し、ナトリウム漏洩検出器を設置した。その後の計画停止の際、様々な量の漏洩が見つかり、同様の処置が施された。
	1983. 5	再加熱器 No. 1 下流の 2 次系配管にある 2 つのティー溶接接合部の溶接部	配管の 2 つのティー接合部の溶接にクラックが認められた。X 線撮影により、この部分が建設時に補修を行っていることが判明。	ナトリウムをドレンし、1 つのティーを取り替えるために新規配管を設置し、溶接部を補修した。1983 年 6 月に原子炉は再起動した。
	1987. 4	2 次計ループ No. 2 の再加熱器胴部の溶接部	製造欠陥とナトリウム再充填時の過剰な温度差による熱サイクル疲労。	発見された溶接欠陥は、欠陥部を取り除いた後、パッキン板を内側から溶接し、欠陥はプラグ溶接で埋められた。その後の超音波検査ではこれらの欠陥群は安定していたが、これらの内の大きな亀裂が進展 k_n し、1988 年に再び同部位で亀裂が発見されノズルが交換された。

Table 2. 1 List for Sodium Leak Incidents in LMFBR Plants (from the INIS Data Base) (5/6)

施設名	発生時期	ナトリウム漏洩箇所	原因	対策
PFR	1988. 7	2次系ループ No. 1 の再加熱器胴部の溶接部	溶接材による製造欠陥	他の再加熱器などの溶接線の超音波検査を実施し、溶接欠陥を除去・修理したが、その後もナトリウム漏洩が発生したことから、欠陥群を含む大規模な取り替えが行われた。
	1990. 4	2次系ループ No. 1 の再加熱器胴部の溶接部	前回の欠陥修理が応力源になったと推定。修理箇所を詳細に検査した結果、新たに5ヶ所の欠陥を発見。修理箇所に粒界カーバイドが析出し、残留応力によって材料劣化をもたらしたものと推察された。	パッチ式修理法により、クラックが進展しないように修復された。すなわち、溶接結果のある領域をカバーするように容器壁にリングを溶接し、亀裂はパッチ領域を越えて進展しないように亀裂の両端部に孔を開け、パッチの最高部と最低部にナトリウムドレン及びガス抜きのために容器壁にドレンおよびガス抜き孔を開けた。
KNKI	1971. 3	2次ナトリウム系の電気ヒータの溶接部	電気ヒータを核加熱状態で運転したため。	モータ、ブロア、バルブの弁棒など、可動部の全てを検査し、配線の大部分を交換。
	1972. 1	中間熱交換器	不明	不明
	1972. 9	蒸気発生器のスぺーサフィンの溶接部	伝熱管のスぺーサ部でリークが検出された。伝熱管を切断して調査した結果、スぺーサフィンの溶接部に伝熱管内へと広がる孔が空いていることが認められた。また、この孔に相対した外管の内部はナトリウム-水反応によりエロージョンを起こしていることが確認された。	蒸気発生器製造上のシステマティックな欠陥ではないことを確認。リークした伝熱管を除去下後スぺアの伝熱管を取り付け、運転を再開した。
SNR-300	1985. 4	ダンプタンクの溶接部	溶接部にクラックが発生。クラックは粒内低延性破壊を示し、また、製造時に水素の影響を受けやすいチタン含有溶接棒を使用し、溶接後処理を行わなかったことから、高溶接残留応力下の水素誘起割れを判断された。水素は、空気保管中に生じた内面の錆とナトリウムが反応して発生し、電気化学的反応により溶接金属内に拡散したものと考えられた。また、タンク製造・保管中に割れは無く、ナトリウム充填後数時間ないしは数日間でクラックが発生したものと推定。	タンクの溶接部を補修。SNR-300 に使用しているナトリウム系、水系の全ての炭素鋼使用機器について、健全性が確認された。

Table 2.1 List for Sodium Leak Incidents in LMFBR Plants (from the INIS Data Base) (6/6)

施設名	発生時期	ナトリウム漏洩箇所	原因	対策
SNR-300	1985. 7	2次系コールドトラップの上部鏡板・胴部溶接線	ナトリウム漏洩が発生した鏡板・胴部溶接部は製作初期に補修溶接が行われており、補修溶接中に亀裂が生じていたことが判明。その補修が完全ではなかったと推定された。系統への据え付け後に、ダンプタンクと同様の水素誘起貫通割れに至ったものと判断された。	ナトリウム漏洩が停止した後、漏洩コールドトラップの接続配管の切断、ギャップ溶接により隔離した。その後、内部観察・写真撮影を行った後、サイト内向上の一角で分解・漏洩ナトリウム除去が行われた。ナトリウム除去は、ドリルおよびヤスリを用いて行われた。
BN-350	1973 - 1975	蒸気発生器の伝熱管の溶接部	蒸気発生器(パヨネットタイプ)下部キャップ(鏡板部)の溶接部に小欠陥(2-3 μmφ)が存在したためであり、製造時の品質管理が不十分であったことが原因。	全蒸気発生器の大修理が行われ、蒸気器の伝熱管は全て 32 φ x 2 t の伝熱管から 33 φ x 3 t に交換された。
	1975. 末	蒸気発生器ドレン用配管溶接部	溶接部の欠陥。	不明。
BN-600	1980. 7	蒸気発生器伝熱管の溶接継目部	運転中に、伝熱管の溶接継目部および材料中の微小欠陥が成長したことが主要因である。これらの欠陥は、製造時の材質検査装置では発見できなかった。	欠陥が発生したモジュールは取り外された。これに関連して、材質検査手法の感度向上の必要製および運転中の熱サイクルにより応力を減少させる構造設計の必要性が検討された。
	1993. 10	1次ナトリウム純化系配管のコールドトラップ下流側のティー継手溶接部	溶接部に亀裂が生じたためである。この亀裂が生じた原因は、当該部の配管の熱膨張対策がなされていなかったこと、及び枝管は弁の不具合のために生じた温度差による過大な応力により、配管材料が劣化したことによる。すなわち、このコールドトラップ配管のみが、設置場所のスペースの都合で、配管の熱膨張変位を吸収する設計になっていなかったことに加え、枝管に設置された弁の閉止が十分ではなく、低温のナトリウムが流れていたことで主配管との間に熱膨張差が生じて、接合部に大きな応力が発生した。	ナトリウム漏洩に対しては、純化系内のナトリウムを抜き取ることにより、またナトリウム火災に対しては、純化系設置場所の換気を止めて酸素の供給ルートを遮断することにより、それぞれ設計で想定した方法で対処した。
	1994. 5	中間熱交換器2次側ドレンラインのバルブ上流側配管	設計上、ドレン配管内のナトリウムを凍結させないと低レベルに設置されているドレン弁を交換することができないため、弁よりも高所にある配管内のナトリウムを凍結させることが必要である。交換のためその部分の温度を低下させたが、配管内にガス溜まりが発生していたため、弁交換部と中間熱交換器側へのナトリウムとを隔離することができなかった。	漏洩した配管に仮設タンクを取り付けて溶接、残ったナトリウムを引く抜くため膨張タンクのArガスを加圧。配管を冷却し、ナトリウムを凍結後、バルブを交換した。また、1次系ポンプも交換した。

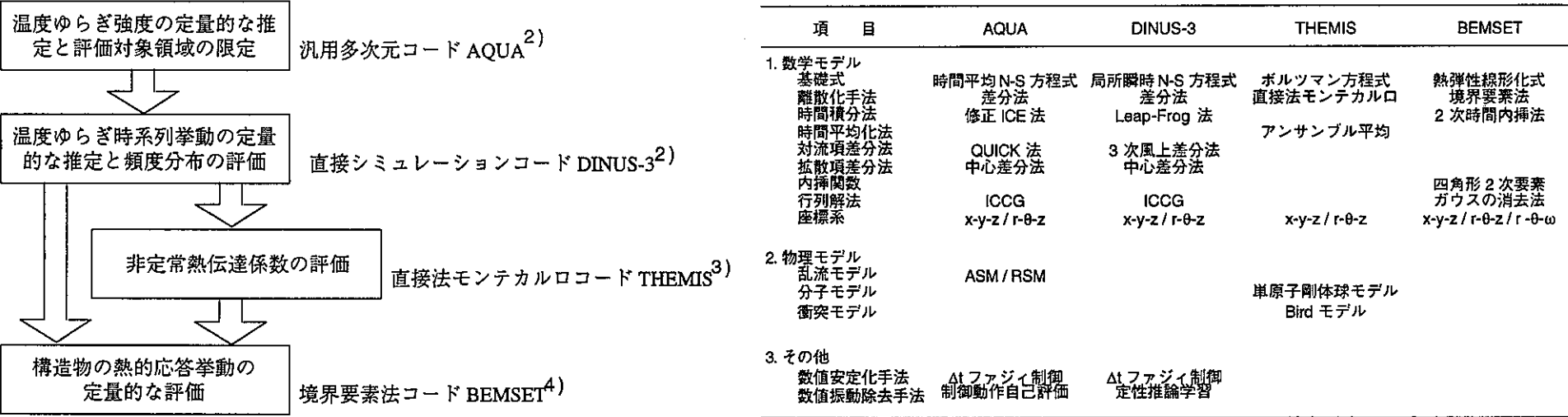


Fig. 1. 1 Thermal Stripping Evaluation System and Main Features of Computer Codes

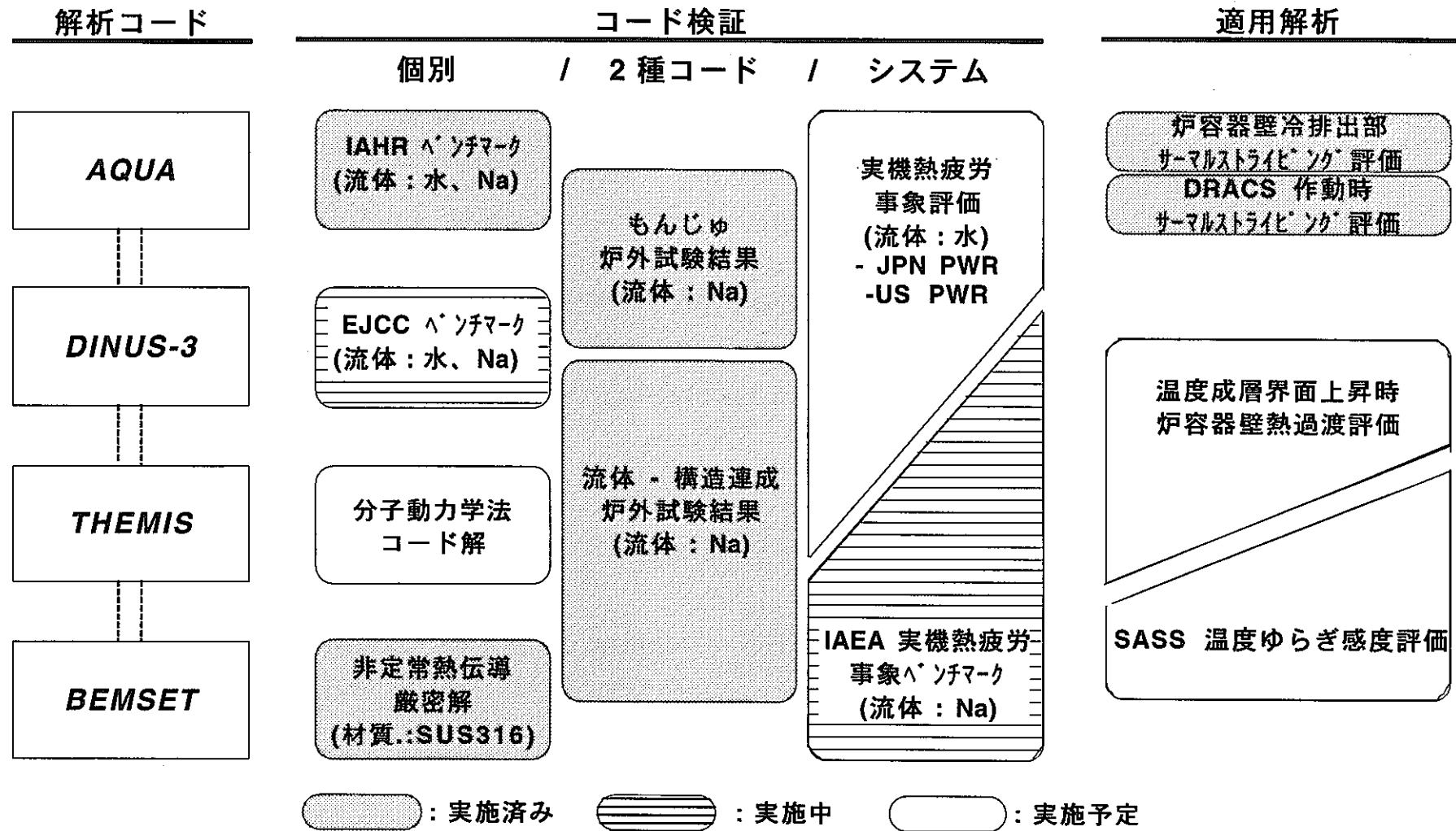


Fig. 1.2 Current Status of the Verifications for the Thermal Stripping Evaluation System

