

TN843-73-07

<技術メモ>

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]

# 核燃料物性データ

1972年4月～1973年3月

Physical and Chemical Properties of Nuclear Fuels

April ; 1972 ~ March, 1973

1973年6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

1972年4月~1973年3月

## Physical and Chemical Properties of Nuclear Fuels

April;1972~March;1973

実施責任者 小泉益通 (プルトニウム燃料部開発課)  
 報告者 古屋広高 (〃) 横内洋二 (〃)  
 立花利道 (〃) 梶谷幹男 (〃)  
 川又博 (〃) 照沼俊弘 (〃)  
 加納清道 (〃)

期間 1972年4月1日~1973年3月31日

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集積, 評価

要旨 これまで, 数年にわたり, 高速炉燃料の設計および燃料挙動解析のため, 核燃料に関する物性データを集積評価してきた。本報告は, その続編として, 1972年4月から1973年3月までの物性データを, 混合酸化物燃料を中心に, 集積整理したものである。

前回までの報告書は, 下記の通りである。

レポート No	集積期間
SN-843-70-13	1970, 3月以前
SN-843-70-14	1970, 4~1970, 9
SN-843-71-08	1970, 10~1971, 4
N-843-72-02	1971, 5~1972, 3

データ集積項目

1. Phase Diagram and Crystal Structure
2. Melting Point and Vapor Pressure
3. Thermal Expansion
4. Thermal Conductivity
5. Specific Heat
6. Gap Conductance
7. F.P Gas Release Rate
8. Absorbed Gas Release Rate
9. Fuel Meat Release and Safety
10. Swelling Rate
11. Young's Modulus
12. Poisson's Ratio
13. Yield Strength
14. Creep Rate
15. Structure Changes
16. Interaction between Fuel and Cladding
17. Surface Tension

Phase Diagram

- 1) U金属と平衡にある  $UO_{2-x}$  相の決定
- 2) 測定温度範囲 1900°C ~ 2500°C
- 3) 実験方法 金属ウランと  $UO_2$  disc との気相平衡
- 4) 結果 図 1
- 5) この結果は, A. E. Martin and R. E. Edwards., J. Phys. Chem., 69, 1788 (1965) と一致

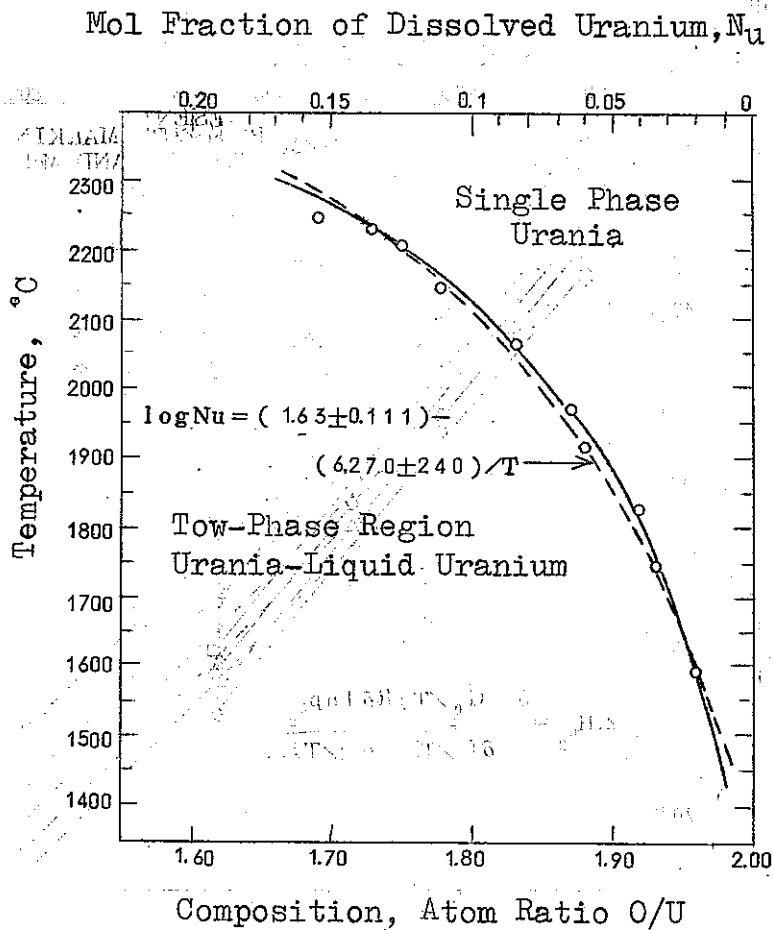
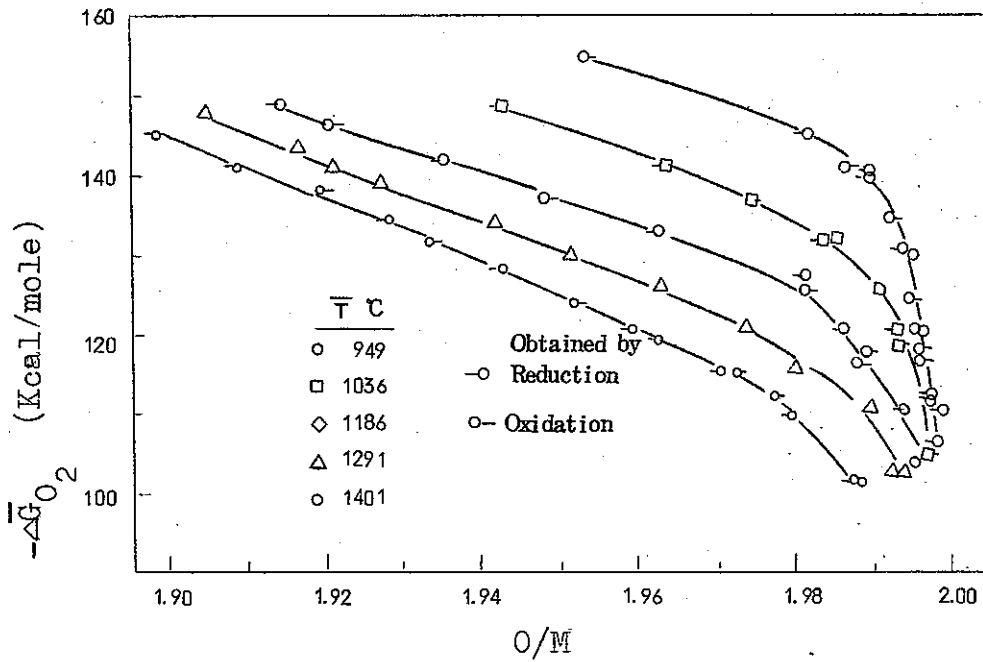
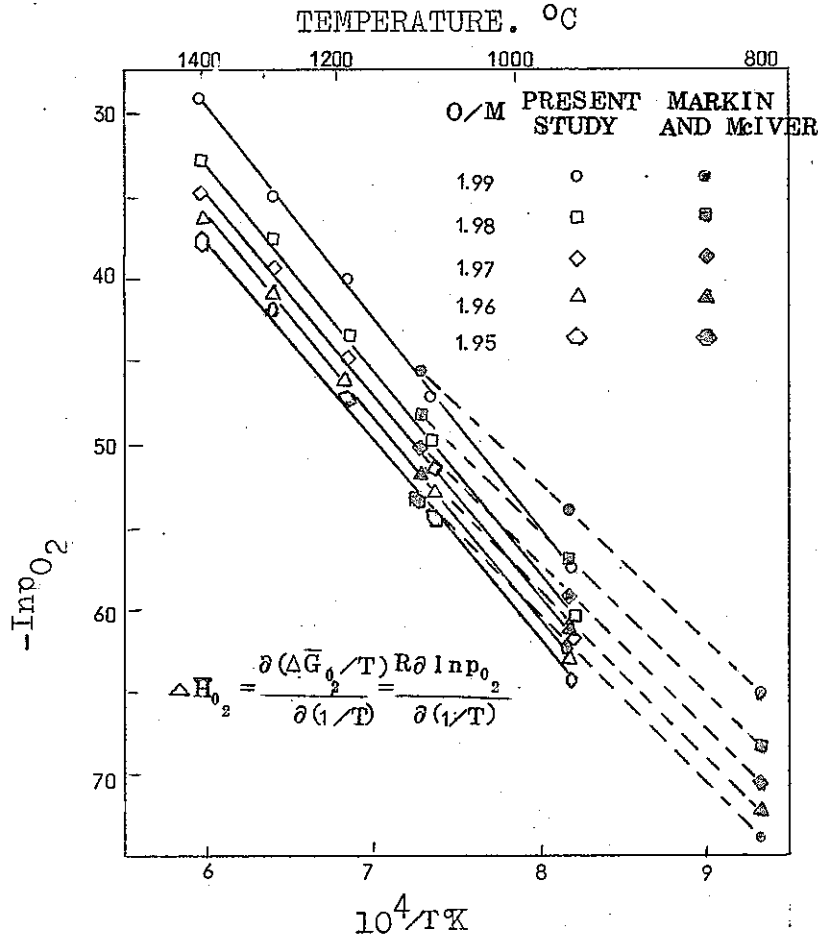


Figure 1. Composition of urania saturated with uranium as a function of temperature. The dashed line is calculated from the expression for  $\log N_u$ , the solid line from a nonlinear least-squares treatment of T vs. O/U.

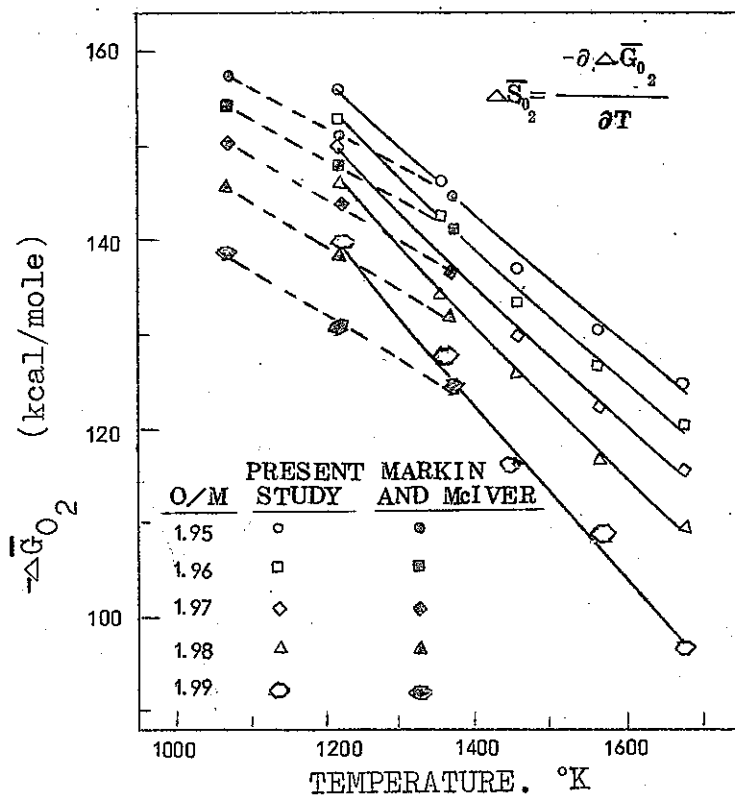
R.J.Ackerman, E.G.Rauh and M.S.Chandrasekharaiah, A thermodynamic study of Urania-Uranium System J.Phys.Chem 78 762 (1969)



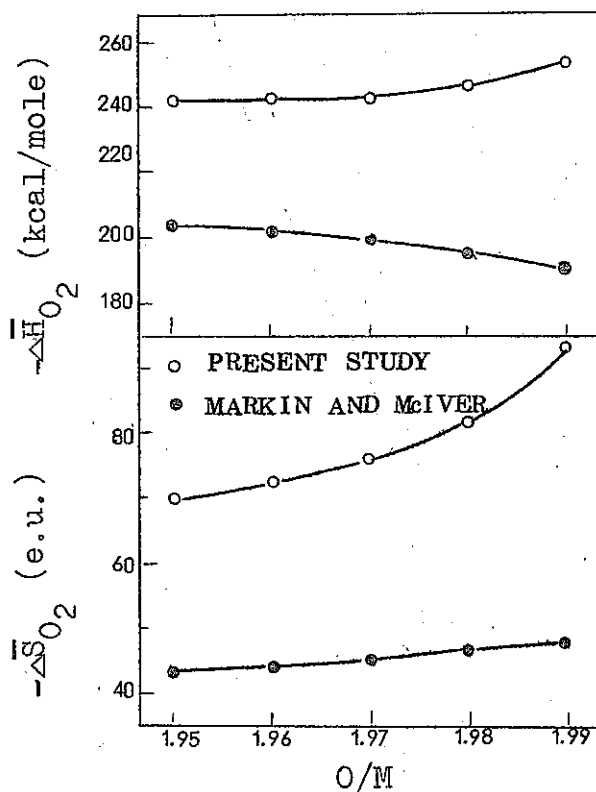
The Variation in Oxygen Potential with Composition of  $U_{0.75}Pu_{0.25}O_{2-x}$ .



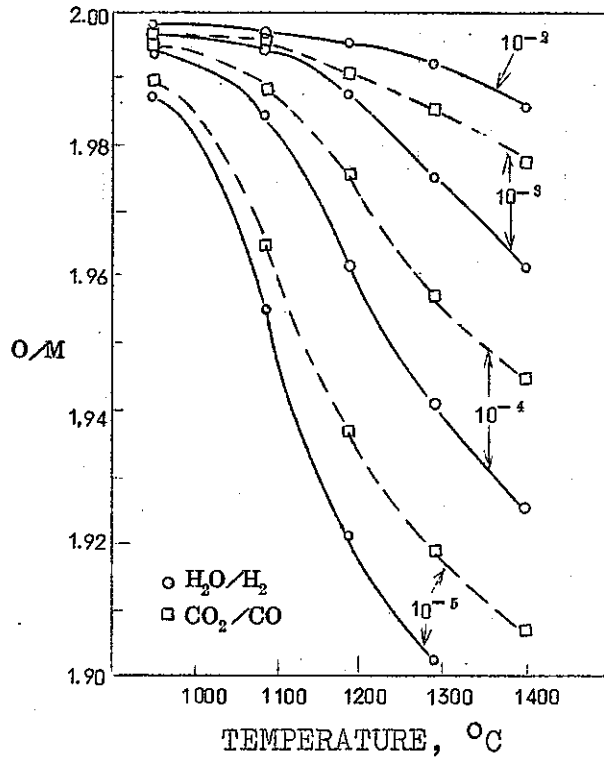
The Temperature Dependence of the Oxygen Dissociation Pressure of  $U_{0.75}Pu_{0.25}O_{2-x}$ .



