

JAERI-M

6631

燃料ペレット焼しまりの燃料棒内圧に
及ぼす効果

1976年7月

原山 泰雄・泉 文男・山田 礼司・石橋 明弘*

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）あて、お申しこしてください。

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.

燃料ペレット焼しまりの燃料棒内圧に及ぼす効果

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・山田礼司

石橋明弘*

(1976年6月25日受理)

軽水炉に使用される UO_2 ペレットは照射によって焼しまりをおこし、密度が上昇する結果、体積の減少がおこる。このペレットの焼しまりによるプレナム体積の増加が燃料棒内圧に及ぼす効果を試算した。

その結果、封入ガスの UO_2 ペレットへの拡散による吸収を無視しても、PWR加圧型燃料棒では、プレナム体積の増加が照射初期に燃料棒内圧を低下させる可能性があることがわかった。

JAERI-M 5631

Effect of the fuel pellets densification on the fuel-rod
internal pressure

Yasuo HARAYAMA, Fumio IZUMI, Rayji YAMADA
and Akihiro ISHIBASHI*

Division of Reactor Safety, Tokai, JAERI

(Received June 25, 1976)

The UO_2 pellets in a LWR fuel rod are densified by the so-called "densification" induced by irradiation, so that the volume of pellets decreases. Calculation is made of the effect of increase of the plenum volume (the space except for pellets in a fuel rod) upon the fuel-rod internal pressure.

Neglecting the diffusion absorption of seal gas He into the pellets, the present calculation shows that volume increase of the plenum results in decrease of the fuel-rod internal pressure for PWR's pressurized fuel-rods at earlier irradiation.

* Century Research Center Corporation.

目 次

1. はじめに.....	1
2. 焼しまりによる燃料棒内圧低下の可能性の検討方法.....	2
2.1 検討上の仮定.....	2
2.2 プレナム体積の変化.....	3
2.3 ガス量の変化.....	6
2.4 温度の変化.....	10
3. 試算結果.....	10
3.1 残留ガス量の効果.....	12
3.2 核分裂生成ガスの放出率の効果.....	12
3.3 PWR加圧型燃料棒について.....	12
4. 試算結果の検討.....	16
5. むすび.....	18
参考文献.....	18

1. はじめに

UO₂ペレットは原子炉内の照射で、“焼しまり”(densification)をおこし、その密度が増える結果、体積が減少する。特にPWR非加圧燃料棒でペレットスタックに軸方向のギャップが生じた場合、被覆管のクリープつぶれ(creep collapse)がおこる。これは、冷却水の高い圧力と温度に起因する。このつぶれを防止するため、PWRでは燃料棒に予め内圧をかけた加圧型燃料棒(pressurized fuel rod)が設計、製作されている。¹⁾このように初期封入ガス圧を高くした燃料棒では、封入ガスのHeが燃料ペレット中に拡散によって吸収されるのではないかと考えられている。^{2),3),4)}このHeガス吸収は、燃料棒中のガス量を少くし、運転時の燃料棒内圧を予想値より低下させる効果をもつ。

しかしながら、照射初期に燃料棒内圧が低下する原因は、ヘリウムのペレットへの吸収を無視しても、燃料ペレットの焼しまりによるプレナム空間の増加から引きおこされる可能性がある。

例えば95% T.D.のペレットがUSAECの最大焼しまり勧告値96.5% T.D.まで稠密化したとすると、その密度差は1.5% T.D.となる。このときのペレットスタック体積の変化率は $0.95/0.965 \approx 0.985$ であって大きな値ではない。一方、ペレットスタックの減少によるプレナム体積の増加率は、ペレットスタック体積とプレナム体積比(BWRの燃料棒で約10, PWRの燃料棒で約35%である)で増巾され、

$$(10 \sim 35) \times 1.5\% = 15 \sim 52.5\%$$

となる。

他の条件に変化がないものとして、この体積の変化の圧力への効果を換算すると、焼しまり前後の圧力(P_s, P_e)は、

$$P_e/P_s = 1/(1.15 \sim 1.525) = 0.87 \sim 0.655$$

となる。すなわち、焼しまり後の燃料棒内圧は、焼しまり前の圧力の65.5~87%に低下することが予測される。

一方、圧力が上昇する要因として、燃料棒内のガス量の増加がある。最初は封入されたガスだけであるが、使用状態になるとペレットに含まれていた揮発性不純物および核分裂生成ガスを含む混合気体となり、その量が増加する。

この報告書は、PWR加圧型燃料棒を含み最近の軽水炉燃料棒について、ペレットの焼しまりが燃料棒内圧に及ぼす効果を考察したものである。特に、ペレットの焼しまりによって燃料棒内圧の低下の有無の可能性を検討することを目的にしている。

2. ペレット焼しまりによる燃料棒内圧低下の可能性の検討方法

この研究の目的は、ペレットの焼しまりによって生じる燃料棒内空間体積の増加が、燃料棒内圧の低下を起すことが可能か否かを検討することである。この目的を遂行するため、燃料棒内圧を低下させる原因としては原則としてペレットの焼しまりのみを考慮し、増加させる原因となるガス量の増加等は、内圧を上昇させる方向に保守的な値をとることとする。

2.1. 検討上の仮定, その他

この報告書で述べる検討にさいし、次のような仮定を設定した。

- 1) 燃料棒内のガスは、すべて燃料棒上部のガスプレナムに集中するものとする。すなわち、燃料棒内の他の空間部、ギャップ、ディッシュにガスは蓄積されていないという仮定である。この仮定は、燃料棒内圧を高く評価する。
- 2) 燃料棒内のガスは、理想気体の法則に従うものと仮定する。

燃料棒内圧の変化を検討するにさいし、燃料棒の状態を次の各段階に分けそれぞれの状態における内圧を評価する。

0) 燃料棒の炉心装荷前

燃料棒は、cold-clean の状態で製造時のままである。温度も室温と考える。

- 1) 燃料棒が炉心に装荷され原子炉の定格冷却水温度に達した状態。
- 2) 燃料棒が出力に達しているが、未だ burn up は 0 の状態。
- 3) 燃料棒が定格出力におかれ、burn up が進んでいる状態。

この報告書において、上記の各状態を表す圧力、温度等の記号を使用する場合、それぞれ 0, 1, 2, B の添字を使用する。

先の仮定 2) により、ガス圧力は次の状態式で表わされる。すなわち、

$$PV = mRT \quad (1)$$

ここで、P : 燃料棒内圧

V : プレナム体積

R : 気体定数

m : ガスのモル数

T : プレナムの平均温度

である。

しかし、燃料棒内圧は、上記の各状態間の比で求める。すなわち、n 状態から n + 1 状態に変化したときの圧力比は、

$$\frac{P_{n+1}}{P_n} = \left(\frac{V_n}{V_{n+1}} \right) \left(\frac{m_{n+1}}{m_n} \right) \left(\frac{T_{n+1}}{T_n} \right) \quad (2)$$

で求める。

現在使用されている BWR, PWR 燃料棒の代表的寸法を Table 1 に示す。ある状態における燃料棒の内容積は一定で、内部は燃料ペレットを含み、残りの空間は気体で満たされている。

ペレット径と被覆管内径はほぼ等しく燃料棒中のガスの収容空間として、プレナムの外、ギャップ（ペレットと被覆管内面間の間隙）、ディッシュ等がある。しかし、ペレット外径と被覆管内径はほぼ等しく、かつ先の検討に関する仮定に基づきギャップ、ディッシュ等の空間は無視されるので燃料棒内のペレットスタックの体積とガスの体積の比は、それぞれの長さの比に等しいとおかれる。

この比は、燃料棒の製造時、BWRで約 10、PWRで約 35 である。一般に燃料棒内の初期圧力は、BWRで1気圧（大気圧）である。しかし、PWRの加圧型燃料棒の初期加圧圧力は、約 28~32 気圧である。

Table-1 Typical Dimensions of LWR fuel rods

ITEMS	BWR	PWR
Pellet stack length (in)	144	144
Plenum length (in)	16	4
Pellet stack length/plenum length	9	36
Cladding outer diameter (mm)	14.4	10.72
Cladding inner diameter (mm)	12.68	9.49
Pellet outer diameter (mm)	12.4	9.26
Initial internal pressure (kg/cm ² d)	1	28~32
Coolant operating outlet temperature (°F)	546.4 (285.7°C)	610 (321.1°C)

