

JAERI-M
8482

FREG-3T：事故時軽水炉燃料
挙動解析プログラム

1979年10月

内田 正明・原山 泰雄・大坪 直昭*

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問合せは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

FREG-3T：事故時軽水炉燃料挙動解析プログラム

日本原子力研究所東海研究所安全工学部
内田 正明・原山 泰雄・大坪 直昭*

(1979年9月14日受理)

事故時または過渡時における軽水炉燃料挙動解析プログラム FREG-3T を開発した。このプログラムは定常照射時のギャップ熱伝達率評価プログラム FREG-3 を基礎とし、これに過渡温度計算機能および事故時の解析に必要な燃料表面熱伝達モデル、高温物性データ等を付加したものである。

プログラムは、出力、冷却材条件の入力値に従い、単一燃料棒の温度、内圧および変形分布を計算する。モデルは主として大口径破断の冷却水喪失事故を念頭に置いて構成した。実用的な事故解析コードへの第一歩として、未だ計算範囲は限られているが、通常運転下の燃料中心温度、炉外ジルカロイふくれ実験、炉内LOCA実験等についての計算と実験データの比較は一応満足すべき一致をみた。

*) センチュリ・リサーチ・センター(株)

JAERI-M 8482

FREG-3T: A Computer Program to Analyze LWR Fuel
Behavior under Accident Conditions

Masaaki UCHIDA, Yasuo HARAYAMA and Naoaki OHTSUBO*

Division of Reactor Safety, Tokai Research Establishment, JAERI

(Received September 14, 1979)

A computer program FREG-3T was developed for analysis of LWR fuel behaviors under accident or transient conditions. The program, which is based on FREG-3, a program to evaluate fuel-clad gap conductance under normal operation conditions, is added with transient heat conduction calculation capability, fuel surface heat transfer models, and high-temperature materials property data necessary to make accident analysis.

According to input data of power history and coolant conditions, the program calculates fuel temperature, inner gas pressure and deformation distributions in a single rod. Models are formulated considering the conditions anticipated for large-break loss of coolant accident.

As the first step toward a practical accident analysis code, the program is still limited in capability. However, the agreement between calculation and experiment is rather good in fuel center temperature under normal operations, out-pile swelling of Zircaloy tubes, in-pile LOCA simulation experiments, etc.

Keywords: Program, LWR, LOCA, Transient, Fuel Temperature,
Deformation Distribution, Gas Pressure

* Century Research Center Corporation

目 次

1. 緒 言	1
2. プログラムの概要	3
3. 空間時間メッシュ	5
4. 温度計算モデル	7
4.1 温度計算の範囲	7
4.2 過渡熱伝導計算	7
4.3 表面熱伝達関係式	9
4.4 限界熱流束(C H F)	12
4.5 燃料, 被覆管の熱伝導率, 比熱, およびギャップ熱伝達率	14
4.6 ジルコニア - 水反応	16
5. 変形計算モデル	18
5.1 基本的な仮定	18
5.2 燃料ペレットの熱膨脹	18
5.3 被覆管の変形	20
6. 燃料棒内圧計算モデル	28
6.1 燃料棒内均一圧力の計算	28
6.2 不均一圧力分布 ——ガスの流れの計算	29
7. あとがき ——今後の整備の方向	33
謝 辞	33
参考文献	34
付録 A 入出力	36
付録 B 計算結果の照合	49

CONTENTS

1. Introduction	1
2. Outline of the program.....	3
3. Space and time mesh	5
4. Temperature calculation models	7
4.1 Extent of temperature calculation	7
4.2 Transient heat conduction calculation.....	7
4.3 Surface heat transfer correlations	9
4.3 Critical heat flux (CHF).....	12
4.4 Thermal conductivity, specific heat of fuel and cladding and gap conductance.....	14
4.4 Zirconium-water reaction.....	16
5. Deformation calculation models	18
5.1 Basic assumptions	18
5.2 Thermal expansion of fuel pellet.....	18
5.3 Cladding deformation.....	20
6. Inner gas pressure calculation models	28
6.1 Calculation of uniform gas pressure within a rod.....	28
6.2 Non-uniform pressure distribution---gas flow calculation.....	29
7. Concluding remarks ---direction of future modification	33
Acknowledgement.....	33
References	34
Appendix A Input and output	36
Appendix B Results of verification.....	49

1. 緒 言

軽水炉において想定されている様々なカテゴリーの事故 ——冷却水喪失事故（L O C A），反応度事故（R I A）等々 ——を解析するための実験が世界各国で行われている。これらの事故のいずれにおいても、燃料棒の破損の有無および様相を把握することは中心的意義を有する。原子炉の通常運転条件下の燃料棒ふるまいを計算コードを用いて解析することは、もはや常識となっているが、事故時の燃料ふるまいは通常時のそれよりはるかに多くの因子が相互に関係し合った複雑なものである。したがって実験の結果を一般化して、実際の事故の予測を行う上で、計算コードの使用の必要性ははるかに大きいといわねばならない。

ここで通常運転時の燃料ふるまいコードの場合に比較して、事故時コードに要求される特徴的な条件をいくつか挙げてみると、

- 1) 通常時コードでは燃料棒のおかれる外的条件を確定したものとして切離し、燃料棒内部の問題を独立に取扱うことができるが、事故時の問題では外的条件（冷却水の状態）に不確的要素が多いばかりではなく、燃料棒内部の状態と密接に関連し合っているので、燃料棒だけを独立に取扱うことはできない。
- 2) 通常時コードでは1本の燃料棒を独立したものとして扱うことにより問題がないが、事故時のふるまいを解析する場合は燃料棒相互の干渉を考慮しなければならない。
- 3) 現象が短い時間に極端な変化を示すために、特殊な物性データを必要とする方面、燃料の焼きしまり、被覆管の照射クリープ等長時間を要する現象は無視することができる。

このような総合的な事故時燃料ふるまい解析コードをめざすものとして米国のFRAP-T，西独のSSYST 等が代表例として挙げられる。両者とも何回かのversion-up を経てかなり大きなコードになっているが、実用化の段階で要求される、上記2)で述べたアセンブリー全体の解析能力という観点から見るならば、この分野の開発はまだ初期段階にあると思われる。

我々はこれまで通常運転時燃料解析コードの開発を行って来たが、ここでその成果である燃料温度解析コードFREG-3を基にして事故時燃料コードに向う第一歩としてFREG-3Tを開発した。FREG-3Tにない非定常温度計算、熱伝達モデル、高温物性データ等については米国のコードRELAP⁽¹⁾、FRAP-T⁽²⁾、MATPRO⁽³⁾から借用または修正した上で使用した。

第一歩であるからFREG-3Tの計算能力は極めて限られているが、開発にあたっては次のような点に留意した。

- 1) Best Estimate コードをめざす。事故時の燃料挙動には不明確な要素がありにも多く、保守性を持たせるときりがないばかりでなく、事故のパターンによってどの仮定が保守的であるかが異なる場合も考えられる。
- 2) 現在のFREG-3T version はもとより、今後しばらくは单一燃料棒を扱わざるを得ないが、実用段階であるアセンブリー解析コードに至るには大型化、複雑化が避けられない。したがって単一燃料棒コードの段階での複雑化はできるだけ避け、単純なモデルを用いる。

- 3) 単一の事故時燃料解析コードをもって、あらゆる類型の事故を扱うことができるかどうか、また実用的であるかどうかには疑問がある。FREG-3Tでは一応、大口径破断による冷却水喪失事故の解析能力に主眼を置き、いわゆるヒートアップ過程までを扱うことができるようとした。ただし形式的にはPCM, RIA等も扱えないわけではない。
- 4) 現バージョンでは燃料棒の温度応答の計算能力に重点を置き、被覆管の酸化の影響を含む変形モデルの本格的な検討は次のバージョンで行うこととした。

本報告ではFREG-3Tの計算モデルおよび使用法について述べる。また若干の検証計算の結果を付録として紹介する。

2. プログラムの概要

FREG-3Tは単一のジルカロイ被覆軽水炉燃料棒について、変動する外的条件の下での燃料各部温度、内圧分布、被覆管の変形および酸化量を計算する。概略の計算の流れをFig. 1に示す。ある時点から始まる事故または過渡現象について、燃料の初装荷から事故開始点に至る通常運転中に生じる状態変化は別に計算し、原子炉冷却時の状態として入力しなければならない。また事故中の冷却水状態(エンタルビ、圧力、質量流束)の時間経過を入力しなければならない。

これらの情報を基にプログラムはまず事故開始点(定常出力状態)での燃料状態を計算する。その後タイムステップ毎に出力、冷却水状態の変化に従い、温度、内圧、変形等を計算する。このコードでは非定常計算の特性を活かすため、すべて陽解法の論理に従っており、全体の収束のための繰り返し計算は行っていない。その代りに1回のタイム・ステップの間の被覆管、および燃料温度の変化量に上限を設け、計算された温度変化がこの上限を超えた場合には、タイム・ステップをそこだけ再分割することになっている。したがって外部条件がある時点で激変したような場合、全体のタイム・メッシュが粗くても必要な部分だけ自動的に細かくなり、全体の計算時間を短かくできる。

いくつかのサブコードでは複数個のモデルが用意されているが、特に指定しない限り標準的なセットが選ばれる。全体の単位系はCGS系が使われているが、表面熱伝達計算の部分では英米単位系が、また変形計算ではSI系が使われている。将来は全体のSI化を考慮している。

プログラムは標準的なFORTRAN IVで書かれ、サブルーチン群から成るモジュラー・コードである。サブルーチン間のデータの受渡しはコモン変数と引数の両方を使用しているが、混乱を避けるためにごく一部のサブルーチン除いてコモン変数を直接変更することはせず、いったん引数として引渡した上で変更するようにしている。

現バージョンでは熱水力コードとの結合や、磁気テープによる入力はできない。また出力はライン・プリンター出力のみであるが、いくつかの重要変数については、標準出力の他にタイム・ステップ毎の経過が一覧表の形で出力されるようになっており、これがロッタ出力の代用をしている。

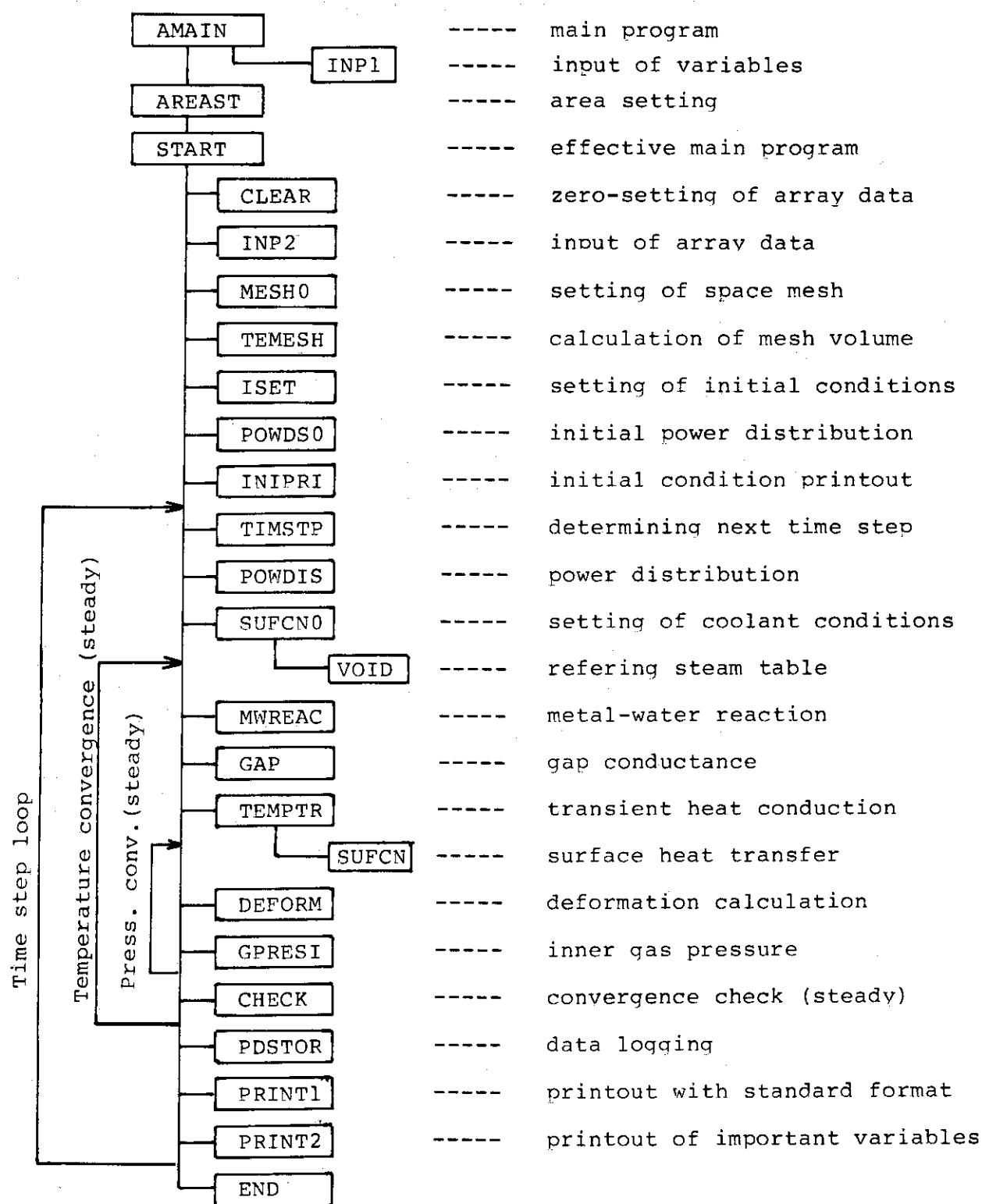


Fig. 1 Flow chart and functions of main subroutines

3. 空間時間メッシュ

燃料棒は燃料ペレット、ガスギャップ、被覆管からなる軸対称の円筒であるとする。各部材は軸方向に最大 20までのノードに分割され、また各ノードは最大 50までの同心円状リングに分割される。空間メッシュの概念図を Fig. 2 に示す。空間メッシュは分割数を指定することにより自動的に定義されるが、半径方向の分割については各リングを半径で等間隔に分割する場合と、各リングの体積が等しくなるよう分割する場合を選ぶことができる。

プレナムはスタックの上下に設定される。スプリング等、プレナム内にある部材は考慮しない。上下いずれのプレナムも体積で規定されるが、下部プレナムについては体積ゼロを入力すれば存在しないものとして扱われ、何ら問題を生じない。（下部プレナムが存在する場合、たとえば燃料スタックの熱膨脹は上下両方向に吸収されるが、下部プレナム体積ゼロならば熱膨脹はすべて上方に向うことになっている。）

軸方向、半径方向出力分布等について各メッシュ点毎の特性量の決定は入力データの組に基づき、内挿により自動的になされるので、空間メッシュを細かく切っても、メッシュ点の数だけデータを与える必要はない。

時間メッシュは計算開始時間（TIME0：一般には事故開始時点）、解析対象時間（TMAX）およびメッシュ幅の入力値により規定される。TIME0 は定常照射の最後の時点であり、TIME0における状態が時間ゼロから TIME0まで続いていたものとする。TIME0がゼロである場合照射量等はゼロとなるが、温度計算上は TIME0における出力、温度が無限時間続いていたものと見なされる。

時間、空間依存の入力値（出力分布、冷却水条件等）はメッシュの数と無関係に任意の数だけ入力することができ、線型補間にによりメッシュ特性値が決定される。1 セットしか入力されない場合は、一定値となる。

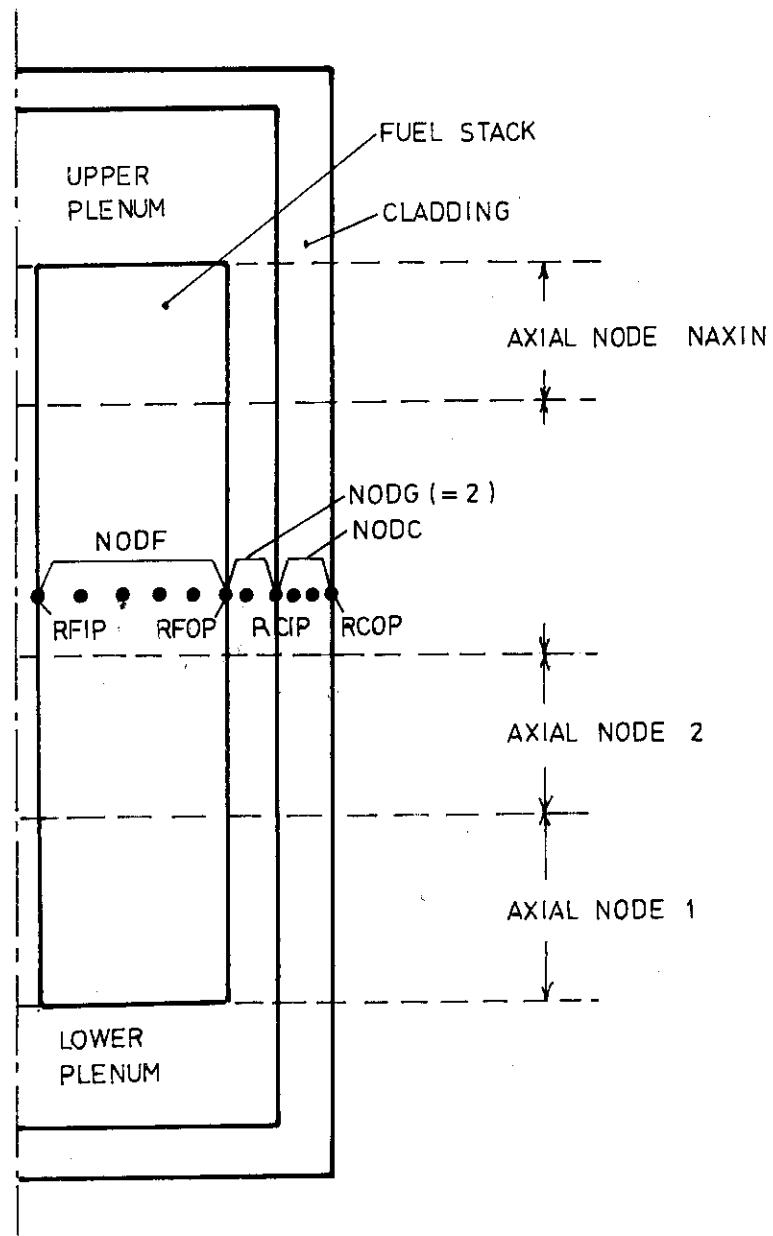


Fig. 2 Space mesh model

4. 溫度計算モデル

4.1 溫度計算の範囲

FREG-3Tでは軸方向ノード毎に非定常熱伝導方程式が解かれる。出力履歴は時間対燃料棒平均線出力密度の表の形で入力する。ただしLOCAの場合、初期線出力密度だけを入力し、時間経過は内蔵されているANS崩壊熱標準値(+20%)の表を用いることもできる。軸方向および半径方向の出力密度分布は入力しなければならない。時間、空間出力分布は互いに独立であるとする。すなわち出力密度は、

$$P(r, z, t) = P_0 \cdot f(t) \cdot f(r) \cdot f(z) \quad (4-1)$$

の形に変数分離されるものとする。

事故時の燃料棒温度計算を行う上で、外部の冷却水条件はきわめて重要な要素である。また逆に燃料棒内の伝熱状態が外部の冷却水の状態に影響を与える。しかし燃料コードの立場からはエネルギー・バランスを外部へ向ってどこまでも考慮し続けることはできないから、どこかで原子炉システム・コードの計算結果等との接続を考えなければならない。FREG-3Tでは境界条件として次の4種類の入力法をオプションとして持っている。

