

(1) 94/10,21

PNC N243 81-02

高速炉用
燃料挙動解析コードの
概要



昭和 56 年 10 月

動力炉・核燃料開発事業団

高速炉用燃料挙動解析コードの概要

〔SIMPLE コードの概要〕

栗原	正 ⁽¹⁾	河田	東海夫 ⁽¹⁾
湯本	鏝三 ⁽²⁾	千崎	雅生 ⁽²⁾
林	洋 ⁽³⁾	篠原	正朝 ⁽⁴⁾

要 旨

高速炉用燃料要素を対象に設計評価や照射試験データの総合的な評価解析への利用を目的として開発された燃料挙動解析コード「SIMPLE」の内容概略を説明した。

本コードは燃料温度計算を行なうほか、高速炉用燃料に特有のスエリングや照射クリープ変形等の現象を考慮して被覆管の応力、変形計算を行ない、簡便な経験式を多くとり入れることにより、短かい計算時間で実験事実を良く予測できる。

-
- (1) 高速増殖炉開発本部建設計画部
 - (2) 東海事業所 プルトニウム燃料部
 - (3) 高速炉エンジニアリング(株)設計解析部
 - (4) 三菱重工(株)長崎研究所(元大洗工学センター燃材部)

目 次

1. 概 要	1
2. 計算モデル	4
2.1 被覆管表面温度	4
2.2 燃料ペレット表面温度	4
2.3 燃料ペレット内温度分布	4
2.4 ギャップコンダクタンス	8
2.5 燃料ペレットの変形	9
2.6 被覆管の変形	12
2.7 被覆管応力	14
2.8 核分裂生成ガスの放出	16
3. 照射試験データによるコードの検証	18
4. 参考文献	21

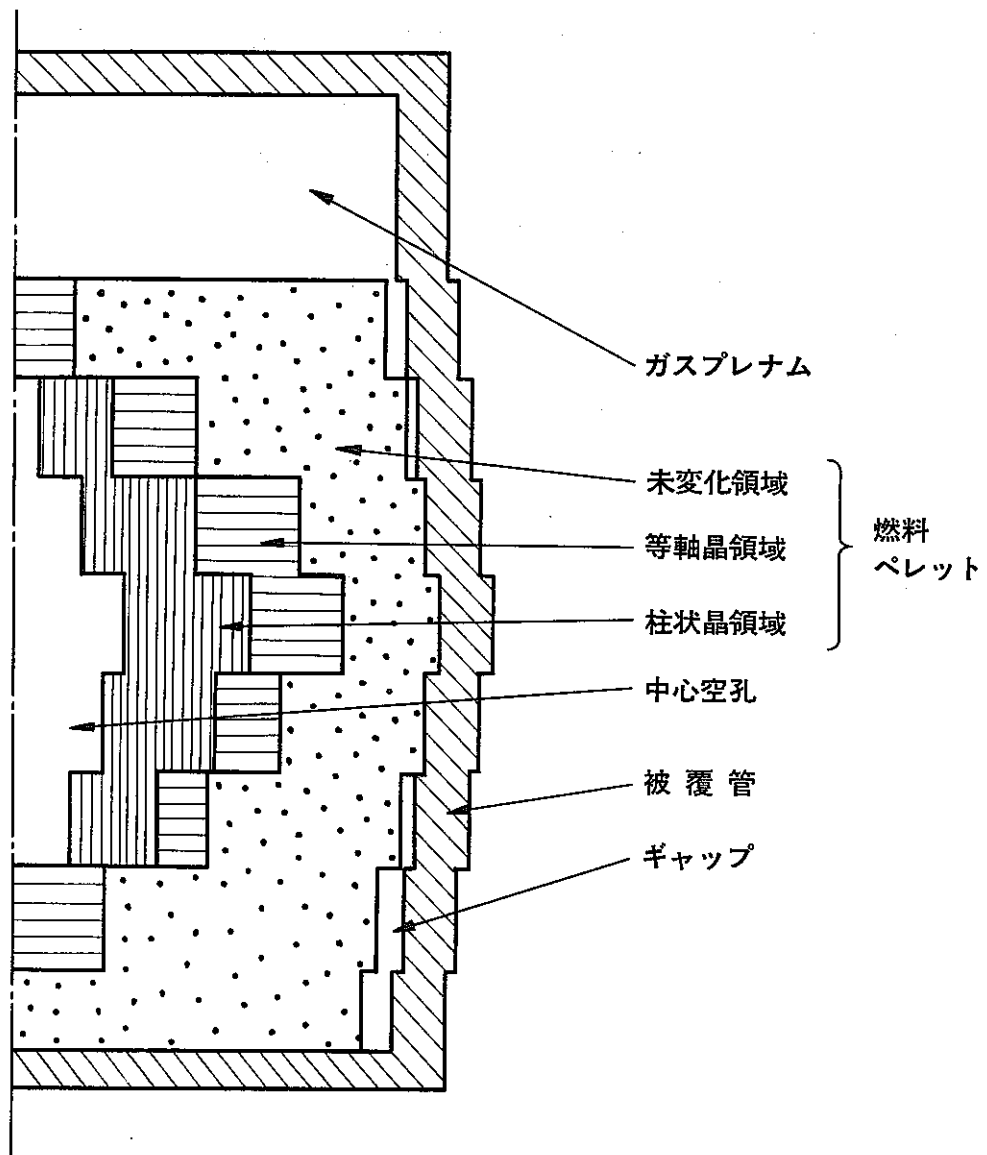
1. 概 要

本コードはナトリウム冷却型高速炉における燃料要素の照射挙動を燃焼履歴を追って解析するものである。照射挙動としては、核分裂生成ガスの生成および放出、燃料ペレットの組織変化、燃料ペレットおよび被ふく管の熱膨脹、スエリングおよびクリープ、燃料ペレットと被ふく管の相互作用等の原子炉運転中に生じる諸現象を考慮し、燃料温度、内圧、被覆管応力、歪等を計算する。

