



JP0350072

JAERI-Tech
2003-008



NSRR実験における燃料破損時の破壊力発生に及ぼす
混合酸化物燃料富化度の影響の検討

2003年3月

中村 仁一・杉山 智之・中村 武彦・金沢 徹・笹島 栄夫

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合せは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費領布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2003

編集兼発行 日本原子力研究所

NSRR 実験における燃料破損時の破壊力発生に及ぼす
混合酸化物燃料富化度の影響の検討

日本原子力研究所東海研究所安全性試験研究センター原子炉安全工学部
中村 仁一・杉山 智之・中村 武彦・金沢 徹・笹島 栄夫

(2003 年 1 月 24 日受理)

原研・原子炉安全性研究炉(NSRR)を用いた反応度事故の模擬実験において、将来のプルサーマル利用に対応するため、プルトニウム富化度 12.8%までの混合酸化物(MOX)燃料の使用を計画している。この変更に伴うカプセルの安全設計への影響として試験燃料の破損時に発生する破壊力(衝撃圧力および水撃力)に及ぼす MOX 燃料の富化度の影響について検討した。

試験燃料の破損時に発生する衝撃圧力は、燃料被覆管破損時に内部の高圧ガスが解放されて生じるものである。燃料棒内外圧力差は初期圧、FP ガス放出量に依存するが、MOX 燃料の FP ガス放出は富化度に依存しないため、衝撃圧力は富化度の影響を受けないと結論された。また、微粒子化した燃料と冷却水の熱的相互作用で発生する水撃力については、微粒化した燃料粒子から冷却水への熱流束を、高富化度化による熱物性値の変化を考慮して解析評価した。その結果、 UO_2 燃料と同程度に微粒子化した MOX 燃料粒子から破壊力が発生する極短時間において放出される熱流束は、MOX 燃料は UO_2 燃料に比べてわずかに小さく、水撃力を増加させないものと判断された。

Influence of Plutonium Contents in MOX Fuel on Destructive Forces
at Fuel Failure in the NSRR Experiment

Jinichi NAKAMURA, Tomoyuki SUGIYAMA, Takehiko NAKAMURA,
Toru KANAZAWA and Hideo SASAJIMA

Department of Reactor Safety Research
Nuclear Safety Research Center
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received January 24, 2003)

In order to confirm safety margins of the Mixed Oxide (MOX) fuel use in LWRs, pulse irradiation tests are planned in the Nuclear Safety Research Reactor (NSRR) with the MOX fuel with plutonium content up to 12.8%. Impacts of the higher plutonium contents on safety of the reactivity-initiated-accident (RIA) tests are examined in terms of generation of destructive forces to threaten the integrity of test capsules.

Pressure pulses would be generated at fuel rod failure by releases of high pressure gases. The strength of the pressure pulses, therefore, depends on rod internal - external pressure difference, which is independent to plutonium content of the fuel. The other destructive forces, water hammer, would be generated by thermal interaction between fuel fragments and coolant water. Heat flux from the fragments to the water was calculated taking account of changes in thermal properties of MOX fuels at higher plutonium contents. The results showed that the heat transfer from the MOX fuel would be slightly smaller than that from UO₂ fuel fragments at similar size in a short period to cause the water hammer. Therefore, the destructive forces were not expected to increase in the new tests with higher plutonium content MOX fuels.

Keywords : NSRR, RIA, MOX, Plutonium Content, UO₂, Fuel Rod Failure, Destructive Forces, Pressure Impulse, Water Hammer, Coolant Temperature, Coolant Pressure,

目 次

1.	緒言	1
2.	反応度事故時の燃料破損により発生する破壊力	1
2.1	衝撃圧力	1
2.2	水撃力	2
2.3	まとめ	2
3.	混合酸化物燃料の熱物性に及ぼすプルトニウム富化度の影響	4
3.1	融点	4
3.2	比熱	5
3.3	熱伝導率	6
3.4	熱膨張係数	7
3.5	まとめ	8
4.	混合酸化物燃料の照射挙動に及ぼすプルトニウム富化度の影響	14
4.1	焼きしまりとスエリング	14
4.2	F Pガス放出	14
4.3	被覆管のクリープダウンと燃料棒の伸び	15
4.4	出力急昇特性	15
4.5	反応度事故時の挙動	15
4.6	まとめ	16
5.	破壊力発生に及ぼす燃料熱物性値の影響の検討	22
5.1	燃料粒子から冷却水への熱伝達	22
5.2	解析手法	23
5.3	解析条件	24
5.4	解析結果と考察	24
5.5	まとめ	25
6.	結論	30
	謝辞	30
	参考文献	31

Contents

1. Introduction	1
2. Destructive Force due to Fuel Failure during RIA	1
2.1 Pressure Impulse	1
2.2 Water Hammer	2
2.3 Summary	2
3. Influence of Plutonium Contents on Thermal Property of MOX Fuel	4
3.1 Melting Temperature	4
3.2 Specific Heat	5
3.3 Thermal Conductivity	6
3.4 Thermal Expansion Coefficient	7
3.5 Summary	8
4. Influence of Plutonium Contents on Irradiation Behavior of MOX Fuel	14
4.1 Densification and Swelling	14
4.2 Fission Gas Release	14
4.3 Cladding Creep Down and Fuel Rod Elongation	15
4.4 Power Ramping Test	15
4.5 Behavior during RIA	15
4.6 Summary	16
5. Influence of Fuel Thermal Properties on Destructive Force	22
5.1 Thermal Conductance from Fuel Particle to Coolant	22
5.2 Method of Analysis	23
5.3 Conditions of Analysis	24
5.4 Results of Analysis and Discussion	24
5.5 Summary	25
6. Conclusions	30
Acknowledgement	30
References	31

1. 緒 言

原研の原子炉安全性研究炉(NSRR: Nuclear Safety Research Reactor)では、軽水炉燃料の高燃焼度やプルサーマルの実用化に伴い、安全規制に必要なデータを取得するための試験計画を進めている。この計画では、 UO_2 燃料の高燃焼度化に対応して国内で先行的に照射された高燃焼度燃料などを用いたパルス照射試験を実施し、反応度事故時の燃料の破損しきい値や破損影響に関する安全審査の基礎となる知見を得ている[1, 2]。他方、混合酸化物(MOX: Mixed Oxide)燃料の挙動については、新型転換炉(ATR: Advanced Thermal Reactor)"ふげん"で照射された燃料を用い、MOX燃料の反応度事故時挙動に関する基礎的知見を得ている[3]。

これらの NSRR パルス照射試験では、短尺に加工した照射済燃料を室温・大気圧の水を満たしたステンレス製の照射カプセルに密封し、反応度事故を模擬した出力暴走条件に曝し、燃料の過渡挙動を調べている。この照射カプセルは試験燃料が破損した際に生じ得る破壊力[4]に耐え、放射性物質を密封する NSRR 試験を安全に実施する上で極めて重要な機能を有している。このため、照射カプセルは、過去に行われた類似の試験において発生した最も大きな破壊力に耐えるように強度設計がなされている。

今後、NSRR ではプルサーマルの実用化に対応して、従来の"ふげん"燃料の試験に比べて高いプルトニウム富化度の MOX 燃料の試験を行う予定である[5]。本報告書では、これを安全に行うため、プルトニウム富化度の変化が上記破壊力に及ぼす影響の技術的検討を行った。ここでは、従来の NSRR 未照射燃料試験での富化度の上限である 10%及び照射済燃料試験に対する上限である 5%を、プルサーマル燃料の上限である 12.8%に変更した場合の、物性値及び照射挙動に対する影響を文献等を基に調査し、これを基に破壊力の発生に及ぼす影響を考察した。

2. 反応度事故時の燃料破損により発生する破壊力

反応度事故模擬実験により燃料が破損する際、実験カプセルに対して機械的な力すなわち破壊力が作用する可能性がある。発生し得る破壊力は「衝撃圧力」及び「水撃力」の 2 種類である(Fig 2-1)。以下にそれぞれの発生メカニズムを示し、同一実験条件(冷却水、発熱量について)に対しプルトニウム富化度の増大が破壊力の大きさに影響を及ぼし得る点を指摘する。

2.1 衝撃圧力

衝撃圧力は冷却水中でインパルス状に発生する圧力波であり、その発生要因は、燃料破損時に起こる被覆管からの高圧ガス放出と考えられる。よって、発生する衝撃圧力の大きさは被覆管に亀裂が生じた時点での被覆管内外圧差に依存する。ここで、外圧(冷却水圧)はプルトニウム富化度とは無関係である。また、内圧を決定する要因のひとつである燃料製造時または再加工時の封入ガス圧もプルトニウム富化度とは独立したパラメータである。一方で、内圧を決定するもう一つの要因である燃料からの FP ガス放出量は、燃料の挙動そのものに依存する。よって、プルトニウム富化度の増大が

FP ガス放出挙動に影響を与える場合、衝撃圧力の大きさにも影響を与え得る。

圧力波は発生源から球面波として水中を伝播するため、圧力ピーク値は伝播とともに低下し、球面波の径がカプセル内径と等しくなった時点での圧力がカプセル胴部に作用すると想定される。一方、カプセル上下方向については圧力波面の面積が一定に保たれるため(カプセル内径が一定の場合)、圧力波は球面波の径がカプセル内径に等しくなった時点での圧力ピーク値を維持したまま平面波として上下方向に伝播する (Fig 2-1 (A))。

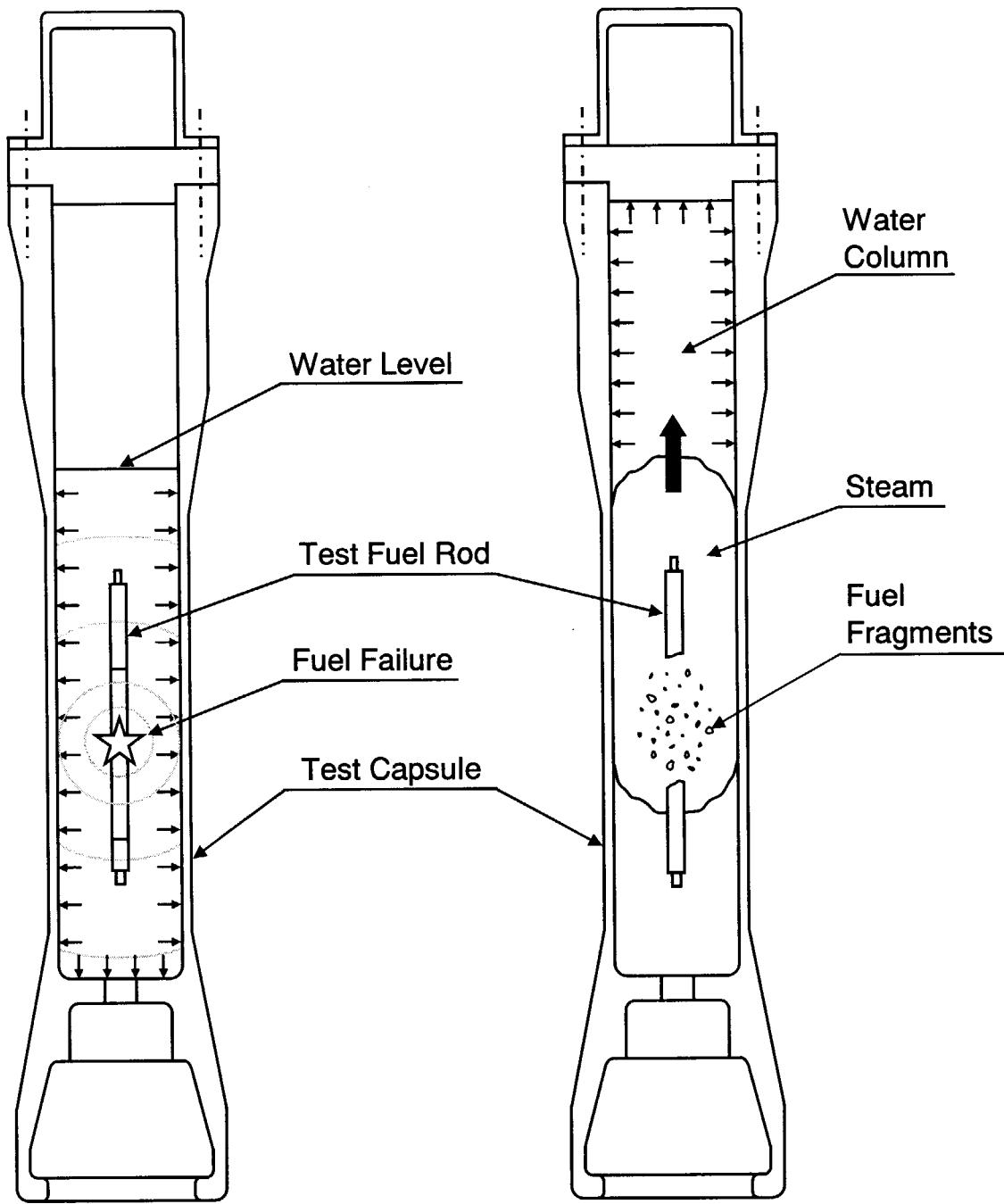
2.2 水撃力

冷却水中で急速なガス膨張が発生すると冷却水の一部(冷却水塊)が押し上げられ、それがカプセル蓋への衝突に至った場合、冷却水塊の運動エネルギーに応じた水撃力(ウォーターハンマ)が発生する (Fig 2-1 (B))。カプセル内で想定されるガス膨張は「被覆管からのガス放出」及び「燃料微粒子による蒸気発生」の 2 種類であるが、後者の寄与がより支配的であることがわかつてはいるため後者のみを考慮する[4]。

前節で述べたように、燃料破損時には被覆管に生じた亀裂から高圧ガスが放出されるが、このとき一部の燃料片が冷却水中に放出されると考えられる。定常照射を経た燃料は FP 蓄積により結晶粒界で分離し易い状態にあるため、燃料片は熱衝撃により容易に微粒子化される。反応度が終息する以前に燃料が破損した場合、冷却水中に放出された後も燃料粒子は発熱し続け、膜沸騰による蒸気発生を維持する。個々の燃料粒子回りでの蒸気発生は必ずしも爆発的ではないが、燃料が結晶粒サイズに微粒子化したことで総表面積が増大しているため、全体での蒸気発生量は冷却水塊に十分な運動エネルギーを与えるレベルに達する[4]。この過程において、水塊の運動エネルギーの大きさを決定する要因は、燃料放出量、微粒子化サイズ、燃料から冷却水への熱伝達率である。それぞれに対し、プルトニウム富化度は、FP ガス放出挙動、結晶粒サイズ、燃料比熱及び熱伝導率を通して影響を与え得る。

