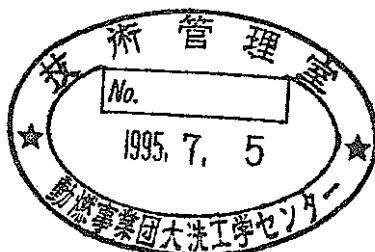


ウラン不使用型高速炉の特性解析（Ⅱ）

（動力炉・核燃料開発事業団 契約業務報告書）

平成 7 年 3 月



株式会社 東芝

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

ウラン不使用型高速炉の特性解析（II）

山岡 光明*、飯田 正明*、
川島 正俊*、藤田 玲子**

要　旨

高速炉によるプロトニウム燃焼特性を向上させるためには、プロトニウム燃料の母材としてウラン以外の物質を使用することが有効と考えられる。平成5年度には、このウラン不使用型高速炉について、従来MOX炉との比較を中心に炉心特性、安全特性の観点から検討し、その特徴を明らかにした。本年度は、熱出力1600MW・炉心径4m以下の条件で、炉心寸法・配置を検討し、本炉心概念の特徴である低Naボイド反応度を生かしつつ、固定吸収体なしで運転サイクル長期化・燃焼度増大が可能な炉心仕様の具体化をはかった。また、マネーアクチド添加効果、二酸化ウラン添加効果、吸収体非均質装荷などの影響度評価を行うとともに、安全解析を実施した。燃料形態としては、平成5年度の結果をもとに、炉心特性および燃料物性の観点から、アルミおよびペリヤを母材とするプロトニウム酸化物燃料を考えた。

物性値評価においては、二酸化プロトニウム、アルミナ、ペリヤ各単体の物性データをもとに、その混合物の熱伝導度、密度、融点を温度依存性も含め定量的に推定評価した。この結果は、安全解析へ反映した。

炉心核熱特性検討の結果、制御棒本数・配置を適切に選定することにより、固定吸収体なしで運転サイクル9か月が可能なことがわかった。主な特性は母材がアルミの場合、Pu燃焼度40%、Pu fissile減少率59%、最大線出力320W/cm、Naボイド反応度-1ドル（全炉心ボイド）である。母材がペリヤの場合もほぼ同様な特性である。出力変動は従来炉より大きいが、冷却材出入口温度を510/390°Cと設定することにより被覆管最高温度制限を満足できる。燃料へのマネーアクチド添加、ウラン添加、炉内へのB₄C非均質装荷は、燃焼欠損反応度が低減される点で有効であるが、反応度係数への影響も大きいので、さらに安全特性への影響を勘案する必要がある。

これら炉心の安全解析を行い、短時間挙動を比較用MOX炉心と比較した。ULOF解析結果より、本炉心概念では高い燃料熱伝導度に起因する低い燃料温度と低いNaボイド反応度によって、炉心応答が従来型炉より緩和されることがわかった。一方、UTOP解析結果からは、ドップラー係数が小さいため、やや従来炉より応答が大きく、従来炉と同等以上の設計対策が必要である。

本報告書は株式会社東芝が動力炉・核燃料開発事業団との契約により実施した業務の成果である。

契約番号：06C3290

事業団担当部課：大洗工学センター・基盤技術開発部・炉心技術開発室

事業団担当者：庄野 彰

*東芝・原子力技術研究所・システム解析技術担当

**東芝・原子力技術研究所・化学技術担当

PNC TJ9164 95-009

March 17, 1995

Core Concept Study on Plutonium Burning Fast Reactor (II)

Mitsuaki YAMAOKA*, Masaaki IIDA*,
Masatoshi KAWASHIMA*, Reiko FUJITA**

Abstract

To enhance plutonium burning capability in fast reactors, one of the effective means is to use materials other than uranium for dilution of plutonium. A feasibility study was made to build a 600MWe-class core concept within the domain of sodium-cooled fast reactors. The analysis covered core static and transient characteristics, including fuel material surveys.

The candidate fuels were chosen as plutonium oxide with diluent materials, such as Al_2O_3 and BeO , to keep the Doppler coefficients negative large enough, considering the TOP-type transients results from the FY1993 study.

Core nuclear analysis showed that use of fuel without uranium considerably increases burnup swing and power mismatch between fresh and burnt fuels, aiming at the long cycle length as the 600MWe MOX core design. The core characteristics under ULOF- and UTOP-transients were compared with those in the 600MWe-MOX core. The study showed that the 9-month cycle core burned 59% fissile plutonium with negative sodium void worth (-1 \$) under the plant condition for sodium inlet 390 C-deg. and the outlet temperature 510C-deg.

This study revealed that core neutronic feasibility has shown for such an innovative core concept with selecting appropriate diluent fuel materials combining core specifications. This means that sodium-cooled fast reactor has additional larger flexibility associated with plutonium utilization in the future.

This work was performed by Toshiba Corporation under contract with Power Reactor & Nuclear Fuel Development Corporation.

Contract Number : 06C3290

PNC Liaison ; Akira Shouno, Technology Development Division, O-arai Engineering Center

* Systems Analysis Group, Nuclear Engineering Laboratory, Toshiba Corporation

**Chemical Technology Group, Nuclear Engineering Laboratory, Toshiba Corporation

目 次

1. はじめに -----	1
2. 物性値の評価 -----	2
2.1 検討対象とした材料、物性値項目の一覧 -----	2
2.2 物性値の評価方法 -----	6
2.3 物性値の評価結果 -----	9
2.4 2年間の調査結果の一覧 -----	19
2.5まとめと今後の課題 -----	19
3. 核熱特性計算 -----	21
3.1 検討条件と計算手法 -----	21
3.2 炉心パラメータの検討 -----	24
3.2.1 炉心パラメータの暫定 -----	24
3.2.2 暫定炉心の核特性解析 -----	31
3.2.3 運転サイクル長さ延長の検討 -----	52
3.3 核熱特性解析 -----	56
3.3.1 炉心仕様 -----	56
3.3.2 核特性解析 -----	59
3.3.3 热特性解析 -----	76
3.4 まとめ -----	86
4. 影響度計算 -----	89
4.1 検討条件と計算手法 -----	89
4.2 マイナーアクチニド添加炉心 -----	98
4.3 固定吸収体装荷炉心 -----	104
4.4 UO ₂ 添加炉心 -----	110
4.4.1 UO ₂ 均一添加炉心 -----	110

4.4.2 UO_2 軸非均質装荷炉心 -----	112
4.4.3 $\text{UO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3$ 軸非均質装荷炉心 -----	114
4.5 まとめ -----	120
5. 代表炉心の安全解析 -----	122
5.1 検討条件と計算手法 -----	122
5.2 炉心仕様の比較 -----	125
5.3 安全解析用炉心特性 -----	131
5.4 炉心過渡解析 -----	144
5.4.1 定常温度計算結果 -----	144
5.4.2 炉心1の過渡解析結果($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料)-----	146
5.4.3 炉心2の過渡解析結果($\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料)-----	187
5.5 まとめ -----	209
6. まとめ -----	211
7. 参考文献 -----	226
付録 -----	A・1

1. はじめに

高速炉によるプルトニウム燃焼特性を向上させるためには、プルトニウム燃料の母材としてウラン以外の物質を使用することが有効と考えられる。

平成5年度には、このウラン不使用型高速炉について従来MOX炉との比較を中心に戸心特性、安全特性の観点から検討し、その特徴を明らかにした。⁽¹⁾

本年度は、この結果をふまえて熱出力1600MW・戸心径4m以下の条件で戸心寸法・戸心配置を検討し、本戸心概念の特徴である低Naボイド反応度を生かしつつ、固定吸収体なしで運転サイクル長期化・燃焼度増大が可能な戸心仕様の具体化をはかった。燃料形態としては、平成5年度の結果をもとに、戸心特性および燃料物性の観点から、アルミおよびペリリアを母材とするプルトニウム酸化物燃料を考えた。

また、マイナーアクチニド添加効果、二酸化ウラン添加効果、吸収体非均質装荷などの影響度評価を行った。このうち、二酸化ウラン添加は燃焼欠損反応度やドップラー係数の改善、吸収体非均質装荷は燃焼欠損反応度改善を狙ったものである。

さらに、上記検討から戸心仕様を選定し、安全解析を実施した。安全解析では、ULOF、UTOP事象における戸心応答を従来型MOX戸心と比較検討した。

物性値についても、昨年度の物性データ調査結果に基づき、熱伝導度・密度・融点について定量的評価を試みた。

以下、第2章では物性値の評価、第3章には核熱特性計算、第4章には影響度計算、第5章には代表戸心の安全解析のそれぞれの検討結果を示す。最後の6章では、本年度作業のまとめを示すとともに、平成5年度も含めた2年間の成果のまとめおよび今後の検討課題を示す。

2. 物性値の評価

平成5年度には、ウラン不使用型高速炉に使用する燃料材料の物性値調査を行った。その結果、二酸化プルトニウムと混合する母材の単体での物性値は得られたが

、二酸化プルトニウムとの混合物の物性値で公開されているものはほとんどないことがわかった。本年度は、候補材料の代表として二酸化プルトニウムとアルミナまたはベリリアの混合物について、得られた単体のデータをもとに熱伝導率・密度・融点について定量的な評価を試みた。

これらの燃料・材料の組み合わせを選定した理由は、熱伝導度が高いと予想されること、母材のアルミナやベリリアの中性子吸収が少なくウラン不使用型高速炉としては炉心特性へ悪影響を及ぼさないこと、Naボイド反応度が低減でき、ドップラー係数もある程度確保できること等の理由による。この二つの母材を比較してみると、両者とも散乱体であり中性子スペクトルが軟らかくなるが、両母材の散乱特性の違いでアルミナとベリリアでは中性子スペクトルが異なる。中性子スペクトルの違いにより反応度係数が異なってくること、さらに、熱伝導度は両者でかなり異なることにより、安全特性の上から両方の母材による炉心を比較することは母材の選定上重要と考えられる。

以下では、平成5年度の結果も含めた2年間の成果の形で得られた知見をまとめる。本年度の成果は主として第2.2, 2.3, 2.5節であり、平成5年度の成果は他の節に示した。

2.1 検討対象とした材料、物性値項目の一覧

プルトニウム消費型高速炉の概念を検討することを目的としてウラン以外の物質を燃料母材にしたときに炉心特性解析に必要な物性値（熱伝導度、密度等）を調査。プルトニウムの母材候補材料として純粋な酸化物、窒化物、Ta, MoについてはH5年度に調査した。プルトニウム酸化物との混合物の物性についてはH6年度に調査した。プルトニウムの母材候補材料として酸化物、窒化物、Ta, Moについて調査した結果を表2.1-1～3にまとめた。

表2. 1-1 酸化物の物性値 (測定値)

	融点 (°C)	密度 (g/ml)	熱容量 (J/mol·K)	熱伝導率 (W/m·K) (@1000°C)	文献
P u O ₂	2280 2390±20	11.46 9.6	60.24* (@25°C)	2.74	4) 6) 5)
A l ₂ O ₃	1999~2032	3.9 3.97	79.09±0.17 (@25°C)	6.37	4) 3)
B e O	2570 2520~2570	3.02 (@0°C) 3.03 (@0°C)	31.27 (@100°C) 25.45 (@25°C)	22.13	4) 3)
M g O	2800	3.65		6.11 (@1200°C)	4) 3)
C e O ₂	1950 (10~30mm) 2600	7.3 6.9 ~ 7.0		3.1 (@1027°C)	4) 3)
A l ₂ O ₃ (70~80%) + B ₄ C				4.18	7)
M g A l ₂ O ₄					
M i x e d O x i d e		9.8		2.7	

表2. 1-2 硅化物の物性値(測定値)

	融点 (°C)	密度 (g/ml)	熱容量 (J/mol·K)	熱伝導率 (W/m·K)	文献
P u N	2843	14.24			4)
A l N	2150~2200	3.05 (3.27)			4)
Z r N	2700	7.09			4)
M i x e d N i t r i d e	—	18.50		18.5	

表2. 1-3 その他の材料の物性値(測定値)

	融点 (°C)	密度 (g/ml)	熱伝導率 (J/mol・K)	熱伝導率 (W/m・K)	文献
Ta	2850	16.6			4)
Mo	2622 ±10	10.28			4)
Ta ₂ O ₅	1470 で分解 1785 ± 30	8.735 (@61.2°C)			4) 3)
MoO ₃	795 801 ± 2	4.692 (@21°C) 4.69			4) 3)

2.2 物性値の評価方法

酸化物燃料の混合系の密度、熱容量および融点の公開文献はほとんどない。そこで、純粹酸化物の物性値から混合物の物性値を推定する方法を検討した。

(1) 热伝導度

混合物の熱伝導度を計算するには、Vegardの法則を応用することが可能である。すなわち、所望の温度の P_{uO_2} および Al_2O_3 の値を計算し、格子定数を熱伝導度に置き換えて Vegard の法則を用いて計算する。

Vegard の法則は固溶体の組成と格子定数を表す最も簡単な法則で以下の式で表される。

$$a = N_A a_A + N_B a_B$$

ここで、 a は二元の固溶体の格子定数

a_A , a_B はそれぞれ成分 A, B の純粹のときの格子定数

N_A , N_B はそれぞれ成分 A, B のモル分率 ($N_A + N_B = 1$)

ここでは、 a_A , a_B の代わりに、 K_A , K_B を用いて計算した。

$$K = N_A K_A + N_B K_B$$

ここで、 K はの固溶体の所定温度での熱伝導度

K_A , K_B はそれぞれ成分 A, B の純粹のときの熱伝導度

N_A , N_B はそれぞれ成分 A, B のモル分率 ($N_A + N_B = 1$)

(2) 密度

熱伝導度と同様に Vegard の法則を応用することが可能である。そこで、Vegard の法則を応用した次式で混合酸化物の密度を計算した。

密度 d_A の物質 A が X_A wt %, 密度 d_B の物質 B が X_B wt % 混合した混合物の密度 d_{AB} は以下の式で表せる。

$$d_{AB} = \frac{X_A}{d_A} + \frac{X_B}{d_B}$$

(3)融点

混合酸化物の融点は性質の類似した混合物の相図を用いて推定することは一般的に可能である。類似の酸化物の相図が十分でないとデータが正確さを欠くことになるが、ここでは、種々の酸化物の相図から混合酸化物の相図を推定して融点を求めた。

二酸化プルトニウム (PuO_2) と酸化ウラン (UO_2) の相図を図2.2-1 に示す。図2.2-1 に示すように二酸化プルトニウム (PuO_2) と酸化ウラン (UO_2) は理想溶液を形成する。そこで、 $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$ 系の相図と $\text{UO}_2\text{-MgO}$ 系 (図2.2-2) および $\text{PuO}_2\text{-MgO}$ 系の相図 (図2.3-3) から $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系および $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 系の相図を推定した。 $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$ 系の相図からは、 PuO_2 の融点が UO_2 の融点に比べて約450°C 低いことがわかる。また、 $\text{UO}_2\text{-MgO}$ 系および $\text{PuO}_2\text{-MgO}$ 系の相図からは、 $\text{UO}_2\text{-MgO}$ 系に比べて $\text{PuO}_2\text{-MgO}$ 系の共晶温度が300°C 低くなっていることがわかる。また、共晶点での PuO_2 の組成は UO_2 に比べて約10Mol % 大きくなることがわかった。

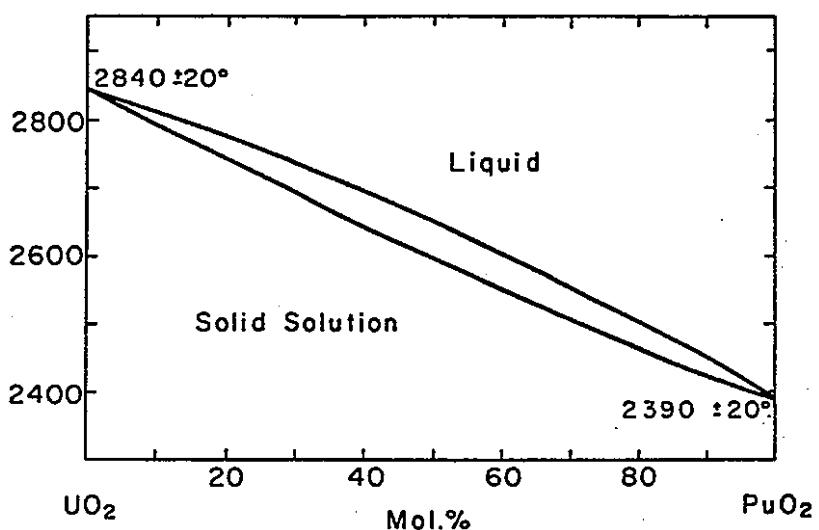


FIG. 2196.—System $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$ at 200 psig Ar. Oxygen losses are believed to have been reduced to a minimum.

W. L. Lyon and W. E. Baily; to be published in the *Journal of Nuclear Materials*; private communication, January 17, 1967.

図2.2-1 $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$ 状態図（測定値）

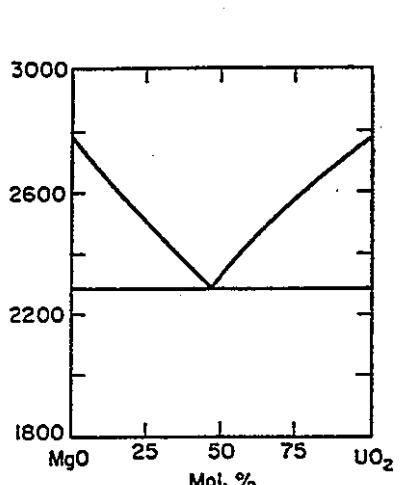


FIG. 100.—System $\text{MgO}\text{-UO}_2$; idealized.

P. P. Budnikov, S. G. Tresvyatskii, and V. I. Kushakovskii, *Proc. U. N. Intern. Conf. Peaceful Uses At. Energy, 2nd, Geneva*, 6, 130 (1958).

図2.2-2 $\text{MgO}\text{-UO}_2$ 状態図（測定値）

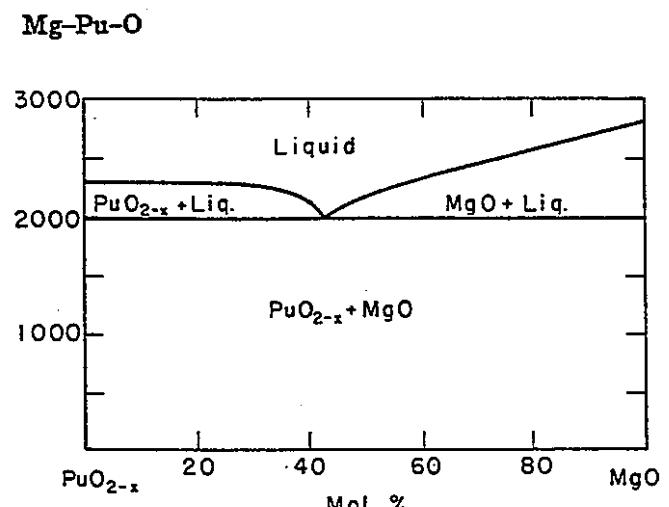


FIG. 2184.—System $\text{MgO}\text{-PuO}_2$; proposed.

D. F. Carroll, *J. Am. Ceram. Soc.*, 47 [12] 650 (1964).

図2.2-3 $\text{MgO}\text{-PuO}_2$ 状態図（測定値）

2.3 物性値の評価結果

第2.2節で検討した推定方法により、二酸化プルトニウムとアルミナまたはベリリアとの混合物の物性を評価した。

(1) 二酸化プルトニウム (PuO_2) とアルミナ (Al_2O_3) の混合物

a. 热伝導度

二酸化プルトニウム (PuO_2) とアルミナ (Al_2O_3) の混合物について、モル分率を用いて化学量論的に熱伝導度を計算するために、二酸化プルトニウム (PuO_2) の500°C, 1000°C, 1500°C, 2000°Cの各温度での熱伝導度を算出式²⁾により計算した。その結果を表2.3-1に示す。また、アルミナ (Al_2O_3) の測定データ³⁾から求めた500°C, 1000°C, 1500°Cの各温度での熱伝導度を表2.3-2に示す。熱伝導率については、O/M比が変化すると熱伝導率に影響するが、基本的に固溶体を形成する場合は加成性が成り立つのでVegardの法則を応用して二酸化プルトニウム (PuO_2) とアルミナ (Al_2O_3) の混合物の500°C, 1000°C, 1500°Cの各温度での熱伝導度を計算した。その結果を表2.3-3に示す。 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系の熱伝導度は Al_2O_3 の割合が増えると減少する傾向がある。

b. 密度

混合酸化物の理論密度は純粹化合物の密度から計算することができる。純粹な酸化物の物性値を表2.3-4に示す。そこで、熱伝導度と同様に、前述の式で PuO_2 と Al_2O_3 が固溶体を形成すると考え混合物の密度を算出した。その結果を表2.3-5に示す。なお、温度変化のデータ入手できなかったので、 PuO_2 については格子定数の温度変化のデータからその差を推定した。 PuO_2 の格子定数の温度変化を表2.3-6に示す。その結果、表2.3-6から格子定数は500°Cで1.5%、1000°Cで3.1%、1500°Cで5.1%大きくなることがわかった。一方、 Al_2O_3 の格子定数の温度変化のデータは入手できなかったので、格子定数の膨張係数の温度変化のデータから推定した。

いずれの温度においても格子定数の膨張係数は 10^{-6} のオーダーでありほとんど変化しないことがわかった。

c. 融点

二酸化プルトニウム (PuO_2) と酸化ウラン (UO_2) の相図を図2.2-1 に示す。図2.2-1 に示すように二酸化プルトニウム (PuO_2) と酸化ウラン (UO_2) は理想溶液を形成する。一方、 $\text{UO}_2\text{-MgO}$ 系および $\text{PuO}_2\text{-MgO}$ 系の相図から $\text{PuO}_2\text{-MgO}$ 系では、 $\text{UO}_2\text{-MgO}$ 系に比べて共晶温度が300~450°C 低くなること、および共晶点での PuO_2 の組成は UO_2 に比べて約10Mol % 大きくなることが推定される。これらの結果と $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-UO}_2$ 系の相図（図2.3-1）から $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系の相図を推定した。その結果を図2.3-2および図2.3-3 に示す。二酸化プルトニウム (PuO_2) とアルミナ (Al_2O_3) の混合物の融点（固相線温度）は、 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系の相図から1450~1630°C と推定できる。

(2) 二酸化プルトニウム (PuO_2) とベリリア (BeO) の混合物

a. 热伝導度

二酸化プルトニウム (PuO_2) とベリリア (BeO) の混合物について、モル分率を用いて化学量論的に热伝導度を計算するために、二酸化プルトニウム (PuO_2) の500°C, 1000°C, 1500, 2000°C の各温度での热伝導度を算出式²⁾により計算した。その結果を表2.3-4 に示す。また、ベリリア (BeO) の測定データ³⁾ から求めた500°C, 1000°C, 1500°C, 2000°C の各温度での热伝導度を表2.3-7 に示す。热伝導度については、O/M比が変化すると热伝導度に影響するが、基本的に固溶体を形成する場合は加成性が成り立つのでVegardの法則を応用して二酸化プルトニウム (PuO_2) とベリリア (BeO) の混合物の500°C, 1000°C, 1500 °C の各温度での热伝導度を計算した。その結果を表2.3-8 に示す。 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ の热伝導度は低温ではかなり大きい値をとるが、高温になると BeO の热伝導度の影響により減少する。

b. 密度

混合酸化物の理論密度は純粹化合物の密度から計算することができる。そこで、 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系の密度と同様に、前述の式で PuO_2 と BeO が固溶体を形成すると考え混合物の密度を算出した。その結果を表2.3-9 に示す。なお、温度変化のデータ入手できなかったので、 PuO_2 については格子定数の温度変化のデー

タからその差を推定した。 PuO_2 の格子定数は表2.3-6に示すように500°Cで1.5%、1000°Cで3.1%、1500°Cで5.1%大きくなることがわかった。一方、 BeO の格子定数の温度変化のデータは入手できなかったので、 Al_2O_3 同様に格子定数の膨張係数の温度変化のデータから推定した。いずれの温度においても格子定数の膨張係数は 10^{-6} のオーダーでありほとんど変化しないことがわかった。

c. 融点

二酸化プルトニウム(PuO_2)とベリリア(BeO)の混合物の融点(固相線温度)を予測するために、 Al_2O_3 同様に $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$ 系、 $\text{UO}_2\text{-MgO}$ 系、 $\text{PuO}_2\text{-MgO}$ 系、 $\text{BeO}\text{-UO}_2$ 系の相図から $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 系の相図を推定した。

二酸化プルトニウム(PuO_2)と酸化ウラン(UO_2)の相図から二酸化プルトニウム(PuO_2)と酸化ウラン(UO_2)は理想溶液を形成することがわかる。一方、 $\text{UO}_2\text{-MgO}$ 系および $\text{PuO}_2\text{-MgO}$ 系の相図から $\text{PuO}_2\text{-MgO}$ 系では、 $\text{UO}_2\text{-MgO}$ 系に比べて共晶温度が300~450°C低くなること、および共晶点での PuO_2 の組成は UO_2 に比べて約10Mol %大きくなることが推定される。これらの結果と $\text{BeO}\text{-UO}_2$ 系の相図(図2.3-4)から $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 系の相図を推定した。その結果を図2.3-5および図2.3-6に示す。二酸化プルトニウム(PuO_2)とベリリア(BeO)の混合物の融点(固相線温度)は、 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 系の相図から1610~1850°Cと推定できる。

(3)まとめ

$\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系、 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 系の熱伝導度、密度、融点を、それぞれの構成物質の混合比依存性や温度依存性も含めて定量的に評価した。

以上の結果から、いずれの系についても従来のMOX燃料に比べ、熱伝導度が高く、密度・融点が低い傾向が見られた。熱伝導度の温度依存性は非常に大きい。 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系の融点は $\text{UO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系の場合よりも低い1450~1630°Cと推定された。 PuO_2 の母材としては、融点がより高い $\text{PuO}_2\text{-MgO}$ 系についても評価する必要がある。また、 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 系では、融点は1610~1850°Cと1500°C以上である。

表2.3-1 PuO₂ の熱伝導度（計算値）

	温 度 (°C)	热传導率 (W/m/K)	備 考	文 献
PuO ₂	500	4.48		2)
	1000	2.74		2)
	1500	1.97		2)
	2000	1.54		2)

以下の式より計算

$$150 < T < 1600^{\circ}\text{C}$$

$$K (\text{W}/\text{cm} \cdot \text{K}) = 1 / (0.46 + 0.0283T)$$

表2.3-2 Al₂O₃ の熱伝導度（測定値）

	温 度 (°C)	热传導率 (W/m/K)	備 考	文 献
Al ₂ O ₃	500	11.14 (11.66)	総体積気孔 度4.5-7.3% 無気孔質	3)
	1000	6.07 (6.37)	総体積気孔 度4.5-7.3% 無気孔質	3)
	1500	5.65 (5.67)	総体積気孔 度4.5-7.3% 無気孔質	3)
	2000	9.0 (-)	総体積気孔 度4.5-7.3% 無気孔質	3)

表 2. 3-3 PuO_2 - Al_2O_3 混合系の熱伝導度（推定値）

PuO_2 wt%	PuO_2 モル分率	熱伝導度 (W/m/K)		
		500°C	1000°C	1500°C
30	0.1367	10.23	5.61	5.15
37	0.1784	9.95	5.47	5.00
40	0.1977	9.82	5.41	4.93
43	0.2180	9.69	5.34	4.86
50	0.2699	9.34	5.17	4.67

表 2. 3-4 酸化物燃料の物性値（測定値）

	融点 (°C)	比重	熱容量 (J/mol·K)	文献
PuO_2	2280 2390 ± 20	11.46 9.6	60.24* (@25°C)	4) 6) 5)
Al_2O_3	1999~2032	3.9 3.97	79.09 ± 0.17 (@25°C)	4) 3)
BeO	2570	3.02 (@0 °C) 3.03 (@0 °C)	25.45 (@25°C) 31.27 (@100°C)	3) 4)

表 2. 3-5 PuO_2 - Al_2O_3 混合系の密度（推定値）

PuO_2 wt%	PuO_2 モル分率	密 度 (g/cm^3)			
		20°C	500°C	1000°C	1500°C
30	0.1367	4.82	4.89	4.97	5.07
37	0.1784	5.07	5.15	5.23	5.33
40	0.1977	5.19	5.27	5.35	5.46
43	0.2180	5.31	5.39	5.48	5.58
50	0.2699	5.61	5.69	5.79	5.90

表 2. 3-6 PuO_2 の格子定数（計算値）

温 度	格子定数 a_T	$(a_T/a_{20})^3$
20°C	0.5395	
500°C	0.5422	1.0151
1000°C	0.5451	1.0315
1500°C	0.5486	1.0515

表 2. 3-7 BeOの熱伝導度（測定値）

	温 度 (°C)	熱伝導率 (W/m/K)	備 考	文 献
BeO	500	72.69 (76.46)	総体積気孔度 4.07-9.95% 無気孔質	3)
	1000	21.10 (22.13)	総体積気孔度 4.07-9.95% 無気孔質	3)
	1500	14.98 (16.31)	総体積気孔度 4.07-9.95% 無気孔質	3)
	2000	- (-)	総体積気孔度 4.07-9.95% 無気孔質	3)

表 2. 3-8 PuO₂-BeO混合系の熱伝導度（推定値）

PuO ₂ wt%	PuO ₂ モル分率	熱伝導度 (W/m/K)		
		500°C	1000°C	1500°C
39.8	0.0565	68.84	20.06	14.25
46.0	0.0718	67.79	19.78	14.05
60	0.1196	64.53	18.90	13.43
70	0.1745	60.79	17.90	12.72
80	0.2660	54.55	16.22	11.53

表 2. 3-9 PuO_2 -BeO混合系の密度(推定値)

PuO_2 wt%	PuO_2 モル分率	密 度 (g/cm^3)			
		20°C	500°C	1000°C	1500°C
39.8	0.0565	4.16	4.22	4.29	4.37
46.0	0.0718	4.43	4.50	4.57	4.66
60	0.1196	5.14	5.22	5.30	5.40
70	0.1745	5.82	5.91	6.00	6.12
80	0.2660	6.70	6.80	6.91	7.05

Al_2O_3 - UO_2

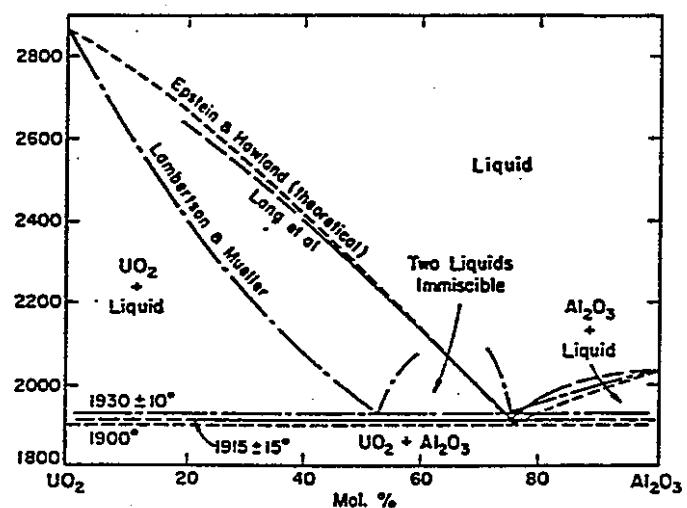
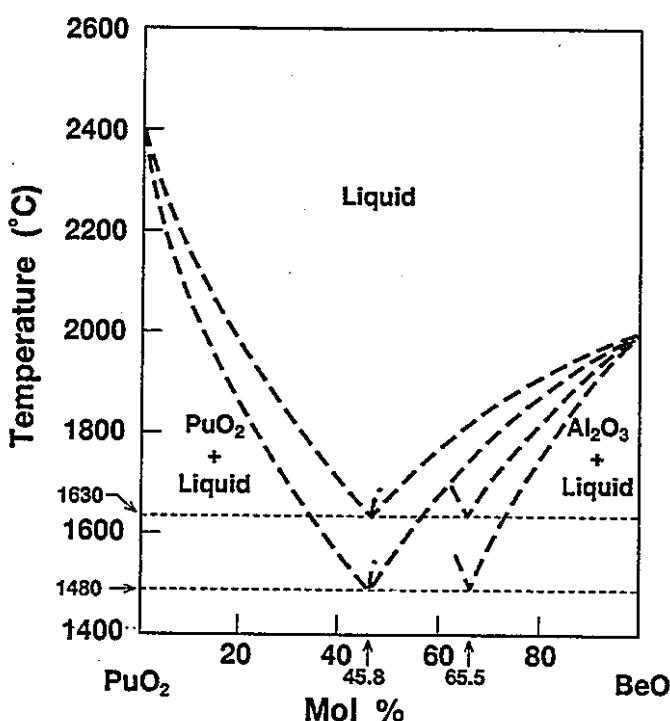


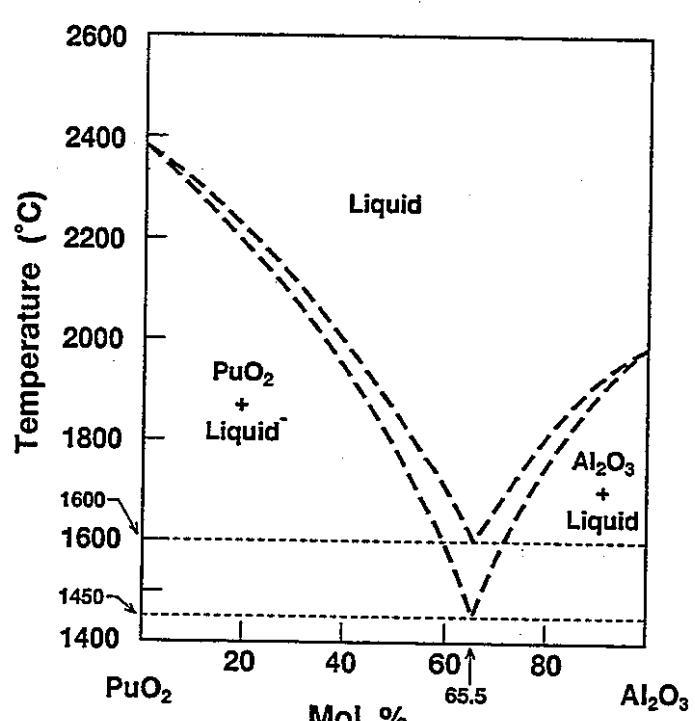
FIG. 317.—System Al_2O_3 - UO_2 .

S. M. Lang, F. P. Knudsen, C. L. Fillmore, and R. S. Roth, *Natl. Bur. Standards Circ.*, No. 568, p. 14 (Feb. 20, 1956).

図2.3-1 Al_2O_3 - UO_2 状態図（測定値）



System Al_2O_3 - PuO_2
(Lambertson and Mueller)



System Al_2O_3 - PuO_2
(L. F. Epstein and W. H. Howland (theoretical))

図2.3-2 Al_2O_3 - PuO_2 状態図（推定値）

図2.3-3 Al_2O_3 - PuO_2 状態図（推定値）

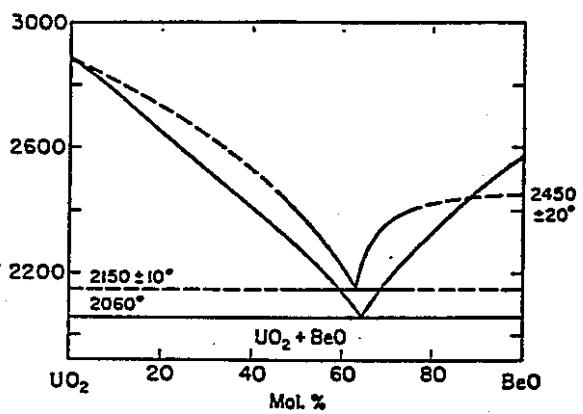
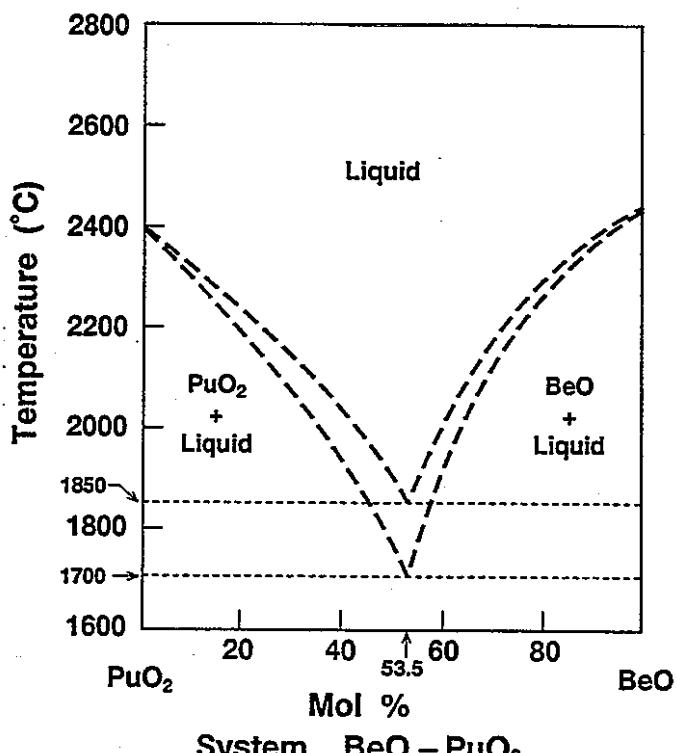


FIG. 226.—System BeO-UO₂.

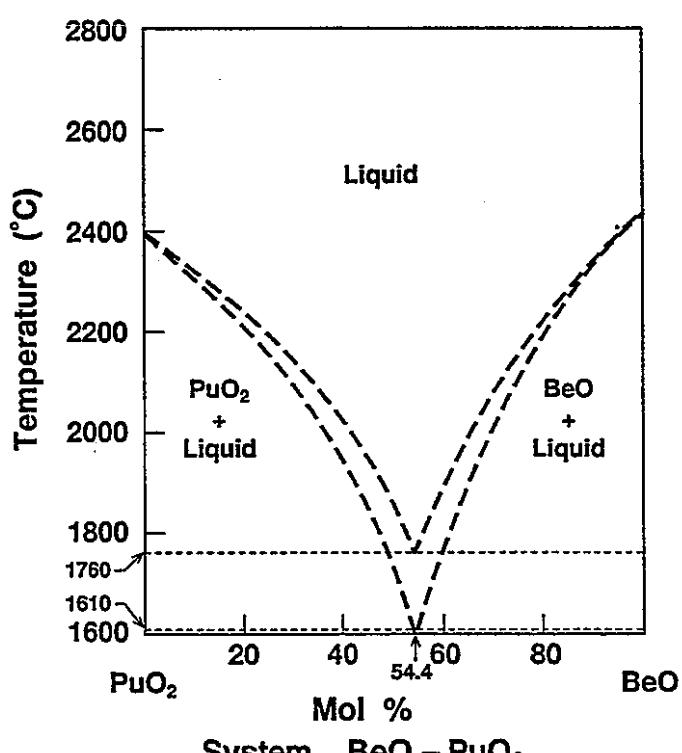
S. M. Lang, F. P. Knudsen, C. L. Fillmore, and R. S. Roth, *Natl. Bur. Standards Circ.*, No. 568, p. 5 (Feb. 20 1958).

Dashed line—Lang, et al., solid line—L. F. Epstein and W. H. Howland (theoretical), *J. Am. Ceram. Soc.*, 36 [10] 334 (1953).

図2.3-4 BeO-UO₂状態図(測定値)



(S. M. Lang, F. P. Knudsen, C. L. Fillmore and R. S. Roth)



(L. F. Epstein and W. H. Howland (theoretical))

図2.3-5 BeO-PuO₂状態図(推定値)

図2.3-6 BeO-PuO₂状態図(推定値)

2.4 2年間の調査結果の一覧

2年間の調査結果の一覧を表2.4-1に示す。

酸化物燃料の混合系の密度、熱容量および融点の公開文献はほとんどないことがわかった。

2.5 まとめと今後の課題

プルトニウム消費型高速炉の概念を検討することを目的として、ウラン以外の物質を燃料母材にするために、候補材料の物性値（熱伝導度、密度等）を調査した。しかしながら、プルトニウム化合物との混合物の物性値は酸化物、窒化物、金属とともに少なく、評価式で推定した。しかしながら、融点の推定については、推定値にかなり幅があり、推定値を絞り込む研究が必要である。また、 PuO_2 の母材としては融点がより高い $\text{PuO}_2\text{-MgO}$ 系についても評価する必要がある。

表 2.4-1 2年間の調査結果の一覧

		融 点 (°C)	密 度 (g/ml)	熱容量 (J/mol·K)	熱伝導率 (W/m·K) (@1000°C)
酸化物	P u O ₂	○	○	○	○
	A l ₂ O ₃	○	○	○	○
	B e O	○	○	○	○
	M g O	○	○		○
	C e O ₂	○	○		○
	A l ₂ O ₃ -B ₄ C				○
	M g A l ₂ O ₄				
	Mixed Oxide	○			○
	P u O ₂ -A l ₂ O ₃	○			○
	P u O ₂ -B e O	○			○
窒化物	P u N	○	○		
	A l N	○	○		
	Z r N	○	○		
	Mixed Oxide	○	○		○
その他	T a	○	○		
	M o	○	○		
	T a ₂ O ₃	○	○		
	M o O ₃	○	○		

3. 核熱特性計算

3.1 検討条件と計算手法

(1) 検討条件

本検討における条件は下記とした。

- ・燃料 炉心1 : $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ (基準) 炉心2 : $\text{PuO}_2\text{-BeO}$
- ・Pu同位元素比 58.2/22.3/11.1/5.5/1.8/1.1
($\text{Pu}^{239}/\text{Pu}^{240}/\text{Pu}^{241}/\text{Pu}^{242}/\text{Pu}^{238}/\text{Am}^{241}$)
- ・炉出力 1600 MWth
- ・炉心形式 均質2領域、ブランケット削除型
- ・冷却材 ナトリウム

また、炉心設定においては、固定吸収体なしで半年以上の運転サイクル長さとすること、Naボイド反応度をできるだけ低くすること（ゼロ近辺）を目標とした。

(2) 核計算手法

燃焼反応度、出力分布、転換比、燃料組成の変化等の燃焼特性は、7群二次元RZ拡散燃焼計算により解析した。本解析においては、中性子束分布は新旧燃料の平均組成で行うが、燃焼計算においては新旧燃料の交換を行い、各径方向領域において新旧燃料のそれぞれの燃焼を追うため、出力分布への新旧燃料ミスマッチ効果を補正として求めることができる。これにより平衡サイクルの特性を求めた。

Naボイド反応度、ドップラー係数は燃焼計算により得られた組成をもとに70群二次元RZ拡散直接計算により算出した。安全解析に使用する各種密度係数(Na、燃料、構造材)や形状係数、動特性パラメータについては70群二次元RZ拡散摂動計算により算出した。制御棒価値については、7群三次元拡散計算及び7群二次元RZ拡散計算により求めた。

上記の解析は、すべてJENDL-3.2に基づく70群ライブラリー⁽⁷⁾を用いた。7群の場合は炉心各領域の中性子スペクトルでこれを縮約したもの用いた。表3.1-1にエネルギー群構造を示す。

表3.1-1 JFS-3-J2炉定数のエネルギー群構造及び核分裂スペクトル (1/2)

Group			Upper Energy	Lower Energy	Lethargy Width	Fission Spectra*
1	1	1	10.0 (MeV)	7.7880	0.250	8.3498e-03
	1	2	7.7880	6.0653	0.250	2.2710e-02
	2	3	6.0653	4.7237	0.250	4.5869e-02
	2	4	4.7237	3.6788	0.250	7.3294e-02
	3	5	3.6788	2.8650	0.250	9.7428e-02
	3	6	2.8650	2.2313	0.250	1.1210e-01
	4	7	2.2313	1.7377	0.250	1.1520e-01
	4	8	1.7377	1.3534	0.250	1.0837e-01
2	5	9	1.3534	1.0540	0.250	9.5137e-02
	5	10	1.0540	0.82085	0.250	7.9137e-02
	6	11	0.82085	0.63928	0.250	6.3114e-02
	6	12	0.63928	0.49787	0.250	4.8710e-02
	6	13	0.49787	0.38774	0.250	3.6643e-02
3	7	14	0.38774	0.30197	0.250	2.7021e-02
	7	15	0.30197	0.23518	0.250	1.9618e-02
	7	16	0.23518	0.18316	0.250	1.4072e-02
	8	17	0.18316	0.14264	0.250	9.9987e-03
	8	18	0.14264	0.11109 (MeV)	0.250	7.0524e-03
4	9	20	86.517 (keV)	67.379	0.250	3.4531e-03
	9	21	67.379	52.475	0.250	2.4025e-03
	9	22	52.475	40.868	0.250	1.6671e-03
	10	23	40.868	31.828	0.250	1.1543e-03
	10	24	31.828	24.788	0.250	7.9794e-04
5	10	25	24.788	19.305	0.250	5.5089e-04
	11	26	19.305	15.034	0.250	3.7995e-04
	11	27	15.034	11.709	0.250	2.6185e-04
	11	28	11.709	9.1188	0.250	1.8035e-04
	12	29	9.1188	7.1017	0.250	1.2416e-04
5	12	30	7.1017	5.5308	0.250	8.5444e-05
	12	31	5.5308	4.3074	0.250	5.8784e-05
	13	32	4.3074	3.3546	0.250	4.0433e-05
	13	33	3.3546	2.6126	0.250	2.7806e-05
	13	34	2.6126	2.0347	0.250	1.9120e-05
5	14	35	2.0347	1.5846	0.250	1.3146e-05
	14	36	1.5846	1.2341	0.250	9.0376e-06
	14	37	1.2341 (keV)	961.12	0.250	5.3758e-06

*) ^{239}Pu

表3.1-1 JPS-3-J2炉定数のエネルギー群構造及び核分裂スペクトル (2/2)

Group			Upper Energy	Lower Energy	Lethargy Width	Fission Spectra
6	15	38	961.12 (eV)	748.52 (eV)	0.250	0.0
		39	748.52	582.95	0.250	0.0
		40	582.95	454.00	0.250	0.0
	16	41	454.00	353.58	0.250	0.0
		42	353.58	275.36	0.250	0.0
		43	275.36	214.45	0.250	0.0
	17	44	214.45	167.02	0.250	0.0
		45	167.02	130.07	0.250	0.0
		46	130.07	101.30	0.250	0.0
7	18	47	101.30	78.893	0.250	0.0
		48	78.893	61.442	0.250	0.0
		49	61.442	47.851	0.250	0.0
	19	50	47.851	37.267	0.250	0.0
		51	37.267	29.023	0.250	0.0
		52	29.023	22.603	0.250	0.0
	20	53	22.603	17.603	0.250	0.0
		54	17.603	13.710	0.250	0.0
		55	13.710	10.677	0.250	0.0
	21	56	10.677	8.3153	0.250	0.0
		57	8.3153	6.4760	0.250	0.0
		58	6.4760	5.0435	0.250	0.0
	22	59	5.0435	3.9279	0.250	0.0
		60	3.9279	3.0590	0.250	0.0
		61	3.0590	2.3824	0.250	0.0
	23	62	2.3824	1.8554	0.250	0.0
		63	1.8554	1.4450	0.250	0.0
		64	1.4450	1.1254	0.250	0.0
	24	65	1.1254	0.87642	0.250	0.0
		66	0.87642	0.68256	0.250	0.0
		67	0.68256	0.53158	0.250	0.0
	25	68	0.53158	0.41399	0.250	0.0
		69	0.41399	0.32242	0.250	0.0
		70	0.32242 (eV)	0.00001 (eV)	10.650	0.0

3.2 廉心パラメータの検討

ここでは、廉心パラメータを検討し、第3章で核熱特性評価を行う廉心仕様を設定する。検討フローを図3.2-1に示す。

3.2.1 廉心パラメータの暫定

廉心1及び廉心2の核熱特性計算を行うにあたり、昨年度の検討結果とともに、検討条件を満たすと考えられる廉心パラメータの検討を行い、廉心配置・燃料仕様も含めて暫定設定した。

(1) 廉心寸法の検討

昨年度の検討廉心は800MWeであるが、出力規模の検討結果から廉心特性の出力規模依存性は大きくなないことから、本年度の600MWe廉心の特性予測に昨年度結果は十分利用できる。

制御棒のみで余剰反応度を抑制するには、燃焼欠損反応度を低減することがもっとも効果的である。そのためには、昨年度の結果からみると出力密度を低減することや廉心高さを低減する必要がある。一方、昨年度の代表廉心は、出力密度160W/ccで廉心高さ60cm（結果として、廉心径5.34m）であり、これより出力密度を低くしたり、廉心高さを低減することは、出力規模が小さくなつたことを考えても廉心径4m以下の条件では不可能である。

従って、燃焼欠損反応度をすべて制御棒により抑制した場合の最大線出力増加は、出力分布の平坦化や線出力低減（細径化）で対処することとする。出力密度は昨年度と同程度とするが、廉心高さは廉心径4mの条件から決定する。制御棒の割合を10%とすると、廉心高さは88cmとなる。

$$\begin{aligned} \text{廉心高さ} &= 1600(\text{MWth}) / (160(\text{W/cc}) * 3.1415926 * 200(\text{cm}) * 200(\text{cm}) * 0.9) \\ &= 88 \text{ (cm)} \end{aligned}$$

これより、廉心高さを90cmと設定した。

図3.2.1-1 及び3.2.1-2は昨年度の結果より引用したもので、廉心高さと燃焼欠損反応度及びNaボイド反応度の関係である。（いずれも母材はアルミニウム） 廉心高さ90cmに対しては、燃焼欠損反応度約8% $\Delta k/kk'$ 、Naボイド反応度約0% $\Delta k/kk'$ （廉心部ボイド）となっている。燃焼欠損反応度は228日

サイクルの結果であるので、182.5日では約 $6.5\% \Delta k/kk'$ となることが予測できる。

(2)燃料仕様の検討

燃料仕様として昨年度は8.3mm径ピン、271本／集合体、集合体ピッチ179.8mmを使用した。本年度は線出力低減のため細径化し、さらに制御棒本数の増大のため、集合体小型化を方針とした。本年度設定した仕様を昨年度仕様とともに表3.2.1-1に示す。7.5mm径ピン、271本／集合体、集合体ピッチ160.7mmの仕様を設定した。昨年度仕様と同じ271本／集合体であるが、細径化により集合体ピッチを小さくした。これにより、集合体断面積は20%程度低下し、逆に同一炉心体積の場合の燃料ピン本数は約20%増加した。バンドル部の圧損は、最大集合体出力によるが、 3 kg/cm^2 以下と予測される。（本燃料を用いた従来型60万KWe炉心で約 3 kg/cm^2 強）

(3)炉心配置の設定

上記炉心寸法、燃料仕様をもとに、炉心配置を設定した。炉心配置の対称性を考慮して炉心高さ90cm、炉心径約4mの配置を図3.2.1-3のように設定した。炉心燃料本数は492本、制御棒本数は49本である。制御棒の割合は約9%である。この炉心配置をCase-1とする。

燃料交換バッチ数は、昨年度と同一の6バッチとする。

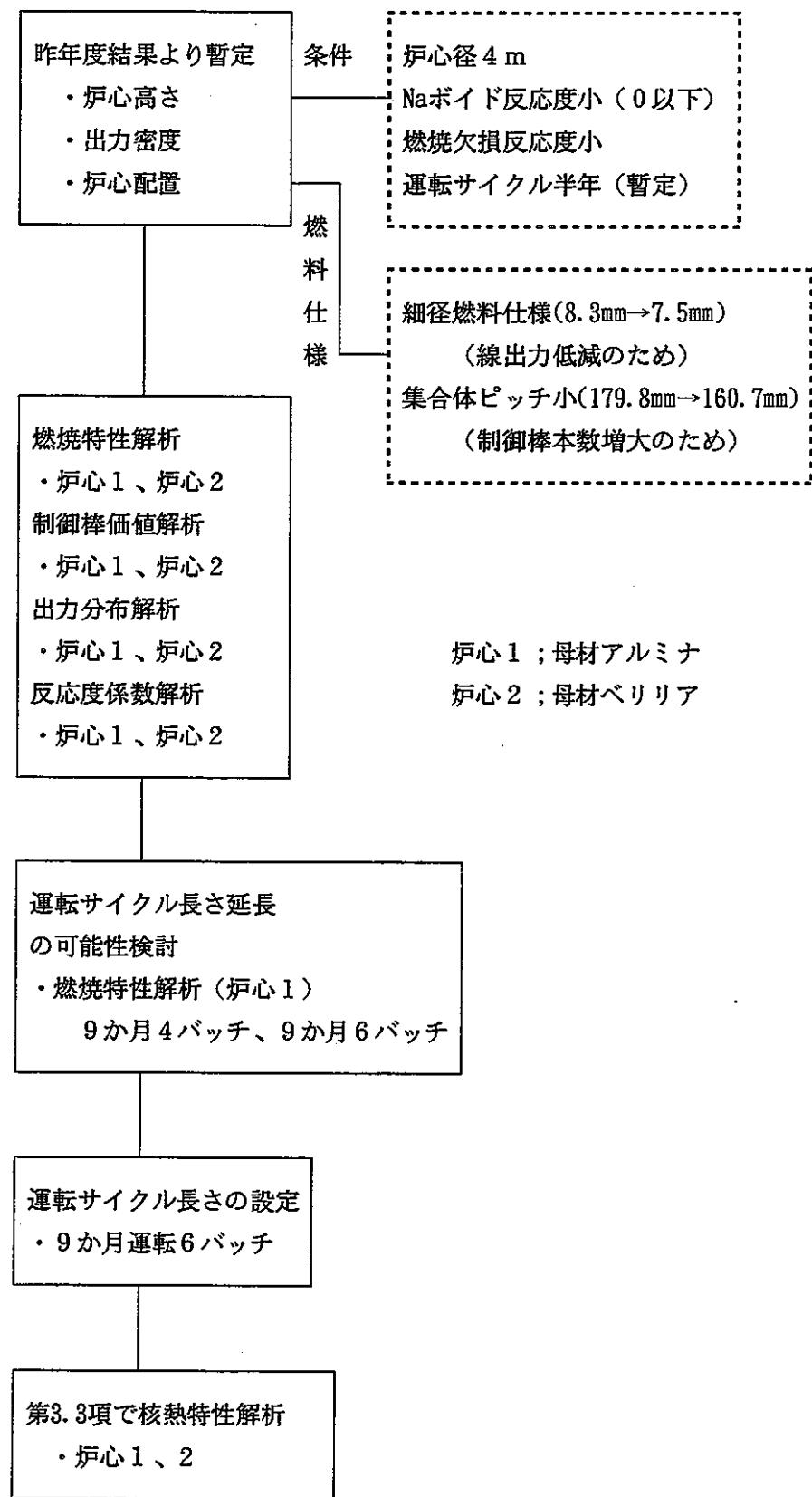


図3.2-1 炉心パラメータの検討フロー図

表3.2.1-1 燃料集合体仕様

	平成6年度 仕様	平成5年度 仕様
燃料ピン本数	271	271
燃料ピン配列ピッチ (mm)	8.85	9.9
被覆管直径 (mm)	7.5	8.3
被覆管肉厚 (mm)	0.42	0.45
ワイヤ径 (mm)	1.25	1.50
ラッパ管内対面間距離 (mm)	147.7	165.8
ラッパ管肉厚 (mm)	4.0	4.0
ラッパ管間ギャップ (mm)	5.0	6.0
集合体配列ピッチ (mm)	160.7	179.8
ボロシティ/リング (mm/ring)	0.130	
燃料スミヤ密度比 (%)	80.0	85.0
燃料体積比 (%)		
燃料 (ギャップ含む)	42.2	41.6
構造材	22.2	20.9
冷却材	35.6	37.5

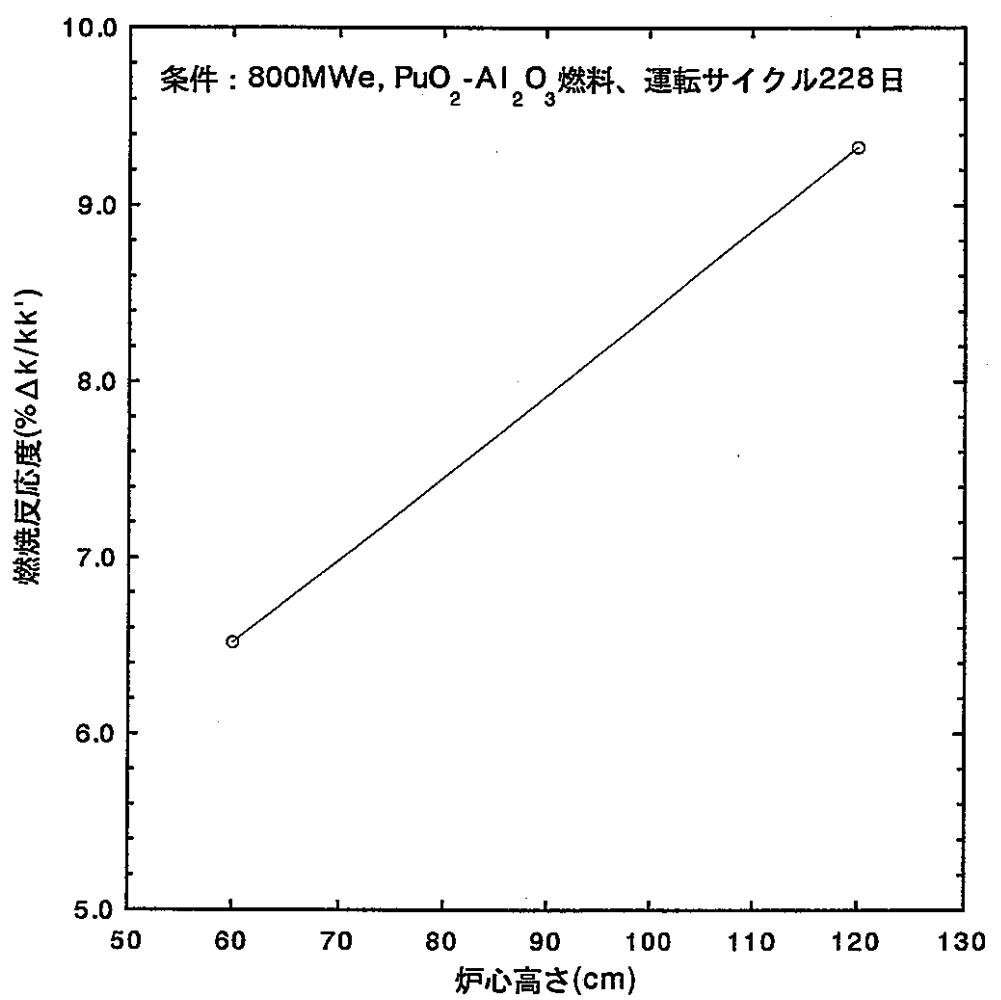


図3.2.1-1 炉心高さと燃焼反応度の関係

条件 : 800MWe, $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料、

運転サイクル228日、平衡末期

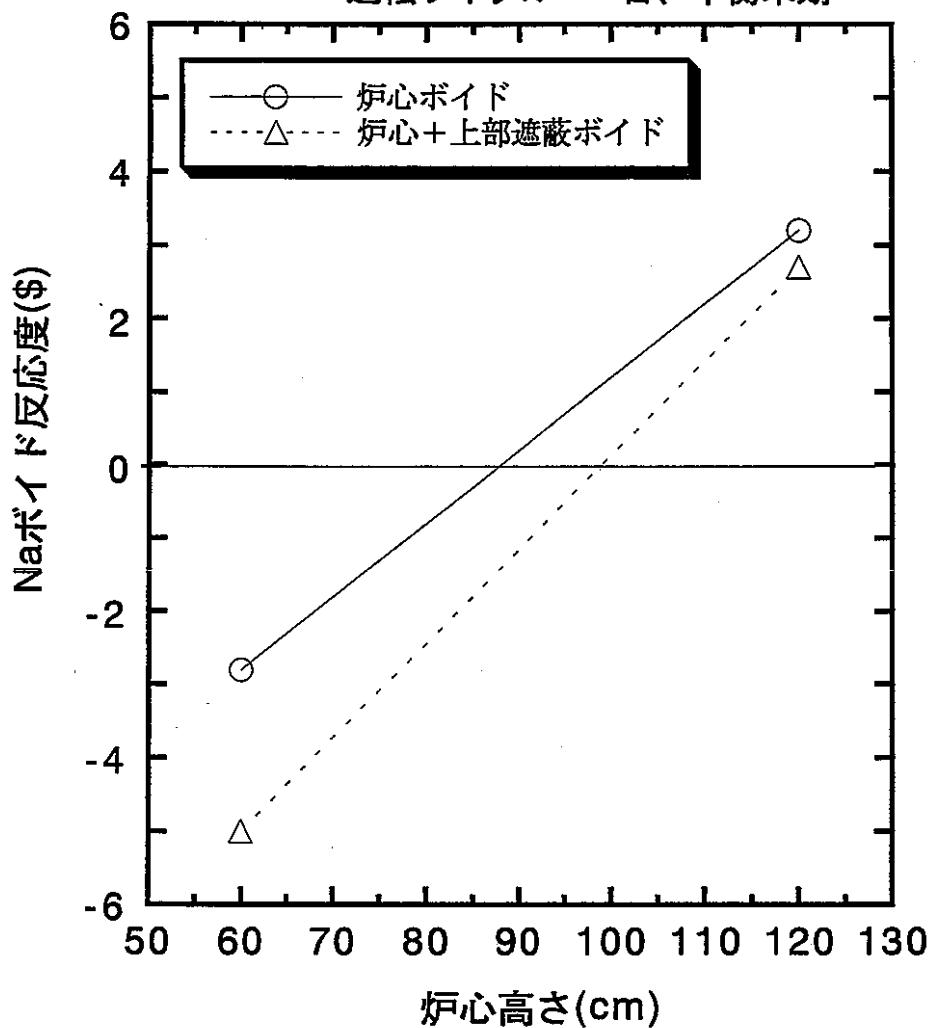


図3.2.1-2 炉心高さとNaボイド反応度の関係

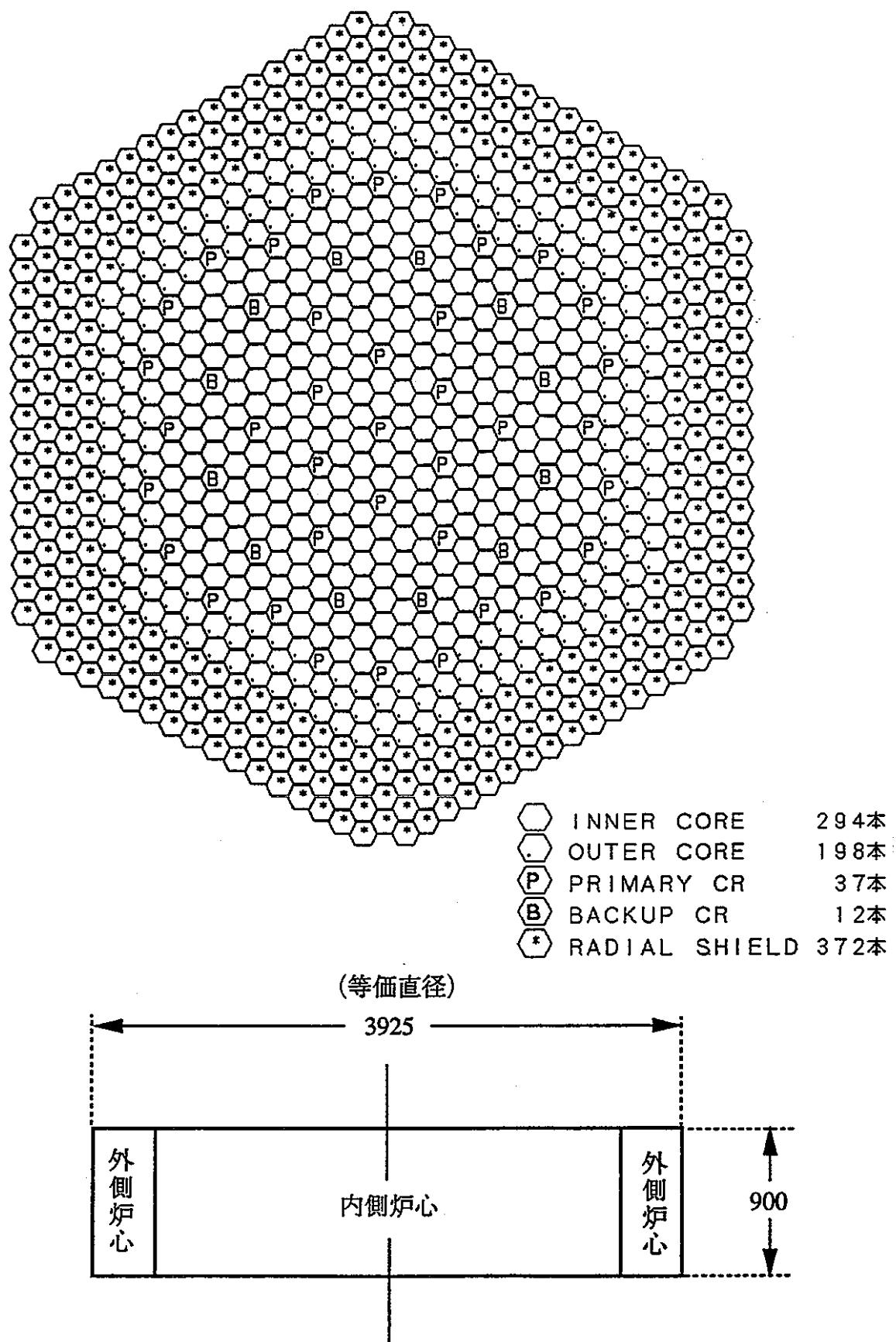


図 3.2.1-3 600MWe ウラン不使用型炉心 炉心配置図 (Case-1)

3.2.2 暫定炉心の核特性解析

(1)燃焼特性（炉心1、2）

二次元R-Z燃焼計算により、燃焼特性を解析した。図3.2.2-1に計算体系を示す。得られた炉心特性を表3.2.2-1に示す。

アルミナを母材とする炉心1の場合、燃焼欠損反応度は、約7.2% $\Delta k/kk'$ であり、運転サイクルが約20%長い昨年度の炉心よりも大きいが、これは主に炉心高さが高くなり、中性子経済が良くなつた結果、Pu富化度が減少したためと考えられる。Pu fissile減少量は年間約630kgである。

ベリリアを母材とする炉心2の場合、Pu富化度が炉心1より低減し、燃焼欠損反応度の増大、Pu減少率の増大がみられる。これは、中性子スペクトルの違いやBeによる($n, 2n$)反応による影響である。Naボイド反応度が炉心1よりも増大しているが、これはNaボイド時に($n, 2n$)反応度が増大する効果が大きいと考えられる。

(2)制御棒価値および反応度収支（炉心1）

母材をアルミナとする炉心1について、三次元拡散コード（三角-Z体系）により制御棒価値の解析を行った。エネルギーは7群とした。

制御棒は、主炉停止系、後備炉停止系の独立2系統とし、その配置として2種類設定した。制御棒の吸収体体積比は36%、B-10濃縮度は90%とした。その配置及び制御棒価値計算値を表3.2.2-2に示す。Case-1'はCase-1と比べて後備炉停止系が6本少なく、主炉停止系が6本多い。全数挿入の場合、Case-1'で主炉停止系27.8% $\Delta k/kk'$ 、後備炉停止系3.6% $\Delta k/kk'$ の価値がある。

上記制御棒価値計算値に対して、表3.2.2-3に示す補正係数を設定した。これらの補正係数は、従来の混合酸化物燃料炉心のものである。そこで、設計余裕として従来より10%保守的な値とした。この結果、ワンロッドスタッフ因子を含めて補正係数は、主炉停止系0.549、後備炉停止系0.452となつた。

制御棒の必要反応度を表3.2.2-4に示す。ここでは、燃焼補償とその不確かさ及び運転余裕以外は暫定値を用いた。

反応度収支を表3.2.2-5に示す。Case-1, Case-1'両方とも反応度収支を満足しているが、補正係数の不確かさや必要反応度が暫定値であることを考えると、両系統における反応度収支の余裕のバランスの点から、Case-1'が適切な配置である。この場合、主炉停止系に余裕があり、運転サイクルを延長できる可能性がある。

(3)出力分布・最大線出力（炉心1）

表3.2.2-6, -7に三次元7群拡散計算による、炉心1のCase-1及びCase-1'に対する主炉停止系の挿入深度と制御棒価値、最大線出力の関係を示す（平衡初期、燃焼による出力ミスマッチ係数を含む）。これをグラフ化したものを図3.2.2-2, -3, -4, -5に示す。

燃焼欠損反応度+運転余裕を補償するだけの挿入反応度、すなわち、 $(7.1+0.2)=7.3\% \Delta k/kk'$ の場合には、最大線出力はCase-1, Case-1'とともに約310～320W/cmとなる。これは、制御棒全引抜時の値約290W/cmと比べて、約7～10%の増加であり、大きな出力歪みは生じていない。この場合、ピーキング係数は約2.4である。

ここで、Case-1'の場合、制御棒価値に余裕があることも考え合わせ、出力分布の観点からも運転サイクル長さを6か月より増大できる可能性がある。すなわち、燃焼反応度が現在の1.5倍の10% $\Delta k/kk'$ 程度となっても、Case-1'では、最大線出力が約350W/cm程度であることが示されている。これは、制御棒引抜時から約20%増加である。

平衡末期制御棒全引き抜き時の最大線出力を表3.2.2-7に示す。最大線出力は平衡初期制御棒挿入時よりも低く258W/cmである。この場合、ピーキング係数は約1.9である。

このように、ピーキング係数は従来炉心よりもかなり大きい。これは、新旧燃料のミスマッチが大きいことが最大の要因である。以下にミスマッチ係数の定義を示す。

ミスマッチ係数 = (最大出力燃料の最大出力密度) / (新旧燃料の平均出力密度)

これは、同一燃焼領域(RZ)内で定義されている。

本炉心の値を表3.2.2-8に示す。従来の大型炉心では、1.1にもならないが、本炉心では、内側炉心で1.5近くにも達している。これは核分裂性物質が一方的に減少する本炉心の特徴である。

Case-1'に対する平衡初期制御棒挿入時及び平衡末期制御棒全引抜時の集合体出力分布を図3.2.2-6,-7に示す。また、代表列についての径方向分布を図3.2.2-8に示す。

(4)三次元補正について

制御棒価値および出力分布への三次元補正（三次元TRI-Z計算値／二次元R Z計算値）を求めた。これは、炉心2に対して二次元R Z計算から制御棒価値や出力分布を評価する場合の三次元補正として用いる。これを表3.2.2-9に示す。

三次元補正はかなり大きい。制御棒価値に対しては約0.8である。また、出力分布については、内側炉心では制御棒挿入度が大きい程大きく約0.96-0.71、外側炉心では約1.1である。内側炉心と外側炉心で異なるのは、内側炉心では後備炉停止系の周囲に、主炉停止系制御棒挿入によって大きく出力が盛り上がる領域があり、この領域では二次元モデルでこの盛り上がりが過大評価されるためと考えられる。

(5)制御棒価値および反応度収支（炉心2）

ベリリアを母材とする炉心2に対しては、二次元R Zモデルで制御棒価値を求め、三次元補正を行って評価値を得た。

制御棒は、主炉停止系、後備炉停止系の独立2系統とし、その配置としてCase-1'（表3.2.2-2）とした。制御棒の吸収体体積比は36%、B-10濃縮度は90%とした。これらは炉心1と同様である。制御棒価値二次元R Z計算値を表3.2.2-10に示す。全数挿入の場合、主炉停止系 $29.0\%\Delta k/kk'$ 、後備炉停止系 $4.1\%\Delta k/kk'$ の価値がある。これは、炉心1と比べて（表3.2.2-9の二次元R Z計算値と比較）、約15-20%小さい。これは、中性子スペクトルが柔らかく、制御棒の効果がより局所的であるためと考えられる。この制御棒価値計算値に対して、表3.2.2-9に示す三次元補正を行った。この結果を表3.

