

プルトニウムの沸騰型軽水炉への  
直接代替利用について

---

1967 年 3 月

---

日本原子力研究所

Japan Atomic Energy Research Institute

日本原子力研究所は、研究成果、調査結果の報告のため、つぎの3種の研究報告書を、それぞれの通しナンバーを付して、不定期に公刊しております。

- |         |                                  |                 |
|---------|----------------------------------|-----------------|
| 1. 研究報告 | まとまった研究の成果あるいはその一部における重要な結果の報告   | JAERI 1001-3999 |
| 2. 調査報告 | 総説、展望、紹介などを含め、研究の成果、調査の結果をまとめたもの | JAERI 4001-5999 |
| 3. 資料   | 研究成果の普及、開発状況の紹介<br>施設共同利用の手引など   | JAERI 6001-6999 |

このうち既刊分については「JAERI レポード一覧」にタイトル・要旨をまとめて掲載し、また新刊レポートは「原研びふりお」でその都度紹介しています。これらの研究報告書に関する頒布、版權、複写のお問合せは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あてお申し越しください。

---

Japan Atomic Energy Research Institute publishes the nonperiodical reports with the following classification numbers:

1. **JAERI** 1001-3999 Research reports,
2. **JAERI** 4001-5999 Survey reports and reviews,
3. **JAERI** 6001-6999 Information and Guiding Booklets.

Any inquiries concerning distribution copyright and reprint of the above reports should be directed to the Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

## プルトニウムの沸騰型軽水炉への直接代替利用について

### 要 旨

プルトニウムを軽水炉（沸騰軽水型）へ直接代替利用する場合の問題点を核，熱，水力学的解析により明らかにしている。はじめにプルトニウムの熱中性子炉への種々の利用方法について説明し，ついで，最近の大型商用沸騰軽水炉へのプルトニウム直接装荷の可能性，ならびにその時に起る燃料チャンネルに対する設計変更の仕方について述べ，またその場合，注意すべき核，熱，水力学的問題点についてふれている。

それによって次のことが結論されている。まずプルトニウムの利用方式であるが，これは（1）直接代替利用，（2）専焼炉利用，（3）増殖炉利用，（4）連用系（5）Pu+Th系の5つに大別される。また大型商用沸騰軽水炉へのプルトニウム直接装荷の技術的可能性は充分にあつて，その場合燃料チャンネルは次のように設計変更する必要がある。「プルトニウム装荷格子のボイド反応度が基準格子（ウラン装荷の格子）のそれにできるだけ近くする必要から，体系の減速度を若干高める必要がある。すなわち軽水対燃料原子数比を若干高める。そのさい燃料の有効発熱面積は下げてはならない。この条件を満たす燃料格子は，基準格子を7×7 arrayとして，その格子をまず8×8 arrayへと変更する。ただし8×8 arrayへの変更は燃料の有効発熱面積を等しいとしておこなう。その後燃料棒を若干太くする。燃料棒を若干太くするのは冷却材出口近傍においての出力ピーキングを低くさせる計らいである。」

このような設計変更により，プルトニウムの直接代替利用が可能で，また経済的にも決して遜色の無いものであることが結論づけられている。

1966年7月

日本原子力研究所・原子炉設計部

安川 茂

植松 邦彦\* 湯本 録三\*

## Direct Substitution of Plutonium in Commercial Boiling Water Reactor

### Summary

Some fundamental problems in the boiling water reactor core are analyzed by application of the nuclear-thermo-hydraulics coupled calculation, when the plutonium fuel is directly substituted in this core. In the first chapter several modes of plutonium fuel utilization are explained, and in the rest chapters, the possibility of direct plutonium substitution in BWR is studied by means of the LEOPARD, BOLERO, and SKAT-4 codes, which are respectively nuclear, thermo, and hydraulics analysis codes.

The results obtained may be summarized as follows: Plutonium fuel uses in thermal reactors can be divided into (1) the direct substitution, (2) the burner utilization, (3) the breeder utilization, (4) the cross over system, and (5) the plutonium-thorium system. For the direct substitution of plutonium in commercial boiling water reactors, this possibility has been confirmed by the analysis of the characteristics of these cores; The most suitable lattice for this usage is probably the one moderated a little well, because of the negative void reactivity effect at initial burnup, but not so moderated to prevent the recovery of this negative void reactivity with fuel burnup. For this purpose, the arrayed lattice of recent commercial BWR's must be altered to the 8×8 arrayed one without losing the heating area of the fuel. This design change enables the direct use of plutonium fuel in commercial boiling water reactors.

July, 1966

SIGERU YASUKAWA

KUNHIKO UEMATU\* RYOZO YUMOTO\*

Reactor design division

Tokai Research Establishment

Japan Atomic Energy Research Institute

\* 原子燃料公社プルトニウム研究室

\* Plutonium laboratory, Atomic Fuel Corporation (Tokai)

## 目 次

1. プルトニウム利用の方法 .....	1	4. 3 転換比 .....	24
2. 設計上の基本的考え方 .....	3	4. 4 組成変化 .....	25
3. 濃縮度のサーベイ .....	6	4. 5 分裂性核種の出力分率 .....	26
3. 1 ボイド反応度の原理 .....	6	4. 6 燃焼時間巾の考察 .....	26
3. 2 基準格子 .....	9	5. 熱水力特性 .....	27
3. 3 プルトニウム格子 .....	13	5. 1 熱水力学的条件 .....	27
3. 4 設計変更の仕方 .....	16	5. 2 熱水力特性一覧 .....	27
4. 燃焼特性 .....	20	6. まとめ .....	30
4. 1 ボイド反応度 .....	20	参考文献 .....	32
4. 2 BWR-Pu と Magnox-Pu 装荷格子の 比較 .....	22		

## Contents

1. Classification of the usage for plutonium fuel in thermal reactors .....	1	4. 3 Conversion ratio .....	24
2. Design principle .....	3	4. 4 Variation of the atomic number density in fuel with fuel burnup .....	25
3. Enrichment survey .....	6	4. 5 Power shearing .....	26
3. 1 Physical construction of void reactivity .....	6	4. 6 Examination of the effect of burnup time width .....	26
3. 2 Reference lattice .....	9	5. Thermo-hydraulics characteristics .....	27
3. 3 Plutonium lattice .....	13	5. 1 Design conditions on the thermo- hydraulics design .....	27
3. 4 Design change .....	16	5. 2 Summary of the thermo-hydraulics characteristics .....	27
4. Burnup characteristics .....	20	6. Conclusion .....	30
4. 1 Void reactivity .....	20	References .....	32
4. 2 Comparison between the burnup characteristics for the BWR- plutonium lattice and the Magnox- plutonium lattice .....	22		

## 目 次

1. スキャッターリフェリングの概念図
2. 反応度  $\rho$  と原子数比  $R$  との関係
3. 反応度と格子ピッチとの関係
4. 反応度とボイド率との関係
5.  $k_{\text{eff}}$  と  $N_{\text{H}}/N_{\text{Fiss}}$  との関係
6. 商用 BWR 炉燃料アセンブリーの概念図
7. 実効増倍率  $k_{\text{eff}}$  と燃焼度との関係
8. 無限増倍率  $k_{\infty}$  と燃焼度との関係
9. 実効増倍率とボイド率との関係
10. 燃焼に伴う燃料組成変化
11.  $^{238}\text{U}$  に対する共鳴を逃れる確率とボイド率との関係
12. 熱外減速能とボイド率との関係
13. ダンコフ係数
14.  $^{238}\text{U}$  の共鳴積分
15. 年令  $\tau$  とボイド率との関係
16. 年令  $\tau$  と燃焼度との関係
17. ウィグナー, ウィルキンズ  $1/v$
18. ウラン, プルトニウム原子の吸収, 分裂断面積とボイド率との関係
19.  $^{238}\text{U}$  の共鳴積分と燃焼度との関係
20. 転換比と燃焼度との関係
21. 出力分率と燃焼度との関係 (基準格子  $7 \times 7$  アレイ, 2.51%U, 30%ボイド)
22. 実効増倍率と分裂性プルトニウムの濃縮度との関係 (その1)
23. 実効増倍率と分裂性プルトニウムの濃縮度との関係 (その2)
24. ボイド反応度とボイド率との関係, (OMWD/T)
25.  $\Delta(\eta f)_i/(\eta f)_i$  とボイド率との関係, (OMWD/T)
26.  $\Delta p/p$  とボイド率との関係, (OMWD/T)
27.  $\Delta E/E$  とボイド率との関係, (OMWD/T)
28. ボイド率変化に伴う四因子の変化, (OMWD/T)
29. ボイド反応度 ( $k_{\infty}$ ) とボイド率との関係
30. 実効増倍率  $k_{\text{eff}}$  とボイド率との関係 (CSA-格子)
31. 実効増倍率  $k_{\text{eff}}$  とボイド率との関係 (RSA-格子)
32. ボイド反応度とボイド率との関係
33. ボイド率変化に伴う四因子の変化
34.  $\Delta(\eta f)_i/(\eta f)_i$  とボイド率との関係 (20,000MWD/T)
35.  $\Delta p/p$  とボイド率との関係 (20,000MWD/T)
36.  $\Delta E/E$  (20,000MWD/T)
37. 実効増倍率  $k_{\text{eff}}$  と燃焼度との関係 (Magnox プルトニウム, 並びに BWR プルトニウムを装荷した格子)
38. 転換比の燃焼に伴う変化 (30%ボイド)
39. 転換比のボイド率変化に伴う変化 (20,000MWD/T)
40. 燃料内原子組成の燃焼に伴う変化 (プルトニウム装荷基準格子)
41. 燃料内原子組成の燃焼に伴う変化, (プルトニウム装荷設計変更格子 (CSA))
42. 燃料内原子組成の燃焼に伴う変化, (プルトニウム装荷設計変更格子 (RSA))
43. 出力分率と燃焼度の関係, (プルトニウム装荷基準格子)
44. 出力分率と燃焼度の関係, (プルトニウム装荷設計変更格子 (CSA))
45. 出力分率と燃焼度の関係, (プルトニウム装荷設計変更格子 (RSA))
46. 出力分率とボイド率との関係, (プルトニウム装荷格子)
47. 燃焼ステップ時間中精粗の実効増倍率への影響度
48. 燃料表面温度と表面熱束との関係
49. 出力, 蒸気重量率の軸方向分布 (基準格子)
50. 出力, 蒸気重量率の軸方向分布 (プルトニウム装荷基準格子)
51. 出力, 蒸気重量率の軸方向分布 (プルトニウム装荷設計変更格子 (CSA))
52. 出力, 蒸気重量率の軸方向分布, (プルトニウム装荷設計変更格子 (RSA))
53. 最小焼損裕度の評価 (a), (b)

## 表 目 次

1. 反応度の割振り
2. 基準格子の仕様
3. 基準格子の特性
4. ボイド反応度の燃焼に伴う変化
5. 四因子の燃焼に伴う変化
6. 四因子とボイド率との関係
7. 考察された格子の仕様
8. プルトニウム高同位元素組成
9. 四因子 (NU+CH-Pu 燃料格子,  $7 \times 7$  アレイ)
10. 四因子 (0.9% DU+BWR-Pu 格子,  $7 \times 7$  アレイ)
11. 四因子 (ボイド率変化に伴う) の比較 (Magnox プルトニウム, および BWR プルトニウム装荷格子 ( $7 \times 7$  アレイ))
12. プルトニウム装荷格子 ( $7 \times 7$  アレイ) に対するボイド反応度の解析
13. 燃料棒直径の反応度に及ぼす効果
14. 燃料棒直径の  $k_{\infty}$  に及ぼす効果, (0%, 30%ボイド率)
15. 四因子 (燃焼度変化に伴う) の比較 (Magnox プルトニウム, 並びに BWR プルトニウム装荷格子)
16. プルトニウム高同位元素組成 (Magnox プルトニウム, および BWR プルトニウム装荷格子)
17. 3 設計格子に対するプルトニウム高同位元素組成率
18. 燃焼時間精粗の実効増倍率に及ぼす効果
19. 熱水力設計パラメータ値一覧

## Figure contents

1. Schematic diagram of the scatter refueling
2. The relation between the reactivity  $\rho$  and atomic ratio  $R$
3. The relation between reactivity and lattice pitch
4. The relation between reactivity and void fraction
5. The relation between  $k_{eff}$  and  $N_H/N_{Fiss}$
6. Schematic diagram of the fuel assembly of a commercial BWR
7. Effective multiplication factor ( $k_{eff}$ ) v.s. fuel burnup
8. Infinite multiplication factor ( $k_{\infty}$ ) v.s. fuel burnup
9. Effective multiplication factor v.s. void fraction
10. The change of fuel composition with fuel burnup
11. Resonance escape probability for  $^{238}\text{U}$  v.s. void fraction
12. Epithermal slowing down power v.s. void fraction
13. Dancoff correction factor
14. Resonance integral for  $^{238}\text{U}$
15. Age  $\tau$  v.s. void fraction
16. Age  $\tau$  v.s. fuel burnup
17. Wigner-Wilkins'  $1/\nu$
18. Absorption & Fission cross section for U & Pu v.s. void fraction
19.  $^{238}\text{U}$  resonance integral v.s. fuel burnup
20. Conversion ratio v.s. fuel burnup
21. The change of the power shearing with fuel burnup (30% void) Ref. D.  $7 \times 7$  array 2.51% U
22. Effective multiplication factor v.s. Pu fissile enrichment (Case 1)
23. Effective multiplication factor v.s. Pu fissile enrichment (Case 2)
24. Void reactivity v.s. void fraction, (OMWD/T)
25.  $\Delta(\eta f)_i/(\eta f)_i$  v.s. void fraction, (OMWD/T)
26.  $\Delta p/p$  v.s. void fraction, (OMWD/T)
27.  $\Delta \mathcal{E}/\mathcal{E}$  v.s. void fraction, (OMW/T)
28. The increment for four factors v.s. void fraction, (OMWD/T)
29. Void reactivity for  $k_{\infty}$  v.s. void fraction, (OMWD/T)
30. Effective multiplication factor  $k_{eff}$  v.s. void fraction for CSA-lattice
31. Effective multiplication factor  $k_{eff}$  v.s. void fraction for RSA-lattice
32. Void reactivity v.s. void fraction
33. The increment in four factors v.s. void fraction
34.  $\Delta(\eta f)_i/(\eta f)_i$  v.s. void fraction
35.  $\Delta p/p$  v.s. void fraction
36.  $\Delta \mathcal{E}/\mathcal{E}$  v.s. void fraction
37. The effective multiplication factor  $k_{eff}$  v.s. fuel burnup for CH-Pu loading or BWR-Pu loading lattice
38. The variation of total conversion ratio with burnup, (30% void)
39. The variation of total conversion ratio with void, (20,000 MWD/T)
40. The change of atomic number density with fuel burnup (Pu in ref lattice)
41. The change of number density with fuel burnup (Pu in mod. (CSA) lattice)
42. The change of atomic number density with fuel burnup (Pu in mod.(RSA)lattice)
43. Power sharing v.s. fuel burnup, Pu in Ref. lattice
44. Power sharing v.s. fuel burnup, Pu in Mod. lattice (CSA)
45. Power sharing v.s. fuel burnup, Pu in Mod. lattice (RSA)
46. Power sharing v.s. void fraction, Pu in Ref. lattice, (20,000 MWD/T)
47. The effect of burnup time steps on effective multiplication factor
48. Fuel rod surface temperature v.s. surface heat flux
49. Power and steam quality distributions (Ref. lattice)
50. Power and steam quality distributions (Pu in ref. lattice)
51. Power and steam quality distributions (Pu in mod. lattice(CSA))
52. Power and steam quality distributions (Pu in mod. lattice(RSA))
53. Burn-out limit evaluation (a)  
Burn-out limit evaluation (b)

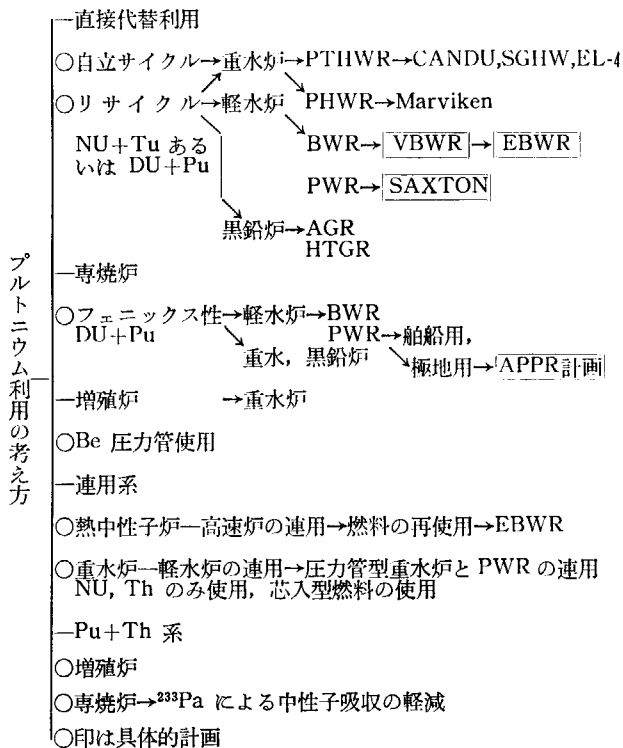
## Table contents

1. The reactivity assigned to the present reactor
2. The reference lattice properties
3. Physical characteristics of the reference lattice
4. The variation of void reactivity with fuel burnup
5. The variation of four factors with fuel burnup
6. The relation between the four factors and void fraction
7. Case identification in this study
8. Pu-higher isotopic contents
9. Four factors for the NU+CH-Pu fuel ( $7 \times 7$  array)
10. Four factors for the 0.9% DU+BWR-Pu ( $7 \times 7$  array)
11. Comparison of four factors in the Magnox Pu lattice

- (7×7 array) and the BWR-Pu lattice (7×7 array) with void
12. Analytical results of void reactivity for Pu loaded lattice (7×7 array)
  13. Effect of fuel rod diameter on reactivity
  14. Effect of fuel rod diameter on  $k_{\infty}$  (0% and 30% void fraction)
  15. Comparison of the four factors for the BWR-Pu loading and the Magnox-Pu loading lattices with burnup.
  16. Isotopic composition of Pu for the Magnox Pu and the BWR-Pu loaded lattices
  17. Pu isotopic composition of the three designed (%) lattice
  18. The influence of the width of the burnup step time on the effective multiplication factor
  19. Thermo-hydraulic parameters of the present design and the other reactors

# 1. プルトニウム利用の方法

最近わが国を始め欧米諸国において Pu の熱中性子炉利用に関する問題が種々の国立研究機関や業界で研究討論がなされてきているが、それらを概観するとこの問題は次のように分類できる。



第1番目の直接代替利用 (direct substitute) の基本的な考え方は既存発電炉 (proven type reactor) に Pu を装荷するもので、その場合原子炉々心変更を最小限におさえている。この利用方法をさらに細分化すれば、自立サイクル (self sustaining cycle) とリサイクル (recycle) に別けられる。前者は天然ウランあるいは減損ウランなどにその炉の使用済燃料から取出されるプルトニウムを付加して新燃料とし、それをその炉に装荷し、そのような燃料装荷を繰り返す方法である。このサイクルが最も現実的になる炉型は重水炉である。後者のリサイクル方式は取出しプルトニウムに減損ウラン、あるいは微濃縮ウランを追加するもので、おもに軽水炉や黒鉛炉が対象炉とされている。

第2のプルトニウム専焼利用 (Pu burner) は Pu を本格的に熱中性子炉へ利用しようとするもので直接代替利用の立場と若干異にしている。すなわち直接代替利用の立場は <sup>235</sup>U 燃料の節約を目的として、その代替に Pu を使用するに対してプルトニウム専焼利用はできるだけ燃焼度を高めることにある。そのため、この方式では必然炉心格子はそれに合うように変更される。これをおこなわせるもっとも代表的な手法は「Pu フェニックス性

(Phoenix)<sup>1)~3)</sup>」の利用である。フェニックス性の特徴は一口にいつて Pu の灰がまた自然に自動的に燃料に生れ変るとでもいったほうがよく、その様子をもう少し炉物理的に厳密に表現すると、初期実効増倍率が低く、かつ、燃料燃焼によつてその変化が小さいにもかかわらず高い燃焼度 (軽水炉では 50,000MWD/T, 重水炉では 80,000MWD/T) が得られる Pu 体系であつて、使用 Pu 高同位元素組成率にはある制限がある。たとえば SGHW (重水炉) では Pu 高同位元素組成比 (<sup>239</sup>Pu/<sup>240</sup>Pu/<sup>241</sup>Pu/<sup>242</sup>Pu) は 52/32/9/7, PWR (軽水炉) では 52/20/20/8<sup>1)</sup> になっていて、いずれも代替利用の場合よりも <sup>240</sup>Pu の組成率が高い。適当な組成率の <sup>240</sup>Pu を含む Pu を適当な中性子スペクトルを持つ格子に装荷すれば、<sup>240</sup>Pu は親物質 (fertile material) ならびに可燃性毒物 (burner poisoning) としての両方の働きを示して、燃焼に伴う実効増倍率の変化を非常にゆるやかにする。この性質を利用する原子炉は一般に低減速度 (under moderate) の体系となる。したがってその格子構造は既存炉から若干異なるために現今でも研究開発が必要とされている。

第3は増殖炉 (breeder) 構想<sup>5),6)</sup> である。これは最近 BNL の J. CHERNICK 等によって提唱されているもので、対象炉は圧力管型重水炉 (圧力管材料に Be を使用する) である。増殖利得 (breeding gain) は ~0.05 程度であると報告されているが、多くの研究開発が必要とされよう。