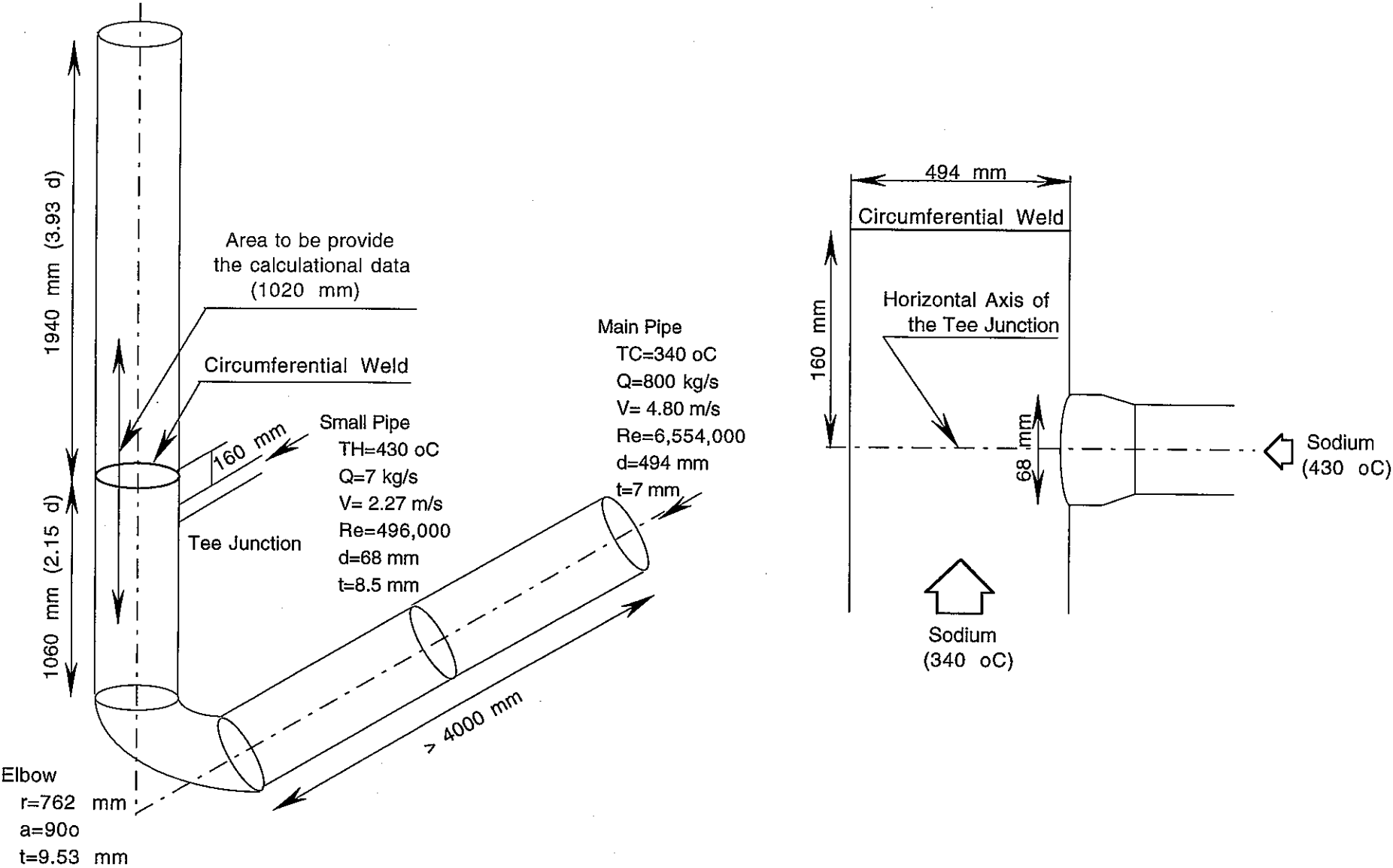


Fig. 2. 1 Geometrical Characteristics of the Phenix Secondary Piping System

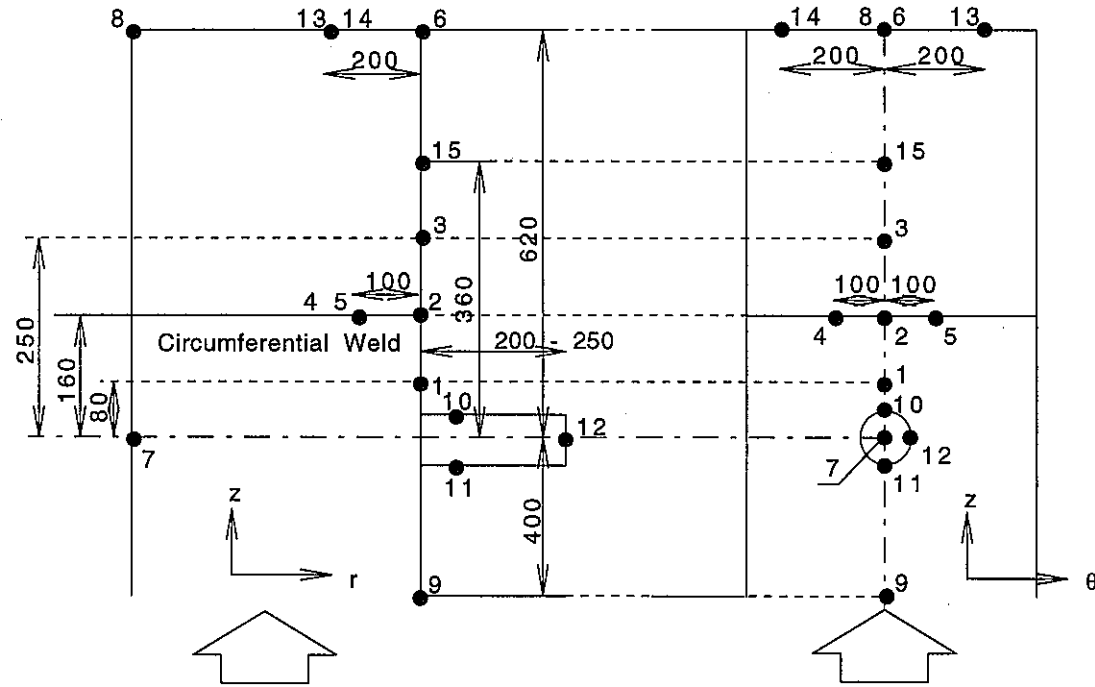


Fig. 2. 2 Locations of Thermocouples

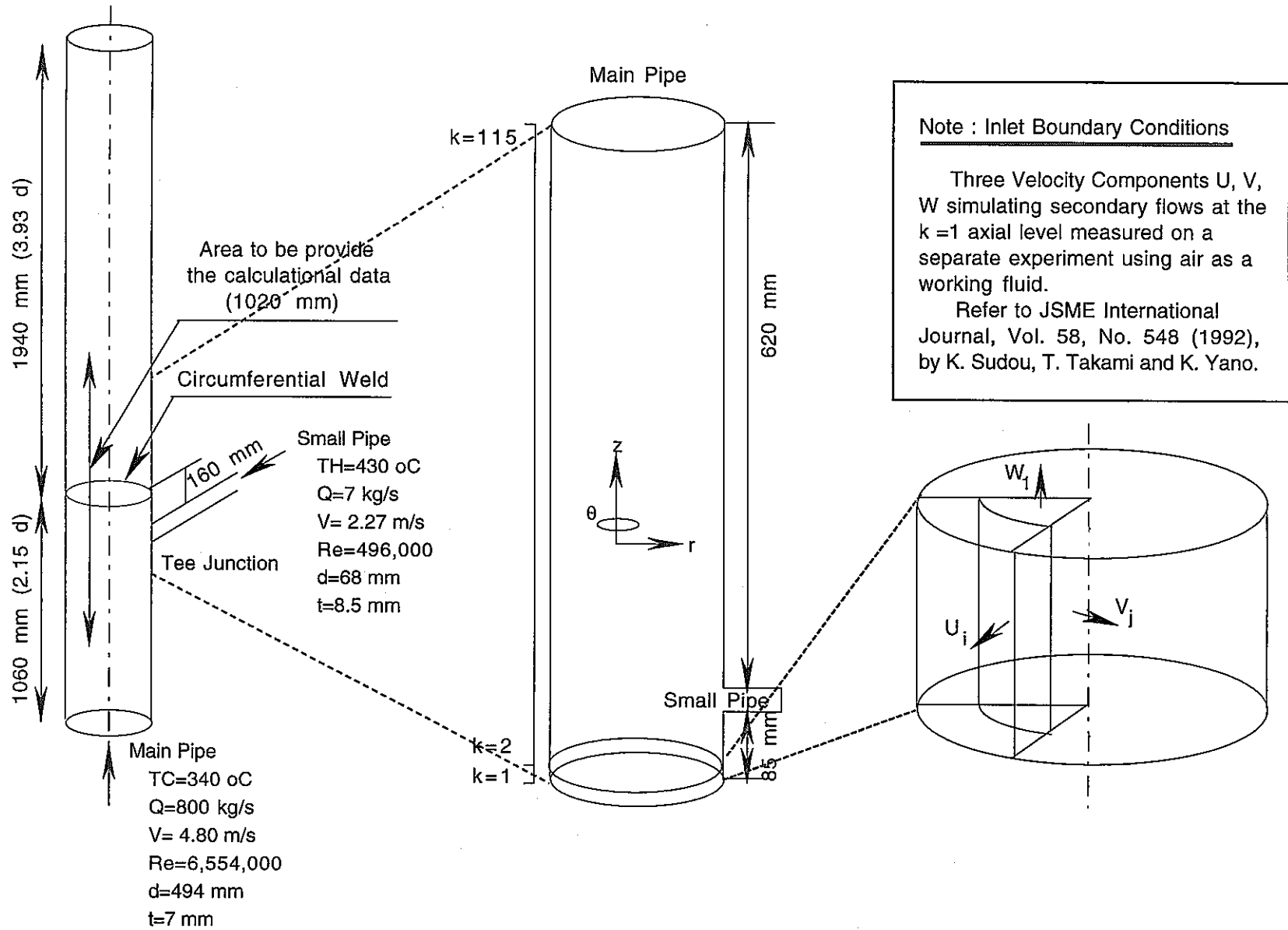
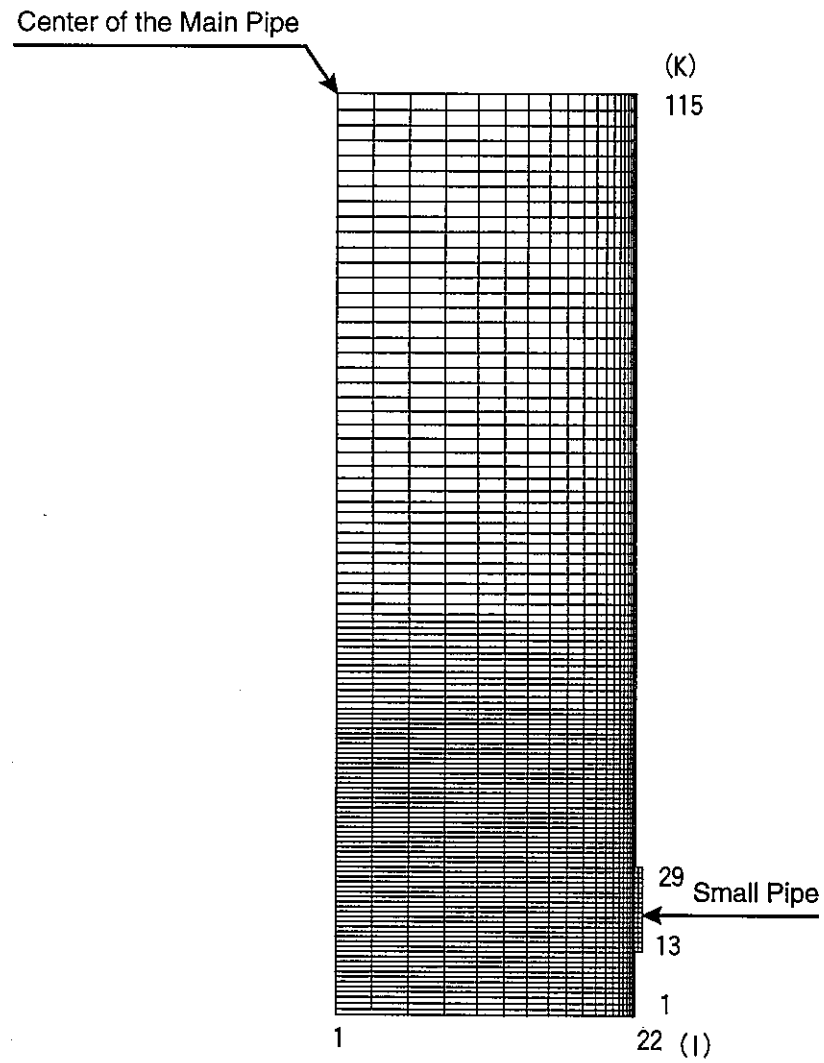
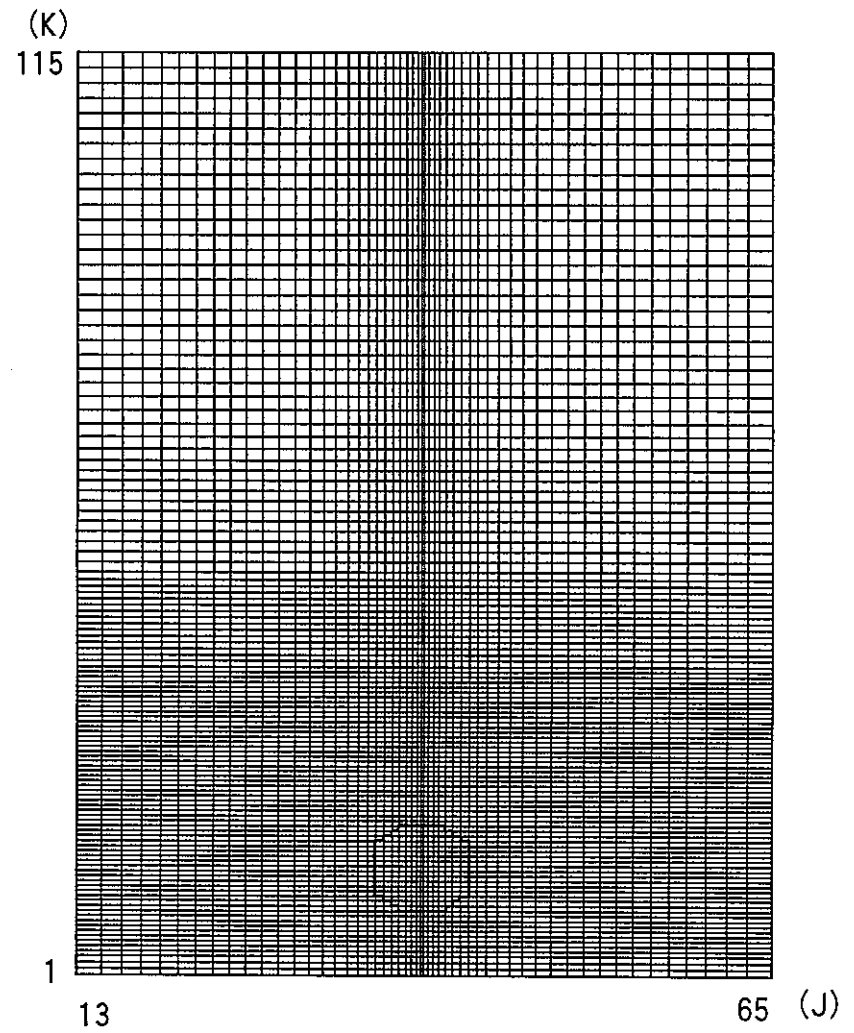


Fig. 3. 1 Computational Model for the Benchmark Exercise

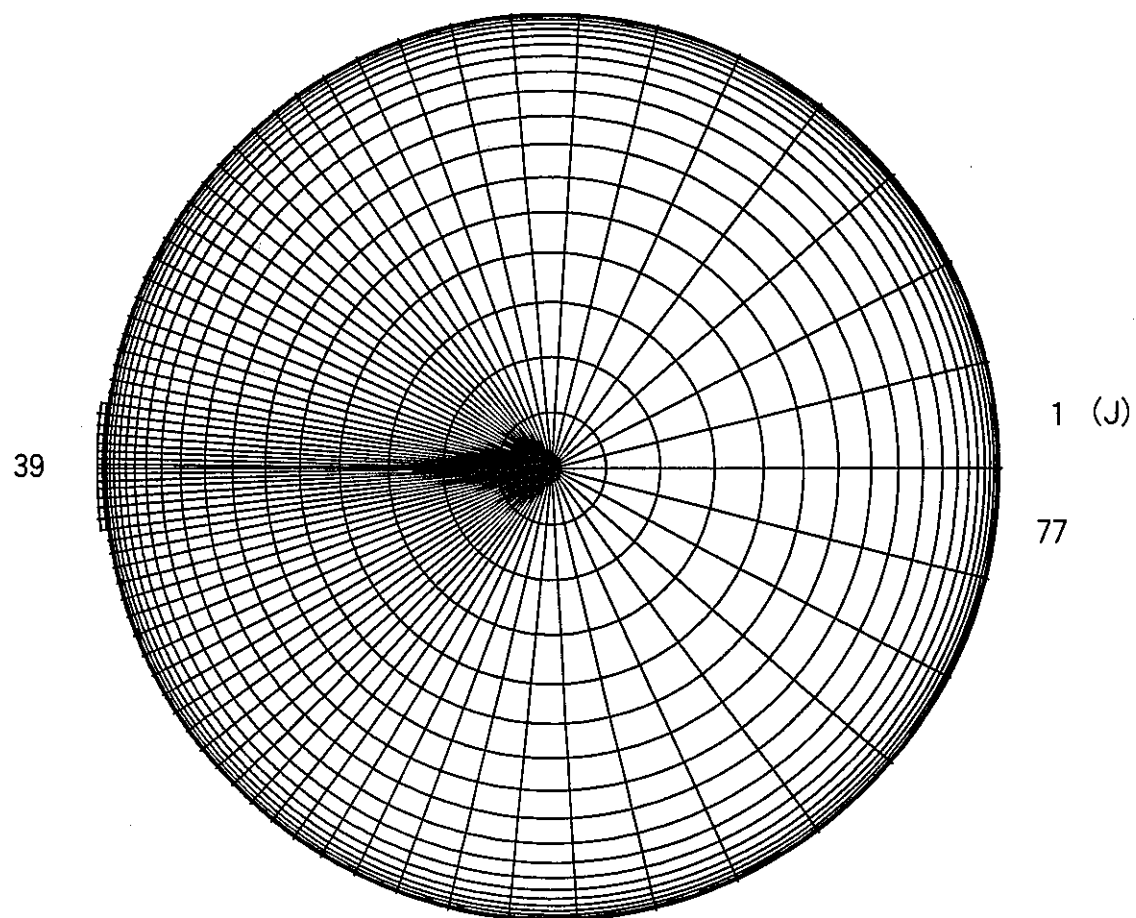


(a) r-z Plane



(b) θ -z Plane

Fig. 3. 2 Mesh Arrangement for the Benchmark Exercise (1/3; r-z and θ -z Planes for the DINUS-3 Code)



(c) r - θ Plane

Fig. 3. 2 Mesh Arrangement for the Benchmark Exercise (2/3; r - θ Planes for the DINUS-3 Code)

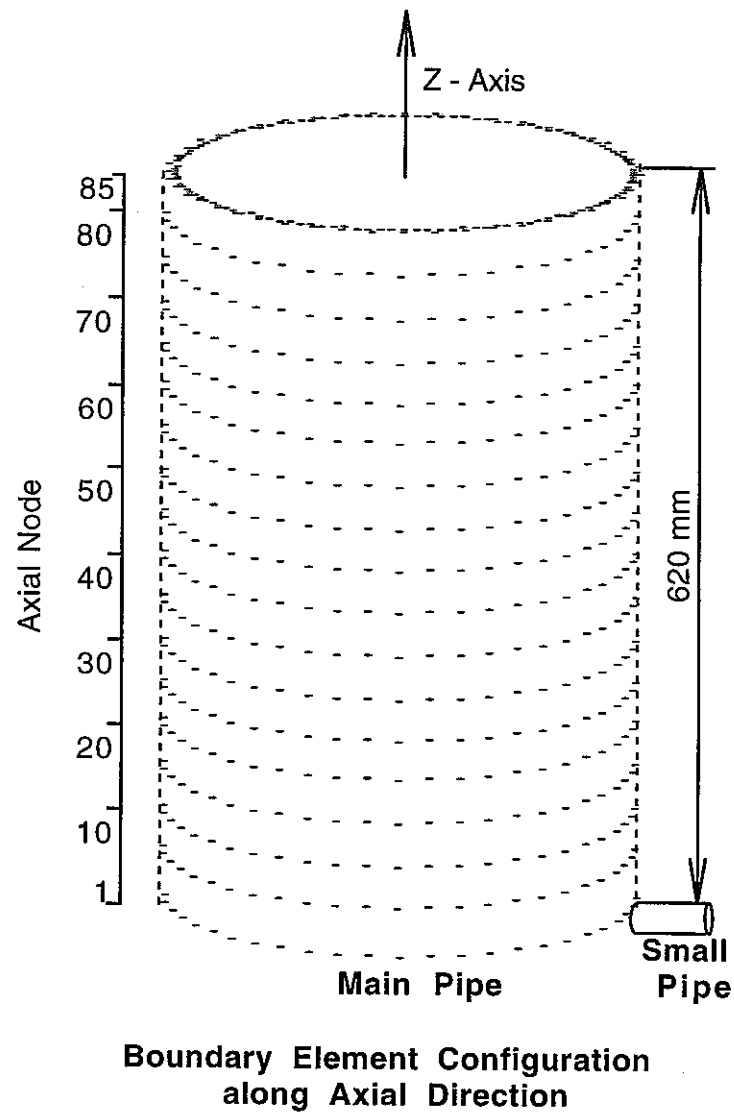
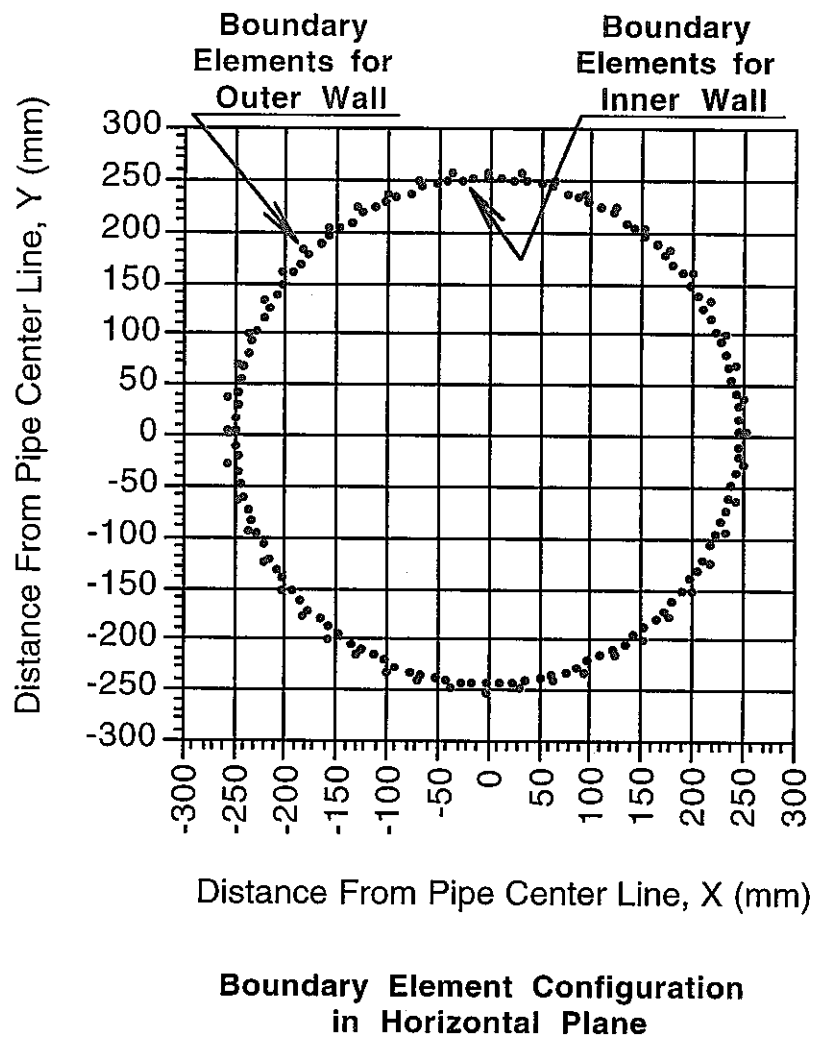


Fig. 3.2 Mesh Arrangement for the Benchmark Exercise (3/3; for the BEMSET Code)

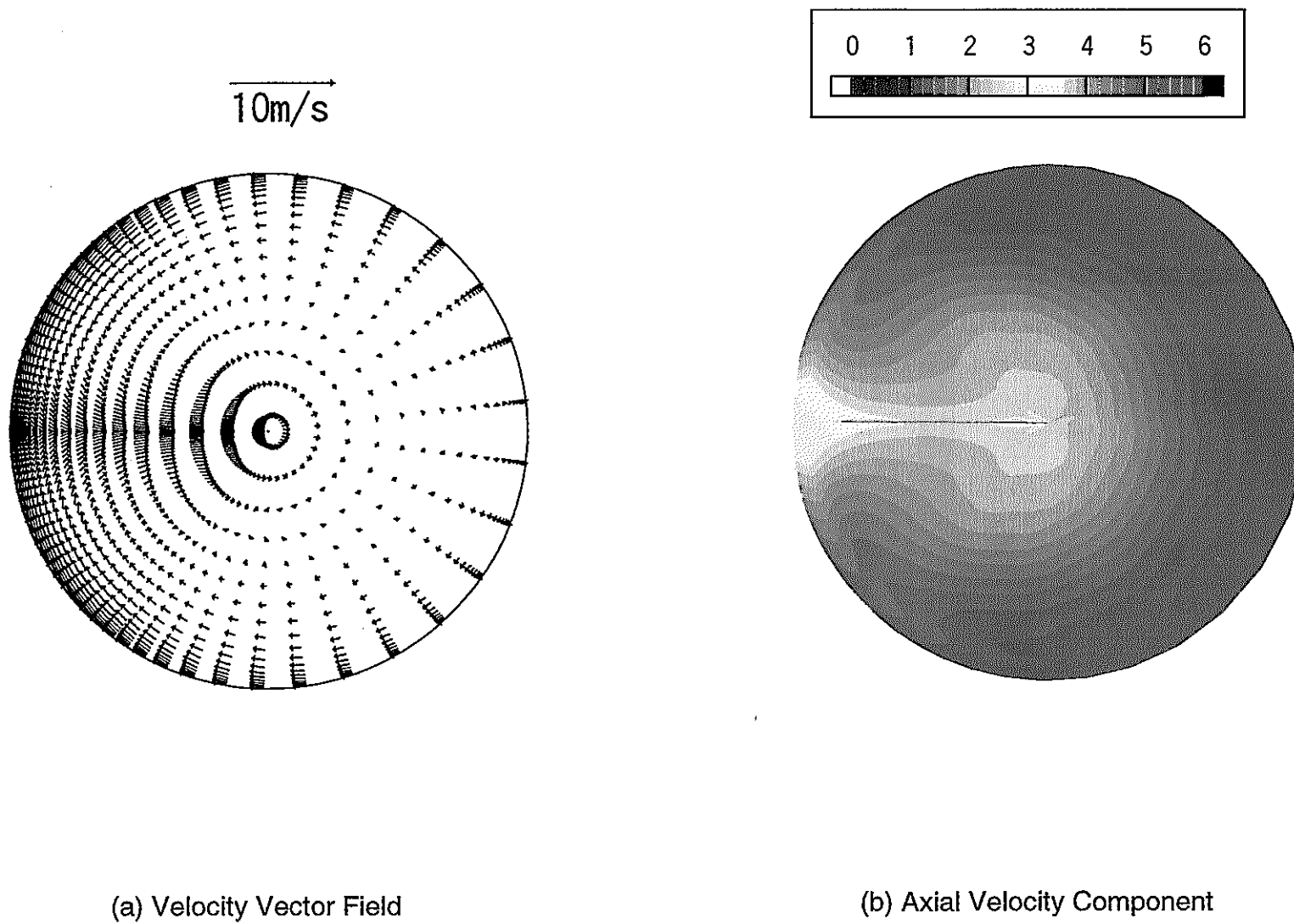


Fig. 3. 3 Inlet Boundary Conditions (1/3; Mean Velocity Components)

