

JAERI-M
7 4 2 3

1000 MWe ガス冷却高速炉の臨界性、増殖性および安全性に関連した炉物理性能の燃焼効果

1977年12月

吉田 弘幸・太田 文夫*

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

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、複製などのお問合せは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。

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.

1 0 0 0 M W e ガス冷却高速炉の臨界性，増殖性
および安全性に関連した炉物理性能の燃焼効果

日本原子力研究所 動力炉開発・安全性研究管理部

吉田 弘幸・太田 文夫*

(1977 年 11 月 9 日受理)

PuO₂-UO₂ を燃料とした 1 0 0 0 M W e ヘリウム冷却高速増殖炉 (GCFBR) の燃焼特性を，臨界性，増殖性および安全性に関連した炉物理性能を中心として，検討した。

26-エネルギー群構造の断面積セットを ENDF/B-III を処理して作成した。臨界性と増殖性の解析は，2次元燃焼計算コード APOLLO と，上記断面積セットを縮約した4エネルギー群の断面積を用いて行った。安全性に関連した炉物理特性—ドップラー反応度効果，冷却材喪失反応度効果，水蒸気侵入反応度効果—の解析は，2次元拡散コード CITATION，摂動論コード PERKY および 26-エネルギー群断面積を用いて行った。

主な結果は以下の通りである。

(1) 1年間の燃焼に対する反応度損失は 1.5 % $\Delta K/K$ である。反応度損失が非常に小さいことによって，本 GCFBR での燃料滞在期間を長くすることができ，その結果として，燃料交換の頻度を最小にすることができる。

(2) 1年間の燃焼による核分裂性プルトニウムの余剰量は約 360 kg であり，この炉のシステム倍増時間は約 9 年となる。したがって，ここで検討した GCFBR は，PuO₂-UO₂ を燃料とした LMFBR および他の GCFBR と比較して，すぐれた増殖性能を有していると言える。

(3) 冷却材喪失反応度効果は，燃焼にしたがってより正になるが，LMFBR でのナトリウム・ボイド反応度効果に見られたように，安全性の問題に関して重大ではない。

(4) 2 次冷却系から炉心およびプランケットへの水蒸気侵入によって生ずる水蒸気侵入反応度効果は，初期炉心において，ある一定量の水蒸気密度に達した時点で正となり，水蒸気密度が増加するにしたがって益々増加する。しかし，燃焼によって，この反応度効果は，水蒸気密度の増加にしたがって，より負になって行く。したがって，結論的には，反応度効果は平衡状態において負であるから，水蒸気侵入の問題は，本 GCFR の運転に対してハザードにはなりえない。

*) 外来研究員，日本情報サービス(株)

Burnup Effects on Criticality, Breeding and Safety of
1,000 MWe Gas-cooled Fast Breeder Reactor

Hiroyuki YOSHIDA and Fumio OHTA*

Division of Power Reactor Projects, Tokai, JAERI

(Received November 9, 1977)

Burnup characteristics of 1,000 MWe, PuO_2 - UO_2 fuelled helium-cooled fast breeder reactor have been studied concerning criticality, breeding and safety.

A 26-energy group cross-section set produced from ENDF/B-3 was used. Criticality and breeding were studied with two-dimensional burnup code APOLLO and 4-energy group cross-section set generated by collapsing the mentioned cross-section set. Safety aspects such as Doppler reactivity effect, coolant-depressurisation and steam-ingressation reactivity effect were studied with multi-dimensional diffusion theory code CITATION and perturbation theory code PERKY, as well as the 26-energy group cross-section set. The following were revealed:

(1) The reactivity swing over a year's irradiation is merely 1.5 % $\Delta K/K$. This small swing may permit relatively long fuel dwelling in GCFR and, thus, the frequency of outages for refuelling can be minimised.

(2) The surplus fissile plutonium over a year's irradiation is about 360 Kg, and the system doubling time is about 9 years. The GCFR studied has excellent breeding, compared with those in PuO_2 - UO_2 fuelled LMFBR and other GCFRs.

(3) The coolant-depressurisation reactivity effect becomes more positive with burnup. This is not so serious as the sodium-void reactivity effect of LMFBR.

(4) In the start-up core, the steam-ingressation reactivity effect due to steam ingressation to the core and blanket from the secondary coolant system becomes positive at certain steam density(0.02 gr/cc) and this positive effect increases with steam density. With advance of burnup, however, the effect becomes negative, this increasing with steam density. After all, the steam ingressation is no hazard in operation of GCFR since the reactivity effect is negative in the equilibrium state.

Keywords: Gas-cooled Fast Reactor, Breeding Performance,

Burnup Dependence, Doppler Reactivity, Steam Ingression Reactivity, Helium-depressurisation Reactivity

* Japan Information Service K.K.

目 次

1. 序 論	1
2. 計算モデルと計算方法.....	2
2.1 計算モデル	2
2.2 計算方法	2
3. 臨界性および増殖性に関する燃焼効果	3
3.1 初期炉心の特性	4
3.2 燃料核種の変化と増殖性	5
3.3 燃焼度と出力分布.....	7
3.4 燃焼による反応度損失	9
4. 安全性に関する炉物理特性(反応度効果)の燃焼効果	10
4.1 He-喪失反応度効果	10
4.2 ドップラー反応度効果	11
4.3 水蒸気侵入反応度効果	12
5. 計算方法に関する検討	13
5.1 断面積セットの効果	13
5.2 原子炉モデルの簡易化	14
5.3 1次摂動論による水蒸気侵入反応度効果の解析	15
6. 結 論	16
参考文献	18

Contents

1. Introduction	1
2. Calculation model and method	2
2.1 Reactor model	2
2.2 Method	2
3. Burnup effect on criticality and breeding performances	3
3.1 Characteristics of start-up core	4
3.2 Variation of fuel-nuclides and breeding performances.....	5
3.3 Burnup rate and power distribution	7
3.4 Reactivity swing due to burnup	9
4. Burnup effect on safety related physics performances (reactivity effects)	10
4.1 He-depressurisation reactivity effect	10
4.2 Doppler reactivity effect	11
4.3 Steam ingression reactivity effect	12
5. Investigation on calculation methods adopted	13
5.1 Effect of different cross-section set	13
5.2 Effect of simplification of reactor model	14
5.3 Analysis of steam ingression reactivity effect by using ordinary first-order perturbation theory	15
6. Concluding remarks	16
References	18

1. 序 論

ガス冷却高速炉（GCFR）は、高増殖性能を有する原子炉型として興味を持たれてきた。この型式の増殖炉の開発経過、開発の現状、特徴については、平田らの調査報告書に詳しく述べられている⁽¹⁾。

ガス冷却高速炉の核的性能は、米国GA社⁽²⁾、欧洲におけるガス増殖炉研究協会（GBRA）⁽³⁾で検討を行い、その実験的実証がスイスのPROTEUS⁽⁴⁾、米国のZPR-9⁽⁵⁾などの零出力原子炉によって行われている。我々は、LMFBRの核的性能に関する実験データを、これまでに高速炉用炉定数セットおよび解析コード・システムを用いて解析してきたが、GCFRについても同様な方法で実験解析を行い、その問題点を明らかにしてきた。^{(6), (7)}

しかし、これらの核的特性の燃焼効果についての研究は少なく、また実験的検証も容易ではない。一方、核設計屋にとっては、核的特性の燃焼に伴なう変化を把握しておくことは、原子炉の経済的および安全性を検討する上に重要なことである。この意味で、米国GA社の設計による300MWe 原型炉級GCFRの燃焼特性の検討を行い、この炉に関する問題点を明らかにしてきた。⁽⁸⁾

本論文は、300MWe GCFRに引き続き、同じく米国GA社の設計による1000MWe 大型GCFR⁽²⁾の燃焼特性について解析し、検討を加えたものである。

燃焼特性は、(1) 燃焼による燃料核種の変化、増殖性能、燃焼度に関する特性、(2) 臨界質量、出力分布、中性子スペクトル、実効増倍率等の臨界性に関する特性、および(3) ドップラー効果、冷却材喪失効果、水蒸気侵入効果の反応度に関する安全特性、である。

燃焼計算は、ENDF-B/Ⅲを主体として作成した25群断面積と2次元燃焼計算コードAPOLLO⁽⁹⁾によって、処女状態より2年間（560 full power days 積動率80%）に亘って行った。特に径方向ブランケットの管理に一義性がないので、本解析はかららずしも平衡状態の検討にはなっていない。

安全特性の解析は、各燃焼ステップに対して、前記断面積と多次元拡散コードCITATION⁽¹⁰⁾による26群-2次元拡散計算に基づく、通常の一次擾動論とExact perturbation theoryによって行った。特に、水蒸気侵入による反応度変化については、ZPR-9による実験結果から、大きな正の反応度印加が予想されるので、水蒸気侵入割合を、0.01 gr/cc, 0.03 gr/cc, 0.05 gr/cc の3ケースについて検討した。0.05 gr/cc の水蒸気侵入割合は最大値に相当するものと考えられる。

本論文には、上記GCFRモデルの燃焼特性の解析に加えて、解析上の少数エネルギー群断面積採用の効果、ブランケット内燃料核種変化の空間分布に関する検討も含んでいる。

2. 計算モデルと計算方法

検討した GCFR モデルは、米国 GA 社の設計による 1,000 MWe GCFR に基づくものである。この GCFR は、高い増殖比と高い内部転換比を持つことで、燃焼による反応度損失が小さく、2 年間 1 バッチ炉心燃料交換が可能であるとされている。この原子炉系の炉心は 4 つの Pu-富化度の異なる領域に分割され、炉心内の出力平坦化を可能にする設計となっている。

2.1 計算モデル

本研究は、領域毎均質構成の単純化モデルに対する燃焼特性を検討することにあり、燃料ピンの非均質性および制御棒の移動等の検討は本研究の対象としていない。

原子炉計算モデルとしては、2 次元 R-Z モデルとし、その 1/4 象限に対して Fig. 1 を示した。Table 1 には各領域の物質体積比を含む主なパラメータを、Table 2 にはプルトニウム富化度配分、ドップラー温度を示した。炉心 4 領域、軸方向ブランケットの物質体積比は、制御棒が全部引き上げ状態にあるチャンネルを均等に平均化して得たものである。

炉心の 4 領域の Pu-富化度は、平衡状態における最大対平均炉心出力比を最小にするよう定めるべきであるが、今回は GA 社の設計通りの Pu-富化度配分を採用した。炉心の 4 領域を中心より C1, C2, C3, C4 とすると、その体積は、 $C_1 = C_2 = 2 \times C_3 = 2 \times C_4$ の関係にある。

プルトニウムの組成比は、GCFR の原子力システム投入時期によって、軽水炉取出し組成、軽水炉でのリサイクル・プルトニウム、LMFBR の増殖組成および GCFR 自身の増殖組成、など種々考えられるが、ここでは、軽水炉取出しプルトニウム組成、 $^{239}\text{Pu} : ^{240}\text{Pu} : ^{241}\text{Pu} : ^{242}\text{Pu} = 0.560 : 0.237 : 0.150 : 0.053$ を採用した。

原子炉計算モデルで、特に軸方向および径方向ブランケットの領域を詳細にしたことは、ブランケット内の核分裂性プルトニウムの生成の空間分布を見ることによって、ブランケット厚さと増殖性の関係を把握することを目的としている。

Fig. 1 には、2 次元燃焼コード APOLLO の計算用空間メッシュをも併記している。一方、詳細解析のための 2 次元拡散コード CITATION 用の空間メッシュ構造は、軸方向については、Fig. 1 とほぼ同じであるが、径方向については、各領域のメッシュ数は Fig. 1 と同じとし、メッシュ体積（面積）を等しくするようにメッシュ間隔を決めている。これは、CITATION をもっとも簡単に利用することからくることである。

2.2 計算方法

基本となる断面積は、ENDF/B-III を主体として作成した 26 群定数である。エネルギー群構造は ABBN, JAERI-Fast 断面積セットのものと同じである。

燃焼計算は、上記 26 群定数からの縮約 4 群定数と 2 次元円柱拡散近似に基づく燃焼計算コード APOLLO を用いて行った。26 群定数から 4 群定数への縮約は、各領域体積保存の 1 次元球型モデルに対する 26 群拡散計算によって得られた領域平均 26 群中性子スペクトルを重みとして各領域の 4 群炉定数を作成する方法によるものである。この縮約ルーチンは、APOLLO に内蔵され、したがって、縮約定数は各燃焼ステップにおいて更新されるので、縮約定数には燃焼による中性子スペクトル変化の効果が近似的に考慮されていると考えられる。

4 個のエネルギー群の 26 エネルギー群に対するエネルギー構造を Table 3 に示した。

燃焼過程の燃焼核種のチェーンは、Fig. 2 に示すように単純化したモデルである。 ^{238}U -Pu チェーンでは、燃焼特性（放射能を含まず）に寄与する核種にかぎって考慮している。 ^{239}Np はその崩壊のみを考慮し、核分裂生成物は ^{235}U と ^{239}Pu の核分裂による Slowly saturated の核種分布を考慮した 2 つの rumped F. P. の断面積で代表した。このことはベント型燃料を採用している GCFR に何らかの影響があると考えられ、ベント型燃料の核分裂生成物の rump 化における断面積作成方法を考慮する必要がある。

中性子束の規格化は、 $1 \text{ watt} = 3.1 \times 10^{10} \text{ fission}$ という簡単なオプションによって行った。燃焼計算の計算時間間隔は 140 日（稼動率 80 %, 炉内滞在期間 6 ヶ月）である。

燃焼過程の炉物理特性、実効増倍率、中性子スペクトル、ドップラー効果、冷却材喪失効果、水蒸気侵入効果等の計算は、燃焼コード APOLLO による 4 エネルギー群計算によって得られた各燃焼ステップの原子数密度を用い、2 次元拡散コード CITATION と前記 26 エネルギー群炉定数を用いた 26 群 2 次元 R-Z 拡散計算に基づいている。

ドップラー反応度係数と冷却材喪失反応度係数は、通常の 1 次摂動論に、前記 26 群拡散計算の結果を適用して、計算した。水蒸気侵入反応度係数には、 H_2O の炉心内浸入による中性子スペクトルの変化が非常に大きく 1 次摂動論の適用に無理があることから、Exact Perturbation Method と呼ばれる方法を用いた。

3. 臨界性および増殖性に関する燃焼効果

本章で取扱う燃焼特性は、安全性にかかわる反応度効果に関する特性を除く、燃焼核種の生成、消滅、それに伴なう増殖性、実効増倍率、出力分布、燃焼度等の臨界特性および経済性に関するものである。

GCFR は約 1000 MWe の電気出力、熱効率 39.5 %、したがって 2530 MWt の熱出力をもつて運転されるものである。この熱出力を持つ原子炉を初装荷状態から燃料交換なしに、稼動率 80 % で 2 年間運転した時の上記燃焼特性の変化を 2 次元拡散近似に基づく燃焼計算コード APOLLO を用いて解析した。

燃焼計算は、上記 26 群定数からの縮約 4 群定数と 2 次元円柱拡散近似に基づく燃焼計算コード APOLLO を用いて行った。26 群定数から 4 群定数への縮約は、各領域体積保存の 1 次元球型モデルに対する 26 群拡散計算によって得られた領域平均 26 群中性子スペクトルを重みとして各領域の 4 群炉定数を作成する方法によるものである。この縮約ルーチンは、APOLLO に内蔵され、したがって、縮約定数は各燃焼ステップにおいて更新されるので、縮約定数には燃焼による中性子スペクトル変化の効果が近似的に考慮されていると考えられる。

4 個のエネルギー群の 26 エネルギー群に対するエネルギー構造を Table 3 に示した。

燃焼過程の燃焼核種のチェーンは、Fig. 2 に示すように単純化したモデルである。 ^{238}U -Pu チェーンでは、燃焼特性（放射能を含まず）に寄与する核種にかぎって考慮している。 ^{239}Np はその崩壊のみを考慮し、核分裂生成物は ^{235}U と ^{239}Pu の核分裂による Slowly saturated の核種分布を考慮した 2 つの rumped F. P. の断面積で代表した。このことはベント型燃料を採用している GCFR に何らかの影響があると考えられ、ベント型燃料の核分裂生成物の rump 化における断面積作成方法を考慮する必要がある。

中性子束の規格化は、 $1 \text{ watt} = 3.1 \times 10^{10} \text{ fission}$ という簡単なオプションによって行つた。燃焼計算の計算時間間隔は 140 日（稼動率 80 %, 炉内滞在期間 6 ヶ月）である。

燃焼過程の炉物理特性、実効増倍率、中性子スペクトル、ドップラー効果、冷却材喪失効果、水蒸気侵入効果等の計算は、燃焼コード APOLLO による 4 エネルギー群計算によって得られた各燃焼ステップの原子数密度を用い、2 次元拡散コード CITATION と前記 26 エネルギー群炉定数を用いた 26 群 2 次元 R-Z 拡散計算に基づいている。

ドップラー反応度係数と冷却材喪失反応度係数は、通常の 1 次摂動論に、前記 26 群拡散計算の結果を適用して、計算した。水蒸気侵入反応度係数には、 H_2O の炉心内浸入による中性子スペクトルの変化が非常に大きく 1 次摂動論の適用に無理があることから、Exact Perturbation Method と呼ばれる方法を用いた。

3. 臨界性および増殖性に関する燃焼効果

本章で取扱う燃焼特性は、安全性にかかわる反応度効果に関する特性を除く、燃焼核種の生成、消滅、それに伴なう増殖性、実効増倍率、出力分布、燃焼度等の臨界特性および経済性に関するものである。

GCFR は約 1000 MWe の電気出力、熱効率 39.5 %、したがって 2530 MWt の熱出力をもつて運転されるものである。この熱出力を持つ原子炉を初装荷状態から燃料交換なしに、稼動率 80 % で 2 年間運転した時の上記燃焼特性の変化を 2 次元拡散近似に基づく燃焼計算コード APOLLO を用いて解析した。

3.1 初期炉心の特性

計算モデルすでに述べたように、解析体系は制御棒が完全に引抜き状態にあることから、種々の特性に与える制御棒の効果を一際考慮しないモデルになっている。したがって、初装荷状態の実効増倍率を設定し、燃焼に伴なう反応度損失を炉内滞在期間の2年に亘って制御棒によって保障可能であると仮定する必要がある。ここではその初装荷状態の実効増倍率を1.030と設定した。

