

JAERI-M

6795

ガス冷却高速炉の炉心設計パラメーターが炉心性能
および燃料サイクルコストに与える効果

1976年11月

清水健宏・吉田弘幸

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

ガス冷却高速炉の炉心設計パラメーターが炉心性能
および燃料サイクル・コストに与える効果

日本原子力研究所動力炉開発・安全性研究管理部

清水 健宏・吉田 弘幸

(1976年10月27日受理)

ガス冷却高速炉の主要な炉心設計パラメーターである燃料ペレット直径、燃料ピンに対する冷却材の体積比、炉心高さの変化が、1000 MWe ピン型ヘリウム冷却高速炉の核熱特性および燃料サイクルコストにどの程度影響を及ぼすかを解析した。

この比較検討に用いる、上述の3つのパラメーターの組合わせを持つ原子炉モデルは、定常運転時における燃料と被覆管の最高温度がそれぞれ2200℃、700℃であるという条件のもとに、単チャンネル熱計算と2次元燃焼計算を行なうことによって、作成したものである。

燃料ペレット直径(6-7 mm)、燃料ピンに対する冷却材の体積比(0.8-1.2)、炉心高さ(100-140 cm)のサーベイ範囲内において、以下の結果が得られた。

- (1) 臨界質量は、3200 kg から4800 kg の範囲にある。
- (2) システム倍増時間は、10年から14年である。
- (3) 熱流動特性は、比較的低い単位長出力によって、全サーベイ・パラメーターの範囲で、妥当な結果が得られた。
- (4) 燃料サイクル・コストは、燃料加工費による依存性が非常に強いが、その燃料加工費の推定の仕方には、粗面加工、ベント機構の加工、燃料ピンの太さ等のコストをどう考えるかの不確定さがある。

Effects of Core Design Parameters on Performance and Economy
of a Gas - cooled Fast Breeder Reactor

Takehiro SHIMIZU and Hiroyuki YOSHIDA

Division of Power Reactor Projects, Tokai, JAERI

(Received October 27, 1976)

Studies have been made of the effects of three core design parameters, i.e. fuel-pellet diameter, volume ratio of coolant to fuel pins and core height, upon nuclear and thermohydraulic characteristics and fuel cycle cost of a 1000 MWe pin-type helium-cooled fast breeder reactor.

Reactor models with combinations of the three parameters were obtained by single-channel thermohydraulic and two-dimensional burnup calculations assuming maximum fuel and cladding temperatures in normal operation to be 2200°C and 700 °C respectively.

In the ranges of fuel-pellet diameter 6-7 mm, coolant-to-fuel pin volume ratio 0.8 - 1.2 and core height 100 - 140 cm, the followings were revealed:

- (1) critical mass is 3200 Kg - 4800 Kg,
- (2) system doubling time is 10 years - 14 years,
- (3) thermohydraulic characteristics are good because of the low linear rating,
- (4) fuel cycle cost depends largely on the fuel fabrication cost, which involves much uncertainty however, in treatment of such as surface roughness, vent and fuel-pin diameter.

目 次

1. はじめに	1
2. サーベイ計算の考え方	1
3. 計算方法	2
3.1 熱計算	2
3.2 燃焼計算	4
3.3 燃料サイクル・コスト	5
4. 計算結果と検討	7
4.1 熱流動特性	7
4.2 核特性と燃焼特性	7
4.3 燃料サイクル・コスト	8
5. まとめ	9
参考文献	10

1. はじめに

ガス冷却高速炉の設計は、P. Fortescue⁽¹⁾らがその可能性を1964年のジュネーブ会議で発表して以来、米国のGA社、欧州におけるガス冷却増殖炉研究協会（Gas-Breeder Reactor Association (GBRA)）を中心として精力的に進められている^{(2),(3)}。

ガス冷却高速炉は、冷却材としてヘリウム・ガスを用い、原子炉構造として高温ガス炉（HTGR）の延長上にあると考えることができる。ただし、核燃料要素としては二つの考え方がある。その1つはHTGRの燃料として開発された被覆粒子燃料を用いた燃料要素であり、他の1つはLMFBRで開発されたピン型燃料要素である。しかし、これらは、それぞれHTGR、LMFBRのものとは全く同じわけではない。ガス冷却高速炉の被覆粒子燃料に基く燃料要素の外套部には、スペクトルを軟化させないために、黒鉛ではなく金属材料を使用する必要がある。また、ピン型燃料要素も、冷却材（He）の圧力が高いためベント型燃料であり、加えて伝熱特性を改善するために、その被覆管には粗面加工が施されている。

本報告書は、ピン型燃料要素で構成されるヘリウム・ガス冷却高速炉に関する最適炉心設計を目的としたパラメータ・サーベイの結果と検討について述べたものである。

サーベイするパラメータは、燃料ペレット径、炉心高さ、燃料ピンに対する冷却材の体積比であり、サーベイ範囲は、それぞれのパラメータに対して6mm～7mm、100cm～140cm、0.8～1.2である。これらのパラメータの種々の組み合わせによって、ガス冷却高速炉の炉心性能（核特性と熱流動特性）および燃料サイクルコストが、どの程度影響を受けるか解析した。その他の主要設計パラメータである冷却材入口圧力、原子炉入口温度、原子炉熱出力等は、この研究では一定定数で与えている。また、主な制限条件としては、燃料最高温度2200℃、被覆管最高温度700℃を選んだ。

本計算には、熱流動計算にAVAIL⁽⁴⁾、核計算を含む燃焼計算にABBN断面積セット⁽⁵⁾を用いたDESIGNER計算プログラム⁽⁶⁾を使用している。また、本解析は、原子炉の静的特性に限り、動特性は含まれていない。

2. サーベイ計算の考え方

原子炉の炉心を設計するため、(1) 技術的に可能である。(2) 必要規模の電気出力を達成できる。(3) 安全性が十分に考慮されている。(4) 燃料供給が可能である。(5) 経済性に優れている。等の条件を満足する必要がある。

本研究では、条件(1)については原子炉材料として在来のもの、すなわち、被覆材と構造材にはSUS-32、核燃料にはPuO₂-UO₂およびUO₂を用い、燃料ペレット径も無理のない6mm～7mmの範囲で考える。条件(2)については、原子炉熱出力2800MW、電気出力で略々1000MWeとする。条件(3)については、種々の安全性因子を考慮する必要があるが、ここでは、定常運転時の燃料および被覆管の最高温度が、それぞれ2200℃、700℃であることを考慮する。条件(4)については、他の炉型を含めたエネルギー・システムとして考える必要があるが、ここでは増殖性（倍增時間）の観点

1. はじめに

ガス冷却高速炉の設計は、P. Fortescue⁽¹⁾らがある可能性を1964年のジュネーブ会議で発表して以来、米国のGA社、欧州におけるガス冷却増殖炉研究協会（Gas-Breeder Reactor Association (GBRA)）を中心として精力的に進められている^{(2),(3)}。

ガス冷却高速炉は、冷却材としてヘリウム・ガスを用い、原子炉構造として高温ガス炉（HTGR）の延長上にあると考えることができる。ただし、核燃料要素としては二つの考え方がある。その1つはHTGRの燃料として開発された被覆粒子燃料を用いた燃料要素であり、他の1つはLMFBRで開発されたピン型燃料要素である。しかし、これらは、それぞれHTGR、LMFBRのものと全く同じわけではない。ガス冷却高速炉の被覆粒子燃料に基く燃料要素の外套部には、スペクトルを軟化させないために、黒鉛ではなく金属材料を使用する必要がある。また、ピン型燃料要素も、冷却材（He）の圧力が高いためベント型燃料であり、加えて伝熱特性を改善するために、その被覆管には粗面加工が施されている。

本報告書は、ピン型燃料要素で構成されるヘリウム・ガス冷却高速炉に関する最適炉心設計を目的としたパラメータ・サーベイの結果と検討について述べたものである。

サーベイするパラメータは、燃料ペレット径、炉心高さ、燃料ピンに対する冷却材の体積比であり、サーベイ範囲は、それぞれのパラメータに対して6mm～7mm、100cm～140cm、0.8～1.2である。これらのパラメータの種々の組み合わせによって、ガス冷却高速炉の炉心性能（核特性と熱流動特性）および燃料サイクルコストが、どの程度影響を受けるか解析した。その他の主要設計パラメータである冷却材入口圧力、原子炉入口温度、原子炉熱出力等は、この研究では一定定数で与えている。また、主な制限条件としては、燃料最高温度2200℃、被覆管最高温度700℃を選んだ。

本計算には、熱流動計算にAVAIL⁽⁴⁾、核計算を含む燃焼計算にABBN断面積セット⁽⁵⁾を用いたDESIGNER計算プログラム⁽⁶⁾を使用している。また、本解析は、原子炉の静的特性に限り、動特性は含まれていない。

2. サーベイ計算の考え方

原子炉の炉心を設計するため、(1) 技術的に可能である。(2) 必要規模の電気出力を達成できる。(3) 安全性が十分に考慮されている。(4) 燃料供給が可能である。(5) 経済性に優れている。等の条件を満足する必要がある。

本研究では、条件(1)については原子炉材料として在来のもの、すなわち、被覆材と構造材にはSUS-32、核燃料にはPuO₂-UO₂およびUO₂を用い、燃料ペレット径も無理のない6mm～7mmの範囲で考える。条件(2)については、原子炉熱出力2800MW、電気出力で略々1000MWeとする。条件(3)については、種々の安全性因子を考慮する必要があるが、ここでは、定常運転時の燃料および被覆管の最高温度が、それぞれ2200℃、700℃であることを考慮する。条件(4)については、他の炉型を含めたエネルギー・システムとして考える必要があるが、ここでは増殖性（倍增時間）の観点

から考慮した。条件(5)は、発電に関するすべてのコストを考慮する必要があるが、ここでは燃料サイクルコストの面から検討する。この燃料サイクルコストには、全部の要素が含まれているわけではなく、傾向評価に充分であると考えられる再処理費、加工費、プルトニウム・クレジットの3つの要素のみが含まれている。

本研究の炉心設計パラメータは、(1) 燃料ペレット径、(2) 燃料ピンに対する冷却材の体積比（冷却材比）、(3) 炉心高さ、である。炉心直径は一つの炉心高さに対して熱出力を与えれば、一義的に決る量であるという意味で、従属変数であると考ええる。Table 1に、上に述べた3つのパラメータ以外の固定条件として与える主要諸元を示した。

原子炉炉心の構造は、もっとも単純と考えられる2領域炉心系を考え、燃料交換法としては、炉心、ブランケット共に2バッチ分散方式に限定している。したがって、多領域炉心系および別の燃料交換法の選択によっては、本研究の結果を修正する必要がある。

今回の研究の目的は、上の3つのパラメータに対する炉心性能と燃料サイクルコストの相対的傾向を検討することに置いているので、固定条件がこの相対的傾向に与える効果は小さいものであると考える。

2領域炉心のプルトニウム富化度の配分は、上記3パラメータとは独立のパラメータであると考えられるが、ここでは、初期から平衡状態に達するまで常に炉心の最大対平均出力比が最小になるという条件で、このプルトニウム富化度配分を決定する。

3つのパラメータのサーベイ範囲は、

- (1) 燃料ペレット径； 6mm～7mm
- (2) 冷却材比 ； 0.8～1.2
- (3) 炉心高さ ； 100 cm～140 cm

とする。

実際の計算は、パラメータのサーベイ範囲の下限、中間点および上限の3点の組合わせによる27ケースについて行なった。

3. 計算方法

このサーベイ計算は、(1) 熱計算、(2) 核計算を含む燃焼計算、(3) 燃料サイクルコストの計算からなっている。ここでは、前に示した主要な固定条件に加えて、各計算過程において必要な条件および仮定を明確にし、計算方法についての説明を行なう。