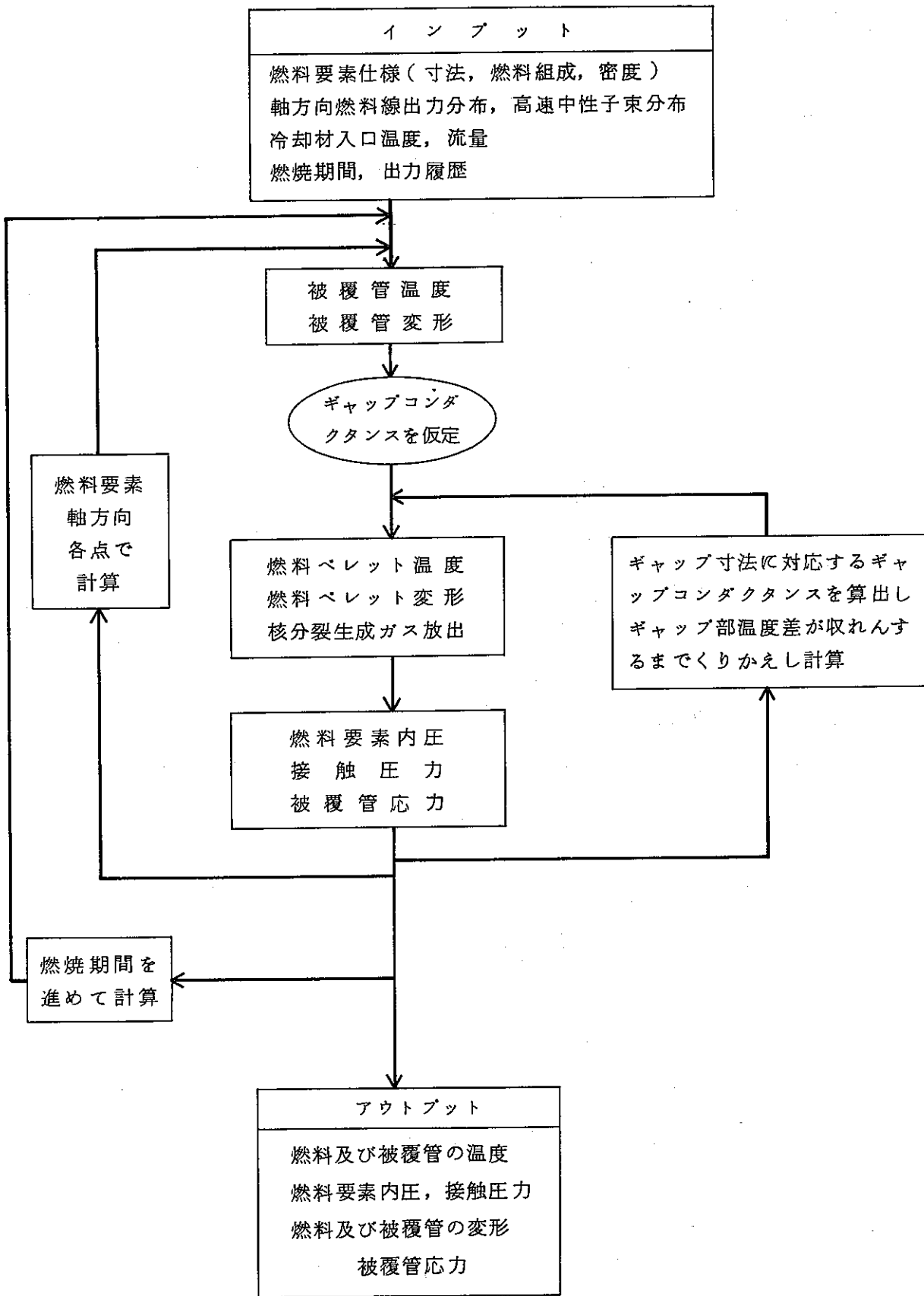
本コードの計算対象は、混合酸化物燃料ペレットを金属被覆管に封入した燃料要素で、その計算体系の基本的モデルを第1-1図に示す。

本コードの計算手法は第1-2図にフローチャートを示すように、温度、内圧、燃料ペレットと被ふく管の相互作用、核分裂生成ガスの放出、被ふく管の変形等の相互に関連した現象の解析が総合的に行なわれる。

以下、本コードで用いられている計算手法及びモデルの概要について述べる。



第1-1図 計算対象燃料要素の基本形状



第1-2図 計算の流れ図

2. 計算モデル

2.1 被覆管表面温度

冷却材温度 T_{Na} が与えられた時被覆管外表面温度 T_{co} 及び内面温度 T_{ci} は熱流束連続式より以下のように計算される。

$$T_{co} = T_{Na} + \frac{q'''}{2\pi r_{co} \cdot h_c} \quad (1)$$

$$T_{ci} = T_{co} + \frac{q'''}{2\pi \cdot k_c} \ln(r_{co}/r_{ci}) \quad (2)$$

ここで、 q''' : 線出力
 r_{co} : 被覆管外半径
 r_{ci} : 被覆管内半径
 h_c : 被覆管・冷却材熱伝達係数
 k_c : 被覆管熱伝導度

2.2 燃料ペレット表面温度

燃料ペレット表面温度 T_s は、燃料ペレットと被覆管の間のギャップコンダクタンス H_g が与えられると次式で計算される。

$$T_s = T_{ci} + \frac{q'''}{2\pi r_{ci} \cdot H_g} \quad (3)$$

ここで、 T_{ci} : 被覆管内面温度
 r_{ci} : 被覆管内半径
 q''' : 線出力

本コードではギャップコンダクタンスは後述するように燃料ペレットと被覆管の間のギャップ及び接触圧力の関数として与えられている。

2.3 燃料ペレット内温度分布

燃料ペレット内温度分布は、照射中に起こる燃料の組織変化および熱伝導度の温度依存性、密度依存性を考慮して計算する。

組織変化については、第2-1図に示す様に柱状晶領域、等軸晶領域及び組織未

変化領域の三領域でモデル化し、各領域内では燃料密度は一定になるとする。なお各領域の境界温度及び密度は照射後燃料の組織観察データの評価に基づいて設定されている。

燃料ペレット内温度分布は円柱座標系の熱伝導方程式に依って次式で与えられる。

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r k_r \frac{\partial T}{\partial r} \right) = -q(r) \quad (4)$$

ここで、 q : 発熱密度

T : 温度

k_r : 燃料ペレット熱伝導度

(4)式を燃料ペレット内同一組織領域での発熱密度が一様であるとの仮定のもとに積分して下式を得る。

$$\int_{T_s}^T k_r d\theta = \frac{q}{4} (r_o^2 - r^2) \left[1 - \frac{2r_v}{r_o^2 - r^2} \theta_s \left(\frac{r_o}{r} \right) \right] \quad (5)$$

ここで、 r_o , r_v : 燃料ペレット外径, 中心空孔径

T_s : 燃料ペレット表面温度

T : 半径 r での燃料温度

q : 発熱密度

k_r : 燃料ペレット熱伝導度

混合酸化物燃料ペレットの熱伝導度としては次式を用いる。¹⁾

$$k_r(T) = 0.01169 + \frac{1}{\left[0.06717 + \frac{0.02226 \cdot (1-\rho)}{O/M - 1.90} \right] \cdot T} + 0.7214 \times 10^{-12} \cdot T^3 \quad (6)$$

ここで k_r : 熱伝導度 (w/cm °C)

