

JAERI-M
83-187

燃料ペレット偏心時の二次元燃料挙動
解析コード

NSR-EXENTの開発
(解析モデルおよびサンプル計算結果)

1983年11月

藤城 俊夫・白川 典幸*・鶴田 隆治

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村 日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Section, Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute. 1983

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 日立高速印刷株式会社

燃料ペレット偏心時の二次元燃料挙動解析コード

NSR-EXENTの開発

(解析モデルおよびサンプル計算結果)

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

藤城 俊夫・白川 典幸*・鶴田 隆治

(1983年10月11日受理)

反応度事故条件下の燃料の温度挙動を解析し、また、実験結果との照合を行う上で、燃料ペレットの偏心によるギャップ熱伝達の周方向分布や被覆管に取付けた熱電対のフィン効果による局所的な冷却の影響が無視できない事が分ってきた。また、ジルカロイ・水反応による発熱や、 UO_2 ・ジルカロイ共晶反応によるペレット・被覆管の融着による影響も少なくなく、かつ、上述の局所的な影響を助長する可能性がある事も問題となってきた。そこで以上の各効果をモデルに組み込み、かつ、パラメータ計算に使用のため短かい計算時間で処理できるようにモデルを工夫した二次元燃料挙動解析コードNSR-EXENTを開発した。

本報告は、NSR-EXENTの解析モデルおよびサンプル計算にもとづく解析機能の評価結果をまとめたものである。

* 業務協力員 日本原子力事業株式会社

JAERI-M 83-187

Development of Two-dimensional Transient Fuel Behavior Analysis
Code for Non-concentric Pellet-cladding Alignments, NSR-EXENT

(Analysis Model and Sample Calculation)

Toshio FUJISHIRO, Noriyuki SHIRAKAWA*
and Takaharu TSURUTA

Department of Nuclear Safety Research,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received October 11, 1983)

Two-dimensional transient fuel behavior analysis code "NSR-EXENT" has been developed as a sub-program of NSR-77 in order to analyze local heat transfer effects. This code deals with local effects such as circumferential variation of gap conductance caused by fuel pellet eccentricity and the local cooling by cladding surface thermocouples. The local variation of heat generation by the Zircaloy-water reaction and that of pellet-cladding fixation by the UO_2 -Zircaloy eutectic formation have also been incorporated in the model.

This report describes the analysis model of NSR-EXENT and the results of sample calculations.

Keywords ; RIA, Computer Code, NSRR,
Fuel Pellet-Cladding Eccentricity,
Thermocouple Fin Effect, NSR-77,
Zircaloy-Water Reaction,
 UO_2 -Zircaloy Reaction,

* On leave from NAIG Nuclear Research Laboratory

目 次

1. 緒 言	1
2. 解析モデル	3
2.1 NSR-EXENT の機能	3
2.2 モデルの仮定	3
3. 基礎方程式と数値計算法	6
3.1 ペレットおよび被覆管の熱計算	6
3.2 ジルカロイ-水反応による発熱	14
3.3 熱電対のフィン効果による冷却	16
3.4 UO_2 -ジルカロイ共晶反応の影響	19
4. サンプル計算	23
4.1 NSR-EXENT によるサンプル計算	23
4.2 考 察	24
5. 結 言	41
謝 辞	41
参考文献	41
附録 1 NSR-EXENT フローチャート	44
附録 2 NSR-EXENT 入力マニュアル	47
附録 3 NSR-EXENT プロッターシステム	50
A 3.1 概 要	50
A 3.2 3次元表示プロッター-EXPLOT	50
A 3.3 2次元表示プロッター-NAIGPLOT	53

CONTENTS

1.	Introduction	1
2.	Physical Models	3
2.1	Function of NSR-EXENT	3
2.2	Assumptions in the physical models	3
3.	Basic equations and formulations for numerical calculation	6
3.1	Heat transfer in fuel and cladding	6
3.2	Heat generation by Zry-water chemical reaction	14
3.3	Cooling caused by the fin effect of thermocouple wires	16
3.4	Effect of Zr-UO ₂ eutectic formation at pellet-cladding interface	19
4.	Sample calculations	23
4.1	Sample calculations by NSR-EXENT	23
4.2	Discussions	24
5.	Conclusions	41
	Acknowledgment	41
	References	41
Appendix 1	Flow chart of NSR-EXENT	44
Appendix 2	NSR-EXENT code input manual	47
Appendix 3	NSR-EXENT plotter system	50
A3.1	Introduction	50
A3.2	Three-dimensional plotter EXPLOT	50
A3.3	Two-dimensional plotter NAIGPLOT	53

List of Tables

- Table 3.1 Thermal conductivity of thermocouple wire materials
Table 4.1 Major design characteristics of NSRR standard test fuel rod
Table 4.2 Summary of major parameters in NSR-EXENT sample calculation

List of Figures

- Fig. 1.1 Major effects on fuel transient behavior
Fig. 2.1 Description of nodes and meshes
Fig. 2.2 Geometry of welded portion of a thermocouple wire on the cladding surface
Fig. 3.1 Description of nodes and meshes
Fig. 3.2 Description of control volume and its geometry
Fig. 3.3 Whole temperature matrix equation
Fig. 3.4 Computational scheme in the evaluation of Zry-water reaction
Fig. 3.5 Computational model for the thermocouple fin effect
Fig. 4.1 NSRR standard test fuel rod
Fig. 4.2 NSRR standard experiment condition in an atmospheric capsule
Fig. 4.3 Axial node description of sample calculations
Fig. 4.4 Planar node description of sample calculations
Fig. 4.5 Transient feature of temperature field (Case-2)
Fig. 4.6 Time dependence of pellet-cladding gap width (Case-2)
Fig. 4.7 Time dependence of the thickness of oxidation layer. (Case-2)
Fig. 4.8 Temperature vs. time at each circumferential J-mesh. (Case-2)
Fig. 4.9 Temperature vs. time of Case-1 calculation
Fig. 4.10 Circumferential distribution of maximum cladding surface temperatures for the eccentricity of 10%, 70% and 100%
Fig. 4.11 Thermocouple fin effect on the maximum cladding surface temperature
Fig. 4.12 Effect of heat generation by zircaloy-water reaction

Nomenclatures in Section 3.1

Symbol	Description	Unit
C	Heat capacity	$J/g \cdot ^\circ C$
g	$= \rho C$	$J/cm^3 \cdot ^\circ C$
h_c	Heat transfer coefficient from cladding to coolant	$W/cm^2 \cdot ^\circ C$
h_g	Gap conductance	$W/cm^2 \cdot ^\circ C$
$h_{p,ij}$	Distance between (i,j) and (i-1,j)	cm
$h_{s,ij}$	Distance between (i,j) and (i+1,j)	cm
k	Thermal conductivity of fuel and cladding	$W/cm \cdot ^\circ C$
r_i	Radius of i-th node	cm
S, Q	Heat generation rate	W/cm^3
T_{bulk}^n	Coolant bulk temperature at time step n	$^\circ C$
T_{ij}^n	Temperature of (i,j) node at time step n	$^\circ C$
ρ	Density	g/cm^3
$\Delta\theta_j$	Angle of j-th circumferencial mesh	rad
Superscript		
n	Time index	
S	surface	
V	volmetric	
Subscript		
i	Radial mesh or nodal index	
j	Circumferencial mesh or nodal index	
p	Radially inner about (i,j)	
s	Radially outer about (i,j)	
t	Circumferentially minus about (i,j)	
u	Cricumferentially plus about (i,j)	

Nomenclatures used in section 3.3

Symbol	Description	Unit
a_g	Thickness of vapor layer	m
d	Diameter of thermocouple wire	m
h_g	Heat transfer coefficient at thermocouple wire surface in vapor layer	$W/m^2 \cdot ^\circ C$
h_l	Heat transfer coefficient at thermocouple wire surface in water	$W/m^2 \cdot ^\circ C$
k	Thermal conductivity of thermocouple wire	$W/m \cdot ^\circ C$
P	System pressure	Kg/cm^2
Q_{TC}	Heat flow rate to a thermocouple wire from cladding surface	W
T_g	Saturated temperature of steam in vapor layer	$^\circ C$
T_o	Cladding surface temperature	$^\circ C$
W	Coolant velocity	m/s
λ_g	Thermal conductivity of steam	$W/m \cdot ^\circ C$
λ_l	Thermal conductivity of water	$W/m \cdot ^\circ C$
ν	Kinematic viscosity of water	m^2/s

1. 緒 言

反応度事故時の燃料挙動を究明するために行っているNSRR (Nuclear Safety Research Reactor) 実験において、燃料の温度挙動、取り分け、被覆管の温度挙動に関する情報は、燃料の変形や破損を評価する上で非常に重要である。従来、この燃料温度挙動の評価、解析は、NSRR において開発を進めてきた燃料過渡挙動解析コード NSR-77⁽¹⁾ によって行ってきた。しかしながら、NSR-77 コードは、単一燃料棒を軸対称な円柱モデルとし一次元的取扱いをするため、解析の対象は燃料棒の周方向に平均化されたグローバルな挙動であった。従って、実験結果の平均値に対しては良好な解析結果を与えるが、局所的な偏りを持った燃料挙動に対するより詳細な解析を行う事はできなかった。ところが、NSRR 実験の進行に伴い、実燃料の挙動においては、被覆管内での燃料ペレット位置の偏心の効果が少くない事、また、被覆管表面温度測定のために取付けた熱電対が一種のフィンとしての効果を持ち、局所的な温度降下をもたらす事等が明らかになってきた。さらに、従来、上記NSR-77 コードのモデルには取入れられていなかったジルカロイ-水反応による発熱や燃料ペレット-被覆管接触面での UO_2 -ジルカロイ共晶反応による融着の効果も、その影響が少くなく、また、局所的な温度偏差を助長する可能性があることが予想された。

以上の実験解析上の要求に応じ、NSR-77 で解析対象とする単一燃料棒体系の軸方向ノードの一部で、 $r-\theta$ の二次元化した温度計算を行い、以下の(1)~(4)の現象を考慮する機能を持つ、二次元解析プログラムNSR-EXENT (Eccentricity) の開発を行った。

- (1) ペレットの偏心によるギャップコンダクタンスの周方向の変化
- (2) 被覆管表面に取付けた熱電対からの熱流出
- (3) ジルカロイ-水反応による発熱の周方向分布
- (4) UO_2 -ジルカロイの共晶反応による融着域の周方向分布

Fig. 1.1 に各種効果の関連を示した。

なお、一般に r 軸方向だけの一次元モデルをそのまま $r-\theta$ 二次元に拡張した場合には、計算時間の増大によって、パラメータ計算用としては実用的な解析コードにならない。このため本解析モデルでは、燃料の変形モデル等に一部一次元的な取扱いをする等のかかなり大幅な簡略化や仮定を設ける事によって、対象とする反応度事故時の過渡現象の全時間域に対する解析をパラメータ計算として行う上で十分に実用的な計算時間で実行できるようにしている。

以下、第2章では、解析モデルについて述べ、第3章において、各モデルの仮定に基いた基礎方程式およびそれを差分式に展開し二次元熱計算マトリクスを構成するまでの過程につき記述した。また、第4章では、代表的なNSRR 実験ケースを例題としてサンプル計算を行い、本解析モデルで取入れた解析機能が物理的に妥当な結果を与えるかどうかの検討を行った。さらに、附録として本コードのフローチャート、入力マニュアル、および、計算結果を図形処理するプロッターシステムの説明を付した。

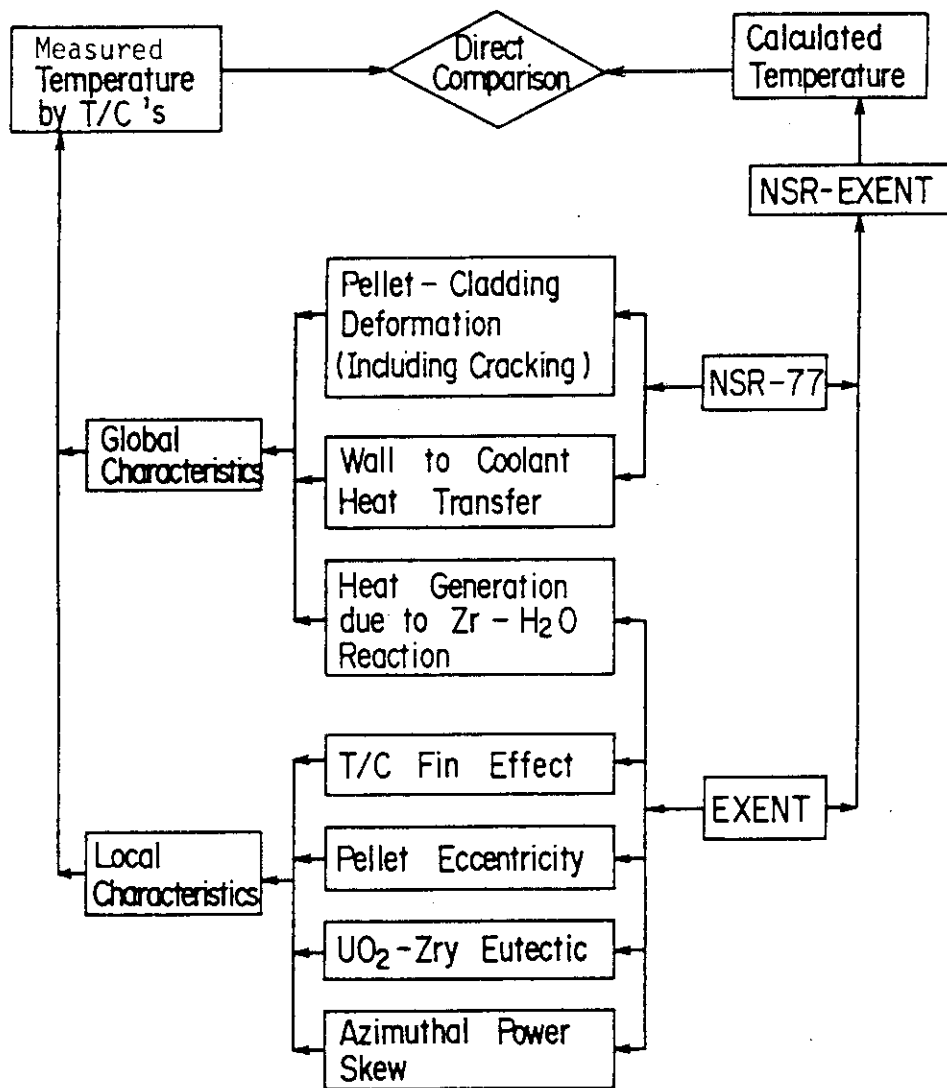


Fig. 1.1 Major effects on fuel transient behavior

2. 解析モデル

2.1 NSR-EXENT の機能

NSR-EXENT では燃料棒の軸方向の一部を付加的に $r - \theta$ 二次元熱計算の対象とする。NSR-77 による軸方向全長に亘る熱計算は、冷却材のバルク温度を計算するのに必要である。NSR-EXENT はこの二次元解析部であり以下の機能を有する。

- (1) ペレットの偏心を考慮した過渡熱伝達・変形計算
- (2) ジルカロイ-水反応による発熱を発熱項として熱計算マトリクスに組入れる。
- (3) 熱電対のフィン効果を素線部が溶接された周方向メッシュからの放熱項として熱計算マトリクスに組入れる。

周方向メッシュの任意位置に 4 本まで、Pt 或いは Pt-Rh 素線の取付条件を考慮できる。

- (4) UO_2 ペレットとジルカロイの共晶反応による融着を以下のように単純化して取扱う。
即ちペレットと被覆管が接触状態で、かつ被覆管内面温度が或る温度に達すると共晶反応を起したものと考え、以後その周方向メッシュではペレットと被覆管は分離しないものとする。

2.2 モデルの仮定

前節に述べた各機能に対応する解析モデルの仮定を列記する。

(1) 過渡熱伝達・変形計算モデル

- (i) $r - \theta$ 座標系でペレットの偏心は、 $\theta = 0^\circ$ と $\theta = 180^\circ$ の軸に沿って生じるものとし、この軸を対称軸として扱い、 $0^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$ の半円の領域を解析対象とする。Z 軸方向の熱伝導は考慮しない。
- (ii) $r - \theta$ 方向のメッシュ分割を Fig. 2.1 に示す。各メッシュは隣接メッシュと独立して変形するものとし、例えば $j = m$ のメッシュには仮想的に円半径 r_{cm} の被覆管が全周に亘ってあると考え、変形計算は薄肉円筒理論に基いて計算をし、各 θ 方向のメッシュ独立にメッシュ数だけ、すなわち JM 回計算をくり返す。
- (iii) ペレット偏心率及び偏心開始時刻は入力で指定し、一旦偏心すると、ペレットと被覆管の中心の位置関係は不変とする。
- (iv) ペレットの偏心は Fig. 2.1 に示すように $\theta = 180^\circ$ の側のギャップが小さくなるように生ずるとする。
- (v) 冷却材のバルク温度は周方向に変化なく、一定とするが、被覆管表面における冷却材への熱伝達率は周方向に変化するものとする。
- (vi) 燃料ペレットと被覆管間のギャップ熱伝達は各メッシュ毎独立して扱いギャップガス内

での周方向熱伝導は考慮しない。

(2) ジルカロイ-水反応による発熱モデル

- (i) ジルカロイの酸化層と金属ジルカロイが明確に分離するものと考え、この境界面が進行するメッシュに対し、酸化量に応じた発熱を与える。

外側への熱流出は酸化層を通ることになるが、酸化層は薄いので熱伝導率はジルカロイの物性値を用いる。

(3) 熱電対のフィン効果のモデル

- (i) 熱電対素線からの熱流出は、被覆管表面温度と、冷却材バルク温度及び蒸気膜の飽和温度を与えて、流れに垂直に置かれた無限長細線に関する定常解析解を用いて評価する。即ち準定常的に熱計算マトリクスに組入れる。

- (ii) 熱電対素線を被覆管表面に溶接するとFig. 2.2 に L_{TC} で示したように約1 mm程度の溶接部が生ずる。そのため生ずる伝熱面積の増加分は、熱電対を含む径方向メッシュに加える。

(4) UO_2 -ジルカロイ共晶反応モデル

NSRR 実験の燃料の照射後試験の結果によると、発熱量が $250 \text{ cal/g} \cdot UO_2$ 程度以上になると殆どの場合、 UO_2 ペレットとジルカロイの境界面で共晶反応が周方向の一部或いは全部で起り、融着が生じる事が観察される。これを次のようにモデル化する。

- (i) 共晶反応の発生は、ペレットとジルカロイが接触し、かつ、境界面温度が入力で指定した共晶発生温度以上になる事を条件とする。
- (ii) 共晶を生じた周方向メッシュでは、完全接触を仮定し、境界での温度降下は無いものとし、また、一度共晶を起すとペレットと被覆管は離れないとする。

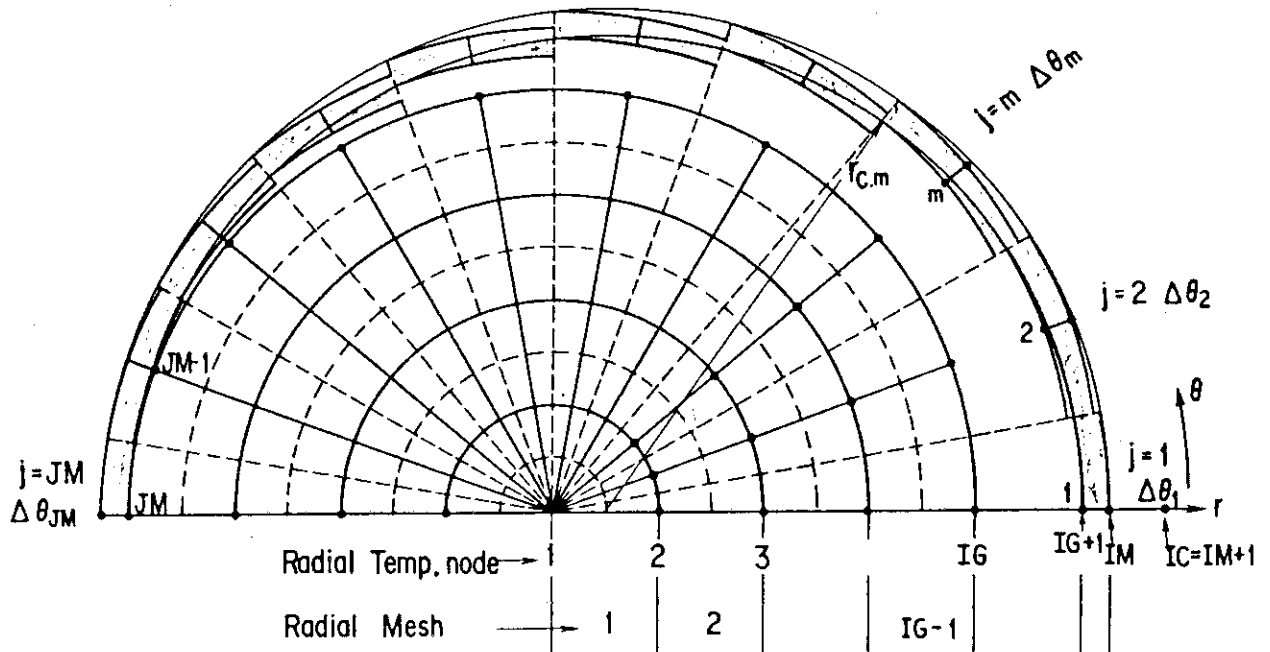


Fig. 2.1 Description of nodes and meshes

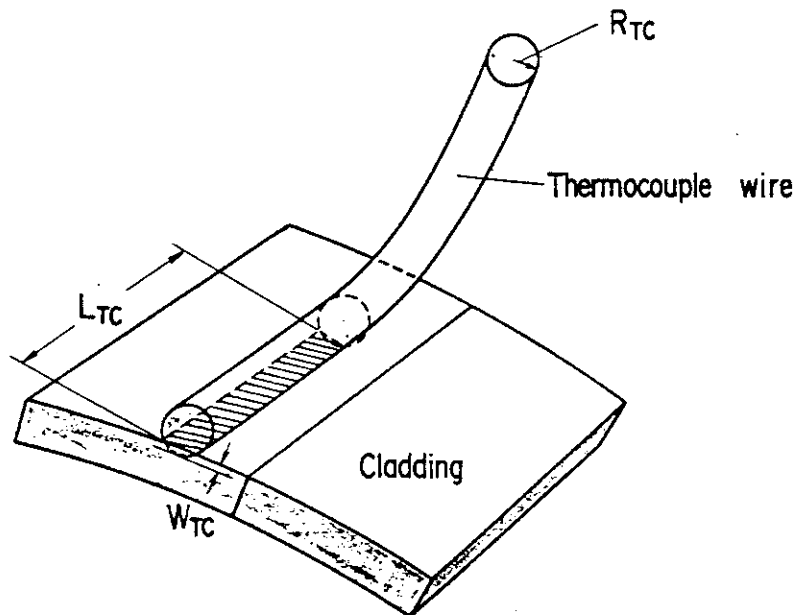


Fig. 2.2 Geometry of welded portion of a thermocouple wire on the cladding surface

