

TN841-72-35

<技術レポート>

本資料は 年 月 日付けで登録区分
変更する。 2001. 6. -6

[技術情報室]

熱中性子炉プルトニウム燃料の物性と挙動

Physical Properties and Characteristics of
Thermal Reactor Plutonium Fuels

1972年10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



〒 N 8 4 1 - 7 2 - 3 5

(1 9 7 2 . 1 0 . 1 2)

概 要

熱中性子炉用プルトニウム燃料の物性と挙動

実施責任者 小 泉 益 通

報 告 者 小 松 純 治

期 間 1 9 7 1 年 1 2 月 ~ 1 9 7 2 年 3 月

目 的 熱中性子炉に利用される低濃度プルトニウム燃料の物性・挙動についての整理・評価。

要 旨 熱中性子炉より生成されるプルトニウムの有効利用を目的として、高速炉が実用に入るまで、熱中性子炉にリサイクルすることの利点が各国で検討されている。

このような熱中性子炉用低濃度プルトニウム燃料の物性 ($\sim 10\text{w}/\% \text{PuO}_2$ 以下) 挙動について、ペレット燃料を中心にいくつか利用できる 実験データについてまとめた。

熱中性子炉用プルトニウム燃料の物性と挙動

目 次

1. $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$ 状態図	1
2. 融 点	3
3. 格子常数	3
4. 理論密度	9
5. 熱伝導度	9
6. 熱膨張	14
7. 燃料のクリープと塑性変形	14
8. F.P. ガス放出	17
9. スウェーリング	24
10. プルトニウム, 核分裂生成物の物質移動	25
11. 燃料・被覆管相互作用	30
12. ジルカロイ被覆管の腐食と水素化	33
13. 引用文献	35

熱中性子炉用プルトニウム燃料の物性と挙動

熱中性子炉より生成されるプルトニウムの有効利用を目的として高速炉が実用に入るまで軽水炉にリサイクルする利点が各国で検討されている。このような軽水炉用プルトニウム燃料の物性 ($< \sim 10 \text{ wt}\% \text{ PuO}_2$) とくにペレットを中心に幾つか利用できるデータを以下にまとめた。

1. $\text{UO}_2 - \text{PuO}_2$ 状態図

Fig. 1 に 1966 年 10 月ウィーン会議で Harwell の Markin¹⁾ らによって提出されたデータを示す。このような状態図や結晶構造は、燃料製造の上からもまた燃料設計の上からも十分確かめることが必要とされる分野であるが、未確定な部分が多くまだ完全な状態図は確立していない。とくに燃料の製造時や原子炉内での使用条件下で $(\text{Pu}-\text{U})\text{O}_2$ 燃料が 2 組に分離することが生ずると、熱膨脹、熱伝導度、電気抵抗の変化、相変化に伴う再結晶、ガス放出の変化、クラック発生等があげられ、これらの変化はそのまま燃料設計あるいは製造の上でとくに考慮されなければならない。

高速炉燃料でのプルトニウム富化量は状態図の上からは一相の領域に相当している。

状態図についてはいくつかの報告がある。²⁾³⁾⁴⁾

なお Table 1 には、 UO_2 と PuO_2 の物性のあらましを示した。

Table 1 SUMMARY OF MATERIAL PROPERTIES

Properties	Value UO_2	PuO_2	$(\text{U}, 20 \text{ wt}\% \text{ Pu})\text{O}_2$
Theoretical Density g/cm^3	10.96	11.45	11.04
Melting Point	$2840 \pm 40 \text{ }^\circ\text{C}$	$2400 \pm 30 \text{ }^\circ\text{C}$	$2810 \text{ }^\circ\text{C} \pm (25 \text{ }^\circ\text{C})$
Crystal System and Parameters	FCC (Fluorite) $a_0 = 5.4705 \pm 0.0003$	FCC (Fluorite) $a_0 = 5.3960 \pm 0.0003$	FCC (Fluorite) $a_0 = 5.4559 \pm 0.0005$
Coefficient of Linear Thermal Expansion $^\circ\text{C}^{-1}$ (Range 25° to 1000°C)	10.1×10^{-6}	10.9×10^{-6}	10.3×10^{-6}
Thermal Conductivity, $\text{W}/\text{cm}^\circ\text{C}$ at 95% TD	$0.022 > 1600 \text{ }^\circ\text{C}$	0.023 at 1000°C	$0.021 > 1600 \text{ }^\circ\text{C}$
Electrical Resistivity, ohm cm	1×10^8	1.3×10^8	2×10^8
Resistant to Thermal Shock	Good	Fairly Good	Good
Compatibility with cladding material	Excellent	Compatible with stainless steel, Inconel, Cr, Mo, Nb, V, below 1400°F . Not compatible with Ti, W, Zr 2	Same as PuO_2 . Hyperstoichiometric compound reacts with stainless steel and Inconel at temperatures to 1400°F .
Young's Modulus, kilobars	1930	—	1400 ± 100 ($O/M=1.98$)
Shear Modulus, kilobars	770	—	550 ± 50 ($O/M=1.98$)
Poisson's Ratio	0.302	—	$0.28 \cdot 0.29$

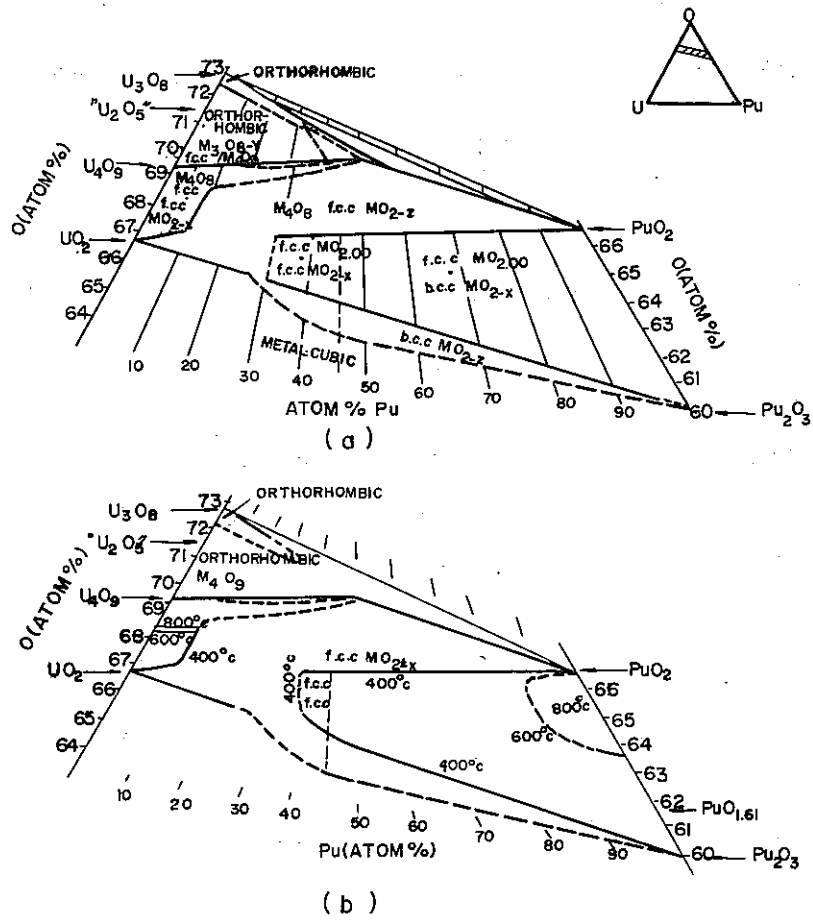


Fig. 1 Ternary phase diagram, (a) 25°C ; (b) 400, 600 and 800°C¹⁾.

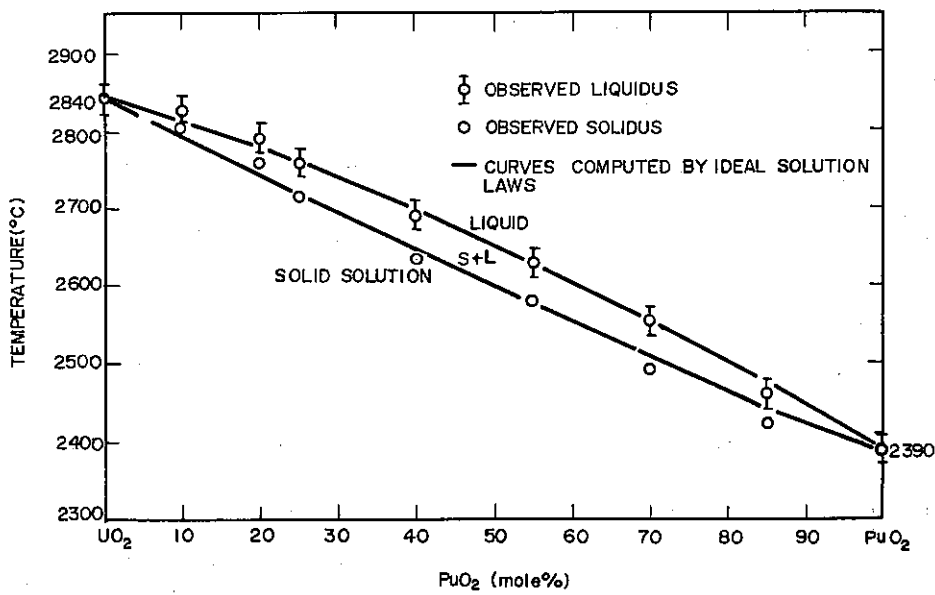


Fig. 2 (U, Pu)O₂ fuel system⁵⁾.

2. 融点

Melting Pointの測定はいくつかの報告があり、⁵⁾⁶⁾⁷⁾初期のデータはPuO₂が10wt%位まで富化されると80℃位融点が高くなることが報告されているがこれは誤りで後に訂正された。

Fig.2には、プルトニウム濃度による融点変化について現在もっとも利用できるデータを示した。⁵⁾燃焼度による融点の変化については、UO₂と高速炉燃料についての実験がでており、燃焼のすすむにつれて低くなる傾向が報告されている。⁸⁾⁹⁾またO/M、O/Uによる影響も報告されておるがまだデータが少ない状態である。¹⁰⁾¹¹⁾

3. 格子常数

PuO₂-UO₂系についての格子常数については、一般にVegardの法則が成立することが報告されておりTable 2とFig.3に化学量論的なPuO₂-UO₂についての格子常数を示した。¹²⁾

¹³⁾しかし非化学量論的な試料、例えばO/Mが2.0からずれるものについては、格子常数が非常にかわっている。プルトニウム富化度が数%のものについてのデータは、現在のところあまり見かけないが高速炉用(U, 20%Pu)O_{2-x}についての例をTable 3, Fig.4に示した。¹³⁾またUO₂についてはTable 4とFig.5に示した。¹⁵⁾Fig.6にはプルトニウム濃度、O/Mによる格子常数変化の図を示した。

一方、燃焼度にもなり格子常数変化について高速炉についてのデータがある(Fig.7)¹⁶⁾。これでは、燃焼度が高いほど格子常数が小さくなる傾向がみとめられる。これについてはO/M変化、固体状F.P.等の影響が考えられている。

Table 2 LATTICE PRAMETERS OF MIXED OXIDES

Chikalla ¹⁴		Brett & Russell ¹²		Cummings*		Pijanowski & Deluc		Lyon & Bailly ⁵	
PuO ₂ (wt%)	a ₀ Å	PuO ₂ (wt%)	a ₀ Å	PuO ₂ (wt%)	a ₀ Å	PuO ₂ (wt%)	a ₀ Å	PuO ₂ (wt%)	a ₀ Å
0	5.4676	0	5.464	0	5.4706			0	5.4702
10	5.4615	10.02	5.460					4.9	5.4671
	5.4592	10.60		12	5.4615			9.25	5.4633
20	5.453	20.40	5.442			19.76	5.4554	19.0	5.4554
25	5.4478	25.12		23	5.4540			23.8	5.4519
30	5.448	30.32		26.5	5.4515			36	5.4434
40	5.4397	40.61	5.439	41	5.4407				
50	5.4315	50.00		52.5	5.4337			56.5	5.4299
60	5.423	60.00	5.424	62	5.4265			67.9	5.4210
70	5.417	70.08		72	5.4188				
80	5.404	79.95		81.5	5.4115			83.2	5.4094
90	5.399	90.06		90	5.4052				
100	5.396			100	5.3968	100	5.4073	100	5.3952

* Data by W. V. Cummings, GE, Vallecitos Nuclear Center.

Table 3 LATTICE PARAMETERS OF (U_{0.20}wt

$\text{Pu})\text{O}_{2-x}$ WITH SEVERAL STOICHIOMETRIES¹³⁾

O/M Ratio	a_0 Å
2.000	5.4560
1.970	5.4667
1.937	5.4778
1.918	5.4845
1.906	5.4893

Table 4 ROOM-TEMPERATURE LATTICE PARAMETERS OF THE FLUORITE-TYPE

PHASES IN THE URANIUM-OXYGEN SYSTEM¹⁵⁾

Composition	A_0 (angstrom units)
UO_{2-x} ($\text{UO}_2 + \text{U}$)	5.4720 ± 0.0007
$\text{UO}_{1.999}$	5.4699 ± 0.0004 and 5.4701 ± 0.0003
UO_2	5.4691 ± 0.0005
$\text{UO}_{2.005}$	5.4678 ± 0.0005
$\text{UO}_{2.00}$	5.4690 ± 0.0001
$\text{UO}_{2.01}$	5.4704 ± 0.0008
$\text{UO}_{2.03}$	5.4708 ± 0.0005
$\text{UO}_{2.03}$	5.4682 ± 0.0002
$\text{UO}_{2.04}$	5.46852 ± 0.00011
$\text{UO}_{2.07}$	5.468 ± 0.002
$\text{UO}_{2.07}$	5.4662 ± 0.0005
U_4O_{13}	5.4407 ± 0.0008
$\text{UO}_{2.3}$	5.4462 ± 0.0008
$\text{UO}_{2.24}$	5.4431 ± 0.0005
$\text{UO}_{2.25}$	5.438 ± 0.003
$\text{UO}_{2.25}$	5.4411 ± 0.0008
$\text{UO}_{2.25}$	$a=4A_0=2.173$
$\text{UO}_{2.27}$	5.4402 ± 0.0005
$\text{UO}_{2.30} - \text{UO}_{2.41}$ (active oxide)	5.437 ± 0.001

*P. Perio, personal communication (see Chap. 6).

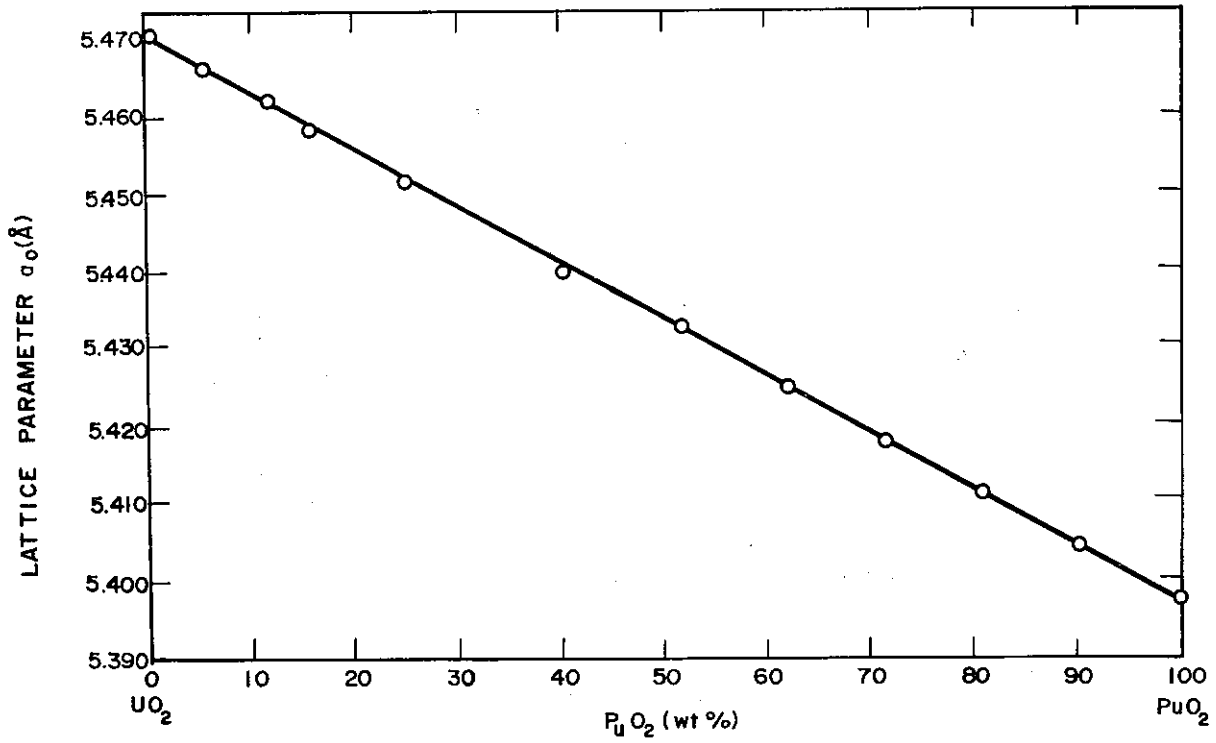


Fig. 3 Lattice parameters of mixed oxides as function of PuO₂¹²⁾

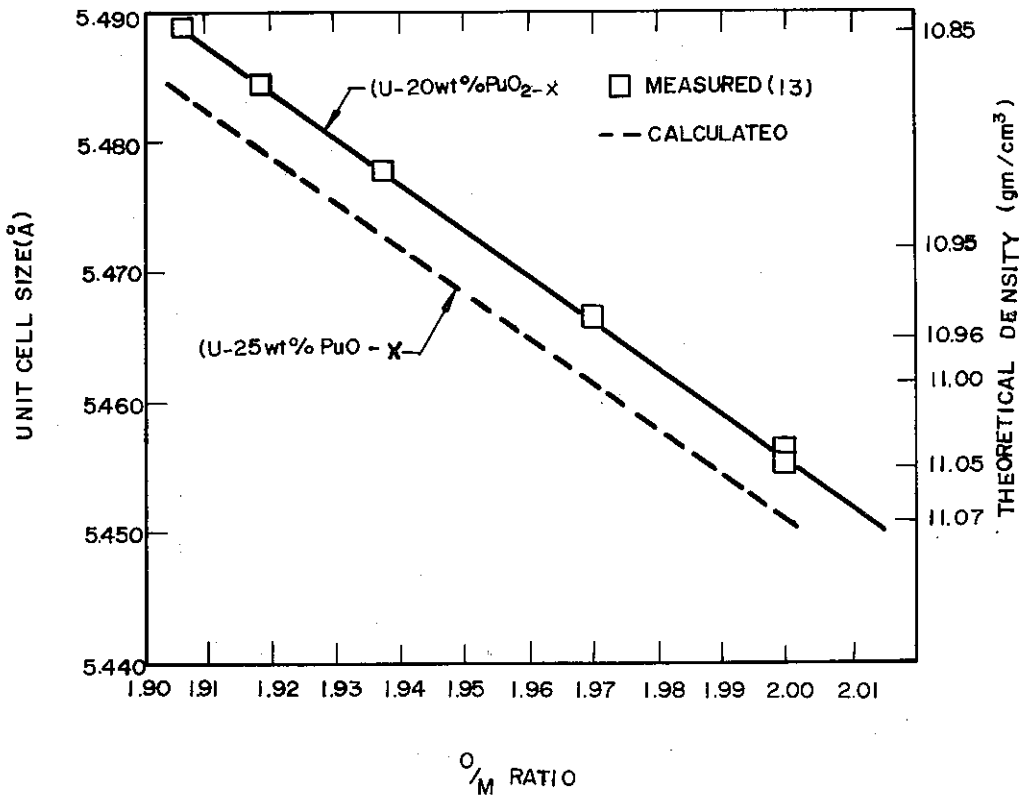


Fig. 4 Variation of unit cell size with O/M for (U-20 wt% Pu)O_{2-x}¹³⁾ and (U-26 wt% Pu)O_{2-x}