第4の連用方式 (cross over) にはいろいろな方式が考えられているが、その内の代表的な例を2つあげる。その1つは熱中性子炉—高速炉連用系<sup>7)</sup> (thermal-fast reactor combined system) といわれているもので、高速炉のブランケット部分へ熱中性子炉用の燃料 (減損ウラン使用) を挿入して約 1,000MWD/T の照射をおこない、それを回収して熱中性子炉へ使用して ~20,000 MWD/T 程度の燃焼を得た後、使用済減損ウランをまた高速炉ブランケットへ供給するといった仕組の燃料利用方法である。この方式によると1基の高速炉で、それと同じ熱量を取出せる2基の熱中性子炉が運転できるといわれている。もう1つの方法は子孫交換系<sup>8)~9)</sup> (crossed progeny system) といわれるもので、軽水炉と重水炉をつぎに述べる方法で連用する。重水炉は軽水炉から取出された Pu を Th に混合して作られた燃料を使用して運転させ、重水炉から生産される <sup>233</sup>U は天然ウランに混合して軽水炉の燃料とする<sup>10)~11)</sup>。こうすれば必要な核燃料は天然ウランとトリウムのみということになるが、これが子孫交換系の特徴である。



第5の利用方式は Th に Pu を付加した核燃料の使用を考えるもので、増殖炉を狙うものと、専焼炉<sup>12)</sup>となすものの2つの考え方がある。特に後者の場合には  $^{233}\text{Pa}$  による中性子吸収が軽減できること (Th 利用原子炉では  $^{233}\text{Pa}$  の吸収のために中性子束を高めて比出力を高めることが一般に困難となるが、Pu を持込めば比較的低い中性子束レベルでも比出力は悪くならない)、

また初期実効増倍率を上げて燃焼度を高めることができるなどの利点がある。

上述の分類に含まれていないもので、他にも放射性崩壊に伴う発熱利用<sup>13)</sup> (decay heater)、あるいは宇宙開発技術(space technology)の材料に使用される  $^{242}\text{Cm}$ 、 $^{243}\text{Cm}$  の生産などで Pu の利用も考えられている。

## 2. 設計上の基本的考え方

軽水炉への Pu 利用に関する研究調査は1960年代より日本でもおこなわれてきている。その成果の報告は1962年に発表されたプルトニウム等価性委員会の「プルトニウム燃料の核的価値, プルトニウム価格について<sup>14)</sup>」や「軽水炉への Pu 利用<sup>15)</sup>」に詳報されている。そこで取上げられ検討されている内容は主に「Pu の核的価値」が対象にされている。

これに対してここに報告する内容は「Pu 利用炉の設計方針, 並びに設計上の問題点」を示している。対象にされた原子炉は最近の commercial BWR とし, Pu の使用法はその「direct 使用,あるいは recycle 使用」の立場に立っている。設計は核, 熱, 水力の3部門からの検討の上に立って進めている。

次に設計を進めるに当たって取られた設計上の基本的考え方について説明しよう。

- (i) Pu の使用は“direct substitute”の考えに立っている。
- (ii) 原子炉熱出力に対する経済的条件と熱工学的条件から Pu 燃料装荷炉の燃料の有効発熱面積は U 燃料装荷炉のそれとできるだけ同じになるように燃料体を設計する。
- (iii) 出力分布, 反応度の制御, 安全性(ボイド係数等)等から, これらの諸特性が U 装荷の場合のそれとできるだけ同じようになるように設計する。
- (iv) 原子炉の構造的な炉心構成はできるだけ変えないようにする。従ってチャンネル等の寸法は U 装荷の場合の寸法と同じにする。

これ等の条件は必ずしも Pu loading 下の BWR 炉心に対する optimum な条件であるとは限らないが, 非常に現実的な条件である。特に「Pu の direct substitute」であるところが考え方として意義が大きい。この考え方を採った理由は(a)近い将来 proven type 炉からかなり多くの Pu が生産されるだろうこと。(b)近い将来 Pu が民有化されるかもしれないこと。(c)ウラン核燃料の有効利用から来る Pu 燃料使用の要請。(d)近い将来最も技術的に可能な Pu の使用法は proven type 炉への Pu の direct substitute であること。等である。勿論 direct substitute なる使用法の有利性を主張しようと欲するならば, その使用法がどれだけ経済的に有利になるかの定量的解析が必要となろう。しかし国内外にこれを解析した研究が多くあるので, 必要があればそれ等の研究を参考にすることにし, ここではこの問題に深く立入ることとはしないことにする。従って本報告書中での解析の条

件(1)は(a)~(d)で示された経済環境から要請される条件であり, 原子炉が設置される経済環境を規定する別表現であるとも考えられる。次に条件(ii)であるがこの条件は assembly 内の燃料棒の本数を規定する条件である。ウランを loading している格子に Pu を loading すると運転初期の void 係数はより negative になり燃料の燃焼が進むにつれそれは回復する。回復の度合は Pu loading 格子ほど大きい。void 係数をウラン loading 時の大きさに設定しようとするればどうしても水対燃料の原子数比を高めざるを得ない。これをおこなうには燃料

TABLE 1 The reactivity assigned to the present reaction

Items for reactivity	Reactivity (%)
Start up	1
Temperature (full power)	1
Void	2.5
Poison ( <sup>135</sup> Xe and <sup>149</sup> Sm)	3.2
Burnup	1.2%/1000 MWD/T
Flattening	1.0
Xe-over-ride	1.0
Control	?

棒を細くしかつ array 数を多くする必要がある。その時考慮されるべき条件が(ii)に示されるものであって燃料の伝熱面積をできるだけ不変に保つ必要がある。条件(iii)は余剰反応度と void 係数を規定するもので, 余剰反応度は装荷 Pu 燃料の濃縮度を, void 係数は減速材対燃料の原子数比ならびに燃料棒直径を定めることになる。そこでこれらの規定因子の大きさが実際のどの程度の値であるか, まずそれを始めに眺めてみることにしよう。最近の commercial BWR 炉の反応度の割振はおおよそ TABLE 1 のようになっている。

今燃料交換のない状態で燃料燃焼度が 15000MWD/T に達した時に燃料を取出すものとすれば, burnup 用の余剰反応度は18%となり, 炉が持つべき全余剰反応度は27.7%となる。燃料交換をおこなう場合は burnup 用の余剰反応度はこの値より少なくすむが, 燃料交換に scatter refueling を採用し取出し燃料の目標燃焼度を25000MWD/T とすれば burnup 用の余剰反応度は18%程度となり, 炉が持つべき余剰反応度は28%前後となる。Void reactivity が2%前後に落ち着かせる為には水素原子対分裂性核種の原子数比  $N_H/N_{Fiss}$  を350~450の範囲に入れなければならない。ウラン loading の場合  $N_H/N_{Fiss}$  は200程度であつて, 両者の値の比較からわかることは Pu loading 体系にあって void reactivity

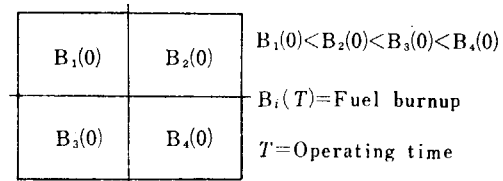
を U loading のそれと同一にするためには体系を well moderated にする必要があるのであることがわかる。出力分布は void 係数の大きさに鋭敏であるので、両者の関係を追求することは非常に重要になってくる。条件(iv)は制御棒等の配置を変えるわけにゆかないこと（何故なら圧力容器に設けられた制御棒挿入孔はすでに定められてしまっているため）を規定するものである。この規定があるために fuel assembly の設計の変更は非常に限定される。

参考のためにもしこの規定がない場合の BWR 炉心設計の仕方について述べておこう\*。まず、安全性に対する設計基準なるものが与えられる。それは (1) 炉心に制御棒が挿入されなかった場合に対する条件を決めるもので stuck rod criteria と呼ばれている条件である。その内容はもし何らかの原因で 1 本の制御棒が炉心に挿入できない場合でも何%かの反応度余裕で原子炉を停止できるように炉心を設計する条件である。(2) 最もシビアな位置にある制御棒が抜けた場合の反応度付加の条件を規定するもので rod "blow out" criteria と呼ばれている。これは一本の制御棒のワースを制限するものである。(3) 1 本の燃料アセンブリのワースを規定するもので、臨界炉心にさらに一本の燃料アセンブリを加えた時の反応度付加量を制限する（この規定は fuel bundle worth criteria と呼ばれている）。その規準に従って制御棒ピッチを定める。ついで (4) fuel の burnout criteria, (5) void content & distribution の criteria (6) fuel clad の温度に対する criteria, (7) void & temperature coefficient に対する criteria の基準に乗って fuel assembly の設計がなされる。

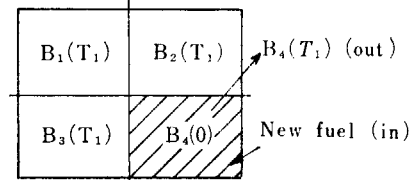
Direct substitute のプルトニウム loading 炉心はこれらの criteria を実際に満足しているかどうかをチェックしておく必要がある。もしその結果が制御棒ピッチの変更を求めることになれば direct substitute なる Pu loading は不可能ということになる。しかし幸に Pu の direct substitute は一般に可能と考えられている。

次に scatter refueling の利点、将来性、並びに問題点について簡単に説明を与えておこう。scatter refueling は 4 control rod を囲む燃料 assembly を一組と考えて Fig. 1 に示す順序に従って燃料交換をおこなうものである。この操作を炉心内各領域でおこなうと、新しく装荷される燃料の反応度は out-in zone loading に比して大きいものになる。例えば Dresden 炉を例にとると同炉に out-in zone loading をおこなった時の burnup に使用できる reactivity は  $0.084k$  でそれを 4~5batch cycle で交換するとすれば burnup は

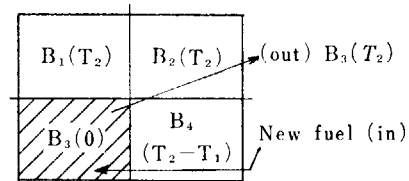
(I) Initial fuel loading



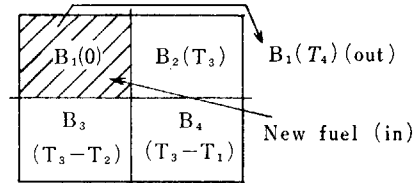
(II) 2nd loading



(III) 3rd loading



(IV) 4th loading



(V) 5th loading

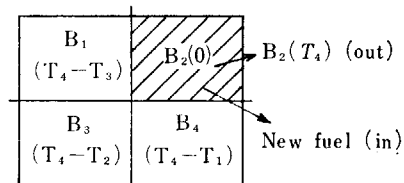


Fig. 1 Schematic diagram of the scatter refueling

8000~10,000MWD/T となる。ところが同炉の燃料交換方法に scatter refueling を用いると reload fuel の reactivity は  $0.184k$  となって out-in zone loading のそれに比して  $0.104k$  も高くなり、それを burnup に換算すれば 18,000~20,000MWD/T となる<sup>16)</sup>。このように scatter refueling を用いると burnup は高めうるのである。Burnup を高めうる今一つ scatter refueling の理由は、出力分布を悪くすることなく取出燃料が持つ reactivity を下げることができることである。これはこのような refueling 下では炉の reactivity はおおよそ新燃料が持つ reactivity と減損燃料が持つ reactivity の相加平均であることのためである。

次に scatter refueling をした場合での出力分布について考えてみよう。一般に大型 BWR の出力分布は高速中性子束の分布に近い形を持つが、そのような炉で数

\* G.E. 社の設計手順……詳細については炉物理談話会誌 No. 3 (Mar. 1963) 「G.E. による BWR 炉心の一次設計法」石塚 信 参照。

拡散距離へだてたところに  $k > 1$  の領域と  $k < 1$  の領域が相接すると出力の分布は大きな尖頭を持つようになる。このような状態が起るのは丁度 out-in zone refueling 等の場合である。Scatter refueling の場合には交換燃料は数拡散距離内に入るために出力全体の歪は小さい。しかしどの場合でも相隣る要素間に出力の不整合が生じる。不整合の形は要素間の熱中性子束分布に似ていて、この局所的出力歪は10%程度のものであるといわれている<sup>16)</sup>。出力分布の平坦化から見ても scatter refueling には大きな利点があることがわかる。次に運転上から見た scatter refueling の利点を考えてみよう。第一にあげられる利点は制御方式が非常に簡単になることである。それは燃料の照射度の実効的な変化巾（実効的な変化巾というのは 4 assembly を平均化した時の照射度の変化巾である。制御は第一に reactivity を制御するのであるから、実効照射度の変化巾に目をつけておればよい。）が小さいために制御棒の上げ下げを領域ごとに大きく変える必要がないのである。これが out-in zone refueling 等の場合には制御棒の挿入の度合は領域毎に相当異なることになる。第二の利点は反応度係数の

燃焼に伴う変化巾が小さくなることから制御が容易になる。一般に BWR の void 係数は燃料の燃焼に伴って negative から positive side へと移向するが、scatter refueling の場合にはこの移向の度合は浅いものに落着く。ところが out-in zone loading の場合には depleted した燃料領域で void 係数は正となることがある。それにより出力は動特性的不安定現象を起しうることすらある。第三にあげられる利点は何と云っても燃料交換に要する手数が少なくすむことである。従って refueling に要する時間そのものも非常に少なくすむことになる。

Scatter refueling に対する実験的検証は1962年以来 Dresden 炉で試みられてきている。その結果は1963年9月米国サンフランシスコにて開かれた「Nuclear performance of power-reactor cores」に関する会議で C.E. FOREMAN & A.F. VERAS 並びに H.A. BRAMMER & G.R. PARKOS によって報告されているのでそれを参照されたい<sup>16)</sup>。実験報告は上に述べた予想値と非常に一致を示していると報告している。

### 3. 濃縮度のサーベイ

#### 3.1 ボイド反応度の原理

体系の減速材原子数  $N_H$  と燃料原子数  $N_{Fiss}$  比  $R = N_H/N_{Fiss}$  は燃料の濃縮度  $e$ , 燃焼度  $B$ , 冷却材のボイ

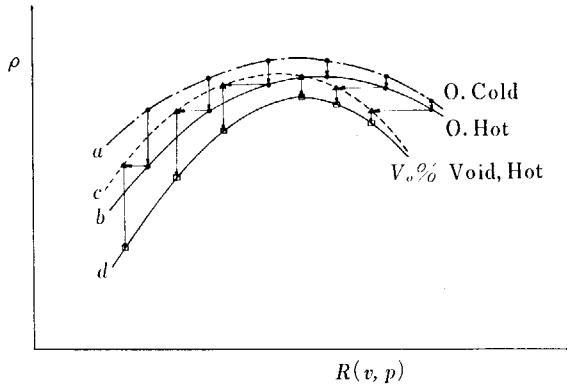


Fig. 2 The relation between the reactivity  $\rho$  and atomic ratio  $R$

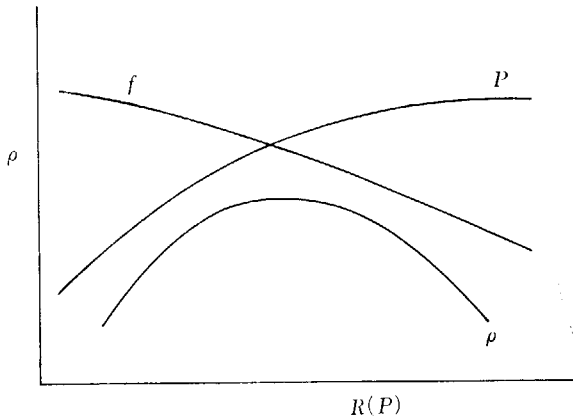


Fig. 3 The relation between reactivity and lattice pitch

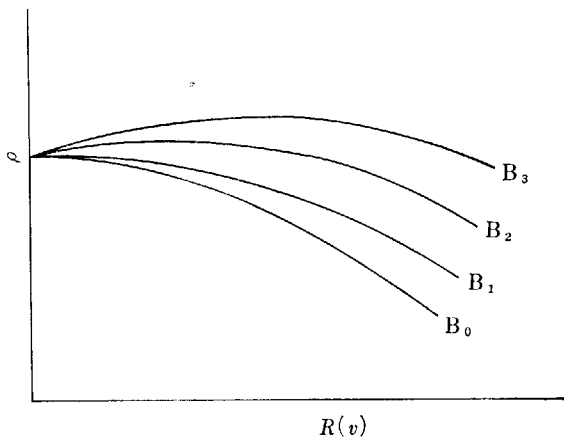


Fig. 4 The relation between reactivity and void fraction

ド率  $v$ , 燃料棒の半径  $r_f$ , 格子ピッチ  $l$  の関数である。今その関係を  $R=R(e, v, r_f, l, B)$  で表す。燃料の濃縮度, 燃焼度並びに半径を固定して  $R$  と系の余剰反応度  $\rho$  の関係を Fig. 2 の  $d$  曲線で示す。次にこの曲線の成立について考えてみる。

今  $e, r_f, B, v$  を固定し,  $l$  と  $\rho$  の関係を求めるとその結果は Fig. 3 に与えられる。Fig. 3 が極大値を持つことに関して, それを4因子的に考察してみると熱中性子利用率  $f$  は格子ピッチ  $l$  の増大とともに減少するのに対して共鳴を逃れる確率  $p$  は増加するがこの2つの反応過程の競争によって適当な  $l$  のところで  $\rho$  に極大値が現われるのである。一方  $e, r_f, p$  を固定し  $B$  をパラメーターとし, 零ボイドからの反応度損失  $\rho_v$  と  $v$  の関係を見ると Fig. 4 のようになる。即ちまだ燃料の燃焼度が小さい時はボイドの生成による反応度損失  $\rho_v$  は void 率の増加に従って減少し (negative void), ある燃焼度以上のところでは  $\rho_v$  は  $v$  の増加とともに増加する (positive void)。さて Fig. 2 はこれら2つの図を用いて合成することができる。その様子を示したのが Fig. 2 の曲線 a~c である。まず冷ボイド, 常温における Fig. 3 に対応する曲線 a を作成する。これは格子ピッチ  $l$  と  $\rho$  の関係を与える図である。次に  $R$  の値を変化させないようにして体系の温度を上げていく。そうすれば  $\rho$  は体系のスペクトル変化やドプラ効果によって減少していく。減少の度合は  $R$  値が小さい領域ほど大きい。その様子は図中の下向の矢印の長さによって示されている。このようにして冷ボイドのまま体系を hot に変えた時の  $\rho$  と  $R$  の関係の作図結果を曲線 b に示す。このところで次に体系に  $v_0\%$  の void を発生させる。そうすると  $R$  値は  $v_0\%$  に相当する部分だけ小さな値のところへ尺度変えをする必要が起る。その様子を左向の矢印で示してある。矢印の長さは尺度変えの大きさを示す。b 曲線の横軸の尺度変えをした結果が点線の C 曲線である。ところが Fig. 4 に  $\rho_v$  と  $R(v)$  の関係図を与えておいたが, この図を用いて void 率  $v$  に相当した  $R(v)$  に対応する  $\rho_v$  を読み取りその大きさを曲線 C から差引く。その様子を  $\frac{1}{2}$  で示した。矢印の長さは void による反応度損失の大きさを示す。  $R$  値が大きい領域ほどこの長さは小さい。すなわち well moderate な体系ほど void による反応度損失は小さい。このように作図してでき上った曲線 b がすなわち operation 状態での  $\rho$  と  $R$  の関係を与える図である。実際の体系についての計算例を Fig. 5 に示す。同図の曲線(a), (b)は基準格子(後述)に 2.3% Pu+0.9% D.U の燃料を装荷した時の