MODSHT=1： 時間依存の被覆管表面温度を入力する。

MODSHT=2： 時間依存の冷却水エンタルピーと質量速度(ともに軸方向一様)を入力する。

MODSHT=3： 時間依存の冷却水入口、出口エンタルピーと質量速度(軸方向一様)を入力する。

MODSHT=4： 軸方向ノード毎に時間依存の冷却水温度と熱伝達率を入力する。

これらのうちMODSHT=2を標準的に使用している。MODSHT=1, 4は内部のモデルの検証等特殊な場合に使用している。MODSHT=3を選んだ場合、定常の論理に従って、入口、出口エンタルピーの小さい方を基準にし、各ノードからの熱流束を加算する形で各ノードのエンタルピーを定めている。したがって流れの方向の逆転が起るような条件下ではMODSHT=3を使うことはできない。

4.2 過渡熱伝導計算 TEMPTR

燃料内の1次元熱伝導方程式は、

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho C_p T(r, t)) = \frac{\partial}{\partial r} (K \frac{\partial T(r, t)}{\partial r}) + S(r, t) \quad (4-2)$$

の形に書かれる。ここで ρ は密度、 C_p は比熱、 K は熱伝導率、 $S(r, t)$ は出力密度である。

(4-2)式の解法は一次元非定常熱伝導方程式の解法として標準的なものなので概略のみ述べる。(4-2)式を体積積分した上で差分(時間については前進差分)をとるとn番目のメッシュ点に対する差分近似は、

$$a_n T_{n-1}^{m+1} + b_n T_n^{m+1} + c_n T_{n+1}^{m+1} = d_n \quad (4-3)$$

の形に書かれる。ここで T_n^{m+1} は新しいタイム・ステップ($m+1$)における温度であり、 a_n 、 b_n 、 c_n 、 d_n は前のタイムステップ(m)における温度分布と物性値とから定まる係数である。定常状態も $a_n \dots d_n$ を構成する項の一部を落とすだけで(4-3)式の形で取り扱える。

(4-3)式は燃料ペレットおよび被覆管内部だけでなく、ガスギャップ部分もギャップ熱伝達率 h を

$$K' = h \cdot g \quad (4-4)$$

(g は初期ギャップ幅)の形で実効熱伝導率に変換してやることにより、同じ形で扱うことができる。輻射熱伝達も便宜的に熱伝達率の形で扱う。結局ガス、ギャップ部分は比熱が極端に小さいだけで固体内部と同じ差分式が適用される。

そこで(4-3)式を燃料棒全体にわたって連立方程式の形で書くと

$$\begin{array}{c|ccccc|c|ccccc} & b_0 & c_0 & & & 0 & & T_0^{m+1} & & d_0 \\ & a_1 & b_1 & c_1 & & & & T_1^{m+1} & & d_1 \\ & a_2 & b_2 & c_2 & & & & T_2^{m+1} & & d_2 \\ & & & & & & \vdots & \vdots & & \vdots \\ & & & & & & \vdots & \vdots & & \vdots \\ & & & & & & a_{N-1} & b_{N-1} & c_{N-1} & T_{N-1}^{m+1} & d_{N-1} \\ 0 & & & & & & a_N & b_N & & T_N^{m+1} & d_N \end{array} = \quad (4-5)$$

となる。ここでNは被覆管最外メッシュを示す。

(4-5)式に上から順にGaussの消去法を適用して行くと、(N-1)行まで、

$$T_{N-1}^{m+1} + E_{N-1} T_N^{m+1} = F_{N-1} \quad (4-6)$$

が得られる。(E_{N-1} , F_{N-1} は係数)

(4-5)式の最後の行

$$a_N T_{N-1}^{m+1} + b_N T_N^{m+1} = d_N \quad (4-7)$$

は最外部半メッシュのエネルギー・バランスから得られるもので係数 d_N には表面熱流束 ϕ が含まれている。(4-6)式と(4-7)式を連立させて解くとエネルギー・バランス式が得ら

$$A T_N^{m+1} + B = \phi^{m+1} \quad (4-8)$$

れる。 T_N^{m+1} , ϕ^{m+1} はそれぞれ新しいタイムステップの被覆管表面温度および表面熱流束である。 $(4-8)$ 式は被覆管表面温度の上昇と外への放熱のバランスを示す式である。従って $A < 0$ である。

表面熱流束 ϕ^{m+1} は冷却水条件と共に被覆管表面温度の函数である。

$$\phi^{m+1} = f(T_N^{m+1}) \quad (4-9)$$

$(4-9)$ 式の実際の形は次の節で述べられる。 $(4-8)$ 式と $(4-9)$ 式を連立させて解くことにより境界条件 T_N^{m+1} が定まる。これから $(4-6)$, または $(4-7)$ 式によってメッシュ点($N-1$)の温度 T_{N-1}^{m+1} が定まり, 後は順次 $(4-5)$ の各行の式に代入して内部のメッシュ点の温度が定まる。

FREG-3Tでは陽解法をとっているので, 変形や内圧変化を反映した繰り返し収束計算を行わない。その代り, すべての軸ノードについて 1 タイム・ステップあたりのペレットおよび被覆表面温度変化量に上限を設定している。

$$\left. \begin{array}{l} \Delta T (\text{pellet surface}) < DTS_{FMX} \\ \Delta T (\text{clad surface}) < DTS_{FMX} \end{array} \right\} \quad (4-10)$$

DTS_{FMX} は入力によるが, 1 ~ 4 °C 程度とする。変化量がこれを超えた場合は元に戻ってタイム・ステップの再分割を行う。

プレナム・ガスの温度は特に計算せず, 単純に対応する軸方向位置の冷却材温度に等しいとしている。

4.3 表面熱伝達関係式

4.1 で述べたように境界条件として $MODSHT = 2$ または 3 を選んだ場合, 表面熱伝達計算が行われる。 $MODSHT = 2$ の場合, 軸ノードすべてに一様なエンタルピー, 質量速度, 圧力の入力値が(時間に関して内挿を行った後)セットされる。

$MODSHT = 3$ の場合, 下から n 番目の軸ノードにおけるエンタルピーは定常の論理により,

$$H = H_{in} + \sum_{i=1}^n \frac{\phi_i^m S_i \Delta t}{GA} \quad (4-11)$$

により定める。ここに H_{in} は入口エンタルピー, ϕ_i^m は前ステップにおける軸ノード i の熱流束, S_i は表面積, G は質量速度, A は流路断面積である。流れが逆転している場合には, 形式上 H_{in} の代りに出口エンタルピーをとり, 逆向きに加算を行うことにしているが, $(4-11)$ 式からわかるように, 流れの逆転が起る瞬間には $G = 0$ となり発散が起る。したがってこの式からわかるように, 流れの逆転が起る瞬間には $G = 0$ となり発散が起る。

ブション (MODSHT = 3) は流れの逆転が起る場合には使用できない。

軸方向ノードごとのエンタルピー、質量速度、圧力が定まると、これから冷却水温度、クオリティー、ボイド率が計算される。この換算には内蔵している A S M E の蒸気表（簡略化したもの）を内挿して使用している。同時に熱伝導率、粘性係数等必要な物性値が定められる。サブクール水の温度は

$$T = T_{\text{sat}} + (H - H_{\text{sat}}) / C_{p,\text{sat}} \quad (4-12)$$

により、飽和温度における比熱を用いた外挿で定めている。実際には比熱は飽和曲線附近での変化が大きいので、サブクール度が大きいと温度に若干誤差が生じる。

冷却水状態による熱伝達関係式の選択は米国の熱水力コード R E L A P - 4⁽¹⁾の論理をそのまま用いている。ただし伝熱モードの重要な分岐点を決定する限界熱流束 (C H F) 関係式の選択については若干の変更を加えている。

沸騰曲線は Fig. 3 のように横式化される。主要な伝熱モードは、壁温度の低い方から順に、

- モード 1 : サブクール水強制対流
- モード 2 : 核沸騰
- モード 4 : 遷移沸騰
- モード 5 : 膜沸騰
- モード 8 : 過熱蒸気強制対流

で構成される。この他に特殊な場合に、モード 3, 6, 9 が選択される。これらのうちモード 1 とモード 8 は前歴にかかわりなく、現時点の冷却材条件だけで選択される。モード 2 から 5 (6 も含む) までは前ステップのモードを出発点とし沸騰曲線に沿って判定が繰り返されて行く。

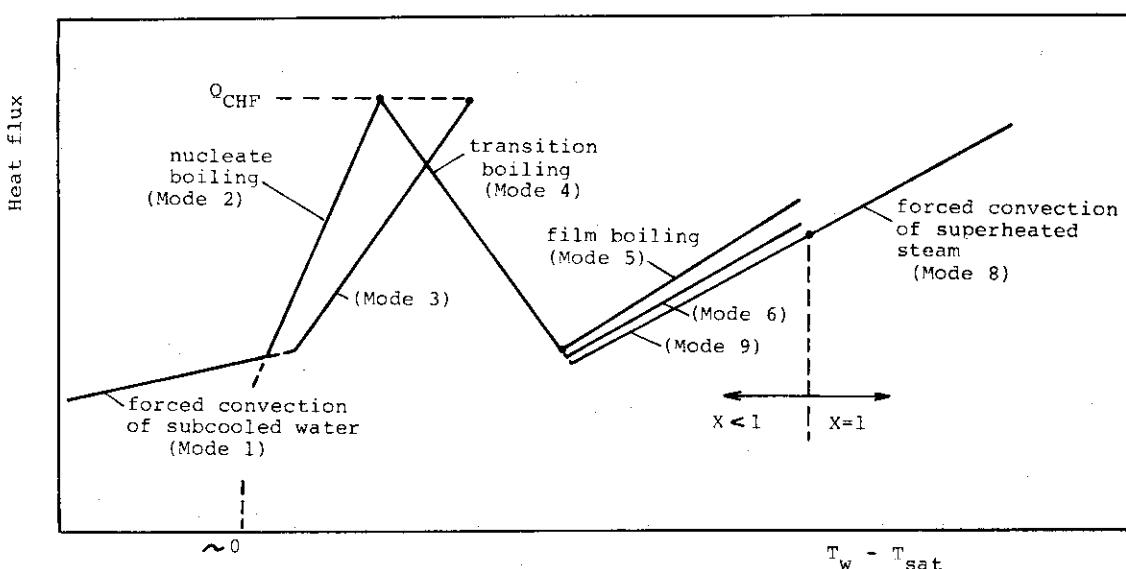


Fig. 3 Illustration of surface heat transfer modes

各モードで使われている熱伝達関係式は次のとおりである。記号の意味は最後にまとめて示す。

モード1 サブクール水強制対流 (Dittus-Boelter)

$$h = 0.023 \frac{K}{De} Pr^{0.4} Re^{0.8} \quad (4-13)$$

モード2 核沸騰 (Thom)

$$\phi = \left\{ \frac{(T_w - T_{sat}) \exp(P/1200)^2}{0.072} \right\} \quad (4-14)$$

モード3 強制対流蒸発 (Shrock-Grassman)

$$h = (2.5)(0.023) \frac{K_f}{De} Pr_f^{0.4} [Re_f(1-X)]^{0.8} \\ \left[\left(\frac{X}{1-X} \right)^{0.9} \left(\frac{\mu_g}{\mu_f} \right)^{0.1} \left(\frac{\rho_f}{\rho_g} \right)^{0.5} \right]^{0.75} \quad (4-15)$$

このモードはモード2の領域で使われ、 α （ボイド率）が0.8以上の時選択される。

モード4 遷移沸騰 (McDonough-Milich-King)

$$\phi = \phi_{CHF} - C(P)(T_w - T_{w, CHF}) \quad (4-16)$$

ϕ_{CHF} は限界熱流束であり、 $T_{w, CHF}$ は核沸騰の式 (4-12) の ϕ [$C(\phi_{CHF})$] を代入した場合の壁温度 T_w である。 $C(P)$ は圧力 P に依存し、次の表を内挿して用いる。

P (psi)	C (P)
2000	979.2
1000	1180.8
800	1501.2

モード5 安定膜沸騰 (Groeneweld)

$$h = 0.00327 \frac{Kg}{De} Pr_f^{1.32} \left[Re_g \left\{ X + \frac{\rho_g}{\rho_f} (1-X) \right\} \right]^{0.901} \\ \left\{ 1.0 - 0.1 (1-X)^{0.4} \left(\frac{\rho_f}{\rho_g} - 1 \right)^{0.4} \right\}^{-1.5} \quad (4-17)$$

モード6 層流プール沸騰 (Berenson)

$$q = F(P) (T_w - T_{sat})^{3/4} \quad (4-18)$$

$F(P)$ は圧力の函数として次の表の内挿による。

P (psi)	F (P)
15	128
100	236
500	412
1000	510
1500	615
2000	705

モード8 過熱蒸気強制対流 (Dittus-Boelter)

式の形は(4-11)と全く同じである。

モード9 低圧流膜沸騰 (Dougal-Rohsenow)

$$h = 0.023 \frac{K_g}{De} Pr_g^{0.4} \left[Re_g \left\{ X + \frac{\rho_g}{\rho_f} (1-X) \right\} \right]^{0.8} \quad (4-19)$$

この式はモード8のDittus-Boelterの式の補正式であるが、圧力が500 psi 以下の時モード5の代用として使われる。 $(q_s < q_{s5}$ の場合のみ)

これらの式に使われている記号の意味と単位は、

- ϕ : 热流束 ($Btu/ft^2 \cdot hr$)
- Re : レイノルズ数
- Pr : プラントル数
- T : 温度 ($^{\circ}F$)
- P : 圧力 (lb/in^2)
- ρ : 密度 (lb/ft^3)
- K : 热伝導度 ($Btu/ft \cdot ^{\circ}F$)
- μ : 静粘性係数 ($lb/ft \cdot hr$)
- X : クオリティー
- De : 等価水力直径 (in)

であり、また添字は sat が飽和条件、 f が飽和水、 g が飽和蒸気を示す。

4.4 限界熱流束 (CHF)

Fig. 3 の沸騰曲線において、核沸騰による熱流束がある限界値 (q_{CHF}) に達すると、壁温の上昇と共に熱流束がかえって減少する遷移沸騰、続いて膜沸騰領域に移り、表面熱伝達率は急激に低下する。したがって限界熱流束を与える式の選択は温度計算上きわめて重要であるが、広範囲の過渡条件下で使用できる良い式はないというのが実情である。

FREG-3Tでは冷却水が2相状態 ($0 < X < 1$) にある場合は他の条件に拘らず GE の

プローダウン関係式⁽⁴⁾

$$\begin{aligned} q_{CHF} &= 10^6 (0.8 - X) \quad (G \geq 0.5 \times 10^6) \\ &= 10^6 (0.84 - X) \quad (G > 0.5 \times 10^6) \end{aligned} \quad (4-20)$$

を使用している。ここで

q_{CHF} : 限界熱流束 ($Btu/ft^2 \cdot hr$)

X : クオリティ

G : 質量速度 ($lb/ft^2 \cdot hr$)

一方サブクール水 ($X < 0$) の場合は RELAP-4 (Mode 5)⁽¹⁾ に従い、圧力に応じて定常状態で得られた 3つの式、B&Wの式、Barnet の式および修正 Barnet の式を使用している。

B & Wの式 ($P \geq 1500$ psi)

$$\begin{aligned} q_{CHF} &= \frac{1.5509 - 0.40703(12D_e)}{1.271 \times (3.0545G')^A} \\ &\times \{ 0.3702 \times 10^8 (0.59137G')^B - 0.15208 \times H_{fg} G \} \quad (4-21) \\ A &= 0.71186 + (2.0729 \times 10^{-4})(P-2000) \\ B &= 0.834 + (6.8479 \times 10^{-4})(P-2000) \end{aligned}$$

ここで、原式にある軸方向出力分布補正項は非定常問題であるから除いてある。

D_e : 等価直径 (in.)

G' : $G/10^6$

H_{fg} : 蒸発の潜熱 (Btu)

Barnet の式 ($1000 < P < 1300$)

$$\begin{aligned} q_{CHF} &= 10^6 \times \frac{A + B(H_f - H_{in})}{C + L} \quad (4-22) \\ A &= 6.745 \times D_{HE}^{0.68} \cdot G'^{0.192} (1 - 0.744 e^{-6.512 D_{HY} G'}) \\ B &= 0.2587 D_{HE}^{1.261} \cdot G'^{0.817} \\ C &= 1.85 \times D_{HY}^{1.415} \cdot G'^{0.212} \end{aligned}$$

ここで、 H , H_{in} : エンタルピ (Btu/lb)

D_{HE} : 加熱面等価直径 (in.)