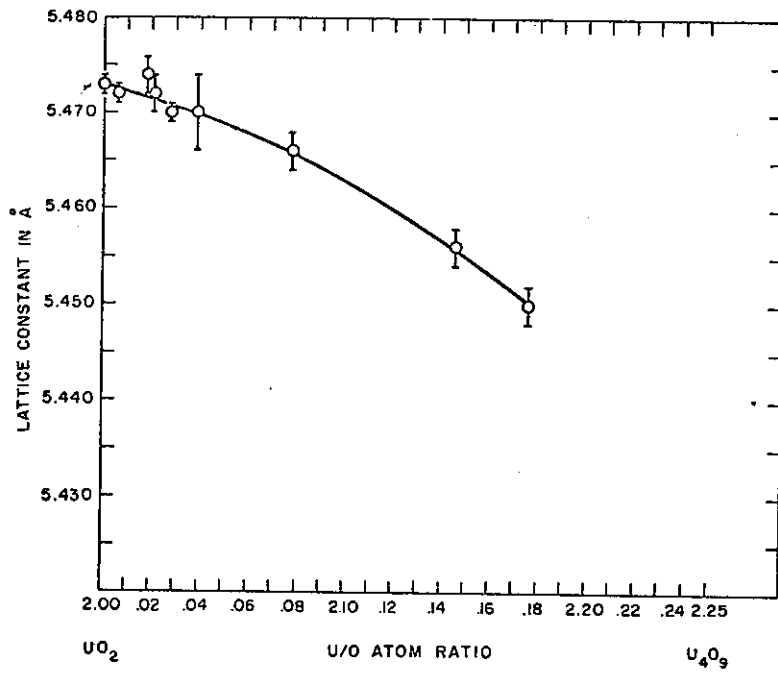


Fig. 5 Lattice Constants of the UO_{2+x} Phase at Different O/U ratios; Samples Annealed at $900^{\circ}C$ for 67 Hours and Quenched to Room Temperature¹⁵⁾.
(Courtesy, Journal of Nuclear Materials.)

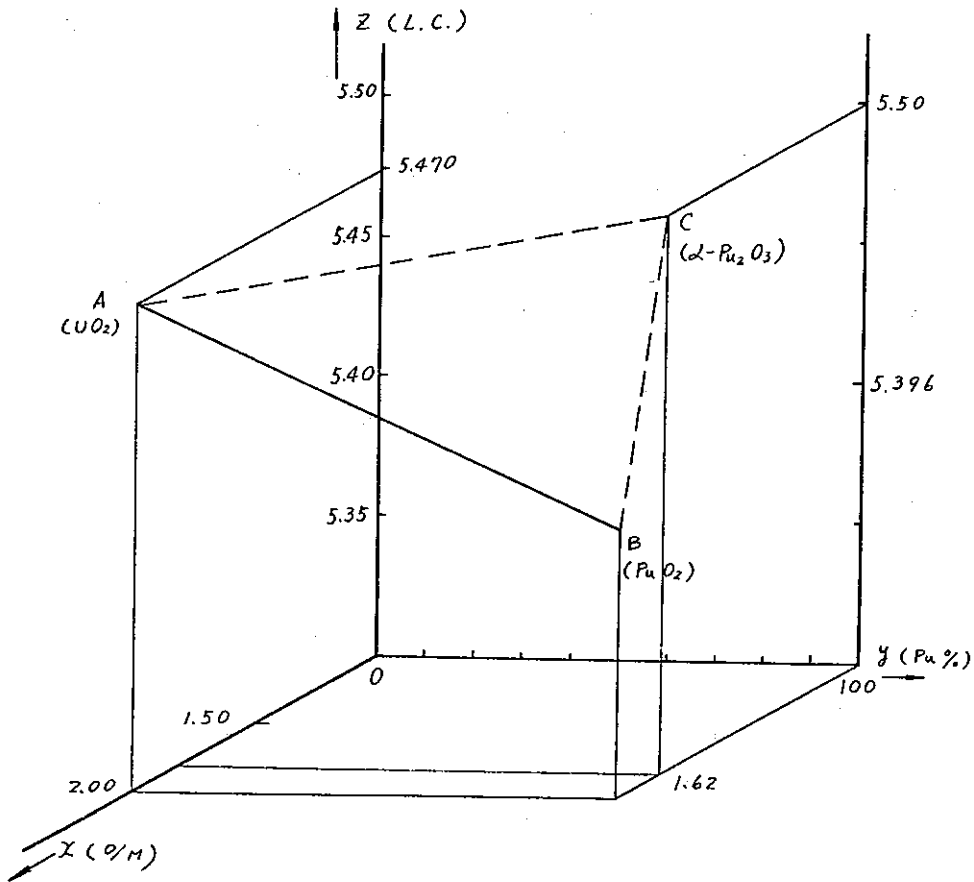


Fig. 6 $(U, Pu)O_{2-x}$ の格子定数 O/M 比および Pu 濃度の関係

SYMBOL PRE-POSTIRRADIATION	NEUTRON EXPOSURE	SAMPLE	LEGEND	O/M	BURNUP (MWD/T#)	FLUX
○ ●	THERMAL	E ZD-1		2.00	127,000	THERMAL
⬡ ⬢	THERMAL	E ZD-2		1.93	127,000	THERMAL
□ ■	THERMAL	E ZH		2.00	255,000	THERMAL
△ ▲	FAST	FZE				FAST

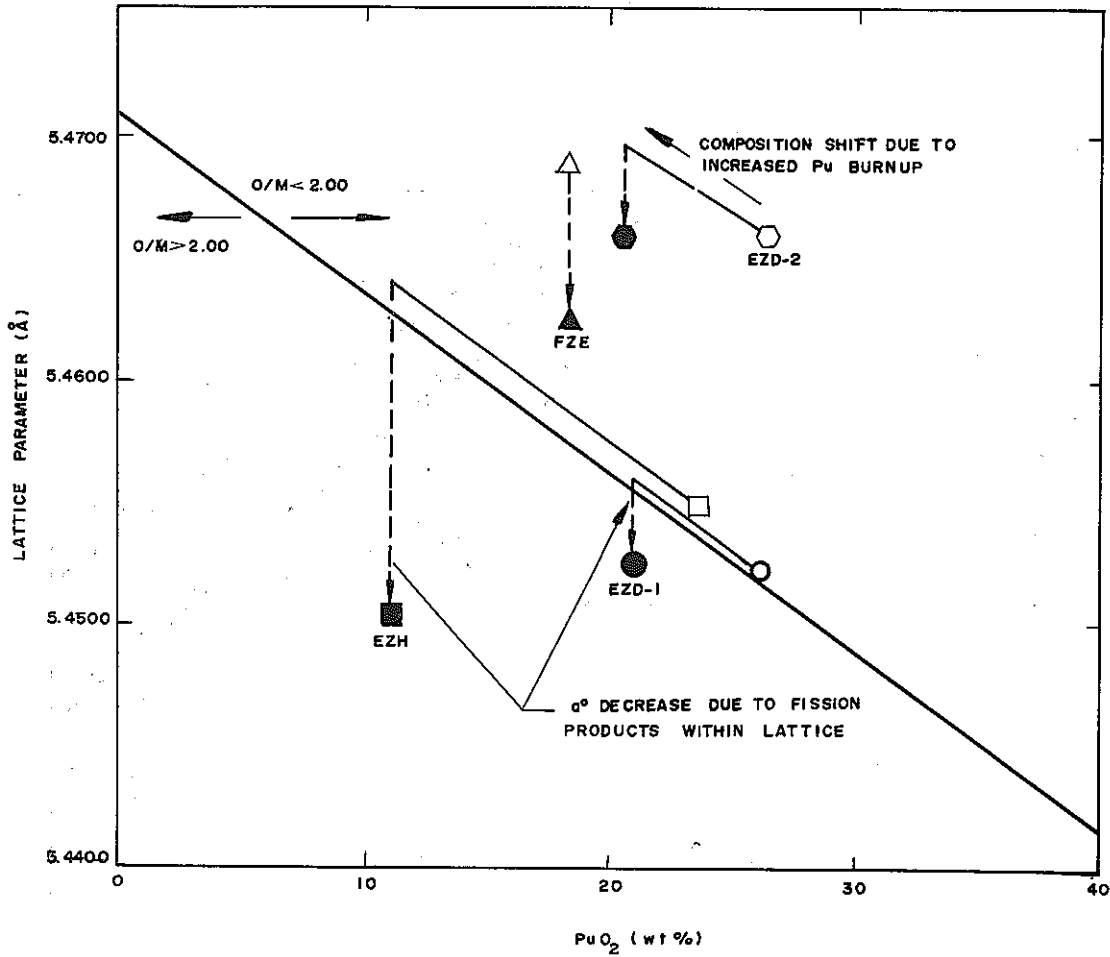


Fig. 7 Effect of irradiation on unit cell size of mixed oxide fuel specimens¹⁶).

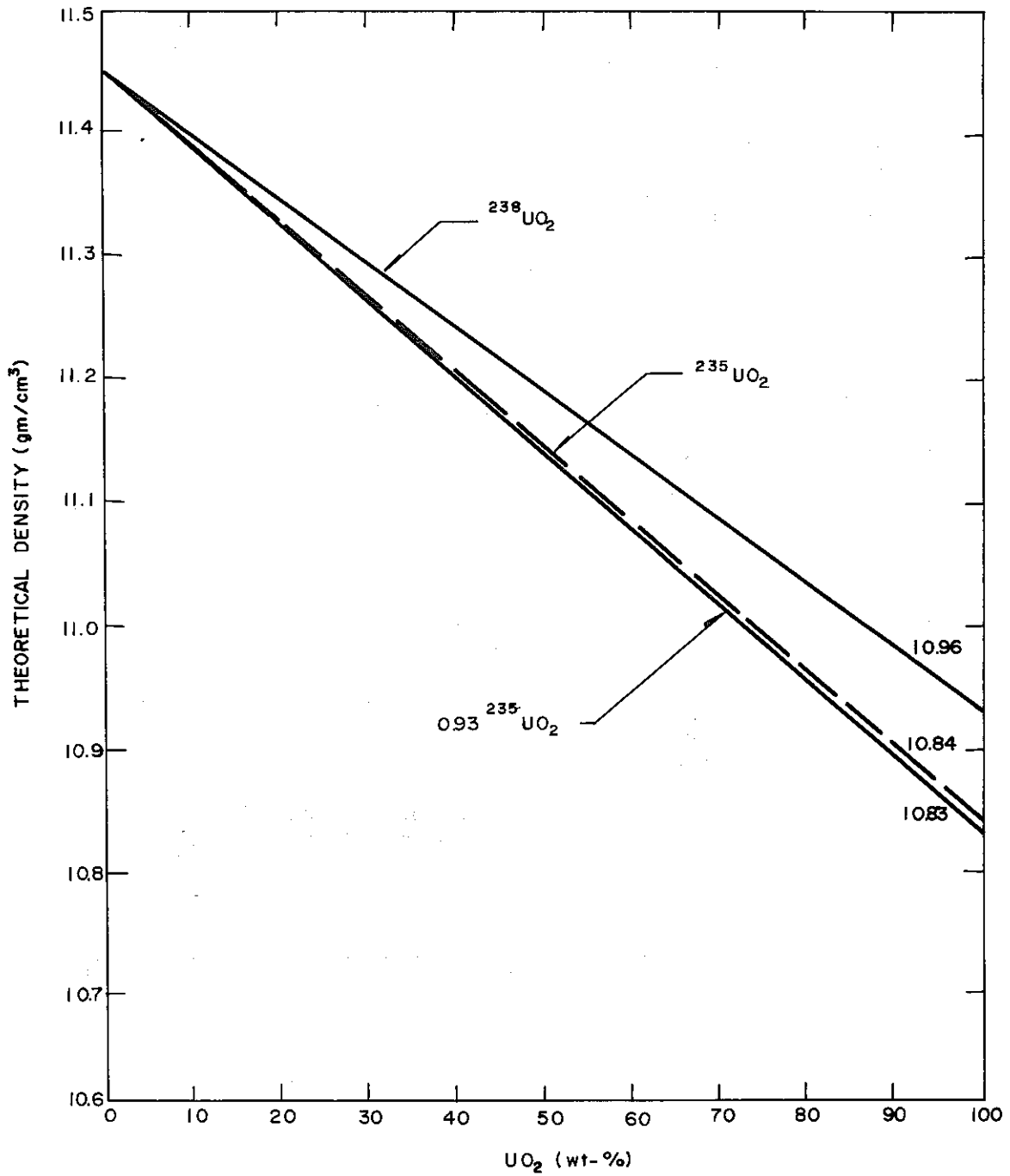


Fig. 8 Density of mixed oxides of various compositions¹⁷⁾.

4. 理論密度

理論密度は、化学量論的な UO_2 と PuO_2 についてそれぞれ 10.96 g/cm^3 と 11.45 g/cm^3 が使用されている。これは UO_2 については 5.4705 \AA 、 PuO_2 については 5.3960 \AA という格子常数をもとに計算されている。¹³⁾¹⁴⁾ 即ち

$$\rho = \frac{NM}{AV}$$

N: 単位格子内の分子の数 (4)

M: 分子量

A: アボガドロ数

V: 単位格子の体積

したがって O/M が 2.00 から変化した非化学量論的試料の理論密度は、同じプルトニウム富化度でも、格子常数が変わるので密度も変化することになる。これを Fig. 8 に示した。¹⁷⁾

5. 熱伝導度

プルトニウム富化度 10 w/o 程度までの熱伝導度については、データが非常に少ない。軽水炉で使用される程度のプルトニウム濃度では、 UO_2 にくらべて高温で大巾に熱伝導度が低下することはあまりないと思われるが、現在の段階では、プルトニウム濃度をパラメータとした Gibby の実験結果が利用できる。Table 5, Fig. 9~Fig. 16 にその結果を示した。¹⁸⁾

Gibby はプルトニウム濃度をパラメータとして次式のモデルを提案している。

$$1/\lambda = [(4.4 \times 10^{-9} \cdot a_0 \cdot T_M^{3/2}) T + \{15 \times 10^{-10} (x(1-x) / (0.94x + 0.97(1-x)^2) + R_0)]$$

a_0 : 格子常数 (\AA) T_M : 融点 ($^\circ\text{K}$)

x : w/o PuO_2 R_0 : 熱抵抗 (不純物その他による)

そして、Pu 濃度 25 w/o までよく実験データと一致する。(Fig. 16)

SAXTON でのプルトニウム計画では、温度推定に使用したデータは UO_2 の値を使用している。¹⁹⁾ 参考までに Fig. 17 に示した。高温では、 PuO_2 と UO_2 が互に拡散固溶してしまうから問題ないが、低温では、プルトニウムによる熱伝導度低下を考慮しつぎのような方法で安全設計を考えている。即ち UO_2 マトリックス中に PuO_2 が分散した系と考え、Rayleigh, Maxwell eq²⁰⁾ よりつぎのような計算をしている。

$$K_m = K_c \frac{1 + 2V \cdot \frac{1 - K_c/K_d}{2K_c/K_d + 1}}{1 - V \cdot \frac{1 - K_c/K_d}{2K_c/K_d + 1}}$$

K_m : 混合体の熱伝導度

K_c : UO_2

K_d : PuO_2

V : 不連続相の体積分率

$K_c \gg K_d$

$$K_m = K_c \cdot \frac{1-V}{1+V/2}$$

$K_d \gg K_c$

$$K_m = K_c \cdot \frac{1+2V}{1-V}$$

例として 6.6 wt% PuO_2-UO_2 について K_m はつぎのようである。

$$K_m = 0.91 K_c \sim 1.32 K_c$$

気孔率についての補正は、高密度ペレットについて $(1-p)^{21}$ 、低密度ペレットについては $(1-2p)^{22}$ が使用されている。

1965年のウィーンのパネルでは UO_2 については

$$K_p = K_0 (1-\beta p)$$

の中で気孔率については $\beta = 245 \pm 1.5$ が採用されている。(但し p 気孔率, K 100% 密度の熱伝導度)。気孔率についての扱いは最近いくつかの新しいデータが出ている。²³⁾²⁴⁾²⁵⁾