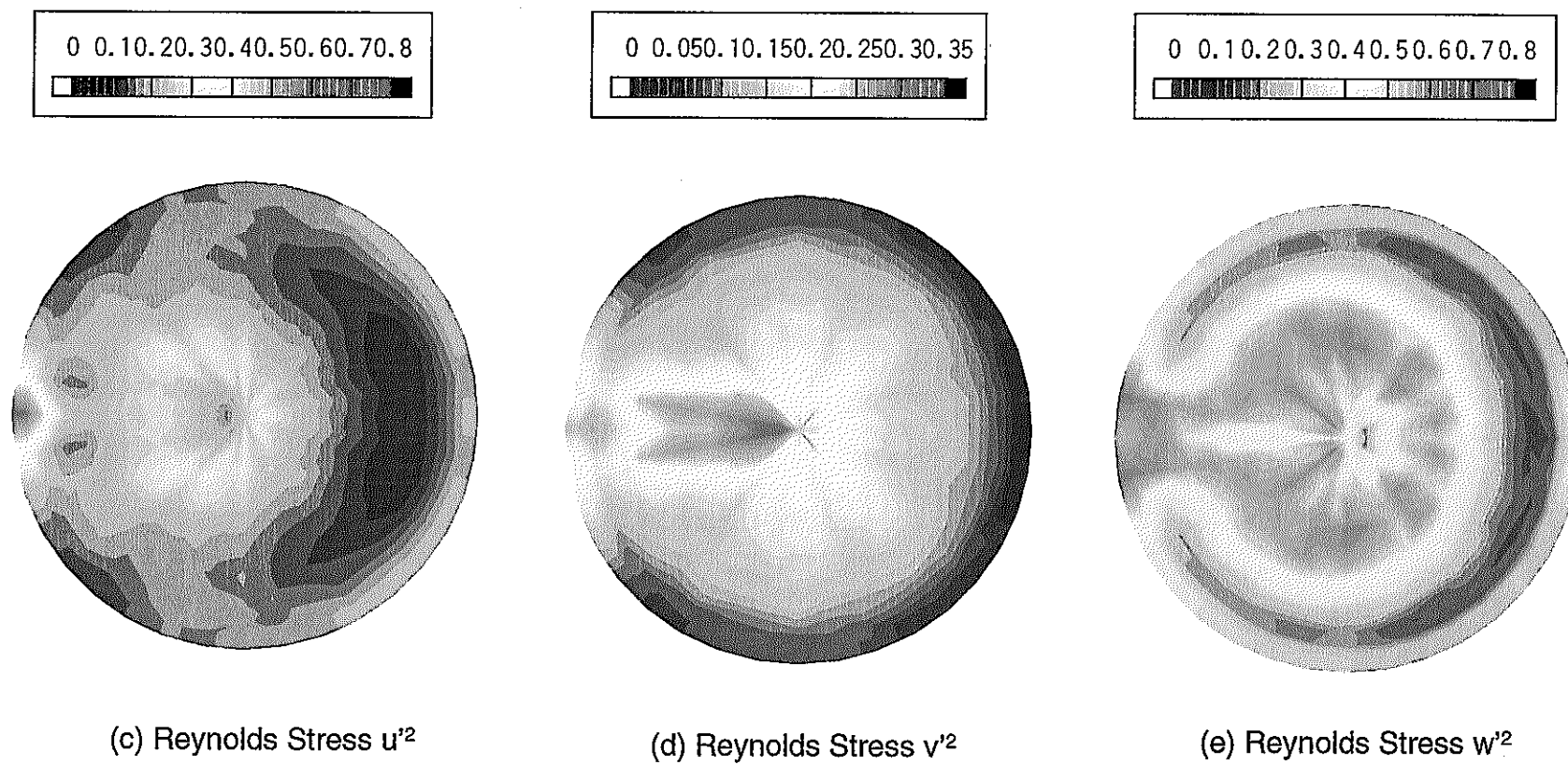


Fig. 3.3 Inlet Boundary Conditions (2/3; Normal Components of Reynolds Stresses)

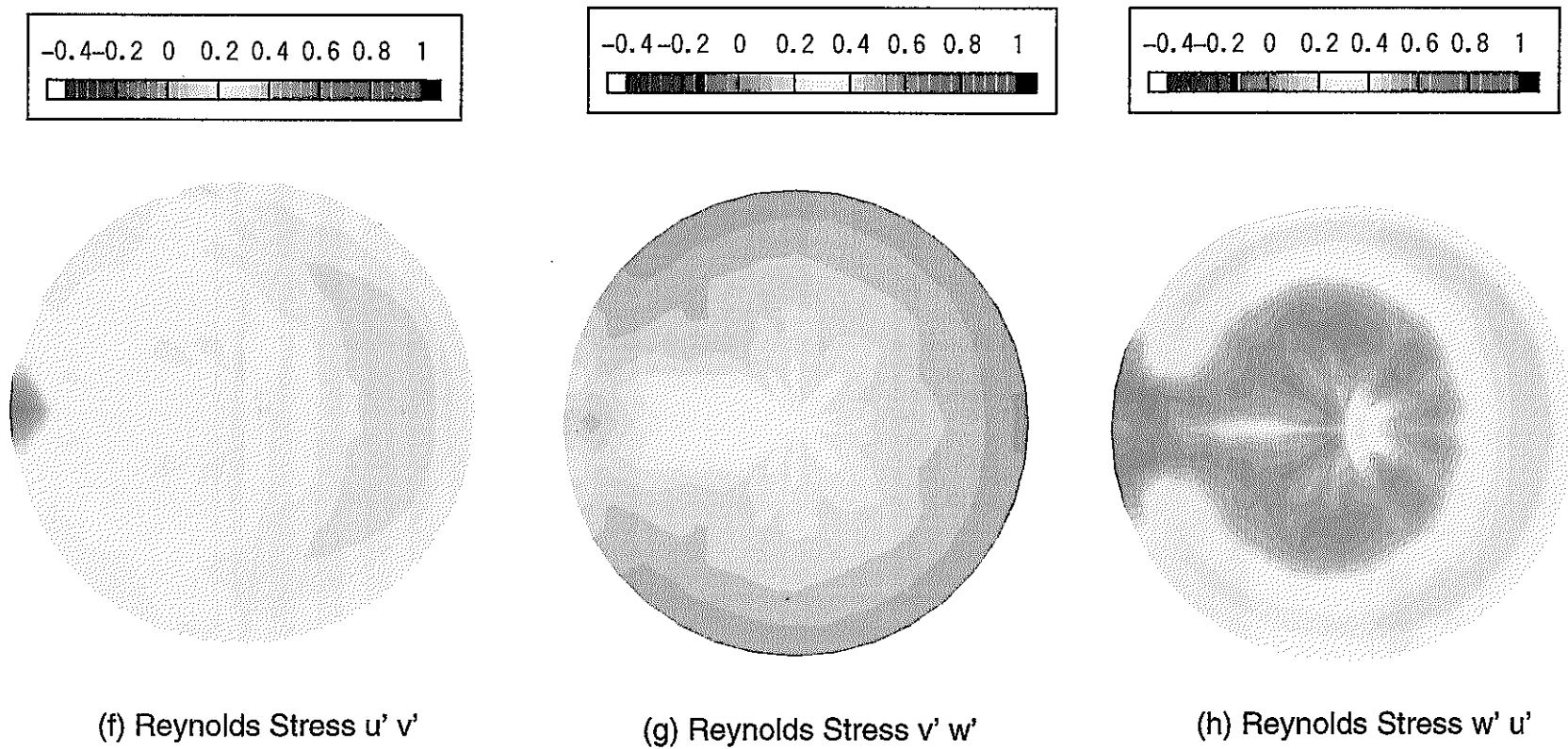
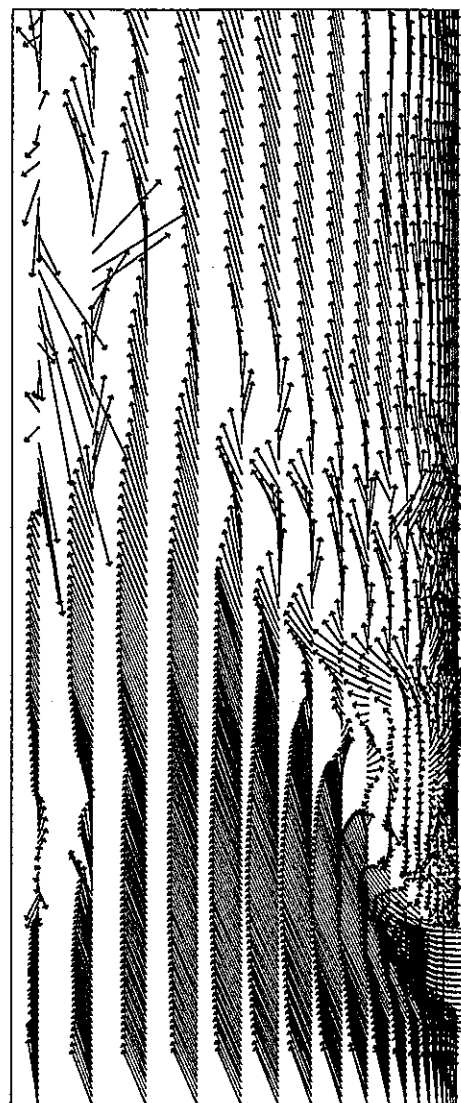


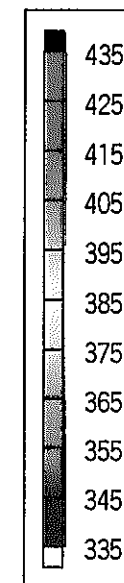
Fig. 3. 3 Inlet Boundary Conditions (3/3; Cross Components of Reynolds Stresses)



(a) Velocity Vector Field

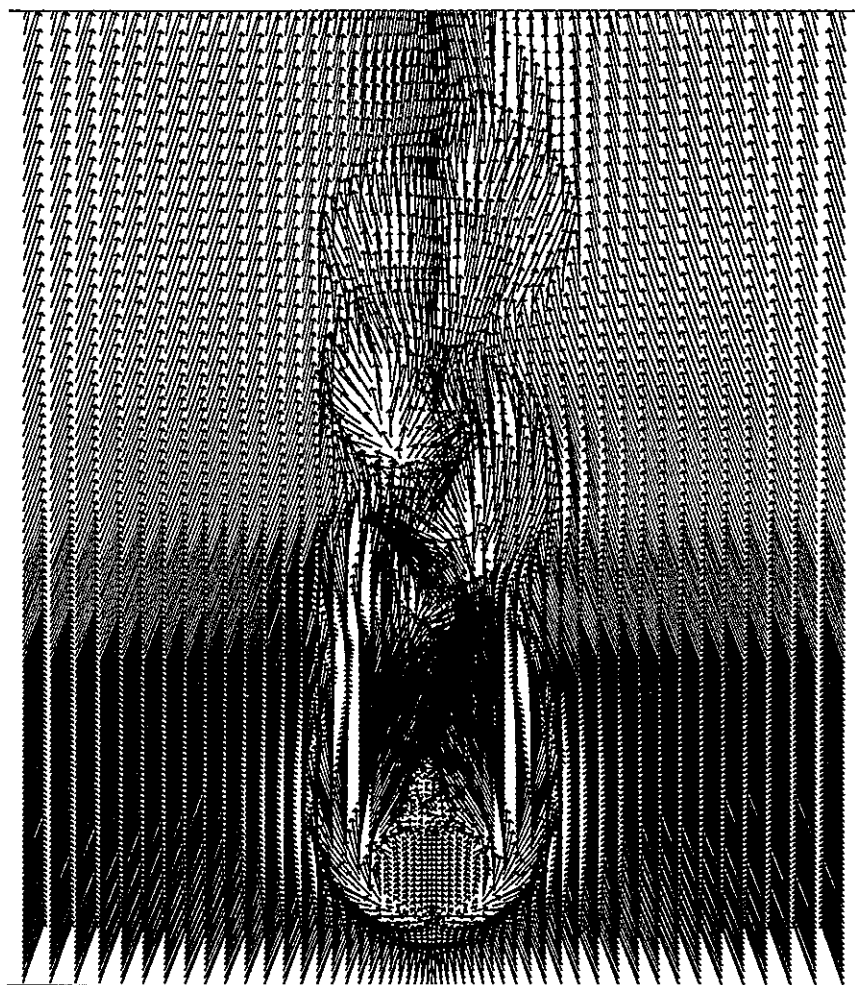


(b) Sodium Temperature Field



(° C)

Fig. 3. 4 Calculated Instantaneous Distributions for a r-z Plane (J=39)



(a) Velocity Vector Field

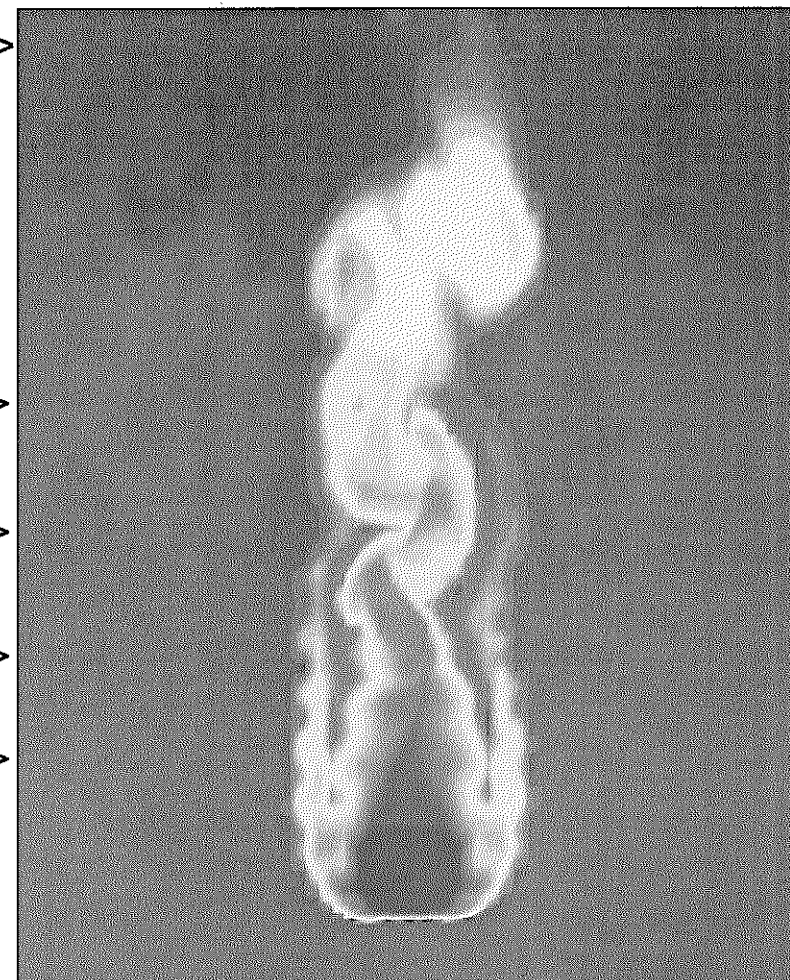
$k=113$ →

$k=90$ →

$k=78$ →

$k=61$ →

$k=41$ →



(b) Sodium Temperature Field

Fig. 3. 5 Calculated Instantaneous Distributions for a θ -z Plane ($l=20$)

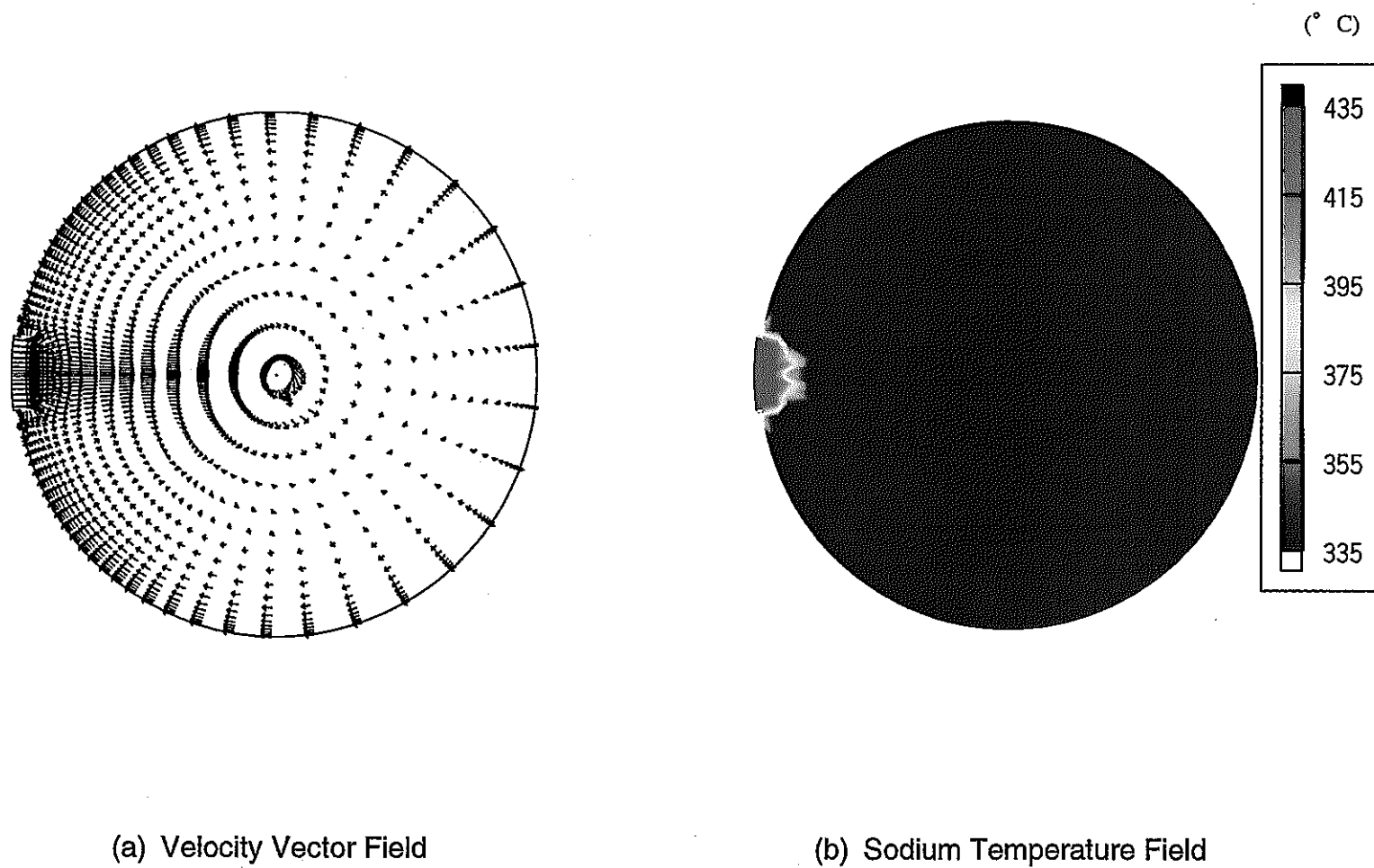


Fig. 3. 6 Calculated Instantaneous Distributions for a r- θ Plane (1/6; K=20)

