



JAEA-Review

2006-038



JP0750004

高温工学試験研究炉(HTTR)の 核特性評価手法の改良に関する研究 (学位論文)

Research on Improvement of Nuclear Characteristic Evaluation
Method for High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)
(Thesis)

藤本 望

Nozomu FUJIMOTO

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

JAEA-Review

January 2007

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

本レポートは日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ (<http://www.jaea.go.jp/index.shtml>)
より発信されています。このほか財団法人原子力弘済会資料センター*では実費による複写頒布を行つ
ております。

〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 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
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920

* 〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4 日本原子力研究開発機構内

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency
Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to
Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department,
Japan Atomic Energy Agency
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920

高温工学試験研究炉(HTTR)の 核特性評価手法の改良に関する研究

(学位論文)

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

(2006年11月21日受理)

HTTR の核特性評価手法は、設計に用いた解析手法を元に臨界試験で得られた結果に基づいて開発が行われてきた。開発では、まず反応度調整材(BP)反応度値の評価手法の改良、制御棒挿入孔からの中性子ストリーミング効果の考慮、燃料セルモデルの改良が行われた。これらの改良により、過剰反応度の測定値に対して $1\% \Delta k/k$ 以下の誤差で一致するモデルを作成することができた。この改良を基に、出力運転解析のためのモデルの拡張を行った。ここでは、主に BP の燃焼変化の挙動について濃縮度依存性、温度効果等を検討した。燃焼挙動についての、拡張したモデルによる解析結果と測定結果との比較では、ほぼ一致する結果を得ることができた。また、モンテカルロコードによる出力分布の比較では、両者はほぼ同じ分布を示すことを明らかにした。また、HTTR の燃料体からのガンマ線測定結果との比較では、改良したモデルは測定結果と良い一致を示すことを明らかにした。更に、設計時に用いられた核設計手法と比較することにより、今回のモデルの改良が、実効増倍率だけでなく出力分布の改善にも効果があることを明らかにした。

本報告書は、日本原子力研究開発機構の施設等を用いて得られた成果を学位論文としてとりまとめ、2006年9月に九州大学により認定されたものである。

大洗研究開発センター：〒311-1393 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

Research on Improvement of Nuclear Characteristic Evaluation
Method for High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)
(Thesis)

Nozomu FUJIMOTO

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

(Received November 21, 2006)

A nuclear characteristic evaluation method for the HTTR has been developed based on a nuclear design code system with data obtained by critical experiments. In the development, improvements of reactivity evaluation method of burnable poison(BP), consideration of neutron streaming effects by control rod insertion holes and improvement of fuel cell model have been carried out. The developed calculation model shows good agreement to the measured results within an error of $1\%\Delta k/k$. The calculation model is expanded for power operation calculation. In the expansion, effects of fuel enrichment, effects of temperature on BP burnup characteristics are evaluated. Calculation results by the expanded calculation model were almost the same as experimental results. In comparison with calculated results of Monte Carlo code, calculated power distribution in the core by the expanded calculation model shows good agreement with each other. In the comparison with gamma ray measurements from fuel block, calculated results by the expanded model shows good agreements with measured results. It is also become clear that the improvement of calculation model is effective in improvement of power distribution calculation with comparison to a calculation model for HTTR design.

Keywords : HTTR, Burnable Poison, Calculation Model, Burnup Characteristics, Power Distribution

This report was accepted as a doctoral thesis by Kyushu University.

目 次

1.序論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 高温ガス炉開発の歴史	2
1.2.1 高温ガス炉開発の黎明期	2
1.2.2 ドイツでの開発	3
1.2.3 米国での開発	4
1.2.4 旧ソ連、中国、南アフリカでの開発	5
1.3 日本での開発	6
1.4 本研究の目的と論文の構成	7
1.4.1 本研究の目的	7
1.4.2 本論文の構成	8
参考文献	9
2. HTTR の概要と臨界試験及び出力上昇試験の概要	13
2.1 HTTR の炉心及び設備概要	13
2.1.1 HTTR の主要諸元	13
2.1.2 燃料及び燃料体	14
2.1.3 炉心	17
2.2 炉心設計の概要	19
2.2.1 核設計の概要	19
2.2.2 熱流力設計の概要	24
2.3 臨界試験の概要と初臨界予測法の改良	27
2.3.1 試験の概要	27
2.3.2 初臨界達成と初臨界予測法の改良	28
2.3.3 過剰反応度の評価	29
2.4 出力上昇試験及び運転の概要	30
2.4.1 出力上昇試験の計画	30
2.4.2 出力上昇試験の実績	31
参考文献	32
3. 核特性評価手法の開発	61
3.1 開発において考慮すべき項目	61
3.1.1 BP 反応度価値の評価誤差	61
3.1.2 BP 装荷量の調整による BP 棒形状の変更	65
3.1.3 制御棒挿入孔等からの中性子ストリーミング効果	67

3.2 臨界試験開始前のモデル改良	68
3.2.1 24 メッシュモデルの開発	68
3.2.2 改良したモデルの妥当性検討	70
3.2.3 24 メッシュモデルによる初臨界カラム数の予測	72
3.2.4 24 メッシュ非均質モデルの開発	73
3.3 臨界試験結果及びその後のモデル改良	75
3.3.1 臨界試験結果との比較検討	75
3.3.2 臨界試験結果を受けたモデルの再改良	79
3.3.3 改良モデルによる解析結果	80
参考文献	84
4. 出力運転解析のためのモデル拡張	109
4.1 モデル拡張の必要性	109
4.2 BP の遮蔽因子の導入	109
4.2.1 BP の遮蔽因子の定義	110
4.2.2 燃焼による効果	112
4.2.3 温度による効果	113
4.2.4 燃料濃縮度の違いによる効果	113
4.3 炉心解析に用いる遮蔽因子の検討	114
4.3.1 炉心解析に用いる遮蔽因子種類数の設定	114
4.3.2 炉心計算における遮蔽因子の温度効果	116
4.4 炉心計算用モデルの作成	118
4.4.1 炉心計算に用いる遮蔽因子の選定	118
4.4.2 BP の遮蔽因子の補正	118
4.4.3 解析モデルの作成	121
4.5 モデルの評価	122
4.5.1 実効増倍率の解析結果及び考察	122
4.5.2 出力分布の解析結果及び考察	123
4.5.3 燃料温度への影響評価	127
参考文献	131
5. 結論	152
5.1 総括	152
5.2 今後の課題と展望	155
謝辞	157
付録	159

Contents

1. Introduction	1
1.1 Background of research	1
1.2 History of HTGR development	2
1.2.1 Dawn of HTGR development	2
1.2.2 Development in Germany	3
1.2.3 Development in U.S.A	4
1.2.4 Development in former USSR, China and South Africa	5
1.3 Development in Japan	6
1.4 Objective of research and structure	7
1.4.1 Objectives of research	7
1.4.2 Structure of theses	8
References	9
2. Outline of HTTR, critical experiments and power-up tests	13
2.1 Outline of HTTR core and its facility	13
2.1.1 Major specification of HTTR	13
2.1.2 Fuel and fuel block	14
2.1.3 Core	17
2.2 Outline of core design	19
2.2.1 Outline of nuclear design	19
2.2.2 Outline of thermo-hydraulic design	24
2.3 Outline of critical experiments and improvement of first criticality prediction procedure	27
2.3.1 Outline of critical experiments	27
2.3.2 Achievement of first criticality and improvement of first criticality prediction procedure	28
2.3.3 Evaluation of excess reactivity	29
2.4 Outline of power-up tests and reactor operation	30
2.4.1 Plan of power-up tests	30
2.4.2 Results of power-up tests	31
References	32
3. Development of nuclear characteristic evaluation system	61
3.1 Items to be considered at development	61
3.1.1 Evaluation error of BP reactivity worth	61

3.1.2 Change in BP rod configuration by BP amount	65
3.1.3 Neutron streaming effect through CR insertion holes	67
3.2 Development of calculation model before critical experiments	68
3.2.1 Development of 24 mesh model	68
3.2.2 Validation of developed model	70
3.2.3 Prediction of number of first criticality column by 24 mesh model	72
3.2.4 Development of 24 mesh heterogeneous model	73
3.3 Results of critical experiments and model improvement	75
3.3.1 Comparison with results of critical experiments and calculation	75
3.3.2 Re-improvement of calculation model with results of critical experiments	79
3.3.3 Calculation results by improved model	80
References	84
 4. Model expansion for calculation of power operation	109
4.1 Necessity of model expansion	109
4.2 Introduction of BP selfshielding factor	109
4.2.1 Definition of BP selfshielding factor	110
4.2.2 Effects of burnup	112
4.2.3 Effects of temperature	113
4.2.4 Effects of fuel enrichment	113
4.3 BP Selfsheilding factor for core calculation	114
4.3.1Kinds of BP selfsheilding factor for core calculation	114
4.3.2 Temperature effects for BP selfsheilding factor for core calculation	116
4.4 Development of core calculation model	118
4.4.1 Selection of BP selfsheilding factor for core calculation	118
4.4.2 Correction of BP selfsheilding factor	118
4.4.3 Development of core calculation model for power operation	121
4.5 Evaluation of developed model	122
4.5.1 Results of effective multiplication factor and discussion	122
4.5.2 Results of power distribution in core and discussion	123
4.5.3 Effects of power distribution in fuel temperature	127
References	131

5. Conclusion	152
5.1 Summary of results	152
5.2 Further problems and prospects	155
Acknowledgements	157
Appendix	159

This is a blank page.

1. 序論

1.1 研究の背景

現在、地球の人口は 63 億人を超え、なお増加の傾向にある。地球上の人類はその生活のために多くのエネルギーを消費しており、現在、世界のエネルギー消費量は石油換算で年間 100 億トン以上にのぼっている¹⁾。

世界のエネルギー消費の約 50%は人口の 20%を占めるヨーロッパ、北米で消費されており、世界の人口の 55%を占めるアジアでのエネルギー消費は全体の 30%程度でしかない。現在、中国やインドなどアジアの国々では経済発展が進み、経済成長率やエネルギー消費の伸びが著しくなっている。今後、人口の多いアジア地域でのエネルギー消費の大幅な伸びが予測され、世界のエネルギー消費の増加は不可避である。

現在の総エネルギー消費のうち、約 37%が石油、約 24%が天然ガス、約 26%が石炭と総エネルギー消費量の約 88%を化石燃料が占めている²⁾。天然ガス、石炭はその多くが発電や熱源として用いられているのに対し、石油は発電のほか、車両、船舶、航空機などの輸送機関のエネルギーとして用いられており、人類のエネルギー源として重要な位置を占めている。

化石エネルギーは有限な資源であることは論を待たない。更に、石油の生産量のピークは既に過ぎ去り、これからは減少に転じるとの見通しもある。石油の生産量については、今後も現在のレベルが維持されるという意見もあるが、石油資源は有限であり、いずれ枯渇することはあきらかである^{3,4)}。

また、化石エネルギーの消費によって大量の CO₂ が発生している。南極、ハワイでの測定結果と、南極大陸の氷中に閉じこめられていた大気の分析による大気中の CO₂ 濃度の変化を Fig.1.1 に示す。産業革命以前、大気中の CO₂ 濃度は 280ppm 程度であったが、近年、大量の化石燃料の消費等によって急激な上昇を引き起こしていることが明らかとなっている。

現在、この CO₂ 濃度の上昇が地球規模で影響を及ぼしているとして、国際的な取り組みが行われている⁵⁾。この地球規模の取り組みとして、気候変動条約が結ばれている。この条約の基に、1997 年、京都で開催された第 3 回締約国会議で採択された京都議定書では、気候変動の原因とされる CO₂ 等の温室効果ガス排出量の先進国における削減目標を定量的に示すまでに至っている⁶⁾。

将来にわたって人類の生活水準を維持し発展させていくためにはエネルギーが必要であり、今後その必要量は増加していくことは間違いない。しかしながら、エネルギー資源の限界と地球環境保護のためには、化石燃料のみで人類が必要とするエネルギーを供給することには困難が予想される。

わが国においても、石油ショック以後エネルギー源の多様化を目指して原子力の開発が進められ、近年においては再生可能エネルギーとしての風力、太陽光発電の導入も進めら

れている。これら再生可能エネルギーの重要性は今後増していくとはいえ、そのエネルギー密度の低さ、わが国の国土の特徴を考えるとわが国のエネルギー消費の多くをまかなうことはどうてい不可能である。

のことから、今後、原子力エネルギーの重要性は今後いつそう増していくと考えられる。

現在、わが国の1次エネルギーのうち約13%は原子力によって供給されている¹⁾。原子力エネルギーは全て発電に用いられており、全発電電力量の1/4が原子力によるものである。また、わが国では、1次エネルギーに占める電力の比率は約40%である¹⁾。現在の原子力はその全てが発電に用いられているため、発電に占める原子力の割合を増やすことは当然のことながら、電力分野以外での原子力の利用を推進することが今後求められると考えられる。

現行の軽水炉は出口温度が340°C程度であり、発電以外の分野への利用は限られている。一方、高温ガス炉は1000°C程度までの出口温度を得ることができるために、高効率の発電が可能であるだけでなく、化学工業等での熱源として利用することができ、原子力エネルギーの多目的利用を可能とすることができます。このことから今後、原子力エネルギーの発電以外への利用拡大を図るために高い出口温度によって発電以外の分野への利用が可能な高温ガス炉の利用が求められる。

1.2 高温ガス炉開発の歴史

高温ガス炉は黒鉛減速、ヘリウム冷却の熱中性子炉である。高温ガス炉は高燃焼度を達成できることや、高い出口温度による高い熱効率や発電以外の分野への利用の可能性から、国内及び海外で研究開発が行われ、いくつかの炉が建設されている。これまでに建設された原子炉の主要諸元をTable1.1に示す。ここでは、世界で行われてきた高温ガス炉研究開発について概説する。

1.2.1 高温ガス炉開発の黎明期

(1)高温ガス炉の萌芽

原子力エネルギー開発の黎明期には、数多くの原子炉の概念が提案され開発に着手されてきた。高温ガス炉もその一つである。世界最初の高温ガス炉計画は、シカゴ大学冶金研究所の所長であったFarrington Danielsの提案によるものが最初である^{7,8)}。この炉は二酸化ウランの粒子を黒鉛で固めたペレットを黒鉛ブロックに挿入して燃料体とし、ヘリウムで冷却し直接サイクルのヘリウムタービンで発電を行う計画であった。この計画は、1940年代に開始されたが、1947年に中止された。

高温ガス炉のような高温の条件下では、一般に金属製の燃料被覆を用いることが困難である。従って、金属製の燃料被覆材を用いず、燃料体を形成し、かつ核分裂生成物(Fission products: FP)の放出を抑制する燃料の開発が高温ガス炉技術の基盤となる。英国のハーウェル研究所で1956年に開発された被覆粒子燃料がこの問題解決のブレイクスルーとなつた^{9,10)}。

被覆燃料粒子は、FP を閉じこめるために直径が 1mm 以下のウランないしトリウムの炭化物あるいは酸化物の球状の燃料核の周りを、熱分解炭素と炭化ケイ素 (SiC) で被覆している。この被覆燃料粒子を用いた高温ガス炉計画が各国で進められてきた^{9,10)}。

(2) ドラゴンプロジェクト

英国のハーウェル研究所で始められた高温ガス炉の研究は、その後 OECD で加盟国の共同事業として進めることになり、高温ガス炉プロジェクトが 1959 年に発足した。このプロジェクトは、高温ガス実験炉を設計・建設・運転し、高温ガス炉技術を開発していくことになった。この計画に基づき、ドラゴンプロジェクトとして、1960 年に 20MWt の実験炉の建設が英国ウィンフィリス研究所で開始された。この炉はドラゴン炉と称され、1976 年まで運転された。ドラゴン炉では各種の燃料の照射が行われるとともに、黒鉛の照射試験等の各種の試験が行われた^{7,8,9,11,12)}。

1.2.2 ドイツでの開発

被覆燃料粒子を用いた燃料体としては、燃料粒子を黒鉛粉末で成形したコンパクトを黒鉛ブロックに挿入したブロック型と、燃料粒子を黒鉛粉末で直径 5cm 程度の燃料球に成形し、これを積み重ねて炉心を形成するペブルベッド型の二種類がある。ドイツでは、このペブルベッド型の高温ガス炉の開発が進められてきた。この形式の原子炉として、実験炉である AVR と実証炉としての THTR-300 が建設・運転された。

(1) AVR

ペブルベッド型の世界初の高温ガス炉は、ドイツのユーリッヒ研究センターに建設された AVR (Arbeitsgemeinschaft Versuchreaktor) である^{7,10,11,12,13)}。AVR は蒸気タービン発電用実験炉 (46MWt, 15MWe) であり 1966 年の初臨界達成後、1988 年まで運転された。この間、ペブルベッド型高温ガス炉の安全性の実証試験、ウラン及びトリウム燃料の酸化物と炭化物の照射試験の実施とともに、長年の運転経験を通じて高温下における機器の挙動等について高温ガス炉の運転・技術経験を蓄積した。

(2) THTR-300

AVR の着実な建設・運転実績に基づいて、発電用実証炉としての THTR-300 (Thorium Hochtemperature Reaktor) が建設された^{7,10,11,12,14,15)}。THTR-300 の炉心は、AVR と同様、直径 6cm の燃料球を用いている。また、名前から明らかなように、トリウム増殖を目的としており、一つの燃料球には、約 1g の 93% 濃縮ウランと約 10g のトリウムを酸化物燃料として含んでいる。燃料球は炉心を循環し、出力運転時に連続して燃料交換ができるようになっている。この炉は 1983 年に初臨界を達成し、1987 年に営業運転を開始した。

THTR-300 は運転開始後、いくつかのトラブルに見舞われた。このほかに、チェルノブイル事故の影響による規制強化のために建設費がふくれあがったこと、技術的トラブルの

解決にコストがかかることから営業運転を中止し、閉鎖された。

(3)このほかの実用炉開発

THTR-300 の後継炉として、HTR-500 や HTR-module 等の設計が行われてきた¹⁶⁾。これらの炉は中小型炉であり、発電のみならず、熱電併給を目指している。これに伴い、石炭の液化/ガス化、化学反応を利用した熱の長距離輸送等の熱利用計画の研究も進められた^{17,18)}。これらの炉については、設置場所を特定しない基本設計に対する安全審査が行われ、安全性は確保されていると報告を受けているが、建設には至っていない。

このほか、直接サイクルによるヘリウムタービンシステムについても研究開発が行われた¹²⁾。

現在、ドイツでは高温ガス炉に関する開発は行われていないが、南アフリカの PBMR 計画や、現在 EU で進められている高温ガス炉計画¹⁹⁾へ参加している。

1.2.3 米国での開発

米国での高温ガス炉の開発は、ドイツとともに早期に開始されている。米国では、ドイツとは異なり、ブロック型燃料体を用いた高温ガス炉の開発が進められ、実験炉や原型炉の建設が行われた。

(1)高温ガス実験炉（ピーチボトム炉）

ピーチボトム炉は電気出力 40MW の実験炉として建設され、1966 年に初臨界達成し、1967 年から営業運転を開始し、1974 年まで運転された^{7,8,9,11,12)}。

ピーチボトム炉の燃料は 93%濃縮のウランとトリウムの混合物であり、炭化物燃料であった。燃料形状は被覆燃料粒子を分散した燃料コンパクトが直径 89mm の黒鉛スリーブに挿入された棒状の燃料要素である。この炉の 7 年間における平均時間稼働率は 88% と高く、将来炉に対する種々の設計の燃料の試験が行われた。

(2)高温ガス原型炉（フォート・セント・ブレイン炉）

ピーチボトム炉が出力運転を開始した 1 年後に、世界最初の高温ガス発電用原型炉の建設が開始された^{7,9,11,12,20,21,22)}。このフォート・セント・ブレイン炉は、プレストレスコンクリート製の原子炉圧力容器を採用している。燃料体は、六角柱状の黒鉛ブロックに設けた孔に被覆燃料粒子を分散させた燃料棒を挿入し、冷却は燃料棒を装荷した孔とは別の冷却孔でおこなうマルチホール型と呼ばれる形式である。

この炉では各種のトラブルが生じ、十分な稼働実績を上げることができず、1989 年に停止された。

(3)このほかの実用炉開発

フォート・セント・ブレイン炉の停止後、DOE の主導の基、電力会社とユーザーが構成

するガス冷却炉協会(GCRA)は、中小型炉で、高温ガス炉の安全性を最大限高めたMHTGRの開発計画を進めた²³⁾。この炉はマルチホール型燃料体を用いた350MWtの小型炉であり、モジュール化することによりコストを下げ、基数を増やすことにより出力規模を拡大することをねらったものである。1990年代に着工することを目指していたが、未だ建設されていない。この概念を基に、ロシアと共同でGA社ガスタービンによる発電を行うモジュラータイプ高温ガス炉(GT-MHR)の計画も進められている²⁴⁾。

現在、米国では2020年頃の実用化を目指した第4世代の原子炉として、各種の概念の原子炉の研究が進められているが、この中に高温ガス炉も候補として取り上げられている。この炉は高温ガス炉による水素製造を目指して燃料、材料等の開発が精力的に進められている²⁵⁾。

1.2.4 旧ソ連、中国、南アフリカでの開発

(1) 旧ソ連/ロシア

ロシアは旧ソ連時代から発電と化学コンビナート等での熱利用を主目的にした高温ガス炉を開発してきた。建設予定だった発電用実験炉VGR-50(50MWt)、ドイツの協力を得て1996年度に初臨界の予定だった熱電併給実験炉VGM(200MWt)および20世紀中に完成予定だった核熱プロセス利用原型炉VG-400(熱出力1,060MW、電気出力265MW、アンモニア製造)の開発はいずれも中止となった^{7,11)}。

1994年以降は、ガスタービン発電のGT-MHRの開発を米国GA社と共同で行なっており²⁴⁾、この炉では核兵器級余剰プルトニウムの燃焼を視野に入れて開発を進めている。

(2) 中国

ドイツの協力を得てペブルベッド型炉を採用した核熱プロセス利用実験炉(HTR-10、熱出力10MW)および重質油の回収のための核熱プロセス利用実用炉(熱出力200MW)の計画を進めてきたが、現在はHTR-10のみが進行中である^{26,27)}。

HTR-10は中国初の高温ガス炉で、1956年から清華大学原子力設計技術研究院(INET)で設計・建設がスタートした。2000年12月に初臨界を達成した。その後、出力上昇試験を行い、10MW、原子炉出口冷却材温度700°Cを達成している。現在は、高温ガス炉の安全性を実証する制御棒引き抜き試験やガス循環機停止試験をおこなっている。

HTR-10の次のステップとして、電気出力100MWの実用炉HTR-PMの計画を進めている。

(3) 南アフリカ

ドイツのペブルベッド型を採用したガスタービン発電モジュラータイプ高温ガス炉(PBMR:Pebble Bed Modular Reactor)の商業発電用原子炉の建設計画をESKOM社が中心となって、1993年から検討を始めており、概念設計、コスト評価、政府によるレビューを経て、

1998年に設置許可を申請している²⁸⁾。初期炉心はウラン濃縮度4%以下であるが、その後7~8%濃縮度の燃料に交換される。燃焼度は8万MWd/t程度である。

正式にプロジェクトとなったのは1999年にPBMR社が発足してからである。PBMR社には、英国BNFL社等が海外資本参加し、現在では、国際プロジェクトとして開発を進めている。

2007年から初号機（電気出力100MW程度）を建設し、その後10基程度順次建設する計画である。

1.3 日本での開発

わが国では、日本原子力研究所（原研。現 日本原子力研究開発機構）が中心となって、1969年以来核熱利用を主要な目的とした多目的高温ガス炉の設計及び関連要素技術の開発が行われ、産業界においても通産省の大型プロジェクトとして、原子力製鉄の研究開発が1973年から1980年まで行われた。

しかし核熱プロセス利用の動向等、高温ガス炉を取り巻く社会情勢も変化してきたため、1986年3月、原子力委員会は高温ガス炉研究開発専門部会を設置し、高温ガス炉に関する研究開発の意義、今後の研究開発の進め方等について検討、評価を行った。そして、1987年の原子力委員会策定の「原子力開発利用長期計画」²⁹⁾の中で、高温ガス炉については、次のように述べられている。

「原子炉システムは多量のエネルギーを発生する熱機関であるため、その安全性を確保しつつ、より高温の熱を取り出すことにより、熱効率の向上を図ることは極めて重要である。

エネルギー資源の乏しい我が国においては、特に低廉な高温熱供給による原子力利用分野の拡大により、将来のエネルギー供給の多様化の可能性を高めておくことが重要である。

高温ガス炉は、1000°Cに近い高温の熱を生産でき、高熱効率が達成できるのみならず、固有の安全性が極めて高いこと、燃料の燃焼度が高いこと等の優れた特長を有している。さらに、高温照射条件下の各種の先端的基礎研究によって、特に、材料系科学技術分野において、将来の技術革新の契機となる各種新技術が創出されることが期待できる。

このため、高温工学試験研究を、次世代の原子力利用を開拓する先導的・基礎的研究として、これまでに蓄積された技術及び人材を有効に活用しながら、日本原子研究所を中心機関として、大学、国立試験研究機関及び民間との連携の下に、総合的・効率的に進めることとする。

高温工学試験研究を行うための中核となる施設として高温照射機能、大型試料照射機能等多様な試験研究を効率的に行う機能を有する高温工学試験研究炉を建設し、これと大型構造機器実証試験ループ等既存の試験装置の有効利用を図りな

がら、高温ガス炉技術の基盤の確立及び高度化を図るための研究を進めるとともに、各種の高温工学に関する先端的基礎研究を行うこととする。」

この提言を受けて、高温工学試験研究炉(High Temperature Engineering Test Reactor: HTTR)の建設が進められた³⁰⁾。

HTTRは、六角柱状の黒鉛ブロックに、被覆粒子燃料を黒鉛粉末で成形した燃料コンパクトを黒鉛製のスリーブに装荷した燃料棒を挿入して形成するピンインブロック型燃料を用いる熱出力30MW、原子炉出口冷却材温度950°Cの高温ガス炉である。

HTTRは1990年に原子炉設置許可を取得、1991年に着工し1996年3月までに建家、機器の製作、据付工事を終了した。1998年7月から燃料装荷を進め、1998年11月10日に初臨界を達成した³¹⁾。その後、全炉心構成、出力上昇試験を実施し、2001年12月に全出力30MWと原子炉出口冷却材温度850°Cを達成した³²⁾。更に、2004年4月には世界最高となる原子炉出口冷却材温度950°Cを達成した³³⁾。

現在は、高温ガス炉の安全性を実証するための安全性実証試験等の試験、運転を行っている。

原研では、高温ガス炉の建設とともに、高温ガス炉から取り出される高温ヘリウムガスによる発電と熱利用のための研究が行なわれており、ガスタービン発電システム、水素製造の開発などの研究開発を進めている^{34,35)}。

1.4 本研究の目的と論文の構成

1.4.1 本研究の目的

近年、高温ガス炉に対する関心は回復してきており、現在は日本と中国で建設された炉が運転されている。更に、水素製造や高効率発電への期待も高まっている。

将来の高温ガス炉に対しては、高温の達成や、安全性の追求など各種の性能の高度化が要求されることは論を待たない。そのためには、現在運転されている高温ガス炉のデータを基に、設計手法の高度化を図ることが不可欠である。

現在、我が国では、ピンインブロック型燃料を用いたHTTRが建設、運転されているが、このHTTRの核設計手法は、原子炉の設計を第一の目的としていたことから、合理的な安全裕度を持った設計を行えるよう開発してきた。そのため、過剰反応度は高めの評価となるよう、また他の反応度効果についても保守的な評価となるよう開発してきた。

しかしながら、設計手法の高度化を図るためにには、また、HTTRの詳細な特性評価を行うためには、より高い精度が求められている。そのため、HTTRの核設計手法を基に、運転データを反映して解析モデルの改良、高度化を図る。更に、試験データとの比較、他コードとの比較を行い改良の妥当性を確認することにより、HTTRの核特性評価精度の向上を図ることを目的とする。

1.4.2 本論文の構成

第1章では、研究の背景として世界のエネルギー情勢と将来の予測、高温ガス炉開発の歴史的背景を明らかにするとともに、本研究の目的を述べる。

第2章では、本研究の対象であるHTTRの概要を示し、核・熱流動設計の概要とその結果を示し、設計手法の概要を明らかにする。また、HTTRの建設、燃料装荷、臨界試験、出力上昇試験等の実績について述べるとともに、その結果を示す。

第3章では、臨界試験を行うにあたり、試験の解析評価を目的として行った核特性解析手法の改良について述べる。ここでは、設計手法からの改良項目として取り上げた、反応度調整材(Burnable poison:BP)の炉心内での位置を考慮するための炉心解析モデルの改良、BPの実効断面積を評価するためのセルモデルの改良、炉心に存在する多数の貫通孔からの中性子ストリーミング効果の考慮について述べる。

次に、臨界試験結果との比較と、比較結果に基づいて行われた更なる改良について述べ、HTTRの核設計手法の問題点を明らかにするとともに解決方法を述べる。

第4章では、この結果に基づき、HTTRの核特性評価手法として、低出力から定格出力、燃焼初期から燃焼末期の特性解析に用いるモデルの開発について述べる。ここでは、特に重要となるBPの燃焼特性のモデル化とその妥当性について述べる。

更に、この解析モデルによる解析結果と、測定結果及び他のコードとの比較を行い、モデルの妥当性を明らかにする。

また、モデルの改良によって、炉内の出力分布は設計時の評価結果に対して差が生じていることが明らかとなった。そこで、出力分布に大きく影響を受ける燃料温度についての再評価を行い、燃料最高温度が制限値以下であることを確認する。

第5章では本論文のまとめと結論を示すとともに、将来への展望を述べる。

参考文献

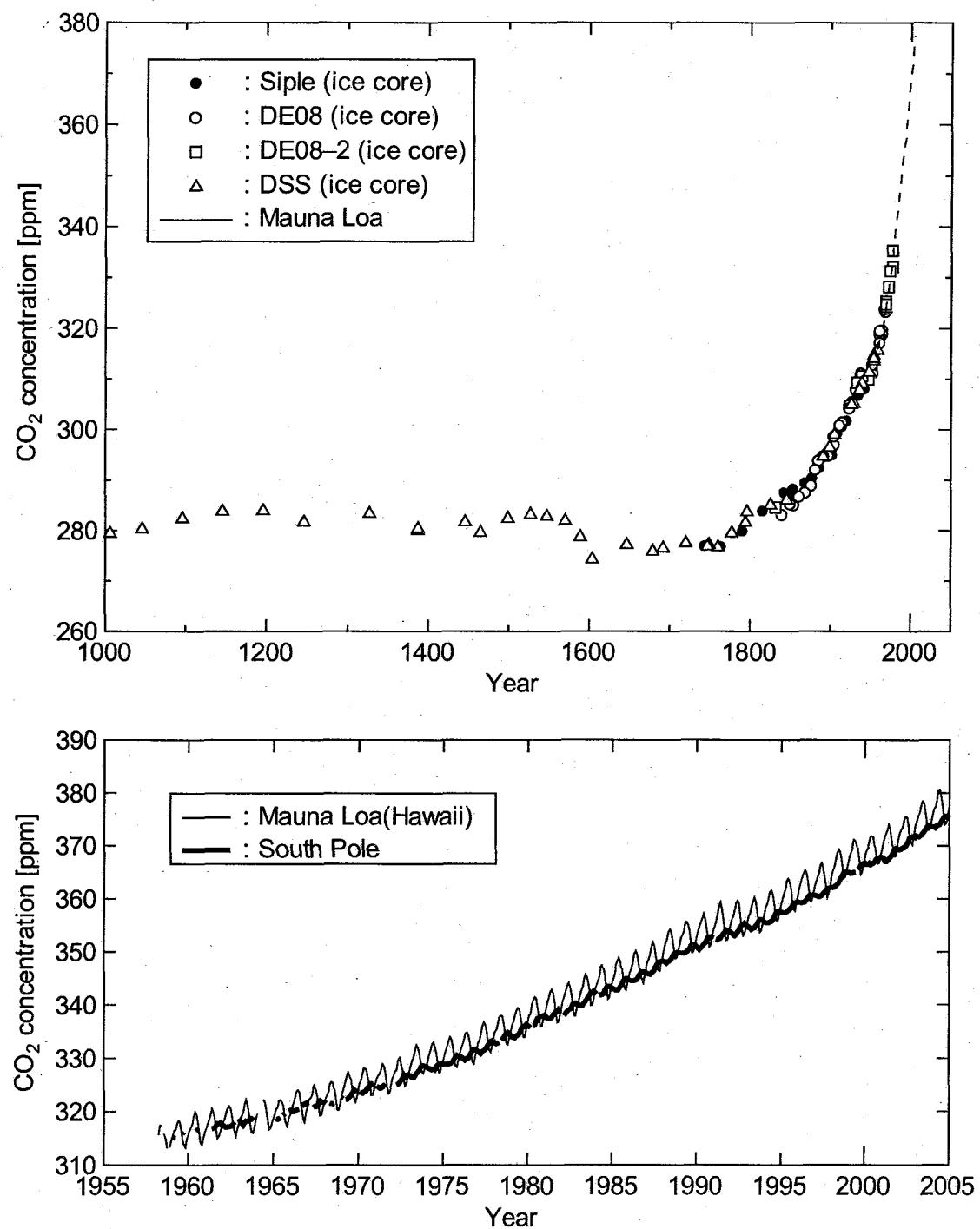
- 1) 平成16年度エネルギーに関する年次報告(エネルギー白書)、資源エネルギー庁(2005).
- 2) OECD/NEA, World Energy Outlook 2002 (2002).
- 3) 石井、「原点を考える—安く豊かな石油時代が終わる」、日本原子力学会誌、 Vol.47、No.3, pp.193-199(2004).
- 4) 木村、長野、「本当に「安い石油の時代は終わった」のか?」、日本原子力学会誌、 Vol.47、No.7, pp.453-457(2004).
- 5) 国連気候変動枠組条約ホームページ、(URL:<http://unfccc.int/2860.php>).
- 6) 京都議定書の概要、環境省ホームページ、(<http://www.env.go.jp/earth/cop6/3-2.html>).
- 7) 東稔達三、「原子力エネルギー・システム開発の歴史的発展と原研の取り組み－核分裂、核融合、加速器利用－」、JAERI-Review 2001-002(2001).
- 8) M.T. Simnad, "The early history of High-temperature helium gas-cooled nuclear power reactors," Energy, vol. 16, No.1/2, pp.25-32, 1991.
- 9) W.マーシャル編(住田健二訳)「原子力の技術 1 原子炉技術の発展[上]」、東京、筑摩書房(1986).pp.173-268.
- 10) O. Stansfield, "Evolution of HTGR coated particle fuel design", Energy, Vol. 16, No. 1/2, pp.33-45(1991).
- 11) A. Goodjohn, "Summary of gas-cooled reactor program", Energy, Vol. 16, No. 1/2, pp.79-106(1991).
- 12) R. Moore, et al., "HTGR experience, programs, and future application", Nucl. Eng. Des., Vol. 72, 153-174(1982).
- 13) E. Ziermann, "Review of 21 years of power operation at the AVR experimental nuclear power station in Jülich", Nucl. Eng. Des., Vol. 121, 135-142(1990).
- 14) R. Bäumer, et al., "Construction and operation experience with the 300-MW THTR nuclear power plant", Nucl. Eng. Des., Vol. 121, 155-166(1990).
- 15) G. Wittchow, et al., "Status of the construction of the THTR 300MW and the design of a 500MW follow-on plant", Nucl. Eng. Des., Vol. 78, 109-117(1984).
- 16) G. Lohnert, "Technical design features and essential safety-related properties of the HTR-module", Nucl. Eng. Des., Vol. 121, 259-275(1990).
- 17) E. Baust, et al., "The HTR for process heat application according to the BBC/HRB-concept", Nucl. Eng. Des., Vol. 78, 119-127(1984).
- 18) J. Singh, et al., "The nuclear heated steam reformer – Design and semitechnical operating experiences", Nucl. Eng. Des., Vol. 78, 179-194(1984).
- 19) D. Hittner, "The European programme of development of HTR/VHTR technology", 2nd international topical meeting on High Temperature reactor technology, Beijing, China, September 22-24(2004) #Paper A02.
- 20) H. Olson, "The Fort St. Vrain high temperature gas-cooled reactor I. Low power

- physics tests”, Nucl. Eng. Des., Vol. 53, 117-123(1979).
- 21) “Fort St. Vrain nuclear generation station final safety analysis report”, Docket-50267, Public service Company of Colorado(1970).
 - 22) H. Brey, “Fort St. Vrain operations and future”, Energy, Vol. 16, No. 1/2, pp.47-58(1991).
 - 23) D. Hoffman, et al., “Outlook for MHTGR project development”, Energy, Vol. 16, No. 1/2, pp.107-110(1991).
 - 24) A. Neylan, et al., “Gas turbine module helium reactor (GT-MHR): A multipurpose passively safe next generation reactor”, Proceedings of ICONE-3, S206-2, pp.751-759
 - 25) USDOE, “Nuclear Energy Research Iinitiative 2004 Annual Report”, DOE/NE-126 (2005).
 - 26) Y. Xu and K. Zuo, “Overview of the 10MW high temperature gas cooled reactor –test module project”, Nucl. Eng. Des. Vol.218, 13-23(2002).
 - 27) Z. Zhang and S. Yu, “Future HTGR developments in China after the criticality of the HTR-10”, Nucl. Eng. Des. Vol.218, 249-257(2002).
 - 28) D. Matzner, “PBMR project status and the way ahead”, 2nd international topical meeting on High Temperature reactor technology, Beijing, China, September 22-24(2004) #Paper A04.
 - 29) 原子力委員会、「原子力の研究、開発及び利用に関する長期計画」、昭和 62 年 6 月 22 日。
 - 30) S. Saito, et al., “Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)”, JAERI 1332(1994).
 - 31) 山下 他、「高温工学試験研究炉(HTTR)の臨界試験、(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.30-42(2000).
 - 32) 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).
 - 33) 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).
 - 34) K. Kunitomi, et al., “Japans future HTR – the GTHTR300”, Nucl. Eng. Des., Vol. 233, 309-327(2004).
 - 35) S. Kubo, et al., “A demonstration study of a closed-cycle hydrogen production by the thermochemical water-splitting iodine-sulfur process”, Nucl. Eng. Des., Vol. 233, 347-354(2004).

