

JAERI-M
7 2 7 8

F R E G - 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率評価プログラム
—— 計算方法と計算モデルについて ——

1 9 7 7 年 9 月

原 山 泰 雄 ・ 泉 文 男

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、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）まで、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-3 : 照射履歴に従った燃料ペレット-被覆管
ギャップ熱伝達率評価プログラム
— 計算方法と計算モデルについて —

日本原子力研究所 東海研究所 安全工学部
原山 泰雄・泉 文男

(1977 年 8 月 22 日受理)

FREG-3 は、燃料棒内の温度分布およびそれに基づく蓄積熱量の計算を行う。この計算は、通常運転状態下の温度分布を燃料棒の照射履歴に従って求めるものである。温度分布を求めるにさいし、重要な要因は、燃料ペレット表面と被覆管内面間のギャップ熱伝達率である。正しいギャップ熱伝達率を求めるため、プログラムには多くのモデル等の関係式が組込まれている。プログラムの主たる目的は、燃料棒の安全性評価上重要な LOCA 直前の蓄積熱量の評価であるが、プログラム組込みの計算モデルを適切に使用することによって FREG-3 は最良推定値用プログラムとしても使用可能である。

この報告書は、FREG-3 の計算法とプログラム組込みの計算モデルについて解説したものである。

JAERI-M 7278

FREG-3: A computer program to predict the fuel-to-cladding heat transfer coefficient in accordance with fuel-rod irradiation history.

----- Calculation procedure and models -----

Yasuo HARAYAMA and Fumio IZUMI

Division of Reactor Safety, Tokai Research Establishment, JAERI

(Received August 22, 1977)

FREG-3 predicts the temperature distribution in a fuel rod and the stored energy based on the distribution. The temperature distribution is calculated in accordance with fuel-rod irradiation history under normal operating conditions. An important factor in obtaining the temperature distribution is the gap heat transfer coefficient between pellet outer surface and cladding inner surface. To obtain the proper coefficient, the program incorporates submodels and correlations.

Purpose of the program is to evaluate stored energy in the fuel rod preceding the initiation of the LOCA. The estimated stored energy is a significant key parameter in safety evaluation of the fuel rod. The program can also be used as the best estimate code, if calculation models or correlations are appropriately chosen.

The calculation procedure and the models used are described.

Keywords: FREG-3 Program, Gap Conductance, Fuel Rod,
Stored-Energy, Model, Temperature Distribution,
Irradiation History.

目 次

1. プログラム概要	1
2. 計 算 法	8
2.1 FREG-3 の計算処理法	8
2.2 FREG-3 の主要副プログラム	17
2.2.1 ST3T08	17
2.2.2 STEP 3	18
2.2.3 STEP 4	19
2.2.4 STEP 5	21
2.2.5 STEP 6	23
2.2.6 STEP 7	25
2.2.7 STEP 8	25
3. 計算式および計算モデル	27
3.1 熱伝達率	27
3.1.1 被覆管表面熱伝達率	27
3.1.2 ギャップ熱伝達率	29
3.2 燃料棒内出力分布	35
3.3 被覆管の物性値等	37
3.3.1 被覆管の物性値	37
3.3.2 被覆管のクリープ取扱い上の注意	37
3.4 燃料ペレットの物性値	37
3.4.1 燃料ペレットの熱伝導率	37
3.4.2 燃料ペレットの線熱膨脹係数	41
3.4.3 燃料ペレットの比熱	43
3.4.4 その他の物性値	44
3.5 燃料ペレットの再組織化モデル	44
3.6 ギャップ寸法変化に関する各種モデル	45
3.6.1 燃料ペレット熱膨脹に関するモデル	45
3.6.2 焼きしまりモデル	50
3.6.3 再配置(リロケーション)モデル	54
3.6.4 燃料ペレットのスウェリング	54
3.7 核分裂生成ガスの放出モデル	56
謝 辞	58
参考文献	59

1. プログラム概要

プログラムFREG-3は、燃料棒内の温度分布とその温度分布に基く蓄積熱量についての安全性評価計算を目的にしている。すなわち、燃料棒の安全性判定上問題となるLOCA直前に燃料棒に蓄えられる熱量を評価することである。特に燃料棒内の温度分布を決定するさい重要なパラメータであるギャップ熱伝達率を計算することに力点がおかれている。

FREG-3が取扱う計算対象は、単一の燃料棒である。プログラムが取扱う燃料棒の概略をFig. 1に示す。計算にさいし、燃料棒を軸方向に燃料ペレットが含まれるペレットスタック部とガスの蓄積用のプレナム部とに分けて考える。次にペレットスタック部は被覆管を含めて軸方向に等分割した(最大20等分)計算領域を設定する。この分割された計算領域をFREG-3では、セグメントと称する。各セグメントは、半径方向に燃料ペレット、ギャップおよび被覆管領域を考える。燃料ペレット部については50等分した計算領域を設定する。ギャップと被覆管はそれぞれ1個の計算領域と考える。

FREG-3による燃料棒内の温度は、各セグメントに対して軸方向熱流を無視した中心対称の熱伝導方程式を解くことによって与えられる。すなわち、セグメント内の半径方向に分割した各計算領域に対し被覆管外の冷却水温度を境界条件として、熱伝導方程式の近似解を差分法によって求める。ただし、被覆管表面温度と燃料ペレット表面温度は、それぞれ被覆管表面と冷却水間の熱伝達率とギャップ熱伝達率を使用して求められる。

これら温度分布を求めるに必要な条件、冷却水温度と圧力および燃料棒の出力は燃料棒の照射履歴によって変化する。FREG-3は照射履歴に従う燃料棒内温度分布を計算する。そのため時間に対する出力等の変化が照射履歴データとしてFREG-3に入力される。照射履歴データは変化があった時点とその時点における冷却水温度と圧力および燃料棒出力の値をセットして入力される。FREG-3の計算は、入力の時点の間隙を取り、その時間間隙をさらに分割(この分割をタイムステップと呼ぶ)して計算を進める。各タイムステップにおける出力、冷却水温度、圧力は、入力データから直線内挿によって決定している。

FREG-3に含まれる副プログラムの構成をFig. 2に示す。また、各副プログラムの機能の概要をTable 1に示す。

FREG-3の全体の流れをFig. 3に示す。流れ図で分るように、FREG-3は、燃料棒の温度(ギャップ熱伝達率)を求めるため2重のループを有している。内側のループ(15~30)は、計算対象の各セグメントにおける温度分布を求めている。外側のループ(14~30)は、燃料棒全体の温度分布の収斂を制御している。これは各セグメントのギャップに含まれるギャップガスの組成を燃料棒全体において等しいと考えるため、各セグメントのギャップ熱伝達率を求める場合、セグメント単独で求められないからである。

ギャップ熱伝達率に影響を与える重要因子の一つは、ギャップ寸法である。ギャップ寸法の微小な変化によってギャップ熱伝達率は大きな値の変動をおこす。ギャップ寸法は、ギャップ熱伝達率によって決まる燃料ペレット内の温度分布に基づく熱膨張等のペレット外径寸法の変化およ

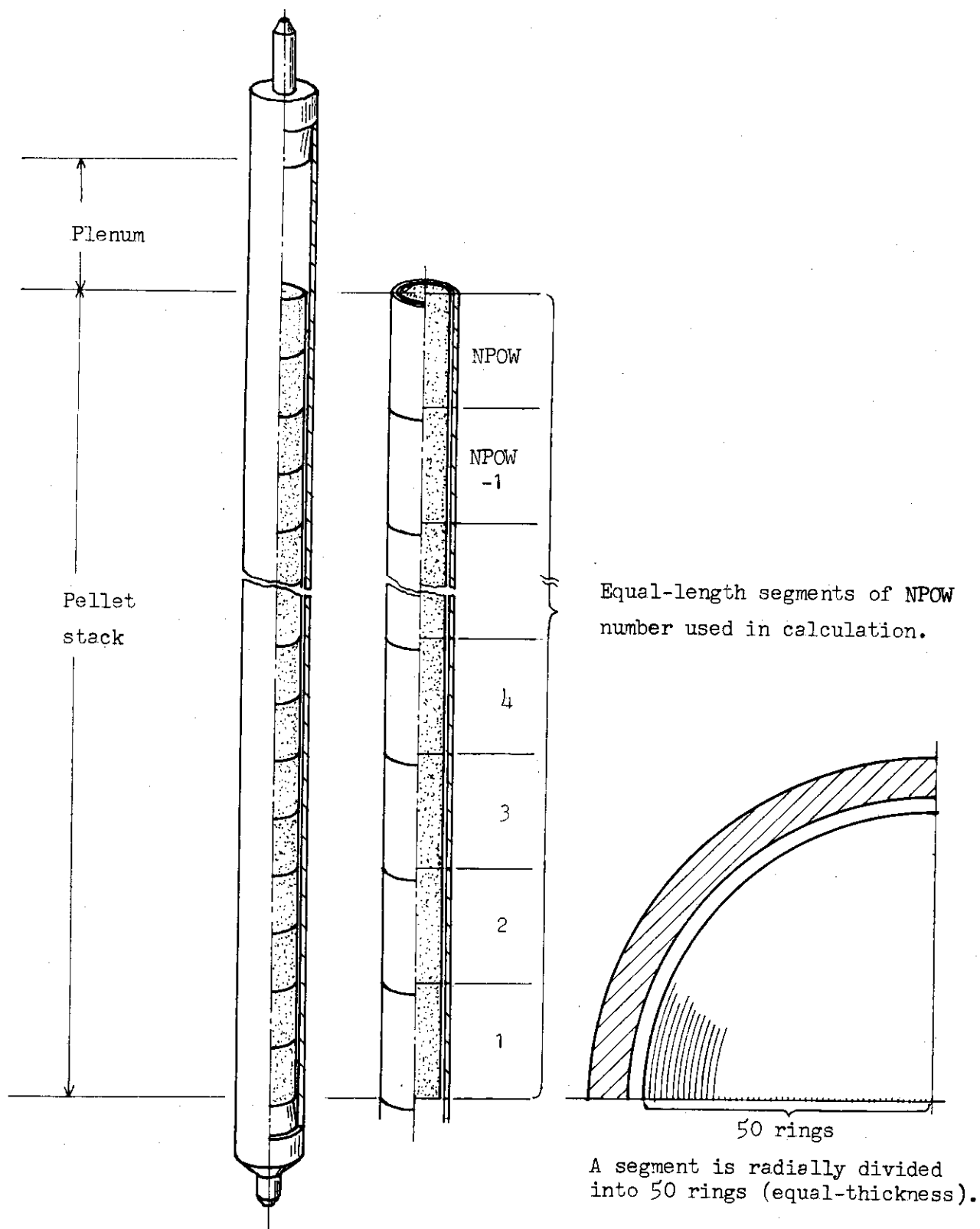


Fig. 1 Schematic diagram of fuel rod used in FREG-3.

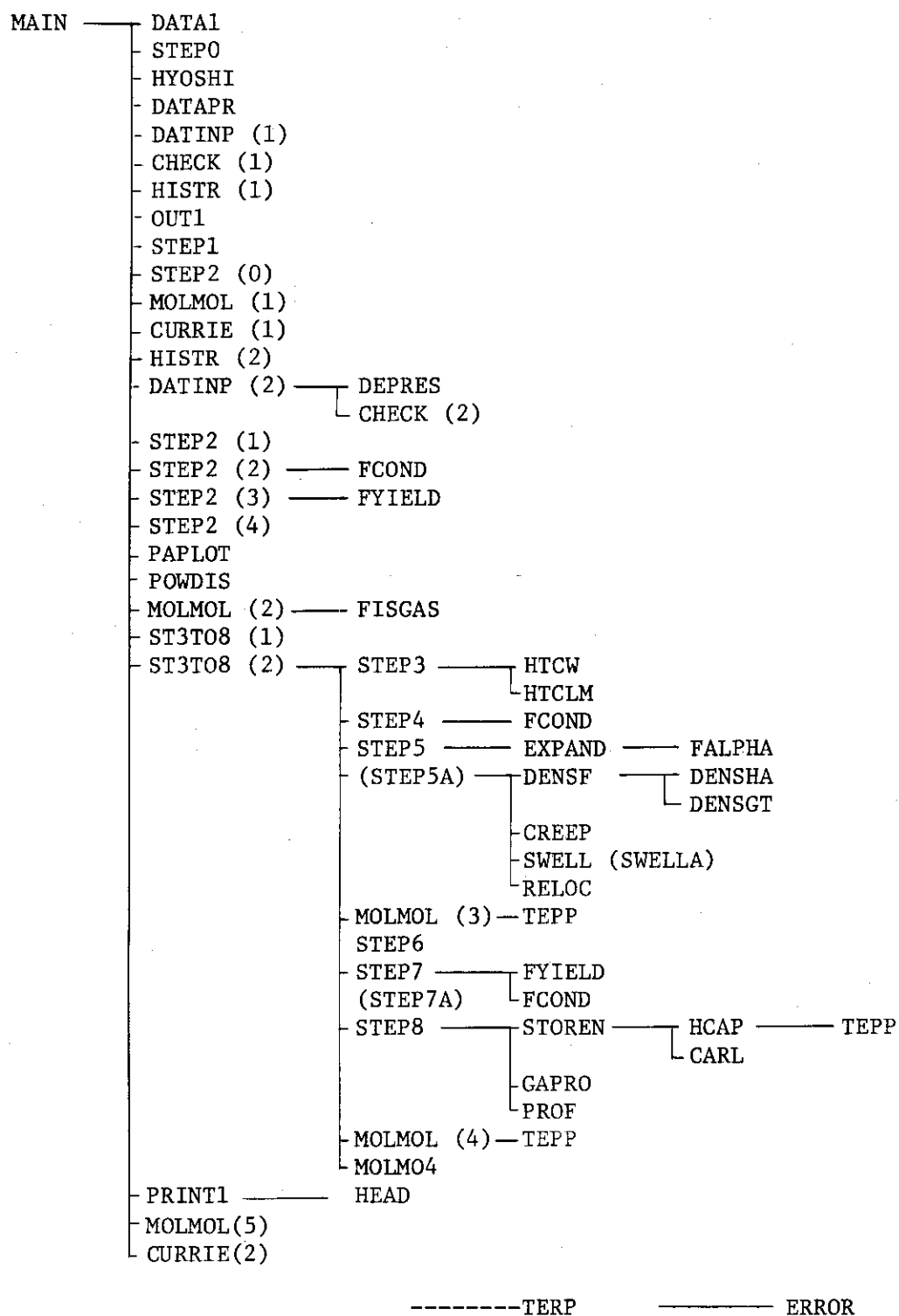


Fig. 2 FREG3 SUB-PROGRAM STRUCTURE

Table 1 FREG-3 副プログラム一覧表

副プログラム名	機 能	FORTAN STEP	副プログラム名	機 能	FORTAN STEP
MAIN	プログラム全体の流れを制御する。	2 1 3	MOLMOL	(3) 各軸方向セグメント毎のガス放出率を表より求め、ガス・モル分率計算	3 2 4
DATA 1	計算に必要な定数及び熱的・機械的物性値を設定する。	1 0 7		(4) 繰返し計算中の最も妥当なガス・モル分率を選ぶ。	
STEP 0	計算を行なった日付、時刻をシステムより得る。	1 3		(5) 次ステップのF.P.GAS計算初期値セット, ELONG-ATIONによるプレナム圧計算	
HYOSHI	出力用紙の表紙を描く。	4 3	CUPRIE	(1) F.P.GASのRadio-Activityを計算する為の初期値セット (2) Radio-Activityを計算する。	1 6 8
DATAPR	入力カードの80コラムカード・イメージをプリント・アウトする。	2 9	DEPRES	ペレット内熱中性子束をベッセル I_0 近似により算出する。	2 5
DATINP	(1) タイトル, 出力履歴に依存しない入力値及び出力履歴データの入力, 必要ならばその単位変更をする。 (2) 出力履歴に依存するデータを, 必要に応じ入力する。	3 2 4	FCOND	ペレット熱伝導率計算式群が用意されている。	5 5
CHECK	(1), (2) 入力データ相互間の一貫性を調べる。	1 0 7	FYIELD	被覆管温度依存Yield Stressを関数形で計算する。	3 2
HISTR	(1) 入力で与えられた出力履歴データを調べ, 妥当な出力変動で計算が行なえるように, 再分割する。 (2) 時間ステップが変る毎に, 必要なパラメータを再設定する。	3 3 9	PAPLOT	入力された軸方向出力分布をライン・プリンターによって描く。	8 8
OUT 1	このプログラムに用意されている, 計算式, モデルの一覧表をプリントする。	4 4 7	POWDIS	入力された軸方向出力分布を, 規格化し, 平均又はピーク値に合せる。	5 8
STEP 1	計算の初期値を決め, 選ばれたオプションに従い入力値をプリントする。	2 8 2	FISGAS	X_e, K_R について移分裂・崩壊chain計算を行ない原子数を求める。	7 4 7
STEP 2	(1) 主にガスに関する初期状態を決め, モデルに関するオプションをプリントする。(1)=ARSENT (2) ペレット熱伝導率の温度依存表を変更が行なわれた都度プリント (3) 被覆管物性値の (4) 中性子束(ペレット内の)	4 5 0	ST3TO8	(1), (2) 各軸方向セグメント毎の, r-方向一次元温度分布, 及びGAP-CONDUCTANCEを繰返し収斂法により求める。	3 5 6
MOLMOL	(1) 初期プレナム・ガスのモル数を計算, 他のガスの初期値セット (2) 各軸方向セグメント毎のF.P.GAS生成量を計算, 照射量計算	3 2 4	STEP3	冷却材-被覆管熱伝達係数の計算及びペレット外表面温度計算	8 0
			STEP4	ペレット内温度分布, 中心孔径(再組織化)の計算	1 6 9
			STEP5 (STEP5A)	被覆管, 弾性変形, 熱変形, クリープ変化量, ペレット熱膨脹, Swelling, Relocation desirificationを考慮したギャップ幅計算	2 4 9 (300)

副プログラム名	機 能	FORTRAN STEP	副プログラム名	機 能	FORTRAN STEP
STEP6	ギャップ中のガス熱伝導率計算	5 5	GARL	蓄積エネルギー計算	3 7
STEP7 (STEP7A)	ギャップ・コンダクタンスの計算, もし接触していれば, その接触圧力の計算	1 2 8 (155)			
STEP8	蓄積エネルギーの計算, 燃料棒平均温度計算	1 6 2			
HTCW	Dittus - Boelter の式による熱伝達係数計算	9 6			
HTCLM	液体金属による熱伝達係数計算	2 2			
EXPAND	ペレット熱膨脹モデル				
FALPHA	ペレット熱膨脹係数計算式	8 9			
DENSF	ペレット Densification 量計算	3 7			
DENSHA	HALDEN Densification Model	2 9			
DENSGT	Meyer の Densification Model	4 5			
CREEP	被覆管クリップ変形量計算式	1 8 3			
SWELL (SWELLA)	Revised Gap Closures Model	3 5 (35)			
RELOC	Pellet Relocation Model	6 4			
STOREN	蓄積エネルギー計算	2 6			
HCAP	UO ₂ の Heat Capacity 計算 (温度依存)	3 4			
GAPRO	繰返し計算中の Gap Conductance 収斂状況のグラフ化	9 2			
PROF	半径方向温度分布をライン・プリンターによるグラフ化	1 4 1			
PRINT1	計算結果の出力	5 0 5			
HEAD	出力の各頁の Heading をプリント	6 6			
MOLMOL	Revised Gas released Model	7 9			
TERP	線形内挿を行う関数である。Table Function で与えられた諸数値の内挿を行う。	8 0			
TEPP		3 3			
ERROR	内挿の際, 表からは与えられたパラメータが与えられたときの警告	3 3			

び被覆管の内外圧による変位、熱膨張等の被覆管内径寸法変化に従って変動する。このように燃料棒内のギャップ熱伝達率とギャップ寸法は、互いに影響し合い、片方のみ独立に求めることが出来ないで、プログラムでは、くりかえし計算法で求めている。

FREG-3のような温度に関する安全性評価プログラムにおいて、計算結果の温度は少くとも3桁以上の有効数字が要求されている。そのため、通常の応力および歪解析によるギャップ寸法の評価のみでは不十分となり、ギャップ寸法評価に関する各種のモデル、例えば焼しまり、クラックとその小片の再配置等のモデルが導入される。

FREG-3は、燃料棒内の温度分布の安全性評価を目的として米国で開発されたプログラム GAPCON-THERMAL-1¹⁾を基礎に作成したプログラムである。

GAPCON-THERMAL-1はプログラムGAPCONをversion upしたものである。これらプログラムGAPCONおよびGAPCON-THERMAL-1は、冷却材喪失事故時の燃料被覆管温度を推定する場合、重要因子となるLOCA直前の蓄積熱量評価を目的としている。