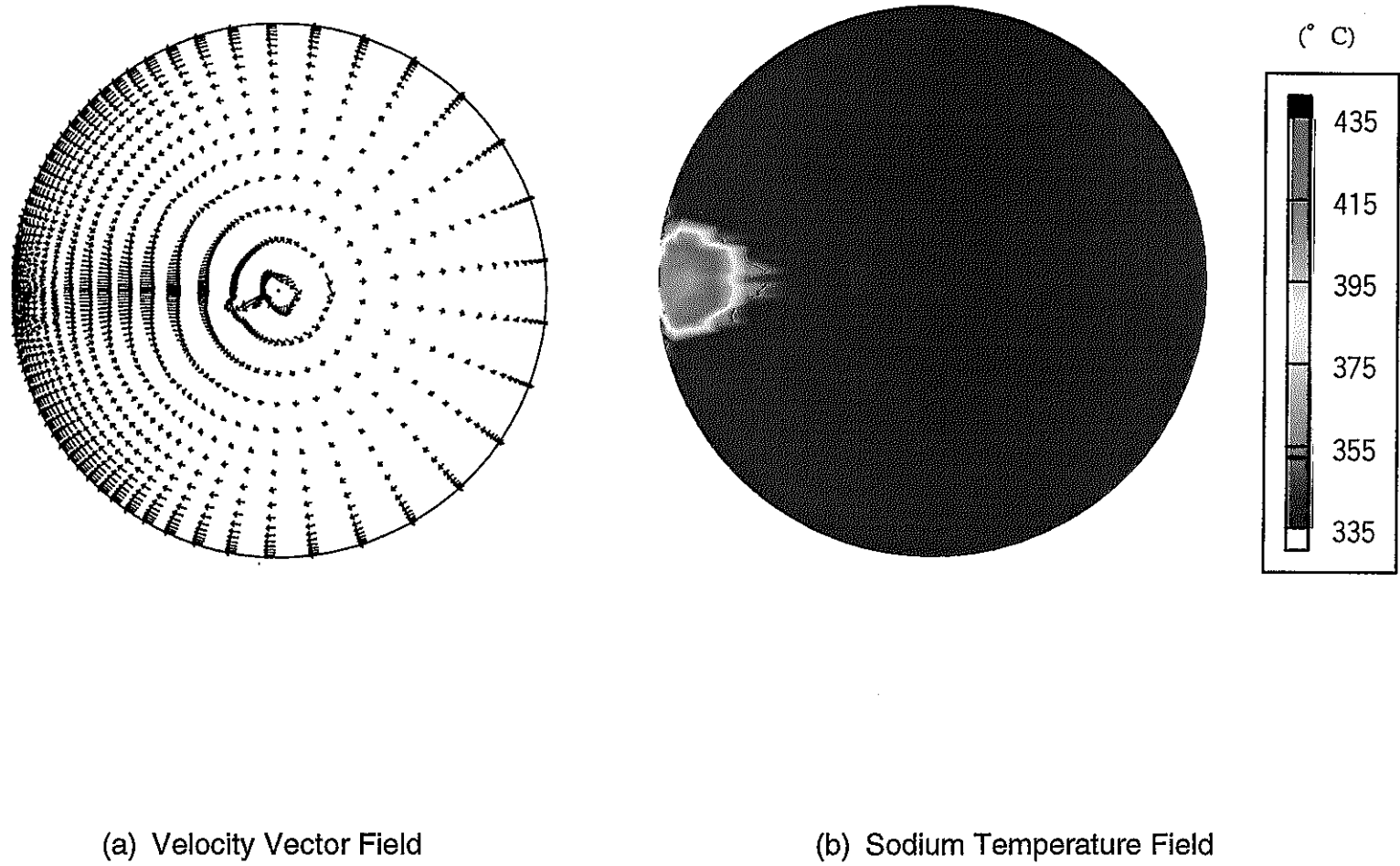


Fig. 3. 6 Calculated Instantaneous Distributions for a r- θ Plane (2/6; K=41)

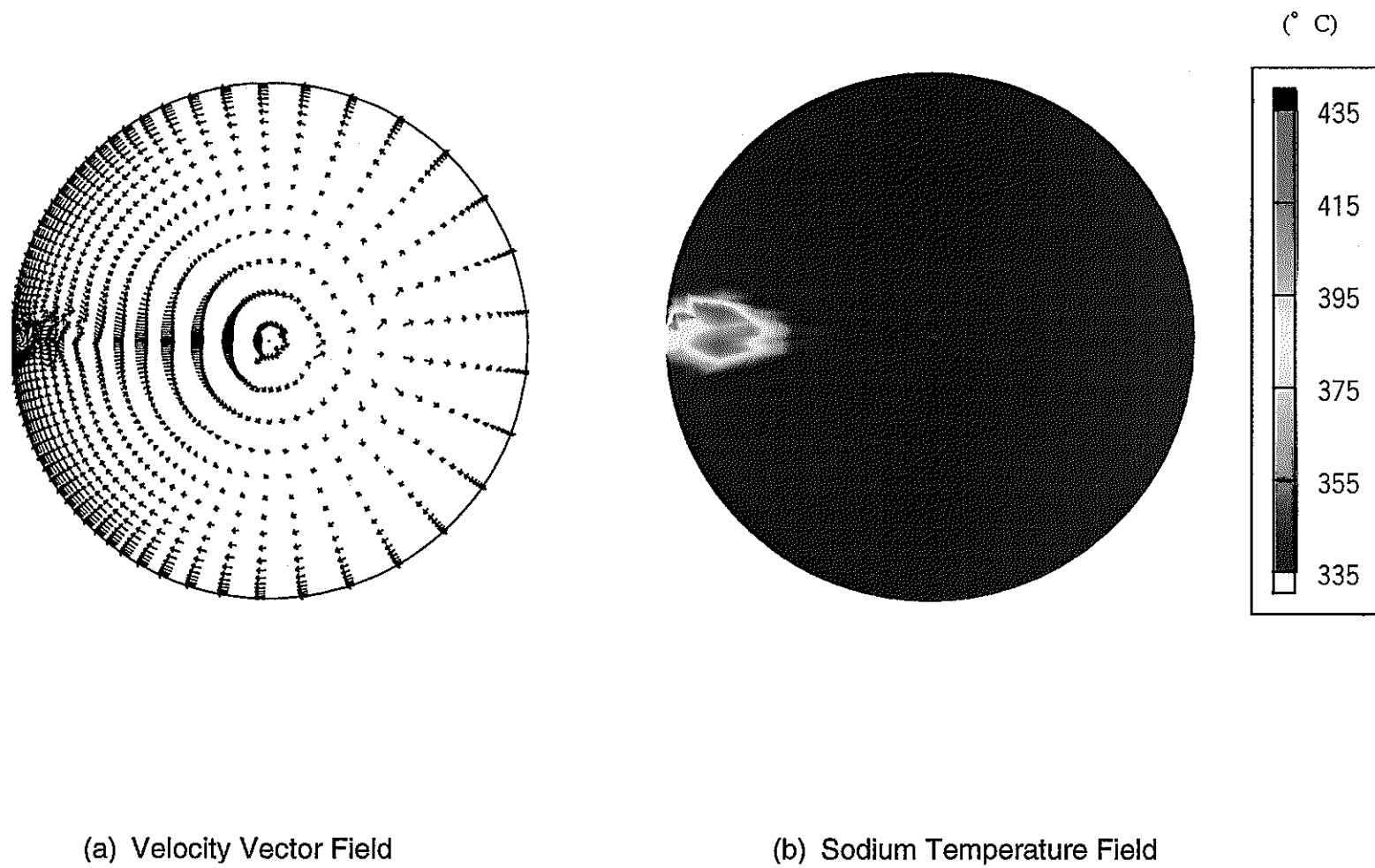


Fig. 3. 6 Calculated Instantaneous Distributions for a r- θ Plane (3/6; K=61)

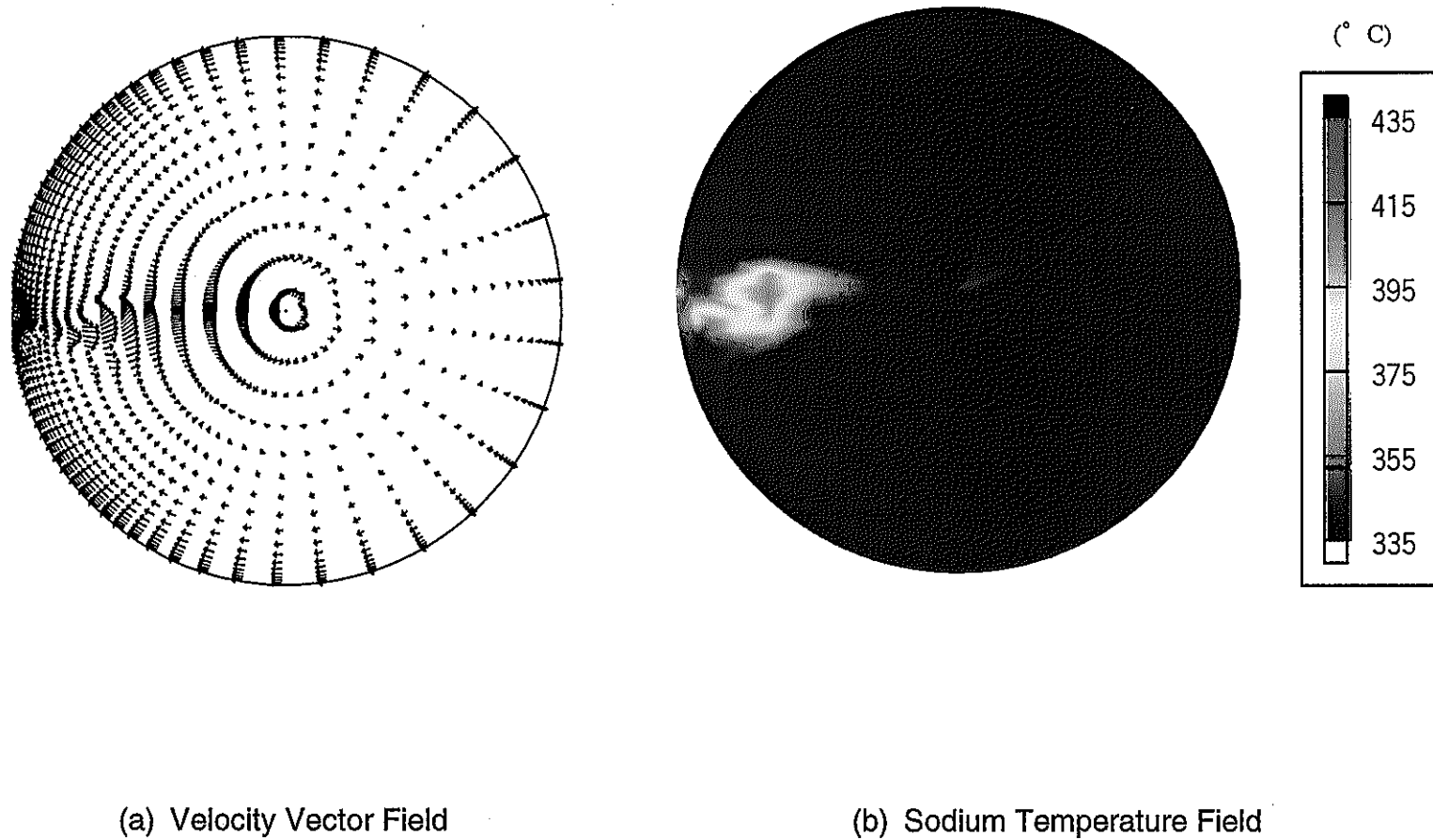


Fig. 3. 6 Calculated Instantaneous Distributions for a r - θ Plane (4/6; $K=78$)

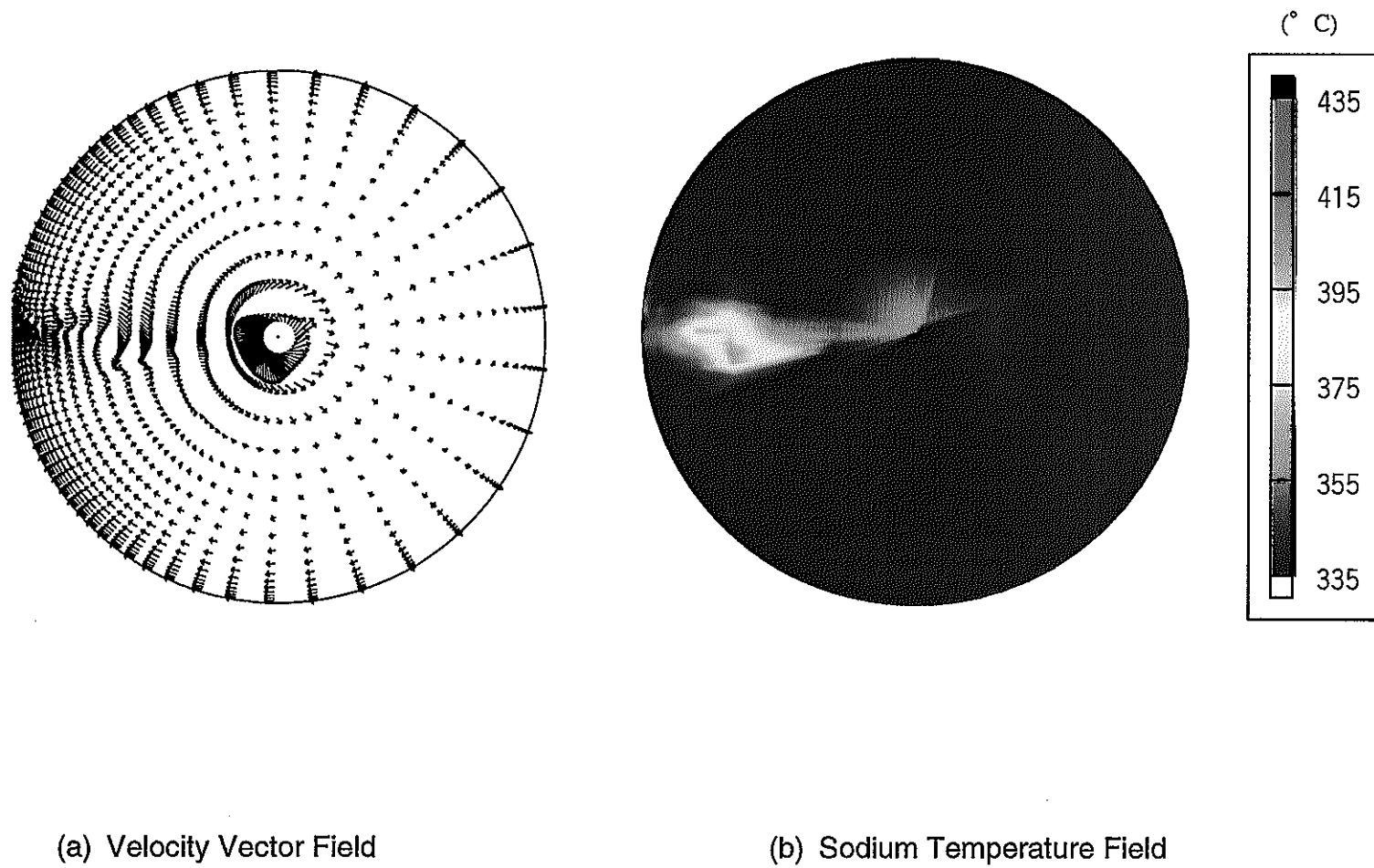


Fig. 3. 6 Calculated Instantaneous Distributions for a r - θ Plane (5/6; $K=89$)

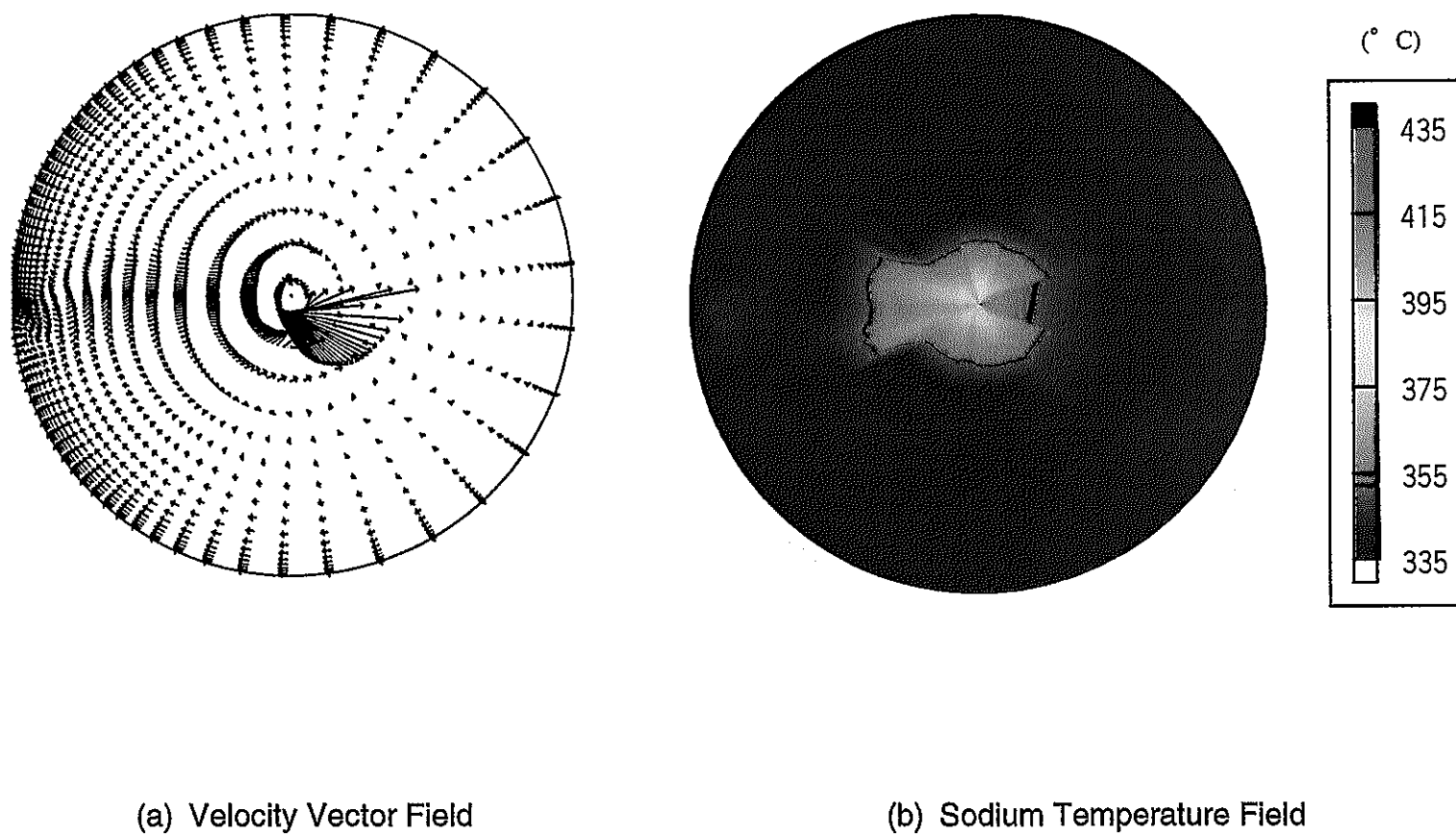
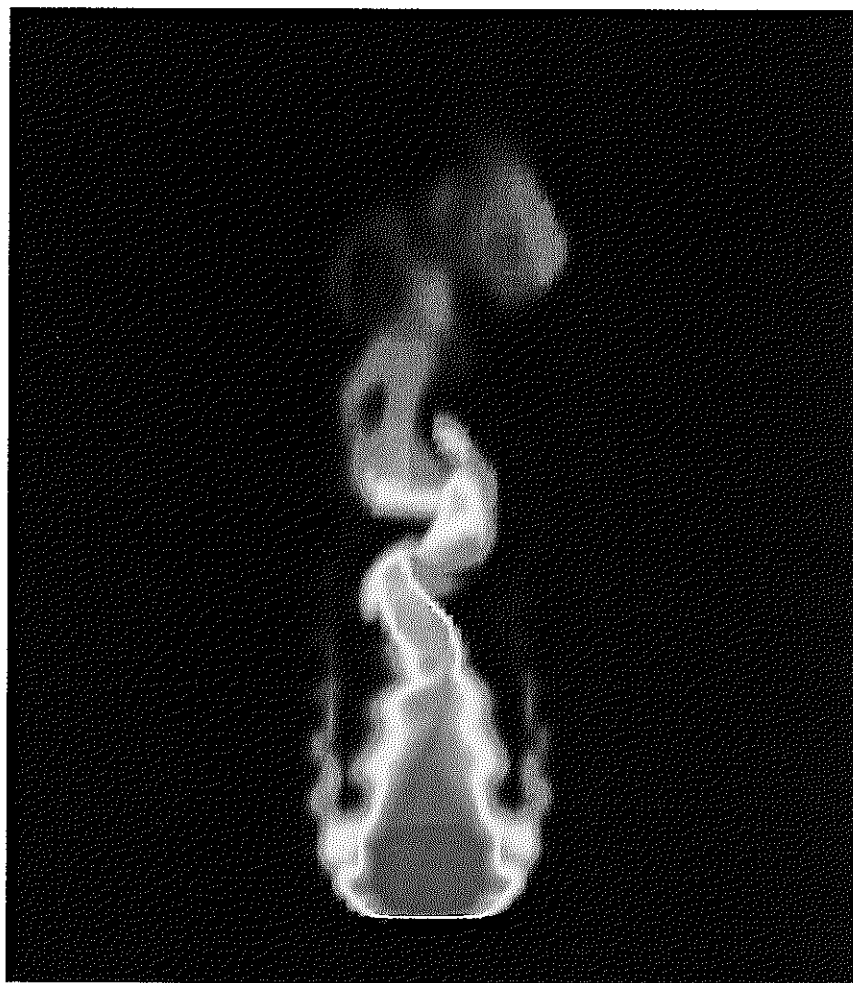
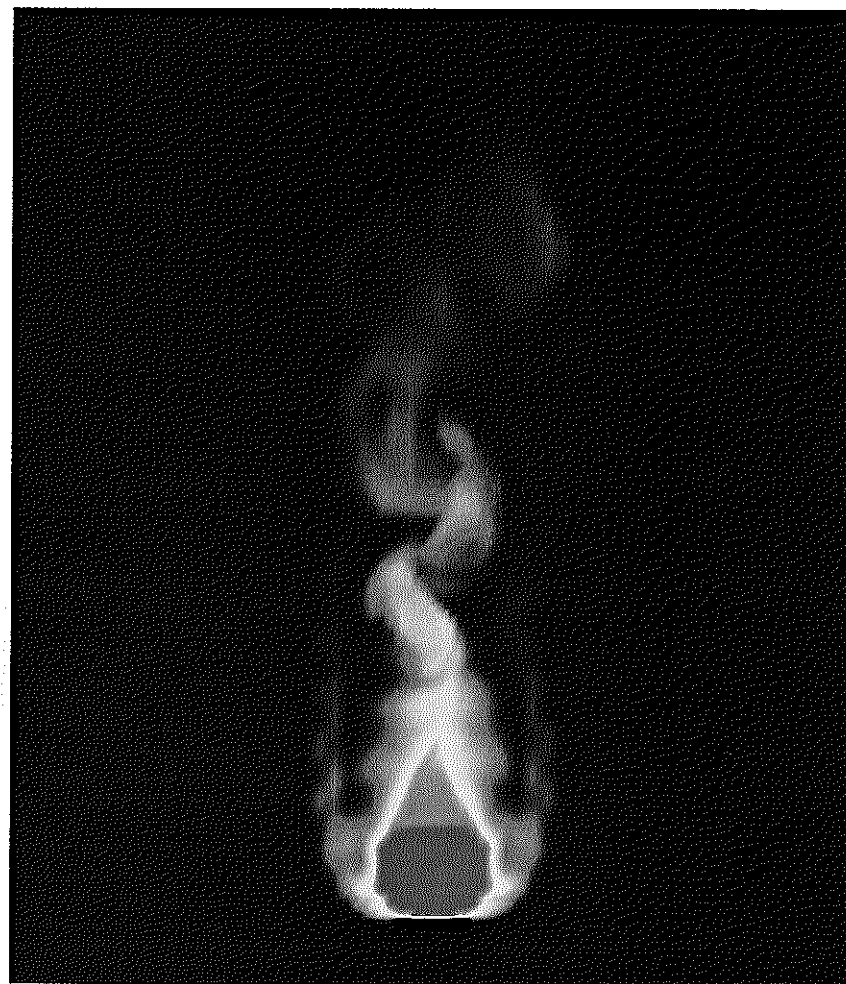


