



JAEA-Technology

2005-008



JP0650004

HTTR の反応度調整材の燃焼挙動と 炉心特性の評価

Burnup Characteristics of Burnable Poison and Core Characteristics of HTTR

藤本 望 野尻 直喜

Nozomu FUJIMOTO and Naoki NOJIRI

大洗研究開発センター
高温工学試験研究炉部

Department of HTTR
Oarai Research and Development Center

January 2006

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

JAEA-Technology

本レポートは日本原子力研究開発機構が不定期に刊行している研究開発報告書です。
本レポートの全部または一部を複写・複製・転載する場合は下記にお問い合わせ下さい。

〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2-4

日本原子力研究開発機構 研究技術情報部 研究技術情報課

Tel.029-282-6387, Fax.029-282-5920

This report was issued subject to the copyright of Japan Atomic Energy Agency.
Inquiries about the copyright and reproduction should be addressed to :

Intellectual Resources Section,

Intellectual Resources Department

2-4, Shirakata-shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1195, JAPAN

Tel.029-282-6387, Fax.029-282-5920

©日本原子力研究開発機構, Japan Atomic Energy Agency, 2006

HTTR の反応度調整材の燃焼挙動と 炉心特性の評価

日本原子力研究開発機構大洗研究開発センター

高温工学試験研究炉部

藤本 望・野尻 直喜

(2005 年 12 月 9 日受理)

HTTR では、燃焼による過剰反応度変化を補償するために反応度調整材(BP)を用いている。この BP は棒状であるため、燃焼による実効断面積の変化が大きくなる特徴がある。そこで、燃焼による BP の実効断面積の変化の温度依存性、濃縮度依存性等について検討し、燃焼解析のための計算モデルの改良を行った。更に、このモデルを基に燃焼解析を行い実験値や他のコードの結果との比較を行った。その結果、今までに得られている測定結果や他のコードとの比較から、この計算モデルは燃焼による実効増倍率の変化、出力分布についてほぼ妥当な結果を示すことが明らかとなった。

Burnup Characteristics of Burnable Poison and Core Characteristics of HTTR

Nozomu FUJIMOTO and Naoki NOJIRI

Department of HTTR
Oarai Research and Development Center
Japan Atomic Energy Agency
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received December 9, 2005)

The HTTR uses burnable poison to compensate the change in reactivity with burnup. The burnable poison is a rod type and the change in effective absorption cross section become large due to its shape. Therefore, change in effective cross section of burnable poison due to burnup, temperature, fuel enrichment, etc. were evaluated and the core calculation model for burnup calculation was revised. Using the calculation model, burnup calculations are carried out and compared with results of experiments and other code. It became clear that the calculation model showed reasonable results of change in effective multiplication factor with burnup and power distribution in the core.

Keywords : HTTR, Burnup Calculation, BP, Shielding Factor, Power Distribution,
Effective Multiplication Factor

目 次

1. はじめに.....	1
2. 燃焼計算における BP の燃焼挙動の補正方法.....	2
2. 1 臨界試験解析用の計算モデルの概要.....	2
2. 2 燃焼に伴う BP 特性の変化.....	3
2. 2. 1 BP の遮蔽因子.....	3
2. 2. 2 遮蔽因子の特性	4
2. 2. 3 炉心解析に用いる遮蔽因子の検討	6
3. 炉心燃焼解析用モデルの作成と解析結果.....	19
3. 1 解析モデルの作成	19
3. 2 実効増倍率の解析結果及び考察	19
3. 3 出力分布の解析結果及び考察	21
4. まとめ	27
謝辞	27
参考文献	28
 付録 I BP 遮蔽因子数の最適化	29
付録 II BP 遮蔽因子の温度効果	34
付録 III BP の遮蔽因子の補正について	38
付録 IV 燃焼解析での Xe, Sm 考慮の方法の効果	43

Contents

1. Introduction	1
2. Correction Method for Burnup Behaviour of BP in Burnup Calculation.....	2
2. 1 Outline of Calculation Model for Criticality Tests	2
2. 2 Change in BP Characteristics in Burnup	3
2. 2. 1 Selfshielding Factor for BP	3
2. 2. 2 Characteristics of Sheilding Factor	4
2. 2. 3 Selfshielding Factor for Core Calculation	6
3. Calculation Model and Calculation Results	19
3. 1 Calculation Model for Burnup	19
3. 2 Calculation Results and Discussion of Effective Multiplication Factor	19
3. 3 Calculation Results and Discussion of Power Density Distribution	21
4. Conclusion	27
Acknowledgements	27
References	28
Appendix I Optimization of Number of BP Shielding Factors	29
Appendix II Temperature Effects of BP Shielding Factor	34
Appendix III Correction of BP Shielding Factor	38
Appendix IV Effects of Initial Condition of Xe and Sm on Burnup Calculation ..	43

1. はじめに

高温工学試験研究炉（High Temperature Engineering Test Reactor : HTTR）は高温ガス炉技術の確立と高度化、各種の先端的試験を目的として建設された。これまで、1998年10月の臨界以来、臨界試験及び出力上昇試験を実施し、2001年11月7日には原子炉出口冷却材温度850°Cを、2004年4月19日には950°Cを達成した^(1,2,3,4)。

HTTRの核特性の評価においては、HTTR核特性解析コードシステム⁽⁵⁾による3次元拡散計算やモンテカルロ計算による評価が行われてきている。更に、高温ガス炉用の核、熱特性解析用の解析コードの開発や計算モデルの改良が進められている。拡散計算においては、臨界試験の解析から、設計で用いていたHTTR計算モデルが一部改良され、その妥当性が検討された^{(5)~(7)}。この改良した計算モデルでは、メッシュ分割数を増やし反応度調整材（Burnable Poison : BP）の炉心内での位置を考慮できるようにしたこと、BP周りの物質配置をより詳細に扱えるよう、BPセルモデルを2次元r-Zモデルとしたこと等により精度良い評価を行えるようにした。

改良した計算モデルでは、BPの形状が棒状であり、また燃料ブロックの隅に装荷されている配置を考慮して、BP棒周りの物質配置を考慮して実効断面積の作成を行っているが、この計算モデルでは、臨界試験の解析を主目的としていたことから、燃焼による特性の変化の検討は行われておらず、燃焼が進んだ場合の臨界計算の精度について明らかとなっていない。また、HTTRのBPは中性子吸収体であるホウ素含有量が2~2.5wt%程度であるため、燃焼によるBP棒周りの中性子束分布の変化が大きくなり、実効断面積の変化が大きくなる。このことから、HTTRの燃焼特性の評価においては、燃焼によるBPの特性変化を詳細に行うことが重要である。

臨界試験の解析では、初装荷炉心であり燃料はほとんど燃焼しておらず燃焼を考慮する必要がないので、BPの実効断面積は燃焼0日の状態で評価していた。燃焼計算を実施するにあたり、BPの燃焼特性について検討を進め、棒状のBPの燃焼特性と実効断面積の変化の挙動を明らかにした。この結果を基にHTTR核特性解析コードシステムで使用する燃焼解析用の計算モデルを作成した。

更に、この計算モデルを用いて燃焼解析を行った結果について、測定値及びモンテカルロコードMVPで計算した結果との比較を行い、燃焼計算における計算精度の検証を行った。

本報告書は、BPの燃焼挙動と燃焼解析用の計算モデルによる計算精度の検証結果について報告するものである。

2. 燃焼計算における BP の燃焼挙動の補正方法

2.1 臨界試験解析用の計算モデルの概要

HTTR の特徴として、被覆粒子燃料を用いたピンインブロック型燃料であること、棒状の可燃性毒物（Burnable Poison : BP）を用いていること、炉心内の出力密度分布を最適化するために炉内で 3 次元的な濃縮度配分を行っており、12 種類の ^{235}U の濃縮度種類数があること、出力運転時において、原子炉の入口と出口で 500°C 以上の冷却材の温度差があり、炉内に大きな温度差が生じること等が上げられる。Fig.2.1 に炉心内の濃縮度配分と BP 配置の概念図を示す。これまで、これらの HTTR に特有な特徴を考慮した解析を行ってきた^{2~4)}。

臨界試験の解析は HTTR 核特性解析コードシステムを用いて行った。本コードシステムの構成を Fig.2.2 に示す。

臨界試験の解析に用いた計算モデルは、燃料ブロックを平面で 24 メッシュに分割し、燃料体内の BP 棒の位置を考慮できるようにしたものである。炉心計算に用いる計算モデルの平面図及び縦方向の分割概念図を Fig.2.3 及び Fig.2.4 に示す。燃料体の物質領域は、BP の位置を考慮できるよう、平面で燃料体を燃料部と BP 部に分けている。軸方向については、燃料ブロックごとに均質化している。

燃料の実効断面積は HTTR 核特性計算コードシステムの中の 1 次元セル燃焼計算コード DELIGHT で作成しており、1 次元円筒セルモデルを用いている。このセルモデルの外径は、燃料棒のピッチに基づく値とし、実際の燃料棒周りの中性子スペクトルを再現するようしている。

BP の実効断面積は HTTR 核特性計算コードシステムの中の 2 次元輸送計算コード TWOTRAN を用いて、BP 周りの黒鉛を考慮し、Fig.2.5 に示す 2 次元 $r\text{-}Z$ 体系でモデル化して評価している。また、これによる BP 実効断面積は、Fig.2.3 に示すように BP を含む黒鉛領域に対応するよう均質化を行っている。

2.2 燃焼に伴う BP 特性の変化

燃焼モデルの作成で重要なのが、BP の実効断面積の作成である。臨界試験では低温、燃焼ゼロの状態の実効断面積を作成すればよいが、燃焼解析では、温度依存、燃焼依存の実効断面積を作成する必要がある。

HTTR では、100%出力時の原子炉入口温度は 395°C、原子炉出口温度は 850/950°C となるため、炉内では 500°C 程度の大きな温度差が生じている。このため、炉内をいくつかの領域に分け、それぞれの領域について温度を設定することにより炉内の温度分布を考慮した。30MW で原子炉出口温度 850°C の状態の解析に用いる炉内温度分布を Table2.1 に示す⁶⁾。

また、0%出力での炉内温度は 120°C 程度もしくは常温であるので、低出力状態から 100% 出力までの間の炉心温度の変化も大きくなる。

このような温度分布を考慮して BP の燃焼挙動の検討を行う必要がある。

2.2.1 BP の遮蔽因子

BP のような強い中性子の吸収体は、燃焼とともに原子数密度が大きく変化し、BP 棒周りの中性子束分布も大きく変化する。これに伴い、BP の実効断面積も大きく変化する。

これまでの HTTR の解析では、ミクロ断面積を用いた計算を行っている。この方式で燃焼計算を行う場合、BP のように燃焼による中性子束分布の変化が大きく、実効ミクロ吸収断面積の燃焼依存性が大きなものについては、この燃焼依存性をどのように考慮するかが重要になる。そこで、BP として使用されている核種のうち最も中性子吸収断面積の大きい ¹⁰B については、実効ミクロ吸収断面積の燃焼による変化を、以下に示す遮蔽因子を用いて表すこととした。

$$sfx = \frac{\sigma_{a,eff}}{\sigma_{a,0}}$$

ここで、

sfx ：遮蔽因子 [-]

$\sigma_{a,eff}$ ：BP 中の ¹⁰B の実効ミクロ吸収断面積 [barn]

$\sigma_{a,0}$ ： ¹⁰B の無限希釈ミクロ吸収断面積 [barn]

解析では、ミクロ吸収断面積として無限希釈の値を用意し、これに遮蔽因子を掛けて温度、燃焼依存の実効吸収断面積を求ることとする。

この BP の遮蔽因子は、Fig.2.5 に示す TWOTRAN による BP セルの計算で得られた中性子束分布から、以下の式により各群ごとに評価した。

$$sf\chi = \frac{\sigma_{a,eff}}{\sigma_{a,0}} = \frac{\frac{\int \phi dV}{V_{BP_rod}}}{\frac{\int \phi dV}{V_{BP_region}}}$$

ここで、

ϕ : 中性子束 [n/cm²·s]

V : 体積 [cm³]

添字の BP_rod は TWOTRAN セルでの BP 棒に関する部分（図中の'BP pellet'の領域）を表し、BP_region は TWOTRAN セルでの BP 領域（図中の'BP pellet'と'Graphite'の領域）を表す。

BP 中の ¹⁰B の燃焼による原子数密度の減少について、燃焼による遮蔽因子の変化は、TWOTRAN による BP セルの計算で、BP 中の ¹⁰B の原子数密度を変えた計算を行うことにより模擬することとした。具体的には、BP 中の ¹⁰B の原子数密度を変化させ、その時の遮蔽因子を評価し、燃焼による遮蔽因子の変化を表すこととした。燃焼による BP 中の ¹⁰B の原子数密度の変化は、初期の原子数密度 N₀ に対する比 N/N₀ で表す。未燃焼の状態は N/N₀= 1.0 であり、燃焼が進むにつれて N/N₀ が減少する。

解析は炉心計算と同様、エネルギー群 6 群で行い、DELIGHT によって TWOTRAN のセル計算に用いる断面積を作成した。エネルギー群構造を Table2.2 に示す。

2.2.2 遮蔽因子の特性

代表例として、ウラン濃縮度 5.9wt%、BP 中のボロン濃度 2.5% の燃料ブロックにおける、燃料温度 1300K、減速材温度 1180K の場合の遮蔽因子の解析を行った。この濃縮度は HTTR の平均濃縮度に相当し、温度条件は 30MW 運転時の状態に対応する。

(1)BP 周りの中性子束分布

TWOTRAN のセル計算で得られた半径方向の中性子束分布を Fig.2.6 及び Fig.2.7 に示す。各エネルギー群の中性子束は、セルの最外周の値が 1.0 になるように規格化している。

高速群を 1~3 群、熱群を 4~6 群とすると、第 1 群の中性子束は燃料領域に比べて黒鉛領域では 2 割ほど低下している。これは第 1 群の中性子は燃料領域で発生することによる者である。第 2 群の中性子束は燃料領域と黒鉛領域での変化が小さく、第 3 群の中性子束は第 1 群及び第 2 群から減速されてくるため、黒鉛領域での値が燃料領域よりわずかに高くなっている。

熱群では、¹⁰B の吸収によって BP 棒内での中性子束の低下が大きくなつてお、低エネ

ルギー群ほどその低下が大きくなっている。ここで、第4群及び第5群の中性子束は燃料領域が最も高く、セルの中心(BP rod)に向かって低下しているが、第6群は燃料部での吸収が大きいこと、また高エネルギー群からの減速により、黒鉛領域で中性子束の増加が見られる。

以上から、遮蔽因子は高速群ではほぼ1.0に近い値となり、低エネルギー群では0.35～0.75程度と小さな値になった。

(2) 中性子束分布の燃焼による変化

燃焼が進むにつれ、BP中の¹⁰Bの原子数密度が減少しBP棒内部での中性子の吸収が変化するため、BP棒周りの中性子束分布が大きく変化する。このとき、高速群は、Fig.2.6に示すようにBPによる中性子束分布のひずみが小さいこと、BPは熱群で大きな吸収断面積を持ち、高速群での吸収断面積は小さいことから、高速群での燃焼による変化は小さいが、熱群での中性子束分布の変化が大きくなると考えられる。

BP棒中の¹⁰Bの燃焼による、第4群及び第6群の中性子束分布の変化をFig.2.8及びFig.2.9に示す。ここで示す結果は、燃料の燃焼は考慮していない。

Fig.2.8に示す第4群では、燃焼とともに¹⁰Bが減少することにより中心部の中性子束分布が増加した。燃焼により、中心部の規格化中性子束の値は約0.7から約1.05程度まで上昇した。

Fig.2.9に示す第6群では、第4群と同様に燃焼とともに中心部の中性子束が増加した。中心部の規格化中性子束の値は初期の約0.2から約1.2まで大きく上昇している。