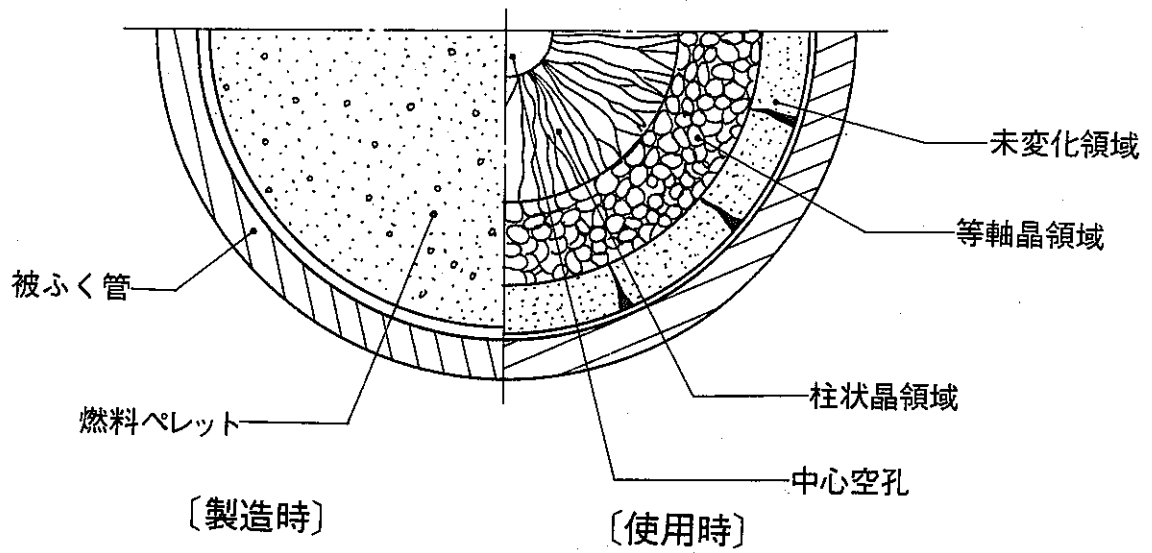
T : 温度 (°C)

ρ : ペレット密度 (理論密度比)

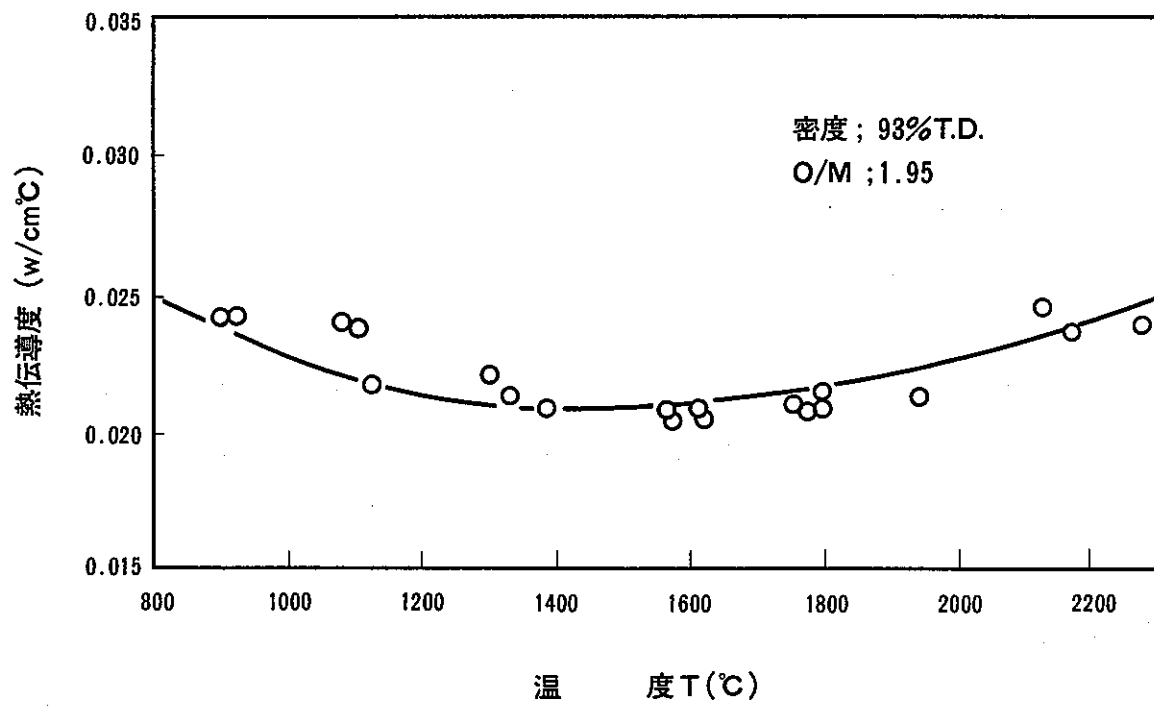
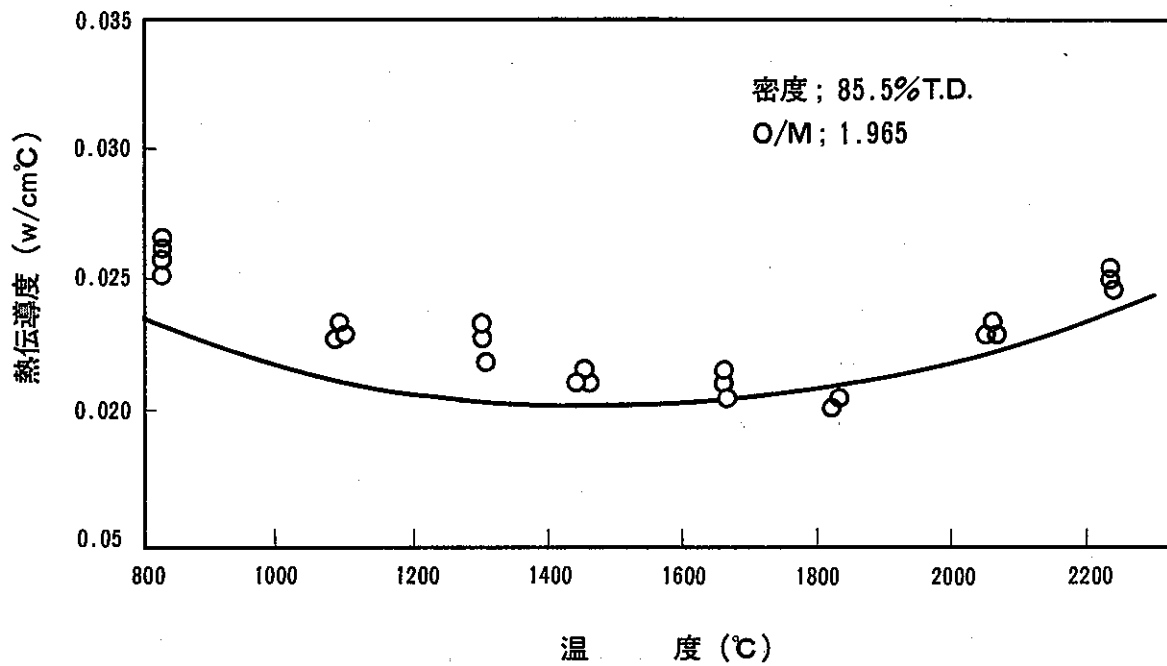
O/M : 化学量論比 (-)