2.2-11 に示す。

制御棒の必要反応度を表3.2.2-12 に示す。ここでは、燃焼補償とその不確かさ及運転余裕以外は暫定値を用いた。

反応度収支を表3.2.2-13 に示す。両系統とも反応度収支を満足しているが、炉心1 (Case-1') の場合とくらべて余裕が小さい。これは、制御棒価値が小さいことと、燃焼欠損反応度が大きいことによる。

(6)出力分布・最大線出力（炉心2）

表3.2.2-10 に二次元7群RZ拡散計算による炉心2のCase-1'に対する主炉停止系の挿入深度と最大線出力の関係を示す（平衡初期、燃焼による出力ミスマッチ係数を含む）。この結果に対して、前記三次元補正を施した結果を表3.2.2-11 に示す。

燃焼欠損反応度+運転余裕を補償するだけの挿入反応度、すなわち、 $(8.0 + 0.2) = 8.2\% \Delta k/kk'$ の場合には、最大線出力は約380W/cm程度となると考えられる。これは、制御棒全引抜時の値約290W/cmと比べて、約31%の増加である。燃焼欠損反応度が炉心1よりも大きく挿入反応度がやや大きいものの、炉心1よりも大きな出力歪みが生じている。

(7)反応度係数（炉心1、2）

炉心1及び炉心2に対するドップラー係数とNaボイド反応度（70群拡散計算値、平衡初期）を表3.2.2-14 に示す。

炉心1のドップラー係数は約 $-4.8 \times 10^{-3} (\text{Tdk}/dT)$ 、Naボイド反応度は約-0.79% $\Delta k/kk'$ である。実効遅発中性子発生割合を昨年度の結果より60cm高さ炉心の値(0.0029)を適用できるとすると、Naボイド反応度は約-2.7ドルとなる。Naボイド反応度が低いウラン不使用型炉心の特徴を生かした結果となっている。

一方、炉心2では、炉心1と比べてドップラー係数の絶対値が約2倍と大きく、また、Naボイド反応度は負ではあるがより正側へシフトしている。

(8)母材の違いによる制御棒価値および出力分布の歪みの差について

前記(5)において、ベリリアを母材とする場合、アルミナを母材とする場合よりも制御棒価値が約15-20%小さいこと、(6)において制御棒による出力分布歪みが大きいことを示した。以下に、この原因を検討した。

両炉心の平衡初期における制御棒引抜き時および挿入時（半挿入）の径方向出力分布を図3.2.2-9および図3.2.2-10に比較した。これらは、二次元RZモデルによる。また、制御棒挿入時／引抜き時の出力分布の比を図3.2.2-11に示した。ベリリア炉心では、制御棒価値が小さいにもかかわらず、制御棒挿入による出力分布の歪みが大きいことがわかる。

また、表3.2.2-15にはB-10吸収およびPu-239核分裂の一群化実効吸収断面積を比較した。この表で、B-10吸収断面積とPu-239核分裂断面積の比は制御棒価値に比例する一つの指標となる。本表より、以下のことがわかる。

- ・上記の比は、制御棒引抜き時にはベリリア炉心の方が大きい。すなわち、制御棒挿入効果を考えなければ、あるいは、B-10が無限に希釈された状態においては、制御棒価値はベリリア炉心の方が大きくなる要因がある。
- ・一方、制御棒を挿入した状態では、この比はアルミナ炉心の方が大きくなる。これは、制御棒挿入による制御棒内のスペクトル硬化がベリリア炉心で著しいことを示すものであり、制御棒価値がベリリア炉心で小さくなる要因である。

以上のことから、制御棒挿入状態では、ベリリア炉心では核分裂率に対する相対的なB-10吸収率がアルミナ炉心よりも低下する。この理由は、ベリリア炉心では中性子スペクトルが柔らかいが、制御棒挿入により制御棒内では大幅にスペクトルが硬化するのに対して、その反対に炉心内の平均的な中性子スペクトルは大きく変化せず、アルミナ炉心よりも柔らかいスペクトルが保たれるためである。これは、制御棒から離れた位置で大幅に出力分布が増大する要因となる。すなわち、中性子スペクトルが柔らかいために中性子の足が短く、制御棒の影響が局所的となり、制御棒から離れた位置で中性子束が増大することになる。

表3.2.2-1 炉心特性の比較（母材：アルミナ／ベリリア）

	炉心1	炉心2
燃料	PuO ₂ /Al ₂ O ₃	PuO ₂ /BeO
炉心高さ [cm]	90	90
サイクル [日]	182.5	182.5
バッチ数	6	6
Pu富化度(内/外) [vol%]	15.8/17.5	14.5/16.0
燃焼反応度 [%Δk/kk']	7.2	8.0
転換比(MOEC)	0.159	0.206
平均出力密度(BOEC/EOEC) [W/cc]	161.6/161.6	同左
平均線出力(BOEC/EOEC) [W/cm]	133.4/133.4	同左
最大線出力(BOEC/EOEC)* [W/cm]	301/240	299/249
取出平均燃焼度 [MWd/t] [at%]	328000 33.1	358000 36.2
最大高速フルエンス [nvt]	1.76E+23	1.23E+23
炉心部冷却材ボイド反応度 [%Δk/kk']	-0.93	-0.34
初装荷Pu fissile量 [t] (括弧内は全Pu、以下同)	3.842 (5.484)	3.521 (5.025)
Pu fissile量(BOEC) [t]	2.946 (4.658)	2.594 (4.192)
Pu fissile量(EOEC) [t]	2.630 (4.357)	2.275 (3.891)
Pu fissile減少量 [t/年]	0.632 (0.602)	0.638 (0.603)
Pu fissile投入量 [t/年]	1.281 (1.828)	1.174 (1.675)
Pu fissile 減少量 [%] (=減少量/投入量)	49.3 (32.9)	54.3 (36.0)
Pu fissile減少量** [kg/TWhe]	120.0 (114.5)	116.5 (107.9)

注) BOEC, MOEC, EOEC : Beginning, Middle, End of Equilibrium Cycle

冷却材ボイド反応度 :本表の値は7群計算のため参考値

*)新旧燃料ミスマッチ係数を含む、二次元R Z計算値

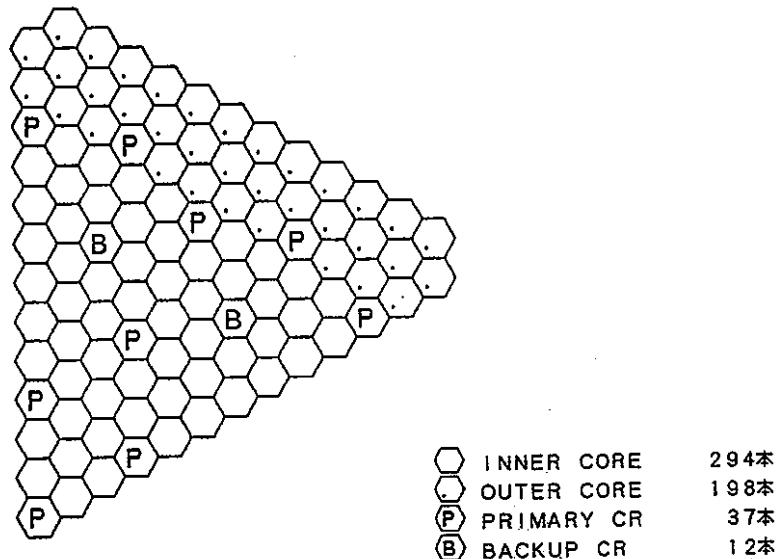
**)600MW_eとして計算

表3.2.2-2 制御棒価値計算値 (PuO₂-Al₂O₃炉心、平衡初期、7群拡散計算値)

Case	主炉停止系	後備炉停止系	制御棒価値($\Delta k/kk'$)
Case-1	全挿入(37本)	全引抜	22.8
Case-1	全引抜	全挿入(12本)	7.0
<hr/>			
Case-1'	全挿入(43本)	全引抜	27.8
Case-1'	全引抜	全挿入(6本)	3.6

(制御棒の配置)

(1) Case-1



(2) Case-1'

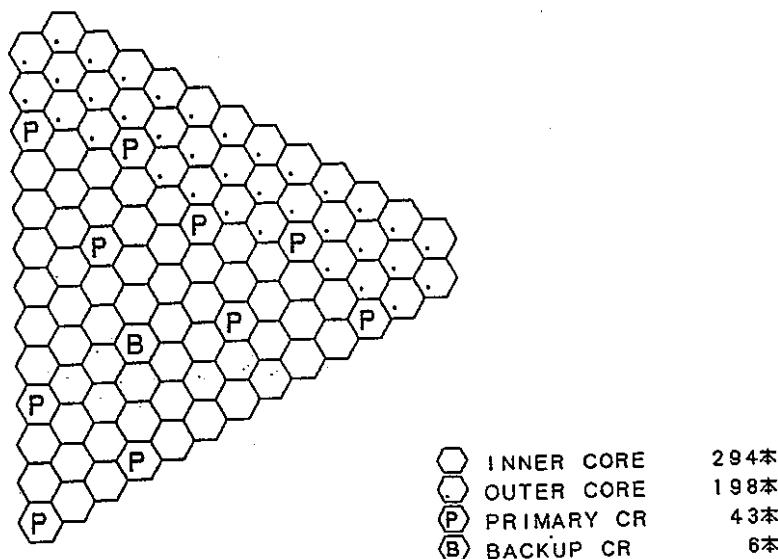


表3.2.2-3 制御棒価値計算値への補正係数（三次元拡散計算値への補正）

項目	主炉停止系	後備炉停止系	備考
非均質効果補正	0.85	同左	
輸送効果	0.95	同左	
E／C補正	1.0	同左	JUPITER C/E=0.95*
ワンロッドスタック因子	0.85	0.7	従来の計算例より
設計余裕	0.8	0.8	従来設計 0.9
合計	0.549	0.452	

*)E/Cは1.05となるが、保守的に1と設定

表3.2.2-4 制御棒の必要反応度（PuO₂-Al₂O₃炉心、単位%Δk/kk'）

項目	主炉停止系	後備炉停止系	
1. 燃焼補償	7.2	-	アルミ炉心
2. 出力補償（200°C→定格）	0.5	0.5	暫定値
3. 運転余裕	0.2	-	
4. 燃料交換余裕	0.2	-	暫定値
5. 誤引抜反応度	-	0.2	暫定値
6. 不確かさ補償*	1.5	0.1	
(1)燃焼補償	1.4	-	20%誤差
(2)出力補償	0.1	0.1	20%誤差
(3)燃料製作公差	0.3	-	暫定値
7. 臨界性予測誤差	1.0	-	暫定値
合計	10.6	0.8	

*) (1),(2),(3)を統計処理

表3.2.2-5 制御棒の反応度収支 ($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 炉心)

	主炉停止系		後備炉停止系		備考
	Case-1	Case-1'	Case-1	Case-1'	
制御棒価値評価値					
計算値(% $\Delta k/kk'$)	22.8	27.8	7.0	3.6	
補正係数	0.549	0.549	0.452	0.452	
評価値(% $\Delta k/kk'$)	12.5	15.3	3.2	1.6	ワンドロッドスタック時
必要制御反応度(%$\Delta k/kk'$)					
	10.6	10.6	0.8	0.8	

表3.2.2-6 制御棒挿入深度と制御棒価値・最大線出力の関係
($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 炉心、Case-1, 平衡初期) *

主炉停止系 挿入深度(cm)	制御棒価値 ($\Delta k/kk'$)	最大線出力(W/cm)		ビ°-キンク 係数
		内側炉心	外側炉心	
0	0.0	287	287	2.15
13.5	1.8	289	245	2.17
31.5	6.2	306	253	2.29
36	7.7	314	253	2.35
45	10.9	332	254	2.49
90	22.8	414	189	3.10

*) 7群三次元拡散計算値

表3.2.2-7 制御棒挿入深度と制御棒価値・最大線出力の関係
(PuO₂-Al₂O₃炉心、Case-1') *

主炉停止系 挿入深度(cm)	制御棒価値 (Δk/kk')	最大線出力(W/cm)		ピ-キング 係数
		内側炉心	外側炉心	
(平衡初期)				
0	0.0	287	237	2.15
36	8.9	333	249	2.50
45	12.8	352	248	2.64
90	27.8	438	182	3.28
(平衡末期)				
0	0.0	258	244	1.93

*) 7群三次元拡散計算値

平衡末期の結果は、Case-1, -1' で共通

表3.2.2-8 燃焼ミスマッチ係数(182.5日 6パッチ炉心)

		内側炉心	外側炉心
PuO ₂ -Al ₂ O ₃ 炉心	(平衡初期/平衡末期)	1.47/1.46	1.29/1.29
PuO ₂ -BeO炉心	(平衡初期/平衡末期)	1.54/1.52	1.36/1.35

注) ミスマッチ係数 = (最大出力燃料の最大出力密度) / (新旧燃料の平均出力密度)

これは、同一燃焼領域(RZ)内で定義されている。

上記値は、全燃焼領域のうちの最大値

表3.2.2-9 制御棒価値・最大線出力への三次元効果（三次元／二次元R Z）

主炉停止系 挿入深度(cm)	制御棒価値 ($\Delta k/kk'$)		最大線出力(W/cm)			
			内側炉心		外側炉心	
	A/B	(C)	A/B	(C)	A/B	(C)
0	0.0/0.0	-	287/299 (0.96)		237/215 (1.10)	
36	8.9/10.8 (0.82)		333/376 (0.89)		249/227 (1.10)	
45	12.8/15.7 (0.82)		352/413 (0.85)		248/226 (1.10)	
90	27.8/36.0 (0.77)		438/619 (0.71)		182/168 (1.08)	

注) 炉心1(母材アルミ)、182.5日6ヶ月、炉心配置Case-1'、平衡初期
A/B (C) ; 7群三次元拡散計算値／二次元R Z拡散計算値 (その比)
線出力には燃焼ミスマッチ係数を含む

表3.2.2-10 制御棒挿入深度と制御棒価値・最大線出力の関係
(PuO₂-BeO炉心、制御棒配置Case-1'、二次元R Z 計算値)

主炉停止系 挿入深度(cm)	制御棒価値 ($\Delta k/kk'$)	最大線出力(W/cm)		ヒ°-キング 係数
		内側炉心	外側炉心	
(平衡初期)				
0	0.0	299	234	2.24
36	9.3	416	243	3.12
45	13.5	464	237	3.48
90	29.0	793	133	5.94
(後備系)				
90	4.1			
(平衡末期)				
0	0.0	222	249	1.87

表3.2.2-11 制御棒挿入深度と制御棒価値・最大線出力の関係
(PuO₂-BeO炉心、制御棒配置Case-1'、三次元効果補正した値)

主炉停止系 挿入深度(cm)	制御棒価値 ($\Delta k/kk'$)	最大線出力(W/cm)		ヒ°-キング 係数
		内側炉心	外側炉心	
(平衡初期)				
0	0.0	287	257	2.15
36	7.6	370	267	2.77
45	11.0	394	261	2.95
90	22.3	563	144	4.45
(後備系)				
90	3.2			

注) 三次元効果は、PuO₂-Al₂O₃炉心の結果を適用(表3.2.2-9)

表3.2.2-12 制御棒の必要反応度 (PuO₂-BeO炉心、単位%Δk/kk')

項目	主炉停止系	後備炉停止系	
1. 燃焼補償	8.0	-	アルミナ炉心
2. 出力補償 (200°C→定格)	0.5	0.5	暫定値
3. 運転余裕	0.2	-	
4. 燃料交換余裕	0.2	-	暫定値
5. 誤引抜反応度	-	0.2	暫定値
6. 不確かさ補償*	1.6	0.1	
(1)燃焼補償	1.6	-	20%誤差
(2)出力補償	0.1	0.1	20%誤差
(3)燃料製作公差	0.3	-	暫定値
7. 臨界性予測誤差	1.0	-	暫定値
合計	11.5	0.8	

*) (1), (2), (3)を統計処理

表3.2.2-13 制御棒の反応度収支 (PuO₂-BeO炉心)

	主炉停止系	後備炉停止系	備考
制御棒配置Case-1'			
制御棒価値評価値			
計算値(%Δk/kk')	22.3	3.2	
補正係数	0.549	0.452	
評価値(%Δk/kk')	12.2	1.4	ワソロット・スタック時
必要制御反応度(%Δk/kk')			
	11.5	0.8	

表3.2.2-14 反応度係数（平衡初期、炉心部）

燃料	炉心高さ (cm)	ドップラー係数* (Tdk/dT)	Naボイド反応度** (%Δk/kk')
PuO ₂ /Al ₂ O ₃ (182.5日運転)	90	-0.00479	-0.786 (-1.30)
PuO ₂ /BeO (182.5日運転)	90	-0.00955	-0.174 (-0.471)

*70群二次元R Z拡散直接計算

**70群二次元R Z拡散直接計算(括弧内は炉心+上部プレナムがボイドの値)

表3.2.2-15 一群化実効断面積 (B-10吸収およびPu-239核分裂)

	B-10吸収断面積		Pu-239核分裂断面積		比***	
	アルミナ	ベリリア	アルミナ	ベリリア	アルミナ	ベリリア
制御棒引抜時	4.96*	7.89*	2.44	3.60	2.03	2.19
制御棒挿入時	1.66**	1.86**	2.16	3.24	0.77	0.57

*)引抜チャンネルの中性子スペクトルで一群化

**)挿入チャンネルの中性子スペクトルで一群化

***)B-10吸収断面積/Pu-239核分裂断面積

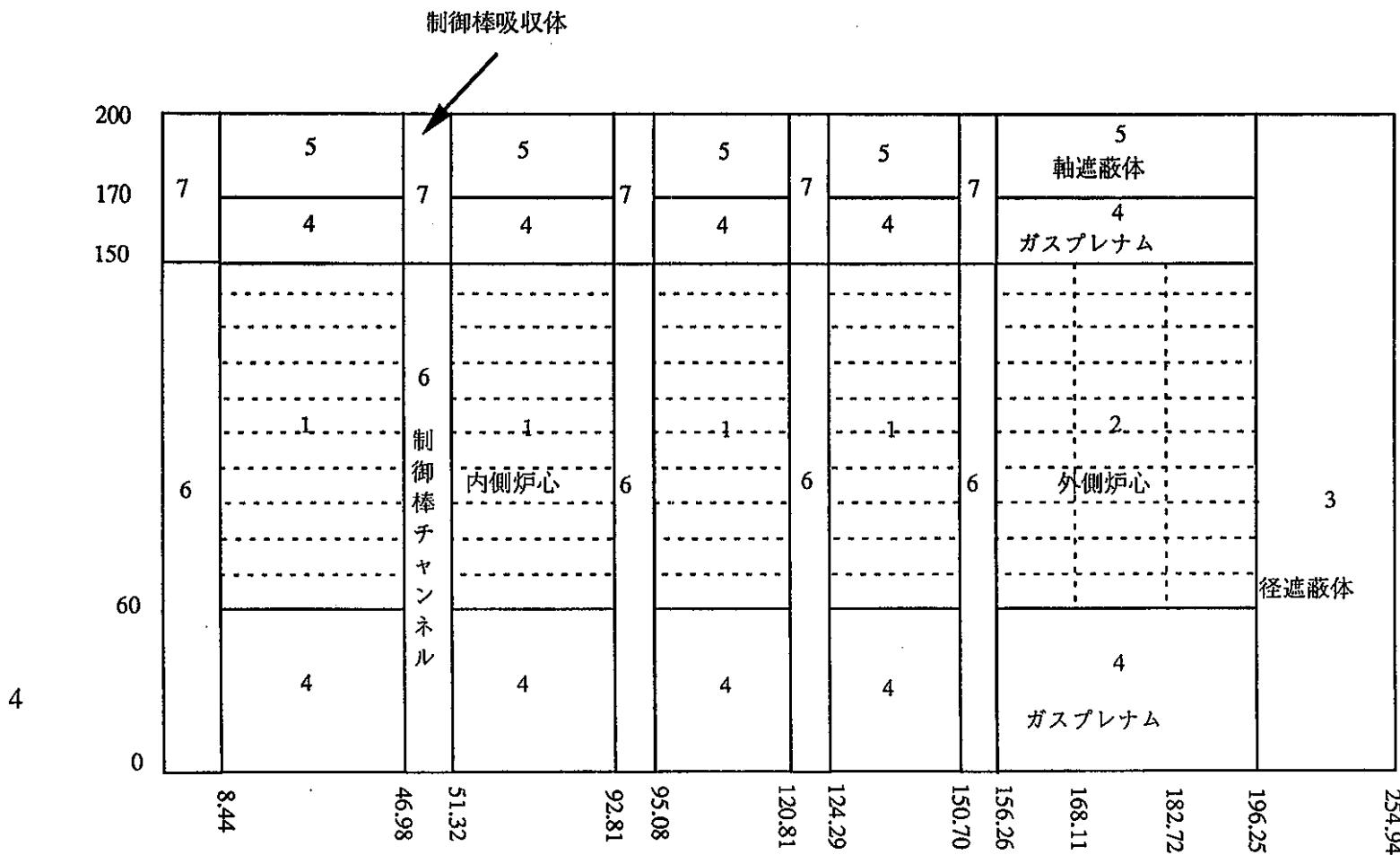


図3.2.2-1 燃焼計算体系（2次元RZモデル）

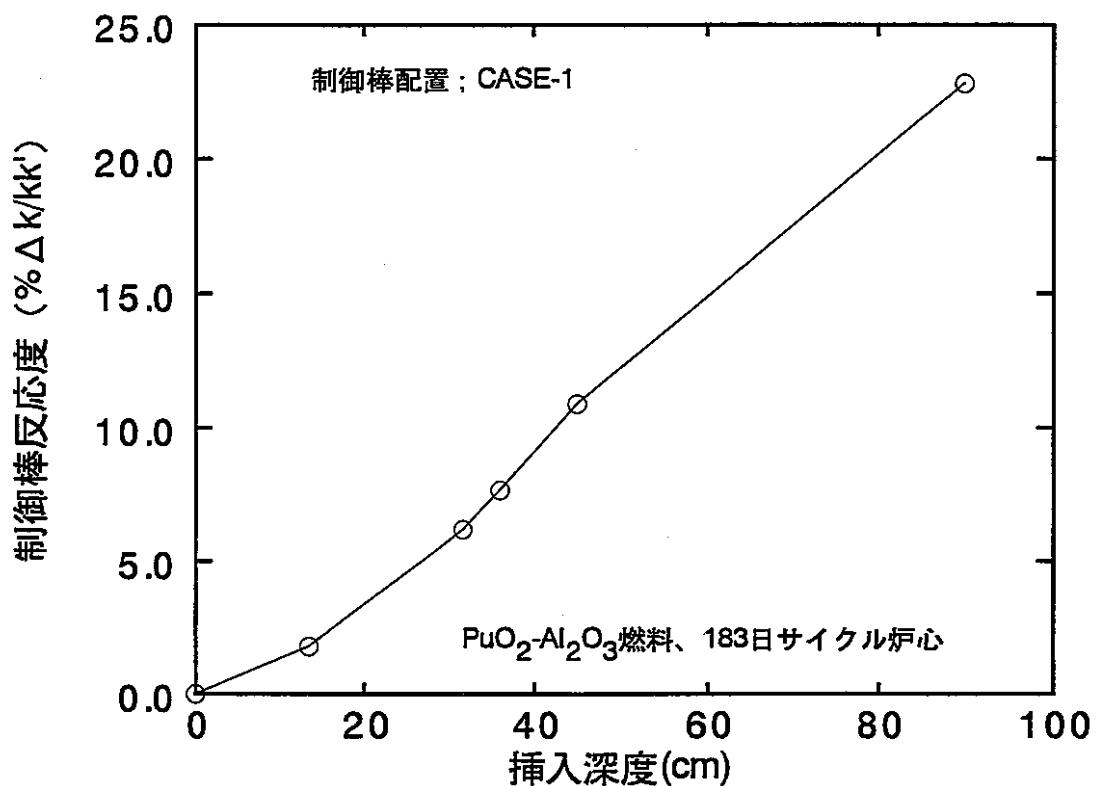


図3.2.2-2 制御棒挿入深度と制御棒反応度の関係（主炉停止系）

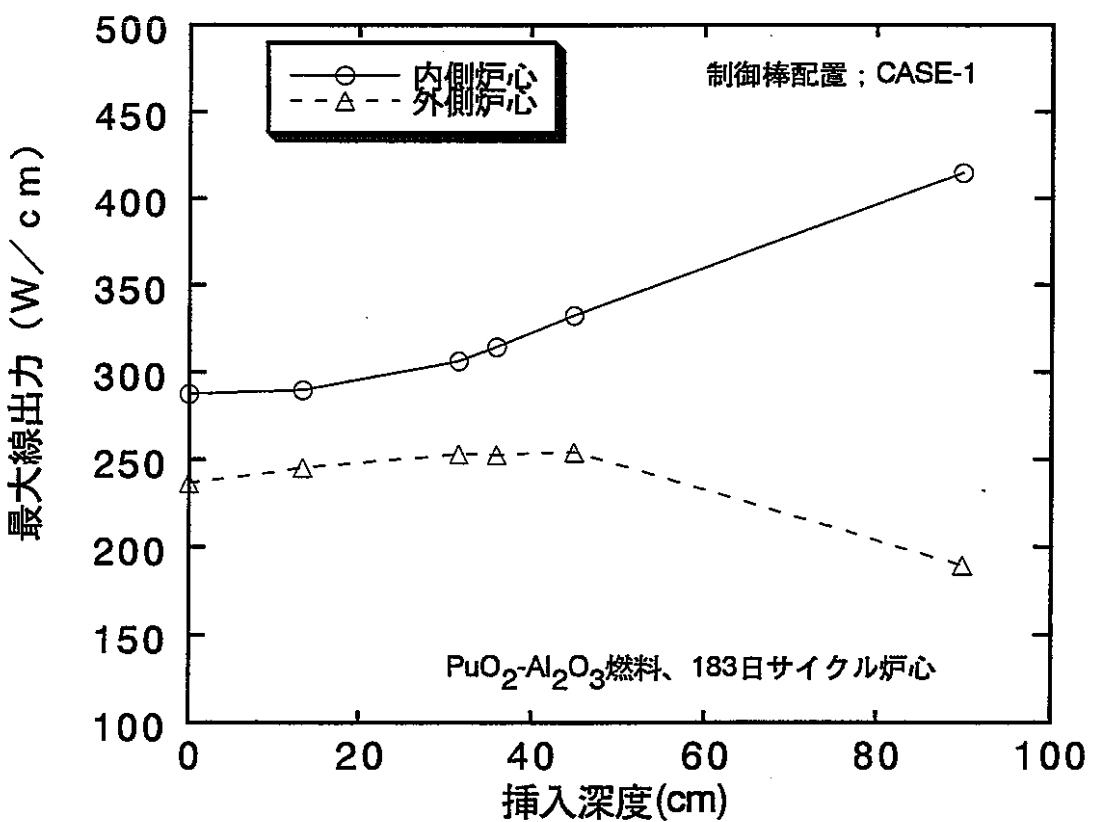


図3.2.2-3 制御棒挿入深度と最大線出力の関係（主炉停止系）

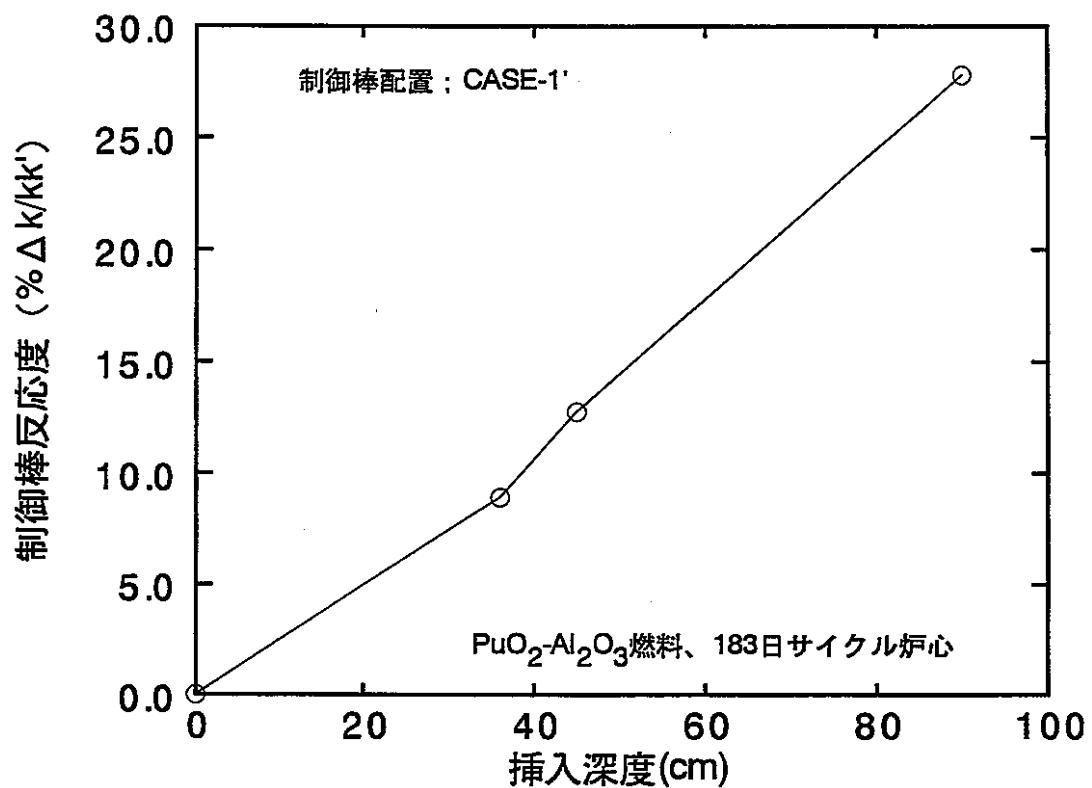


図3.2.2-4 制御棒挿入深度と制御棒反応度の関係（主炉停止系）

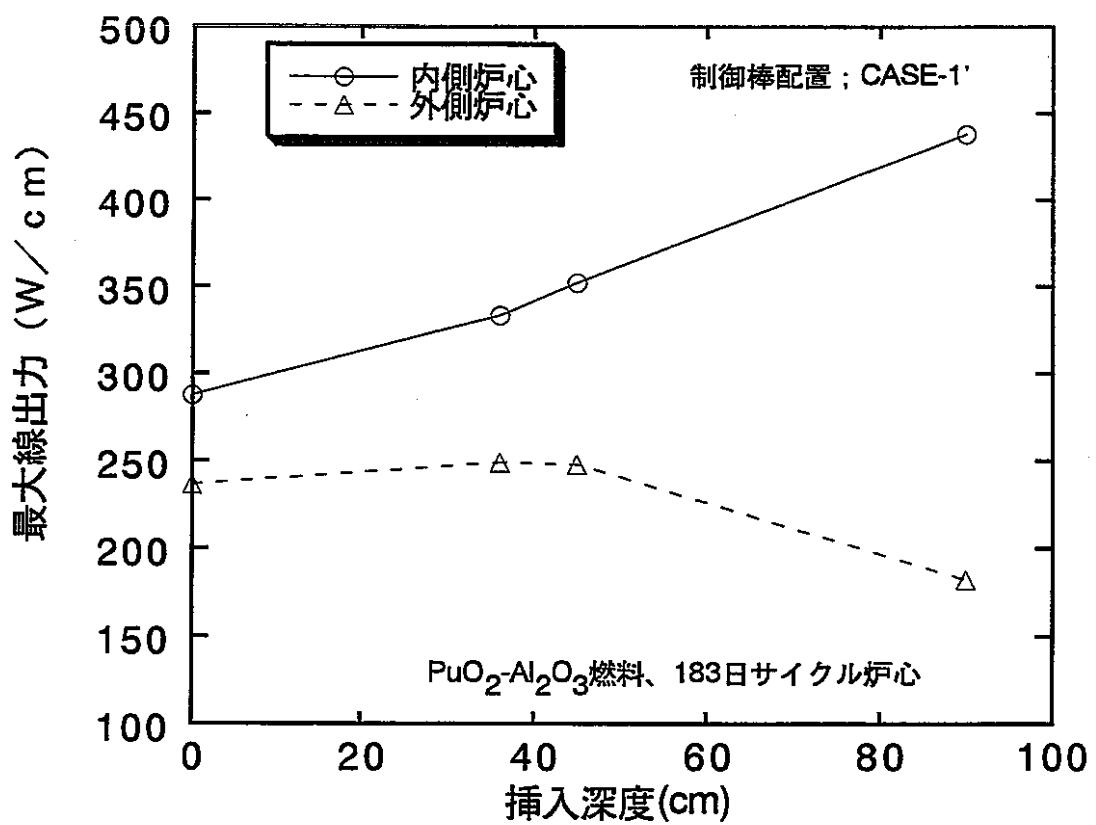


図3.2.2-5 制御棒挿入深度と最大線出力の関係（主炉停止系）

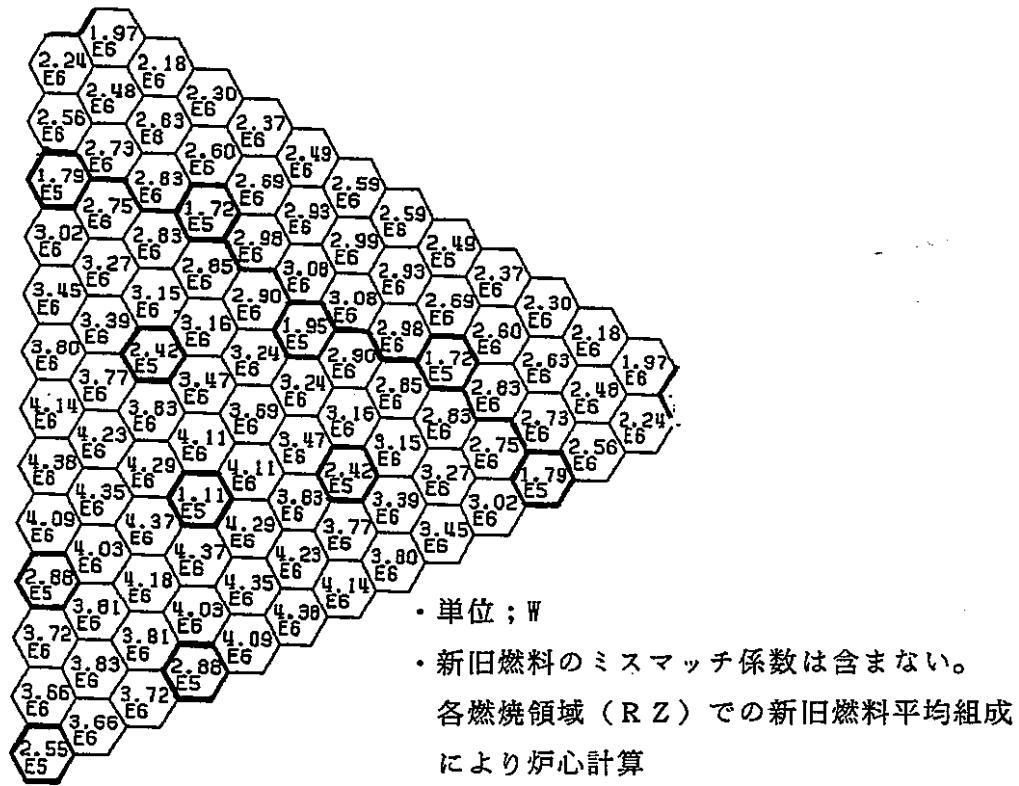


図3.2.2-6 集合体出力分布（炉心1、平衡初期P C R 36cm挿入時）

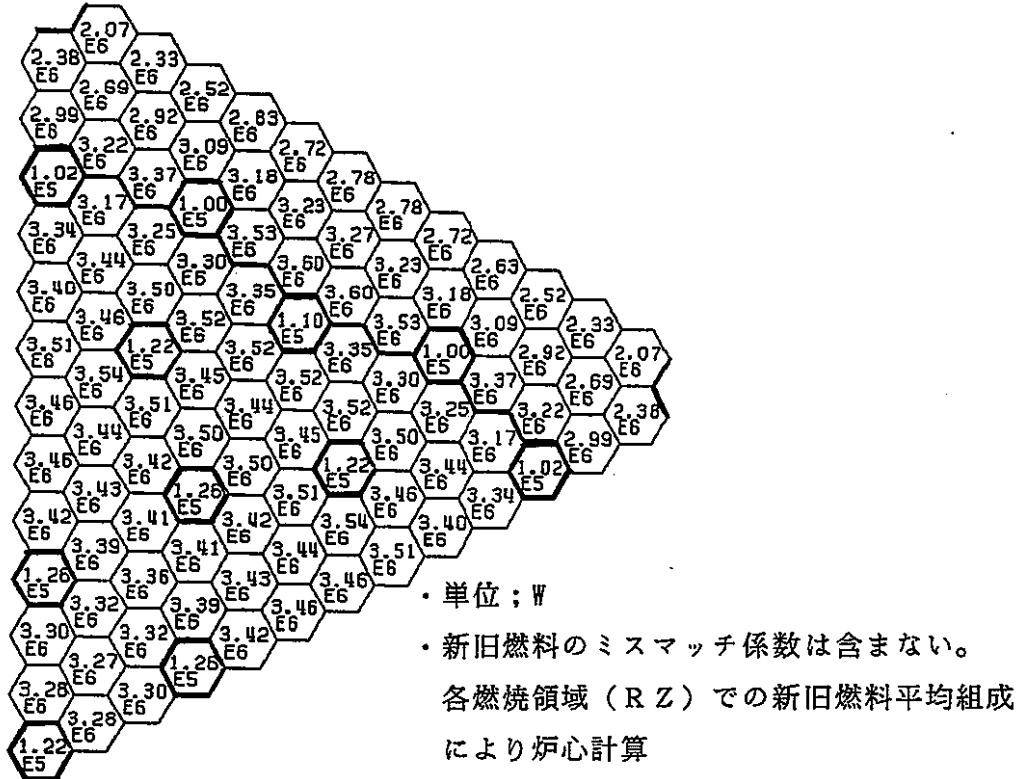


図3.2.2-7 集合体出力分布（炉心1、平衡末期C R全引抜）

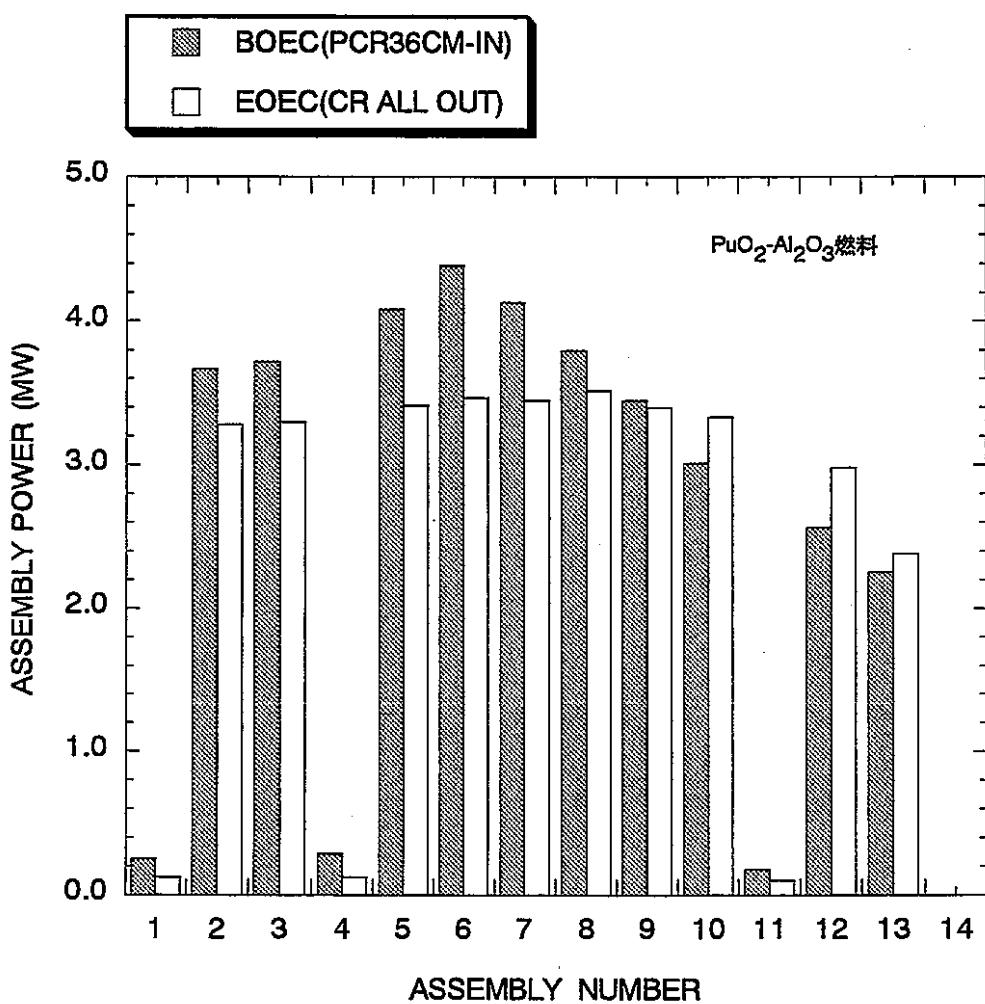


図3.2.2-8 集合体出力の変動(182.5日 6バッチ炉心)

注) 三次元炉心モデルの代表集合体列（図3.2.2-6,図3.2.2-7における中心制御棒と第1リング制御棒を結ぶ集合体列）に沿った集合体出力分布
新旧燃料のミスマッチ係数は含んでいない

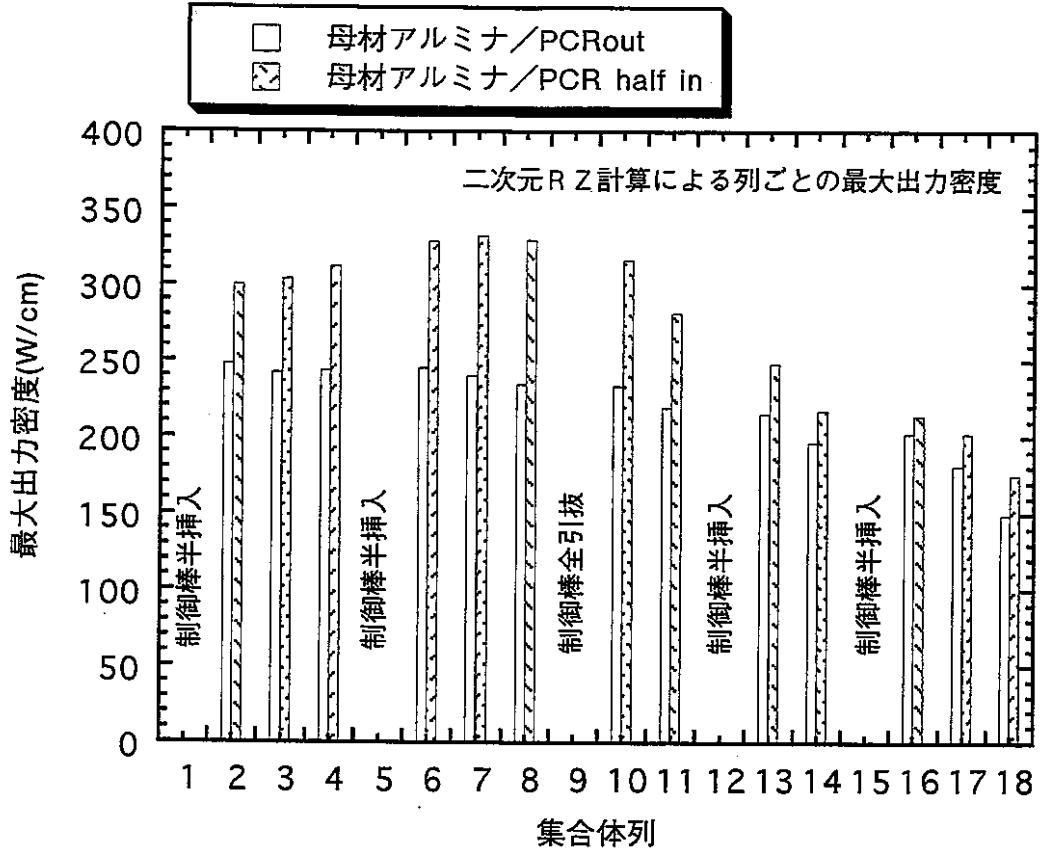


図3.2.2-9 径方向出力分布（母材；アルミナ）

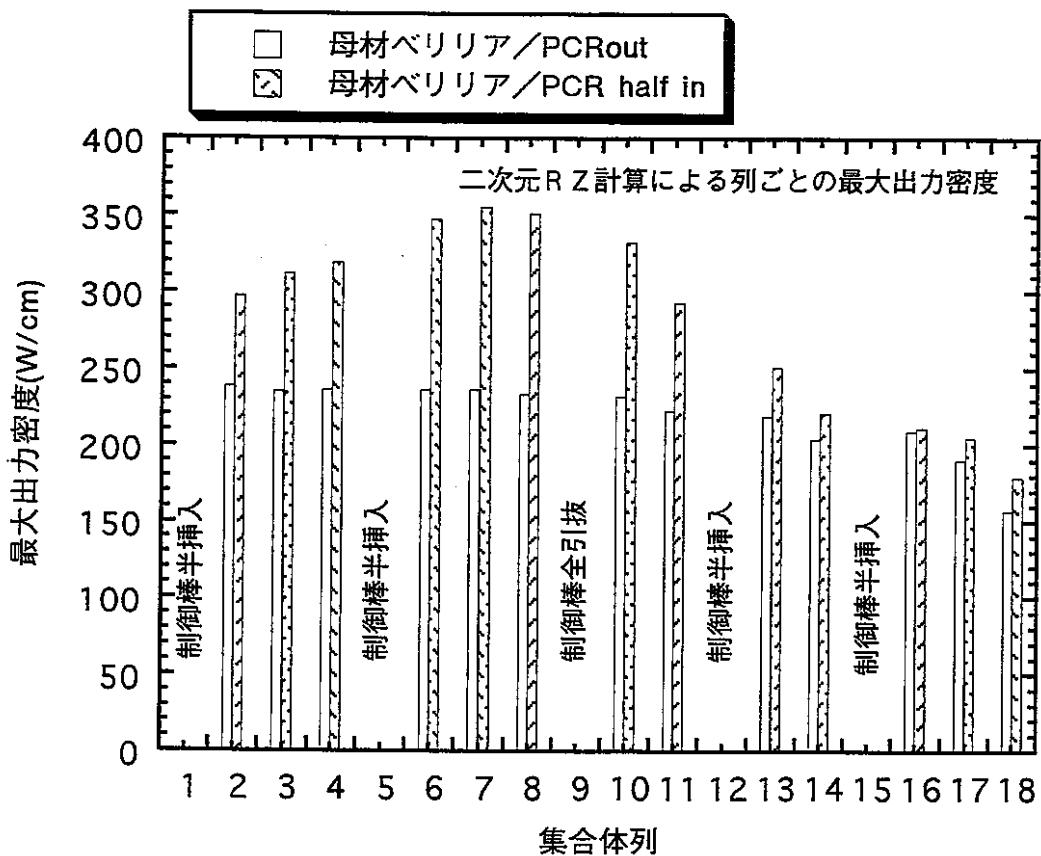


図3.2.2-10 径方向出力分布（母材；ベリリア）

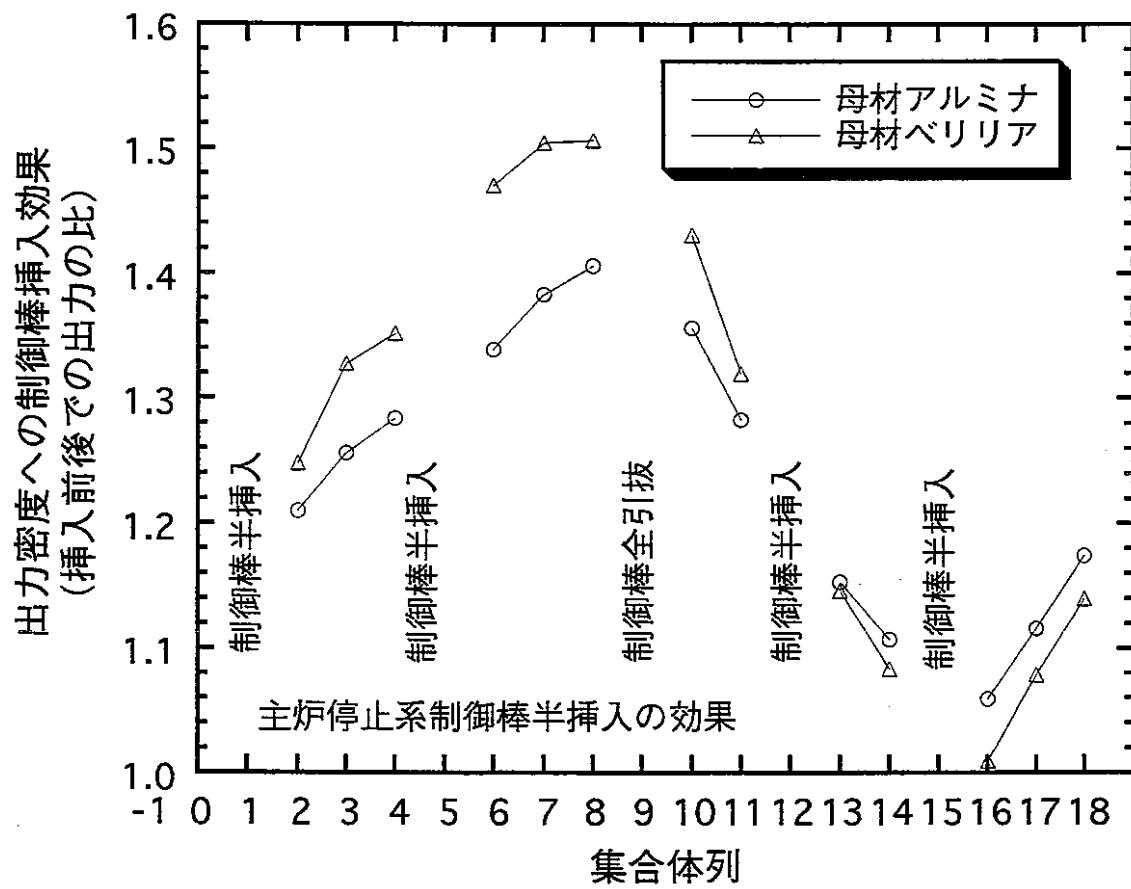


図3.2.2-11 出力分布への制御棒挿入効果

3.2.3 運転サイクル長さ延長の検討

上記検討結果より、アルミナを母材とする炉心では182.5日サイクルの場合に比べて燃焼欠損反応度が1.5倍程度となっても、制御棒反応度収支・出力分布の観点から成立する見通しであることがわかる。そこで、本項では運転サイクル長さを1.5倍の9か月とした場合の燃焼特性を解析し、制御棒反応度収支・出力分布への影響を評価した。

(1)検討ケース

バッチ数はパラメータとし、4バッチの場合と、6バッチの場合について検討した。4バッチの場合、運転サイクル半年6バッチの場合を取り出し燃焼度はほぼ同一となり、原子割合で約30%強である。これに対して6バッチでは、それより1.5倍の燃焼度となると予想される。

(2)燃焼特性

上記2ケースの燃焼特性を表3.2.3-1に示す。運転サイクル半年の場合よりも大幅に燃焼欠損反応度が増加し、4バッチで約10% $\Delta k/kk'$ 、6バッチで約9% $\Delta k/kk'$ となった。6バッチの場合の方が燃焼欠損反応度が小さいのは、燃焼度が高くPu富化度を高く設定する必要がありPu fissileインベントリが増大し、単位時間あたりのfissile燃焼割合が相対的に低下するためである。これは、fertileがほとんどない本炉心概念の特徴である。

取出平均燃焼度はPu全体の原子数の燃焼割合でいえば、4バッチで約32%、6バッチで約42%である。しかし、Pu fissileの燃焼割合でいうと、4バッチで約47%、6バッチで約59%と高い。

4バッチの場合は、運転サイクル半年の場合と比べて、平均Pu富化度がやや増加したために、Pu fissile減少率が2%程度低下したが、年間の減少量はほとんど差はない。一方、6バッチの場合、年間の減少量はやはりほぼ同一であるが、年間のPu fissile投入量が減少し、Pu fissile減少率は約60%弱と高まっている。

(3)制御棒反応度収支

運転サイクルを 6 か月から 9 か月に延長した場合、Pu 富化度は増大するが、出力分布の大きな変化がない限り、制御棒価値の大幅な変動はなく、制御棒反応度収支の見通しを得る目的では運転サイクル 6 か月の制御棒価値を適用しても問題はないと考えられる。そこで、ここでは、運転サイクル半年の場合と同一の制御棒価値が得られるものとして、必要制御棒反応度のみを見直し、反応度収支を評価した。必要制御棒反応度及び反応度収支を表3.2.3-2, -3 に示す。

これより、制御棒配置を Case 1' とすれば、制御棒反応度収支も成立の見通しがある。

(4) 出力分布

運転サイクル半年の場合の制御棒挿入時の出力分布計算結果からみて、制御棒により約 $10\% \Delta k/kk'$ までの燃焼欠損反応度を補償しても、大きな出力分布歪みは生じず、最大線出力は約 $350W/cm$ 程度と考えられる。(Pu富化度分布の最適化によりさらに改善の可能性がある。)

(5)まとめ

以上から、本炉心では運転サイクル長さ 9 か月の成立見通しがある。運転サイクル長さの点で従来炉心よりも厳しい本炉心概念では、他の条件を満たせる限り運転サイクル長さを長くできることが望ましい。以上より、運転サイクル長さとして、9 か月が提案できる。この場合のバッチ数としては、取出平均燃焼度をも増大させるために、6 バッチとできる可能性がある。

引き続く第3.3節では、この 9 か月運転 6 バッチ炉心の詳細な核熱特性解析を行い、その成立性を検討する。

表3.2.3-1 炉心特性(270日運転、母材：アルミナ)

	炉心1	炉心1
燃料	PuO ₂ /Al ₂ O ₃	PuO ₂ /Al ₂ O ₃
炉心高さ [cm]	90	90
サイクル [日]	270	270
バッチ数	4	6
Pu富化度(内/外) [vol%]	15.5/19.0	18.0/22.15
燃焼反応度 [%Δk/kk']	9.9	8.9
転換比(MOEC)	0.155	0.163
平均出力密度(BOEC/EOEC) [W/cc]	161.6/161.6	161.6/161.6
平均線出力(BOEC/EOEC) [W/cm]	133.4/133.4	133.4/133.4
最大線出力(BOEC/EOEC)* [W/cm]	271/239	279/264
取出平均燃焼度 [MWd/t] [at%]	324000 32.7	417000 42.1
最大高速フルエンス [nvt]	1.65E+23	2.21E+23
炉心部冷却材ボイド反応度 [%Δk/kk']	-0.93	-0.56
初装荷Pu fissile量 [t] (括弧内は全Pu、以下同)	3.941 (5.625)	4.599 (6.563)
Pu fissile量(BOEC) [t]	3.132 (4.881)	3.289 (5.327)
Pu fissile量(EOEC) [t]	2.668 (4.440)	2.839 (4.885)
Pu fissile減少量 [t/年]	0.626 (0.596)	0.609 (0.598)
Pu fissile投入量 [t/年]	1.332 (1.901)	1.036 (1.479)
Pu fissile 減少率 [%] (=減少量/投入量)	47.0 (31.4)	58.9 (40.4)
Pu fissile減少量** [kg/TWhe]	118.9 (113.4)	115.8 (113.8)

注) BOEC, MOEC, EOEC : Beginning, Middle, End of Equilibrium Cycle

冷却材ボイド反応度 : 本表の値は7群計算のため参考値

*)新旧燃料ミスマッチ係数を含む、二次元RZ計算値

**) 600MWeとして計算

表3.2.3-2 制御棒の必要反応度
(PuO₂-Al₂O₃炉心、運転サイクル9か月、単位：%Δk/kk')

項目	主炉停止系 (4バッチ/6バッチ)	後備炉停止系	
1. 燃焼補償	9.9/8.9	-	アルミナ炉心
2. 出力補償 (200°C→定格)	0.5	0.5	暫定値
3. 運転余裕	0.2	-	
4. 燃料交換余裕	0.2	-	暫定値
5. 誤引抜反応度	-	0.2	暫定値
6. 不確かさ補償*	2.0/1.8	0.1	
(1)燃焼補償	2.0/1.8	-	20%誤差
(2)出力補償	0.1	0.1	20%誤差
(3)燃料製作公差	0.3	-	暫定値
7. 臨界性予測誤差	1.0	-	暫定値
合計	13.8/12.6	0.8	

*) (1),(2),(3)を統計処理

表3.2.3-3 制御棒の反応度収支(運転サイクル長さ9か月)

	主炉停止系		後備炉停止系		備考
	Case-1	Case-1'	Case-1	Case-1'	
制御棒価値評価値					
計算値(%Δk/kk')	22.8	27.8	7.0	3.6	運転サイクル半年 と同一を仮定
補正係数	0.549	0.549	0.452	0.452	
評価値(%Δk/kk')	12.5	15.3	3.2	1.6	ワロット・スタック時
必要制御反応度(%Δk/kk')					
4バッチの場合	13.8	13.8	0.8	0.8	
6バッチの場合	12.6	12.6	0.8	0.8	

3.3 核熱特性解析

本節では、前節の「炉心パラメータの解析」により選定した270日運転6バッチ炉心（炉心1、母材Al₂O₃）について行った核熱特性解析の結果を述べる。炉心2（母材BeO）については、炉心1と同一の270日運転を行うためには制御棒本数を増大させる必要があるが、ここでは同一炉心配置・制御棒本数として270日運転の場合の炉心特性を解析し、270日運転を可能とするために考えられる炉心配置を検討した。

3.3.1 炉心仕様

炉心仕様を表3.3.1-1に、炉心配置を図3.3.1-1に示す。本炉心は熱出力1600MWであり、炉心寸法は炉心等価直径約4m、炉心高さ90cmである。検討条件である炉心計4m以下を満足している。運転サイクルは270日であり、6バッチの燃料交換を行う。

炉心燃料には、PuO₂-Al₂O₃燃料またはPuO₂-BeOを装荷し、炉心燃料本数は492本であり、制御棒は独立2系統で主炉停止系43本、後備炉停止系6本、合計49本である。燃料ピン径は約7.5mmであり、集合体あたり271本ピンである。

表3.3.1-1 ウラン不使用型高速炉・炉心仕様

項目	仕様
原子炉熱出力	1600 MW
燃料	PuO ₂ /Al ₂ O ₃ (炉心1)
	PuO ₂ /BeO (炉心2)
運転サイクル長	9か月
炉心型式	均質二領域
燃料交換バッチ	分散6バッチ
径ブランケット	なし
軸ブランケット	なし
炉心燃料本数	492
内側炉心	294
外側炉心	198
制御棒本数	49
主炉停止系	43
後備炉停止系	6
燃料ピン径	7.5 mm
燃料集合体配列ピッチ	160.7 mm
燃料集合体あたりピン本数	271

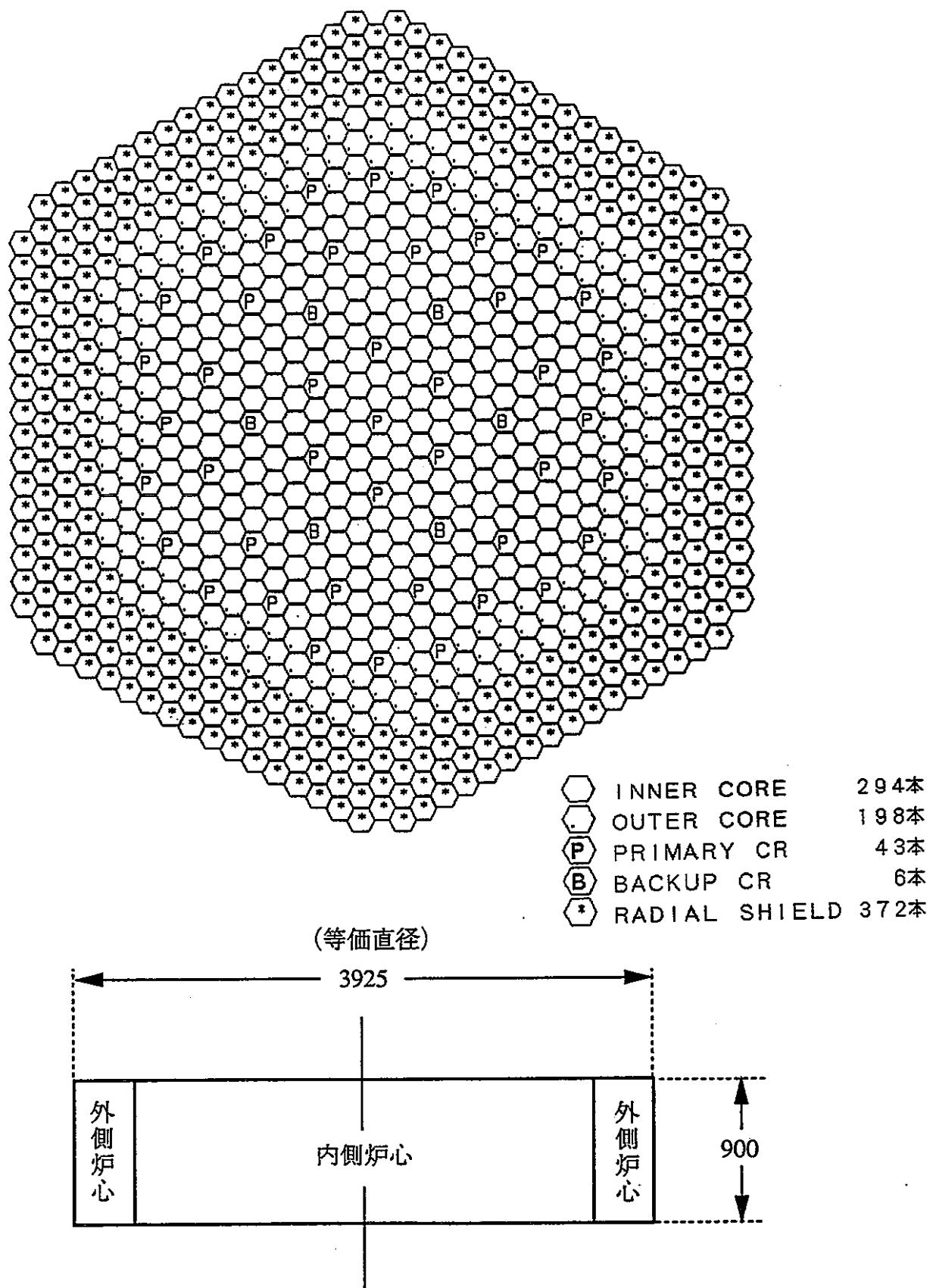


図3.3.1-1 1600MWthウラン不使用型炉心 炉心配置図
(270日運転 6バッチ炉心)

3.3.2 核特性解析

3.3.2.1 炉心1 (PuO₂-Al₂O₃燃料) の核特性解析

炉心1に対する燃焼特性・制御棒価値・出力分布・最大線出力・反応度係数の解析結果を示す。

(1)燃焼特性

燃焼特性については前節における第3.2.3項に示したが、ここでもう一度示しておく。燃焼特性のまとめを表3.3.2-1に示す。

Pu富化度は炉心平均で19.7% (アルミナとの混合物中のPuO₂の体積比) である。

燃焼反応度は9か月運転で8.9% Δk/kk' であり、従来型MOX炉心が運転サイクル12か月で約3% Δk/kk' 程度であるのに比べて1ヶ月あたりでは約4倍である。これは、U-238を含まない燃料であるため転換比が0.163と低いことによる。

燃料の燃焼期間は1620日であり、12か月運転3バッチの従来型MOX炉心のほぼ1.5倍である。Uを含まないため燃焼度は高く、取出平均燃焼度はPu全体について417000MWd/t、Puの原子数密度でいえば約42%の燃焼度にあたる。Pu fissileについていえば、約60%と高い燃焼度である。最大高速フルエンスは約 2.2×10^{23} である。従来型MOX炉心と比べて燃料寿命が1.5倍であるものの、最大高速フルエンスは約20%程度低い。これは中性子スペクトルが柔らかいことによる。

(2)制御棒価値・反応度収支

三次元拡散計算により制御棒価値を解析した。制御棒価値の解析結果及び反応度収支を表3.3.2-2, -4に示す。必要制御反応度を表3.3.2-3に示す。これよりわかるように、設計余裕を含めた種々の補正後の制御棒価値評価値は必要制御反応度を満足している。

(3)出力分布・最大線出力

平衡サイクル初期及び末期の出力分布を三次元拡散計算により解析した。平衡サイクル初期については制御棒を挿入して解析したが、この際、

制御棒挿入度と制御棒価値の関係が、計算値への補正を考慮した場合の関係と同一となるようにした。具体的には、ある挿入度に対して計算補正後の制御棒価値が得られるように B_4C の原子数密度を調整した。これにより、制御棒価値と出力分布の整合性をとった。

B_4C の原子数密度希釈度と制御棒価値の関係を図3.3.2-1に示す。これより、ノミナル値を得るために補正係数0.8となる B_4C の原子数密度希釈度は0.4となることがわかる。

B_4C の原子数密度希釈度0.4とした場合の制御棒挿入深度と制御棒価値、最大線出力の関係を表3.3.2-2に示す。これをグラフ化したものを図3.3.2-2及び3.3.2-3に示す。平衡初期の余剰反応度はノミナル値で $8.9 + 0.2 = 9.1\% \Delta k/kk'$ であり、不確かさ $2.8\% \Delta k/kk'$ を考慮すると、制御棒による制御反応度は $6.3 \sim 11.9\% \Delta k/kk'$ の範囲である。これに対応する制御棒挿入度は約35cmから約50cmであり、この範囲での最大線出力は約320W/cmであることがわかる。一方、平衡末期、制御棒全引抜き時の最大線出力は約280W/cmである。

(4) 反応度係数

二次元RZ拡散計算による反応度係数を表3.3.2-5に示す。Naボイド反応度は負ではあるが、半年サイクル6バッチ炉心の結果と比べて正側へシフトしている。

ドップラー係数については、あまり変化がない。本炉心では半年サイクル炉心よりも燃焼度が高いが、これら反応度係数には、Pu各核種のインベントリの違いと、FPインベントリの違いによる中性子スペクトルの違いなどの影響が重なって生じている。

3.3.2.2 炉心2(PuO₂-BeO燃料)の核特性解析

炉心2に対する燃焼特性・制御棒価値・最大線出力・反応度係数の解析結果を示す。ただし、第3.2項に示したように、炉心1と同じ270日運転を可能とするには制御棒価値が不足している。ここでは、制御棒本数を増大させて炉心を再設定することはせず、同一炉心配置で燃焼特性等

の特性を解析し、この結果をもとに270日運転を可能とする炉心配置案を示した。

(1)燃焼特性

燃焼特性を表3.3.2-6に示す。Pu富化度は炉心平均で約19%（ベリリアとの混合物中のPuO₂の体積比）である。燃焼反応度は9か月運転で9.5% Δ k/kk' であり、従来型MOX炉心が運転サイクル12か月で約3% Δ k/kk' 程度であるのに比べて1ヶ月あたりでは約4倍である。これは、U-238を含まない燃料であるため転換比が0.207と低いことによる。アルミナを母材とする炉心1よりわずかに燃焼欠損反応度が大きいが、これはわずかにPu fissile装荷量が小さいためである。

燃料の燃焼期間は1620日であり、12か月運転3バッチの従来型MOX炉心のほぼ1.5倍である。Uを含まないため燃焼度は高く、取出平均燃焼度はPu全体について399000MWd/t、Puの原子数密度でいえば約40%の燃焼度にあたる。Pu fissileについていえば、約60%と高い燃焼度である。最大高速フルエンスは約 1.7×10^{23} である。従来型MOX炉心と比べて燃料寿命が1.5倍であるものの、最大高速フルエンスは約40%程度低い。これは中性子スペクトルが柔らかいことによる。アルミナを母材とする炉心1よりも低いがこれはさらにスペクトルが柔らかいためである。

(2)制御棒価値・反応度収支

ここでは、二次元R Z拡散計算により制御棒価値を解析し、第3.2項で求めた三次元補正係数を乗じて評価値を得た。従って、概算値である。制御棒価値の解析結果を表3.3.2-7および表3.3.2-8に示す。必要制御棒価値を表3.3.2-9に示す。これより求めた反応度収支を表3.3.2-10に示す。

この結果より、本炉心では主炉停止系の制御棒価値が約2%Δ k/kk' 程度不足していることがわかる。制御棒価値が本数に比例するとすれば、必要な主炉停止系制御棒本数は以下となる。

$$\text{必要制御棒本数} = 43 \times 13.7 / 12.0 = 49$$

これより、配置の対称性も考慮して50本程度あれば、反応度収支が満

足できる可能性がある。この配置については、(5)に示す。

(3)出力分布・最大線出力

平衡サイクル初期及び末期の出力分布を二次元R Z拡散計算により解析した。平衡サイクル初期については制御棒を挿入して解析した。この結果には、第3.2項で得た三次元補正を行った。

二次元R Zモデルによる最大線出力を表3.3.2-7に示す。これに対して表3.2.2-10の三次元補正係数を乗じたものが表3.3.2-8の結果である。

平衡初期の余剰反応度はノミナル値で $9.5+0.2=9.7\% \Delta k/kk'$ であり、不確かさ $2.9\% \Delta k/kk'$ （不確かさ補償+臨界性予測誤差）を考慮すると、制御棒による制御反応度は $6.8\sim12.6\% \Delta k/kk'$ の範囲である。この最大値に対応する制御棒挿入度は約50cmであり、この時の最大線出力は約350W/cmであることがわかる。一方、平衡末期、制御棒全引抜時の最大線出力は約315W/cmである。

母材をアルミナとする炉心1より最大線出力が10%程度大きいが、これは、燃焼ミスマッチ係数が大きいこと（表3.2.2-8参照）、燃焼欠損反応度がやや大きく制御棒挿入度が大きいこと、制御棒による出力歪みが大きいことなどが起因している。

(4)反応度係数

二次元R Z拡散計算による反応度係数を表3.3.2-11に示す。Naボイド反応度はほぼゼロではあるが、182.5日サイクル6バッチ炉心の結果と比べて正側へシフトしている。また、母材をアルミナとする炉心1と比べると、Naボイド反応度は約1ドル（ $\beta_{eff}=0.29\%$ として）正側にシフトしており、ドップラー係数はほぼ2倍になっている。平成5年度作業結果に示したように、ベリリアを母材とする場合、アルミナを母材とする場合に比べて、中性子スペクトルが柔らかくなる。このため、ドップラー係数は大きくなる。しかし、Naボイド反応度については高エネルギーで起こる($n, 2n$)反応により炉心1より正側となっている。これらの点から、炉心1とは安全特性が異なる可能性がある。

(5)炉心配置の変更案

(2)に示したように、270日運転において制御棒反応度収支を満足するには、主炉停止系制御棒本数を6本程度増やし、約50本前後とする必要がある。ここでは、炉心配置の対称性から主炉停止系制御棒を49本とする炉心配置を示す。その炉心配置を図3.3.2-7に示す。この配置では、第1リングの6本をすべて1体分ずらして配置し、第2リングを6本から12本に増大している。この付近では、もともと後備炉停止系が6本配置されているだけであり、制御棒価値や出力分布平坦化の観点から、この位置への制御棒追加は効果的と考えられる。

これにより、炉心2では主炉停止系49本、後備炉停止系6本、計55本となった。

表3.3.2-1 ウラン不使用型炉心・炉心仕様及び炉心特性
(炉心1; アルミナを燃料母材とする代表炉心)

	ウラン不使用型 (母材; アルミナ)	従来型MOX (比較用600MWe)
燃料	PuO ₂ /Al ₂ O ₃	PuO ₂ /UO ₂
炉心高さ [cm]	90	100
サイクル [日]	270	375
バッチ数	6	3
Pu富化度(内/外) [wt%] [vol%]	36.9/43.1 18.0/22.2	17.0/21.1
燃焼反応度 [%Δk/kk']	8.9	2.8
転換比(MOEC)	0.163	1.045/1.058 (BOEC/EOEC) 約282/278
平均出力密度(BOEC/EOEC) [W/cc]	162/162	約291/286
平均線出力(BOEC/EOEC) [W/cm]	133/133	
最大線出力(BOEC/EOEC)* [W/cm]	317/279	480/465
取出平均燃焼度 [MWd/t] [at%]	417000 42.1	85900 約8.5
最大高速フルエンス [nvt]	2.2E+23	2.7E+23
初装荷Pu fissile量 [t] (括弧内は全Pu、以下同)	4.599 (6.563)	2.46 (3.78)
Pu fissile量(BOEC) [t]	3.289 (5.327)	2.50
Pu fissile量(EOEC) [t]	2.839 (4.885)	2.56
Pu fissile減少量 [t/年]	0.609 (0.598)	-0.045 (-0.047)
Pu fissile投入量 [t/年]	1.036 (1.479)	0.819 (1.26)
Pu fissile 減少率 [%] (=減少量/投入量)	58.9 (40.4)	
Pu fissile減少量** [kg/TWh]	115.8 (113.8)	

注) BOEC, MOEC, EOEC : Beginning, Middle, End of Equilibrium Cycle

*)新旧燃料ミスマッチ係数を含む、三次元拡散計算値

**)600MWeとして計算

表3.3.2-2 制御棒挿入深度と制御棒価値・最大線出力の関係*
(炉心1、PuO₂-Al₂O₃燃料、270日 6パッチ)

燃焼時期	主炉停止系 挿入深度(cm)	制御棒価値 ($\Delta k/kk'$)	最大線出力(W/cm) 内側炉心	外側炉心	ピーキング 係数
平衡初期	All out	0.0	271	272	2.04
	36cm	6.6	300	280	2.25
	40.5	8.0	304	282	2.28
	45	9.4	309	281	2.32
	49.5	10.9	313	276	2.35
	54	12.4	317	267	2.38
	90	19.4	339	264	2.54
	(BCR)** 90	2.4	273	300	2.25
平衡末期	All out	0.0	255	279	2.09

*) 7群三次元拡散計算による。B₄C原子数密度は計算値の40%へ希釈

**) 後備炉停止系

表3.3.2-3 制御棒の必要反応度(炉心1、PuO₂-Al₂O₃燃料、270日 6パッチ)
単位: % $\Delta k/kk'$

項目	主炉停止系	後備炉停止系	
1. 燃焼補償	8.9	-	
2. 出力補償(200°C → 定格)	0.7	0.7	
3. 運転余裕	0.2	-	
4. 燃料交換余裕	0.2	-	暫定値
5. 誤引抜反応度	-	0.2	暫定値
6. 不確かさ補償*	1.8	0.1	
(1)燃焼補償	1.8	-	20%誤差
(2)出力補償	0.1	0.1	20%誤差
(3)燃料製作公差	0.3	-	暫定値
7. 臨界性予測誤差	1.0	-	暫定値
合計	12.8	1.0	

*) (1), (2), (3)を統計処理

表3.3.2-4 制御棒の反応度収支（炉心1、PuO₂-Al₂O₃燃料、270日6パッチ）

	主炉停止系	後備炉停止系	備考
制御棒価値評価値			
計算値(%Δk/kk')	25.5	2.8	B ₄ C原子数密度希釈せず
補正係数	0.549	0.452	
評価値(%Δk/kk')	14.0	1.3	ワンドット・スタック時
必要制御反応度(%Δk/kk')			
	12.8	1.0	

表3.3.2-5 反応度係数（PuO₂/Al₂O₃燃料、270日運転6パッチ）

	炉心高さ (cm)	ドップラー係数* (Tdk/dT)	Naボイド反応度** (%Δk/kk')
平衡サイクル初期	90	-0.00471	-0.261 (-0.730)
平衡サイクル末期	90	-0.00465	-0.259 (-0.807)

*70群二次元拡散直接計算、炉心部

**70群二次元拡散直接計算、炉心部（括弧内は炉心+上部プレナムがボイドの値）

※) 182.5日運転6パッチの結果は、表3.2.2-14に記載

表3.3.2-6 ウラン不使用型炉心・炉心仕様及び炉心特性
(炉心2; ベリリアを燃料母材とする代表炉心)

	ウラン不使用型 (母材; ベリリア)	従来型M O X (比較用600MWe)
燃料	PuO ₂ /BeO	PuO ₂ /UO ₂
炉心高さ [cm]	90	100
サイクル [日]	270	375
バッチ数	6	3
Pu富化度(内/外) [wt%] [vol%]	43.2/49.5 17.3/21.2	17.0/21.1
燃焼反応度 [%Δk/kk']	9.5	2.8
転換比(MOEC)	0.207	1.045/1.058 (BOEC/EOEC) 約282/278
平均出力密度(BOEC/EOEC) [W/cc]	162/162	約291/286
平均線出力(BOEC/EOEC) [W/cm]	133/133	480/465
最大線出力(BOEC/EOEC)* [W/cm]	350/315	85900 約8.5
取出平均燃焼度 [MWd/t] [at%]	435000 43.9	2.7E+23
最大高速フルエンス [nvt]		
初装荷Pu fissile量 [t] (括弧内は全Pu、以下同)	4.391 (6.267)	2.46 (3.78)
Pu fissile量(BOEC) [t]	3.035 (5.022)	2.50
Pu fissile量(EOEC) [t]	2.578 (4.579)	2.56
Pu fissile減少量 [t/年]	0.618 (0.599)	-0.045 (-0.047)
Pu fissile投入量 [t/年]	0.989 (1.412)	0.819 (1.26)
Pu fissile 減少率 [%] (=減少量/投入量)	62.5 (42.4)	
Pu fissile減少量** [kg/TWhe]	117.5 (114.0)	