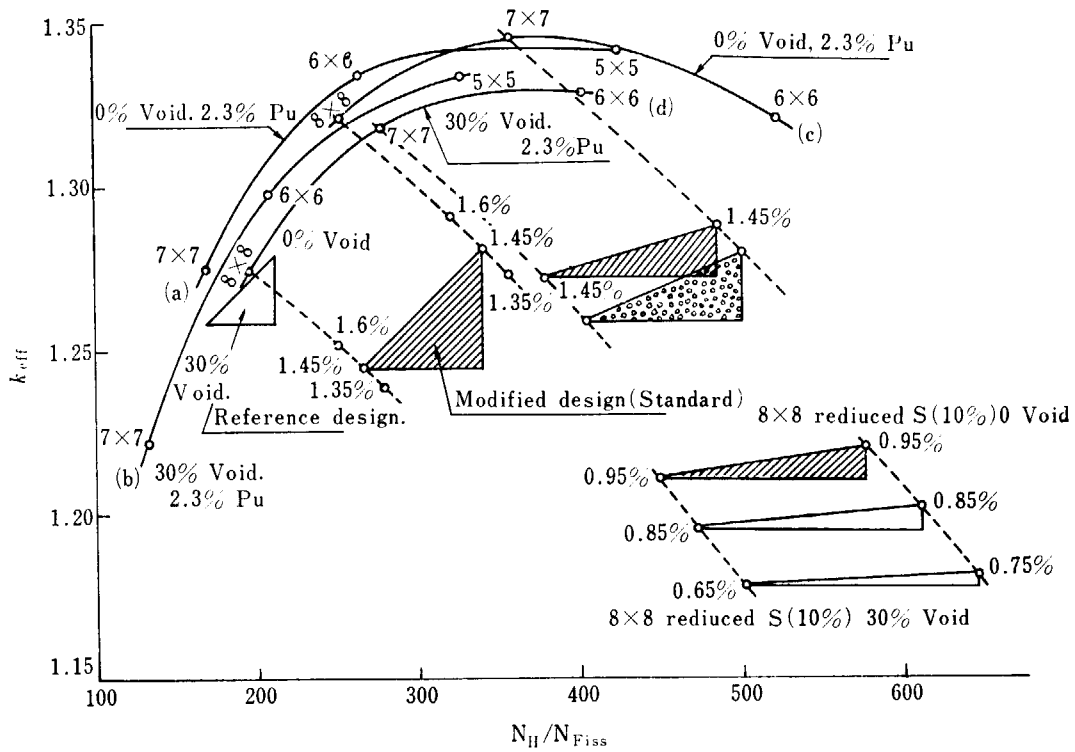


Fig. 5 The relation between  $k_{eff}$  and  $N_H/N_{Fiss}$

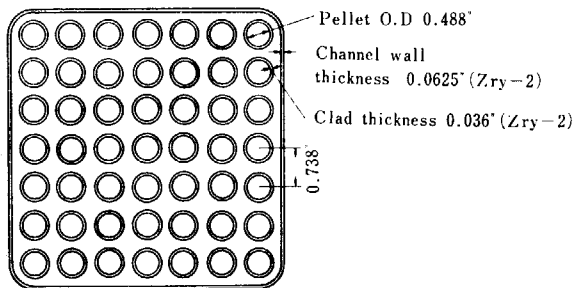


Fig. 6 Schematic diagram of the fuel assembly of a commercial BWR

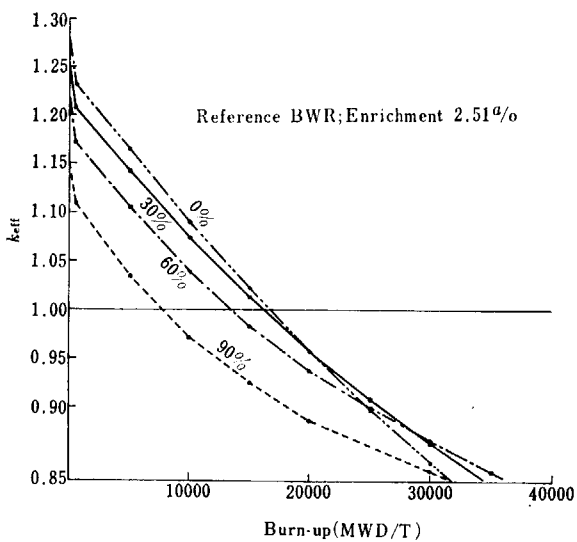


Fig. 7 Effective multiplication factor ( $k_{eff}$ ) v. s. fuel burnup

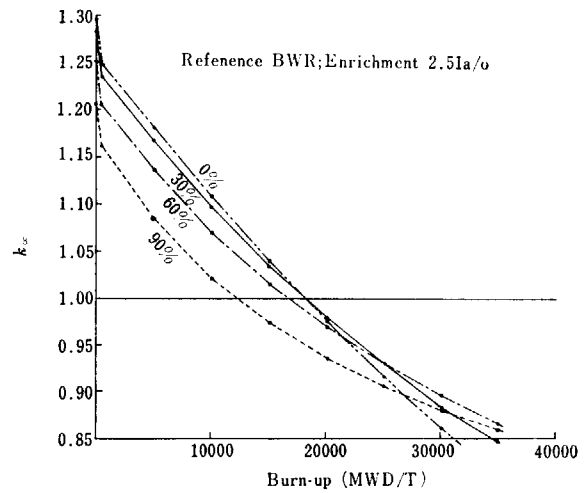


Fig. 8 Infinite multiplication factor ( $k_{\infty}$ ) v. s. fuel burnup

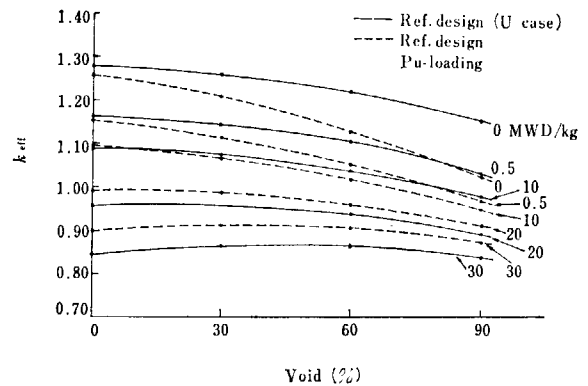


Fig. 9 Effective multiplication factor v. s. void fraction

TABLE 2 The reference lattice properties

Fuel	Fuel material	UO <sub>2</sub>
	Enrichment	2.51%
	Pellet density	10.35g/cm <sup>3</sup>
	Fuel rod dia.	1.24cm
Clad	Clad material	Zry-2
	Clad outer dia.	1.448cm
	Clad thickness	0.0914cm
	Gap length	—
Lattice	Between fuel pellet and clad	0.0254cm
	Pitch between fuel rods	1.875cm
	Fuel rod array	7×7
Temperature	Max. fuel pellet temperature (at hot spot)	2050°C
	Average fuel pellet temperature	760°C
	Average clad temperature	303°C
	Inlet coolant temperature	275.3°C
	Outlet coolant temperature	285.8°C
	Average coolant temperature	283°C
Reactor size	Core diameter	301.8cm
	Core height	365.8cm
	Reflector thickness side	9.1cm
	Upper & Bottom	8.6cm
Power	Power density	36.3kW/l
	Rated power	15.89kW/kg.U

TABLE 3 Physical characteristics of the reference lattice

(i) Sectional area and its fraction for unit fuel cell

	sectional area (cm <sup>2</sup> )	fraction of area(%)
total area	3.51	100
pellet	1.2050	34.33
void (30%)	0.0498	1.42
clad	0.3890	11.08
SS Spacer	0.0136	0.46
water	1.8500	52.71

(ii) Atomic ratio

	cold	hot
H <sub>2</sub> O/UO <sub>2</sub> (cell)	1.550	1.159
" (core)	2.749	2.055
H/ <sup>235</sup> U (cell)	—	94.788
" (core)	—	168.141

(iii) Multiplication factor

$k_{eff}$	1.2581
$k_{\infty}$	1.2825
Xe & Sm loss	0.040
$\Delta k_{eff}$ (0%→30%)	-0.0208

(iv) Fuel burnup &amp; conversion ratio

burnup (for 1st core)	16200MWD/T
initial conversion ratio	0.456

(v) Migration area

age	72.81cm <sup>2</sup>
thermal migration area	6.20
total migration area	79.01

(vi) <sup>235</sup>U depletion & Pu production

fuel burnup(MWD/T)	10,000	15,000	20,000	25,000
<sup>235</sup> U depletion (a/o)	1.531	1.179	0.892	0.662
Pu (fissile) production (a/o)	0.336	0.421	0.475	0.508
Pu (total) " (a/o)	0.400	0.528	0.627	0.701
<sup>239</sup> Pu production (a/o)	0.314	0.374	0.406	0.421

(vii) Resonance characteristics

$\Delta I$ (doppler)	3.863 b
$I^{238}$ (total)	19.905 b
Dancoff coeff.	0.682
$S/M$	0.324
$p^{28}$	0.8033

(viii) Thermal constant (fuel burnup=0 MWDT)

cross-section(barns)	Wigner-Wilkins	MND model	
$\sigma_a$	<sup>235</sup> U	366.95	632.63
	<sup>238</sup> U	1.58	2.73
	<sup>239</sup> Pu	1148.88	1980.64
	<sup>240</sup> Pu	188.91	325.68
	<sup>241</sup> Pu	1074.15	1851.82
$\sigma_t$	<sup>235</sup> U	311.58	537.16
	<sup>239</sup> Pu	758.55	1307.72
	<sup>241</sup> Pu	762.00	1313.67

Wigner-Wilkins  $1/v$  0.5801 (eV)<sup>-1/2</sup>Maxwellian  $1/v$  0.6442 "epithermal slowing down power 0.512cm<sup>-1</sup>

(ix) Relation between the four factors and void fraction

void(%)	0	30	60	90
$k_{\infty}$	1.2971	1.2825	1.2515	1.2047
$k_{eff}$	1.2790	1.2582	1.2169	1.1505
$\beta$	0.7220	0.6755	0.6106	0.5176
$(\eta f)_t$	0.6753	0.6860	0.7033	0.7465
$(\eta f)_c$	1.5366	1.5695	1.6021	1.6336

(x) The variation of the four factor during fuel burnup

MWD/T	0	5,000	10,000	15,000	20,000
$k_{\infty}$	1.2825	1.1679	1.0969	1.0352	0.9802
$k_{eff}$	1.2582	1.1445	1.0741	1.0127	0.9579
$\rho$	0.6755	0.6637	0.6500	0.6394	0.6313
$(\eta f)_I$	0.6860	0.6140	0.5500	0.4980	0.4565
$(\eta f)_I$	1.5700	1.4480	1.3910	1.3400	1.2850
$\rho^{28}$	0.8033	0.8036	0.8039	0.8042	0.8046
$\tau(\text{cm})^2$	72.80	71.86	71.30	70.88	70.22
$L^2(\text{cm})^2$	6.20	5.59	5.51	5.56	5.64
CR*	0.4562	0.4938	0.5472	0.6033	0.6594

\* CR=Conversion ratio

TABLE 4 The variation of void reactivity with fuel burnup

MWD/T	$\Delta k_{eff}(30-0\%)$	$\Delta k(30-0\%)$	$N_H/N_{F138}$ (30%void)
0	-0.0207 <sub>8</sub>	-0.0145 <sub>8</sub>	168.1
5,000	-0.0203 <sub>0</sub>	-0.0144 <sub>4</sub>	194.3
10,000	-0.0167 <sub>6</sub>	-0.0110 <sub>9</sub>	226.0
15,000	-0.0097 <sub>8</sub>	-0.0042 <sub>7</sub>	263.9
20,000	-0.0008 <sub>8</sub>	+0.0045 <sub>2</sub>	308.7
25,000	+0.0088 <sub>8</sub>	+0.0141 <sub>7</sub>	360.7

$\rho-R$  曲線で(a)は 0%void の場合を, (b)は 30%void の場合を示す. また (c), (d) は修正格子 (後述) に上述の Pu+D.U 燃料を装荷した結果で(c)は 0%void を, (d)は 30%void の場合を示す. なお同図にはウラン燃料を装荷した場合(左方の三角形), プルトニウム濃縮度を変えた場合や他の格子に対する結果がのせてある.

### 3. 2 基準格子

最近の commercial BWR 炉の格子の仕様を TABLE 2 に与える. この仕様は G.E. 社が標準設計として採用しているものである. 以後の作業結果はこの格子を基準格子に選んでいる.

Fig. 6 にこの格子の様子を示した. 上の仕様で特に注意すべき点は被覆管の肉厚が若干高くとられている. これは燃焼度が将来高くなることを予想しているためで, そのような場合でも被覆管が十分に耐えうるような考慮が払われているからである. またペレットの平均温度を 760°C としているのは出力に対する hot spot & hot channel factor を考慮しているためである. 30% void fraction (volume) における炉物物理特性は TABLE 3 のようになっている.

Fig. 7 には実効増倍率と燃焼度の関係をボイド率をパラメータにとって示してある. また Fig. 8 には無限増倍率と燃焼度の関係を示した. Fig. 7 を void を独立変数にとり, 燃焼度をパラメータにとって実効増倍率との関係を示したのが Fig. 9 に実線で示した曲線である. 同図

TABLE 5 The variation of four factors with fuel burnup

MWD/T	0	5,000	10,000	20,000
$\Delta A/A$				
$k_{eff}$	-0.0165	-0.0177	-0.0156	-0.000916
$k$	-0.0113	-0.0124	-0.0101	+0.0046
$\rho^{28}$	-0.0386	-0.0385	-0.0384	-0.0382
$\rho$	-0.0689	-0.0756	-0.0819	-0.0901
$(\eta f)_I$	+0.0203	+0.0262	+0.0295	+0.0521
$\tau$	+0.264	+0.2612	+0.2600	+0.2594
$L^2$	+0.166	+0.148	+0.128	+0.102
CR	+0.0972	+0.0972	+0.0908	+0.0628
$\Delta I(\text{Doppler})$	-0.0584	-0.0582	-0.0580	-0.0574
$I(^{238}\text{U})$	-0.0386	-0.0386	-0.0385	-0.0382

TABLE 6 The relation between the four factors and void fraction

void	0%	30%	$\Delta(30-0\%)$	$\Delta A/A(30\%)$
$k_{eff}$	1.2790	1.2582	-0.0208	-0.0165
$k$	1.2971	1.2825	-0.0146	-0.0113
$\rho$	0.7220	0.6755	-0.0465	-0.0689
$(\eta f)_I$	0.6753	0.6860	+0.0107	+0.0156
$(\eta f)_I$	1.538	1.570	+0.032	+0.0203
$\tau$	53.66	72.81	+19.15	+0.264
$L^2$	5.17	6.20	+1.03	+0.166
ICR*	0.412	0.456	+0.044	+0.0972
$\rho^{28}$	0.8343	0.8033	-0.0310	-0.0386
$\Delta I(\text{Doppler})$	4.089	3.863	-0.226	-0.0584
$\rho^{238}$	20.676	19.905	-0.772	-0.0386

\* ICR=Initial Conversion Ratio

にはその格子に Pu を装荷した場合の実効増倍率のボイドに対する変化の様子も合せて書込んである (点線で示されている曲線). この図から明らかなのはボイドによる反応度変化は燃焼の初期において負であるが, 燃焼が進むに従ってそれは回復し, 20,000MWD/T 以上の燃焼度のところで正に変わる. 数値的にその様子を TABLE 4 に示す.

$\Delta k_{eff}(0\% \rightarrow 30\%)$  の数値が負から正に変わるのは 20,000 ~ 25,000MWD/T のところであるが,  $\Delta k(0\% \rightarrow 30\%)$  に対しては 15,000 ~ 20,000MWD/T のところで負から正に変わっている. 従って特に大型炉にあって, batch 的な燃料のやり方をした場合には, 燃焼の進んだ部分の void reactivity は正に充分なりうる事がわかる. しかし, scatter refueling をおこなうような体系ではたとえ 1 燃料アセンブリの燃焼度が 20,000MWD/T を越そうとも, アセンブリ平均の燃焼度は 12,000 ~ 17,500 MWD/T 程度に止るから void reactivity は正になることはなからう. Scatter refueling をおこなうとこのような利点が生ずることは design philosophy のところで述べておいた.

さて void reactivity が燃料の burnup に伴って



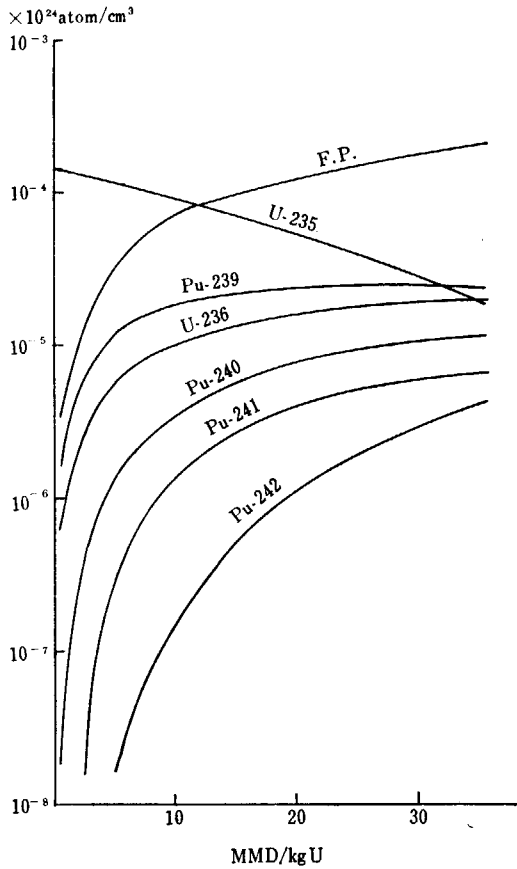


Fig. 10 The change of fuel composition with fuel burnup

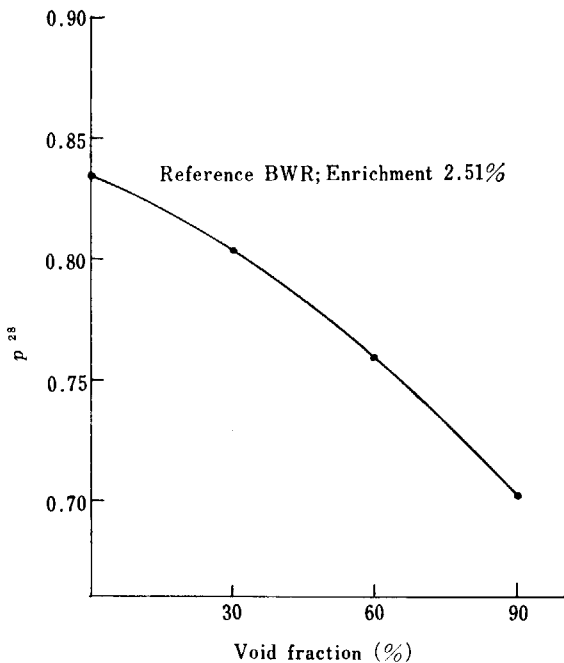


Fig. 11 Resonance escape probability for <sup>238</sup>U v.s. void fraction

負から正へと変るのはどのような原因にもとづくものであるかについて次にそれを考察することにしよう。各因子の burnup に伴う変化のようすを TABLE 5 に示す。

ここで  $\Delta A/A$  は次のように定義されている。  $\Delta A/A$

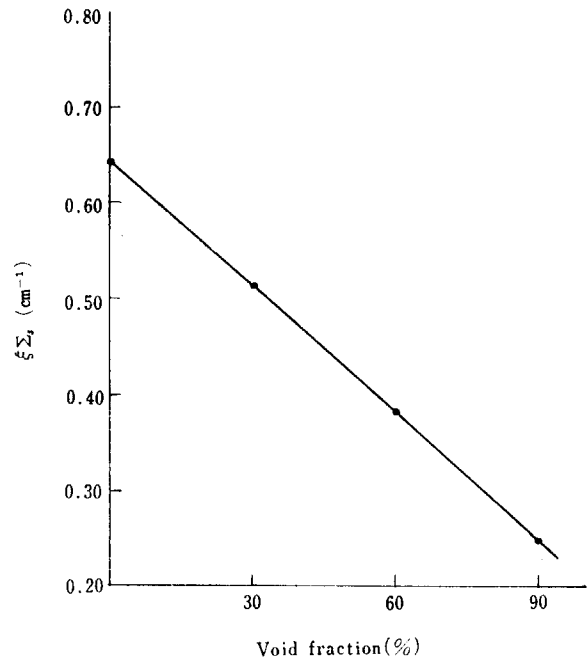


Fig. 12 Epithermal slowing down power v.s. void fraction

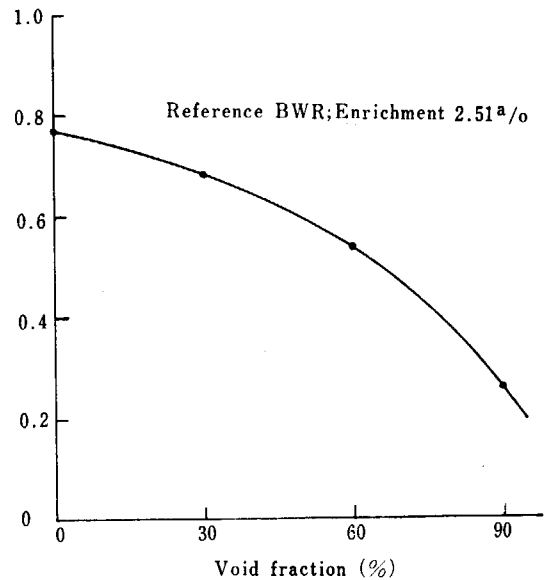


Fig. 13 Dancoff. correction factor

$= (A(30\%) - A(0\%)) / A(30\%)$  ; すぐ気がつくことは  $p$  と  $(\eta f)_e$  の変化が最も大きいことである。2者の内でも  $(\eta f)_e$  の変化が最も大きい。  $p^{28}$  の変化が非常に小さいことから  $^{238}\text{U} \rightarrow ^{239}\text{Pu}$  の conversion は燃焼期間中ほとんど一定であることが推察される。次に  $p$  の変化が燃焼に伴って減少していることや CR が燃焼の末期で低下していることから  $^{239}\text{Pu} \rightarrow ^{240}\text{Pu}$  の転換が  $p$ , CR を決めるのに主役を演じていることが推察される。一方  $(\eta f)_e$  が増加するのは一つには  $^{239}\text{Pu}$  の build up に伴う燃料体の blackness の増加に帰因して  $f$  が高くなること、他の一つには  $^{240}\text{Pu} \rightarrow ^{241}\text{Pu}$  の転換によってプルトニウムの実効  $\eta$  が高くなることに帰因しているの