(6)式は R. A. Laskiewicz 等が中心加熱法により測定した $PuO_2 - UO_2$ 燃料ペレットの熱伝導度データ約 700 点から得られた実験式である。測定試料の Pu 含有率、 O/M 及びペレット密度の範囲はそれぞれ、0~100%、1.93~2.00 及び 84~99% TD であり、測定温度範囲は 800~2300°C である。²⁾

上式と測定データとの比較例を第 2-2 図に示した。



第2-1図 燃料組織変化概念図



第2-2図 熱伝導度式と実測データの比較例 ^{1) 2)}

2.4 ギャップコンダクタンス

燃料ペレットと被覆管内面間のギャップを介しての熱伝達は A. Ross と R. Stout によって提案されたモデルに修正を加えたものを使用する。^{3), 4)}

この場合ギャップコンダクタンス H_g はギャップにおける熱伝達の機構を考慮し次式で表わす。

$$H_g = H_g + H_s + H_r \quad (7)$$

H_g : ガスギャップを介しての熱伝達係数

H_s : 固体と固体の接触点を介しての熱伝達係数

H_r : 輻射熱伝達係数

1) ガスギャップを介しての熱伝達係数, H_g

$$H_g = \frac{k_g}{A \cdot \exp(B \cdot P) + GAP + (g_f + g_c)} \quad (8)$$

ここで、 k_g : ギャップ中の混合ガスの熱伝導度

GAP : 燃料ペレット表面と被覆管内面間の距離

g_f, g_c : 固体表面での温度ステップ

(添字 F : 燃料, C : 被覆管)

P : 燃料ペレットと被覆管の接触圧力

A, B : 定数

上式の分母の第1項は燃料ペレットと被覆管が見かけ上接触した場合 ($X_c = 0$) にも、微視的には両者の表面粗さの程度に応じて非接触面がある割合で存在し、混合ガス相による熱伝達効果が残ることを表わしており、その場合の非接触部実効ギャップが燃料ペレットと被覆管の接触状態により変化するものとしている。

2) 固体と固体の接触熱伝達係数, H_s

H_s は近似的に燃料ペレットと被覆管の接触圧力 P に比例するものとして次式で与えられる。

$$H_s = \frac{C \cdot k_s \cdot P}{y_c} \quad (9)$$

ここで、 k_s : 実効固体熱伝導度
 y_c : 被覆管の降伏強度
 C : 定数

3) 輻射熱伝達係数, H_R

$$H_R = \frac{\sigma \cdot (T_F^4 - T_C^4)}{\left[\frac{1}{\epsilon_F} + \frac{D_F}{D_C} \left(\frac{1}{\epsilon_C} - 1 \right) \right]} (T_F - T_C) \quad (10)$$

ここで、 σ : ステファン・ボルツマン定数

T_F, T_C : 表面温度

ϵ_F, ϵ_C : 輻射率

D_F, D_C : 燃料ペレット外径, 被覆管内径

ギャップコンダクタンスの式に現れる各定数については、前述の燃料ペレット内温度分布計算モデルと組合せて HEDL P-19 実験より得られた溶融限界線出力^{5), 6)}が計算上、最も良く再現できる様調整されている。

第2-3図に溶融限界出力の実測値と本コードによる計算結果との比較を示すが両者は良く一致しており、温度計算モデルが全体として妥当なものであることが示されている。

2.5 燃料ペレットの変形

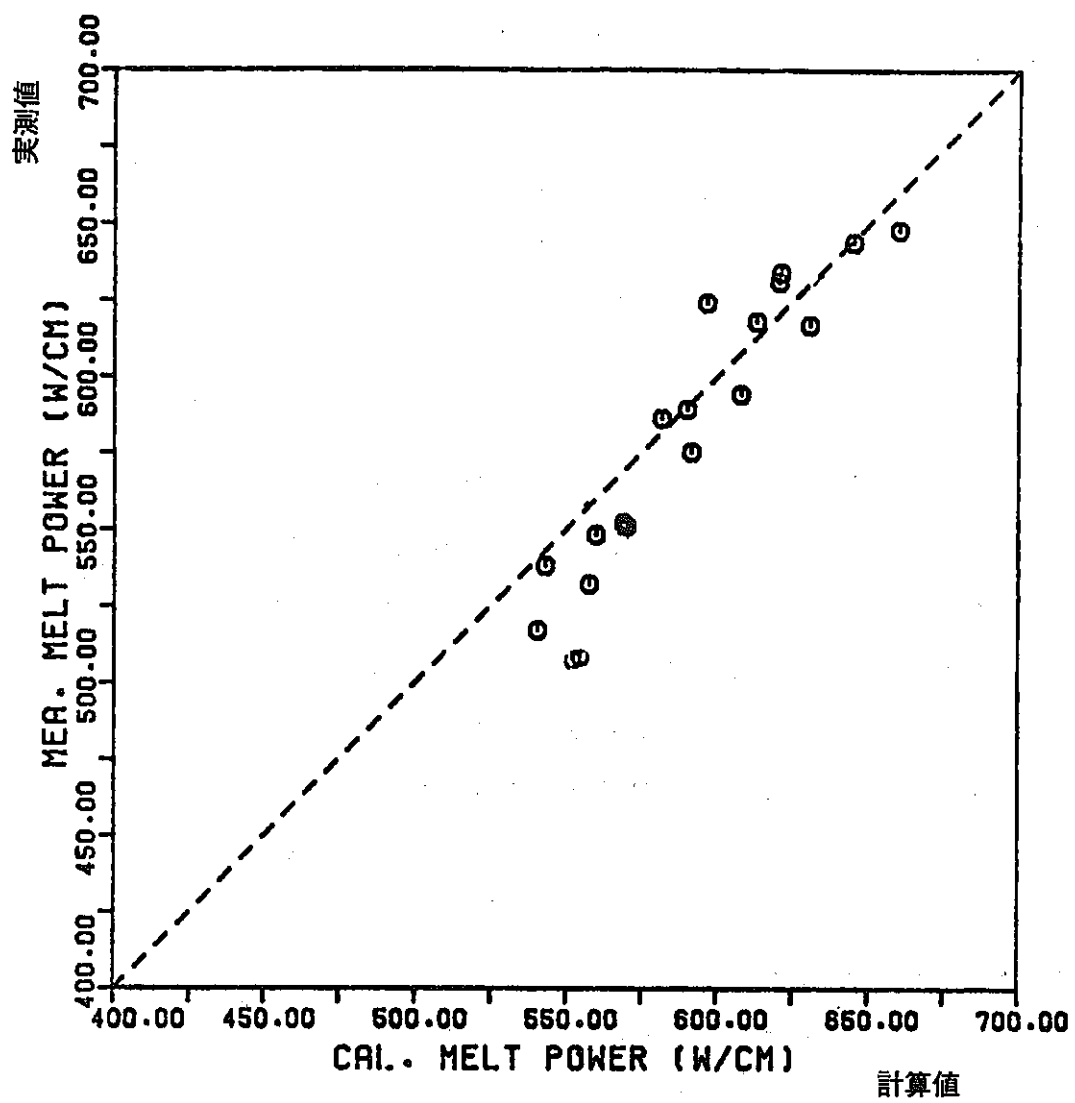
燃料ペレットの変形は、熱膨脹、照射によるスエリング、クリープおよびロケーションを考慮して計算する。