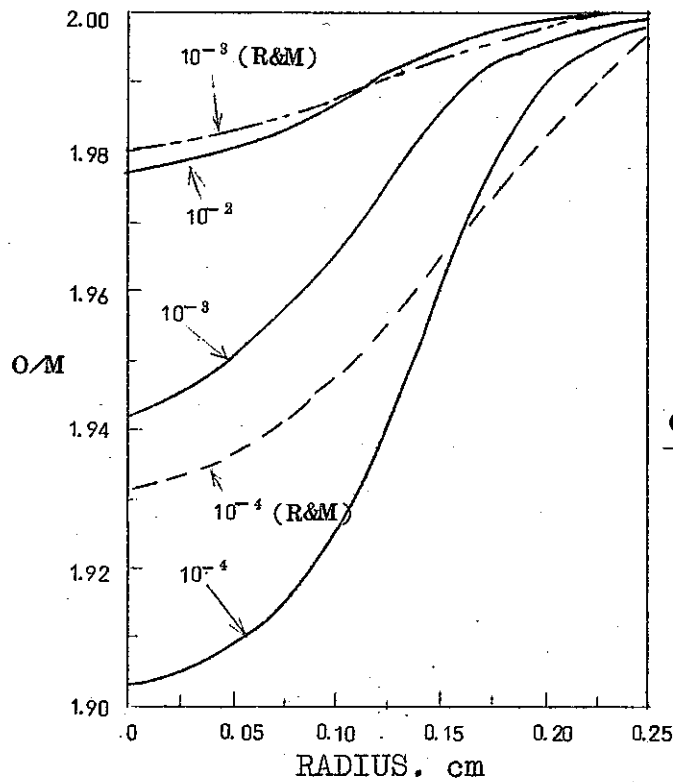
The Temperature Dependence of the Oxygen Potential of  $U_{0.75}Pu_{0.25}O_{2-x}$ .



The Composition Dependence of the Partial Molar Enthalpy and Entropy of Oxygen in  $U_{0.75}Pu_{0.25}O_{2-x}$ .



The Variation in Composition of  $U_{0.75}Pu_{0.25}O_{2-x}$  with Temperature at Various  $H_2O/H_2$  and  $CO_2/CO$  Ratios.



CO <sub>2</sub> /CO	AVERAGE O/M	
	PRESENT STUDY	RAND & MARKIN
10 <sup>-2</sup>	1.993	—
10 <sup>-3</sup>	1.984	1.993
10 <sup>-4</sup>	1.965	1.970

The Oxygen Distribution Across a  $U_{0.75}Pu_{0.25}O_{2-x}$  Fuel Pin for Various  $CO_2/CO$  Ratios.



1. 実験試料  $U_{0.75} Pu_{0.25} O_{2-x}$   
 $U/Pu = 3.01$   
 Atlantic Richfield Hanford Company  
 共沈法
2. 実験条件 950~1400°C (±5°C)  
 ガス流量 800  $cm^3/min$
3. 目的  $U_{0.75} Pu_{0.25} O_{2-x}$  組成の変化を酸素ポテンシャルの関係 ( $\Delta G_{O_2}$ ) としてみる。
4. 結果 酸素ポテンシャルと組成から、エンタルピー、エントロピーを、導びいたが実験温度範囲にあつては、おのおの、温度依存性はない。Stoichiometry に近づくとつれて減少する傾向にある。
5. コメント Markin, McIver の実験結果と対比させながら、議論しており、両者は、定性的には、非常によく一致しており、定量的には、いく分の違いがみられる。

---

HEDL-TME 72-85

Equilibrium Oxygen Potential-Composition Relationships in  $U_{0.75}$   
 $Pu_{0.25} O_{2-x}$

参考文献

T.L. Markin and E.J. McIver  
 Thermodynamic and Phase Studies for Plutonium and Uranium-  
 Plutonium Oxides with Application to Compatibility Calculations.  
 Proc. Third Int. Conf. on Plutonium, Inst. Metals, London, 1965

Vapor Pressure

1) (U, Pu) O<sub>2-x</sub> 系の平衡酸素分圧の測定

2) System

a) (U<sub>0.75</sub> Pu<sub>0.25</sub>) O<sub>2-x</sub> (1)

b) (U<sub>0.8</sub> Pu<sub>0.2</sub>) O<sub>2-x</sub> (2), (3)

3) Experimental method

H<sub>2</sub>/H<sub>2</sub>O 気体混合物による化学平衡

4) Results Fig 1 (U<sub>0.75</sub> Pu<sub>0.25</sub>) O<sub>2-x</sub>

Fig 2 (U<sub>0.8</sub> Pu<sub>0.2</sub>) O<sub>2-x</sub>

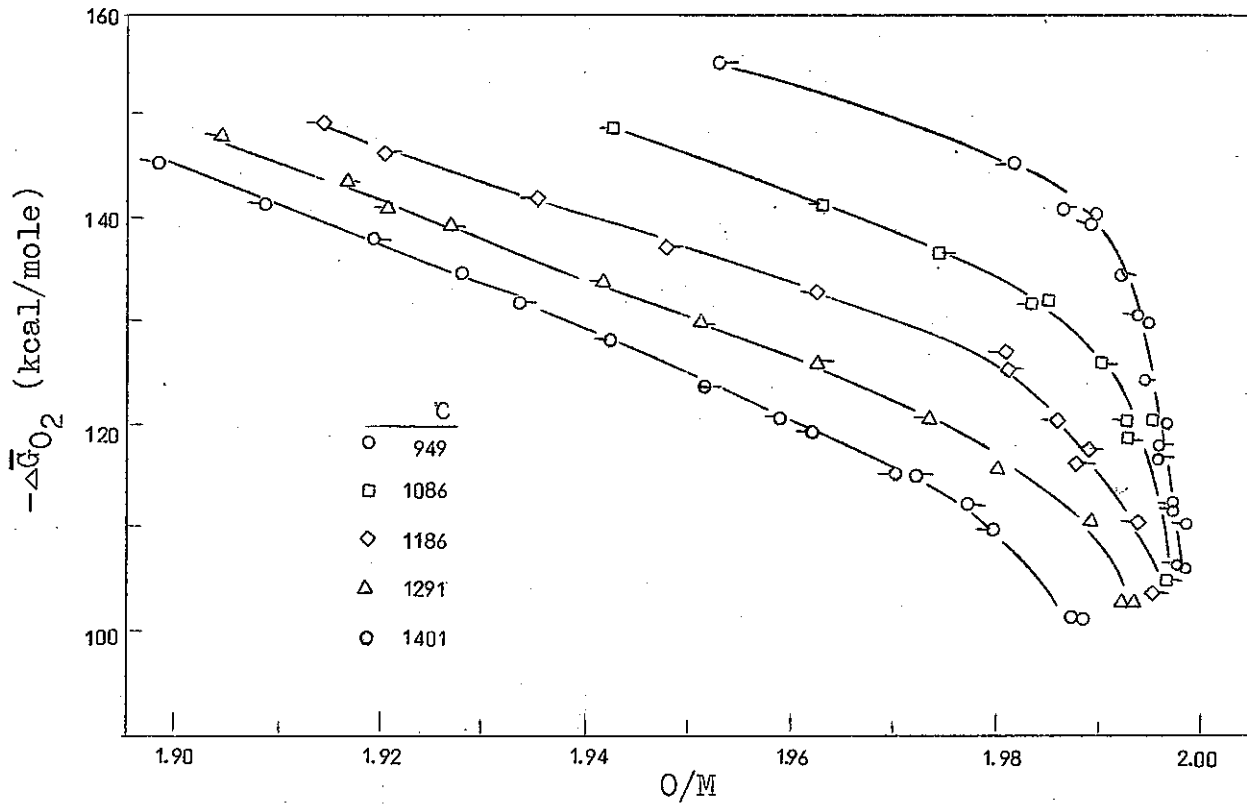
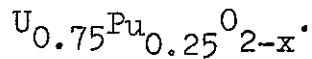


Figure 1. The Variation in Oxygen Potential with Composition of



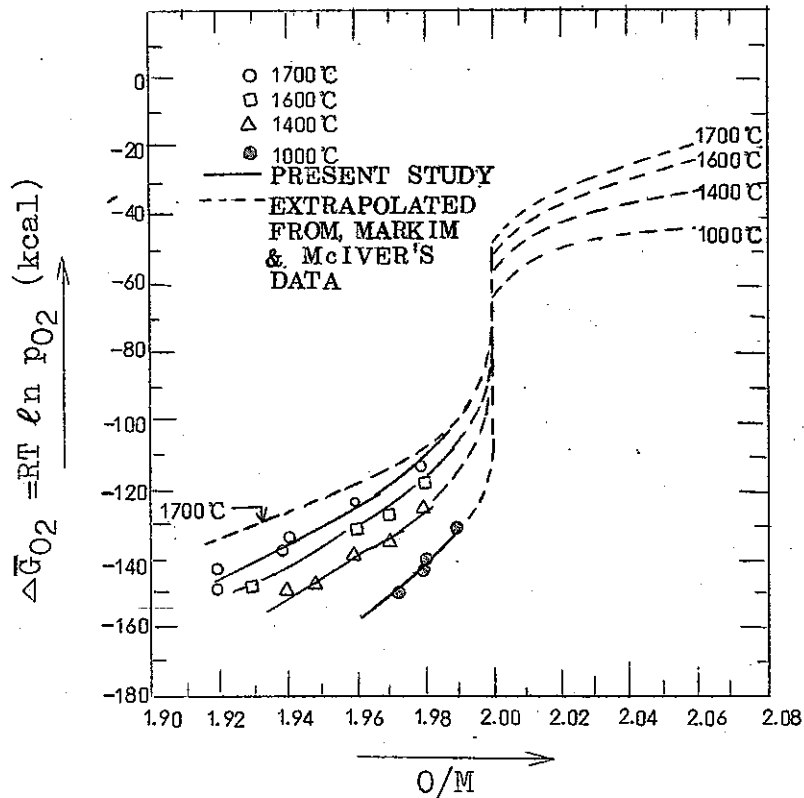


Fig. 2. Oxygen Chemical Potentials of  $(U_{0.8}, Pu_{0.2})O_{2+x}$  vs O/M Ratios at Various Temperatures.

#### Bibliography

- (1) R.E.Woodley, Equilibrium oxygen potential-composition relationships in  $U_{0.75} Pu_{0.25} O_{2-x}$ ; HEDL-TME 72-85 (1972)
- (2) N.A.Javed and J.T.A.Roberts, Thermodynamics and defect-structure studies in mixed oxide fuels; ANL-7901 (1972)
- (3) T.L.Markin and E.J.McIver, Thermodynamic phase studies for Plutonium and Uranium-Plutonium oxide with application to compatibility calculation, Proc.Third Int.conf. on Plutonium, Inst.Metal,1965

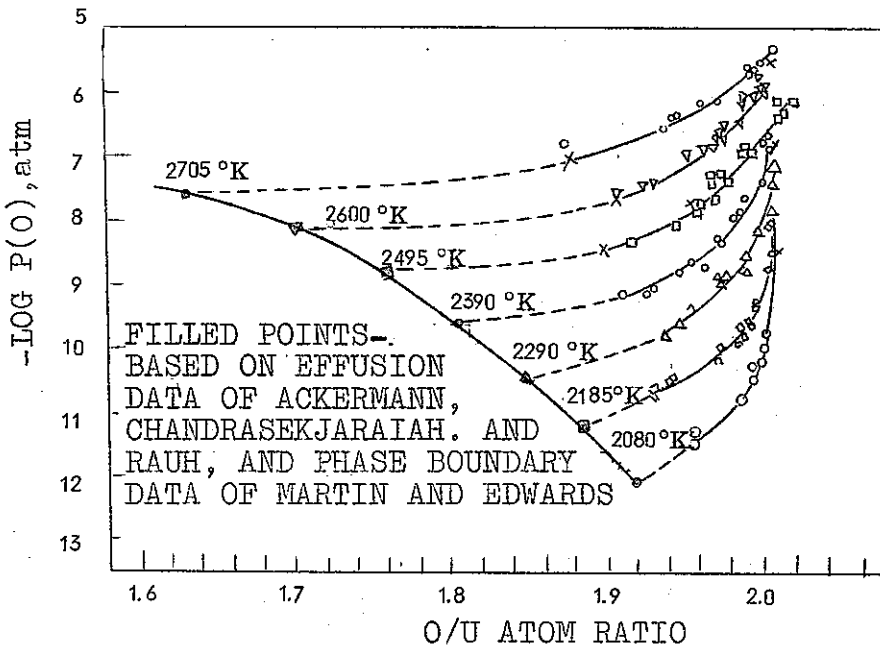
#### Review

C.E.Johnson, I.Johnson, P.E.Blackburn and C.E.Crouthamel  
Effect of oxygen concentration on properties of fast reactor mixed oxide fuel, Reactor Tech., 15, 303 (1972-1973)

## Vapor Pressure

- 1)  $\text{UO}_{2-x}$  系の平衡酸素分圧の測定
- 2) Experimental method
  - a)  $\text{H}_2/\text{H}_2\text{O}$  気体混合物との化学平衡<sup>(1), (2)</sup>
  - b)  $\text{C}/\text{CO}$ との化学平衡<sup>(3), (4)</sup>
  - c)  $\text{Cr}/\text{Cr}_2\text{O}_3$  及び  $\text{Nb}/\text{NbO}$  と平衡にある酸素との化学平衡<sup>(5)</sup>
- 3) Results

現在まで得られている結果はほぼ良い一致を示している。例として Tetenbaum and Hunt の結果を示す。



Partial pressure of monatomic oxygen as a function of temperature and urania composition

- (1) M. Tetenbaum and P.D. Hunt, High temperature thermodynamic properties of oxygen deficient urania. *J. Chem. Phys.* **49**, 4739 (1968)
- (2) N.A. Javed, Thermodynamic study of hypostoichiometric urania, *J. Nucl. Mater.* **43**, 219 (1972)
- (3) V.J. Wheeler and I.G. Jones, Thermodynamics and composition changes in  $\text{UO}_{2+x}$  ( $x < 0.005$ ) at 1950 °K, *J. Nucl. Mater.* **42**, 117 (1972)
- (4) V.J. Wheeler, High temperature thermodynamic data for  $\text{UO}_{2-x}$  *J. Nucl. Mater.* **39**, 315 (1971)
- (5) T.L. Markin, V.J. Wheeler and R.J. Bones, High temperature thermodynamic data for  $\text{UO}_{2+x}$ , *J. Inorg. Nucl. Chem.* **30** 807 (1968)

## Vapor Pressure

- 1) U-UO<sub>2-x</sub> 系と平衡にある気相の平衡分圧
- 2) 温度範囲 1800°K~2200°K
- 3) 実験方法 ターゲット蒸着法と質量分析計を使用
- 4) 結果

平衡分圧  $\log P_U (\text{atm}) = 5.21 \pm 0.14 - (25,640 \pm 300)/T$   
 $\log P_{UO} (\text{atm}) = 7.11 \pm 0.14 - (26,880 \pm 300)/T$   
 $\log P_{UO_2} (\text{atm}) = 7.74 \pm 0.14 - (30,180 \pm 300)/T$   
 $\log P_O (\text{atm}) = 8.10 - 41,500/T$

---

A Thermodynamic Study of the Urania-Uranium System J.Phys.Chem., 73,  
762 (1969)

by R.J.Ackerman, E.G.Rauh and M.S.Chandrasekharaiah

Vapor pressure

- 1)  $UO_2$ のcongruentな蒸発を行う組成の温度変化
- 2) 温度範囲 2000°C~2400°C
- 3) 実験方法 W-Knudsen cell を用いて、高真空中に蒸発させその後の試料の化学分析を行なった。
- 4) 結果 図 1