3.1.1 装荷燃料物質量と原子数密度

実効増倍率が1.030になるように、2次元燃焼計算コードAPOLLOの濃縮度サーチ・オプションを用いて、Pu-富化度を定めた。4領域炉心のPu-富化度配分比は前出Table 3の値と等しくとっている。

各燃料核種の重量および原子数密度をTable 4～Table 6に示した。核分裂性プルトニウム(^{239}Pu , ^{241}Pu)の初装荷量は2,731 kgであり、WASH 1089の記載結果2,812 kgと比較して81 kg少なくなっている。その相違の原因の1つは、初装荷状態の実効増倍率の設定値にある可能性がある。Fig. 3に我々の計算による実効増倍率と核分裂性プルトニウム装荷量の関係を示した。この図から、実効増倍率1%変化に対して核分裂性プルトニウム装荷量は約50 kg変化することがわかる。この直線的関係式が適用できると仮定すると、我々の計算した実効増倍率は、WASH 1089の結果と比較して、約1.6%低めであることになる。

3.1.2 中性子スペクトル

中性子スペクトルは、多次元拡散コードCITATIONのR-Z 26群計算によって求めた。Fig. 4～Fig. 6は、炉心、軸方向プランケット、径方向プランケットの領域平均中性子スペクトルを示したものである。比較のために1000 MWe級LMFBRについても併記している。各領域とともに、GCFRの中性子スペクトルが、LMFBRのそれと比較してかなり硬いことがわかる。特に、両原子炉系のエネルギー群6(400～800 KeV)とエネルギー群14以下の中性子スペクトルの相違が顕著である。Fig. 7には、上記相違を説明するために、両原子炉型の炉心での除去断面積($\Sigma_a^g + \sum_g (\Sigma_{el}^{g \rightarrow g'} + \Sigma_{in}^{g \rightarrow g'})$)を示した。この図から明らかであるが、問題となるエネルギー群に対応するLMFBRの除去断面積が非常に高くなっている。Heの実効的除去断面積が非常に小さく、冷却材を除く両原子炉系の構成物質の相違がないことを考えると、上に見た顕著な中性子スペクトルの相違は、HeとNaの冷却材自身の弾性散乱断面積の相違によると考えることができる。

3.1.3 増殖比

原子炉の増殖性能は、単に通常の増殖比だけではなく、出力密度にも大きく依存する。しかし、増殖比は、炉の増殖性能を検討する大きな因子であることは勿論のことである。

対象とした炉の増殖比を、普通に用いられる定義式にしたがって、Fig. 8に示した。炉心に

おける内部転換比は、大型LMFBRより若干低いが約0.83である。この炉の増殖比は1.51と非常に高く、この高増殖比達成に径方向プランケットにおける0.44という高転換比が得られていることが大きく貢献していると考えられる。この領域の高転換比は、炉心を4領域に分割し、Pu-富化度配分を行い、炉心-径方向プランケット境界領域でのPu-富化度を高くし、出力を高めることで、出力平坦化を行う意図を持っていることと直接関係があると考えられる。すなわち、炉心の径方向最外端領域のPu-富化度を他の領域と相対的に高く取ることで、出力平坦化を可能にするとともに、その領域から径方向プランケットへ流れ出る中性子数を増大させ、その結果として径方向プランケット内の転換比を高めることになっている。

ガス冷却高速炉の増殖比が非常に高いことは、硬中性子スペクトルによる核分裂生成中性子の有効利用によるることは勿論であるが、拡散係数が大きく、プランケットに流れ込む中性子の数が多く、その領域での転換比を高くすることができますが大きな因子となっている。このように考えると、炉心の多領域分割とPu-富化度配分は、出力平坦化とともに増殖性能向上に関しても重要な検討をしなければならない問題である。

3.1.4 出力分布

この炉の出力平坦化のためのPu-富化度配分は、当然のことながら、平衡状態を対象として行われている。このことについては後に述べる。その結果、初装荷状態の出力分布はどのようになったかを、ここで調べてみる。Fig.9は、全出力を1%規格化した時の各領域の出力分担割合である。Fig.10には、各領域の最大出力密度と平均出力密度を示した。この結果、この炉の初装荷状態の出力分布は、炉心中心領域においてかなり低く設定されることになっている。炉心燃料が1バッチ燃料交換方式で交換されることを考えると、各燃料サイクルの初期の出力分布は初装荷状態とほぼ同じである。Table 7に、出力、中性子束に関する諸量についてまとめた結果を示した。

3.2 燃料核種の変化と増殖性

高速炉の核的特性を問題にしている限りにおいては、燃焼過程において考慮しなければならない核種の数は比較的少ない。したがって、すでにFig.2に示したように、比較的単純な燃焼チェーンで充分、高速炉の燃焼特性の解析を行うことができる。しかし、核分裂生成物の取扱いについては問題が残っている。GCFRの燃料要素はペント型であり、核分裂で生じたガス状核分裂生成物の多くはペントされ、炉外に取出されることになっている。一方、LMFBRの燃料要素は密閉型であり、ガス状核分裂生成物は炉上部のガス溜に導かれる。この両者の燃料要素中のガス状核分裂生成物の挙動の相違が、どのように核的特性に影響を与えるかを検討する必要があるが、現在採用している核分裂生成物の断面積は、slowly saturated fission productに対するものであり、上記ガス状核分裂生成物の特殊性が考慮されていないことで、検討が困難である。それ故にGCFRのペント型燃料の特殊性も考慮することができない。

Bruno Pellaudは、GA社の300MWe GCFRの燃焼計算において、ガス状核分裂生成物を除き、GCFRの中性子スペクトル下で最も効果の大きい核種を選択し、ペント型燃料の特

殊性を考慮している。⁽¹¹⁾

3.2.1 燃料物質量と原子数密度の変化

燃料物質量の変化は、核分裂性物質の蓄積を通して、炉の増殖性能を検討する上で重要な量である。原子数密度の変化は、燃料物質量の変化と等価であるが、燃焼状態における核的特性を検討するために、拡散計算コードおよび輸送計算コードの直接の入力となることで、それらをテーブル化しておくことは今後の検討のために有用である。

Table 8には、各領域平均の各燃焼核種の原子数密度を燃焼ステップに対して示した。冷却材He、構造材Fe、Cr、Ni および酸化物燃料中のOの原子数密度は、燃焼に対して不变としているので、Table 5、6 の値である。物質量については、その増減を、Fig. 1に示した各領域に対して Table 9に示した。また Table 10 には単位体積当りの核分裂性核種の増減を示した。これらの増減は、すべて初装荷量に対するものである。

炉心については、炉心中心領域の²³⁹Pu の増加量が大きく、炉心周辺に行くに従って減少量が大きくなる。一方²⁴¹Pu は、炉心全体に亘って、大きく減少している。このことは、今回の使用プルトニウムを軽水炉取出しのものと仮定したことにある。高速炉自身の平衡に達したプルトニウムの同位元素組成比は、径および軸プランケットから得られるプルトニウムも加わることもある、²³⁹Pu の組成比が高いものとなると考えられる。このようなプルトニウムに対する検討も行う必要がある。

軸および径方向プランケットにおけるプルトニウムの生成は、ほぼ²³⁹Pu であり、²⁴⁰Pu の割合は燃焼と共に増加するが、²⁴¹Pu の割合は非常に小さく 0.1 %にも達しない量である。

径および軸方向プランケットでの燃焼による²³⁹Pu の生成率は、炉心に近い領域では、平衡に達しようとする傾向が見られるが、炉心から遠い領域では、2年程度の燃焼では、まだ直線的増加傾向にある。プランケットの寸法およびプランケット燃料管理の決定には、これらのプランケット内の²³⁹Pu の生成率、燃焼による生成効率を考慮し、燃焼度、経済性の検討の上、行う必要がある。

3.2.2 増殖性能

炉心、軸および径方向プランケットの燃料交換を稼動率 0.8、燃料炉内滞在期間 2 年、1 バッチ方式で行うものとすると、1 年当たり平均の核分裂性プルトニウム蓄積量は Table 11 のようになる。この結果、この GCFR の年間核分裂性プルトニウム蓄積量は 363.2 kg となる。単純倍増時間 LDT は、1 年間の核分裂性プルトニウム蓄積量 ΔM (kg/yr)、炉内滞在時間 T_1 (yr)、炉外処理時間 T_2 (yr) と初装荷核分裂性プルトニウム量 M (kg) を用いて、

$$LDT = \frac{M}{\Delta M} \left(1 + \frac{T_2}{T_1} \right)$$

で与えられる。今、無限大規模の炉外処理工場を仮定し、処理燃料量にかかわらず炉外処理時間が変わらず $T_2 = 1$ とすると、LDT は、11.3 yr となる。一方、同一高速炉が多数存在し、それぞれの高速炉からの余剰プルトニウムで高速炉を増設するシステムのいわゆるシステム倍増時間 SDT は、上記 LDT を用いて、

$$SDT = \frac{(T_1 + T_2) \ln 2}{\ln \left(1 + \frac{T_1 + T_2}{LDT} \right)}$$

と表わされる。したがって、この GCFR のシステム倍増時間は、8.8 yr となる。

LDT, SDT の計算に使用した核分裂性プルトニウムの増殖分 ΔM では、 ^{239}Pu と ^{241}Pu の反応度価値の相異を考慮していない。したがって、倍増時間を、初装荷状態の原子炉と同じ臨界状態にある原子炉を増設し、倍増する時間であると考えると、その倍増時間の推定には、燃料サイクルの選定とともに、長期的燃焼期間に亘ってのプルトニウム同位元素組成比の変化の追求を必要とする。この効果は、初装荷燃料として、 ^{241}Pu を多く含む軽水炉取出しプルトニウム、軽水炉リサイクル・プルトニウムを使用した時に、大きくなると考えられる。

3.3 燃焼度と出力分布

高速炉の炉心設計を経済性の観点から考えると、増殖性能を向上させると同時に、燃料サイクル・コストを低減させることが重要となつて来る。燃料サイクル・コストを低減させるためには、燃料交換頻度を少なくし、再処理、特に再加工の量を減少させることが必要となる。この条件を満足させるためには、高い燃焼度を達成する燃料を開発すること、または低出力密度によって炉内滞在時間を長くすること等が考えられる。

一方、増殖性能においては、Table 10 から明らかのように、炉内滞在時間を長くし、高い燃焼度を達成させるにしたがつて、一定時間当たりに蓄積する核分裂性プルトニウム量は減少し、高増殖性能を達成させるためには燃料交換頻度をある程度増加させる必要があることを示している。

したがつて、燃料交換間隔を決定するためには、増殖性能と燃料サイクル・コストを考慮し、燃料自身の照射による健全性の条件下で、検討を進める必要がある。

ここでは、燃焼度と均一な燃焼度を達成する出力分布が形成されているかどうかの検討を行うことにする。

3.3.1 燃焼度

炉心内 4 領域の最高および平均燃焼度を Fig. 10 に示した。最高燃焼度を達成している位置は、各領域ともに、炉心中心面上の炉心中心軸に近い点である。ただし、各領域の原子数密度の燃焼による空間的変化を考慮していないので、最高燃焼度の計算値は若干過小評価していると考えられる。この図から、燃料交換の最高燃焼度を、100,000 MWD/T とすると、燃料の炉内滞在年数は約 2.5 年となり、その時の炉心平均燃焼度は、約 77,000 MWD/T である。GA 社の設計によれば、最高燃焼度 100,000 MWD/T として、炉内燃焼年数 2.0 full power year となっているので、稼動率 0.8 を考慮すると、我々の推定値と一致する。

一般に、軸方向プランケットの燃料交換は、炉心燃料と同時期に行われる。一方、径方向プランケットは、プランケット燃料の燃焼度、および燃料加工と増殖性の兼ね合い、冷却材 He 中の不純物による被覆管の腐食の問題、等を考慮して、燃料交換を行うことになる。これらの

プランケット寸法を適正に決定することは、その量が大きいこともあるて、経済性を検討するための重要な因子となりうる。Table 12には、両プランケットの各空間領域の最高と平均燃焼度を示した。燃焼度は、初期燃料核種が燃焼によってどれだけ消滅するか、を表わしているので、近似的に核分裂反応によって消滅する核種の量と関係すると考えられる。本解析においては、1個の核燃料核種は、核分裂反応によって1個の核分裂生成物を生ずるとしているので、燃焼度と核分裂生成物の蓄積量は1対1の対応が可能である。核分裂生成物の量を N^{FP} であらわすと

$$\frac{dN^{FP}}{dt} = \sum_m N^m \sigma_f^m \phi$$

となる。 m は核分裂性燃料核種、 ^{235}U , ^{238}U , ^{239}Pu , ^{240}Pu , ^{241}Pu , ^{242}Pu 等を表わし、 ϕ は中性子束である。 σ_f^m , ϕ も N^{FP} , N^m と同様に時間依存性を持つ量であるが、その依存性は小さいと仮定し、プランケット内の各核種の量の変化は1次関数で表示できるとする（実際、この近似はTable 8から妥当であると考えられる）。初装荷燃料核種を ^{235}U , ^{238}U , ^{239}Pu であるとすると、上式は上記近似のもとに

$$\begin{aligned} \frac{dN^{FP}}{dt} &= (N_0^{235} \sigma_f^{235} + N_0^{238} \sigma_f^{238} + N_0^{239} \sigma_f^{239}) \phi \\ &\quad + (N_0^{238} \sigma_c^{238} \sigma_f^{239} - N_0^{235} \sigma_a^{235} \sigma_f^{235} - N_0^{238} \sigma_a^{238} \sigma_f^{238} - N_0^{239} \sigma_a^{239} \sigma_f^{239}) \phi^2 \cdot t \end{aligned}$$

となる。 $t = 0$ において $N^{FP} = 0$ である。上式から、燃焼度は略々2次関数で表示でき、ある燃焼期間における燃焼度の傾向は、第2項の符号の正負によって決まる。プランケット内においては、Table 12の傾向から、 $N_0^{238} \sigma_c^{238} \sigma_f^{239} > N_0^{235} \sigma_a^{235} \sigma_f^{235} + N_0^{238} \sigma_a^{238} \sigma_f^{238}$ の関係があり、2次関数的に燃焼度は急上昇することが理解できる。

3.3.2 出力分布

初装荷炉心の出力分布は、炉心中心領域において低く設定されているが、炉心中心領域の転換比が1より大きく、核分裂性プルトニウム量が燃焼と共に増加することから、燃焼に伴なう出力分布は平坦化の方向にあると考えられる。Fig. 11に炉心中心面上の径方向出力分布を、初装荷時 炉内滞在年数1年、2年に対して図示した。この結果は、上述の推定を裏づけている。

このGCFRは、炉心および軸プランケットを2年間1バッチ方式、径方向プランケットの炉心近い半分に対して2年間1バッチ、残り半分に対して6年間1バッチ方式、の燃料交換方式を考えているので、平衡サイクルにおける初期と終期の出力分布は、第1サイクルのそれらとほぼ同じであると考えられる。すでに、燃焼度のところで見たように、炉心中心領域の最高燃焼度は、2年間の照射に対して100,000 MWD/Tを達成していることを考慮すると、初装荷時に設定した出力分布すなわちPu富化度配分は適切であったと考えられる。

しかし、中性子インボータンスの高い領域に、比較的Pu富化度の低い燃料を装荷していることによって、初装荷核分裂性プルトニウムの量が増大していることが充分予想される。したが

つて、均一な燃焼度、出力の平坦化と共に、燃料経済を考慮し、燃料交換方式も含めて、Pu富化度配分との関連性を明確にする必要がある。

炉心、軸および径方向ブランケットの出力分担率の燃焼による変化をTable 13に示した。同表には、中性子束レベル、出力密度についてもまとめて示した。

炉心内の核分裂性プルトニウムの燃焼による減少とは逆に、ブランケットにおいては特に²³⁹Puの増加が著しい。その結果、炉心の出力分担率、最高と平均出力密度は燃焼と共に減少する。しかし、最高中性子束レベルは、燃焼に従って、炉心中間位置から炉心中心位置へと、達成位置を移動させ、増加の傾向にある。この変動は、初装荷炉心におけるPu富化度配分の方法に大きく依存している。

3.4 燃焼による反応度損失

初装荷炉心は、3% $\Delta K/K$ の燃焼に対する余剰反応度を有し、この反応度は、燃焼の進行にしたがって、炉心内の核分裂性物質の減少、核分裂生成物の蓄積によって、低くなつて行く。この反応度を compensate して、原子炉を常に臨界状態に保つことが燃焼反応度損失保障用制御棒の役割である。この制御棒は、数本炉心内に対称的に配置され、燃焼初期においては全挿入状態にあり、燃焼末期には全引抜き状態にあるように設計されるのが普通である。燃焼状態にある制御棒の挿入状態によつては、前記核燃料核種の変化、増殖性能、出力分布、および後に述べる反応度係数にかなりの影響を与えるものと考えられる。しかし、この解析には、制御棒駆動計画を含めた3次元的取扱いを必要とし、単純ではない。本論文では、制御棒の効果は考慮せず、燃料核種および核分裂生成物の変化に伴なう反応度変化は、制御棒によって適切にコントロールできるものと仮定した。したがって、反応度以外の炉物理特性にも制御棒の効果は考慮されていない。

燃焼炉心の反応度損失 $\rho(T)$ は、初装荷時と時刻Tにおける実効増倍率 $K(0)$ と $K(T)$ によつて

$$\rho(T) = \frac{K(T) - 1}{K(T)} - \frac{K(0) - 1}{K(0)}$$

で与えられるものとした。

反応度損失 $\rho(T)$ をFig. 12に示した。燃焼による反応度損失率 $d\rho/dt$ は、燃焼にしたがつて若干減少する傾向が見られるが、図に併記した直線的反応度損失の仮定は、大きな誤差を伴なわずに、成立するものと考えられる。

このGCFRの反応度損失は、稼動率80%として、2年間の炉内滞在期間に対して、約2.8% $\Delta K/K$ となり、年間約1.5% $\Delta K/K$ である。この値は、LMFBRにおける3.4% $\Delta K/K$ /yr⁽¹²⁾、他のGCFR GBR-1の3.0% $\Delta K/K$ /yr⁽¹²⁾と比較して、約1/2である。その理由は、LMFBRと比較して内部転換比は若干低いが、出力密度もかなり低いことによって核分裂生成物の蓄積が小さいこと、およびGBR-1と比較して内部転換比がかなり高くなつてゐること、によるものである。