2.2 プレナム体積の変化

1) 状態 0 から状態 1 に変化するとき、燃料棒は、室温から冷却水温度まで上昇する。この温度上昇は、ペレットスタックの熱膨張を引き起こす。この熱膨張は、プレナム体積を減少させる。一方、被覆管の熱膨張はプレナム体積を増加させる。これらの体積の変化において、燃料棒の半径方向の熱膨張は無視する。その結果体積の変化は、ペレットスタックと被覆管の長さの変化で表わされる。

燃料棒中のペレットスタックは、その下部を下部端栓で支持されている。すなわち、下部プレナムはないものと仮定する。したがって、熱膨張の基準点はペレットスタックの下部となる。

室温におけるプレナム長さを L_p 、ペレットスタックの長さを L_s とすれば、ペレットスタックの熱膨張は、

$$L_s \alpha_f (T_W - T_R) \quad (3)$$

と表わされる。ここで、

α_f : ペレットの熱膨張係数

T_W : 定格冷却水温度

T_R : 室温

である。被覆管の熱膨張は

$$(L_s + L_p) \alpha_c (T_W - T_R) \quad (4)$$

と表わされる。ここで

α_c : 被覆管熱膨張係数

である。状態0から状態1に変化したときのプレナム体積の比 V_0/V_1 は

$$\frac{V_0}{V_1} = \frac{L_p}{L_p - L_s \alpha_f (T_W - T_R) + (L_s + L_p) \alpha_c (T_W - T_R)} \quad (5)$$

と表わされる。 L_s/L_p は室温におけるペレットスタック長さとのプレナム長さの比で一定値である。

この比を R_ℓ とし、先の(5)式を変形すると

$$\frac{V_0}{V_1} = \frac{1}{1 - R_\ell \alpha_f (T_W - T_R) + (R_\ell + 1) \alpha_c (T_W - T_R)} \quad (6)$$

がえられる。

2) 状態1から状態2への変化

燃料棒が冷却水温度になった後、定格出力状態になったときのことを考える。このとき、体積の変化はペレットスタック体積の変化のみを考慮する。

ペレットスタックは、出力状態に達すると、軸方向に温度分布が生じ、軸方向に伸びる。この伸びは、ペレットの中心温度で支配され、中心温度の軸方向分布は次式によって表わされると仮定する。

$$T_c = T_e + (T_m - T_e) \sin \left(\pi \frac{h}{L_s} \right) \quad (7)$$

ここで、 T_e : ペレットスタック上下端の中心温度

T_m : ペレット最高温度

h : ペレットスタック高さ

T_c : ペレットスタック中心軸温度

である。

上記温度分布に基づく中心軸の軸方向の全伸び (ΔL_2) は

$$\begin{aligned} \Delta L_2 &= \int_0^{L_s} \alpha_f \{ T_e + (T_m - T_e) \sin (\pi h / L_s) \} dh \\ &= \alpha_f L_s \left\{ T_e + \frac{2}{\pi} (T_m - T_e) \right\} \end{aligned} \quad (8)$$

となる。

軸方向に積重ねられたペレットは、最大温度となる中心において最も伸び、表面ではその伸びより小さい。結果としてペレットとペレットの端面間には空間が生じる。しかし、この検討にさいして、これらの空間は無視され、プレナム体積は上記の式で与えられる伸びにより、減少すると考える。

状態0と状態2間のプレナム体積の比 V_0/V_2 は

$$\begin{aligned} \frac{V_0}{V_2} &= \frac{L_p}{L_p - L_s \alpha_f \left\{ T_e + \frac{2}{\pi} (T_m - T_e) \right\} + (L_s + L_p) \alpha_c (T_2 - T_R)} \\ &= \frac{1}{1 - R_L \alpha_f \left\{ T_e + \frac{2}{\pi} (T_m - T_e) \right\} + (R_L + 1) \alpha_c (T_2 - T_R)} \end{aligned} \quad (9)$$

となる。 V_1/V_2 は

$$(V_0/V_1) \cdot (V_1/V_2) = V_0/V_2$$

より、

$$\frac{V_1}{V_2} = \left(\frac{V_0}{V_2} \right) / \left(\frac{V_0}{V_1} \right) \quad (10)$$

で表わされ、(6)式と(9)式から求められる。

3) 状態3における体積変化

出力運転状態におかれた燃料棒中の燃料ペレットは、焼しまりにより体積の減少が起る。この結果、プレナム体積は増加する。

出力運転状態に達したときのプレナム体積は V_2 である。焼しまりに基づくペレットスタックの体積の減少を ΔV_f としよう。状態2からのプレナム体積の変化の比、 V_2/V_B は

$$\frac{V_2}{V_B} = \frac{V_2}{V_2 + \Delta V_f}$$

となる。ここで、 V_f をペレットスタック体積として ΔV_f を

$$\Delta V_f = V_f \cdot \frac{\Delta V_f}{V_f}$$

と考えれば、

$$\frac{V_2}{V_B} = \frac{1}{1 + (V_f/V_2) (\Delta V_f/V_f)} \quad (11)$$

がえられる。ギャップ、ディッシュ等の体積を無視し、プレナムのみにガスが蓄積すると考えるのであるから、 $\Delta V_f/V_f$ はペレットスタックの軸方向縮み率を表わす。同様に V_f/V_2 は、出力運転状態になったときのプレナム長さに対するペレットスタックの長さの比で

$$\frac{V_f}{V_2} = \frac{L_{s2}}{L_{p2}}$$

で表わされる。この比を R'_L で表示する。

$\Delta V_f/V_f$ はペレットスタックの体積の変化であり、ペレットスタック長さ (L) に対する焼しまりによる長さの減少 (ΔL) の比 $\Delta L/L$ で表わされる。

焼しまりによるペレットスタックの縮小について、二つのことを考慮する必要がある。

1つは、焼しまりによる最大ペレットスタック縮小率であり、1つは、その最大縮小率に達するまでの変化である。

この検討においては、最大縮小率には、USAECが与えた次の評価式を使用する¹⁾。それは、

$$\left(\frac{\Delta L}{L}\right)_{\max} = \frac{1}{2}(\varphi_e - \varphi_i) \quad (12)$$

である。ここで、 φ_e : 焼しまり後のペレット fractional density

φ_i : 初期 fractional density

である。

最大焼しまり率に達するまでの変化を表すものとしてハルデンプロジェクトによる経験式を採用する^{5),6)}

ハルデンのモデルには最大焼しまり率も含まれているが、この検討においてはハルデンの最大焼しまりモデルは採用しない。

ハルデンのペレットスタック縮み率の経験式は、 B_0 をMWD/kg-UO₂単位の燃焼度として、

$$\Delta L/L(\%) = 3 - 0.93e^{-Bu} - 2.07e^{-35Bu} \quad (13)$$

で表わされる。この式は、0~3%まで変化する。ただし、焼しまりによるペレットスタック長さの最大縮み率を $g(\%)$ とし、 $3-g$ を与える Bu とすると、上式は $(B_0, 3-g)$ 点を新たな原点として使用しなければならない(Fig-1参照)。

この検討においては、(13)式中の Bu をMWD/ton-Uに変更し、さらに最大縮み率 g で割って normalize した式を $f(Bu)$ と表示する。すなわち、

$$f(Bu) = \frac{1}{g} \{ 0.03 - 0.0093e^{-(Bu+B_0)/1135} - 0.0207e^{-35(Bu+B_0)/1135} - (0.03-g) \} \quad (14)$$

の形で使用する。

結果として、出力運転中におけるプレナム体積の変化は、(11)式に(12)、(14)式を代入し、 $V_1/V_2 = R_2$ とおくことにより、

$$\frac{V_2}{V_B} = \frac{1}{1 + \frac{1}{2}R_2(\varphi_e - \varphi_i)f(Bu)} \quad (15)$$