3. 基礎方程式および数値計算法

本章では上述の解析モデルにもとづく熱計算の基礎式、および、これから差分法により数値解析のための計算マトリクスを導出するまでの過程を述べる。燃料の変形計算は従来のNSR-77 と同一のものを各周方向メッシュに対して適用するだけなので、本報告では省いた。なお、メッシュ分割は、初期状態で定義した値を過渡事象全体にわたり変更せずに用いる事になっている。

3.1 ペレットおよび被覆管の熱計算

2.2 で述べたモデルに従ってペレット中心を $r-\theta$ 座標の原点とし内部発熱のある非定常熱伝導問題を解く。境界条件としてはペレット中心において温度勾配が零となると仮定し、また、ペレット・被覆管の間はギャップコンダクタンス h_g で連結し、被覆管表面は、表面熱伝達係数 h_c を与える形で処理する。また、偏心は $\theta = 0^\circ$ および 180° の軸に沿って生じるとすると、ここでの温度勾配は零となる。以上により基礎式および境界条件は次のようになる。

基礎式

$$g \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + S \quad (1)$$

境界条件

$$k \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=0} = 0 \quad (2)$$

$$k \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=r_{IG}} = -h_g (T_{IG} - T_{IG+1}) \quad (3)$$

$$k \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=r_{IM}} = -h_c (T_{IM} - T_{bulk}) \quad (4)$$

$$k \left. \frac{\partial T}{\partial \theta} \right|_{\theta=0^\circ} = k \left. \frac{\partial T}{\partial \theta} \right|_{\theta=180^\circ} = 0 \quad (5)$$

(1)式を制御体積全体にわたって空間積分すると、

$$\int_V \frac{\partial}{\partial t} (g T) dv = \int_V \nabla \cdot (k \nabla T) dv + \int_V S dv$$

となるが、これを近似して

$$\int_V g \frac{\partial T}{\partial t} dv = \int_S (k \nabla T) \cdot n ds + \int_V S dv \quad (6)$$

$$= \int_S \left(k \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{k}{r} \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) ds + \int_V S dv \quad (6')$$

ただし

n : control volume 表面の単位法線ベクトル(外向きを正)

とし、

以下、(6)式を場合に分けて差分化し、最後に全体マトリクスを構成する。

被覆管の一部ではジルカロイ-水反応による発熱を考慮した発熱項や、熱電対のフィン効果による放熱項が加わるが、これについては後に述べる。

また全体マトリクスは対称形となる。

以上の基礎式を差分化すると次のようになる。

(i) ペレット内部 ($i = 2 \sim IG - 1$), ($j = 2 \sim JM - 1$)

$$(6) \text{式左辺} = \frac{T_{ij}^{n+1} - T_{ij}^n}{\Delta t} (g_{ij} h_{P,ij}^v + g_{ij} h_{S,ij}^v) \quad (7)$$

ただし

$$h_{P,ij}^v = \pi \left\{ r_{ij}^2 - \left(r_{ij} - \frac{h_{P,ij}}{2} \right)^2 \right\} \frac{\Delta \theta_j}{2\pi} = h_{P,ij} \left(r_{ij} - \frac{h_{P,ij}}{4} \right) \frac{\Delta \theta_j}{2} \quad (8)$$

$$h_{S,ij}^v = \pi \left\{ \left(r_{ij} + \frac{h_{S,ij}}{2} \right)^2 - r_{ij}^2 \right\} \frac{\Delta \theta_j}{2\pi} = h_{S,ij} \left(r_{ij} + \frac{h_{S,ij}}{4} \right) \frac{\Delta \theta_j}{2} \quad (9)$$

ここで

$$D_{ij} \equiv g_{ij} (h_{P,ij}^v + h_{S,ij}^v)$$

とおくと(7)式はさらに

$$(6) \text{式左辺} = \frac{T_{ij}^{n+1} - T_{ij}^n}{\Delta t} \cdot D_{ij} \quad (10)$$

となる。一方(6)式右辺については、まず第1項は

(6)式右辺第1項

$$\begin{aligned} &= (T_{i-1,j} - T_{i,j}) k_{P,ij} h_{P,ij}^s + (T_{i+1,j} - T_{i,j}) k_{S,ij} h_{S,ij}^s \\ &+ (T_{i,j-1} - T_{i,j}) k_{t,ij} d_{t,ij} + (T_{i,j+1} - T_{i,j}) k_{y,ij} d_{y,ij} \end{aligned} \quad (11)$$

ただし

$$h_{p,ij}^s = \frac{1}{h_{p,ij}} \left(r_{ij} - \frac{h_{p,ij}}{2} \right) \cdot \Delta\theta_j \quad (12)$$

$$h_{s,ij}^s = \frac{1}{h_{s,ij}} \left(r_{ij} + \frac{h_{s,ij}}{2} \right) \cdot \Delta\theta_j \quad (13)$$

$$d_{t,ij} = \bar{h}_{t,ij} / \left\{ \bar{r}_{t,ij} \cdot \frac{\Delta\theta_j + \Delta\theta_{j-1}}{2} \right\} \quad (14)$$

$$d_{u,ij} = \bar{h}_{u,ij} / \left\{ \bar{r}_{u,ij} \cdot \frac{\Delta\theta_j + \Delta\theta_{j+1}}{2} \right\} \quad (15)$$

$$\bar{h}_{t,ij} = (h_{p,ij} + h_{s,ij} + h_{p,ij-1} + h_{s,ij-1}) / 4$$

$$\bar{h}_{u,ij} = (h_{p,ij} + h_{s,ij} + h_{p,ij+1} + h_{s,ij+1}) / 4$$

$$\bar{r}_{t,ij} = (r_{ij} + r_{ij-1}) / 2$$

$$\bar{r}_{u,ij} = (r_{ij} + r_{ij+1}) / 2$$

となる。

以上の式の変形においては周方向の各メッシュ毎に異なる半径のペレットおよび被覆管を扱えるようにするために平均半径 \bar{r} や平均メッシュ間隔 \bar{h} を用いている。

次に(6)式右辺の第2項については、発熱項 $S(r, t)$ が時間と場所の関数に変数分離できると考え

$$\begin{aligned} (6) \text{式右辺第2項} &\equiv \int_V S(r, t) dv \approx \int_V Q(r) \cdot P_f \cdot P(t) dv \\ &= Q_{ij} \cdot (h_{p,ij}^v + h_{s,ij}^v) \cdot P_f \cdot P(t) \\ &= \xi_{p,ij} \cdot P_f \cdot P(t) \end{aligned} \quad (16)$$

ただし、 $Q(r)$ 、 $P(t)$ は発熱の場所および時間変化項、 P_f は発熱の大きさを与える係数である。

また、

$$\xi_{p,ij} = Q_{ij} \cdot (h_{p,ij}^v + h_{s,ij}^v) \quad (17)$$

とおいた。

以上の(11)および(16)式を用い、Crank-Nicolson法により展開すると、(6)式右辺は

$$(6) \text{式右辺} = \left(\frac{T_{i-1,j}^{n+1} + T_{i-1,j}^n}{2} - \frac{T_{i,j}^{n+1} + T_{i,j}^n}{2} \right) k_{p,ij} h_{p,ij}^s$$

$$\begin{aligned}
 & + \left(\frac{T_{i+1,j}^{n+1} + T_{i+1,j}^n}{2} - \frac{T_{i,j}^{n+1} + T_{i,j}^n}{2} \right) k_{s,ij} h_{s,ij}^s \\
 & + \left(\frac{T_{i,j-1}^{n+1} + T_{i,j-1}^n}{2} - \frac{T_{i,j}^{n+1} + T_{i,j}^n}{2} \right) k_{t,ij} d_{t,ij} \\
 & + \left(\frac{T_{i,j+1}^{n+1} + T_{i,j+1}^n}{2} - \frac{T_{i,j}^{n+1} + T_{i,j}^n}{2} \right) k_{y,ij} d_{s,ij} \\
 & + \xi_{P,ij} P_f \cdot \frac{P^{n+1} + P^n}{2}
 \end{aligned} \tag{18}$$

となり、

$$\begin{aligned}
 \alpha_1 &= k_{P,ij} h_{P,ij}^s \\
 \alpha_2 &= k_{s,ij} h_{s,ij}^s \\
 \alpha_3 &= k_{t,ij} d_{t,ij} \\
 \alpha_4 &= k_{y,ij} d_{s,ij} \\
 P_{ft} &= P_f \cdot \frac{P^{n+1} + P^n}{2}
 \end{aligned} \tag{19}$$

とおくと(6)式は次のようになる。

$$\begin{aligned}
 T_{ij}^{n+1} \cdot D_{ij} &= \frac{\Delta t}{2} \{ (T_{i-1,j}^{n+1} - T_{i,j}^{n+1}) \alpha_1 + (T_{i+1,j}^{n+1} - T_{i,j}^{n+1}) \alpha_2 \\
 & + (T_{i,j-1}^{n+1} - T_{i,j}^{n+1}) \alpha_3 + (T_{i,j+1}^{n+1} - T_{i,j}^{n+1}) \alpha_4 \} \\
 & + \frac{\Delta t}{2} \{ (T_{i-1,j}^n - T_{i,j}^n) \alpha_1 + (T_{i+1,j}^n - T_{i,j}^n) \alpha_2 + (T_{i,j-1}^n - T_{i,j}^n) \alpha_3 \\
 & + (T_{i,j+1}^n - T_{i,j}^n) \alpha_4 \} + \Delta t \xi_{P,ij} P_{ft}
 \end{aligned} \tag{20}$$

ここで、右辺の第2項以下は既知量であるので、これを Z_{ij} と置き T^{n+1} についてまとめると、

$$\begin{aligned}
 -\frac{\Delta t}{2} \alpha_3 T_{i,j-1}^{n+1} - \frac{\Delta t}{2} \alpha_1 T_{i-1,j}^{n+1} + \left\{ D_{ij} + \frac{\Delta t}{2} (\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 + \alpha_4) \right\} T_{ij}^{n+1} \\
 -\frac{\Delta t}{2} \alpha_2 T_{i+1,j}^{n+1} - \frac{\Delta t}{2} \alpha_4 T_{i,j+1}^{n+1} = Z_{ij}
 \end{aligned} \tag{21}$$

マトリックス形式で書くと

$$[-K_3, -K_1, D_{ij} + (K_1 + K_2 + K_3 + K_4), -K_2, -K_4] \begin{Bmatrix} T_{i,j-1}^{n+1} \\ T_{i-1,j}^{n+1} \\ T_{i,j}^{n+1} \\ T_{i+1,j}^{n+1} \\ T_{i,j+1}^{n+1} \end{Bmatrix} = \{ Z_{ij} \} \quad (22)$$

ここで

$$K_i = \frac{\Delta t}{2} \alpha_i$$

とおいた。

(ii) ギャップ領域 ($i = IG, IG + 1$), ($j = 2 \sim JM - 1$)

定式化はペレット内部の場合と同様であるが、ガス部の熱容量およびガス中の周方向熱伝導を無視し半径方向の熱伝達をギャップ熱伝達率 h_g で表わす事とすると(i)で導出した式に対し、次のような変更が必要になる。

$i = IG$ のとき

$$\left. \begin{aligned} h_{s,ij} &= 0 \\ h_{s,ij}^v &= 0 \\ h_{s,ij}^s &= \Delta \theta_j \left(r_{ij} + \frac{h_{ga,ij}}{2} \right) \\ k_{s,ij} &= h_{g,j} \\ k_{t,ij} &= 0 \\ k_{u,ij} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

$i = IG + 1$ のとき

$$\left. \begin{aligned} h_{p,ij} &= 0 \\ h_{p,ij}^v &= 0 \\ h_{p,ij}^s &= \Delta \theta_j \left(r_{ij} - \frac{h_{ga,ij}}{2} \right) \\ k_{p,ij} &= h_{g,j} \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

$$\left. \begin{aligned} k_{t,ij} &= 0 \\ k_{u,ij} &= 0 \\ \xi_{p,ij} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

以上の修整を施した後、酸化層が $i = IG + 1$ まで進行した場合には、(21)および(22)式の Z_{ij} を

$$Z_{ij} + \beta_2 \cdot Q_x^n \cdot r_{ij} \cdot \Delta\theta_j \quad (25)$$

とする。

なお、 β_2 はジルコニウム-水反応による発熱があるか否かを定めるパラメーターで、その効果を考慮する場合は1、しない場合は0をCodeへの入力オプションで指定する。

(20)式の Q_x^n の評価式は後述する。

Ⅲ) 被覆管内部 ($i = IG + 2, IM - 1$) ($j = 2, JM - 1$)

この領域は、発熱項の相異を除けば、形式上ペレット内部と全く同じ定式化で良い。


発熱項としては、核分裂による内部発熱は無くなり、ジルコニウム-水反応が加わるので、

$$\xi_{p,ij} = 0 \quad (26)$$

となり、(21)および(22)式の Z_{ij} が、

$$Z_{ij} + \beta_2 \cdot Q_x^n \cdot r_{ij} \Delta\theta_j \quad (27)$$

となる。

ここまでの(i), (ii), (iii)で、Fig. 3.3の全体マトリックスのうち斜線()で図示した部分が得られた。


Ⅳ) ペレット中心部 ($i = 1$)、($j = 2 \sim JM - 1$)

中心部のメッシュだけは特殊な取扱いとなり、

$$\left. \begin{aligned} h_{p,ij} &= 0 \\ h_{p,ij}^s &= h_{p,ij}^v = 0 \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

となる。

従って、 $\alpha_1 = K_1 = 0$ となる。

これにより、全体マトリックスの中で決定される要素は、Fig. 3.3において、縦線()で示した部分である。

Ⅴ) 被覆管表面 ($i = IM$) ($j = 2, JM - 1$)

この領域では、境界条件を与えている(4)式で明らかなように冷却材のバルク温度 T_{bulk} を与える必要がある。この T_{bulk} の値としては2次元計算と同時に従来のNSR-77により実行する1次元計算の結果として得られる冷却材のバルク温度を用いる。

この $i = IM$ のメッシュ点に対する変更点は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned}
 h_{s,ij} &= h_{s,ij}^v = 0 \\
 k_{s,ij} &= h_{c,j} \\
 h_{s,IM,j}^s &= h_{s,ij}^s = r_{IM,j} \cdot \Delta \theta_j \\
 \xi_{p,ij} &= 0
 \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

$$Z_{ij} \rightarrow Z_{ij} + \beta_2 \cdot Q_x^n \cdot r_{ij} \cdot \Delta \theta_{ij} \quad (30)$$

(29)および(30)式の変更を行った上で、 $T_{i+1,j}$ を $T_{bulk} (= T_{IC})$ に置きかえると(20)式は、

$$\begin{aligned}
 T_{ij}^{n+1} D_{ij} &= \frac{\Delta t}{2} \{ (T_{i-1,j}^{n+1} - T_{i,j}^{n+1}) \alpha_1 + (T_{IC}^{n+1} - T_{ij}^{n+1}) \alpha_2 + (T_{i,j-1}^{n+1} - T_{i,j}^{n+1}) \alpha_3 + (T_{i,j+1}^{n+1} - T_{i,j}^{n+1}) \alpha_4 \} \\
 &+ \frac{\Delta t}{2} \{ (T_{i-1,j}^n - T_{i,j}^n) \alpha_1 + (T_{IC}^n - T_{ij}^n) \alpha_2 + (T_{i,j-1}^n - T_{i,j}^n) \alpha_3 + (T_{i,j+1}^n - T_{i,j}^n) \alpha_4 \} \\
 &+ \beta_2 \cdot Q_x^n \cdot r_{ij} \cdot \Delta \theta_{ij} + T_{ij}^n D_{ij}
 \end{aligned} \quad (31)$$

T_{IC}^{n+1} および右辺第2項以降は既知であるから、右辺第2項以降を Z_{ij} と置いて、 T_{ij}^{n+1} についてまとめると次式となる。

$$\begin{aligned}
 -\frac{\Delta t}{2} \alpha_3 T_{i,j-1}^{n+1} - \frac{\Delta t}{2} \alpha_1 T_{i-1,j}^{n+1} + \{ D_{ij} + \frac{\Delta t}{2} (\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 + \alpha_4) \} T_{ij}^{n+1} \\
 - \frac{\Delta t}{2} \alpha_4 T_{i,j+1}^{n+1} = Z_{ij} + \frac{\Delta t}{2} \alpha_2 T_{IC}^{n+1}
 \end{aligned} \quad (32)$$

これを、マトリクス表示すると


$$\left[-K_3, -K_1, D_{ij} + (K_1 + K_2 + K_3 + K_4), -K_4 \right] \begin{Bmatrix} T_{i,j-1}^{n+1} \\ T_{i-1,j}^{n+1} \\ T_{ij}^{n+1} \\ T_{i,j+1}^{n+1} \end{Bmatrix} = \left\{ Z_{ij} + \frac{\Delta t}{2} \alpha_2 T_{IC}^{n+1} \right\} \quad (33)$$

となる。

ただし、 $K_i = \frac{\Delta t}{2} \alpha_i$ である。

形式上、 $T_{i+1,j}^{n+1}$ の項を残して

$$[-K_3, -K_1, D_{ij} + (K_1 + K_2 + K_3 + K_4), 0, -K_4] \begin{Bmatrix} T_{i,j-1}^{n+1} \\ T_{i-1,j}^{n+1} \\ T_{ij}^{n+1} \\ T_{i+1,j}^{n+1} \\ T_{i,j+1}^{n+1} \end{Bmatrix} = \left\{ Z_{ij} + \frac{\Delta t \cdot \alpha_2}{2} T_{IC,j}^{n+1} \right\} \quad (34)$$

と定式化しておく。これで定められるマトリクス要素をFig. 3.3 の縦線 () で示した。

(V) ペレット周方向境界 ($i = 1 \sim IM$), ($j = 1$ and JM)

この部分は、モデルが対称境界条件、すなわち周方向熱移動が零となる境界条件なので上記の(i)~(v)までで定式化されたマトリクス要素から該当しない部分を除くだけでよい。このような修整の例として $j = 1$ 又は JM に熱電対のフィン効果を考慮する場合につき、以下に述べる。

i) $j = 1$ に対し

$$\left. \begin{aligned} d_{y,ij} &= (h_{p,ij} + h_{s,ij}) / \{ r_i (2 \Delta \theta_j + \Delta \theta_{j+1}) \} \\ d_{t,ij} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (35)$$

従って $\alpha_3 = K_3 = 0$ となる。

被覆管表面 $i = IM$ において熱電対のフィン効果による放熱項を考慮するには、(32)式の右辺に放熱項を付加して

$$Z_{ij} + \frac{\Delta t}{2} \alpha_2 \cdot T_{IC}^{n+1} \rightarrow Z_{ij} + \frac{\Delta t}{2} \alpha_2 T_{IC}^{n+1} - Q_{TC,j} \cdot \Delta t \quad (36)$$

のように変更すれば良い。

ii) $j = JM$ に対し

$$\left. \begin{aligned} d_{t,ij} &= (h_{p,ij} + h_{s,ij}) / \{ r_i (2 \Delta \theta_j + \Delta \theta_{j-1}) \} \\ d_{y,ij} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (37)$$

従って $\alpha_4 = K_4 = 0$

i) と同様に熱電対のフィン効果を考慮する場合は $i = IM$ に対する (32)式の右辺を

$$Z_{ij} + \frac{\Delta t}{2} \alpha_2 T_{IC}^{n+1} \rightarrow Z_{ij} + \frac{\Delta t}{2} \alpha_2 T_{IC}^{n+1} - Q_{TC,j} \cdot \Delta t \quad (38)$$

とすれば良い。

プログラム上は熱電対による放熱項の付加は周方向ノードの全てに適用可能とした。

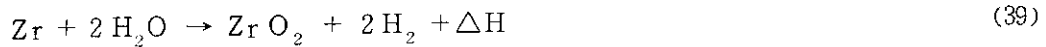
熱電対のないノードについては $Q_{Tc,j} = 0$ とすれば良い。

以上(i)~(M)までで全体マトリクスが完成する。本コードではマトリクスの対称性、バンド性を利用し、コレスキー分解による直接解法で解を求める。

3.2 ジルカロイ-水反応による発熱

被覆管のジルカロイは、ある程度以上の高温になると冷却水と酸化反応を起して発熱する。NSRR 実験のように被覆管温度が極めて高温に達する場合には、この発熱は無視できない量になる。