4. 反応度効果の燃焼特性

原子炉の固有の安全性を考える時に、反応度係数の正負およびその大きさが議論の対象となってきた。ナトリウム冷却高速炉においては、ナトリウム・ボイド反応度係数とドップラー反応度係数である。大型のLMFBRにおいては、ナトリウム・ボイド反応度係数は正で、その量は大きく、加えて燃焼と共に増大する傾向を持つ、一方ドップラー反応度係数は負である。大型LMFBRの炉心設計では、ナトリウム・ボイド反応度係数の減少、上記2つの反応度係数の相殺、等を考慮した種々の炉心系が提唱されるに至った。1時期、経済性優先から、反応度係数の問題は、重要視されなくなったが、現在、再び安全性におけるナトリウム・ボイド反応度係数の問題が再燃し、小さなナトリウム・ボイド反応度係数をもつ高速炉炉心概念に関する研究が盛んになりつつある。

ガス冷却高速炉においては、冷却材の中性子減速性能から考えて、ナトリウム・ボイド反応度係数のように、炉の反応度事故に直結するような反応度効果は存在しないと考えられている。しかし、炉の動的特性を解析し、炉の安全性を確認するためには、冷却材喪失反応度係数およびドップラー反応度係数の定量的評価は必要である。ガス冷却高速炉の固有の反応度係数として、最近水蒸気の炉心への侵入による反応度係数が問題となってきた、ZPR-9、PROTEUSという臨界集合体による実験が精力的に実施されている。

本章では、以上述べたガス冷却高速炉の安全性を検討する上で重要となる、He一喪失反応度係数、ドップラー反応度係数、水蒸気の炉心侵入反応度係数、の3つの反応度係数の燃焼効果を解析している。

4.1 He - 喪失反応度効果

冷却材ヘリウムは単相であり、常にガス性であり相変化しない。したがって、LMFBRの冷却材ナトリウムのように局所的ボイドを生じない。LMFBRでは、局所的ボイドの伝播によって反応度係数の最大に達するボイド形状が問題となつたが、ガス冷却高速炉ではこの問題は生じない。

ここでは、90気圧に加圧した冷却材ヘリウムが、炉心、軸および径方向ブランケットから喪失した状態を考えその冷却材喪失による反応度変化を計算した。

反応度変化の大きさはともあれ、物理現象としてはナトリウム・ボイドによる反応度変化と同じ解釈がなされる。すなわち、反応度変化は、正のスペクトル効果と負の中性子漏洩効果の和として与えられる。スペクトル効果は、down scattering の減少によって、中性子スペクトルを硬化し、炉のスペクトルをよりreactiveなものに変える効果である。一方、中性子漏洩効果は、輸送断面積の減少に伴ない中性子漏洩確率を増加する効果である。

90気圧の高圧のヘリウムの原子数密度は、Table 5から明らかであるが、 $6 \times 10^{20} \text{ atom}/\text{cm}^3$ であり、代表的なLMFBRのナトリウムの原子数密度が $1 \times 10^{22} \text{ atom}/\text{cm}^3$ であるの

と比較して、非常に小さい。また、ヘリウムの散乱断面積はナトリウムと比較して非常に小さい。これらのことから、He-喪失反応度効果の2つの要素は、ナトリウムと比較して、非常に小さくなると予想できる。

計算は、燃焼コードAPOLLOによって計算された各燃焼ステップの原子数密度に基づき、CITATIONコードの2次元26群拡散計算による中性子束と随半中性子束を用いた1次摂動論によるものである。使用した計算コードは、多次元摂動論コードPERKY⁽¹³⁾である。

計算結果をTable 14に示した。この表には、各領域の効果、反応度効果の2つの要素であるスペクトル効果および中性子漏洩効果を示している。

各領域のHe-喪失反応度効果は、すべて正である。したがって、GCFRの冷却材喪失反応度効果は原子炉全領域から冷却材が抜けた時に最大となる。LMFBRの場合には、炉心中心領域で正、炉心周辺およびプランケットにおいて負であり、最大冷却材喪失反応度効果は局所的に達成されていた。

本研究に採用したGCFRの反応度効果は、初装荷炉心で1.7～1.8ドル、2年間の燃焼において2.3～2.4ドルとなり、1ドルを越え、燃焼と共に増加する傾向にある。この増加は、主に炉心内の燃焼効果であり、軸プランケットでの増加率は大きいが、量的には小さい。また径方向プランケットでの反応度効果は、燃焼によってほぼ不变であるので、この領域の燃料管理モデルによる影響は非常に小さいと考えることができる。

4.2 ドップラー反応度効果

ドップラー反応度効果は、すべての高速炉にとって最も信頼のおける負のフィードバックである。ガス冷却高速炉においては、事故的トランジメント状態でも、ドップラー効果を激しく減少させる物質構成の変動は考えられない。LMFBRでは、例えばNa-ボイドの拡大によってスペクトル硬化を生じさせ、ドップラー効果は著しく減少する。一方、GCFRではすでに前節で述べたように、He-ボイドによるスペクトル硬化は小さく、その結果ドップラー効果の著しい減少に導くとは考えられない。

ドップラー反応度効果の計算は、冷却材喪失反応度効果と同様に、2次元拡散近似に基づく1次摂動論によって行った。

各領域の運転温度は、炉心で1500°K、軸および径方向プランケットで800°Kと仮定し、ドップラー効果を見るための温度上昇は炉心に限り2100°Kとした。温度依存の断面積は、Self-shielding table の内外挿によって考慮した。

計算結果をTable 15に示した。この計算結果は炉心温度が1500°Kから2100°Kに変化した時の反応度変化であり、1500°K、2100°Kの実効増倍率 K^{1500} 、 K^{2100} を用いて、 $(K^{2100} - K^{1500}) / K^{1500}$ の形に整理したものである。普通、ドップラー定数Cを、ドップラー反応度係数が温度に逆比例するとして、

$$\frac{1}{K} \frac{\partial K}{\partial T} = -\frac{C}{T}$$

の形で表わすことが多い。 K^{2100} と K^{1500} からCを求めた結果についてもTable 16に示した。

ドップラー反応度効果は、1年当り約10%減少する。この減少は、主に核分裂生成物の蓄積による中性子スペクトルの硬化によるものであると考えられる。

4.3 水蒸気侵入反応度効果

ガス冷却高速炉の冷却材ヘリウムは放射化されないので、LMFBRのように中間熱交換器は存在しない。したがって、1次冷却系のHeと2次冷却系の高圧水蒸気が、熱交換器を通して接していると考えることができる。2次系の水蒸気の圧力は、1次系のヘリウムの圧力より高いことから、熱交換器のチューブ破損によって2次系の水蒸気が炉心に侵入する確率がある。この量は、各領域の冷却材チャンネル中に、最大 0.06 gr/cm^3 であると言われている。

水蒸気が炉心内に侵入することによって生じる反応度効果は、ナトリウム・ポイドの場合と逆の物理現象であると考えることができる。この反応度効果は、散乱断面積の大きい水素が入ることによって中性子漏洩を減少させる正の効果と、中性子スペクトルを軟化させ、中性子捕獲に対する核分裂の割合 $\alpha = \tilde{\sigma}_c / \tilde{\sigma}_f$ を増大させることによって生ずる負の効果の和として表わすことができる。

今回の計算は、炉心、軸および径方向ブランケットの冷却材チャンネルに、 0.01 gr/cm^3 、 0.03 gr/cm^3 、 0.05 gr/cm^3 の3種類の水蒸気が侵入した場合の反応度効果である。この時、冷却材チャンネル中のHeの量は不変であるとした。計算は、直接2次元26群拡散計算の実効増倍率の差から求める方法、およびその結果を各要素に分離するためのExact perturbation methodを用いて実施した。Exact perturbation methodには、水蒸気侵入時の体系の中性子束、水蒸気が侵入していない体系の随伴中性子束を用いている。

Table 17には、直接2次元拡散計算によって求めた水蒸気侵入反応度効果の計算結果を示した。Table 18には、Exact perturbation methodによる、水蒸気侵入反応度効果を、領域ごとに各要素に分けて示した。

水蒸気の炉心侵入反応度効果は、燃焼が進むにしたがって負の方向に大きくなる。この変化は、特に中性子スペクトルの軟化に伴う効果の燃焼依存性によるものである。一方、中性子漏洩効果の燃焼依存性は、前効果と比較して非常に小さい。

水蒸気混入割合に関して、燃焼初期においては、侵入量が小さい範囲で反応度効果は負であるが、一定量を越えると正となり、 0.05 g/cc 程度の最大侵入量に対しては約 $2\% \Delta K/K$ と非常に大きな正の反応度効果となる。この量は、従来のLMFBRの最大ナトリウム・ポイド反応度効果と匹敵する量である。しかし、燃焼が進むにしたがって、すべての水蒸気侵入量に対して、その反応度効果は負となり、しかも水蒸気侵入量が増加するにしたがってますます反応度効果は負で大きくなる傾向にある。

制御棒挿入体系における水蒸気侵入反応度効果は、制御棒未挿入体系のものと比較して、小さく、またより負側にあると言われている。⁽¹⁴⁾ この現象はナトリウム・ポイド反応度効果における傾向とは逆傾向にある。原子炉の初装荷体系では、燃焼による反応度損失保障用制御棒は全挿入の状態にあることから、実際のGCFRの初装荷体系の水蒸気侵入反応度効果は、上記のように $2\% \Delta K/K$ という大きな正の量とならず、正でもかなり小さく、あるいは負になる可

能性もある。

この制御棒挿入体系における水蒸気侵入反応度効果の解析には、制御棒挿入状態のモデル化を必要とし、モデル依存性についても詳細な検討を要する。

5. 計算方法に関する検討

本解析は、ENDF/B-IIIの断面積データを基本とした26群断面積セットと、それを4群に縮約した炉定数を用いた2次元燃焼コードAPOLLOによるFig. 12に示した体系に対する燃焼計算に基づくものである。

この章では、断面積データ、計算体系、断面積縮約に関する検討を行った。

5.1 断面積セットの効果

これまで、我々は高速炉の核設計に、JAERI-Fast 25群断面積セット Version II⁽¹⁵⁾を使用してきた。今回は、²³³U-Thを利用したGCFRの解析を本解析に引続いて行うことを考慮し、統一したデータ基盤を有するENDF/B-IIIを使用することとした。両断面積セットによって得られる核特性にどの程度の相違があるかを明確にしておく必要がある。

Table 19に示した両断面積セットによる核特性の比較結果は、K. Ikawaらが1200MWe GCFR(GBR-4)について計算した結果⁽¹⁶⁾をまとめたものである。

実効増倍率の相違は約0.3%であり、JAERI-Fastの方がless reactiveである。本解析に使用したGCFRモデルに対して、この実効増倍率の相違は所要核分裂性プルトニウムに約1.5kgの相違に導くことになる。

増殖比は約2%，JAERI-Fastの結果が低めになる。この結果は、年間のPu-239の蓄積量の両断面積セットによる相違とconsistentである。

燃焼に伴なう反応度損失は、JAERI-Fastでは3.25% $\Delta K/K/\text{yr}$ ，ENDF/B-IIIでは2.76% $\Delta K/K/\text{yr}$ となり、その相違は1.78%に達する。この大きな相違をもたらす原因についての検討を行う必要がある。

Doppler効果の両断面積セットの相違は約7%であるが、この相違は小さいと考えてよい。水蒸気炉心侵入反応度効果は、T. Osugiの検討によると、水蒸気の侵入量によって若干異なるが、約30% JAERI-Fastの結果が低めになる。

JAERI-Fast, ENDF/B-IIIの我が国において使用されている代表的な2つの断面積セットでは、大型GCFRの主要核特性に大きな相違をもたらさないであろうと期待できる。ただし、燃焼に伴なう反応度損失、水蒸気炉心侵入反応度効果については、これら物理量の相違に大きな影響を与えると考えられる核分裂性物質、親物質および核分裂生成物の断面積データに関して若干の検討を加える必要があると考えられる。

能性もある。

この制御棒挿入体系における水蒸気侵入反応度効果の解析には、制御棒挿入状態のモデル化を必要とし、モデル依存性についても詳細な検討を要する。

5. 計算方法に関する検討

本解析は、ENDF/B-IIIの断面積データを基本とした26群断面積セットと、それを4群に縮約した炉定数を用いた2次元燃焼コードAPOLLOによるFig. 12に示した体系に対する燃焼計算に基づくものである。

この章では、断面積データ、計算体系、断面積縮約に関する検討を行った。

5.1 断面積セットの効果

これまで、我々は高速炉の核設計にて、JAERI-Fast 25群断面積セット Version II⁽¹⁵⁾を使用してきた。今回は、²³³U-Thを利用したGCFRの解析を本解析に引続いて行うこと考慮し、統一したデータ基盤を有するENDF/B-IIIを使用することとした。両断面積セットによって得られる核特性にどの程度の相違があるかを明確にしておく必要がある。

Table 19に示した両断面積セットによる核特性の比較結果は、K. Ikawaらが1200MWe GCFR(GBR-4)について計算した結果⁽¹⁶⁾をまとめたものである。

実効増倍率の相違は約0.3%であり、JAERI-Fastの方がless reactiveである。本解析に使用したGCFRモデルに対して、この実効増倍率の相違は所要核分裂性プルトニウムに約1.5·kgの相違に導くことになる。

増殖比は約2%，JAERI-Fastの結果が低めになる。この結果は、年間のPu-239の蓄積量の両断面積セットによる相違とconsistentである。

燃焼に伴なう反応度損失は、JAERI-Fastでは3.25%△K/K/yr、ENDF/B-IIIでは2.76%△K/K/yrとなり、その相違は1.7.8%に達する。この大きな相違をもたらす原因についての検討を行う必要がある。

Doppler効果の両断面積セットの相違は約7%であるが、この相違は小さいと考えてよい。水蒸気炉心侵入反応度効果は、T.Osugiの検討によると、水蒸気の侵入量によって若干異なるが、約30%JAERI-Fastの結果が低めになる。

JAERI-Fast、ENDF/B-IIIの我が国において使用されている代表的な2つの断面積セットでは、大型GCFRの主要核特性に大きな相違をもたらさないであろうと期待できる。ただし、燃焼に伴なう反応度損失、水蒸気炉心侵入反応度効果については、これら物理量の相違に大きな影響を与えると考えられる核分裂性物質、親物質および核分裂生成物の断面積データに関して若干の検討を加える必要があると考えられる。

5.2 原子炉モデルの簡易化の効果

本解析に用いた原子炉モデルは、特にブランケット内の、物質の変化を含む燃焼特性をやや詳しく検討することを目的としていたので、軸方向ブランケットを3領域、径方向ブランケットを8領域に、それぞれ分割したFig. 13に示したモデルを採用した。このモデルを、ここでは“詳細モデル”と呼ぶことにする。多くの場合は、燃焼計算を簡略化するため、軸および径方向ブランケットを共に1領域ずつにしたモデルを使用する。このモデルを“簡易モデル”と呼ぶことにする。

詳細モデルと簡易モデルによる核特性の相違は、以下に述べる燃焼計算の方法によるものである。

(a) 縮約炉定数の作成は、各領域の体積を保存した球型モデルの対応する領域の平均26群中性子スペクトルを重みとして、平均化操作を行う。Fig. 13に示したように、詳細モデルでは領域の数に等しい18組の4群断面積が与えられ、簡易化モデルでは7組4群断面積が与えられることになる。

(b) 燃焼状態においては、4群断面積の平均操作に加えて、物質の変化も各領域の平均量として計算されることになっている。

モデルの相異による核特性の相異は、縮約断面積および物質量の空間依存性のモデル化によって生ずるものであると考えられる。ただし、縮約断面積を使用するかぎりにおいては、縮約方法に問題があると考えられるので、詳細モデルが必ずしも正当な解を用意すると考えることはできない点に注意すべきである。

以下に主要な核特性についての両原子炉モデルによって生ずる相違を検討する。

(1) 実効増倍率に与える効果

詳細モデルと簡易モデルによって得られた実効増倍率とその相違をFig. 14に示した。また燃焼による反応度損失についてFig. 15に示した。

初装荷時の2つのモデル間の実効増倍率の相違は、約0.1%である。この相違の原因は縮約断面積の作成によるものである。両モデルの実効増倍率の相違は、燃焼にしたがって増大し、2年間の燃焼時点での相違は約1%に達する。この相違の原因是、詳細モデルにおいては、軸および径方向ブランケットのImportanceの高い炉心周辺領域における高いPu-239の生成量を考慮しているが、簡易モデルでは平均的に取扱っていることによるものである。

実効増倍率の両モデル間の相異は、燃焼による反応度損失にそのまま、影響を与える。

Fig. 15から明らかであるが、2年間の炉内滞在時間に対して、反応度損失は、詳細モデルで $2.8\% \Delta K/K$ 、簡易モデルで $3.7\% \Delta K/K$ であり、両モデルの相異は32%強である。

今回は、炉心についての核種変化の空間分布を詳細に見る検討は行っていないが、上述のようにブランケットの燃焼計算モデルの相異による炉特性に与える効果が非常に大きいことから、炉心についての燃焼計算モデルについての検討も必要である。

(2) 増殖性能に与える効果

燃料核種の内、増殖性能に関係するPu-239、Pu-241の燃焼による変化の様子を、詳細

モデルと簡易モデルに対して比較した。炉心、軸および径方向プランケットにおける燃料核種の初装荷時からの変化をTable 20に示した。炉心に関しては、モデル間の相違は小さく、U-238の相違が2%弱で最大である。両モデルのモデル上の相違は、炉心に関してはなく、プランケットの領域分割のみである。したがって、炉心に関する燃焼特性のモデル間の相違は、プランケット領域の燃焼計算モデルの相違のみからきているものである。

一方、プランケット領域に関しては、簡易モデルは、Pu-239の生成量を過大評価する傾向が見られる。モデル間のその相違は滞在時間2年に対して3%強である。また、生成量は小さいが、特に径方向プランケット内のPu-240の生成量に見られる両モデルの相違は非常に大きい。

炉内滞在時間2年に対する核分裂性プルトニウムの増殖量は、詳細モデルで726.2kg、簡易モデルで756.5kgであり、増殖性能に4.2%というかなり大きな相違が生じている。