GAPCONおよびGAPCON-THERMAL-1を整備し、計算を行った結果、GAPCONはPWR用燃料棒の諸元に対して適度の安全余裕をもってギャップ熱伝達率が計算されるが、BWR用燃料棒諸元に対しては、安全余裕があまりにも大きくなって現実にそぐわなかった。一方、GAPCON-THERMAL-1は、GAPCONが燃料棒の単位長さを計算対象としていたものを、燃料棒の全体を取扱えるよう軸方向に最高20のセグメントに分割して計算を進めるように改造され、燃料棒全体として取扱えるようになった結果、F、Pガスの放出がかなり詳細に計算されるようになり、ギャップに存在する混合ガスの熱伝導率の計算精度が向上した。また、ペレットのクラックした小片の再配置に見合うモデルとしてスウェリングモデルを準備した。このような改造により、GAPCON-THERMAL-1はBWR燃料諸元の場合にもかなり妥当と思われるギャップ熱伝達率が算出されるようになった。

GAPCON-THERMAL-1を使うことによって、LOCA時のPCT (peak cladding temperature) 算出の基礎となる燃料ペレット蓄積エネルギーの評価は可能であった。しかしながら、ギャップ熱伝達率の最良推定値と安全性評価用ギャップ熱伝達率の値との間にどの程度の安全余裕が見込まれているかを正しく把握するためには、最良推定値算出用のプログラムを用意し、これによる計算結果と実験との照合を行った上で、安全性評価用プログラムの計算結果を比較しなければならない。

最良推定値用プログラムによる算出値と、文献等による実験データとの照合を行うためには、プログラムは広範囲にわたるパラメータを取扱うことが出来、またそれぞれの実験に合わせた照射履歴に追従して計算できることが必要である。

GAPCON, GAPCON-THERMAL-1は、燃料棒の燃焼度の増加に応じて計算を進めるが、燃料棒の照射履歴(出力の変動、冷却水圧力、温度の変化を含む)のすべての変化を含んだものではない。そのため、例えば、GAPCON-THERMAL-1で実験結果と照合しようとする、実験の照射履歴を一定出力密度の照射に置きかえる等の操作を行い入力データを作成しなければならないようなことがおこる。このため、入力データの時点で既に不確定な仮定が導入され、実験データとの照合に限界がある。ただしこの点については、GAPCON-THERMAL-1をさらに²⁾version upしたプログラムGAPCON-THERMAL-2で出力の変動が扱えるように改造された。

しかし、GAPCON-THERMAL-2でも冷却水の圧力と温度の変化は考慮されていない。

FREG-3は、これらの欠点を除くため、GAPCON-THERMAL-1を基礎にし、燃料棒の照射履歴に応じて計算できるようプログラムの構成を大巾に改造して作成された。また、最良推定値計算をも行えるよう、スウェリング、再配置、焼きしまり等についての計算モデルを追加し、これらをオプションに選択できるようにした。次いで、それらモデルの特性を調べると共に、モデル相互間のどのような組合わせが、最良推定値計算プログラムとして適合するかを可能な限り調査した。さらに、安全余裕を適度に持たせるには、どのようなモデルを使用し、どのようなモデルの組合わせが適しているかをも考慮した。

すなわち、FREG-3の開発に当り、計算モデルの選択によって最良推定値計算、安全評価の両方に使用できるように配慮を加えた。

FREG-3は、GAPCON, GAPCON-THERMAL-1より、FORTRAN Symbol等そのまま流用している。また、焼きしまり再配置等のギャップ寸法変化に関するモデルで公開されたモデルが少いため、これらのモデルについては、GAPCON-THERMAL-2使用のモデルを採用している。

この報告書は、FREG-3の計算方法および含まれているモデル、計算式について記述する。なお、このプログラムは現在なお開発中であり、解説は、FREG-3の最新のversionに基づいている。そのため、先にFREG-3の入力手引³⁾に添付したプログラムリストとこの報告書の記述には多少の相違が生じた部分がある。また、プログラムの特色の1つである核分裂生成ガスの生成量評価法の説明は、この報告書から除かれている。それについては、検討結果等をまとめて別途発表の予定である。

2. 計 算 法

この章において、FREG-3の計算手法および処理内容を説明する。最初に、流れ図に従いプログラム全体の計算処理の方法を解説する。次に、FREG-3の計算処理の基礎となっている副プログラムSTEP-3, 4, 5, 6, 7, 8およびST3 TO 8についての計算内容を詳述する。

2.1 FREG-3の計算処理法

FREG-3の全体的な計算処理方法について解説する。説明は、Fig-3に示す流れ図に従い、流れ図中の番号の順序に従う。流れ図Fig-3の右側に、左側の計算処理を行っている副プログラム名を示す。

(0) 日時の設定, STEPO

ステップ(0)では、副プログラムSTEPOが呼ばれる。STEPOは、特に計算とは関係ない。計算日時と時刻が設定される。入力手引³⁾のAppendix-B表紙を参照されたい。すなわち、この表紙の下段に出力する日時、時刻を設定するためである。ステートメントはFACOM-230用に作成されている。他の機種を使用する場合には書き直す必要がある。

(1) 入力データの読み込みと入力カードイメージの出力, DATAPR

このステップ(1)では、副プログラムDATAPRが呼ばれる。DATAPRは、入力カードをカードイメージのまゝプリントする。内容は、入力カードを20A4のFORMATで読み込み、そのまゝ出力してリストを作成する。入力データ終了後入力データテープをREWINDする。ただし、出力にさいして、最初のカードから番号を付してリストを作っている。入力手引³⁾の111頁を参照されたい。

入力データは、入力に関する諸種のオプション指定によって変動する。特に、FREG-3は照射履歴によって変化するデータが多く、入力データに注意を払わなければならない。このルーチンで出力されるカードイメージ出力は、入力エラーの検討等に便利である。

(2) 第1群～第4群入力データの読み込み, DATINP (1)

主プログラムからDATINPをargument 1として呼ばれた場合、入力の第1群から第4群までが読み込まれる。FREG-3の入力カード構成については、Fig. 4を参照されたい。

第1群入力、1枚のTitleカードで、もしこれが、ブランクカードまたは「STOP」ならば計算が停止する。第2群入力は、照射履歴に依存しないデータ、物性値等の計算式およびモデルを指定するシグナルであり、NAMELIST形式で読み込まれる。第3群入力は、計算対象の燃料棒の照射履歴データであり、FORMAT形式で読み込まれる。第4群入力は、被覆管のクリープダウンに関するデータである。詳しくは、入力手引³⁾の第3章を参照されたい。

(3) 照射履歴の整理と出力 HISTR (1)

計算に使用する燃料棒の照射履歴データは、(2)で述べたDATINP(1)の入力第3群で入力されている。ただし、入力第2群中のkey word NHIST=0のときは、照射履歴の基礎となる独立変数

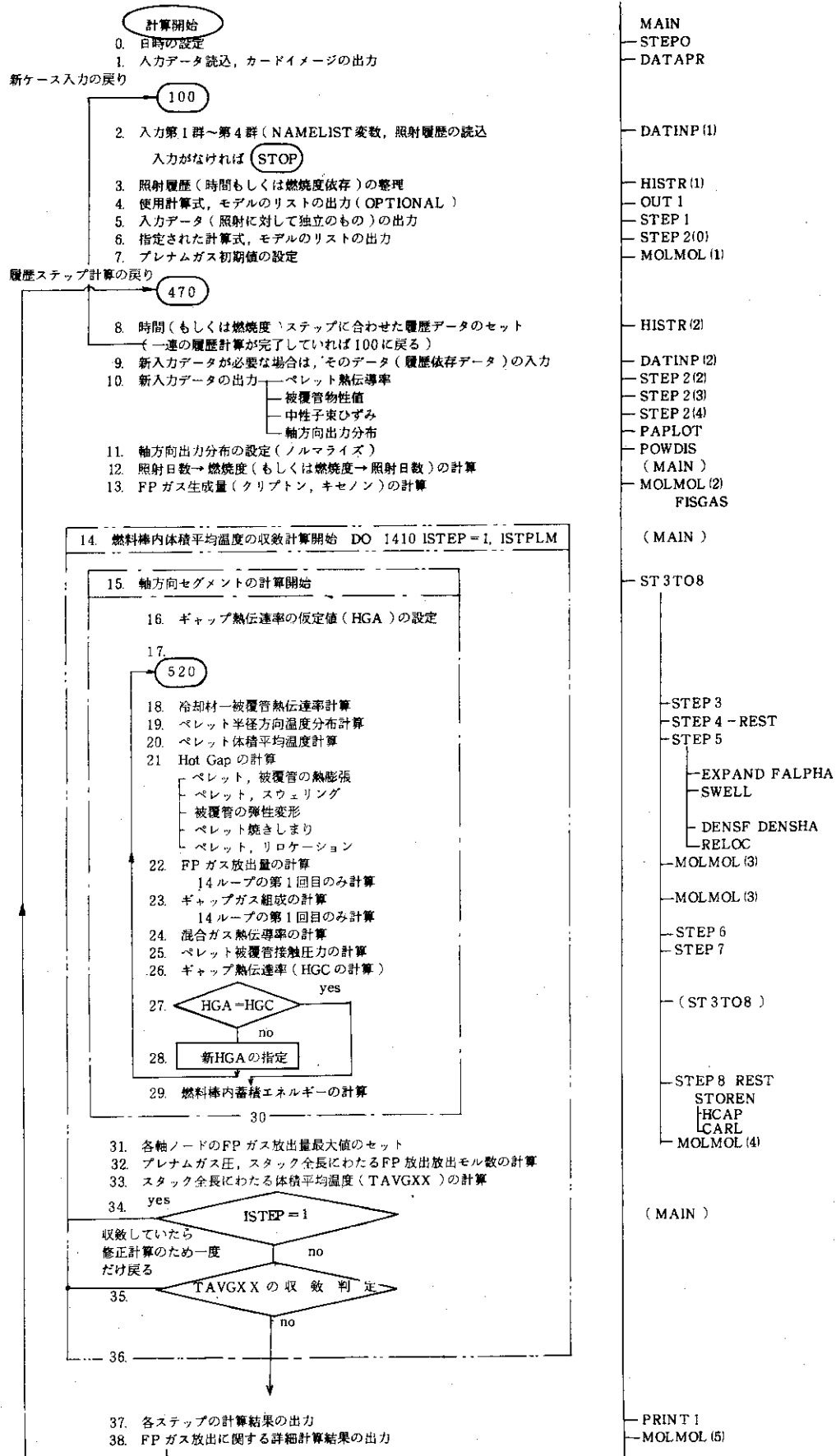


Fig.-3 FREG-3 計算流れ図

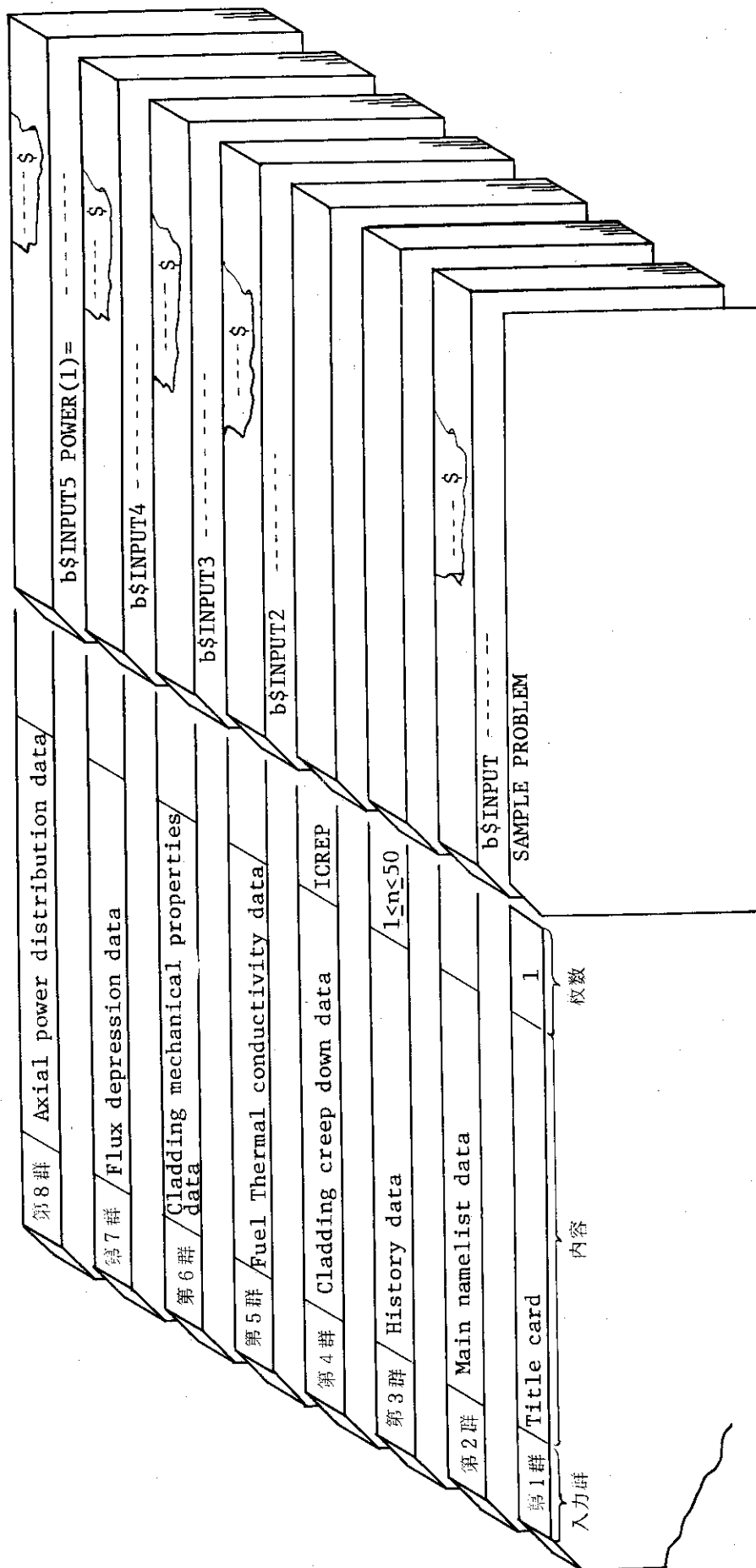


Fig. 4 Structure of FREG-3 input cards

が時間 (単位 day), NHIST=1 のときは燃焼度 (単位 MWD/Mtu) である。

副プログラム HISTR (1) は, 入力第 3 群で読込まれた照射履歴を, プログラム中の使用のために再整理することである。

NHIST=0 すなわち独立変数が時間の場合, 計算の 1 ステップ当りの照射日数間隔が, 100 日以上, 線出力密度の増減が 100 W/cm 以上にならないようにする。照射時間間隔 (ΔT) が 100 日をこえた場合, その分割数を $1 + \Delta T / 100$ をこえない整数個に等分割する。ただし, $\Delta T / 100$ が整数のとき, 分割数はその整数におきかえられる。次に, 線出力密度の増減 (ΔP) が 100 W/cm をこえる場合, 時間間隔を $1 + \Delta P / 100$ をこえない整数個に等分割する。

このように, 時間間隔を分割する理由は, プログラム全体の計算誤差を小さくするためである。ただし, 分割における 100 day, 100 W/cm は, プログラムの現段階において計算ステップ数と計算時間, 燃焼度きざみの粗さから便宜的に決定したもので, 数値の絶対値について詳細に検討したものではない。これらは今後の課題でプログラムのテストラン等を通じて詳細な検討を加え, 合理性のある数値にしなければならないと考えている。

NHIST=1 すなわち, 燃焼度が独立変数の場合, 照射日数は, 燃焼度と線出力密度から求められる。FREG-3 の計算パラメータの大部分は燃焼度依存として計算される。そのため, 現在 NHIST=1 の場合, 計算ステップの細分化は行っていない。したがって, 入力された照射履歴に従って計算される。

(4) 使用計算式, モデルのリストの出力 (OPTIONAL), OUT 1.

この(4)のステップでは, 副プログラム OUT 1 が呼ばれる。ただし, これが呼ばれるかどうかは, 第 2 群入力の key word IOUT 1 によって決定される。すなわち, IOUT 1=1 のときに呼ばれる。この OUT 1 が呼ばれると, FREG-3 に用意されている計算モデルと計算式の総括表が出力される。FREG-3 の入力手引³⁾を参照されたい。

(5) 入力データ (照射に対して独立なもの) の出力, STEP 1

この(5)のステップで, 副プログラム STEP 1 が呼ばれる。STEP 1 は,

- 1) 入力データから作られる計算に必要な初期値の設定。
- 2) 入力データの整理, 出力

を行う。

計算に必要な初期値として設定されるものは次のものである。

- 1) 燃料ペレットスタック全長 (L_{fuel}) を軸方分割数 (NPOW) で除して, 軸方向の分割された領域の長さを設定する。
- 2) ペレット中心孔が占める空間体積, 中心孔直径, 半径を設定する。ここで, 入力で与えられた中心孔の軸方向長さが, ペレットスタック長より小さい場合には, 中心孔の軸方向長さがペレットスタック長に等しいとにおいて中心孔直径, 半径を再定義する。この再定義により中心孔径は小さくなる。そのため, 中心部の温度は高くなり, 温度に関し安全側の評価を与えることになる。
- 3) 燃料組成 (U, Pu) とペレット理論密度を定める。
- 4) ギャップ寸法およびギャップ空間体積 (中心孔空間を含む) を定める。

上記によって求めた各数値を, 軸方向に分割した領域の初期値として割り付ける。

入力された第2群入力値を整理してprint outする。

この出力については、入力手引に詳述されているので、ここでは省略する。出力される値は、主として計算の初期条件を表すものである。

出力variableの単位は、メートル系とインチ系の両者が併記されている。FREG-3のプログラム中で用いている単位系は例外を除いてメートル系である。インチ系で入力された場合、第2群入力中のkey word KUNIT=0の指定により、ステップ(2)、DATINP(1)でメートル系に単位換算されている。インチ系入力の場合、副プログラムSTEP 1によるインチ系の出力値は、メートル系からの再変換した値であるため、入力値と若干ずれることがある。

KUNITの値は、プログラム中のData statementで1に設定されているので、メートル系で入力する場合は特にKUNIT=1を指定する必要はないが、インチ系で入力する場合には、KUNIT=0を入力しなければならない。

(6) 指示されたモデル、計算式リストの出力、STEP 2 (0)

この(6)のステップで、副プログラムSTEP 2がargument 0として呼ばれる。STEP 2の目的は、1)燃料棒の長さ1cm当りの燃料物質の原子個数の初期値の設定、2)選択した物性値等のオプションのprint out、3)使用する熱伝導率等の数値を入力指示によってprint outすることである。

ここで、設定する燃料物質の原子個数は、U-235、U-238、Pu-240、Pu-241である。これら原子個数は燃料棒単位長さ当り（FREG-3では1cm当り）について計算される。例えば、U-235の原子個数(N_{U-235})は次のように計算される。

$$N_{U-235} = f_{U-235} \times (\text{ペレット中の} UO_2 \text{ に対する} U \text{ 含有率}) \times A \times (\text{ペレット体積}) \\ \times (\text{ペレット中の} UO_2 \text{ 重量}) / 235$$

ここで、 f_{U-235} : U-235のfractional enrichment

A : アボガドロ数

である。

STEP 2によるprint outについては入力手引に詳述されているので、ここでは省略する。

(7) プレナムガスに関する初期値の設定、MOLMOL (1)

このステップ(7)では、副プログラムMOLMOLをargument 1として呼出す。MOLMOL(1)は、燃料棒製造時の初期封入ガス圧(ATMOS)とプレナム体積(VPLENZ)から、プレナム中に存在する初期封入ガスのモル数の合計を計算する。

(8) 時間(もしくは燃焼度)ステップに合わせた履歴の設定、HISTR(2)

このステップ(8)では、副プログラムHISTRをargument 2として呼出す。

HISTR(2)は照射履歴にしたがう燃焼度、照射時間、線出力密度、冷却材温度、冷却材圧力をセットし、さらにペレットの熱伝導率、被覆管の物性、半径方向中性子束ひずみ、軸方向出力分布が変化した時には、それらのデータを変更するシグナルを設定する。

計算が、照射履歴の第1計算ステップの場合もしくはデータの変更が指定された場合には、次のステップ(9)DATINP(2)で照射に依存したデータが入力されるようにシグナルを出す。

1つの計算ケースの計算が完了していれば、主プログラムに戻った時にステップ(2)に戻るようシグナルを出す。ステップ(2)に戻れば、新しい計算ケースの入力が行なわれる。

(9) 照射履歴依存データの設定, DATINP(2)

このステップ(9)は、副プログラム DATINP を argument 2 として呼出す。DATINP(2)は、燃料ペレット熱伝導率、被覆管の諸物性値、ペレット内の熱中性子束分布、軸方向出力分布を照射履歴に従ってその値、分布を設定する。これらの値、分布はステップ(8)で呼び出した。HISTR(2)で入力するようシグナルが出されたときのみ設定される。ただし、軸方向出力分布の値は最初の計算時に必ず一度設定されねばならない。しかし、他のものは、それぞれの key word の指定に従う。

これらの値は、分布が入力で設定されるとき、必要があれば KUNIT の指定にしたがって入力値の単位交換を行う。

これらデータの入力の指示は、第3群入力カードのコラム 73~74, 75~76, 77~78, 79~80 の4個の整数シグナルによる。これら整数シグナルが0、すなわち新入力が指定されない場合は、前の計算ステップと同じ値が使用される。