Table 1.1 Major specification of HTGRs in the world

	Dragon	Peach Bottom	AVR	Fort St. Vrain	THTR-300	HTTR	HTR-10
Country	UK (OECD)	USA	Germany	USA	Germany	Japan	China
Operation period	1964-1976	1966-1974	1966-1988	1974-1989	1983-1989	1998-*	2000-*
Reactor power [MWt/MWe]	20/-	144/42	46/15	842/342	750/308	30/-	10/2.5
Core diameter [m]	1.1	2.8	3.0	6.0	5.6	2.9	1.8
Core height [m]	1.6	2.3	2.5	4.8	6.0	2.9	2.0
Power density [W/cc]	14	8.3	2.5	6.3	6	3	2
Fuel	UO_2 $(\text{Zr}, \text{U})\text{C}$ $(\text{Th}, \text{U})\text{C}$	$(\text{Th}, \text{U})\text{C}_2$ UO_2	$(\text{Th}, \text{U})\text{C}_2$ ThC_2	$(\text{Th}, \text{U})\text{C}_2$ ThC_2	$(\text{Th}, \text{U})\text{C}_2$ UO_2	UO_2	UO_2
Fuel type	Pin type	Pin type	Pebble bed	Block (Multi-hole)	Pebble bed	Block (Pin-in-block)	Pebble bed
Inlet temperature [°C]	350	340	270	408	250	395	250
Outlet temperature [°C]	750	725	950	785	750	850/950	700
Coolant pressure [MPa]	2	2.4	1.1	4.8	4	4	3

*: in operation.



The graphs plot the data of Carbon Dioxide Information Analysis Center, USA.(URL: <http://cdiac.esd.ornl.gov/>)

Fig.1.1 Change in carbon dioxide concentration in air.

2. HTTR の概要と臨界試験及び出力上昇試験の概要

2.1 HTTR の炉心及び設備概要

2.1.1 HTTR の主要諸元

HTTR は、熱出力 30MW、原子炉出口冷却材温度 850/950°C のわが国初の高温ガス炉である¹⁾。HTTR の主要諸元を Table 2.1 に示す。熱出力は 30MW であるが、試験研究炉であるため発電は行っていない。

HTTR の冷却系統の概念図を Fig. 2.1 に示す。HTTR の冷却系は通常運転時の除熱を行う主冷却系、スクラム時の炉心冷却を行う補助冷却系と、配管破断時のような炉心の強制冷却ができない場合に炉心を冷却する炉容器冷却設備から構成される。

主冷却設備は通常運転時に炉心で発生する熱を除去するものであり、1 次加圧水冷却器 (Primary Pressurized Water Cooler : PPWC)、中間熱交換器 (Intermediate Heat Exchanger : IHX)、2 次加圧水冷却器 (Secondary Pressurized Water Cooler : SPWC)、空気冷却器等が設けられている。PPWC は 1 次冷却材であるヘリウムガスを加圧水で冷却するシェルアンドチューブ型の熱交換器であり、縦置き U チューブ型の伝熱管を用いている。管側流体が加圧水、胴側流体がヘリウムである。熱容量は 30MW と 20MW とに切り替えることができる。

IHX は炉心で昇温された 1 次冷却材であるヘリウムガスの熱を 2 次側のヘリウムガスへ伝えるヘリカルコイル型の熱交換器である。IHX で加熱された 2 次側のヘリウムガスは、SPWC で冷却される。IHX 及び SPWC の除熱量は 10MW である。PPWC 及び SPWC でヘリウムからの熱を受け取った加圧水は、最終的に空気冷却器で冷却される。空気冷却器の除熱量は 30MW である。

現在、IHX で加熱された 2 次側のヘリウムガスは全て SPWC で冷却されているが、将来、この冷却系統を改造して 2 次側のヘリウムガスを取り出し、これに熱利用系を接続して高温ガス炉による水素製造等の熱利用実証試験を行う計画である。

補助冷却系は、原子炉スクラム時に炉心の冷却を行うものであり、通常運転時は待機状態にある。原子炉スクラム時には、原子炉を停止するとともに、主冷却設備のガス循環機も停止される。これは、炉心からの高温の熱の供給がなくなった場合、機器の急速冷却による熱応力を防止するためである。原子炉の停止と同時に補助冷却系が起動され、原子炉の冷却を行う。補助冷却器は加圧水で冷却され、その熱は最終的に大気へ放散される。

炉容器冷却設備 (Vessel Cooling System : VCS) は、配管破断事故時のように強制冷却による炉心冷却ができない場合に、炉心を冷却するためのものである。これは、原子炉圧力容器が設置されている圧力容器室のコンクリート壁に水冷管パネルを設置し、自然循環と輻射により圧力容器を冷却するものである。VCS は常に運転されており、通常運転時に

もある程度の除熱を行うとともに、圧力容器室のコンクリート壁を制限値以下に保つ機能を有している。

HTTR では、炉心流量を調整することにより原子炉出口冷却材温度を 850°C または 950°C とに切り替えることができる。HTTR では、炉心流量一定制御を採用しているため、運転途中で原子炉出口冷却材温度を変えることはできない。この、原子炉出口冷却材温度 850°C の運転を定格運転、950°C の運転を高温試験運転と呼んでいる。いずれの運転においても、30MW 運転時の原子炉入口冷却材温度は 395°C である。

また、主冷却系統の構成は、PPWC のみを用いて 30MW の除熱を行う単独運転モードと、PPWC で 20MW、IHX で 10MW の運転を行う並列運転モードの 2 種類の構成を取ることができる。このため、HTTR の運転は原子炉出口冷却材温度 850°C の定格運転での単独及び並列運転モード、原子炉出口冷却材温度 950°C の高温試験運転での単独及び並列運転モードと、4 種類の運転モードが存在する。

2.1.2 燃料及び燃料体

(1)構造

HTTR の燃料体の概念図を Fig.2.2 に示す。HTTR の燃料は、被覆粒子燃料を用いたピンインブロック形式と呼ばれる構造である。燃料である二酸化ウランは、直径 0.6mm 程度の球状をしており、これを燃料核と呼ぶ。この燃料核に低密度熱分解炭素、高密度熱分解炭素及び炭化ケイ素で四重に被覆したものを被覆粒子燃料(Coated Fuel Particle : CFP)と呼んでいる。燃料の ^{235}U 濃縮度は 3.4~9.9wt% であり、炉心全体での平均は約 5.9wt% である。

この被覆粒子燃料を黒鉛粉末と混合して中空円筒状にプレスしたものを燃料コンパクトと呼ぶ。この燃料コンパクト 14 個を黒鉛製のスリーブに挿入して燃料棒とする。この燃料棒を対面間距離 36cm、高さ 58cm の六角柱状の黒鉛ブロックに 33 本もしくは 31 本装荷して燃料体とする。冷却材であるヘリウムガスは、燃料棒と黒鉛ブロックの間のギャップを下向きに流れて燃料の冷却を行う。

1 個の燃料コンパクトには約 14g のウランが含まれており、被覆燃料粒子として約 13,000 個含んでいる。

燃料体にはブロックを積み重ねる際の位置決めに用いるダウエルとソケットが上下にそれぞれ 3 カ所設けられている。ダウエルの下部には反応度調整材 (Burnable Poison : BP) を装荷するための孔が設けられている。反応度調整材は、炭化ホウ素ペレット及び黒鉛ペレットの積層構造であり、燃焼による反応度変化を補償する。HTTR の炉心に装荷されている燃料体全てには、3 つの BP 用装荷孔のうち 2箇所に BP 棒が装荷されている。

(2)燃料の許容設計限界と制限温度^{2,3)}

被覆粒子燃料の特徴は、燃料からの核分裂生成物の放出を防ぐ機能を、軽水炉等のよう

に金属製被覆管に持たせているのとは異なり、主に燃料粒子の被覆層に持たせていることである。燃料粒子の被覆層は、内側から順に低密度熱分解炭素（第1層）、高密度熱分解炭素（第2層）、炭化ケイ素（SiC層、第3層）、高密度熱分解炭素（第4層）を材料とし、燃料核内で発生する核分裂生成物の放出を防止する。各層の役割を以下に示す。

1) 低密度熱分解炭素層（第1層）

低密度熱分解炭素層は、燃料核表面から核分裂により飛び出した核分裂片を受け止め、外側の高密度熱分解炭素層（第2層）が、核分裂片により損傷するのを防ぐ機能を有する。また、ウランの核分裂に伴って燃料核から放出される気体状の核分裂生成物及び一酸化炭素ガスを蓄えるための空間を提供する。一酸化炭素ガスは、燃料核のUO₂中においてウランが核分裂することによって生じた酸素のうち燃料核の中に保持されずに燃料核から放出されたものと、熱分解炭素との反応によって生じるものである。

更に、低密度熱分解炭素層は、燃焼度の増加に伴う燃料核のスウェーリングを吸収し、高密度熱分解炭素層（第2層）及びその外側の被覆層に燃料核のスウェーリングによる内圧が作用するのを緩和する役目を持っている。

2) 高密度熱分解炭素層（第2層）

高密度熱分解炭素層（第2層）は、気体状の核分裂生成物を保持する機能を有する。気体状核分裂生成物の多くは半減期が短く、また高密度熱分解炭素層内の拡散係数が小さいので、燃料核の保持能力と相俟って、第2層が健全である限り気体状核分裂生成物の放出は事実上問題とならない程わずかな量となる。

また、高密度熱分解炭素層（第2層）は、第3層及び第4層とともに気体状核分裂生成物及び一酸化炭素ガスによる内圧に耐える機能を有している。

3) SiC層（第3層）

SiC層は、気体状及び金属状の核分裂生成物に対して優れた保持能力を有する。気体状核分裂生成物の多くは半減期が短く、またSiC中の拡散係数は小さいので、第3層は第2層と同様に気体状核分裂生成物の保持能力を有する。

更に、SiCは照射中の寸法変化が小さく、被覆燃料粒子の寸法安定性を保持する機能を果たしている。また、SiC層は、第4層（高密度熱分解炭素層）の照射収縮による締め付け効果と相俟って被覆燃料粒子の機械的強度を保つ機能を有している。

4) 高密度熱分解炭素層（第4層）

高密度熱分解炭素層（第4層）は、照射中に収縮することにより、外部からSiC層を締め付け、SiC層が内部ガス圧により引き張り状態になることを防ぎ、これにより被覆燃料粒子が破損することを防止する機能を有している。

更に、この第4層は、SiC層の破損した粒子において、気体状の核分裂生成物を保持する

機能を有している。また、第4層は、SiC層が比較的脆いので、これを外側から保護することにより燃料製造中の取扱によるSiC層の破損を防ぐ機能を有している。

このような機能を持つ被覆燃料粒子の開発は、ドイツ、米国等で精力的に開発が進められてきている。わが国においても、JRR-2やJMTRで照射試験が行われており、その性能の確認が行われている。

燃料の健全性確保の考え方は、軽水炉等では核分裂生成物の閉じこめ機能を担う燃料被覆管の破損防止に着目し、その判断基準として最小限界熱流束比や最小限界出力比が許容限界値以下であること、燃料被覆管は機械的に破損しないこと等としている。一方、被覆粒子燃料では燃料要素の核分裂生成物の閉じこめ特性及びその破損挙動が軽水炉燃料とは異なるため、新たな燃料の健全性確保についての考え方を適用している。

被覆粒子燃料からの核分裂生成物の放出形態は、主に以下の三つに大別できる。

- (i) 製造時に被覆層が破損した被覆燃料粒子からの放出
- (ii) 健全な被覆燃料粒子の温度上昇に伴う拡散による放出
- (iii) 原子炉の運転中に被覆層が破損（追加破損）した被覆燃料粒子からの放出

このうち、(i)項については、この種の燃料の特性上、製造時の被覆層破損を全くゼロとすることはできないが、製造時の破損粒子割合は十分小さく管理できるので、破損粒子からの核分裂生成物の放出量は十分少ない。(ii)項による核分裂生成物の放出は、核分裂生成物が健全粒子の被覆層中を拡散することによって生じるものであり、温度上昇に伴って増加するものの、被覆燃料粒子が健全である限りその放出量は十分少ない。そこで、燃料の許容設計限界は、上記の核分裂生成物の閉じこめ性の劣化防止の観点から、(iii)項の照射中における燃料粒子被覆層の破損を許容できる範囲に制限するように定めている。

燃料粒子被覆層の破損については国内外で各種の試験が行われている。その中で、照射済みの被覆燃料粒子の加熱試験での破損率をまとめた結果をFig.2.3に示す。加熱することにより被覆層の破損が生じ、気体状核分裂生成物(⁸⁵Kr)が急激に放出される。そこで、被覆燃料粒子1個あたりの放射能の校正結果を用いて、燃料粒子被覆層の破損率を求めている。試験に用いた燃料の燃焼度は3200～33000MWd/tである。また、同図には原研で行われた試験結果とともにGAT社の結果も併せて示している。

同図から、燃料粒子被覆層の破損率は、1800°Cまではほとんど零で、1800°C程度から徐々に増加し、約2200°C以上で急激に増加する。2200°Cを超えるとSiC被覆層の熱分解（熱的劣化）が急速に進み、これに伴って燃料粒子被覆層の破損が急速に進むとされている。

これ以外に行われた各種の試験においても、ほぼ同じ挙動が報告されている。

これらの加熱試験の結果から、保守的に見て、異常な過渡変化時に燃料温度が 1600°C を超えない時には、燃料粒子被覆層の有意な破損は生じないと判断することができる。このことから、燃料許容設計限界の判断基準は、燃料粒子被覆層の破損を十分小さくしうる小さな値とするため、

「運転時の異常な過渡変化時において、燃料最高温度が 1600°C を超えないこと」

としている。

この燃料許容設計限界を満足するため、HTTR においては、運転時の異常な過渡変化時の燃料温度の挙動を考慮し、熱的制限値として燃料最高温度を 1495°C と定めている^{1,2,3)}。これは、通常運転時の燃料最高温度を 1495°C 以下にしておけば、異常な過渡変化時において燃料温度は 1600°C 以下に保たれるということを意味している。

2.1.3 炉心

(1) 原子炉圧力容器及び炉心

HTTR の圧力容器縦断面図を Fig.2.4 に、横断面図を Fig.2.5 に示す。HTTR の炉心は黒鉛ブロックの積層構造であり、鋼製の圧力容器の中に収められている。

圧力容器の下部には炉心支持格子が設けられており、この上に黒鉛ブロックを積み上げて炉心及び炉内構造物を構成している。炉心の最下部は炭素ブロックの積層構造とし、これを断熱層としている。この上に高温プレナムブロック等を用いて、炉心からの冷却材をまとめる高温プレナムを形成している。この上に燃料ブロックや燃料ブロックと同じ外形寸法、材質の可動反射体を積み上げて炉心を構成する。

HTTR の炉心は、燃料ブロック等の積層構造であり、炉心は燃料ブロックと同じ形状、材質の可動反射体に取り巻かれており、更にその外側に固定反射体が設置されている。

固定反射体の外側には側部遮へい体が設けられ、その外側に炉心拘束機構が設けられ、炉心全体の形状を維持している。

燃料体は縦に 5 体積み重ねられており、その上下に 2 体づつ可動反射体が置かれている。このブロック 9 体の積み重ねをカラムと呼んでいる。HTTR の炉心は 30 カラムで構成されている。

圧力容器の上部にはスタンドパイプが取り付けられている。このスタンドパイプには、制御棒を駆動する制御棒駆動機構が設けられている。制御棒は、制御棒駆動機構にあるドラムに巻き付けられたワイヤーでつり下げられており、上部から炉心に挿入される。このスタンドパイプのうちの何本かは、燃料交換時の燃料の通過パスとなる。燃料交換時には、1 本のスタンドパイプから制御棒及び制御棒駆動機構を撤去し、燃料交換機により、このスタンドパイプを通して燃料の取り出し、挿入を行う。1 本のスタンドパイプからは最大

7カラムしか燃料の取扱を行えないため、炉心内の全ての燃料交換を行うためには、7カ所のスタンドパイプを用いる必要がある。

冷却材は、炉心下部に設けられている二重配管の環状の外側流路から圧力容器内に入る。圧力容器に流入した冷却材は、まず炉心下部の鋼構造物を冷却する。その後炉心側部に流れ、固定反射体と圧力容器の間の流路を上方へ流れ、上部プレナムに至る。上部プレナムで反転し、炉心に流入する。炉心で加熱された冷却材は高温プレナムで一つにまとめられ、二重配管の内管を通じて圧力容器外部へ流れる。

また、Fig.2.5に示すように、炉心には制御棒を挿入するための制御棒案内カラムが設けられている。これは、Fig.2.6に示す六角柱状の黒鉛ブロックに直径140mm程度の孔を三つ設けた制御棒案内ブロックを積み重ねたものであり、制御棒の挿入及び後備停止系のペレットを落下させることができるようにしている。

(2)制御棒

制御棒は、Fig.2.7に示すように耐熱金属製のさやの中に炭化ホウ素の中性子吸収材を装荷した要素を10個ワイヤーで連結した構造であり、全長約3.1mである。この制御棒2本を一組にして駆動する。この一組を1対と呼んでいる。制御棒は全部で16対設けられている。制御棒の駆動は圧力容器のスタンドパイプに設置した制御棒駆動機構でワイヤードラムに巻き取ることにより駆動し、炉心には上部から挿入する。制御棒の位置は、下端が燃料領域の下端と同じ高さになった位置を全挿入状態とし、この位置を0mmとして引き抜き方向で位置を表す。制御棒下端が炉心上部と同じ高さまで引き抜かれた状態が2900mmであり、全引き抜き位置はこれよりブロック2段分高い4060mmである。

制御棒駆動機構には、制御棒による炉停止ができない場合のバックアップ装置として後備停止系が設けられている。これは、制御棒案内カラムに設けられた孔に炭化ホウ素ペレットを落下させて原子炉を停止させるものである。

(3)炉内濃縮度配分

HTTRでは、軽水炉と異なり、原子炉の出入口での冷却材の温度上昇が最大550°Cと非常に大きい。そのため、冷却材温度の低い炉心の上流部での出力分布を高くし、冷却材温度の高くなる下流部での出力密度を低くして燃料温度の流れ方向分布を平坦化し、燃料温度を制限値以下に保ちつつ、高い原子炉出口温度を達成するようにしている。また、炉心の半径方向の燃料温度分布を平坦化するため、炉心の周辺での出力密度を高く、炉心の中心部での出力密度を低くすることが必要である。

このような出力密度分布を達成するため、Fig.2.8に示すように炉内に3次元的な濃縮度配分を施している。濃縮度の種類数は12種類で、最小が3.4wt%、最高が9.9wt%であり、炉心平均の濃縮度は5.9wt%となっている。濃縮度配分は、炉心の上部で高く、下部で低くしており、炉心の上部の出力密度を高くしている。半径方向については、炉心の中心で低く、外側で高くなるように配置している。

また、HTTR の炉心では、燃焼期間を通じて燃料温度を制限値以下に維持するため、燃焼期間を通じてほぼ同じ出力分布を維持することが求められる。この場合、制御棒の挿入深さが燃焼により変化すると、出力分布の形が変化し、燃料温度が制限値を超える可能性がある。そのため、燃焼期間を通じて制御棒の挿入深さをほぼ一定の値に維持することが求められる。そこで、燃焼による反応度変化を補償するため、反応度調整材(Burnable Poison: BP) を用いている。BP は燃料ブロックのダウエルの下に設けられた装荷孔に挿入されており、1 燃料体に 2 本の BP 棒が挿入されている。BP は B_4C/C の焼結体でありあり、HTTR では BP 濃度 2% と 2.5% の二種類の BP を用いている。Fig.2.8 に併せて BP の配置を示す。

2.2 炉心設計の概要

HTTR では、燃料温度を制限値以下に保ちつつ、660 日間の燃焼と原子炉出口冷却材温度 950°C を達成することが求められている。この目的を確保するための核熱設計の手法と結果の概要を以下に示す^{4,5)}。

2.2.1 核設計の概要

炉停止余裕、過剰反応度、反応度係数等は、原子炉の安全性を確保する上で重要な核特性である。HTTR では、これらの核特性は核設計コードシステム (Nuclear Design Code System : NDCS) で評価されている。核設計コードシステムは高温ガス炉臨界実験装置 VHTRC により検証されている。ここでは、設計に用いた解析コードの概要と解析モデル及び設計結果の概要について述べる。

(1)核設計コードシステムの概要

核設計コードシステムは DELIGHT-7、TWOTRAN-II 及び CITATION-1000VP から構成されている。核設計コードシステムの構成を Fig.2.9 に示す。

DELIGHT-7 は一次元セル燃焼コードであり、特に HTTR の設計のために日本原子力研究所で開発されたコードである。このコードでは被覆燃料粒子がコンパクト中に存在し、コンパクトを含む燃料棒が黒鉛ブロック中に存在するという二重非均質性を考慮してセル燃焼計算を行い、燃料と黒鉛ブロックの群定数を作成する。

TWOTRAN-II は二次元輸送コードであり制御棒が挿入された制御棒案内ブロックや後備停止系が挿入された制御棒案内ブロックの平均群定数を作成するのに用いられる。

CITATION-1000VP は、炉心特性の評価に用いられる。このコードは CITATION を基に HTTR の炉心解析を目的として日本原子力研究所で改良されたコードである。

以下にそれぞれのコードの概要を述べる。

1) DELIGHT-7

DELIGHT-7 コード⁶⁾は、被覆粒子燃料を用いた燃料セルの多群スペクトル計算を行い、炉心計算に必要な群定数を作成する。本コードでは、共鳴吸収、中性子スペクトル

計算を行い、燃料セル及び BP セルでのセル燃焼計算を行ない、燃焼依存の群定数の作成を行う。核データは ENDF/B-IV を用いており、一部 FP については ENDF/B-III から抜き出して用いている。黒鉛の熱中性子散乱断面積には黒鉛の結晶効果を取り入れている。共鳴吸収計算には IR 法が用いられ、燃料格子の二重非均質性（被覆粒子燃料と燃料棒）を考慮することができる。スペクトル計算では速中性子領域 ($10\text{MeV} \sim 2.38\text{eV}$) では 61 群の P_1 あるいは B_1 近似で、熱中性子領域 ($2.38\text{eV} \sim 0\text{eV}$) では 50 群の P_1 あるいは P_0 近似で計算する。燃料セルもしくは BP セル内の中性子束分布は衝突確率法によって計算している。DELIGHT-7 コードで使用している高速エネルギー群構造を Table 2.2 に、熱中性子エネルギー群構造を Table 2.3 に示す。

中性子スペクトル計算は両表に示す多群構造で行い、セル内の中性子束分布計算は小数群である 40 群で行っている。この小数群から、補助コード XEDIT^⑥を用いて炉心計算で用いる縮約群（6 群）の群定数を作成する。

2) TWOTRAN-II

TWOTRAN-II^⑦は 2 次元の輸送計算コードであり、制御棒が挿入された制御棒案内ブロックの平均断面積を求めるのに用いている。

3) CITATION-1000VP

CITATION-1000VP^⑧は拡散理論に基づく三次元炉心特性解析コードである。このコードは HTTR の全炉心の解析が可能となるよう、CITATION コード^⑨の計算領域数を拡張し、かつベクトル化を施すことにより高速化を図ったコードである。

(2) 解析モデルの概要^⑩

1) 燃料及び BP セルモデル

燃料の群定数は、Fig.2.10 に示す一次元円筒セルモデルにより評価している。このセルの物質領域は、中心から、空孔、燃料コンパクト、黒鉛スリーブ、ヘリウムガス及び黒鉛ブロックとなっている。燃料セルの外径は、燃料ブロックの黒鉛量が、燃料ブロックの黒鉛量を燃料棒本数で割った値と等しくなるようにしている。このため、33 ピンブロックと 31 ピンブロックでは異なった外径となっている。

BP セルは、Fig.2.11 に示すように BP 棒の周りに均質化燃料を巻き付けたモデルとなっている。このセル計算で BP の群定数を求める。BP は 1 燃料体に 2 本装荷されていることから、1 本の BP に巻き付ける燃料は二分の一ブロックに相当する量としている。

2) 制御棒セルモデル

制御棒もしくは後備停止系が挿入された状態の制御棒案内ブロックの群定数は、TWOTRAN-II を用いて Fig.2.12 に示す二次元 X-Y モデルにより評価している。このモデルは制御棒が挿入された制御棒案内ブロックの半分とそれを取り巻く燃料ブロックからなる。このセル計算で得られた中性子束分布を重みとして制御棒もしくは後備

停止系が挿入された制御棒案内ブロックの平均群定数を作成する。計算メッシュは、制御棒の挿入位置がブロックの中心から偏心状態であることから、x-y座標系による1/2ブロックのモデルを使用し、吸収体の形状を多数の微少長方形で模擬している。

3)炉心計算モデル

炉心特性計算では、燃料格子計算、BP 格子計算及び制御棒格子計算より得られた燃料体、反射体並びに制御棒の群定数及び炉心形状データを用いて、炉心の実効増倍率等を求めている。炉心特性計算コードとしては、CITATION-1000VP を用いている。炉心特性計算に用いる3次元三角柱メッシュの径方向断面図を Fig.2.13 に、また軸方向断面模式図を Fig.2.14 に示す。3次元三角柱メッシュモデルでは、1燃料体ブロックを平面では径方向に6つの三角形に分割し、軸方向に4分割したメッシュモデルを用いている。燃料体内のウラン、黒鉛等の物質はすべてブロック内に均質に分布させている。

解析は、Table 2.2 及び Table 2.3 に示す6群の縮約群で行っている。

(3)核設計手法の検証

核設計手法の検証は、高温ガス炉臨界実験装置 VHTRC¹⁰⁾の実験データを基に行われた。VHTRC はピンインブロック型燃料の高温ガス炉の核特性の研究のために建設された臨界集合体である。VHTRC の概念図を Fig.2.15 に、炉心断面図の例を Fig.2.16 に示す。VHTRC の炉心は二つの1/2 黒鉛集合体から成り、黒鉛ブロックを横置六角柱状に積層し、周囲を固定枠で固定した構造となっている。炉心黒鉛ブロックには、燃料装荷用の孔及び制御・安全棒の挿入用の孔が設けられており、試験目的に応じて燃料配置、装荷量等炉心の組み替えが比較的容易かつ安全に行いうるようになっている。このため、1/2 黒鉛集合体の一方を固定型とし、他方を移動型としている。

燃料体としては、低濃縮ウランを用いた被覆燃料粒子コンパクトを黒鉛製さやに装荷した燃料棒を使用している。HTTR の燃料体と VHTRC の燃料体の比較を Fig.2.17 に示す。

また、炉心には黒鉛集合体の昇温実験用ヒータを設置することができ、温度条件を変えた試験を行うことが可能である。

VHTRC と HTTR の炉心の主要諸元の比較を Table 2.4 に示す。この VHTRC の実験結果を用いて、実効増倍率、制御棒反応度価値、BP の反応度価値、出力分布（銅反応率分布）及び温度係数について検証が行われた。以下に、検証の概要について述べる。

1)実効増倍率 11,12)

実効増倍率に関しては、2wt%、4wt%及び6wt%の燃料を炉心黒鉛ブロックに順次装荷し、臨界近接を行い実効増倍率を測定した。この測定値は炉内挿入物や温度に対する反応度補正を施して理想状態（炉内挿入物質がない状態）の値を求め、これを実験値とした。制御棒等の炉心挿入物等の反応度価値は、ペリオド法やパルス中性子法により求めた。VHTRC

で行われた実験では全て同様の補正を行っている。この実験は常温だけでなく、約 500K まで昇温した炉心についても行われた。

測定値と、HTTR の核設計手法で評価した結果の比較を Fig.2.18 に示す。同図に示すように、解析結果と測定値はよく一致しており、その差は $1\% \Delta k$ 以内に収まっている。

2)制御棒反応度価値^{11,12)}

2wt%の燃料体で構成した炉心に、制御棒の模擬体を装荷した体系で測定が行われた。制御棒の模擬体は、中心カラムに制御棒の模擬体を 1 本又は 2 本装荷している。

制御棒の模擬体の反応度価値は、パルス中性子法により測定された。

測定結果と HTTR の核設計コードシステムによる評価結果の比較を Table2.5 に示す。1 本の模擬体を装荷した場合の誤差は-9.5%であり、解析値は測定値より小さく、保守的な結果となっている。また、2 本の模擬体を装荷した体系では、評価誤差は-2.6%となり、1 本の場合より精度は向上している。

HTTR では、制御棒案内カラムに 2 本の制御棒が対になって挿入されるため、2 本の模擬体を装荷した体系が対応するが、保守的な評価となるよう、制御棒反応度価値の評価誤差は 1 本の模擬体を装荷した場合の結果を基に、保守的な結果となるよう 10%とされた。

3)BP の反応度価値¹¹⁾

BP の反応度価値については、2wt%及び 4wt%の燃料棒からなる炉心に、ボロン濃度 2.5% 含有の BP 棒を固定側炉心及び移動側炉心に 1 本ずつ装荷した炉心についての測定が行われた。測定の結果、反応度価値は 1.63\$であった。この体系に対する、HTTR の核設計コードシステムの解析結果は 1.79\$であった。解析結果は測定結果より高めの結果を与えており、誤差は 0.6%程度であった。

このほかにボロン含有量 8%の BP 棒 1 本を装荷した炉心についての測定も行われたが、HTTR では 2wt%ないし 2.5wt%のボロン含有率の BP 棒を用いることから、2wt%の BP 棒の結果を基に、測定誤差は十分小さいと判断された。

この結果から、HTTR の設計での BP 反応度価値の予測誤差は、保守的に 10%とされた。

4)出力分布^{11,12)}

出力分布の検証として、銅箔を用いた反応率分布の測定が行われた。銅反応率、中性子束及び核分裂反応率の間には比例関係があることを用い、炉心内の銅反応率分布から中性子束分布及び出力分布の計算値の検証を行った。測定は、2wt%及び 4wt%の燃料体からなる炉心について、径方向及び軸方向に銅箔を設置し、反応率分布を測定した。また、炉心を 500K まで昇温した状態でも測定が行われた。

軸方向の銅反応率分布の測定値と解析値の比較を Fig.2.19 に示す。分布の規格化は、規格化された銅反応率の平均が 1.0 になるように行われている。同図から、燃料領域において解析値は測定値とよく一致していることがわかる。炉心温度が 300K 及び 500K の場合の銅

反応率分布の軸方向の測定値と解析値の比較を Fig.2.20 に、半径方向の測定値と解析値の比較を Fig.2.21 に示す。これらの図から、半径方向及び軸方向の中性子束分布及び出力分布の計算値の誤差は 3%以下に収まっていることがわかる。

この結果から、HTTR の設計での出力分布の評価誤差は 3%とされた。

5) 温度係数¹³⁾

温度係数の測定は、2wt%及び 4wt%の燃料体からなる炉心について行われた。まず常温状態で臨界とし、炉心をヒータで昇温させた。昇温状態での反応度はパルス中性子法で未臨界度を測定し、温度上昇による反応度変化量を求め、これから温度係数を求めた。

測定値と解析値の比較を Fig.2.22 に示す。測定は、約 200°Cまでの範囲で行われた。解析値は測定値をよく再現しており、誤差は最大で 6%程度であった。

この結果から、HTTR の設計での温度係数の評価誤差は 10%とされた。

これらの検証結果を基に、核設計手法で見込まれる評価誤差が定められた。検証結果のまとめと核設計手法で考慮された評価誤差を Table 2.6 に示す^{11,12,13)}。