D_{HY} : $= \sqrt{D_r(D_r + D_{HE})} - D_r$ (in.)

D_r : 燃料棒直径 (in.)

L : チャンネルの長さ (in.)

修正 Barnet の式 (P < 725)

q_{OHF} の式の形は (4-22) と同じであるが、各係数 A, B, C は

$$A = 73.71 D_{HE}^{0.052} G'^{0.663} (1 - 0.315 e^{-11.34 D_{HY} G'})$$

$$B = 0.104 D_{HE}^{1.445} G'^{0.691}$$

$$C = 45.44 D_{HY}^{0.0817} G'^{0.5866}$$

となる。

各式の適用範囲の中間では内挿によっている。またたとえば B-W 式で $D_e > 0.318$ in. の場合 q_{OHF} は負になってしまいが、 q_{OHF} には 9×10^4 Btu/ft²·hr を下限と設定している。

4.5 燃料、被覆管の熱伝導率、比熱、およびギャップ熱伝達率

燃料ペレットの熱伝導率は UO_2 について Lyons の式他4つの式および MATPRO⁽³⁾ の式をオプションとして持っているが、標準的には Lyons の式を用いている。これは原式に密度の補正を加えたもので、

$$K = \frac{1.025}{0.95} \left\{ \frac{f}{1 + (1-f)/2} \right\} \left\{ \frac{38}{129.4 + T} + 6.1256 \times 10^{-13} T^3 \right\} \quad (4-23)$$

ここで K は熱伝導率 (W/cm·deg), f は理論密度比, T は温度 (°K) である。他の式については巻末の入力マニュアルおよび FREQ-3 レポート⁽⁵⁾ を参照されたい。PuO₂ の割合が無視できない場合は MATPRO の式を使用しなければならない。

比熱は燃料ペレット、被覆管共に MATPRO の式を使用している。被覆管の熱伝導率は MATPRO の式または GAPCON-THERMAL による表を選ぶことができる。

ギャップ熱伝達率については Ross-Stoute の式にリロケーション・モデルを付加したものを使標準的に使用し、さらに輻射伝熱を考慮している。また MATPRO のモデルを選ぶこともできるが、MATPRO も Ross-Stoute の式を使用していることには変りなく、ただリロケーション・モデルが異なるだけである。

Ross-Stoute の式は元々ギャップが閉じている場合の熱伝達を与えるものであり、これにギャップが閉じていない場合の式として単純にギャップ・ガスの熱伝導を与える項を付加して使うのがふつうである。

ギャップの開閉の判定は次の条件による。

$$\begin{aligned} t_g &> 1.98(R_f + R_c) && (\text{オープン}) \\ t_g &\leq 1.98(R_f + R_c) && (\text{クローズ}) \end{aligned} \quad (4-24)$$

ここで t_g はホット状態における半径ギャップ幅、 R_f, R_c は燃料ペレットと被覆管内面

の表面粗さ(算術平均値)である。

拡張された Ross-Stoute の式は次の形に書かれる。

$$h_g = AP_i + \frac{K_g}{t + (g_1 + g_2)} \quad (\text{クローズ}) \quad (4-25a)$$

$$= \frac{K_g}{t_g + (g_1 + g_2)} \quad (\text{オープン}) \quad (4-25b)$$

ここで h_g はギャップ熱伝達率, K_g はガスの熱伝導率, P_i は接触圧力(kg/cm^2)である。Aはいくつかの物性定数からなる係数であり, g_1, g_2 は temperature jump distance と呼ばれる補正項であるが, ともに F R E G - 3 のレポート⁽⁵⁾に詳しく解説されているので, ここでは省略する。(4-25a) の t は

$$t = 1.98 e^{-0.00125 P_i} (R_f + R_c) \quad (4-26)$$

で与えられる。そこでちょうど接觸が生じた瞬間を考えると, 接触圧 $P_i = 0$ であり, $t_g = 1.98(R_f + R_c)$ であるから, $t = t_g$ となり, (4-25b) は(4-25a)に連続的につながることになる。

(4-25b)式は, ギャップを単純に同心円環状ガス層とした熱伝導の式であるから, 実際の燃料に存在するペレットの割れや位置のかたよりを考慮したリロケーション・モデルを考えなければならない。F R E G - 3 T では次のような単純なモデルに基づく式を使用している。

- 1) ペレットは半径方向のクラックにより, 多くの扇形の断片になる。
- 2) 断片のうち 90% は同心円状配置に留まるが, 残りの 10% (リロケーション片) は外側に移動する。
- 3) 移動量は被覆管に接觸するまで, またはコールドギャップの 40% までとする。
- 4) リロケーション片だけが被覆管と接觸しても接觸圧力は生じない。
- 5) 90%, 10% の断片それぞれに独立に Ross-Stoute の式が成り立ち, 全体のギャップ熱伝達率は両者の和で与えられる。

これを式に書けば,

$$h_g = 0.9 h_1 (t_g) + 0.1 h_2 (t'_g) \quad (4-27)$$

$$t'_g = \max \{ (t_g - 0.4 t_{g0}), 1.98 (R_f + R_c) \} \quad (4-28)$$

ここで t_g はホット状態での公称ギャップ幅, t_{g0} はコールド状態での公称ギャップ幅(ともに半径)であり, h_1, h_2 はそれぞれの引数 t_g, t'_g についての(4-24)式の判定結果により, (4-25a)または(4-25b)式から求まる熱伝達率である。

リロケーション片の移動量に $0.4 t_{g0}$ という上限を設けた理由は, L O C A の場合のように, ペレットは収縮する傾向にあるのに被覆管のふくれによってギャップ幅が拡大する条件で, リ

ロケーションが被覆管の動きにどこまでも追随するとは考えられないからである。

通常運転条件では、出力が非常に小さい場合に

$$t_g - 0.4 t_{g0} > 1.98 (R_f + R_c)$$

となるが、大体はソフト・コンタクトの状態が実現されることになる。

このモデルは非軸対称的なリロケーションを考える点で MATPRO のモデルと似ているが、 MATPRO の式は燃焼度の効果を入れた複雑な形を持っている。

FREG-3T では定常照射中に生じた変化はすべて別途計算することにし、過渡状態開始点の直前の冷態時公称寸法にそれらの変化を含めて入力するので、リロケーション・モデルそのものに燃焼度の効果を入れる必要はないという考えに立っている。なお MATPRO のモデルもオプションとして入っている。

ギャップ熱伝達にはこの他高温では輻射による熱伝達が重要になる。輻射による熱流束は

$$\begin{aligned} q_r &= Q_r / A_f \\ &= \sigma \left\{ \frac{1}{\epsilon_f} + \frac{A_f}{A_c} \left(\frac{1}{\epsilon_c} - 1 \right) \right\}^{-1} \{ T_f^4 - T_c^4 \} \end{aligned} \quad (4-29)$$

で与えられる。ここで σ はステファンボルツマン定数、 ϵ は輻射率、 A は表面積で、添字 f や c はそれぞれ燃料ペレットおよび被覆管を示す。(4-29)式は非線型であり、熱伝達率の概念では扱えないが、便宜上これを次の形に書く。

$$q_r = h_r (T_f - T_c) \quad (4-30)$$

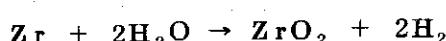
$$h_r = \sigma \left\{ \frac{1}{\epsilon_f} + \frac{A_f}{A_c} \left(\frac{1}{\epsilon_c} - 1 \right) \right\}^{-1} (T_f + T_c)(T_f^2 + T_c^2) \quad (4-31)$$

(4-30)式の温度 T を今タイムステップの値とし、(4-31)式の T に前ステップの値を用いることにより、便宜的に輻射熱伝達率 h_r を定義することが出来、タイム・ステップが小さければ問題を生じない。

4.6 ジルコニウム—水反応

ジルコニウム—水反応は現バージョンでは反応熱の温度計算への寄与が考慮されているのみであり、反応層の増加による被覆管の機械的性質の変化、熱伝導度の変化等は考慮されていない。

反応の化学式は



であり、反応速度は放物線則に従うものとして、

$$W^2 = K_p t \quad (4-32)$$

ここで反応量を表わす W に反応した（元の）ジルコニウムの量 (g^2/cm^4) をとり、Baker - Just⁽⁶⁾ の式を用いると、

$$K_p = 33.3 \exp(-45,500/RT) \quad (4-33)$$

ここで t は時間 (sec), R は気体定数 (cal/mol·deg), T は温度 ($^\circ\text{K}$) である。反応層の厚みを h (cm) とすると、(4-32)式を密度 ρ の二乗で割って、

$$h^2 = W^2 / \rho^2 = \frac{K_p}{\rho^2} t \quad (4-34)$$

温度が変化する条件下では、上式を

$$h_{m+1}^2 - h_m^2 = \frac{K_p^{m+1}}{\rho^2} \Delta t \quad (4-35)$$

の形に書き

$$h_{m+1} = \sqrt{h_m^2 + \frac{K_p^{m+1}}{\rho^2} \Delta t} \quad (4-36)$$

により、タイム・ステップ ($m+1$) における反応層の厚み h_{m+1} を順次求める。

タイム・ステップ Δt の間に反応したジルコニウムの燃料棒単位長さあたり体積は、外面酸化の場合、

$$V (\text{cm}^3/\text{cm}) = \pi \{ (r_0 - h_m)^2 - (r_0 - h_{m+1})^2 \} \quad (4-37)$$

で与えられる。 r_0 は元の外半径である。

これから反応熱 Q_0 を用いて、タイム・ステップ Δt の間の発熱量（単位長さあたり） q が、

$$q = \frac{V}{\rho} Q_0 \quad (4-38)$$

により求められ、外面酸化の場合被覆管最外メッシュの、また内面酸化の場合最内メッシュの発熱項に加えている。

反応熱 Q_0 は厳密には温度の函数であるが、ここでは

$$Q_0 = 6512 \text{J/g-Zircaloy}$$

としている。

5. 変形計算モデル（サブコード DEFORM）

5.1 基本的な仮定

燃料棒は同心円状の無限円筒の組み合わせと考える。すべての歪量は冷態時の公称寸法を基準にして表現されるが、過渡現象開始点までに生じた半径方向変形量は各軸方向ノード毎に、（燃料、被覆管別々に）入力することができる。

燃料ペレットは剛体とし、熱膨張による変形のみを考える。（内部の熱応力変形は場合により考慮する。）被覆管の変形の駆動力は内外の圧力差およびペレットと接触している場合はその相互作用である。ペレットとの接觸が起ると被覆管は $r - z$ 両方向に伸ばされ、変位はもっぱらペレットの熱膨張で規定されることになる。ペレットと被覆管の間のすべりは考慮せず、被覆管は軸方向にペレットの代表点（通常はディッシュ肩位置）の熱膨張に従って伸ばされる。また変形は軸方向ノード毎に局所的にとらえ、遠方で生じた接觸により生ずる軸力の効果は考慮しない。

被覆管の変形モードは熱膨張の他、弾性および塑性変形（高温では実質的にはクリープ）である。ある軸方向ノードにおいて塑性変形量がある限度を超えると、そのノードは破裂と判定され、燃料棒全体にわたって圧力差による変形は終息する。

ジルコニウム-水反応による酸化物層の形成、酸素による二相領域の移動、機械的性質の変化等は考慮していない。物性値は最も重要な被覆管の塑性データについて独自のモデルを使用している他は、大体MATPROに依存している。

5.2 燃料ペレットの熱膨脹

燃料ペレットは半径方向に分割し、各リンク毎に熱膨脹計算を行う。熱膨脹データはMATPROにより、

$$[(\text{UO}_2)] \frac{\Delta L}{L} = -4.972 \times 10^{-4} + 7.107 \times 10^{-6} T + 2.581 \times 10^{-9} T^2 + 1.14 \times 10^{-13} T^3$$

$$[(\text{PuO}_2)] \frac{\Delta L}{L} = -3.9735 \times 10^{-4} + 8.4955 \times 10^{-6} T + 2.1513 \times 10^{-9} T^2 + 3.7143 \times 10^{-16} T^3$$

(T : 温度 (°K))

と与えられ、混合酸化物は重みつき平均によっている。各リンクの熱膨脹から全体の変形を計算する方法として、

$$\begin{aligned} \text{MODEXP} &= 0 && \text{HALF CRACK モデル (GAPCON モデル)} \\ &= 1 && \text{COMPLETE CRACK モデル} \end{aligned}$$

の2つを用意しているが、標準的に使用しているのはHALF CRACK モデルである。各リンクの変形を、

$$\Delta R_i = \alpha_i \cdot \Delta r_i \quad (5-1)$$

$$\Delta R_i^* = \alpha_i \cdot r_i \quad (5-2)$$

とする。ここで Δr_i , r_i は基準温度でのリングの幅およびメッシュ点半径であり, α_i は基準温度から温度 T_i まで積分された熱膨脹係数である。

MODEXP=0 の場合

ΔR_i^* が最大になるリングを探す。そのリングの番号を IB で表わして、各リングの変位は、

$$\begin{aligned} u_i &= \Delta R_i^* && (\text{NFIP} \leq i \leq \text{IB}) \\ &= u_{\text{IB}} + \sum_{i=\text{IB}}^{\text{NFOP}} \Delta R_i && (\text{IB}+1 \leq i \leq \text{NFOP}) \end{aligned} \quad \} \quad (5-3)$$

MODEXP=1 の場合

全部のリングについて

$$u_i = \sum_{\text{NFIP}}^{\text{NFOP}} \Delta r_i \quad (5-4)$$

とする。ただし NFIP, NFOP はそれぞれペレットの内周および外周メッシュを示す。

HALF CRACK モデル (MODEXP=0) はクラックが外側からメッシュ点変位が最大となるリングまで入り、それより内側では変形は拘束され、外側では自由に熱膨脹するとするもので、物理的意味は次のように解釈される。

各リングの境界にうすい円周クラックを考えて切り離し、各リングはメッシュ点温度で代表される等温熱膨脹するとした場合、 ΔR_i^* が最大となるリングで初めて外側のリングと接触を起し、したがって外側のリングに円周方向引張応力を生じさせ、クラックが外側からそこまで入るというものである。このような離散化の論理の正当性には疑問があり、また現実のペレットには大体中心までクラックが入っているが、完全に自由に熱膨脹するとするモデルもやゝ行き過ぎと考えられるので、この HALF CRACK モデルを標準的に使用している。

クラックを仮定してペレットを熱膨脹させた場合、ガス・ギャップの体積が一部クラック体積に変換される。クラック体積は燃料棒単位長さあたり、

$$V_c = 2\pi \sum_{i=\text{IB}}^{\text{NFOP}} (u_i - \Delta R_i^*) \quad (5-5)$$

により計算される。

5.3 被覆管の変形

被覆管は熱膨脹、内外圧の差および燃料ペレットとの相互作用により変形するものとする。変形は軸対称無限長薄肉 shell の理論を用いて取扱う。変形量は肉厚中点における値で代表させ、ペレットとの接触、変形による肉厚の変化等を考慮する時にのみ、内外面における変位量を計算する。 $\alpha - \beta$ 2相領域は温度変化速度その他の条件に拘らず、常に $820 - 980^{\circ}\text{C}$ にあるものとする。

5.3.1 热膨脹

热膨脹計算式は MATPRO によっている。Zry = 2, 4 共通に、

軸方向

$$\frac{L}{L_0} = -2506 \times 10^{-5} + 4.441 \times 10^{-6} T \quad (27^{\circ}\text{C} < T < 800^{\circ}\text{C})$$

$$= -8.3 \times 10^{-3} + 9.7 \times 10^{-6} T \quad (1000^{\circ}\text{C} < T < T_{\text{melting}})$$

$800^{\circ}\text{C} - 1000^{\circ}\text{C}$ ではデータを与えて内挿する形をとっている。

半径方向

$$\frac{L}{L_0} = -2373 \times 10^{-4} + 6.721 \times 10^{-6} T \quad (27^{\circ}\text{C} < T < 800^{\circ}\text{C})$$

$$= -6.8 \times 10^{-3} + 9.7 \times 10^{-6} T \quad (800^{\circ}\text{C} < T < T_{\text{melting}})$$

$800^{\circ}\text{C} - 1000^{\circ}\text{C}$ では軸方向と同様、内挿データを与えている。

热膨脹は肉厚中点における値で代表させる。したがって半径方向に一様であり、热応力は考慮しない。

5.3.2 内外圧差による変形

燃料棒内外の圧力の差による被覆管の変形（特にふくれ）は LOCA 時における最も重要な変形モードと考えられている。FREG-3T では塑性不安定点を越えた大きなふくれ、軸方向、周方向に不均一な変形（座屈、バルーニング等）は考えず、小変形の理論を用いて軸対称かつ軸方向に均一な歪として取扱える範囲を計算対象としている。実際、5 %程度まで均一にふくれた燃料棒がそれ以上隣の燃料棒と接触するまで（約 30 %），ふくれ続けるかどうかは、被覆管内外の温度、圧力、流動条件で全く様相が異なってしまうと考えられ、単一燃料棒の解析コードで大変形まで扱うことはあまり意味のあることではない。

内外圧差による被覆管応力の各成分は

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{\theta} &= \frac{P_i \cdot r_{01} - P_0 \cdot r_{00}}{r_{00} - r_{01}} \\ \sigma_z &= \frac{P_i \cdot r_{01}^2 - P_0 \cdot r_{00}^2}{r_{00}^2 - r_{01}^2} \\ \sigma_r &= -\frac{P_i + P_0}{2} \end{aligned} \right\} \quad (5-6)$$

で与えられる。ここで P_i, P_0 は内外圧、 r_{01}, r_{01}, r_{00} は被覆管内外面の半径である。ただし σ_r は $\sigma_{\theta}, \sigma_z$ にくらべて小さいので無視している。

これから弾性歪が

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{\theta} &= \frac{1}{E} (\sigma_{\theta} - \nu \sigma_z) \\ \epsilon_z &= \frac{1}{E} (\sigma_z - \nu \sigma_{\theta}) \\ \epsilon_r &= \frac{\nu}{E} (\sigma_{\theta} + \sigma_z) \end{aligned} \right\} \quad (5-7)$$