(10) 新入力データの出力, STEP 2(2), STEP 2(3), STEP 2(4), PAPLOT

ステップ(9)で照射履歴に依存したデータが新たに入力されたとき、副プログラム STEP 2 を argument 2, 3, 4 とし新たに入力のデータ i) ペレット熱伝導率, ii) 被覆管物性値, iii) 中性子束ひずみ があれば、これらを出力する。

また、軸方向出力分布については、副プログラム PAPLOT を使用して出力する。第3群照射履歴のカードのコラム 73~74, 75~76, 77~78, 79~80 の4個の整数シグナル (IPD(I, J), I: コントローラの種類, J: 計算ステップ No.) が0、すなわち、照射履歴依存の新入力データを指定しない場合は、前の計算ステップと同様の値が使用される。これらについては入力手引³⁾の111頁を参照されたい。

(11) 軸方向出力分布の設定, POWDIS

このステップ(11)は、副プログラム POWDIS を呼出す。POWDIS は燃料棒の軸方向出力分布を設定する。出力分布は、第3群照射履歴入力中の線出力密度(絶対値)と第8群軸方向出力分布係数入力値から決定される。第3群入力の線出力密度を燃料棒出力の平均値として扱うか最高値として扱うかは第2群入力中の key word IPEAK の指定にしたがう。すなわち、IPEAK > 0 なら燃料棒平均、IPEAK ≤ 0 なら燃料棒最高値である。

計算対象の各セグメントの出力は、セグメント上下端出力の平均値として与えられる。

(12) 照射日数から燃焼度(または燃焼度から照射日数)の計算, Main

このステップ(12)では、照射日数から燃焼度または燃焼度から照射日数の計算を主プログラム内で行う。第2群入力中の key word NHIST の値によって処理が異なる。

NHIST=0 のときは、照射日数の増分と線出力密度から燃焼度増分を求める。

NHIST=1 のときは、燃焼度増分と線出力密度から照射日数の増分を求める。

(13) F. Pガス生成量(キセノン, クリプトン)の計算, MOLMOL(2)

ステップ(13)では、副プログラム MOLMOL を argument 2 として呼出す。MOLMOL(2)はステップ(12)で計算した時間増分と線出力密度により、軸方向各セグメントにおける時間増分の間のキセノンとクリプトンの生成量を計算し、前回の計算ステップまでのキセノンとクリプトンのそれぞれの生成総量に増加分を加算する。

(14) 燃料棒内のペレットスタック全長にわたる体積平均温度の収斂計算開始, MAIN

FREG-3は、その計算対象として燃料棒全体を考えるが、まず軸方向に分割した各セグメント内の半径方向温度分布を計算する。この計算はステップ(15)～(30)で行なわれる。しかしながら、各セグメントのギャップに含まれるギャップガスの組成は、全セグメントのギャップについて同一であると考ええる。一方、ギャップガスに含まれるF、Pガスは、各セグメント内の温度分布に従う放出率によってその放出量が決まり、ガスの組成が求められる。また、ギャップガスの組成は、ギャップ熱伝達率に影響を与え、これはペレット内の温度分布を決定する重要なkey parameterである。

上記の如く、互に影響を与えあうギャップガスの組成、ギャップ熱伝達率および各セグメント内の温度分布の正確な値をFREG-3はくり返し計算法で求めている。このくり返し計算が、ステップ(14)～(30)で行なわれる。なお、くり返し計算における収斂判定用パラメータとして、FREG-3はペレットスタック全長にわたる体積平均温度を使用する。

(15) 軸方向セグメントの繰返し計算開始

このステップ(15)は、主プログラムから副プログラムST3T08を呼び出す。ST3T08は、計算対象の各セグメントのギャップ熱伝達率を決定するためのくりかえし計算をコントロールする。最初あるギャップ熱伝達率を仮定し、温度分布が求められた後、その温度分布による熱膨脹等に基づくギャップサイズおよび温度依存の物性値等よりギャップ熱伝達率が再評価される。このギャップ熱伝達率が収斂判定値以内になるまで繰返し計算が続行される。そのさい、ギャップに含まれるガスの組成には、仮定値が用いられる。このガスの組成による温度分布への影響は、(15)～(30)のループの外側のループ(14)～(30)の繰返し計算で評価される。

(16) ギャップ熱伝達率初期値の設定

ループ(14)～(30)が始る最初るとき、ギャップ熱伝達率はプログラム上 undefined の状態であるので、初期値として $1000 \text{ Btu/hrft}^2 \cdot ^\circ\text{F}$ ($0.567 \text{ W/cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$) を設定する。下部から上部までの全セグメントについて、ギャップ熱伝達率の収斂値が一度求められ、次にループ(14)～(30)の計算が始ったときには、先に求められたギャップ熱伝達率がループ(15)～(30)の収斂計算の初期値として使用される。この方法は、収斂回数を減少させ、計算時間を大巾に短縮する。

(18) 冷却材-被覆管熱伝達率計算, STEP 3

冷却材と被覆管間の熱伝達率は、副プログラムSTEP3で計算される。STEP3のより詳しい説明は、2.2.2節に記述される。

熱伝達率の計算には、STEP3から呼び出される副プログラムHTCW, HTCLMが使用される。HTCWにはDittus Boelterの式(PWR用)が組込まれている。HTCLMは冷却材がナトリウムの場合の熱伝達率が計算される。また、Jens Lottesの実験式(BWR用)による熱伝達率も計算できるようになっている。

なお、これら熱伝達率の計算方法は、入力で与えられたkey word SIGHFによって切換えられる。詳しくは、入力手引³⁾を参照されたい。SIGHFが正の場合には、SIGHFの値をそのまま熱伝達率として使用することが可能である。

STEP3は、被覆管表面熱伝達を計算した後に、被覆管表面温度、内面温度を求める。さらに、ステップ(16)あるいは(26)で設定したギャップ熱伝達率を使用してペレット表面温度を定める。

(19) ペレット内半径方向温度分布の計算, STEP 4

ステップ(18)でペレット表面温度が求められたので, この温度を境界条件としてペレット内の温度分布を計算する。計算方法の詳細は 2.2.3 に説明するが, 概要は次の通りである。

ペレットの実半径(入力で与えた初期値に照射によって変化した分を加えた半径)を 50 等分し, ペレットの表面温度を境界条件として順次内側へ等分割した分割点の温度を求めてゆく。温度計算に必要なペレットの熱伝導率は, 温度依存性があるものとして収斂計算を行う。また, 燃料ペレット内の組織変化を考え, その密度変化に伴う熱伝導率の補正を行う。

(20) ペレット体積平均温度の計算, STEP 5

計算ステップ(19)で求めたペレット内温度分布に基づき平均温度を求める。平均温度は, ペレットの体積に対するものであるが, ペレットスタックの各セグメントに対して軸対称温度分布を解いていること, 各セグメントの長さも等分割のため, 体積平均温度とはいえ, ペレットの断面積平均温度である。

(21) Hot Gap の計算

与えられたタイムステップにおけるペレットと被覆管内径間のギャップを定める。このギャップ(hot gap)を求めるため, FREG-3 は, 次の事項について計算式あるいはモデルを組み込んでいる。

ペレットについては熱膨脹スウェリング, 焼きしまりおよび再配置を考えている。一方, 被覆管については, 熱膨脹, クリープおよび内外圧による内面の弾性変位を考える。

これら計算式およびモデルについては, 第 3 章において詳述する。

(22) F, P ガス放出量の計算, MOLMOL (3)

ループ(14~36)の第 1 回目の計算では, 各セグメントの F, P ガス放出量の計算が初めて行われるので燃料棒全体にわたる F, P ガス放出量は未知量である。そこで, 初回だけは, 各セグメントから放出された F, P ガスは, 各セグメント毎に独立にギャップガス組成を計算する。

このステップ(22)は, このために用意されたステップであり, ループ(14~36)の第 2 回目以降の計算ではスキップされ, ステップ(32)が使用される。

(23) ギャップガス組成の計算, MOLMOL (3)

ギャップガスの組成(モル分率)は, ギャップに存在する混合ガスの熱伝導率を計算(計算ステップ(24))するために用いられる。

ステップ(23)もステップ(22)と同様ループ(14~36)の初回のみ使用され, 第 2 回目以降は(32)で計算された値が用いられる。

(24) 混合ガス熱伝導率の計算, STEP 6

ギャップに含まれる各成分ガスの熱伝導率と粘性係数を求め, この二つの値をもとに混合ガスの熱伝導率を計算する。詳しい説明は 2.2.5 節に与える。

(25) ペレット-被覆管の接触圧力, STEP 7

修正された Ross and Stoute のモデル等によって, FREG-3 はギャップ熱伝達率を求めるのであるが, 計算上ペレットと被覆管の間の接触圧力が必要なため, この評価を行う。

(26) ギャップ熱伝達率の計算, STEP 7

ギャップ熱伝達率を計算する。使用する評価式は, 主として, 修正した Ross and Stoute の式

である。Ross and Stouteの式は次のように構成される。

$$H_{gc} = H_{solid} + H_{gas} + H_{rad}$$

ここで、 H_{gc} : ギャップ熱伝達率

H_{solid} : ペレットと被覆管の接触による熱伝達率

H_{gas} : ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達率

H_{rad} : 輻射による熱伝達

である。

⑦ ギャップ熱伝達率の収斂判定

ステップ⑩またはステップ⑳で仮定したHGAとステップ㉑で計算したHGCを比較して、収斂条件を満たしていれば、ステップ㉒に移り、収斂していなければ次のステップ㉓に移る。

㉓ 新しいギャップ熱伝達率(h_{ga})の設定

ステップ㉑でギャップ熱伝達率の値が収斂していなければ、新しいギャップ熱伝達率(h_{ga})を設定してステップ⑦にもどる。

h_{ga} を設定するための手法としては、GAPCON-THERMAL-1で用いられた手法を改良したもの、あるいは、Newton-Raphson法に基づくものとの2通りが用意されている。これらは入力第2群のMCONVによって指定できる。

FREG-3のように、軸方向セグメント数と照射履歴ステップ数が多くなると、収斂回数の増減は、計算時間の増減に敏感に影響する。Newton-Raphson法に基づく方法は、GAPCON-THERMAL-1の方法よりも収斂回数が相当少くなる。

㉔ 燃料棒内蓄積エネルギーの計算, STEP 8

燃料棒内の温度分布をもとにペレットに蓄えられる蓄積エネルギーを計算する。ただし、計算を行うのは第2群入力のkey word ISTORが正の場合で、ISTORが負の場合にはスキップされ、次のステップに移る。

㉕ 計算ステップ⑩で始るループの終了

各セグメントにおける温度分布が収斂判定内ですべて計算され、終了する。

㉖ 各軸ノードのF, Pガス放出量の最大値のセット, MOLMOL(4)

FREG-3は、各照射ステップで、各軸のセグメント毎に放出されたF, Pガスの量の最大値を記憶する。出力が減少し、その照射ステップの温度分布に基づくF, Pガス放出率から求めたF, Pガス放出量が、それまでの照射ステップでのF, Pガス量を下廻る場合には、先に記憶しているF, Pガス放出の最大値を放出量とする。

上記の手法は、GAPCON-THERMAL-1と異なる。その理由は、GAPCON-THERMAL-1と同じ手法で計算すると、線出力密度を減少させた場合、今まで放出されていたF, Pガスが減少するという事例がおこることである。これは、今まで放出されていたF, Pガスが再びペレットに逆戻りするということを意味し不合理なための上記のような取扱いにした。

㉗ プレナムガス圧力、スタック全長にわたるF, Pガス放出モル数の計算, MOLMOL(4)

ステップ㉖で決められたF, Pガス放出量を使用して、ペレットスタック全長にわたるF, Pガスの放出モル数を計算する。次いで、プレナムのガス圧力を計算する。

③ スタック全長にわたる体積平均温度 (TAVGXX) の計算

スタック全長にわたる体積平均温度は、計算ステップ⑭から始まるループ⑭～③⑥の収斂判定条件に使用される。この計算ステップ③③は、収斂判定用の体積平均温度の計算である。

GAPCON-THERMAL-1は、スタック全長にわたる体積平均温度によって、F、Pガスの放出率を全スタックとして、まとめて計算する。FREG-3は、軸方向の出力分布を照射履歴にしたがって変化させることができるようにしたため、全スタックとしての平均的な体積平均温度でF、Pガスの放出量を求めるのは、モデルとして妥当でないと考え、スタック全長にわたる体積平均温度は、収斂判定の条件にのみ使用することになっている。

F、Pガスの放出モル数の計算は、先の計算ステップ③①で説明したように各セグメント毎の体積平均温度によって各セグメント毎の放出モル数を計算するように改めている。

③⑤ 体積平均温度 (TAVGXX) の収斂判定

計算ステップ③③で算出した全セグメント (スタック全長) の体積平均温度と、計算ステップ⑭で始まるループ⑭～③⑥の前の計算値とを比較して判定条件を満たしていれば、さらに計算ステップ⑭へ一度だけ戻って修正計算を行なう。修正計算終了後は計算ステップ③⑤をスキップし、③⑥に進む。

③⑥ 燃料棒内体積平均温度の収斂計算終了

計算ステップ⑭で述べたループ⑭～③⑥の繰返しが一度も行なわれていなければ⑭に戻る。この理由は、次の通りである。第1回目での計算において、F、Pガスの放出計算が各セグメントで独立に行なわれているだけで、スタック全長のF、Pガス放出の計算は行なわれていないことと、前回の照射履歴の最終のTAVGXXの値と、そのタイムステップの照射履歴の第1回目のTAVGXXの計算結果が偶然に一致した場合をさけて、収斂判定をあやまらないようにしたためである。

③⑦ 各計算ステップの計算結果の出力, PRINT 1

各計算ステップの計算結果が出力される。この出力については、FREG-3の入力手引³⁾を参照されたい。

③⑧ F、Pガス放出に関する詳細な計算結果の出力, MOLMOL (5)

燃料ペレットで生成したF、Pガス量およびギャップに放出されたF、Pガス放出量ならびに放出率等の出力が行なわれる。この出力についても、FREG-3の入力手引³⁾を参照されたい。

2.2 FREG-3の主要副プログラム

前節2.1においてFREG-3の計算処理の概要を説明した。この節では、FREG-3に含まれる副プログラムのうち、主要な副プログラムについて解説する。

2.2.1 ST3T08

この副プログラムST3T08は、副プログラムSTEP3からSTEP8までをコントロールする。副プログラムSTEP3からSTEP8は、燃料棒内の温度分布、その温度分布に基づくギャップ熱伝達率の評価、蓄積熱量の計算を行なっている。

この副プログラムの機能は、ギャップ熱伝達率の収斂計算をコントロールすることである。

ギャップ熱伝達率の収斂方法に二つのオプションが用意されている。このオプションは、key word MCONVによって選択される。

MCONV = 0 でえられるオプションは、GAPCON-THERMAL-1 に組込まれていた収斂方法を改造したものである。MCONV = 1 でえられるオプションは、FREC-3 の作成において新しく追加した方法である。

MCONV = 0 のオプションの場合、収斂計算に必要な新しいギャップ熱伝達の仮定値を

$$h_g = h_{gi} + C (h_{gc} - h_{gi}) \quad (2.1)$$

で設定する。ここで

h_{gi} : 前回の収斂計算に使用したギャップ熱伝達の仮定値

h_{gc} : ギャップ熱伝達率 h_{gi} のときギャップ熱伝達計算値

C : 収斂加速係数

である。

C の標準値は 0.8 である。しかし、FREC-3 は収斂過程における発散を防止するため、繰返し計算回数に依存して C の値を小さくする。これは、一見計算回数が増加するような印象を与えるが、発散を防止し結果的に繰返し計算回数を減少させる。

MCONV = 1 のオプションの場合、収斂計算における次のギャップ熱伝達率推定値を

$$h_g = h_{gi,2} - (h_{gc,2} - h_{gi,2}) \frac{h_{gi,2} - h_{gi,1}}{(h_{gc,2} - h_{gi,2}) - (h_{gc,1} - h_{gi,1})} \quad (2.2)$$

で求める。ここで

$h_{gi,1}, h_{gi,2}$: 繰返し計算の前回および前々回のギャップ熱伝達率推定値

$h_{gc,1}$: 推定値 $h_{gi,1}$ のときの計算値

$h_{gc,2}$: 推定値 $h_{gi,2}$ のときの計算値

である。

この方法では、最初二回の推定計算が必要である。第 1 回目の推定値は、MCONV = 0 と同様に設定される。

第 2 回目の推定値は

$$h_{gi,2} = h_{gi,1} + C (h_{gc,1} - h_{gi,1}) \quad (2.3)$$

で与えられる。

2.2.2 STEP 3

副プログラム STEP3 は、被覆管表面熱伝達率と被覆管表面温度を計算する。

線出力密度 (P) を、被覆管表面、被覆管内面、ペレット表面の直径で割ってそれぞれの場所における熱流束を計算する。

冷却材の材質に従い次の副プログラムにより被覆管表面熱伝達率が計算される。

冷却材が水の場合 (key word SIGHF < 0), 副プログラム HTCW によって計算される。

冷却材がNaの場合 (key word SIGHF=0), 副プログラムHTCLMによって計算される。もし, SIGHF>0 の場合には, その値を表面熱伝達率と考える。これにより, 表面熱伝達率を入力値として与えることができる。

表面熱伝達率 (h_f) が定まると, 次式に従って被覆管表面温度 (T_{co}) が求められる。

$$T_{co} = T_w + \phi_{co} / h_f \quad (2.4)$$

ここで, T_w : 冷却材温度, ϕ_{co} : 被覆管表面熱流束である。

被覆管内面温度 (T_{ci}) は, 被覆管内外面平均熱流束 (ϕ_{cav}) に対し, 平板における熱伝導式を用いて近似される。

$$T_{ci} = T_{co} + \phi_{cav} \cdot t / k_c \quad (2.5)$$

ここで, t : 被覆管厚さ, k_c : 被覆管熱伝導率である。 k_c はFunction TERPによって求められる。 k_c は, 温度依存性があるものとしているので, 繰返し計算によって T_{ci} が定められる。

被覆管内面とペレット表面の平均熱流束 (ϕ_{rav}) に対して, ペレット表面温度 (T_{fs}) が

$$T_{fs} = T_{ci} + \phi_{rav} / h_g \quad (2.6)$$

で計算される。ここで, h_g はギャップにおける熱伝達係数 (ギャップ熱伝達率) である。

2.2.3 STEP 4 半径方向温度分布の計算

STEP 3 で算出された燃料表面温度をもとにして, 燃料ペレット内の半径方向温度分布を求める。次に燃料ペレットおよび被覆管の熱膨張とペレットのスウェリングによる半径増加を計算する。これらに基づきギャップ巾およびギャップ容積を求める。

温度分布の計算は, ペレットの半径を 50 等分割し, 各メッシュ点についてその温度を求める。

燃料ペレット内の温度を求める前に, 50 分割されたペレットの各リングにおける発生熱量 $Q(i)$ を計算する。この計算にさいし, 半径方向の出力分布と中心部の焼結の進行に伴う密度上昇を考慮する。

リングの内外径 (r_i, r_o) の平均半径 ($(r_i + r_o) / 2$) における半径方向出力分布係数 f を function TERPを用いて求める。発生熱量の計算は, 密度の上昇した部分の出力密度 q_s と密度が上昇しない部分の出力密度 q_u によって次のように求められる。

$R_{sin} < r_i$ ならば,

$$Q(i) = \pi (r_o^2 - r_i^2) q_u f \quad (2.7)$$

$r_i < R_{sin} < r_o$ ならば

$$Q(i) = \pi \{ (r_o^2 - R_{sin}^2) q_u + (R_{sin}^2 - r_i^2) q_s \} \cdot f \quad (2.8)$$

$r_o < R_{sin}$ ならば

$$Q(i) = \pi (r_o^2 - r_i^2) q_s \cdot f \quad (2.9)$$

で計算される。ここで、 R_{sin} は、密度が上昇した部分の半径である。

ペレット内の温度分布は、外側のリングから内側に向かって各リングにつき

$$k \Delta T = \frac{q}{4} (r_o^2 - r_i^2) - \left(\frac{q}{2} r_i^2 - \frac{Q_{in}}{2\pi} \right) \ln(r_o/r_i) \quad (2.10)$$

によって計算される。ここで、

k : 熱伝導率 ($W/cm/^\circ C$)

ΔT : リングにおける温度差 ($= T_i - T_o$) ($^\circ C$)

q : リングにおける熱発生率 (W/cm^3)

r_i, r_o : リングの内外半径 (cm)

Q_{in} : リングの内面を通してリングに流入する熱量 (W/cm)

である。プログラムでは、 $q = Q_i / \pi (r_o^2 - r_i^2)$ (Q_i : そのリングにおける熱発生量) を使って変形した次式を使用している。

$$T_i = T_o + \frac{Q_i}{2\pi k} \left[\frac{1}{2} - \left\{ \frac{r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} - \frac{Q_{in}}{Q_i} \right\} \ln(r_o/r_i) \right] \quad (2.11)$$

燃料ペレット内において温度勾配を駆動力とするポアの移動により、中心部に向って柱状晶が発達し、再組織化 (restructuring) が起るとするモデルを考慮する場合は、以下の取扱いを行う。