ジルカロイの酸化反応式は次の通りである。



$$\Delta H \simeq 140 \text{ Kcal} / \text{mol}$$

反応速度は放物線則に従うと考え、被覆管の単位面積当りの重量増加分 W を

$$W = \sqrt{K_w(T)} \cdot \sqrt{t} \quad (40)$$

ただし W : 被覆管温度 T (K) が、時間 t (sec) 継続したときの単位面積当りの重量増加 (g/cm^2)

で求める。

(40)式の反応速度定数 $K_w(T)$ には、高温条件までの実験にもとづいた Urbanic⁽²⁾ の式を用いる。すなわち、

$$K_w(T) = A_w \exp\left(-\frac{B_w}{T}\right) \quad (41)$$

ここで T : 反応温度 (K)

$$A_w = \begin{cases} 0.336 & T \leq 1853 \text{ K} \\ 1.14 & T > 1853 \text{ K} \end{cases}$$

$$B_w = \begin{cases} 16949 & T \leq 1853 \text{ K} \\ 16739 & T > 1853 \text{ K} \end{cases}$$

(39), (40) 式から、時刻 t で単位面積当り発生する熱量 Q を求める式を導けば

$$Q = \Delta H \times \frac{W}{32} \quad (\text{Kcal}/\text{cm}^2)$$

$$= \frac{\Delta H \times 4.187 \times 10^3}{32} \sqrt{K_w(T)} \sqrt{t} \quad (\text{J}/\text{cm}^2)$$

$$= C \cdot \sqrt{K_w(T)} \sqrt{t} \quad (42)$$

となる。

一方、酸化層の厚さ δ についても、同様に放物線則を用いれば

$$\delta = \sqrt{(K_\delta(T))^2 \cdot t} \quad (43)$$

ただし δ : 被覆管温度 $T(K)$ が t (sec) 継続したときの酸化層の厚さ (cm) で求められる。

ここで、反応速度定数 $K_\delta(T)$ としては Urbanic より、

$$K_\delta(T) = \frac{A_\delta}{2} \exp\left(-\frac{B_\delta}{T}\right) \quad (44)$$

ただし、

$$A_\delta = \begin{cases} 0.138 & T \leq 1773 \text{ K} \\ 0.718 & T > 1773 \text{ K} \end{cases}$$

$$B_\delta = \begin{cases} 7147 & T \leq 1773 \text{ K} \\ 9760 & T > 1773 \text{ K} \end{cases}$$

を用いる。ただし、上式は酸化層として ZrO_2 と安定化 α ジルカロイ層の厚さの和を評価したものである。そこで酸化層厚さとしては、 ZrO_2 と α ジルカロイがほぼ等しい厚さとみなして (43) 式で得られる値の $1/2$ を ZrO_2 層の厚さとした。

以上の (42) および (43) 式を差分化する。まず、(42) 式では、微分操作をして

$$2 Q dQ = C^2 K_w(T) dt$$

これを積分することにより

$$\int_{Q_i}^{Q_{i+1}} 2 Q dQ = \int_{t_i}^{t_{i+1}} C^2 K_w(T) dt$$

$$Q_{i+1}^2 - Q_i^2 = C^2 \cdot K_w(T) (t_{i+1} - t_i)$$

$$\begin{aligned} \therefore \Delta Q_i &\equiv Q_{i+1} - Q_i \\ &= \sqrt{C^2 K_w(T) \Delta t + Q_i^2} - Q_i \end{aligned} \quad (45)$$

同様にして、(43) 式から

$$\begin{aligned} \Delta \delta_i &\equiv \delta_{i+1} - \delta_i \\ &= \sqrt{K_\delta(T)^2 \Delta t + \delta_i^2} - \delta_i \end{aligned} \quad (46)$$

次にタイムステップでの酸化層厚さは

$$\delta_n = \sum_{i=1}^n \Delta \delta_i \quad (47)$$

で与えられる。

以上を計算モデルに組込むに当り、酸化による発熱量の評価は被覆管表面温度が800°Cより高い場合に行うこととした。また、発熱の空間位置は、酸化の進行面すなわち酸化層と未酸化部分の境界部であるとし、境界部が存在するメッシュの発熱項として計算に組入れる。

3.3 熱電対のフィン効果による冷却

被覆管の表面温度測定のために取付けた熱電対による局所的な冷却効果を、熱電対素線を被覆管表面に垂直に立てた細い円柱によるフィン冷却効果としてモデル化した。熱電対は素線一本ごとに取り扱い、熱電対を介しての放熱量を熱電対取付部分のメッシュに対する放熱項として付加する形で熱計算のマトリクスに組入れた。熱流出量の評価は、単純なフィンとしての取扱いならばフィン部の表面積にフィン効率を乗じた分だけ伝熱面積が増加するという形で処理可能である。しかし、熱電対長が長く、無限長フィンとして取扱う必要がある上に、膜沸騰発生時には、熱電対は蒸気膜とサブクール水との両方に接する事になる。このため、評価は冷却材中に流れに直角に置かれた半無限円柱からの熱伝達問題として行い、膜沸騰時には冷却材を被覆管表面に接して存在する蒸気相部とその外側の液相部との二層に分けたモデルとして取扱った。なお、計算の簡略化のため、このフィン計算は定常条件に対する解析解を用い、1つ前の時間ステップにおける被覆管温度を境界条件として求めた計算結果を放熱量とする方法により、準定常的な取扱いとした。

膜沸騰条件に対する上述の計算モデルをFig. 3.5 に示す。この図で、微小長さ ΔZ の区間での熱バランスを考えると気相部および液相部につきそれぞれ次式が得られる。

気相部、すなわち $0 \leq Z \leq a_g$ に対しては

$$\{q - (q + dq)\} \times \frac{\pi d^2}{4} = h_g (T - T_g) \times \pi d \cdot dZ$$

および

$$q = -k \left(\frac{dT}{dZ} \right)$$

から

$$\frac{d^2 (T - T_g)}{dZ^2} = \lambda_g^2 (T - T_g) \quad (48)$$

ただし $\lambda_g^2 \equiv \frac{4 h_g}{kd}$

液相部、すなわち $Z \geq a_g$ に対しては、同様にして

$$\frac{d^2(T - T_\ell)}{dZ^2} = \lambda_\ell^2 (T - T_\ell) \quad (49)$$

ただし $\lambda_\ell^2 = \frac{4h_\ell}{kd}$

が得られる。

また、境界条件は

$$Z = 0 \text{ において } T = T_0$$

$$Z = a_g \text{ において } T \Big|_{Z=a_g^-} = T \Big|_{Z=a_g^+}$$

$$\frac{dT}{dZ} \Big|_{Z=a_g^-} = \frac{dT}{dZ} \Big|_{Z=a_g^+}$$

$Z = \infty$ において、 T は有限値

となる。

上記の境界条件のもとでの(42)、(43)式の解は

$$T - T_g = A_1 e^{\lambda_g Z} + A_2 e^{-\lambda_g Z} \quad (50)$$

$$T - T_\ell = B_1 e^{\lambda_\ell Z} + B_2 e^{-\lambda_\ell Z} \quad (51)$$

$$A_1 = \frac{(\lambda_g - \lambda_\ell)(T_0 - T_g)e^{-\lambda_g a_g} - \lambda_\ell(T_g - T_\ell)}{(\lambda_g + \lambda_\ell)e^{\lambda_g a_g} + (\lambda_g - \lambda_\ell)e^{-\lambda_g a_g}}$$

$$A_2 = \frac{(\lambda_g + \lambda_\ell)(T_0 - T_g)e^{\lambda_g a_g} + \lambda_\ell(T_g - T_\ell)}{(\lambda_g + \lambda_\ell)e^{\lambda_g a_g} + (\lambda_g - \lambda_\ell)e^{-\lambda_g a_g}}$$

$$B_1 = 0$$

$$B_2 = \lambda_g e^{\lambda_\ell a_g} \frac{2(T_0 - T_g) + (T_g - T_\ell)(e^{\lambda_g a_g} + e^{-\lambda_g a_g})}{(\lambda_g + \lambda_\ell)e^{\lambda_g a_g} + (\lambda_g - \lambda_\ell)e^{-\lambda_g a_g}}$$

となる。

従って、被覆管表面から熱電対素線へ流出する熱量 Q_{TC} (watt) は

$$Q_{TC} = -k \frac{dT}{dZ} \Big|_{Z=0} \cdot \pi \left(\frac{d}{2} \right)^2$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{\left\{ \frac{\lambda_{\ell}}{\lambda_g} + \tanh(\lambda_g a_g) \right\} (T_o - T_g) + \frac{\lambda_{\ell}}{\lambda_g} \frac{1}{\cosh \lambda_g a_g} (T_g - T_{\ell})}{1 + \frac{\lambda_{\ell}}{\lambda_g} \tanh(\lambda_g a_g)} \\
&\quad \times k \cdot \lambda_g \cdot \pi \left(\frac{d}{2} \right)^2 \\
&= \frac{\pi d^2}{4} \cdot k \cdot \lambda_g \cdot \xi \cdot (T_o - T_{g\ell}) \tag{52}
\end{aligned}$$

ここで,

$$T_{g\ell} \equiv \left(1 - \frac{\zeta}{\xi} \right) T_g + \frac{\zeta}{\xi} \cdot T_{\ell} \tag{53}$$

$$\xi \equiv \frac{\frac{\lambda_{\ell}}{\lambda_g} + \tanh \lambda_g a_g}{1 + \frac{\lambda_{\ell}}{\lambda_g} \tanh(\lambda_g a_g)} \tag{54}$$

$$\zeta \equiv \frac{\frac{\lambda_{\ell}}{\lambda_g} \frac{1}{\cosh \lambda_g a_g}}{1 + \frac{\lambda_{\ell}}{\lambda_g} \tanh(\lambda_g a_g)} \tag{55}$$

で与えられる。

なお、気相のみの場合は

$$\xi = 1, \quad \zeta = 0, \quad T_{g\ell} = T_g$$

また、液相のみの場合は

$$\xi = \zeta = \lambda_{\ell} / \lambda_g, \quad T_{g\ell} = T_{\ell}$$

となる。

(48), (49)式における h_g および h_{ℓ} は流れに直角に置かれた円柱からの熱伝達率計算式⁽³⁾により評価を行い、このときの冷却材流速には、NSR-EXENTの次元計算部で求められる冷却材平均流速を用いる。なお、本計算において蒸気膜厚さ a_g は結果に大きな影響を与えるが、 a_g を一般的に評価する方法や計算式等はないので、本コードでは入力で与えるものとする。また、膜沸騰開始時期におけるフィン効果の変化を連続的なものとするために、DNB発生後、時間 t_B で蒸気膜厚さが零から a_g に直線的に増加するものとし、蒸気膜成長速度AGTAN(mm/s)を入力で指定することとする。

すなわち、 $0 \leq t \leq t_B$, $t_B \equiv a_g / AGTAN$

の蒸気膜厚さを $AGTAN \times t$

で与える。

熱電対素線の熱伝導率としては、Pt およびPt-Rh 13% に対するものを備えている。これらの値をTable 3.1 に示す。なお、 100°C 以上の k_{PR} には 100°C のときの値を用いる。

3.4 UO_2 - ジルカロイ共晶反応の影響

NSRR 実験の照射後金相試験によると、発熱量が 250cal/g UO_2 程度以上になると殆どの場合、ペレット表面と被覆管内面が共晶反応を生じて、周方向の一部或いは全部で融着している。共晶の発生はペレットと被覆管の接触状態、即ち、接触圧力、接触部温度、及び接触時間等に影響され、NSRR 実験では、 1600°C が1秒以上持続したときに UO_2 -ジルカロイ共晶反応がみとめられている。一旦、共晶による融着が生じるとギャップ熱伝達率は極めて良くなり、かつ接触圧力にもあまり影響されなくなるため、被覆管のピーク温度にも大きい影響を及ぼす。

ここでは、この現象を非常に単純化して考慮に入れている。すなわち、共晶生成温度は入力を与え、被覆管・ペレット接触部の温度がこの共晶温度を越えると、以後その周方向メッシュでは被覆管とペレットの分離は起こらないものとする。このときのギャップコンダクタンスとしては極めて大きな値を与える事により、完全接触状態のため境界面での温度降下が殆んど無い条件とする。本モデルでは、周方向の全てのメッシュが共晶を起こす可能性をもつものとして取扱う。

Table 3.1 Thermal Conductivity of thermocouple wire materials.⁽⁴⁾

Temperature ($^\circ\text{C}$)	k_{Pt}		k_{PR}	
	kcal/hmK	W/mK	kcal/hmK	W/mK
0	60.2	70.01	26.	30.24
100	61.4	71.41	26.3	30.59
300	65.	75.60	—	—
500	68.	79.08	—	—
800	74.	86.06	—	—
1000	77.	89.55	—	—