2.3 まとめ

反応度事故模擬実験における燃料破損時の破壊力発生メカニズムを説明し、プルトニウム富化度の増大により FP ガス放出挙動、結晶粒サイズ、比熱、熱伝導率が変化した場合に、発生する破壊力の大きさが影響されることを示した。



(A) Pressure Pulse

(B) Water Hammer

Fig. 2-1 Schematics of pressure pulses and water hammer forces generated in case of fuel failure in the NSRR tests

3. 混合酸化物燃料の熱物性に及ぼすプルトニウム富化度の影響

MOX 燃料は、 UO_2 粉に混合された PuO_2 粉のプルトニウム原子がウラン原子と置き換わる置換型固溶体を形成し、 UO_2 の結晶構造と同じ萤石 (CaF_2) 型構造(面心立方晶)となるため、その物性は、 UO_2 のそれと基本的に類似したものとなる。また、高燃焼度になっても UO_2 燃料と MOX 燃料の物性の差は基本的に小さい。

以下に、米国アイダホ国立工学研究所で開発された、軽水炉燃料物性値パッケージ MATPRO[6]に基づき、MOX 燃料の熱物性値に及ぼすプルトニウム富化度の影響について記述する。

3.1 融点

UO_2 と PuO_2 は、 CaF_2 型の面心立晶系であり、室温から融点まで相変態点が存在せず、両物質の混合比を変えた場合でも、両物質は完全に固溶しあい、全率固溶体を形成する。Fig.3-1 に、 UO_2 - PuO_2 系の状態図を示す。図に示されているように、液相線 (Liquidus) 及び固相線 (Solidus) は UO_2 の融点と PuO_2 の融点の間で連続的に変化しており、これらの相線に相変態は見られず、 UO_2 と PuO_2 の固溶体は熱的に安定である。

MATPRO では、固相線により融点を定義し、 PuO_2 濃度依存性を次のような相関式で表している。

$$T = 3113.15 - 5.41395C + 7.46839 \times 10^{-3}C^2 \quad (3.1)$$

ここで、

T : 燃料温度(K)

C : PuO_2 の割合 (重量%)

である。これによれば、 PuO_2 の割合が、0、10、15 及び 20%の場合の融点は、それぞれ次のように計算される。

0 % : 3,113 K

10 % : 3,060 K

15 % : 3,034 K

20 % : 3,008 K

融点に及ぼす燃焼度の効果についてはいくつかの報告がある。Christensen[7,8] は、燃焼度 10,000

MWd/tMあたり、 UO_2 の融点は32K低下すると報告している。Krankota[9]等は、50,000~85,000 MWd/tMまで燃焼したプルトニウム-ウラン混合酸化物では、融点は50~100K低下するとしている。また、最近Konno and Hirosawa[10]は、最大125,000 MWd/tMまで燃焼したプルトニウム-ウラン混合酸化物では、融点は燃焼度により約60K低下するとしている。

MATPROでは、最大の照射効果を与えるChristensenのデータを採用している。Fig.3-2は、 PuO_2 の濃度が、0, 10, 15及び20%のケースについてMATPROの融点の燃焼度依存性を示す。10,000MWd/tMでの PuO_2 濃度20%の燃料の融点は、新燃料に比べて約320K低下しており、Konno and Hirosawaのデータに比べてMATPROの式は、燃焼度による融点の低下を過大評価していることがわかる。

3.2 比熱

MATPROでは、 UO_2 及び PuO_2 の比熱はいずれも以下の式で評価される。

$$C_p = \frac{K_1 \theta^2 \exp(\theta/T)}{T^2 [\exp(\theta/T) - 1]^2} + K_2 T + \frac{Y K_3 E_D}{2 R T^2} \exp(-E_D/RT) \quad (3.2)$$

ここで、

C_p : 比熱 (J/kg·K)

T : 燃料温度(K)

Y : 酸素対金属比

R : ガス定数(8.3143 J/mol·K)

θ : Einstein 温度(K)

である。 UO_2 及び PuO_2 に対する K_1 、 K_2 、 K_3 、 θ 及び E_D の値は、以下のようなものを採用している。

定数	UO_2	PuO_2	
K_1	296.7	347.7	(J/kg·K)
K_2	2.43×10^{-2}	3.95×10^{-4}	(J/kg·K ²)
K_3	8.745×10^7	3.860×10^7	(J/kg)
θ	535.285	571.000	(K)
E_D	1.577×10^5	1.967×10^5	(J/Mol)

MOX 燃料については、以下のような相関式を用いる。

$$C_p = C_p(UO_2) \times (1-f) + C_p(PuO_2) \times f \quad (3.3)$$

ここで、 f は PuO_2 の重量割合である。Fig.3-3 は、 f が 0, 0.1, 0.15 及び 0.2 のそれぞれの場合について燃料温度の関数として比熱を示したものである。燃料温度が 2,000K 以上の領域に置いて、 PuO_2 混合の影響により比熱の低下がみられるが、顕著ではない。

3.3 熱伝導率

MATPRO における熱伝導率の相関式は以下のようなものである。

$$k = \frac{D}{1 + (6.5 - 0.00469T')(1 - D)} \times \frac{C_v}{(A + BT'') (1 + 3e_{th})} \\ + 5.2997 \times 10^{-3} T \left[\exp \frac{-13358}{T} \right] \left\{ 1 + 0.169 \left[\left(\frac{13358}{T} \right) + 2 \right]^2 \right\} \quad (3.4)$$

k : 熱伝導率(W/m·K)

D : 理論密度に対する割合(-)

C_v : 定容比熱に対するフォノンの寄与。 C_p 相関式の第 1 項。プルトニウムーウラン混合酸化物燃料の場合には、 UO_2 及び PuO_2 のそれぞれの重量割合の重み付平均値を用いる。

e_{th} : 熱膨張による線形歪。プルトニウムーウラン混合酸化燃料の場合には、 UO_2 及び PuO_2 のそれぞれの重量割合の重み付平均値を用いる。

T : 燃料温度(K)

T' : 1,364K 以下ならば燃料温度。

1,834K 以上ではポロシティ因子 $D(1+(6.5-0.00469T))$ を 1 とする。

1,364~1,834K では、ポロシティ因子を内挿により評価する。

T'' : 1,800K 以下では燃料温度。

2,300K 以上では、 T は 2,050K とする。

1,800~2,300K では内挿により評価する。

A : フォノンの平均値自由行程に対する点欠陥の寄与に比例する因子。

$0.339+12.6\times|2.0-0/M|$

B : フォノンの平均自由行程に対するフォノン-フォノン散乱の寄与に比例する因子。

$0.0687\times(1+0.6238\times PuO_2 \text{ の重量割合})$

である。

Fig.3-4 は、 PuO_2 の重量割合が 0、10、15 及び 20% の 4 ケースについて、熱伝導度を燃料温度の関数として示したものである。

MATPRO によると熱伝導率は PuO_2 の混合比が増すにつれて低下する傾向が見られるが、その程度は、燃料温度の全域にわたって極僅かなものである。

燃料挙動解析コード FRAPCON-3[11] による、 UO_2 燃料及び MOX 燃料 (PuO_2 の割合 : 10、15、20%) の熱伝導率の燃焼度依存性を Fig.3-5, Fig.3-8 に示す。 UO_2 及び MOX 燃料の熱伝導率は、燃焼度の増加にしたがい FP の蓄積や照射欠陥の蓄積により低下する傾向を示すが UO_2 と MOX 燃料の差は燃料温度全域にわたり小さい。

3.4 熱膨張係数

MATPRO による熱膨張係数の評価は、固体の場合、 UO_2 及び PuO_2 のいずれに対しても次式を用いる。

$$\frac{\Delta L}{L_0} = K_1 T + K_2 + K_3 \exp(-E_D / kT) \quad (3.5)$$

ここで、

$\Delta L/L_0$: 熱膨張による線形歪(・)

T : 燃料温度

k : ボルツマン定数($1.38 \times 10^{-23} \text{ J/K}$)

である。 UO_2 及び PuO_2 に対する定数、 K_1 、 K_2 、 K_3 及び E_D のは以下に示すとおりである。

定 数	UO_2		PuO_2
	K_1	0.1×10^{-5}	0.9×10^{-5} (K ⁻¹)
K_2		3.0×10^{-3}	2.7×10^{-3} (・)
K_3		4.0×10^{-2}	7.0×10^{-2} (・)
E_D		6.9×10^{-20}	7.0×10^{-20} (J)

MOX 燃料の場合には、 UO_2 及び PuO_2 のそれぞれの重量割合の重み付平均値を用いる。完全に溶融した燃料に対しては、次のような相関式を用いる。

$$\frac{\Delta L}{L_0} = \frac{\Delta L}{L_0}(T_m) + 0.043 + 3.6 \times 10^{-5} [T - (T_m + \Delta T_m)] \quad (3.6)$$

ここで、

- $\Delta L/L_0(T_m)$: $T=T_m$ として評価した固体の熱膨張関数
 T_m : 燃料の融点(K)
 ΔT_m : 液相温度 - 固相温度(K) (Fig.3-1 の状態図参照)

である。

Fig.3-9 は、PuO₂の重量割合が 0、10、15 及び 20%のケースについて、熱膨張係数を燃料温度の関数として示したものである。熱膨張係数は、融点の若干の低下による寄与を除けば、PuO₂の混合による影響を殆ど受けないことがわかる。すなわち、低富化度の MOX 燃料では、熱膨張は PuO₂の周囲にある UO₂の熱膨張によって殆ど決定されてしまう。

3.5. まとめ

以上述べてきたように、PuO₂は UO₂と置換型固溶体、しかも全率固溶体を形成し、相変態を示さず両者がそもそも性質の類似したものであるため、MOX 燃料の熱物性値はプルトニウム富化度の増加に応じて徐々に変化するものの、急激な変化は示さない。プルトニウム富化度 20%までの MOX 燃料では、融点が最大約 100K、比熱は約 2000K を超える領域で最大約 10%、熱伝導率が最大約 5% の変化を示すものの、UO₂燃料の熱物性値から大きくは異ならない。これらの結果から、MOX 燃料の通常運転時や事故時挙動については、UO₂燃料の挙動と大きくは変わらず、その違いはこれら物性の影響を考慮して UO₂燃料の挙動から類推可能であることが予想される。なお、原子力安全委員会専門部会報告「発電用軽水炉施設に用いられる混合酸化物燃料について」[12]においても、プルトニウム富化度約 13%までの MOX 燃料の特性は UO₂燃料と大きな差が無いことが確認されている。

4 章では、実際の照射試験によって得られた知見の比較により MOX 燃料の特性は UO₂燃料の照射挙動の類似性を確認する。

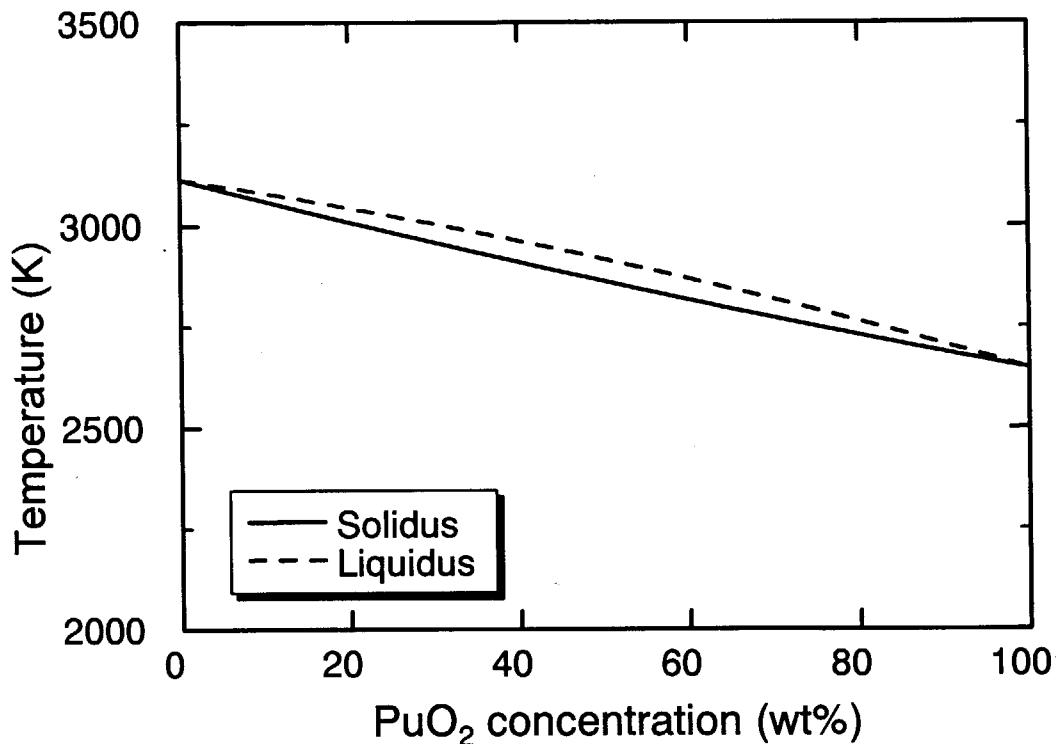


Fig.3-1 Phase diagram of $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$ system

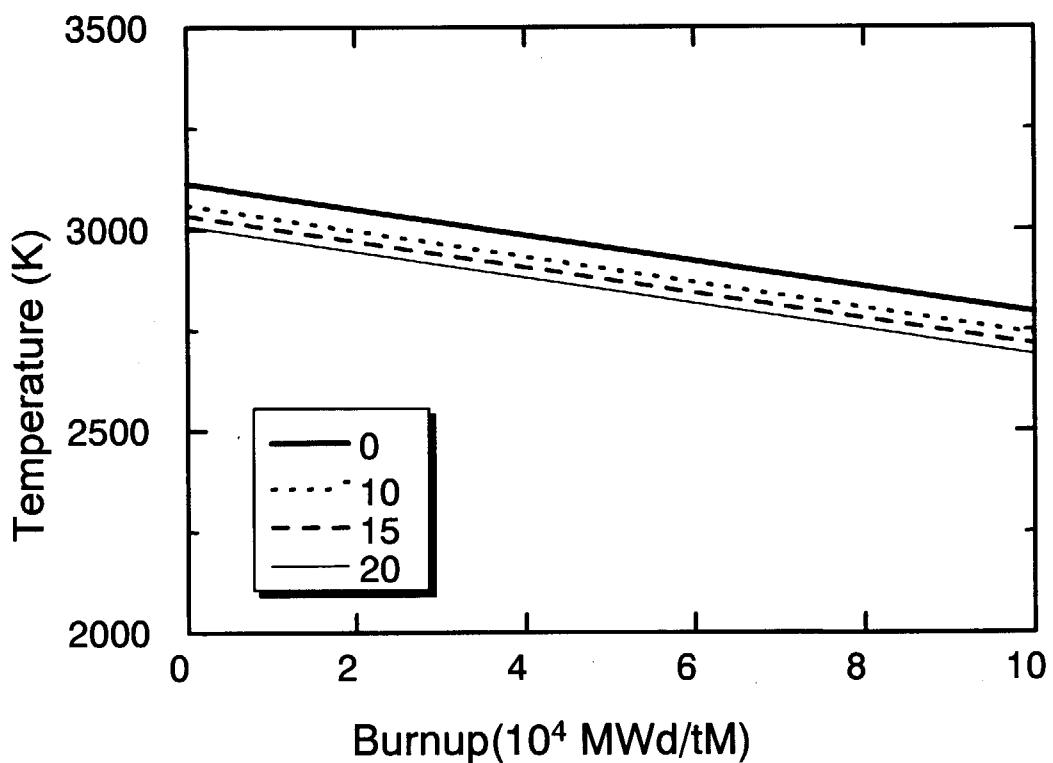


Fig.3-2 Burnup dependence of melting temperature with Pu concentration change. (PuO_2 :0,10,15,20wt%)

