JAERI 1080

圧力管型重水格子の核的サーベイ

1965年7月

日本原子力研究所

Japan Atomic Energy Research Institute

JAERI 1080

UDC 621.039.514

圧力管型重水格子の核的サーベイ

要　　旨

本報告書は昭和 38, 39 両年度における国産動力炉開発室の業務の一環としておこなわれた重水減速動力炉の核的評価研究の一部をとりまとめたもので，内容は重水炉 point reactivity burnup コード WATCH TOWER-II を用いておこなった圧力管型重水格子の核特性のパラメトリックサーベイの結果に限った．

本報では原研と原子力5大メーカーグループの共同でおこなった各種冷却方式の 300 MWe 重水発電炉の概念設計に関連したサーベイ計算のほか，主として燃焼度の観点から，格子構造，減速度，濃縮度その他各種のパラメータを最適化することを意図しておこなったサーベイ研究，重水炉の核燃料経済やプルトニウム濃縮に関する研究等が記されており，特に沸騰軽水冷却型と炭酸ガス冷却型の両格子についてはやや詳細に論じられている．

1964 年9月

日本原子力研究所　国産動力炉開発室
古　橋　　晃
新　藤　隆　一

Nuclear Parametric Study of the Pressure Tube-Type D_2O Moderated Lattices

Abstract

This report consists of a part of the progress reports on the Japanese Power reactor project during 1963～1964, and it contains the results of the nuclear parametric studies of the pressure tube-type D_2O moderated lattices, which were carried out using the computer code WATCH TOWER-II, a point burnup code for D_2O moderated power reactors.

Results of survey calculations connected with the conceptual design works of 300MWe D_2O moderated power reactors using five kinds of cooling system are presented. The report also includes some results of the optimumization studies on lattice structure, enrichment and other parameters with respect to the fuel burnup; and emphasis is on the boiling H_2O-and CO_2-cooled systems. Nuclear fuel economy and the utilization of plutonium fuel are also briefly discussed.

September 1964

Akira Furuhashi
Ryuichi Shindo
Japanese Power Reactor Project
Japan Atomic Energy Reserch Institute

目　　次

まえがき…… 1
1. 計算方式…… 2
1.1 計算コード …… 2
1.2 サーベイにおける仮定 …… 3
2. 格子構造，冷却方式の燃焼度に及ぼす影響…… 5
2.1 格子構造の影響（天然ウラン重水冷却型の例）…… 5
2.2 減速度・濃縮度と燃焼度の関係 …… 7
2.3 各冷却方式の燃焼度（5 メーカー概念設計の例）……10
3. 種々のパラメータの燃焼度に及ぼす効果……19
3.1 重水の純度 ……19
3.1.1 減速材重水の純度低下の影響 ……19
3.1.2 冷却材重水の純度低下の影響 ……20
3.2 材料の量 ……20
3.2.1 燃料被覆材の厚さ ……20
3.2.2 圧力管材料の量 ……21
3.2.3 冷却材の量 ……21
3.3 燃料ペレットの密度 ……23
3.4 減速材の温度 ……24
4. 軽水冷却格子のサーベイ……25
4.1 冷却材の量をきりつめた設計 ……25
4.2 冷却材の量をやや増した設計 ……26
4.3 零ボイド係数を得た例 ……29
5. ガス冷却格子のサーベイ……35
5.1 19 本クラスタ……35
5.2 31 本クラスタ……36
5.3 37 本クラスタ……37
5.4 クラスタ構造の相違による燃焼度の違い ……37
5.5 被覆材の材料による差 ……39
6. 核燃料経済……40
6.1 天然ウラン炉 ……40
6.2 濃縮ウラン炉 ……41
7. プルトニウム濃縮の研究……45
7.1 CANDU 格子におけるプルトニウム濃縮……45
7.1.1 原電東海炉よりのプルトニウムの使用 ……45
7.1.2 リサイクルプルトニウムの使用 ……46
7.1.3 Self-sustaining リサイクル……48
7.2 SGHWR 格子におけるプルトニウム濃縮……50
7.2.1 原電東海炉よりのプルトニウムの使用 ……50
7.2.2 リサイクルプルトニウムの使用 ……51
7.2.3 Self-sustaining リサイクル……53
8. 結果の要約……55
8.1 冷却方式別の問題 ……55
8.2 共通的問題 ……56
図・表索引　あとがき　参考文献

Contents

Abstract 1
Foreword 2
1. Calculational method 2
1.1 Computer code 3
1.2 Assumptions 5
2. Effect on the burnup of the lattice structure and cooling type 5
2.1 Effect of the lattice structure on the burnup (D_2O-cooled type of natural uranium fuel) 7
2.2 Effect on the burnup of the slowing-down power and enrichment 10
2.3 Burnup of the various cooling types (conceptual design by the five atomicenergy industrial groups) 19
3. Effect of various paramenters on the burnup 19
3.1 Effect of the D_2O purity on the burnup 19
3.1.1 Effect of moderator D_2O purity on the burnup
3.1.2 Effect of coolant D_2O purity on the burnup 20
3.2 Effect of the amount of structural materials on the burnup 20
3.2.1 Effect of the sheath thickness on the burnup 20
3.2.2 Effect of the pressure tube thickness on the burnup 21
3.2.3 Effect of the amount of coolant on the burnup 21
3.3 Effect of the fuel-pellet density on the burn up 23
3.4 Effect of the moderator temprature on the burnup 24
4. H_2O-cooled lattice 25
4.1 Design having low V_C/V_F 25
4.2 Design having medium V_C/V_F 26
4.3 Examples of the zero void coefficient 29
5. Gas cooled lattices 35
5.1 Cluster of 19 rods 35
5.2 Cluster of 31 rods 36
5.3 Cluster of 37 rods 37
5.4 Effect of the cluster structure on the burnup 37
5.5 Effect of the sheath material on the burnup 39
6. Fuel economy 40
6.1 Natural-uranium reactors 40
6.2 Enriched-uranium reactors 41
7. Utilization of Plutonium fuels 45
7.1 Plutonium utilization in CANDU lattice 45
7.1.1 Use of the recycled plutonium 46
7.1.2 Plutonium recycle 48
7.1.3 Self-sustaining recycle 50
7.2 Plutonium utilization in SGHWR 50
7.2.1 Use of the recycled plutonium 51
7.2.2 Plutonium recycle 53
7.2.3 Self-sustaining recycle 55
8. Conclusions .....
8.1 Problems of the various cooling types 55
8.2 GENERAL problems 56
Other remarks References

まえがき

1963 年 6 月 12 日原子力委員会において“国産動力炉開発の進め方について”の決定がなされ，重水減速動力炉を対象とする国産動力炉開発の進め方の大綱がきめられた．同決定に記されている開発の第一段階を遂行するため同月 15 日東海研究所に国産動力炉開発室が設置された．同開発室はその後種々の情勢の変化により，上記第一段階の結果に関する中間報告[1]を翌年 9 月原研理事長に答申*しただけで解散し，その業務の一部が 1964 年 10 月以降動力炉開発計画部に，さらに 1965 年 2 月以降原子炉設計部へと引継がれるに止まった．

本報告書はこの間において国産動力炉開発室でおこなった冷却方式の選定を中心課題とする重水減速動力炉の設計ならびに評価研究のうち，核的研究のさらに一部をとりまとめたものである**．したがって本報は同室で開発した重水炉 point reactivity burnup コード WATCH TOWER-II を用いての圧力管型重水格子の核特性のパラメトリックサーベイの結果に限って論じている．このほか同期間におこなわれた重水炉の核的研究には

Point reactivity burnup コード WATCH TOWER-II の開発[2]

一次元燃焼コード OBCD の開発[3]

各種冷却方式300 MWe重水発電炉の概念設計*[4][5]

OBCC コードによるサーベイ研究[5][6]

海外調査・文献調査ならびに核データ等の収集[7][8]

などがあるが，これらはそれぞれ別途に報告されている．

本報告書は WATCH TOWER-II コードについてごく簡単にふれたのち，格子構造，減速度，濃縮度，冷却方式等が重水炉の核特性に及ぼす影響を，主として燃焼度の観点からサーベイした結果について記し，さらに重水の純度，使用材料の量，UO_2ペレットの密度，減速材の温度等の影響をパラメトリックに検討している．これらを総合して格子の最適化をはかることはかなり困難な仕事であるが，沸騰軽水冷却型と炭酸ガス冷却型の両格子についてはやや詳しく検討している．また，重水炉において特に重要な核燃料経済や，^{235}U 濃縮，Pu 濃縮に関した諸問題についてもできる限りふれてある．

しかしながら本研究は主として冷却式の選定を中心課題とする国産動力炉開発室の業務の一環として，限られた期間内におこなわれたものであり，特に 300 MWe 重水発電炉の概念設計に関連して業務的におこなわれた計算が多いので，学問的立場から重水格子全般を統一的に眺め，あらゆる事項を整理してぬかりなく検討し，かつその炉物理的な内容の詳細迄立ち入って論ずるといった態度には欠けるところがある．このことは用いた計算コード WATCH TOWER-II の精度の限界とともに本報の読者に留意してもらいたい点である．もともとサーベイ研究とは工学的価値判断の上に立ったものであり，核的とはいっても原子炉物理的ということとは必ずしも同義でなく，設計工学という総合技術の一部として評価されるべきものだからである．

---

* 正確に云えば理事長の諮問機関としての国産動力炉計画委員会よりの答申の形になっている．

** 研究の一部は 1964 年 10 月～1965年 2 月の間，動力炉開発計画部に引き継がれたのちにおこなわれている．

*** 日本原子力研究所と原子力 5 大メーカーの共同で1963年 10 月～64年 2 月にかけておこなったもので，核設計部分には国産動力炉開発室からの寄与が多い．

I. 計 算 方 式

1.1 計算コード

本報告書に記した核的サーベイ計算はすべて重水炉 point reactivity burnup コード"WATCH TOWER-II" を用いてなされたものである．このコードは国産動力炉間発室で 1963 年 5 月から 8 月にかけて開発し，日本 IBM 社で 7090 用にコード化したもので，その後翌年 3 月に 2, 3 の修正を施したあとのものを "-II" をつけて呼んでいるのである*．このコード自身の詳細は内蔵の半固定定数の数値とともに別に JAERI-memo No. 1656 に記してあるのでここではごく概略を記すに止めておく．

このコードは圧力管型重水減速炉を対象とし，修正 4 因子の手法による増倍率の計算を中心とし，外部入力で与えられる時間ステップに従って，各段階における増倍率，積算燃焼度，燃料の組成変化その他を計算するいわゆる point (reactivity) burnup 方式の計算コードである．適用範囲は酸化ウラン使用のクラスター型燃料に限っているが，冷却材は重水，軽水，有機材，炭酸ガスの別が選択可能で，減速材重水中の軽水混合率，燃料の濃縮度およびプルトニウムの混合は自由に選択できる．また被覆材，圧力管，カランドリヤ管等の材料はよく使われる 9 種の物質**については内蔵データにより，その他の特殊な物質のときは外部入力によりそれぞれ取り扱われ，圧力管構造のhot, cold の別も自由となっている．

WATCH TOWER-II の計算方式のあらすじは米国 NDA の方式[9]によっており，これに種々の改良補足を施して燃焼計算コードに仕立て上げたものである．この方式の特徴はクラスター燃料構造を subcell 理論で取り扱い随所に衝突確率理論を用いて非均質の効果を計算していることで，それ以前にあった単一燃料棒で近似する方法や，平板体系に置換する方法などに比しては進歩しているが，これはコード作成当時入手できたほとんど唯一のものであるが故に採用したものであり，必ずしもその信頼度に関し十分な吟味をした上でのことではない．

この計算方式は熱外核分裂をとり入れた修正 4 因子公式による増倍率の計算が中心となっており，計算は単位格子セルを対象とし，炉全体からの影響は実効バックリングの形でリーク量にとり入れるのみとなっている．速中性子分裂効果は Fleishman-Soodak の理論[10]を簡単化して取扱っており，^{238}U の共鳴を逃れる確率は Hellstrand の実効共鳴積分の実験値[11]を 9 群に分割し，相互の干渉を共鳴中性子束不利益因子を通じて取り入れている．表面吸収の計算に際しての共鳴に対する有効表面積率の計算には衝突確率理論が用いられている．^{238}U 以外の燃料核種の共鳴は lumped fuel に対する N. R. または N. R. I. A 近似での自己遮蔽係数を用いた実効共鳴積分の形で簡単に取り扱っており，熱外核分裂による減速密度増大の効果も取り入れてある．

次に熱中性子領域においては，均質化された無限体系についてガスモデルで計算した 70 群熱中性子スペクトルを用いて各核種の実効断面積を出し，これを用いて sub-cell および格子セルに対して衝突確率理論を適用し，不利益因子および熱中性子利用率を求めている．リークは実効バックリングおよび減速面積，拡散面積を用いた簡単な非漏洩確率の形でとり入れている．

実効増倍率のほか材料バックリング，転換比，巨視的 2 群核定数その他も算出されるが，ついで $^{235}U \rightarrow ^{236}U$，および $^{238}U \rightarrow ^{239}Pu \rightarrow ^{240}Pu \rightarrow ^{241}Pu \rightarrow ^{242}Pu$ の 7 核種のチェーンで核種濃度の変化と燃焼度を計算する．なお核分裂生成物としては ^{135}Xe, ^{149}Sm が当初ステップ以外ではつねに平衡量存在するとするほか，蓄積性の生成物が積算核分裂数に比例して存在するものとしており，その毒作用は熱中性子領域でのみ考慮している．

WATCH TOWER-II は国産動力炉開発室の業務の遂行上かなり急いで作ったものであり，したがって内蔵の核データ*をも含めその信頼性について今日迄に必ずしも十分な検討がなされているわけではない．格子の寸法，含まれる物質量等に応じて燃焼度を概算するには多分十分であると思われるが，例えば冷却材

---

* -II をつけない原コード WATCH TOWER は現在は廃棄されている．

** 詳細は JAERI-memo No. 1656 を参照のこと．

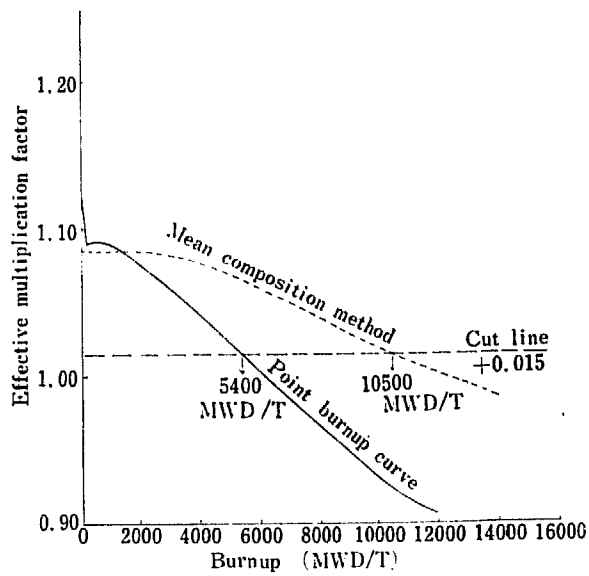
* やはり JAERI-Memo No. 1656 にのせてある．

のボイド係数等キメの細い計算には問題があると思われる．減速度の低い場合には殊にそうである．

WATCH TOWER-II の与える燃焼度の値に関して次に示すデータがある．この種の point burnup 計算の燃焼度は炉内一様燃焼を模擬しており，適当な燃料交換をおこなったときの取り出し燃料の燃焼度よりもかなり低く出る．そこでこの種の計算で，核種 j の濃度が照射時間 t の関数として $n_j(t)$ と出た場合

$$N_j(T)=\frac{1}{T}\int_0^T n_j(t)\mathrm{d}t$$

で定義される時間平均値 $N_j(T)$ を計算し，これを同時に理想的連続燃料交換時の炉内平均組成と近似的に同一であるとして，$N_j(T)$の各核種混合物について再度増倍率計算をおこなう．こうして T の関数として実効増倍率 $k_{\mathrm{eff}}(T)$を出し，これが 1.00 となる T を燃焼度に換算してこれを理想的連続燃料交換時の取り出し燃料の燃焼度と解釈できる．すなわち新燃料から最大照射時間 T 迄の燃料の一様混合物がちょうど臨界になるようなTを求めるのである．CANDU を例にとって*WATCH TOWER-II でこれを行なってみた所 point burnup での値 5400 MWD/T に対し，この平均組成法による燃焼度は 10500 MWD/T になり，これは CANDU の連続燃料交換時の公称燃焼度 9750 MWD/T±10% と比較的良く合った．(この間の事情は Fig. 1.1 を参照のこと．)



——Point burnup curve; fuel composition at time t is $n_j(T)$

……Burnup curve by mean composition method;
fuel composition at time T
is $N_j(T)=\frac{1}{T}\int_0^T n_j(t)\mathrm{d}t$

[The assumption is made Xe and Sm is in equilibrium from the beginning]

Fig. 1.1 Burnup curve by mean composition method CANDU

1.2 サーベイにおける仮定

今回のサーベイにおける共通ルールとして WATCH TOWER-II の与える燃焼曲線**はすべて $k_{\mathrm{eff}}=1.015$ の線でカットし，そこで point burnup の反応度寿命は尽きると考えた．すなわち +0.015. の余剰実効増倍率を控除したわけであるが，これは次の各点でこのコードが増倍率を高く見積りすぎていると予想されたからである．

1. ^{238}U 共鳴吸収におけるドプラー効果がはいっていない．
2. 構造材等の共鳴吸収の見積りが十分でない．
3. 核分裂生成物の実効断面積の見積りが十分でない．
4. 速中性子分裂効果の計算を一部簡略化している***．

これら以外にも計算精度に疑問の点もあることからして増倍率に余裕をつけてカットしたのである．なお，コードの特性上，燃料アセンブリ間のギャップや端板などの効果はとり入れることができず，燃料が z 方向に貫通した理想系についてのみ計算していることにも注意を要する．

さらにコードへのケース毎の入力定数を入れるに当って以下のような仮定や近似をおこなった．(以下の記号についてはコードの説明書 JAERI-memo No. 1656 を参照のこと．)

1. 燃料ペレット半径 r_F は UO_2 ペレットの常温における値をとる．
2. 被覆管外半径 r_S は被覆材の厚さを r_F に直接加えて出す．すなわち被覆材はペレットに密着という仮定でやる．(これはコードの特性上ギャップを取り入れられないためである．)
3. 圧力管の厚さは製作公差こみの値とする．(本報告書の各要目表に出ている値はすでにそうして

---

* ここで用いた CANDU の要目は Table 2-1 にのせてある．

** 燃焼度対実効増倍率の関係を示すグラフをいう．(例, Fig. 1-1)

*** Fleishman-Soodak 流の取り扱い[10] をしているが彼等の云う第二群以下での中性子捕獲を省略している

ある.)

4. 断熱ギャップはその厚さの 15 % の dimple foil を含むものと考え，それだけの厚さの材料を Region 1 または 3 のいずれかに抱き合わせる.(これも要目表の数値ではすでにそうしてある.)

5. 速中性子に対しては粗な近似で反射体節約を 0 とし，$B^2_1=\left(\frac{2.405}{R_c}\right)^2+\left(\frac{\pi}{H_c}\right)^2$ とした*.

6. 熱中性子に対しては同様粗に近似して反射体の全厚を反射体節約とし，

$$B_2^2=\left(\frac{2.405}{R_c+T_{rR}}\right)^2+\left(\frac{\pi}{H_c+2T_{rZ}}\right)^2$$ とした.

7. 減速材は特に断わらぬ限り 43°C, 99.75mole% の重水とし，$\rho^m_{D_2O}=1.098$, $\rho^m_{H_2O}=0.992$, $\chi_m=0.9975$ とした.

8. 冷却材の密度 ρ_{cool} については上記に 2. よって冷却材流路断面積が実際より広くとられている効果を打ち消すために

計算上の ρ＝実際の $\rho\times\frac{\text{実際の流路断面積}}{\text{計算上の流路断面積}}$ によって ρ_{cool} を出した*.

9. 重水冷却の場合 $\chi_{cool}=0.9975$ とした. 他の冷却材では $\rho_{cool}2=0.0$, $\chi_{cool}=0.0$ である.

10. 減速材の実効温度は物理的温度よりやや高くし，

$$T^m=\frac{T_M\Sigma_{SM}V_M+T_CZ_{SC}V_C}{\Sigma_{SM}V_M+\Sigma_{SC}V_C}$$

によって算出した*.

11. 燃料ペレットの密度は z 方向に設けられるべき dish 等を考慮して実効値としてやや低い値をとり，$\rho_{UO_2}=10.33$, $\rho_{U+Pu}=9.106$ を標準とした.

12. 燃料棒の単位長さ当りの熱出力 P の計算に際しては減速材中に直接発生する熱（全体の 5%とした）をも含めた全核分裂エネルギーを考えた.

13. 燃焼計算における時間ステップ Δt_N の切り方は原則として精算燃焼度 200, 600, 1000, 1500, 2000, 3000, 4000, 6000, 8000, 10000, 12000, 14000, の各 MWD/T とし，$\Delta k=0.10$ とおいて $k_{eff}=0.9$ 以下で計算がストップするようにした.

なお大低のケースは電気出力 300 MW の大型炉を対象とし，常識的な許容 heat rating および熱効率の値から炉の大きさを出し，反射体の厚さも適当に仮定しているが，後述するメーカー概念設計の炉および諸外国の炉に関しては設計値によっている.

---

* 6. と共に多数のケースを流す際の手間を省くためにやったもので，バックリングがどうせ燃焼と共に変るのを固定値で近似することの限界を考えて粗な近似に徹したものである.

** 手間を省くためにこの補正を省略したケースもある.

* 高橋[12]によればさらに ξ をウエイトに入れた方がよいといわれるがこれを知ったのは大半の計算が終った後だったので今回は用いなかった.

2. 格子構造・冷却方式の燃焼度におよぼす影響

2.1 格子構造の影響（天然ウラン重水冷却型の例）

圧力管型重水炉の燃料は advanced type として同心円筒形や tube-in-shell 形のものも考えられているが，今回はクラスター状燃料棒のものについてのみ検討した．また燃料物質としては今回は UO_2 に限ってある*．（これらはもともと WATCH TOWER-II コード自身の制限でもある．）

クラスター燃料構造で特に重要なパラメーターは減速材・燃料体積比以外では燃料棒の直径と本数であり，被覆材厚さ，冷却材流路断面積等がこれに次ぐ．後者は 3，4 等で検討するとしてまず前者についてサーベイした．対象は簡単のため標準的とみなされる天然ウラン使用の加圧重水冷却に限って検討したが，他の冷却方式でも大同小異であろうと予想される**．まず

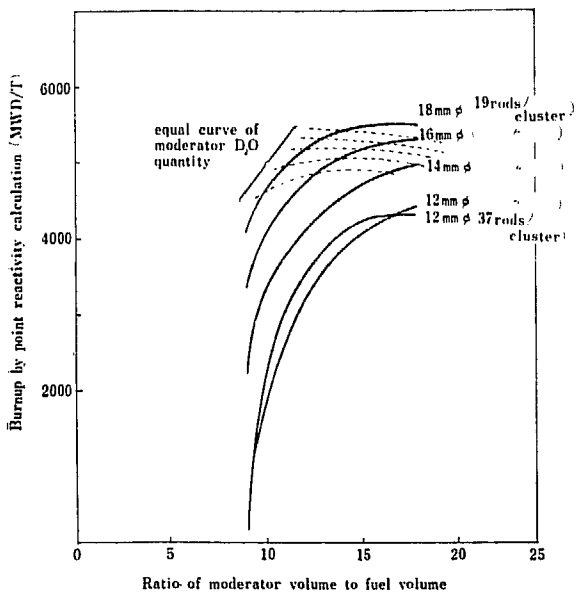


Fig. 2.1 Effect of latice structure on burnup (N. U. fuel, pressurized D_2O cooled type)

UO_2 ペレットの直径としては熱その他の考慮からいって圧力管型重水炉では 10～20 mm の範囲におさまることはまず確実なので 12, 14, 16, 18 mm の 4 種を考え，常識的な構造の考慮から 14 mmϕ 以上では 19 クラスター，12 mmϕ では 19 本と 37 本クラスタの両方を検討した．減速材・燃料体積比 V_M/V_F は外国の設計例などにより 14 付近が標準のように思われるので 9, 12, 15, 18 の 4 通りでカバーしてみた．このサーベイでの要目は TABLE 2.1 に記す通りである．

これらについて燃焼度の計算結果を示すと Fig. 2.1 のようになり，一見して太い燃料棒の方が核的に有利であることと，燃焼度は V_M/V_F とともに向上するが，≈15 あたりから飽和的となることが知られる．太い燃料棒が核的に有利なのは常識通りであるが，その程度は予想以上に大きく，12 mmϕ と 18 mmϕ とでは燃焼度の差にして30～50%にもおよび*，Under moderation の場合こうした非均質効果は特に著しくなる．燃料棒直径の変化に伴う 4 因子の変化を図示すると例えば Fig. 2.2 のようになり，速中性子分裂効果 ε およびリーク N_f, N_{th} の変化が大きいこと，熱中性子利用率 f_F の変化はあまりないことが知られる．共鳴を逃れる確率 p^{238} は図のように単調でない．これに関してさらに Fig. 2.3 をみると，燃料棒を太くすると表面積と質量の比 S/N が減少するので共鳴が自己遮蔽されるわけであるが，同時に有効表面積率 EFFが増加してしまう**ので，実効共鳴積分 RI 238 の減少がやや割引かれていることがわかる．ここへさらに共鳴中性子束不利益因子が複雑な形でからんでくるので，結局 Fig. 2.2 にみられるように p^{238} は燃料棒を太くしすぎるとかえってやや低下するのである***．

このように，素朴に考えた場合最も効くと思われる

---

* 7. で論ずる Pu 濃縮炉では UO_2-PuO_2 の混合酸化物を取り扱っている．

** 事実修正前の WATACH TOWER コードで 1963 年 9 月に各種冷却方式について同様なサーベイをしたことがあり，このときの結果では程度の差はあっても各パラメーターの効果はどの冷却方式でも大体同じようであった．しかしこの計算にはマイナーなコードミスがあったのでここに詳細を記すことはしない．

* 差が特に大きいのは天然ウランの場合だからであり，濃縮ウランではこれ程の差とはならない．

** このサーベイでは冷却材・燃料体積比は $V_C/V_F=0.6$ に固定しているので，燃料棒を太くすると冷却材の平均水力直径が増加して EFF を増す方向に働く．

*** p^{238} のピークの位置は $V/_MV_F$ を上げると右の方へズレる傾向がある．しかし WATCH TOWER-II コードで採用している中性子束不利益因子の計算式は米国 NDA の方式[9] によるものであり，その計算精度からいって p^{238} カーブにできるピークをあまり重大に考えることはかえって危険であろう．

TABLE 2.1 Design parameters for the D_2O moderated reactors studied in chaptor 2

	Survey of heterogeneous effect of pressurized D_2O cooled type					CANDU	Conceptual design lattice				
	a	b	c	d	e		a	b	c	d	e
Fuel pellet diameter	18.0mm	16.0	14.0	12.0	12.0	14.48	16.0	16.0	12.5	16.0	14.0
Fuel rods in cluster	19	19	19	19	37	19	19	19	37	19	19
Sheath outer dia/inner dia	19.0/18.0mm	17.0/16.0	15.0/14.0	13.0/12.0	13.0/12.0	15.32/14.48	17.2/16.2	17.2/16.2	13.7/12.7	17.1/16.1	14.0/14.6
Sheath thickness	0.5mm	0.5	0.5	0.5	0.5	0.42	0.5	0.5	0.5	0.5(SAP)	0.3(SUS)
Gap between fuel rods	3.69mm	2.91	2.46	2.02	2.28	1.12mm	1.5	1.8	1.27	1.27	3.4
Gap between cluster and pressure tude	4.19mm	3.41	2.96	2.52	2.78	1.62	1.5	—	—	—	—
Linertube outer dia/inner dia	—	—	—	—	—	—	110.29/96.9	—	—	92.2/91.2	95.5/92.0
Liner tude thickness	—	—	—	-	—	—	6.65 (Zry+D_2O)	—	—	0.5	1.75
Presure tube outer dia/inner dia	114.86/102.72mm	102.54/ 91.70	90.20/80.680	77.88/69.660	108.7/97.21	91.58/82.6	119.8/110.2	104/96	116/105	103.8/101.2	110/104
Pressure tube thickness	6.07mm	5.42	4.76	4.11	5.74	3.99	4.3	4.0	5.5	1.3	3.0
Thermal insulater thickness	4.5mm	4.5	4.5	4.5	4.5	8.56	—	4.25	4.25	4.5(MgO)	4.25
Calandria tube outer dia/inner dia	127.46/123.86mm	115.14/111.54	102.80/99.20	90.48/86.88	121.30/117.70	110.18/117.7	—	116.6/112.5	128.6/124.5	—	—
Calandria tube thickness	1.8mm	1.8	1.8	1.8	1.8	1.24	—	2.05	2.05	—	—
Sqaare lattice pitch	(26.60)cm	(23.72)	(20.83)	(17.95)	(24.85)	228.6	250	245	250	243	228
V_c/V_F	0.60	0.60	0.60	0.60	0.60	0.593	0.801	0.766	0.741	0.581	1.185
V_M/V_F	9, (12), 15, 18	9, (12), 15, 18	9, (12), 15, 18	9. (12), 15, 18	9, (12), 15, 18	13.65	13.41	12.92	10.91	13.50	14.53
V_{2ry}/V_F	0.6902	0.7296	0.7801	0.8503	0.7788	0.602	0.789	0.650	0.766	0.153(SAP) 0.175	0.087(SUS) 0.515(Zry)
Equivalent Diameter of the core (cm)	(564)cm	(522)	(478)	(434)	(432)	451.2	6308	6280	4720	5600	6070
Equivalent Height of the core (cm)	(564)cm	(522)	(478)	(434)	(432)	5004	5572	6000	3700	5980	5000
Radial Reflector thickness	500mm	500	500	500	500	777	326	1000	500	800	300
Upper and lower reflector thickness	200mm	200	200	200	200	40.5	150	700	300	400	300

notice : ( )indicates the value for $V_M/V_F=12$

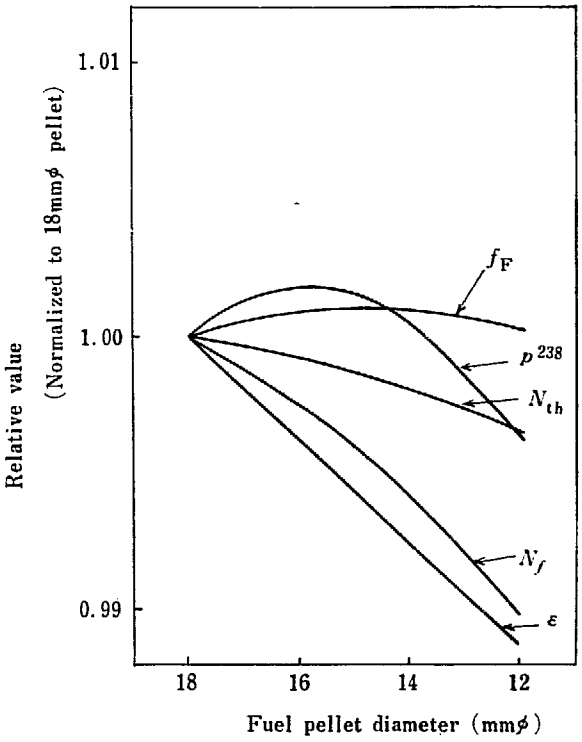


Fig. 2.2 Effect of fuel rod diameter on four factors
(N. U. fuel, pressurized D_2O cooled, 19 rods/cluster, $V_M/V_F=12$, $V_C/V_F=0.6$)

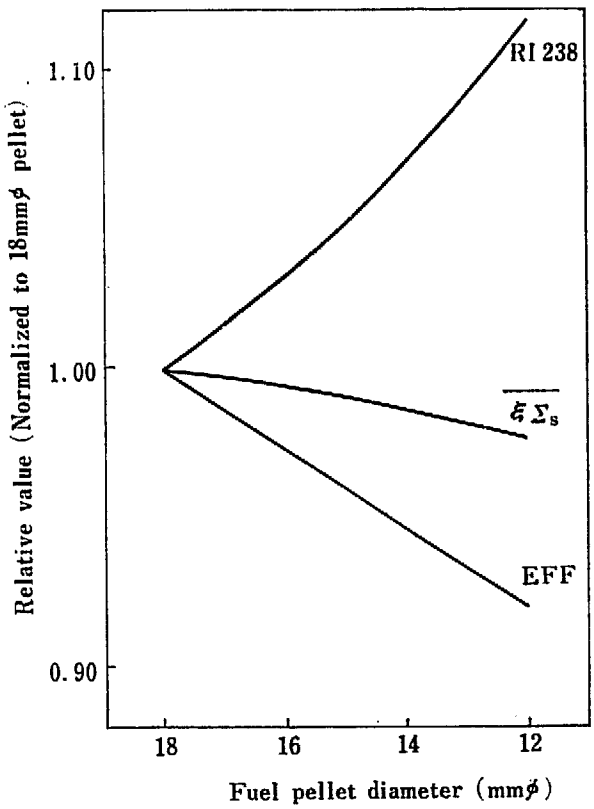


Fig. 2.3 Effect of fuel rod diameter on resonance factors
(N. U. fuel, pressurized D_2O cooled type 19 rods/cluster, $V_M/V_F=12$, $V_C/V_F=0.6$)

共鳴吸収が思った程の変化を生まないとすると，ε 以外ではリークに差を求めることになるが，燃料棒を太くした場合，炉が大きくなる効果が主にきいて燃焼度がのびるのでは資本費的に去って妙味がないことになる．しかし幸なことにに Fig. 2.1 に併記したように減速材重水量同一の線を書いてみると，この線上では燃料棒の太い方が僅かながら燃焼度がのびている．またこのサーベイでは燃料棒の太さによらず $\int kd\theta$ を等しくして，したがって燃料棒の単位長さ当りの熱出力を等しくしてあるが，実際には燃料棒が太い方が同一表面熱流束の条件の下では $\int kd\theta$ を高くとれるので*，その効果も入れればもう少し太い燃料棒の方に有利に傾くことになる．