により計算される。ここで E はヤング率、ν はボアソン比であり、いずれも MATPRO のデータを用いている。一方塑性歪を計算するため、von Mises の降伏応力が (5-6) 式を用い、 σ_r を無視して

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_{\theta}^2 - \sigma_{\theta} \sigma_z + \sigma_z^2} \quad (5-8)$$

により計算される。これから応力一歪線図を用いて、タイムステップの間の一般化塑性歪増分 $\Delta \epsilon_{eq}^P$ が求められるが、応力一歪関係式の良否が変形計算全体の中で最大の問題点となっている。応力一歪関係式の詳細および問題点については 5.3.4 節で述べる。

一般化塑性歪増分 $\Delta \epsilon_{eq}^P$ が求まるとき、Prandtl-Reuss の流れ則を用いて塑性歪増分の各成分が、

$$\left. \begin{aligned} \Delta \epsilon_{\theta}^P &= \frac{3}{2} \cdot \frac{S_{\theta}}{\sigma_{eq}} \Delta \epsilon_{eq}^P \\ \Delta \epsilon_z^P &= \frac{3}{2} \cdot \frac{S_z}{\sigma_{eq}} \Delta \epsilon_{eq}^P \\ \Delta \epsilon_r^P &= -\Delta \epsilon_{\theta}^P - \Delta \epsilon_z^P \end{aligned} \right\} \quad (5-9)$$

により計算される。ここで S_{θ}, S_z は各方向の偏差応力であり、

$$\left. \begin{aligned} S_\theta &= \sigma_\theta - \frac{1}{3} (\sigma_\theta + \sigma_z) \\ S_z &= \sigma_z - \frac{1}{3} (\sigma_\theta + \sigma_z) \end{aligned} \right\} \quad (5-10)$$

で与えられる。

これにより、燃料ペレットと被覆管が接触していない場合の全歪（熱膨脹および弾塑性）の各成分 ϵ_r , ϵ_θ , ϵ_z が定められる。これらを用いてまず被覆管の中点の新しい半径および肉厚が、

$$r_m = r_{m0} (1 + \epsilon_\theta) \quad (5-11)$$

$$t = t_0 (1 + \epsilon_\theta^{\text{th}})^2 / (1 + \epsilon_\theta) \quad (5-12)$$

により求められる。ここで r_{m0} および t_0 はそれぞれ初期コールド状態における中点半径および肉厚である。

(5-12) 式は被覆管の断面の面積が変形の前後で一定であるという仮定から求めたものである。

被覆管の各メッシュ点の半径は内外面も含め比例計算により

$$r_j = r_m + (r_{j0} - r_{m0}) \times \frac{t}{t_m} \quad (5-13)$$

と定められる。

被覆管の各軸ノードの長さ変化は単純に

$$h_i = h_{i0} (1 + \epsilon_z) \quad (5-14)$$

により計算される。

なおペレット被覆相互作用はLOCAの際にはそれほど問題にならないが、PCM, RIA等の場合には重要な変形モードであると考えられる。現バージョンではペレットと被覆管が接触していると判定された場合、単に被覆管を食い違い量だけ外側に移動させるにとどめ、応力、歪の計算は行っていない。次のバージョンでは少なくとも被覆管側について詳細な計算を行う予定である。

5.3.3 ジルカロイ応力-歪関係式

被覆管の変形計算を行う上で最大の問題点は、いうまでもなく塑性曲線モデルの選択である。特に事故時挙動解析コードでは扱う温度範囲が広いので困難は増加する。

一般に低温（原子炉定常温度程度）と高温におけるジルカロイの変形挙動の相違を 真応力-真歪線図の形で模式的に書くと Fig. 4 のようになる。低温では降伏点が明瞭でなく、塑性領域では応力が歪と共に増加する加工硬化曲線を描く。高温では降伏点が明瞭になり、加工硬化はほとんど存在しない。応力は歪速度に依存するようになる。

これを一般式の形で書くと、塑性領域の応力-歪関係は

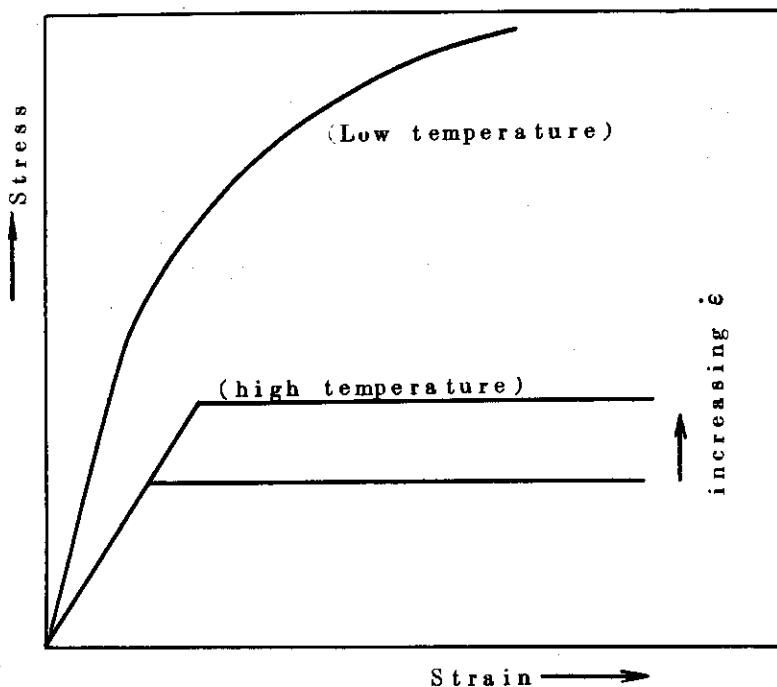


Fig.4 Illustration of stress-strain relationship of Zircaloy, difference of basic features at low and high temperature.

$$\sigma = K \cdot \epsilon^n \cdot \dot{\epsilon}^m \quad (5-15)$$

となり、また弾性式は

$$\sigma = E(\epsilon - \epsilon^P) \quad (5-16)$$

と書かれる。ここで σ , ϵ は 2 軸応力状態ではそれぞれ相当応力、一般化歪(真応力、真歪)であり、 ϵ^P は歪の塑性成分である。E はヤング率、K は温度に強く依存する定数であり、UTS にほぼ相当する。n は歪硬化指数、m は歪速度指数と呼ばれるが、

$$(\text{高温で}) \quad n = 0$$

$$(\text{低温で}) \quad m = 0$$

となる。

したがって応力を与えて歪(または増分または歪速度)を得ようとする場合、低温と高温では(5-15)式の解き方を変えなければならない。MATPRO では高温でも n を完全にゼロとせず、小さい値をセットして(5-15)式を

$$\epsilon = (\sigma/K)^{\frac{1}{n}} \cdot (\dot{\epsilon})^{-\frac{m}{n}} \quad (5-17)$$

の形で解いているが、これだと $\dot{\epsilon}$ について繰り返し収束計算をしなければならない。(上の式から ϵ を求め、これから、前ステップの歪を引いて増分を求め、 $\dot{\epsilon} = \Delta \epsilon / \Delta t$ として再び代入する。)

高温では $n = 0$ であるから、これより(5-15)式を、

$$\dot{\epsilon} = (\sigma/K)^{\frac{1}{m}} \quad (5-18)$$

の形に書いて直接歪速度すなわち歪増分を求める方が自然である。（すなわちクリープとして扱うことである。）

FREG-3Tの応力-歪関係サブルーチンでは高温と低温で使用するデータそのものと、解き方を変えている。いずれの場合も入力データは応力と歪の前歴であり、歪増分が output される。

低温領域 (T < 730 °K)

ここでは MATPRO のモデルを使用している。塑性領域において応力 σ (N/m^2) と真歪 ϵ の関係は、

$$\sigma = K \epsilon^n \quad (5-19)$$

と書かれ、定数 K 、 n は温度 T ($^{\circ}$ K) の函数として、

$$K(T) = 1.075 \times 10^9 - 9.996 \times 10^5 \times T \quad (5-20)$$

$$n(T) = -0.0186 + 7.11 \times 10^{-4} T - 7.721 \times 10^{-7} T^2 \quad (5-21)$$

で与えられる。 K および n は冷間加工量、および照射量によって変化し、

$$K = K(T) (1 - 0.546w) \quad (5-22)$$

$$\left. \begin{aligned} n &= n(T) \cdot Y \cdot Z \\ Y &= 0.847 e^{-39.2w} + 0.153 - 0.0916w + 0.229w^2 \\ Z &= \exp[-(\phi t)^{1/3} / (3.73 \times 10^7 + 2 \times 10^8 w)] \end{aligned} \right\} \quad (5-23)$$

ここで w は冷間加工量 (m^2/m^2)、 ϕ は高速中性子束 ($n/m^2 \cdot sec$) である。

なお MATPRO 自体では、(5-15)式の m に小さい値をセットしているが、無意味なので FREG-3T では $\dot{\epsilon}^m$ の項は省略している。

応力と前ステップの塑性歪 ϵ^P が入力されると、(5-16)式により ϵ_1 、(5-19)式により ϵ_2 を計算する。

$\epsilon_1 > \epsilon_2$ の場合 弹性範囲であり $\epsilon = \epsilon_1$ とする。

$\epsilon_1 \leq \epsilon_2$ の場合 降伏と判定し $\epsilon = \epsilon_2$ とする。

歪増分は上の ϵ と前ステップの ϵ との差である。

α相高温領域 (730 °K < T < 1093 °K)

730 °K 以上ではいずれの場合もクリープの式を用いているので、まず歪速度が計算され、これにタイム・ステップの幅 At を乗じて塑性歪増分を求め出力する。弹性歪成分は応

力に応じて(5-16)式により計算されるが、降伏判定は行わない。(応力-歪関係として(5-15)の形の式を用いることは、 $\dot{\epsilon}$ の自由度からいって、材料が常に降伏していると仮定することに等しい。)

α 相ジルカロイの高温領域では、Clay-Redding の2次クリープ式⁽⁷⁾を基本にし、これにCANSWELのモデル⁽⁸⁾で提案されているGarofaloタイプの1次クリープ補正項を用いてい る。

歪速度 $\dot{\epsilon}$ (sec^{-1}) は応力 σ (MN/m^2), 温度 T ($^\circ\text{K}$) の函数として,

$$\left. \begin{aligned} \dot{\epsilon} &= \dot{\epsilon}_s \{ 1 + m \epsilon_p \exp(m \epsilon_s) \} \\ \dot{\epsilon} &= 2920 \sigma^5 \exp \left(- \frac{34508}{T} \right) \\ m &= 360, \quad \epsilon_p = 0.005 \end{aligned} \right\} \quad (5-24)$$

で与えられる。ここに $\dot{\epsilon}_s$ は2次クリープ速度, ϵ_s は2次クリープ歪である。

β 相領域 ($1253^\circ\text{K} < T$)

β 相ジルカロイについてはClendening⁽⁹⁾の2次クリープデータを用い、1次クリープは考慮しない。歪速度 $\dot{\epsilon}$ (sec^{-1}) は

$$\dot{\epsilon} = 24 \sigma^{3.7} \exp \left(- \frac{18220}{T} \right) \quad (5-25)$$

で与えられる。 σ は応力 (MN/m^2) である。

$\alpha - \beta$ 2相領域 ($1093^\circ\text{K} < T < 1253^\circ\text{K}$)

$\alpha - \beta$ 2相領域のジルカロイは超塑性挙動を示すことが知られているが、詳細な変形挙動については不明な点が多い。FREG-3Tでは実用性の観点からFig. 5のようなモデルにより α 相と β 相のクリープ式を内挿して用いている。すなわち α 相と β 相がそれぞれの存在比率に従って与えられた荷重を負担するとするもので、Kearns et al⁽¹⁰⁾はこのようなモデルにより超塑性挙動 ($m > 0.3$) をある程度再現できることを示している。(Kearnsらのモデルは実際にはこれよりやゝ複雑であるが、一般的に使用しうる物性値が示されていない。)

α 相と β 相の存在比率は温度により比例的に決定されるものとして、

$$\left. \begin{aligned} V_A &= (1253 - T)/160 \\ V_B &= 1 - V_A \end{aligned} \right\} \quad (5-26)$$

応力を α 相と β 相が並列的に負担するとして、

$$\sigma = V_A \sigma_A + V_B \sigma_B \quad (5-27)$$

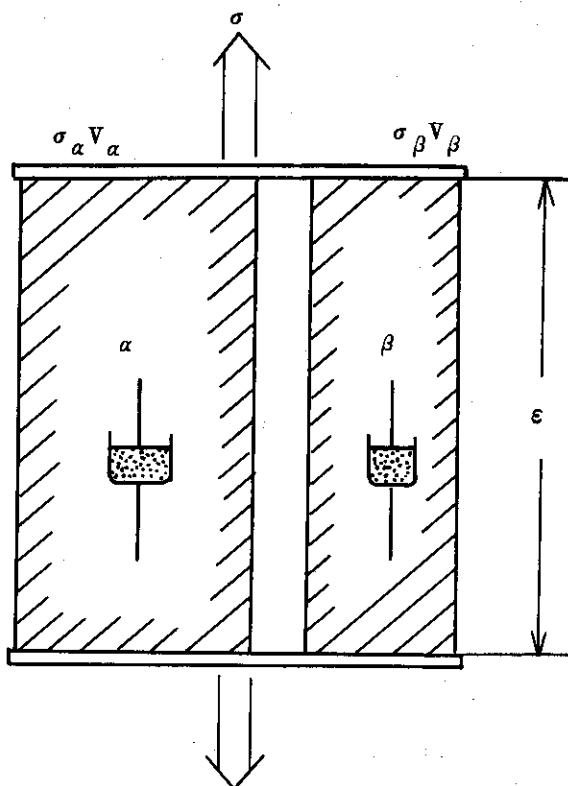


Fig. 5 Illustration of interpolation model for Zircaloy creep in the two phase temperature region.

α 相, β 相の内部応力 σ_A , σ_B はそれぞれの単相領域の 2 次クリープ式に従って歪速度 $\dot{\epsilon}$ (共通) と関係づけられるとして,

$$\left. \begin{aligned} \dot{\epsilon} &= 2920 \sigma_A^5 \exp \left(-\frac{34508}{T} \right) \\ &= 24 \sigma_B^{3.7} \exp \left(-\frac{18220}{T} \right) \end{aligned} \right\} \quad (5-28)$$

(5-27), (5-28) 式を 2 分割法による繰り返し計算で解くことになるが、式の形からわかるように $\dot{\epsilon}$ についての収束性はきわめて良い。

5.3.4 被覆管の破裂

FREG-3T では被覆管の破損モードとして過大なふくれによる破裂のみを考えている。被覆管の周方向歪が限界値に達すると破損と判定される。限界値は MATPRO の式を使用しており、温度と（低温では）加工度の函数である。LOCA の場合問題となる温度範囲では 2 相領域で伸びが最小となる良く知られた S 字形曲線を表現しているが、これによると最小の破裂歪は約 0.3 である。この値は FREG-3T で用いている微小歪の理論に問題が出て来るレベルであり、また標準 PWR 燃料アセンブリーでは燃料棒間ピッチがほぼ埋め尽されるレベル

でもある。したがって F R E G - 3 T のような単ビン・コードの限界を超える問題であり、一応数値は出るものあまり意味はない。

6. 燃料棒内圧計算モデル

燃料棒内の空間には通常はじめにヘリウム・ガスが充填され、照射中に核分裂により生成、放出されたクリプトン、キセノン等の希ガスが混入する。FREG-3Tでは定常時、過渡時ともガスの生成、放出は計算しないので、事故あるいは過渡現象の開始点におけるガスの組成および全圧（あるいは全モル数）を冷態時の条件で入力しなければならない。

ガスの圧力を計算する上で次の2つの基本的な仮定を設ける。

- 1) ガスは理想気体の法則に従う。
- 2) ガスの比熱は考慮しない。すなわちガスの温度は燃料棒の小部分ごとに周囲の固体の平均温度に等しいものとする。

燃料棒内の圧力は定常状態では至る所一定と考えられるが、速い過渡現象の進行中は圧力分布が不均一になることも考えられ、この場合はガスの流動抵抗を考慮した取扱いをしなければならない。FREG-3Tでは入力により、均一圧力の計算と圧力分布のある計算を選択することができるが、不均一な圧力分布のオプションを選んだ場合でも、結果として流動抵抗が小さい場合には均一な圧力の計算を行う。

6.1 燃料棒内均一圧力の計算

燃料棒内空間の小部分ごとに理想気体の法則により、

$$P V_i = n_i R T_i \quad (6-1)$$

が成り立つ。ここで V_i , n_i , T_i は小部分 i の体積、ガスマル数、温度である。これを変形して、

$$n_i = \frac{P}{R} \left(\frac{V_i}{T_i} \right) \quad (6-2)$$

全空間体積にわたって (6-2) 式を加え合わせて、

$$n = \frac{P}{R} \sum_i \left(\frac{V_i}{T_i} \right) \quad (6-3)$$

となり、したがって均一な圧力 P は、

$$P = n R / \sum_i \left(\frac{V_i}{T_i} \right) \quad (6-4)$$

で与えられる。ここで n は燃料棒内全ガスマル数であり、入力または始めに圧力から計算される。

空間の小部分はまず軸方向ノードごとに考え、次にノードごとにギャップ体積、燃料ペレッ

ト内のクラック体積を考える。(6-2)~(6-4)式において i を軸ノード番号とすると、

$$\left(\frac{V}{T}\right)_i = \left(\frac{V}{T}\right)_{gi} + \left(\frac{V}{T}\right)_{ci} \quad (6-5)$$

添字 g , c はそれぞれギャップおよびクラックを示す。

クラック体積については4.1節で述べた。ギャップ体積はホット状態の公称ギャップ寸法より求める。すなわちギャップ熱伝達率を求める際に仮定したペレット断片の(一部の)移動は考慮しない。

クラック内のガス温度は燃料中心温度と表面温度の算術平均とする。またギャップガス温度もペレット表面と被覆内面の温度の平均に等しいとする。

プレナムは燃料スタックの上部には必ずあるものとし、下部にもう1つある場合も扱える。上部プレナムのホット状態における体積は、

$$v_{pu} = v_{puo} \left(1 - \delta \cdot \frac{\Delta h_s}{L_{puo}}\right) \quad (6-6)$$