(3) 遮蔽因子の燃焼による変化

上記の結果を基に評価した、BPの遮蔽因子の、BP棒中の¹⁰Bの燃焼による変化を高速群及び熱群に分けてFig.2.10及び2.11に示す。既に示したFig.2.8及びFig.2.9に示している中性子束分布の燃焼による変化から予測されたように、高速群では燃焼による遮蔽因子の変化は小さい。また、第3群は燃焼が進むにつれ1.0より大きな値となっているが、これは、BP棒周りの中性子束が燃焼とともに燃料部より高くなっていくことによるものである。

熱群についてみると、Fig.2.7に示している中性子束分布から予測されるように、遮蔽因子はエネルギーの低い群ほど小さな値となっている。また、燃焼とともにその値は増加し、BPがほぼ燃焼してしまったN/N₀=0付近の時点ではいずれも1.0よりわずかに大きな値となっている。これは、第3群の結果と同様に、BP周りの中性子束が燃料部より高くなるためである。

(4) 遮蔽因子の温度による変化

遮蔽因子の温度による変化について、ウラン濃縮度3.9wt%燃料の場合について検討した。3.9wt%燃料は炉心の最下段に装荷されるため、出力運転時には最も高温になり、ゼロ出力

時との温度差が最も大きくなる。この燃料について、0MW 運転状態（燃料及び減速材温度 300K）と 30MW 運転状態（燃料温度 1320K、減速材温度 1280K）の遮蔽因子を比較した。比較は、燃焼初期で最も小さい値を示し、燃焼による変化の大きい第 6 群について行った。比較の結果を Fig.2.12 に示す。

同図に示すように、温度が常温から約 1000°C 上昇することにより、第 6 群の遮蔽因子は 0.39 から 0.42 へ増加している。また、燃焼が進むにつれ中性子吸収体である ^{10}B の原子数密度が減少するのでその差は小さくなっている。

(5) 燃料濃縮度の違いによる遮蔽因子の変化

HTTR の炉心には 3.4wt% から 9.9wt% まで 12 種類の濃縮度の燃料が装荷されている。この濃縮度の違いによる効果について検討した。パラメータとして、燃料濃縮度を HTTR に装荷されている燃料をカバーするように、3.4wt% から 9.9wt% まで変化させた。BP 中のボロン濃度は 2wt% とした。検討においては、温度条件を同じとするため、燃料温度及び減速材温度とも 300K とした。ここでの燃焼度はゼロとした。

遮蔽因子の燃料濃縮度依存性についての結果を Fig.2.13 に示す。この結果から、燃料の濃縮度が高くなると遮蔽因子はわずかに大きくなつた。また、この濃縮度依存性は第 6 群で最も強く、エネルギーが高くなるにつれて弱くなる傾向がある。高速群の依存性はほとんど見られないことがわかっているため、ここでは熱群（4、5、6 群）について検討する。

燃料の濃縮度による中性子束分布の変化を見るために、第 6 群の中性子束分布の濃縮度による比較を行つた。Fig.2.14 に 3.4wt% 燃料と 9.9wt% 燃料の第 6 群の中性子束分布の比較を示す。

この図から、3.4wt% 燃料では、黒鉛領域での中性子束の増加がほとんど見られない。これに対し、9.9wt% 燃料では、黒鉛領域での中性子束は最外周の値の 1.2 倍程度まで上昇している。これは、3.4 wt % 燃料に比較して 9.9 wt % 燃料の場合は、燃料部での第 6 群に対する吸収断面積が大きくなつてゐるためである。以上から、燃料の濃縮度が高くなると、BP に吸収される中性子の割合が増え、遮蔽因子が大きくなる。

2.2.3 炉心解析に用いる遮蔽因子の検討

HTTR の炉心は、3.4wt% から 9.9wt% の燃料を有し、その温度も常温(300K)から 1000°C 程度までと運転状態により大きく変化する。このような炉心の特性を考慮して、解析に用いる遮蔽因子は、燃料を上から 1 段目、2 段目、3 段目及び 4、5 段目の 4 種類に分類し、それぞれの段で代表とする濃縮度の燃料についての遮蔽因子で代表させることとした。Table 2.3 に炉内の燃料濃縮度配分と、各段を代表させる濃縮度の関係を示す。

炉心計算では、各段毎に温度を定めている。また、1 段目、4 及び 5 段目の BP のボロン濃度は 2wt% であり、2 段目及び 3 段目は 2.5wt% となっている。燃料の濃縮度は同じ段でも異なつたものがあるが、段内の濃縮度の差は段毎の濃縮度差より小さい。また BP のボロン濃度も異なることから段毎に遮蔽因子を定めることとした。なお、4 段目及び 5 段目は

濃縮度が同じこと、2wt%のボロン濃度のBPを用いていること、燃料及び減速材温度も同じ値としていることから、同じ遮蔽因子を用いることとした。

遮蔽因子の種類数の効果、温度依存性の効果についての検討結果の詳細をそれぞれ付録I及び付録IIに示す。

Table 2.1 Core temperature distribution for nuclear characteristic calculation
(Rated operation mode, 30MW)

	Fuel	CR column (C, R1)	Replaceable reflector	Permanent reflector
Upper	680			
1st layer	$T_f = 1050$ $T_m = 900$	840	680	680
2nd layer	$T_f = 1230$ $T_m = 1060$	1020		
3rd layer	$T_f = 1300$ $T_m = 1180$	1160	740	740
4th layer	$T_f = 1320$	1260		
5th layer	$T_m = 1280$		740	740
Bottom	1260			

 T_f : Fuel temperature T_m : Moderator temperature

Unit : K

Table 2.2 Energy structure in calculation

Group No.	Upper Energy [eV]
1	1×10^7
2	1.83×10^5
3	961
4	2.38
5	0.65
6	0.105

Table 2.3 Representative fuel enrichment for selfshielding factor

Layer (Top to bottom)	Fuel enrichment [wt%]	Representative enrichment [wt%]
1st	6.7、 7.9、 9.4、 9.9	7.9
2nd	5.2、 6.3、 7.2、 7.9	6.3
3rd	4.3、 5.2、 5.9、 6.3	5.2
4th & 5th	3.4、 3.9、 4.3、 4.8	3.9

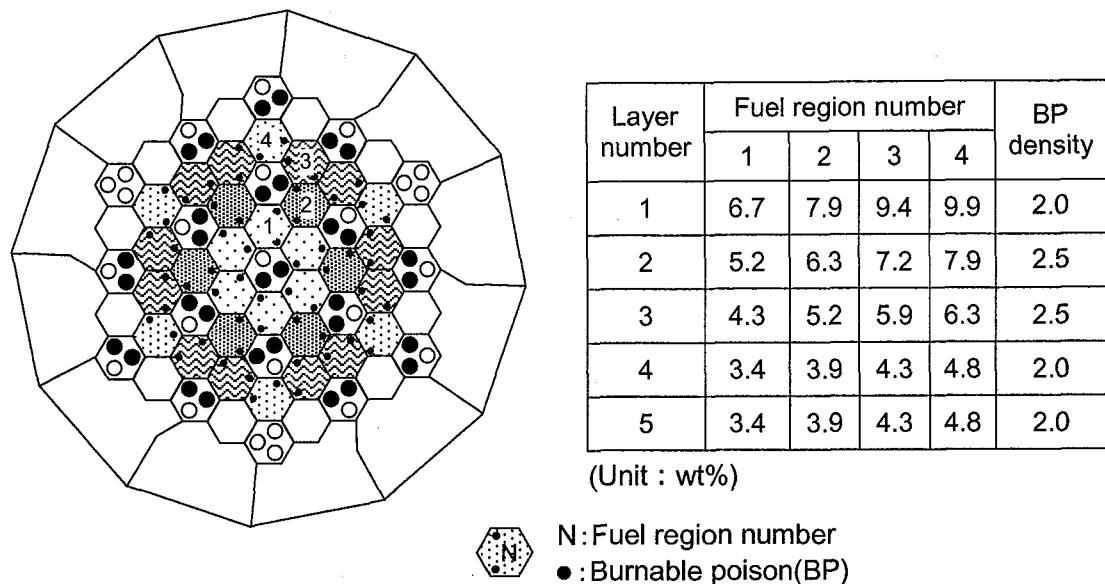


Fig. 2.1 Fuel and BP distribution in HTTR core.

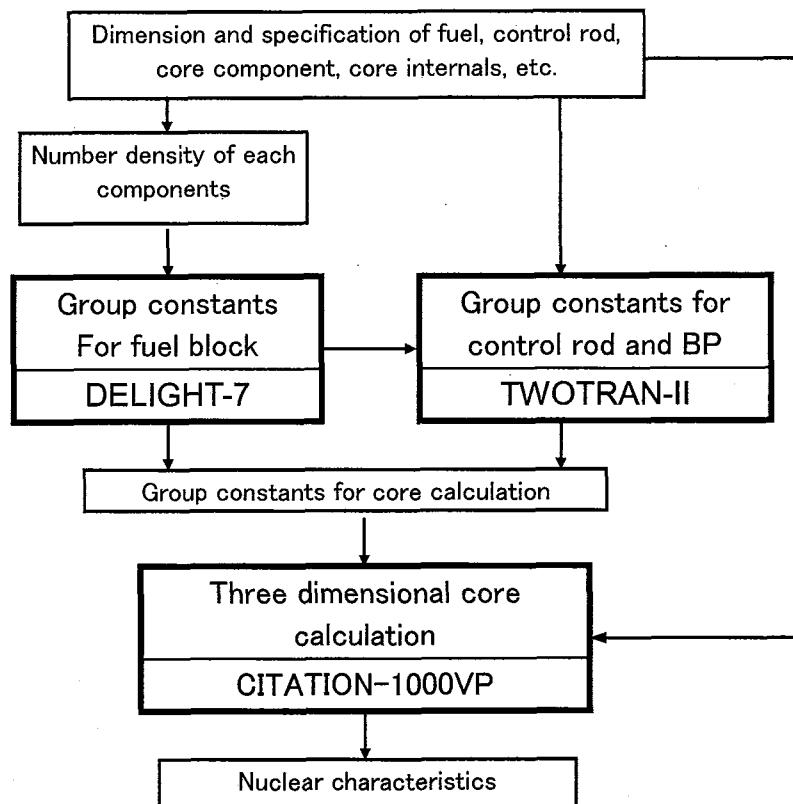


Fig. 2.2 Program structure of HTTR nuclear characteristic evaluation code system.

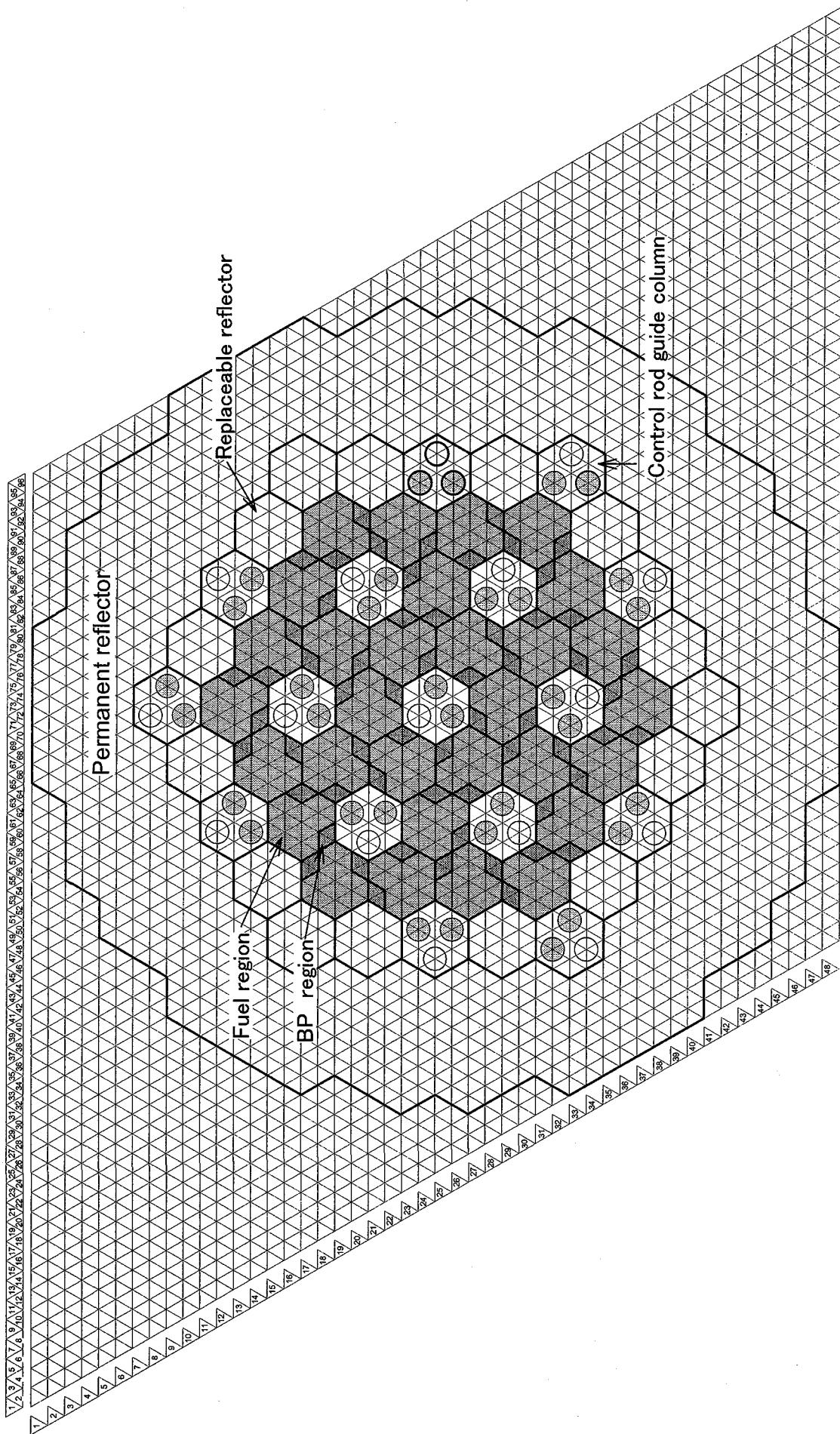


Fig. 2.3 Horizontal cross section of core calculation model.