(1) 燃料ペレットの熱膨脹

混合酸化物燃料ペレットの熱膨脹率としては、NUMEC社のJ.Roth等の測定データから評価されたものを使用し、 PuO_2 濃度、O/M及び温度への依存性を考慮する。⁷⁾

(2) 燃料ペレットのスエリング

酸化物燃料ペレットの照射による体積スエリング率は、M.L.Bleibery等の測定



第2-3図 中心溶融限界出力計算値と実測値との比較
(HEDL P-19 実験)

結果に基づいた次の値を用いる。⁸⁾

$$\left. \begin{aligned} \Delta V/V &= 0.16\% / (10^{20} \text{ fission/cc}) \\ &\quad (\text{燃焼度} \leq 16 \times 10^{20} \text{ fission/cc}) \\ &0.7\% / (10^{20} \text{ fission/cc}) \\ &\quad (\text{燃焼度} > 16 \times 10^{20} \text{ fission/cc}) \end{aligned} \right\} (11)$$

(3) 燃料ペレットのクリープ

燃料ペレットと被覆管の相互作用が発生すると、燃料ペレットに圧縮力が働いて燃料ペレットの外径がクリープにより縮少する。

混合酸化物燃料のクリープ速度は、熱クリープと照射によるクリープの和で次のように示される。

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{Th} + \dot{\epsilon}_{IR} \quad (12)$$

$\dot{\epsilon}_{Th}$: 熱クリープ速度

$\dot{\epsilon}_{IR}$: 照射クリープ速度

このうち、熱クリープに関しては S.K. Evans⁹⁾ 等が炉外の熱クリープ試験結果より求めた下記の実験式を用いる。

$$\dot{\epsilon}_{Th} = A \sigma \exp(-100,000/RT) / G^3 + B \sigma^{4.5} \exp(-140,000/RT) \quad (13)$$

また照射によるクリープに関して A.A. Solomon¹⁰⁾ 等が行なった炉内クリープ試験結果に基づく下記の実験式を用いる。

$$\dot{\epsilon}_{IR} = C \dot{F} \sigma \quad (14)$$

但し ことで、

σ : 応力 (psi, 1,000 ~ 10,000)

R : 1.987 (cal/mole.°K)

T : 温度 (°K)

G : 初期平均結晶粒径 (μ)

\dot{F} : 核分裂速度 (fission/cm³-s)

A、B、C は実験データに基づいて決まる定数であり、A 及び B は燃料の Pu 含有率及び密度に依存する。

(4) 燃料ペレットのリロケーション

燃焼初期の燃料ペレットと被覆管の間のギャップの縮小の主原因となるリロケーションについてはD.S.Dutt と R.B.BakerがEBR-IIで照射した多数の燃料の断面金相写真上で測定した残留ギャップ寸法データの回帰分析により得た経験式を用いる。^{4), 11)}

この式では出力変動時に発生する熱応力によるペレットの割れや燃焼初期段階における燃料スエリングの影響が考慮されており、ギャップ縮小量が局所線出力、局所燃焼度及び出力サイクル数の関数として表わされている。照射後の燃料要素で測定された残留ギャップ寸法と本モデルによる計算値の対比例を第2-4図に示す。

2.6 被覆管の変形

被覆管の変形は、熱膨脹、スエリング、クリープ及び塑性歪を考慮して計算する。

(1) 被覆管の熱膨脹

被覆管の熱膨脹による径変化は次式により計算する。

$$\left(\frac{\Delta D}{D}\right)_{TH} = \alpha(T_c) \cdot [T_c - 20.] \quad (15)$$