で与えられる。ここで v_{puo} および L_{puo} は初期上部プレナム体積および長さであり、 Δh_s は燃料スタックの全伸びであり、通常各ノードにおけるディッシュ肩位置の熱膨脹から計算される。ディッシュがない場合は燃料中心部のそれが使われる。 δ は定数で、

$$\delta = 1 \quad (\text{下部プレナムがない場合})$$

$$= \frac{1}{2} \quad (\text{下部プレナムがある場合})$$

下部プレナムがある場合は $\delta = \frac{1}{2}$ として(6-6)式と同じ形の式で体積が計算される。すなわち上下にプレナムがある場合、燃料スタックの熱膨脹は半分ずつ吸収されるとするものである。プレナムの温度は上下共、単純に対応する冷却材局所温度に等しいとしている。

現在のモデルでは燃料ペレットの中心孔、ディッシュ、チャンファー等の体積は考慮されていない。これらは体積としての寄与は小さいので、LOCAの条件下等ではあまり重要でないが、燃料内の温度勾配が急な条件下では多少問題になるかも知れない。(体積そのものはプレナム体積に含まれられる。温度の相違による圧力への寄与の大小が問題となるわけである。)

変形計算サブコードで被覆管のある部分に破裂が判定された場合は、燃料棒内圧力は冷却材圧力に等しいとおかれる。

6.2 不均一圧力分布——ガスの流れの計算

被覆管のある部分が急にふくれ始めたような場合、その部分の圧力は急に低下し、その上下およびプレナムからギャップを通ってのガスの流れを生じる。このような場合、ガスの流動抵抗を計算しなければならない。ここでこの章の初めに述べた仮定の他に、次の2つの仮定を設ける。

3) ガスの流路はホット状態の公称ギャップで規定される同心円環であるとする。

4) ガスは Poiseulle 流体として扱える。すなわち壁面で速度がゼロとなる層流で、流れのセグメントはお互いに粘性による力を及ぼす。

これらの仮定の下で、軸方向に異なる高さの点 ($i + 1$) から (i) へ単位時間に流れるガスの量 F (mole/s) は

$$F = \frac{\pi g^3 r \cdot (P_{i+1}^2 - P_i^2)}{12\mu RT \ell} \quad (6-7)$$

で与えられる。ここで g は半径ギャップ幅、 r はギャップの中点半径、 P は圧力、 μ は静粘性係数、 R は気体定数、 T は絶対温度、 ℓ は2点間の距離である。

(6-7)式の導出過程は省略する。文献[1]に平板の間のガスの流れの式が与えられている。

g/r が十分小さい場合には(6-7)式への変換は容易である。

(6-7)式はより一般的な形では、

$$F = \frac{\pi}{H_a} \bar{D} \cdot D_H^3 \frac{P_{i+1}^2 - P_i^2}{2\mu RT \ell} \quad (6-8)$$

と書き、円管内の流れとうい円環内の流れを統一的に扱うことができる。ここで \bar{D} は流路中点の描く円の直径 (今の場合 $= 2r$)、 D_H は相当直径 ($= 2g$) である。 H_a は幾何学的配置による定数で円管流の場合 64、うすい円環流の場合 96 となる。 H_a については後で再び述べる。

(6-7)式を

$$(R_f)_i F = A(P^2)_i \quad (6-9)$$

$$(R_f)_i = \frac{12R\mu}{\pi} \left(\frac{T_i \ell_i}{g_i^3 r_i} \right) \quad (6-10)$$

と書くと、 $(R_f)_i$ は流路の局所的条件によって定まる流路抵抗とみることが出来る。

軸方向のガスの流れは原理的には、隣接する軸ノード毎に(6-9)式を使って計算することになるが、実際にはこれはそのまま実行できない。(6-9)式からわかるように、ガス流量は圧力の2乗の差に比例するのに対して、流れたガスの量はその後の局所圧力に線型に寄与する。したがって流路抵抗が少しでも小さくなるとたちまち振動・発散することになる。またこのような場合にタイムステップを細分割することも意味がない。なぜならガスの流れを重視するのは本来、流動抵抗が大きくて不均一な圧力分布が容易に解消しない場合のためであるのに、これでは均一な分布として良い場合に多大の計算時間を費すことになるからである。

これを解決するため、FREG-3Tでは「統合されたガスだめ」という概念を使っている。(6-9)式は線型であるから、流路抵抗 $(R_f)_i$ は加法性を持つ。したがって流路抵抗が小さく、流量下が一定と見なせる区間については軸ノードを次々に統合して均一な圧力を持つガスだめを形成し、ガスだめの圧力の2乗差とガスだめ代表点間で加え合わせた抵抗により(6-9)式を用いることができる。この概念を Fig. 6 に示す。

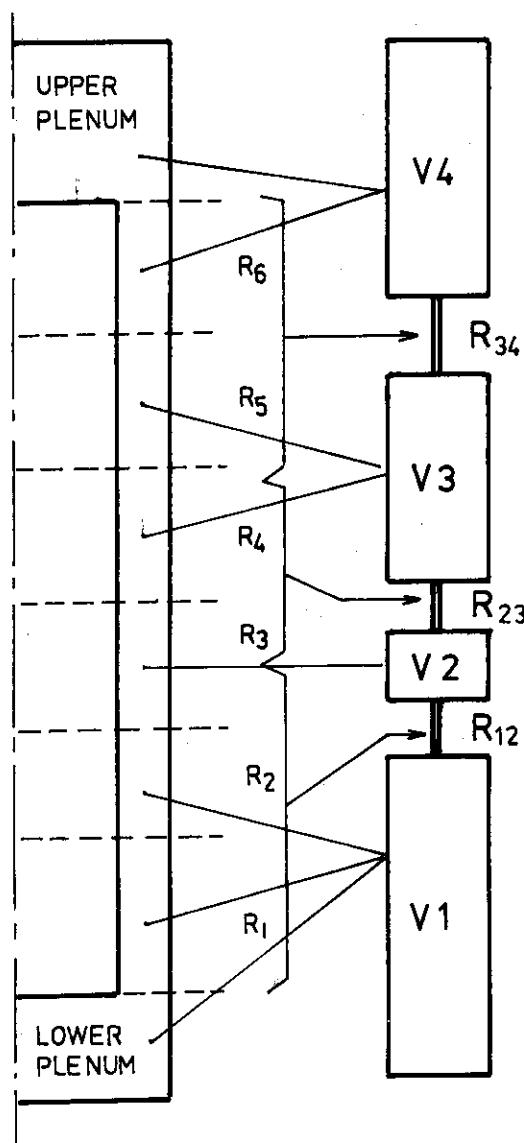


Fig.6 Illustration of gas flow model
(Axial nodes are integrated into
"gas reservoirs" depending on flow
resistance.)

具体的な計算のステップは、

- 1) タイムステップの当初に各軸ノード毎にガスモル数(インベントリー) m_i が定まって
いる。
- 2) 温度, 寸法の変化に従い, (6-4)式により, 新しい不均一圧力分布 P_i が計算される。
ここで最下端ノードは下部プレナムと, 最上端ノードは上部プレナムと圧力が等しいとす
る。(常に統合されたガスだめを形成する。)
- 3) 各ノード毎に (6-10) により抵抗を計算する。
- 4) 最下端ガスだめ(下部プレナム+最下端ノード)の当初ガス・インベントリーを m_1 と
し, 抵抗を $(R_f)_{K=1}$ として,

$$f = \frac{\Delta t}{m_1 (R_f)_{K=1}} \quad (6-11)$$

なる比を作る。ここで Δt はタイムステップであり、比 f はガスだめの安定性の尺度となる。

- 5) $f > 10^{-5}$ の場合、安定性は不十分であり、 $m_1, (R_f)_{K=1}$ にそれぞれ第 2 軸ノードのガス・インベントリー、抵抗を加えて再び比 f を作る。
- 6) この操作を繰り返して、 j 番目の軸ノードで $f < 10^{-5}$ となったら、下部ブレナムから j 番目のノードまでを第 1 ガスだめとして固定する。
- 7) 同じ操作を ($j + 1$) 番目の軸ノードから上へ続けて第 2, 第 3 のガスだめを定める。
- 8) 上部ブレナムまで、全部のガスだめの個数と境界が定まつたら、1 つのガスだめ内では圧力一定とし、(6-2)式をガスだめに属するノードについて加え合わせて

$$P_K = R \left(\sum_i n_i \right) / \sum_i \left(\frac{V}{T} \right)_i \quad (6-12)$$

によりガスだめ圧力を計算する。またガスだめ代表点間の抵抗も加算により求める。

- 9) (6-9)式をガスだめ間に適用して、ガスの收支を計算する。
- 10) (6-12)式の n_i にタイムステップ Δt の後のガスだめ内モル数を代入して新しいガスだめ圧力が求まる。
- 11) 各ノードの圧力はガスだめへの帰属のしかたにより直ちに求まるので、これから (6-2) 式により各ノードの新しいガス・インベントリーが定まる。

この方法により、ギャップ幅が大きくて抵抗が小さい場合の不安定性をさけ、また場合によつては燃料棒内全空間を均一圧力として扱うことを自動的に行うことができる。

ただしこの扱いはガスの流路（ギャップ）を同心円環状としたが、これは実情とかけはなれていることはいうまでもない。照射済実燃料についての炉外実験の結果^[12]によれば、ギャップが小さい場合 (6-8)式の係数 H_a を 200 以上にしなければならない（すなわち抵抗が 2 倍以上になる）ようである。ペレット片の不規則配置を考慮した一般性のあるモデルは今後のバージョンで扱う予定である。

7. あとがき —今後の整備の方向

はじめに述べたように、FREG-3Tは燃料アセンブリーの事故解析のできる実用的なコードをめざす第一歩として開発されたものである。付録Bに一部紹介したように、これまで行われた実験データとの照合結果は第一歩としてはかなり満足すべき一致を示し、現在のバージョンでも、温度計算に関する限り通常運転の範囲に入る過渡現象の解析、予測には実用に耐えるものと信ずる。しかし本格的な事故解析、予測に実用し得る段階に達するには、まだいくつものステップを越えなければならない。

実験データとの照合結果は一応満足すべきものであったといっても、いろいろの問題があることも示している。コードの中心部分が十分検証される前に骨格ばかりが拡大するのを避けるために、当分は単一燃料棒を扱うコードに限定する予定である。ただしPCMや小破断LOCA等の計算を行うために必要な軸ノード毎の冷却水条件設定はできるようにしたい。

モデルの良否では、熱計算においては限界熱流束(CHF)計算式、変形計算においては高温クリープ式、特に一次クリープ式に問題があることが示された。汎用性のある良いモデルの調査あるいは作成を進めたい。

大変形バルーニングや被覆管の酸化の問題は、事故解析の中でも末期的症状に関するものであり、これらに本格的に取組む前に事故の初相を把握するために必要な諸々の改良に重点を置く予定である。

謝 辞

プログラミングに協力されたセンチュリ・リサーチ・センター(株)の石橋明弘氏に深甚の謝意を表したい。またプログラム修正、RUNにあたっていろいろ御教示頂いた燃料安全第1研究室の泉文男氏および炉内LOCA実験との照合にあたって御教示頂いた安全工学第1研究室の竹下功氏にあわせて感謝する次第である。

7. あとがき —今後の整備の方向

はじめに述べたように、FREG-3Tは燃料アセンブリーの事故解析のできる実用的なコードをめざす第一歩として開発されたものである。付録Bに一部紹介したように、これまで行われた実験データとの照合結果は第一歩としてはかなり満足すべき一致を示し、現在のバージョンでも、温度計算に関する限り通常運転の範囲に入る過渡現象の解析、予測には実用に耐えるものと信する。しかし本格的な事故解析、予測に実用し得る段階に達するには、まだいくつものステップを越えなければならない。

実験データとの照合結果は一応満足すべきものであったといっても、いろいろの問題があることも示している。コードの中心部分が十分検証される前に骨格ばかりが拡大するのを避けるために、当分は単一燃料棒を扱うコードに限定する予定である。ただしPCMや小破断LOCA等の計算を行うために必須な軸ノード毎の冷却水条件設定はできるようにしたい。

モデルの良否では、熱計算においては限界熱流束(CHF)計算式、変形計算においては高温クリープ式、特に一次クリープ式に問題があることが示された。汎用性のある良いモデルの調査あるいは作成を進めたい。

大変形バルーニングや被覆管の酸化の問題は、事故解析の中でも末期的症状に関するものであり、これらに本格的に取組む前に事故の初相を把握するために必要な諸々の改良に重点を置く予定である。

謝 辞

プログラミングに協力されたセンチュリ・リサーチ・センター(株)の石橋明弘氏に深甚の謝意を表したい。またプログラム修正、RUNにあたっていろいろ御教示頂いた燃料安全第1研究室の泉文男氏および炉内LOCA実験との照合にあたって御教示頂いた安全工学第1研究室の竹下功氏にあわせて感謝する次第である。

参考文献

- 1) Katsuma, K.R. et al. : "RELAP4/MODE5 ... A computer program for transient thermal-hydraulic analysis of nuclear reactors and related systems", ANCR-NUREG-1335(1976).
- 2) Siefken, L.J., Bohn, M.P., Dearien, J.A. : "FRAP-T4 ... A computer code for the transient analysis of oxide fuel rods", CDAP-TR-78-027(1978).
- 3) MacDonald, P.E., Thompson, L.B., "MATPRO-VERSION 09 a handbook of material properties for use in the analysis of light water reactor fuel rod behavior" TREE-NUREG-1005(1976).
- 4) Slifer, B.C., Hench, J.E. : "Loss-of-Coolant Accident and emergency core cooling models for General Electric boiling water reactors" NEDO-10329(1971).
- 5) 原山泰雄, 泉文男 "FREG-3: 照射履歴に従った燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達評価プログラム" JAERI-M 7278(1977)。
- 6) Baker, L.R.Jr., and Just, L.C. : "Studies of metal water reactions at high temperature" ANL-6648(1962).
- 7) Clay, B.D. and Redding, G.B. : "Creep properties of alpha-phase Zircaloy-2 cladding relevant to the loss of coolant accident" RD/B/N3187.
- 8) Jones, P.M., Gittus, J.H., Hindle, E.D. : "CANSWEL: A computer model of clad behaviour during a loss-of-coolant accident" TRG Report 2901(s) (1976).
- 9) Clendening, W.R. : "Primary and secondary creep properties for Zircaloy cladding at elevated temperatures of interest in accident analysis" 3rd International conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, London(1975). Vol. 1, C2/6.
- 10) Kearns, J.J., McCauley, J.E. and Nichols, F.A. : "Effect of alpha/beta phase constitution on superplasticity and strength of Zircaloy-4" J.Nucl.Mater. 61(1976) 169-184.
- 11) Present, R.D. : "Kinetic Theory of Gases" McGraw-Hill(1958), New York, p.47.
- 12) Dagbjartsson, S.J., Murdock, B.A., Owen, D.E. and MacDonald, P.E. : "Axial gas flow in irradiated PWR fuel rods" TREE-NUREG-1158(1977).
- 13) Hardy, D.G. : "High temperature expansion and rupture behaviour of Zircaloy tubing" CONF-730304(1973).

- 14) Buckland, R.J., Coppin, C.E. and White, C.E.:
" Experimental data report for PBF-LOCA TESTS LOC-11B and
11C", TREE-1232 (1978)
- 15) Cook, T.F., " An evaluation of fuel rod behavior during test
LOC-11" TREE-1328 (1979).

付録 A 入出力

FREG-3Tでは入出力共、簡単さ、見やすさ、コンパクトさを第1の目標とした。入力は現在カード入力のみ、また出力はラインプリンター出力のみであるが、標準的な出力の他に、いくつかの重要変数については、いわばプロッター出力と同様の役目をするタイムステップを追う一覧表をつけて補っている。

A.1 入力の仕方

現在のバージョンのファイル名は

ソースファイル :	J 2179.FRT3OPSF
バイナリー	J 2179.FRT3OPRB

である。データ入力のFORMATはNAMELIST法によっている。配列を除くほとんどの変数は標準値が入っているので、ユーザーは変更の必要なものだけ入力すれば良い。

NAMELISTのデータブロックはNAM1とNAM2に分かれ、NAM1は変数、NAM2は配列を扱っている。入力カードは次のように配列する。

\$ NO
\$ GJOB
\$ HLEDRUN RFNAME=J 2179.FRT3OPRB
\$ DATA
タイトル・カード (20A4)
[] \$ NAM1
[] (NAM1に属するデータ群)
[] \$
[] \$ NAM2
[] (NAM2に属するデータ群)
[] \$
\$ JEND