以上を考慮して云えることは重水炉（特に反応度に余裕の乏しい天然ウラン炉）では非均質の効果はかなり大きく，構成材料の体積比は同じでも燃料棒は16～18 mm 程度に太くした方が燃焼度がのびて有利だということである．このことはチャンネル総数をへらすこととともなり**構造上も有利である．チャンネル総数をへらすには 37 本クラスタとするのが最も効果的で，これは構造材・燃料体積比や ε の点でも有利となるが，16 mmφ以上の燃料では構造的に恐らく無理で，f_Fの点でもまずいことになる．こうして天然ウラン加圧重水冷却型では結局 18 mm φ でやや V_M/V_F を小さめにとった設計か，または 16 mm φ でやや V_M/V_F を大きめにとった設計が大体よいように思われ，熱や構造等も考慮すると 16 mm φ の 19 本クラスタを以て標準的とみなすのが妥当のように考えられる***．

2.2 減速度・濃縮度と燃焼度の関係

圧力管型重水炉として代表的と思われる冷却方式として

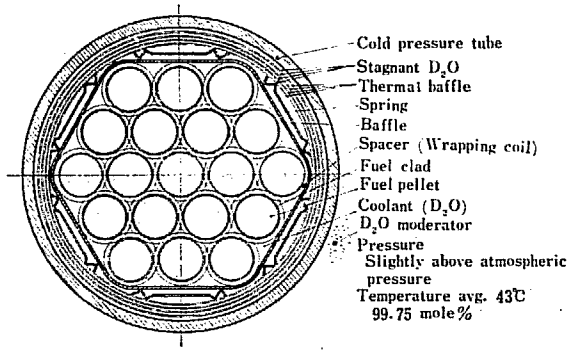
A. 加圧重水冷却
B. 低圧（～65 kg/cm²）沸騰軽水冷却
C. 高圧（～90 kg/cm²）沸騰軽水冷却
D. 有機材冷却
E. 炭酸ガス冷却（ステンレス鋼被覆）

---

* この位の太さの燃料棒では $\int kd\theta$ よりも表面熱流束の方が熱的制限因子としてきびしいことが多い．

** 前述の理由で $\int kd\theta$ をやや増して使えるためである．

*** CANDU で採用している 14 mm φ 程度の 19 本クラスタは核・熱・構造すべての点からみて，やや燃料棒が細いように見受けられる．15～16 mm φとするかまたはやや細くするなら37本クラスタとするのが妥当ではなかろうか．



COOLANT (Pressurized D_2O)

PRERRURE		100 kg/cm²
TEMPERATURE	in	265°C
	out	295°C
Fuel Rod Pitch		18.8 mm
Gap		1.5 mm

	Material	Diameter (mm) I.D	Diameter (mm) O.D	Thickness (mm)		Density gr/c.c.
				Zry 2	D_2O	
Fuel pellet	UO_2 (Naturdl)	—	16	—		10.33
Fuel cladding	Zry 2 1.5%Rn, 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_2O	1 st layer	99.5	100.3	0.4	1.0	
	2 nd layer	102.3	103.1	0.4	1.0	
	3 rd layer	105.1	105.9	0.4	1.0	
	4 th layer	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

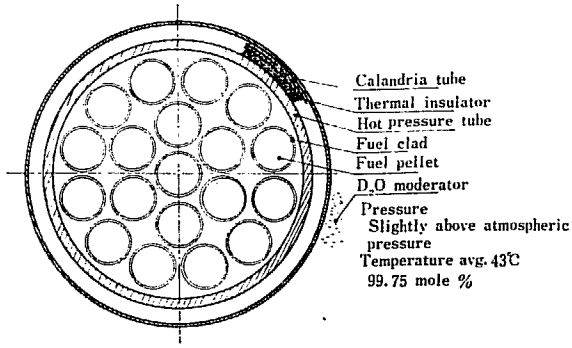
Fig. 2.4 D_2O cooled reactor fuel and pressure tube system

の5種を選び，2.1 にひきつづいて濃縮度を変えたときの減速度の影響などを以下にしらべてみた．（実際には以下は国産動力炉開発室の昭和 38 年度の業務として 300 MWe の重水発電炉の概念設計を原子5力メーカーに発註[4]したことに関連して原研側で行なった核計算[5]の一部であり，圧力管型重水格子全般を広く学問的にサーベイした立場のものでないから，そうした前提で読んでもらいたい．）

これらの冷却方式についてクラスター構造は天然ウランの使用が予想される A, B, D については 16mm φ の19本クラスタ，濃縮ウランの使用が予想される C, E についてはそれぞれ 12.5 mm φ の 37 本クラスターなおよび 14 mm φ の 19 本クラスタを想定し，標準的ものとして **Fig. 2.4** より **2.8** に示すような構造を考えて以下のサーベイに供した*．これらの要目は **TABLE 2.1** に併記してある．

各冷却方式について燃焼度を，格子間隔と濃縮度をパラメータとして図示すると **Fig. 2.9** より **2.13** に示すようになった．これから直ちにわかることは濃縮の効果がかなり大きいことと，最適減速度が濃縮度を上げると共に低い方にずれることである．これは減速度を低くとり，共鳴吸収が強く起るように設計しておくと，転換比が良いので燃焼の進行に伴う燃料組成の劣化が遅くなり，反応度寿命がのびるためである．これが濃縮度が低い場合には反応度に余剰がないため，共鳴から逃れる確率の低下の方が先にきいて寿命を縮めてしまうが，燃焼曲線の低下率はゆるやかとなって

* 国産動力炉の概念設計をメーカーに発注するに際して採用した格子構造であり，実際には原研の原案に基きメーカーと協議の上きめたものである．

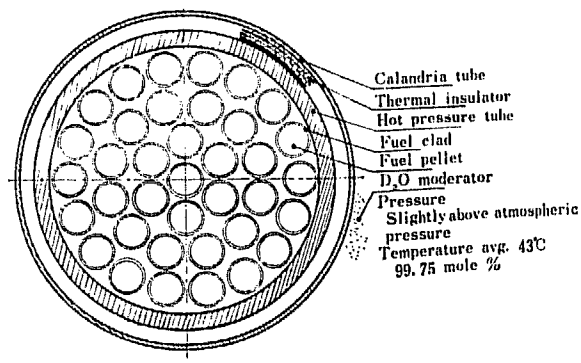


Coolant (Boiling H_2O)
Pressure 63 kg/cm² (at turbine throttle valve)
Fuel rod pitch 19 mm
Gap 1.8 mm

	Material	Diameter (mm) I. D.	Diameter (mm) O. D.	Thikness (mm)	Density gr/cc
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 insulater	Zry (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

Fig. 2.5 Boiling H_2O cooled natural uranium reactor fuel and pressure tube system

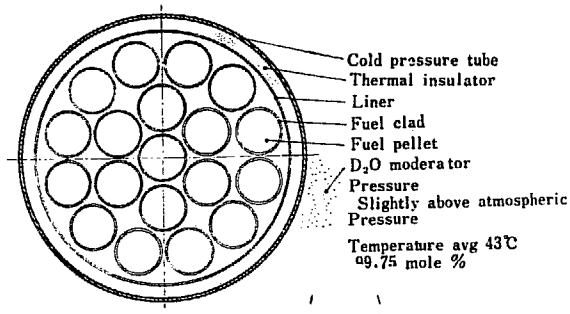


Coolant (Boiling H_2O)
Pressure 90 kg/cm² (at reactor inlet)
Fuel rod pitch 14.97 mm
Gap 1.27 mm

	Material	Diameter (mm) I. D.	Diameter (mm) O. D.	Thickness (mm)	Density gr/cc
Fuel pellet	UO_2 (1.0% max)	—	12.5	—	10.33
Fuel cladding	Zry 2 1.5%Sn, 0.12%Fe 0.10%Cr, 0.05%Ni	12.5	13.5	0.5	6.55
Pressure tube	Zry 2	105	116.0	5.5	6.55
Thermal insulater	Zry 2(foil), Air	116.0	126.0	0.75, 4.25	
Calandria tube	Zry 2	126.0	128.6	1.3	6.55

Listed values of dimensions and densities are those used for the nuclear calculation.
Square lattice pitch 250 mm

Fig. 2.6 Boiling H_2O cooled slightly enriched uranium reactor fuel and pressure tube system



Coolant (Organic: SANTOWAX-OM)

Pressure	inlet	15.8 kg/cm²
Temperature	in	320°C
	out	400°C
Fuel rod pitch		18.37 mm
Gap		1.27 mm

	Material	Diameter (mm) I. D.	Diameter (mm) O. D.	Thickness (mm)	Density gr/cc
Fuel pellet	UO_2 (Natural)	—	16	—	10.33
Fuel cladding	SAP (M 430) Al_2O_3 14%	16	17	0.5	2.82
Liner	Al coated Zry 2 Al is not included in nuclear caluculation	91.2	92.2	0.5	6.55
Thermal insulater	MgO	92.2	101.2	4.5	2.24
Pressure tube	Zry 2 1.5%Sn, 0~12%Fe 0.10%Cr. 0.05%Ni	101.2	103.8	1.3	6.55

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

Square lattice pitch 245 mm

Fig. 2.7 Organic cooled reactor fuel and pressure tube system

いるので，濃縮度を上げるとその効果が表面に出て良い結果を得るのである．したがって減速度の低い系では燃焼度を濃縮度の関数としてグラフをかけばかなり急な傾斜のものとなる．この間の事情は **Fig. 2.14, 15** みられる通りである．

微濃縮の場合，最適点が under moderation 側にずれることは資本費の面からも都合の良いことで，詳細な最適化によって妙味ある設計点をつかめる可能性を示している*．これに対して天然ウランの場合は資本費との見合いで許される限り減速材対燃料体積比を大きくとり，吸収量をふやすことなく well moderation にもってゆけるという重水減速炉の特長を生かすべきである．この場合，2.1 で述べたように燃料棒が太い方が under moderation に強い傾向があるから，太い燃料棒を使っても必ずしも比例的に炉心を大きくする必要はないと考えられ，燃料費，資本費の間で十分最適化をはかる余地は残されている．

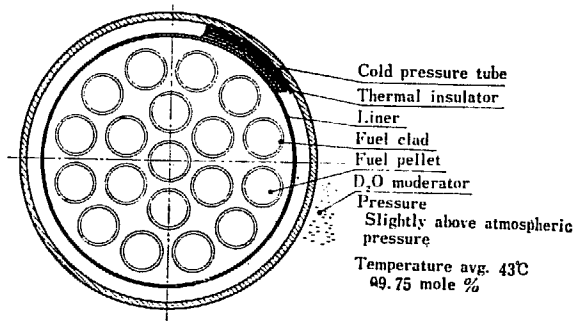
* 但し減速度の低い系は核計算の精度に問題があり，ことに冷却材中に水素を含む場合は dual moderation system となり，一層話が難しくなり，WATCH TOWER-II 程度のコードでは十分でないと思われる．

2.3 各冷却方式の燃焼度（5メーカー概念設計の例）

Fig. 2.4～8 に示す格子構造の下で各冷却方式の300 MWe 発電炉の概念設計が原子力5大メーカーにより，1963 年 10 月から翌年 2 月にかけておこなわれた．この間の経緯ならびに結果については別の報告書[4]にゆずることとしここには再録しないが，これに関連してこの格子構造の下での核的サーベイ計算を原研側でおこなったので，それを以下に概説しておく．

まず濃縮度については **Fig. 2.9～13** に示す結果および各メーカーとの協議等に基いて，加圧重水冷却型，低圧沸騰軽水冷却型，有機材冷却型の 3 種については天然ウラン，高圧沸騰軽水冷却型では 1.0%濃縮ウラン，炭酸ガス冷却型（ステンレス鋼被覆）では 1.2%濃縮ウランの使用をもって標準と考えることとし*，

* メーカーの概念設計で採用された値である．以下も大体概念設計のためという観点からサーベイされている．



Coolant (CO_2)
Pressure　60 kg/cm²
Temperature　in　250°C
　　out　350°C
Coolant area per channel　34.67 cm²
Fuel rod pitch　18 mm
　　gap　3.4 mm

	Material	Diameter (mm) I. D.	Diameter (mm) O. D.	Thickness (mm)	Density gr/cc
Fuel pellet	UO_2 (1.2%max)	—	14	—	10.33
Fuel cladding	Stainless steel 20%Cr, 25%Ni Nb stab'd	14	14.6	0.3	7.98
Liner	Zry 30 0.5%Cu, 0.5%Mo	92	94	1	6.53
Thermal insulater	Zry 30 (foil), CO_2	94	104	0.75, 4.25	
Pressure tube	Zry 2 1.5%Sn, 0.12%Fe 0.10%Cr, 0.05%Ni	104	110	3	6.55

Listed values of dimensions and densities are those used for the nuclear calculation.
Square lattice pitch　228 mm

Fig. 2.8 CO_2 cooled reactor fuel and pressure tube system

それぞれの濃縮度の下で燃焼度が飽和しかかる点に格子間隔を設定することとした*. 規定濃縮度の下での格子間隔の変化に伴う燃焼度の変化を **Fig. 2.16** に, また規定格子間隔の下での濃縮度による燃焼度の変化を **Fig. 2.17** に示す. (これにおいて沸騰軽水冷却型のボイド化を考慮した冷却材実効密度 $\rho_{H_2O,\,eff}$ はメーカーの設計値に近い値 0.5 gr/cc としている.) これからわかることは濃縮の効果がかなり大きく, 1.0～1.2%位のいわゆる微濃縮の範囲で大低の冷却方式は最適化できるであろうことがわかる.

Fig. 2.16, 17 で目につくことは加圧重水冷却型と有機材冷却型との差があまりないことであるが, これは今回の設計では, たまたま前者は構造材等による寄生吸収がわりに多い設計になっており, 一方後者は圧力管構造を極力寄生吸収の少ないように設計した効果がでているためで (その上反射体の厚さが違うことも響いている), この両冷却材に対する一般的結果とはいえないであろう. 次に同じ沸騰軽水冷却でも低圧型と高圧型とでやや差がつきすぎているように見受けられるが, この原因は後の **TABLE 2.2** で分析してみると共鳴吸収とリークの差による所が大きい. ことにリークは両者の差の原因の約半分を占めるから, より大型の炉で比較すればこれ程の差は生じないであろう. 炭酸ガス冷却型はステンレス鋼被覆のため一番悪く出たが, 軽水冷却型と思った程の差がなかった. しかしこれは **3.2** でわかるように被覆材の厚さに強く依存する. 各炉型の規定の濃縮度と格子間隔の下における point burnup 燃焼度は次のようである.

1.2%E. U. 炭酸ガス冷却型　8200 MWD/T
1.0%E. U. 高圧沸騰軽水冷却型　7050 MWD/T
N. U.　加圧重水冷却型　5000 MWD/T

* 後述するように, こうしてきめた格子間隔の下では沸騰軽水冷却型はかなり大きい冷却材の正のボイド係数を有することになり種々問題を生んだ[4].

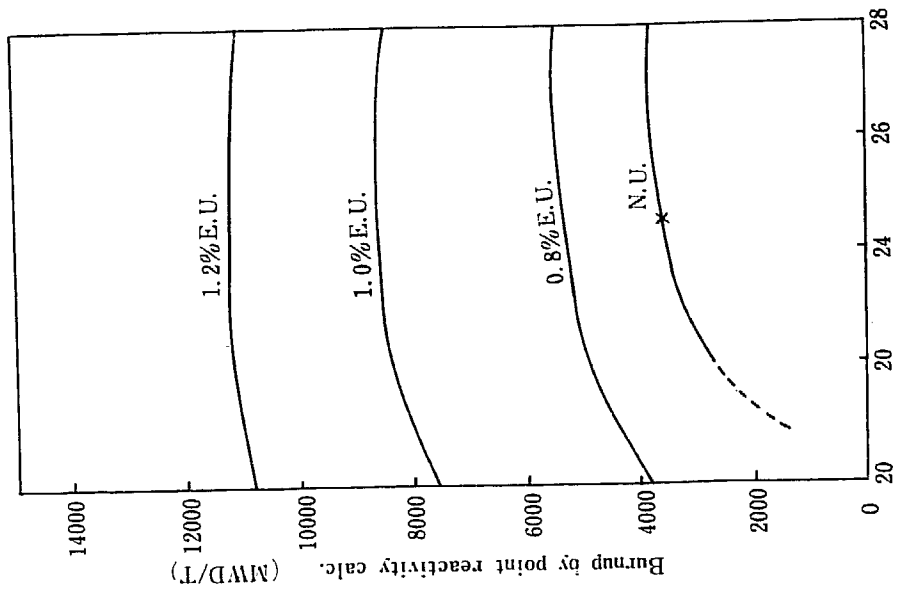


Fig. 2.9 Effect on burnup of slowing down power and enrichment (1)
(Pressurized D_2O cooled type)

Fig. 2.10 Effect on burnup of slowing down power and enrichment (2)
(Low pressurized H_2O cooled type $\rho_{H_2O}=0.5$ gr/cc)

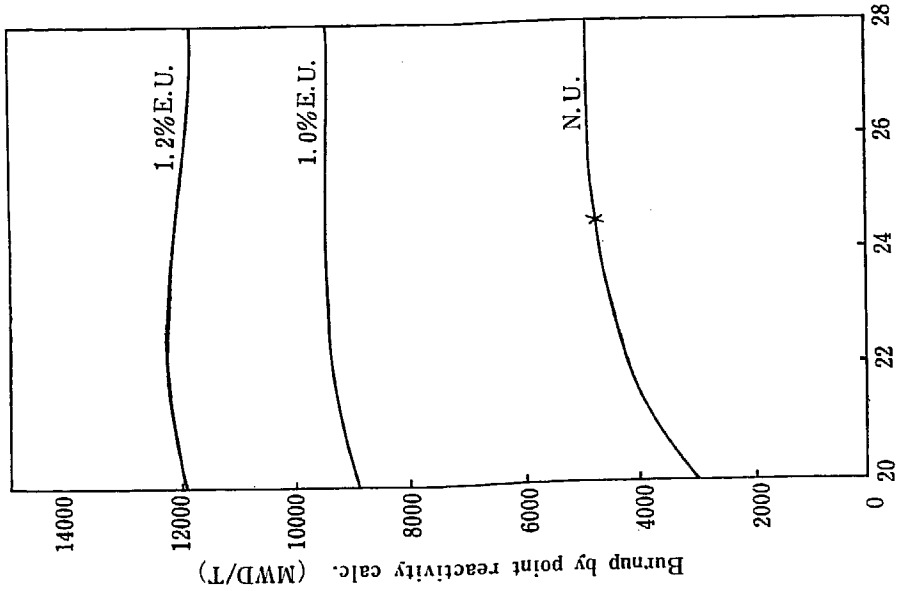


Fig. 2.12 Effect on burnup of slowing down power and enrichment (4)
(Organic cooled type)

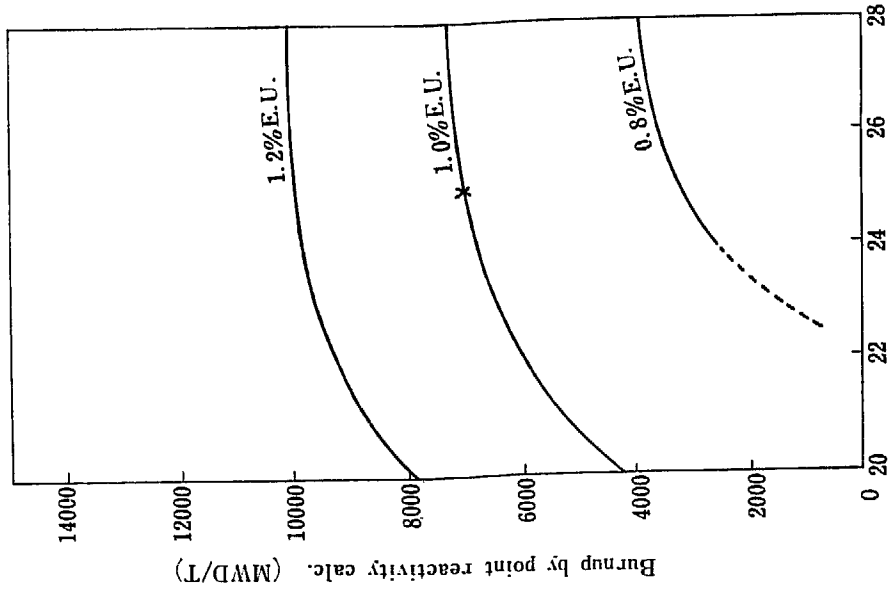


Fig. 2.11 Effect on burnup of slowing down power and enrichment (3)
(High pressurized boiling H_2O cooled type, $\rho_{H_2O}=0.5$ gr/cc)

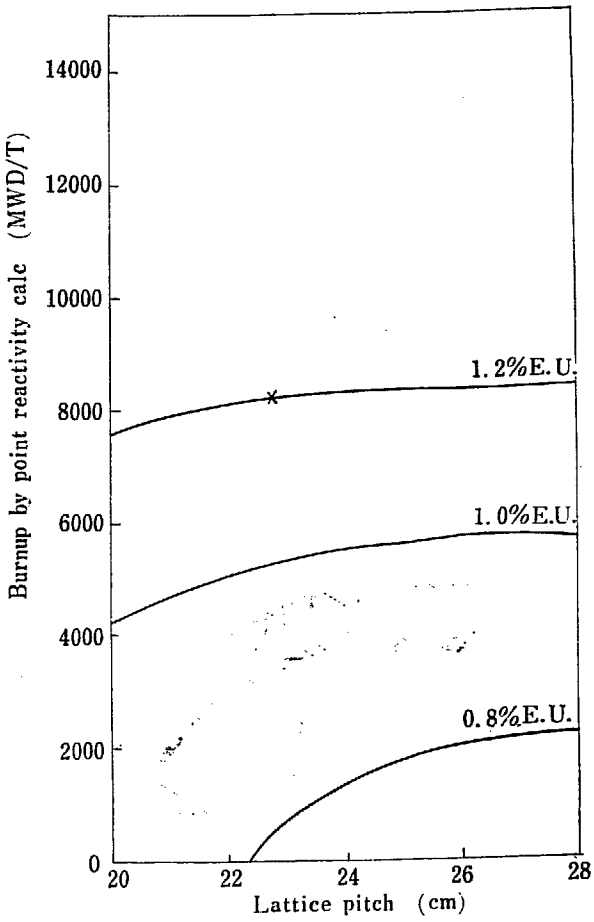


Fig. 2.13 Effect on burnup of slowing down power and enrichment (5) (CO_2 cooled type)

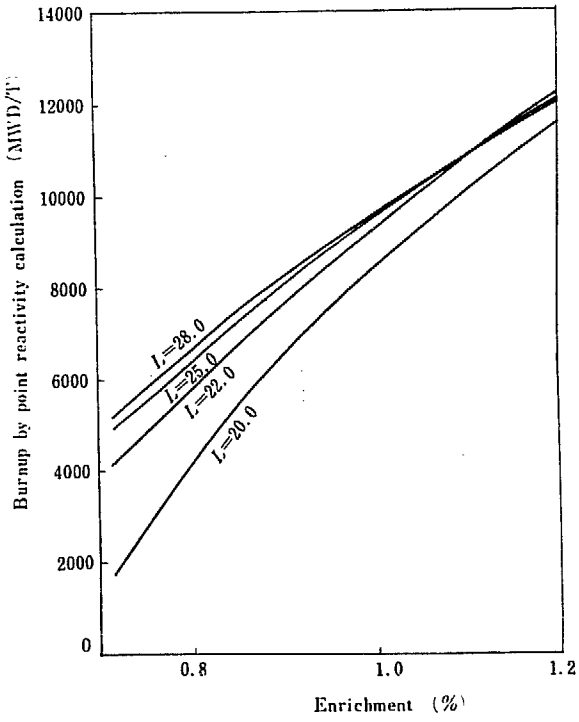
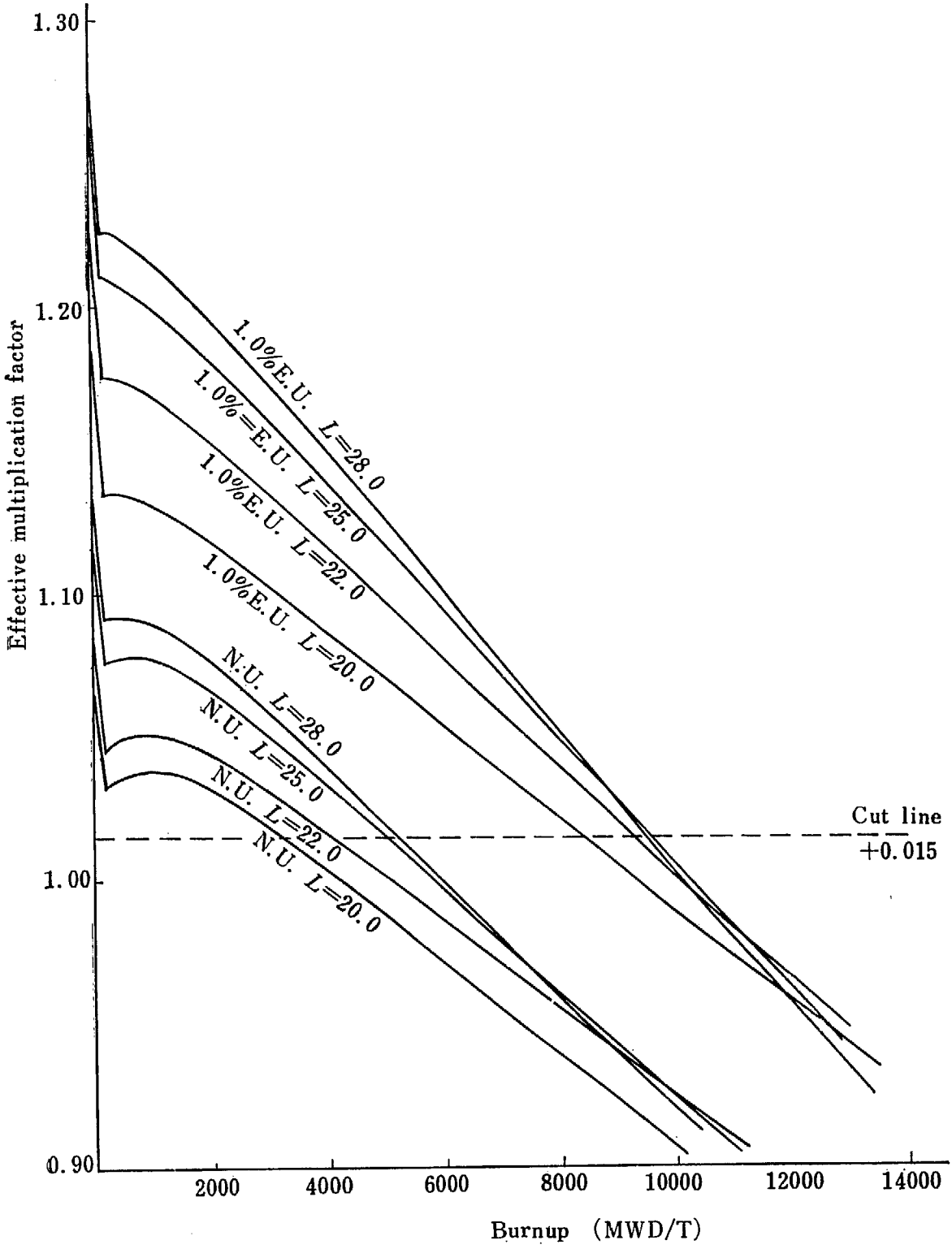


Fig. 2.15 Effect of enrichment on burnup for (pressurized D_2O cooled type)

TABLE 2.2 Initial multiplication factors of the conceptual design reactors

	Pressurized D_2O cooling	Low pressurized boiling H_2O cooling	High pressurized boiling H_2O cooling	Organic cooling	CO_2 cooling	Reference CANDU
	N. U.	N. U. ρ=0.5	1.0%E. U. ρ=0.5	N. U.	1.2%E. U.	N. U.
ε	1.0348	1.0360	1.0381	1.0384	1.0329	1,0329
p^{28}	0.8845	0.8840	0.8634	0.8859	0.8917	0.8878
$g_{res.f}$	1.0121	1.0112	1.0165	1.0114	1.0194	1.0119
p_{nf}	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
p_{epi}	0.9989	0.9981	0.9976	0.9986	0.9956	0.9992
f_F	0.9329	0.8999	0.9120	0.9225	0.8738	0.9485
η_{th}	1.3236	1.3218	1.4744	1.3214	1.5518	1.3237
N_{fast}	0.9887	0.9894	0.9801	0.9886	0.9858	0.9846
$N_{thermal}$	0.9876	0.9917	0.9837	0.9896	0.9893	0.9870
k_{inf}	1.1428	1.0997	1.2231	1.1329	1.2683	1.1645
k_{eff}	1.1155	1.0787	1.1783	1.1080	1.2361	1.1312
τ	127.4	119.3	119.6	115.0	144.3	141.2
L^2	179.6	167.7	138.1	175.3	135.9	177.7
I. C. R.	0.792	0.798	0.675	0.795	0.546	0.784



F. ig 2. 14 Examples of burnup curve in D_2O moderated reactors
(Pressurized D_2O cooled: Conceptual design)
L= Square lattice pitch

TABLE 2.3 Multiplication factors of the conceptual design reactors at ~6000MWD/T

	Pressurized D_2O cooling	Low pressurized boiling H_2O cooling	High pressurized boiling H_2O cooling	Organic cooling	CO_2 cooling	Reference CANDU
	N. U.	N. U. $\rho=0.5$	1.0%E. U. $\rho=0.5$	N. U.	1.2%E. U.	N. U.
MWD/T	5977	5980	5774	5985	5911	5879
ε	1.0348	1.0360	1.0381	1.0384	1.0329	1.0329
p^{28}	0.8852	0.8847	0.8642	0.8866	0.8923	0.8885
$g_{res,f}$	1.0121	1.0111	1.0157	1.0113	1.0174	1.0118
p_{nf}	0.9752	0.9757	0.9761	0.9760	0.9814	0.9757
p_{epi}	0.9989	0.9981	0.9976	0.9986	0.9956	0.9992
f_F	0.9392	0.9112	0.9185	0.9318	0.8763	0.9538
η_{th}	1.2019	1.2032	1.3207	1.1998	1.3651	1.1984
N_{fast}	0.9887	0.9894	0.9802	0.9887	0.9858	0.9847
$N_{thermal}$	0.9885	0.9923	0.9844	0.9904	0.9894	0.9881
k_{inf}	1.0197	0.9897	1.0771	1.0147	1.0964	1.0350
k_{eff}	0.9964	0.9715	1.0385	0.9933	1.0688	1.0067
τ	126.6	118.6	119.0	114.3	140.8	140.4
L^2	165.9	155.3	131.8	161.8	134.0	162.2
I. C. R.	0.810	0.809	0.712	0.807	0.613	0.804

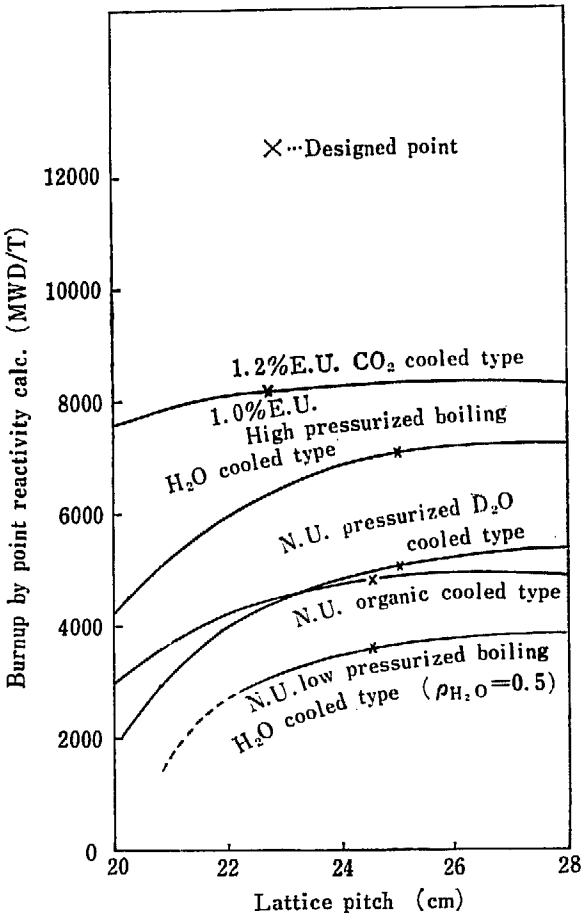


Fig. 2.16 Effect of lattice pitch on burnup

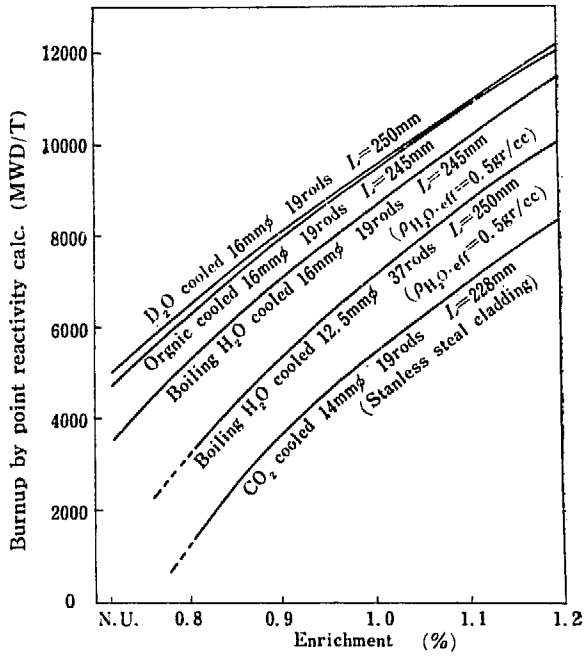


Fig. 2.17 Relation between enrichment and burnup in conceptual lattice

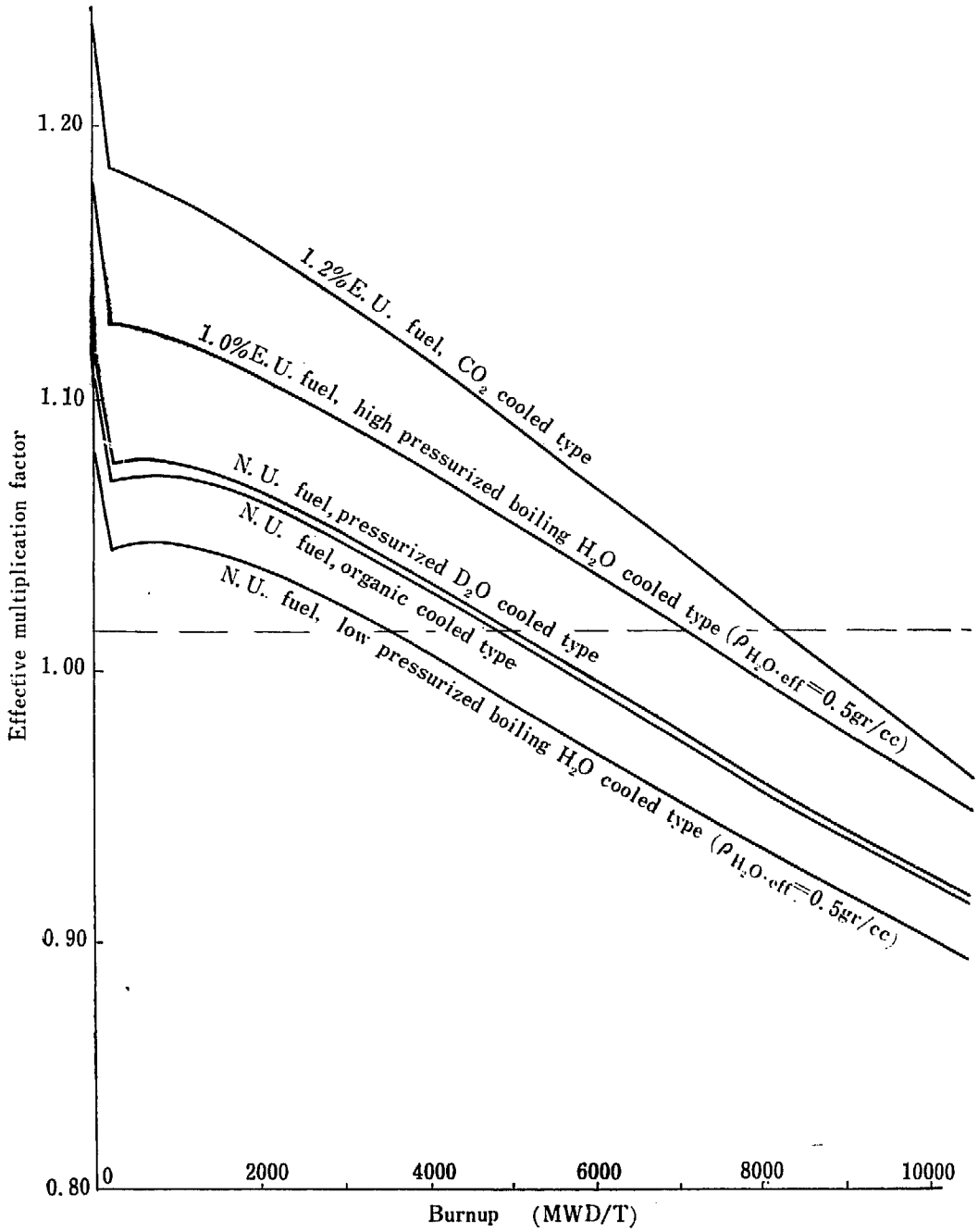


Fig. 2.18 Burnup curve of conceptual designed reactor

N. U.　有機材冷却型　4800 MWD/T

N. U.　低圧沸騰軽水冷却型　3550 MWD/T

これらは計算コードの制限上，燃料間ギャップや端板等のない z 方向に貫通した理想系についての値であることに注意を要する．(例えばそれらの補正を考慮した一次元燃焼計算では上位2者の順位は逆転している．)ただし実際の炉では適当な燃料交換を行なうことによって，取出し燃料の燃焼度をこの値より相当（最大2倍位まで）延ばすことができよう*．