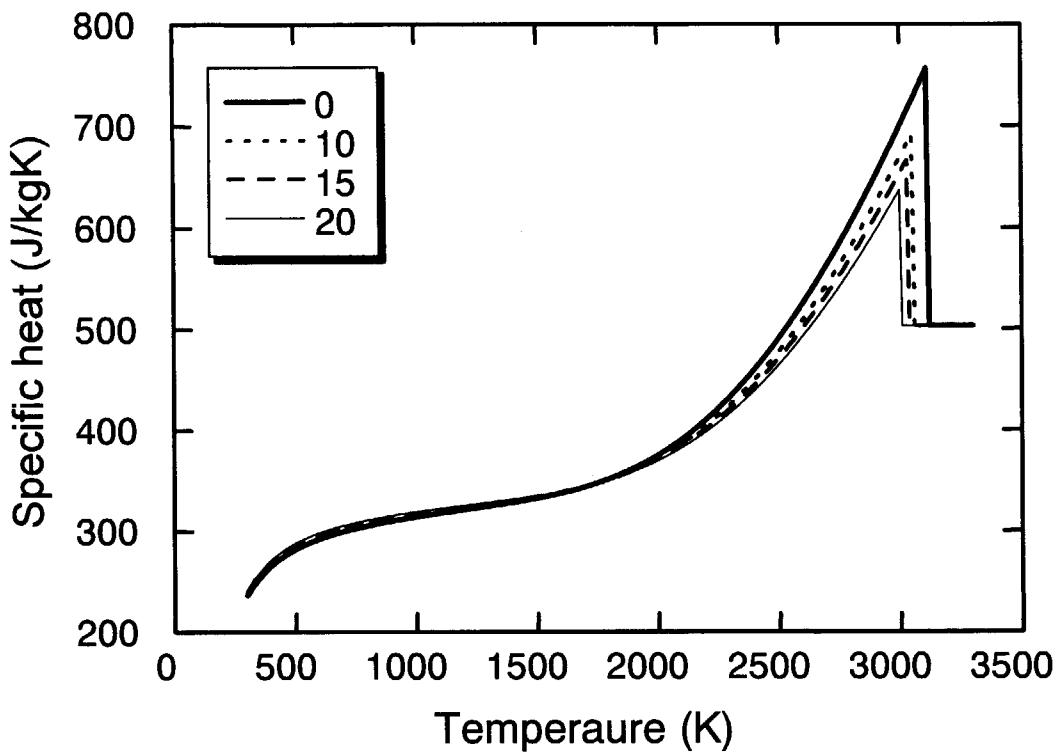


Fig.3-3 Change of specific heat with Pu concentration. (PuO₂:0,10,15,20wt%)

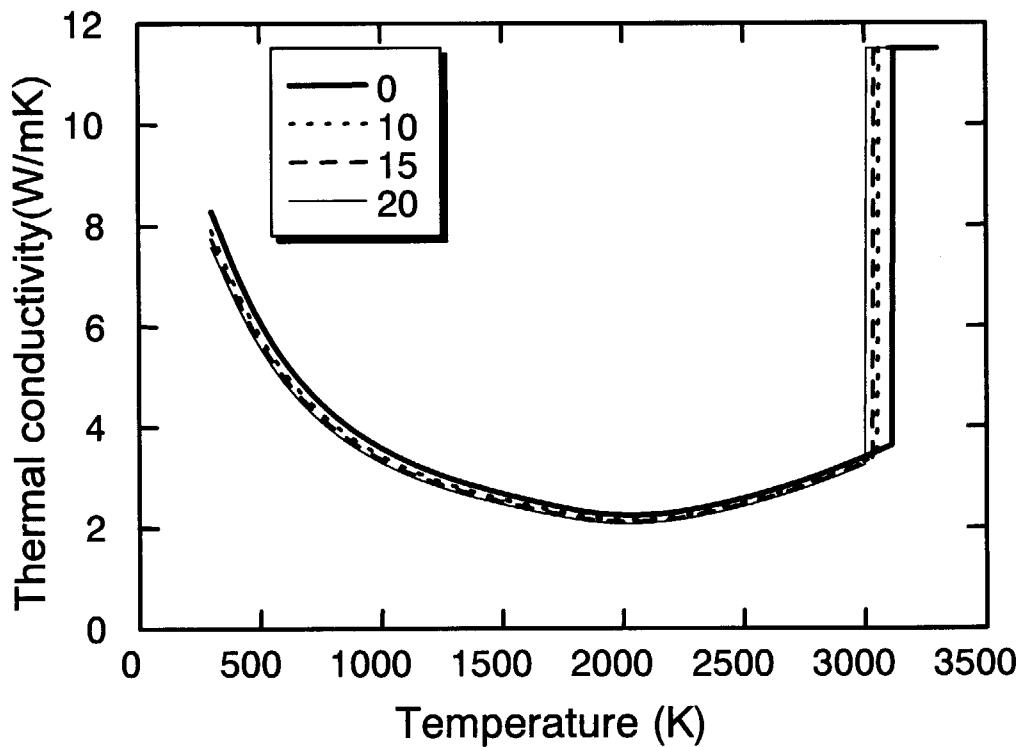


Fig.3-4 Temperature dependence of thermal conductivity with Pu concentration change. (PuO₂:0,10,15,20wt%)

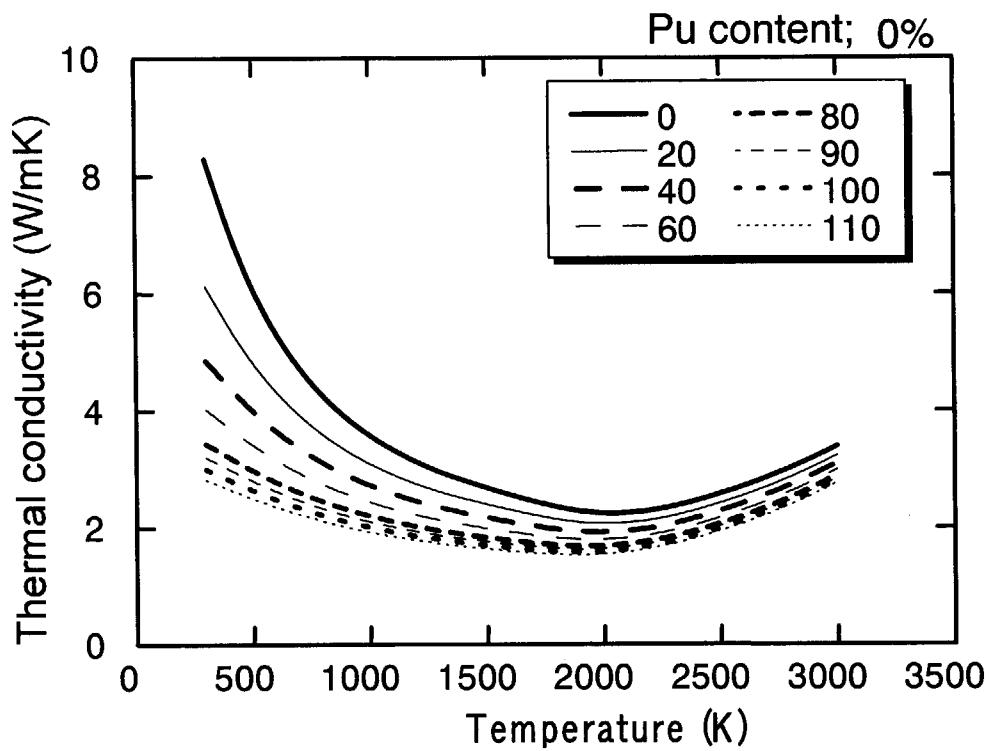


Fig.3-5 Thermal conductivity change of UO_2 with burnup.
($\text{PuO}_2:0\%$, burnup:0-110GWd/t)

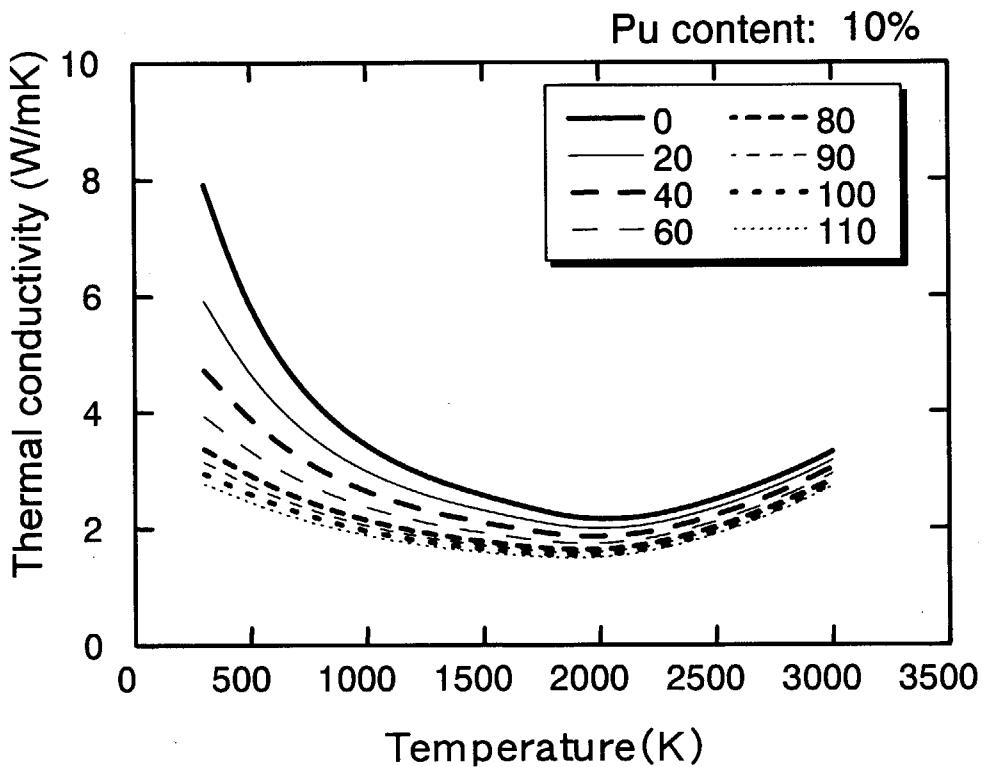


Fig.3-6 Thermal conductivity change of MOX with burnup.
($\text{PuO}_2:10\%$, burnup:0-110GWd/tM)

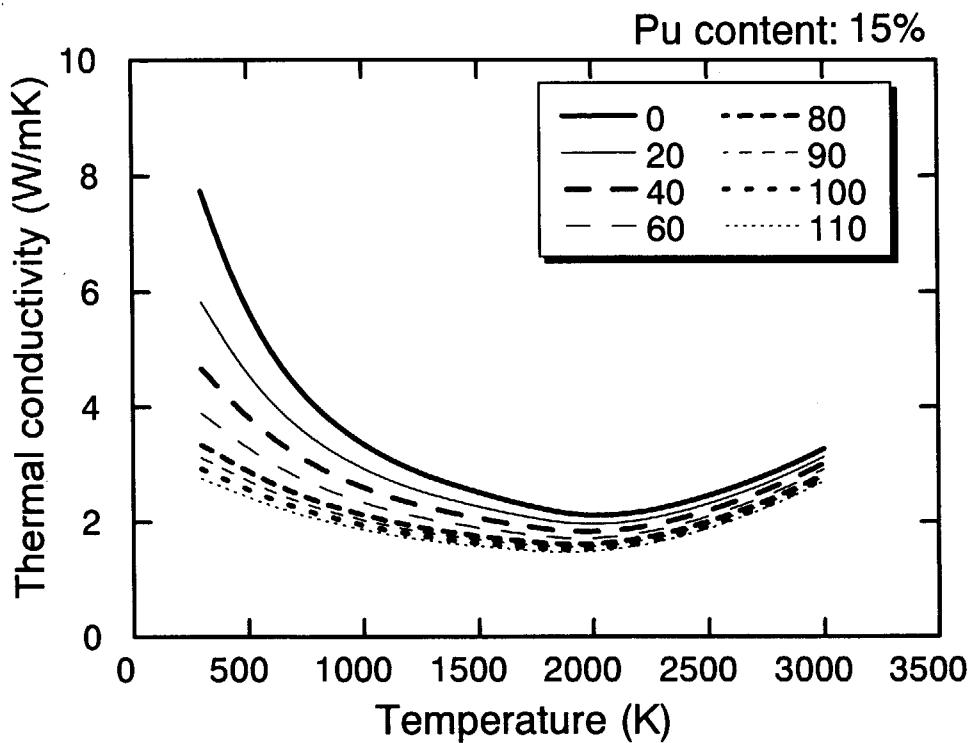


Fig.3.7 Thermal conductivity change of MOX with burnup.
(PuO₂:15%, burnup:0-110GWd/tM))