以上の検討から、燃焼計算モデルによる実効増倍率、増殖性能に与える影響が無視できない大きさであることが明らかである。したがって、燃焼計算モデルの設定において、縮約断面積のエネルギー群数、燃焼領域の領域分割数についての詳細な検討を行い、適正な燃焼計算モデルの設定方法、または手順を確立する必要がある。

5.3 1次摂動論による水蒸気炉心侵入反応度効果

原子炉の反応度変化は、1次摂動論による計算で求めることができるものも簡便であり、しかも物理的解釈が容易である。しかし、水蒸気炉心侵入による反応度変化は、水蒸気侵入量が多くなると、中性子スペクトルに大きな変化が生じ、1次摂動論で近似的に求めることが困難になる。すなわち、1次摂動論では無視した断面積変化 $\delta\Sigma$ と中性子束変化 $\delta\phi$ の積 $\delta\Sigma\delta\phi$ を無視することができなくなるわけである。2次の変動も考慮し、形式的には1次摂動論と同じよう書ける方法は、Exact perturbation methodと呼ばれるものである。したがって、Exact perturbation methodによる反応度変化の公式も、領域および核反応の貢献度の1次結合の形になっている。

Table 21には、水蒸気侵入量0.01gr/cc, 0.03gr/ccおよび0.05gr/ccに対する反応度変化をFirst-order perturbation methodとExact perturbation methodで計算した結果を、各領域、各反応に関して比較した。計算対象は、初装荷時炉心体系である。

計算結果から明らかにExact perturbation methodと1次摂動論の結果は逆傾向にあり、前者で、水蒸気侵入量が増加するにしたがって、反応度効果は負から正に変るのに對して、後者は益々負となっている。この傾向から、水蒸気侵入反応度効果の解析への1次摂動論の適用範囲は、非常に水蒸気侵入量の小さい範囲に限られるであろうと予想できる。

したがって、水蒸気侵入反応度効果の解析には、定量的評価は勿論のこと、定性的傾向評価にも1次摂動論は使用できないと考えた方が無難である。

参考のために、水蒸気侵入における炉心のC-1領域における中性子スペクトルをFig. 16に示した。

6. 結 論

ガス冷却高速炉の燃焼特性を、臨界性、増殖性および安全性の面から詳細に検討した。原子炉モデルとしては増殖性を有するGA社の設計になる1000MWe GCFRを採用した。

解析には、ENDF/B-IIIに基づく26群断面積セットと2次元円筒モデルに対する燃焼計算コードAPOLLO、を基本として使用し、安全性に関する反応度効果の解析には、多次元拡散コードCITATIONおよび多次元摂動論コードPERKYを使用した。

臨界性

(1) 燃焼に伴なう実効増倍率の減少は、ほぼ燃焼日数に対して直線的であり、その係数は約 $1.5\% \Delta K/K/\text{yr}$ である。この値は、LMFBRおよびGBRAの設計によるGCFRと比較して約 $1/2$ であり、燃焼補償用制御棒の本数を少なくする可能性がある。加えて、今回の解析では、GCFR燃焼の特徴であるペント型燃料のガス状核分裂生成物取扱上の特殊性を考慮していないことから、 $1.5\% \Delta K/K/\text{yr}$ の反応度損失の値そのものは、減少する可能性がある。

(2) 本GCFRは、燃料炉内滞在年数2年、1バッチの燃料交換方式を採用している。このため、2年間の炉内滞在時点での、各炉心領域の最高燃焼度が同程度になるように炉心設計がなされている。出力分布は、上述の条件を満足するように、燃焼初期においては炉心中心領域に大きな歪があり、燃焼の進行につれて回復し、燃焼末期においては、各炉心領域の最高出力がそろいうように出力の平坦化が達成されている。このことは、燃焼初期におけるPu-富化度配分が臨界量を考慮して決定されたものでないことを意味している。したがって、本GCFRの設計において考慮された、均一燃焼度、出力平坦化の条件に加えて、燃料交換方式を含めて、燃料の経済性の条件のもとに、Pu-富化度配分の検討を実施することが必要であろう。

増殖性

(1) 年間平均の核分裂性プルトニウム蓄積量は363.2kgである。炉心での消費量は21.1kg Pu-239, 85.3kg Pu-241であり、軸および径方向ブランケットでのPu-239の蓄積量は、それぞれ、157.0kg, 317.5kgである。

(2) 炉内滞在時間2年、炉外処理時間1年のした時の単純倍増時間は11.3年、システム倍増時間は8.8年である。これらの倍増時間には、Pu-239とPu-241の反応度価値の相異は考慮されていらず、両核種の経済性は等価であるとして処理されている。Pu-239とPu-241の反応度価値の相異を倍増時間に考慮すると、初装荷燃料のプルトニウム同位元素組成、炉心とブランケットの取出しプルトニウムの同位元素組成に関する検討も必要となる。

安全性

(1) He-喪失反応度効果は正であり、燃焼の進行につれて大きくなる。その値は、燃焼初期で1.8ドル、燃焼末期において2.4ドルである。この反応度効果の燃焼による増加傾向は、炉

心の組成変化の影響によるものである。GCFRの冷却材-喪失反応度効果は、いずれの領域においても正であり、局所的に最大値をとるLMFBRと異なって、全領域喪失時において最大値をとる。

(2) ドップラー反応度効果は、燃焼に伴なって減少し、その減少の割合は年間約10%である。

(3) 水蒸気の炉心侵入反応度効果は、燃焼初期において最大値をとり、ある程度までの水蒸気侵入量に対しては負であるが、それ以上になると正になる。

(4) 燃焼の進行に伴なって、水蒸気侵入反応度効果は負となる。しかも、水蒸気侵入量の増加に伴なって益々負となり、燃焼初期での傾向と全く異なつたものになる。

(5) 今回の解析には、燃焼補償用制御棒の挿入状態を考慮していないが、制御棒のHe-喪失反応度効果、ドップラー反応度効果、水蒸気炉心侵入反応度効果に与える影響は、燃焼進行に伴なう中性子スペクトル硬化の影響と同傾向であると考えられる。この効果は、燃焼状態におけるHe-喪失反応度効果およびドップラー反応度効果をより正の方向に動かし、水蒸気炉心侵入反応度効果をより負にすると予想できる。この効果は、制御棒駆動計画に依存すると考えられるが、検討の余地がある。

これらの本GCFRモデルの燃焼特性を基準として、今後、燃焼の非均質性の効果、Th-利用GCFRとの比較検討、等を実施する計画である。

参考文献

- (1) 平田実穂, 他; 高速増殖炉技術の最近の進歩, p 229-p 285, 日本原子力学会(1975年5月)。
- (2) ORNL; An evaluation of gas-cooled fast reactor, WASH-1089 (April 1969).
- (3) J.M. Yellowlees et al.; The progress of the GBR association in the design and development of the gas-cooled fast breeder reactor. CONF-740501, p 306-318 (May 1974).
- (4) R.Richmond et al.; Measurements of neutron spectrum and reaction rates in a gas-cooled fast reactor lattice, EIR Report No. 239 (July 1973).
- (5) E.M. Bohn et al.; The gas-cooled fast breeder reactor critical experiments program, Nuclear Engineering and Design 40, p 27-41 (1977).
- (6) 大杉俊隆, 他; ガス冷却高速炉の実験解析と検討(I)-核特性の実験解析-, 昭和52年日本原子力学会年会要旨集, C37, (1977年4月).
- (7) 飯島 進, 他; ガス冷却高速炉の実験解析と検討(II)- Steam entry効果の実験解析と検討-, 昭和52年日本原子力学会年会要旨集, C38 (1977年4月).
- (8) 猪川浩次, 他; 300 MWe GCFRの初期及び平衡状態の核特性の比較, 昭和52年日本原子力学会年会要旨集, C39 (1977年4月).
- (9) 猪川浩次; APOLLO, 高速炉の長期燃焼解析用2次元多群拡散・燃焼計算コード, JAERI-M 5886 (1974年10月).
- (10) T.B. Fowler and D.R. Vondy; Nuclear reactor core analysis code : CITATION, ORNL-TM-2496 (1969).
- (11) B. Pellaud; Physics design of GCFR demonstration reactor, GA-10509 (1971).
- (12) 吉田弘幸; ガス冷却高速増殖炉の核的炉心性能の検討評価, JAERI-M 6728 (1976年10月).
- (13) 飯島 進, 他; 高速炉設計用計算プログラム・2(2次元・3次元拡散摂動理論計算コード: PERKY), JAERI-M 6993 (1977年2月).
- (14) 大杉俊隆, 他; ガス冷却高速炉の蒸気侵入による反応度効果の解析と検討, 昭和52年日本原子力学会秋の分科会予稿集, F19 (1977年10月).
- (15) 高速炉用炉定数の開発成果-JAERI-Fast Set Version-II-, N241 75-19 (1975年11月).
- (16) K.Ikawa et al.; Effects of the used calculation method and cross-section set upon safety related physics parameters of a gas-cooled fast breeder reactor, JAERI-M 6729 (October 1976).

Table 1 Principal parameters of GCFBR model adopted.

Thermal power output, MWt	2,530
Core dimension	
volume, liters	8510
core height, cm	148.2
core diameter, cm	270.4
Axial blanket thickness, cm	60.0
Radial blanket thickness, cm	50.0
Cladding and structural material	Type 316 stainless steel
Coolant	90 atm Helium
Fuel	
Fuel material	Mixed PuO ₂ - UO ₂
Pu isotopic composition	56% ²³⁹ Pu, 24% ²⁴⁰ Pu, 15% ²⁴¹ Pu, 5% ²⁴² Pu
U isotopic composition	0.2% ²³⁵ U, 99.8% ²³⁸ U
Volume fractions in core and axial blanket	
Fuel, 90% T.D.	0.2896
Stainless steel	0.1200
Helium and void	0.5904
Volume fractions in radial blanket	
Fuel, 90% T.D.	0.5000
Stainless steel	0.1377
Helium	0.3626
Volume fractions in reflector	
Stainless steel	0.6377
Helium	0.3623

Table 2 Core fuel distribution and Doppler temperature.

Core zone	Volume (liters)	Total heavy metal (kg)	Relative enrichment	Doppler temperature (°K)
CZ - 1	2,835	7,206	0.700	1,500
CZ - 2	2,835	7,206	1.000	1,500
CZ - 3	1,418	3,604	1.157	1,500
CZ - 4	1,418	3,604	1.444	1,500

Doppler temperatures in axial and radial blankets
are 800°K.

Table 3 Energy group structure of
collapsed 4-group cross-section
used to APOLLO calculations.

Energy group	Energy range	Corresponding 26-group
1	10.5 MeV - 1.4 MeV	1 - 4
2	1.4 MeV - 200 KeV	5 - 7
3	200 KeV - 1 KeV	8 - 14
4	1 KeV - thermal	15 - 26

Table 4 Initial inventory of GCFBR
with $K_{eff} = 1.030$.

<u>Inventory (kg)</u>	
<u>Core</u>	
Pu 239	2,291.1
Pu 240	803.0
Pu 241	440.1
Pu 242	110.6
U 235	35.9
U 238	17,925.6
Fissile plutonium	2,731.1
Fertile plutonium	914.0
Plutonium	3,645.1
Uranium	17,961.5
<u>Axial blanket</u>	
U 235	34.3
U 238	17,315.1
Uranium	17,349.4
<u>Radial blanket</u>	
U 235	115.9
U 238	58,558.0
Uranium	58,673.9
<u>Average enrichment (W/O)</u>	
$(Pu^{239} + Pu^{241}) / (Pu + U)$	12.64
$Pu / (Pu + U)$	16.87

Table 5 Atomic number densities of nuclides
in core zones of start-up GCFR at $K_{eff}=1.030$.
($10^{24} n/cm^3$)

Nuclide	C - 1	C - 2	C - 3	C - 4
Pu 239	$4.7480 \cdot 10^{-4}$	$6.7829 \cdot 10^{-4}$	$7.8464 \cdot 10^{-4}$	$9.7937 \cdot 10^{-4}$
240	$1.6581 \cdot 10^{-4}$	$2.3686 \cdot 10^{-4}$	$2.7400 \cdot 10^{-4}$	$3.4200 \cdot 10^{-4}$
241	$9.0440 \cdot 10^{-5}$	$1.2920 \cdot 10^{-4}$	$1.4946 \cdot 10^{-4}$	$1.8655 \cdot 10^{-4}$
242	$2.2609 \cdot 10^{-5}$	$3.2300 \cdot 10^{-5}$	$3.7363 \cdot 10^{-5}$	$4.6636 \cdot 10^{-5}$
U 235	$1.1330 \cdot 10^{-5}$	$1.0684 \cdot 10^{-5}$	$1.0346 \cdot 10^{-5}$	$9.7284 \cdot 10^{-6}$
238	$5.6538 \cdot 10^{-3}$	$5.3314 \cdot 10^{-3}$	$5.1628 \cdot 10^{-3}$	$4.8544 \cdot 10^{-3}$
He	$5.9940 \cdot 10^{-4}$	$5.9940 \cdot 10^{-4}$	$5.9940 \cdot 10^{-4}$	$5.9940 \cdot 10^{-4}$
O	$1.2838 \cdot 10^{-2}$	$1.2838 \cdot 10^{-2}$	$1.2838 \cdot 10^{-2}$	$1.2838 \cdot 10^{-2}$
Cr	$1.8773 \cdot 10^{-3}$	$1.8773 \cdot 10^{-3}$	$1.8773 \cdot 10^{-3}$	$1.8773 \cdot 10^{-3}$
Fe	$7.3073 \cdot 10^{-3}$	$7.3073 \cdot 10^{-3}$	$7.3073 \cdot 10^{-3}$	$7.3073 \cdot 10^{-3}$
Ni	$1.1736 \cdot 10^{-3}$	$1.1736 \cdot 10^{-3}$	$1.1736 \cdot 10^{-3}$	$1.1736 \cdot 10^{-3}$

Table 6 Atomic number densities of nuclides
in blankets and reflector of start-up GCFR.
($10^{24} n/cm^3$)

Nuclide	A. blanket	R. blanket	reflector
U 235	$1.2745 \cdot 10^{-5}$	$2.2004 \cdot 10^{-5}$	0
238	$6.3596 \cdot 10^{-3}$	$1.0980 \cdot 10^{-2}$	0
He	$5.9940 \cdot 10^{-4}$	$3.6782 \cdot 10^{-4}$	$3.6782 \cdot 10^{-4}$
O	$1.2745 \cdot 10^{-2}$	$2.2004 \cdot 10^{-2}$	0
Cr	$1.8773 \cdot 10^{-3}$	$2.1542 \cdot 10^{-3}$	$9.9761 \cdot 10^{-3}$
Fe	$7.3073 \cdot 10^{-3}$	$8.3851 \cdot 10^{-3}$	$3.8832 \cdot 10^{-2}$
Ni	$1.1736 \cdot 10^{-3}$	$1.3467 \cdot 10^{-3}$	$6.2369 \cdot 10^{-3}$

Table 7 Summary of power and neutron flux
in the start-up GCFR.

Item	Core	A. blanket	R. blanket
Power distribution	0.9541	0.0153	0.0306
Maximum power density, W/cm ³	418.3	24.3	6.27
Average power density, W/cm ³	283.6	5.6	6.3
Maximum neutron flux, n/cm ² -sec	6.81×10^{15}	2.96×10^{15}	3.64×10^{15}
Average neutron flux, n/cm ³ -sec			
group 1	4.30×10^{14}	3.99×10^{13}	2.68×10^{13}
group 2	1.77×10^{15}	2.89×10^{14}	1.74×10^{14}
group 3	2.50×10^{15}	7.25×10^{14}	4.32×10^{14}
group 4	3.20×10^{13}	3.27×10^{13}	2.56×10^{13}
Total	4.74×10^{15}	1.09×10^{15}	6.58×10^{14}

Table 8 Variation of atomic number density of burnup
nuclide with burnup.
(10^{24} n/cm³)

	0	0.5 yr	1 yr	1.5 yr	2 yr
<u>C - 1</u>					
Pu 239	4.7481 -4	5.0633 -4	5.3109 -4	5.4993 -4	5.6363 -4
240	1.6581 -4	1.7353 -4	1.8165 -4	1.8991 -4	1.9812 -4
241	9.0440 -5	7.7109 -5	6.6405 -5	5.7897 -5	5.1206 -5
242	2.2609 -5	2.4045 -5	2.5082 -5	2.5799 -5	2.6261 -5
U 235	1.1445 -5	9.6563 -6	8.1317 -6	6.8389 -6	5.7484 -6
236	0	3.8901 -7	7.0289 -7	9.5221 -7	1.1465 -6
238	5.6538 -3	5.5291 -3	5.4054 -3	5.2831 -3	5.1630 -3
Am 241	0	1.5703 -6	2.7619 -6	3.6565 -6	4.3218 -6
FP-U	0	1.7517 -5	3.5118 -5	5.2701 -5	7.0163 -5
FP-Pu	0	7.9038 -5	1.6115 -4	3.6565 -4	3.3184 -4
<u>C - 2</u>					
Pu 239	6.7829 -4	6.7207 -4	6.6529 -4	6.5806 -4	6.5047 -4
240	2.3686 -4	2.4397 -4	2.5052 -4	2.5652 -4	2.6199 -4
241	1.2920 -4	1.1136 -4	9.6969 -5	8.5351 -5	7.5958 -5
242	3.2300 -5	3.3969 -5	3.5171 -5	3.6010 -5	3.6564 -5
U 235	1.0848 -5	9.3194 -6	8.0225 -6	6.9204 -6	5.9822 -6
236	0	3.2123 -7	5.8221 -7	7.9311 -7	9.6242 -7
238	5.3314 -3	5.2235 -3	5.1192 -3	5.0184 -3	4.9209 -3
Am 241	0	2.2706 -6	4.0476 -6	5.4356 -6	6.5174 -6
FP-U	0	1.8668 -5	3.6455 -5	5.3435 -5	6.9680 -5
FP-Pu	0	1.0272 -4	2.0101 -4	2.9532 -4	3.8605 -4
<u>C - 3</u>					
Pu 239	7.8464 -4	7.6512 -4	7.4726 -4	7.3080 -4	7.1554 -4
240	2.7400 -4	2.8024 -4	2.8583 -4	2.9082 -4	2.9528 -4
241	1.4946 -4	1.3181 -4	1.1713 -4	1.0488 -4	9.4627 -5
242	3.7363 -5	3.8924 -5	4.0105 -5	4.0983 -5	4.1617 -5
U 235	1.0536 -5	9.3100 -6	8.2449 -6	7.3172 -6	6.5066 -6
236	0	2.5679 -7	4.7260 -7	6.5372 -7	8.0546 -7
238	5.1628 -3	5.0767 -3	4.9936 -3	4.9133 -3	4.8356 -3
Am 241	0	2.6789 -6	4.8662 -6	6.6526 -6	8.1113 -6
FP-U	0	1.5870 -5	3.0892 -5	4.5157 -5	5.8753 -5
FP-Pu	0	9.7249 -5	1.8894 -4	2.7579 -4	3.5842 -4