/NAM1/, /NAM2/ で入力すべきデータの内容について以下に説明する。

インプット・カルテット・例

INPUT DATA LIST

```

CARD NO.    1      2      3      4      5      6      7      8
1. FRT33 RUN PBF LOC 11C ROD 3
2. *NAM1
3. TEMPO=25., RFIP=0.09, RFOP=0.4647, ZFUEL=91.5, RDISH=0.33, ZCLAD=102.9,
4. RCIP=0.4754, RCOP=0.5374, GASPRS=24.8, FRDEN=0.954,
5. BURNO=122., RELOC=0.4, DEQ=0.734, FAREA=2.257, DTSFMX=4.0, VPLNUU=4.8,
6. NAXIN=11, NODF=6, NODC=2, NDIV=0, TMAX=30., POWER=488.,
7. NRPOW=5, NTPRIN=6, KPRINT=0, NPRAK=8, NPOWER=20, NRPOW=6,
8. NCPRS=12, NMFL=19, NHAV=12, IOPTGF=1, MODSH=2, NTSTP=5,
9. NHIN=1, NHOT=1,
10. TMAX=30.,
11. *
12. *NAM2
13. FRPDR=0.0, 0.607, 0.103, 0.616, 0.207, 0.651, 0.31, 0.718, 0.413, 0.86, 0.5, 1.065,
14. TVSDT=0.0, 0.002, 0.01, 0.020, 1.0, 0.022, 7.0, 0.15, 30.0, 0.0, 12,
15. POWER=0.00, 0.1, 0.000, 0.01, 0.9007, 0.20, 0.0, 0.2743, 0.30, 0.1532, 0.40, 0.1108,
16. 0.50, 0.0916, 0.60, 0.0832, 0.80, 0.0736, 1.00, 0.0648, 1.50, 0.0631,
17. 2.00, 0.0599, 3.00, 0.0573, 4.00, 0.0552, 6.00, 0.0521, 8.00, 0.0498,
18. 10.0, 0.0479, 15.0, 0.0446, 20.0, 0.0422, 30.0, 0.0388, 40.0, 0.0363,
19. TPRINT=0.22, 3.0, 4.9, 11.0, 15.0, 30.0,
20. FAPO=3.3, 4.7, 6.0, 6.85, 7.35, 7.3, 6.8, 6.0, 4.95, 3.7, 2.6,
21. HOXID=2*0.0, FLUX=11*5.0E13,
22. TVCPRS=0.2, 1.52, 7.0, 5.134, 6.3, 5.104, 8.4, 7.86, 6.8, 5.52, 0.12, 0.28, 5.
23. 13.0, 2.3, 4, 14.2, 18.3, 18.0, 10.2, 19.0, 8.2, 22.0, 5.1, 30.0, 3.1,
24. TVHAV=0.2, 1.61E6, 0.5, 1.54E6, 3.5, 2.723E6, 4.7, 2.942E6, 8.5, 3.1E6, 12.0, 3.157E6,
25. 13.0, 3.171E6, 14.2, 3.21E6, 18, 3.024E6, 19, 2.998E6, 22, 2.968E6, 30, 2.940E6,
26. TVHIN=0.0, 1.4E06, TVHOT=0.0, 3.3E06,
27. TVMFL=0.2, 2.685, 0.6, -4361, 1.6, 167, 3, 3.5, 124, 9, 5.0, 70, 9, 6.0, 106, 1,
28. 7.0, 73.6, 7.1, 120.4, 7.9, 97.8, 8.1, 64.6, 12.0, 56.1, 13.4, 34.8, 14, 7, -6.4,
29. 17.0, -25.6, 20.0, -20.7, 20.4, -5.8, 21.4, -32.5, 27.6, -23.6, 30, -20.3,
30. TVMFL=0.2, 2.2790, 0.6, -4460, 0, 1.6, 257, 0, 3.5, 195, 0, 5.0, 94, 3, 6.0, 121, 6,
31. 7.0, 71.4, 7.1, 108.9, 7.9, 86.5, 8.1, 55.1, 12.0, 31.9, 13.4, 17.5,
32. 14.7, -2.6, 17.0, -14.0, 20.0, -11.3, 20.4, -3.2, 21.4, -18.7, 27.6, -12.4,
33. 30.0, -9.0,
34. *
.....3.....0.....5.....0.....5.....0.....5.....0.....5.....0.....5.....0.....5.....0.....5.....0

```

NAMELIST NAM1

変数名	内 容	内蔵標準値
TEMP ϕ	初期燃料棒温度(°C)。この温度で各寸法、圧力等を定義する。	25.0
RFIP	ペレット内半径(cm)(TEMP ϕ での)	0.0
RFOP	ペレット外半径(cm)	0.46597
RCIP	クラッド内半径(cm)	0.47422
RCOP	クラッド外半径(cm)	0.53594
RDISH	ペレット・ディッシュ肩半径(cm) ディッシュがなければ0.0、ペレット・スタック長変化をここでの熱膨張で計算する。	0.2330
ZFUEL	ペレット・スタック長(cm)	365.76
ZCLAD	クラッド長(cm), VPLNU ϕ 入力時は不要	0.0
VPLNU ϕ	上部プレナム体積(cm ³)	0.0
VPLNL ϕ	上部プレナム体積(cm ³) VPLNL ϕ は入力しないと下部プレナムが存在しないものとして扱う。VPLNU ϕ は入力しない場合クラッド長とスタック長の差から計算される。	0.0
FRDEN	ペレット密度(理論密度比)	0.927
FRPUO2	ペレットのPuO ₂ 混合比	0.0
ROUF	ペレット表面粗さ(cm)(算術平均値)	0.0004
ROUC	クラッド表面粗さ(cm)(算術平均値)	0.0002
MATCLD	クラッド材質 = 2 : Zry - 2 = 4 : Zry - 4	4
RHOC	クラッド密度(g/cm ³)	6.55
COLDW	クラッド冷間加工度(cm ² /cm ²)	0.2
TPLEN	プレナム初期温度(°C)	25.0

変数名	内 容	内蔵標準値
GASPRS	TPLENの温度における燃料棒内圧 (kg/cm^2) 入力しなければ、GASMOLから計算される。 GASPRS=0 ならば GASMOL 入力値は使われない。	0.0
GASMOL	燃料棒内ガスモル数 GASPRS=0 の場合のみ使われる。	0.0
GASMX(J) J=1, 7	燃料棒内ガスの組成比 (normalize不要) GASMX (1)=ヘリウム (2)=アルゴン (3)=クリプトン (4)=キセノン (5)=水素 (6)=空気 (7)=水蒸気	1.0, 6 * 0.0
DEQ	冷却水路等価直径 (cm)	0.0
FAREA	冷却材流路断面積 (cm^2)	5.0
TMELT	燃料融点 (°C)	280.00
RATEMW	ジルコニウム-水反応による発熱量 (J/g-Zr)	6512.0
TLOWMW	ジルコニウム-水反応を計算する最低温度 (°C)	70.00
COEFMW(J) J=1, 2	ジルコニウム-水反応による重量増を計算する。 関数の係数 $W = A_1 \cdot \exp(-A_2/RT)$ $A_1 = \text{COEFMW}(1)$ $A_2 = \text{COEFMW}(2)$	33.0 4550.00
NOCHAN	対象とする燃料棒周囲の冷却材チャンネル数 現バージョンでは入力不要 (= 1)	1
NAXIN	燃料棒軸方向分割数(燃料ペレット・スタックのみの分割, 上下ブレナムは別) NAXIN>0 スタックをNAXIN 等分割 NAXIN<0 スタックを NAXIN 不等分割 NAXIN<0 の場合各ノードの長さは NAMELIST /NAM2/ の HL で与える。	1 (20以下)
NODF	燃料ペレットの半径方向分割数 (軸方向一様)	10
NODG	ペレット-クラッドギャップ半径方向分割数 (入力不要, 2に固定)	2

変数名	内 容	内蔵標準値
NODC	被覆管半径方向分割数 (NODF+NODG+NODC≤50)	5
NDIV	燃料の半径方向分割法のオプション NDIV=0 等分割 NDIV=1 等質量分割	1
TIMEφ	計算開始時の照射時間 (sec) TIMEφ ≠ 0 を入力すると、この時の条件で TIMEφだけの照射前歴があることになる。	0.0
TMAX	現象を解析する時間 (sec) ((end time) - TIMEφ)	0.0
DT	計算タイム・ステップ間隔(一様) (sec) タイム・ステップを時間依存で変化させたい時は NTSTP>0 を入力し、/NAM2/でテーブルを入力 する。	0.01
NTSTP	時間対タイム・ステップ間隔の表の長さ = 0 一様な間隔で前出のDTが使われる。 > 0 NAMELIST /NAM2/において時間依存の タイムステップ表 TVSDT(i, j) (j=1, NTSTP) を入力して用いる。 ただし、NTSTP=1 は結局一様になるので意味がない。	0 (50以下)
DTSFMX	1つのタイム・ステップでの燃料棒およびベレット表面 温度の最大変化量 (°C) タイム・ステップの与え方が粗くても、温度変化が過 大になれば、これによって自動的にタイムステップが 再分割される。	1.0
POWERφ	TIMEφにおける燃料棒平均線出力密度 (W/cm)	0.0
BURNφ	TIMEφにおける燃料棒平均燃焼度 (MWD/MTM)	0.0
NRPOW	(以下NRPOWからNTPRINまで/NAM2/の入 力数を規定する。) 半径方向出力分布の表の長さ NRPOW=0 の時半径方向一様発熱 NRPOW>0 の時 FRPDR(2, j) j=1, NRPOW の入力が必要。	1 (50以下)

変 数 名	内 容	内蔵標準値
NPOWER	<p>時間対線出力密度の表の長さ</p> <p>NPOWER=0 の時 LOCA に関する A N S 標準値 +20% の表が使われる。</p> <p>NPOWER>0 の時 POWER(2 , j) , j=1 , NPOWER の入力が必要である。</p>	0 (50 以下)
NCPRS	時間対冷却材圧力の表の長さ	1 (50 以下)
NMFL	時間対冷却材 mass flux の表の長さ	1 (50 以下)
NHIN	時間対冷却材入口エンタルピーの表の長さ	0 (50 以下)
NHOT	時間対冷却材出口エンタルピーの表の長さ	0 (50 以下)
NHAV	時間対冷却材平均エンタルピーの表の長さ	0 (50 以下)
NSTMP	時間対燃料棒表面温度の表の長さ	0 (50 以下)
NTPRIN	<p>計算結果の標準 FORMAT による出力を行う回数</p> <p>NTPRIN=0 TPRINT(1)=0 の時 1秒毎に出力 TPRINT(1)=t の時 t 秒毎に出力</p> <p>NTPRIN=n TPRINT(i) , i=1 , n で指定された時間毎に出力する。</p>	1 (100 以下)
NPRAX	<p>標準 FORMAT によるプリント・アウトは 1 つの時点について 3 ページにわたり詳細なデータを記述するが、これとは別に 1 つの軸ノードにおける重要変数については時間経過を細かく追った一覧表を出力する。(プロッターに相当) このために軸ノードを指定する。</p> <p>NPRAX=0 の時 NAXIN/2 番目のノードについて出力</p> <p>NPRAX>0 の時 下から NPRAX 目のノードについて出力</p> <p>この FORMAT により出力される変数はクラッド内外面、ペレット内外面での温度の他内圧、クラッド周方向歪、冷却水バルク温度表面熱伝達係数である。</p>	0

変 数 名	内 容	内蔵標準値
KPRINT	標準FORMATのプリントアウトにおける温度分布の出力の仕方 KPRINT=0 全軸ノードについてベレット・クラッド内外面温度のみを出力 KPRINT=1 軸方向、半径方向全メッシュ点について温度分布を出力する。	0
MTITER	温度分布収束計算の最大繰返し数 (定常計算のみ、いったん過渡計算に入ると収束計算はしない。以下EPSまで同じ。)	100
MAXIT	温度分布および内圧収束計算の最大繰返し数	100
TEMEPS	温度分布収束計算の収束判定条件	10^{-4}
EPS	温度分布および内圧収束計算の収束判定条件(温度で判定する。)	5×10^{-4}
EPSP	内圧収束計算の収束半定条件	0.01
KCONF	燃料ベレット熱伝導率オプション = 1 WAPD 設計式(密度95%TD以下) = 2 " (95%TD以上) = 3 Godfrey の式 = 4 Lyons の式 = 5 RESAR-41 の式 = 6 (使用していない) = 7 MATPRO Version 09 モデル	4
KCONC	被覆管熱伝導率オプション = 1 内蔵表を用いる。 = 2 MATPRO Version 09 モデル	2
KSPECF	燃料ベレット比熱オプション = 1 MATPRO Version 09 モデル	1
KSPECC	被覆管比熱オプション = 1 MATPRO Version 09 モデル	1
KMHC	マイヤー硬度計算式オプション = 1 内蔵表を用いる。 = 2 MATPRO Version 09 モデル	1
MODEXP	燃料ベレット熱膨脹計算モデルオプション = 0 HALF CRACK モデル = 1 COMPLETE CRACK モデル (ただし、熱膨脹率計算式はMATPROによる。)	0

変数名	内 容	内蔵標準値																																							
MODGCN	ガス・ギャップ熱伝導率計算オプション = 1 GAPCON-THERMAL-1 モデル = 2 MATPRO VERSION 09 モデル																																								
MODGH	ギャップ熱伝達率計算モデルオプション = 1 Ross-Stoute モデル (リロケーションモデル付き) = 2 RESAR-41 モデル = 3 MATPRO VERSION 09 モデル (Macdonald-Broughton リロケーションモデル)																																								
RELOCT	リロケーション上限値 (MODGH=1 の場合に使用) MODGH=1 の場合はリロケーション・モデルとしてペレット全周の 10% が外側に移動するものとしているが、移動の最大量を被覆管と接触するまで、あるいは (コールド・ギャップ幅) × RELOCT に制限している。																																								
IOPTGF	燃料棒内圧計算オプション = 0 燃料棒内均一圧力として計算 = 1 圧力分布を考慮し、ガスの流れを計算する。																																								
MODSHT	被覆管-冷却材熱伝達計算オプション 次の 4 つの入力法がある。 = 1 被覆管表面温度を入力する。 = 2 冷却材平均エンタルピーを入力し熱伝達計を行う。 = 3 冷却材入口、出口エンタルピーを入力し熱伝達計算を行う。 = 4 軸ノード・ブロック毎に冷却材バルク温度と熱伝達率を入力し、被覆管表面温度を計算する。 MODSHT の選択によって /NAM2/ において次のデータの入力が必要になる。 <table border="1"> <thead> <tr> <th rowspan="2">配列名</th> <th colspan="4">MODSHT</th> </tr> <tr> <th>1</th> <th>2</th> <th>3</th> <th>4</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>TVCPRS</td> <td>○</td> <td>○</td> <td>○</td> <td>○</td> </tr> <tr> <td>TVMFL</td> <td></td> <td>○</td> <td>○</td> <td></td> </tr> <tr> <td>TVHIN</td> <td></td> <td>△</td> <td>○</td> <td></td> </tr> <tr> <td>TVHOT</td> <td></td> <td>△</td> <td>○</td> <td></td> </tr> <tr> <td>TVHAV</td> <td></td> <td>○</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>TVSCT</td> <td>○</td> <td></td> <td></td> <td>○</td> </tr> </tbody> </table> △を付したものは最低 1 セットは入力する。 サブクール水の CHF に多少影響する。	配列名	MODSHT				1	2	3	4	TVCPRS	○	○	○	○	TVMFL		○	○		TVHIN		△	○		TVHOT		△	○		TVHAV		○			TVSCT	○			○	
配列名	MODSHT																																								
	1	2	3	4																																					
TVCPRS	○	○	○	○																																					
TVMFL		○	○																																						
TVHIN		△	○																																						
TVHOT		△	○																																						
TVHAV		○																																							
TVSCT	○			○																																					

変数名	内 容	内蔵標準値
JCCND(20)	<p>表面熱伝達率：バルク温度が同一な軸ノード番号配列 (MODSHT=4 の場合のみ入力)</p> <p>例： 軸方向分割数が 12 であり、下から 1 から 4 まで、5 から 9 まで、10 から 12 番目まで同一条件として良い場合 JCCND = 4, 9, 12, と入力する。 MODSHT=4 の場合、JCCND 入力値に対応して /NAM2/ の TVSCT を入力する。</p>	

NAMELIST /NAM2/

配列名	内容
TVSDT(i , j) i=1 , 2 , j=1 , NTSTP	<p>時間対タイム・ステップサイズの表</p> <p>TVSDT(1 , j) = 時間 (sec) TVSDT(2 , j) = タイム・ステップ・サイズ (sec)</p> <p>現在解析している時間が t (sec) であった場合上記表より内挿を行い、次のタイム・ステップ Δt を決定する。 ただし Δt の間に次のプリント・アウト指定時刻が入った場合はプリント・アウト時刻までを Δt とする。 NTSTP=0 ならばこのデータは入力不要である。</p>
TPRINT(i) i=1 , NTPRIN	<p>プリント・アウトを行う時刻 (sec)</p> <p>$t = \text{TIME}^\phi$ は定常状態の最後であるので必ずプリント・アウトされるから指定する必要はない。</p>
POWER(i , j) i=1 , 2 j=1 , NPOWER	<p>時間対燃料棒平均出力の表</p> <p>POWER(1 , j) = 時間 (sec) POWER(2 , j) = 燃料棒平均出力 (W/cm)</p> <p>上記表より内挿し各時間の出力を計算する。なお POWER(2 , j) は TIME$^\phi$ における出力 POWER$^\phi$ を 1 とした比で与えてもよいが、POWER$^\phi = 0$ の時は必ず絶対値 (W/cm) とすること。</p>
HL(i) i=1 , NAXIN	<p>軸方向分割ノードの長さ (cm)</p> <p>非等分割の時のみ入力が必要</p>

配列名	内 容
FRPDR(i , j) $i = 1, 2$ $j = 1, NRPOW$	<p>燃料内半径方向発熱分布の表</p> <p>$FRPDR(1, j)$=半径 (cm)</p> <p>$FRPDR(2, j)$=発熱分布比</p> <p>発熱分布比は normalize する必要はない。計算メッシュ・ポイントの半径をもって、上記表を内挿する。</p> <p>なお、FREQ-3Tにおける内挿では常に、求める点が与えた表の範囲から外れた場合、最も近い点のデータがセットされるが、ここでいう出力は燃料ペレットからのものだけであり、被覆管や中心ボイドにゼロを入力する必要はない。</p> <p>金属-水反応による被覆管内発熱はこれとは別に計算される。</p>
FAPPO(i) $i = 1, NAXIN$	<p>軸方向発熱分布（相対比）</p> <p>normalize する必要はない。</p>
BURNUP(i) $i = 1, NAXIN$	<p>軸方向ノード毎の燃焼度 (MWD/MTM)</p> <p>TIMEφにおける燃焼度であり、 transient 中の増分の計算は行わない。</p> <p>またここで入力を行わなかった場合 / NAM1 / の BURNφと前記 FAPPO(i) を用いて、 BURNUP(i) を計算する。</p>
FLUX(i) $i = 1, NAXIN$	<p>軸方向高速中性子束分布 (n/cm²·sec)</p> <p>TIMEφ × FLUX(i) により照射量を計算し、被覆管物性値に反映させる。</p>
HOXID(i , j) $i = 1, 2$ $j = 1$	<p>初期被覆管酸化層厚さ (mm)</p> <p>$i = 1$ 内面, $j = 1$ (固定) 軸方向一様 $i = 2$ 外面</p> <p>$HOXID(1, 1) = HOXID(2, 1) = 0$ ならば入力する必要はない。</p>
DSWEL(i) $i = 1, NAXIN$	<p>各軸方向ノード毎の燃料ペレットの初期永久変位 (cm)</p> <p>TIMEφまでに照射によるペレットの変形 (スウェーリング、焼きしまり等) がある場合、これらを一括してペレット外半径入力値に対する変位量 (cm) として入力することができる。 (温度 TEMPφで定義)</p> <p>ゼロならば入力不用</p>