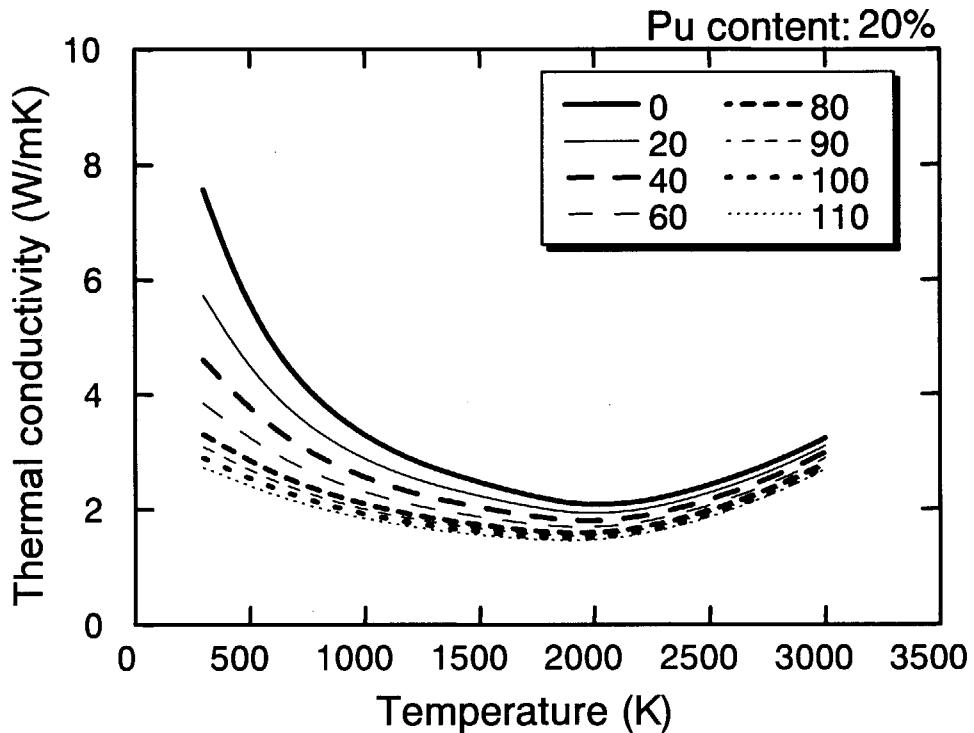


Fig.3.8 Thermal conductivity change of MOX with burnup.
(PuO₂:20%, burnup:0-110GWd/tM))

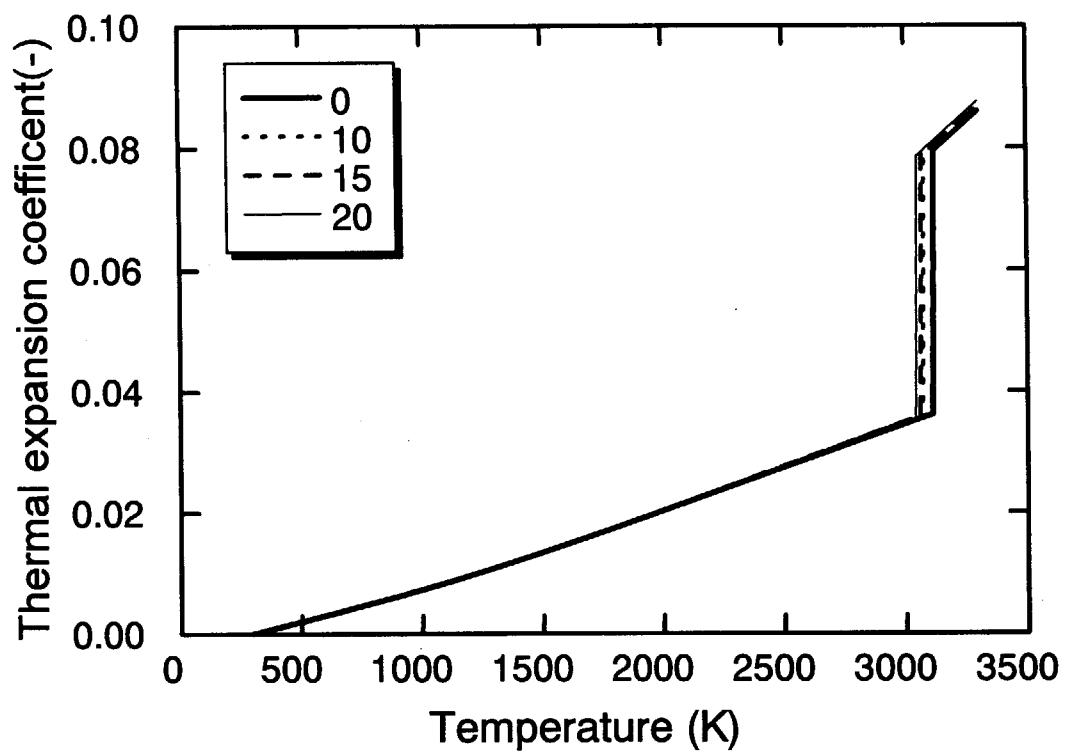


Fig.3-9 Thermal expansion of MOX with Pu concentration.
(PuO₂:0,10,15,20wt%)

4. 混合酸化物燃料の照射挙動に及ぼすプルトニウム富化度の影響

4.1 焼きしまりとスエリング

焼きしまりは、中性子照射や核分裂片によって、製造時にマトリックス内に形成された微小な気孔が拡散・消滅する現象である。また、スエリングは、固体及び液体状の FP による体積膨張であり、酸化ウラン燃料とプルトニウム-ウラン混合酸化物燃料の間で差がある可能性がある。しかし、Fig.4-1 に一例を示すように[13]、実際の照射結果からは、特にプルトニウム-ウラン混合酸化物燃料故の特異な差は認められていない。

4.2 FP ガス放出

プルトニウム-ウラン混合酸化物燃料ではプルトニウムスポットが存在するため局所的に燃焼度が高くなり、FP ガス放出が UO_2 燃料に比べて高い傾向にあった。しかし、最近のプルトニウム-ウラン混合酸化物燃料ではプルトニウムスポットの径が小さくなっていること、FP ガス放出特性が改良されている。

Fig.4-2[14]は、プルトニウム-ウラン混合酸化物燃料と酸化ウラン燃料（いずれも、PWR 型燃料）に対する FP ガス放出率の燃焼度依存性を示したものである。この図から、両燃料における FP ガス放出挙動がほぼ同様であることがわかる。Fig.4-3[15]は、BWR で照射した酸化ウラン燃料における FP ガス放出を、燃焼度に対して示したものである。FP ガス放出率は燃焼度とともに増加し、プルトニウム-ウラン混合酸化物燃料と酸化ウラン燃料との大きな差はないことがわかる。Fig.4-4[16]は、核燃料サイクル機構（旧動燃事業団）がハルデン炉において行った BWR 型のプルトニウム-ウラン混合酸化物燃料照射試験での FP ガス放出率と 10GWd/t 以上の燃焼度での最高線出力との関係を示している。これらの結果から、同等の出力及び温度条件で照射された場合、MOX 燃料の FP ガス放出は UO_2 燃料と殆ど差が無く、9%程度までの範囲で Pu 富化度に依存しないことが明らかとなっている。富化度の比較的小さい MOX 燃料ペレット体積の大部分を占めるマトリックスは UO_2 もしくは若干の Pu が均一に分散した固溶体である。また、燃料の結晶粒径は、焼結温度や焼結雰囲気等の焼結条件に強く依存し、MOX 燃料の場合、プルトニウム富化度に直接依存しない。このため、MOX 燃料であってもマトリックス中の FP ガスの拡散は、 UO_2 の燃料と殆ど差がないため、FP ガス放出挙動は基本的に変わらないためと考えられる。MOX 燃料の物性は Pu 富化度に応じて徐々に変化するものであり急激には変化しないため、富化度 13%であってもほぼ同等の FP ガス放出挙動であるものと考えられる。ちなみに、原子力安全委員会専門部会報告「発電用軽水炉施設に用いられる混合酸化物燃料について」においても、プルトニウム富化度約 13%までの MOX 燃料の特性、挙動はウラン燃料と大きな差が無いものと判断されている[12]。Fig.4-5[13]は同様の比較を PWR 型燃料について行ったものであり、Fig.4-4 と同様の結果となっている。また、Pu スポットの PuO_2 濃度が 15wt%と 30wt%の 2 種類のペレットを用いてほぼ同じ条件で照射し、Pu スポットからの FP ガス放

出を調べた実験[17]では、ペレット外周部におけるPuスポットからの放出率については、両者ほぼ同等であった。このことから、FPガス放出はPu濃度の不均一にあまり依存しないと報告している。

4.3 被覆管のクリープダウンと燃料棒の伸び

PWRにおける被覆管の外圧によるクリープダウンと燃料棒の伸び挙動は、いずれも照射中の燃料ペレットと被覆管の相互作用の影響を受ける。プルトニウムーウラン混合酸化物燃料ペレットのクリープ速度は、酸化ウラン燃料ペレットのそれよりも大きいことが知られており、その差が出ることが予想される。しかしながら、Fig.4-6[18]及びFig.4-7[19]にそれぞれ示すように、実際の照射結果は両燃料における被覆管のクリープダウン及び燃料棒伸び挙動が概ね等しいことを示している。

4.4 出力急昇特性

Fig.4-8[20]とFig.4-9[21]は、PWR型及びBWR型のプルトニウムーウラン混合酸化物燃料と酸化ウラン燃料における出力急昇試験の結果を比較したものである。図は、プルトニウムーウラン混合酸化物燃料の出力急昇破損しきい値が酸化ウラン燃料のしきい値よりも大きいことを示している。これは、主として両燃料におけるクリープ速度の違いによるものと推定されている。

4.5 反応度事故時の挙動

これまでに、米国のSPERT実験計画及び原研のNSRR実験計画において実施された富化度10%までの未照射MOX燃料実験により、初期破損のしきい値及びその機構が未照射UO₂燃料実験の結果より得られたものとほぼ一致するという知見が得られている[22,23]。これは、反応度事故時の破損機構が、4.4で述べた出力急昇時の破損機構（被覆管とペレットの相互作用）とは異なり、被覆管の溶融に起因するものであり、両燃料における熱的物性が類似しているためと推定される。

照射済MOX燃料のNSRR実験については、これまで燃焼度約20GWd/tMの富化度約5%までのATR燃料について5回の実験が行われた[3]。ピーク燃料エンタルピは336J/gから586J/gの範囲で実施したが燃料の破損は生じなかった。パルス照射時の混合酸化物燃料のFPガス放出をBWR燃料及びPWR燃料の酸化ウラン燃料と比較してFig.4-10に示す[1-3]。一部PWR酸化ウラン燃料が大きなFPガス放出を示しているが、混合酸化物燃料のFPガス放出挙動は、酸化ウラン燃料と比べても基本的に差がないことがわかる。これは、ピーク燃料エンタルピが同じであれば、熱物性がMOXとUO₂で同等と考えられることから、燃料ペレットの温度も同等となり、通常時のFPガス放出と同様に、MOXとUO₂燃料でFPガス放出が同程度となるためと考えられる。このため、反応度事故時の混合酸化物燃料の燃料棒内圧はウラン燃料の内圧と同等であると考えられる。また、NSRR実験で観察された燃料の微粒子化は、結晶粒界上のガス気泡内FPガスの急激な熱膨張・圧力上昇に起

因するが、混合酸化物燃料の結晶粒径は、富化度に直接依存せず、結晶粒界上の FP ガス気泡は UO_2 燃料と同等と推定されるため、混合酸化物燃料の微粒子化の程度は UO_2 と大差ないと推定される。

4.6. まとめ

以上述べてきたように、富化度約 10%までデータ実証データがあり、これを超えて物性値は大幅には変わらないため大きく異なることが予想される。低・中富化度プルトニウム－ウラン混合酸化物燃料の FP ガス放出等の照射挙動については、 UO_2 燃料の照射挙動から大きくは異なる。また、反応度事故時の燃料の微粒子化の程度も同程度であると推定される。

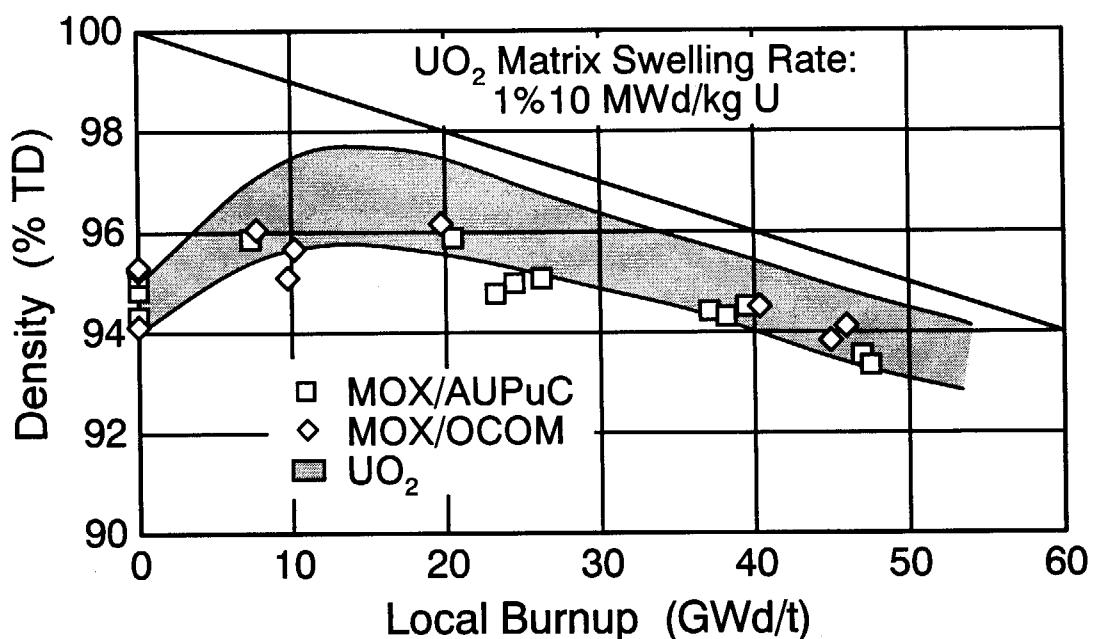
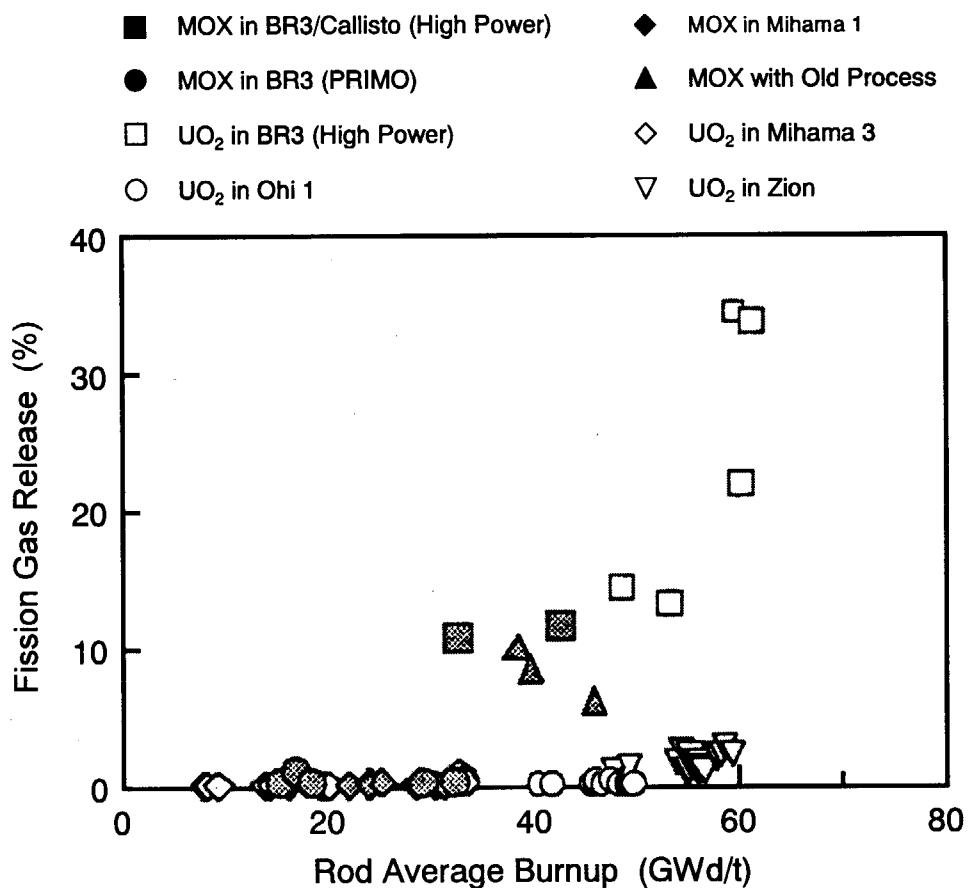


Fig.4-1 Burnup dependence of densification and swelling.