Table 5. VALUES OF A AND B DETERMINED FROM LEAST SQUARES FIT¹⁸⁾ OF UO_2-PuO_2 THERMAL CONDUCTIVITY TO RELATION

$$1/\lambda = A + BT, \quad T = \text{C} \dots$$

wt% Pu	%T.D.	A cm·C/W	B cm/W	Specimen Density% T.D.
0	95*	11.75	0.02375*	-*
0	96	9.34	0.0229	96
5.63	97	9.59	0.0239	97
13.4	97	9.64	0.0271	97
20.8	98	10.24	0.0261	98
25.6	97	10.25	0.0260	97
30.3	97**	12.23	0.0253	92
100	97**	8.21	0.0283	93

* IAEA Panel recommended value, many data corrected to 95% T.D. using modified Loeb Equation $K_p = K_0 (1-25P)$
 ** Densities corrected to 97% from indicated specimen density

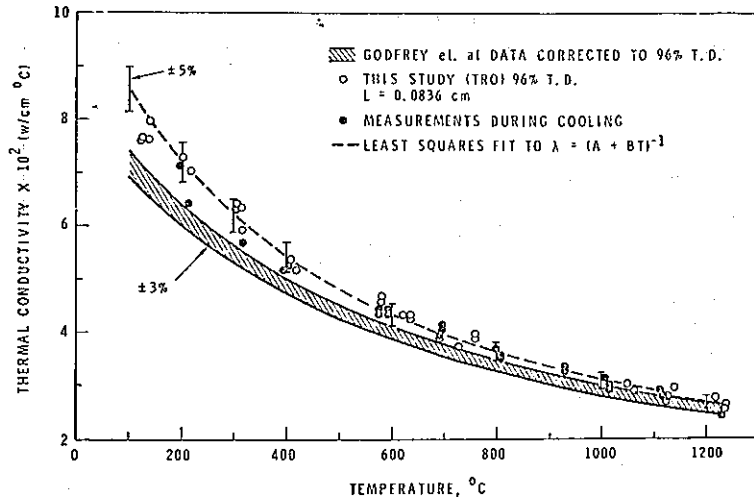


Fig. 9 The thermal conductivity of UO_2 as a function of temperature.¹⁸⁾

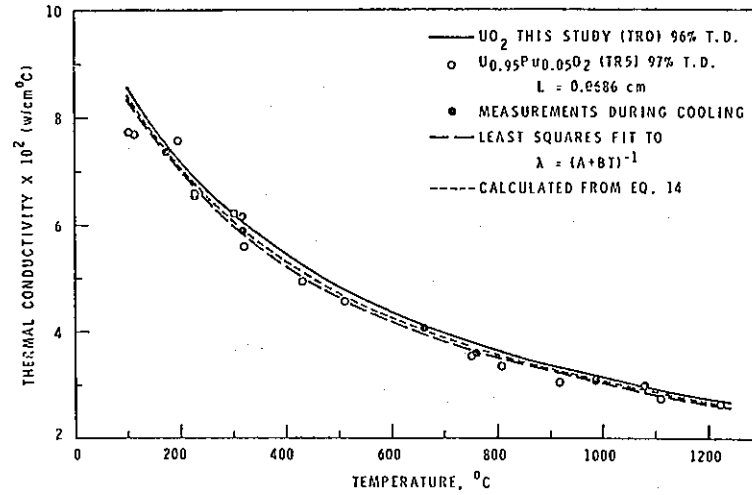


Fig. 10 The thermal conductivity of $U_{0.95}Pu_{0.05}O_2$ as a function of temperature.¹⁸⁾

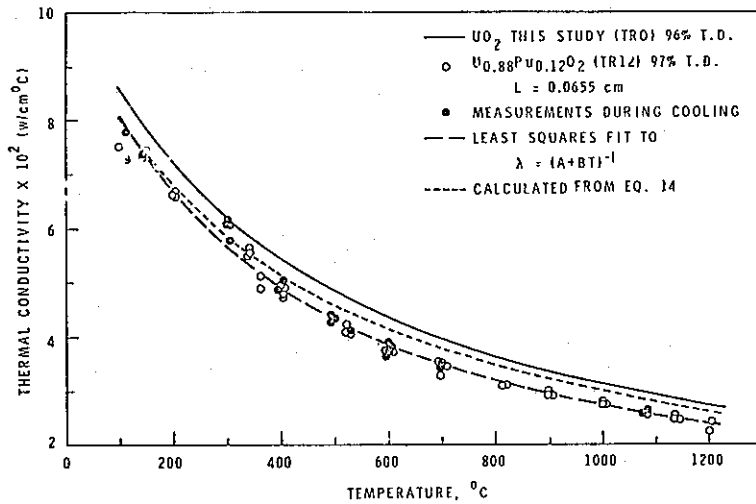


Fig. 11 The thermal conductivity of $U_{0.88}Pu_{0.12}O_2$ as a function of temperature.¹⁸⁾

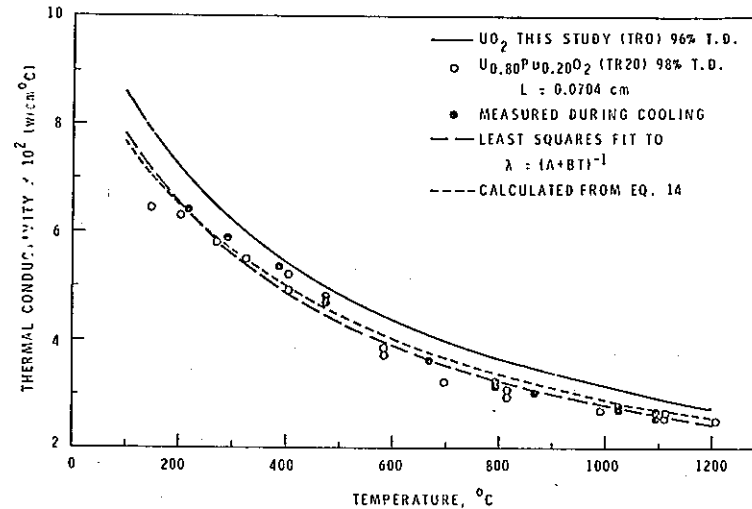


Fig. 12 The thermal conductivity of $U_{0.80}Pu_{0.20}O_2$ as a function of temperature.¹⁸⁾

Fig. 6. The thermal conductivity of $U_{0.80}Pu_{0.20}O_2$ as a function of temperature.

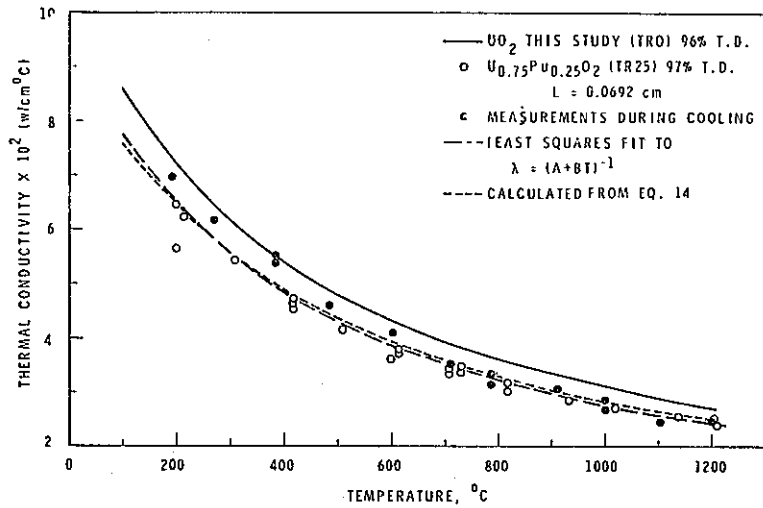


Fig. 13 The thermal conductivity of $U_{0.75}Pu_{0.25}O_2$ as a function of temperature.¹⁸⁾

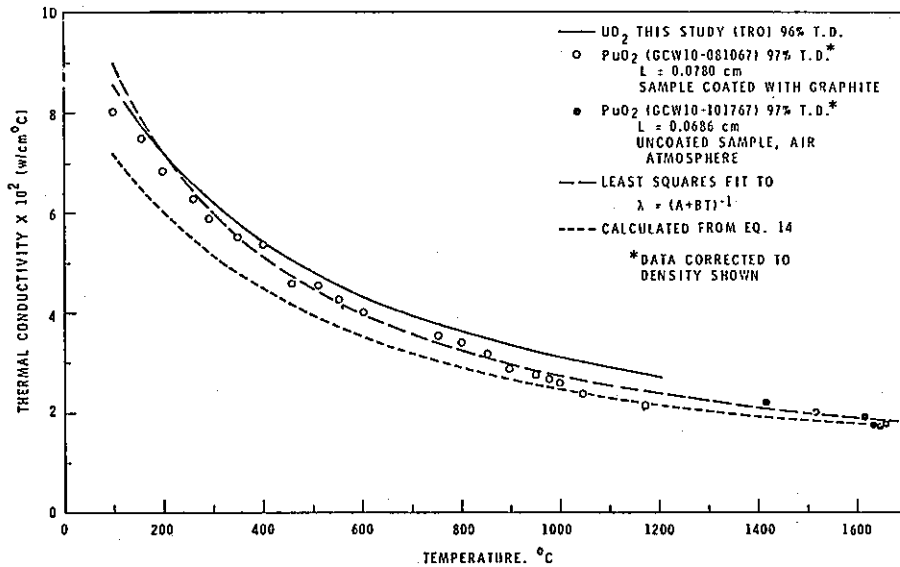


Fig. 15 The thermal conductivity of PuO_2 as a function of temperature.¹⁸⁾

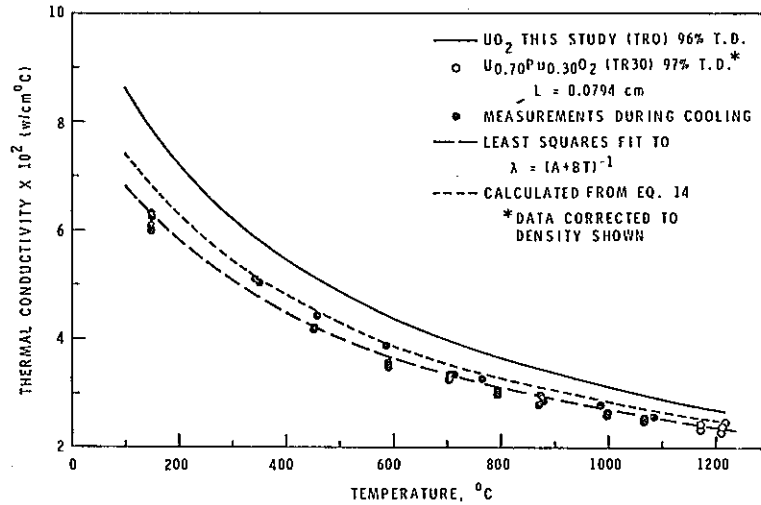


Fig. 14 The thermal conductivity of $U_{0.70}Pu_{0.30}O_2$ as a function of temperature.¹⁸⁾

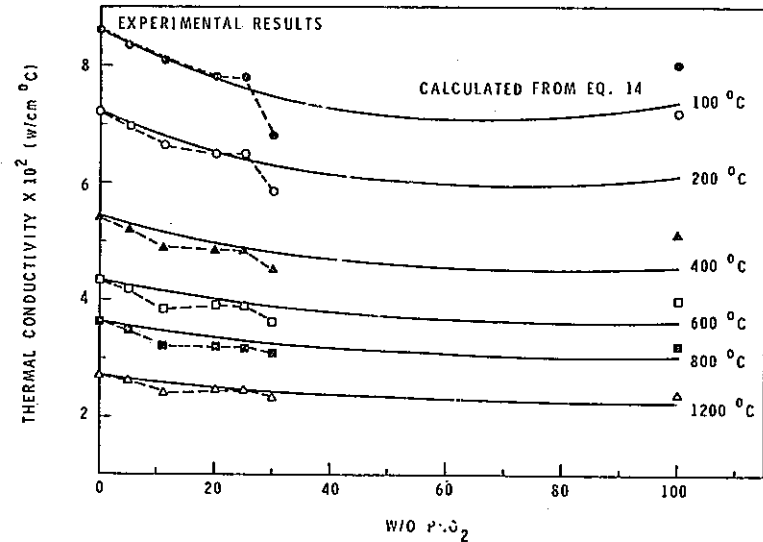


Fig. 16 Thermal conductivity of $(U, Pu)O_2$ solid solutions as a function of PuO_2 content.¹⁸⁾

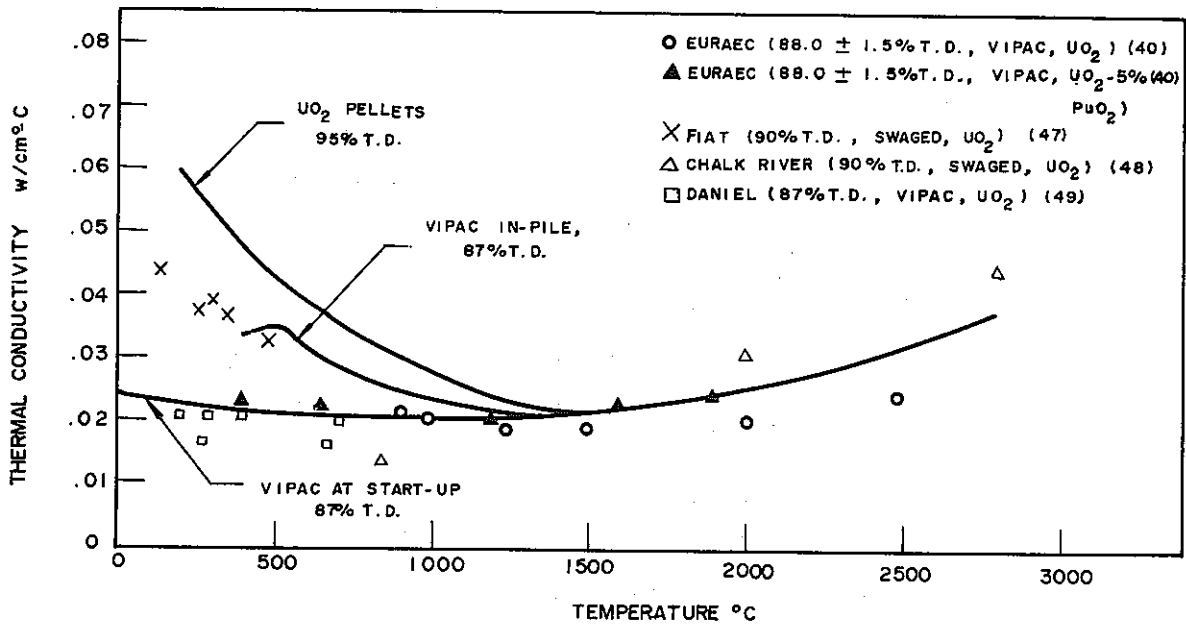


Fig. 17 Thermal conductivity curves for pelletized and vibrationally compacted fuel¹⁹⁾.

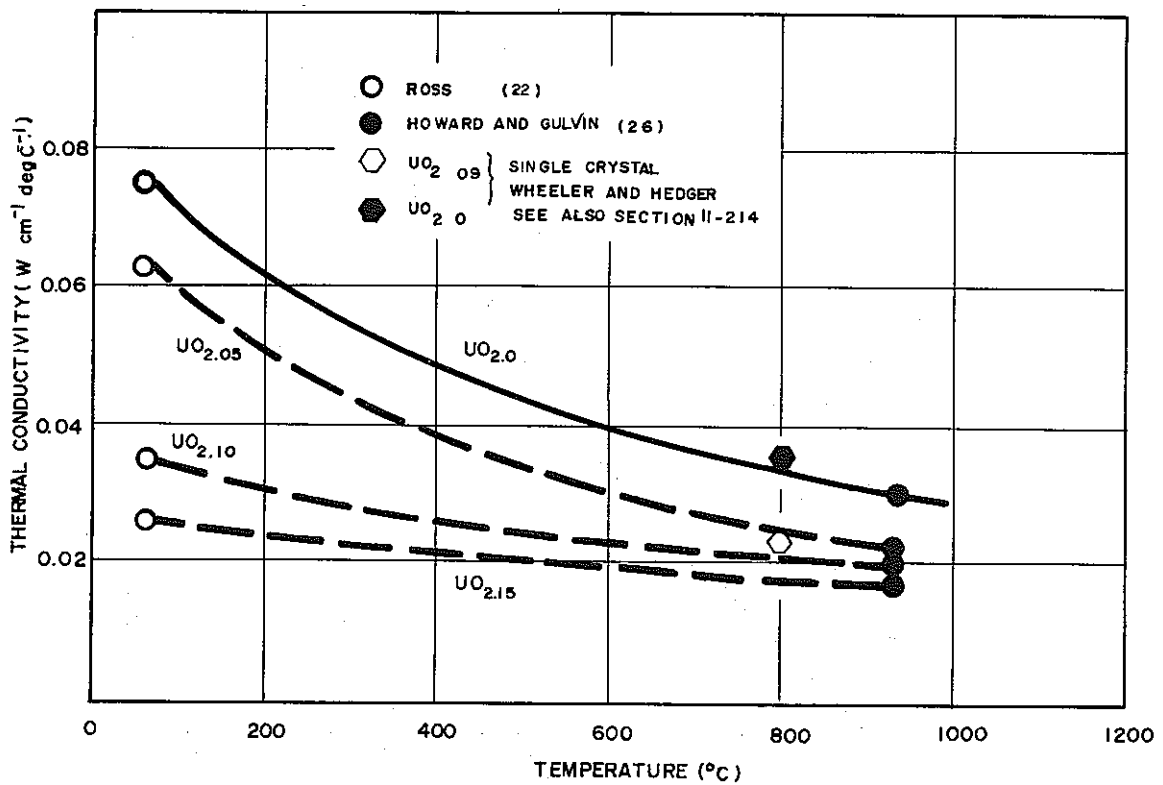


Fig. 18 **Effect of hyperstoichiometry on conductivity.

