

TN843-72-02

<技術メモ>

本資料は 年 月 日付の記録区分、
変更する。 2001. 6. -6

[技術情報室]

核燃料物性データ

1971年5月～1972年3月

Physical and Chemical Properties of Nuclear Fuels

May, 1971 ~ March, 1972

1972年3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



核燃料物性データ

1971年5月～1972年3月

実施責任者	小泉益通	(プルトニウム燃料部開発課)
報告者	小松純治	(同上)
	笹尾信之	(同上)
	丸石芳宏	(同上)
	立花利通	(同上)
	梶谷幹男	(同上)
	川又博	(同上)

期間 1971年5月～1972年3月

目的 高速炉燃料の設計および燃料挙動解析のため必要とする国内外の燃料物性に関するデータの集積評価。

要旨 最近の核燃料に関する物性データを集積評価し燃料設計、燃料挙動解析に役だてるため1971年5月から1972年3月までの混合酸化物燃料を中心にしたデータを集積、整理した。

はじめに

1. コーディング*

i) Phase Diagrams & Crystal Structure	1-31-35
ii) Melting Point & Vapor Pressure	1-31-06
iii) Thermal Expansion	1-31-42
iv) Thermal Conductivity	1-31-38
v) Specific Heat	1-31-13
vi) Gap Conductance	9-01-11
vii) F.P. Gas Release Rate	1-31-82
viii) Absorbed Gas Release Rate	1-31-81
ix) Fuel Meat Release & Safety	9-03
x) Swelling Rate	1-31-83
xi) Youngs Modulus	1-31-52
xii) Poisson Ratio	1-11-53
xiii) Yield Strength	1-11-62
xiv) Creep Rate	1-31-70
xv) Structure Changes	1-31-34
xvi) Interaction between Fuel & Cladding	9-01-01

*) N141-70-14 (1970.9) による。

2. 前回までの報告書

レポート番号	表 題	発行年	報 告 者
SN843-70-13	核燃料物性データ ～1970年3月	1970.	小泉, 松本, 小松, 佐藤(政) 佐藤(寛), 金子, 横内, 田畑 丸石, 野呂
SN843-70-14	核燃料物性データ 1970年4月～ 1970年9月	1970.12	小泉, 小松, 古屋, 佐藤(政) 佐藤(寛), 金子, 横内, 丸石 立花, 新保
SN843-71-08	核燃料物性データ 1970年10月～ 1971年4月	1971.6	小泉, 小松, 横内, 丸石, 立花

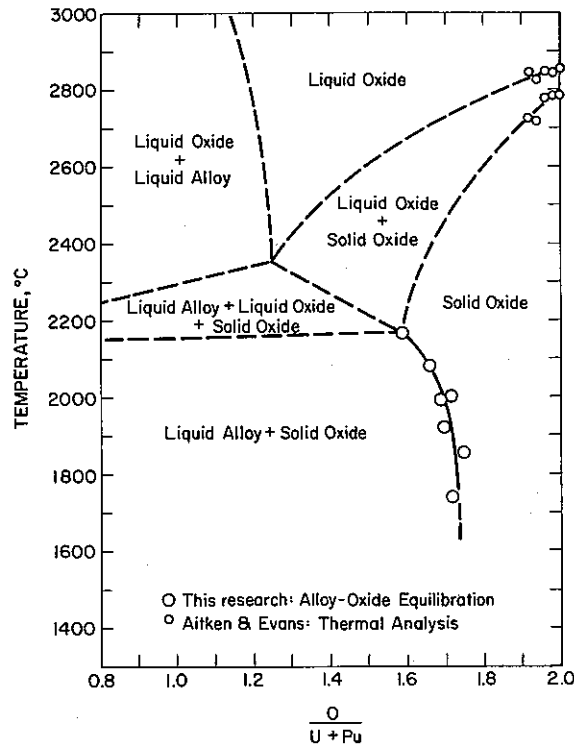


Fig.1 The uranium-plutonium-oxygen phase diagram for the section at $Pu/(U+Pu)=0.198$

試料： $Pu/U + Pu : 0.198$

melting Point $\doteq 2800^{\circ}C$ (Solid oxide) $O/U 2.0$

方法：混合酸化物で出来たルツボを使用し、溶融したU-Pu合金と平衡させ、ルツボ中の酸素量を測定し $1740 \sim 2170^{\circ}C$ での $(Pu_{0.2} U_{0.8})O_{2-x}$ の状態図をしらべる

結果：図はU-Pu-O系で $Pu/U + Pu = 0.198$ のときを示す。点線の部分はU- UO_2 とPu- Pu_2O_3 の状態図をもとに推定したものである。

$(Pu_{0.44} U_{0.56})O_{2-x}$ について同じような測定をしたがPu濃度0.198の場合より hypostoichiometricで、 $1920^{\circ}C$ で $O/M 1.51$ 、 $1740^{\circ}C$ で $O/M 1.60$ であった。

Lattice parameters of irradiated uranium dioxide

Sample	Burn-up %	Lattice parameter, Å	
		unannealed	annealed
P.H. 8/6	1.1	-	5.4677
BC 12	4.2	-	5.4640
BC 9	3.5	5.4770	-
BC 11	7.1	5.4452	5.4622
BC 5	9.0	5.4762	-
BC 6	11.0	5.4767	5.4501

Measured oxygen "excess" in irradiated oxide fuels vs burnup

Fuel initial composition	Burnup (atom percent)	Oxygen excess (O/M units)
$(U_{0.7}Pu_{0.3})O_{2.00}$	4.3	0.006
	4.4	0.012
	7.6	0.014
	8.0	0.018
	8.1	0.021
	8.8	0.022
	10.6	0.053
PuO _{2.00}	10.8	0.040
	10.3	0.056
	11.7	0.051
	15.9	0.086
	16.8	0.098

The composition of fission product inclusions

Initial fuel composition	Composition range of inclusions in irradiated plutonium oxides				
	Mo	Tc	Ru	Rh	Pd
PuO _{1.7}	8.5-15 (11.7)	4.2-8.4 (6.1)	7.8-15.7 (12.1)	4.6-6.9 (5.8)	6-10.8(8.5)
PuO _{2.0}	0.3-1.5 (0.9)	1.2-3.1 (1.7)	5.9-15.3 (8.0)	1.3-6.6 (3.7)	0.9-13.2(7.5)

Elements forming solid-solution-physical constants

Element	Valency	Ionic radius Å	Fission product yield per 100 fissions (ii)
Zr (i)	+4	0.79	25.6
Co	+4	0.94	17.0
Lanthanides	+3	1.06 (Nd)	34.0
Y	+3	0.92	5.3
U	+4	0.9685	
U	+6	0.80	

Note: (i) The zirconium concentration is that remaining after formation of BaZrO₃.
(ii) Calculations are at 100 days cooling time.

U又はPuが fissionした時に, f.p. 混合物の平均原子価は, startした時の物質とは異なっている。

この paper では, 照射 fuel の組成を computer programme を使って導びき, 熱力学的考察と実際の実験が, 照射した酸化物燃料中の原子価変化の結果を予測し, かつ確かめるために行なわれた。

実験は UO₂ の lattice dilation の X線回折, Pu 酸化物及び混合酸化物の O/M 比の測定, それに Pu 酸化物中に形成された inclusion の XMA 分析より成り立つ。

結果は ランタニドの分裂性物質が oxide lattice に入り込み, 従って照射された U-酸化物は burn-up と共にそれ以上酸化されないうが, しかし Pu-酸化物は fission yield spectrum の shift のため, かなり oxygen-rich になる。

Journal of nuclear Materials 41 (1971) 143-155

The Chemical Effects of Composition Changes in irradiated oxide Fuel Materials

J.H. Davies and F.T. EWART

融点にはプルトニウム濃度, O/M, 不純物, 燃焼度にもなる F.P. の影響等いくつかの要因が影響するが化学量論性をコントロールして, サーマルアレスト法で測定した, W. L. Lyon and W. E. Baily のものが最も利用できる。(Fig.1)

O/M の影響についてはデータが少なく現在 Aitken と Evans による Fig.2 のデータが利用できる。

燃焼度の影響についてもデータが少ないが J. L. Krankota と C. N. Graig による Fig.3 のデータがある。

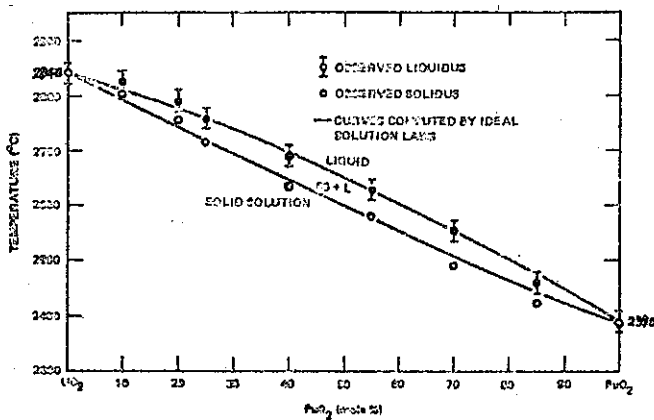


Fig.1 (U, Pu)₂O₂ fuel system

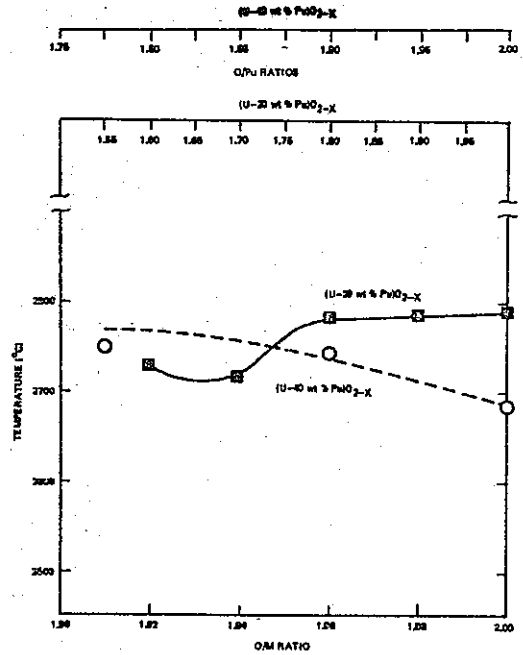


Fig.2 The effect of stoichiometry on the melting point (solidus) of (U,Pu)_{2-x}O₂ compounds

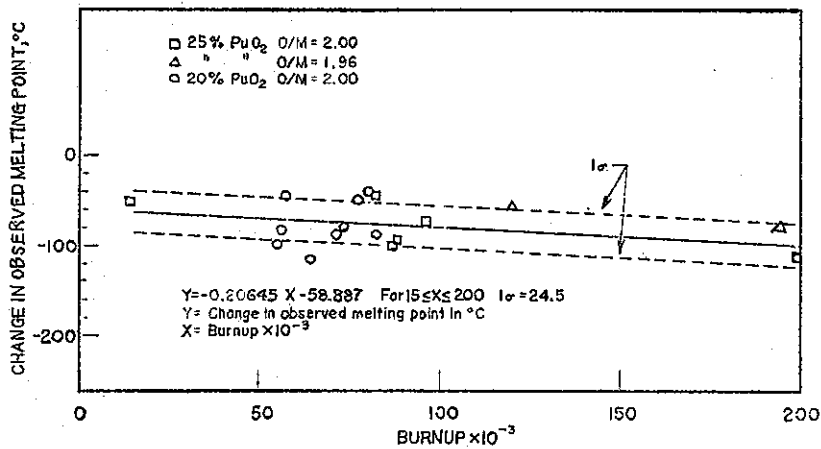
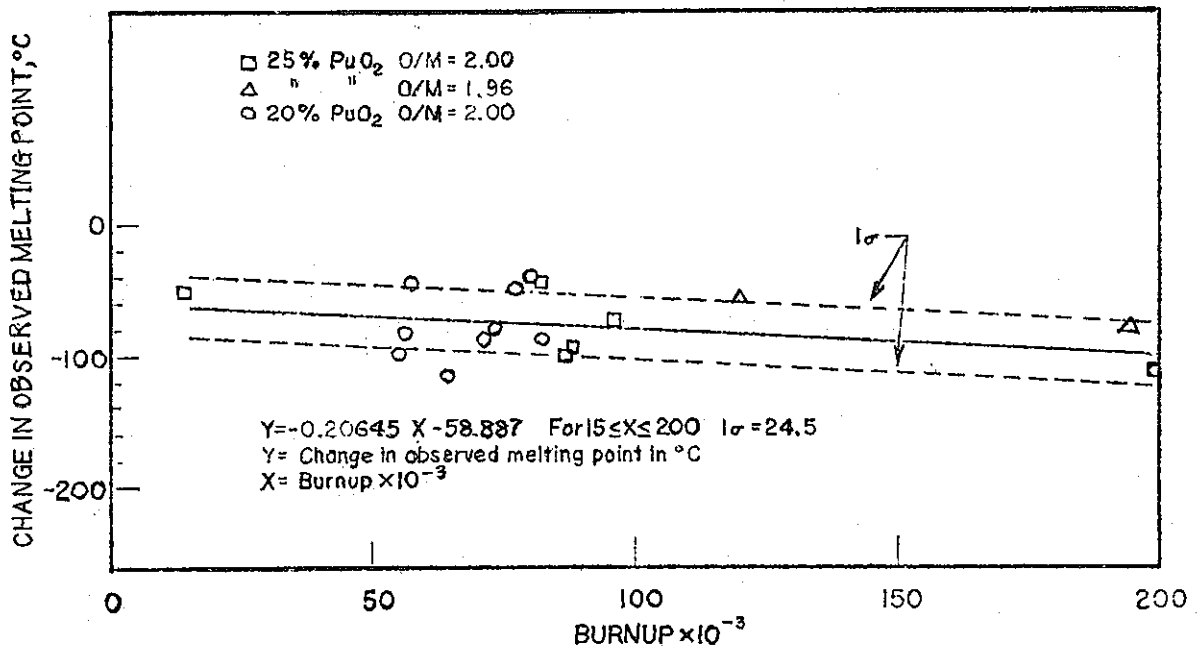


Fig.3



FBR燃料の Burnup が melting point に与える影響を示したものであるが、これは J. L. Krankota (GEAP-13515 July 1969) らの資料を統計的に解析したものである。Burnp の増加とともに Melting point は減少するとしている。

コメント：この結果の傾向は PNC 鹿島らの Data と一致する。

CONF -710414 - 1

Effect of burnup on fuel pin thermal performance.

A. Biancheria, U. P. Nayak, M. S. Beck.

混合酸化物の熱膨脹について Roth and Halteman が X線回折により 100~1200°C までのデータを測定していたが、O/M が 2.01~2.13 まで変わっており精度があまりよくない。Conway 等により熱膨脹計を用いて測定した UO₂ のデータと Brett と Russell による PuO₂ の熱膨脹計での測定結果を用いプルトニウム濃度のことなる混合酸化物燃料の熱膨脹は重量比で重みをつけて平均した値が実験とよく一致することが報告されている。例へば

$$(U+25w/oPu)O_2 : 800\sim 2000^\circ C$$

$$\Delta L/L = 4.41 \times 10^{-4} + 6.765 \times 10^{-6} T + 2.965 \times 10^{-9} T^2 \quad T^\circ C$$

$$(U+20w/oPu)O_2$$

$$\Delta L/L = 4.36 \times 10^{-4} + 6.793 \times 10^{-6} T + 2.92 \times 10^{-9} T^2$$

しかし高温での値については信頼性に乏しい

Table 1 Thermal expansion of UO₂ and PuO₂

Temperature (°C)	Thermal Expansion (%)	
	UO ₂ ¹	PuO ₂ ³
1000	1.01	1.06
1200	1.27	1.34
1400	1.64	1.65
1600	1.85	1.96
1800	2.18	2.35
2000	2.53	2.74
2200	2.91	3.16
2400	3.30 ²	
2600	3.74 ²	

1. Values by Conway Finckel and Hein³
2. Projected UO₂ values
3. Projected PuO₂ values based upon dilatometric of and Ruwell⁴

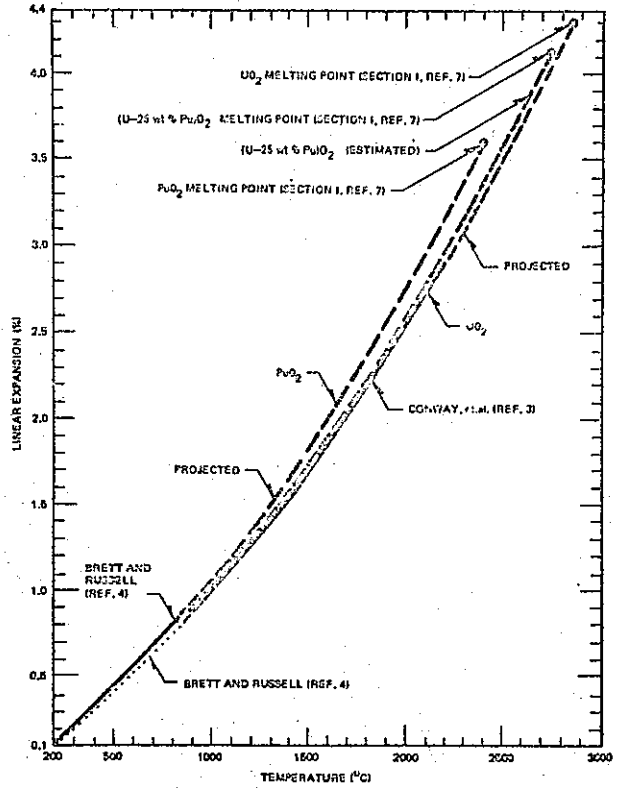


Fig.1 Thermal expansion of mixed oxide

- UO_2 と $(U, Pu)O_2$ の stoichiometric 組成 100% T.D. の平均熱伝導度 (900~3000°K)

$$K(T) = \frac{41.2}{4.9+T} + 6.55 \times 10^{-13} T^3 \pm 7\% \text{ w/cm}^\circ\text{C}$$

- Stoichiometric UO_2 と $(U, Pu)O_2$ (15% Pu, 95% T.D)

Table 1 : Thermal conductivity of stoichiometric UO_2 and $(U, Pu)O_2$ (15% Pu, 95% t. d.)