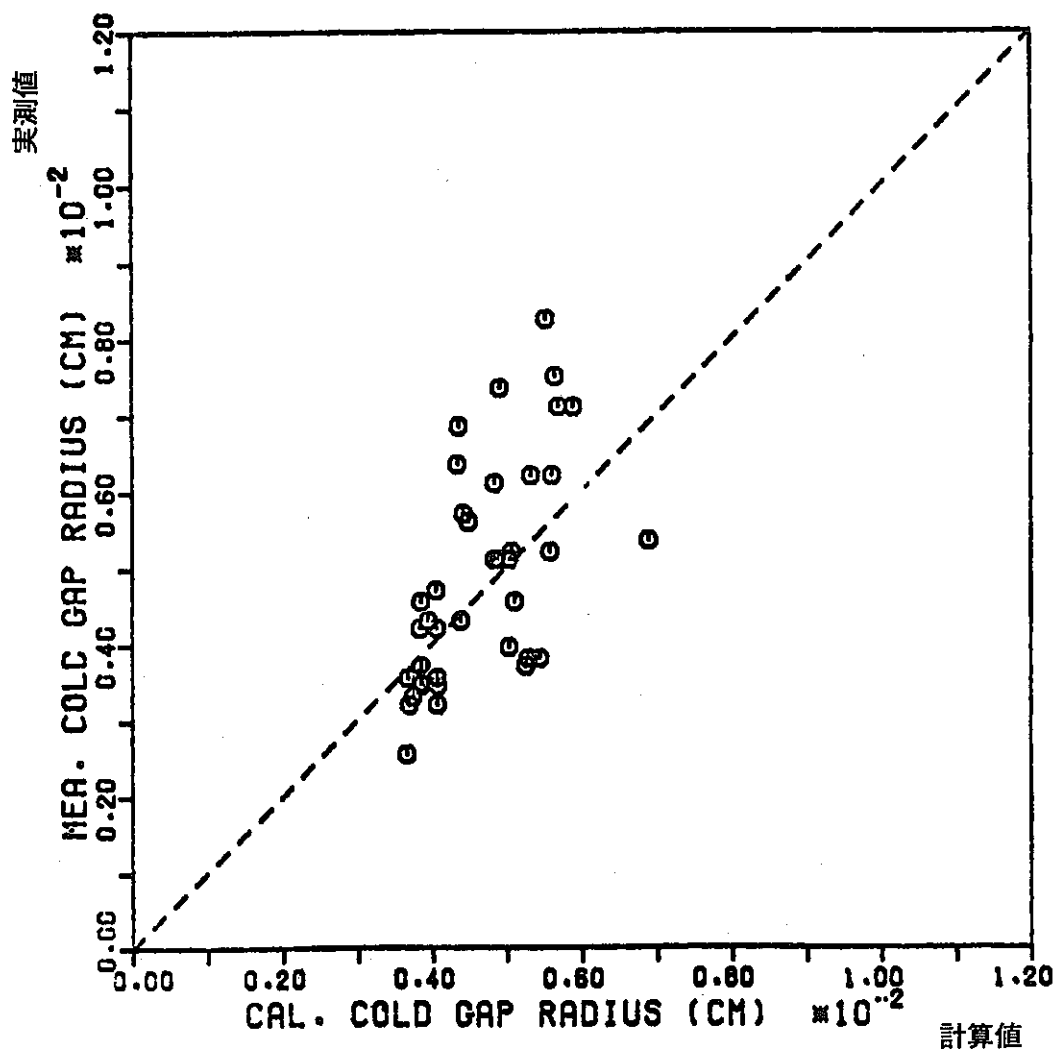
ここに T_c : 被覆管平均温度

$\alpha(T_c)$: 被覆管の熱膨脹率

(2) 被覆管のスエリング

高速中性子束の照射による被覆管のスエリングは使用材料によって異なるので本コードでは解析の対象に応じて使用者が選定するスエリング率を用いる。体積スエリング率 $\Delta V/V$ (%) が与えられた場合の被覆管の直径増加率 $(\Delta D/D)_{sw}$ は次式で得られる。

$$\left(\frac{\Delta D}{D}\right)_{sw} = \frac{1}{300} \left(\frac{\Delta V}{V}\right) \quad (16)$$



第2-4図 燃料-被覆管残留ギャップ寸法計算値の実測値との比較

(3) 被覆管のクリープ

被覆管は燃料要素内圧または燃料ペレットとの接触圧力によりクリープ変形を生ずる。この場合照射クリープと熱クリープが同時に起こるが通常の使用温度範囲内では前者が支配的である。

冷間加工 316 ステンレス鋼の照射クリープ速度としては E. R. Gilbert 等が行なった炉内クリープ試験結果より得た次式を使用する。¹²⁾

$$\epsilon_H / \sigma_H = \left\{ 0.67F + 5.8 \times 10^4 \exp \left(-\frac{16000}{RT} \right) \cdot (F - 8.5 \tanh F / 8.5) \right\} \times 10^{-6} \quad (17)$$

ϵ_H : 径方向クリープ歪 (in/in)

σ_H : 径方向応力 (MPa)

F : 照射損傷量 (dpa)

R : ガス定数 2 (cal/mole·°K)

T : 温度 (°K)

熱クリープ速度については国産の冷間加工 316 ステンレス鋼被覆管の炉外におけるクリープ試験データを温度及び応力について整理して得た式を使用する。

(4) 被覆管塑性歪

燃料ペレットとの強い相互作用により、被覆管円周方向応力が、降伏応力を超えた場合、完全弾塑性体の仮定の下で、塑性歪を計算する。

今、被覆管にかかっている円周応力を σ_θ 、降伏応力を σ_y 、またヤング率を E とすると、塑性歪 ϵ_θ^{PL} は、

$$\epsilon_\theta^{PL} = (\sigma_\theta - \sigma_y) / E \quad (18)$$

と近似できる。

2.7 被覆管応力

燃料要素内(ブレナム)圧力と燃料ペレットと被覆管の接触圧力による応力を計算する。

(1) 内 圧

燃料要素内圧に寄与する成分としては初期封入ガス、燃料ペレット吸着ガス（含水分）および核分裂生成ガスを考え、これらが理想気体の法則に従うものとする。

$$P = \frac{(n_{f11} + n_{ab} + n_{FP}) \cdot R \cdot T_{PL}}{V_{PL}} \quad (19)$$

ここで n_{f11} : 封入ガス量

n_{ab} : 燃料ペレット吸着ガス量

n_{FP} : 核分裂生成ガス量

T_{PL} : プレナム温度

V : プレナム体積

R : 気体定数

(2) 接触圧力

燃料ペレットと被覆管の相互作用がある場合には、その相互干渉量 G に対して焼きばめの式を使用して接触圧力 P_{int} を求める。

$$P_{int} = \frac{\frac{2 r_{f1}^2 \cdot P_{PL}}{(r_{fo}^2 - r_{f1}^2) E_t} - \left(\frac{\nu_c}{2} - \frac{\bar{r}}{t}\right) \frac{P_{out}}{E} - \frac{G}{r_{fo}}}{\frac{r_{fo}^2 + r_{f1}^2}{(r_{fo}^2 - r_{f1}^2) E_t} + \left(\frac{\nu_c}{2} + \frac{\bar{r}}{t}\right) \frac{1}{E_c} - \frac{\nu_t}{E_t}} \quad (20)$$

ここで E_t, E_c : ペレット、被覆管のヤング率

ν_t, ν_c : ペレット、被覆管のポアソン比

r_{fo}, r_{f1} : 燃料ペレット外半径、内半径

\bar{r}, t : 被覆管平均半径、肉厚

P_{PL} : 燃料要素プレナム圧力

P_{out} : 冷却材圧力

G : 相互干渉量

(3) 内外圧および接触圧による応力

被覆管を薄肉円筒として取扱って、被覆管内外圧差および接触圧による応力を求める。

燃料ペレットと被覆管の相互作用がない場合

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{\theta} &= \frac{\bar{r}}{t} (P_{PL} - P_{out}) \\ \sigma_r &= \frac{-1}{2} (P_{PL} - P_{out}) \\ \sigma_z &= \frac{1}{2} \sigma_{\theta} \end{aligned} \right\} (21)$$

燃料ペレットと被覆管の相互作用がある場合

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{\theta} &= \frac{\bar{r}}{t} (P_{int} - P_{out}) \\ \sigma_r &= \frac{\bar{r}}{t} (P_{int} - P_{out}) \\ \sigma_z &= 0 \end{aligned} \right\} (22)$$

ここで P_{PL} : 燃料要素プレナム圧力

P_{out} : 冷却材圧力

P_{int} : 接触圧力

\bar{r} : 被覆管平均半径

t : 被覆管肉厚

2.8 核分裂生成ガスの放出

核分裂生成ガスの放出としては、多数のEBR-II照射燃料要素から得られた実測データにもとづく経験式であるD.S.DuttとR.B.Bakerのモデル^{4), 13)}を使用している。