3.1 熱計算

熱計算は、燃料ピンの炉心上部2/3に粗表面を有する燃料ピンに対して熱計算プログラム AVAIL を用いて行なったものである。このプログラムは、一組の燃料ペレット径、冷却材比、炉心高さのパラメータが与えられたとき、燃料および被覆管最高温度を満足するように、単位長出力、冷却材流速、圧力損失、ポンプ出力、正味電気出力、炉心半径を求めるように作成したものである。ガス冷却高速炉の燃料ピン粗表面効果は、近似的に、滑平面の熱伝達係数と圧力損失に対する倍率で考

から考慮した。条件(5)は、発電に関するすべてのコストを考慮する必要があるが、ここでは燃料サイクルコストの面から検討する。この燃料サイクルコストには、全部の要素が含まれているわけではなく、傾向評価に充分であると考えられる再処理費、加工費、プルトニウム・クレジットの3つの要素のみが含まれている。

本研究の炉心設計パラメータは、(1) 燃料ペレット径、(2) 燃料ピンに対する冷却材の体積比（冷却材比）、(3) 炉心高さ、である。炉心直径は一つの炉心高さに対して熱出力を与えれば、一義的に決る量であるという意味で、従属変数であると考え、Table 1に、上に述べた3つのパラメータ以外の固定条件として与える主要諸元を示した。

原子炉炉心の構造は、もっとも単純と考えられる2領域炉心系を考え、燃料交換法としては、炉心、ブランケット共に2バッチ分散方式に限定している。したがって、多領域炉心系および別の燃料交換法の選択によっては、本研究の結果を修正する必要がある。

今回の研究の目的は、上の3つのパラメータに対する炉心性能と燃料サイクルコストの相対的傾向を検討することに置いているので、固定条件がこの相対的傾向に与える効果は小さいものであると考える。

2領域炉心のプルトニウム富化度の配分は、上記3パラメータとは独立のパラメータであると考えられるが、ここでは、初期から平衡状態に達するまで常に炉心の最大対平均出力比が最小になるという条件で、このプルトニウム富化度配分を決定する。

3つのパラメータのサーベイ範囲は、

- (1) 燃料ペレット径 ; 6mm ~ 7mm
- (2) 冷却材比 ; 0.8 ~ 1.2
- (3) 炉心高さ ; 100 cm ~ 140 cm

とする。

実際の計算は、パラメータのサーベイ範囲の下限、中間点および上限の3点の組合わせによる27ケースについて行なった。

3. 計算方法

このサーベイ計算は、(1) 熱計算、(2) 核計算を含む燃焼計算、(3) 燃料サイクルコストの計算からなっている。ここでは、前に示した主要な固定条件に加えて、各計算過程において必要な条件および仮定を明確にし、計算方法についての説明を行なう。

3.1 熱計算

熱計算は、燃料ピンの炉心上部2/3に粗表面を有する燃料ピンに対して熱計算プログラム AVAIL を用いて行なったものである。このプログラムは、一組の燃料ペレット径、冷却材比、炉心高さのパラメータが与えられたとき、燃料および被覆管最高温度を満足するように、単位長出力、冷却材流速、圧力損失、ポンプ出力、正味電気出力、炉心半径を求めるとして作成したものである。ガス冷却高速炉の燃料ピン粗表面効果は、近似的に、滑平面の熱伝達係数と圧力損失に対する倍率で考

慮する方法をとっている。すなわち、冷却材熱伝達係数 h は、

$$h = 0.023 f_1 \frac{\lambda_c}{de} \left(\frac{V_i \rho_i de}{\mu_i g} \right)^{0.8} \left(\frac{\mu_i g C_p}{\lambda_c} \right)^{0.4} \quad (1)$$

のように粗表面倍率 f_1 を導入している⁽³⁾。ここで、 λ_c は冷却材熱伝導率、 de は等価直径、 V_i は冷却材炉心入口流速、 ρ_i は炉心入口冷却材密度、 μ_i は粘性係数、 g は重力加速度、 C_p は冷却材定圧比熱、である。

本サーベイ計算においては、滑平面熱伝達係数に対する粗表面の倍率を 1.5 と仮定した (Ref (3) では 2 としている)。

流路圧力損失は原子炉集合体部分を計算で求め、それ以外の蒸気発生器、配管などの圧力損失は一定数として入力することになる。原子炉集合体の圧力損失は、集合体入口から炉心入口まで、炉心部、炉心出口から集合体出口まで、の 3 つに分けて計算する。炉心部は、さらに、ピン表面の滑平面部分と粗表面部分にわかれる。したがって流路圧力損失 ΔP は、

$$\Delta P = f_2 \frac{0.3164 Re^{1/4}}{2 de} v_i^2 \rho_i \left[l_i + \frac{1}{T_i} \int_0^{x_1} T(x) dx + \frac{f_3}{T_i} \int_{x_1}^H T(x) dx + l_o \frac{T_o}{T_i} \right] + \Delta P_1 \quad (2)$$

とした。 f_2 はスパーサーによる圧力損失倍率であり、 f_3 は滑平面に対する粗表面圧力損失倍率である。また、 Re はレイノルズ数、 l_i は原子炉集合体入口から炉心入口までの長さ、 l_o は炉心出口から原子炉集合体出口までの長さ、 H は炉心高さ、 x_1 は炉心入口から粗平面までの距離、 T_i と T_o はそれぞれ炉心入口と出口冷却材温度、 $T(x)$ は炉心内 x の冷却材温度、である。 ΔP_1 は蒸気発生器および配管などにおける圧力損失である。

本サーベイ計算においては、 $f_2 = 1.4$ 、 $f_3 = 2$ 、 $\Delta P_1 = 1$ 気圧と仮定している。

燃料サイクルコストに関するポンプ出力と正味電気出力は以下の計算式を用いている。

ポンプ所要電力 $H.P$ は、

$$H.P = \frac{\Delta P Q}{\eta} \times 10^{-7} \text{ watt} \quad (3)$$

とし、 ΔP は流路圧力損失、 η はポンプ効率、 Q は体積流量で、炉心熱出力 W 、炉心出口-入口温度差 $\Delta T = T_o - T_i$ 、炉心入口冷却材密度 ρ_i と冷却材定圧比熱 C_p を用いて、

$$Q = \frac{W}{\Delta T C_p \rho_i} \quad (4)$$

で与えられる。また正味電気出力 E は、

$$E = W \{ 0.4 + 0.00017 (T_o - 550) \} - H.P \text{ (MW)} \quad (5)$$

で求めることにする⁽⁷⁾。

3.2 燃焼計算

核計算を含む燃焼特性の計算では、2次元円柱2領域炉心のモデルを用いる。この計算モデルを Fig. 1 に図示した。各領域の燃料、冷却材、構造材の体積比は、サーベイする冷却材比を与えることによって決められる。ただし、炉心と軸ブランケット中の制御棒領域として、それぞれの領域の10%を占め、ラッパー・チューブは5%占めると仮定する。この仮定のもとに計算された体積比を Table 2 に、冷却材比の関数として示した。

燃料は95%理論密度のPuO₂-UO₂、冷却材は100気圧のヘリウム、構造材(被覆管、ラッパー管など)はSUS-32とする。

プルトニウム富化度は、系が初期状態において実効増倍率が1.025になるように決められ、等体積をもつ炉心内2領域のプルトニウム富化度の分配割合は、初期から平衡状態を通じて炉心内最大対平均出力比を最小にするように決める。

プルトニウムとウランの同位元素組成比は、それぞれ²³⁹Pu/²⁴⁰Pu/²⁴¹Pu = 75/20/5、²³⁵U/²³⁸U = 0.35/99.65とする。

核分裂物質の利得は、燃料交換バッチ数 β であることから、第1回目の燃料交換直後に炉内に存在する核分裂物質と第2回目の燃料交換直前に炉内に存在する核分裂物質の重量差として、交換周期りの核分裂物質の利得の形で考えることにする。この考え方は、バッチ数が β であることから、炉心については第1回燃料交換後は平衡状態と考えることができること、径ブランケット内の核分裂物質の蓄積量は燃焼に対して直線的に増加すること、によっている。

システム倍增時間(DT)は、平衡状態の核分裂物質の利得Gを用いて

$$DT = \frac{T_d + T_{ex}}{365} \ln 2 \left[\ln \left(1 + \frac{G \cdot N}{W_s} \right) \right]^{-1} \quad (6)$$

であらわすことができる。ここで T_d は炉内滞在時間(day)である。また、 N は燃料交換バッチ数、 W_s は初期システム・インベントリーである。

燃料交換周期は、炉心平均燃焼度が約60,000MWD/T(最高燃焼度約100,000MWD/Tに相当)を考慮して決めるものとする。この燃焼時間を T_B とすると、燃料交換周期は、次式で与えられる炉内滞在時間 T_d の1/2である。

$$T_d = \frac{T_B}{\eta} \quad (7)$$

η は原子炉稼働率である。炉外滞在時間は、(6)式で明らかであるが、短かければ短いほど倍增時間を小さくすることができるが、ここでは $T_{ex} = 1$ 年と仮定した。

システム・インベントリー W_s は初期臨界量 W を用い

$$W_s = W \left(1 + \frac{T_{ex}}{T_d} \right) \quad (8)$$

で簡単にあらわされると仮定した。

3.3 燃料サイクルコスト

燃料サイクルコストは、“Present - Worth Method”を用い、生成プルトニウムによる収入と燃料加工および燃料再処理による出費の3項目のみを考慮した。初期装荷の核分裂性物質と親物質の購入費は、原子炉寿命時点での核分裂性物質と親物質の売却費で相殺すると仮定して、燃料サイクル費に考慮していない。

“Present - Worth method”によれば、時刻 t (年単位) の収入または出費を $A(t)$ とすると、現行価値 $PWA(t)$ は、

$$PWA(t) = A(t) r^t \quad (9)$$

で与えられ、ここで r は現在価値換算率 (annual discount rate) i を用い

$$r = \frac{1}{1+i} \quad (10)$$

で与えられる。

(1) 燃料加工費

原子炉寿命を T とし、燃料交換期間を t_b とすると

$$\begin{aligned} T &= M \cdot t_b + t_e & (11) \\ 0 &\leq t_e \leq t_b & M: \text{整数} \end{aligned}$$

となる。

原子炉に装荷する燃料の加工は、装荷前 t_1 年に準備するものとする、燃料加工費 PWF は、

$$\begin{aligned} PWF &= \sum_j PWF_j = \sum_j u_j \cdot F_j (n \cdot r^{-t_1} + r^{-t_1+t_b} + \dots + r^{-t_1+Mt_b}) \\ &= \sum_j u_j F_j r^{-t_1} \left\{ (n-1) + \frac{1-r^{(M+1)t_b}}{1-r^{t_b}} \right\} & (12) \end{aligned}$$

で与えられる。 $j=1$ は炉心、 $j=2, 3$ はそれぞれ軸ブランケットと径ブランケットを示すものとする。 n はバッチ数で炉心、ブランケットに対して共通であるとする。 u_j は、領域 j の装荷燃料重量であり、初期装荷量の $1/n$ に相当する。また、 F_j は、領域 j の燃料加工単価とする。

(2) 燃料再処理費

燃料の再処理は、原子炉から取出されて t_3 年後に行なわれるものとする、“Present - worth method”での燃料再処理費 PWR は、

$$\begin{aligned} PWR &= \sum_j PWR_j = \sum_j u_j \cdot R_j \times (r^{t_b+t_3} + r^{2t_b+t_3} + \dots \\ &\quad + r^{Mt_b+t_3} + n \cdot r^{T+t_3}) \end{aligned}$$

$$= \sum_j u_j R_j r^{t_s} \left\{ n \cdot r^T + r^{t_b} \cdot \frac{1 - r^{M \cdot t_b}}{1 - r^{t_b}} \right\} \quad (13)$$