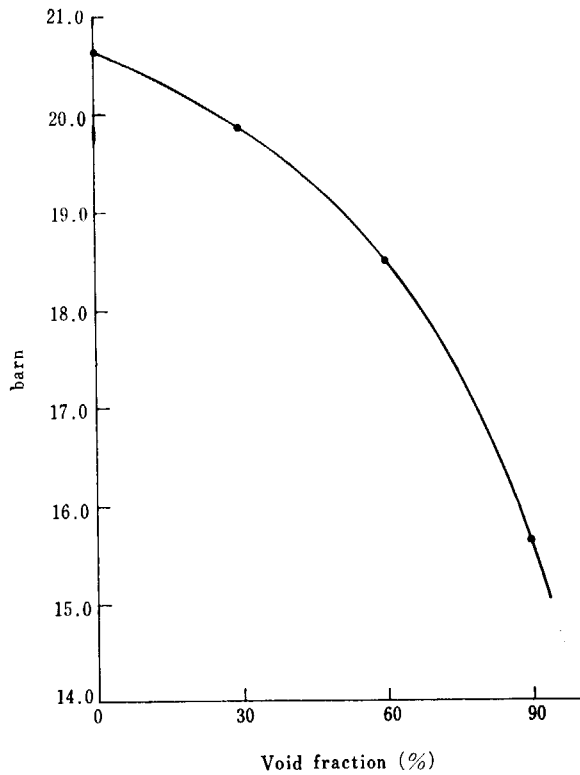


Fig. 14 Resonance integral for <sup>238</sup>U

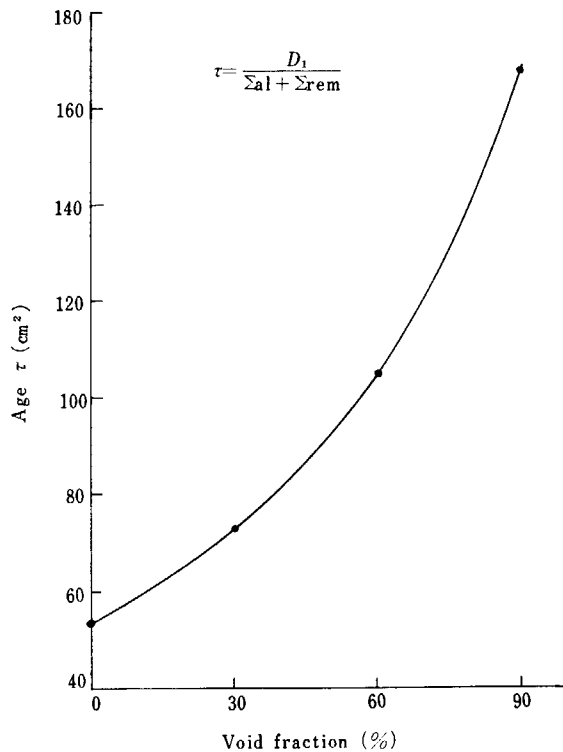


Fig. 15 Age τ v.s. void fraction

である。従って上述の事柄をまとめると「void reactivity が burnup の過程で negative から positive へと移動する主な物理的原因はプルトニウムの蓄積につれ燃料に吸収される熱中性子の割合が増えること、<sup>243</sup>Pu → <sup>241</sup>Pu への conversion が増えプルトニウムの実効 η

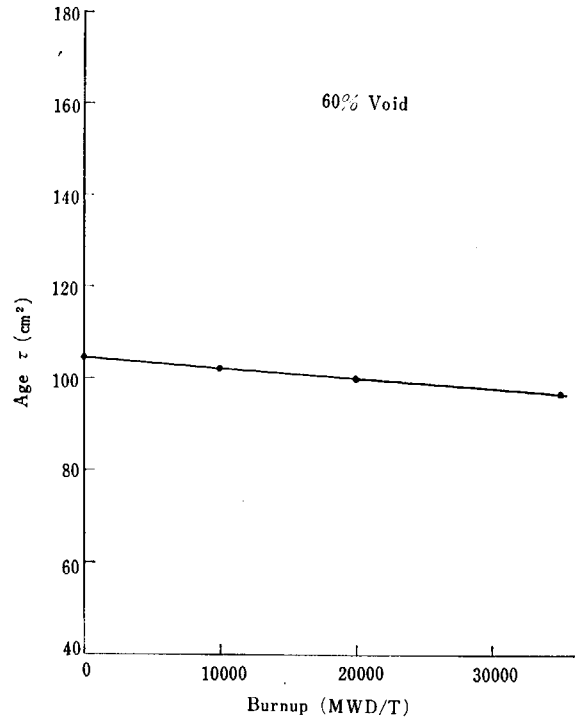


Fig. 16 Age τ v.s. fuel burnup

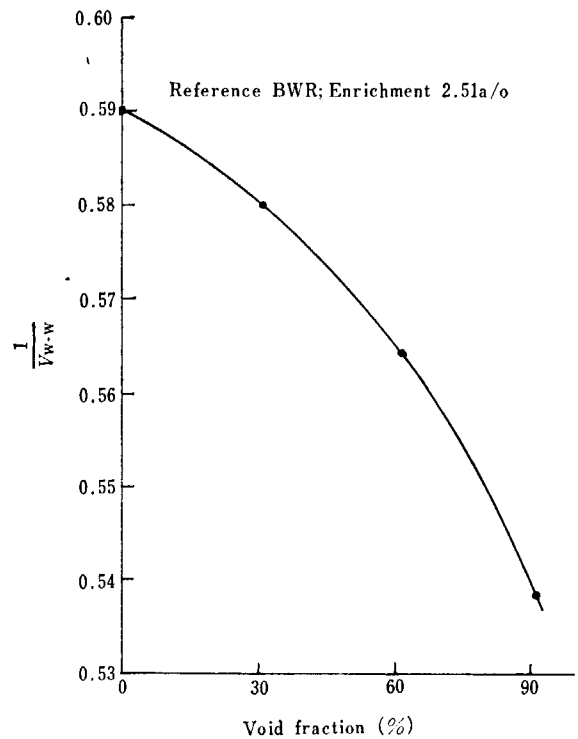


Fig. 17 Wigner-Wilkins' 1/v

が高くなること、この2つのことが共鳴吸収による反応度損失に打勝つためである」と結論づけられる。プルトニウム蓄積の様子を Fig. 10 に示しておく。

次に Initial burnup 時における void reactivity について考察を進めよう。TABLE 6 に void の発生を 0% から 30% へ変化した場合の 4 因子の変化の様子を示す。この効果を 4 因子的に眺めてみると reactivity 変化中の

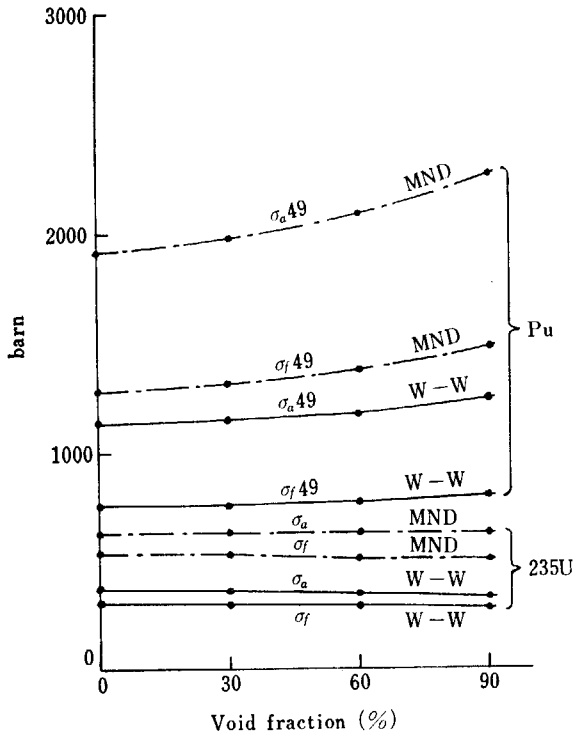


Fig. 18 Absorption & fission cross section for U & Pu v. s. void fraction

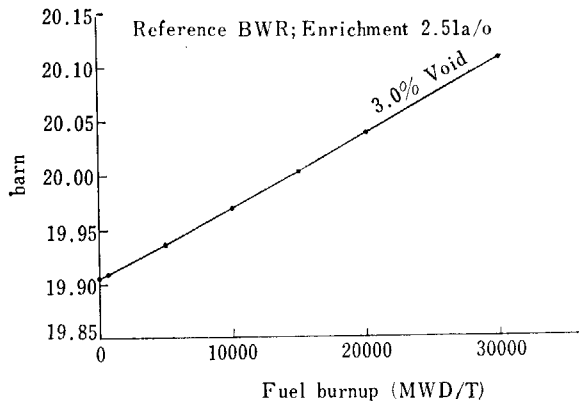


Fig. 19 <sup>238</sup>U resonance integral v. s. fuel burnup

最も大きいものは resonance escape probability で次いで thermal fission, 第3番が fast & resonance fission, 第4番目が leakage となっている。

$$\Delta p/p = -0.0689, \Delta(\eta f)_i/(\eta f)_i = +0.0203$$

$$\Delta(\eta f)_f/(\eta f)_f = +0.0156, \Delta L/L = -0.0055$$

注意すべきことは fast & resonance fission の変化が比較的大きいことである。BWR 炉の void effect を評価する際にはこの効果を見逃さないことを注意しておきたい。上述の計算に使用された code<sup>(17)(18)\*</sup>(LEOPARD) は fast fission reaction が正確に計算されるようになっている。以上の考察から次のことが結論づけられる。「void 率の変化による reactivity の変化は共鳴を逃れる確率 (negative side へ変化), 高速-共鳴中

\* LEOPARD code は MUFT-SOFOCATE を組合せた point burnup code である。

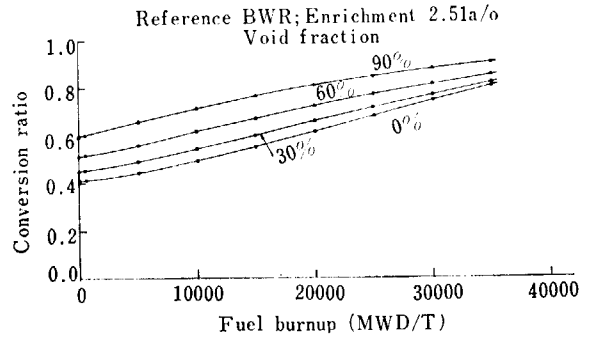


Fig. 20 Conversion ratio v. s. fuel burnup

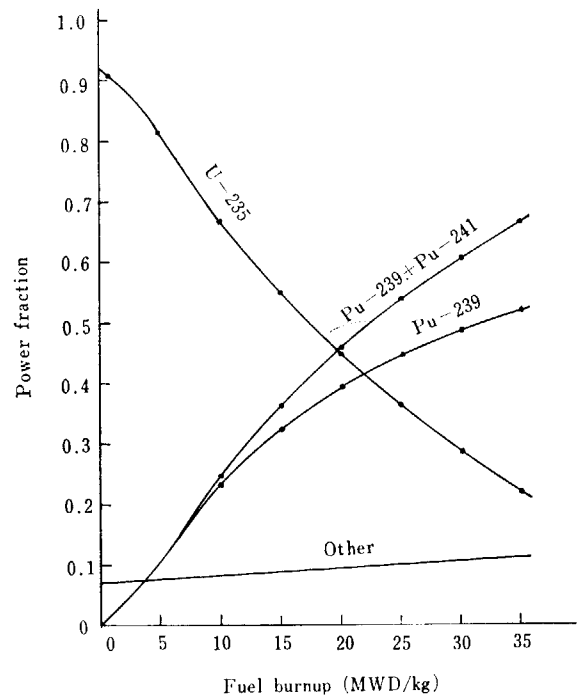


Fig. 21 The change of the power shearing with full burnup (30%void) Ref. D. 7x7 array 2.51%U

性子エネルギー領域での中性子発生率 (positive side へ変化), 熱中性子エネルギー領域での中性子発生率 (positiveside), 並びに中性子漏洩率 (negative side) の競合過程で定まり, 競合の収支として共鳴を逃れる確率の void 変化が表に現われる。注意事項として, fast & resonance fission reaction は void 率変化によって無視できないほどに変化する。」

<sup>238</sup>U による共鳴を逃れる確率  $p^{28}$ , epithermal slowing down power  $\xi\Sigma_s$ , Dancoff. correction factor  $r$ , <sup>238</sup>U の共鳴積分  $RI_{28}$ , age  $\tau$ , Wigner-Wilkins  $1/v$ , <sup>235</sup>U, <sup>239</sup>Pu の実効吸収, 分裂断面積  $\sigma_a^{25}, \sigma_a^{49}, \sigma_f^{25}, \sigma_f^{49}$  の void 率変化に対する変化の様子を Fig. 11~15 に示した。これ等の特性の中で特に注意すべき点は <sup>235</sup>U の吸収, 分裂の各実効断面積は void 率変化に対してほとんど変化していないが <sup>239</sup>Pu のそれはかなりの変化を示していることである。すなわち同図から void 率減少に伴う spectrum hardning の効果が見られる。ま

TABLE 7 Case identification in this study

Item	Fuel pellet diameter	Array	Fuel material & enrichment (a/o)	Void fraction (%)	Fuel burnup (MWD/kg)	Case No.
1	Ref. Lattice fuel rod	7×7	NatU+C.H-Pu (2.5:1.8:1.3)	0	0	12
			0.9DU+CH-Pu(2.3:1.6:1.1)	0	0	
			1.2DU+CH-Pu(2.0:1.3:0.8)	0	0	
			0.9DU+BWR-Pu(2.5:1.6:1.3)	0	0	
2	Ref. Lattice fuel rod	7×7:6×6:5×5	0.9 DU+CH-Pu (2.3)	0.30	0	6
3	Ref. Lattice fuel rod	7×7:6×6:5×5	0.9 DU+CH-Pu (2.5)	0.30	0	6
4	Mod. Lattice fuel rod	8×8:7×7:6×6	0.9 DU×CH-Pu (2.3)	0.30	0	6
5	Mod. Lattice fuel rod	8×8	0.9 DU+CH-Pu (1.35:1.45:1.60)	0.30	0	6
		7×7	0.9 DU+CH-Pu (1.45)	0.30	0	2
6	Mod. Lattice (10% reduced)-fuel rod	8×8	0.9 DU+CH-Pu (0.95:0.85:0.75)	0	0	2
			0.9 DU+CH-Pu (0.85)	0.30	0	2
7	Ref. Lattice fuel rod	7×7	0.9 DU+CH-Pu (1.70)	0.30	0, 10, 20, 30	4
			0.9 Du+BWR-Pu (1.70)	0.30	0, 10, 20, 30	4

た  $^{239}\text{Pu}$  に対して実効断面積として Wigner-Wilkins スペクトル平均断面積 (同図では W-W と示してある) を取った場合と Mixed number density モデル (MND と示してある) を取った場合ではそれ等の void 率に対する変化の様子がかなり異なることがわかる。Fig. 19~21 には  $\text{RI}_{28}$  (30%void), conversion ratio CR, power sharing (30% void) の燃焼にともなう変化の様子を示した。Fig. 21から読取れることは燃焼度が20,000MWD/T にもなれば Pu による発熱が45%にもなることである。この時の  $^{235}\text{U}$  による発熱は45%で、残りの10%は  $^{239}\text{U}$  の高速核分裂その他となっている。この結果からいいうことは U load の BWR といえども燃焼中期あるいは後期においては Pu reactor の性格をおびてきていることである。

### 3.3 プルトニウム格子

基準格子に基準格子と同程度の濃縮度を持つプルトニウム燃料を装荷すると実効増倍率は幾分増加し、またポイド反応度は負側へ大きくなる。これ等特性変化の傾向は熱的条件、並びに炉の運転制御上から見て好ましくない。プルトニウム装荷による実効増倍率の増加は Pu の熱中性子吸収断面積が U に比して大きいため燃料体の blackness が増えることに帰因しており (熱中性子エネルギー領域の実効  $\eta$  は下がるがその下り度合以上に熱中性子利用率  $f$  の上りが大きい), ポイド反応度が負へ大

TABLE 8 Pu-higher isotopic contents

Higher isotopes	Pu-containt (%)	Pu from Magnox reactor	Pu from BWR
$^{239}\text{Pu}$		80.50	69.1
$^{240}\text{Pu}$		16.30	19.3
$^{241}\text{Pu}$		2.85	9.5
$^{242}\text{Pu}$		0.35	2.1

きくなるのは Pu の共鳴吸収断面積が大きいため同一燃料対減速材原子数比のもとでも共鳴を逃れる確率のポイド率依存が大きくなるからである。

実効増倍率とポイド反応度値を基準格子のそれにできるだけ近づけるためには体系をより well moderate なものにすればよい。それを調べるために TABLE 7 に示すケース数の enrichment survey をおこなった。装荷プルトニウムとして Magnox 炉平均燃焼度 3,000 MWD/T の使用済燃料よりとれるものと commercial BWR (平均燃焼度 17,000MWD/T) の2種を考えた。それぞれの Pu 高同位元素の組成率を TABLE 8 に示す。

また, depleted U には  $^{236}\text{U}$  が0.3%<sup>12)</sup> (12ページ脚注参照) 含まれるものとした。Survey のための Pu enrichment 巾 (表の Pu 濃縮度) の決定は K. PUCHEL<sup>1)</sup> が PWR 炉について Pu survey をおこなった結果等を参照にして定めている。TABLE 7 の Item 1 に示されている 12 case の計算は、今仮定された Pu 濃縮度が余剰反応度に対する制限から見て妥当なものかどうかの判断を得るためのものである。12 case の結果を図示す

Nat. or 1.2%U + C.H. Pu in Ref BWR

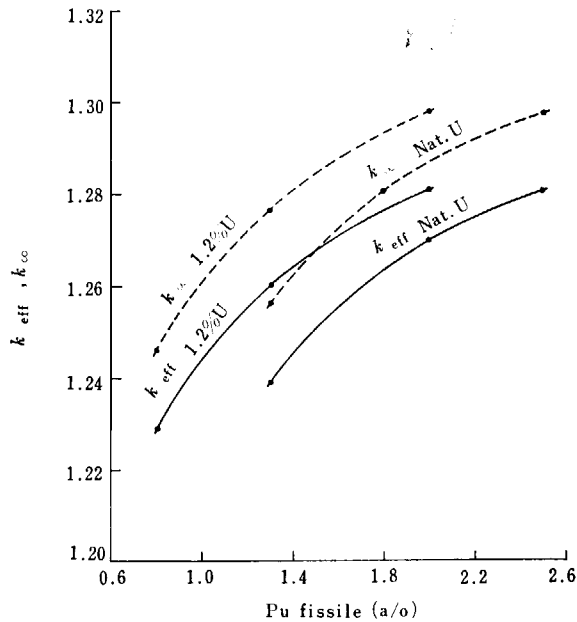


Fig. 22 Effective multiplication factor v. s. Pu fissile enrichment (Case 1)

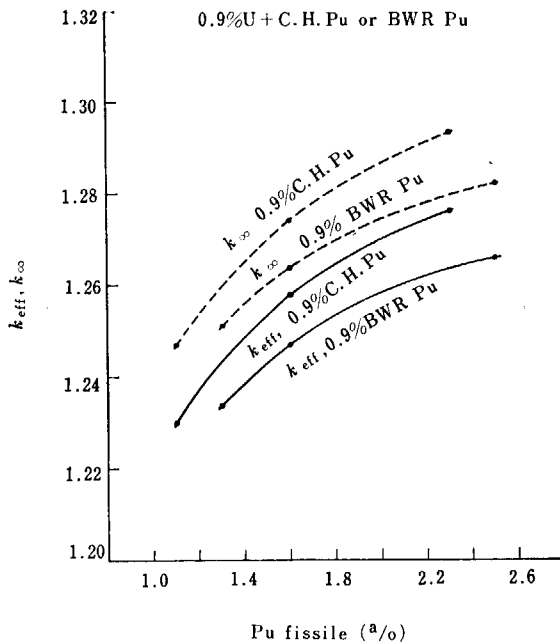


Fig. 23 Effective multiplication factor v. s. Pu fissile enrichment (Case 1)

ると Fig. 22~23 となる。基準格子と同一実効増倍率を与える Pu (Magnox-Pu) 濃縮度は天然ウランを用いる場合に2.5%, 0.5%減損ウランを用いる場合には2.6%, 1.2%減損ウランを用いる場合には2.0%となっていることが Fig. 22 から読みとれる。また BWR-Pu を用いる場合には減損ウラン濃縮度は少なくとも0.9%以上ないと基準格子の実効増倍率になりえないことがわかる。

次の作業のための Pu 濃縮度の決定をおこなうまえに Pu enrichment 変化による4因子の変化の様子につい

TABLE 9 Four factors for the NU+CH-Pu fuel (7x7 array)

	2.5%	1.8%	1.3%	(2.5-1.3)/1.3	(1.8-1.3)/1.3
$k_{eff}$	1.2804	1.2636	1.2389	+0.0336	+0.0200
$k$	1.2970	1.2804	1.2559	+0.0327	+0.0195
$\rho$	0.6679	0.6993	0.7250	-0.0788	-0.0355
$(\eta f)_t$	1.681	1.635	1.582	+0.0626	+0.0335
$\rho^{28}$	0.8355	0.8347	0.8342	+0.00149	+0.000619
$\tau$	53.40	53.48	53.45	-0.00101	-0.000412
$L^2$	2.06	2.60	3.24	-0.364	-0.199
ICR	0.4336	0.4428	0.4590	-0.0553	-0.0353
$I$	20.76	20.69	20.63	+0.0062	+0.0025
$\Delta I$	4.114	4.092	4.076	+0.0092	+0.0038

TABLE 10 Four factors for the 0.9%DU+BWR-Pu fuel (7x7 array)

	2.5%	1.6%	1.3%	(2.5-1.3)/1.3	(1.6-1.3)/1.3
$k_{eff}$	1.2654	1.2469	1.2338	+0.0257	+0.0106
$k$	1.2819	1.2637	1.2507	+0.0250	+0.0104
$\rho$	0.6438	0.6880	0.7050	-0.0869	-0.0241
$(\eta f)_t$	1.685	1.632	1.602	+0.0518	+0.0187
$\rho^{28}$	0.8360	0.8350	0.8347	+0.0016	+0.0004
$\tau$	53.17	53.30	53.31	-0.0026	-0.0006
$L^2$	2.00	2.71	3.10	-0.6775	-0.1261
ICR	0.4569	0.4649	0.4727	-0.0334	-0.0165
$I$	20.83	20.72	20.69	+0.0066	+0.0016
$\Delta I$	4.133	4.103	4.093	+0.0098	+0.0024

て調べておこう。例として基準格子 (7x7 array) に NU+CH-Pu\* を装荷した場合と 0.9% Du+BWR-Pu を装荷した場合の2つを取ることにする。