Table 8 Cont'd

(10^{24} n/cm³)

	0	0.5 yr	1 yr	1.5 yr	2 yr
<u>C - 4</u>					
Pu 239	9.7937 -4	9.4286 -4	9.0976 -4	8.7960 -4	8.5198 -4
240	3.4200 -4	3.4979 -4	3.5653 -4	3.6234 -4	3.6735 -4
241	1.8655 -4	1.6761 -4	1.5144 -4	1.3758 -4	1.2566 -4
242	4.6636 -5	4.8403 -5	4.9806 -5	5.0908 -5	5.1763 -5
U 235	9.9647 -6	8.9846 -6	8.1155 -6	7.3425 -6	6.6528 -6
236	0	2.1169 -7	3.9391 -7	5.5091 -7	6.8621 -7
238	4.8544 -3	4.7874 -3	4.7224 -3	4.6593 -3	4.5978 -3
Am 241	0	3.3919 -6	6.2457 -6	8.6489 -6	1.0673 -5
FP - U	0	1.1278 -5	2.2086 -5	3.2471 -5	4.2483 -5
FP - Pu	0	9.8242 -5	1.9048 -4	2.7748 -4	3.5993 -4
<u>Axial blanket</u>					
Pu 239	0	3.0307 -5	5.9552 -5	8.7730 -5	1.1484 -4
240	0	2.2360 -7	8.6045 -7	1.8753 -6	3.2381 -6
241	0	1.0615 -9	7.4614 -9	2.2827 -8	4.9960 -8
242	0	2.9857 -12	4.4759 -11	2.0941 -10	6.1730 -10
U 235	1.2745 -5	1.2168 -5	1.1616 -5	1.1088 -5	1.0582 -5
236	0	1.4452 -7	2.7950 -7	4.0576 -7	5.2398 -7
238	6.3596 -3	6.3268 -3	6.2934 -3	6.2593 -3	6.2247 -3
Am 241	0	4.8890 -12	7.4745 -11	3.4787 -10	1.0182 -9
FP - U	0	2.1696 -6	4.5043 -6	7.0006 -6	9.6561 -6
FP - Pu	0	5.5806 -7	2.2246 -6	4.9827 -6	8.8172 -6
<u>Radial blanket</u>					
Pu 239	0	3.1338 -5	6.1093 -5	8.9483 -5	1.1669 -4
240	0	2.4421 -7	8.9840 -7	1.8911 -6	3.1726 -6
241	0	1.6376 -9	1.0273 -8	2.8737 -8	5.8591 -8
242	0	5.3689 -12	7.1850 -11	3.0339 -10	8.2000 -10
U 235	2.2004 -5	2.1377 -5	2.0790 -5	2.0236 -5	1.9708 -5
236	0	1.6310 -7	3.1220 -7	4.5007 -7	5.7865 -7
238	1.0980 -2	1.0946 -2	1.0912 -2	1.0878 -2	1.0844 -2
Am 241	0	7.3582 -12	1.0573 -10	4.5807 -10	1.2604 -9
FP - U	0	2.2275 -6	4.5824 -6	7.0546 -6	9.6410 -6
FP - Pu	0	5.5050 -7	2.1168 -6	4.6018 -6	7.9381 -6

Table 9 Variation of fuel nuclide with burnup in cores
and blankets.

(unit: kg)

	Mass at start-up	Difference from start-up			
		0.5 yr	1 yr	1.5 yr	2 yr
<u>C-1</u> volume : 2832.6ℓ					
Pu 239	533.6	35.5	63.3	84.5	99.9
240	187.1	8.7	17.9	27.2	36.5
241	102.5	- 15.1	- 27.2	- 36.9	- 44.5
242	25.7	1.7	2.9	3.7	4.2
U 235	12.6	- 1.9	- 3.6	- 5.0	- 6.2
238	6327.6	- 139.6	- 278.0	- 414.8	- 549.3
<u>C-2</u> volume : 2842.0ℓ					
Pu 239	764.9	- 7.1	- 14.7	- 22.9	- 31.4
240	268.2	8.1	15.5	22.3	28.5
241	146.9	- 20.3	- 36.6	- 49.9	- 60.5
242	36.9	1.9	3.3	4.2	4.9
U 235	12.0	- 1.7	- 3.1	- 4.3	- 5.4
238	5986.5	- 121.1	- 238.2	- 351.4	- 460.9
<u>C-3</u> volume : 1415.1ℓ					
Pu 239	440.5	- 10.9	- 20.9	- 30.2	- 38.8
240	154.5	3.5	6.7	9.5	12.0
241	84.6	- 10.0	- 18.3	- 25.2	- 31.0
242	21.3	0.8	1.5	2.0	2.4
U 235	5.8	- 0.7	- 1.2	- 1.8	- 2.2
238	2886.6	- 48.2	- 94.6	- 139.5	- 183.0
<u>C-4</u> volume : 1420.7ℓ					
Pu 239	552.1	- 20.6	- 39.3	- 56.3	- 71.8
240	193.6	4.4	8.2	11.5	14.3
241	106.0	- 10.7	- 19.9	- 27.8	- 34.6
242	26.6	1.0	1.8	2.5	3.0
U 235	5.5	- 0.5	- 1.0	- 1.4	- 1.8
238	2724.9	- 37.6	- 74.1	- 109.5	- 144.0

Table 9 Cont'd

(unit: kg)

	Mass at start-up	Difference from start-up			
		0.5 yr	1 yr	1.5 yr	2 yr
<u>AB-1</u> volume : 2297.0ℓ					
Pu 239	0	4 3.6	8 4.7	1 2 3.2	1 5 9.3
240	0	0.4	1.5	3.3	5.6
U 238	5 7 7 1.7	- 4 8.5	- 9 7.5	- 1 4 7.0	- 1 9 6.7
<u>AB-2</u> volume : 2297.0ℓ					
Pu 239	0	2 5.8	5 1.2	7 6.1	1 0 0.3
240	0	0.2	0.6	1.4	2.4
U 238	5 7 7 1.7	- 2 7.1	- 5 5.0	- 8 3.6	- 1 1 2.8
<u>AB-3</u> volume : 2297.0ℓ					
Pu 239	0	1 3.4	2 6.9	4 0.6	5 4.4
240	0	0.1	0.2	0.5	0.8
U 238	5 7 7 1.7	- 1 3.7	- 2 7.9	- 4 2.7	- 5 8.0
<u>RB-1</u> volume : 1305.5ℓ					
Pu 239	0	5 2.0	9 8.6	1 4 0.4	1 7 8.1
240	0	0.6	2.3	4.8	7.9
U 238	5 6 6 3.6	- 5 9.6	- 1 1 7.7	- 1 7 4.6	- 2 3 0.3
<u>RB-2</u> volume : 1398.6ℓ					
Pu 239	0	3 7.9	7 3.1	1 0 6.0	1 3 6.9
240	0	0.4	1.3	2.8	4.6
U 238	6 0 6 7.5	- 4 0.8	- 8 1.3	- 1 2 1.4	- 1 6 1.4
<u>RB-3</u> volume : 1491.7ℓ					
Pu 239	0	2 4.7	4 8.6	7 1.8	9 4.4
240	0	0.2	0.6	1.3	2.1
U 238	6 4 7 1.5	- 2 5.8	- 5 1.9	- 7 8.2	- 1 0 4.7

Table 9 Cont'd

(unit: kg)

	Mass at start-up	Difference from start-up			
		0.5 yr	1 yr	1.5 yr	2 yr
<u>RB-4</u> volume : 1584.8ℓ					
Pu 239	0	15.0	30.0	45.0	60.0
240	0	0.1	0.2	0.5	0.9
U 238	6875.5	-15.4	-31.2	-47.4	-64.0
<u>RB-5</u> volume : 1678.0ℓ					
Pu 239	0	8.7	17.6	26.7	36.0
240	0	0.0	0.1	0.2	0.3
U 238	7279.4	-8.8	-18.0	-27.6	-37.5
<u>RB-6</u> volume : 2013.1ℓ					
Pu 239	0	16.8	33.6	50.2	66.9
240	0	0.1	0.2	0.5	0.8
U 238	8733.5	-17.5	-35.3	-53.4	-71.8
<u>RB-7</u> volume : 2013.1ℓ					
Pu 239	0	8.7	17.6	26.7	35.9
240	0	0.0	0.1	0.2	0.3
U 238	8733.5	-8.9	-18.1	-27.6	-37.4
<u>RB-8</u> volume : 2013.1ℓ					
Pu 239	0	4.0	8.1	12.4	16.9
240	0	0.0	0.0	0.0	0.1
U 238	8733.5	-4.0	-8.3	-12.7	-17.3

Table 10 Variation of fissile plutonium mass per unit
volume during burnup (unit: gr/ℓ)

Region	Nuclide	0.5 yr	1 yr	1.5 yr	2 yr
C - 1	Pu 239	12.5	22.3	29.8	35.3
	Pu 241	- 3.1	- 6.3	- 9.6	- 12.9
C - 2	Pu 239	- 2.5	- 5.2	- 8.1	- 11.0
	Pu 241	- 7.1	- 12.9	- 17.6	- 21.3
C - 3	Pu 239	- 7.7	- 14.8	- 21.3	- 27.4
	Pu 241	- 7.1	- 12.9	- 17.8	- 21.9
C - 4	Pu 239	- 14.5	- 27.7	- 40.0	- 50.5
	Pu 241	- 7.5	- 14.0	- 19.6	- 24.4
AB - 1	Pu 239	19.0	36.9	53.6	69.4
AB - 2	Pu 239	11.2	22.3	33.1	43.7
AB - 3	Pu 239	5.8	11.7	17.7	23.7
RB - 1	Pu 239	39.8	75.5	107.5	136.4
RB - 2	Pu 239	27.1	52.3	75.8	97.9
RB - 3	Pu 239	16.6	32.6	48.1	63.6
RB - 4	Pu 239	9.5	19.0	28.5	38.0
RB - 5	Pu 239	5.2	10.5	15.9	21.5
RB - 6	Pu 239	8.3	16.7	24.9	33.2
RB - 7	Pu 239	4.3	8.7	13.3	17.8
RB - 8	Pu 239	2.0	4.0	6.2	8.4

Table 11 Annual variations of fuel nuclides.
(unit : kg)

Nuclide	Core	A. blanket	R. blanket	Reactor
Pu 239	- 21.1	157.1	312.6	448.6
Pu 240	45.7	4.4	8.5	58.6
Pu 241	- 85.3	0.0	0.0	- 85.3
Pu 242	7.3	0.0	0.0	7.3
U 235	- 7.8	- 2.9	- 6.0	- 16.7
U 238	- 668.6	- 183.8	- 362.2	- 1214.6
Pu239 + Pu241	- 106.4	157.1	312.6	363.3

Table 12 Variation of degree of burnup in the blanket regions.
(unit MWD/T)

Region		0.5 yr	1 yr	1.5 yr	2 yr
AB - 1	Max.	1409	3850	7551	12678
	Ave.	695	2159	4354	7241
AB - 2	Max.	403	1295	2794	4904
	Ave.	208	707	1504	2607
AB - 3	Max.	135	446	960	1695
	Ave.	71	231	487	845
RB - 1	Max.	2106	5656	10312	15852
	Ave.	1049	3142	6057	9656
RB - 2	Max.	784	2371	4621	7455
	Ave.	401	1326	2699	4479
RB - 3	Max.	311	973	1953	3237
	Ave.	164	545	1129	1913
RB - 4	Max.	131	399	801	1338
	Ave.	71	224	459	780
RB - 5	Max.	59	168	329	545
	Ave.	33	96	190	318
RB - 6	Max.	663	1508	2524	3713
	Ave.	88	237	447	719
RB - 7	Max.	186	452	798	1225
	Ave.	31	83	157	253
RB - 8	Max.	61	149	266	413
	Ave.	12	29	54	85

Table 13 Variations of power and neutron flux level
with burnup.

Items	0 yr	0.5 yr	1 yr	1.5 yr	2 yr
<u>1. Core</u>					
Power ratio	0.954	0.929	0.905	0.883	0.861
Peaking factor	1.475	1.459	1.442	1.426	1.410
Max. power density ¹⁾	418.3	402.7	388.0	374.2	361.0
Ave. power density ¹⁾	283.6	276.0	269.1	262.4	256.0
Max. neutron flux ²⁾	6.811	6.839	7.029	7.185	7.282
Ave. neutron flux ²⁾	4.738	4.727	4.709	4.685	4.655
<u>2. Axial blanket</u>					
Power ratio	0.015	0.024	0.033	0.042	0.050
Peaking factor	4.41	3.77	3.60	3.46	3.55
Max. power density ¹⁾	24.3	33.2	43.5	53.3	65.4
Ave. power density ¹⁾	5.51	8.81	12.1	15.4	18.4
Max. neutron flux ²⁾	2.959	3.103	3.271	3.416	3.539
Ave. neutron flux ²⁾	1.087	1.129	1.169	1.207	1.244
<u>3. Radial blanket</u>					
Power ratio	0.031	0.047	0.062	0.075	0.089
Peaking factor	10.8	9.56	8.81	8.35	7.87
Max. power density ¹⁾	62.7	84.2	102.2	117.8	131.4
Ave. power density ¹⁾	5.81	8.81	11.6	14.1	16.7
Max. neutron flux ²⁾	3.636	3.583	3.532	3.487	3.449
Ave. neutron flux ²⁾	0.594	0.609	0.624	0.638	0.653

1) : W/cm³, 2) : 10¹⁵ neutrons/cm² · sec

Table 14 Variation of coolant-depressurisation
reactivity effect with burnup.

(unit : % $\Delta K/K$)

Region	Component	Dwelling time		
		0 yr	1 yr	2 yr
C - 1	spectrum	0.271	0.324	0.370
	leakage	-0.023	-0.024	-0.025
	total	0.248	0.300	0.345
C - 2	spectrum	0.239	0.252	0.260
	leakage	-0.030	-0.029	-0.028
	total	0.209	0.223	0.232
C - 3	spectrum	0.082	0.082	0.081
	leakage	-0.022	-0.020	-0.019
	total	0.060	0.062	0.063
C - 4	spectrum	0.056	0.055	0.053
	leakage	-0.038	-0.032	-0.028
	total	0.018	0.023	0.025
Core	spectrum	0.648	0.713	0.764
	leakage	-0.113	-0.105	-0.100
	total	0.535	0.608	0.664
A.blanket	spectrum	0.040	0.046	0.051
	leakage	-0.030	-0.030	-0.030
	total	0.010	0.016	0.021
R.blanket	spectrum	0.029	0.027	0.027
	leakage	-0.023	-0.020	-0.018
	total	0.006	0.007	0.009
Reactor	spectrum	0.717	0.786	0.842
	leakage	-0.166	-0.155	-0.148
	total	0.551	0.631	0.694

Table 15 Burnup effect on Doppler reactivity
change associated with core temperature raise
from 1500°K to 2100°K.
(%ΔK/K)

Region	0 yr	1 yr	2 yr
C - 1	- 0.111	- 0.106	- 0.099
C - 2	- 0.084	- 0.073	- 0.063
C - 3	- 0.027	- 0.023	- 0.019
C - 4	- 0.018	- 0.015	- 0.012
Core	- 0.240	- 0.216	- 0.193
Doppler const.: C*	0.0071	0.0064	0.0057

$$* : C = T \frac{\partial K}{\partial T}$$

Table 17 Burnup effect on steam ingression
reactivity effect calculated by direct-keff
calculation method. (unit : %ΔK/K)

steam density \ Dwelling time	0 yr	1 yr	2 yr
0.01 g/cc		- 0.8428	- 1.3781
0.03 g/cc	0.7852	- 0.9520	- 2.3834
0.05 g/cc		- 0.6882	- 2.8121

Table 16 Burnup effect on energy-wise
Doppler reactivity effect
(unit: $\Delta K/K$)

Energy group	Dwelling time		
	0 yr	1 yr	2 yr
1	0	0	0
2	0	0	0
3	0	0	0
4	0	0	0
5	0	0	0
6	-2.67 -7	-2.69 -7	-2.74 -7
7	-1.05 -6	-1.06 -6	-1.06 -6
8	2.49 -7	2.34 -7	2.25 -7
9	-2.61 -6	-2.66 -6	-2.64 -6
10	-1.50 -4	-1.40 -4	-1.29 -4
11	-2.40 -4	-2.20 -4	-2.00 -4
12	-3.11 -4	-2.86 -4	-2.61 -4
13	-4.64 -4	-4.26 -4	-3.88 -4
14	-5.32 -4	-4.88 -4	-4.44 -4
15	-3.95 -4	-3.46 -4	-3.01 -4
16	-1.91 -4	-1.59 -4	-1.32 -4
17	-8.50 -5	-6.90 -5	-5.59 -5
18	-2.64 -5	-1.91 -5	-1.39 -5
19	-4.04 -6	-2.11 -6	-1.09 -6
20	-8.64 -7	-3.37 -7	-1.29 -7
21	-2.20 -7	-7.54 -8	-2.99 -8
22	-6.74 -8	-3.20 -8	-1.56 -8
23	-1.18 -8	-4.44 -9	-1.85 -9
24	-1.04 -8	-3.26 -9	-1.15 -9
Total	-2.40 -3	-2.16 -3	-1.93 -3

Table 18-1 Burnup effect on reactivity effect
and its component associated with 0.01 gr/cm^3
steam ingression into core and blankets.