注) BOEC, MOEC, EOEC : Beginning, Middle, End of Equilibrium Cycle

*)新旧燃料ミスマッチ係数を含む、三次元拡散計算値

**)600MWeとして計算

表3.3.2-7 制御棒挿入深度と制御棒価値・最大線出力の関係
(PuO₂-BeO炉心、選定体系、二次元R Z 計算値) *

主炉停止系 挿入深度(cm)	制御棒価値 (Δ k/kk')	最大線出力(W/cm)		ヒンク 係数
		内側炉心	外側炉心	
(平衡初期)				
0	0.0	280	275	2.11
36	9.4	372	294	2.80
45	13.4	400	300	3.01
54	18.2	419	309	3.15
90	28.3	245	538	4.05
(後備系)				
90	4.1			
(平衡末期)				
0	0.0	243	285	2.14

表3.3.2-8 制御棒挿入深度と制御棒価値・最大線出力の関係
(PuO₂-BeO炉心、選定体系、三次元効果補正した値) *

主炉停止系 挿入深度(cm)	制御棒価値 (Δ k/kk')	最大線出力(W/cm)		ヒンク 係数
		内側炉心	外側炉心	
(平衡初期)				
0	0.0	269	302	2.27
36	7.7	305	324	2.44
45	11.0	340	331	2.56
54	14.9	357	339	2.68
90	21.8	174	592	4.45
(後備系)				
90	3.2			
(平衡末期)				
0	0.0	237	314	2.36

注) 三次元効果は、PuO₂-Al₂O₃炉心の結果を適用(表3.2.2-9)

表3.3.2-9 制御棒の必要反応度 (PuO₂-BeO炉心、選定体系、単位%Δk/kk')

項目	主炉停止系	後備炉停止系	
1. 燃焼補償	9.5	-	アミナ炉心
2. 出力補償 (200°C→定格)	0.9	0.9	
3. 運転余裕	0.2	-	
4. 燃料交換余裕	0.2	-	暫定値
5. 誤引抜反応度	-	0.2	暫定値
6. 不確かさ補償*	1.9	0.1	
(1)燃焼補償	1.9	-	20%誤差
(2)出力補償	0.1	0.1	20%誤差
(3)燃料製作公差	0.3	-	暫定値
7. 臨界性予測誤差	1.0	-	暫定値
合計	13.7	1.2	

*) (1),(2),(3)を統計処理

表3.2.2-10 制御棒の反応度収支 (PuO₂-BeO炉心、選定体系)

	主炉停止系	後備炉停止系	備考
制御棒価値評価値			
計算値(%Δk/kk')	21.8	3.2	
補正係数	0.549	0.452	
評価値(%Δk/kk')	12.0	1.4	ワンロットスタック時
必要制御反応度(%Δk/kk')			
	13.7	1.2	

表3.3.2-11 反応度係数の比較 (PuO₂/Al₂O₃燃料およびPuO₂/BeO燃料、
270日運転 6 パーセント、平衡初期)

	炉心高さ (cm)	ドップラー係数* (Td k /dT)	Naボイド反応度** (% $\Delta k/kk'$)
PuO ₂ /Al ₂ O ₃ 燃料	90	-0.00471	-0.261 (-0.730)
PuO ₂ /BeO燃料	90	-0.00876	+0.030 (-0.508)

*70群二次元拡散直接計算、炉心部

**70群二次元拡散直接計算、炉心部（括弧内は炉心+上部プレナムがボイドの値）

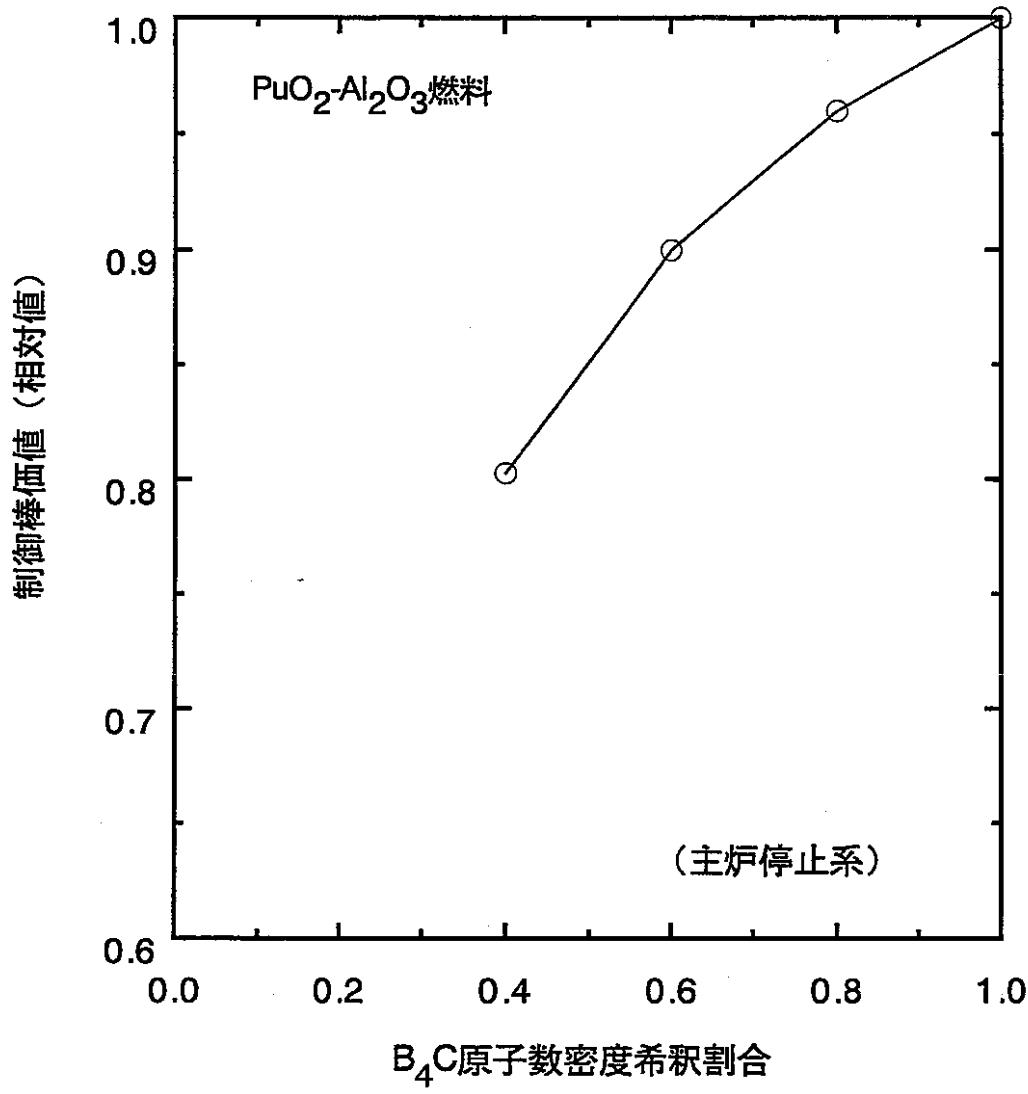


図3.3.2-1 B₄C原子数密度希釈割合と制御棒価値の関係

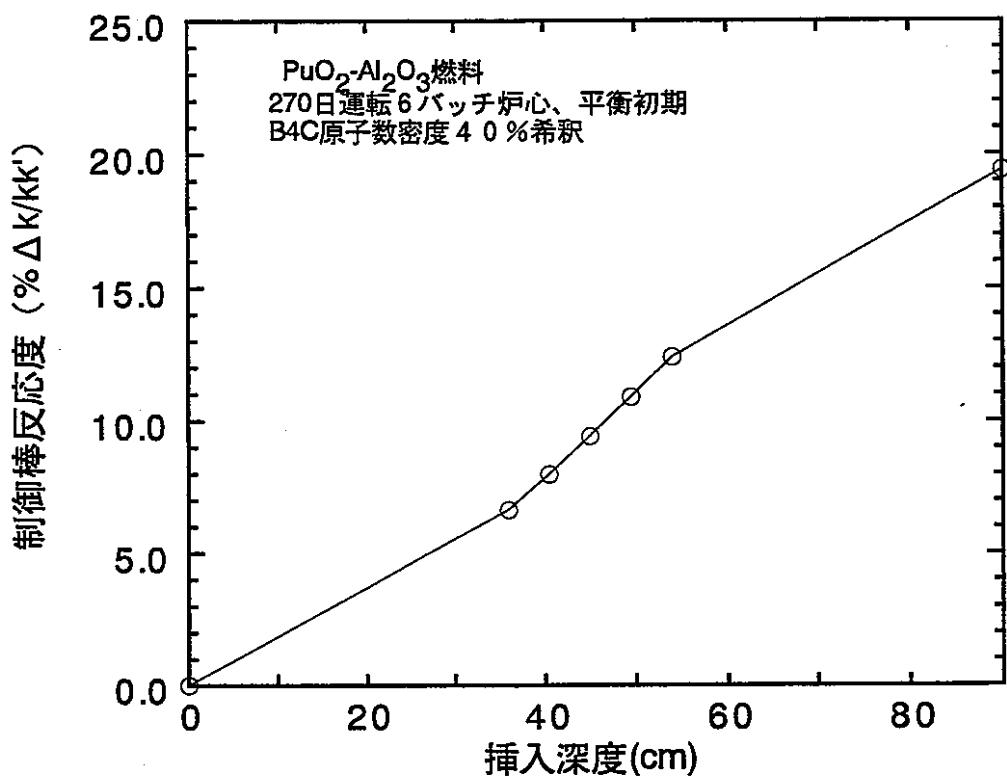


図3.3.2-2 制御棒挿入深度と制御棒反応度の関係（主炉停止系）

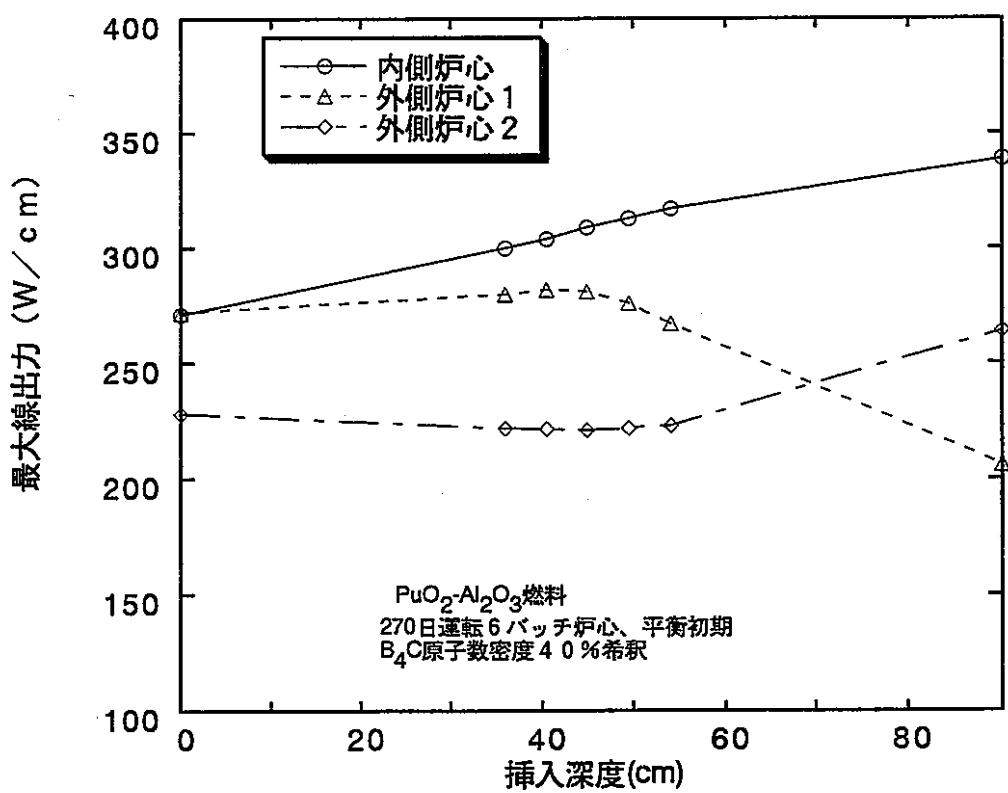


図3.3.2-3 制御棒挿入深度と最大線出力の関係（主炉停止系）

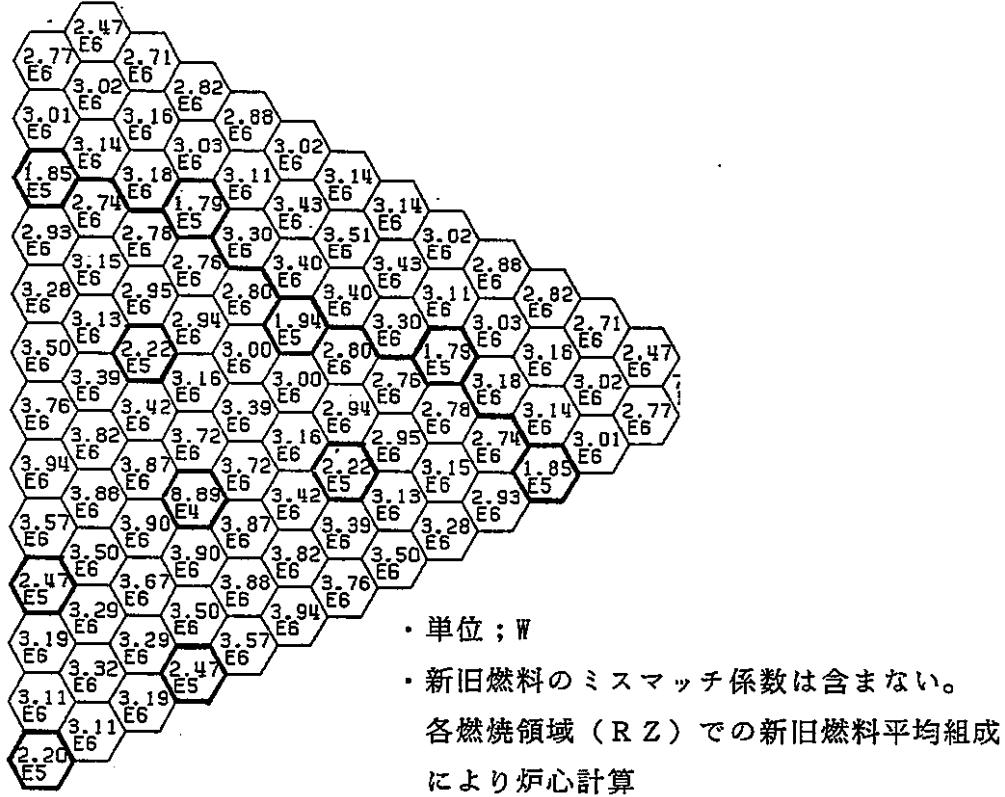


図3.3.2-4 集合体出力分布（炉心1、平衡初期 P C R 4 5 cm挿入時）

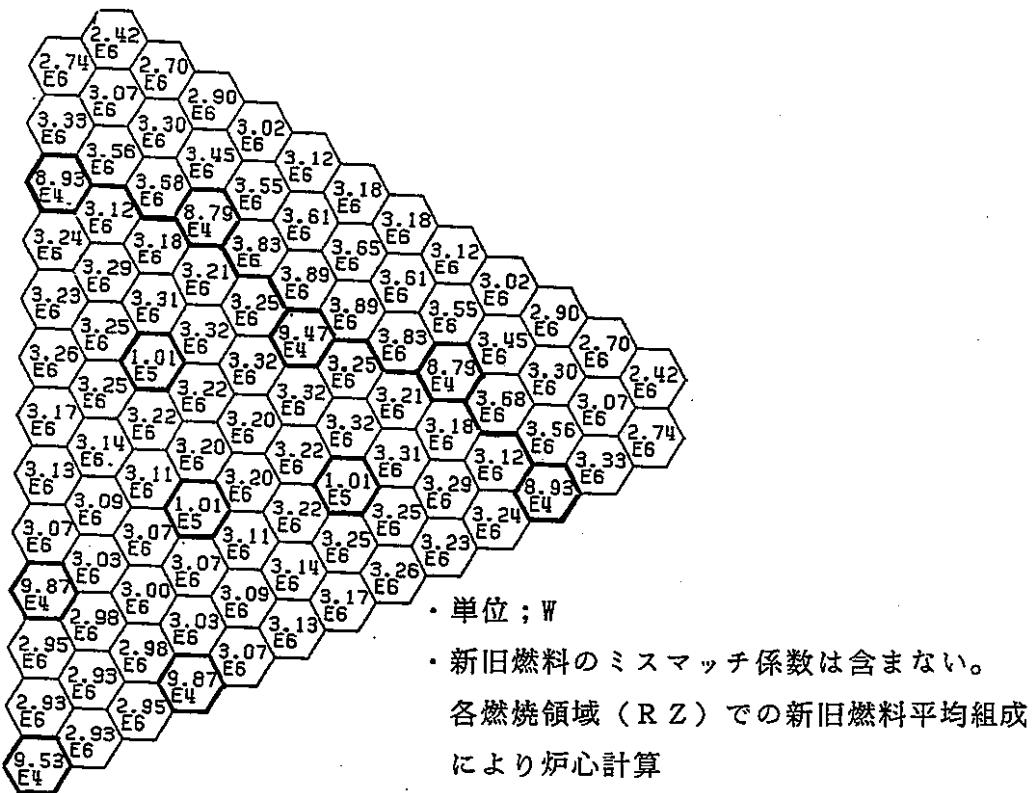


図3.3.2-5 集合体出力分布（炉心1、平衡末期 C R 全引抜）

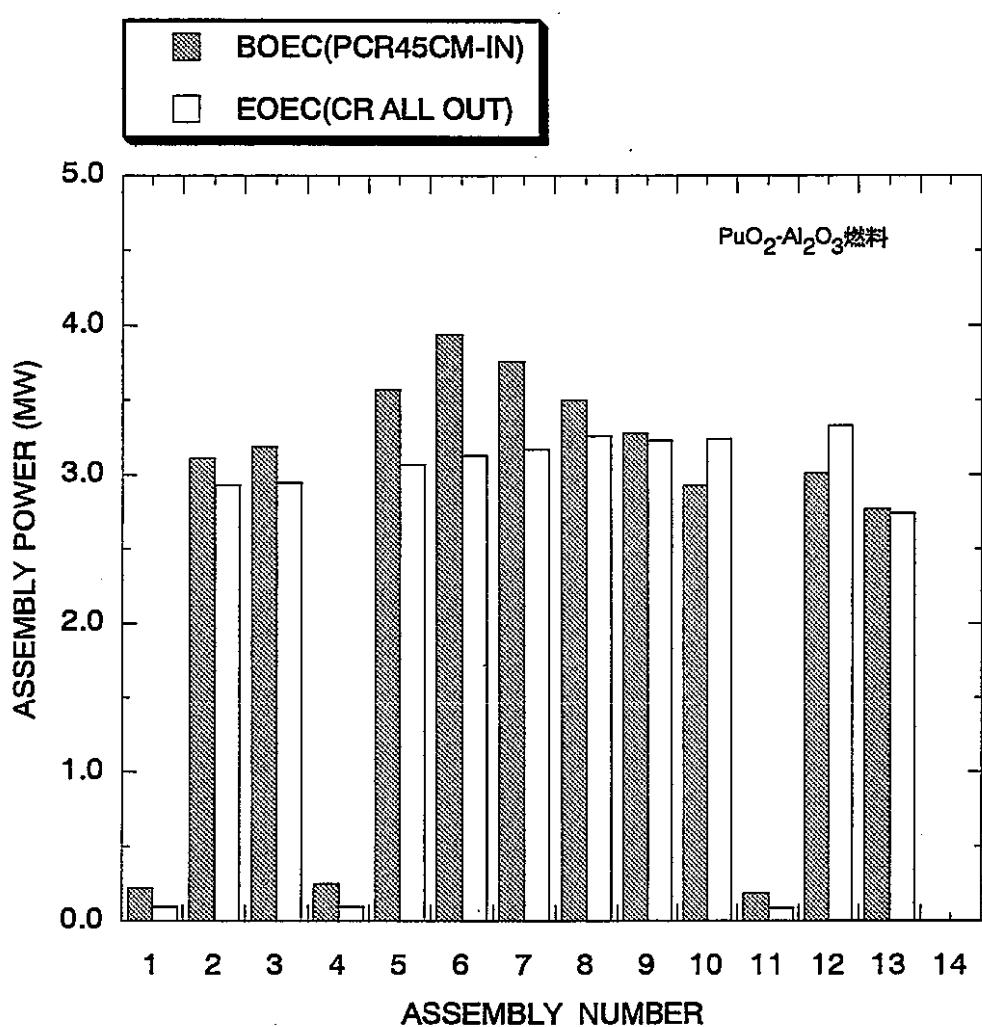


図3.3.2-6 集合体出力の変動 (270日 6バッチ炉心)

注) 三次元炉心モデルの代表集合体列（図3.3.2-4, 図3.3.2-5における中心制御棒と第1リング制御棒を結ぶ集合体列）に沿った集合体出力分布
新旧燃料のミスマッチ係数は含んでいない

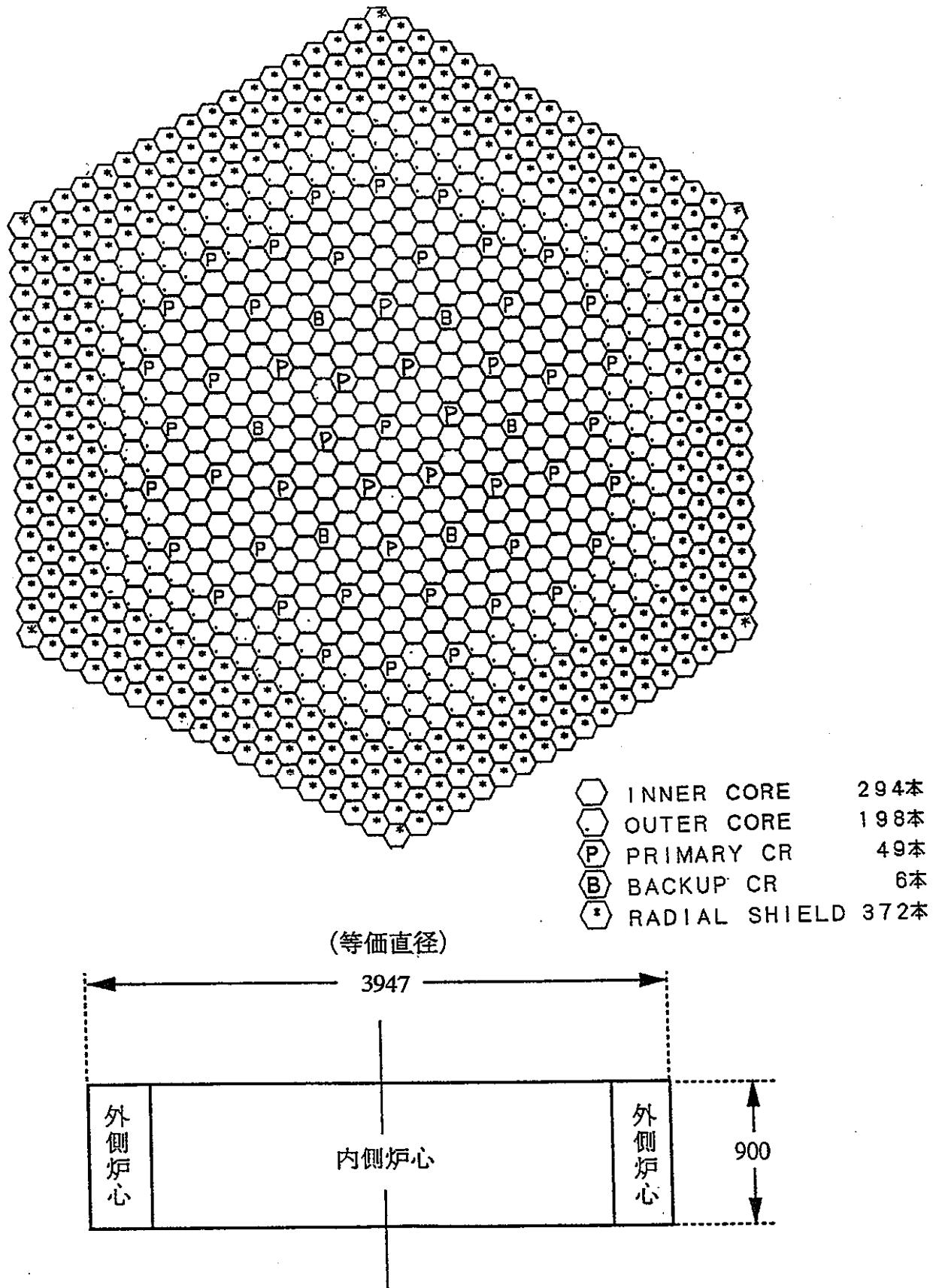


図3.3.2-7 1600MWthウラン不使用型炉心 炉心配置図
 (炉心2 ; PuO₂-BeO燃料、270日運転6バッチ)

3.3.3 熱特性解析

前項により得られた出力分布をもとに、炉心の流量配分を行い、被覆管最高温度を評価した。その際、原子炉冷却材の出入口温度はパラメータとして、被覆管最高温度への影響を評価し、本炉心に適した原子炉冷却材の出入口温度を設定した。これらの検討は主として炉心1 ($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料) に対して行い、炉心2に対しては炉心1の結果をもとにして簡易な評価を行った。

(1) 流量配分の考え方

本炉心概念では燃焼による集合体間出力ミスマッチが非常に大きいので、従来炉心と同じ原子炉出入口温度では被覆管最高温度が厳しい可能性がある。そこで、流量領域数とともに原子炉出入口温度をもパラメータとして被覆管最高温度への影響を検討した。

流量配分の条件を表3.3.3-1に示す。基本的にはサイクルを通じて最大出力となる集合体（実際には最大出力ピン）のホットスポット被覆管最高温度を700°Cとするように流量配分する。

被覆管最高温度は以下の式により行った。

$$T_{\max} = G_h \times \Delta T_{ch} + \Delta T_{clad} + T_{inlet}$$

G_h ：ホットスポット係数、出力分布・流量配分誤差等に対する分を含めて全体として炉心燃料に対して1.26とした。

ホットスポット係数は、原型炉での考え方に基づいて設定した大型炉の値を準用した。この係数については、本炉心を対象に設定したものではないものの、集合体仕様が大型炉と同様であるので今回の評価においては大きな問題はないと考えられる。

詳細評価においては見直す必要がある。

ΔT_{ch} ：流量領域内の最大出力ピンに対する冷却材温度上昇分で、

冷却材サブチャンネル間の冷却材混合効果を含めない値である。

ΔT_{clad} ：被覆管内及び冷却材フィルム内の温度勾配分で、ここでは暫定的にホットスポット係数を含め20°Cとした。

T_{inlet} ：原子炉入口温度

(2) 流量領域の設定

流量配分を行うための炉心1の集合体最大出力の分布図を図3.3.3-1(平衡初期及び末期)、図3.3.3-2(平衡サイクル最大)に示す。

この分布図をもとに、流量領域を図3.3.3-3のように2種類(領域数8と12)設定した。

(3) 原子炉出入口温度・流量領域数の選定

上記の流量領域とした場合の原子炉出入口温度と被覆管最高温度の関係を表3.3.3-2に示す。

原子炉出入口温度に関係なく、流量領域数を8から12に増大しても被覆管最高温度は4°C程度低下するが大きな差はない。

原子炉出入口温度530/380°Cとし、温度差を150°Cとすると、被覆管最高温度は制限値を20°C程度越える。

温度差を小さくすることにより流量を増大すれば、被覆管最高温度を低下できる。同表の結果から、原子炉出入口温度510/390°C(温度差120°C)とすれば、被覆管最高温度を665°C程度に抑えることができ、余裕を確保することができる。

これより、原子炉出入口温度として510/390°Cを選定した。また、流量領域数としては、8領域としても大きな被覆管温度の上昇はないので8領域とした。

(4) 各流量領域の必要流量と設計流量

原子炉出入口温度510/390°C、流量領域数8領域の場合の各流量領域の必要流量と設計流量を表3.3.3-3に示す。

(5) 被覆管最高温度

原子炉出入口温度510/390°C、流量領域数8領域の場合の炉心1の各流量領域の被覆管最高温度を表3.3.3-4に示す。これより、ホットスポット最高は666°Cとなった。

(6) 廉心 2 (PuO₂-BeO燃料) の場合の被覆管最高温度

廉心 1 と同一の原子炉出入口温度に対して廉心 2 の被覆管最高温度を評価した。ただし、廉心 1 では三次元拡散計算による出力分布が得られているが、廉心 2 では三次元補正されているもののベースは二次元 R Z 拡散計算の出力分布が得られている。そこで、廉心 2 では廉心 1 の結果をもとにして、簡易な方法で被覆管最高温度を概算するにとどめた。

廉心 2 と廉心 1 の出力分布の違いの大きなものは、新旧燃料ミスマッチ係数である。流量配分には集合体単位での新旧燃料ミスマッチ係数が関係する。これを表3.3.3-5 に比較した。これより、廉心 2 では新旧燃料ミスマッチ係数が約3-4% 大きいことがわかる。また、新旧燃料ミスマッチ係数を含む内側／外側廉心の最大線出力は、表3.3.3-6 に示すように約10-13% 程度廉心 2 の方が大きい。最大線出力の方が廉心間の差が大きくなっているのは、主に制御棒効果の違いと考えられる。これより、各列の集合体出力を考えると、新旧燃料ミスマッチ係数の違いにより廉心 2 の方が各列で3-4% 最大集合体出力が大きくなる。ただし、制御棒挿入時のピーク出力集合体列とその近傍では制御棒効果により、廉心 2 の方が最大集合体出力が約10% (内側) -20% (外側) 大きくなる。

以上のことから、各列の最大集合体出力の廉心内合計値 (= 全廉心での必要流量に比例) が廉心 2 では廉心 1 より約15% 程度大きくなると考えるのは十分保守的であると考えられる。

この場合、同一の流量領域として廉心 2 に対して流量配分を行えば (領域流量のみを変える) 、冷却材入口温度から被覆管肉厚中心までの温度上昇量は各領域とも一律に15% 程度上昇する。これは、廉心 1 のホットスポット被覆管最高温度666°Cをベースとして用いると、下記のようになる。

$$[666 - 390] * 1.15 + 390 = 707$$

このように、保守的に評価した場合、被覆管最高温度はホットスポットで707°C以下となつたが、廉心 1 と同じ三次元出力分布評価を行えば700°C以下とできる可能性がある。

(7)まとめ

以上の検討から、本炉心概念では燃焼による出力ミスマッチが大きいため、従来炉心と同じ原子炉出入口温度では被覆管最高温度が厳しいが、出入口温度差を少し小さくとることで被覆管温度の設計条件（700°C以下）を満足できる見通しがあることがわかった。

パラメータとした原子炉出入口温度・流量領域と被覆管最高温度の関係より、原子炉出入口温度510/390°C、冷却材流量領域を8領域とした。この場合、炉心1では三次元モデルによる出力分布をもとにして被覆管最高温度はホットスポットで666°Cとすることができた。炉心2では、保守的に概算した結果、約707°Cと制限値700°Cを上回ったが、出力分布を炉心1と同様に三次元モデルで評価すれば制限値以下と出来る可能性がある。ただし、制御棒挿入による出力歪みが炉心1よりも大きい関係で、被覆管最高温度が高くなる傾向がある。

今回の検討では、ホットスポット係数は大型炉のものを使っており、より詳細な評価においては見直す必要がある。

表3.3.3-1 流量配分の考え方

(1)炉心流量

- ・原子炉1次系流量の94%（大型炉設計の値に準じた）

(2)流量配分用出力分布

- ・三次元拡散計算
- ・BOEC（制御棒挿入）及びEOECの大きい方の集合体出力を採用
- ・制御棒挿入度は不確かさを考慮した範囲で変化
- ・最大ピン出力を得るための補正
 - ・燃焼ミスマッチファクタ
 - ・集合体内の径方向ピーキング係数

(3)必要流量計算条件

- ・ホットスポットファクタ 1.26（大型炉設計に準じた）
 - ・被覆管最高温度 700°C（大型炉設計に準じた）
-

表3.3.3-2 原子炉出入口温度と被覆管最高温度の関係
(炉心1 ; PuO₂-Al₂O₃燃料)

出入口温度 (°C)	出入口温度差 (°C)	全流量 (kg/sec)	被覆管最高温度	
			(°C, hot spot) 8領域*	12領域*
530/380	150	8205.1	720	716
530/400	130	9467.5	697	694
510/390	120	10256.4	666	663

*)流量領域数

表3.3.3-3 各流量領域の必要流量・設計流量
(炉心1 ; PuO₂-Al₂O₃燃料、出入口温度510°C/390°C、8領域)

流量領域 番号	領域名	集合体数	最大集合体出力*		必要流量 (kg/s)	設計流量 (kg/s)
			初期	末期		
1	Inner core	96	6.07	4.66	20.3	23.0
2	Inner core	42	5.55	4.79	18.6	21.0
3	Inner core	54	5.21	4.78	17.4	19.7
4	Inner core	102	4.84	4.79	16.2	18.3
5	Outer core	24	4.88	5.55	18.6	21.0
6	Outer core	72	4.67	5.17	17.3	19.6
7	Outer core	48	4.44	4.65	15.6	17.6
8	Outer core	54	4.11	4.20	14.0	15.9
(総 計)		492			8511.0	9641.0

*)流量配分用(集合体内ピーピング係数を含む)

表3.3.3-4 被覆管最高温度（炉心1；PuO₂-Al₂O₃燃料、
出入口温度510°C/390°C、8領域）

流量領域 番号	領域名 番号*	被覆管最高温度(°C、Hotspot)	
		平衡初期	平衡末期
1	Inner core	666	606
2	Inner core	666	631
3	Inner core	666	645
4	Inner core	666	663
5	Outer core	635	666
6	Outer core	641	666
7	Outer core	654	666
8	Outer core	660	666

表3.3.3-5 燃焼ミスマッチ係数（270日 6ヶ月炉心）

	内側炉心	外側炉心
[集合体出力に対する値]		
PuO ₂ -Al ₂ O ₃ 炉心 (平衡初期/平衡末期)	1.48/1.46	1.34/1.33
PuO ₂ -BeO炉心 (平衡初期/平衡末期)	1.52/1.49	1.39/1.37
[出力密度に対する値]		
PuO ₂ -Al ₂ O ₃ 炉心 (平衡初期/平衡末期)	1.57/1.55	1.40/1.39
PuO ₂ -BeO炉心 (平衡初期/平衡末期)	1.62/1.59	1.47/1.45

注) ミスマッチ係数 = (最大出力燃料の出力) / (新旧燃料平均の出力)

上記値は、各燃焼領域のうちの最大値

表3.3.3-6 最大線出力の比較（三次元解析（相当））

		内側炉心	外側炉心
PuO ₂ -Al ₂ O ₃ 炉心	(平衡初期/平衡末期)	317/255	282/279
PuO ₂ -BeO炉心	(平衡初期/平衡末期)	350/237	340/314

注) 新旧燃料のミスマッチ係数を含む

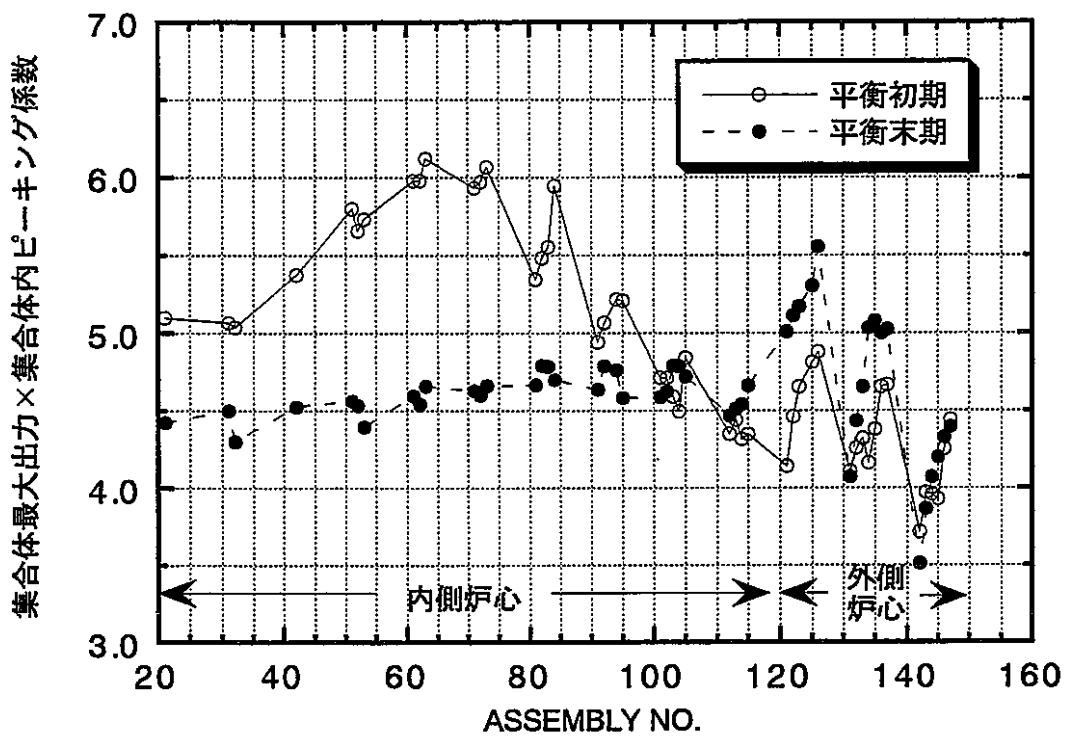


図3.3.3-1 集合体最大出力の分布図(1)

*ASSEMBLY No. ABCについて
 AB ; 集合体列番号（中心1）
 C ; 代表列を1とする周方向番号
 （代表列は図3.3.3-3の中心制御棒と
 第1リング制御棒を結ぶ列）

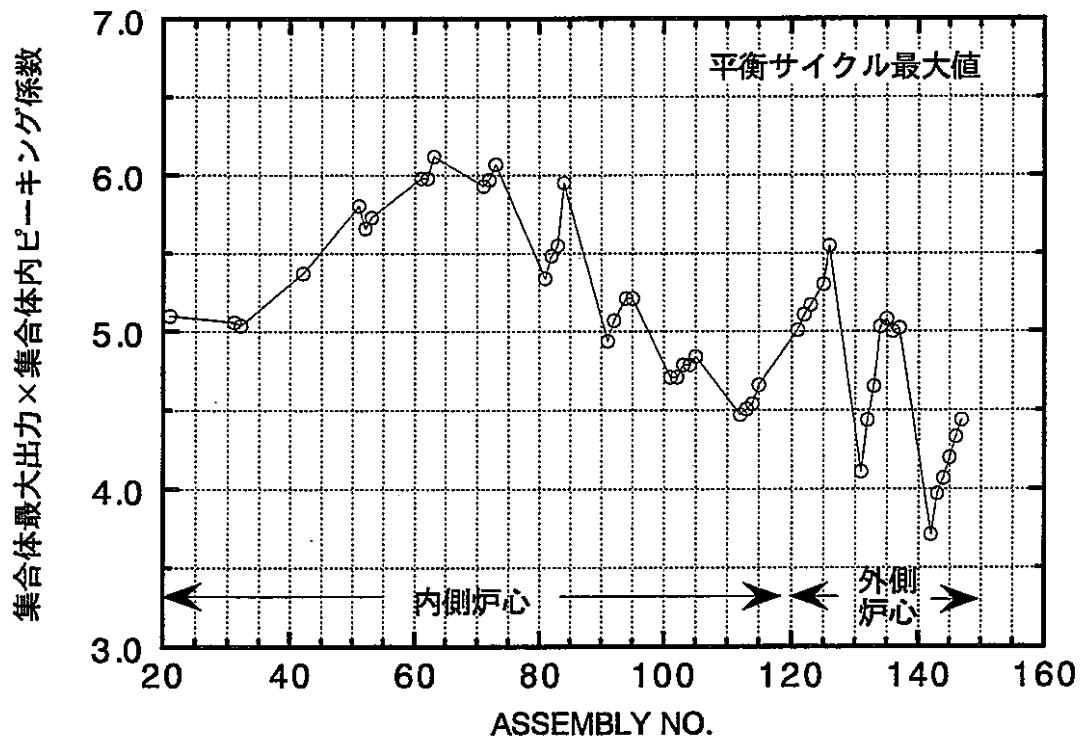
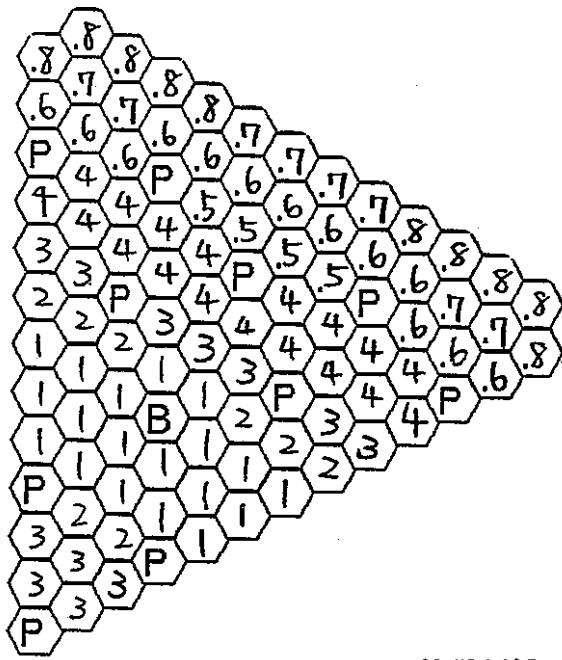
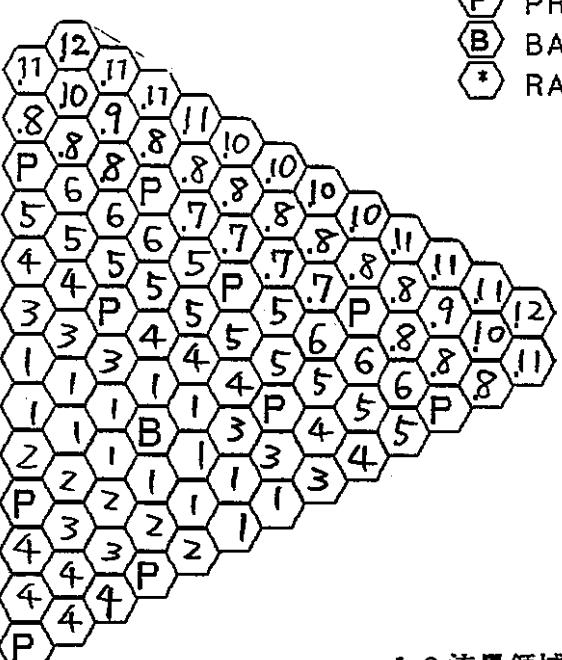


図3.3.3-2 集合体最大出力の分布図(2)



炉中心

8 流量領域



炉中心

12 流量領域

INNER CORE	294本
OUTER CORE	198本
PRIMARY CR	43本
BACKUP CR	6本
RADIAL SHIELD	372本

図 3.3.3-3 炉心内の流量配分計画図

3.4 まとめ

熱出力1600MW・炉心径4m以下の条件で、本炉心概念の特徴である低Naボイド反応度を生かしつつ、運転サイクル長期化・燃焼度増大が可能な炉心仕様の具体化をはかるため、核熱特性計算を行った。

燃料形態としては、平成5年度の結果をもとに、炉心特性および燃料物性の観点から、アルミナおよびベリリアを母材とするプルトニウム酸化物燃料炉心（炉心1；母材アルミナおよび炉心2；母材ベリリア）を考えた。

はじめに、平成5年度の結果をもとに、検討条件をおおよそ満足するよう炉心パラメータを暫定した。すなわち、燃焼欠損反応度を抑制するため出力密度を従来の3分の2程度（約160W/cc）とした場合、炉心高さ90cmで、炉心径4mとなり、この場合のNaボイド反応度はほぼ0と予想された。また、燃料仕様については、昨年度の燃料仕様から見直して、最大線出力低減の観点から細径化、制御棒本数割合増大・制御棒配置自由度増大の観点から集合体ピッチ縮小をはかり、7.5mmピッチ、271本ピソントル（集合体ピッチ160.7mm）とした。これに基づき、制御棒本数をできるだけ多く配置した炉心配置を設定した。

主要な炉心パラメータを以下に示す。

- ・炉心高さ90cm
- ・炉心等価直径3925mm
- ・炉心燃料本数492（内側294／外側198）
- ・制御棒本数49（主系43／後備系6）

次に、運転条件を運転サイクル6か月6ヶ月として、燃焼特性解析・制御棒価値解析・出力分布解析を実施した。炉心1に対する制御棒価値や出力分布の解析は、三次元モデルにより、制御棒は計算誤差を考慮した最大の挿入状態まで検討した。これにより、この運転条件での制御棒反応度収支や出力分布の成立性を確認するとともに、運転サイクル延長可能性を検討し、主炉停止系と後備炉停止系の本数を43/6とすれば、運転サイクル9か月（燃焼欠損反応度約9% $\Delta k/kk'$ 相当）まで延長しても、制御棒反応度収支や出力分布が成立する見込みであることがわかった。

一方、炉心2については二次元RZモデルに基づき三次元効果を補正して

制御棒価値や出力分布の解析を行ったが、同一の制御棒挿入度に対して炉心1よりも約20%程度制御棒価値が小さく、運転サイクル9か月とするには主炉停止系制御棒を6本増加する必要があることがわかった。制御棒価値が小さいのは、中性子スペクトルが柔らかく、制御棒の影響が局所的になるためと考えられる。なお、炉心2では制御棒本数の増加により、炉心等価直径がやや大きくなるが、それでも約3947mmとなり、4m以下の条件を満足できる。

そこで、できるだけ運転サイクルを延ばし燃焼度も上げるとの観点から、最終的に炉心1、炉心2ともに運転サイクル9か月6バッチを選定し、この運転条件のもとで炉心核熱特性計算を実施した。

核特性計算の結果、以下の主要な特性が得られた。

	母材；アルミナ	母材；ベリリア
・燃焼欠損反応度	8.9%Δk/kk'	9.5%Δk/kk'
・最大線出力	317W/cm	350W/cm
・取出燃焼度（Pu原子数割合）	42%	44%
・Pu fissile量	610kg/年	620kg/年
・Pu fissile減少率	59%	63%
・Naボイド反応度	-0.26%Δk/kk' (約-1トール)	+0.03%Δk/kk' (約+0.1トール)
・ドップラー係数	-0.0047	-0.0088
・被覆管最高温度	ホットスポット約670°C	ホットスポット707°C*

*)簡易評価の出力分布による保守的な評価値、アルミナ母材炉心と同様な評価で700°C以下の見通しあり

このように、検討条件を十分満足する炉心が設定できた。制御棒反応度収支や出力分布の観点から、固定吸収体を使用せず、従来の制御棒のみで運転サイクル9か月運転が可能であり、Naボイド反応度は0以下となっている。

熱特性に関しては、炉心1を対象として制御棒挿入効果をも考慮して平衡サイクルでの最大集合体出力を求め、被覆管最高温度制限（700°C以下）を満足する流量配分を検討した。はじめ、原子炉出入口温度を530/380°C（出入口温度差150°C）としたが、流量領域を8~12の範囲で変えたが被覆管最高温度

はホットスポットで約710°Cを越えた。これは、本炉心の課題の一つである集合体出力の新旧ミスマッチが大きいことによる。しかしながら出入口温度差を120°Cまで低減することにより、被覆管最高温度はホットスポット約666°Cとなり制限値を満足できた。この時の流量領域数は8とした。一方、炉心2に対しては、保守的に簡易な評価を行い、ホットスポットで約707°Cという値を得たが、炉心1と同様な評価を行えば、700°C以下となる見込みである。ただし、制御棒による出力分布の歪みが大きいこと新旧燃料ミスマッチが大きいために炉心1よりも被覆管最高温度は高めとなる。このように、原子炉出入口温度の適切な設定により流量配分も成立する見通しであることがわかった。

以下、第4章では炉心1（母材；アルミナ）を基準とし、燃料材料の変更による炉心特性への影響度計算を実施する。また、第5章では、本炉心を対象として安全解析を行い、従来型MOX炉との安全特性を比較検討し、本炉心概念の安全特性の特徴を明らかにする。

4. 影響度計算

4. 1 検討条件と計算手法

第3章で設定した炉心1の基準炉心に対して下記に示すパラメータの変更を行った際の炉心特性への影響について評価した。この検討で用いた炉心の炉心主要目を表4.1-1に記した。これらの炉心は1サイクル9ヶ月の6バッチ炉心であり、また、既に記しているように、炉心燃料はPuO₂でAl2O₃が希釈材として用いられており、その燃料体積比は42.2%である。

基準炉心に対して変更パラメータは次の通りである。

a. マイナーアクチニドの炉心燃料への10w%均一添加

マイナーアクチニドの組成比は表4.1-2に記した。これは軽水炉の使用済み燃料（燃焼度約3.5GWd/t、冷却時間5年）からのものである。また、炉心形状は基準炉心の均質炉心のものと同じであり、これを図4.1-1に均質炉心として示した。

b. B4C固定吸収体の径非均質装荷

天然B4Cを集合体割合で10%程度(48体)装荷する。吸収体部の体積割合は42.2%とした。この際、B4Cの総原子数は前年度で行ったB4C 10v%均一添加での場合と同じになるよう取った。図4.1-2に示す固定吸収体装荷炉心をR-Z体系で固定吸収体3領域として計算した。固定吸収体の装荷第一列は6体、第2列は24体及び第3列は18体である。なお、固定吸収体装荷炉心の仕様は表4.3-1の固定吸収体装荷炉心の仕様及び炉心特性にまとめて記した。

c. UO₂の添加

減損UO₂添加割合として重元素の30w%程度とするこの時のPu燃焼率は約100kg/TWhとなるように設定する。

この場合、次の3ケースに分けて設定する。

(c-1) 燃料への均一添加

(c-2) 内部ブランケット(UO₂)としての添加

この領域内での天然UO₂の体積割合は炉心領域での炉心燃料の42.2v%と同じである。Pu富化度は一種類である。

(c-3) 内部ブランケット(UO₂ 50v%, Al2O₃ 50v%)としての添加

この領域内での $UO_2 + Al_2O_3$ の体積割合は炉心領域での炉心燃料の 42.2 v% と同じである。Pu 富化度は一種類である。

内部ブランケット IB の等価直径は内側炉心のものと同じで 301 cm であり、IB の高さは (c-2) 及び (c-3) のそれぞれに対して、Pu 富化度を考慮すると 11 cm 及び 23 cm となった。また、IB の中心面は炉心領域の中心面より 5 cm 下である。これらの炉心の体系図を既に示した図 4.1-1 にそれぞれ示した。

なお、均質 2 領域炉心での内側炉心 IC と外側炉心 OC の Pu 富化度は出力分布を平坦化させ、最大線出力が基準炉心並になるように調整した。

制御棒反応度の評価手順は次の通りである。

各炉心における主炉停止系と後備炉停止系のそれぞれの制御棒反応度について評価した。制御棒の配置及び本数は図 4.1-3 に示したものであり、主炉停止系は 43 体、後備炉停止系は 6 体である。

本評価に際しては制御棒の必要反応度を知る必要があるが、これは既に記したものを利用した。基準炉心での制御棒の必要反応度を表 4.1-3 に改めて記した。この表の中で記した項目の内、燃焼補償以外の項目の合計反応度を出力補償等として用いた。基準炉心の場合の出力補償等は主炉停止系では 3.7% dk / kk' であり、後備炉停止系では 0.8% dk / kk' と評価されている。各炉心の主炉停止系での出力補償等は、不確かさ補償内の燃焼補償分（燃焼反応度の 20% と設定している）が各炉心でやや変わるので、やや異なる反応度となる。

制御棒反応度の評価値は、RZ 拡散計算により制御棒反応度を計算し、この計算値に対して 3 次元拡散計算値への補正を行い、更に、諸補正を行って得た。RZ 拡散計算値から 3 次元拡散計算値への補正係数は表 4.1-4 に記した。これは基準炉心での主炉停止系制御棒の炉心挿入深度が 36 cm の場合であり、この補正係数 0.82 を各炉心の主炉停止系と後備炉停止系のそれぞれの制御棒反応度 RZ 計算値に対して共に用いた。また、3 次元拡散計算値に対しての諸補正係数は既に記したものでこれを表 4.1-5 に記した。この表 4.1-5 から分かるように制御棒反応度の評価値はワンロッドスタック時のものである。

表4.1-1 影響度評価に使用した炉心の炉心主要目

	均質炉心			軸非均質炉心		B4C
	基準	MA添加	UO ₂ 添加	I B - UO ₂	I B - U・A L	装荷 炉心
運転サイクル長, 月	9	←	←	←	←	←
バッチ数	6	←	←	←	←	←
炉心部体積比, v %						
燃 料	42.2	←	←	←	←	←
冷却材	35.6	←	←	←	←	←
構造材	22.2	←	←	←	←	←
炉心等価直径, cm						
内側炉心	301	301	301	—	—	301
外側炉心	392	392	392	392	392	392
内部プランケット						
等価直径, cm	—	—	—	301	301	—
厚さ, cm	—	—	—	11	23	—
燃料組成および 体積比(vol%)	—	—	—	UO ₂ (100%)	UO ₂ (50%)	—
MA・U添加率(w%)	—	10	30	30	30	—
Pu富化度(vol%)						
内側炉心	18.0	18.2	18.5	21.3	24.3	31.7
外側炉心	22.2	22.3	22.6	—	—	24.8

(NOTE) 内部プランケットの中心面は炉心中心面より5 cm下である。

表4.1-2

マイナーアクチニド組成比

核種	組成比 (w%)
Np 237	49.1
Am 241	30.0
Am 242m	0.08
Am 243	15.5
Cm 243	0.05
Cm 244	5.0
Cm 245	0.3

表 4.1-3 制御棒の必要反応度（単位： $\% \Delta k/kk'$ ）---基準炉心

項目	主炉停止系	後備炉停止系	
1. 燃焼補償	8.9	-	
2. 出力補償 ($200^{\circ}\text{C} \rightarrow$ 定格)	0.5	0.5	暫定値
3. 運転余裕	0.2	-	
4. 燃料交換余裕	0.2	-	暫定値
5. 誤引抜反応度	-	0.2	暫定値
6. 不確かさ補償*	1.8	0.1	
(1)燃焼補償	1.8	-	20%誤差
(2)出力補償	0.1	0.1	20%誤差
(3)燃料製作公差	0.3	-	暫定値
7. 臨界性予測誤差	1.0	-	暫定値
合計	12.6	0.8	

*) (1), (2), (3)を統計処理

(NOTE)上記項目2-7の合計反応度（主炉停止系 $3.7\%dk/kk'$ 、後備炉停止系 $0.8\%dk/kk'$ ）を出力補償等として用いる。

表 4.1-4 主炉停止系制御棒価値における R Z 計算と 3 次元計算との比較

R Z 計算 %dk' kk'	3 D 計算 %dk/kk'	3 D 計算／R Z 計算
10.8	8.9	0.82

(NOTE) 本計算値は基準炉心における制御棒挿入深度 36 cm (炉心高さ 90 cm) の場合のものである。また、制御棒配置は図 4-2 に示したものである。

表 4.1-5 制御棒価値計算値への補正係数 (三次元拡散計算値への補正)

項目	主炉停止系	後備炉停止系	備考
非均質効果補正	0.85	同左	
輸送効果	0.95	同左	
E / C 補正	1.0	同左	JUPITER C/E=0.95*
ワンロッドスタック因子	0.85	0.7	従来の計算例より
設計余裕	0.8	0.8	従来設計 0.9
合計	0.549	0.452	

*) E/Cは1.05となるが、保守的に1と設定

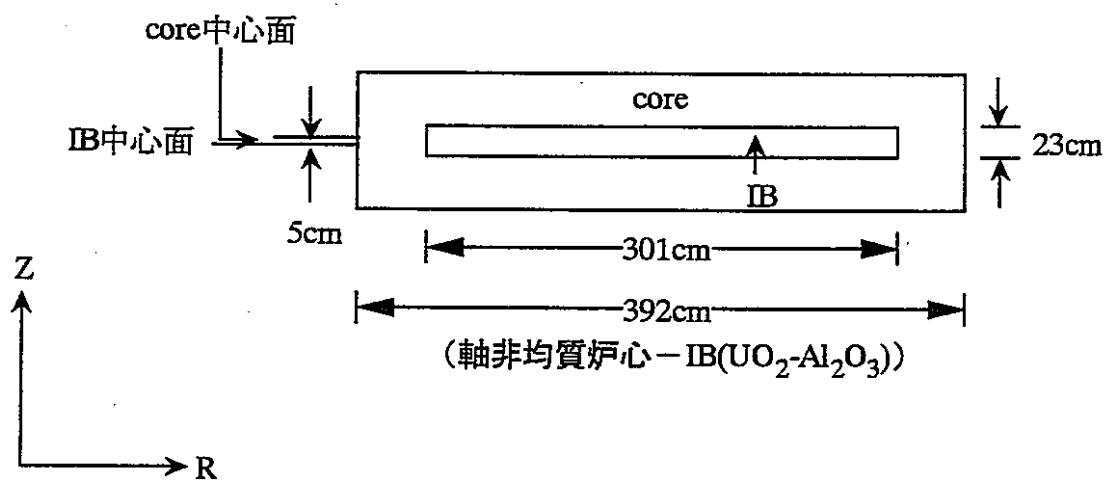
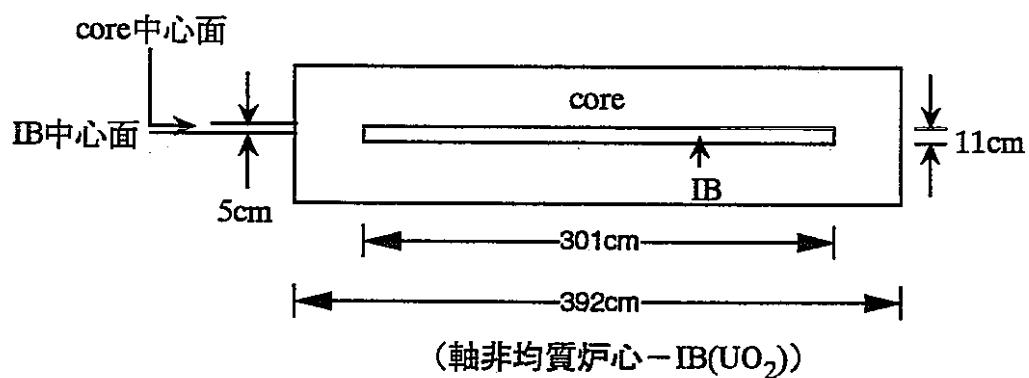
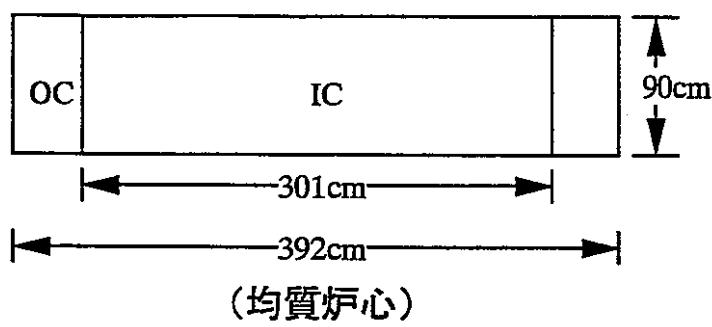


図 4.1-1

均質炉心、軸非均質炉心($\text{IB}(\text{UO}_2)$)及び軸非均質炉心($\text{IB}(\text{UO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3)$)の
R・Z体系比較

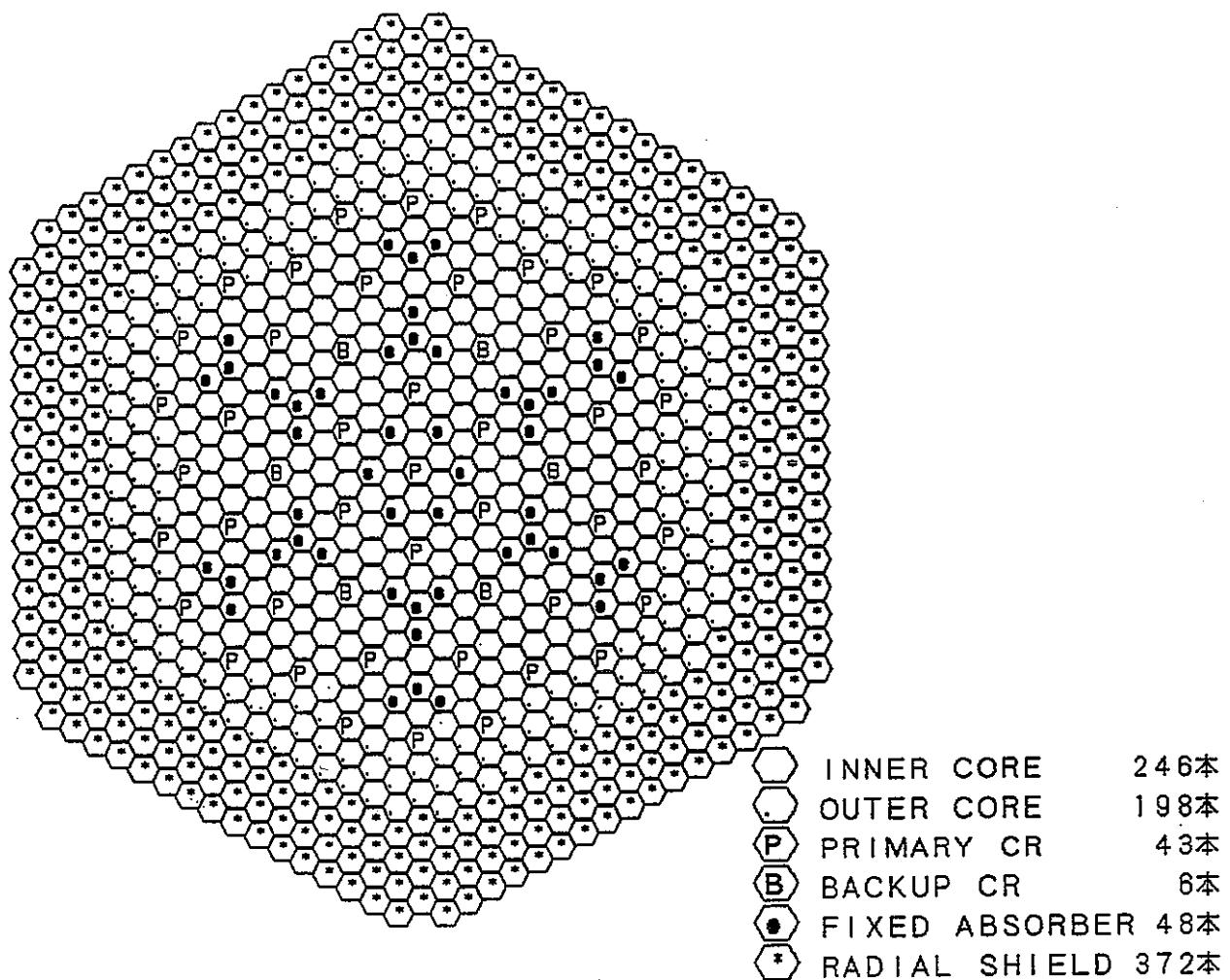


図 4.1-2 600 MW_e ウラン不使用型炉心 -- 固定吸收体装荷位置

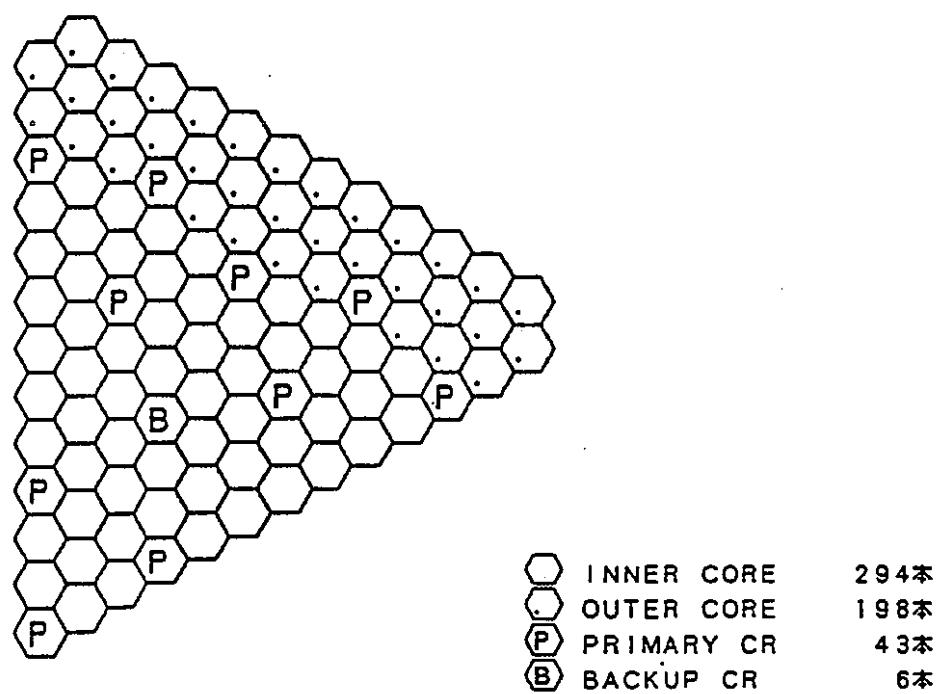


図 4.1-3 制御棒価値計算に用いた制御棒配置 -- 1 / 6 炉心体系

4. 2 マイナーアクチニド添加炉心

マイナーアクチニド(MA) 10 v%を炉心燃料に均一に添加した際のPu富化度、燃焼反応度、最大線出力及びNaボイド反応度等の炉心特性の計算結果を基準炉心等と比較して表4.2-1 の「MA添加」の欄に記した。

これらの表から次の事が分かる。

Pu富化度(v%表示)は基準炉心(I CとO C平均で20. 1 v%)とほとんど同じ(I CとO C平均で20. 2 v%)であった。これはMA添加がPu富化度には影響を与えたかったことを示している。しかし、燃焼反応度は基準炉心よりも17%減少した。この減少した理由は表4.2-2により主として核分裂性Puの減少量が少なくなった(基準炉心で0. 61 t/年、MA添加炉心で0. 58 t/年)事から来ているものと考えられる。

転換比は基準炉心と同じ0. 16であった。

最大線出力はBOEC(268 W/cm)及びEOEC(252 W/cm)ともに基準炉心よりも5%程度低減した。

Naボイド反応度は基準炉心よりも0. 62%dk/kk'増大し、炉心部で0. 36%dk/kk'となったが、炉心部と上部プレナムの合計ではほぼゼロボイド反応度となった。Naボイド反応度がMA添加により増大する傾向はMOX燃料炉心と同じであり、MA(主としてしきい核分裂断面積核種)の添加と中性子スペクトル硬化により増大したものと考えられる。

ドップラー係数は基準炉心よりも30%低減した。これは中性子スペクトル硬化によるものと考えられる。

また、Puの装荷量、減少量及び減少率等の計算結果をも基準炉心等と比較して表4.2-2 の「MA添加」の欄に記した。

これらの表から次の事が分かる。

初装荷Pu量は基準炉心と同じ6. 6 t(全Pu核種)であり、これはPu富化度がほとんど同じことから来ている。

Pu減少量は全Pu核種でみて、基準炉心の114 kg/TWhから100 kg/TWhへ12%減少した。これはMA添加によりPuの生成が生じたこととMA核種の核分裂による中性子束レベルの低下(3%)等によるものと考えられる。

Pu減少率(減少量/投入量)は全Pu核種でみて基準炉心では40%であったがこの炉心では36%と4%(相対的には10%)減少した。

制御棒反応度の評価結果は以下の通りである。

主炉停止系制御棒の必要反応度と反応度評価結果について基準炉心等と比較して表4.2-3 と表4.2-4 の「MA添加」の欄にそれぞれ記した。これらの表から分かることは次の通りである。

主炉停止系制御棒反応度の必要反応度は基準炉心よりも燃焼反応度の低減に関係する分の14%低減して $10.8\% \text{dk}/\text{kk}'$ となった。また、反応度の評価値は基準炉心より15%低減して $13\% \text{dk}/\text{kk}'$ となったが、これは必要反応度よりも $2\% \text{dk}/\text{kk}'$ 程度大きいので、制御棒反応度的には成立することが推測される。制御棒反応度評価値が基準炉心のものよりも小さいのは、UO₂添加炉心で示す事と同様に中性子スペクトルが基準炉心よりも硬くなつたためであるものと考えられる。また、後備炉停止系制御棒の必要反応度と反応度評価結果についてまとめたものを表4.2-5と表4.2-6 の「MA添加」の欄それぞれ記した。これらの表から分かることは次の通りである。

後備炉停止系制御棒反応度の必要反応度は基準炉心と同じ $0.8\% \text{dk}/\text{kk}'$ となる。一方、反応度の評価値は基準炉心より約20%増大して $1.9\% \text{dk}/\text{kk}'$ となり、必要反応度よりも $1\% \text{dk}/\text{kk}'$ 程度大きいので、制御棒反応度的には成立することが推測される。しかし、制御棒反応度評価値が基準炉心のものよりも大きいことは、主炉停止系制御棒の場合と異なることになり、そこでの議論（中性子スペクトルが基準炉心よりも硬くなつたため基準炉心よりも小さい）と矛盾するものと考えられる。これは主炉停止系制御棒の場合から得たRZ計算から3D計算への補正係数0.82を用いたことから来ている。そこで、MA添加炉心での制御棒反応度が基準炉心のものよりも小さく、主炉停止系制御棒の場合と同じ15%小さいとすると、その制御棒反応度評価値は $1.4\% \text{dk}/\text{kk}'$ となる。従って、この評価値は必要反応度よりも大きくなるので、この場合もMA添加炉心では制御棒反応度的に成立することになる。

以上により、主炉停止系制御棒と後備炉停止系制御棒は共に制御棒反応度的に成立するものと推測される。

表4.2-1 影響度評価に使用した炉心の炉心特性

	均質炉心			軸非均質炉心		B 4 C
	基準	MA添加	UO ₂ 添加	I B - UO ₂	I B - U + A L	装荷 炉心
Pu富化度(vol%)						
内側炉心	18.0	18.2	18.5	21.3	24.3	31.7
外側炉心	22.2	22.3	22.6	-	-	24.8
燃焼反応度 (%dk/kk')						
8.9	7.4	7.5	7.0	6.4	6.2	
1.00	0.83	0.84	0.79	0.72	0.70	
転換比						
0.163	0.164	0.273	0.258(0.148)	0.268(0.139)	0.124	
1.00	1.01	1.67	1.58 (0.91)	1.64 (0.85)	0.76	
最大線出力(W/cm)						
B O E C	279	268	263	280	276	274
	1.00	0.96	0.94	1.00	0.99	0.98
E O E C	264	252	251	238	254	259
	1.00	0.95	0.95	0.90	0.96	0.98
Naボイド反応度 (%dk/kk')						
炉心部	-0.261	0.356	0.315	-0.022	-0.067	-0.45
炉心部+上部プレナム	-0.730	-0.077	-0.079	-0.509	-0.604	-
ドップラー係数 (E-3*Tdk/dT)						
	-4.7	-3.3	-5.7	-6.3	-6.2	-2.2
	1.00	0.70	1.21	1.34	1.32	0.47

(NOTE)各項目の下段の数値は基準炉心からの相対値である。但し、Naボイド反応度については除く。転換比の()内は炉心部のものである。

表4.2-2 Pu装荷量およびPu减少量(*)等の炉心毎のまとめ

	均質炉心			軸非均質炉心		B4C
	基準	MA添加	UO ₂ 添加	I B - UO ₂	I B - U + A L	装荷 炉心
初装荷Pu量(t)						
fissile	4.60	4.62	4.63	4.61	4.79	6.21
全Pu	6.56	6.60	6.61	6.57	6.83	8.59
BOEC Pu量(t)						
fissile	3.29	3.39	3.50	3.46	3.67	4.58
全Pu	5.33	5.52	5.56	5.52	5.80	7.11
EOEC Pu量(t)						
fissile	2.84	2.96	3.11	3.07	3.28	4.12
全Pu	4.88	5.13	5.19	5.14	5.42	6.66
Pu减少量(t/年)						
fissile	0.61	0.58	0.53	0.54	0.53	0.61
全Pu	0.60	0.53	0.51	0.52	0.51	0.61
Pu减少量(kg/TWh_e)						
fissile	116	110	100	102	101	117
全Pu	114	100	96	98	96	116
Pu投入量(t/年)						
fissile	1.04	1.04	1.04	1.04	1.08	1.36
全Pu	1.48	1.49	1.49	1.48	1.54	1.94
Pu减少率(%)						
(减少量/投入量)						
fissile	59	56	51	52	49	45
全Pu	40	36	34	35	33	31

(*) MA及びUから生成したPuを考慮した正味の量である。

表4.2-3 主炉停止系制御棒の必要反応度

(単位 : %dk/kk')

	均質炉心			軸非均質炉心		B 4 C
	基準	M A 添加	U O 2 添加	I B - U O 2	I B - U • A L	装荷 炉心
燃焼反応度	8.9	7.4	7.5	7.0	6.4	6.2
出力補償等	3.7	3.4	3.4	3.3	3.2	3.1
必要反応度	12.6	10.8	10.9	10.3	9.6	9.3
相対値	1.00	0.86	0.87	0.82	0.76	0.70

表4.2-4 主炉停止系制御棒反応度の評価結果

(単位 : %dk/kk')

	均質炉心			軸非均質炉心		B 4 C
	基準	M A 添加	U O 2 添加	I B - U O 2	I B - U • A L	装荷 炉心
R Z 計算値	-	28.8	27.4	27.9	24.1	21.0
R Z - 3 D	-	0.82	0.82	0.82	0.82	0.82
補正係数						
3 D 計算値	27.8	23.6	22.5	22.9	19.8	17.2
補正係数	0.549	0.549	0.549	0.549	0.549	0.549
評価値	15.3	13.0	12.4	12.6	10.9	9.4
相対値	1.00	0.85	0.81	0.82	0.71	0.61

表4.2-5 後備炉停止系制御棒の必要反応度
(単位 : %dk/kk')

	均質炉心			軸非均質炉心		B 4 C
	基準	M A 添加	U O 2 添加	I B - U O 2	I B - U • A L	装荷 炉心
燃焼反応度	0	0	0	0	0	0
出力補償等	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8
必要反応度	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8