で表わされる。

2.3 ガス量の変化

燃料棒中のガス量は、製作時の状態から定格運転に達する状態まで変化がないと仮定する。すなわち、

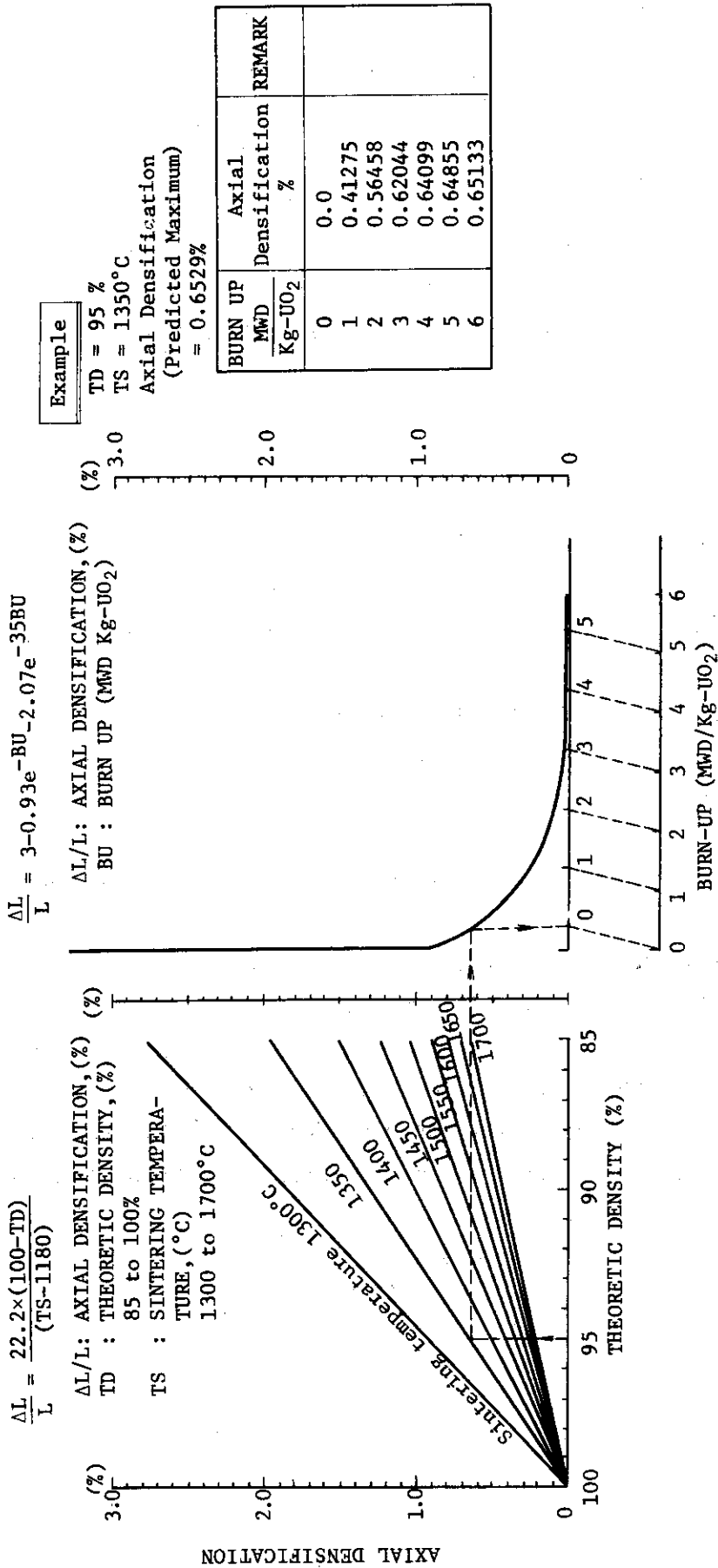


Fig.-1 Halden Densification Model.

$$\frac{m_1}{m_0} = 1, \quad \frac{m_2}{m_1} = 1$$

である。

燃料棒内部のガスは

- 1) 初期封入のガス
- 2) 製造時にペレットに残留した揮発性不純物で、燃料棒の照射による温度上昇に伴いペレットから放出される。
- 3) ペレット内で生成した核分裂生成ガスで、ペレットから放出されるガス。ペレットからの放出量はペレット内の温度分布に依存すると仮定する。

の3種で構成されると仮定する。

2.3.1 初期封入ガス量

管内封入のガスの密度を ρ_i (gr/cm³ at S.T.P), 製造時の加圧圧力を P_i (kg/cm²a), 分子量を M_i , プレナム体積を V_p (cm³) とすると, 封入ガスのモル数 (N_i) は,

$$N_i = \frac{\rho_i P_i V_p}{M_i}$$

となる。後の式の整理に対し便利のように N_i/V_p で表現すると,

$$\frac{N_i}{V_p} = \frac{\rho_i P_i}{M_i}$$

である。封入ガスをヘリウム ($M_i = 4$) とし, $\rho_{He} = 1.79 \times 10^{-4}$ (gr/cm³ at STP) とすれば,

$$\frac{N_i}{V_p} = 0.448 \times 10^{-4} P_i \text{ (gr-moles/cm}^3\text{)} \quad (16)$$

となる。

2.3.2 燃料ペレット中に残存するガス

燃料ペレット中に残存するガスの種類は必ずしも明らかでないが、低温で揮発するガスは主として水分であり、高温で揮発するガスはペレット製造時に混合されて焼結工程において残留したバインダー等による有機性ガスと考えられている。しかし、このガスの成分および成分比等は必ずしも明らかでない。これらのガスについて、ペレットの製造仕様は、1 gr の UO₂ ペレットに対し、加熱時放出される気体重量あるいは気体体積が規定値以下になるように定めている。

この検討においては、燃料ペレットに残留するものはすべて水分に換算する。

いま、燃料ペレット残留のガス含有率を C_R ($\mu\text{L/gr UO}_2$) とし、燃料ペレットスタック重量を W_f , ペレット密度を ρ_f , 燃料ペレットスタック体積を V_f , 残留ガスの分子量を M_r とすれば、燃料棒中のペレット残留ガスの総モル数 (N_r) は

$$N_r = \frac{C_R \times 10^{-6} \times W_f}{22.4} = \frac{C_R \times 10^{-6} \times \rho_f \cdot V_f}{22.4}$$

と表わされる。 ρ_f として UO_2 ペレットの理論密度 $10.96(\text{gr}/\text{cm}^3)$ をとれば、ペレットに含まれる全残留ガスと V_p の比は

$$\begin{aligned} \left(\frac{N_r}{V_p}\right) &= \frac{10.96 \times 10^{-6}}{22.4} C_R \cdot \frac{V_f}{V_p} \\ &= 4.8929 \times 10^{-7} C_R \cdot (V_f/V_p) \end{aligned} \quad (17)$$

となる。

この残留ガスは、定格出力状態においてペレットから放出される。残留ガスの放出については、全く情報がえられていない。そこで、この研究においては、次のような仮定を設けた。残留ガスがある時点(例えば、照射初期)に一時に全量放出するとすれば、その時点で圧力は上昇するが、それ以後のペレット焼しまりによるプレナム体積の増加のため圧力の降下が著しくなる。そこで、この検討の原則(圧力の上昇の原因は増加の方向に保守的に取る)に従い、焼しまりによる圧力の低下を compensate するように残留ガスが放出されると仮定する。すなわち、(17)式で与えられる残留ガスが(14)式で表わされるペレットスタックの縮みに応じて放出されると考えると、

$$\left(\frac{N_r}{V_p}\right) = \left(\frac{N_r}{V_p}\right) \cdot f(\text{Bu}) = 4.8929 \times 10^{-7} C_R (V_f/V_p) f(\text{Bu}) \quad (18)$$

となる。

2.3.3 核分裂生成ガス

燃料棒内のペレットから放出された核分裂生成ガスのモル数($N_{f.g}$)は、次のように表わされる。

$$N_{f.g} = R_s \cdot P_{f.g} \cdot B_u \cdot C_u \cdot W_f \times 10^{-6} (\text{gr-moles})$$

ここで、

R_s : ペレット内で生成した核分裂生成ガスのペレットからの放出率(100 R_s (%))

$P_{f.g}$: 核分裂生成ガスの生成率 (gr-moles/MWD)

B_u : 燃焼度 (MWD/ton U)

C_u : ペレット中のU含有率

W_f : ペレットスタック重量 (gr), ($W_f = \rho_f \cdot V_f$)

である。式中の 10^{-6} は ton Uを gr Uに換算するための係数である。

$$P_{f.g} = 1.35 \times 10^{-3} (\text{gr-moles/MWD})$$

$$C_u = 0.8815$$

$$\rho_f = 10.96 \text{ gr}/\text{cm}^3$$

として、 $N_{f.g}/V_p$ を求めると、

$$\frac{N_{f.g}}{V_p} = 1.3643 \times 10^{-8} R_s \cdot B_u \cdot (V_f/V_p)$$

となる。

2.3.4 燃焼中のガスモル数の変化

ガスのモル数の変化の状態3中の変化の比は、(16), (18)および(19)式より

$$\frac{m_B}{m_1} = \frac{N_i + N_f + N_{f.g}}{N_i} = \frac{1}{0.448 \times 10^{-4} P_i} \{ 0.448 \times 10^{-4} P_i + 4.8929 \times 10^{-7} C_R (V_f/V_p) f(B_u) + 1.3043 \times 10^{-8} R_s \cdot B_u (V_f/V_p) \} \quad (20)$$