Region	Component	Dwelling time		
		0 yr	1 yr	2 yr
C - 1	Spectrum	- 0.1250	- 0.4309	- 0.7157
	Leakage	0.0233	0.0240	0.0248
	Total	- 0.1017	- 0.4069	- 0.6909
C - 2	Spectrum	0.0283	- 0.2370	- 0.4285
	Leakage	0.0298	0.0287	0.0280
	Total	0.0581	- 0.2083	- 0.4005
C - 3	Spectrum	0.0413	- 0.0368	- 0.0906
	Leakage	0.0221	0.0200	0.0183
	Total	0.0634	- 0.0168	- 0.0723
C - 4	Spectrum	0.0086	- 0.0281	- 0.0560
	Leakage	0.0320	0.0276	0.0241
	Total	0.0406	- 0.0005	- 0.0319
Core	Spectrum	- 0.0468	- 0.7329	- 1.2908
	Leakage	0.1072	0.1000	0.0954
	Total	0.0604	- 0.6329	- 1.1954
A. blanket	Spectrum	- 0.1783	- 0.1526	- 0.1409
	Leakage	0.0302	0.0303	0.0304
	Total	- 0.1481	- 0.1223	- 0.1104
R. blanket	Spectrum	- 0.1345	- 0.1063	- 0.0889
	Leakage	0.0215	0.0187	0.0174
	Total	- 0.1130	- 0.0876	- 0.0716
Reactor	Spectrum	- 0.3596	- 0.9918	- 1.5206
	Leakage	0.1588	0.1494	0.1432
	Total	- 0.2008	- 0.8424	- 1.3775

(unit : % $\Delta K/K$)

Table 18-2 Burnup effect on reactivity effect
and its component associated with 0.03 gr/cm³
steam ingression into core and blankets.

Region	Component	Dwelling time		
		0 yr	1 yr	2 yr
C - 1	Spectrum	0.1472	- 0.6140	- 1.3140
	Leakage	0.0601	0.0602	0.0610
	Total	0.2073	- 0.5538	- 1.2530
C - 2	Spectrum	0.5357	- 0.2209	- 0.7544
	Leakage	0.0767	0.0721	0.0690
	Total	0.6124	- 0.1488	- 0.6854
C - 3	Spectrum	0.2590	0.0272	- 0.1307
	Leakage	0.0565	0.0503	0.0454
	Total	0.3155	0.0775	- 0.0853
C - 4	Spectrum	0.1187	0.0075	- 0.0751
	Leakage	0.0822	0.0703	0.0611
	Total	0.2009	0.0778	- 0.0140
Core	Spectrum	1.0606	- 0.8002	- 2.2742
	Leakage	0.2755	0.2528	0.2366
	Total	1.3360	- 0.5474	- 2.0376
A. blanket	Spectrum	- 0.3735	- 0.2879	- 0.2633
	Leakage	0.0741	0.0743	0.0743
	Total	- 0.2993	- 0.2136	- 0.1890
R. blanket	Spectrum	- 0.3080	- 0.2366	- 0.1965
	Leakage	0.0546	0.0478	0.0445
	Total	- 0.2534	- 0.1888	- 0.1520
Reactor	Spectrum	0.3791	- 1.3247	- 2.7340
	Leakage	0.4042	0.3749	0.3554
	Total	0.7833	- 0.9498	- 2.3786

(unit : % $\Delta K/K$)

Table 18-3 Burnup effect on reactivity effect
and its component associated with 0.05 gr/cm³
steam ingression into core and blankets.

Region	Component	Dwelling time		
		0 yr	1 yr	2 yr
C - 1	Spectrum	0.4346	- 0.6493	- 1.6342
	Leakage	0.0883	0.0862	0.0860
	Total	0.5229	- 0.5631	- 1.5482
C - 2	Spectrum	1.0449	- 0.1142	- 0.9167
	Leakage	0.1131	0.1037	0.0979
	Total	1.1580	- 0.0105	- 0.8188
C - 3	Spectrum	0.4703	0.1085	- 0.1358
	Leakage	0.0831	0.0727	0.0651
	Total	0.5534	0.1812	0.0707
C - 4	Spectrum	0.2351	0.0607	- 0.0677
	Leakage	0.1215	0.1031	0.0892
	Total	0.3566	0.1638	0.0215
Core	Spectrum	2.1850	- 0.5943	- 2.7544
	Leakage	0.4060	0.3659	0.3381
	Total	2.5910	- 0.2284	- 2.4163
A. blanket	Spectrum	- 0.4716	- 0.3219	- 0.2953
	Leakage	0.1050	0.1051	0.1050
	Total	- 0.3666	- 0.2168	- 0.1903
B. blanket	Spectrum	- 0.4168	- 0.3095	- 0.2572
	Leakage	0.0798	0.0702	0.0655
	Total	- 0.3370	- 0.2393	- 0.1917
Reactor	Spectrum	1.2966	- 1.2257	- 3.3069
	Leakage	0.5908	0.5412	0.5086
	Total	1.8874	- 0.6845	- 2.7983

(unit : %ΔK/K)

Table 19 Comparison of reactor performance
calculated by different cross-section sets.

Item	JAERI-Fast	ENDF/B-III	Difference *)
<u>Initial state</u>			
K _{eff}	1.05758	1.06111	0.33
Breeding ratio	1.350	1.379	2.10
Power peaking factor	1.380	1.380	0.00
Doppler effect ($\Delta K/K/\text{C}^\circ$)	-6.16×10^{-6}	-6.63×10^{-6}	7.09
He void effect ($\Delta K/K$)	0.0026	—	—
t _p (sec)	5.2×10^{-7}	4.9×10^{-7}	6.1
β_{eff} (%)	0.39	0.39	0.0
<u>Burnup state</u>			
Reactivity loss ($\Delta K/K/\text{yr}$)	0.0325	0.0276	17.8
Mass change (kg/yr)			
Pu-239	+ 396.0	+ 404.7	2.15
Pu-241	- 165.8	- 163.1	1.66
U-238	- 1338.2	- 1352.8	1.08

* : | JAERI-FAST - ENDF/B-III | / | ENDF/B-III | (%)

Table 20 Comparison of fuel material variation with
burnup calculated by detailed and simple reactor models.
(unit: kg)

Nuclide	Model *)	Dwelling time			
		0.5 yr	1 yr	1.5 yr	2.0 yr
Core					
Pu-239	D	- 3.1	- 11.6	- 24.9	- 42.2
	S	- 3.2	- 11.6	- 24.7	- 42.1
Pu-240	D	24.7	48.2	70.5	91.3
	S	24.7	48.6	71.4	92.8
Pu-241	D	- 56.1	- 102.1	- 139.8	- 170.6
	S	- 56.1	- 102.4	- 140.5	- 171.6
Pu-242	D	5.4	9.5	12.4	14.4
	S	5.4	9.5	12.4	14.5
U-238	D	- 346.4	- 684.9	- 1015.3	- 1337.2
	S	- 346.4	- 688.6	- 1025.6	- 1356.5
Axial blanket					
Pu-239	D	82.9	162.8	239.9	314.0
	S	83.8	165.9	246.1	324.4
Pu-240	D	0.6	2.4	5.1	8.9
	S	0.6	2.2	4.8	8.3
U-238	D	- 89.4	- 180.5	- 273.3	- 367.5
	S	- 90.0	- 182.5	- 277.3	- 374.3
Radial blanket					
Pu-239	D	167.8	327.2	479.2	625.0
	S	170.1	334.1	492.4	645.8
Pu-240	D	1.3	4.8	10.2	17.1
	S	0.8	3.0	6.5	11.0
U-238	D	- 180.9	- 361.7	- 542.8	- 724.4
	S	- 181.2	- 361.2	- 540.0	- 718.1

* D and S stand for "Detailed model" and "Simple model", respectively.

Table 21 Comparison of steam ingression reactivity worth
calculated by first-order and exact-perturbation methods
for the start-up core.

(unit: % $\Delta K/K$)

Region	Component	Steam ingression rate (g/cc)		
		0.01	0.03	0.05
C - 1	Spectrum	-0.125 (-0.370)	0.147 (-1.108)	0.435 (-1.844)
	Leakage	0.023 (0.025)	0.060 (0.074)	0.088 (0.119)
	Total	-0.102 (-0.345)	0.207 (-1.034)	0.523 (-1.725)
C - 2	Spectrum	0.028 (-0.173)	0.536 (-0.519)	1.045 (-0.863)
	Leakage	0.030 (0.032)	0.077 (0.094)	0.113 (0.153)
	Total	0.058 (-0.141)	0.613 (-0.424)	1.158 (-0.710)
C - 3	Spectrum	0.041 (-0.019)	0.259 (-0.058)	0.470 (-0.095)
	Leakage	0.022 (0.024)	0.057 (0.070)	0.083 (0.114)
	Total	0.063 (0.005)	0.316 (0.012)	0.553 (0.018)
C - 4	Spectrum	0.009 (-0.030)	0.119 (-0.089)	0.235 (-0.148)
	Leakage	0.032 (0.035)	0.082 (0.101)	0.122 (0.165)
	Total	0.041 (0.005)	0.201 (0.012)	0.357 (0.016)
Core	Spectrum	-0.047 (-0.592)	1.061 (-1.773)	2.185 (-2.950)
	Leakage	0.107 (0.116)	0.276 (0.340)	0.406 (0.550)
	Total	0.060 (-0.476)	1.337 (-1.433)	2.591 (-2.400)
A. blanket	Spectrum	-0.178 (-0.228)	-0.374 (-0.683)	-0.472 (-1.137)
	Leakage	0.030 (0.034)	0.074 (0.098)	0.105 (0.159)
	Total	-0.148 (-0.194)	-0.300 (-0.584)	-0.367 (-0.978)
R. blanket	Spectrum	-0.135 (-0.160)	-0.308 (-0.479)	-0.417 (-0.798)
	Leakage	0.022 (0.024)	0.055 (0.070)	0.080 (0.116)
	Total	-0.113 (-0.136)	-0.253 (-0.409)	-0.337 (-0.682)
Reactor	Spectrum	-0.360 (-0.980)	0.379 (-2.935)	1.297 (-4.885)
	Leakage	0.159 (0.174)	0.404 (0.508)	0.591 (0.825)
	Total	-0.201 (-0.806)	0.783 (-2.427)	1.888 (-4.060)

Values in parenthesis are by first-order perturbation method.

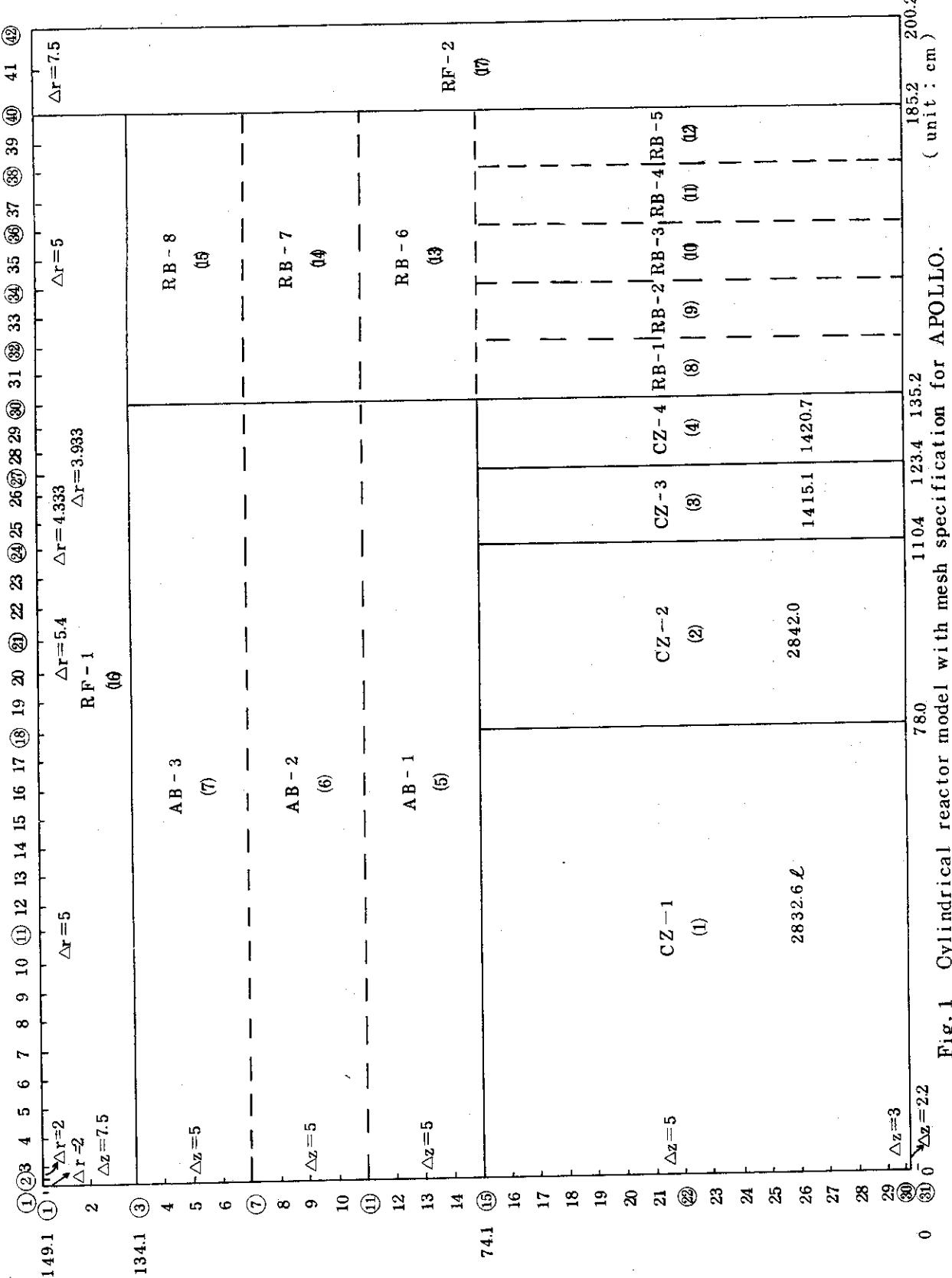


Fig. 1 Cylindrical reactor model with mesh specification for APOLLO.

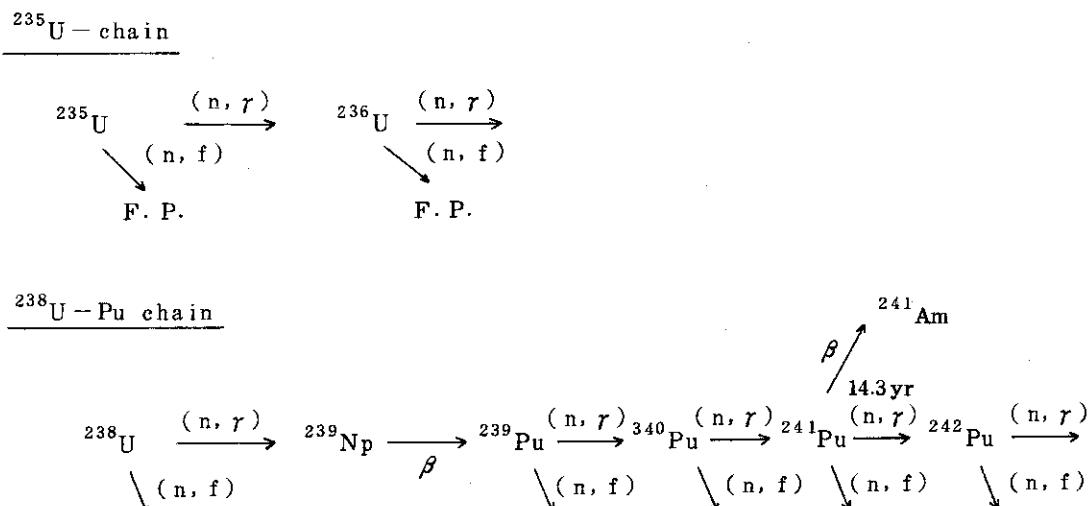


Fig. 2 Burn up chains in uranium-plutonium fuel considered in APOLLO.

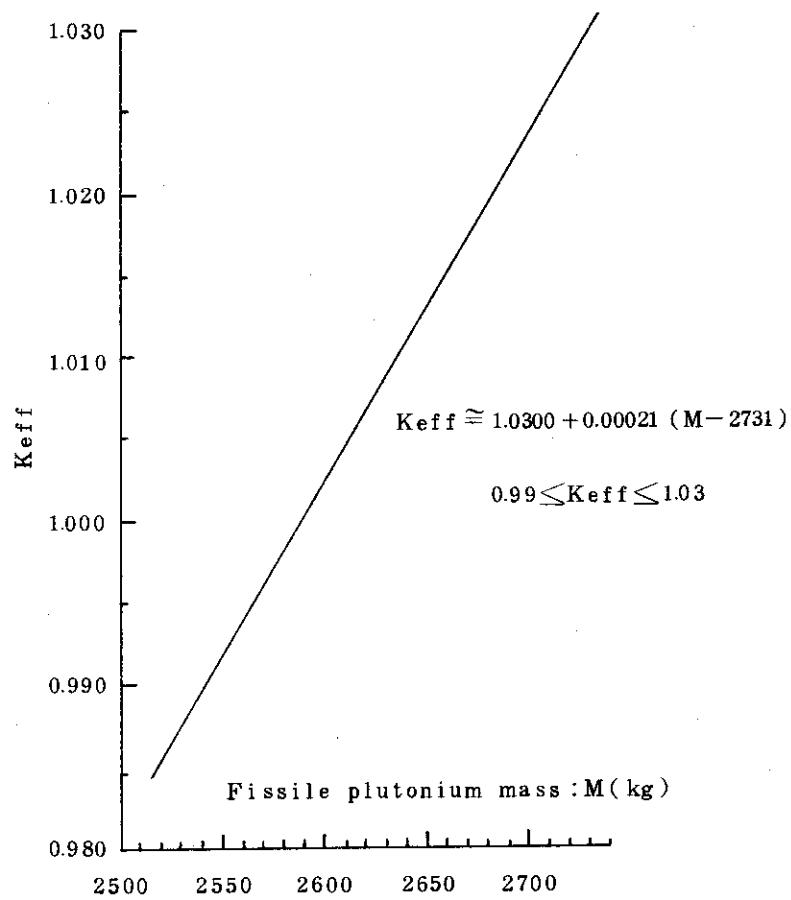


Fig. 3 Relation between K_{eff} and fissile plutonium mass in the start-up core.