この評価誤差は臨界実験装置での検証で定められた値である。この値は合理的な安全裕度を有した設計を行うために定められているが、HTTR のより詳細な特性評価や将来の実用高温ガス炉の設計のためにはよりいっそうの精度向上が求められる。また、実際の HTTR の解析評価を通じて、実機での解析との誤差の評価とその低減を図ることが本研究の目的である。

(4) 設計結果の概要

ここでは、核設計結果の例として、過剰反応度と出力分布について述べる^{2,4,5)}。

1) 過剰反応度

過剰反応度の制御は制御棒もしくは BP により行われる。HTTR では炉内の出力分布を最適化して燃料温度を制限値以下としている。この場合、制御棒位置が燃焼とともに大きく変化すると出力分布が変化し、燃料温度を制限値以下に維持できなくなる可能性がある。そのため、HTTR では制御棒は出力の調整や炉停止に用いることとし、燃焼による反応度変化は BP により行うこととしている。このことから、燃焼期間を通じて制御棒は炉心上部にわずかに挿入された状態に維持されるようにしている。

設計での、出力運転状態の過剰反応度の変化を Fig.2.23 に示す。同図に示す結果は、30MW 出力で、制御棒全引き抜き状態の結果を示している。BP がない場合は、燃焼初期の過剰反応度が 20%Δk/k 以上になり、燃焼とともに急速に減少している。このような変化を制御棒のみで吸収することは困難であり、また、仮に制御棒のみでこの反応度変化を補償しようとすると、燃焼に伴う制御棒位置の変化が大きくなり、これによって出力分布の変化が大

きくなるため、燃料温度の面でも厳しくなる。

BP を用いた場合、燃焼初期の過剰反応度は $7.6\% \Delta k/k$ 程度に抑えられている。また、燃焼初期は Xe の蓄積があるため過剰反応度が一旦低下しているが、その後は燃焼が進んでも過剰反応度の変化はわずかとなっている。このことから、燃焼期間を通じて制御棒の炉心への挿入深さはほぼ一定に保たれ、燃焼末期にわずかずつ引き抜かれていくことになる。このように燃焼期間を通じて制御棒の位置変化を小さくできることから、BP を用いることにより出力分布の変化を小さくすることができる。

2) 出力分布

炉内出力分布のうち、軸方向出力分布の結果を Fig.2.24 に示す。燃焼初期では、炉心上部のウラン濃縮度が高いことから、炉心上部で高く、下部で低い出力分布となっている。燃焼が進むにつれ、炉心上部の出力密度は徐々に減少していく。燃焼日数で 440 日をすぎたあたりから、制御棒が徐々に引き抜かれていくため、炉心上部の出力密度は再び上昇する。このように軸方向の出力分布は、炉心上部で高く、下部で低いという分布を全燃焼期間にわたって維持していることから、燃料最高温度は制限値以下に保たれる設計となっている。

2.2.2 热流力設計の概要

HTTR の熱流力設計は、核設計から得られた出力分布を基に、熱出力、1 次冷却材流量、工学的安全係数、燃料体の形状、燃料温度制限等を勘案して決定される。熱流力設計の流れを Fig.2.25 に示す^{1,4,5)}。

燃料体、可動反射体ブロック、制御棒等の炉心構成要素は、その種類に応じて炉内における発熱量が異なり、また、燃料体は燃料の濃縮度及び炉心に装荷される位置に応じて、その発熱量に差がある。従って、燃料の冷却に直接寄与する炉心流量を確保し、定格出力運転時の燃料最高温度を極力低くするとともに、各カラムの燃料最高温度がほぼ均一となるように、流量配分を行う。

(1) 热流力設計に用いるコード

熱流力設計は、Fig.2.25 に示すように、炉内冷却材流量配分解析とその結果を用いる燃料温度解析からなる。

HTTR の炉心は六角柱状の黒鉛ブロックの積層構造であるため、燃料体の冷却孔内を流れ燃料の冷却に直接寄与する流れのほか、ブロックの積層面間を水平に流れるクロス流れ、カラムとカラム間のギャップを上から下へ流れるギャップ流れ、固定反射体の外側から炉心をバイパスして高温プレナムへ直接流入する漏れ流れのように、燃料の冷却に直接寄与しない冷却剤の流れを考慮して、燃料温度の評価を行う必要がある。

この冷却材流量配分解析は、炉内熱流動解析コード FLOWNET¹³⁾により、炉内の流路を等価な流路長、流路断面積、水力等価直径を有する 1 次元流路でモデル化し、更に流路間

を等価な熱伝導路で結合した流路網モデルを用いて行う。計算に使用する流路データ、熱伝達率等はあらかじめ実機と同規模の流動試験を行い、得られた結果を保守的に評価した値を用いている。また、クロス流れギャップ幅算出の基礎となるブロック変形量とブロック温度差の関係及び燃料冷却チャンネルとカラム間ギャップを流れる冷却材間の等価熱伝導率については、あらかじめ解析により評価式を定め、これを用いている。流量配分解析では、解析により得られた炉心構成要素等の温度分布から、カラム間ギャップ等を見直し、収束解を求める。流量配分解析において得られた流量配分及び冷却材温度分布を用いて、燃料温度解析を行っている。

燃料温度解析は、流量配分解析により得られた冷却材流量及び核設計において得られた出力分布を入力として、燃料温度解析コード TEMDIM¹⁴⁾を用いて行っている。計算では、炉心を複数の円筒形状チャンネルで代表し、その2次元温度分布、熱変形量を与えられた境界条件の下で求め、さらに工学的安全係数を考慮して燃料最高温度を算出している。

FLOWNET 及び TEMDIM については、高温ヘリウム熱流動実験ループ HENDEL¹⁶⁾による試験データによって検証が行われている。

(2) 解析モデル

1) 冷却材流量配分解析用モデル

冷却材流量配分解析の解析モデルは、炉心の対称性を考慮して、1/6 炉心を対象としている¹⁷⁾。FLOWNET コードでの軸方向流路モデルを Fig.2.26 に、径方向流路モデルの例を Fig.2.27 に示す。これらの図に示すように、流路網モデルは、1 カラムを 1 流路でモデル化しており、ブロック間ギャップをモデル化した流路及びこれらの流路に接続されたブロック間ギャップを水平方向に流れる流路で構成されている。更に、これらの流路間には伝熱路が設けられている。

2) 燃料温度解析用モデル

燃料温度の解析は、燃料要素の熱伝導率及び熱伝導率の燃焼による変化、工学的安全係数等を考慮して行う^{17,18,19)}。解析は TEMDIM コードで行われている。解析モデルは燃料コンパクト、燃料コンパクトと黒鉛スリーブの間のギャップ、黒鉛スリーブ、冷却材流路及び黒鉛ブロックからなる同心状の多重円筒モデルを用いて、燃料棒を半径方向及び軸方向に分割して行われている。この計算に用いられる出力分布は、核設計で得られた出力分布をもとに、燃料体内の局所的な出力分布のひずみを考慮して用いられている。また、温度計算に用いるカラム内の冷却材流量は、FLOWNET コードによる流量配分解析で得られたカラム毎の流量配分をもとに、燃料体内の局所的な出力分布のひずみの効果を考慮して算出した流量が用いられている。

燃料最高温度は、核計算から得られた出力分布及び流量配分計算により得られた炉内流量配分に基づいて得られる公称温度（ノミナル温度）を基に、工学的安全係数であるランダム因子及びシステムティック因子を考慮して計算されている^{20,21,22)}。

任意の評価点における燃料温度は、Fig.2.28 に示すように、冷却材入口温度に各部の温度差を加算することにより得られる²³⁾。従って、軸方向の任意の位置の評価点における公称温度 T^N は、次式によって計算されている。

ここで、

T_{gin} : 炉心入口冷却材温度	[°C]
ΔT_i^N : 公称温度差	[°C]
i=1 : 冷却材温度上昇	[°C]
2 : 膜温度差	[°C]
3 : スリープ温度差	[°C]
4 : ギャップ温度差	[°C]
5 : コンパクト温度差	[°C]

燃料最高温度は、公称温度差 ΔT_i^N に基づいて得られるシステムティック燃料温度の、任意の燃焼ステップ及び任意の対象領域（全炉心あるいは各カラム）における最大値である。システムティック燃料温度は、工学的安全係数を用いて、次式により算出されている。

「 」 で、

T_f	：システムティック燃料温度	[°C]
ΔT_i	：工学的安全係数を考慮した温度差	[°C]
f_{ij}^S	： ΔT_i^N に係るシステムティック因子	[·]
n	：システムティック因子の数	[·]
f_{ij}^R	： ΔT_i^N に係るランダム因子	[·]
m	：ランダム因子の数	[·]

したがって、任意の燃焼ステップ及び任意の対象領域における燃料最高温度は、システムティック燃料温度を基に、次式から評価されている。

ここで、

T^{\max} : 燃料最高温度 [°C]

(3) 設計結果の概要

熱流力設計結果の例として、炉内の流量配分と燃料温度評価結果を示す^{1,17,18)}。

炉内流量配分の解析結果の例を Fig.2.29 に示す。同図に示す結果は、950°C運転時の結果の例である。HTTR では、炉内の冷却材は燃料棒を直接冷却する流れのほか、ブロック間ギャップや固定反射体間のギャップを流れるバイパスフローがある。そのため、燃料の冷却に直接寄与する冷却材流量の割合は総流量の 88%程度となっており、燃料領域の上から 4 段目の位置で最小流量を示している。

燃料棒の軸方向温度分布の解析結果の例を Fig.2.30 に示す。同図中の実線はノミナル温度を示し、破線は燃料コンパクト内側でのシステムティック温度を示している。冷却材の流れは下降流であるので、冷却材温度は上部から下部へかけてなめらかに上昇している。黒鉛スリーブや燃料コンパクト内側温度は、燃料濃縮度が燃料体毎に異なっており、これに伴い出力密度が変化しているため、ブロック毎に不連続な点が現れている。燃料コンパクト内面温度は、上から 2 段目以降ではほぼ同じ温度を示している。これは、冷却材温度が炉心下部へ向かうに従って高くなっていることと、出力密度が炉心上部で高く、下部で低くなっていることによるものである。

原子炉出口冷却材温度 950°Cの状態での燃料最高温度の径方向分布を Fig.2.31 に示す。ここに示す結果は燃焼期間を通じての最高温度が現れる状態での評価結果である。燃料最高温度は炉心内側に現れており、1492°Cとなっている。これは制限値である 1495°C以下であり、熱的制限値を満たしている。

2.3 臨界試験の概要と初臨界予測法の改良

2.3.1 試験の概要 24)

HTTRは1991年3月に建設工事を開始し、原子炉建家の工事、機器製作、据え付け工事を1996年3月に終了した。その後、単体性能試験、系統別・総合機能試験を進めるとともに、試験により摘出された問題点の改善措置等を実施し、その確認試験を行い燃料装荷の準備を完了した²⁴⁾。

1998年7月1日から燃料装荷を開始し、同年11月10日に環状形状で19カラムの燃料を装荷した状態で初臨界に達した。その後、燃料装荷を継続し、同年12月16日に全燃料量の30カラム装荷した炉心を構成した。引き続き、低出力での炉物理試験を行った。

ここでは、燃料装荷、初臨界予測法の改良、初臨界達成及び臨界試験の例として過剰反応度の評価について述べる。

2.3.2 初臨界達成と初臨界予測法の改良^{24,25)}

(1) 燃料装荷及び臨界近接の概要

燃料装荷に当たっては、まず、黒鉛製の模擬燃料体を用いて炉心を構成し、1カラムづつ模擬燃料体を燃料体に交換することにより行った。燃料の装荷は、将来の高温ガス炉の炉型として提案されている環状炉心のデータを取得することを目指して、炉心の周辺部から時計回りに燃料を装荷する環状型の燃料装荷方法を採用した。燃料の装荷順序及び測定に用いた仮設検出器の配置を Fig.2.32 に示す。

燃料装荷途中及びその後に行われた各種の炉物理試験では、燃料や炉内構造物の放射化が問題となる低い出力で試験を行うため、仮設検出器及び仮設中性子源を使用することとした。仮設検出器としては、BF₃ 比例計数管(BF₃)、核分裂計数管(FC)及び γ 線補償型電離箱(CIC)の 3種類を用いた。BF₃は主に臨界近接時の逆増倍係数(1/M)測定に用いた。FC は 1/M の測定に用いるとともに軸方向に動かせるようにし、軸方向の中性子束分布の測定に用いた。CIC は臨界確認と、CIC からの信号をパーソナルコンピュータで処理し、逆動特性法による反応度値測定 (Inverse kinetic method : IK 法) に用いた。仮設中性子源は、約 1.5×10^{10} Bq(4Ci)の Am-Be を使用し、初臨界時の臨界確認及び反応度測定時に炉心から引き抜くため可動式とした。仮設検出器の径方向配置を Fig.2.32 に併せて示す。また、仮設検出器の軸方向配置及び軸方向配置の概念図を Fig.2.33 に示す。

臨界近接は、BF₃による計数率から 1/M を評価しながら行った。19 カラムで臨界となるまでに、6 カラム、9 カラム、12 カラム、15 カラム、16 カラム、17 カラム及び 18 カラム装荷した時点で測定を行った。

(2) 初臨界予測法の改良

初臨界の予測解析は、燃料体及び模擬燃料体の形状を直接モデル化できる連続エネルギー法モンテカルロ計算コード MVP²⁶⁾を用い、初臨界量を 16 ± 1 カラムと予測した²⁴⁾。しかしながら 17 カラム装荷した時点で大きく未臨界であった。

BF₃によって測定した 1/M の結果を Fig.2.34 に示す。同図で、6 カラム以降の 1/M の変化が緩慢なのは、環状炉心では外側だけでなく内側へも中性子の漏れ効果があり、燃料を追加しても急激に反応度が増大することができないためと考えられる。縦軸を 10 倍に拡大した表示から、仮設中性子源に最も近い Ch.1 の 1/M が臨界直前で急激に低下していることがわかる。これは、臨界直前で仮設中性子源からよりも炉心で増倍された中性子の寄与が急激に増大したためである。

通常、臨界近接時の初臨界予測は、燃料装荷に伴う 1/M の変化を直線外挿し、1/M が零になる燃料装荷量を初臨界量として予測を行う。しかしながら HTTR では、検出器の位置がいわゆる good-geometry でなかったため、直線外挿による臨界予測値が大きくばらつき、正確な予測ができなかつた。また、モンテカルロコードでの再予測では、1 ケースの解析に 24~36 時間程度かかるため、迅速な再予測を行うことはできなかつた。

ここで、拡散計算で黒鉛ブロックの不純物量をパラメータとして任意のカラム数で臨界

になる条件を定め、この解析で得られる $1/M$ の解析値と、測定により得られた $1/M$ を比較することにより初臨界数を求める方法を考案した。この方法により、19 カラムで初臨界となることを再予測し、燃料の装荷を継続した²⁶⁾。 $1/M$ の平均値について行った初臨界予測について Fig.2.35 に示す。

初臨界は、1998 年 11 月 10 日 14 時 18 分に CIC の信号を用いて確認した。初臨界カラム数は、再予測の結果通り 19 カラムとなった。燃料装荷前に行った予測解析に関しては、モデルの細部の見直し、模擬燃料体の不純物量の見直し、被覆粒子の効果の見直しを行い、MVP コードで再評価した結果、19 カラムで臨界となる結果を得ている²⁶⁾。

2.3.3 過剰反応度の評価

過剰反応度は、19 カラムで初臨界達成後、21 カラム、24 カラム、27 カラム及び 30 カラムで過剰反応度の増加分を測定し、これらを足しあわせることにより炉心の有する過剰反応度を評価する燃料追加法で評価した。

測定を行うにあたり、まず C 制御棒 1 対、R1 制御棒 6 対及び R2 制御棒 6 対の先端を揃えた状態で臨界とした。次に、そのうちの 1 対の測定対象制御棒を引き抜くことにより炉心に正の反応度を印加し、CIC により測定した中性子束変化から IK 法により反応度を求めた。反応度の補償には、測定対象制御棒以外の制御棒を用いた。この方法により、燃料の追加に伴い臨界時の制御棒位置が深くなった分の反応度を測定した。なお、R3 制御棒は常に全引き抜き状態としている。

過剰反応度は全制御棒を同時に引き抜いた場合の反応度と定義されているが、このような状態は実現できないため、大きな過剰反応度は概念的な値であり、直接測定することはできない。これまでの測定では、各制御棒の反応度を算術的に合計した値を過剰反応度と見なしていた。しかし、HTTR で制御棒を 1 対づつ測定した場合、制御棒間の反応度の干渉効果が作用するため、合計値は、定義でいうところの過剰反応度とは異なる。ここで、制御棒 1 対を動かした場合の解析値は、測定値をよく模擬していることを見出した。この点に着目し、測定値を修正し因子を用いて定義にあった過剰反応度に修正することとした。修正因子は、金子らによる提案²⁸⁾及び原子力船「むつ」の過剰反応度評価に適用された実績を参考とし、各燃料追加ステップについて次式より求めた²⁴⁾。

$$\text{修正因子} = \frac{\text{実効増倍率の解析結果を基に求めた反応度増分(B)}}{\text{測定時の制御棒操作を模擬した解析による反応度増分(A)}} \cdots (2.4)$$

ここで、

A:燃料追加前後の臨界制御棒位置の差分だけ制御棒を 1 対づつ引抜いた場合の反

応度の解析値を合計して求めた反応度増分

B:燃料追加前後の臨界制御棒位置での実効増倍率の解析値から求めた反応度増分

修正因子を用いて求めた全炉心での過剰反応度は、測定値の約 1.4 倍の $12\% \Delta k/k$ となつた。設置許可上の過剰反応度の制限値は $16.5\% \Delta k/k^{29}$ 以下であるため、核的制限値を満足することを確認した。また、原子炉出口冷却材温度 950°C の達成と、660 日間の運転に必要な反応度は $11.1\% \Delta k/k$ と見込まれている。このことから、HTTR は必要な過剰反応度を有していることも確認できた²⁴⁾。

2.4 出力上昇試験及び運転の概要^{30,31,32)}

2.4.1 出力上昇試験の計画

臨界試験後に開始された出力上昇試験では、国内の研究炉、海外の高温ガス炉の出力上昇試験計画を参考に定めた。HTTR の運転は、原子炉出口冷却材温度 850°C までの定格運転と同 950°C までの高温試験運転からなる。出力上昇試験では、まず定格運転状態での性能確認を行うこととし、高温試験運転による試験は、定格運転の試験結果を評価し、IHX 等の高温機器、燃料の健全性等を再確認した上で進めることとした。

試験計画立案にあたり、考慮した点は以下の通りである。

1) 試験項目の選択

試験項目は、HTTR の使用前検査合格のために必要な検査と、HTTR の性能確認のために必要な試験を含むようにした。HTTR の性能確認のための試験としては、被覆粒子燃料、黒鉛、ヘリウム等の特徴を考慮した試験、高温機器の支持方法や伝熱管等特徴的な設計を行っているものの性能確認を目的とした項目を選択した。

2) 安全確保の考慮

出力上昇試験での安全を確保する観点から、試験は簡単な試験から複雑な試験へ、小さな過渡から大きな過渡へと段階的に安全を確認しながら行う計画とした。また HTTR の特徴を考慮して、ヘリウムの漏洩、放射線漏れ及び熱漏れによる機器等の想定外の温度上昇を早期に検知できる計画とした。

3) 運転モードの選択

HTTR の運転モードには、PPWC のみで冷却を行う単独運転と、PPWC と IHX を併用する並列運転があり、個別に性能を確認する必要がある。そのため、単独運転を先に行い、高温機器である IHX を用いる並列運転を後にする計画とした。

4) 出力の段階的な上昇

試験工程は、大きく三つに分け、定格運転モードで行う最大出力 9MW までの試験、 20MW までの試験を行い性能と安全を確認してから 30MW を達成する計画とした。 9MW までの試験では主に炉物理特性、制御系の特性、遮蔽性能を確認するとともに、ヘリウム漏れや熱漏れ等の監視を行う。 20MW までの試験では、熱交換器の性能、炉内の熱流動特性等の確認を行う。これらの結果を受けて、定格出力を達成する試験を行うこととした。

定格運転モードで 30MW を達成した後、定格運転モードで運転経験を積み、試験結果

及び運転結果から高温試験運転での安全性を再確認した後、高温試験運転で 30MW までの出力上昇試験を行う工程とした。

2.4.2 出力上昇試験の実績

出力上昇試験及び定格運転の運転履歴を Table 2.7 に示す。

低出力での炉物理試験終了後、仮設検出器の撤去と本設の中性子源 (^{252}Cf 、 $3.7 \times 10^9 \text{Bq}$ 、3 個) を炉心に設置した後、出力上昇試験を開始した。

1999 年 9 月に、原子炉出力約 9MW までの試験を開始したが、仮設機器として設置していた計測器のトラブルにより原子炉はスクラムした。翌年 4 月から試験(PT-1)を再開し、単独及び並列運転モードでの試験を終了した。

引き続き、2000 年 6 月から原子炉出力 20MW までの試験 (PT-2) を開始した。本試験では、炉内の黒鉛構造物の重量を支える炉心支持板の一部の温度が上昇し、30MW 時に最高使用温度を超える可能性があった。このための原因追及を目的として、当初の予定にはなかった高温試験運転モードでの 20MW までの試験 (PT-3) を追加してデータを収集し、原因の究明を図ることとした。これらの試験で得られたデータ及び解析により、炉床部のブロック間のギャップに想定外のわずかなヘリウムの流れがあることが原因であると推定し、温度及び応力の再評価を行った^{33,34)}。この結果に基づき、最高使用温度を変更する設工認申請を行い、30MW までの出力上昇を可能とした。

その後、2001 年 10 月から 30MW を達成するための試験 (PT-4) を開始した。PT-4 の単独運転では、1 次冷却材中の不純物濃度を監視しながら出力を上昇させた。不純物量が制限値以下になるのを確認してから、出力を 30MW まで上昇させ、2001 年 12 月 7 日に定格出力 30MW、原子炉出口冷却材温度約 850°C を達成した^{31,32)}。

定格運転での 30MW 達成後、定格運転モードでの 5 サイクルの運転 (RP/RS-1、RS-2、RP/RS-3、RS-4 及び RS-5) を行った。これらの運転では、運転経験の蓄積を図るとともに、高温ガス炉の安全性を実証するための安全性実証試験を行った^{36,37,38,39)}。

PT-4 までの試験結果及びその後の運転経験の蓄積を基に、高温試験運転モードで燃料温度や高温機器の健全性の再評価を行い、安全性を再確認した後、2004 年 3 月から高温試験運転モードでの出力上昇試験(PT-5)を開始した。この試験で、2004 年 4 月 19 日に定格出力 30MW、原子炉出口冷却材温度約 950°C を達成した³⁵⁾。

PT-5 終了後には、定格運転モードでの 2 サイクルの運転を経験している。また、PT-2 の単独運転での試験終了後と、30MW 達成後に行われた RP/RS-1 運転終了後には、炉内の燃料を取り出してガンマ線強度を測定することにより炉内の出力分布測定が行われた^{40,41)}。

参考文献

- 1) S. Saito, et al., "Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)", JAERI 1332(1994).
- 2) 福田 他、「高温ガス炉用燃料に関する試験研究」、JAERI-M 89-007(1989).
- 3) 林 他、「高温工学試験研究炉用燃料の健全性の評価と許容設計限界」、JAERI-M 89-162(1989).
- 4) K. Yamashita, et al., "Nuclear Design of the High-Temperature Engineering Test Reactor(HTTR)", Nucl. Sci. Eng. 122, 212-228(1996).
- 5) N. Fujimoto, et al., "Nuclear Design", Nucl. Eng. Des. Vol.233, 23-36(2004).
- 6) 新藤 他、「高温ガス冷却炉・格子燃焼特性解析コード「DELIGHT-7」」、JAERI-M 90-048(1990).
- 7) K.D. Latherop, et al., "TWOTRAN-II: An interfaced exportable version of the TWOTRAN code for two-dimensional transport", LA-4848-MS, Los Alamos National Laboratory(1973).
- 8) 原田 他、「高温工学試験研究炉の炉心特性解析コード CITATION-1000VP」、JAERI-M89-135(1989).
- 9) T.B. Fowler, et al., "Nuclear Reactor Core Analysis Code : CITATION", ORNL-TM-2496(1971).
- 10) H. Yasuda, et al., "Construction of VHTRC(Very High Temperature Reactor Critical Assembly)", JAERI-1305(1990)
- 11) 山下 他、「VHTRC の実験データに基づく高温工学試験研究炉の核設計計算手法の精度検討」、JAERI-M 88-245(1988).
- 12) N. Fujimoto, et al., "Validation of the nuclear design code system for the HTTR using the criticality assembly VHTRC", Nucl. Eng. Des. 233, 155-162(2004).
- 13) K. Yamashita, et al., "Analysis of Overall Temperature Coefficient of Reactivity of the VHTRC-1 Core with a Nuclear Design Code System for the High Temperature Engineering Test Reactor", Nucl. Sci. Eng. Vol. 110, 177-185(1992).
- 14) 丸山 他、「炉内熱流動解析コード FLOWNET の検証」、JAERI-M 88-138(1988).
- 15) 丸山 他、「燃料温度解析コード TEMDIM の検証」、JAERI-M 88-170(1988).
- 16) 宮本 他、「大型構造機器実証試験ループ(HENDEL)の試験部による高温ガス炉用燃料体・炉内構造物の実証試験」、JAERI 1333(1995).
- 17) 丸山 他、「高温工学試験研究炉炉心熱流力設計」、JAERI-M 88-255(1988).
- 18) S. Maruyama, et al., "Evaluation of hot spot factors for thermal and hydraulic design of HTTR", J. Nucl. Sci. Tech. Vol. 30, No. 11, pp.1186-1194 (1993).
- 19) E. Takada, et al., "Core Thermal-hydraulic Design", Nucl. Eng. Des. Vol 233, pp.37-43(2004).
- 20) 丸山 他、「高温工学試験研究炉炉心燃料温度計算用工学的安全係数の評価」、

- JAERI-M 88-250(1988).
- 21) S. Maruyama, et al., "Evaluation of hot spot factors for thermal and hydraulic design of HTTR", J. Nucl. Sci. Tech. Vol. 30, No. 11, pp.1186-1194 (1993).
 - 22) 柄尾 他、「高温ガス炉 HTTR の高温試験運転における燃料温度の評価」、日本原子力学会和文論文誌、Vol.5, No.1, pp.57-67(2005).
 - 23) I. Murata, et al., "Evaluation of local power distribution with fine-mesh core model for High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)", J. Nucl. Sci. Tech. Vol. 31, No. 1, pp.62-72(1994).
 - 24) 山下 他、「高温工学試験研究炉(HTTR)の臨界試験、(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.30-42(2000).
 - 25) 田中、他、「HTTR(高温工学試験研究炉)系統別・総合機能試験」、日本原子力学会誌 Vol.41, No. 6 pp.686-698(1999).
 - 26) 藤本 他、「高温工学試験研究炉(HTTR)の臨界試験、(II)環状型燃焼装荷による初臨界達成とその予測法」、日本原子力学会誌 Vol.42, No.5, pp.458-464(2000).
 - 27) 森、中川、「MVP/GMVP 連続エネルギー法及び多群法に基づく汎用中性子・光子輸送計算モンテカルロコード」、JAERI-Data/Code 94-007(1994).
 - 28) Y. Kaneko, et al., "Revised Procedure for determining Large Excess Reactivity of Reactor", J. Nucl. Sci. Tech. Nol.36, No.11, pp.988-995(1999).
 - 29) 「日本原子力研究所 大洗研究所 原子炉施設設置変更許可申請書 [HTTR(高温工学試験研究炉)原子炉施設の設置]本文及び添付書類 (一~十)」、日本原子力研究所、平成元年2月（平成元年11月一部補正）（平成2年10月一部補正）.
 - 30) 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).
 - 31) 藤川 他、「HTTR(高温工学試験研究炉)の出力上昇試験」、日本原子力学和文論文誌 Vol.1, No.4, pp.361-372(2000).
 - 32) 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）－試験経過及び結果の概要－」、JAERI-Tech 2004-063 (2002).
 - 33) 藤本、他、「出力上昇試験における HTTR 炉心支持板温度上昇の原因と対策」、JAERI-Tech 2001-090(2001).
 - 34) N. Fujimoto, et al., "Experience of HTTR Construction and Operation -Unexpected Incidents-", Nucl. Eng. Des., Vol.233, pp273-281(2004).
 - 35) 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).
 - 36) 橘 他、「高温工学試験研究炉(HTTR)の安全性実証試験計画」、JAERI-Tech 2002-059(2002).
 - 37) N. Sakaba, et al., "Safety demonstration test(S1C-2/S2C-1) plan using the HTTR (Contract research)", JAERI-Tech 2003-074(2003).
 - 38) S. Nakagawa, et al., "Safety demonstration test(SR-3/S1C-3/S2C-3/SF-2) plan

- using the HTTR (Contract research)" , JAERI-Tech 2005-015(2005).
- 39) 高田 他、「HTTR 制御棒引抜き試験の動特性解析（受託調査）」、JAERI-Tech 2004-048(2004).
 - 40) 藤本 他、「高温工学試験研究炉の燃料体からのガンマ線測定－方法と結果－」、JAERI-Tech 2001-002(2001).
 - 41) 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).

Table 2.1 Major specification of HTTR

Thermal power	30MW
Outlet coolant temperature	850°C/950°C
Inlet coolant temperature	395°C
Fuel	Low enriched UO ₂
Fuel element type	Prismatic block
Direction of coolant flow	Downward flow
Pressure vessel	Steel
Number of main cooling loop	1
Heat removal	IHX and PWC (parallel loaded)
Primary coolant pressure	4 MPa
Containment type	Steel containment

Table 2.2 Energy group structure in fast energy region

Group			Lethergy (Lower)	Energy (Lower, eV)	Group			Lethergy (Lower)	Energy (Lower, eV)
1)	2)	3)			1)	2)	3)		
1	1	1	0.25	7.79×10^6	3	35	8.75	1.59×10^3	
		2	0.50	6.07×10^6		10	36	9.00	1.23×10^3
		3	0.75	4.72×10^6		37	9.25	961	
		4	1.00	3.68×10^6		38	9.50	748	
		5	1.25	2.87×10^6		11	39	583	
	2	6	1.50	2.23×10^6		40	10.00	454	
		7	1.75	1.74×10^6		12	41	354	
		8	2.00	1.35×10^6		42	10.50	275	
		9	2.25	1.05×10^6		13	43	215	
	3	10	2.50	8.21×10^5		44	11.00	167	
		11	2.75	6.39×10^5		45	11.25	130	
		12	3.00	4.98×10^5		14	46	101	
		13	3.25	3.88×10^5		47	11.75	78.9	
2	4	14	3.50	3.02×10^5		15	48	61.4	
		15	3.75	2.35×10^5		49	12.25	47.9	
		16	4.00	1.83×10^5		50	12.50	37.3	
		17	4.25	1.43×10^5		51	12.75	29.0	
	5	18	4.50	1.11×10^5		17	52	22.6	
		19	4.75	8.65×10^4		53	13.25	17.6	
		20	5.00	6.74×10^4		18	54	13.50	
		21	5.25	5.25×10^4		55	13.75	10.68	
	6	22	5.50	4.09×10^4		56	14.00	8.32	
		23	5.75	3.18×10^4		19	57	6.48	
		24	6.00	2.48×10^4		58	14.50	5.04	
		25	6.25	1.93×10^4		59	14.75	3.93	
		26	6.50	1.50×10^4		20	60	3.06	
		27	6.75	1.17×10^4		61	15.00	2.38	
		28	7.00	9.12×10^3			62	15.25	
8	7	29	7.25	7.10×10^3			63	15.50	
		30	7.50	5.53×10^3			64	15.75	
		31	7.75	4.31×10^3			65	16.00	
	9	32	8.00	3.36×10^3			66	16.25	
		33	8.25	2.61×10^3			67	16.50	
		34	8.50	2.04×10^3			68	16.75	
								17.00	0.414

*Upper energy of the first group is 10^7 eV.