Column	A01	C01	C03	C05	C07	C09	C11	E03	E07	E11	E15	E19	E23	E01	E09	E17	E05	E13	E21	(1)	
Reflector	(1) 1	526	31	61	91	121	151	181	527	211	241	271	301	331	361	391	421	451	481	562	
	(2) 2		32	62	92	122	152	182		212	242	272	302	332	362	392	422	452			
	(3) 3		33	63	93	123	153	183		213	243	273	303	333	363	393	423	453			
	(4) 4		34	64	94	124	154	184		214	244	274	304	334	364	394	424	454			
	(5) 5	528	35	65	95	125	155	185	529	215	245	275	305	335	365	395	425	455			
	(6) 6		36	66	96	126	156	186		216	246	276	306	336	366	396	426	456			
	(7) 7		37	67	97	127	157	187		217	247	277	307	337	367	397	427	457			
1st	(8) 8	571~576	577~582	38	68	98	128	158	188	583~594	595~600	601	621	648	688	738	768	808	838	868	(9)
	(9) 9	771~776	777~782	39	69	99	129	159	189	783~794	795~800	801	821	841	879	909	939	969	999	514	
	(10) 10		40	70	100	130	160	190		220	250	280	310	340	370	399	429	459		564	
	(11) 11		41	71	101	131	161	191		251	281	311	341	371	401	431	461			1st	
	(12) 12		42	72	102	132	162	192	613~624	625~630	631	662	692	722	752	782	812	842	872	(13)	
	(13) 13	801~806	807~812	43	73	103	133	163	193	813~824	825~830	831	862	892	922	952	982	1012	1042	1072	(14)
	(14) 14		44	74	104	134	164	194		224	254	284	314	344	374	404	434	464			
2nd	(15) 15	801~806	807~812	45	75	105	135	165	195	825~830	825~830	855~860	885~890	915~920	945~950	975~980	1005~1010	1035~1040	1065~1070	1095~1100	(16)
	(16) 16		46	76	106	136	166	196	643~654	655~660	665~670	695~700	725~730	755~760	785~790	815~820	845~850	875~880	905~910	(17)	
	(17) 17	631~636	637~642	47	77	107	137	167	197	843~854	855~860	885~890	915~920	945~950	975~980	1005~1010	1035~1040	1065~1070	1095~1100	1125~1130	(18)
	(18) 18		48	78	108	138	168	198		225	255	285	315	345	375	405	435	465			
	(19) 19		49	79	109	139	169	199		226	256	286	316	346	376	406	436	466			
	(20) 20		50	80	110	140	170	200	685~690	703~714	723	750	780	800	830	850	880	910	940	970	(21)
	(21) 21	661~666	667~672	51	81	111	141	171	201	733~744	753~764	773~784	803~814	833~844	863~874	893~904	923~934	953~964	983~994	1013~1024	(22)
3rd	(22) 22		52	82	112	142	172	202	867~872	887~892	907~912	927~932	947~952	967~972	987~992	1007~1012	1027~1032	1047~1052	1067~1072	1087~1092	(23)
	(23) 23		53	83	113	143	173	203		232	262	292	322	352	382	412	442	472	502	532	(24)
	(24) 24		54	84	114	144	174	204	697~702	715~720	735	765	795	825	855	885	915	945	975	1005	(25)
	(25) 25	691~696	697~702	55	85	115	145	175	205	903~914	915~920	926	956	986	1016	1046	1076	1106	1136	1166	(26)
	(26) 26		56	86	116	146	176	206	891~896	897~902	907~912	927~932	947~952	967~972	987~992	1007~1012	1027~1032	1047~1052	1067~1072	1087~1092	(27)
	(27) 27		57	87	117	147	177	207		238	268	298	328	358	388	418	448	478	508	538	(28)
	(28) 28		58	88	118	148	178	208	559	239	269	299	329	359	389	419	449	479	524	554	(29)
Reflector	(29) 29		59	89	119	149	179	209		240	270	300	330	360	390	420	450	480	510	540	(30)
	(30) 30		60	90	120	150	180	210		241	271	301	331	361	391	421	451	481	511	541	(31)
	(31) 31		540	541	542	543	544	545	561	546	547	548	549	550	551	552	553	554	555	557	(32)
	(32) 32		558	560	561	562	563	564	559	560	561	562	563	564	565	566	567	568	569	570	(33)
Reflector	(33) 33		539	540	541	542	543	544	545	559	560	561	562	563	564	565	566	567	568	569	(34)
	(34) 34		558	560	561	562	563	564	559	560	561	562	563	564	565	566	567	568	569	570	(35)
R1																					
R2																					
R3																					

(n) : Axial mesh number

Fig. 2.4 Schematics of vertical mesh arrangement of core calculation model.

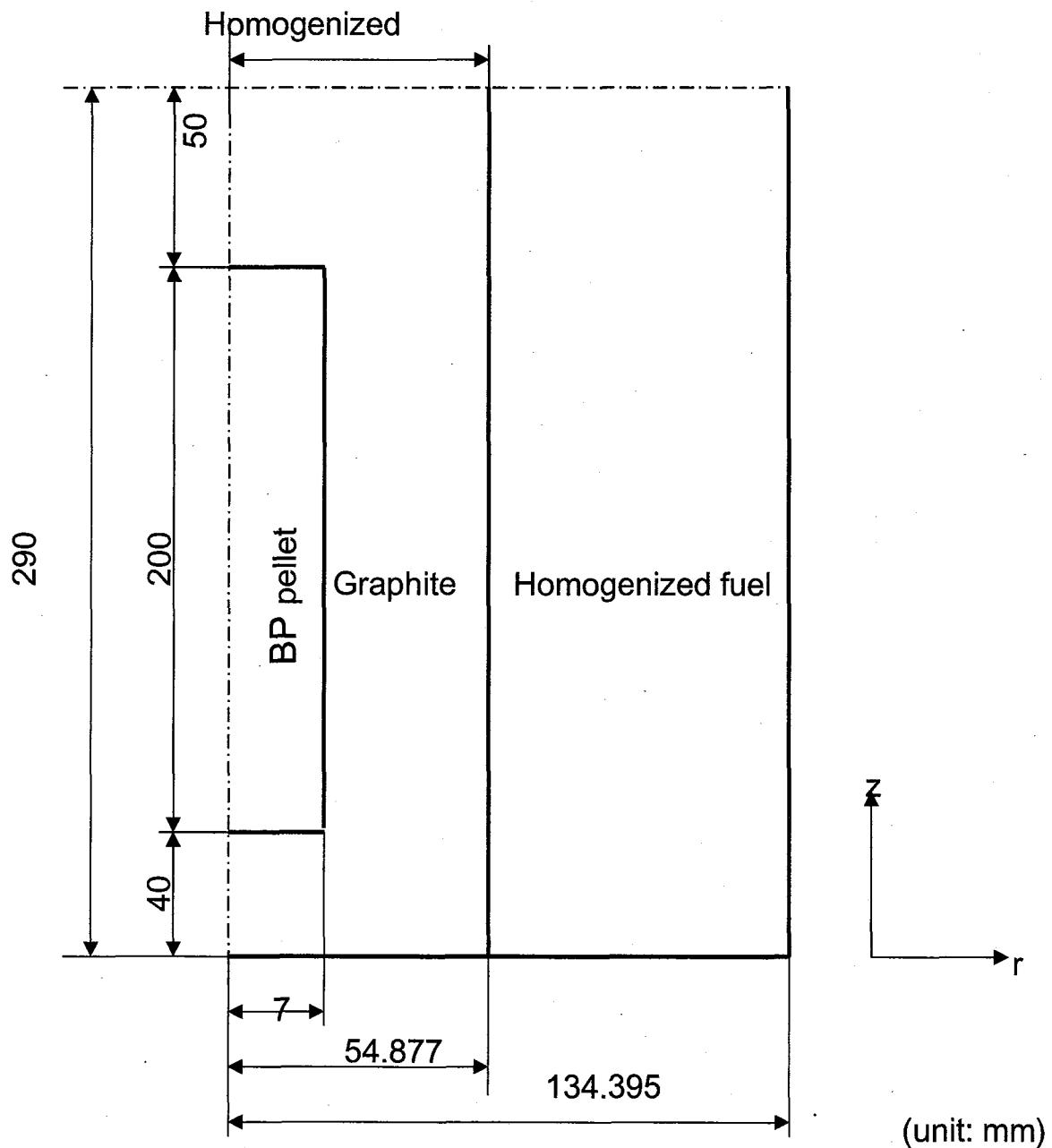


Fig. 2.5 Schematics of BP cell model.

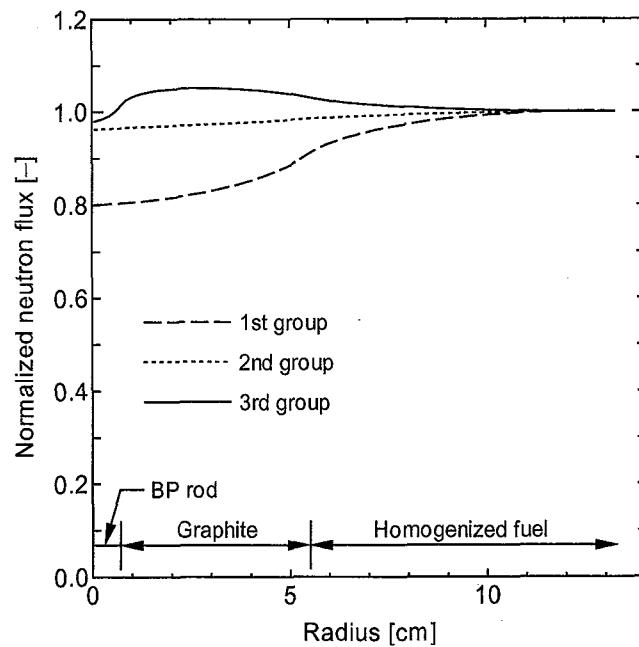


Fig. 2.6 Radial neutron flux distribution in TWOTRAN cell(Fast groups).
(5.9wt% fuel, 2.5% BP, $T_f=1300K$, $T_m=1180K$)

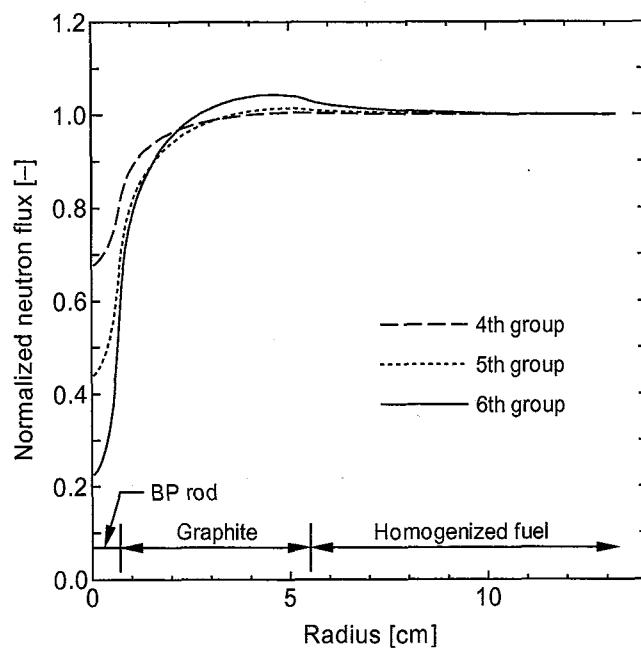


Fig. 2.7 Radial neutron flux distribution in TWOTRAN cell(Thermal groups).
(5.9wt% fuel, 2.5% BP, $T_f=1300K$, $T_m=1180K$)

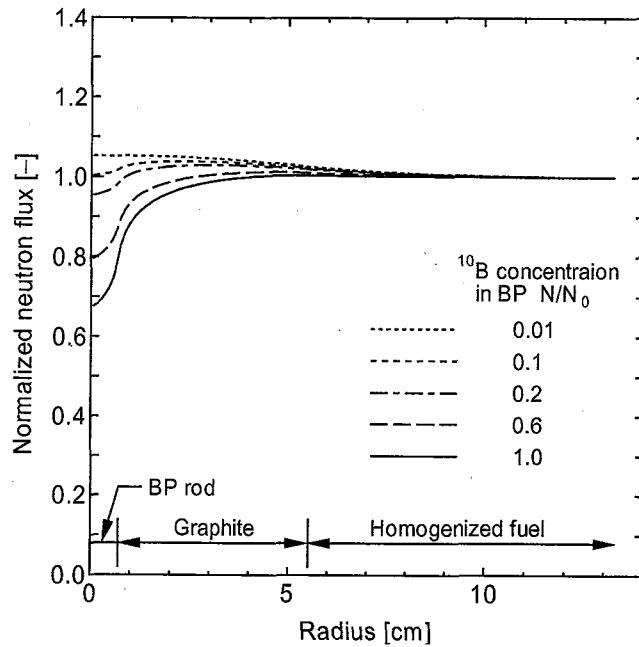


Fig. 2.8 Change in radial neutron flux distribution in burnup(4th group).
(5.9wt% fuel, 2.5% BP, $T_f=1300\text{K}$, $T_m=1180\text{K}$)

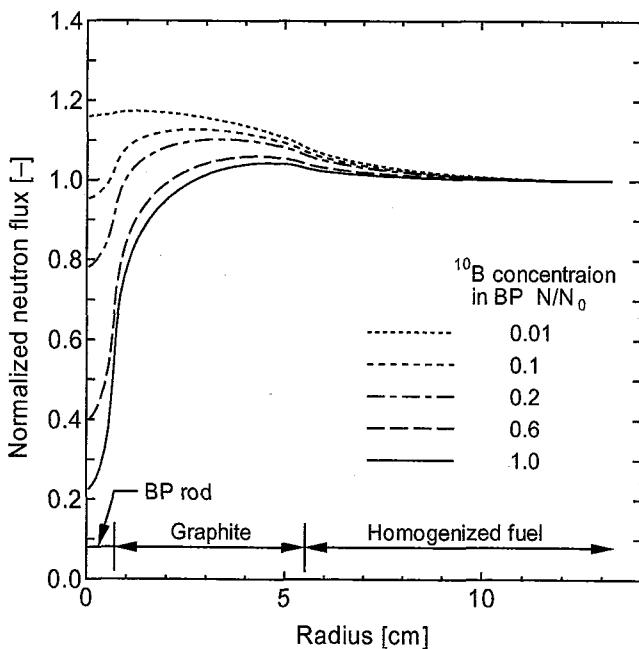


Fig. 2.9 Change in radial neutron flux distribution in burnup(6th group).
(5.9wt% fuel, 2.5% BP, $T_f=1300\text{K}$, $T_m=1180\text{K}$)

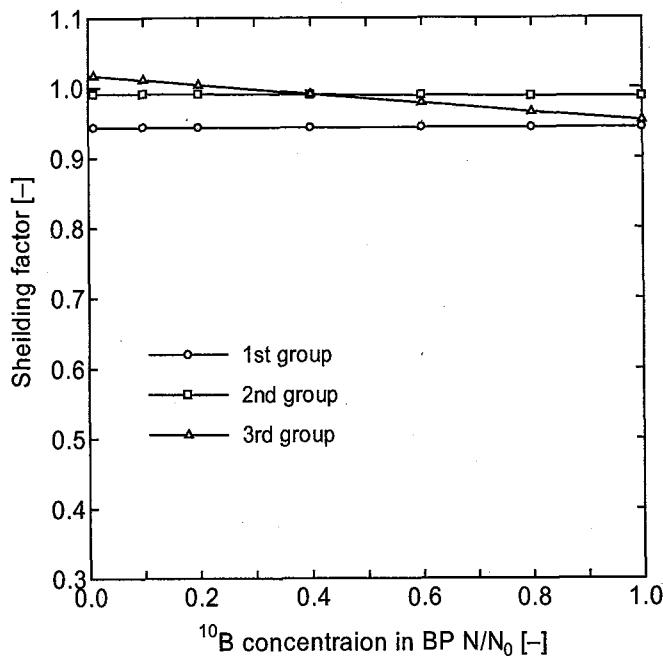


Fig.2.10 Change in shielding factor for fast group in burnup.
(5.9wt% fuel, 2.5% BP, $T_f=1300\text{K}$, $T_m=1180\text{K}$. $N/N_0=1.0$ corresponds to beginning of burnup, $N/N_0=0.0$ corresponds to end of burnup)

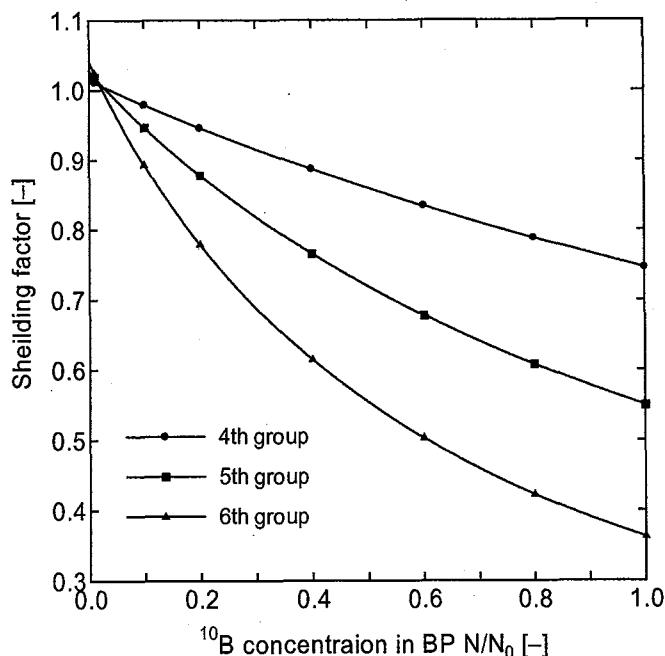


Fig.2.11 Change in shielding factor of thermal group in burnup.
(5.9wt% fuel, 2.5% BP, $T_f=1300\text{K}$, $T_m=1180\text{K}$. $N/N_0=1.0$ corresponds to beginning of burnup, $N/N_0=0.0$ corresponds to end of burnup)