となる。ここで、 V_f/V_p は、製作時のペレットスタック体積とプレナム体積の比 (R_L) であるから

$$\frac{m_B}{m_1} = 1 + 1.09212 \times 10^{-2} \frac{C_R}{P_i} R_L \cdot f(B_u) + 2.9114 \times 10^{-4} \frac{R_s}{P_i} B_u \cdot R_L \quad (21)$$

がえられる。

2.4 温度の変化

状態1から状態2に変化することによる温度の変化の比は

$$\frac{T_2}{T_1} = \frac{273 + T_W}{273 + T_R}$$

である。

状態2から状態3になり、定格運転状態になったときの圧力評価のためのプレナム平均温度は、冷却水温度 (K) に係数を乗じて評価できる⁷⁾。係数は、プレナムに接するペレットの中心温度、プレナム長さに対する被覆管直径の比によって決定される。

ペレットの焼しまりによりプレナムの長さが大きくなり、プレナム平均温度を求める係数は小さくなるが、この検討においては一定値とした。

3. 試算結果

焼しまりによる内圧評価法を第2章で定量化した。その結果をまとめてTable-2に示す。

この検討の計算に使用した数値は次の通りである。

初期燃料棒内圧力 (kg/cm ² a)	28, 32 (PWR)
	1.0 (BWR)
ペレットスタックとプレナム体積比	
	35 (PWR)
	10 (BWR)
初期ペレット密度 (%T. D.)	95

となる。

2.3.4 燃焼中のガスモル数の変化

ガスのモル数の変化の状態3中の変化の比は、(16)、(18)および(19)式より

$$\frac{m_B}{m_1} = \frac{N_i + N_r + N_{f.g.}}{N_i} = \frac{1}{0.448 \times 10^{-4} P_i} \{ 0.448 \times 10^{-4} P_i + 4.8929 \times 10^{-7} C_R (V_f/V_p) f(B_u) + 1.3043 \times 10^{-8} R_s \cdot B_u (V_f/V_p) \} \quad (20)$$

となる。ここで、 V_f/V_p は、製作時のペレットスタック体積とプレナム体積の比 (R_ℓ) であるから

$$\frac{m_B}{m_1} = 1 + 1.09212 \times 10^{-2} \frac{C_R}{P_i} R_\ell \cdot f(B_u) + 2.9114 \times 10^{-4} \frac{R_s}{P_i} B_u \cdot R_\ell \quad (21)$$

がえられる。

2.4 温度の変化

状態1から状態2に変化することによる温度の変化の比は

$$\frac{T_2}{T_1} = \frac{273 + T_W}{273 + T_R}$$

である。

状態2から状態3になり、定格運転状態になったときの圧力評価のためのプレナム平均温度は、冷却水温度 (K) に係数を乗じて評価できる⁷⁾。係数は、プレナムに接するペレットの中心温度、プレナム長さに対する被覆管直径の比によって決定される。

ペレットの焼しまりによりプレナムの長さが大きくなり、プレナム平均温度を求める係数は小さくなるが、この検討においては一定値とした。

3. 試算結果

焼しまりによる内圧評価法を第2章で定量化した。その結果をまとめてTable-2に示す。

この検討の計算に使用した数値は次の通りである。

初期燃料棒内圧力 (kg/cm ² a)	28, 32 (PWR)
	1.0 (BWR)
ペレットスタックとプレナム体積比	35 (PWR)
	10 (BWR)
初期ペレット密度 (%T. D.)	95

Table-2 Formulation of evaluating fuel rod internal pressure

	Plenum Volume	Gas Moles	Temperature
Initial condition as fabricated. (suffix 0)	$R_1 = L_s/L_p \approx \begin{cases} 10 \text{ (BWR)} \\ 35 \text{ (PWR)} \end{cases}$	$m_0 = \text{initial gas moles}$	$T_0 = T_r = 25 \text{ }^\circ\text{C}$
Arrived to coolant operating temp. (suffix 1)	$\frac{V_0}{V_1} = \frac{1}{1 - \alpha_f R_1 \frac{(T_w - T_r)}{T_w} + \alpha_c (R_1 + 1) \frac{(T_w - T_r)}{T_w}}$	$\frac{m_1}{m_0} = 1$	$\frac{T_1}{T_0} = \frac{T_w + 273}{T_r + 273}$
Beginning of burn up. (suffix 2)	$\frac{V_0}{V_2} = \frac{1}{1 - \alpha_f R_1 \left\{ T_e + \frac{(T_w - T_e)}{T_e} \right\} + \alpha_c (R_1 + 1) \frac{(T_w - T_r)}{T_w}}$ $V_1/V_2 = (V_0/V_2)/(V_0/V_1)$	$\frac{m_2}{m_1} = 1$	$\frac{T_2}{T_1} = 1.07$ ***
During burn up (suffix B)	$V_B/V_2 = 1 + (1/2)R_1'(\varphi_e - \varphi_i)f(\text{Bu})$ * $f(\text{Bu}) = (1/g) \left\{ 0.03 - 0.0093e^{-(\text{Bu} + B_0)/1135} - 0.0207e^{-(\text{Bu} + B_0)/35/1135} - (0.03 - g) \right\}$ ** $0.03 - g = 0.03 - 0.0093e^{-B_0/1135} - 0.0207e^{-35B_0/1135}$	$\frac{m_B}{m_0} = 1 + 1.09212 \times 10^{-2} \frac{R_1' R_1 f(\text{Bu})}{P_i} + 2.9114 \times 10^{-4} \frac{R_s}{P_i} \text{Bu} R_1$	$\frac{T_B}{T_2} = 1$

Nomenclature:

- L_s = Pellet stack length.
- L_p = Plenum length.
- T_w = Coolant operating temp.
- T_e = Temp. at pellet stack end.
- T_m = Max. temp. in pellet.
- α_f/α_c = linear thermal expansion coefficient of pellet/clad.
- R_1' = L_{s2}/L_{p2}
- Bu = Burn up (MWD/t-U).
- C_r = Residual gas content in pellet.
- R_s = Release rate.
- P_i = Initial gas pressure.
- φ = Pellet fractional density.

Remarks:

- * : USAEC MODEL
- ** : HALDEN model
- *** : JAERI-M 6249

焼しまり後の密度 (% T. D.)	96.5
定格冷却水温度 (°C)	321.1 (PWR)
	285.7 (BWR)
ペレット熱膨張係数 (cm/cm/°C)	10.5×10^{-6}
被覆管熱膨張係数 (cm/cm/°C)	6.7×10^{-6}
ペレットスタック上下端中心温度 (°C)	1000
ペレット最大温度 (°C)	2100
ペレット残留ガス量 ($\mu\text{L}/\text{gr UO}_2$)	0~80
核分裂ガス放出率	0~40

3.1. 残留ガス量の効果

ペレット内の揮発性残留ガス量の大小が燃料棒内圧にどのような効果を有するかを検討するため、核分裂生成ガスの放出がないとして、その効果を計算した。

試算結果を Fig-2, Fig-3 に示す。Fig-2 は、PWR 燃料棒を想定して計算したもので、初期圧力 $28 \text{ kg/cm}^2 \text{ a}$ 、ペレットスタックとプレナムの体積比 35、残留ガス量 0, 20, 40, 60, 80 $\mu\text{L}/\text{gr-UO}_2$ としての計算結果である。Fig-3 は、BWR を想定して計算したもので、初期圧力 $1 \text{ kg/cm}^2 \text{ a}$ 、ペレットスタックとプレナムの体積比 10、残留ガス量 0, 20, 40 $\mu\text{L}/\text{gr-UO}_2$ としての計算結果である。

Fig-2 の結果から PWR の燃料棒の如く、加圧型でプレナム体積の小さいものは、残留ガス含有率が $40 \mu\text{L}/\text{gr UO}_2$ を境としてそれ以上では、内圧は燃焼と共に増加し、それ以下では減少する。一方、Fig-3 に示されるように、BWR の燃料棒の如く、初期加圧がなく、プレナム体積の大きいものでは、残留ガスの放出がなくても、わずかな内圧低下しか起こさないと考えられるが、残留ガスの放出が多少でもあれば急激な内圧の上昇が考えられる。

なお、旧設計の燃料棒では、ペレットの残留ガス含有率 $80 \mu\text{L}/\text{gr UO}_2$ 程度を許容したが、最近の設計においては、出来る限り小さく押えており、 $40 \mu\text{L}/\text{gr UO}_2$ 以下が普通である。