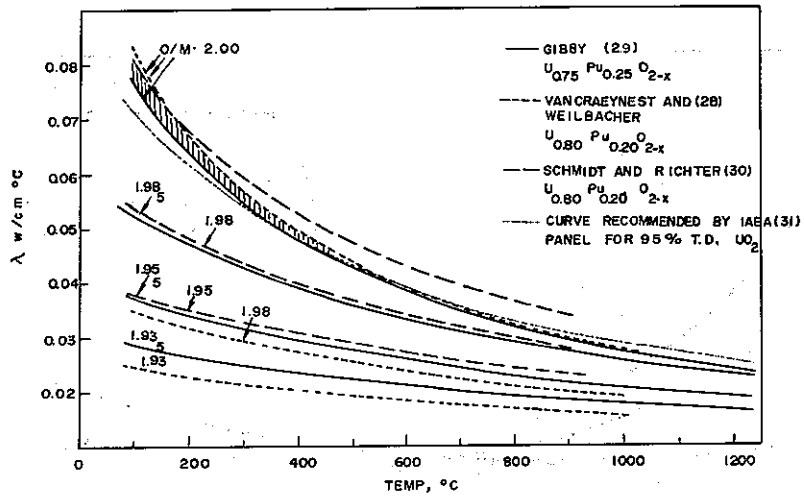


Fig. 19 The effect of O/M ratio on the thermal conductivity of mixed oxide.

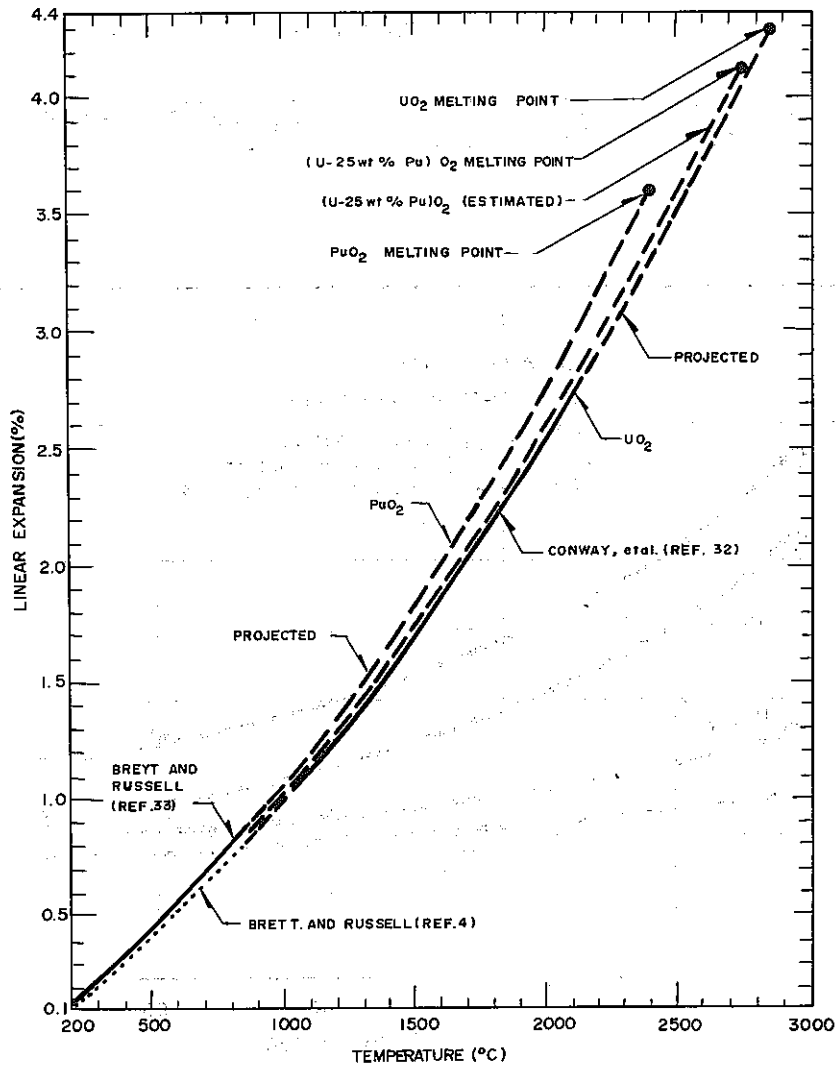


Fig. 20 Thermal expansion of mixed oxides.

o/u , O/M の影響については、軽水炉でのプルトニウム濃度範囲のデータはないが、 UO_2 と 20% PuO_2-UO_2 に関するデータは幾つかあり Fig.18, Fig.19 に示した。²⁶⁾²⁷⁾²⁸⁾

6. 熱膨脹

最近 GE の Conway, Fincel, Hein³²⁾³³⁾ 等により UO_2 と PuO_2 の熱膨脹を直接精度よく測定したデータが報告されており UO_2-PuO_2 間のプルトニウム富化度による値は UO_2 の熱膨脹に UO_2 の割合を掛けたものと PuO_2 の熱膨脹に PuO_2 の重合割合を掛けたものの和でもって表示できることを提案し実測値とよい一致をみている。Table 6, Fig.20 にこの結果を示す。

NUMEC³⁴⁾ から最初に出された X線回析による格子常数の測定から決められた。熱膨脹係数は、試料の O/M , 変化などもあり、あまり精度がよくない。

密度や照射による膨脹係数の変化はあまりないと考えられている。

Table 6 THERMAL EXPANSION OF UO_2 AND PuO_2

Temperature °C	Thermal Expansion (36)	
	UO_2^1	PuO_2^3
1000	1.01	1.06
1200	1.27	1.34
1400	1.54	1.65
1600	1.85	1.98
1800	2.18	2.36
2000	2.53	2.74
2200	2.91	3.16
2400	3.30 ²	
2600	3.74 ²	

1. Values by Conway, Fincel, and Hein (32)
2. Projected UO_2 values.
3. Projected PuO_2 values based upon dilatometric results of and Russell (33)

7. 燃料のクリープと塑性変形

燃料の機械的性質は、燃料-被覆管相互作用、f.p.による体積変化、クラック等に関連して重要なパラメータであり、組成、結晶粒大きさ、 o/u , O/M 変化、密度などによって変ってくる。軽水炉で使用されるプルトニウム濃度範囲の実験データは殆んどないが、 UO_2 と高速炉燃料を対象とした (U-20% Pu) O_2 については炉外のデータが出てきており、最近炉内でのデータも出てきている。Table 7 と Table 8 に現時点で比較的信頼のおけるデータを示した。³⁵⁾

³⁶⁾ また Fig.21 には延性と脆性についてのデータ³⁷⁾ を示した。

この機械的性質データは、試料の組成によっても、また炉内での照射効果によっても大きく変化するので今後更に実験データの蓄積が必要とされる分野である。

Table 7. UO₂ Creep (炉外)³⁵⁾

1. サンプル：UO₂00

2. 方式：圧縮，炉外

3. クリープ速度：

$$\dot{\epsilon} = A \sigma \exp(-90,000/RT) + B \sigma^{4.5} \exp(-132,000/RT)$$

ここで

$$A = \frac{9.728 \times 10^6}{(-8770 + D) G^2}$$

$$B = \frac{1.376 \times 10^{-4}}{-9050 + D}$$

但し、 $\dot{\epsilon}$ ：定常クリープ速度 (1/hr)

σ ：応力 (psi)

R：1,986 calories/mole °K

T：温度 (°K)

D：燃料密度 (%T.D.)

G：結晶粒型 (μ) (初期粒径である。)

4. 応力，温度，密度，結晶粒径の範囲：

応力：1,000 ~ 15,000 psi (0.7 ~ 11 Kg/mm²)

温度：1440 °C ~ 1760 °C

密度：92.0 ~ 98.0 %T.D.

結晶粒径：4 ~ 35 μ

5. コメント：測定値は上式に対し90%信頼度で±32%の範囲に入っている。

・現在では最も実用的なデータである。

・引張りクリープ速度の約1/4である。

・また、他の研究者の圧縮クリープデータの1/2 ~ 1/3の値である。

・GEAP-10028 (1969)に載った式とは若干異なっている。

Table 8 (20%Pu-U)O₂ Creep (炉内)³⁶⁾1. サンプル：(20% Pu-U) O₁₉₅

2. 方式：圧縮，炉外

3. クリープ速度：

$$\dot{\epsilon} = A\sigma \exp(-Q_1/RT) + B\sigma^{4.5} \exp(-Q_2/RT)$$

 $\dot{\epsilon}$: 定常クリープ速度 (1/hr)
 σ : 応力 (psi)A : 5.32×10^4 B : 1.83×10^{-3} Q₁ : 100,000 cal/mole \pm 10,000Q₂ : 140,000 cal/mole \pm 10,000

R : 1.986 cal/mole °K

T : 温度 (°K)

4. 各パラメータの範囲：

圧力：~1,000 to 8,000 psi

温度：1475 °C ~ 1625 °C

密度：93% T.D.

O/M : 1.95

結晶粒径：約 22 ~ 25 μ (初期値と思われる。)

5. コメント：・本実験は GE において進行中であり，今後 Pu% O/M, 密度，結晶粒結のファクターを織り込んだデータが出て来るものと期待される。
 ・最初 O/M 1.98 とされたサンプルを，クリープ試験後に O/M 分析したら O/M ~ 1.95 となっていた。雰囲気調整に疑問があるので，今後の実験報告を待って検討する必要がある。

8. F.P. ガス放出

FP ガスの放出は，燃料のスウェーリング，燃料棒内の内圧上昇などに大きな影響を与える。ガス放出については非常に沢山の実験データが提出されているが，実験条件や，試料がまちまちで整理が非常に困難な状態である。

したがって，F.P. ガス放出率については，それぞれ都合のよい値を使用して燃料設計をおこなっているのが現状である。

これまでの実験では，ガス放出はプルトニウム濃度より線出力によって大きく影響をうける。低密度ペレットの方が放出率が大きい。低 O/M の方がガス放出率が低い傾向がみられるなどの報告がされている。³⁸⁾³⁹⁾ Fig. 22 と Table 9 に一部データを示した。

ガス放出について現在いろいろのモデルが考えられているが，2, 3 紹介するとつぎのようである。

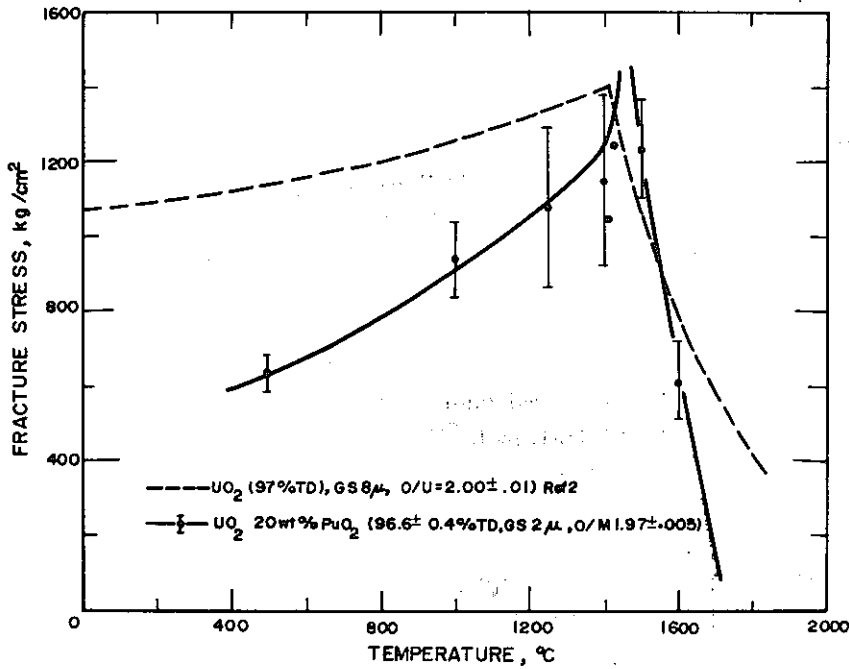


Fig. 21 Comparison of the strength versus temperature curves for UO_2 and UO_2 -20wt% PuO_2 at strain rates equal to 0.092/h and 0.085/h, respectively.

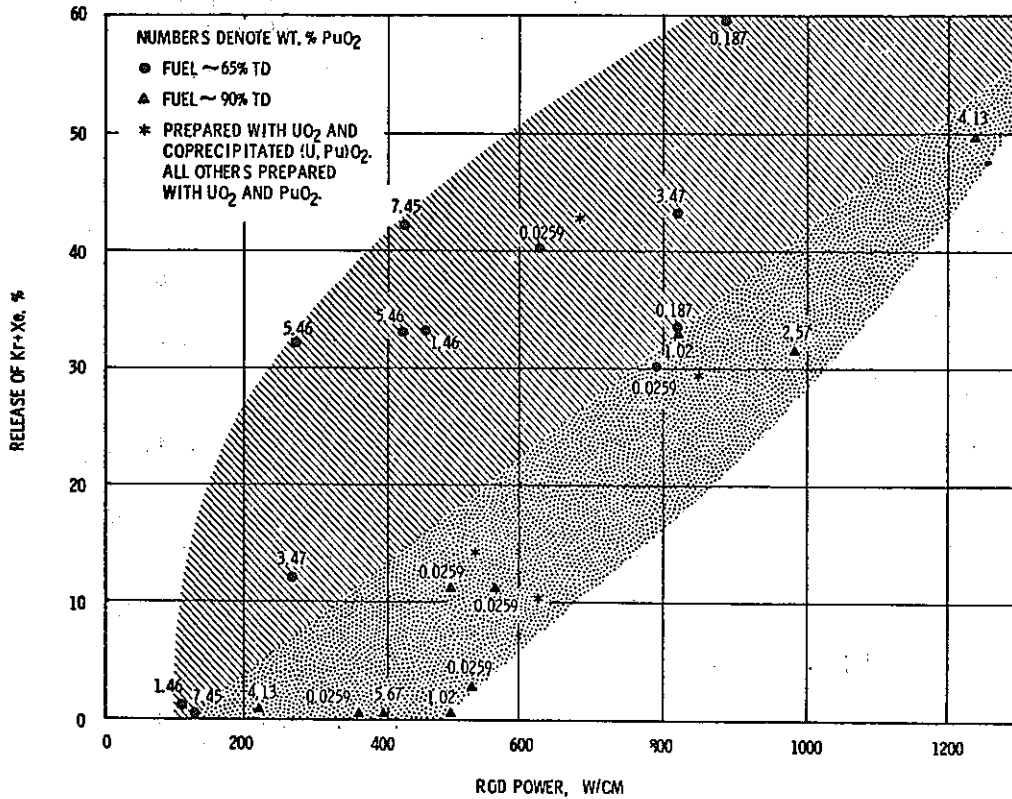


Fig. 22 Effect of power generation on fission gas release during irradiation of high- and low-density UO_2 - PuO_2 pellets. Burnup for the high-density specimens ranged from 0.243×10^{20} to 2.62×10^{20} fissions/ cm^3 and from 0.081×10^{20} to 4.152×10^{20} fissions/ cm^3 for the low-density specimens³⁸).

Table 9 IRRADIATION OF URANIUM-PLUTONIUM
OXIDE CAPSULES* 38)

GEH-14 Test Number	Composition, (mole % PuO ₂)	Density (% TD)	Calculated Rod Power, (kw/ft)	Average Exposure,		Percent of Release of Kr+Xe
				(Mwd/ton UO ₂ -PuO ₂)	(fissions/ cm ³ ×10 ⁻²⁰)	
21	0.0259**	65	19	2200	0.47	40
22	0.0259**	65	24	4640	0.99	>30
65	0.187	65	27	2050	0.69	59
66	0.187	65	25	19600	4.15	>33
67	1.46	66	3.3	352	0.076	11
68	1.46	65	14	2820	0.59	>33
70	3.47	64	8.2	650	0.13	12
69	3.47	64	25	5400	1.13	43
72	5.46	63	8.3	650	0.13	32
71	5.46	63	13	4650	0.96	33
74	7.45	63	3.8	477	0.098	0.25
73	7.45	63	13	5200	1.08	42
19	0.0259**	91	15	1,110	0.33	11
20	0.0259**	90	17	3,140	0.93	11
90	0.0259	90	11	850	0.25	0.1
91	0.0259	90	16	4,770	1.4	2.9
83	1.02	93	15	905	0.27	0.02
82	1.02	93	25	6,300	1.91	3.3
84	2.57	93	16	800	0.24	lost
85	2.57	91	30	8,840	2.62	3.1
87	4.13	91	6.7	460	0.14	0.52
86	4.13	91	38	4,450	1.32	4.9
88	5.67	91	12	860	0.26	0.51
89	5.67	91	175	3,440	1.02	lost***

* The Zircaloy-clad capsules were 0.56-inch in diameter by 2.5-inches long, had 0.504-inch diameter ground pellets, and had diametral gaps of 0.001-0.003-inch.

Natural UO₂ used.