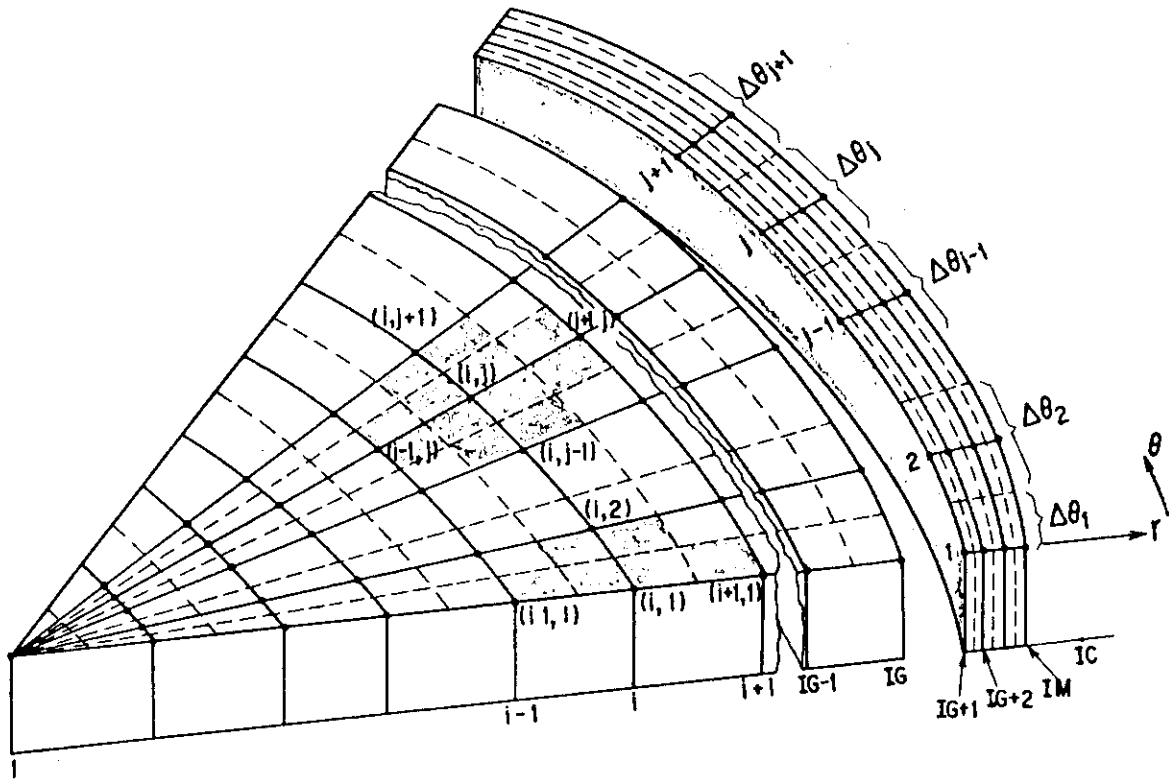


Fig. 3.1 Description of nodes and meshes

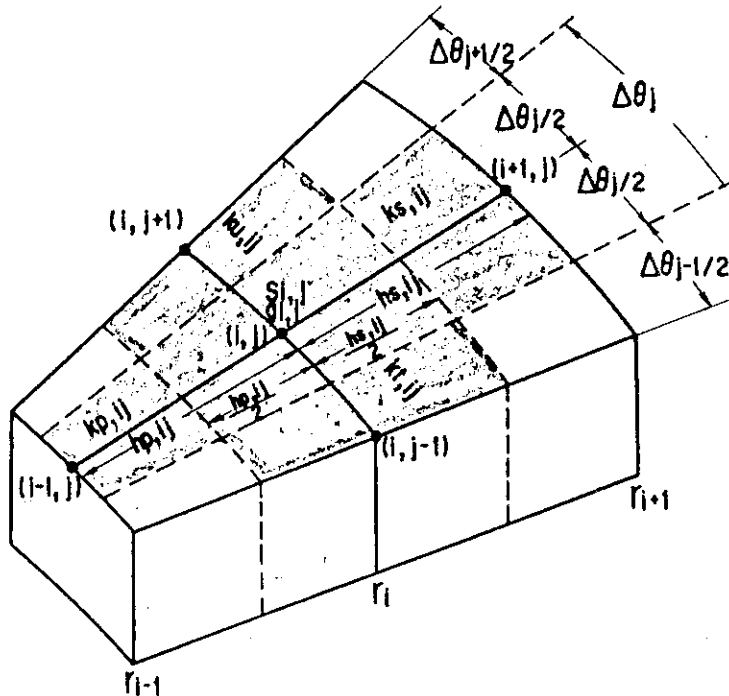


Fig. 3.2 Description of control volume and its geometry

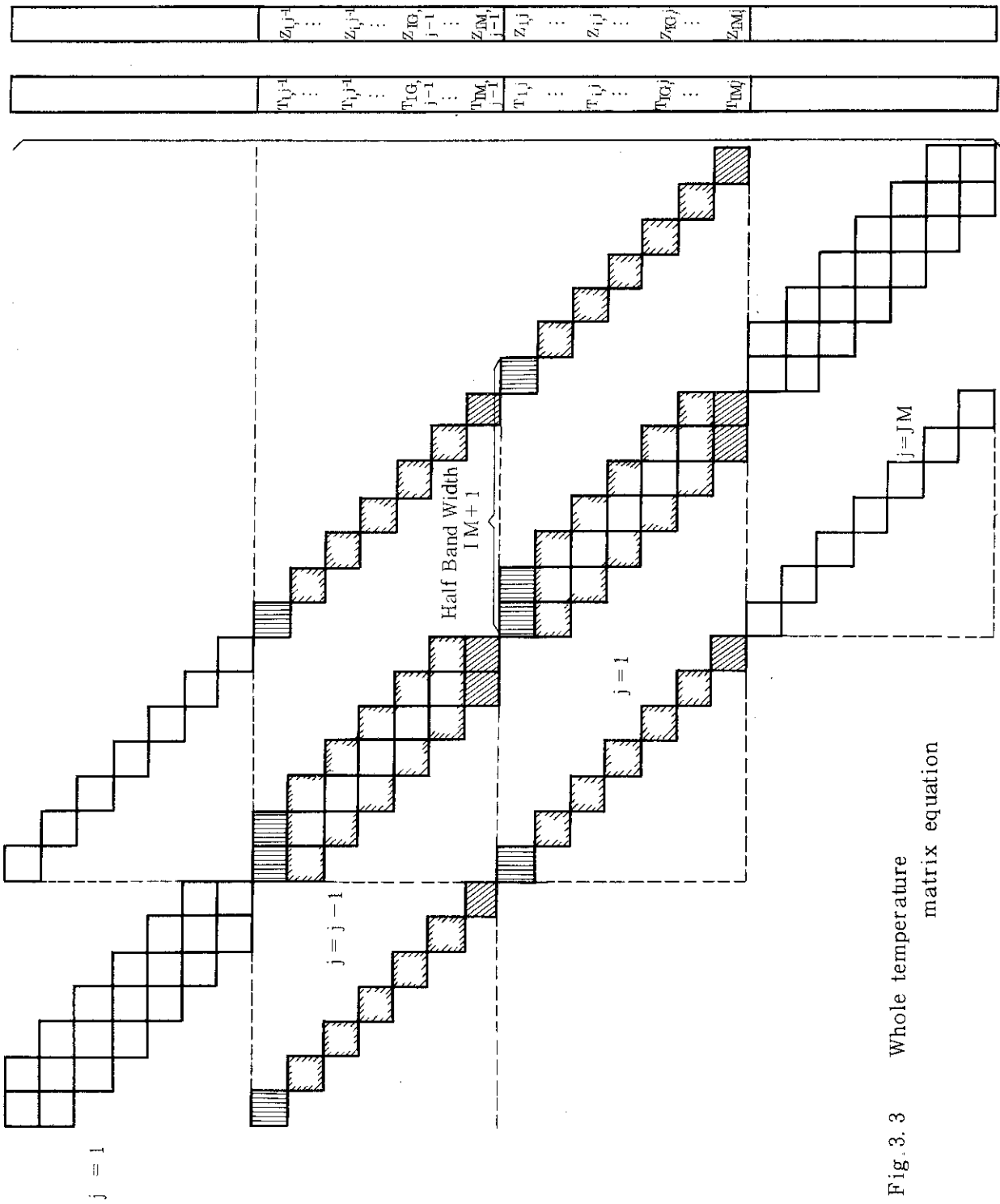


Fig. 3.3 Whole temperature matrix equation

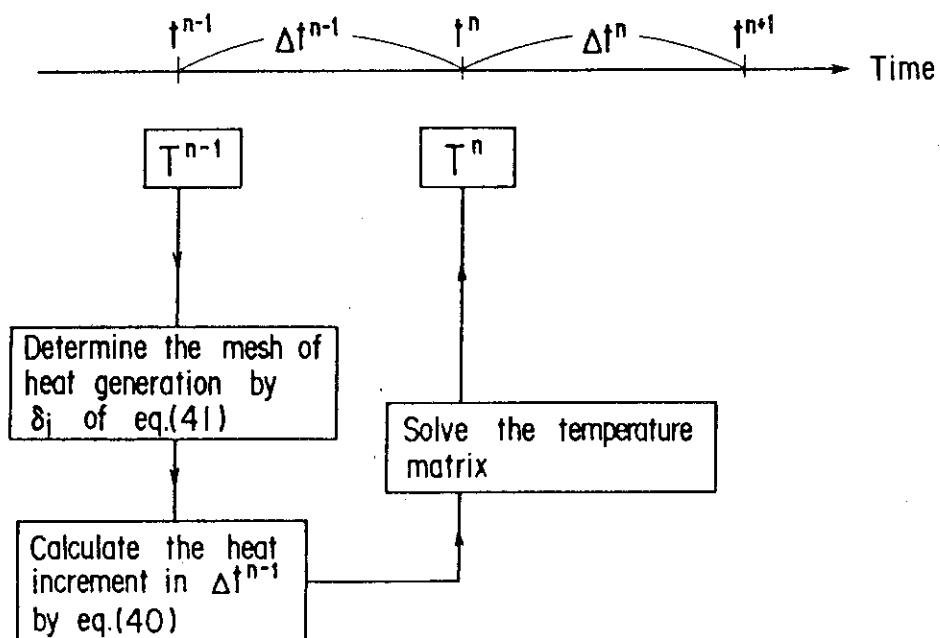


Fig. 3.4 Calculational scheme in the evaluation of Zry-water reaction

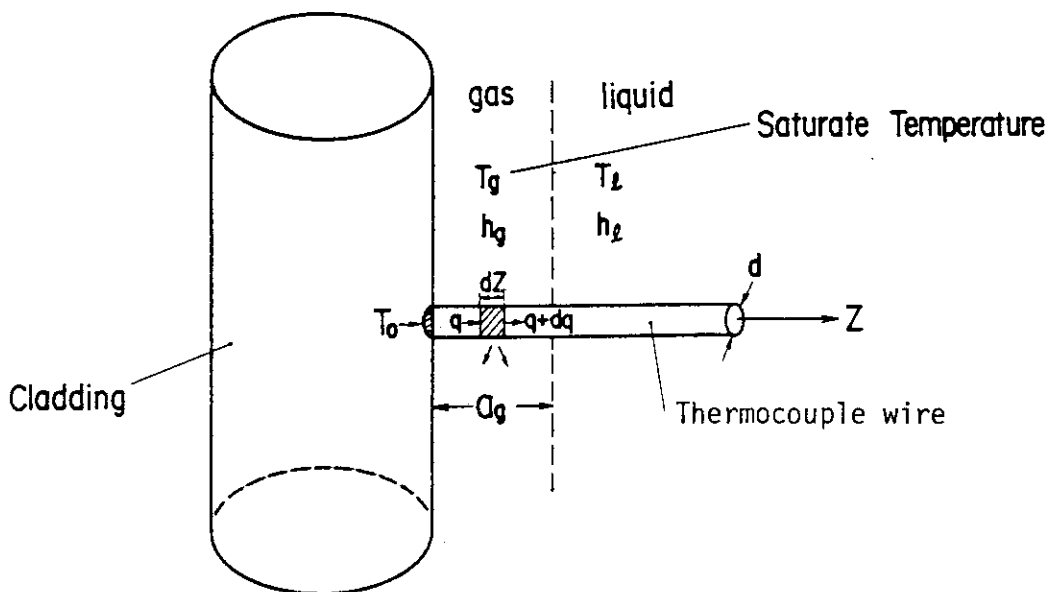


Fig. 3.5 Calculational model for the thermocouple fin effect

4. サンプル計算

4.1 NSR-EXENT によるサンプル計算

NSRR 標準実験条件の下で、発熱量 200 cal/g UO_2 を与えた場合を代表ケースとし、NSR-EXENT によるサンプル計算および入力条件の違いに対する応答をみるためのパラメータ計算を行った。

NSRR 標準実験は、Fig. 4.1 に示す PWR 型の試験燃料を Fig. 4.2 に示すように実験カプセル中に垂直に支持し、NSRR 実験孔内でパルス照射するものである。カプセル内の冷却材条件は大気圧・室温であり、燃料棒は発熱量に比べ十分に大量の冷却水の自然対流により冷却される。Table 4.1 に試験燃料の主要な仕様をまとめた。

以上の解析対象に対するサンプル計算の軸方向の計算体系を Fig. 4.3 に示す。二次元計算部は、発熱部中心部に、軸方向長さ 10 mm のメッシュを想定した。Fig. 4.4 は二次元計算部のメッシュ分割を示したもので、径方向に等分割で 12 ノード、周方向にはメッシュ幅を調節して 13 ノードを設定した。熱電対素線を取付ける周方向メッシュは 5 度のコントロールボリュームを与えている。被覆管外半径が 5.36 mm なので 5 度セクターは被覆管表面の周方向距離で 0.47 mm に相当する。なお、素線径は 0.2 mm とした。

以上の計算体系に対し、主要なパラメータのジルカロー水反応の有無、熱電対の有無、共晶生成温度、ペレット偏心率、及び偏心開始時刻に対しパラメータ計算を行った。実行した計算ケースを Table 4.2 に示す。ペレット偏心率は 1.0 で 100% 偏心、即ち片側で完全接触であり、0 のときはペレットと被覆管の中心は同軸であることを示す。また偏心開始時刻が 0 のときはパルス投入時、既に偏心していることを示す。この時刻は計算開始時点を基準にしたもので、パルスは約 0.3 sec の時点で投入されるから、Case - 9, -10 の偏心開始時刻 $\text{ECCT} = 0.35 \text{ sec}$ では、パルス投入後 0.5 sec でペレットの偏心が起こるとしたものである。

Table 4.2 に示したケースのうち、Case - 1 は $\text{UO}_2\text{-Zry}$ 共晶温度を 1300°C と低く設定した場合で、 200 cal/g UO_2 の発熱量条件では、Case - 1 のみが計算の上で共晶発生条件に至っており、他のケースでは共晶は生じていない。

Fig. 4.5~Fig. 4.8 は、Case - 2 について過渡時温度挙動を図示したものである。Fig. 4.5 は燃料断面の温度分布をパルス投入直後から時間を追ってプロットしたものである。同図(1)ではペレットの 180 度側への 100% 偏心により、ペレット表面、被覆管内面にはかなり激しい周方向温度分布が見られる。同図(4) (0.62 sec) 程度までは 0 度側の $J=1$ ノードの被覆管温度は、熱電対素線のフィン効果と、広いペレット・被覆管間のギャップによる低ギャップコンダクタンスの影響で殆ど上昇しない。同図(5) (1.03 sec) に至って漸く周方向になだらかな分布となる。なお、軸方向断面における初期出力分布プロフィールがすりばち状であるため 0.6 sec 程度までは同様の形状を示すが、被覆管表面からの熱除去と、ペレット内部への熱流入によって徐々に中心温度が上昇し、 4 sec 程度で紡錘状となる過程が明瞭に示されている。

Fig. 4.6はペレット・被覆管ギャップ幅の周方向分布の時間変化を示している。初期では0°側で平均ギャップ幅の2倍に相当するギャップ幅が存在する。0.3sec後、パルス発生時のペレットの急激な熱膨張によりギャップ幅が急減する。しかし、周方向ノード $J = 1$ では、ギャップは全計算時間を通して閉じていない。この部分では冷却材が遷移沸騰から安定膜沸騰に移行するのは、被覆管内の周方向の熱伝導による寄与が大きいためであろうと考えられる。

Fig. 4.7はジルカロイ-水反応で形成される酸化層厚さの周方向分布の時間変化を示したものである。被覆管の昇温初期の0.3sec～2secで酸化層は急速に形成されるが、その後は、酸化層が厚くなるに従って生成速度が減少し、5secでは殆んど進行しなくなる。同程度の発熱量の実験で生成される酸化層厚さは、照射後検査における測定結果からほぼ10 μm 程度であり、計算結果とほぼ一致する。熱電対を取付けた位置では、フィン効果による温度低下の影響が酸化膜生成に及び、図のように凹部が生じている。しかし、フィン効果の影響の定量的評価のためには、より詳細な実験との照合が必要である。

Fig. 4.8は各周方向ノード毎に温度の時間変化を二次元表示したものである。 $J = 1$ ノードではペレット・被覆管間の初期ギャップが広いことと、フィン効果が重なって安定膜沸騰に到達するのが約0.4sec遅れている。一方、 $J \geq 4$ のメッシュでは被覆管温度上昇は階段状とならず、一様に急上昇しており、ギャップ条件の違いの影響が温度履歴の上でも明瞭に現れている。

次にペレットと被覆管間の $\text{UO}_2\text{-Zry}$ 共晶モデルによる計算結果をFig. 4.9に示す。これは、共晶温度を1300 $^{\circ}\text{C}$ として入力したCase-1の計算結果から、代表ノードでの温度履歴を比較したものである。初期ギャップ幅が広い側の $J = 1 \sim J = 4$ では被覆管内面温度が1300 $^{\circ}\text{C}$ に達せず共晶は生じないので、結果は共晶温度を1500 $^{\circ}\text{C}$ とした他のケースの結果と変わらない。共晶は、同図では $J = 13$ ノードで約1.3secで生じ、ペレット表面と被覆管内面とが同一温度になっている。このとき、 $J = 12$ ノードで周方向熱伝導により、被覆管およびペレット表面での温度ジャンプが見られる。その後、約2.0secで $J = 10$ ノードで共晶による融着条件が生じる。 $J = 12$ ノードで共晶条件とならない理由は明らかでないが、おそらく、ペレットの偏心条件と $J = 13$ ノードにある熱電対のフィン効果の影響との複雑な相互作用の結果であろう。

以上から、少なくとも定性的には、局所的な共晶発生が温度挙動に与える影響は良好に表現されているものと考えられる。

4.2 考 察

燃料温度挙動の評価の上では、燃料の破損に大きな影響を持つ被覆管最高到達温度が最も重要な指標となるので、被覆管最高温度に関して、Table 4.2に示したパラメータ計算の結果を整理した。

Fig. 4.10はペレットの偏心率を10%、70%、および100%とした場合の被覆管最高温度の周方向分布の比較である。当然の事ながら、接触している側での影響は少なく、ギャップが開いている側に向かって温度が低くなる。しかし、偏心率10%では殆んど偏心の影響はな

く、また、偏心率70%になってもあまり大きな影響がないのに対して、100%の場合は大きな相違が生じている。これは、偏心率70%では、ペレットの昇温の過程において $J = 1$ ノードでも接触が生じるのに対し、偏心率が100%では $J = 1$ ノードの付近では全計算時間を通し接触が生じないことに対応しており、ギャップ幅の影響が単純な比例的な関係にはない事を示している。また、熱電対取付位置の $J = 1, 7$ および13のノードでは、熱電対のフィン効果による温度の局所的な低下がみられるがこの低下の程度も偏心率により影響を受け、ギャップ幅が広い程、温度の低下が大きくなっている。特に、偏心率100%の $J = 1$ ノードにおける温度低下は非常に大きい。このように、本コードでは、単純な偏心あるいは熱電対のフィン効果の個々の影響だけでなく、それらの相互作用についても評価することが可能である。

次に、Fig. 4.11 は熱電対のフィン効果を考慮した場合としない場合の比較である。両者の計算結果の間には、熱電対取付位置のみならず、取付位置から離れた所でも約 $20 \sim 30^{\circ}\text{C}$ の差が生じている。これは、被覆管内の周方向熱伝導により、フィン効果が被覆管の全周に及んでいる事を示す結果であり、実際にこれ程大きな影響があるかどうかは、今後実験結果と対応させつゝ検討する必要があるにしても、定性的には正しい結果であろう。

また、Fig. 4.12 は、偏心率100%の場合に、ジルカロイ-水反応による発熱の影響を考慮した場合としない場合の比較である。これから、被覆管温度が 1300°C 近くに達する条件下のジルカロイ-水反応による発熱の影響は、被覆管最高温度で $30 \sim 50^{\circ}\text{C}$ 程度の差をもたらす事、および、特にペレットの偏心による温度偏差はジルカロイ-水反応による発熱で緩和される傾向を示し、これを考慮しない場合には、ペレット偏心の影響が極めて大きく評価されてしまうことが分る。

以上の結果から、本解析モデルで取入れたペレット偏心の影響、熱電対のフィン効果およびジルカロイ-水反応による発熱の効果が、各々単独にも、又、複合作用としても十分に妥当な解析結果を与える事が確認された。今後は、実験データとの照合により、以上述べた定性的な傾向が定量的にどの程度まで妥当であるかを検証し、又、改良してゆく事が課題となる。特に、熱電対のフィン効果の取扱いについては、解析結果がメッシュの切り方に強く依存するため、入力設定上もまたモデル上も工夫してゆく必要がある。

Table 4.1 Major design characteristics of NSRR standard test fuel rod

UO₂ Pellet

Diameter	9.29 mm
Length	10 mm
Density	95% TD
U-235 enrichment	10%
End configuration	Chamfered

Cladding

Material	Zircaloy-4
Outer diameter	10.72 mm
Wall thickness	0.62 mm

Fuel Element

Overall length	265 mm
Fuel stack length	135 mm
Weight of pellets	95.5 g
Filler gas	Helium
Initial gas pressure	0.10 MPa

Table 4.2 Summary of major parameters in NSR-EXENT sample calculation

CASE No	Zr - Water Reaction	Fin				Eutectic Temp. (C)	ECC (*1)	ECCT(*2) (sec)
		1	2	3	4			
1	○	○	○	○	○	1300.	1.0	0.
2	○	○	○	○	○	1500.	1.0	0.
3	○	○	○	○	○		0.9	0.
4	○	○	○	○	○		0.7	0.
5	○	○	○	○	○		0.5	0.
6	○	○	○	○	○		0.1	0.
7	○	×	×	×	×		1.0	0.
8	○	×	×	×	×		0.7	0.
9	○	○	○	○	○		1.0	0.35
10	○	○	○	○	○		0.9	0.35
11	×	○	○	○	○	↓	1.0	0.

*1) ECC : Pellet eccentricity
 1.0 → 100% eccentricity
 0. → Coaxial

*2) Eccentricity initiation time. (sec)

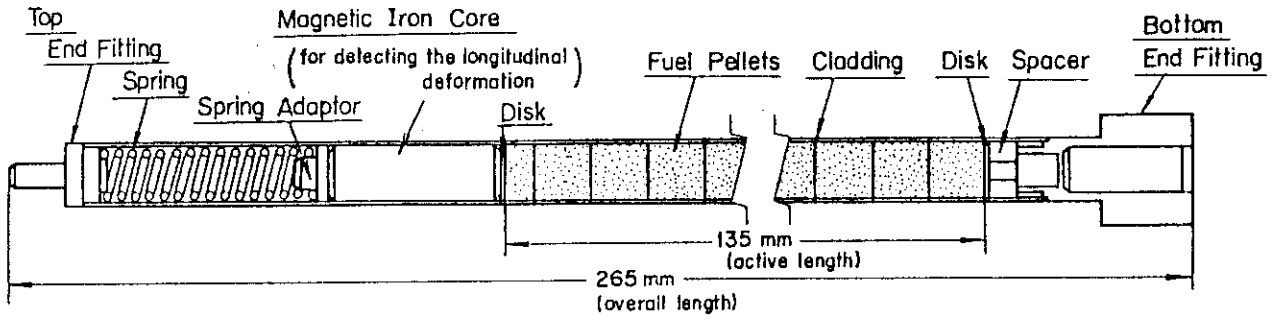
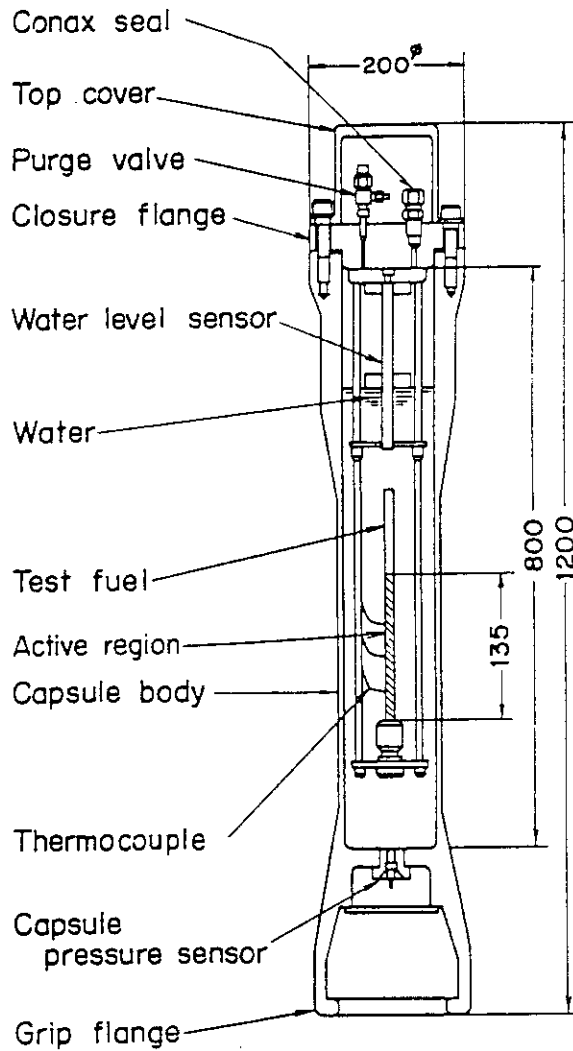


Fig. 4.1 NSRR standard test fuel rod



(unit : mm)