表4.2-6 後備炉停止系制御棒反応度の評価結果
(単位 : %dk/kk')

	均質炉心			軸非均質炉心		B 4 C
	基準	M A 添加	U O 2 添加	I B - U O 2	I B - U • A L	装荷 炉心
R Z 計算値	-	5.0	4.7	4.7	2.9	2.4
R Z - 3 D	-	0.82	0.82	0.82	0.82	0.82
補正係数						
3 D 計算値	3.6	4.1	3.9	3.9	2.4	2.0
補正係数	0.452	0.452	0.452	0.452	0.452	0.452
評価値	1.6	1.9	1.8	1.8	1.1	0.9
相対値	1.0	1.2	1.1	1.1	0.7	0.6

4. 3 固定吸收体装荷炉心

天然B₄Cを有する固定吸收体48体を炉心に径非均質に装荷した際の炉心仕様及び固定吸收体仕様等とPu富化度、燃焼反応度、最大線出力及びNaボイド反応度等の炉心特性の計算結果を表4.3-1に、また、これらの炉心特性について基準炉心等と比較して既に記した表4.2-1の「B₄C装荷炉心」の欄にそれぞれ記した。

これらの表から次の事が分かる。

Pu富化度(v % 表示)は基準炉心(ICとOC平均で 20.1 v %)とかなり異なり、ICで 31.7 v % 、OCで 24.8 v % と ICの方が OCよりも高くなつた。これは図4.1-2に示すように固定吸收体が ICに装荷されていることや、更に出力分布を平坦化させたことから来ている。

燃焼反応度は基準炉心よりも 30 % 減少し 6.2 % dk / kk' になった。この燃焼反応度には固定吸收体の B₁₀ が 1 サイクルで燃焼した効果が含まれている。その燃焼効果は 0.4 % dk / kk' あった。固定吸收体の B₁₀ 濃度の 1 サイクルでの燃焼による減少割合は最内側の列からそれぞれ 4 %, 5 % 及び 8 % であった。前年度の検討で実施された B₄C 10 v % 均一添加炉心での燃焼反応度と比較して表4.3-2に記した。B₄C 10 v % 均一添加炉心での燃焼反応度における B₁₀ の燃焼効果(B₁₀ 濃度では 7 % 減少)は 1.0 % dk / kk' (228 日運転) あったが、今回の燃焼反応度の B₁₀ 燃焼効果は前年度より運転期間が 270 日と長いにもかかわらず小さかった。これはいわゆる B₁₀ のランプド効果(B₄C が集中装荷された固定吸收体において、その中心付近の B₄C が炉心特性に与える影響度が減少する効果)により、今回の炉心の方が小さくなったものと考えられる。

最大線出力(BOEC で 274 W/cm) は基準炉心(BOEC で 279 W/cm) 並のものが得られた。この炉心の径方向の出力分布を図示したものが図4.3-1である。この図から最大線出力は BOEC では IC の外側端、EOEC では IC の内部で発生していることが分かる。

転換比は基準炉心の 0.16 より低く 0.12 であった。これは中性子スペクトルが硬くなつたためであり、Pu₂₄₀ の中性子捕獲率が相対的に減少したためであるものと考えられる。

Naボイド反応度は基準炉心(炉心部 - 0.26 % dk / kk')よりも更に低減し、炉心部で - 0.45 % dk / kk' の負の反応度が得られた。このように低減した主な理由は径方向出力分布の図4.3-1に示したように固定吸收体への中性子の漏れが生じたためであるものと考えられる。また、この炉心の場合は B₄C 均一添加炉心の場合

の $1.5\% \text{dk} / \text{kk}'$ よりかなり低減されている。

ドップラー係数は表4.2-1 及び表4.3-1 に示したように $-2.2E - 3T \text{dk} / \text{dT}$ であり、この値は基準炉心の 4.7 % である。このように小さくなつた理由は固定吸收体の炉心装荷により中性子スペクトルが硬くなつたためである。

Pu の装荷量、減少量及び減少率等の計算結果をも基準炉心等と比較して表4.2-2の「B4C 装荷炉心」の欄に記した。

これらの表から次の事が分かる。

初装荷Pu量は基準炉心の 6.6 t (全Pu核種) より多く、8.6 t であり、これはPu富化度が高いことから来ている。

Pu減少量は全Pu核種でみて、基準炉心の $114 \text{kg} / \text{TWh e}$ とほとんど同じ $116 \text{kg} / \text{TWh e}$ であり、核分裂性Puの場合でもほとんど同じ $117 \text{kg} / \text{TWh e}$ である。これは両炉心の総熱出力が同じであることから来ている。

Pu減少率(減少量/投入量)は全Pu核種でみて基準炉心では 4.0 % であったがこの炉心では 3.1 % と 9 % (相対的には 2.2 %) 減少した。これは基準炉心よりも初期装荷量が多いことによる。

制御棒反応度の評価結果は以下の通りである。

主炉停止系制御棒の必要反応度と反応度評価結果について基準炉心等と比較して既に記した表4.2-3 と表4.2-4 の「B4C 装荷炉心」の欄にそれぞれ記した。これらの表から分かることは次の通りである。

主炉停止系制御棒反応度の必要反応度は基準炉心よりも燃焼反応度の低減に關係する分の 3.0 % 低減して $9.3\% \text{dk} / \text{kk}'$ となった。また、反応度の評価値は基準炉心より 3.9 % 低減して $9.4\% \text{dk} / \text{kk}'$ となったが、これは必要反応度よりも $0.1\% \text{dk} / \text{kk}'$ 大きく、制御棒反応度的には成立することが推測される。制御棒反応度評価値が基準炉心のものよりも小さいのは、高Pu富化度であることや固定吸收体との干渉効果等によるものと考えられる。

また、後備炉停止系制御棒の必要反応度と反応度評価結果についてまとめたものを既に記した表4.2-5 と表4.2-6 の「B4C 装荷炉心」の欄にそれぞれ記した。これらの表から分かることは次の通りである。

後備炉停止系制御棒反応度の必要反応度は基準炉心と同じ $0.8\% \text{dk} / \text{kk}'$ となる。一方、反応度の評価値は基準炉心より約 4.0 % 減少して $0.9\% \text{dk} / \text{kk}'$ と

なり、必要反応度よりも $0.1\% d k / k k'$ 大きいので、制御棒反応度的にはからうじて成立することが推測される。しかし、この場合も前節と同様に、主炉停止系制御棒の場合から得た RZ 計算から 3D 計算への補正係数 0.82 を用いたことに検討すべき点があるものと考えられる。そこで、主炉停止系制御棒の場合と同じように基準炉心より 39% 小さいものとすると、その制御棒反応度評価値は $1.0\% d k / k k'$ となる。従って、この評価値は必要反応度よりも大きくなるので、この場合も制御棒反応度的に成立することになる。

以上により、主炉停止系制御棒と後備炉停止系制御棒は共に制御棒反応度的に成立するものと推測される。

表 4.3-1

固定吸収体装荷炉心の仕様及び炉心特性

項 目	仕様あるいは特性
熱出力	1 6 0 0 MW t
炉心形式	均質 2 領域炉心
炉心燃料	4 4 4 体 (基準炉心 4 9 2 体)
P u 富化度 (I C / O C)	3 1 . 7 / 2 4 . 8 v %
固定吸収体	
装荷本数	
第 1 列	6 体
第 2 列	2 4 体
第 3 列	1 8 体
合 計	4 8 体
吸収体部体積割合	4 2 . 2 %
B 1 0 濃度	天然B4C
燃焼反応度 (B 1 0 燃焼無)	6 . 6 % d k / k k'
(B 1 0 燃焼有)	6 . 2 % d k / k k'
B 1 0 燃焼効果	0 . 4 % d k / k k'
転換比	0 . 1 2 4
最大線出力	
B O E C (I C / O C)	2 4 3 / 2 7 4 w / c m
E O E C (I C / O C)	2 5 9 / 2 4 6 w / c m
N a ボイド反応度	
炉心部	- 0 . 4 5 % d k / k k' (7 0 G 計算) (1 . 5 % d k / k k')
ドップラー係数	- 2 . 2 E - 3 T d k / d T

(NOTE)括弧内の数値は前年度計算により得られたB4C均一添加によるものである。

表4.3-2

燃焼反応度におけるB4C径非均質装荷炉心と
B4C均一添加炉心との比較

炉心	サイクル長さ 日	基準炉心 % d k / k k'	B4C装荷炉心 % d k / k k'
80万kWe (B4C均一添加炉心)	228	6.5	4.3(B10燃焼無) 3.3(B10燃焼有) 1.0(B10燃焼効果)
60万kWe (B4C径非均質装荷炉心)	270	8.9	6.6(B10燃焼無) 6.2(B10燃焼有) 0.4(B10燃焼効果)

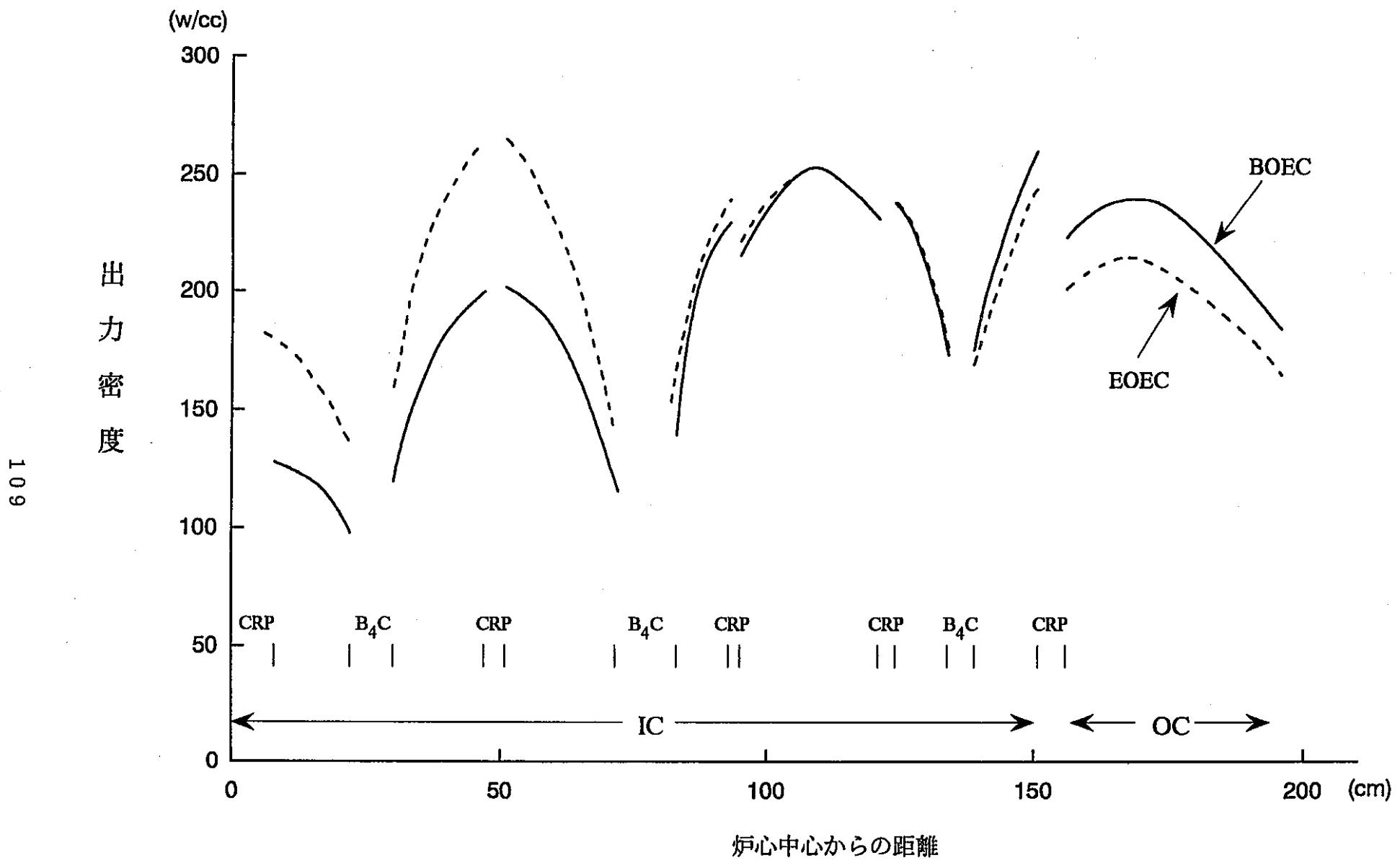


図 4.3-1

固定吸収体装荷炉心での径方向出力分布（炉心中心面）

4. 4 UO₂添加炉心

4. 4. 1 UO₂均一添加炉心

減損UO₂ 30 w%を炉心燃料に均一に添加した際のPu富化度、燃焼反応度、最大線出力及びNaボイド反応度等の炉心特性の計算結果を基準炉心等と比較して表4.2-1の「UO₂添加」の欄に記した。

これらの表から次の事が分かる。

Pu富化度(v%表示)は基準炉心(ICCとOC平均で20.1v%)とほとんど同じ(ICCとOC平均で20.5v%)であった。これはUO₂添加がPu富化度には影響をほとんど与えなかったことを示している。しかし、燃焼反応度は基準炉心よりも16%減少した。この減少した理由は表4.2-2により主として核分裂性Puの減少量が少なくなった(基準炉心で0.61t/年、UO₂添加炉心で0.53t/年)事から来ているものと考えられる。

転換比はU238からの寄与により基準炉心の0.16より大きく、0.27であった。

最大線出力はBOEC(263W/cm)及びEOEC(251W/cm)とともに基準炉心よりも5%程度低減した。

Naボイド反応度は基準炉心よりも0.58%dk/kk'増大し、炉心部で0.32%dk/kk'となったが、炉心部と上部プレナムの合計ではほぼゼロボイド反応度となった。Naボイド反応度がUO₂添加により増大する理由は、図4.4-1に示したようにU238の低エネルギーの中性子吸収により中性子スペクトルが硬化したためであるものと考えられる。

ドップラー係数は基準炉心よりも21%増大した。これは中性子スペクトルは硬化したがU238からの寄与があったためである。

また、Puの装荷量、減少量及び減少率等の計算結果をも基準炉心等と比較して表4.2-2の「UO₂添加」の欄に記した。

これらの表から次の事が分かる。

初装荷Pu量は基準炉心と同じ6.6t(全Pu核種)であり、これはPu富化度がほとんど同じことから来ている。

Pu減少量は全Pu核種でみて、基準炉心の11.4kg/TWhから9.6kg/TWhへ16%減少した。これはUO₂添加によりPuの生成が生じたこととU核種の核分裂による中性子束レベルの低下(6%)等によるものと考えられる。

Pu減少率（減少量／投入量）は全Pu核種でみて基準炉心では40%であったがこの炉心では34%と6%（相対的には15%）減少した。

制御棒反応度の評価結果は以下の通りである。

主炉停止系制御棒の必要反応度と反応度評価結果について基準炉心等と比較して表4.2-3と表4.2-4の「UO₂添加」の欄にそれぞれ記した。これらの表から分ることは次の通りである。

主炉停止系制御棒反応度の必要反応度は基準炉心よりも燃焼反応度の低減に関係する分の13%低減して10.9%dk/kk'となった。また、反応度の評価値は基準炉心より19%低減して12.4%dk/kk'となったが、これは必要反応度よりも1.5%dk/kk'大きいので、制御棒反応度的には成立することが推測される。制御棒反応度評価値が基準炉心のものよりも小さいのは、既に示したように中性子スペクトルが基準炉心よりも硬くなつたためであるものと考えられる。

また、後備炉停止系制御棒の必要反応度と反応度評価結果についてまとめたものを表4.2-5と表4.2-6の「UO₂添加」の欄それぞれ記した。これらの表から分ることは次の通りである。

後備炉停止系制御棒反応度の必要反応度は基準炉心と同じ0.8%dk/kk'となる。一方、反応度の評価値は基準炉心より約10%増大して1.8%dk/kk'となり、必要反応度よりも1%dk/kk'大きいので、制御棒反応度的には成立することが推測される。しかし、制御棒反応度評価値が基準炉心のものよりも大きいことは、MA添加炉心での議論と同様に、主炉停止系制御棒の場合と異なることになり、そこでの議論（中性子スペクトルが基準炉心よりも硬くなつたため基準炉心よりも小さい）と矛盾するものと考えられる。これは主炉停止系制御棒の場合から得たRZ計算から3D計算への補正係数0.82を用いたことから来ている。そこで、UO₂添加炉心での制御棒反応度が基準炉心のものよりも小さく、主炉停止系制御棒の場合と同じように19%小さいとすると、その制御棒反応度評価値は1.3%dk/kk'となる。従って、この評価値は必要反応度よりも大きくなるので、この場合も制御棒反応度的に成立することになる。

以上により、主炉停止系制御棒と後備炉停止系制御棒は共に制御棒反応度的に成立するものと推測される。

4. 4. 2 UO₂ 軸非均質装荷炉心

減損UO₂を内部ブランケットIBに重元素の30w%装荷した際のPu富化度、燃焼反応度、最大線出力及びNaボイド反応度等の炉心特性の計算結果を基準炉心等と比較して表4.2-1の「IB-UO₂」の欄に記した。

これらの表から次の事が分かる。

Pu富化度(v%表示)は基準炉心(OCとIC平均で20.1v%)よりやや高く21.3v%であった。

燃焼反応度は基準炉心よりも21%減少した。この減少した理由は表4.2-2により主として核分裂性Puの減少量が少なくなった(基準炉心で0.61t/年、UO₂軸非均質装荷炉心で0.54t/年)事から来ているものと考えられる。

転換比はU238からの寄与により基準炉心の0.16より大きく、0.26であった。

最大線出力はBOECでは基準炉心の279W/cmとほとんど同じ280W/cmであったが、EOECでは10%低減し238W/cmとなった。BOECでの最大線出力は図4.4-2の軸方向出力分布に示すように炉心中心のIB付近の炉心領域であることが分かる。

Naボイド反応度は基準炉心よりも0.24%dk/kk'増大し、炉心部でほぼゼロボイド反応度となった。炉心部と上部プレナムの合計でも同様に増大したが-0.5%dk/kk'と負のボイド反応度のままである。この様に増大する理由はUO₂均一添加炉心の場合と同様に中性子スペクトルが硬化したためであるものと考えられる。一方、UO₂均一添加炉心より炉心部で0.35%dk/kk'減少したが、これは主としてIBへの中性子の漏れが効いたためであるものと考えられる。

ドップラー係数は基準炉心よりも34%増大した。これは中性子スペクトルは硬化したがU238からの寄与があったためであるものと考えられる。

また、Puの装荷量、減少量及び減少率等の計算結果をも基準炉心等と比較して表4.2-2の「IB-UO₂」の欄に記した。

これらの表から次の事が分かる。

初装荷Pu量は基準炉心と同じ6.6t(全Pu核種)であった。

Pu減少量は全Pu核種でみて、基準炉心の114kg/TWhから98kg/TWhへ14%減少した。これはUO₂添加によりPuの生成が生じたこと等によるものと考えられる。

Pu減少率（減少量／投入量）は全Pu核種でみて基準炉心では40%であったがこの炉心では35%と5%（相対的には13%）減少した。

制御棒反応度の評価結果は以下の通りである。

主炉停止系制御棒の必要反応度と反応度評価結果について基準炉心等と比較して表4.2-3と表4.2-4の「IB-UO2」の欄にそれぞれ記した。これらの表から分ることは次の通りである。

主炉停止系制御棒反応度の必要反応度は基準炉心よりも燃焼反応度の低減に関係する分の18%低減して10.3%dk/kk'となった。また、反応度の評価値は基準炉心より18%低減して12.6%dk/kk'となったが、これは必要反応度よりも2.3%dk/kk'大きいので、制御棒反応度的には成立することが推測される。また、後備炉停止系制御棒の必要反応度と反応度評価結果についてまとめたものを表4.2-5と表4.2-6の「IB-UO2」の欄それぞれ記した。これらの表から分ることは次の通りである。

後備炉停止系制御棒反応度の必要反応度は基準炉心と同じ0.8%dk/kk'となる。一方、反応度の評価値は基準炉心より約10%増大して1.8%dk/kk'となり、この炉心の制御棒反応度評価値はUO2均一添加炉心のものと同じである。従って、UO2均一添加炉心の節で議論したものと同じとなる。それ故に、この評価値は必要反応度よりも大きくなるので、この炉心の場合も制御棒反応度的に成立することになる。

以上により、主炉停止系制御棒と後備炉停止系制御棒は共に制御棒反応度的に成立するものと推測される。

4. 4. 3 UO₂+Al₂O₃軸非均質装荷炉心

減損UO₂+Al₂O₃を内部ブランケットIBに重元素の30w%（UO₂を対象）装荷した際のPu富化度、燃焼反応度、最大線出力及びNaボイド反応度等の炉心特性の計算結果を基準炉心等と比較して表4.2-1の「IB-U・AL」の欄に記した。また、UO₂装荷の軸非均質効果を見るために、UO₂均一添加炉心と比較したものと表4.4-1に記した。

これらの表から次の事が分かる。

Pu富化度（v%表示）は基準炉心（ICとOC平均で20.1v%）より高く24.3v%であった。

燃焼反応度は基準炉心よりも28%減少した。この減少した理由はUO₂均一添加の場合と同様に表4.2-2により主として核分裂性Puの減少量が少なくなった（基準炉心で0.61t/年、UO₂+Al₂O₃軸非均質装荷炉心で0.53t/年）事から来ているものと考えられる。

転換比はU238からの寄与により基準炉心の0.16より大きく、0.27であった。

最大線出力はBOECでは基準炉心の279W/cmとほとんど同じ276W/cmであったが、EOECでは4%低減し254W/cmとなった。BOECでの最大線出力は図4.4-3の軸方向出力分布に示すようにIBの径方向外側端付近の炉心領域であることが分かる。

Naボイド反応度は基準炉心よりも0.2%dk/k'程度増大し、炉心部でほぼゼロボイド反応度となつたが、炉心部と上部プレナムの合計では-0.6%dk/k'と負のボイド反応度となつた。一方、UO₂均一添加炉心よりは減少したが、この理由は、主としてIBへの中性子の漏れも効いたためであるものと考えられる。ドップラー係数は基準炉心よりも32%増大した。これは中性子スペクトルは硬化したがU238からの寄与があったためであるものと考えられる。

また、Puの装荷量、減少量及び減少率等の計算結果をも基準炉心等と比較して表4.2-2の「IB-U・AL」の欄に記した。

これらの表から次の事が分かる。

初装荷Pu量は基準炉心の6.6t（全Pu核種）よりやや多い6.8tであった。Pu減少量は全Pu核種でみて、基準炉心の114kg/TWhから96kg/TWhへ16%減少した。これはUO₂添加によりPuの生成が生じたことによるものとのと考えられる。

Pu減少率（減少量／投入量）は全Pu核種でみて基準炉心では40%であったがこの炉心では33%と7%（相対的には17%）減少した。

制御棒反応度の評価結果は以下の通りである。

主炉停止系制御棒の必要反応度と反応度評価結果について基準炉心等と比較して表4.2-3と表4.2-4の「IB-U・AL」の欄にそれぞれ記した。これらの表から分ることは次の通りである。

主炉停止系制御棒反応度の必要反応度は基準炉心よりも燃焼反応度の低減に関係する分の24%低減して $9.6\% \text{dk}/\text{kk}'$ となった。また、反応度の評価値は基準炉心より29%低減して $10.9\% \text{dk}/\text{kk}'$ となったが、これは必要反応度よりも $1.3\% \text{dk}/\text{kk}'$ 大きいので、制御棒反応度的には成立することが推測される。

また、後備炉停止系制御棒の必要反応度と反応度評価結果についてまとめたものを表4.2-5と表4.2-6の「IB-U・AL」の欄それぞれ記した。これらの表から分ることは次の通りである。

後備炉停止系制御棒反応度の必要反応度は基準炉心と同じ $0.8\% \text{dk}/\text{kk}'$ となる。一方、反応度の評価値は基準炉心より約30%減少して $1.1\% \text{dk}/\text{kk}'$ となり、必要反応度よりも $0.3\% \text{dk}/\text{kk}'$ 大きいので、制御棒反応度的には成立することが推測される。しかし、制御棒反応度評価値が基準炉心のものよりも大きいことは、今まで述べてきたことと同様に、主炉停止系制御棒の場合と異なることになり、そこでの議論（中性子スペクトルが基準炉心よりも硬くなったため基準炉心よりも小さい）と矛盾するものと考えられる。これは主炉停止系制御棒の場合から得たRZ計算から3D計算への補正係数0.82を用いたことから来ている。そこで、この制御棒反応度が主炉停止系制御棒の場合と同じように29%小さいものとすると、その制御棒反応度評価値は $1.1\% \text{dk}/\text{kk}'$ となる。これはRZ計算から3D計算への補正係数0.82を用いた場合と同じ反応度となる。従って、この評価値は必要反応度よりも大きくなるので、この場合も制御棒反応度的に成立することになる。

以上により、主炉停止系制御棒と後備炉停止系制御棒は共に制御棒反応度的に成立するものと予測される。

また、UO₂装荷の軸非均質効果を見るために、UO₂均一添加炉心と比較したものを見た。この表から、軸非均質効果が比較的大きく見られる炉心及び炉心特性は、UO₂+Al₂O₃軸非均質装荷炉心の燃焼反応度の15%低減（ $1.1\% \text{dk}/\text{kk}'$ 低減）とNaボイド反応度の $0.7\% \text{dk}/\text{kk}'$ 程度の減少であることが分かる。

表 4.4-1 UO₂ 30 w% 装荷炉心における炉心特性の軸非均質効果

	均質炉心		軸非均質炉心	
	UO ₂ 添加	I B - UO ₂	I B - U + A L	I B - U + A L
燃焼反応度 (%dk/kk')	7.5 1.00	7.0 0.93	6.4 0.85	
転換比	0.273 1.00	0.258 0.95	0.268 0.98	
最大線出力(W/cm)				
B O E C	263 1.00	280 1.06	276 1.05	
E O E C	251 1.00	238 0.95	254 1.01	
N a ボイド反応度 (%dk/kk')				
炉心部	0.315 0.00	-0.022 -0.337	-0.067 -0.382	
炉心部+上部プレナム	-0.079 0.00	-0.509 -0.588	-0.604 -0.683	
ドップラー係数 (E-3*Tdk/dT)	-5.7 1.00	-6.3 1.11	-6.2 1.09	

(NOTE)各項目の下段の数値は均質炉心からの相対値である。但し、N a ボイド反応度については均質炉心からの差異である。

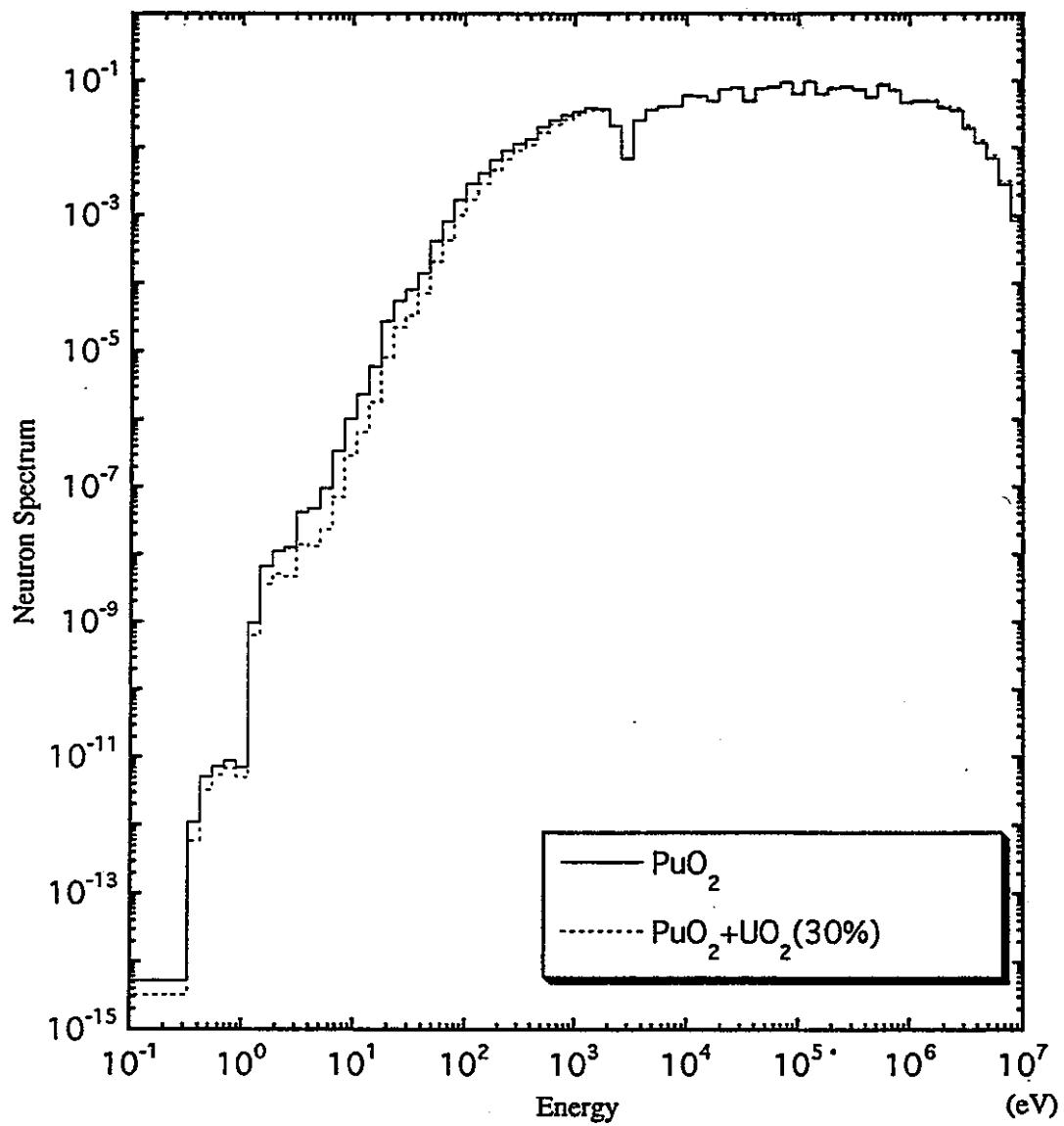


図 4.4-1 中性子スペクトルの比較

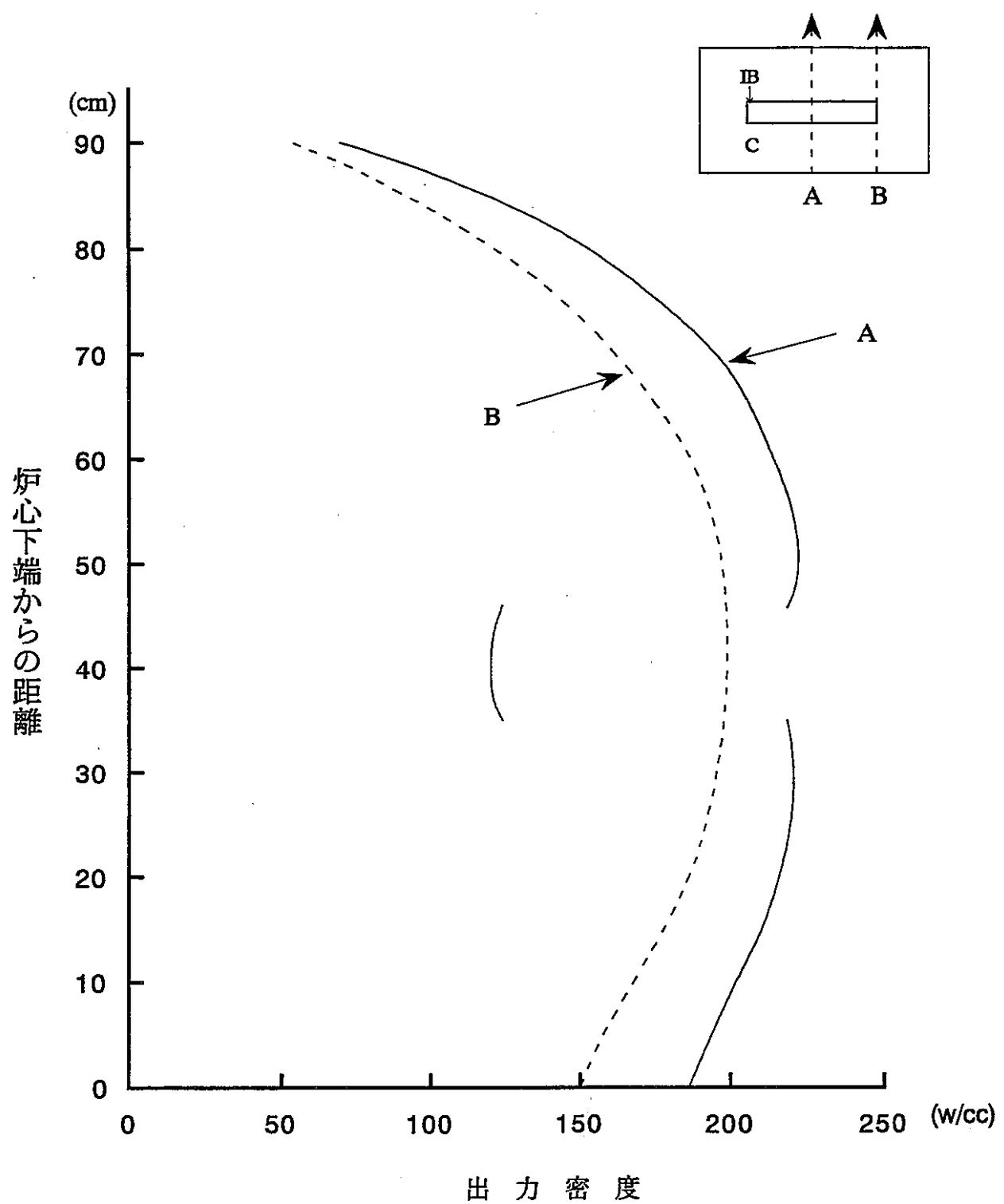


図 4.4-2

軸非均質炉心(IB : UO_2)の軸方向出力分布(BOEC)

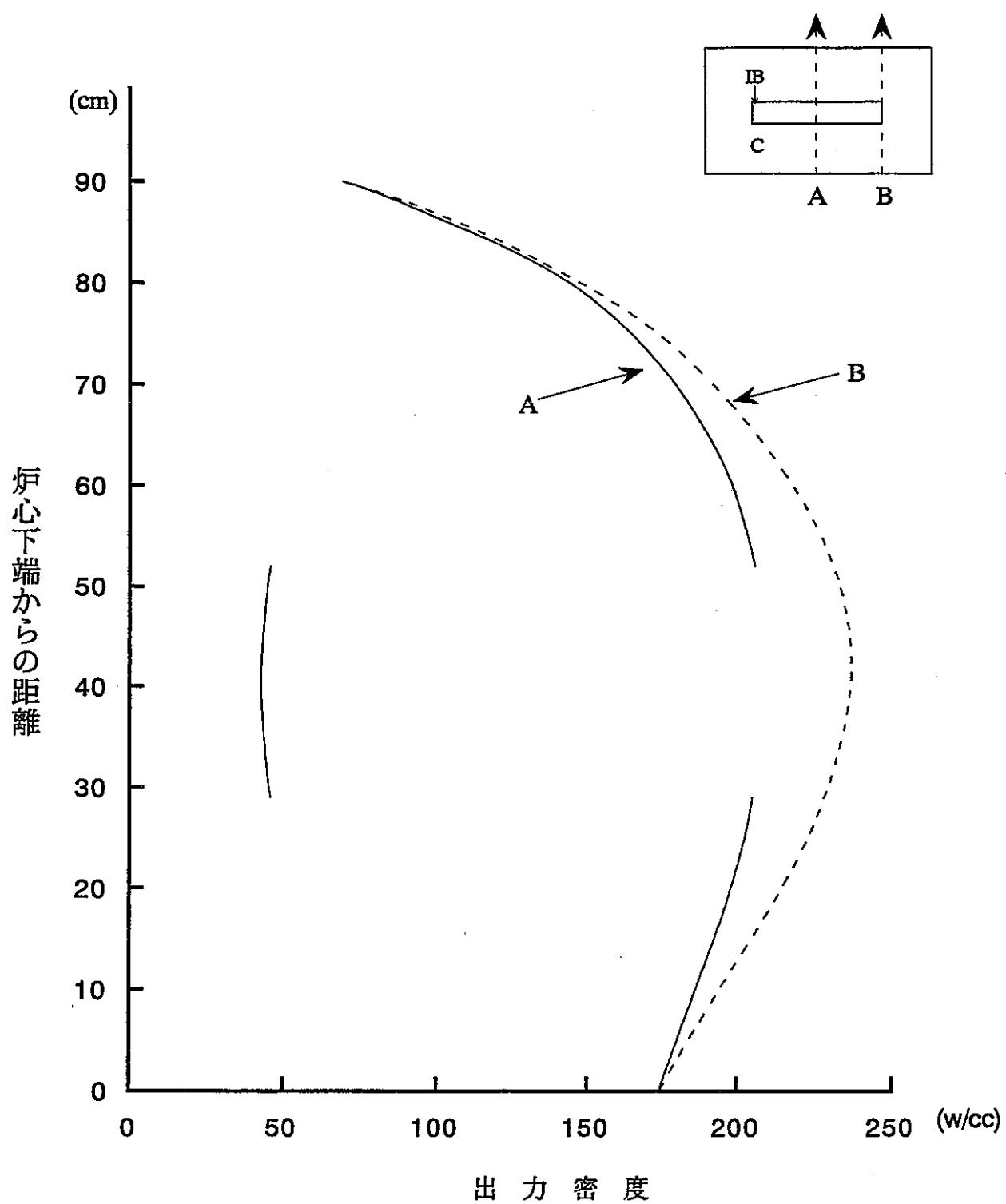


図 4.4-3 軸非均質炉心(IB : $\text{UO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$)の軸方向出力分布(BOEC)

4. 5 まとめ

PuO_2 を燃料とし Al_2O_3 を希釈材とする均質2領域炉心を基準炉心として、燃料に関するパラメータを変更した際の効果について検討した。それらのパラメータは、マイナーアクチニドの炉心燃料への10w%均一添加、天然B₄C固定吸収体の径非均質装荷、減損 UO_2 の炉心への均一添加及び軸非均質装荷及び減損 $\text{UO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3$ の軸非均質装荷等である。

検討の結果、ウラン不使用型炉心として重要な炉心特性について以下のことがわかった。

- ・燃焼欠損反応度

どの炉心も基準炉心より20%-30%低減されている。

- ・Naボイド反応度

B₄C固定吸収体径非均質装荷炉心を除き、基準炉心よりも1-2%増大した。軸方向非均質装荷した2炉心では増大割合が小さい。

- ・ドップラー係数

ドップラー係数（絶対値）は、マイナーアクチニド添加炉心及びB₄C装荷炉心を除き、20%-30%増大した。

- ・最大線出力

どの炉心も最大線出力は基準炉心並であり、特に出力分布の厳しい炉心はない。

- ・Pu減少率

Pu減少率はどの炉心もおおむね約100-110 kg/TWhであるが、マイナーアクチニドや UO_2 を添加した場合、他の炉心よりも10%程度小さくなっている。

UO_2 を添加した3炉心では、均質添加炉心よりも軸非均質添加炉心の方が燃焼欠損反応度、Naボイド反応度が小さい点で優れている。

どの炉心も主炉停止系制御棒43体と後備炉停止系制御棒6体の場合は、共に制御棒反応度的に成立するものと推測される。

このように、どの炉心も基準炉心と同様、炉心特性で大きな問題点はない。どの炉心も基準炉心より燃焼欠損反応度が優れているが、反応度係数について

はNaボイド反応度とドップラー係数が安全特性上（ULOF, UTOPを総合して）は
相反する方向に変動している点、勘案が必要である。

5. 代表炉心の安全解析

5.1 検討条件と計算手法

(1) 検討条件

第3章で選定した炉心は、昨年度検討したウラン不使用型高速炉(PNC Z J9164 94-008)に比べ、Pu燃焼特性を確保しつつ運転サイクル長さを従来の酸化物燃料高速炉の運転サイクル長さに近づけ、取りだし燃焼度の増大を図ったものである。このウラン不使用型高速炉の短時間の炉心過渡挙動を調べた。

ウラン不使用型炉心の燃料の選択により、この炉心は従来の混合酸化物燃料の高速炉の炉心特性に比べて大幅に異なることが、静的な炉心特性解析から示されている。ここでは炉心過渡挙動に着目して、流量低下型事象(ULOF)と反応度投入型事象(UTOP)について従来の酸化物燃料炉心との相対比較を行った。

炉心のドップラー係数、ナトリウム温度係数などの炉心の安全性に係わる基本特性値が従来の高速炉が有している値から大きく変化していることと燃料熱伝導度の違いによる過渡挙動を調べている。また、Pu燃焼特性の増大に伴い燃焼反応度変化量・出力変動量が増大する傾向も特徴となる。酸化物燃料炉心の過渡特性との相対比較においては、これらの特徴がどのように過渡特性に作用するかを把握する事が目的である。

ウラン不使用型高速炉として、希釈型プルトニウム燃料を使用する炉心は前記第3,4章で調べた炉心の反応度係数の違いなどを考慮して次の2つの炉心を選定している。

- a. 炉心1 (アルミナ母材、 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料)
- b. 炉心2 (ベリリア母材、 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料)

(2) 過渡解析条件

炉心の固有の反応度・温度特性が主に現象を支配する短時間領域を対象に解析した。ここでは、炉心とシステム全体の流量配分(4つの流量配分

領域分割)と反応度係数の空間分布等を反映している。

ULOFに対しては、一次系冷却材の流量半減時間を60秒と設定している。本検討では燃料材料の違いによる炉心固有の反応度フィードバックのみによる過渡挙動を相対比較することを目的とする検討なので、この半減時間を想定した。参考のために一次系冷却材の流量半減時間を20秒としてサーベイも行った。また、解析では低流量領域では8%のポニーモーターに引き継ぐことにしている。

UTOPに対しては、反応度投入率を $+3\text{ c/sec}$, total $+40\text{ c}$ を解析条件とした。

尚、ULOFおよびUTOPの短時間挙動の結果において、炉停止能力の評価条件は、燃料が融点温度以下であることおよび冷却材が沸騰温度に達しないことを目安とする。

(3) 計算モデル

炉心-プラントシステムをフローネットワークにより流動モデルを扱い、炉心を2つの平均チャンネルにより炉心の流量領域を考慮し、ホットチャンネルを加えた多チャンネル一点炉近似の動特性モデルで行なった。比較用の酸化物燃料炉心も径方向プランケット削除型になっているので、遮蔽体領域を含め4チャンネルモデルとした。

炉心過渡解析モデルにおける反応度フィードバックはつきの項目を考慮した。

反応度フィードバック；

— 炉心部の平均反応度係数を利用したドップラー効果、

均質化燃料組成のドップラー係数の計算結果から示されているように、ウラン不使用高速炉では燃料自身と構造材からの寄与がある。ドップラー効果は燃料からの寄与のみを考慮する。軸方向の分布を出力分布形と併せて軸方向ノードごとに温度分布変化に応じて積分される。

— 炉心部の平均冷却材密度変化による反応度効果、

炉心部の冷却材密度係数に加えて、上部ガスプレナム領域における密度

係数分布を与え、軸方向ノードの冷却材温度分布の変化を併せて実効的なフィードバックとして反映される。

――燃料の軸方向膨張・収縮反応度効果

燃料密度係数分布を考慮し軸方向膨張による影響を、M O X 燃料の線膨張率を使用してモデル化した。

――構造材密度係数分布

被覆管・ラッパ管の温度計算結果と構造材密度係数分布を考慮する。

――炉心支持板の径方向膨張効果

炉心支持板の径方向膨張効果を考慮する。但し、燃料集合体の熱湾曲分は含まない。

また、制御棒駆動軸延長管の伸びによる制御棒一炉心相対変位による負の反応度投入やその他のデバイス（G E M等）による負の反応度投入を無視した状況で相互比較を行った。炉心の径方向膨張効果などの設計に依存する効果もここでは考慮しないこととした。

解析の対象時点の燃料出力は平衡サイクル初期の値に対応するものを使用している。これは、平衡サイクル末期に比べ初期の最高出力が高いことと反応度係数の大きさから見て過渡解析には厳しい結果を示すと考えられることによる。

5.2 廉心仕様の比較

表5.2-1に基本プラント仕様を本年度検討炉心（廉心1）と前年度検討炉心を比較して示している。同表には本年度検討炉心と同じ熱出力を持つ比較用酸化物燃料炉心（MOX炉心）の仕様も示している。この比較用炉心の廉心部は従来型炉心として典型的な特性を持つものと見なせる。ただし、軸方向ブランケットは配置されているが径方向ブランケットは削除されている。増殖比は1.0をやや上回るように軸ブランケット厚さが設定されている。

プラントの一次冷却系の出口・入口温度条件は、従来型炉心とウラン不使用型炉心では異なる設定をしている。これは集合体出力の燃焼による変化の違いに起因するものである。

燃焼特性の違いにより、運転サイクル長さと燃料交換バッチ数が異なっている。また、ウラン不使用型炉心は出力密度が低く設定されている。制御棒本数についても、燃焼欠損反応度の違いにより主炉停止系制御棒本数と燃料本数比（従来型炉心； $13/246=5.3\%$ 、ウラン不使用型炉心； $43/492=8.7\%$ ）が異なっている。

図5.2-1にウラン不使用型炉心の配置図を、図5.2-2に比較用酸化物燃料炉心の配置図を示した。ウラン不使用型炉心（廉心1）は炉心等価直径、炉心高さはそれぞれ3.93 m, 90cmであり、比較用酸化物燃料炉心の炉心等価直径、炉心高さはそれぞれ2.74 m, 100 cmである。

表5.2-2には、炉心燃料仕様の比較を示してある。燃料については、MOX燃料には太径中空ペレットが採用されている。ウラン不使用型炉心では中実細径しペレット化を想定している。双方の燃料体積比などは実効的にはほぼ一致している。

表5.2-1 基本プラント仕様の比較

項 目	比較用酸化物燃料 炉心	ウラン不使用炉心	
		本年度検討炉心	前年度検討炉心
1. 基本プラント仕様			
1) 原子炉熱出力	(MWt)	1600	1600
2) 炉心型式		均質2領域炉心	←
3) 炉心高さ 軸方向ブランケット厚さ(上部／下部)	(mm) (mm)	1000 350/350	900 --/--
4) 冷却材			
a) 原子炉入口温度	(°C)	380	390
b) 原子炉出口温度	(°C)	530	510
2. 燃料交換			
1) 燃料交換方式			
a) 炉心燃料集合体		3バッチ分散方式	6バッチ分散方式
内側炉心		3バッチ分散方式	6バッチ分散方式
外側炉心		(反射体で構成)	←
b) ブランケット燃料集合体			
2) 燃焼期間	(EFPD)	365	270
3) 炉心構成要素の本数			
1) 炉心燃料集合体	(体)	246	492
a) 内側炉心	(体)	108	294
b) 外側炉心	(体)	138	198
2) ブランケット燃料集合体	(体)	---	---
3) 制御棒集合体	(体)	19	49
a) 主炉停止棒	(体)	13	43
b) 後備炉停止棒	(体)	6	6
4. 目標性能			
1) 最大線出力	(W/cm)	約480以下	約320以下
2) 取出平均燃焼度	(a-%)	約8.6	約40

表5.2-2 炉心燃料集合体設計仕様 (1/2)

項 目	比較用酸化物燃料 炉心	ウラン不使用炉心	
		本年度検討炉心	前年度検討炉心
1) 燃料要素			
a) 炉心燃料ペレット			
① 材質	Pu-U混合酸化物	PuO ₂ •Al ₂ O ₃	←
② プルトニウム同位元素比 ¹⁾ 948/949/940/941/942/951 (wt%)	3/53/25/12/7/0	2/58/22/11/6/1	←
③ ウラン同位元素比 ²⁾ 925/928 (wt%)	0.2/99.8	←	←
④ 燃料スタック長 (mm)	1000	900	600
⑤ 外径 (mm)	7.36	6.66	7.40
⑥ 密度 (%TD)	96	スマア 80	スマア 85
⑦ O/M比	1.98	---	←
⑧ 中心空孔径 (mm)	2.0	---	←
b) 軸プランケット燃料ペレット			
① 材質	劣化U	---	←
② ウラン同位元素比 ²⁾ 925/928 (wt%)	0.2/99.8	---	←
③ 燃料スタック長			
④ 上部プランケット (mm)	350	---	←
④ 下部プランケット (mm)	350	---	←
⑤ 外径 (mm)	7.36	---	←
⑥ 密度 (%TD)	96	---	←
⑦ O/M比	2.0	---	←
c) 被覆管			
① 材質	改良オステナイト鋼	改良オステナイト鋼	←
② 外径 (mm)	8.5	7.5	8.3
③ 内径 (mm)	7.54	6.66	7.4
④ 肉厚 (mm)	0.48	0.42	0.45
⑤ ペレット間ギャップ (mm)	0.18	---	---
d) スペーサワイヤ			
① 材質	改良オステナイト鋼	改良オステナイト鋼	←
② 外径 (mm)	1.30	1.25	1.50
③ ワイヤ巻きピッチ (mm)	200	---	---

*1) 948/949/940/941/942/951=Pu238/Pu239/Pu240/Pu241/Pu242/Am241

*2) 925/928=U235/U238

表5.2-2 爐心燃料集合体設計仕様 (2/2)

項 目	比較用酸化物燃料 炉心	ウラン不使用炉心	
		本年度検討炉心	前年度検討炉心
2) 燃料集合体			
a) 燃料集合体			
① 要素配列	正三角配列	←	←
② 要素配列ピッチ	(mm)	9.85	8.85
③ 要素数	(本)	217	271
④ 集合体配列ピッチ	(mm)	160.7	179.8
b) ラッパ管			
① 材質	改良オーステナイト鋼	←	←
② 外対面間距離	(mm)	155.7	173.8
③ 内対面間距離	(mm)	147.7	165.8
④ 肉厚	(mm)	4.0	4.0
c) 体積比			
① 燃料 (メア)	(%)	43.3	42.2
② 構造材	(%)	22.4	22.2
③ 冷却材	(%)	34.3	35.6

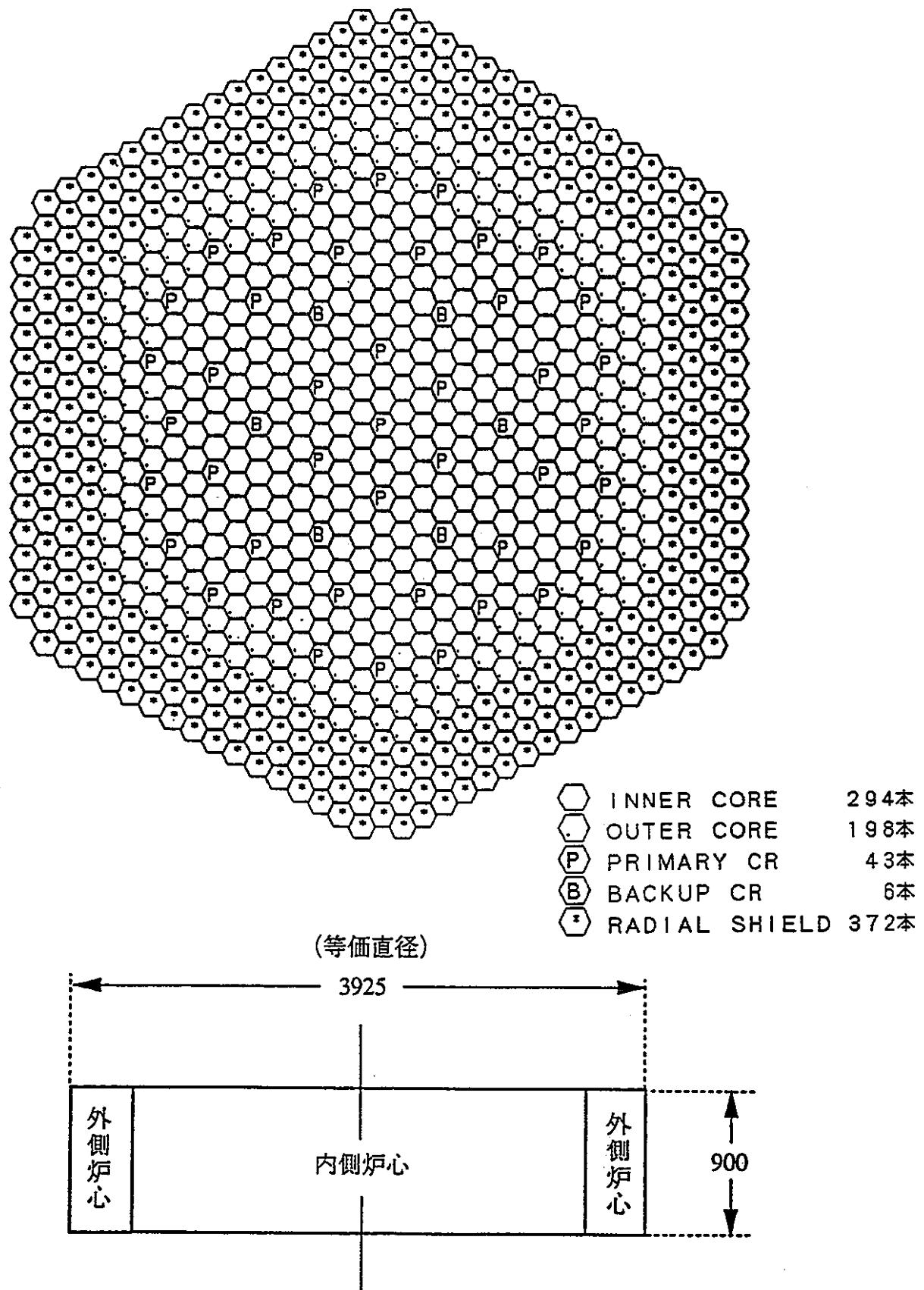


図5.2-1 1600MW_{th}ウラン不使用型炉心 炉心配置図
(270日運転 6バッチ炉心)

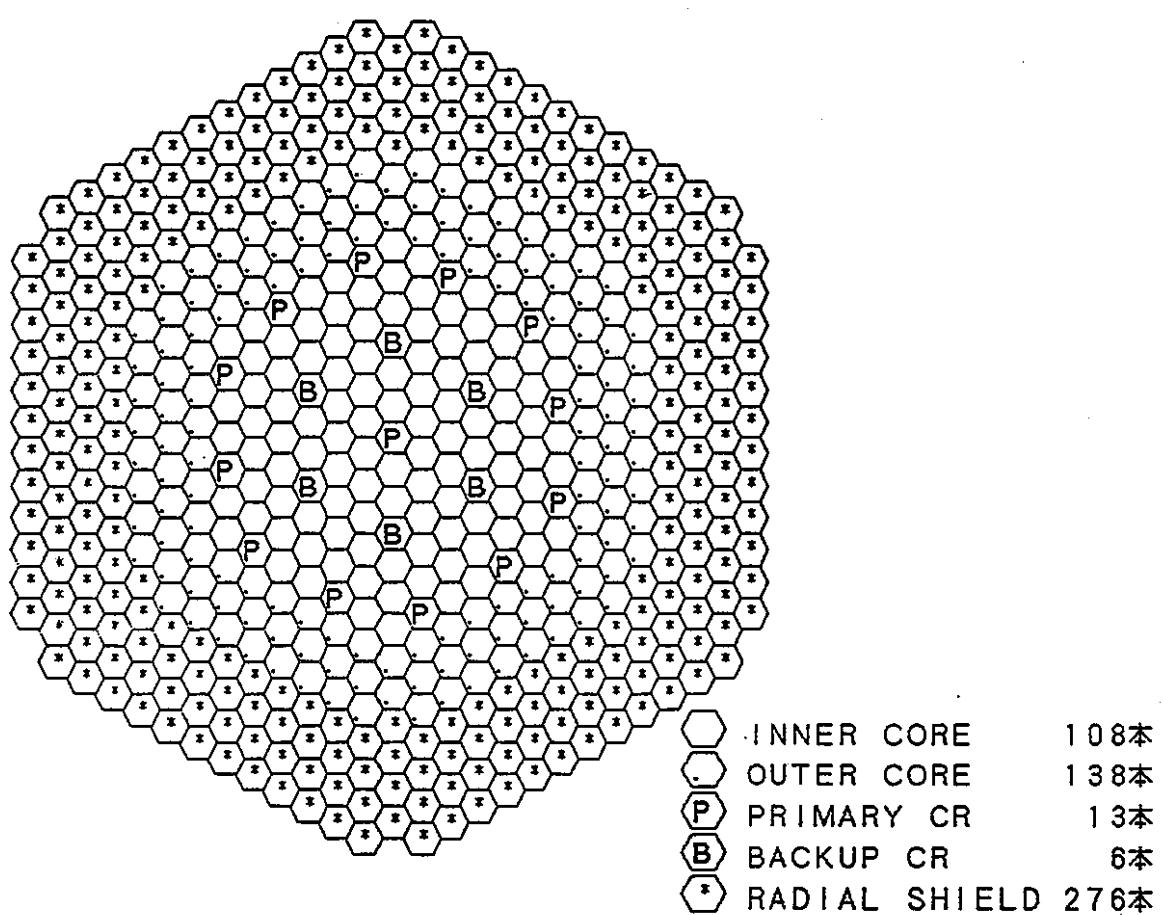


図5.2-2 比較用従来型M O X炉心・炉心配置図

5.3 安全解析用炉心特性

表5.3-1 と表5.3-2 には、ウラン不使用型炉心と比較用MOX炉心の特性を比較して示している。Pu富化度と燃焼反応度は大きく異なる。平均線出力は燃料ピン径の違いと出力密度の違いからウラン不使用型炉の値は、従来炉心の値の約1/2程度となっている。一方、最大線出力は約70%の違いであり、燃焼にともなう出力ミスマッチファクターの違いを反映したグローバルピーキング係数に違いが現れている。最大高速フルエンスの観点からはウラン不使用炉心はさらに燃料交換バッチ数を増大できる余地があると予想される。

Puバランスには大きな違いが見られ、Pu燃焼特性の大幅な増大を確認できる。特に核分裂性プルトニウム(Puf)の年間投入量には大きな違いがないが、Puf減少量は全く異なっている。

表5.3-3 から表5.3-8 および図5.3-1 から図5.3-5 までは主に、ウラン不使用型炉心の反応度係数、安全解析用2領域化モデル（内外炉心領域の平均チャンネルに対応）に対する特性を以下の項目についてまとめた結果である。

表5.3-3 ウラン不使用型炉心($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料、 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料)の反応度係数・動特性パラメータの比較

表5.3-4 ウラン不使用型炉心($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料)の領域平均反応度係数

表5.3-5 ウラン不使用型炉心($\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料)の領域平均反応度係数

表5.3-6 ウラン不使用型炉心の動特性パラメータ

表5.3-7 ウラン不使用型炉心の実効遅発中性子割合の内訳

表5.3-8 ウラン不使用型炉心の出力分布特性

表5.3-9 ウラン不使用型炉心の全体流量

表5.3-10 ウラン不使用型炉心の安全解析モデルに対応する基本熱特性

図5.3-1 ウラン不使用型炉心($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料)の軸方向出力分布

図5.3-2 ウラン不使用型炉心($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料)の冷却材密度係数軸方向分布

図 5.3-3 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 燃料) のドップラー係数の軸方向分布

図 5.3-4 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 燃料) の燃料密度係数軸方向分布

図 5.3-5 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 燃料) の構造材密度係数軸方向分布

図 5.3-6 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料) の冷却材密度係数軸方向分布

図 5.3-7 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料) のドップラー係数の軸方向分布

図 5.3-8 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料) の燃料密度係数軸方向分布

図 5.3-9 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料) の構造材密度係数軸方向分布

ウラン不使用型炉心の反応度係数と MOX 炉心の反応度係数を比較すると、はドップラー係数と冷却材密度係数に違いが見られる。ウラン不使用型炉心では中性子スペクトルを従来高速炉よりも軟化させることが、負のドップラー効果を確保する上で本質的である。

冷却材ボイド反応度（または密度係数分布）は同一の炉心高さにおいては大幅に異なる（昨年度の報告書 PNC ZJ9164 94-008）。炉心の中性子スペクトルと随伴中性子スペクトルの違いに起因している。

特に、冷却材密度係数は炉心上部のガスプレナム領域付近で大きく変動し、炉心中央部と符号が異なる大きな数値であることが特徴的である。

$\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 燃料炉心と $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料炉心の特性値の比較から、安全性に直接係わるドップラー係数・冷却材密度係数は炉心高さ、中性子スペクトル、燃料材料、 Pu 同位体組成比を考慮して最適化する必要があることが分かる。

表5.3-1 ウラン不使用型炉心・炉心仕様及び炉心特性

	ウラン不使用型 (母材; アルミナ)	従来型MOX (比較用600MWe)
燃料	PuO ₂ /Al ₂ O ₃	PuO ₂ /UO ₂
炉心高さ [cm]	90	100
サイクル [日]	270	375
バッチ数	6	3
Pu富化度(内/外) [wt%]	36.9/43.1	17.0/21.1
燃焼反応度 [%Δk/kk']	8.9	2.8
転換比(MOEC)	0.163	1.045/1.058 (BOEC/EOEC) 約282/278
平均出力密度(BOEC/EOEC) [W/cc]	162/162	
平均線出力(BOEC/EOEC) [W/cm]	133/133	約291/286
最大線出力(BOEC/EOEC)* [W/cm]	317/279	480/465
取出平均燃焼度 [MWd/t] [at%]	417000 42.1	85900 約8.5
最大高速フルエンス [nvt]	2.2E+23	2.7E+23
初装荷Pu fissile量 [t] (括弧内は全Pu、以下同)	4.599 (6.563)	
Pu fissile量(BOEC) [t]	3.289 (5.327)	
Pu fissile量(EOEC) [t]	2.839 (4.885)	
Pu fissile減少量 [t/年]	0.609 (0.598)	-0.045
Pu fissile投入量 [t/年]	1.036 (1.479)	0.819
Pu fissile 減少率 [%] (=減少量/投入量)	58.9 (40.4)	
Pu fissile減少量** [kg/TWhe]	115.8 (113.8)	

注) BOEC, MOEC, EOEC : Beginning, Middle, End of Equilibrium Cycle

*)新旧燃料ミスマッチ係数を含む、三次元拡散計算値

**) 600MWeとして計算

表5.3-2 ウラン不使用型炉心・炉心仕様及び炉心特性
(炉心2;ベリリアを燃料母材とする代表炉心)

	ウラン不使用型 (母材;ベリリア)	従来型MOX (比較用600MWe)
燃料	PuO ₂ /BeO	PuO ₂ /UO ₂
炉心高さ [cm]	90	100
サイクル [日]	270	375
バッチ数	6	3
Pu富化度(内/外) [wt%] [vol%]	43.2/49.5 17.3/21.2	17.0/21.1
燃焼反応度 [%Δk/kk']	9.5	2.8
転換比(MOEC)	0.207	1.045/1.058 (BOEC/EOEC) 約282/278
平均出力密度(BOEC/EOEC) [W/cc]	162/162	約291/286
平均線出力(BOEC/EOEC) [W/cm]	133/133	480/465
最大線出力(BOEC/EOEC)* [W/cm]	350/315	85900
取出平均燃焼度 [MWd/t] [at%]	435000 43.9	約8.5
最大高速フルエンス [nvt]	1.7E+23	2.7E+23
初装荷Pu fissile量 [t] (括弧内は全Pu、以下同)	4.391 (6.267)	2.46 (3.78)
Pu fissile量(BOEC) [t]	3.035 (5.022)	2.50
Pu fissile量(EOEC) [t]	2.578 (4.579)	2.56
Pu fissile減少量 [t/年]	0.618 (0.599)	-0.045 (-0.047)
Pu fissile投入量 [t/年]	0.989 (1.412)	0.819 (1.26)
Pu fissile 減少率 [%] (=減少量/投入量)	62.5 (42.4)	
Pu fissile減少量** [kg/TWh]	117.5 (114.0)	

注) BOEC, MOEC, EOEC : Beginning, Middle, End of Equilibrium Cycle

*)新旧燃料ミスマッチ係数を含む、三次元拡散計算値

**)600MWeとして計算

表5.3-3 反応度係数・動特性パラメータの比較

		ウラン不使用型炉心		従来型M O X
		PuO ₂ -Al ₂ O ₃	PuO ₂ -BeO	
ドップラー係数	Tdk/dT	B	-0.00471	-0.00876
		E	-0.00465	-0.00788
Naボイド反応度 %Δk/kk' (\$)	B	-0.26(-0.99)	+0.03(+0.1)	(4.3)
	E	-0.26(-0.98)	-	(5.0)
実効遅発中性子割合	B	0.00263	0.00272	0.00372
	E	-	-	0.00365
即発中性子寿命 sec	B	1.2×10^{-6}	1.4×10^{-6}	4.0×10^{-7}
	E	-	-	4.0×10^{-7}

注) すべて拡散計算値

ただし、Naボイド反応度は、ウラン不使用型；計算値

従来型M O X ; E / C補正済み

B:平衡初期、E:平衡末期

表5.3-4 ウラン不使用型炉心・炉心1の領域平均反応度係数
(炉心1; PuO₂-Al₂O₃燃料)

	単位	内側炉心	外側炉心	全炉心(炉心燃料)
燃料	Δk/kk' / ΔN/N	0.257	0.131	0.388
構造材	同上	-0.0396 (-0.0298)	-0.0059 (-0.0011)	-0.0455 (-0.0300)
冷却材	同上	0.00015 (0.00509)	0.00349 (0.00578)	0.0036 (0.0109)
ドップラー係数	Tdk/dT	-0.00169	-0.00055	-0.00224

注) 25群拡散摂動計算値

括弧内は上下のプレナムの寄与まで含む場合の値

ドップラー係数は、計算値(構造材寄与含む)に0.5倍したもの

表5.3-5 ウラン不使用型炉心・炉心2の領域平均反応度係数
(炉心2; PuO₂-BeO燃料)

	単位	内側炉心	外側炉心	全炉心(炉心燃料)
燃料	$\Delta k/kk' / \Delta N/N$	0.186	0.109	0.295
構造材	同上	-0.0511 (-0.0440)	-0.0129 (-0.0091)	-0.0640 (-0.0532)
冷却材	同上	-0.00220 (0.00082)	0.00210 (0.00379)	-0.0001 (0.0046)
ドップラー係数	Tdk/dT	-0.00290	-0.00111	-0.00401

注) 25群拡散摂動計算値

括弧内は上下のプレナムの寄与まで含む場合の値

ドップラー係数は、計算値(構造材寄与含む)に0.5倍したもの

表5.3-6 動特性パラメータ(平衡初期)

	PuO ₂ /Al ₂ O ₃	PuO ₂ /BeO
即発中性子寿命(sec)	1.24×10^{-6}	1.43×10^{-6}
実効遅発中性子発生割合	0.00263	0.00272

表5.3-7 実効遅発中性子発生割合の内訳

	PuO ₂ /Al ₂ O ₃	PuO ₂ /BeO
実効遅発中性子発生割合	0.00263	0.00272
内訳(核種)		
Pu-239	0.00129	0.00129
Pu-240	0.00026	0.00024
Pu-241	0.00099	0.00111
Pu-242	0.00010	0.00009
内訳(群)		
1	0.00007	0.00007
2	0.00068	0.00070
3	0.00051	0.00053
4	0.00094	0.00098
5	0.00037	0.00038
6	0.00007	0.00007

注) 平衡初期炉心で算出

使用した遅発中性子発生量データ ; R. J. Tuttle⁽⁸⁾

Pu-239	0.0063	(1 fissionあたり、以下同)
Pu-240	0.0095	
Pu-241	0.0152	
Pu-242	0.0221	
(参考) U-235	0.0167	
(参考) U-238	0.0439	

表5.3-8 ウラン不使用型炉心(PuO₂-Al₂O₃燃料)の出力分布特性

熱出力	1 6 0 0 MW
平均集合体出力	3.25 MW (内側3.33、外側3.14)
最大集合体出力	
集合体ピーピング係数(径方向)	1.25
新旧ミスマッチ係数	1.48 (ピーク領域)
合計	1.85
最大集合体出力 ;	$3.25 \times 1.85 = 6.01 \text{ MW}$ (平均線出力 246.4 W/cm)
最大線出力	
軸方向ピーピング係数	1.25 (ピーク集合体)
集合体内径方向ピーピング係数	1.03 (ピーク集合体)
合計	1.29
最大線出力 ;	$246.4 \times 1.29 = 317 \text{ W/cm}$

注) 本データは、平衡初期PCR 54cm挿入時の出力分布をベースとしている。

これは、制御棒価値の誤差も考慮した最も厳しい出力分布である。

(挿入深度として、計算誤差を考慮した最大深度)

表5.3-9 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料) の全体流量 (主要仕様)

燃料	$\text{PuO}_2/\text{Al}_2\text{O}_3$
集合体ピッチ	16.07 cm
炉心高さ	90 cm
熱出力	1600 MW
出入口温度	510 / 390 °C
全流量	10256.4 kg/s (炉心部 9641 kg/s)

表5.3-10 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料) の安全解析モデルに対応する基本熱特性

	内側炉心 チャンネル	外側炉心 チャンネル	炉心合計	ピーク チャンネル
体積等				
集合体数	294	198	492	1
体積 (リットル)	5918	3985	9903	20.1
出力データ				
積分出力 (MW)	978.2	621.7	1600	6.01
集合体出力 (MW)	3.33	3.14	—	6.01
熱設計データ				
領域流量 (kg/sec)	6021.1	3619.4	9641	
集合体流量 (kg/sec)	20.48	18.28	—	23.0
被覆管温度 (°C)	535	542	—	666 (hotspot) 613 (パニカル)

注) ピークチャンネルは集合体単位で定義

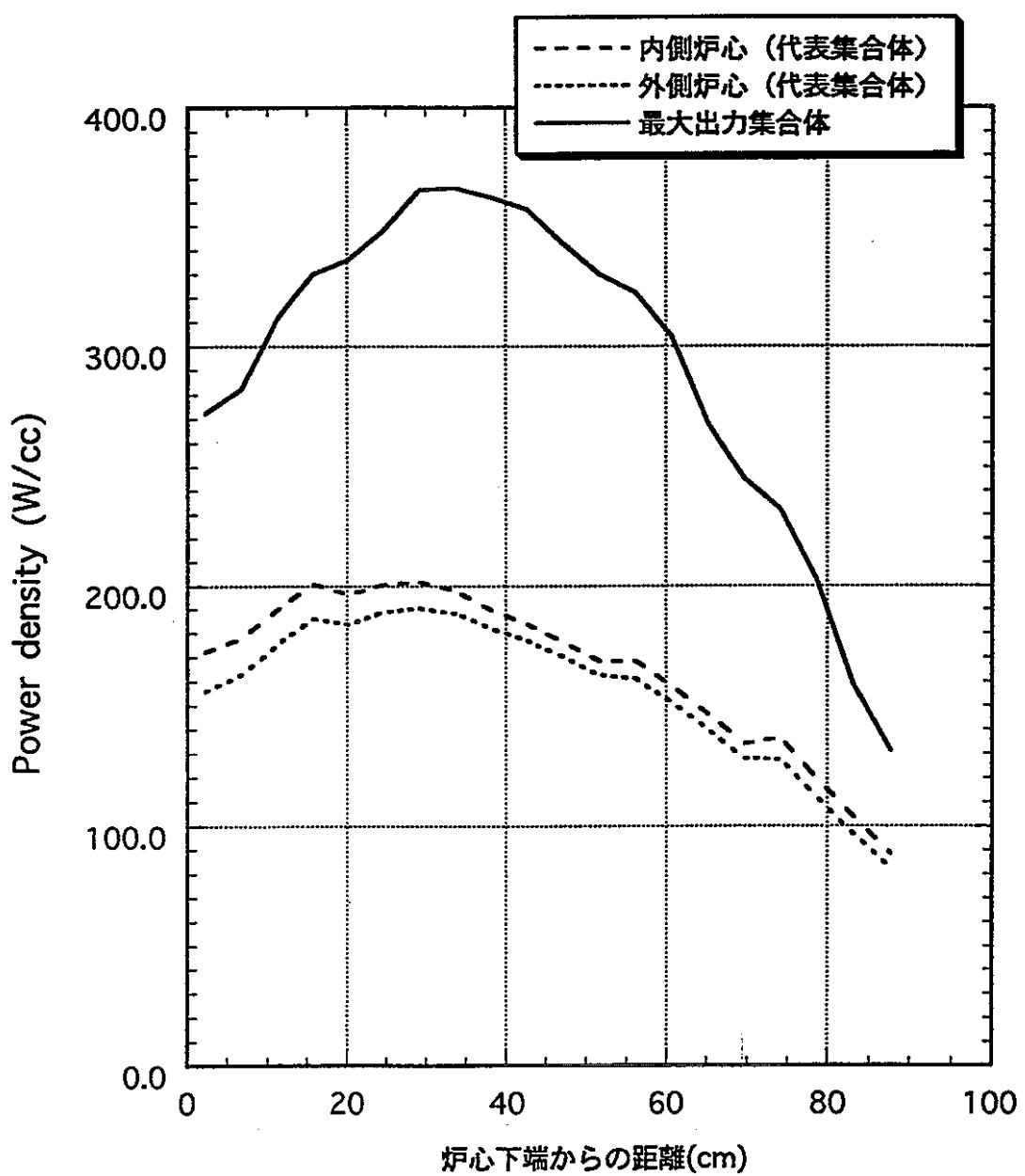


図5.3-1 ウラン不使用型炉心($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料)の軸方向出力分布