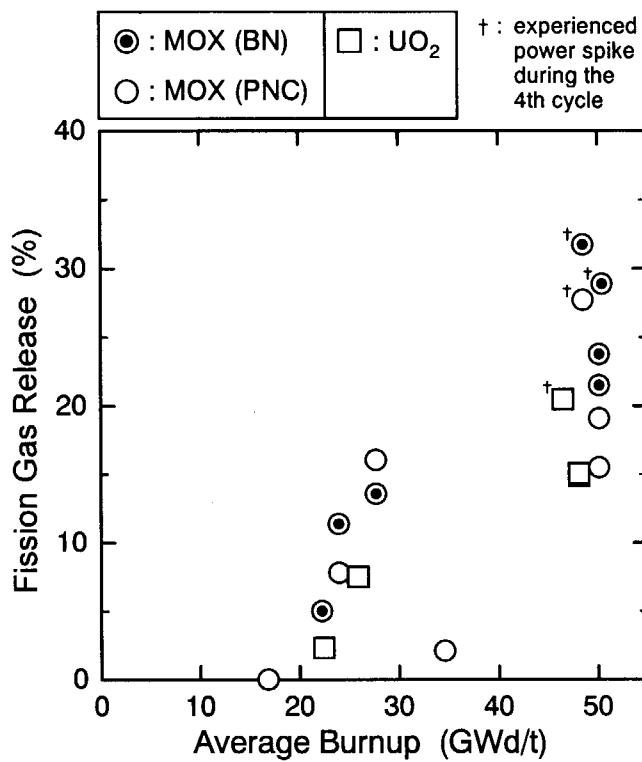


Fig.4-3 Fission gas release of BWR type fuel with burnup.

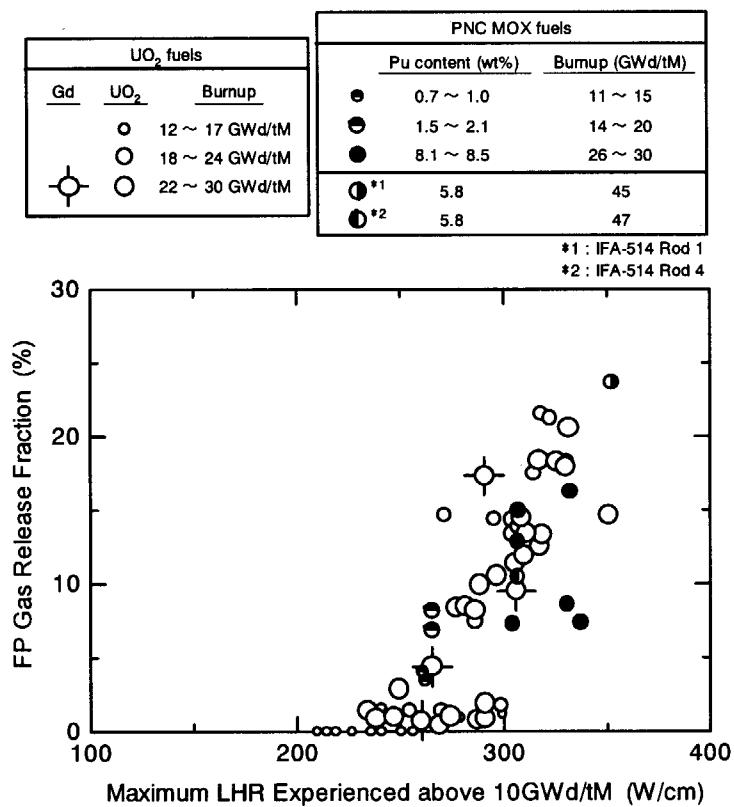


Fig.4-4 Fission gas release of BWR fuel with power.

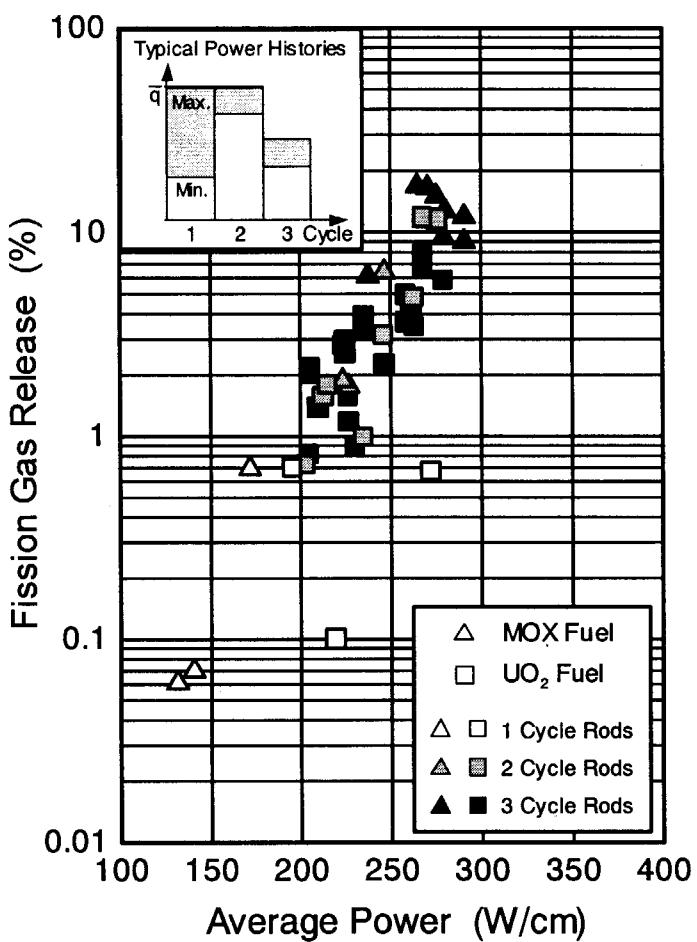


Fig4-5 Burnup dependence of fission gas release of PWR fuel

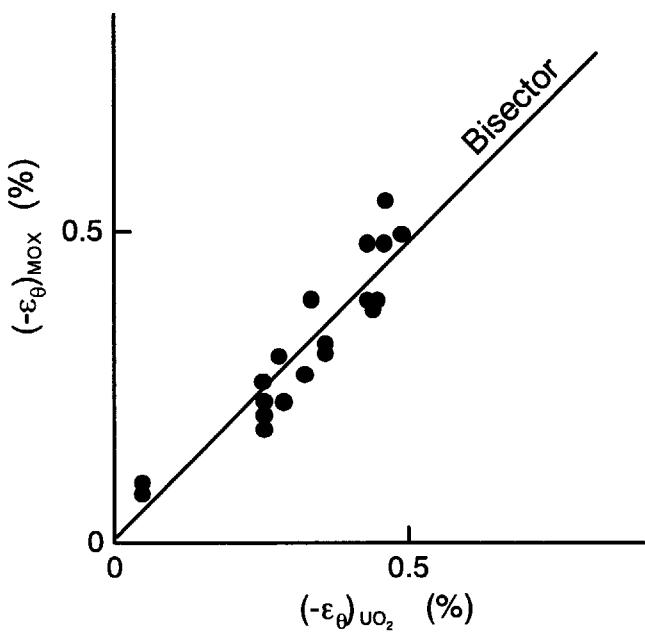


Fig.4-6 Comparison of the creep down of the cladding

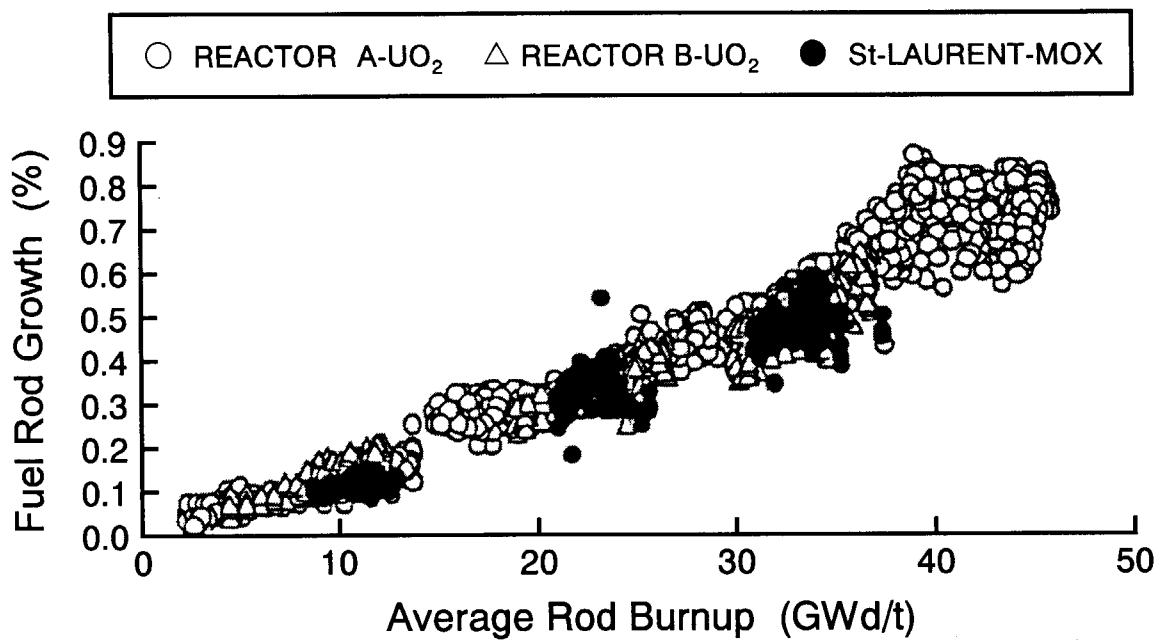


Fig.4-7 Cladding elongation change with burnup

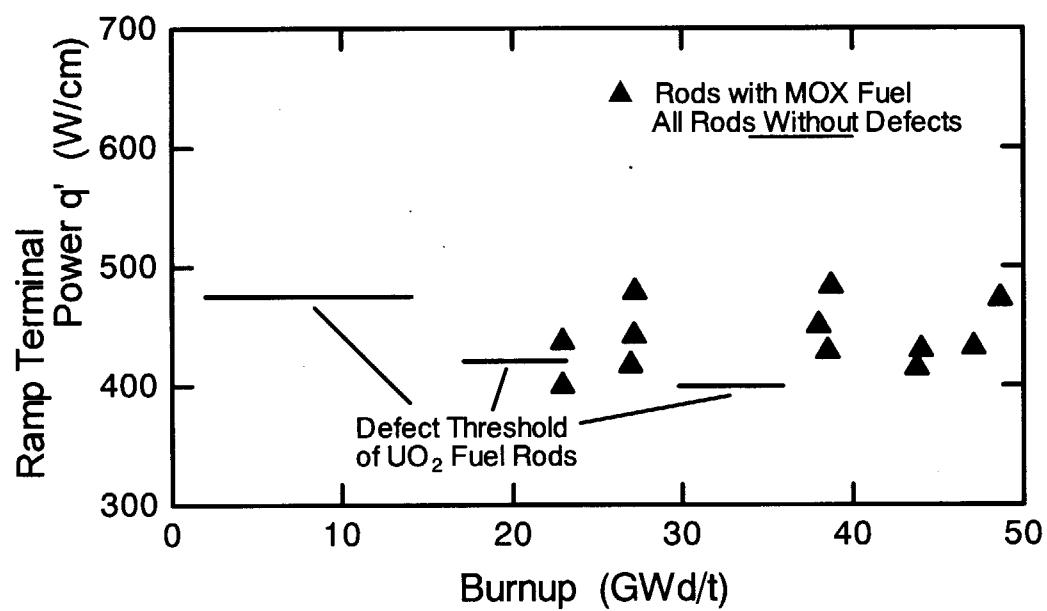


Fig. 4-8 Ramp tests result of PWR fuel[20]

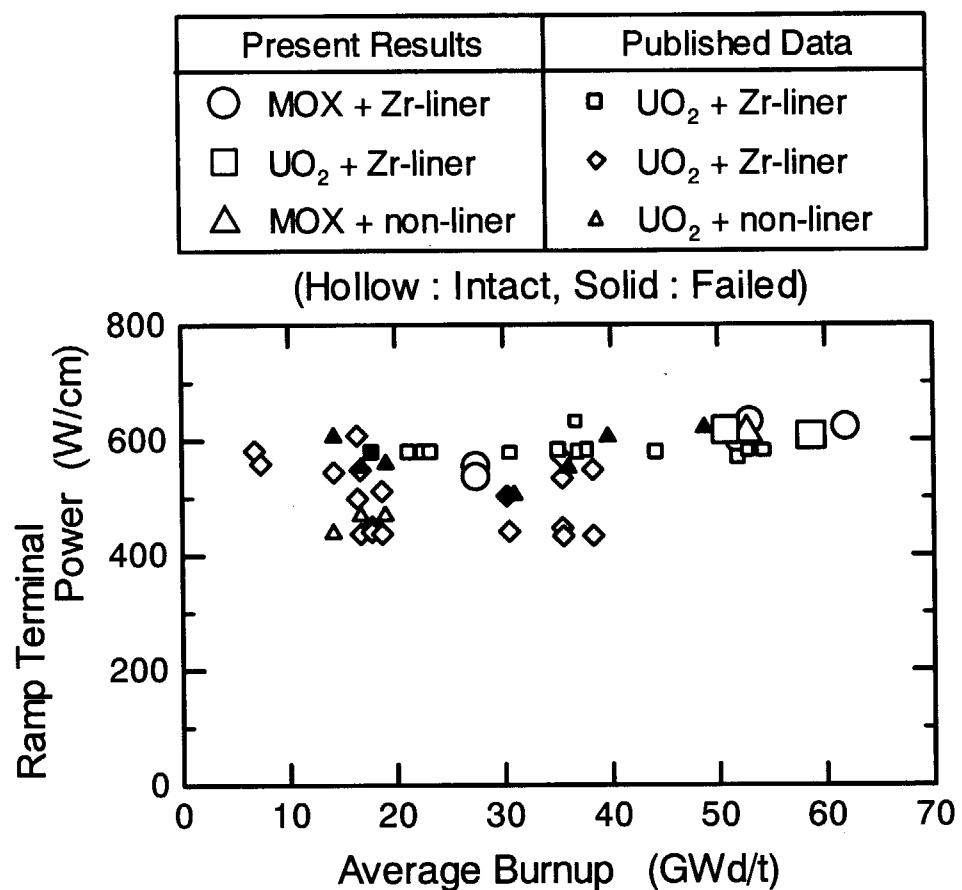


Fig.4-9 Ramp tests result of BWR fuel[21]