ペレット内の再組織化は、出力状態におかれた時間のみに依存すると仮定した Christensen のデータ⁴⁾から、再組織化温度 (T_{RS}) を求める。

次に、この温度 T_{RS} に対応する半径、 R_{sin} を先に計算した温度分布を使用して決定する。この計算には Function TERP が用いられる。

半径 R_{sin} を使用して中心孔の半径評価が行なわれる。すなわち、中心孔は、再組織化したペレット部分に含まれていたポアが中心に集って形成されると仮定する。その結果、中心孔半径 (R_v) は

$$\pi (R_{sin}^2 - R_{vi}^2) \rho_i = \pi (R_{sin}^2 - R_v^2) \rho_{sin} \quad (2.12)$$

を満足しなければならないとして、

$$R_v = \left\{ R_{sin}^2 \cdot \frac{\rho_{sin} - \rho_i}{\rho_{sin}} + R_{vi}^2 \cdot \frac{\rho_i}{\rho_{sin}} \right\}^{1/2} \quad (2.12)$$

で計算される。ここで、

R_{vi} : 照射前中心孔半径

ρ_i : 再組織化前のペレット密度

ρ_{sin} : 再組織化後のペレット密度

である。

一般に燃料ペレットに生じる中心孔は、ペレット最高温度に対し、かなり大きな効果を持っている。したがって、ペレット最高温度が問題となるような場合、中心孔の有無は安全か、不安全

かの分岐点となる。

例えば、中心孔がないペレット (12.23mm ϕ) で、中心温度が2050℃、表面温度540℃と計算されている場合、もし1mm ϕ の中心孔が生じると中心温度は約2000℃となる。

このように、中心孔がペレット最高温度に与える影響はかなり大きいので、FREG-3においても、中心孔の大きさの評価が取入れられている。

2.2.4 STEP 5, STEP 5A ギャップ寸法変化の評価

副プログラムSTEP 5およびSTEP 5Aの主たる目的は、燃料棒におけるギャップ寸法の変化を評価することである。STEP 5およびSTEP 5Aとも同一目的の副プログラムであるが、ギャップ熱伝達率の算出法のちがいによってどちらかが選ばれる。

ギャップ寸法に影響を与える被覆管の寸法変化と、ペレットの寸法変化とが評価される。被覆管の寸法変化には、熱膨脹、内外圧による弾性変形、クリープによる変化が考慮される。ペレットの寸法変化には、熱膨脹、焼しまり、クラック小片の再配置 (relocation)、スウェリングが考慮される。STEP 5およびSTEP 5Aは、これらに基づくギャップ寸法の変化を計算する。

プログラムでは、最初に副プログラムSTEP 4の計算結果に基づいて体積平均温度 (T_{vav}) が次式によって計算される。

$$T_{vav} = \int_{R_v}^{R_{fs}} \pi T(r) dr^2 / \pi (R_{fs}^2 - R_v^2) \quad (2.14)$$

ここで、
 R_{fs} : 燃料ペレット外半径
 R_v : 燃料ペレット中心ボイド半径
 $T(r)$: 燃料ペレット内の温度

である。

被覆管およびペレットの寸法の変化を計算し、ギャップ寸法の変化が評価される。

(1) 被覆管の寸法変化

(a) 熱膨脹

熱膨脹による被覆管の寸法 (半径) の変化を計算する。被覆管の平均温度 ($T_{cav} = (T_{ci} + T_{co})/2$) を用い熱膨脹係数 (α_c) がFunction TERP で設定される。熱膨脹による被覆管内外半径の変化 ($\Delta R_{i, th}$, $\Delta R_{o, th}$) は次式による。

$$\left. \begin{aligned} \Delta R_{i, th} &= R_{ci} \cdot \alpha_c (T_{cav} - T_r) \\ \Delta R_{o, th} &= R_{co} \cdot \alpha_c (T_{cav} - T_r) \end{aligned} \right\} \quad (2.15)$$

この計算の内半径の変化 ($\Delta R_{i, th}$) は、ギャップ寸法変化に取入れられる。ここで、 $T_r (= 25^\circ\text{C})$ は被覆管の熱膨脹の基準温度 (室温) である。

(b) 圧力による弾性変形

被覆管の弾性による内径寸法の変化 ($\Delta R_{i, el}$) を求める。この変化は、冷却水圧力 (P_2) と、燃料棒内圧力 (P_1) によって生じると考え、厚肉円筒容器に関するLameの式によって求められる。

$$\Delta R_{i, el} = \frac{R_{ci}}{E(R_{co}^2 - R_{ci}^2)} \left[(R_{ci}^2 P_i - R_{co}^2 P_o)(1 - \mu) + (P_i - P_o)R_{co}^2(1 + \mu) \right] \quad (2.16)$$

ここで、 R_{ci}, R_{co} : 被覆管の内外半径
 E : ヤング率
 μ : ポアソン比

である。

上記の式は、GAPCON-THERMAL-1に使用されている式で、その導出法については原
 著¹⁾に記されている。ただし、これは軸方向の外荷重を無視したもので、平面歪の条件になっ
 ている。もし、軸方向の外荷重の原因が内外圧のみとするならば、内径寸法の変化は、

$$\Delta R_{i, el} = \frac{R_{ci}}{E(R_{co}^2 - R_{ci}^2)} \left[(R_{ci}^2 P_i - R_{co}^2 P_o)(1 - 2\mu) + (P_i - P_o)R_{co}^2(1 + \mu) \right] \quad (2.17)$$

となる。⁶⁾

(c) クリープ

被覆管のクリープによる寸法変化を計算する。クリープ計算には、いくつかのオプションが
 用意されており、それらのオプションはkey word ICREPによって選択される。被覆管のク
 リープによる内外径寸法変化($\Delta R_{i, cp}$, $\Delta R_{o, cp}$)評価法は、3.3.2節に記述する。ただし、FR-
 EG-3の現段階で、このクリープについて使用可能なものは、クリープデータを入力で与える
 オプションのみである。

(2) 燃料ペレット

(a) 熱膨脹

FREG-3は、燃料ペレットに関し熱応力等の計算を行わず、これを熱膨脹モデルで置き
 換えている。熱膨脹モデルには、いくつかのオプションが設けられている。オプションの選択
 は、key word MEXPで行なわれる。これらモデルの詳細は3.6.1節に記述する。

(b) ペレットの焼しまり(densification)

燃料ペレットの焼しまりによる外径寸法変化を計算する。この計算にも、オプションが用意
 されておりkey word MDENによって選択される。オプションとモデルの詳細は3.6.2節に記
 述される。

(c) ペレットのクラック小片の再配置

ペレットが熱応力によってクラックし、そのクラックした小片が被覆管内面に対して再配置
 することによるギャップ寸法への効果をモデルによって評価する。

モデルの詳細は、3.6.3節に記述される。

(d) スウェリング

燃料ペレットのスウェリングによる外径寸法変化を計算する。この計算にもオプションが用意
 されており、key word ISWELLによって選択される。これらオプションとモデルの詳細は
 3.6.4節に説明する。

以上の(1)、(2)によって被覆管の内径変化、ペレットの外径変化の評価が行なわれ、ギャップ寸

法の変化が計算される。

2.2.5 STEP 6

副プログラム STEP 6 は、ギャップ中に含まれる混合ガスの熱伝導率を計算する。

FREG-3 の混合ガス熱伝導率計算は、プログラム GAPCON⁵⁾の方法を手を加えずに利用している。

低密度の混合ガスの熱伝導率は次式⁷⁾で計算される。

$$k_{\text{mix}} = \sum_{i=1}^n \frac{X_i k_i}{\sum_{j=1}^n X_j \phi_{ij}} \quad (\text{cal/sec/cm/}^\circ\text{C}) \quad (2.18)$$

X_i と X_j はモル分率であり、 k_i は純粋ガスの熱伝導率である。係数 ϕ_{ij} は次式⁷⁾で計算される。

$$\phi_{ij} = \frac{1}{\sqrt{8}} \left(1 + \frac{M_i}{M_j} \right)^{\frac{1}{2}} \left[1 + \left(\frac{\mu_i}{\mu_j} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{M_j}{M_i} \right)^{\frac{1}{4}} \right]^2 \quad (2.19)$$

ここで M_i と M_j は純粋ガスの分子量であり、 μ_i と μ_j は純粋ガスの粘性係数である。純粋ガスの粘性係数は次式⁷⁾で与えられる。

$$\mu_i = 2.67 \times 10^{-5} \frac{(M_i T)^{\frac{1}{2}}}{\sigma_i^2 \Omega_i} \quad (\text{Poise} = \frac{\text{dyne} \cdot \text{sec}}{\text{cm}^2}) \quad (2.20)$$

ここで T は温度 ($^\circ\text{K}$)、 σ_i は分子の直径、 Ω_i は $(k/\epsilon)T$ の関数で (k はボルツマン定数 $(1.38 \times 10^{-16} \text{ erg/}^\circ\text{K})$ で ϵ は純粋ガスの分子間の干渉エネルギー (erg) である) 種々のガスの σ 、 ϵ/k ($^\circ\text{K}$)、 $(k/\epsilon)T$ の関数としての Ω は参考文献、7) に表記されている。プログラムに組み込まれている M 、 σ 、 ϵ/k および kT/ϵ に対する Ω の値を Table-2.3 に示す。

1 原子分子の場合には、純粋ガスの熱伝導率は次式⁷⁾で計算される。

$$k_i = 1.989 \times 10^{-4} \frac{(T/M_i)^{\frac{1}{2}}}{\sigma_i^2 \Omega_i} \quad (\text{cal/cm-sec-}^\circ\text{C}) \quad (2.21)$$

ただし、水素と窒素の熱伝導率は次式⁷⁾で計算される。

$$k_i = (C_p + \frac{5}{4} R) \frac{\mu_i}{M_i} \quad (2.22)$$

$$C_{p, H_2} = 6.947 - 2 \times 10^{-4} T + 4.808 \times 10^{-7} T^2$$

$$C_{p, N_2} = 6.524 + 1.25 \times 10^{-3} T - 1 \times 10^{-9} T^2$$

$$T \text{ in } ^\circ\text{K}$$

ここで、 C_p は定圧比熱で、 R はガス定数 ($1.987 \text{ cal/gmole/}^\circ\text{K}$) である。

GAPCON-THERMAL-1 の解説書によれば、「この計算手法は Von Ubisch によって報告された混合ガスの熱伝導率のデータとつき合わせて、チェックされた。ヘリウム、クリプトン、

Table 2 混合ガス熱伝導率, 粘性係数計算に使用される値

gas \	分子量 M	σ	ϵ / k °K
He	4.003	2.576	10.2
Ar	39.944	3.418	124.
H ₂	2.016	2.915	38.
N ₂	28.02	3.681	91.5
Kr	83.8	3.498	225.
Xe	131.3	4.055	229.

Table 3 混合ガス熱伝導率, 粘性係数計算に使用される
 $\Omega = f(kT/\epsilon)$

kT/ϵ	Ω	kT/ϵ	Ω	kT/ϵ	Ω	kT/ϵ	Ω
0.0	2.785	1.25	1.424	2.50	1.093	4.5	0.9464
0.3	2.785	1.30	1.399	2.60	1.081	4.6	0.9422
0.35	2.628	1.35	1.375	2.7	1.069	4.7	0.9382
0.4	2.492	1.40	1.353	2.8	1.058	4.8	0.9343
0.45	2.368	1.45	1.333	2.9	1.048	4.9	0.9305
0.50	2.257	1.50	1.314	3.0	1.039	5.0	0.9269
0.55	2.156	1.55	1.296	3.1	1.030	6.0	0.8963
0.60	2.065	1.60	1.279	3.2	1.022	7.	0.8727
0.65	1.982	1.65	1.264	3.3	1.014	8.	0.8538
0.70	1.908	1.70	1.248	3.4	1.007	9.	0.8379
0.75	1.841	1.75	1.234	3.5	0.9999	10.	0.8242
0.80	1.780	1.80	1.221	3.6	0.9932	20.	0.7432
0.85	1.725	1.85	1.209	3.7	0.9870	30.	0.7005
0.90	1.675	1.90	1.197	3.8	0.9811	40.	0.6718
0.95	1.629	1.95	1.186	3.9	0.9755	50.	0.6504
1.0	1.587	2.00	1.175	4.0	0.9700	60.	0.6335
1.05	1.549	2.10	1.156	4.1	0.9649	70.	0.6194
1.10	1.514	2.20	1.138	4.2	0.9600	80.	0.6076
1.15	1.482	2.30	1.122	4.3	0.9533	90.	0.5973
1.20	1.424	2.40	1.107	4.4	0.9507	200.	0.5882

キセノンの3元ガスについて組成は極端から極端まで、温度は29℃から520℃までの間を計算してUbischの報告値と対比した結果、すべての値が10%以内に入っており、その大部分は報告値の5%以内におさまっていた。」と述べている。

2.2.6 STEP7, STEP7A

副プログラムSTEP7, STEP7Aは、ギャップ熱伝達率を計算する。FREG-3は、最初ギャップ熱伝達率に仮定値を使用し、一旦燃料棒内の温度分布を求める。求められた温度分布とそれに基づくギャップ寸法の変化が計算され、ギャップ熱伝達率の再評価が行なわれる。この再評価を行なうのがSTEP7, STEP7Aである。STEP7, STEP7Aとも同一目的のプログラムであるが、ギャップ熱伝達率の算出法のちがいによってどちらかが選ばれる。

ギャップ熱伝達率の計算方法として、FREG-3は2つの方法を組込んでいる。1つは、プログラムGAPCONと同一のRoss and Stouteの修正式であり、1つは、RESAR-41の式である。これらギャップ熱伝達率計算モデルについては、3.1.2で詳述するのでここでは省略する。

2.2.7 STEP8

副プログラムSTEP8の目的は、

1. 燃料棒内のペレットに蓄積される熱量の計算
2. ペレット内の組織変化の半径と中心孔半径の再評価

の2つである。

(1) 蓄積熱量

ペレットに蓄積される蓄積エネルギー(熱量)は、このプログラムから呼び出される副プログラムSTORENによって計算される。計算法に2つの方法が用意されている。

まず、副プログラムSTORENの最初で副プログラムHCAPを呼び出し、3.4.3節に記載する方法によって計算対象のセグメント内のペレット体積平均温度に対する比熱の標準値および最大、最小値を求める。

一つの方法は、副プログラムCARLによって蓄積熱量を求める。その計算法は次の通りである。

$$E \text{ (cal/g UO}_2\text{)} = \frac{\sum_{i=1}^N m_i \int_{298}^{T_i} C_p(t) dt}{m} \times \frac{1}{270} \quad (2.23)$$

ここで、 m_i = ペレットを分割した円環リングの*i*番目の質量(g)

T_i = 円環リング*i*の温度(°K)

C_p = 比熱(cal/mole °K)

E = 蓄積エネルギー(cal/g UO₂)

である。

これは、ペレットの単位長さ当りを50の円環状リングに分割し、各リングの蓄積エネルギーを求め、これらを合計したものである。

この式で計算される値は、25℃(=298°K)を基準とし、 C_p がcal/mole °Kなので、270

(UO_2 の gr mole) で割って cal/g UO_2 に換算したものである。

他の 1 つの方法は、計算対象のセグメントの体積平均温度と比熱を使用して、蓄積エネルギーを求めるものであり、次式によって計算される。

$$\bar{E} \text{ (cal/g } \text{UO}_2) = \left[\int_{298}^{\bar{T}} C_p(t) dt \right] \times \frac{1}{270} \quad (2.24)$$

ここで、 $\bar{E}$ = 体積平均温度 $\bar{T}$ の時の蓄積エネルギー

$\bar{T}$ = セグメントの体積平均温度 ($^{\circ}\text{K}$)

である。

上記の二つの計算法による差を計算例でみると、例えば、ペレット中心温度 1762.2°C 、表面温度 440°C のとき、リング毎に加算した蓄積エネルギーは 72.49 cal/gr 、体積平均温度による蓄積エネルギーは 75.53 cal/gr になっている。その他の計算例を検討してみて、一般的に体積平均温度を使用した蓄積エネルギーの方が高い値を算出することを示している。

(2) 再組織化半径

ペレット内の再組織化半径とその再組織化による中心孔半径の計算が行なわれる。この手法は、2.2.3 節で説明したものと同一である。副プログラム STEP4 はギャップ熱伝達率の収斂計算ループの中であるが、STEP8 は収斂計算が終了し、セグメント内の温度分布が確定した段階である。そこで確定した温度分布を用いて再組織化半径と中心孔半径の再評価を行なっている。

3. 計算式および計算モデル

3.1 熱伝達率

3.1.1 被覆管表面熱伝達率

FREG-3 は、軽水炉燃料の被覆管表面熱伝達率計算を目的に二つの計算式を用意している。すなわち、1つはPWR燃料用のDittus-Boelter⁹⁾、他の1つはBWR燃料用のJens-Lottes¹⁰⁾の実験式である。

(1) Dittus-Boelterの実験式⁹⁾は次のように表わされる。

$$h_f = 0.023 \frac{k}{D_e} \left(\frac{D_e V \rho}{\mu} \right)^{0.8} (Pr)^{0.4} \quad (3.1)$$

ここで、 h_f = 被覆管-冷却材間の熱伝達係数 ($W/cm^2/^\circ C$)

k = 冷却材の熱伝導率 ($W/cm/^\circ C$)

D_e = 冷却材流路の相当直径 (cm)

V = 冷却材流速 (cm/sec)

ρ = 冷却材密度 (gr/cm^3)

μ = 冷却材粘性係数 ($gr/sec/cm$)

Pr = 冷却材プラントル数 ($= C_p \mu / k$, C_p : 定圧比熱)

である。冷却材の物性値はすべて冷却材と被覆管との平均温度で計算される。冷却水の物性値は温度の関数として副プログラムHTCWにDATA statementで組込まれている。ただし、プログラム内では、GAPCONの手法を採用しているため、(3.1)式を次のように変形して計算している。

$$h_f = \left(\frac{V^{0.8}}{D_e^{0.2}} \right) \cdot \left(0.023 \frac{k \rho^{0.8} Pr^{0.4}}{\mu^{0.8}} \right) \quad (3.2)$$

右辺の $0.023 k \rho^{0.8} Pr^{0.4} / \mu^{0.8}$ は物性値のみによって決まるので、この値が温度の関数としてプログラムに組込まれている。その値はTable-4に示される。これらの値はKriethによっている。

(2) Jens-Lottesの式¹⁰⁾は次のように表わされる。

$$\Delta T_{sat} = 0.82 \phi^{1/4} / e^{P/63.3} \quad (3.3)$$

ここで、

$$\Delta T_{sat} = T_w - T_{sat}$$

T_w = 被覆管表面温度 ($^\circ C$)

T_{sat} = 冷却水飽和温度 ($^\circ C$)

ϕ = 被覆管表面熱流束 ($kcal/hr - m^2$)

Table-4 Dittus - Boetler の式を使用する場合の冷却水物性値

温度 (°C)	$\frac{k \rho^{0.8} Pr^{0.4}}{\mu^{0.8}}$ (W sec ^{0.8} /cm ^{2.6} °C)	温度 (°C)	$\frac{k \rho^{0.8} Pr^{0.4}}{\mu^{0.8}}$ (W sec ^{0.8} /cm ^{2.6} °C)	温度 (°C)	$\frac{k \rho^{0.8} Pr^{0.4}}{\mu^{0.8}}$ (W sec ^{0.8} /cm ^{2.6} °C)
0	0.375	150	0.972	300	1.032
10	0.428	160	0.989	310	1.024
20	0.471	170	1.004	320	1.021
30	0.533	180	1.016	330	1.026
40	0.582	190	1.028	340	1.046
50	0.631	200	1.038	350	1.107
60	0.678	210	1.044	360	1.255
70	0.720	220	1.049		
80	0.760	230	1.052		
90	0.797	240	1.055		
100	0.831	250	1.056		
110	0.864	260	1.054		
120	0.896	270	1.051		
130	0.935	280	1.047		
140	0.950	290	1.040		

P = 冷却水圧力 (kg/cm²a)

である。被覆管表面熱伝達率 (h_f) は、上式を用い

$$h_f = 1.22 \phi^{3/4} e^{P/63.3} \quad (\text{kcal/hr m}^2 \text{°C}) \quad (3.4)$$

として求める。

(3) 上記(1), (2)の外, FREG-3はGAPCON-THERMAL-1に組込まれていた冷却材がNaの場合のときの被覆管表面熱伝達率計算式を残している。その式は次の通りである。

$$h_f = \frac{k}{D_e} \left[7.0 + 0.025 \left(\frac{D_e V \rho C_p}{k} \right)^{0.8} \right] \quad (3.5)$$

ここで,

h_f = 被覆管-冷却材の熱伝達係数 (Btu/hr-ft²-°F)

k = ナトリウムの熱伝導率 (Btu/hr-ft-°F)

D_e = 冷却材流路の相当直径 (ft)

V = 冷却材流速 (ft/ht)

ρ = ナトリウムの密度 (lbs/ft³)

C_p = ナトリウムの比熱 (Btu/lbs-°F)