T (°C)	K_{UO_2} (w/cm.°)	$K_{(U, Pu)O_2}$ (w/cm.°)
600	0.041	0.043
800	0.034	0.036
1000	0.029	0.031
1200	0.026	0.028
1400	0.024	0.027
1600	0.023	0.027
1800	0.022	0.026
2000	0.023	0.026
2200	0.023	0.027
2400	0.024	0.029

- 95% T.D の $(U, Pu)O_{2+x}$ (15% Pu) の熱伝導度

Table 2 : Thermal conductivity of mixed oxide for different stoichiometries (approx. 15% Pu, 95% t. d., K in w/cm.°)

T[°C]	$K(U, Pu)O_{2.05}$	$K(U, Pu)O_{2.00}$	$K(U, Pu)O_{1.99}$	$K(U, Pu)O_{1.98}$
500	0.024	0.048	0.040	0.032
1000	0.021	0.031	0.027	0.024
1500	-	0.025	0.022	0.021
2000	-	0.026	0.023	0.022

- Start up 後の熱伝導度 Stoichiometric $(U, Pu)O_2$ 85% T.D

Table 4 : Thermal conductivity after startup for stoichiometric mixed oxide starting density : 85% t. d.

T[°C]	Thermal conductivity K (w/cm°)		Zone in fuel element	Temperature range
	Homogeneous starting porosity	Non-homogeneous starting porosity		
600	0.035	0.035	Porosity Zone	<1300°C
800	0.029	0.029		
1000	0.026	0.026		
1200	0.023	0.023	P = 0.15	
1400	0.022	0.026		
1600	0.021	0.026	Grain growth zone P = 0.05	1300~1700°C
1800	0.021	0.029		
2000	0.022	0.030	Columnar crystal zone	>1700°C
2200	0.023	0.032		
			P = 0	

○ burn-up の効果

燃焼により存在すると考えられる化合物の熱伝導度を示す。

Verbindung	Dichte (%)	T (°K)	K (w/cm·grad)	Lit.
UO ₂	88	500	0.060	3
		1000	0.031	3
	100	1000	0.042	3
		2000	0.026	3
CeO ₂	88	500	0.08	12
		1000	0.034	12
		2000	0.008	12
Y ₂ O ₃	100	1000	0.035	12
		2000	0.030	12
ZrO ₂	92	500	0.017	12
		1000	0.020	12
		2000	0.027	12
38%UO ₂ -62%CeO ₂	62	500	0.019	12
UO _{2,2} -3 Y ₂ O ₃ *	100	1000	0.029	12
		2000	0.022	12
ZrO ₂ -15%Y ₂ O ₃	89	500	0.015	12
		1000	0.017	12
	100	500	0.018	12
ZrO ₂ -7%Y ₂ O ₃	77.5	500	0.015	12
		1000	0.019	12
-23%CeO ₂		1000	0.008	12

* zweiphasig

Verbindung	T (°K)	K (w/cm·grad)
SrO	500	0.50
	1000	2.52
BaO	500	0.54
	1000	3.40
SrO·BaO	500	0.42
	1000	1.80
SrO·BaO +2.5% ZrO ₂	1000	1.57
	U	298
Pu	298	0.084
Mo	298	1.37
	500	1.30
	1000	1.13
Ru	2000	0.92
	298	1.0
	500	1.0
Rh	298	1.5
	500	1.4
Pd	500	0.76
	1000	0.80
ε-Phase (Mo, Tc, Ru, Rh, Pd)	298-2000	0.8*
oxid. Einschlüsse	1000	1.5*

* geschätzte Werte

KFK-1245 (EURFNR-817) (1970)

"Variation in the Thermal conductivity of an oxide fuel element during burn up"

by H. Kleykamp.

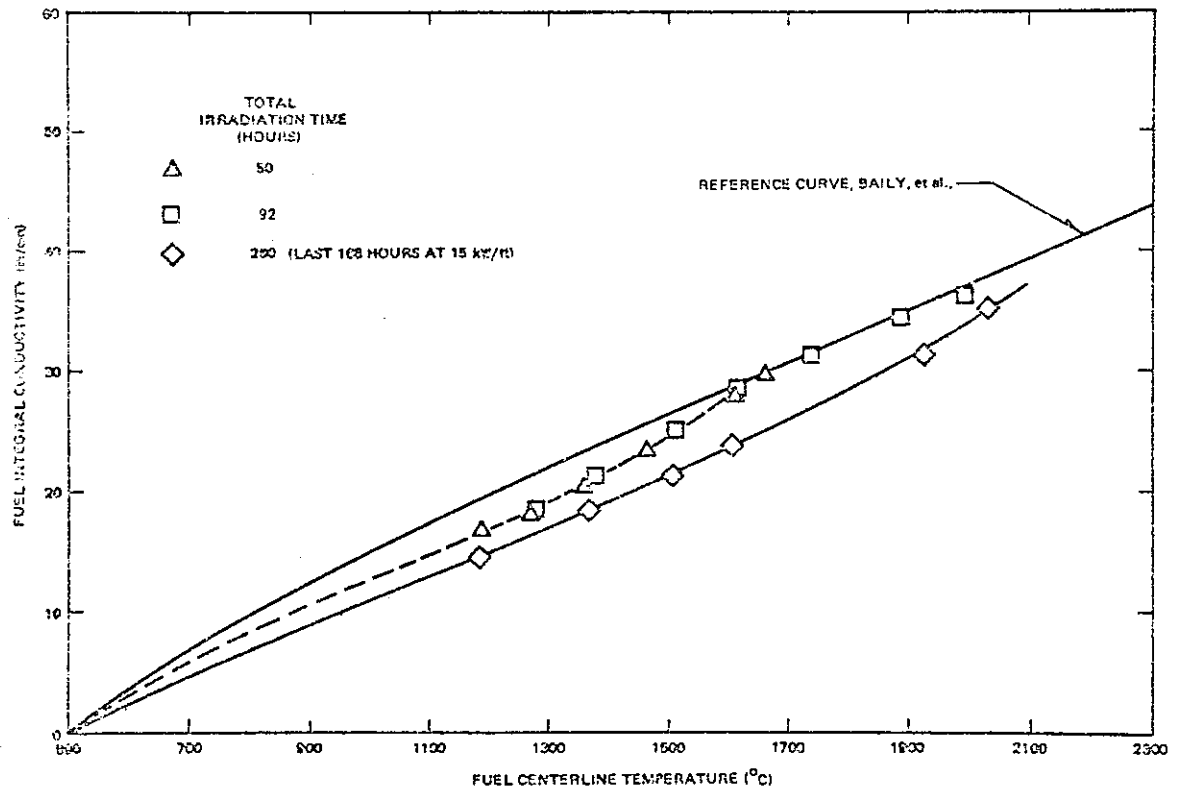


Fig.2.6 Fuel integral conductivity values developed during irradiation of instrumented capsule

i) 試料 (U-20wt%Pu)O_{1.97}

ii) 測定条件

温度：2100 °C

照射：GETR . 12日間 . 3000 MWd/Te . 15KW/ft

GEAP-13603 (1970)

Center temperature Measurement of mixed oxide fuel from zero to 3000 MWd/te
by R. R. Asamoto, P. E. Bohaboy, D. W. Sandusky A. E. Conti.

- 各所で使用されている mixed oxide の熱伝導度を示す。

Mixed-oxide fuel thermal-conductivity correlations.

Atomic International

$$K(T, P) = K(T) \frac{1-P}{1+(\alpha-1)P}$$

$$K(T) = \frac{54.0}{T} + 1.749 \times 10^{-12} T^3 - 0.0179 \quad (T \text{ in K})$$

$0 < P < 0.10$	$\alpha = 1.5$
$0.10 < P < 0.15$	$\alpha = 2.0$
$0.15 < P < 0.20$	$\alpha = 2.4$
$0.20 < P < 0.25$	$\alpha = 2.6$

General Electric

$$K(T, \rho) = 0.011 + \frac{1}{T(0.4848 - 0.4465\rho)} \quad (T \text{ in } ^\circ\text{C})$$

Karlsruhe

$$K(T, P) = K(T)(1 - \rho^{2/3}) \approx K(T)(1 - \eta P)$$

$$K(T) = \frac{41.2}{T + 4.9} + 6.55 \times 10^{-13} T^3 \quad (T \text{ in K})$$

$0 < P < 0.10$	$\eta = 2.5$
$0.10 < P < 0.15$	$\eta = 2.0$
$0.15 < P < 0.25$	$\eta = 1.7$

Westinghouse

$$0.95 < \rho < 1.00$$

$$K(T, \rho) = (3\rho - 1) \left[\frac{1}{5.75 + 0.0503T} + 2.91 \times 10^{-13} T^3 \right]$$

$$0.85 < \rho < 0.95$$

$$K(T, \rho) = (1 - 2.1\rho + \rho^2) \left[\frac{1}{0.288 + 0.00252T} - 5.83 \times 10^{-12} T^3 \right] \quad (T \text{ in K})$$

where

K = mixed-oxide fuel thermal conductivity [W/cmK]

T = fuel temperature

ρ = fractional theoretical fuel density

P = fractional fuel porosity ($P = 1 - \rho$)

Nucl. Eng. and design 17(1971)361-370

"Prediction of maximum temperature or melting fraction in a LMFBR fuel element" by D.H. Thompson and W.W. Marr

i) 試料性質

共沈法で混合酸化物粉末を製造。1650°C 18時間 Ar - 8% H₂ で焼結
PuO₂ 試料は Pu metal を酸化(425°C)して粉末を作った。結晶粒は500倍の顕微鏡では測定できない位小さかった。使用試料の物性は右表に示す。

Table 1

Sintered densities of (U, Pu)O₂ solid solutions

Sample number	wt% PuO ₂	Bulk density (g/cm ³)	% TD*	Grain size (μm)
TR-0	0	10.5	96	25
TR-5	5.63±1.95	10.7	97	22
TR-12	13.4±1.95	10.7	97	30
TR-20	20.8±1.95	10.9	98	29
TR-25	25.6±1.95	10.8	97	21
TR-30	30.3±1.95	10.2	92	21
GCW-10	100	10.7	93	-

* TD = theoretical density.

ii) 試料寸法

直径 0.64 cm × 厚さ 0.07 cm の円盤状
厚さはダイヤルゲージで ± 0.0005 cm まで測定

iii) 測定方法

熱拡散率より熱伝導度を求めた。熱拡散率測定法はレーザーパルス法である。
両者の関係は

$$\lambda [w/cm \cdot ^\circ C] = 4.186 \alpha \rho C_p$$

α : 熱拡散率,

ρ : 密度,

C_p : 比熱

IV) 結果

(U, Pu)O₂ 固溶体の熱伝導度は次式で表わされる。

$$\lambda = [(4.4 \times 10^{-9} a_0^2 T_m^{3/2}) T + \{ Y [X(1-X)] / [0.94X + 0.97(1-X)]^2 \} + R_0]^{-1}$$

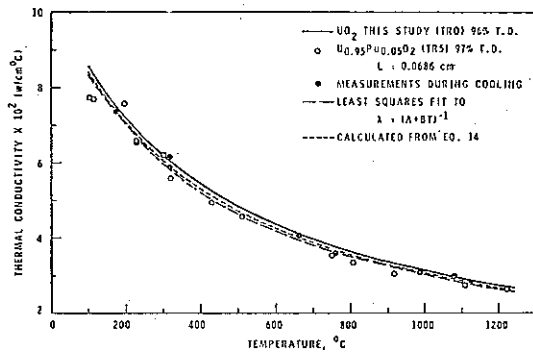
a₀ : 格子常数 ÅT_m : 融点 °KX : PuO₂ の重量割合R₀ : PuO₂ 以外の点欠陥による熱抵抗分 3.08 ± 0.04 (cm²K/W)

V) 精度

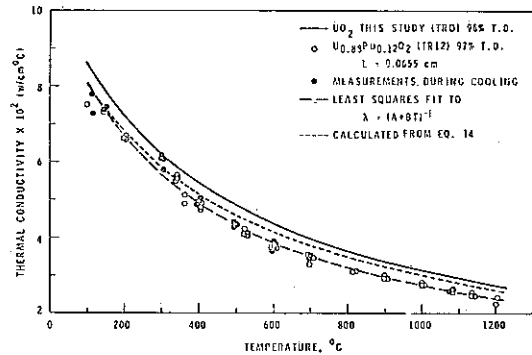
熱拡散率の測定は Armco Fe と Pyroceram 9606 の値と比較して ± 5% 以内であった。

J. of Nucl. Mat. 38(1971)163-177 "The effect of plutonium content on the thermal conductivity of (U, Pu)O₂ solid solutions. by R.L. Gibby.

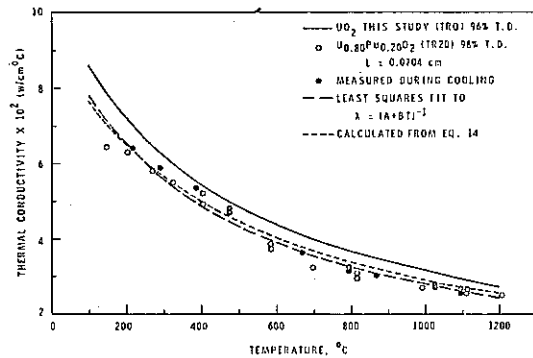
vi) 熱伝導度測定結果



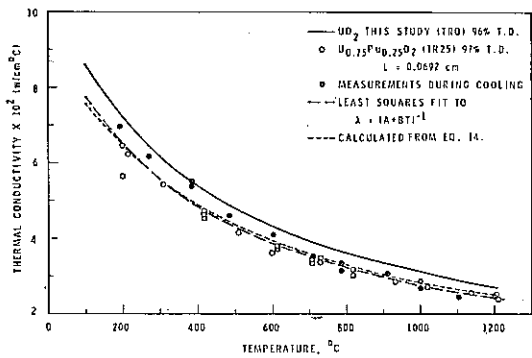
The thermal conductivity of $U_{0.95}Pu_{0.05}O_2$ as a function of temperature



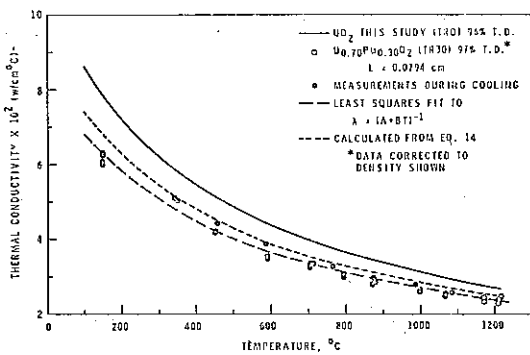
The thermal conductivity of $U_{0.95}Pu_{0.12}O_2$ as a function of temperature



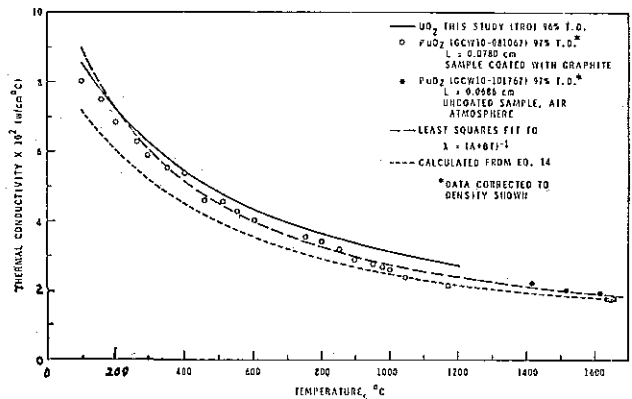
The thermal conductivity of $U_{0.80}Pu_{0.20}O_2$ as a function of temperature



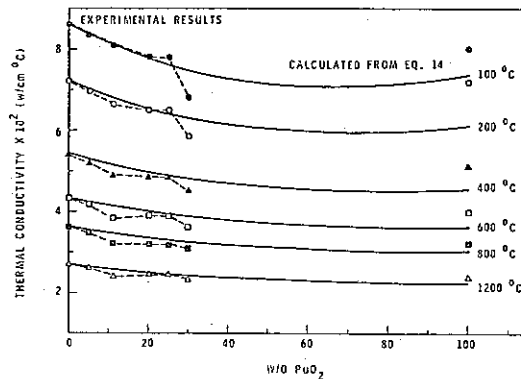
The thermal conductivity of $U_{0.75}Pu_{0.25}O_2$ as a function of temperature



The thermal conductivity of $U_{0.70}Pu_{0.30}O_2$ as a function of temperature



The thermal conductivity of PuO_2 as a function of temperature



The thermal conductivity of $(U,Pu)O_2$ solid solution as a function of PuO_2 content