となる。ここで、 R_j は、領域 j の燃料の再処理単価である。

(3) プルトニウム・クレジット

プルトニウムは、再処理時点、すなわち原子炉から取出されて t_s 年後の時点で、売却できると仮定する。再処理後取出されるプルトニウムの量は、原子炉内の照射時間に依存することになる。 n バッチ燃料交換を考えると、プルトニウム利得費 PWP は、

$$\begin{aligned} PWP &= \sum_j PWP_j = \sum_j P_f \cdot [w_{1,j} \cdot r^{t_b + t_s} + w_{2,j} r^{2t_b + t_s} + \dots \\ &\quad + \dots + w_{n,j} r^{nt_b + t_s} + w_{n,j} r^{(n+1)t_b + t_s} + \dots + w_{n,j} r^{Mt_b + t_s} + \\ &\quad + w'_{1,j} r^{T+t_s} + \dots + w'_{n,j} r^{T+t_s}] \\ &= \sum_j P_f \cdot r^{t_s} \left[\sum_{j=1}^{n-1} w_{i,j} r^{i \cdot t_b} + w_{n,j} \cdot r^{n \cdot t_b} \frac{1 - r^{(M-n+1)t_b}}{1 - r^{t_b}} + \right. \\ &\quad \left. + r^T \sum_{i=1}^n w'_{i,j} \right] \quad (14) \end{aligned}$$

となる。ここで $M > n$ 、 $w_{i,j}$ は領域 j で、 i サイクル原子炉内照射を受けて取出された核分裂性プルトニウムの利得量である。 $w'_{i,j}$ は原子炉照射時間が $\{ (i-1)t_b + t_e \}$ であり、原子炉寿命 T の時点で取出される核分裂性プルトニウム利得量である。 P_f は核分裂性プルトニウムの単価である。

以上の原子炉寿命期間における "Present - Worth Method" での燃料加工費、燃料再処理費、プルトニウム利得費の PWF、PWR、PWP は、ドル単位で与えられることになる。

これらの量を、普通燃料サイクル費の Mills/KWh 単位で表わすために、電力の Present worth を定義すると、

$$PWE = 8760 \eta t_c P_o r^{0.5 t_c} \frac{1 - r^T}{1 - r^{t_c}} \quad (15)$$

である。ここでは、電力の売却は accounting period t_c の中間で行なうものとする。 P_o は電気出力、 η は稼働率である。

(12)、(13)、(14)と(15)式を用いて、Mills/KWh 単位の燃料加工費 YF、燃料再処理費 YR およびプルトニウム利得費 YP を求めると、

$$\left. \begin{aligned} YF &= PWF / PWE \\ YR &= PWR / PWE \\ YP &= PWP / PWE \\ YT &= YF + YR - YP \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

で表わすことができる。

(4) 燃料サイクル費の算出に要する定数

(11)式~(16)式から明らかであるが、燃料サイクル費算出のための、単価および利率およびプルトニウム利得量等を与える必要がある。物量に関するデータは、熱核計算および燃焼計算の結果として与えられるので、ここでは、燃料サイクル費計算に要する単価を Table 3 に示めずにとどめる。いずれの単価も、昭和48年の動力炉開発に関する調査検討会によって報告された“高速増殖炉の核燃料サイクル・コストとその評価(II)”の中のLMFBRについての1980年代の単価を採用した⁽⁸⁾。そのために、特に問題となると考えられるのは、GCFRの燃料加工には被覆管表面の粗面加工とベント燃料が必要であることを考慮していないことである。

4 計算結果と検討

Table 4にサーベイする計算ケース番号と対応する燃料ペレット径、冷却材比および炉心高さを示した。この27の計算ケースはペレット径3種類、冷却材比3種類と炉心高さ3種類のすべての組み合わせである。

4.1 熱流動特性

Table 5には、各計算ケースに対する燃料最高温度2200℃、被覆材最高温度700℃の条件のもとに求めた熱流動特性を示し、Table 6にはその結果得られた炉心容量および電気出力などを示した。

正味熱効率の計算から、熱効率は炉心高さ、冷却材比によらず約36%と一定になっていることがわかる。(5)式から、本研究においては一定の熱出力2800MWtを仮定していることを考えると、熱効率は、炉心出口温度とポンプ出力に依存している。一定の熱効率が得られることは、炉心高さを高くするとポンプ出力は増加するが、炉心出口温度も上昇し、また、冷却材比を多くするとポンプ出力は減少するが、出口温度も減少するなどの正味熱効率に相殺効果を与えていることによるものであると考えることができる。

4.2 核特性と燃焼特性

Table 7には、各ケースに対する初期状態の核特性として臨界質量、システムインベントリーおよび増殖比の計算結果を示した。この時の実効増倍率は $K_{eff} = 1.025$ である。Table 8には、燃焼計算によって得られた炉心内最大対平均出力比の変化の結果を示した。また、Table 9には、体系の平均60.000MWD/Tを達成する炉内滞在時間(Td)、プルトニウム利得(G)およびシステム倍増時間を示している。

臨界質量については、Fig. 2から明らかであるが、冷却材比および炉心高さを一定にすると、燃料ペレット径にはほぼ比例して増加し、燃料ペレット径と炉心高さを一定とすると、冷却材比の増加にしたがって増加する。また燃料ペレット径と冷却材比を一定にすると、炉心高さの増加にしたがって、臨界質量は減少する傾向にある。この結果、最小臨界質量は、最小ペレット径6mm、最小冷却材比0.8、最大炉心高さ140cmの時に達成されることになる。

増殖比については、断面積データが古いABBNセットということもあって全増殖比が非常に大きくなっているが、傾向を調べるという意味では充分であると考えられる。全増殖比の3つのパラメータに

(11)式～(16)式から明らかであるが、燃料サイクル費算出のための、単価および利率およびプルトニウム利得量等を与える必要がある。物量に関するデータは、熱核計算および燃焼計算の結果として与えられるので、ここでは、燃料サイクル費計算に要する単価を Table 3 に示めずにとどめる。いずれの単価も、昭和48年の動力炉開発に関する調査検討会によって報告された“高速増殖炉の核燃料サイクル・コストとその評価(Ⅱ)”の中のLMFBRについての1980年代の単価を採用した⁽⁸⁾。そのため、特に問題となると考えられるのは、GCFRの燃料加工には被覆管表面の粗面加工とベント燃料が必要であることを考慮していないことである。

4 計算結果と検討

Table 4 にサーベイする計算ケース番号と対応する燃料ペレット径、冷却材比および炉心高さを示した。この27の計算ケースはペレット径3種類、冷却材比3種類と炉心高さ3種類のすべての組み合わせである。

4.1 熱流動特性

Table 5 には、各計算ケースに対する燃料最高温度2200℃、被覆材最高温度700℃の条件のもとに求めた熱流動特性を示し、Table 6 にはその結果得られた炉心容量および電気出力などを示した。

正味熱効率の計算から、熱効率は炉心高さ、冷却材比によらず約36%と一定になっていることがわかる。(5)式から、本研究においては一定の熱出力2800 MWt を仮定していることを考えると、熱効率は、炉心出口温度とポンプ出力に依存している。一定の熱効率が得られることは、炉心高さを高くするとポンプ出力は増加するが、炉心出口温度も上昇し、また、冷却材比を多くするとポンプ出力は減少するが、出口温度も減少するなどの正味熱効率に相殺効果を与えていることによるものであると考えることができる。

4.2 核特性と燃焼特性

Table 7 には、各ケースに対する初期状態の核特性として臨界質量、システムインベントリーおよび増殖比の計算結果を示した。この時の実効増倍率は $K_{eff} = 1.025$ である。Table 8 には、燃焼計算によって得られた炉心内最大対平均出力比の変化の結果を示した。また、Table 9 には、体系の平均 60.000 MWD/T を達成する炉内滞在時間 (T_d)、プルトニウム利得 (G) およびシステム倍増時間を示している。

臨界質量については、Fig. 2 から明らかであるが、冷却材比および炉心高さを一定にすると、燃料ペレット径にほぼ比例して増加し、燃料ペレット径と炉心高さを一定とすると、冷却材比の増加にしたがって増加する。また燃料ペレット径と冷却材比を一定にすると、炉心高さの増加にしたがって、臨界質量は減少する傾向にある。この結果、最小臨界質量は、最小ペレット径6 mm、最小冷却材比0.8、最大炉心高さ140 cmの時に達成されることになる。

増殖比については、断面積データが古いABBNセットということもあって全増殖比が非常に大きくなっているが、傾向を調べるという意味では充分であると考えられる。全増殖比の3つのパラメータに

よる傾向をFig. 3に示した。内部増殖比は、炉心高さ、ペレット径の増加とともに増加し、冷却材比の減少によっても増加する傾向があるが、全増殖比は、炉心高さやペレット径には大きく依存することはなく、冷却材比の減少によって著しく増加する傾向がある。

最大対平均出力比は、特に炉心高さによる依存性が大きく、原子炉寿命に渡って1.6以下に押えるためには炉心高さは120cm以下が望ましいと言える。

倍増時間は、Fig. 4に示したように臨界質量の傾向と同一傾向にある。すなわち、臨界質量の大きな系、いかえると出力密度の小さい系ほど倍増時間も長くなるということである。また、倍増時間を最小にするためには、ペレット径を最小に、冷却材比を最小にすることによって達成でき、炉心高さには依存しないといえることができる。

4.3 燃料サイクル・コスト

Table 10には、燃料サイクル費の計算に必要な正味電気出力、供給する炉心とブランケット核燃料重量、燃料交換周期 t_b を示した。今回の計算では、炉心とブランケットともに、その交換バッチ数は $n=2$ としている。

本計算に使用した、上に述べた以外の定数をまとめると、以下の通りである。

燃料加工 hold time	; $t_1 = 0.5$ 年
燃料再処理 hold time	; $t_2 = 0.5$ 年
現在価値換算率	; $i = 0.08$
Accounting period	; $t_c = 1$ 年
原子炉寿命	; $T = 30$ 年
原子炉稼働率	; $\eta = 0.82$

燃料サイクル費YTとそのコンポーネントの燃料加工費YF、燃料再処理費YR、プルトニウム利得費YPの計算結果をTable 11に示した。

この結果、燃料サイクル・コストの大部分を燃料加工費が占めていることがわかる。この計算結果は、炉心燃料加工費が350ドル/kg-HMとして得られたものであり、この場合の最小燃料サイクル・コストは、燃料ペレット径6.5mm、冷却材比0.8、炉心高さ100cmを有する体系となる。

Fig. 5には燃料加工費、Fig. 6には燃料再処理費、Fig. 7にはプルトニウム利得費、Fig. 8にはこれらの費用の和としての燃料サイクル・コストについて、燃料ペレット径、冷却材比および炉心高さとの関係を、それぞれ示した。

Fig. 5とFig. 6より、燃料加工費と燃料再処理費は燃料ペレット径に対して逆傾向を示している。Table 10より1度に処理する燃料の量は、燃料ペレット径が増加するにしたがって増加する。一方、燃料炉内滞在時間は、ペレット径の増加に伴って増加し、原子炉寿命中の処理回数の減少に導くことになる。(12)～(13)式から、上記の2つの因子はコストに対して逆の効果を与えることになる。燃料加工費のペレット径に対する傾向は、処理燃料量(第1因子)によって導かれ、燃料再処理費の傾向は、処理回数(第2因子)によって導かれている。プルトニウム利得費は、パラメーターに対してほぼ一定で、0.21～0.23 mill/KWehと燃料サイクル費に与える影響もかなり低い値となった。