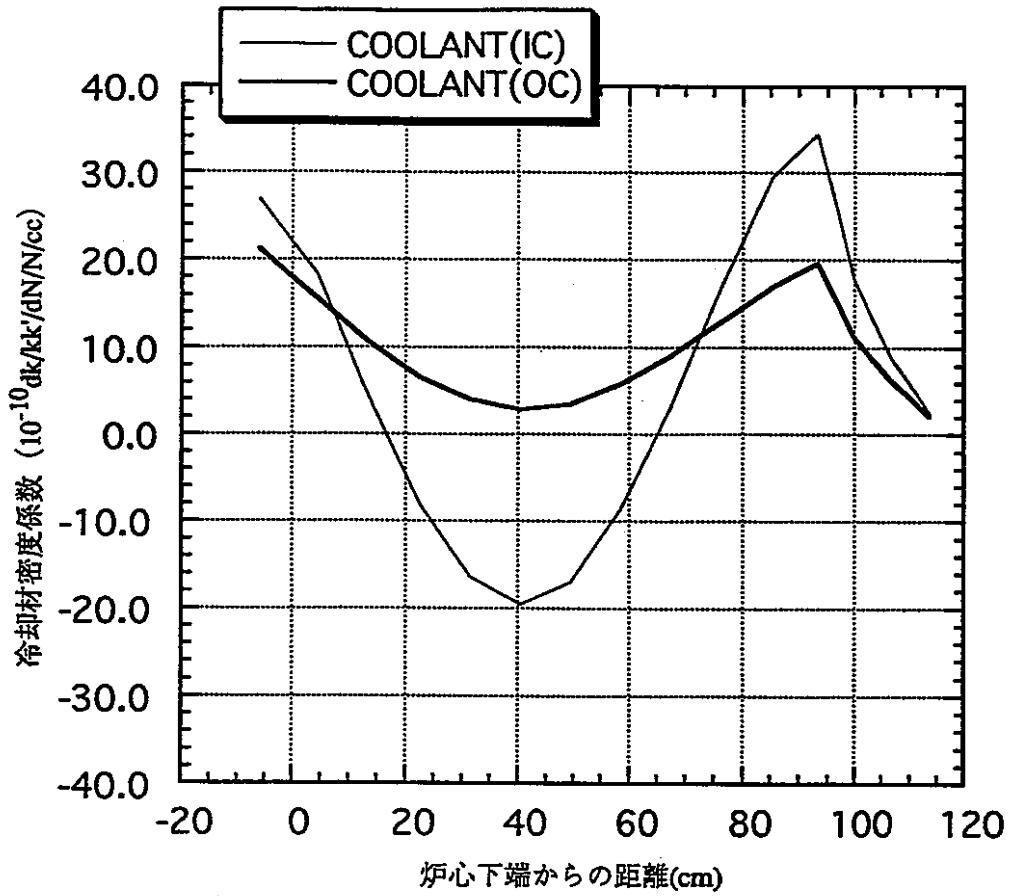


図 5.3-2 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料) の冷却材密度係数軸方向分布

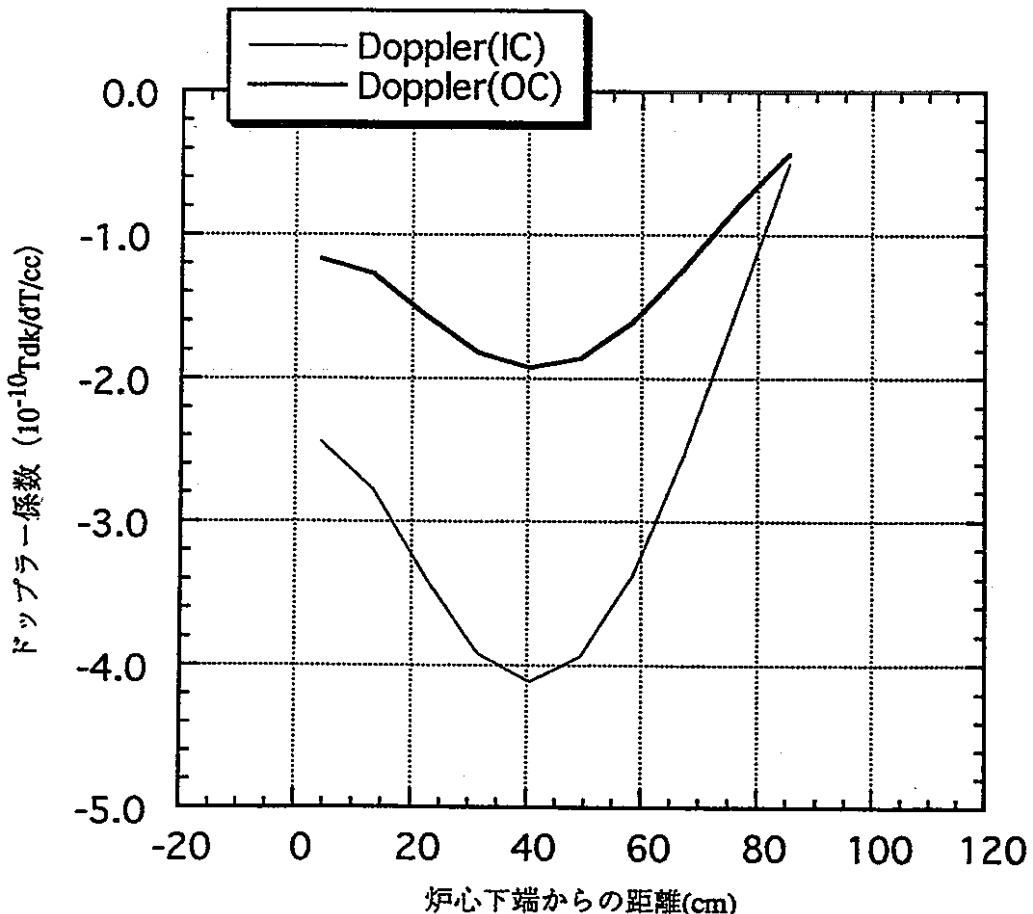


図 5.3-3 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料) のドップラー係数の軸方向分布

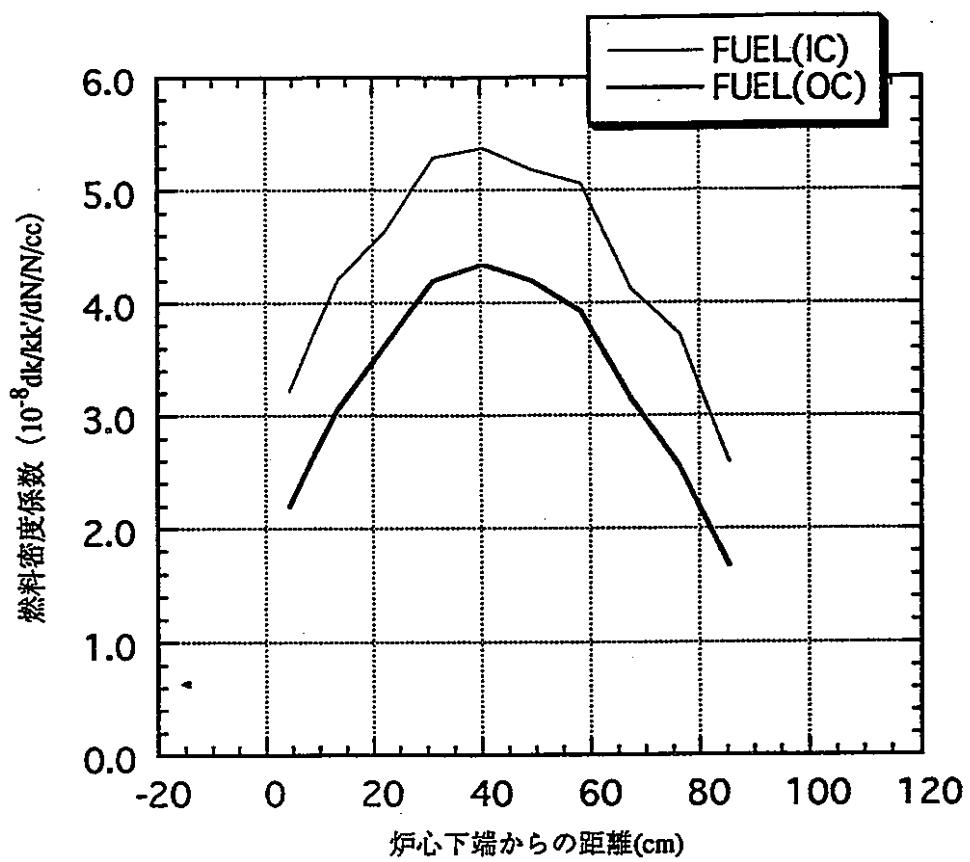


図 5.3-4 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料) の燃料密度係数軸方向分布

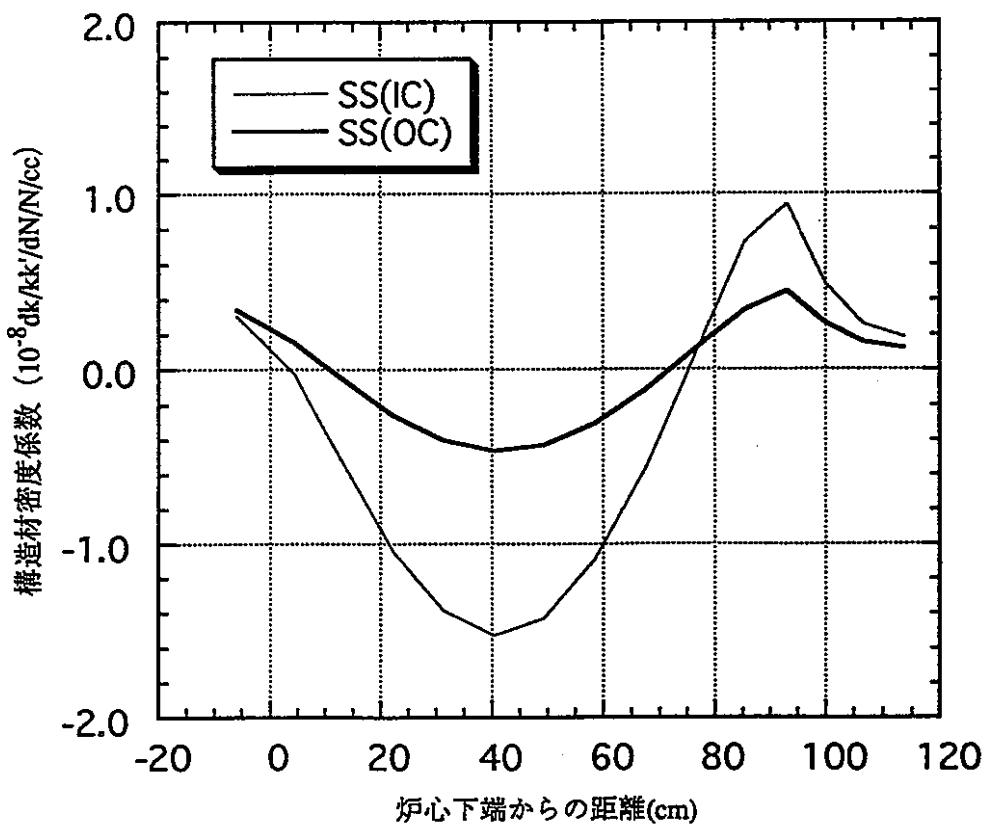


図 5.3-5 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料) の構造材密度係数軸方向分布

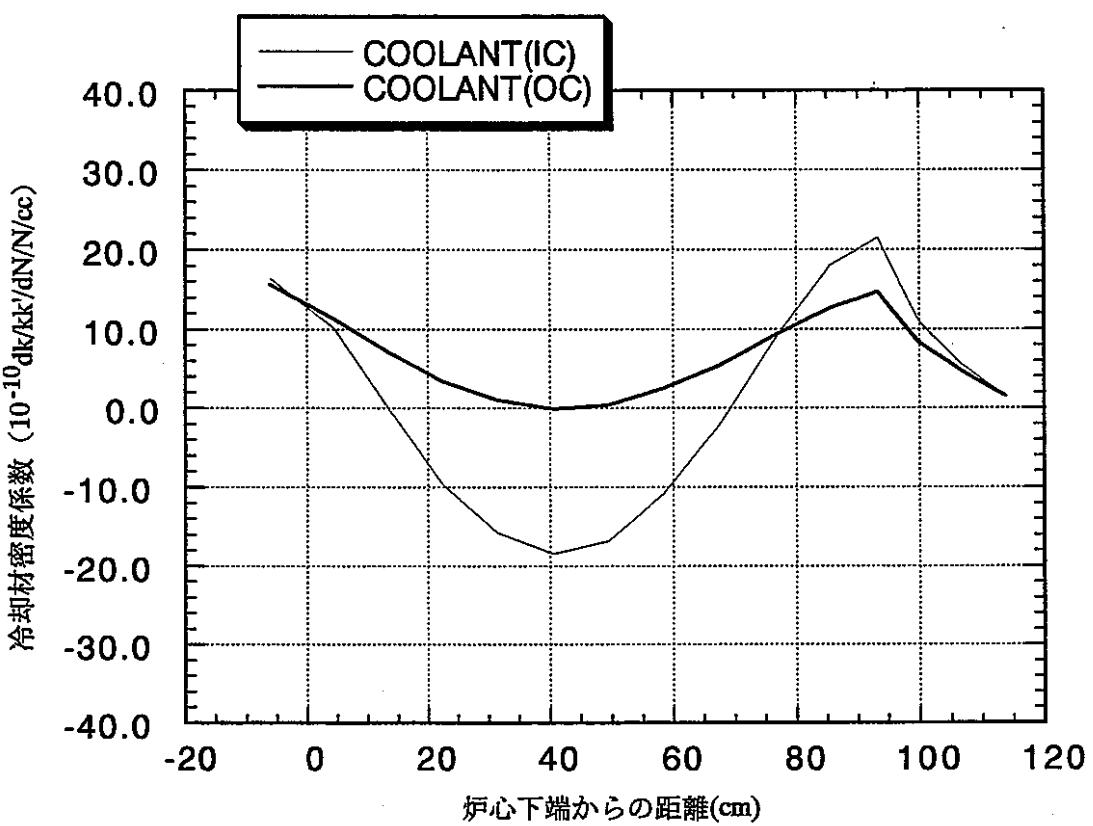


図5.3-6 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料)の冷却材密度係数軸方向分布

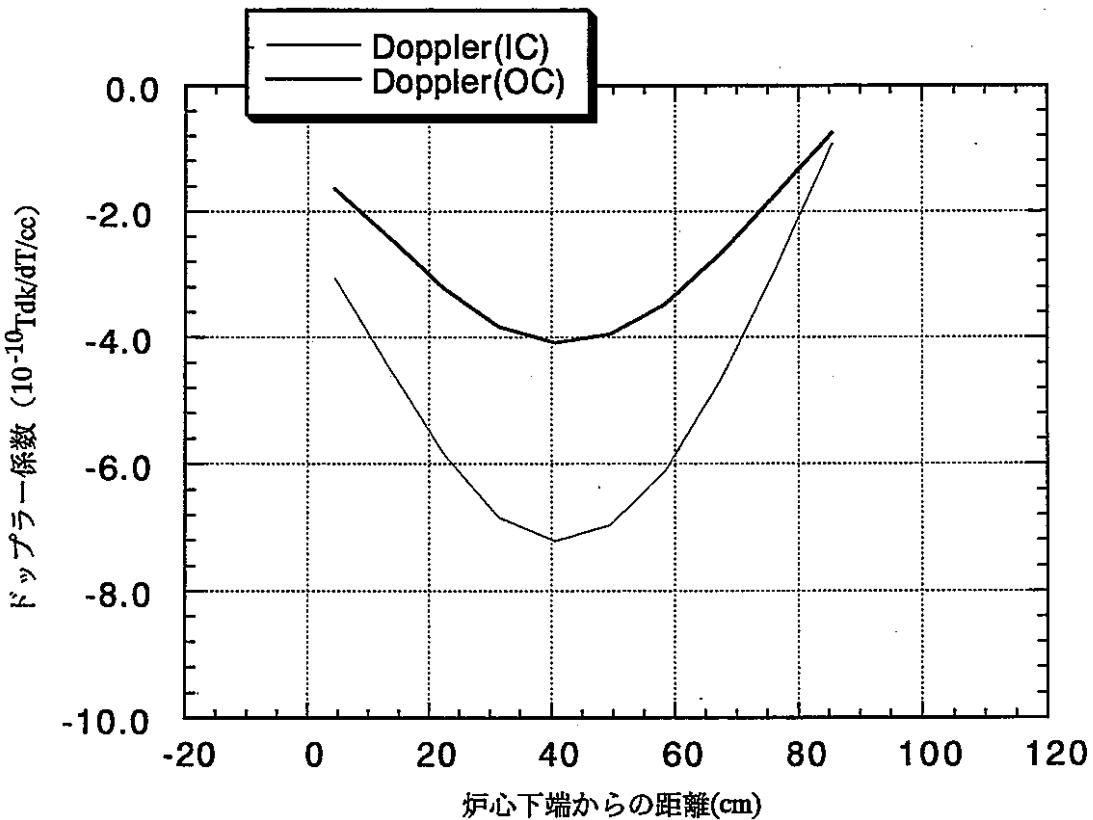


図5.3-7 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料)のドップラー係数の軸方向分布

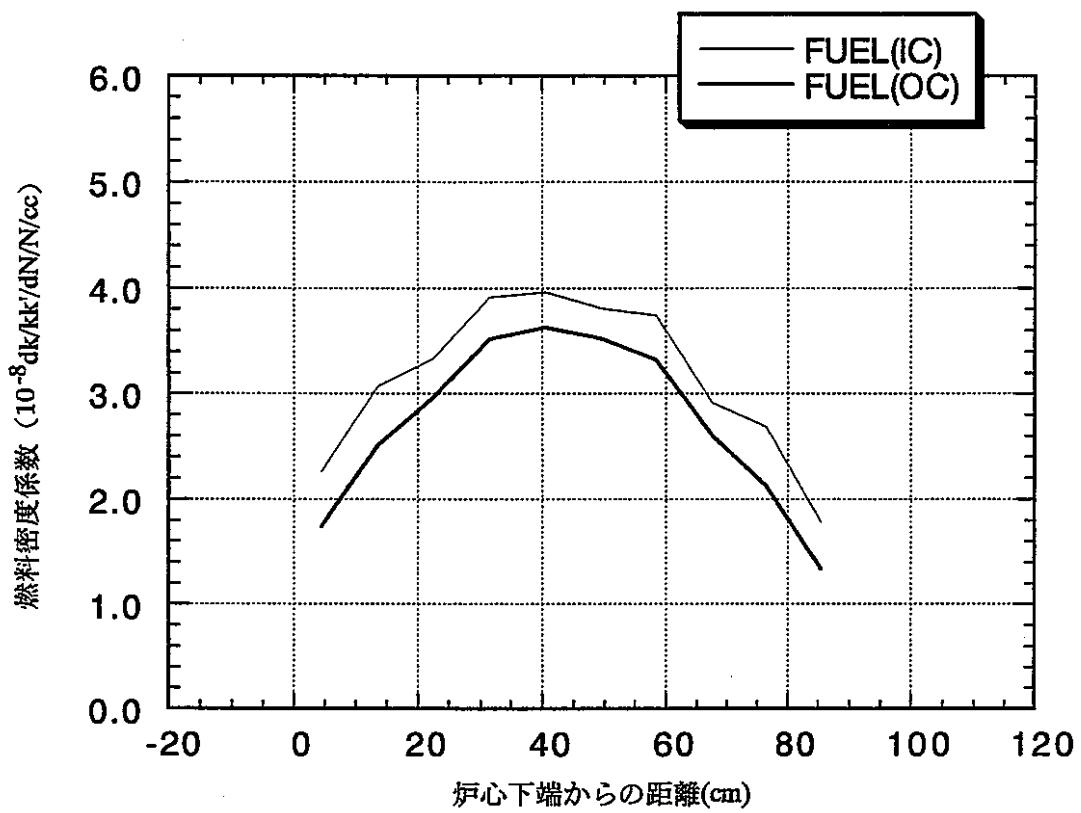


図5.3-8 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料)の燃料密度係数軸方向分布

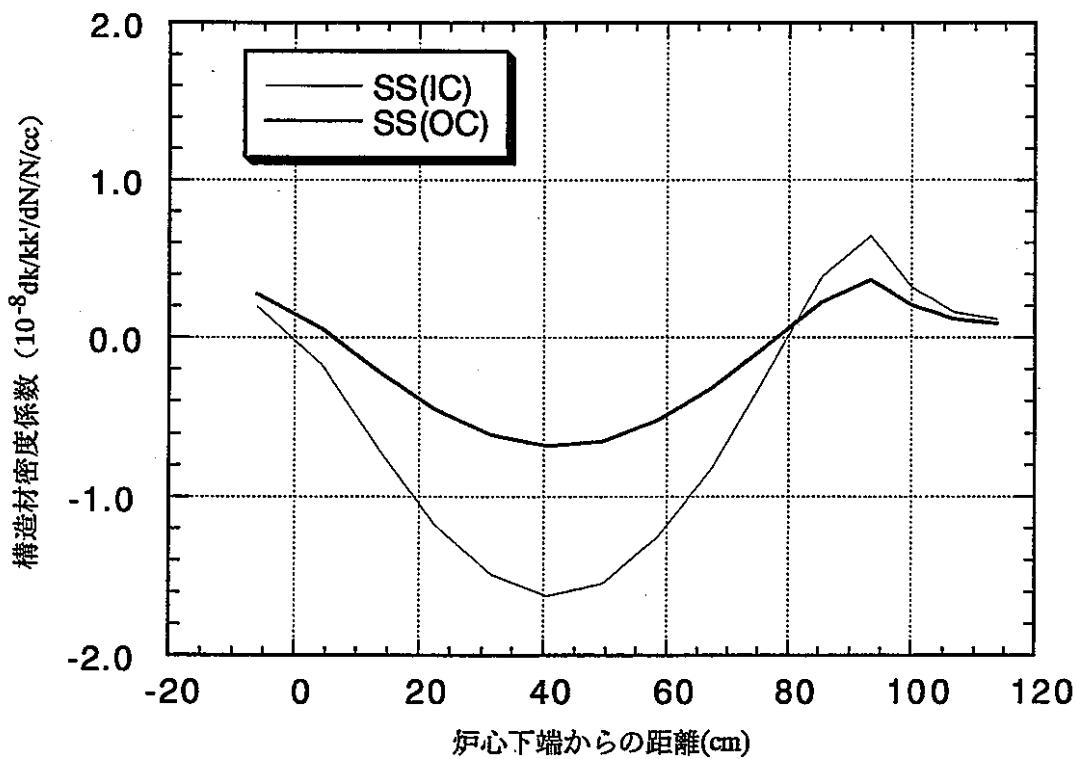


図5.3-9 ウラン不使用型炉心 ($\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料)の構造材密度係数軸方向分布

5.4 炉心過渡解析

5.4.1 定常温度計算結果

ウラン不使用型炉心および比較用酸化物燃料（M O X）炉心において、過渡変化前の定常運転時の平均チャンネルとホットチャンネルの流量温度特性を表5.4-1に比較して示す。ホットチャンネルについては被覆管最高温度が約 670°Cとなるように集合体流量を調整している。両炉心は一次冷却材の出入口温度などが異なるので、比較のためにホットチャンネルの被覆管最高温度がほぼ同一となるようにしている。このため、ウラン不使用型炉心の平均出口温度がもともとの仕様値より若干増大することになる。それぞれの炉心設計を被覆管最高温度を統一することで反応度特性・物性値の違いに起因する効果を比較することができる。

ウラン不使用型炉心（炉心1、 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料）では集合体当たりの出力は小さいのでバンドル圧力損失は低減されている。燃料温度は線出力と熱伝導度の違いにより大幅に低い。酸化物燃料は高密度・中空ペレットを採用しているので、ピン径が太くなっているが最大約1900°Cである。一方、中実ペレットでも炉心1は約 880°Cで、温度上昇分が少ない。

炉心過渡挙動については§ 5.4.2でM O X炉心との比較を示す。反応度係数と燃料熱伝導度が異なる炉心である炉心2（ $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料）についても過渡挙動を解析し、その結果を§ 5.4.3に示す。ここでは、炉心2として反応度係数と燃料熱伝導度が炉心1と異なる影響を中心に検討することを目的としているので、定状時の熱特性などは炉心1と同一としている。

表5.4-1 炉心燃料熱特性（定常計算）

項 目	比較用酸化物燃料 炉心	ウラン不使用炉心	
		本年度検討炉心	
1) 内側炉心平均チャンネル			
平均集合体出力	(MW)	7.39	3.31
平均集合体流量	(kg/sec)	33.1	20.4
最大線出力	(w/cm)	376	164
燃料中心温度	(°C)	1790	595
被覆管中心最大温度	(°C)	557	518(*)
冷却材最大温度	(°C)	556	518(*)
2) 外側炉心平均チャンネル			
平均集合体出力	(MW)	5.75	3.14
平均集合体流量	(kg/sec)	31.8	18.3
最大線出力	(w/cm)	308	156
燃料中心温度	(°C)	1506	597
被覆管中心最大温度	(°C)	523	527(*)
冷却材最大温度	(°C)	522	525(*)
3) 最大出力チャンネル			
平均集合体出力	(MW)	7.52	6.01
平均集合体流量	(kg/sec)	20.5	17.1
最大線出力	(w/cm)	392	317
燃料中心温度	(°C)	1920	875
被覆管中心最大温度	(°C)	670	668(*)
冷却材最大温度	(°C)	670	668(*)

(*) 出力最大チャンネルの被覆管中心最高温度が比較用酸化物炉心の値と一致するように流量を調整した結果である。

5.4.2 炉心1の過渡解析結果 (PuO₂-Al₂O₃燃料炉心)

(1) ULOF 解析結果

一次系冷却材流量の半減時間を60秒とする場合について、炉心1と比較用M0X炉心について解析した。つぎに炉心1について流量半減時間を20秒へ変更した場合についても解析した。

(a) 炉心1 (PuO₂-Al₂O₃燃料炉心)

炉心1について、図5.4.2-1～図5.4.2-8にULOF計算結果を示す（流量半減時間60秒）。

出力流量比を図5.4.2-1に示す。流量低下事象の開始後約100秒間は出力の減少よりも流量の減少がはやい。出力と流量のミスマッチはあまり大きくない。その後は、出力の減少がはやすく、整定している。図5.4.2-2に過渡時の反応度変化の推移を示している。図5.4.2-3に示すように、はじめは50秒程度では出力／流量比のミスマッチから冷却材温度が上昇し、冷却材温度上昇につられて燃料温度が上昇する。これによりドップラー効果による負の反応度が投入される。燃料熱伝導度が良好なことに起因していることと酸素などの軽い元素が多量に含まれていることによるドップラー係数の増大を図った燃料選択の結果である。また、冷却材温度係数が負となるようにブランケット削除などをしていることも、過渡変化中に炉心固有の負のフィードバックの増強に貢献している。冷却材温度は短時間にホットチャンネルで最大740°Cまで上昇するがその後低下し冷却材の沸騰には至らない。冷却材平均温度は定格時より上昇し、入り口温度の上昇が生ずると炉心支持板の径方向膨張による大きな負の反応度が作用し、出力は低下し整定する。

反応度推移の特徴は過渡挙動中の燃料温度変化が少ないと起因している。これは、燃料物質が良好な熱伝導度を有しているためである。ドップラー効果は、炉出力が低下した段階で正の反応度を与えるが、この時間範囲では炉心支持板の膨張による反応度変化が負に大

きく作用するので全体として負を確保している。また、冷却材の温度上昇に追随して燃料温度変化を少なくしていることも分かる。また、冷却材温度上昇により炉心上部領域の冷却材密度係数が負であることも作用して実効的にも負の反応度を示していることも特徴である。

(b) 比較用 MOX 炉心

比較用 MOX 炉心について、図 5.4.2-17～図 5.4.2-24 に ULOF 計算結果を示す（流量半減時間 60 秒）。

出力流量比を図 5.4.2-17 に示す。流量低下事象の開始後は出力の減少が小さく、出力と流量のミスマッチは時間とともに増大している。その結果、図 5.4.2-18 に示すように約 70 秒後にホットチャンネルでは冷却材温度は沸点（約 950°C）を越えることが示されている。内外炉心平均チャンネルでは沸騰は生じないが冷却材温度は上昇をつづける。図 5.4.2-18 に過渡時の反応度変化の推移を示している。ここでは冷却材の温度上昇により正の反応度が挿入されている。構造材の密度減少もわずかに正の反応度に寄与している。この炉心は中空ペレットを採用しているため、平均の燃料温度は従来ペレットの場合より低い。図 5.4.2-21～図 5.4.2-24 に過渡変化中の平均チャンネルのペレット中心温度と表面温度の推移を示している。これらの図から、平均燃料温度は僅かに上昇することが分かる。これは冷却材温度の上昇の結果である。したがって、反応度推移に見られる負のドップラー効果・燃料軸方向膨張効果が現れている。全体としての負の反応度は、前述のウラン不使用炉心（炉心 1）よりも小さく、出力低減割合が少ない。

反応度推移の図から 100 秒近辺から炉心支持板膨張による負の反応度が投入されはじめるが、ホットチャンネルで沸騰が生じている。

(c) 流量半減時間の影響のサーベイ

炉心 1 について、流量半減時間 20 秒の場合の過渡事象の推移を図 5.4.2-9～図 5.4.2-16 に示している。

出力流量比を図 5.4.2-16 に示す。流量低下事象の開始後から出力の

減少よりも流量の減少がはやく出力と流量のミスマッチは大きくなる。図5.4.2-10に過渡時の反応度変化の推移を示しているように炉心固有の反応度係数による寄与はほとんど負の反応度成分となっている。図5.4.2-13～図5.4.2-16に示すように、もともと燃料温度が低いので、はじめから、出力／流量比のミスマッチから冷却材温度が上昇するのにつられて燃料温度が上昇する。これによりドップラー効果による負の反応度が投入される。

図5.4.2-11に示されるようホットチャンネルの冷却材最高温度は約920 °Cとなるが沸騰には達しない。平均チャンネルの冷却材温度上昇に比べてホットチャンネルの温度上昇が大きいことは出力ミスマッチファクタが大きいことが反映されている。

流量半減時間が20秒程度でも、熱伝導度の良好な燃料を選択し、冷却材温度係数が負となるように炉心を設定することで、ULOF事象緩和能力があることが示唆されている。

(2) ULOF解析結果のまとめ

炉心1とMOX炉心の反応度係数・燃料材質の違いに起因するULOF過渡挙動の違いは、炉心固有の特徴にもとづくものであることが分かる。即ち、炉心1ではMOX炉心よりも緩慢な過渡挙動をする原因は炉心燃料の違いによる。

したがって、MOX炉心において、自然炉停止能力を強化する方策を施すと同等な設計対応により、酸化物燃料炉心より効果的な炉停止能力の強化が期待されることが分かった。

(3) UTOP解析結果

サイクル初期に反応度投入割合+3¢/secで合計+40¢の反応度が投入されるとして、MOX炉心の結果と相対比較を行った。以下に示す計算結果は、運転中の制御棒の誤引き抜きにおいて生ずる空間的な歪を考慮するホットチャンネルへの補正係数(configuration factor)を含まない結果である。この係数を考慮する場合はホットチャンネルの温度上昇量

(定状状態の温度から過渡状態までの温度上昇分)に補正係数を乗じ、定状時のホットチャンネルの温度特性値に加えることで、評価することができる。

(a) 廉心 1 ($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料)

廉心 1について、図5.4.2-26～図5.4.2-30にUTOP計算結果を示す(反応度投入 +40¢)。

出力流量比を図5.4.2-25に示す。出力／流量比(P/F)は約2.0で整定する傾向が示されている。図5.4.2-26に過渡時の反応度変化の推移を示しているように負のドップラー係数を確保し、冷却材温度係数を負としていることが寄与していることが分かる。図5.4.2-28～図5.4.2-30に示すように、燃料温度・冷却材温度は上昇している。

図5.4.2-27には冷却材温度の推移を示している。ホットチャンネルでは最高温度が約930°Cとなっている。平均チャンネルの冷却材温度上昇は約140°Cであり沸騰点からは十分に低い。ホットチャンネルの冷却材温度上昇との違いは出力ミスマッチファクター大きいことに起因している。したがって、廉心性能・運用方式に依存するものである。また、燃料中心温度は約1330°Cとなり、燃料溶融温度約1500°C以内となっている。冷却材の沸騰点と燃料最高温度の双方が制限値に近くなっている。

(b) 比較用酸化物燃料廉心

比較用MOX廉心について、図5.4.2-31～図5.4.2-36にUTOP計算結果(100秒まで)を示す(投入反応度+40¢)。

出力流量比を図5.4.2-31に示す。出力は約1.2倍の増加にとどまっている。図5.4.2-32の反応度推移に示すようにMOX廉心では大きな負のドップラー効果が投入されている。出力上昇量が少ないために冷却材温度上昇が小さく目だたないが冷却材温度上昇による反応度は僅かに正となっている。ホットチャンネルでは冷却材温度は約720°Cであり、沸点から十分低いことが図5.4.2-33に示されている。また、

図5.4.2-34には燃料最高温度が示されているが約2200°Cまでとなって
いる。図5.4.2-35と図5.4.2-36に示す平均チャンネルの燃料温度・冷
却材温度とホットチャンネルの温度の違いは小さい。これは、出力ミ
スマッチファクターが1.1程度と少なくすることに起因している

(4) U T O P 解析結果のまとめ

炉心1とMOX炉心の反応度係数・燃料材質の違いに起因するUTOP過渡挙動の違いは、炉心固有の特徴にもとづくドップラー係数の違いが大きいことが分かる。炉心1では適当な大きさのドップラー係数を持つように炉心燃料仕様を選定する必要がある。このためには、軟らかい中性子スペクトルを構成することが重要である。

191
NORMALIZED VALUE [-]

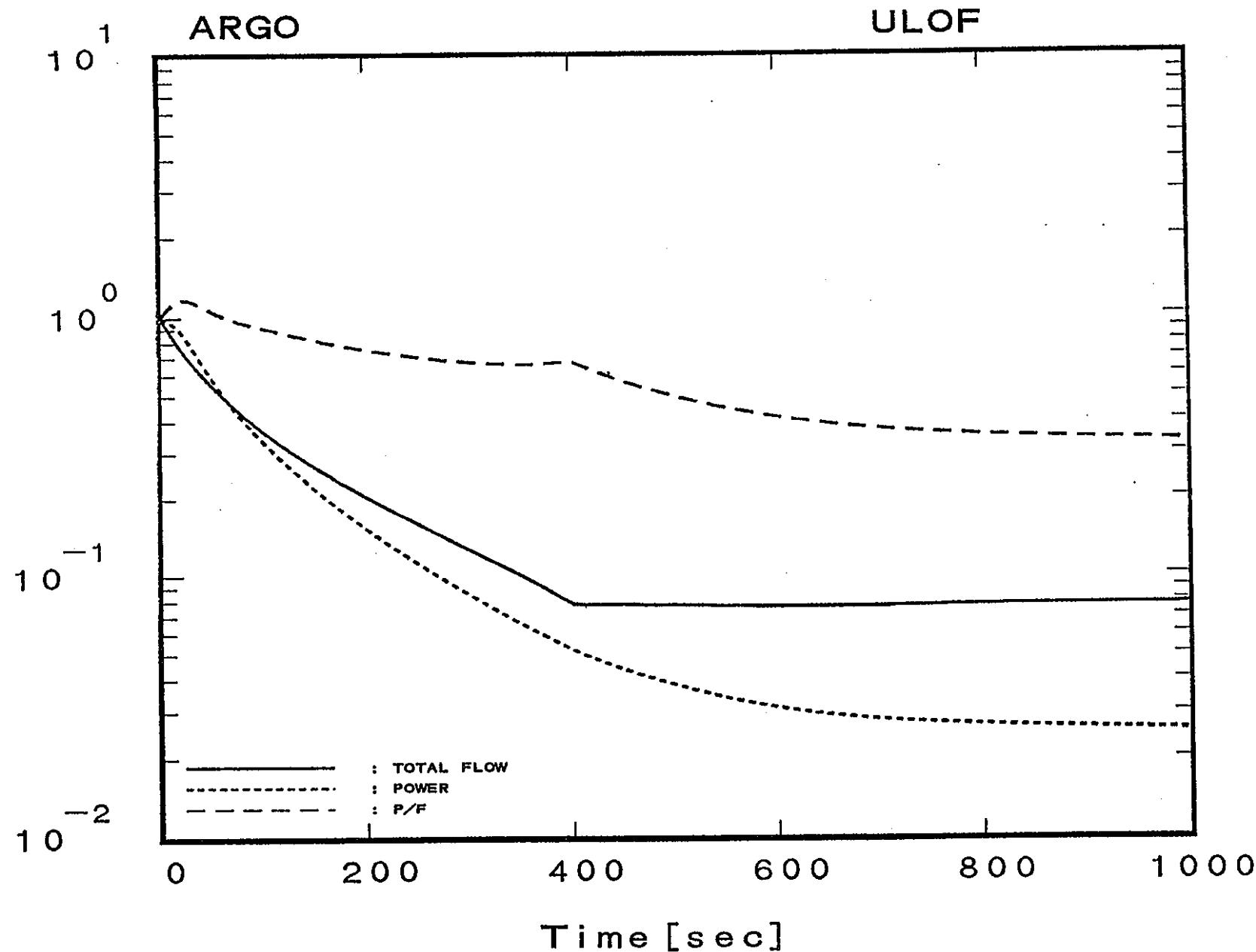


図 5.4.2-1 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 炉心 U L O F 時の出力・流量の変化
(半減時間 60 sec)

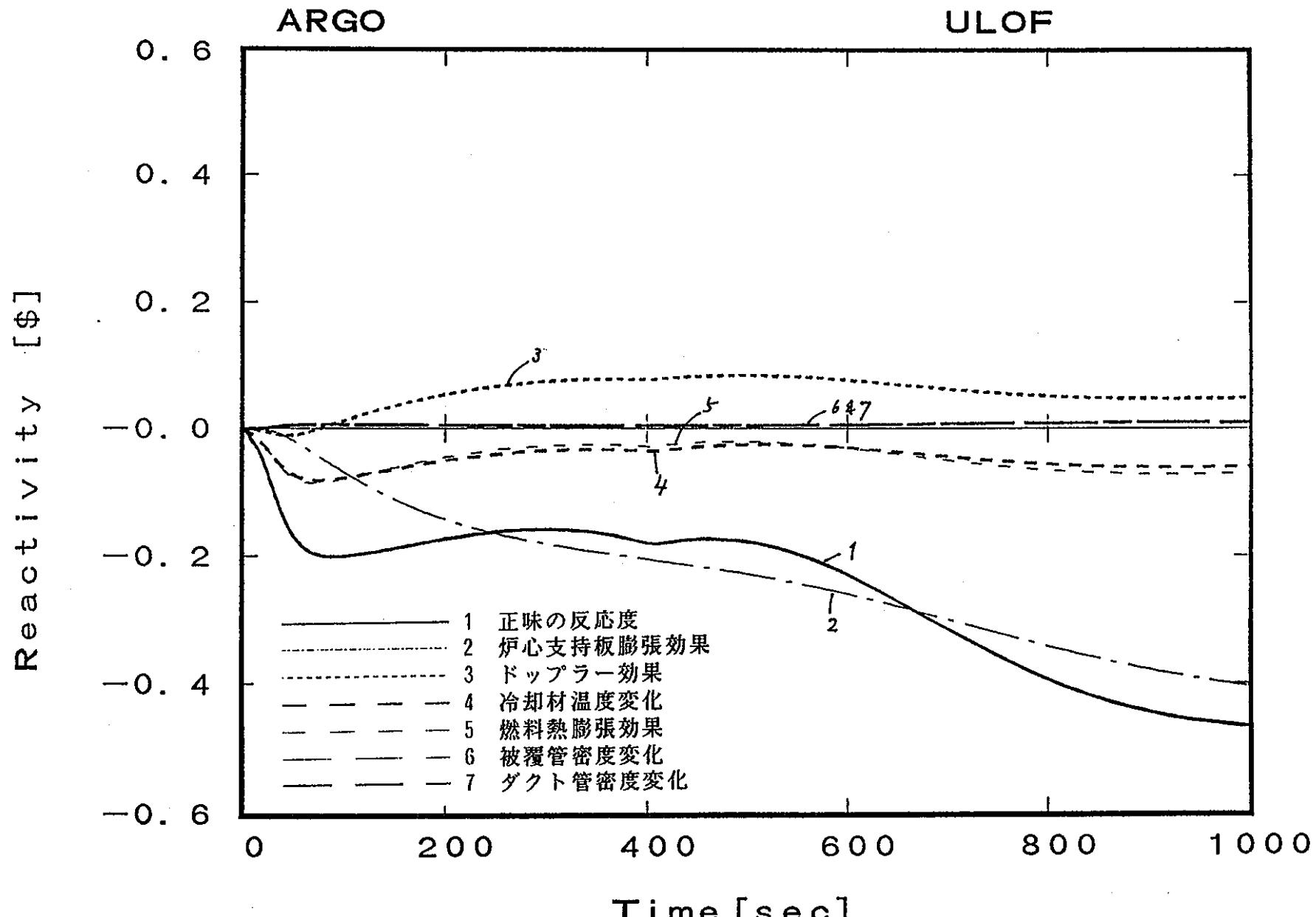


図 5.4.2-2 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 炉心 ULOF 時の反応度の変化
(半減時間 60 sec)

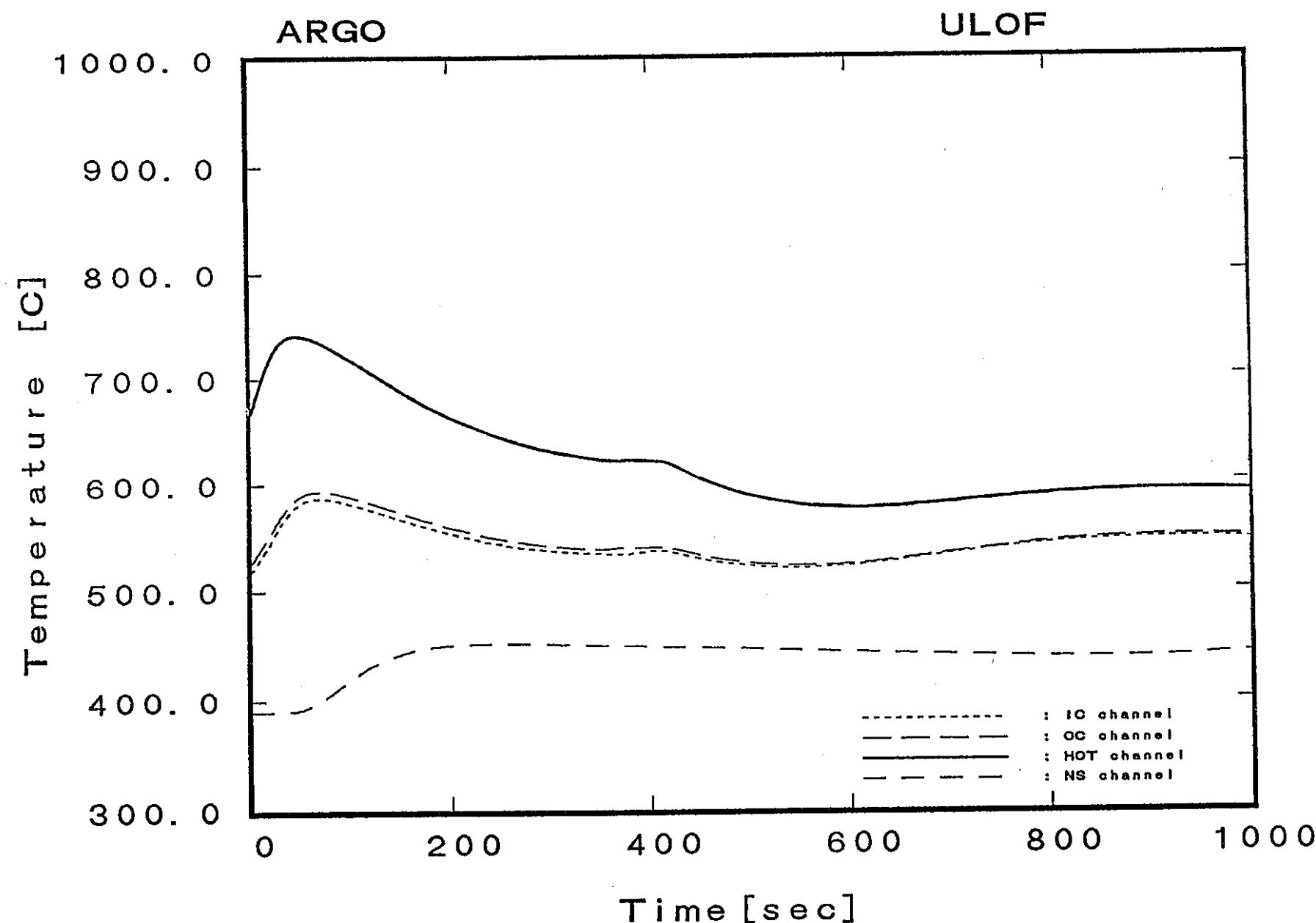


図 5.4.2-3 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 炉心 U L O F 時の冷却材温度の変化
(半減時間 60 sec)

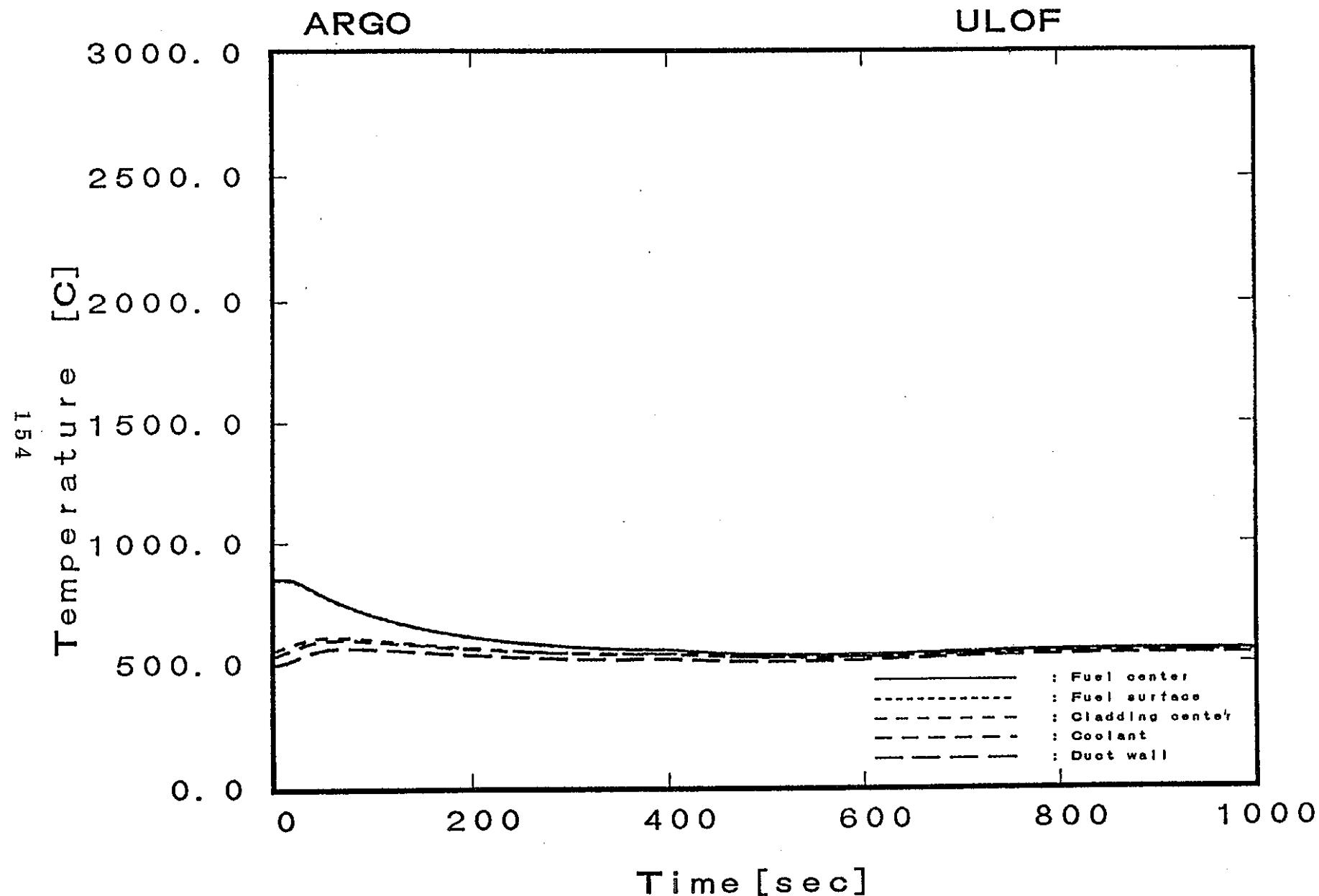


図5.4.2-4 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 炉心 U L O F 時の燃料・被覆管温度の変化(1)
(ホットチャンネル炉心中心レベル位置、半減時間60sec)

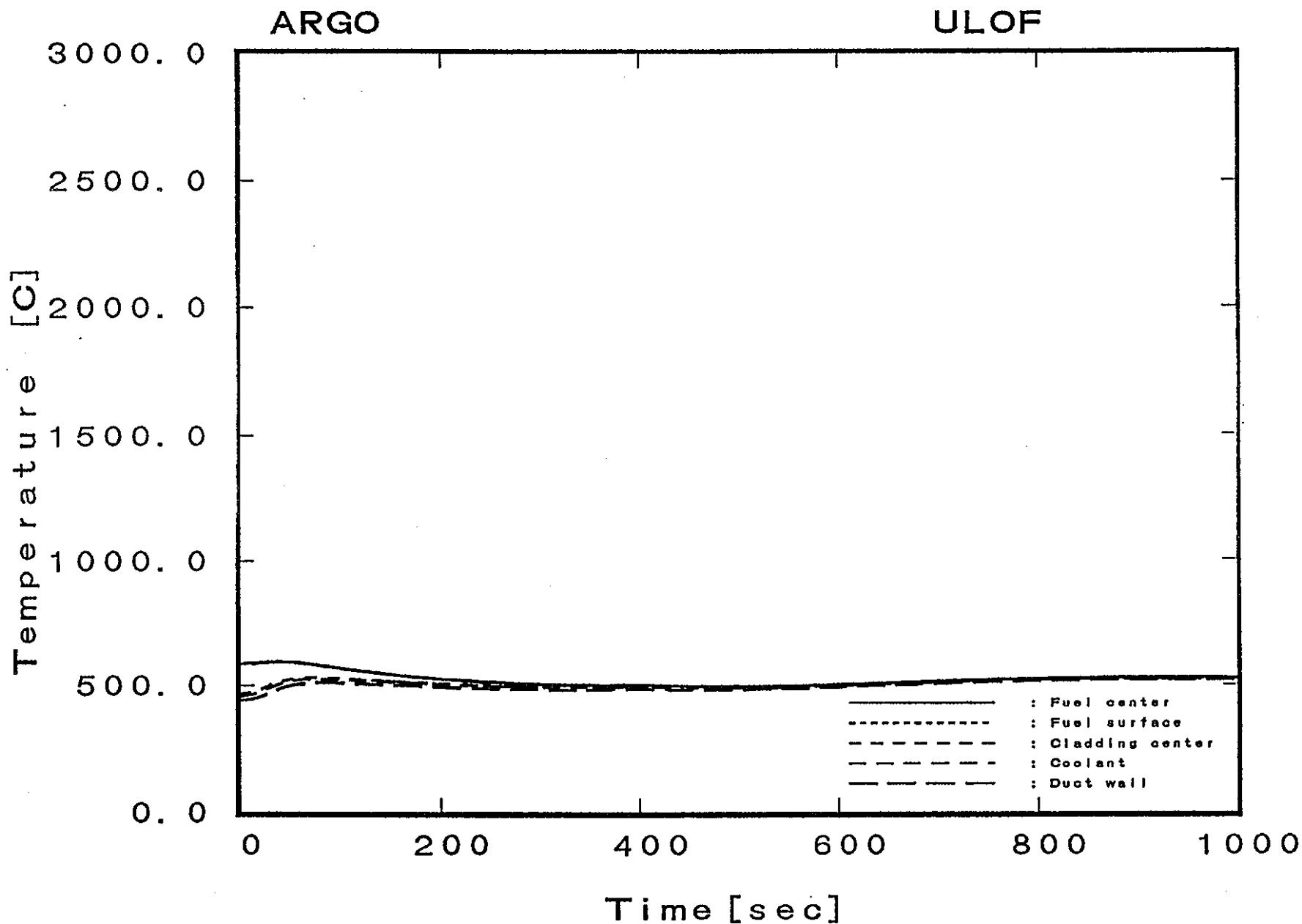


図 5.4.2-5 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 廉心 U L O F 時の燃料・被覆管温度の変化(2)
(内側廉心平均チャンネル中心レベル位置、半減時間 60sec)

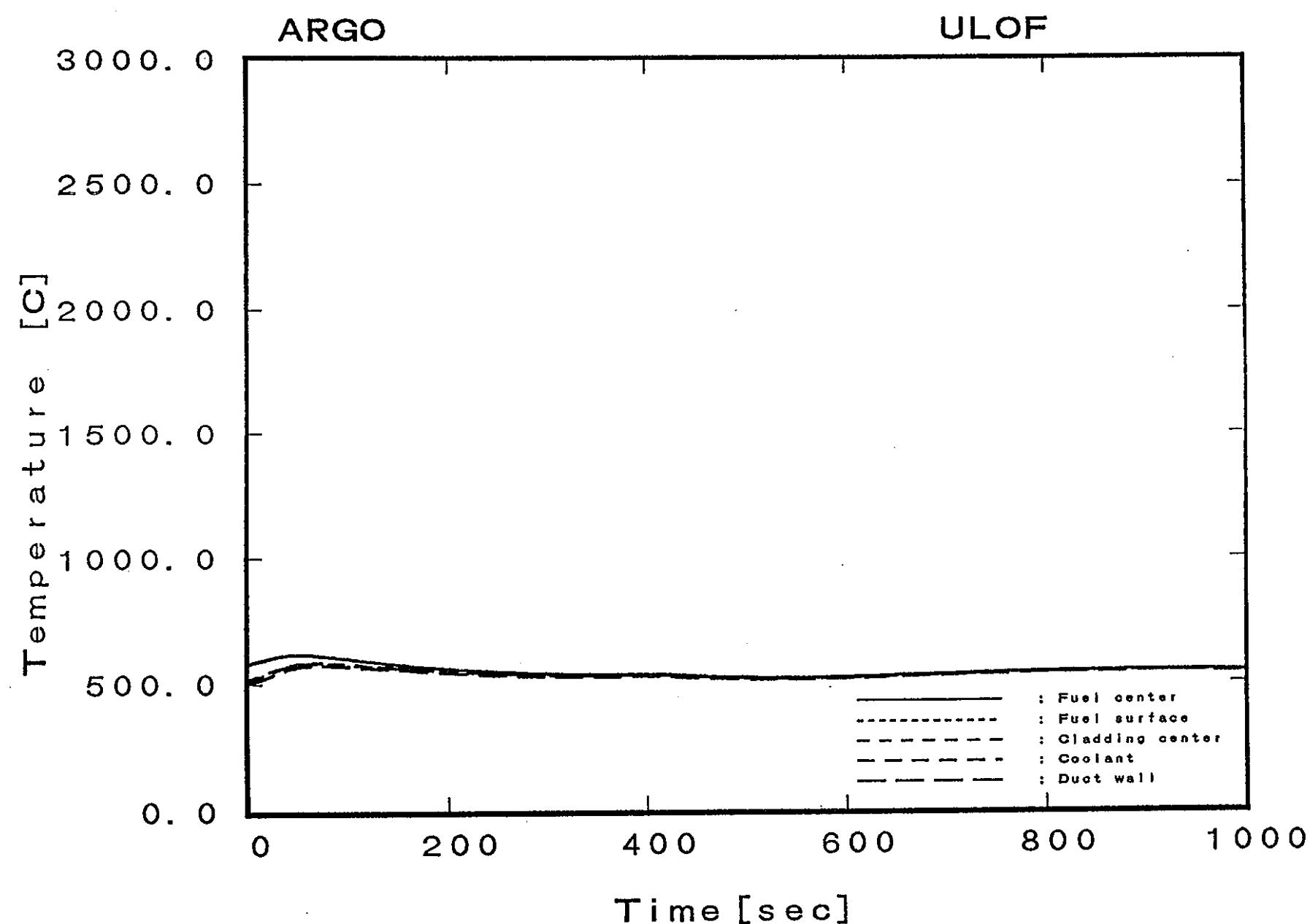


図 5.4.2-6 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 炉心 U L O F 時の燃料・被覆管温度の変化(3)
(内側炉心平均チャンネル炉心上端レベル位置、半減時間60sec)

ARGO

ULOF

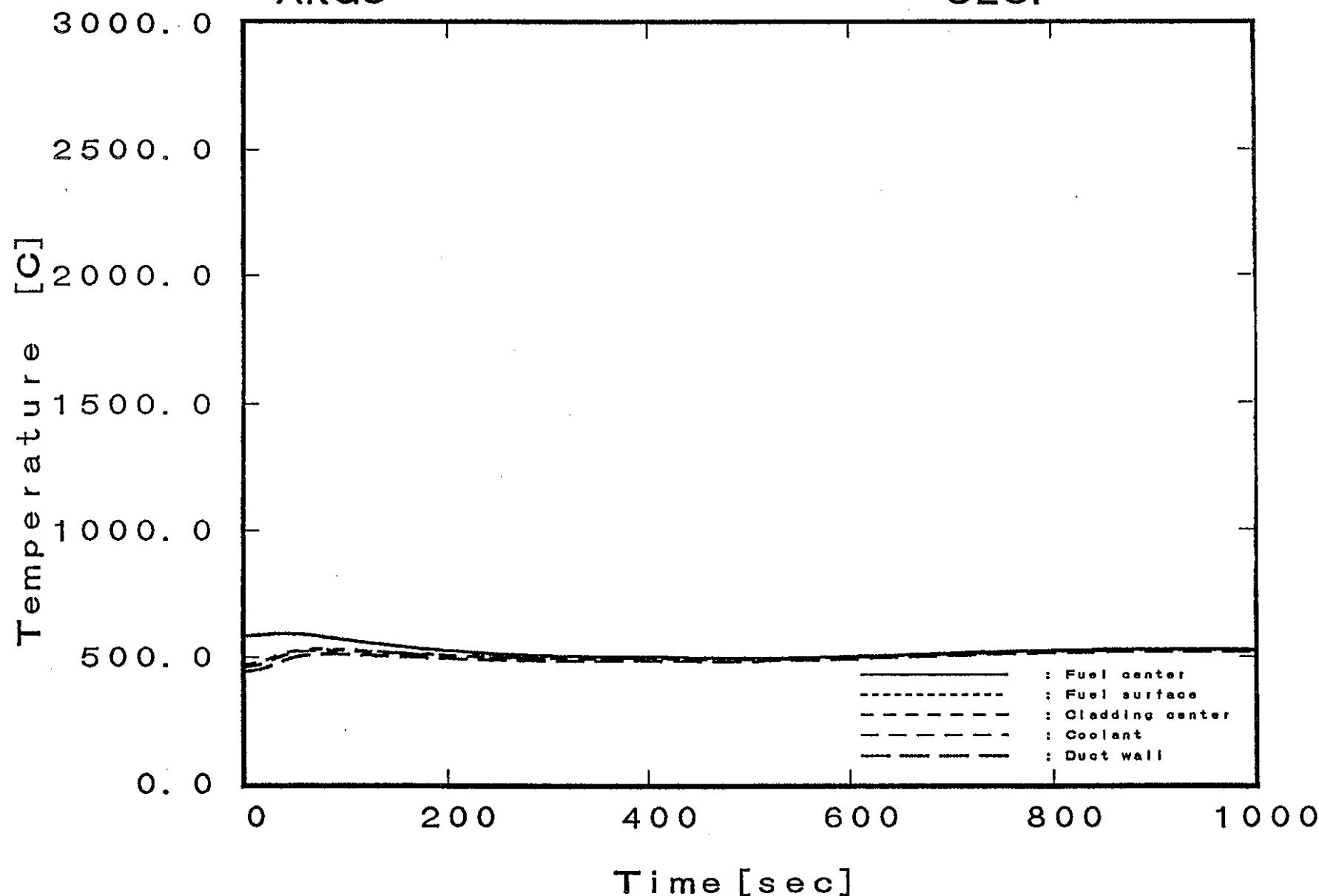


図5.4.2-7 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 炉心ULOF時の燃料・被覆管温度の変化(4)
(外側炉心平均チャンネル中心レベル位置、半減時間60sec)

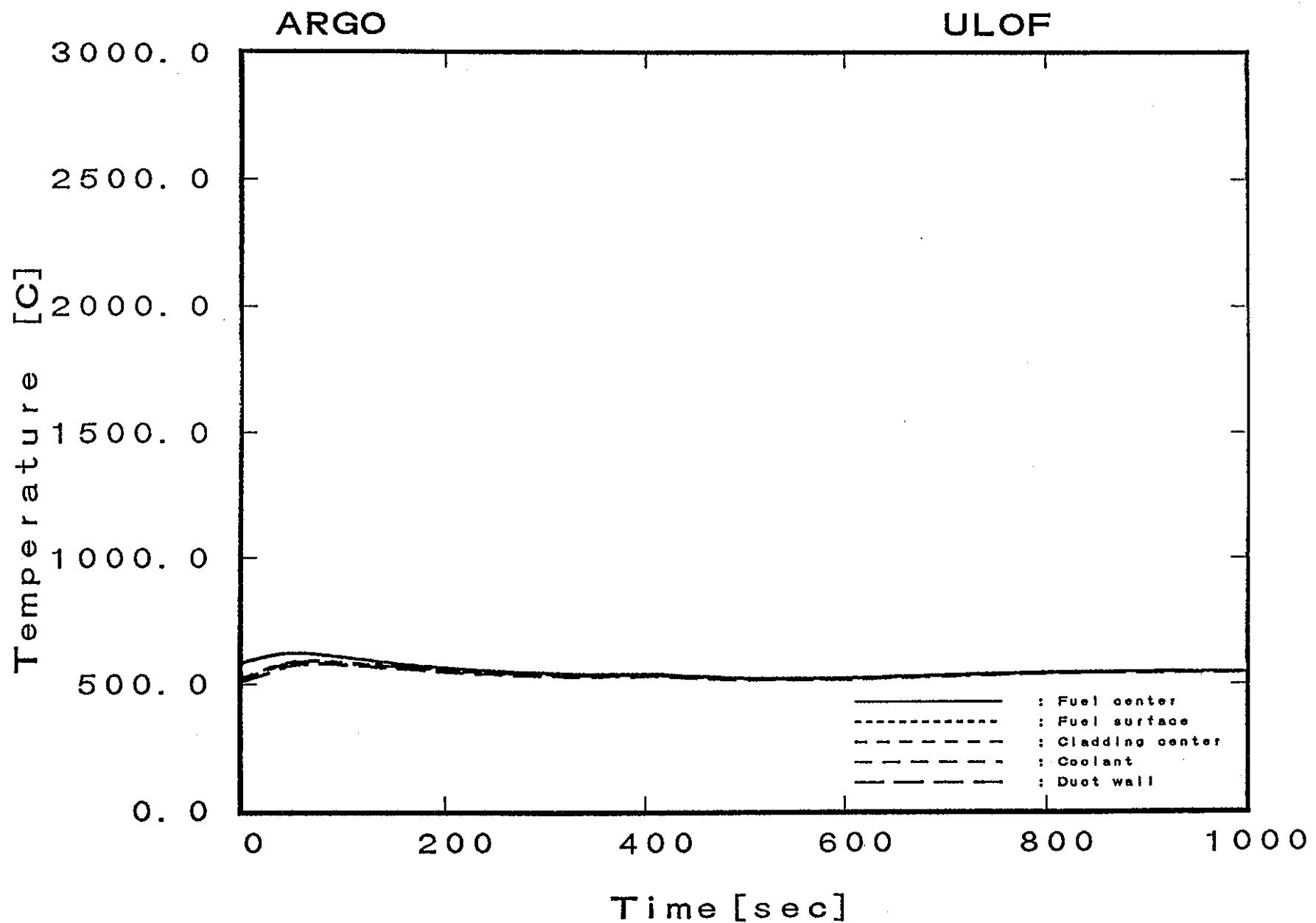


図5.4.2-8 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 炉心ULOF時の燃料・被覆管温度の変化(5)
(外側炉心平均チャンネル炉心上端レベル位置、半減時間60sec)

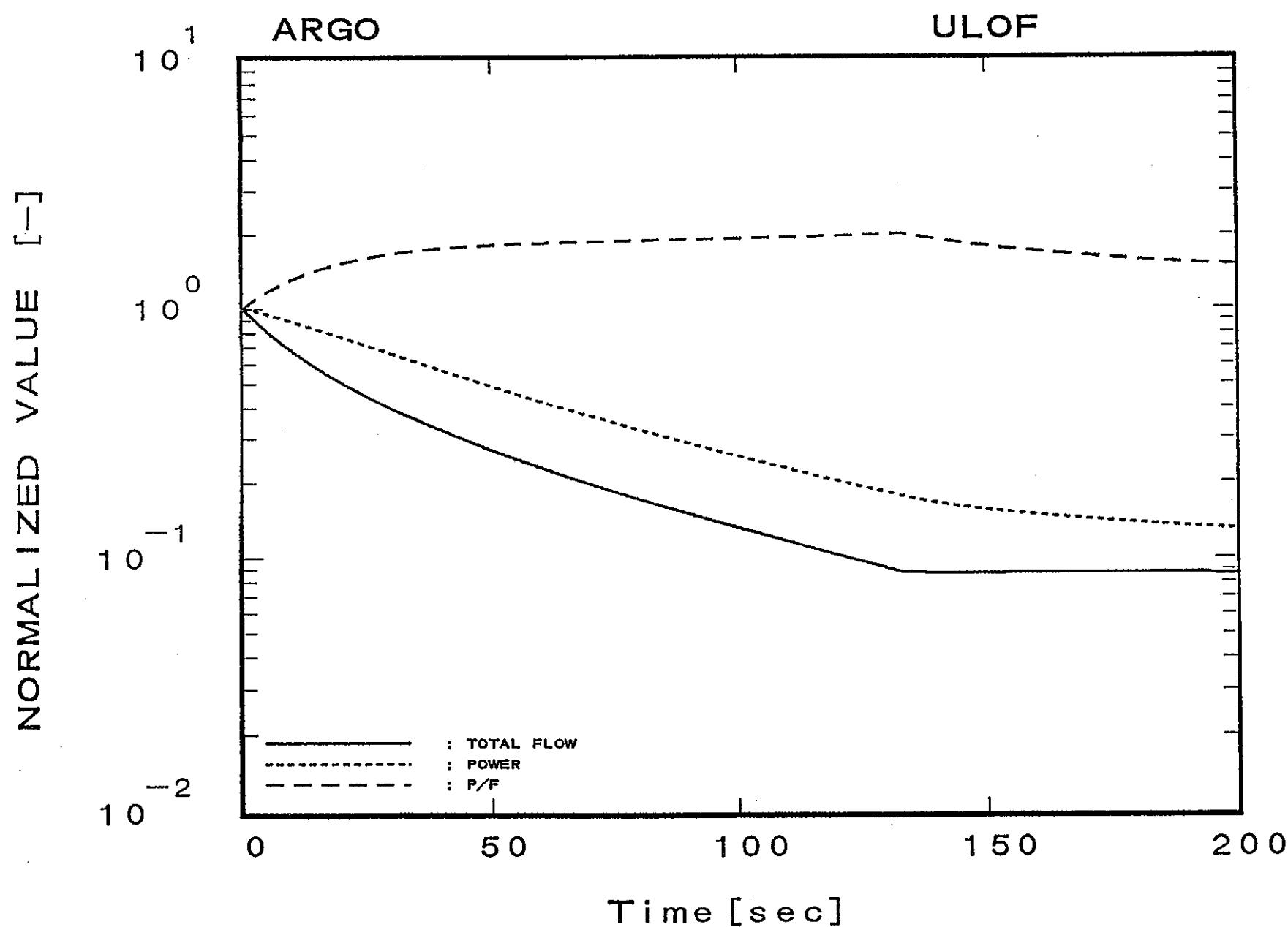


図 5.4.2-9 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 炉心 ULOF 時の出力・流量の変化
(半減時間 20 sec)

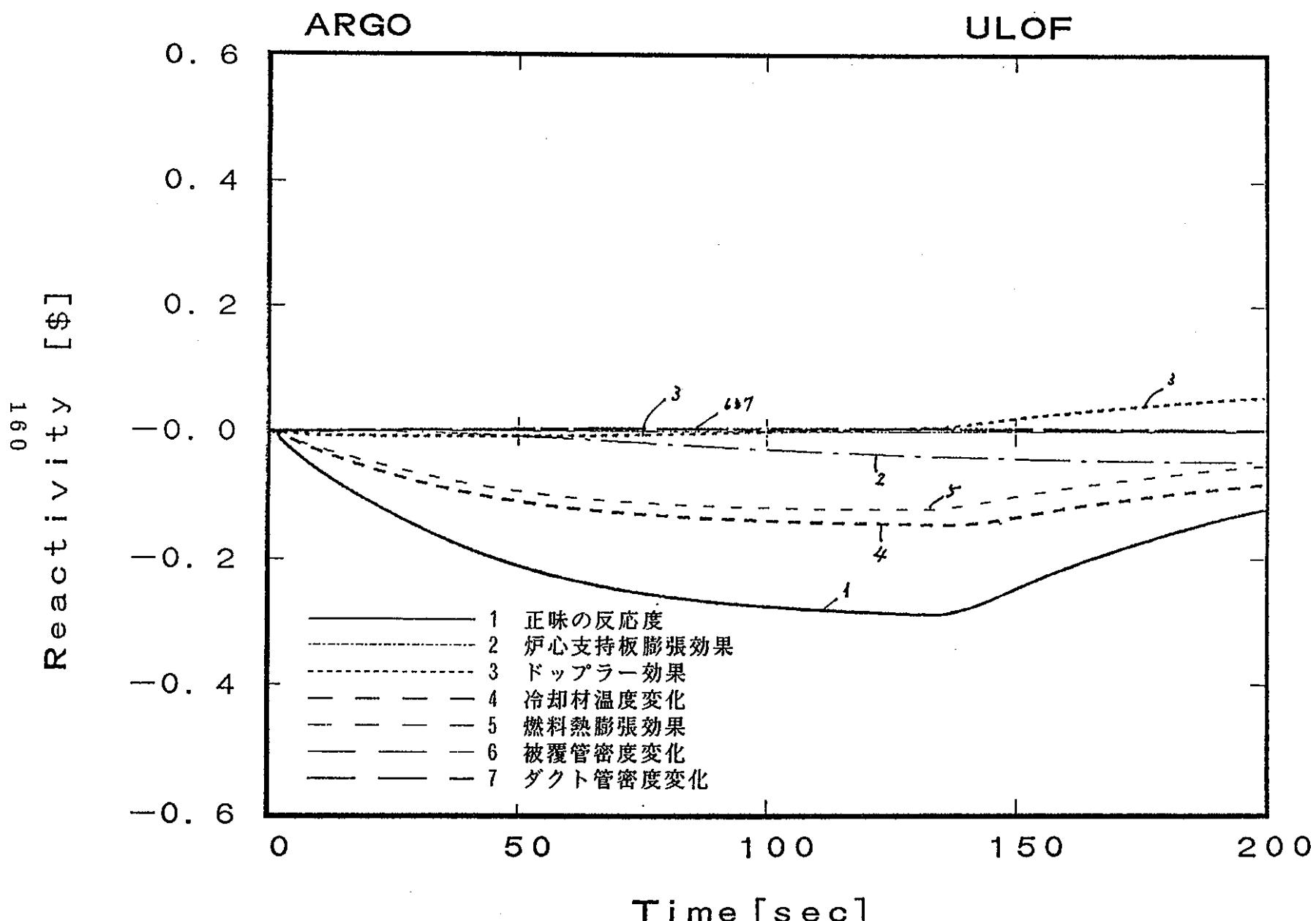


図 5.4.2-10 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 炉心 ULOF 時の反応度の変化
(半減時間 20 sec)

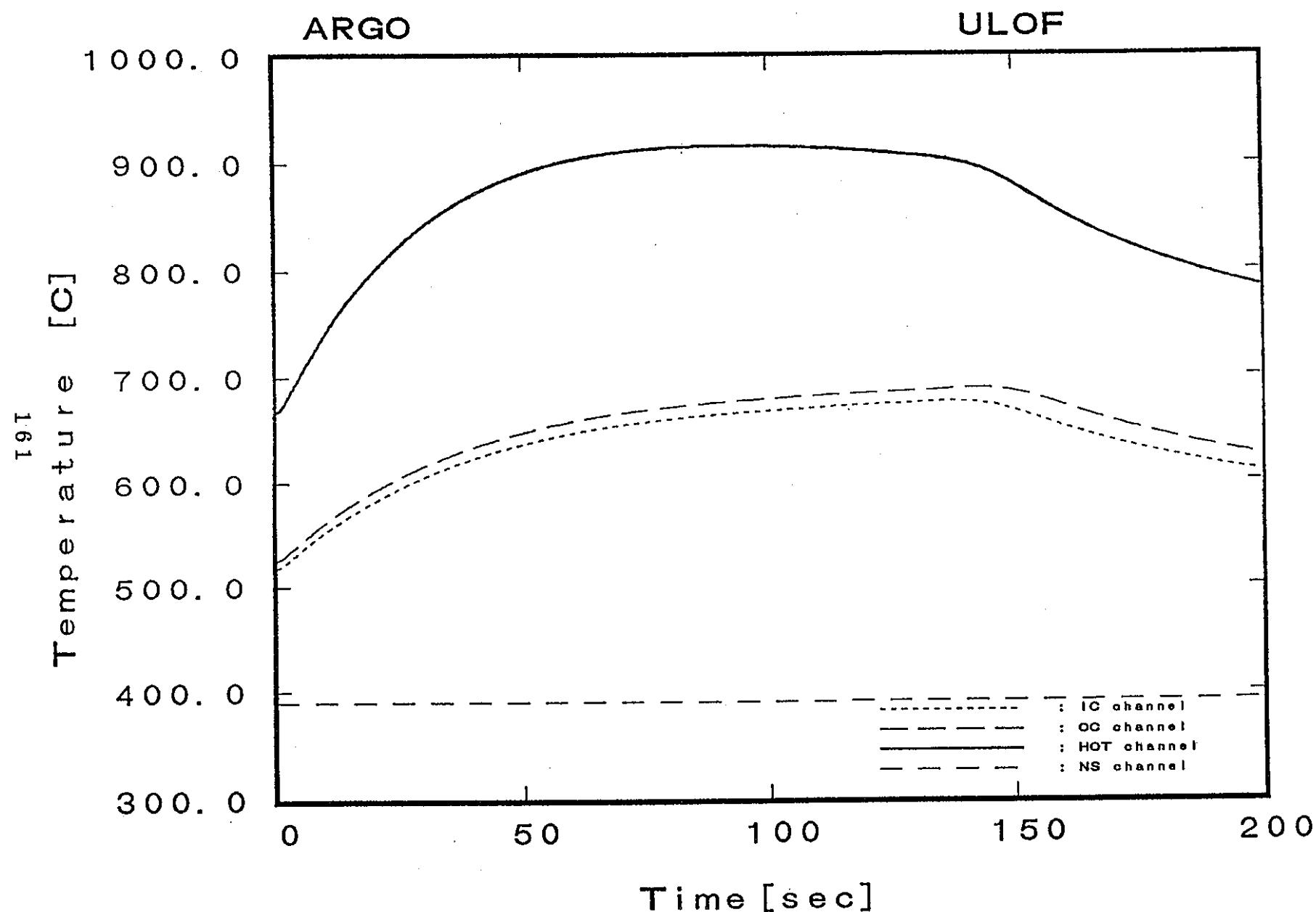


図 5.4.2-11 PuO₂-Al₂O₃炉心 U L O F 時の冷却材温度の変化
(半減時間 20sec)