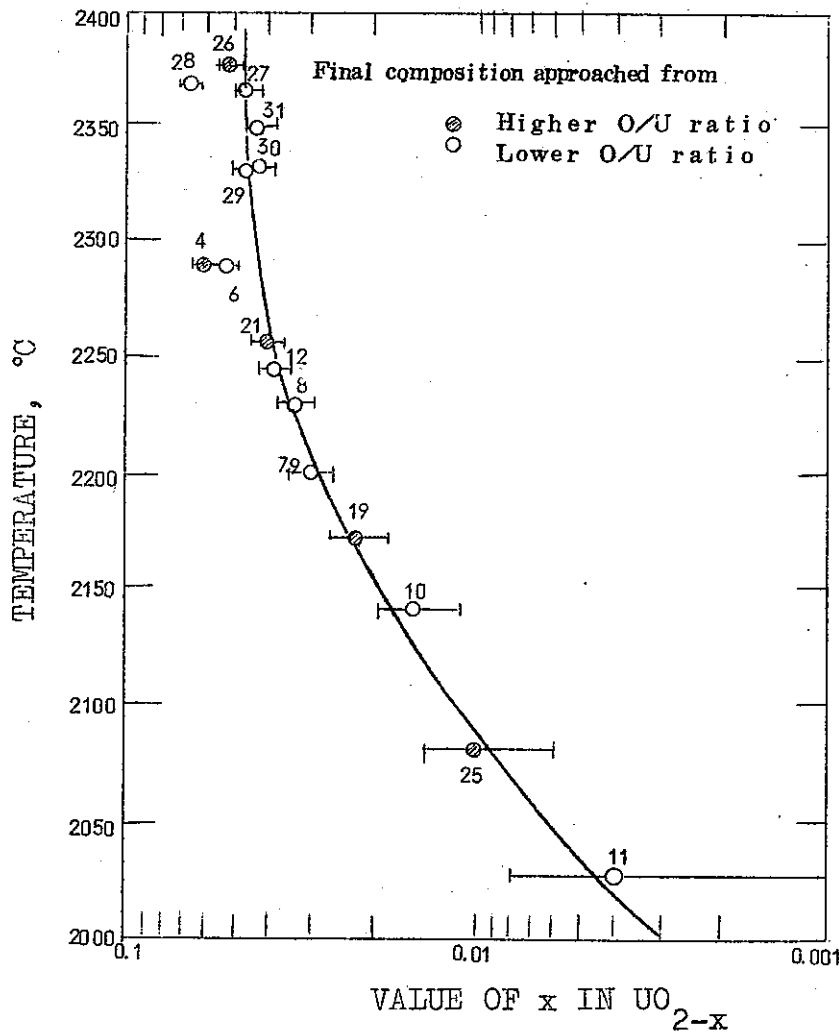


Fig. 1. Composition of Congruently Vaporizing Urania vs. Temperature. (numbers at data points indicate run numbers.)

P.M. Danielson, The congruent vaporization composition of urania  
ANL 7325, P-103

Thermal Expansion

※ Intro

Stoichiometric な  $^{239}\text{PuO}_2$  の線熱ぼう張は  $25^\circ\text{C} \sim 1,420^\circ\text{C}$  まで測定している。

$$\Delta L/L_0 = -1.2232 \times 10^{-4} + 7.5866 \times 10^{-6} T + 5.6948 \times 10^{-9} T^2 - 5.9768 \times 10^{-12} T^3 + 4.4092 \times 10^{-15} T^4 - 1.2897 \times 10^{-18} T^5$$

の式で表わし、 $25^\circ\text{C} \sim 1,420^\circ\text{C}$  までの係数は  $11.16 \times 10^{-6} \text{ cm}(\text{cm}/^\circ\text{C})$  としている。

① 試料

- Pu 酸化物にバインダー Carbowax 4,000 1 wt% まで, 10 tsi 冷間成形後  $600^\circ\text{C}$  で焙焼,  $1,475^\circ\text{C}$ , 6 hr,  $\text{CO}_2$  ガス中で焼結 93.4% T. D
- O/Pu;  $2.00 \pm \frac{0.02}{0.00}$

② 測定方法

- Brinkman Model TD-1 X のデラトメーターを利用している。
- 精度 ; 膨張  $\pm 0.000025 \text{ cm}$  (白金  $\rightarrow 99.99\%$  pt で補正している)  
温度  $\pm 5^\circ\text{C}$  (熱電対)
- $\sim 2.3^\circ\text{C}/\text{min}$  の Contact heating rate で行なった。
- holder に使っている  $\text{Al}_2\text{O}_3$  (押棒)  $\sim 250^\circ\text{C}$  の温度における膨張は試料の真の熱膨張を打消程大きい。

この問題を克服するため次の式を使って計算している。

$$y_{1i} = \sum_{j=0}^5 (\alpha_j T_{1i}^j) + e_{1i}, \text{ for } i = 1, 2, \dots \dots \dots N_1$$

$$y_{2i} = \sum_{j=0}^5 [(\alpha_j = \beta_j) T_{2i}^j] + e_{2i}, \text{ for } i = 1, 2, \dots \dots \dots N_2$$

and

$$y_{3i} = \sum_{j=0}^5 [(\beta_j + \gamma_j) T_{3i}^j] + e_{3i} \text{ for } i = 1, 2, \dots \dots \dots N_3$$

$y_{1i}, T_{1i}$  は NBS による条件での温度に相当する白金熱膨張の測定  $N_1$

$y_{2i}, T_{2i}$  はある温度とこの時の白金の熱膨張の実験値  $N_2$

$y_{3i}, e_{2i}, e_{3i}$  は条件の違い

$\text{PuO}_2$  の訂正した膨張係数の最大評価は次の式を与えている。

$$\gamma_j = (\beta_j + \gamma_j) - (\alpha_j + \beta_j) + \alpha_j$$

③ 結果

- 実験からのデータによる線膨張の式は次式であつた。

$$\Delta L/L_0 = -1.2232 \times 10^{-4} + 7.5866 \times 10^{-6} T + 5.6948 \times 10^{-9} T^2 - 5.9768 \times 10^{-12} T^3 - 4.4092 \times 10^{-15} T^4 - 1.2897 \times 10^{-18} T^5$$

彼らは標準の膨張による「そり」を  $3.8155 \times 10^{-5}$  とし、Brett & Russell の式(次式)との比較を行なっている (Table II & Fig 1)

$$\Delta L/L_0 = -2.6285 \times 10^{-4} + 6.7199 \times 10^{-6} T + 9.7148 \times 10^{-9} T^2 - 1.4371 \times 10^{-11} T^3 + 1.3031 \times 10^{-14} T^4 - 4.2383 \times 10^{-18} T^5$$

④ コメント

デラトメーターの精度を  $\pm 0.000025 \text{ cm}$  でこれを白金のスタンダードで実証している。また、同じ測定法による他者との比較も行なっておりその差もほとんどなくこの条件下でのデータとしてはかなり信頼できるといえる。

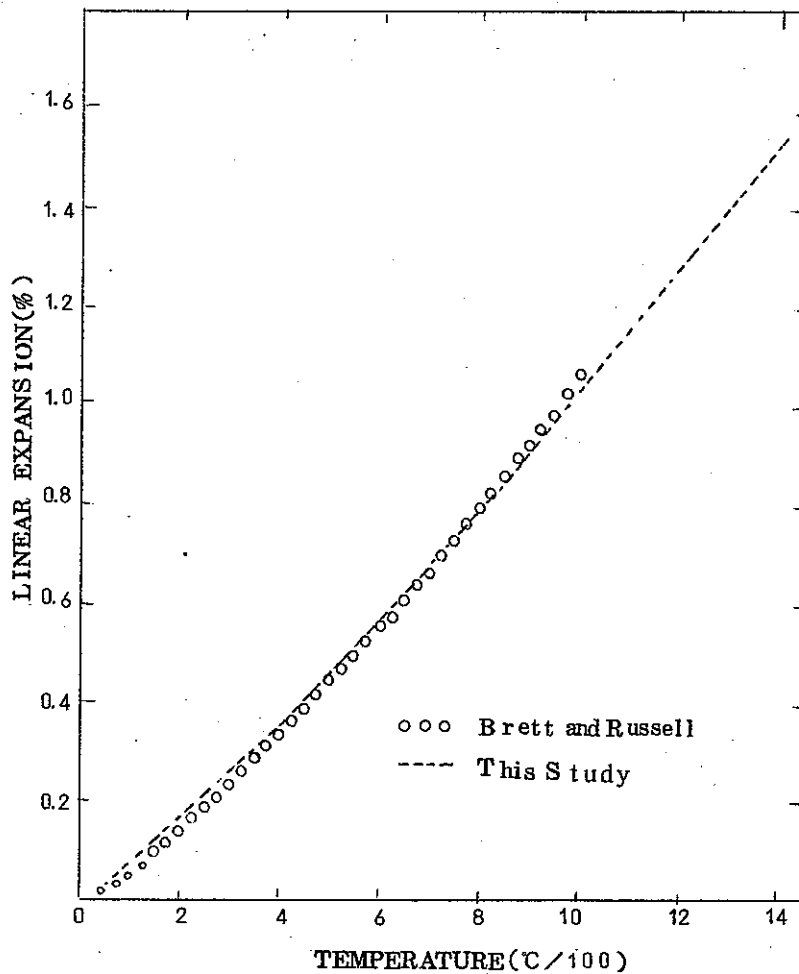


Fig. 1. Linear expansion of stoichiometric PuO<sub>2</sub>

LINEAR THERMAL EXPANSION OF PLUTONIUM DIOXIDE

M. TOKAR, A.W. NUTT, and T.K. KEENAN

University of California, Los Alamos Scientific Labo

NUCLEAR TECHNOLOGY VOL. I & FEBRUARY 1973



TABLE II  
Values of  $\Delta L/L_0 \times 10^6$  for  $\text{puo}_2$

This Study				Brett and Russell		
Temp (°C)	$\Delta L/L$ ( $\times 10^6$ )	Std Dev ( $\times 10^6$ )	% Dev	$\Delta L/L$ ( $\times 10^6$ )	Std Dev ( $\times 10^6$ )	% Dev
100	688	27	3.92	480	29	6.04
200	1,582	27	1.71	1,380	29	2.10
300	2,537	25	0.98	2,345	33	1.41
400	3,541	22	0.62	3,355	25	0.74
500	4,583	25	0.54	4,415	44	1.00
600	5,660	27	0.48	5,530	41	0.74
700	6,771	26	0.38	6,680	48	0.72
800	7,915	26	0.33	7,950	52	0.65
900	9,093	28	0.31	9,210	46	0.50
1000	10,302	28	0.27	10,630	48	0.45
1100	11,537	24	0.21	12,011a	-	-
1200	12,788	19	0.15	13,433a	-	-
1300	14,038	18	0.13	14,802a	-	-
1400	15,262	6	0.04	16,020a	-	-

\* Projected values, calculated from Eq.(2)

TABLE III  
Literature Values for  $\Delta a/a_0$  for  $\text{puo}_2$

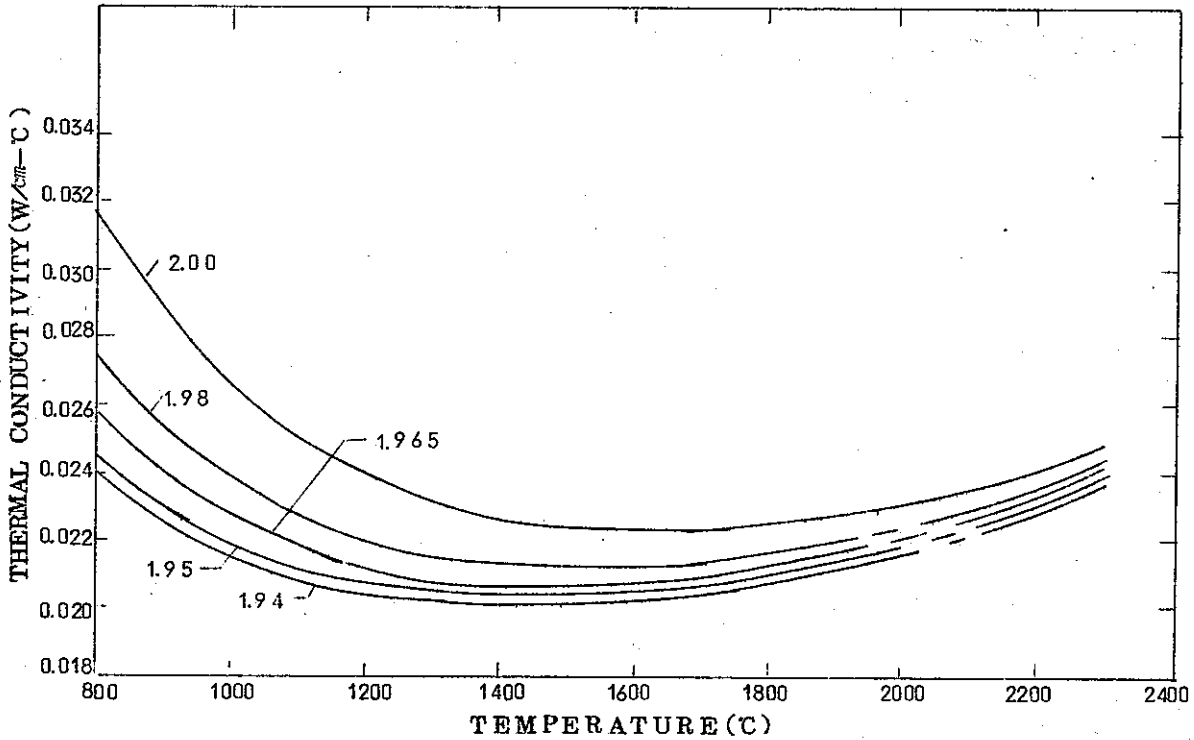
Temperature (°C)	Roth and Halteman <sup>2</sup>		Desando et al. <sup>3</sup>
	$\Delta a/a_0$ ( $\times 10^6$ ) <sup>a</sup>	$\Delta a/a_0$ ( $\times 10^6$ ) <sup>b</sup>	$\Delta a/a_0$ ( $\times 10^6$ ) <sup>c</sup>
100	499	556	535
200	1240	1370	1163
300	2110	2281	1772
400	2647	3486	2345
500	3405	4395	2936
600	4238	5675	3545
700	4978	6917	4228
800	5867	8345	5040
900	6718	9866	5963
1000	7432	11461	7145
1100	8643	13185	8511
1200	9176	-	10228
1300	-	-	12259
1400	-	-	14733

<sup>a</sup> Sample prepared by oxalate precipitation.

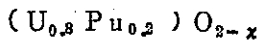
<sup>b</sup> Sample prepared by hydroxide precipitation.

<sup>c</sup> Sample consisted of plasma-formed microspheres.

Thermal Conductivity



1. 試料



2. 測定

炉外の中心加熱実験

3. 温度範囲 800~2,300°C

4. 密度範囲 84~91% T. D.