高速炉燃料ピンは熱中性子の場合にくらべて被覆管表面の熱流速は約2倍にもなり燃料温度の計算の上で燃料-被覆管のギャップ熱伝達係数についてより精度のよい測定が必要とされている。しかし、現在満足できるデータは得られていない。Fig. 1にはFFTFでの設計に使用している6mil Gapのデータを示した。Fig. 2にはこれまでの実験データについて統計的に処理したものを示し、実験データをもとに最小2集法で処理した次式がある。

$$h_g = 1873 e^{-87.6 G}$$

95%の信頼区間は6ミルギャップで540~2850 Btu/hrft²Fであまりにも広範囲にわたっている。しかし、現在のところこの程度のデータしか利用できないのが実状である。

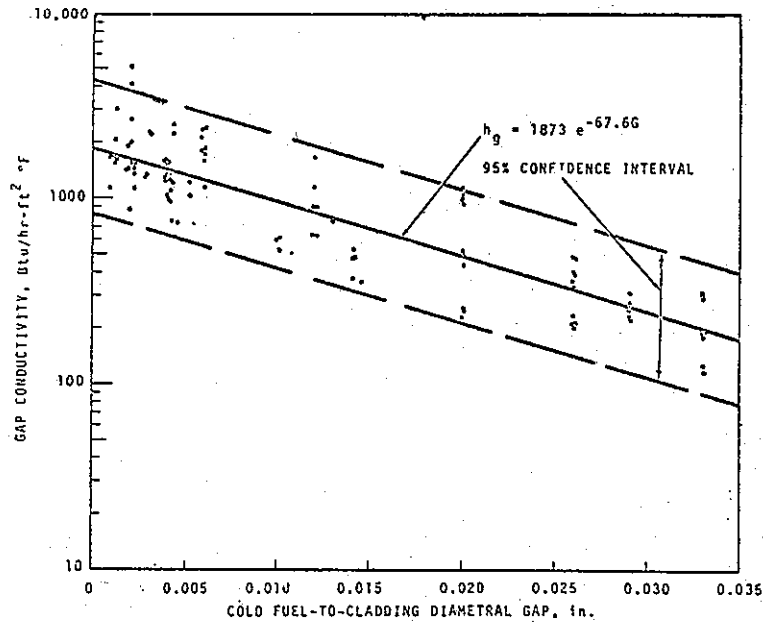


Fig.1 Gap conductivity as a function of cold diametral gap (from data of Bain¹, Duncan², Baily et al.³ and Craig et al.⁴)

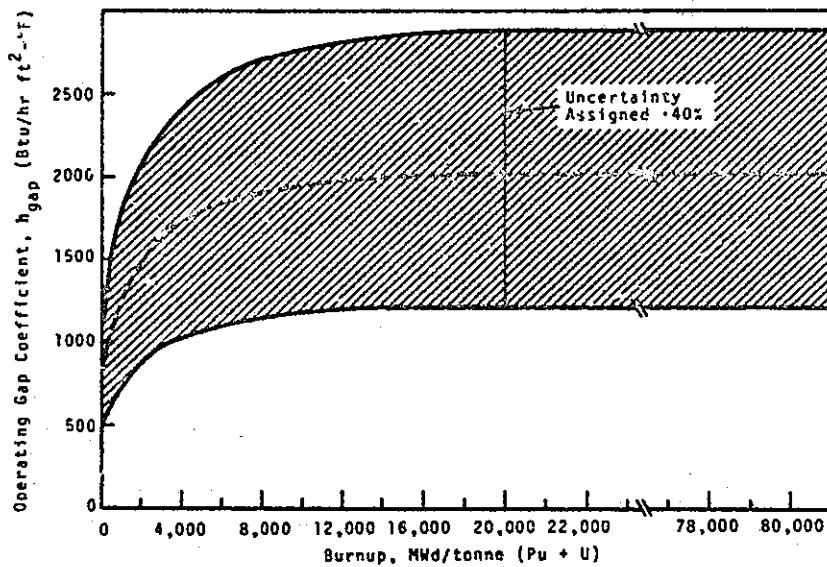


Fig.2 Recommended design gap coefficient versus burnup for peak pin with initial 6 mil diametral gap (cold)

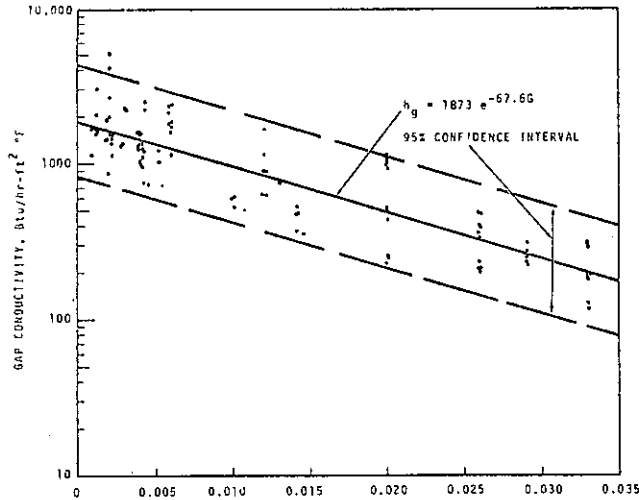


Fig.1
Gap conductivity as a function of cold diametral gap (from data of Bain¹, Duncan², Baily, et al.³ and Craig et al.⁴)

Table 1 Summary of conditions embodied in measurements of gap conductivity

Experimenter	Cold Diametral Gap, in.	Fuel Diameter, in.	$\int_{r_s}^{r_c} T_c k dT,$ W/cm	Fill Gas	Measured Gap Cond.
Bain ⁽¹⁾	0.003 to 0.0331	0.660 to 0.740	38 to 89	Argon Mostly, Some W/He	116 to 2460
Duncan ⁽²⁾	0.002 to 0.012	0.334 to 0.432	40 to 54	Helium	635 to 5100
Baily et al. ⁽³⁾	0.002 to 0.010	0.218	40.5	Argon	600 to 2000
Craig et al. ⁽⁴⁾	0.0008 to 0.0101	0.218	32 to 48	Argon or Helium	520 to 3000

試料: UO_2 , $(U.Pu)O_2$ ペレット

被覆管 SUS 316, 304

方法: これまでの Gap Conductance についてのデータをまとめる。^{1,2,3,4)}

結果: $hg = 1873 e^{-67.6G}$ ⁵⁾

hg Btu/hr·ft² - °F

G Cold diametrical gap (cm)

6 ミルの diametrical gaps をもった 95% の信頼区間は 540 ~ 2850 Btu/hr·ft² - °F である。これはあまりにも広すぎる。

- 1) A.S.Bain Microscopic, Autoradiographic and Fuel/Sheath heat transfer studies on UO_2 Elements, AECL-2588(1966)
- 2) R.N.Duncan CVTR Fuel capsule irradiation. CVNA-153(1962)
- 3) W.E.Baily, et al. Effect of Diametrical Gap Size on the In-pile Performance of Fast Ceramic Reactor Mixed-Oxide Fuel. Trans.Am. Nucl. Soc. 9 1.1966
- 4) C.N.Craig, et al. Heat transfer coefficients between Fuel and Cladding in Oxide Fuel Rods. GEAP-5748(1969)
- 5) G.R.Horn Fuel to Cladding Gap Conductance analyses. BNWL-1349-1(1970)

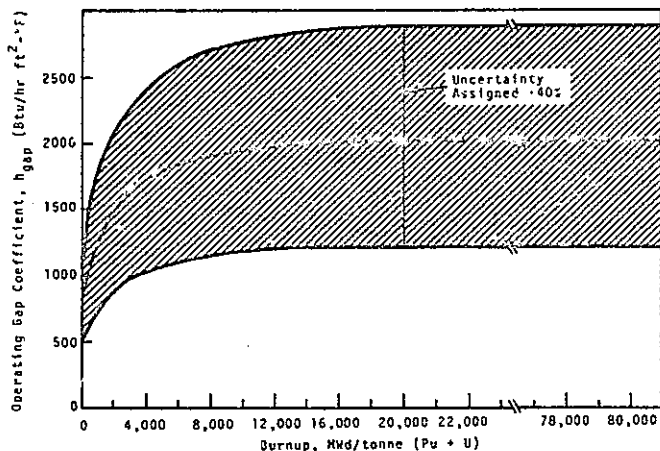


Fig.1
Recommended design gap coefficient versus burnup for peak pin with an initial 6 mil diametral gap (cold)

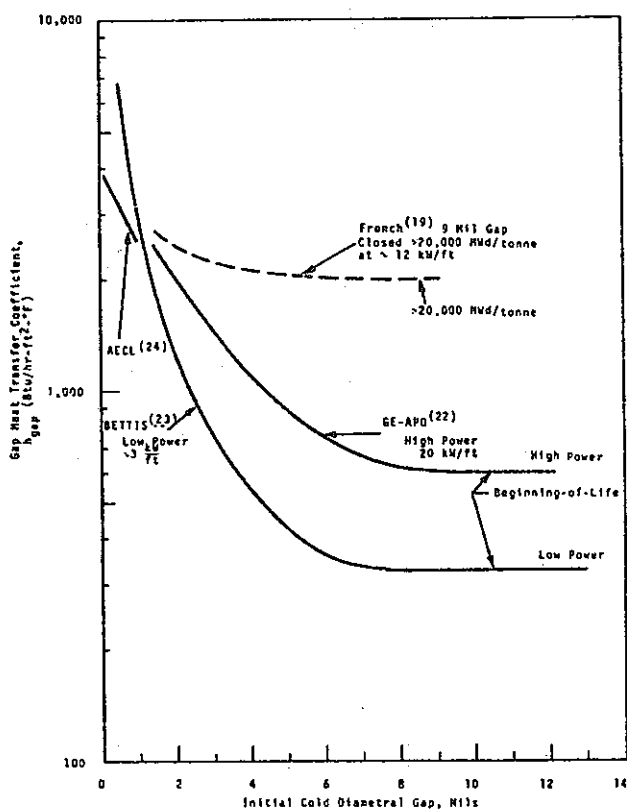


Fig.2
Gap coefficient versus initial diametral gap

FFTFの概念設計にまとめているデータとしてFig. 1と2を示した。6 mil gapの(U.Pu)O₂燃料については、Table 1を推撰している。またGapは照射の初期に閉じてしまいSwellingの吸収に有効であるという考えは疑わしいということがRapsodie炉の経験をもとにフランスではいっている。即ち9milの初期ギャップは低出力10KW/ft以上で10000MWD/Tまでの燃焼で閉じてしまうことを報告している。Fig.2で20000 MWD/T以上はフランスのデータがもっともらしいといわれる。

コメント：Fig. 1からわかるように非常にバラッキが大きい。

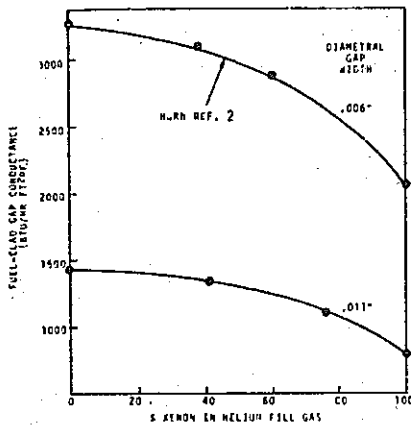


Fig.1 Effect of xenon on fuel-clad gap conductance

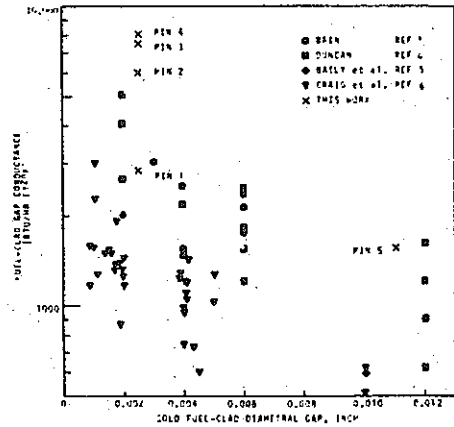


Fig.2 Fuel-clad gap conductance as a function of cold diametral gap

Table 1 Fuel and test characteristics and post-irradiation results

Pin	Preirradiation Fuel/Clad Gap (in.)	Preirradiation Fill Gas	Time at Steady-State Power (hr.)	Q/L kw/ft	Outward Extent of fuel Structural Feature as % of Fuel Radius*		
					R ₁	R ₂	R ₃
1	0.0025 ± 0.0005	He	10	31.1	16.3	25.2	65.0
2	0.0025 ± 0.005	He	10	34.7	25.2	42.0	72.2
3	0.0025 ± 0.005	He	10	35.5	31.2	39.4	72.5
4	0.0025 ± 0.005	He	10	36.4	32.5	47.2	76.0
5	0.0111 ± 0.005	He	100	25.0	0	0	68.9
6	0.0117 ± 0.005	59%He-41%Xe	100	25.0	0	0	69.7
7	0.0116 ± 0.005	24%He-76%Xe	100	25.0	17.2	23.8	75.4
8	0.0113 ± 0.005	Xe	100	25.0	41.0	49.2	83.6

Notes: 1. Fuel consisted of cold pressed and sintered pellets -- UO₂ - 25 wt % PuO₂-95% theoretical density - oxygen/metal 1.96 ± 0.01 - Pu ²³⁹Pu 87%; Pu ²⁴⁰Pu 11%; U ²³⁵U normal - Clad 304 L SS.
 2. Values are avg. of 12 equally spaced measurements on the circumference
 3. R₁ = Inner boundary porp-free zone
 R₂ = Outer boundary porp-free zone
 R₃ = Columnar grains; assumed 1800° isotherm
 R₁ and R₂ min and max, respectively, of fuel melting at steady-state - melting temp 2750°C
 4. Rate of power increase during charging - 60 %/hr
 Rate of power decrease during discharge - 3%/sec

試料：25w/o PuO₂ - UO₂ ペレット

O/M 1.96 95% T.D.

304 SS 被覆管

ギャップ 2ミル, 11ミル

方法：ギャップ巾 2ミル, 11ミルの燃料ピンを各々 Xe, He ボンドと He + Xe ボンドの3種類の無計装キャプセルをつくり, SNOUT炉を利用し 100hr 照射し, 照射後組織変化によりギャップコンダクタンスへの変化を観る。

結果：1. ギャップコンダクタンスは Xe 濃度が高くなるほど低下する。ギャップ巾の大きい 11ミルの試料では Xe 濃度の大きくなるにつれ, 中心空孔が大きくなった。

2. ギャップ閉塞速度は, 熱サイクルの数に関係している。

コメント：Gap conductance の計算は, 線出力, 熱伝導度, 温度, 組織変化(柱状晶生成温度)をもとにしており, これらの不確定さにより誤差も大きい。あまり精度は期待できない。

L.A. Lawrence, J.A. Christensen, BNWL-1349-2(1970)

L.A. Lawrence, et al, WHAN-FR-56(1971)

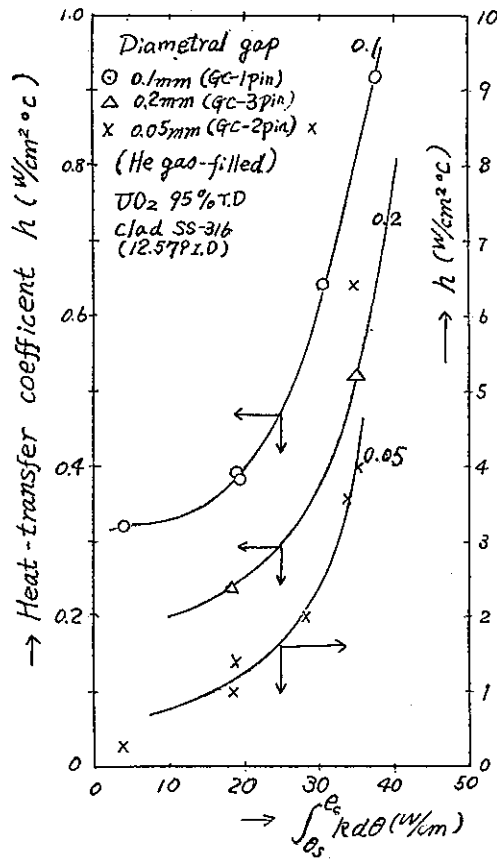


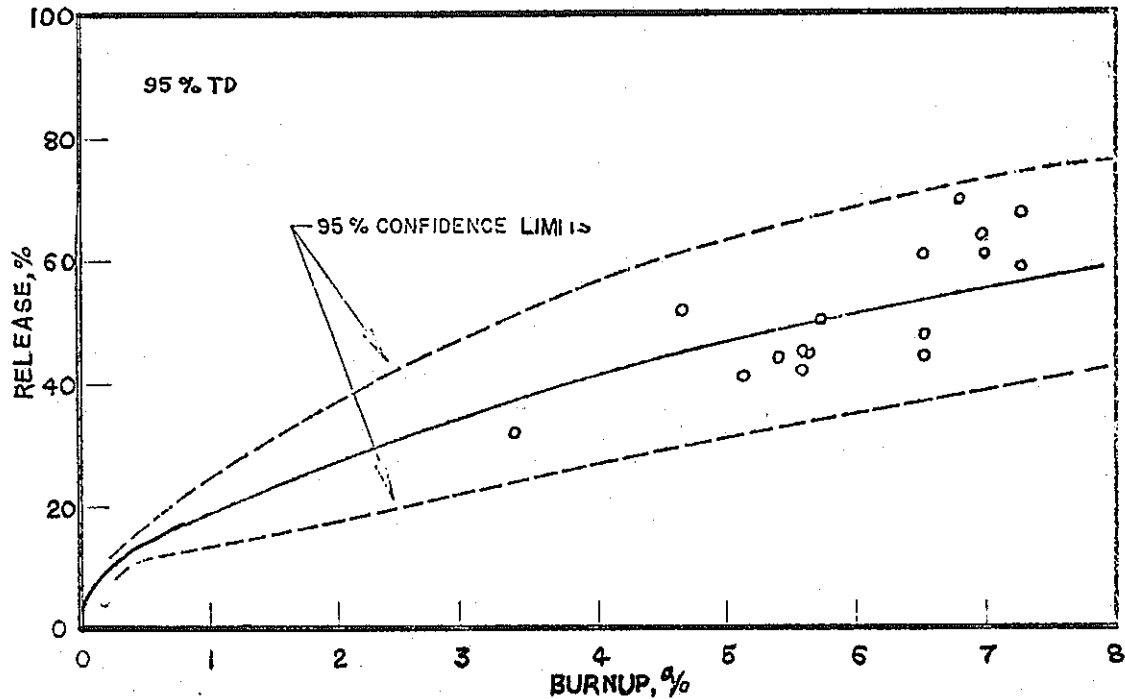
Fig.1
Heat-transfer coefficient vs
power rating