燃料サイクル・コストは、燃料ペレット径、冷却材比、炉心高さ共に低い値の時に小さくなる傾向を示している。最小の燃料サイクル・コストは1.30mills/KWehで、最大は1.48mills/KWehと、その相違は約15%である。

これまでの燃料サイクル・コストの検討では、燃料加工費に燃料ピン径の変化による加工の難易度を考慮せず、炉心燃料加工単価350 \$/kg、ブランケット燃料加工単価70 \$/kgを用い、処理燃料量のみを考慮してきた。ここでは、この炉心燃料ピン径による加工単価を、(i)燃料ペレット径に逆比例する、(ii)燃料ペレット径の平方に逆比例する、という2つの方法で考慮した。ただし、炉心燃料ピンの燃料ペレット径6 mmの時の加工単価を350 \$/kgと規格化してある。また、ブランケット燃料については、ペレット径の効果を考慮していない。したがって、炉心燃料加工単価 a_2 は、ペレット径 d を用いて、

$$(i) a_2 = 350 \times (6/d) \text{ \$/kg}$$

$$(ii) a_2 = 350 \times (6/d)^2 \text{ \$/kg}$$

となる。ブランケット燃料単価は、ペレット径によらず70 \$/kgである。

燃料加工費と燃料サイクル・コストを(i), (ii)の場合について、それぞれFig. 9とFig. 10に示した。いずれの場合も、ペレット径の増加とともに燃料加工費は減少し、したがって燃料サイクル・コストも減少する。

このように、燃料加工費は燃料サイクル・コストの大きな部分を占め、その推定方法の選択によって燃料サイクル・コストに大きな影響を与えることになる。それに加え、ガス冷却高速炉の燃料ピンは、Vent型であり、また被覆材表面には粗面加工が設けられるなど、LMFBRの密封型燃料ピンよりもその加工費は高くなるものと予想される。GAの試算では約50%高であるとされている⁽³⁾。

5 ま と め

1000 MWe級ガス冷却高速炉の経済性評価の第一段階として、主要な炉心設計パラメータである燃料ペレット径、冷却材の燃料ピンに対する体積比(冷却材比)、炉心高さの3つをパラメータとして、その変化によって燃料サイクル・コストにどの程度の影響を与えるかを検討した。それと共に、倍增時間を初めとする核、熱流動特性を含めた炉心性能をあわせて計算し、比較した。原子炉炉心寸法を含めた設計値は、定常運転時、燃料最高温度2200℃、被覆管最高温度700℃の制限条件のもとに定めたものである。

燃料ペレット径は6~7 mm、冷却材比0.8~1.2、炉心高さ100~140 cmのパラメータ範囲において、主な結果は以下の通りである。

(1) 臨界質量は、パラメータ依存性が強く、3200 kg ~ 4800 kgとなる。ペレット径、冷却材比とは比例の関係に、炉心高さとは逆比例の関係にある。

(2) 増殖比は、ほぼ一定で1.55~1.60の範囲にある。ただし、断面積データがABBN-セットであることによって、この値はかなり過大評価していると考えられる。

(3) 燃料炉内滞在時間は、稼働率0.82を考慮して、2.5年から3.5年である。この時間は、炉心平均燃焼度が60000 MWD/TONであるという条件のもとに計算されたものである。いずれの場合も内部増殖比が高く、その間の反応度損失は非常に小さく、1年の燃料交換期間でも、可能である。

(4) システム倍增時間は、10年~14年であり、ピン径の小さな燃料ピン使用によって短倍增時間を達成することが可能である。

(4) 燃料サイクル・コストの燃料加工費の占める割合が非常に大きく、その加工費の推定法によって、特にペレット径の燃料サイクル・コストへの依存度が大きくなる。

これまでの燃料サイクル・コストの検討では、燃料加工費に燃料ピン径の変化による加工の難易度を考慮せず、炉心燃料加工単価350 \$/kg、ブランケット燃料加工単価70 \$/kgを用い、処理燃料量のみを考慮してきた。ここでは、この炉心燃料ピン径による加工単価を、(i)燃料ペレット径に逆比例する、(ii)燃料ペレット径の平方に逆比例する、という2つの方法で考慮した。ただし、炉心燃料ピンの燃料ペレット径6 mmの時の加工単価を350 \$/kgと規格化してある。また、ブランケット燃料については、ペレット径の効果を考慮していない。したがって、炉心燃料加工単価 a_2 は、ペレット径 d を用いて、

$$(i) a_2 = 350 \times (6/d) \text{ \$/kg}$$

$$(ii) a_2 = 350 \times (6/d)^2 \text{ \$/kg}$$

となる。ブランケット燃料単価は、ペレット径によらず70 \$/kgである。

燃料加工費と燃料サイクル・コストを(i), (ii)の場合について、それぞれFig. 9とFig. 10に示した。いずれの場合も、ペレット径の増加とともに燃料加工費は減少し、したがって燃料サイクル・コストも減少する。

このように、燃料加工費は燃料サイクル・コストの大きな部分を占め、その推定方法の選択によって燃料サイクル・コストに大きな影響を与えることになる。それに加え、ガス冷却高速炉の燃料ピンは、Vent型であり、また被覆材表面には粗面加工が設けられるなど、LMFBRの密封型燃料ピンよりもその加工費は高くなるものと予想される。GAの試算では約50%高であるとされている⁽³⁾

5 ま と め

1000 MWe級ガス冷却高速炉の経済性評価の第一段階として、主要な炉心設計パラメータである燃料ペレット径、冷却材の燃料ピンに対する体積比(冷却材比)、炉心高さの3つをパラメータとして、その変化によって燃料サイクル・コストにどの程度の影響を与えるかを検討した。それと共に、倍增時間を初めとする核、熱流動特性を含めた炉心性能をあわせて計算し、比較した。原子炉炉心寸法を含めた設計値は、定常運転時、燃料最高温度2200℃、被覆管最高温度700℃の制限条件のもとに定めたものである。

燃料ペレット径は6~7 mm、冷却材比0.8~1.2、炉心高さ100~140 cmのパラメータ範囲において、主な結果は以下の通りである。

(1) 臨界質量は、パラメータ依存性が強く、3200 kg ~ 4800 kgとなる。ペレット径、冷却材比とは比例の関係に、炉心高さとは逆比例の関係にある。

(2) 増殖比は、ほぼ一定で1.55~1.60の範囲にある。ただし、断面積データがABBN-セットであることによって、この値はかなり過大評価していると考えられる。

(3) 燃料炉内滞在時間は、稼働率0.82を考慮して、2.5年から3.5年である。この時間は、炉心平均燃焼度が60000 MWD/TONであるという条件のもとに計算されたものである。いずれの場合も内部増殖比が高く、その間の反応度損失は非常に小さく、1年の燃料交換期間でも、可能である。

(4) システム倍增時間は、10年~14年であり、ピン径の小さな燃料ピン使用によって短倍增時間を達成することが可能である。

(4) 燃料サイクル・コストの燃料加工費の占める割合が非常に大きく、その加工費の推定法によって、特にペレット径の燃料サイクル・コストへの依存度が大きくなる。

参 考 文 献

- (1) P. Fortescue et. al. ; Gas cooling for fast reactors, Third Intern. Conf. on the Peaceful Uses of Atomic Energy (Proceedings Conf. Geneva, 1964) 6UN, New York (1965) 80.
- (2) R.H. Simon et. al. ; Gas-cooled fast breeder reactor demonstration plant, Proceedings of ANS topical meeting GAS-COOLED REACTORS ; HTGR and GCFR, May 7-10 1974, CONF-740501 P 336-354 (1974).
- (3) J.M. Yellowlees et. al. ; The progress of the GBR Association in the design and development of the gas-cooled fast breeder reactor, Proceedings of ANS topical meeting GAS-COOLED REACTORS ; HTGR and GCFR, May 7-10 1974, CONF-740501 P306-318 (1974).
- (4) 清水健宏；ヘリウム冷却高速炉炉心熱計算コード
： AVAIL to be published.
- (5) L.P. Abagjan et. al ; Group constants for nuclear reactor calculations, Consultant Bureau, New York (1964).
- (6) 清水健弘；高速炉設計用2次元燃焼コード
： DESIGNER, to be published.
- (7) 日本機械学会；機械工学便覧, 5版(1968)。
- (8) 動力炉開発に関する調査検討会；高速増殖炉の核燃料サイクル・コストとその評価(II), 科学技術庁原子力局(1973)。

Table 1 Fixed conditions used in the study

1. Reactor model	Cylindrical model with 2 region-core
2. Type of fuel	Pin-type fuel
3. Fuel	95% TD $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$
4. Pu isotopic content	$^{239}\text{Pu}/^{240}\text{Pu}/^{241}\text{Pu} = 75/20/5$
5. U isotopic content	$^{235}\text{U}/^{238}\text{U} = 0.35/99.65$
6. Cladding material	SUS-32
7. Clad thickness	5% of fuel pellet diameter
8. Gap between clad and fuel	1% of fuel pellet diameter
9. Coolant material	Helium
10. Coolant pressure	100 atm (reactor inlet)
11. Reactor inlet temperature	260°C
12. Reactor thermal power	2800 MWt
13. Average burnup of core	60,000 MWD/HMT
14. Inner and outer cores	Both have equal volume
15. Refueling scheme	2 batches
16. Radial blanket thickness	50 cm
17. Axial blanket height	50 cm x 2
18. Reflector thickness	50 cm
19. Maximum fuel temperature	2200°C
20. Maximum clad temperature	700°C

Table 2 Volume ratios of materials in each region

Region	PuO ₂ -UO ₂ /He/SUS-32		
	C.R. = 0.8	C.R. = 1.0	C.R. = 1.2
Inner core, outer core and axial blanket	40.58/42.50/16.10	36.52/47.50/15.24	33.20/51.59/14.54
Radial blanket	47/35/17	47/35/17	47/35/17
Reflector	0/40/60	0/40/60	0/40/60

C.R. (coolant ratio) stands for volume ratio of coolant to fuel pin

Table 3 Costs used in fuel cycle cost calculations

Items	Cost (\$/kg)
Fissile plutonium ; a ₁	10 ⁴
Fabrication of core fuel; a ₂	350
Fabrication of blanket fuel; a ₃	70
Reprocessing of core fuel; a ₄	100
Reprocessing of blanket fuel; a ₅	40

Table 4 Identification of parametric
survey calculations

Case No.	Pellet dia. (mm)	Coolant ratio	Core height (cm)
1	6	0.8	100
2	6	0.8	120
3	6	0.8	140
4	6	1.0	100
5	6	1.0	120
6	6	1.0	140
7	6	1.2	100
8	6	1.2	120
9	6	1.2	140
10	6.5	0.8	100
11	6.5	0.8	120
12	6.5	0.8	140
13	6.5	1.0	100
14	6.5	1.0	120
15	6.5	1.0	140
16	6.5	1.2	100
17	6.5	1.2	120
18	6.5	1.2	140
19	7	0.8	100
20	7	0.8	120
21	7	0.8	140
22	7	1.0	100
23	7	1.0	120
24	7	1.0	140
25	7	1.2	100
26	7	1.2	120
27	7	1.2	140

Table 5 Thermohydraulic characteristics obtained under the restrictions of assumed maximum fuel and clad temperatures