5. O/M比範囲 1.94~2.00

6. 熱伝導率

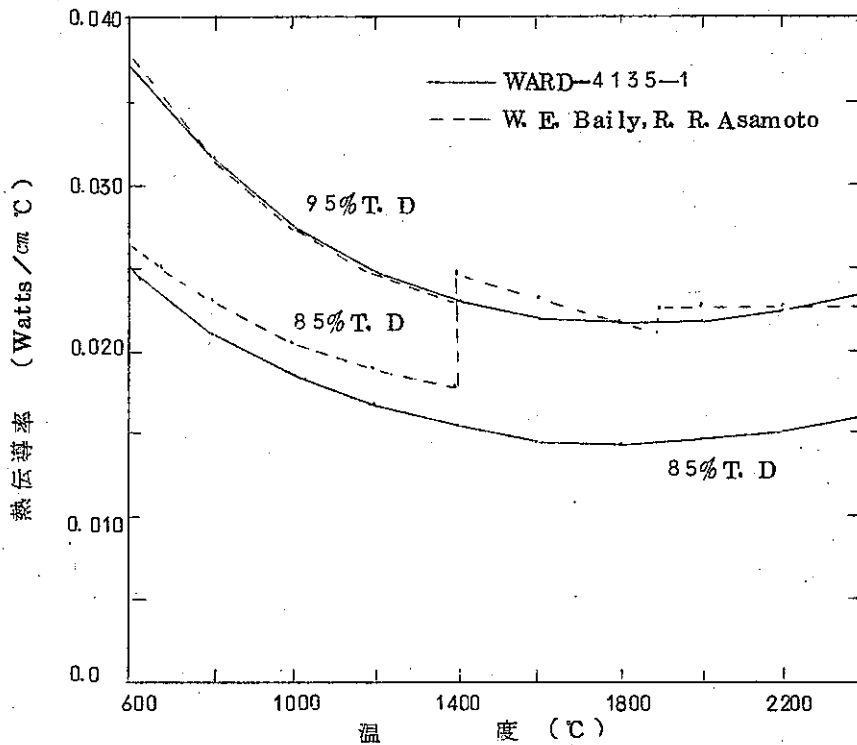
$$K = 0.01524 + \frac{1}{(0.9702 - 0.4465D)T} + 0.5841 \times 10^{-12} T^3 + \frac{360.2}{(2.04 - O/M)T^2}$$

ここに K (watt/cm°C), T (°C), D (fractional density)

7. コメント この式は Baily-Asamoto の式を基礎とし修正して出して来たものであり、大きな修正点は輻射伝達の項を入れたことと O/M 比による熱伝導率変化を考慮した点である。

GEAP-13733 THERMAL CONDUCTIVITY OF URANIUM-PLUTONIUM OXIDE BY R. A. LASKIEWICZ

Thermal Conductivity



1. 試料(対象とする燃料) (20~25Pu-U)0.98
2. 温度範囲 600~2,700°C
3. 密度範囲 0.85 ≤ ρ ≤ 1.00
4. O/M比 O/M=1.98で範囲については特に指定なし
5. 熱伝導率

$$K = -(1 - 2.1\rho + \rho^2) \left[ \frac{1}{0.288 + 0.00252T} + 5.83 \times 10^{-13} T^3 \right]$$

$$0.85 \leq \rho \leq 0.95$$

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

$$0.95 \leq \rho \leq 1.00$$

T : 絶対温度 (°K)

6. コメント

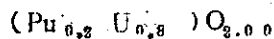
この熱伝導率は測定されたものではなく多くの測定者のデータと照射データを解析評価して編集したものである。Baily-Asamotoの測定結果と比較すると95% T. D. 付近ではよい一致をみるが85% T. D. ではこの式の方が小さくなる。

## 1. 積分熱伝導率

$$\int_{1200}^{T_m} K d\theta = \frac{(1023.6 \pm 154.2 \text{ w/cm})(0.525)}{4 \pi}$$

$$= 42.8 \pm 6.4 \text{ w/cm}$$

## 2. 試料



## 3. 実験方法

E1Eカプセル，E1Fカプセルの2体を製作し，Burnup E1Fカプセルが8,900MWD/T，E1Eカプセルが7,600MWD/Tまで，M.T.R(Reflector)で照射した。

E1Eカプセルを非破壊試験及び破壊試験をし，燃料が溶解していないことを確認し，E1FカプセルをM.T.R VH-4 hydraulic rabbit孔で再照射した。

再照射時の線出力は31kw/ftで，5時間照射した。この時に燃料中心が溶解していたことは，照射後試験からも確認されている。

## 4. 結果

照射後燃料のBurnupは7,500MWD/Tであり， $\int_{1200}^{T_m} K d\theta$ の計算値は $42.8 \pm 6.4 \text{ w/cm}$ であった。この結果はLow Burnup燃料の実験値と比較すると，E1Fの $\int k d\theta$ の値は実験誤差内でLow Burnupの $\int k d\theta$ と一致していた。

Specific Heat

- 1) Sample  $U_{0.75}Pu_{0.25}O_{2-x}$  ( $x=0.02, 0.05$ )
- 2) Temperature Range  $25\sim 1490^{\circ}C$
- 3) Experimental Method Ice Calorimeter
- 4) Results Fig.1

$O/M=1.98$

$$H^{\circ}(T)-H^{\circ}(298)=-6748+1841 \times T+1504 \times 10^{-3} T^2+3361 \times 10^5 / T(\text{cal/mole})$$

$$C_p(T)=18.41+3.007 \times 10^{-3} T-3.361 \times 10^5 / T^2(\text{cal/mol} \cdot ^{\circ}K)$$

$O/M=1.95$

$$H^{\circ}(T)-H^{\circ}(298)=7288+19.65 \times T+0.7595 \times 10^{-3} T^2+4067 \times 10^5 / T(\text{cal/mole})$$

$$C_p(T)=19.65+1.519 \times 10^{-3} T-4.067 \times 10^5 / T^2(\text{cal/mole} \cdot ^{\circ}K)$$

- 5) Discussion Heat Capacityの測定結果がOgard and Learyのそれと大きく異っている。この理由として、Ogard and Learyによるenthalpyの温度変化の表現が不適當である事に起因する。

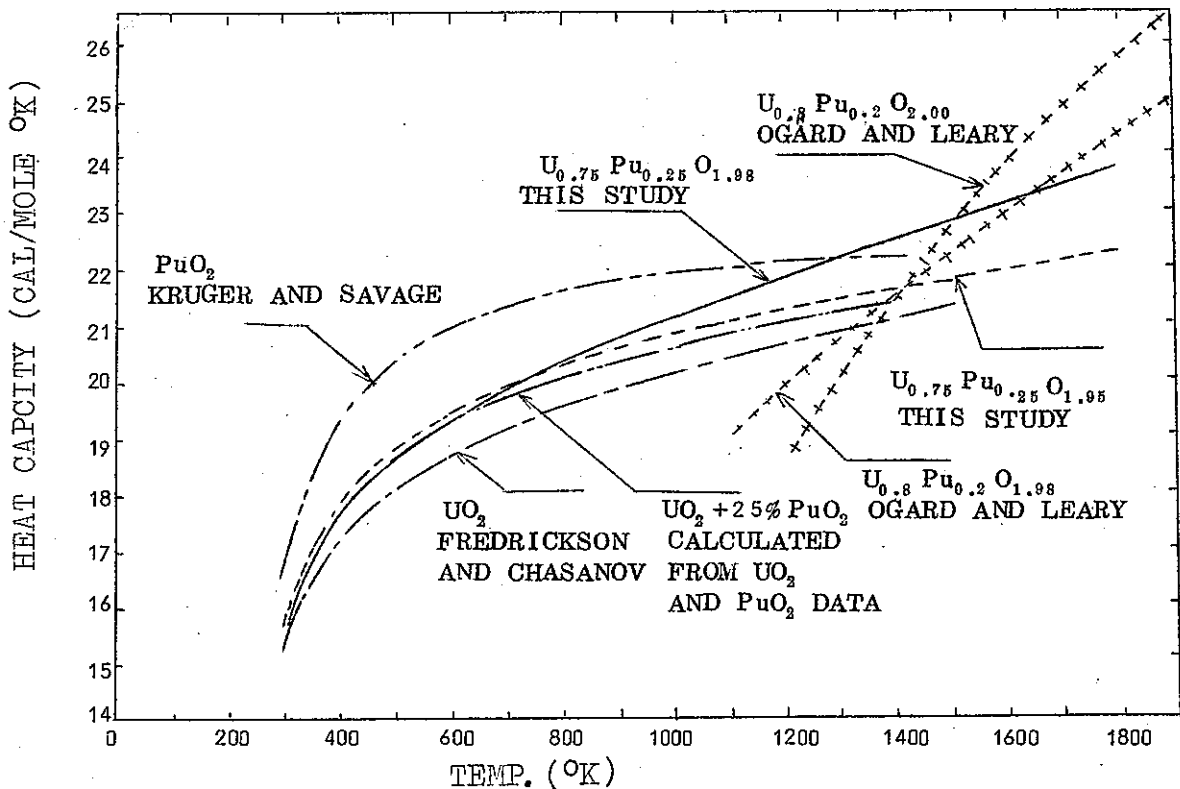


FIGURE 1 Heat Capacity of  $U_{.75}Pu_{.25}O_{2-x}$  Calculated from Enthalpy-Temperature Data. Other  $(U,Pu)O_2, PuO_2$  and  $UO_2$  data shown for comparison.

N843-73-07

Bibliography

R.L.Gibby

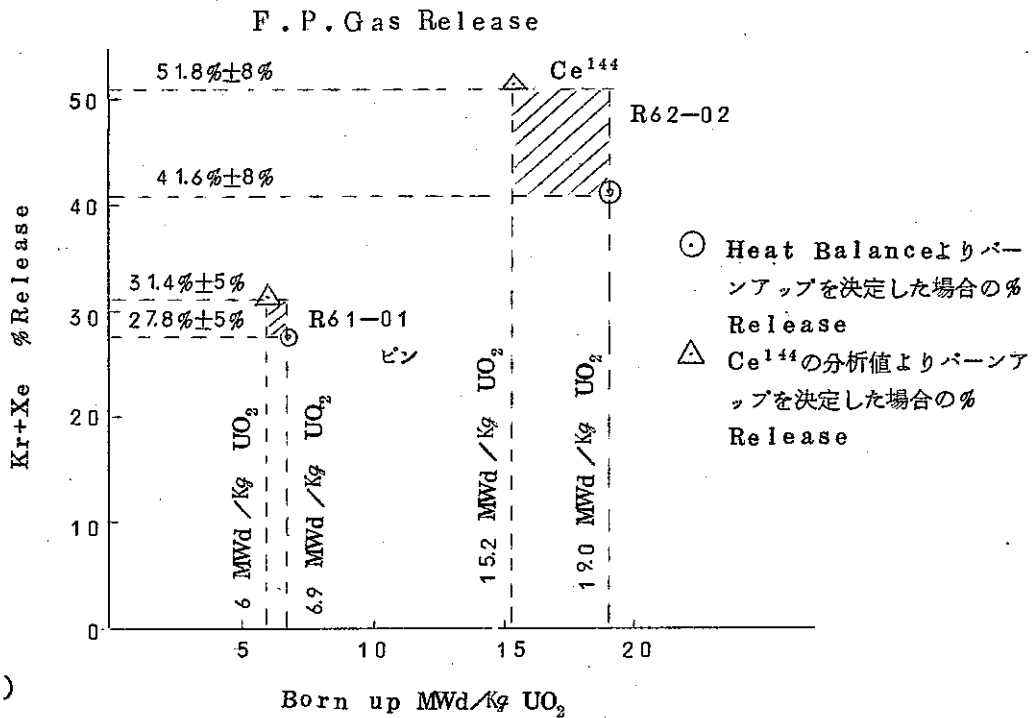
Enthalpy and Heat Capacity of  $U_{0.75}Pu_{0.25}O_{2-x}$  (25-1490°C)

HEDL-TME 73-19(1973)

(1) A.E.Ogard and J.A.Leary, in Thermodynamics of Nuclear materials, IAEA,

Vienna(1968), P.651

核燃料物性データ - SN843-70-13(1970) 5-2



試料 (UO<sub>2</sub>)

形状           ペレット (片側デイスユ)

濃縮度         50%

ペレット直径   6.00mm

スタップ       250.1mm (R62-A01)   250.0mm (R62-A02)

重量           69g (   "   )   69.2mm (   "   )

密度           10.1g/cm<sup>3</sup>

% T.D.         92. -

O/M比          < 2.001

ブランケット

濃縮度         天然ウラン

長さ (片側)   30mm

重量           17.7g

照射

照射炉   HFR in Petten   熱中性子照射

平均線出力 (w/cm)   6850 (R62-A01)   850 (R62-A02)

最高 "               800 (   "   )   875 (   "   )

照射日数 (EFPD)    28 (   "   )   61.7 (   "   )

コメント

高速炉照射におけるガス放出のデータ (Nuclear Subety 10(5)380-391(1969)) のデータと比較してみると、R62-01のデータ (バーンアップ 5000MWI/T附近) は多少小さめであるがR62-02 (バーンアップ 20000MWD/T附近) ではほぼ同程度である。

Swelling

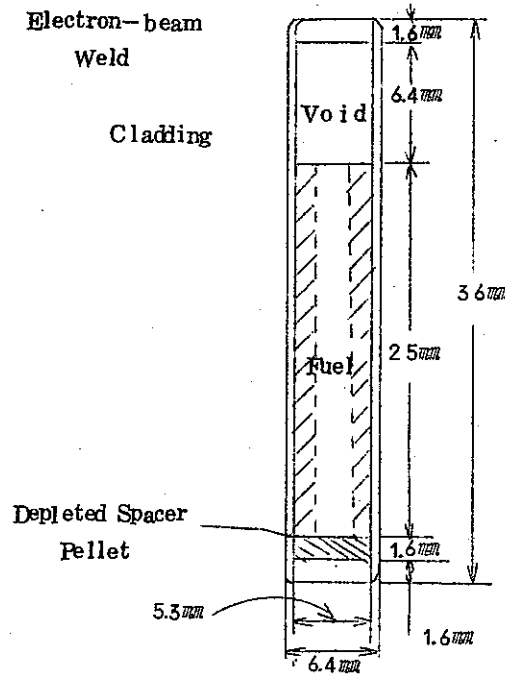


Fig. 1. Irradiation specimen.