まず NU+CH-Pu 装荷の場合の4因子変化の様子を TABLE 9 に与える。これより次のことがわかる。

- (i) Pu の enrichment を高めてゆくと  $\rho$ ,  $(\eta f)_t$  とも大幅に変化する。U 体系であれば enrichment を高める効果は主に  $(\eta f)_t$  へのみ影響を与えるのであるが、Pu の場合は thermal, resonance reaction とも大幅に変化することに注意したい。 $\rho$  は減少する方向へ、 $(\eta f)_t$  は増加する方向へ  $(\eta f)_t$  の変化は  $f$  の変化に帰因) 変化する。初期転換比 (ICR) も減少してゆく。一般に U load の場合 enrichment を上げると fissile atom への吸収が増え ICR が下る性質がある。しかし Pu fuel の場合にもそのような性質があるかどうかは速断しがたいことを注意しておきたい。
- (ii) 濃縮度の変化による  $\tau$  の変化は小さいが、 $L^2$  の変化は fuel の blackness が増すために減少しその変化は無視できない。しかしここで考え

\* CH-Pu とは Magnox reactor の使用済燃料より取出される Pu の意である。

ている大きさの原子炉では体系が大きいためその変化による leakage rate への影響は小さい。このことは TABLE 9 の  $k_{eff}$  と  $k_{\infty}$  との値を相互比較してみれば明らかである。

次に 0.9% DU+BWR-Pu 装荷の場合について同様な考察をおこなうこと (TABLE 10 を参照のこと)。

(iii) BWR-Pu は  $^{240}\text{Pu}$  content が高いために  $\rho$  の減少度は CH-Pu loading のそれに比べてさらに大きく ( $\sim 0.00805$ ) となっている。また  $(\eta f)_t$  の増加度は CH-Pu loading に比べて小さい ( $\sim 0.0108$ )。  $(\eta f)_t$  の増加度が減る理由は  $^{240}\text{Pu}$  content が高いために effective  $\eta_{th}(\text{Pu})$  value が低くなるためである。

(iv) 年令  $\tau$  の変化は小さいが  $L^2$  の変化は CH-Pu loading の場合よりもさらに大きい。これは  $^{240}\text{Pu}$  による吸収が増えているためである。

以上 (i)~(iv) をまとめると次のことが結論される。

- (a) Pu enrichment 増加により thermal, resonance reaction と同かなりの幅でもって変化する。 resonance nonescape probability は減少, thermal reaction  $(\eta f)_t$  は増加 (ただし fuel の blackness が増えるため) し, その競合過程で  $k_{\infty}$  の値が定まる。
- (b)  $^{240}\text{Pu}$  content の高い fuel の  $(\eta f)_t$  value は低い。これは effective  $\eta_{th}(\text{Pu})$  が低下するためである。
- (c)  $L^2$  value はかなり大幅に変化する。ただし大型炉では leakage rate は小さいため, この変化は reactivity へはたいして影響を及ぼさない。
- (d) Pu-loading するといずれの場合でも ICR の値は減少する (ただし ICR の減少度は必ずしも burnup の減少度の目安を与えないことが, 後程の burnup の考察で明らかにされる)。
- (e) 以上総合していいうことは「Pu enrichment 設定の survey」は thermal reaction, resonance reaction の競合過程をよく眺めて定めねばならない。例えば, BWR-Pu loading の場合を眺めてみると,  $\rho$  の変化が大きい割に ICR の変化が小さいこと (すなわち  $^{240}\text{Pu}$  が  $\rho$  へは不利にきき, ICR に有利にきく), また  $(\eta f)_t$  の変化が小さいこと (すなわち  $^{240}\text{Pu}$  の content が高いために  $\eta_{th}$  が低く,  $f$  が大幅に変化しても  $(\eta f)_t$  はそれほど大幅に変化しなくなる) があげられる。

さて次の step の survey をおこなうためにここで

TABLE 11 Comparison of four factors in the Magnox Pu loaded lattice (7x7 array) and the BWR-Pu lattice (7x7 array) with void

Four factors	$\Delta A/A$	$\Delta A/A$ (30%)		
		CH-Pu loading	U-loading	$\Delta(\text{CH-Pu-U})$
$k_{eff}$		-0.0465	-0.0165	-0.0300
$k$		-0.0410	-0.0113	-0.0297
$\rho$		-0.0962	-0.0689	-0.0273
$(\eta f)_t$		+0.0118	+0.0203	-0.0085
$\rho^{23}$		-0.0383	-0.0386	+0.0003
$\tau$		+0.2581	+0.2640	-0.0059
$L^2$		+0.1406	+0.1660	-0.0254
ICR		+0.1443	+0.0972	+0.0471
$I$		-0.0389	-0.0584	-0.0002
$\Delta I$		-0.0586	-0.0386	-0.0003

TABLE 12 Analytical results of void reactivity for Pu loaded lattice (7x7 array)

Four factors	$\Delta A/A$	$\Delta A/A$ (30%)		
		0.9%DU+CH-Pu (2.3%)	0.9%DU+BWR R-Pu (2.5%) case	case-CH
$k_{eff}$		-0.04654	-0.04930	-0.00276
$k$		-0.04096	-0.04366	-0.00270
$\rho$		-0.09616	-0.10627	-0.01011
$(\eta f)_t$		+0.01180	+0.00705	+0.00475
$\rho^{23}$		-0.03828	-0.03819	+0.00010
$\tau$		+0.2581	+0.2573	+0.00077
$L^2$		+0.1406	+0.1376	+0.00293
ICR		+0.1443	+0.1452	+0.00085
$I$		-0.0389	-0.0389	-0.00003
$\Delta I$		-0.0586	-0.0586	+0.00002

装荷 Pu の種類と濃縮度, 並びに混合母体であるウランの濃縮度を規定しておこう。その組合せには種々なものが考えられるが, ここでは近い将来具体化するに最も大なる見通しを持つもの考えた。それはウランとしては 0.9%減損ウラン\*を, Pu としては Magnox-Pu を採用することにし, Pu の濃縮度は void reactivity を勘案して 2.3% と仮定した。この燃料を用いて格子サーベイをおこなうのである。Item 2 はその内容を示している。またその結果を図示したのが Fig. 5 の 0 並びに 30% void, 2.3% Pu 曲線である。同図からすぐわかることは 7x7 array (あるいは 6x6 array) の void reactivity は基準格子の 2 倍強になっていて, このままではこの格子への Pu 利用は許されない。Pu を装荷した場合何故に void reactivity が大きくなるのか, 次にその原因を調べてみる。

TABLE 11 に 0% void 時における 4 因子の諸量と 30% void 時におけるその値の差を 30% void 時で除した量

\* 減損ウランを 0.9% としたのは BWR 炉の Initial fuel の enrichment を  $\sim 2.5$  a/0 としたときそれが 15,000~17,000MWD/T の燃焼をへて取出された時の残存 U の enrichment が  $\sim 0.9\%$  程度になることのためである。

$\Delta A/A$  (30%)を示した。その値の CH-Pu loading に対するものと U loading に対するものの差  $\Delta(\text{CH-Pu-U})$  を眺めて見ると次の性質がある。

- (i)  $\Delta k_{\infty}$  の差は  $-0.02966$  で約 3% 近くの大きな反応度変化がある。
- (ii)  $\Delta k_{\infty}$  にこのような大きな差が起るのは主に共鳴を逃れる確率  $p$  の差  $\Delta p$  に由来している。
- (iii) しかし一方  $(\eta f)_t$  の差も  $-0.0085$  でその変化は無視するわけにはゆかない。
- (iv)  $\Delta k_{\infty}$  と  $\Delta k_{\text{eff}}$  を比較すると両者の値にほとんど開きがない。すなわち Pu loading をしても leakage rate は大した変化はない。
- (v) leakage rate がほとんど大きな差を示さないのは  $\tau, L^2$  の変化の様子からもわかる。
- (vi) 転換比 ICR は  $p$  が変化するのためにかなりの変化を見せている。上述の例では  $\Delta \text{ICR} = +0.0471$  となっていて、この値は大きい。
- (vii)  $^{238}\text{U}$  による共鳴吸収は Pu loading 下でもさほどの変化を示していない。このことから Pu loading 下での  $p$  は  $^{238}\text{U}$  によるものと Pu によるものとの積  $p = p^{238} \cdot p(\text{Pu})$  と近似的に置くことができることを暗示している。

以上 (i)~(vii) を総合していいうことは Pu loading をおこなうことによる void reactivity の変化は主に共鳴を逃れる確率  $p$  の変化に帰因して起っていることがわかる。

Pu の高同位元素組成率が変った場合に void 効果はどう変わるかその様子を調べてみよう。TABLE 12 に  $\Delta A/A$  (30%) の値を CH-Pu, BWR-Pu に対して与えた。同表の右端行に  $\Delta A/A$  (30%) の BWR-Pu load に対するものと CH-Pu load に対するものの差を与えた。

この結果から次のことがいいうる。すなわち  $^{240}\text{Pu}$  content の高い BWR-Pu を load すると void reactivity は  $^{240}\text{Pu}$  の共鳴吸収によって一層 negative に大きな値へと変っていく。これを相殺するものは  $(\eta f)_t$  の増加であるが、その増加度は  $p$  の減少度の約半分ぐらいの値である。その他のプラス増加因子の帰与によって  $k, k_{\text{eff}}$  の減少は結局  $\sim -0.0027$  となっている。 $^{240}\text{Pu}$  content が高くなると、それに応じて void reactivity は一層負側へ移動することがわかる。

今までの結果はすべて基準格子の  $7 \times 7$  array についてのものであったが、 $6 \times 6$ ;  $5 \times 5$  array についても同様な結果が得られている。ただ若干異なる点は void reactivity は体系が well moderate になればなるほど小さくなることである。その様子は Fig. 5 の曲線 a, b を比較することにより明らかであろう。燃料棒 array 数を  $7 \times 7$  から  $5 \times 5$  と変えると  $k_{\text{eff}}$  自身の値も増加する。基準格子に Pu を loading し array 数を  $7 \times 7 \rightarrow 5 \times 5$  と変化せしめると void reactivity は小さくなること

は前述した通りであるが、excess reactivity が基準値以上になること、並びに heat surface が減少する等の事柄から、この様な design change はありえないことがわかる。

それでは design philosophy 3-(ii)~(iv) に合致する design change はどのようなものであるか、次について考察を進めることにする。

### 3.4 設計変更の仕様

プルトニウムを装荷しても void reactivity が基準格子のそれにできるだけ近くなるためには、基準格子の体系をより well moderate 化された体系へ変えねばならない。Pu loading 下での void reactivity が基準格子のそれに近くなる  $N_{\text{H}}/N_{\text{Fiss}}$  比は Fig. 5 より  $N_{\text{H}}/N_{\text{Fiss}} = 300 \sim 400$  の間にあることがわかる。 $N_{\text{H}}/N_{\text{Fiss}}$  値が基準格子の 200 から  $300 \sim 400$  へと変るということは体系内へよけい水を入れる必要があることを意味している。水をよけい入れる方法には (i) array 数を  $7 \times 7$  から  $6 \times 6$  あるいは  $5 \times 5$  へと減らすか、(ii) array 数を少なくせずに燃料棒を細くする、の 2 方法が考えられるが、(i) の方法は燃料の有効発熱面積が減少するために現実的ではない。従って (ii) の方法でもって、かつ燃料の有効発熱面積を減少させない条件のもとで設計変更する必要がある。

今基準格子の燃料棒半径を  $r_7$ 、格子ピッチを  $L_7$  とし、 $n \times n$  array 格子の燃料棒半径、格子ピッチをそれぞれ  $r_n, L_n$  とする。燃料の有効発熱面積が基準格子のそれと等しくなる条件の下に array 数を変更するものとする。fuel assembly channel 内の減速材対燃料体の体積比  $V_{\text{f}}^{\text{m}}(n)$  は

$$\frac{V_{\text{f}}^{\text{m}}(n)}{V_{\text{f}}} = \frac{\pi \times 7^2}{n^2} \times \left(\frac{L_7}{r_7}\right)^2 - 1$$

で与えられる。この値が基準格子に対する値  $V_{\text{f}}^{\text{m}}(7)$  より大なるためには  $n > 7$  である必要がある。従ってこの時の燃料棒半径  $r_n$  は  $r_n = \left(\frac{7}{n}\right)^2 \times r_7$  ( $n > 7$ ) の関係によつて変更される。

さて  $n$  にどのような値を用いるのが最も reasonable であろうか。  $n$  値の上限を定める条件には

- (i) 燃料の fabrication penalty を考えると  $n$  値はできるだけ小さいほうがよい。
- (ii) void reactivity の fuel burnup による変化を追求すると (後述) 次のことがわかる。すなわち「体系の moderation の度合いがよすぎると void reactivity は fuel burnup に伴って positive になる」

このような性質があることから  $V_{\text{f}}^{\text{m}}(n)$  に上限があるわけである。後程の説明からわかると思うが、今回の検

TABLE 13 Effect of fuel rod diameter on reactivity

$r_f(\text{in})$	$N_H/N_{\text{Fiss}}$	$S/M$	$\Delta p^{28}/p^{28}$	$\Delta p/p$	$\Delta(\eta f)_i/(\eta f)_i$	$\Delta k/k$	Array	Type-void
0.1869	195.92	0.4190	-0.0249	-0.0694	+0.0210	-0.0150	7×7	Pu(CH)2.3% 0-30%void
0.2456	180.92	0.3189	-0.0295	-0.0841	+0.0182	-0.0254	6×6	Pu(CH)2.3% 0-30%void

Note :  $\Delta A = (A(30\%) - A(0\%))/A(30\%)$

TABLE 14 Effect of fuel rod diameter on  $k$  (0% and 30% void fraction)

0% void								
$r_f(\text{in})$	$N_H/N_{\text{Fiss}}$	$S/M$	$p^{28}$	$p$	$k$	Array	Type-void	
0.1869		0.4190	0.9065	0.771	1.3655	7×7	Pu (CH) 2.3%-0% void	
0.2456		0.3189	0.8870	0.722	1.3559	6×6	Pu (CH) 2.3%-0% void	
30% void								
0.1869	195.92	0.4190	0.8845	0.721	1.3453	7×7	Pu (CH) 2.3%-30% void	
0.2456	180.92	0.3189	0.8616	0.666	1.3227	6×6	Pu (CH) 2.3%-30% void	

討の対象になった炉に対しては  $n=8$  ととり必要に応じて rod dia. を変えることにより moderation の度合を  $n=8$  の場合から多少変化させるというのが最も reasonable であると考えられる. TABLE 7 の Mod. Lattice fuel rod の意は燃料棒半径  $r_f$  として  $r_f = \left(\frac{7}{8}\right)^2 \times r_7$  と置くことである.

燃料棒直径を変える操作がここであらたに起ってきたので, 次にその効果の炉物理的意義を調べておこう.

共鳴吸収の基礎理論によると非均一体系の共鳴積分値  $I$  は  $I = A + B \times \sqrt{\frac{S_{\text{eff}}}{M}}$  で与えられていることがよく知られている. ここで  $S_{\text{eff}}$  は array 配置の燃料棒の持つ有効表面積で, 燃料の幾何学的表面積を  $S$ , Dancoff 係数を  $\gamma$  とする時  $S_{\text{eff}} = \gamma \cdot S$  で与えられる.

今同一  $V_m/V_f$  比を与える条件の下で, 燃料棒半径  $r_f$  が異なる2つの体系を考え, それら2つの体系の void reactivity を具体的に検討してみる. 今回おこった BWR-Pu loading の作業結果の内に, この条件を満たすものがある. それは基準格子 (Ref. Lattice) の燃料棒を 6×6 array に配置した体系と, 変更格子 (Mod. Lattice) の燃料棒を 7×7 array に配置した体系がそれである. ちなみにこれら2つの格子の  $V_m/V_f$  比, 並びに燃料棒間隔  $\delta$ , 全燃料棒の表面積  $S$  の大きさを調べてみると,

$$\left(\frac{V_m}{V_f}\right)_6 - \left(\frac{V_m}{V_f}\right)_7^M = -0.3448 \times \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{L_7}{r_7}\right)^2 < 0$$

$$\delta_6 - \delta_7^M = \frac{1}{6} \cdot \left[\delta_7 - \frac{26}{32}r_7\right] \approx -0.027\text{cm}$$

$$\frac{S_7}{S_6} = \frac{7^4}{6^2 \cdot 8^2} \approx 1 + \frac{1}{49}$$

で Modified lattice 燃料棒使用の 7×7 array 配置のものの方が若干大きいけれども, その開きは非常に小さい. 従ってこの2つの体系の相異点は燃料棒半径の大小のみであると近似的にいえる.

さてこの様な体系に対する実効共鳴積分の相異は, 表面効果に相当する部分の大きさの相異であると近似的に考えることができるので, その大きさを比較してみる.

$\sqrt{S_{\text{eff}}/M}$  の両体系に対するものの比は

$$\sqrt{\frac{\left(\frac{S_{\text{eff}}}{M}\right)_6}{\left(\frac{S_{\text{eff}}}{M}\right)_7}} = \sqrt{\frac{\gamma_1 \cdot r_2}{r_2 \cdot \gamma_1}} = \sqrt{\frac{1 + 2 \cdot \left(\frac{7}{8}\right)^2 \Sigma \cdot r_7}{1 + 2 \Sigma \cdot r_7}} < 1$$

で与えられ1より小さい. ここで Dancoff 係数  $\gamma$  には簡単のために Bell の近似を用いた. 以上からわかることは燃料棒を細くすると実効共鳴積分が小さくなるのである. 従って void 率変化に対する影響としては, 燃料棒を細くすることによって void reactivity は小さくできることが予想されよう. 実際例を TABLE 13 に与える. この結果からわかることは fuel rod dia. を細くすると (ただし同一 slowing down power を与える条件のもとで) void 効果は軽減することがわかる. それを四因子的に眺めれば  $\Delta p/p$  の変化が最も大きく, negative side へ変化する度合がゆるくなり, それと同時に  $\Delta(\eta f)_i/(\eta f)_i$  もより positive side へ変化し, これらが互に助合って void 効果を軽減するように働きかけていることがわかる.

しかし  $k_\infty$  (あるいは  $k_{\text{eff}}$ ) 自身の値は rod を細くすることにより増大していることに注意しなければならない (TABLE 17 参照).

以上の考察をまとめると fuel rod dia. を細くすると void 効果は軽減されるがそれと同時に  $k_\infty$  の値は若干増加するので, もし制御すべき  $k_{\text{eff}}$  が大となる場合には enrichment を若干下げてやらなければならないことが起りうるであろう.

実際に modified rod の 8×8, 7×7, 6×6 array に対する  $k_{\text{eff}}$  と  $N_H/N_{\text{Fiss}}$  の関係 (Fig. 5) を見てみると明らかに void reactivity は軽減しており, 同一濃



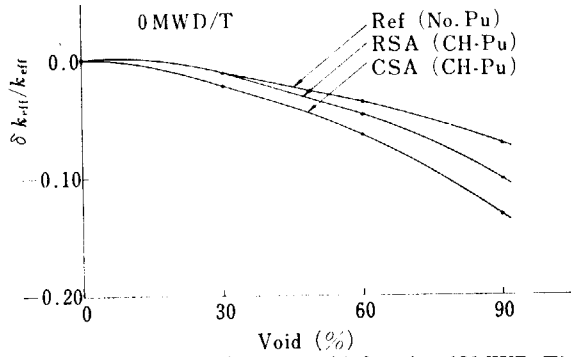


Fig. 24 Void reactivity v.s void fraction,(OMWD/T)

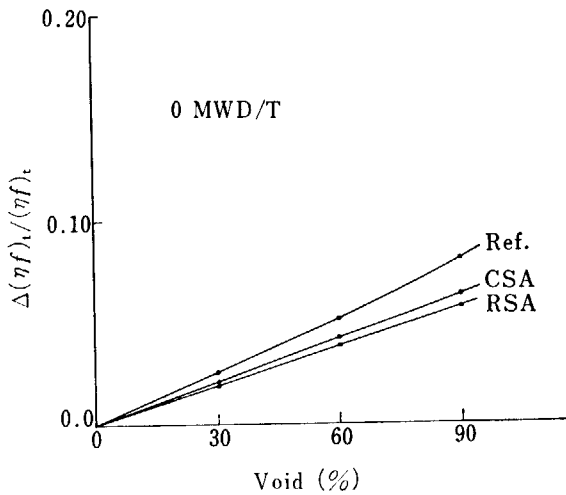


Fig. 25  $\Delta(\eta f)_i/(\eta f)_i$  v.s, void fraction,(OMWD/T)

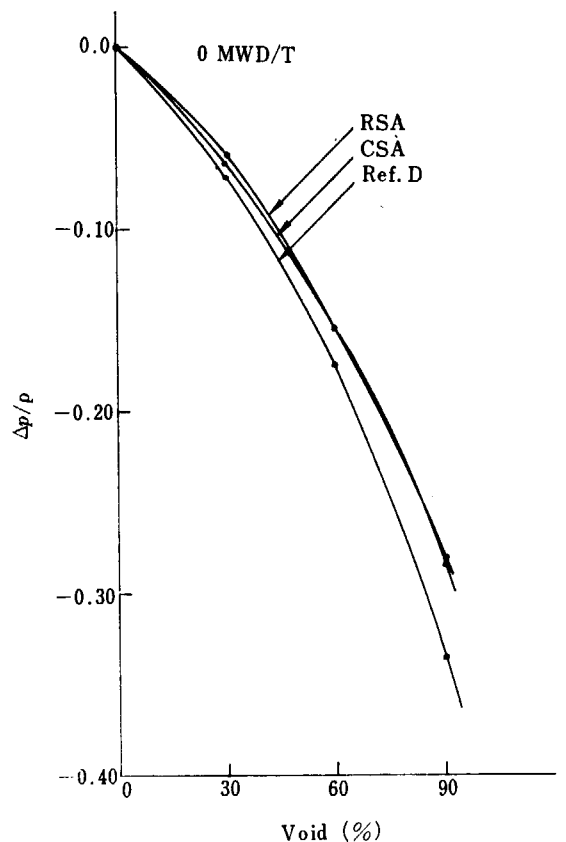


Fig. 26  $\Delta p/p$  v.s. void fraction, (OMWD/T)

