

圧力管型重水動力炉の燃焼特性

1965年3月

日本原子力研究所

Japan Atomic Energy Research Institute

圧力管型重水動力炉の燃焼特性

要 旨

本報告書にのべる事柄は圧力管型重水減速動力炉の燃焼特性の1次元燃焼計算による解析結果である。計算に選定された炉型は昭和38年度に国産動力炉の炉型選定に関連しておこなわれた5原子力グループによる概念設計炉であって、検討の対象になった主な事項は次のものである。

- (1) 各炉型の point burn-up と1次元 one batch burn-up の比較
- (2) 反射体厚さの燃焼度に及ぼす効果
- (3) 5原子力グループ設計原子炉における one batch burn-up
- (4) 5原子力グループ設計原子炉における refueling burn-up
- (5) 毒物の効果, その他

Refueling 方式としては out-in, および in-out 方式を検討したが bidirectional 方式は計算コードの制限から検討されなかった。

1964年10月

日本原子力研究所 国産動力炉開発室
安 川 茂

On Burn-up Characteristics of Pressure Tube Type D₂O Moderated Power Reactors

Summary

The fuel burn-up characteristics for pressure tube type D₂O moderated power reactors are analyzed by one dimensional burn-up code in which both in-out and out-in refueling can be treated. The selected power reactors are those which were designed by 5 atomic industrial groups in Japan in 1963, when the work connected with the selection of coolant type was started for pressure tube type D₂O moderated power reactors.

The main contents are followings.

- (1) Comparison of the characteristics of point burn-up and one dimensional burn-up
- (2) Effect of reflector thickness on fuel burn-up
- (3) Burn-up characteristic under one batch for the 5 designed reactors
- (4) Burn-up characteristic under refueling for the 5 designed reactors
- (5) Poisoning effect, etc.

Refuelings are in-out and out-in refueling, a burn-up characteristic for bidirectional refueling is not studied.

October, 1964

SIGERU YASUKAWA
Japanese Power Reactor Development Division
Japan Atomic Energy Research Institute

目 次

1. 序 論	1
2. 炉型式	2
3. 1次元燃焼計算の方法	5
3.1 群定数	5
3.2 中性子束	5
3.3 燃焼度	6
3.4 出力密度分布 $P(\vec{r})$ ならびに出力密度比 Pd_{max}, Pd_{min}	6
3.5 群定数の補正方法	6
3.6 軸方向バックリング	7
3.7 実効増倍率利得	7
3.8 取出燃料の燃焼度	8
4. 各炉型共通の燃焼特性	9
4.1 Point burn-up と 1次元 burn-up の比較	9
4.2 反射体厚さと燃焼度の関係	12
4.3 反射体内毒物制御の燃焼度への影響	13
4.4 毒物吸収断面積の変化	14
5. 各炉の燃焼特性	15
5.1 燃料交換をおこなわない場合の各炉の燃焼特性	15
5.2 燃料交換 (out-in refueling) をおこなった場合の各炉の燃焼度	16
5.3 燃料交換 (in-out refueling) をおこなった場合の沸騰軽水炉 (高圧) の燃焼度	20
5.4 理想燃料の装填による燃焼度 (out-in refueling)	21
5.5 各炉の燃焼度の比較	22
6. 結 語	25
参考文献	26
付 録	27
Fig. A.1 加圧重水冷却炉の速中性子束分布	27
" A.2 加圧重水冷却炉の熱中性子束分布	27
" A.3 反射体厚さ変化による燃焼度の空間変化	28
" A.4 反射体内毒物制御と実効増倍率, 燃焼度の関係	28
" A.5 反射体内毒物制御と中性子束分布の関係	28
" A.6 加圧重水冷却炉の毒物吸収断面積の変化	28
" A.7 5炉型の出力分布の燃焼に伴う変化	29
" A.8 ボロン濃度の変化 (5炉型)	29
" A.9 沸騰軽水冷却炉の出力密度分布の空間変化	30
" A.10 速中性子除去断面積の空間変化 (沸騰軽水冷却炉 (高圧)-1/9 炉心燃料交換)	30
" A.11 速中性子吸収断面積の空間変化 (沸騰軽水冷却炉 (高圧)-1/9 炉心燃料交換)	31
" A.12 速中性子分裂生成断面積の空間変化 (沸騰軽水冷却炉 (高圧)-1/9 炉心燃料交換)	31
" A.13 熱中性子吸収断面積の空間変化 (沸騰軽水冷却炉 (高圧)-1/9 炉心燃料交換)	31
" A.14 熱中性子分裂生成断面積の空間変化 (沸騰軽水冷却炉 (高圧)-1/9 炉心燃料交換)	31
" A.15 出力比の変化 (沸騰軽水冷却炉 (高圧) の 1/3 燃料交換 (in-out) の場合)	32
" A.16 出力密度の空間変化 (沸騰軽水冷却炉 (高圧) の 1/3 燃料交換 (in-out) の場合)	32
" A.17 燃焼度, 濃縮度の空間変化 (沸騰軽水冷却炉 (高圧) の 1/3 燃料交換 (in-out) の場合)	32
" A.18 加圧重水冷却炉の格子構造図	33

Contents

1. Introduction.....	1
2. Reactor type	2
3. Analytical method for the one dimensional burn-up calculation.....	5
3.1 Group constants	5
3.2 Neutron flux	5
3.3 Burn-up	6
3.4 Power density	6
3.5 Correction for group constants.....	6
3.6 Axial buckling.....	7
3.7 Gain of effective multiplication factor.....	7
3.8 Burn-up for the fuel	8
4. General burn-up characteristic for the designed reactors.....	9
4.1 Comparison between the point burn-up and one dimensional burn-up.....	9
4.2 Effect of the reflector thickness to burn-up	12
4.3 Effect of the reflector poisoning to burn-up	13
4.4 Change of the poisoning cross section	14
5. Burn-up characteristic	15
5.1 Burn-up characteristic without refueling	15
5.2 Burn-up characteristic with out-in refueling.....	16
5.3 Burn-up characteristic of the boiling H ₂ O cooled (high pressure) reactor with in-out refueling.....	20
5.4 Burn-up characteristic for ideal fuel with out-in refueling	21
5.5 Comparison of burn-up for the designed reactors.....	22
6. Conclusion	25
References	26
Appendix	27
Fig. A.1 Fast neutron flux distribution for pressurized D ₂ O cooled reactor	27
" A.2 Thermal neutron flux distribution for pressurized D ₂ O cooled reactor	27
" A.3 Effect of reflector thickness on spatial variation of fuel burn-up (pressurized D ₂ O cooled reactor).....	28
" A.4 Effect of reflector poisoning on effective multiplication factor and fuel burn-up (boiling H ₂ O cooled reactor (high pressure)).....	28
" A.5 Effect of reflector poisoning on neutron flux distribution (boiling H ₂ O cooled reactor (high pressure))	28
" A.6 Variation of poisoning cross section for pressurized D ₂ O cooled reactor	28
" A.7 Spatial variation of power distribution due to fuel burn-up for 5 designed reactors.....	29
" A.8 Variations of boric acid concentration for 5 designed reactors.....	29
" A.9 Spatial distribution of power density for boiling H ₂ O cooled reactor (high pressure)	30
" A.10 Spatial distribution of fast neutron removal cross section under 1/9 core refueling for boiling H ₂ O cooled reactor (high pressure)	30
" A.11 Spatial distribution of fast neutron absorption cross	

	section under 1/9 core refueling for boiling H ₂ O cooled reactor (high pressure)	31
Fig. A. 12	Spatial distribution of fast neutron fission yield cross section under 1/9 core refueling for boiling H ₂ O cooled reactor (high pressure)	31
" A. 13	Spatial distribution of thermal neutron absorption cross section under 1/9 core refueling for boiling H ₂ O cooled reactor (high pressure)	31
" A. 14	Spatial distribution of thermal neutron fission yield cross section under 1/9 core refueling for boiling H ₂ O cooled reactor (high pressure)	31
" A. 15	Change of power ratio due to fuel burn-up under 1/3 core in-out refueling for boiling H ₂ O cooled reactor (high pressure)	32
" A. 16	Spatial variation of power density under 1/3 core in-out refueling for boiling H ₂ O cooled reactor (high pressure)	32
" A. 17	Spatial variations of burn-up and enrichment under 1/3 core in-out refueling for boiling H ₂ O cooled reactor (high pressure)	32
" A. 18	D ₂ O cooled reactor fuel and pressure tube system	33

1. 序 論

昭和38年6月12日原子力委員会により国産動力炉開発の進め方の大綱が決定され、減速材が重水にきまるとともに、冷却方式の選択については、昭和38年度において日本原子力研究所が中心となり、比較、検討ならびに概念設計をおこなって炉型の決定に資すべき指示がなされた。

日本原子力研究所に国産動力炉開発室が上記決定に基づいて同年6月15日に設置され、以来1カ年にわたって各種作業をおこなってきたが、昨今ようやく当初予定した作業が終了した。この作業の結果は国産動力炉開発室資料1~8¹⁾~⁸⁾、ならびに各原子力グループ概念設計書⁹⁾~¹³⁾ (JAERI-memo No. 1527~1531) にまとめられている。本報告書は、この間における核設計関係の作業のうち、1次元燃焼計算の結果を記したものである。炉型選定のための概念設計炉がどのような作業の経過のもとに定められてきたか、あらかじめその経緯について説明しておく方が後ほどのべる各原子力グループの概念設計炉を説明する上に都合がよいので、始めにその経緯について、簡単に説明しておこう。

原子力委員会決定の方針によれば、ガス、有機材、水蒸気、軽水の4種類の冷却材を用いる炉型の比較検討をおこなうことになっていたが、日本原子力研究所における作業は、国産動力炉計画委員会の意見を参考として、1) 加圧重水、2) 沸騰重水、3) 加圧軽水、4) 沸騰軽水、5) 軽水フオグ、6) 軽水スチーム、7) 有機材、8) 炭酸ガス、9) ヘリウムなど可能性ある多数の冷却材のうちから、4)、7)、8)の3炉型を選び、それに参考として1)を加えた4炉型について概念設計をおこなった。また压力容器型は重水冷却の場合にしか採用できないので、圧力管型炉を先に検討し、压力容器型は重水冷却炉の優秀性が認められたときに改めて検討する方針で進められた。核関係の作業は始めに各冷却材に共通に使用できる燃焼計算コード⁵⁾ (Point-Reactivity-Burn-up-Code) を作成し、これを用いて最

適格子、ならびに濃縮度をサーベイし、燃焼度に重点をおいた格子構造の原案を作り、さらに各原子力グループによって熱設計、構造設計、経済性などに関する考察を進めた上で原研より示した格子構造原案に若干の修正をほどこし、格子構造の実施案を両者共議の上で定めた。炉体設計基準ならびに群定数などの基本値は日本原子力研究所で統一的に定め、それにもとづき5原子力グループは原子炉炉体の設計をおこなったが、その設計は炉の燃焼特性を十分な検討のもとに進められたものではない。炉体設計がこのようなものにならざるをえなかったのは、1つには圧力管型重水動力炉に関する設計用サーベイのデータが日本において蓄積されていなかったことにもよるが、今1つには設計期間が短かったことにもよる。また設計の方針としてできるだけ核、熱、構造設計が独立に進行できる方策を取ったために、設計基準の内には便宜的基準も含まれていて、それが炉の燃焼特性から見た基準と合致しない結果に導かれたものもあった。

本来、動力炉の設計は燃焼特性を十分に調べられた上で、設計基準が与えられ、それにのっとった設計がおこなわれるべきものであるが、今回おこなわれた概念設計では必ずしもこのような方法によったわけではなかったため、得られた結果にはおのずと再評価、再検討されるべき点が含まれている。本報告書にはそのような2~3の点の指摘がなされている。

本報告書の内容は次のとおりである。

- (1) 各炉型の point burn-up と1次元 one batch burn-up の比較
- (2) 反射体厚さの燃焼度へ及ぼす効果
- (3) 5原子力グループ設計原子炉における refueling burn-up

Refueling 方式としては out-in、および in-out 方式を検討したが、bidirectional 方式は計算コード上の制限から検討されなかった。

2. 炉 型 式

検討の対象にされた炉型式は圧力管型重水減速動力炉で冷却材ならびに冷却方式にしたがって次の5炉型となっている。

- 1) 加圧重水冷却炉
- 2) 沸騰軽水冷却炉 (低圧)
- 3) 沸騰軽水冷却炉 (高圧)
- 4) 有機材冷却炉
- 5) 炭酸ガス冷却炉

どの炉も酸化ウランを燃料とし、加圧重水冷却炉、沸騰軽水冷却炉(低圧)、有機材冷却炉の燃料は天然ウランを、沸騰軽水冷却炉(高圧)は1.0% 微濃縮ウランを、炭酸ガス冷却炉は1.2% 微濃縮ウランを使用している。また被覆材には加圧重水冷却炉、両沸騰軽水冷却炉に対して Zry-2 を、有機材冷却炉には SAP (M 430)、炭酸ガス冷却炉には stainless steel が用いられている。沸騰軽水冷却炉 (高圧) 以外の炉の燃料クラスターは 19 本燃料棒が用いられたが、沸騰軽水冷却炉 (高圧) のそれは 37 本燃料棒が用いられている。

低圧沸騰軽水冷却炉と高圧沸騰軽水冷却炉の相異は、前者の冷却材圧力が 60 kg/cm^2 であるのに反し後者は 90 kg/cm^2 であること、ならびに燃料が前者では天然ウラン (N. U) を後者では微濃縮ウラン (S. E. U) を使用していること、また前者は 19 本クラスターであることに反して後者は 37 本クラスターであることである。

各炉型の格子に関する諸構造物の寸法を TABLE 1 に示す。また沸騰軽水冷却炉 (低圧) に対する格子構造

図を Fig. 1 に示す。

格子構造について簡単に説明を与えておくと、まず減速材と冷却材を別けるカランドリヤ管の内側に若干の断熱層 (これはカランドリヤ管が温まらないようにするもので He 等のガスが巡回している) をおいて圧力管が入り、その内にクラスター構造を持つ燃料棒が挿入されていて、その周りを冷却材が通っている。このような構造を持つ格子が幾つか集って炉体を構成している。加圧重水冷却炉、有機材冷却炉、炭酸ガス冷却炉の圧力管は cold pressure tube となっているが、両沸騰軽水冷却炉の圧力管は hot pressure tube となっている。

5 原子力グループにより設計された各炉の炉心構成を TABLE 2 に与える。それらの構成を簡単に説明しておく、まず加圧重水冷却炉の型式は縦型 up-flow で炉心直径は 630.8 cm 、高さは 557.2 cm 、反射体厚さは内側層 (D_2O) は 17.6 cm 、外側層 (H_2O) 15.0 cm 、また loading は 2 zone loading となっている。次に低圧沸騰軽水炉であるが、この炉心直径は 628.0 cm 、高さは 626.4 cm で縦型配置をとり、反射体は内側層 (D_2O) 厚さ 30 cm 、外側層 (黒鉛) 70 cm となっている。燃料の装荷は 4 zone loading である。高圧沸騰軽水冷却炉の型式は横型 bi-directional flow となっていて、その炉心寸法は炉心直径が 472.2 cm 、高さが 379.0 cm 、反射体 (D_2O) 厚さ 50 cm となっている。また loading は 3 zone である。有機材冷却炉の炉心直径は 560.0 cm 、高さは 598.0 cm 、反射体 (D_2O)

TABLE 1 Material and dimension of the designed lattices

D ₂ O moderated reactor coolant type	Materials (sheath-pressure tube, calandria tube)	Fuel	Fuel pellet diameter	Sheath thickness	Fuel rods in cluster	Lattice pitch	$\frac{V_{mod}}{V_{UO_2}}$	Pressure tube or liner tube inner diameter	Air gap	Calandria thickness
			mm	mm	rods	cm		mm	mm	mm
Pressurized D ₂ O	Zry—Zry	N. U	16	0.5	19	25.0	13.7	91.2	5.0	1.3
Boiling H ₂ O (low pressure)	Zry—Zry	N. U	16	0.5	19	24.5	13.3	91.2	5.0	1.3
Boiling H ₂ O (high pressure)	Zry—Zry	1% E. U	12.5	0.5	37 or 36	25.0	10.8	103.0	5.0	1.3
Organic (SANTOWAX-OM) First proposal	SAP—Zry	N. U	16	0.5	19	24.5	13.2	91.2	5.0	1.3
Second proposal	SAP—Zry	1% E. U	14	0.5	19	22.0	13.8	81.4	5.0	1.3
Gas(CO ₂) First proposal	SUS—Zry	1.2% E. U	14	0.3	19	23.5	14.6	103.0	5.0	1.3
Second proposal	SUS—Zry	1.2% E. U	11.5	0.3	37	26.0	13.0	123.4	5.0	1.3

厚さ 40 cm で, loading は 2 zone となっている. 炭酸ガス冷却炉は横型 uni-directional flow の型式をとり, 炉心直径は 606.6 cm, 高さは 556 cm で, 反射体 (D₂O) 厚さは 30 cm, loading は 2 zone となってい

る. いずれの炉の熱出力も当初は 1000 MWt を予定していたが, 設計後の結果は TABLE 2 に示すとおりとなった. なお各炉の設計結果の詳細は JAERI-memo No. 1527~1531 に詳述しているのでそれを参照されたい.

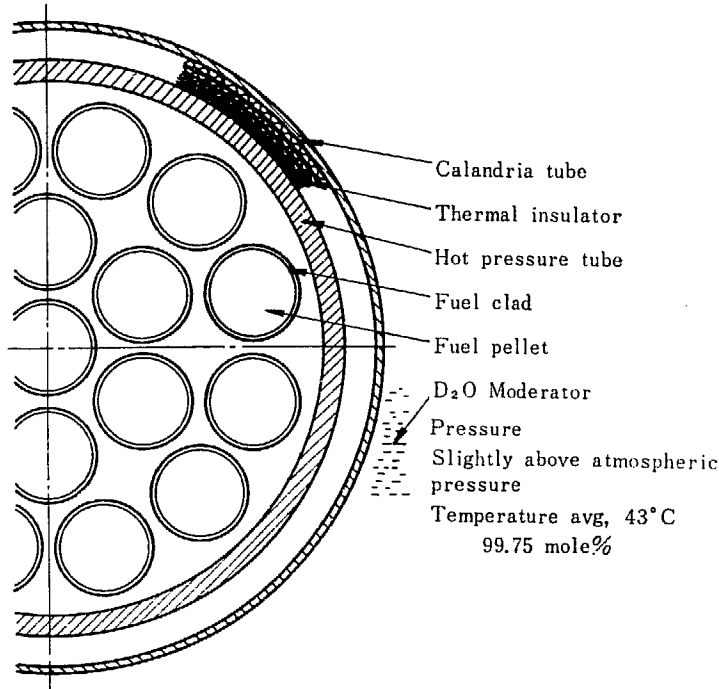


Fig. 1 Boiling H₂O cooled natural uranium reactor fuel and pressure tube system

Coolant (boiling H₂O)
 Pressure 63 kg/cm² (at turbine throttle valve)
 Fuel rod pitch 19 mm
 Gap 1.8 mm

	Material	Diameter (mm)		Thickness (mm)	Density gr/cc
		I. D.	O. D.		
Fuel pellet	UO ₂ (natural)	—	16	—	10.33
Fuel cladding	Zry-2 1.5%Sn, 0.12%Fe, 0.10%Cr, 0.05%Ni	16	17	0.5	6.55
Pressure tube	Zry-2	96	104	4	6.55
Thermal insulator	Zry-2(foil), Air	104	114	0.75, 4.25	
Calandria tube	Zry-2	114	116.6	1.3	6.55

Listed values of dimensions and densities are those used for the nuclear calculation.