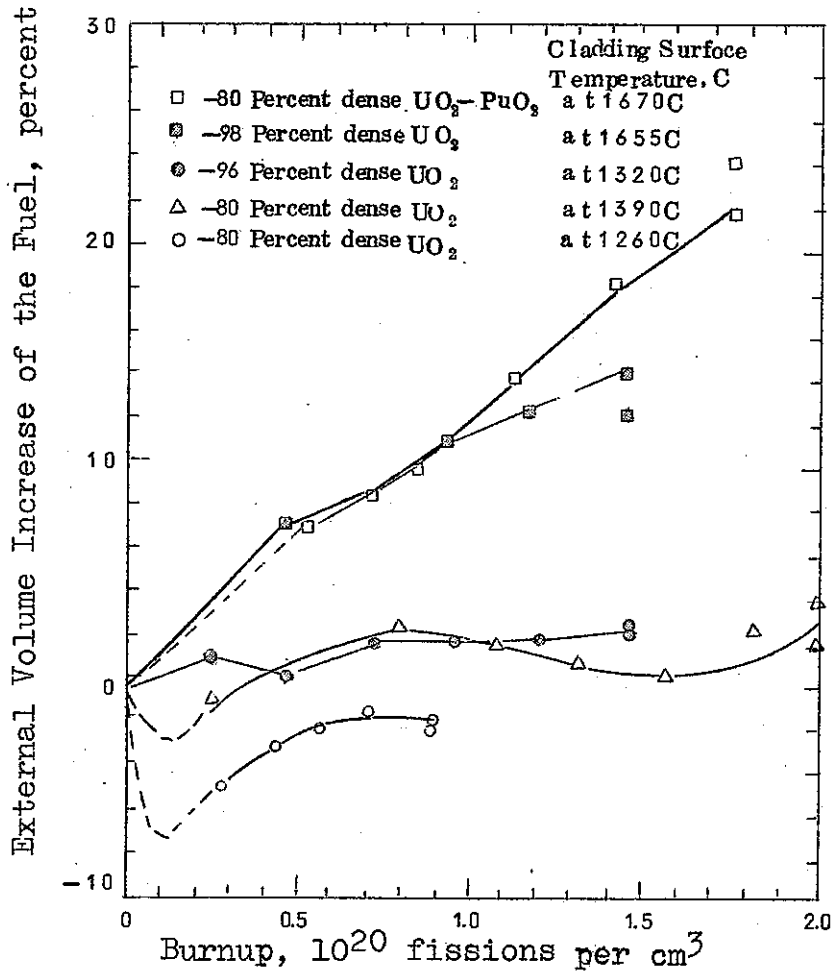


Fig. 2. Elimination of initial porosity and subsequent swelling of oxide specimens at about 1300 °C and at 1670 °C



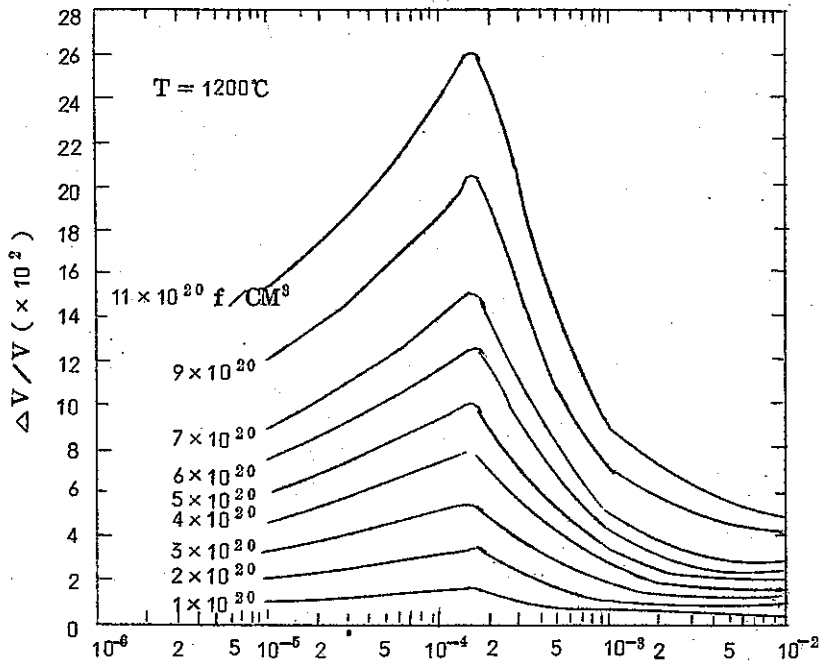
1. 実験試料  $UO_2$  及び  $UO_2 - PuO_2$ , 密度 80%~98% TD  
 総実験試料 6 キャプセル
2. 実験条件 (照射) 被覆管 0.5 mm 肉厚 W-26w/o Re 合金  
 被覆管表面最大温度 1260°C~1900°C  
 線出力 8~12 KW/m  
 使用炉 Battelle Research Reactor  
 Fission rates  $1.2 \times 10^{18} \sim 1.7 \times 10^{18}$  Fissions/cm<sup>2</sup>.sec  
 燃焼度 最大 3at%( $7 \times 10^{20}$  Fissions per cm<sup>3</sup>)
3. 目的 照射実験により, ボイド移動及びスウェリングのメカニズムとスウェリ  
 ング量を解明する。J.N.Mate 38(1971)26~34 に引きつづ  
 き, 今回の実験を進めた。
4. 結果 (a) 燃料の酸化物は, それぞれの温度領域において, 焼結が進み空孔が消滅,  
 高密度化が進行し, 粒径が生長しその温度での最大粒径に達する。  
 (b) 核分裂生成ガス気泡 (バブル) が, 漸次形成され, 酸化物燃料がスウェ  
 リングを開始する。このスウェリング現象により燃料は拘束力 (酸化物  
 と被覆管) に打ち勝って, 外方向への歪を発生させる。  
 (c) 核分裂生成ガス気泡 (バブル) の成長は, 粒界等, 成長の条件が満ちて  
 いる領域では速くなる。成長したバブルは 2 つがオーバーラップしたり,  
 拘束力にうちかって移動を始めるバブルもある。  
 (d) 粒界におけるバブルの重複・オーバーラップは, 潜伏時間 (incubation  
 period) 遅滞時間 (delay time) を必要とし, これらは時間, 温度,  
 燃焼度に依存している。  
 (e) 粒界でのバブルの重複・オーバーラップ現象は, 粒界の各場所で発生しネ  
 ットワーク状を示す。このネットワークを通してガスは外表面に放出さ  
 れる。  
 (f) 粒界に配列した多数のボイドの重複・オーバーラップは, 大きいレンズ状  
 ボイドの中で蒸発凝固移動により柱状晶粒の成長を引き起こす。  
 これらの大きなレンズ状ボイドの動きが組織変化 "restructuring"  
 に寄与する。  
 最終的にはボイドが粒界を取りかこむ様にネットワーク状にならんでい  
 たのが, 径方向配列となる。  
 (g) 核分裂生成ガスの生成, バブルの成長が柱状晶粒内でくりかえされる。

ある大きさまでバブルが成長すると、これらのバブルは、動くに十分なエネルギーを得て移動する。バブルの長距離移動は柱状晶粒内においてみられる。(中心方向への移動)

この様なポイド移動で組織は、高密度化される。又核分裂ガスが掃き出され核分裂生成物もプルトニウム原子も掃き出される。

- コメント
- スウェリングの動的メカニズムについて、詳細にわたり考察している。(研究者はスウェリングの解明実験を長期間、照射によって続けている人である。)従来のスウェリングに対する設計的取りあつかい方である $2\% \Delta V/V$ 等の標示は燃料の密度、照射温度により変化する。またこの論文の中では、炉内焼結、バブルの成長、レンズ状ポイドとガス放出経路柱状晶粒成長(組織変化)等についても考察している。
- 高密度化現象(Densification)とも一部関連している。

Swelling



The total fission gas swelling versus subgrain size at 1200°C for several depletions.

燃料母相のスウェリング (Matrix Swelling)

$$\left(\frac{\Delta V}{V}\right) = \frac{5m'RT}{8\gamma} \left[ \frac{m'RT\lambda^4 D_s \tau}{r} \right]^{1/5}$$

- R ; ボルツマン定数
- T ; 絶対温度
- λ ; バブルの最近接距離
- r ; 表面張力
- D<sub>s</sub> ; 表面拡散距離
- m ; ガス原子濃度
- τ ; ガス原子滞在の平均時間

燃料の結晶粒界スウェリング (Grain Boundary Swelling)

$$\left(\frac{\Delta V}{V}\right)^* = \frac{5m^*RT}{8\gamma} \left[ \frac{4m^*kT\lambda^4 D_s \tau}{r} \right]$$

$$m^* = [m + 0.3 \Phi_f t(2\lambda)] / 2\lambda$$

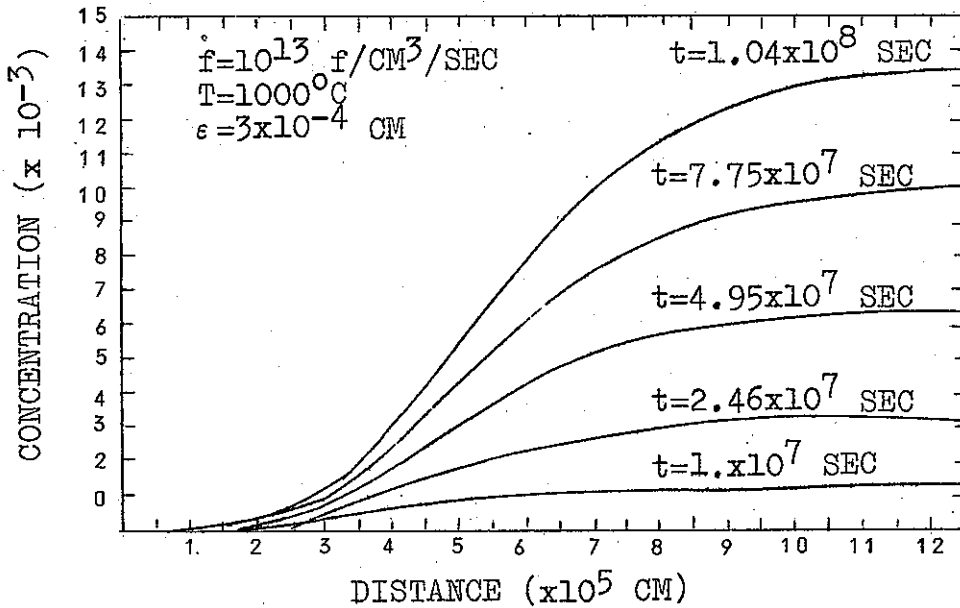


Fig. 1. Fission gas concentration versus distance from grain boundary for several different times. The low concentration values near the origin are due to the fact that at low concentrations coefficient is very large.

目的 過去のスウェリングのモデルを改良し、修正を加えて新しいモデルを仮定した。

又  $UO_2$  の照射済燃料，再照射燃料の電顕観察結果によりモデルの計算結果を確めた。

実験 ① 照射済燃料 ( $UO_2$ ) の炉外焼鈍 (温度約  $1000^\circ C$ ，数時間) 透過電顕，レプリカ等によって FP が析出して成長したバブルを観察。

② 再照射により析出したバブルを核分裂破片によって再溶解させる。

再照射条件 温度  $\approx 100^\circ C$  照射量  $10^{19}$  fissions/cm<sup>2</sup>

③ 透過電顕，レプリカ等を利用してボイド観察をする。

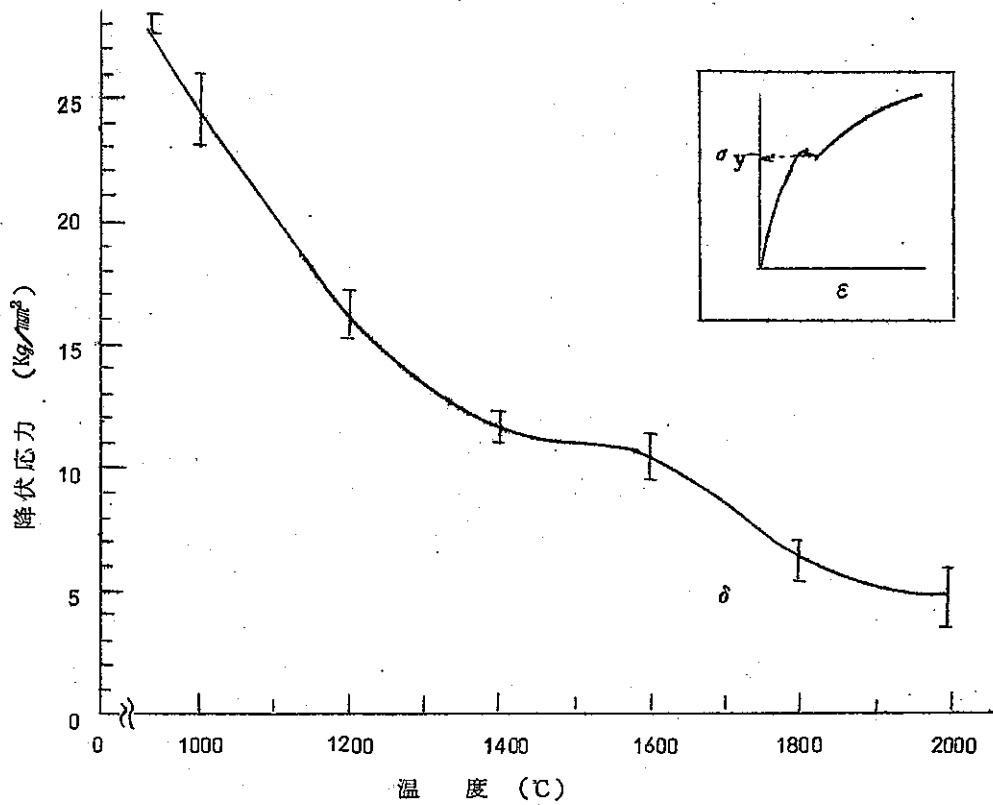
結果 照射済燃料は，焼鈍によって核分裂ガスを燃料マトリックスへ析出してバブル分布を示す。(バブル径  $100 \text{ \AA}$ ) バブルの析出している燃料を再照射すると，小さなバブルは核分裂，破片が通りぬける時に再溶解して消滅する。

その後は過飽和な状態から析出しバブルへと成長し次の再溶解までバブルは存在する。

コメント スウェリングのモデルとメカニズムを粒界，マトリックスと分類している。照射燃料を焼鈍再照射して再溶解 (re-resolution) の実験観察をしている

温度範囲を広げてモデルの信頼性を確立し，ボイドの移動を考慮すればモデルとして望ましいものになる。

Yield Strength of Fuel



UO<sub>2</sub> の降伏応力値の温度依存性

資料 : UO<sub>2</sub> O/U = 2.010

密度 94.4% T·D

結晶粒 約 17 μ

方法・圧縮法 900~2000°C

試験雰囲気 真空, ひずみ速度 0.1/min

装置 インストロン型材料試験機

## Fracture Strength of Fuel

624

Journal of The American Ceramic Society—Solomon

Vol. 55, No. 12

Table II. Results of Fracture Tests

Batch	wt % U	Avg density (% theor.)	Avg grain size* ( $\mu\text{m}$ )	Test media and type†	Avg fracture stress $\pm 1$ std deviation	No. of tests	Comments‡
38	0.22	94.2		AIR-N	9,650 $\pm$ 420	3	300- $\mu\text{m}$ porous regions (nondeflocculated)‡
39	0.22	96.2	6	AIR-W,N	10,110 $\pm$ 770	3	
51	0.22	96.6	15	{ AIR-N OIL-W }	10,650 $\pm$ 1530	11	≈500 ppm Fe‡
70	0.22	96.4	18	{ AIR-N OIL-W }	10,420 $\pm$ 500	4	<50 ppm Fe, 100-300- $\mu\text{m}$ particles‡
79	0.22	97.7	20	AIR-N	9,790 $\pm$ 1200	14	Surface particles‡
81	0.22	95.5	6	AIR-N	10,900 $\pm$ 2200	5	
81	0.22	97.3	23	AIR-N	11,360 $\pm$ 1060	3	
79	0.22	97.0	20	AIR-N	13,610 $\pm$ 750	4	Vacuum sintered (1750°C/30 min); no surface particles‡
81	0.22	95.6		AIR-N	12,940 $\pm$ 680	4	Vacuum sintered (1800°C/30 min); no surface particles; free U metal‡
44	1.82			AIR-N	13,550 $\pm$ 1100	3	≈500 ppm Fe; <50- $\mu\text{m}$ particles‡
49	1.82	96.0	21	AIR-N	13,120 $\pm$ 775	2	
50	1.82	96.1	22	{ AIR-N OIL-W AIR-F }	14,690 $\pm$ 1300	5	
84	10	95.3	6.7	AIR-N	12,960 $\pm$ 1400	14	Vacuum sintered (1700°-1800°C/30-75 min); <50 $\mu\text{m}$ particles; free U metal‡
71	20	92.1	15.2	AIR-N	9,640 $\pm$ 1000	3	<50 ppm Fe; 100-300- $\mu\text{m}$ particles‡
72	20	91.7	15.2	OIL-W	10,050 $\pm$ 1870	4	
73	20	96.2	15.4	AIR-N,W	7,930 $\pm$ 900	4	
74	20	95.4	15.5	AIR-N,F	8,490 $\pm$ 530	8	
77	20	94.7		AIR-N,F	8,560 $\pm$ 1300	8	
82	20	94.5		AIR-N	12,130 $\pm$ 760	8	
83	20	94.5		AIR-N	12,610 $\pm$ 730	9	Vacuum sintered (1800°C/30 min); <50- $\mu\text{m}$ particles; free U metal‡

\*Grain sizes are avg line intercept multiplied by 1.56 (Ref. 9).