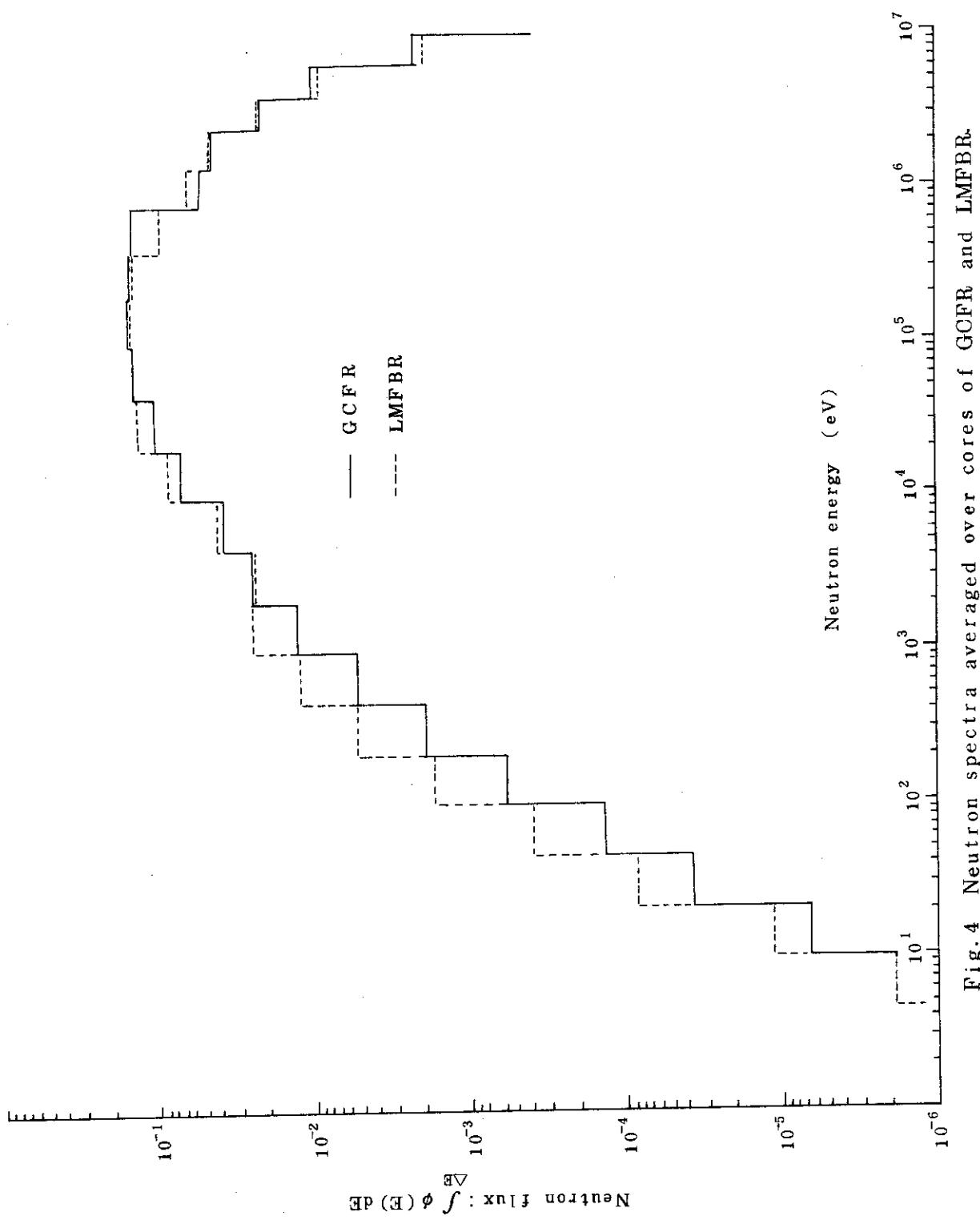


Fig. 4 Neutron spectra averaged over cores of GCFR and LMFBR.

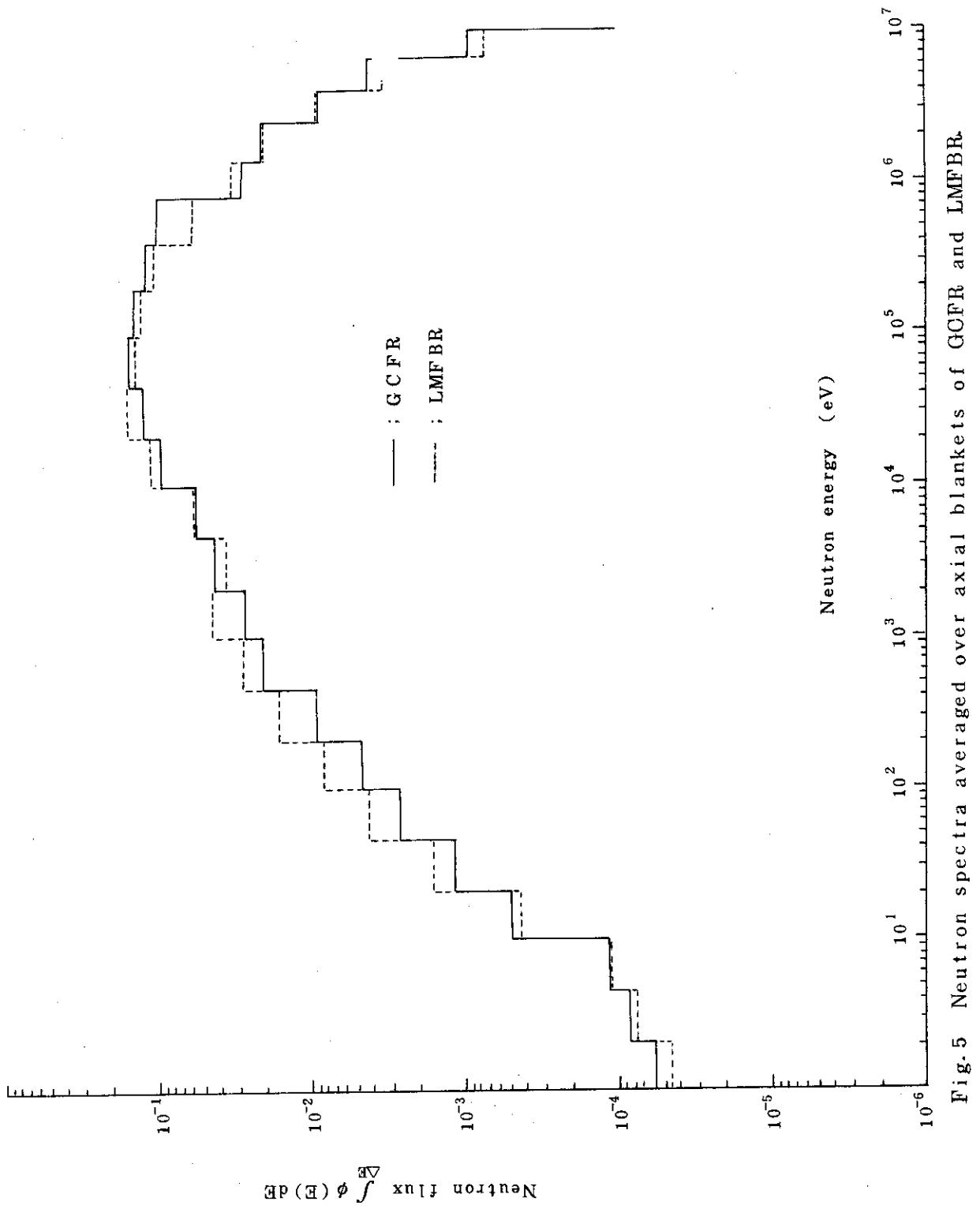


Fig. 5 Neutron spectra averaged over axial blankets of GCFR and LMFBR.

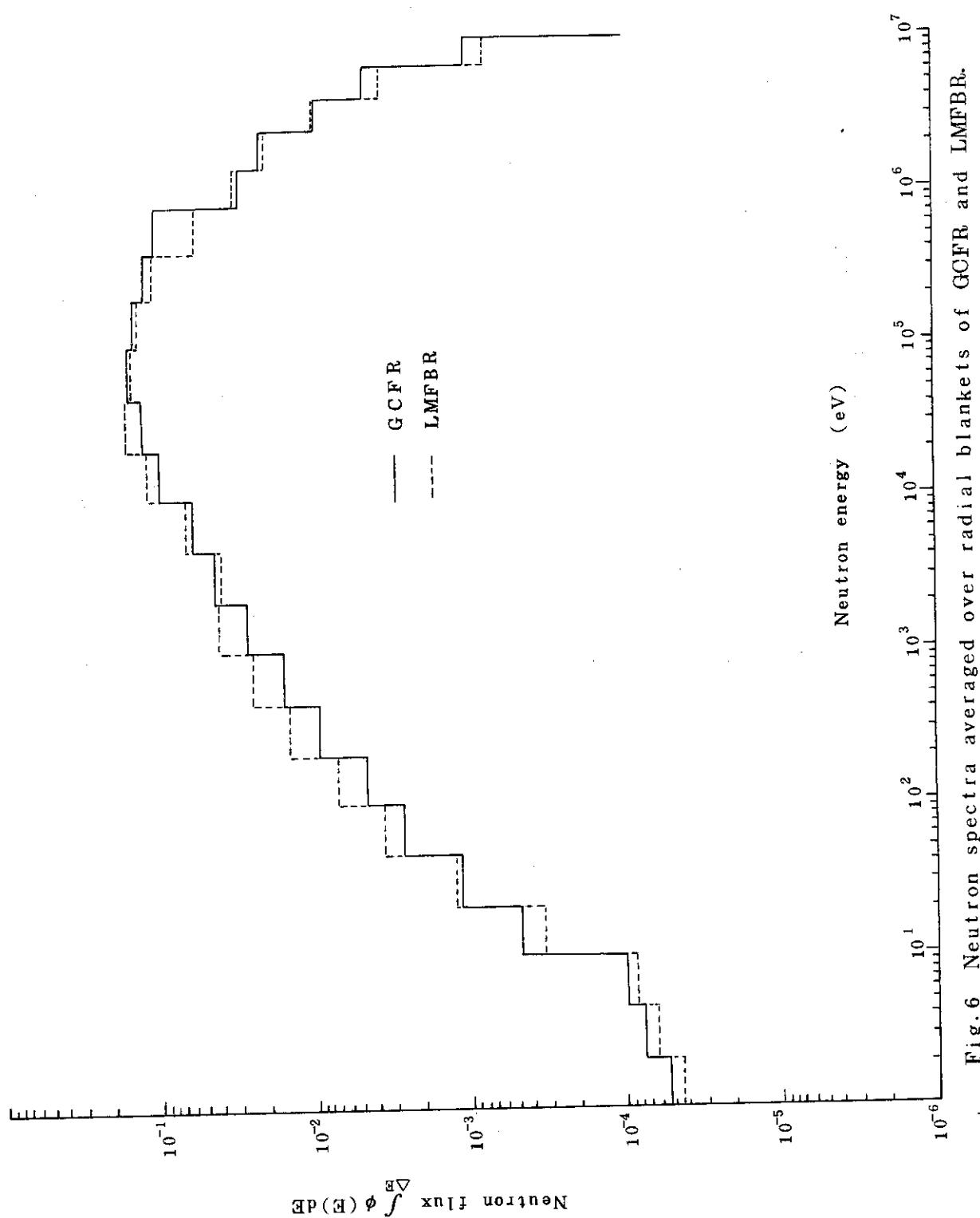


Fig. 6 Neutron spectra averaged over radial blankets of GCFR and LMFBR.

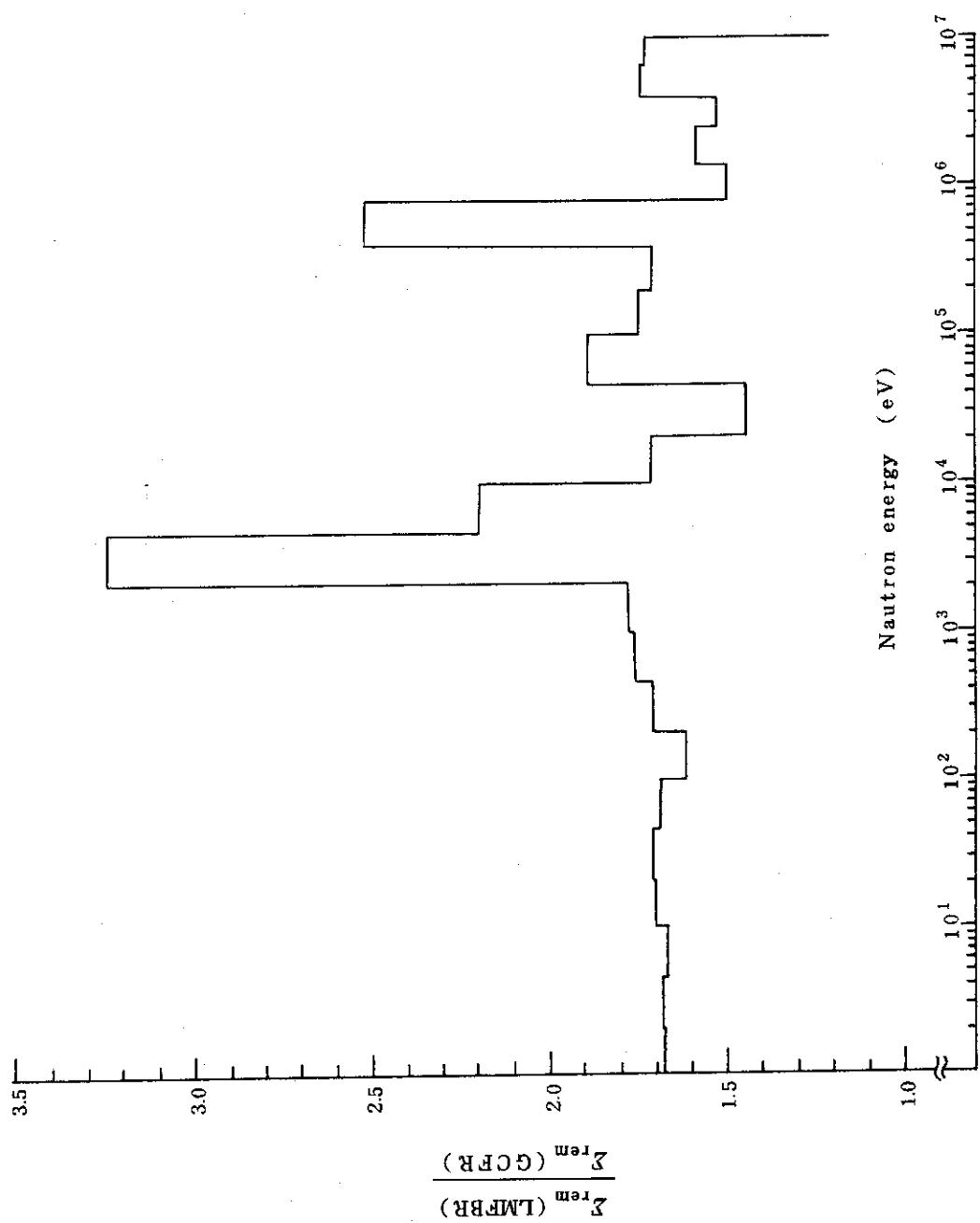


Fig. 7 Comparison of removal cross-sections in the start-up
cores of GCFR and LMFBR.

REF			
AB-3	0.0011	RB-8	0.0003
AB-2	0.0033	RB-7	0.0007
AB-1	0.0109	RB-6	0.0021
CZ-1 0.2746	CZ-2 0.3540	CZ-3 0.1648	CZ-4 0.1607
RB-1 0.0161	RB-2 0.0066	RB-3 0.0029	RB-4 0.0013
RB-5 0.0006			

Fig. 8 Fission power ratio distribution in start-up GCFR.

REF			
AB-3	2.3 (1.2)	RB-8	1.8 (0.3)
AB-2	6.9 (3.6)	RB-7	5.6 (0.9)
AB-1	24.3 (12.0)	RB-6	19.7 (2.6)
CZ-1 316.1 (245.3)	CZ-2 418.3 (315.1)	CZ-3 405.6 (294.7)	CZ-4 409.5 (286.2)
RB-1 62.7 (31.2)	RB-2 23.4 (12.0)	RB-3 9.3 (4.9)	RB-4 3.9 (2.1)
RB-5 1.7 (1.0)			

Fig. 9 Maximum and average fission-power density distribution in start-up GCFR.