Square lattice pitch 245 mm

TABLE 2 Core configuration of the designed reactors

		Pressurized D ₂ O cooled	Boiling H ₂ O cooled (low pressure)	Boiling H ₂ O cooled (high pressure)	Organic cooled (SANTOWAX-OM)	Gas(CO ₂)cooled
Thermal out put (MW)		1163	1000	964	1094	1078.5
Reactor type		Vertical up flow	Vertical up flow	Horizontal bi-directional flow	Vertical up flow	Horizontal uni-directional flow
Core diameter (cm)		630.8	628.0	472.2	560.0	606.6
Core height (cm)		557.2	626.4	379.0	598.0	500.0
Fuel channels		500	516	280	420	556
Reflector thickness	Radial (cm)	Inner(D ₂ O) 17.6 Outer(H ₂ O) 15.0	Inner(D ₂ O) 30.0 Outer(graphite) 70.0	(D ₂ O) 50.0	(D ₂ O) 80.0	(D ₂ O) 30.0
	Axial (cm)	Upper & lower (D ₂ O+structure) 15.0	Upper & lower (D ₂ O+structure) 70.0	Both side (D ₂ O+structure) 30.0	Upper & lower (D ₂ O+structure) 40.0	Both side (D ₂ O+structure) 30.0
Loading	Regions	2	4	3	2	2
	Enrichment Channels Subregion	<ul style="list-style-type: none"> • 0.64% 250 $0 \leq R \leq 223.0$ • N. U 250 $223.0 \leq R \leq 315.4$ 	<ul style="list-style-type: none"> • 0.60% 16 $0 \leq R \leq 55.3$ $0 \leq Z \leq 469.8$ • N. U 500 $55.3 \leq R \leq 314.0$ $0 \leq Z \leq 469.8$ • 0.55% 16 $0 \leq R \leq 55.3$ $469.8 \leq Z \leq 626.4$ • 0.65% 500 $55.3 \leq R \leq 314.0$ $469.8 \leq Z \leq 626.4$ 	<ul style="list-style-type: none"> • 0.80% $0 \leq R \leq 136.3$ • 0.90% $136.3 \leq R \leq 192.8$ • 1.00% $192.8 \leq R \leq 236.1$ 	<ul style="list-style-type: none"> • 0.6% 36 $0 \leq R \leq 82.0$ • N. U 384 $82.0 \leq R \leq 280.0$ 	<ul style="list-style-type: none"> • 1.0% 278 $0 \leq R \leq 214.5$ • 1.2% 278 $214.5 \leq R \leq 303.3$

3. 1次元燃焼計算の方法

1次元燃焼計算の方法については、先に発表した1次元燃焼計算コード、OBCD⁴⁾に詳述されているのでここではこの報告書を読むに必要なだけの簡単な説明を与えるにとどめる。

3.1 群定数

燃焼計算はすべて2群モデルでおなわれた。その際使用群定数は5原子力グループ設計炉に対する格子について先に作成した point burn-up code⁵⁾ (WATCH TOWER-II, 以下 W. T-II と略記する。)によって求めている。以下に、それ以降の計算方法について説明する。

まず、炉心に装填する燃料を濃縮度によって区別し、与えられた濃縮度の燃料の燃焼特性をあらかじめ W. T-II で計算しておく。W. T-II で計算されるものには各燃焼ステップまでの積算中性子束時間 θ 、群定数 $A(\theta)$ ($A(\theta)$ は $D^{(1)}(\theta)$, $\Sigma_R^{(1)}(\theta)$, $\Sigma_a^{(1)}(\theta)$, $\nu\Sigma_f^{(1)}(\theta)$, $D^{(2)}(\theta)$, $\Sigma_a^{(2)}(\theta)$, $\nu\Sigma_f^{(2)}(\theta)$ の代表表示である), 積算燃焼度 $B(\theta)$, その他の定数 $A(\theta)$, $\bar{K}(\theta)$, $\bar{v}(\theta)$ ⁶⁾ がある。1次元燃焼計算では、これらの定数を燃料の濃縮度ごとに θ の関数としてあらかじめテーブルの形式で in-input とし計算機に読込ませる。

燃焼ステップ $p+1$ での当初における炉心各領域 r ($r=1\sim r_0$) の群定数はその領域に対応して存在する燃料ブロック s ($s=1\sim s_m$) の燃焼ステップ p までの積算中性子束時間 $\theta_p^{(s)}$ を用いて次のように計算される。いま、燃料交換によってステップ p のあとに移動する燃料の移動領域数を K_p ($K_p > 0$ の場合は out-in, $K_p = 0$ の場合は one batch, $K_p < 0$ の場合は in-out refueling である) とすると

(1) $K_p \geq 0$ の場合

$$A_{p+1}^{(r)} = \begin{cases} A(\theta_p^{(s)}) \cdot \delta(s-r - \sum_{p=1}^p K_p) & 1 < r \leq r_0 - K_p \\ A(\theta_0^{(s)}) \cdot \delta(s-r - \sum_{p=1}^p K_p) & r_0 - K_p < r \leq r_0 \end{cases} \quad (1)$$

(2) $K_p < 0$ の場合

注 1) $\delta(x)$ はクロネッカデルタである。

$$A_{p+1}^{(r)} = \begin{cases} A(\theta_0^{(s)}) \cdot \delta(s+r-r_0 + \sum_{p=1}^p K_p - 1) & 1 \leq r \leq |K_p| \\ A(\theta_p^{(s)}) \cdot \delta(s+r-r_0 + \sum_{p=1}^p K_p - 1) & |K_p| < r \leq r_0 \end{cases} \quad (2)$$

ここで $\theta_p^{(s)}$ は領域 r の燃料実効中性子束 $\bar{\phi}_F^{(r)}$ から次のようにして計算される。

$$\theta_p^{(s)} = \theta_{p-1}^{(s)} + \Delta\theta_p^{(s)} \quad (3)$$

$$\Delta\theta_p^{(s)} = \begin{cases} \Delta\theta_p^{(r)} \cdot \delta(s-r - \sum_{p=1}^{p-1} K_p) & K_p \geq 0 \\ \Delta\theta_p^{(r)} \cdot \delta(s+r-r_0 + \sum_{p=1}^{p-1} K_p - 1) & K_p < 0 \end{cases} \quad (4)$$

$$\Delta\theta_p^{(r)} = \bar{\phi}_F^{(r)} \Delta t_p \times 10^{-21} \quad (5)$$

$\bar{\phi}_F^{(r)}$ については後述する。(5)式に 10^{-21} を乗じているのは群定数の内挿、外挿に都合便ならしめるためであるので別の意味はない。

3.2 中性子束

中性子束は1次元2群計算(円筒)で求められる。(1)~(5)式で計算された群定数 $A(\theta)$ を用いて源を1に規格化した中性子束 $\varphi^{(g)}(\vec{r})$ は次式で計算される。

$$-\nabla \cdot [D^{(g)}(\vec{r}) \nabla \varphi^{(g)}(\vec{r})] + \Sigma_T^{(g)}(\vec{r}) \varphi^{(g)}(\vec{r}) = \chi^{(g)} \cdot S(\vec{r}) + \Sigma_R^{(g-1)}(\vec{r}) \cdot \varphi^{(g-1)}(\vec{r}) \quad (6)$$

ただし、

g = 群を示し 1 は速中性子群を、2 は熱中性子群を示している。

$$\Sigma_T^{(g)} = B_{(g)}^2 D^{(g)}(\vec{r}) + \Sigma_a^{(g)} + \Sigma_R^{(g)} + t^{(g)} \cdot w(\vec{r}) \cdot \Sigma_{p0}$$

$B_{(g)}$ = Transverse buckling

$\chi^{(g)} = \delta_{g1}$ (すなわち速中性子群のみに源があるとされている)

$t^{(g)} = t \cdot \delta_{g2}$ は臨界調整パラメーターで熱中性子群のみに毒物があるものとしている。

$S(\vec{r})$ = 中性子源密度で次のように規格化、ならびに計算がおこなわれている。

$$\int_{V_c} S(\vec{r}) dV = 1$$

$$S(\vec{r}) = \frac{\sum_{g=1}^2 (\nu \Sigma_f)^{(g)} \cdot \phi^{(g)}(\vec{r})}{\lambda} \quad (7)$$

$$\lambda = \int_{V_c} \sum_{g=1}^2 (\nu \Sigma_f)^{(g)} \cdot \phi^{(g)}(\vec{r}) dV \quad (8)$$

(6) 式で計算された臨界時の中性子束 $\phi^{(g)}(\vec{r})$ を用いて次に出力に規格化された中性子束 $\phi^{(g)}(\vec{r})$ が次式で計算されている。

$$\phi^{(g)}(\vec{r}) = \beta \cdot \phi^{(g)}(\vec{r}) \quad (9)$$

$$\beta = \frac{P_T}{\sum_{g=1}^2 \int_{V_c} \frac{\bar{k}}{\bar{v}} \cdot (\nu \Sigma_f)^{(g)} \cdot \phi^{(g)}(\vec{r}) dV}$$

ここで、 P_T は炉心の全熱出力であって軸方向単位長さ当たりで与えられる。また、 V_c は軸方向単位長さ当りの炉心体積を示す。領域 r 内の燃料の実効中性子束 $\bar{\phi}_F^{(r)}$ はこの $\phi^{(g)}(\vec{r})$ を用いて (10) 式で計算される。^{注2)}

$$\bar{\phi}_F^{(r)} = \frac{1}{V^{(r)}} \cdot \frac{\sum_{g=1}^2 \int_{V^{(r)}} \frac{\bar{k}}{\bar{v}} \cdot (\nu \Sigma_f)^{(g)} \cdot \phi^{(g)} dV}{A^{(r)}} \cdot CF_f \quad (10)$$

ただし、 $V^{(r)}$ は領域 r の体積で、 CF_f は領域 r において燃料部分のしめる体積率の逆数である。 $A^{(r)}$ 、 \bar{k} 、 \bar{v} については JAERI-memo No. 1954 を参照されたい。

3.3 燃焼度

燃焼度の値は 炉心領域内燃焼度 $B_p^{(r)}$ 、燃焼ブロックの燃焼度 $B_p^{(b)}$ 、炉心平均の燃焼度 \bar{B}_p 、燃料の平均燃焼度 $\bar{B}_p^{(a)}$ 、 $\bar{B}_p^{(b)}$ 、 $\bar{B}_p^{(c)}$ が計算されるが、 $B_p^{(a)}$ 、 \bar{B}_p の定義を下に示す。

(1) 各燃料ブロックの燃焼度 $B_p^{(a)}$

$$B_p^{(a)} = B^{(a)}(\theta_p^{(a)}) - B^{(a)}(\theta_0^{(a)}) \quad (11)$$

$$\Delta B_p^{(a)} = \begin{cases} B_1^{(a)} & p=1 \\ B_p^{(a)} - B_{p-1}^{(a)} & p \geq 2 \end{cases}$$

(2) 炉心内各領域の燃焼度 $B_p^{(r)}$

$$B_p^{(r)} = B_{p-1}^{(r)} + \Delta B_p^{(r)} \quad (12)$$

$$\Delta B_p^{(r)} = \begin{cases} \Delta B_p^{(a)} \cdot \delta(r-s + \sum_{p=1}^{p-1} K_p) & K_p \geq 0 \\ \Delta B_p^{(a)} \cdot \delta(r-s + \sum_{p=1}^{p-1} K_{p-1}) & K_p < 0 \end{cases}$$

(3) 炉心平均燃焼度 \bar{B}_p

$$\bar{B}_p = \frac{\sum_{r=1}^r B_p^{(r)} V^{(r)}}{\sum_{r=1}^r V^{(r)}} \quad (13)$$

(4) $\bar{B}_p^{(a)}$ 、 $\bar{B}_p^{(b)}$ 、 $\bar{B}_p^{(c)}$ はそれぞれ炉内にある燃料の平均燃焼度 ($\bar{B}_p^{(a)}$)、炉内にある燃料と炉外に出た照射済燃料との和に対する平均燃焼度 ($\bar{B}_p^{(b)}$)、炉外に出た照射済燃料の平均燃焼度 ($\bar{B}_p^{(c)}$) であって、その定義は脚注 2 に記されている文献に与えられている。

3.4 出力密度分布 $P(\vec{r})$ ならびに出力密度比

$$Pd_{\max}, Pd_{\min}$$

$$P(\vec{r}) = \sum_{g=1}^2 \frac{\bar{k}}{\bar{v}} \cdot (\nu \Sigma_f)^{(g)} \cdot \phi^{(g)}(\vec{r}) \quad (14)$$

$$Pd_{\max} = \text{Max. } P(\vec{r}) / \bar{P} \quad (15)$$

$$Pd_{\min} = \text{Min. } P(\vec{r}) / \bar{P}$$

ただし、

$$\bar{P} = \frac{\int_{V_c} P(\vec{r}) dV}{\int_{V_c} dV}$$

3.5 群定数の補正方法

燃料の炉心への装填はまず燃料ペレットをいくつかならべて燃料アセンブリーを作り、このアセンブリーが軸方向に幾本かならべられて 1 本の燃料チャンネルが構成される。燃料アセンブリーの両端には燃料棒をささえる支持物が取付けられるが、この他にも燃料アセンブリーとそれと隣る燃料アセンブリーとの間に間隙および燃料以外の吸収物質 (支持物) の部分が存在する。

W. T-II で群定数を計算する場合の燃料格子の形は軸方向に無限に長い (理想的) のものとされており、したがって OBCD で臨界計算をおこなう場合には当然、燃料アセンブリー間の間隙と吸収物質による補正が必要になる。この補正を取入れるために群定数を次のように修正する。ただしこの補正は熱中性子群の吸収断面積と分裂断面積にのみほどこすものとした。

$$\Sigma_a(i) = A \cdot \Sigma_a'(i) + B \quad (16)$$

$$\nu \Sigma_f(i) = C \cdot \nu \Sigma_f'(i) + D$$

ただし、' は補正前の値を示す。また補正係数 A 、 B 、 C 、 D は次のようにして求めている。今燃料アセンブリーの長さを L_a としそのうち燃料部分の長さを L_f とする。また間隙に入る物質をスプリング、タイプレート等の支持物と冷却材に分け、それぞれの格子平均に対する断面積を $\delta \Sigma_a$ (spring, tie plate) ; $\delta \Sigma_a$ (coolant) とする。燃料間隙長さに相当する部分の圧力管、カラ

注 2) (10) 式の関係の説明は JAERI-memo No. 1594: 15 page に与えられている。

ンドリヤ管の格子平均に対する断面積を $\delta\Sigma_a$ (P. T., C. T.) とする。さらに制御棒案内管の吸収を各格子に均等に配分しその吸収断面積の大きさを $\delta\Sigma_a$ (Guide tube) とする。しかるとき、係数 $A\sim D$ は次式で与えられる。

$$A = \frac{L_f}{L_a} \quad (17)$$

$$B = \delta\Sigma_a(\text{spring, tie plate}) + \delta\Sigma_a(\text{coolant}) + \delta\Sigma_a(\text{P. T., C. T.}) + \delta\Sigma_a(\text{guide tube}) \quad (18)$$

ここに、

$$\delta\Sigma_a(\text{spring, tie plate}) = \Sigma_a(\text{spring, tie plate})$$

$$\times a_{01} \times V_0 \times \frac{\phi_F}{\phi_{\text{avg}}}$$

$$\delta\Sigma_a(\text{coolant}) = \Sigma_a(\text{coolant}) \times a_{02} \times V_0 \times \frac{\phi_0}{\phi_{\text{avg}}}$$

$$\delta\Sigma_a(\text{P. T., C. T.}) = \Sigma_a(\text{P. T.}) \times a_0 \times V_1 \times \frac{\phi_1}{\phi_{\text{avg}}}$$

$$+ \Sigma_a(\text{C. T.}) \times a_0 \times V_3 \times \frac{\phi_3}{\phi_{\text{avg}}}$$

$$\delta\Sigma_a(\text{guide tube}) = \frac{\Delta\rho}{1-f} \cdot \Sigma_a$$

ただし、

$$a_{01} = \text{間隙内でのスプリング、タイプレート} \\ \text{の体積率} \times \left(1 - \frac{L_f}{L_a}\right)$$

$$a_{02} = \text{間隙内での冷却材のしめる体積率}$$

$$\times \left(1 - \frac{L_f}{L_a}\right)$$

$$a_0 = a_{01} + a_{02}$$

V_i = 格子に対する格子内各領域の体積率で $i=0$ は圧力管内を、 $i=1$ は圧力管、 $i=3$ はカランドリヤ管を示す。

ϕ_i/ϕ_{avg} = 格子内各領域と格子平均の中性子束比で $i=0$ は圧力管内を、 $i=1$ は圧力管、 $i=3$ はカランドリヤ管を示す。

$\Delta\rho$ = カランドリヤ管支持板、制御棒、およびブラスター棒案内管による反応度損失。

f = 熱中性子利用率

Σ_a = 核定数に補正をほどこさない場合での格子に対する格子平均断面積 (ただし燃料部分の吸収を除外したもの)。

$$C = A \quad (19)$$

$$D = 0 \quad (20)$$

間隙が大きい場合にそこに持込まれた吸収体による吸収の評価には上述のような平均化操作が許されない場合もある。しかし今回の各メーカーの設計結果を見てみると、どの炉型も間隙をできるだけ小さくするよ

うに設計していることと、また計算簡単化のために5炉型とも補正係数は(17)~(20)式によって算出することにした。

3.6 軸方向バックリング

軸方向バックリング $B_{(0)}$ は速中性子群、熱中性子群とも共通とし反射体による効果は反射体節約の形で取入れている。

$B_{(0)}$ は次式で計算した。

$$B_{(0)}^2 = \left(\frac{\pi}{H'}\right)^2 \quad (21)$$

ただし、

$$H' = H + 2\delta$$

H = 炉心軸長

δ = 軸方向反射体厚さ

3.7 実効増倍率利得

炉心を n 等分割 (体積) した臨界炉の最外層領域に、新燃料を装填したときの実効増倍率の利得を b_n とする。その後は原子炉の実効増倍率利得 $\delta k_{\text{eff}}(t)$ は燃焼時間 t とともに次式で変化してゆくものと近似できる。実際に、この近似の正しさは後述の計算結果から見ても明らかであるが、その理由については「5.2 燃料交換 (out-in refueling) をおこなった場合の各炉の燃焼度」でのべる。

$$\delta k_{\text{eff}}(t) = b_n - a \cdot t \quad (22)$$

ここで、 a は n によらない一定な定数である。しかるとき、平衡サイクルでは次の燃料交換までの燃焼時間 T_n は $\delta k_{\text{eff}}(T_n) = 0$ で与えられるから、

$$T_n = \frac{b_n}{a} \quad (23)$$

連続燃料交換の下でも燃料の炉内滞在時間 $n \cdot T_n$ は有限とならねばならないことから、

$$\lim_{n \rightarrow \infty} n \cdot T_n = \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{n \cdot b_n}{a} = C_1 \quad (24)$$

C_1 は定数とならねばならない。したがって、十分大きい n に対して増倍率利得 b_n 、ならびに滞在時間 T_n は次の式に示すように、1回の燃料交換で取換える燃料量の大きさに比例することになる。

$$b_n \sim \frac{a C_1}{n} \quad (n \gg 1) \quad (25)$$

3.8 取出燃料の燃焼度

炉心を n 等分割 (体積) し, 燃料交換時にはその最外層領域に常に新燃料が装填されるとする. 各領域内の燃料の滞在時間 T_n は, $\delta k_{\text{eff}}(T_n)=0$ となるまでの時間であるから (23) 式で与えられる. 一方, 各領域の平均出力を P_i とすると新燃料が最外層領域に装填されてから, 順次内側へ移動し炉心から取出されるまでに受ける燃焼度 B_n は, 積算出力量 $T_n \cdot \sum_{i=1}^n P_i$ の関数として

$$B_n = B(T_n \cdot \sum_{i=1}^n P_i)$$

と表わされる (ここで注意しておきたいことは, 各領域の平均出力 P_i は平衡サイクルなので, 燃料が移動しても変わらないことである). 他方, 燃料の燃焼度関数 $B(t \cdot P)$ は出力 P , 燃焼時間 t との間に $B(t \cdot P) = C \cdot t \cdot P$, $C = \text{定数}$, の線型な関係があるから, B_n は次のように書ける.

$$B_n = C \cdot T_n \cdot \sum_{i=1}^n P_i \quad (27)$$

とくに $n=1$, すなわち one batch の場合には

$$B_1 = C \cdot T_1 \cdot P_1$$

となる.

n 分割炉心燃料交換で得られる取出燃料の燃焼度 B_n と, one batch で得られる燃料の燃焼度 B_1 との比を β_n とすれば

$$\beta_n = \frac{B_n}{B_1} = \frac{n \cdot T_n}{T_1} \cdot \frac{1}{P_1} \left\{ \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n P_i \right\}$$

炉は全出力一定, したがって平均出力密度一定の状態に保ちながら運転されるのが普通であるから, 上式右辺第2因子は1となる. 上の関係から β_n に対して次の結果が得られる.

$$\beta_n = \frac{n \cdot T_n}{T_1} = n \cdot \frac{b_n}{b_1} \quad (28)$$

十分大きい n に対して

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \beta_n = \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{n \cdot T_n}{T_1} = \frac{C_1}{T_1} \quad (29)$$

以上の考察から, 燃料交換をおこなった下での燃料の燃焼度には, 次の性質があることがわかる.