†N=needle, F=feeler-gage, and W=whole-spring fracture tests.

‡All specimens sintered in H<sub>2</sub> at 1800°C for 30 min unless otherwise noted.

§Ball-milled with porcelain balls and steel rolls.

¶Ball-milled with porcelain balls and chrome-plated rolling mill.

|||Ball-milled for 4 h with chrome-plated balls and chrome-plated rolling mill.

試料 UO<sub>2</sub>

密度 95~97% T. D

結晶粒 5~25  $\mu$ 

方法 試験温度 常温

不純物添加 Al, Ca, Cl, Cu, Fe, K, Mg, Na, Ni, P, S, Si, Zn

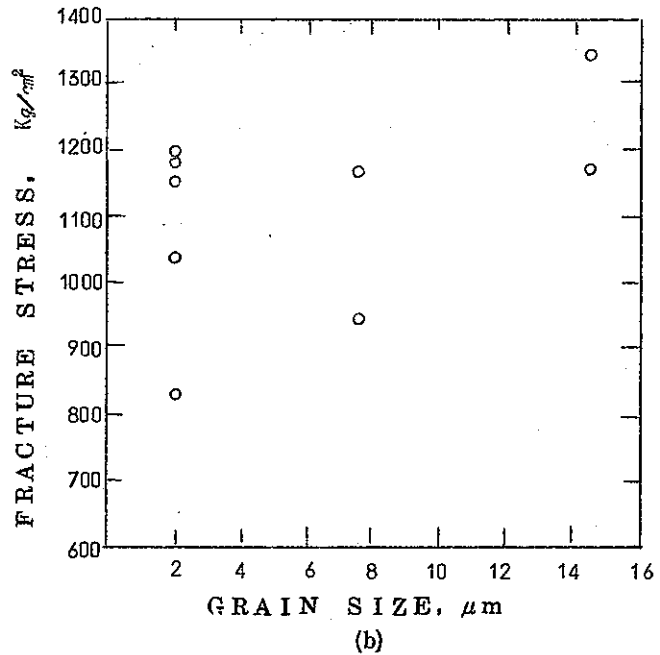
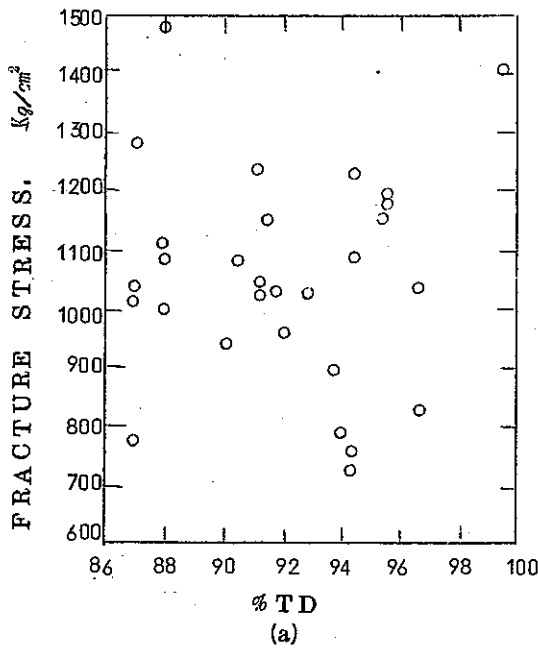
スプリングによる加圧, 重りによる加圧, Pb shotによる加圧法

A.A.SOLOMON : Influence of Impurity Particles on the Fracture of UO<sub>2</sub>. J. Am. Cera. Soc. 55 (1972) 3

## Fractre Strength of Fuel

(4)

$$\sigma_F (\text{Kg/cm}^2) = 531 + 0.365T (\text{C})$$



Effect of (a) Porsity and (b) Grain Size on Brittle-fracture Strength of  $\text{UO}_2$ -20 wt %  $\text{PuO}_2$  at 1000 °C and a Strain Rate of  $0.1 \text{ hr}^{-1}$ .

試料  $\text{UO}_2$  - 20 wt %  $\text{PuO}_2$

密度 87~97% T·D

結晶粒 2~15  $\mu$

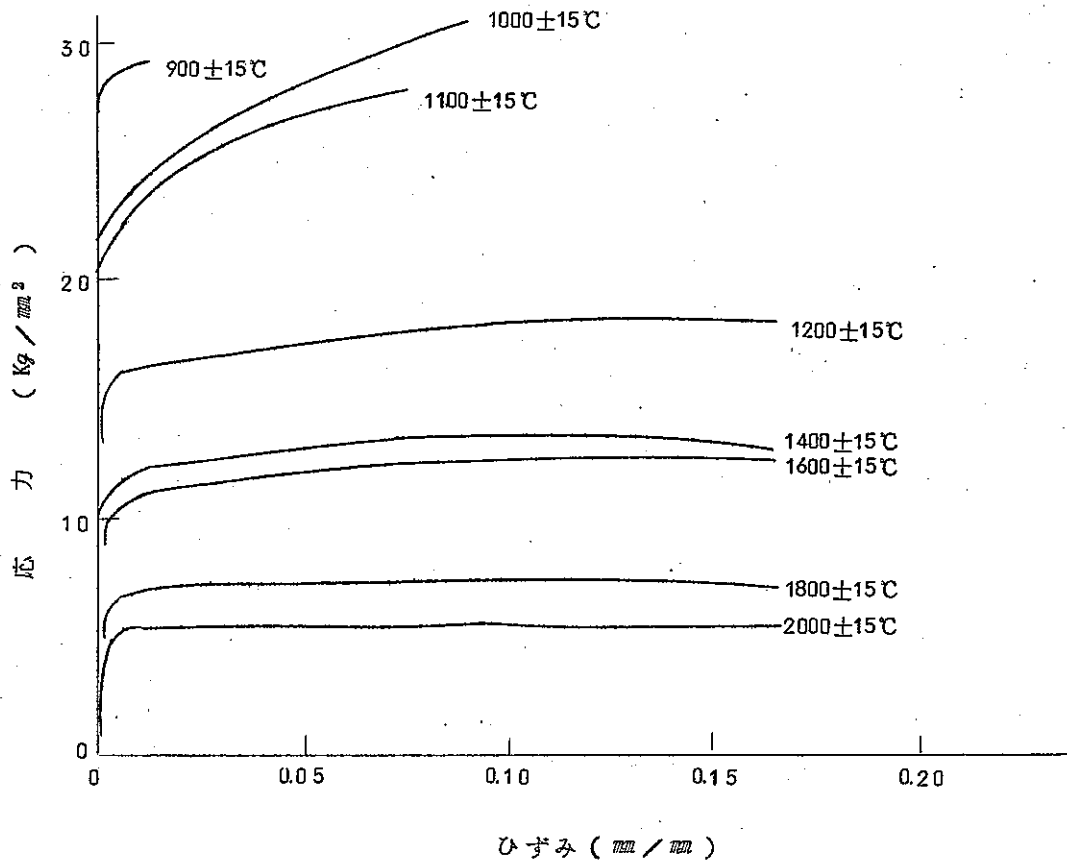
方法 4点まげ法

試験温度 1000~1300°C

コメント 荷重を応力に換算する方法として、弾性体として扱っているので正確さに乏しい。しかし  $\text{UO}_2$  -  $\text{PuO}_2$  として唯一のデータである。

データ（破壊値）にはかなりのバラツキがあり、方法および測定上やむをえないようである。

Stress-strain curve of Fuel



UO<sub>2.01</sub> ペレットの真の応力-ひずみ曲線

- 試料 UO<sub>2</sub> <sup>O</sup>/<sub>U</sub> = 2.010  
 密度 9.44% T·D  
 結晶粒 約 17 μ
- 方法 圧縮法 900~2000°C  
 試験雰囲気 真空 ひずみ速度 0.1/min  
 装置 インストロン型材料試験機
- コメント 2000°C以上では Strain hardening exponent は非常に小さくなると思われる。



Proportional limit of Fuel

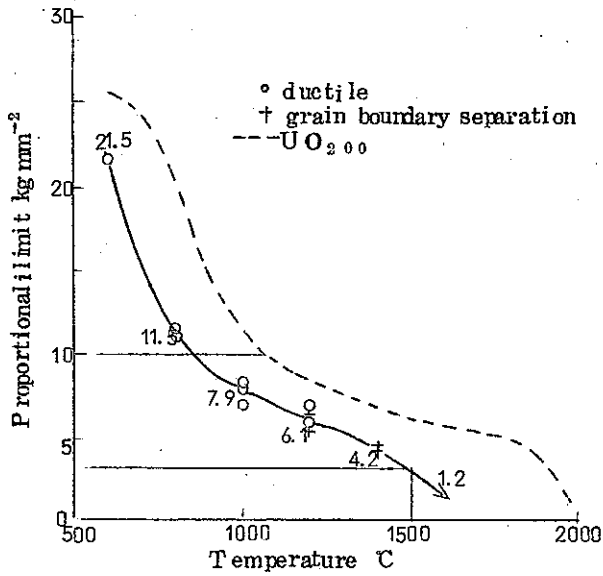


Fig. 1 Temperature dependence of the Proportional limit of  $UO_{2.02}$

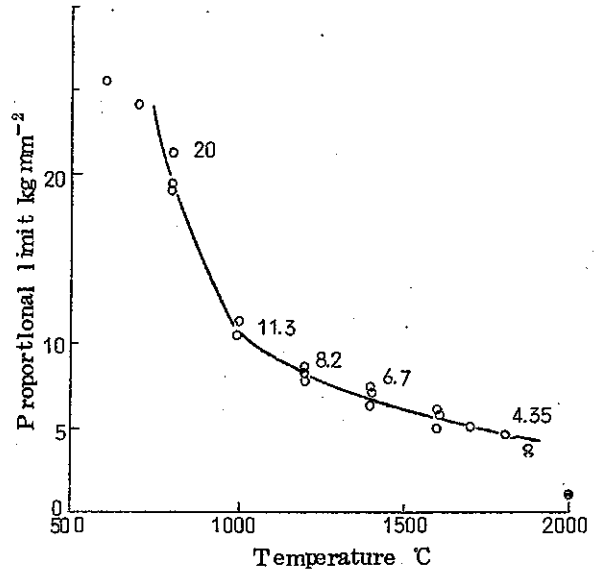
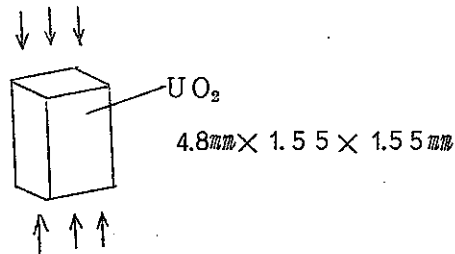


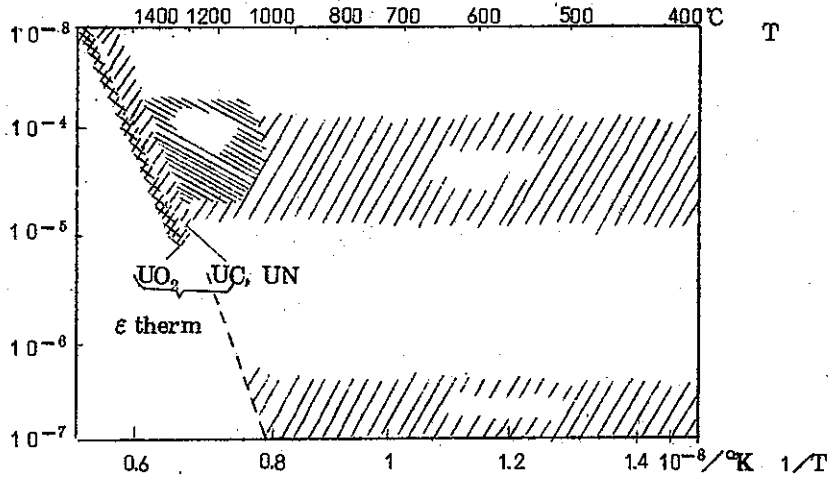
Fig. 2 Temperature dependence of the Proportional limit of  $UO_{2.00}$

試料  $UO_2$   
 o/v 2,001, 2,02  
 密度 97% T·D  
 結晶粒  $18.6 \mu$  dia  
 試験方法 圧縮法 RT~2000°C  
 試験雰囲気 真空, ひずみ速度 0.02/min  
 コメント 弾性限は約2000°Cまであり, これより高い温度では粘性状態と考えられる。

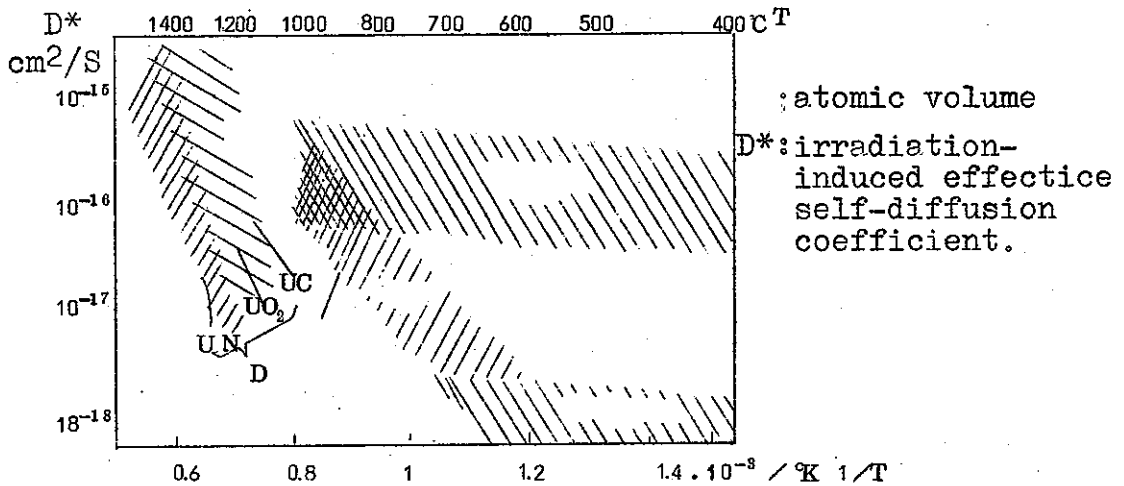


J. F. Byron: yield and flow of Polycrystalline Uranium Dioxide • J. Nucl Mat 27 (1968) 48-53

Creep of Fuel



Creep rate in  $UO_2$  (partly also  $UN, UC$ ) under irradiation at a fission rate of  $2.5 \times 10^{14}$  f/cm<sup>3</sup>·s and a stress of 2 kgf/mm<sup>2</sup>.



Effective uranium self-diffusion coefficient in  $UO_2$  (partly also  $UN, UC$ ) under irradiation at a fission rate of  $2.5 \times 10^{14}$  f/cm<sup>3</sup>·s.