Fig. 4.2 NSRR standard experimental condition in an atmospheric capsule

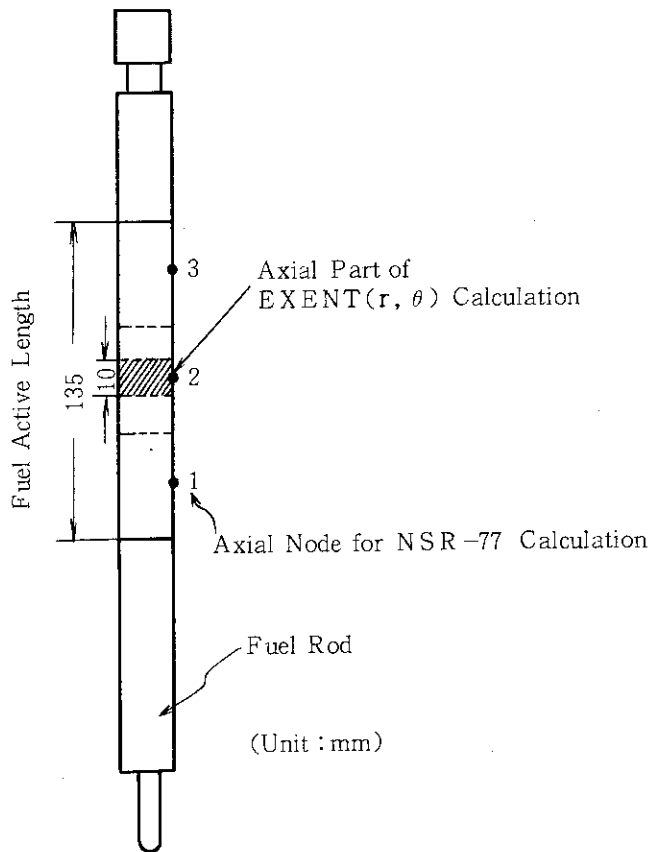


Fig. 4.3 Axial node description of sample calculations

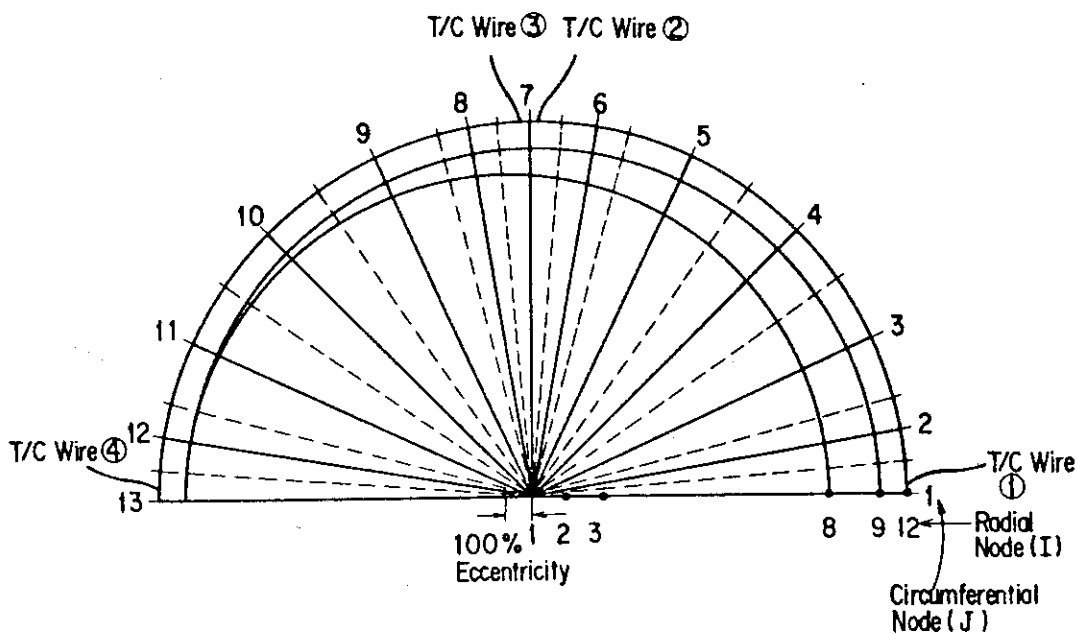


Fig. 4.4 Planar node description of sample calculations

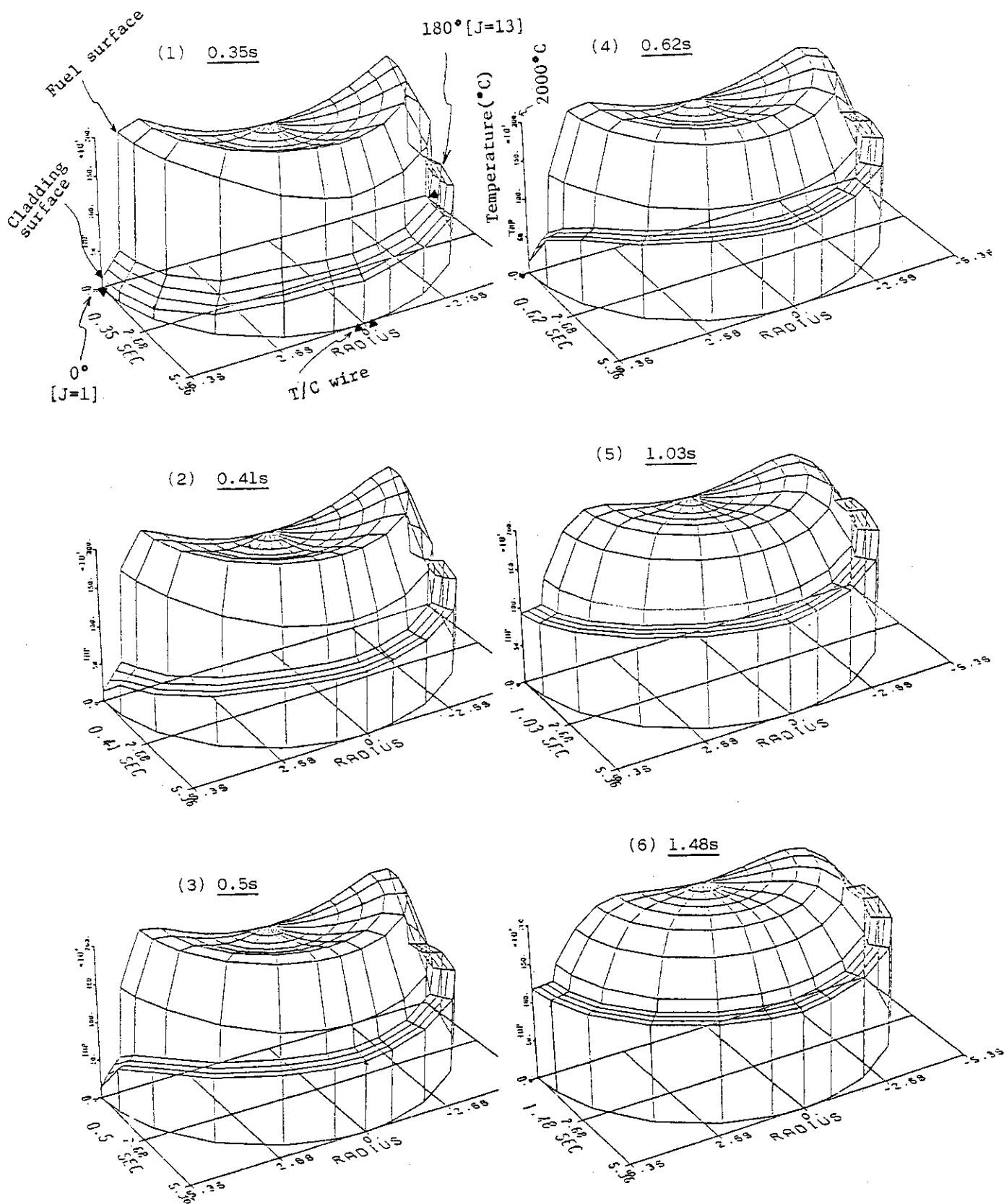


Fig.4.5 Transient feature of temperature field (1/2)

(Case-2)

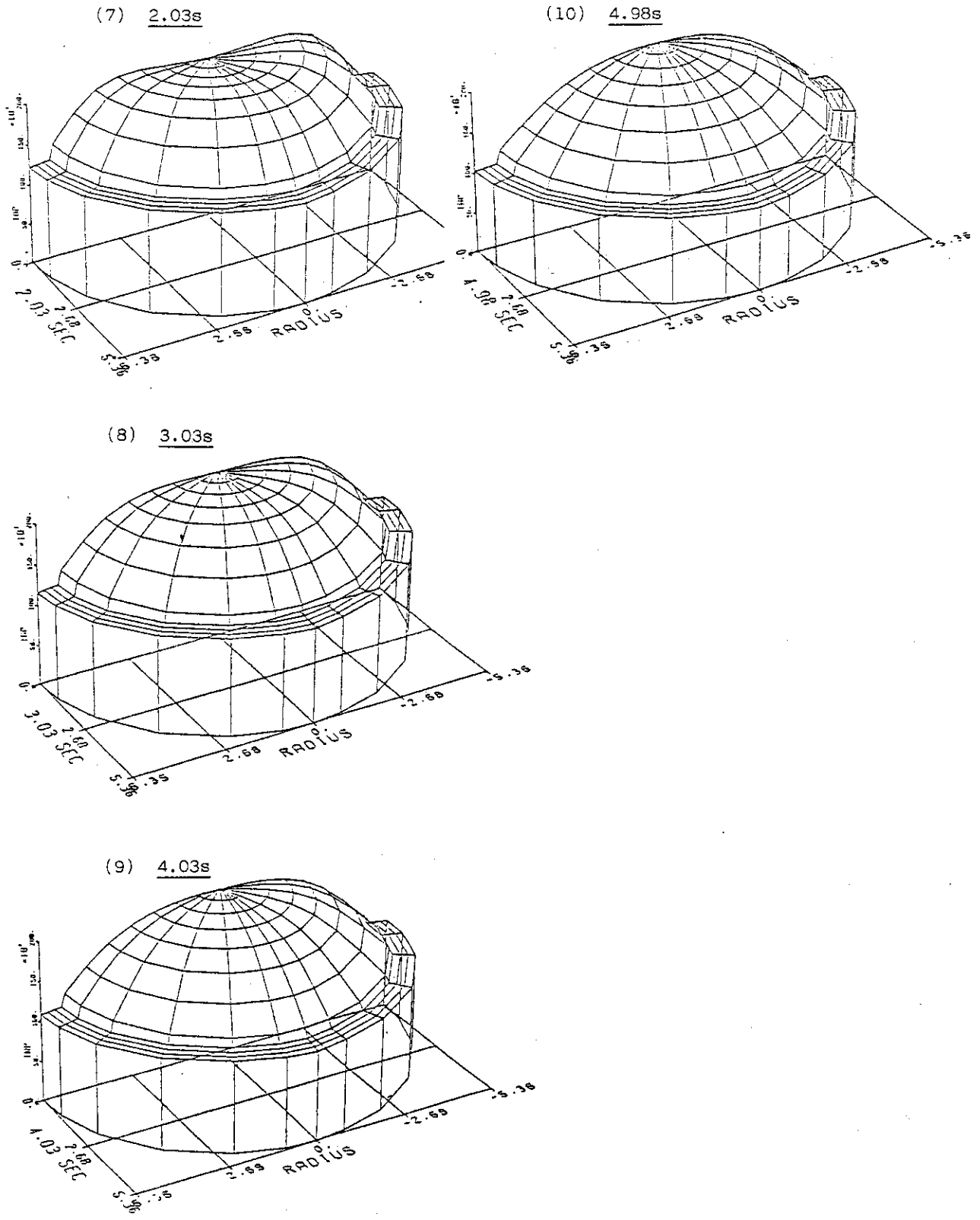


Fig.4.5 Transient feature of temperature field (2/2)
(Case-2)

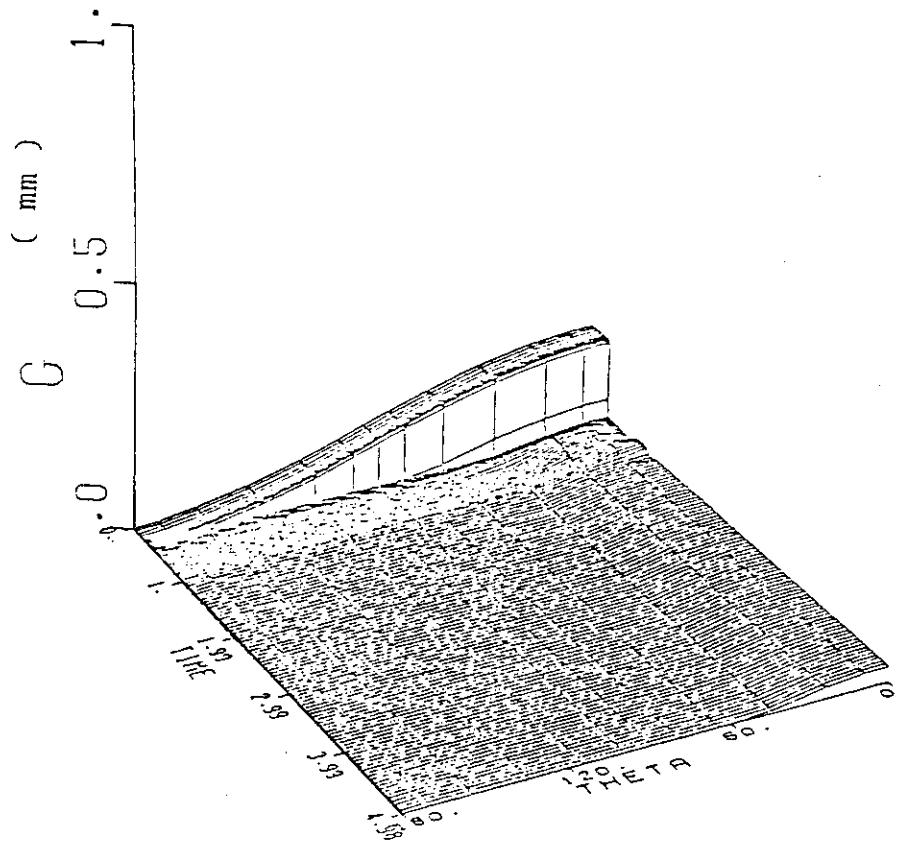


Fig. 4.6 Time dependence of pellet-cladding gap width (Case-2)

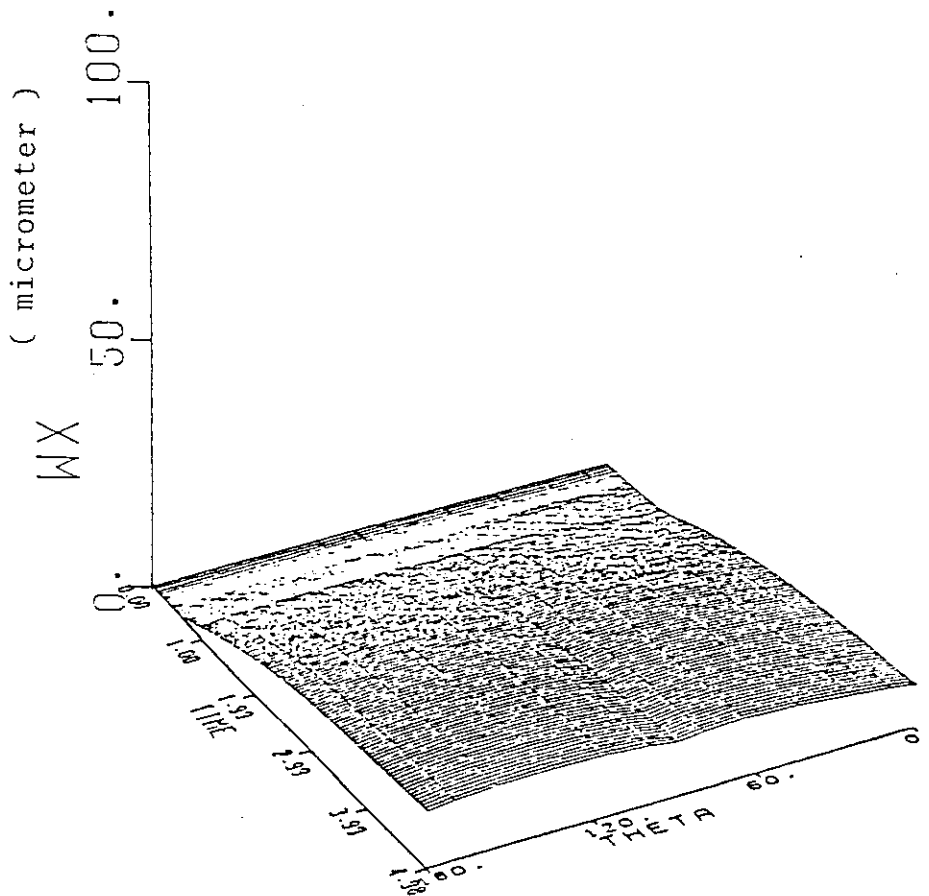


Fig. 4.7 Time dependence of the thickness of oxidation layer. (Case-2)

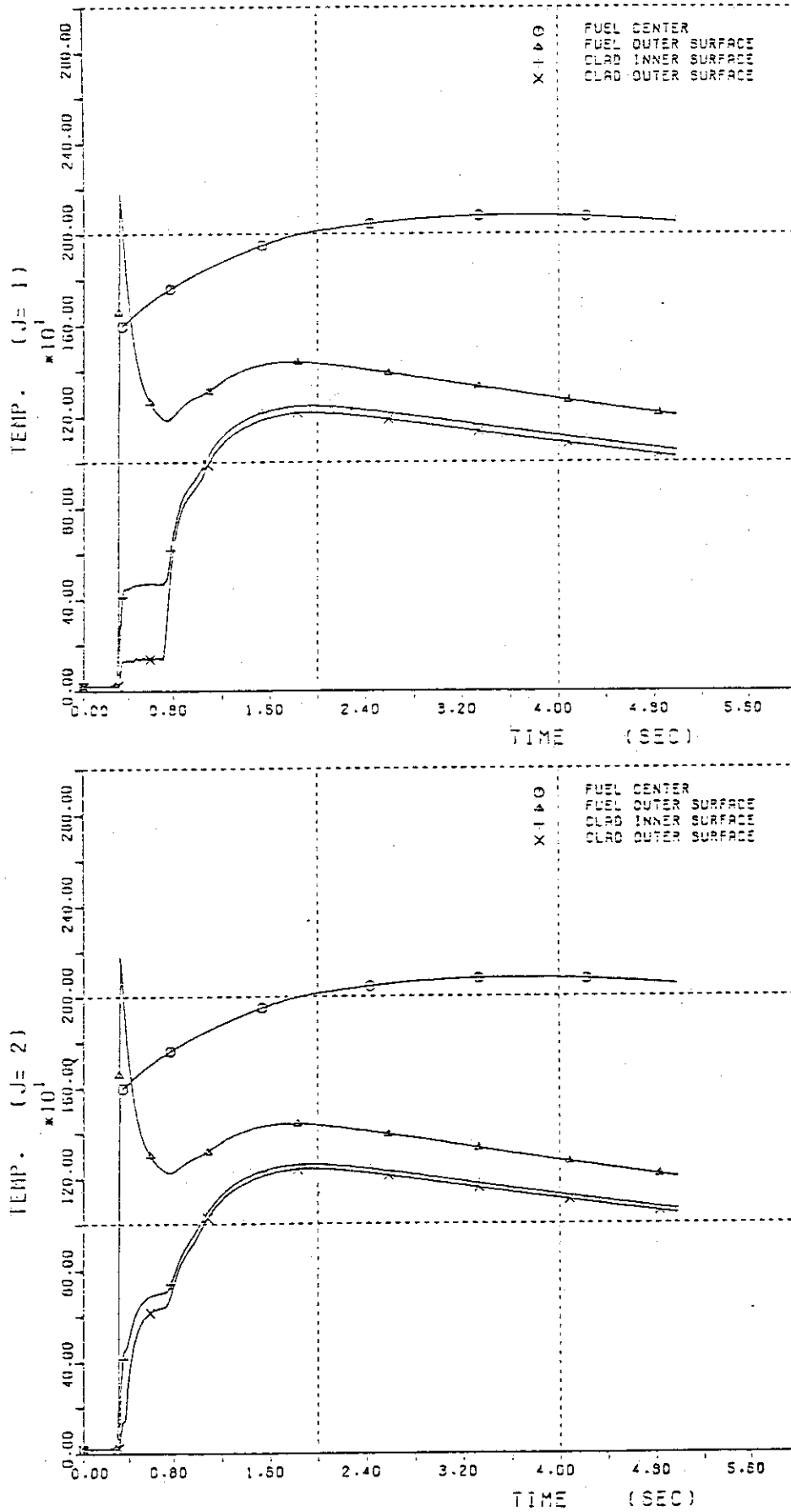


Fig.4.8 Temperature vs. time at each circumferential J-mesh.
 (Case-2) (1/4)

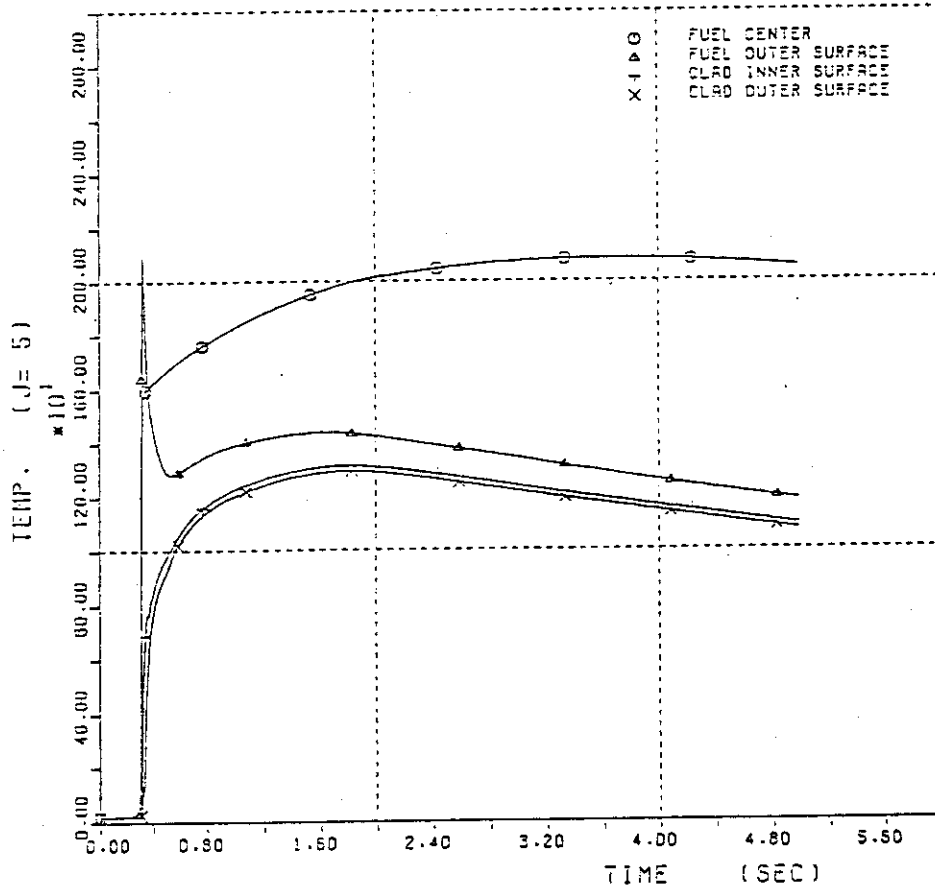
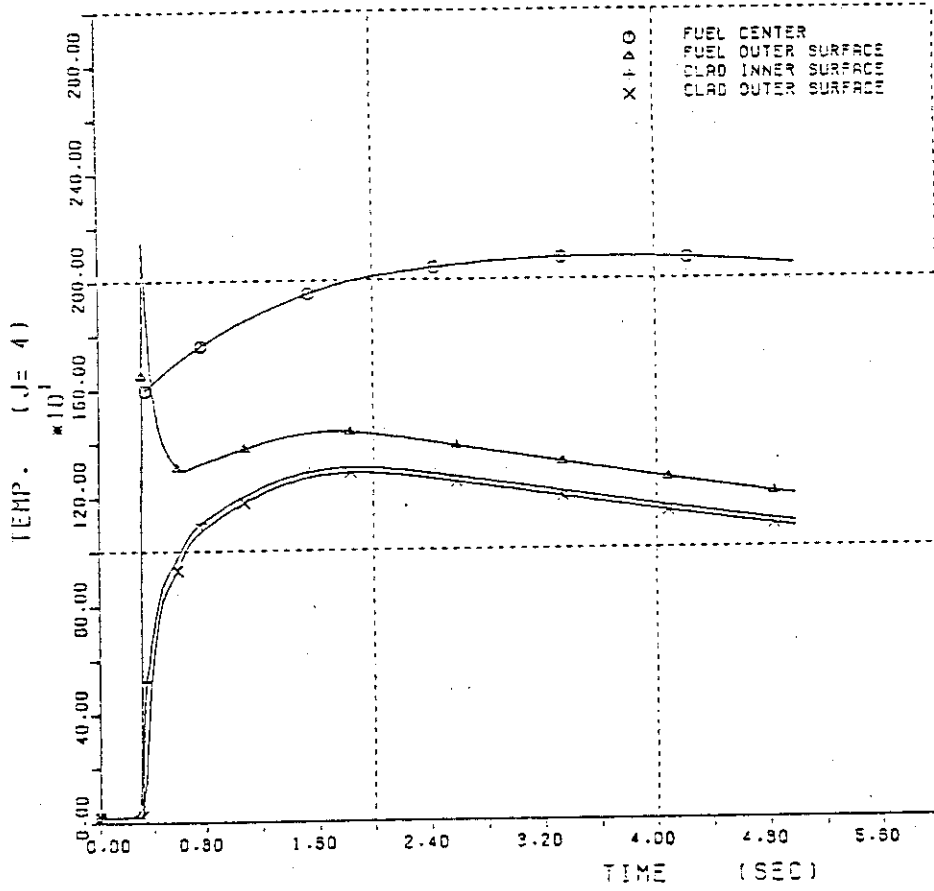


Fig.4.8 Temperature vs. time at each circumferential J-mesh.
 (Case-2) (2/4)