1)Condensed group

2)Few group

3)Multi group

Table 2.3 Energy group structure in thermal energy region

Group			Energy (Upper, eV)	Width(eV)	Group			Energy (Upper, eV)	Width(eV)
1)	2)	3)			1)	2)	3)		
6	40	1	0.002	0.002	4	28	26	0.55	0.1
		2	0.004	0.002			27	0.65	0.1
	39	3	0.006	0.002		27	28	0.75	0.1
		4	0.008	0.002			29	0.85	0.1
	38	5	0.015	0.007		26	30	0.95	0.1
		6	0.025	0.01			31	0.99	0.04
	37	7	0.035	0.01		25	32	1.01	0.02
		8	0.045	0.01			33	1.03	0.02
	36	9	0.055	0.01		24	34	1.045	0.015
		10	0.065	0.01			35	1.055	0.01
	35	11	0.075	0.01		23	36	1.065	0.01
		12	0.085	0.01			37	1.08	0.015
	34	13	0.105	0.02		22	38	1.10	0.02
		14	0.135	0.03			39	1.16	0.06
5	34	15	0.165	0.03		23	40	1.24	0.08
		16	0.195	0.03			41	1.35	0.11
	33	17	0.225	0.03		22	42	1.45	0.1
		18	0.255	0.03			43	1.55	0.1
	32	19	0.285	0.03		21	44	1.65	0.1
		20	0.295	0.01			45	1.75	0.1
	31	21	0.305	0.01		21	46	1.85	0.1
		22	0.335	0.03			47	1.95	0.1
	30	23	0.35	0.015		21	48	2.05	0.1
		24	0.39	0.04			49	2.15	0.1
	29	25	0.45	0.06			50	2.38	0.23

1)Condensed group

2)Few group

3)Multi group

Table 2.4 Major specifications of VHTRC and HTTR

	VHTRC	HTTR
Core height (m)	2.4 (maximum)	2.9
Core diameter (m)	1.75(maximum)	2.3
Fuel block	Prismatic	Prismatic
Fuel	UO ₂ CFP	UO ₂ CFP
Fuel kernel diameter (μm)	599	600
Enrichment (wt%)	2, 4, 6	5.9(average)
Moderator	Graphite	Graphite

Table 2.5 Comparison of measured and calculated control rod worth

Number of control rod	Control rod worth [%Δk/k]		Error [%] (C/E-1)
	Measured(E)	Calculated(C)	
1	13.8	12.5	-9.5
2	22.0	21.4	-2.6

Table 2.6 Calculation uncertainties of nuclear design code system

Item	Difference between the experimental and analytical results	Calculation uncertainty considered in the HTTR nuclear design
Effective multiplication factor	1%Δk	1%Δk
Control rod worth	2.6%	10%
Burnable poison worth	~0%	10%
Power and neutron flux distribution	2.9%	3%
Temperature coefficient	6%	10%

Table 2.7 Operation history of HTTR

ID	Time	Operation mode	Max. power [MW]	Integrated power [MWd]	Remarks
PT	Sept. 1999	Rated	Single	-	0.1
PT-1	April-May 2000	Rated	Single	9	193
	May-June 2000		Parallel	9	
PT-2	July 2000	Rated	Single	20	466
	Jan. 2001		Parallel	20	
	Feb-Mar 2001				
PT-3	April-May 2001	High-temp.	Single	20	689
	May-June 2001		Parallel	20	
PT-4	Oct-Dec. 2001	Rated	Single	30	2277
	Jan.-May 2002		Parallel	30	Achievement of 850°C
RP/RS-1	May-July 2002	Rated	Single/Parallel	30	
RS-2	Feb.-Mar. 2003	Rated	Single	30	462
RP/RS-3	May 2003	Rated	Single	20	72
RS-4	Aug. 2003	Rated	Single	9	25
RS-5	Jan.-Mar. 2004	Rated	Single	30	549
PT-5	Mar.-May 2004	High-temp.	Single	30	Achievement of 950°C
	Jun.-July 2004		Parallel	30	
RS-6	Feb. 2005	Rated	Single	9	1
RS-7	Aug.-Sept. 2005	Rated	Single	28	206
				Total	6924

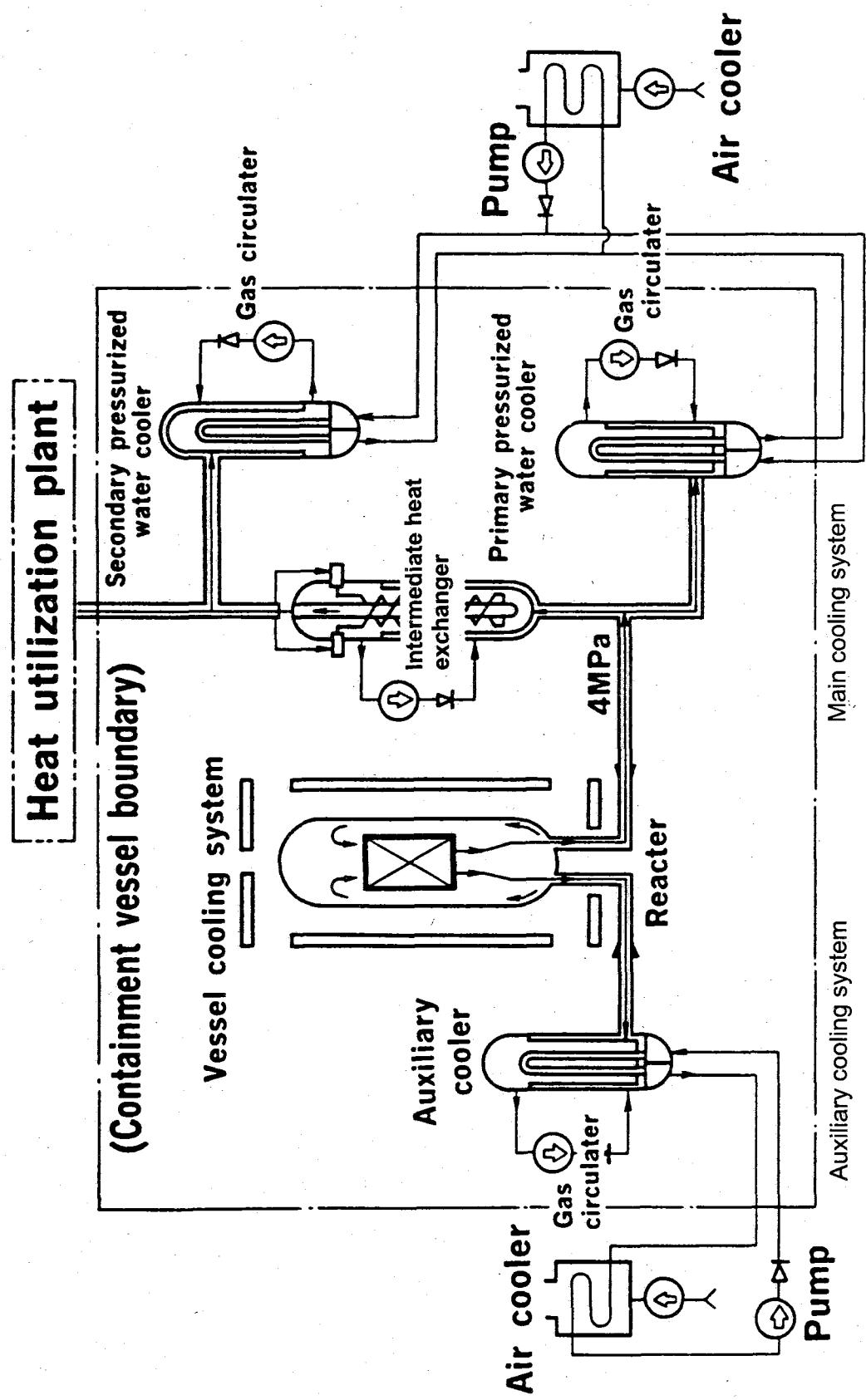


Fig 2.1 Schematics of HTR cooling system.

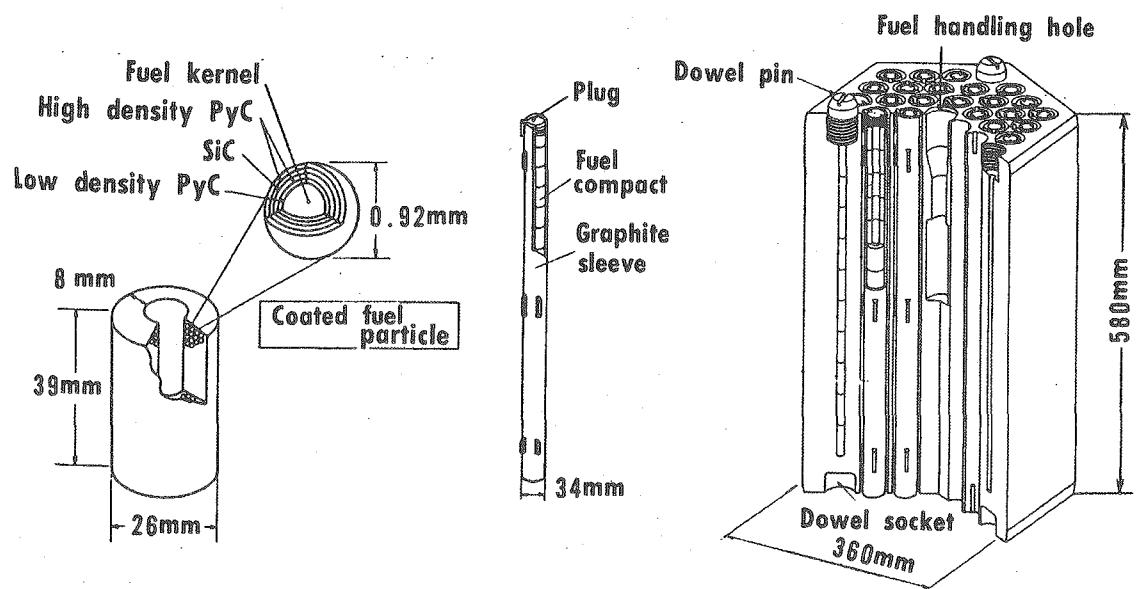


Fig.2.2 Configuration of HTTR fuel.

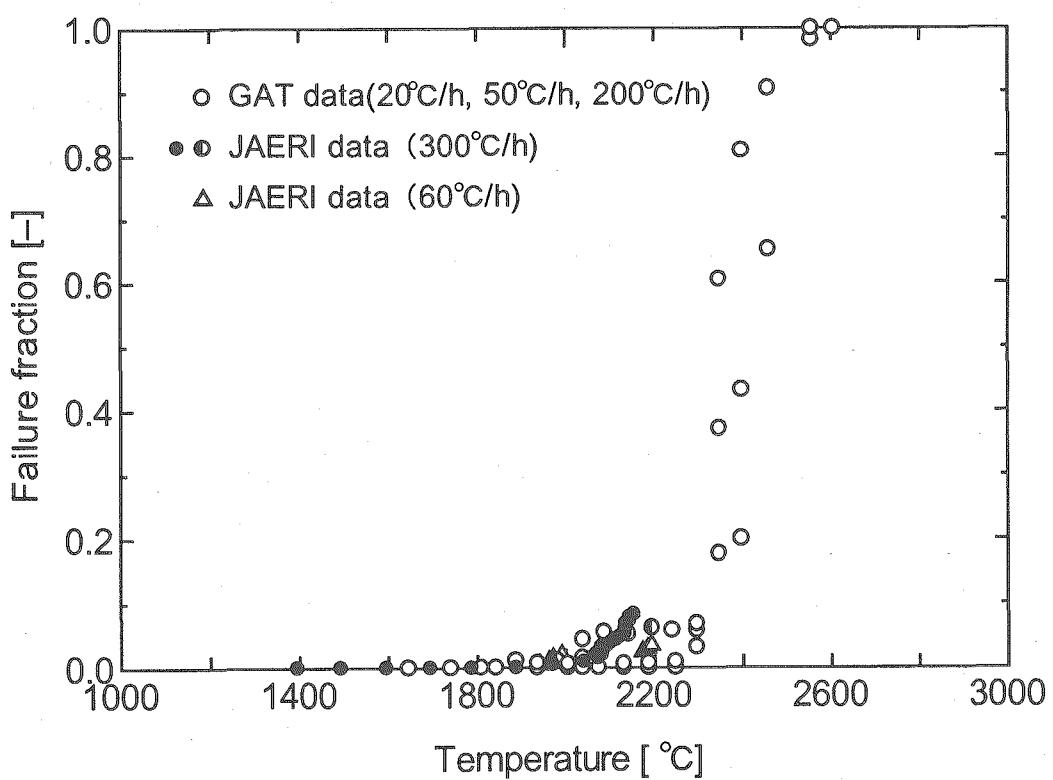


Fig. 2.3 Relation between failure fraction of CFP and fuel temperature.

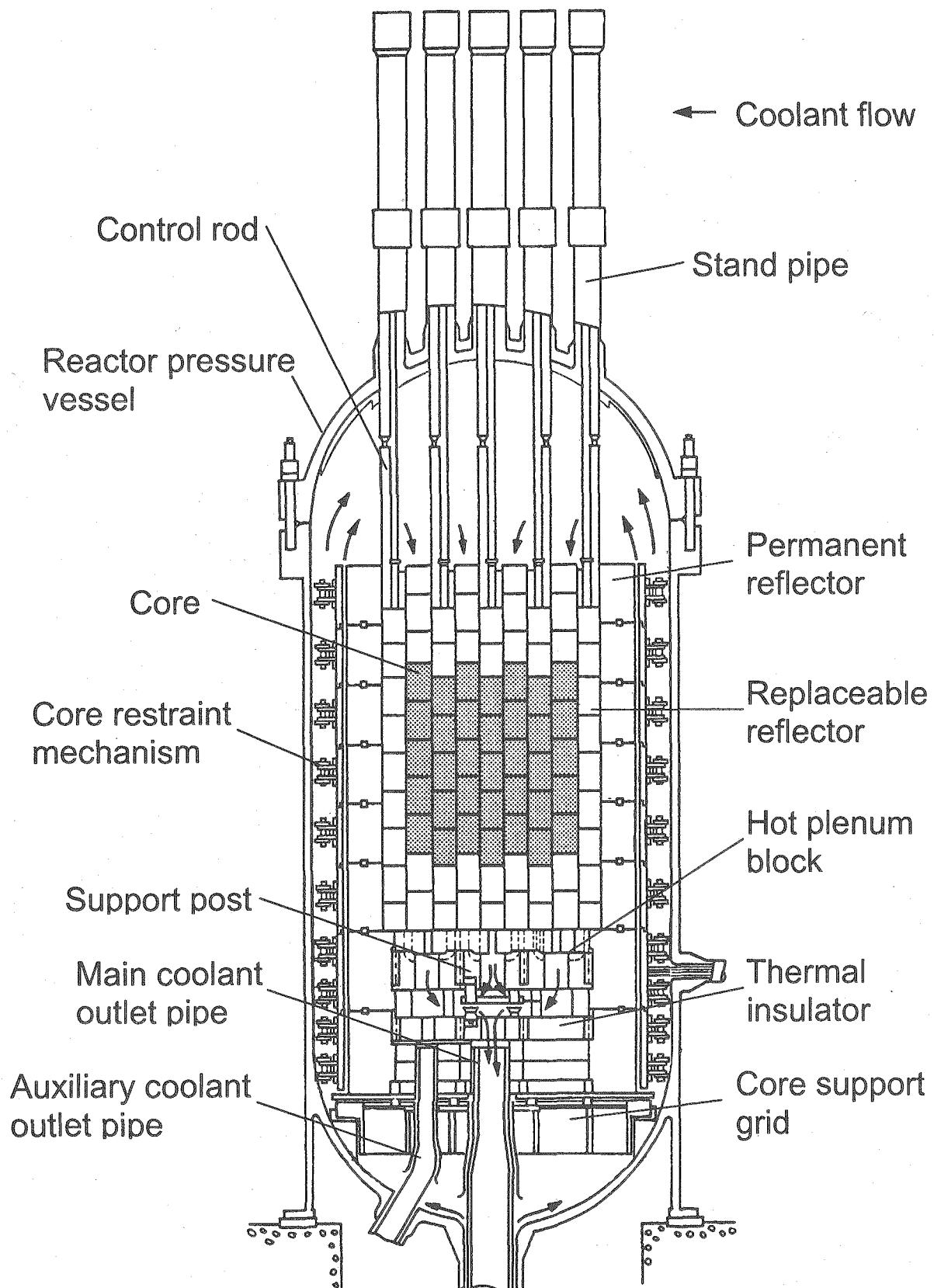


Fig. 2.4 Vertical cross section of HTTR core.

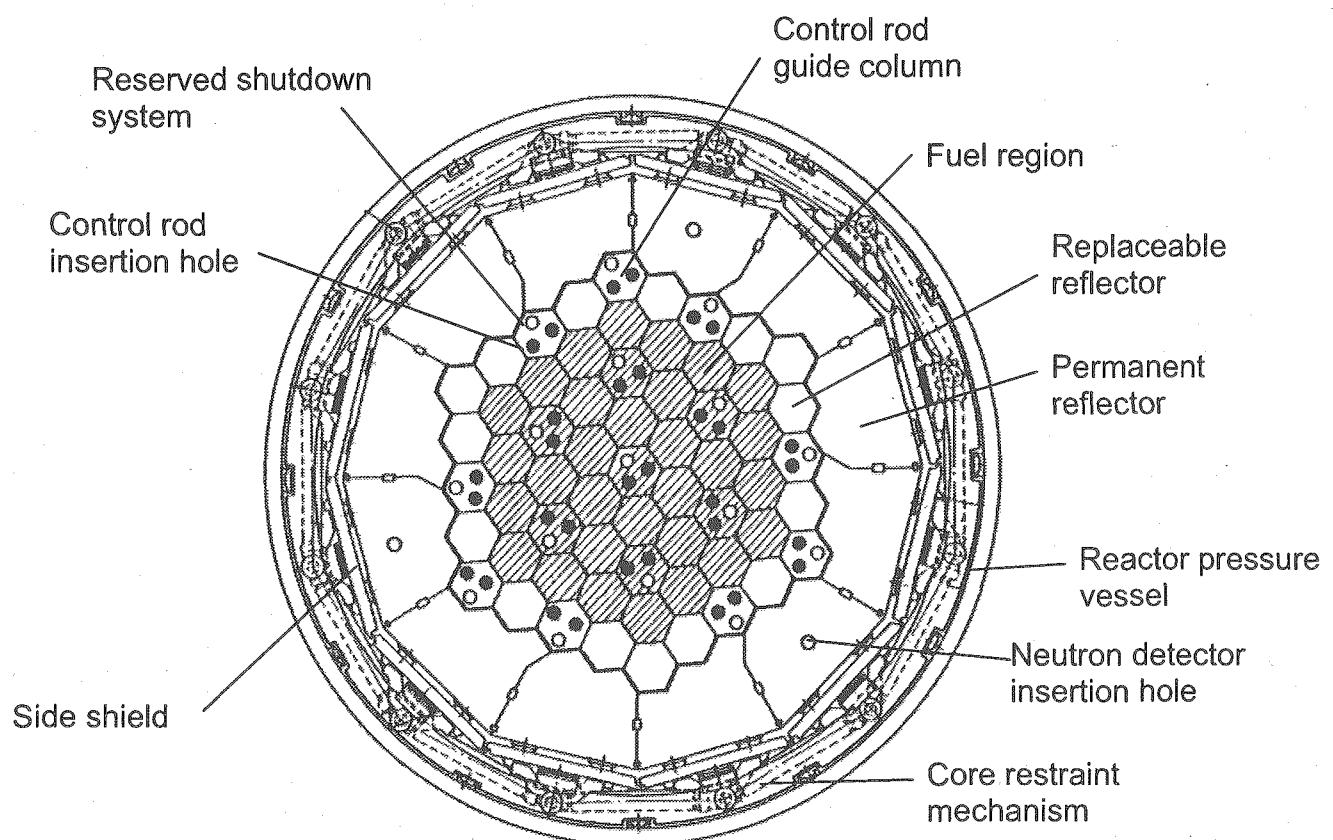


Fig. 2.5 Horizontal cross section of HTTR core.

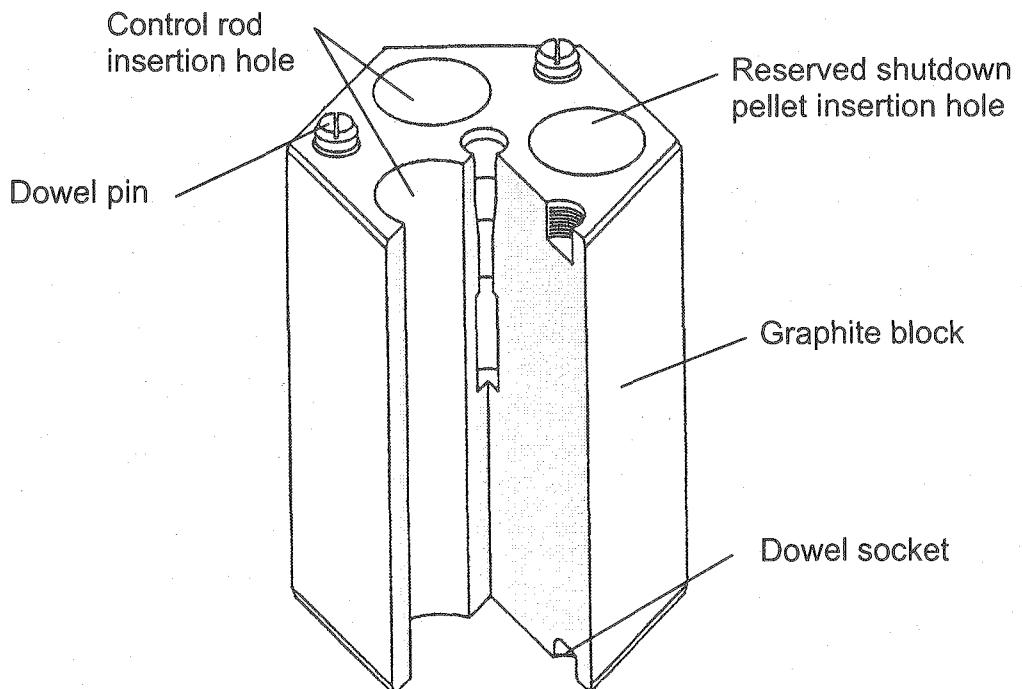


Fig. 2.6 Control rod guide block.

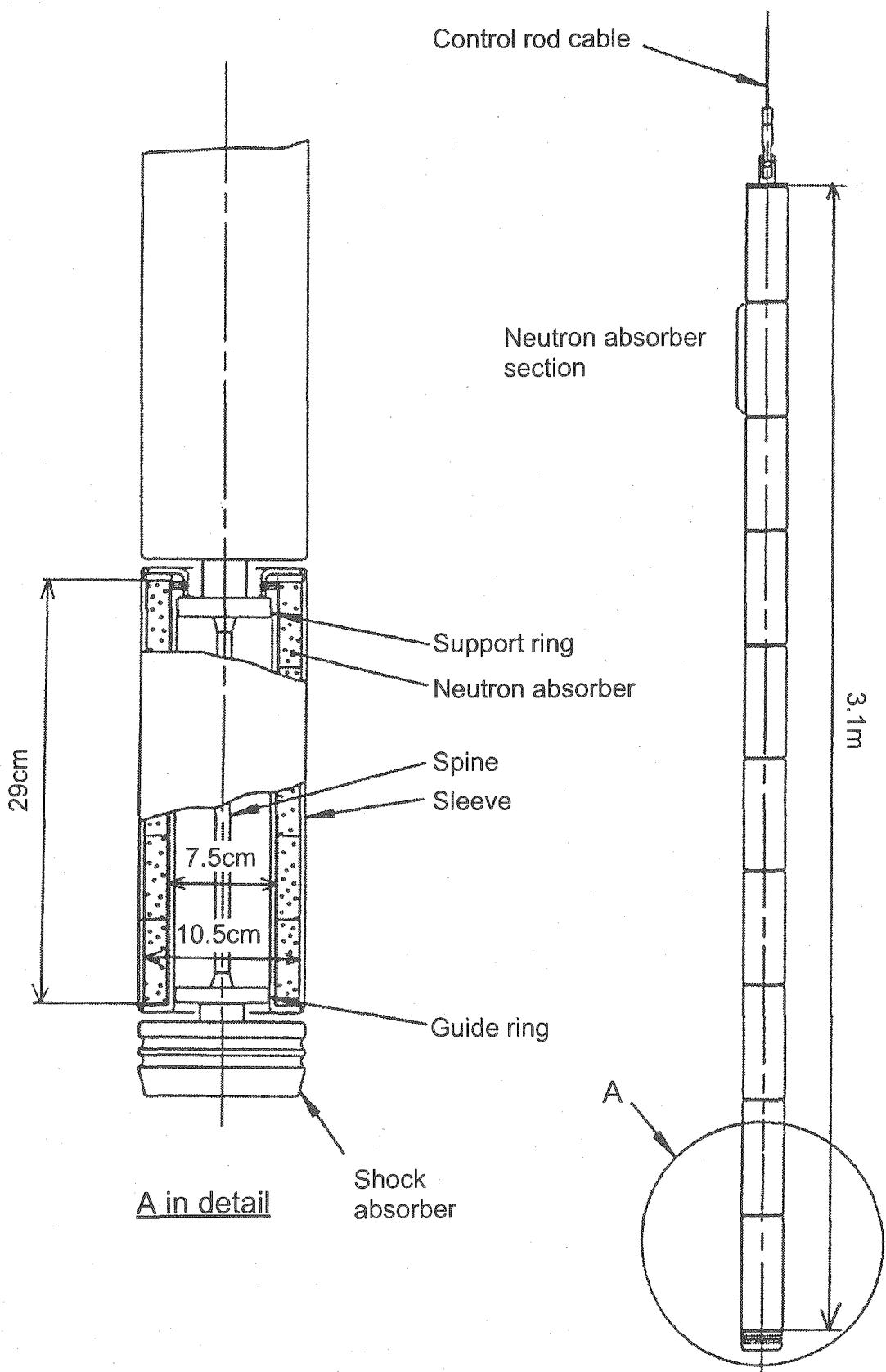


Fig. 2.7 Control rod of HTTR.

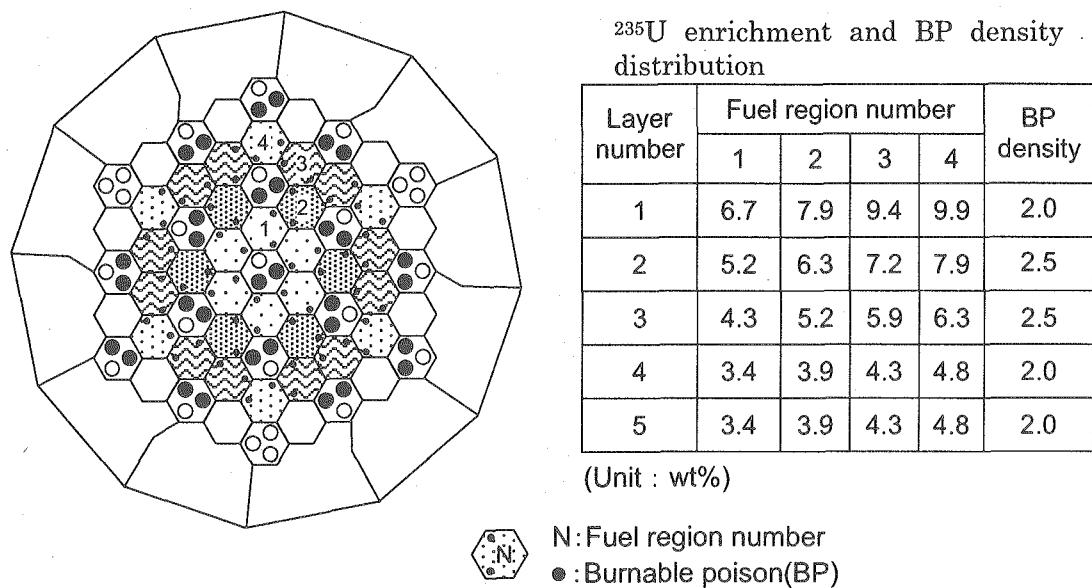


Fig. 2.8 Fuel and BP distribution in HTTR core.

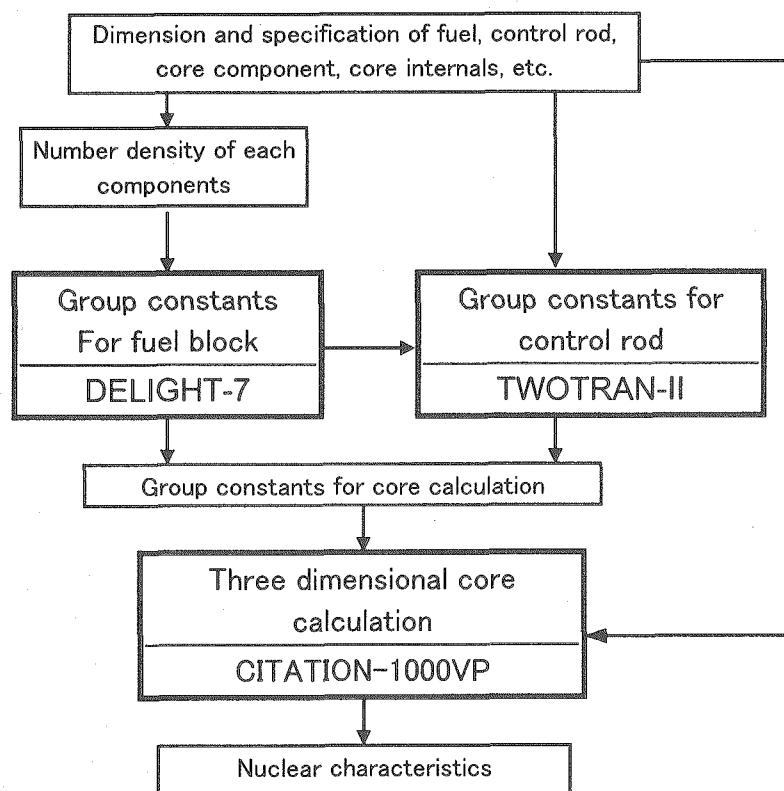


Fig. 2.9 Program structure of HTTR nuclear design code system.

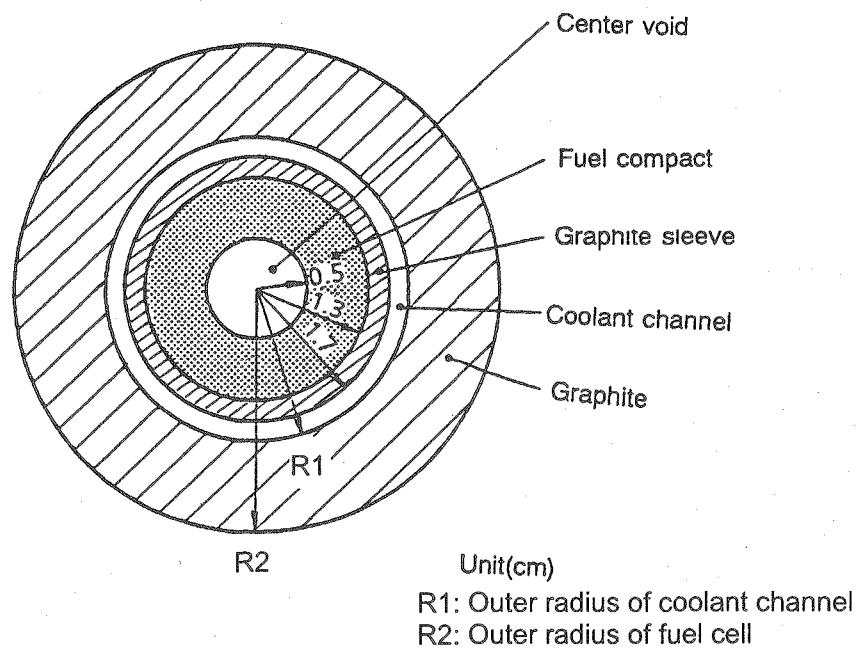


Fig.2.10 One-dimensional cylindrical fuel cell model for DELIGHT.

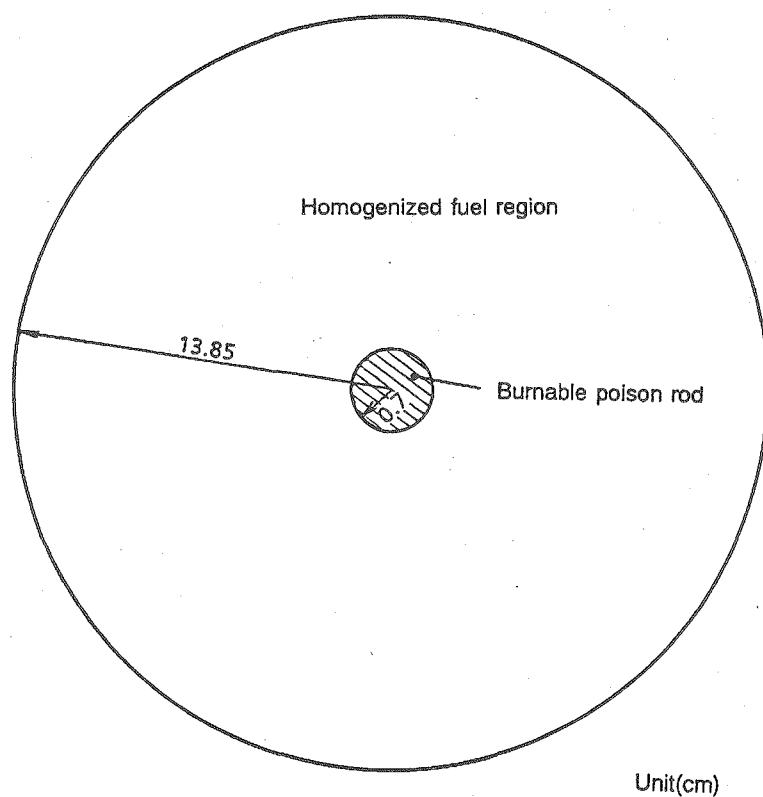


Fig. 2.11 One-dimensional cylindrical BP cell model for DELIGHT.

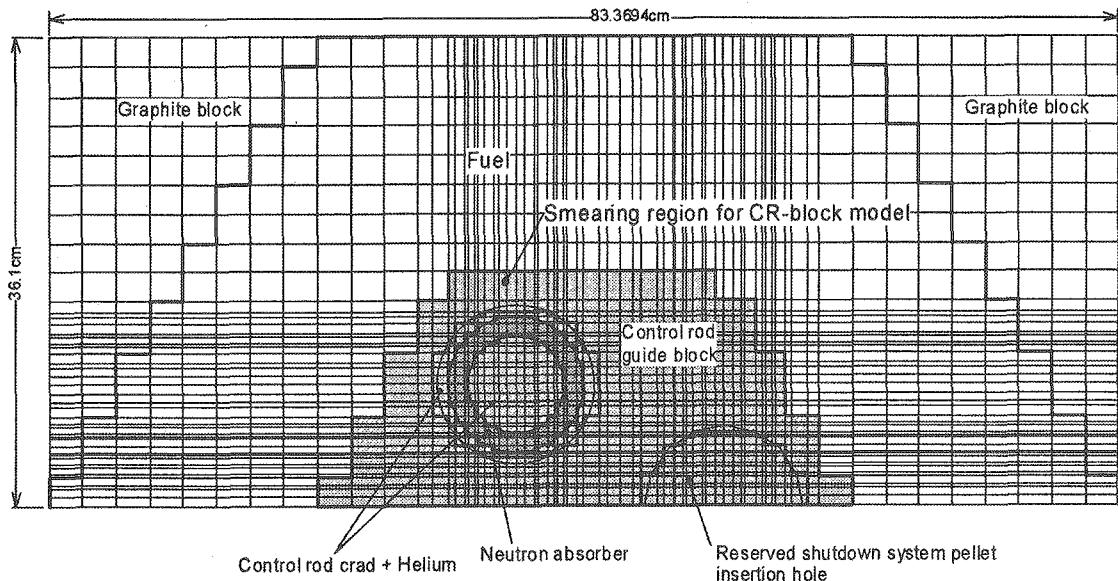


Fig.2.12 Two-dimensional control rod cell model for TWOTRAN-II.

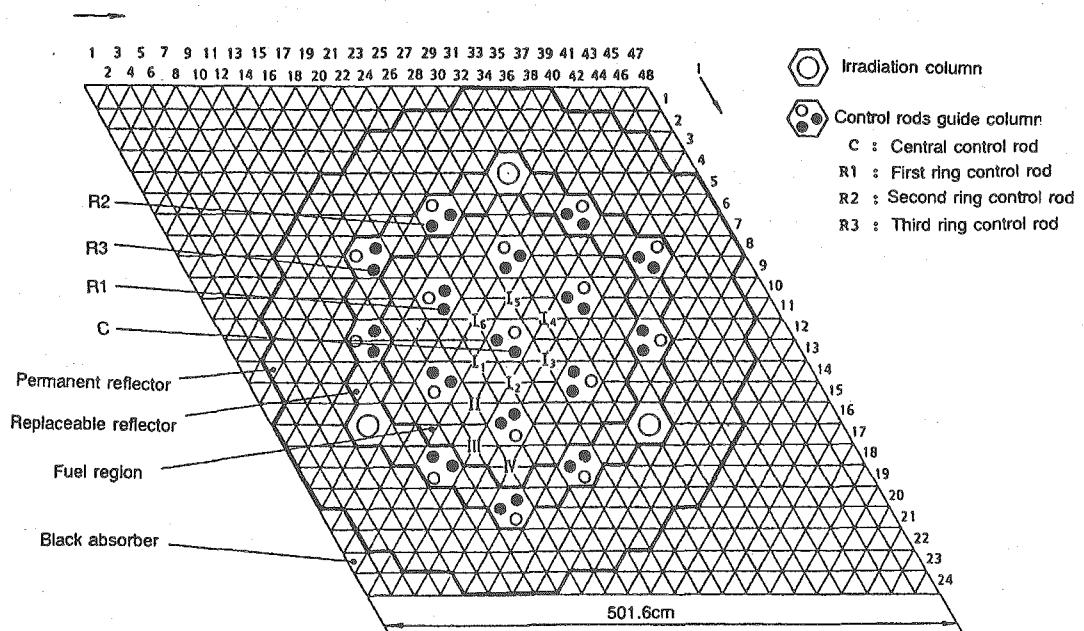


Fig. 2.13 Hexagonal plane of core calculation model for CITATION-1000VP.