Case No.	Core outlet temperature (°C)	System pressure drop (atm)	Coolant velocity at core inlet (m/sec)	Coolant mass flow (kg/sec)	Pumping power (MW)	Linear heat rate (W/cm)
1	560	5.13	61.2	1792	83.8	364
2	579	6.59	67.7	1682	101.0	366
3	594	8.36	74.2	1605	122.2	368
4	526	3.48	54.7	2019	64.1	361
5	547	4.28	59.6	1870	73.0	362
6	564	5.23	64.6	1764	84.1	364
7	496	2.69	50.9	2271	55.7	359
8	518	3.19	50.5	2080	60.5	360
9	536	3.78	48.3	1943	67.0	361
10	538	4.20	56.7	1934	74.1	367
11	558	5.27	62.1	1799	86.4	369
12	575	6.55	67.6	1704	101.6	370
13	502	2.98	51.6	2218	60.3	364
14	524	3.58	55.7	2036	66.4	365
15	542	4.28	59.9	1905	74.4	367
16	472	2.39	48.8	2529	55.1	362
17	494	2.77	52.1	2296	58.0	363
18	512	3.21	55.4	2128	62.3	364
19	516	3.57	53.4	2096	68.2	369
20	537	4.38	58.0	1934	77.2	371
21	555	5.34	62.6	1819	88.4	373
22	480	2.64	49.5	2443	58.8	367
23	501	3.10	52.9	2224	62.8	368
24	564	3.64	56.4	2066	68.5	369
25	450	2.18	47.4	2819	55.9	366
26	471	2.48	50.1	2541	57.3	367
27	489	2.82	52.9	2339	60.2	367

Table 6 Critical core dimensions and power

Case No.	No. of fuel pins in the core	Core radius (cm)	Volume of core ₃ fuel (m ³)	Electric power (MW)	Thermal efficiency (%)
1	122930	164.3	3.48	1020	36.4
2	101950	149.6	3.46	1008	36.0
3	86991	138.2	3.44	988	35.3
4	124120	174.0	3.51	1028	36.7
5	103020	156.6	3.50	1027	36.7
6	87959	146.5	3.48	1022	36.5
7	124900	183.1	3.53	1025	36.6
8	103760	166.9	3.52	1029	36.8
9	88649	154.2	3.51	1030	36.8
10	121970	177.3	4.05	1022	36.5
11	101210	162.0	4.03	1016	36.3
12	86387	149.2	4.01	1005	35.9
13	122990	187.7	4.08	1022	36.5
14	102150	171.0	4.07	1025	36.6
15	87260	158.1	4.05	1023	36.5
16	123620	197.3	4.10	1014	36.2
17	102750	180.0	4.09	1021	36.5
18	87835	166.3	4.08	1024	36.6
19	121090	180.2	4.66	1019	36.4
20	100530	173.3	4.64	1018	36.3
21	85845	160.2	4.63	1012	36.1
22	121930	201.2	4.69	1013	36.2
23	101330	183.4	4.68	1018	36.4
24	86606	179.6	4.66	1020	36.4
25	122450	211.5	4.71	1003	35.8
26	101830	192.8	4.70	1011	36.1
27	87089	178.4	4.69	1016	36.3

Table 7 Critical parameters and breeding ratio

Case No.	Pu enrich in I.C	Critical mass (Kg)	System fissile (Kg)	Breeding ratio
	Pu enrich in O.C			
1	1.30	3289	4993	1.5984
2	1.33	3172	4825	1.5988
3	1.36	3106	4733	1.5991
4	1.28	3465	5250	1.5738
5	1.33	3336	5055	1.5772
6	1.36	3257	4944	1.5798
7	1.27	3638	5493	1.5473
8	1.33	3494	5285	1.5544
9	1.36	3402	5155	1.5592
10	1.27	3774	5456	1.5975
11	1.33	3649	5283	1.5983
12	1.36	3570	5175	1.5987
13	1.25	3969	5729	1.5728
14	1.33	3833	5532	1.5765
15	1.36	3739	5404	1.5791
16	1.26	4174	6008	1.5461
17	1.33	4010	5779	1.5536
18	1.36	3900	5630	1.5580
19	1.26	4300	5966	1.5971
20	1.33	4156	5774	1.5979
21	1.36	4064	5651	1.5983
22	1.25	4522	6261	1.5721
23	1.33	4360	6043	1.5759
24	1.36	4250	5897	1.5785
25	1.30	4771	6597	1.5459
26	1.33	4557	6309	1.5524
27	1.36	4428	6131	1.5573

Table 8 Power peaking factors (P.F.) of initial and equilibrium states

Case No.	P.F. in inner core		P.F. in outer core	
	Initial	Equilibrium	Initial	Equilibrium
1	1.294	1.477	1.504	1.348
2	1.365	1.604	1.538	1.375
3	1.419	1.688	1.569	1.402
4	1.372	1.468	1.449	1.315
5	1.378	1.556	1.506	1.357
6	1.415	1.630	1.540	1.385
7	1.359	1.444	1.414	1.291
8	1.373	1.500	1.481	1.342
9	1.410	1.578	1.515	1.371
10	1.309	1.486	1.499	1.344
11	1.280	1.559	1.567	1.392
12	1.343	1.656	1.595	1.416
13	1.388	1.484	1.444	1.308
14	1.301	1.507	1.532	1.373
15	1.347	1.601	1.565	1.398
16	1.354	1.416	1.429	1.300
17	1.303	1.460	1.505	1.357
18	1.347	1.552	1.539	1.384
19	1.250	1.444	1.518	1.357
20	1.187	1.530	1.596	1.405
21	1.259	1.613	1.623	1.432
22	1.307	1.426	1.470	1.327
23	1.218	1.453	1.559	1.391
24	1.272	1.562	1.591	1.413
25	1.135	1.258	1.499	1.352
26	1.226	1.410	1.531	1.374
27	1.277	1.516	1.563	1.397

Table 9 Fuel dwelling time, fissile gain and system doubling time

Case No.	Dwelling time (day)	Fissile gain (Kg)	Doubling time (Year)
1	898	489.6	9.9
2	893	473.8	9.9
3	889	463.0	9.8
4	902	483.8	10.5
5	902	474.7	10.4
6	898	465.8	10.3
7	912	477.0	11.2
8	907	470.1	10.9
9	902	463.5	10.8
10	1044	563.7	11.0
11	1039	547.4	10.9
12	1034	533.9	10.9
13	1049	556.3	11.6
14	1049	547.1	11.4
15	1044	535.9	11.4
16	1059	548.5	12.4
17	1054	540.7	12.1
18	1049	532.2	11.9
19	1200	644.5	12.1
20	1195	623.9	12.0
21	1190	610.2	12.0
22	1210	637.9	12.7
23	1205	624.9	12.6
24	1200	611.2	12.5
25	1215	629.7	13.6
26	1210	616.5	13.3
27	1210	608.2	13.1

Table 10 Values used for fuel cycle cost calculations

Case No.	Electric power (MWe)	System fissile inventory (Kg)	Initial core fuel ; $2U_1$ (ton)	Initial blanket fuel ; $2(U_2+U_3)$ (ton)	Initial fertile mat. (ton)
1	1020	4993	32.0	83.4	112.1
2	1008	4825	31.8	90.6	119.2
3	988	4733	31.6	97.4	125.9
4	1028	5250	32.3	86.4	115.3
5	1027	5055	32.2	92.8	121.7
6	1022	4944	32.0	100.8	129.5
7	1025	5493	32.5	89.1	118.0
8	1029	5285	32.4	95.9	124.8
9	1030	5155	32.3	103.6	132.5
10	1022	5456	37.3	92.3	125.8
11	1016	5283	37.1	100.4	133.9
12	1005	5175	36.9	108.5	141.8
13	1022	5729	37.5	95.3	128.8
14	1025	5532	37.4	103.5	137.1
15	1023	5404	37.3	111.9	145.5
16	1014	6008	37.7	98.1	131.6
17	1021	5779	37.6	106.2	139.8
18	1024	5630	37.5	114.0	147.6
19	1019	5966	42.9	98.6	137.2
20	1018	5774	42.7	110.5	149.0
21	1012	5651	42.6	120.0	158.5
22	1013	6261	43.1	104.5	143.1
23	1018	6043	43.1	114.0	152.7
24	1020	5897	42.9	126.8	165.4
25	1003	6597	43.3	107.6	146.1
26	1011	6309	43.2	116.9	155.5
27	1016	6131	43.1	126.6	165.3

Table 11 Fuel cycle cost and it's components

(unit; Mill/KWeh)

Case Number	Fabrication cost	Reprocessing cost	Plutonium gain income	Fuel cycle cost
1	1.199	0.326	0.229	1.296
2	1.249	0.345	0.225	1.369
3	1.308	0.367	0.226	1.449
4	1.208	0.330	0.223	1.314
5	1.238	0.342	0.219	1.361
6	1.282	0.360	0.217	1.425
7	1.220	0.333	0.217	1.336
8	1.250	0.347	0.215	1.382
9	1.289	0.363	0.213	1.439
10	1.208	0.314	0.223	1.299
11	1.257	0.332	0.217	1.372
12	1.306	0.351	0.215	1.442
13	1.221	0.318	0.218	1.321
14	1.251	0.331	0.214	1.367
15	1.291	0.346	0.211	1.426
16	1.239	0.323	0.214	1.348
17	1.267	0.336	0.211	1.392
18	1.299	0.349	0.209	1.439
19	1.223	0.302	0.216	1.309
20	1.270	0.321	0.211	1.380
21	1.317	0.338	0.209	1.446
22	1.250	0.311	0.213	1.348
23	1.284	0.325	0.209	1.400
24	1.331	0.343	0.205	1.470
25	1.275	0.318	0.211	1.382
26	1.303	0.330	0.206	1.427
27	1.332	0.343	0.203	1.472