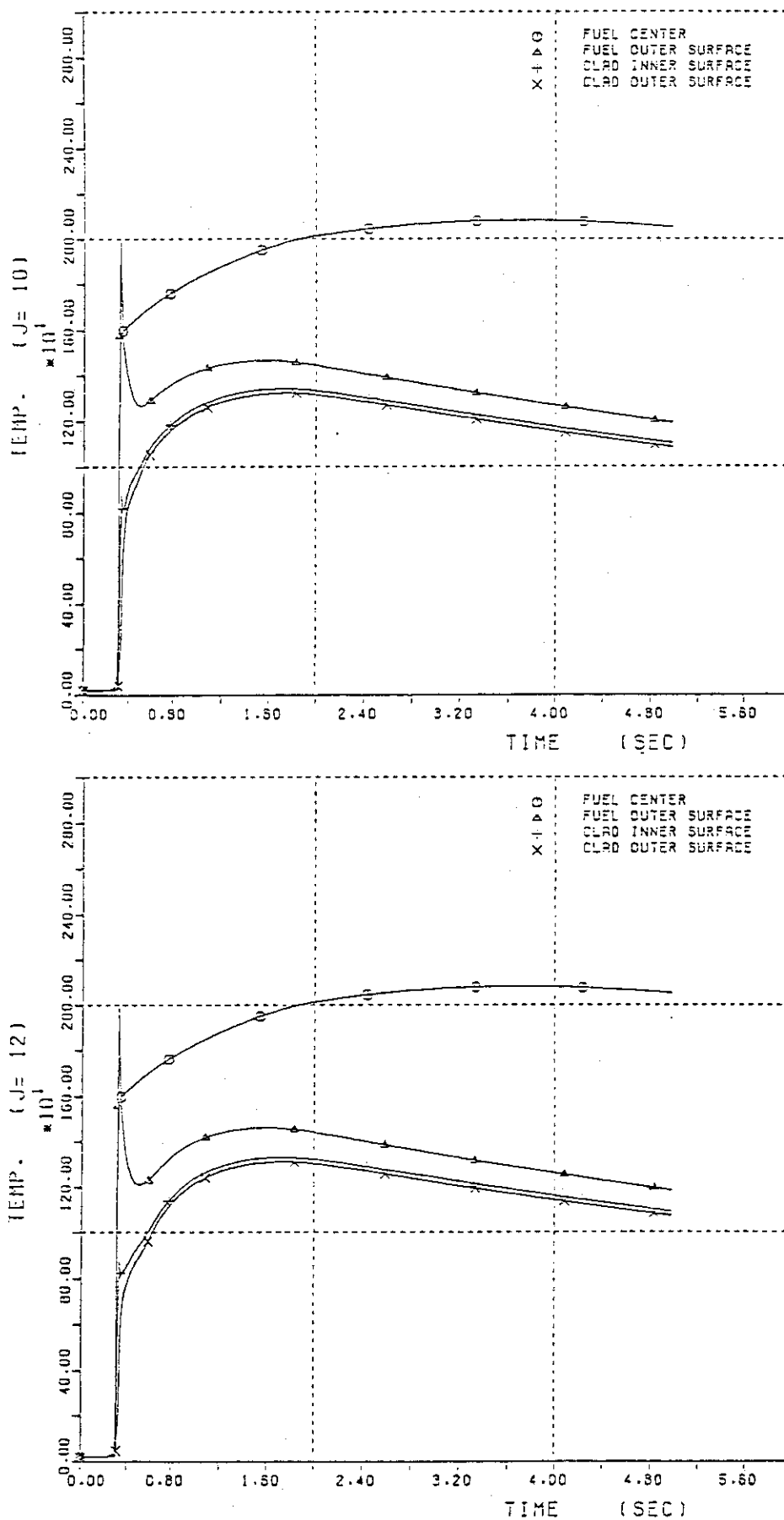


Fig.4.8 Temperature vs. time at each circumferential J-mesh.
 (Case-2) (3/4)

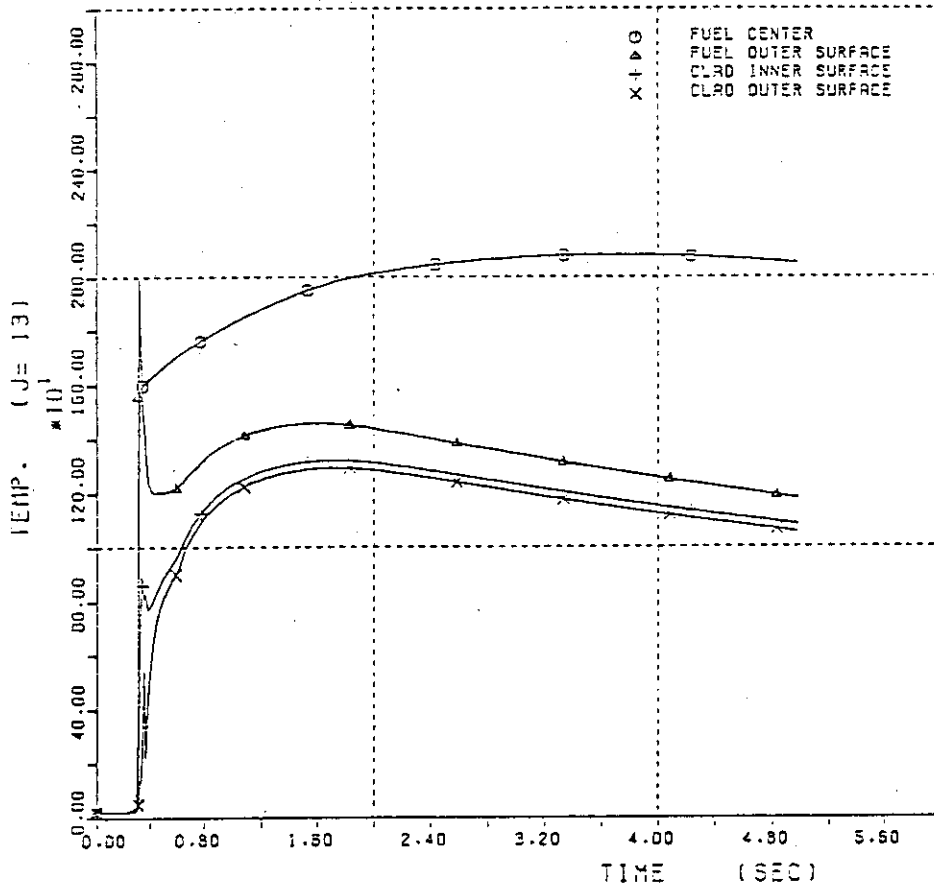


Fig.4.8 Temperature vs. time at each circumferential J-mesh.
 (Case-2) (4/4)

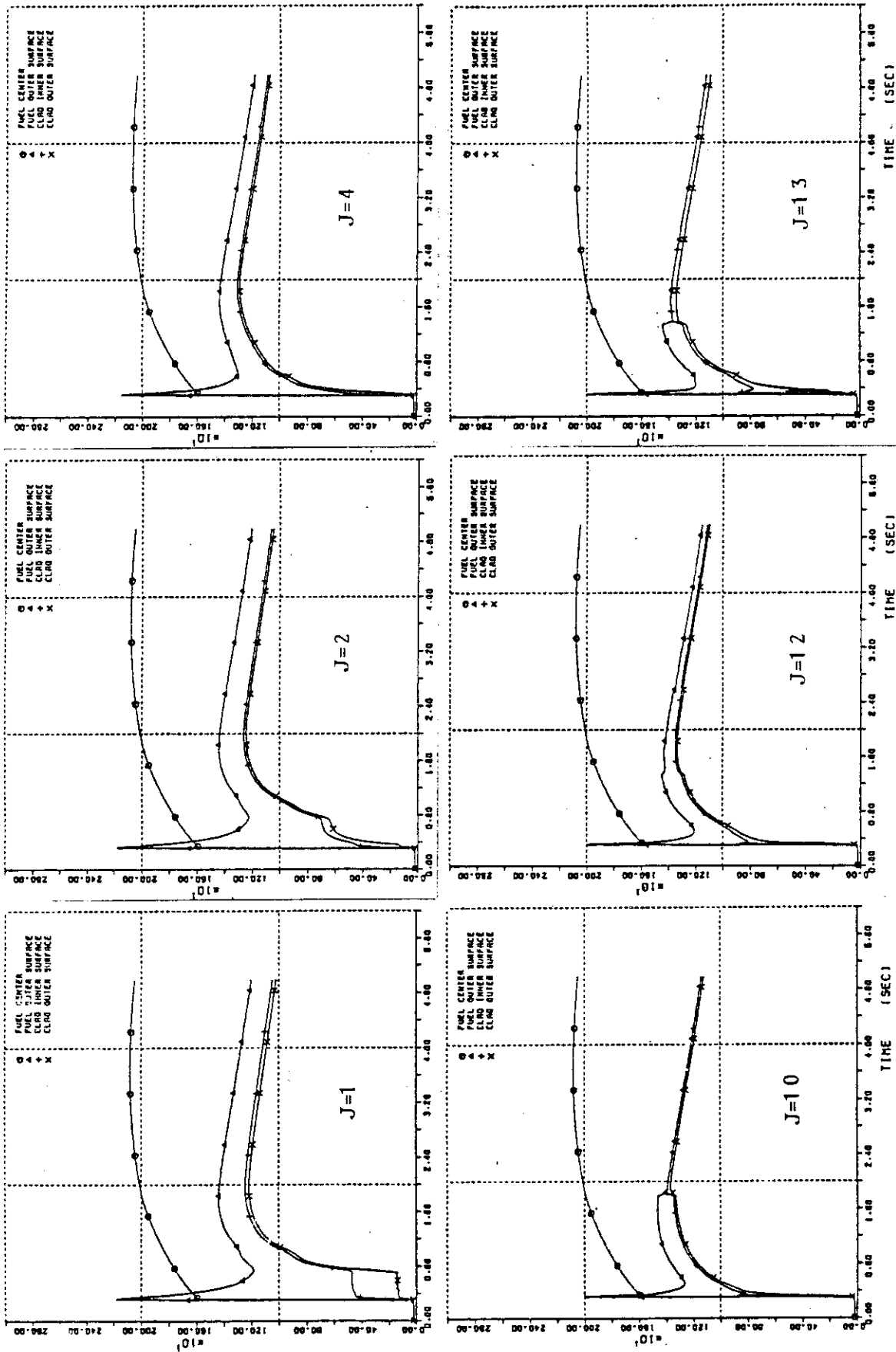


Fig. 4.9 Temperature vs. time of Case-1 calculation
(Eutectic temperature is set to 1300°C)

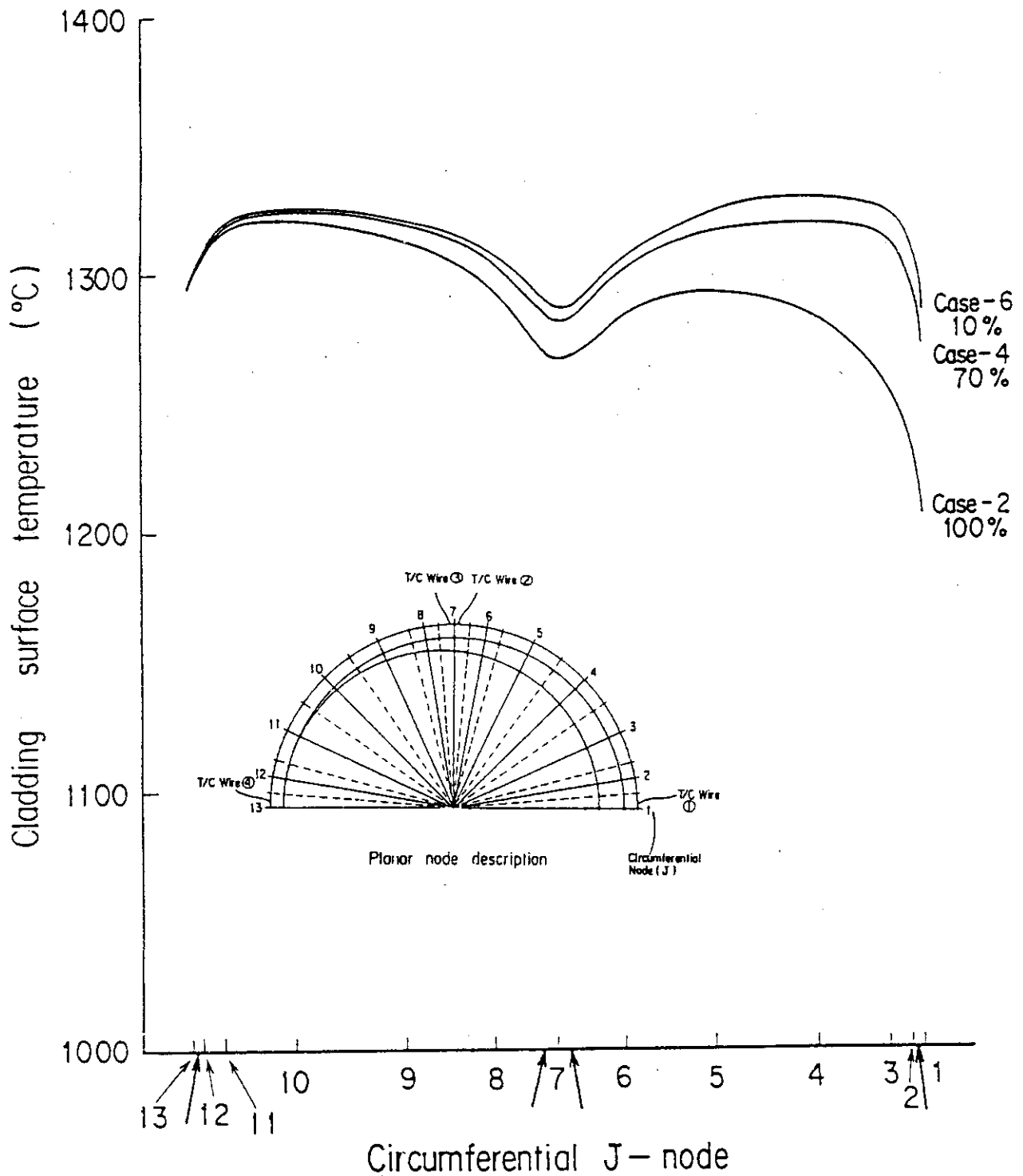


Fig. 4.10 Circumferential distribution of maximum cladding surface temperatures for the eccentricity of 10%, 70% and 100%

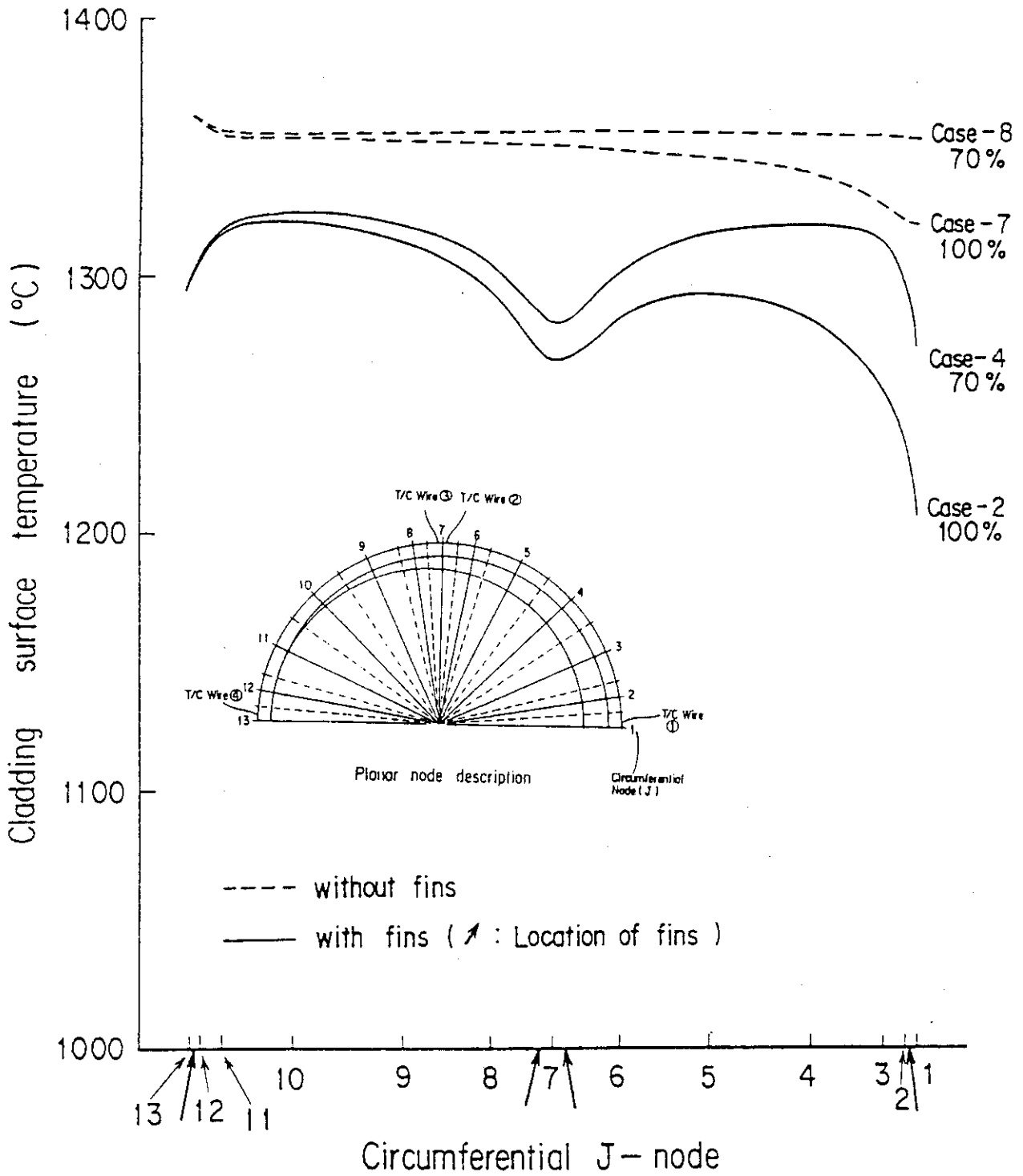


Fig. 4.11 Thermocouple fin effect on the maximum cladding surface temperature

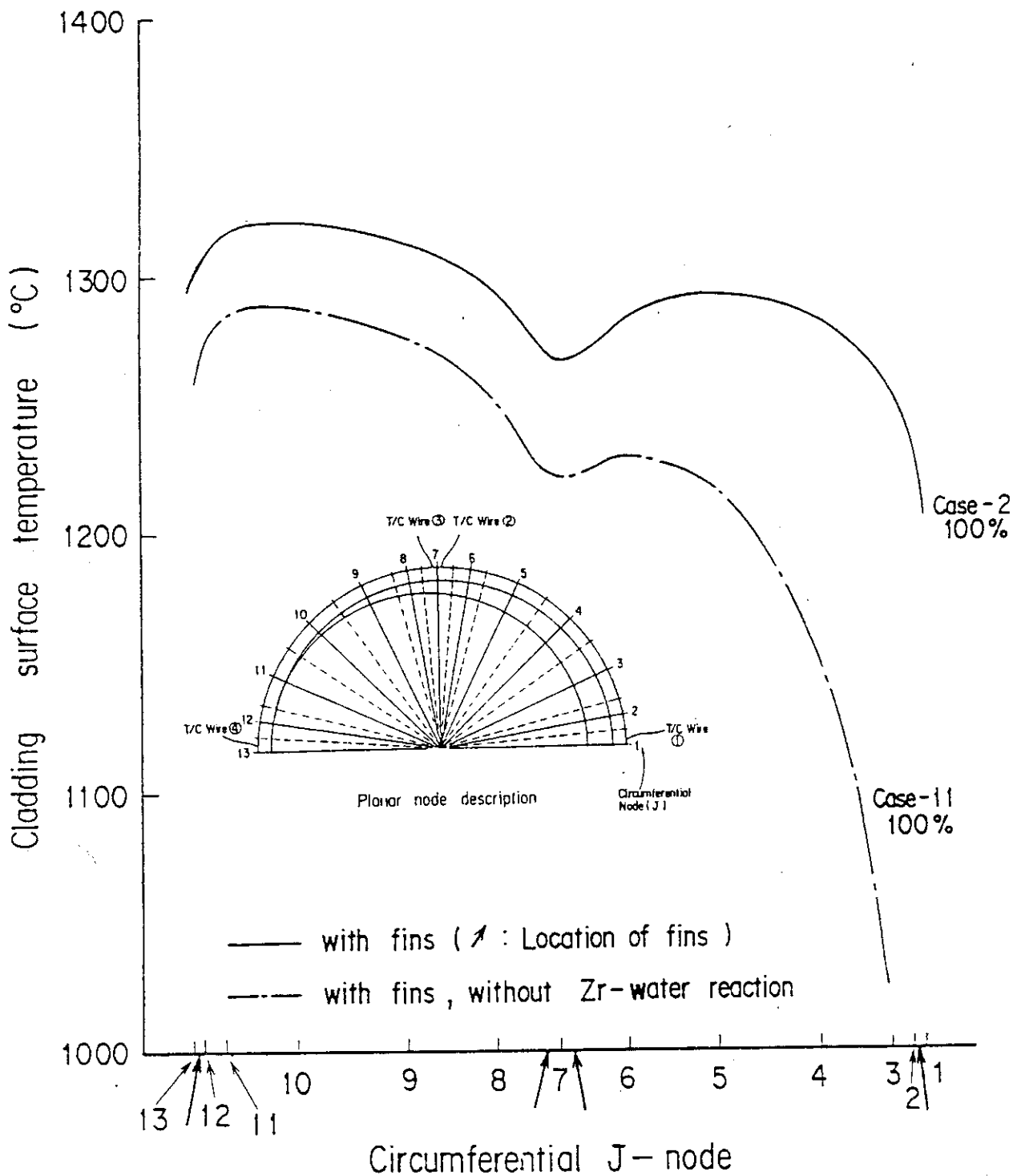


Fig. 4.12 Effect of heat generation by zircaloy-water reaction

5. 結 言

燃料の温度挙動に与えるペレットの偏心，熱電対のフィン効果， UO_2 -ジルカロイの共晶反応，ジルカロイ・水反応による発熱等の局所的な影響を解析するため，二次元燃料過渡挙動解析プログラムEXENTを開発した。パラメータ計算用として短い計算時間での解析を可能とするため，燃料の熱膨張や変形は半径方向のみの一次元的な挙動をすとして取扱い，熱伝導計算のみ $r - \theta$ の二次元問題として解く等の擬二次元とも言うべき大幅に簡略化したモデルを導入した事が本コードの特徴である。サンプル計算の結果，簡略モデルにもかかわらず，上記の各効果あるいはそれらの複合効果について，少くとも定性的には十分に妥当と考えられる結果が得られ，本モデルの解析機能が確認された。NSRR実験結果との照合により，本コードの検証を行い，定量的にも妥当な結果を与えるものに仕上げる事が今後の課題である。