WATCH TOWER-II では実効増倍率の燃焼に伴なう変化以外にも，核種濃度の変化，熱中性子スペクトル，熱・熱外中性子束比，熱中性子束不利益因子，実効断面積その他種々の核的パラメータが出力されるのでこれらを一々しらべてゆくと大変興味深く，炉型

* 一次元燃焼計画の結果[6]では r 方向 out-in 燃料交換のみでは 1.6 倍位が限度といわれているが．

の比較に際しても理解が深まる効果がある．しかしこまかいことをいっていると際限がないので，本報告書では燃焼度以外では実効増倍率の内容について一見するに止めておく．

概念設計各炉型に対する初期実効増倍率およびその内訳を TABLE 2.2 に示す（沸騰軽水冷却型の $\rho_{H_2O,\,eff}$ は前述の如く 0.5 gr/cc としている）．これでみると天然ウラン使用の3炉型では初期増倍率は　加圧重水冷却＞有機材冷却＞低圧沸騰軽水冷却　の順になっているが，主な差の出る原因は熱中性子利用率 f_F にある．$\rho_{eff}=0.5$g/cc の軽水は有機材とほぼ同じ Σ_a であるが，圧力管構造における材料使用量の違いが出たものである．重水冷却炉も参考にあげた CANDU に比して熱中性子利用率 f_F が悪く，その分だけ損になっている．残りの2者については濃縮しているため天然ウランのものと比較上注意せねばならぬが，特に目につくことは高圧沸騰軽水冷却型において共鳴吸収とリークが多い（リークは炉が特に小型となったためだが）こと，炭酸ガス冷却型ではステンレス鋼被覆が響いて熱中性子利用率が悪化していることである．また冷却材に水素を含むものは減速面積 τ が小さく，濃縮燃料を用いるものは拡散面積 L^2 が小さく出て，大体常識通りの結果になっている．初期転換比は天然ウラン炉でも 0.8 を越えていない．

次に TABLE 2.3 に積算燃焼度 6000 MWD/T 付近における増倍率の表を示す．この辺では天然ウラン炉はすでに実効増倍率が1を割っている．ここで目につくことは非核分裂性核種（特に ^{240}Pu）による共鳴吸収（P_{nf}）がかなり反応度をくうこと，熱中性子利用率 f_F はプルトニウムの蓄積のために当初より良くなるが，実効中性子放出数 η_{th} が大きく下る*ので $\eta_{th}f_F$ は下り，これが反応度減少の主な原因となっているなどである．このとき減速度を下げた設計になっていると ^{238}U への共鳴吸収で転換比が良くなるので，η_{th} の劣化が緩和される．高圧沸騰軽水冷却型でややその傾向を認めることができよう．次に τ も L^2 も燃焼と共にやや減少することがわかる．転換比は当初より反って少し増しているが，これは一旦減ってから増えてきたもので，増加した原因は ^{240}Pu より ^{241}Pu への転換も含めて考えているので，この効果が出はじめたものである．

Fig. 2.18 に各炉型の燃焼曲線を示す．このとき格子間隔，濃縮度，$\rho_{H_2O,\,eff}$ は上述の如き規定値にとっている．燃焼初期における実効増倍率の急激な減少は Xe, Sm によるものである．次にプルトニウムの蓄積によりカーブはやや上り気味となるが，これは濃縮ウラン使用時にはあまり目立たなくなる．この後は燃焼の進行と共に実効増倍率はほぼ直線的に下る．このとき転換比の良いもの程下り方がゆるやかとなるが，炭酸ガス冷却型などでは下りが急である．しかし今回の条件の下では燃焼曲線の下り方に急緩はあっても結局当初の実効増倍率の順序をそのままに持ち越して燃焼度は前述のように 1.2%E.U. 炭酸ガス冷却型＞1.0% E.U. 高圧沸騰軽水冷却型 ＞ N.U. 加圧重水冷却型＞ N.U. 有機材冷却型 ＞ N.U. 沸騰軽水冷却型の順になっている．

今回の設計の下では加圧重水冷却型は構造材を少し持ちこみすぎた感があり*，CANDU 等に比してやや不利に出たが，天然ウランに話を限ったときはやはり重水冷却型が無難であることを示している．有機冷却型は予想以上に良く出たが，これは Fig. 2.7 に示す圧力管構造においては極力寄生捕獲をへらす努力がされているためである．しかし実際にこうした構造に技術的信頼性がおけるのならば，軽水冷却よりも核的に有利なことは事実のようである．沸騰軽水冷却型は変化に富んでいるので4で改めてサーベイするが，今回の設計条件の下では天然ウラン使用の低圧沸騰軽水冷却型は結果的に少々無理な設計であったし，これに対して微濃縮ウラン使用の高圧沸騰軽水冷却型は，ボイド係数が正となった点を除けば，種々の点で有利な数字が出ており，両極端が露程した感がある．炭酸ガス冷却型はステンレス鋼被覆の場合はかなり不利であるが，被覆材の厚さが 0.3 mm 以下ならば濃縮を前提とする限り重水炉としてはなお価値があり，核的にも最も問題が少ない．

なお脚註で前述した修正前の WATCH TOWER コードによるサーベイにおいて，ベリリウム被覆の炭酸ガス冷却型は加圧重水冷却型にかなり近い燃焼度が得られること，ステンレス鋼ライナーを用いたのでは著しく不利となること，有機材冷却型での SAP 製圧力管も同様であることなどが示されており，総じて燃焼度の点から云えば冷却材の種類よりもそれに組み合わされる被覆材，ライナー材等の種類の方がずっと問題であるといえる．

---

* WATCH TOWER-II では核分裂生成物による寄生吸収の効果は η_{th} の中に含めてある．

* その意味で Hot pressure tube 型式の方がよかったように思われる．

** 3.2 で後述するように $\rho_{H_2O,\,eff}$ の値が燃焼度にかなりひびくので，fog 冷却に近い 0.2 gr/cc 位になし得れば燃焼度を加圧重水冷却型なみにすることはできるが，ボイド係数はやはり正である．

3. 種々のパラメータの燃焼度におよぼす効果

重水格子においては減速材あるいは冷却材としての重水の純度，被覆材や圧力管等の材料の量，燃料の密度もしくは減速材の温度等の変化によって核特性がかなり変化し，したがって燃焼度にもかなりの影響がでると予想されるが，その影響についてのサーベイの結果を以下にのべる．

3.1 重水の純度

重水の純度をつねに高純度に保つことは相当難かしく，どうしても純度が低下することが考えられる．そこでCANDU格子*を例にとり，減速材および冷却材重水の純度変化の増倍率および燃焼度におよぼす影響をサーベイした．

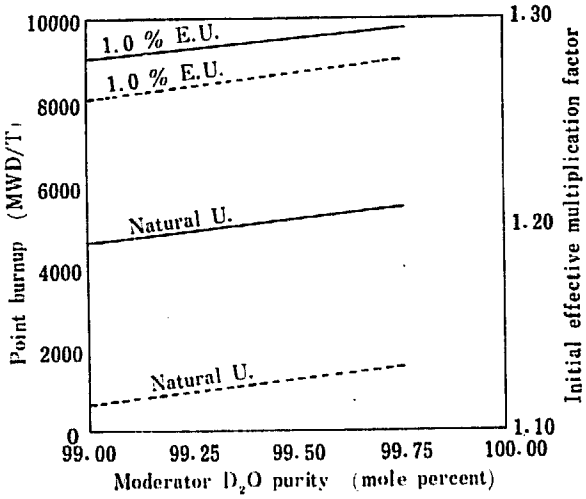
3.1.1 減速材重水の純度低下の影響

重水純度の低下はすなわち軽水含有率の増加を意味し，核的には，

（i） 軽水含有率増加にともなって，若干減速能が増すためウラン238の共鳴を逃れる確率および非漏洩確率が増加する．

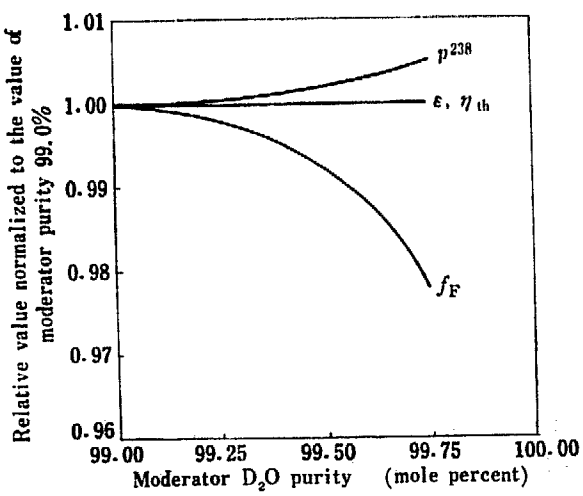
（ii） しかし，逆に減速材の吸収断面積が増すため熱中性子利用率はかなり低下し (i) と逆の向きに働く．そしてこの効果は (i) の効果よりかなり強い．

その結果として，初期実効増倍率は低下し，したがって燃焼度も低下することになる．CANDUの例では次のようになる．今冷却材重水純度を99.75%に保ち，減速材純度を変化させた場合の減速材重水純度と初期実効増倍率および燃焼度との関係を天然ウランおよび1.0%濃縮ウランの燃料の場合について，Fig. 3.1に示した．これによると，燃料として天然ウランを用いた場合には，減速材重水純度1%の低下に対して燃焼度はほぼ21%(Point burnupの値で1200 MWD/T)も低下する．この時の初期実効増倍率の低下は2.2%である．一方燃料として1.0%濃縮ウランを用いた場合には重水純度1%低下に対して，初期実効増倍率は1.9%の低下となり，また燃焼度は10%(1000 MWD/T)ほど低下する．これは天然ウラン燃料の場合ほど著しくはない．つまり天然ウラン燃料の場合は，もともと余剰反応度が小さいために重水純度低下にともなう反応度低下は小さくとも燃焼度は著しく低下するのである．したがって，天然ウランや極微濃縮ウランを燃料とする場合は，減速材重水の純度の低下は重要な問題となってくる．なおFig. 3.2に天然ウラン燃料の場合の4因子の減速材重水純度低下による変化を示した．



* Solid line : Point burn up
* Coolant purity 99.75%
* Dotted line : Initial effective multiplication factor

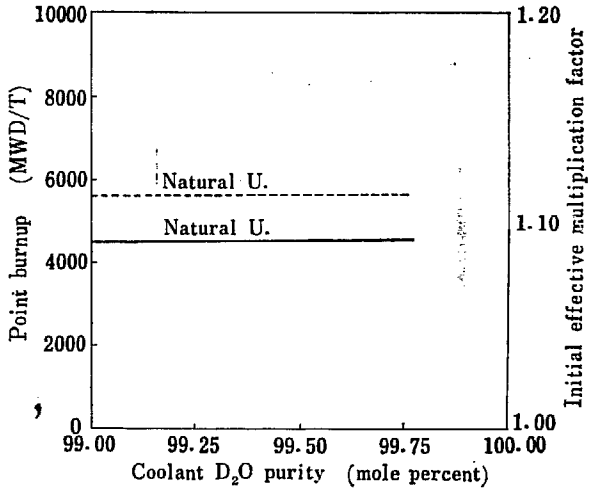
Fig. 3.1 Effect of moderator purity on initial effective multiplication factor and burnup



* Natural U. fuel * Coolant purity 99.75%

Fig. 3.2 Effect of moderator purity on four factors

* 要目は Table 2.1 に示した．



* Solid line : Point burnup
* Moderator purity 99.0%
* Dotted line : Initial effective multiplication factor

Fig. 3.3 Effect of coolant D_2O purity on initial effective multiplication factor and burnup

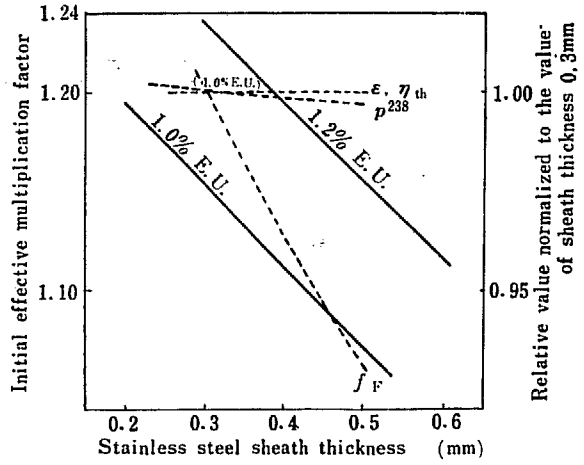
3.1.2 冷却材重水の純度低下の影響

冷却材重水純度の低下は，先の減速材重水純度の低下の場合と核的にはほぼ同じ効果を示すが，減速材量に比べて冷却材量はかなり少ないため減速能の増加は極めて小さい．そのため熱中性子利用率 f_F 以外の因子の変化は無視できる程度であり，また熱中性子利用率の低下にしてもかなり小さいものである．CANDU を例にとり減速材重水純度を 99.0%に保ち冷却材重水純度を変化させた場合の初期実効増倍率および燃焼度の変化を Fig. 3.3 に示す．これによると天然ウランを燃料とした場合には，冷却材重水純度 1%の低下に対して初期実効増倍率は0.07%低下するにすぎず，燃焼度の低下も 1%程度である．これは減速材重水純度の低下に比べ著しく小さい．

以上の結果から，冷却材重水純度の低下はそれほど大きい問題とはならないが，減速材重水純度の低下がおよぼす燃焼度低下率はかなり大きく，特に天然ウラン使用の場合には重水純度を 99.5% 程度以下に下げることは避けねばならないといえる．

3.2 材料の量

動力炉において，燃料被覆材の厚さ，圧力管の厚さあるいは冷却材の量等は工学的な面からかなり制約を受ける．一方またそれらは核特性に著しい影響を与えることが予想されるので，これらについて核特性におよぼす影響を解析してみた．



* Solid line : Initial effective multiplication factor
* Dotted line : The relative value of four factor

Fig. 3.4 Effect of stainless steel sheath thickness on nuclear characteristics

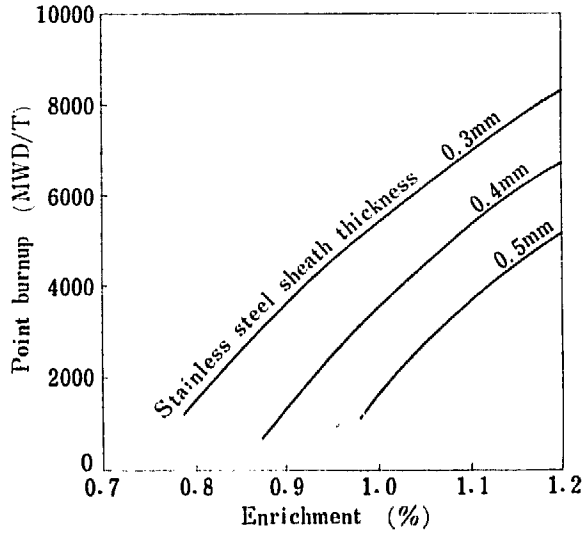


Fig. 3.5 Effect of stainless steel sheath thickness on burnup

3.2.1 燃料被覆材の厚さ

燃料被覆材の厚さが増すことは，被覆材料増加による中性子の寄生捕獲を増大させ熱中性子利用率をかなり減少させる．スランレス鋼を被覆材として用いる場合には，この熱中性子利用率の低下は特に大きく，初期実効増倍率のみならず燃焼度もかなり低下することになる．例として，先の概念設計に於ける炭酸ガス冷却型格子*を考え，ステンレス鋼被覆材厚さと初期実効増倍率との関係を Fig. 3.4 に，また燃焼度との関係を Fig. 3.5 にそれぞれ示した．これによると，被覆材厚さ 0.1 mm の増加に対して初期実効増倍率はほぼ 3.5%低下し，燃焼度の低下は point burnup で

* 要目は Table 2.1 に示した．

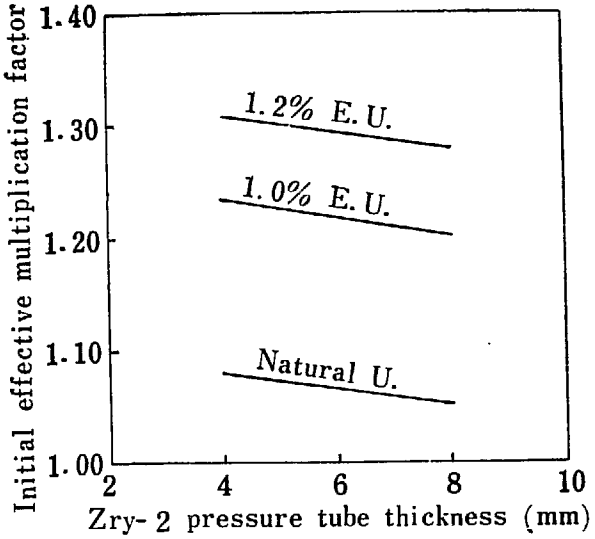


Fig. 3.6 Effect of the Pessure tube thinkness on initial effective multiplication factor

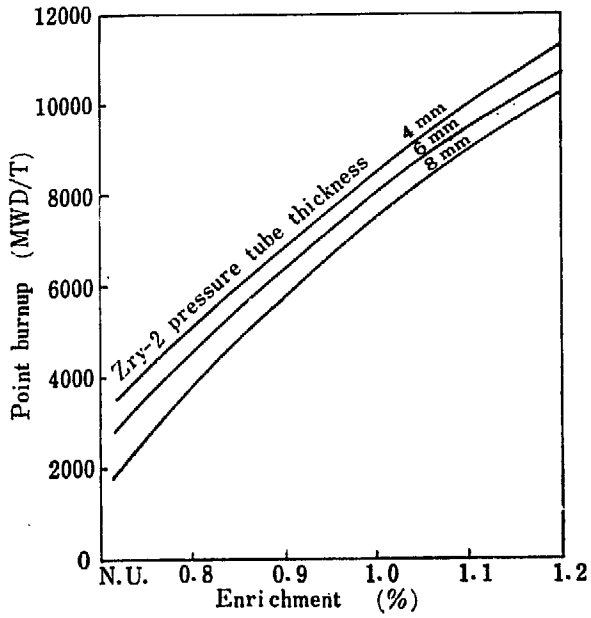


Fig. 3.7 Effect of the pressure tube thinkness on burnup

1500 MWD/T におよび，ほぼ 30%近い低下となる．そしてこれを濃縮度の増加で補うには，被覆材 0.1 mm の厚さ増加に対して燃料濃縮度を 0.11% 増加させねばならぬことに対応していることが図からわかる．したがってステンレス鋼被覆材の厚さは，できる限り薄くする必要がある．なお本格子の被覆材厚さと4因子との関係を 1.0% 濃縮ウランの場合について Fig. 3.4 に併示しておいた．

3.2.2 圧力管材料の量

圧力管の厚さを増すことは，圧力管材料の量を増加させることであり，中性子の寄生捕獲を増大させる．そのため熱中性子利用率が低下し初期実効増倍率したがってまた燃焼度が圧力管の厚さの増加とともに低下する．例として先の概念設計における低圧沸騰軽水冷却型格子*において圧力管材質として Zry-2 を使用したときの，圧力管の厚さと初期実効増倍率および燃焼度の関係を Fig. 4.6, Fig. 4.7 にそれぞれ示した．これによると 1.0%濃縮ウラン燃料のときで，圧力管厚さが 4 mm から2倍の 8 mm になったとき初期実効増倍率は 2.3%，燃焼度は 12%程度低下するにすぎず，この低下は燃料濃縮度を 0.07 % 程度増加させると相殺できる．これは圧力管の材料が中性子吸収の少ない Zry-2 だからである．したがって，燃料として天然ウランを使用しない限りは，Zry-2 の量の増加が燃焼度におよぼす影響は大したことはないといえよう．

3.2.3 冷却材の量

冷却材の量の核特性に与える影響は冷却材の種類によって異なる．冷却材にガスを用いた場合には，密度が小さいので余程高圧の場合以外は減速能や中性子吸収におよぼす影響は小さいものである．しかし軽水や有機材の場合には減速能および中性子吸収に大きな影響を与える．今ここでは冷却材として軽水の場合を考える．格子間隔を一定にしておいて冷却材軽水の流路断面積を増加させると（この時圧力管材料およびカランドリヤ管材料としての Zry-2 が軽水の増加とともに若干増加するがその効果は小さいので考えないことにする）．

（i） 軽水の減速能が大きいので減速は軽水に依存する傾向が大きくなり全体として減速能が大きくなる．一方共鳴の有効表面積率の増大に伴う実効共鳴積分の増加は減速能の増加ほど大きくないのでウラン238の共鳴を逃れる確率は増す．

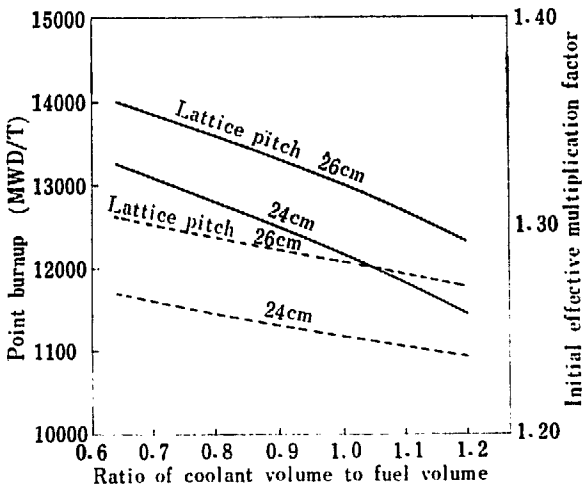
（ii） 一方では軽水の熱中性子吸収断面積が大きいために熱中性子利用率がかなり減少する．

そして特にの under moderation の場合でない限り (ii) の効果が (i) の効果よりかなり強く，減速能の増加にともなう非漏洩確率の増加があってもなほ初期実効増倍率は減少する．そのため燃焼度も低下することになる．例として格子設計 A(Table 3.1 参照)の場合を考える．1.4%濃縮ウラン燃料の場合の燃料体積に対する冷却材体積比 V_M/V_F と初期実効増倍率および燃焼度との関係を Fig. 3.8 に示す．これによると，燃焼度は冷却材軽水量が2倍になると，格子間隔 26 cm の時でほぼ 15%程度の低下となる．そして格子間隔

* 要目は Table 2.1 に示してある．

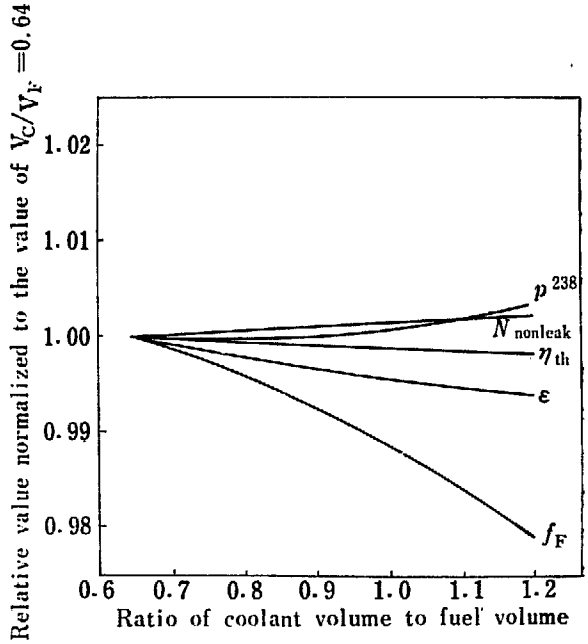
TABLE 3.1 Design parameters for the lattice design A (boiling H_2O cooled)

$V_{coolant}/V_{Fuel}$	a		b		c	
	1.20		1.00		0.64	
Lattice pitch	240 mm	260	240	260	240	260
Fuel pellet diameter	15.0 mm	15.0	15.0	15.0	15.0	15.0
Fuel roods in cluster	37	37	37	37	37	37
Sheath outer diameter/inner diameter	16.2/15.2 mm	16.2/15.2	16.2/15.2	16.2/15.2	16.2/15.2	16.2/15.2
Sheath thickness	0.5 mm	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5
Gap between tuel rods	3.85 mm	3.85	3.06	3.06	1.45	1.45
Gap between cluster and pressure tube	4.35 mm	4.35	3.56	3.56	1.95	1.95
Pressure tube outer dia./inner dia.	150.16/140.36 mm	150.16/140.36	144.10/134.30	144.10/134.30	131.50/121.70	131.50/121.70
Pressure tube thickness	4.9 mm	4.9	4.9	4.9	4.9	4.9
Thermal insultor thickness	4.5 mm	4.5	4.5	4.5	4.5	4.5
Calandria tube outer dia./inner dia.	162.76/159.16 mm	162.76/159.16	156.7/154.1	156.7/154.1	144.1/140.5	144.1/140.5
Calandria tube thickness	1.8 mm	1.8	1.8	1.8	1.8	1.8
V_M/V_F	5.628	7.157	5.861	7.385	6.316	7.845
V_{Zry-2}/V_F	0.6476	0.6476	0.5912	0.5912	0.5589	0.5589
Reactor core radial diameter	4220 mm	4440	4220	4440	4420	4440
Reactor core axial heighs	4220 mm	4440	4220	4440	4420	4440
Axial reflector thickness	500 mm	500	500	500	500	500
Radial reflector thickness	300 mm	300	300	300	300	300



* Solid line : Point burn up
* 1.4% E.U. fuel
* Dotted line : Initial effective multiplication factor

Fig. 3.8 Effect of V_C/V_F on initial multiplication factor and burnup



* 1.4% E.U. fuel

Fig. 3.9 Effect of V_C/V_F on four factors (Boiling H_2O cooled type)

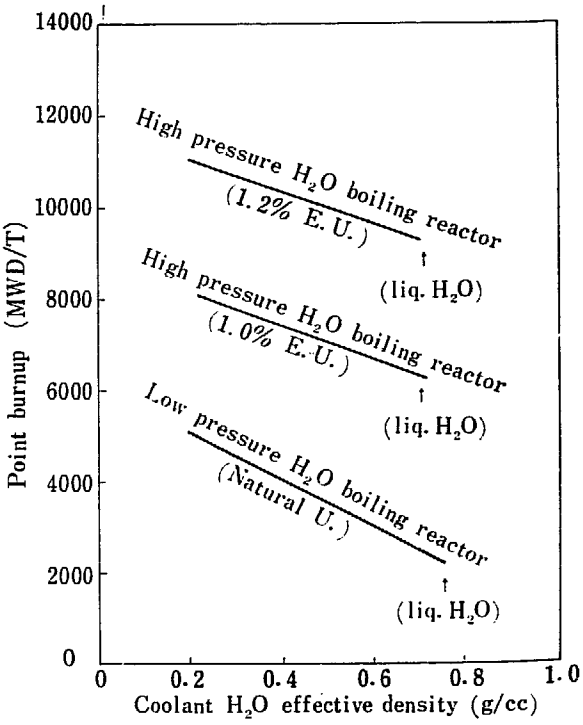


Fig. 3.10 Effect of coolant density on burnup (Boiling H_2O cooled type)

が小さくなるほど，また燃料濃縮度が低くなるほど冷却材軽水量の増加による燃焼度の低下する度合は大きくなる．なお Fig. 3.9 に燃料体積に対する冷却材体積の比率の変化による4因子の変化を示しておいた．

次に格子の構造は変えずに冷却材のボイド比，したがって軽水の実効密度を変化させたときの燃焼度への影響を考えよう．今冷却材軽水の実効密度を小さくすれば減速能が低下しウランの共鳴を逃れる確率は減少するが，中性子吸収がかなり減少するため熱中性子利用率が著しく増加し初期実効増倍率もしたがってまた燃焼度もかなり上昇する．Fig. 3.10 に 2.2 で取り扱った沸騰軽水冷却型の場合の例について冷却材軽水実効密度と燃焼度の関係を示した．この図の高圧沸騰軽水冷却型*では圧力は 90 kg/cm² 程度で，低圧沸騰軽水冷却型では，65 kg/cm² 程度である．また V_M/V_F はそれぞれ 10.9，12.9 である．これによると，冷却材軽水の実効密度を下げることの効果は燃料が低濃縮の場合ほど著しい．例えば天然ウランを燃料とした場合でも冷却材軽水実効密度を 0.2 g/cc にできれば加圧重水冷却炉なみの燃焼度となることがわかる．また濃縮燃料を使用した場合には中性子吸収はあまり響かなくなってくるのでこの場合には加圧軽水冷却も一考に値する．

* 要目は Table 2.1 に示してある．

3.3 燃料ペレットの密度

燃料としては UO_2 を考えることとし，V_M/V_F 一定のままでこの燃料ペレットの密度が増加した場合は

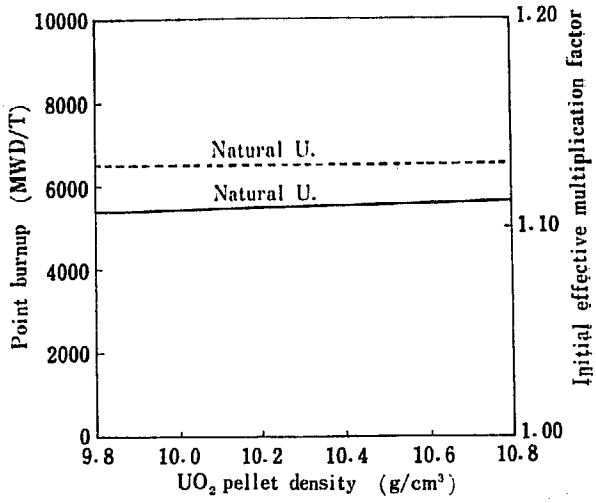
(i) 燃料中の速中性子のウラン原子との衝突確率の増加にともなってウランによる速中性子分裂効果 ε が増加する．

(ii) 燃料内のウラン238の原子数密度の増加のためウラン238の共鳴を逃れる確率は減少する．

(iii) 燃料の巨視的吸収断面積の増加にともなって熱中性子利用率は増加する．

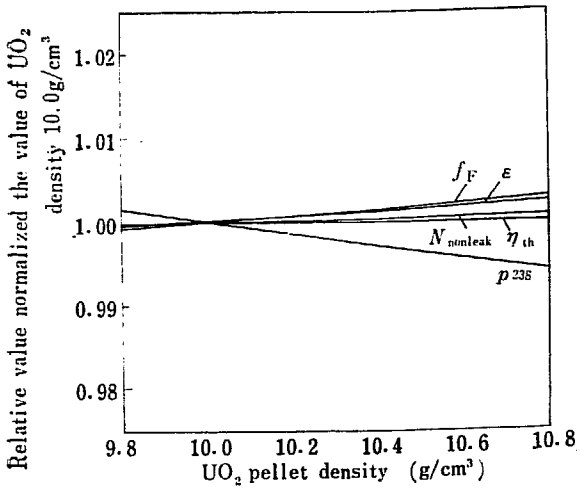
(iv) 燃料の巨視的全断面積の増加にともなって非漏洩確率が若干増加する．

以上の中 (ii) の効果以外はすべて初期実効増倍率を増加させる向きに働く．しかし (ii) の効果は他の効果に比較してかなり強く，(ii)の効果と(i)(iii)(iv)の総合効果との競争過程となる．CANDU の場合を例にとると，燃料を天然ウランとした場合には，無限体系では初期増倍率は燃料密度の増加とともに減少し，非漏洩効果を考慮して始めて燃料密度の増加とともに初期実効増倍率は増し，したがってまた燃焼度も若干増加することになる．この様子を Fig. 3.11 に示した．これからわかるようにこの変化は比較的小さいもので，燃料密度 1 g/cc の増加に対して初期実効増倍率は 0.05 %増加するにすぎず，また燃焼度も 4%弱の伸びにすぎない．定量的な点を除けば，以上述べたことと全く