Radial direction
Axial direction ↓

Center of core	Radial zone No.				Replaceable reflector region	Permanent reflector region
	1	2	3	4		
Upper replaceable reflector						
Layer No.						
1						
2						
Active core						
3						
4						
5						
Lower replaceable reflector						
	CR guide column	Fuel column I	Fuel column II	Ring 1 CR column	Fuel column III	Fuel column IV
						Replaceable reflector
						Ring 2 CR column
						Ring 3 CR column
						Irradiation column
						Permanent reflector

Fig. 2.14 Vertical plane of core calculation model for CITATION-1000VP.

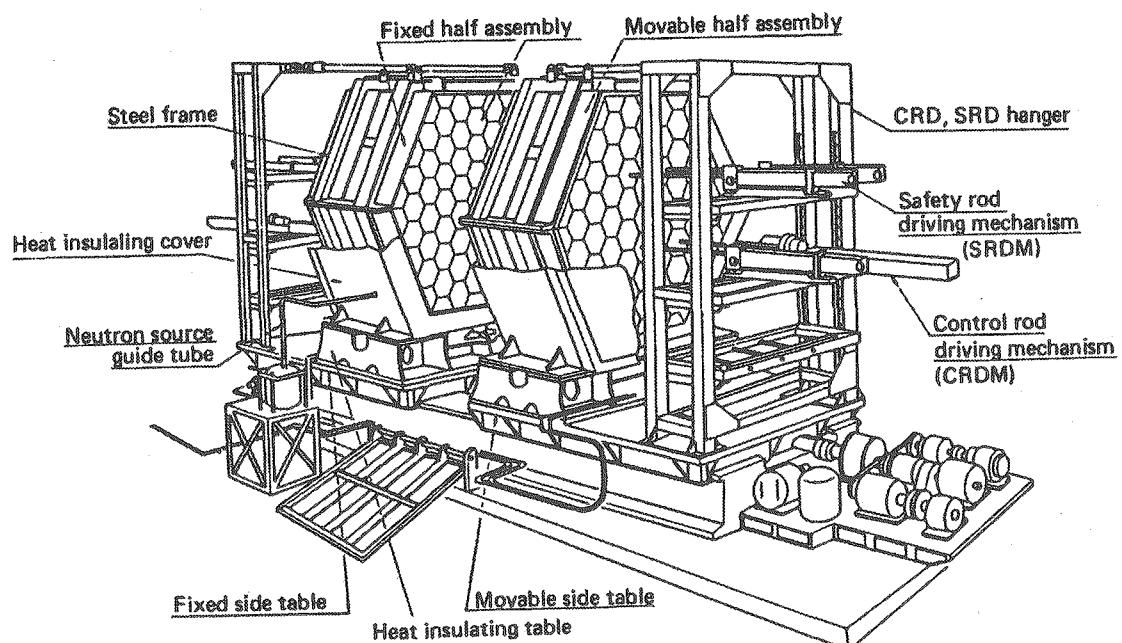


Fig. 2.15 Conceptual figure of VHTRC.

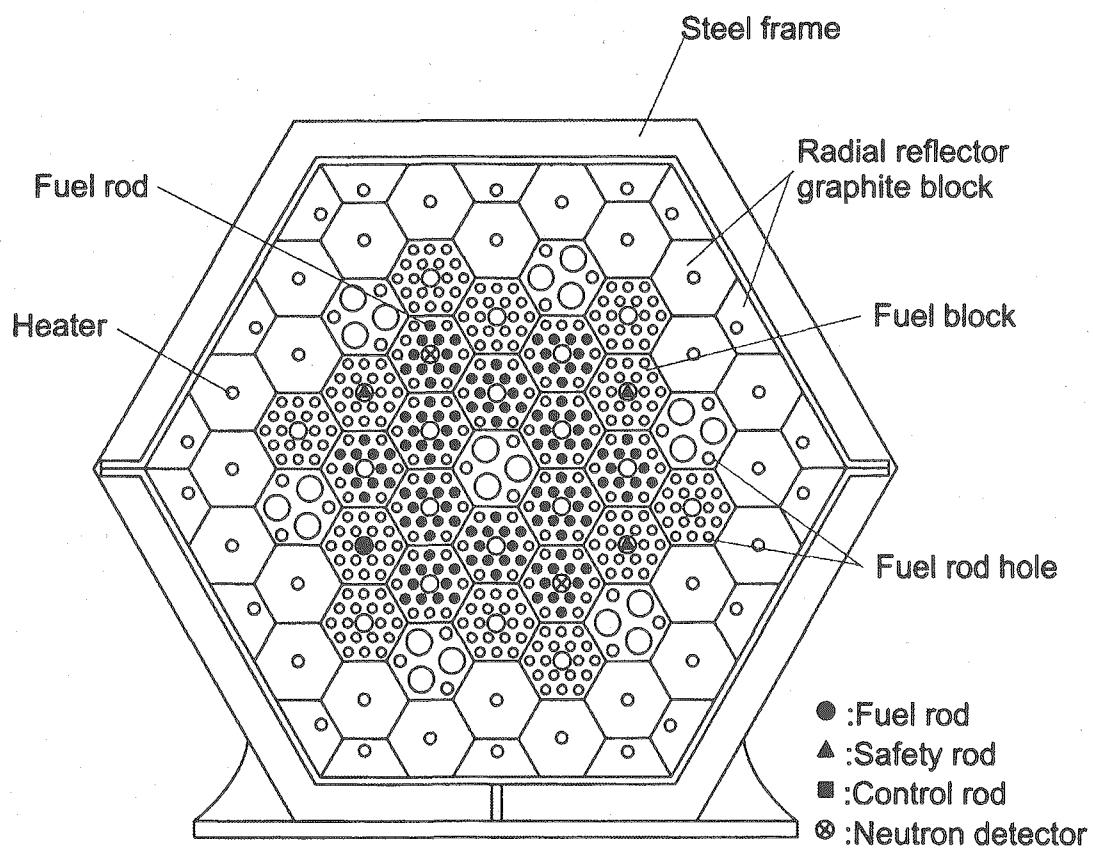


Fig. 2.16 Cross section of VHTRC core.

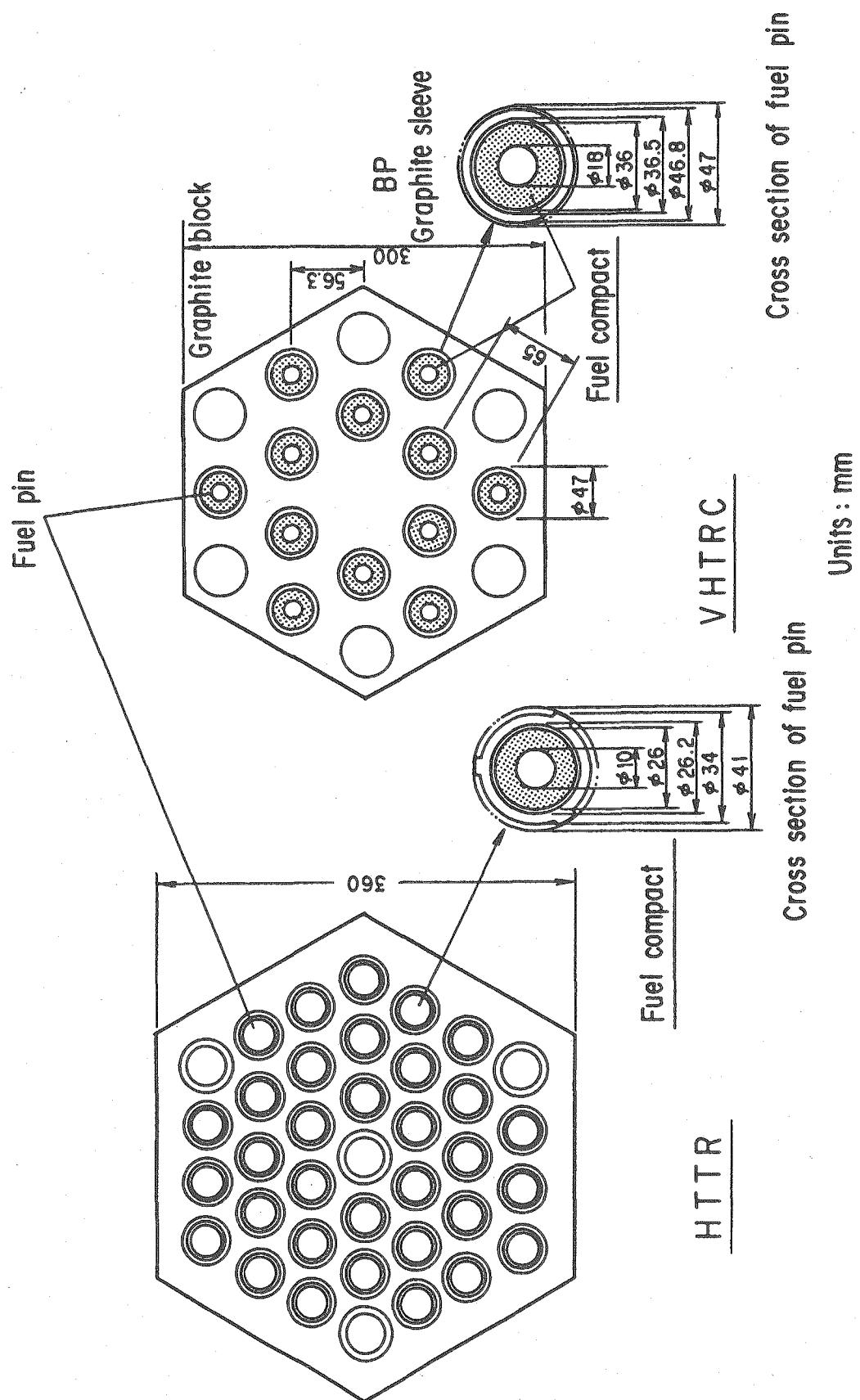


Fig. 2.17 Arrangement of fuel pins in the fuel block of HTTR and VHTRC

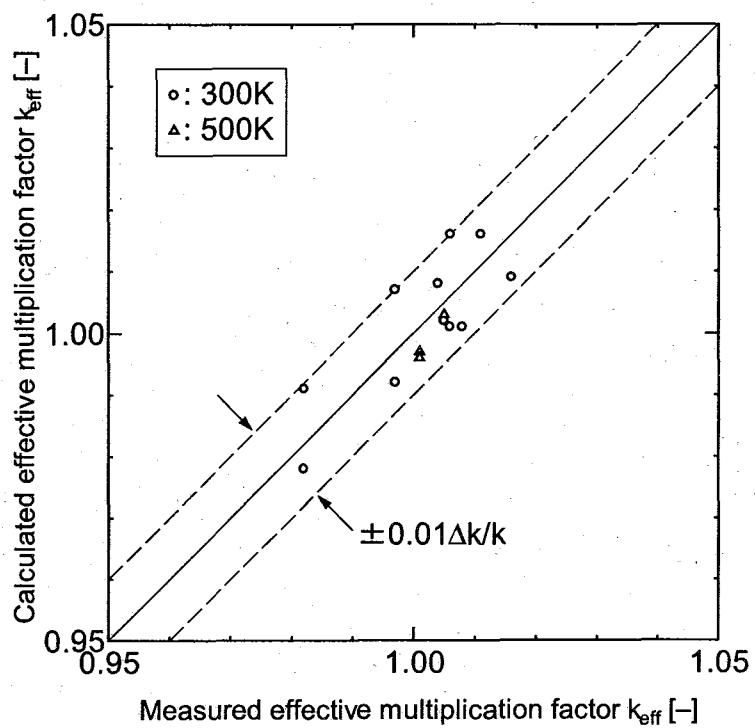


Fig. 2.18 Comparison of measured and calculated effective multiplication factor.

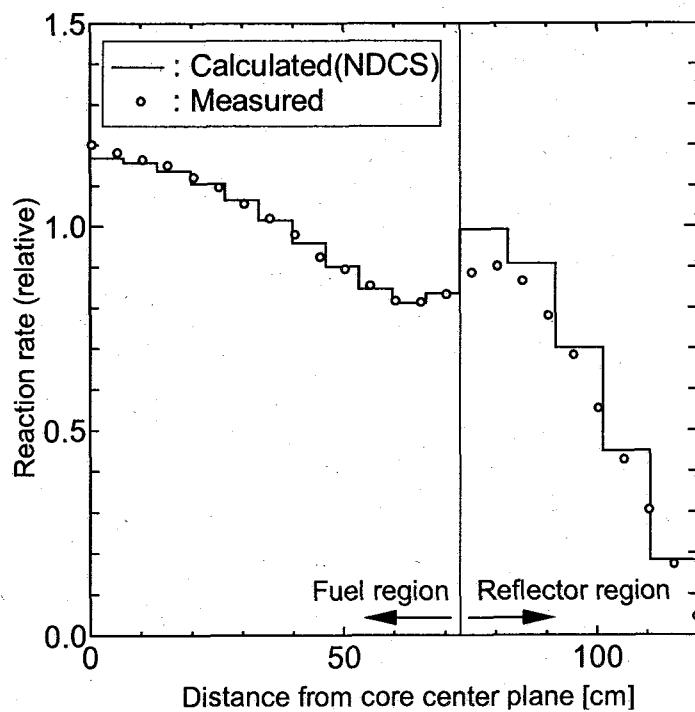


Fig. 2.19 Comparison of axial flux distribution between measured and calculated results¹²⁾.

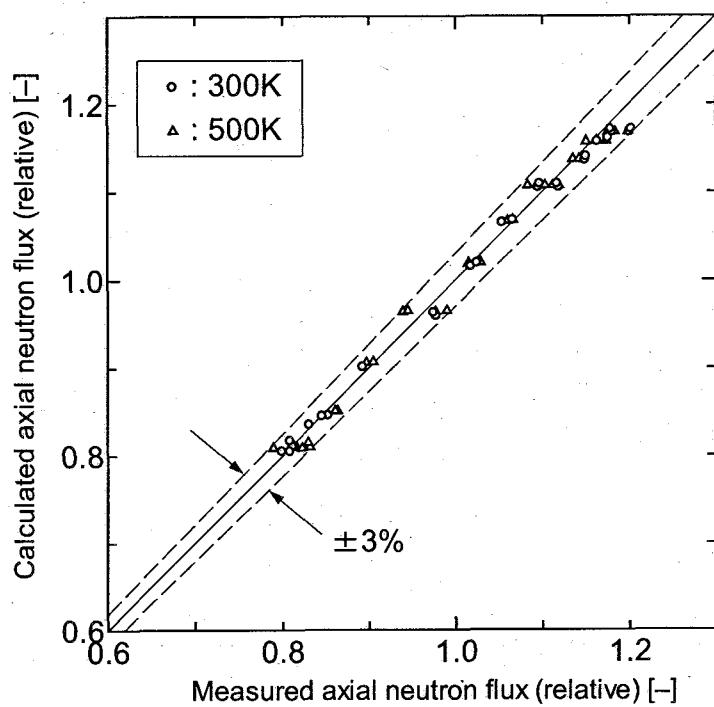


Fig. 2.20 Comparison of measured and calculated axial flux distribution¹²⁾.

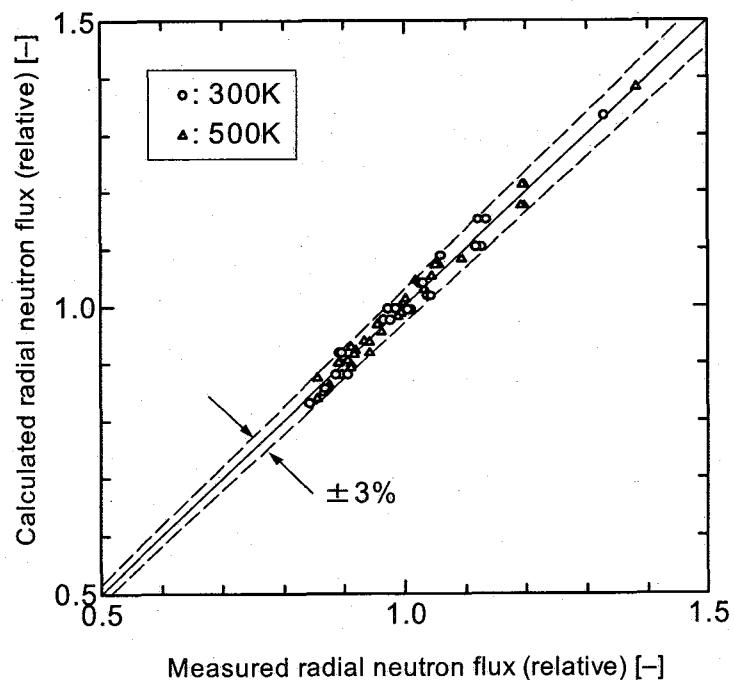


Fig. 2.21 Comparison of measured and calculated radial flux distribution¹²⁾.

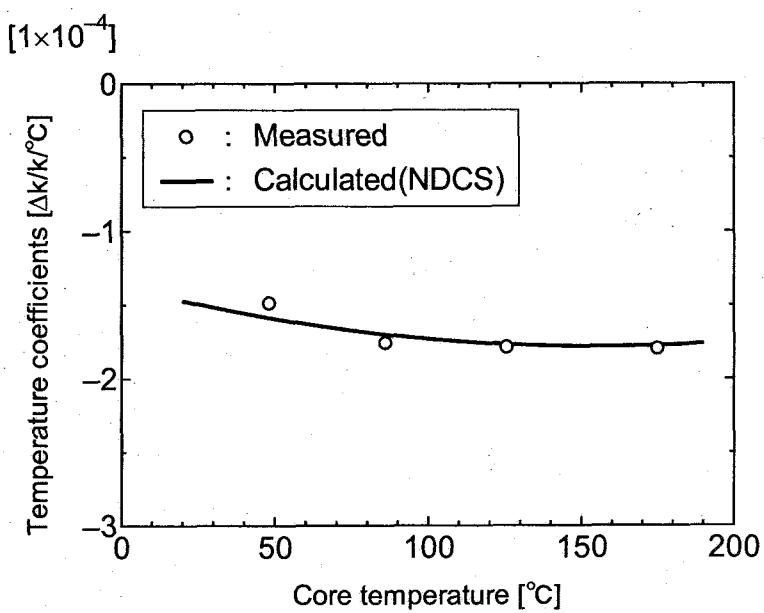
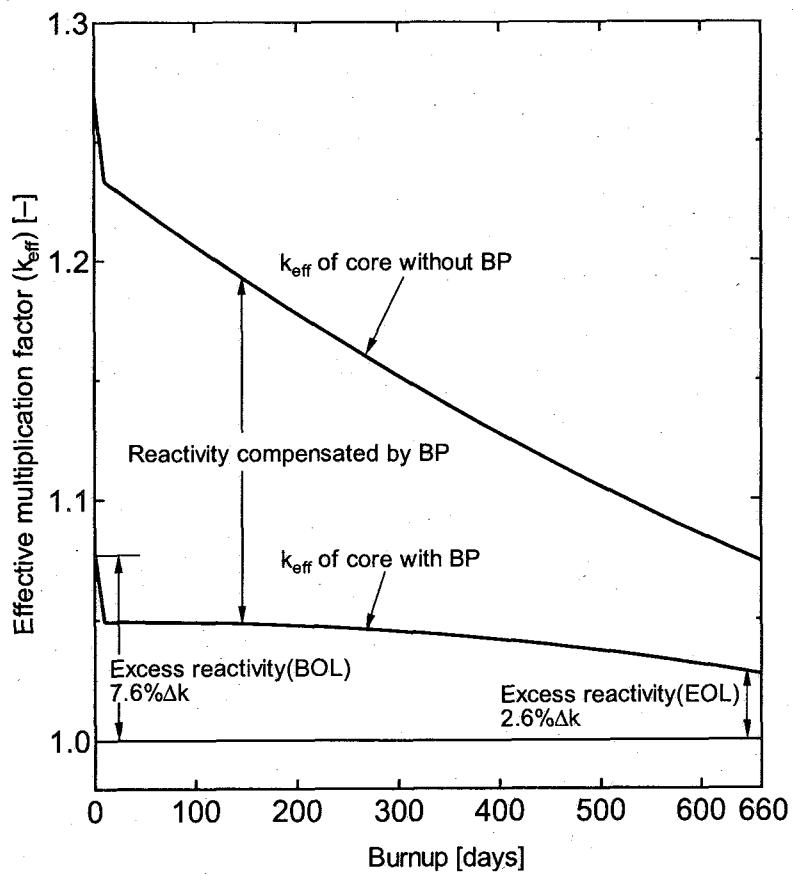
Fig. 2.22 Measured and calculated temperature coefficients of reactivity¹²⁾.

Fig. 2.23 Change in excess reactivity in rated power operation state where the control rods are fully withdrawn.

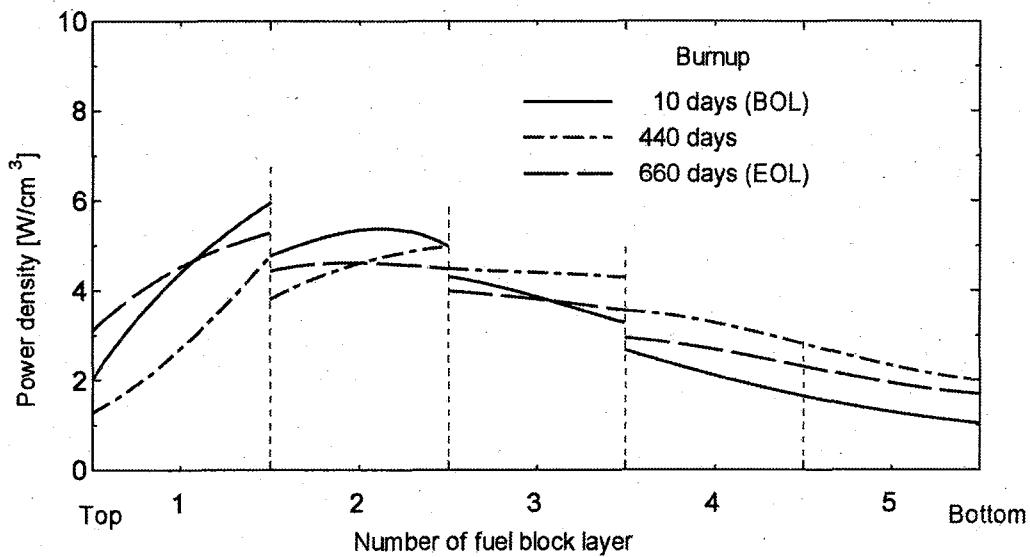


Fig.2.24 Change in axial power distribution with burnup.

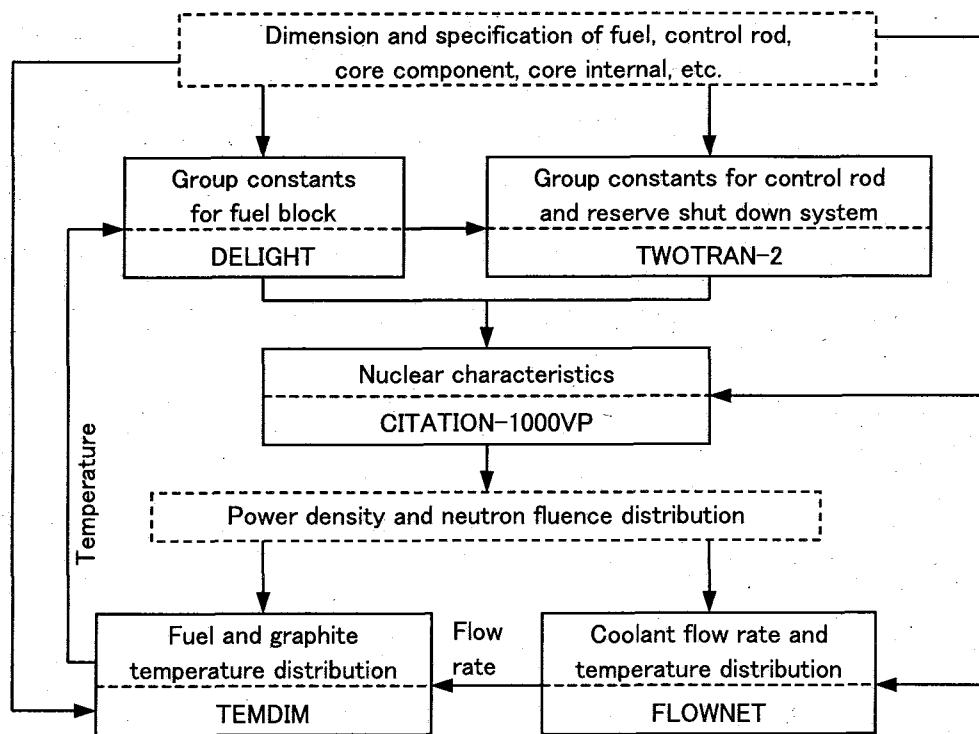


Fig.2.25 Calculation flow of core nuclear and thermo-hydraulic design.

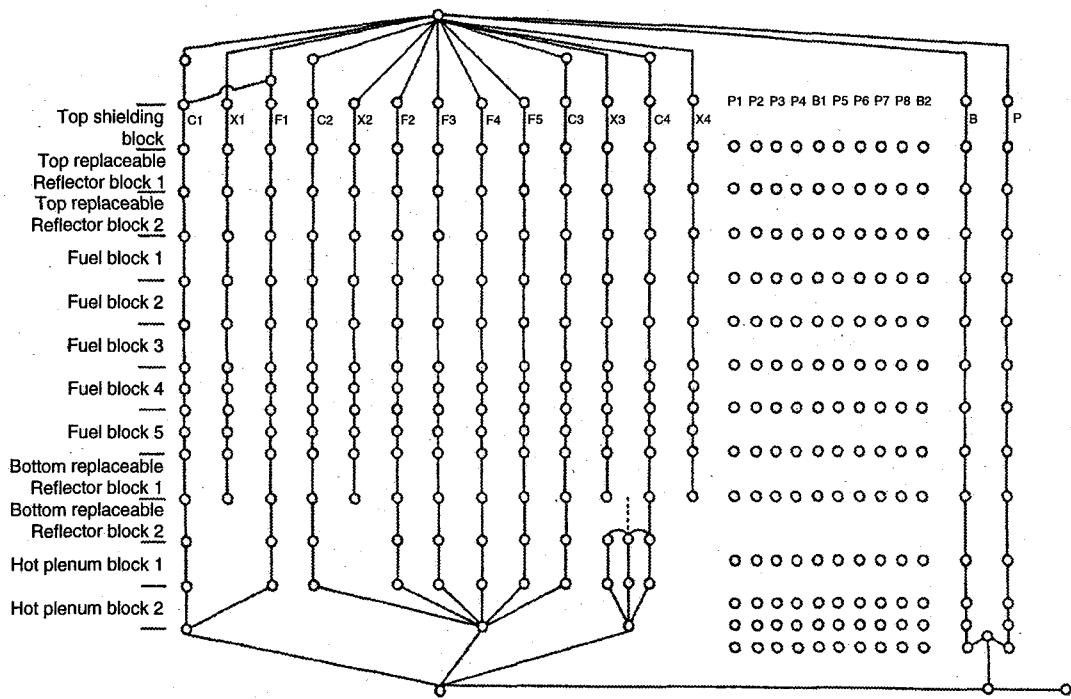


Fig.2.26 FLOWNET analysis model for HTTR.
(axial flow network model)

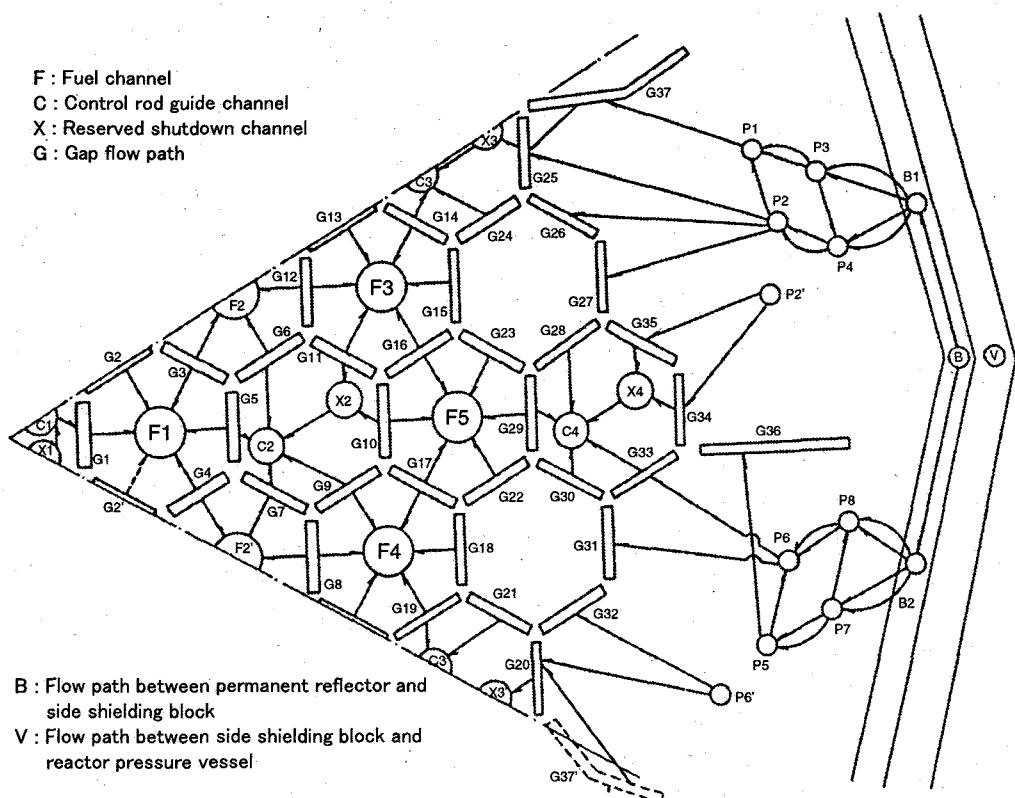
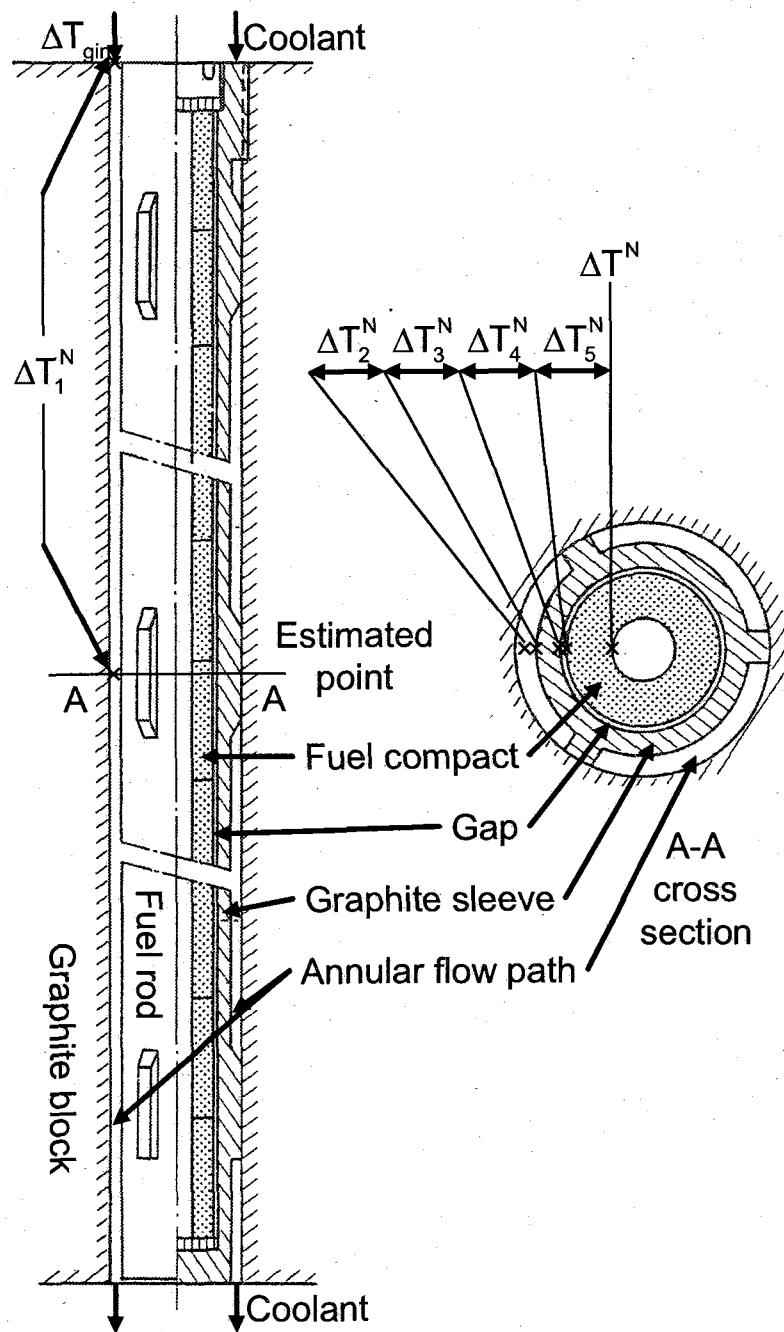


Fig.2.27 FLOWNET analysis model for HTTR.
(radial flow network model)

Fig.2.28 Fuel temperature evaluation model at TEMDIM²³⁾.