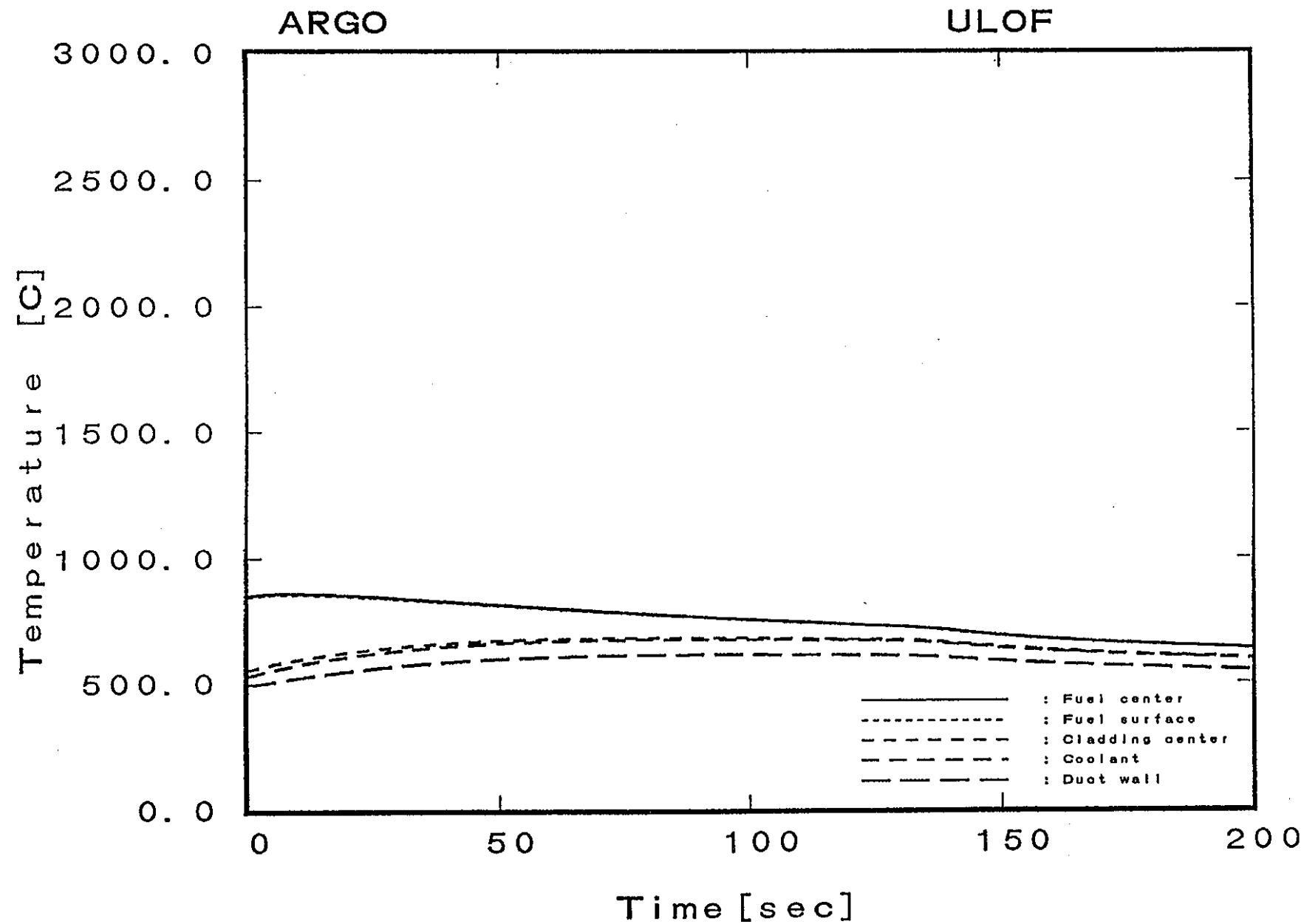


図5.4.2-12 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 炉心ULOF時の燃料・被覆管温度の変化(1)
(ホットチャンネル炉心中心レベル位置、半減時間20sec)

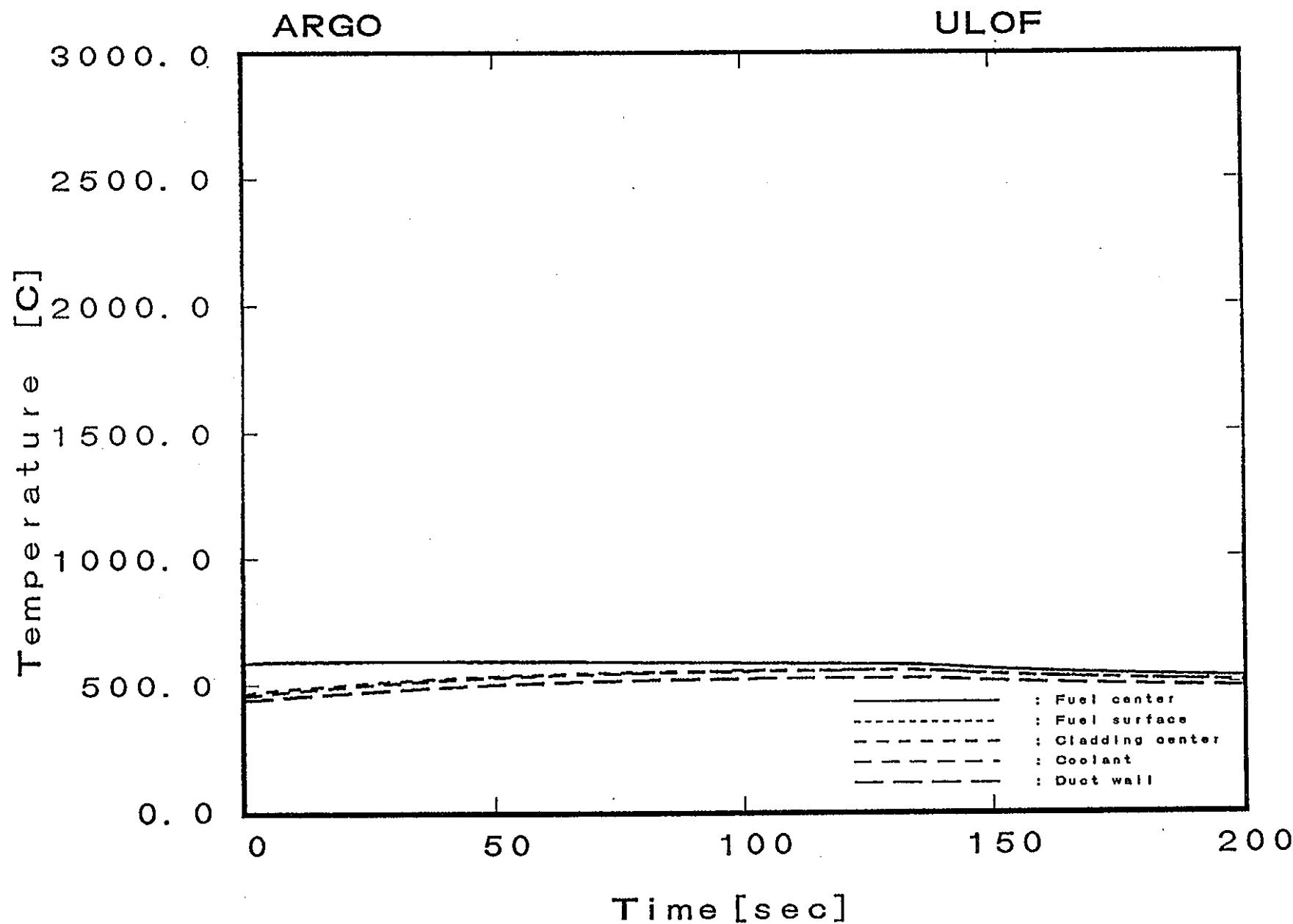


図 5.4.2-13 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 炉心 U L O F 時の燃料・被覆管温度の変化(2)
(内側炉心平均チャンネル中心レベル位置、半減時間 20 sec)

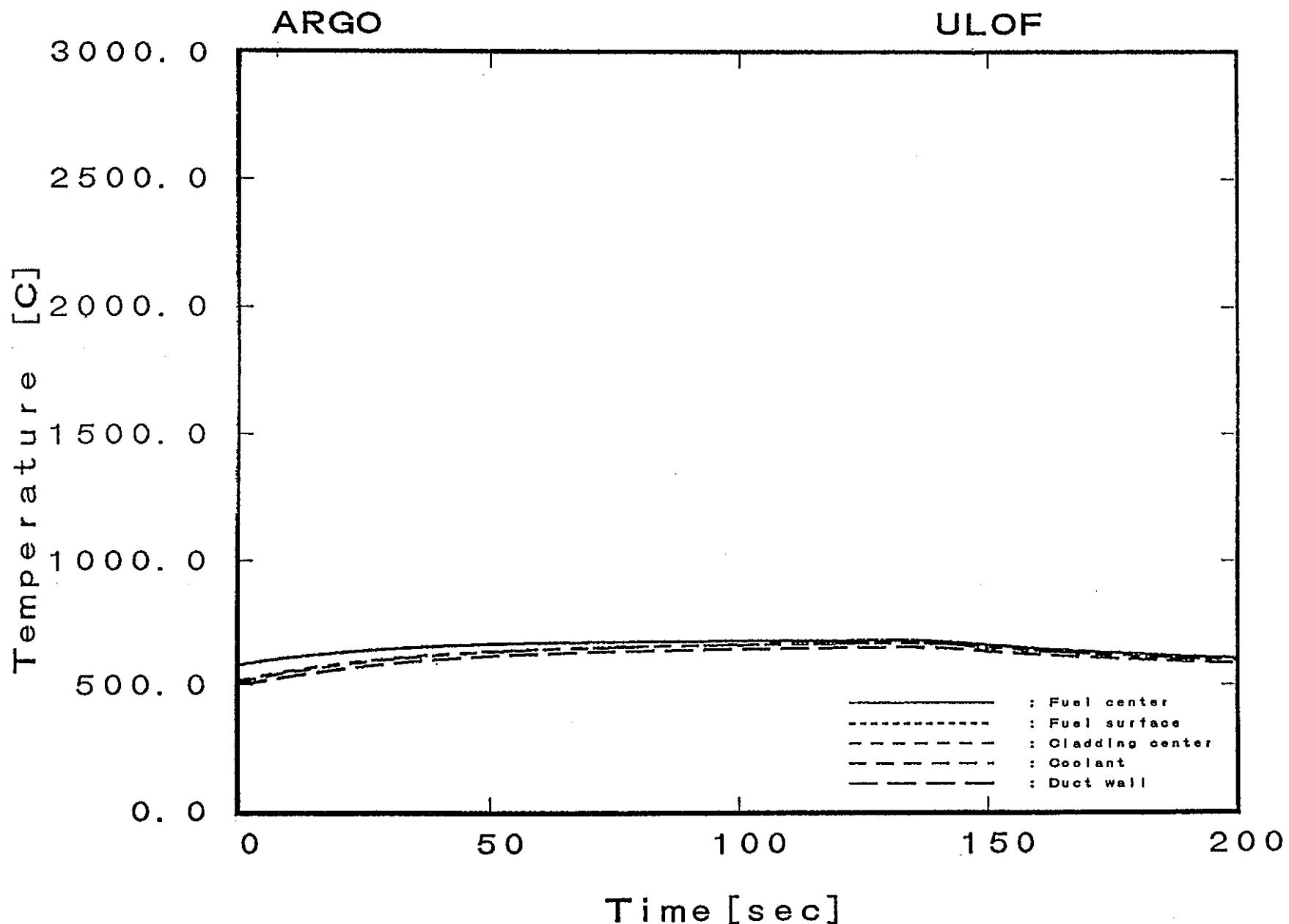


図5.4.2-14 PuO₂-Al₂O₃炉心ULOF時の燃料・被覆管温度の変化(3)

(内側炉心平均チャンネル炉心上端レベル位置、半減時間20sec)

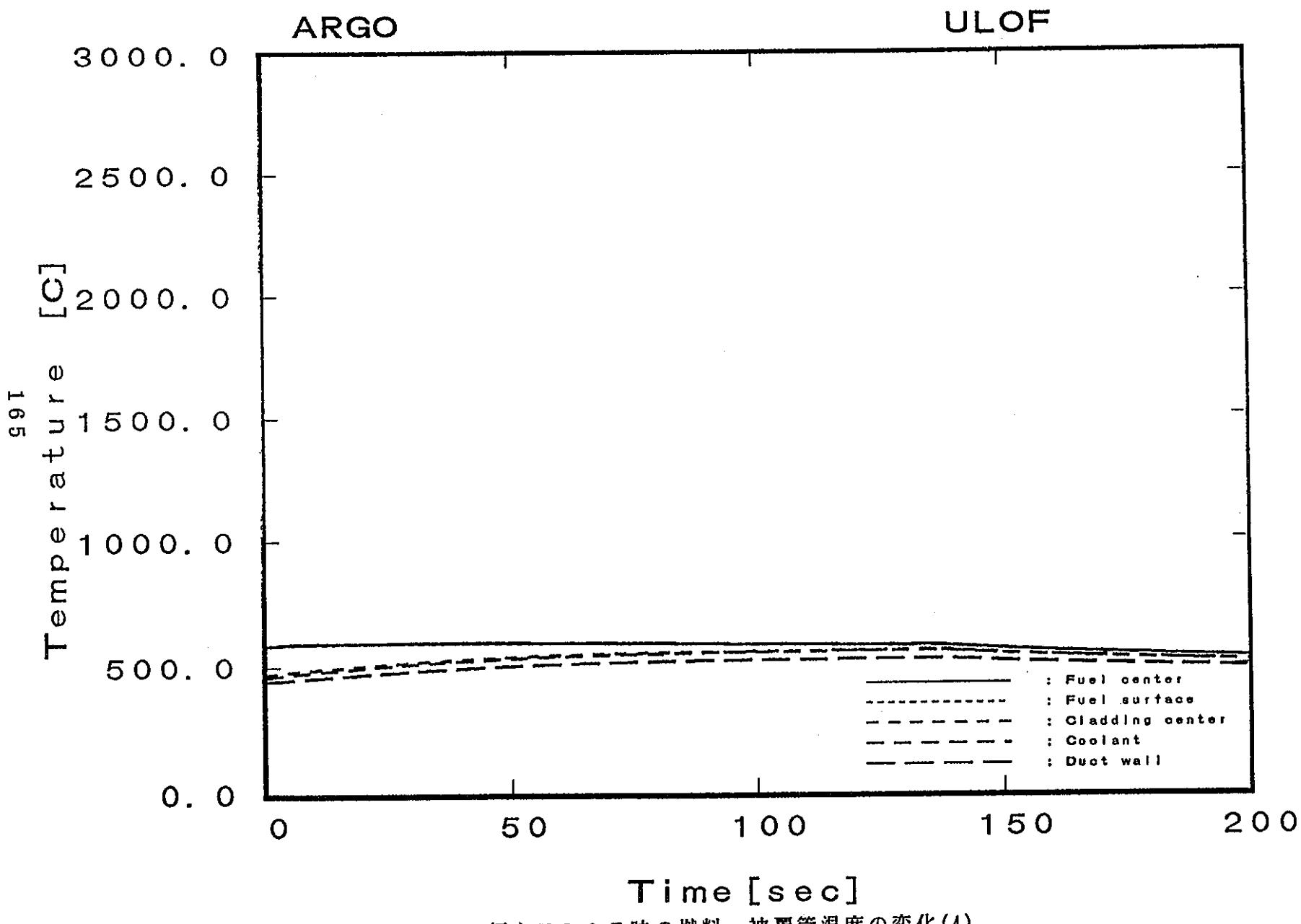


図 5.4.2-15 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 炉心 U L O F 時の燃料・被覆管温度の変化(4)
(外側炉心平均チャンネル中心レベル位置、半減時間20sec)

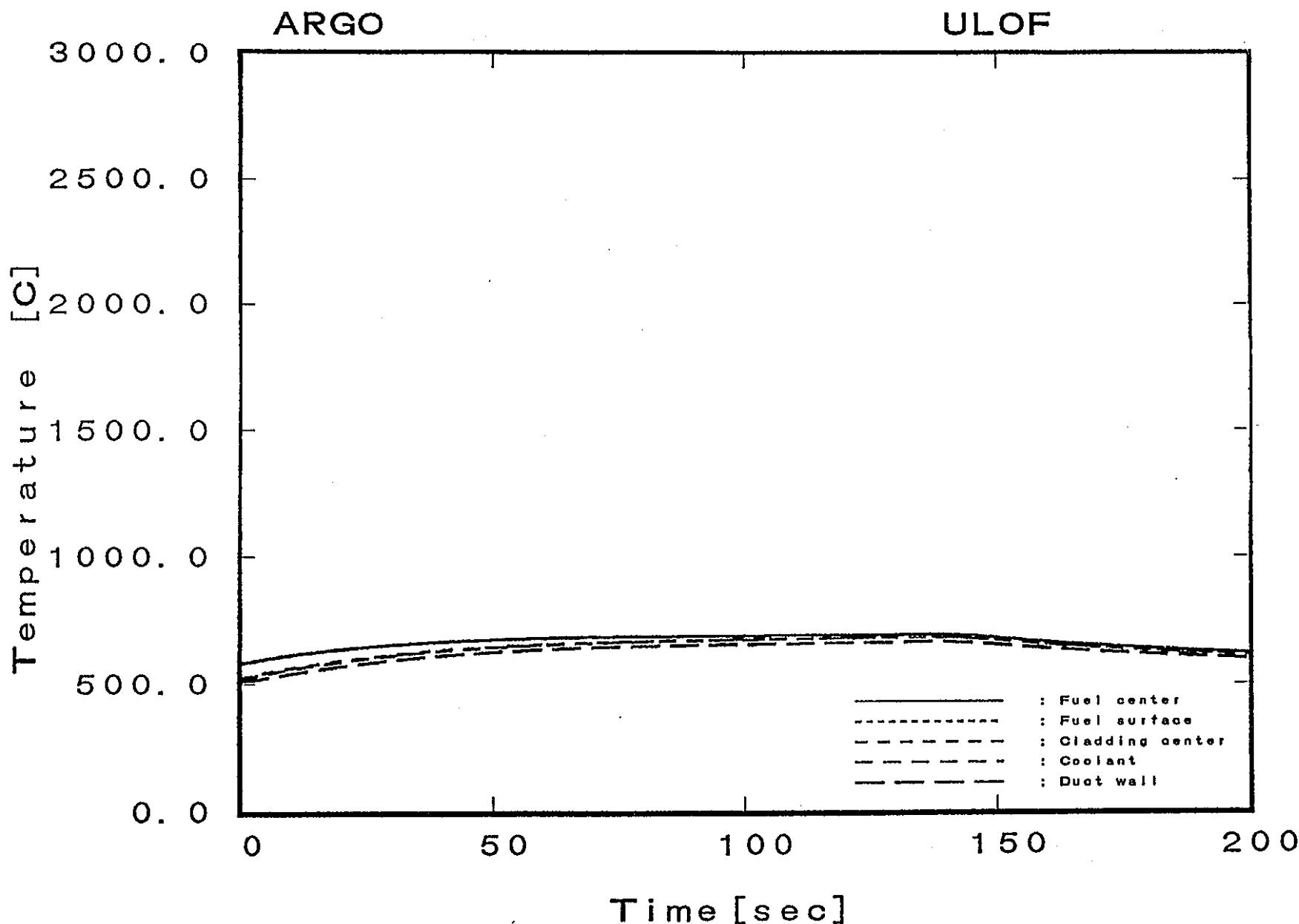


図5.4.2-16 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 炉心 ULOF 時の燃料・被覆管温度の変化(5)
(外側炉心平均チャンネル炉心上端レベル位置、半減時間20sec)

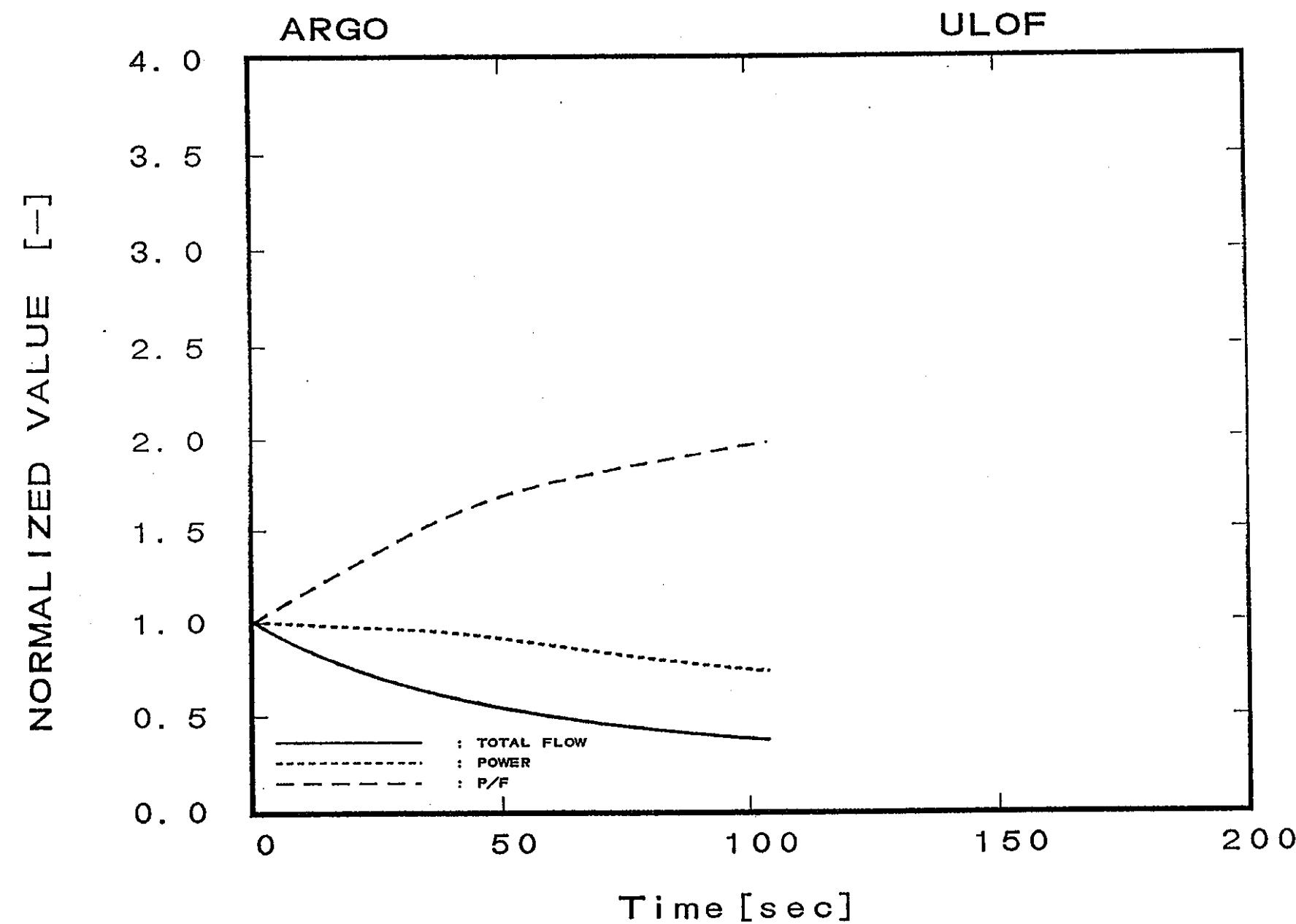


図 5.4.2-17 比較用 MOX 炉心 ULOF 時の出力・流量の変化
(半減時間 60sec)

Reactivity [\\$]

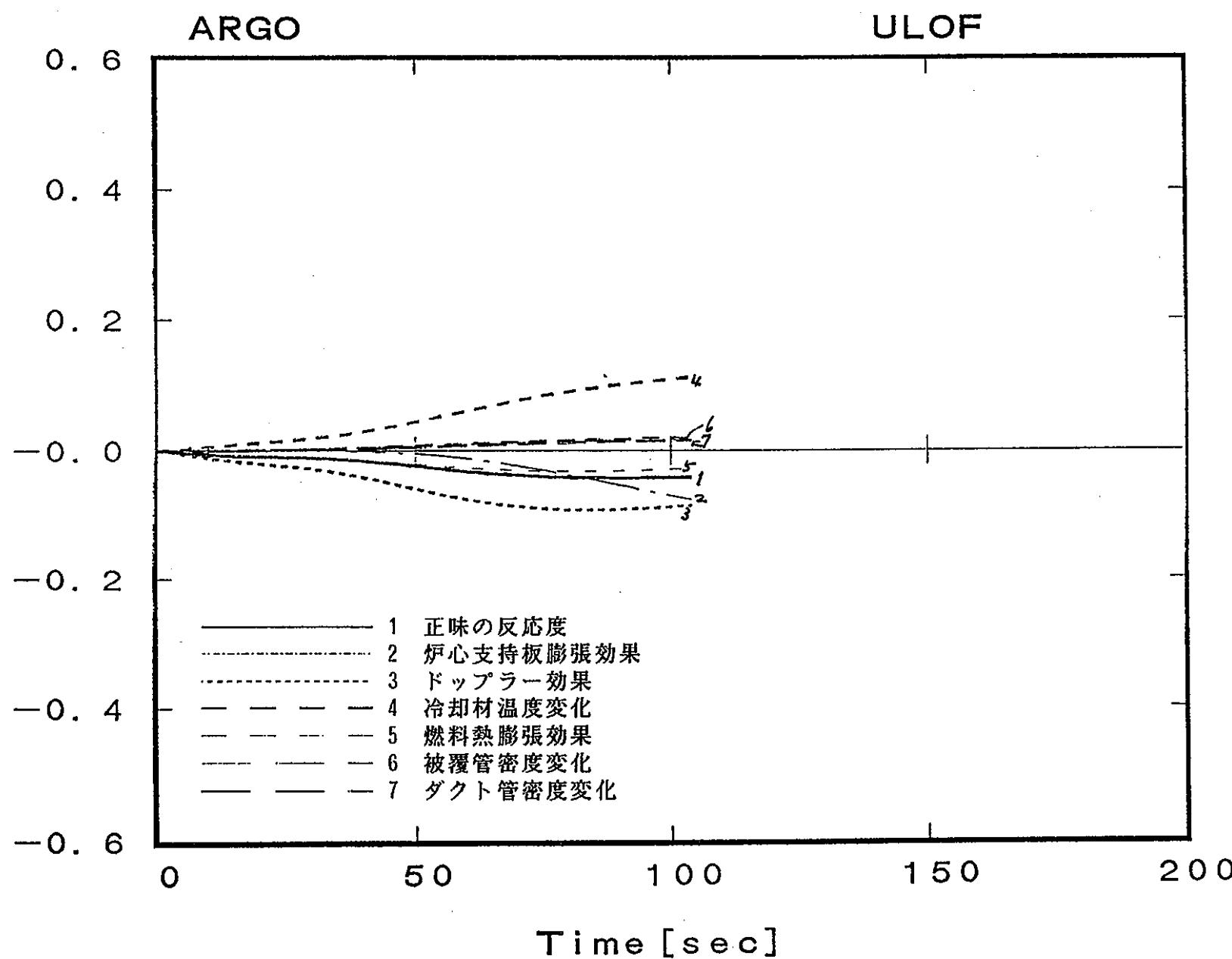


図 5.4.2-18 比較用 MOX 炉心 U L O F 時の反応度の変化
(半減時間 60sec)

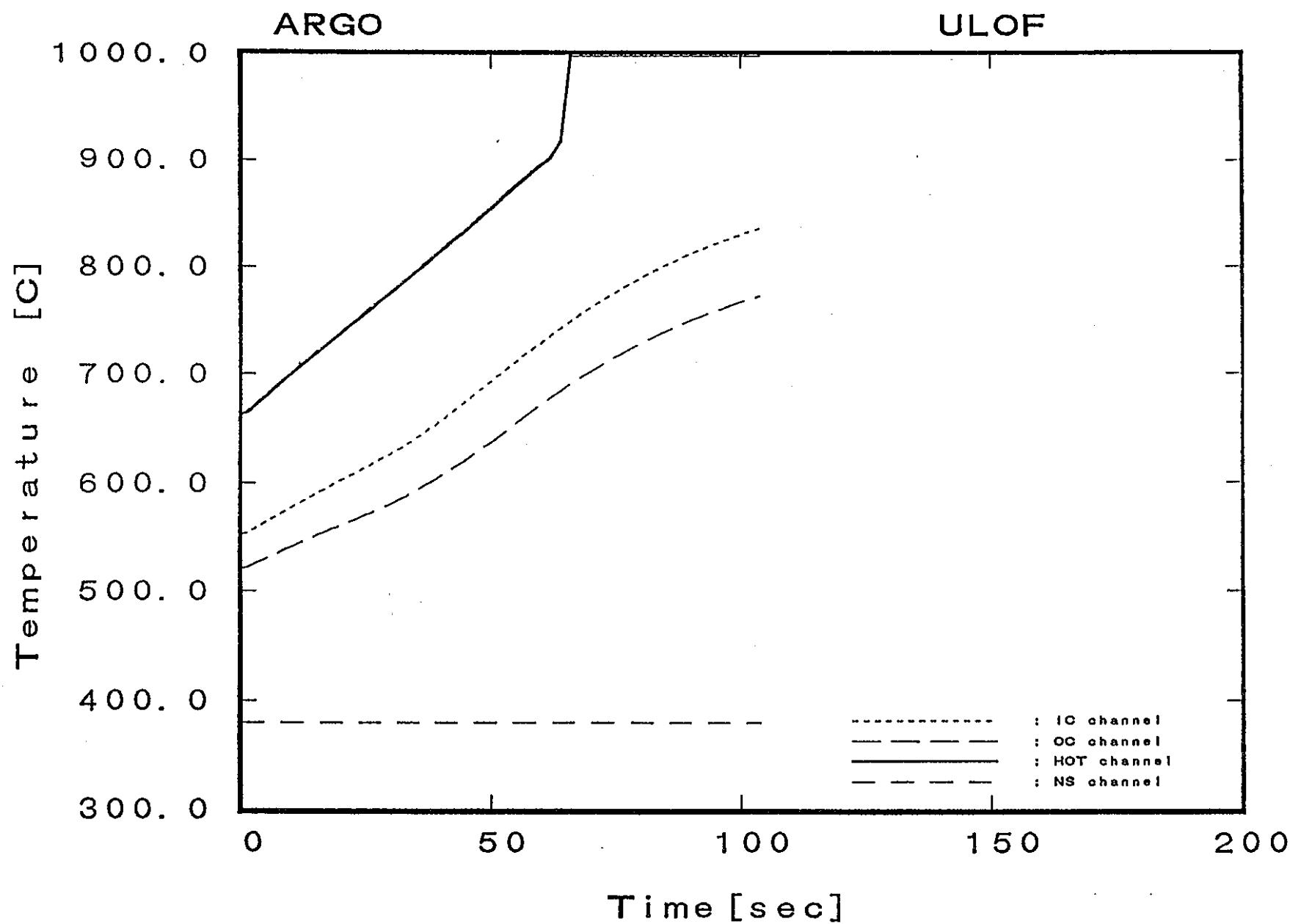


図 5.4.2-19 比較用 MOX 炉心 U L O F 時の冷却材温度の変化
(半減時間 60 sec)

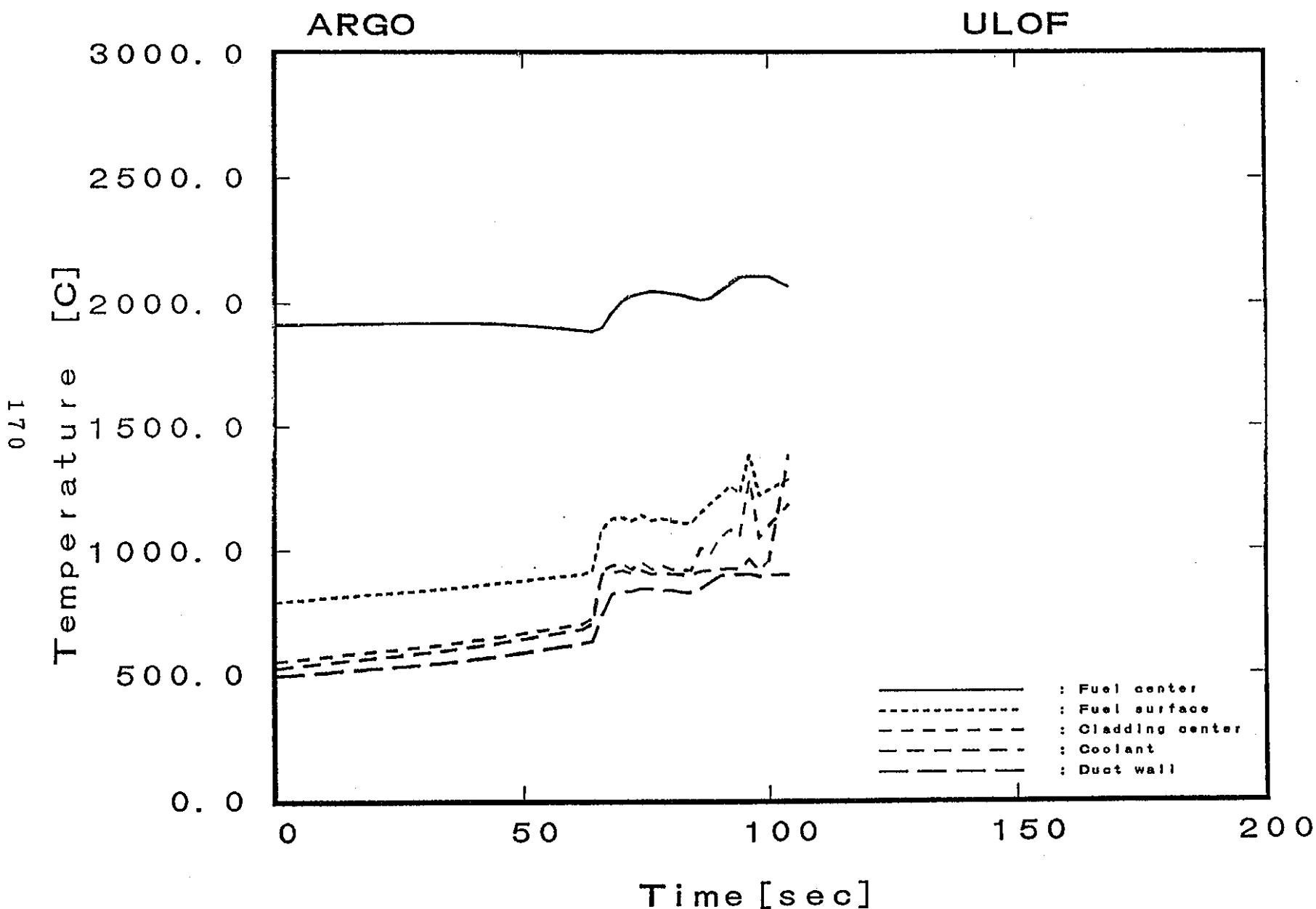


図5.4.2-20 比較用MOX炉心ULOF時の燃料・被覆管温度の変化(1)
(ホットチャンネル炉心中心レベル位置、半減時間60sec)

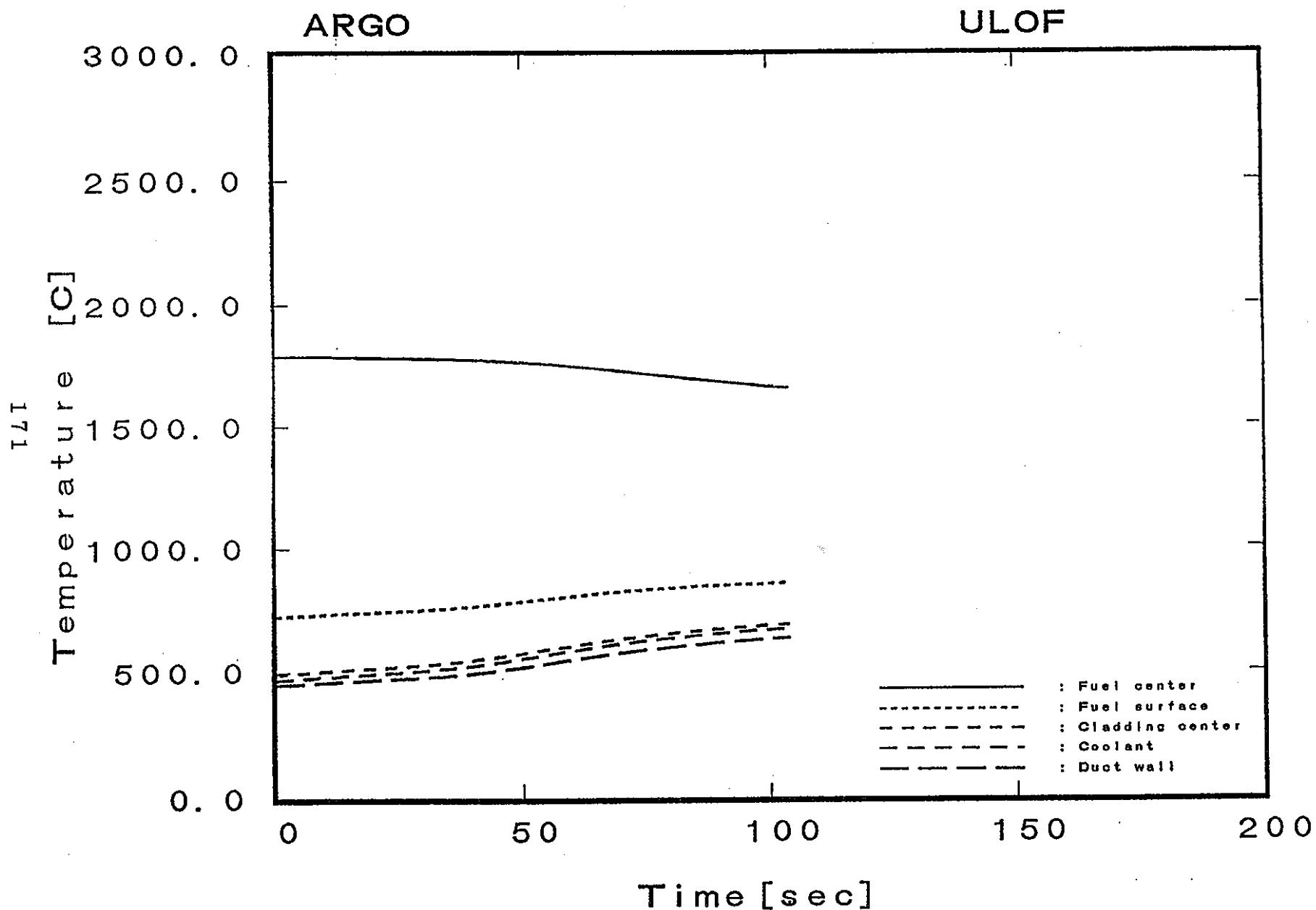


図5.4.2-21 比較用MOX炉心ULOF時の燃料・被覆管温度の変化(2)
(内側炉心平均チャンネル中心レベル位置、半減時間60sec)

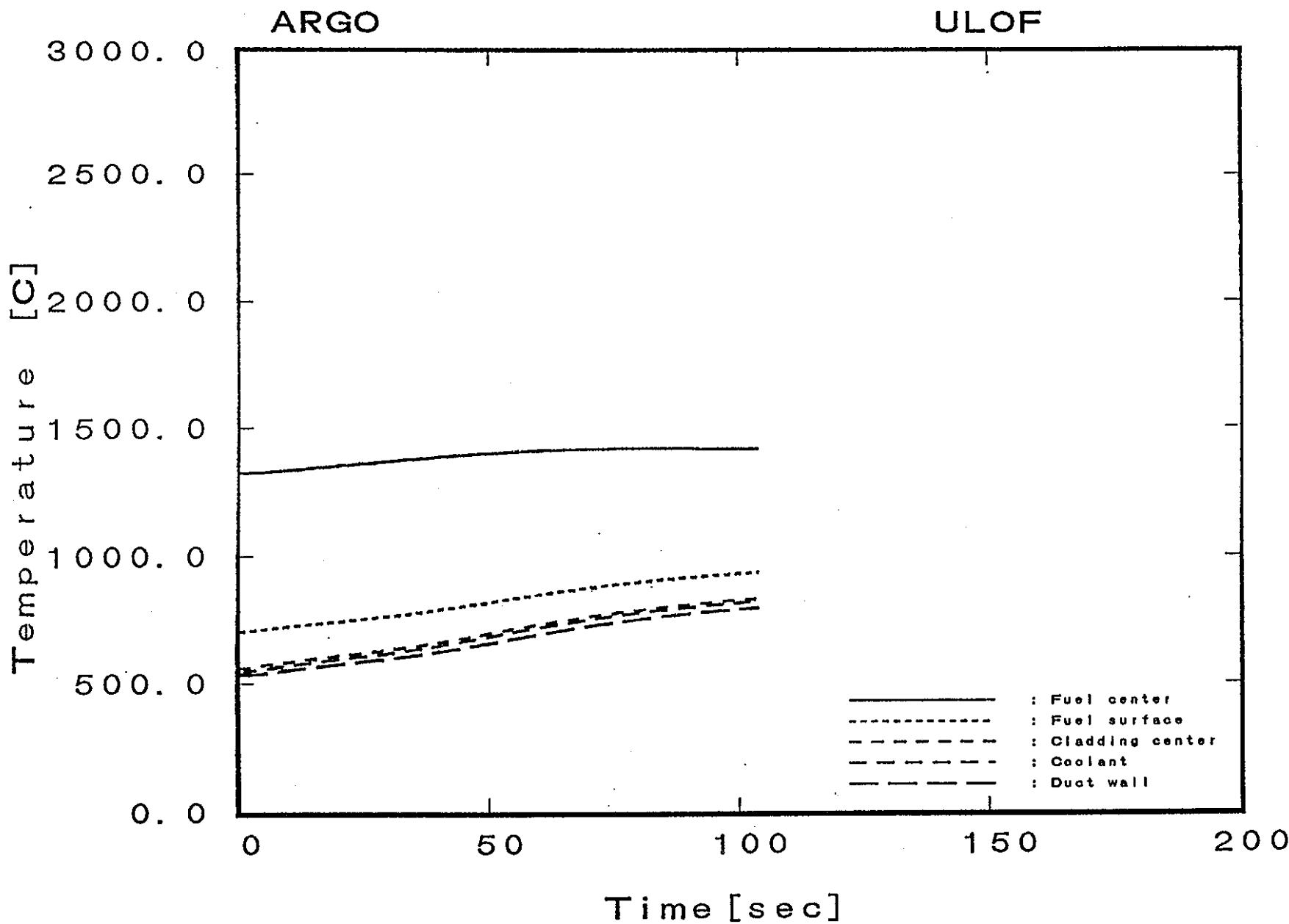


図5.4.2-22 比較用MOX炉心ULOF時の燃料・被覆管温度の変化(3)
(内側炉心平均チャンネル炉心上端レベル位置、半減時間60sec)

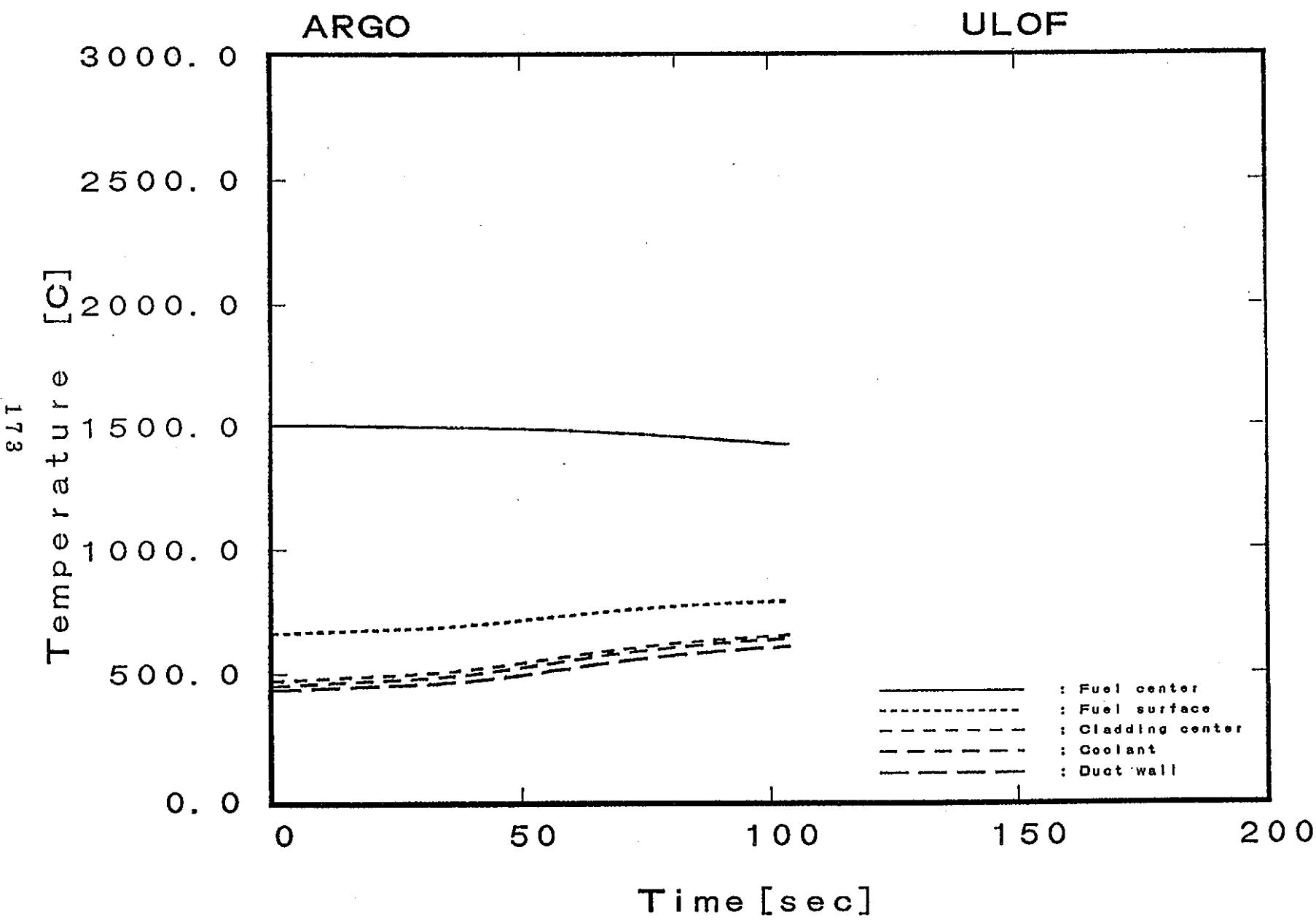


図 5.4.2-23 比較用 MOX 炉心 ULOF 時の燃料・被覆管温度の変化(4)
(外側炉心平均チャンネル中心レベル位置、半減時間 60sec)

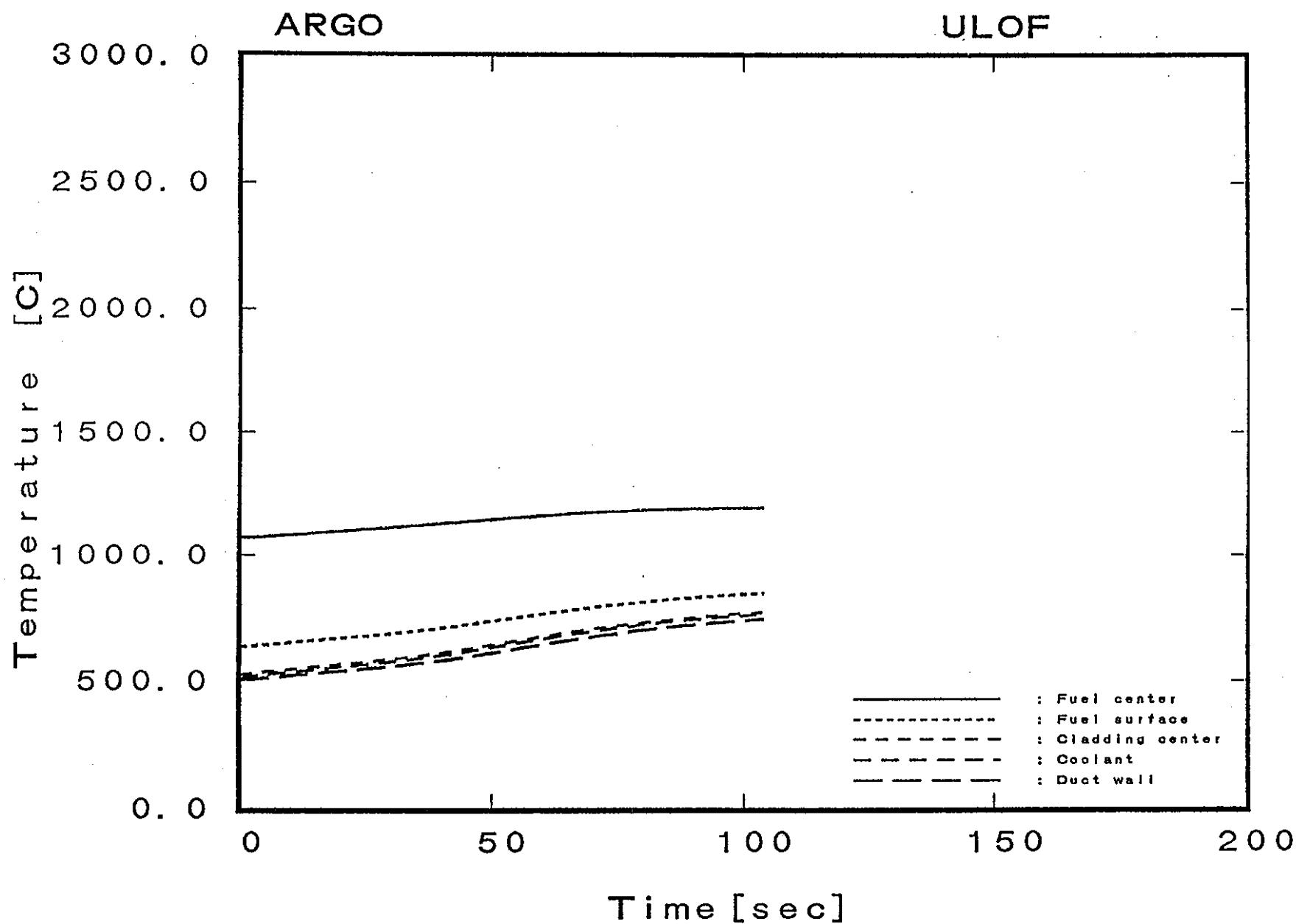


図 5.4.2-24 比較用 MOX 炉心 ULOF 時の燃料・被覆管温度の変化(5)
(外側炉心平均チャンネル炉心上端レベル位置、半減時間 60sec)

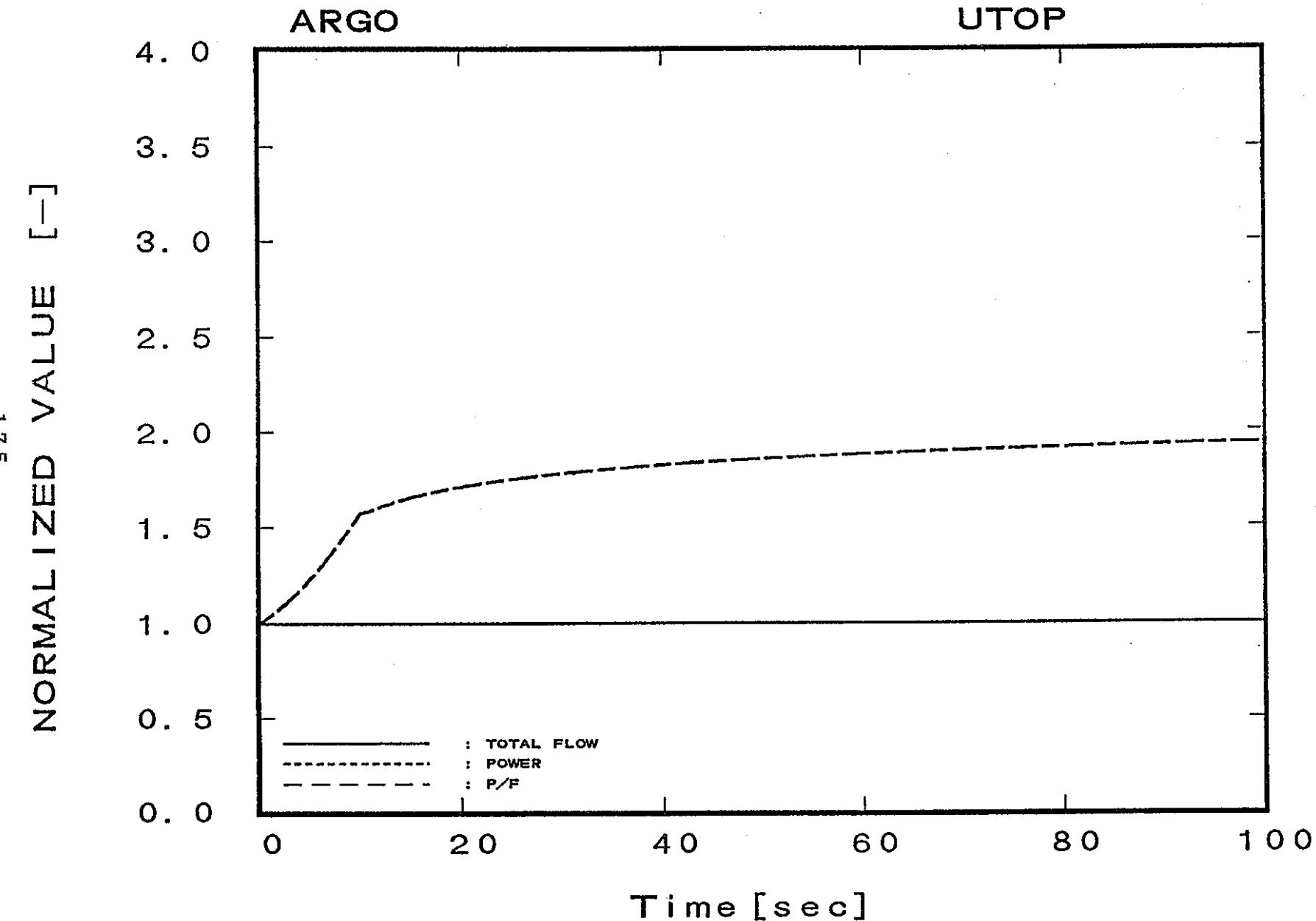


図 5.4.2-25 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 炉心 U T O P 時の出力・流量の変化
 (反応度挿入率+3¢/sec, 投入反応度+40¢)

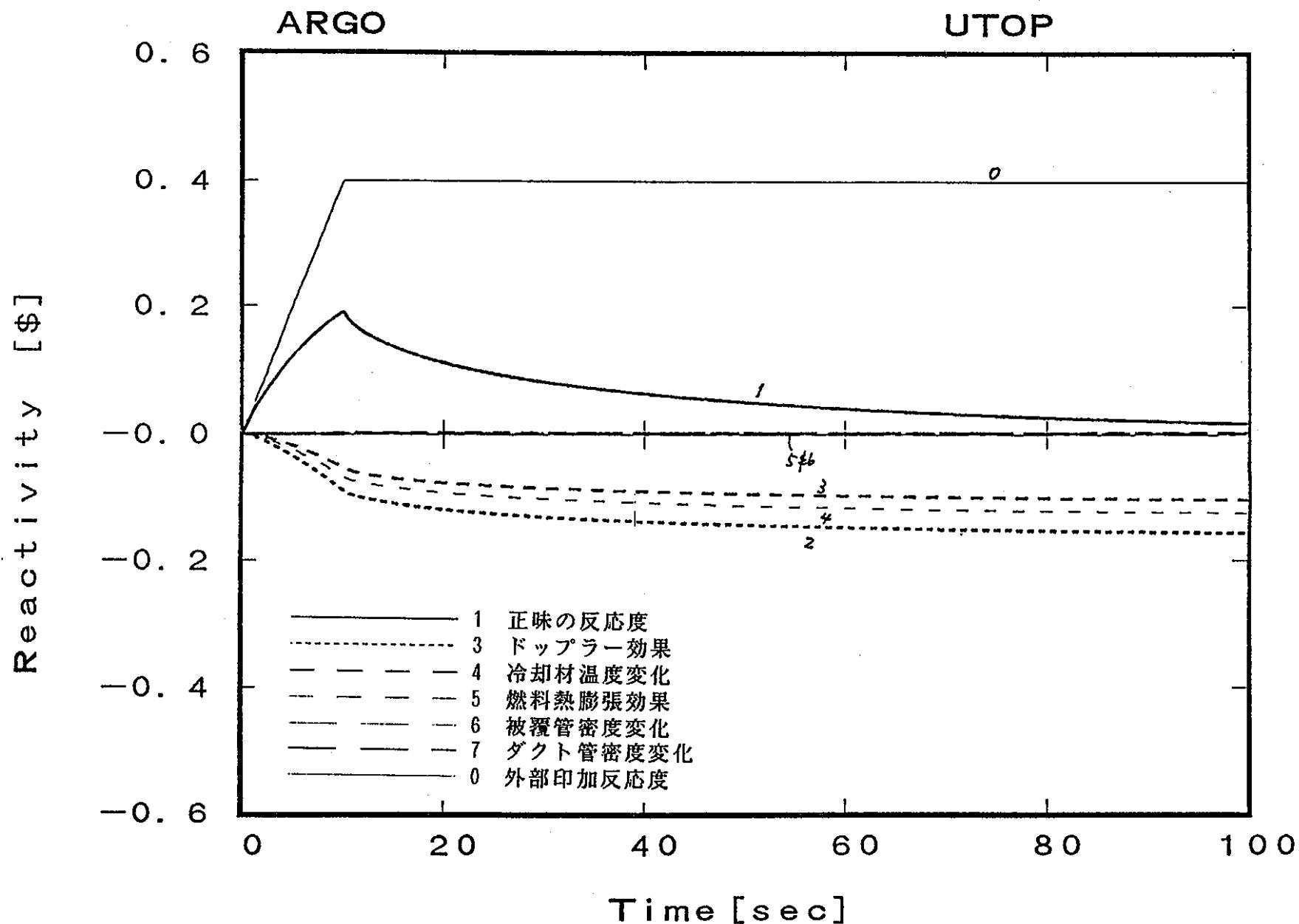


図 5.4.2-26 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 炉心 U T O P 時の反応度の変化
(反応度挿入率 +3 ¢ / sec, 投入反応度 +40 ¢)

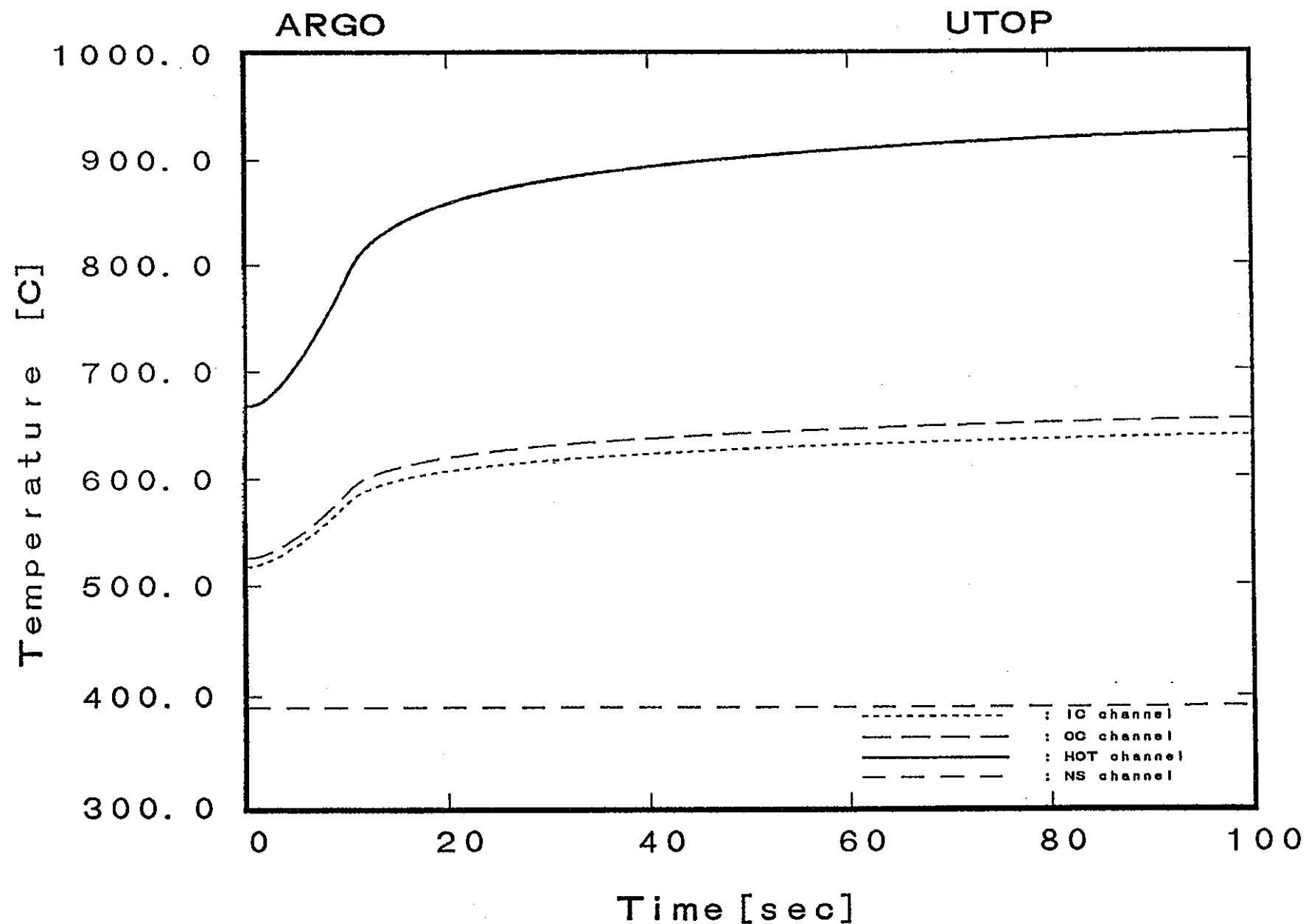


図 5.4.2-27 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 炉心 U T O P 時の冷却材温度の変化
(反応度挿入率 +3 ¢ / sec, 投入反応度 +40 ¢)

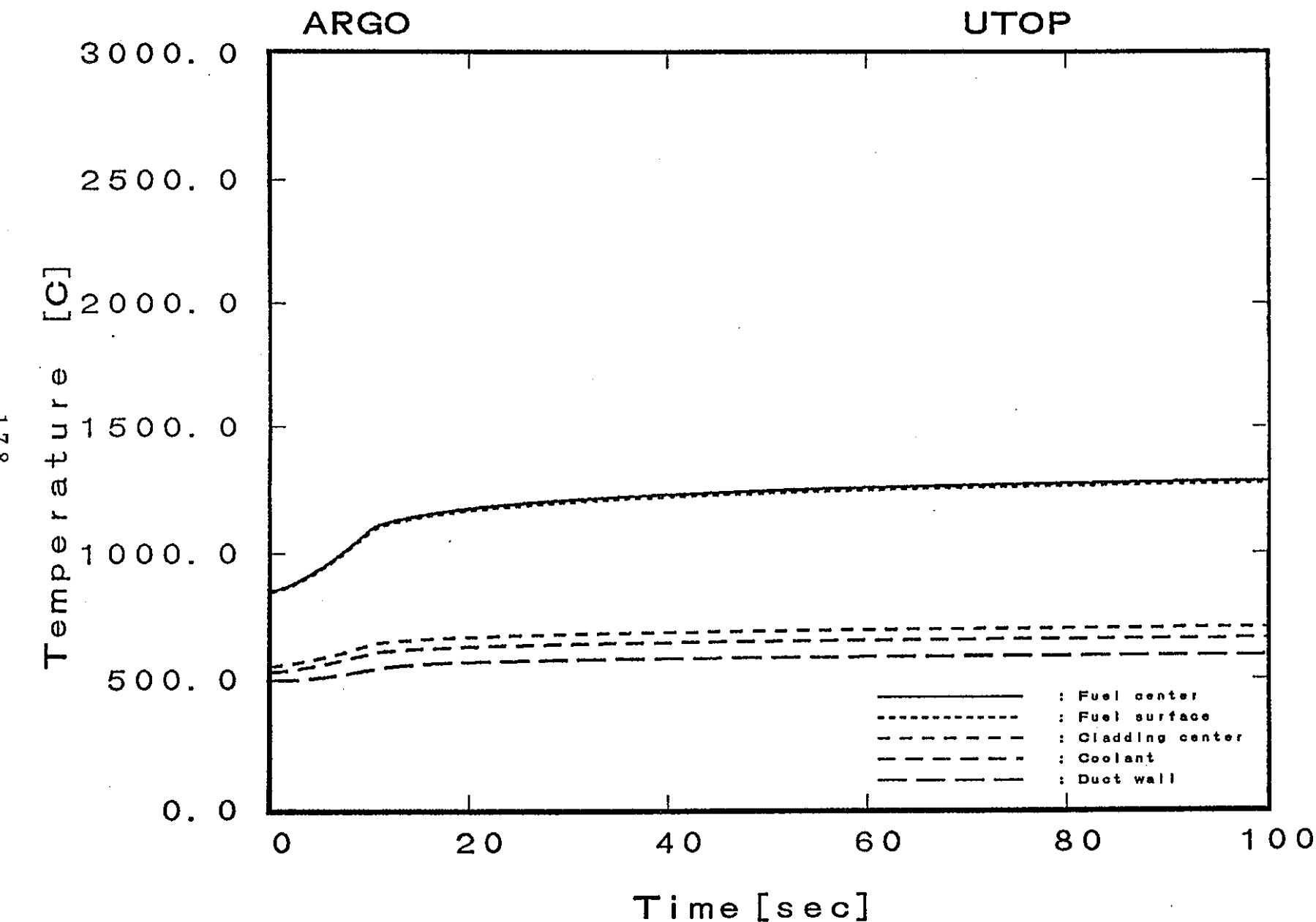


図5.4.2-28 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 炉心 U T O P 時の燃料・被覆管温度の変化(1)
(ホットチャンネル炉心中心レベル位置、投入反応度+40¢)

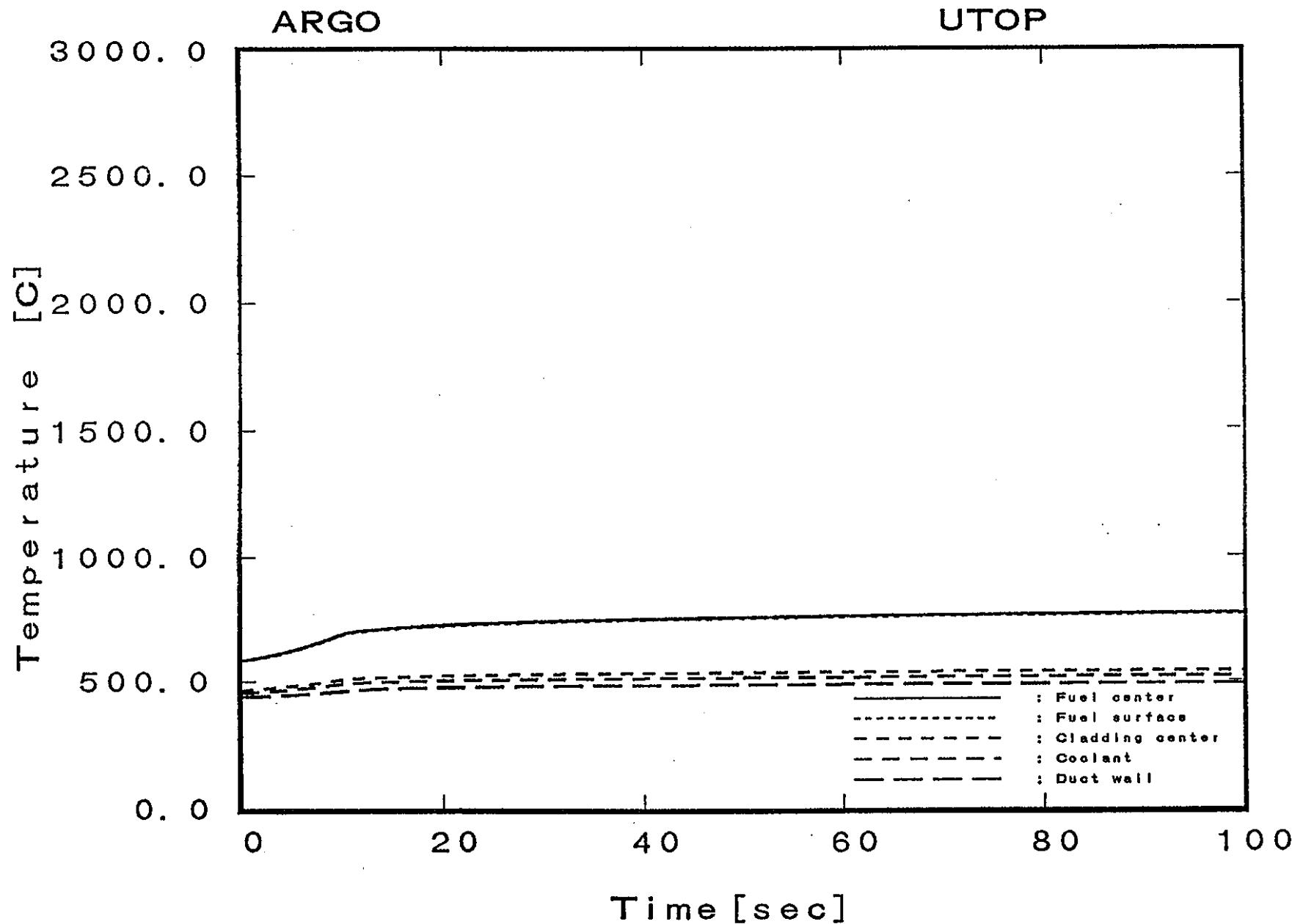


図 5.4.2-29 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_5$ 炉心 U T O P 時の燃料・被覆管温度の変化(2)
(内側炉心平均チャンネル中心レベル位置、投入反応度+40 ¢)

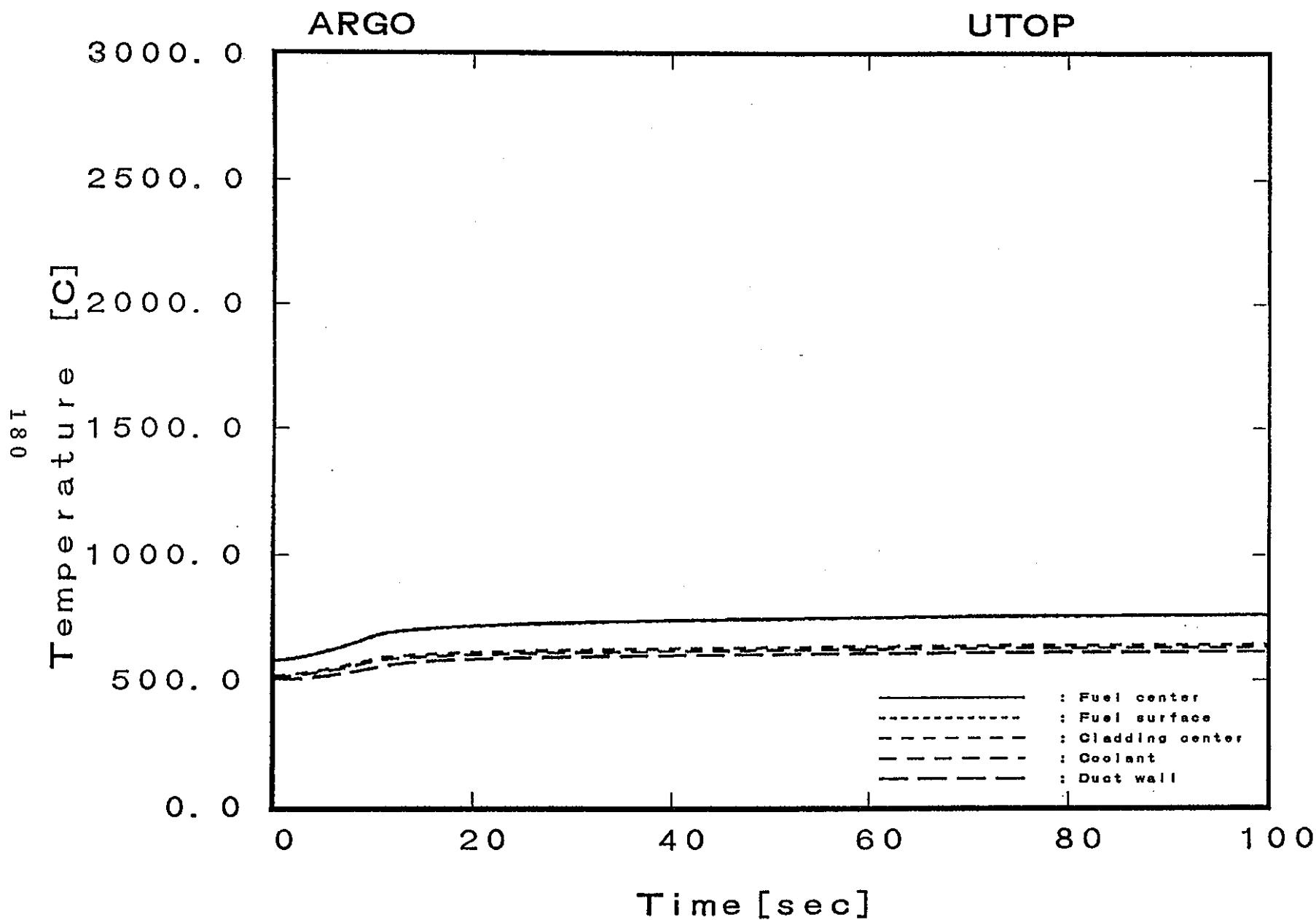


図 5.4.2-30 PuO₂-Al₂O₃、炉心 UTOP 時の燃料・被覆管温度の変化(3)
(内側炉心平均チャンネル炉心上端レベル位置、投入反応度+40%)