- (1) 燃料交換による燃焼度ののびは, 燃料が炉外へ出るまでに交換される回数 n , 燃料交換後の実効増倍率の利得 b_n にのみ依存する.
- (2) $n \cdot b_n$ は n の増加とともに増加するのが普通だから, 燃焼度をできるだけ大きくするためには, (28) 式から明らかなように, n を大きくすればよい. すなわち, 連続交換に近づける.
- (3) また燃焼度を高めるためには, できるだけ b_n を高めることが必要である. これは新燃料の装填場所のインポートランスが高いほどよいことを意味している.

とくに項目 (3) は燃料交換上重要である. たとえば, out-in refueling よりも in-out refueling のほうがよけいに燃焼度が得られる理由の1つには, 新燃料のインポートランスが高く, 炉の反応度寿命が長びくことによるためである.

4. 各炉型共通の燃焼特性

この章では1次元計算から見た各炉型共通の特性について説明する。5炉型のそれぞれについて詳細に説明するとかなり莫大なものとなるので、ある特定の炉型を対象にして説明するが、その特性結果は他の炉についてもだいたい一般的にいえる結果であろう。

各炉型の詳細報告については原研に保管されている

国産動力炉核設計メモにまとめられているのでそれを参照されたい。

4.1 Point burn-up と 1次元 burn-up の比較

各炉型に対して point burn-up code(W. T-II) で計

TABLE 3 The designed parameter for each reactor^(Note 3)

	Pressurized D ₂ O cooled	Boiling H ₂ O cooled (low pressure)	Boiling H ₂ O cooled (high pressure)	Organic cooled	Gas (CO ₂) cooled	
Designed parameters	Thermal out put (MW)	1163	1000	964	1094	1078.5
	Enrichment (%)	0.714	0.714	1.0	0.714	1.2
	Core diameter (cm)	315.4	314.0	236	280	303.3
	Reflector thickness (cm)	17.6(inner: D ₂ O) 15.0(outer: H ₂ O)	30.0(inner: D ₂ O) 70.0(outer: graphite)	50.0(D ₂ O)	80.0(D ₂ O)	30.0(D ₂ O)
	Core height (cm)	587.2	766.4	449	678	560
Nuclear constants & mesh width	Mesh width (radial direction) Core (cm)	5.257(10regions)	5.233(10regions)	3.933(10regions)	4.667(10regions)	5.055(10regions)
	Reflector (cm)	2.933(inner), 3.750(outer)	7.50(inner), 7.00(outer)	5.0	8.0	3.0
	Axial buckling (cm ⁻²)	2.862 × 10 ⁻⁵	1.680 × 10 ⁻⁵	4.896 × 10 ⁻⁵	2.147 × 10 ⁻⁵	3.147 × 10 ⁻⁵
	Nuclear constants for core (W·T case No.)	503	111	323	403	203
	Nuclear constants for reflector (designed values by 5 groups)	D ₂ O ^(Note 1) H ₂ O+SUS	D ₂ O ^(Note 1) graphite	D ₂ O ^(Note 1)	D ₂ O (+poison) ^(Note 1)	D ₂ O ^(Note 1)
	D ₁ (cm)	1.291 1.271	1.291 1.081	1.297	1.291	1.291
	Σ _{r1} (cm ⁻¹)	1.146 × 10 ⁻² 4.334 × 10 ⁻²	1.146 × 10 ⁻² 2.30 × 10 ⁻²	1.1403 × 10 ⁻²	1.146 × 10 ⁻²	1.146 × 10 ⁻²
	Σ _{a1} (cm ⁻¹)	0.0 1.475 × 10 ⁻²	0.0 3.694 × 10 ⁻²	0.0	0.0	0.0
	D ₂ (cm)	0.8302 0.1723	0.8302 0.8370	0.8343	0.8302	0.8302
	Σ _{a2} (cm ⁻¹)	7.611 × 10 ⁻⁵ 3.732 × 10 ⁻²	7.611 × 10 ⁻⁵ 2.798 × 10 ⁻⁴	7.327 × 10 ⁻⁵	2.119 × 10 ⁻⁴	7.611 × 10 ⁻⁵
Results	Fuel burn-up ^(Note 2)					
	One dimensional burn-up (OBCD) MWD/T	4050	3850	7075	4350	7500
	Point burn-up (W·T) MWD/T	5000	4000	7225	4750	8200
	Fuel life time					
	One dimensional burn-up (OBCD) day	312.5	392.3	314.8	304.4	453.7
	Point burn-up (W·T) day	399.3	414.3	321.8	357.6	560.2
Power ratio (P _{max} /P _{avg}) (radial direction)						
Burn-up initial	2.00	1.69	1.68	1.70	1.92	
Burn-up final	1.21	1.10	1.09	1.11	1.12	

Note 1: Moderator poisoning is included in reflector.

Note 2: Fuel life is ended when effective multiplication constant reaches to the value of 1.015.

Note 3: Uniform enrich, no correction for group constants.

算された燃焼度と one dimensional burn-up code (OB
CD) で計算された uniform enrich の one batch の
燃焼度の間にどの程度の開きがあるかについてまず検
討した. W.T-II code と OBCD code で採用されてい
る計算上の仮定のうち燃焼度に相異を与える事項は次
のものが考えられる.

- (1) Point burn-up code での反射体の取扱いは反
射体節約の形で取入れられているために体系外
への中性子漏洩率が正しく取扱われていない.

- (2) 1次元燃焼計算では燃焼とともに群定数は空
間的に変化し, また中性子束も空間的に変化し
ている.

一方 point burn-up 計算では中性子束は炉内各
点で同一値であって, そのために群定数や燃焼
度は燃料の燃焼とともに炉内各点で一様に変化
するものとしている.

- (1)については結局のところ, その相異点の最も大
きいところは point burn-up では buckling と拡散距

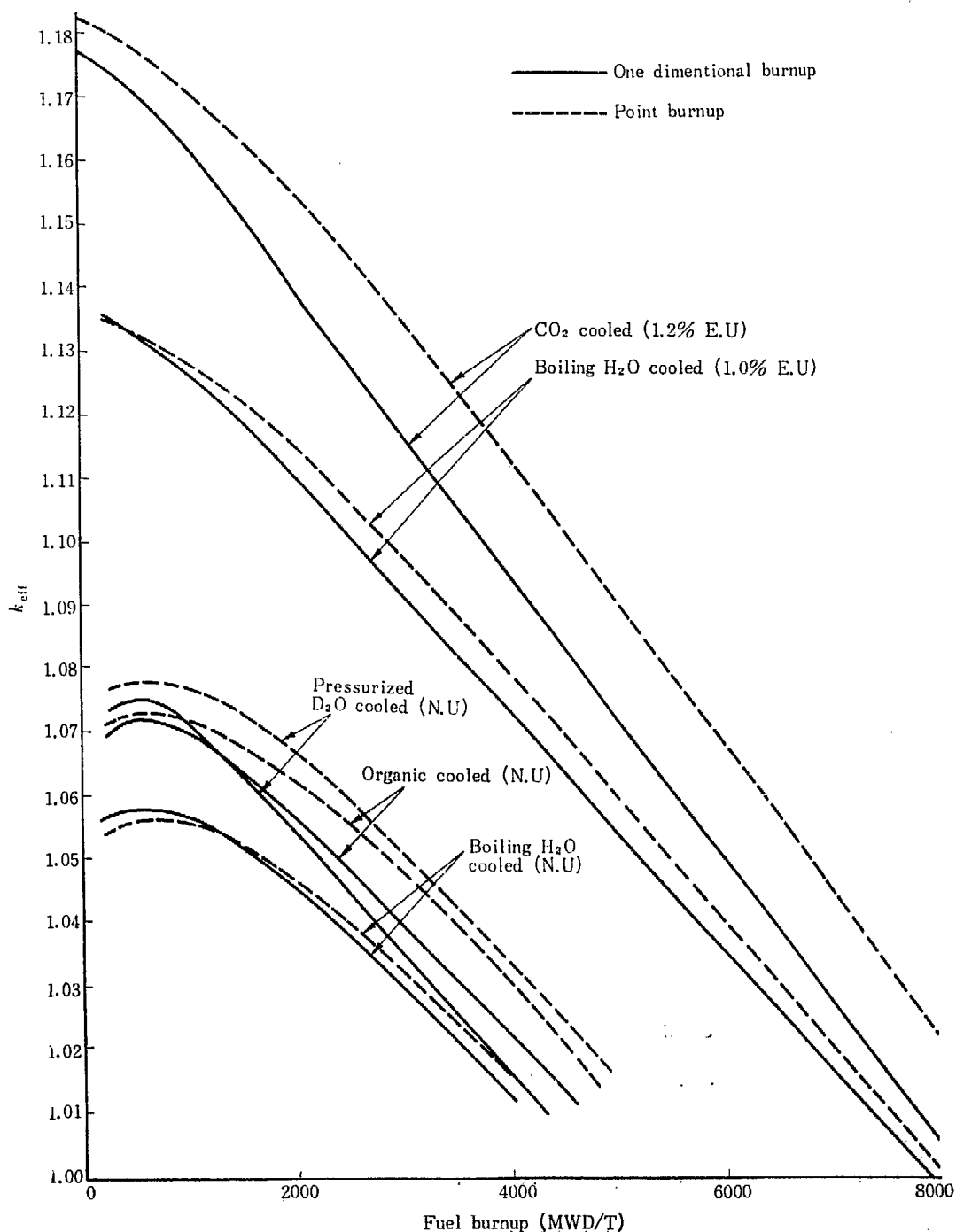


Fig. 2 Comparisons of effective multiplication factors calculated
by point burn-up and one dimensional burn-up code

離（あるいは減速距離）を用いて中性子漏洩率を見積り、buckling の計算方法は反射体節約の方式によっていることと、各燃焼ステップでそれが不変であるとしていることである。各群中性子束の buckling が各燃焼ステップで不変であるとする仮定は非常に大きな仮定であって、反射体付原子炉の燃焼計算では相当大きな影響を持つ。Buckling が燃焼ステップごとに変わると各群の中性子漏洩率が変わり、また速中性子束と熱中性子束比が変わることになる。燃焼ステップごとの buckling の変化は特に out-in refueling や one batch のときに大きい。

計算に用いられた各炉型の設計パラメータをTABLE 3 に与える（ただし point burn-up の検討をしたときと同じ格子を用いているが、fuel gap 等の補正はしていない）。同表には計算上の炉心-反射体の分割方法ならびに計算結果が記されている。まず始めに、point burn-up での実効増倍率と1次元燃焼計算による実効増倍率の変化の様子を Fig. 2 に示す。図から明らかなように同一群定数を用いても実効増倍率は燃焼につれ両者の値に開きを生じてくる。1次元計算 (OBCD) での実効増倍率が point burn-up (W.T-II) での値より低いのは中性子インポートランスの大きい炉の中心付近が

早く燃焼するためと、中性子漏洩率が point burn-up にくらべて大きいためである。このことは Fig. 3, 4 に示されている中性子束の燃焼による変化の様子を見ると明らかである。Fig. 3, 4 には高圧沸騰軽水冷却炉の速中性子束ならびに熱中性子束を示しているが両中性子束とも燃焼の初期では炉心中心部が高くなっているが、燃焼が進むにつれ炉心周辺部へ移動して立上りの急な分布となる。その結果、体系からの中性子の漏洩が増えるのである。同様な事柄は他の炉についてもいえる。Fig. A.1, A.2 に加圧重水冷却炉の中性子束を示すが Fig. 3, 4 と比較してみると炉心反射体境界付近での熱中性子束の立上りは Fig. 3, 4 のほうが大きい。これは Fig. 3, 4 で示されている。炉型の反射体の厚さが Fig. A.1, A.2 で示されている炉型のものにくらべてかなり厚いことによるものである。反射体が厚くその効果が十分にきいている炉型ではそうでない炉型にくらべてよりよく一様燃焼に近づき、その結果として実効増倍率の開きも小さくなり、また出力分布もより平坦になってゆく。さらに燃焼度も増加する。

Fig. 5 に5炉型の出力密度比の変化のようすを示すが、加圧重水冷却炉の反射体厚さが一番うすかったために出力密度比が一番悪い結果を与えている。このこ

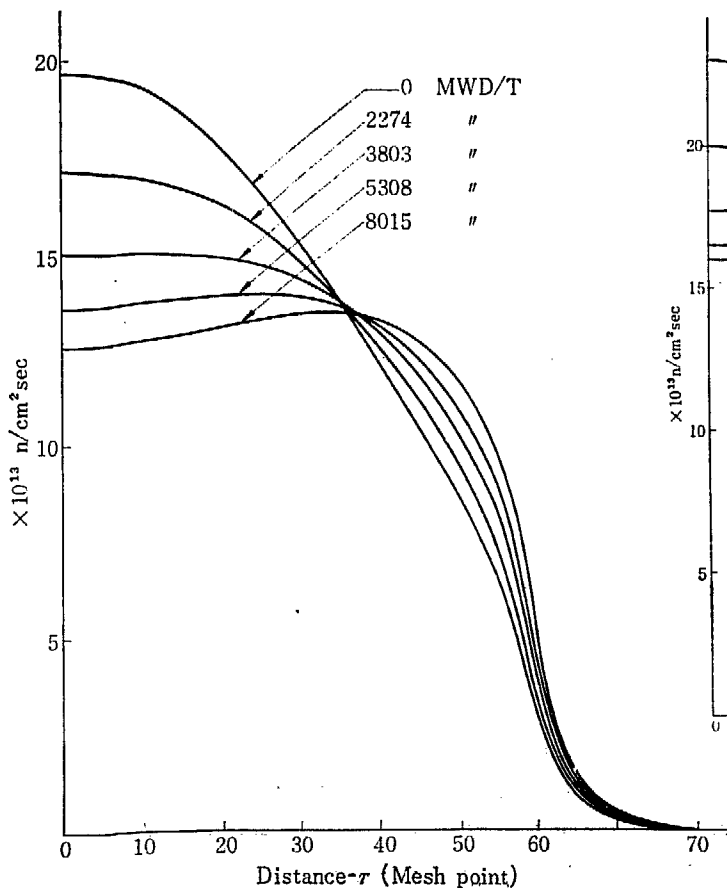


Fig. 3 Fast neutron flux for boiling H₂O cooled reactor (high pressure)

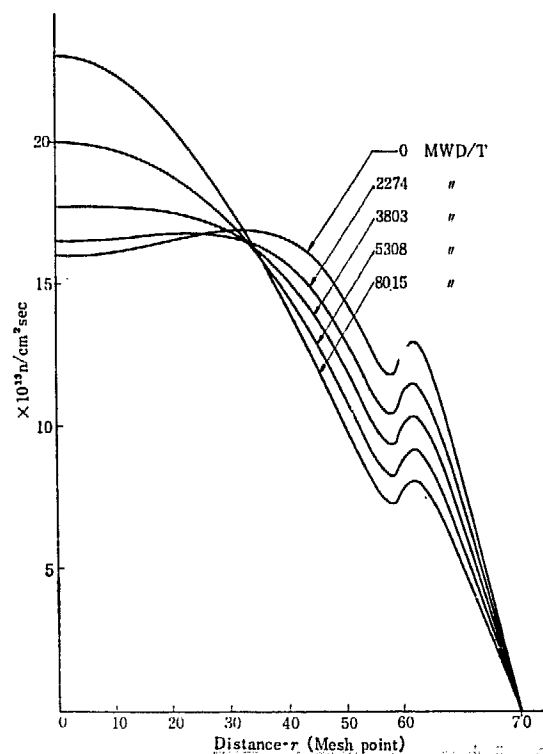


Fig. 4 Thermal neutron flux for boiling H₂O cooled reactor (high pressure)

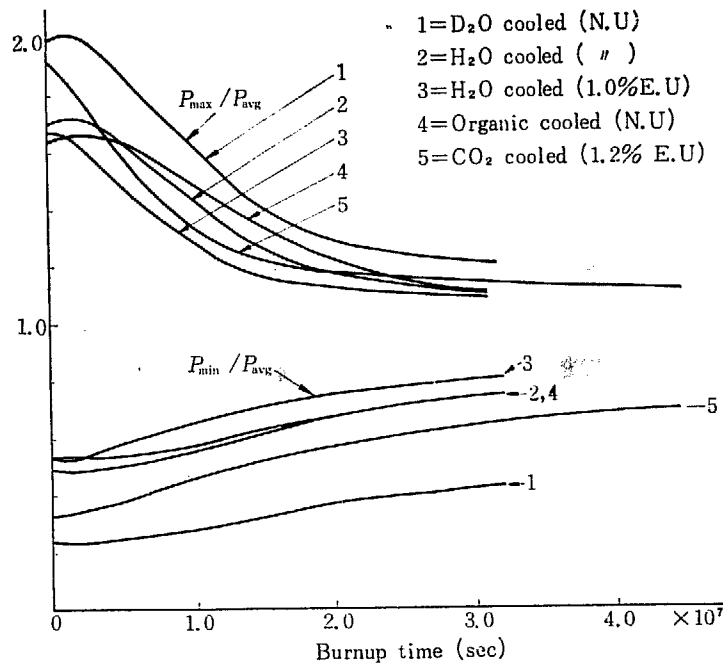


Fig. 5 Power ratio changes for each reactor

とは燃焼度についてもいえる。TABLE 3 に one batch で得られる燃焼度の結果を与えているが、point burn-up による加圧重水冷却炉の燃焼度は 5000 MWD/T で沸騰軽水冷却炉（天然ウラン）のそれよりも 1000 MWD/T も大きいにもかかわらず、1次元燃焼計算の結果は、前者は 4050 MWD/T、後者は 3850 MWD/T でその開きは 200 MWD/T となっており、加圧重水冷却炉の反射体厚さがうすかったために予期したほどの燃焼度が得られていないことがわかる。反射体厚さの燃焼度への影響は後節で説明するが、refueling の場合でも重要になるので厚さの決定に際しては十分注意する必要がある。加圧重水冷却炉以外の他の炉の反射体厚さはだいたい適当な厚さになっていたために point burn-up による燃焼度と 1次元計算による燃焼度との開きはそれほど大きくはない。

1次元計算による燃焼度は point burn-up にくらべて加圧重水冷却炉では 19%；沸騰軽水冷却炉（天然ウラン）では 3.8%；沸騰軽水冷却炉（微濃縮ウラン）では 3.5%；有機材冷却炉では 7.4%；炭酸ガス冷却炉では 8.6%；それぞれ少なくなっている。

4.2 反射体厚さと燃焼度の関係

「4.1 Point burn-up と 1次元 burn-up の比較」で反射体の厚さが燃焼度、出力密度比に影響を及ぼすことに言及した。この節では反射体効果が実際どれほど