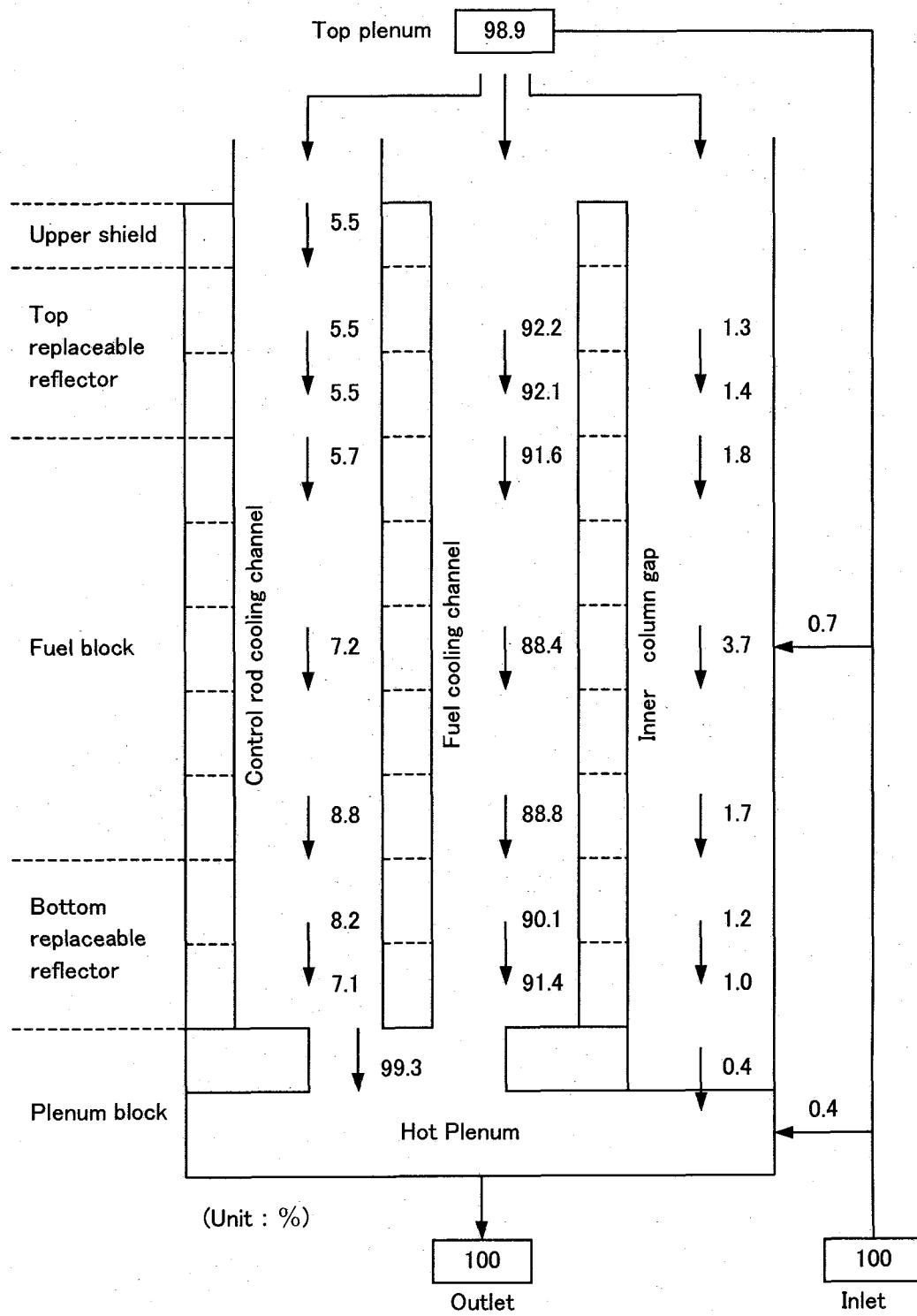


Fig. 2.29 Evaluated coolant flow rate in the core at 950°C operation.

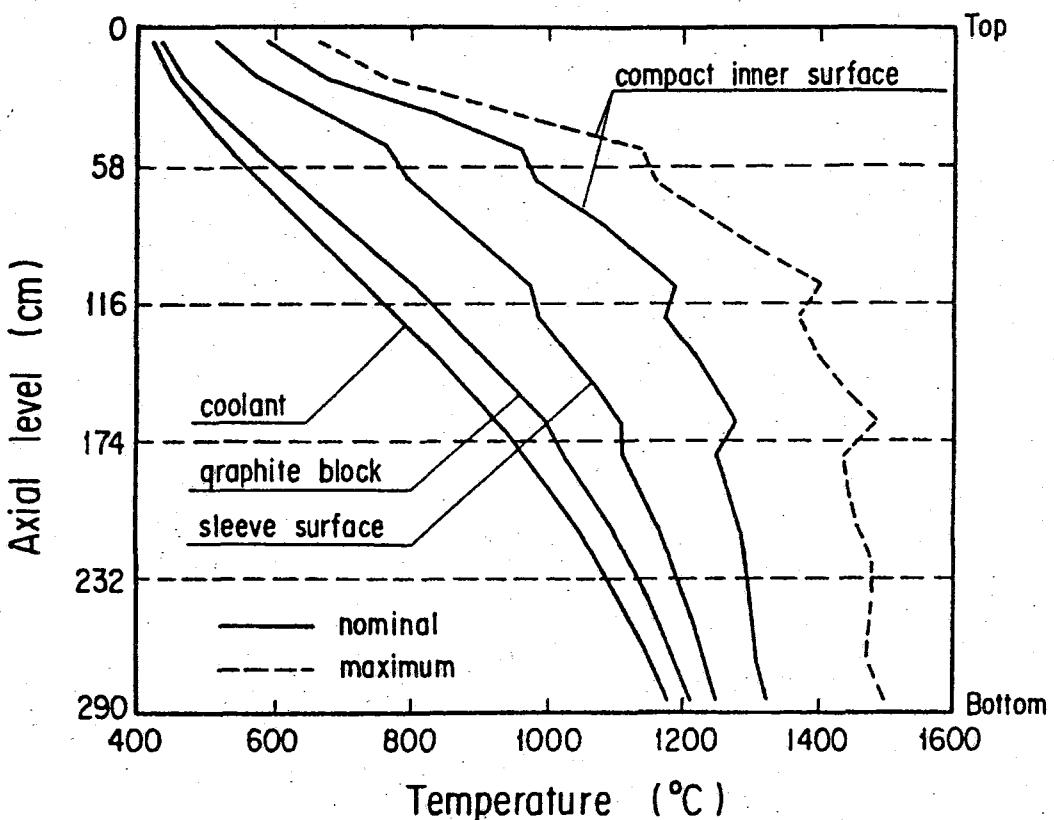


Fig.2.30 Evaluated axial fuel temperature distribution at 950°C operation.

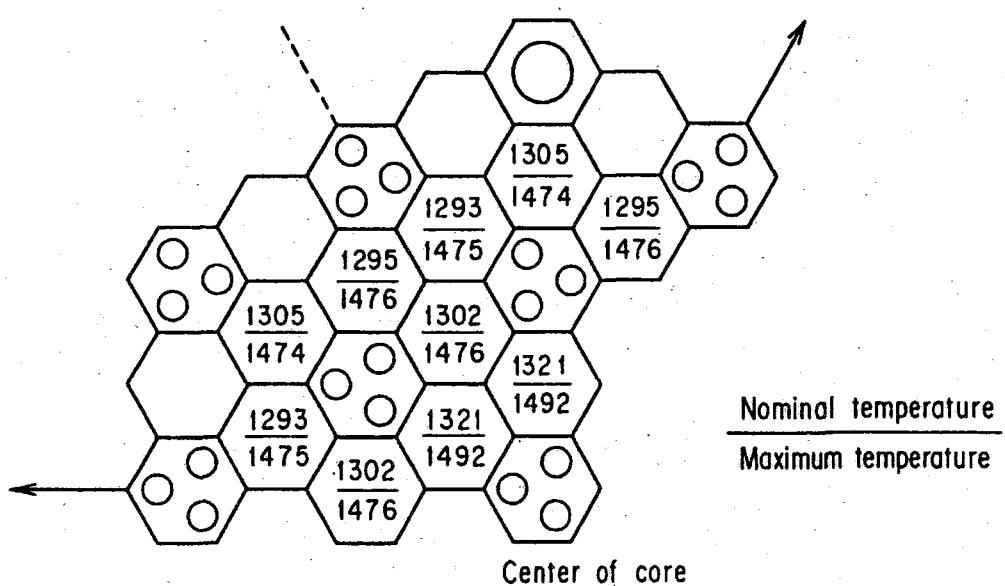


Fig. 2.31 Radial fuel temperature distribution at 950°C operation.

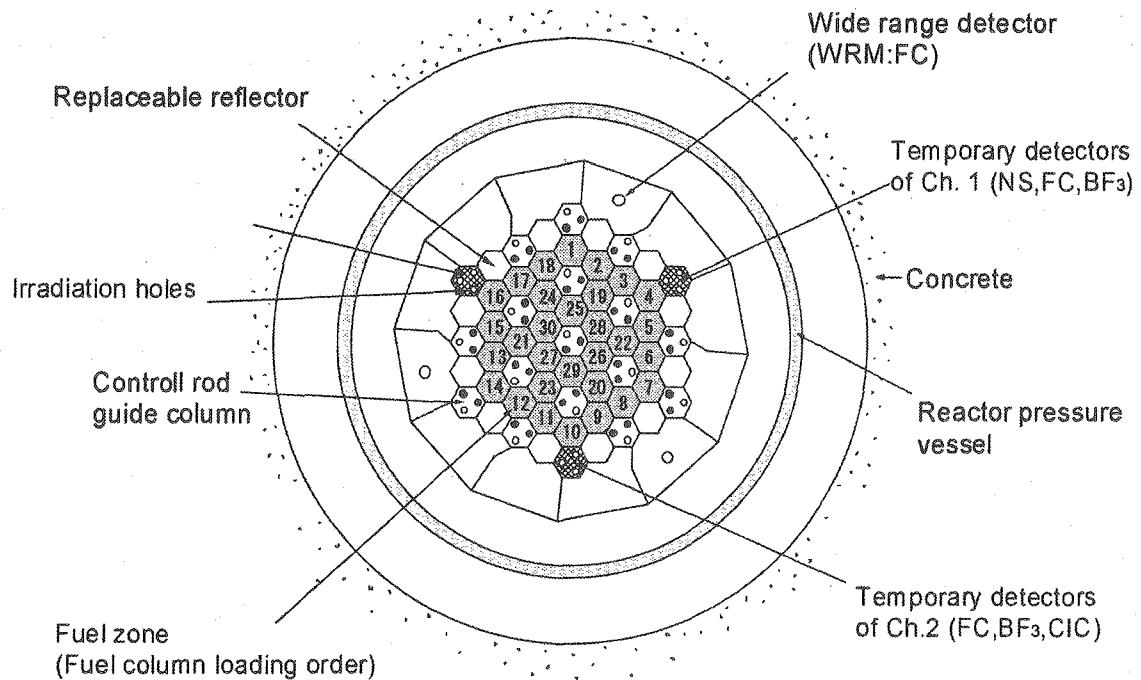


Fig.2.32 Fuel loading order and horizontal arrangement of temporary neutron detector system at criticality approach.

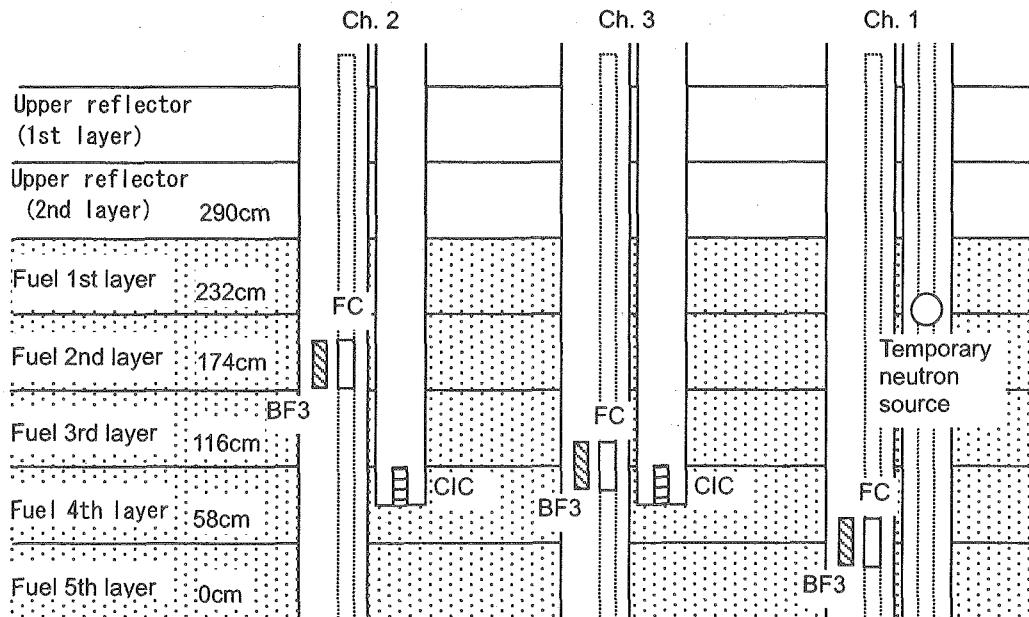
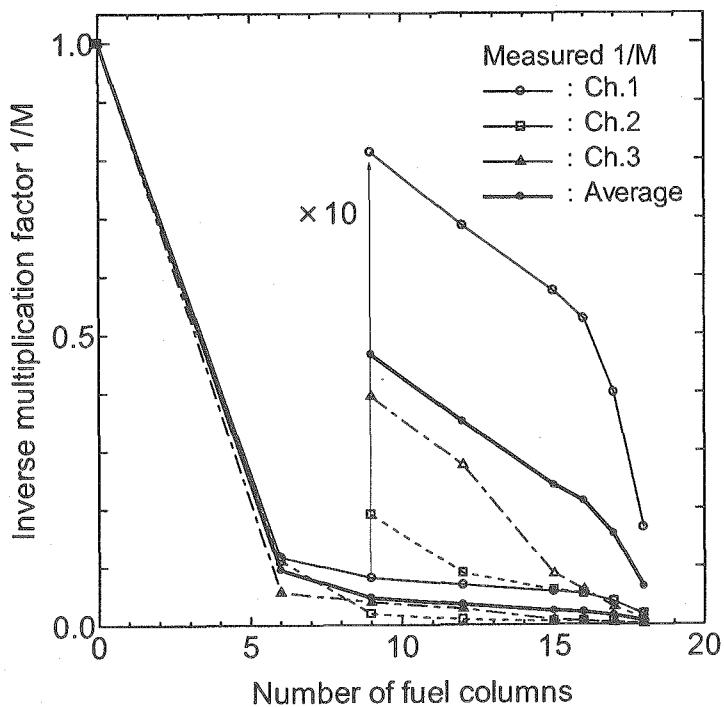
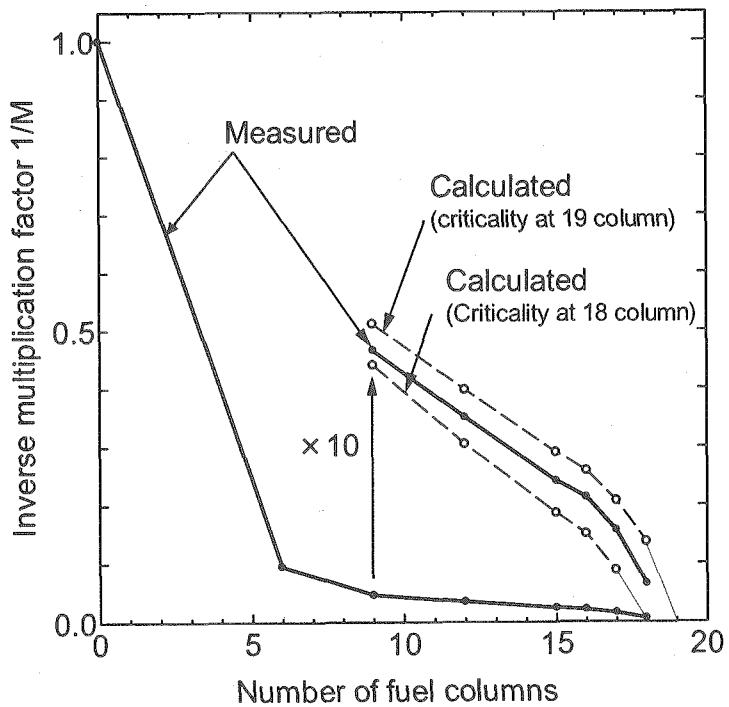


Fig.2.33 Axial arrangement of temporary neutron detector system.

Fig.2.34 Measured $1/M$ at criticality approach.Fig. 2.35 Prediction of the first criticality by $1/M$ sandwich method.

3. 核特性評価手法の開発

3.1 開発において考慮すべき項目

HTTR の設計に用いてきた核設計手法は、設計を目的としていたため、合理的な保守性を持った評価を行うことを目指していた¹⁾。しかしながら、HTTR の建設が終了し、臨界試験、出力上昇試験を経て定常運転を行っていくため、更には将来の高温ガス炉のためのデータを取得・評価していくためには、より正確な評価を行い、特性をできる限り正確に評価することが求められる。そのため、核設計手法で用いた、合理的な保守性を有するモデルとは異なり、精度の良い解析を行える解析モデルが求められていた。

このような評価用のモデルを全く新しく開発することは、そのモデルの検証に多くの時間と労力を有することになる。そのため、これまでに設計用としてその特性が明らかになっている核特性評価手法を基に開発することとした。

核設計解析手法を基に評価用モデルを開発するにあたって考慮すべき項目としては、これまで以下の項目が考えられていた。

- 1) BP 反応度価値の評価誤差
- 2) BP 装荷量の調整による BP 棒形状の変更
- 3) 制御棒插入孔等からの中性子ストリーミング効果

これらの項目について、評価精度を向上させることにより、炉心特性評価用のモデルを開発することとした。それぞれの項目の内容と、解決のための対応を以下に示す。

3.1.1 BP 反応度価値の評価誤差

HTTR の核設計手法の BP 反応度に関する評価精度は、1本の BP 棒を装荷した VHTRC 炉心の実験結果を基に評価されていた。設計では、BP 反応度価値の評価精度を 10%としていた^{1,2)}。

しかしながら、HTTR の炉心では 1 燃料ブロックに 2 本の BP 棒が挿入されており、また全ての燃料体に BP 棒が装荷されている。そのため、より HTTR の炉心に近い、1 燃料体に複数本の BP 棒を装荷した VHTRC 炉心での実験が行われた。この実験結果を基に核設計手法の BP 反応度価値の解析精度の検討を行った³⁾。

(1)BP 反応度価値の測定³⁾

この実験は、HTTR の炉内の燃料濃縮度配分を考慮して、2wt%、4wt%及び 6wt%の濃縮度の燃料を軸方向に装荷した炉心を用いて行われた。Fig.3.1 に実験で用いられた VHTRC 炉心の概念図を示す。濃縮度の分布は、固定側 1/2 集合体に 2wt%及び 4wt%の燃料を装荷

し、移動側 1/2 集合体に 4wt% 及び 6wt% の燃料を装荷している。BP 棒は、固定側 1/2 集合体にはボロン含有量が約 1wt% の BP 棒を、移動側 1/2 集合体にはボロン含有量が約 2wt% の BP 棒を装荷した炉心を構成し実験が行われた。

BP 棒の反応度値は、パルス中性子法 (PNS 法) により測定された。BP 棒の反応度値は、即発中性子減衰定数を測定して、以下の King-Simmon's 流の反応度式を用いて求められた。

$$\varepsilon_1 = \left(\frac{\Lambda}{\beta_{eff}} - \frac{\Lambda_c}{\beta_{effc}} \right) \alpha \quad \text{*****} \quad (3.2)$$

ここで、

ρ_{RKS} : BP 棒の反応度 [\\$]

α : 即発中性子減衰定数 [sec⁻¹]

β_{eff} : 実効遅発中性子割合 [-]

Λ : 中性子生成時間 [sec]

添字

0：基準体系

c : 臨界体系

また、実効遅発中性子割合 β_{eff} 及び中性子生成時間 Λ は、24 群 3 次元拡散理論により、SRAC⁴⁾で計算された値である。

VHTRC-4 炉心の最小臨界装荷燃料棒数は 282 本であった。そこで、基準体系の燃料棒装荷本数は 276 本とし、PNS ターゲットを固定側 1/2 集合体の背面中央部に配置し、即発中性子減衰曲線は炉心内に装荷した 4 本の 1/4" 直径の BF₃ 検出器を用いて測定された。PNS ターゲットの配置及び基準体系の燃料棒装荷状態図を Fig.3.1 に併せて示す。

実験は、276 本の燃料棒を装荷した炉心を基準として行われた。この炉心に BP 棒の装荷本数及び装荷パターンを変えて 5 ケースの測定が行われた。

ケース 1 は内側の 6 カラムについて燃料ブロック毎に 1 本の BP 棒を装荷した炉心である。ケース 2 は内側 6 カラムについて各燃料ブロックに 2 本、ケース 3 は 3 本の BP 棒を装荷した炉心である。ケース 4 は内側の 6 カラム及び外側の 6 カラムについて、核燃料ブロック毎に 1 本の BP 棒を装荷したケースである。ケース 5 は、内側カラムについては各

燃料ブロック毎に 2 本、外側のカラムについては各燃料ブロック毎に 1 本の BP 棒を装荷した炉心である。それぞれのケースの燃料棒及び BP 棒の挿入パターンの図を Fig.3.2 から Fig.3.6 に示す。

PNS 法による測定結果を Table 3.1 に示す。測定結果から、BP 棒の本数が同じであっても反応度価値には差が生じていることがわかる。

(2)BP 反応度価値の評価精度の検討³⁾

複数本の BP 棒を装荷した体系における BP 反応度を、HTTR の核設計手法を用いて解析した。また、評価精度向上のための方法を検討することを目指して、より細かなメッシュ分割のモデルによる解析も行った。

1) HTTR の核設計手法による評価

a) 解析モデルの概要

HTTR の核設計手法を用いた評価では、HTTR の設計に使用しているモデルと同様に、1 つの燃料体を平面で 6 メッシュに分割したモデルとした。このモデルを設計計算モデルと呼ぶこととする。炉心計算は 3 次元 3 角メッシュの全炉心体系で行った。燃料等の物質はブロック単位で均質化している。炉心のメッシュ分割図を Fig.3.7 に示す。

燃料のミクロ断面積セットは、BP を含めて 2wt%、4wt% 及び 6wt% の燃料のそれぞれについて燃料棒 1 本を単位格子とした燃料格子のスペクトルで、燃料本数、BP 濃度毎に作成した。反射体のミクロ断面積セットは微量の燃料を添加した黒鉛中のスペクトルで作成した。燃料セルの外径は、燃料セルの断面積がブロックの断面積を燃料棒本数で割った面積と等しくなるように定めた。BP セルについても、BP セルの断面積がブロックの断面積を BP 本数で割った面積と等しくなるように定めた。

炉心計算は、ブロック毎の原子数密度とミクロ断面積セットを用い、ブロック内の物質を均質化したブロック均質モデルで実施した。燃料ブロックは、燃料棒 12 本及び 11 本を正六角形領域内に均質化した。BP についても同様に正六角領域内に均質化した。

b) 解析結果及び考察

設計計算モデルによる解析結果を Table 3.2 に示す。解析は、BP を装荷していない炉心と装荷した炉心の実効増倍率から求めた。このモデルによる解析結果は、実験結果に比べて BP 反応度がいずれも 10~25% の過小評価となっている。これは、核設計手法で考慮していた BP の反応度価値の評価誤差^{1,2)}より大きく、何等かの改善が必要であることが明らかとなった。

次に、それぞれのケースについて検討する。ケース 1~3 は、内側の 6 カラムにのみ BP が装荷されている。この場合、BP 本数の増加に伴って評価精度が向上している。

また、ケース 1、4 及び 5 のように比較的炉心全体にわたって BP を分散して装荷する場合は、BP 本数の増加に対して一定の傾向は見られない。これは、炉心内の BP 棒の位置の

影響が大きいことによると考えられる。

これらの結果から、ブロック内のBP本数が多いほど精度は向上する傾向である。しかしながら体系内のBPの炉心内での位置の効果が考えられるため、ブロック内部を均質化したモデルでは評価誤差が大きくなっている。これは、ブロックを均質化しているため、BPの局所的影響を表現できず、炉心内のインポータンス分布によるBP反応度値の位置効果を正確に表現できないためであると考えられる。

特にケース3と5は、BP棒の本数は同じであるが、ブロック内部を均質化しているため、BPの装荷カラムの数が6と12と全く異なる体系となってしまい、評価誤差に約10%の違いが生じている。このことからもBP位置の影響が指摘される。この場合には、ブロック内のBP位置を表現できるモデルが必要であるといえる。

2) 詳細計算モデルによる解析

a) 解析モデルの概要

より細かなメッシュ分割のモデルとして、1燃料体を平面で384メッシュに分割したモデルを作成した。このモデルを詳細計算モデルと呼ぶこととする。このモデルは、燃料棒、BPをメッシュ6つの正六角形でモデル化し、この正六角形の内部で均質化した3次元全炉心体系のモデルである。実際の燃料棒及びBP棒の位置とモデルの対応をFig.3.8に示す。この図から、ブロック内での燃料棒やBP棒の位置が正確に表現されていることがわかる。このように設計計算モデルと比較してBP棒のブロック内での位置、ひいては炉心内でのBP棒の位置をより詳細にモデル化しているため、炉心内のインポータンス分布の効果をより詳細にモデル化できると考えられる。

各単位領域には、均質化した6群のミクロ断面積セットを使用した。解析に用いたミクロ断面積セットは燃料棒、黒鉛ブロック領域については6メッシュモデルと同じミクロ断面積セットを使用した。

詳細計算モデルではBP棒の領域はメッシュ6個分の狭い範囲となっている。拡散計算ではメッシュの中で中性子束を平均化することにより中性子束の離散化を行っているため、解析に用いる実効断面積もこの平均化した中性子束に対応するよう定めることが求められる。BP棒の周辺ではBPによる中性子吸収のため中性子束分布は大きく減少する。そこで、BP領域の¹⁰Bについては、6/384ブロック領域の寸法でBP周辺に設計計算モデルと同じ組成の燃料を巻いた6/384ブロック格子モデルにより実効断面積を評価した。この方法は、中性子束が大きく変化するBP棒周辺でのみ断面積を均質化することとなる。

b) 解析結果

詳細計算モデルによる解析結果をTable 3.3に示す。設計計算モデルによる解析結果と比較すると、誤差は大きく改善されており、+0.3~−10%の範囲で実験値とよく一致している。この場合も設計計算モデルによる解析と同様、BPの装荷本数が多くなるにつれ誤差が小さくなっている。特に、HTTRの燃料体と同様に1燃料体に2本のBPを装荷したケース2

及びケース 5 では、それぞれ-6%及び-3%程度の誤差となっている。

(3) 解析精度向上のためのモデル改良に関する考察

設計計算モデルと詳細計算モデルによる解析結果の比較から、ブロックのメッシュ分割を細かくし、BP の位置を考慮することにより評価精度の改善が可能であることを明らかとした。特に、BP 量が多い場合には 5%以下の誤差と非常によい精度を示している。このことから、本実験のように体系寸法が小さく燃料領域内やブロック内での BP 配置に非均質性が強い場合には、BP 配置の表現が重要であることを確認した。

また、詳細計算モデルでは、メッシュの寸法が小さいことから、BP が存在するメッシュには BP と黒鉛しか存在していない。しかしながら BP の実効断面積を作成するセルモデルでは、均質化した燃料が直接 BP 棒に接していること、格子の寸法が小さいことから格子内の中性子束分布が実際の BP 棒周りの中性子束分布と必ずしも同じでないという問題がある。これは、BP 棒の周りに黒鉛を配置し、その外側に燃料を置く 3 領域のセルとし、更に格子の外径を大きくして中性子束分布を実際の分布に近づけるようにすることが必要であると考えられる。そして均質化する領域を BP の存在する領域に対応する様に定めることにより解決できると考えられる。

ここで、DELIGHT-7 コードではコードの制限から、上記のような格子モデルを作成することができない。そのため、より詳細な解析を行うためには別のコードで BP 格子の計算を行う必要がある。

3.1.2 BP 装荷量の調整による BP 棒形状の変更⁵⁾

HTTR では、燃料や BP の製作値の公差内のバラツキによる反応度変動は、BP の長さを調節することにより吸収している。燃料及び BP の製作において、燃料の U 濃縮度が低め、BP 中の ¹⁰B 量が多めとなった。このため、所定の反応度を確保するため BP 量の調整が必要となった。ここでは、BP 量の調整の検討と、その結果の解析モデルへの反映方法の検討について述べる。なお、ここで用いた解析結果は設計に用いたモデルによるものである。

(1) 設計時の予測値

設計では、BP 棒の長さを 50cm として $k_{\text{eff}}=1.155$ (過剰反応度 13.4% $\Delta k/k$) と評価していた。ここでは、制御棒插入孔からの中性子ストリーミング効果は考慮していない。中性子ストリーミング効果は反応度にして約 1% $\Delta k/k$ の低下になると想定していた。設計においては、過剰反応度を高めに評価することが保守的な評価であるとして、中性子ストリーミング効果は考慮せず、余裕と考えることとしていた。

(2) 燃料及び BP の製造値に基づく反応度調整計画及び結果

燃料及び BP の製造が進むにつれ、それぞれの製造値と設計値との間に生じるずれが明ら

かとなった。それぞれの影響については摂動計算等に基づき評価された。また、設計モデルによる計算（拡散計算）が持つ誤差はモンテカルロ計算との比較によって評価された。これらの検討に基づき、BP 量の調整を行うこととした。

1)BP 中の ^{10}B 量增加の影響

炉心設計に用いた BP の仕様と製造値の比較を Table 3.4 に示す。BP のかさ密度及び天然ほう素(B)濃度は、同表に示すように高くなつた。このため、 ^{10}B の量で見ると製造値は設計値より 17% 多くなり、これによつて見込まれる反応度低下分は約-1.4% $\Delta k/k$ であった。

2)燃料の製造値のずれによる効果

燃料中の U 装荷量の仕様と製造値を比較すると、U 濃縮度及び U 装荷量が低くなつていた。この低下によつて見込まれる反応度低下分は約-0.5% $\Delta k/k$ であった。

3)拡散計算の誤差

拡散計算の過剰反応度は、VHTRC での検証結果や、中性子ストリーミング効果を考慮していないことから実際の値より高めになると考えていた。これらの効果をまとめて拡散計算の誤差と考え、これはモンテカルロコード MVP との比較で評価された。その結果、最大 2.3% $\Delta k/k$ の誤差が拡散計算にあることとなつた。モンテカルロ計算については、統計誤差として±0.1% $\Delta k/k$ を考慮している。

上記 1)、2)及び 3)の効果を合計すると、反応度低下分は約-4.2% $\Delta k/k$ と見込まれた。

ここで、BP のスタック長を設置許可で認められた範囲内で変更し 50cm から 40cm にすると、BP 量が 20% 低下する。これにより BP 反応度が 11.4% $\Delta k/k$ から 9.1% $\Delta k/k$ と減少するため約 2.3% $\Delta k/k$ の反応度回復が期待された。よつて、設計値と製造値のずれによる反応度低下分(-1.4% $\Delta k/k$)と、BP のスタック長を 40cm にすることによる反応度回復分(2.3% $\Delta k/k$)をあわせると、最終的スタック長変更の炉心に対する反応度効果は、長さを 50cm から 40cm にすることによる効果である 2.3% $\Delta k/k$ と、BP の製造値による効果-1.4% $\Delta k/k$ の和である 0.9% $\Delta k/k$ の増加と見込まれた。

以上の考え方をまとめたものを Table 3.5 に示す。同表から、BP の長さを調整しない場合、BP の B 濃度が高め、 ^{235}U 濃縮度が低めとなつたことにより過剰反応度は 9.2% $\Delta k/k$ 程度と見込まれた。HTTR では、660 日間の燃焼期間を確保するため、約 11% $\Delta k/k$ の過剰反応度が必要である。この場合燃焼期間の確保が困難となる。しかしながら、BP の長さを 40cm とすれば、同表に示すように過剰反応度は 11.5% $\Delta k/k$ にすることができ、必要な過剰反応度を確保することができる。そのため、BP の長さを 40cm に変更することとした。

BP 棒の装荷パターンは、燃料ブロックの上端と下端に生じる出力のピークを押さえるこ

とを目的として、BP 棒の中心部の 10cm を黒鉛ペレットとし、BP 棒上部及び下部の 20cm を BP ペレットとするゼブラ型 BP 棒とされた。ゼブラ型 BP 棒の概念図を Fig.3.9 に示す。

ゼブラ型 BP 棒とした場合、単純な棒状の BP 棒と比べると端部の面積が 2 倍となり、反応度効果に影響を与えることも考えられた。そのため、2 次元輸送コード TWOTRAN-II で、端部の面積が増えることの影響を評価した結果、ゼブラ型 BP 棒とすることにより、端部の効果を小さくできることことがわかった。しかしながらこの場合でも単位重量あたりの BP 反応度値が約 5% 増加する。このことから、ゼebra 型 BP 棒の形状を考慮できるモデルが必要とされた。

3.1.3 制御棒挿入孔等からの中性子ストリーミング効果

HTTR の炉心には、制御棒や後備停止系等を炉心に挿入するため、直径 10cm 以上の孔が 57 あり、炉心を上下に貫いている。これらの貫通孔による中性子のストリーミング効果は、設計では $1\% \Delta k/k$ 程度あると見積もられていた。しかしながら、設計時の評価では、この効果は考慮せず、余裕として考えることとされていた。この場合、過剰反応度を高めに評価することになり、臨界制御棒位置が深めの結果を与えることになる。このことにより炉心下部の出力密度が高めになり、その結果燃料温度を高めに評価し保守的な結果を得ることになる。

しかしながら、実際の炉心特性を評価することを目的として、より正確な評価を行うためには、この中性子のストリーミング効果を解析で考慮することが必要になる。

制御棒挿入孔のような炉心に存在する貫通孔の反応度効果については、VHTRC で実験及び解析が行われている⁶⁾。実験では、炉心に設ける貫通孔の位置及び数を変えた 7 種類の炉心を構成して、それぞれで貫通孔の反応度価値が測定された。貫通孔の反応度価値は、第 3.1.1 節に述べた PNS 法により測定されている。解析においては、貫通孔が存在する領域の拡散係数を、領域を均質化して評価する方法と Benoist の方法による方向依存性を考慮した場合の二つの方法の比較が行われた⁶⁾。それぞれの拡散係数は以下の式で表される⁴⁾。

均質化した場合の拡散係数

Benoist の方法による拡散係数

$$D_{k,aniso} = \left(\sum_i V_i \Phi_{i,g} \sum_j P_{ij,k,g} \lambda_{j,g} \right) / \left(3 \sum_i V_i \Phi_{i,g} \right) \dots \dots \quad (3.7)$$

ここで、

- D_0 : 均質化した拡散係数 [cm]
- $D_{k,\text{aniso}}$: 方向依存性を考慮した拡散係数 [cm]
- ϕ : 中性子束 [n/cm²·sec]
- $\Sigma_{\text{tr},i}$: 輸送断面積 [cm⁻¹]
- V_i : 領域体積 [cm³]
- λ_j : 平均輸送行程 [cm]
- $P_{ij,k}$: 方向依存の衝突確率 [-]
- k : 方向を示すパラメータ
- i,j : 空間領域番号
- g : エネルギー群番号

