

本資料は 年 月 日付けで登録区分、  
変更する。 2007. 6. 6

[技術情報室]

# 燃料/被覆管機械的相互作用に関する 簡便モデル式 (I)

1979年7月

動力炉・核燃料開発事業団  
東海事業所

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49  
核燃料サイクル開発機構  
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:  
Technical Cooperation Section,  
Technology Management Division,  
Japan Nuclear Cycle Development Institute  
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184  
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)  
2001

## 燃料/被覆管機械的相互作用に関する簡便モデル式 (I)

実施責任者 プル燃部開発課 本 田 裕  
報告者 " 立 花 利 道  
" 金 子 洋 光

期 間 : 1979年4月1日～1969年7月20日

目 的 : 炉内挙動の一つとしての燃料ペレット/被覆管機械的相互作用を評価することは、燃料棒の安全性および高性能燃料棒の開発として重要な課題である。本報は、燃料棒全体にわたる多種多様の挙動を燃料挙動解析コードで計算する際に発生する機械的相互作用の計算過程を簡略化するため、あらかじめ局所的な機械的相互作用を別法で計算しておき、この結果を単純な数式で表現し燃料挙動全般に亘る解析コードに挿入することにより燃料挙動解析コードの簡略化に役立たせることが目的である。

要 旨 : 半径方向にクラックを有する燃料ペレットと被覆管とが機械的に接触する際、被覆管に局所的に発生する最大ひずみを簡単に評価するため、イギリスのGittus の理論的モデル式および有限要素法解析コード“PLASTIC”でえられた局所的最大ひずみ結果を単純な数式で示した。そして、燃料挙動解析する際、被覆管の平均ひずみをこの式に代入すればクラック入りペレットと被覆管とが機械的接触した時の被覆管に発生する局所的ピークひずみがえられるようにした。

## 目 次

1. まえがき	1
2. PCMI モデル	1
3. PCMI モデル式	1
3.1 Gittus のモデル式	1
3.2 PLASTIC (有限要素法解析コード) 計算結果からえられた数式モデル	2
4. 適用方法	3
5. 適用例	4
6. あとがき	5
参考文献	6

## 1. ま え が き

燃料棒の炉内挙動の一つとして生ずる燃料ペレット／被覆管機械的相互作用（いわゆるPCMI）を評価する際、燃料棒挙動解析コードによってなされるのが一般的である。しかし、クラックを有するペレットと被覆管とが接触する場合、被覆管に生ずる応力分布は非常に複雑であり且つコード計算の際収束に時間が要する。これに対処するため、前もって材料力学および幾何学的立場から燃料ペレット／被覆管の接触時の応力／ひずみの集中度合を種々の接触状態について計算しておき、実際の燃料棒全体の挙動解析コード計算の際に上記計算結果を利用しPCMIの応力／ひずみ評価を行うことができるようにするのが目的である。

## 2. P C M I モデル

今回作成したPCMIモデルは、半径方向に均等にクラックを有するペレットが被覆管内面に接触した場合、被覆管に発生する最大応力を評価できるものである。

PCMIによって生ずる燃料被覆管の破損に対する安全性を評価するため、被覆管の破損を決める応力／ひずみとして、被覆の円周方向に発生する応力／ひずみを選定した。これは今回のモデルではPCMIによって円周方向に応力／ひずみの最大があらわれ、燃料棒被覆管の軸方向（たて方向）に亀裂が生じ破損すると考えられるからである。

また、今回のPCMIモデルとして以下の二つのモデル式を示す。

## 3. P C M I モデル式

### 3.1 Gittus のモデル式（モデル式 I）

Gittus<sup>1)</sup>は材料力学的平衡条件から次式を導びいた。

$$\epsilon_{\theta_{\max}} = \bar{\epsilon}_{\theta} \times 2\pi \mu / \mu m \dots\dots\dots(1)$$

ここで  $\epsilon_{\theta_{\max}}$  : 被覆管に発生する円周方向最大ひずみ(%)  
 [この応力の発生場所はペレットクラックに面している所である]

$\bar{\epsilon}_{\theta}$  : 被覆管円周方向全体にわたる平均周方向ひずみ(%)

$\mu$  : ペレット／被覆管すべり摩擦係数（無次元）

- N : ペレットが被覆管に接触しているときのペレット半径方向クラック数  
 m : 被覆管材のひずみ硬化指数

(注) mは応力指数の逆数で材料の応力-ひずみ特性 $\sigma = K \epsilon^m$ から得る

Gittusはこの式を導出する際、次の仮定を使用している。

- ① 被覆管肉厚は薄い。

被覆管は薄膜とし、ペレットと被覆管とが接触したとき被覆管に発生する応力/ひずみは被覆管内面と外面とでは差はない。

〔被覆管円周方向には応力/ひずみは変化するが、被覆管半径方向(肉厚方向)には変化がないと仮定。〕

- ② ペレットにある半径方向クラックの中はスリット状である。

(理論的にはペレットクラック巾=0)

- ③ ペレットクラックはペレット中心からペレット外側まで貫通しているものとする。

- ④ 上記モデル式は被覆管ひずみが微少の場合に適する。

- ⑤ ペレットは剛体と仮定。

このGittusのモデル式で注目すべきことは、PCMIによって被覆管が変形する際、弾性変形範囲内では被覆管材質の強度とは無関係にひずみ集中率は一定な値となる。なぜなら弾性変形範囲内では $m=1$ であるから。また、PCMIの程度が大きく、被覆管が塑性状態に入るとひずみ集中率は弾性変形範囲内の場合より大きくなる。