試料：UO₂ (2.5% E.U.) ペレット
 被覆管 SUS 316
 ギャップ巾 50 100 200 μ

方法：JRR-2を利用して燃料の中心とHeガスを封入した被覆管表面に熱電対をとりつけた計装カプセルを420~547W/cmで照射し、照射中の温度の測定からギャップコンダクタンスを測定する。

結果：1. ギャップコンダクタンスは、出力の上昇とともに大きくなっている。
 50 μギャップの場合はペレットが被覆管と接触したものと推定される。
 2. 燃料の中心温度は組織変化とともに低くなる。

宮坂靖彦ほか、JRR-2円筒燃料内におけるUO₂燃料照射試験(1)ギャップコンダクタンスの測定、昭和46年原子力学会 核燃料、炉材料、分科会 予稿集 46年9月



Fission gas release は燃焼度にかなり依存している。
fractional な release は次式で与えられる。

$$f(B) = 1 - \frac{A(1 - e^{-\alpha_1 B})}{\alpha_1 B} - (1 - A) \frac{1 - e^{-\alpha_2 B}}{\alpha_2 B}$$

ここで

B : a/o で与えられる燃焼度

α_1, α_2, A : 燃料の密度及び種々の実験データを, この式に fit させて得られるパラメーター

上式は, 今までの実験データより導びいた経験式である
実験データは参考文献を参照

CONF-710414-1

Effects of Burnup on Fuel Pin Thermal performance.

A. Biancheria, U.P. Nayak, M.S. Beck.

データ参考文献

- ① "Effect of Temperature and Burnup of Fission Gas Release" Ceramic Nuclear Fuels, International Symposium, Washington (1969)
American Ceramic Society W. R. Bailey et al.
- ② L. W. Neimark et. al., Trans, ANS, Vol. 11 (1968)
- ③ H. Lawton et. al., "The Irradiation Behavior of Pu bearing Ceramic Fuel Pins"

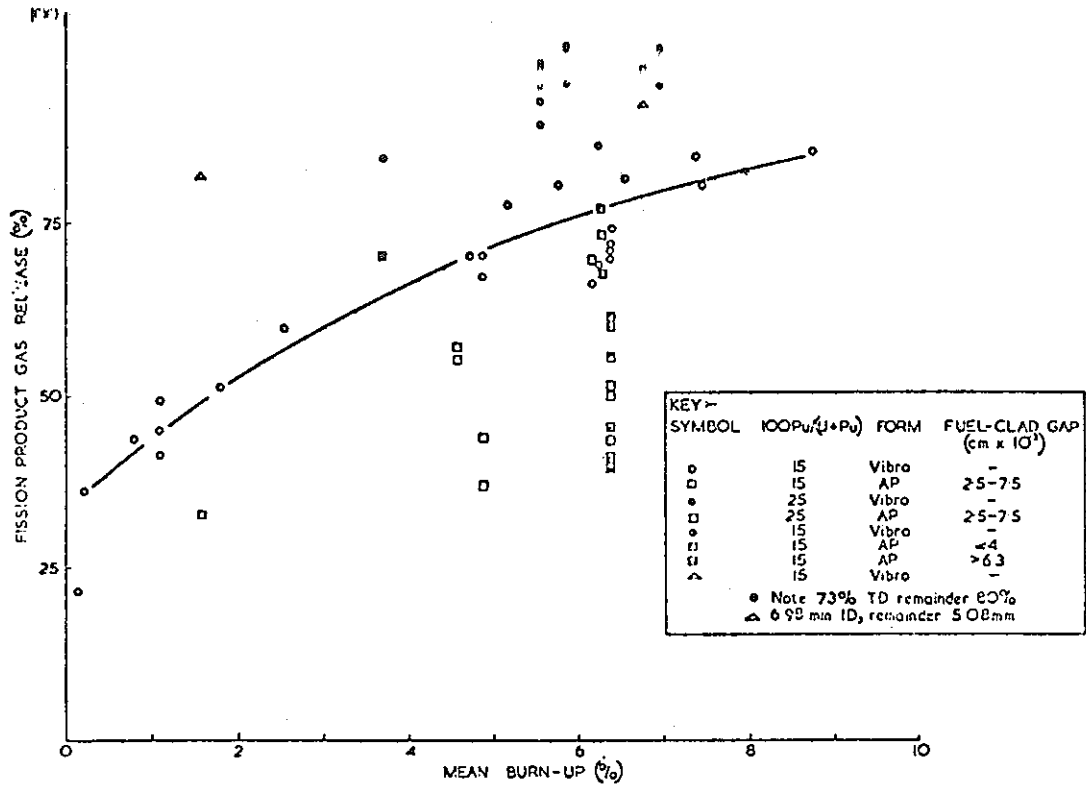


Fig.1 Fission gas release as a function of burnup for oxide fuel

酸化物燃料からの fission gas release は燃焼の初期には高く、その後、バーンアップの増加と共に増してくる。

vibro-compacted の PFR 型の燃料ピン (U, 15%Pu) からの release fraction R, は平均バーンアップ B, に関係して次式で表わされる。

$$R = 1 - \frac{2}{3} \exp\left(-\frac{B}{6}\right)$$

ガス放出は、300~450 w/cm の熱範囲内での変化、及び 78~83 %TD のスミヤ密度の範囲内での変化には余り関係しない。しかし、550w/cm の linear rating の増加、酸化物のプルトニウム濃度の減少及び 70~73%TD への燃料密度の減少などによってガス放出は強められる。

燃料-被覆管内の gap との関係

gap が 50 から 150 μm になると release fraction は 40% から 70% 程になる。

Fourth United Nations International Conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy.
 Geneva, Switzerland 6-16 September 1971.
 Irradiation Testing of fuel for the British Prototype Fast Reactor
 H. Lawton et al.

高速炉燃料の過出力過渡状態における照射挙動は冷却材損失、冷却材沸騰と同様に燃料破損につながり安全性の上から重要である。かかる状態での燃料挙動を理解するため現在いろいろの実験データが提供されている。しかしこのような実験データは、過渡エネルギーの大きさや形状、過渡状態での燃料の温度分布、軸方向の拘束力、熱吸収の割合、軸及び半径方向の温度、出力分布、燃焼度、燃料ピンの欠陥の割合などによってそれぞれ変わってくる。

現在、このような過渡状態下での破損モードや燃料挙動を解析するコードも各国で盛んに開発されている。

現在までの実験データとしては

1. 未照射燃料の破損は被覆管の溶融から生ずる。

UO₂ の実験では、約 340 Cal/g UO₂ の分裂エネルギーが破損のしきいとなる。

2. 照射済燃料では、破損のしきいはまだ明確でないが、Swelling の影響 F.P. fuel-clad の ratcheting など被覆管の破損のしきいが低下するという報告もある。また未照射試料では70%の中心溶融で破損するが照射済燃料では、45～65%以上の中心溶融で破損をおこす。また、被覆管の溶融が破損のしきいとなることには変りない。
3. 冷却材損失による破損は温度上昇によるプレナム圧の増加、被覆管強度の低下ということが破損につながる大きな要因になるが、過出力時の破損は非常に複雑で、温度上昇にもなっているいろいろのメカニズムが関係している。

i) 燃料中心溶融によるFPガス放出

ii) 燃料溶融による体積膨脹

iii) 燃料と被覆管の熱膨脹の差

i) ii) の場合には約50%以上の中心溶融がおこるまでは被覆管の破損は認めがたい。
iii) の場合には0.2%の破覆管の歪を破損のしきいとする場合は燃料の溶融はまだおこらないだろうと予測されるが、もし1%を破損しきいとする場合は約20%の燃料が溶融をおこすと予測される。しかし溶融燃料の動き方にも関係するので一概に破損につながるとは言えない。また溶融によるFPガス放出の影響も考えられる。

4. 溶融燃料とナトリウムの相互作用のさい、熱エネルギーの機械エネルギーへの変換は一般に予想しているものより2～4桁小さい。

ナトリウムを充填したピストン付高压容器を用いたTREAT炉での実験また、A.I.の炉外実験などでは 10^{-3} ～ 10^{-5} 程度である。またピン表面の欠陥より噴出するFPガスによる隣接ピンへの破損伝播の可能性は小さくなっている。FPガスの噴出が充分短かいので隣接ピンを過熱する前に冷却材の流れが正常にもどる可能性が強いことがいわれている。また燃料のO/M比の大きいものがナトリウムとの相互作用に関係して破損を進行させることがいわれている。

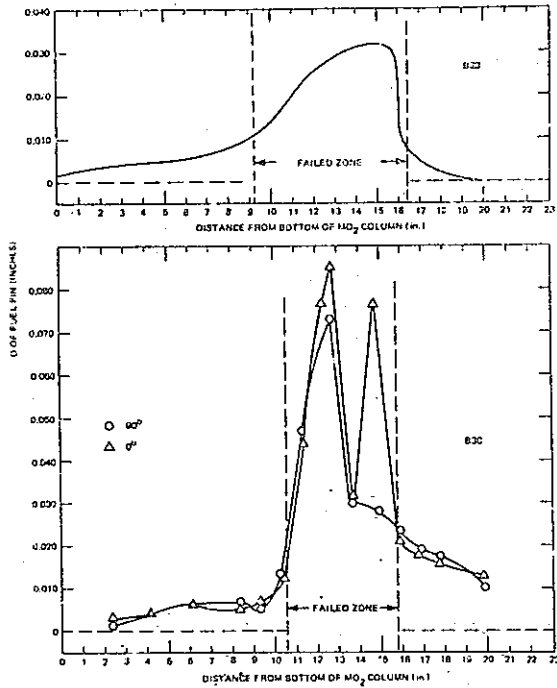


Fig.1 Post irradiation fuel rod diameter measurements

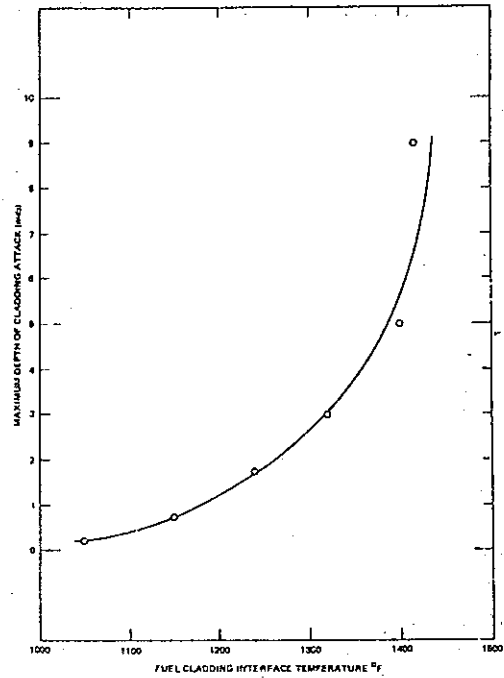


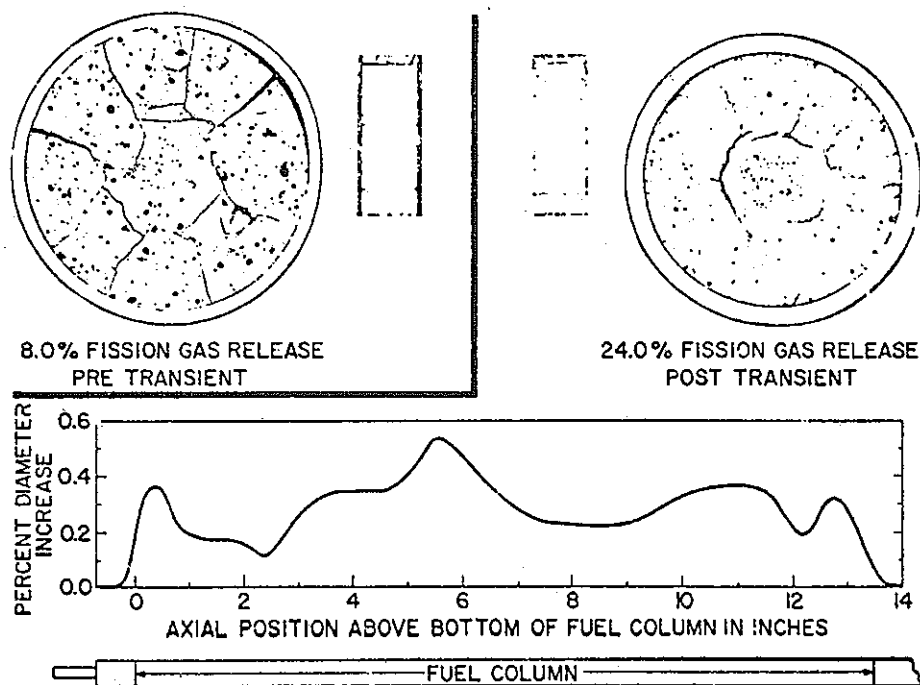
Fig.2 B3C cladding attack versus fuel-cladding interface temperature

試料：(Pu_{0.25}U_{0.75})O_{2.0} ペレット，直径 1/4"

方法：2本の燃料ピン(B3B, B3C)をそれぞれNaK冷却のカプセルに入れ，GETR pool を利用し22~20 KW/ft で被覆管表面温度 1350°下と，1450°下< 18000MWD/Tまで定常照射して，破損をおこし，1本は取り出し，他の1本は引き続き18 KW/ft で53000MWD/Tまで照射し，欠陥燃料の挙動を解析した。

- 結果：1. 破損の原因は被覆管と燃料の高温での相互作用の結果生じた被覆管の劣化によるものであった。1150°下で1ミルの反応相が見られた。
2. 両ピンの被覆管外観変化の最高は，破損後53000MWD/Tまで照射したB3Cピンでは34%にもなり，破損後すぐ取り出したB3Bピンでは20%の直径増があった。
3. F.P.ガス放出率はB3Bで64%，B3Cで63%であった。この結果は破損しない燃料の場合と同じであった。破損ピンから完全にF.P.ガスが抜けるのに4時間かかり，これはGapがふさがってしまったことによる。
4. NaKの燃料，F.P.による汚染は，破損をおこしても引き続いて照射したB3Cピンが大きかった。

K. E. Gregoir, P. E. Novak, R. E. Murata, Failed Fuel Performance in Naturally Convecting Liquid Metal Coolant GEAP-13620, June 1970.



Response of mixed oxide fuel pin to transient overpower

試 料 : 25% PuO₂ - UO₂ (93% U²³⁵) ペレット
 93% T.D. 304SS 被覆 (0.25" O.D.)

方 法 : FBR-II で 9KW/ft で MWD/T まで照射し, 8% の F.P. が プレナム に 放出 さ れ て 中心 空孔 の ない 燃料 ピン (PNL-1-2) を TREAT 炉 を 利用 して 75KW/ft , 295Cal/g M.O. の 過出力 テスト を おこなう。

- 結 果 :
1. 燃料-被覆管の熱膨脹の差により Clad が変化し中心が溶けなくても F.P が Transient で 大量 に 放出 さ れ る こ と が わ か っ た。
 2. 被覆管は 0.55% の 直径 増 が 認 め ら れ た。
 3. FP ガス 放出 は 8% が 25% と 3 倍 に 増加 した。
 4. クラック の 型 は Transient 前 と 半径 方向 で は こ と な っ て い た。
 5. 粒 成長 や ペレット 境界 面 で は 溶融 が お こ っ て い た。

コメント : 実験データが不足で結論は明確にはいえないが被覆と燃料の熱膨脹の差が内部に F.P. を蓄積させたり, Swelling した状態では elastic strain をこえて変形にいたる可能性はある。

G.E.Gulley, J.E. Hanson, R.D.Leggett, F.E.Bark. Response of EBR-II irradiated Mixed oxide fuel pin to an over power Transient in TREAT. HEDC-SA-84.1970

試料：24.9% PuO₂-UO₂ (93% EU) 共沈ペレット

直径 0.216"¹
 密度 10.23 g/cc
 ギャップ 5 ミル
 O/M 1.99 1.95
 被覆 316 ss (0.25" O.D.)