この拡散係数を用いた場合の解析結果と測定結果の比較を Table3.6 に示す。解析結果との比較では、均質化した拡散係数を用いた場合、測定値に対して過小評価であり誤差は -40 ～ -50% と大きくなっている。これに対し、Benoist の方法による拡散係数を用いた場合、貫通孔の数が少ない場合は測定値と 5% 程度の誤差で一致している。貫通孔の数が増えた場合では誤差は最大 16% 程度となっている。このことから、均質化した拡散係数と比較すると Benoist の方法による拡散係数を用いることによって、貫通孔の反応度値の評価精度を向上できることが明らかとされた。また、貫通孔の数が大きい場合の誤差は 16% 程度であるが、HTTRにおいては貫通孔の反応度値は $1\% \Delta k/k$ 程度と見積もられている。この 16% 程度の誤差ならば、HTTR の解析での誤差は $0.1\% \Delta k/k$ 程度と小さく問題にはならないと考えられる。

以上のことから、貫通孔のストリーミング効果として、貫通孔領域の拡散係数に Benoist の方法を適用することにより、解析精度を向上させることができる見通しが得られた。

3.2 臨界試験開始前のモデル改良

3.2.1.24 メッシュモデルの開発⁷⁾

これまでの検討から、BP の炉心内の位置のモデル化、BP の実効断面積評価用モデルの改良、中性子ストリーミングの考慮がモデルの改良に必要であることが明らかとなった。また、これらの項目についての改良方法も明らかにした。

これらの点を考慮して、以下に示す解析モデルの改良を行った。また、モデルの改善の程度を検討するため、設計に使用したモデルとの比較及びモンテカルロコード MVP との比較を行った。

(1) 燃料ブロック中の BP 棒配置のモデル化

設計で用いた、CITATION-1000VP の炉心特性解析モデルは、1 つの燃料ブロックを平

面で 6 メッシュに分割していた。ここでは、このモデルを 6 メッシュモデルと称することとする。

このモデルは、計算時間等の観点から燃料ブロック内の物質全てがブロック内に均一に分布するとしていたため、BP 棒のブロック内での位置をモデル化することができなかつた。そこで、1 つの燃料ブロックを平面で 24 メッシュに分割したモデルを作成した。このモデルでは、BP 棒 1 本に平面で 2 メッシュ割り当てることにより、ブロック内での BP の位置をモデル化できるようにした。BP 以外の核種はブロック内に均一に分布しているが、BP 中の ^{10}B 及び ^{11}B は BP 領域として定義している 4 メッシュ分（2 本分）の中にのみ存在するとしたモデルになっている。ここでは、このモデルを 24 メッシュモデルと称することとする。

24 メッシュモデルの縦断面及び平面図を Fig.3.10 及び Fig.3.11 に示す。縦方向の分割は、燃料ブロックを軸方向に 4 分割している。これは、6 メッシュモデルと同様の分割である。また、軸方向の物質配置は、燃料ブロック毎に割り当て、ブロック内では均一化している。平面方向の分割では、1 ブロックを 24 メッシュに分割しており、そのうちの 4 メッシュを BP に割り当てている。このように BP を特定のメッシュに割り当てたことにより、平面での BP 棒の位置を表現できるモデルとしている。

(2) ゼブラ型 BP 棒のモデル化

設計では、BP 棒は長さ 50cm の一本の棒としていたため、BP の実効断面積は DELIGHT-7 コードの 1 次元円筒セルモデルで作成していた。しかしながら、BP 棒の構造が 50cm の棒の中央部 10cm を黒鉛とするゼブラ型 BP 棒となつたため、1 次元円筒セルモデルのみ使用可能な DELIGHT-7 コードでは軸方向の形状をモデル化することができない。そのため、2 次元輸送計算コード TWOTRAN-II を用いて 2 次元 r-Z モデルで BP 棒の実効断面積を作成することとした。セルモデルの概念図を Fig.3.12 に示す。

同図に示すように、セルは 2 次元 r-Z 体系のセルモデルとしている。また、BP 棒は 1 燃料ブロックに 2 本装荷され、また 1 本の BP 棒は上下対称であることから、セルモデルは燃料ブロックの 1/4 を対象としている。BP 棒の形状を考慮し、その周りに均質化した燃料を巻き付けている。実効断面積は、同図に示す均質化領域で平均化した中性子束に対して定義している。この均質化領域は、炉心計算での燃料ブロックの BP 領域に対応している。

このように 2 次元セルモデルで BP 棒の形状を考慮することにより、軸方向に BP ペレットと黒鉛ペレットが並んでいるゼブラ型 BP 棒の形状をモデル化することができ、またゼブラ型 BP 棒の、端面が増えることによる反応度効果を考慮できるようにした。

(3) 中性子ストリーミング効果のモデル化

HTTR の炉心には、制御棒挿入孔、後備停止系の炭化ホウ素ペレット挿入用の孔、上部及び下部可動反射体には冷却材のための孔があけられている。設計に用いた 6 メッシュモ

モデルではこれらの孔があるブロックは均質化して取り扱い、孔による中性子ストリーミング効果は無視していた。ここでは、これらの孔からの中性子ストリーミング効果を考慮できるよう、制御棒案内カラム、照射カラム及び燃料上下の可動反射体については、SRACコード⁴⁾を用いてストリーミング効果を考慮した拡散係数を求め、これを用いることとした。

3.2.2 改良したモデルの妥当性検討

上記の改良を加えたモデルの妥当性を検討するため、燃料装荷に伴う実効増倍率の変化の解析を行い、設計モデルとの比較を行い改良の効果を検討した⁷⁾。解析は、6 メッシュモデル及び 24 メッシュモデルで行った。24 メッシュモデルを用いた解析では、制御棒挿入孔等からの中性子ストリーミング効果を考慮した拡散係数を用いない場合と用いた場合の解析を行った。制御棒の位置は、全て引き抜き上限 (R_2 のみ 3335mm、他は 4060mm) の状態としている。解析結果を Fig.3.13 に示す。

また、比較のため、モンテカルロコード MVP による予備解析結果⁸⁾をあわせて同図中に示す。MVP の解析では、燃料コンパクト内を均質とし、被覆燃料粒子の二重非均質効果は、別途 SRAC で評価した結果 (1.2% $\Delta k/k$) を MVP の解析結果に上乗せして評価している。

24 メッシュモデルの結果を 6 メッシュモデルの結果と比較すると、30 カラムで約 2% Δk の低下となっている。これは、24 メッシュモデルによって BP 棒の位置を正確に考慮できること、及びゼブラ型 BP 棒の吸収断面積を形状を考慮して評価できることによると考えられる。しかしながら、カラム数が少なくなるにつれ両者の差は小さくなっている。

ストリーミング効果を考慮した計算は、24 メッシュモデルを用いて、制御棒案内カラム、照射カラム及び冷却孔のある燃料部上下の可動反射体部にストリーミング効果を考慮した拡散係数を用いている。この場合、Fig.3.13 に示すようにストリーミングを考慮することにより全てのカラム数において約 1% Δk 実効増倍率が低下しており、かつカラム数が少なくなるにつれ効果が大きくなっている。

しかしながら、いずれの場合もモンテカルロコードの結果に比べて 24 メッシュモデルの結果は実効増倍率を過大評価している。

ここで、24 メッシュモデルの妥当性を検討するため、メッシュ効果、モデルの違いによる BP 反応度価値の効果及び制御棒挿入孔等からの中性子ストリーミング効果について検討を行った。

(1) メッシュ効果⁷⁾

24 メッシュモデルにおいて、燃料ブロック内に全ての物質を均質に分布させた解析を行い、6 メッシュモデルと比較した。この場合、物質の分布はいずれのモデルでも同じとなるため、メッシュ分割の効果のみを比較することができる。解析に用いたミクロ断面積セットは両者とも 6 メッシュモデル用に作成したもの用いた。解析は、30 カラム、24 カラム及び 18 カラム炉心について行った。メッシュ効果として、両者の差を反応度で評価した。

結果を Table 3.7 に示す。

同表から、24 メッシュモデルでは 6 メッシュモデルより実効増倍率が増加していることがわかる。これは、VHTRC について行われた感度解析結果²⁾と同一の傾向である。

カラム数が少なくなるにつれメッシュ効果が大きくなっている。これは、燃料装荷を炉心外周部から行うため、18 カラム及び 24 カラムでは環状炉心となることによると考えられる。環状炉心では、黒鉛量に対してウラン量が少くなり、燃料と反射体が接する面積が大きくなる。更に、燃料ブロック内では燃料棒が中心に集まり周辺部は黒鉛の割合が大きくなる構造であるため、環状炉心では炉心の実効的な厚さがブロックの対面間距離より小さくなることから、環状炉心では燃料領域の中性子スペクトルが 30 カラムの状態より柔らかくなると考えられる。柔らかい中性子スペクトルでは ^{235}U の核分裂反応が促進されることとなり、実効増倍率が上昇すると考えられる。カラム数が少ないほどメッシュ効果が大きくなっていることから中性子スペクトルの軟化の効果が現れていると考えられる。

(2) BP 反応度の比較⁷⁾

6 メッシュモデル及び 24 メッシュモデルそれぞれで BP がない状態とある状態の計算を行い、BP 反応度を求め、比較を行った。この場合も、30 カラム、24 カラム及び 18 カラムの炉心について行い、モンテカルロコード MVP の結果との比較を行った。それぞれのモデルでの BP 反応度の比較を Table 3.8 に示す。

いずれのモデルでも BP 反応度の値はカラム数に関わらずほぼ一定である。6 メッシュモデルでは約 $9\%\Delta k/k$ 、24 メッシュモデルでは約 $10\%\Delta k/k$ 、MVP では約 $12\%\Delta k/k$ となっている。ここで、VHTRC の実験結果の解析から、HTTR のようにブロックに複数本の BP 棒を装荷した体系において、拡散計算では BP 反応度を 20~10% 程度過小評価する傾向があること、MVP では $\pm 7\%$ 程度の誤差内で評価できること⁹⁾ が示されている。このため、ここでは MVP の結果を基準として、6 メッシュモデル及び 24 メッシュモデルの BP 反応度の誤差を評価した。結果を Table 3.9 に示す。同表から、6 メッシュモデルでは -25% 程度の過小評価であるが、24 メッシュモデルでは -11% 程度の過小評価となり、改善されていることが分かる。このことは VHTRC の解析で、6 メッシュモデルでは -20% 程度の過小評価となるのに対し、24 メッシュモデルでは -11% 程度の過小評価と改善されていることと一致する。

また、カラム数が少なくなると誤差が大きくなる傾向にある。これは、BP が燃料ブロックの隅に配置されているため、カラム数の少ない環状炉心では BP が炉心外部の反射体に接する部分に位置することとなる。このことにより、メッシュ効果の場合と同様に反射体からの熱化された中性子の流れ込みが大きくなる。このため、24 メッシュモデルでは BP がブロックの外側に配置されているため BP 反応度が大きくなると考えられる。

メッシュ効果の検討でもカラム数が少くなると効果が大きくなることが明らかとなっている。この原因も反射体からの熱化された中性子の流れ込みによる中性子スペクトルの軟化による効果と考えられることから、環状炉心の解析には、実効断面積を求めるセルモデルの改良が必要となると考えられる。30 カラム炉心では炉心内は燃料で満たされている

ため、これまで設計に用いてきた無限格子のセルモデルで得られる中性子スペクトルが実際のスペクトルを良く表現しているのに対し、環状炉心では反射体からの熱化された中性子によって、無限格子で得られる中性子スペクトルより柔らかな中性子スペクトルとなっていると考えられる。環状炉心の解析では、この中性子スペクトルを模擬できるようセルモデルを改良すればモンテカルロコードMVPの結果に近づく結果が得られるものと考えられる。

(3) 制御棒挿入孔等からの中性子ストリーミング効果⁷⁾

HTTR では、制御棒案内カラム及び照射カラムに設けている直径 123mm の制御棒挿入孔等からと、燃料部上下の可動反射体に設けられている直径 23mm の冷却孔からのストリーミングがある。よって、これらのブロックを均質化してモデル化した場合とストリーミングを考慮した拡散係数を用いた場合の解析結果を比較し、ストリーミング効果を反応度として評価した。結果を Table3.10 に示す。同表では、比較の対象として、モンテカルロコード MVP によるストリーミング効果をあわせて示した。MVP の結果は、制御棒案内カラム及び照射カラムを均質なブロックとした場合と制御棒挿入孔の形状をそのままモデル化した場合の反応度差として表している。

同表から、制御棒案内ブロック及び照射カラムでのストリーミング効果は約 $1\%\Delta k/k$ であることが分かる。これは、設計で想定していた $1.2\%\Delta k/k$ とほぼ同じ値である。

また、燃料カラム数が少なくなるにつれストリーミング効果は大きくなっている。これは、燃料装荷を炉心外周部から行っているため、カラム数が少ない場合は漏れの大きな体系になっていることによると考えられる。

モンテカルロコードでのストリーミング効果は、30 カラムでは拡散計算と近い値となっているが、18 カラムでは拡散計算より $1\%\Delta k/k$ 程度大きな値となっている。VHTRC の解析では、MVP ではストリーミング効果は 20~25%程度の過大評価となっている⁹⁾が、これはモンテカルロコードの結果の統計誤差が大きいためと考えられる。また、設計では制御棒案内カラムのストリーミング効果として $1.2\%\Delta k/k$ を考慮していた。ここでの結果は設計で用いている値とも一致する。以上から、30 カラムでの 24 メッシュモデルによるストリーミング効果は妥当な値を示していると考えられる。

3.2.3 24 メッシュモデルによる初臨界カラム数の予測⁷⁾

ここで改良したモデルを用いて、最小臨界カラム数を予測した。

24 メッシュモデルの解析では、BP の反応度を 10%程度過小評価することが問題として挙げられる。また、VHTRC の温度係数の解析から、HTTR の核設計コードシステムは実効増倍率を約 $0.6\%\Delta k$ 過大評価することが示されている。BP 反応度の誤差 10%は実効増倍率で約 $1\%\Delta k$ の変化に相当する。このため、この二つを考慮すると、30 カラム炉心では解析結果に対し実効増倍率で約 $1.6\%\Delta k$ 低下すると予想される。

Fig.3.13 中に、24 メッシュモデル、ストリーミング考慮の結果から、 $-1.6\%\Delta k$ 補正した

結果を細い破線で示している。この場合、24 カラムから 30 カラムの間ではモンテカルロ計算の結果と良く一致している。24 カラム以下では、モンテカルロ計算の結果より高めとなり、その差は約 $1\% \Delta k$ となっている。24 カラム以下の差は、3.2.2 節で検討したように、炉心の中性子スペクトルが軟化したことによる効果と考えられる。

24 メッシュモデル、ストリーミング考慮の場合の最小臨界カラム数は 11 カラムであるが、BP 反応度の誤差等として $-1.6\% \Delta k$ を考慮すると 14 カラムとなる。モンテカルロ計算では、最小臨界カラム数は 16 となっている。

核設計コードシステムによる解析結果は、BP の反応度を過小評価する傾向にあること、ストリーミング効果や BP 反応度はカラム数が少ない状態では誤差が大きくなる傾向にあることが明らかとなっている。このため、最小臨界カラム数の予測値としてはモンテカルロ計算の結果である 16 カラムのほうが信頼性が高いものと考えた⁷⁾。

3.2.4 24 メッシュ非均質モデルの開発⁵⁾

(1) モデルの開発

3.2.1 節で改良したモデルでは、モンテカルロと比較して依然 BP 反応度価値を 10%程度低めに評価している。これは、設計で想定していた過剰反応度から考えると、絶対値として $1\% \Delta k/k$ 程度の誤差を持っていることになる。そのため、BP の反応度価値の評価精度を更に向上させることが求められる。そこで、BP の反応度価値の評価精度の向上を目指して更なる解析モデルの改良を行った。

燃料ブロックの断面図と 24 メッシュモデルの分割との比較図を Fig.3.14 に示す。同図の燃料棒及び BP 棒の配置図から、BP は六角柱状ブロックの外側の頂点に近い位置に装荷されている。燃料棒は、ブロックの中心に集まっており、ブロックの周辺部は黒鉛の多い領域となっている。このため、BP は黒鉛に取り巻かれ、その外側に燃料が存在する配置となっていると言える。

このように BP と燃料の間に比較的大きな黒鉛領域が存在すると、この部分の黒鉛によって中性子が減速され、この減速された中性子が BP に吸収されることになり、BP の効果が強調される可能性があると考えた。そこで、この効果を考慮できるよう、BP のセルモデルを、BP 棒の周りに黒鉛が存在し、その外側に燃料が存在するように変更した。Fig.3.15 に新たな BP セルの概念図を示す。

同図に示すように、BP 棒の周りには黒鉛が配置され、その外側に燃料が置かれている。BP 棒の周辺の黒鉛の量は、Fig.3.14 の下部に示す BP 領域に対応するように定めている。これに対応して、炉心計算での物質配置も Fig.3.14 に示すように BP 中の ^{10}B 及び ^{11}B は BP 領域のみに、燃料は燃料領域のみに存在するように分離した。このように燃料領域の面積が 20/24 倍になったことから、燃料セルの断面積が燃料領域の面積を燃料棒本数で割った値と等しくなるように定めることとした。このため、燃料セルの外径は 24 メッシュモ

ルより小さくなっている。このモデルを 24 メッシュ非均質モデル⁵⁾と呼ぶこととする。

(2) モデルの比較⁵⁾

6 メッシュモデル、24 メッシュモデル及び 24 メッシュ非均質モデルについてモデル間の比較を行うと共に、モンテカルロコード MVP による予備解析結果との比較を行った。

HTTR では炉心の外側から燃料を装荷し環状炉心を構成する燃料装荷によって臨界近接を行った。Fig.3.16 に燃料装荷に伴う実効増倍率の変化の各モデルによる評価結果の比較を示す。

ストリーミング効果を考慮していない結果を比較すると、6 メッシュモデルと 24 メッシュモデルでは 30 カラムでは $1\% \Delta k/k$ 以上の差が生じているが、燃料カラム数が少なくなるにつれ差が小さくなっている。これに対し、24 メッシュ非均質モデルは 24 メッシュモデルと比較して、すべての燃料カラム数の範囲で $1\% \Delta k/k$ 以上低い結果を示している。更に、24 メッシュ非均質モデルでストリーミングを考慮した場合には、燃料装荷中の広い範囲に渡って $1\% \Delta k/k$ 程度の誤差でモンテカルロ計算の予備解析結果と一致しており、30 カラム炉心においては $1\% \Delta k/k$ 以下の誤差で一致している。

各モデル及びモンテカルロ計算での BP 反応度の解析結果を Table 3.11 に、それぞれのモデルによる BP 反応度のモンテカルロ計算による結果に対する誤差を Table 3.12 に示す。同表に示すように、24 メッシュ非均質モデルでは 5% 以下の誤差でモンテカルロ計算の結果と一致しており、評価精度が改善されていることがわかる。

6 メッシュモデルと 24 メッシュモデルは、燃料について同じミクロ断面積セットを用いているが、BP のセルモデルが異なるため BP のミクロ断面積セットが異なっている。このことから、6 メッシュモデルと 24 メッシュモデルの違いは主に BP セルモデルの違いによるものである。また、24 メッシュモデルと 24 メッシュ非均質モデルの大きな違いは、BP セルモデルの違いである。24 メッシュ非均質モデルでの燃料セルの外径は、24 メッシュモデルのものより小さくなっているため、硬い中性子スペクトルとなっている。

これらの違いを検討するため、それぞれのモデルで BP 中の ^{10}B のミクロ吸收断面積を比較した。 ^{235}U 濃縮度 6.3%、33 ピンブロック、BP の B 濃縮度 2.5% の燃料における、 ^{10}B のミクロ実効吸収断面積の比較を Table 3.13 に示す。

24 メッシュモデルと 6 メッシュモデルを比較すると、24 メッシュモデルでは熱群（4、5 及び 6 群）の値が大きくなってしまっており、BP による中性子の吸収が多くなっていることがわかる。このため、24 メッシュモデルは 6 メッシュモデルより小さい実効増倍率を与えていたと考えられる。

24 メッシュモデルと 24 メッシュ非均質モデルを比較すると、24 メッシュモデルにおける BP 中の ^{10}B のミクロ吸収断面積は 24 メッシュ非均質モデルより 5 及び 6 群で大きな値

となっている。しかしながら、実効増倍率は 24 メッシュ非均質モデルの結果が低くなっている。これは、BP の実効断面積を求めるセルモデルを比較すると、24 メッシュ非均質モデルでは BP の周りに黒鉛を巻いていることから、BP 周りの中性子束が高くなる。この高い中性子束に対応して吸收断面積が小さくなると考えられる。BP 周りの中性子束が高いことから、BP の実効断面積が低くても 24 メッシュモデルより 24 メッシュ非均質モデルでの BP の中性子吸収が多くなり、BP の反応度価値が大きくなっていると考えられる。

のことから、24 メッシュ非均質モデルで実効増倍率が低くなったのは、BP のセルモデルを 3 領域のモデルとしたことにより、BP 棒周りの中性子束分布をより実際のものに近く表現できるようになったことによると考えられる。

以上から、HTTR の炉心解析モデルの改良においては、BP の実効断面積を求めるためのモデルの改良が効果的であることを明らかとした。

3.3 臨界試験結果及びその後のモデル改良

3.3.1 臨界試験結果との比較検討

臨界試験では、19 カラムで初臨界を達成し、30 カラムでの過剰反応度は $11.9\% \Delta k/k$ となった¹⁰⁾。これに対し 24 メッシュ非均質モデルでは、初臨界カラム数は 14 カラム、30 カラムでの過剰反応度は約 $13.9\% \Delta k/k$ となり、大きく過大評価であった⁵⁾。

しかしながら、初臨界カラム数の再予測と過剰反応度の評価は、24 メッシュ非均質モデルを用いて行い、妥当な結果を得ることができた。ここでは、初臨界カラム数の再予測と過剰反応度評価について述べるとともに、モデルの問題点を検討する。

(1) 測定結果に基づく初臨界カラム数の再予測

初臨界カラム数は、モンテカルロ計算によって予測していた。モンテカルロ計算の見直しでは、モデル化に際しての形状のモデル化や雰囲気条件、ヒストリー数等の見直しでは、19 カラムでも臨界となり得る結果を得ることができた¹¹⁾。しかしながら、Fig.3.16 に示すように臨界となるカラム数付近では実効増倍率 (k_{eff}) の増加が緩やかであり、わずかな k_{eff} の変化でも予測臨界カラム数が変化する。モンテカルロ計算では $\pm 1\% \Delta k/k$ の誤差を見込んでいるため、臨界カラム数も ± 1 カラムの誤差を持っている。更に、形状その他のデータを完全に入力できたとしても使用する核データによって解析結果がばらつくことが報告されている¹²⁾。このため、モンテカルロ計算であっても HTTR の臨界カラム数を正確に予測することは困難であった。

通常、臨界近接時の臨界量予測は、中性子計数率の増倍率の逆数である逆増場係数($1/M$)の直線外挿によって行われる。しかしながら、検出器の配置が最適化されていないと、 $1/M$ の直線外挿による臨界予測法は、臨界近傍になるまで予測が困難である。例えばもんじゅでは、初臨界量の 95% 以上の燃料を装荷した時点で予測できたとされている¹³⁾。HTTR の臨

界近接時の $1/M$ 曲線はFig.2.34に示すように16カラム以降大きく変化している。このため、 $1/M$ の直線外挿による臨界カラム数の予測では、16カラム装荷した時点で、チャンネル1やチャンネル2では20カラム以上で臨界と予測され、チャンネル3では19カラムとなる。17カラム装荷した時点でも臨界カラム数の予測値は18から20カラムとばらつく。このように、16カラムもしくは17カラム装荷した時点ではまだ臨界近傍とは言えず、 $1/M$ の直線外挿により臨界カラム数を正確に予測することは困難であった¹¹⁾。

当初予測していた 16 ± 1 カラムで臨界にならなかつたため、17カラム以降、何らかの方法での再予測が必要であった。しかしながら、モンテカルロ計算では1ケースの計算に24~36時間程度かかり、燃料装荷途中での迅速な見直しを行うことは不可能であった。そこで、 k_{eff} が臨界近傍で緩やかに増加する挙動や解析に用いた核データになるべく影響を受けず、迅速に行える予測法として、24メッシュ非均質モデルを用いて、臨界カラム数が異なるよう模擬燃料体の不純物量の諸元を調整した数種類の炉心に対して $1/M$ の曲線を算出し、これらの曲線と $1/M$ の測定値を比較しあさみこむことにより臨界カラム数を予測する $1/M$ はさみうち法¹¹⁾を考案した。この方法は、 $n-1$ カラムと n カラムで臨界になると予測する方法である。

解析は、あらかじめ炉心に装荷していた模擬燃料体の不純物量のばらつき等が初臨界カラム数の予測を誤らせた原因の一つであるとして、18カラム及び19カラムで臨界となるよう、模擬燃料体の不純物量を調整して行った。

燃料の装荷に伴う $1/M$ の変化挙動は、24メッシュ非均質モデルで固定中性子源問題を解き各検出器位置での中性子束を求め、下記の式により算出した。

二二六

$1/M_i$: 燃料を i カラム装荷した状態の $1/M$ [-]

ϕ_0 : 0カラム装荷したときの検出器位置での中性子束[nv]

ϕ_i : iカラム装荷したときの検出器位置での中性子束[nv]

3チャンネル平均の $1/M$ の測定値と解析値の比較をFig.3.17に示す。同図に示すように測定値は、18カラムで臨界とした場合の解析値と19カラムで臨界とした場合の解析値にはさまれて変化している。このことは19カラムで初臨界を達成することを示している。測定においても19カラムで初臨界を達成した。

チャンネル1及びチャンネル2での解析値と測定値の比較をそれぞれFig.3.18及びFig.3.19に示す。チャンネル1は仮設中性子源と同じカラムに設置されている。そのため、中性子源からの中性子の影響が大きいことにより計数率の変化が小さく、もっとも大きな $1/M$ を示し、臨界に近づくと急激な減少を示すチャンネルである。臨界に近づいた16カラム以上では炉

心で増倍された中性子の寄与が増大してくるため、 $1/M$ は急激に減少しているが、この場合も測定値は18カラム臨界及び19カラム臨界の場合の解析値にはさまれて変化している。チャンネル2は9カラム以降もっとも小さな値を示すチャンネルである。9カラムでの測定値は解析値の間からはずれているが、12カラム以降は解析値にはさまれて変化している。チャンネル2では9カラム目以降、 $1/M$ が0に近くなり変化が緩やかであるが、この場合も $1/M$ はさみうち法により初臨界のカラム数の予測が可能であった。ここには示していないが、チャンネル3についても同様に測定値は解析値にはさまれて変化しており、予測が可能であった¹¹⁾。

モンテカルロ計算による臨界予測は、炉心の細かな形状を直接モデル化できること等から、燃料装荷開始前に高い精度で予測できると考えられた。そのため、モンテカルロ計算による予備解析結果に基づき燃料装荷計画を立案し、燃料装荷を進めてきた。しかしながら、環状型燃料装荷を行ったことから、臨界近傍での実効増倍率の増加が緩やかであり、解析誤差を考慮すると臨界カラム数がばらつき、燃料装荷に先だって正確に初臨界を予測することができなかった。更に、モンテカルロ計算は計算時間がかかることから、測定結果に基づいて解析を迅速に見直すことは困難であった。また、 $1/M$ の直線外挿による臨界予測は、測定値の得られていない燃料装荷前の予測は不可能であり、またHTTRでは環状型燃料装荷としたことにより検出器—中性子源—炉心の相対位置がいわゆるgood-geometryとはならなかつたため臨界直前でなければ精度よく予測することはできなかつた。

$1/M$ はさみうち法では、燃料装荷に先立っての予測はできないが、ある程度測定結果が得られた時点で精度よく予測することが可能であり、測定結果に基づいた見直しも可能である。このため、モンテカルロ計算によりおおよその臨界点を予測し燃料装荷を進め、ある程度 $1/M$ の測定値が得られてから $1/M$ はさみうち法により臨界を予測する方法をとればそれぞれの予測法の欠点を補完することができ、精度の高い臨界予測を行うことができると考える。

また、 $1/M$ はさみうち法により初臨界予測ができたということは、24メッシュ非均質モデルは、実効増倍率の評価に大きな誤差があつても、炉内の中性子束分布の形や燃料装荷に伴う中性子束分布の変化は良く模擬できていることを示している。このことから、24メッシュ非均質モデルは中性子束分布のような相対的な量は精度良く評価できていると言える。

(2)過剰反応度の評価

過剰反応度は、燃料追加法により測定した。19カラムでの初臨界達成後、燃料を追加し、21、24、27、30カラムの燃料を装荷した炉心について、反応度の増分を測定し、これらを加算することにより過剰反応度を評価した¹⁰⁾。

測定を始めるにあたり、まず、C制御棒1対、R1制御棒6対、R2制御棒6対の先端を揃えた状態(Fsパターン)で臨界とした。次に、そのうち1対の被測定制御棒を引き抜くことにより炉心に正の反応度を印加し、仮設検出器であるCICにより測定した中性子束変化

から逆運動特性 (Inverse kinetic : IK) 法により反応度を求めた。反応度の補償には、被測定制御棒の周辺の複数本の制御棒を補償制御棒として使用した。これらの操作を繰り返して、燃料追加に伴い臨界時の制御棒位置が深くなつた分の反応度を測定した。IK 法による反応度の計算にはパーソナルコンピュータを用い、リアルタイムでその計算した反応度をペンレコーダに表示して運転員の制御棒操作の目安とした。なお、測定中、R3 制御棒 3 対は、常時全引き抜きとした。

過剰反応度は全制御棒を同時に引き抜いた場合の反応度と定義されているが、このような状態は実現できないため、大きな過剰反応度は概念的な数値であり、直接測定することはできない¹⁴⁾。そのため、これまで行われてきた測定では各制御棒の反応度を算術的に合計した値を過剰反応度と見なしている。しかしながら、HTTR では多くの制御棒が存在し、制御棒間の反応度の干渉効果が大きいため、合計値は、定義でいう過剰反応度とは大きく異なる値を示した。このため、制御棒を 1 対毎に測定した結果を合計していくと、燃焼に必要な過剰反応度を有していない結果を示すことになった。これは本来炉心が有している過剰反応度とは異なる物理量である。このことから、正確な過剰反応度を評価することが求められた。

このとき、24 メッシュ非均質モデルを用いて制御棒の反応度価値を評価したところ、測定を模擬して制御棒 1 対のみ引き抜き、その結果を合計した解析値は測定値とよく一致することを見出した¹⁰⁾。そこで、24 メッシュ非均質モデルを用いて、2.3 節で述べた修正因子を評価し、これを用いて過剰反応度を評価した。評価に使用した修正因子を Table 3.19 に示す¹⁰⁾。

燃料追加に伴い増加する過剰反応度の測定値及び修正因子を用いて評価した値（修正値）を Fig.3.20 に示す。同図に示すように、測定を模擬した解析結果は、測定結果とよく一致している。このことから、24 メッシュ非均質モデルは制御棒の反応度価値評価において妥当な結果を示すことを明かにできた。

全炉心での過剰反応度の修正値は、測定値の約 1.4 倍の約 12%Δk/k となった。本来の定義にあつた過剰反応度、即ち、修正値は、制限値 16.5%Δk/k¹⁵⁾以下であり、核的制限値を満足することを確認した。更に、燃焼に必要となる過剰反応度 11%Δk/k 以上³⁾であることを確認し、HTTR が必要な性能を有していることを確認した。

(3) モデルの問題点の検討⁵⁾

臨界試験の解析評価では、24 メッシュ非均質モデルは初臨界カラム数や過剰反応度のような絶対値の評価では大きな誤差を有しているが、臨界近接時の 1/M の変化や、制御棒の反応度価値のような相対的な値については精度良く評価できていることが明らかとなった。このことから、24 メッシュ非均質モデルでは、実効増倍率のような絶対値の評価に問題はあるものの、炉内の中性子束分布や、燃料の追加による炉内の中性子束分布の変化等は精度良く表現できることになる。誤差の原因是、物質配置の誤りのような局所的なものではなく、炉心全体に関係する事項である。

モデルの開発では、中性子ストリーミング効果を考慮すること及びBP反応度を正確に評価することにより、解析精度は向上すると考えていた。しかしながら24メッシュ非均質モデルでは、中性子ストリーミング効果を考慮していること、BP反応度についても5%以下の誤差で評価できるとしていたにもかかわらず試験結果に対して大きな誤差が生じた。このことから、中性子ストリーミング及びBP反応度以外に考慮すべき点があると考えた。

更に、24メッシュモデルと24メッシュ非均質モデルの結果を比較してみると、Fig.3.16に示すように、3カラムから30カラムの範囲において約 $1\%\Delta k/k$ の違いが生じている。24メッシュと24メッシュ非均質モデルの違いは、BPの評価モデルの違いと、燃料セルの外径である。ここで、Table 3.13に示したように、24メッシュモデルと24メッシュ非均質モデルでは、BP中の ^{10}B のミクロ吸収断面積は、5及び6群については24メッシュモデルのほうが大きな値を示している。しかしながらBP反応度で見ると、Table 3.11及びTable 3.12に示したように24メッシュ非均質モデルのほうが大きな値を示しており、モンテカルロコードMVPに近い値となっている。このため、24メッシュ非均質モデルでは、BPセルモデルの改良によってBP反応度価値は十分妥当な値を示していると考えられる。このことからも、BP以外の項目について検討を行う必要があると考えた。

3.3.2 臨界試験結果を受けたモデルの再改良⁵⁾

24メッシュモデルと24メッシュ非均質モデルでは、BPのセルモデルの違いのほかに、燃料セルの寸法が異なっている。24メッシュモデルの燃料セルは6メッシュモデルと同様に、1本の燃料棒の周りに、燃料体の黒鉛ブロックの黒鉛量を燃料棒本数で割った量の黒鉛を巻き付けた円筒セルモデルである。24メッシュ非均質モデルでは、1本の燃料棒の周りに、燃料体の20/24倍の黒鉛量を燃料棒本数で割った量の黒鉛を巻き付けた円筒セルモデルである。このため、24メッシュ非均質モデルの燃料セルの外径は24メッシュモデルの値より小さくなっている。

この燃料セル外径を変更することにより、中性子スペクトルが変化し、燃料の実効断面積に影響を与える。そのため、この燃料セル外径の効果について検討を行った。

(1)燃料セル外径のミクロ断面積に及ぼす効果⁵⁾

燃料セルの外径が小さくなるとセル内の黒鉛量が少なくなり中性子スペクトルが硬くなる。 ^{235}U の核分裂断面積は $1/v$ で変化するため、中性子スペクトルが硬くなる（高エネルギー側へ移動する）と、燃料の実効核分裂断面積が小さくなり、反応度が下がってくると考えられる。