** Fuel prepared with UO₂ and coprecipitated (U,Pu)O₂.

*** Capsule ruptured.

ORNC⁴⁰⁾

T > 1800°C	98% ガス放出率
1800°C > T > 1400°C	50% "
1400°C > T	30% "

AI⁴⁾

T > 1950°C	99.5% 放出率
1950°C > T > 1500°C	70% "
1500°C > T	40% "

WH⁴²⁾

$$T_{gr} = B_1 + B_2 F + B_3 F^2 \quad F_{sw} > F > 0$$

$$T_{gr} = B_1 + B_2 F_{sw} + B_3 F_{sw}^2 \quad F \geq F_{sw}$$

$T_{gr} = F_{sw} \cdot F$ 10^{20} fission/cc (密度 100%)

B_1, B_2, B_3, F_{sw} In put

例

$$T_{gr} = 239.0 - 2.2667F + 0.32667F^2 \quad 30 > F > 0$$

$$T_{gr} = 254.4F \quad F \geq 30$$

$T_{gr} < T$ 100% ガス放出率

$T_{gr} > T$ 0% ガス放出率

AECL⁴³⁾

$$\% \text{ Release} = \frac{0.5 \int_{\text{Surface}}^{1000^\circ\text{C}} \lambda d\theta + 10 \int_{1000}^{1300^\circ\text{C}} \lambda d\theta + 60 \int_{1300}^{1600^\circ\text{C}} \lambda d\theta + 95 \int_{1600}^{\text{Center}} \lambda d\theta}{\int_{\text{Surface}}^{\text{Center}} \lambda d\theta}$$

そのほか理論的モデルとしてWHのBuBL-1, ANLのGRASSなどのコードがあり実験との対応をはかっている。Fig.23にBWRでのUO₂についてのデータを示す⁴⁴⁾。しかしこれは、すべてのデータをあつめたわけではなく現在考えられているBWRの運転条件にもっとも利用できると思われるデータを中心としている。このデータの範囲では、burnupの影響はあまり明らかでない。またDesign ModelはGEが1964年頃よりつぎのような条件で計算しているものである。

$T > 1650^\circ\text{C}$ 100% 放出率

$1650^\circ\text{C} > T$ 40% 放出率

Fig.24とTable 10には、NRXを用いて1.39w/o PuO₂までの試料を照射したときのガス放出を示した⁴⁵⁾

Table 11, Table 12にW.H.がSAXTONでPu燃料を照射したときのデータを示したが、⁴⁶⁾ガス放出についてはFIGHTコード⁴⁷⁾を利用して予測している。

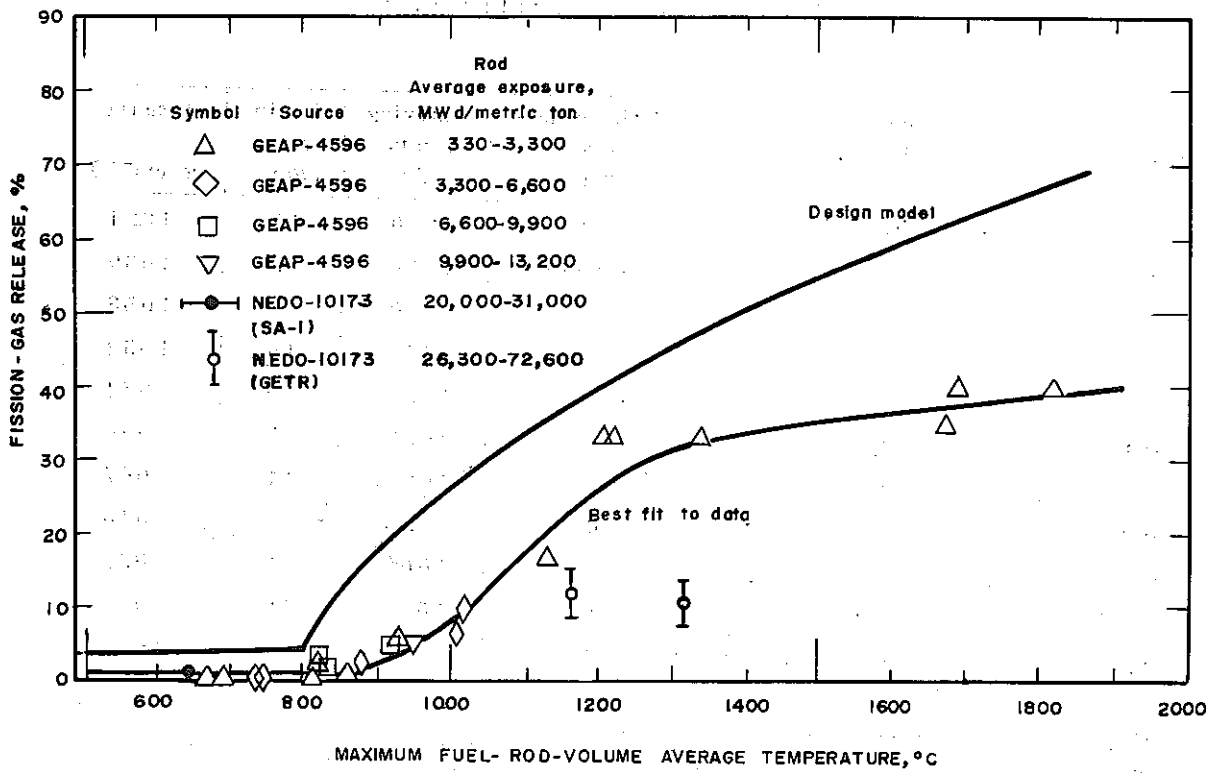


Fig. 23 Comparison of predicted/observed fission-gas release⁴⁴⁾

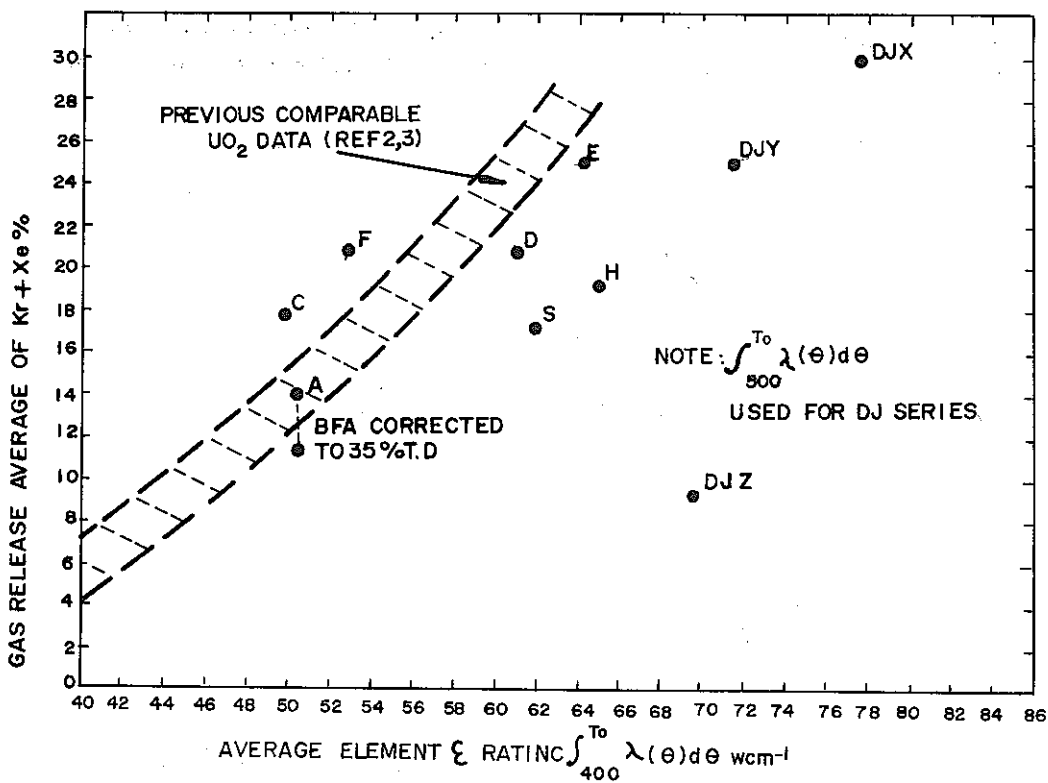


Fig. 24 Average (Kr + Xe') gas release⁴⁵⁾

Table 10 Fuel element specifications⁴⁵⁾

Element	Composition by wt	PuO ₂ particle size (μ m)	Sintering temp. (°C)	Grain size (μ m)	Density (g cm ⁻³)
BFA	1.39% PuO ₂ in UO ₂	<62	1250	17	10.24
BFB	0.84% PuO ₂ in UO ₂	62-88	1250	15	10.30
BFC	1.42% ²³⁵ UO ₂ in UO ₂	-	1250	7	10.58
BFD	0.50% PuO ₂ in UO ₂	<62	1250	15	10.52
DJX	1.93% PuO ₂ in ThO ₂	<62	1630	9	9.64
DJY	1.55% PuO ₂ in ThO ₂	<62	1630	7	9.60
DJZ	1.35% PuO ₂ in ThO ₂	<62	1630	11	9.67
BFE	0.50% PuO ₂ in UO ₂	<62	1250	16	10.46
BFF	1.42% ²³⁵ UO ₂ in UO ₂	-	1600	9	10.57
BFH	0.84% PuO ₂ in UO ₂	62-88	1600	12	10.55
BFS	1.39% PuO ₂ in UO ₂	<62	1600	10	10.53

UO₂-base elements contain 8 pellets per element
 ThO₂-base elements contain 11 pellets per element } Fuel stack length
 152 ± 3 mm

Each pellet had a spherical disc 17-mm wide by 0.6-mm deep, one end.

The fuel sheath was Zircaloy-2, 20.3-mm O. D. × 0.38-mm wall, and the fuel-to-sheath clearances were 0.10 ± 0.005-mm diametral, 1.0-mm axial.

Each element contained three fluxmonitors in the form of 0.46-mm diam. cobalt wire rings in circumferential grooves in pellets 2, 5 and 7 (BF series) and 2, 6 and 10 (DJ series).

Table 11 FISSION GAS RELEASE DATA, SAXTON PLUTONIUM FUEL RODS⁴⁶⁾

Rod No.	Rod Location ^a	Calculated Rod Average Burnup MWD/MTM	Volume of Gas Released ^b , cm ³	Gas Composition, Mole %					Fractional Release, %		
				He	N ₂	Ar	Kr	Xe	measured	Predicted ^c	
TI	D3-A1	22,400	794	84	0.1	0.1	5.6	85.8	24	27	
TP	D3-D1	22,600	866	83	0.1	0.4	5.4	85.8	26	25	
TT	D3-A6	21,900	915	6.1	0.1	0.4	5.5	87.7	29	22	
QE	C3-A1	22,900	744	96	0.1	0.5	5.3	84.5	22	22	
TE	C3-D1	22,700	874	8.6	0.1	0.4	5.3	85.6	26	23	
LA	E2-A1	21,700	551	10.0	0.2	0.6	5.3	83.8	17	25	
MY	C3-D5	15,700	286	15.2	0.1	1.0	5.1	78.6	11	6	
RI	C3-E4	16,000	143	22.6	0.5	3.9	4.6	68.2	5	6	
JF	C3-E5	15,400	130	39.7	0.2	3.4	3.6	53.1	4	6	
K4	D4-A1	23,400	1142	8.7	5.6	0.1	4.5	81.0	32	36	
N1	D4-A4	23,300	1156	8.6	7.0	<0.1	4.4	79.7	32	36	
N3	D4-A2	23,400	[Sample lost during puncturing]								
S1	D4-D5	16,900	30.1	22.4	0.1	<0.1	4.5	73.0	11	19	
P0	D4-E5	16,300	27.1	28.0	0.2	<0.1	4.5	67.3	9	18	
A	O/P 2x2	17,800	82.5	8.3	1.4	0.5	5.1	84.7	30	24	
B	O/P 2x2	18,400	81.9	7.4	1.4	0.5	5.2	85.4	30	24	
D	E3-E1	13,100	34.0	26.0	14.0	4.8	3.1	50.8	11	9	
CH	D3-D9	23,300	82.4	9.1	0.3	0.6	5.1	84.9	22	25	

a See Appendix A for Rod Location nomenclature

b Corrected to STP

c Based on Nominal Power, Nominal Dimensions

Table 12 SUMMARY OF SINGLE-CHANNEL GAMMA
SCAN DATA ⁴⁶⁾

Rod. No.	Fuel Type	Irrad. Time (Days)	Cooling Time (Days)	Peak-to-Ave. Ratio	Relative Activity
JF	Pellet	406	102	1.287	1.000
RI	Pellet	406	102	1.300	1.001
MY	Pellet	406	103	1.309	1.001
QE	Pellet	406	112	1.272	1.322
TE	Pellet	406	115	1.278	1.323
TI	Pellet	406	82	1.401	1.136
EC	Pellet	406	82	1.327	1.235
TT	Pellet	406	82	1.321	1.278
TP	Pellet	406	102	1.342	1.263
CH	Pellet	406	115	1.279	1.314
LA	Pellet	406	115	1.408	1.146
S1	Vipac	406	102	1.282	1.062
P0	Vipac	406	102	1.273	1.023
K4	Vipac	406	102	1.267	1.309
N1	Vipac	406	103	1.274	1.322
N3	Vipac	406	103	1.280	1.247
A	Pellet	322	60	1.272	1.325
B	Pellet	322	60	1.260	1.322
D	Pellet	278	492	1.423	0.760

9. スウェーリング

軽水炉で利用されるプルトニウム燃料を対象として系統的にスウェーリングを実験したデータは現在見当たらない。これまでの UO_2 燃料、また高速炉燃料を対象とした PuO_2 富化度 20% 程度のものについてはデータがある。しかしこれらのデータもかなり限られたものであり系統的データの蓄積がまだまだ必要とされる分野である。

スウェーリングという現象の重要性にかんがみ、その機構の解明についても多くの理論的なアプローチが試みられているが、実験結果を充分説明できるまでにはまだいたっていない。

影響する要因としては、温度、組成、燃焼度、密度、外部拘束力、F.P. ガス放出などがあげられるが、もっとも重要なのは、①固体状 F.P. によるスウェーリングと②ガス状 F.P. によるスウェーリングである。

1. 固体状 F.P. によるスウェーリング

固体状 F.P. の化学形や安定性によって大きく影響をうける。また温度依存性はガス状 F.P. より小さく、燃焼度に比例した一定の割合でスウェーリングするといわれている。

現在 Anselin 等のデータがもっともよく用いられており、大体つぎのような値である⁴⁸⁾。

$$0.32 \sim 1.3\% \Delta V/V / 1\% \text{ burnup}$$

WH の Olypus code⁴⁹⁾ では $8 \sim 15 \text{ KW/ft}$ の線出力で $1.3\% \Delta V/V/a/a$ Burnup BuBL-1 code⁵⁰⁾ では $0.13\% \Delta V/V/10^{22} \text{ fiss/cc}$, PNC の計算では 10 万 MWD/T で 2.24% ⁵¹⁾ の体積変化が報告されている。

2. ガス状 F.P. によるスウェーリング

ガス状 F.P. によるスウェーリングは、高温では固体状 FP より大きな体積をしめ、燃料の中で非常に大きな応力を周囲におよぼすのでガス放出率と関係して非常に重要視されている。理論的考えとしてはよく利用されているのが Green wood-Speight のモデル、でその他は Barns-Nelson のモデル、Gruber のモデル、Warner-Nichols bubble Migration や、 δP の resolution, 等について理論的アプローチを試みている。しかしいづれも実験データを精度よく説明するにはいたっていない。

Fig.25, Fig.26 に現在よく利用されている実験データを示す。

Fig.25 は UO_2 について WH⁵²⁾ が最初に提出したデータで初期スウェーリングでは $0.16\% \Delta V/V/10^{20} \text{ fiss/cc}$ で密度の差により立ち上がり点がずれるが、立ち上がり後のスウェーリングは $0.7\% \Delta V/V/10^{20} \text{ fiss/cc}$ であるが実際より過大評価している。

Fig.26 は高速炉用 $(\text{U-Pu})\text{O}_2$ 燃料について外部拘束力を大きくしたペレット燃料を Thermal で照射した結果を GE⁵³⁾ から提出されたもので 1450°C で $0.18\% \Delta V/V/10^{20} \text{ fiss/cc}$, 1800°C で $0.26\% \Delta V/V/10^{20} \text{ fiss/cc}$, 2200°C で $0.20\% \Delta V/V/10^{20} \text{ fiss/cc}$ であり 1800°C でスウェーリング率である。これは $1300^\circ\text{C} \sim 1600^\circ\text{C}$ までの粘弾性および塑性変形領域、即ち気泡が急速に生成する領域のしめる割合が大きいとと考えられている。一般には約 1400°C 以下の領域では F.P. ガス気泡の生長は押えられているが、温度の上昇と共に格子のクリーブ強度が低くなり急速に生成する。また 1800°C 近辺以上の温度では温度勾配にそって気泡の移動が大きくスウェーリングが低くなるといわれている。

Fig.27 は 1970 年 GE⁵⁴⁾ より提出された高速炉型燃料のスウェーリング結果を示した。CYGRO コードの計算結果も示されているがまだ実験結果とはよい一致をみていない。

10. プルトニウム、核分裂生成物の物質移動

プルトニウムの Migration については軽水炉用プルトニウム濃度範囲、 $0.0259 \sim 7.45 \text{ mol\% PuO}_2$ 、密度 $63 \sim 93\% \text{ T.D.}$ 、燃焼度 $352 \sim 19600 \text{ MWD/T}$ の機械混合ペレットについて、Baily と Chikalla 等が測定している、彼等は同時に F.P. の移動について測定し、Cs-137, Ru 106 については、大きな移動が認められたが、プルトニウムについては 38 KW/ft の高い線出力でも移動は認められないと報告している (Fig.28-37)。一方 Freshley

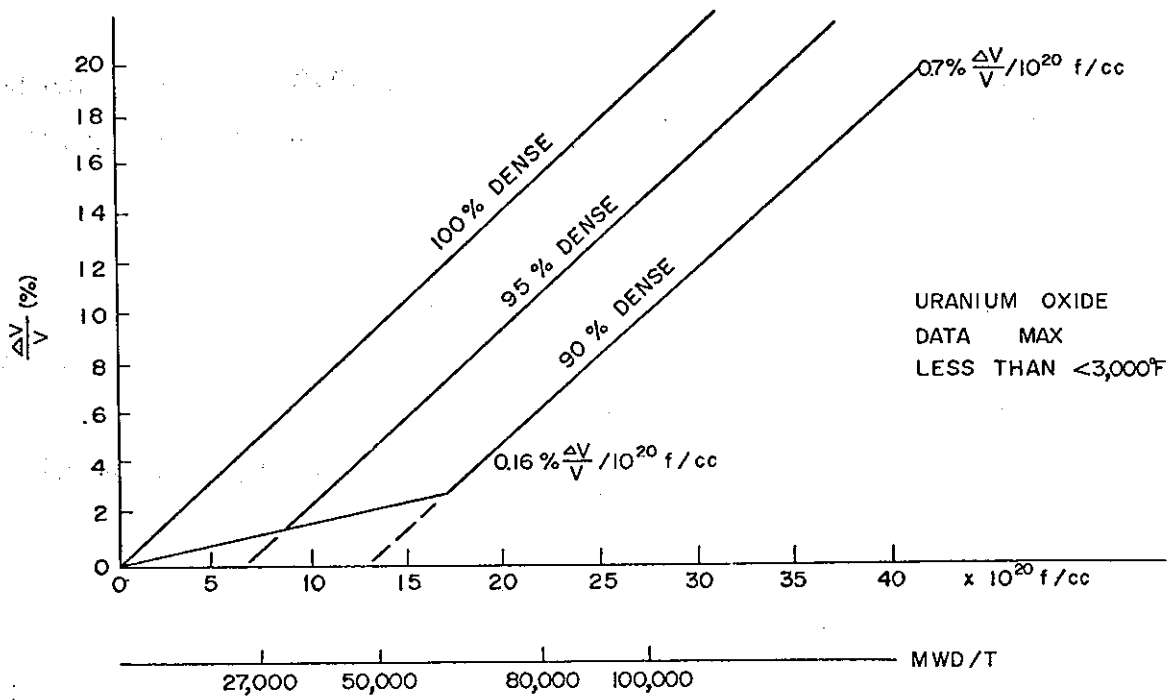


Fig. 25 UO_2 スウェーリング (板状燃料) 52).