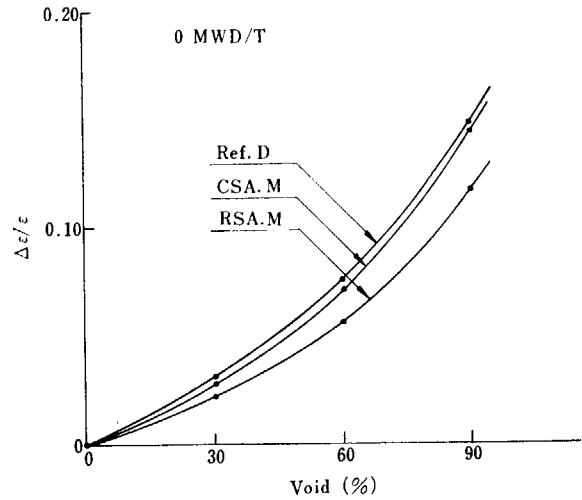


Fig. 27  $\Delta\epsilon/\epsilon$  v.s. void fraction (OMWD/T)

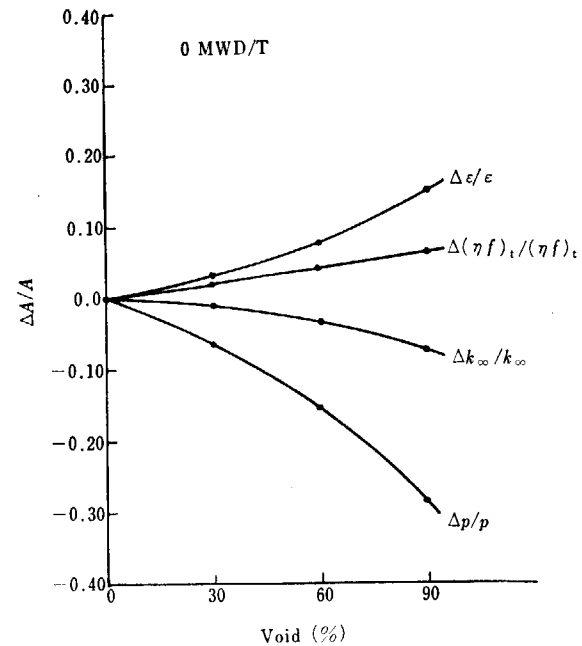


Fig. 28 The increment of four factors v.s. void fraction, (OMWD/T)

縮度に対して  $k_{eff}$  は増大している。  $k_{eff}$  が1.30以上になっているので、反応度制御の観点から考え、それを基準値1.28までに下げることが必要である。その操作を示した図が Fig. 5 の右斜下がりの曲線である。サーベイの結果によると  $8 \times 8$  array に対する濃縮度は1.45%、  $7 \times 7$  array に対して1.40%が適当であることがわかる。  $8 \times 8$  array 格子の void reactivity は  $\delta k_{eff} \approx -0.028$  で基準格子のそれよりもまだかなり大きい。それを下げるためには燃料棒の太さを若干下げる必要がある。このようにしたものを Mod. Lattice (10% surface area reduced)-fuel rod と名付ける。それに対する  $k_{eff} \cdot N_H / N_{Fiss}$  の関係を Fig. 5 の RSA 曲線に示した。これによると void reactivity は大体基準格子のものに近づいている。濃縮度としては1.60、1.35%と取った場合の

反応度の特性も Fig. 5 に示しておいた。

燃焼初期の状態における void reactivity の void 率による変化の様子を眺めてみる。Fig. 24 に Ref. Lattice-Non. Pu loading 並びに Modified lattice-Pu loading (constant surface area : 略記 CSA), (reduced surface area : 略記 RSA) の 3 格子に対する void reactivity の変化の様子を示してある。これから見てわかることは CSA の場合でもまだ void reactivity は negative でかなり大きく, RSA の場合になってやっと reference case の void 特性に近づいてきていることがわかる。

次に 3 design 格子に Pu を loading した場合での燃焼初期における void reactivity を分析してみる。Fig. 25~27 に void reactivity を 4 因子的に分解した様子を示した。Fig. 25 に  $(\eta f)_v$  の void 率変化による変化の様子を, Fig. 26 に共鳴を逃れる確率  $p$  の変化を, また Fig. 27 には  $(\eta f)_f$  の変化を示した。Fig. 28 には Ref. Lattice-Non. Pu loading に対してこれ等の因子がどのような weight でもって無限増倍率へ参加しているかを示した。Fig. 28 から明らかなように negative void reactivity を与える原因は共鳴を逃れる確率  $p$  の void 率に対する変化幅が他の因子の同変化幅に比して大きいことによるためであることがよくわかる。また Fig. 25~27 までを相互比較してみると, RSA-格子の void reactivity がより reference 格子のそれに近づいている理由は  $p$ ,  $(\eta f)_v$ ,  $(\eta f)_f$  の void 率変化に対する変化幅が最も小さいことに原因している。

かようにして void reactivity を小さくするには fuel rod の diameter を小さくすればよいということがわかった。燃焼初期における void reactivity の性質に

ついて以下に簡単に要点をまとめておく。

- (i) Leakage effect は void 効果に対して negative に働いている(次節 Fig. 25 と Fig. 29 を比較せよ.)。
- (ii) 0 MWD/T 時では CSA-lattice が最も void reactivity は negative で, 次いで RSA, 最も void reactivity の小さいものは reference lattice (Non-Pu loading) である。
- (iii)  $\Delta p/p$  は void fraction の増大と共に, より negative となる。これに対して  $\Delta(\eta f)_v/(\eta f)_v$  並びに  $\Delta(\eta f)_f/(\eta f)_f$  は void fraction の増大とともにより positive となる。 $\Delta p/p$  と  $\Delta(\eta f)_v/(\eta f)_v$ ,  $\Delta(\eta f)_f/(\eta f)_f$  の競争過程によって  $\Delta k_\infty/k_\infty$  が negative か positive になる。
- (iv)  $\Delta p/p$  の void fraction による変化を 3 lattice model について眺めてみると rod dia. の大きい格子ほど void による変化が大きい。
- (v) 同様なことが  $\Delta(\eta f)_f/(\eta f)_f$  についてもいえる。
- (vi) しかし  $(\eta f)_v$  の void 変化を眺めてみると fuel rod dia. が細い格子ほど変化幅が大である。
- (vii)  $\Delta p/p$  と  $\Delta(\eta f)_v/(\eta f)_v$  の rod dia. 変化に対する変化の様子は rod dia. が小さくなるに従い両方とも増加する方向へ変化していく。すなわち rod dia. を小さくするとこれらの量は reactivity を増加させる方向へ働く。これに対して  $\Delta(\eta f)_f/(\eta f)_f$  は逆である。

## 4. 燃 焼 特 性

ここで取上げられている BWR を  $^{235}\text{U}$  loading で運転するとすれば燃焼の中期以降では Pu 燃焼炉ということになる (Fig. 21 参照). 初期装荷燃料として Pu を load する時は, もちろん初めから Pu を燃焼していることになろう. 燃焼が Pu になると, 炉心の核的性質は U の場合に比してかなり異なる. 従って燃料の燃焼によって Pu が蓄積すると, 1 つは Pu と U の核的性質の相異から, また他の 1 つは Pu 高同位元素相互の核的相異にもとづくことから, 炉心の炉物理特性が変わることが予想される. 例えば void reactivity 特性や

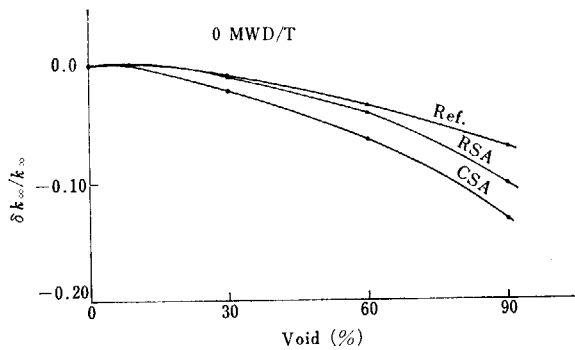


Fig. 29 Void reactivity for  $k_{\infty}$  v.s. void fraction, (0 MWD/T)

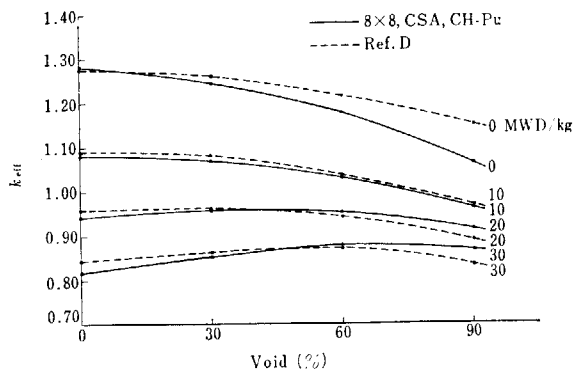


Fig. 30 Effective multiplication factor  $k_{\text{eff}}$  v.s. void fraction for CSA-lattice

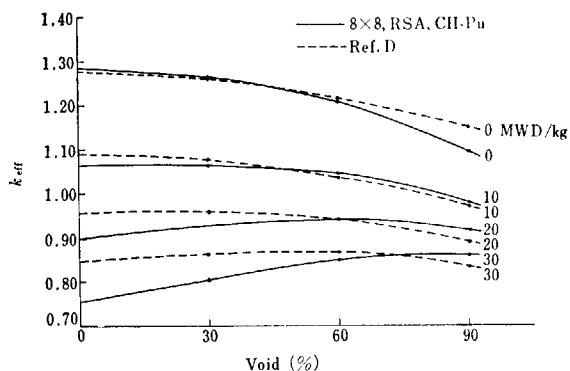


Fig. 31 Effective multiplication factor  $k_{\text{eff}}$  v.s. void fraction for RSA-lattice

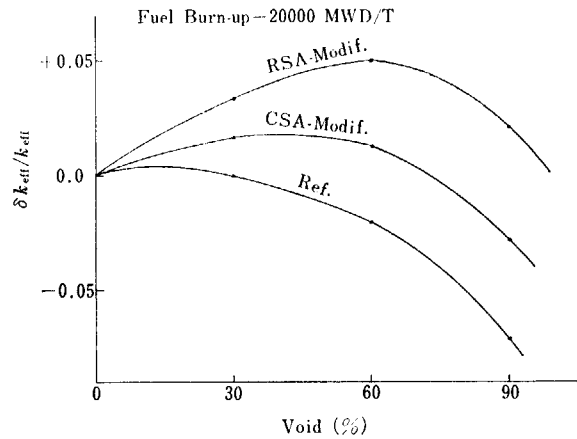


Fig. 32 Void reactivity v.s. void fraction

power distribution, conversion ratio, temperature coefficient 等が考えられる. 以後にこれらの様子を解析してみよう.

### 4.1 ポイド反応度

Fig. 29 並びに Fig. 30, 31 に Ref. design 格子, CSA-design, RSA-design に対する実効増倍率  $k_{\text{eff}}$  の void 率に対する変化を示した. 図の実線はその格子に Magnox-Pu を loading した時の実効増倍率変化を, 点線は Ref. design 格子の実効増倍率変化の様子を燃焼度をパラメータにとって示してある.

まず共通的にいうことはどの格子の場合も, 燃料の燃焼に従って void reactivity は negative から positive へと変遷していることである. その様子は Fig. 24, 32 を比較してみるにより明らかである. Fig. 24 には 0 MWD/T 時における  $\delta k_{\text{eff}}/k_{\text{eff}}$  (void) を示してあるが, どの場合も negative である. ところが Fig. 32 (20,000 MWD/T 時の  $\delta k_{\text{eff}}/k_{\text{eff}}$  (void)) になると reference 格子でも 30% void fraction の辺までは void reactivity は positive である. 格子が modified lattice (RSA & CSA) になると一層 positive となっている. void reactivity がこのように positive となるのは power flattening 並びに安全性の上で好ましくない\*. 図から明らかかなように Pu loading 格子は burnup initial 時においては void reactivity は reference 格子のそれに比してかなり大きく negative で, それが fuel burnup と共に逆に一層 positive

\* もちろん void coefficient が若干 positive であることは power flattening, power の追従性からみてプラスになることもある. ここで好ましくないといっているのはそのような効果が期待される範囲以上の positive void の意である.

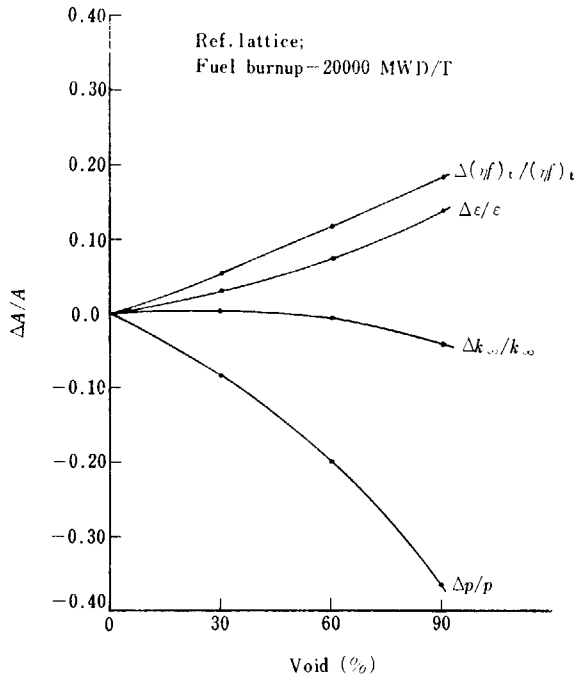


Fig. 33 The increment in four factors v.s. void fraction

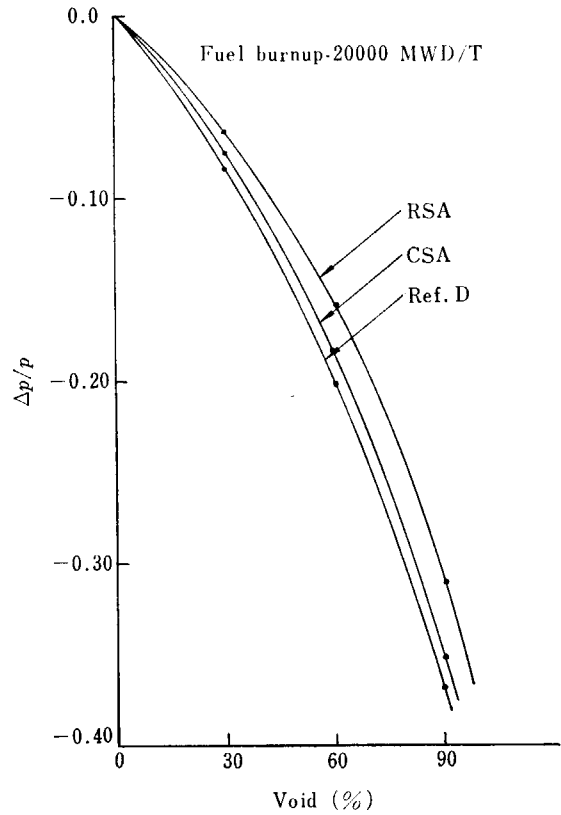


Fig. 35  $\Delta P/P$  v.s. void fraction

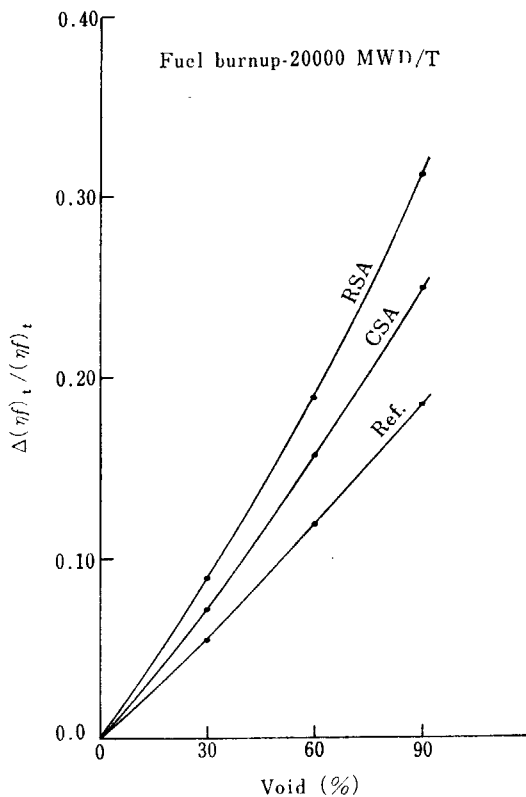


Fig. 34  $\Delta \eta(f)_e / (\eta f)_e$  v.s. void fraction

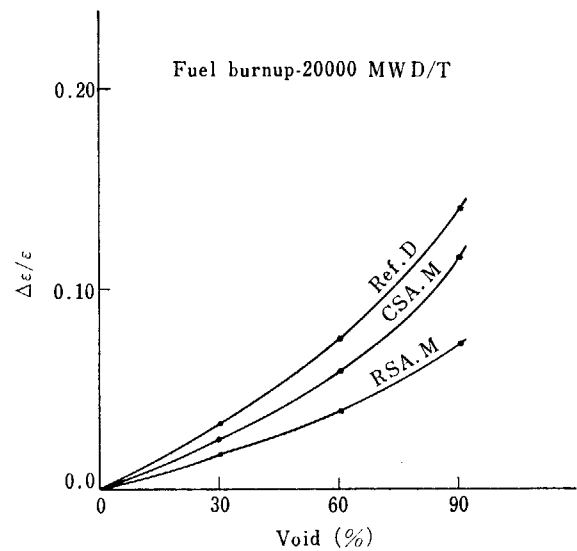


Fig. 36  $\Delta \epsilon / \epsilon$  v.s. void fraction

となっていくことがわかる。また well moderated な格子ほど void reactivity の positive side への移行が大であることがわかる。3.4 節の Design change のところでも述べたが moderation の度合に上限 (well moderation) があるのはこのためである。

さてそれでは何故に burnup につれて void reactivity

は negative から positive へと移行するのであろうか。次にそれを分析して見る。Fig. 33~36 に reference lattice の 20,000MWD/T 時における  $\Delta(\eta f)_e / (\eta f)_e$ ;  $\Delta(\eta f)_e / (\eta f)_e$ ;  $\Delta p/p$ ;  $\Delta k_\infty / k_\infty$  の変化の様子を示した。これ等と 0 MWD/T 時での上記各量 (Fig. 25~28) とを比較してみると次のことがわかる。

(i)  $p$  の burnup に対する変化は小さい。これに対して  $(\eta f)_e$  の変化は非常に大である。 $(\eta f)_e$  の変化がこのような大になるのは fuel の blackness が増えて熱中性子利用率  $f$  が増加することと、 $^{241}\text{Pu}$  の build

TABLE 15 Comparison of the four factors for the BWR-Pu loading and the Magnox-Pu loading lattices with burnup.