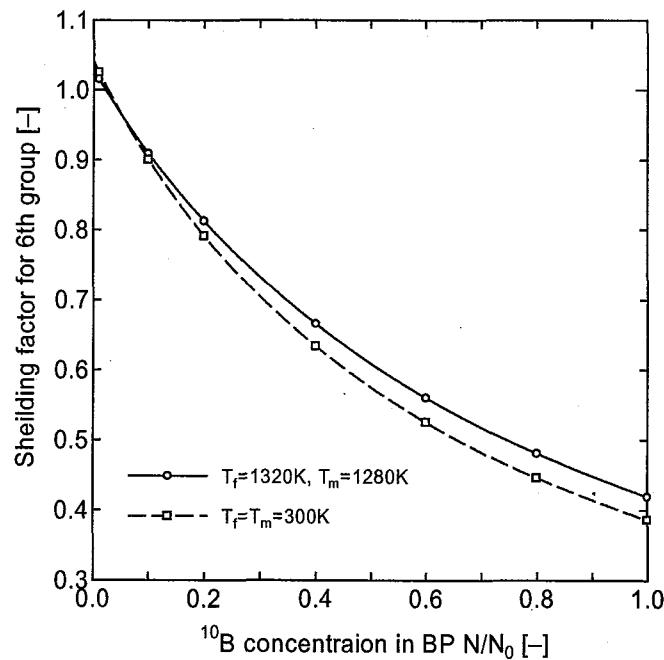


Fig. 2.12 Comparison of shielding factor for 6th group in different temperature.
(3.9wt% fuel, 2.0% BP. $\text{N}/\text{N}_0=1.0$ corresponds to beginning of burnup,
 $\text{N}/\text{N}_0=0.0$ corresponds to end of burnup)

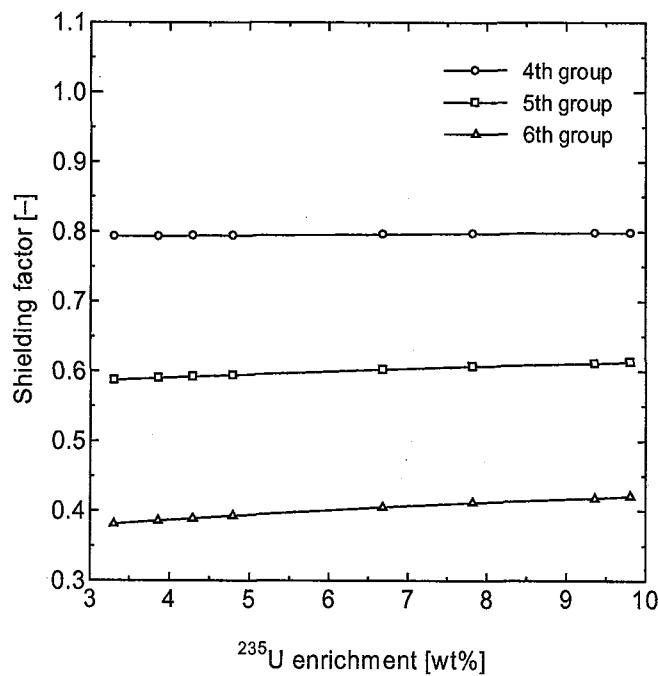


Fig. 2.13 Relationship between shielding factor and fuel enrichment.
(2% BP, $T_f = T_m = 300\text{K}$, No burnup)

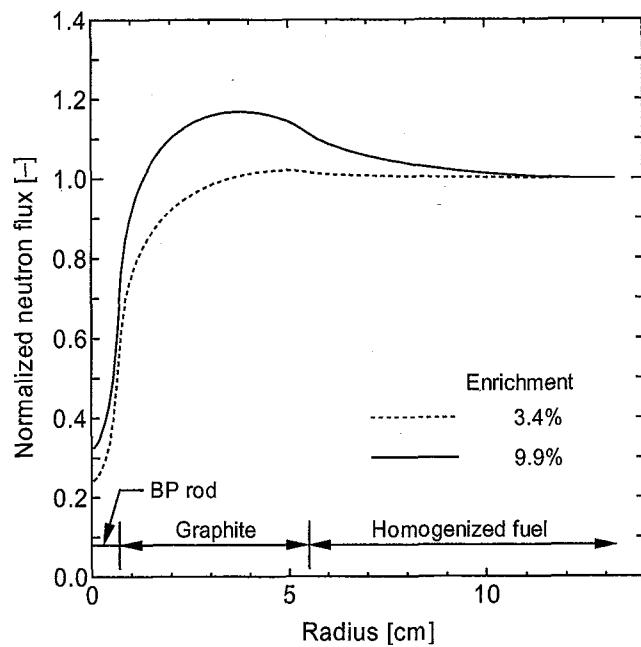


Fig. 2.14 Relationship between fuel enrichment and 6th group flux distribution.
(300K, No burnup)

3. 炉心燃焼解析用モデルの作成と解析結果

これまでの検討結果を基に燃焼解析用の解析モデルを作成し、その解析結果について、作成した解析モデル相互の比較を行うとともに、モンテカルロコード MVPとの比較をおこなった。併せて、HTTRで行われた燃料体からのグロスガンマ線測定結果との比較も行った。

3. 1 解析モデルの作成

燃焼解析用のモデルとして、まず臨界試験に用いたモデルと同様に、燃料ブロックを平面で 24 メッシュ、軸方向に 4 メッシュに分割した燃焼用 24 メッシュモデルを作成した。このモデルでは、これまでと同様、燃料ブロックを燃料領域と BP 領域に分け、BP のブロック内での平面上の位置を考慮できるようにしている。これに加え、物質領域を軸方向に分け、燃料ブロックの上下での燃焼による物質量変化を考慮できるようにした。

また、BP について、炉心計算に遮蔽因子を用いる場合に生じる中性子束の平均化による誤差を補正することとした。補正の詳細については付録Ⅲに示す。

HTTR の燃料温度評価では、黒鉛の反射体効果によって燃料棒の上下端に生じる出力のピークを考慮する必要がある。設計時の温度評価では、このピークは 2 次元詳細計算の結果を基に一律に 4% として評価していた⁸⁾。

このピークは燃焼とともに変化していくため、設計では安全性を考慮してその中の最大の値を用いていた。しかしながら、より正確な評価を行えるよう、軸方向のメッシュ分割を細かくし、燃料の上下での出力のピークを直接考慮できる、燃焼用 24 メッシュ詳細モデルを作成した。この計算モデルでは、Fig.3.1 に示すように、燃料ブロックを軸方向に 14 分割している。更に実際の物質配置を考慮して燃料棒上下のメッシュ幅を短くしている。

軸方向の物質配置は、実際のブロックにあわせて、黒鉛のみの領域、燃料領域と非均質化している。HTTR の燃料ブロック内の軸方向の出力分布は大きく変化しているため、燃焼による軸方向の物質量変化を考慮できるようにしている。参考に、同図右に燃焼用 24 メッシュモデルでの分割を示す。また、燃料ブロックに接する上下の反射体のメッシュ分割もこれにあわせて短くした。

3. 2 実効増倍率の解析結果及び考察

(1) モデル間の比較

出力 30MW、制御棒 2900mm における燃焼用の 24 メッシュモデルと 24 メッシュ詳細モデルでの燃焼解析を行い、その結果を比較した。解析結果を Fig.3.2 に示す。この解析では、Xe、Sm とも燃焼初期から飽和状態にあるとしている。このため、燃焼開始とともに実効増倍率は緩やかに上昇し、燃焼 100 日から 400 日の間はほぼ一定となり、その後緩やかに低下している。これは、設計時に想定していた過剰反応度の変化⁹⁾とほぼ同じ変化であつ

た。また、計算モデル間の差は反応度で $0.1\sim0.2\%\Delta k/k$ 程度であり、両計算モデルにおける違いはほとんどなかった。なお、燃焼計算における核分裂生成物である Xe、Sm の取扱についての詳細は付録IVに示す。

(2)測定結果との比較

HTTR の運転データから評価した過剰反応度の燃焼による変化と、解析による過剰反応度の変化の比較を行った。

HTTR では、運転開始後、低出力状態で臨界制御棒位置の確認を行っている。このときの制御棒位置から低出力状態での過剰反応度を求める。この値から温度補償分の反応度を引き、100%出力状態の過剰反応度とした^{2,9)}。

解析では、24 メッシュモデルを用いて、100%出力、制御棒位置を 2900mm とした状態で燃焼解析を行い、実効増倍率の変化を求める。得られた実効増倍率から過剰反応度の変化を求め、この値に 2900mm の位置にある制御棒の反応度値を加えることにより 100% 出力状態の過剰反応度を評価した。

評価結果の比較を Fig.3.3 に示す。ここで、横軸は実効全出力燃焼日数 (Effective Full Power Day:EFPD) で表している。解析では、燃焼初期に Xe のみ飽和状態にあるとしている。このため、燃焼開始から Sm が生成するため、燃焼開始から 20 日までの間は過剰反応度が低下している。Sm は燃焼開始後 40 日程度で飽和することが付録 IV の結果から明らかになっている。その後は BP と U の燃焼により過剰反応度が変化する。燃焼開始 20 日頃までは過剰反応度が $0.2\%\Delta k/k$ 程度低下するが、その後わずかに上昇している。燃焼日数が 300 日程度までは、過剰反応度の変化は $0.5\%\Delta k/k$ 程度でありほぼ一定となっている。

測定結果は、燃焼初期に $0.4\%\Delta k/k$ 程度低下し、その後はほぼ一定の値を示している。燃焼初期の過剰反応度の低下は、燃焼による Sm の蓄積によるものと考えられる。

解析結果と比較すると、初期の低下挙動はほぼ同じであるが、解析ではその後上昇するのに対し、測定結果はほぼ一定から、わずかに低下傾向にある。しかしながら解析及び測定値とも変化幅は小さく、 $0.5\%\Delta k/k$ 程度である。

過剰反応度の燃焼による変化の傾向が解析結果と測定結果で異なる原因の一つとして、BP の遮蔽因子の評価で用いたモデルと実際の BP 周りの物質配置との差が考えられる。遮蔽因子の評価で用いたモデルは 2 次元 r-Z モデルであり、BP 棒の周方向については一様な形状であるとしている。しかしながら、実際の BP は燃料ブロックの端に設けられていること、HTTR の炉心は燃料ブロックのみでなく、制御棒案内ブロックと燃料ブロックが規則的に配置されている。このため、BP 棒の近傍には燃料ブロックのみならず、黒鉛のみの制御棒案内ブロックが存在する。このことにより、BP 周りの中性子束分布が、r-Z モデルで評価した中性子束分布と異なっている可能性がある。中性子束分布の違いによる効果で、BP の燃焼特性も変化することが考えられる。

このほか、HTTR の運転は、出力を段階的に上昇させ、30MW を達成する出力上昇試験を行った後、安全性実証試験を行うため、30MW 以下の運転を何度も繰り返している。

このような運転をおこなっているため、Sm や他の核分裂生成物の生成、消滅挙動が複雑になることも影響を与えていていることも考えられる。

以上の結果から、200EFPD 程度までは今回作成した計算モデルでの燃焼計算を行うことにより、測定値との差が $0.5\% \Delta k/k$ 程度で過剰反応度を評価出来ることがわかった。なお、HTTR では 660EFPD までの燃焼を計画しているため、今後は HTTR の運転と併せて 660EFPD までの計算精度の確認を行う予定である。

3. 3 出力分布の解析結果及び考察

(1) モデル間の比較

24 メッシュモデルと 24 メッシュ詳細モデルによる出力分布の計算結果の比較を行った。解析は、燃焼 0 日、30MW、制御棒位置 2900mm で行った。半径方向の出力分布の比較を Fig.3.4 に示す。半径方向の出力分布は、カラムピーキング P_1 で比較した。ここで、カラムピーキング P_1 とは、あるカラム出力の平均カラム出力に対する比であり、以下の式で表される。また、カラムとは燃料ブロックを 5 体積み重ねたものを言う。

$$P_1 = \frac{\text{カラム積分出力}}{\text{炉心平均カラム出力}}$$

この結果から、24 メッシュモデルと 24 メッシュ詳細モデルによる出力分布の計算結果の差は 1% 以下であった。

次に、軸方向出力分布の比較を Fig.3.5 に示す。軸方向の出力分布は、Fig.2.1 に示す、最も炉心の中心にあるカラム番号 1 のカラムについて行った。その結果から、24 メッシュ詳細モデルは燃料コンパクト部を 12 分割しているため、ブロックの全高を 4 分割している 24 メッシュモデルと比較すると、燃料棒端部での出力の上昇を表せていることがわかる。また、全体の出力分布については、両モデルの結果はよく一致していることがわかる。

また、軸方向出力分布については、BP 棒周りの物質配置を考慮したモデルを用いて BP の実効断面積を評価した計算モデルを用いることにより、測定結果とよく一致する結果を得られることが報告されている¹⁰⁾。

(2) MVP 及び測定結果との比較

燃焼 0 日の状態で出力分布の比較を行った。MVP での解析条件は、燃焼 0 日、30MW とし、制御棒位置は定格運転モードでの測定結果に基づき 2840mm で行った。24 メッシュ詳細モデルでは、制御棒位置は軸方向のメッシュ分割の位置に制限される。そのため、もっとも 2840mm に近くなる位置を制御棒位置とした。このときの制御棒位置は 2857mm に相当する。

(1)半径方向分布

半径方向のカラム毎のカラムピーリングについて、MVPによる解析結果と24メッシュ詳細モデルによる解析結果の比較をFig.3.6に示す。MVPと24メッシュ詳細モデルを比較すると、24メッシュ詳細モデルの結果は、炉心内側の第1及び第2領域が低く、炉心外側の第3及び第4領域が高めとなっており、最も差の大きい第1領域で3%程度の差である。しかしながらいずれの領域でも平均値に対して5%の範囲に収まっており、半径方向の出力分布は平坦な結果を示していると言える。

また、出力分布については、燃料体からのグロスガンマ線を測定することにより炉心内の出力分布を評価している。この中で、半径方向の出力分布はグロスガンマ線の分布とほぼ同じことが示されている¹¹⁾。そこで、半径方向グロスガンマ線分布の測定値¹¹⁾との比較を行った。Fig.3.6にグロスガンマ線分布の測定値をあわせて示す。

グロスガンマ線分布との比較では、MVPの出力分布の計算結果はほぼ同じ傾向を示している。24メッシュ詳細モデルによる出力分布の計算結果とグロスガンマ線分布の測定結果を比較すると、領域1の計算結果はグロスガンマ線分布の測定誤差の範囲からはずれているが、それ以外の領域の計算結果はグロスガンマ線の測定誤差の範囲に収まっている。また、出力分布は全体的には、ほぼ平坦な分布となった。

(2)軸方向分布

軸方向出力分布の比較をFig.3.7に示す。ここに示す結果は第1カラムの結果である。24メッシュ詳細モデルの結果は、MVPと比較すると炉心上部で高く、炉心の中心部から下部では低めとなっているが、その傾向はほぼ同じである。これ以外のカラムについても傾向はほぼ同じである。