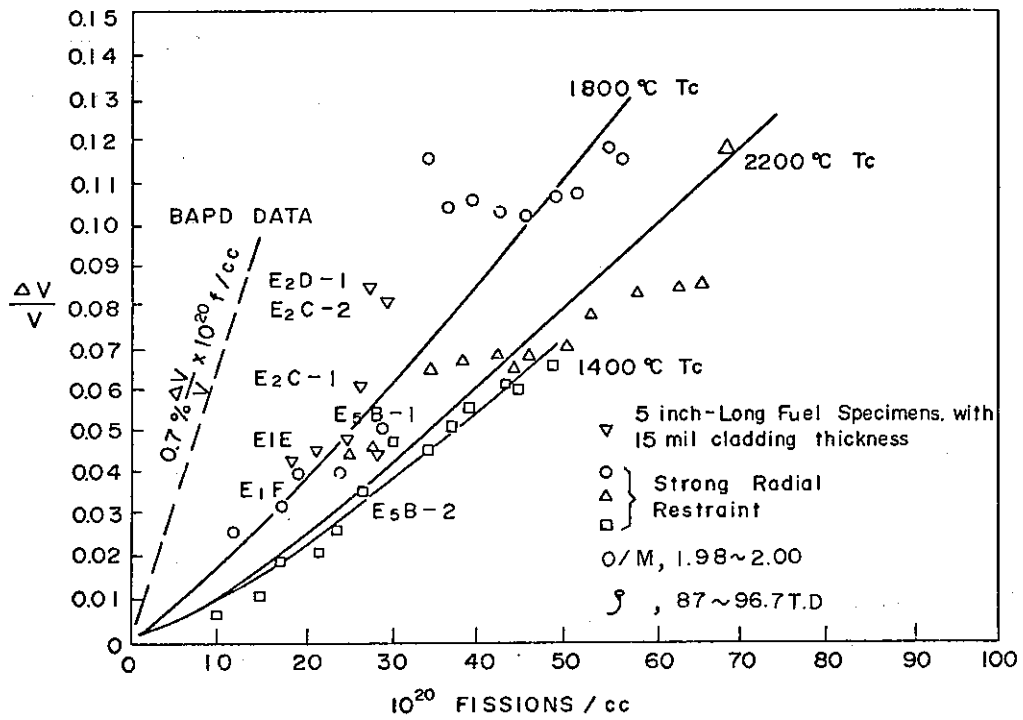


Fig. 26 $(20\% Pu-U)_2O_2$ スウェーリング 53).

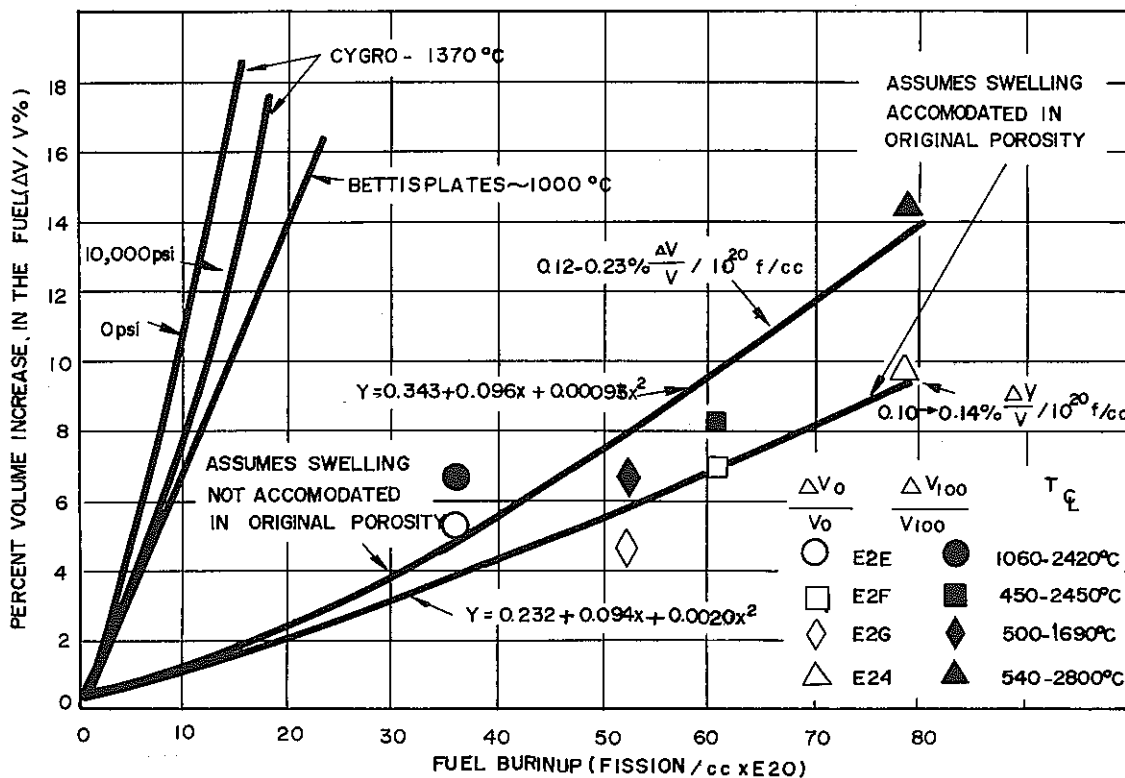


Fig. 27 Swelling data on mixed oxide irradiated in MTR⁵⁴⁾.

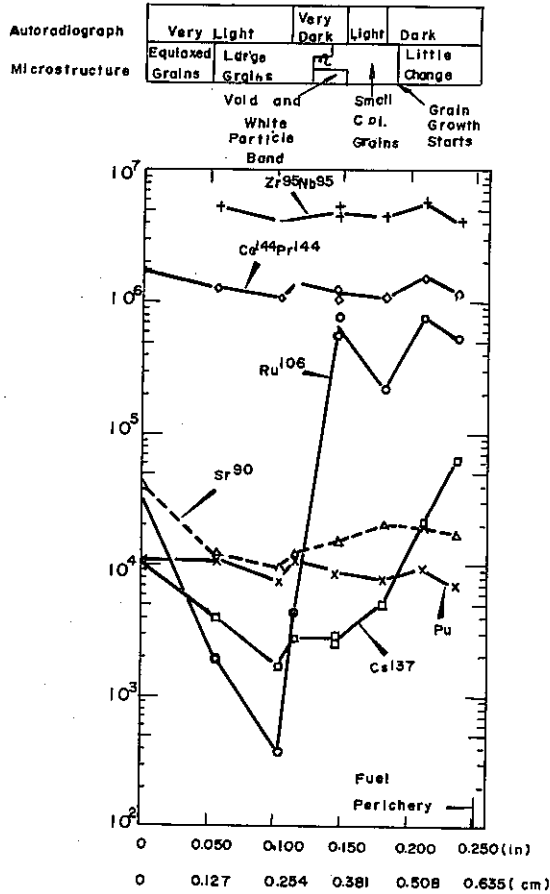
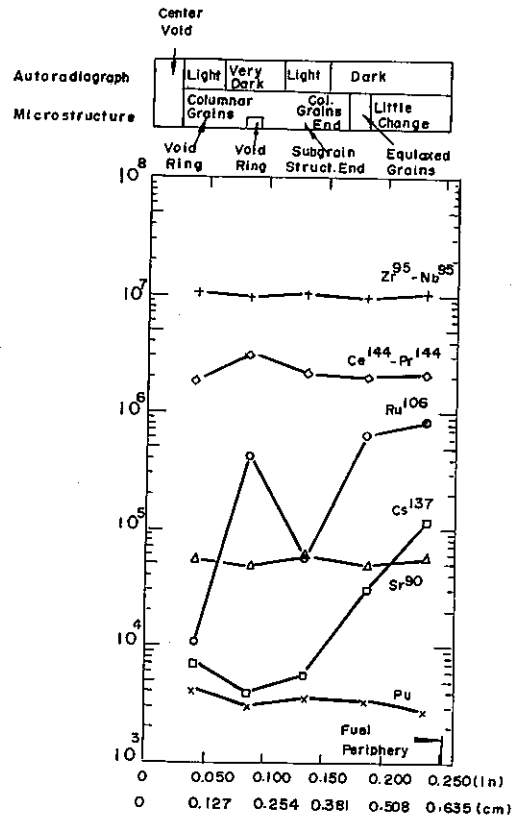


Fig. 28

Irradiated UO_2 -4.13 Mole Percent PuO_2 (Capsule GEH-14-86). Capsule History : Initial Pellet Density, 91% T.D. ; Rod Power, 38 kw/ft (1160 w/cm) ; Exposure, 4450 Mwd/ton of Fuel (1.32×10^{20} fissions/cm) ; and Release of Kr Plus Xe, 49%.

Fig. 29

Irradiated UO_2 -2.57 Mole Percent PuO_2 (Capsule GEH-14-85). Capsule History : Initial Pellet Density, 91% T.D. ; Rod Power, 30 kw/ft (914 w/cm) ; Exposure, 8840 Mwd/ton of Fuel (2.62×10^{20} fissions/cm) ; and Release of Kr Plus Xe, 31%.



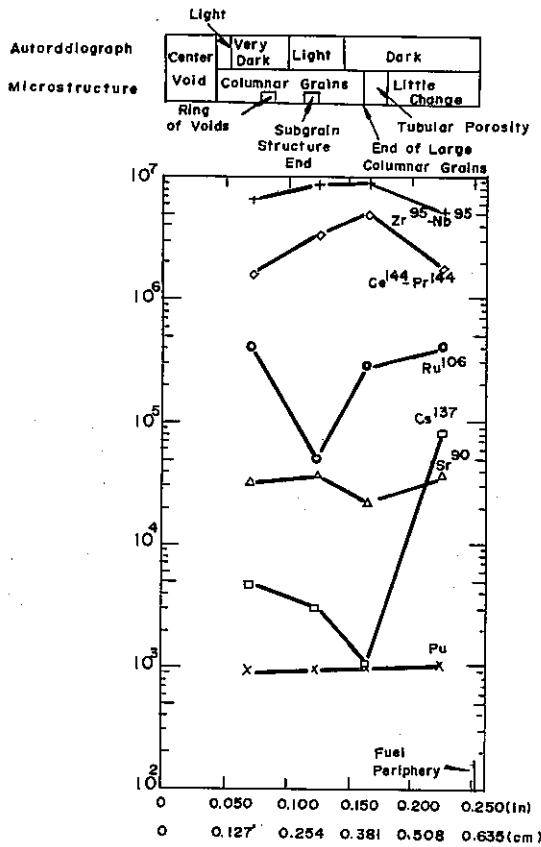


Fig. 30

Irradiated UO_2 -0.0259 Mole Percent PuO_2 (Capsule GEH-14-91). Capsule History: Initial Pellet Density, 90% T.D.; Rod Power 16 kw/ft (335 w/cm); Exposure, 850 Mwd/ton of Fuel (0.25×10^{20} fissions/cm); and Release of Kr Plus Xe, 0.1%.

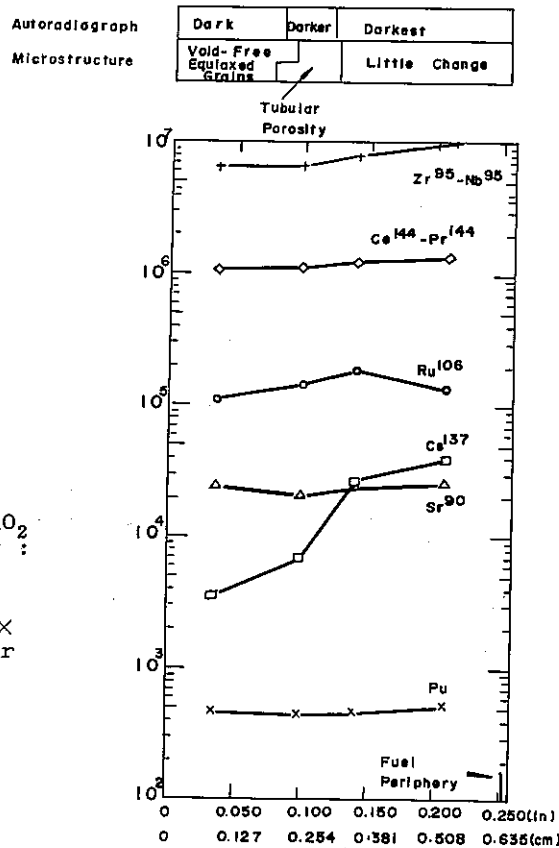


Fig. 31

Irradiated UO_2 -0.0259 Mole Percent PuO_2 (Capsule GEH-14-20). Capsule History: Initial Pellet Density, 90% T.D.; Rod Power, 17 kw/ft (518 w/cm); Exposure, 3140 Mwd/ton of Fuel (0.93×10^{20} fissions/cm); and Release of Kr Plus Xe, 11%.

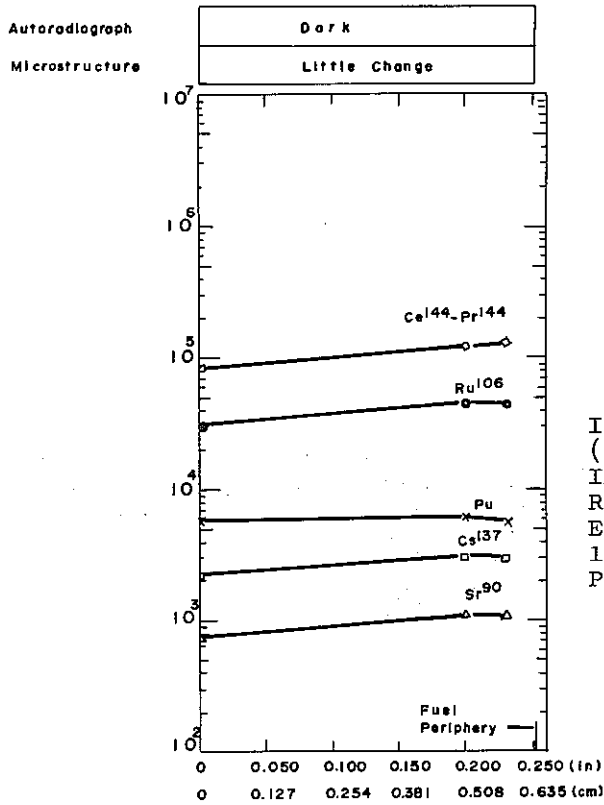


Fig. 32

Irradiated UO_2 -5.67 Mole Percent PuO_2 (Capsule GEH-14-88). Capsule History : Initial Pellet Density, 91% T.D. ; Rod Power, 12 kw/ft (366 w/cm) ; Exposure, 860 Mwd/ton of Fuel (0.26×10^{20} fissions/cm) ; and Release of Kr Plus Xe, 0.51%.

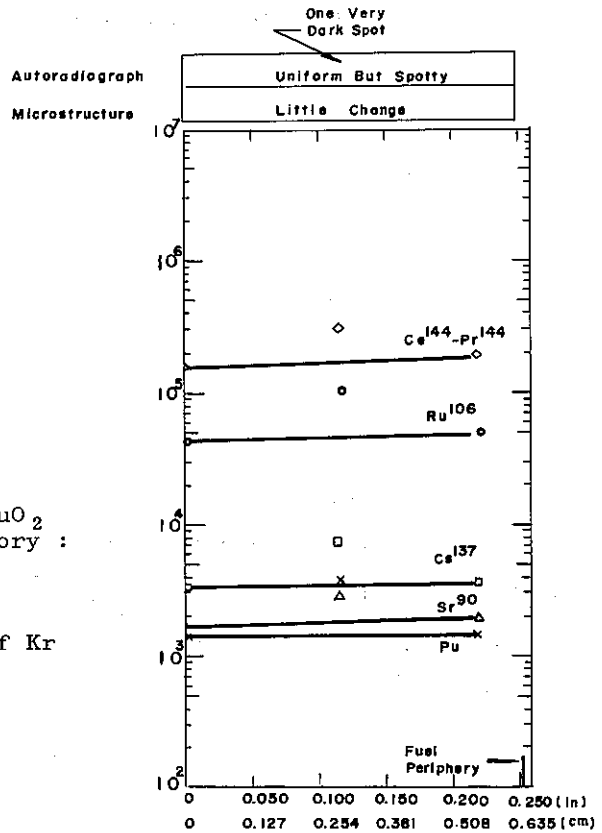


Fig. 33

Irradiated UO_2 -1.02 Mole Percent PuO_2 (Capsule GEH-14-83). Capsule History : Initial Pellet Density, 93% T.D. ; Rod Power, 15 kw/ft (457 w/cm) ; Exposure, 905 Mwd/ton Fuel (0.27×10^{20} fissions/cm) ; and Release of Kr Plus Xe, 0.02%.