炉内データー

試料  $UO_2$

試験温度 400 ~ 1400°C

中性子  $1 \times 10^{13} \sim 2 \times 10^{14}$  (f/cm<sup>3</sup>·s)

応力範囲 2 kgf/mm<sup>2</sup>

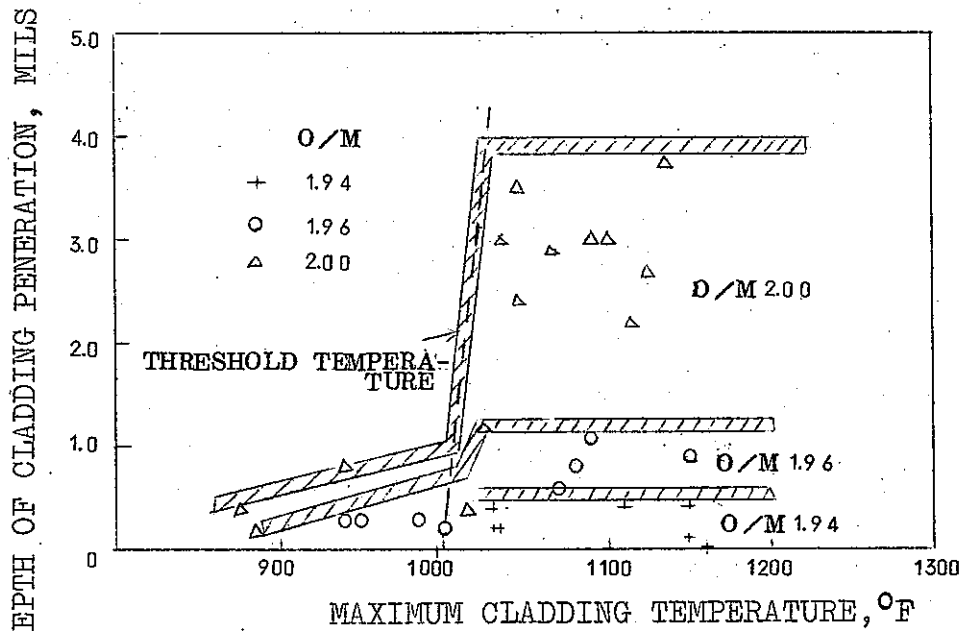
(\*  $\dot{\epsilon}_{irrad} = 6 \times 10^{-6} \sim 8 \times 10^{-5}$  /h)

1 kgf/mm<sup>2</sup> = 1420 psi

$$\dot{\epsilon}_I = (1.5 \times 10^9 \text{ cm}^{-2}) \times \frac{\Omega \sigma}{kT} D^*$$

( $\dot{\epsilon}_I$ : Neutron enhanced creep)

Interaction between Fuel and cladding



Depth of cladding attack with variations in initial fuel O/M and cladding inside surface temperature.

- 1 試料 混合酸化物 (U-Pu)O<sub>2</sub>  
O/M : 1.94, 1.96, 2.00
- 2 実験内容 原子炉 ETR, MTR  
燃焼度 68,000~133,000 MWd/MTM  
被覆管内表面温度 875 °F (468 °F) ~ 1160 °F (627 °C)
- 3 目的 被覆管 (SUS316) ・混合酸化物の両立性 (Compatibility) を調べる。特に高燃焼度における被覆管内表面の F. P 及び反応の侵食深さを明らかにする。
- 4 結果
  - 数居温度 (1000 °F : 537.5 °C) 侵食深さは温度依存性が大きい。
  - 混合酸化物燃料の O/M が侵食深さに大きな影響を与える。
  - 被覆材 (SUS316) の粒界内へ Mo, Cs, I は侵入している。粒界の Cr, Ni, Fe は減少している。

コメント 実験結果からは、被覆管温度、燃料の O/M が大きな因子である。  
FP 元素は、各種あるが被覆管へのアタックの著しい元素は Cs, I, Mo である。  
特に粒界が優先的に侵食されることが問題である。

Trans—Ameri. Nucl. Soc., 14:175 (1971) Effect of O/M on Irradiated Mixed—Oxide Stainless—Steel Compatibility J. W. Weber, E. O. Tensen



燃料，被覆材相互反応に及ぼす因子

1. 被覆材成分
2. 燃料の O/M
3. 燃料中の不純物量
4. 被覆材加工度
5. 被覆管に働く作用応力

コメント 被覆材と燃料の相互作用に及ぼす因子は上に整理したことに加えて温度，酸素ポテンシャル，燃料密度が大きな因子になっている。燃料の密度が低いと熱伝導度が低いために燃料温度が上昇する。従って大きな温度勾配が燃料内に生じて各種元素の蒸発移動が起りやすい。又低密度であるために燃料内のポイドは連らなっていると考えられる。(Gas permeabilityが大)従って低密度燃料の被覆材内面には高密度燃料に比較して多量のFP(Cs等)が付着して，侵食が著るしいと報告されている。

Trans—Ameri—Nucl—Soc. , 14:1972

Fuel—Clad Reactions in Irradiated Mixed Fuels, C. E. Johnson, C. E. Crouthamel

Fuel—Clad Reactions Observed in Stainless—Steel—Clad Mixed—Oxide Fuel Pin Irradiation, K. J. Perry, G. F. Melde, R. N. Duncan

## Interaction between Fuel and Cladding

- (1) 目的；SUS316のNaによる腐食を調べる。
- (2) 方法；ループをつかって、ループの中心をHeaterで加熱しその外側をTest Sectionとしテストリングをはめこみ、ここをNaが約10~20 ft/secで流れ、340~360 hr 加熱したもの。この時の温度はFig-2のようにNaの流れ方向に変動させている。
- (3) 結果；テストリングの重量 loss はNaおよび表面温度の変化に沿って変化している。  
(Fig-2)  
Metal表面のCarbidはCr, Niの先行する移動に関連している。Carbideの型はX Rayによって $M_{23}O_6$ があった。  
SUS304の温度・時間と粒界などについてTable-1に示す。  
計算による反応速度と実験値をFig-3, 4に示す。またNaの流速、温度と腐食速度の関係をTable-2に示す。
- (4) コメント；Corrosion Rateは特に温度と流速に依存するようである。  
・ Na中の $O_2$ 量は $<10$  ppmであればほとんど問題にならない。

TABLE 1  
GRAIN BOUNDARY GROOVES ON TYPE 304 STAINLESS  
STEEL

Temperature (°F)	Time of Exposure (hours)	Groove width ( $\mu$ )	Solubility (w ppm)
1250	247	0.8	$2.1 \times 10^{-8}$
1250	387	1.5	$7.1 \times 10^{-8}$
1250	589	2.4	$1.9 \times 10^{-8}$
1250	1117	1.8	$4.2 \times 10^{-8}$

TABLE 2  
 COMPARISON OF PRESENT CORROSION RATE DATA WITH THE  
 RESULTS OF OTHER INVESTIGATIONS

Temperature (°F)	Velocity (ft/sec)	Material (SS)	Oxygen Content (ppm)	Corrosion Rate (mils/yr)	Source
1266	20.5	316	<5	0.72	Present
1307	22	304	4	0.5	Ref. 4
1300	17	316	<10	0.29	Ref. 5
1200	25	316	<5	0.15	Ref. 6

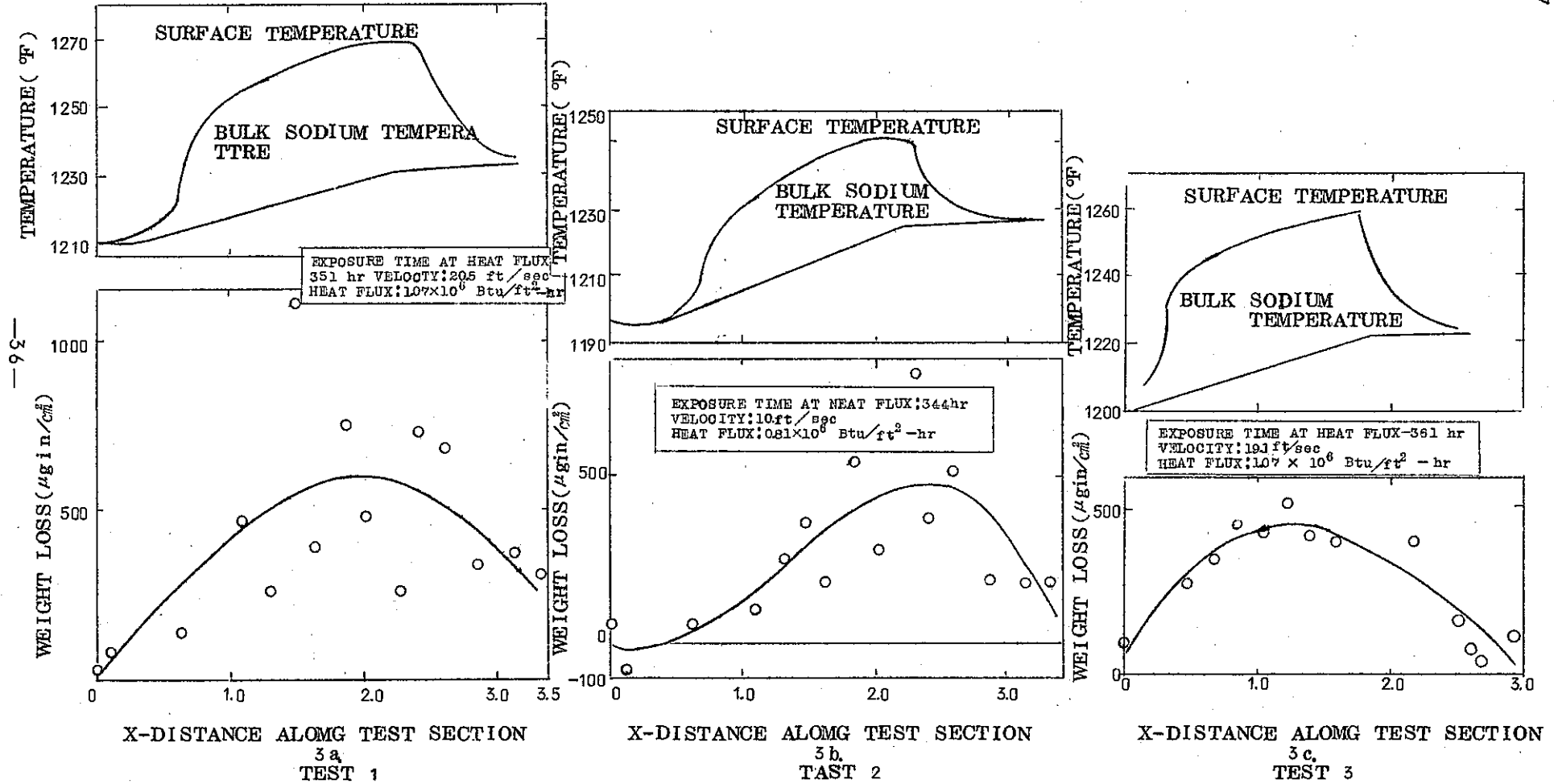


Figure 2. Local Variation of Temperature and Weight Loss Along Test Section



CORROSION OF TYPE 316 STAINLESS STEEL

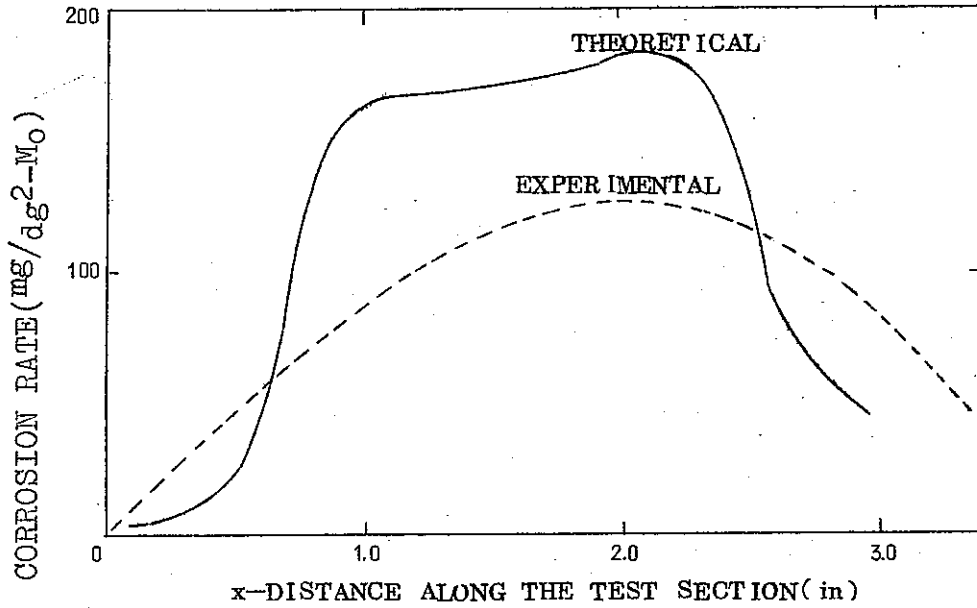


Figure 3. Comparison of Theoretical and Experimental Corrosion Rates for Test 1

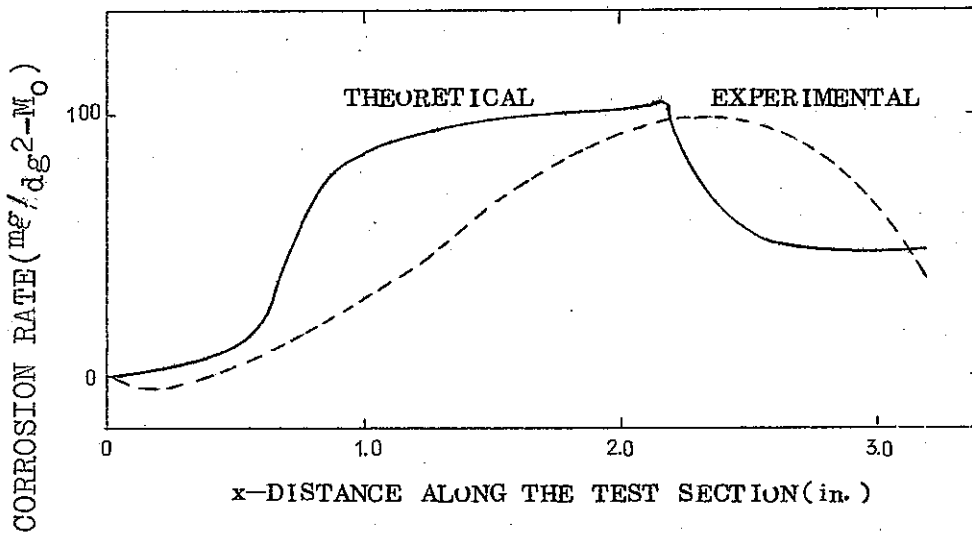


Figure 4. Comparison of Theoretical and Experimental Corrosion Rates for Test 2

K-69-0240 Proc. Symp. Corrosion. Liquid Metals Philadelphia 33~39 (1970)

Corrosion of Type 316 stainless steel with surface heat flux in 1200 °F flowing sodium.