MWD/T	Magnox-Pu			BWR-Pu			$\Delta A/A(\text{Magnox}) - \Delta A/A(\text{BWR})$
	0	20,000	$\Delta A/A$	0	20,000	$\Delta A/A$	
$k$	1.2319	1.0309	-0.1632	1.2187	1.0294	-0.1553	-0.0079
$k_{\text{eff}}$	1.2092	1.0089	-0.1656	1.1961	1.0075	-0.1577	-0.0079
$p$	0.5848	0.5736	-0.0192	0.5705	0.5680	-0.0043	-0.0149
$(\eta f)_i$	0.6340	0.4942	-0.2205	0.6351	0.4965	-0.2182	-0.0023
$(\eta f)_t$	1.6579	1.4302	-0.1373	1.6597	1.4352	-0.1353	-0.0020
$\tau$	72.06	70.74	-0.0183	71.86	70.71	-0.0160	-0.0023
$L^2$	3.07	3.79	+0.2345	3.04	3.75	+0.2336	+0.0009

TABLE 16 Isotopic composition of Pu for the Magnox-Pu and the BWR-Pu loaded lattices

Isotope	Magnox-Pu			BWR-Pu		
	Final	Initial	Difference	Final	Initial	Difference
49	0.5457	0.8050	-0.2593	0.5048	0.6910	-0.1862
40	0.2543	0.1630	+0.0913	0.2531	0.1930	+0.0601
41	0.1577	0.0285	+0.1292	0.1720	0.0950	+0.0770
42	0.0423	0.0035	+0.0388	0.0700	0.0210	+0.0490
Total-Pu (fiss)-fract	0.7034	—	—	0.6769	—	—
$N^{25}(20)/N^{25}(0)$	0.5522	—	—	0.5574	—	—

Note ; Initial=0MWD/T ; Final=20,000MWD/T  
Average void fraction=30%

up によって  $\eta$  が増大することに基づく。

- (ii)  $(\eta f)_t$  の burnup による変化は  $(\eta f)_i$  の変化ほどには大ではないが、しかし変化を無視することはできない。
- (iii) Fig. 28 と Fig. 33 とを比較してみても明らかに、 $\Delta(\eta f)_i/(\eta f)_i$  は fuel burnup に伴って増大し、20,000MWD/T 時では  $\Delta(\eta f)_t/(\eta f)_t$  の曲線と入れかわっている。このこと並びに (i), (ii) から void reactivity が burnup につれて positive となる原因は  $\Delta(\eta f)_i/(\eta f)_i$  の増加に帰因していることがわかる。
- (iv) void reactivity 特性(burnup で変化することも考慮して) の最もよい格子は多分 reference lattice と modified lattice-CSA の間に入るものであろう。
- (v) 今までの void reactivity の考察はすべて one batch 的 model を仮定しての話であるが、もし refueling に scatter refueling のようなもの考えると void reactivity に対する条件はもう少しゆるいものとなろう。
- (vi) 上の考察のほかに reactivity の void 変化による negative 性の許容値は temperature effect をも考慮に入れて考察すべきであらう。すなわち total control reactor reactivity

(ability) を void effect に何%, temperature effect に何% (多分この値は大きく望めないものと考えられるが; なぜならば BWR であるために!) に割振りするのが適当であるかの判断である。

結局 void reactivity は burnup initial 時には resonance escape probability  $p$  の変化をよく眺めておればよいこと、burnup 下では、 $(\eta f)_i$  の変化をよく眺めておればよいことということになる。

## 4.2 BWR-Pu と Magnox-Pu 装荷格子の比較

基準格子 (7×7 array) に Magnox-Pu (1.7% enrichment) と BWR-Pu (1.70% enrichment) を loading した場合の burnup 下での炉物理特性を比較してみる。TABLE 15 に 4 因子変化の様子を示した。これから明らか

なことは

- (i) 0~20,000MWD/T burnup 変化に対して  $k_{\text{eff}}$  の変化の割合を見てみると Magnox-Pu loading のほうが大である。
- (ii) その原因の最も大きなものは  $p$  の変化である。これは次に考察する Pu の組成率変化から明らかとなるが  $^{240}\text{Pu}$  の build up 率が Magnox-Pu loading の場合のほうが大きいからである。

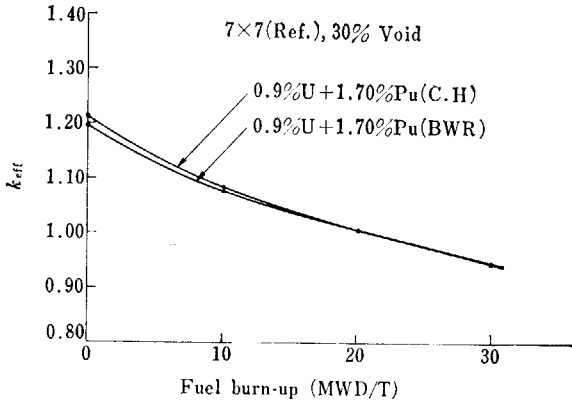


Fig. 37 The effective multiplication factor  $k_{eff}$  v.s. fuel burnup for CH-Pu loading or BWR-Pu loading lattice

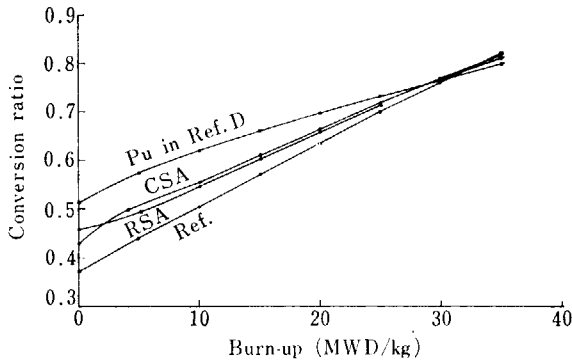


Fig. 38 The variation of total conversion ratio with burnup (30% void)

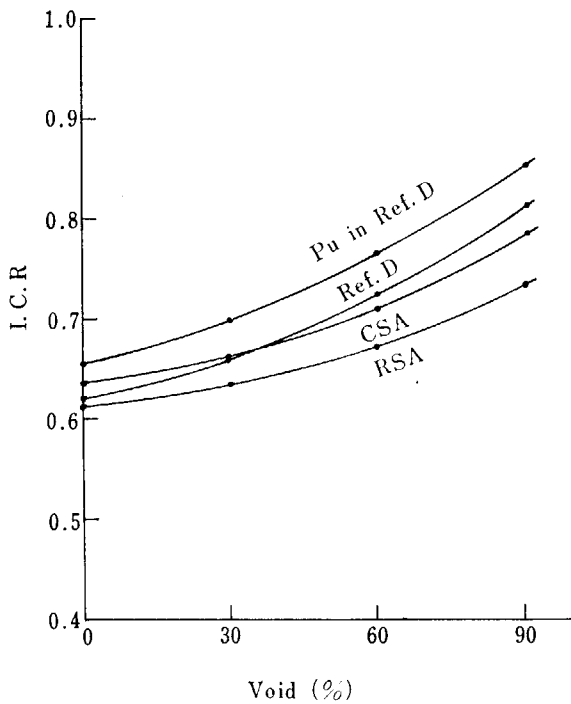


Fig. 39 The variation of total conversion ratio with void (20,000 MWD/T)

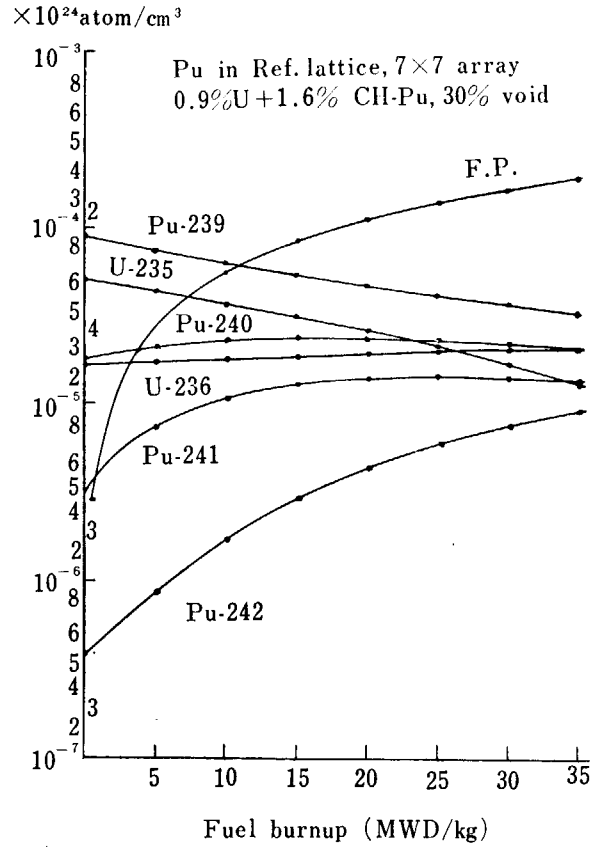


Fig. 40 The change of atomic number density with fuel burnup (Pu in ref. lattice)

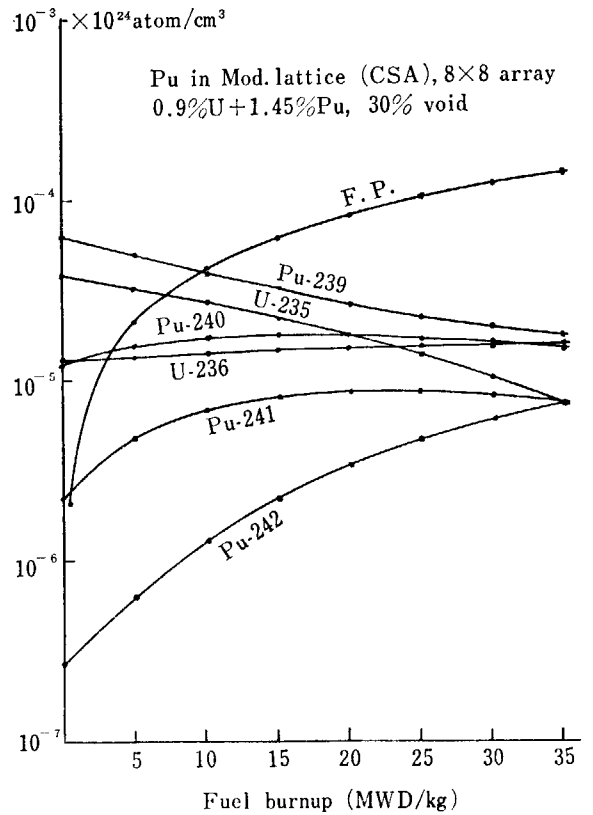


Fig. 41 The change of atomic number density with fuel burnup (Pu in Mod. (CSA) lattice)

TABLE 17 Pu isotopic composition of the 3 designed lattices (%)

Lattice type	Isotope concentration	Burnup				
		5,000	10,000	15,000	20,000	25,000
Ref. lattice (1.6% Magnox-Pu+0.9% Du)	<sup>239</sup> Pu	70.8	62.0	55.4	52.6	48.6
	<sup>240</sup> Pu	21.4	25.1	28.2	26.6	27.3
	<sup>241</sup> Pu	7.0	10.6	13.3	15.9	17.2
	<sup>242</sup> Pu	0.8	2.3	3.1	4.9	6.9
Modf. lattice(CSA)(1.45% Magnox-Pu+0.9% Du)	<sup>239</sup> Pu	70.3	61.0	53.2	47.4	42.2
	<sup>240</sup> Pu	22.0	26.7	29.9	31.6	32.8
	<sup>241</sup> Pu	6.8	10.4	13.3	15.1	16.1
	<sup>242</sup> Pu	0.9	1.9	3.6	5.9	8.9
Madf. lattice(CSA)(1.45% Magnox-Pu+0.9% Du)	<sup>239</sup> Pu	69.6	59.2	51.0	43.9	38.7
	<sup>240</sup> Pu	23.2	29.0	32.9	35.1	36.5
	<sup>241</sup> Pu	6.3	9.9	12.3	14.6	15.3
	<sup>242</sup> Pu	0.9	1.9	3.8	6.4	9.5

Note ; Pu isotopic composition at 0 MWD/T are <sup>239</sup>Pu=80.50%  
<sup>240</sup>Pu=16.30%, <sup>241</sup>Pu=2.85%, <sup>242</sup>Pu=0.35%

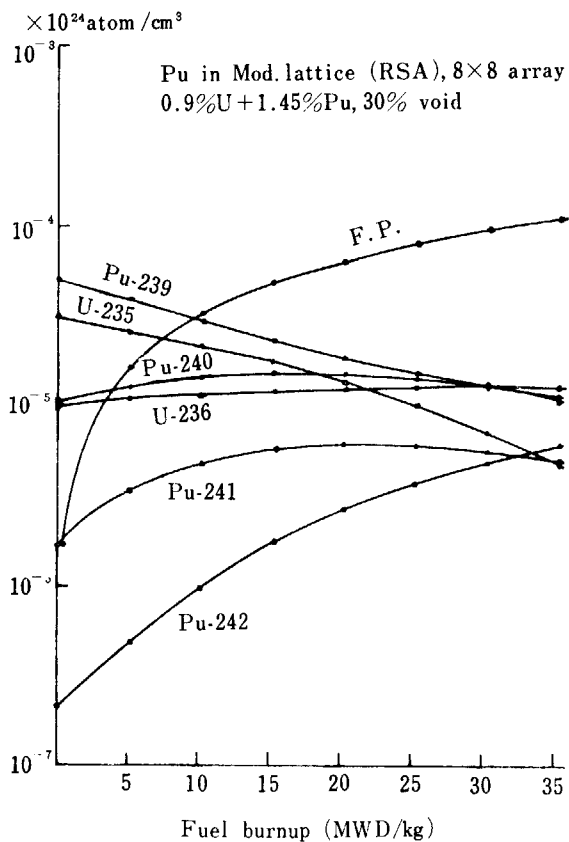


Fig. 42 The change of atomic number density with fuel burnup (Pu in mod. (RSA) lattice)

- (iii)  $(\eta f)_0$  値は BWR-Pu loading の場合と Magnox-Pu loading の場合とでは大差ないことに注意したい。
- (iv) TABLE 16 より明らかなように Magnox-Pu loading の場合の Pu は burnup につれ <sup>239</sup>Pu → <sup>240</sup>Pu → <sup>241</sup>Pu の transition が大である。これに対して BWR-Pu loading の場合は <sup>240</sup>Pu → <sup>241</sup>Pu → <sup>242</sup>Pu の transition が大である。

TABLE 18 The influence of the width of the burnup step on the effective multiplication factor

MWDk/g	$k_{eff}$ (fine)	$k_{eff}$ (coarse)	Difference
0	1.24474	1.24474	0.0
0.5	1.19548		
5	1.13109		
10	1.06951	1.08019	+0.01068
15	1.01203		
20	0.95705	0.97910	+0.02205
25	0.90408		
30	0.85339	0.88294	+0.02955
35	0.80597		

- (v) しかし Fig. 37 より明らかなように両者の reactivity 差は小さいが, burnup による reactivity loss の割合は BWR-Pu のほうが小さいことが認められる。
- (vi) また両 case とも 20,000 MWD/T burnup では似た Pu 組成率となっている。
- (vii) (i) ~ (vi) を通じていいうことは void reactivity と burnup reactivity loss の割合とをのぞいて, BWR-Pu と Magnox-Pu とは相互にそれほど大きな核的差異はないと考えられよう。

#### 4.3 転換比

Fig. 38 に 3 格子に Pu を loading した場合の転換比と, 基準格子の転換比の燃焼に伴う変化を示した。転換比の大きさは基準格子に Pu を装荷したものが最も大きく, 次いで CSA-格子, RSA-格子の順になっている。結果的には減速度の悪い体系ほど転換比は大きくなっているのであるが, これはいうまでもない。

さて転換比 (CR) の値であるが, 基準格子の初期転

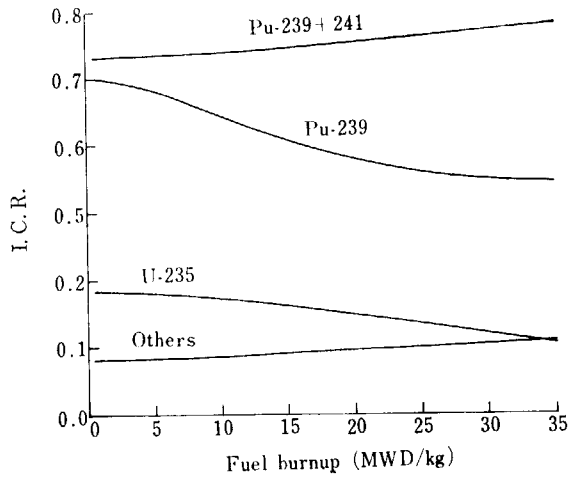


Fig. 43 Power shearing v.s. fuel burnup, Pu in Ref. lattice

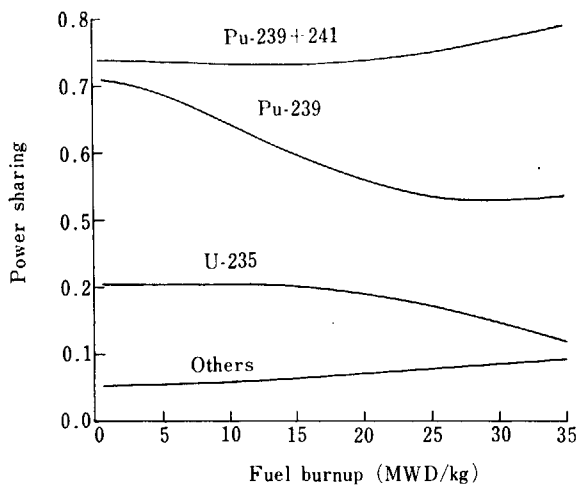


Fig. 44 Power shearing v.s. fuel burnup, Pu in Mod. lattice (CSA)

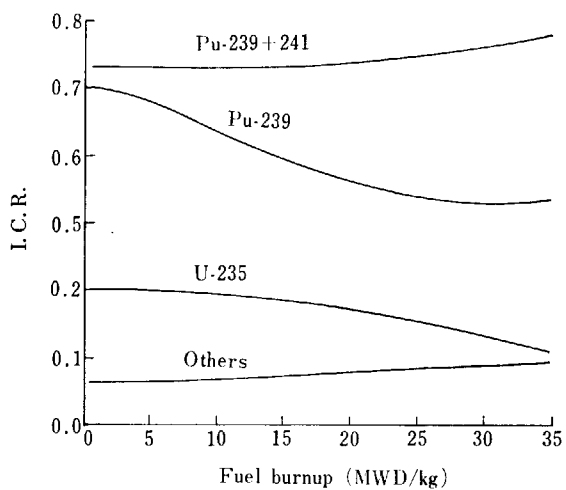


Fig. 45 Power shearing v.s. fuel burnup, Pu in Mod. lattice (RSA)

換比 (ICR) は約 0.45, CSA-格子に対しては 0.43, RSA-格子 0.37 と比較的低い値であることが目につく。燃料燃焼度が 20,000MWD/T のところでも転換比は

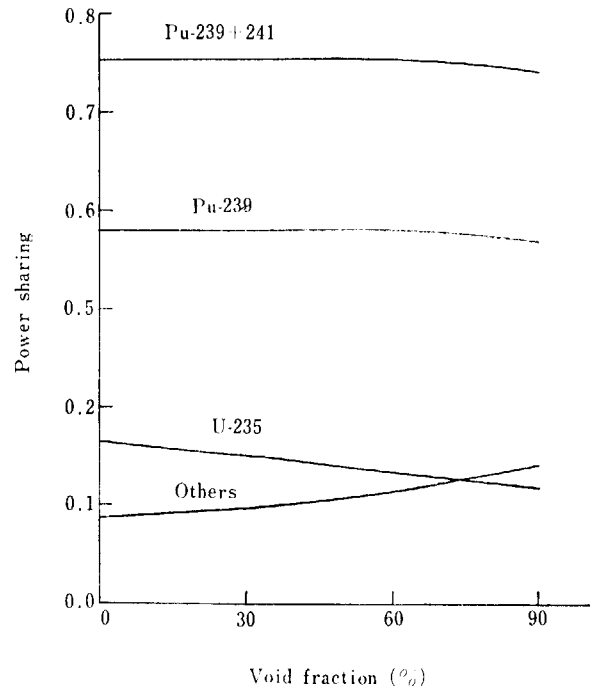


Fig. 46 Power shearing v.s. void fraction, Pu in Ref. lattice, (20,000 MWD/T)

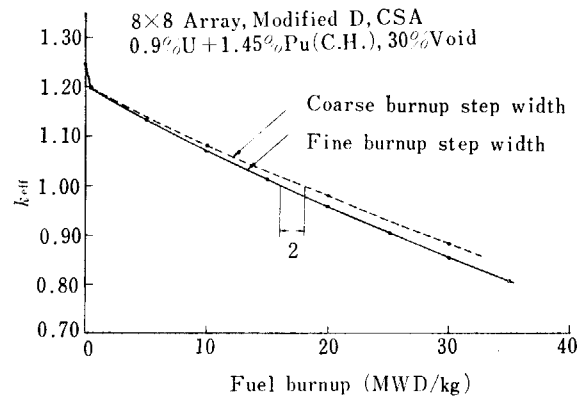


Fig. 47 The effect of burnup time steps on effective multiplication factor

0.7を越えない。

重水炉, 例えば CANDU 炉の例をとると, ICR は 0.804<sup>19)</sup> でこれが 10,000MWD/T の燃焼度のところで 0.9以上になることと比較してみると, やはり軽水炉は中性子経済は悪いといわざるをえない。Fig. 39 には 20,000MWD/T 時における CR の void fraction による変化の様子を示した。当然のことながら void fraction が増せば CR は大きくなる。

#### 4.4 組 成 変 化

3 格子 (Ref., Mod. (CSA), Mod. (RSA)) の燃料棒内に入る Pu 組成変化の様子を Fig. 40~42 に示した。void 率は30%平均 void を仮定している。また Pu 高同位元素の組成率を TABLE 17 に与えてある。TABLE 17 から明らかなように  $^{239}\text{Pu} \rightarrow ^{240}\text{Pu} \rightarrow ^{241}\text{Pu} \rightarrow ^{242}\text{Pu}$  への Pu



遷移の速さをみると1番 well moderate な Mod. lattice (RSA) が最も速く、次いで Mod. lattice (CSA), Ref. lattice の順となっている。どの場合にも  $^{242}\text{Pu}$  の蓄積度合は比較的小さい。表内の Pu 組成率から次のことが読取れる。

- (i) いずれの格子に対しても燃焼度20,000~25,000 MWD/T 程度の値が期待できる。
- (ii) 燃焼度15,000~20,000MWD/T のところの Pu 組成率を眺めてみると、丁度この辺の燃焼度のところで phoenix 性を示す組成率<sup>1)</sup> ( $^{239}\text{Pu}=52\%$ ,  $^{240}\text{Pu}=30\%$ ,  $^{241}\text{Pu}=10\%$ ,  $^{242}\text{Pu}=8\%$ ) となっている。
- (iii) 従って使用済 Pu の利用の仕方として(a)この格子で 25,000MWD/T 程度の燃焼をさせた後高速炉へ持ってゆくか、(b)10,000~15,000 MWD/T の燃焼の辺で取出し天然ウラン、あるいは減損ウラン(約0.9% U濃縮相当になるう。)と混合して使用する recycle 使用を考えるか、(c)15,000~20,000MWD/T の燃焼が得られたところで取出し、phoenix 性燃料として使用するか、等の方法が考えられよう。その内のどれが最も適しているかはより詳細な調査がないとここでは結論づけられないが、最も現実的と考えられる方法は、(b)の方法であろう。すなわち Pu を recycle 使用をし、使用済 Pu を高速炉へ持ってゆく考え方であろう。

#### 4.5 分裂性核種の出力分率

3 design 格子の power sharing の様子を Fig. 43~45

に示した。Pu による発熱は全発熱の70~80%の範囲に入っている。 $^{235}\text{U}$  による発熱は燃焼初期においては約20%であるが、燃焼中期、あるいは後期においては約15%から10%へと低下していつている。図内に“others”と記されているものは  $^{238}\text{U}$  による高速核分裂による発熱、その他核分裂性物質による発熱、被覆管その他構造物材による発熱をまとめたものであるが、大半は  $^{238}\text{U}$  による発熱である。 $^{235}\text{U}$ , Pu 以外の核種による発熱が10%もあることに注意を与えておく。Fig. 46 に Ref. lattice に Pu を loading した場合の20,000MWD/T 時における power shearing の void 率変化による変化の様子を示した。これによると power shearing の変化は void 率変化に対して小さいことがわかる。