これは被覆管材料の強度特性 $\sigma = K \epsilon^m$ のm値が $m < 1.0$ という性質のためである。

なお、このモデル式が適用できる解析モデル図を図1に示す。

### 3.2 PLASTIC (有限要素法解析コード) 計算結果からえられた数式モデル(モデル式II)

有限要素法による2次元弾塑性解析<sup>2)</sup>により図2に示すモデルに従って応力/ひずみ分布を求め、この結果を数式にまとめた。

この解析は、前述のGittusがモデル式を補うためGittusの仮定①~⑤も考慮に入れて行ったものである。

解析条件は、図2.3に示すモデルで、ペレットが被覆管を押し拡げる量( $\Delta D/D$ )およびペレット/被覆管すべり摩擦係数( $\mu$ )をパラメータとし、被覆管内外面に発生する円周方向( $\theta$ 方向)および半径方向(R方向)の応力/ひずみ分布を計算したものである。この応力分布の詳細は図4~図6に示す。また、この解析方法等詳細は別報<sup>2)</sup>参照。

ここで得られたPCMIによって発生する最大円周方向ひずみ( $\epsilon_{\theta_{max}}$ )と $\Delta D/D$ (%)との関係結果を簡略化して図6aに示す。

図6aより、摩擦係数 $\mu=0.5$ ,  $\mu=1.0$ ,  $\mu=1.5$ の3ケースについて次式のひずみ集中率( $\alpha$ )と $\Delta D/D$ との関係式がえられる。

ケース①  $\mu = 0.5$  の場合

a)  $\Delta D/D (\%) < 0.215 (\%)$  については

$$\alpha = 1.182$$

b)  $\Delta D/D (\%) \geq 0.215 (\%)$  については

$$\alpha = 0.8124 \times (\Delta D/D) + 1.007$$

ケース②  $\mu = 1.0$  の場合

a)  $\Delta D/D (\%) < 0.215 (\%)$

$$\alpha = 1.182$$

b)  $0.215 (\%) \leq \Delta D/D (\%) \leq 0.327$

$$\alpha = 1.8929 \times (\Delta D/D) + 0.7750$$

c)  $\Delta D/D (\%) > 0.327$

$$\alpha = 14.1965 \times (\Delta D/D) - 3.2483$$

ケース③  $\mu = 1.5$  の場合

a)  $\Delta D/D (\%) < 0.215 (\%)$

$$\alpha = 1.667$$

b)  $\Delta D/D (\%) \geq 0.215 (\%)$

$$\alpha = 14.1965 \times (\Delta D/D) - 1.3852$$

#### 4. 適用方法

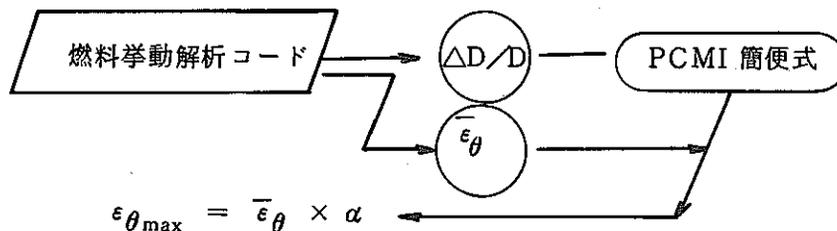
燃料棒全体にわたり種々の現象を考慮した挙動解析計算コードで、ペレットクラックと被覆管との局所的な機械的相互作用を省略して計算する。

(この省略だけでも挙動解析コード全体の複雑さおよびコード計算時間の軽減になると考えられる)

上記計算でえられた  $\Delta D/D$  量 (ペレットが被覆管を押し拡げた量) および被覆管平均円周方向ひずみを第 3 章のモデル式に入れる。

これによりクラック入りペレットと被覆管とが接触することによって発生する局所ピークひずみ  $\epsilon_{\theta \max}$  (発生場所はペレットクラックに面した被覆管内面) が求まる。

つまり



## 5. 適 用 例

ここで具体的に、半径方向クラックを有するペレットと Zry 被覆管とが炉内で PCMI を生じたときの局所的ピークひずみ  $\epsilon_{\theta \max}$  を求めてみる。参考のため摩擦係数測定データを図 7 に示す。

適用例として SIROD コード<sup>4)</sup> (OECD Halden Reactor Project) の挙動計算結果に関して、ペレットクラックに面した被覆管内面の PCMI による局所ひずみを推定してみる。

まず SIROD コードでえられた結果は図 8 に示す。

初期ギャップ 100  $\mu\text{m}$  で、線出力 480 W/cm とすると、 $\Delta D/D = 0.3\%$  となる。この場合  $\bar{\epsilon}_{\theta}$  が示されていないが、 $\bar{\epsilon}_{\theta} \simeq \Delta D/D$  と考えられる。

$\mu = 0.5$  の場合は第 3 章ケース① b より

$$\begin{aligned}\alpha &= 0.8124 \times 0.3 + 1.007 \\ &= 1.25\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\text{従って, } \epsilon_{\theta \max} &= 0.3 \times 1.25 \\ &= 0.375(\%) \text{ となる。}\end{aligned}$$

$\mu = 1.0$  の場合は第 3 章ケース② b より

$$\begin{aligned}\alpha &= 1.8929 \times 0.3 + 0.7750 \\ &= 1.343\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\text{従って, } \epsilon_{\theta \max} &= 0.3 \times 1.343 \\ &= 0.403(\%) \text{ となる。}\end{aligned}$$

$\mu = 1.5$  の場合は第 3 章ケース③ b より

$$\begin{aligned}\alpha &= 14.1965 \times 0.3 - 1.3852 \\ &= 2.874\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\text{従って, } \epsilon_{\theta \max} &= 0.3 \times 2.874 \\ &= 0.862(\%) \text{ となる。}\end{aligned}$$