* Solid line : Point burn up
* Dotted line : Initial effective multiplication factor

Fig. 3.11 Effect of fuel pellet density on initial effective multiplication factor and burnup



* Natural U. fuel

Fig. 3.12 Effect of fuel pellet density on four factors

同様なことが SGHWR*についてもサーベイされたが詳細は省略する．なお，CANDUの燃料ペレットの密度変化による4因子の変化を **Fig. 3.12** に示しておいた．

3.4 減速材温度

減速材温度が変化した時には，減速材の密度と熱中性子領域の中性子のエネルギー分布が変ることになる．そのために4因子に変化が生じ，初期実効増倍率および燃焼度が変化することになる．減速材温度が高くなると，

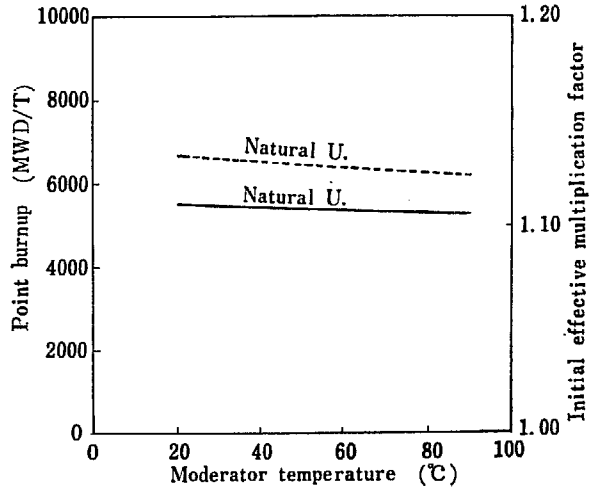
(i) 減速材重水密度が減少し，減速能が低下するためウラン238の共鳴を逃れる確率は減少する．

(ii) 熱中性子領域の中性子エネルギー分布が高いエネルギー方向にずれるため，燃料の平均吸収断面積は減るが，構造材や冷却材あるいは減速材の平均吸収断面積がそれ以上に減少するため，熱中性子利用率はやや増大する．

(iii) 燃料の分裂断面積の減少が，吸収断面積の減少より大きいため熱中性子1吸収当りの中性子放出数 η_{th} は減少する．

(iv) 中性子の減速断面積および拡散距離が若干増加し速中性子ならびに熱中性子の非漏洩確率はともに減少する．

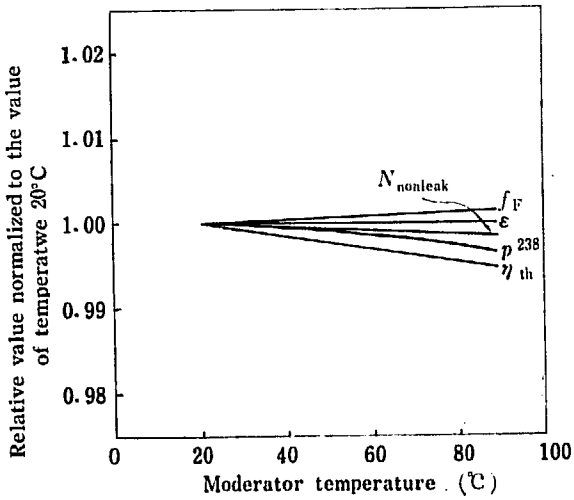
以上のうち(ii)の効果以外は初期実効増倍率を減少させ方向に働き，さらに(ii)の効果は非常に小さいものなので結局初期実効増倍率したがってまた燃焼度は低下する方向に働くことになる．しかしその変化は余



* Solid line : Point burn up

* Dotted line : Initial effective multiplication factor

Fig. 3.13 Effect of moderator temprature on initial effective multiplication factor and burnup



* Natural U. fuel

Fig. 3.14 Effect of moderator temprature on four factors

り大きくはない．CANDUを例にとって **Fig. 3.13** に減速材温度と初期実効増倍率および燃焼度との関係を示した．燃焼度の低下は減速材温度の 10°C 上昇に対しては pint burnup で 50 MWD/T 程度でほぼ1%弱となっている．また初期実効増倍率の減速材温度に対する変化は反応度の温度係数として重要であるが，

$$\text{Temp.}_{\text{Coeff.}} = (\Delta k/k)/°\text{C} = -1.33\times10^{-4}/°\text{C}$$

となった．この値は CANDU の発表値よりかなり大きな値となっている．温度係数等の細かい問題に対しては計算コードの精度に若干疑問の余地があると思われる．なほ，減速材温度変化による4因子変化を **Fig. 3.14** に示しておいた．

* 要目表は後の Table 4.1 に示した．

4. 軽水冷却格子のサーベイ

2.3 に記したメーカー概念設計に用いた2種の沸騰軽水冷却格子は，最適化作業をおこなう時間が乏しかったため主として燃焼度の観点からのみ選択された．例えば格子間隔は燃焼度が飽和しかかる点に設定するという便宜的方法できめられ，あまり詳しい検討はされなかったので，この結果両者共相当大きい冷却材の正のボイド係数を生ずるという問題が起った．正のボイド係数は重水や有機材冷却の場合にも生ずる恐れがあるが，何分沸騰軽水冷却の場合がもっともシビアな問題となる．

概念設計に用いた格子のままでは，動作状態（$\rho_{H_2O,\,eff}\approx 0.5$gr/cc）から冷却材の完全ロスに至る迄の反応度変化は燃焼初期において低圧沸騰軽水冷却炉で約 7%，やや減速度を下げて設計した高圧沸騰軽水冷却炉でも約 5%のプラスに達する．この位になると単に安全性の問題のみならず，炉内のボイド分布に応じて中性子束の巨視的分布がかなり歪み，ピーキングファクタが悪化するという事態が起り好ましくない[4]．これを改善して零ボイド係数に近づけるためにはもっと減速材／燃料の体積比（V_M/V_F）を下げねばならない．そうすることは一般に燃焼度を犠牲にする結果となり，最適濃縮度も上ってくる．そこでなるべく濃縮度の低い範囲で正のボイド係数を避けつつ，高燃焼度の得られるような格子をさがす必要にせまられ，以下に示すようなサーベイをおこなった．

4.1 冷却材の量をきりつめた設計

軽水冷却格子の主要な設計パラメータにはV_M/V_Fのほか，冷却材／燃料の体積比（V_C/V_F），燃料棒直径，クラスタ本数，濃縮度などがある．このうちボイド係数にもっとも影響のあるのは当然 V_M/V_F であるが，後述するように V_C/V_F もかなり問題となる．しかしまず零ボイド係数が得られる V_M/V_F の値の目安を知るために，V_C/V_Fをなるべくきりつめた値に統一固定してサーベイしてみた．寄生捕獲の観点からなるべく軽水の量をきりつめた方が良いと考えたからである．

このとき燃料棒は概念設計の場合に比してやや太くし，19 本クラスタでは 18 mmϕ，37 本クラスタでは 15 mmϕ とした．これは V_M/V_F を下げたときの構造上の制限（格子間隔）を楽にするためと，燃焼度を幾分でも稼ぎたいため，および（同一 $\int kd\theta$ の下での）表面熱面熱流束を下げる観点から*である．しかして冷却材の量の方は，燃料被覆材表面間のギャップを一応最小限界といわれる 1.3 mm にとることとした．この場合 V_C/V_F は 0.6 近辺となった．この設計を Reference 18 A (18 mmϕ 19 本クラスタ) および Reference 15 A (15 mmϕ 37 本クラスタ) と呼ぶこととし，その要目を他と共に TALBE 4.1 に示しておく．

ボイド係数は炉の運転期間を通じて検討されねばならないが，プリトニウムの蓄積と共に反って楽になるといわれているので[13]，簡単のため一応初期における実効増倍率 k_{eff} のみについて検討した．Ref. 18 A の初期 k_{eff} を冷却材実効密度 $\rho_{H_2O,\,eff}$ の関数として図示すると Fig. 4.1 の左の図のようになった．この図によると濃縮度を上げると僅に楽になるとはいえ，k_{eff} が ρ_{H_2O} の変化によってほとんど変らない（零ボイド係数）ようにするには，正方格子間隔 L を 19.5 cm位に設定せねばならぬことがわかる，これは $V_M/V_C=5.4$ 位にあたり．共鳴吸収が強く，初期反応度，燃焼度共に well moderated な系に比してかなり損になっている．またこれでは構造設計上も無理な値である．燃焼度は Fig. 3.1 の右の図に示したが，天然ウランでは最初から臨界にならない．1.0% 以上の濃縮ウランでは一応使えるが，燃焼度の観点からは $V_M/V_F\approx 8$ 位がほしい所で，この辺での加圧軽水冷却の場合と比較しても劣っている．

次に Ref. 15 A については Fig. 4.2 のようになり，正方格子間隔 22 cm 位で零ボイド係数と見積られた．これは $V_M/V_F=4.9$ であり，Ref. 18 A よりもさらに条件が悪い．Ref. 15 A においては 18 A に比して燃料棒が細く，燃料の表面積／質量の比 S/Mが大きく，共鳴吸収が強いから楽になると予想したが事実はそうでなかった．この理由を種々の因子について検討したところ，$\rho_{H_2O,\,eff}$ の減少に伴ない共鳴に対する燃料棒の有効表面積率 EFF が減少し，^{238}U の実効共鳴積分 RI^{238} が減少する効果が 37 本クラスタの場合19本ク

* 15 mmϕ の 37 本クラスターは設計工学上の種々の観点からみて妥当な設計である．

TABLE 4.1 Design parameters for the D_2O moderated, boiling H_2O cooled reactors which were studied in the survey of chapter 4

	Reference 18A	Reference 18C	Reference 15A	Reference 15B	Reference 15C	Reference 15D	Canada reactor	SGHWR
Fuel pellet diameter	18.0mm	18.0	15.0	15.0	15.0	15.0	13.44	14.48
Fuel rods in cluster	19mm	19	37	37	37	37	28	36
Sheath outer dia./ inner dia.	mm 19.4/18.2	19.4/18.2	16.2/15.2	16.2/15.2	16.22/15.2	16.2/15.2	13.875/ 13.440	15.80/14.48
Sheath thickness	0.6mm	0.6	0.5	0.5	0.5	0.5	0.435	0.66
Gap between fuel rod	1.3mm	1.3	1.3	2.0	1.3	3.06	2.43	2.93
Gap between cluster and pressure tube	1.8mm	6.3	1.8	2.5	7.3	4.63	2.93	3.50
Pressure tube outer dia/inner dia.	mm 111.6/103.0	121/112	121.7/131.5	137.3/127.1	142.2/132.0	144.1/134.3	111.52/ 102.40	140.72/ 130.56
Pressure tube thickness	4.3mm	4.5	4.9	5.1	5.1	4.9	4.56	5.08
Thermal insulator thickness	4.5mm	4.5	4.5	4.5	4.5	4.5	6.35	18.415
Calandria tube outer dia/inner dia.	mm 124.2/120.6	133.6/130.0	143.1/141.5	149.9/146.3	154.8/151.2	156.7/154.1	126.62/ 124.22	184.15/ 177.55
Calandria tube thickness	1.8mm	1.8	1.8	1.8	1.8	1.8	1.2	3.3
Square lattice pitch	(195) mm	(200)	(220)	(220)	(230)	(240)	269	261
V_C/V_F	0.561	0.876	0.613	0.744	0.927	1.000	0.940	1.068
V_M/V_F	(5.36)	(5.37)	(4.91)	(4.70)	(5.21)	(5.86)	9.72	6.98
V_{Zry}/V_F	0.465		0.561	0.592		0.591	0.638	0.555(Zry) 0.316(Al)
Equivalent diameter of the core	(4600) mm		(3980)			(4220)	3820	3124
Equivalent height of the core	(4600) mm		(3980)			(4220)	6500	3658
Radial reflector thickness	(500) mm		(500)			(500)	730	292
Upper and lower reflector thickness	(300) mm		(300)			(300)	100	140

Notice: ○ Sheath, presusre tube and calandria tube (except calandria tube of SGHWR) are of Zry-2
○ V_M/V_F and core dimension are the value for the lattice pitch indiated by ( )
○ Core dimension is designed for total fission power of 1000 MW_{th}

ラスタに比して大きく，この点で不利であることがわかった．そもそも零ボイド係数の条件が非常にシビアになるのは $\rho_{H_2O,eff}$ の変化に伴う EFF の変化が，系の減速能 $\xi\Sigma_s$ の変化の効果を打消す方向に働くため，^{238}U の共鳴を逃れる確率 p^{238} が思った程変化しない* のが主原因であり，この現象が 37 本クラスタにおいてより強くでるのである．

4.2 冷却材の量をやや増した設計

次に V_C/V_F をやや増してみた．37 本クラスタは共鳴の有効表面積率の EFF 点で不利であるが，19 本クラスタではたとえ $V_M/V_F \approx 8$ が実現できたとしても $L=22$ cm 位となるので構造上まず困難とみられたので，Ref. 15 A の改良の方を試みてみた．

まず燃料棒被覆表面間ギャップを 2.0 mmにふやした設計 Ref. 15 B を考えた．2.0 mm という値は軽水の量をふやすためのほか沸騰が無理なくおこなわれ，バーンアウト条件があまりきつくならないようにするには，この程度の水力学的直径 (≈0.25") が必要であるといわれる[4]ためでもある．この結果 V_C/V_F は 15 A の 0.61 から 15 B では 0.77 に増加した．その他の

* Well moderated な系では ρ_{H_2O} の減少と共に p^{238} がむしろ上る例さえある．

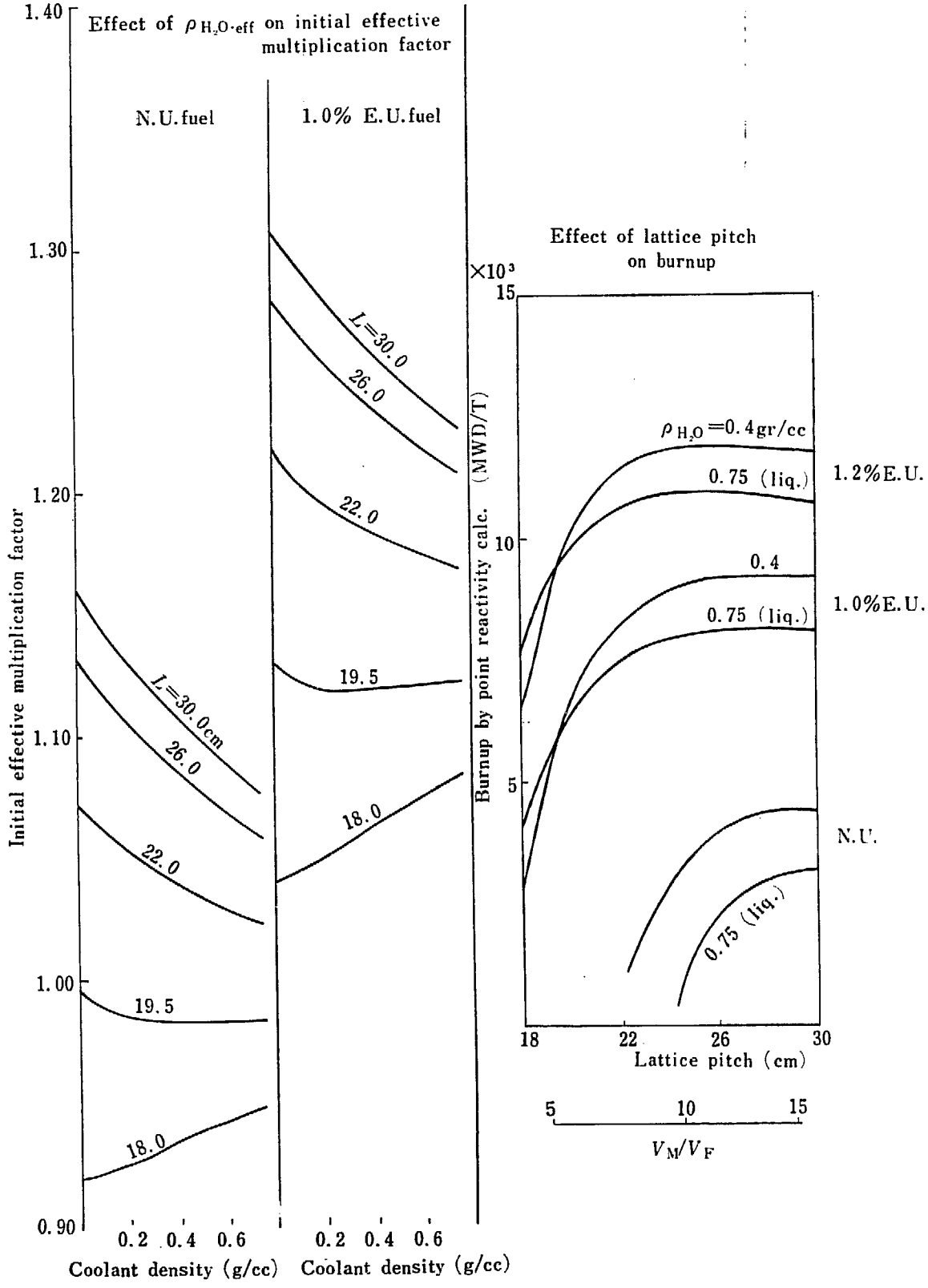


Fig. 4.1 Nuclear characteristics of Reference 18 A

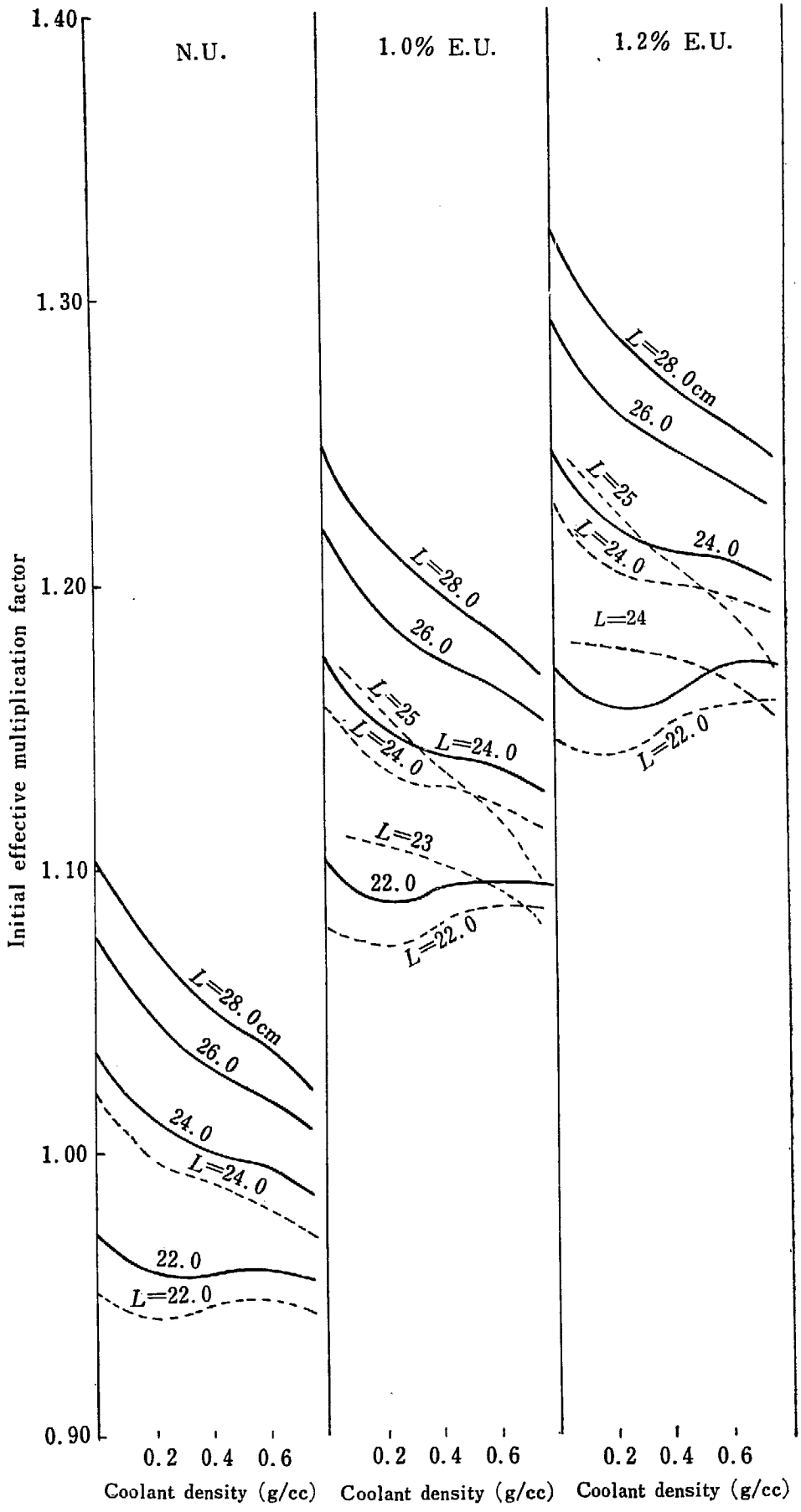


Fig. 4.2 Effect of coolant effective density on initial multiplication factor for Reference 15 A, 15 B, 15 C(——15 A ·····15 B ▬▬15 C)

設計は 15 A とほとんど変らない*.

冷却材を増すことは軽水による減速効果がよりきくようにし，$\rho_{H_2O,eff}$ の変化に伴う $\overline{\xi\Sigma_s}$ の変化をより大きくする狙いである．しかしながら初期 k_{eff} の計算結果は Fig. 4.2 に併記したように，軽水の増加による増倍率の減少分だけほぼ一様に下ってしまい，ボイド係数の点ではほとんど改善のあとが見られなかった．この内訳けをしらべてみると p^{238} の変化は確かに大きくなったが，ちょうどそれを打消す程度に熱中性子利用率 f_F の変化幅も大きくなるためであり，さらにさかのぼれば元兇はやはり ρ_{H_2O} の減少に伴う EFF の低下である．この結果 15 B では 15 A に比して軽水の増えた分だけ燃焼度の点でも損になった．

次にひとつの工夫を試み Ref. 15 C というのを考えた．これは $\rho_{H_2O,eff}$ の変化に伴って $\overline{\xi\Sigma_s}$ は大幅に変り，EFF の方はあまり変らないようにするため，燃料棒の間にはいる軽水の量は極力きりつめる（被覆材表面間ギャップは Ref. 15A と同じ 1.3 mm）一方，燃料クラスタの隣接外側に（6 mm 厚の）excess coolant zone（通常の冷却材とつながっており，仕切りもない，つまりクラスタと圧力管内面との間のギャップを拡げただけ）を設け，その部分の軽水の沸騰に伴い EFF に変化を及ぼさずに $\overline{\xi\Sigma_s}$ を減らしてやろうと考えたものである．（この設計では V_C/V_F は 0.93 である）しかし結果は Fig. 4.2 に併示したようにみじめな失敗に終った．すなわち正のボイド係数はさらに強まり，$L=23$ cm でも全然ダメである**．この結果，ボイド係数は改善されぬままに燃焼度はかなり低下してしまった．

Ref. 15 C のうまくゆかぬ原因をしらべてみたところ，次のようなことがわかった．すなわち EFF および RI^{238} の変化は予想通り 15 A とほぼ同程度におさまり，一方 $\overline{\xi\Sigma_s}$ の変化は大幅になり，p^{238} の変化は確かに格段に改善された．しかしながら f_F の変化が思いがけず大きくなり，上の効果に打ち勝ってしまったのである．その理由は熱中性子束不利益因子にあった．excess coolant zone を設けることにより燃料における中性子束値はかなり低下する一方，excess coolant 自身は結構高い中性子束の下におかれることとなった．このことは直接 f_F の値を低下させるだけでなく，$\rho_{H_2O,eff}$ の変化に伴う中性子吸収量の変化を大幅にする（軽水のポイゾン効果が中性子束が高い所にあるためよりきく）ことと，不利益因子自身を $\rho_{H_2O,eff}$ に伴って悪い方向に変えることとの二重の作用を惹起して f_F の変化を予想外に大きなものとする結果を生んだのである．なお 15 C と同様の趣旨の設計を念のため 19 本クラスタでも試み（Ref. 18 C）たがほとんど同様の結果に終った．

この上は EFF の変化が飽和的になるほど V_C/V_F を増してみるしかないが，たまたま Ref. 15 C の $V_C/V_F=0.93$ とほぼ同程度の軽水を（excess coolant zone など設けずほぼ一様に）用いる設計がカナダから発表された[14]．この要目はやはり TABLE 4.1 に示しておいたが，平均直径 13.4 mm の 28 本クラスタで，被覆材表面間ギャップ平均 2.4 mm にとってあり，$V_C/V_F=0.94$ である．カナダの設計ではこれを正方格子間隔 26.0 cm にとり，$V_M/V_F=9.7$ というカナダとしては珍しい under moderation の設計になっている*．これについて上と同様な検討をおこなった結果 Fig. 4.3 に示すように，動作状態から冷却材完全ロスに至る間の反応度変化は +4%にもおよび，たとえ濃縮度を上げても救えないことがわかった．この原因はやはり Fig. 4.3 にみられるように V_M/V_F がまだ大きすぎるために $\overline{\xi\Sigma_s}$ の変化幅が小さく，p^{238} がほとんど変化しないためである．しかし増倍率，燃焼度の点では問題なく（Fig. 4.7 参照），格子間隔をこの辺に設定できればと歎かせるものがある．ボイド係数等キメの細い問題に対して我々の計算コードの精度には疑問があるが，V_M/V_Fをもっと小さくし，燃焼度をより犠牲にしなければならぬのは確かなようで，沸騰軽水冷却型にとって辛いところである．

4.3 零ボイド係数を得た例

上述のカナダの設計と同時に第3回ジュネーブ会議で英国より SGHWR の概要が発表された[15]．この要目表を適宜常識的な値で補足したり埋めたりして（TABLE 4.1 参照）筆者らのコードにかけてみたところ Fig. 4.4 に示すように，大体 1.4% 以上の濃縮の下では英国のいうように，動作状態（$\rho_{H_2O,eff}\approx 0.4$ gr/cc）の付近ではほぼ零ボイド係数が得られることがわかった．この格子は 14.5 mmϕ の 36 本クラスタで正方格子間隔 26.1 cm，$V_M/V_F=7.0$ である．被覆材表

* 冷却材流路断面積が増した分だけ圧力管等が少し太くなっており，このため同一の格子間隔に対して V_M/V_F が 15 A よりやや低下している．

** $L=23$ cm 以上に良い点があると予想していたので $L<23$ は始めからあたらなかったが裏切られた．

* これはカナダが初めて発表した濃縮ウラン型の沸騰軽水冷却炉で 1.42%の濃縮ウランを用いて約 24000MWD/T の燃焼度がえられるとしている．この燃焼度については筆者らの計算結果もほぼ一致している．

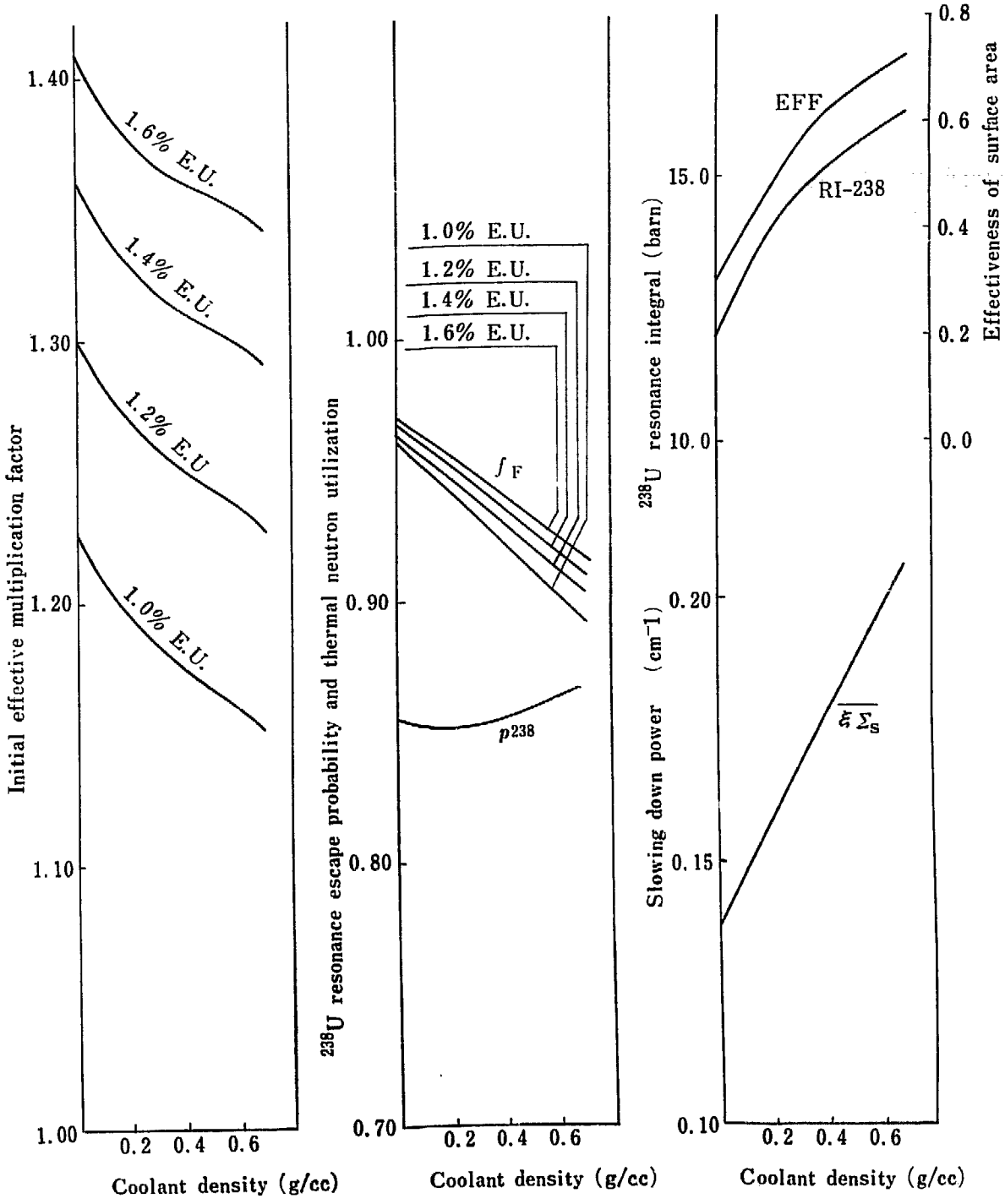


Fig. 4.3 Nuclear characteristics of Canada boiling H_2O cooled reactor

面間ギャップは 3.0 mm で，$V_C/V_F=1.07$ と軽水の量はかなり多い．このため Fig. 4.4 に示すように，冷却材軽水の受け持つ減速能は $\rho_{H_2O,eff}\approx 0.4$ の下で全体の約 1/3 におよび，このため $\rho_{H_2O,eff}$ の変化に伴う $\overline{\xi\Sigma_s}$，p^{238} の変化が大きく，良い結果を得たものである．もっとも f_F の変化がこれをキャンセルしてしまわなかった理由には濃縮度の高いことと，冷却材以外の寄生捕獲がかなりあることも響いている．この設計は TABLE 4.1 からも知られるように，カランドリヤ管が Al 製の上 0.33 mm と厚くしてあるので f_F がかなり悪く，増倍率，燃焼度の点では相当損をしている (Fig. 4.7 参照)．またこの設計では圧力管，カランドリヤ管の間の断熱ギャップが 18.4 mm とバカに広くとってある．これは同一 V_M/V_F の下での格子

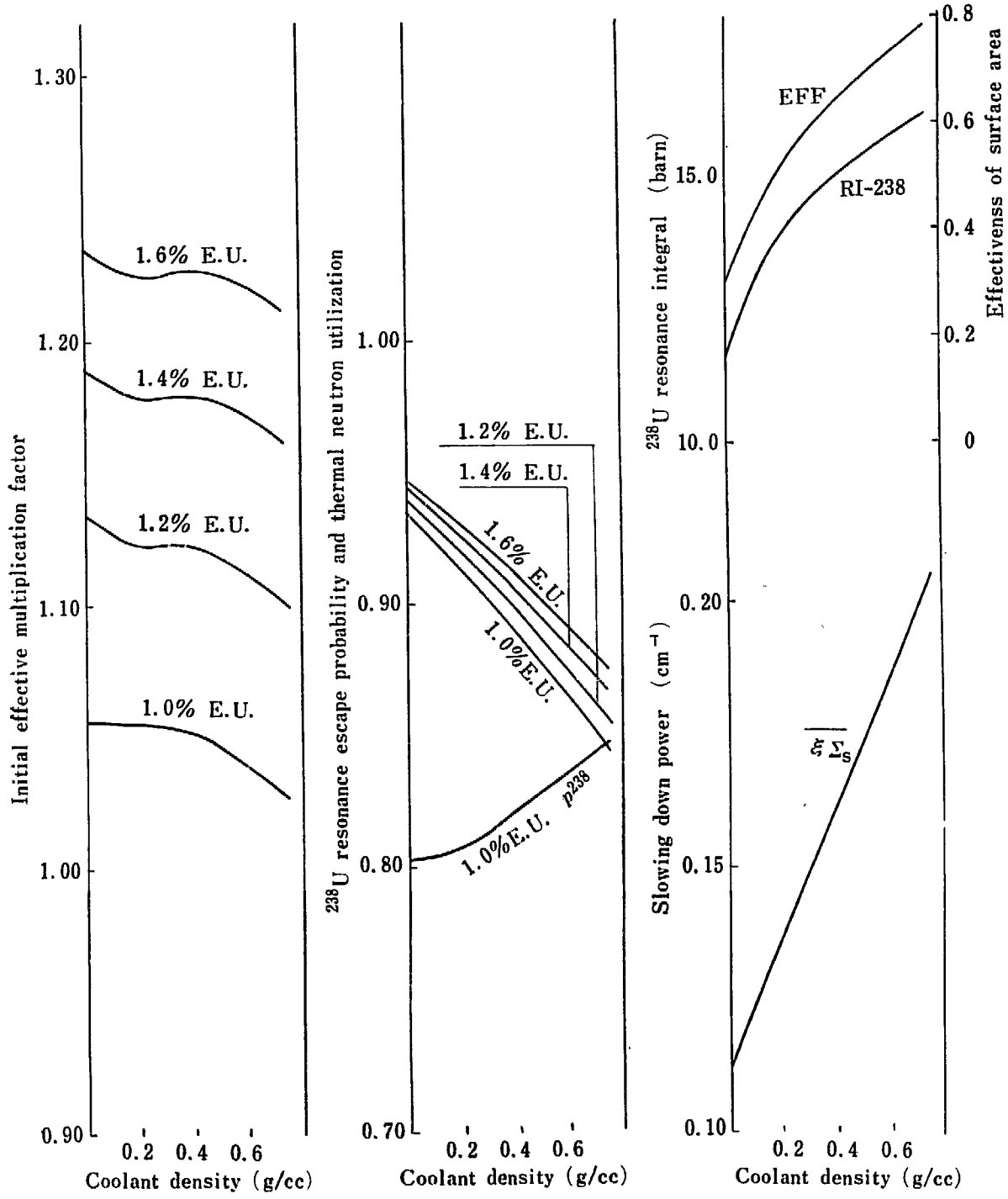


Fig. 4.4 Nuclear characteristics of S.G.H.W.R.