Fig. 3. 6 Calculated Instantaneous Distributions for a r- θ Plane (6/6; K=113)



[Inner Wall Temperature Distribution]



[Outer Wall Temperature Distribution]

Fig. 3. 7 Comparison of Temperature Distributions Between Inner and Outer Walls of the Main Pipe

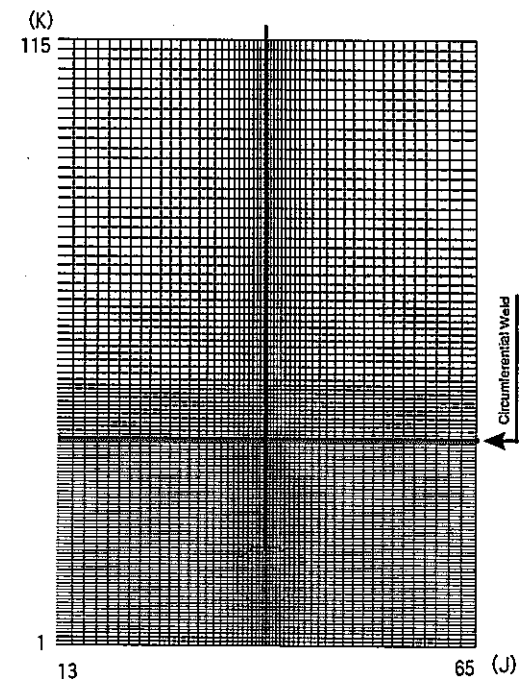
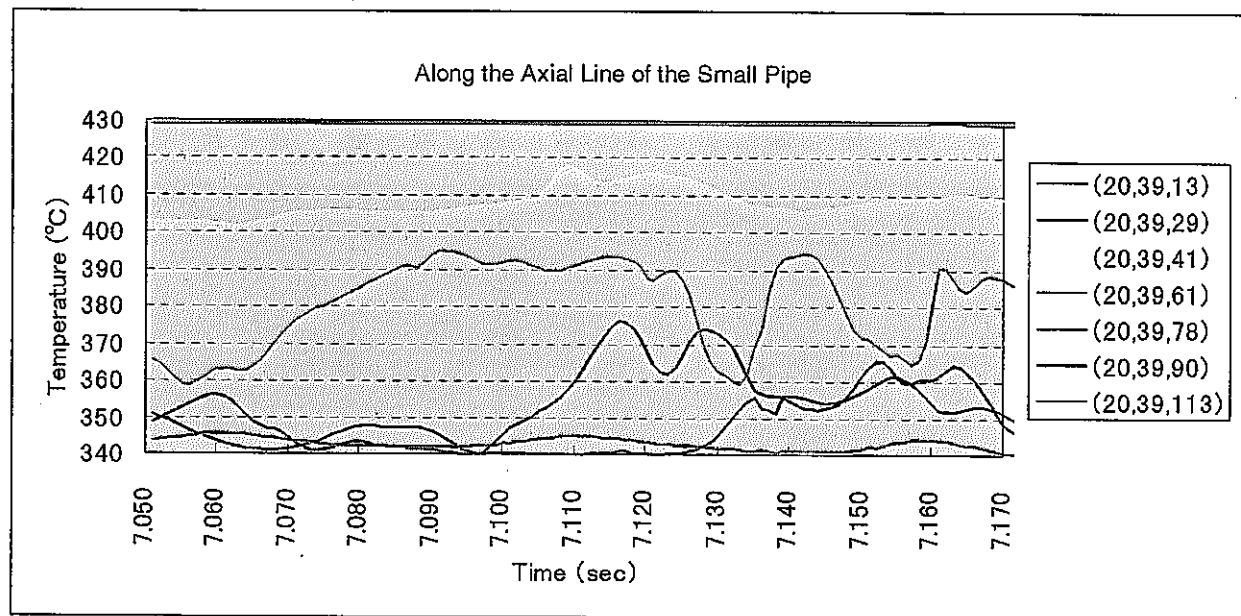


Fig. 4. 1 Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line

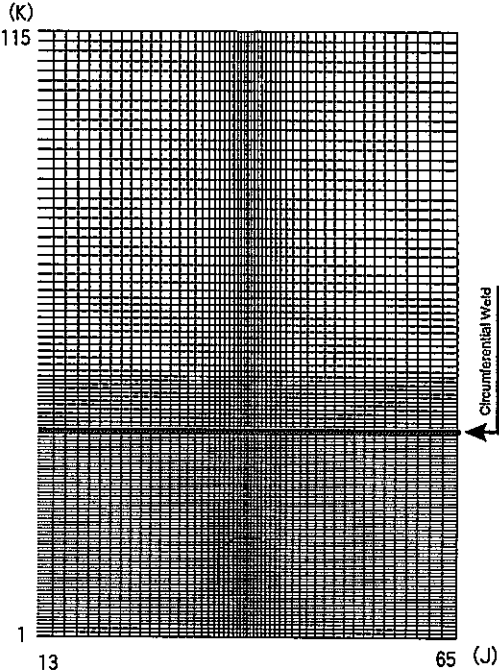
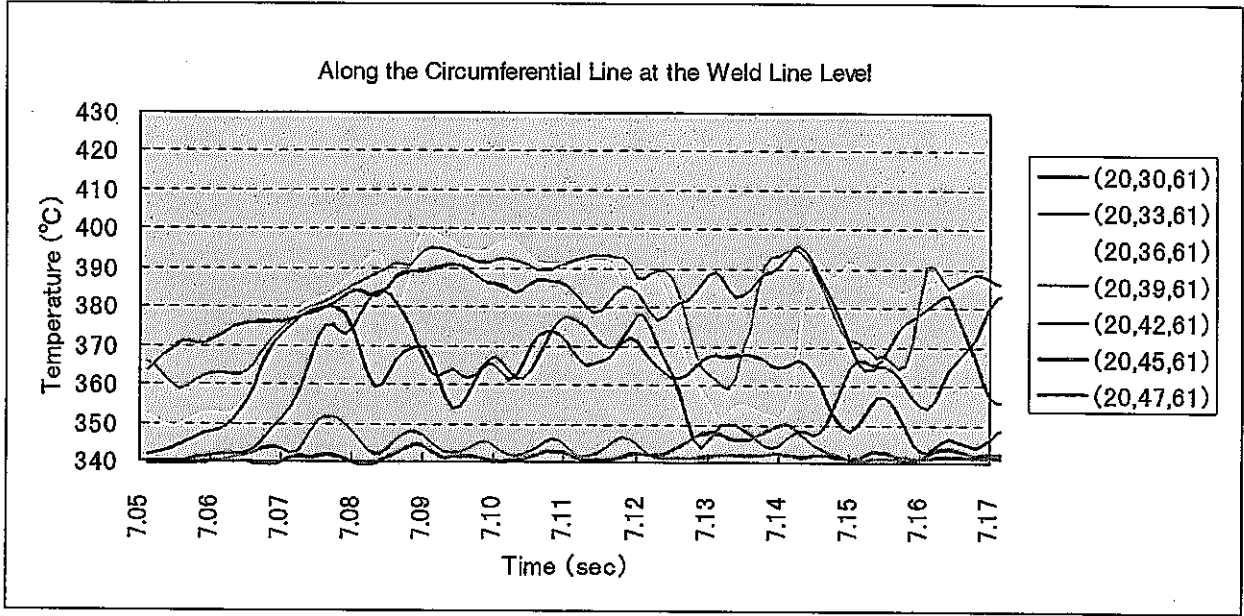


Fig. 4. 2 Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level

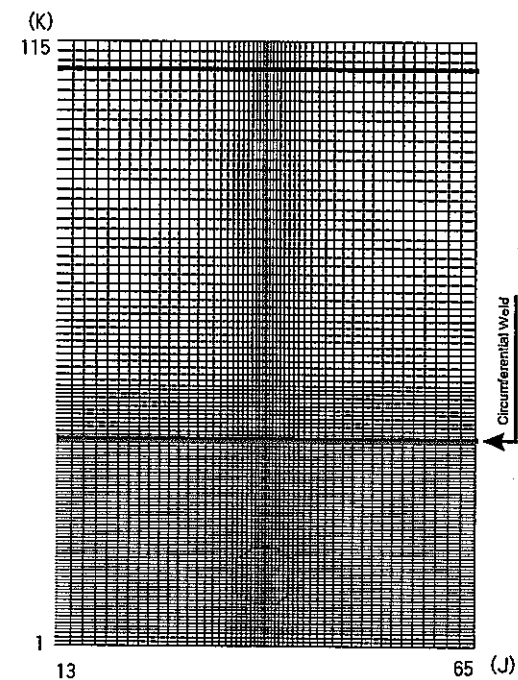
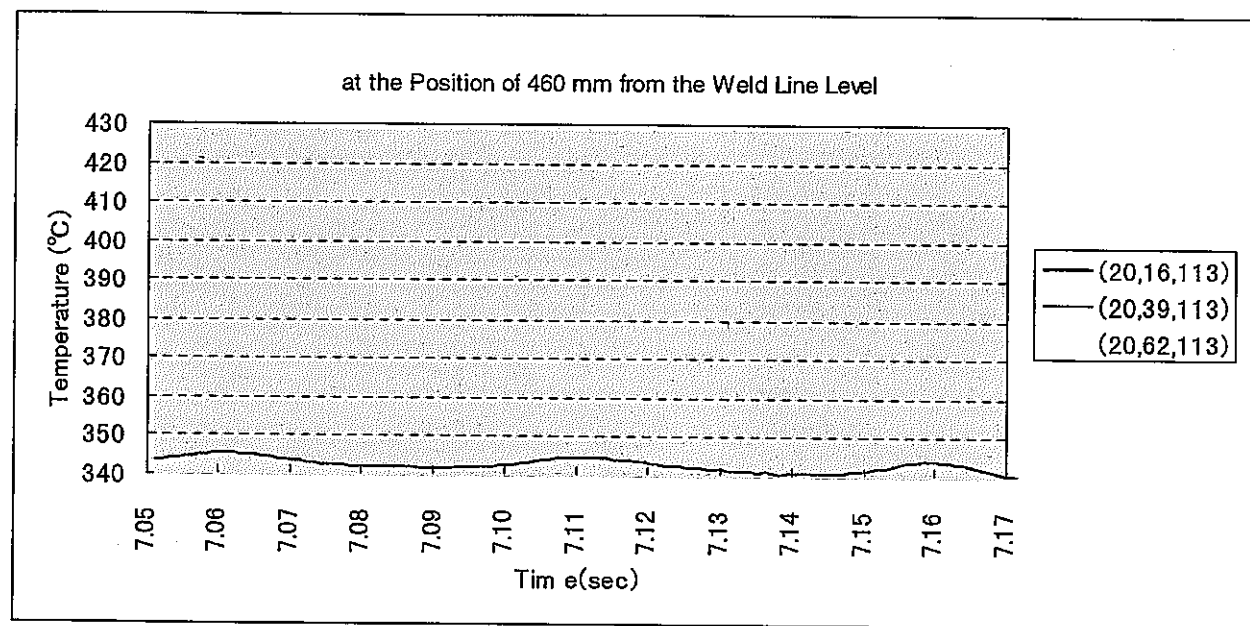


Fig. 4. 3 Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Position of 460 mm from the Weld Line Level