次に、PCMI による局所ひずみ（最大ひずみ）と線出力 (W/cm) との関係を簡便モデル式 I、II を使って、推定してみる。

図 8 のデータを使用し、初期ギャップ 60  $\mu\text{m}$  とし、また  $\mu = 1.5$  の場合、第 3 章の簡便モデル式 I、II より以下の表がえられる。

また、この結果を図 9 に示す。

図8のデータより		簡便モデル式(I)より		簡便モデル式(II)より	
線出力 (W/cm)	$\Delta D/D$ (%)	$\alpha$	$\epsilon_{\theta \max}$ (%)	$\alpha$	$\epsilon_{\theta \max}$ (%)
300	0.15	1.175	0.176	1.667	0.250
350	0.25	4.710	1.176	2.164	0.541
400	0.35	4.710	1.649	3.583	1.254
450	0.50	4.710	2.355	5.713	2.856

ここで  $\bar{\epsilon}_{\theta} = \Delta D/D$  とした\*

また文献1)より Gittus のモデル式中の  $m=0.25$

\*右図より

$$OA' = OA = \frac{1}{2} D$$

$$A'B' = AB = \frac{1}{2} \Delta D$$

$$\widehat{AA'} = l$$

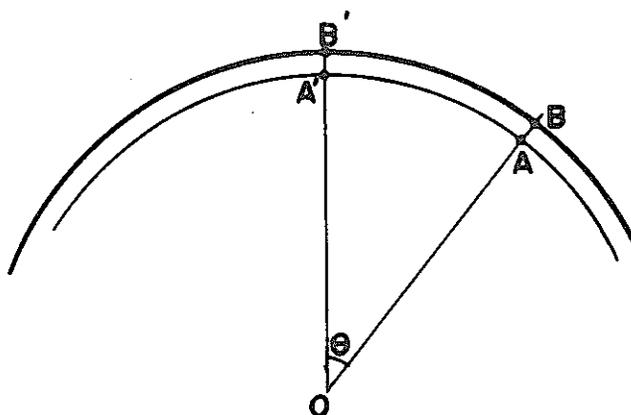
$$\widehat{BB'} = l' \text{ とすると}$$

$$\bar{\epsilon}_{\theta} = \frac{l' - l}{l}$$

$$= \frac{\Delta D}{D} \text{ である。}$$

$$\text{但し } l = \frac{1}{2} D \cdot \theta$$

$$l' = \frac{1}{2} (D + \Delta D) \cdot \theta$$



最後に、簡便モデル式IIを使用して、初期ギャップが  $60 \mu\text{m}$  と  $100 \mu\text{m}$  の場合の局所ひずみの試算結果(使用データは図8)を図10に示す。

## 6. あとがき

Gittus のモデル式は仮定①～⑤があるため PCMI の局所応力/ひずみの評価に適用するには、充分満足できるとは考えられない。

Gittus のモデル式の仮定①～④を補うため行った PLASTIC コードの計算結果はその分評価できると考えられる。しかし、PLASTIC コードの計算結果はクラック数が8個の場合だけであ

る。

PCMI簡便式を最終的に求めるためには、さらにPLASTICコードにより、クラック数、クラック長さ、被覆管の肉厚（今回は0.75 mm 肉厚）、さらには種々に摩擦係数を変えて局所ひずみの計算をしておく必要があると考えられる。

## 参 考 文 献

- 1) J.H.Gittus ; Nucl. Eng. Design 18 (1972) 69-82
- 2) T.Tachibana et al. ; The Enlarged Halden Programme Group Meeting (1979)  
Session 3/4 .
- 3) T.Tachibana et al. ; PNCT 831-78-02
- 4) C.Vitanza ; The Enlarged Halden Program Group Meeting (1979)  
Session 5/7.