3.2 核分裂生成ガスの放出率の効果

ペレット残留のガスの効果はないと仮定し、核分裂生成ガスの放出が内圧に与える効果を計算した。

試算結果を Fig-4, 5 に示す。Fig-4 は、Fig-2 と同様に PWR を想定して計算したものである。Fig-5 は、Fig-3 と同様に BWR を想定して計算したものでプレナム体積比、初期圧力は、Fig-3 の場合と同じである。

Fig-4 から分るように、PWR 型燃料棒では、放出率が 40% 程度でも、燃焼の初期に内圧低下の可能性がある。一方、BWR 型燃料棒では、Fig-5 に示されるように放出率 10% 程度ですでに内圧が上昇する。

3.3 PWR 加圧型燃料棒の内圧について

ペレット残留ガス量を $20.40 \mu\text{L}/\text{gr UO}_2$ 、核分裂生成ガスの放出率を 35% とし、初期加圧力を 28 および $32 \text{ kg/cm}^2 \text{ a}$ にして試算を行った。

計算結果を Fig-6, Fig-7 に示す。初期圧力 $28 \text{ kg/cm}^2 \text{ a}$ では、ペレット残留ガス含有率 20

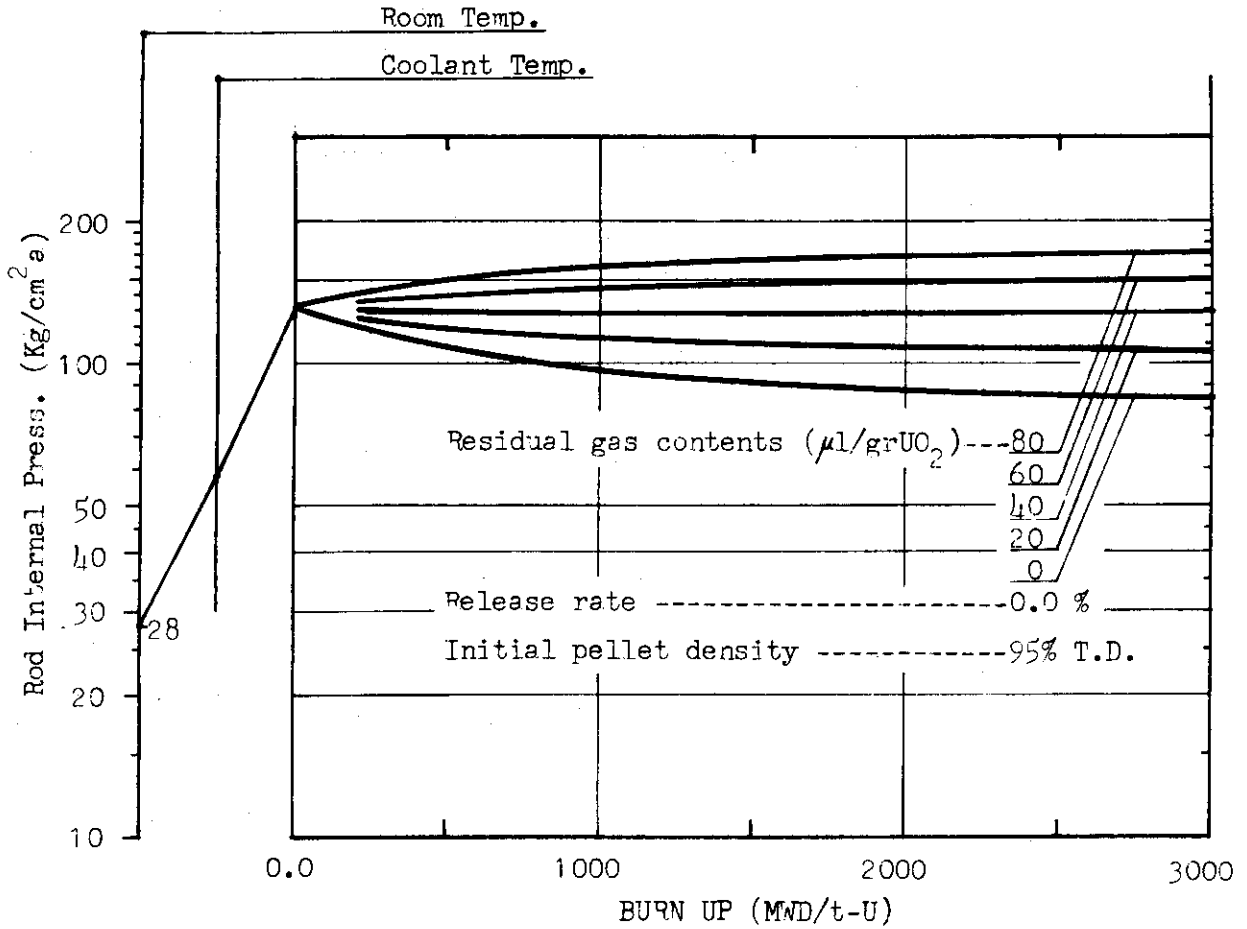