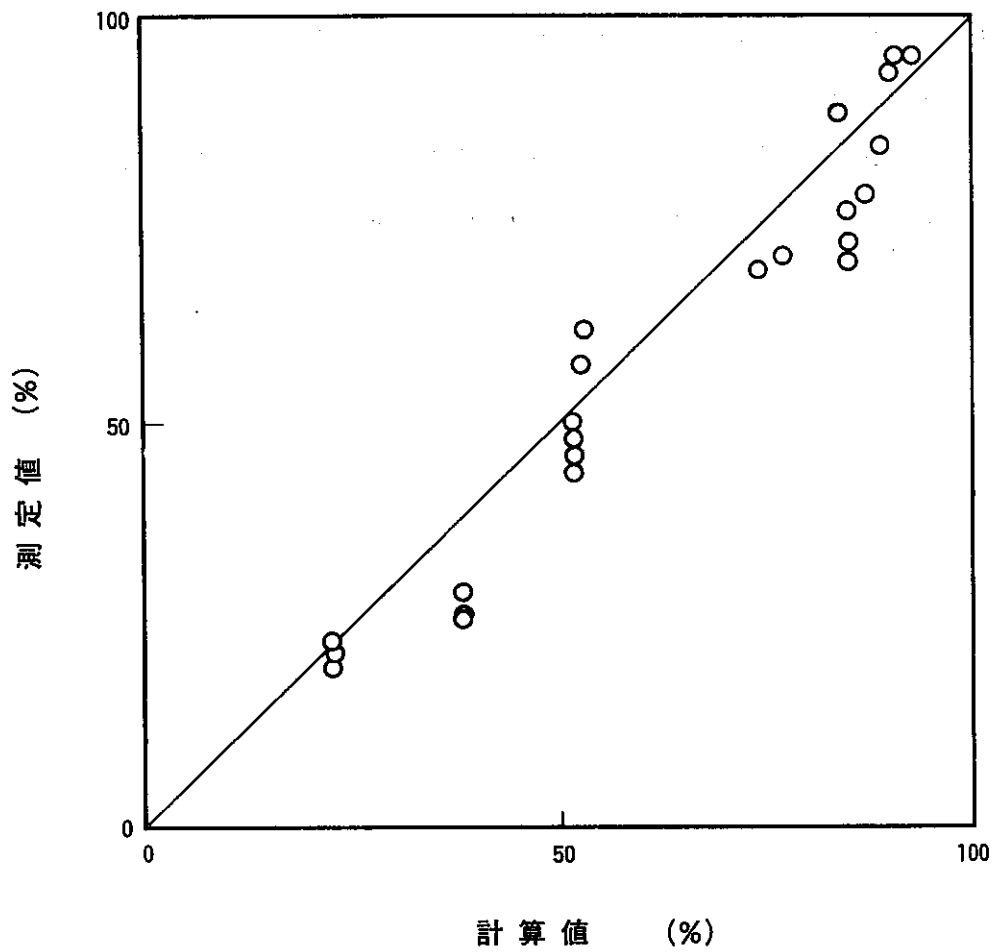
核分裂生成ガスの放出率 F は燃料断面上の高温領域(組織変化領域)及び中低温領域(不変化領域)の各々に対して与えられる放出率に対し次式のように各領域面積で重みづけすることにより得られる。

$$F = F_r \cdot A_r + F_n \cdot A_n \quad (23)$$

ここで A_r, A_n : 組織変化領域、不変化領域の面積

F_r, F_n : 同上での放出率

F_r, F_n はともに燃料の局所線出力及び局所燃焼度の関数として与えられている。国産の燃料要素の照射試験で得た核分裂生成ガス放出率¹⁴⁾を本モデルによる計算値と対比すると、第2-5図に示す様によい一致を示す。