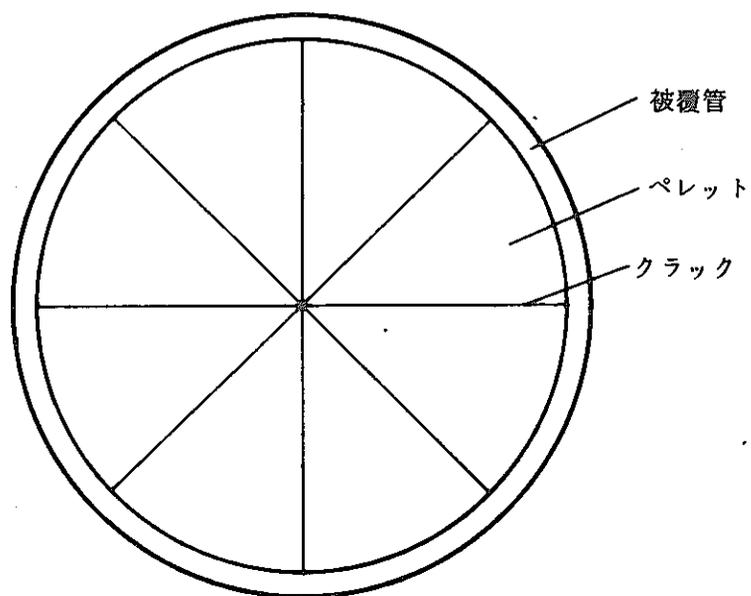


図1. Gittus のモデル図

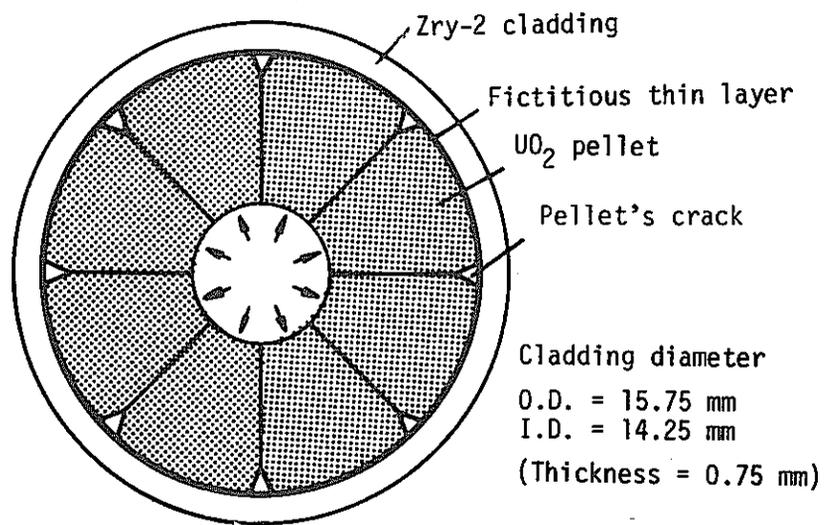


Fig.2 Model used PCI analysis

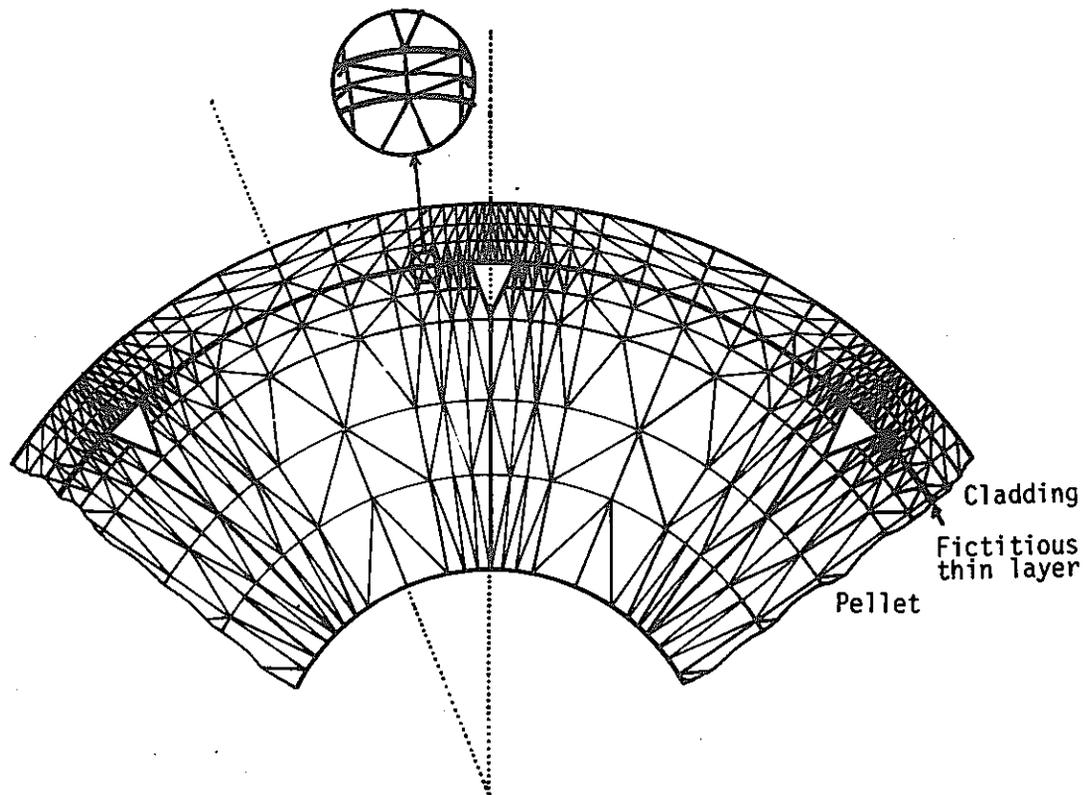


Fig.3 Finite element layout

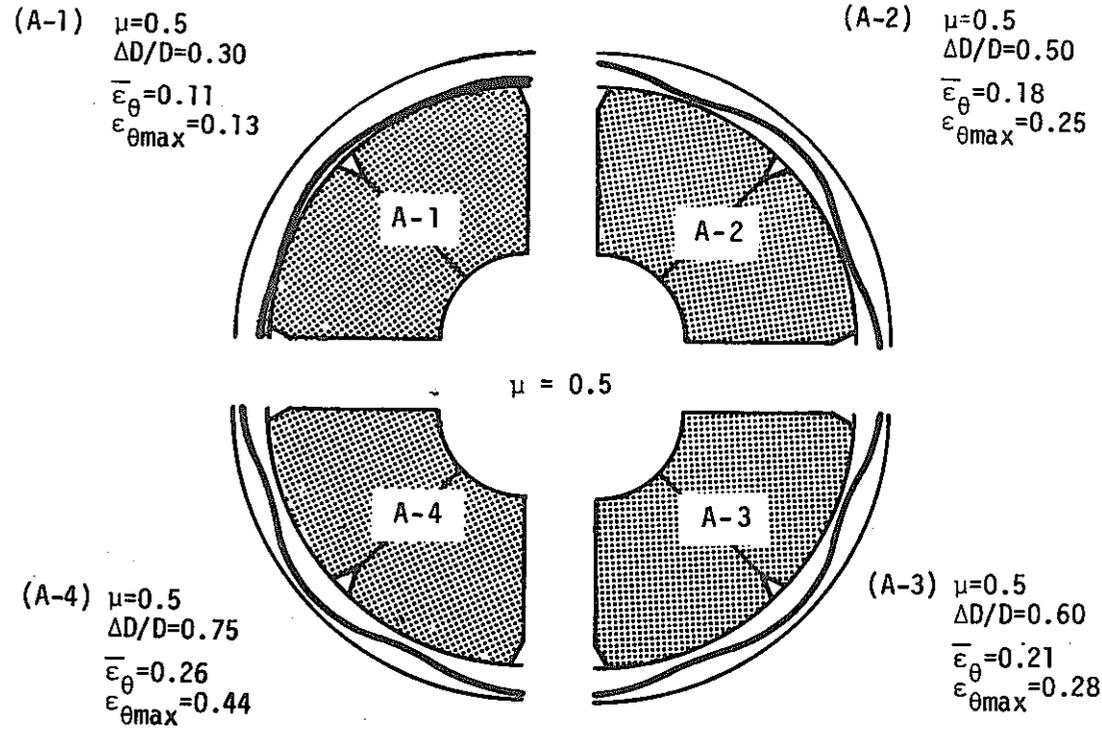


Fig.4 Calculation results of hoop strain distributions at inner surface of Zry-2 cladding by expansion of cracked pellet.

$\mu$  : Friction coefficient  
 $\Delta D/D(\%)$  : Displacement of cracked pellet after contact with the cladding  