Fig.-2 Effect of residual gas contents on PWR's fuel rod internal pressure

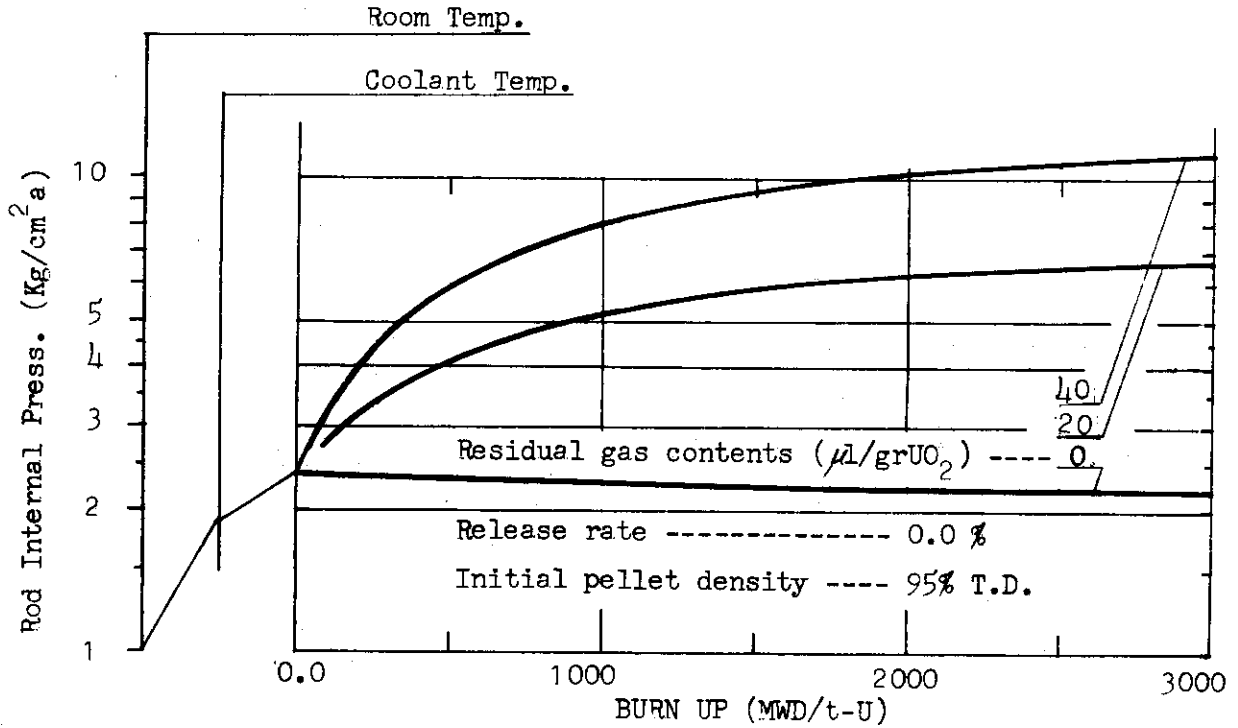


Fig.-3 Effect of residual gas contents on BWR's fuel rod internal pressure

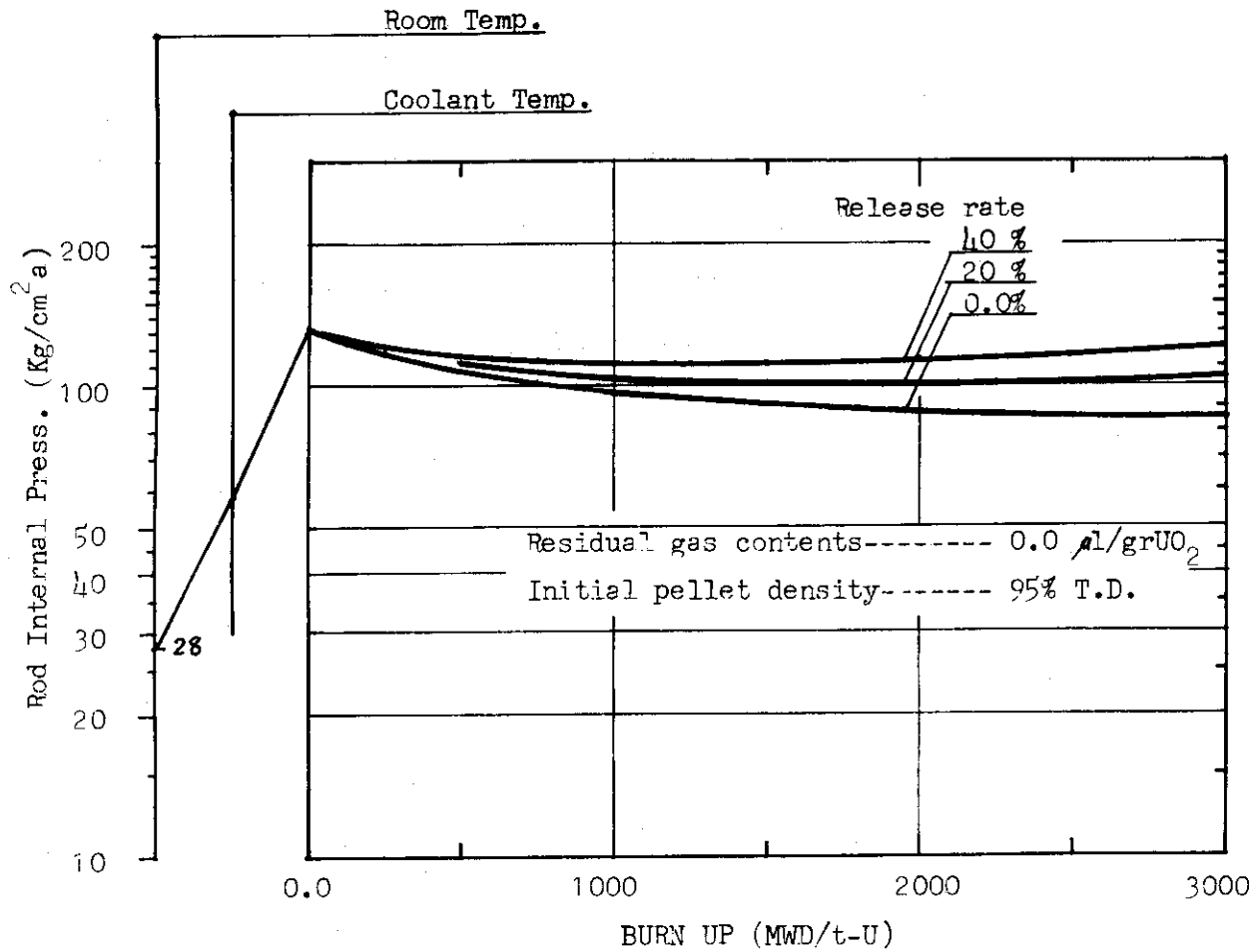


Fig.-4 Effect of release rate on PWR's fuel rod internal pressure

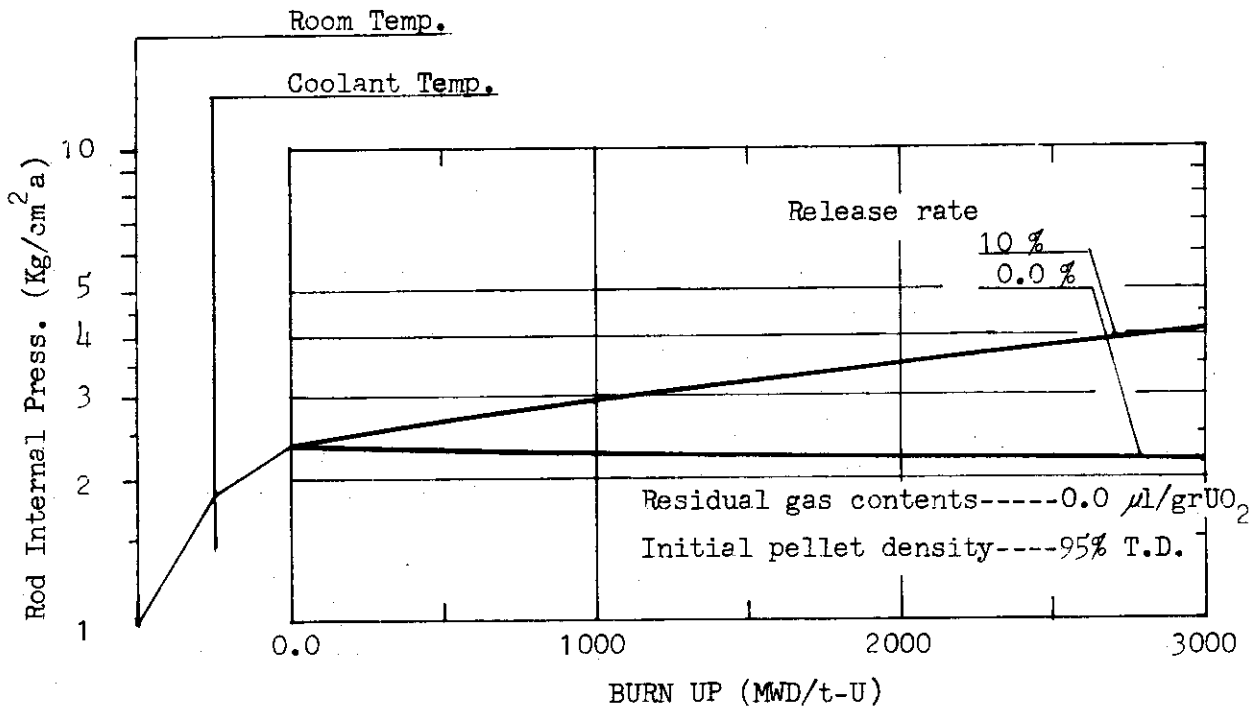


Fig.-5 Effect of release rate on BWR's fuel rod internal pressure

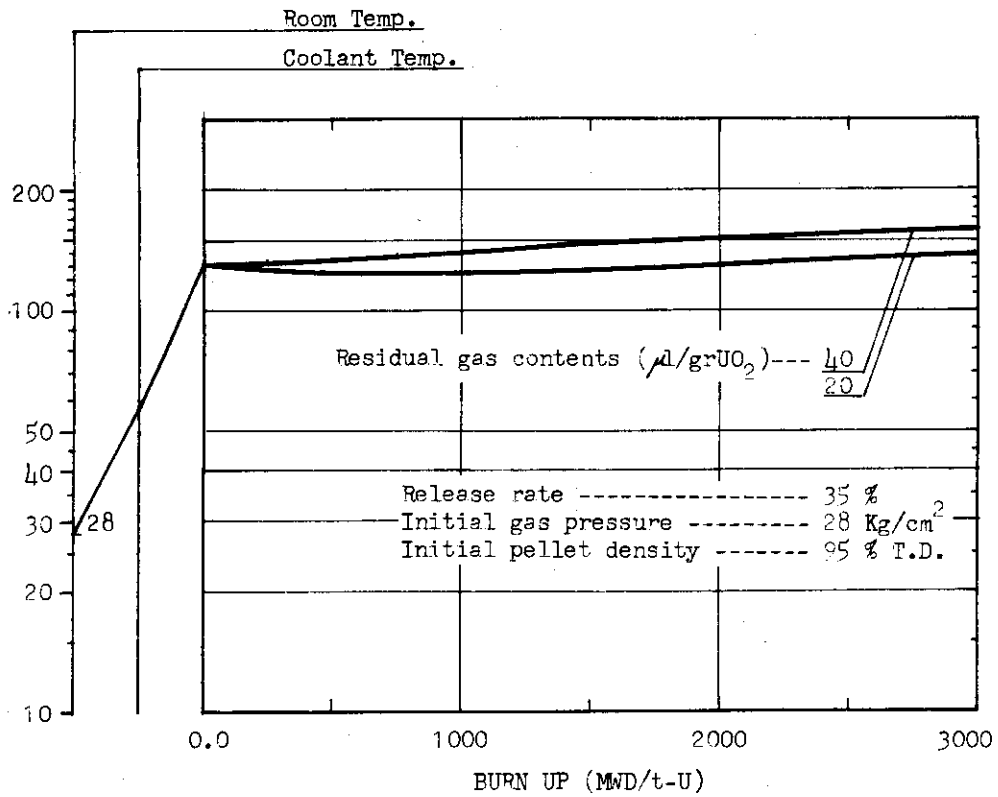


Fig.-6 Effect of pellet densification on PWR's fuel rod internal pressure (initial gas pressure 28 kg/cm²t)