181
NORMALIZED VALUE [-]

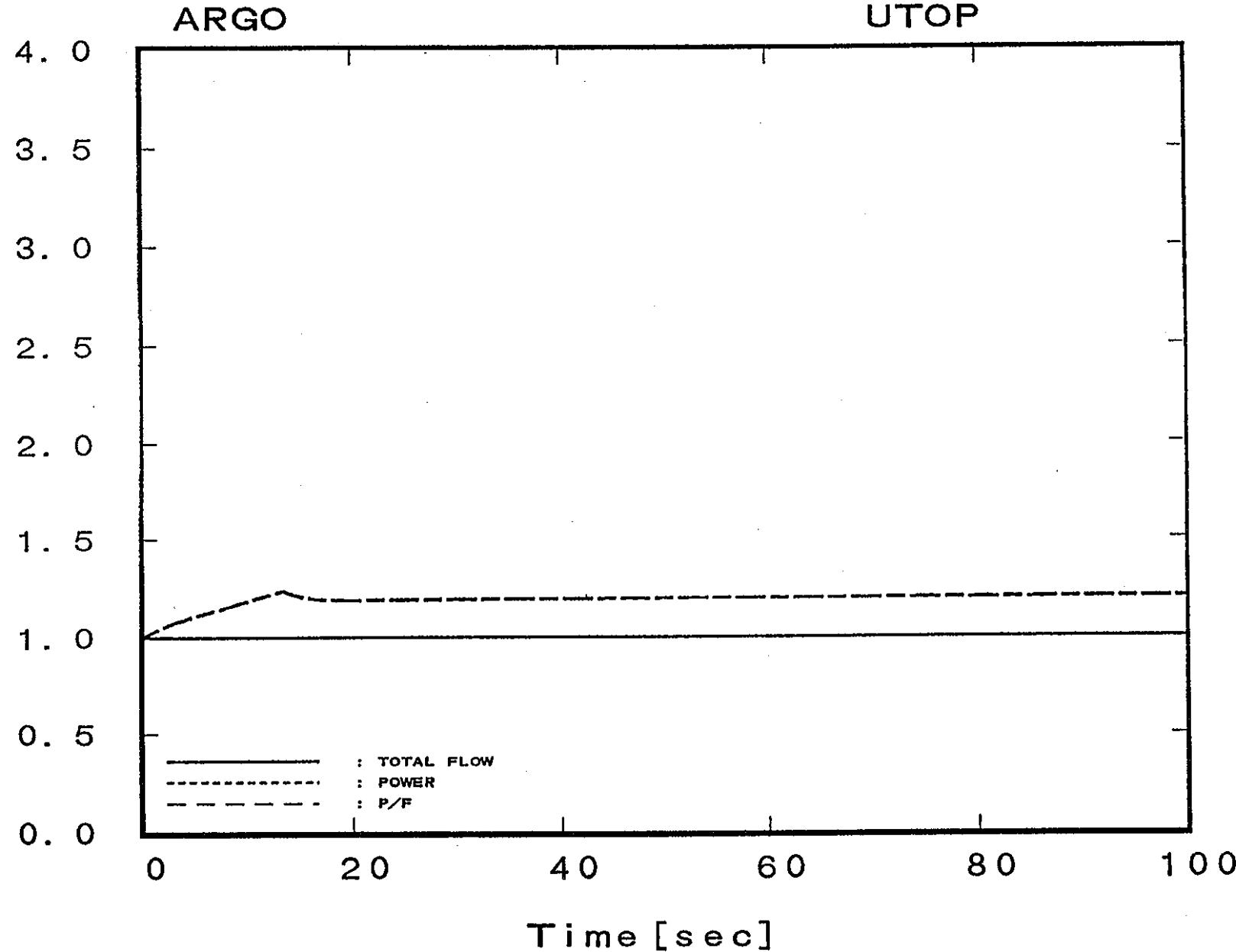


図 5.4.2-31 比較用 MOX 炉心 UTOP 時の出力・流量の変化
(反応度挿入率 +3 ¢ / sec, 投入反応度 +40 ¢)

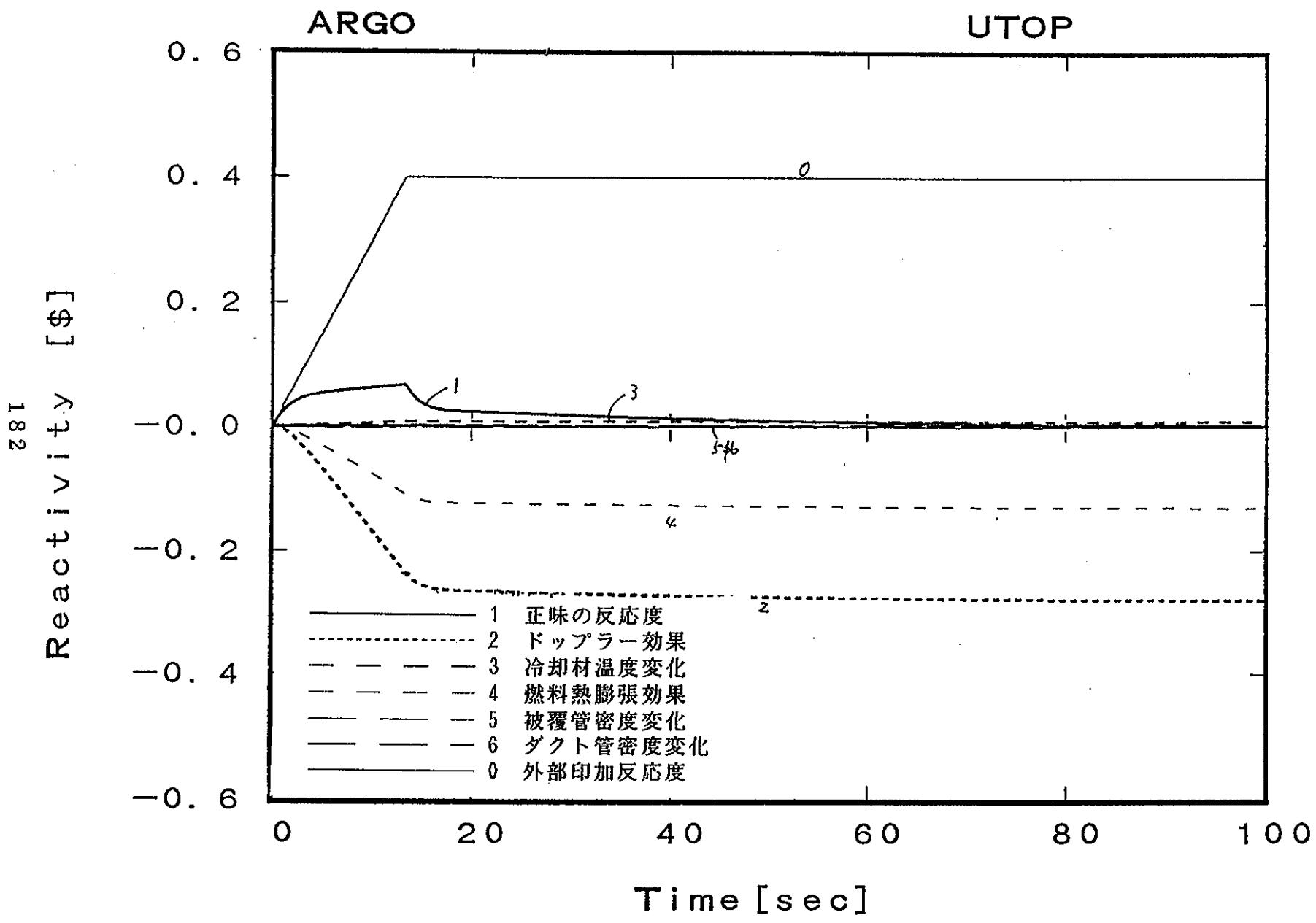


図5.4.2-32 比較用MOX炉心UTOP時の反応度の変化
(反応度挿入率+3¢/sec, 投入反応度+40¢)

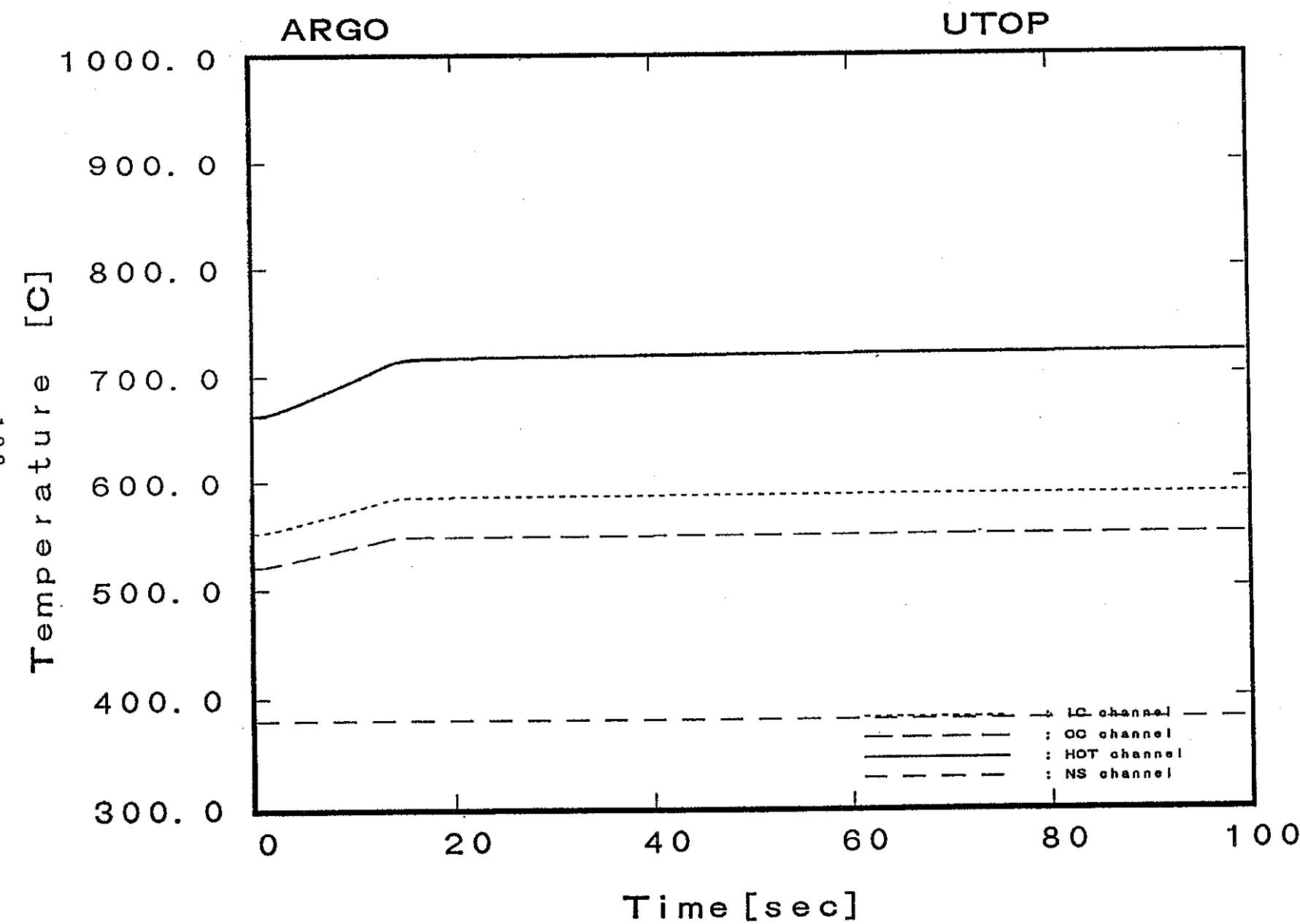


図 5.4.2-33 比較用 MOX 炉心 U T O P 時の冷却材温度の変化
(反応度挿入率+3 ¢ /sec, 投入反応度+40 ¢)

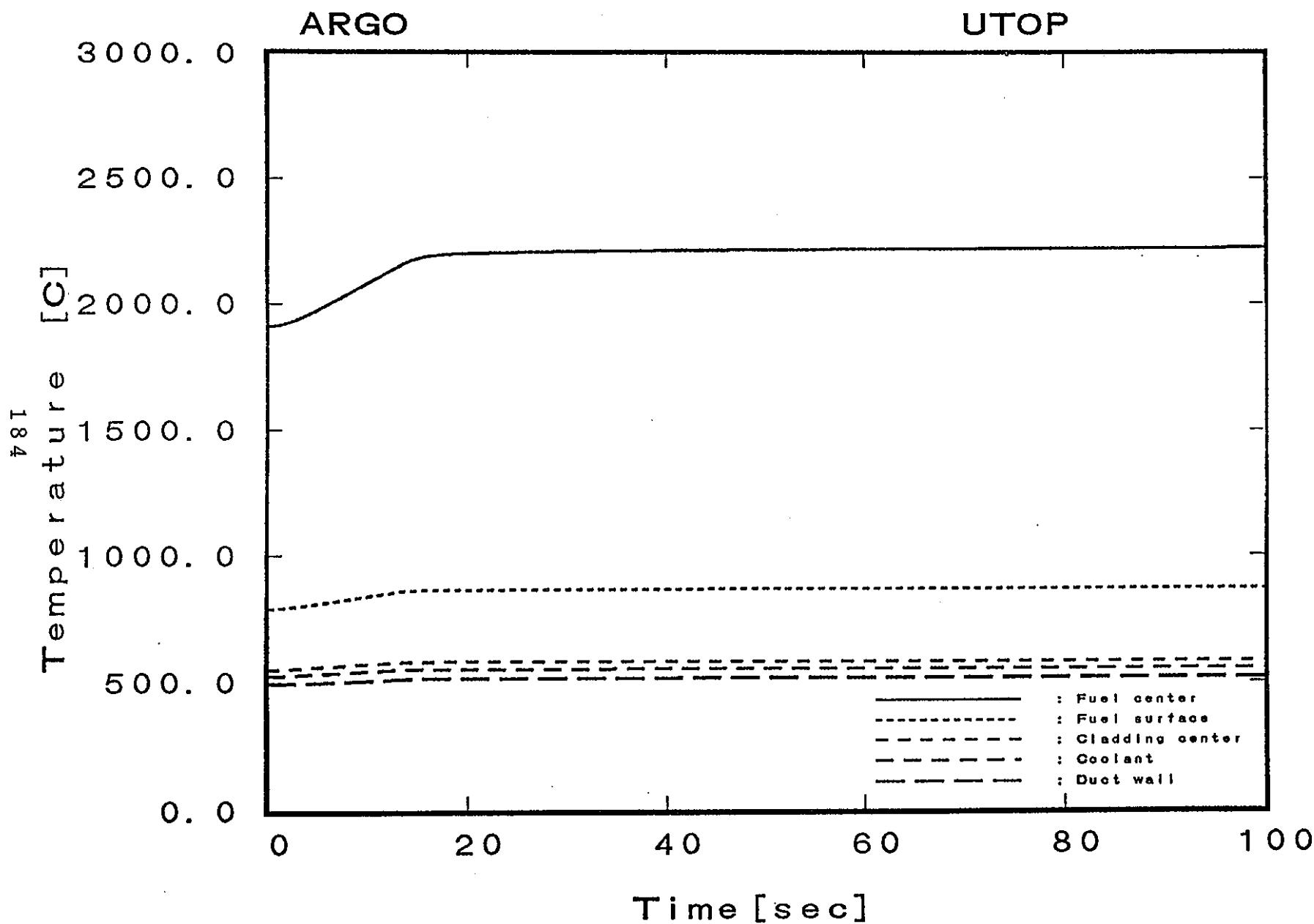


図5.4.2-34 比較用MOX炉心UTOP時の燃料・被覆管温度の変化(1)
(ホットチャンネル炉心中心レベル位置、投入反応度+40¢)

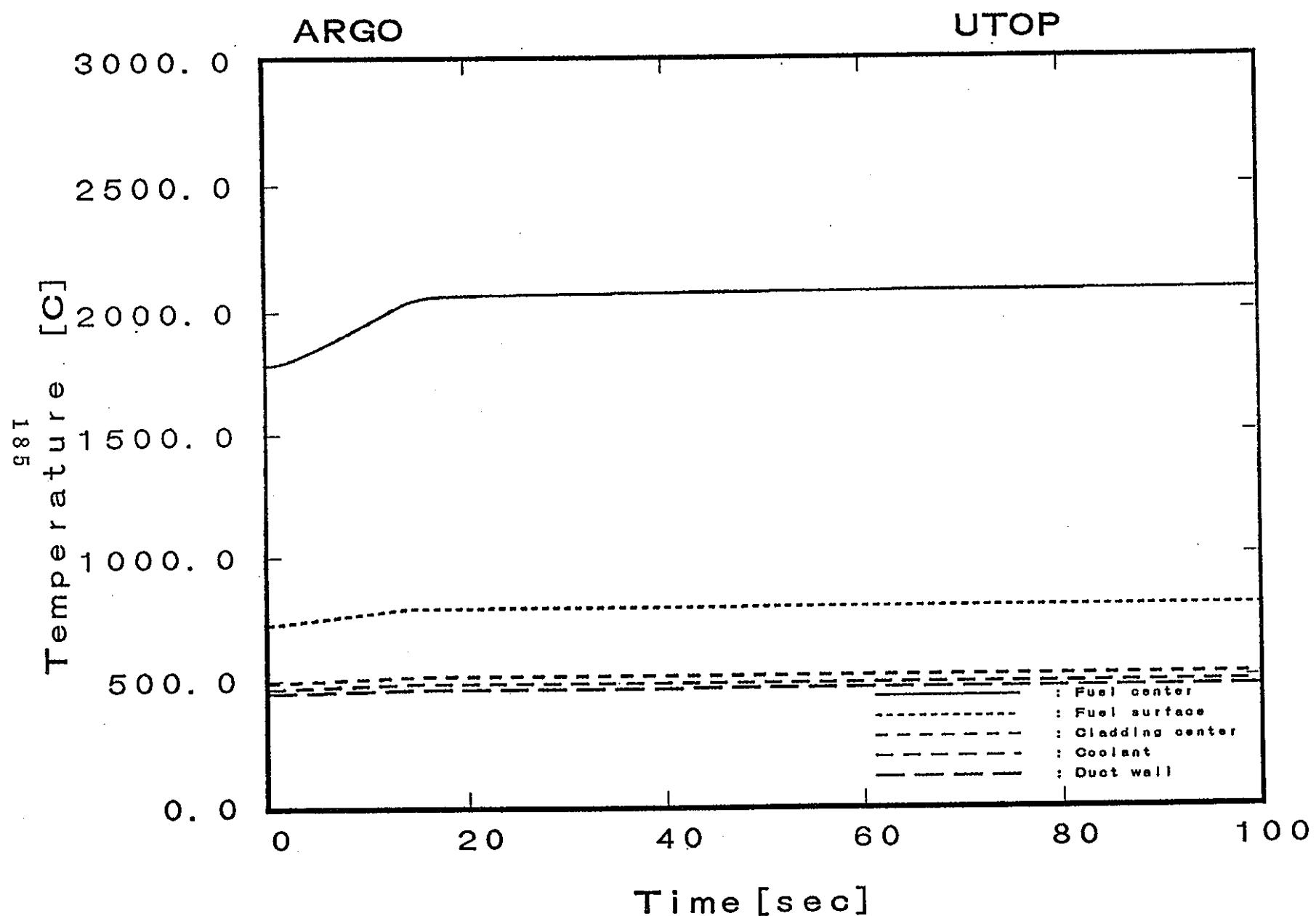


図5.4.2-35 比較用MOX炉心UTOP時の燃料・被覆管温度の変化(2)
(内側炉心平均チャンネル中心レベル位置、投入反応度+40¢)

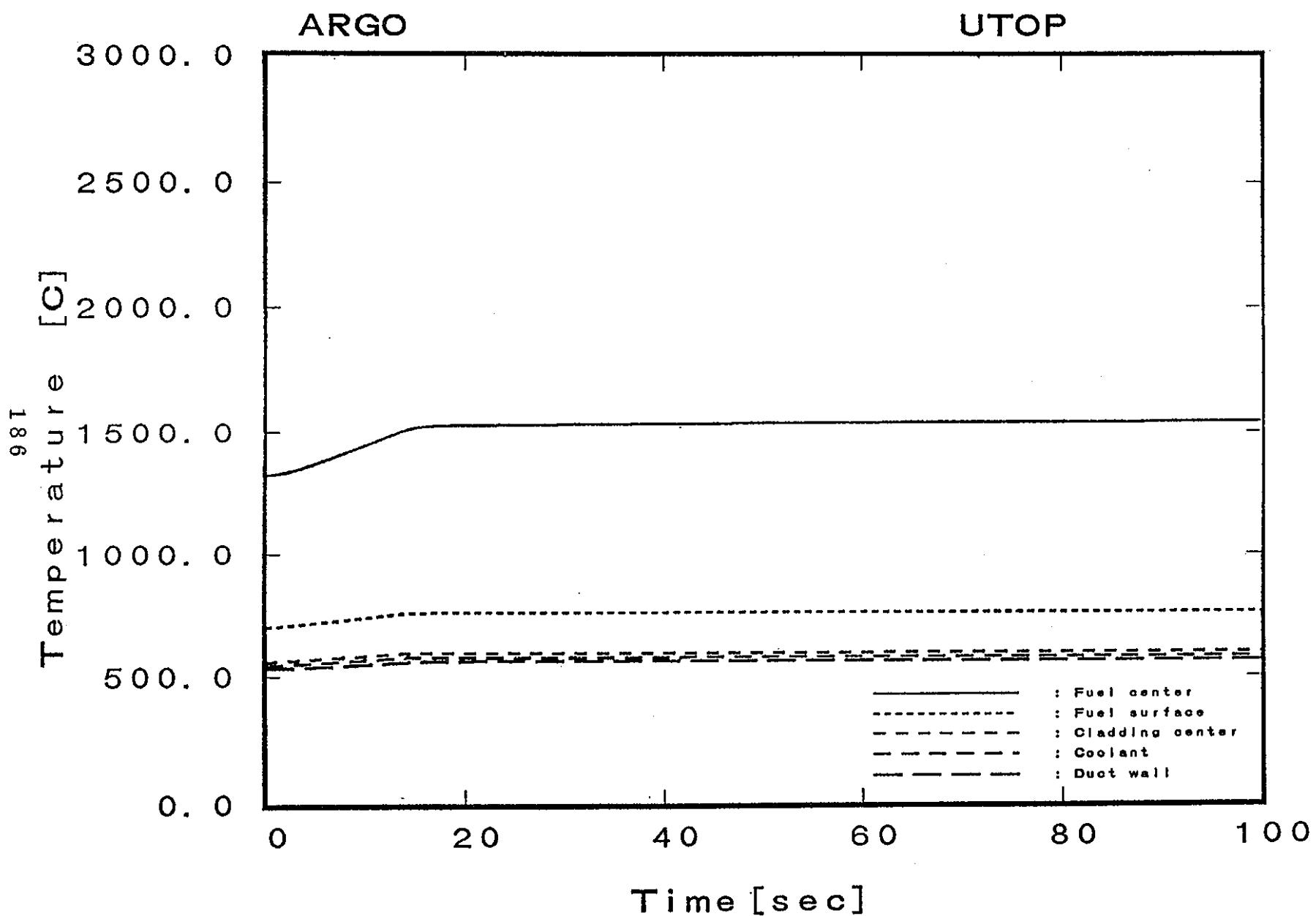


図5.4.2-36 比較用MOX炉心UTOP時の燃料・被覆管温度の変化(3)
(内側炉心平均チャンネル上端レベル位置、投入反応度+40¢)

5.4.3 炉心2の過渡解析結果 (PuO₂-BeO燃料)

(1) ULOF 解析結果

一次系冷却材流量の半減時間を60秒および20秒とする場合について、ウラン不使用型炉心の炉心1と炉心2の反応度係数と燃料熱伝導度の違いによる過渡挙動への影響を比較検討した。

(a) ウラン不使用型炉心

炉心2について、図5.4.3-1～図5.4.2-6にULOF計算結果を示す（流量半減時間60秒）。

出力流量比を図5.4.3-1に示している。流量低下事象の開始後約200秒間は出力の減少よりも流量の減少がはやい。出力と流量のミスマッチはあまり大きくない。その後は、出力の減少がはやくなっている。図5.4.3-2に過渡時の反応度変化の推移を示している。図5.4.3-3に示すように、はじめは100秒程度では出力／流量比のミスマッチから冷却材温度が上昇し、もともと燃料温度が低いので、それにつられて燃料温度が上昇する。これによりドップラー効果による負の反応度が投入される。燃料熱伝導度が良好なことに起因していることとベリリウムなどの軽い元素が多量に含まれていることによるドップラー係数の増大を図った燃料選択の結果である。冷却材温度は短時間にホットチャンネルで最大796°Cまで上昇するがその後低下し冷却材の沸騰には至らない。冷却材平均温度は定格時より上昇し、入り口温度の上昇が生ずると炉心支持板の径方向膨張による大きな負の反応度が作用し、出力は低下し整定する。

§5.4.2に示した炉心1(PuO₂-Al₂O₃燃料)の過渡挙動と比較すると、冷却材最高温度は約60°C上昇している。

これは過渡変化中に常に負の反応度が投入されているが、炉心1に比べてその絶対値がやや正側にシフトしていることに基づいている。主な理由は冷却材の温度変化による反応度が正側にシフトしているためである。そのほか構造材の温度変化による反応度もやや正側にシフ

トしているためである。この炉心2（PuO₂-BeO燃料）の冷却材密度係数と構造材密度係数は、炉心1の場合よりも正側にシフトしている。これは炉心2の中性子スペクトルが炉心1の中性子スペクトルより軟化しているため、冷却材・構造材の中性子吸収割合が増大する傾向にあることに基因している。中性子スペクトルの軟化はドップラー係数の増大に寄与しているが、燃料物質が良好な熱伝導度を有しているため過渡挙動中の燃料温度変化が少ないので、短時間挙動で投入される負のドップラー効果の反応度の絶対値が小さいので、ドップラー係数の絶対値の違いは直接は見えない。

また、図5.4.3-5～図5.4.3-6に内側炉心平均の温度挙動を示している。外側炉心については直接図示していないが、炉心1の場合に示した内側・外側炉心平均チャンネルと温度挙動の関係と同様に、内側炉心の平均チャンネル挙動とほとんど同一である。

(b) 流量半減時間の影響のサーベイ

炉心2について、流量半減時間20秒の場合の過渡事象の推移を図5.4.3-7～図5.4.3-12に示している。

出力流量比を図5.4.3-7に示す。流量低下事象の開始後から出力の減少よりも流量の減少がはやく出力と流量のミスマッチは大きくなる。図5.4.3-8に過渡時の反応度変化の推移を示している。炉心1では、炉心固有の反応度係数による寄与はほとんど負の反応度成分となっていたのに比べ、この炉心2については、冷却材の温度上昇により“正”の反応度を与えていていること、および構造材の温度上昇による正の反応度印加がある。

その結果、図5.4.3-9に示すようにホットチャンネルでは約37秒で沸騰が生じている。一方、内外炉心の平均チャンネルの冷却材温度は沸騰点からまだ150°C程度下がっているので、炉心性能の目標として径方向出力ピーキング係数が大きくならない範囲で炉心を運用するなどの対応の必要性が大きいことを示している。即ち、本炉心のように

燃焼効率を増大させたるために運転サイクル長さを増大させると出力ミスマッチファクターが増大するためである。

図5.4.3-11～図5.4.3-12に示すように、もともと燃料温度が低いので、はじめから、出力／流量比のミスマッチから冷却材温度が上昇するのに伴い燃料温度が上昇する。

(2) ULOF解析結果のまとめ

炉心の反応度係数と燃料熱伝導度の異なる $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料炉心（炉心1）と $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料炉心（炉心2）のULOF事象を同一の炉心形状と定常状態を想定して行った。その結果、中性子スペクトルの違いにより冷却材・構造材の反応度価値の違いが生ずる結果、中性子スペクトルが更に軟らかい炉心の方が過渡時の冷却材温度が高くなる傾向を持つ事が示された。

(3) UTOP解析結果

サイクル初期に反応度投入割合 $+3\text{¢}/\text{sec}$ で合計 $+40\text{¢}$ の反応度が投入されるとして、MOX炉心の結果と相対比較を行った。以下に示す計算結果は、運転中の制御棒の誤引き抜きにおいて生ずる空間的な歪を考慮するホットチャンネルへの補正係数(configuration factor)を含まない結果である。この係数を考慮する場合はホットチャンネルの温度上昇量（定常状態の温度から過渡状態までの温度上昇分）に補正係数を乗じ、定常時のホットチャンネルの温度特性値に加えることで、評価することができる。

炉心2について、図5.4.3-13～図5.4.2-30にUTOP計算結果（100秒まで）を示す（反応度投入 $+40\text{¢}$ ）。

出力流量比を図5.4.3-13に示す。出力／流量比(P/F)は2.0をやや超えて、整定する傾向が示されているが、まだ正味反応度はわずかに正であり、炉心温度は緩やかに上昇する範囲にある。図5.4.3-14に過渡時の反応度変化の推移を示している。負のドップラー係数を確保しているが、冷却材温度変化による反応度は正となっている。これは反応度係数の示

す通りであり、炉心1と炉心2の違いの主要因である。全体として、冷却材温度が高くなる傾向にある。

その結果、図5.4.3-15に示すように反応度投入開始から約65秒でホットチャンネルは沸騰している。ここでも、内外平均チャンネルの冷却材温度は沸点から250°C以上も低いので、出力分布における径方向ピーキング係数（おもに新旧燃料の出力ミスマッチファクター）の低減によりホットチャンネルの沸騰は避けられる可能性がある。図5.4.3-16にはホットチャンネルの燃料中心温度を示すが、沸騰後は一部が溶融する可能性を示している。

図5.4.3-17～図5.4.3-18には内側燃料の温度の推移を示している。平均チャンネルでは燃料温度は約800°C、冷却材温度は約600°Cまでの上昇となっている。

(4) UTOP解析結果のまとめ

$\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料炉心と $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料炉心の違いは、主として反応度係数と燃料熱伝導度である。反応度係数ではドップラー係数は $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料炉心の値より絶対値で40%程度の違いがある。 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料炉心で炉心高さが約90cmある炉心では冷却材密度係数が僅かに正であり、また構造材の温度係数も正で約50%大きい。従って、負のドップラー係数を増大させる効果と、冷却材温度変化による反応度は正となっている影響が競争過程となり、 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料炉心におけるUTOP過渡挙動より、 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料炉心の過渡挙動の方が冷却材温度が高くなる傾向にある。ドップラー係数の確保と冷却材・構造材密度係数の両方を考慮する炉心・燃料仕様選択が重要であることが分かった。

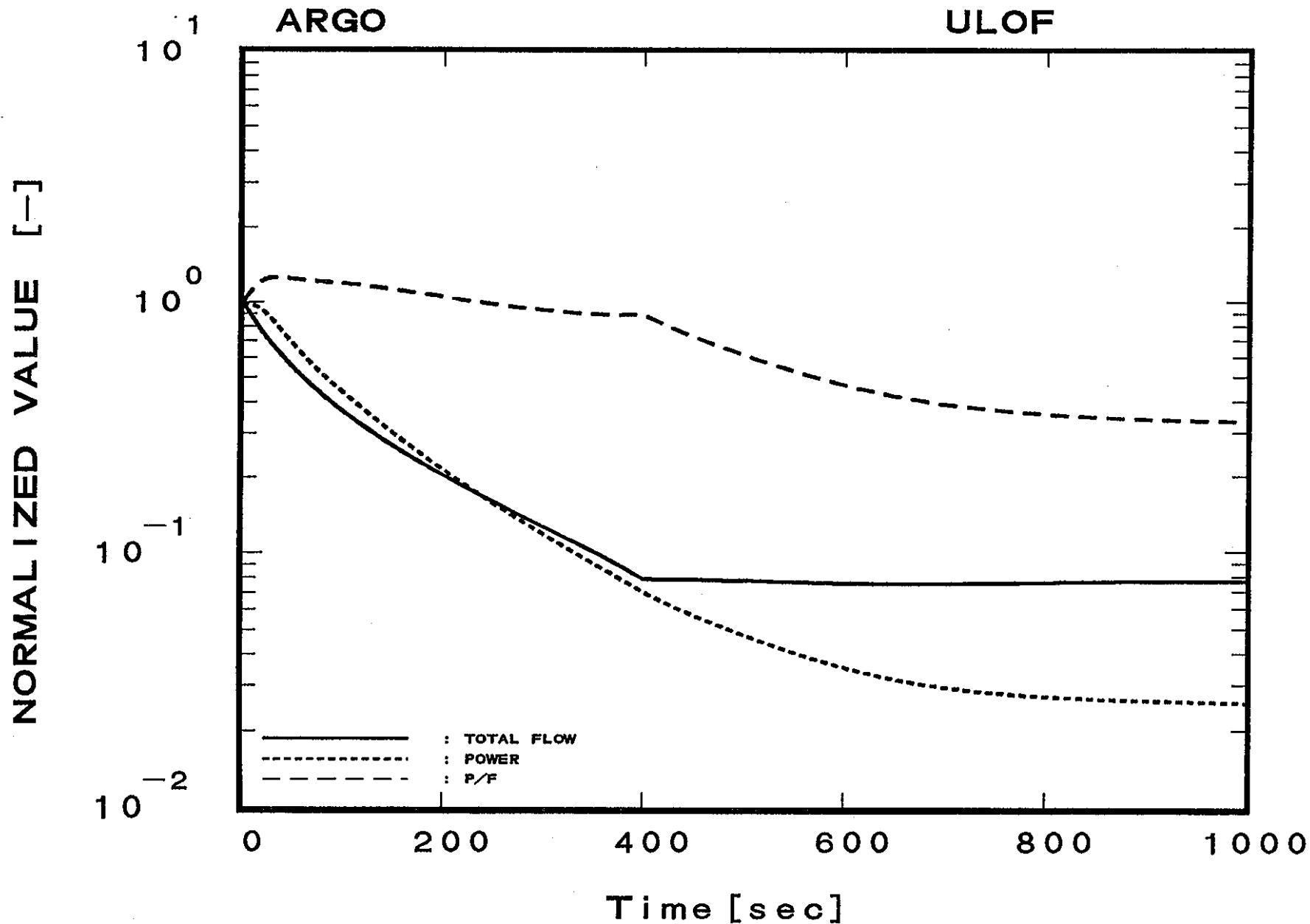


図5.4.3-1 PuO₂-BeO炉心ULOF時の出力・流量の変化(半減時間60sec)

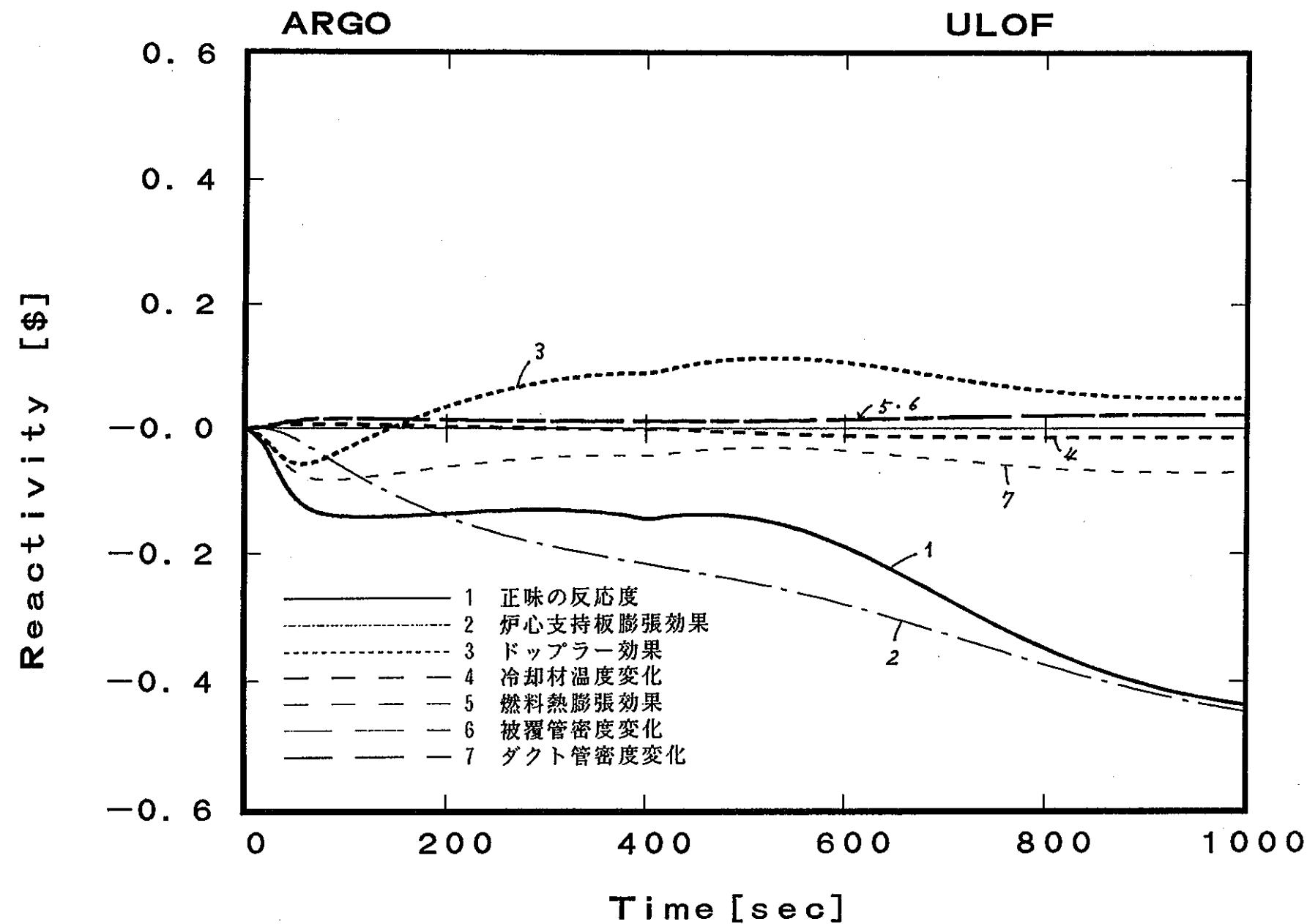


図5.4.3-2 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 炉心ULOF時の反応度の変化(半減時間60sec)

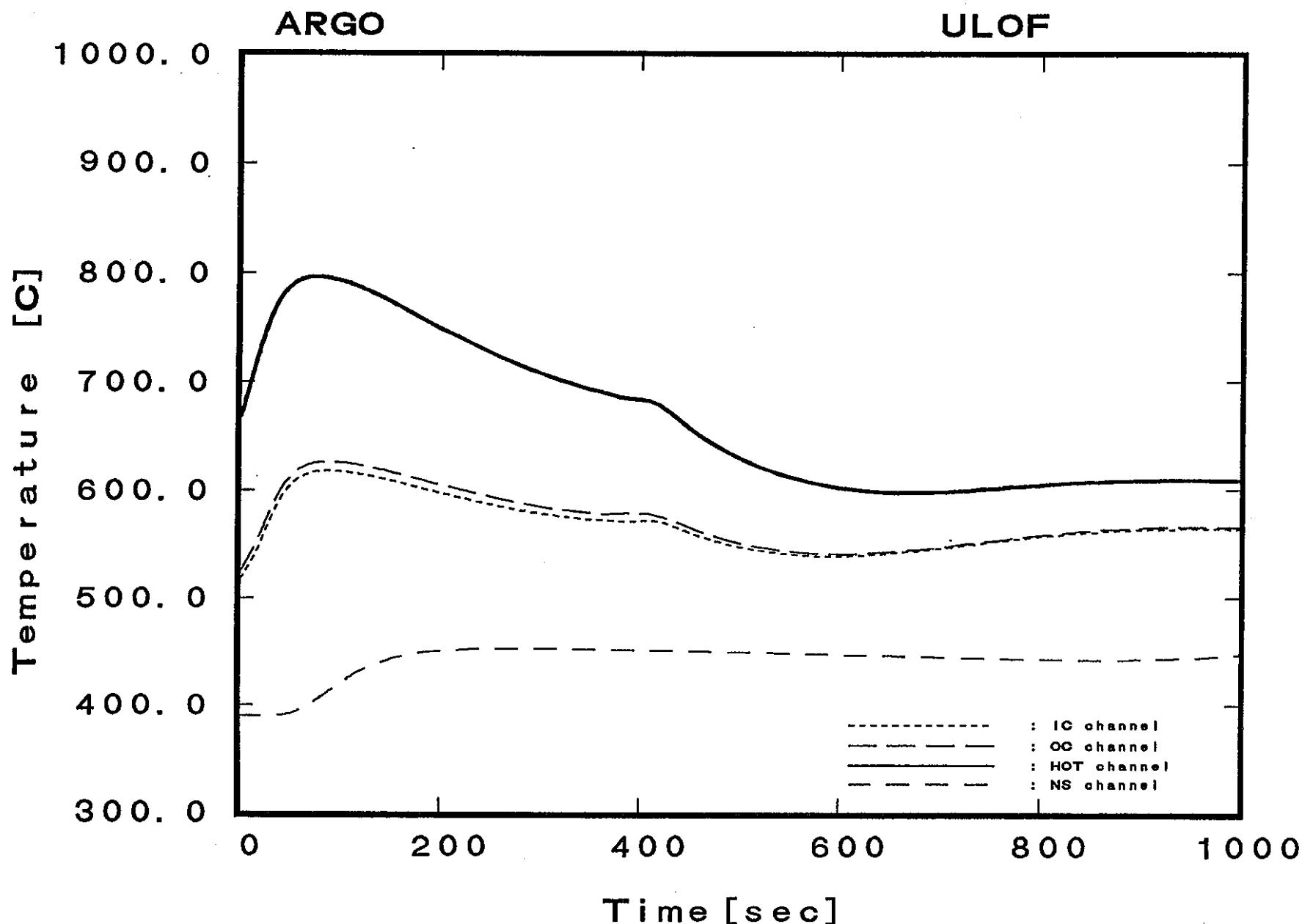


図5.4.3-3 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 炉心ULOF時の冷却材温度の変化（半減時間60sec）

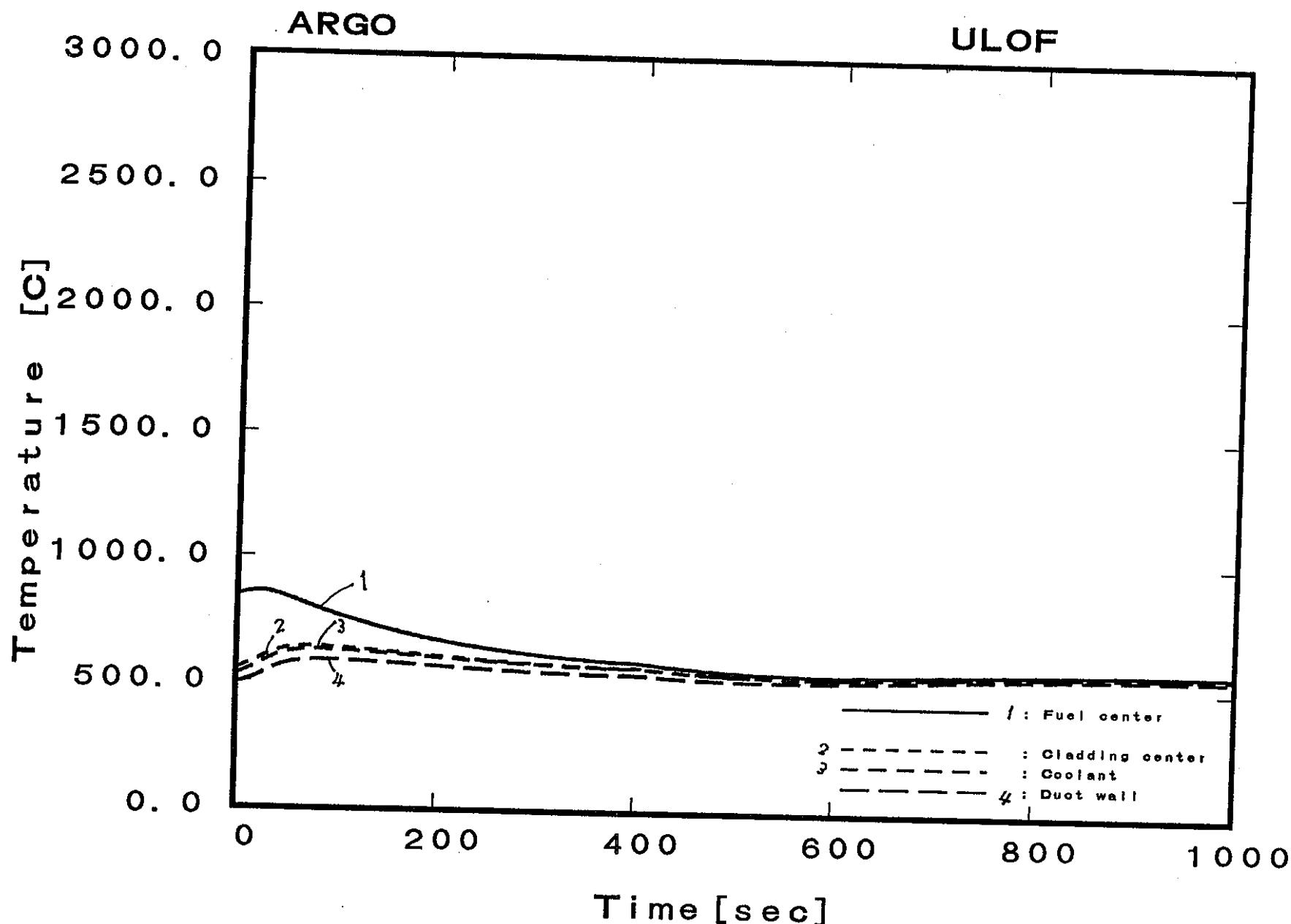


図5.4.3-4 PuO₂-BeO炉心UL OF時の燃料・被覆管温度の变化(1)

(ホットチャンネル炉心中心レベル位置、半減時間60sec)

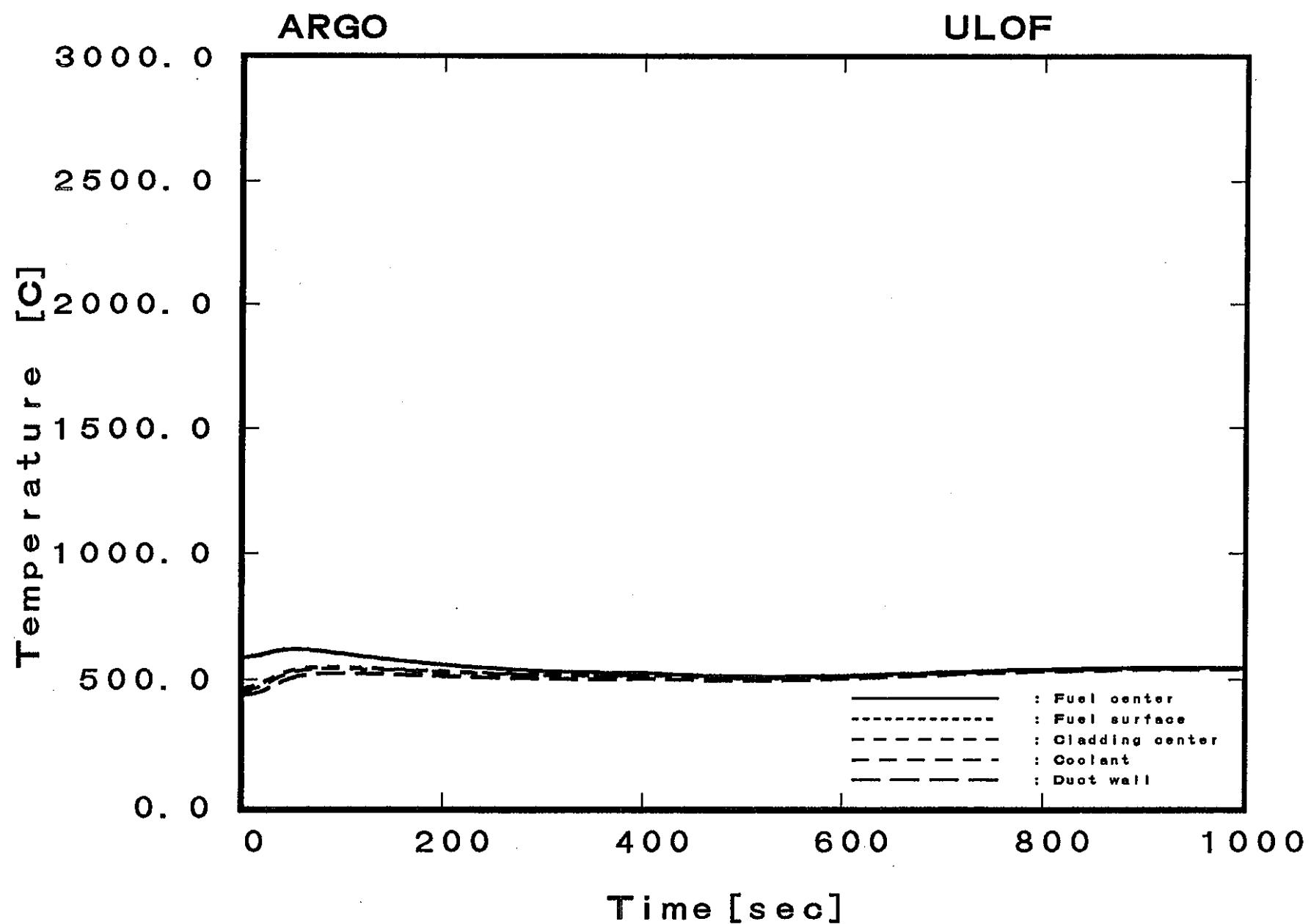


図5.4.3-5 PuO₂-BeO炉心ULOF時の燃料・被覆管温度の変化(2)

(内側炉心平均チャンネル中心レベル位置、半減時間60sec)

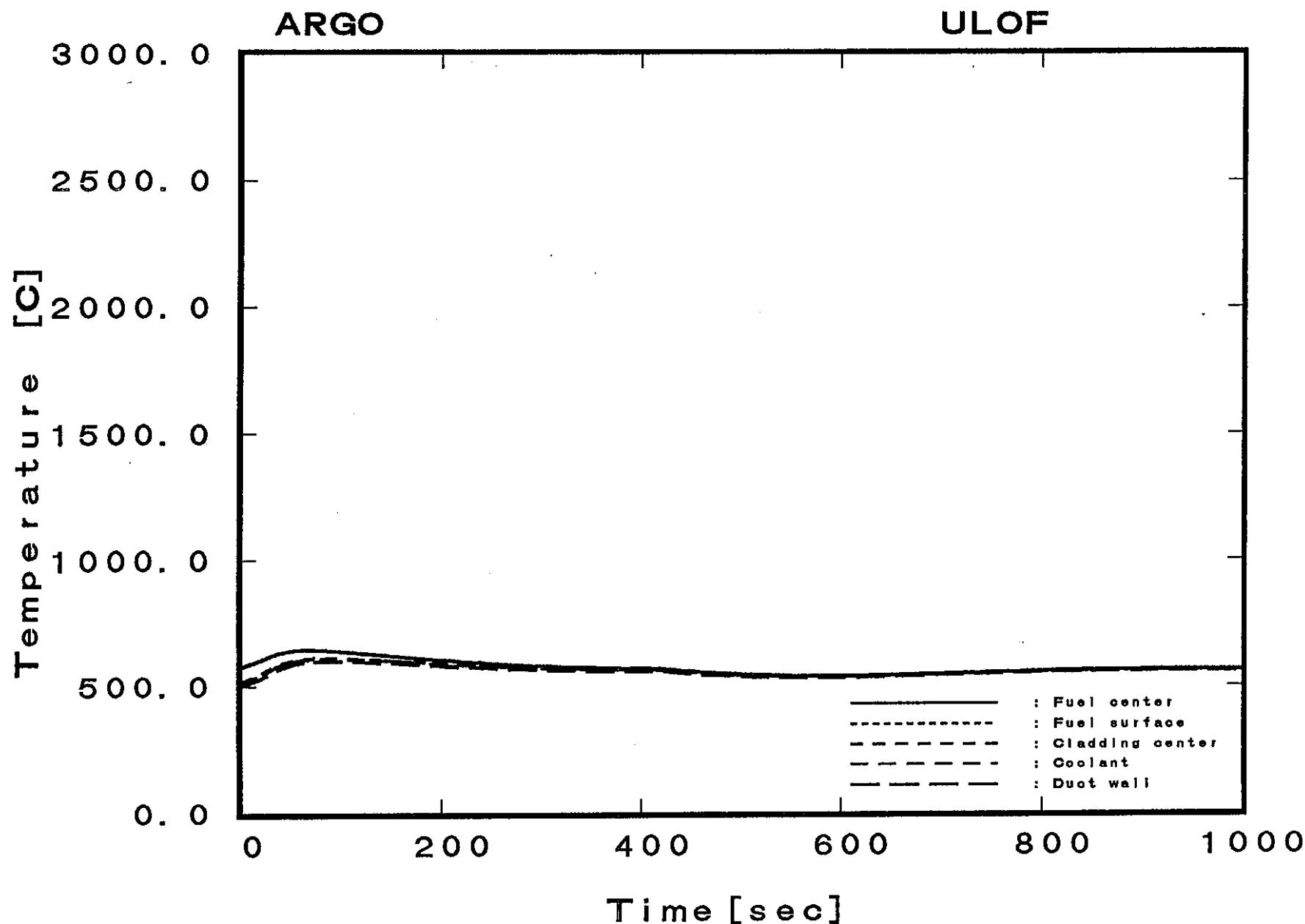


図5.4.3-6 PuO₂-BeO炉心ULOF時の燃料・被覆管温度の変化(3)

(内側炉心平均チャンネル炉心上端レベル位置、半減時間60sec)

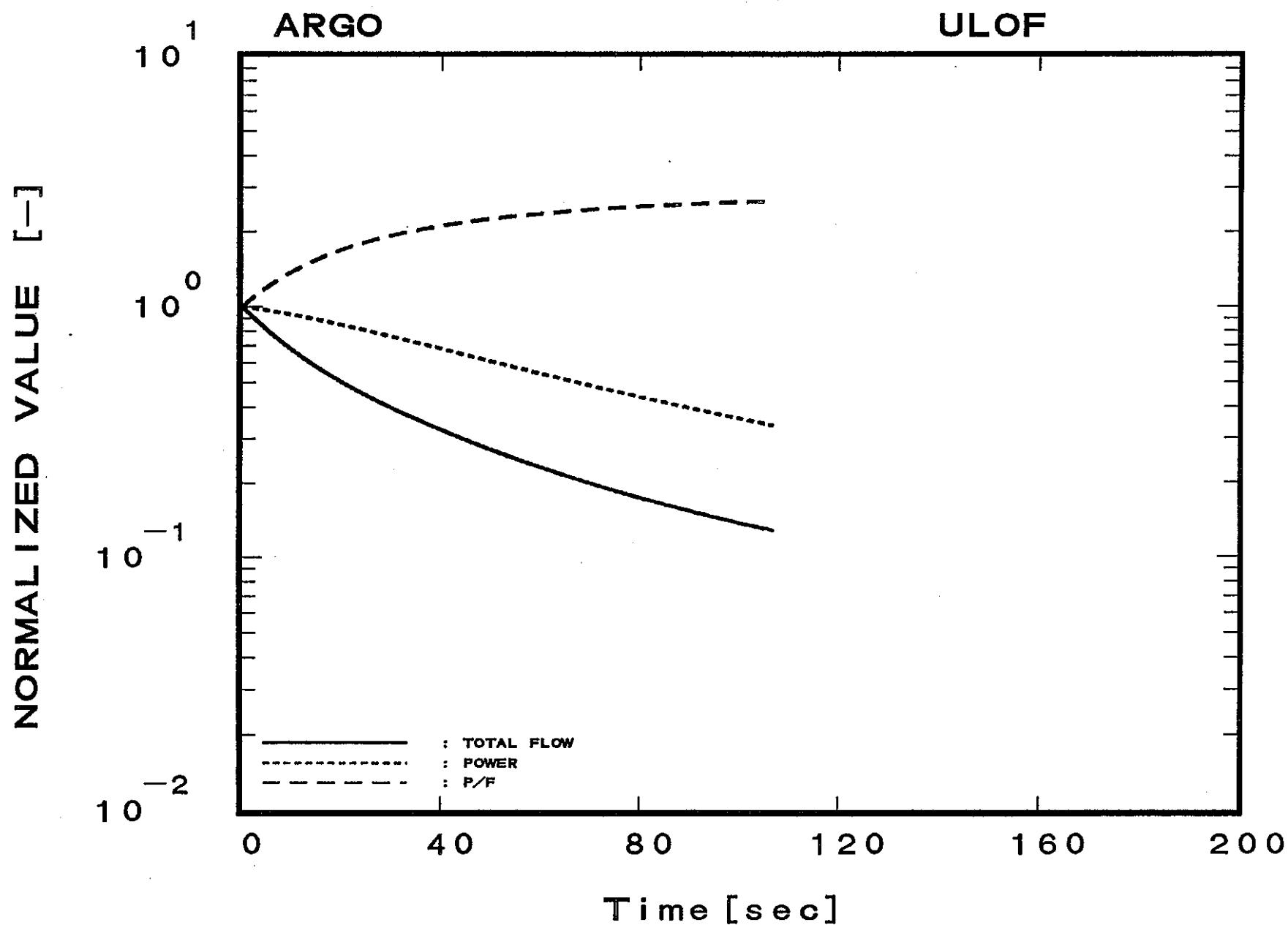
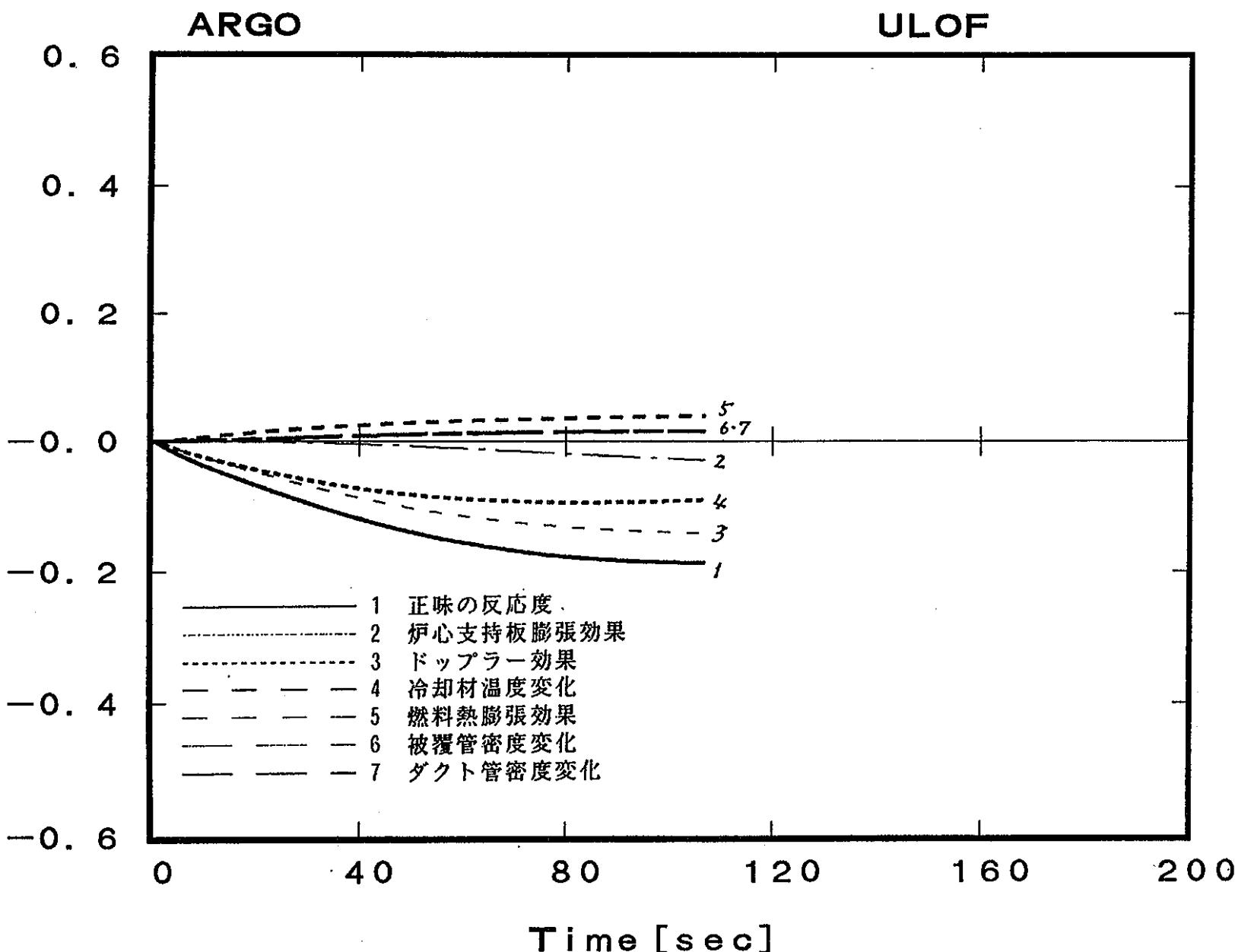


図5.4.3-7 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 炉心ULOF時の出力・流量の変化(半減時間20sec)

Reactivity [\$]

図5.4.3-8 PuO₂-BeO炉心ULOF時の反応度の変化(半減時間20sec)

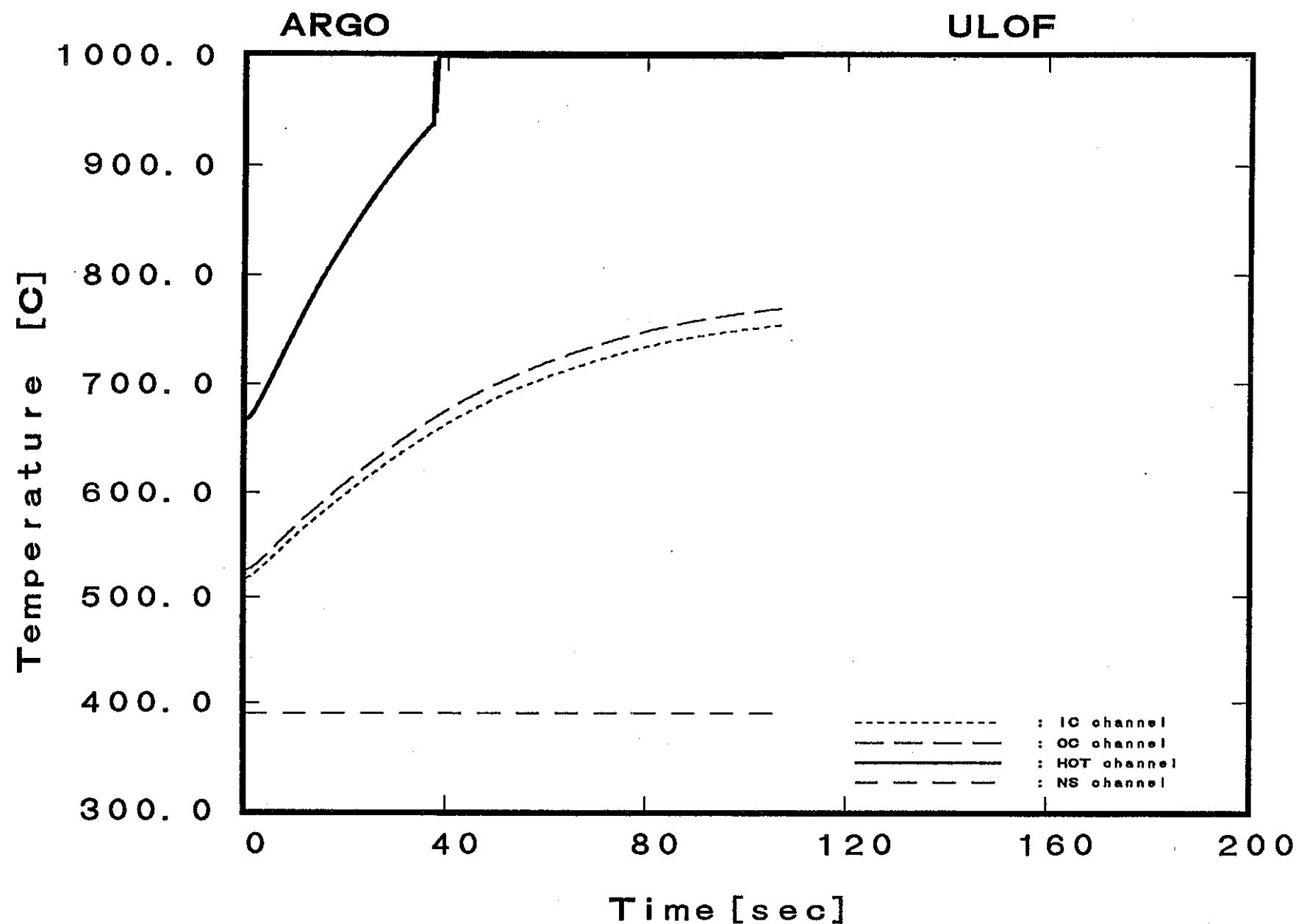


図5.4.3-9 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 炉心ULOF時の冷却材温度の変化（半減時間20sec）

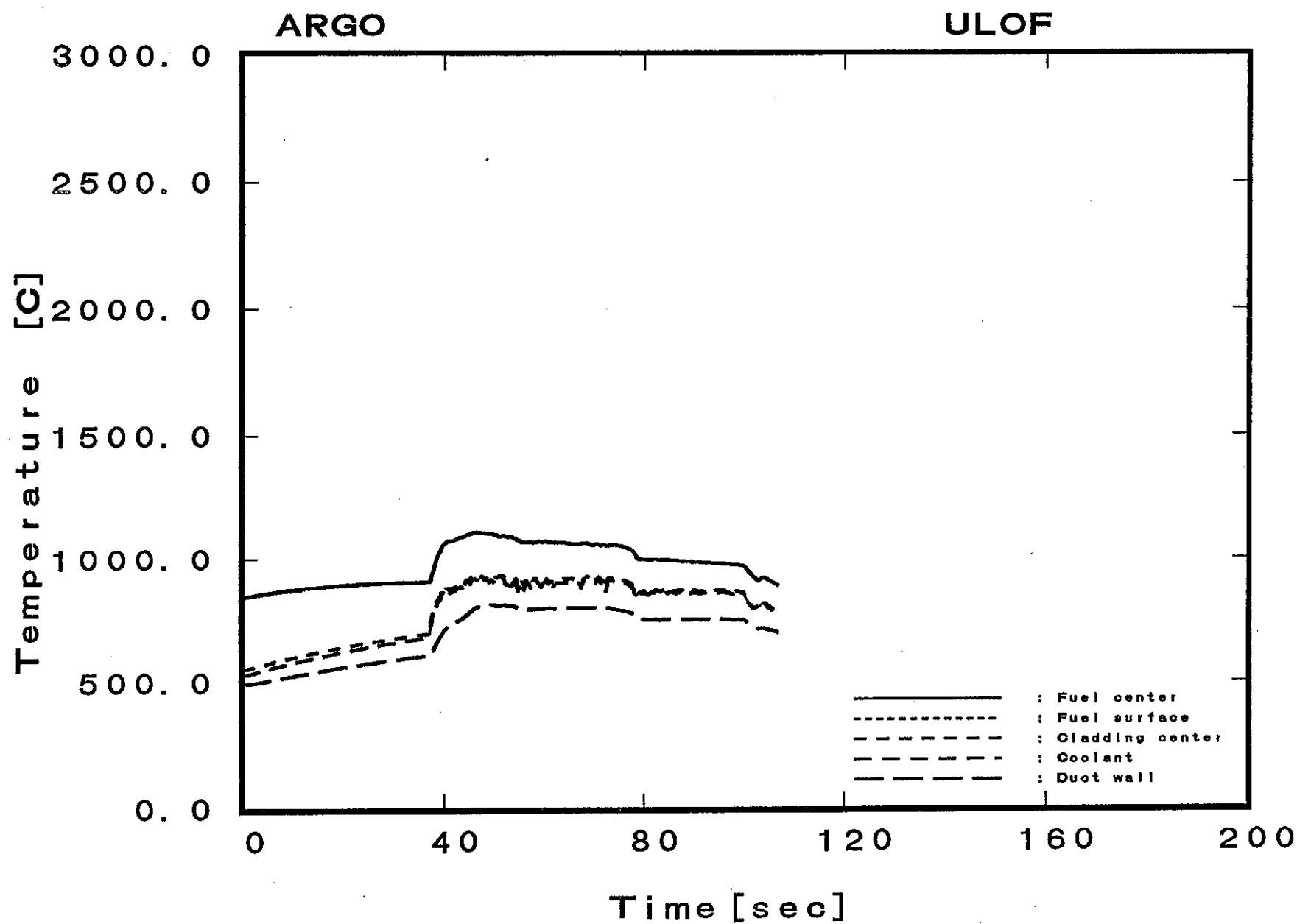


図5.4.3-10 PuO₂-BeO炉心ULOF時の燃料・被覆管温度の変化(1)

(ホットチャンネル炉心中心レベル位置、半減時間20sec)

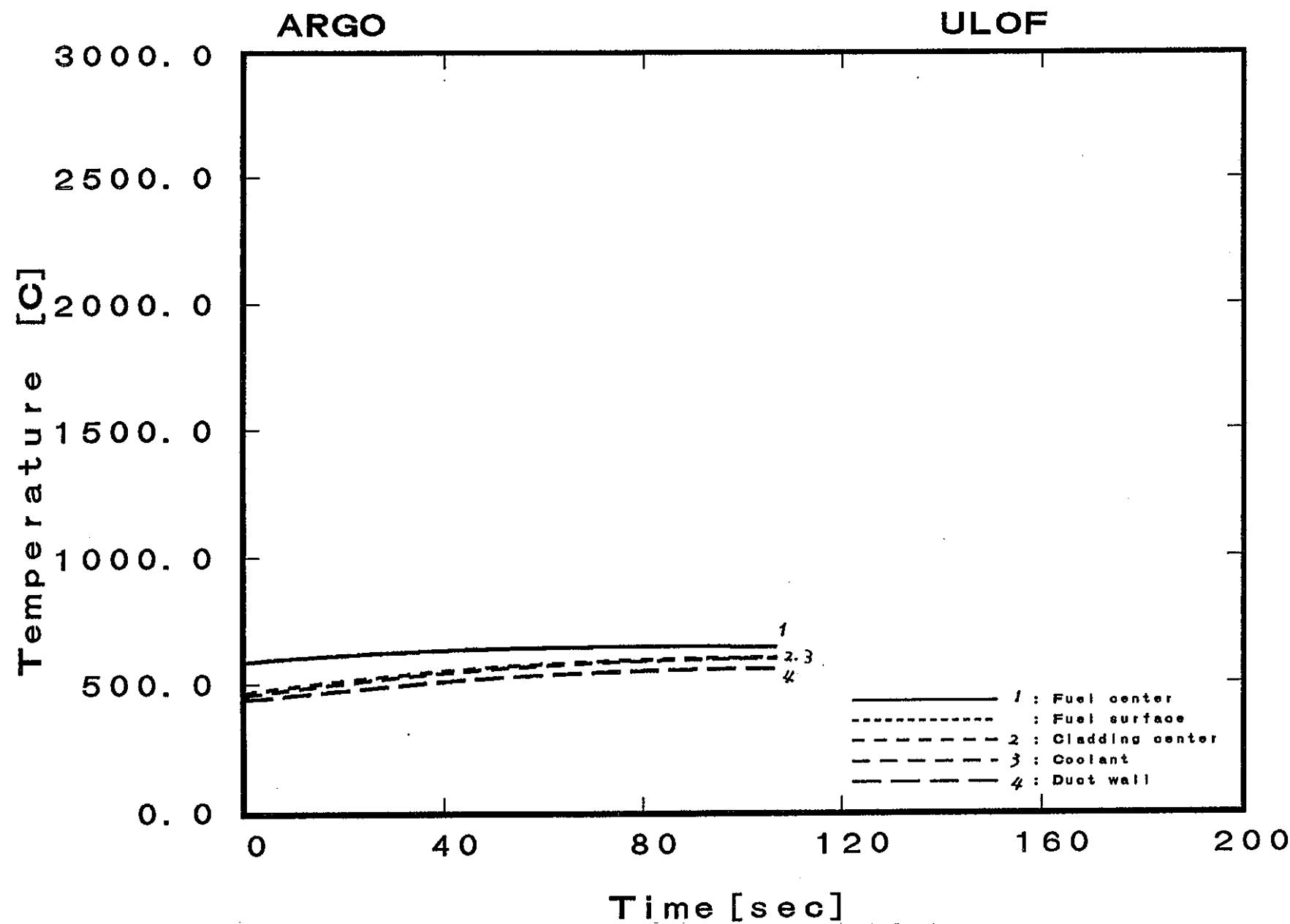


図5.4.3-11 PuO₂-BeO炉心ULOF時の燃料・被覆管温度の変化(2)

(内側炉心平均チャンネル中心レベル位置、半減時間20sec)

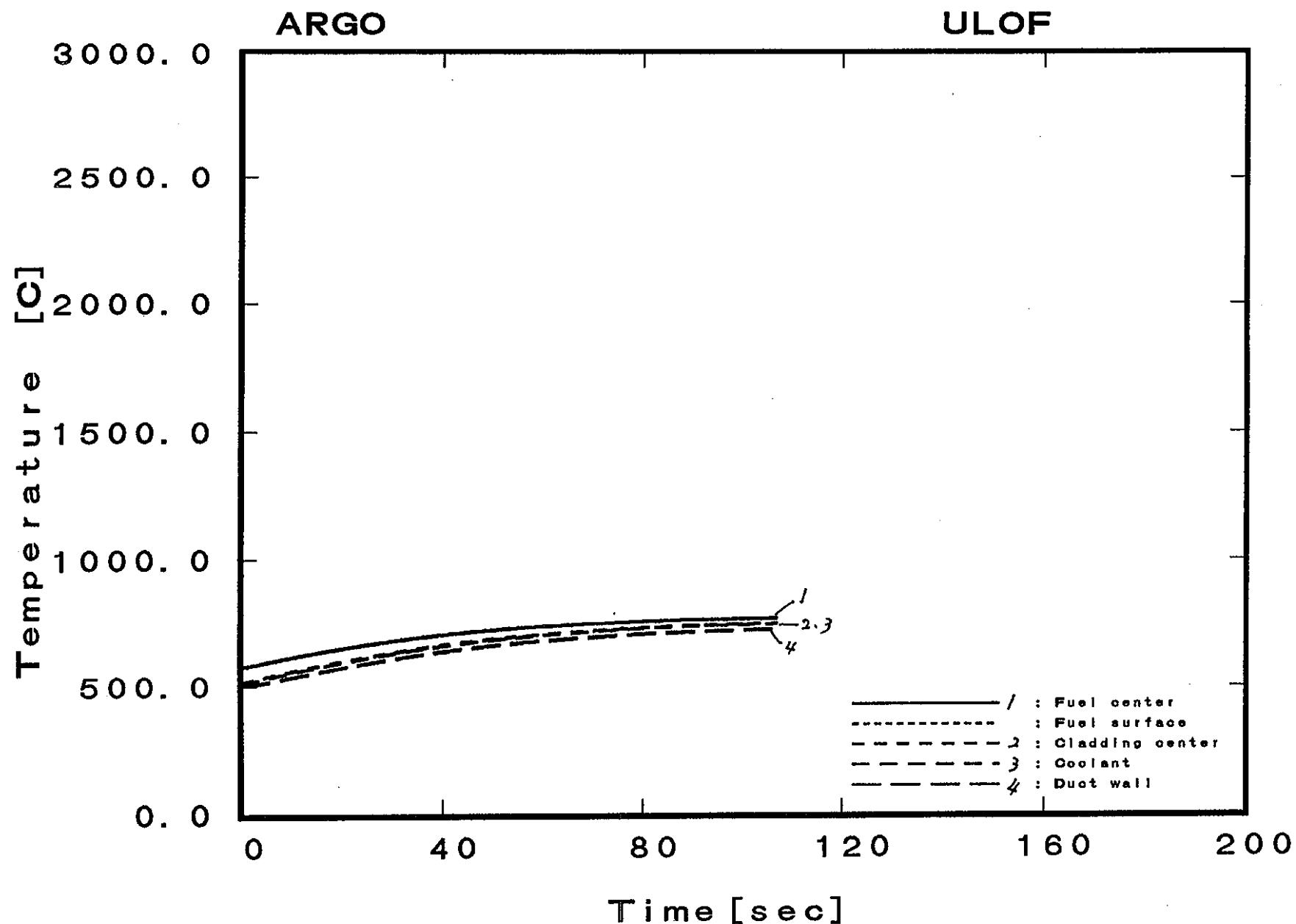


図5.4.3-12 PuO₂-BeO炉心ULOF時の燃料・被覆管温度の変化(3)