 $\bar{\epsilon}_\theta$  : Mean tensile hoop strain  
 $\epsilon_{\theta\max}$  : Maximum tensile hoop strain

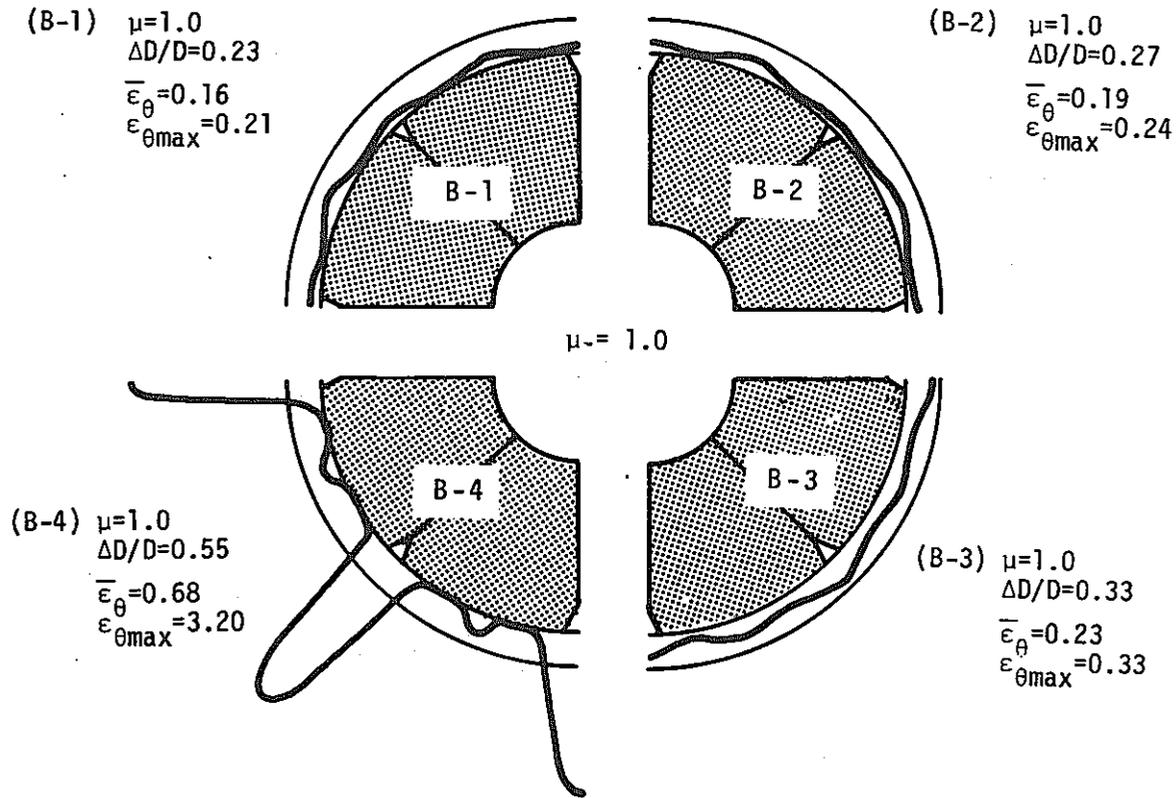


Fig.5 Calculation results of hoop strain distributions at inner surface of Zry-2 cladding by expansion of cracked pellet.

$\mu$	: Friction coefficient
$\Delta D/D(\%)$	: Displacement of cracked pellet after contact with the cladding
$\bar{\epsilon}_{\theta}$	: Mean tensile hoop strain
$\epsilon_{\theta\max}$	: Maximum tensile hoop strain