 $\times \times \times . \times$: max , $(\times \times \times . \times)$: average , (unit, W/cm^3)

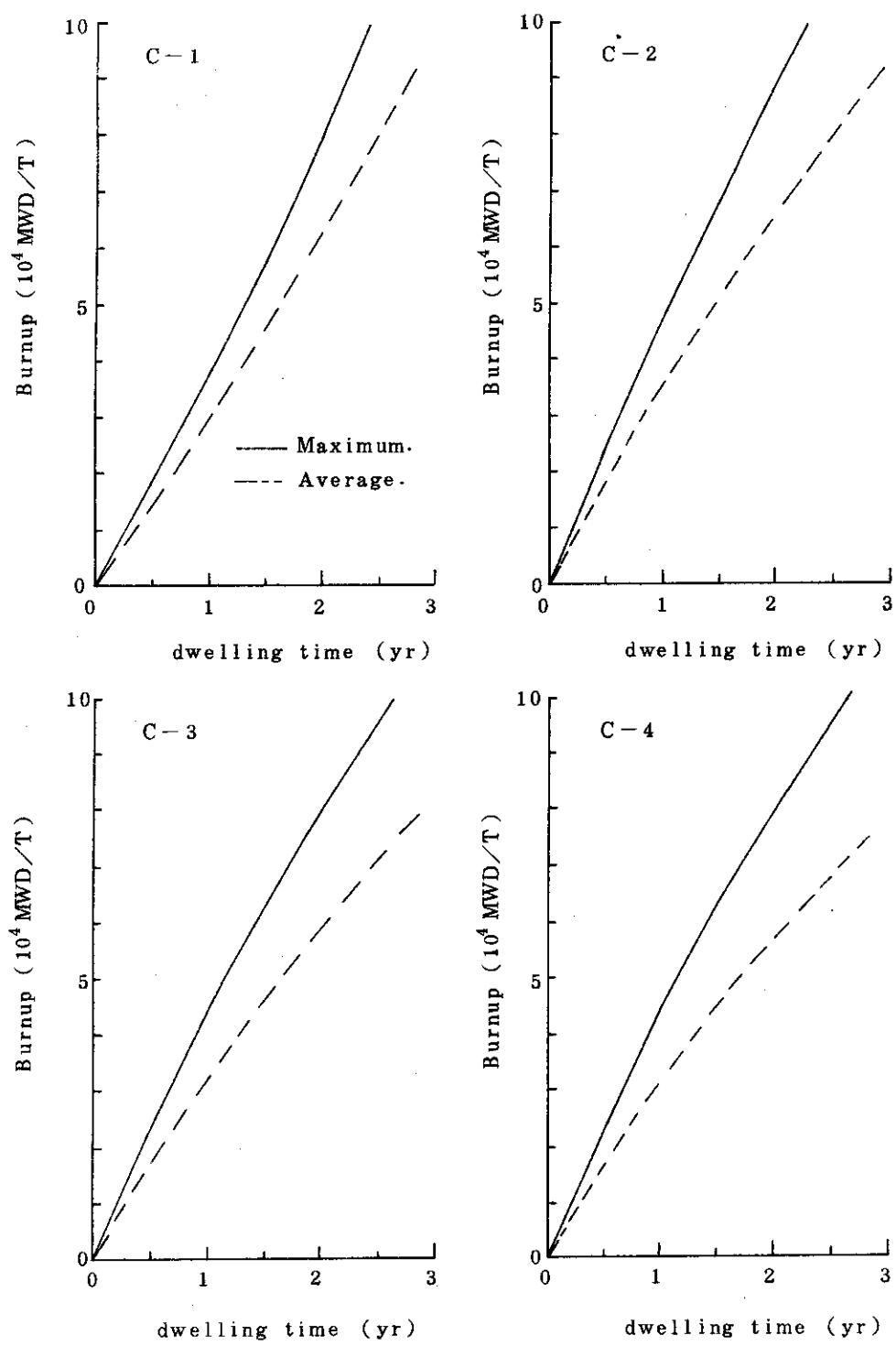


Fig. 10 Variation of degree of burnup in the core regions.

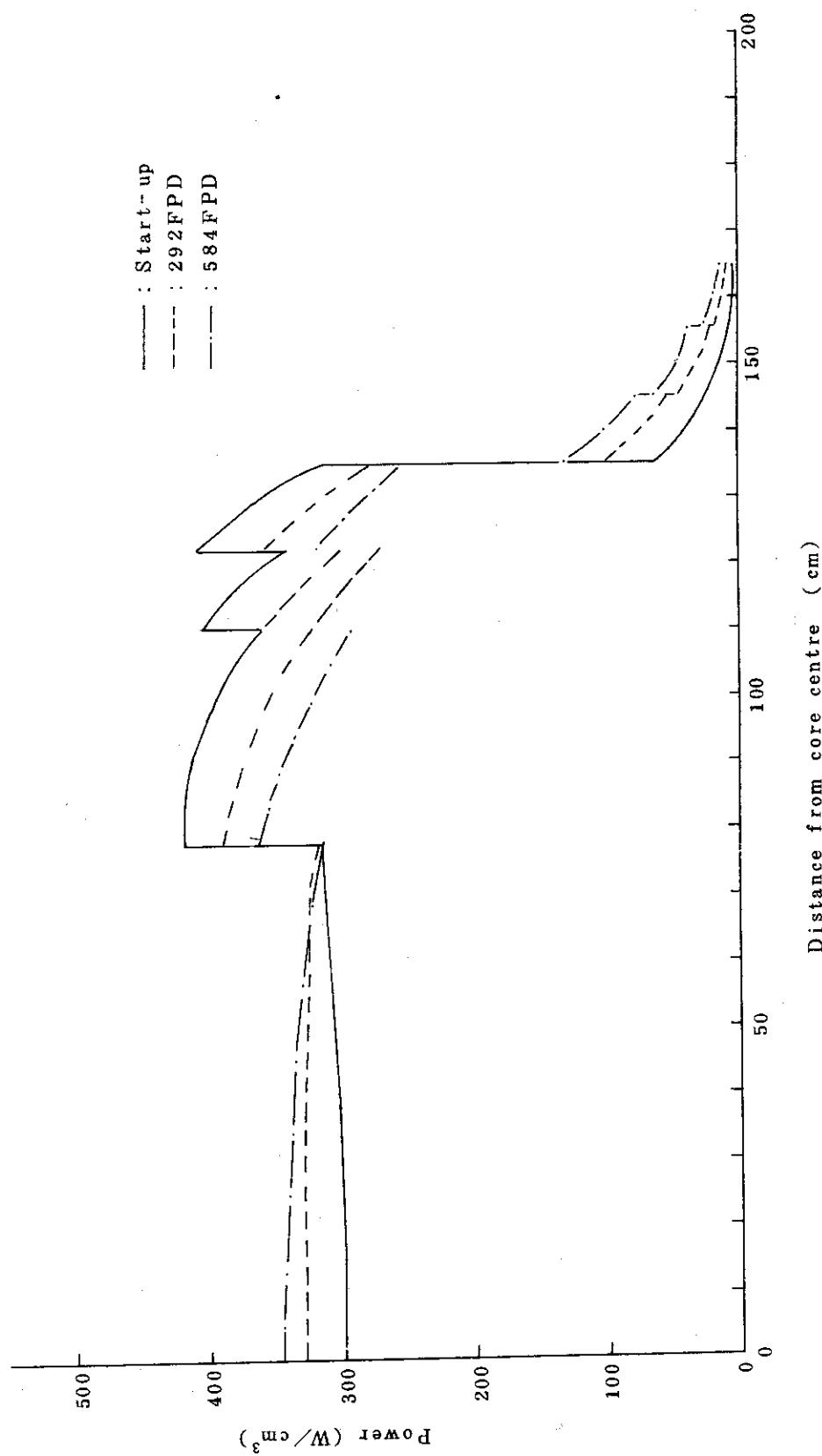


Fig.11 Radial power distributions on central plane of GCFR
at different burnup states.

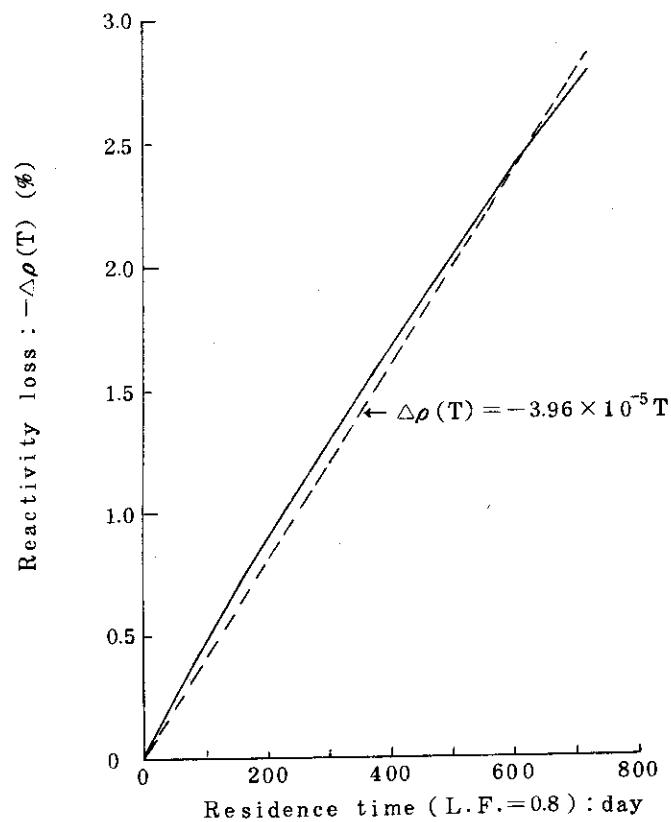


Fig. 12 Reactivity loss due to burnup

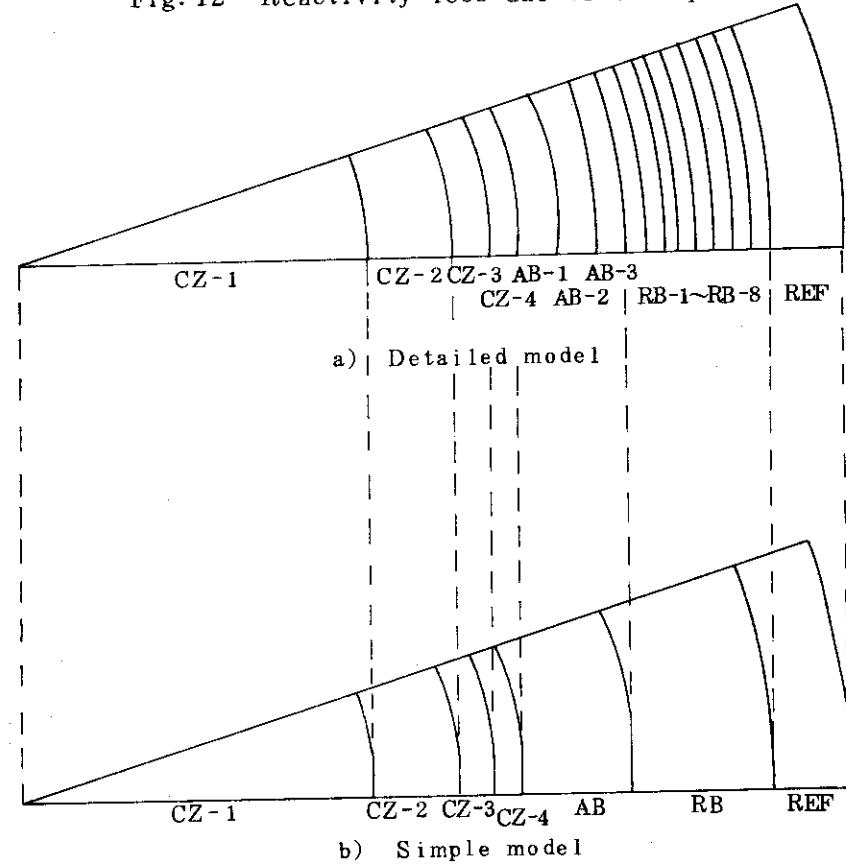


Fig. 13 Detailed and simple spherical reactor models to obtain regionwise 26-energy group neutron spectra for collapsing cross-section set.

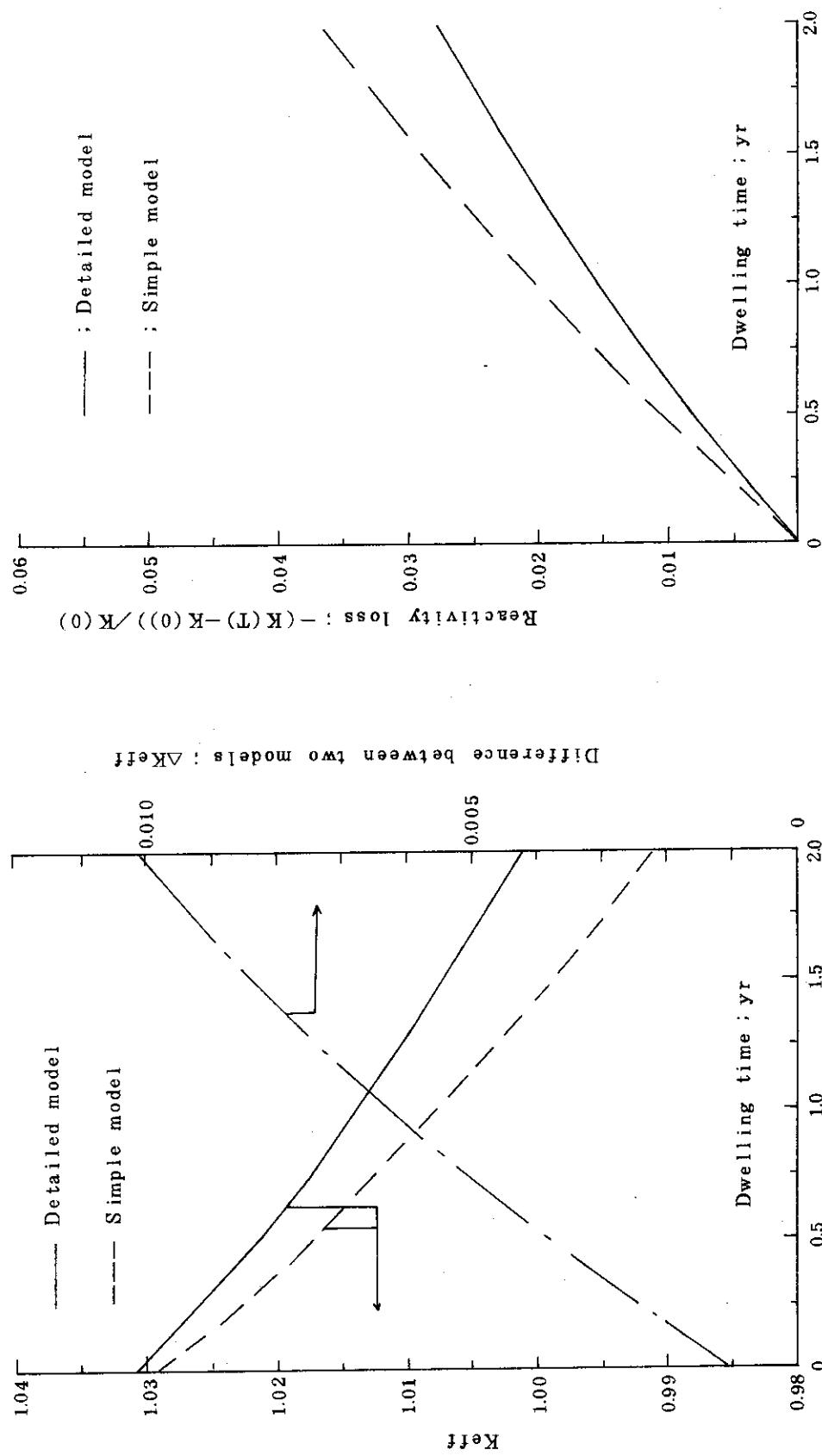


Fig. 14 Comparison of variation of K_{eff} with burnup calculated using different reactor models.

Fig. 15 Comparison of reactivity swing calculated using different reactor models.

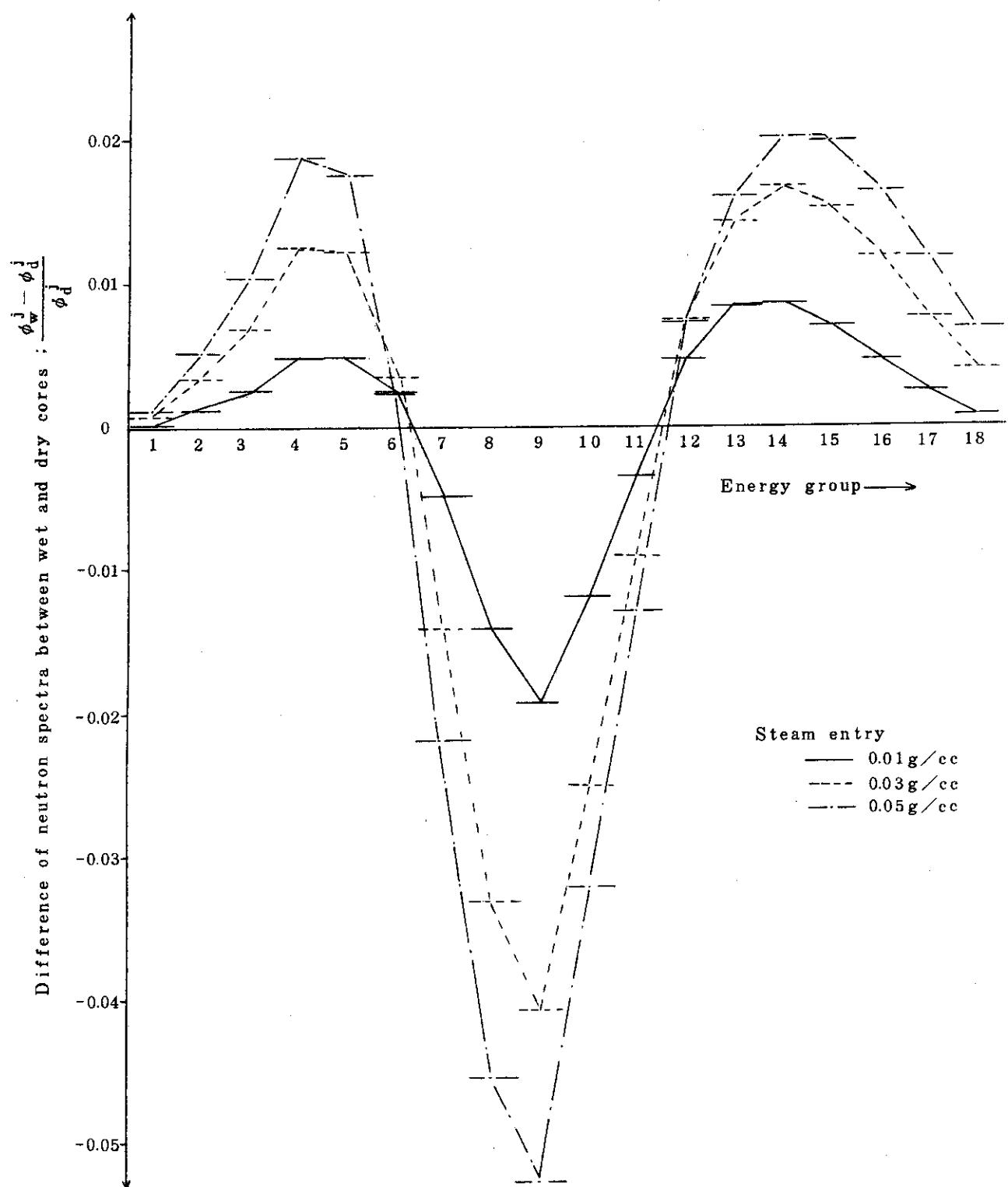


Fig. 16 Comparison of neutron spectra in the core center region between normal and steam ingressed cores.