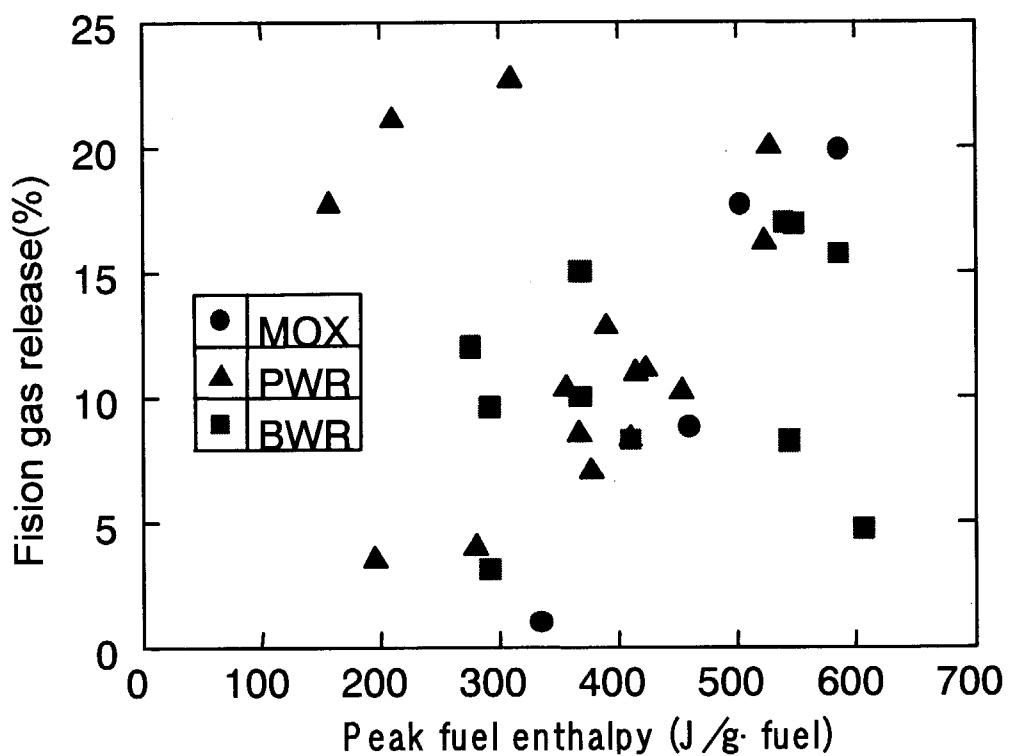


Fig. 4-10 Fission gas release during NSRR pulse irradiation tests

5. 破壊力発生に及ぼす燃料熱物性値の影響の検討

試験燃料破損時の破壊力の発生は、試験燃料被覆管破損直後に生じる燃料棒内圧の開放による衝撃圧と、それに続いて、微粒子化した試験燃料がカプセル水中に放出されることによって急激に発生する水蒸気圧に起因する。第4章において、混合酸化物燃料のFPガス放出挙動はプルトニウム富化度と明確な相関はなく、酸化ウラン燃料と比べて燃料棒内圧に差が無いことを明らかにした。したがって、プルトニウム富化度は、燃料棒内圧が開放されて発生する衝撃圧力には影響を及ぼさない。一方、燃料粒子の放出により極短時間に発生・消滅する水蒸気の圧力は、燃料粒子から冷却水への伝熱の速度に依存するため、混合酸化物燃料粒子の熱物性値の影響を受けると考えられる。本章では、高温の燃料粒子から冷却水への非定常伝熱特性を解析評価し、混合酸化物燃料の熱物性値が破壊力発生に及ぼす影響について検討する。

5. 1 燃料粒子から冷却水への熱伝達

固体燃料粒子から冷却水への熱伝達は、粒子内の熱伝導、粒子表面での沸騰または対流熱伝達および粒子表面からのふく射伝熱である。燃料の微粒子化は結晶粒界に沿った割れによって生じるが[1, 2, 4]、4章に述べたように粒子径はプルトニウム富化度に依存しない。さらに、粒子表面の性状及び放射率もプルトニウム富化度により差を生じないと仮定すれば、上記伝熱機構のうち、プルトニウム富化度の影響を受けるのは粒子内の熱伝導のみである。半径 r (m) の球状燃料粒子内の温度分布 T_f は、粒子内の発熱を無視すれば次式で表される。

$$\frac{\partial T_f(r,t)}{\partial t} = \left(\frac{\lambda}{\rho \cdot Cp} \right) \cdot \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 \frac{\partial T_f(r,t)}{\partial r} \right) \quad (5.1)$$

ここで、t: 時刻 (s)

$T_f(r,t)$: 半径 r の球状燃料粒子内の温度分布 (K)

λ : 燃料粒子の熱伝導率 (W/mK)

ρ : 燃料粒子の密度 (kg/m³)

Cp : 燃料粒子の定圧比熱 (kJ/kgK)

(5.1)式右辺の熱物性値($\lambda / \rho Cp$)は温度伝導率(m²/s)であり、非定常熱伝導における伝熱速度を支配するパラメータである。第3章の検討に基づき、常温(300K)から燃料の融点に近い3000Kの範囲で、混合酸化物燃料の温度伝導率を求めた結果をFig.5-1に示す。温度伝導率は、燃料温度の上昇とともに減少し、約2000K以上でほぼ一定値となる。また、燃料の燃焼度の増加にともない減少し、その減少割合は常温に近いほど大きい。プルトニウム富化度の増加に対しては若干減少し、酸化ウラン燃料に比べてプルトニウム富化度20%の混合酸化物燃料では、常温域で約10%低下する。(5.1)式から、温度伝導率の低下は熱伝導の速度低下を示し、伝熱現象が緩やかになることを表わす。したがって、プルトニウム富化度の増加により燃料粒子内の熱伝導の速度は低下する。

ただし、粒子内の熱伝導速度と、粒子の熱エネルギー放出速度は比例しない。粒子内温度分布は、(5.1)式を解く際の境界条件(すなわち、粒子表面温度または表面熱流束)に依存する。1000Kを超える高温の粒子から冷却水への熱伝達は主に膜沸騰とふく射によるが、本報告の対象とする3000K以下

の範囲では膜沸騰による伝熱が支配的である。微小な燃料粒子内の熱伝導に比べて、粒子表面から冷却水への膜沸騰熱伝達は遅い現象であり、破壊力の発生に直接影響すると考えられる表面熱流束を律速するのは冷却水側の伝熱である。冷却水側の伝熱条件はプルトニウム富化度の影響を受けないことから、破壊力の発生に及ぼすプルトニウム富化度の影響は小さいことが予想される。以下では、高温燃料粒子から冷却水への熱流束変化を解析評価することにより、プルトニウム富化度の影響がごく小さいことを確認する。

5. 2 解析手法

微粒化した燃料粒子から冷却材への伝熱過程を解くために、原研が開発した ANDES コード[24]を使用する。同コードは主に FBR における燃料-冷却材相互作用(FCI)の過渡挙動を解析対象とするが、軽水炉燃料にも適用可能である。ANDES コードは、(5.1)式と次式で表される燃料粒子から冷却材への熱伝達相関式；

$$q(r_f, t) = 4\pi r_f^2 \cdot c(T_{f,s} - T_c)^n \quad (5.2)$$

ここで、 r_f : 燃料粒子の半径(m)

$q(r_f, t)$: 燃料粒子の表面熱流束(W/m²)

$T_{f,s}$: 燃料粒子の表面温度(K)

T_c : 冷却材の混合平均温度(K)

c, n: 入力定数

を解くことにより冷却材への伝熱量を求め、発生する冷却材蒸気の圧力等を計算する。このとき、熱伝達率に相当する(5.2)式の c 及び n は、入力により設定できる。

本解析においては、膜沸騰熱伝達から自然対流熱伝達までの伝熱量をより適切に模擬するため、熱伝達様式を以下に示す 3 領域に区分し、(5.2)式の代わりに次の熱伝達相関式を適用する。

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{膜沸騰域 } (60 K \leq T_{f,s} - T_{sat}) : \text{ Breen-Westwater の式[25] (ふく射を考慮)} \\ \text{遷移沸騰域 } (10 K \leq T_{f,s} - T_{sat} \leq 60 K) : \text{ 等熱流束 } (q(r_f, t) \text{ at } T_{f,s} - T_{sat} = 60 K) \\ \text{自然対流域 } (T_{f,s} - T_{sat} \leq 10 K) : \text{ 弓削の式[26]} \end{array} \right.$$

ここで、 T_{sat} : 冷却水蒸気圧における飽和温度 (K) (5.3)

Breen-Westwater の式[25]は水平円柱における膜沸騰の平均熱伝達率相関式である。広範囲の円柱直徑における実験データを良好に予測できることが示されており、本解析で対象とする数十 μm のオーダーもパラメータ範囲に含む。膜沸騰域ではふく射による伝熱量を近似的に考慮するが、Breen-Westwater の式が円柱体系での相関式であること、また、冷却水のサブクール度の影響を無視していることから、球状燃料粒子からの熱伝達率を小さめに評価する可能性がある。壁面過熱度 60K において膜沸騰がクエンチすると仮定し、過熱度 10K までは遷移沸騰域として一定の熱流束を保持する。過熱度 10K 以下は、核沸騰域を無視して自然対流域とし、球における自然対流の平均熱

伝達率相関式である弓削の式[26]を用いる。上記相関式の計算に際しては、物性値は膜温度における値を使用し、蒸気圧の変化による物性値変化を考慮する。

5. 3 解析条件

解析領域を Fig.5-2 に示す。照射容器の内カプセルを模擬した内径 120mm、長さ 570mm の円柱状容器に冷却水が満たされている。容器中央部に PWR14x14 バンドルの燃料棒を短尺化した試験燃料棒が設置されている。燃料ペレット封入部の長さは 140mm であり、この区間のカプセル水領域が解析上の燃料-冷却材反応領域となる。反応領域内に高温燃料粒子が均質に分散した状態から計算を開始し、冷却水への熱流束・燃料粒子及び冷却水温度・発生する蒸気圧等の時間変化を解析する。

燃料粒子及び冷却水の解析条件を Table 5-1 に示す。本解析では、粒界に存在する小気泡の膨張などにより、融点に達する前に起こる微粒子化を対象とするため、燃料粒子の初期温度としては、融点より低い 3 種類の条件を設定する。このとき、混合酸化物燃料のプルトニウム富化度による伝熱量を正しく比較するため、燃料の初期エンタルピを同一の条件とする。すなわち、混合酸化物燃料の熱容量はプルトニウム富化度により多少変化するため、プルトニウム富化度によって燃料粒子の初期温度を調整する。一例として、初期温度 300K の燃料に対し、投入したエンタルピと燃料温度上昇の関係を Fig.5-3 に示す。約 700kJ/kg までの投入エンタルピに対しては、プルトニウム富化度 20% の混合酸化物燃料よりも酸化ウラン燃料の方が温度上昇がわずかに大きく、700kJ/kg を超えると逆に混合酸化物燃料の温度の方が高くなる。これを考慮し、酸化ウラン燃料の初期温度 1000, 1800, 3000K に対して、プルトニウム富化度 20% の混合酸化物燃料の場合には初期温度 988, 1783, 3036K とする。解析する混合酸化物燃料のプルトニウム富化度を 10, 15, 20% とし、10 及び 15% の場合にも同様に燃料初期温度を設定する。また、燃料の燃焼度条件を、0, 20, 60, 100GWd/t とする。燃料粒子の直径は、結晶粒数個分に相当する 50 μm とする。冷却水の初期条件は、大気圧・常温(300K)である。

5. 4 解析結果と考察

燃料粒子から冷却水への熱流束が最も高くなる燃料初期温度 3000K、燃焼度 0GWd/t の場合の解析結果を Fig.5-4(a)-(c) に示す。(a) は燃料から冷却水への熱流束、(b) は反応領域の圧力、(c) は燃料粒子表面温度及び冷却水の混合平均温度について、酸化ウラン燃料とプルトニウム富化度 20% の混合酸化物燃料とを比較したものである。熱流束は、解析開始直後の約 0.03ms にピークを持ち、時間経過とともに急速に減衰する。時刻 0-0.03ms におけるわずかな熱流束の増加は、反応領域の圧力の急上昇によって膜沸騰熱伝達率が増加するためである。その後、燃料表面温度の低下により壁面過熱度が低下し、熱流束は減衰する。圧力は急激な蒸気の発生によるため、熱流束のピークにやや遅れて約 0.2ms にピークに達する。燃料粒子表面温度は、熱流束とほぼ同様の挙動を示す。熱流束よりも減衰が遅いのは、温度が高いほど燃料粒子の熱容量が大きいためである。冷却水の混合平均温度は、カプセル水全体のバルク温度である。本解析の体系では、燃料粒子の持つエンタルピのほぼ 100% が冷却水に伝達され、温度 3000K の試験燃料が持つ熱量はカプセル水を約 10K 上昇させる程度である。本解析ケースでは、1ms までに燃料粒子の持つエンタルピの 60% 以上、2ms までに 80% 以上が放出されており、破壊力の発生は燃料微粒子の放出後 1-2ms 以内の極短時間の現象であることが予測され

る。

同図において、酸化ウラン燃料とプルトニウム富化度 20%の混合酸化物燃料を比較すると、両者の伝熱特性にはほとんど差が無いことがわかる。グラフからは判別し難いが、(a)図において、約 1ms 以内では酸化ウラン燃料の熱流束がわずかに大きく、1ms 以後では混合酸化物燃料の熱流束の方が大きい。この差が、プルトニウム富化度の影響による燃料粒子内の熱伝導速度の差に起因するものと考えられる。この傾向は、酸化ウラン燃料に比べて混合酸化物燃料の温度伝導率が常に小さい(Fig.5-1)ことから、燃料の燃焼度及び初期温度が異なる他の解析ケースでも変わらない。したがって、破壊力が発生する燃料粒子放出から約 1-2ms 程度の極短時間においては、混合酸化物燃料の場合の熱流束の方が小さく、破壊力も小さくなると考えられる。