のものであるかについて説明する。検討の対象になった炉型は TABLE 2 に示されている加圧重水冷却炉である。重水反射体の厚さを、17.6 cm；35.2 cm；52.8 cm に変えた場合での実効増倍率の変化、出力比の変化、燃焼度の空間変化の様子を Fig. 6, 7 ならびに Fig. A. 3 に示す。図からわかることは次の事柄である。

(1) 燃焼初期の状態での実効増倍率の差はそれほど大きいものではないが、燃焼終期の状態では実効増倍率にかなりの開きが出ている。その結果燃焼度にもかなりの開きができてくる。反射体厚さと燃焼度の値との関係を TABLE 4 に示す（ただし、この結果には fuel gap, end plate の補正はない）。

TABLE 4 Effect of the reflector thickness to fuel burn-up

Reflector thickness (cm)	Fuel burn-up (MWD/T)
17.6	4050
35.2	4400
52.8	4625

反射体厚さを 52.8 cm と選べば燃焼度は 4625 MWD/T となり point burn-up の結果にくらべて約 9.4% の減少にとどまり沸騰軽水冷却炉以外の他の炉型の値に似たものになる。

(2) また反射体厚さは出力密度の空間変化をかなり変えていることが Fig. A. 3 から知られる。燃焼による自然な平坦化のためにその開きは燃焼とともにちじまるが反射体の重要さがここでも示されている。

(3) (1)(2)の結果から推察して重水反射体の厚

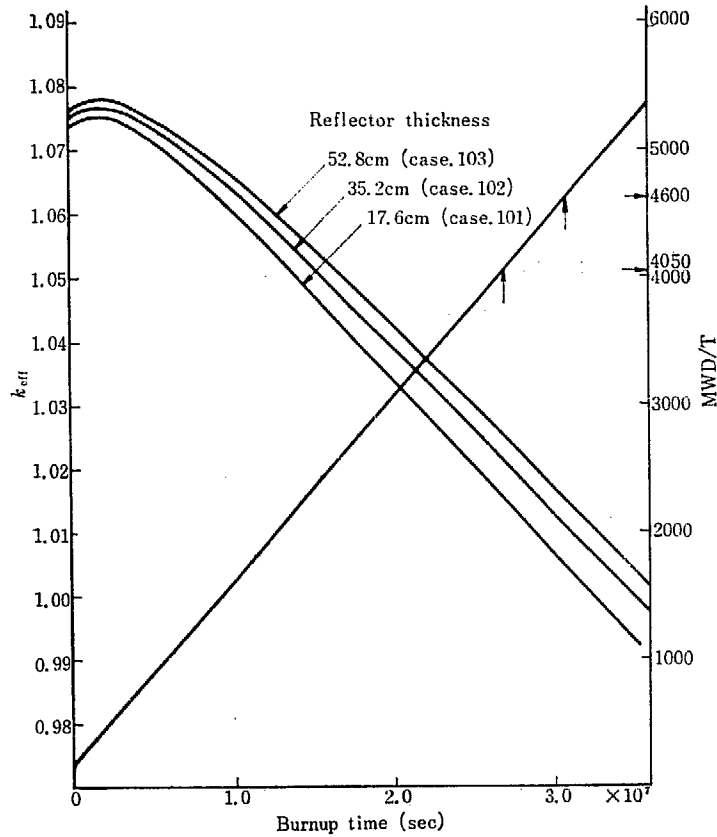


Fig. 6 Effect of reflector thickness on effective multiplication factor (pressurized D₂O cooled reactor)

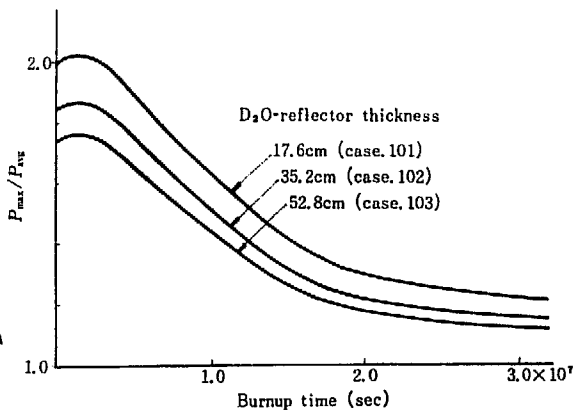


Fig. 7 Effect of reflector thickness on power ratio (pressurized D₂O cooled reactor)

さは 50 cm ないしはそれ以上必要になると考えられるが重水は高価な物質であるから炉の設計に当っては反射体厚さのサーベイを十分にすることがあろう。

4.3 反射体内毒物制御の燃焼度への影響

反射体の厚さが燃焼度にかんがりの影響を及ぼすこと

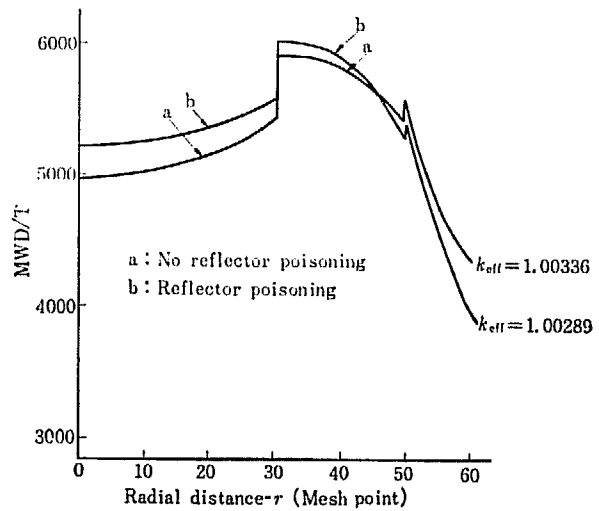


Fig. 8 Effect of reflector poisoning on spatial variation of burn-up

から反射体内の poisoning control (もちろん炉心内も poisoning control をしているが) によって反射体にもちこまれる毒物が反射体の効果を低めることが予想される。そこでこれがどの程度のものであるかを調べた。検討の対象になった炉型は TABLE 5 に示す沸騰軽水冷却炉 (低圧) である。計算結果を Fig. 8 ならびに Fig. A. 4, A. 5 に示す。図から次のことがいえる。

- (1) 実効増倍率は反射体内に poisoning control

を許したもののほうが、許さないものにくらべて低い
が、その差は約 0.001 δk 程度で小さい。

(2) 炉心平均燃焼度は反射体内 poisoning control
を許したほうが 4580 MWD/T, 許さない方が 4600
MWD/T でその差は 20 MWD/T であって問題になら
ない。

(3) 出力密度比は反射体内に poisoning を許した
ものの方が若干高い。これは反射体内に poisoning が
入ることによって反射体効果が低減されることによる
ためである。

(4) Fig. 8 に燃焼度の空間変化を示したが反射体
内 poisoning control のある場合のほうが炉心中心付
近では燃焼度は高く炉心周辺部ではその逆になってい
る。これは反射体内 poisoning control がある場合に
は、ない場合にくらべて中性子束分布が炉心周辺部で
低くなるためである。炉心平均燃焼度は反射体内 poi-
soning control がある場合と、ない場合とでは大き
な開きはなかったが燃焼度の空間変化には若干の相異
があることに注意したい。

以上(1)~(4)の考察からいいうることは、圧力管
型重水減速炉において反射体内に poisoning control
を許しても核的に大きな損失は起らないということ

ある。したがって、炉心と反射体の間に隔壁等を設け
る必要は核的な観点からはないといえる。

4.4 毒物吸収断面積の変化

Fig. A. 6 に加圧重水冷却炉(メーカー設計炉)を臨界
に保つに要する毒物吸収断面積の大きさを示す。燃料
が天然ウランの場合には Pu の蓄積のために燃焼初期
で実効増倍率はいったん上昇しその後降下する特性を
持っているが同様な特性が毒物吸収断面積についても
いいうる。微濃縮ウラン使用の重水炉(沸騰軽水; 炭
酸ガス冷却炉)では Pu の蓄積による実効増倍率の上
昇よりも ^{235}U の消滅による実効増倍率の低下のほうが
大きく、総合での実効増倍率の収支は燃焼が進むにつ
れ実効増倍率は低下の一途をたどることになるがこの
ような炉に対して毒物吸収断面積の大きさは同様に減
少の一途をたどる。燃焼用の余剰実効増倍率として δk
~0.03 程度の値を選ぶとすれば重水減速材中の天然ボ
ロン(D_3BO_2)の濃度注3)は 30 ppm 程度となることが
わかる。燃焼用の余剰実効増倍率を上げればこれに比
例してボロン濃度も増加する。

注 3) ボロン濃度 ppm の定義は単位体積内に溶解してい
る D_3BO_2 の重量と重水重量の比として定義してい
る。

5. 各炉の燃焼特性

5.1 燃料交換をおこなわない場合の各炉の燃焼特性

TABLE 5 に 5 原子力グループ設計原子炉の設計パラメーターを示す（これは出力平坦化のために enrichment zone loading をしたものである）。沸騰軽水冷却炉（天然ウラン）の炉心構成はメーカーの実際の設計では軸方向も 2 領域燃料装填となっているが、1次元計算では軸方向は 1 領域としてしか取扱われないので $0 \leq R \leq 55 \text{ cm}$ の領域はすべて 0.6% 減損ウラン領域として、 $55 \leq R \leq 304 \text{ cm}$ の領域を天然ウラン領域とした。燃料アセンブリ間隙があるためによる群定数の補正には、各炉型とも「3.5 群定数の補正方法」で説明されている方法によっているが、あるメーカーでは群定数のそのような補正值を部分的に算出しているものがあるので、その場合には直接その値を使用した。ここでは 5 炉型についてそれらに関するくわしい数値の説明をおこなわないが、そのような数値を知りたい場合には、原研国産動力炉核設計メモ No. 94-1~94-4; 121 に詳報しているのでそれを参照されたい。

5 炉型の概念設計をおこなうにあたり、炉が持つ初期余剰実効増倍率の目安を次のように原研より指示した。

- (1) 天然ウラン使用の原子炉の燃焼用余剰実効増倍率 $\delta k_{\text{eff}} = 0.03 \sim 0.04$ とする。
- (2) 1.0% 濃縮ウラン使用の原子炉の燃焼用余剰実効増倍率 $\delta k_{\text{eff}} = 0.06 \sim 0.08$ とする。
- (3) 1.2% 濃縮ウラン使用の原子炉の燃焼用余剰実効増倍率 $\delta k_{\text{eff}} = 0.07 \sim 0.09$ とする。

余剰実効増倍率をこのような値に設計した理由は、新燃料が炉心に装填されてから 3 回の燃料交換で炉外に取出されるとし、取出し燃料の燃焼度が目標燃焼度になると想定したためである。

TABLE 5 に計算結果も合わせて記されている。5 炉型の初期余剰実効増倍率の値は始めに想定した値の範囲内に入り一応満足した値が得られたと考える。しかし、燃焼度の結果を見ても加圧重水冷却炉は 2760 MWD/T；沸騰軽水冷却炉（天然ウラン）で

2640 MWD/T；沸騰軽水冷却炉（微濃縮ウラン）で 4460 MWD/T；有機材冷却炉（天然ウラン）で 2800 MWD/T（ただし $\delta k = 0.032$ 相当注4）；炭酸ガス冷却炉（微濃縮ウラン）で 4230 MWD/T、となっているが 5 炉型の燃焼度を比較して見るとまず加圧重水冷却炉の燃焼度が他の天然ウラン炉に比して割合低めの値となっているのは反射体厚さがうすいこと、設計全体（格子構造も含めて）が天然ウランむきの設計というよりも微濃縮ウランむきの設計であったために初期余剰実効増倍率が若干低下していることによると考えられる。また炭酸ガス冷却炉では 1.2% 濃縮度の燃料を使用しているにもかかわらず、その燃焼度が沸騰軽水冷却炉（1.0% 微濃縮ウラン）のそれよりも小さいのは燃料アセンブリ一つなぎ目の間隙が大きく、同時に支持物等による吸収も大きくなっているためと考えられる。そのことは TABLE 5 に与えられている群定数に関する補正係数をみれば明らかで、係数 A は他の炉型にくらべてかなり小さく、係数 B は他の炉型にくらべてかなり大きいことがそのことを示している。

次に出力密度比の燃焼による変化を調べて見よう。Fig. 9 に各炉の出力密度比を示したが、これによると加圧重水冷却炉の出力密度比の値が最も大きい。これは減損ウラン領域が大きい割に減損ウラン濃縮度が若干高かったことと、反射体厚さがかなり薄かったために燃焼初期の出力の分布の最高値が炉心中心にある中心尖頭型になったためである。それが炉心の中間部あるいは周辺部にあれば平均出力値もそれに応じて同時に高くなるから出力密度比は下ることになるわけである。Fig. A.7 に各炉型の燃焼始めと燃焼終期での出力の分布形を示してあるが、同図で沸騰軽水冷却炉（微濃縮ウラン）の出力分布のピークの位置は炉心中間部より若干周辺部に位置しているために出力密度比はかなり小さくなっている。

Fig. 10 に高圧沸騰軽水炉の燃焼度の空間変化を示す。また Fig. A.8 には燃焼各ステップで炉を臨界に保つに要するボロン濃度の値を示す。天然ウラン使用炉ではボロン濃度の最大は 30 ppm 程度で微濃縮ウラ

注 4) 有機材冷却炉の初期余剰実効増倍率が 0.0470 となっていて他の天然ウラン炉よりも高い理由はまだはっきりわかっていない。

TABLE 5 The designed parameters for the reactors designed by 5 Atomic industrial groups

	Pressurized D ₂ O cooled	Boiling H ₂ O cooled (low pressure)	Boiling H ₂ O cooled (high pressure)	Organic cooled	Gas(CO ₂)cooled		
Designed parameters	Thermal out put (MW)	1163	1000	964	1094	1078.5	
	Enrichment (%)	0.64 (0 ≤ R ≤ 223.05), 0.714 (223.05 ≤ R ≤ 282.38)	0.6 (0 ≤ R ≤ 55), 0.714 (55 ≤ R ≤ 304)	0.8 (0 ≤ R ≤ 136.3), 0.9 (136.3 ≤ R ≤ 192.8), 1.0 (192.8 ≤ R ≤ 236.1)	0.6 (0 ≤ R ≤ 82), 0.714 (82 ≤ R ≤ 280)	1.0 (0 ≤ R ≤ 214.5), 1.2 (214.5 ≤ R ≤ 303.3)	
	Core diameter (cm)	282.38	304	236.1	280	303.3	
	Reflector thickness (cm)	17.6 (D ₂ O) 15.0 (H ₂ O)	30 (D ₂ O) 70 (graphite)	50 (D ₂ O)	80 (D ₂ O)	30 (D ₂ O)	
	Core height (cm)	587.2 (=557.2 (chan. length) + 2 × 15 (reflector thickness))	766.4 (=626.4 (chan. length) + 2 × 70 (reflector thickness))	449 (=379 (chan. length) + 2 × 30 (reflector thickness))	678 (=598 (chan. length) + 2 × 40 (reflector thickness))	560 (=500 (chan. length) + 2 × 30 (reflector thickness))	
Region, mesh width	Region numbers (core)	10	10	10	10	10	
	Region numbers (reflector)	2	2	1	1	1	
	Region No. a; Numbers of mesh b; Mesh width c (cm); (a, b, c)	(1, 6, 5.3107), ... (10, 6, 5.3107), (11, 6, 2.9333), (12, 4, 3.7500)	(1, 6, 4.5833), (2, 6, 4.5833), (3, 6, 5.1875), (10, 6, 5.1875), (11, 4, 7.5), (12, 10, 7.0)	(1, 6, 4.5433), ..., (5, 6, 4.5433), (6, 6, 3.1388), ..., (8, 6, 3.1388), (9, 6, 3.6083), (10, 6, 3.6083), (11, 10, 5.0)	(1, 6, 4.5555), ..., (3, 6, 4.5555), (4, 6, 4.7143), ..., (10, 6, 4.7143), (11, 10, 8.0)	(1, 20, 5.3616), (2, 10, 4.4417), (3, 8, 4.2603), (4, 6, 4.7892), (5, 6, 4.2187), (6, 6, 3.8143), (7, 6, 3.5076), (8, 6, 3.2648), (9, 10, 3.0)	
Nuclear constants	Nuclear constants for core (W-T case No.)	515 (0.64%), 503 (0.714%)	138 (0.6%), 135 (0.714%)	335 (0.8%), 343 (0.9%), 336 (1.0%)	402 (0.6%), 403 (0.714%)	202 (1.0%), 203 (1.2%)	
	Correction factors for group constants (Note 2) (bracket indicates the enrichment)	A	0.9492 (0.64%; 0.714%)	0.9584 (0.6%, 0.714%)	0.9760 (0.8%, 0.9%, 1.0%)	0.9298 (0.6%, 0.714%)	0.8640 (1.0%, 1.2%)
			B (cm ⁻¹)	2.8187 × 10 ⁻³ (")	4.3107 × 10 ⁻³ (0.6%, 0.714%), 4.2223 × 10 ⁻³ (")	3.244 × 10 ⁻³ (0.8%), 3.235 × 10 ⁻³ (0.9%), 3.158 × 10 ⁻³ (1.0%)	6.5532 × 10 ⁻³ (0.6%), 6.0019 × 10 ⁻³ (0.714%)
		C	0.9492 (")	0.9584 (0.6%, 0.714%)	0.976 (0.8%, 0.9%, 1.0%)	0.9298 (0.6%, 0.714%)	0.8640 (1.0%, 1.2%)
		D (cm ⁻¹)	0.0 (")	0.0 (")	0.0 (")	0.0 (")	0.0 (")
	Nuclear group constants for reflector	D ₂ O H ₂ O+SUS	D ₂ O Graphite	D ₂ O	D ₂ O	D ₂ O	
	D ₁ (cm)	1.291 1.271	1.291 1.081	1.297	1.291	1.291	
	Σ _{r1} (cm ⁻¹)	1.146 × 10 ⁻² 4.334 × 10 ⁻³	1.146 × 10 ⁻² 3.694 × 10 ⁻³	1.1403 × 10 ⁻²	1.146 × 10 ⁻²	1.146 × 10 ⁻²	
	Σ _{a1} (cm ⁻¹)	0.0 1.475 × 10 ⁻³	0.0 2.300 × 10 ⁻³	0.0	0.0	0.0	
	D ₂ (cm)	0.8302 0.1723	0.8302 0.8370	0.8343	0.8302	0.8302	
Σ _{a2} (cm ⁻¹)	7.611 × 10 ⁻⁵ 3.732 × 10 ⁻²	7.611 × 10 ⁻⁵ 2.798 × 10 ⁻⁴	7.327 × 10 ⁻⁵	7.611 × 10 ⁻⁵	7.611 × 10 ⁻⁵		
Axial buckling B ² _(1,2) (cm ⁻²)	2.862 × 10 ⁻⁵	1.680 × 10 ⁻⁵	4.896 × 10 ⁻⁵	2.147 × 10 ⁻⁵	3.147 × 10 ⁻⁵		
Poisoning control (region)	Core, reflector (D ₂ O)	Core, reflector (D ₂ O)	Core, reflector	Core, reflector	Core, reflector		
Results	Averaged power density (W/cm ³)	6.93	5.74	14.89	7.99	8.64	
	Fuel burn-up (MWD/T)	2760	2640	4460	3550	4230	
	Fuel life time (day)	206	243	197	243	259	
	Reactivity gain δk _{eff} (initial) (Note 1)	0.0320	0.0325	0.0695	0.0470	0.0905	
	Power ratio P _{max} /P _{avg}	1.425 (initial); 1.185 (final)	1.39 (initial); 1.20 (final)	1.14 (initial); 1.06 (final)	1.32 (initial); 1.15 (final)	1.252 (initial); 1.171 (final)	

Note 1: The proposal conditions for initial reactivity, when JAERI ordered these designed study from 5 atomic industrial groups, are δk_{eff}=0.03~0.04 for the use of natural uranium fuel, 0.06~0.08 for 1.0% E. U, and 0.07~0.09 for 1.2% E. U.