MVPの解析結果は、燃料体からのグロスガンマ線分布の測定結果との比較から、ほぼ妥当な結果を与えることが示されている^{10, 11)}。そのため、MVPとほぼ一致する結果を示す24メッシュ詳細モデルについてもほぼ妥当な結果を示していると考える。

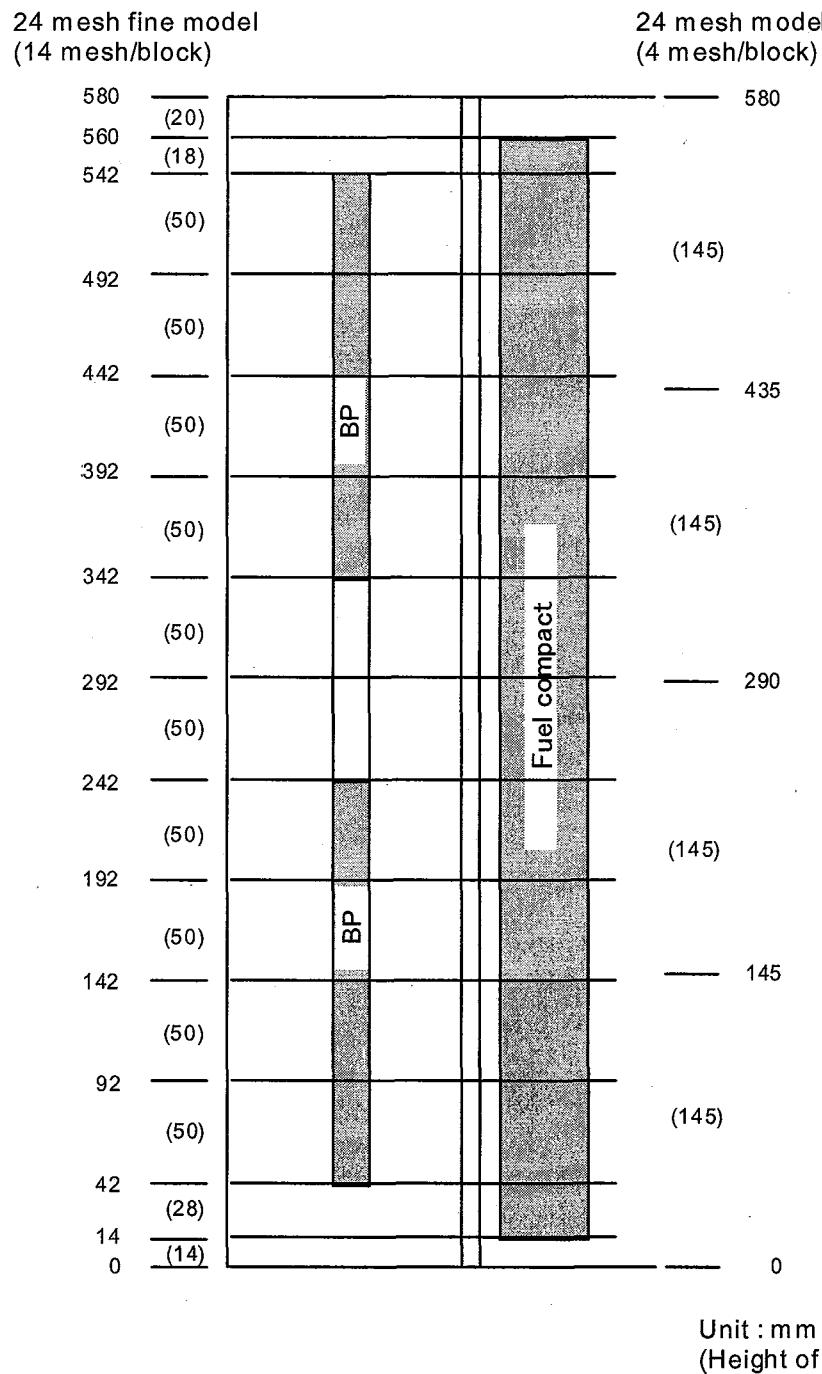


Fig 3.1 Mesh division of fuel block for 24 mesh fine model.

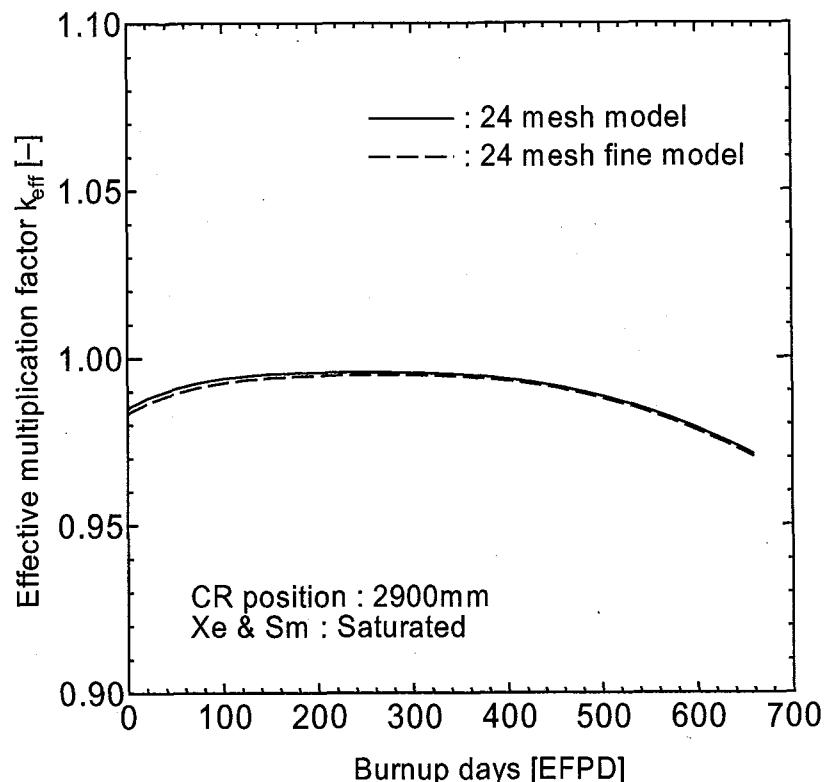


Fig. 3.2 Comparison of calculation models.

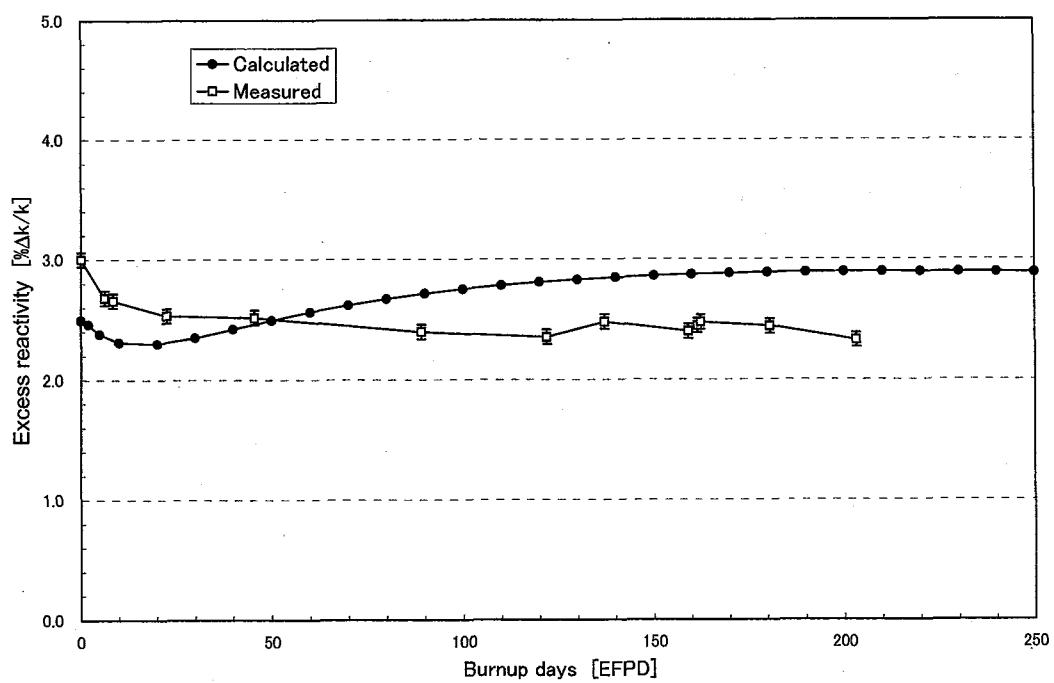


Fig. 3.3 Comparison of calculated and measured excess reactivity at 100% operation.

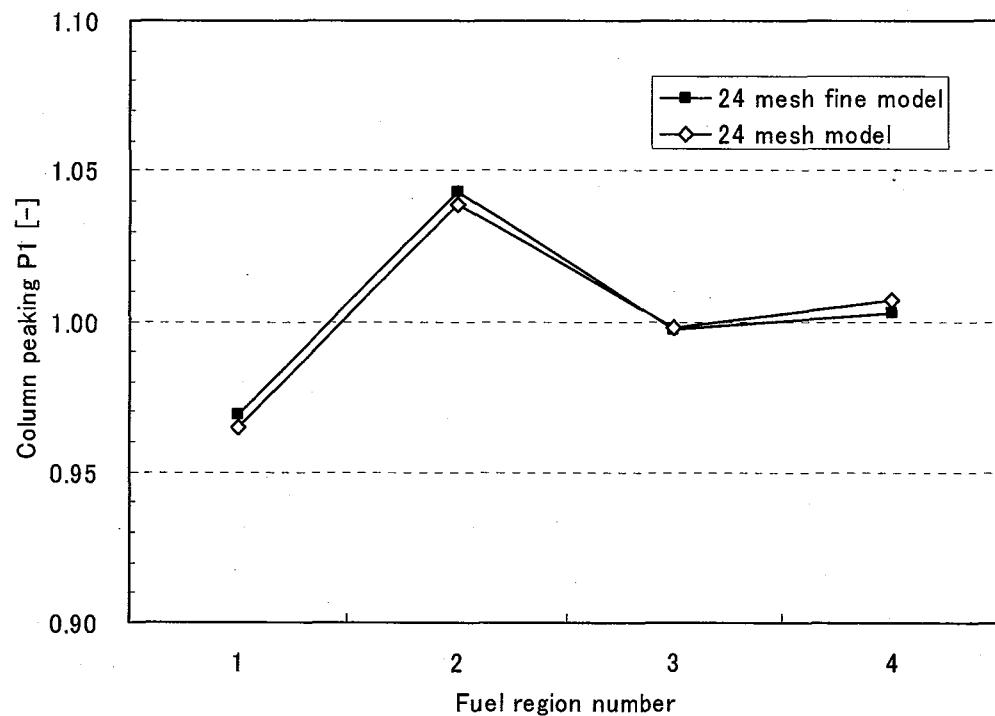


Fig. 3.4 Comparison of column peaking between 24 mesh model and 24 mesh fine model.

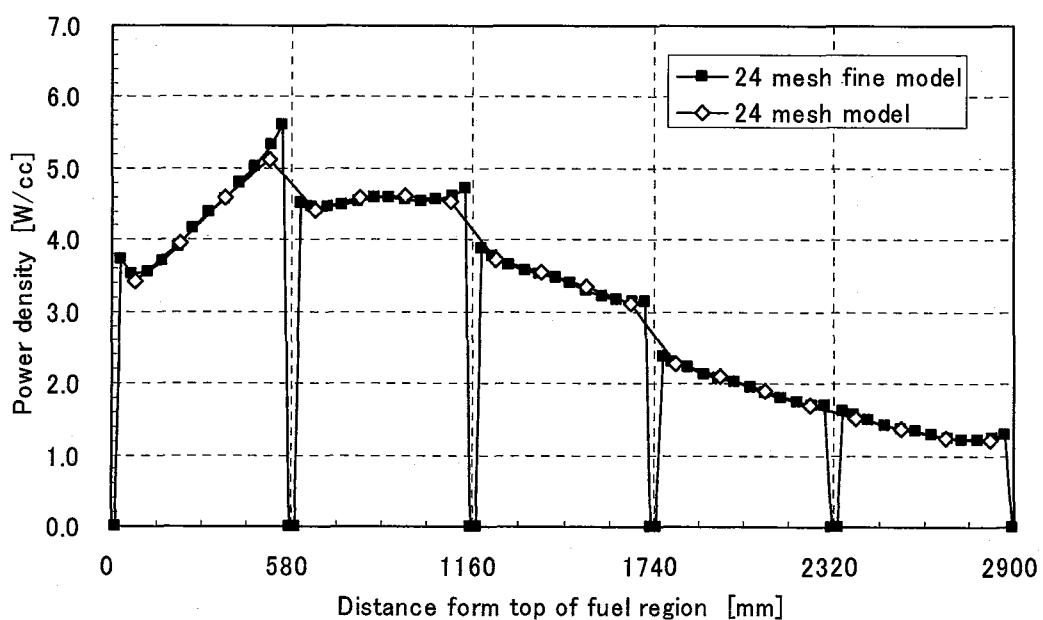


Fig. 3.5 Comparison of axial power distribution between 24 mesh model and 24 mesh fine model in fuel region number 1.

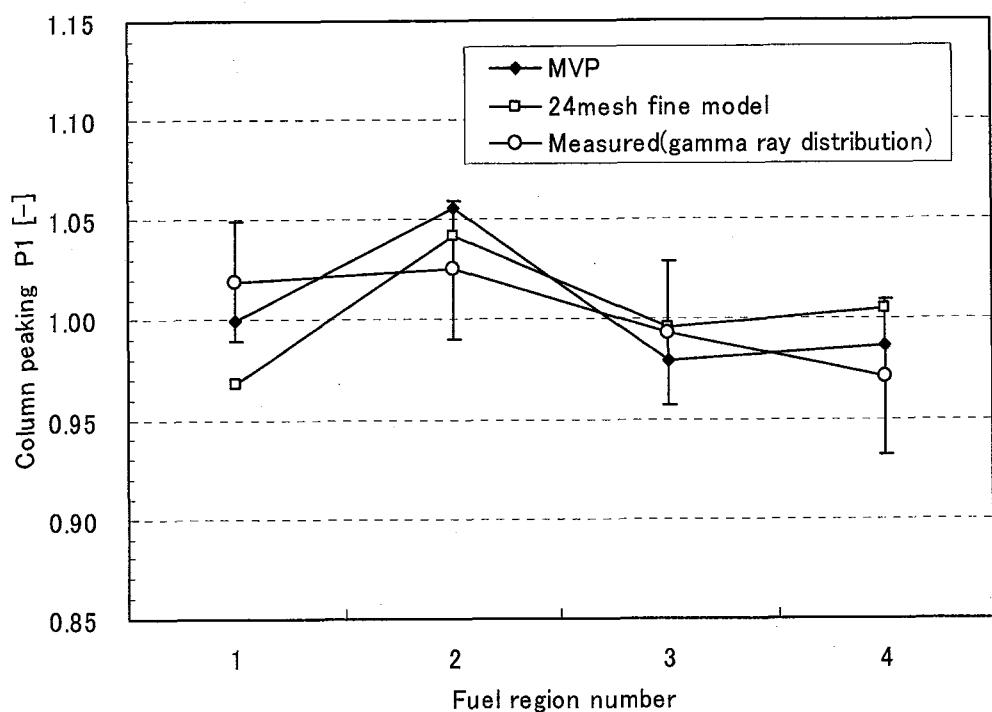


Fig.3.6 Comparison of radial power peaking.