配列名	内 容
EPSCRP(i) i=1 , NAXIN	各軸方向ノード毎の被覆管初期永久歪量 (cm/cm) ゼロならば入力不要。 被覆管肉厚中心面で定義する。等方的とし、円周方向軸方向の各々の歪量に加えられる。肉厚はこの分だけ減少することになる。
TVCPRS(i , j) i=1 , 2 j=1 , NCPRS	時間依存の冷却材圧力履歴の表 TVCPRS(1 , j) = 時間 (sec) TVCPRS(2 , j) = 冷却材圧力 (kg/cm ²)
TVMFL(i , j) i=1 , 2 j=1 , NMFL	時間依存の冷却材質量速度履歴の表 TVMFL(1 , j) = 時間 (sec) TVMFL(2 , j) = 質量速度 (kg/m ² · sec) MODSHT=1 , 4 の時は入力不要
TVHIN(i , j) i=1 , 2 j=1 , NHIN	時間依存の冷却材入口エンタルピー履歴の表 TVHIN(1 , j) = 時間 (sec) TVHIN(2 , j) = エンタルピー (J/kg) MODSHT=3 の時のみ入力が必要である。
TVHOT(i , j) i=1 , 2 j=1 , NHOT	時間依存の冷却材出口エンタルピー履歴の表 入力法は TVHIN と全く同じである。
TVHAV(i , j) i=1 , 2 j=1 , NHAV	時間依存の冷却材平均エンタルピー履歴の表 TVHAV(1 , j) = 時間 (sec) TVHIN(2 , j) = エンタルピー (J/kg) MODSHT=2 の時のみ入力が必要である。

配列名	内 容
TVSCT(i , j) j=1 , NTVSCT	<p>時間依存の被覆管表面温度または熱伝達条件の表 (MODSHT = 1 または 4 の時のみ入力が必要)</p> <p>次の順にデータを配列する。</p> <p><u>MODSHT=1 の場合</u></p> <p>TVSCT(1 , 1) = 時間 (sec)</p> <p>(2 , 1) = 最下端ノードの被覆管表面温度 (°C)</p> <p>⋮</p> <p>(NAXIN+1 , 1) = 最上端ノードの被覆管表面温度 (°C)</p> <p>T(1 , 2) = 時間</p> <p>⋮</p> <p>(NAXIN+1 , NTVSCT)</p> <p><u>MODSHT=4 の場合</u></p> <p>TVSCT(1 , 1) = 時間 (sec)</p> <p>(2 , 1) = 冷却材温度 (°C)</p> <p>(3 , 1) = 熱伝達率 (W/cm²·°C)] JCCND(1) で規定される領域</p> <p>(4 , 1) = 冷却材温度</p> <p>(5 , 1) = 熱伝達率 (W/cm²·°C)] JCCND(2)</p> <p>⋮</p> <p>(1 , 2) = 時間 (sec)</p> <p>⋮</p> <p>(2 × JCCND 数 + 1 , NTVSCT)</p>

付録 B 計算結果の照合

実験データとの比較によるコードの検証は、これまで燃料棒中心温度、被覆管のふくれ計算についてそれぞれ単独のチェックを行った他、LOCA実験についての計算を行って被覆管表面温度履歴、永久変形量の照合を行った。

(1) 定常照射における燃料棒中心温度

温度計算サブプログラムの検証は定常照射またはゆっくりした出力変動中の燃料棒中心温度データによる照合と、動的な計算能力検証のための、出力ノイズ解析とを行った。これらの照合はすべてハルデン炉照射データを用い、またモデルのオプションはすべて標準値にセットした。

Fig. B. 1 はギャップ寸法の異なる 2 本の BWR 型燃料棒のスタートアップ時の燃料中心温度変化についての照合結果を示す。出力上昇速度は燃料温度変化の時定数（の逆数）に比較して、きわめて遅いのでこれは事実上定常計算の照合にあたる。照射開始直後であるから燃料棒寸法等のデータは設計・製作データをそのまま入力することができる。半径方向出力分布は K （中性子拡散距離の逆数）をハルデンにおける標準計算式により求め、 I_0 分布を仮定して入力した。計算結果と実験データとの一致は、ここに示さなかった計算例も含めて非常に良い。

燃焼の進んだ燃料についての温度計算を行う場合、FREG-3T では長期の照射中に生ずる燃料の変化を計算できないので、ある燃焼度におけるコールド状態値を別途推定または計算して入力しなければならない。このような場合特に問題になるのは、ギャップ寸法の変化、FPガス放出によるガス組成変化、 ^{235}U 損耗による半径方向出力分布変化である。

これらの変化を定常コードを使って計算する代りに、照射後試験の結果を用いて照射終了直前のコールド状態値を推定し、照合計算を行った。結果を Fig. B. 2 に示す。ここでブレナム・ガス組成はバンクチュア結果から、ギャップ寸法は機械的ギャップ測定（燃料棒に横から荷重を加えて変位量を求める。）の結果から求めて入力した。また ^{235}U の損耗量を燃焼コードにより求め、修正された濃縮度から半径方向出力分布を求めて入力した。初期ギャップの小さい燃料棒については一致が良かったが、Fig. B. 2 に示した大ギャップ燃料棒の場合はやや一致が悪かった。

速い出力変動に対する温度応答計算能力のチェックのため、定常出力保持中に生ずる出力変動（ノイズ）によって生ずる燃料中心温度変化の計算を行った。実際の出力ノイズはその名の示すように、ランダムな波形を持つものであるが、ハルデン炉の場合はかなり一定の周期を持つ支配的な波形が存在するので、簡単のために定常的な正弦波状出力分布を与えて、温度応答の位相のずれを実験値と比較する方法をとった。

標準的な PWR 型新燃料に関する結果を Fig. B. 3 に示す。出力と中心温度応答のピークのずれは計算値 3.3 秒、実測値は 2 ~ 5 秒であり大体一致している。

(2) ジルカロイの炉外ふくれ試験

燃料棒変形計算能力チェックのため、炉外ふくれ試験結果と計算の比較を行った。計算対象には数ある昇温ふくれ実験のうちからHardy の実験^[13]を選んだ。これは内圧が外部から厳密にコントロールされていて応力に関する不定性が小さいこと、またこの実験は破裂後のふくれ量よりも、破裂に至るまでの各段階のふくれを刻明に調べていることである。(FREG-3T は小変形モデルにより計算しているので、10%を越えるような歪の照合はあまり意味がない。)

この照合計算ではFREG-3T 全体をまわさず、変形計算サブコードに仮メインプログラムをつけて計算した。結果をFig. B. 4 に示す。

α 相温度範囲で破裂に至るような内圧が高い場合、昇温速度が小さい場合は大体一致しているが、昇温速度が大きい場合の歪が過小評価になっている。これは使用したクリープ相關式の1次クリープに相当する項の大きさが十分でないためと考えられる。また内圧が低くて2相領域または β 相で破裂するような条件下では昇温速度が大きい場合の実験データとの一致はさらに落ちる。ただしこの場合はモデル側の問題の他に、データ側にも相変態による吸熱のために必ずしも一定昇温速度が保たれていない^[13]という問題が介在している。

(3) 炉内LOCA実験結果との照合

PBF炉におけるLOCA実験LOC-11シリーズ^{[14][15]}は、現存するわずかの炉内LOCA実験のうちで、計装が充実していること、単ビン実験であること、照射後試験データが発表されていることなどから、現段階のFREG-3T 検証用のデータとしてきわめて適している。LOC-11シリーズはA, B, Cの3つの断続したプローダウンから成るが、このうちA, Bは被覆管の到達温度が低いため無視し、11°Cの過程だけを追う計算を行った。

計算に必要な冷却水条件(エンタルピー、圧力、質量、流速)履歴のデータは熱水力コードの結果によらず、実験レポートのグラフから求めた。ただし上のような冷却水条件のデータ・セットが燃料スタックのすぐわきで取られているわけではないので、以下のような簡単な仮定を設けて計算した。

- 1) 燃料スタックの0.61m位置に冷却水および被覆管熱電対がある。FREG-3T では軸ノード毎に冷却水条件を入力できないので、この点での条件をもって燃料棒全長にわたる条件を代表する。(ただし軸方向出力分布は考慮する(照射後ガンマ・スキャンによる)ので、熱伝達モードや被覆管の温度が軸方向に一様ということではない。)
- 2) 圧力履歴はホットレグ・プローダウン・スプール(コールド・レグ破断などで破断口と反対側)にある圧力計(P E-12)から求める。圧力計データは2, 3のおかしなものを除いて、どれも良く一致しており、あまり問題がない。
- 3) 0.61m位置の冷却水熱電対データ(Fig. B. 5(a))からは温度ばかりではなく、プローダウン開始後サブクール状態から2相流、過熱蒸気に変る点がはっきり読みとれる。これから単相状態にある期間は温度と圧力からエンタルピーが求まる。プローダウン開始直後の2相期間についてはクオリティが時間と共にlinearに増加するとした。
- 4) 質量速度(mass flux)の推定は最も困難である。燃料スタックの上方にオリフィス型流量計があり、これから得られる体積流量を密度を仮定して質量流量に変換し、この質

量流量(kg/s)が軸方向に連続であるとした。密度は流量計の近くの熱電対データ(Fig.B.5(b))について、3)と同じような考察を行って、単相状態では温度と圧力から、2相状態では内挿したクオリティーから求めた。ただこの流量計の近傍では17秒以後ずっと2相状態に戻り、この間のクオリティーを推定する手段がないので、単純に17秒で $X = 1$ 、20秒以後 $X = 0.5$ として計算した。もとよりこれは全く任意な仮定であり、17秒以後の温度の照合は意味がない。

Fig.B.6に加圧燃料棒(ROD 3)の被覆管表面温度(0.61m位置)についての計算結果と実測値を示す。17秒までの一致はかなり良い。17秒以後の比較は上に述べた事情のため、あまり意味がない。非加圧燃料棒(ROD 1)に関する結果もほとんど同様である。

30秒までの計算により求められた被覆管の周方向歪(塑性歪)と照射後試験で測定された歪分布をFig.B.7で比較した。この比較には次のような問題がある。

- 1) 計算は30秒までであるが実際にクエンチしたのは50秒後である。
- 2) 上に述べたように17秒以後の温度計算結果には問題がある。
- 3) これが最大の問題であるが、Fig.B.7にみられるように最大の歪を示した場所は熱電対位置とかなりずれている。前に述べたように冷却水条件は軸方向一様として、熱電対位置での推定値を入力しているので、最大歪位置(すなわち最大出力位置)では冷却水条件、したがって被覆管温度は過少評価になっているはずである。

Fig.B.6にみられるように、上記2)の事情は17秒以後の被覆管温度を実測値より高めにシフトさせているので、2)と3)は互いに相殺し合う方向にある。

このような不定性を念頭に置いて Fig.B.7を見た場合加圧燃料棒(Rod 3)については一致はまずまずであるが、非加圧燃料棒(Rod 1)については相当な過少評価になっている。これはモデルの問題の他に、上記3)の問題はRod 1, 3双方に共通するのに対して、2)の問題すなわち17秒以降の温度の過大評価は被覆管がつぶれる方向には寄与しない(その項には外圧が下っている)という事情も関係している。

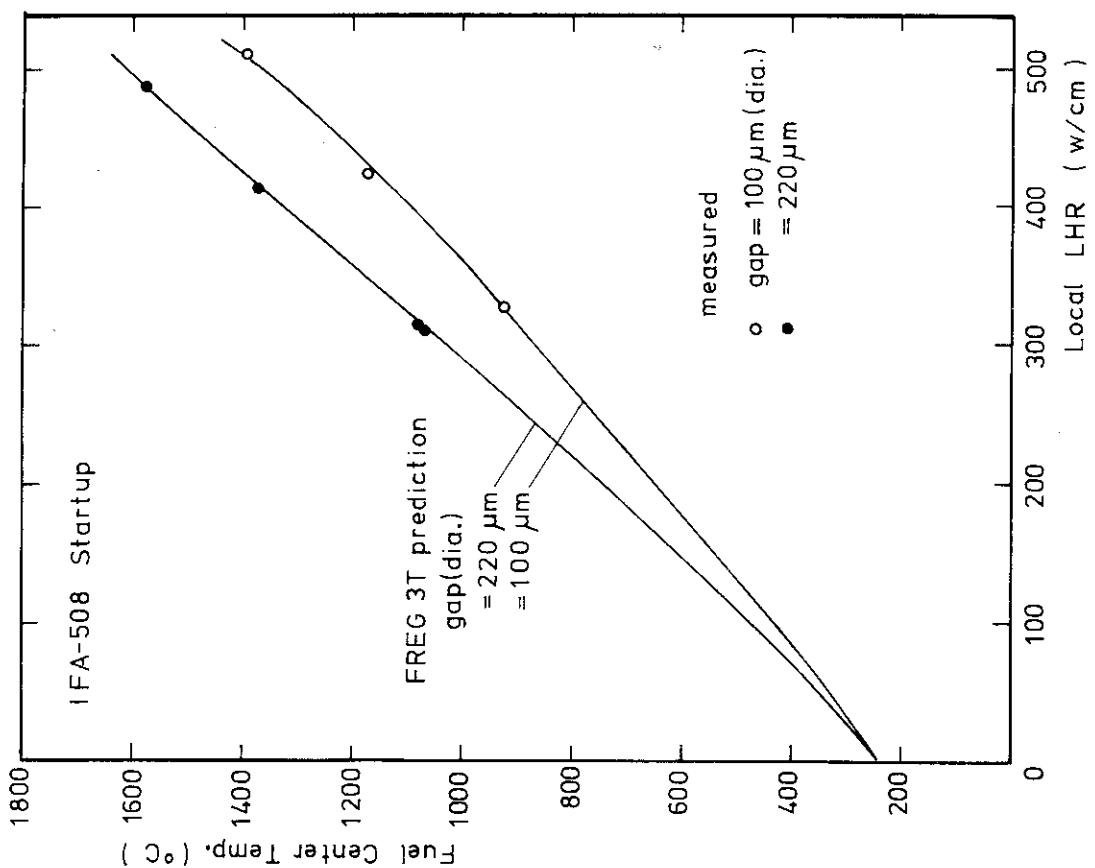
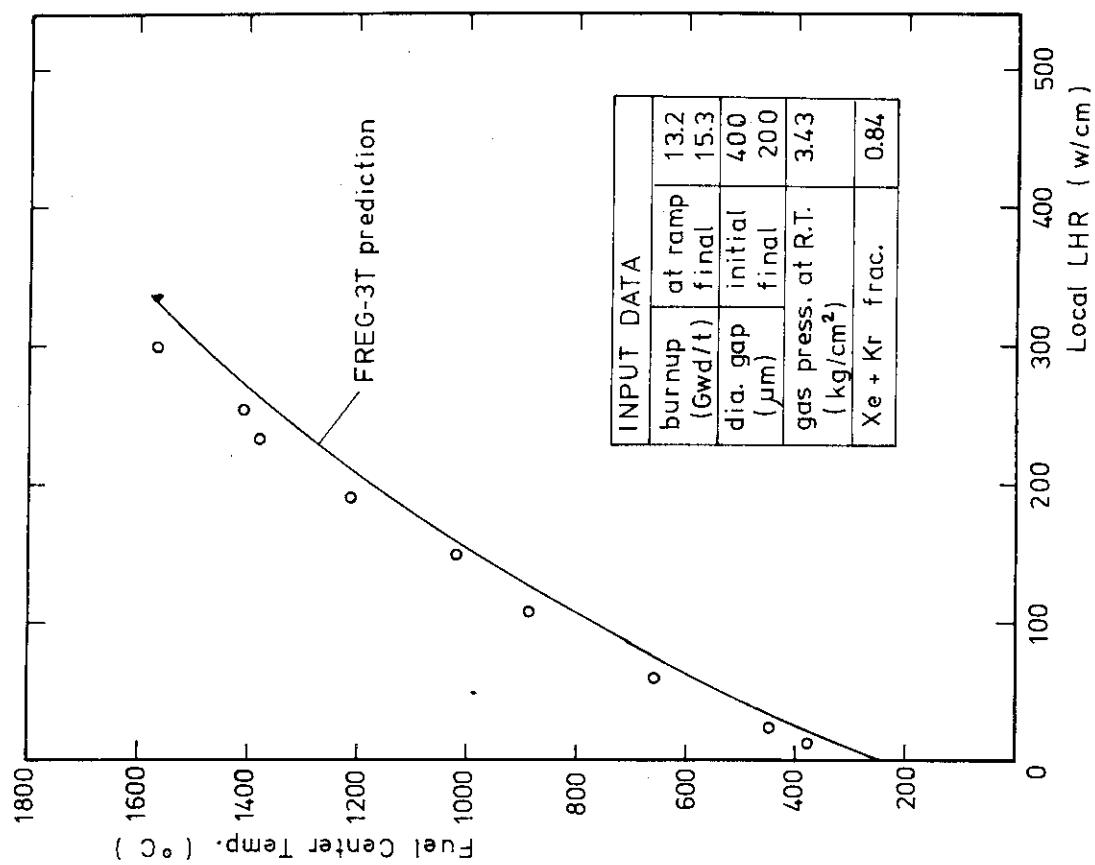


Fig. B.1 Comparison between measured and calculated fuel center temperatures at initial power ramp

Fig. B.2 Comparison between measured and calculated fuel center temperatures at high burnup (7×7 type BWR fuel, input data are mainly based on PIE data.)