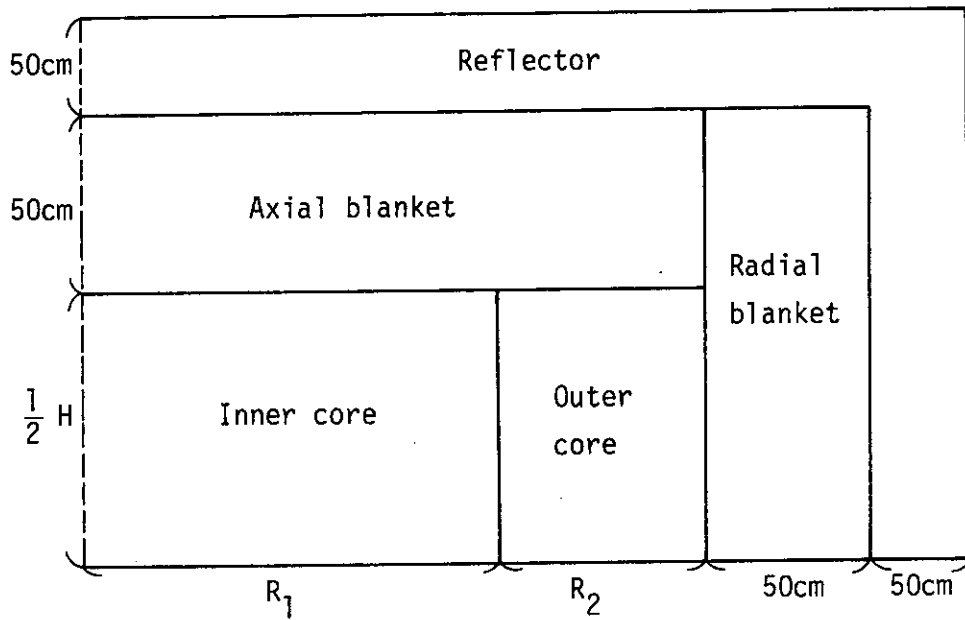


Fig. 1 Two dimensional reactor model

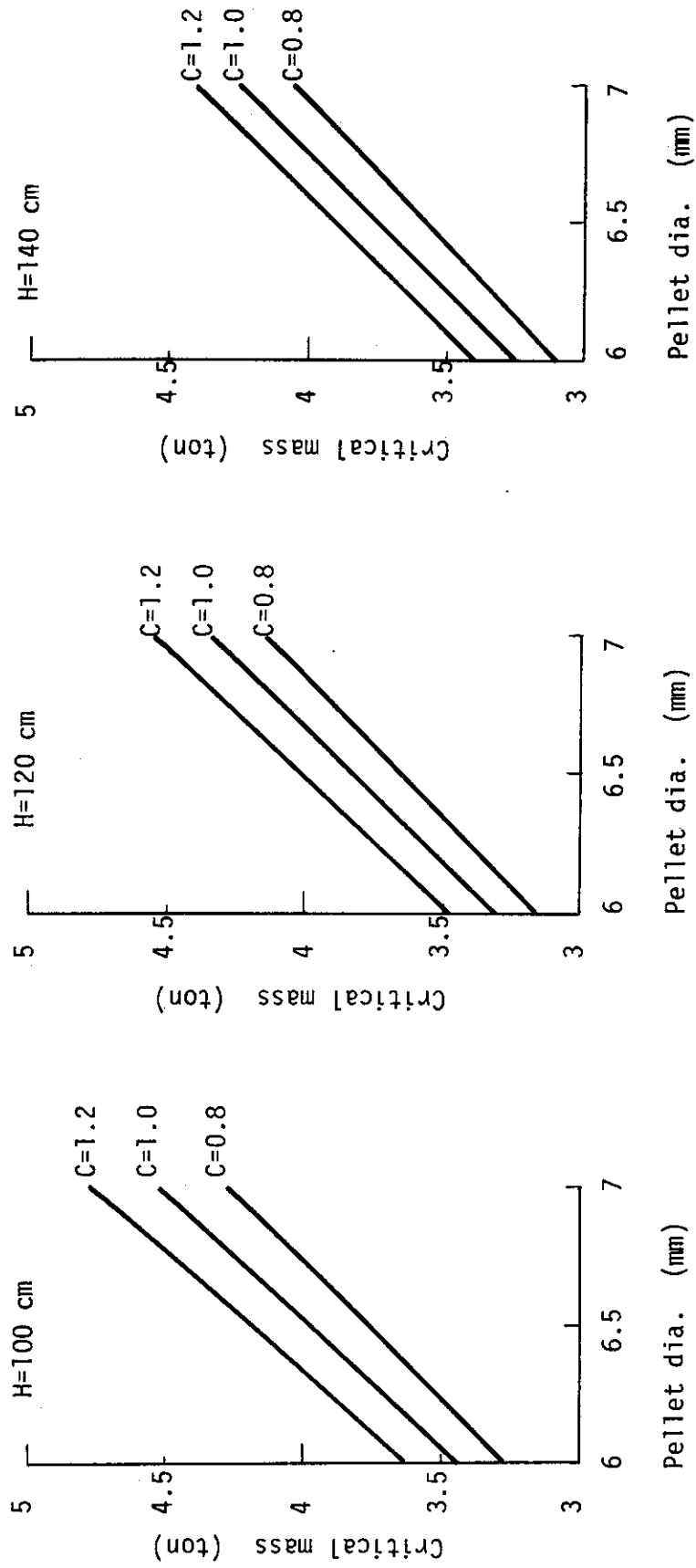


Fig. 2 Critical mass as a function of pellet diameter, coolant ratio and core height

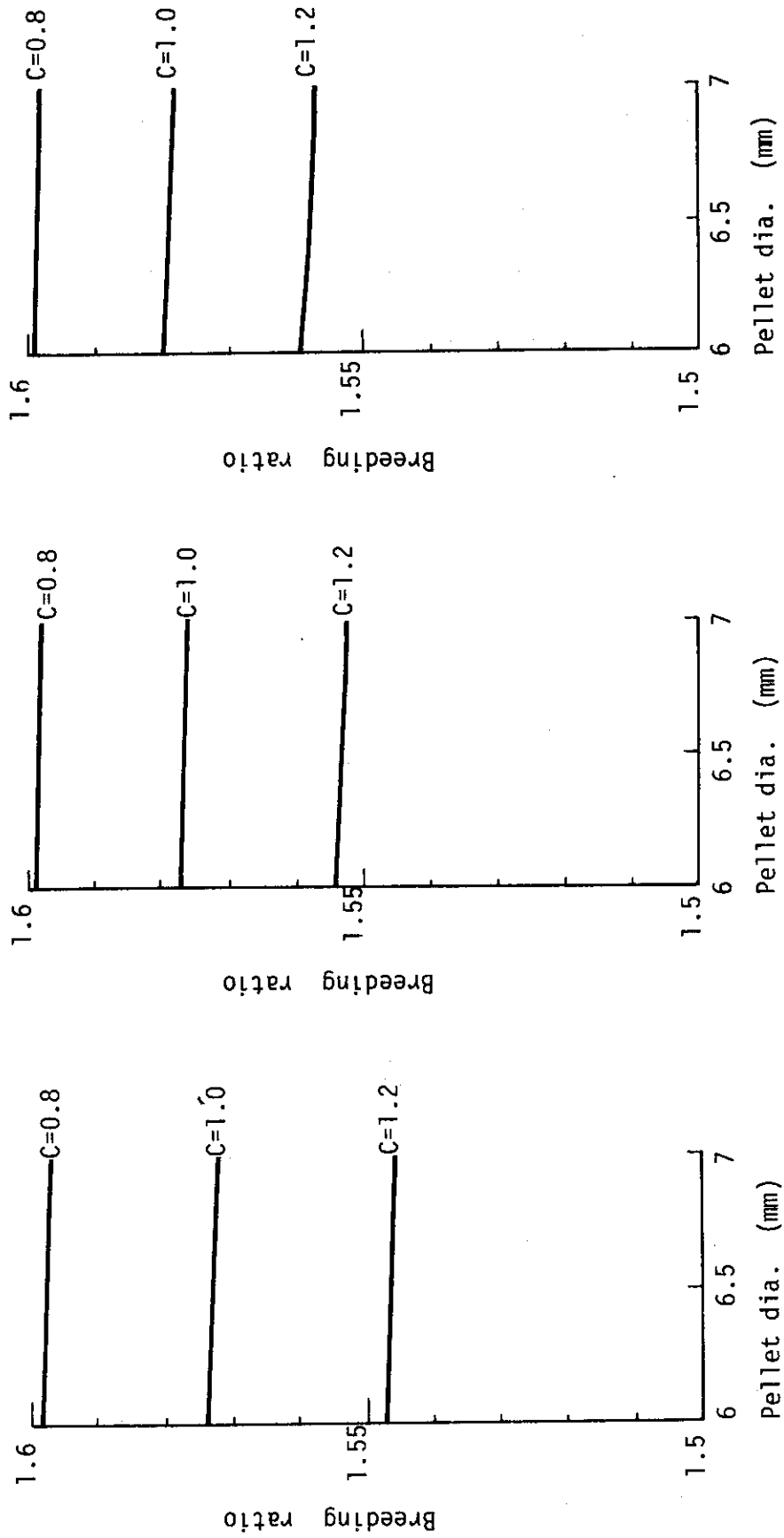


Fig. 3 Breeding ratio of start-up core as a function of pellet diameter, coolant ratio and core height

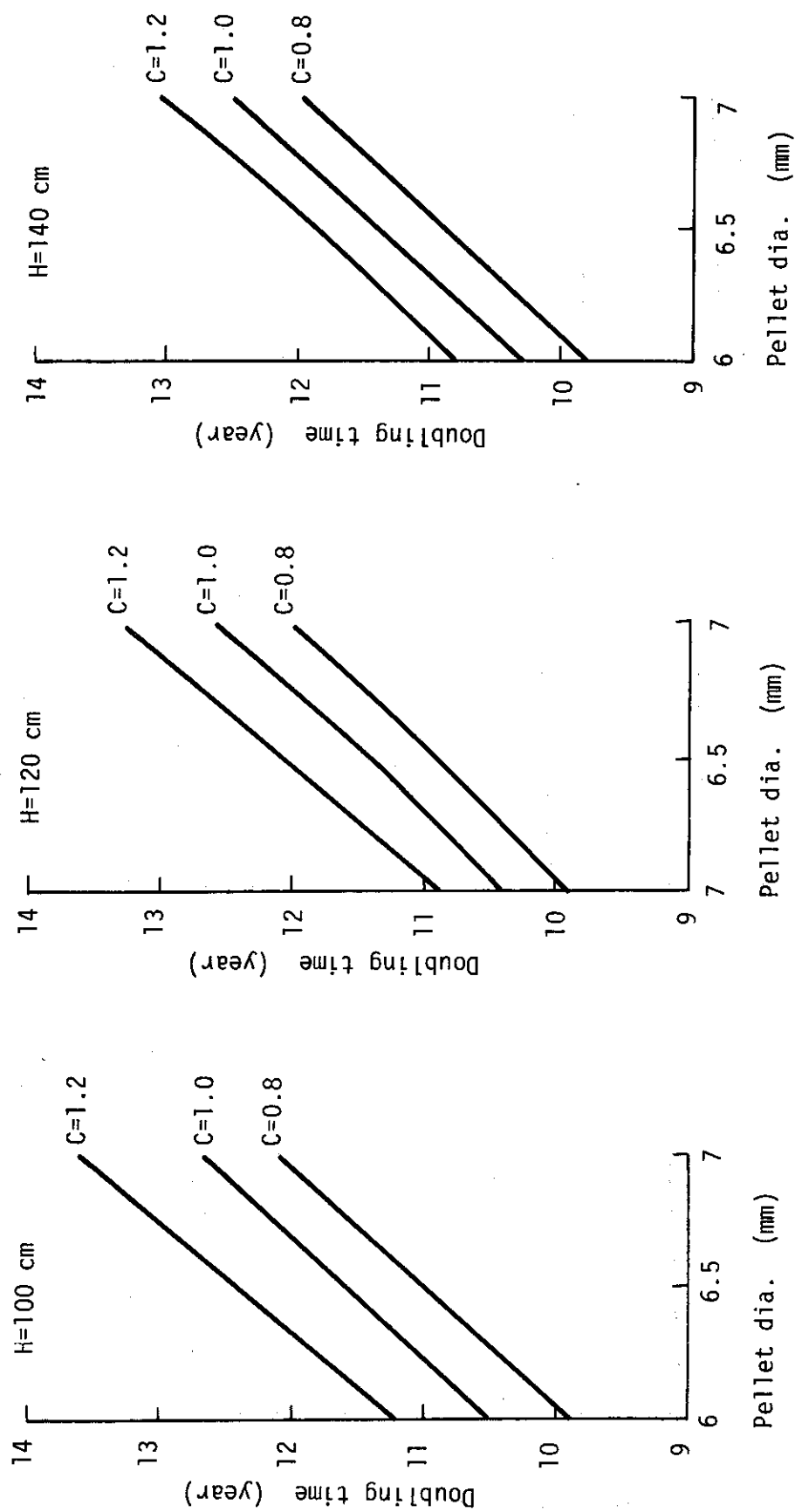


Fig. 4 System doubling time as a function of pellet diameter, coolant ratio and core height