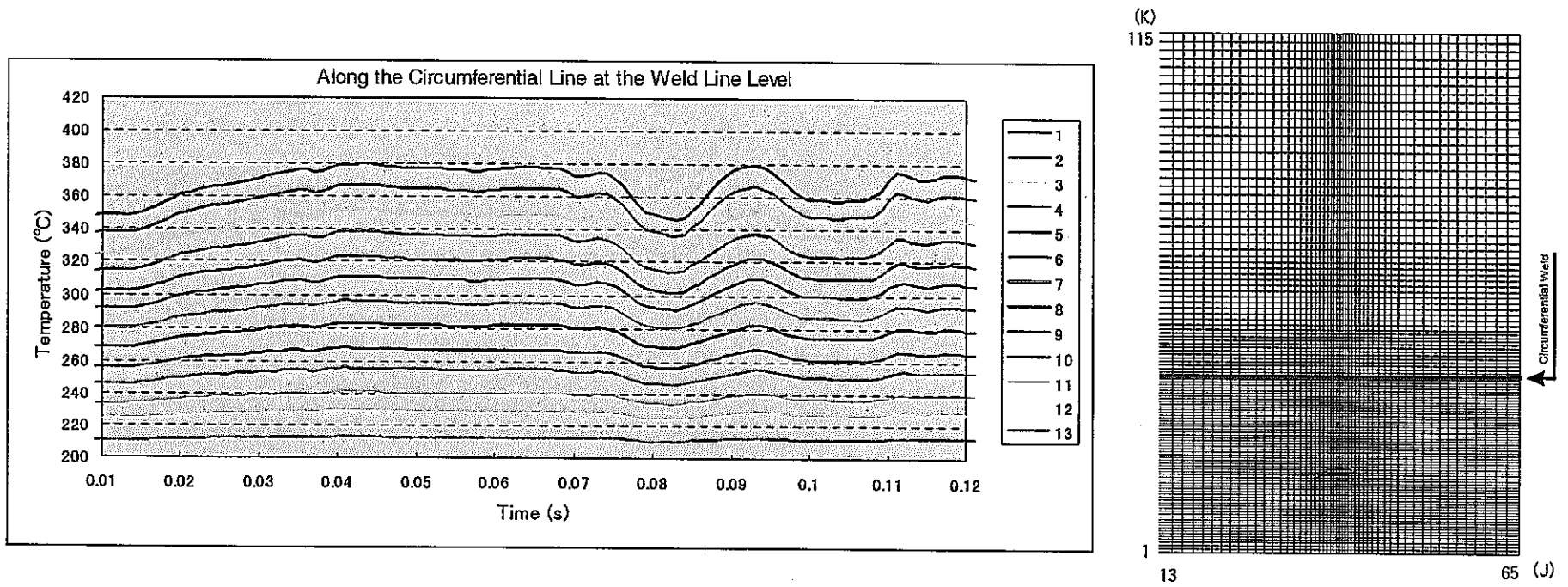


Fig. 4. 4 Metal Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level

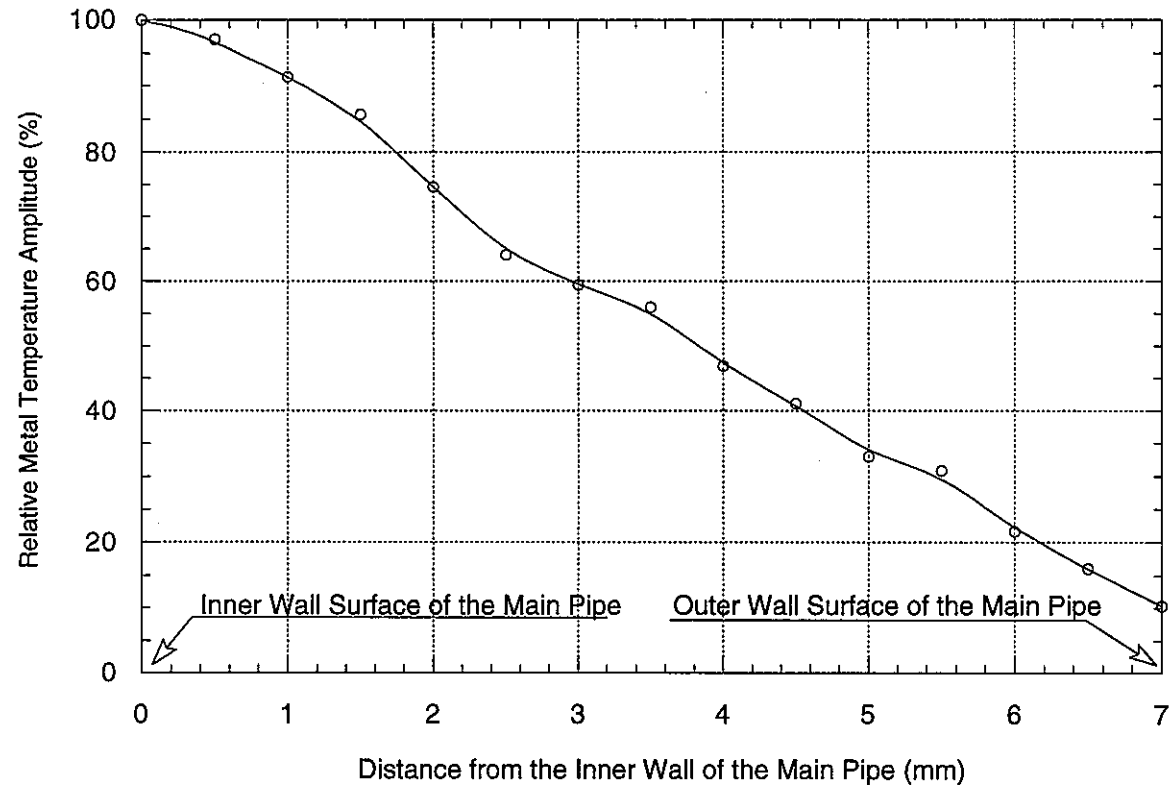


Fig. 4.5 Damping Characteristics of Metal Temperature Amplitude in the Main Pipe

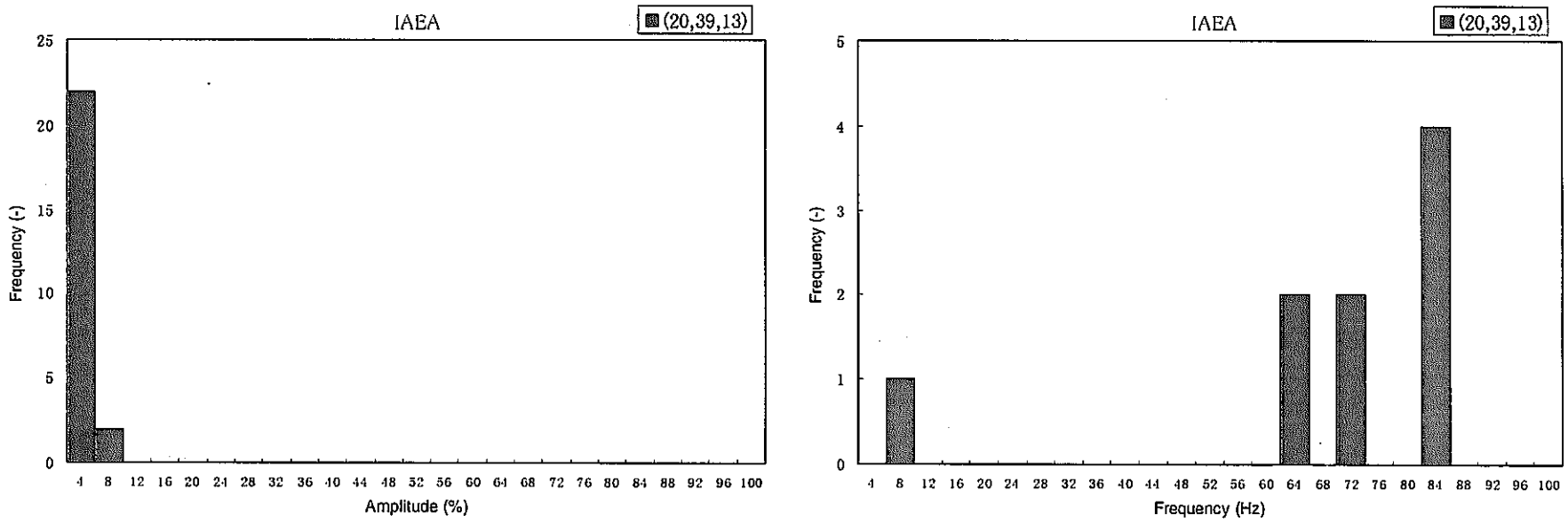


Fig. 4. 6 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line (1/7, (I,J,K) : (20, 39, 13))

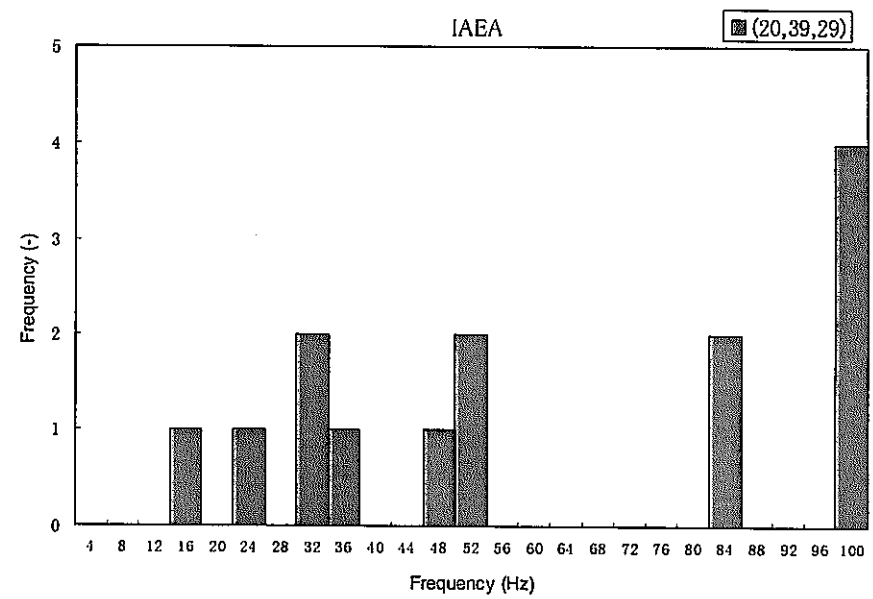
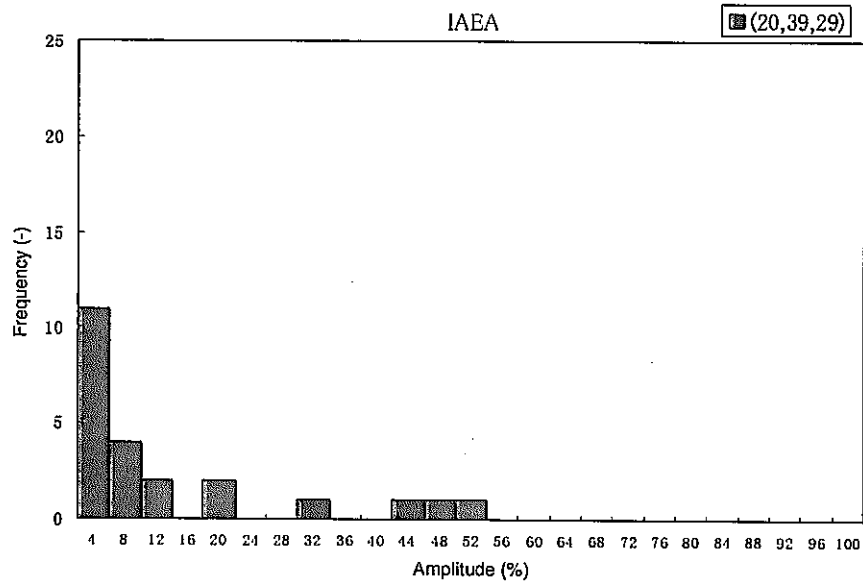


Fig. 4. 6 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line (2/7, (I,J,K) : (20, 39, 29))

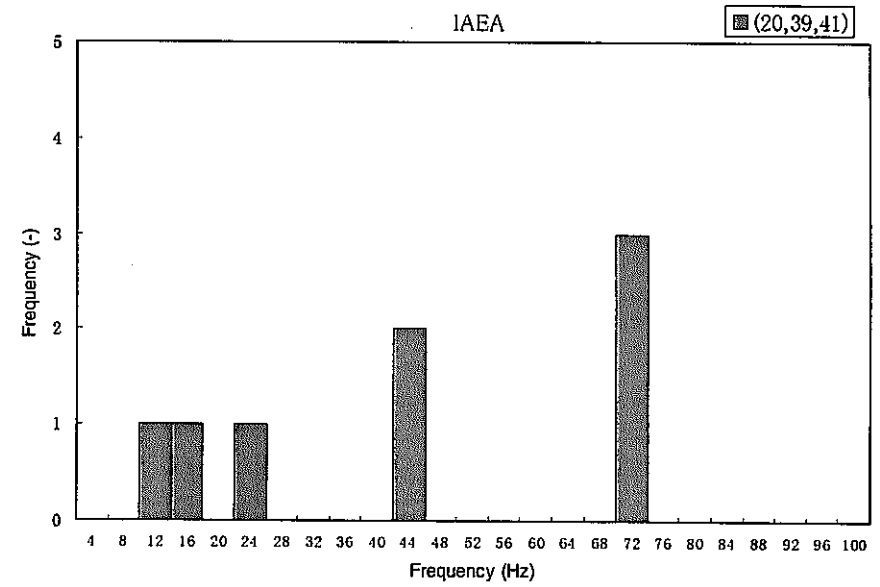
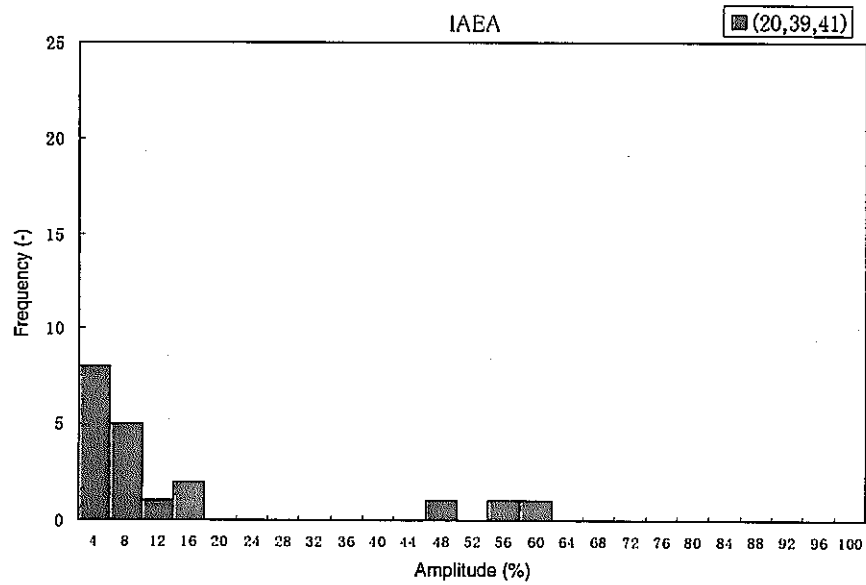


Fig. 4. 6 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line (3/7, (I,J,K) : (20, 39, 41))

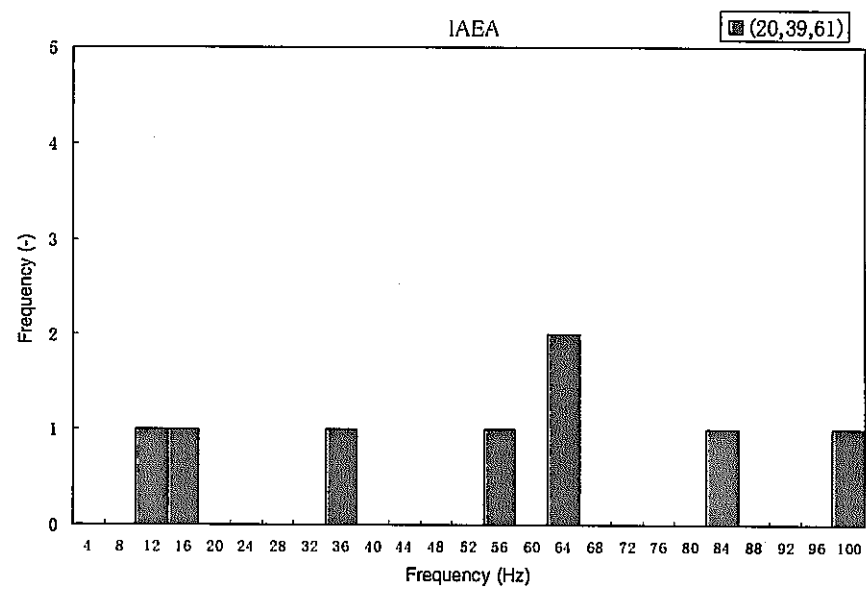
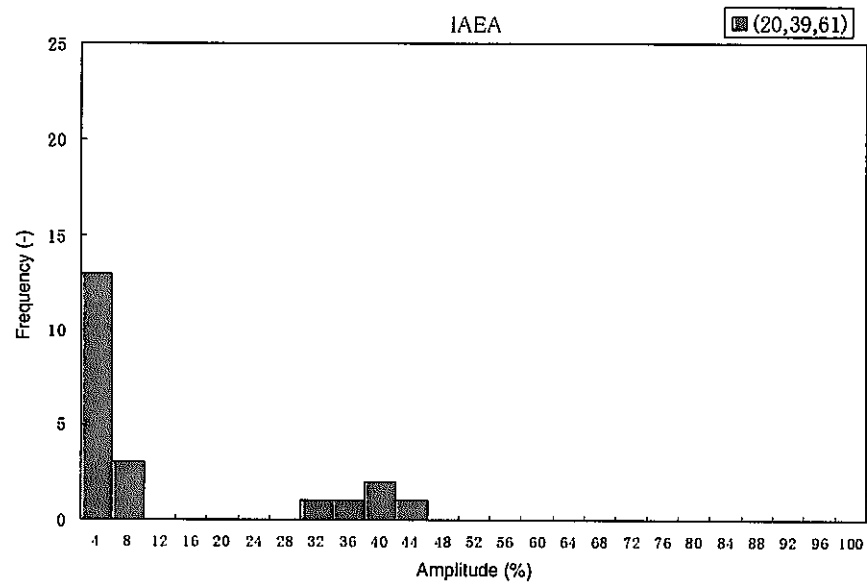


Fig. 4. 6 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line (4/7, (I,J,K) : (20, 39, 61))

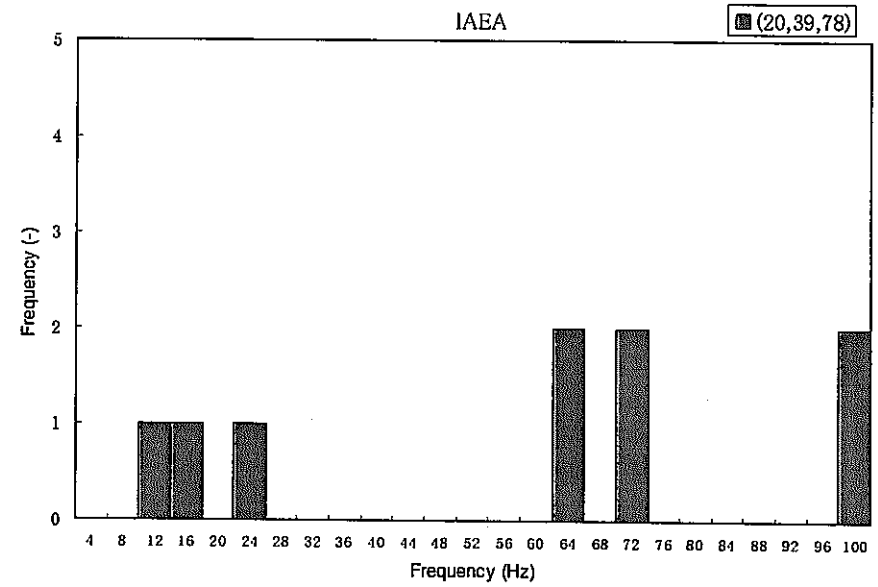
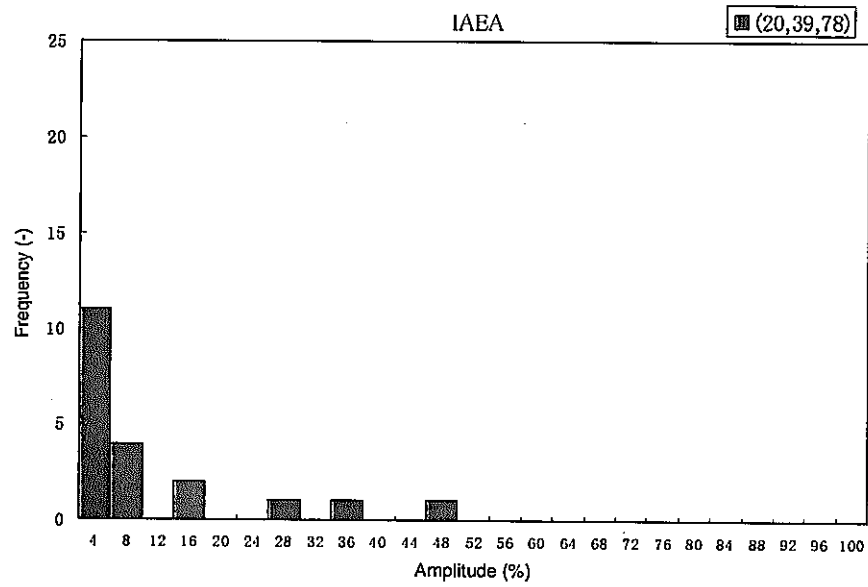


Fig. 4. 6 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line (5/7, (I,J,K) : (20, 39, 78))

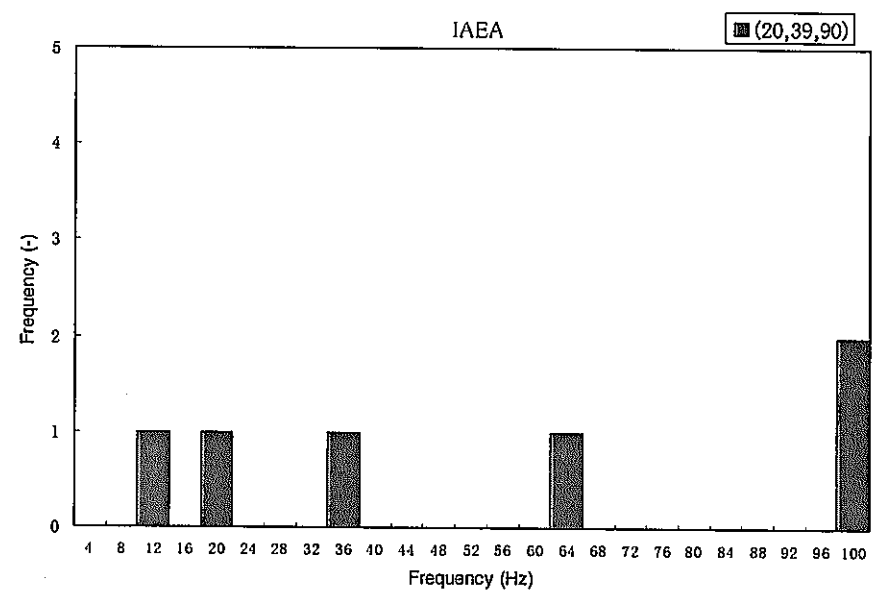
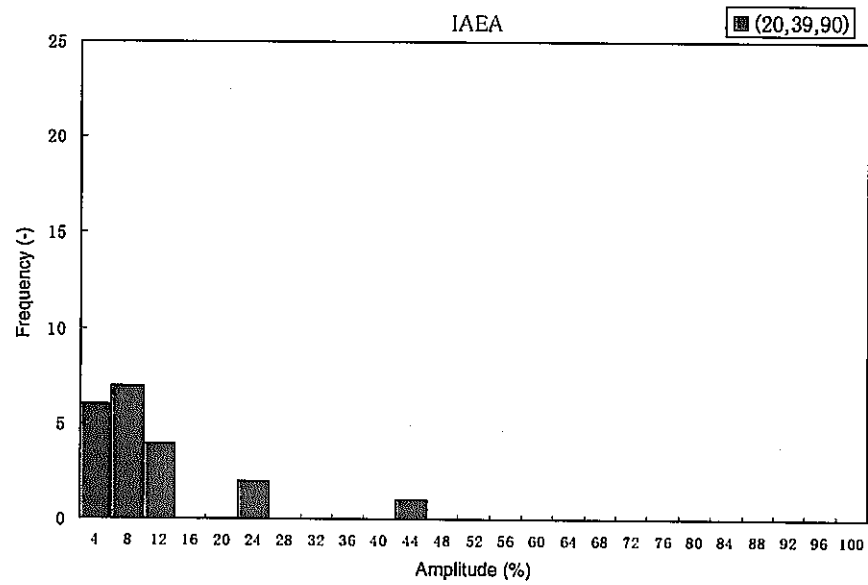