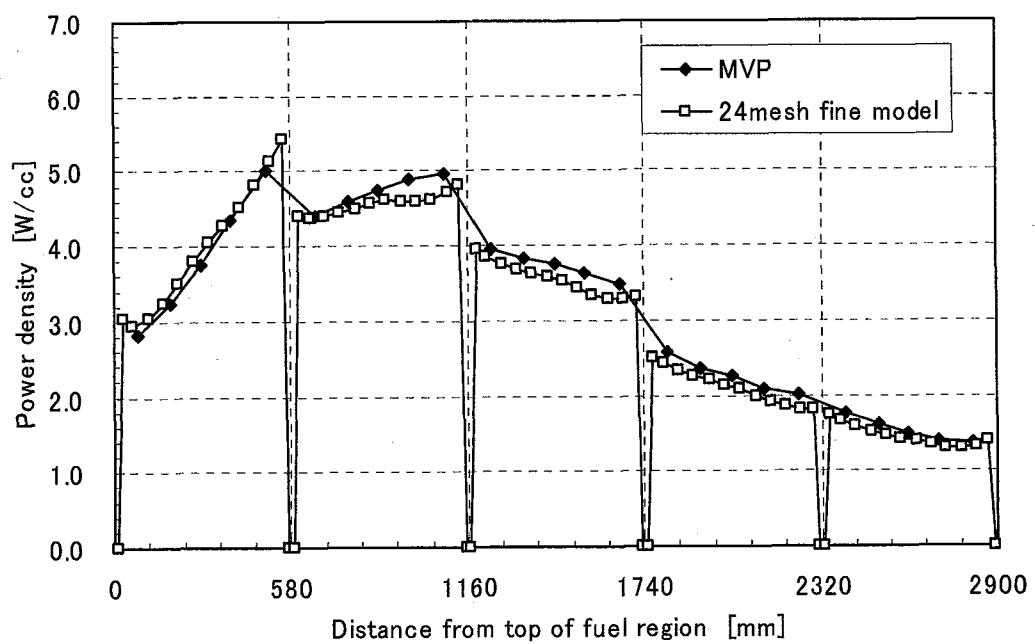


Fig. 3.7 Comparison of axial power distribution between 24 mesh fine model and MVP.

4.まとめ

HTTR の臨界試験の解析から、HTTR のような棒状の BP を用いた炉心では、BP 棒周りに黒鉛が存在し、その外側に燃料が配置されているという形状を考慮することが過剰反応度を正確に評価する上で必要であることが明らかとなってきた。燃焼が進んだ場合の解析を行うことの解析精度を確認することを目的として、燃焼解析用の計算モデルを作成した。計算モデルの作成では、BP の周りに黒鉛が配置され、その外側に燃料が配置されるという形状を考慮した。燃焼による BP の実効断面積の変化は、BP の周りの形状を考慮して求めた遮蔽因子を用いることによりモデル化した。また、燃料温度のより詳細な評価を目的として、軸方向のメッシュ分割を細かくした計算モデルを作成した。計算モデルの作成においては、遮蔽因子の濃縮度依存性、温度依存性を評価し、これを考慮して、解析に用いる BP の遮蔽因子を決定した。

作成した計算モデルによる過剰反応度の解析結果を、HTTR の測定結果やモンテカルロコード MVP の結果と比較することによりその妥当性を検討した。その結果、燃焼による過剰反応度の変化は、200EFPD までは測定結果と比較して約 $0.5\%\Delta k/k$ の誤差で評価できることがわかった。

出力分布については、MVP 及び燃料体からのガンマ線測定による結果と比較して、ほぼ同じ傾向を示した。

以上のことから、BP 棒の周りの物質配置を考慮した遮蔽因子を用いる計算モデルは、200EFPD までは 24 メッシュモデル及び 24 メッシュ詳細モデルのどちらを使用しても、現在のところ実用上十分な結果を与えることができる。今後、HTTR の燃料の寿命である 660EFPD までの解析精度の検証を進めることにより、実用的な計算モデルを確立していく予定である。なお、黒鉛減速炉で棒状の BP を用いる場合には、ここで採用したような BP 棒周りの物質配置を詳細に模擬する方法が有効であると考える。

謝 辞

本報告書をまとめるにあたり、高温工学試験研究炉開発部 HTTR 技術開発室炉心第一グループリーダー島川聰氏から助言をいただいた。HTTR の運転、データ取得については、高温工学試験研究炉開発部 HTTR 試験室の協力をいただいた。ここに記して感謝します。

参考文献

- (1) 中川、他、「高温工学試験研究炉の出力上昇試験－試験経過及び結果の概要－」、JAERI-Tech 2002-069(2002).
- (2) 高松、他、「高温工学試験研究炉の出力上昇試験（高温試験運転）－試験方法及び結果の概要－」、JAERI-Tech 2004-063(2004).
- (3) 藤川、他、「HTTR（高温工学試験研究炉）の出力上昇試験」、日本原子力学会和文論文誌、Vol.1, No.4, pp.361-372(2002).
- (4) S. Fujikawa, et al., "Achievement of Reactor-Outlet Coolant Temperature of 950°C in HTTR", J. Nucl. Sci. Tech., Vol. 41, No.12, pp.1245-1254(2004).
- (5) 藤本、山下、「高温工学試験研究炉炉心解析モデルの改良」、JAERI-Research 99-059 (1999).
- (6) 藤本、他、「HTTR 出力上昇試験での臨界制御棒位置と温度係数－中間報告－」、JAERI-Tech 2000-091 (2000).
- (7) N.Fujimoto, et. ,al, "Nuclear Design", Nucl. Eng. Des. 233 (2004) pp.23-36.
- (8) 丸山、他、「高温工学試験研究炉炉心燃料最高温度計算用工学的安全係数の評価」、JAERI-M 88-250 (1988).
- (9) 野尻、他、「HTTR 出力上昇試験 (2)炉心の燃焼特性試験」、日本原子力学会 2002 年秋の大会 M6 (2002) .
- (10) 高松、他、「HTTR 出力密度分布評価における拡散計算モデルの検討」、JAERI-Tech 2003-081 (2003).
- (11) 野尻、他、「燃料体からのグロスガンマ線の計測による HTTR 炉心の出力分布評価」、JAERI-Tech 2003-086 (2003).

付録 I

BP 遮蔽因子数の最適化

1. はじめに

現在、HTTR の解析で用いている BP の遮蔽因子 (s_{fx}) は、BP の濃度及び温度分布を考慮して燃料を軸方向位置で 4 種類に分類し、それぞれについて遮蔽因子を作成している。ここで、遮蔽因子には濃縮度依存性が見られるので、この効果について検討した。

2. BP の遮蔽因子

(1) 解析に用いる遮蔽因子

解析では、燃料を 1 段目、2 段目、3 段目及び 4,5 段目の 4 種類に分類し、それぞれの段で代表とする濃縮度の燃料について遮蔽因子を作成している。代表としている燃料の濃縮度を Table I.1 に示す。

(2) 遮蔽因子の燃料濃縮度依存性

2wt%BP の熱群（4、5 及び 5 群）の遮蔽因子の燃料濃縮度依存性を Fig.I.1 に示す。同図に示す遮蔽因子は 300K の燃焼初期の値である。ここで、燃料濃縮度は 3.4%から 9.9%まで変化しているが、この範囲で第 6 群の遮蔽因子は 0.38 から 0.42 までと約 10%変化している。炉心 1 段目での燃料濃縮度は 6.7%から 9.9%の範囲であるが、この範囲でも約 4%変化している。第 4 群及び第 5 群については、第 6 群ほどの変化はないものの、濃縮度依存性を示している。

高速群（1、2 及び 3 群）の遮蔽因子の濃縮度依存性を Fig.I.2 に示す。高速群については濃縮度に対する依存性はほとんど見られない。

3. 解析結果

3. 1 実効増倍率

4 種類の s_{fx} を用いた場合及び 16 種類の s_{fx} を用いた場合の実効増倍率の比較を Table I.2 に示す。この解析は定格運転モード、出力 30MW、制御棒位置 2900mm、燃焼 0 日 (Xe,Sm 考慮) で行った。この結果から、 s_{fx} の種類数を増やしても実効増倍率の変化は $0.02\%\Delta k$ 程度とわずかであった。従って、燃焼しない場合には、 s_{fx} は 4 種類で解析上十分な精度が得られる。燃焼が進んだ場合、 s_{fx} の値は全て 1.0 へと近づいていく。 S_{fx} の差が最も大きいのは燃焼初期であることから、燃焼初期で 4 種類の s_{fx} によって十分な精度が得られるこから、燃焼が進んだ場合も実用上十分な精度が得られる。

3. 2 出力密度分布

4種類の sfx を用いた場合と 16種類の sfx を用いた場合の径方向のカラムピーキングの比較を Fig.I.3 に、軸方向出力密度分布の比較を Fig.I.4 に示す。ここで、カラムピーキング P_1 とは、あるカラム出力の平均カラム出力に対する比であり、以下の式で表される。ここで、カラムとは燃料ブロックを 5段の積み重ねたものを言う。

$$P_1 = \frac{\text{カラム積分出力}}{\text{炉心平均カラム出力}}$$

Fig.I.3 から、sfx の種類数を増やしても径方向のカラムピーキングはほとんど変化しないことがわかる。また、Fig.I.4 から、軸方向出力密度分布においても sfx 種類数の違いによる効果はほとんど見られていない。このことから、出力分布、カラムピーキングについては、sfx の種類数としては 4種類で十分であるといえる。

4. まとめ

実効増倍率及び出力密度分布の解析から、HTTR の炉心解析においては sfx を 4種類とすることで十分であることが明らかとなった。従って、今後の当面の燃焼解析においては sfx を 4種類として解析を進めることとする。

Table I.1 Representative fuel enrichment for selfshielding factor

Layer (Top to bottom)	Fuel enrichment [wt%]	Representative enrichment [wt%]
1st	6.7、 7.9、 9.4、 9.9	7.9
2nd	5.2、 6.3、 7.2、 7.9	6.3
3rd	4.3、 5.2、 5.9、 6.3	5.2
4th & 5th	3.4、 3.9、 4.3、 4.8	3.9

Table I.2 Selfshielding factor to effective multiplication factor

Number of sfx	$k_{\text{eff}} [-]$
4	0.99045
16	0.99020
Δk_{eff}	0.025% Δk

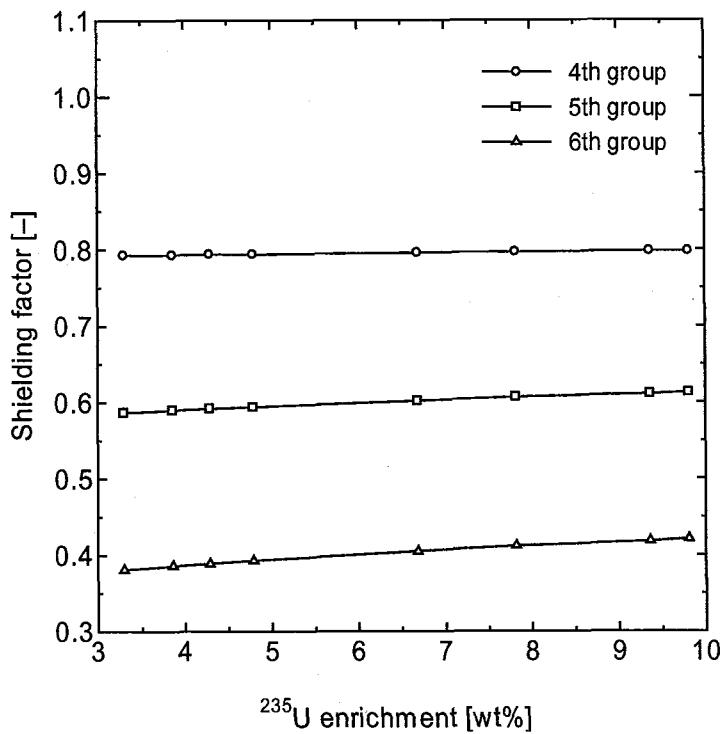


Fig. I.1 Relationship between shielding factor and fuel enrichment for thermal group.
(2% BP, $T_f=T_m=300\text{K}$, No burnup)

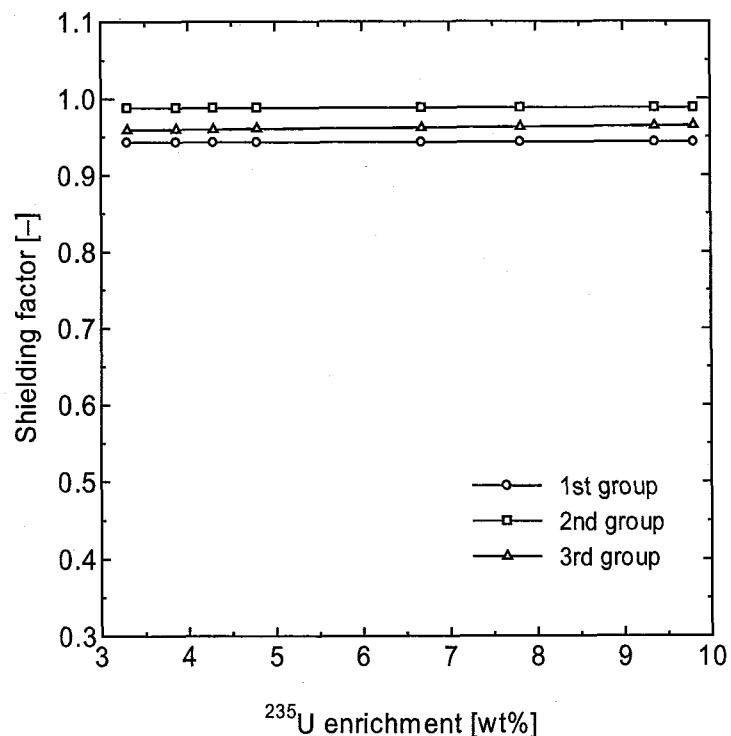


Fig. I.2 Relationship between shielding factor and fuel enrichment for fast group.
(2% BP, $T_f=T_m=300\text{K}$, No burnup)

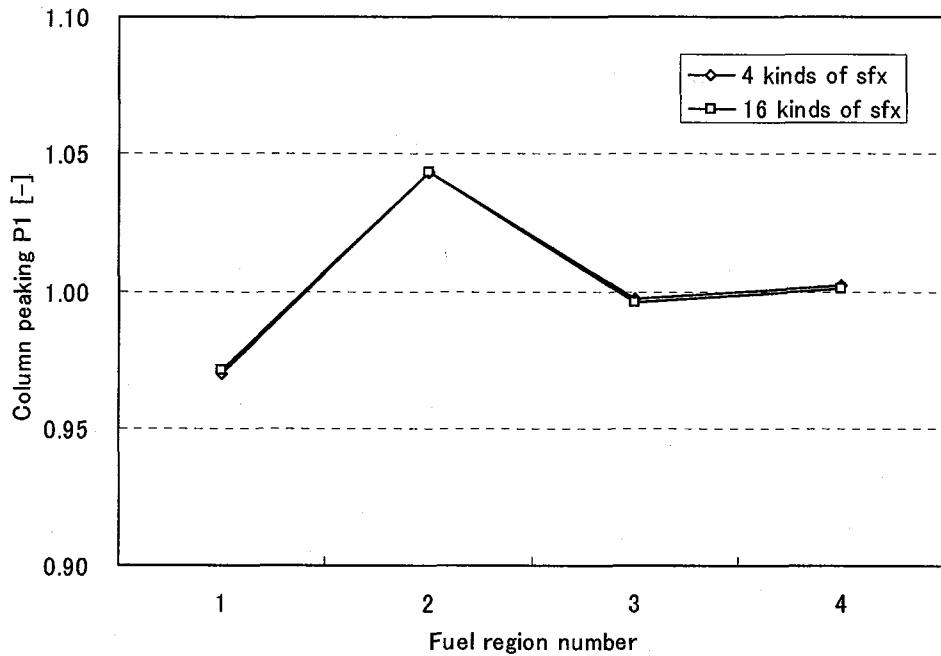


Fig. I.3 Comparison of column peaking in different kinds of sfx.