Note 2: The calculational method for correction factors is given in the Nuclear calc. Memos. 94-1~94-4, 121.

ン使用炉では 60~80 ppm 程度の減速材内挿入が必要である。

5.2 燃料交換 (out-in refueling) をおこなった場合の各炉の燃焼度

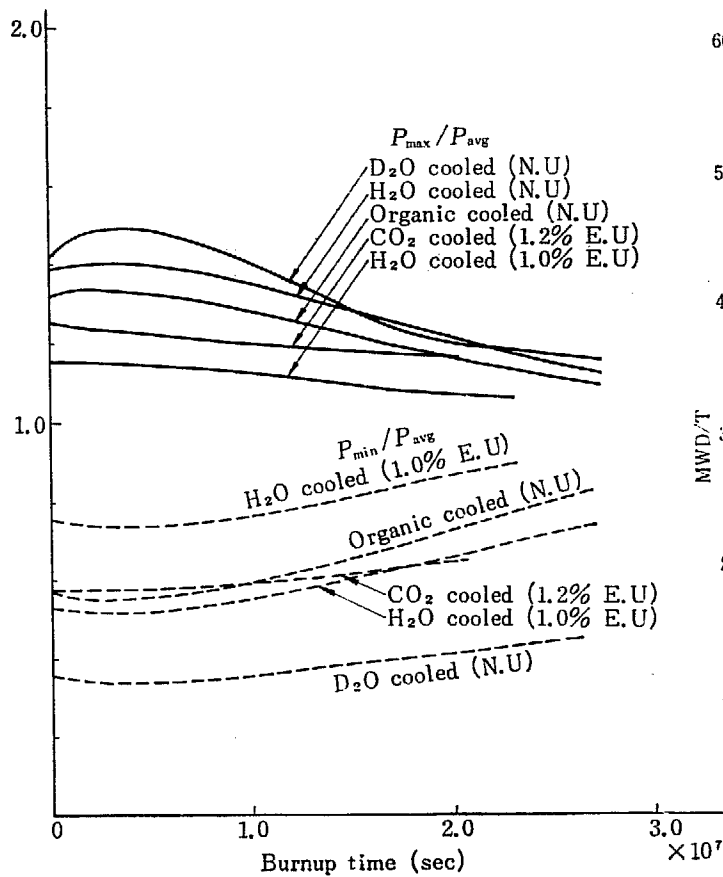


Fig. 9 Power ratio changes for 5 designed reactors

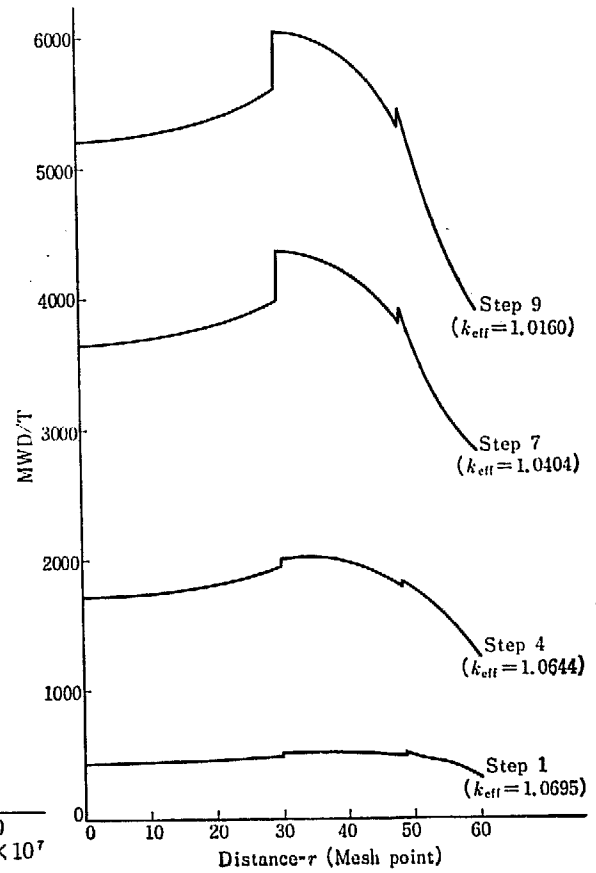


Fig. 10 Spatial variation of burn-up for boiling H₂O cooled reactor (high pressure)

燃料交換時に新燃料を炉心外周辺部に装填する場合の燃焼特性について説明しよう。計算の対象にされた炉型は前述した5炉型である。設計パラメーターはTABLE 5に与えられているものと同じである。各炉型の領域の定め方はTABLE 5に与えられているものと若干異なっている。各炉の炉心分割数と取換燃料の大きさをTABLE 6に示す。当初のloadingはメーカー設計のloadingと同一とし、追加燃料の濃縮度は加圧重水冷却炉、有機材冷却炉、沸騰軽水冷却炉（低圧）は天然ウラン；沸騰軽水冷却炉（高圧）は1.0%濃縮ウラン；ガス冷却炉は1.2%濃縮ウランとした。

TABLE 6 Relation among the region numbers, the amount of refueled fuel, and the shift number

D ₂ O moderated reactor coolant type	Region numbers	Amount of refueled fuel (fraction of core volume)	Shift numbers
Pressurized D ₂ O	8	1/2, 1/4, 1/8	2, 4, 8
Boiling H ₂ O (low pressure)	10	1/2, 1/5, 1/10	2, 5, 10
Boiling H ₂ O (high pressure)	9	4/9, 1/3, 1/9	9/4, 3, 9
Organic (SANTOWAX-OM)	10	1/5, 1/10	5, 10
Gas (CO ₂)	8	1/2, 1/4, 1/8	2, 4, 10

TABLE 6に示す各炉の燃焼特性を個々に説明するとかなり莫大になるので、ここでもある特定の炉型について燃焼特性を説明し、他の炉型についてはその特性結果を付録に与えることにする。

まず、各炉型共通の特性は次のとおりである。

(1) 新燃料を炉心周辺に装填し、取出し燃料は炉心中心からとする、いわゆるout-in refueling法をとっているために出力分布は炉心周辺部に最大値を持つ形となっている。

(2) 出力分布をもっともよく平坦化するに要する燃料の濃縮度差^{注5)}よりも、燃料の燃焼によって生ずる実効濃縮度差のほうが大きい。

(3) 実効増倍率の時間的変化の様子が燃料交換なし(one batch)の場合の変化と異なる場合がある。す

注5) 出力平坦化を左右する核的な量は主に体系の巨視吸収断面積と分裂断面積とであって直接濃縮度と関係はないけれども、がいて分裂断面積変化の方が大きく影響を及ぼす。(吸収断面積は変化はするがPuの蓄積やF.Pの蓄積のために大幅な変化はなく、したがって中性子束分布も同時に大幅な変化はしない)。このことがあるために出力分布の平坦化と濃縮度差が間接的に結びつくわけである。

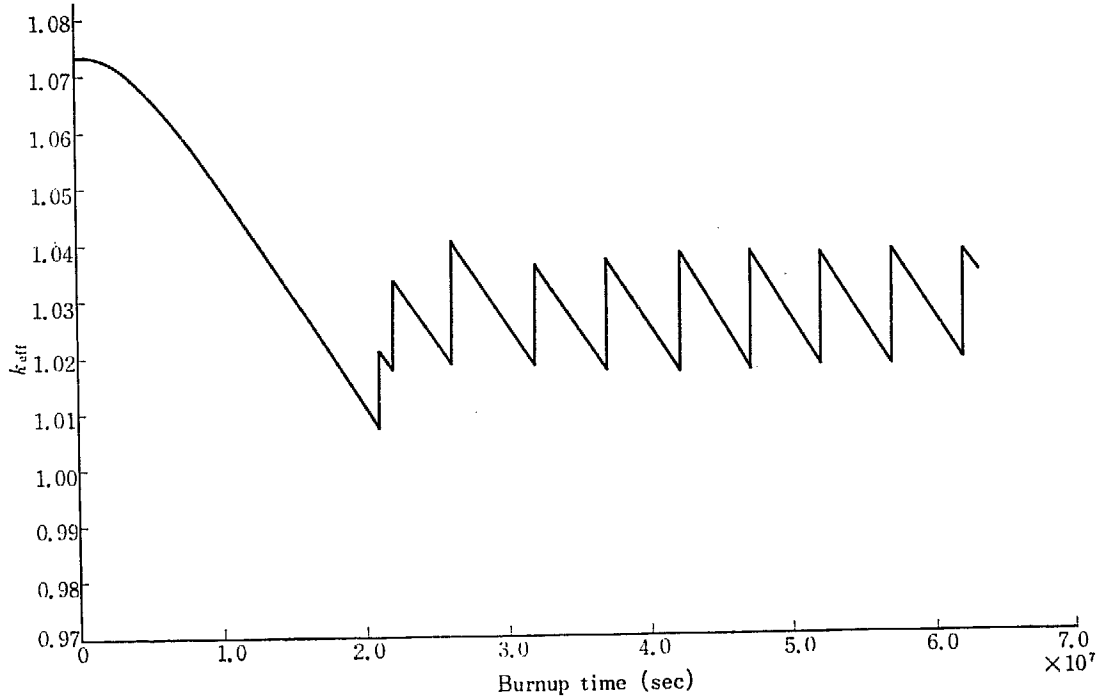


Fig. 11 Variation of effective multiplication factor under 1/9 core refueling (boiling H₂O cooled reactor (high pressure))

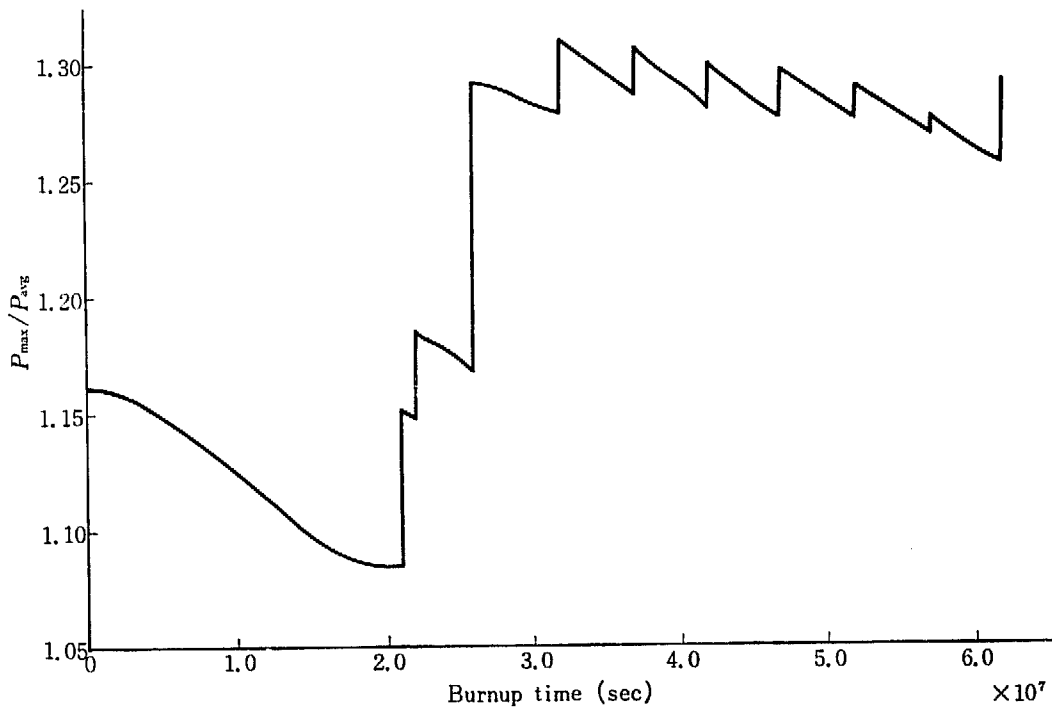


Fig. 12 Variation of power ratio under 1/9 core refueling (boiling H₂O cooled reactor (high pressure))

なわち天然ウランを燃料とする場合の one batch 燃焼では、実効増倍率 $k_{\text{eff}}(t)$ の時間的变化は t の増加とともに始めは若干上昇し、 t のある値で最大値をとり、その後は降下するが out-in refueling をおこなった時の $k_{\text{eff}}(t)$ の変化にはこのようないったん上昇し、その後降下する特性は見られない。

(4) 燃料の炉内でのシフト数をふやせばふやすほど出力の最大値は炉心の周辺へ移動する。また燃焼度も 5.2 で考察したとおり増加する。

沸騰軽水冷却炉 (高圧) の 1/9 炉心燃料交換を例にとって $k_{\text{eff}}(t)$, $P_{\text{max}}/P_{\text{avg}}$ の変化を Fig. 11, 12 に示す。また出力密度分布を Fig. A.9 に示す。平衡時での

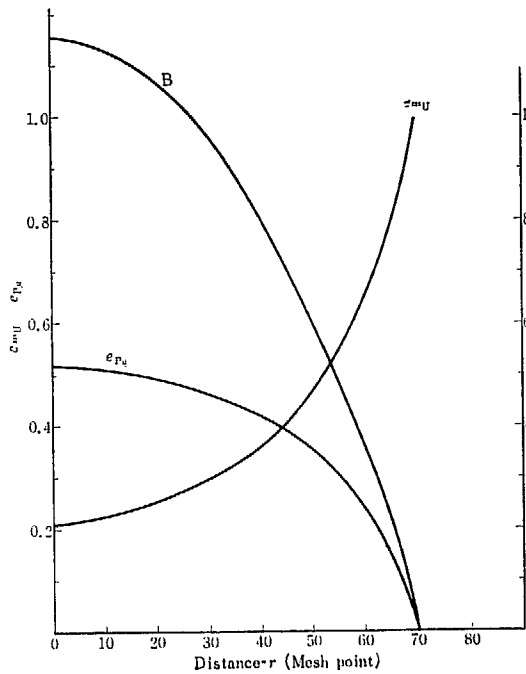


Fig. 13 Spatial variations of fuel burn-up and enrichment under 1/9 core refueling (boiling H₂O cooled reactor (high pressure))

出力密度比は $P_{max}/P_{avg} \approx 1.30 \sim 1.28$ である。一方最大値と最小値の比は $P_{max}/P_{min} \approx 3.28$ となっていて非常に大きく、好ましくない。Fig. 13 に燃料交換直前での炉内に配置されている燃料の燃焼度（その燃料が炉内に装填されてから、その場所にくるまでに受けてきた積算燃焼度を示す）と濃縮度を示しているが、1.0% の新燃料が炉心外周部に装填され、それが炉心中心部から取出される時の減損ウランの濃縮度は ²³⁵U に対して $e(^{235}\text{U}) \approx 0.2\%$; Pu (²³⁹Pu ~ ²⁴²Pu) に対して $e(\text{Pu}) \approx 5.2\%$ となっている。取出燃料の中にはかなりの Pu が含まれることになる。

Fig. A. 10~A. 14 に同炉の群定数の空間分布を示す。同図で Step. No. 44 は燃料交換回数 が 8 回目直後を示し、Step. No. 49 は燃料交換直前での値を示す。同図から明らかなのは熱中性子群定数 $\Sigma_{a2}, \nu\Sigma_{f2}$ の空間変化に加え $\Sigma_{a1}, \nu\Sigma_{f1}$ もかなりの空間変化をしていることである。 Σ_{a1} の空間変化性は Pu 蓄積の度合の空

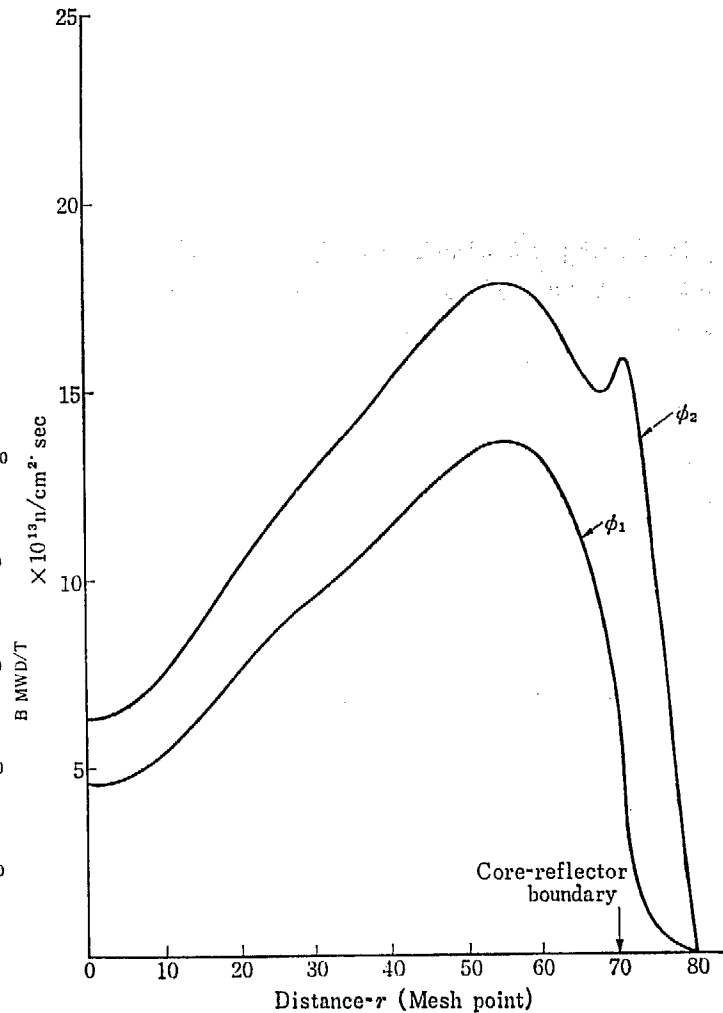


Fig. 14 Neutron flux distributions for boiling H₂O cooled reactor (high pressure) under 1/9 core refueling

間変化と直接関連するので、この種の計算では無視できないものであることを注意したい。Fig. 14 に各群の中性子束分布を示したが、両中性子束ともその最大値が炉心周辺部にある分布のために反射体の効果が顕著となる。1つには熱中性子の反射そのものがあるが、速中性子束も炉心反射体境界付近で高く、かなりの速中性子が反射体内へ流れ込み、そこで熱中性子となってもう一度炉心へ逆流するのでその効果は大である。反射体厚さが薄いと、もちろん速中性子の漏洩も増える。この種の refueling を考える場合には、反射体効果が大きいことを力説しておく。

さて、(3) についてさらにその物理的意味を説明しよう。

Refueling をおこなった時の $k_{eff}(t)$ が t の増加とともに単調に減少する理由は次のことによる。Refueling をおこなっている原子炉内の燃料の照射特性を考えると、炉内のほとんどの燃料はすでにかんりの照射

を受け、Pu の蓄積の効果よりも ^{235}U の消耗の効果が強くなっている燃料であって、いわゆる Pu 蓄積の効果が大きい新燃料が少なく、実効増倍率利得の効果—もちろん 1 回の交換で装填する新燃料の量を大きくすれば Pu 蓄積による実効増倍率の上昇の効果は見えてくるが注6) —その効果は非常に小さい。したがって、point burn-up や one batch 計算で得られている $k_{\text{eff}}(t)$ 曲線に t の変化とともにいったん上昇し、また降下するものがあるとしても、refueling をおこなう場合にはその上昇部分に見合う燃焼度がよけいに得られるわけではない。すなわち、continuous out-in refueling に近い状態では新燃料が炉内に装填され、かつそれが Pu 蓄積をみる結果としての実効増倍率の利得は非常に小さいものであることを注意しておきたい。

5.3 燃料交換 (in-out refueling) をおこなった場合の沸騰軽水炉 (高圧) の燃焼度

圧力管型重水減速動力炉の in-out refueling の検討は沸騰軽水冷却炉 (高圧) について 1/3 炉心燃料交換の場合の計算をおこなったので、それについて説明する注7)。他の炉型についてはまだ計算はおこなわれていないが、ここにのべる結果から概略の特性は把握できると思う。