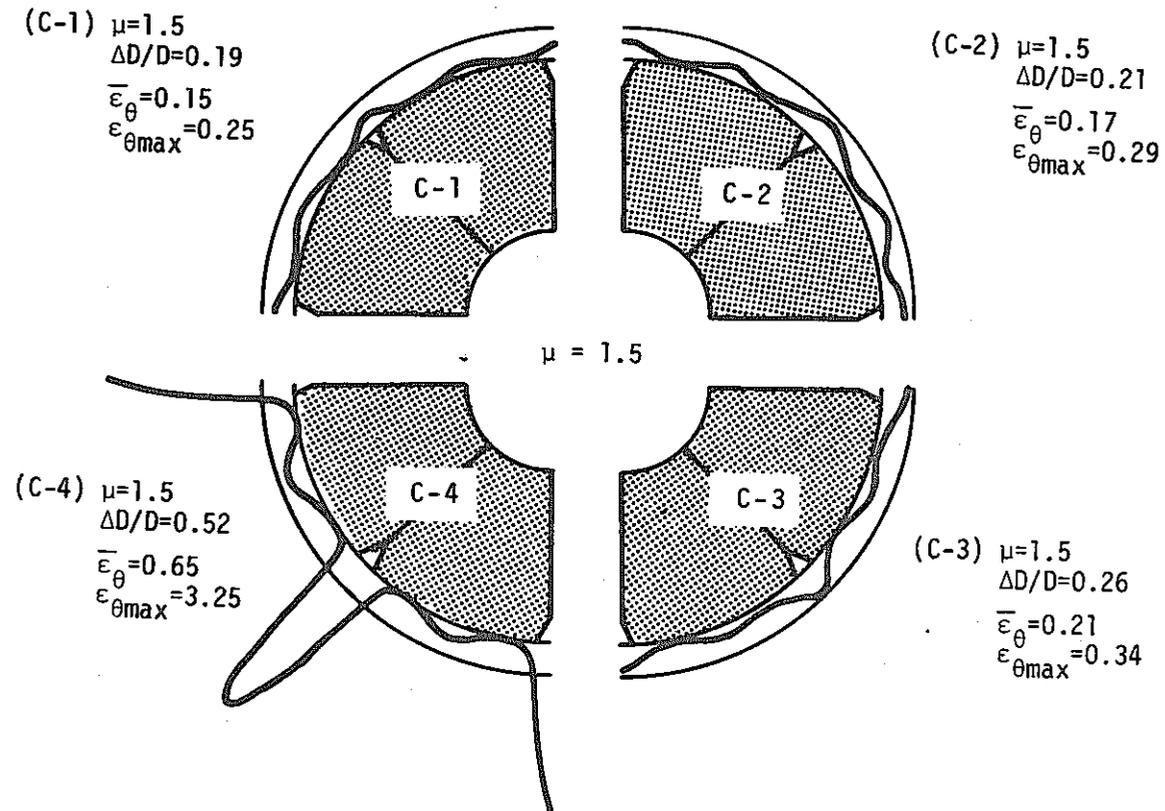
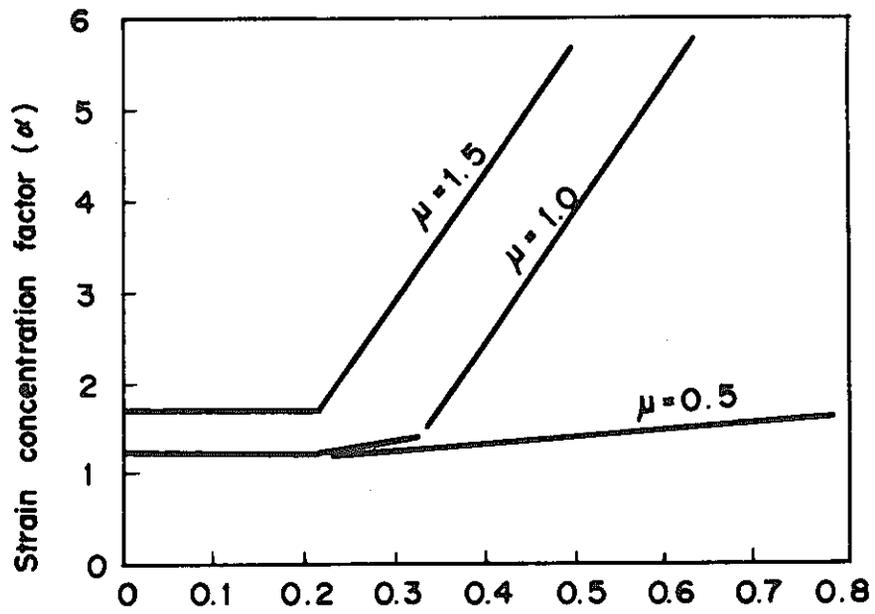


Fig.6 Calculation results of hoop strain distributions at inner surface of Zry-2 cladding by expansion of cracked pellet.

$\mu$	: Friction coefficient
$\Delta D/D(\%)$	: Displacement of cracked pellet after contact with the cladding
$\bar{\epsilon}_{\theta}$	: Mean tensile hoop strain
$\epsilon_{\theta\max}$	: Maximum tensile hoop strain



6.A Pellet/cladding interference,  $\Delta v/v$  (%)

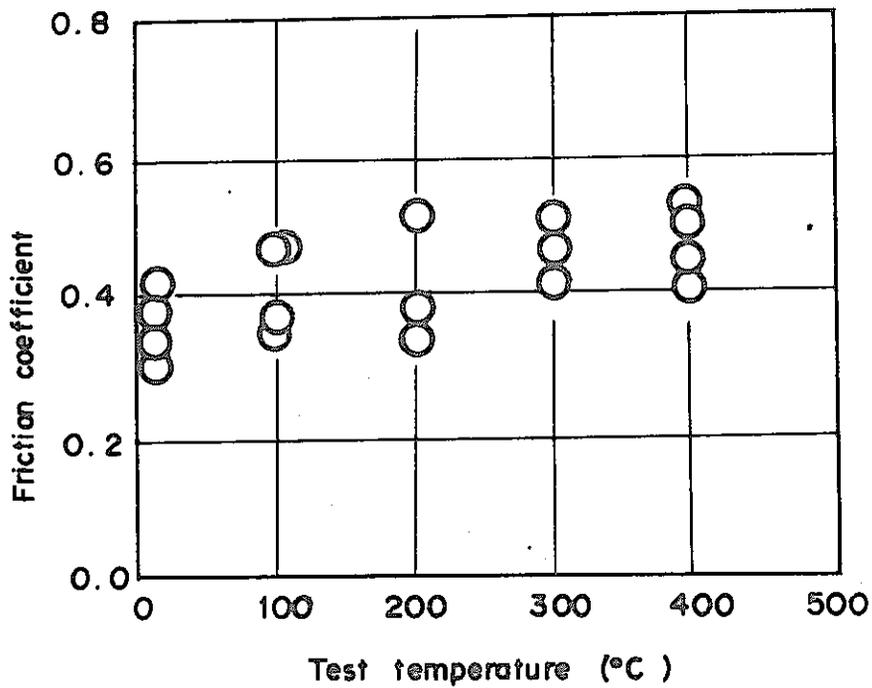


Fig. 7 Friction coefficients of UO<sub>2</sub>/Zry-2 as a function of test temperatures.