間隔を広くとりたい故か，それともこのギャップ自身がボイド係数を楽にする効果があるのかその点はよく分らない．しかしいずれにしても，動作状態付近での狭い範囲とはいえ一応零ボイド係数が彼等の云う通り得られたことは，4.1，4.2 の模索の結果からみると簡単すぎてむしろ意外な感さえした．

SGHWR の結果からみると要はやはり増倍率を犠牲にしても V_C/V_F を上げることにあるらしい．そこで Ref. 15 シリーズを継続して $V_C/V_F=1.00$ のRef. 15D というのを考えた．これは被覆材表面間ギャップが 3.1 mm にもなっており，吸収はかなり多いと予想されるが，熱的にはむしろ望ましい設計であろう．この設計の下での結果は Fig. 4.5 に示す通りになり，1.2%以上の濃縮の下では $L=24.0$ cm ($V_M/V_F=5.9$)

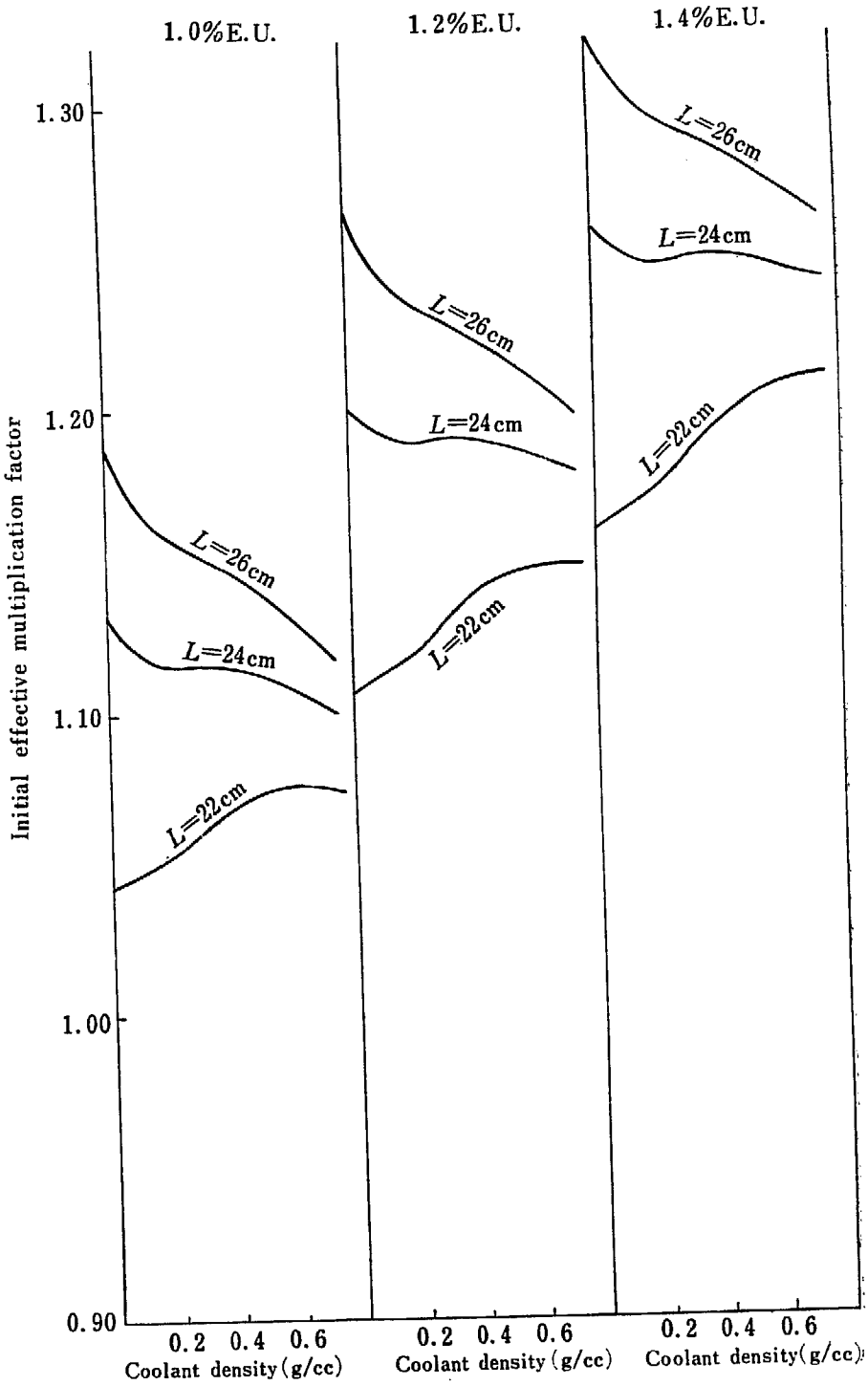


Fig. 4.5 Nuclear characteristics of Reference 15D (1)
(Effect of ρ_{H_2O} on initial effective multiplication factor)

において，動作状後 ($\rho_{H_2O,eff} \approx 0.4$ gr/cc) の付近では零ボイド係数が得られることがわかった*. この減速度はなおやや不満なものであり，Fig. 4.6 にみられる通り $V_M/V_F=7\sim8$ に設定したい（これは構造の上からもそういえる）ところであるが，これ迄のサーベイ結果に比べればかなり満足すべきものであり，この設計では SGHWR に比して寄生捕獲が少ない故もあってどうやらいける線迄来ているといえる．目下のとこ

* もちろん WATCH TOWER-II コードを信用しての話である.

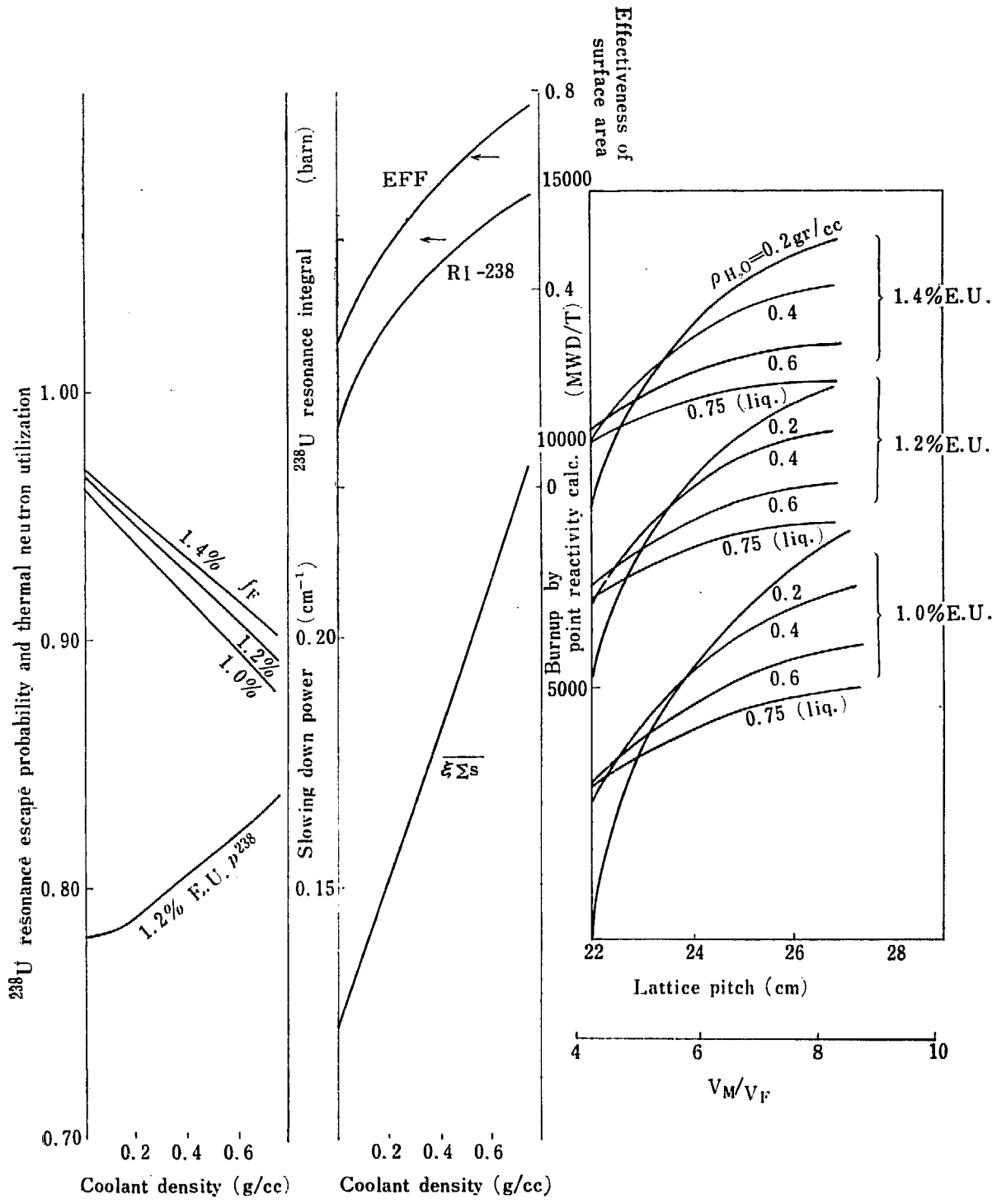


Fig. 4.6 Nuclear characteristics of Reference 15D (2)
(Four factor and burnup)

ろ沸騰軽水冷却型重水炉はこの Ref. 15 D, $L=24$ cm を中心にしてある程度の幅で考えるのが最も妥当といえよう*(もっとも計算コードの改良が先決問題であるが). この炉を含めサーベイした主な沸騰軽水冷却炉の初期増倍率等を TABLE 4.2 に, まとめておく, また Ref. 15 D の核燃料経済については 6.2 に, また他の冷却方式との比較等に関しては 8 にそれぞれ後述する.

最後に濃縮度について一言しておく, この章で取りあげた主な沸騰軽水冷却炉の濃縮度対燃焼度のグラフ

* このとき冷却材軽水の受けもつ減速度は動作状態 ($\rho_{H2O,eff}\approx 0.4$) の下で全体の約1/3である.

TABLE 4.2 Initial effective multiplication factor of D_2O moderated reactors of boiling H_2O cooled type ($\rho_{H_2O,\,eff}=0.4$gr/cc)

	Ref. 18 A 12% E. U. L=19.5 cm	Ref. 15 A 1.2% E. U. L=22.0	Ref. 15 D 1.2% E. U. L=24.0	SGHWR 1.2% E. U. L=26.1	Canada 1.2% E. U. L=26.9
ε	1.0421	1.0464	1.0419	1.0396	1.0355
p^{28}	0.78524	0.77060	0.80573	0.82264	0.85590
$g_{res.f}$	1.0277	1.0270	1.0244	1.0210	1.0205
p_{nf}	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
p_{epi}	0.99688	0.99667	0.99657	0.99593	0.99756
f_F	0	0	0	0	0
η_{th}	1.5450	1.5447	1 5430	1.5433	1.5463
N_{fast}	0.98059	0.97491	0.97841	0.95139	0.97767
$N_{thermal}$	0.99227	0.98983	0.98947	0.97821	0.98830
k_{inf}	1.2250	1.2044	1.2301	1.2103	1.2957
k_{eff}	1.1900	1.1598	1.1892	1.1232	1.2506
τ	126.80	123.48	119.06	164.48	125.40
L^2	70.713	71.650	83.526	6.059	112.73
I.C.R.	0.75587	0.78592	0.72053	0.68092	0.62012

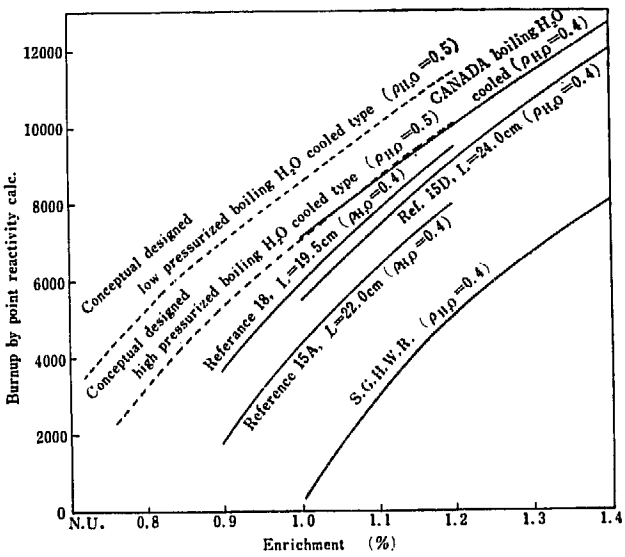


Fig. 4.7 Effect of enrichment on burnup for boilingH_2O cooled reactor

を Fig. 4.7 に示す．参考のため 2.3 で取り扱った概念設計のケースも併記しておいた．これからわかるように沸騰軽水冷却型重水炉で零ボイド係数を得ようとすれば天然ウランでは無理であり，1.0％以上の濃縮ウランは必要となる．しかして under moderated な体系の特徴として濃縮度対燃焼度のカーブはかなり急に立っているし，濃縮度を上げるとそれ自身ボイド係数を若干改善することもあるので，最適濃縮度はかなり高い方に行きやすく，まず 1.2%程度は考えた方がよさそうである．しかし濃縮しても under moderated な系の核燃料経済はそう悪くならないものであることは 6.2 に後述する．しかしいずれにしても零ボイド係数の沸騰軽水冷却重水炉は燃焼度の点からみると減速度にかなりの不満があり，もしも僅かでも正のボイド係数が許されるならば核的には非常に有利となる．このことに関して負のドプラー係数および圧力係数のおかげで，ある程度の正のボイド係数は許容できるといわれている[15][16]ことは心強い．また燃焼と共にボイド係数は概して楽になるといわれている[18]ので，これらを考え合わせると $V_C/V_F\approx1.0$，$V_M/V_F\approx7$ 位の設計は可能なのではないかと考えられ，そうなれば，2.3 の概念設計で取り扱った高圧沸騰軽水冷却炉とあまり遜わぬ位の燃焼度が得られよう．

しかしながら沸騰軽水冷却重水炉は高度の不均質構造の下での Dual moderation and thermalization 系であり，その核計算は恐らく熱中性子炉のうちでも最も難しいものに属し，殊に under moderation の場合にボイド係数の如き高精度を要求される計算をおこなうことは容易でない，これを正確に論ずることは筆者らのコードの精度の範囲外であり，これ以上の詳細サーベイは先ずコードを改良し，かつ実験と合う確証を得てからおこなわねばなるまいと考えられる．

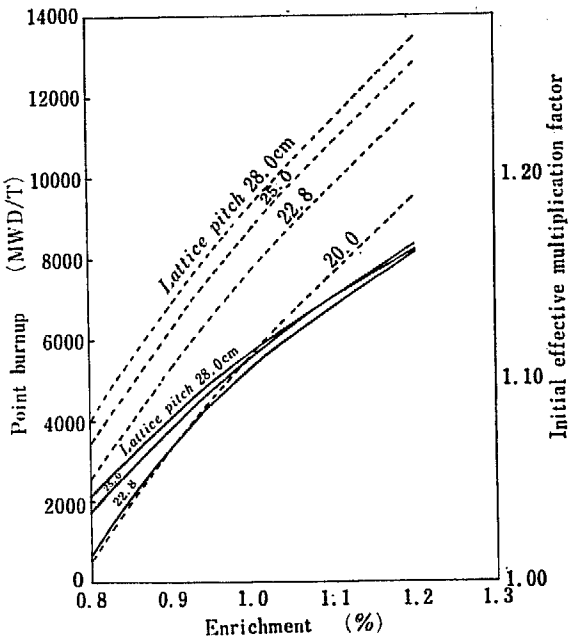
5. ガス冷却格子のサーベイ

冷却材としてガスを使用する場合には，その圧力がよほど高くない限りは，ガス自身の密度は小さいので，ガスが散乱および減速作用に寄与する度合は非常に小さい．また吸収断面積の小さいガスを選べば熱中性子利用率への影響も小さいものとすることができる．そのため，ガス冷却格子の場合には核的には軽水冷却格子のボイド係数のような困難な問題はないといえる．本章では冷却材ガスとして，一般的に用いられている炭酸ガスをとり，クラスタ内の燃料棒本数が 19 本，31 本および 37 本の格子について，主に格子構造の燃焼度に及ぼす影響をサーベイした結果を示し，その後で被覆材の材料による燃焼度への影響を考察する．

5.1 19 本クラスタ

クラスタ内燃料棒本数 19 本の場合を考える．いま格子間隔を一定に保ち，燃料の濃縮度を増すと，ウラン燃料のウラン 235 の含有比率の増加にともなって共鳴核分裂による利得，熱中性子利用率および熱中性子 1 吸収当りの速中性子放出数のいずれも増加する．特に後 2 者は著しい増加を示し，初期実効増倍率，従ってまた燃焼度もかなり増加する．例として先の概念設計の炭酸ガス冷却格子*を考える．Fig. 5.1 に燃料濃縮度による初期実効増倍率および燃焼度の変化を，また Fig. 5.2 に格子間隔 22.8 cm の場合の燃料濃縮度による 4 因子の変化を示した．Fig. 5.1 によると格子間隔 22.8 cm で 1.0% 濃縮燃料のときで，初期実効増倍率は燃料濃縮度 0.1% の増加に対してほぼ 3% 増し，燃焼度は point burnup で 2000 MWD/T で 36% の伸びとなっている．このように濃縮度の燃焼度への影響は非常に大きなものとなる．次に燃料濃縮度を一定に保ち，格子間隔を増加させると，それにともなって減速材重水量が増すため熱中性子利用率はやや低下するが減速能が増すのでウラン 238 の共鳴を逃れる確率および非漏洩確率が増加する．従って初期実効増倍率が増加するが，一方転換比は低下するので燃焼度はその割に，増加しない．例として先の炭酸ガス冷却格子を再び考える．Fig. 5.3 に燃料濃縮度 1.2

* 要目表は Table 2.1 に示してある．



* Solid line : Point burnup
* Dotted line : Initial effective multiplication factor

Fig. 5.1 Effect of enrichment on initial effective multiplication factor and burnup (1)

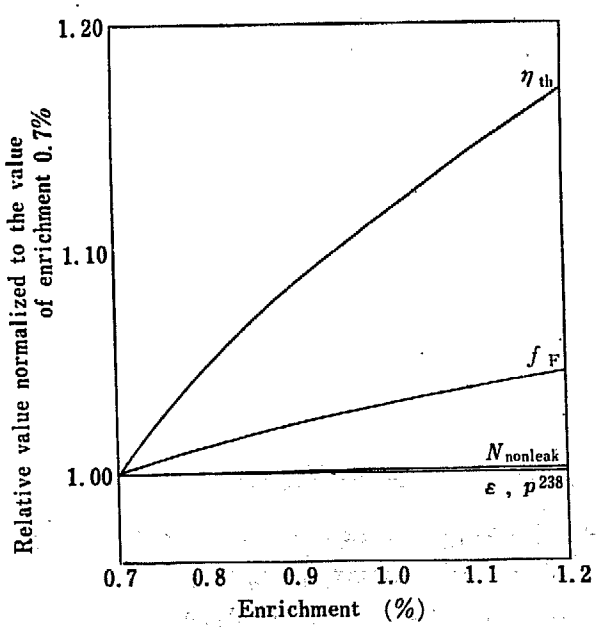
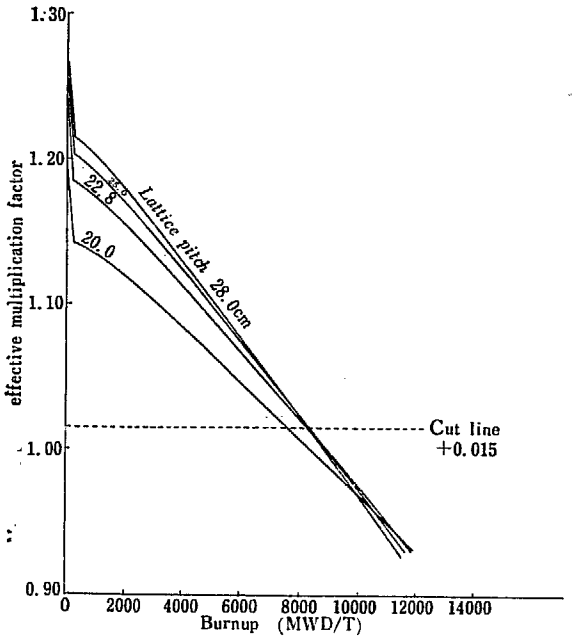
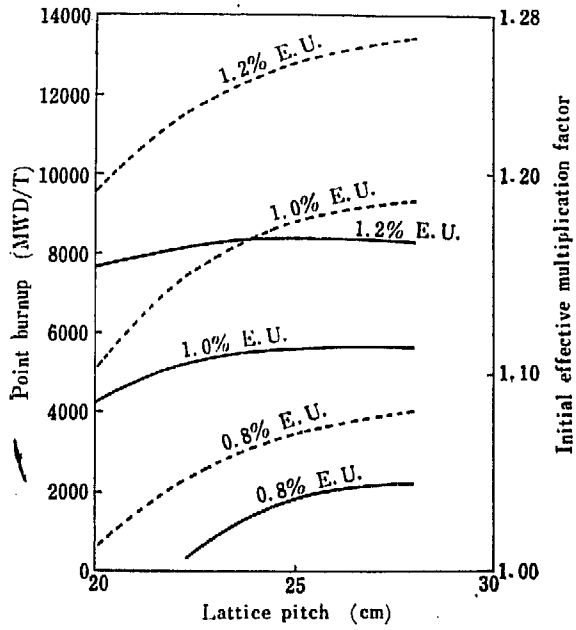


Fig. 5.2 Effect of enrichment on four facters



*1.2% E.U. fuel

Fig. 5.3 Effect of lattice pitch on burnup curve



* Solid line : Point burn up
* Dotted line : Initial effective multiplication factor

Fig. 5.4 Effect of lattice pitch on initial effective multiplication factor and burnup (1)

% のときの格子間隔を変えたときの燃焼曲線を Fig. 5.4 に格子間隔と初期実効増倍率および燃焼度との関係を，さらに Fig. 5.5 に 1.2% 濃縮燃料の場合の格子間隔による4因子の変化をそれぞれ示した．Fig. 5.4

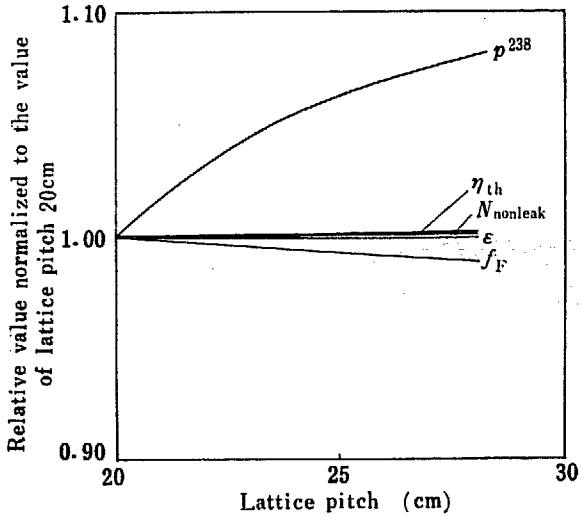


Fig. 5.5 Effect of lattice pitch on four factors

からわかることは格子間隔が 25 cm 以上では初期実効増倍率は格子間隔とともに若干増加するものの飽和性を帯び，一方格子間隔の増加とともに燃焼にともなう実効増倍率の低下率が大きくなるので，結局燃焼度はむしろ低下の傾向さえ示す．

5.2 31 本クラスタ

31 本クラスタを考えよう．31 本クラスタを考えるのは，燃料棒を細くしてクラスター本数を増すことによって比出力を増加させ，それにより，チャンネル総数を減少せしめて資本費の低減を計ろうとするものである．しかしこの場合，一般に核特性は悪くなる．格子の特性は定性的には 5.1 と同じであるが，定量的にはかなり異なる．それは 31 本クラスタの場合には，設計上 19 本クラスタの場合より燃料を細くするし，また，装填燃料量もやや多くなり，さらに燃料棒間ギャップが熱工学的面から制約されるのでどうしても圧力管内径が大きくなる等の理由から核特性をきめる諸因子に差異が生ずるためである．いま減速材・燃料体積比を一定に保った上で，やや細い燃料棒の 31 本クラスタをやや太い燃料棒の 19 本クラスタと，比較すると格子間隔は当然大きくなっており，

(i) 燃料棒間隔が余り大きくない限りは，炭酸ガスの減速効果は小さいので，1クラスタ内の燃料が増加した分に見合って速中性子分裂効果 ε は増加する．

(ii) 燃料棒が細くなるため S/M 比は増すが，同時に，クラスタの幾何学的配置の変化により有効表面

積率 EFF は低下する．また減速能 $\xi\Sigma_s$ も若干変化する．このため ^{238}U の共鳴を逃れる確率の変化は複雑であるが，概してやや減少する方向にある．

(iii) 被覆材量の比率の若干の増加が効くため，熱中性子利用率は低下する．

以上のうち(ii)(iii)の効果が強く，また，炉全体がやや小型になるため漏洩が増加する．そのため，19 本クラスタの場合より初期実効増倍率はかなり減少し，またそれにともなって燃焼度も低下する．なお，クラスタ内燃料本数の相違による燃焼度の変化については後に 5.4 で述べる．そこでは，13 mmϕ 31 本クラスタの例として，EL-4 大型改良炉[17] の例（TABLE 5.1 参照）を考える．Fig. 5.6 に燃料濃縮度と燃焼度および初期実効増倍率との関係を示した．また．Fig. 5.7 に濃縮度を一定にしたときの格子間隔と燃焼度および初期実効増倍率との関係を示す．この図で，燃焼度の飽和する格子間隔が 19 本クラスタの場合より大きい方へずれるのは，燃焼量および圧力管内径の増加によるもので，減速材・燃料比をほぼ一定に保な観点から当然である．

5.3 37 本クラスタ

31 本クラスタの場合よりさらに資本費の低減をはかりたい場合には，より細い燃料棒を用いた 37 本クラスタとし，さらに，同時に炭酸ガスの圧力を上げて熱伝達特性を改善することが考えられる．この場合には，31 本クラスタの場合より諸因子の効果が強くなるが，定性的には 5.2 の場合と同様のことがいえる．そして，初期実効増倍率も燃焼度も 31 本クラスタの場合よりさらに低下することになる．格子設計 B（TABLE 5.1 参照*）の場合を例にとる．Fig. 5.8 に燃料濃縮度と初期実効増倍率および燃焼度との関係を示す．また Fig. 5.9 に濃縮度を一定としたときの格子間隔と初期実効増倍率および燃焼度との関係を示しておいた．

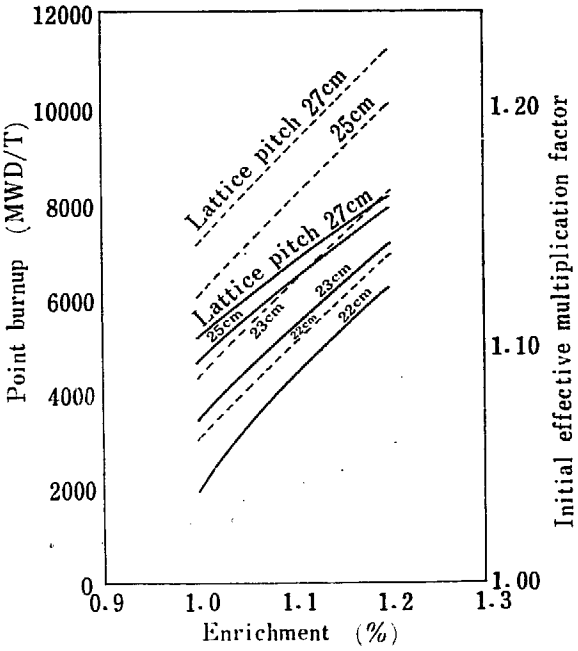
5.4 クラスタ構造の相違による燃焼度の違い

Fig. 5.10 に，燃料濃縮度を 1.2% としたときのクラスタ内燃料本数による格子間隔と初期実効増倍率および燃焼度との関係を示す．いま，減速材・燃料体積比 $V_M/V_F=15$ の所で比較すると，燃焼度は Point burnup で，19 本クラスタ，31 本クラスタおよび 37 本クラスタのときに，それぞれ 8250 MW D/T, 8150 MW D/T および 6920 MW D/T となる．したがって 31 本および 37 本クラスタは，19 本のものに比べ燃焼度は各々 1.2% および 16.1% の低下となる．これを濃縮度を増加して相殺するには，31 本クラスタおよび 37 本クラスタでそれぞれ，0.01% および 0.1% の濃縮度増加が必要であることが Fig. 5.7 および Fig. 5.9 からわかる．以上において 37 本クラ

TABLE 5.1 Design parameters for the improved EL-4-type reactor and lattice design B

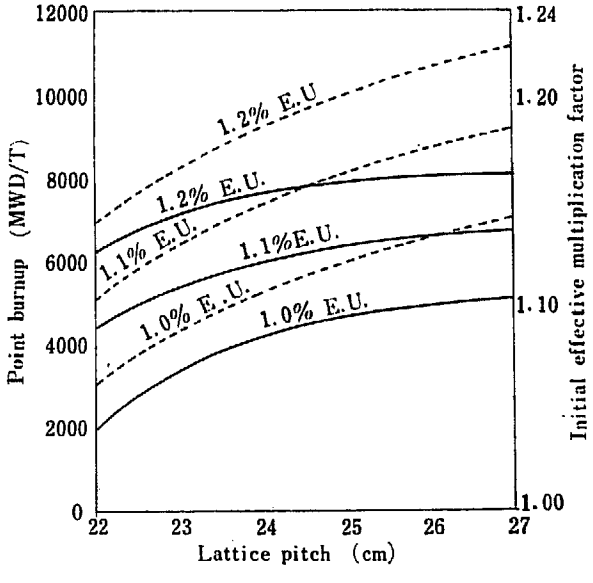
	Large sized improved EL-4 type reactor	Lattice design B
Fuel pellet diameter	13.0 mm	12.0 mm
Fuel rods in cluster	31	37
Sheath outer dia./inner dia.	13.6/13.0 mm	12.6/12.0 mm
Sheath thickness	0.30 mm	0.30 mm
Gap beween fuel rods	2.50 mm	3.80 mm
Gap between cluster and pressure tube	3.00 mm	4.30 mm
Pressure tube outer dia./ inner dia.	127.0/125.0 mm	118.4/115.7 mm
Pressure tube thickness	1.00 mm	1.50 mm
Thermal insulator thickness	4.00 mm	4.50 mm
Calandria tube outer dia./ inner dia.	141.0/135.0 mm	136.1/127.7 mm
Calandria tube thickness	3.00 mm	4.20 mm
Lattice pitch	270 mm	300
V_C/V_F	1.888	1.410
V_M/V_F	13.915	18.032
V/V_F	—	0.416
V_{Zry-Nb}/V_F	0.316	–
V/V_F	0.962	0.132
V_{sus}/V_F	0.094	0.103
Equivalent diameter of the core	6618 mm	
Equivalent height of the core	4800 mm	
Radial reflector thickness	500 mm	
Axial reflector thickness	500 mm	

* この設計は炭酸ガス圧力 90 気圧を想定しているので圧力管がやや厚く，寄生吸収が多いので核的に不利益はかなり増している．



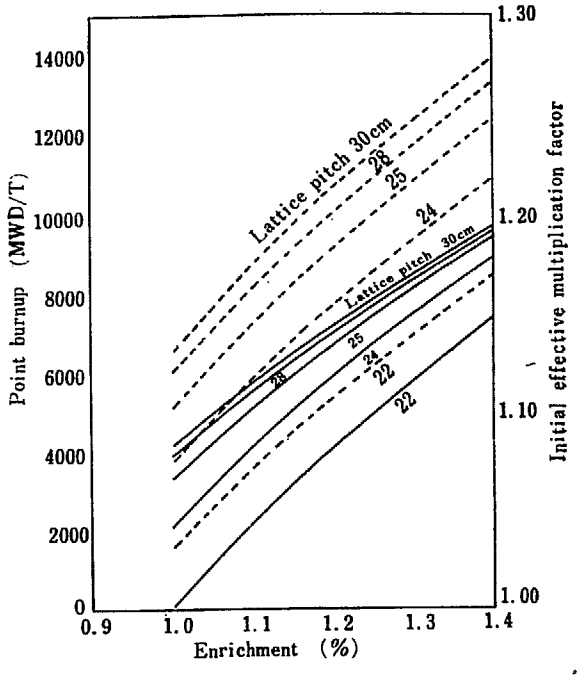
* Solid line : Point burnup
* Dotted line : Initial effective multiplication factor

Fig. 5.6 Effect of enrichment on initial effective multiplication factor and burnup (2)



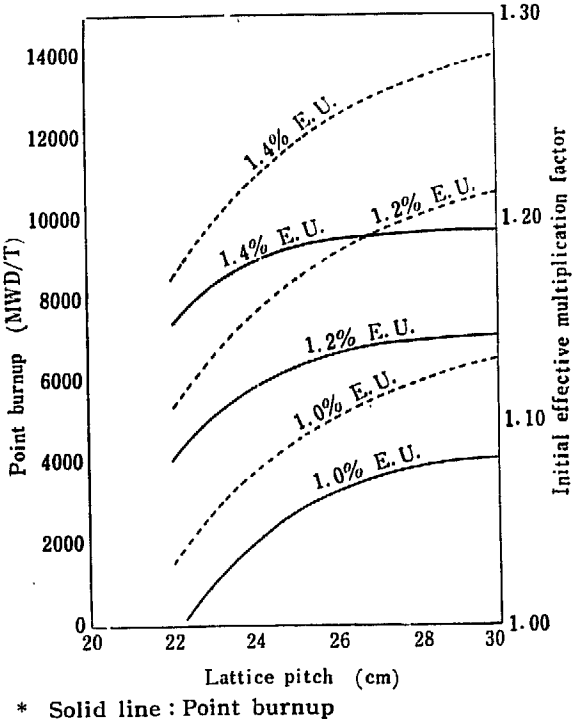
* Solid line : Point burnup
* Dotted line : Initial effective multiplication factor