酸化ウラン燃料と混合酸化物燃料の放出エンタルピの差を定量的に評価するために、酸化ウラン燃料粒子から冷却水への伝熱量に対する混合酸化物燃料の場合の伝熱量の変化率を次式で定義し、Fig.5-5(a)-(c)にプロットする。

$$\text{伝熱量変化率}(\%) = \frac{\text{混合酸化物燃料の伝熱量}(J) - \text{酸化ウラン燃料の伝熱量}(J)}{\text{酸化ウラン燃料の伝熱量}(J)} \times 100 \quad (5.4)$$

ここで用いる伝熱量は、Fig.5-4(a)の熱流束を時間積分した量である。混合酸化物燃料の方が粒子放出直後の熱流束が小さいため、伝熱量変化率は負の値をとり、時間経過とともに 0% (すなわち、酸化ウラン燃料の伝熱量) に漸近する。燃料初期温度 3000K の場合 (Fig.5-5(c)) においてのみ、変化率は時刻 0s 近傍で+0.2%程度の正の値をとる。これは、燃料粒子の初期エンタルピを同一条件とするために、混合酸化物燃料の初期温度を 3000K より大きく設定しているためである。初期温度の影響は小さく、燃料粒子表面温度の急減により、極短時間で解消される。なお、(a)-(c)図の時刻約 3-6ms の区間に見られる伝熱量変化率の不連続的な挙動は、熱伝達率が膜沸騰域から遷移沸騰域、続いて自然対流域に切り替わるタイミングのわずかなずれが原因である。本評価から、混合酸化物燃料粒子から冷却水への伝熱量は、酸化ウラン燃料に比べて低下し、その低下幅は約 2%以内と小さいことがわかった。

5. 5 まとめ

原研が開発した ANDES コードを用いて、微粒化した燃料粒子から冷却水への熱流束、発生圧力及び温度変化を解析し、試験燃料破損時の破壊力の発生に及ぼす MOX 燃料のプルトニウム富化度の影響を評価した。この評価では、UO₂燃料と MOX 燃料の物性値や照射挙動の類似性から、燃料破損によって生じる燃料微粒子化の程度は MOX 燃料においても UO₂燃料と同等であると仮定し、燃料粒子の放出から破壊力が発生する極短時間における燃料粒子から冷却水に伝達される熱量を評価した。その結果、酸化ウラン燃料に比べて MOX から放出される熱流束はわずかに小さく、初期温度 1000-3000K の燃料粒子から常温・大気圧の冷却水に伝達される伝熱量はプルトニウム富化度 20%迄の範囲で、最大約 2%低下することを明らかにした。したがって、プルトニウム富化度の増加は、上記富化度範囲では燃料破損時の破壊力を増加させないと考えられる。

Table 5-1 Analytical Conditions

Fuel Particle	Initial Temperature	1000, 1800, 3000 K for UO ₂ fuel (Pu enrichment 0%)
	Pu Enrichment	0, 10, 15, 20 %
	Burn-up	0, 20, 60, 100 GWd/t
	Diameter	50 μ m
Water	Initial Temperature	300 K
	Initial Pressure	0.1 MPa

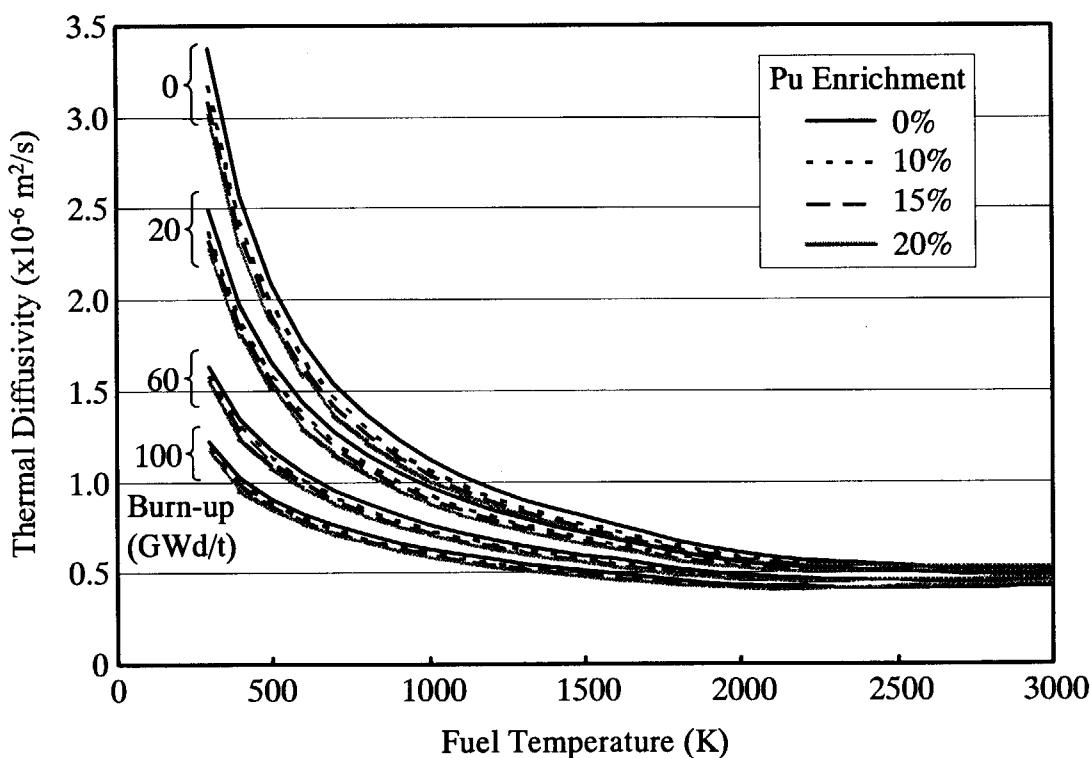


Fig. 5-1 Thermal Diffusivity of Fuel

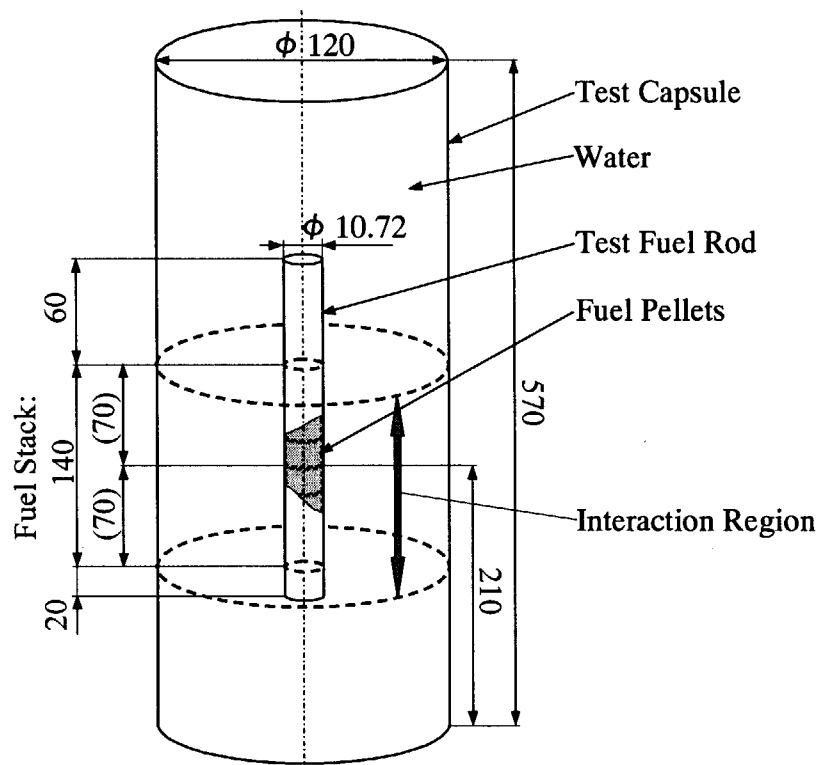


Fig. 5-2 Schematic of Analytical Region

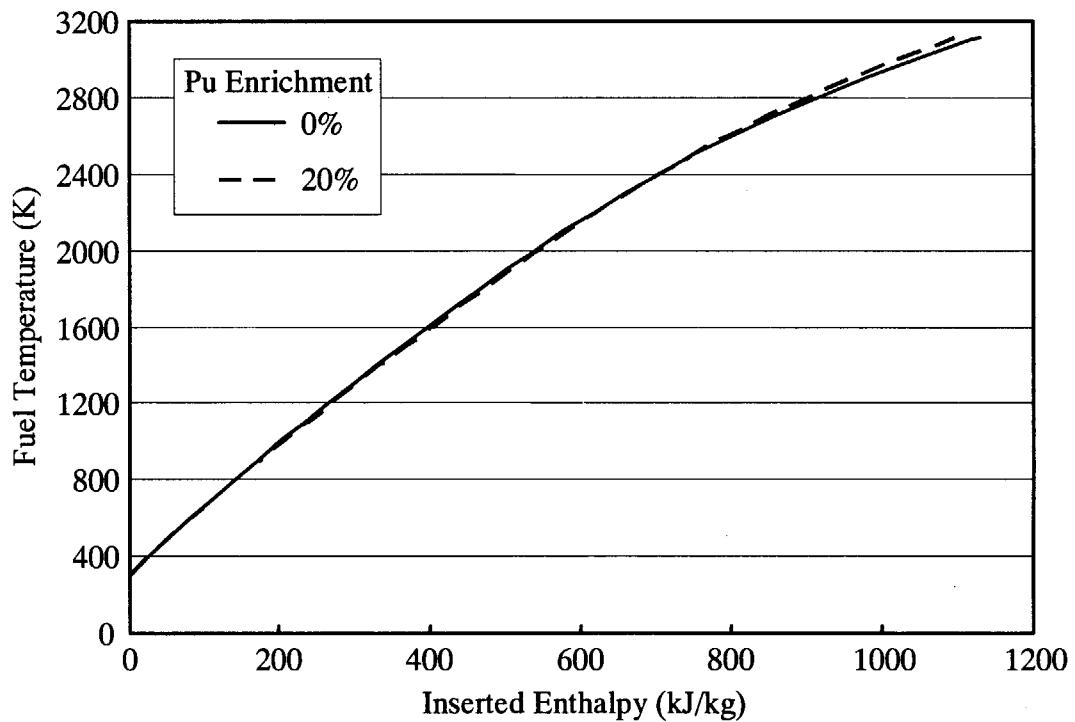


Fig. 5-3 Temperature Increase of Heated-up Fuel

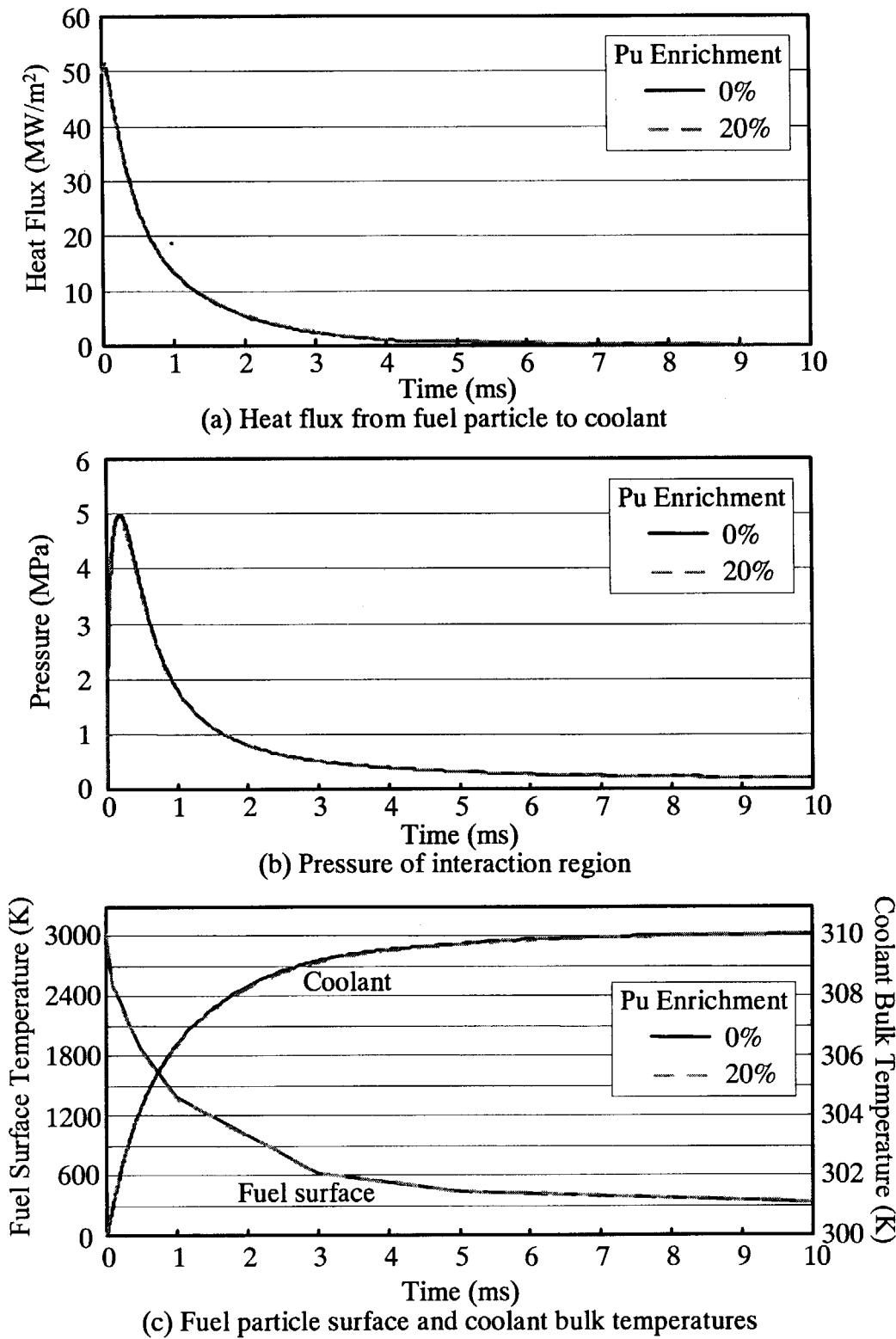
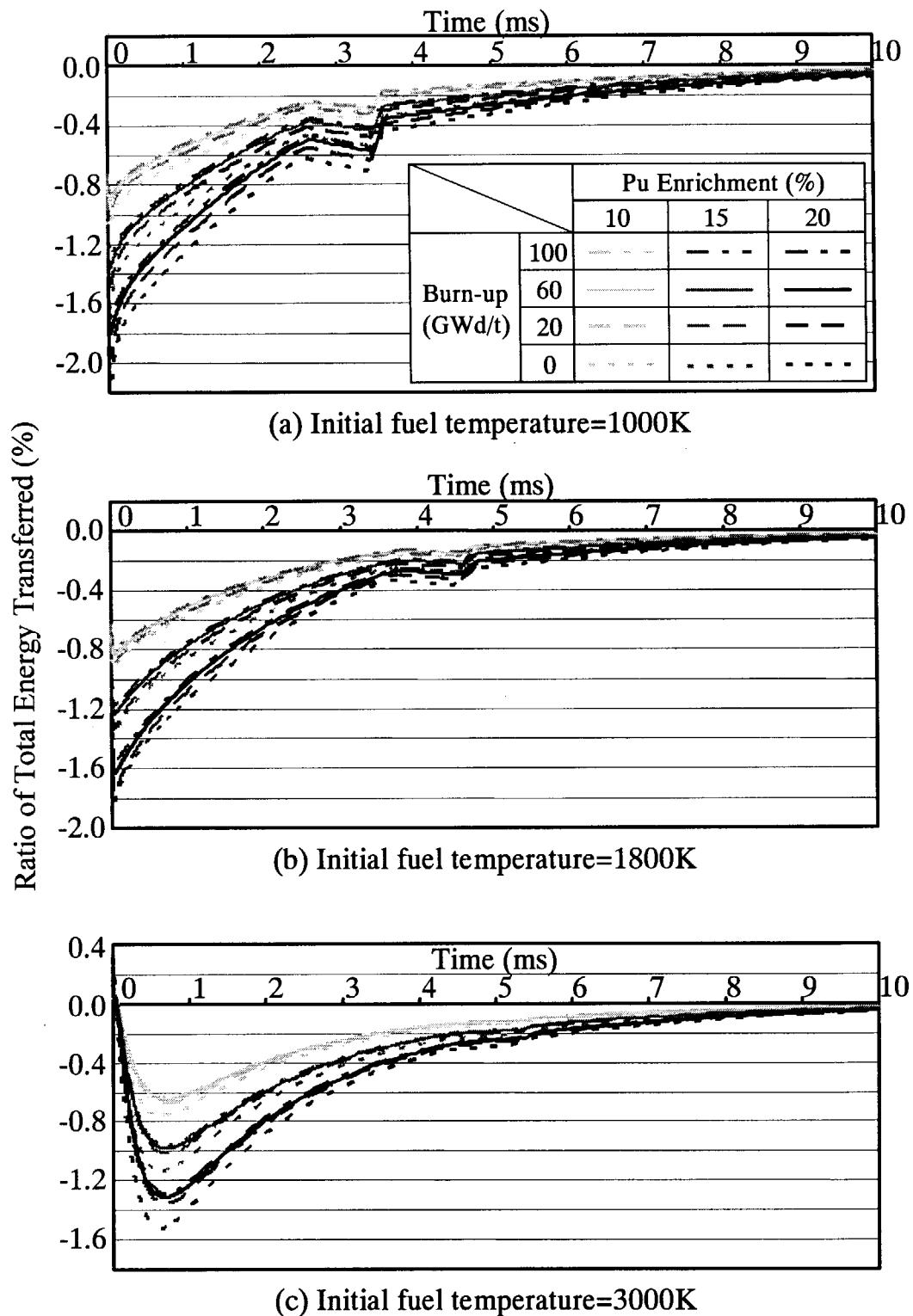