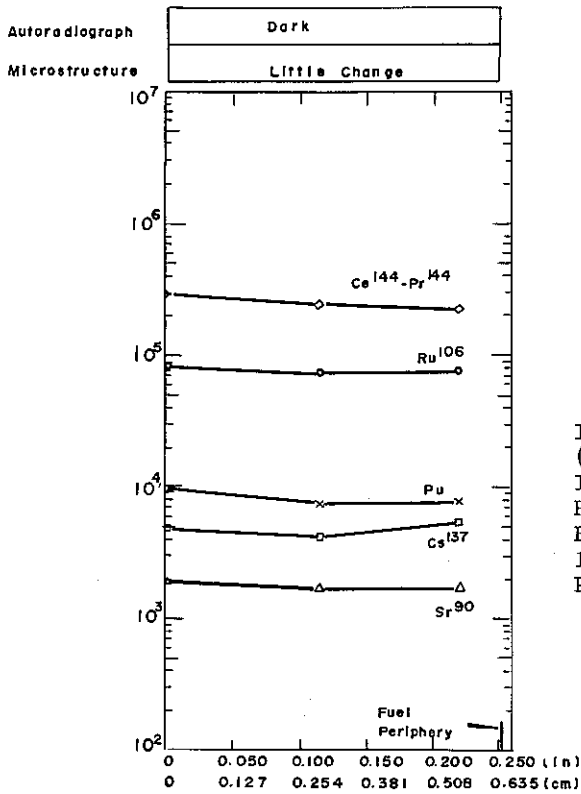


Fig. 34

Irradiated UO_2 -4.13 Mole Percent PuO_2 (Capsule GEH-14-87). Capsule History : Initial Pellet Density, 91% T.D. ; Rod Power, 6.7 kw/ft (204 w/cm) ; Exposure, 460 Mwd/ton of Fuel (0.14×10^{20} fissions/cm) ; and Release of Kr Plus Xe, 0.52%.

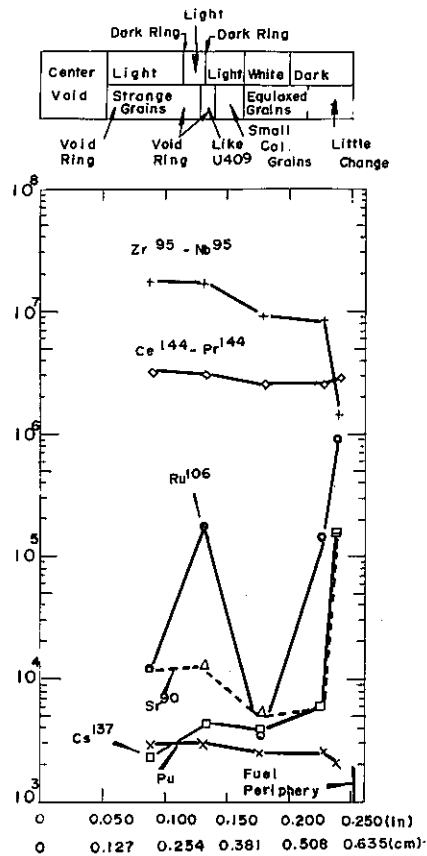


Fig. 35

Irradiated UO_2 -0.187 Mole Percent PuO_2 (Capsule GEH-14-66). Capsule History : Initial Pellet Density, 65% T.D. ; Rod Power, 25 kw/ft (762 w/cm) ; Exposure, 19600 Mwd/ton of Fuel (4.15×10^{20} fissions/cm) ; and Release of Kr Plus Xe, 33%.

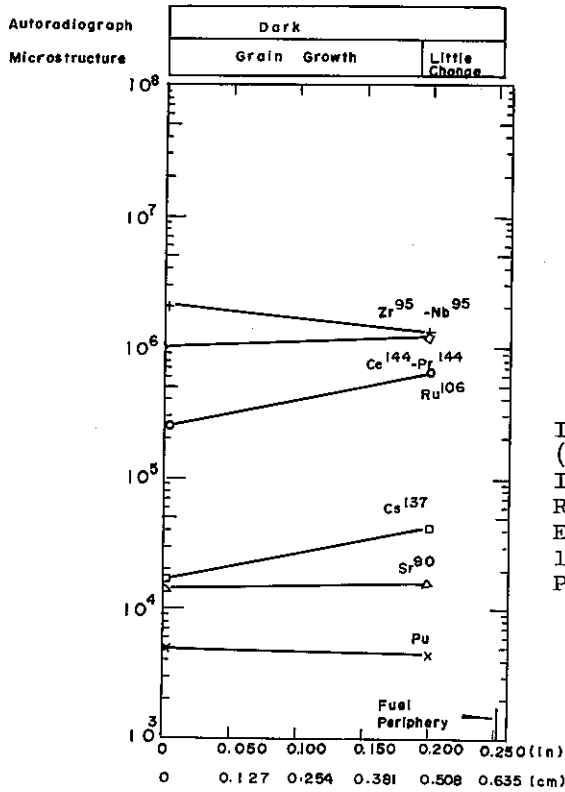


Fig. 36
Irradiated UO₂-3.47 Mole Percent PuO₂
(Capsule GEH-14-69). Capsule History :
Initial Pellet Density, 64% T.D. ;
Rod Power, 25 kw/ft (762 w/cm) ;
Exposure, 5400 Mwd/ton of Fuel (1.13 × 10²⁰ fissions/cm) ; and Release of Kr Plus Xe, 43%.

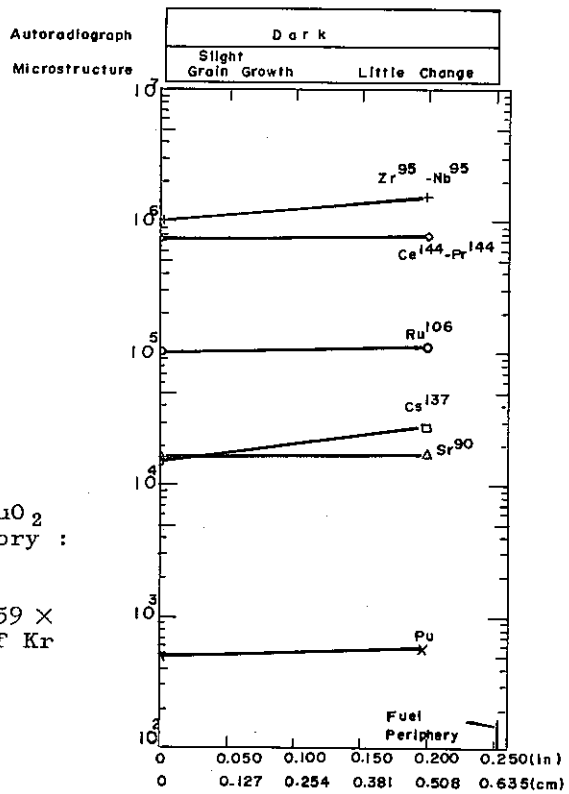


Fig. 37
Irradiated UO₂-1.48 Mole Percent PuO₂
(Capsule GEH-14-68). Capsule History :
Initial Pellet Density 65% T.D. ;
Rod Power, 14 kw/ft (427 w/cm) ;
Exposure, 2820 Mwd/ton of Fuel (0.59 × 10²⁰ fissions/cm) ; and Release of Kr Plus Xe, 33%.

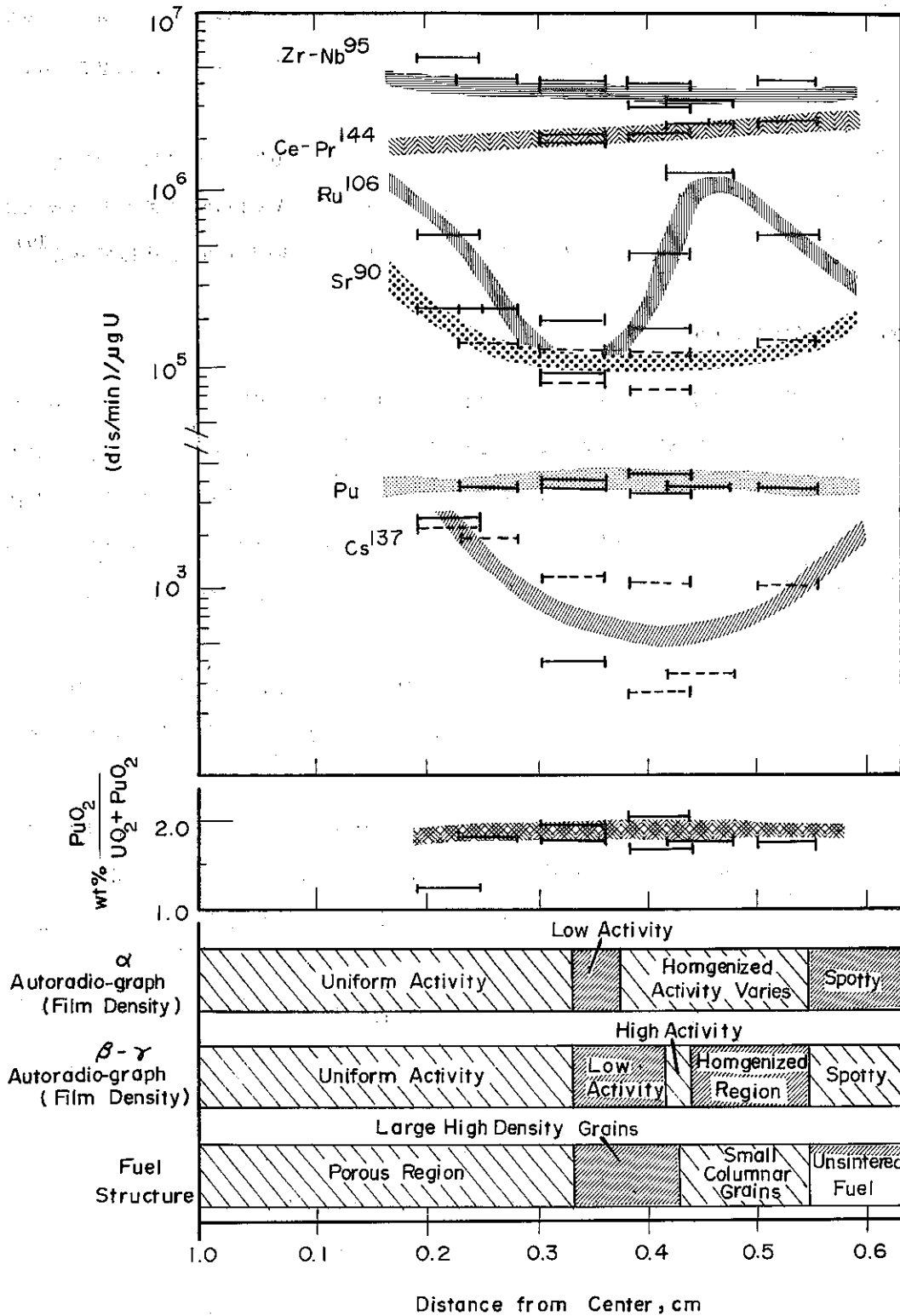


Fig. 38 Fission product and plutonium distribution in the intentionally defected UO₂-2 wt% PuO₂ PRTR fuel specimen shown in Figures 7 and 8.⁵⁶⁾

は $UO_2-2\%PuO_2$ の Vib-Pac 燃料について、PRTR で $20KW/ft \cdot 90$ 時間以内の照射をおこなったところ中心部が溶融し、溶融部はプルトニウム濃度がほぼ均一で最初より約 18% 程高くなったことを示している。またプルトニウム濃度の変化をはじめめる点は、約 $2500^\circ C$ 以上の半径の約 40% の位置に対応している。⁵⁵⁾

Fig.38 には Vib pac 燃料で欠陥をつくって照射し半径の 50% を溶融した状態での結果を示した。プルトニウムの移動はあまりみとめられなかった。⁵⁶⁾ SAXTON のプルトニウム計画では、その運転条件からは、プルトニウムの移動はあまり問題ないとして設計している。¹⁹⁾

1.1. 燃料・被覆管相互作用

PuO_2-UO_2 とジルカロイ被覆管との化学的相互作用（両立性）が問題になったデータはあまりない。炉外実験で $1093^\circ C$ で Zircaloy-2 と PuO_2 と反応した報告⁵⁷⁾があるが、これは普通使用される温度より高温であり問題にならないと考えられる。その他 I.Cs などの FP による被覆管の両立性の問題が上げられるが系統的な実験データは出ていない。個々にはいろいろのデータが出ている。⁵⁸⁾⁵⁹⁾ 照射条件、運転条件が変化したりしてデータのまとまりがつかないのが現状である。

一方、燃料-被覆管の機械的相互作用についてはデータがふえている。データの信頼性についてはまだ明らかではないが参考にはなる。この分野の仕事は燃料の破損に関連して非常に重要であると考えられる。

Fig.39~Fig.41 は $UO_2-Zircaloy$ を使用してのデータであるが、線出力、被覆材の性質、ペレット形状、ギャップなどによってことなるが、被覆管にあたる軸方向の永久歪は非常に低い値から $1\sim 1.5\%$ ⁶²⁾ にもなるというデータがある。また被覆管の直径方向にかかる一様な塑性歪は UO_2 について同様に Fig.42 に示したデータが得られている。⁶³⁾ これから中心溶融をおこさない範囲では、ギャップ巾の直径が 0.7% 以上のときは 0.5% 以下であることがわかる。

一方、ペレットの境界面に生ずる Ridging については、その高さは線出力に比例し dishd pellet の方が flat end pellet より高い Ridge を示し、また高さの長いペレットの方が短いペレットより大きい値を示す。⁶¹⁾ Fig.43 に $Kd\theta$ と Ridge の高さを示した。⁶⁴⁾

またクラックの問題については、いくつか理論的解析や実験データが提出されており今後さらに重要となる分野である。

また出力サイクルや圧力の変動によって生ずる Ratcheting については被覆材の性質、燃料クラック、膨脹、ギャップ、摩擦、出力や圧力の大きさ、サイクル、作用時間などがからんで複雑で、いくつかの実験が⁶⁵⁾⁶⁶⁾ すすめられているが、まだ定量的な説明は出ていない。

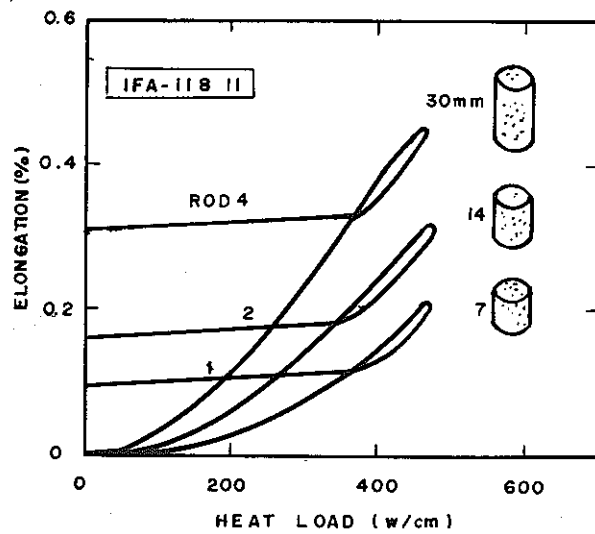


Fig. 39 Influence of pellet length on rod elongation.

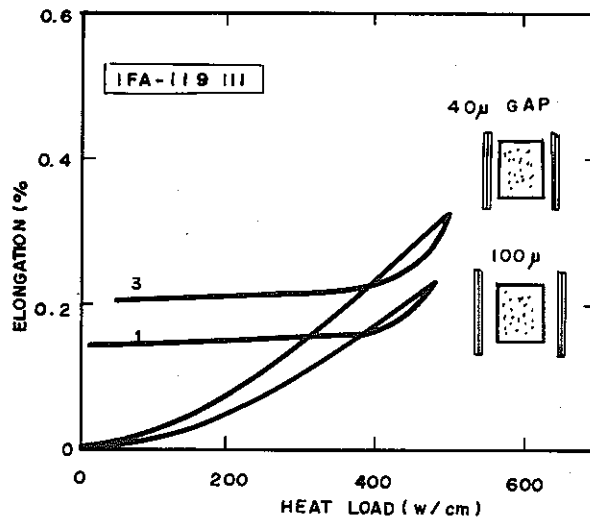


Fig. 40 Influence of pellet end-shape on rod elongation.

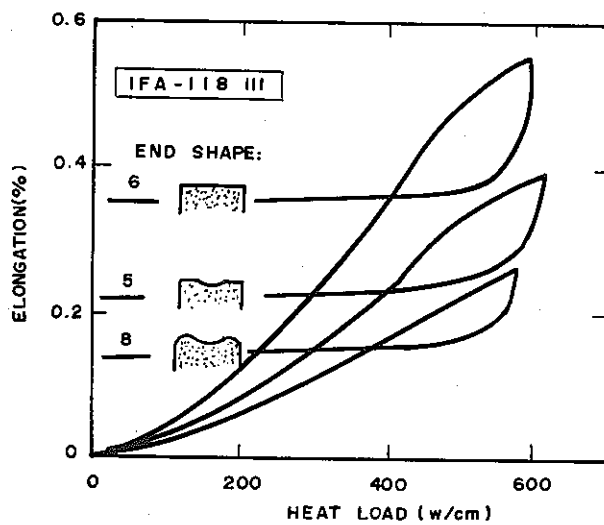


Fig. 41 Influence of gap size on rod elongation.

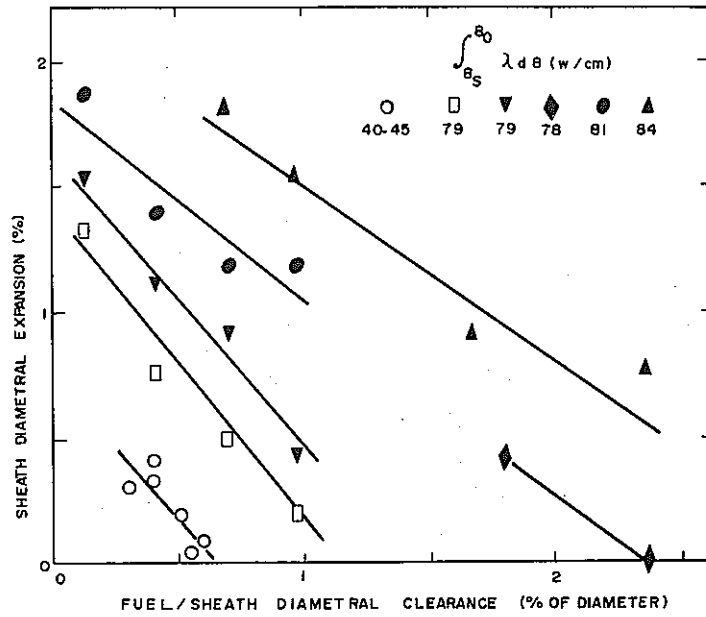


Fig. 42 The dependence of the sheath diametral expansion measured after irradiation on the diametral clearance between fuel and sheath on assembly⁶³).