まず、この燃料交換法による燃焼特性の特徴は次のものである。

(1) 取出し燃料の燃焼度は out-in refueling 法の結果にくらべて高い。

(2) 燃料交換によって得られる実効増倍率利得は out-in refueling 法の結果にくらべて高い。

(3) しかし出力密度比 ($P_{\text{max}}/P_{\text{avg}}$) は out-in refueling 法にくらべて悪く、非常に高い値となる。

(4) したがって、同一出力で原子炉を運転する場合、in-out 方式下での中性子束の最高値は out-in 方式下での中性子束の値よりも相当高くなる。

(1) にのべた燃焼度が高くなる理由は、新燃料の反応度効果が大きく炉の反応度寿命が長くなることと、新燃料のある場所の中性子束が非常に高くなって燃料はそこですみやかに燃焼するためである。(2) にのべ

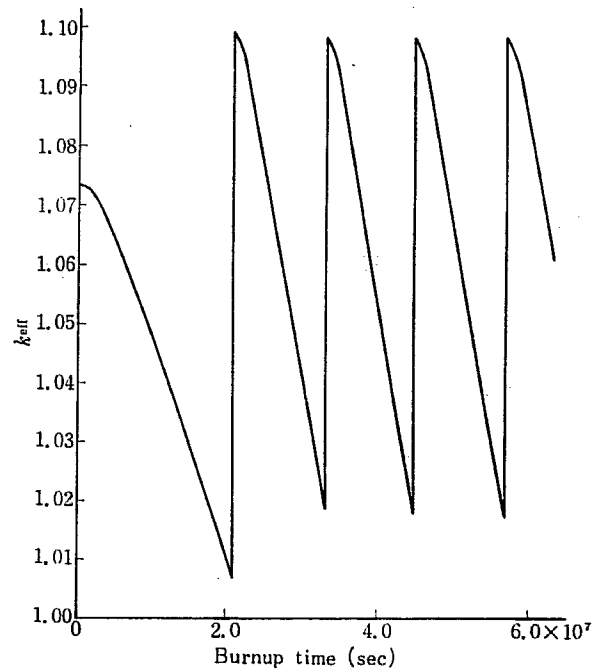


Fig. 15 Variation of effective multiplication factor for boiling H_2O cooled reactor (high pressure) under 1/3 core in-out refueling

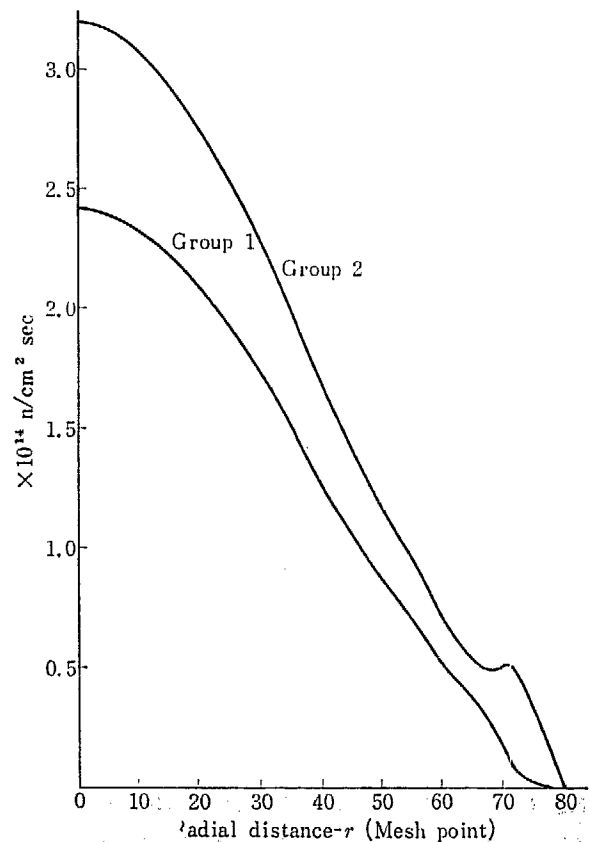


Fig. 16 Neutron flux distributions of boiling H_2O cooled reactor under 1/3 core in-out refueling

注6) 付録 (Fig. A.15) に示す沸騰軽水炉 (天然ウラン) の 1/3 炉心燃料交換での実効増倍率変化を見てみると、若干ながら $k_{\text{eff}}(t)$ の曲線は曲率をもっている。これがその特性を示している。

注7) 炉心の各領域内の燃料の配置の始めの状態はメーカー設計の燃料配置とした。

た事柄は新燃料装填場所の中性子インポートンスが最も高いことによるためである。Fig. 15, 16 に実効増倍

率の変化, ならびに中性子束分布を, Fig. A.15~A.17 に出力比, 出力密度分布, ならびに燃焼度の空間変化を示す。

Fig. 15 から明らかなように, 1/3 炉心燃料交換による実効増倍率利得 δk は ~ 0.080 で, 同じ 1/3 炉心燃料交換でも out-in 交換の場合は Fig. 11 から $\delta k \sim 0.052$ で 2 つを比較した時, 前者がかなり高いことがわかる。TABLE 7 に取出燃料の燃焼度を示す:

TABLE 7 Fuel burn-up under the 1/3-core refueling

Fuel block No.	Fuel burn-up (MWD/T)	Avg. burn-up (MWD/T)	Refueling No.	Fuel enrichment (initial)
1	4041	4592	1	1.0
2	4475			1.0
3	5261			0.9
4	6283	6645	2	0.9
5	6641			0.8
6	7012			0.8
7	8582	9191	3	0.8
8	9050			0.8
9	9942			
10	6764	8760	4	
11	8668			
12	10847			
13	6405	The fuels indicated by fuel block No. 13, 14, 15,... are in core, and these fuel block No. correspond to the region No. 9, 8, 7,... Under this disposition, the excess reactivity which is further usable is $\delta k = 0.038$.		
14	8302			
15	10398			
16	5324			
17	6982			
18	8693			
19	2648			
20	3514			
21	4463			

上表から燃料交換回数が 4 回目での取出燃料の燃焼度は 8760 MWD/T となっていて 1/3 core out-in refueling での値, 9200 MWD/T より少なくないが, これは炉心分割数が少なかったために交換燃料量が大きく, かなりの新燃料が中性子束の最も高いところ(炉心の中心付近)からはずれたところに装填されたため, もし炉心分割を大きくし交換燃料量を少なくしてどの新燃料も炉心中心部分の高い中性子束で必ず一度は照射を受けるようにすれば, 燃焼度は out-in refueling より大きくなる。このことは TABLE 7 の fuel block に対応する燃焼度を見れば明らかである。Fuel block No. 12 の燃焼度は 10847 MWD/T であるが, out-in refueling の場合の fuel block の最大燃焼度は 9300 MWD/T で, 前者の refueling 法の場合が大きい。Fig. A.15 に出力密度比の変化の様子を示したが, 燃料交換直後には $P_{max}/P_{avg} \approx 3.3$ にもなる。燃料交換直前では $P_{max}/P_{avg} \approx 2.1$ でその変化幅も非常に大きい。

いずれにしても, in-out refueling 方式は出力密度比が非常に高いことや, また炉心中心の中性子束が非常に高くなることのために単独に使用することは考えられないが, この交換法による燃焼特性は out-in refueling の特性と逆の立場を持っているから, それと併用

する考えが自然であろう。r 方向 bidirectional refueling は丁度上記2交換法の併用に相当している。Bidirectional refueling で out-in の燃料と in-out の燃料の交換速度を変えてみるのも面白い。

5.4 理想燃料の装填による燃焼度 (out-in refueling)

5.1, 5.2, 5.3 で説明した燃焼特性は 5 原子力グループ設計の原子炉ならびに燃料要素によるものであったが, 燃料アセンブリー間隙や, また支持物による吸収が全然ない場合(これを理想燃料と呼ぼう)に燃焼度がどの程度増加するか興味がある。そこでこれを検討するために沸騰軽水冷却炉(高圧)についてその炉の構成, 寸法ならびに出力はメーカー設計の値を用い, 燃料アセンブリーだけは理想燃料として out-in refueling による燃料特性を調べてみた。Fig. 17 に得られた燃焼度とシフト数の関係を示す。理想燃料のほうが 600 MWD/T (連続交換に近い場合である)程度高く, メーカー設計燃料の burn-up にくらべて 5% ましになっている。この炉の燃料アセンブリー間隙はかなり

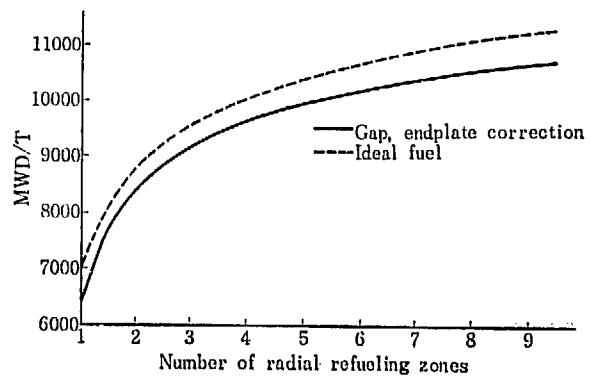


Fig. 17 Fuel burnup of ideal fuel for boiling H₂O cooled reactor (high pressure)

小さく, できるだけ支持物を持たない設計にはなっているが, それでも理想燃料よりも 600 MWD/T の燃焼度の減少を見ている。One batch での燃焼度の差は 350 MWD/T であるが, 燃料交換をほどこせばその差は開く。これは燃料交換をほどこせばそれだけ燃料の寿命が長びき, 取出燃焼度差もそれに応じて増すからである。これは次の試算からも理解されよう。同炉の refueling をした場合の燃焼度の伸び率 β_{∞} は Fig. 19 (後出) から 1.75~1.8 となるが, それに今のべた one batch での燃焼度差 350 MWD/T をかければ 612~630 MWD/T となり, 600 MWD/T に非常に近い値に

なる。したがって以上の考察からいえることは、当然のことではあるが燃料アセンブリーの設計にはできるだけ寄生吸収物を持込まないことである。後述する各炉型の燃焼特性のうち沸騰軽水冷却炉(高圧)の燃焼度と炭酸ガス冷却炉の燃焼度とを比較して見ると、one batchでの燃焼度の開きは400 MWD/Tであって沸騰軽水冷却炉のほうが大きく、シフト数を増した下では700 MWD/Tとなっており、その開きが増している。これは1つには軽水冷却炉のほうが若干転換比がよいことに関係するが、他の1つは寄生吸収が少なくないことにもよる。

5.5 各炉の燃焼度の比較

まず各炉共通にいえることは、得られた燃焼度は必ずしも満足なものではなかった。その原因は、1つには各炉の概念設計を進めるにあたって設定した設計パラメーターが燃焼特性を十分に検討して定められたものではないことと今一つは、燃料交換方法がone batchとout-in refuelingの両方式でのみ検討されたことによる。前者では炉心寸法、反射体厚さ、格子寸法、燃料アセンブリー間隙が最適なものであったかどうか反省されるべき点が若干存在するし、後者ではよりよい燃料交換方法を考える必要がある。さて各炉型の目標燃焼度^{注8)}とcontinuous out-in refuelingによって得られた燃焼度ならびにuniform enrichのone batchの燃焼度の2倍の値をTABLE 8に示す(ただし

TABLE 8 Fuel burn-up obtained from the one dimensional burn-up calculation and the expected fuel burn-up

D ₂ O moderated reactor coolant type	Expected fuel burn-up (MWD/T)	Continuous-out in refueling (MWD/T)	Uniform enrich one batch×2 (MWD/T)
Pressurized D ₂ O	9000	6300~ 6400	7200
Boiling H ₂ O (low pressure)	6100	4400~ 4450	5500
Boiling H ₂ O (high pressure)	13100	10800~11000	12800
Organic (SANTOWAX-OM)	8600	6050~ 6100	7400
Gas (CO ₂)	15400	10200~10300	12000

注8) ここでの目標燃焼度の定義は次のようになっている。

目標燃焼度=2×(Point burn-up(各メーカー設計格子))-500(燃料間隙, エンドプレートその他の補正)

注9) 4.2で考察した反射体特性から外挿した値で8225 MWD/T=(4625/4050)×7200 MWD/Tとして算出した。

表記の値には fuel gap, end plate 等の補正はある)。

(1) 加圧重水冷却炉

Point burn-upの値を元にした目標燃焼度の値は9000 MWD/Tであるが、それに対して1次元燃焼計算による結果はTABLE 8のuniform enrichのone batch×2の項目に示されている値: 7200 MWD/Tである。この値が9000 MWD/Tよりも1800 MWD/Tも少なくないのは、この炉の重水反射体厚さがわずか17.6 cmであったため、もし反射体厚さをこの値の3倍に選べばuniform one batch×2の燃焼度は8225 MWD/Tとなっており、目標燃焼度より775 MWD/Tの開きが出るにとどまる^{注9)}。この開きはpoint burn-upと1次元burn-upの計算方法の相異によるものであるが、現実の体系は1次元burn-upに近いものであるから加圧重水冷却炉の実際の目標燃焼度として8500 MWD/Tぐらいを想定するのが妥当であろう。これに対してcontinuous out-in refuelingでの燃焼度は6300~6400 MWD/Tで目標値の74~75%で、さらに燃料交換法を工夫することにより目標値に近づける必要がある。

(2) 沸騰軽水冷却炉(低圧)

目標燃焼度の値は6100 MWD/Tでこの値自身かなり低い。重水減速動力炉を魅力あるものにするためには目標燃焼度が9000 MWD/Tに近い必要があるから、同炉では将来冷却材平均密度をどの程度まで下げうるかがカギとなる(fog cooling)。その実現が非常に困難なものであればあまり魅力を感じさせないものとなるが、もし実現性があればトリチウム問題がないことと、若干炉心が小型化できる利点からみて加圧重水冷却炉に比べてそれほど劣っていることにはならないであろう。しかし、冷却材平均密度が今回設計された値に近いものにとどまるようであれば、正のポイド係数等の問題もあるのでやはり魅力を欠く炉型とならざるを得ない。

(3) 沸騰軽水冷却炉(高圧)

この炉の目標燃焼度は13100 MWD/Tでまた1次元計算によるuniform enrichのone batch燃焼の2倍の値は12800 MWD/Tとなっており、その開きは300 MWD/Tで小さい。この炉のpoint burn-upと1次元burn-upの開きが小さい特徴が、TABLE 3に与えられている結果でもうかがえる。これは他の炉に比べて炉心がかなり小さい割に反射体が厚く、反射体の効果がよくきいているためである。Continuous out-in refuelingで得られる燃焼度は10800~11000で目標値の82.5~84.0%となっており、

将来 bidirectional refueling 等で燃焼度を検討すれば目標値に近くなるであろう。

(4) 有機材冷却炉

有機材冷却炉の目標燃焼度は 8600 MWD/T で、一方 uniform enrich の one batch の 2 倍の燃焼度は 7400 MWD/T であるが、両者の開きは 1200 MWD/T である。この開きの相異は有機材冷却炉の燃料アセンブリのつなぎ目が炭酸ガス炉以外の他の炉型に比べてかなり大きいことによる。このことは次にのべる炭酸ガス冷却炉の場合にもあてはまることである。燃料アセンブリ間隙が小さくなれば uniform enrich の one batch の 2 倍の燃焼度はさらによく目標燃焼度に近づくであろう。

(5) 炭酸ガス冷却炉

目標燃焼度に対して、uniform enrich の one batch の燃焼度の 2 倍の燃焼度の値が 3400 MWD/T も小さい理由は、同炉の燃料アセンブリの設計で有効燃料長がかなり短かったことによる。そのことは TABLE 5 に示されている補正係数 A の値を見てもうかがえる。加圧重水炉や沸騰軽水冷却炉に対する A の値はどれも $A \sim 0.95$ に近い値となっているが、この炉の A は $A = 0.864$ でかなり小さい。さらに支持物等による吸収の補正をおこなう B の値

はこの炉で $B = 1.8535 \times 10^{-4}$ となっていて他の炉の 3~4 倍もの寄生吸収物が入っていることになっている。このため、燃焼度は大幅に少なくなっている。もし燃料間隙が加圧重水冷却炉型なみか、あるいは沸騰軽水炉なみまで小さくできれば、この炉の燃焼度は大幅に増し沸騰軽水炉（高圧）のそれよりも大きくなるはずである。

(6) 各炉の燃焼曲線注10) を眺めて

Fig. 18 に 5 炉型の燃焼度曲線と実効増倍率曲線を、Fig. 19 に燃焼度の伸び率 B_2/B_1 , β_a を示す。この 2 つの曲線から見て各炉の燃焼度の伸び率はそれほど大差はないが、燃焼度の絶対値にはかなりの差が生じていることがわかる。なかでも天然ウラン使用の加圧重水冷却炉、有機材冷却炉の 2 炉と軽水冷却炉（低圧）との開きはかなり大きい。これは軽水冷却炉（低圧）では軽水による吸収と圧力管材による吸収が大きく one batch 燃焼ですでに前 2 者との間に 850~950 MWD/T の燃焼度差が生じ、さらに燃料交換の結果、その差が拡大したためである（燃料交換による伸び率を $\beta_{\infty} = 1.7$ とすると、燃焼度差 $\Delta B = (850 \sim 950) \times 1.7 = 1450 \sim 1610$ MWD/T となって、実際 Fig. 18 に示す燃焼度の開きと一致する）。また沸騰軽水冷却炉（高圧）の燃焼度と炭酸ガ

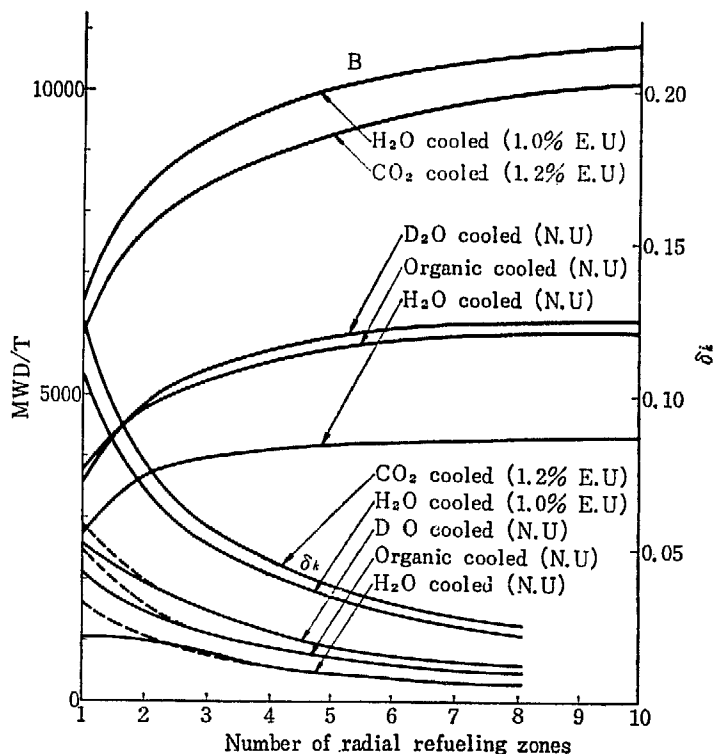


Fig. 18 Fuel burn-up characteristics for 5 designed reactors

注 10) 燃焼曲線というのは、得られる燃焼度とシフトの関係ならびに燃焼度の伸び率とシフト数の関係をさす。

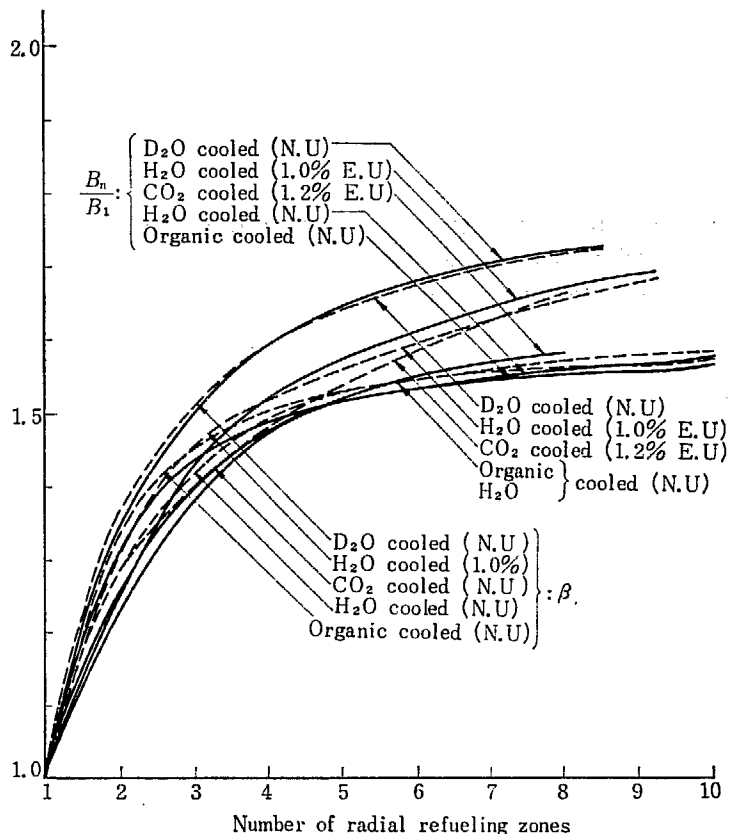


Fig. 19 Growth rate of fuel burnup for 5 designed reactors

ス冷却炉のそれとの開きも「5.5 各炉の燃焼度の比較」(5)でのべたようにその原因が炭酸ガス冷却炉の燃料アセンブリーの設計でその間隙が大きかったがためである。以上の事柄からいえることは、設計の仕方の相異で生じる燃焼度の差は燃料交換による燃焼度の伸び率 β_n 倍だけ拡大されることである