である。液体ナトリウム物性値は、温度依存性があるとしてプログラムに組込まれており、それは、次式で与えられる。¹¹⁾すなわち、

$$\left. \begin{aligned} k_{\text{Na}} &= 54.306 - 1.878 \times 10^{-2} T + 2.0914 \times 10^{-6} T^2 \\ \rho_{\text{Na}} &= 59.566 - 7.9504 \times 10^{-3} T - 0.2872 \times 10^{-6} T^2 + 0.06035 \times 10^{-9} T^3 \\ (C_P)_{\text{Na}} &= 0.34574 - 0.79226 \times 10^{-4} T + 0.34086 \times 10^{-7} T^2 \end{aligned} \right\} \quad (3.6)$$

T in °F

である。

3.1.2 ギャップ熱伝達率

FREG-3 には、ギャップ熱伝達率を評価する2つのモデルが組込まれている。

1つは、Ross and Stoute の実験式をもとに修正した式であり、他の1つはRESAR-41のギャップ熱伝達率評価式である。これらのモデルの選択は第2群入力中のkey word MREV 1によって行なわれる。すなわち、

MREV 1 = -1 : RESAR - 41

MREV 1 = 1 : Modified Ross and Stoute

である。

1) RESAR-41 のギャップ熱伝達率評価式¹²⁾は次の通りである。

(1) 接触しておらず、被覆管内面とペレット外面間にギャップがある場合、ギャップコンダクタンスは次のように与えられる。

$$\left. \begin{aligned} h_1 &= \frac{k_{\text{gas}}}{\delta/2 + 14.4 \times 10^{-6}} \\ h_2 &= 1500 k_{\text{gas}} + \frac{4.0}{0.006 + \delta} \\ h_g &= \max(h_1, h_2) \end{aligned} \right\} \quad (3.7)$$

ここで、

h_{gas} = 軽いガス (例えばヘリウム) に関する適応係数 (accommodation coefficient) の修正ファクターを含む混合ガスの熱伝導率 (Btu/hr·ft °F)

δ = 直径ギャップ寸法 (ft)

h_g = ギャップコンダクタンス (Btu/hr·ft²-°F)

である。上記2つの式で計算した h_1 , h_2 のうちの大きい方の値をギャップコンダクタンスとする。

(2) ペレットと被覆管とのギャップが閉じたとき、接触熱伝達率は次のように与えられる。

$$h = 0.6P + \frac{k_{\text{gas}}}{14.4 \times 10^{-6}} \quad (3.8)$$

ここで、 h = 接触熱伝達率 (Btu/hr-ft²-°F)

P = 接触圧力 (psi)

である。

2) FREG-3 に使用しているギャップ熱伝達率評価式の 1 つは、GAPCON-THERMAL-1 に使用されたと同じ、Ross and Stoute の修正式である。

(1) ペレットと被覆管が接触しているとき、ギャップ熱伝達率は、

$$h_g = \frac{k_m \cdot P_i}{a_o \cdot R^{0.5} H} + \frac{k_g}{t + (g_1 + g_2)} + h_r \quad (\text{W/cm}^2/\text{°C}) \quad (3.9)$$

で求める。ここで、

$$k_m = \frac{2k_1 k_2}{k_1 + k_2} - \left(\frac{1}{k_m} = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2} \right) \right)$$

k_1 = 温度 $T = T_{ci}$ (被覆管内面温度) における被覆管の熱伝導率 (W/cm/°C)

k_2 = 温度 $T = T_s$ (ペレット表面温度) におけるペレットの熱伝導率 (W/cm/°C)

k_g = ギャップに含まれる混合ガスの熱伝導率 (W/cm/°C)

P_i = 接触圧力 (kg/cm²)

a_o = 定数 0.5 (cm^{1/2})

$$R = \left(\frac{R_1^2 + R_2^2}{2} \right)^{1/2}$$

R_1 = 被覆管内表面のあらさ、高さの算術平均値 (cm)

R_2 = 燃料ペレット表面のあらさ、高さの算術平均値 (cm)

H = 被覆管の Meyer 硬度 (kg/cm²)

t = 表面あらさ内に含まれるガス層の厚さ (cm)

$$t = C (R_1 + R_2)$$

$C = P_i$ によって決まる定数

g_1 と g_2 = 被覆管内面とペレット外表面の "temperature jump distance" (cm)

h_r = 輻射熱伝達率 (W/cm²/°C)

である。第 2 項の分母の $t + (g_1 + g_2)$ は、後に述べるように厳密に云えば、中心対称円筒の場合 $\ln(r_1/r_2) + g_1/r_1 + g_2/r_2$ であるが、 $t + g_1 + g_2$ と置きかえても、これによる誤差は非常に小さく、1/2% 以下である。

このモデルの物理的意味を理解しておくことは、燃料棒内のギャップ熱伝達がどのようなものかを理解する助けとなる。

(3.9) 式の石辺第 3 項は、他の項と性質が異り、後に説明するように燃料ペレットおよび被覆管内面間の輻射による熱伝達を熱伝達率に換算したものである。この輻射熱伝達率は、通常運転時の燃料ペレット表面温度 500~600°C において、他の項に比較し非常に小さく、無視してもギャップ熱伝達率の大勢に影響を与えない。そのため、Ross and Stoute の原報告書¹³⁾においても、この項による寄与は小さいとして除外している。ただし、ペレット表面温度が 1000°C をこえると考えられるような異常時においては無視できない。

(3.9)式右辺の第1項は、ペレットと被覆管の接触部の熱伝達率、第2項はギャップに含まれるガスによる熱伝達率をそれぞれ表わしている。

第1, 第2項とも熱伝導率からギャップ熱伝達率に換算するため距離に関するパラメータを分母に含んでいる。

第1項の k_m は、 $1/k_m$ に書き換えてみれば分る如く、燃料および被覆管の熱伝導率の逆数 $1/k_1$, $1/k_2$ (熱抵抗) の算術平均値から求められている。これは、接触部の熱抵抗を両物質の熱抵抗の平均値に取ったということである。

k_m という熱伝導率を持った部分の距離を示すものが $a_0 \cdot R^{0.5} H / P_i$ である。その距離は、接触する面の表面あらさ、被覆管の硬度に関係する。そして、これは接触圧力の増加に従い小さくなる。なお、これは接触面の有効接触面積に関係しており、 UO_2 の如き焼結酸化物の硬度は、ジルカロイの硬度に比較し高いため、有効接触面積に関係しない。そのため、変数としては、被覆管の硬度のみを含んでいる。

第2項は、熱の移動は、含まれるガスの熱伝導によるとの仮定に基づいている。いまギャップを通る熱量を Q 、ペレットの半径を r_1 、被覆管内径を r_2 としたとき、ギャップにおける熱伝導は次式に従う。

$$-k_g \frac{dT}{dr} = \frac{Q}{2\pi r}$$

ここで、 r = 半径、 T = 温度である。したがってガスの熱伝導による温度降下 ΔT_g は

$$\Delta T_g = \frac{Q}{2\pi k_g} \ln(r_2/r_1)$$

で表わされる。さらに、物体表面での急激な温度降下を考慮する。もし、ガス層の厚さが大きければ、上記 ΔT_g の値は大きくこの表面における温度降下は無視しうる。しかし接触しているような小さなギャップ巾ではギャップ全体の温度降下に比較し ΔT_g は小さく、表面での温度降下を無視しえない。このような表面における温度降下を仮想的なギャップ巾の増加として考えるものが temperature jump distance である。すなわち、temperature jump distance とは、物体表面近くでのガス中の温度勾配を外挿し表面における急激な温度降下に等しくなる距離である。

ペレット表面における温度勾配 (絶対値) は、

$$\left| \frac{dT}{dr} \right|_{r=r_1} = \frac{Q}{2\pi r_1} \frac{1}{k_g}$$

であり、被覆管内面における温度勾配 (絶対値) は、

$$\left| \frac{dT}{dr} \right|_{r=r_2} = \frac{Q}{2\pi r_2} \frac{1}{k_g}$$

で表わされる。表面におけるその温度差を ΔT_1 , ΔT_2 , temperature jump distance を g_1 , g_2 とすると、

$$k_g \Delta T_1 = g_1 \cdot \frac{Q}{2\pi r_1}$$

$$k_g \Delta T_2 = g_2 \cdot \frac{Q}{2\pi r_2}$$

が成立する。ガス層における全温度降下は、

$$\begin{aligned} k_g (\Delta T_1 + \Delta T_g + \Delta T_2) &= \frac{Q}{2\pi} \left\{ \ln(r_2/r_1) + \frac{g_1}{r_1} + \frac{g_2}{r_2} \right\} \\ &= \frac{Q}{2\pi r_1} \{ r_1 \ln(r_2/r_1) + g_1 + g_2 (r_1/r_2) \} \end{aligned}$$

となる。ここで、上記の式の{ } 中において、第1項、第3項につき、

$$r_1 \ln(r_2/r_1) \doteq r_1 (t/r_1) = t \quad (\because r_2 = r_1 + t), \quad r_1/r_2 \cong 1$$

の近似を行なうと、

$$\phi \left(= \frac{Q}{2\pi r_1} : \text{heat flux} \right) = \frac{k_g}{t + (g_1 + g_2)} \cdot \Delta T, \quad (\because \Delta T = \Delta T_1 + \Delta T_g + \Delta T_2)$$

がえられる。熱伝達率 ($\phi/\Delta T$) として表わせば、

$$h_{\text{gas}} = \frac{h_g}{t + (g_1 + g_2)}$$

がえられる。t すなわちガス層の厚さは、接触表面の表面粗さに関係し $t = C(R_1 + R_2)$ で表わされると考える。

以上、ギャップ熱伝達率の基本的考え方を説明した。後は、モデルとしてC, g_1 , g_2 にどのような値を選定するかということである。

FREG-3 は、上記のパラメータの値として GAPCON において開発された値を使用している。係数Cと temperature jump distance ($g_1 + g_2$) を計算するため、これらの値は Ross & Stoute によって提示されたデータから経験的に決定された値を使用する。係数Cは接触圧力に指数的に依存し、接触部のガスあるいは温度に対して独立であると仮定する。次の関係式は Ross & Stoute のデータに適合するように引出されたものである。

$$C = 1.98 e^{-0.00125 P_i} \quad (3.10)$$

参考文献14)に詳細に論じられているように、“temperature jump distance” g_1 と g_2 は、表面とガスの間の不完全なエネルギー変換に起因するもので、被覆管と燃料の表面に生ずる温度の不連続をあらわすものである。理論解析によれば特殊な固体表面に対する g の値は、その表面に接するガスの分子の平均自由行程に比例することを示している。¹⁵⁾

$$(g_1 + g_2) \propto L$$

また参考文献14)から

$$L \propto \left[\frac{\mu}{P} \left(\frac{T}{M} \right)^{\frac{1}{2}} \right]$$

ここで,

- L = 平均自由行程
- μ = ガスの粘性係数
- P = ガスの圧力
- T = ガスの温度
- M = ガスの分子量

である。

Ross & Stoute によって提示されたデータからCの値は上記で決定されたように, UO_2 とZry-2の接触面について経験的に次の関係式が引出された。

$$(g_1 + g_2) = 5.448 \left[\frac{\mu}{P} \left(\frac{T}{M} \right)^{\frac{1}{2}} \right] \quad (3.11)$$

ここで, $g_1 + g_2$ は cm 単位, μ は grams/cm-sec, P は lbs/in² である。

特殊な固体表面についての "temperature jump distance" は, また, その表面を形成する物質の分子量の関数でもある。そこで UO_2 -Zry-2の接触面について得られた $(g_1 + g_2)$ の値は, 別の系たとえば (U, P_U) O_2 -ステンレス鋼の接触面に補正することなしに適用すべきではない。しかしながら, そのような補正量は非常にわずかなものであることを計算が示しているので, これを考慮していない。

輻射熱伝達係数 h_r は,

$$h_r = \frac{(q_r/A_1)}{(T_1 - T_2)} \quad (3.12)$$

で決定されるが, ただし q_r/A_1 は,

$$(q_r/A_1) = \sigma_{SB} \left[\frac{1}{f_1} + \frac{A_1}{A_2} \left(\frac{1}{f_2} - 1 \right) \right]^{-1} [T_1^4 - T_2^4] \quad (3.13)$$

である。

したがって,

$$h_r = \sigma_{SB} \left[\frac{1}{\epsilon_1} + \frac{A_1}{A_2} \left(\frac{1}{\epsilon_2} - 1 \right) \right]^{-1} [T_1^2 + T_2^2] [T_1 + T_2] \quad (3.14)$$

がえられる。ここで σ_{SB} はステファンボルツマン定数 ($5.6687 \times 10^{-11} \text{ W/cm}^2 \text{ } ^\circ\text{K}$), ϵ_1 と ϵ_2 はそれぞれ燃料表面と被覆管表面の輻射率 (プログラムでは $\epsilon_1 = 0.8$, $\epsilon_2 = 0.9$ 使用), A_1 と A_2 は, それぞれ燃料と被覆管の表面積, T_1 と T_2 はそれぞれ燃料と被覆管の表面温度 ($^\circ\text{K}$) である。

ギャップが閉ざされた時の燃料と被覆管の接触圧力は次の式で計算される。この式は温度勾配をもつ厚肉円筒の弾性変形理論から引出される。

$$P_i = E_c \cdot \left(\frac{\delta}{r_1} \right) \left[\frac{r_2^2 + r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} + \mu_c + \frac{E_c}{E_f} (1 + \mu_f) \right]^{-1} \quad (3.15)$$

$$\delta = \Delta r + \frac{2 r_1 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} \frac{P_2}{E_c} \quad (3.16)$$

P_i は被覆管の降伏をおこすような圧力を決してこえないものとする。

$$(P_i)_{\max} = \frac{[\sigma_y - (\sigma_t)_t][r_2^2 - r_1^2] + 2 P_2 r_2^2}{r_1^2 + r_2^2} \quad (3.17)$$

となる。ここで、

P_i = 接触圧力 (kg/cm²)

δ = 接触圧力がないとしたときの燃料外径と被覆管内径の干渉量 (cm)

P_2 = 被覆管に作用する外部圧力

Δr = ギャップ寸法変化にもとづく燃料と被覆管の間の干渉の計算値 (cm)

r_1 = 被覆管の内半径 (cm)

r_2 = 被覆管の外半径 (cm)

E_c = 被覆管のヤング率 (kg/cm²)

E_f = 燃料のヤング率 (kg/cm²)

μ_c = 被覆管のポアソン比

μ_f = ペレットのポアソン比

$(\sigma_t)_t$ = 被覆管内面における円周方向熱応力 (kg/cm²)

σ_y = 被覆管耐力 (kg/cm²)

である。もし、被覆管の弾性変形のオプションが用いられた時は、(第2群入力中の key word ICDF < 0)，(3.16)式中の第2項を Δr の項に入れて考慮しているので、第2項は使用されない。(3.15)から(3.17)式の誘導はポアソン比を無視することによって得られる。詳細は参考文献28)を参照されたい。

なお、 $(\sigma_t)_t$ は、次式で与えられる。

$$(\sigma_t)_t = \frac{E_c}{2(1-\mu_c)} \frac{\alpha_c(T_{ci}-T_{co})}{\ln(r_2/r_1)} \left[1 - \frac{2r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} \ln(r_2/r_1) \right] \quad (3.18)$$

ここで、 T_{ci} 、 T_{co} は被覆管内外面温度(°C)， α_c は被覆管熱膨脹係数(1/°C)である。

接触熱伝達率を求めるのは、かなりむずかしい。例えば、GAPCON-THERMAL-2²⁾は、接触熱伝達率をRoss and StouteモデルからMikic-Todreasモデル²⁹⁾に変更している。Mikic-Todreasのモデルは接触熱伝達率を接触圧力の指数関数として求める。

FREG-3は、Ross and Stouteのモデルに基づくものの、ギャップ寸法(Hot gap)の内容

を検討して接触圧力を求めるモデルを採用している。その関係を Table-5 に示す。ただし、FREG-3 の現段階では、必ずしもプログラムの成功しているとは云いがたい。なお、接触圧力の算出法を中心に現在 FREG-3 の検討を進めている。

(2) ギャップが熱膨張や燃料ペレットのスウェリングによって閉ざされないならば、すなわち、 $t_H \geq C_1(R_1 + R_2)$ ならば、 h_g は次式で計算される。

$$h_g = \frac{k_g}{t_H + (g_1 + g_2)} + h_r \quad (3.19)$$

ここで、 t_H = 燃料ペレットと被覆管のギャップの半径方向の厚さ、その他の記号は (3.9) 式に従う。

この (3.19) 式は、(3.9) 式の第 1 項、接触した固体間の熱伝導による熱伝達率を除くとともに、第 2 項のガス層の厚さ $C_1(R_1 + R_2)$ を t_H におきかえたものである。

3.2 燃料棒内出力分布

FREG-3 は、燃料棒内の出力分布に関し、軸方向、半径方向の出力分布を考慮する。これらの分布は、入力与えられることを原則としている。しかし、半径方向の出力分布について、入力するデータを欠いているような場合、 I_0 出力分布の近似値が使用できるようになっている。

その径方向出力分布近似式は、次の通りである。

$$I_0(kr) = 1 + \left(\frac{1}{1!}\right)^2 \left(\frac{kr}{2}\right)^2 + \left(\frac{1}{2!}\right)^2 \left(\frac{kr}{2}\right)^4 + \left(\frac{1}{3!}\right)^2 \left(\frac{kr}{2}\right)^6 + \left(\frac{1}{4!}\right)^2 \left(\frac{kr}{2}\right)^8 \quad (3.20)$$

ここで、 I_0 = 0 次の変形 Bessel 関数

r = ペレット半径 (cm)

$k^2 = 3 \Sigma_a \Sigma_t (1 - 0.8 \Sigma_a / \Sigma_t)$

Σ_a = ペレット (UO_2) の吸収断面積 (cm^{-1})

Σ_t = ペレット (UO_2) の全断面積 (cm^{-1})

である。断面積の計算には、U-235、U-238 と酸素を考慮し、入力与えられた U-235 の濃縮度 (w/o) とペレット密度から原子数密度が計算される。

ここで、 k の値は、拡散係数 D が、

$$D = \frac{1}{3 \Sigma_t (1 - \bar{\mu}_o) \left(1 - \frac{4}{5} \frac{\Sigma_a}{\Sigma_t} + \frac{\Sigma_a}{\Sigma_t} \frac{\bar{\mu}_o}{1 - \bar{\mu}_o} + \dots\right)} \quad (3.21)$$

と表わされることと、 $k^2 = \Sigma_a / D$ の関係から導かれている。ただし、 D の値は、重原子に対して $\bar{\mu}_o \approx 0$ であることと、分母の第 2 項までを考えて、

$$D \approx \frac{1}{3 \Sigma_t (1 - 0.8 \Sigma_a / \Sigma_t)} \quad (3.22)$$

で近似している。

Table 5 接触圧力の grade 区分

被覆管内面変位 = 熱膨張 + 内外圧による弾性変形 + クリープ 最大ギャップ巾 = 初期ギャップ + 被覆管内面変位 - ペレット・デンスフィケーション (=GAP9)					
I GRADE (****) Print Out Symbol	1	2	3	4	5
名 称	A	B	C	D	E
ペレット変位 (= DELRSM)	HARD CONTACT-1 (保守的な熱膨張) + (保守的なスウェリング)	HARD CONTACT-2 (保守的なスウェリング) + (使用者指定の熱膨張 モデル及び線熱膨張係数 計算式)	MEDI UM (使用者指定のスウェリング モデル) + (1 GRADE = 2 のときと同じ熱膨張)	SOFT (1 GRADE = 3 と同じ 変位) + (リロケーショ ン)	OPEN 1 GRADE = 4 と同じ 但し GAP9>DELRSM
HOT GAP	CEE ^(*) ×RESGAP ^(**)	CEE×RESGAP	CEE×RESGAP 但し CEE = 1	CEE×RESGAP 但し CEE = 1	GAP 9 - DELRSM
接 触 圧 力 (=PFACE)	被覆管 - ペレ ッ ト 相互干渉量 (RINT) より薄肉円筒弾性変形理 論によって計算。	170 (max)(kg / cm ²) 76 + 94 × COEF ^(****)	76 (max)(kg / cm ²) 76 × COEF	0.0	0.0

(*) CEE = 接触圧力に依存する Cap Correlation factor ($= \exp(-0.00125 \times PFACE)$)(**) RESGAP = $2 \times (\text{ペレット表面粗さ} + \text{被覆管表面粗さ}) + 1 \times 10^{-5} (\text{cm})$ (***) COEF = 相互干渉量 ($RINT = DELRSM \cdot GAP 9$) / 最大相互干渉可能量

各 GRADE (1 GRADE) の選択法

最大ギャップ巾 (GAP 9) に対して、1 GRADE = 1 より遠時ペレット変位 (DELRSM) を計算、比較し $DELRSM > GAP 9$ となったとき、接触の GRADE とする。

****) FREG-3 入力手引³⁾ 参照

なお、使用される断面積の値 (micro) は、Table-6 に示す通りである。この U-235, U-238 の吸収断面積の値は、副プログラム FISGAS に使用されている値と多少のちがいがあある。

この計算は、副プログラム DEPRES で行なっているが、中性子束の depression が大きい場合、すなわち PuO_2 あるいは U-235 の濃度が 4 % をこえるような場合には、使用しない方がよい。

3.3 被覆管の物性値等

3.3.1 被覆管の物性値

FREG-3 は、被覆管の物性値 (熱伝導率、降伏強さ、ヤング率、ポアソン比、線熱膨張係数、メイヤ-硬度) について、入力可能になっている。一方、入力せずに組込みの値を使用することもできる。