Fig. 5-4 Typical Analytical Results (Fuel temp. 3000K, Burn-up 0 GWd/t)

Fig. 5-5 Total Energy Transferred Ratio of MOX to UO₂ Fuel

6. 結 論

原研・原子炉安全性研究炉(NSRR)を用いた MOX 燃料の反応度事故模擬実験では、現在、未照射燃料に対してはプルトニウム富化度 10%、照射済燃料については富化度 5%までの許可を有している。今後の MOX 燃料利用の本格化に対応して、富化度 12.8%までの MOX 燃料の反応度事故模擬実験を行う場合、試験燃料の破損時に発生する破壊力（衝撃圧力および水撃力）に及ぼす混合酸化物燃料富化度の影響について、実験条件を超える富化度 20%までの範囲で検討した。

MOX 燃料の熱物性値は富化度の増加につれて徐々に変化するが、20%までの範囲では UO_2 の熱物性との違いは小さく、最も影響の大きい熱伝導率でその差は 5%程度である。このため、FP ガス放出などの照射挙動についても UO_2 と基本的に変わらないものと考えられる。実際に通常運転時及び反応度事故時の照射挙動については富化度約 10%までの範囲で試験データが得られており、有意な違いは観察されていない。

破壊力のうち衝撃圧力については、MOX 燃料の FP ガス放出挙動は富化度に依存せず、 UO_2 燃料と比べても基本的に差がないため、燃料棒内圧に違いを生じない。このため、富化度制限の変更は試験燃料破損時に試験燃料棒内圧が開放されて発生する衝撃圧力に影響しない。

微粒子化した燃料と冷却水の熱的相互作用で発生する水撃力については、燃料—冷却材相互作用を解析するため原研が開発した ANDES コードを用いて、微粒化した燃料粒子から冷却水への熱流束を計算し、富化度の変化による影響を評価した。その結果、MOX 燃料粒子からの熱流束は、 UO_2 燃料粒子の場合に比べてわずかに小さく、燃料粒子の放出から破壊力が発生する極短時間においては燃料粒子からカプセル中の冷却水に伝達される伝熱量はわずかに低下することが示された。したがって、プルトニウム富化度の増加は、燃料破損時の水撃力を増加させないと結論された。

謝 辞

本報告を作成するにあたり、物性データの整理、図面作成について、細山田龍二氏、吉田敏幸氏にご協力をいただきました。深く感謝の意を表します。

参考文献

- [1] T. Fuketa, H. Sasajima and T. Sugiyama, "Behavior of High-burnup PWR Fuels with Low-Tin Zircaloy-4 Cladding Under Reactivity-Initiated-Accident Conditions," Nucl. Technol. 133, 50 (2001).
- [2] T. Nakamura, K. Kusagaya, T. Fuketa and H. Uetsuka, "High-Burnup BWR Fuel Behavior under Simulated Reactivity-Initiated Accident Conditions," Nucl. Technol. 138, 246, (2002).
- [3] H. Sasajima, T. Fuketa, T. Nakamura, J. Nakamura and H. Uetsuka, "Behavior of Irradiated ATR/MOX Fuel under Reactivity Initiated Accident Conditions," J. Nucl. Sci. Technol. 37, 5, 455-464 (2000).
- [4] T. Sugiyama and T. Fuketa, "Mechanical Energy Generation during High Burnup Fuel Failure under Reactivity Initiated Accident Conditions," J. Nucl. Sci. Technol. 37, 10, 877-886, (2000).
- [5] T. Nakamura, F. Nagase, H. Sasajima, J. Nakamura and H. Uetsuka, "Outline of ALPS Program," Proceedings FSRSM2002, JAERI-Conf 2002-009, (2002).
- [6] SCADAP/RELAP5/MOD3.1 Code Manual MATPRO-A Library of Materials Properties for Light -Water -Reactor Accident Analysis, NUREG/CR-6150, EGG-2720, Vol.4(1995)
- [7] J.A.Christensen, "Irradiation Effects on Uranium Dioxide Melting" HW-69234, Mar.1962
- [8] J.A.Christensen, "Melting Point of Irradiated Uranium Dioxide", WCAP-6055, 1965
- [9] J.L.Krankota, "Melting Point of Plutonia-Urania Mixed Oxides Irradiated to High Burnup", GEAP-13515(1969)
- [10] K.Konno and T.Hirosawa, "Melting temperature of Simulated High -Burnup Mixed Oxide Fuels for Fast Reactors", J.Nucl. Sci. Technol,36(1999)596-604.
- [11] FRAPCON - 3 Code Manuals, NUREG/CR-6534.
- [12] 原子力安全委員会、"原子力安全委員会安全審査指針集" 大成出版社(2001).
- [13] W. Goll, et al., "Irradiation Behavior of UO₂/PuO₂ Fuel in Light Water Reactor", Nucl.Technol.102 (1993)29-46.
- [14] S. Doi, et al., "High Burnup MOX Fuel and Fuel Rod Design Improvement", ANS Topical meeting,Portland,Oregon(1997)p.46-53.
- [15] K.Asahi, et al., "Irradiation and Post Irradiation Testing Program of BWR MOX Fuel Rods" ANS Topical meeting,West Palm Beach,Fl(1994)p.726-733.
- [16] S.Kohno and K. Kamimura, "MOX Fuel Irradiation Behaviour in Steady State", ANS Topical meeting, West Palm Beach, Fl(1994)p.256-263.
- [17] C.T.Walker, et al., IAEA TCM, Newby Brigde, UK, July,(1995)
- [18] P. Deramaix,et al., "In-pile Performance of Mixed-oxide Fuel with Particular Emphasis on MIMAS Fuel", Nucl.Technol.102(1993)47-53
- [19] P.Blanpain, et al., "MOX fuel Experience in French Power Plants", ANS Topical meeting, West Palm Beach, Fl (1994) p.718-729
- [20] J.N.Morgan, et al., "Siemens' Experience with Large Scale Mixed Oxide Fuel Assembly Insertion in Light Water Reactors", ANS Topical meeting, West Palm Beach, Fl(1994) p.711-717.

- [21] Y.Shirai, et al.,Power Ramp Tests of BWR-MOX Fuels,ENS Topical Meeting,Brussels(1996).
- [22] W. G. Lussie, IN-ITR-114, Idaho Nuclear corporation (1970).
- [23] T. Abe, et. al. "Failure behavior of plutonium-uranium mixed oxide fuel under reactivity-initiated accident condition", J. Nucl. Mater. 188, 154 (1992).
- [24] 藤城俊夫、斎藤伸三; ANDES:軽水炉及び高速炉条件下での燃料・冷却材相互作用解析コード - 解析モデル及びコードマニュアル-, JAERI-M 9306, (1981).
- [25] Breen, P.B. and Westwater, J.W. ; Effect of Diameter of Horizontal Tubes on Film Boiling Heat Transfer, Chemical Engineering Progress, vol.58, No.7, p.67(1962).
- [26] 甲藤好郎; 伝熱概論、養賢堂、p.164(1985).

国際単位系(SI)と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s^{-1}
力	ニュートン	N	$m \cdot kg/s^2$
圧力、応力	パスカル	Pa	N/m^2
エネルギー、仕事、熱量	ジュール	J	$N \cdot m$
功率、放射束	ワット	W	J/s
電気量、電荷	クーロン	C	$A \cdot s$
電位、電圧、起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラード	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジemens	S	A/V
磁束	ウェーバ	Wb	$V \cdot s$
磁束密度	テスラ	T	Wb/m^2
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光束度	ルーメン	lm	$cd \cdot sr$
照度	ルクス	lx	lm/m^2
放射能	ベクレル	Bq	s^{-1}
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量当量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名称	記号
分、時、日	min, h, d
度、分、秒	°, ', "
リットル	L, L
ト	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

$$1 \text{ eV} = 1.60218 \times 10^{-19} \text{ J}$$

$$1 \text{ u} = 1.66054 \times 10^{-27} \text{ kg}$$

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10^{18}	エクサ	E
10^{15}	ペタ	P
10^{12}	テラ	T
10^9	ギガ	G
10^6	メガ	M
10^3	キロ	k
10^2	ヘクト	h
10^1	デカ	da
10^{-1}	デシ	d
10^{-2}	センチ	c
10^{-3}	ミリ	m
10^{-6}	マイクロ	μ
10^{-9}	ナノ	n
10^{-12}	ピコ	p
10^{-15}	フェムト	f
10^{-18}	アト	a

(注)

- 表1～5は「国際単位系」第5版、国際度量衡局1985年刊行による。ただし、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海里、ノット、アール、ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは、JISでは流体の圧力を表す場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- EC閣僚理事会指令ではbar、barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

換算表

力	N(=10 ⁵ dyn)	kgf	lbf
	1	0.101972	0.224809
9.80665	1	2.20462	
4.44822	0.453592	1	

$$\text{粘度 } 1 \text{ Pa} \cdot \text{s} (\text{N} \cdot \text{s}/\text{m}^2) = 10 \text{ P} (\text{ポアズ}) (\text{g}/(\text{cm} \cdot \text{s}))$$

$$\text{動粘度 } 1 \text{ m}^2/\text{s} = 10^4 \text{ St} (\text{ストークス}) (\text{cm}^2/\text{s})$$

圧	MPa(=10 bar)	kgf/cm ²	atm	mmHg(Torr)	lbf/in ² (psi)
	1	10.1972	9.86923	7.50062×10^3	145.038
力	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	1.33322×10^{-4}	1.35951×10^{-3}	1.31579×10^{-3}	1	1.93368×10^{-2}
	6.89476×10^{-3}	7.03070×10^{-2}	6.80460×10^{-2}	51.7149	1

エネルギー・仕事・熱量	J(=10 ⁷ erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft · lbf	eV	1 cal = 4.18605 J(計量法)
	1	0.101972	2.77778×10^{-7}	0.238889	9.47813×10^{-4}	0.737562	6.24150×10^{-18}	= 4.184 J(熱化学)
9.80665	1	2.72407 $\times 10^{-6}$		2.34270	9.29487×10^{-3}	7.23301	6.12082×10^{-19}	= 4.1855 J(15 °C)
3.6×10^6	3.67098×10^5	1	8.59999×10^5	3412.13	2.65522×10^6	2.24694×10^{-25}		= 4.1868 J(国際蒸気表)
4.18605	0.426858	1.16279×10^{-6}	1	3.96759 $\times 10^{-3}$	3.08747	2.61272×10^{-19}		仕事率 1 PS(仏馬力)
1055.06	107.586	2.93072×10^{-4}	252.042	1	778.172	6.58515×10^{-21}		= 75 kgf·m/s
1.35582	0.138255	3.76616×10^{-7}	0.323890	1.28506×10^{-3}	1	8.46233×10^{-18}		= 735.499 W
1.60218×10^{-19}	1.63377×10^{-20}	4.45050×10^{-26}	3.82743×10^{-20}	1.51857×10^{-22}	1.18171×10^{-19}	1		

放射能	Bq	Ci	吸収線量	Gy	rad	照射線量	C/kg	R	線量当量	Sv	rem
1	2.70270×10^{-11}	1		1	100		1	3876		1	100
3.7×10^{10}	1		0.01	1		2.58×10^{-4}	1			0.01	1

NSRR実験における燃料破損時の破壊力発生に及ぼす混合酸化物燃料富化度の影響の検討