伸び率 β_n は適当な燃料交換法を採用すれば2ないしはそれ以上になりうると考えられるから、燃焼度差も2倍ないしはそれ以上になる。燃料交換下での燃焼度にはこのような拡大効果があるから、炉心設計にあたってはできるだけ寄生吸収体を持込まないように細心の注意が必要である。

6. 結 語

重水動力炉の5原子力グループ設計炉に対する1次元燃焼計算ならび若干のサーベイ計算は上記のようなものとなったが、この計算により得られた結果をまとめると以下ようになる。

- (a) 動力炉の設計は当然なことではあるが、燃焼特性を十分に調べた上で、設計点をきめるべきである。
- (b) 寄生吸収物による燃焼度の低下は、燃料交換の下では拡大(β_n 倍)されるので、できるだけ吸収体を持込まないように設計されねばならない。
- (c) 天然ウラン使用の重水動力炉の燃焼度を9000~10000 MWD/Tまで高めようとするには、bidirectional refueling等のより複雑な燃料交換が可能である必要があろう。
- (d) 連続燃料交換の下では反射体の効果はかなり大きいものであるから、その厚さの決定には十分な注意が必要である。

今回の計算は主に燃焼度、反応度ならびに出力分布を中心に燃焼特性が調べられたが、動力炉の燃焼特性を十分なものとするには、この他に次のようなものによる燃焼特性の影響を調べる必要があろう。

- (1) Void 分布と燃焼特性(沸騰軽水冷却炉の場合)

合)

- (2) 制御棒による中性子束変化が燃焼度へ及ぼす影響

- (3) ^{135}Xe 振動の燃焼度への影響

しかしこれらの問題は今回は検討されていない。動力炉の詳細設計をおこなう場合は当然この種の問題も調べられねばなるまい。それも1次元2群計算のようなモデルではなく2次元多群計算モデルのような、今より複雑な解析方法により始めて解明される問題である。

この作業を進めるにあたり5大原子力グループから得た種々の助言ならびに資料に対し関係各位に謝意を表す。また終始作業の協力者となっていた日本原子力研究所国産動力炉開発室の杉本栄三、沢井定、森島淳好、古橋晃の諸氏ならびに報告書作成に協力をされた岡野喜美栄嬢に深く謝意を表するとともに、この作業を進める初期の頃に1次元燃焼計算コード(OBCD)を作成したが、その際、原子炉物理第1研究室の鈴木友雄氏からWANDA-6の貴重な資料を得ていることを付記しておく。

参 考 文 献

- 1) 武田, 杉本, 沢井, 古橋: JAERI-memo No. 1492
 - 2) 国産動力炉開発室: JAERI-memo No. 1574
 - 3) 沢井, 森島: JAERI-memo No. 1591
 - 4) 古橋, 安川: JAERI-memo No. 1281
 - 5) 古橋, 安川: JAERI-memo No. 1656
 - 6) 安川, 古橋: JAERI-memo No. 1594
 - 7) 古橋, 安川: JAERI-memo No. 1630
 - 8) 安川, 古橋: JAERI-memo No. 1643
 - 9) 日本原子力研究所, 日立製作所: JAERI-memo No. 1527
 - 10) 日本原子力研究所, 三菱原子力工業株式会社: JAERI-memo No. 1528
 - 11) 日本原子力研究所, 住友原子力工業株式会社: JAERI-memo No. 1529
 - 12) 日本原子力研究所, 日本原子力事業株式会社, 東京芝浦電気株式会社, 石川島播磨重工業株式会社: JAERI-memo No. 1531
 - 13) 日本原子力研究所, 第1原子力産業グループ: JAERI-memo No. 1530
- (注) JAERI-memo はいずれも未公刊

付 録

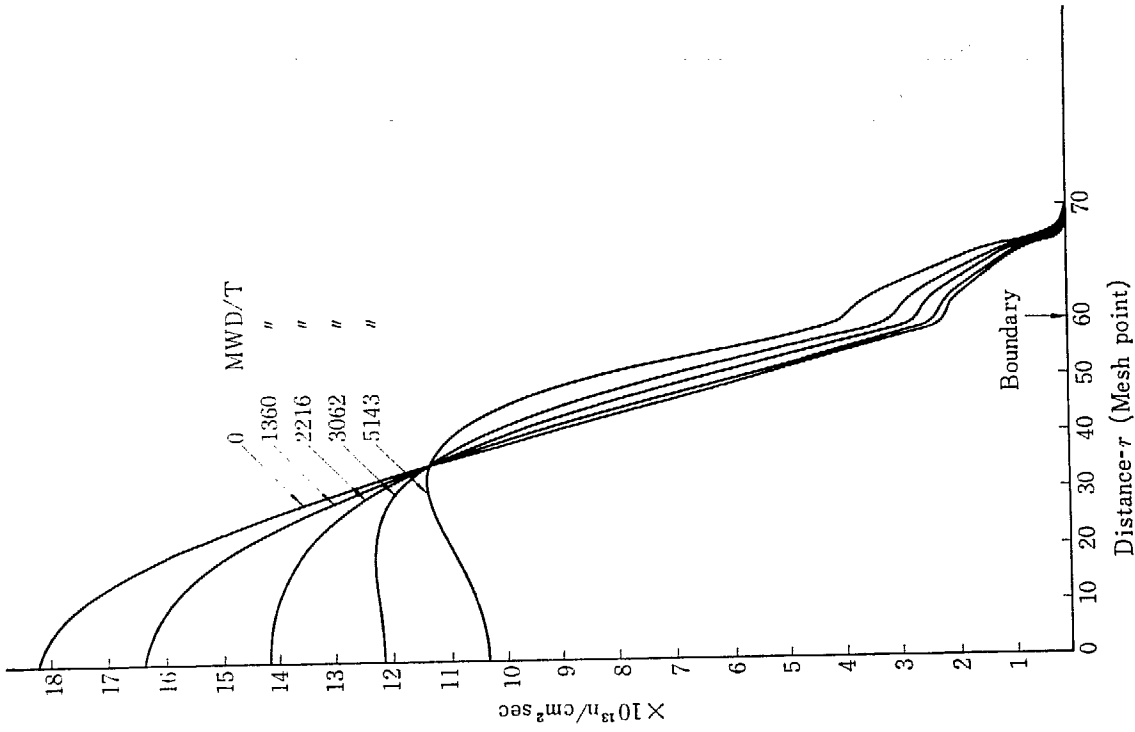


Fig. A. 2 Thermal neutron flux distribution for pressurized D₂O cooled reactor

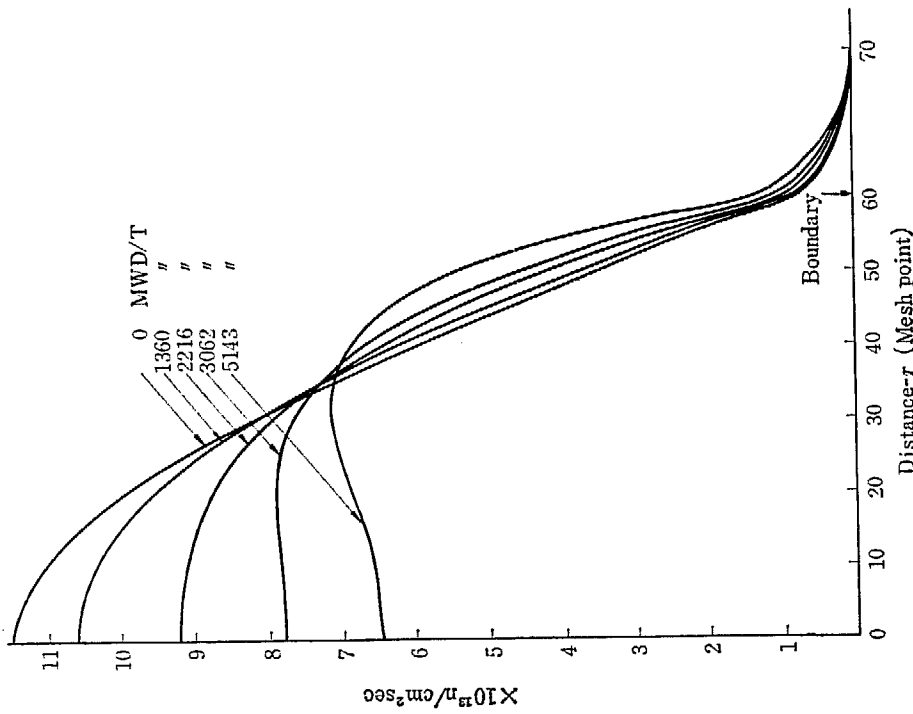


Fig. A. 1 Fast neutron flux distribution for pressurized D₂O cooled reactor

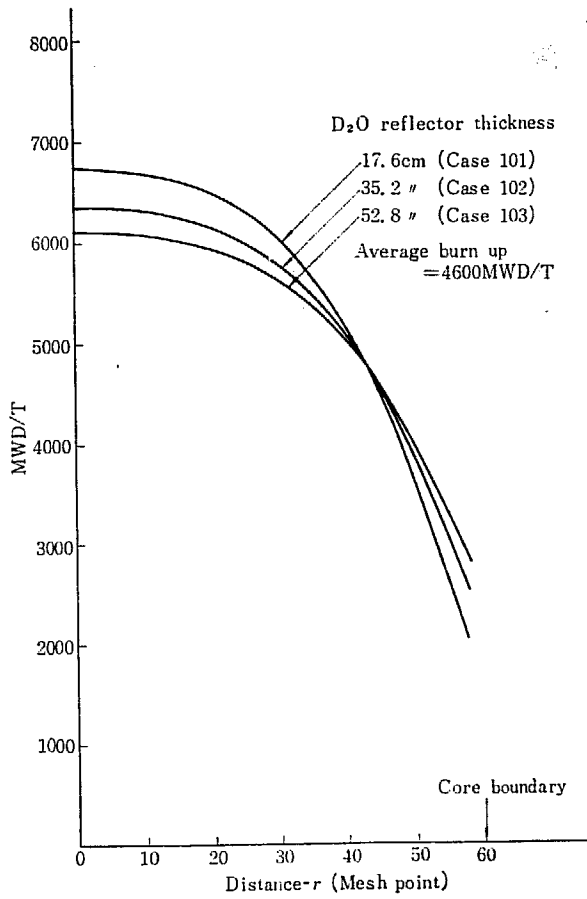


Fig. A. 3 Effect of reflector thickness on spatial variation of fuel burn-up (pressurized D₂O cooled reactor)

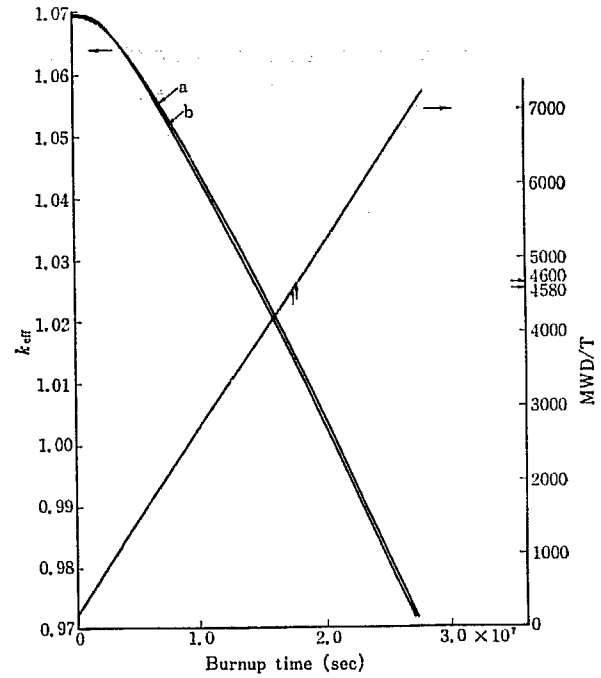


Fig. A. 4 Effect of reflector poisoning on effective multiplication factor and fuel burn-up (boiling H₂O cooled reactor (high pressure))

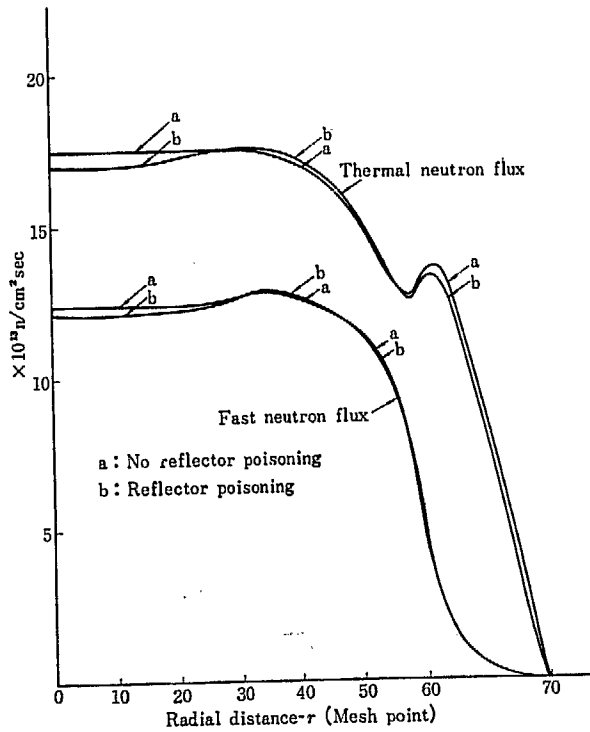


Fig. A. 5 Effect of reflector poisoning on neutron flux distribution (boiling H₂O cooled reactor (high pressure))

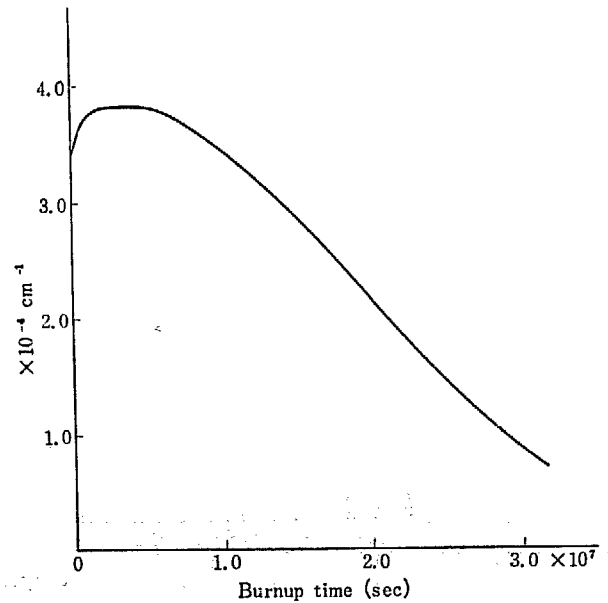


Fig. A. 6 Variation of poisoning cross section for pressurized D₂O cooled reactor

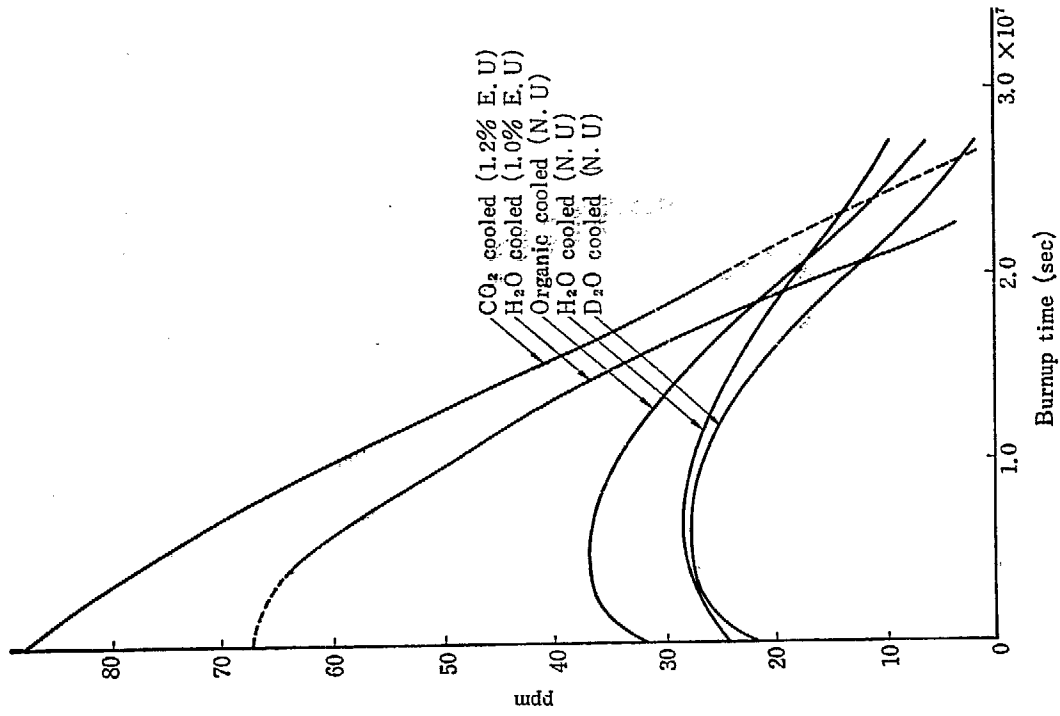


Fig. A. 8 Variations of boric acid concentration for 5 designed reactors

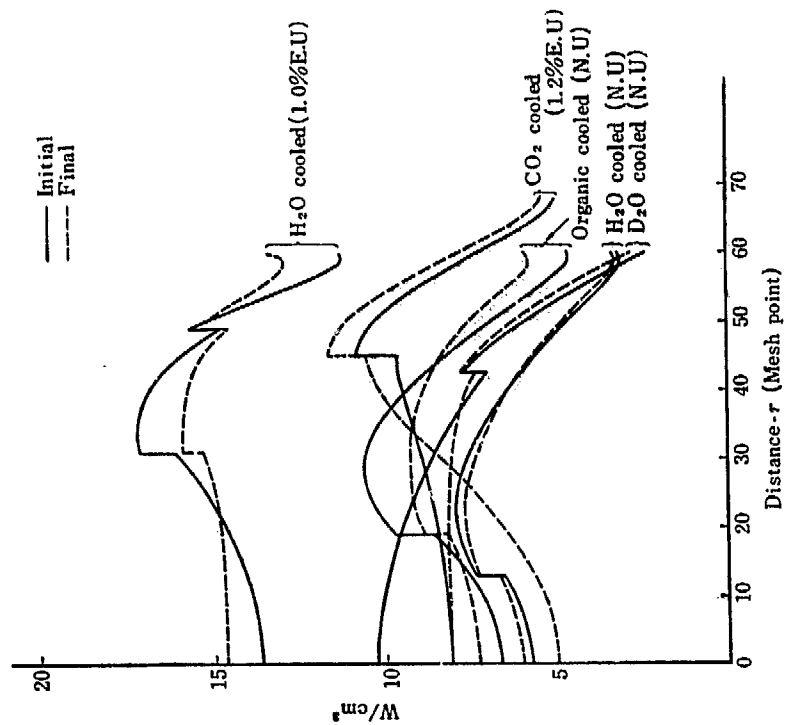


Fig. A. 7 Spatial variation of power distribution due to fuel burn-up for 5 designed reactors