謝 辞

本コードの作成にあたり，計算センター小沼吉男氏にはプロッターシステムの作成に御協力頂いた。ここに深く感謝の意を表します。

参考文献

- (1) 大西信秋，他，“軽水動力炉の事故時燃料挙動解析コード NSR-77”
JAERI-M 8634(1982)。
- (2) Urbanic, V. F., "Oxidation of Zirconium Alloys in Steam at 1000-1850°C",
Zirconium in Nuclear Industry, ASTM STP 633, American Society for
Testing and Materials, pp. 168-181 (1977)
- (3) 伝熱工学資料，“1本の管の外面よりの強制対流熱伝達”，基礎-C-a
- (4) Kuzman Raznjević "Handbook of Thermodynamic Tables and Charts",
Hemisphere Publishing Corp. (1976).
- (5) N. Shirakawa, et al., "NAIGPLOT: Two dimensional plotter program
for general use", Internal Report (Jan., 1982)

5. 結 言

燃料の温度挙動に与えるペレットの偏心，熱電対のフィン効果， UO_2 -ジルカロイの共晶反応，ジルカロイ・水反応による発熱等の局所的な影響を解析するため，二次元燃料過渡挙動解析プログラムEXENTを開発した。パラメータ計算用として短い計算時間での解析を可能とするため，燃料の熱膨張や変形は半径方向のみの一次元的な挙動をすとして取扱い，熱伝導計算のみ $r - \theta$ の二次元問題として解く等の擬二次元とも言うべき大幅に簡略化したモデルを導入した事が本コードの特徴である。サンプル計算の結果，簡略モデルにもかかわらず，上記の各効果あるいはそれらの複合効果について，少くとも定性的には十分に妥当と考えられる結果が得られ，本モデルの解析機能が確認された。NSRR実験結果との照合により，本コードの検証を行い，定量的にも妥当な結果を与えるものに仕上げる事が今後の課題である。

謝 辞

本コードの作成にあたり，計算センター小沼吉男氏にはプロッターシステムの作成に御協力頂いた。ここに深く感謝の意を表します。

参考文献

- (1) 大西信秋，他，“軽水動力炉の事故時燃料挙動解析コード NSR-77”
JAERI-M 8634(1982).
- (2) Urbanic, V. F., "Oxidation of Zirconium Alloys in Steam at 1000-1850°C",
Zirconium in Nuclear Industry, ASTM STP 633, American Society for
Testing and Materials, pp. 168-181 (1977)
- (3) 伝熱工学資料，“1本の管の外面よりの強制対流熱伝達”，基礎-C-a
- (4) Kuzman Raznjević "Handbook of Thermodynamic Tables and Charts",
Hemisphere Publishing Corp. (1976).
- (5) N. Shirakawa, et al., "NAIGPLOT: Two dimensional plotter program
for general use", Internal Report (Jan., 1982)

5. 結 言

燃料の温度挙動に与えるペレットの偏心，熱電対のフィン効果， UO_2 -ジルカロイの共晶反応，ジルカロイ・水反応による発熱等の局所的な影響を解析するため，二次元燃料過渡挙動解析プログラムEXENTを開発した。パラメータ計算用として短い計算時間での解析を可能とするため，燃料の熱膨張や変形は半径方向のみの一次元的な挙動をすとして取扱い，熱伝導計算のみ $r - \theta$ の二次元問題として解く等の擬二次元とも言うべき大幅に簡略化したモデルを導入した事が本コードの特徴である。サンプル計算の結果，簡略モデルにもかかわらず，上記の各効果あるいはそれらの複合効果について，少くとも定性的には十分に妥当と考えられる結果が得られ，本モデルの解析機能が確認された。NSRR実験結果との照合により，本コードの検証を行い，定量的にも妥当な結果を与えるものに仕上げる事が今後の課題である。

謝 辞

本コードの作成にあたり，計算センター小沼吉男氏にはプロッターシステムの作成に御協力頂いた。ここに深く感謝の意を表します。

参考文献

- (1) 大西信秋，他，“軽水動力炉の事故時燃料挙動解析コード NSR-77”
JAERI-M 8634(1982).
- (2) Urbanic, V. F., "Oxidation of Zirconium Alloys in Steam at 1000-1850°C",
Zirconium in Nuclear Industry, ASTM STP 633, American Society for
Testing and Materials, pp. 168-181 (1977)
- (3) 伝熱工学資料，“1本の管の外面よりの強制対流熱伝達”，基礎-C-a
- (4) Kuzman Raznjević "Handbook of Thermodynamic Tables and Charts",
Hemisphere Publishing Corp. (1976).
- (5) N. Shirakawa, et al., "NAIGPLOT: Two dimensional plotter program
for general use", Internal Report (Jan., 1982)

付 録

- 付録-1 NSR-EXENT フローチャート
- 付録-2 NSR-EXENT 入力マニュアル
- 付録-3 NSR-EXENT プロッターシステム

List of Tables in Appendix

Table A. 1	Time independent variables dumped by PLEX
Table A. 2	Time dependent variables dumped by PLEX

List of Figures in Appendix

Fig. A. 1	Flow chart of NSR-EXENT
Fig. A. 2	Plotter system of NSR-EXENT
Fig. A. 3	Numbering of temperature nodes for EXPLOT
Fig. A. 4	Description of perspectives in 3-dim. plotter
Fig. A. 5	Examples of graphic output by the EXPLOT code

附録 1. NSR-EXENT フローチャート

本コードの主要な流れをFig. A.1に示す。同図において全く新たに作成されたサブプログラム(SP)は EXINP, EXINI, TCSNK2, ZRHAT2, SETRTH, HEATRT である。TRACN2, ELNG2, DEFRM2, GAPCN2は、既存のSPを、dimensionを2次元に修整、拡張して用いている。

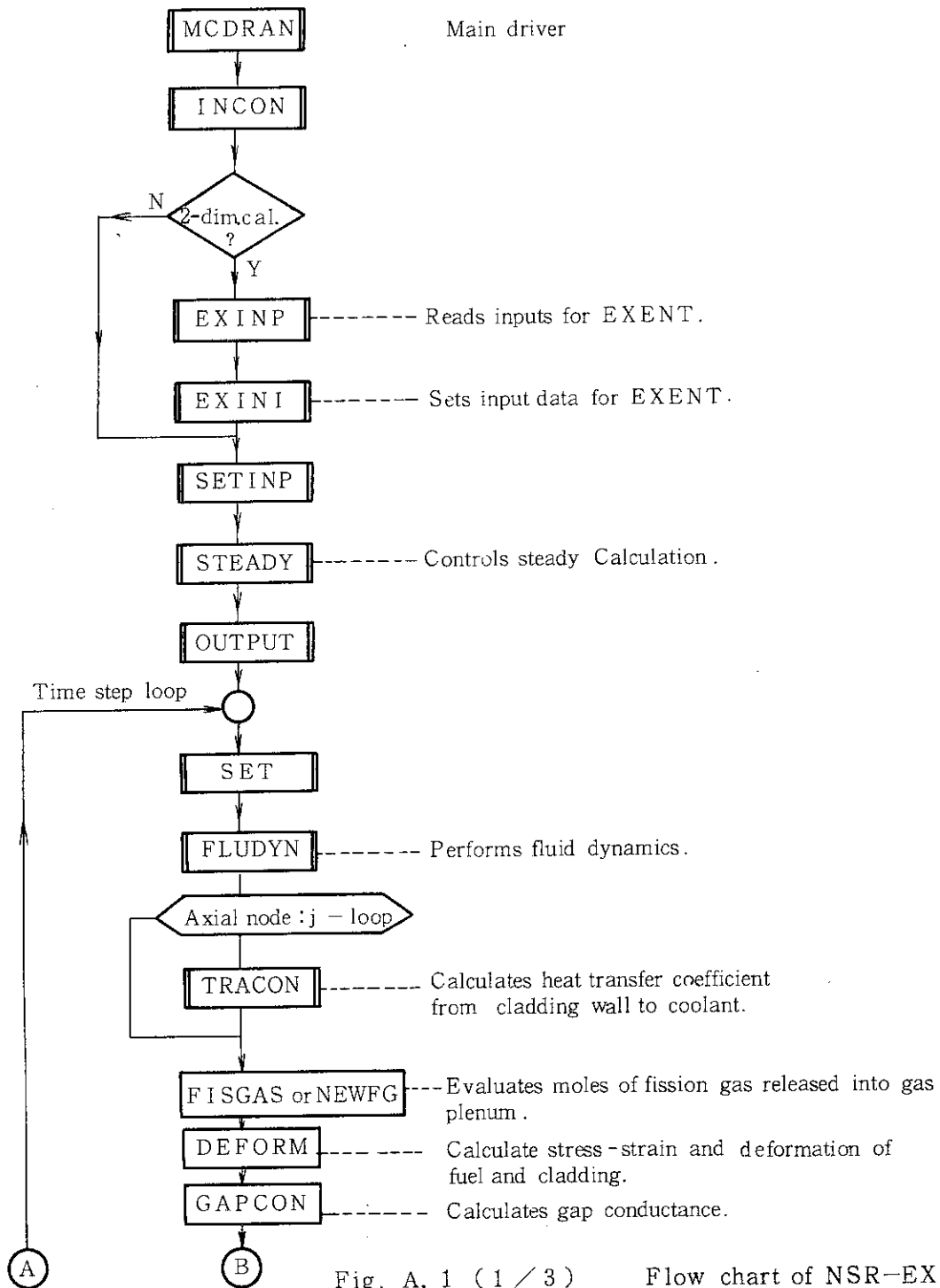


Fig. A. 1 (1 / 3) Flow chart of NSR-EXENT

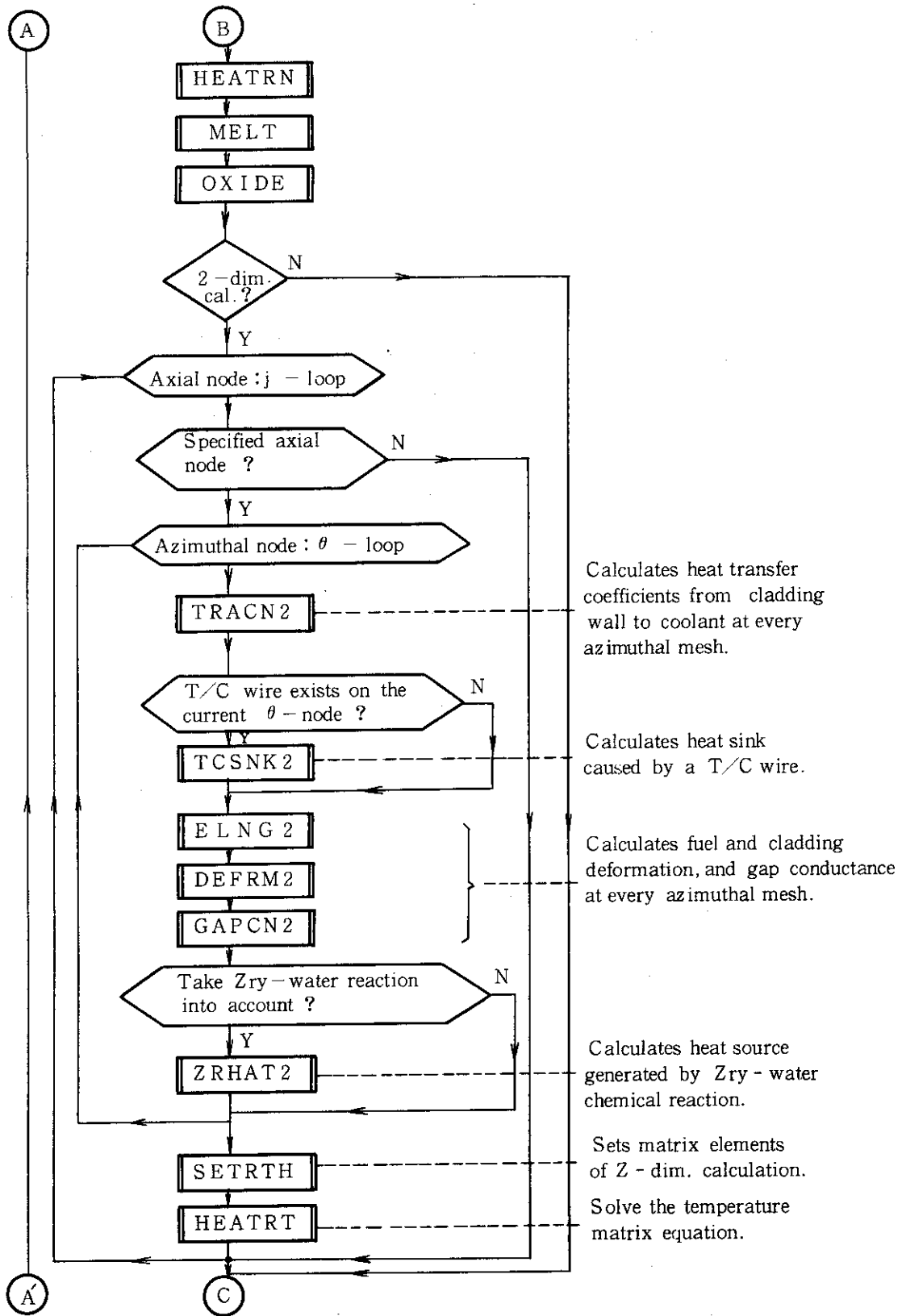


Fig.A.1 (2 / 3) Flow chart of NSR-EXENT

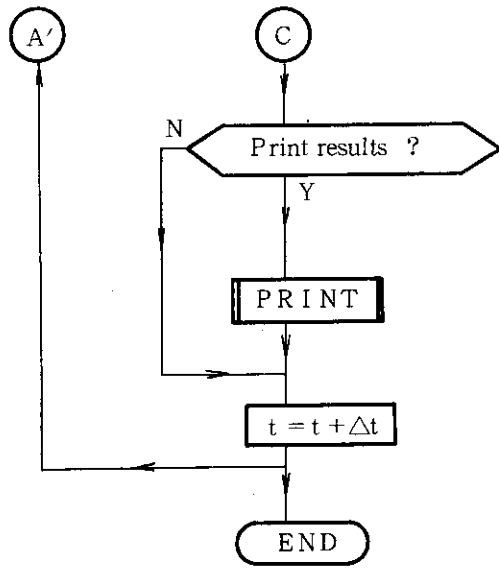


Fig.A.1 (3 / 3) Flow chart of NSR-EXENT

附録 2. NSR-EXENT 入力マニュアル

NSR-EXENT の入力は、NSR-77 の入力を読み込んだ後に別個に READ する形式を採った。但しタイトルカードの次のオプションカードには新たに入力を追加した。

NSR-77 コード Card 2 Format (9I 5, F 10.0)

IRST	}	NSR-77 コード入力データ
IZRYW	{	0 ; 1次元計算でZry-water 反応を考慮せず。
	{	1 ; " " 考慮する。
IEXENT	{	0 ; 2次元計算は行わない。
	{	1 ; 2次元計算を行う。
IEUT	{	0 ; 1次元計算で共晶を考慮せず。
	{	1 ; " " 考慮する。
EUTT		1次元計算で採用する共晶温度

以下のデータは2次元計算用のデータであり前述のIEXENT=1 のときのみ、NSR-77 コード入力データの後に入力する。

1) 計算オプション

LOPA(i), i = 1, 30 (30I 2)

- LOPA (1) = 0 半径方向等分割
- = 1 半径方向node 点 は入力
- " (2) = 0 PC 共晶による固着を考慮しない。
- = 1 " " " 考慮する。
- " (3) = 0 Power分布は軸対称とし、コード内でセットする。
- = 1 Power分布は2次元メッシュ毎に入力する。

LOPA (4)	= 0	Zry-water 反応を考慮しない。
	= 1	" " 考慮する。
" (5)	= 0	Fin 効果は考慮しない。
	= 1	" " 考慮する。
" (6)	< 0	燃料の crack は周方向毎に考慮しない。
	≥ 1	" " " 考慮する。
" (7)	= 0	minor print なし
	= 1	" " あり
" (8)	= 0	表面熱伝達率は周方向ごとに計算
	= 1	" " NSR-77 コードより参照
" (9)	= 0	Gap conductance は周方向ごとに計算
	= 1	" " NSR-77 コードより参照
" (10)	= 0	debug print なし
	1	debug print あり (使用しない方が良い。)

2) 分割数など (5 I 5)

JEX	2次元計算をおこなう軸ノード番号 (1 ≤ JEX ≤ JMAX)	
IR 1	燃料部の半径方向格子点数	
IR 2	clad	" "
MHP	周方向格子点数	(≤ 20)
IFIN	T/C フィンの数	(≤ 4)

(注) IR 1 + IR 2 ≤ 50

3) 初期偏心率など (6 F 10.0)

DEXZ	2次元計算をおこなう軸方向長さ	(cm)
ECC	偏心率 ^(*) (0 ≤ ECC ≤ 1)	(-)
ECCT	偏心のはじまる時刻	(sec)
EUT	共晶温度	(℃)
AG	蒸気膜の厚さ	(mm)
AGTAN	遷移沸騰状態に於ける蒸気膜厚成長速度	(mm/sec)

(*) { ECC = 0. で偏心なし
ECC = 1.0 で完全接触

4) 半径方向 node点座標 (7 F 10.0)

LOPA (1) = 0 のときは不要

(RMESH2 (i) , i = 1 , IR1 + IR2)

RMESH2 (i) ; node -i の半径座標 (m)

5) 周方向角度データ (7 F 10.0)

(THE (j) , j = 1 , MHP)

THE (j) ; j 番目の周方向 volume 中心角度 (度)

6) T/C フィンに関するデータ (2 I 5 , 3 F 10.0)

LOPA (5) = 0 , IFIN ≤ 0 のときこのデータは不要。

以下 IFIN 枚入力する。

LFIN (i) , LFMT (i) , DTC (i) , TCL (i) , WTC (i)

LFIN (i) T/C フィンのある周方向メッシュ番号

LFMT (i) ≤ 0 ; Pt

> 0 ; Pt - Rh 13 %

DTC (i) T/C 直径 (cm)

TCL (i) 溶接部長さ (cm)

WTC (i) " 深さ (cm)

7) 平面出力分布係数 (7 F 10.0)

LOPA (3) = 0 のときは不要

$\left. \begin{array}{l} j = 1 \sim MHP \\ PLANE (i , j) \quad i = 1 , IR1 \end{array} \right\}$

PLANE (i , j) ; 径方向 node i , 周方向 volume j
に於ける出力分布係数

任意のプロフィールでよい。規格化はコード内で行う。

$$\int_S PLANE (r , \theta) dS = 1 , S : \text{ペレット断面積}$$

附録 3. NSR-EXENT プロッターシステム

A 3.1 概要

NSR-EXENT は計算結果の図形処理のために次の3つのプロット機能を有している。

- (1) NSR-77の出力の2次元図形処理
- (2) NSR-EXENTの出力の2次元図形処理
- (3) NSR-EXENTの出力の3次元図形処理

これらの機能の流れをFig. A. 2 に示す。

(1), (2)の場合は、掃き出されたデータの構成は異なっているが、オプションでいずれの場合かを指定して、同じプロッタープログラム NAIGPLOT を用いる。

(1)の場合のNAIGPLOT の使い方は参考文献(4)に詳説されている。

A 3.2 3次元表示プロッター-EXPLOT

NSR-EXENT における出力データ掃き出しルーチンはPLEXであり、これをEXPLOTで図形処理を行う。

EXPLOTで描かれる図形は次の2種のタイプに限定している。:

- | | |
|---------|---------------------|
| Type-I | X 軸: 周方向ノード位置 (deg) |
| | Y 軸: 時間 (sec) |
| | Z 軸: プロットさせる結果 |
| Type-II | ある時点における温度の空間分布 |
| | X 軸: X 座標 (mm) |
| | Y 軸: Y 座標 (mm) |
| | Z 軸: 温度 (°C) |