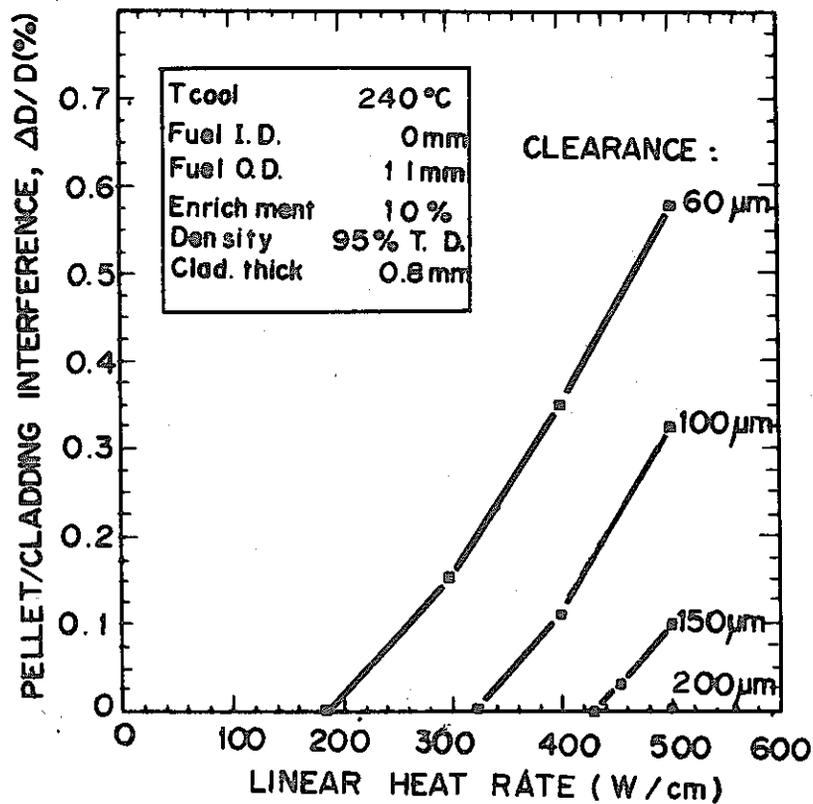


Fig. 8 Cladding diameter increase at pellet/pellet interface for a 10% enriched HBWR fuel rod with different gap clearances at beginning of life conditions (参考文献 4)