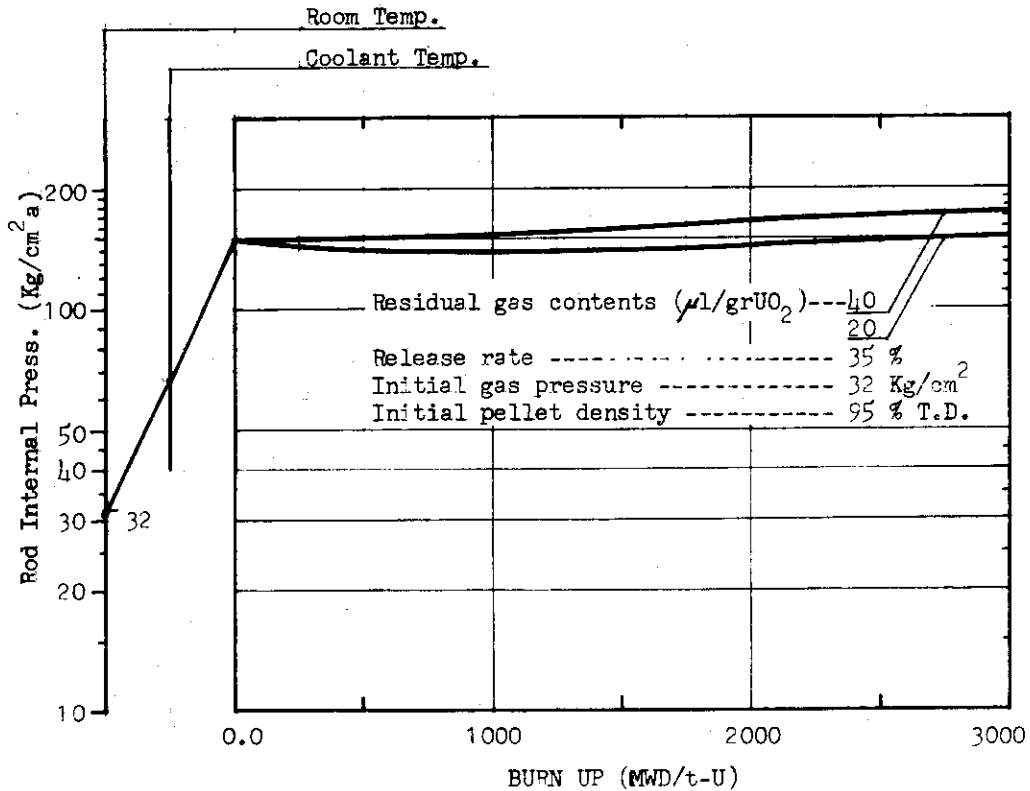


Fig.-7 Effect of pellet densification on PWR's fuel rod internal pressure (initial gas pressure 32 kg/cm²t)

$\mu\text{l}/\text{gr-UO}_2$ で、燃焼の初期に内圧のわずかな低下の可能性を示すが、 $40 \mu\text{l}/\text{gr-UO}_2$ では、低下の可能性はない。

初期圧力 $32 \text{ kg}/\text{cm}^2 \text{ a}$ で、残留ガス量 $20 \mu\text{l}/\text{gr-UO}_2$ は、最大で $10 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 程度の内圧低下の可能性を示している。また、 $40 \mu\text{l}/\text{gr-UO}_2$ でも、 $1000 \text{ MWD}/\text{t-U}$ 程度の燃焼度までは内圧は増加しない。

なお、この結果は、初期加圧が高い程、焼しまりによる内圧低下の可能性が大きいことを示している。

4. 試算結果の検討

1) PWR型の燃料棒では、Fig-2に示されるようにペレット残留ガス含有率 $40 \mu\text{l}/\text{gr UO}_2$ 以上では、この検討に関する限り、内圧低下の可能性はない。しかし、最近の燃料ペレットは、被覆ジルコニウム合金管の局所的水素化 (local hydrizing) を防止するため、ペレット製造仕様において $40 \mu\text{l}/\text{gr UO}_2$ 以下におさえられている。

2) PWR型の燃料棒では、Fig-4の試算に示されるようにペレットからのFPガス放出率が40%をこえる場合、内圧の低下の可能性は、小さくなる。しかし、放出率を求める設計計算法(放出率はペレット内の温度領域に従って変る)で通常の燃料棒の運転状態の放出率を計算してみても、最高出力部で40%をこえることがあってもペレットスタック全長について40%をこえることはない。これは、燃料棒内の温度分布を評価するプログラムGAPCON-THERMAL-1等の計算結果でも40%をこえていない。⁸⁾

3) この研究における試算仮定のもとで、BWR型燃料棒の内圧はほとんど低下する可能性はない。しかしながら、現実のBWR型の燃料棒でも内圧が照射初期に急激に低下するという実測例がある。⁹⁾ これは、ペレットの残留ガス量、FPガスの放出率等が非常に小さいであろうということを推測させる。

4) このペレット焼しまりによる燃料棒内圧低下の可能性の検討にさいし、内圧低下の原因としてペレット焼しまりによるプレナム空間の増加と被覆管が冷却水温度まで温度上昇する熱膨張に基づくプレナム体積の増加以外の原因は採用していない。内圧に影響する他の原因は、内圧が高くなる方向に取っている。

したがって、この研究において指摘した以上の内圧の低下の可能性がありうる。

5) この研究に使用した計算方法のうち、ペレット残留ガス放出率プレナム平均温度算出法、プレナム体積の焼しまりによる増加を計算機プログラムGAPCON-THERMAL-1に組み込み、内圧の変化を計算した。その結果をFig-8に示す。燃料棒内圧力は照射初期に大きく低下することを示している。このFig-8とFig-6,7とで差が表れる原因は、プログラムにおいてギャップの体積にもガスが蓄積されると考えていること、核分裂生成ガス放出率を正確に計算しているためと考えられる。

$\mu\text{l}/\text{gr-UO}_2$ で、燃焼の初期に内圧のわずかな低下の可能性を示すが、 $40 \mu\text{l}/\text{gr-UO}_2$ では、低下の可能性はない。

初期圧力 $32 \text{ kg}/\text{cm}^2 \text{ a}$ で、残留ガス量 $20 \mu\text{l}/\text{gr-UO}_2$ は、最大で $10 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 程度の内圧低下の可能性を示している。また、 $40 \mu\text{l}/\text{gr-UO}_2$ でも、 $1000 \text{ MWD}/\text{t-U}$ 程度の燃焼度までは内圧は増加しない。

なお、この結果は、初期加圧が高い程、焼しまりによる内圧低下の可能性が大きいことを示している。

4. 試算結果の検討

1) PWR型の燃料棒では、Fig-2に示されるようにペレット残留ガス含有率 $40 \mu\text{l}/\text{gr UO}_2$ 以上では、この検討に関する限り、内圧低下の可能性はない。しかし、最近の燃料ペレットは、被覆ジルコニウム合金管の局所的水素化 (local hydrizing) を防止するため、ペレット製造仕様において $40 \mu\text{l}/\text{gr UO}_2$ 以下におさえられている。

2) PWR型の燃料棒では、Fig-4の試算に示されるようにペレットからのFPガス放出率が40%をこえる場合、内圧の低下の可能性は、小さくなる。しかし、放出率を求める設計計算法(放出率はペレット内の温度領域に従って変る)で通常の燃料棒の運転状態の放出率を計算してみても、最高出力部で40%をこえることがあってもペレットスタック全長について40%をこえることはない。これは、燃料棒内の温度分布を評価するプログラムGAPCON-THERMAL-1等の計算結果でも40%をこえていない。⁸⁾

3) この研究における試算仮定のもとで、BWR型燃料棒の内圧はほとんど低下する可能性はない。しかしながら、現実のBWR型の燃料棒でも内圧が照射初期に急激に低下するという実測例がある。⁹⁾ これは、ペレットの残留ガス量、FPガスの放出率等が非常に小さいであろうということを推測させる。

4) このペレット焼しまりによる燃料棒内圧低下の可能性の検討にさいし、内圧低下の原因としてペレット焼しまりによるプレナム空間の増加と被覆管が冷却水温度まで温度上昇する熱膨張に基づくプレナム体積の増加以外の原因は採用していない。内圧に影響する他の原因は、内圧が高くなる方向に取っている。