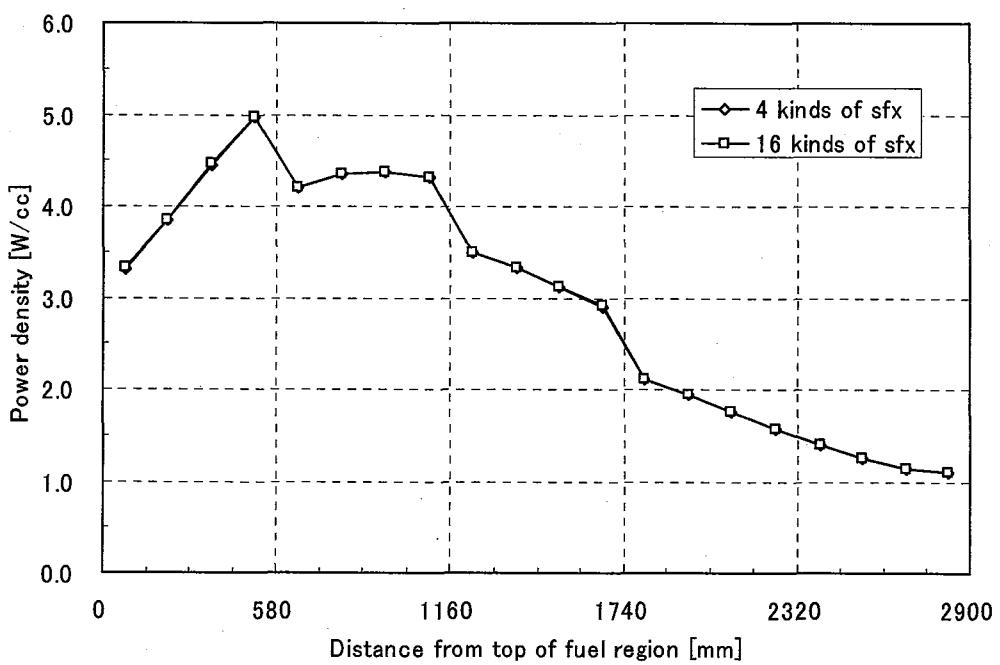


Fig. I.4 Comparison of axial power distribution in different kinds of sfx.

付録 II

BP 遮蔽因子の温度効果

1. はじめに

HTTR の解析に用いている BP の遮蔽因子 (s_{fx}) は 0MW (300K 均一) 及び 30MW 出力運転時用の 2 種類を用意している。ここでは遮蔽因子の温度依存性について検討した。

2. 遮蔽因子の温度依存性

遮蔽因子の温度依存性の例として、3.9%燃料、2wt%BP の第 6 群に対する遮蔽因子の比較を Fig.II.1 に示す。同図の横軸の原子数密度比とは、未燃焼の BP 中の ^{10}B の原子数密度に対する、燃焼中の BP 中の ^{10}B の原子数密度である。同図から、燃焼初期では 0MW 用 (300K) と 30MW 用では約 8% の差がある。燃焼が進み ^{10}B の原子数密度が少なくなるにつれその差は小さくなっていくことがわかる。

このため、温度依存性の比較は遮蔽因子の差が最も大きい燃焼初期で比較することとした。

3. 解析結果

解析は、定格運転モード、30MW、制御棒位置 2900mm、燃焼 0 日 (Xe,Sm 考慮) とし、0MW 用及び 30MW 用の遮蔽因子を用いて解析を行った。 s_{fx} の種類数は、炉心を軸方向に分割した 4 種類とした。

3. 1 実効増倍率

0MW 用及び 30MW 用の遮蔽因子を用いた場合の実効増倍率の比較を Table II.1 に示す。遮蔽因子を変えた場合の実効増倍率の変化は $0.3\%\Delta k$ 程度である。30MW での炉心温度は 1000K 以上となり、700K 以上の温度差が生じる。しかしながら定格運転と高温試験運転では原子炉出口温度で 100°C の差であるが、原子炉入口温度は同じ値であるため、炉内の温度差はたかだか 50°C 程度と見込まれる。このことから、定格運転と高温試験運転での遮へい因子の違いによる実効増倍率の変化は小さい。

3. 2 出力密度分布

0MW 用及び 30MW 用の遮蔽因子を用いた場合の径方向のカラムピーリングの比較を Fig.II.2 に示す。同図から、遮蔽因子の違いによる差は 1% 程度であり小さい。

軸方向の出力密度分布の比較を Fig.II.3 に示す。同図から、軸方向分布については、1 段目に 3% 程度の違いが認められるものの、その他の段ではよく一致していることがわかる。

4. まとめ

0MW 用と 30MW 用の遮蔽因子を用いた場合の結果の比較から、実効増倍率では $0.3\% \Delta k$ 程度、出力密度分布では 3% 程度の差があることがわかった。ここで、30MW 時の炉内温度は 1000K を超える値となるため、ここで明らかとなった差は 500K を超える温度変化で生じるものといえる。

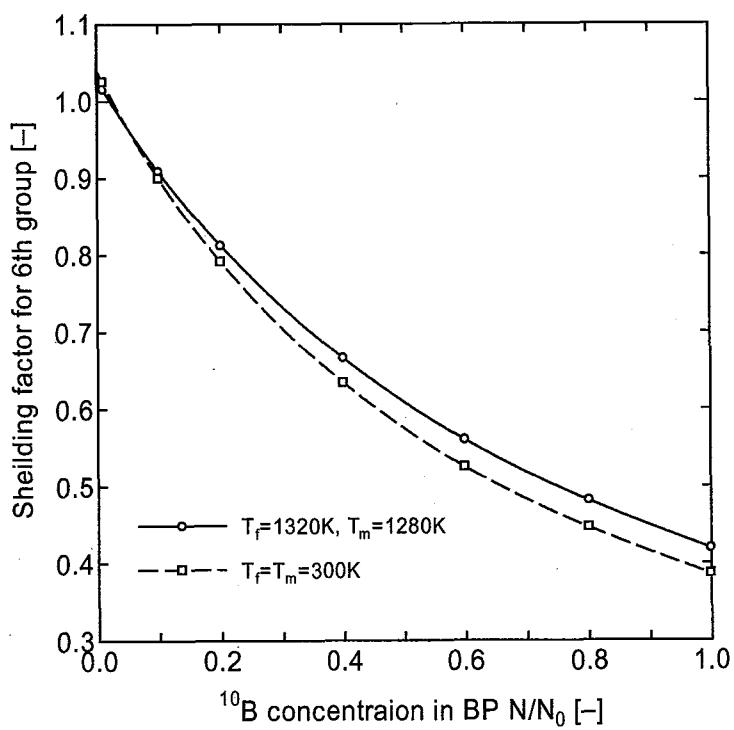
ここで、定格運転時と高温試験運転時の炉内温度を比較すると、その炉内温度の差は 100K 以下であると考えられる。このことから、高温試験運転時の解析に定格運転用の遮蔽因子を用いても問題ないといえる。

また、100%出力以下の中間出力状態の解析に、100%出力用の sfx を用いたとしても、実効増倍率の誤差は $0.3\% \Delta k$ 以下であり、出力分布の誤差も 3% 以下であると考えられることから、中間出力状態の解析に 100% 出力状態用の sfx を用いても問題ないと考えられる。

以上から、sfx については、原子炉出口温度 850°C の定格運転モードの温度分布について作成した sfx を用いることで出力分布、実効増倍率とも小さな誤差に収まると考えられる。

Table II.1 Effect of temperature of selfshielding factor to effective multiplication factor

	k_{eff} [-]
sfx for 300K	0.99372
sfx for 30MW	0.99045
Δk_{eff}	0.3% Δk

Fig. II.1 Comparison of shielding factor for 6th group in different temperature
(3.9wt% fuel, 2.0% BP)

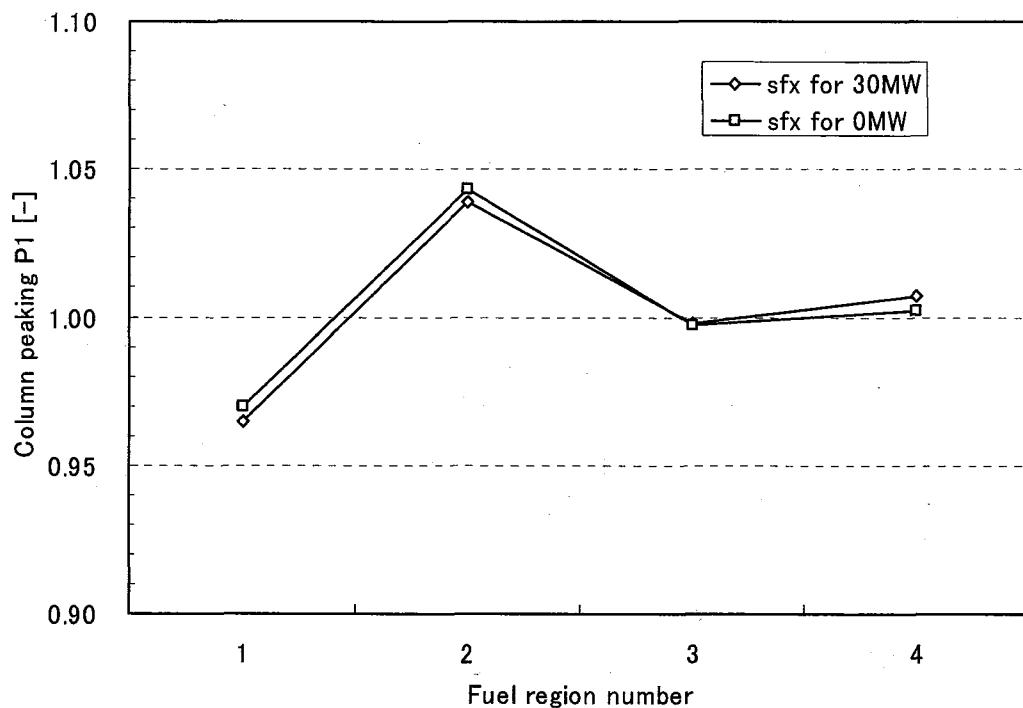


Fig. II.2 Comparison of column peaking in different temperature condition of sfx

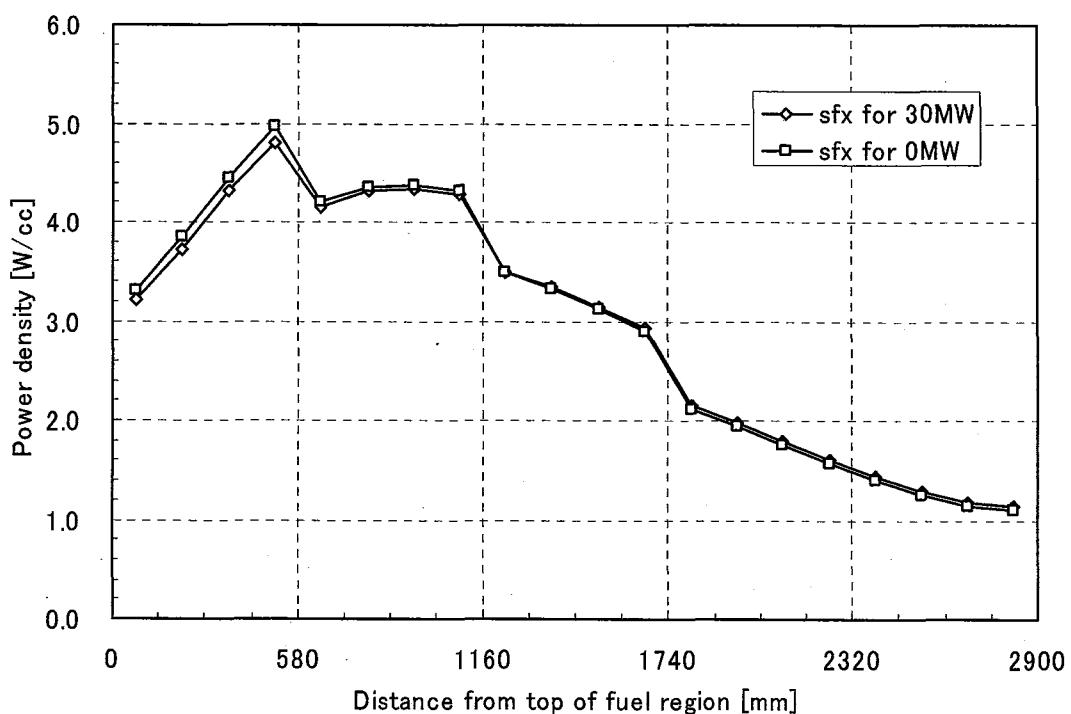


Fig. II.3 Comparison of axial power distribution in different temperature condition of sfx

付録 III

BP の遮蔽因子の補正について

1. はじめに

BP のように中性子の強い吸収体の周辺では、中性子束が大きく低下する。このため、炉心計算では、BP 周りの領域で平均的な中性子束を定義し、これに対応する実効断面積を作成して解析を行っている。この場合、平均的な中性子束は、BP 周りの詳細な計算による中性子束を平均したものと同じである必要がある。

ここで、BP のように中性子束分布に大きな変化がある場合、拡散計算においては、平均的な中性子束分布と、詳細な中性子束を平均して得られる中性子束が完全には一致しない可能性がある。そのため、輸送計算コード TWOTRAN のセルを用いて、両者の比較を行い、拡散計算に sfx を用いる場合の補正方法を検討した。

2. 方法及び結果

まず、Fig.III.1 に示す二つのセルを考える。sfx の評価に用いた非均質セル（セル 1）と、BP 棒と黒鉛部を均質化した均質セル（セル 2）を考える。セル 1 は sfx の作成に用いた BP セルそのものであり、セル 2 は、炉心計算での燃料ブロックの形状に対応する。セル 2 での解析では、BP 部の実効吸収断面積はセル 1 で求めた sfx を考慮した値を用いることとする。

ここで、セル2はセル1で求めた実効断面積を用いているため、セル1でのBPの吸収とセル2でのBPの吸収は同じ値となるべきである。言い換えると、それぞれのセルでの燃料の核分裂断数とBPによる吸収の比は同じでなければならない。そのため、以下の関係が成立しなければならない。

$$\frac{N_{BP}\sigma_a\phi_{BP}}{\Sigma_f\phi_f} = \frac{N_{BP_hom\,o}\sigma_{a_hom\,o}\phi_{BP}}{\Sigma_f\phi_{f_hom\,o}} \quad \dots \dots \dots \quad (1)$$

ここで、

- ϕ_{BP} : BP 領域平均中性子束（セル 1）
- ϕ_f : 燃料領域平均中性子束（セル 1）
- σ_a : BP の実効中性子吸収ミクロ断面積（セル 1）
- ϕ_{BP_homo} : BP 領域平均中性子束（セル 2）
- ϕ_{f_homo} : 燃料領域平均中性子束（セル 2）
- σ_{a_homo} : BP の実効中性子吸収ミクロ断面積（セル 2）
- N_{BP} : BP 領域平均の BP の原子数密度（セル 1、セル 2 共通）
- Σ_f : 燃料の核分裂マクロ断面積（セル 1、セル 2 共通）
- N_{BP_homo} : 均質化 BP 領域平均の BP 原子数密度

この場合、

$$\sigma_{a_homo} = \sigma_a$$

が成り立たつべきであるので、 $C=1.0$ となるはずである。しかしながら BP 周りの中性子束のひずみが大きい場合、中性子の輸送方程式の定式化の際の近似に起因して、この値が 1.0 からずれる可能性がある。このようなときは、この C の値を考慮して断面積を補正する必要がある。そのため、この C の値を補正係数と呼ぶこととする。

代表例として、7.9wt%燃料、燃料温度 1050K、減速材温度 900K の燃料についてこの補正係数を評価した。結果を Table III.1 に示す。同表に示す、BP の原子数密度比は、BP 中の ^{10}B の原子数密度の初期の値に対する比である。1.0 が燃焼初期を表し、数字が少なくなるにつれて燃焼が進んだ状態を表す。