組込みの値は、ジルカロイ-2、4 と 20 % 冷間加工 316 ステンレス鋼についての物性値である。その値を Table-7, 8, 9 に示す。このうち、ジルカロイ-4 の物性値は、GAPCON-THERMAL-2²⁾ から採用したもので未検討なまゝである。使用にさいしては検討が必要である。これら物性値のうち、メイヤ-硬度は、降伏強さの約 3 倍にとられている。これは、R. A. Dean¹⁶⁾ によるものと考えられる。

3.3.2 被覆管クリープの取扱い上の注意

被覆管のクリープ特性に関し、FREG-3 は次の 3 通りの方法を準備した。すなわち、第 2 群入力の key word ICREP について

ICREP < 0 : 組込みの計算式を使用する。

ICREP = 0 : 考慮しない。

ICREP > 0 : 入力で与える。

である。ICREP < 0 のとき、副プログラム CREP が呼ばれ、組込みの各計算式が使用されるようになる予定であった。しかしながら、FREG-3 において、組込みの各計算式は、プログラムとして開発途中で、プログラムの現段階では使用不可能である。そのため、FREG-3 の被覆管クリープに関する部分は、ICREP $\geq$ 0 でえらばれるクリープしないとする (ICREP = 0) か、入力データとして読み込ませる (ICREP > 0) かの場合を除き、使用できない。

3.4 燃料ペレットの物性値

3.4.1 燃料ペレットの熱伝導率

燃料ペレットの熱伝導率は、オプション形式になっており、使用者が選択しなければならない。FREG-3 に現在準備されているものは次の通りである。第 3 群入力照射履歴データと共に入力されるコントローラ IPD (2, J) (J: 計算ステップ No) の値によって

IPD (2, J) = N : 温度に対する熱伝導率を Table 形式で入力する。

IPD (2, J) = -N : 組込みの計算式によって熱伝導率が計算される。組込みの計算式は次の通りである。

Table 6 Cross section used in subroutine DEPRES
(unit barn)

Isotope	absorption	total
U-235	578	586.5
U-238	233	10.8
O	0.0	4.2

Table 7 ジルカロイ-2の物性値

温 度 (°C)	熱伝導率 (w/cm/°C)	降伏強さ (kg/cm ²)	ヤング率 (kg/cm ²)	ポアソン比	線熱膨張係数 (cm/cm/°C)	Meyer硬さ (kg/cm ²)
25	0.126	3150	972000	0.370	5.83E-6	9470
100	0.134	2450	914000	0.400	6.25E-6	7360
200	0.145	1670	850000	0.446	6.66E-6	5030
300	0.156	1110	780000	0.492	6.97E-6	3340
400	0.170	850	710000	0.492	7.18E-6	2560
500	0.184	700	640000	0.492	7.34E-6	2110

Table 8 ジルカロイ-4の物性値

温 度 (°C)	熱伝導率 (w/cm/°C)	降伏強さ (kg/cm ²)	ヤング率 (kg/cm ²)	ポアソン比	線熱膨張係数 (cm/cm/°C)	Meyer硬さ (kg/cm ²)
25	0.129	3150	972000	0.370	5.83E-6	9470
100	0.136	2450	914000	0.400	6.25E-6	7360
200	0.143	2450	914000	0.400	6.25E-6	7360
300	0.152	2450	914000	0.400	6.25E-6	7360
400	0.164	2450	914000	0.400	6.25E-6	7360
500	0.180	2450	914000	0.400	6.25E-6	7360

Table 9 20%冷間加工316ステンレス鋼の物性値

温 度 (°C)	熱伝導率 (w/cm/°C)	降伏強さ (kg/cm ²)	ヤング率 (kg/cm ²)	ポアソン比	線熱膨脹係数 (cm/cm/°C)	Meyer硬さ (kg/cm ²)
25	0.145	6350	1972000	0.267	16.45E-6	19200
50	0.148	6150	1968000	0.268	16.60E-6	18400
75	0.152	6000	1960000	0.270	16.75E-6	17800
100	0.155	5850	1945000	0.272	16.87E-6	17500
125	0.159	5730	1925000	0.274	17.00E-6	17200
150	0.162	5650	1910000	0.276	17.12E-6	17000
175	0.166	5590	1890000	0.278	17.23E-6	16800
200	0.169	5540	1872000	0.280	17.32E-6	16600
225	0.173	5500	1850000	0.282	17.42E-6	16480
250	0.176	5450	1835000	0.283	17.48E-6	16350
275	0.180	5400	1815000	0.285	17.55E-6	16220
300	0.183	5350	1795000	0.287	17.65E-6	16100
325	0.187	5320	1785000	0.288	17.73E-6	16000
350	0.190	5300	1755000	0.290	17.84E-6	15900
375	0.194	5280	1735000	0.292	17.94E-6	15850
400	0.197	5260	1715000	0.294	18.05E-6	15820
425	0.201	5230	1695000	0.297	18.14E-6	15760
450	0.204	5210	1680000	0.299	18.22E-6	15680
475	0.208	5200	1650000	0.301	18.32E-6	15550
500	0.211	5120	1625000	0.302	18.40E-6	15390
525	0.215	5020	1600000	0.304	18.50E-6	15180
550	0.218	4900	1575000	0.306	18.56E-6	14850
575	0.221	4750	1550000	0.308	18.65E-6	14400
600	0.225	4600	1525000	0.309	18.71E-6	13750
625	0.229	4250	1490000	0.311	18.85E-6	12850
650	0.232	3900	1454000	0.313	18.89E-6	11650

= - 2 : WARD design equation

= - 3 : Godfrey equation

= - 4 : Lyons equation

= - 5 : RESAR-41 equation

がえらばれる。この使用方法是入力手引に詳述されているので省略して、ここでは組込みの計算式について説明する。いずれも熱伝導率 k の単位は ($W/cm^{\circ}C$) であり、 f は fractional density を表す。

(1) $IPD(2, J) = -2$ でえらばれる燃料ペレットの熱伝導率は、WARD-4135-1¹⁷⁾による。これは、プログラム GAPCON に使用されていた式で、燃料の組成が ($U, 20 \sim 25 w/o, Pu$) $O_{1.98}$ 、密度 95% T.D に対して導かれたものである。

この熱伝導率は、密度によって 2 つに分れる。すなわち、理論密度に対する割合が、 $0.85 \leq f \leq 0.95$ のとき、

$$k = -(1 - 2.1f + f^2) \left[\frac{1}{0.288 + 0.00252T} + 5.83 \times 10^{-12} T^3 \right] \quad (3.23)$$

であり、 $0.95 \leq f \leq 1.00$ のとき、

$$k = (3f - 1) \left[\frac{1}{5.75 + 0.0503T} + 2.91 \times 10^{-13} T^3 \right] \quad (3.24)$$

とするものである。ここで、 $k = W/cm^{\circ}C$ 、 T in $^{\circ}K$ である。

これらの式は、未だ開発途中の式のように感じられる。プログラムに組込んではいないものの、実際の使用にさいしては再検討が必要であろう。原報告について検討してみても、上記の式から誘導される $\int k d\theta$ の式との consistency がえられない項が出てくる。また、上記の式では $f=0.95$ のときの k の連続性が失われている。このことは、プログラム上温度計算の収斂性を悪くする原因になる。

(2) $IPD(2, J) = -3$ でえらばれる燃料ペレット熱伝導率はプログラム GAPCON に使用されている式で、Godfrey¹⁸⁾らによるデータを $k = A/(B+T) + CT^3$ の形にフィットし、密度補正係数を適用したものである。

$$k = [1 - 2.5(1-f)] \left[\frac{45.1}{135 + T} + 4.79 \times 10^{-13} T^3 \right] \quad (3.25)$$

ここで、 $k = W/cm^{\circ}C$ 、 T in $^{\circ}K$ である。

(3) $IPD(2, J) = -4$ のとき、熱伝導率を求める式は、Lyons^{19), 20)}らによる式をもとに GE 社で得られたデータから導かれた次式である。ただし、プログラム内での使用においては、この熱伝導率が 95% T.D の場合に求められたことを考慮し、密度による補正を行なっている。

$$k = \frac{1.025}{0.95} \times \left[\frac{f}{1 + (1-f)/2} \right] \left[\frac{38.24}{129.4 + (T+273)} + 6.1256 \times 10^{-13} (T+273)^3 \right] \quad (3.26)$$

ここで, $k = \text{W/cm}^\circ\text{C}$, T in $^\circ\text{C}$ である。

(4) $\text{IPD}(2, J) = -5$ のとき, 熱伝導率を求める式は, RESAR-41¹²⁾に基づく次式である。

$$k = \frac{1.025}{0.95} \left\{ \frac{f}{1 + (1-f)/2} \right\} \left\{ \frac{1}{11.8 + 0.0238T} + 8.775 \times 10^{-13} T^3 \right\} \quad (3.27)$$

ここで, $k = \text{W/cm}^\circ\text{C}$, T in $^\circ\text{C}$ である。

(5) 上記の4種の式の比較のため, それらの式を使用した integral kdT の値を Table-10 に示す。ただし比較のため, 燃料ペレットは密度 95% T.D として計算した。この表で見る如く, WAPD, Godfrey の値は小さ目の integral kdT を与える。一方, Lyons, RESAR-41 の値は, 一般の軽水炉で云われている値を与える。ただし Lyons (GE) の式は, $\int_0^{2800^\circ\text{C}} kdT = 93 \text{ W/cm}$, $\int_{500^\circ\text{C}}^{2800^\circ\text{C}} kdT = 62 \text{ W/cm}$, RESAR-41 の式は $\int_0^{2800^\circ\text{C}} kdT = 93 \text{ W/cm}$ になるようにむしろ式の方が導かれていることに注意すべきであろう。

3.4.2 燃料ペレットの線熱膨張係数

FREG-3 の UO_2 ペレット熱膨張係数評価には, 2つの式が組込まれている。1つは, Roth and Haltaman²¹⁾の式で key word NEXP = 1 でえられる。他の1つは, Conway, Fincel and Hein²²⁾によって開発された UO_2 の熱膨張の式である。

Roth and Haltaman²¹⁾の式は,

$$\bar{\alpha} = [9.45(T-25) + 0.0006(T^2-25^2)] \times \frac{10^{-6}}{T-25} \quad (3.28)$$

と表わされる。この式の $\bar{\alpha}$ は平均熱膨張係数 $\bar{\alpha} = \int_{25}^T \alpha dT / (T-25)$ で表している。なお,

α = 熱膨張係数 ($\text{cm/cm}/^\circ\text{C}$)

T = 温度 ($^\circ\text{C}$)

である。プログラム GAPCON は Roth and Haltaman によるとしているが, 上記の式は, GAPCON に使用された式とは異なっている。この間の経緯は GAPCON-THERMAL-1¹⁾の解説書に述べられている。

Conway, Fincel and Hein²²⁾の式は,

$$\frac{\Delta L}{L} = 2.896 \times 10^{-9} T^2 + 6.797 \times 10^{-6} T - 1.723 \times 10^{-4} \quad (3.29)$$

で与えられる。ただし, プログラム中では次式で与えられる平均熱膨張係数を使用する。

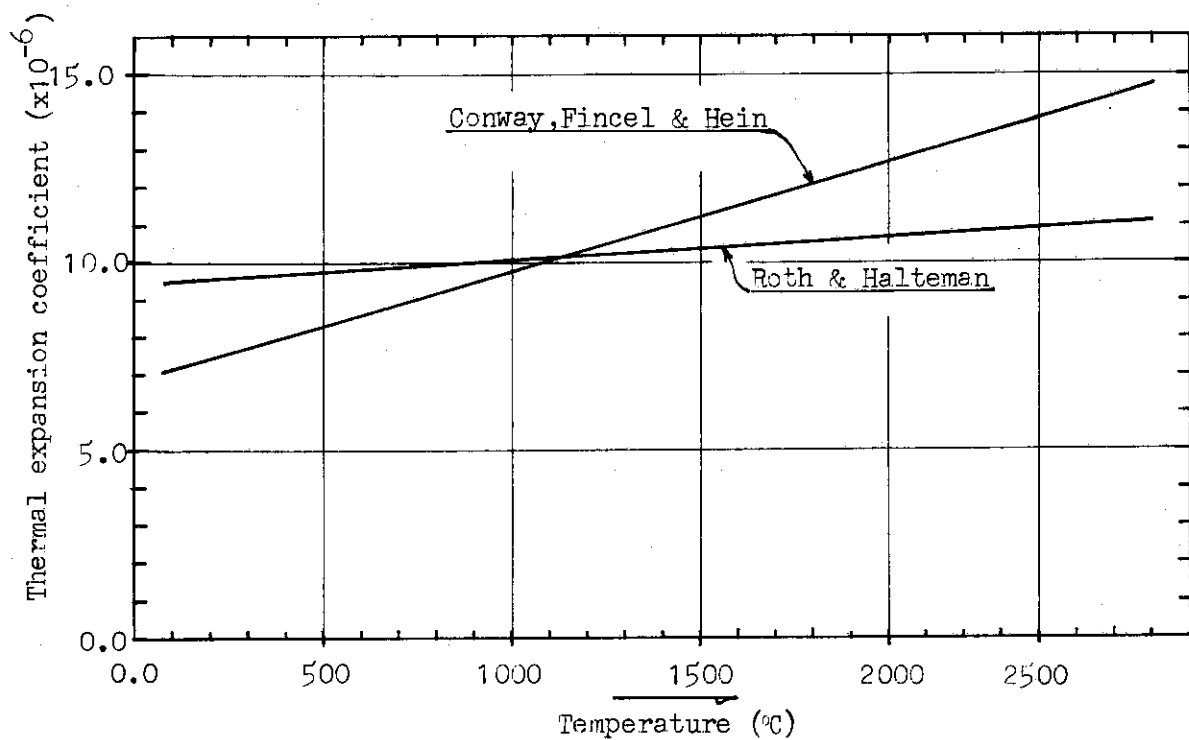
$$\bar{\alpha} = \frac{\Delta L/L}{\Delta T} = [2.896 \times 10^{-9} (T^2-25^2) + 6.797 (T-25)] \times \frac{10^{-6}}{T-25}, (T \text{ in } ^\circ\text{C}) \quad (3.30)$$

上記2式による平均熱膨張係数の図を Fig. 5 に示す。図に見られるごとく, Conway らによるものの方が温度依存性が大きく, 約 1100°C 以上では Roth らの値より大きくなる。

Table-10 Comparison of integral $k dT$ (unit W/cm)

		$\int_{500^{\circ}\text{C}}^{2800^{\circ}\text{C}} k dT$	$\int_{0^{\circ}\text{C}}^{2800^{\circ}\text{C}} k dT$
WAPD-- 4135-1	95%T.D以下	58.911	89.379
	95%T.D以上	58.983	89.510
Godfrey (GAPCON)		59.111	90.709
Lyons (GE)		62.034	92.963
RESAR-41		63.758	93.074

注) 燃料ペレット密度95%T.Dのときの値である。

Fig. 5 Thermal expansion coefficients of UO_2 pellet used in FREG-3.

3.4.3 燃料ペレットの比熱

FREG-3 は、燃料棒の蓄積熱量を計算するため、 UO_2 ペレット比熱の計算式を組込んでいる。

UO_2 ペレットの比熱の算出には、GAPCON-THERMAL-1で使用されている Kerrish and Clifton²³⁾ の関係式を使っている。

Kerrish and Clifton の関係式は、次のように表わされる。

$$C_p(t) = k_1 \frac{\theta^2 \exp(\theta/t)}{t^2 \{\exp(\theta/t) - 1\}^2} + 2k_2 t + k_3 \frac{E_D}{Rt^2} \exp\left(-\frac{E_D}{Rt}\right) \quad (3.31)$$

ここで、
 $C_p(t)$ = 比熱 (cal/mole $^\circ$ K)
 θ = 535.285 ($^\circ$ K), Einstein 温度
 t = 温度 ($^\circ$ K)
 k_1 = 19.145 (cal/mole $^\circ$ K)
 k_2 = 7.8473×10^4 (cal/mol $^\circ$ K 2)
 k_3 = 5.6437×10^6 (cal/mol)
 E_D = 37694.6 (cal/mol)
 R = 1.987 (cal/mol $^\circ$ K)

である。

なお、上記の式で表わされる比熱の誤差による変動を考慮して、プログラム内では、上記の式で与えられる値を 1 (C_p , nominal) とし、最大値 (C_p , max) および最小値 (C_p , min) を subroutine HCAP で計算する。最大値、最小値の算出に使用されるデータは、Table-11 に与えられる如き数値で、温度に関し直線内挿される。

Table-11 UO_2 ペレット比熱の変動 (最大値, 最小値) を定めるデータ

温 度 ($^\circ$ K)	C_m	C_ℓ	温 度 ($^\circ$ K)	C_m	C_ℓ
0	1.0	0.0	2000	1.02	0.02
298	1.0	0.0	2500	1.03	0.03
500	1.02	0.02	3000	1.08	0.06
1000	1.02	0.02	3100	1.1	0.1
1500	1.02	0.02	6000	1.1	0.1

最大値, 最小値は,

$$\left. \begin{aligned} C_{p, \max} &= C_m \cdot C_p(t) \\ C_{p, \min} &= (1 - C_\ell) \cdot C_p(t) \end{aligned} \right\} \quad (3.32)$$

で計算される。

他の物性値等すべてのパラメータも誤差を含んでいる。しかし、このプログラムの目的の1つが燃料棒の蓄積熱量を求めることなので、特に比熱については、上記の如き取扱いを行なっている。

なお、基準温度 (T_r) からある温度 (T) まで温度上昇したときの、熱量を計算するに必要な $\int_{T_r}^T C_p(t) dt$ を参考のため記すと次の通りである。

$$\begin{aligned} \int_{T_r}^T C_p(t) dt = & k_1 \theta \left(\frac{1}{e^{\theta/T} - 1} - \frac{1}{e^{\theta/T_r} - 1} \right) \\ & + k_2 (T^2 - T_r^2) \\ & + k_3 (e^{-E_D/RT} - e^{-E_D/RT_r}) \end{aligned} \quad (3.33)$$

ここで、記号は先に (3.31) 式の記号に従う。

3.4.4 その他の物性値

FREG-3 は、3.4.1～3.4.3 に述べた物性値の外、燃料ペレットのヤング率とポアソン比を必要とする。しかし、これについて現在詳しいデータを準備していない。ヤング率とポアソン比の値は、温度依存性等を考慮せず、Block data で組込まれている。

その値は、

$$\begin{aligned} E_f &= 1.54 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2 \\ \mu_f &= 0.3 \end{aligned}$$

である。

3.5 燃料ペレットの再組織化モデル

燃料ペレット内の気孔は、ペレットが高温状態となること、温度勾配が発生することのため、中心部に移動し、中心孔を形成する。気孔の移動によりペレットは再組織化 (restructuring) され、密度が上昇する。

FREG-3 は、再組織化モデルとして GAPCON に使用されたモデルを修正せずに利用している。再組織化を考慮する理由は次の2つの現象を計算にとり入れるためである。

- 1) 中心孔形成の評価
- 2) 密度変化に伴う燃料ペレットの熱伝導率の変化の評価

再組織化モデルは、Christensen の実験に基づくもので、ペレット内の再組織化する境界温度を照射時間によって一義的に決定できると仮定する。その関係式は、

$$1/T_{RS} = 0.00001367 \log_{10}(t) + 0.000480 \quad (3.34)$$

である。ここで、

T_{RS} = 組織変化がおこる温度 ($^{\circ}\text{K}$)

t = 出力状態におかれた時間 (hr)

である。上記の式中の係数は、Christensen の原報告と異なる⁴⁾。これは、燃料ピンの寿命全体にわたって平均的な値を表わすために引き出されたものであると GAPCON は述べている。原報告と GAPCON に使用している式の比較を Fig-6 に示す。

上記の式で与えられる温度 T_{RS} 以上のペレットの部分は、入力で与えられた密度 (FRSIN) まですべて密度が上昇するものとする。そして、この密度上昇に見合う体積が中心孔を形成するとする。また、温度計算に対しては密度変化によって変化する熱伝導率を使用して温度評価が行なわれる。

このモデルは、組織変化がおこる温度、 T_{RS} と出力状態の時間、 t を結んでいる。そのため、低出力でも、高出力でも出力状態の時間が同じならば、 T_{RS} は等しくなるという矛盾を含む。従って、FREG-3 の計算において照射履歴データ入力には、このことに注意する必要がある。

なお、FREG-4 (FREG-3 の version up program) では、時間 t の代わりに燃焼度が使えるように計画している。

3.6 ギヤツプ寸法変化に関する各種モデル

FREG-3 は、燃料棒内の温度分布を計算することを目的にしている。燃料ペレット内の温度分布はギャップ熱伝達率によって大きく左右される。ギャップ熱伝達率は、ギャップ寸法に依存している。そのため、FREG-3 はギャップ寸法に関し燃料ペレットの外径の変化を評価する各種のモデルを組込んでいる。現在 FREG-3 で使用できるこの種のモデルは、ペレットの熱膨脹、焼きしまり、リロケーションとスウェリングである。これらモデルは、オプション形式となっており、使用にさいし採否が行なえる。