方法：O/M 1.99 と 1.95 の 2本の 25% PuO₂-UO₂ 燃料ピン (B9A) の中央部に欠陥をつけ、12ft/sec, 1000~1050°F のナトリウム中で 18~20KW/ft. 平均 8700MWD/T まで GETR で照射し、ナトリウムと燃料の反応が O/M によってどう変わるかをしらべた。

- 結果：1. Low O/M の燃料は体積膨脹が小さく 1.95 のものは 18%, 1.99 のものは 21% であった。これは計算した値より数倍大きかった。
2. 被覆管外径の変化は、1.95 O/M は 7%, 1.99 O/M は 23% であった。
3. 最初つけた欠陥は燃料ピンの両端の方へ少し大きくなっていった。燃料の損失は約 1% 程度であった。
4. Cs¹³⁷ は大部分燃料からにげたか、Ru-103, Zr-95 は ナトリウム冷却材中には認められなかった。

コメント：1. キャプセル照射のためナトリウム中の酸素含有量が燃料を還元するにつれ高くなっている (70~130 ppm)。

実際の LMFBR では 10 ppm 以下であるのでその影響が大きい。

2. ナトリウム流速は LMFBR では 20~30 ft/sec で少し早いので erosion 等も大きくなるはず。

R.E. Murato, C.N. Craig, H.C. Pfeffeler, P.E. Novak Effect of Stoichiometric behavior of Mixed-Oxid fuel During Extended Operation in failed pins.

GEAP-13730 July 1971.

Table 1 B9A experiment and operating parameters

Number of Specimen	2	
Ovientation of Specimens	Axially-Aligned	
Fuel Parameters	Upper Section	Lower Section
Type	Solid Pellet	
Powder Preparation Process	Cocprecipitation	
Fabrication Process	Cold Press and Sinter	
Composition(Pu/U+Pu)	0.249±0.001	
Stoichiometry	1.989±0.001	1.955±0.001
U-235 Enrichment(%)	93.06±0.32	
Density (gm/cc)	10.23±0.09	
Pellet Diameter(in.)	0.2160±0.0002	
Length of Fuel (in.)	5.031±0.017	
Cold Diametral Gap (in.)	0.005±0.002	
Clad Parameters		
Material	316SS	
Outer Diameter(in.)	0.250±0.001	
Wall Thickness	0.015±0.002	
Inside Diameter(in.) (a)	0.220±0.001	
Metallurgical Condition	31-1/2%CW	
Operating Parameters	Planned	Actual
Peak Power (KW/ft)(b)	18-20	23.9
Coolant Exit Temperature(°F)	1000-1050	1014
Axial Fuel Pin ΔT(°F)	90	84
ΔT Between Centers of Fuel Pin Sections(CF)	45	42
Coolant Velocity(ft/sec)	10	12
Average Burnup(MWd/Tb)(c)	7300	8700
Operating Days	25	25

(a) CW-Cold Worked
 (b) Based on 180MeV/fission
 (c) Determined by Baoiochemical Analysis for Neodymium Isotopes¹

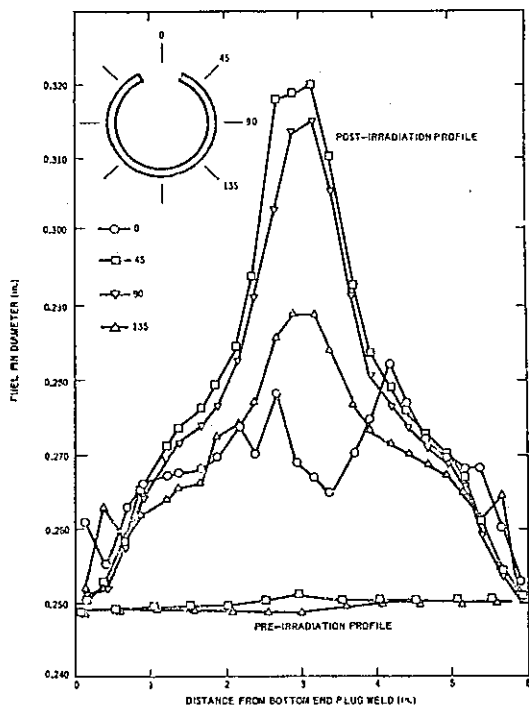


Fig.1 Profilometry data for 1.99 O/M fuel section

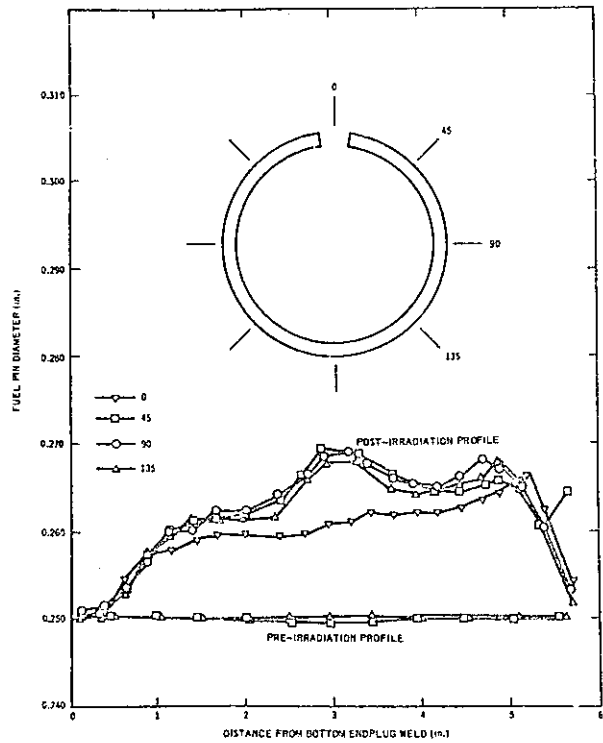


Fig.2 Profilometry data for 1.95 O/M fuel section

Summary of transient test results computed

Specimen	C6B-1	C6B-2	C6B-3	C6A-1	C6A-2	C6A-3
	Sodium Filled Pellet	Sodium Filled Powder	Gas Bonded Pellet	Sodium Filled Pellet	Sodium Filled Powder	Gas Bonded Pellet
TREAT Transient No.	1308	1308	1308	1312	1312	1312
Peak Specific power (KW/ft)	~196	~196	~196	~232	~232	~232
Total Specific Energy (cal/gm)	~338	~338	~338	~371	~371	~371
Peak Fuel Temperature (°F)	5419	5150	5620	5607	5253	6070
Peak Cladding Temperature (°F)	1132	1214	860	1353	1350	960
Cladding Breached	No	No	No	No	No	No
Cladding Deformation (%)	<0.5	<0.8	~0.4	0.5	~1.6	<0.5
Molten Fuel Volumes (%)	~21	.	~47	~28	.	~60
Fuel Movement	No	Some	Some	Some	Some	Some
Central Void	No	Yes	Yes	Yes	Yes	Yes

• Molten fuel boundaries were not clearly defined

試料 : UO_2 (10% U^{235}) スミヤ密度 82% T.D. ペレットと振動充填燃料 SUS316.
 0.250" O. D. × 24" Length 0.015" 肉厚
 Na bond と He bond
 ブランケット UO_2 15" Length

方法 : C6A, C6B と 2つのキャプセルに各々未照射の 3本の燃料ピンを入れて TREAT 炉で照射した。3本のピンはそれぞれスミヤ密度 82% T.D. で ① He ボンドペレット, ② Na ボンドペレット, ③ Na ボンド振動充填燃料よりなっている。

- 結果 :
- Transient 照射の間どのピンも破損なし。
 - ガスボンドペレットは半径と軸の 2 方向に燃料の移動が認められた。
 - ナトリウムペレットの中には、ペレットがはなれて小さい中心空孔があった。
 - ナトリウムボンド振動充填燃料は中心空孔が大きく、燃料カラムは 2" ほどのびた。
 - ナトリウムボンドしたものとしらないものの過出力時の安全性については外観上何の差もない。
 - 反応度挿入 \$ 1.50 と \$ 15/sec. の ramp は、ある種の損傷をおこしたが、ナトリウムボンドピンはなんの破損もしめさない。全体の Transient 入力エネルギーは 1500 watt sec/g にもなったがこれは LMFBR の事故に相当するが事故は非実際的であった。
 - ナトリウムの存在は、中心温度を非常に低くした。しかし長期照射ではガスボイドと同程度高くなる。これはナトリウム燃料の生成物の影響による。
 - 燃料のボイド中にあるガスの膨脹は溶融燃料を軸方向に移動させる原因となる。

T. HIKIDO, J. H. Field, Performance Tests of Sodium-filled powder and pellet oxide fuel under transient operation GEAP-137 22 July 1971

Summary of test results

Test Number	319	322	329	323	326	327	328
Fuel Enrichment(% U-235)	3	3	3	10	10	10	10
Reactor Period (msec)	4.2	3.5	3.05	6.1	4.6	3.76	3.15
Total Energy Deposition in the Fuel(cal/g UO ₂)	200	244	276	277	370	477	572
Energy Deposition at the Time of Clad Failure (cal/g UO ₂)	No Failure	No Failure	(a)	(a)	350	430	480
Measured Surface Temperature Rise (C)	1040	1210	1330 Melted	1380 Melted	1220 at Time of Failure	950 at Time of Failure	420 at Time of Failure
Maximum Measured Transient Pressure at Bottom of Capsule(pst)	0	0	0	0	150	290	550
Velocity of Water Column (ft/sec)	0	0	0	0	10	26	64
Nuclear to Mechanical Energy Conversion (%) ^(b)	0.01	0.06	0.35
Average Surface to Volume Particle Size (mils)	53.8	22.6	11.8
Metal-Water Reaction(%) ^(c)	0	0	1.3	1.0	5.7	14	36

(a) Undetermined.

(b) Based on energy deposition at time of clad Failure.

(c) Assumes formation of Fe₃O₄ from all of iron, Cr₂O₃ from all of chromium, and NiO from 50% of nickel. Not corrected for possible UO₂-water reaction.

試料：UO₂ ペレット (10% U²³⁵)

1/40.D. SUS被覆

方法：Water logging キャプセルをCDCを利用し、spx-typeの燃料破損をおこない、燃料ピン破損のしきいをしらべる。エネルギー入力は200~570Cal/g UO₂である。

- 結果：
1. 破損のしきいは244~276Cal/g UO₂で被覆管の溶融によるものである。
 2. 200Cal/g UO₂では僅かに被覆管の変形と変色が生じ、572Cal/g UO₂では燃料と被覆管が完全に細片化した。
 3. 被覆管の破損は276Cal/g UO₂で溶融という形でおこった。
 4. 400Cal/g UO₂以上では被覆管の溶融以前に内圧によって破損がおこった。
 5. 水-被覆管の反応は、溶融前は大きい反応は認められない。
 6. 過渡出力や機械的エネルギーの発生は比較的 low、275Cal/g UO₂までは圧力発生は認められない。
 7. 572Cal/g UO₂でMaxの圧力が認められ、550psiで機械エネルギー変換率は0.4%であった。

コメント：実験結果の適用はCDCキャプセルの形状や実験条件にあった範囲で利用できる。

J.A. Mc Clure, L.J. Siefkem, Transient irradiat of 1/4"O.D. Stainless steel clad oxide fuel rod to 570Cal/g UO₂
 IDO-ITR-100 (1968)

TABLE I
Comparison of Experimental Results from Piston-Autoclave
Test S5, with S3, and S4

	Test		
	S-5	S-3	S-4
	Evacuated	He-bonded	He-bonded
Total fission energy, cal/g UO ₂	509	460	720
Fission energy at first pressure pulse, cal/g UO ₂	430	440	480
Amplitude of largest pressure pulse, psi	2940	540	1800
Impulse from largest pulse, ^a dyn-sec	3.3×10^8	0.68×10^8	1.48×10^8
Sum of impulse from all pulses, dyn-sec	24.2×10^8	2.39×10^8	10.4×10^8
Calculated fractional conversion of nuclear to mechanical energy	1.9×10^{-3}	2.1×10^{-3}	2.5×10^{-4}
Period during which major pressure pulses occur, msec	285	18	12

^aImpulses calculated from pressure-response data based on application of the pressure to the area of the piston (0.601 in.²).

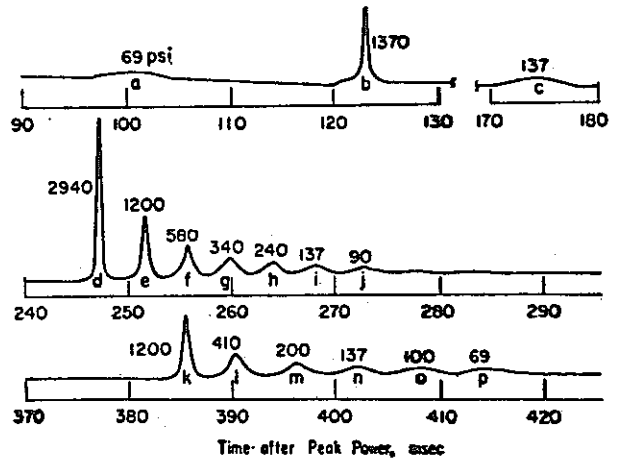


Fig. 1. Pressure response data for piston autoclave Test S5 with evacuated fuel pins.

試料：UO₂ ペレット (10%EU)

ピン全長 6 インチ 真空 (5×10^{-5} torr)

被覆管 304S.S. 0.29" O.D. 肉厚 12 ミル

方法：ナトリウム封入のピストンオートクレーブ中に 5 本の燃料ピンと 4 本のダミーピンよりなる燃料クラスターを TREAT 炉で 45.6 msec. の炉周期で 509 Cal/g UO₂ のエネルギーを与え、破損時の分裂エネルギーの機械的エネルギーへの変換率を He ボンドの場合と比較する。

- 結果：1. 真空ボンドの場合は、機械的エネルギーの変換率は He ボンドの場合と比べて、直接燃料と Na の接触により約 100 倍の大きさを 1.9×10^{-3} であった。しかし Na と燃料の大きな相互作用は認められなかった。Hicks と Menzies 等による理論的計算値 0.3 より非常に小さい。
2. ガスボンドの場合は、燃料と Na の直接の接触が少なく $10^{-4} \sim 10^{-5}$ order であった。
3. 圧力パルスは、最高 2940 psi で He ボンドの 540 psi より大きかった。

J. Barghusen, et al. Molten Fuel Sodium Interaction in a Multipin
Meltdown Test with Evacuated Fuelpins Trans. Am. Nucl. Soc. 14 1 (1971)

Table 1 Defected helium-bonded UO_2 -20 wt% PuO_2 fuel pins exposed to sodium

Element	Subassembly	Burnup, at. %	Fabricator	Postirradiation Element Diam., in.	Cladding and Thickness, in.	Method of Fuel Fab.	Initial O/M	% TD		Defect Characteristics, in. ^a	
								Pellet	Smear	Length at Clad Surface	Depth into Fuel
007	X040A	5.8	ANL	0.292	304-0.020	co-ppt.	1.98	79.4	76.5	0.80	0.020
C15 Top	X012	9.6	NUPEC	0.262	316-0.015	mech. mix	2.00	84 ^b	82.4	0.83	0.028
C15 Bottom	X012	9.6	NUPEC	0.262	316-0.015	co-ppt.	1.99	84 ^b	83.0	0.66	0.013

^aDefect produced by 0.015-in.-wide abrasive wheel.^bNominal試料：20% PuO_2 - UO_2 ペレット

密度 79 ~ 84 % T. D.