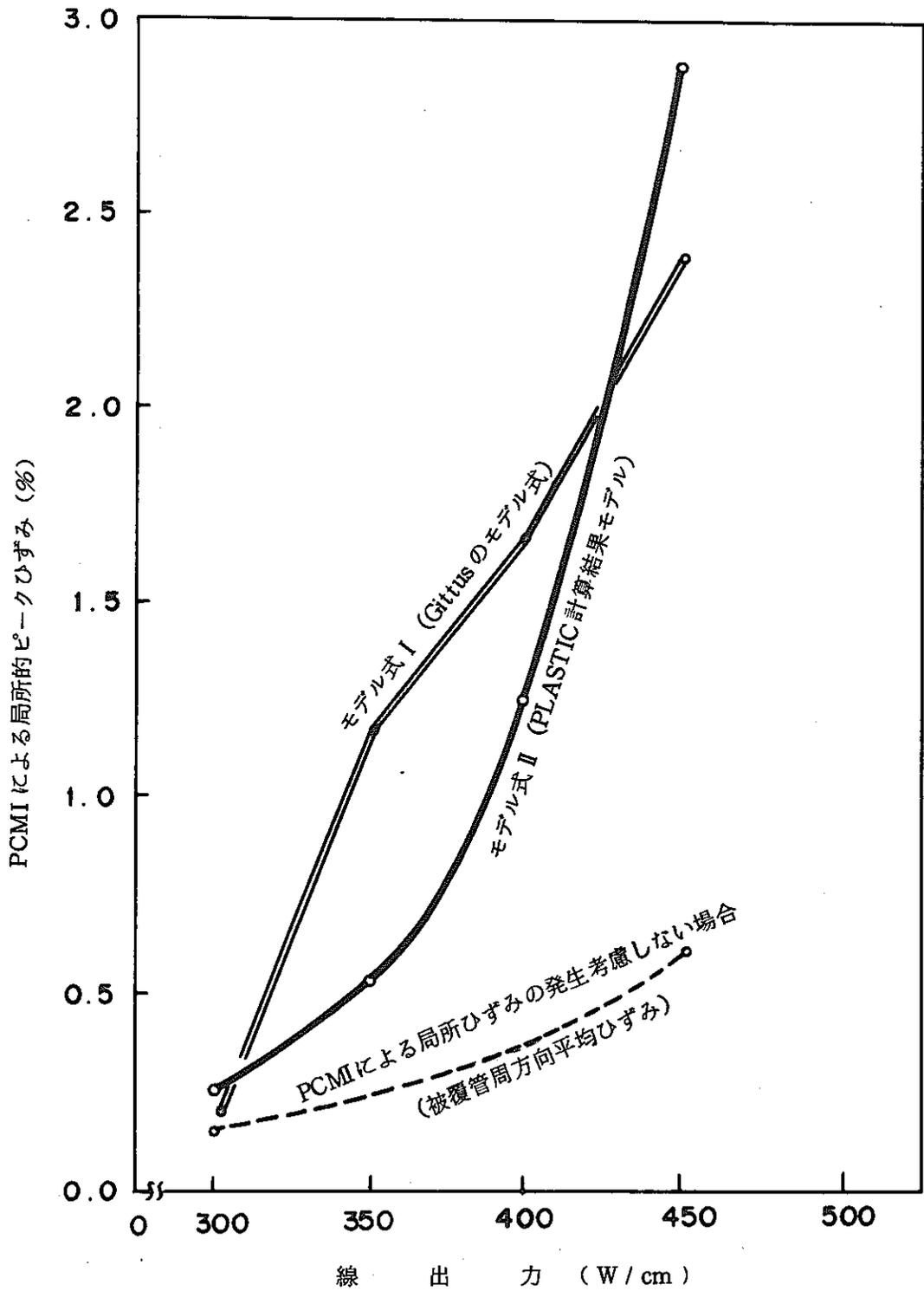


図9 PCMIにより発生する被覆管局所最大ひずみの線出力依存性 (ペレシクトクラック数 = 8個) 初期ギャップ  $60\mu\text{m}$ , 摩擦係数  $\mu = 1.5$ , ペレット  $\text{UO}_2$ , ペレット密度 95% T. D. 被覆管は Zry。

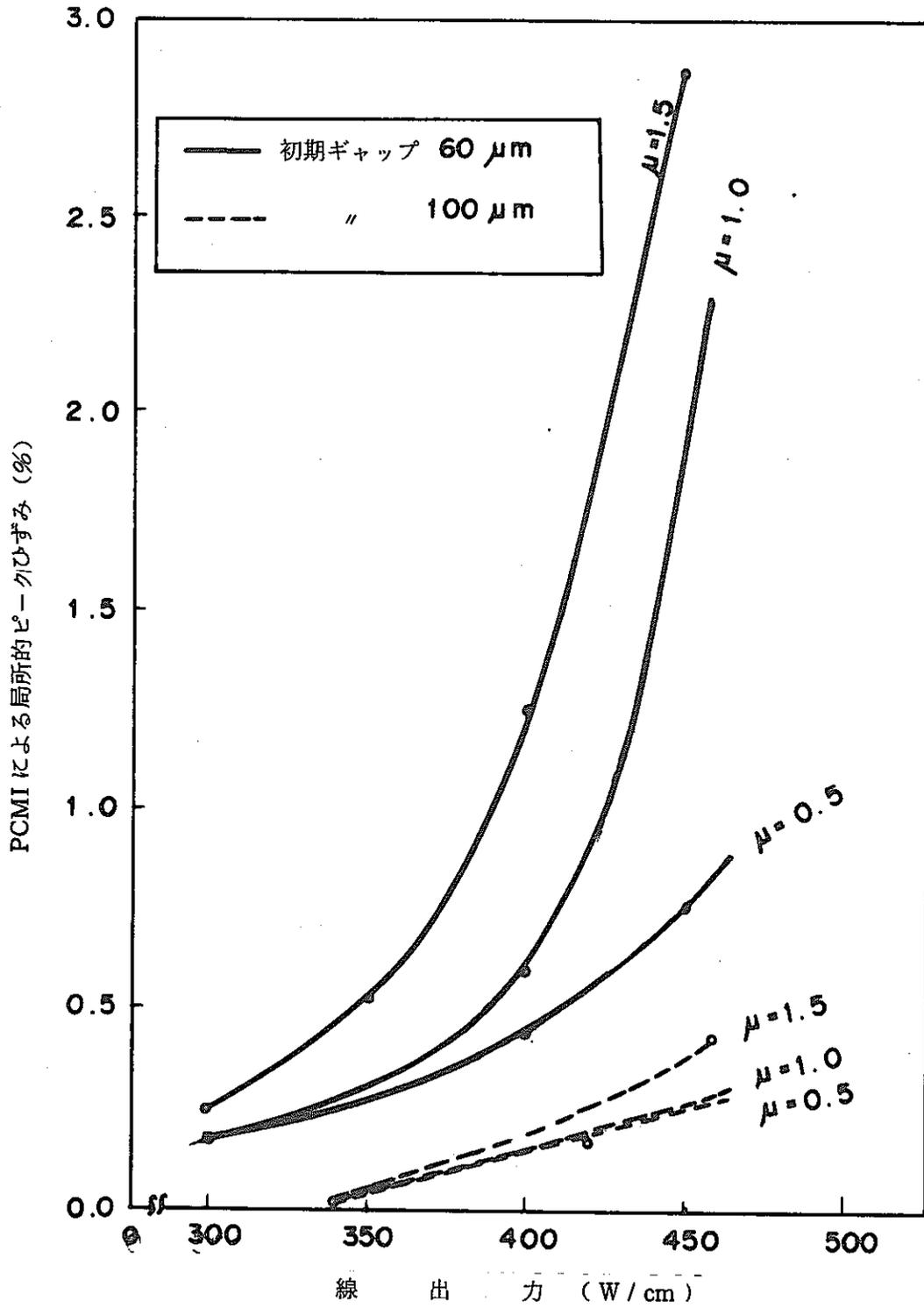


図10 PCMIにより発生する被覆管局所最大ひずみの線出力依存性 (ペレットクラック数 = 8個) ペレット:  $\text{UO}_2$  (95% T. D.), 被覆管:  $\text{Zr}_y$  (簡便モデル式 II 使用)