3.6.1 燃料ペレット熱膨脹に関するモデル

燃料ペレットの熱膨脹および熱応力に基づくクラックによるペレット外半径の変化は、応力と歪の解析を行ない、クラックがどこまで入るか等について正しく計算して求めるべきであろう。しかし、FREG-3 はプログラムの計算目的が燃料棒内の温度分布であって、応力と歪の解析ではない。そこで、FREG-3 では応力、歪解析を省略しこれに代るものとして種々のペレット熱膨脹モデルを組込んでいる。

燃料ペレット熱膨脹モデルは副プログラム EXPAND で扱われる。熱膨脹モデルに関し、FREG-3 は現在 4 個のモデルを用意しており、これらは第 2 群入力の key word MEXP によってコントロールされる。

(1) GAPCON モデル

このモデルは、MEXP=1 でえらばれる。これは、プログラム GAPCON および GAPCON-THERMAL-1 に使用されているものと同じである。

FREG-3 は、ペレットを半径方向に 50 等分割して計算を行なう。分割された各要素はリング状になっていると考え独立な物体と仮定している。リングの番号は最外周のものを 1 とし、順

- 1 $1/T_{RS}=0.00001367 \log_{10}(t)+0.000480$ HEDL-TME72-128 p.B-17
(GAPCON) (by CHRISTENSEN)
- 2 $1/T_{RS}=0.00003435 \log_{10}(t)+0.000469$ properties and behavior of fast
reactor fuels (p.214).
Trans. Am. Nuc. Soc. Vol 15 No1.
June 1972. (by CHRISTENSEN)

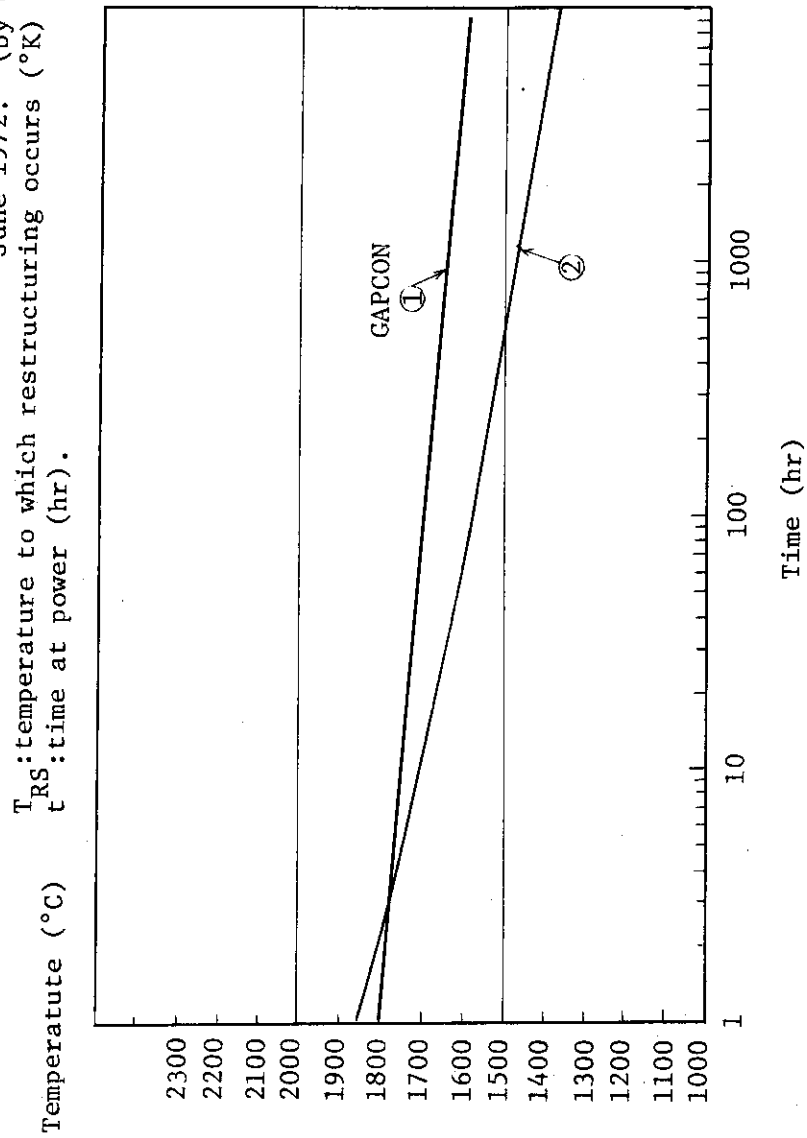


Fig. 6 Fuel restructuring temperature (GAPCON)

次内側へ数えてゆく。

リングの全周の熱膨張による半径の増加は次式で計算される。

$$\Delta R_c = \alpha \cdot R_{avg} \cdot (T - T_r) \quad (3.35)$$

ここで、

ΔR_c = 円周方向の熱膨張による半径の増加

α = 線熱膨張係数

R_{avg} = 各リングの平均半径

T = 各リングの平均温度

T_r = 基準温度 (室温 = 25℃)

である。

プログラムでは上記半径増加 ΔR_c が最大となる節を見出し、次にその節になったリングの内側の熱膨張はすべてこの節になったリングの内側の熱膨張はすべてこの節のリングの半径増加と見なす。

この節のリングより外側のリングの熱膨張による半径の増加は、各リングの厚さの増加と考え次式で計算する。

$$\Delta t_i = \alpha t (T - T_r) \quad (3.36)$$

ここで、 Δt_i = リング i の厚さの増加

t = リング i の厚さ

である。

熱膨張による燃料ペレットの外半径の増加の合計は次のように仮定する。

$$\Delta R = (\Delta R_c)_{\max} + \sum_{i=1}^L \Delta t_i - \frac{\Delta t_L}{2} \quad (3.37)$$

ここで、 ΔR = 熱膨張による燃料ペレット半径の増加

L = 周方向の熱膨張が最大 $(\Delta R_c)_{\max}$ となったリングの番号

である。

このモデルの物理的意味は不明である。ただ、最大円周増加リングから外側のリングの厚さ増加を加算している意味は次のように考えられる。

すなわち、そのリングから外側のリングにはクラックが発生しており、連続体とはなっていないので、各リングは自由に熱膨張し、その外側のリングから拘束力を受けない。そこで、このモデルはペレットの途中までペレットにクラックが発生すると考えているので、half-crackモデルと呼ぶことにする。

(2) 体積平均温度モデル

このモデルは、key word MEXP = 2 でえられる。このモデルは、燃料ペレットの熱膨張を体積平均したもので、次式で計算される。

$$\Delta R = \frac{1}{R} \sum_{i=1}^N \alpha (T - T_r) (r_i^2 - r_{i+1}^2) \quad (3.38)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \Delta R &= \text{熱膨張によるペレット外径の増加} \\ R &= \text{ペレット外半径} \\ r_i &= \text{リング } i \text{ の外半径} \\ r_{i+1} &= \text{リング } i \text{ の内半径} \end{aligned}$$

である。

(3) 修正体積平均熱膨張モデル

このモデルは、key word MEXP = 3でえられる。

燃料ペレットの熱膨張による半径の増加は、ペレット内の温度が 1800°C以上の領域と以下の領域に分けて計算される。1800°Cをこえる領域には体積平均熱膨張モデルが使用され、1800°C以下の領域には線膨張モデルが適用される。

1800°Cをこえる領域によるペレット半径の増加 (ΔR_1) は

$$\Delta R_1 = \frac{1}{R} \sum_{i=IN}^N \alpha (T - T_r) (r_i^2 - r_{i+1}^2) \quad (3.39)$$

で計算される。ここで、INは温度が1800°Cに達したリング番号である。

1800°C以下の領域によるペレット半径の増加 (ΔR_2) は

$$\Delta R_2 = \sum_{i=1}^N \Delta t_i \quad (3.40)$$

で計算される。

このモデルによるペレットの熱膨張による半径の増加は

$$\Delta R = \Delta R_1 + \Delta R_2 \quad (3.41)$$

で与えられる。

(4) 線膨張モデル

このモデルは、key word MEXP = 4でえられる。

等分割された燃料ペレットの各リングの厚さの増加を次式で計算する。

$$\Delta t_i = \alpha t (T - T_r) \quad (3.42)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \Delta t_i &= \text{半径方向熱膨張によるリング } i \text{ の厚さの増加} \\ t &= \text{リング } i \text{ の最初の厚さ} \\ \alpha &= \text{線熱膨張係数} \\ T &= \text{各リングの平均温度} \\ T_r &= \text{基準温度 (室温 25°C)} \end{aligned}$$

である。

燃料ペレット半径の増加は、

$$\Delta R = \sum_{i=1}^N \Delta t_i \quad (3.43)$$

で表わされると仮定する。

なお、中心孔がある場合には、

$$\Delta R_v = R_v \cdot \alpha \cdot (T - T_r) \quad (3.44)$$

を ΔR に追加する。ここで、

R_v = 中心孔半径

T = 中心孔温度

である。

(5) 熱膨脹モデルの検討

FREG-3 組込みのペレットの熱膨脹モデルは、主として線膨脹モデルと体積（面積）平均モデルから成立している。これらモデルの意味を明確にするための検討結果について記述する。

燃料ペレットを N 分割したとして線膨脹モデルによるペレット外半径の増加は次式に従う。

$$(R + \Delta R) - R = \sum_{i=1}^N \alpha (T - T_r) (r_i - r_{i+1}) \quad (3.45)$$

ここで、
 α = 線熱膨脹係数
 T = リングの平均温度
 T_r = 基準温度（室温 25℃）
 r_i, r_{i+1} = リングの外径，内径

である。この物理的意味は、ペレットの各部分が全く自由に熱膨脹したときのペレット外半径の増加である。現実には、ペレットの中心までクラックが入り応力等による熱膨脹の拘束がない状態に対応する。

体積平均温度モデルによるペレット外半径の増加は、次式によって表わされる。

$$\pi \{ (R + \Delta R)^2 - R^2 \} = \sum_{i=1}^N \pi \{ (r_i^2 - r_{i+1}^2) \{ 1 + \alpha (T - T_r) \}^2 - (r_i^2 - r_{i+1}^2) \} \quad (3.46)$$

3.6.1 (2) の (3.38) 式は、上式の ΔR^2 、 α^2 の二乗項を無視して求めた ΔR の近似式になっている。

この式は、リングが熱膨脹し生じた体積の総計がペレット全体の体積の増加に等しいことを意味する。この場合は、軸方向の変化は無視しているので、体積ではなく、面積になっている。

モデル間の比較を行なうため、以上の二つのモデルを簡単な形で書けば、線膨脹モデルは

$$\Delta R = \int_0^R \alpha (T - T_r) dr \quad (3.47)$$

体積平均膨脹モデルは、

$$\Delta R = \frac{1}{R} \int_0^R \alpha (T - T_r) r dr \quad (3.48)$$

となる。いま、 α に温度依存性がなく、ペレット内の温度分布が $T = T_s + (T_c - T_s)\{1 - (r/R)^2\}$ (T_s : ペレット表面温度, T_c : ペレット中心温度) で表わされるとして、それぞれの式を計算すると、線膨脹モデルは、

$$\Delta R = \alpha \cdot R \left\{ (T_s - T_r) + \frac{2}{3} (T_c - T_s) \right\} \quad (3.49)$$

体積平均膨脹モデルは、

$$\Delta R = \alpha R \left\{ \frac{1}{2} (T_s - T_r) + \frac{1}{4} (T_c - T_s) \right\} \quad (3.50)$$

となる。一方、ペレットを完全弾性体と考え、上記と同じ条件での外径の増加は、

$$\Delta R = \alpha R \left\{ (T_s - T_r) + \frac{1}{2} (T_c - T_s) \right\} \quad (3.51)$$

である。上記三式を比較することにより、次のことが分る。熱膨脹による半径の増加は、線膨脹モデルが最も大きな値になり、体積平均膨脹モデルが最も小さな値を与える。

体積平均膨脹モデルにおいて、 $T_c = T_s$ (ペレット内に温度勾配がなく等温の温度上昇) のとき、半径の増加は $\alpha R (T_s - T_r)/2$ となるが、これは等温の温度上昇のときの値 $\alpha R (T_s - T_r)$ の半分になる。また、完全弾性体と考えたときの値よりもさらに小さな値になっている。これらのことを考慮すると、体積平均膨脹モデルは、かなり保守的なモデルのように思われる。

3.6.2 焼きしまりモデル

FREG-3 には、2つの焼きしまり (densification) モデルが組込まれている。これは、第2群入力の key word MDENによって選定される。

第1のモデル (MDEN=1でえられる) は、ハルデンの照射データの焼結 UO_2 ペレットのスタック長の変化から導かれた Rolstad²⁴ のモデルである。

このモデルは、最大焼きしまり率を与える式と、その焼きしまり率に至る途中の変化の式で成立している。

最大焼きしまり率は、

$$\left(\frac{\Delta L}{L} \right)_{\max} = \frac{22.2 \times (100 - TD)}{(TS - 1180)} \quad (3.52)$$

で与えられる。ここで、

$$\left(\frac{\Delta L}{L} \right)_{\max} = \text{最大スタック長焼きしまり率 (\%)}$$

$$TD = \text{初期密度 (\% TD)}$$

$$TS = \text{ペレット焼結温度 (°C)}$$

である。この焼きしまり率まで焼きしめる途中の変化は、

$$\left(\frac{\Delta L}{L}\right)_b = 3 - 0.93 e^{-Bu} - 2.07 e^{-35Bu} \quad (3.52')$$

で与えられる。ここで、

$$\left(\frac{\Delta L}{L}\right)_b = \text{燃焼度に従う焼きしまり率(\%)}$$

$$Bu = \text{燃焼度 (MWd/kg UO}_2\text{)}$$

である。ただし、使用にさいして (3.52) 式で与えられる最大焼きしまり率が $\left(\frac{\Delta L}{L}\right)_{\max} = g$ の場合、(3.52') 式で $3 - g$ となる Bu を Bo として、(3.52') 式は $(Bo, 3 - g)$ 点以降の変化量を使用しなければならない。

すなわち、Rolstad のモデルは、

$$\left(\frac{\Delta L}{L}\right) = 3 - 0.93 e^{-(Bu + Bo)} - 2.07 e^{-35(Bu + Bo)} - (3 - g) \quad (3.53)$$

と表わされる。ここで、 Bo , g は、

$$\left. \begin{aligned} 3 - g &= 3 - 0.93 e^{-Bo} - 2.07 e^{-35Bo} \\ g &= \left(\frac{\Delta L}{L}\right)_{\max} \end{aligned} \right\} \quad (3.54)$$

を満足する値でなければならない。

このモデルは、最大焼きしまり率が、ペレットの初期密度と焼結温度のみによって決まり、その最大値は 3% 以下としている。また、最大焼きしまり率に至るまでの変化は、燃焼度に依存し、ほぼ燃焼度 3 ~ 4 MWd/kg-UO₂ (約 3400 ~ 4500 MWd/MTM) で飽和する。

このモデルで与えられる焼きしまり率は、ペレットスタックの軸方向縮み率であるが、FREG-3 は、この率をそのままペレットの半径の焼きしまり率 ($\Delta R/R$) として使用している。

第 2 のモデル (MDEN=2 でえられる) は、GAPCON-THERMAL-2 に採用されている R. O. Meyer に基くモデルである。そのモデルは、燃焼度 2000 MWd/MTM 以下について

$$\frac{\Delta R}{R} = -\left(\frac{1}{4} \cdot \frac{\Delta \rho}{\rho}\right) \left\{ \frac{\ln(bu/C)}{\ln(2000/C)} \right\} \quad (3.55)$$

で表わされる。ここで、

$$R = \text{初期ペレット半径 (cm)}$$

$$\Delta R = \text{半径縮少量 (cm)}$$

$$(\Delta R = R_{\text{densified}} - R_{\text{initial}})$$

$$\rho = \text{初期ペレット密度 (\% T.D.)}$$

$$bu = \text{燃焼度 (MWd/MTM)}$$

$$C = \text{定数}$$

$$\Delta \rho = \text{焼きしまりペレット密度と初期密度間の密度差 (\% T.D.)}, (\Delta \rho = \rho_{\text{densified}} - \rho_{\text{initial}})$$

である。C の値は次の様与えられる。

ρ	C の 値
92% T. D 以下	5 (MWD/MTM)
92% T. D 以上	20 (MWD/MTM)

このモデルの使用にさいし、GAPCON-THERMAL-2は燃焼度が20 MWD/MTM 以下の場合 $\Delta R/R=0$ とする。しかしながら、モデルの連続性より、 $\rho=92\%$ 以下のとき、5 MWD/MTM 以下、 $\rho=92\%$ T.D 以上のとき、20 MWD/MTM 以下で $\Delta R/R=0$ として使用すべきだと考
える。

半径の増加は許されないので、計算値が0より大きくなったら、0に設定される。プログラム中の計算方法では、焼きしまりが非可逆現象と仮定している。したがって、そのtime-step までの最大半径減少がそのtime-stepの焼きしまり量として計算に使用される。

上記の注意は、GAPCON-THERMAL-2の解説書の記述であるが、このモデルの計算式が正しく使用されるならば、特に必要もないように思われる。

Meyerのモデルも、最大密度変化を表す項とその密度に至るまでの変化を表す項の相乗積としている。最大密度変化をFig-7に示す。この図は焼きしまり密度を96.5% T.Dとして $\Delta R/R = -(\Delta \rho/\rho)/4$ および $\Delta R/R = -(\Delta \rho/\rho)/3$ を ρ (initial density) に対しえがたいものである。

密度の変化 ($\Delta \rho/\rho$) と体積の変化 ($\Delta V/V$) の間には

$$\Delta \rho/\rho = -\Delta V/V \quad (3.56)$$

の関係がある。ただし、 $\Delta V = V_{\text{densified}} - V_{\text{initial}}$ とする。焼きしまりによる体積の変化が等方的ならば、半径の変化は

$$\Delta R/R = (\Delta V/V)/3 = -(\Delta \rho/\rho)/3 \quad (3.57)$$

のはずである。しかるにMeyerのモデルは、この平均値 ($\Delta \rho/\rho/3$) の3/4となっており、等方的と考えた焼きしまりによる半径の変化よりも小さく評価する。

Fig-8は、最大焼きしまり密度に達するまでの変化を示す。この図から、GAPCON-THERMAL-2の如く、ペレット密度92% T.Dの上下に関係なく、20 MWD/MTM以上からを考慮することになると、92% T.D 以下の場合、20 MWD/MTMに達したとき、急に約0.23(最大密度変化の)の焼きしまりが算出されてしまうことが分る。

FREG-3は、焼きしまりによる密度変化がペレット全体について起るとして計算している。一方、再組織化に関しても密度の変化を考慮している。再組織化の場合は、その再組織化された半径内の密度の変化分が中心孔を形成すると考える。すなわち、再組織化は密度の上昇は考えるが、全体としての半径の減少は考えない。

しかるに、焼きしまりモデルは再組織化された部分をも含めて半径の減少を計算してしまう。そのため、再組織化と焼きしまりを同時に考慮した計算を行なうと、再組織化半径以内の部分について、密度上昇の効果を2重に評価することになる。現在のFREG-3のまゝでは、上記に述べた理由により、焼きしまりモデルと再組織化モデルを重複して使用することはさけるべきである。

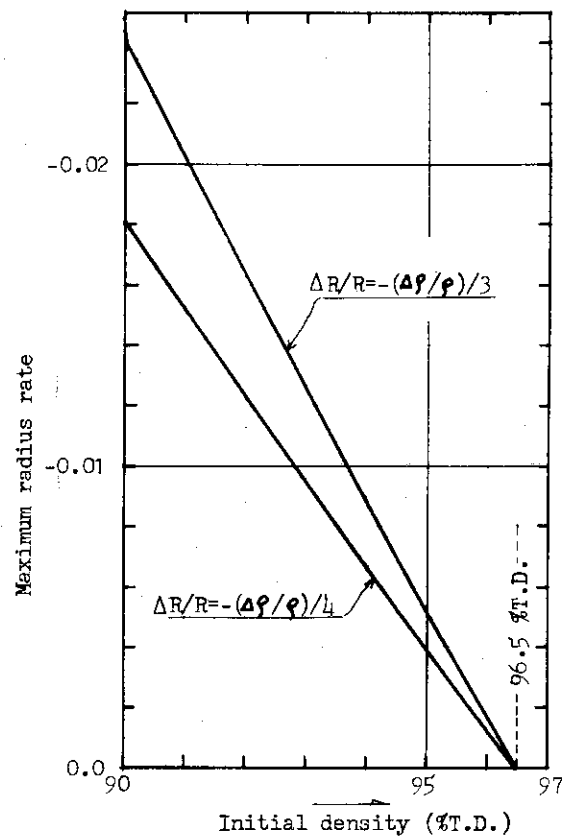


Fig. 7 Maximum radius rate due to densification for Meyer's model (maximum densification density = 96.5 %T.D.).