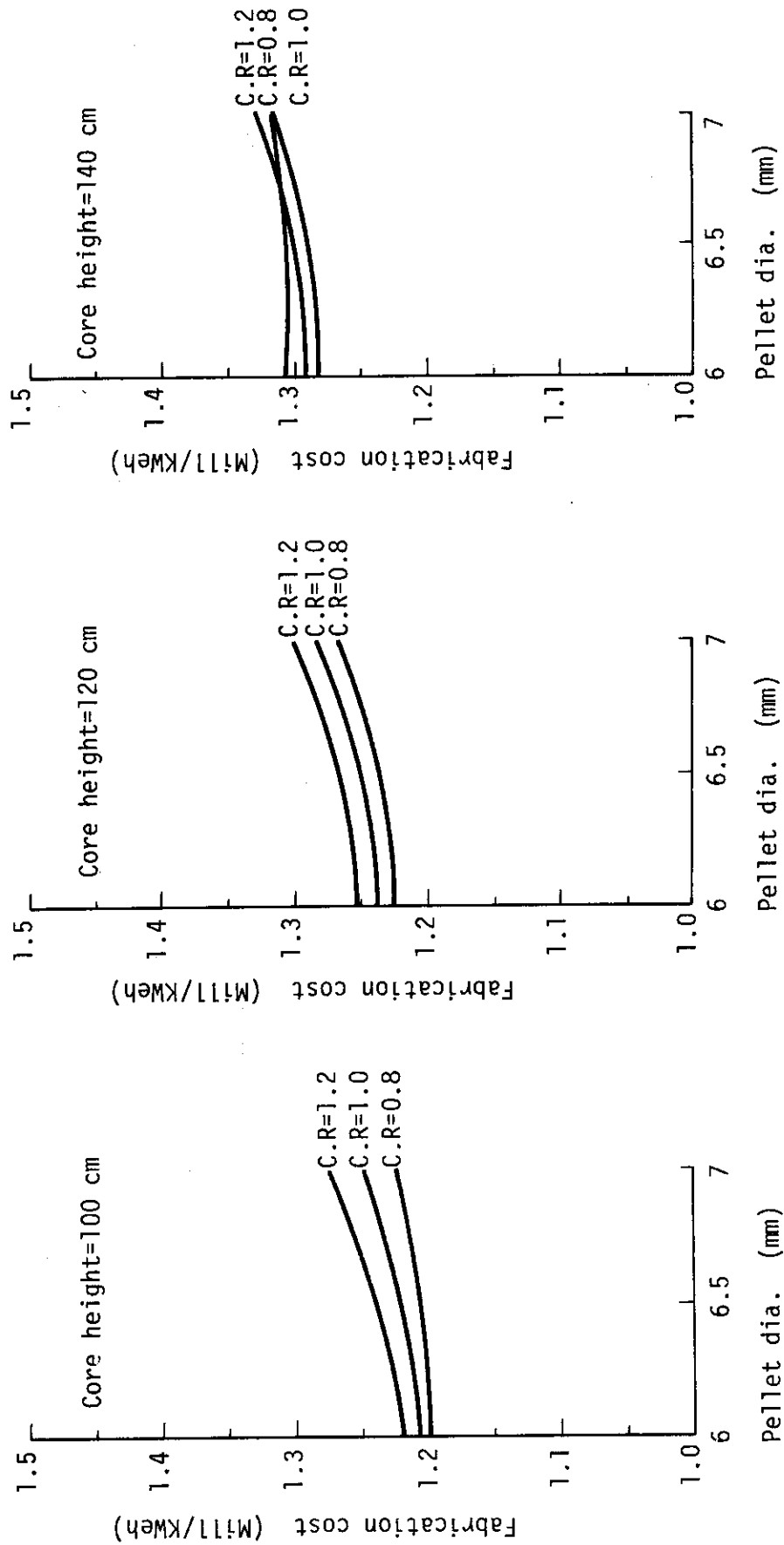


Fig. 5 Fuel fabrication cost as a function of pellet diameter, coolant ratio and core height

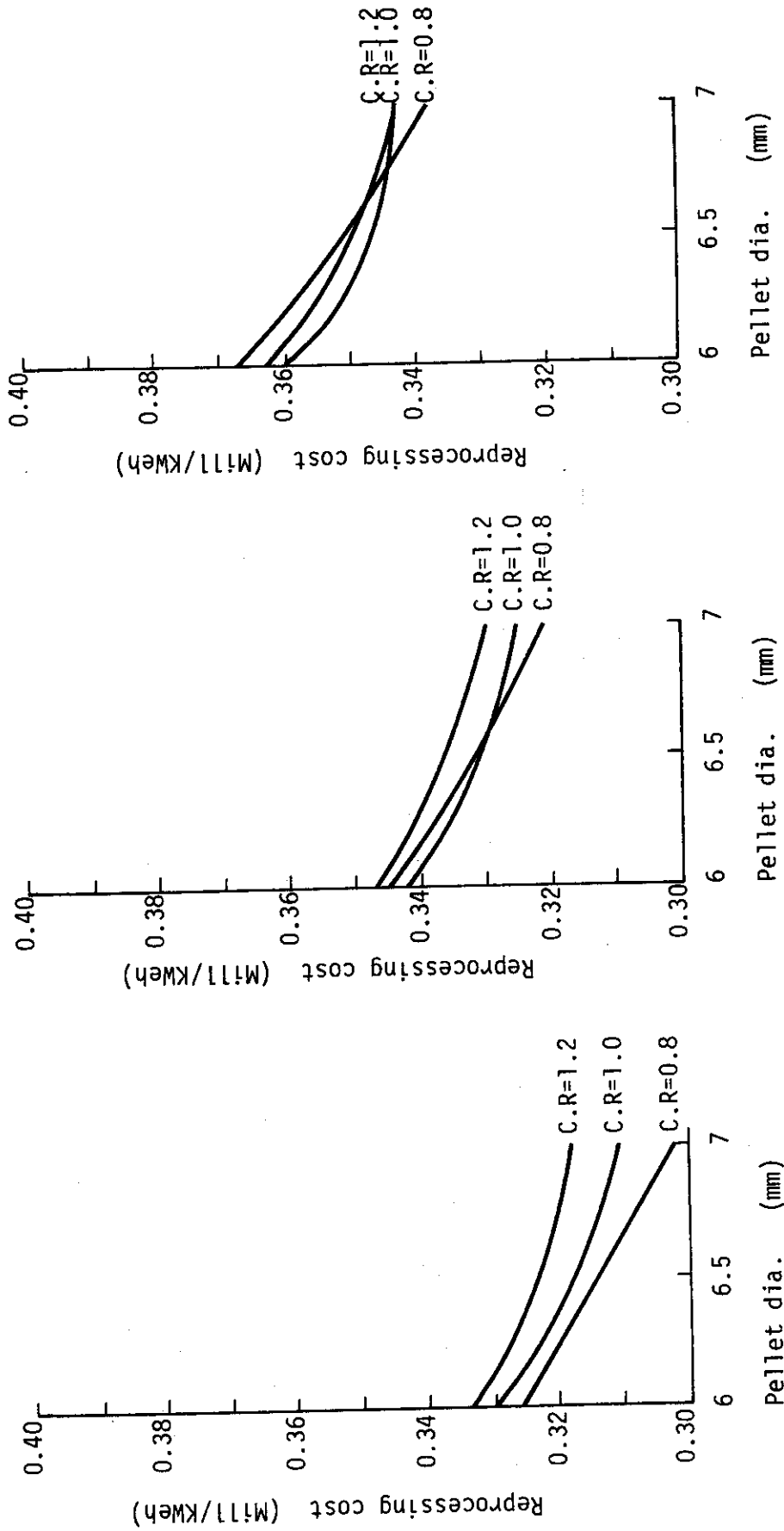


Fig. 6 Reprocessing cost as a function of pellet diameter, coolant ratio and core height

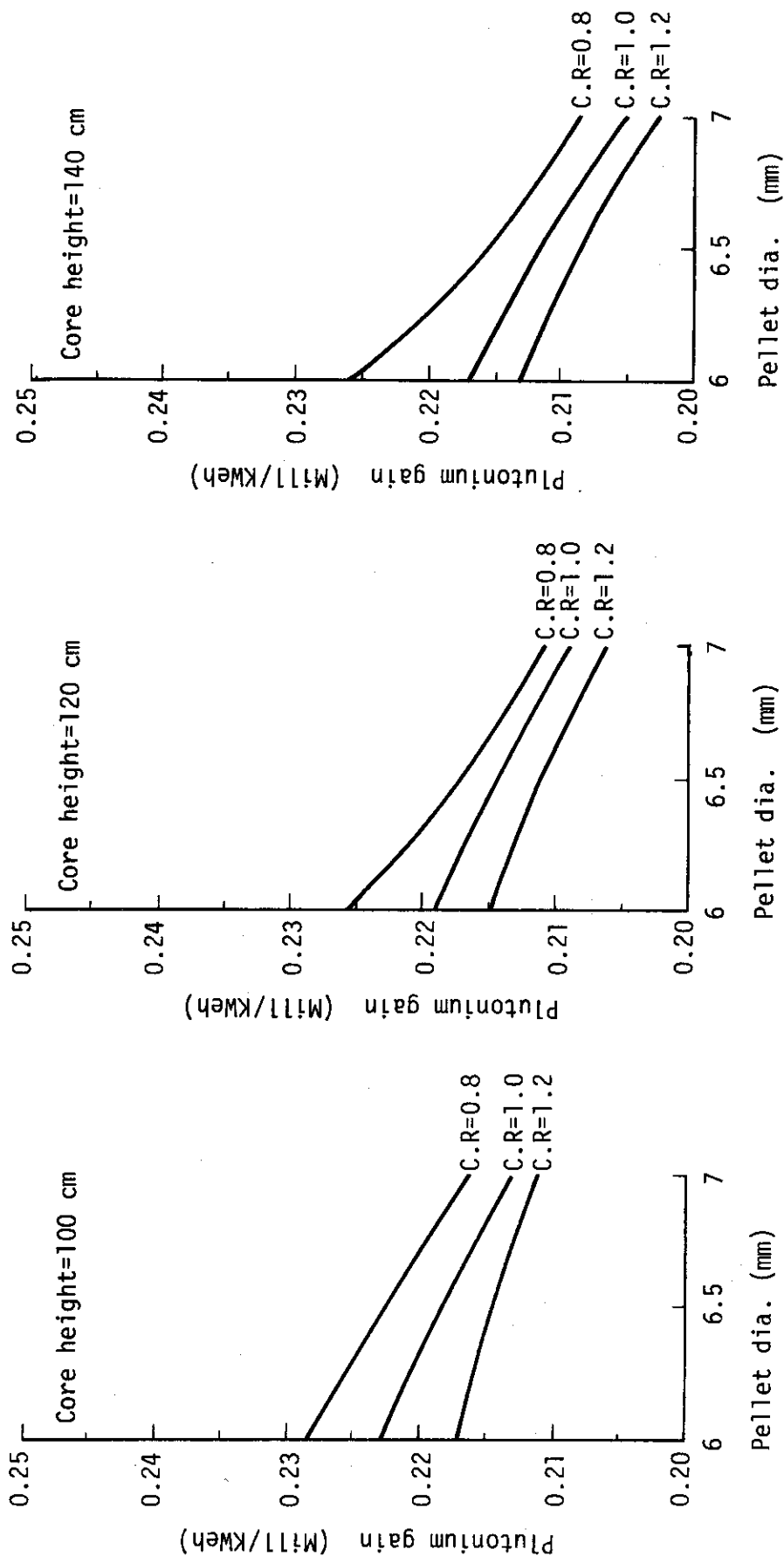


Fig. 7 Plutonium gain income as a function of pellet diameter, coolant ratio and core height