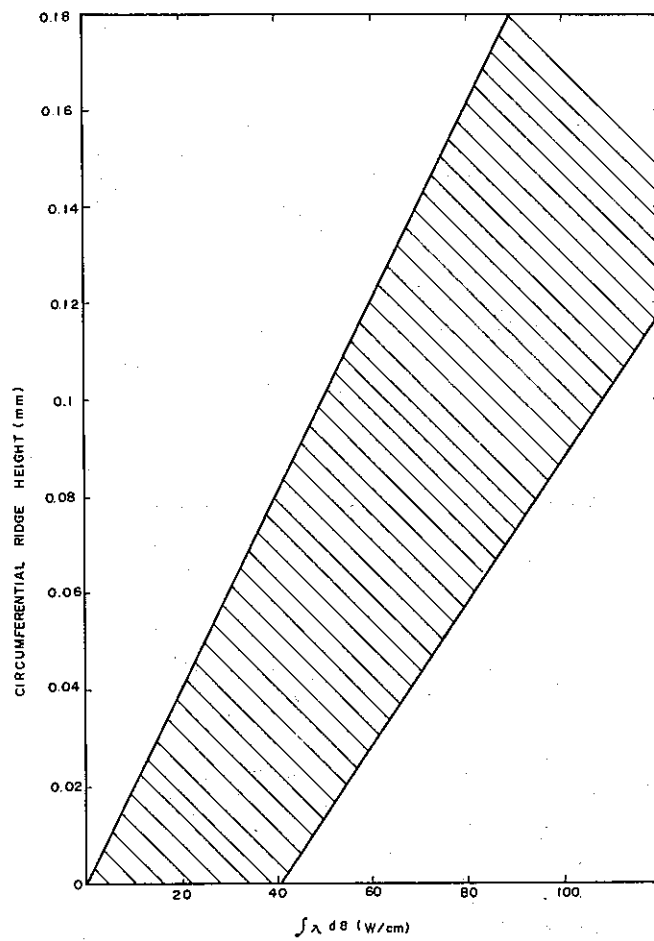


Fig. 43 Circumferential ridge height vs $\int \lambda d\theta$.⁶⁴)

1 2. ジルカロイ被覆管の腐食と水素化

水素化や腐食については沢山のデータが出されており、どれがよく実際とあうのかどうかあまり明確でない。これについて紹介した資料も沢山あるので参考になる。⁶⁷⁾⁶⁸⁾⁶⁹⁾ Fig.44~45 に炉外での代表的データを示した。⁷⁰⁾ 最初は炉内のデータともよく一致することが報告されていたが、こゝ2~3年の間に照射の影響が考慮されるべきことが強調されている。

腐食の問題では BWR と PWR で異なってくる。

BWR では冷却水は添加物なしで運転され、水が放射化分解し H_2 (または D_2)、 O_2 などができ 0.05~0.2 ppm の酸素含有量となる。蒸気相では 5~20 ppm にもなる。

PWR では水の分解は添加物によっておさえられ酸素含有量は非常に低い。

一般に炉内での Corrosion は PWR に関しては Fig.44 よりやや高く、^{71)72)~77)} 変移点後の腐食率は 300~350℃ で約 0.1~0.3 mg/dm² day であり、水素の pickup 率も周囲の水素の量にもよるが 25~50% 程度であると推定される。⁷¹⁾⁷³⁾⁷⁵⁾

また BWR では、Fig.44 と大分ことなり、酸素と照射により腐蝕は非常に増加し、温度の上昇と共に影響は小さくなる。Zircaloy-2 については、240℃ で約 100 倍になり、300℃ では約 10 倍である。⁷⁴⁾⁷⁵⁾⁷⁸⁾⁷⁹⁾ しかし 450℃ 位では影響はなくなる。したがって 290~330℃ 位の範囲では 0.3~0.8 mg/dm² day となる。一方、低い温度、例えば 240℃ 位では、ハルデン燃料の場合は、0.1~0.2 mg/dm² day という。BWR の場合は、水の酸化電位が高いと水素吸収は低くなる。

被覆管厚みの減少について、設計限界として BWR の例では、0.0004 in/year⁸⁰⁾ PWR の場合は 0.0002 in/year⁸¹⁾ という値を使用している例もある。また水素吸収についても Westinghouse⁸¹⁾ は PWR について、3年間で 230 ppm 程度であるが設計上は 500 ppm を使用している。GE⁸⁰⁾ では BWR について同じ 3年間で 60 ppm であるが設計上は 200 ppm を提案している。

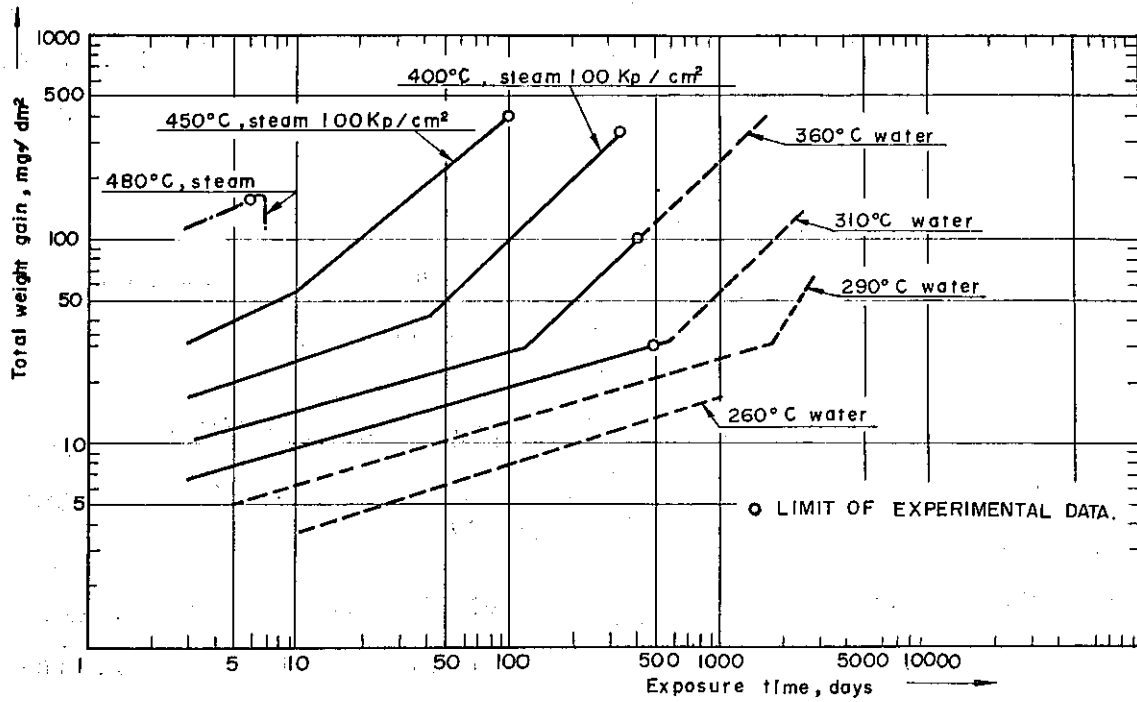


Fig. 44 Out of pile corrosion of zircaloy -2 and -4⁷⁰⁾.

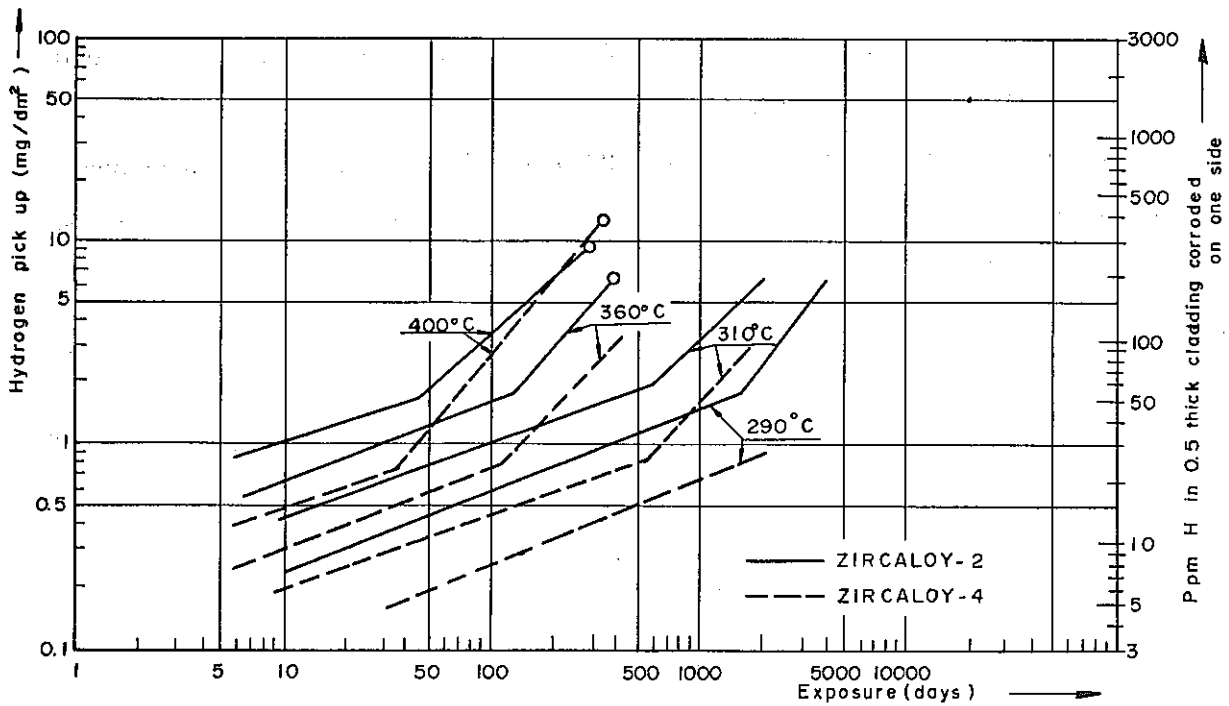


Fig. 45 Out of pile hydrogen pick up of zircaloy -2 and -4⁷⁰⁾.

13. 文 献

1. The plutonium-oxygen and plutonium oxygen system, A thermodynamic assessment, report of a pannel on thermodynamics of plutonium oxides, Vienna 20-28 Oct. 1966.
2. M. Koizumi and M. Satoh, PNCFU-Report-040.
3. T. L. Markin and R. S. Street, J. Inorg. Nucl. Chem. 29 2265 (1967).
4. C. Sari, U. Benedict and H. Blank, J. Nucl. Mater. 35 267 (1970).
5. W. L. Lyon, W. E. Baily, J. Nucl. Mat. 22 332-339 (1967).
6. S. W. Pijanowski and L. S. Deluca, KAPL-1957 April, 1960.
7. T. D. Chikalla, J. Am. Cer. Soc. 46 323 (1963).
8. J. L. Krankota and C. N. Craig, Trans. Am. Nucl. Soc. 11 1 132 (1968).
9. J. A. Christensen, Trans. Am. Nucl. Soc. 7 340 (1964).
10. W. E. Baily et al., Nuclear Metallurgy Vol 13 293 (1968).
11. R. E. Latta and R. E. Fryxael, Trans. Am. Nucl. Soc. 8 2 375 (1965).
12. N. H. Brett and L. E. Russell, AERE-R-3900 Jan. 1962.
13. GEAP-5631 (1968).
14. ANL-7382 76-77 Sept. (1967).
15. J. Belle ed., Uranium Dioxide, Properties and Nuclear Application, 174-175 (1961).
16. B. F. Rubin, K. J. Perry, GEAP-5761, March (1969).
17. B. F. Rubin, GEAP-13582 Nov. 1970.
18. R. L. Gibby, J. Nucl. Mater. 38 163-177 (1971).
19. A. Biancheria et al., EURAEC-1492/WCAP-3385-53 Dec. 1965.
20. J. C. Maxwell, A treatise on electricity and magnetism 3rd ed. 440 Oxford U. Press. (1904).
21. J. France and Kiagery, J. Am. Cerami Soc. 37 2 II 99 (1954).
22. A. M. Ross, CRFD-817 (1960).
23. A. Bian Cheria, Trans. Amer. Nucl. Soc. 9 15 (1966).
24. J. C. Van Craeynest, J. P. Stora, J. Nucl. Mater. 33 153 (1970).
25. R. R. Asamoto, F. L. Anselin, A. E. Conti, J. Nucl. Matls. 29 69 (1969).
26. V. C. Howard, T. F. Gulvin, UKAEA IG Report 51 (Rd/c) 1960.
27. J. A. Christensen, BNWL-536 Dec. 1967.
28. J. C. Van Craeynest, J. R. Weilbacher, J. Nucl. Matls. 26 132 (1968).
29. R. C. Gibby, BNWL-927 (1969).
30. H. E. Schmidt, J. Richter, Thermal Conductivity Sym. Stockholm, (1967).

31. Thermal conductivity of Uranium oxide, Tech. Rep. Series No. 59 IAEA Vienna (1966).
32. J. B. Conway, R. M. Fincel, R. A. Hein, Trans. Am. Nucl. Soc. 8 153 (1963).
33. N. M. Brett, L. E. Russell, Proc. 2nd. Inter Conf. on Plutonium Metallurgy, Grenoble, France, 397-410 April, 1960.
34. J. Roth, E. K. Halteman, NUMEC-2392-9 Oct. (1965).
35. R. E. Bohaboy, R. R. Asamoto, A. E. Conti, GEAP-10054 May (1969).
36. R. E. Bohaboy, R. R. Asamoto, A. E. Conti, GEAP-10028-34 June (1970).
37. J. T. A. Roberts, B. J. Wrona, J of Nucl. Matls. 41 23-38 (1971).
38. W. J. Bailey, T. D. Chikalla, HW-SA-3129 Nov. 1963.
39. A. T. Jeffs, AECL-3690 Aug. (1970).
40. C. M. Cox, F. J. Homan, Nucl. Appl. and Tech. 9 317 Sept. (1970).
41. M. E. Nathan, R. N. Schweinberg, Trans. Amer. Nucl. Soc. 14 Suppl 1 April (1971).
42. L. Goldberg, L. L. Lynn, C. D. Sphar. WAPD-TM-618 (1966).
43. W. B. Lewis, Nucl. Appl. 2 171 April (1966).
44. H. E. Williamson, D. C. Ditmore, NEDO-10173 May (1970).
45. A. T. Jeff, Proc. of Sympogium, Plutonium as a reactor fuels, Brussel March (1967).
46. WCAP-3385-20 (1969).
47. R. A. Dean et al., WCAP-2518 (1963).
48. F. Anselin, GEAP-5583 Jan. (1969).
49. A. Boltax, P. Murray, A. Biancheria, Nucl. Appl. and Tech. 9 326 Sept. (1970).
50. H. R. Warner, F. A. Nichols, Nucl. Appl. and Tech. 9 148 Aug. (1970).
51. 佐藤, 小松, 小泉, 日本原子力学会予稿集 45年10月
52. WAPD-263 (1962).
53. E. L. Zebroski et al., AIME Nuclear Metallurgy Symposium, Phoenix (1967).
54. W. E. Baily, GEAP-1028-34 (1970).
55. M. D. Freshley, Trans. Amer. Nucl. Soc. 13 2 599 (1970).
56. M. D. Freshley, F. E. Panisko, BNWL-366 March (1967).
57. S. J. Paprocki, D. L. Keller, W. M. Pardue, BMI-1580 (1962).
58. H. S. Rosenbdum, J. H. Davies, J. Q. Pon, GEAP-5100-5 (1966).
59. HPR-94 (1968)

60. G. Kjelderhein, E. Rolstad, Nucl. Appl. and Tech. 7 347 Oct. 1969.
61. E. Rolstad, K. D. Knudsen, 4th Inter. Conf. on the peaceful uses of Atomic Energy P.295 June (1971).
62. A. S. Bain et al., AECL-1192 (1961).
63. M. J. F. Notley et al., AECL-2143 (1964).
64. A. S. Bain, AECL-2587 (1966).
65. W. R. Mantin, ORNL-3514 (1965).
66. E. Duncombe, I. Goldberg, Nucl. Appl. and Tech. 9 47 (1970).
67. ジルコニウム合金水素吸収試験研究委員会, 原子力学会誌 7 2 (1965)
68. 永井信行, 防蝕技術 18 11/12 (1969)
69. 原子力安全研究協会, 軽水炉用ジルカロイ被覆管の健全性, 44年9月
70. E. D. Hindle, G. F. Slattery, J. Inst. Metals 94 245 (1966).
71. J. T. Stiefel, H. Feinroth, G. M. Oldham, WAPD-TM-390, (1963).
72. S. Naymank, C. N. Spalaris, 3rd Int. Conf. peaceful uses of Atomic Energy P.233 (1964).
73. J. E. Lesurf, P. E. C. Bryant, AECL-2797 (1968).
74. A. S. Bain, J. E. Lensurf, AECL-3065 (1969).
75. A. B. Johnson, Jr. BNWL-SA-1719 Rev. (1968).
76. B. Cox, J. Nucl. Matls. 28 1-47 (1968).
77. J. Boulton, AECL-3365 (1965).
78. C. J. Baroch et al., GEAP-4849 (1966).
79. H. H. Hlepfer, A.S. Mehner, GEAP-10044 (1969).
80. R. N. Duncan, F. H. Mergerth, T. J. Paskos, Paper presented to National Association of Corrosion Engineers, March (1967).
81. Preliminary Safety Analysis Report, Diablo Canyon Unit 2 July 1968. Pacific Gas & Elect. Co.