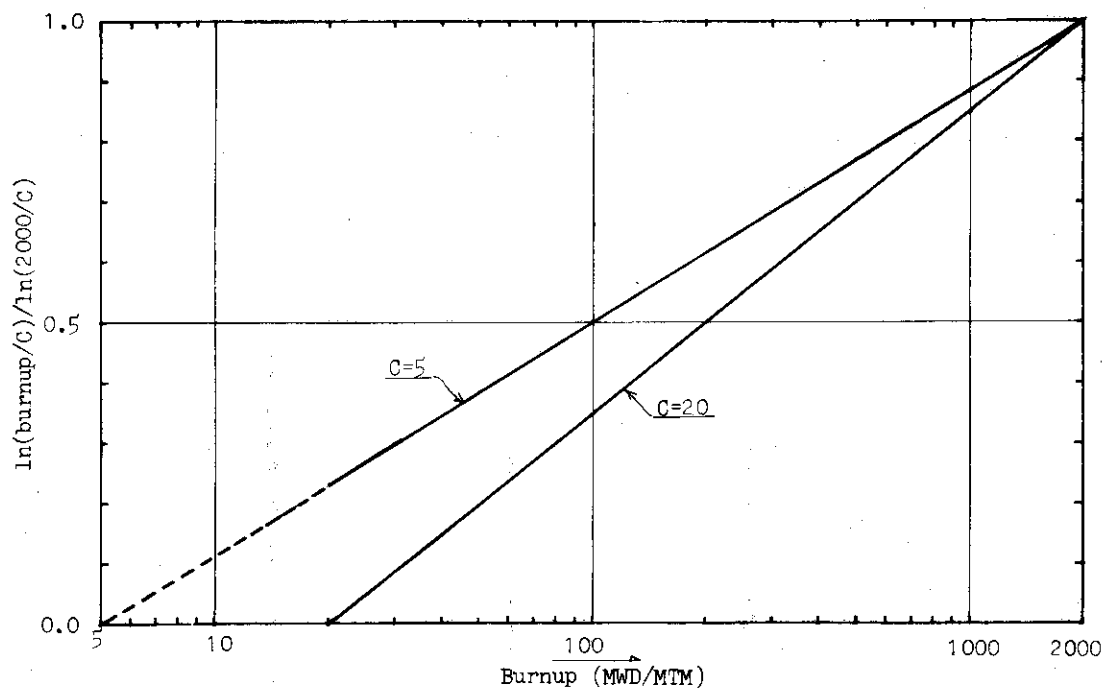


Fig. 8 Change of $\ln(\text{burnup}/C)/\ln(2000/C)$ in Meyer's densification model.

3.6.3 再配置（リロケーション）モデル

ペレットの熱応力に基づくクラックとクラックした小片の再配置（relocation）に関するモデルで公開されたものは少い。FREG-3は、このリロケーションモデルとしてGAPCON-THERMAL-2に使用されたモデルを組込んでいる。そのモデルは、リロケーションによるペレット直径増加（DELGD）が

$$\left. \begin{aligned} \text{DELGD} &= \left[40 \left(\frac{B}{1+B} \right) + 0.8 P + 1 \right] \text{GAP} / 100 \\ B &= \exp(-4 + \text{BURNUP}^{1/4}) \end{aligned} \right\} \quad (3.58)$$

で表わされる。ここで、

$$\begin{aligned} \text{DELGD} &= \text{ペレット直径増加 (in)} \\ \text{BURNUP} &= \text{燃焼度 (MWd/MTM)} \\ P &= \text{線出力密度 (kW/ft)} \\ \text{GAP} &= \text{製作時のコールドギャップ (in)} \end{aligned}$$

である。

リロケーションの原因は、ペレット内の熱応力によってクラックが生じ、クラックによって生じた小片が、燃料棒の振動、出力変動に伴う熱膨脹差等の何らかの原因で、被覆管内面側に移動するためと考える。これによるギャップ寸法の減少は、燃料の照射初期に大きく、これは照射初期のギャップコンダクタンスの値に著しい効果をもつ。

一般的に、焼結ペレットは、ひずみによって飽和する熱応力を受ける。また、通常運転時の UO_2 ペレットは、概括的に約 1200°C 以上の部分で塑性ひずみを起し、約 1200°C 以下の部分でクラックを起すと考えられる。クラックによって割れ目に空間が生じるか否かは、ペレットと被覆管のギャップの有無による。すなわち、ギャップがあれば、クラックした小片が被覆管内面側に移動し、ギャップを埋めるが、クラックの割れ目には空間が生じるであろう。

一方、割れ目には、高温側より蒸発した UO_2 が蒸着するヒーリング（healing）によって閉じる。このようなことが起ってもギャップの体積は回復しない。以上の現象を燃料棒内の空間として全体的に見た場合、ギャップ体積がクラックの割れ目の体積に移り、ヒーリングによってさらにペレット中央部の高温側に移動するという現象としてとらえることができるであろう。

以上の如き現象を考慮し、リロケーションは、プログラム内において次のように取扱われる。分割された時間ステップの燃料セグメントについてリロケーション量が計算される。その時間ステップにおける計算量が、先の時間ステップにおける量よりも小さいとき、先の時間ステップのリロケーション量をその時間ステップにおける量とする。しかし、ペレットと被覆管内面間の接触圧力が起るギャップサイズ寸法の計算には用いられない。すなわち、リロケーションを加えることによってギャップが閉じるような状態になったら、接触圧力を0にするかあるいはリロケーション量を0にする処置を行なう。

3.6.4 燃料ペレットのスウェリング

(1) FREG-3に組込まれたスウェリングモデルの1つは、プログラムGAPCONに採用され

たモデルである。それは、Geithhoff²⁵⁾らによるもので、次の関係式から計算される。

$$\Delta V_B = [(h_f) \cdot (V_f)(f) + (h_c) \cdot (V_c)] B_u \times 10^{-4} \\ - (1-f)(0.8 V_h + 0.5 V_c + 0.3 V_v) \quad (3.59)$$

ここで、

ΔV_B : 核分裂生成により生ずる体積変化 (スウェリング量)

f : 理論密度に対する相対密度

h_f : 燃料棒全体についてのスウェリング率で、10,000 MWD/MTM当りの $\Delta V/V$ を 1.6% とする。

V_f : 燃料ペレットの単位長さ当りの体積

h_c : 燃料ペレット内の温度領域 1,300 ~ 1,700°C における燃料ペレットの付加的スウェリングで 10,000 MWD/MTM 当りの $\Delta V/V$ を 0.4% と仮定する。

B_u : 燃焼度 (MWD/MTM)

V_h : 1,700°C 以上の温度のペレット体積

V_c : ペレット内の温度領域 1,300 ~ 1,700°C のペレット体積

V_v : 1,300°C 以下の温度のペレット体積

である。

上記はスウェリングによる体積変化率である。この体積変化率からペレット半径変化を求める方法は次の通りである。スウェリングによる体積変化率 ($\Delta V_B/V$, $V = \pi R^2 \cdot L$, R = ペレット半径, L = ペレット長さ) は

$$\frac{\Delta V_B}{V} = 2 \left(\frac{\Delta R}{R} \right) + \frac{\Delta L}{L} \quad (3.60)$$

と近似される。スウェリングによる寸法変化が等方的であると仮定すると、次の通りとなる。

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{1}{3} \left(\frac{\Delta V_B}{V} \right) \quad (3.61)$$

となる。これよりスウェリングによる半径増加は、次の通りとなる。

$$\Delta R = \frac{(2/3) \cdot (\Delta V_B)}{2 \pi R} \quad (3.62)$$

プログラムでは、 $\Delta R \leq 0$ の場合、 $\Delta R = 0$ にする。したがって、式の右辺第 1 項がかなり大きくなるまではスウェリングによる体積増加はないものとする。

式の物理的意味は次のように解される。²⁷⁾ 式の第 1 項はスウェリングによる体積増加であり、第 2 項はペレット内のポアが第 1 項の体積増加をどの程度吸収できるかを示したものである。すなわち、1700°C 以上の領域では 80% まで、1300 ~ 1700°C では 50% まで、1300°C 以下では 30% まで、各領域内のポアがその領域内のスウェリングを吸収する。このモデルは、被覆管による拘束が大きい場合には妥当であろうが、無拘束の場合には妥当でない。

このモデルは、かなり保守的なモデルであり、使用にさいしては、計算目的を考慮し、その使用の可否を決めるべきである。

他のスウェリングモデルは、GAPCON-THERMAL-1 に組込まれた無拘束スウェリングによるギャップ消失のモデルである。そのモデルは、

$$S = CB^x \quad (3.63)$$

で表わされる。ここで、

S = 体積変化率 (% $\Delta V/V$)

C = 温度依存の定数

B = 燃焼度 (fissions / $\text{cm}^3 \cdot 10^{20}$)

x = 指数 ($x < 1$)

である。次に 4 つの温度領域に対し上記のモデルを適用する。すなわち、

(1) 領域 1, 1300 °C 以下	$S = 0.4 B$	}	(3.64)
(2) 領域 2, 1300 ~ 1500 °C	$S = 2 B^{0.611}$		
(3) 領域 3, 1500 ~ 1700 °C	$S = 5 B^{0.611}$		
(4) 領域 4, 1700 °C 以上	$S = 14 B^{0.611}$		

とする。

上記の関係式を図表化したものを Fig-9 に示す。

3.7 核分裂生成ガスの放出モデル

FREG-3 の核分裂生成ガスの放出モデルは、GAPCON-THERMAL-1 に使用された Hoffman-Coplin のモデル²⁶⁾を修正せずに使用している。この放出率は、プログラム中で表形式で与えられる。その値は Table-12 に示す通りである。すなわち、燃料ペレットスタック全長に対する体積平均温度に対して放出率が求められている。しかし、FREG-3 では計算対象のセグメントの体積平均温度に対して放出率を求めることになっている。これは、通常のペレット内温度分布に対して放出率を定める方法と比較して、大差がないためである。

燃料棒中の全放出ガス量は、次のようにして求められる。計算対象のセグメントについての全生成核分裂ガス量が計算される。次に上記の方法でセグメントに関する放出率が求まる。この核分裂生成量と放出率とで、そのセグメントからの放出ガス量を定める。

このような方法で各セグメント当りの放出ガス量を求め、すべてのセグメントからの放出ガス量を加算して、全放出ガス量とする。

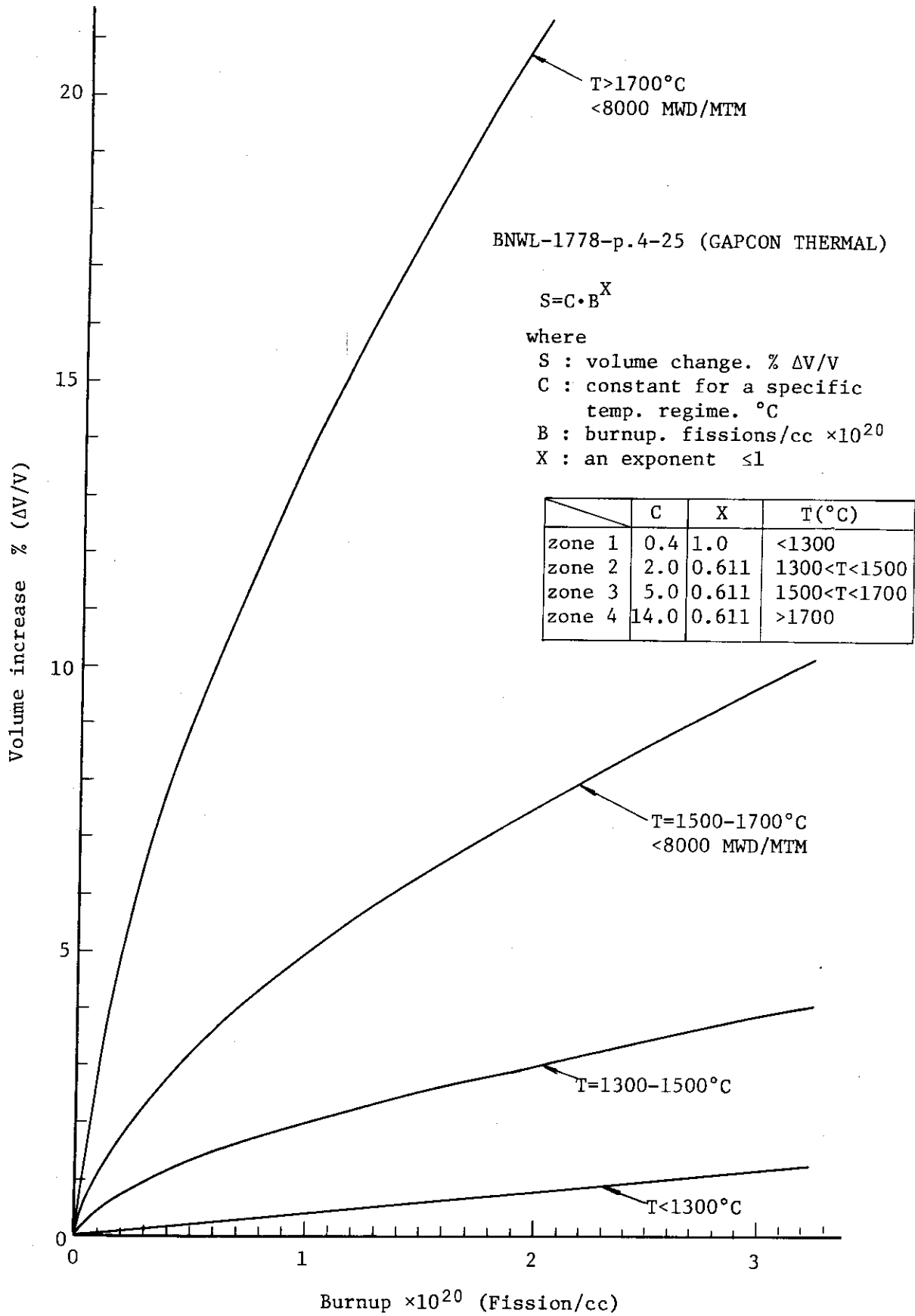


Fig. 9 Burnup-volume increase
(GAPCON thermal)

Table 12 ペレットスタックの体積平均温度とF.P ガス放出率

温 度(°C)	放 出 率	温 度(°C)	放 出 率	温 度(°C)	放 出 率
0	0.0	840	0.008	1015	0.09
745	0.0006	850	0.009	1030	0.1
755	0.0008	855	0.01	1100	0.16
760	0.001	890	0.02	1160	0.2
785	0.002	920	0.03	1300	0.3
800	0.003	940	0.04	1470	0.4
810	0.004	955	0.05	1690	0.5
820	0.005	975	0.06	2000	0.52
825	0.006	985	0.07		
830	0.007	1000	0.08		

謝 辞

このプログラムFREG-3の開発にさいし、森島淳好氏（現安工部次長）は、FREG-1、FREG-2の段階より、多大の努力をされた。FREG-3は、森島氏の努力の所産と云っても過言ではない。センチュリ・リサーチ・センタ株式会社の石橋明弘、大坪直昭の両氏には、プログラムの作成、テストに関し助力を得た。以上、記して謝意を表す。

Table 12 ペレットスタックの体積平均温度とF.P ガス放出率

温 度(°C)	放 出 率	温 度(°C)	放 出 率	温 度(°C)	放 出 率
0	0.0	840	0.008	1015	0.09
745	0.0006	850	0.009	1030	0.1
755	0.0008	855	0.01	1100	0.16
760	0.001	890	0.02	1160	0.2
785	0.002	920	0.03	1300	0.3
800	0.003	940	0.04	1470	0.4
810	0.004	955	0.05	1690	0.5
820	0.005	975	0.06	2000	0.52
825	0.006	985	0.07		
830	0.007	1000	0.08		

謝 辞

このプログラムFREG-3の開発にさいし、森島淳好氏（現安工部次長）は、FREG-1、FREG-2の段階より、多大の努力をされた。FREG-3は、森島氏の努力の所産と云っても過言ではない。センチュリ・リサーチ・センタ株式会社の石橋明弘、大坪直昭の両氏には、プログラムの作成、テストに関し助力を得た。以上、記して謝意を表す。

参考文献

- 1) C.R. Hann, C.E. Beyer and L.J. Parchen, "GAPCON-THERMAL-1: A Computer Program for Calculating the Gap Conductance in Oxide Fuel Pins", BNWL-1778, September 1973.
- 2) C.E. Beyer, C.R. Hann, D.D. Lanning, F.E. Panisko and L.J. Parchen, "GAPCON-THERMAL-2: A Computer Program for Calculating the Thermal Behavior of an Oxide Fuel Rod", BNWL-1898, November 1975.
- 3) 原山泰雄, 泉 文男等, "照射履歴に従った燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達解析プログラム FREG-3 の入力手引", JAERI-M 6742, October 1976.
- 4) J.A. Christensen, "Columnar Grain Growth in Oxide Fuels", Trans. Am. Nuc. Soc. Vol. 15, No.1, June 1972.
- 5) G.R. Horn and F.E. Panisko, User's Guide for GAPCON: A Computer Program to Predict Fuel-Cladding Heat Transfer Coefficients in Oxide Fuel Pins", HEDL-TME 72-128, September 1972.
- 6) 原山泰雄, 山田礼司, 泉 文男, "円柱および円筒における二次元問題の変位と応力, 歪" JAERI-M 6626, July 1976.
- 7) R.B. Bird, W.E. Stewart and E.N. Lightfoot, "Transport Phenomena", John Wiley and Sons, New York, N.Y., November 1966.
- 8) Hans von Ubisch, "The Thermal Conductivities of Mixtures of Rare Gases at 29°C and 520°C", Arkiv For Fysik, Band 16, nr 7, June 1959.
- 9) W.H. McAdams, "Heat Transmission, 3rd Edit., "McGraw-Hill, 1954.
- 10) W.H. Jens and P.A. Lottes, "Analysis of Heat Transfer, Burnout, Pressure Drop and Density Data for High Pressure Water", ANL-4627, May 1951.
- 11) "Liquid Metal Fast Breeder Reactor Material Handbook", HEDL-TME 71-32, Compiled by Hanford Engineering Development Laboratory, June 1971.
- 12) Westinghouse Nuclear Energy System, "Reference Safety Analysis Report (RESAR-41)", Vol. II, Docket-STN-50480-2, Dec., 1973.
- 13) A.M. Ross and R.L. Stoute, "Heat Transfer Coefficients Between UO₂ and Zircaloy-2, CRFD-1075, June 1962.
- 14) M. Knudsen, "The Kinetic Theory of Gases -- Some Modern Aspects", Methuen and Co., Ltd., 2nd Edition, 1946.
- 15) S. Dushman, "Scientific Foundations of Vacuum Technique", John

- Wiley and Sons, New York, N.Y., 1958.
- 16) R.A. Dean, "Thermal Conductance between UO_2 and Zircaloy-2", CVNA-127, May 1962.
 - 17) Westinghouse Advanced Reactor Division, "Oxide Fuel Element Development Quarterly Progress Report for Period Ending September 30, 1969", WAPD-4135-1 November 1969.
 - 18) T.G. Godfrey, W. Fulkerson, T.G. Kollie, J.P. Moore and D.L. McElroy, "Thermal Conductivity of Uranium Dioxide and Armco Iron by an Improved Radial Heat Flow Technique", ORNL-3556, June 1964.
 - 19) M.F. Lyons, et al., " UO_2 Pellet Thermal Conductivity from Irradiation with Central Melting", GEAP-4624, 1964.
 - 20) S.Y. Ogawa, E.A. Lees and M.F. Lyons, "Power Reactor High Performance UO_2 Program", GEAP-5591, 1968.
 - 21) J. Rath and E.K. Halteman, "Thermal Expansion of Coprecipitated (U,Pu) O_2 Powders by X-ray Diffraction Technique", NUMEC-2389-9, Nuclear Materials and Equipment Corp., October 1965.
 - 22) J.B. Conway, R.M. Fincel, Jr., and R.A. Hein, "The Thermal Expansion and Heat Capacity of UO_2 to 2200°C ", Trans. Am. Nucl. Soc., Vol.6, No.1, p.153 1963.
 - 23) J.F. Kerrisk, D.G. Clifton, "Smoothed Values of the Enthalpy and Heat Capacity of UO_2 ", Nucl. Technology, Vol.16, 1972.
 - 24) E. Rolstad, A. Hanevick and K.K. Knudsen, "Measurements of the Length Changes of UO_2 Fuel Pellets during Irradiation", Enlarged HPG Meeting on Computer Control and Fuel Research, June 4-7, 1974.
 - 25) D. Geithoff, G. Karsten and K. Kummerer, "Irradiation Performance of Fast Reactor Fuels", Presented at International Symposium on Plutonium Fuels Technology, AIME Symposium 1967, Nuclear Metallurgy, Vol. 13, 1968.
 - 26) J.P. Hoffman, D.H. Coplin, "The Release of Fission Gas from Uranium Dioxide Pellet Fuel Operated at High-Temperature", GEAP-4596, September 1964.
 - 27) 森島淳好, "酸化物燃料のモデリング", 原子力誌 Vol. 19, No 4 (1977)
 - 28) 原山泰雄等, "GAPCON-THERMAL-1 プログラム注解" JAERI-M 5728 (1974).
 - 29) N. Todreas and Jacobs, "Thermal Contact Conductance of Reactor Fuel Elements", Nucl. Sci. Eng. 50, 1973, p.283.
 - 30) F. Kreith, "Principles of Heat Transfer", 2nd Ed., International Textbook Co., Scranton, Pa., 1965, p.597.