燃料長 2 インチ

被覆管 SUS 304, 316

方法：照射済み試料に人工欠陥をつけ炉外で流速 0.5 ~ 1.0 ft/min. 酸素含有量 0.3 ppm のナトリウム中で実験し、欠陥燃料とナトリウムの反応を調べる。

- 結果：1. 直径増加の割合は時間と共に減少し、同時にステンレス被覆管にクラックを発生させた。
2. 直径の増加は 700°F で 25 ~ 37 日間実験後では、欠陥の位置で 1.8 ~ 2.3 ミル増加し少なかった。1200°F で実験した試料 007 は 25.5 日後 61 ミルの直径増加があった。
3. 700 ~ 1050°F で 42 日間、1200°F で 45 日間、合計 87 日間実験した試料 C15 (Tof) は 10.3 ミルの直径増加があった。
4. Na と接触する燃料ピン内の中心空孔その他の空孔はナトリウムで満たされていた。しかし金相上組織観察では、ナトリウム-燃料の反応生成物は認められなかった。

S.Greenberg, et al. Effect of Exposure to Sodium of Defectry Mixed Oxide Fuel Element, Trans. Am. Nucl. Soc. 11 1 (1971)

Fuel Meat Release and Safety

Table 1
Typical energy conversion in mark-II loop experiments
(fluid friction not included)

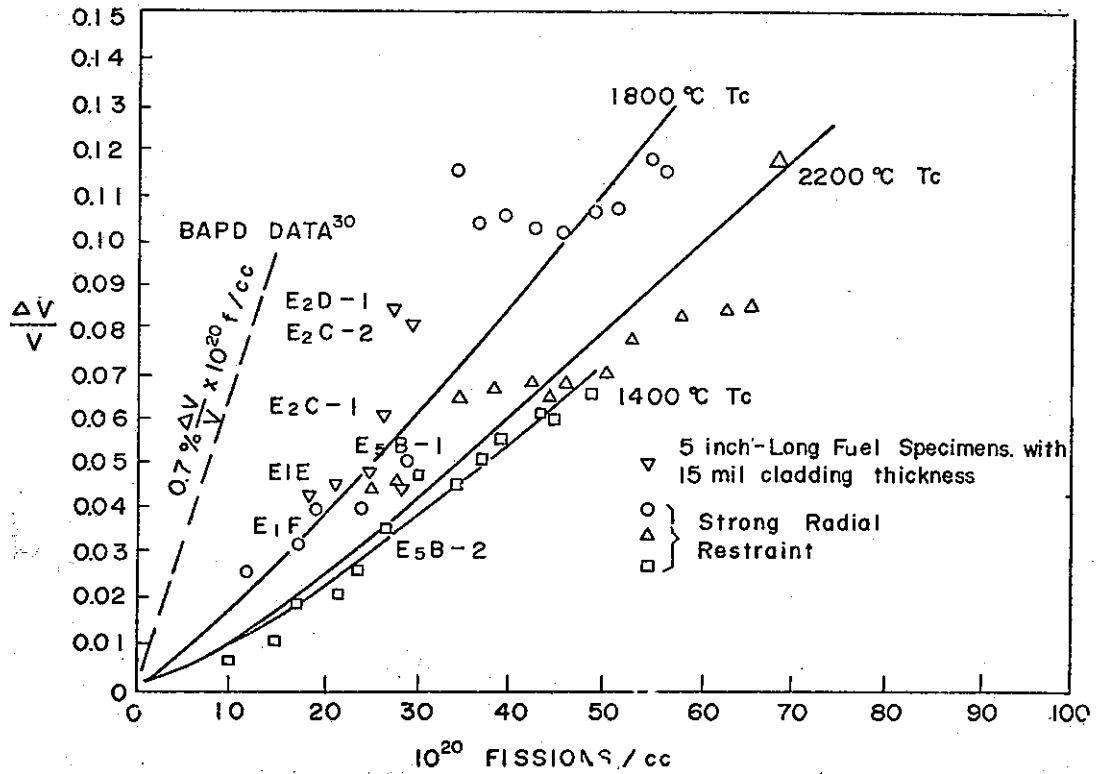
Experiment designator	E2	H2	E3
Geometry	1 - pin plus 6 - dummy pins	1 - pin	3 - pin preirradiated
Test fuel	UO ₂	mixed oxide	UO ₂
Coolant kinetic energy, J	2	1	29
Initial coolant kinetic energy, J	5	neg	neg
Work done on plenum gas, J	101	43	61
Work done against pump, J	9	neg	5
Total, J	107	44	95
Energy available, J	2.1×10^6	9.3×10^6	5×10^6
Percent conversion	0.05	0.05	0.19

試 料：UO₂ ; (U. Pu)O₂ ペレット

方 法：TREAT炉のMark-II loopを使用し、ナトリウムの流れの中でピン破損をおこして、分裂エネルギーの冷却材に作用するエネルギーを調べる。

結 果：1. エネルギー変換率は0.05~0.19%である。
2. 表1に示した結果を得ているが、冷却材の動きに対する摩擦の影響、また実際に冷却材と反応する燃料の割合については明確でない。

現在、各国で研究、解析されているスウェリング量の評価の概要は、以下に示す状況である。



米 国 スウェリング量 コメント
 0.7% $\Delta V/V/10^{20}f/cc$ バラツキ 50%~200% 板状燃料の実験結果より
 0.1~0.3% $\Delta V/V/10^{20}f/cc$ 混合酸化物 中心温度 1800°Cの時が最大で 0.3%
 0.4%の報告もある。

0.13~0.54% $\Delta V/V/10^{20}f/cc$ 理論計算結果

次に核分裂生成物の存在状態を考慮した最近のデータ (GEAP 5583)

UO _{2,00} 20%濃縮	0.32% per at% Burnup (0.13% per 10 ²⁰ fission/cc)
(U ₈₀ Pu ₂₀)O _{2,00} Pu ₂₃₉ Fission	0.30% per at% Burnup (0.12% per 10 ²⁰ fission/cc)

英 国 英国の設計に使うデータは 1 at/o 燃焼度につき約 2%燃料スウェリングを生ずる
 としている。

~1.0~1.5% $\Delta V/2\% Bu$ 気体状核分裂生成物による
 ~0.4% $\Delta V/1\% Bu$ 固体状核分裂生成物が金属
 ~0.5% $\Delta V/1\% Bu$ " MoO₂
 0.61% $\Delta V/1\% Bu$ " MoO₃ } 元素の酸素との
 化学的親和性に
 依存する。

その他の各国における状況も上に示すデータと大差はない。最終的にこのスウェリ
 ング量が燃料ピンのスミィヤー密度を支配する。さらにギャップに影響する。(又ガ
 ス放出率、温度等その他多くの要因がスウェリング量に関係している。)

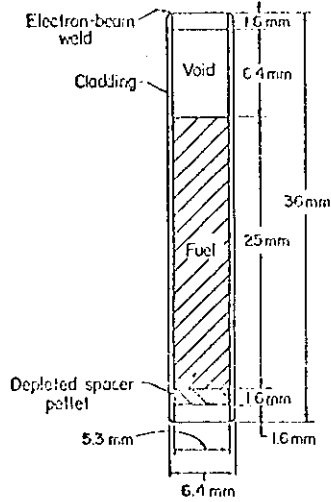


Fig.1 Irradiation specimen

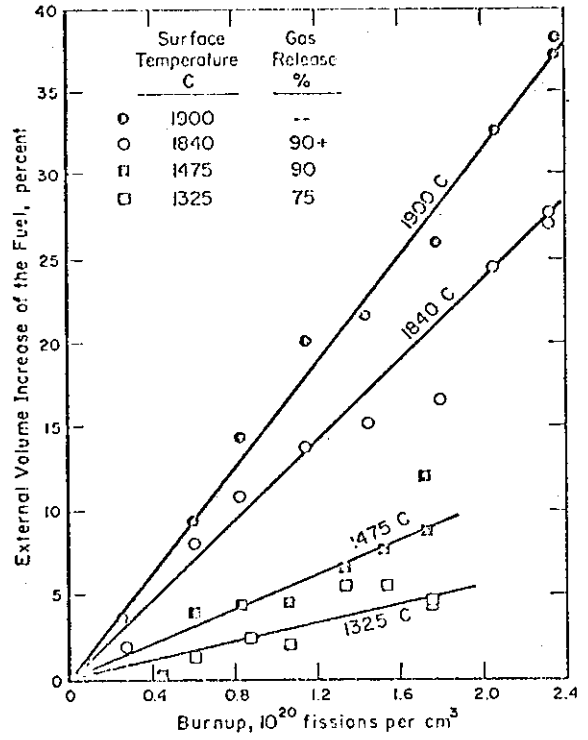


Fig.2 External swelling of UO_2 at high temperature

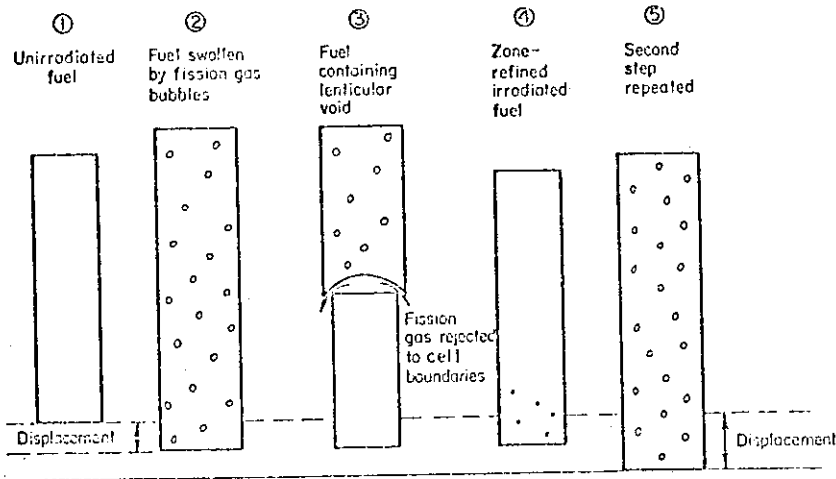


Fig.3 Schematic diagram of the swelling process in uranium dioxide at high temperature

照射条件：Enriched UO_2 97% TD 2.8mm 中心空孔ペレット
 97% TD 1.4mm "
 90% TD 中心空孔なし
 被覆管 0.5mm 肉厚 W-26 wt % Re
 " 表面温度 1325°C~1900°C
 線出力 8~12 KW/m

目的：高温におけるスウェリングのメカニズムについて実験データ，顕微鏡観察結果よりガス放出，気泡生成，レンズ状ボンドの挙動を研究する。

結果：外径増加は被覆管の表面温度が高くなるに伴って大きくなる。

(グラフに見られる様に比例関係)

スウェリングを起こす原因は，燃料内に蓄積するガス状FPである。

図解されている様に1600°C以上の高温ではレンズ状ボイドが生成，中心へ向けての移動を繰り返している。

図解の説明

- ①→② BUの増加に伴って小さなFPガス気泡が均一に分布し燃料はスウェリングを起こす。
- ②→③ レンズ状ボイドが燃料：被覆管ギャップ，粒界，クラック，ガス気泡等を生成核として生長し，温度勾配下で中心へ向って移動してゆく。
この過程で均一分布していた小さなガス気泡がレンズ状，ボイドになり，その移動した後の組織は気泡の少ない密度の高い領域が出来る。
- ④→⑤ BUがさらに上昇すると，FPガスは再び燃料内に均一に気泡を生成し，スウェリングを起こす。
このプロセスが繰返されて，被覆管へ応力が働く。又，レンズ状ボイドの移動はvapor transportにより，zone refiningプロセスに近い働きが起こっている。

コメント：高温でのスウェリングに影響を及ぼすレンズ状ボンドの移動の考え方を提出している。Bubble migrationの考え方に基くNicholsのモデルとは異っている。

又原文には照射条件の異なったピンの金相写真も添えてある。

Swelling

Swelling rate associated with solid fission products generation

	(U ₈₀ Pu ₂₀)O _{2.00} (U Depleted) Pu-239 Fission	UO _{2.09} (20% Enriched) U-235 Fission
Negative contribution $\left(\frac{\Delta V}{V}\right)^-$	-0.97% per at. % burnup	-1.00% per at. % burnup
(Fission or destruction of the matrix)	or -0.30% per 10 ²⁰ fission/cc	or -0.41% per 10 ²⁰ fission/cc
Maximum positive contribution $\left(\frac{\Delta V}{V}\right)^+$	+1.27% per at. % burnup	+1.32% per at. % burnup
(Generation of fission products)	or +0.51% per 10 ²⁰ fission/cc	or +0.54% per 10 ²⁰ fission/cc
Total minimum solid contribution	+0.30% per at. % burnup	+0.32% per at. % burnup
$\left(\frac{\Delta V}{V}\right)^+ \left(\frac{\Delta V}{V}\right)^-$	or +0.12% per 10 ²⁰ fission/cc	or +0.13% per 10 ²⁰ fission/cc

目 的：固体状 FP のスウェリングへの影響を解析

結 果：固体 FP a) 安定な酸化物 (母相に溶解) Zr, Y, La, Ce, Pr, Nd, Pm, Sm, ……
 b) 金属状介在物 Ge, As, Nd, Mo, Tc, Ru, Rh, Pd, Ag, ……
 c) 非金属性介在物 BaO₃Zr, SrO₃Zr
 d) その他 (気体状) Rb, Cs, I,
 (イオン) Br, Se, Te,
 (ガス) Kr, Xe,

核分裂後の FP が低密度酸化物となればプラスの体積増加 $\left(\frac{\Delta V}{V}\right)^+$ となり高密度の金属状物質となれば, UO₂ or (U, Pu)O₂ の密度と比較して $\left(\frac{\Delta V}{V}\right)^-$ となる。

固体 FP による体積増加割合

UO _{2.00} 20% 濃縮	0.32% per at% Burnup (0.13% per 10 ²⁰ fission/cc)
(U _{0.8} Pu _{0.2})O _{2.00} Pu ₂₃₉ Fission	0.30% per at% Burnup (0.12% per 10 ²⁰ fission/cc)

形成される原子空孔を充分満たせば, 0.13% $\frac{\Delta V}{V}$ per 10²⁰ fission/cc となり全々満たさないときは, 0.54% $\frac{\Delta V}{V}$ per 10²⁰ fission/cc であり, 照射条件等から平均に 0.35% $\frac{\Delta V}{V}$ per 10²⁰ fission/cc であるとの考えが出ている。

コメント：従来のアメリカの設計方針 (データ) を進め整理したものである。固体 FP 元素の挙動, 化学的な姿について整理が広範囲である。固体 FP のスウェリングへの影響の解析のプロセスが数量化されている。今後気体状 FP と固体状 FP の和からなる実験データの解析の進展が望ましい。

燃内における燃料の機械的変形を見積るため Fuel Creep Model を使用する方法が大勢を占めている。これは燃料に作用する応力とその状態の降状応力を越えて且つ短時間にその応力が急増するとき計算値との差が大きくなる欠点がある。これに対処する方法は(2)つ考えられる。

- ① 応力が急変するとき計算する Time Mesh を小さくする。
- ② 応力が急変するとき Creep Model は使用せずに Strees - Strainqn によって変形量を見積る。

酸化燃料のクリープモデルとして、次の式を推選する。(G. Eのモデルを手直して以下に示す)

$$\epsilon = \epsilon_0 + \epsilon_I + \epsilon_{II}$$

$$\epsilon_0 = A_0 / (D - 85.71) \sigma^{4.0} \exp\left(\frac{264.0W - 150020 \times O/M + 218340}{RT}\right) 1/d^2$$

$$\epsilon_I = A_1 / (D - 87.75) \sigma^{1.0} \exp\left(\frac{165.7W + 443020 \times O/M - 949000}{RT}\right)$$

$$\epsilon_{II} = B \phi \sigma^{1.0}$$

d = grain size ,

W : プルトニウム含有量 W/o

D : Density (T.D)

T : 温度 (°K)

σ : Stress (psi)

ϕ : Neutron fluence

$A_0 : 1.24 \times 10^{-6}$, $A_1 = 6.611 \times 10^4$

$B = 8 \times 10^{-24}$

O/M : O/M ratio

コメント：上記のモデルはG. Eのデーターを使用してPu含有量の項が含まれるようにしたものである。なおO/Mの変化によるクリープ変形速度依存性も144.8および100.7の値を変えることによってモデル式に入れた。
なおG. EのモデルにはPu含有量、O/Mによる影響は含まれていない。

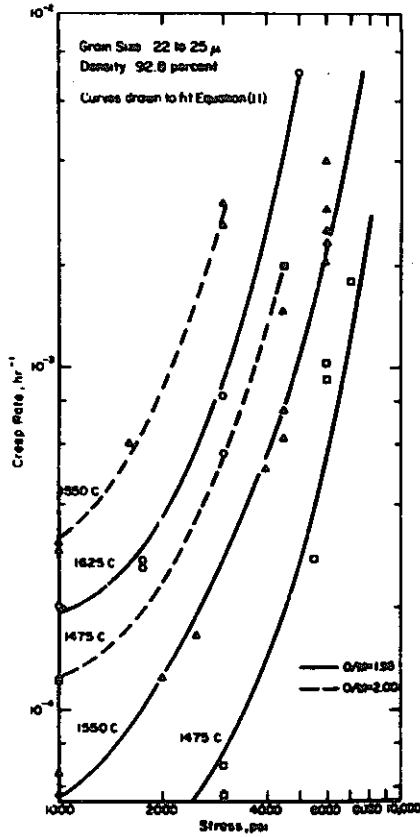


Fig. 1 Steady-state compression creep rate versus applied stress for coprecipitated $(Pu_{0.2}U_{0.8})O_2$ and $(Pu_{0.2}U_{0.8})O_{2.00}$ from Bohaboy and Evans

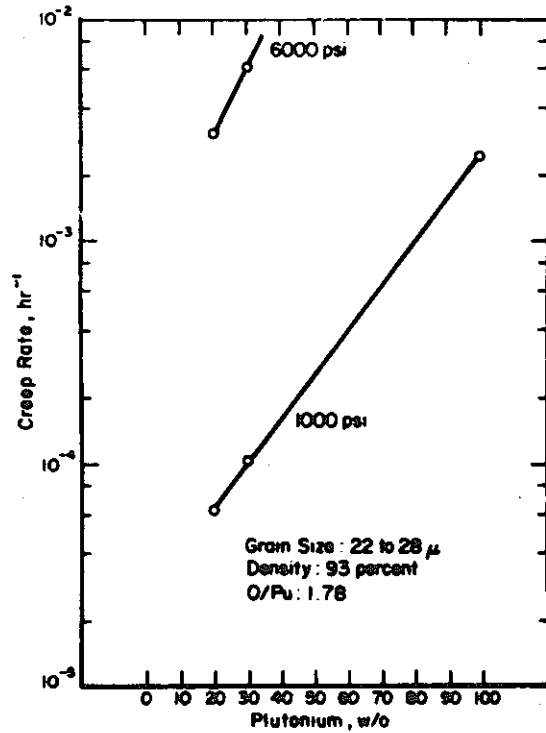


Fig. 2 Steady-state creep rate versus Plutonium content for coprecipitated UO_2-PuO_2 tested in compression at 1550 C from Bohaboy and Evans

試料: $PuO_2 - UO_2$ (20.30, 100 w/o Pu)
 Density 92.8%, 94~98% T.D
 grain size 22~25 μ
 O/M = 1.95, 2.00