Table A. 1, A. 2 に掃き出されるデータの構成を示す。Fig. A. 3に温度ノードの番号付けを示す。

EXPLOT 入力マニュアル

EXPLOTの入力は2種類のNAMELISTから成る。

NAMELIST/INPUT/ はデータコントロール及び、描く図形のタイプを指定する。

NAMELIST/GRAPH 3/ は描く図形の枚数分必要で、各図形のタイトルや軸のスケールを指定する。

NAMELIST/INPUT/

IOP ^(*1)	= 0	Type-I のグラフを描くときDRAW 3Lを使う。
	≠ 0	" " GRID 3Dで、データを格子化し、 DRAW 3Dでグラフを描く。
LP ^(*2)	≠	平面出力分布係数をType-II の形で描く。
	= 0	Dont
IOPX	≠ 0	Type-I のグラフのX-方向の線を描く。
	= 0	Dont
IOPY	≠ 0	Type-I のグラフのY-方向の線を描く。
	= 0	Dont
LTT(i)	≠ 0	id. no.① (Table A. 2 参照) の変数の周方向分布の時間変動を Type-I の形で描く。
	= 0	Dont
LTTN		LTT(i) で指定されるグラフの数。
	= 0	LTT で指定する変数は描かない。
LRT(i)	≠ 0	第i 径方向ノードの周方向温度分布をType-Iの形で描く。
	= 0	Dont
LRTN		LRT(i) で指定されるグラフの数。
	= 0	LRT で指定するグラフは描かない。
LXY(i')=i		PLEX で掃き出されるデータの通し番号i を指定して、その時点での 平面温度分布をType-II の形で描く。
LXYN		LXY で指定して描くグラフの数
	= 0	LXY で指定するグラフは描かない。
LST	}	Type-I のグラフを描くときに、PLEX で掃き出されるデータの 通し番号のLST からLEND までのデータをプロットする。
LEND		
IOPSI	≠ 0	Type-II のグラフを描くときに、径方向の線を描く。
	= 0	Dont
IOPSJ	≠ 0	Type-II のグラフを描くときに周方向の線を描く。
	= 0	Dont
LVX	}	IOP≠0 のとき必要。GRID 3D でデータを格子化するときのX, Y 軸の格子数 ^(*3)
LVY		

- (*1) DRAW 3Lでは隠線消去はなされていない。
GRID 3D→DRAW 3Dでは隠線消去できるが、計算時間はDRAW 3Lで描く場合の3倍程度を要する。またGRID 3Dでは、データの急激な変動が見失われることがある。
- (*2) 現在未使用。
- (*3) 数が多すぎると計算時間がかかり、少な過ぎると見失われるデータが生ずる。いずれにしてもIOP≠0のOptionは使いにくいであろう。

FFX }
 FFY } 各軸のスケーリング ファクタ。
 FFZ } FFZ=1.0 に固定して, FFX, FFY を調節して各軸の長さが大体等
 しくなるようにするとグラフが見易くなる。

NAMELIST/GRAPH 3/

このNAMELIST は描くグラフの数だけ必要。

XMIN	} X 軸のmin とmax.	} Type-I のグラフのときは不要。コード内で } セットされる。
XMAX		
YMIN	} Y 軸の " "	
YMAX		
ZMIN	} Z 軸の " "	
ZMAX		
THETA	} Fig. A. 4 参照	
GAMMA		
Q		= 12.
QS	= 10.	} 程度が適当
MT	グラフの枠外に描くタイトル (4 × 18 文字以内)	
PTX	X 軸のタイトル (4 × 6 文字以内)	
PTY	Y " (")	
PTZ	Z " (")	
ILSW = 2	(fixed) 各軸にスケールとタイトルを入れる。	
IX	} 各軸にスケールを入れる際の分割数	
IY		
IZ		

(Note) 制限事項

$$LTTN + LRTN \leq 10$$

$$LXYN \leq 30$$

$$LEND - LST + 1 \leq 200$$

Type - I で描かれる順序は LTT, LRT の順である。

Type - II を2枚以上描くときは, 例えば,

$$LXY(i_1) = k_1, \quad LXY(i_2) = k_2$$

$$i_1 < i_2 \quad \text{なら} \quad k_1 < k_2 \quad \text{であり,}$$

$$i_1 + 1 = i_2 \quad \text{でなければならない。}$$

入力例を次に示す。このときの出力例をFig. A. 5 に示した。

```

00100 //JCLG JOB
00200 // EXEC JCLG
00300 //SYSIN DD DATA,DLM='++'
00400 // JUSER ████████████████████████████████████████████████████
00500 T.5 C.3 P.0 U.3 I.3 GRP
00600 OPTP MSGCLASS=0
00700 OPTP PASSWORD=74732310
00800 // EXEC FORTGE,SO='J2310.EXPLOTF',A='ELM(EXPLOTF)',B=NOISM
00900 //LINK EXEC LKED,GRLIB=PNL
01000 //RUN EXEC GO
01100 // EXPAND DISKTO,DDN=FT07F001,DSN=J2310.EXENT1,Q='DATA'
01110 // EXPAND GRNLP,SYSOUT=N
01200 //SYSIN DD *
01300 &INPUT
01310 IOP=0,IOPX=1,IOPY=1,
01320 IOPSI=1,IOPSIJ=1,
01400 LP=0,LTTN=1,LTT(1)=10*0,LTT(3)=1,
01500 LRT(1)=20*0,LRT(2)=1,LRTN=1,
01600 LXYN=1,LXY(1)=10*0,LXY(1)=11,LST=1,LEND=101,
01700 &END
01800 &GRAPH3
01900 MT(1)=4HTEST,4H RUN,16*4H
02000 PTX(1)=2*4H ,4H THET,4HA ,2*4H ,
02100 PTY(1)=2*4H ,4H TIME,3*4H ,
02200 PTZ(1)=2*4H ,4H SIN ,3*4H ,
02300 THETA=60.,GAMMA=60.,Q=12.,QS=10.,ILSW=2,
02400 FFX=0.01,FFY=0.2,FFZ=1.0,ZMIN=0.,ZMAX=1.0,
02500 IX=3,IY=5,IZ=2,LUX=19,LUY=20,
02600 &END
02700 &GRAPH3
02800 PTZ(1)=2*4H ,4HTMP ,4H I=2,2*4H
02900 FFX=10.,FFY=200.,ZMIN=0.,ZMAX=2000.,IZ=4,
03000 &END
03300 &GRAPH3
03400 XMIN=-14.,XMAX=14.,YMIN=0.,YMAX=14.,ZMIN=0.,ZMAX=2000.,
03500 PTX(1)=2*4H ,4HRADI,4HUS ,
03600 PTY(1)=2*4H ,4H I.,4H SEC,2*4H ,
03700 PTZ(1)=2*4H ,4H TMP,3*4H ,
03800 IX=4,IY=2,IZ=4,FFX=100.,FFY=100.,FFZ=1.,FLAT=0.,
03900 &END
04200 ++
04300 //

```

A 3.3 2次元表示プロッター-NAIGPLOT

このプロッターはNSR-EXENTの結果を2次元表示するためのものである。X軸は時間(sec)、Y軸は描かせる度数に固定している。NSR-EXENTの結果をプロットする場合には、NAMELIST/INPUT/でIEXENT=0を指定するのみで、他の使い方は参考文献(4)に述べてある内容と全く同一である。但しデータ構成はPLTAPEとPLEXで異なっているから、図形処理する変数の選択に注意が必要である。

Table A.1 Time independent variables dumped by PLEX^(*1)

Fortran Name	Fortran Name in 'PLEX'	Symbol	Description	Unit
MTX			NSR-EXENT のタイトル	
IDX (1) (2) (3)	IPX ICX JX		ペレット径方向温度ノードの数 Clad 径方向温度ノードの数 周方向温度ノードの数	(Fig. 2 参照)
RX (1) ┆ RX (IPCX)		} r_i	初期状態での温度ノードの径方向位置	mm
(*2) RX (IPCX+1) ┆ RX (IPCX+JX)			初期状態での温度ノードの周方向位置 ($0^\circ \sim 180^\circ$)	deg.
RX (IPCX+JX+1) ┆ RX (IPCX+JX+ IPCX*JX)		} α_{ij}	平面出力分布係数 (i, j) の埋め方とする。 i = 径方向, j = 周方向	—

(*1) Table A.1 に示した変数は掃き出しの第1回目のみ、Table A.2 のデータと共に掃き出される。

(*2) $IPCX = IPX + ICX$

Table A.2 Time dependent variables dumped by PLEX

id. No.	Fortran Name	Fortran Name in 'PLEX'	Symbol	Description	Unit
	DX(1)		t	current time	sec
①	DX(2) } DX(JX+1)		}WX _j	酸化膜厚の周方向分布	μm
②	DX(JX+2) } DX(2*JX+1)		}φ _j	Clad → 冷却材への Heat flux の周方向分布	$\frac{\text{Kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h}}$
③	DX(2*JX+2) } DX(3*JX+1)		} $(\frac{\partial \phi}{\partial T})_j$	Heat transfer coefficient の周方向分布	$\frac{\text{Kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}}$
④	DX(3*JX+2) } DX(4*JX+1)		}M _j	Heat transfer mode の周方向分布	-
⑤	DX(4*JX+2) } DX(5*JX+1)		Pcont, j	P-c 接触圧の周方向分布	Kg/cm ²
⑥	DX(5*JX+2) } DX(6*JX+1)		}G _j	ギャップ幅の周方向分布	mm
⑦	DX(6*JX+2) } DX(7*JX+1)		}h _{g j}	Gap Conductance の周方向分布	$\frac{\text{Kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}}$
⑧	DX(7*JX+2) } DX(7*JX+1 +HPCX*JX)		T _{ij}	Temperature distribution (j, i) の埋め方とする。 j = 周方向, i = 径方向 ペレット中心は周方向ノード全て同一温度を埋める。	C

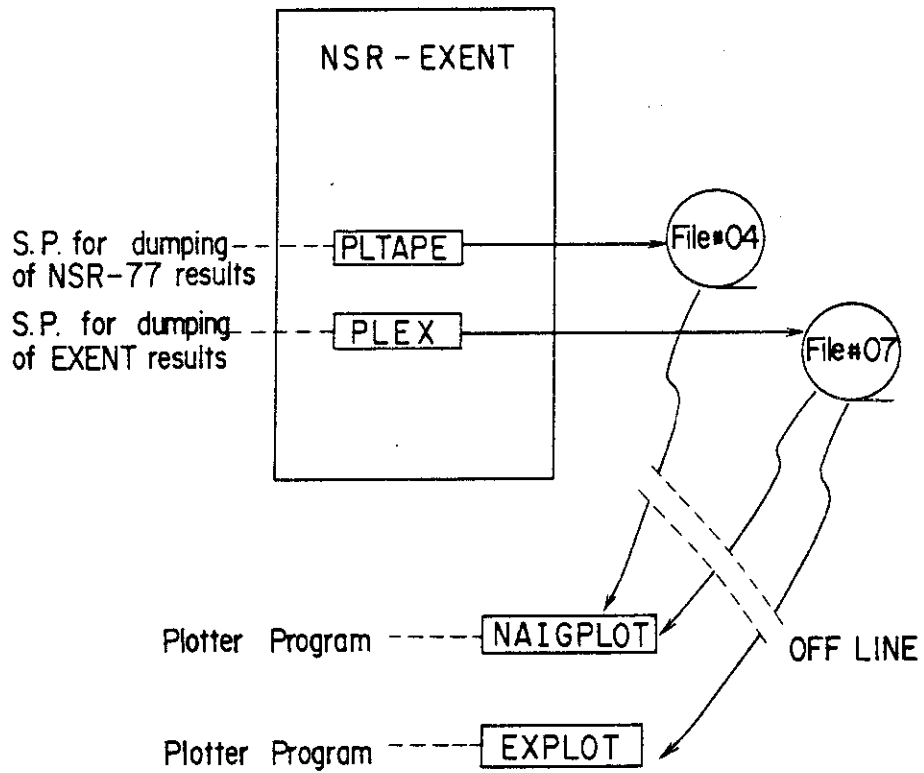


Fig.A.2 Plotter system of NSR-EXENT

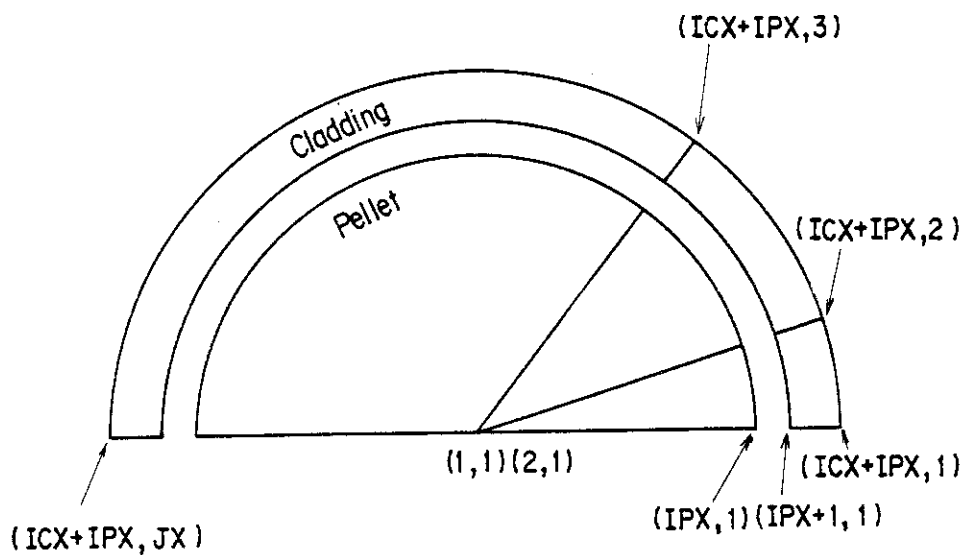


Fig.A.3 Numbering of temperature nodes for EXPLOT

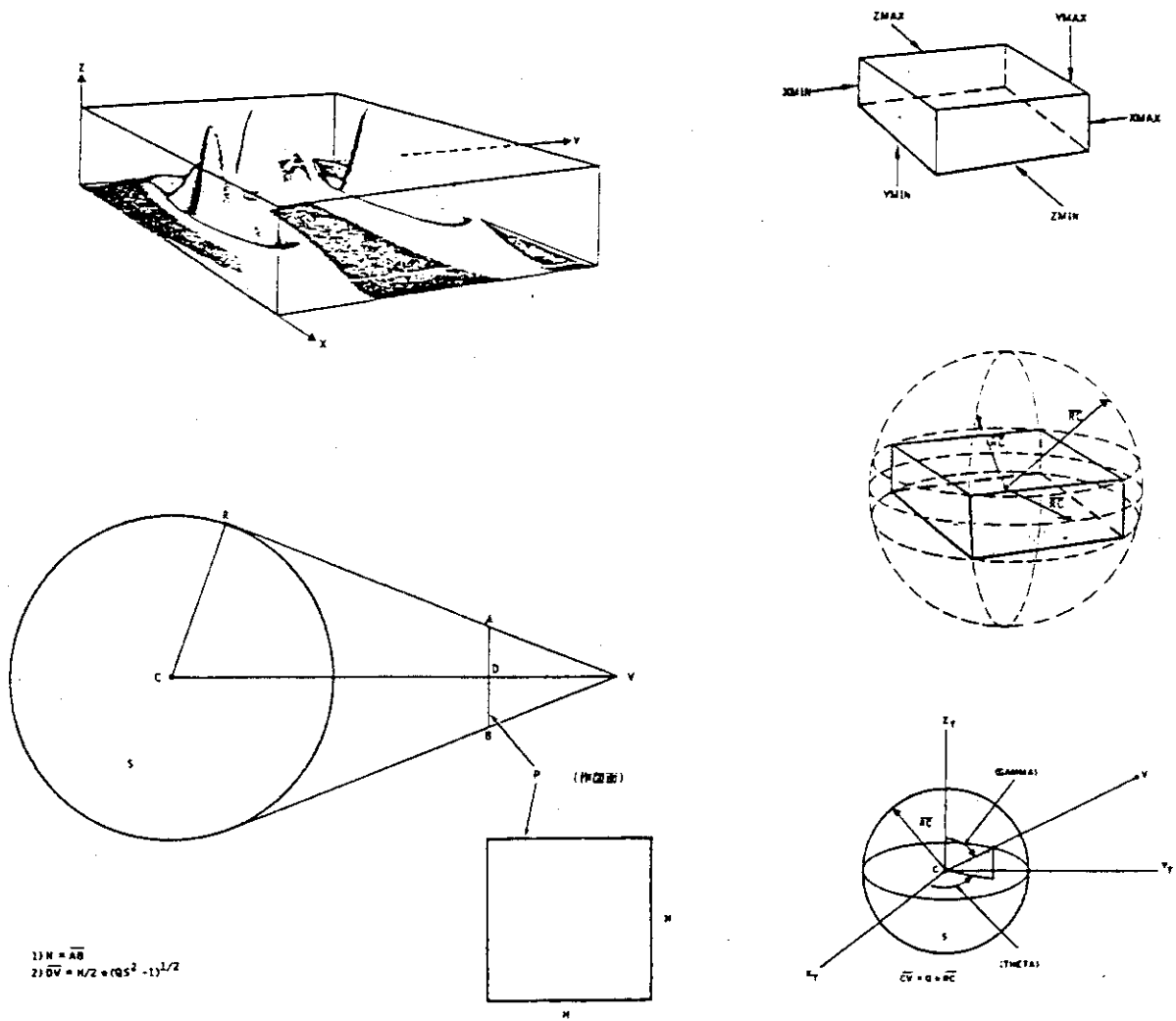
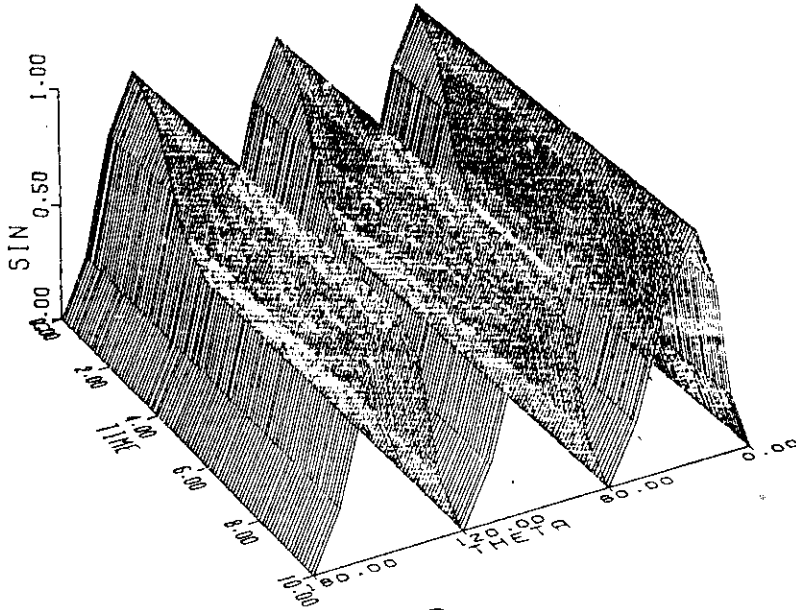
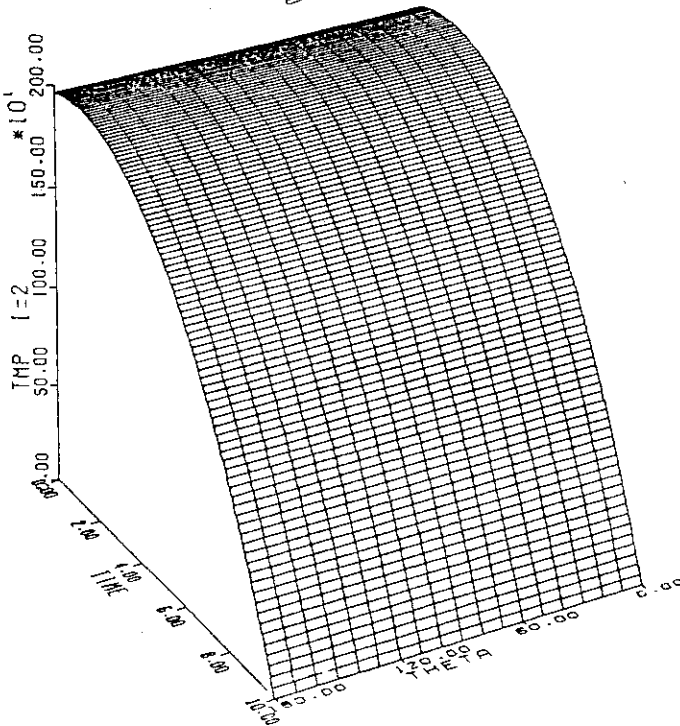


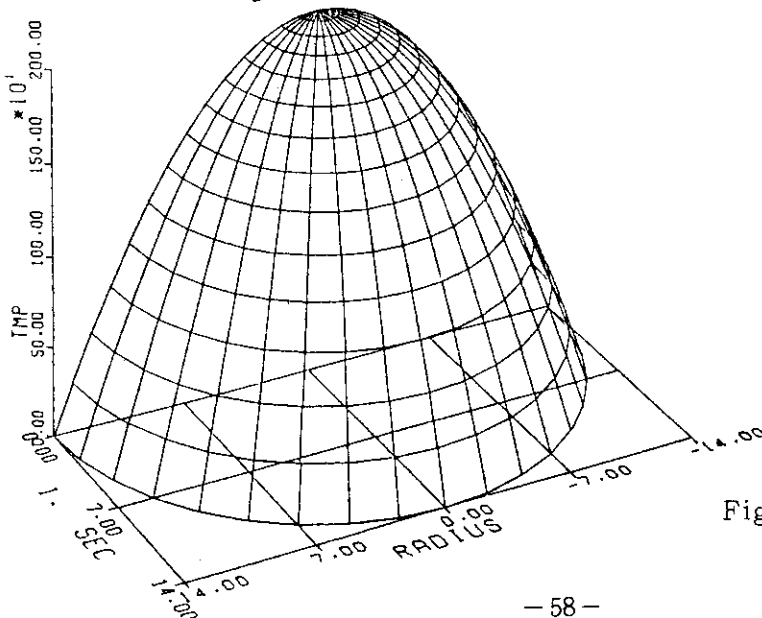
Fig.A. 4 Description of perspectives in 3-dim.plotter



① Type - I



② Type - I



③ Type - II

Fig.A. 5 Examples of graphic output by the EXPLOT code