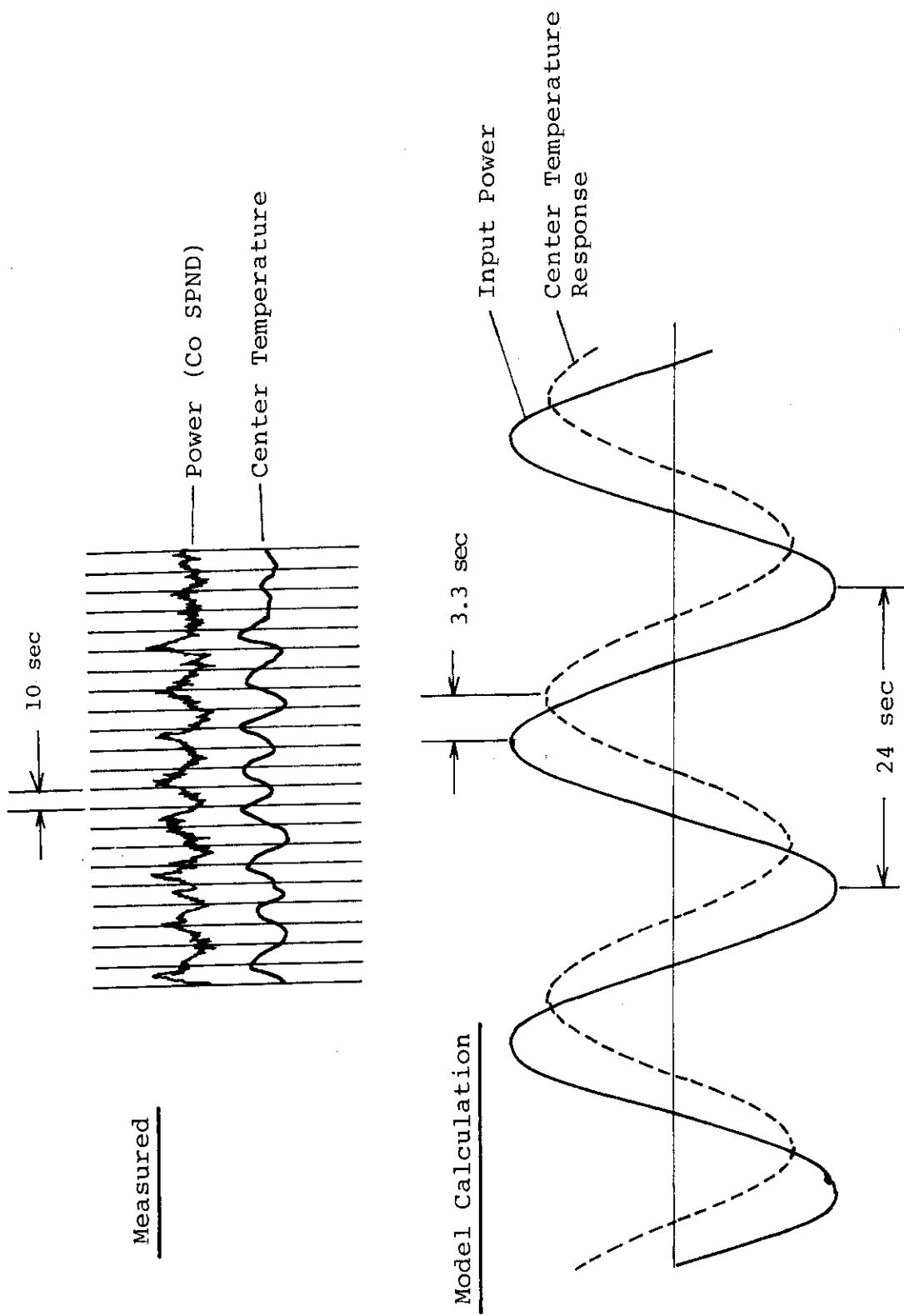


Fig. B.3 Delay of fuel temperature response to power oscillation
 - - - Comparison between measurement and model calculation with idealized power oscillation

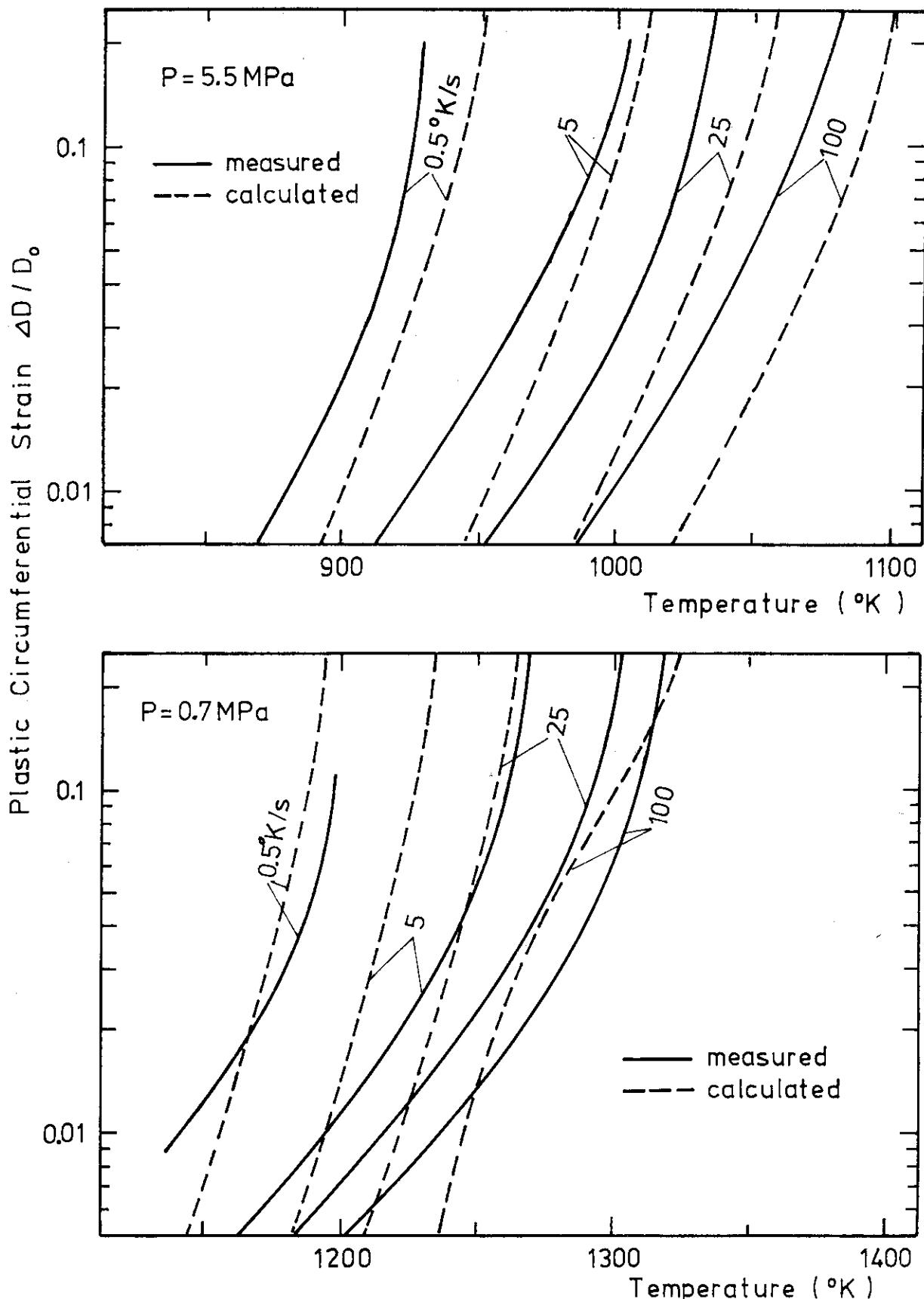
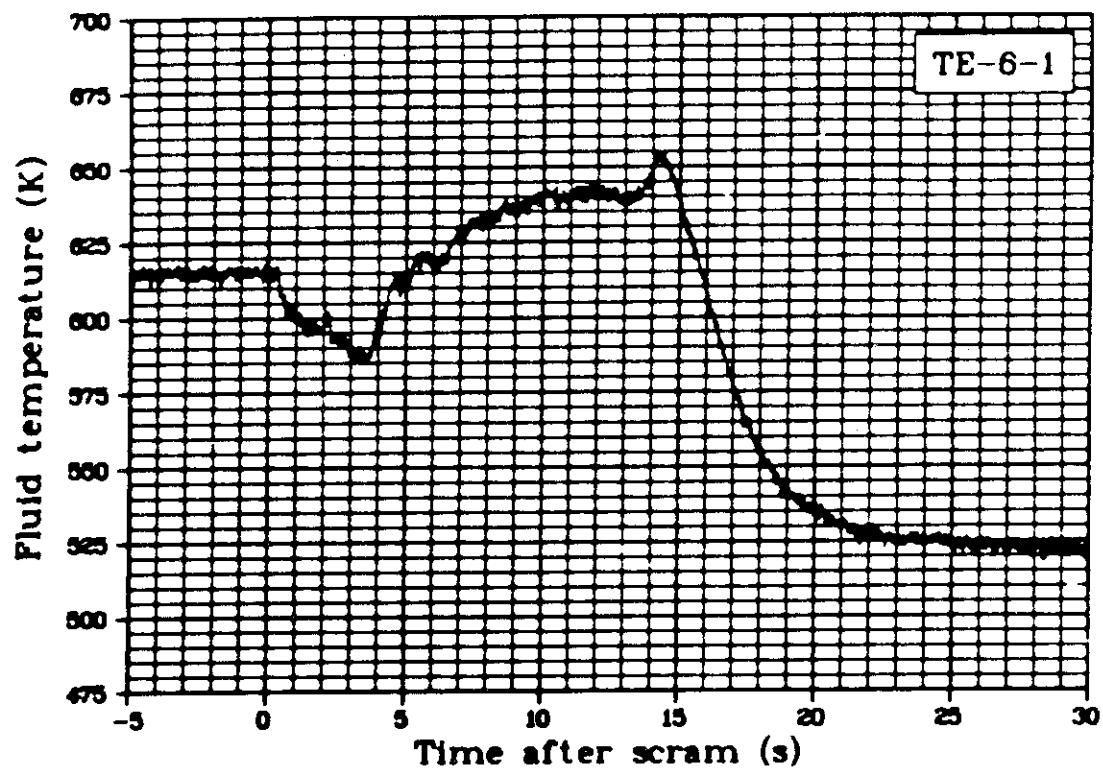
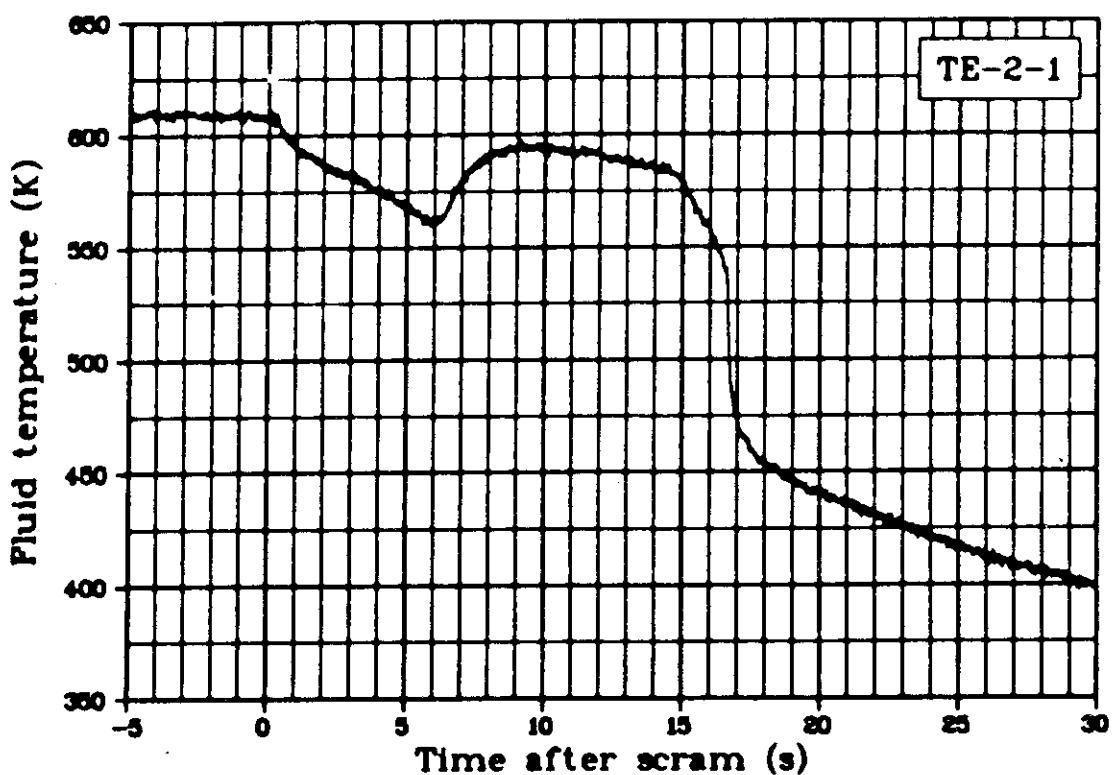


Fig.B.4 Comparison between measured and calculated swelling of Zircaloy tubes under out-pile transient heating
(experimental data are from Hardy,⁽¹³⁾)



(a) besides middle-stack position of Rod 1



(b) near flow meter above fuel rods

Fig.5 Coolant temperature data of PBF LOC-11C experiment from which input data for the calculation(Figs.B-6and7) were prepared (taken from ref.⁽¹⁴⁾)

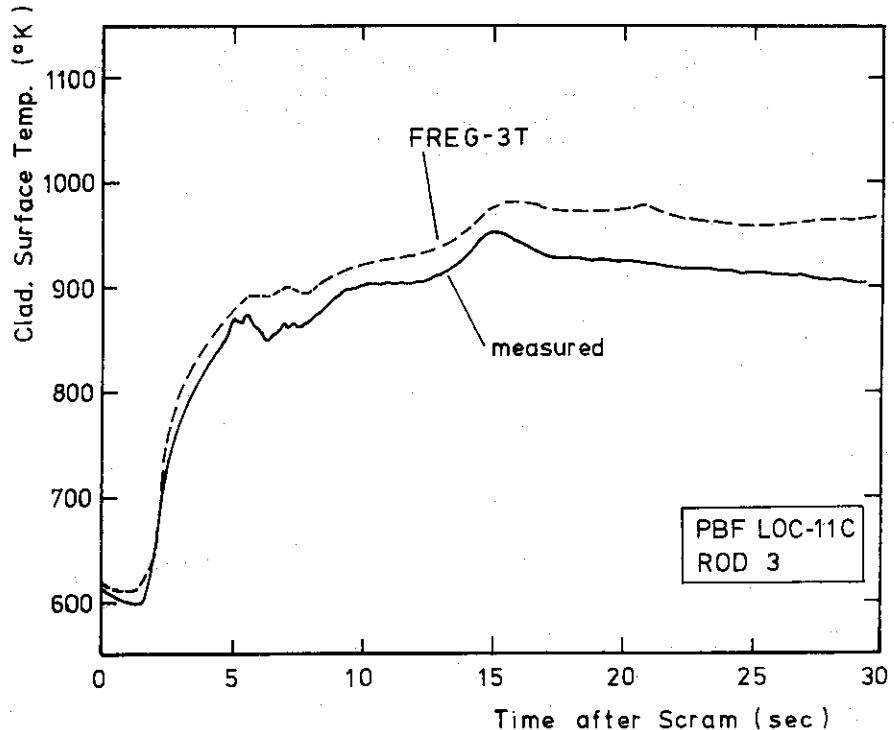


Fig.B.6 Measured and calculated cladding surface temperatures in pre-pressurized rod (Rod3) under PBF LOC-11C experiment

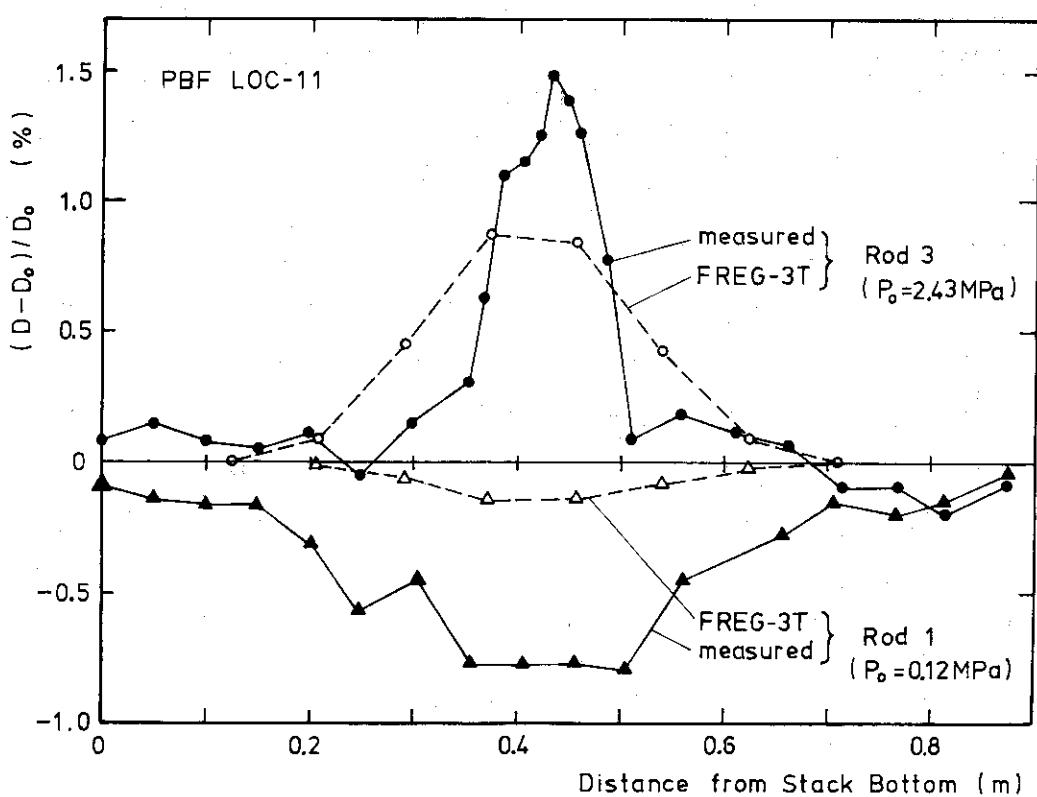


Fig.B.7 Measured (PIE) and calculated cladding deformation after PBF LOC-11C experiment⁽¹⁵⁾