方法: 圧縮クリープ
 雰囲気 $N_2 - 6\% H_2 + H_2O$
 応力 900~8,000 psi
 温度 1475~1625°C

コメント Pu含有量が変化した場合クリープモデルの活性化エネルギーが変化する。
 (Marple Hough
 のデータ)

w/oPu	0%	2%	5%	10%	15%
ΔH_c Kcal/meel	127	104	102	108	115

M. S. SELTZER, J. S. PERRIN, A. H. CLAUSER, B. A. WILCOX: Review of out of pile and in-pile Creep of ceramic nuclear fuels. BMI 1906
 -(1971) 33

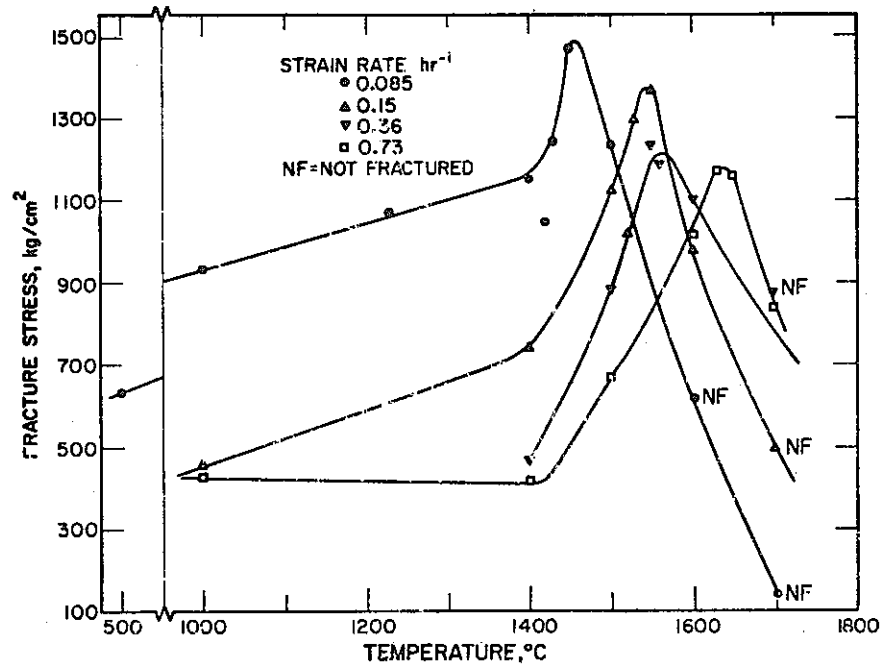


Fig.1 Effect of temperature and strain rate on the strength of high density ($\approx 96\%$ TD) $UO_2-20\text{ wt}\% PuO_2$

試料: $UO_2-20\text{ w/o } PuO_2$

O/M = 1.97, 密度 88.0, 89, 91, 93, 96% T.D

不純物 UO_2 中 Ca < 20, Li < 50, P < 100; ppm

PuO_2 中 Ca < 200, Li < 5, V < 100 ppm

方法: 4点曲げ法

結果: 歪速度と温度の関係および

歪速度と破壊応力関係を求めた。

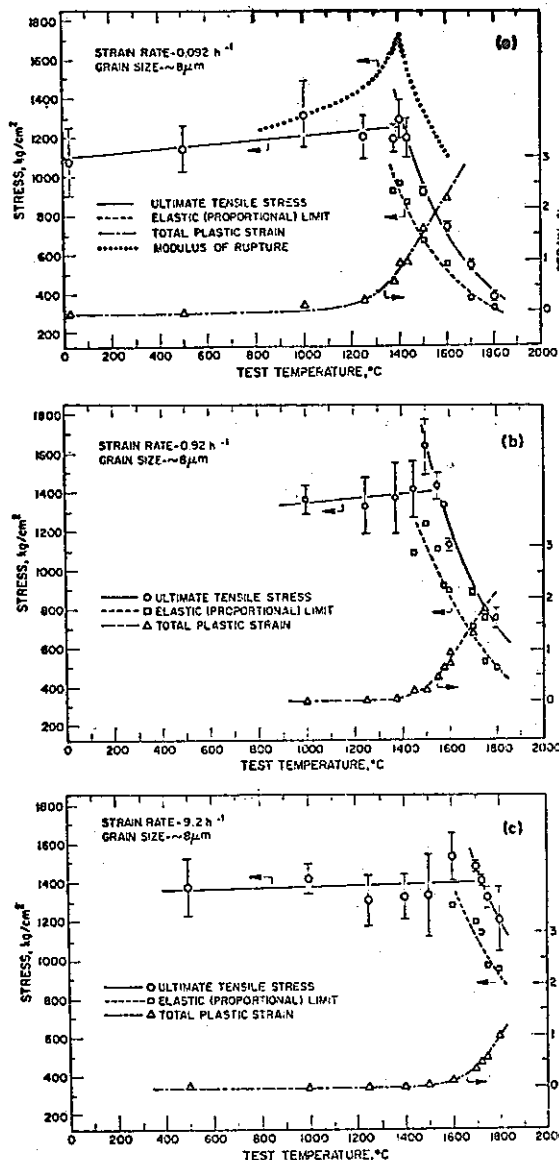


Fig. 1. Temperature effects on stress-strain behavior of UO_2 at (a) slowest, (b) intermediate, and (c) fastest strain rates.

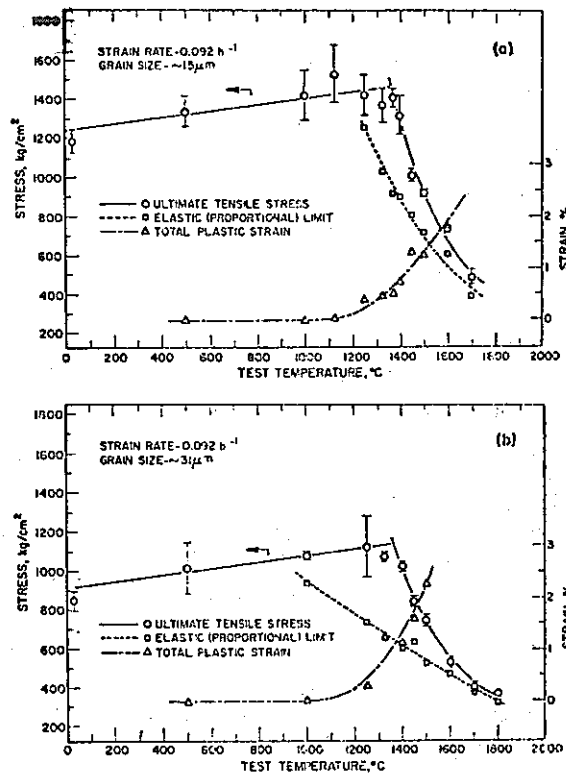


Fig. 2. Temperature effects on strength of UO_2 with (a) $15\text{-}\mu m$ and (b) $31\text{-}\mu m$ average grain size.

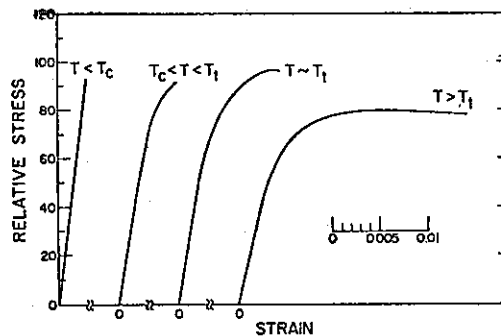


Fig. 3. Typical stress-strain curves for UO_2 .

試料: UO_2 O/U = 2.11, Grain Size $0.60 \mu m$

Specific Surface area $3.37 m^2/g$

不純物 Al...4, Ca < 20, Cr...10, Fe...48, Ni...52 (ppm)

方法: bending

歪速度 $9.2 h^{-1}$, $9.2 \times 10^{-1} \cdot h^{-1}$, $9.2 \times 10^{-2} \cdot h^{-1}$

温度 R. T. $\sim 1800^{\circ}C$

コメント: UO_2 の Brittle-Ductile transition temp. は $1100^{\circ}C$ ($\dot{\epsilon} = 0.092 h^{-1}$), $1375^{\circ}C$ ($\dot{\epsilon} = 0.92 h^{-1}$), $1450^{\circ}C$ ($\dot{\epsilon} = 9.2 h^{-1}$)

R. F. CANON, J. T. A. ROBERTS, and R. J. BEALS: Journal of the American Ceramic Society, 54(1971)105

○ Pu の再分布

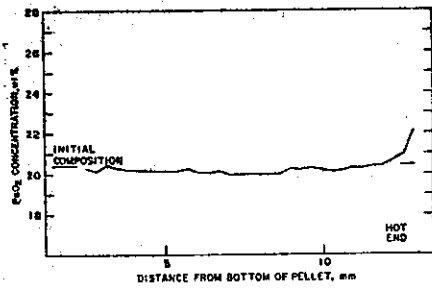


Fig. 1 Plutonia Distribution along Centerline of $(U_{0.8}Pu_{0.2})O_{2.01}$ Pellet (sample 5) Heated 1020 hr in Thermal-gradient Apparatus ($T_{top} = 1970^{\circ}C$, $T_{bottom} = 1140^{\circ}C$). ANL Neg. No. 308-1770.

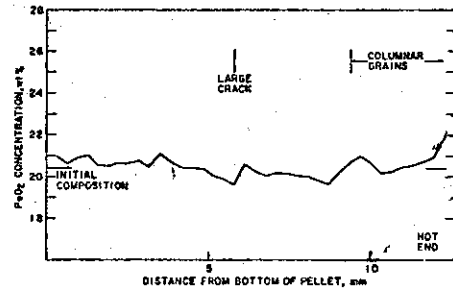


Fig. 2 Plutonia Distribution along Centerline of $(U_{0.8}Pu_{0.2})O_{2.01}$ Pellet (sample 8) Heated 123 hr in Thermal-gradient Apparatus ($T_{top} = 2340^{\circ}C$, $T_{bottom} = 1220^{\circ}C$). ANL Neg. No. 308-1768.

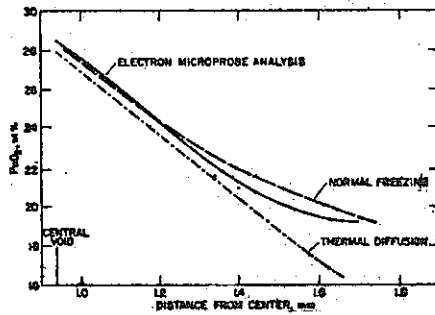


Fig. 3 Plutonium Redistribution in Irradiated Fuel Pin Initially 20 wt % PuO_2-UO_2 . ANL Neg. No. 308-2283 Rev. 1.

1) 炉外実験 (図 1 及び 図 2)

○ 試料

$(U, 20 \text{ wt } \% Pu)O_{2.01}$, high density, 均一相

○ 試料寸法

12.7 mm ϕ \times 12.7 mm 長さ

○ 加熱方法

一端を W ヒーターで加熱し他端を Cu 水冷ジャケットに接し温度勾配を付ける。

○ Pu 温度測定法

EMX で測定する。精度 $\pm 0.5 \text{ Wt } \%$

2) 炉内照射試料 (図 3)

○ 試料

$UO_2 - 20 \text{ wt } \% PuO_2$, hyperstoichiometric

Dynapac powder rod., 密度 83.5%, 被覆管内径: 6.45 mm ϕ

○ 照射条件

EBR-II で 119 日間 2.9 at % 照射, 19 KW/ft.

中心温度 2670 $^{\circ}C$, 燃料表面温度 1065 $^{\circ}C$

ANL-7703(1970)

"Out of pile study of the effects of thermal gradients on the distribution of plutonium in fast reactor fuel materials" by M. G. Chasavov and D. F. Fischer

○ LMFBR燃料ピンの中心溶融部の予測方法

i) 図1bに示すように燃料構造変化を区分して各々の密度境界温度を設定する。表1には各所で用いられている値を示す。

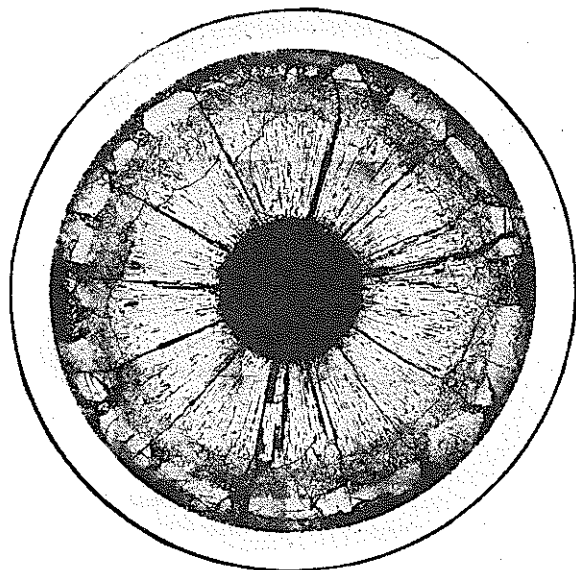


Fig. 1a. Photomicrograph of UO₂-PuO₂ fuel irradiated at 17 kW/ft in EBR-II.

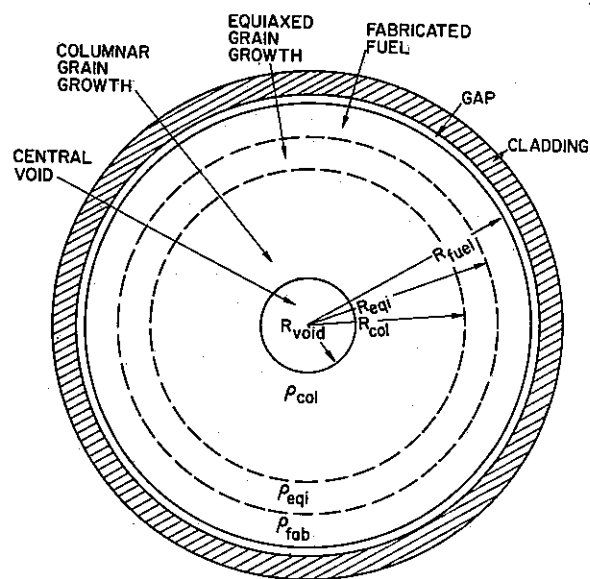


Fig. 1b. Mixed-oxide fuel element model illustrating the three regions of distinct microstructure.

Table 1
Characterization of mixed-oxide fuel-element models.

	Fractional fuel density		Temperature [°C]	
	ρ_{eqi}	ρ_{col}	T_{eqi}	T_{col}
Atomics International [1, 2]	0.95	0.98	1600	1800
General Electric [3, 4]	0.97	0.99	1650	2150
Karlsruhe [5]	as-fabricated	0.95	1300	1700
Westinghouse [6, 7]	0.97	0.99	1600	2000

ii) 燃料の熱伝導度を決める。

熱伝導度の項参照

iii) 等軸晶領域 R_{eqi} を決める。

$$4\pi \int_{T_{surf}}^{T_{eqi}} K_{fab} dT = \frac{q_{fuel}}{L} \left(1 - \frac{R_{eqi}^2}{R_{fuel}^2} \right)$$

iv) 柱状晶領域 R_{col} を決める。

$$4\pi \int_{T_{eqi}}^{T_{col}} K_{eqi} dT = \frac{q_{fuel}}{L} \frac{R_{eqi}^2}{R_{fuel}^2} \left[\frac{\rho_{eqi}}{\rho_{fab}} \left(1 - \frac{R_{col}^2}{R_{eqi}^2} \right) + 2 \left(1 - \frac{\rho_{eqi}}{\rho_{fab}} \right) \ln \frac{R_{eqi}}{R_{col}} \right]$$

v) 中心孔半径を決める。

$$R_{void} = \left[R_{col}^2 + \frac{\rho_{eqi}}{\rho_{col}} (R_{eqi}^2 - R_{col}^2) - \frac{\rho_{fab}}{\rho_{col}} R_{eqi}^2 \right]^{1/2}$$

VI) 最大燃料温度 Tvoid を求め、融点を越えるかどうか決める。

$$4\pi \int_{T_{col}}^{T_{void}} K_{col} dT = \frac{q_{fuel}}{L} \frac{\rho_{col}}{\rho_{fab}} \left(\frac{R_{col}^2 - R_{void}^2}{R_{fuel}^2} - 2 \frac{R_{void}^2}{R_{fuel}^2} \ln \frac{R_{col}}{R_{void}} \right)$$

VII) 燃料溶融が始まる半径を決める。

$$4\pi \int_{T_{col}}^{T_{melt}} K_{col} dT = \frac{q_{fuel}}{L} \frac{\rho_{col}}{\rho_{fab}} \left(\frac{R_{col}^2 - R_{melt}^2}{R_{fuel}^2} - 2 \frac{R_{void}^2}{R_{fuel}^2} \ln \frac{R_{col}}{R_{melt}} \right)$$

VIII) 融点を越える燃料の割合を決める。

$$F = \frac{\text{molten mass}}{\text{total mass}} = \frac{\rho_{col} (R_{melt}^2 - R_{void}^2)}{\rho_{fab} R_{fuel}^2}$$

IX) 計算例

In put data として次のような例について計算した結果を示す。

Steady-state parameters for an FFTF type fuel element at center of core.