この結果から、高速群では中性子束分布のひずみが少ないため、補正係数は 1.0 である。熱群では、中性子束のひずみが大きいため、燃焼初期で補正係数は 0.98 程度となっている。燃焼が進むにつれ、BP が燃焼し中性子束分布のひずみが少なくなるため、補正係数は 1.0 に近づいていく。また、この補正係数について、濃縮度依存性や温度依存性は 0.5% 以下である。

3. 補正係数を用いた場合の実効増倍率への影響

上記の補正係数を考慮した場合の実効増倍率への影響を、炉心計算で評価した。

解析は、臨界近接試験時の、30 カラム炉心について行った。実効増倍率の結果の比較を Table III.2 に示す。また、臨界近接時の実効増倍率の変化とモンテカルロの結果¹⁾及び過剰反応度の測定値²⁾から評価した測定値（実効増倍率）との比較を Fig. III.2 に示す。

補正係数を考慮することによって、BP の σ_a が小さくなるため、30 カラム炉心での実効増倍率は $0.3\Delta k$ 程度とわずかに上昇している。また、これは燃焼初期の状態での結果であるため、燃焼が進むにつれてこの差は小さくなると考えられる。

臨界近接時の実効増倍率の比較では、補正係数を考慮した解析の結果はモンテカルロ計算とほぼ一致した結果を示している。測定では 19 カラムで臨界となったが、解析では拡散計算、モンテカルロ計算とも 18 カラムで臨界になる結果を与えており、過大評価する傾向にある。しかしながらモンテカルロ計算では、誤差を考慮すれば初臨界カラムは 18 ± 1 カラムとなっていることから、ほぼ妥当な結果を表していると考えられる。

拡散計算においては、被覆粒子の反応度効果は、セル計算の段階で考慮されているため、燃料カラム数が変化しても一定の値となっている。しかしながら、モンテカルロ計算による被覆粒子の反応度効果の検討から、HTTRにおいては、18 カラム前後での反応度効果は 30 カラムでの反応度効果（約 $1.2\% \Delta k/k$ ）より小さい $0.3\% \Delta k/k$ 程度となることが報告されている¹⁾。このことから、18 カラム付近での拡散計算の解析結果は約 $1\% \Delta k/k$ 高めであると考えられる。このことを考慮すると、拡散計算もほぼ妥当な結果を示していると考えられる。

臨界達成後の測定値と比較すると、解析は拡散、モンテカルロとも高めの結果となっているが、30 カラムでは測定値との誤差は $1\% \Delta k/k$ 以下となっている。燃料カラム数が 21、24 及び 27 カラムの時点では、測定値との差がやや大きいが、全ての燃料を装荷した 30 カラムでは拡散計算の結果は測定値と良い一致を見ている。HTTR の臨界近接では、あらかじめ炉心に装荷した黒鉛製の模擬燃料体の不純物量に不確実な点があること、燃料装荷を炉心の外側から行うため、これまで経験の少ない環状炉心を校正していることから、装荷途中の炉心では解析との差が大きくなっていると考えられる。このことから、全ての燃料が装荷された炉心では、それまでの炉心と比較して解析値と測定値が良い一致を見られるようになったと考えられる。

以上から、補正した sfx を用いた拡散計算は、モンテカルロ計算及び測定結果と良い一致を示すと考える。

4. まとめ

以上のことから、補正係数はほぼ 1.0 に近い値ではあるが、燃焼初期に 2~3%程度の変化が熱群で見られる。また、補正係数は燃焼とともに 1.0 に近づいていく。このことから、補正係数の効果は燃焼初期で $0.3\% \Delta k$ 程度ではあるが、燃焼が進むにつれてその差は変化し、小さくなっていくと考えられることから、燃焼挙動を評価する上での影響を考慮すべきと考える。そのため、sfx を炉心計算に用いる場合は、この補正係数を基に補正を行うこととする。

参考文献

- 1) N. Fujimoto, et al., "Annular Core Experiments in HTTR's Start-up Core Physics Tests", Nucl. Sci. Eng. 150, 310-321(2005).
- 2) 山下、他、「高温工学試験研究炉(HTTR)の臨界特性試験、(I)試験計画、燃料装荷及び核特性試験」、日本原子力学会誌 Vol.42, No.1, pp.33-42(2000).

Table III.1 An example of correction factor for BP

Number density ratio of BP N/N ₀ [·]		1.0	0.8	0.6	0.4	0.2	0.1	0.01
Correction factor C [·]	1st group	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
	2nd group	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
	3rd group	0.998	0.998	0.999	0.999	1.000	1.000	1.000
	4th group	0.989	0.992	0.994	0.996	0.997	0.999	1.000
	5th group	0.980	0.981	0.984	0.988	0.993	0.996	1.000
	6th group	0.975	0.974	0.978	0.983	0.989	0.994	0.999

Table III.2 Effects of correction factor to effective multiplication factor

	k _{eff}
Without correction	1.1325
With correction	1.1357
Δk	0.0032

30columns core, All control rod withdrawn, 300K

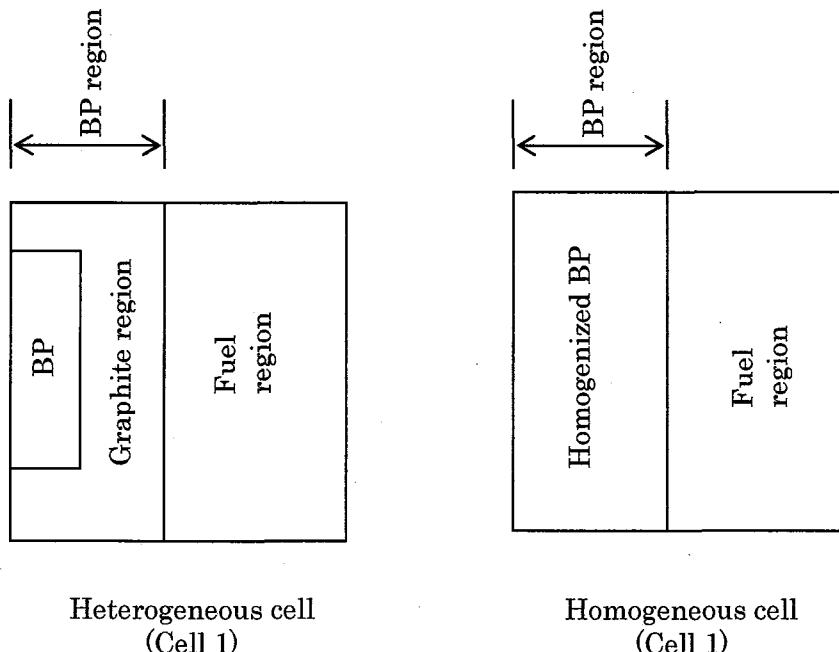


Fig. III.1 Schematics of BP cell model.

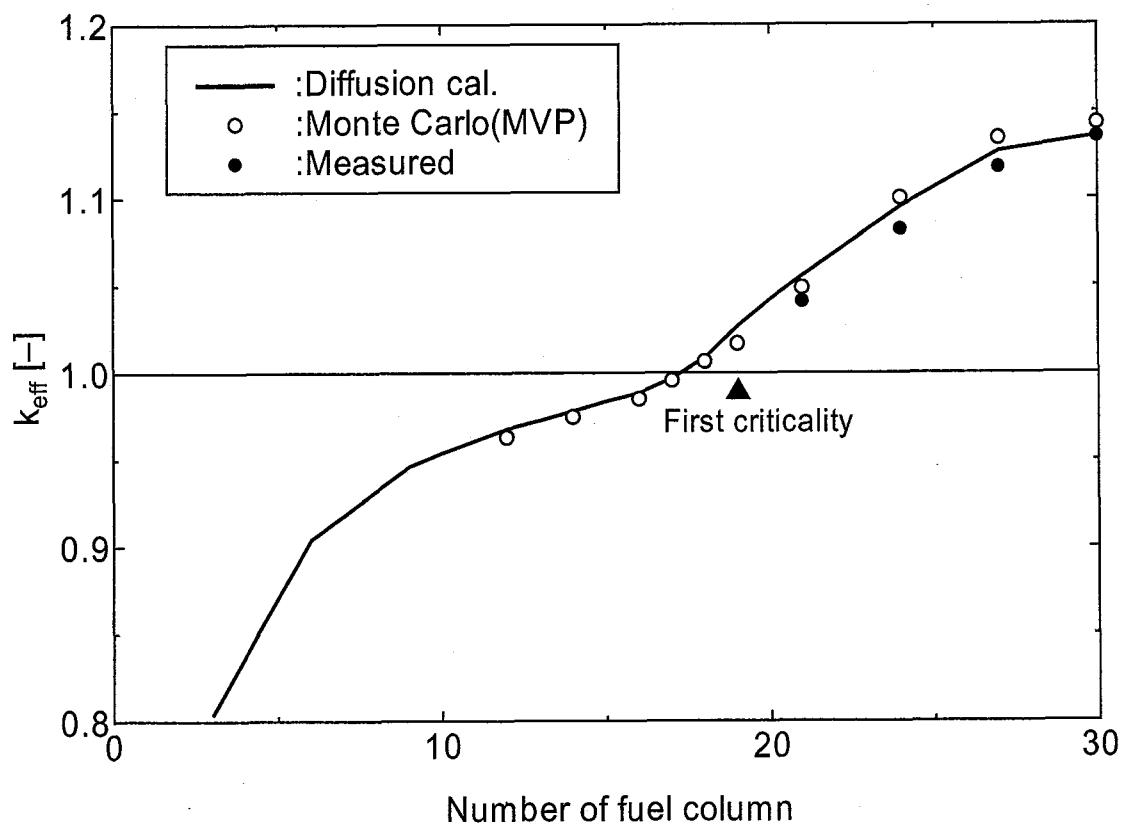


Fig. III.2 Comparison of effective multiplication factor at criticality approach.

付録 IV

燃焼解析での Xe,Sm 考慮の方法の効果

1. はじめに

これまで、HTTR の設計に関するレポートに示されている燃焼時の実効増倍率の解析では、燃焼初期に Xe,Sm ともにない状態から解析を始めている。解析では燃焼開始直後から 100%出力で運転していることとなるため、燃焼開始数日で実効増倍率が大きく低下する挙動が示されている。しかしながら実際の運転では、100%出力に達するまで 1 週間かそれ以上の期間をかけて出力上昇を行っている。このような状態での測定結果と比較するための解析条件について検討した。

2. 検討方法

燃焼初期から 100 日程度までの燃焼解析で、燃焼開始時の Xe 及び Sm の条件を変えた解析を行い、実効増倍率の変化を比較する。燃焼開始時の条件は、1)Xe,Sm なし、2)Xe なし、Sm あり、及び 3)Xe,Sm ありの 3 ケースを考えた。Xe,Sm の量は、100 日程度燃焼した時期の、飽和した値を用いた。解析は、燃焼用の 24 メッシュで行い、出力 30MW、制御棒位置 2900mm とした。解析に用いた炉内の温度分布は設計時に用いたものと同じとした。

3. 解析結果及び検討

解析結果の比較を Fig.IV.1 に示す。Xe,Sm 両方ともないケースでは、燃焼 0 日の実効増倍率は 1.03 程度であり、燃焼開始後数日で急激に低下し、その後上昇し始める。Xe のみを考慮したケースでは、燃焼開始時に飽和量の Xe が存在するため、初期の実効増倍率は 1.007 程度であり、燃焼が進むにつれ Sm が生成するので実効増倍率はわずかに下がり、その後上昇する。Xe,Sm 両方を考慮したケースでは、初期の実効増倍率は 1.001 程度であり燃焼開始後から上昇している。

ここで、Xe のみを考慮したケースは数日で Xe,Sm なしのケースと同じ値を示している。これは、Xe が飽和するまでの期間が数日程度であることによる。Xe のみを考慮したケースと Xe, Sm を考慮したケースを比較すると燃焼開始から 50 日程度経過した以降は両者はほぼ同じ値となっている。これは、Sm が飽和するまでの期間は数十日であるためによるものである。

また、燃焼 0 日でのそれぞれの反応度効果は、Xe が $2.4\%\Delta k/k$ 程度、Sm が $0.6\%\Delta k/k$ 程度であり、両者の和は $3\%\Delta k/k$ 程度である。

HTTR では、原子炉起動後、徐々に出力を上昇させ、1 週間程度かけて 100%出力まで上昇する。また、これまでの運転でも各運転サイクルでの最高出力達成まで数日以上の時間をかけている。そのため、HTTR の運転では常に Xe は飽和量存在していると考えることが

適当であると考えられる。Smについて、飽和するまでの時間が数十日必要であるため、解析での燃焼開始時には存在しないとすることが、HTTRの運転パターンにより近い状態になると考えられる。

4. まとめ

HTTRの燃焼解析における、燃焼初期のXe及びSmの条件について検討した。その結果、Xeは数日で飽和するが、Smは数十日の燃焼で飽和することが明らかとなった。HTTRでは、運転開始後出力を段階的に上昇させるため、解析において、Xeは常に飽和しているとすることがより現実的であると考えられる。よって、燃焼解析において、Xeは初期から飽和しているとすることとする。

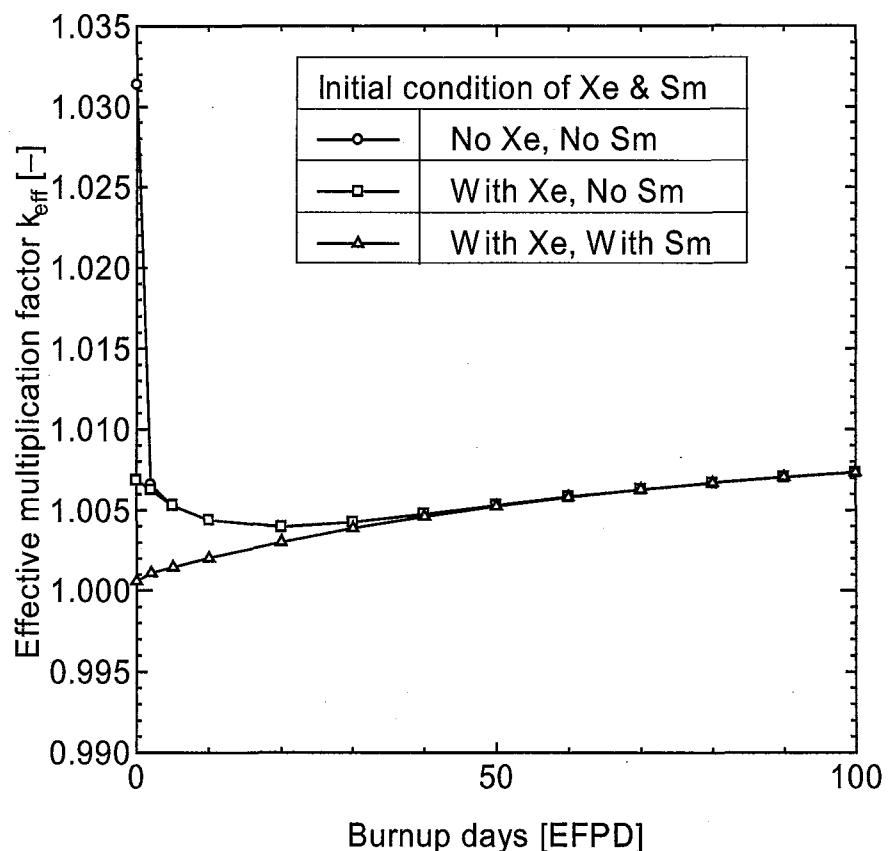


Fig. IV.1 Comparison of effective multiplication factor in different initial condition of Xe & Sm(30MW, CR2900mm)