Fig. 4.6 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line (6/7, (I,J,K) : (20, 39, 90))

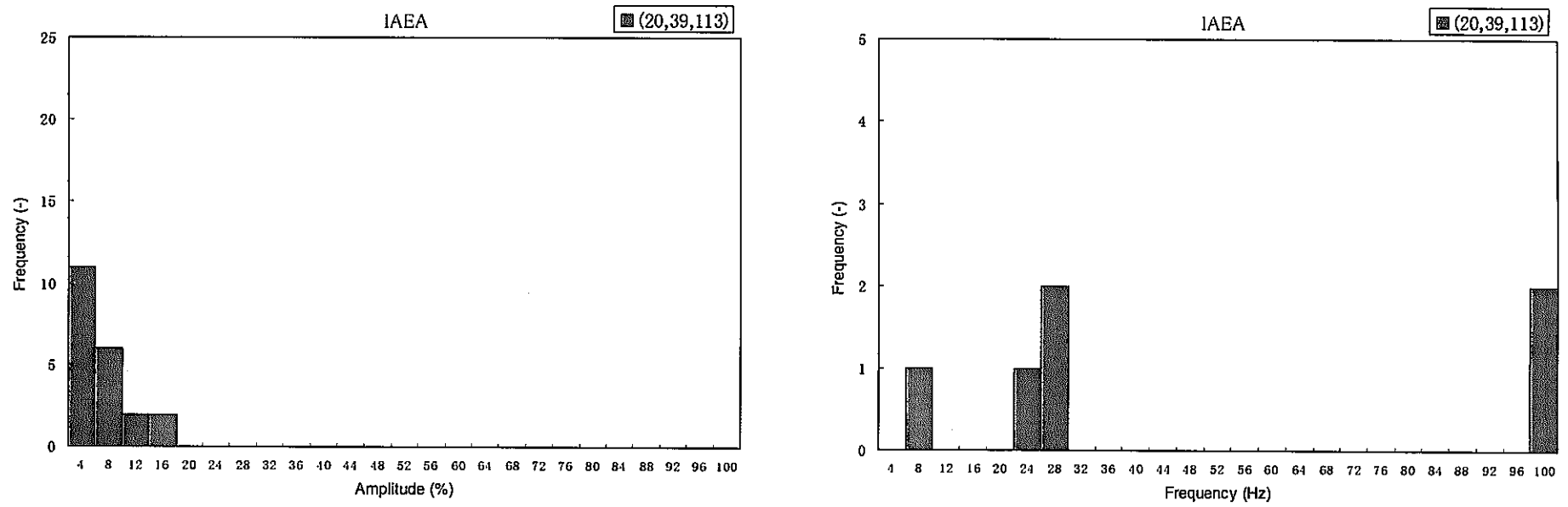


Fig. 4. 6 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line (7/7, (I,J,K) : (20, 39, 113))

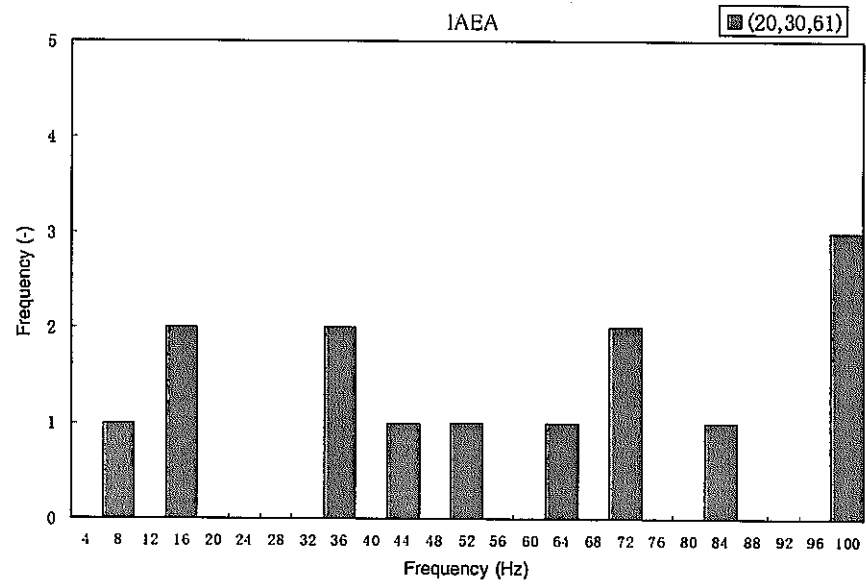
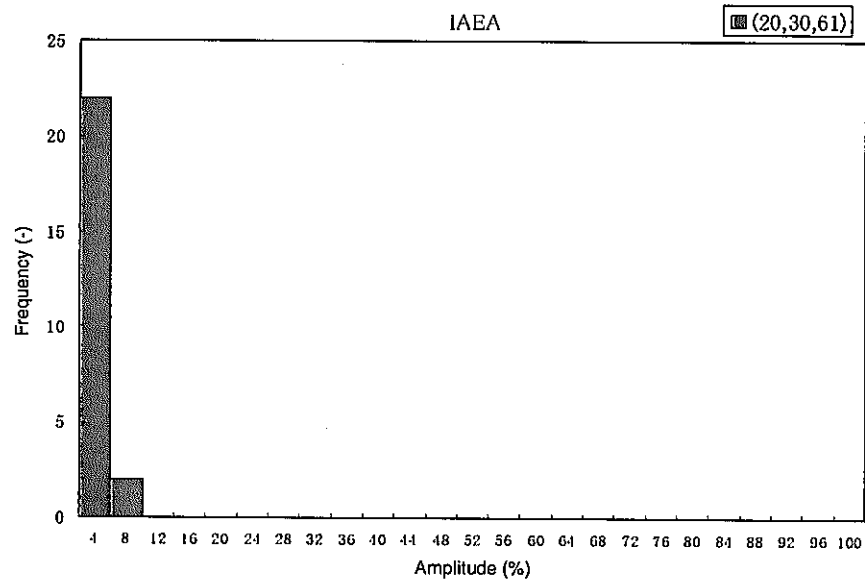


Fig. 4. 7 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level (1/7, (I,J,K) : (20, 30, 61))

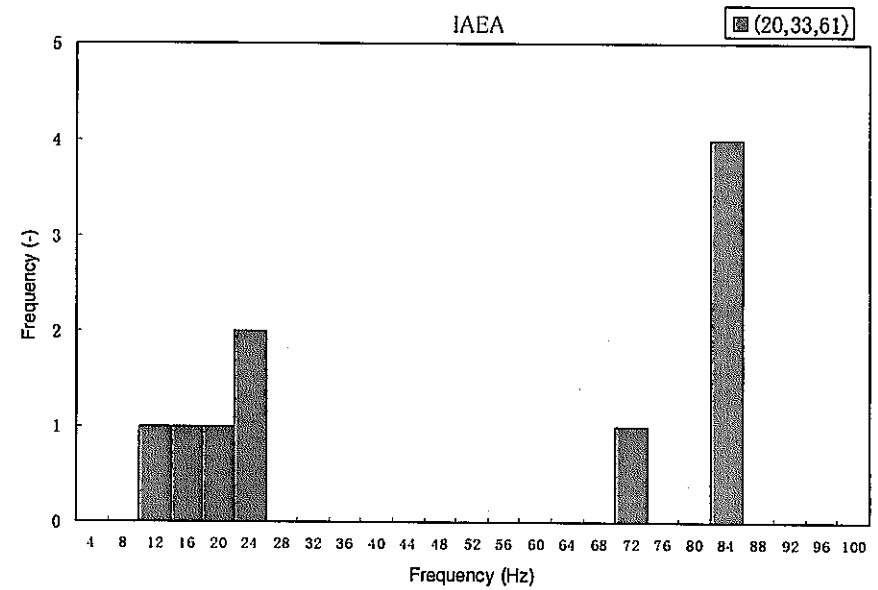
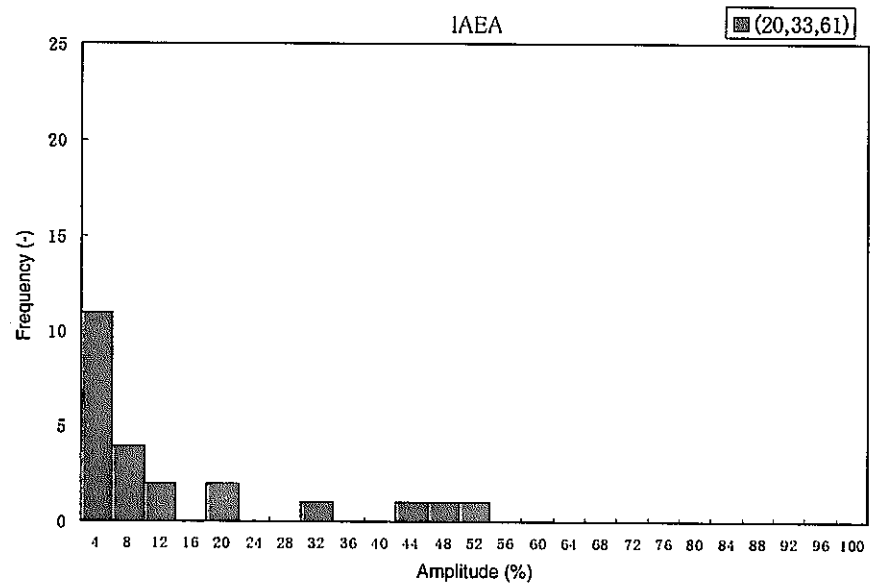


Fig. 4. 7 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level (2/7, (I,J,K) : (20, 33, 61))

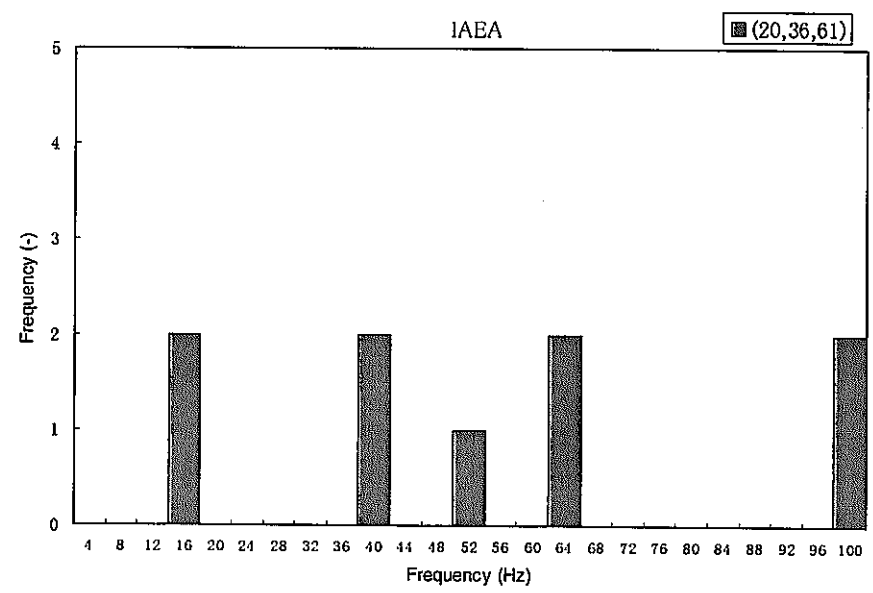
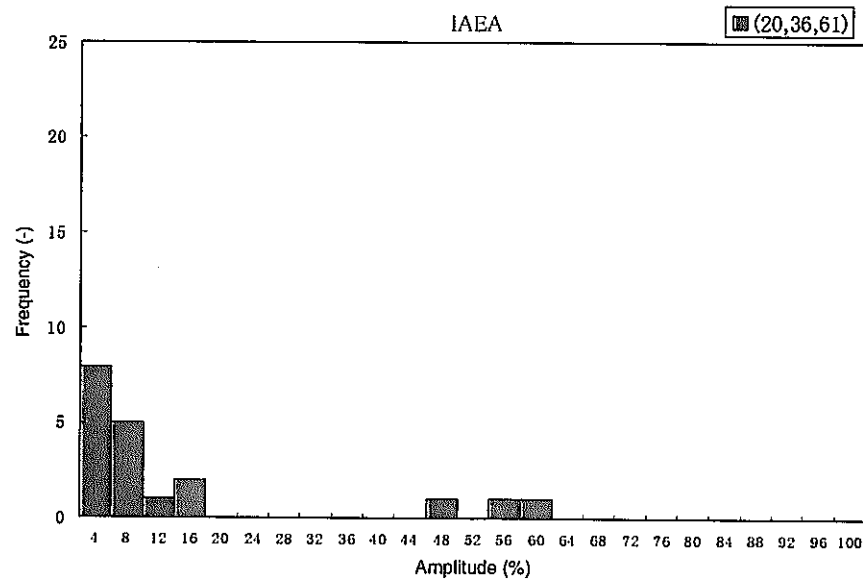


Fig. 4. 7 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level (3/7, (I,J,K) : (20, 36, 61))

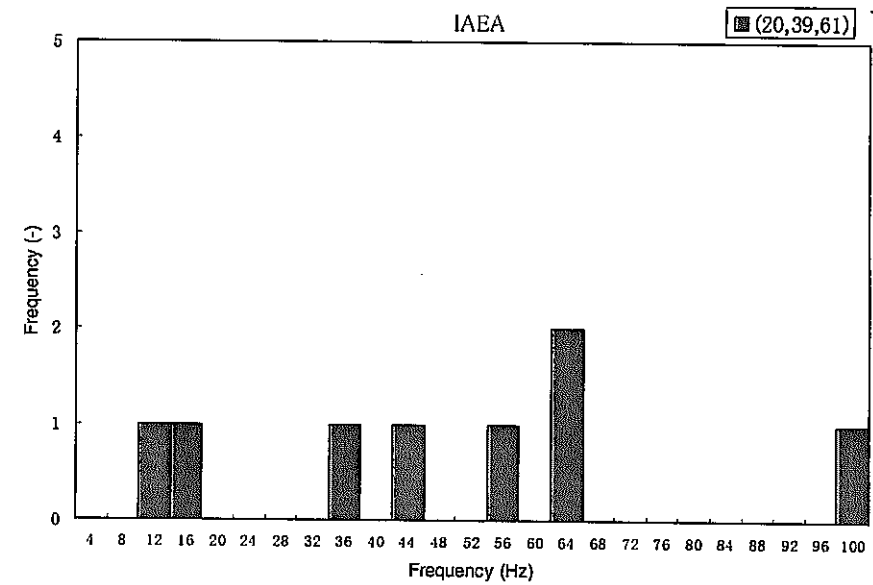
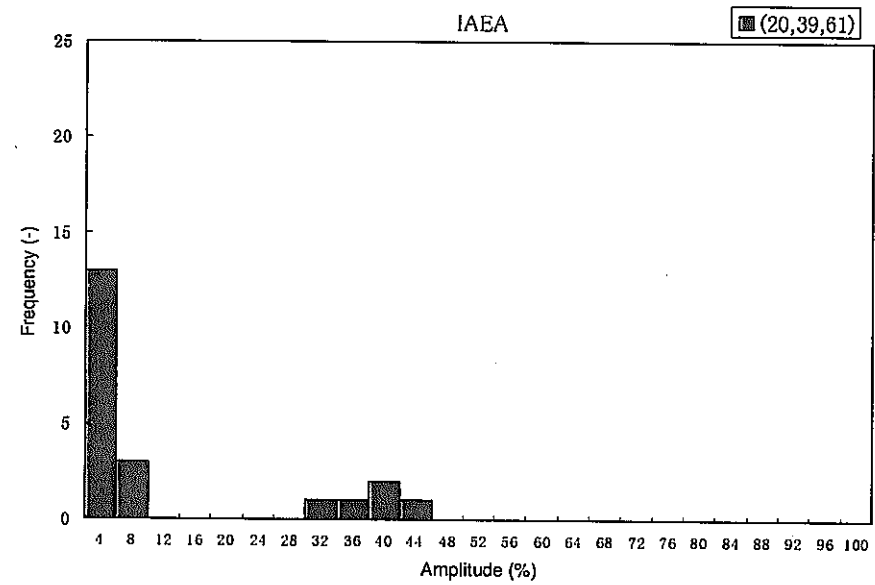


Fig. 4. 7 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level (4/7, (I,J,K) : (20, 39, 61))

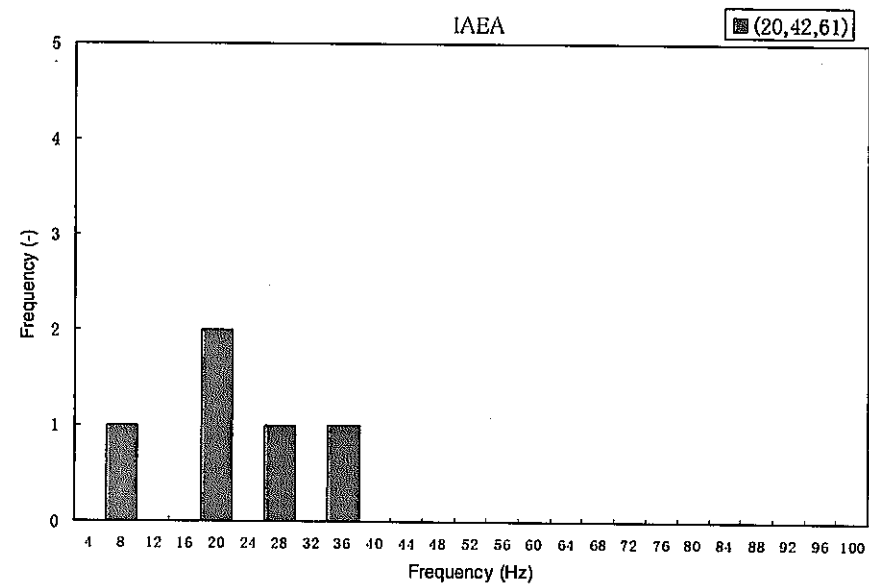
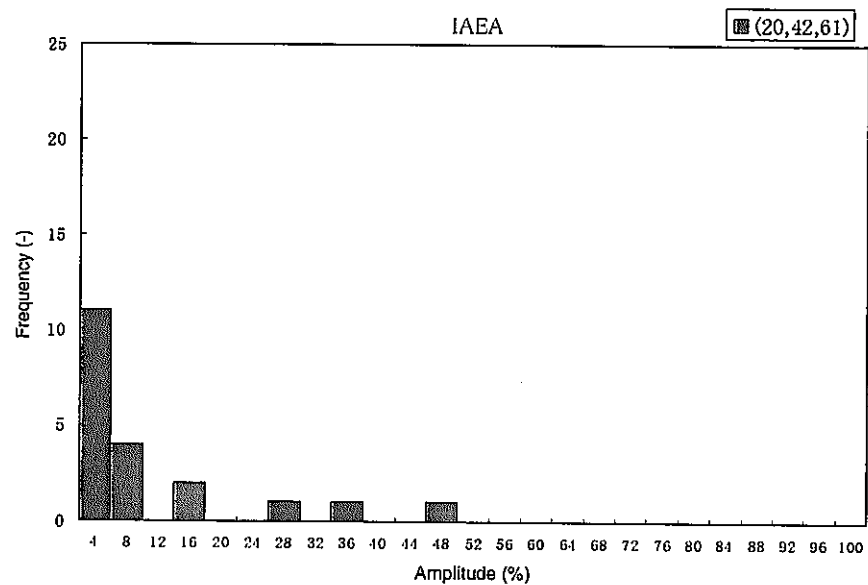


Fig. 4. 7 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level (5/7, (I,J,K) : (20, 42, 61))