Fig. 5.7 Effect of lattice pitch on initial effective multiplication factor and burnup (2)



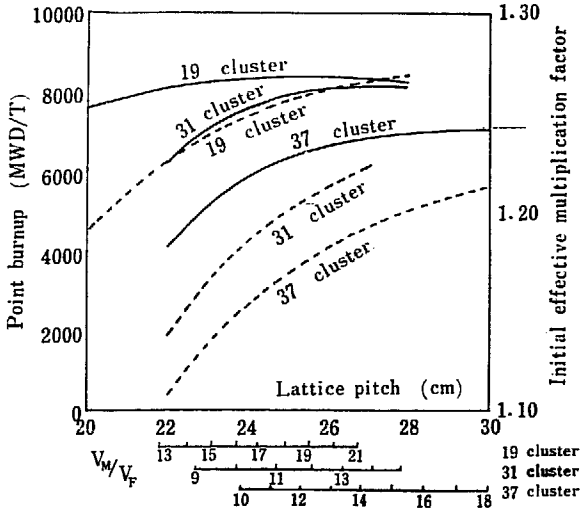
* Solid lind : Point burnup
* Dotted line : Initial effective multiplication factor

Fig. 5.8 Effect of enrichment on initial effective multiplication factor and burnup (3)



* Solid line : Point burnup
* Dotted line : Initial effective multiplication factor

Fig. 5.9 Effect of lattice pitch on initial effective multiplication factor and burnup (3)



* Solid line : Point burnup
* Dotted line : Initial effective multiplication factor

Fig. 5.10 Effect of cluster structure on initial effective multiplication factor and burnup

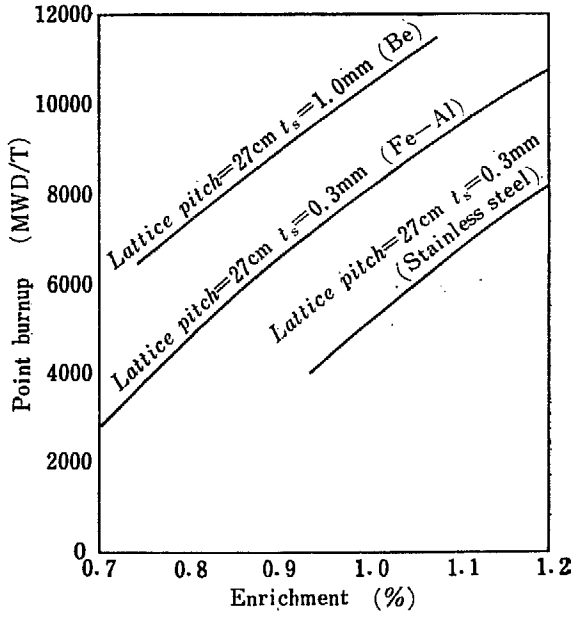


Fig. 5.11 Effect of sheath material on burnup

スタが著しく不利なのは，V_M/V_F が 15 のときには 37 本クラスタでは，燃焼度が飽和していないこともひびいている．しかし，燃焼度が十分飽和する格子間隔になったとしても，37 本クラスタが 19 本クラスタの飽和燃焼度と同一になるにはほぼ 0.09% の濃縮度の増加が必要となる．この 37 本クラスタが核的にかなり不利なのは，炭酸ガス圧力を 90 気圧としたので* 圧力管厚さが厚くなって，圧力管材による中性子吸収が効いて熱中性子利用率が低下したからであるが，資本費と燃料費の間で最適化をはかることは核的なデータのみでは当然できない．

5.5 被覆材の材料による差

被覆材の材料としては吸収断面積が小さい物質でしかも薄いもの程良いわけであるが，種々の工学的あるいは加工上の面から，その材料の種類および厚さは著しく制約される．いま材料としてステンレス鋼，Fe—Al 合金** および Be をとり燃焼度への影響をしらべてみる．今これらの材料による被覆材の厚さはステンレス鋼と，Fe—Al 合金の場合には 0.3 mm，Be の場合には 1 mm とする．これらの値は諸制約を考えに入れた場合のもっともしかるべき値である．いま EL-4 大型改良炉を例にとり，格子間隔を 27 cm (V_M/V_F=13.9) に保ち，被覆材として前記 3 物質を用いた場合の燃焼度を考えてみる．**Fig. 5.11** にこのときの濃縮度と燃焼度の関係を示した．これによると燃焼度は被覆材の材料の種類により著しく異ることがわかる．例えば 1.0% 濃縮の場合を考えてみよう．Be 被覆の場合には燃焼度は point burnup で 10450MWD/T でありそれに比して Fe—Al 被覆およびステンレス鋼被覆ではそれぞれ 22%，51% も低下する．これを濃縮度で相殺するには Fe—Al 被覆の場合は濃縮度を 0.17% 増加する必要があり，またステンレス鋼被覆に到っては 0.4% 近くも増加せねばならない．このように被覆材に吸収の大きいステンレス鋼を用いることは著しく不利であるが，反面 Be を被覆材として用いることができれば，燃焼度は加圧重水冷却型に匹敵することになる．また Fe—Al 合金は核的にはかなりおもしろく，天然ウランではやや無理であろうが，1.0% 程度の微濃縮の下では注目に値するものと考えられる．

* 他の 2 者は 60 気圧である．
** 原子数の比にして Fe 60%，Al 40 である．

6. 核燃料経済

6.1 天然ウラン炉

CANDUを例にとって燃焼の進行に伴う燃料の核種濃度の変化を計算して図示すると Fig. 6.1 のようになる．これから分るように天然ウラン・重水炉は 5～6000 MWD/T 以上においては，すでに実質的にプルトニウム炉に変化しているといってよい．この炉では

$$CR=\frac{\text{分裂性核種の毎秒生成数}}{\text{分裂性核種の毎秒消滅数}}$$

で定義される転換比 CR は，初期において 0.78 程度であり，1～2000 MWD/T 辺で一旦 0.75 位に下るが，その後 ^{240}Pu から ^{241}Pu への転換も寄与して来るので再び増加し，10000 MWD/T 付近では 0.88 位になる．プルトニウムはできるそばから燃焼して行くが，濃度は引き続き上昇し，10000 MWD/T では 0.47 % (内 fissile 0.33%) に達する．これに対し ^{235}U は終期には 0.12% にまで下り，ウラン濃縮プラントにおける廃棄ウランの ^{235}U 濃度* よりもかなり下っている．

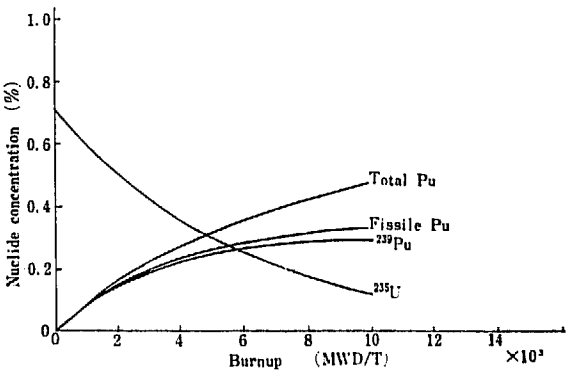


Fig. 6.1 Effect of burnup on nuclide concentrations in CANDU

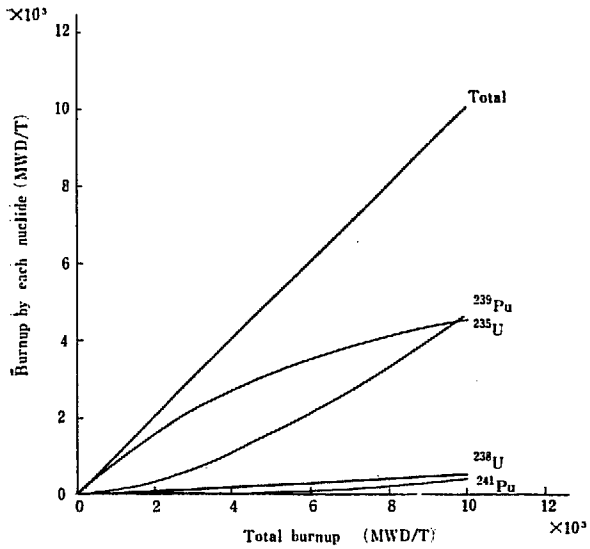


Fig. 6.2 Contribution of each nuclide to total burnup in CANDU

10000 MWD/T に至る迄の積算燃焼度への核種別の寄与を（濃縮した場合についての計算結果をも含めて）TABLE 6.1 に示しておいたが，天然ウランの場合発生エネルギーの約半量はプルトニウムによっていることがわかる．しかし ^{241}Pu への転換を十分に利用する所までは行っていない．なお各分核種別の燃焼度ののびのグラフを TABLE 6.2 に示した．

プルトニウムの蓄積は 30000 MWD/T 辺り迄はわりに直線的で，その後はカーブが寝て来ると共に非分裂性核種 (^{240}Pu, ^{242}Pu) のウエイトが増してくる．従ってプルトニウム生産炉として働かすならば 3000 MWD/T 辺で再処理にまわすのがよいが，この辺までのプルトニウム蓄積の様子は Calder 型黒鉛炉について発表されている値[18]とほとんど差がない．しかしながら同一天然ウラン量からのプルトニウム生産を高めるという観点に立てば，10000 MWD/T の重水炉は 3000 MWD/T の黒鉛炉の約倍量を生産することになり同時に再処理単価も下るから好都合である**．なお 10000 MWD/T 辺で取り出したプルトニウムの核種別組成を TABLE 6.2 に示しておく．

以上のように濃縮プラント．再処理施設等の格段の投資を必要とせずに天然ウランより 10000MWD/T の燃焼度を取り，^{235}U を濃縮プラントにおける以上にしぼり取ることのできる天然ウラン・重水炉は核燃料経済上は確かに注目すべき特徴を持っていると云える

* オークリッジにおける値として 0.217% といわれている．

** 因みに再処理費を 900 万円/トン，プルトニウム クレジットを 3600 円/fissile gr と仮定すると．Calder 型炉の場合は再処理は経済的にマイナスとなるが，CANDU 型炉の場合はややプラスになる．

TABLE 6.1 Nuclear fuel economy data for the CANDU lattice

Initial loaded fuel	Natural uranium	1.0% E.U.	1.2%. E.U.
Initial conversion ratio	0.78	0.62	0.55
consumption of ^{235}U to burnup 10000 MWD/T	0.59% of heavy nucleus	0.75	0.84
Accumulated Pu	0.47 〃	0.44	0.43
(fissile)	0.33 〃	0.33	0.33
Nuclide contribution to accumulated burnup 10000 MWD/T			
^{235}U	45.6 %	57.8	64.0
^{236}U	4.9	4.9	4.9
^{239}Pu	45.83	34.9	29.3
^{241}Pu	3.7	2.5	1.8
Expected burnup under ideal continuous refueling	~10000MWD/T	~19000	~24000

TABLE 6.2 Plutonium composition in CANDU fuel at 10000 MWD/T (started from natural uranium)

^{239}Pu	62.8 %
^{240}Pu	26.6
^{241}Pu	7.1
^{242}Pu	3.5

であろう．しかして残存する 0.33% の分裂性プルトニウムを，もしも劣化ウランと組み合わせて再使用するならば，理論的には原天然ウラン1トンから窮極的には 25000 MWD/T 程度のエネルギーを取り出し得ることになる*．これは ^{235}U のみの有するエネルギー量が3倍以上に拡張されたことにあたり，資源論的にはかなりの意義がある．

なお重水冷却方式以外では 2.3 で扱った低圧沸騰軽水冷却型の例について核種濃度変化をしらべると Fig. 6.3 のようであり，軽水冷却材程度の吸収物の増加は増倍率を損うことにはなっても中性子経済を左右するほどにはならないことがわかる．従って増倍率が適当な方法で保たれ，ある程度の燃焼度が得られる限りは天然ウラン重水炉の核燃料経済は冷却方式そのものに大きくは依存しないであろうと予想される**．

6.2 濃縮ウラン炉

重水冷却 (CANDU を濃縮したものを想定)，軽水冷却 (Ref. 15 D，格子間隔 24 cm)，炭酸ガス冷却，(格子設計 B 格子間隔 26 cm) の3例について濃縮ウ

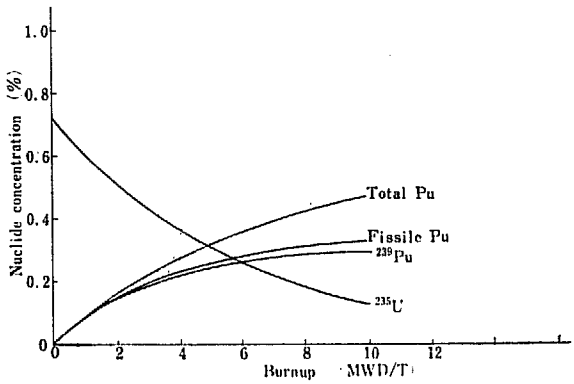


Fig. 6.3 Effect of burnup on nuclide concentrations in boiling H_2O cooled reactor fueld with natural uranium (On reactor design see Table 2.1)

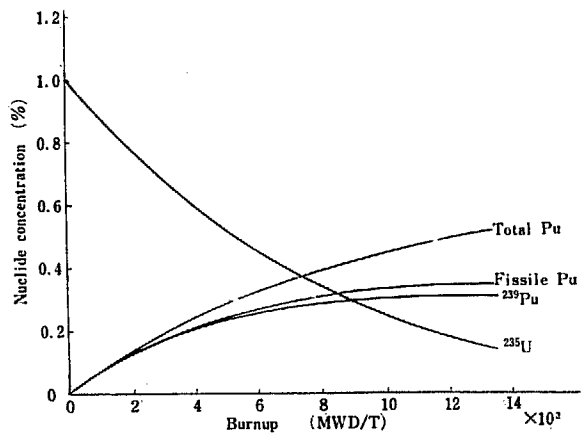


Fig. 6.4 Effect of burnup on nuclide concentrations in D_2O cooled reactor fueled with 1.0% enriched uranium
(Lattice equivalent to CANDU)

* 実効転換比 0.7~0.8 を仮定した．
** 要は増倍率を確保して不当に早く反応度寿命が尽きるのを防止することのみである．

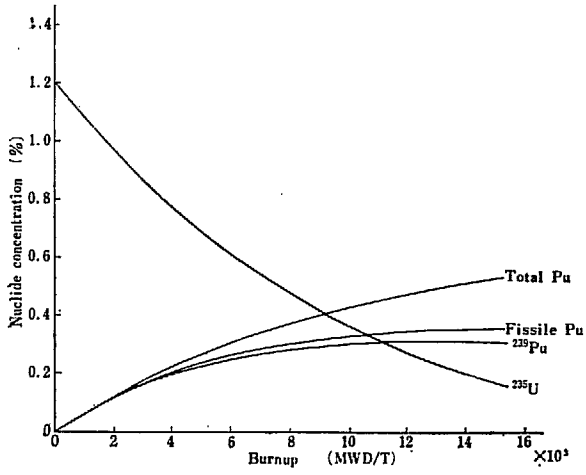


Fig. 6.5 Effect of burnup on nuclide concentrations in D_2O cooled reactor fueled with 1.2% enriched uranium
(Lattice equivalent to CANDU)

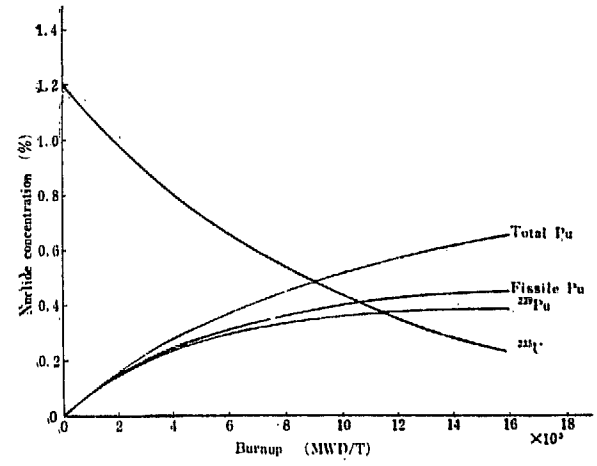


Fig. 6.6 Effect of burn-up on nuclide concentration in boiling H_2O cooled (under moderated) reactor fueled with 1.2% enriched uranium
(on Ref. ISD, Lattice pitch=24 cm design parameter see TABLE 2.1)

ラン炉の場合の核種濃度の変化を Fig. 6.4～7 に示す．Fig. 6.1 4, 5 から直ちにわかることは，同一の炉において天然ウランを濃縮ウランに変えてもプルトニウムの蓄積には目立った変化はなく，^{235}Uの減少のみが急になるということである．実際には転換比がやや下っているからプルトニムウの濃度の増加はいくらか鈍ってはいるのだが，大したことはなく，むしろ濃縮に伴う燃焼度ののびにより取出し燃料中のプルトニウム濃度は僅かながら増加するであろう．

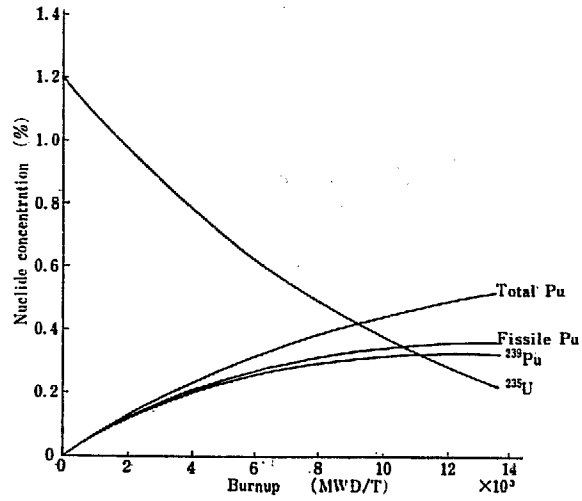


Fig. 6.7 Effect of burnup on nuclide concentrations in CO_2 cooled reactor fueled with 1.2% enriched uranium of stainless steel sheath
(Lattice design B, Lattice pitch=26 cm, on design parameter see TABLE 5.1)

しかしながら濃縮度が上るにつれて ^{235}U の燃焼炉に近づくから，プルトニウムを生れた燃料内でなるべくエネルギーに変えて ^{235}U を温存するという目的には合わなくなってくる．また ^{235}U の消費量に対するプルトニウム蓄積量も減ってくる．これらは数値的には例えば TABLE 6.1 に見られるようになる．

では濃縮は核燃料経済を悪化させるだけかというと必ずしもそうではない．それは燃焼度がのびるため，核燃料の量的な有効利用度は濃縮により反って増すこともあるからである．重水炉に限らず天然あるいは微濃縮ウランを使用する炉は余剰反応度が乏しいので，いかに転換比が良くても反応度寿命がとれなければその良い特性は生かされないことになる．従って現実の問題としては濃縮による反応度寿命ののびの効果の方が転換比の悪化などの効果に打勝って，一定量の資源をより有効に使う結果となることがある*．核燃料の量的な有効利用度の目安として“原天然ウラントン当り換算の燃焼度”というものを考えてみるこれは濃縮プラントの廃棄ウラン中の ^{235}U 濃度を ε % とするとき E% の濃縮ウラン1トンを作るのに（大量のウランを平衡的に処理しているとして）

* ^{235}U がどんなに稀薄になっても利用できるというものであるならば転換比の良い状態で働かせるに限るわけであるが，現実にはそうはゆかない．

$$T=\frac{E-0.714}{0.714-\varepsilon}+1 \text{ トン}$$

の原天然ウランを要するという考えに基くもので，E % 濃縮ウランの燃焼度を T でわって，これを“原天然ウラン換算の燃焼度”と呼ぶことにするものである．従って例えば $\varepsilon=0.217(\%)$ とすると 1.211% 濃縮ウラン1トンは原天然ウラン2トンに相当している．従ってこの 1.211% の濃縮ウランが天然ウランを直接燃す場合の2倍以上の燃焼度を示すならば，“原天然ウラントン当り換算の燃焼度”は上り，核燃料の有効利用度は増すことになる．重水炉においてそうした可能性は実際存在し，例えば TABLE 6.1 に示したように CANDU の場合燃焼度ののびの方が大きいと予想される．これは重水冷却の場合の例であるから，反応度に余裕の乏しい他の冷却方式の場合にはさらに顕著に起るものと思われる．こうした観点から重水炉における微濃縮ウランの once through システムは天然ウランに対するそれ以上に興味がある．殊に資本費の低減効果もあるので充分検討に値するといえよう．

上のような次第であるから重水炉において冷却方式に応じた適当な微濃縮を施すことは，コスト面はもちろんであるが，核燃料経済の面からもむしろ望ましいという評価になる．このように燃焼度を確保することは重要であり，設計上のフレキシビリティーも考えると濃縮の効果は相当大きく，重水炉は天然ウランにとらわれるよりは微濃縮の下に最適点のある炉型という見方で位置づけされる方が自然であると思われる．ただし，上と同様の考え方で“原天然ウラントン当り換算のプルトニウム生産量”というものと考えると，濃縮度 0.8% 程度以上では著しく不利となる．これはプルトニウムの蓄積が飽和的で，燃焼度に比例しては伸びてくれないからである．従ってプルトニウム生産という観点からは濃縮にブレーキがかかるが，プルトニウム生産にどこ迄とらわれるべきかには問題があろう．

いずれにしても重水炉の濃縮問題は技術面のみならず経済面にも政策面にも考慮すべき問題が多い．しかしこれらにあまり立入ることは本報の趣旨でないので，プルトニウム濃縮の問題についての核的なサーベイ結果のみを第7章に略述するに止めておく．

次に Fig. 5,6,7 についてしらべてみると同一濃縮度の下で Fig. 6.6 に示す沸騰軽水冷却炉は Fig. 6.5 の重水冷却炉に比して ^{235}U の消費，プルトニウムの蓄積共，かなり改善されていることがわかる．これに対して Fig. 6.7 の炭酸ガス冷却炉は重水冷却炉とほぼ同じ位になっている．後者がステンレス鋼被覆材その他による寄生捕獲のため転換比が低下しているにも拘らずそれほど悪くない理由および前者がかなり良い理由は共に冷却材に直接起因するものでなく，減速材・燃料体積比から明らかなように重水冷却炉に比して Under moderated な体系の故である*．殊に沸騰軽水冷却炉は $V_M/V_F=5.9$ という極端なものでこれは

* 炭酸ガス冷却型ではこのほか燃料棒が細く，共鳴の自己遮蔽が少ないこともひびいている．

TABLE 6.3 Nuclear fuel economy data for the D_2O moderated reactor of enriched U. fuel

Cooling type	Pressurized D_2O	Boiling H_2O	CO_2 (sheath sus)
Reactor type	CANDU	Ref. 15D, L=24 cm	Ref. 12, L=26 cm
V_M/V_F	13.6	5.9	12.6
Initial loaded fuel	1.2% E.U.	1.2% E.U.	1.2% E.U.
Initial convertion ratio	0.55	0.72	0.58
consumption of ^{235}U to burn-up 14000 MWD/T	1.00% of heavy nucleus	0.92	0.99
Accumulated Pu	0.51	0.61	0.53
(fissile)	0.35	0.4	0.37
Nuclide contribution to accumulated burn-up of 14000 MWD/T			
^{235}U	55.1	49.2	53.8
^{238}U	5.0	6.2	5.4
^{239}Pu	36.6	40.3	37.3
^{241}Pu	3.3	4.3	3.5
Expected burnup under ideal continuous refueling	~24000MWD/T	~18000	~14000

4.3 で述べたように零ボイド係数を追求した結果むしろ止むを得ず設定した点なのであるが，共鳴吸収が強く，転換比が良いため反って良い結果となったのである．従ってこうした炉は何等かの方法で反応寿命が保たれる限りは* 核燃焼料経済的にはかなり好ましい炉であり，例えば TABLE 6.3 に示すような比較になる．

現実の問題としては反応度寿命の面から under moderation の利点がなかなか発揮されず，従って濃縮度の最適化が非常に重要な課題となる．こうした体系では燃焼度は濃縮度と共にかなり急に伸び，最適点はとかく濃縮度の高い方にズレやすい．しかしステンレス鋼などの寄生捕獲を相殺するために濃縮度を高める場合とは違って，潜在する利点をひき出すための濃縮であるからいわば建設的なものといえ，こうした方向が重水炉としてはとるべき道のように思われる

* 実際にはこうした体系は種々の原因で増倍率がかせぎにくいが．

7. プルトニウム濃縮の研究

圧力管型重水炉において，^{235}U 微濃縮燃料を将来プルトニウム濃縮燃料におきかえる可能性を考え，その予備的研究としてプルトニウム濃縮のサーベイをおこなった．この際，サーベイの対象としてはCANDU格子および SGHWR 格子を選んだ．これは well moderated な加圧重水冷却型と under moderated な沸騰軽水冷却型で種々の型を代表させてみたのである*．次にプルトニウム濃縮について述べておく．ここでプルトニウム濃縮とは（プルトニウム＋ウラン238）ではなくて（プルトニウム＋天然ウラン）とした．従って，例えば相当濃縮度1.2%といっても分裂性原子核数としては ^{235}U の方が ^{239}Pu と ^{241}Pu の和よりも多くはいっていることになる．これはプルトニウム濃縮炉で self-sustaining や Pu-productive な焼料サイクルをやらせるときには（プルトニウム＋ウラン238）とするわけにはゆかぬので当然の考慮といえる．また実際の燃料サイクルにおいてもこの方が現実性がある．次に相当濃縮度 (Fissile enrichment) について述べるとその定義は

Fissile enrichment (%)

$$= \frac{N_{U-235}+N_{Pu-239}+N_{Pu-241}}{N_{U-235}+N_{U-238}+N_{Pu-239}+N_{Pu-240}+N_{Pu-241}+N_{Pu-242}} \times 100$$

とした*．したがって当初の燃料組成としては

燃料 1 cm³ 中の heavy nuclide の数を N_{hv}

燃料 1 cm³ 中のウラン原子の数を N_U

燃料 1 cm³ 中のプルトニウム原子の数を N_{Pu}

とおき fissile enrichment を e % とおいて

$$N_U + N_{Pu} = N_{hv}$$

$$AN_U + BN_{Pu} = (e/100) \cdot N_{hv}$$

の2式を連立させて N_U と N_{Pu} を求め，これに天然ウランおよびプルトニウムの核種組成率を乗じて核種濃度を出した．なお上の2式中のAは天然ウラン中の ^{235}U の組成率で 0.00714，Bはプルトニウム中の ^{239}Pu と ^{241}Pu の組成率の和である．

---

* 炭酸ガス冷却型におけるプルトニウムリサイクルの研究は別途安川[20]によってなされている．

** N は fuel 1cm³ 中の原子数である．

7.1 CANDU 格子におけるプルトニウム濃縮

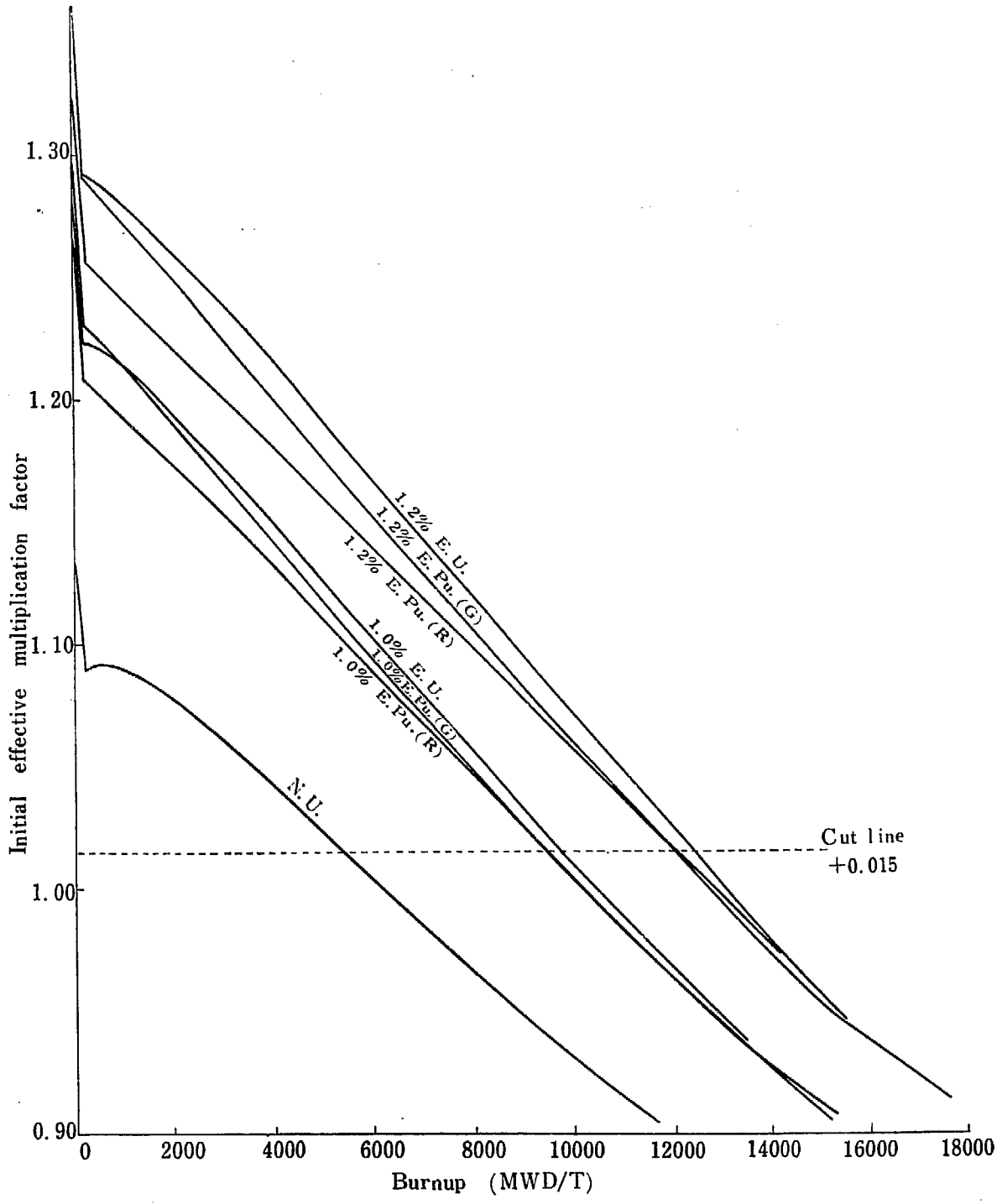
7.1.1 原電東海炉よりのプルトニウムの使用

当初のプルトニウム組成の例として，原子力発電採式会社東海炉の燃料サイクル平衡時の取出燃料の平均同位元素組成としてプルトニウム等価性委員会が計算した値[19]

Fissil ^{239}Pu 75.96% ^{241}Pu 5.21%

Non-fissile ^{240}Pu 18.47% ^{242}Pu 0.36%

を採用し，相当濃縮度 1.0% および 1.2% の場合についてサーベイした．Fig. 7.1 にその燃焼曲線，Fig. 7.2 にはウラン濃縮の場合とプルトニウム濃縮の場合との濃縮度と燃焼度の関係の比較を，また Fig. 7.3 および Fig. 7.4 にはそれぞれ 1.0% および 1.2% の場合の核種の濃度変化を示した．Fig. 7.1 によると，相当濃縮度 1.0% および 1.2% の両場合ともプルトニウム濃縮の方が ^{235}U 濃縮の場合よりも初期実効増倍率は高くなっている．しかしウラン濃縮の場合にみられる燃焼初期における ^{239}Pu の蓄積による実効増倍率のもち上り効果がないので実効増倍率は燃焼とともに直線的に下がり，燃焼度はウラン濃縮の場合より低いものとなる．だがこの場合にはその差は 4% ぐらいにすぎない．さてここでウラン濃縮の場合とプルトニウム濃縮の場合の内訳けを比較してみよう．^{239}Pu は ^{235}U に比べて熱中性子吸収断面積はかなり大きく，もし ^{240}Pu および ^{242}Pu の存在量が余り大きくなければ ^{235}U 濃縮より熱中性子利用率 f_F および熱中性子1吸収当り速中性子放出数 η_{th} が増加する．反面 ^{240}Pu の共鳴吸収が大きい．その結果初期実効増倍率の増減はこの3因子の競争過程となる．燃焼が進むと ^{235}U 濃縮の場合に比して ^{239}Pu の増加量は少ないか或は逆に減少し，一方 ^{240}Pu の蓄積は早いのでその寄性捕獲が増加し上記の熱中性子領域の因子の有利性は減少し，共鳴領域の不利益のみが強く効いてくるようになる．この節における例では ^{239}Pu に比べ他のプルトニウム同位元素の存在比が小さいため，前述のように初期実効増倍率は ^{235}U 濃縮の場合より大きくなり



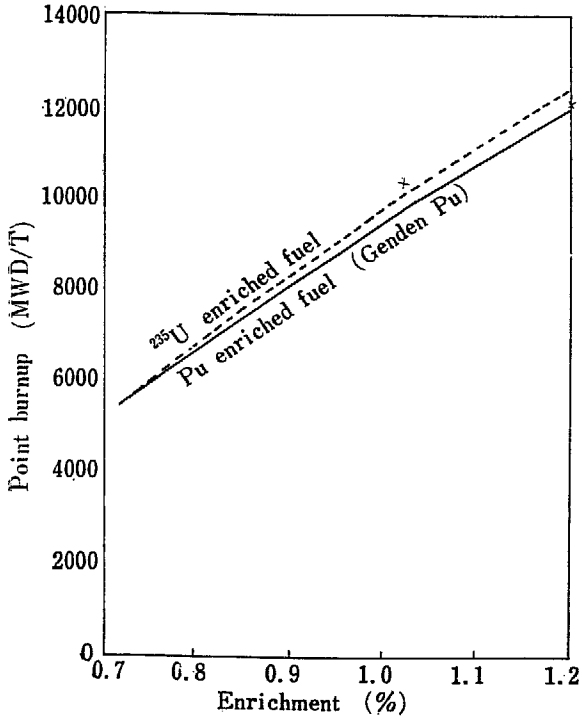
* Coolant : D_2O
G : Pultonium from Genden reactor
R : Recycled plutonium