(内側炉心平均チャンネル炉心上端レベル位置、半減時間20sec)

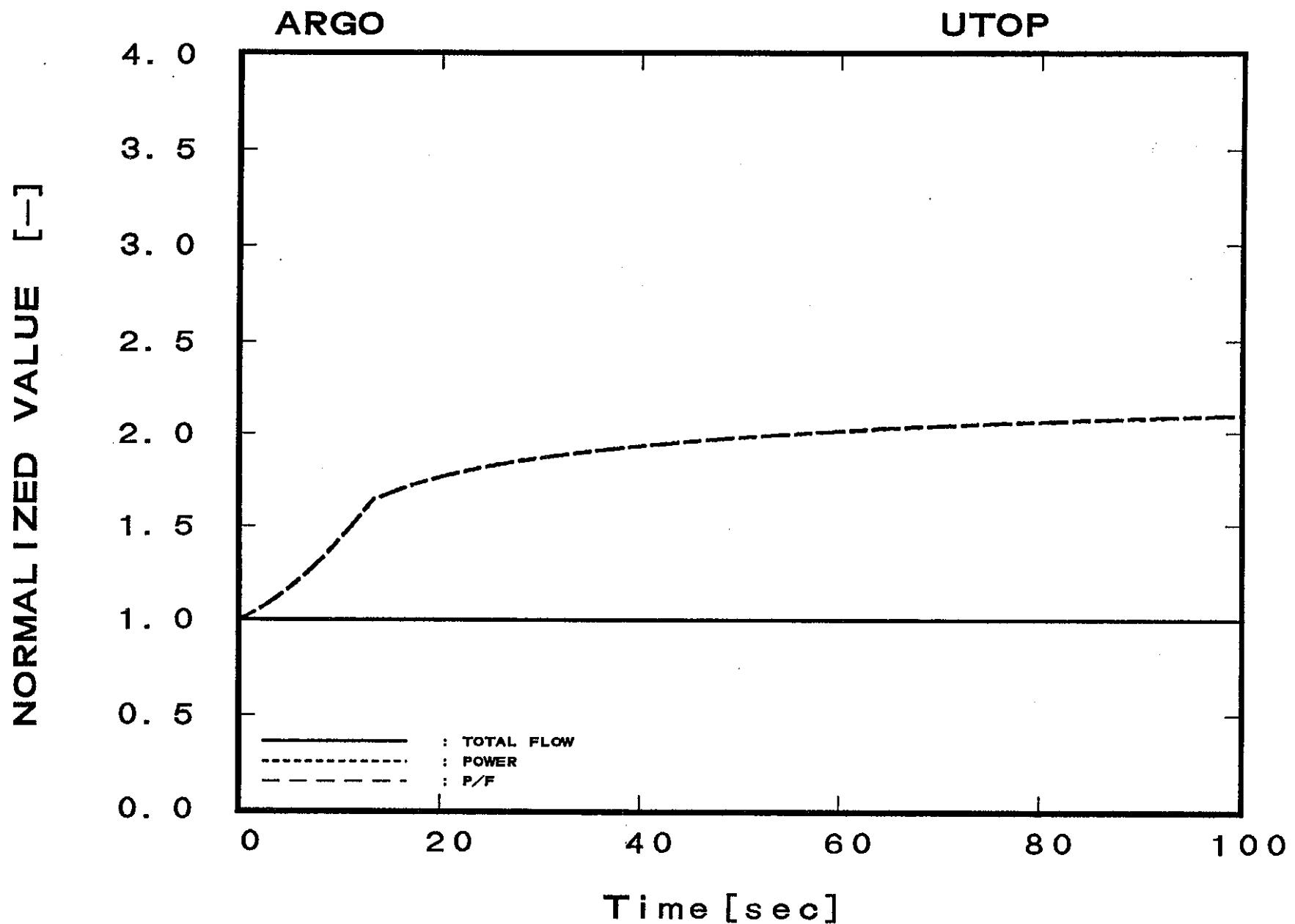


図5.4.3-13 PuO₂-BeO炉心 U T O P 時の出力・流量の変化

(反応度挿入率+3¢/sec, 投入反応度+40¢)

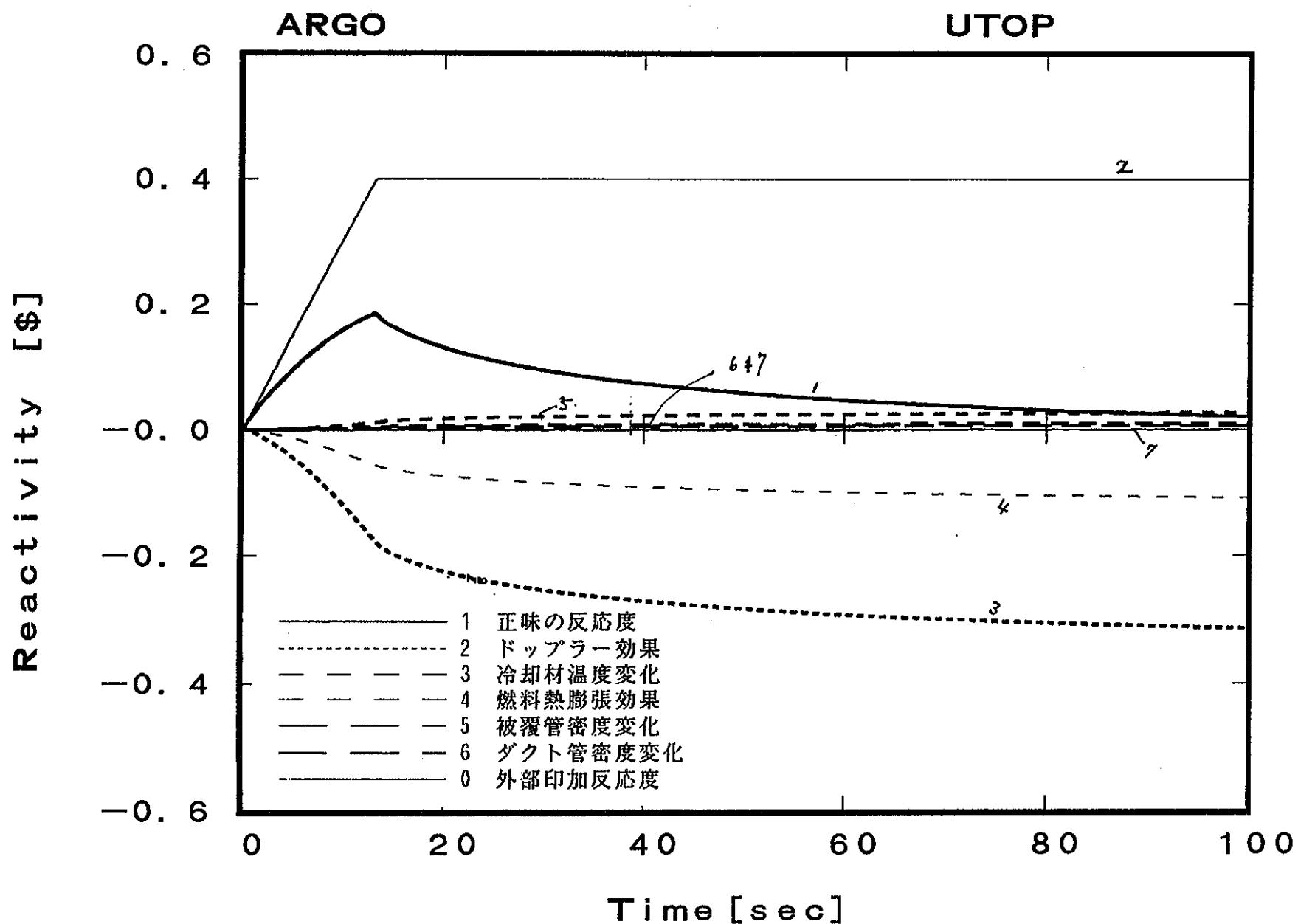


図5.4.3-14 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 炉心UTOP時の反応度の変化

(反応度挿入率+3¢/sec, 投入反応度+40¢)

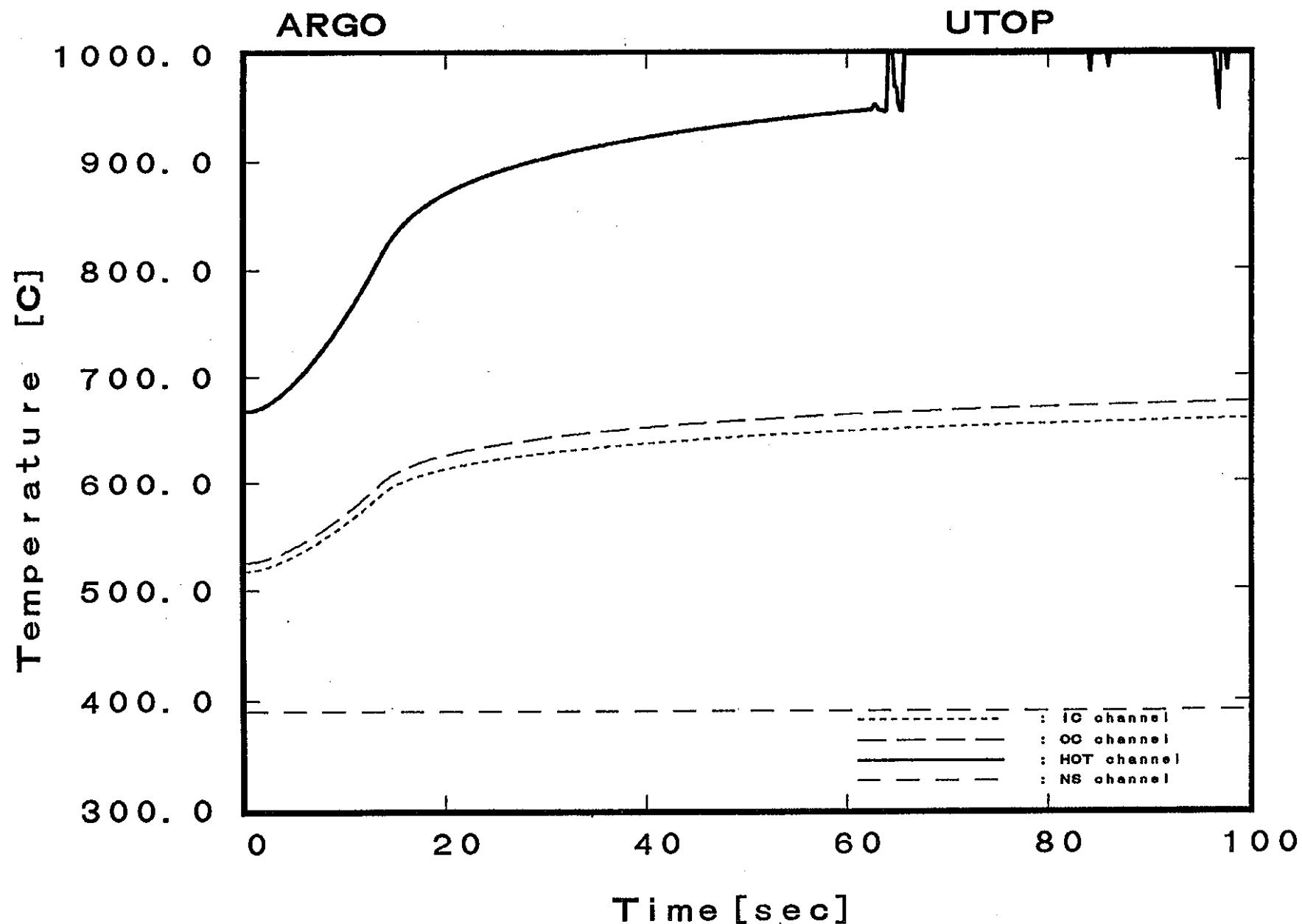


図5.4.3-15 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 炉心 UTOP 時の冷却材温度の変化

(反応度挿入率+3φ/sec, 投入反応度+40φ)

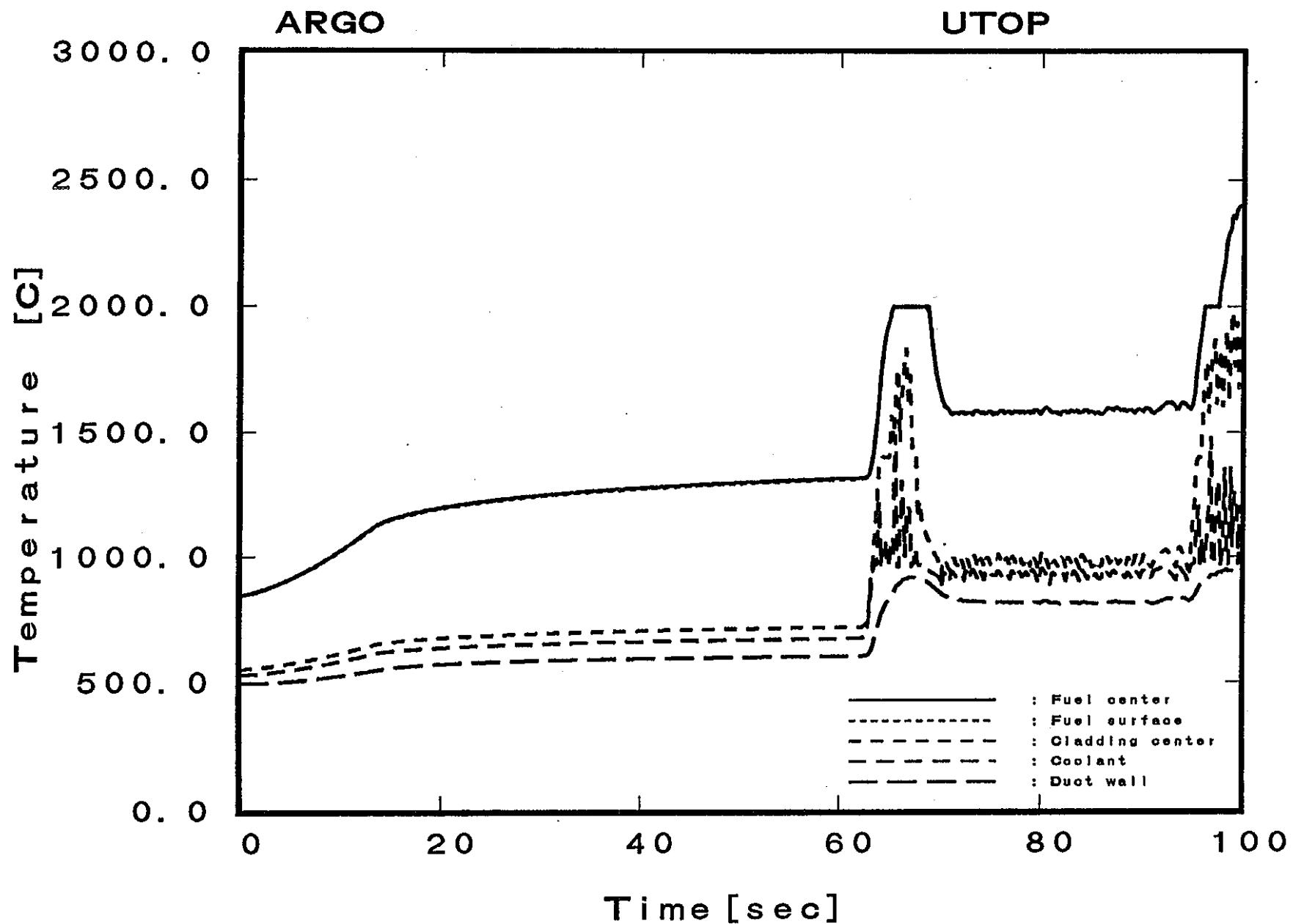


図5.4.3-16 PuO₂-BeO炉心UTOP時の燃料・被覆管温度の変化(1)

(ホットチャンネル炉心中心レベル位置、投入反応度+40℃)

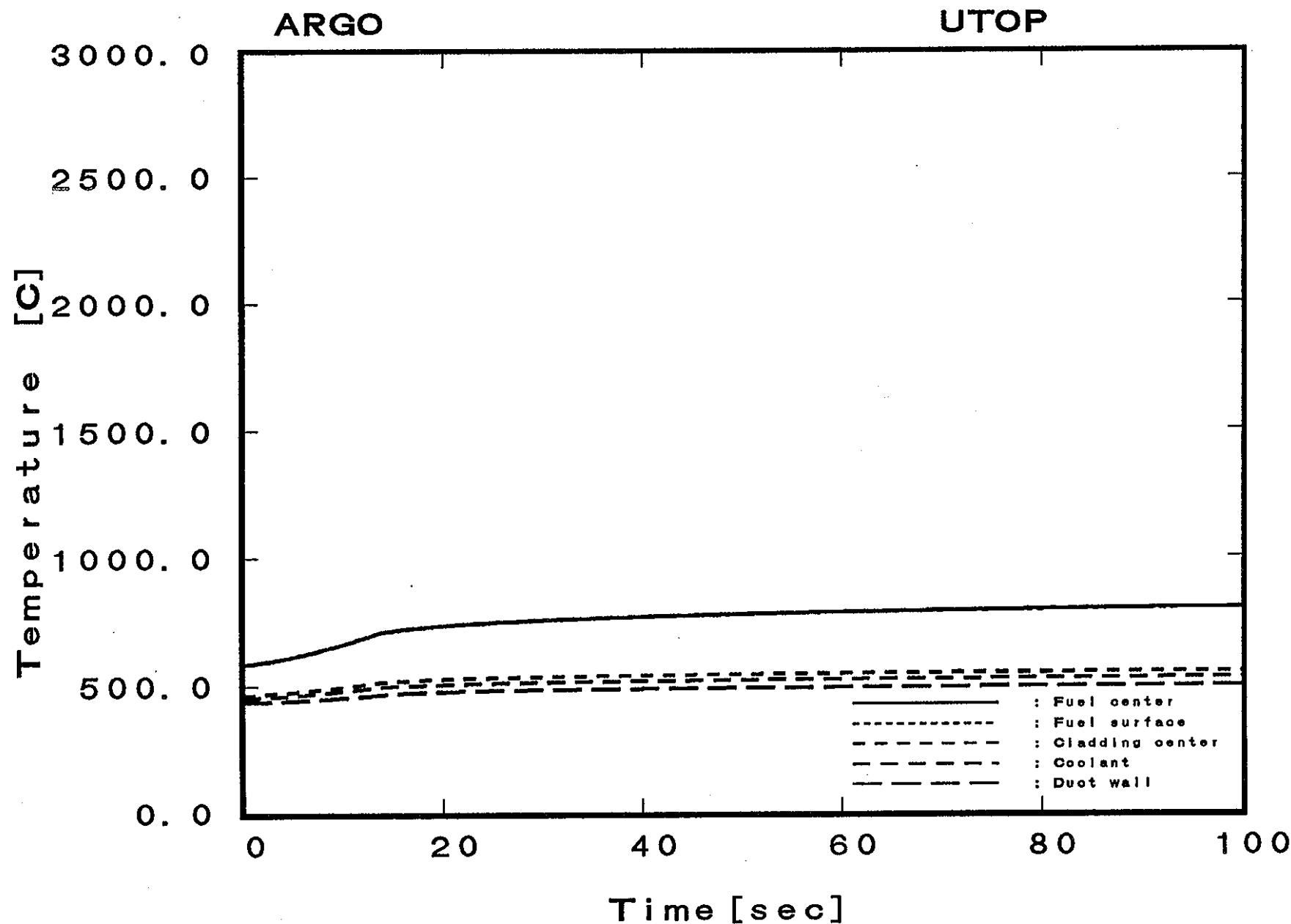


図5.4.3-17 PuO₂-BeO炉心UTOP時の燃料・被覆管温度の変化(2)

(内側炉心平均チャンネル中心レベル位置、投入反応度+40φ)

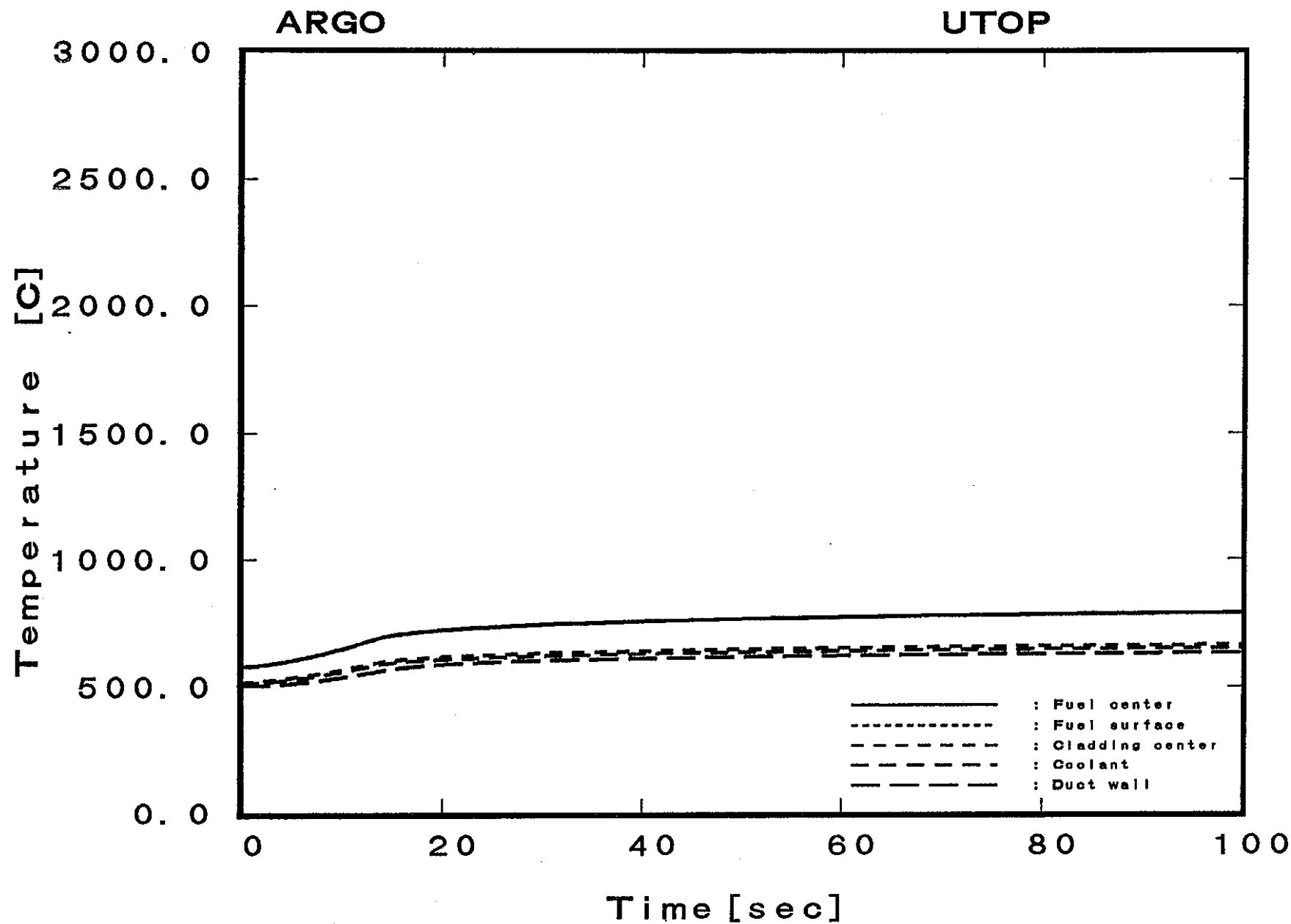


図5.4.3-18 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 炉心UTOP時の燃料・被覆管温度の変化(3)

(内側炉心平均チャンネル炉心上端レベル位置、投入反応度+40φ)

5.5 まとめ

これらの結果から、本ウラン不使用型炉心の過渡挙動（ULOF, UTOP）について、従来の酸化物燃料炉心との相対比較からつぎの特徴を抽出することができる。ウラン不使用型炉心では散乱材を活用して中性子スペクトルを、従来の酸化物燃料炉心の中性子スペクトルよりも軟らかくすることにより、反応度係数を調整することが重要であることが示された。

(a) ULOFについては、従来の酸化物燃料より緩和された炉心挙動を示すポテンシャルを有している。これは、主に酸化物燃料よりも大きな熱伝導度を有する燃料材料を使用するためであり、冷却材温度上昇による冷却材からの負の反応度の確保が容易に実現されることも作用している。この観点では $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{PuO}_2\text{-MgO}$ 、 $\text{PuO}_2\text{-ZrC}$ 、 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料は候補材と考えられる。本検討では、このうち2つの燃料について、具体化したことになる。

(b) UTOPについては、燃料のドップラー係数をある程度大きくすることが重要であることが分かった。本炉心は酸化物燃料炉心よりはやや大きな応答を示す。この点から、ウラン不使用型炉心では中性子スペクトルをある程度軟らかくするような燃料材料の選定・物質配置によりドップラー係数を確保する工夫が必要である。

(c) 同時に、冷却材密度係数の負の確保、構造材密度係数の”ゼロ”化も重要である。 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{PuO}_2\text{-MgO}$ 、 $\text{PuO}_2\text{-ZrC}$ 、 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料は候補材と考えられる。本検討では、このうち2つの燃料について、具体化したことになる。

(d) 中性子スペクトルが硬くなる燃料材料の選択または炉心仕様の選択ではドップラー係数が実質的に”ゼロ”に近くなる。まだ、同時に冷却材の密度減少により”正”の反応度投入効果を生ずる傾向になる。この様な選択では、炉心の自然炉停止能力を確保することはむづかしくなる傾向を示すことが、昨年度の検討から示されている。したがって、中性子スペクトルは軟らかいことが有効である。

希釈燃料の母材をアルミナとベリリアにした例では、ナトリウム冷却との組合せでは、中性子スペクトルの軟化の程度にも有効な範囲があることが示唆されている。

(e) Pu燃焼性能を増大させることにより出力ミスマッチファクターが増大すること、制御棒価値が増大することによる誤引き抜き反応度の増大などとの関係は最高温度への影響が大きい。制御棒引き抜き量の制限など反応度挿入ポテンシャルを低減するなどの対策ニーズは、酸化物炉心よりは増大していると考えられる。

6. まとめ

高速炉によるプルトニウム燃焼特性を向上させるためには、プルトニウム燃料の母材としてウラン以外の物質を使用することが有効と考えられる。平成5年度には、このウラン不使用型高速炉について、従来MOX炉との比較を中心に戸心特性、安全特性の観点から検討し、その特徴を明らかにした。本年度は、この結果をふまえて熱出力1600MW・戸心径4m以下の条件で、戸心寸法・配置を検討し、本戸心概念の特徴である低Naボイド反応度を生かしつつ、運転サイクル長期化・燃焼度増大が可能な戸心仕様の具体化をはかった。また、マイナーアクチニド添加効果、二酸化ウラン添加効果、吸収体非均質装荷などの影響度評価を行うとともに、安全解析を実施した。物性値についても、昨年度の物性データ調査結果に基づき、定量的評価を試みた。燃料形態としては、平成5年度の結果をもとに、戸心特性および燃料物性の観点から、アルミナおよびベリリアを母材とするプルトニウム酸化物燃料を考えた。

以下に本年度作業の成果をまとめるとともに、2年間の成果のまとめ及び今後の検討課題を示す。

(1) 本年度作業のまとめ

a. 物性値の評価

平成5年度の戸心特性・安全特性の評価から、検討対象として選定された候補材アルミナおよびベリリアを母材とするプルトニウム酸化物燃料の物性値評価を行った。物性値評価においては、これらの燃料混合物に関する公開データがないことに鑑み、二酸化プルトニウム、アルミナ、ベリリア各単体の物性データをもとに、その混合物の熱伝導度、密度、融点を温度依存性も含め定量的に推定評価した。これらの混合物はほぼ理想的な固溶体を形成すると考えられる。そこで、固溶体の熱伝導度、密度評価に適用できるVegardの法則を、これら混合物の熱伝導度、密度評価に適用した。また、融点については、公開されている類似の状態図、ここでは、 UO_2 とこれら母材の状態図や PuO_2 と MgO 、 UO_2 と MgO の状態図をもとに推測した。これらの結果は、安全解析へ反映された。

混合物 $PuO_2-Al_2O_3$ と PuO_2-BeO の物性の特徴としては、熱伝導度が大きい

ことであり、1000°Cでは、従来の酸化物燃料に比べてPuO₂-Al₂O₃では約2倍、PuO₂-BeOでは約5倍となる。ただし、温度依存性が大きく高温ほど小さい。密度の温度依存性は小さく、常温と1500°Cでの差は5%程度と推測された。

融点については、PuO₂-Al₂O₃の共晶温度が1450-1630°C程度、また、PuO₂-BeOの共晶温度が1610-1850°C程度と推測された。公開データよりわかっているUO₂とこれら母材の共晶温度より数百度低いが、これは、PuO₂の融点がUO₂の融点より450°C低いことが直接影響すると判断されたためである。この結果については推定値の不確かさが大きく、さらに絞り込む研究が必要である。一方、二酸化プルトニウムとマグネシアの混合物 PuO₂-MgOは公開データがあり、共晶温度は上記混合物より数百度高い約2000°Cとなっている。また、その熱伝導率はPuO₂-Al₂O₃の場合と同程度と考えられる。従って、PuO₂-MgOはPuO₂-Al₂O₃やPuO₂-BeOと同様に、本炉心概念の候補材料である。今後、これを含めた上記混合物の物性値評価の拡充を行っていく必要がある。

b. 核熱特性計算

熱出力1600MW・炉心径4m以下の条件で、本炉心概念の特徴である低Naボイド反応度を生かしつつ、運転サイクル長期化・燃焼度増大が可能な600MWe炉心仕様の具体化をはかった。燃料は混合物PuO₂-Al₂O₃とPuO₂-BeOとした。これは、前年度結果より、熱伝導度の良好さと、炉心特性、特に反応度係数の観点から候補と考えるためである。

炉心寸法については、燃焼欠損反応度を低減するため出力密度を従来の3分の2程度として、炉心径4m以下で、かつ、Naボイド反応度0がほぼ達成できる炉心高さ90cmを選定した。

炉心配置については、固定吸収体なしでの可能な限りでの長期運転を目標とし、制御棒配置・本数を重点とした検討を行った。7.5mmピン径、271本バンドルの集合体仕様を設定するとともに、この集合体を用いて上記炉心寸法に適合する炉心配置を設定した。本炉心配置では炉心燃料本数492体、制御棒本数49体である。三次元モデルによる制御棒価値・出力分

布の解析を実施し、主系と後備系の本数を適切に選定すれば、アルミナを母材とする炉心では反応度収支の観点から運転サイクル9か月が可能なことがわかった。一方、ベリリアを母材とする炉心では燃焼欠損反応度が約10%程度大きいことと、制御棒価値が20%程度小さいことから同一炉心配置・制御棒本数では、運転サイクル6か月が可能であることがわかった。ベリリアを母材とする炉心の方が制御棒価値が小さいのは、母材がアルミナの場合より中性子スペクトルが軟らかいため中性子の平均自由行程が短くなり、制御棒の影響がより局所的となるためである。

そこで、できるだけ運転サイクルを延ばし燃焼度も上げるとの観点から、炉心仕様として運転サイクル9か月6バッチ燃料交換を選定した。ベリリアを母材とする炉心では制御棒本数を6本程度増大する必要があるが、この場合でも炉心寸法は大きく増大しない。主要炉心パラメータと主要特性を以下に示す。ただし、ベリリアを母材とする炉心では制御棒本数はアルミナを母材とする炉心と同一の43本と同一の場合の結果である。

[主要炉心パラメータ]

各炉心のパラメータを示す。母材の記載のない場合は共通のパラメータ

- ・運転サイクル9か月、バッチ数6
- ・炉心高さ90cm
- ・炉心燃料本数492(内側294／外側198)
- ・制御棒本数 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料 ; 49 (主炉停止系43／後備炉停止系6)
 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料 ; 55 (主炉停止系49／後備炉停止系6)
- ・炉心等価直径 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 燃料 ; 3925mm
 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 燃料 ; 3947mm
- ・燃料ピッソ径7.5mm
- ・271本ピッソントル(集合体ピッチ160.7mm)
- ・冷却材出入口温度510/390°C

[主要核熱特性]

	母材；アルミナ	母材；ベリリア
・燃焼欠損反応度	$8.9\% \Delta k/kk'$	$9.5\% \Delta k/kk'$
・最大線出力	約320W/cm	約350W/cm

・取出燃焼度 (Pu 原子数割合)	約 42%	約 44%
・Pu fissile減少量	約 610kg/年	約 620kg/年
	約 110kg/TWhe	同左
・Pu fissile減少率	約 59%	約 63%
・Naボイド反応度	-0.26% $\Delta k/kk'$ (約 -1トール)	+0.03% $\Delta k/kk'$ (約 +0.1トール)
・ドップラー係数	約 -0.0047	約 -0.0088
・被覆管最高温度	ホットスポット約 670°C	ホットスポット 707°C *

*)簡易評価の出力分布による保守的な評価値、アルミナ母材炉心と同様な評価で700°C以下の見通しあり

以上のように、検討条件を十分満足する炉心が設定できた。制御棒反応度収支や出力分布の観点からも、固定吸収体を使用しないで、従来の制御棒のみで9か月運転サイクルが6バッチ燃料交換により可能であり、Naボイド反応度も0以下となっている。両炉心の特性が異なる理由は、後述の(2)で示す。

母材をアルミナとする炉心では被覆管最高温度は制限値(700°C以下)を十分満足しているが、これは原子炉出入口温度を510/390°Cとしてやや出入口温度差を小さくした結果である。従来炉と同様な条件の出入口温度差150°C(出入口温度530/380°C)では被覆管最高温度はホットスポットで約710°Cを越えた。これは、本炉心の課題の一つであり、集合体出力の新旧ミスマッチが大きいことによる。ベリリアを母材とする炉心では、制御棒による出力歪みがやや大きいために、同一冷却材温度条件では被覆管最高温度が高くなるものの、制限値以下とできる見通しである。

c. 影響度計算

PuO₂を燃料としAl₂O₃を母材とする均質2領域炉心を基準炉心として、燃料に関するパラメータを変更した際の効果について検討した。それらのパラメータは、マイナーアクチニドの炉心燃料への10重量%均一添加、天然B₄C固定吸収体の径非均質装荷(B₄C非均質添加)、減損UO₂の炉心への均一添加及び軸非均質装荷及び減損UO₂+Al₂O₃の軸非均質装荷等である。

ウラン添加によりPu減少率が低下するが、100kg/TWheとなるように30%の添加とした。

検討の結果、ウラン不使用型炉心として重要な炉心特性について以下のことことがわかった。

- ・燃焼欠損反応度

どの炉心も基準炉心より20%-30%低減されている。

- ・Naボイド反応度

B₄C固定吸収体径非均質装荷炉心を除き、基準炉心よりも1-2%増大した。軸方向非均質装荷した2炉心では増大割合が小さい。B₄C固定吸収体径非均質装荷炉心では基準炉心と同程度の負のナトリウムボイド反応度とできた。

- ・ドップラー係数

ドップラー係数（絶対値）は、マイナーアクチニド添加炉心およびB₄C装荷炉心を除き、20%-30%増大した。ウラン非均質添加の場合、増大割合が大きい。

- ・最大線出力

どの炉心も最大線出力は基準炉心並であり、特に出力分布の厳しい炉心はない。

- ・Pu減少率

Pu減少率はどの炉心もおおむね約100kg/TWheであるが、マイナーアクチニドやUO₂を添加した場合、他の炉心よりも10%程度小さい。

UO₂を添加した3炉心では、均質添加炉心よりも軸非均質添加炉心の方が燃焼欠損反応度、Naボイド反応度が小さい点で優れている。

各炉心とも主炉停止系制御棒43体と後備炉停止系制御棒6体の場合は、共に制御棒反応度的に成立するものと推測される。

このように、どの炉心も基準炉心と同様、炉心特性で大きな問題点はない。どの炉心も基準炉心より燃焼欠損反応度が優れているが、反応度係数についてはNaボイド反応度とドップラー係数が安全特性上（ULOF, UTOPを総合して）は相反する方向に変動している点、勘案が必要である。

d. 代表炉心に関する安全解析

本年度の安全解析では、上記代表炉心および比較用M O X 炉心を対象として短時間挙動を比較した。熱伝導度等の物性値については、上記定量的評価を反映している。

これらの結果から、本ウラン不使用型炉心の過渡挙動（U L O F， U T O P）について、従来の酸化物燃料炉心との相対比較からつぎの特徴を抽出することができる。

(a) U L O Fについては、従来の酸化物燃料より緩和された炉心挙動を示すポテンシャルを有している。これは、主に酸化物燃料よりも大きな熱伝導度を有する燃料材料を使用すること、冷却材温度上昇による冷却材からの負の反応度の確保が容易に実現されることに起因している。これらの条件を満足しやすい $PuO_2-Al_2O_3$ 、 PuO_2-BeO 、 PuO_2-MgO 燃料は候補材と考えられる。

(b) U T O Pについては、本炉心は酸化物燃料炉心よりはやや大きな応答を示す。このため、燃料のドップラー係数をある程度大きくすることが重要であることが分かった。この点から、ウラン不使用型炉心では中性子スペクトルをある程度軟らかくするような燃料材料の選定・物質配置により負のドップラー係数を確保する工夫が必要である。 U T O P の観点からも $PuO_2-Al_2O_3$ 燃料、 PuO_2-MgO 燃料、 PuO_2-BeO 燃料は候補材と考えられる。

(c) $PuO_2-Al_2O_3$ 炉心と PuO_2-BeO 炉心の応答を比較すると、ULOF時、UTOP時ともに、 PuO_2-BeO 炉心の方がやや冷却材温度上昇が大きい。これは、主として PuO_2-BeO 炉心の冷却材密度係数が $PuO_2-Al_2O_3$ 炉心よりもより負側であり（Naボイド反応度はより正側）温度上昇時の正の反応度が大きいためである。UTOP時には、ドップラー係数が打ち消す方向となり、 PuO_2-BeO 炉心の方がドップラー係数が2倍大きく負の反応度が大きいものの、冷却材の温度上昇による反応度の差を相殺するまでは至らない。

これらの結果より、炉心応答は従来炉と比較すると、U L O F 時に緩やかであり、 U T O P 時に厳しいことがわかった。Pu 燃焼性能を増大させ

ることにより出力ミスマッチファクターが増大すること、大きな燃焼欠損反応度を補償するために制御棒価値が増大することによる誤引抜き反応度の増大などは最高温度への影響を大きくする要因である。UTOP時の応答を緩和するために、制御棒引抜き量の制限や1本あたり制御棒価値の制限など反応度挿入ポテンシャルを低減するなどの対策ニーズは、酸化物炉心よりは増大していると考えられる。

(2) 平成5、6年度作業成果のまとめ

本研究は、平成5年度より2年間行ってきた。この2年間を通じ、ウラン不使用型高速炉について得られた知見を以下にまとめた。

a. 炉心検討において検討対象とした燃料材料

プルトニウムの燃焼効率を最大限に向上させるため、プルトニウムの親物質であるウランを燃料材料としない。ただし、ドップラー係数や燃焼欠損反応度の改善のために、ウランを添加した場合についても検討した。また、燃焼欠損反応度の改善のためにB₄Cを添加した場合についても検討した。酸化物燃料を基準とするが、窒化物燃料についても検討した。

(a) プルトニウムおよびその母材のみによる燃料

- ・二酸化プルトニウム (PuO₂) の母材-----アルミナ (Al₂O₃)、ベリリア (BeO)

二酸化プルトニウムの母材として、同じ酸化物であるアルミナ、ベリリアは候補である。マグネシア (MgO) も候補であるが、含まれる核種の核断面積（吸収、散乱、n, 2n各反応の観点）より、これを用いた炉心の核特性はアルミナを母材とする炉心に近いと推察される。

- ・窒化プルトニウム (PuN) の母材-----窒化アルミニウム (AlN)
窒化プルトニウムの母材の代表として窒化アルミニウムを考えた。

(b) 上記(a)にウランを添加した場合 (酸化物燃料のみ検討)

均質および非均質添加を考えた。

- ・ウランを均質添加-----PuO₂+UO₂+Al₂O₃
- ・ウランを非均質添加----炉心 ; PuO₂+UO₂+Al₂O₃、

内部ブランケット ; $\text{UO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3$ または UO_2

(c) 上記(a)に B_4C を添加した場合 (酸化物燃料のみ検討)

B_4C は燃焼欠損反応度低減のためのバーナブルポイズンとして取り上げた。均質および非均質添加を考えた。ここで、均質添加とは核的に均質の意味であり、同一集合体内に添加するものの、実際は二酸化 plutoniウムとは混合せず、別のピンとすることが考えられる。

- ・ B_4C を均質添加 -- $\text{PuO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{B}_4\text{C}$ (同一集合体に B_4C ピンとして配置)
- ・ B_4C を非均質添加 ----- 廉心 ; $\text{PuO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3$

B_4C 集合体 ; B_4C (廉心内に局所的に配置)

(d) 上記(a)にマイナーアクチニドを添加した場合

- ・ 均質添加 ----- $(\text{Pu}/\text{Np}/\text{Am}/\text{Cm})\text{O}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3$

以上の中では、(a)--平成5、6年度検討 (窒化物燃料は平成5年度のみ)

(b)--平成6年度検討

(c)--平成6年度検討 (B_4C 均質装荷は平成6年度検討)

(d)--平成6年度検討

b. 廉心概念のフィージビリティと主な性能

平成5年度作業では、種々の母材と燃料の組み合わせに対する核熱特性および安全特性の検討を行い、 $\text{PuO}_2 - \text{Al}_2\text{O}_3$ 廉心および $\text{PuO}_2 - \text{BeO}$ 廉心はウラン不使用型廉心の候補となることを示した。この検討の内容については、次のc. 以降に示す。平成6年度は、電気出力600MWe・廉心径4m以下の条件で、これらの燃料を用いた廉心を検討した。

これらの検討を通して、核熱特性の観点からは、従来型高速廉心と比べて大きな廉心設計上の変更なしに本廉心概念が成立する。本廉心概念によりPu減少量は理論的な上限値約110kg/TWheに達することが可能である。考慮すべき設計対応としては、燃焼欠損反応度や燃焼ミスマッチ(集合体出力変動)が増大するために、運転サイクル長さの短縮、廉心出力密度の低減、冷却材出入口温度差の低減が必要であるが、それでも、運転サイクル長さ9か月、廉心出力密度160W/cc、冷却材出入口温度510/390°Cの条

件で炉心核熱設計が成立する見通しである。Pu減少量以外の利点としては、特別な工夫なしにナトリウムボイド反応度を小さくできることであり、負またはゼロとすることが容易である。逆にドップラー係数は従来型炉の半分程度またはそれ以下に減少する。（これらの安全特性への影響はd.に記す）

c. 核熱特性からの特徴（従来炉心との比較を含む）

(a) 燃焼特性

- ・従来炉と同一条件では、燃焼欠損反応度や出力ミスマッチが大幅に増大する。例えば、出力密度約250W/cc、運転サイクル15か月、3バッチの炉心では、燃焼欠損反応度は約20% $\Delta k/kk'$ に達し、最大線出力は従来炉の約1.5倍となった。これらの増大を抑制するには、燃焼度（相対的プルトニウム減少割合）を低下させることが必要である。これには、出力密度を低減するか、炉心高さの低減やB₄C等吸収体の装荷によりPu装荷量を増大させるかの方法がある。（平成5年度成果）
- ・燃焼欠損反応度は従来炉より増加するが、スペクトル軟化により制御棒価値も増加する。このため、燃焼欠損反応度が8-9% $\Delta k/kk'$ 程度と大きくても、固定吸収体を用いずに、制御棒反応度収支を満足できる。この結果、出力密度を従来炉の3分の2程度に低減した場合、バッチ燃料交換による9か月程度の運転サイクルが可能である。（平成6年度成果）
- ・燃焼欠損反応度はプルトニウムの相対的な減少率に比例している。このため、炉心高さを高くすると中性子経済が向上し、同一炉心体積ではPu装荷量が減少する。この結果、炉心高さを高くするほど燃焼欠損反応度は大きくなる。これは従来炉と逆の傾向である。（平成5年度成果）
- ・燃焼欠損反応度は従来炉と同様に、出力密度が高いほど、また、運転サイクルが長いほど大きくなる。ただし、それらに比例しては大きくならない。これは、初期のPu装荷量が大きくなり、末期のPu減少率が低下するためである。例えば、平成6年度選定炉心では、運転サイクル9か月の燃焼欠損反応度は、運転サイクル6か月の場合の約1.25倍であった。

(平成5、6年度成果)

(b) 热特性

・本研究においては、バッチ交換方式でPu燃焼度をかなり高くとったために、新旧燃料間のミスマッチが増大し、被覆管最高温度制限のために、出入口温度差をやや小さくとる必要があった。選定した炉心では、従来炉並の流量領域数8で被覆管最高温度700°C(ホットスポット)以下とするために、冷却材出入口温度を510/390°Cとした。本概念で高温化を狙うには、燃料間のミスマッチ(集合体出力変動から生じる)を低減する工夫が必要である。ベリリアを母材とする炉心では、アルミナを母材とする炉心に比べて制御棒による出力歪みが大きい関係で被覆管最高温度はやや高くなる傾向がある。(平成5、6年度成果)

(c) 中性子スペクトルと反応度係数

・中性子スペクトルは、B₄C等吸収体を均一に添加しない限り、従来炉より軟化する傾向を示す。これは、ウランによる吸収がないことと、母材による減速効果による。母材の種類は中性子スペクトルへ大きく影響し、反応度係数の違いの原因となる。例えば、母材としてアルミナを基準とすると、ベリリアが母材の場合、中性子スペクトルはより軟らかくなり、また、B₄Cを添加すると中性子スペクトルはより硬くなる。(平成5年度成果)

・Naボイド反応度は従来炉に比べて大幅に低減し、B₄Cを燃料に均一に添加するなどスペクトルを硬化させなければ、Naボイド反応度0も容易である。これは、本概念の大きな利点であり、これを生かした設計を行うべきである。Naボイド反応度の成分としては、従来炉よりスペクトル成分が大幅に減少する。炉心高さの変化に対しては、従来炉と同様に、炉心高さが低いほどNaボイド反応度は低下する。(平成5年度成果)

・ドップラー係数は従来炉より低下するが、スペクトル軟化により、従来炉の数分の1程度にはなる。寄与としては、Pu-240、Fe、Pu242の寄与が大きい。構造材の寄与が半分近くあり、過渡時の反応度効果としては小さい。(平成5年度成果)

(d) 燃料母材の影響、酸化物と窒化物の違い

・燃料母材としては、Pu酸化物に対してはAl₂O₃, BeO, MgOなど、窒化物に対してはAlNなどが考えられるが、母材は中性子スペクトルへの影響を通して、炉心特性に影響する。特に、反応度係数への影響は大きい。

(平成5年度成果)

・Pu酸化物とAl₂O₃の組み合わせを基準とすると、母材をBeOとすることにより中性子スペクトルが軟化する。これはBeの減速によるものと考えられ、この結果、ドップラー係数は基準の2倍程度となる。ナトリウムボイド反応度は中性子スペクトルの軟化によりさらに低減すると考えられたが逆に1-2ドル程度大きくなった。これはBeによるn, 2n反応の影響と考えられる。母材をB₄Cとすることにより（均一混合）、中性子スペクトルは硬化し、この結果、ナトリウムボイド反応度の大幅な増大、ドップラー係数の大幅な低下をもたらす。また、Pu窒化物（N15濃縮の場合）とAlNの組み合わせは、Pu酸化物とAl₂O₃の場合と同様な中性子スペクトルとなり、反応度係数をはじめ燃焼特性も良く似た結果となった。

(平成5年度成果)

・制御棒価値も母材の影響を受けて変化する。母材がアルミナの場合を基準とすると、母材がベリリアでは中性子スペクトルが軟らかいため中性子の平均自由行程が短くなり、制御棒の影響がより局所的となるため制御棒価値が約20%程度低下する。（平成6年度成果）

・燃焼欠損反応度も母材の影響を受ける。一般に、中性子スペクトルが軟らかくなるほど臨界性が悪化し、プルトニウムを多く装荷する必要がある。このため、同一炉心体積、同一サイクル長さではプルトニウムの減少率が低下し、燃焼欠損反応度は小さくなるが、反応度価値ほどの差はない。ただし、母材がベリリアの場合、中性子スペクトルはアルミナの場合より軟らかいが、燃焼欠損反応度は約10%大きく、上記傾向と逆となる。これは、母材がベリリアではn, 2n反応による中性子経済が向上するためである。（平成5年度成果）

・出力分布については、母材や添加物の影響は特に見られない。（平成5、6年度成果）

(e)ウランおよびB₄C添加の影響 (a.に検討ケースを示した)

ウランおよびB₄C添加は燃焼欠損反応度の低減に有効であることがわかった。

ウランは各ケースとも添加割合30%として、Pu減少量が100kg/TWheとなるように添加した。これにより、燃焼欠損反応度の低減は均質添加では15%、非均質添加では20-30%、ウラン添加なしの場合（基準炉心）よりも低減した。ナトリウムボイド反応度は基準炉心より1-2ドル増大し、ドップラー係数は20-30%増大した。非均質添加の方がナトリウムボイド反応度の増大は小さく、ドップラー係数の増大が大きかった。これらから、添加方法としては、非均質添加に利点がある。ただし、実際の過渡変化への影響は別途比較の必要がある。最大線出力は基準炉心と大きな変化がなかった。

B₄Cは炉心部の添加率10%として均質および非均質添加した。どちらも、Pu減少量は基準炉心と同じ110kg/TWheとできた。燃焼欠損反応度の低減度合いは、均質添加で大きく約50%であり、これに対して非均質添加では約30%の低減であった。一方、均質添加はナトリウムボイド反応度を大きく増大、ドップラー係数を大きく減少させ、ULOF時の炉心応答を基準炉心よりも厳しくした。非均質添加では、ナトリウムボイド反応度は基準炉心と同程度に小さくできたが、ドップラー係数は1けた程度小さくなかった。（平成6年度成果、B₄C均質装荷のみ平成5年度）

(f)MA添加の影響

MAを10%添加したケースを検討した。基準炉心に比べて、燃焼欠損反応度20%の減少、ナトリウムボイド反応度約2ドル増大、ドップラー係数約30%減少の変化があった。Pu減少量は約100kg/TWheとなり、基準炉心の約10%減少であった。

（平成6年度成果）

d. 安全特性（ATWS炉心応答）

- ・母材がアルミナやベリリアのような熱伝導度の良いものを用いた場合、ULOF時だけでなく、UTOP時においても、燃料温度ではなく冷却材温度が先に制限値に達し、冷却材温度がクリティカルとなる。これは、燃

料の熱伝導度が高いこと以外に、線出力を従来炉より低めに設定している(350W/cm以下)ことにも起因している。この点は、UTOP時に燃料温度が制限因子となる従来型MOX炉と異なる。

- ULOFについては、従来の酸化物燃料より緩和された炉心挙動を示すポテンシャルを有している。これは、主に酸化物燃料よりも大きな熱伝導度を有する燃料材料を使用するためであり、ナトリウムボイド反応度が小さく冷却材温度上昇による冷却材からの負の反応度の確保が容易に実現されることも作用している。
- UTOPについては、酸化物燃料炉心よりはやや大きな応答を示す。このため、燃料のドップラー係数をある程度大きくすることが重要であることが分かった。この点から、ウラン不使用型炉心では中性子スペクトルをある程度軟らかくするような燃料材料の選定・物質配置により負のドップラー係数を確保・強化する工夫が必要である。
- $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 炉心と $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 炉心の応答を比較すると、ULOF時、UTOP時ともに、 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 炉心の方がやや冷却材温度上昇が大きい。これは、主として $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 炉心の冷却材密度係数が $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 炉心よりもより負側である(Naボイド反応度はより正側)温度上昇時の正の反応度が大きいためである。UTOP時には、ドップラー係数が打ち消す方向となり、 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ 炉心の方がドップラー係数が2倍大きく負の反応度が大きいものの、冷却材の温度上昇による反応度の差を相殺するまでは至らないためである。
- これらの結果より、炉心応答は従来炉と比較すると、ULOF時に緩やかであり、UTOP時に厳しいことがわかった。Pu燃焼性能を増大させることにより出力ミスマッチファクターが増大すること、大きな燃焼欠損反応度を補償するために制御棒価値が増大することによる誤引抜き反応度の増大などは最高温度への影響を大きくする要因である。UTOP時の応答を緩和するために、制御棒引抜き量の制限や1本あたり制御棒価値の制限など反応度挿入ポテンシャルを低減するなどの対策ニーズは、酸化物炉心よりは増大していると考えられる。

(以上平成5、6年度成果)

e. 物性値の評価

ウラン不使用型高速炉の燃料母材となる種々の物質および二酸化プルトニウムとこれら母材との混合物の物性値を調査するとともに、混合物の物性値を推定評価した。物性値としては、融点、密度、熱伝導率、熱容量を対象とした。

平成5年度には物性値調査を行った結果、これら物性値の公開データは豊富とはいえないことがわかった。特に、温度依存性まで含めた物性値についてはデータが不足している。また、炉心特性の検討から候補材とされた二酸化プルトニウムとアルミナまたはベリリアの混合物 ($\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$) については、公開データは皆無であった。アルミナとベリリア単体の熱伝導度、密度、融点については、温度依存性まで十分ではないが公開データがあることがわかった。

次に、平成6年度は、平成5年度の炉心特性・安全特性の評価から検討対象として選定された候補材アルミナおよびベリリアを母材とするプルトニウム酸化物燃料について物性値を定量的に評価した。物性値評価においては、これらの燃料混合物に関する公開データがないことに鑑み、二酸化プルトニウム、アルミナ、ベリリア各単体の物性データをもとに、その混合物の熱伝導度、密度、融点を温度依存性も含め定量的に推定評価した。これらの混合物はほぼ理想的な固溶体を形成すると考えられる。そこで、固溶体の熱伝導度、密度評価に適用できるVegardの法則を、これら混合物の熱伝導度、密度評価に適用した。また、融点については、公開されている類似の状態図、ここでは、 UO_2 とこれら母材の状態図や PuO_2 と MgO 、 UO_2 と MgO の状態図をもとに推測した。これらの結果は、安全解析へ反映された。

混合物 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ と $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ の物性の特徴としては、熱伝導度が大きいことであり、1000°Cでは従来の酸化物燃料に比べて $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ では約2倍、 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ では約5倍となる。ただし、温度依存性が大きく高温ほど小さい。密度の温度依存性は小さく、常温と1500°Cでの差は5%程度と推測された。

融点については、 $\text{PuO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ の共晶温度が1450-1630°C程度、また、 $\text{PuO}_2\text{-BeO}$ の共晶温度が1610-1850°C程度と推測された。公開データよりわかっている UO_2 とこれら母材の共晶温度より数百度低いが、これは、 PuO_2

の融点がUO₂の融点より450°C低いことが直接影響すると判断されたためである。この結果については推定値の不確かさが大きく、さらに絞り込む研究が必要である。一方、二酸化プルトニウムとマグネシアの混合物PuO₂-MgOは公開データがあり、共晶温度は上記混合物より数百度高い約2000°Cとなっている。また、その熱伝導率はPuO₂-Al₂O₃の場合と同程度と考えられる。従って、PuO₂-MgOはPuO₂-Al₂O₃やPuO₂-BeOと同様に、本炉心概念の候補材料である。今後、これを含めた上記混合物の物性値評価の拡充を行っていく必要がある。

(3)今後の検討課題

上記の成果をふまえた今後の検討課題を以下に示す。

・炉心概念の検討

Pu燃焼炉心概念としては、本研究で対象とした従来炉のようなバッチ燃料交換方式の炉心概念の他に、1バッチ方式やシャッフリングを取り入れた方式も考えられる。これらは新旧燃料ミスマッチ低減には有効と考えられる。これら諸方式の得失の比較検討を行う。

・Puの運用方策と炉心概念の関係の検討

本炉心概念を将来のリサイクルシステムに投入した場合、さまざまなPuの運用が考えられる。装荷するPu組成の影響や、取り出したPuを従来炉へリサイクルした場合の影響について検討する。本概念におけるPuリサイクル効果についても検討する。

・炉心特性計算手法の検討

従来の高速炉よりも中性子スペクトルが軟らかく、燃焼特性・反応度特性の評価に影響する可能性がある。設計手法よりも厳密な手法により検討することが考えられる。対象は反応度特性・出力分布・Puスポットの影響等が考えられる。

・物性値の評価

燃料混合物の物性値の公開データがないため、構成する単体のデータより推定評価した。さらに、不確かさ評価も含め、この物性値評価を継続していく必要がある。

7. 参考文献

- (1) 東芝、PNC ZJ9164 94-008 動力炉核燃料開発事業団 契約業務報告書
「ウラン不使用型高速炉の特性解析」 1994年3月
- (2) Gibby, R. L., J. Nucl. Mat., Vol38 pp163-177(1971)
- (3) サムノ監修, 「最新酸化物便覧－物理化学的性質－」, 新日本铸造協会
(1978)
- (4) 化学大辞典, 共立出版 (1963)
- (5) Oetting, F. L., J. Nucl. Mat., Vol105, pp257-261(1982)
O. J. Wick, "PLUTONIUM HANDBOOK", ANS., Vol 1 (1980)
- (6) Hj. Matzke, "SCIENCE OF ADVANCED LMFBR FUELS", North-Holland
Physics Publishing
- (7) 高野秀樹、「JENDL-3.2 に基づく70群ライブラリー」 私信、(1994).
- (8) R. J. Tuttle : "Delayed Neutron Yields in Nuclear Fission",
Consultants Meeting on Delayed Neutron properties, IAEA, Vienna, 1979.

付録 ウラン不使用型高速炉の中性子スペクトル等

本報告書の参考資料として、ウラン不使用型高速炉の特徴を示す中性子スペクトル等を、平成5年度作業報告書*より抜粋してここに示す。詳細は、平成5年度報告書を参照されたい。

*) 東芝、PNC ZJ9164 94-008 動力炉核燃料開発事業団 契約業務報告書
「ウラン不使用型高速炉の特性解析」 1994年3月

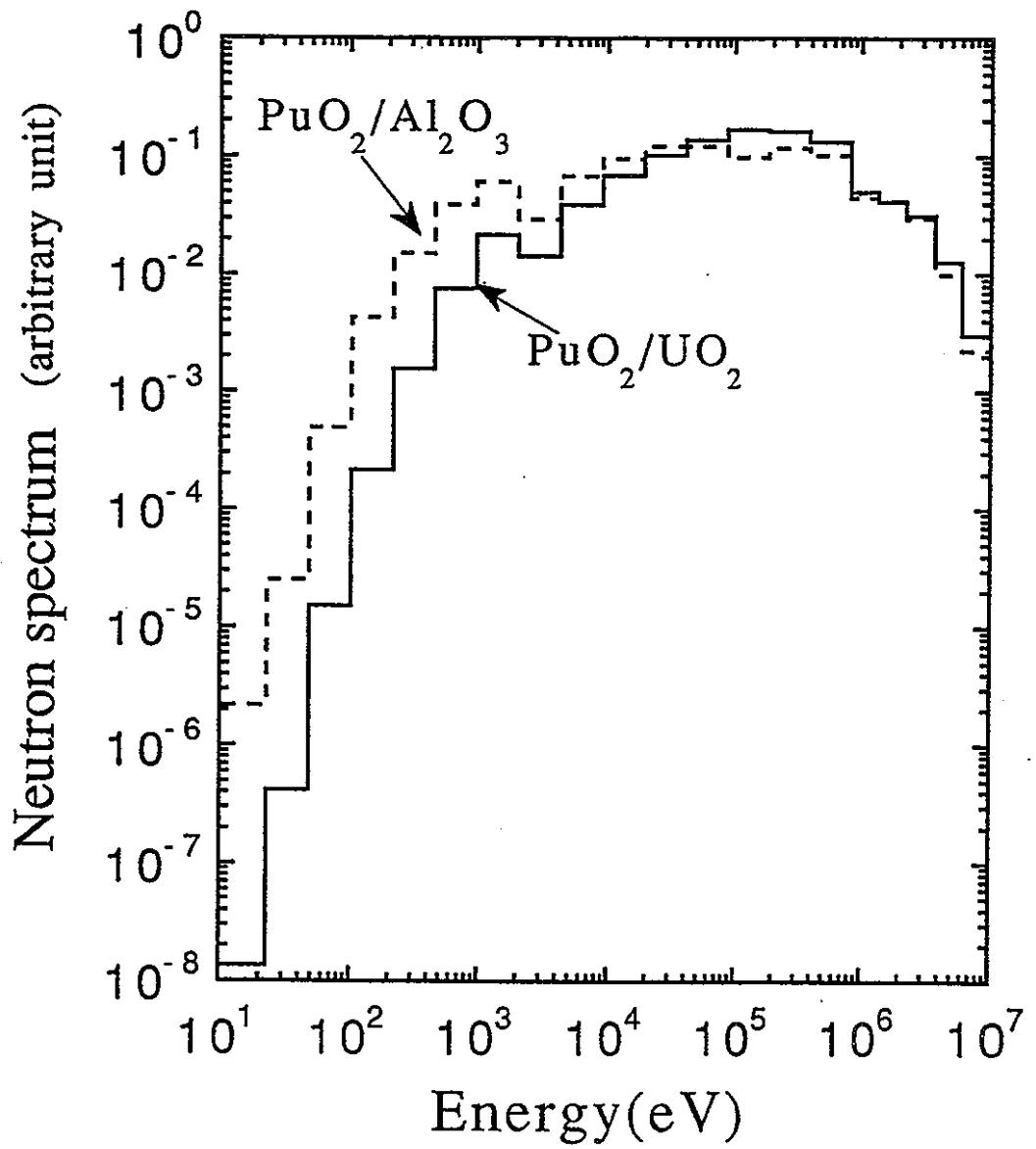


図3.3-9 中性子スペクトルの比較 (Case 0; PuO_2/UO_2 、Case 1; $\text{PuO}_2/\text{Al}_2\text{O}_3$)

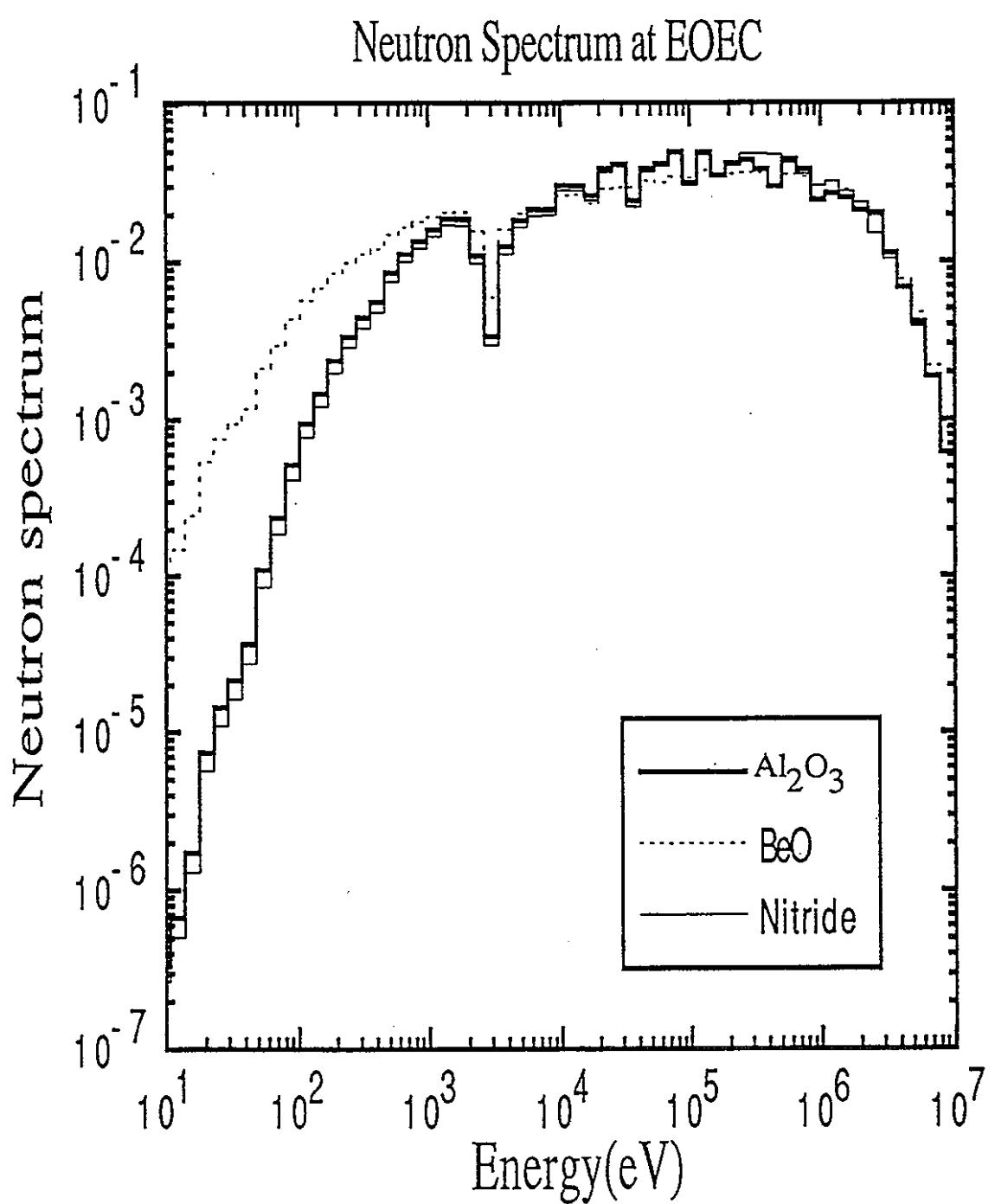


図3.4-11 中性子スペクトルの比較 ($\text{PuO}_2/\text{Al}_2\text{O}_3$, PuO_2/BeO , PuN/AlN , すべて 60cm 高さ)

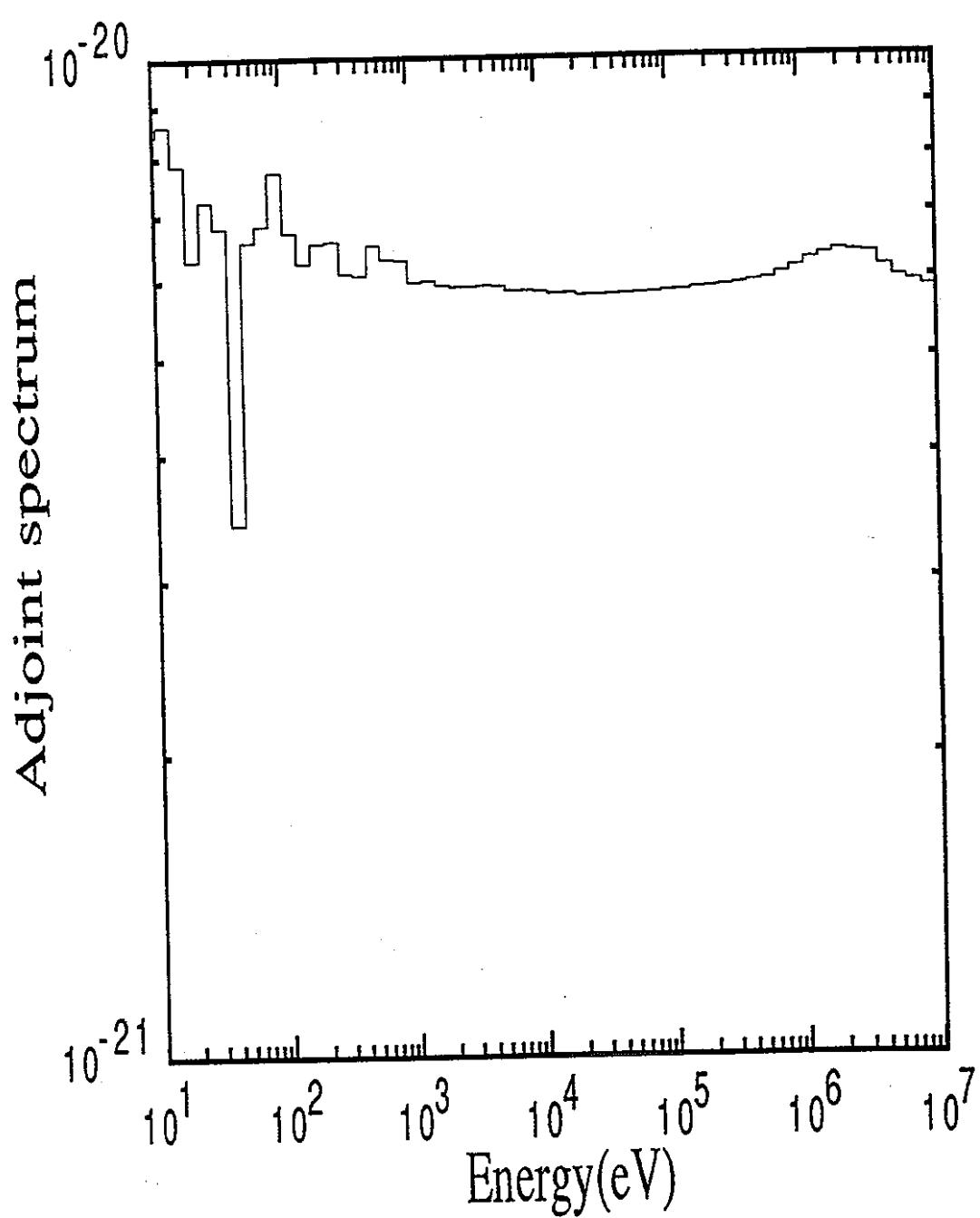


図3.4-10 隨伴中性子スペクトル ($\text{PuO}_2/\text{Al}_2\text{O}_3$, 炉心高さ60cm, 平衡末期)

注) 数値は、ドッpler係数への寄与を示すもので全体を-1.0に規格化したものである。ドッpler係数は、 $-0.00335(Tdk/dT)$ であり、これを乗じる（実際には負記号を取った0.00335を乗じる）ことにより寄与の絶対値が得られる。

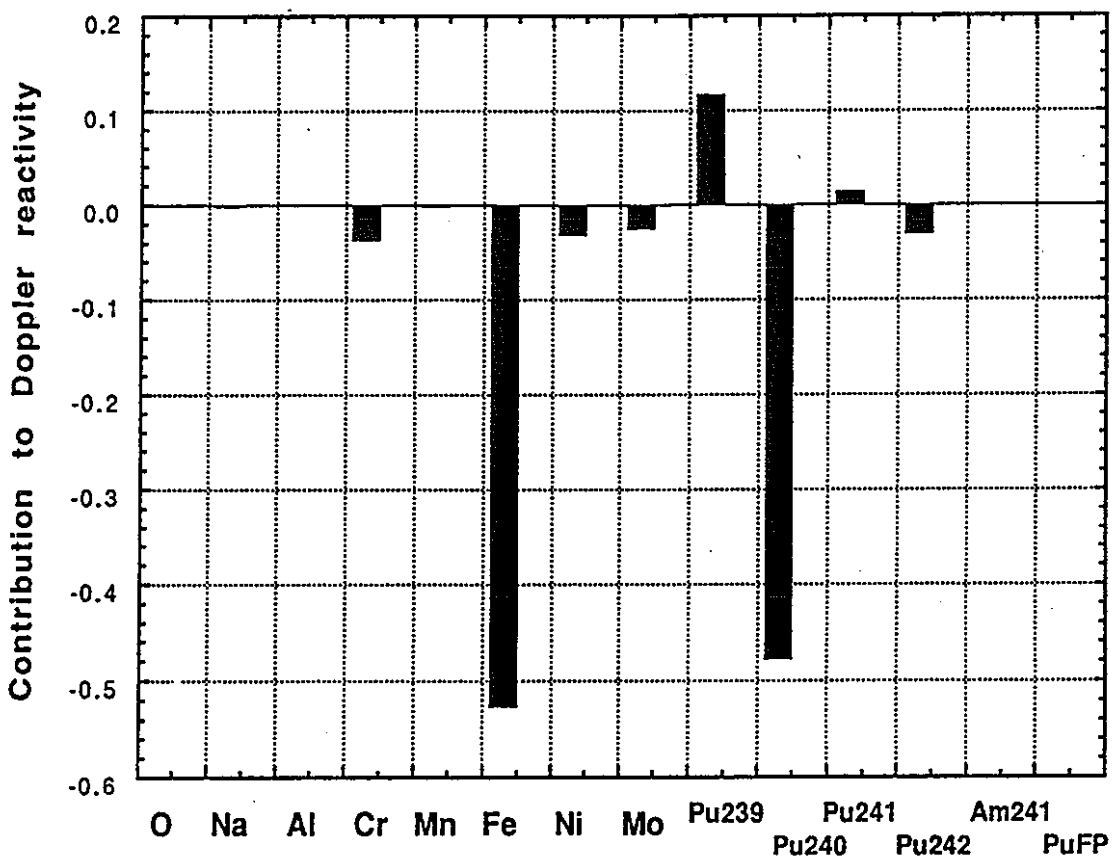


図3.4-8 ドッpler反応度への核種ごと寄与