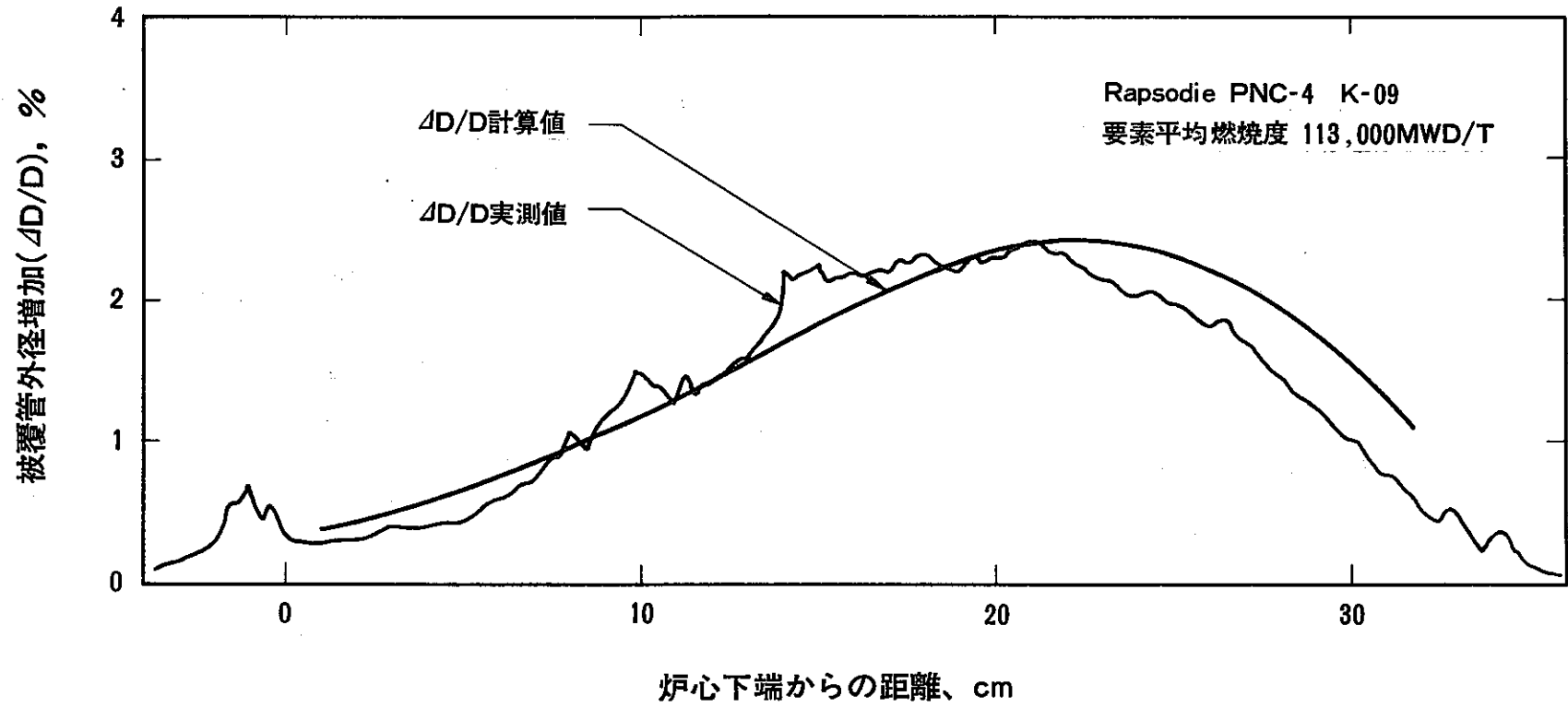
第2-5図 国産燃料要素の核分裂生成ガス放出率データと計算値との比較

3. 照射試験データによるコードの検証

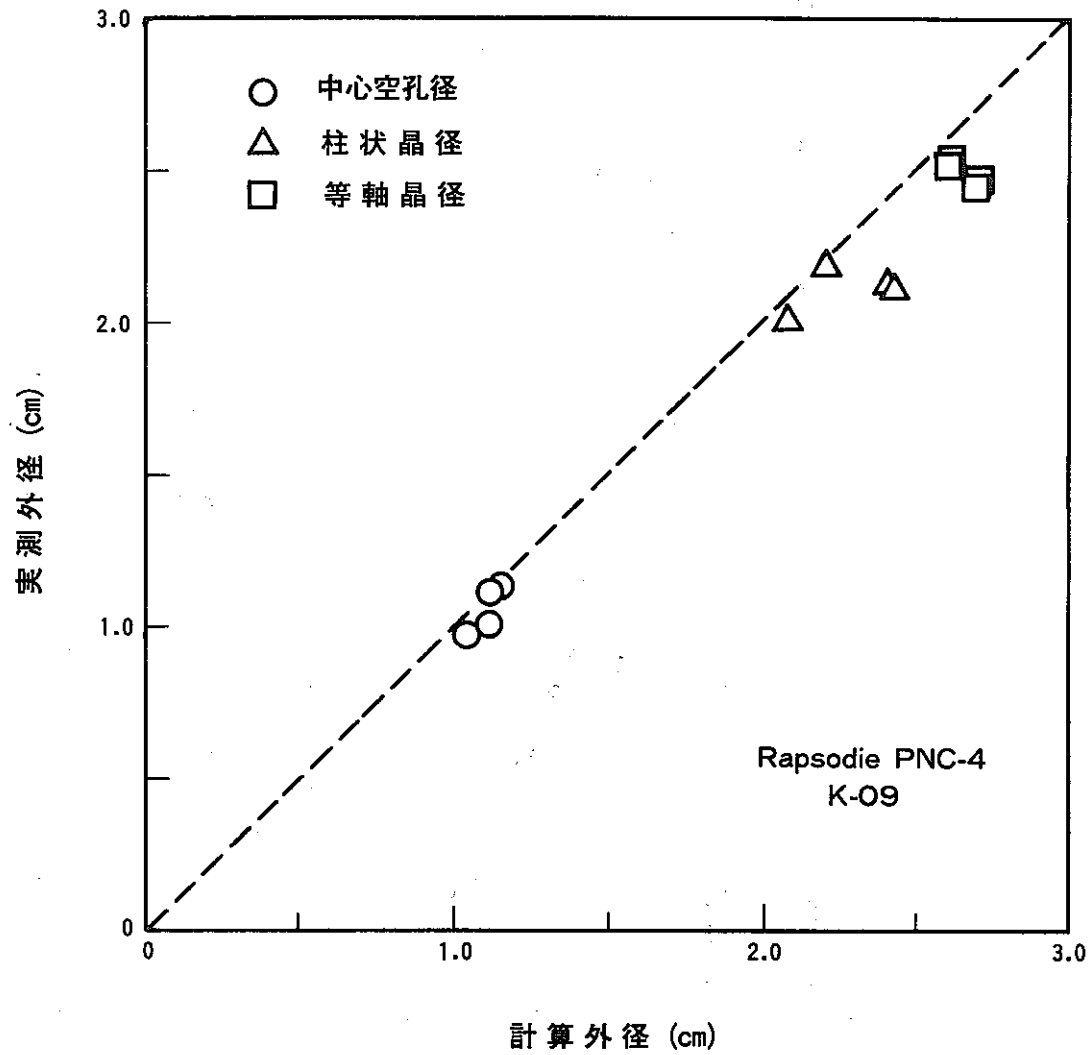
本コードに含まれる個々のモデルについては前節でそれぞれ実測データと良く対応することを示した。

コード全体としての妥当性については、DFRおよびラプソディで照射した国産燃料要素¹⁴⁾について照射挙動予測計算を行ない、照射後試験データと総合的な比較を行なうことにより検証している。

被覆管外径増加の計算結果と実測結果の対比例を第3-1図に、また照射完了時の燃料組織変化量の計算結果と実測データの対比例を第3-2図に示すが、いずれも良好な一致が見られる。



第3-1図 被覆管外径増加の実測値と計算値の比較例



第3-2図 組織変化領域径の比較

4. 参 考 文 献

- 1) R.F. Hilbert, D.E. Cantley, et al. "Evaluation of Material Property Correlations Used in LIFE-II", GEAP 13967 (June 1973)
- 2) R.A. Laskiewicz, G.F. Melde, S.K. Evans, P.E. Bohaboy "Thermal Conductivity of Uranium-Plutonium Oxide" GEAP-13733 (September 1971)
- 3) A.M. Ross and R. Stout, "Heat Transfer Coefficient Between UO₂ and Zircaloy-2," AECL-1552 (June 1962).
- 4) D.S. Dutt and R.B. Baker, "SIEX: A Correlated Code for the Prediction of Liquid Metal Fast Breeder Reactor (LMFBR) Fuel Thermal Performance," HEDL-TME 74-55 (June 1975).
- 5) R.D. Leggett, R. B. Baker, E. O. Ballard, G. R. Horn, and D.S. Dutt, "Linear Heat Rating for Incipient Fuel Melting in UO₂-PuO₂ Fuel," Trans. Am. Nucl. Soc., 15, 752 (1972).
- 6) R.B. Baker and R.D. Leggett, "Early in Life Thermal Performance of UO₂ - PuO₂ Fast Reactor Fuel", Proc. of Int. Conf. on Fast Breeder Reactor Fuel Performance, Monterey (March 1979)
- 7) J. Roth, E.K. Haltman, "Thermal Expansion of Coprecipitated (U, Pu) O₂ Powders by X-Ray Diffraction Techniques", NUMEC 2389-9 (1965)
- 8) M.L. Bleiberg, R.M. Berman and B. Lustman, "Effect of High Burnup on Oxide Ceramic Fuels," WAPD-T-1455 (March 1962)
- 9) S.K. Evans, P.E. Bohaboy and R.A. Laskiewicz: "Compressive Creep of Urania - Plutonia Fuels," GEAP-13732 (Aug 1971)
- 10) A.A. Solomon: "Radiation - Induced Creep of UO₂," J. Nucl. Mat., 56 164-171 (1973)
- 11) D.S. Dutt, R. B. Baker, and S. A. Chastain, "Modeling of the Fuel - Cladding Postirradiation Gap in Mixed Oxide Fuel Pins," Trans. Am. Nucl. Soc., 17, 175 (1973)

- 12) E.R. Gilbert et al., "Dependence of Irradiation Creep on Temperature and Atom Displacement in 20% Cold Worked Type 316 Stainless Steel," J. Nucl. Mat., 65 204-209 (1977)
- 13) D.S. Dutt, D. C. Bullington, R. B. Baker, and L. A. Pember, "A Correlated Fission Gas Release Model for Fast Reactor Fuels," Trans. Am. Nucl. Soc., 15, 199 (1972)
- 14) 高速炉用燃料要素の照射実績, PNC N243 81-03
動力炉・核燃料開発事業団, 昭和56年10月