Fig. 7.1 Burnup curve of plutonium enriched fuel in CANDU

燃焼度も余り違いが出なかったわけである．次に **Fig. 7.3** および **Fig. 7.4** によれば，核分裂性プルトニウムの濃度は相当濃縮度 1.0% では燃焼が進むとともに増加し，1.2% のときには逆に減少する．これから考えると核分裂性プルトニウムの Self-sustaining は相当濃縮度 1.1% 位で実現することが予想される．

7.1.2 リサイクルプルトニウムの使用

次にプルトニウムリサイクルの場合を考える．その



× Recycled pultonium enriched fuel

Fig. 7.2 Effect of plutonium enrichment in CANDU

場合，初期組成は次の通りとした．

(i) 相当濃縮度 1.0% のプルトニウム濃縮の場合 1.0% ^{235}U 濃縮炉を考え，その 13500 MWD/T 燃焼時の取出燃料中のプルトニウム組成をそのままプルトニウム濃縮用の燃料に用いるとした*．この組成は次のようである．

Fissile　^{239}Pu 59.0%　^{241}Pu 8.0%

Non-fissile ^{240}Pu 28.3%　^{242}Pu 4.8%

(ii) 相当濃縮度 1.2% のプルトニウム濃縮の場合 1.2%^{235}U 濃縮炉を考え，その 15400MWD/T 燃焼時の取出燃料中のプルトニウム組成を用いるとした*．

Fissile　^{239}Pu 58.2%　^{241}Pu 8.3%

Non-fissile ^{240}Pu 28.4%　^{242}Pu 5.2%

以上の (i) (ii) 両者においては原電東海炉よりのプルトニウムに比してかなり ^{240}Pu の含有率が高くなっている．そのため 7.1.1 の例に比べ初期実効増倍率はかなり低く，^{235}U 濃縮の場合より低くなっている．しかし反面 ^{240}Pu は親核種であるため，中性子捕獲により ^{241}Pu になったものが燃焼にきいてくるため初期実効増倍率が低下するほどには燃焼度は低下せず，むしろ増加する傾向さえ見られる．Fig. 7.1 に燃焼曲線，Fig. 7.5, Fig. 7.6 に核種濃度の変化を示した．Fig. 7.1 と 7.1.1 の例とから燃焼度は point burnup

* この組成のプルトニウムの量は十分にあるものとする．

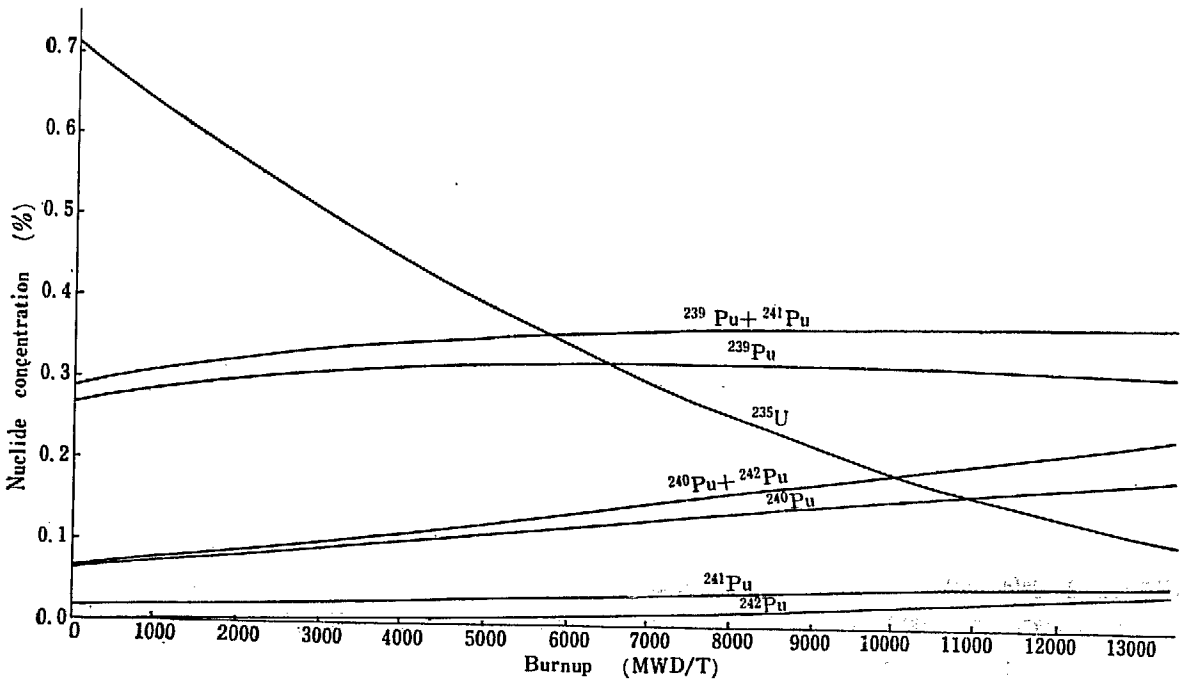


Fig. 7.3 Effect of burn-up on nuclide concentrations in CANDU (1)
(1.0% plutonium enriched fuel)
(Plutonium from Genden reactor)

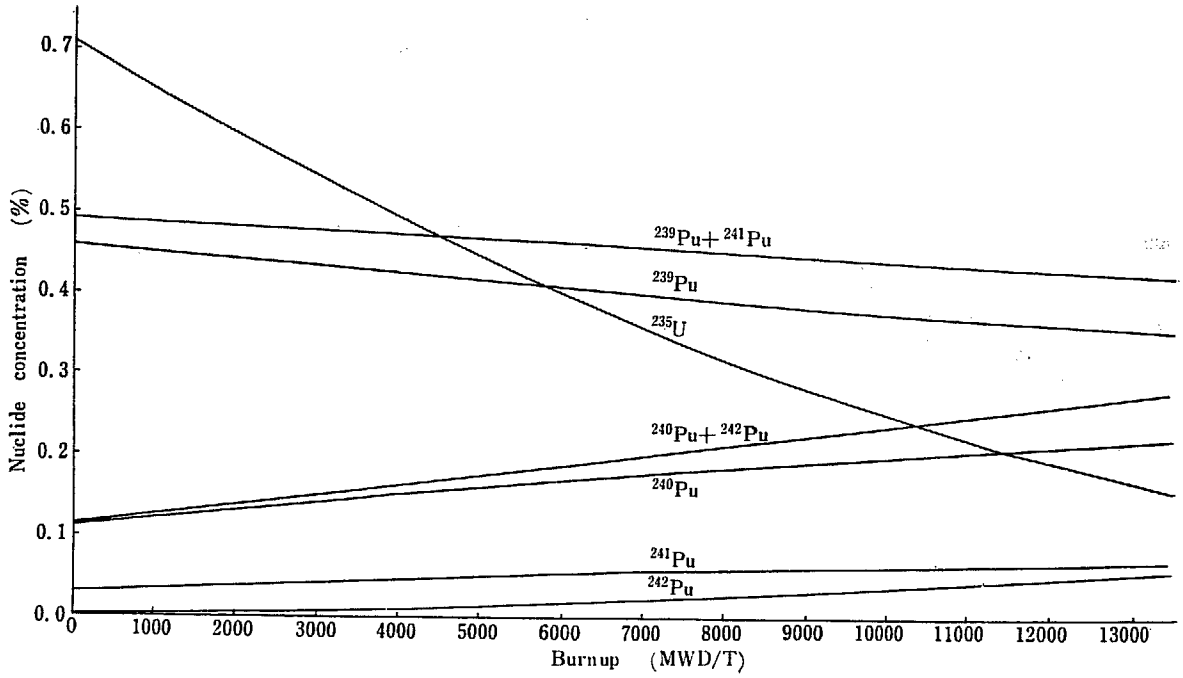


Fig. 7.4 Effect of burnup on nuclide concentrations in CANDU (2) (1.2% plutonium enriched fuel) (Plutonium from Genden reactor)

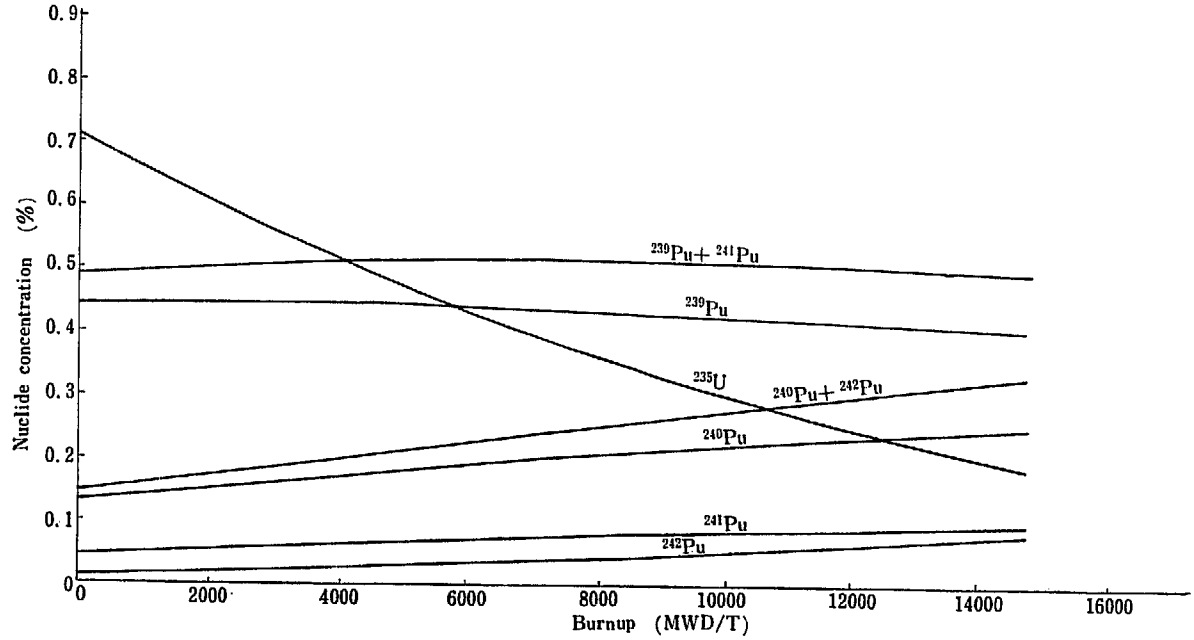


Fig. 7.5 Effect of burnup on nuclide concentrations in CANDU (3) (1.0% plutonium enriched fuel) (Plutonium from Genden reactor)

で次のようになる．濃縮度 1.0% の場合には，(イ) ^{235}U 濃縮のとき 9800 MWD/T (ロ) 原電東海炉組成プルトニウム濃縮のとき 9500 MWD/T，(ハ) リサイクルプルトニウム濃縮のとき 10000 MWD/T であり，また濃縮度 1.2% の場合には，(イ) ^{235}U 濃縮のとき 12400 MWD/T，(ロ) 原電東海炉組成プルトニウムのとき 12000 MWD/T (ハ) リサイクルプルトニウムのとき 12050 MWD/T となっており余り強くないにしても ^{240}Pu の親物質効果が表われていることがわかる．このように高次核種を多く含むプルトニウムの方がむしろやや有利に出ているのは興味あることである．

7.1.3 Self-sustaining リサイクル

CANDU 格子において，まず天然ウラン燃料の場

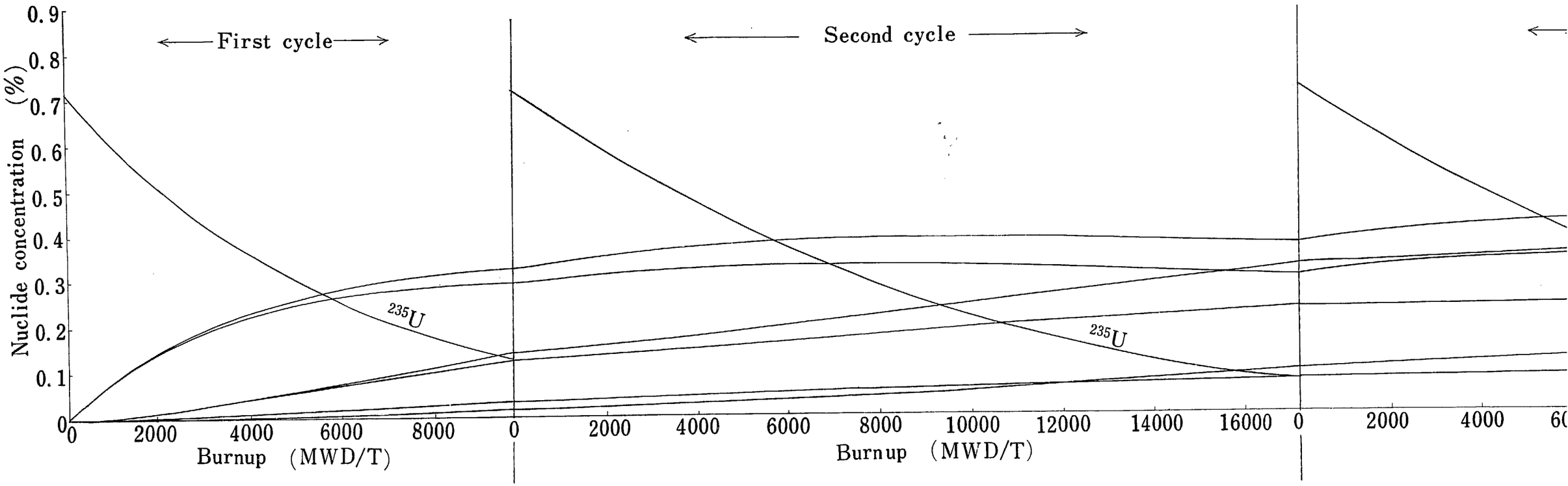


Fig. 7.8 Effect of burnup on nuclide concentrations in self-sustaining Pu recycle in CANDU

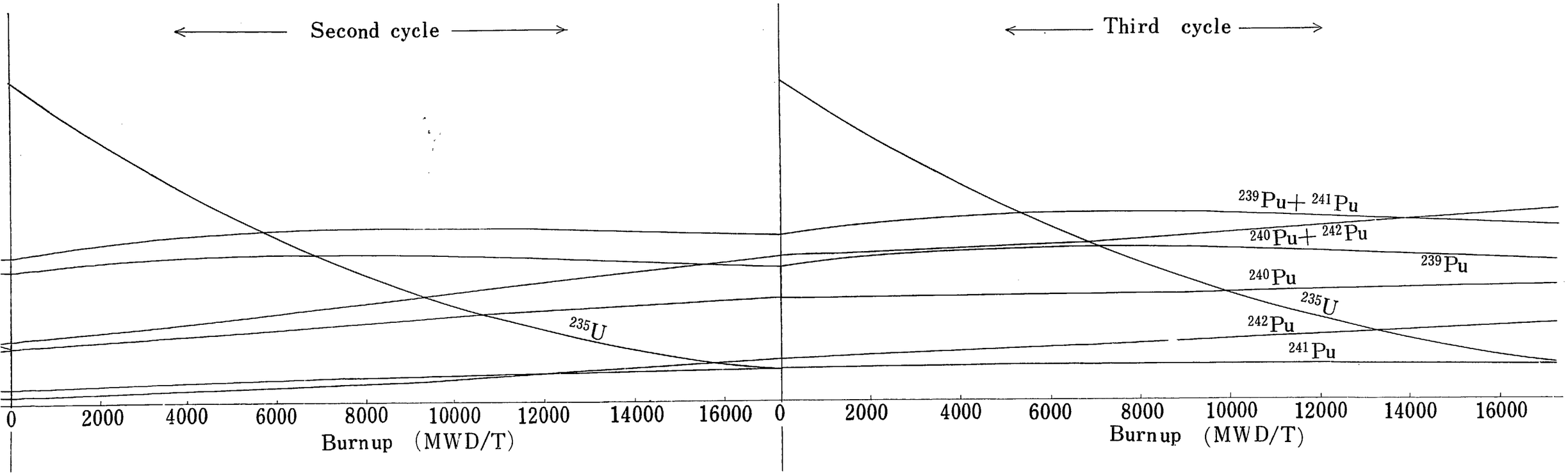


Fig. 7.8 Effect of burnup on nuclide concentrations in self-sustaining Pu recycle in CANDU

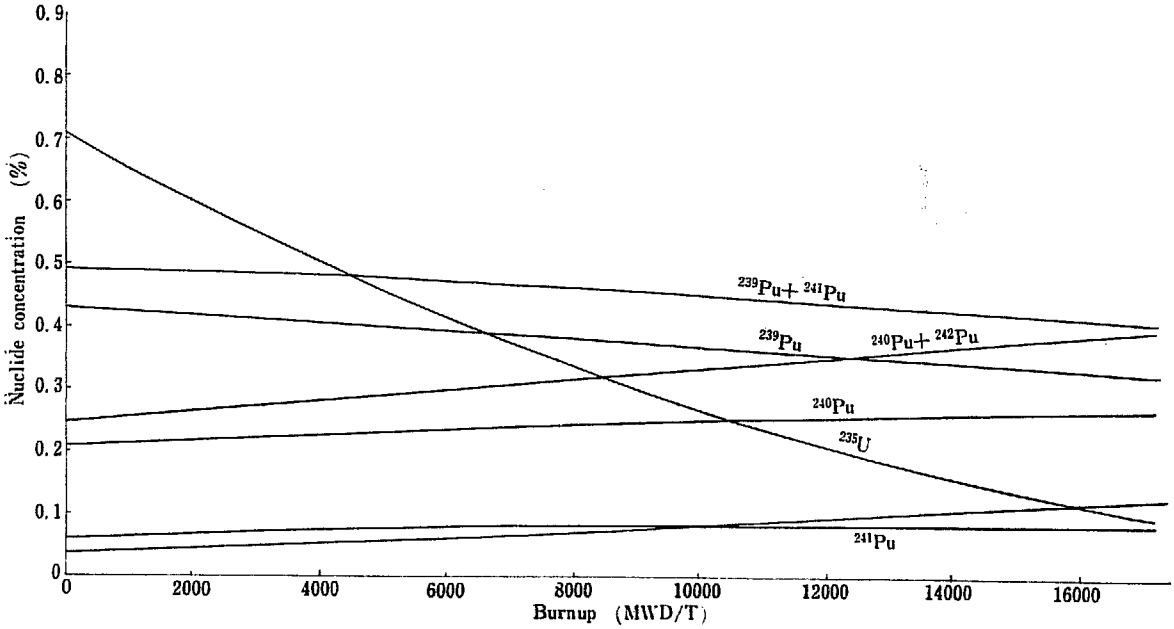


Fig. 7.6 Effect of burn-up on nuclid concentrations in CANDU (4) (Recycled plutonium) (1.2% Plutonium enriched fuel)

合の 9750 MWD/T 燃焼時での取り出し燃料中のプルトニウムを天然ウランに加えて燃料とする**. そのときのプルトニウムの組成は

Fissile　^{239}Pu 62.8% ^{241}Pu 7.1%

Non-fissile ^{240}Pu 26.6% ^{242}Pu 3.5%

であり，新しい燃料の相当濃縮度は 1.036% となる. Fig. 7.7 にこのときの燃焼曲線を，また Fig. 7.8 にはその核種濃度の変化を示した. Fig. 7.7 によると燃焼度は point burnup で 9980 MWD/T とれる. そこで燃料交換を適当に行なったと仮定して，取り出し燃料の焼焼度として 17200 MWD/T を想定し，そのときのプルトニウムを天然ウランに加えて第3回目の燃焼を行なわせるものとするそのときのプルトニウム組成は，

Fissile　^{239}Pu 43.4% ^{241}Pu 9.7%

Non-fissile ^{240}Pu 33.1% ^{242}Pu 13.8%

となって，この第3サイクルの初期の相当濃縮度は 1.073% となっている. この場合には ^{240}Pu がさらに増してかなりの量となっている. Fig. 7.7 に燃焼曲線をまた Fig. 7.8 に核種濃度の変化を示した. Fig. 7.7 によると，この場合には初期実効増倍率は第2サイクルに比して低いにもかかわらず，^{240}Pu (n, γ) ^{241}Pu により生ずる ^{241}Pu の燃焼度への寄与がきいて

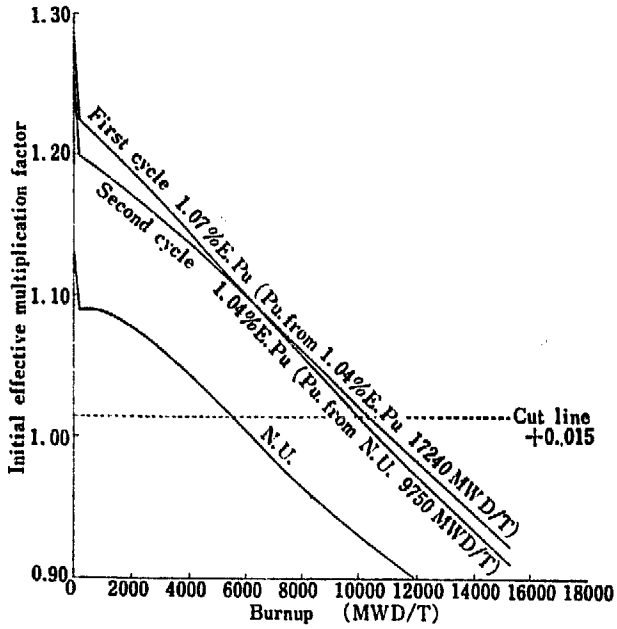
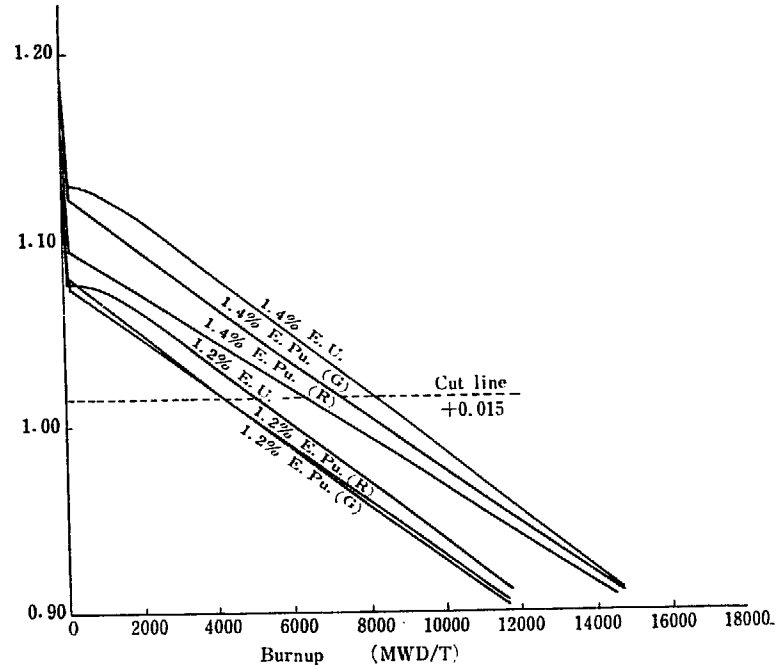


Fig. 7.7 Burnup curve of self-sustaining recycle in CANDU

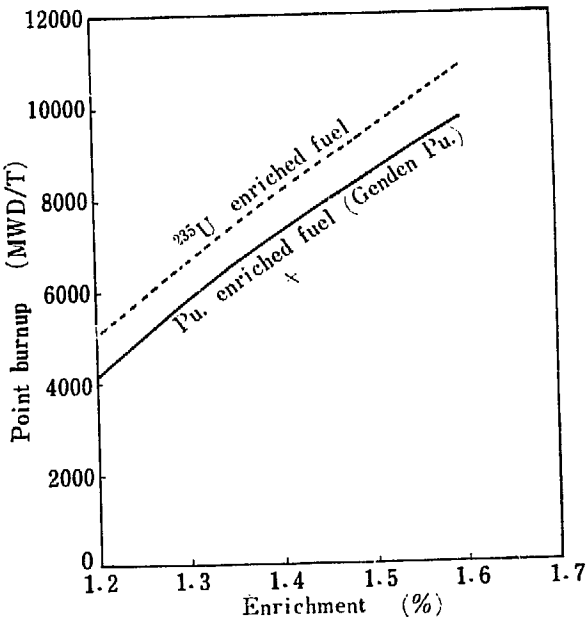
燃焼度はさらに伸びて point burnup で 10400 MWD/T となっている. そして燃焼曲線には弱いものではあるが ^{241}Pu 生成による実効増倍率のもち上り効果の傾向すら表れてきている. このことからプルトニウムの組成中の ^{240}Pu 濃度がさらに増して燃焼度は余り低下しないと予想される. なお以上の3サイクルによ

* 今度はプルトニウムの量まで考え原天然ウラン1トンよりとれたプルトニウムを新しい天然ウラン1トンに加えてやることにする. 第3サイクル以下も同様である.



* Coolant : H_2O
G : Plutonium from Genden reactor
R : Recycled plutonium

Fig. 7.9 Burnup curve of plutonium enriched on burn-upfor SGHWR



× Recycle plutonium enriched fule

Fig. 7.10 Effect of plutonium enrichment on burn-up for SGHWR

る積算燃焼度は 45000 MWD/T 程度とれると考えられ，このときさらにプルトニウムの下の組成表のものを燃料1トン当り 8.0 kg 位取り出すことができる．核分裂性プルトニウムの量は当初の天然ウラン炉から取り出し量よりもやや多い所でほぼ sef-sustaining している．

第3サイクル終了時（積算～4, 5000 MWD/T）におけるプルトニウムの組成

Fissile ^{239}Pu 38.2% ^{241}Pu 9.5%
Non-fissile ^{240}Pu 31.4% ^{242}Pu 20.9%

7.2 SGHWR 格子におけるプルトニウム濃縮

次に SGHWR 格子（$V_M/V_F=7.0$）を考えた場合，大体の事情は CANDU 格子（$V_M/V_F=13.7$）の場合と似て居り，以下に記すようになるが，under moderation の効果もかなりみられる．

7.2.1 原電東海炉よりのプルトニウムの使用

プルトニウムの組成例としては 7.1.1 におけるものと全く同様のものを用いた．**Fig. 7.9** に燃焼曲線をまた **Fig. 7.10** に ^{235}U 濃縮とプルトニウム濃縮の場合の濃縮度と燃焼度の関係の比較を示す．また **Fig. 7.11** および **Fig. 7.12** に濃縮度 1.2% および 1.4%

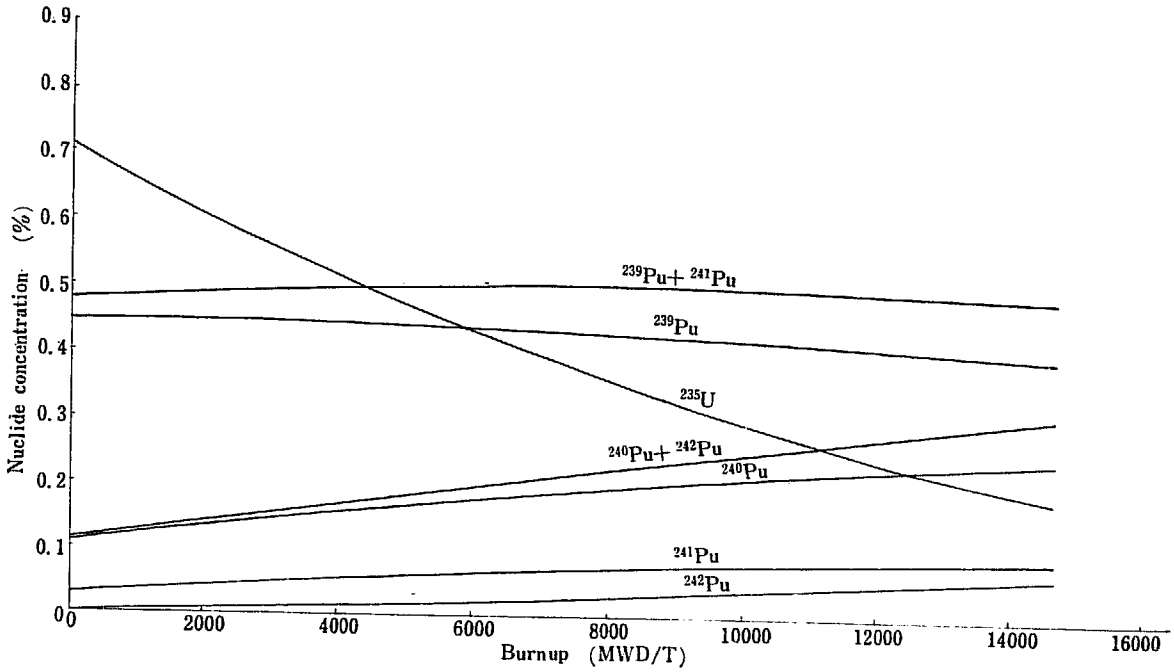


Fig. 7.11 Effect of burnup on nuclide concentrations in SGHWR (1)
(1.2% plutonium enriched fuel) (Plutonium from Genden reactor)

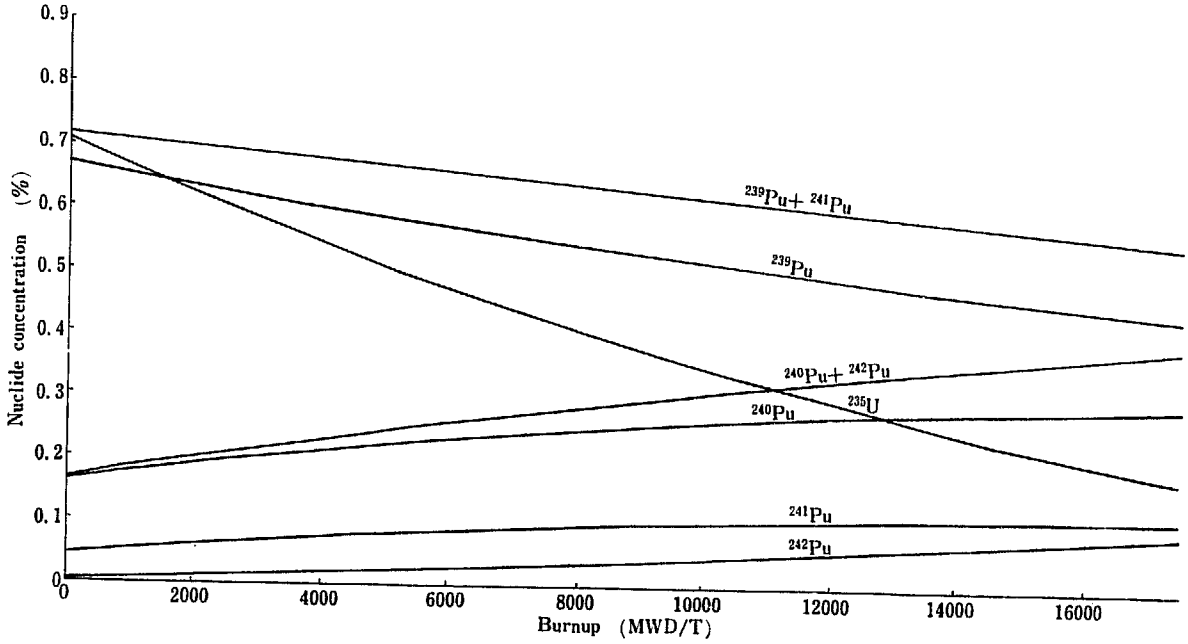


Fig. 7.12 Effect of burn-up onnuciide concentrations in SGHWR (2)
(1.4% Plutonium enriched fuel)

の場合の核種濃度の変化を示しておいた. **Fig. 7.10** よりわかるようにプルトニウム濃縮はウラン濃縮に比べて燃焼度がかなり低下しており，例えば濃縮度 1.2% の場合には，その低下は，18% にもなっている. また **Fig. 7.11** および **Fig. 7.12** をみるとわかるが，相当濃縮度 1.2% の場合には分裂性プルトニウム核種は燃焼とともにやや増し，1.4% の場合は減少する. 従って SGHWR 格子においては分裂性プルトニウムの平衡が達せられる相当濃縮度は 1.2% より高くなり，この点が CANDU 格子との大きな違いとなる. これは SGHWR 格子が CANDU 格子に比して under moderation であるため ^{238}U の共鳴吸収が大きく，従って転換比が良くなっているためである.