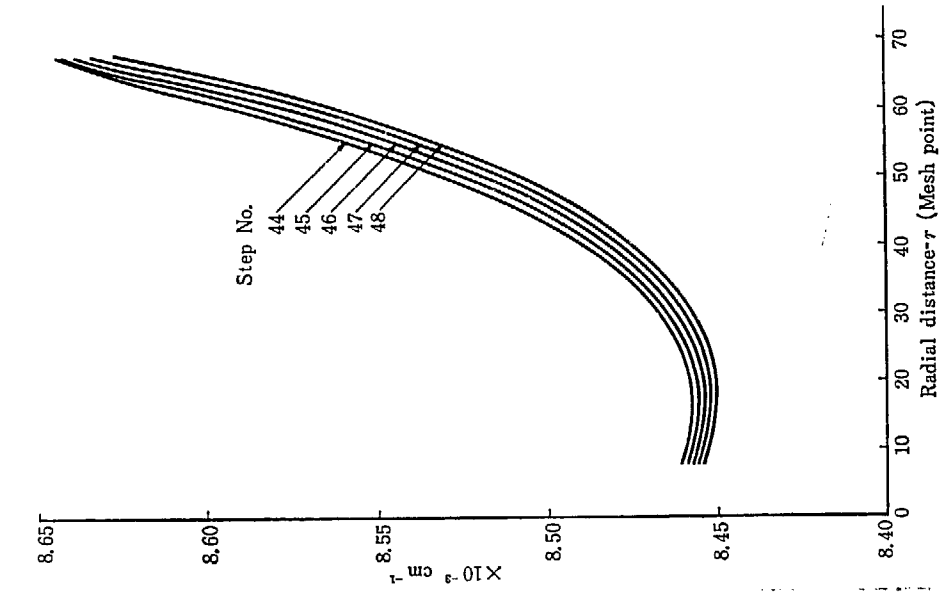


Fig. A. 10 Spatial distribution of fast neutron removal cross section under 1/9 core refueling for boiling H₂O cooled reactor (high pressure)

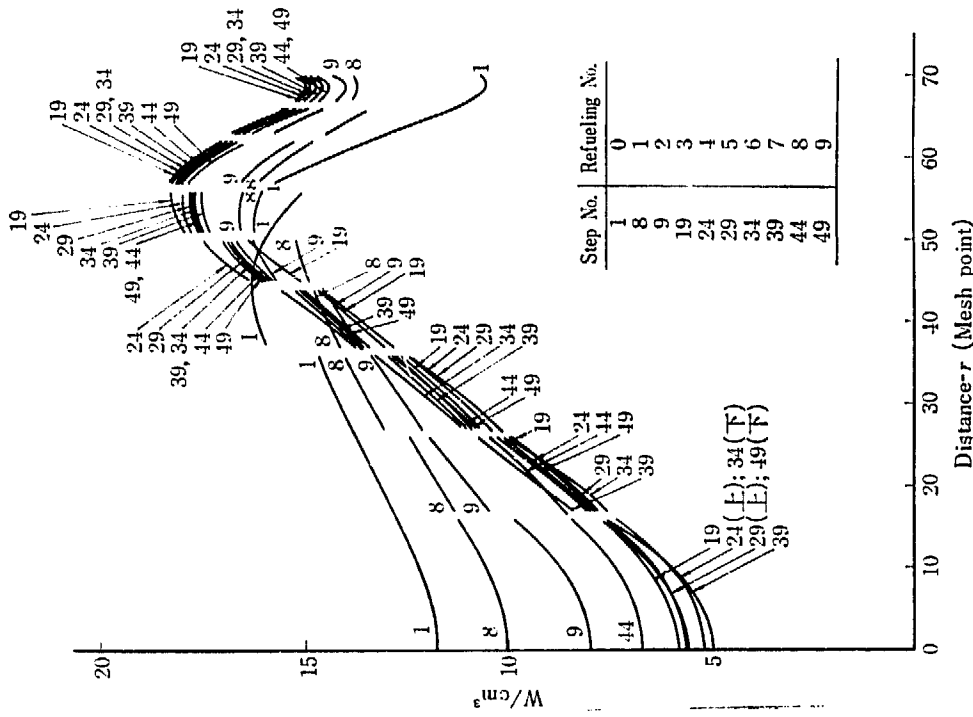


Fig. A. 9 Spatial distribution of power density for boiling H₂O cooled reactor (high pressure)

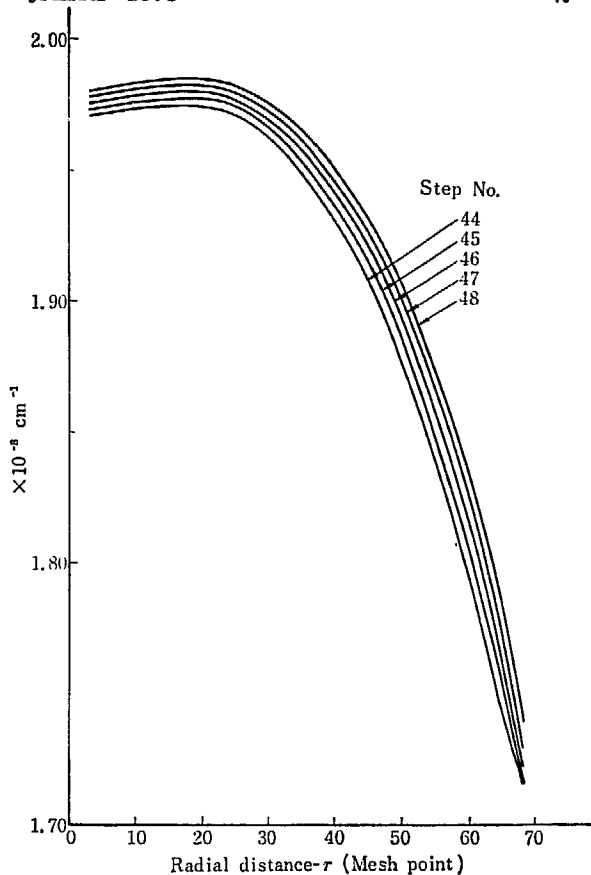


Fig. A. 11 Spatial distribution of fast neutron absorption cross section under 1/9 core refueling for boiling H₂O cooled reactor (high pressure)

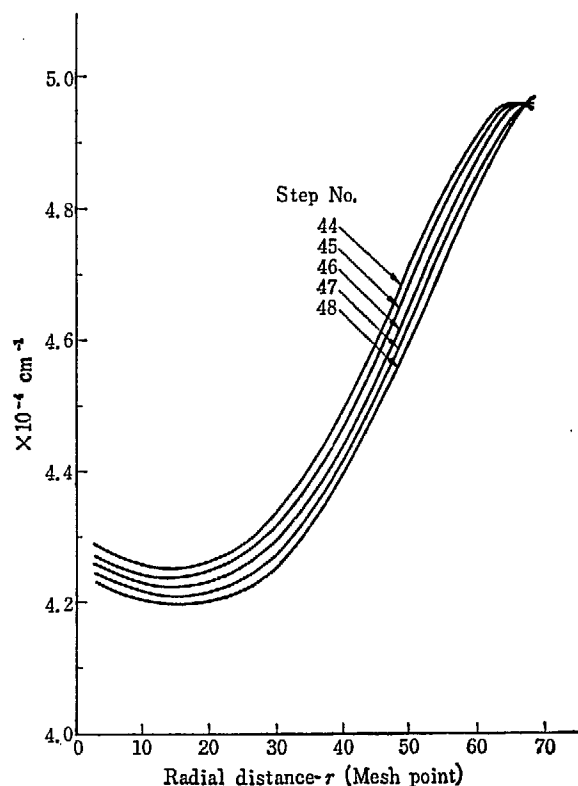


Fig. A. 12 Spatial distribution of fast neutron fission yield cross section under 1/9 core refueling for boiling H₂O cooled reactor (high pressure)

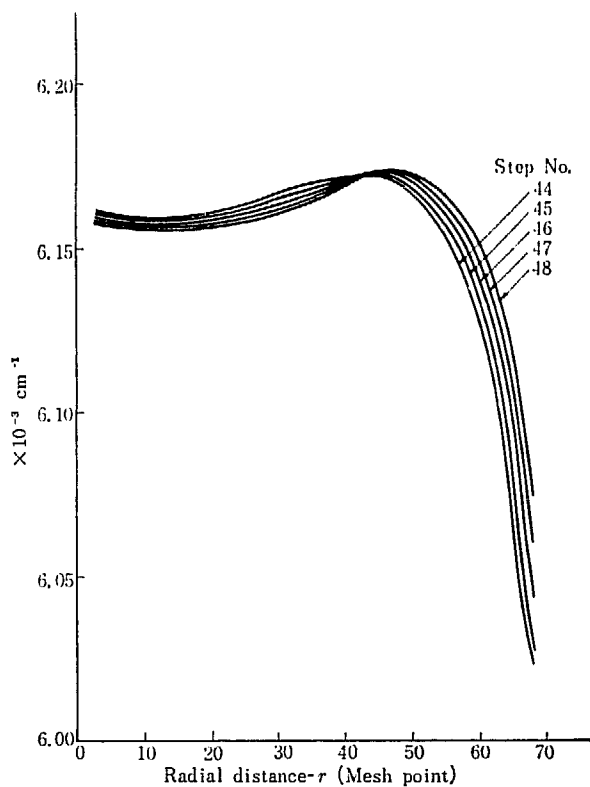


Fig. A. 13 Spatial distribution of thermal neutron absorption cross section under 1/9 core refueling for boiling H₂O cooled reactor (high pressure)

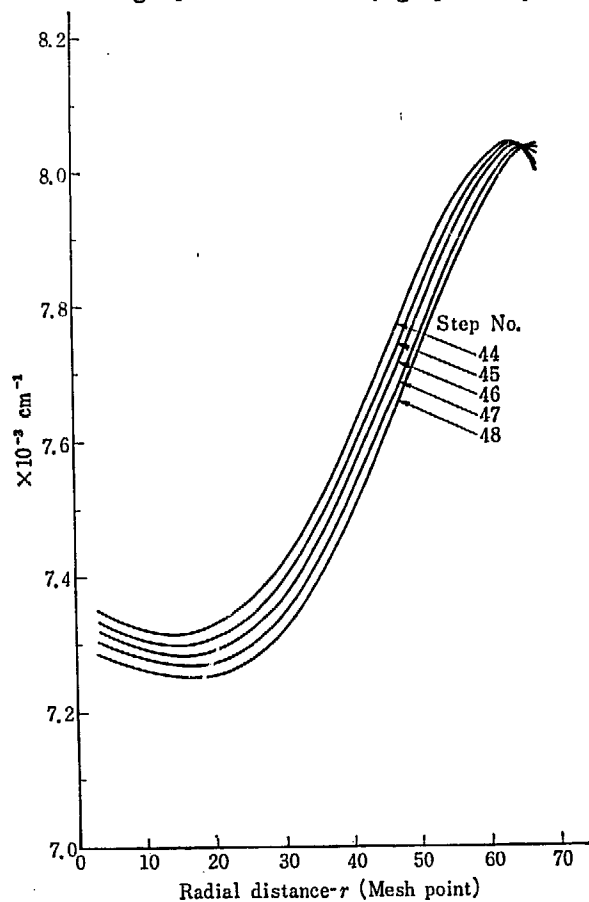


Fig. A. 14 Spatial distribution of thermal neutron fission yield cross section under 1/9 core refueling for boiling H₂O cooled reactor (high pressure)

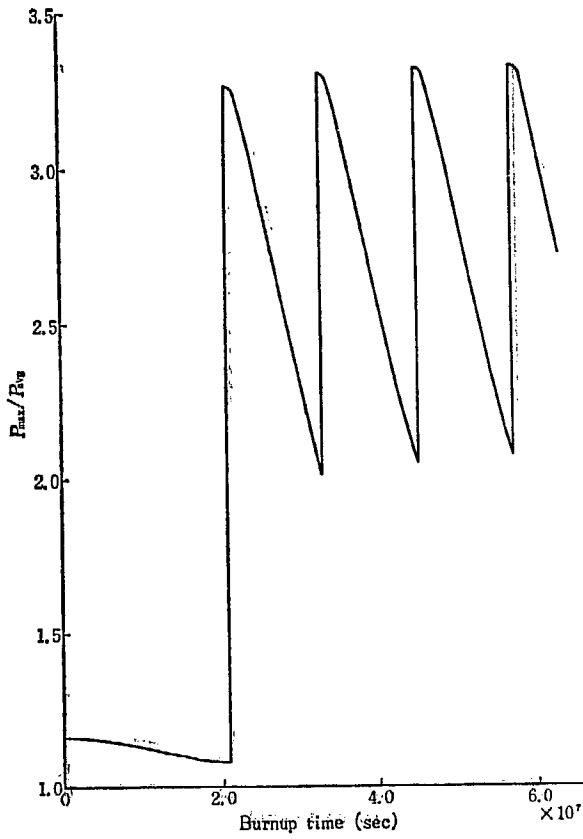


Fig. A. 15 Change of power ratio due to fuel burn-up under 1/3 core in-out refueling for boiling H₂O cooled reactor (high pressure)

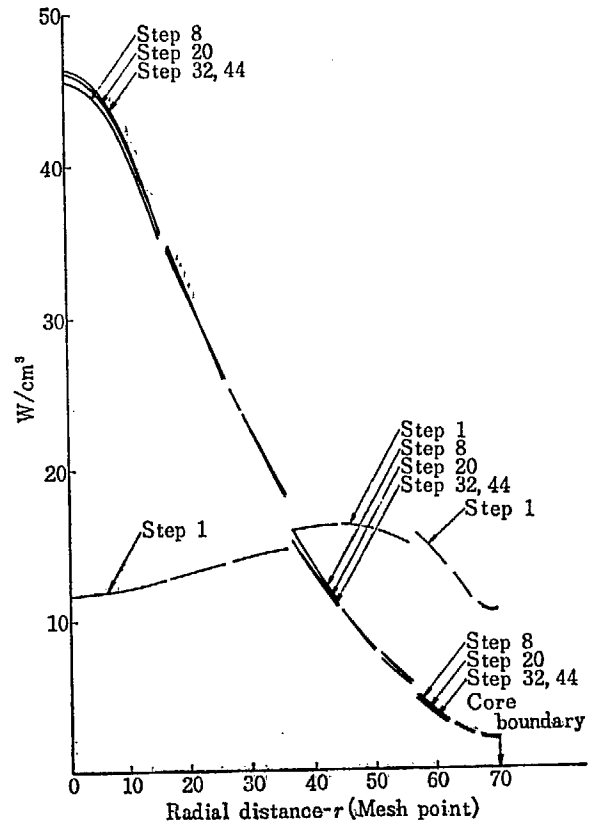


Fig. A. 16 Spatial variation of power density under 1/3 core in-out refueling for boiling H₂O cooled reactor (high pressure)

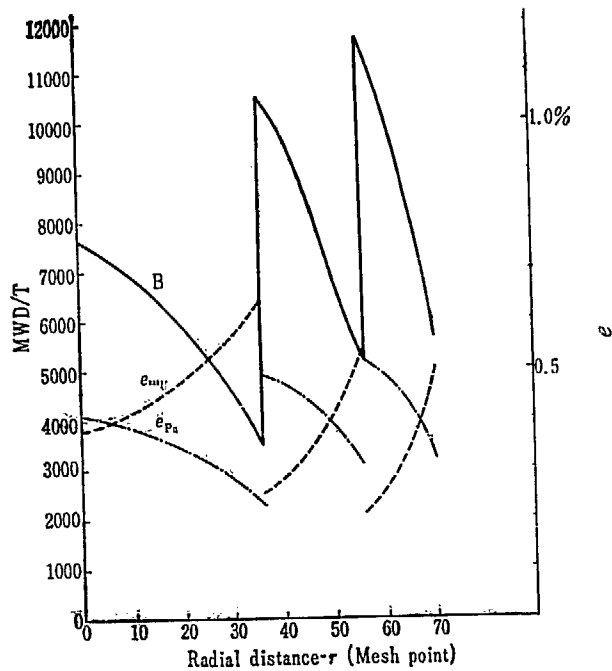


Fig. A. 17 Spatial variations of burn-up and enrichment under 1/3 core in-out refueling for boiling H₂O cooled reactor (high pressure)

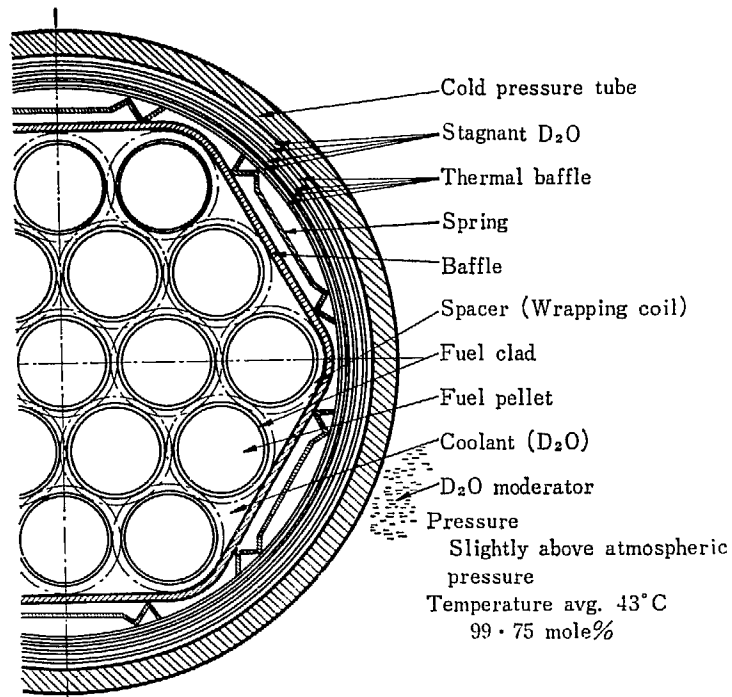


Fig. A. 18 D₂O cooled reactor fuel and pressure tube system

Coolant (pressurized D₂O)
 Pressure 100 kg/cm²
 Temperature in 265°C
 out 295°C
 Fuel rod pitch 18.8 mm
 Gap 1.5 mm

	Material	Diameter (mm)		Thickness (mm)	Density gr/cc
		I. D.	O. D.		
Fuel pellet	UO ₂ (natural)	—	16	—	10.33
Fuel cladding	Zry-2 1.5%Sn, 0.12%Fe, 0.10%Cr, 0.05%Ni	16	17	0.5	6.55
Spacer (wire)	Zry-2	—	1.5	—	6.55
Baffle	Zry-2			1.0	6.55
Spring	Zry-2			0.4	6.55
Thermal baffle and stagnant D ₂ O	1st layer 2nd layer 3rd layer 4th layer	99.5	100.3	Zry-2 0.4	D ₂ O 1.0
		102.3	103.1	0.4	1.0
		105.1	105.9	0.4	1.0
		107.9	108.9	0.5	1.05
Pressure tube	Zry-2	111.0	119.4	4.2	6.55

Listed values of dimensions and densities are those used for the nuclear calculation.

Square lattice pitch 250 mm