#### 4.6 燃焼時間幅の考察

通常の burnup 計算法を計算機に apply した場合、Burnup step 幅を変えた時、すなわちあらく幅をとった場合、あるいは細かく幅をとった場合で reactivity の値は変化するはばである。その変化幅がどの程度のものであるかを検討した。検討の対象に上げられた格子は Mod. lattice (CSA) で、30%平均 void で考察した。Burnup に伴う  $k_{\text{eff}}$  の開きを TABLE 18 に示した。これによると 10,000MWD/T で約  $\delta k_{\text{eff}}/k_{\text{eff}} \approx 0.00858$ , 20,000MWD/T で 0.0177, 30,000MWD/T で 0.027 の相異がある。Burnup step の時間幅のあらいものほうが reactivity を過大評価をしている。Fig. 47 に実効増倍率の変化の様子を示した。

## 5. 熱水力特性

第4節までに述べてきた3つの代表格子に対して、これらが実際に熱水力学的条件に合致するものであるかどうかについて次に考察をおこなってみる。ボイド-出力分布の計算は軸方向一次元計算となっていることと、制御棒の挿入のない状態を取上げているので、ここで得られた結果そのものから、現実体系の特性を抽出することは無理であるが、しかし intrinsic な特性を把握するには意義あるものと考えられる。

### 5.1 熱水力学的条件

従来 BWR 炉設計に対する熱水力学的条件として次のものが考えられてきた<sup>20)21)</sup>。

(1) Fuel burnout に対する criteria

すなわち DNBR (あるいは CHF というともある.) は

$$\text{DNBR} \geq 1.5 \text{ (強制循環)}$$

$$\text{''} \geq 1.7 \text{ (自然循環)}$$

(2) Void content と distribution に対する criteria

すなわち

(a) Max. void fraction  $\leq 0.8$  (強制循環)

''  $\leq 0.65$  (自然循環)

(b) Average void fraction  $\leq 0.25$

(3) Fuel clad integrity に対する criteria

(a)  $\text{UO}_2$  の温度に対して

$$\text{定常出力} \leq 3500^\circ\text{F}$$

$$\text{過渡出力} \leq 5000^\circ\text{F}$$

(b) Clad 材の温度に対して (Zry の場合)

$$\text{Zry 温度} \leq 600^\circ\text{F}$$

まず(1)に対する条件であるが、最近の G.E. の研究から明らかにされていることは“low critical heat flux, high steam quality, high flow rate”の状態 (BWR のような場合これに相当する) の下での transition boiling 領域で起る temperature の oscillation (Fig. 48) は比較的小さなものであると報告されていて、DNBR に50%の裕度を許さなくてもよいのではないかと述べている。さらに T. SORLIE, S. LEVY, *et al.*<sup>22)</sup> の見解によれば、条件(1)よりもむしろ条件(3)がより大切であるといっている。しかし、この種の条件に対する進展の幅を明確にするためには、さらに詳細な研究結果の分析が必要であるといわれているので、今回採用された設計条件は上述の(1)~(3)とした。

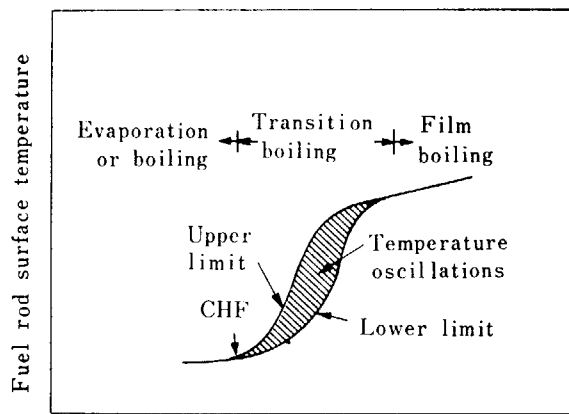


Fig. 48 Fuel rod surface temperature v.s. surface heat flux

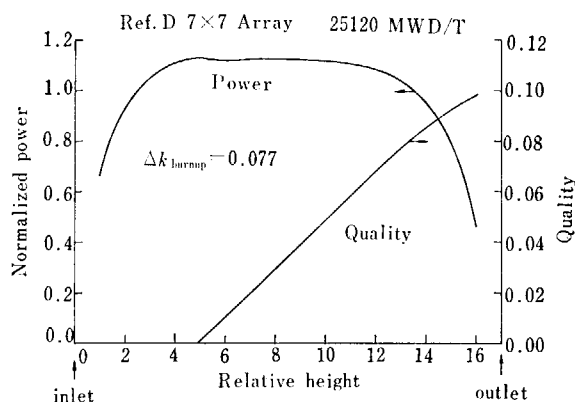


Fig. 49 Power and steam quality distributions (Ref. lattice)

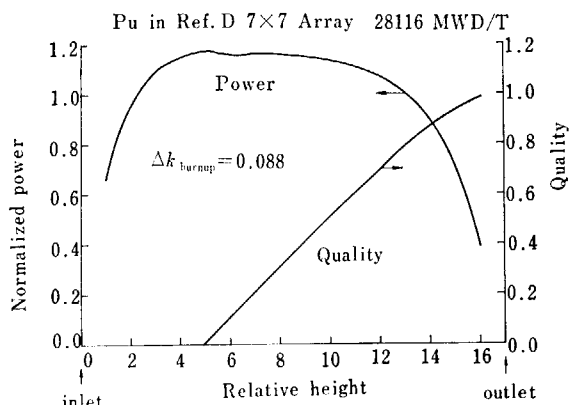


Fig. 50 Power and steam quality distributions (Pu in ref. lattice)

### 5.2 熱水力特性一覧

TABLE 19 にここで取上げられた系の熱水力特性を与えた。同表には Dresden 1, Big Rock Point, Oyster

TABLE 19 Thermo-hydraulic parameters of the present design and the other reactors

Design parameters	Dresden 1		Big Rock Point		Oyster Creek	Present design
	Initial	Present	Initial	Updated		
Rated power level (MW <sub>t</sub> )	626	700	157	240	1600	950
CHF ratio at overpower	2.0	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5
Core average exit quality (%)	5.9	6.6	5.3	7.6	9.8	9.8
Max. heat flux*1 (10 <sup>3</sup> BTU/hr/ft <sup>2</sup> )	350	450	510	530	387	363
Core power density (kw/liter)	29.6	33.2	45.0	45.0	33.6	36.3
Linear power*2 (kw/ft)	15.2	19.0	15.2	15.8	16.9	17.6% <sup>3</sup>
Mass-flow rate (10 <sup>3</sup> /lb hr/ft <sup>2</sup> )	5.8-9.4	5.2-11.5	9.1	4.5-7.0	9.4	11.1
Inlet subcooling (BTU/lb)	50	50	20	20	26	23

\*1 At over power    \*2 Max. value    \*3 Over-power factor=1.30, Peaking factor=2.6

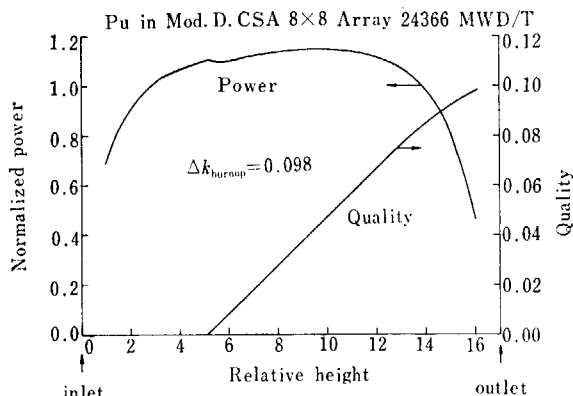


Fig. 51 Power and steam quality distributions (Pu in mod. lattice (CSA))

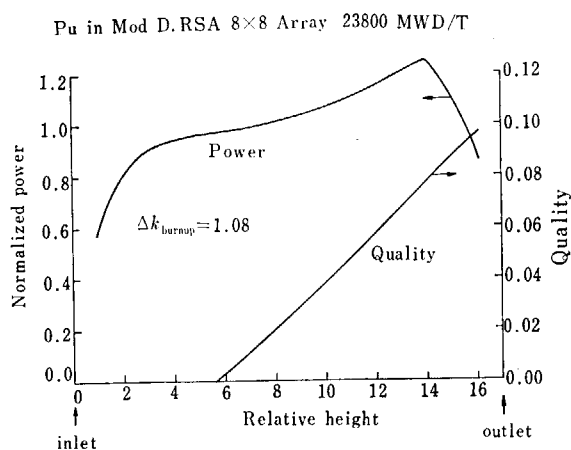


Fig. 52 Power and steam quality distributions (Pu in mod. lattice (RSA))

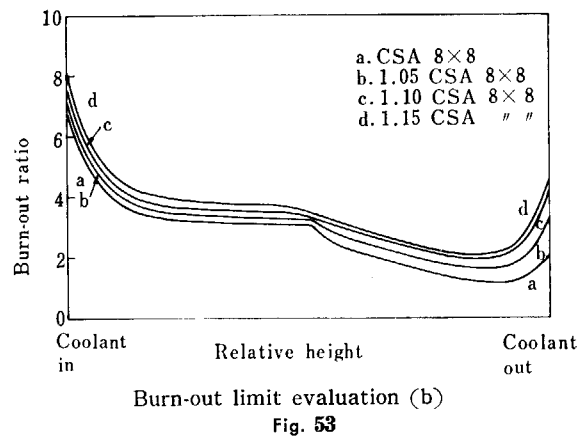
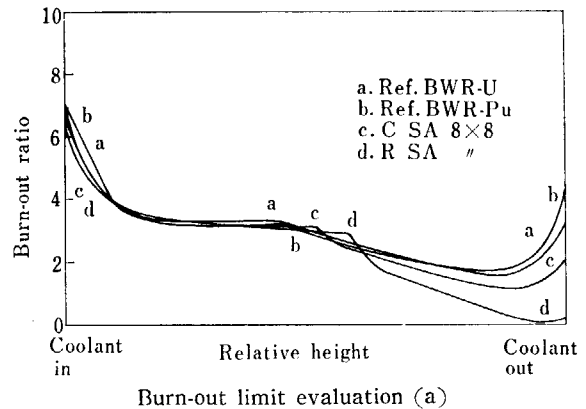


Fig. 53

Creekの熱水力特性<sup>22)</sup>をも併記した。CHF(or DNBR) ratioはDresden 1-Initialを除いてどの場合も1.5と取られている。Burnout ratioの計算はE. JANNSEN, and S. LEVY<sup>23)</sup>の式によっている。TABLE 19のcore average exit qualityを見るとDresden 1においては

5.9~6.6であったが、Oyster Creekや今回考察された体系(Present design)では9.8となっていて、その後の研究結果に基づくthermal-hydro特性の改善の結果が読取れよう。

さて、このような熱水力条件下で、実際の出力分布、並びにSteamのqualityはどうなっているだろうか。次にその様子を調べることにしよう。

前述したscatter refuelingの条件を考えに入れ、

void-power の軸方向分布の計算結果を Fig. 49~52 に示した。Fig. 49 には基準格子 (Ref. lattice) そのものの power 分布, steam quality の分布を示した。Fig. 50 は Ref. lattice に Pu を load した場合の特性を, Fig. 51 は Mod. lattice (CSA) に Pu を load した場合を, Fig. 52 は Mod. lattice (RSA) に Pu を load した場合の特性を与えた。これら 4 結果を比較してすぐわかることはより大きい negative void coefficient を持つ体系ほど, 冷却材入口の近傍における出力の低下は大となる (Fig. 50 参照)。また逆に void

coefficient が positive になる体系ほど, 出口近傍における出力は増加する (Fig. 52 参照)。出力分布が冷却材出口近傍で増加すると被覆管の burn out の条件がきびしくなって熱的に好ましくない。Fig. 53 にこれら 4 case に対する over power 時の DNBR を示したが Fig. 52 に対応するものが最も DNBR が低い結果となっている。

## 6. ま と め

最近の commercial BWR 炉へ Pu を direct に使用する場合の問題について考えてきたが、それを要約すると次のようにいうことができる。

- (i) Pu の direct 使用という考え方は、U の代りに Pu を使用する時格子の構造が大幅に変わらないことを意味するものである。「構造不変」の範囲は channel frame や、反応度の制御能力（従って制御棒の本数等）等が変らないとの意である。
- (ii) (i)の条件下での Pu 利用ということになると、核的には void reactivity を基準格子(U loading の場合)に近いことが最も重要になってくる。それをおこなうためには体系を well moderate にする必要が起る。すなわち減速材対燃料の体積比を高める。
- (iii) (ii)をおこなうに当っては「燃料の発熱有効面積があまり変化しない」という条件を考慮する。そうすると自然設計の変更は「燃料棒を細くして array 数を増す」ということになる。
- (iv) ただし well moderate にする度合にはある限度があること、すなわち void reactivity は burnup に伴って negative より positive へと変化するために、これが power flattening に影響を及ぼすので、その影響度が熱的条件(例えば clad の burnout)を満足する範囲内で体系を well moderate 化することである。
- (v) かように設計変更した格子の燃焼特性をウラン loading の場合と比較してみると次のことがいえる。「同一燃焼度を与える条件の下で、両者(U loading の場合と Pu loading の場合)の体系の燃料 inventory を比較してみると、Pu loading の場合のほうがその inventory が少なくてすむ。その inventory の節約は Pu fuel の fabrication penalty に充分打勝つほどのものであることが評価されている<sup>24)</sup>。」
- (vi) 従来の Pu の BWR 炉への利用研究の結論は「Pu 核燃料の等価性は劣る<sup>14)</sup>」ということになっているが、それは(v)に得た結果と異っている。何故にそのような相異が起りえたのか、その原因を調べてみると次のごとくである。

相異点	従来の考 え方	今回の考え方
1. サイクル	第1サイクル およびそれに	平衡サイクル を考える。

続くサイクル  
を考える。

2. 燃料交換	バッチ 方法	多領域連続燃 料 取換え。
3. 被覆材	ステンレス鋼	Zry-2
4. 寄生吸収 物	比較的大(制 御棒挿入等大)	比較的小(制 御棒挿入度 小等)

従来の考え方では燃料交換サイクルは第一サイクル、あるいはそれに続く数サイクルを考えていたのに対して今回のものは平衡サイクルを仮定している。これは相異点2の燃料交換方法とも関連するが、scatter refueling を仮定する場合は平衡サイクルに達する時間が他のものに比して非常に短いので燃料の取出しサイクルとして平衡サイクルを考えるのは当を得たものと考えられる。サイクルが平衡サイクルになれば、炉心内燃料の homogeneity もよく、燃料の有効利用度が向上するのは当然である。

項目2の燃料交換方法からくる利点は非常に大きなもので、前述したように、(a)新しく装荷される燃料の反応度は大であること、(b)余剰反応度が小さいにもかかわらず burnup を高めうること、(c) power flattening がよいこと、(d) reactivity coefficient (void coefficient 等) を小さくできること等があげられる。その結果取出し燃料の burnup を非常に高めうることである。

項目3の被覆材が Zry-2 になると寄生吸収が小さくなり、余剰反応度に余裕が生まれる。一般に燃料交換をおこなう体系の燃焼度は、燃料交換をほどこさない体系に比して伸びるものである。もし体系の寄生吸収が多いものであれば、その寄生吸収体による中性子吸収に見合う燃焼度損失がこの伸率倍だけ拡大されるものである<sup>25)</sup>から、燃料の反応度寿命が伸びる体系では寄生吸収による反応損失の燃焼度に及ぼす影響は大なるものであることに注意を与えておく。

以上のことによって「今まで考えられてきていた Pu の核的価値の概念を若干ながら修正する必要がある」と考えられる。すなわち「かような体系(近い将来の体系)を考えたい時、Pu BWR の利用は U BWR の利用に比して

必ずしも悪くない」ということである。場合によればよいということすらあり得よう。

- (vii) 上述の検討はかなり macroscopic な検討であったが、実際の design を進めるとなれば次の諸点についてさらに詳細に究明しておく必要がある。
- (a) 温度係数が fuel の burnup や、void 率変化によって変化するものであるが、特に burnup final な状態においてその様子を明らかにしておくことは有意義であると考え。
- (b) 最近の研究によれば、Pu の fuel 内での build up はかなり空間分布依存<sup>26)</sup>を持っているようである。その結果から考えて、Pu に対する共鳴吸収が従来のような取扱いでは満足されないだろうということである。Burnup physics は U, Pu の微小 reaction の時間的集積であるから、このような space distribution の相異は fuel の burnup につれて拡大されていくわけである。これがひいては void coefficient 等へも大きな影響を及ぼすものと推測されよう。
- (c) 今回取られた scatter refueling に対する数学的 model は非常に単純化したものを考えていた。すなわち 4 assembly → 1 assembly に置換えるためには macroscopic cross section の平均化をおこなう必要が起るが、その平均化は constant power の条件のもとに進めたことである。実際の体系はこのようなわけにはいかないであろう。Power distribution の burnup にもな

う変化を調べておくことは非常に意義あるものと考えている。

- (d) 今回の検討はすべて一次元計算のもとに進めたが、実際には 2次元ないしは 3次元の検討が必要になってくる。特に制御棒挿入による体系の乱れは power 分布上重要になってくる。
- (viii) Void reactivity を考察するには次のようにすればよい。
- (a) Burnup initial 時においては resonance escape probability  $P$  の void 依存をよく眺めておくこと。
- (b) Burnup 下での void reactivity の変化は熱エネルギー領域における  $(\eta f)_t$  の変化をよく眺めておくこと。
- 上の(a), (b)のように void reactivity がどの状態の場合にどの reaction と最も大きな関係を持つかをよく調べておくことが重要である。

#### あとがき

ここに述べてきた事柄は昨年5月米国, NUS社(Nuclear Utility Service Inc., Washington, D.C)において筆者らがおこなってきたものをまとめたものである。この作業にあたり原研:阿部理事,天野設計部々長石川設計部次長をはじめ江草,杉本,沢井新型転換炉室長,原燃:今井理事長,鎌田理事,中村プルトニウム燃料開発室長, NUS社 Dr. N.B. McLeod氏の力添があったことを記しておく。

## 参 考 文 献

- 1) K.H. PUECHL : The Potential of Plutonium as a Fuel in Near-Thermal Converter Reactors, *Nucl. Sci. Eng.*, **12**, 135 (1962).
- 2) K.H. PUECHL : The Potential of Plutonium as a Fuel in Near-Thermal Burner Reactors, *Nucl. Sci. Eng.*, **12**, 151 (1962).
- 3) J. HILL : Plutonium for Propulsion Reactors, *Nucl. Eng.*, **6**, 66 (1961).
- 4) 新藤, 安川, 山本 : 圧力管型重水減速動力炉の燃焼特性 (Ⅲ), JAERI-memo 2074 (1965).
- 5) G. SRIKANTIAH, J. CHERNICK : Plutonium fueled thermal reactors with high conversion ratios, *Nucl. Sci. Eng.*, **21**, 165 (1965).
- 6) G. SRIKANTIAH : *Nucl. Sci. Eng.*, **24**, 175 (1966).
- 7) R.J. HENNIG, P.L. HOFMANN : Analysis of a fast-thermal reactor complex, HW-74549 (1963).
- 8) D.E. DEONIGI : A new fuel configuration to increase Pu value, BNWL-183 (1965).
- 9) D.E. DEONIGI : A Comparison of Fuel Cycles for Crossed Progeny Fuels in Conventional and Novel Configurations, *Trans. Am. Nucl. Soc.*, **8**, 2, p. 574 (1965).
- 10) E.T. MERRILL : Monte Carlo calculation of optimum loading of Pu fuel, BNWL-183 (1965).
- 11) E.T. MERRILL : Monte Carlo calculation of optimum loading of Pu fuel, *Trans. Am. Nucl. Soc.*, **8**, 2, 573 (1965).
- 12) HW-70000 (1961), Plutonium recycle program annual report
- 13) HW-78118 (1963), Quarterly progress report.
- 14) 山田太郎他 : プルトニウム等価性委員会資料 (1962).
- 15) 三菱原子力工業株式会社 : 軽水炉におけるプルトニウム利用の検討 (1964).
- 16) TID-7672
- 17) R.F. BARRY : LEOPARD -A Spectrum Dependent Non-spatial Depletion Code for the IBM-7094, WCAP-3269-26 (1963).
- 18) WAPD-S (TDP)-T-72
- 19) 古橋, 新藤 : 圧力管型重水格子の核的サーベイ, JAERI-1080 (1965).
- 20) 石塚 : G.E. による炉心の1次設計法, 炉物理談話会誌, 第3号, 32 (1963).
- 21) 望月, 他 : JPDR-II 第1次炉心設計計算, 1次元核熱水力計算, JAERI-1088 (1965).
- 22) T. SORLIE, S. LEVY, M.F. LYONS and J.E. BOYDEN : Experience with BWR Fuel Rods operating above Critical Heat Flux, *Nucleonics*, **23** (No. 4), 62~65 (1965).
- 23) E. JANSSEN, S. LEVY : Burnout Limit Curves for Boiling Water Reactor, GEAP-3892 (1962).
- 24) N.B. MCLEOD, K. UEMATU, R. YUMOTO, S. YASUKAWA : Direct Substitute Plutonium Fuel for Commercial Water Reactors, *Trans. Am. Nucl. Soc.*, **8**, 2, 572 (1965).
- 25) 安川 : 圧力管型重水動力炉の燃焼特性, JAERI-1075(1965).
- 26) C.G. PONCELET : Burnup physics of heterogeneous reactor lattices, WCAP-6069 (1965).