7.2.2 リサイクルプルトニウムの使用

7.1.2 と同様にプルトニウムリサイクルを考えた. 初期のプルトニウム組成として，

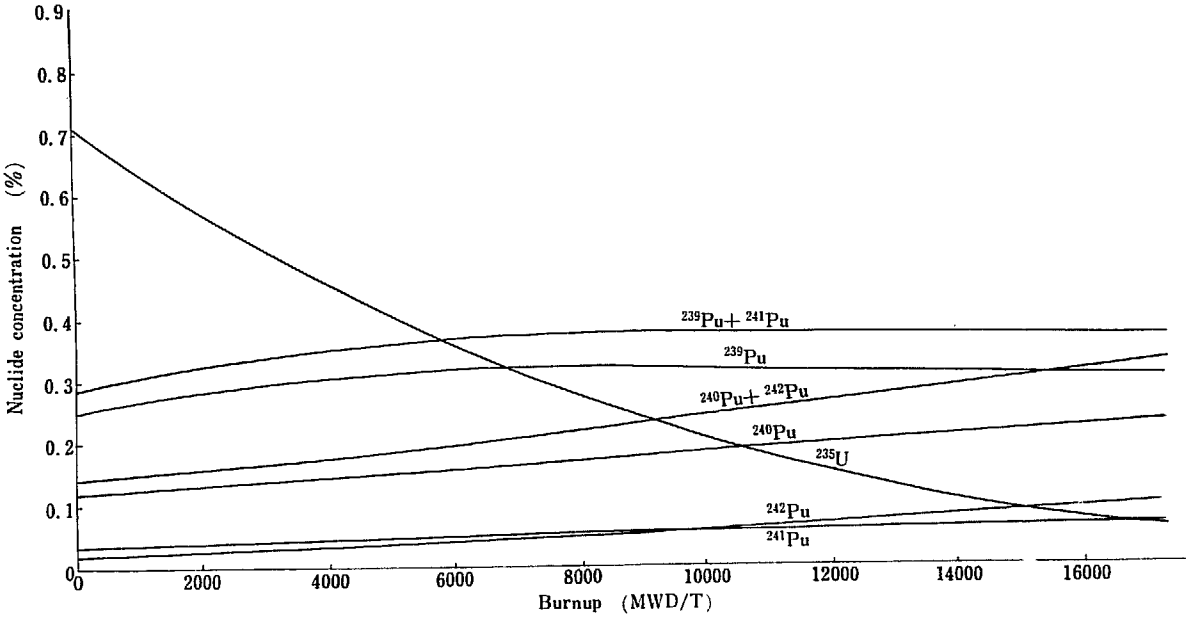


Fig. 7.13 Effect of burnup on nuclide concentrations in SGHWR (3)
(1.2% plutonium enriched fuel)

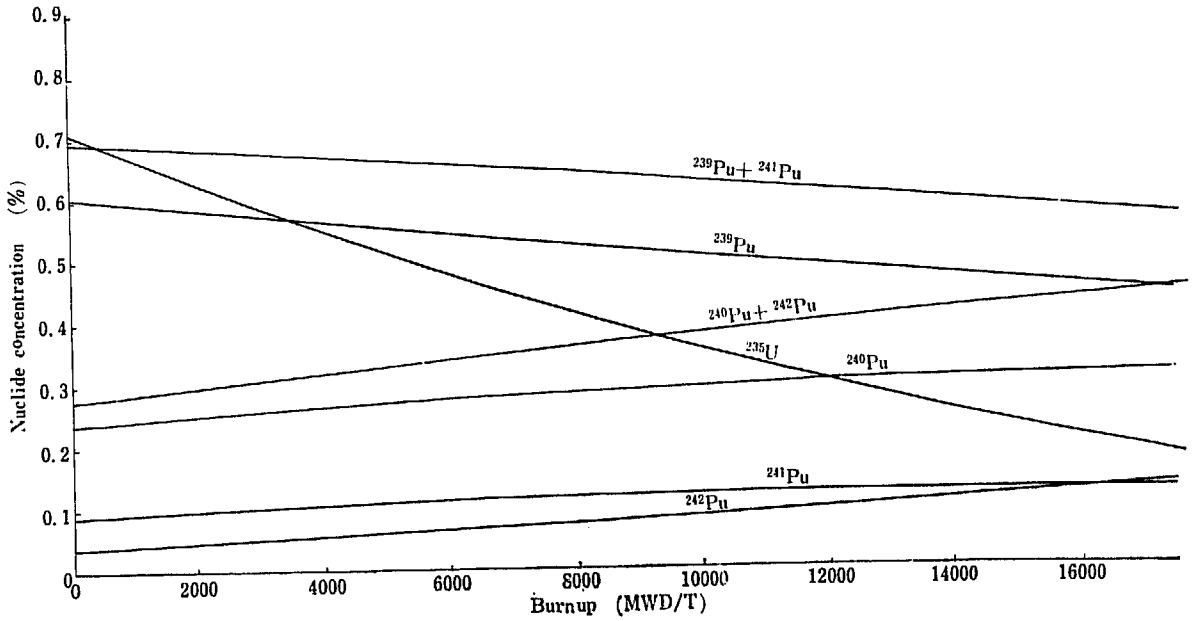


Fig. 7.14 Effect of burn-up on nuclideconcentrations in SGHWR (4)
(1.4% plutonium enriched fuel)

(i) 相当濃縮度 1.2% のプルトニウム濃縮の場合
SGHWR の 1.2% ^{235}U 濃縮の場合の 9920 MWD/T 燃焼時のプルトニウムを天然ウランに加えて燃料とする．このときのプルトニウム組成は

Fissile ^{239}Pu 69.5% ^{241}Pu 7.3%

Non-fissile ^{240}Pu 21.0% ^{242}Pu 2.2%

である*.

(ii) 相当濃縮度 1.4% のプルトニウム濃縮の場合
SGHWR の 1.4% ^{235}U 濃縮の場合の 14760MWD/T 燃焼時のプルトニウムを天然ウランに加えて燃料とする*．このときのプルトニウム組成は，

Fissile ^{239}Pu 62.3% ^{241}Pu 9.2%

Non-fissile ^{240}Pu 24.5% ^{242}Pu 4.0%

である．Fig. 7.9 に燃焼曲線を，Fig. 7.13 および Fig. 7.14 に核種濃度の変化を示す．Fig. 7.9 と 7.2.1 とからわかるように燃焼度は濃縮 1.2% の場合には，

* 7.1.2 の場合と同様プルトニウムの量は十分あるとしている．

(イ) ^{235}U 濃縮のとき 5060 MWD/T (ロ) 原電東海炉組成プルトニウム濃縮のとき 4150 MWD/T (ハ) リサイクリプルトニウム濃縮のとき 4100 MWD/T であり，濃縮度 1.4% の場合には，(イ) ^{235}U 濃縮のとき 8110 MWD/T (ロ) 原電東海炉組成プルトニウムのとき 7250 MWD/T (ハ) リサイクルプルトニウム濃縮のとき 6330 MWD/T となり，CANDU の場合とちがって，リサイクリプルトニウム使用の場合の方が原電東海炉よりのプルトニウム使用の場合より悪くなっている．これは SGHWR のように under moderated な系においては共鳴吸収による増倍率の低下が著しく，^{240}Pu の親物質効果よりも毒物効果の方がよりきいてしまうためと考えられる．

7.2.3 Self-sustaining リサイクル

SGHWR 格子において 1.2% ^{235}U 濃縮の場合の 9920 MWD/T 燃焼時のプルトニウムを取り出し．天然ウランに加えて燃料とすることを想定する．そのときのプルトニウム組成は 7.2.2 (i) のと同じであるが，プルトニウムの量を保存するリサイクルのなで，相当濃縮度は 1.08% にしかならない．Fig. 7.15 に燃焼曲線，Fig. 7.16 に核種濃度の変化を示す．相当濃縮度が低いので燃焼度は上らず point burnup で 2320 MWD/T であり 2 サイクル積算で 13000 MWD/T 程度しかとれない．しかし核分裂性プルトニウムは増加するからこれをもう一度リサイクルさせると ^{240}Pu からの ^{241}Pu の生成が効いてくるのであるいは燃焼度は若干伸びるかもしれない．しかしながら，SGHWR においては，このようなサイクルのくり返しで平衡サイクルに近づくことは困難であり，最初から平衡量に近いプルトニウムを一度に加えて相当濃縮度 1.2% 位からスタートさせねばスムーズにゆかない*．またプルトニウムの平衡濃度は under moderation のために CANDU よりやや高くなっているが，この量の下では燃焼度は十分とれない．結局，このような under moderated な系においては転換比は良く，プルトニウムの平衡濃度も高いので，プルトニムムを保持したり，ふやしたりするには本来は都合が良いのであるが，いかんせん現実には燃焼度がとれず，その利点が発揮できないのである．

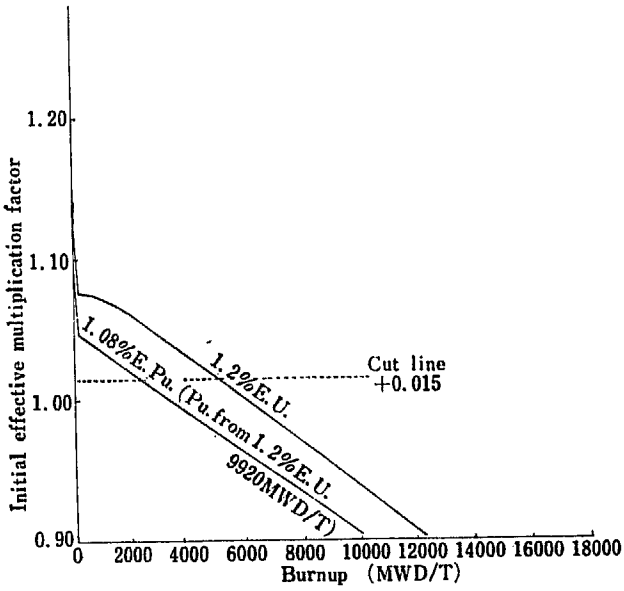


Fig. 7.15 Burnup curve of self-sustaining recycle in SGHWR

* もしも ^{235}U 濃縮からスタートさせるのならば，1.2% より高い所から始めて最初のとり出し燃料中のプルトニウムの量が平衡濃度近くになるまで燃してやることが必要である．今回の計算は第 1 サイクルの想定が適当でなかった．

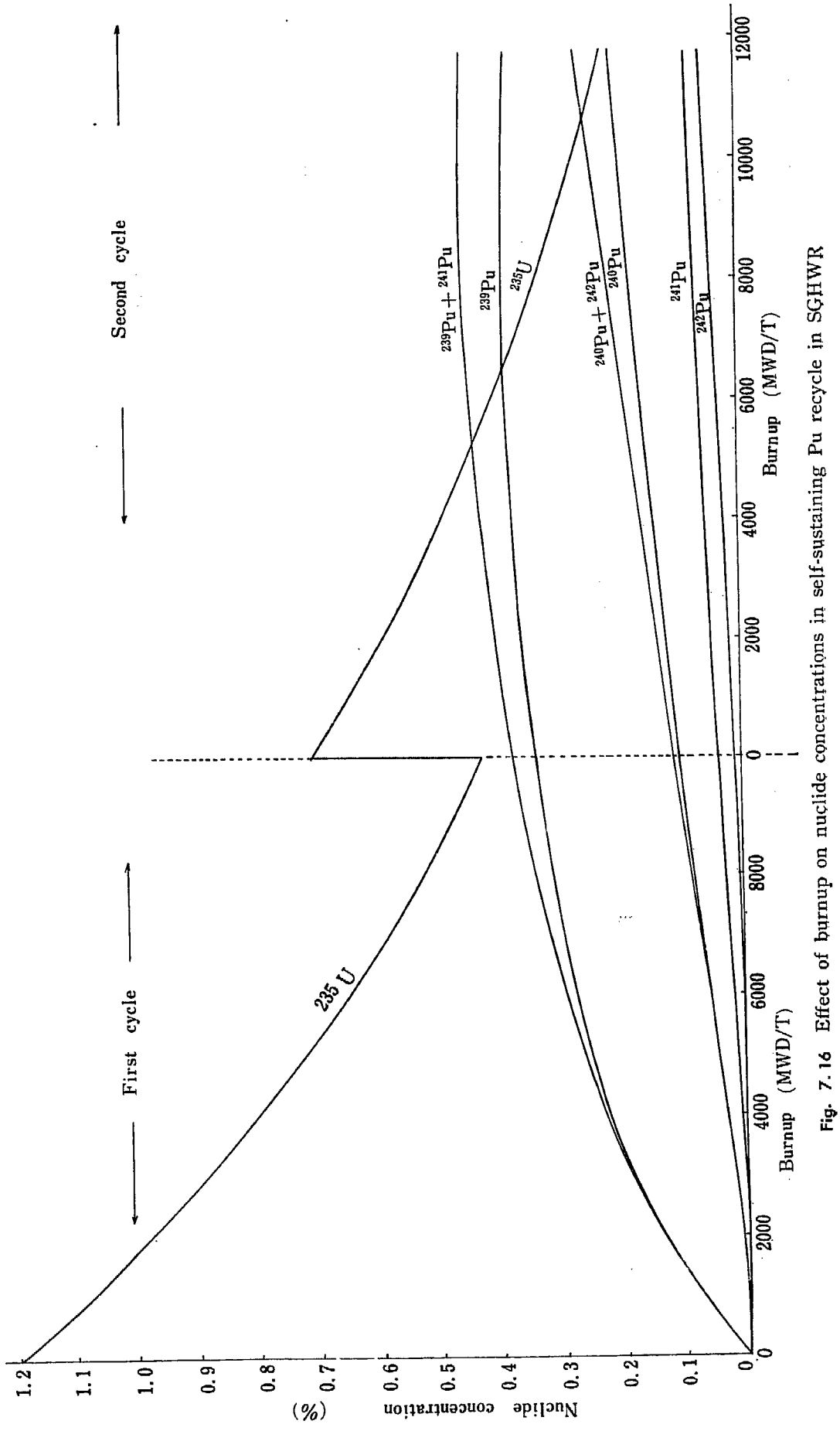


Fig. 7.16 Effect of burnup on nuclide concentrations in self-sustaining Pu recycle in SGHWR

8. 結果の要約

以上の結果を以下に要約し，重水減速動力炉の各種冷却方式の個々およびそれらに共通な問題について概論する．なお重水炉と他の炉型との比較についてはここでは触れないことにする．

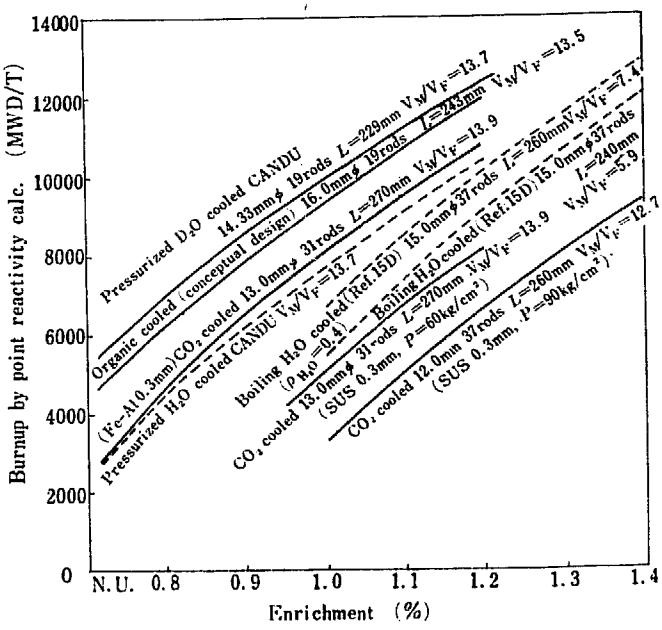


Fig. 8.1 Burnup of various type of reactors

8.1 冷却方式別の問題

まず各冷却方式毎にほぼ代表的な設計をとり，濃縮度と燃焼度の関係を図示すると Fig. 8.1 に示すようになる．これらをもとにしてほぼ以下のようなことがいえる．

1) 加圧重水冷却型は今日において天然ウランを確実に使用できるほとんど唯一の炉型である．
2) しかし同冷却型といえども微濃縮を施す方が種々の点からみて有利である．他の炉型についてはもちろんである．
3) 有機材冷却型は概念設計で採用した Fig. 2.7 に示すような圧力管構造が技術的に信頼できるなら，軽水冷却型より核的には有利である．
4) 沸騰軽水冷却型は零ボイド係数の条件がきびしければ重水炉としてはかなり不満足な燃焼度に止まる．しかしステンレス鋼被覆の炭酸ガス冷却型よりは良い．
5) 零ボイド係数付近の沸騰軽水冷却型はかなり under moderate で最適濃縮度は高い方にゆきやすいが，資本費および転換比の面でおもしろい．
6) 沸騰軽水冷却型においてボイド係数の条件がゆるめられれば燃焼度は急速に良くなる．例えば Fig. 8.1 に示すように Ref. 15 D において格子間隔を 2 cm 拡げるだけで濃縮度は 0.06% 下げられる*．(V_M/V_F の変化は5.9→7.4)
7) ボイド係数を正確に論ずるにはコードの精度が不足しているが，今回の結果から判断する所では動作状態付近での $-dk/d\rho$ は $\lesssim 0$ にできたとしても，$\rho_{H_2O,eff}$ の全範囲にわたって負のボイド係数を実現することは困難なようである**．
8) 軽水冷却型で燃焼度を十分上げるには正のボイド係数の下で設計するほかないが，この点かいって加圧軽水冷却型も一考に値する(Fig. 8.1参照)．
9) 正のボイド係数の下で fog 冷却をおこなえば天然ウランが辛うじて使えるだろうがあまり得策であるまい．
10) 炭酸ガス冷却型はステンレス鋼被覆の限りでは well moderated にしても軽水冷却型に劣るが，被覆材厚 0.3 mm ならば重水炉としての利点は残ろう．
11) ステンレス鋼被覆の厚さは燃焼度に非常に影響するから 0.05 mm といえども争う価値がある．
12) Be 被覆の炭酸ガス冷却型は加圧重水冷却型なみの燃焼度がとれ，Fe—Al 合金被覆でも零ボイド係数付近の沸騰軽水冷却型に勝り得る．
13) 高圧 ($\gtrsim$90 kg/cm²) の炭酸ガス冷却型は資本費の点から一考に価するが，沸騰軽水冷却型と同一程度の資本費，燃料費を同時に実現することはできそうにない．
14) 沸騰軽水冷却型・炭酸ガス冷却型はいずれも今日では微濃縮を前提に考えるべきで，そうなれば

---

* この点に関し最近の研究[15][16]で冷却材の液体→蒸気の変化に伴う反応度の全変化巾が+2% 位以下の正のボイド係数の炉は制御可能であるといわれているのは心強い．

** ことに ρ が微小の所 (fog 冷却) では正のボイド係数になりやすい．

19 本クラスタよりも 31～37 本クラスタの方が種々の点からみて標準的といえるが，資本費と燃料費の間の最適化をはかるには今後さらに研究を積む必要がある*.

8.2 共通的問題

1) 微濃縮の効果は著しいから，政策論を別とすれば天然ウランに固執するのは賢明でない.

2) 核燃料経済も微濃縮によってさして劣化せず，むしろ量的な面で現実的有利を得る見込みが強い．この点および資本費の点からいって微濃縮ウランの Once through システムは一考の価値がある.

3) 非均質の効果はかなり著しく，天然ウランを使用する際は 16 mm ϕ 位の 19 本クラスタが標準的といえる.

4) しかし微濃縮を許した場合はやや細い燃料棒でクラスタ本数を増し，資本費を下げるよう考慮した方が得だろう.

5) 減速度は非常に重要なパラメータで，減速材／燃料体積比 V_M/V_F は，天然ウラン使用時は 14 位ほしいがそれ以上では飽和的である．逆に 12 位以下では燃焼度は急減する.

6) 微濃縮すると減速度の最適点は under moderation 側にずれ，これは資本費的にも妙味があるが，ボイド係数の制限から止むを得ず高度の under moderation にせざるを得ない沸騰軽水冷却型以外では $V_M/V_F \geq 10$ は必要であろう.

7) 冷却方式別の差は冷却材そのものに起因する要素はむしろ少なく各冷却方式に伴って生じる材料や減速度上の制限からくる差の方が大きい．殊に濃縮度の最適化をはかるならば，上で残る差も決定的要因となるほどのものでなく，総合的な工学設計の見地から冷却材選択を行なうべきである.

8) 減速材重水の純度は相当重要であり，0.5 % を争う問題であるが，冷却材重水の方はそう神経質にならなくてよい.

9) 使用する材料の量は微濃縮を前提にする限りステンレス鋼以外ではそう神経質にならなくてよい．ステンレス鋼は非常に響くので，ガス冷却型では Fe—Al 合金等の新材料の実用化が特に望まれる.

10) UO_2 ペレットの密度はそれほど懸命に高める努力をする必要はなさそうである.

11) 減速材の温度は，いわゆる cold moderator の範囲なら厳密に低温にこだわらなくてもよさそうである.

12) 重水炉では濃縮度，減速度，使用材料等の条件にもよるが，多くの場合全発生熱量の40～50%はプルトニウムによるものとなり*，さらに3～5kg/ton の核分裂性プルトニウムを使用済燃料より取り出すことができる.

13) 取り出し燃料中の ^{235}U 濃度は多くの場合0.2%以下で，^{235}U 濃縮プラントの廃棄ウラン中の濃度より低くなる.

14) 核燃料経済の良否は冷却材別および濃縮度別には連続的なゆるやかな差しかなく，決定的な不連続差はないが，under moderation (→高転換比) の下でわりに燃焼度の取れる沸騰軽水冷却型が中でも妙味がありそうである.

15) プルトニウムの平衡濃度は主として減速度によってきまるが，核分裂性核種にして 0.4～0.5 % 位であり，self-sustaining の相当濃縮度は1.1～1.2%位になる．これは燃焼度の点からはやや不満な数字である(特に under moderation の場合).

16) プルトニウム濃縮の効果は moderation の程度によってかなり違ってくる.

17) well moderation の下ではプルトニウム濃縮の場合の燃焼度は ^{235}U 濃縮の場合とあまり変らず，高次核種を適当に含む場合はプルトニウム濃縮の方がむしろやや良いことがある．したがって3～4 回のリサイクルは問題なさそうである.

18) under moderation の下ではプルトニウム濃縮は，濃縮度のわりに燃焼度が取りにくく，高次核種を多く含む程より悪くなる傾向がある．しかしプルトニウムの平衡濃度はやや高く，転換比も良いから，本質的に悪いというのでなく，増倍率がとれないために利点が現実化しないのである**.

19) ^{240}Pu の燃焼性毒物兼親物質の効果は妙味があり，重水炉の如き高燃焼度の系ではかなり有効に利用できる見込みがある.(特に well moderation

---

* Fig. 8.1 に記した格子構造を中心にして，精度のよいコードを用意してさらにサーベイを詳細に行ない，工学的な最適化研究を行なうべきであるが，大巾にズレることはあるまいと思われる.

* 天然ウランまたは ^{235}U 濃縮のときの話である．プルトニウム濃縮ならもっと大きな数字になる.

** したがって初期の相当濃縮度を高くしてやった方が有利であろう.

の場合)

20) 上の数項目から考えて，重水炉はプルトニウム生産，同保持，または燃焼用のいずれにもフレキシビリティーを有するが，プルトニウムの量的な変化にこだわらずに，相当濃縮度と核種組成の最適化を moderation の程度に応じて自由におこなうと興味ある結果が得られそうである.

大略の結論は以上のようであり，国産動力炉開発室としては，他の諸研究の結果をも併せ検討した結果，微濃縮の下での沸騰軽水冷却型と炭酸ガス冷却型の両者について，さらに検討を継続すべきであると答申[1]したが，けだしこの結論は妥当であり，さらに総合的な工学設計研究を行なうことが望ましい．しかしながらそれには新規の準備と労力が必要であり，今日の段階で云える所は上の程度に止まらざるを得ない.

索　引

表　索　引

TABLE 2.1 第2章でサーベイを行なった重水炉の要目表…… 6
TABLE 2.2 概念設計各炉型の初期増倍率……14
TABLE 2.3 概念設計各炉型の燃焼中期（～6000 MWD/T）における増倍率……16
TABLE 3.1 格子設計A（沸騰軽水冷却型）の要目表：……22
TABLE 4.1 第4章でサーベイをおこなった沸騰軽水冷却型重水炉の要目表……27
TABLE 4.2 沸騰軽水冷却重水炉の初期実効増倍率……34
TABLE 5.1 EL-4 大型改良炉および格子設計B（ガス冷却型）の要目表……37
TABLE 6.1 CANDU格子における核燃料経済に関するデータ……41
TABLE 6.2 CANDU（天然ウラン）の取出燃料（10000MWD/T）中のプルトニウムの組成……41
TABLE 6.3 濃縮ウラン重水炉における核燃料経済に関するデータ……43

図　索　引

Fig. 1. 1 平均組成法による燃焼曲線…… 3
Fig. 2. 1 格子構造の燃焼度に及ぼす影響…… 5
Fig. 2. 2 燃料棒直径の変化に伴なう4因子の変化の例…… 7
Fig. 2. 3 燃料棒直径の変化に伴なう共鳴諸定数の変化の例…… 7
Fig. 2. 4 重水冷却炉の燃料・圧力管系の構造… 8
Fig. 2. 5 天然ウラン沸騰軽水冷却炉の燃料・圧力管系の構造…… 9
Fig. 2. 6 微濃縮ウラン沸騰軽水冷却炉の燃料・圧力管系の構造…… 9
Fig. 2. 7 有機材冷却炉の燃料・圧力管系の構造……10
Fig. 2. 8 炭酸ガス冷却炉の燃料・圧力管系の構造……11
Fig. 2. 9 減速度・濃縮度と燃焼度の関係 (1)…12
Fig. 2. 10 減速度・濃縮度と燃焼度の関係 (2)…12
Fig. 2. 11 減速度・濃縮度と燃焼度の関係 (3)…13
Fig. 2. 12 減速度・濃縮度と燃焼度の関係 (4)…13
Fig. 2. 13 減速度・濃縮度と燃焼度の関係 (5)…14
Fig. 2. 14 重水炉燃焼曲線の例……15
Fig. 2. 15 濃縮度と燃焼度の関係の減速度による変化の例……14
Fig. 2. 16 格子間隔と燃焼度の関係……16
Fig. 2. 17 概念設計格子における濃縮度と燃焼度の関係……16
Fig. 2. 18 概念設計格子の燃焼曲線……17
Fig. 3. 1 初期実効増倍率・燃焼度と減速材純度の関係……19
Fig. 3. 2 減速材純度変化に伴う4因子の変化…19
Fig. 3. 3 初期実効増倍率・燃焼度と冷却材重水純度との関係……20
Fig. 3. 4 ステンレス鋼被覆材厚さの変化に伴う核特性の変化……20
Fig. 3. 5 ステンレス鋼被覆材厚さの変化による燃焼度－濃縮度の関係の変化……20
Fig. 3. 6 初期実効増倍率と圧力管材の量との関係……21
Fig. 3. 7 圧力管材の量の変化による燃焼度—濃縮度関係の変化……21
Fig. 3. 8 初期実効増倍率・燃焼度とV_C/V_Fとの関係……22
Fig. 3. 9 V_C/V_Fの変化による4因子変化……22
Fig. 3. 10 燃焼度と冷却材密度との関係……23
Fig. 3. 11 初期実効増倍率・燃焼度と燃料密度の関係……23
Fig. 3. 12 燃料密度の変化による4因子の変化…24
Fig. 3. 13 初期実効増倍率・燃焼度と減速材温度との関係……24
Fig. 3. 14 減速材温度変化に伴う4因子の変化…24
Fig. 4. 1 Reference 18 A の特性……27
Fig. 4. 2 Reference 15A, 15 B, 15Cの初期実効増倍率と冷却材実効密度との関係……28
Fig. 4. 3 カナダ沸騰軽水冷却炉の特性……30

Fig. 4. 4 SGHWR の特性……31
Fig. 4. 5 Reference 15 Dの特性 (1)……32
Fig. 4. 6 Reference 15 Dの特性 (2)……33
Fig. 4. 7 沸騰軽水冷却重水炉における濃縮度と燃焼度の関係……34
Fig. 5. 1 初期実効増倍率・燃焼度と濃縮度の関係 (1)……35
Fig. 5. 2 濃縮度の変化に伴う4因子の変化……35
Fig. 5. 3 格子間隔と燃焼曲線……36
Fig. 5. 4 初期実効増倍率・燃焼度と格子間隔との関係 (1)……36
Fig. 5. 5 格子間隔の変化による4因子の変化…36
Fig. 5. 6 初期実効増倍率・燃焼度と濃縮度の関係 (2)……38
Fig. 5. 7 初期実増倍率・燃焼度と格子間隔との関係 (2)……38
Fig. 5. 8 初期実効増倍率・燃焼度と濃縮度の関係 (3)……38
Fig. 5. 9 初期実効増倍率・燃焼度と格子間隔との関係 (3)……38
Fig. 5. 10 初期実効増倍率・燃焼度に対するクラスター構造の相違の影響……39
Fig. 5. 11 被覆材々質による燃焼度と濃縮度の関係……39
Fig. 6. 1 CANDUにおける核種濃度変化……40
Fig. 6. 2 CANDUにおける全燃焼度への核種別寄与……40
Fig. 6. 3 沸騰軽水冷却型（天然ウラン）炉における核種濃度の変化……41
Fig. 6. 4 重水冷却濃縮ウラン炉(1.0%E. U.)における核種濃度の変化……41
Fig. 6. 5 重水冷却濃縮ウラン炉(1.2%E. U.)における核種濃度の変化……42
Fig. 6. 6 沸騰軽水冷却 (under moderated) 濃縮ウラン炉(1.2%E. U.)における核種濃度の変化……42
Fig. 6. 7 炭酸ガス冷却 (SUS 被覆)濃縮ウラン炉 (1.2%E. U.) における核種濃度の変化……42
Fig. 7. 1 CANDU (プルトニウム濃縮)の燃焼曲線……46
Fig. 7. 2 CANDU (プルトニウム濃縮)の燃焼度と濃縮度の関係……47
Fig. 7. 3 CANDU (相当濃縮度 1.0%) の核種濃度の変化 (1)……47
Fig. 7. 4 CANDU (相当濃縮度 1.2%) の核種濃度の変化 (2)……48
Fig. 7. 5 CANDU (相当濃縮度 1.0%) の核種濃度の変化 (3)……48
Fig. 7. 6 CANDU (相当濃縮度 1.2%) の核種濃度の変化 (4)……49
Fig. 7. 7 CANDUの self-sustaining recycle における燃焼曲線……49
Fig. 7. 8 CANDUの self-sustaining recycle における核種濃度の変化……折込
Fig. 7. 9 SGHWR (プルトニウム濃縮) の燃焼曲線……50
Fig. 7. 10 SGHWR (プルトニウム濃縮) の燃焼度と濃縮度の関係……50
Fig. 7. 11 SGHWR (相当濃縮度 1.2%) の核種濃度の変化 (1)……51
Fig. 7. 12 SGHWR (相当濃縮度 1.4%) の核種濃度の変化 (2)……51
Fig. 7. 13 SGHWR (相当濃縮度 1.2%) の核種濃度の変化 (3)……52
Fig. 7. 14 SGHWR (相当濃縮度 1.4%) の核種濃度の変化 (4)……52
Fig. 7. 15 SGHWRの self-sustaining recycle における燃焼曲線……53
Fig. 7. 16 SGHWRの self-sustaining recycle における核種濃度の変化……54
Fig. 8. 1 各種炉型の燃焼度……55

あ と が き

計算コードを縦横に駆使してある種の炉型の最適化をはかり，さらにこれを他の炉型と比較するという組織的な作業は，従来原研ではあまり経験が積まれていなかった．今回の国産動力炉開発室の仕事はこの意味でひとつの貴重な実験であったと云える．限られた時間と人員の力にはおのずと限度があり，結果としては強力な答申をおこなうに足るだけのデータを供給することができなかった．しかしほとんどゼロからのスタートの結果としては止むを得ぬところであった．この種の研究ではサーベイ研究に先き立って計算コードが完全に確立していることが重要であり，今回のようにコードを作りながら，あるいは直したり疑ったりしながらのサーベイでは十分なことはできない．

計算コードにプログラムミスがないことはもちろん最低の条件であるが，同時に計算方式や内蔵データが十分にチェックされて，少なくとも対象とする炉型の中標準的なものについては実験結果と照合されていることが望ましい．今回の WATCH TOWER-II は急いで作られたため，実験との照合はほとんどなされておらず，計算方式そのものにも初歩的にすぎる点*や，拡張摘用しすぎる点**が若干ある．こうしたブレーキのため，例えば沸騰軽水冷却型のボイド係数等キメの細い問題については，重要であるにも拘らず，必ずしも自信を以て報告できなかった．原研における今後の課題として，核計算方式の開発・確立とその工学的適用とは，ある程度分化した組織がそれぞれ担当し，しかも前者がかなり先行する必要があるように感ぜられる．（さらにその前にもうひとつ炉物理の基礎的研究が先行すべきはもちろんである．結局3段階が必要である．）

まえがきにも述べたように今回の作業の内容は本報告書のみを独立に検討しても十分なことは分らない．特に 300 MWe 重水発電炉の概念設計とは密接に結びついているので，文献(1)，(4)および(5)を十分参照する必要がある．また本研究とほぼ並行して実施した OBCD コードによる重水炉の一次元燃焼計算については文献 (6) がすでに出ているがもともと本報告書とは対になるべきものである．なお 1964 年 10 月以降動力炉開発計画部に引き継がれて後，炭酸ガス冷却型重水動力炉についての核・熱両面よりのサーベイ[20]と，沸騰軽水冷却型重水炉における動特性の研究[16]がおこなわれ，重水炉についての知識をさらに増すことができたが，これらの報告も別途参照する必要がある．

WATCH TOWER-II コードについては労力の節約と，内容の改訂をみこす観点から，JAERI-Report は作らなかったので，JAERI-memo No. 1656 のみが公表された唯一の資料である*．このコードを用いての本報告書に関連した計算はすべて日本 IBM 社に外註され，7090 によってなされたが，参考のため全計算費を概算すると，38, 39 両年度を通じて積算約 710 万円で**，このほかコード自身の開発に約 140 万円を要している．しかし 700 ケース以上の計算を行なったので，コードとしては十分利用し尽したと云えるだろう．

最後に本研究の実施に関し種々ご指導いただいた菊池正士前理事長，武田栄一前国産動力炉開発室長に深く謝意を表します．また安川茂氏にはコードの作成を始め，ほとんどすべての研究に密接に協力していただき，特に第5章に関しデータを流用させていただいてあり，ここに深く感謝致します．終りに全期間を通じ岡野喜美栄氏が有能な助手を勤めてくださり，データの整理と報告書の完成にあずかって力あったことを付記いたします．

* 例えば熱中性子スペクトルの空間依存性を考慮していないなど．

** 例えば共鳴中性子束不利益因子の計算など．

* ただしコードそのものは計算センター室のライブラリーに入れられ，現在は公開されている．

** 本報告書はこれらの結果のすべてをもうらしてはいない．

参 考 文 献

1) JAERI-memo No. 1716 および別添資料—1720 (1964)
2) 安川, 古橋: JAERI-memo No. 1656 (1964)
3) 安川, 古橋: JAERI-memo No. 1594 (1964)
4) JAERI-memo No. 1527, 1528, 1529, 1530, 1531, および 1574 (1964)
5) 古橋, 安川: JAERI-memo No. 1630, 1643 (1964)
6) 安川: JAERI-1075 (1965)
7) JAERI-memo No. 1492 (1964)
8) 安川, 新藤: (未発表)
9) H. SOODAK-R. SULLIVAN: NDA-2131-38 (1961)
10) M. R. FLEISHMAN-H. SOODAK: *Nucl. Sci. Engng.*, **7**, 217 (1960)
11) E. HELLSTRAND: *J. Appl. Phys.* **28**, 1493 (1957)
12) H. TAKAHASHI: EUR-23. e (1962)
13) D. HICKS: AEEW-R249 (1963)
14) 3rd Geneva Conf. P/10 (Canada) (1964)
15) 3rd Geneva Conf. P/129 (U. K.) (1964)
16) 篠田, 須田: JAERI-memo No. 1938 (1965)
17) 3rd Geneva Conf. P/39 (France) (1964)
18) D. HICKS: ANS Meeting in San Francisco, Sept. 1963
19) プルトニウム等価性委員会: プルトニウム燃料の核的価値 (1962)
20) 沢井, 岡本, 安川, 田所, 新藤: (未発表)

以上の他, 国産動力炉の解説的記事として以下がある.

21) 原子力工業 vol. 10, No. 6 p. 6～32 (1964)
22) 原子力発電 vol. 3, No. 3 p. 2～79 (1964)