したがって、この研究において指摘した以上の内圧の低下の可能性がありうる。

5) この研究に使用した計算方法のうち、ペレット残留ガス放出率プレナム平均温度算出法、プレナム体積の焼しまりによる増加を計算機プログラムGAPCON-THERMAL-1に組込み、内圧の変化を計算した。その結果をFig-8に示す。燃料棒内圧力は照射初期に大きく低下することを示している。このFig-8とFig-6,7とで差が表れる原因は、プログラムにおいてギャップの体積にもガスが蓄積されると考えていること、核分裂生成ガス放出率を正確に計算しているためと考えられる。

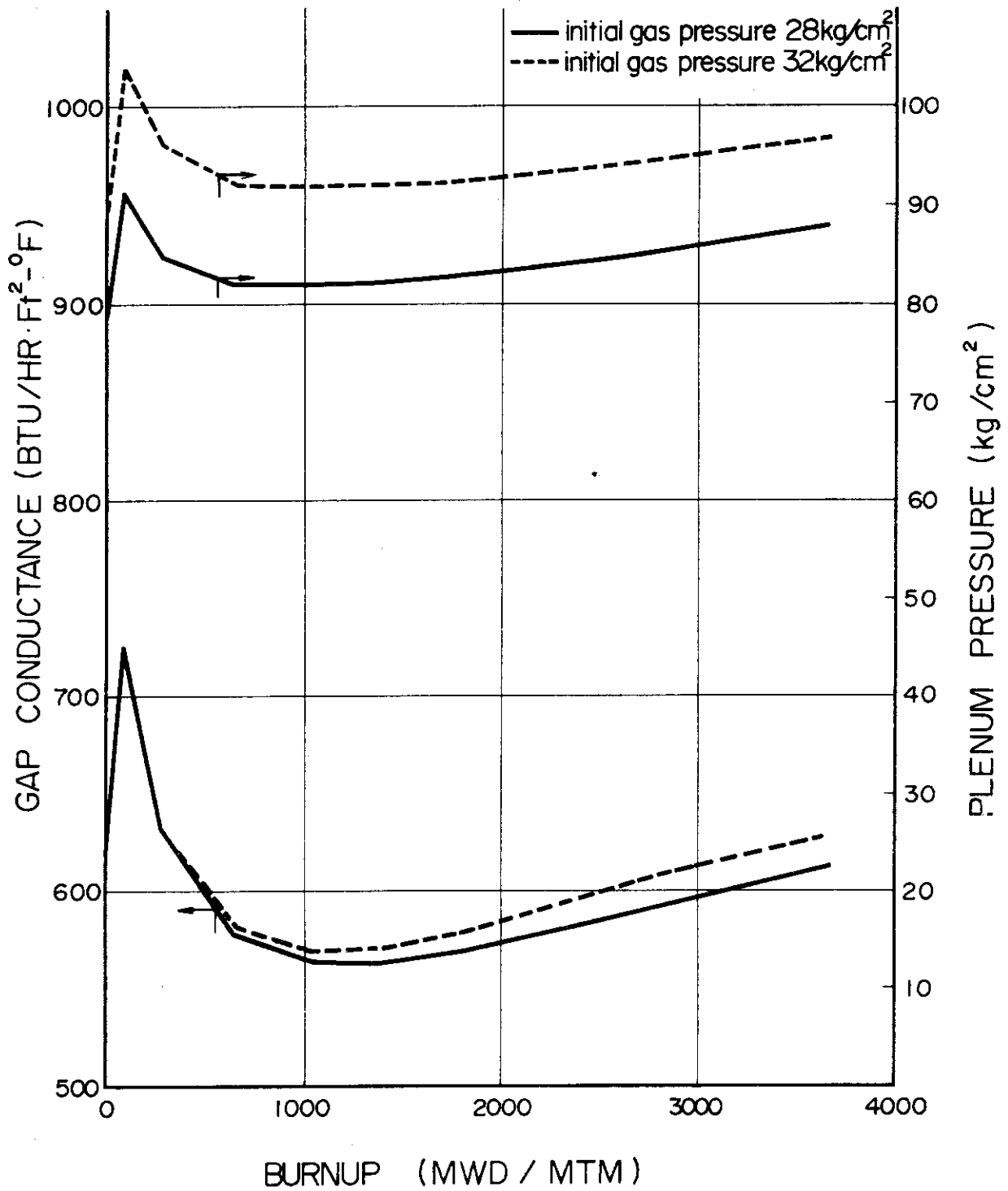


Fig.-8 Transition of fuel rod internal pressure due to pellet densification computed by modified GAPCON-THERMAL-1

5. む す び

この研究によって検討した燃料棒の内圧変化に関し、次のように結論づけられる。

PWR型の加圧型燃料棒は、その熱焼初期においてペレットの焼しまりによる内圧低下の可能性はある。その理由は、ペレットスタック体積に比較しプレナム体積が小さいため、ペレットの焼しまりによる燃料棒内空間の増加率が大きくなることおよび加圧型のための初期封入のガス量が大きく、これにFPガスの放出とかペレット残留ガスの放出がおこってもガス量の増加率が小さいからである。すなわち、燃料棒内空間の増加率がガス量の増加率より大きいからである。

上記の理由から、この研究に関する限り、プレナム体積が大きく、初期加圧のないBWR型燃料棒では内圧低下の可能性は少ない。

参 考 文 献

- 1) U.S. AEC. Regulatory staff, "Technical Report on Densification of Light Water Reactor Fuels," November 14, 1972
- 2) "Densification effects on Exxon Nuclear Pressurized Reactor Fuel," Supplement 4 (Revision 1), XN-209 (Supp. 4) (Rev. 1), Dec. 27, 1974
- 3) F. Ruffeh, "Solubility of Helium in Uranium Dioxide," UCRL-11043, March 1964
- 4) F. Ruffeh, et al., "The Solubility of Helium in UO_2 ," Trans. Am. Nucl. Soc. 7 (1), 1964
- 5) K.D. Knudsen, "The role of the test reactor in expanding the operational limits," Nucl. Eng. Desn. 33 (1975), 196-204.
- 6) 飛岡利明, "軽水炉燃料のやきしまり研究", 原子力工業 20(1974), 6 p.p. 19-25.
- 7) 原山泰雄, "燃料棒内プレナム平均温度の考察", JAERI-M 6249(1975).
- 8) C.R. Mann, C.E. Beyer, L.J. Parchen, "GAPCON-THERMAL-1: A Computer Program for Calculating the Gap Conductance in Oxide Fuel Pins," BNWL-1778, Sep. 1973
- 9) M. Uchida, private communication.

5. む す び

この研究によって検討した燃料棒の内圧変化に関し、次のように結論づけられる。

PWR型の加圧型燃料棒は、その熱焼初期においてペレットの焼しまりによる内圧低下の可能性はある。その理由は、ペレットスタック体積に比較しプレナム体積が小さいため、ペレットの焼しまりによる燃料棒内空間の増加率が大きくなることおよび加圧型のための初期封入のガス量が大きく、これにFPガスの放出とかペレット残留ガスの放出がおこってもガス量の増加率が小さいからである。すなわち、燃料棒内空間の増加率がガス量の増加率より大きいからである。

上記の理由から、この研究に関する限り、プレナム体積が大きく、初期加圧のないBWR型燃料棒では内圧低下の可能性は少ない。

参 考 文 献

- 1) U.S. AEC. Regulatory staff, "Technical Report on Densification of Light Water Reactor Fuels," November 14, 1972
- 2) "Densification effects on Exxon Nuclear Pressurized Reactor Fuel," Supplement 4 (Revision 1), XN-209 (Supp. 4) (Rev. 1), Dec. 27, 1974
- 3) F. Ruffeh, "Solubility of Helium in Uranium Dioxide," UCRL-11043, March 1964
- 4) F. Ruffeh, et al., "The Solubility of Helium in UO_2 ," Trans. Am. Nucl. Soc. 7 (1), 1964
- 5) K.D. Knudsen, "The role of the test reactor in expanding the operational limits," Nucl. Eng. Desn. 33 (1975), 196-204.
- 6) 飛岡利明, "軽水炉燃料のやきしまり研究", 原子力工業 20(1974), 6 p.p. 19-25.
- 7) 原山泰雄, "燃料棒内プレナム平均温度の考察", JAERI-M 6249(1975).
- 8) C.R. Mann, C.E. Beyer, L.J. Parchen, "GAPCON-THERMAL-1: A Computer Program for Calculating the Gap Conductance in Oxide Fuel Pins," BNWL-1778, Sep. 1973
- 9) M. Uchida, private communication.