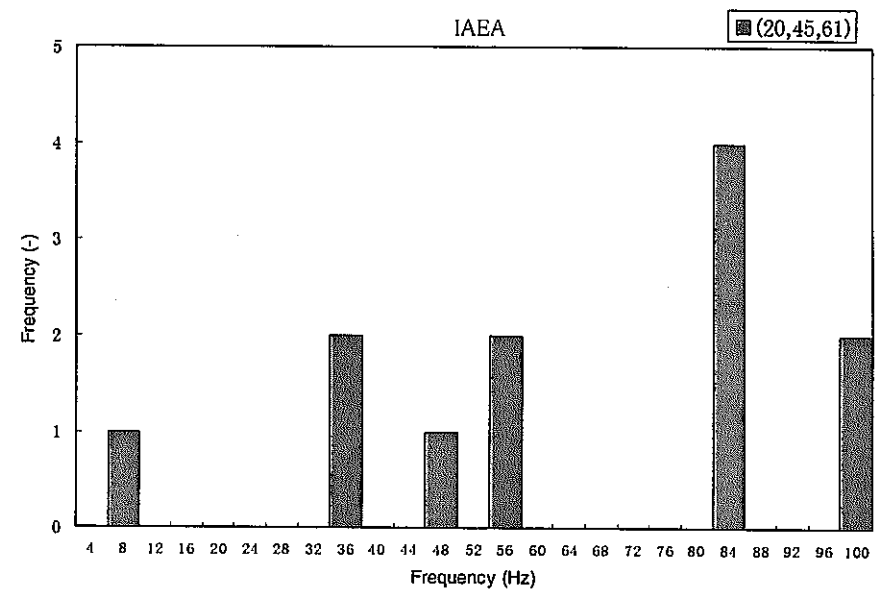
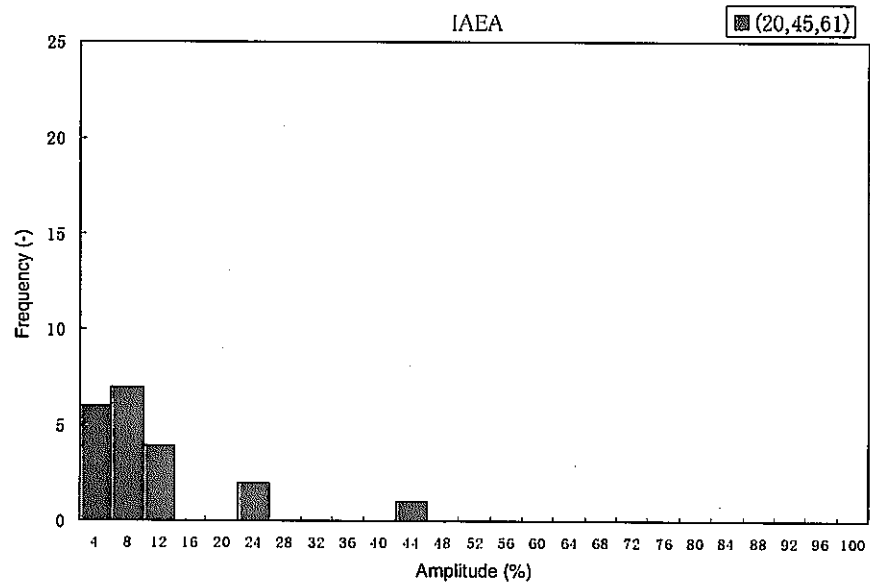


Fig. 4. 7 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level (6/7, (I,J,K) : (20, 45, 61))

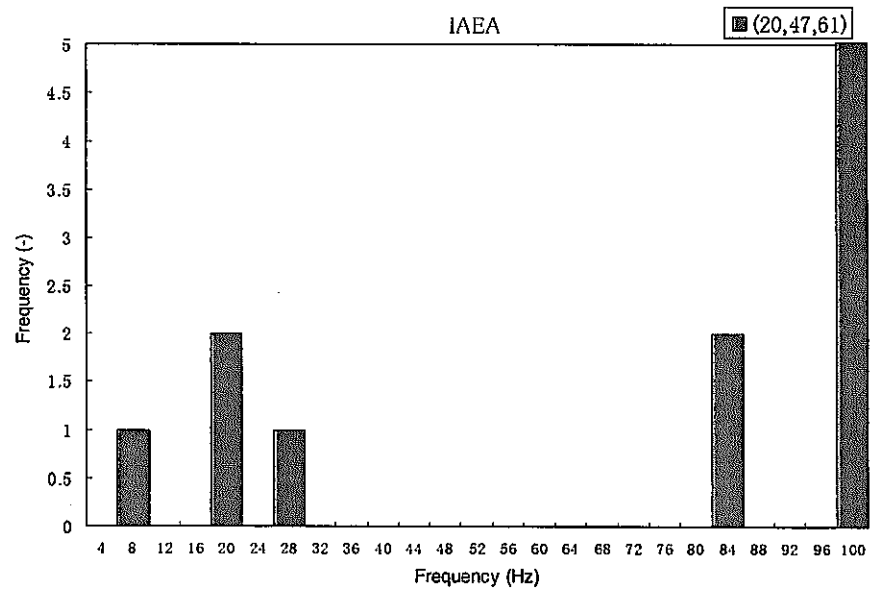
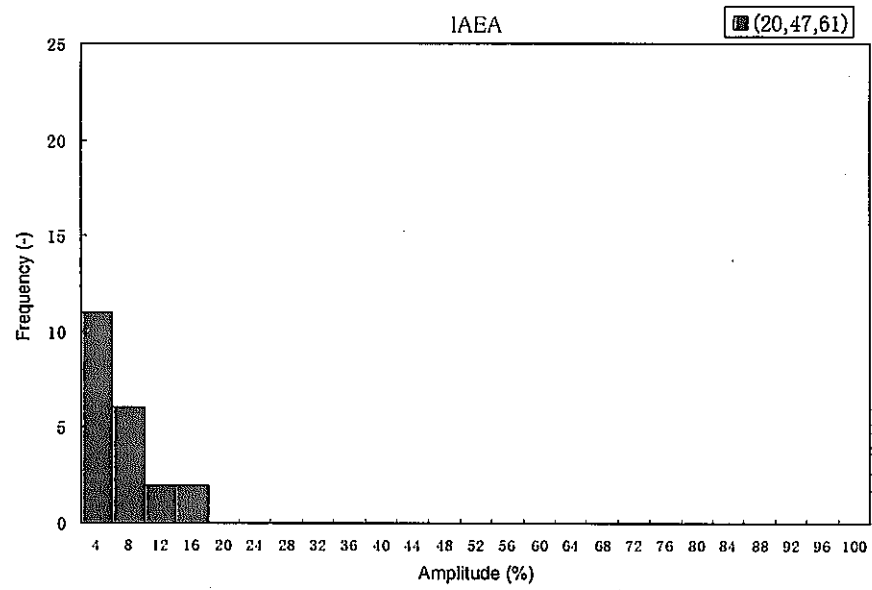


Fig. 4. 7 Histograms for Amplitude and Frequency of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level (7/7, (I,J,K) : (20, 47, 61))

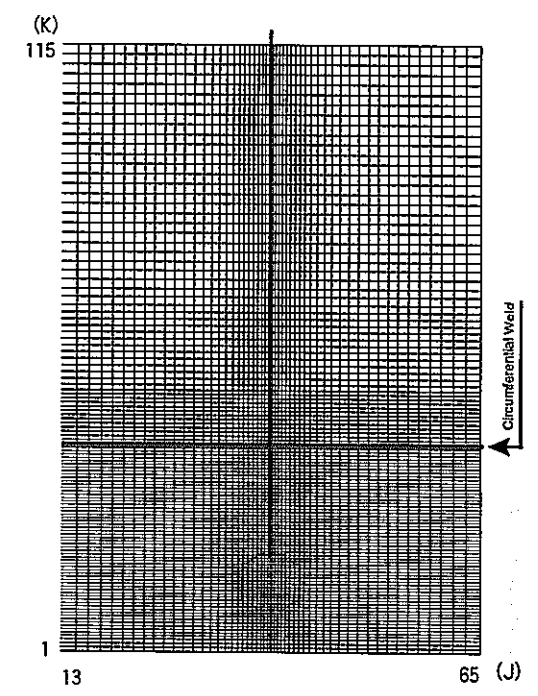
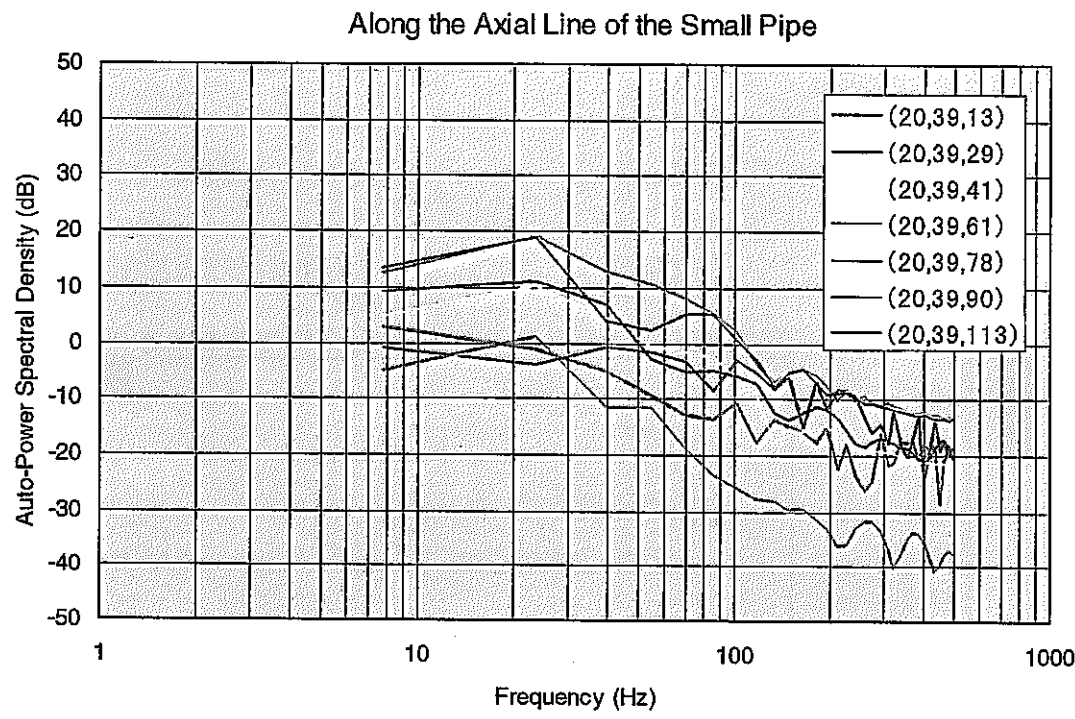


Fig. 4. 8 Auto-Power Spectral Density of Temperature Transients Along the Axial Line of the Small Pipe Center Line

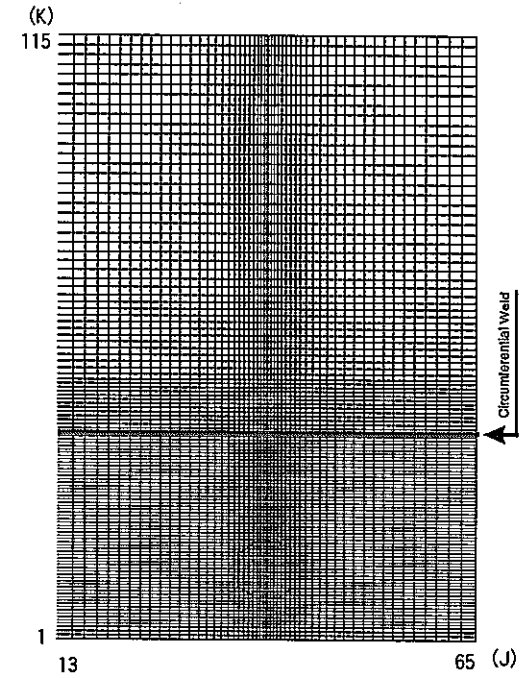
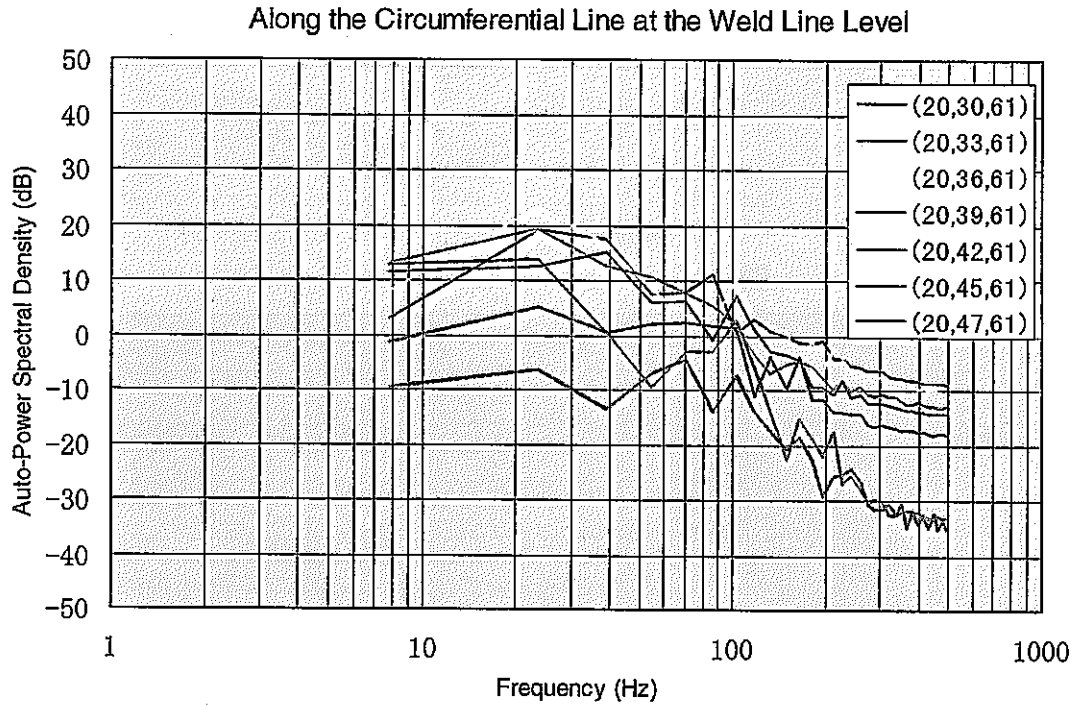


Fig. 4. 9 Auto-Power Spectral Density of Temperature Transients Along the Circumferential Line at the Weld Line Level

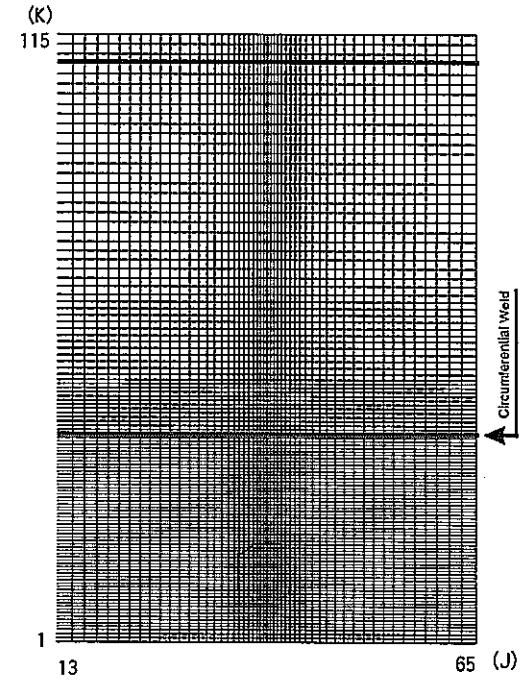
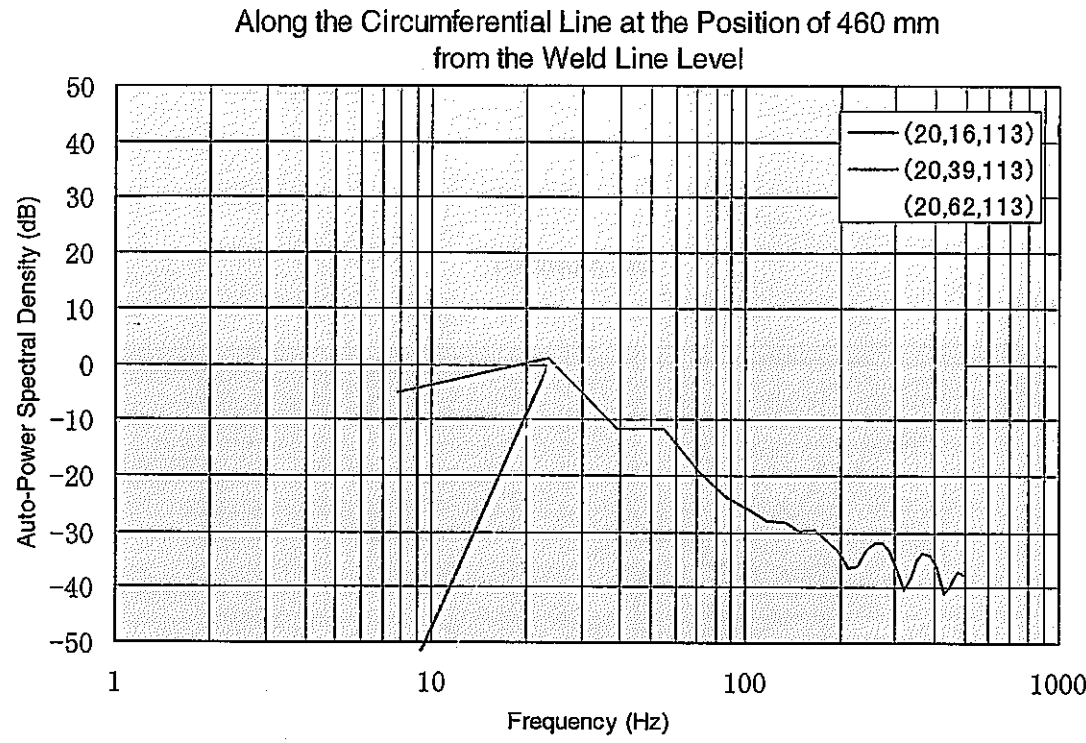


Fig. 4. 10 Auto-Power Spectral Density of Temperature Transients Along
the Circumferential Line at the Position of 460 mm from the Weld Line Level

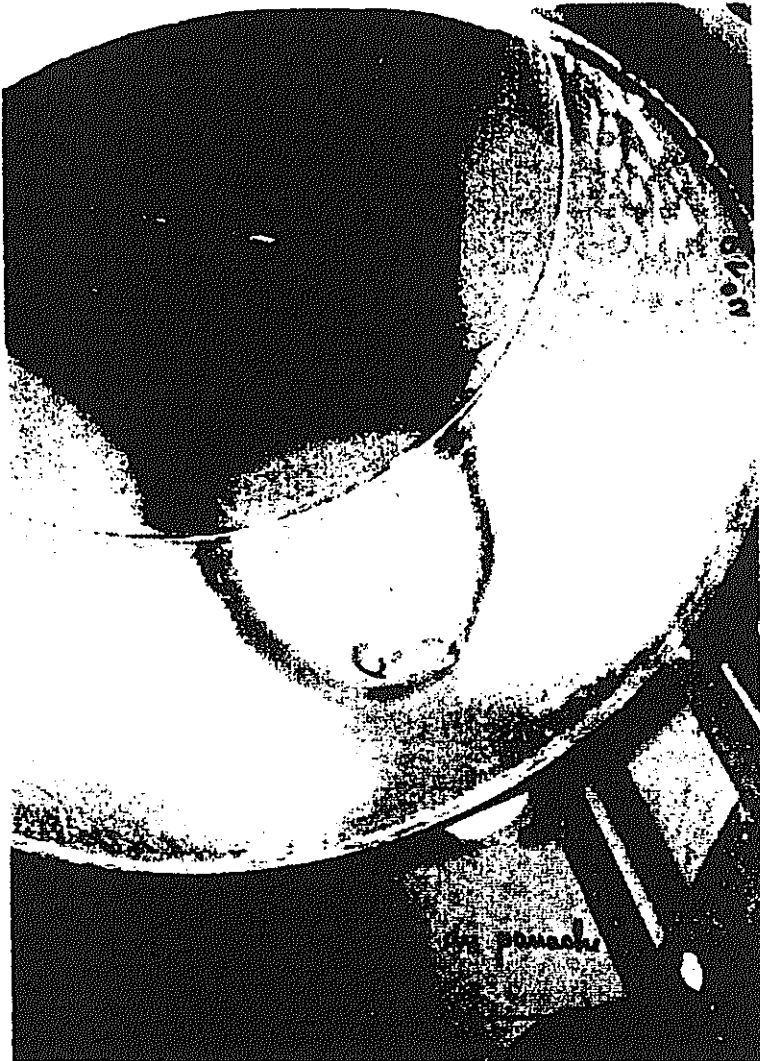


Fig. 4. 11 Eye Inspection of Damage Area Due to Thermal Striping Phenomena at the Phenix Reactor Plant