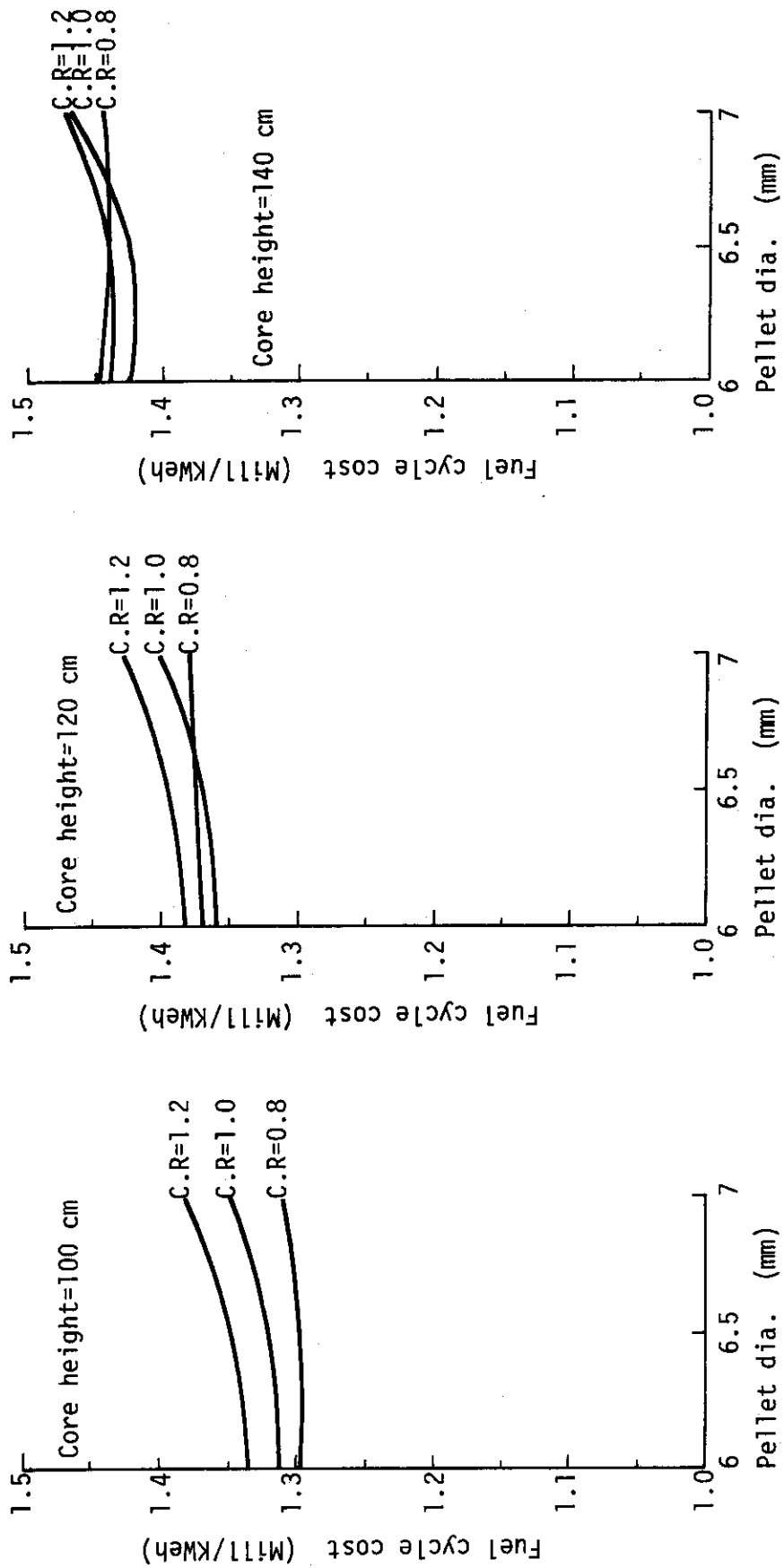


Fig. 8 Fuel cycle cost as a function of pellet diameter, coolant ratio and core height

— Fuel cycle cost C.R.=Volume ratio of coolant to fuel pin

----- Fabrication cost

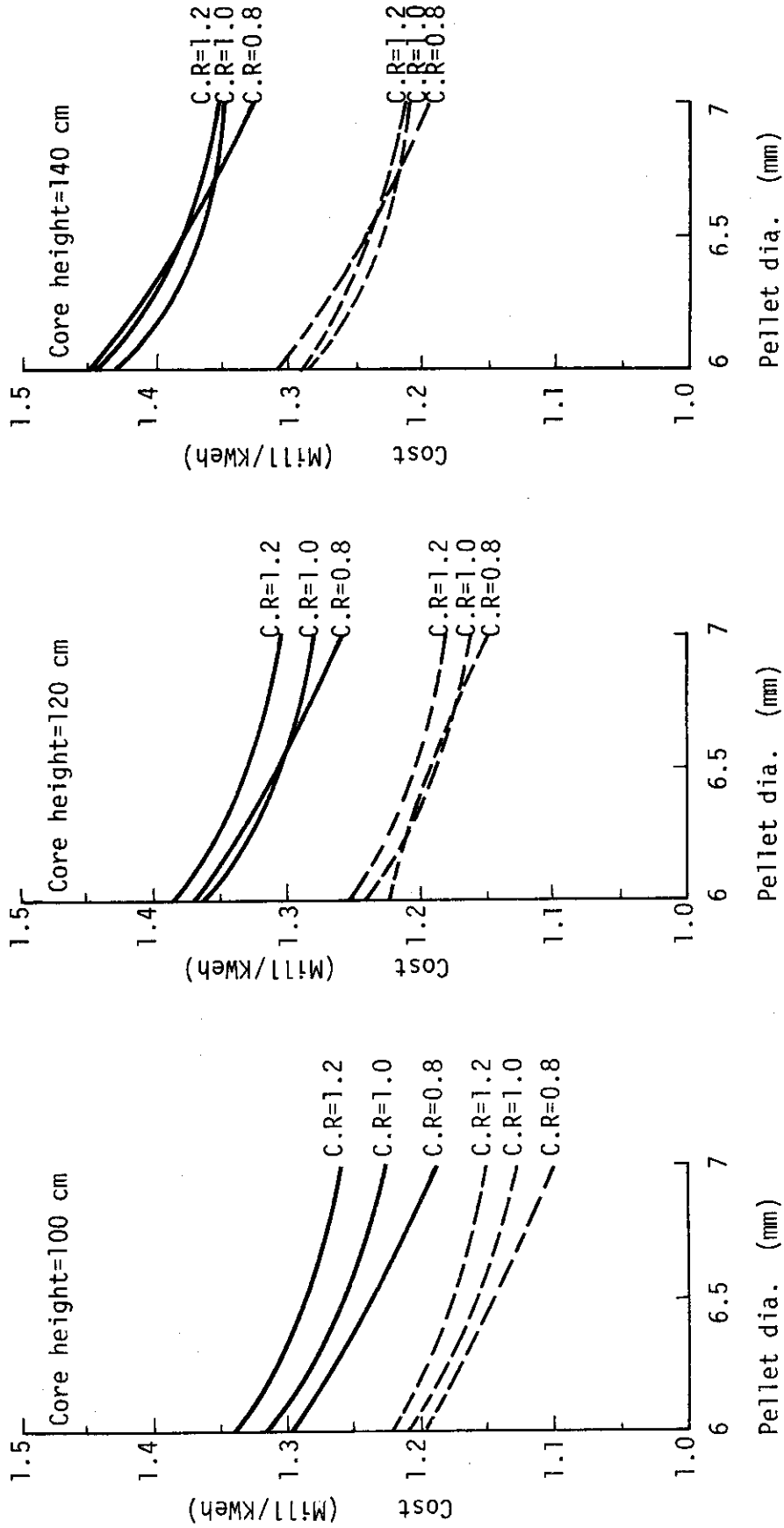


Fig. 9 Fuel cycle cost obtained by assuming fabrication cost to be inversely proportional to fuel pellet diameter.

— Fuel cycle cost C.R = Volume ratio of coolant to fuel pin
 - - - Fabrication cost

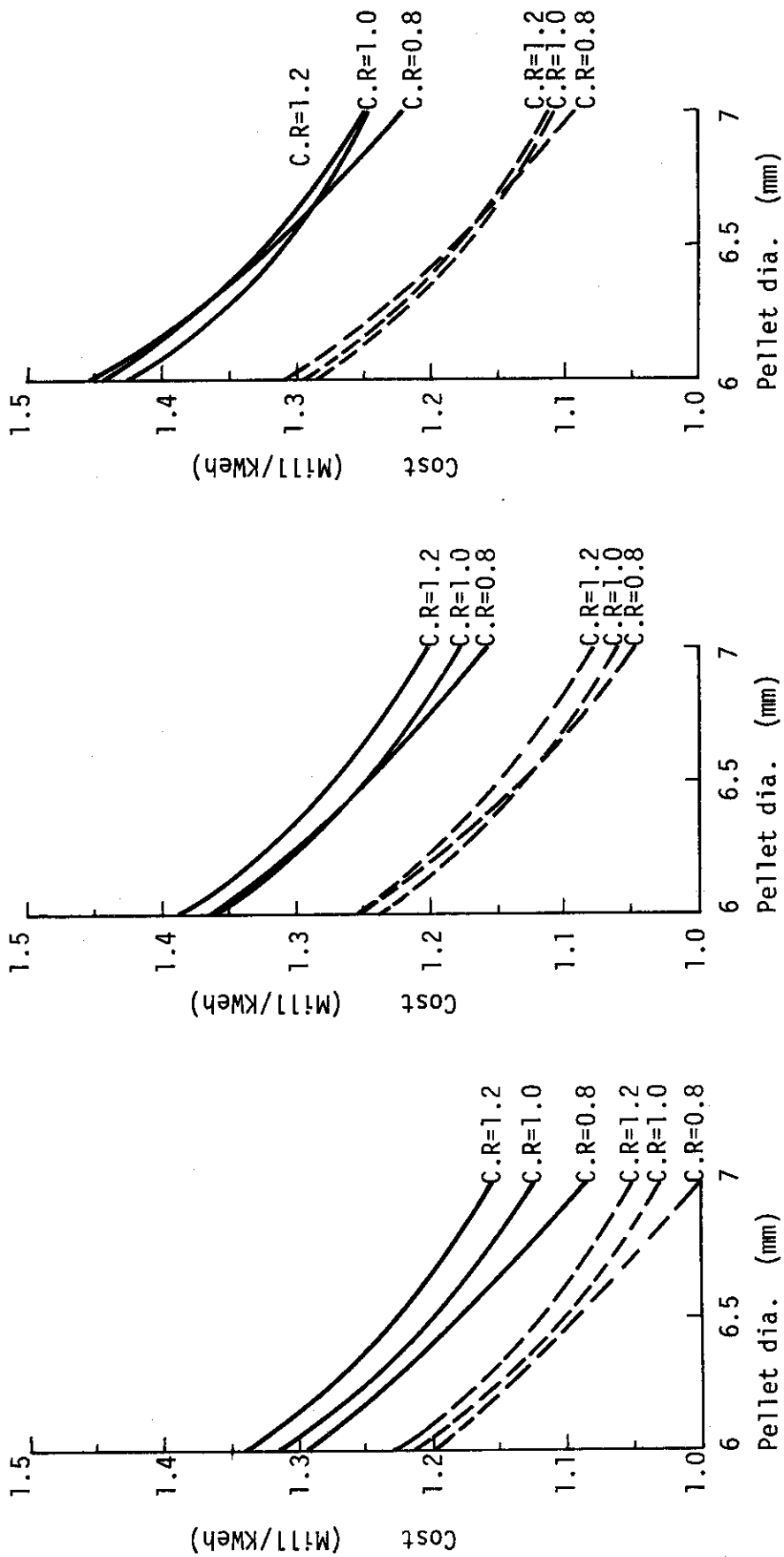


Fig. 10 Fuel cycle cost obtained by assuming fabrication cost to be inversely proportional to square of fuel pellet diameter