	Parameter name	Units	Numerical value
Fuel (mixed-oxide)	Smear density	%TD	85.5
	Active-fuel length	cm	91.4
	Outer clad diameter	cm	0.584
	Clad thickness	cm	0.038
	Fuel pellet diameter	cm	0.493
	Clad material		316SS
	Bond		Helium gas
	Fuel-melting temperature	°C	2800.0
Coolant (sodium)	Inlet temperature	°C	316.0
	Pitch/pin diameter		1.24
	Flow rate	kg/hr	494.0

Estimated maximum temperature or melting fraction in an FFTF type mixed-oxide fuel element at center of core.

Case	Peak linear power [W/cm]	Coolant mixing [%]	Sodium temp. [°C]	Clad OD temp. [°C]	Clad ID temp. [°C]	Fuel surface temp. [°C]	$H = 0.6247$ (1100) ^c			
							Max. fraction of fuel melted ^b			
							GE	AI	KA	W ^d
0	390.4		413	423	464	855	(2182)	(2111)	(2121)	(2197)
1A	563.6	0	457	472	528	1093	0.095	(2582)	0.036	(2778)
1B	563.6	100	413	426	485	1049	0.064	(2562)	(2786)	(2752)
2A	867.1	0	532	556	637	1505	0.569	0.366	0.538	0.509
2B	867.1	100	413	430	519	1387	0.528	0.331	0.500	0.482
3A	1300.8	0	641	676	787	2089	0.838	0.726	0.823	0.808
3B	1300.8	100	413	434	566	1868	0.788	0.664	0.771	0.753
4A	2008.8	0	818	872	1022	****	1.0	1.0	1.0	1.0
4B	2008.8	100	413	441	637	2649	0.903	0.953	0.973	0.971

Case	Fuel surface temp. [°C]	$H = 0.8519$ (1500)				Fuel surface temp. [°C]	$H = 1.1360$ (2000)				
		Max. fraction of fuel melted					Max. fraction of fuel melted				
		GE	AI	KA	W		GE	AI	KA	W	
0											
1A	942	(2751)	(2508)	(2695)	(2684)	839	(2658)	(2447)	(2597)	(2611)	
1B	899	(2713)	(2483)	(2655)	(2654)	795	(2617)	(2418)	(2552)	(2577)	
2A	1273	0.494	0.296	0.462	0.454	1114	0.443	0.244	0.406	0.408	
2B	1156	0.457	0.258	0.421	0.420	996	0.403	0.200	0.361	0.370	
3A	1742	0.761	0.635	0.744	0.725	1503	0.711	0.585	0.694	0.677	
3B	1521	0.714	0.588	0.697	0.679	1282	0.667	0.542	0.646	0.641	
4A	2497	0.903	0.920	0.953	0.949	2128	0.902	0.835	0.895	0.887	
4B	2112	0.898	0.827	0.888	0.879	1743	0.845	0.765	0.834	0.822	

- a At the axial node where the maximum fuel temperature occurs.
 b Maximum fuel temperature if no fuel melting occurs. Numbers in parentheses are in °C.
 c Gap conductance [W/cm²°C] (Btu/hr ft²°F).
 d Fuel-element model.
 **** Exceeds fuel-melting temperature (2800°C).

Nomenclature

- F = weight fraction of molten fuel
 K = thermal conductivity
 L = length of fuel column
 q/L = radial heat-flow rate per unit length
 r = radial distance in cylindrical coordinates

Nucl. Eng. and design 17(1971)361-370

Prediction of maximum temperature or melting fraction in a LMFBR fuel element by D. H. Thompson and W. W. Marr

○プルトニウム再分布結果（炉外実験）

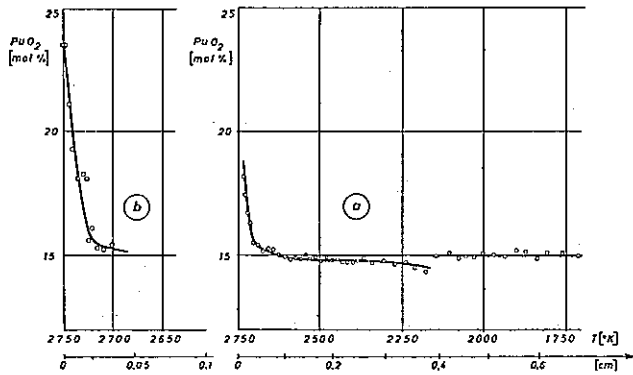


Fig.1 Plutonium distribution and autoradiograph of specimen 100, a: measured by alpha counting along the surface of the axial section, b: measured by alternating grinding and alpha counting in small steps from the hot end

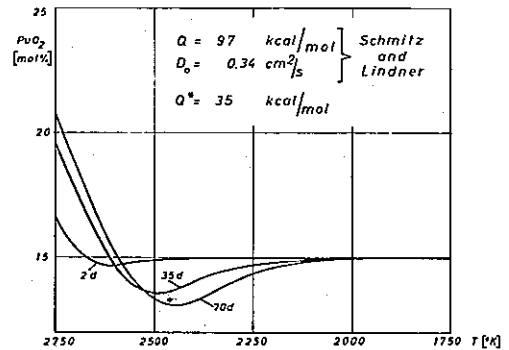


Fig.2 Plutonium distributions calculated from thermal diffusion for longer periods

i) 試料

共沈法で製造，85mol% UO_2 ，15mol% PuO_2
 $(UPu)O_{1.995}$ ，95 ± 1% T.D.

ii) 試料寸法

直径 0.588 ~ 0.592 cm × 長さ 0.73 cm ~ 0.82 cm

iii) 実験方法

試料長さ方向に著しい温度勾配を付し或る時間保つ。その後切断しPuの濃度を決定する。

iv) Pu濃度決定法

- a) 試料を軸方向に切断し α activity を軸方向について detector で測定
 - b) Pu濃度の勾配の著しい所は軸方向に直角面を30 μ づつ研磨して落とし各面の α activity を測定
- 両者共精度は±0.1mol%

v) 結果

図1は2時間加熱し高温端は2477°C低温端は1437°Cの試料の結果である。
 図2は同様の試料で48時間加熱した実験結果より次式により35日と70日後のPuの両分布を予測した結果である。

$$J_{Pu} = -\rho D \left(\text{grad } n_{Pu} + n_{Pu} \cdot n_u \frac{Q^+}{RT^2} \text{ grad } T \right)$$

J_{Pu} : Puイオンの流束 D : 実効拡散係数
 ρ : 密度 n_{Pu}, n_u : 各成分のモル分率
 Q^+ : 輸送潜熱

J. of Nucl. Mat. 39 (1971) 265~284

Redistribution of plutonium and uranium in mixed (U, Pu) oxide fuel materials in a thermal gradient

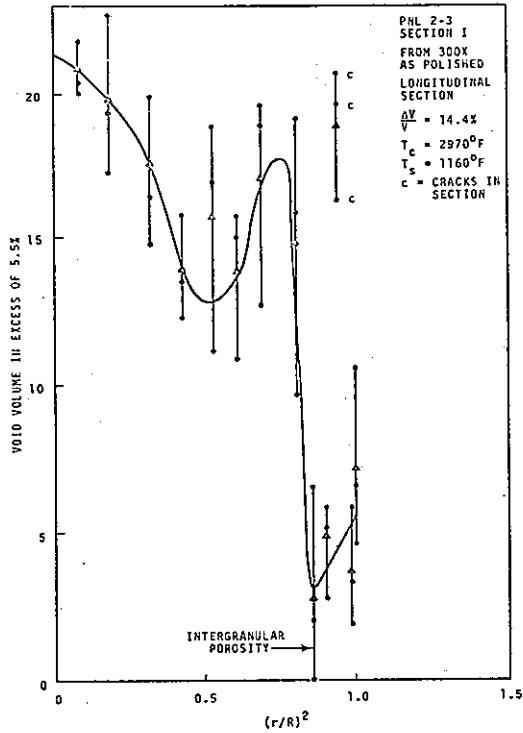


Fig.1 The void volume in excess of the fabricated porosity as a function of the normalized fuel radius squared corresponding to section I located 7-1/2 inches from the bottom of the fuel column

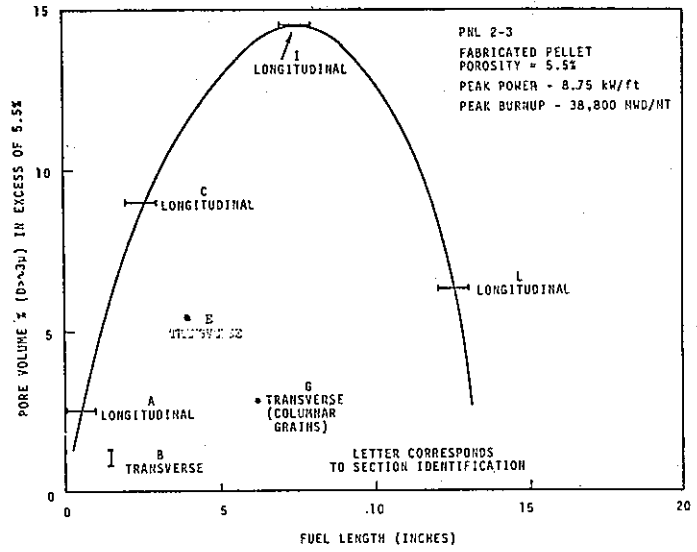


Fig.2 Axial distribution of total integrated pore volume in excess of 5.5 percent composed of pores exceeding one micron in diameter as a function of length in a mixed oxide fuel element irradiated to a peak burnup of 4.1 at% at a linear of 8.75 kW/ft

試料： $(U_{0.75} Pu_{0.25}) O_{1.97}$ 密度 10.4 g/cm (94.5 % TD)

peak linear power は 8.75 KW/ft

peak burnup は 4.13 at%

EBR-II で照射した試料の空孔分布を測定

結果：porosity は transvers section より longitudinal section の方が多く見られる。

Xe は fuel center から遠い領域にのみ XMA scan で見つけられている。

WHAN-SA-66

"Spatial Distribution of Intergranular Porosity In an EBR-II Irradiated Mixed Oxide Fuel Element"

D.C.Bullington and R.D.Leggett

照射中に燃料被覆管が燃料によつてどの程度の損傷を受けるかについて、現時点では信頼しうるデータはない。

SUS 316 および 304 と混合酸化物燃料の両立性は良くたとえば ORNL のデータだと AISI 316SS で 5.1 Burnup (% FIMA) で 12% Pu の燃料によつて約 2 mil ($\sim 50 \mu$) しか侵蝕されていなかった。

現在のところ次のモデルを推選する。

$$P_L = 2.35 \times 10^{-2} - 2.79 \times 10^{-5} (T+32) + 1.49 \times 10^{-8} (T+32)^2$$

P_L : 被覆管が侵蝕される深さ (mils)

T : 被覆管内側の温度 ($^{\circ}\text{C}$)

OPTION : 被覆材 347SS

$$12 \sim 20 \text{ Pu} \quad \left(\frac{\text{Pu}}{\text{U} + \text{Pu}} \right)$$

$$O/M = 2.00$$

燃料密度 90% T.D

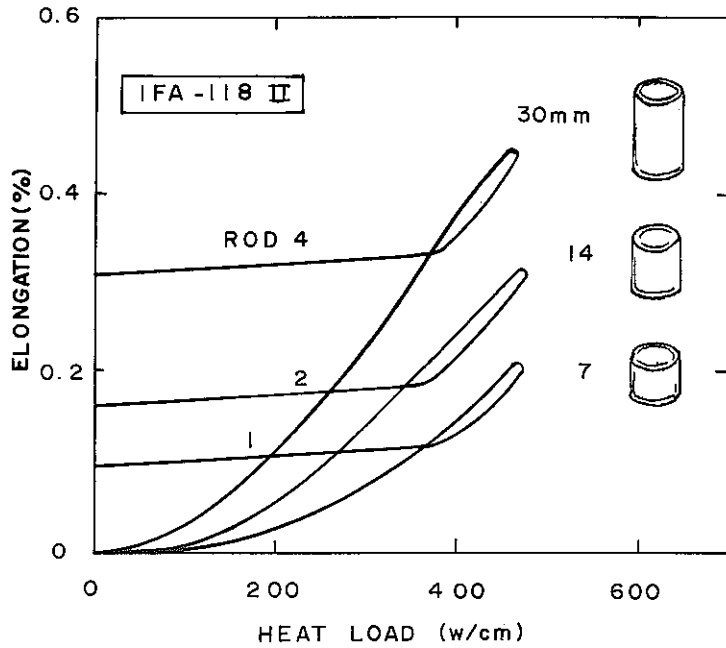


Fig. 1
Influence of pellet length on rod elongation

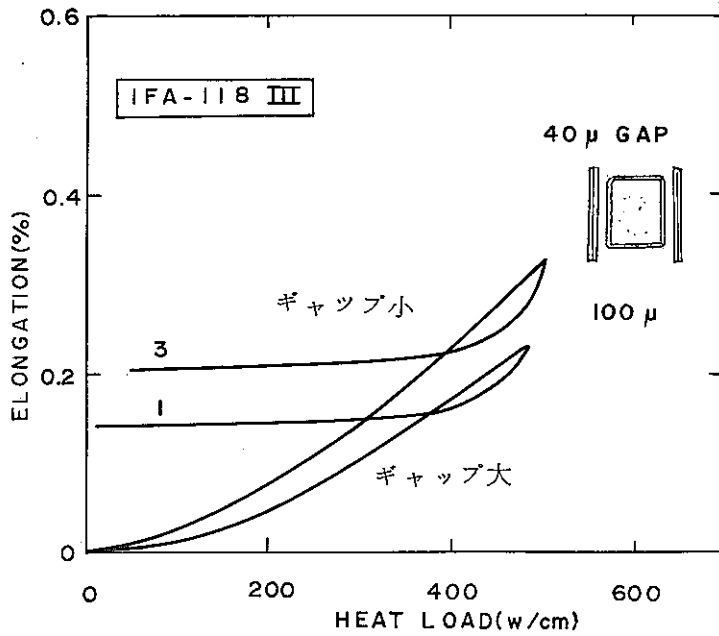


Fig. 2
Influence of gap size on rod elongation

試料 UO_2 ペレット

方法 Halden R-2 炉

燃料と被覆管との間および燃料の長さを変化させて power にもなるロッドの長さの変化の測定

E. Rolstad and K. D. Knudsen; Studies of Fuel-clad Mechanical Interaction and the Resulting Failure Mechanism, Fourth UNITED NATIONS INTERNATIONAL CONFERENCE ON THE PEACEFUL USES OF ATOMIC ENERGY, Geneva, Switzerland, 6-16 Sep. 1971
A/CONF. 49/P/295, NORWAY June 1971.

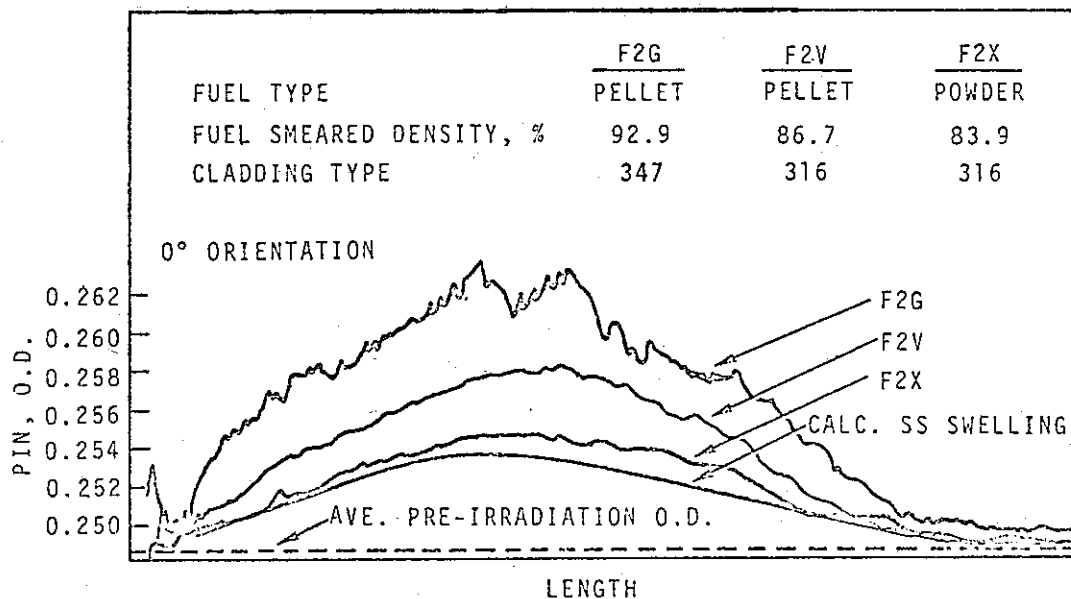


Fig.1 Comparison of measured and predicted pin deformation irradiated to 11 at-% burnup

試料 $\text{PuO}_2 - \text{UO}_2$
 密度 84.87, 93% smear density

方法 炉内試験
 被覆材 SUS 347, 316
 Peak Burnup 12.4 at-%

C. N. CRAIG, K. J. PERRY, R. N. DUNCAN, W. K. APPLEBY, C. N. SPALARIS, W. E. BAILEY;
 Steady-state irradiation performance of $\text{UO}_2 - \text{PuO}_2$ fast reactor fuels. Trans. A. N. S 14, 1,
 (1971) 23.

FOURTH UNITED NATIONS INTERNATIONAL CONFERENCE ON THE PEACEFUL
 USE OF ATOMIC ENERGY; Geneva, Switzerland, 6-16 Sep. 1971
 AICNF. 49/P/067. USA MAY 1971