N. A. Rackwell corporation

Interaction between Fuel and Cladding

目的：高速炉中での照射試験で  $(U+Pu)O_{2+x}$  と SUS Type の cladding 間の反応を調べている。

結果：Cladding と Fuel  $(U+Pu)O_{2+x}$  の両立性問題は 5 万 MWD/T で反応域を見出している。

① Fuel-Cladding 反応の Evidence

- 金相実験では Fuel と接する Cladding 内面にみられた。
- Cladding の Chemical attack は Fuel の結晶粒界に  $200\mu$  の深さまで表われている。
- 分析は EMX, XRay, 金相試験で行なっている。

②  $(U, Pu)O_{2+x}$  と Steel の両立性試験

$(U, Pu)O_{2+x}$  に対して X18M, O/M の +X は雰囲気中で加熱コントロールしコンスタントにした。X18M Steel はあらかじめ chromium carbides の急激に増加するため  $700^{\circ}C$  で焼鈍した。

③ Te の影響

SUS カプセルの中で加熱, Te の蒸発と液体 (下部) で反応が起こる。 $(900\sim 1000^{\circ}C)$  Steel 中に Te, Cr, Mn が急増し, Cr は部分的に増加している。この Cr は  $Cr_{23}O_6$  の化学形態である。

EMX で下記のようにまとめている。

Theta phase

$$Te = 74.6 \pm 1 \text{ w/o}$$

$$Cr = 19.0 \pm 0.3 \text{ w/o}$$

$$Mn = 6.1 \pm 1 \text{ w/o}$$

Steel (オーステナイトの matrix に沿って析出)

$$Fe = 70 \pm 1 \text{ w/o}$$

$$Cr = 13 \pm 0.5 \text{ w/o}$$

$$Ni = 15.2 \pm 0.5 \text{ w/o}$$

$$Mo = 2.2 \pm 0.5 \text{ w/o}$$

$$Mn = 0$$

Steel outside (拡散域)

$$Fe = 66.2 \pm 1 \text{ w/o}$$

$$Cr = 17 \pm 0.5 \text{ w/o}$$

$$Ni = 13.5 \pm 0.5 \text{ w/o}$$

$$Mo = 2.2 \pm 0.5 \text{ w/o}$$

$$\text{Mn} = 1.7 \pm 0.5 \text{ w/o}$$

④ Ba の影響

Ba はあまり影響がない。

⑤ Cs, I の影響

- Cs は Fuel の周囲と cladding, また燃料の内部の Fe, Cr に沢山沈着している。
- Cs, I は Cs と  $\text{I}_2$  (Cr, Fe),  $\text{I}_3$  (Cr, Fe) の Volatile の形であり, これらは F, P と cladding の反応によって形態づけられる。
- I, Cr, Fe の多くは Fuel の hot spot の中に表われる。
- Cs と I によって Fe, Cr の移動がみられる。
- Cs と I によって Steel の粒界腐食が起きている。

結 論

- ① Volatile F, P (I, Cs, Te) は Fuel-cladding 間の反応に特に影響する。
- ② これは化学量論の変化, 温度勾配, 熱サイクル, cladding の温度, 照射における拡散加速度などに大きく影響する。

コメント

- PNC における両立性試験を F, P (I, Cs, Fe) の重要視は基本的に一致している。
- 金相試験, 熱力学 Data は原本を参照のこと。

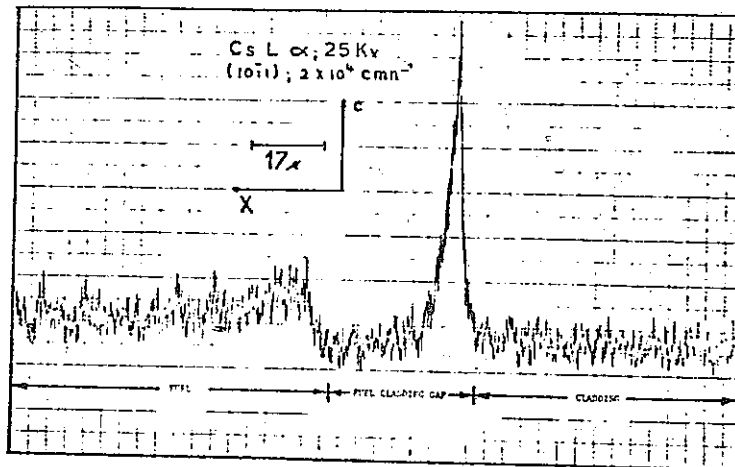


Fig. 3. Radial Distribution of Cesium in a  $(U,Pu)O_{2+x}$  Fuel Element. Stainless steel has been taken to a burnup of 43,000 MWd/T.

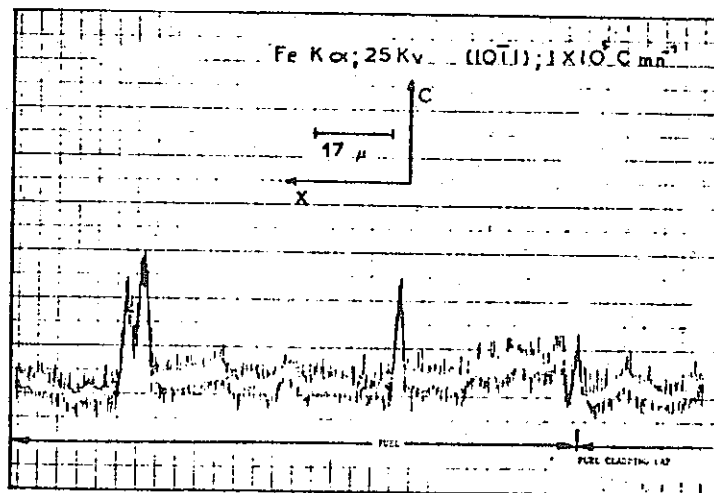


Fig. 4. Radial Distribution of Iron in a  $(U,Pu)O_{2+x}$  Fuel Element. Stainless steel has been taken to a burnup of 43,000 MWd/T.

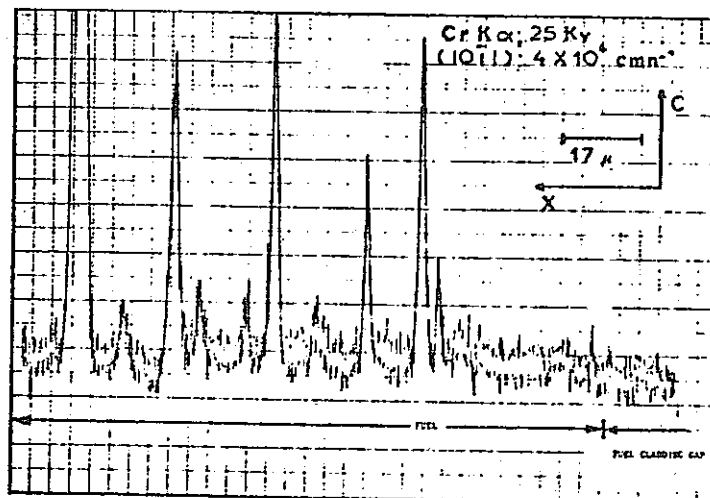


Fig. 5. Radial Distribution of Chromium in a  $(U,Pu)O_{2+x}$  Fuel Element. Stainless steel has been taken to a burnup of 43,000 MWd/T.

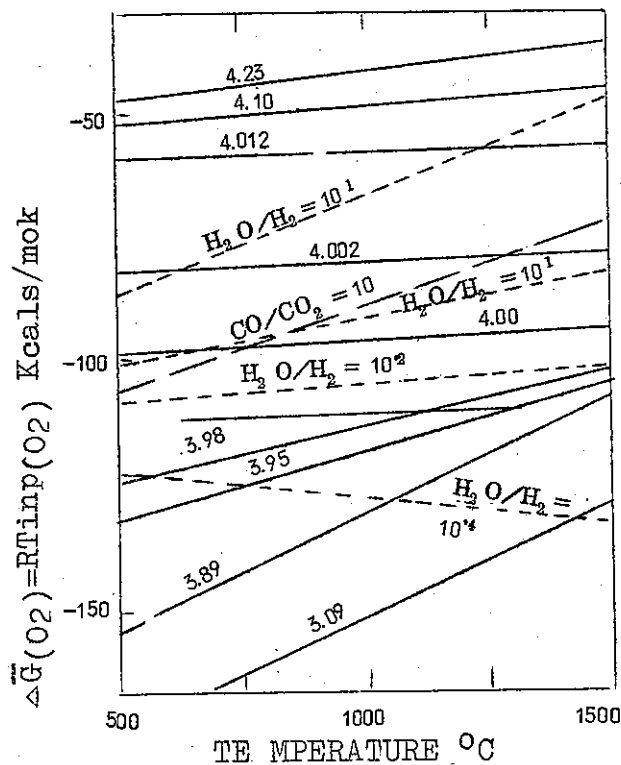


Fig 6. Free Energy of the  $(U,Pu)O_{2+x}$  Solid Solution as a Function of Stoichiometry and Temperature Compared to that of Stainless Steel. We see that the hyperstoichiometric oxides are very much less stable than the hypostoichiometric oxides and that their free energy is greater than that of stainless steel. The numbers shown on the right of the solid line represent the valence of uranium in the hyperstoichiometric region and the valence of plutonium in the hypostoichiometric region.

ANL-TRANS-904

REACTIONS BETWEEN CLADDING (STAINLESS STEEL) AND FUEL (MIXED OXIDE  $(U,Pu)O_{2+x}$ ) DURING IRRADIATION IN FAST REACTORS

Translated from French by Dennis O'Boyle December 1971

Interaction between Fuel and Cladding

目的：前項と同様の目的である。

フランスでの照射した燃料における F, P の挙動と化学状態に関する研究を ANL でまとめたもの。

試験方法：金相試験, XMA, Guidelines, Thermodynamic Data と Kinetics

結果：① 金相試験

- oxide-steel 内面に反応域が表われている。
- Steel, Fuel, steel side がはっきりしており、ダークグリーン域は燃料の周囲をつらぬいて結晶粒界域にみられる。

コメント；これらの反応は BU, 照射速度で生ずると考えている。

② XMA

- 彼らは次の成分を測定している。  
SUS ; Fe, Ni, Cr  
F, P ; Te, Cs, Ba, Pd, Mo,  
Fuel ; U, Pu
- 図の b 域は U, Pu, Fe, Cr, Ni, Cs を測定している。
- 図の c 域は U, Pu, Cs, Cr を測定している。
- U, Pu の濃度は a から c に変化する。
- Cr は c 域の 100 $\mu$  深さまで達している。

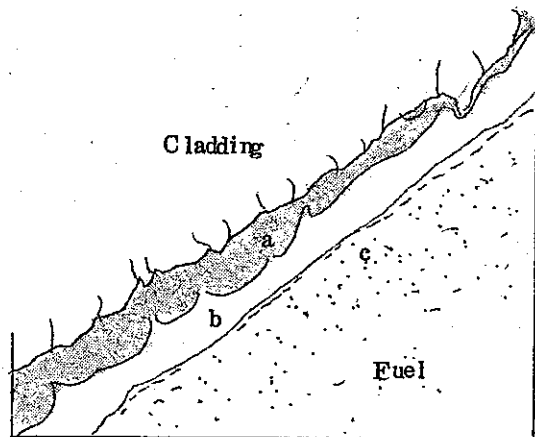


Fig-1

③ Guide lines

- a 域は蒸発性 F, P または Te, IO<sub>3</sub>, I<sub>2</sub>, Mo による steel の脱 Cr 化が起っている。
- b 域は (U, Pu)O<sub>2</sub> + x と a 域の "dechromed" SS の反応で (Cr, Fe)<sub>2</sub>O<sub>3</sub> になる。
- c 域は Cs (U-Pu) の酸化物との反応, ferrite-Cs (U, Pu) の酸化物との反応, (U, Pu)O<sub>2</sub> ± x で構成している。

④ Reactor での cladding-oxide の反応に及ぼす Factor

- B, U が進むと O/M 比が増加し, また温度勾配で "酸素の再分布" が生じ, 低温側の cladding-Fuel では O/M 比が大きくなり, cladding-Fuel の反応が仕易くなる。
- 速中性子の照射下では (FeCr)<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の拡散速度が大きくなり, "ferrite

Layer の生長を容易にある。

○ ある F. P は脱 Cr 化を起し耐酸化を減少する。

⑤ 各々の F. P の果す役割もここで述べている。

試料 304 stainless steel (1050°C solution treat) Cs, CsO

ANL-TRANS-926

REACTION AT THE INTERFACE OF CLADDING (STAINLESS-STEEL) AND FUEL (MIXED OXIDE  $(U, Pu)O_2 \pm x$ ) IN FUEL ELEMENTS IRRADIATED BY FAST NEUTRONS

実験条件 両試料を contact させ、7.4 mm OD by 6.4 mm ID by 6.4 mm L のカプセルに入れ、さらにこれを quartz tube に入れる。

加熱温度 600°C, 690°C

加熱後、腐食の程度を金相試験で測定

結果 金属 Cs と被覆管との反応は 690°C まで観測できなかった。しかし、 $Cs_2O$  と反応は著しく、反応層の深さの対数を縦軸に、反応時間の対数を横軸にとると、その勾配が 1 であった。(図参照) また、粒界の反応物として、 $Cs_2CrO_4$  が X 線回折で確認できた腐食は、Cs の粒界拡散ではなく、Cr の酸化  $\rightarrow$  Cr 酸化物の反応  $\rightarrow$  Cr, Cr 複合酸化物生成の機構で生じ、その活性化エネルギーは約 19 kcal/md であった。

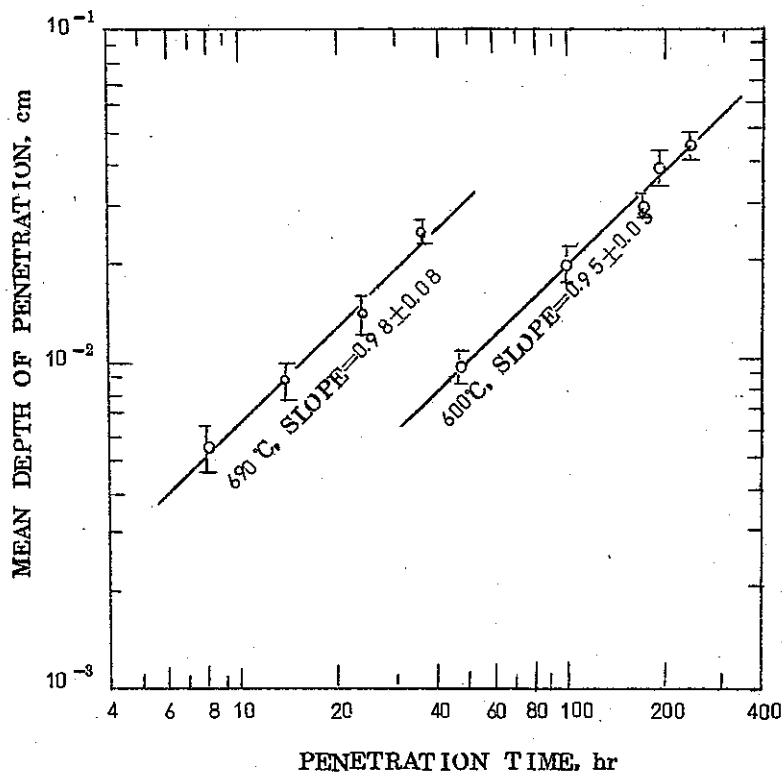


Fig. 1. Intergranular penetration of type-304 stainless steel by cesium oxide as a function of time at 600 and 690°C

文 献 P. S. MAIYA and D. E. Busch  
 J. Nucl. Mat. 44 (1972) 96