Fig.3.14に示している燃料ブロック内の燃料棒配置を見ると、スクラム時に燃料ブロックに発生する熱応力への対応策としてブロックの強度を確保するため、燃料棒は燃料ブロックの中心に集まっており、ブロックの外周部は黒鉛の多い領域となっている。24メッシュ

モデル及び 24 メッシュ非均質モデルでは、燃料セルの断面積が燃料ブロックもしくは燃料部の断面積を燃料棒本数で割った値と等しくなるように定めているため、ブロック周辺部の黒鉛を燃料棒に巻き付けることになり、燃料棒のピッチを実際より大きくしていることになる。このことにより、実際の燃料棒周りの中性子スペクトルより柔らかな中性子スペクトルになっていると考えられる。

ここで、燃料セルの外径を変えた場合のミクロ断面積の比較を Table 3.14 及び Fig.3.21 に示す。同表及び同図に示す結果は、燃料コンパクトの寸法を固定して、燃料セル外径だけを変えた場合の ^{235}U のミクロ吸収断面積及びミクロ核分裂断面積並びに ^{238}U のミクロ吸収断面積を示したものである。ミクロ断面積はいずれも 1 群に縮約してある。

同表及び同図から、燃料セルの外径を大きくすると ^{235}U のミクロ核分裂断面積及びミクロ吸収断面積は大きく増加することがわかる。燃料セル外径を 2.2cm から 3.8cm に増やすことによって、3 倍以上の増加となっている。これに対し、 ^{238}U のミクロ吸収断面積は燃料セル外径が変わってもほとんど変化していないことがわかる。熱中性子領域で ^{235}U の断面積は $1/v$ 則に従って変化するが、 ^{238}U の断面積はほとんど変化しない。このため、燃料セルの外径が大きくなり、セル内の中性子スペクトルが軟化することにより ^{235}U の反応率は増加するが、 ^{238}U の反応率ほとんど変化しない。

(2) 燃料セル外径のマクロ断面積に及ぼす効果⁵⁾

前節で、燃料セル外径が変化すると ^{235}U のミクロ吸収断面積及びミクロ核分裂断面積は大きく変化するが、 ^{238}U のミクロ吸収断面積はほとんど変化しないことが明らかとなった。この効果が、炉心の反応度や実効倍率に及ぼす影響を検討するため、燃料セルの外径を変化させて得られたミクロ断面積を用いて、燃料ブロックの 1 群のマクロ断面積を求めた。ミクロ断面積からマクロ断面積の変換は、ミクロ断面積に ^{235}U 濃縮度 5.9%、31 ピン燃料の原子数密度をかけることにより評価した。この場合、BP はないとしている。

Table 3.15 に燃料セル外径を変えた場合の、燃料ブロックのマクロ断面積を示す。同表では核分裂断面積 Σ_f 、吸収断面積 Σ_a 及び核分裂断面積と核分裂あたりの中性子放出数の積 $v\Sigma_f$ 及び増倍率に相当する値として、 $v\Sigma_f/\Sigma_a$ も評価した。また、燃料セル外径を変えた場合の $v\Sigma_f$ と Σ_a のグラフを Fig. 3.22 に示す。同表及び同図から、燃料セル外径を大きくすることにより、 $v\Sigma_f$ 及び Σ_a とも増加しているが、 $v\Sigma_f$ の増加がより大きいことがわかる。このため、増倍率に相当する $v\Sigma_f/\Sigma_a$ は燃料セル外径の増加と共に大きくなっている。このことから、燃料セル外径を大きくすることは、炉心の実効倍率を大きく評価することになり、その効果は大きいことが予想された。

3.3.3 改良モデルによる解析結果⁵⁾

(1) 改良モデルによる解析結果

燃料セルの外径によりミクロ断面積及びマクロ断面積が大きな影響を受けることが明ら

かとなった。このことから、24 メッシュ非均質モデルが測定結果に比べて過大評価となっているのは燃料セルの外径が大きいため、実際の燃料棒周りの中性子スペクトルが実際よりも柔らかくなっていることが原因であると考えた。

Fig.3.14 の燃料ブロック内の燃料棒配置を見ると、燃料棒が一定のピッチで配置された周囲に黒鉛が巻かれた形状となっている。この場合、多くの燃料棒周りの中性子スペクトルは、燃料棒のピッチに基づく燃料セルの中性子スペクトルに近くなっていると考えられる。

ここで、24 メッシュ非均質モデルの改良として、燃料セル外径を燃料棒ピッチに基づいた値としたモデルを考えた。ここではこのモデルを改良 24 メッシュ非均質モデルと呼ぶこととする。それぞれのモデルで用いた燃料セルの寸法を Table 3.16 に示す。

同表から、24 メッシュ非均質モデルでもセル外径は 3cm 以上あるが、改良 24 メッシュ非均質モデルの燃料棒のピッチに基づくセル外径は 2.3cm 程度となっている。このセル外径の効果を Fig.3.21 で見ると、 ^{235}U のミクロ吸収断面積で約 2 倍の違いがある。

以下にそれぞれのモデルでの効果を述べる。

1) 実効増倍率の比較

24 メッシュ非均質モデルと改良 24 メッシュ非均質モデルによる燃料装荷時の実効増倍率の比較を Fig.3.23 に示す。同図には、初臨界カラム数とそのときの推定実効増倍率、及び、30 カラムでの過剰反応度の測定値から評価した実効増倍率を合わせて示す。

同図から、燃料セルの外径を小さくした改良 24 メッシュ非均質モデルは、燃料セル外径の大きい 24 メッシュ非均質モデルより $2\% \Delta k$ 程度低い実効増倍率を示すことがわかる。

初臨界カラム数は 24 非均質モデルでは 14 カラムであったが、改良 24 メッシュ非均質モデルでは 17 カラムと測定値の 19 カラムに対して大きく改善されている。

19 カラムでの過剰反応度は臨界制御棒位置と制御棒反応度価値曲線の解析結果から $1.5\% \Delta k/k$ 程度と評価されている。24 メッシュ非均質モデルでは、19 カラムでの過剰反応度は $5\% \Delta k/k$ 程度と評価されていたが、改良 24 メッシュ非均質モデルでは $2.8\% \Delta k/k$ 程度と大きく改善された。更に、30 カラムでの実効増倍率は、過剰反応度の測定値から評価した値と $1\% \Delta k/k$ 以内の差に收まり、よく一致していることがわかる。

2) BP 反応度の比較

改良 24 メッシュ非均質モデルによる BP 反応度と、モンテカルロ計算による BP 反応度の比較と誤差をそれぞれ Table 3.17 及び Table 3.18 に示す。同表から、改良 24 メッシュ非均質モデルによる BP 反応度は、モンテカルロ計算の結果に対して 5%以下の誤差で一致している。しかしながら 24 メッシュ非均質モデルの結果と比較すると、誤差がやや大きくなっている。また 24 メッシュ非均質モデルではカラム数が少なくなるほど誤差が少なくなっているが、改良 24 メッシュ非均質モデルではカラム数に関わらず同程度の誤差となっている。

一方、30 カラム炉心ではいずれも同程度の誤差となっている。今後、HTTR は 30 カラ

ム炉心で運転するため、今後行われる 30 カラム炉心の解析について、BP 反応度に関してはいずれのモデルも同程度の精度を有していると言える。

3)過剰反応度の比較

30 カラム炉心の過剰反応度の両モデルによる比較を Table 3.20 に示す。同表から、改良 24 メッシュ非均質モデルの結果は、24 メッシュ非均質モデルの結果よりも測定結果とよく一致している。BP 反応度については、両モデルとも同程度の誤差であるが、24 メッシュ非均質モデルは 0.5% 程度小さい誤差を示している。しかしながら、過剰反応度では改良 24 メッシュ非均質モデルのほうが測定値とよく一致しており、その差は $0.4\%\Delta k/k$ である。このことから、燃料セルの外径を適切に選ぶことが燃料の実効断面積をより精度よく評価していることになり、過剰反応度や実効増倍率といった炉心特性の解析精度を向上させる上で非常に重要であると言える。

(2)これまでのモデルでの問題点の検討

設計に用いたモデル及び 6 メッシュモデルで用いられていた燃料セルの外径寸法は、1 本の燃料棒の周りに燃料ブロックの黒鉛を燃料棒本数で割った分量の黒鉛を巻き付けたものであった。設計においては、DELIGHT-7 でミクロ断面積を作成するとともに、そのブロックの原子数密度を求めていた。そのため、燃料ブロックの物質量を保存する必要があったこともこのような考え方で燃料セルの外径を決めた一つの理由であると考えられる。また、黒鉛中の中性子の平均自由行程は水中での値に比べて長いため、黒鉛減速炉は均質な炉であると一般に言われていたこと、これまで HTTR 核設計手法は VHTRC の実験データとともに検証されてきており、同様の考え方に基づく燃料セルを用いた手法で十分な精度を有することを確認していたことも理由として考えられる。

しかしながら VHTRC と HTTR では燃料ブロック形状が異なっている。Fig.2.17 に示しているそれぞれのブロックの断面図から、HTTR の燃料ブロックと比較して、VHTRC の燃料ブロックは燃料棒本数が少なく、燃料棒がブロック内に比較的分散して配置されている。また VHTRC の燃料コンパクトの直径は HTTR のものに比較して大きくなっている。これらのことから、HTTR では燃料セル外径の効果が VHTRC より大きくなったと考えられる。

改良 24 メッシュ非均質モデルでは、燃料セルの外径として、燃料棒のピッチに基づく値を用いている。ここで、Fig.2.17 に示す燃料ブロックの外側にある燃料棒について考えると、この燃料棒は燃料ブロック周辺の黒鉛に接しているため、ここで用いた燃料セルの中性子スペクトルより若干柔らかいスペクトルであると考えられる。しかしながら、燃料ブロック内の燃料棒の多くは燃料棒に取り囲まれており、これらの燃料棒についてはピッチに基づく燃料セルと同様の中性子スペクトルのもとにあると考えられる。また、解析結果によると改良 24 メッシュ非均質モデルは、全ての燃料を装荷した 30 カラム炉心では、測定結

果に対してよく一致している。そのため、燃料棒のピッチに基づく燃料セルを用いることは、改良の余地はあるものの、よい近似であると考えられる。特にすべての燃料を装荷した30カラム炉心においては過剰反応度の解析値は測定値とよく一致しており、非常によい近似であると考えられる。よって、HTTRの臨界試験及びそれに引き続く出力上昇試験の解析等のHTTRの炉心特性評価にこの改良24メッシュ非均質モデルを用いることは適切であると考える。

参考文献

- 1) K. Yamashita, et al., "Nuclear design of the High-Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)", Nucl. Sci. Eng., Vol.122, 212-228(1996).
- 2) 山下、他、「VHTRC の実験データに基づく高温工学試験研究炉の核設計計算手法の精度検討」、JAERI-M 88-245(1988).
- 3) 藤本、他、「燃料体内の反応度調整材位置を考慮した反応度価値評価手法の VHTRC 実験データによる検討」、JAERI-Research 99-052(1999).
- 4) 奥村、他、「SRAC95;汎用核計算コードシステム」、JAERI-Data/Code 96-015(1996).
- 5) 藤本、他、「高温工学試験研究炉炉心解析モデルの改良 一過剰反応度に関する検討ー」、JAERI-Research 99-059(1999).
- 6) F. Akino, et al., "Experimental Verification and Analysis of Neutron Streaming Effect through Void Holes for Control Rod Insertion in HTTR", J. Nucl. Sci. Tech., Vol.34, No.2, pp.185-192(1997).
- 7) 藤本、他、「高温工学試験研究炉(HTTR)臨界試験の予備解析結果 一HTTR 核特性解析コードシステムに基づく解析ー」、JAERI-Tech 98-021(1998).
- 8) 野尻、他、「高温工学試験研究炉(HTTR)臨界試験の予備解析結果 一モンテカルロコード MVP に基づく解析ー」、JAERI-Tech 98-032(1998).
- 9) 野尻、他、「VHTRC 炉物理実験の解析によるモンテカルロコード MVP の精度評価—臨界時の実効増倍率、反応度調整材反応度、ボイド反応度ー」、JAERI-Tech 97-060(1997).
- 10) 山下、他、「高温工学試験研究炉(HTTR)の臨界試験、(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.30-42(2000).
- 11) 藤本、他、「高温工学試験研究炉(HTTR)の臨界試験、(II)環状型燃焼装荷による初臨界達成とその予測法」、日本原子力学会誌 Vol.42, No.5, pp.458-464(2000).
- 12) Y. Nagao, et al., "Benchmark Calculation of JMTRC core using JENDL-3", JAERI-Conf 96-008, pp.135-139(1995).
- 13) 岩田、他編、「もんじゅ」の試運転と臨界へのアプローチ」、原子力学会誌 Vol.37, No.1, pp.3-28(1995).
- 14) 伏見康司編：「実験物理学講座 29 原子炉」、共立出版、66-72(1972).
- 15) 「日本原子力研究所 大洗研究所 原子炉施設設置変更許可申請書 [HTTR (高温工学試験研究炉) 原子炉施設の設置]本文及び添付書類 (一～十)」、日本原子力研究所、平成元年 2 月 (平成元年 11 月一部補正) (平成 2 年 10 月一部補正) .

Table 3.1 Experimental results of BP reactivity in VHTRC

Case No.	BP rod arrangement		Number of BP	α (sec ⁻¹)	BP reactivity (\$)	BP reactivity* (%Δk/k)
	Inner column	Outer column				
0	0	0	0	7.09±0.07	-	-
1	1×6 column	0	12	51.76±0.16	9.67±0.11	7.06
2	2×6 column	0	24	89.24±0.72	18.32±0.37	13.37
3	3×6 column	0	36	115.7±1.3	25.04±0.63	18.28
4	1×6 column	1×6 column	24	73.16±0.27	14.11±0.21	10.30
5	2×6 column	1×6 column	36	117.4±1.0	24.3±0.5	17.74

*Evaluated with $\beta_{eff}=0.0072993$.

Table 3.2 Comparison of BP reactivity with Experimental results and calculated results by HTTR design code system

Case No.	BP rod arrangement		Number of BP	BP reactivity (%Δk/k)		Error C/E-1 (%)
	Inner column	Outer column		Calculated (C)	Experiment (E)	
1	1×6 column	0	12	5.45	7.06	-23.4
2	2×6 column	0	24	11.02	13.37	-17.6
3	3×6 column	0	36	16.47	18.28	-9.91
4	1×6 column	1×6 column	24	9.02	10.30	-12.4
5	2×6 column	1×6 column	36	14.82	17.74	-16.5

Table 3.3 Comparison of BP reactivity with Experimental results and calculated results by fine mesh model

Case No.	BP rod arrangement		Number of BP	BP reactivity (%Δk/k)		Error C/E-1 (%)
	Inner column	Outer column		Calculated (C)	Experiment (E)	
1	1×6 column	0	12	6.44	7.06	-8.8
2	2×6 column	0	24	12.49	13.37	-6.6
3	3×6 column	0	36	18.46	18.28	1.0
4	1×6 column	1×6 column	24	9.08	10.30	-11.8
5	2×6 column	1×6 column	36	17.66	17.74	-0.5

Table 3.4 Comparison of BP specification

	Design	Measured
Natural boron content [wt%]	2.0 2.5	2.24 2.77
Density [g/cm ³]	1.724	1.8

Table 3.5 Estimation of excess reactivity by measured specifications of fuel and BP

		Measured +50cmBP	Measured +40cmBP
Reactivity effect [%Δk/k]	Amount of BP	-1.4	+0.9
	Amount of U	-0.5	-0.5
	Error	-2.3	-2.3
Sum		-4.2	-1.9
Excess reactivity(predicted) [%Δk/k]		9.2*	11.5*
Effective multiplication factor(predicted) [-]		1.101	1.130

*:Sum of reactivity effect is subtracted from design value of 13.4%Δk/k

Table 3.6 Measured and calculated reactivity worth of void holes in VHTRC

Core pattern	Measured worth E [\$]	Calculated worth C [\$]		Error C/E-1 [%]	
		With use of D ₀	With use of D _{aniso}	With use of D ₀	With use of D _{aniso}
2CV	1.53±0.03	0.8842	1.594	-42.2	4.18
3CV	2.33±0.04	1.443	2.442	-38.1	4.81
2RV	0.43±0.01	0.2002	0.4489	-53.4	4.40
3RV	0.55±0.01	0.3219	0.6208	-41.5	12.9
6X2RV	2.52±0.03	1.220	2.775	-51.6	10.1
6X3RV	3.34±0.03	1.997	3.882	-40.2	16.2
3CV+6X3RV	5.80±0.06	3.505	6.563	-39.6	13.2

2CV : Two void holes in the central column

3CV : Three void holes in the central column

2RV : Two void holes in the reflector column

3RV : Three void holes in the reflector column

6X2RV : Two void holes in each six reflector column

6X3RV : Three void holes in each six reflector column

3CV+6X3RV : Three void holes in the central column and three void holes in each six reflector column

Table 3.7 Mesh effects between 6 mesh model and 24 mesh model

Number of fuel column	Effective multiplication factor		Mesh effect [%Δk/k]
	6 mesh model	24 mesh model	
30	1.21850	1.22270	0.28
24	1.18894	1.19719	0.58
18	1.10928	1.11965	0.83

Table 3.8 Comparison of BP reactivity

Number of fuel column	BP reactivity [%Δk/k]		
	6 mesh model	24 mesh model	MVP
30	9.07	10.54	11.68
24	8.60	10.17	11.35
18	8.69	10.16	11.63

Table 3.9 Error of BP reactivity compared to results of Monte Carlo code

Number of fuel column	Error C/E-1* [%]	
	6 mesh model	24 mesh model
30	-22.35	-9.76
24	-24.21	-10.40
18	-25.23	-12.58

* C : Calculated result

E : Calculated result by Monte Carlo(MVP)

Table 3.10 Comparison of streaming effects at CR insertion holes

Number of fuel column	Neutron streaming effect [%Δk/k]	
	Diffusion	MVP
30	1.03	1.3
24	1.12	-
18	1.33	2.3

Table 3.11 Comparison of BP reactivity in each calculation model

Number of fuel column	BP reactivity [%Δk/k]			
	6 mesh model	24 mesh model	24 mesh heterogeneous model	MVP*
30	9.07	10.54	11.22	11.68
24	8.60	10.17	11.18	11.35
18	8.69	10.16	11.54	11.63

*: Monte Carlo

Table 3.12 BP reactivity error to results of Monte Carlo code

Number of fuel column	Error C/C _M -1* [%]		
	6 mesh model	24 mesh model	24 mesh heterogeneous model
30	-22.35	-9.76	-3.94
24	-24.21	-10.40	-1.50
18	-25.23	-12.58	-0.77

* C : Calculated result

C_M : Calculated result by Monte Carlo(MVP)Table 3.13 Comparison of one group microscopic absorption cross section of ¹⁰B in BP
(²³⁵U enrichment 6.3%, 33pin, BP 2.5%)

Energy group	Microscopic absorption cross section [barn]		
	6 mesh model	24 mesh model	24 mesh heterogeneous model
1	5.61×10^{-1}	5.62×10^{-1}	5.44×10^{-1}
2	6.55×10^0	6.53×10^0	6.47×10^0
3	1.02×10^2	1.08×10^2	1.07×10^2
4	3.83×10^2	4.50×10^2	4.73×10^2
5	6.15×10^2	7.02×10^2	6.03×10^2
6	7.88×10^2	9.51×10^2	8.57×10^2

Table 3.14 Change in one group microscopic cross section with change in outer radius of fuel cell

ID	Cell outer radius [cm]	^{235}U		^{238}U
		σ_f [barn]	σ_a [barn]	σ_a [barn]
Cell01	2.2	3.678×10^1	4.700×10^1	2.135×10^0
Cell02	2.4	4.785×10^1	6.004×10^1	2.252×10^0
Cell03	2.6	5.924×10^1	7.337×10^1	2.320×10^0
Cell04	2.8	7.068×10^1	8.671×10^1	2.356×10^0
Cell05	3.0	8.202×10^1	9.989×10^1	2.372×10^0
Cell06	3.2	9.315×10^1	1.128×10^2	2.376×10^0
Cell07	3.4	1.040×10^2	1.254×10^2	2.372×10^0
Cell08	3.6	1.145×10^2	1.375×10^2	2.364×10^0
Cell09	3.8	1.246×10^2	1.492×10^2	2.353×10^0
Cell09/Cell01		3.387	3.175	1.102

Table 3.15 Change in one group macroscopic cross section with change in outer radius of fuel cell (^{235}U enrichment 5.9wt%, 31pin, No BP)

ID	Cell outer radius [cm]	Macroscopic cross section [cm^{-1}]			$v\Sigma_f / \Sigma_a$
		Σ_ϕ	Σ_a	$v\Sigma_f$	
Cell01	2.2	4.990×10^{-4}	1.101×10^{-3}	1.210×10^{-3}	1.099
Cell02	2.4	6.467×10^{-4}	1.307×10^{-3}	1.567×10^{-3}	1.199
Cell03	2.6	7.987×10^{-4}	1.506×10^{-3}	1.935×10^{-3}	1.285
Cell04	2.8	9.515×10^{-4}	1.699×10^{-3}	2.305×10^{-3}	1.356
Cell05	3.0	1.103×10^{-3}	1.886×10^{-3}	2.671×10^{-3}	1.417
Cell06	3.2	1.252×10^{-3}	2.066×10^{-3}	3.031×10^{-3}	1.467
Cell07	3.4	1.397×10^{-3}	2.240×10^{-3}	3.381×10^{-3}	1.510
Cell08	3.6	1.537×10^{-3}	2.407×10^{-3}	3.720×10^{-3}	1.546
Cell09	3.8	1.672×10^{-3}	2.567×10^{-3}	4.048×10^{-3}	1.577

Table 3.16 Comparison of outer radius of fuel cell in each model

Model	Cell inner radius R1* [cm]		Cell outer radius R2* [cm]	
	33pin	31pin	33 pin	31 pin
6 mesh model	2.0941	2.0970	3.4100	3.5183
24 mesh model	2.0941	2.0970	3.4100	3.5183
24 mesh heterogeneous model	2.0941	2.0970	3.1129	3.2118
24 mesh heterogeneous model (Revised)	2.0500		2.3417	

*:Refer to Fig. 2.10

Table 3.17 Comparison of BP reactivity in each calculation model

Number of fuel column	BP reactivity [%Δk/k]		
	24 mesh heterogeneous model	24 mesh heterogeneous model (Revised)	MVP
30	11.22	11.17	11.68
24	11.18	10.96	11.35
18	11.54	11.15	11.63

Table 3.18 BP reactivity error to results of Monte Carlo code

Number of fuel column	Error C/C _M -1* [%]	
	24 mesh heterogeneous model	24 mesh heterogeneous model (Revised)
30	-3.94	-4.37
24	-1.50	-3.44
18	-0.77	-4.13

* C : Calculated result

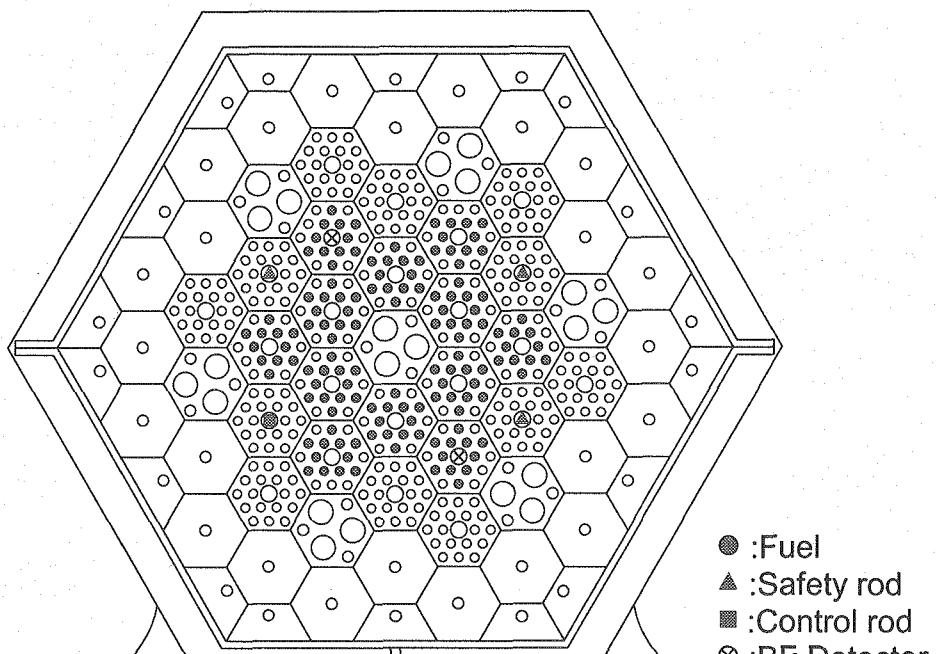
C_M : Calculated result by Monte Carlo(MVP)

Table 3.19 Correction factor for excess reactivity evaluation

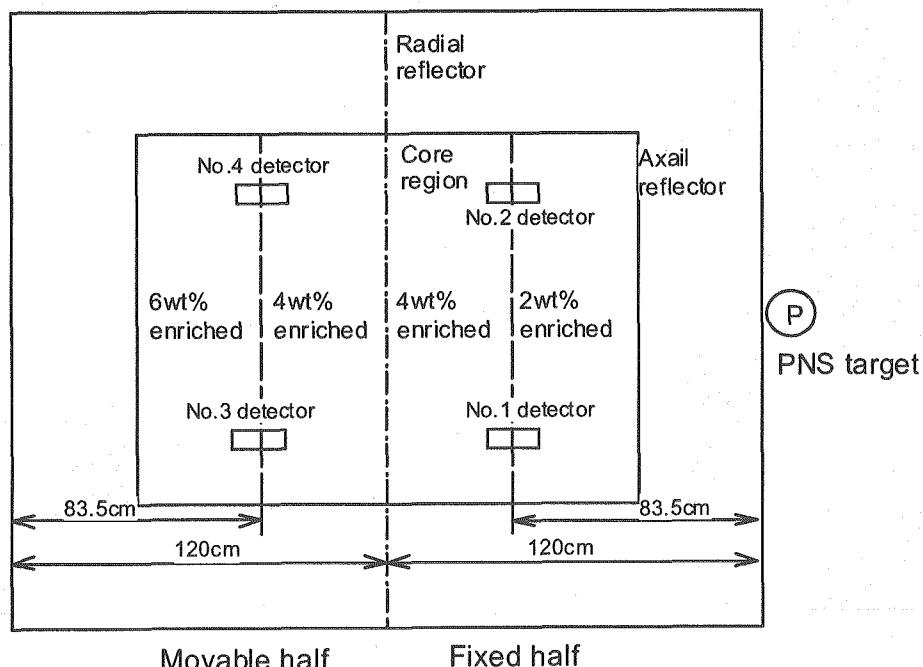
Number of fuel column	Reactivity increment (simulating measurement) (%Δk/k)				Reactivity increment by change in k _{eff} B (%Δk/k)	Correction factor B/A
	C	R1	R2	Total A		
21	0.10	0.22	0.13	2.17	3.66	1.69
24	0.16	0.30	0.15	2.86	4.01	1.40
27	0.28	0.28	0.11	2.62	3.29	1.26
30	0.13	0.12	0.05	1.15	1.37	1.19

Table 3.20 Comparison of excess reactivity in each model and measured result

Model	Excess reactivity [%Δk/k]
24 mesh heterogeneous model	13.9
24 mesh heterogeneous model (Revised)	12.3
Measured result	11.9



(a) Fuel distribution in fixed half



(b) Axial fuel enrichment distribution

Fig.3.1 VHTRC-4 core and detectors arrangement.

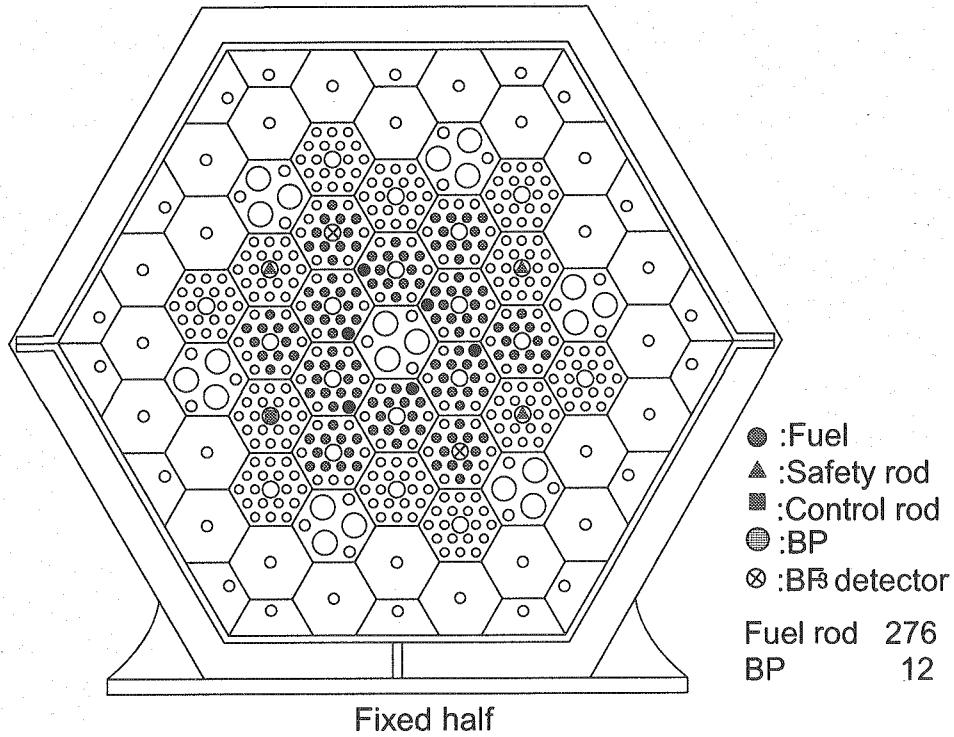


Fig.3.2 Fuel and BP arrangement in VHTRC experiment (Case 1).

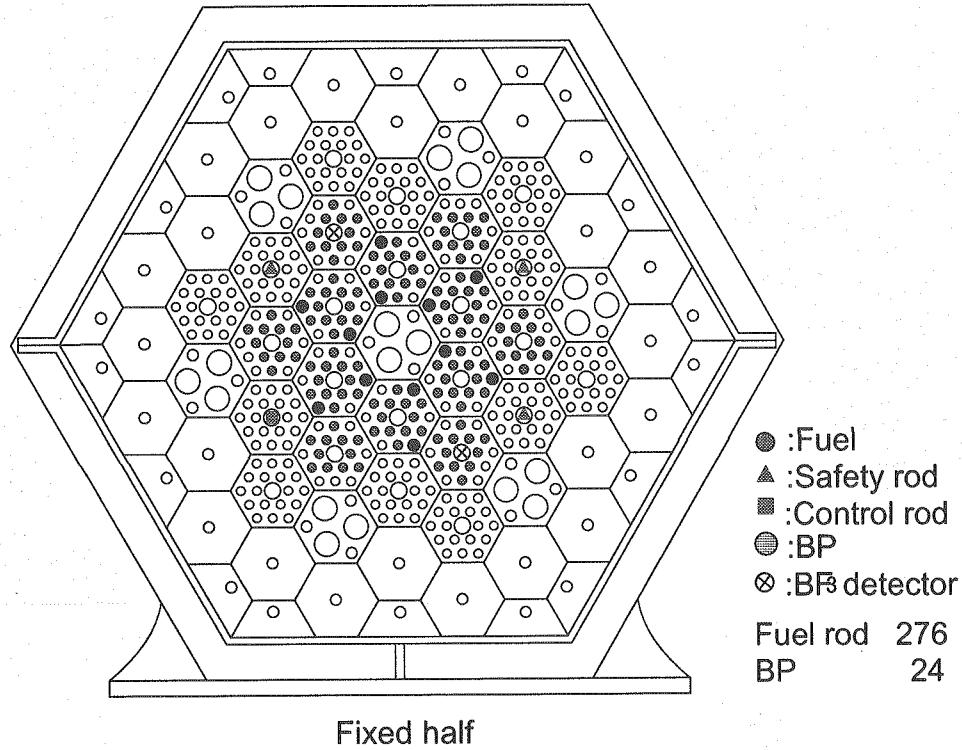


Fig.3.3 Fuel and BP arrangement in VHTRC experiment (Case 2).

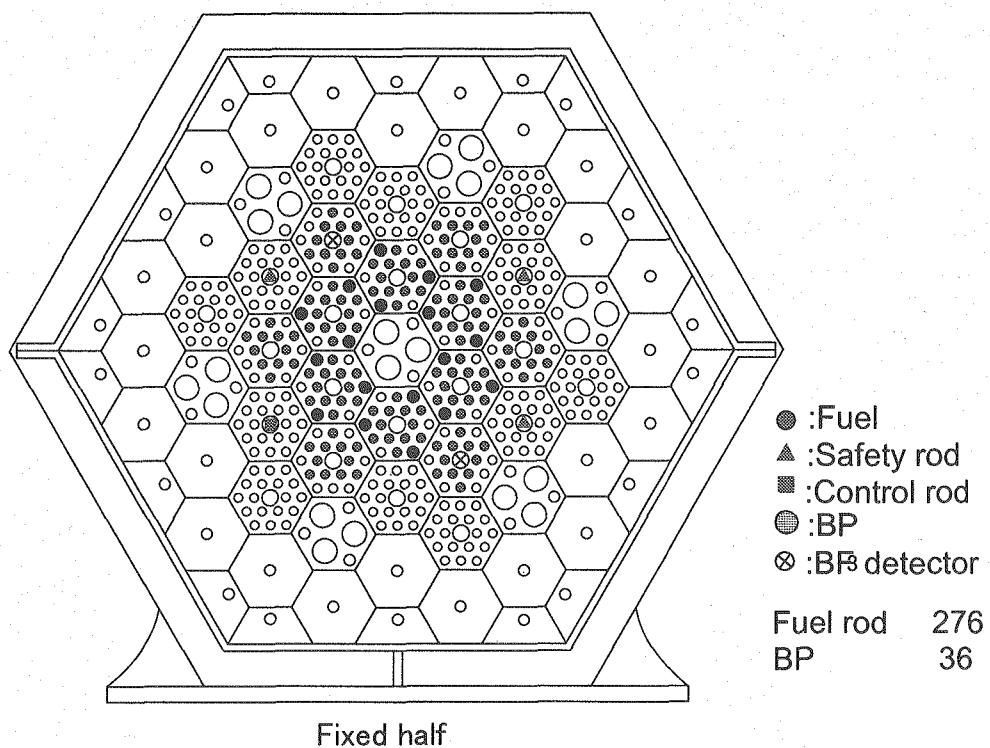


Fig.3.4 Fuel and BP arrangement in VHTRC experiment (Case 3).

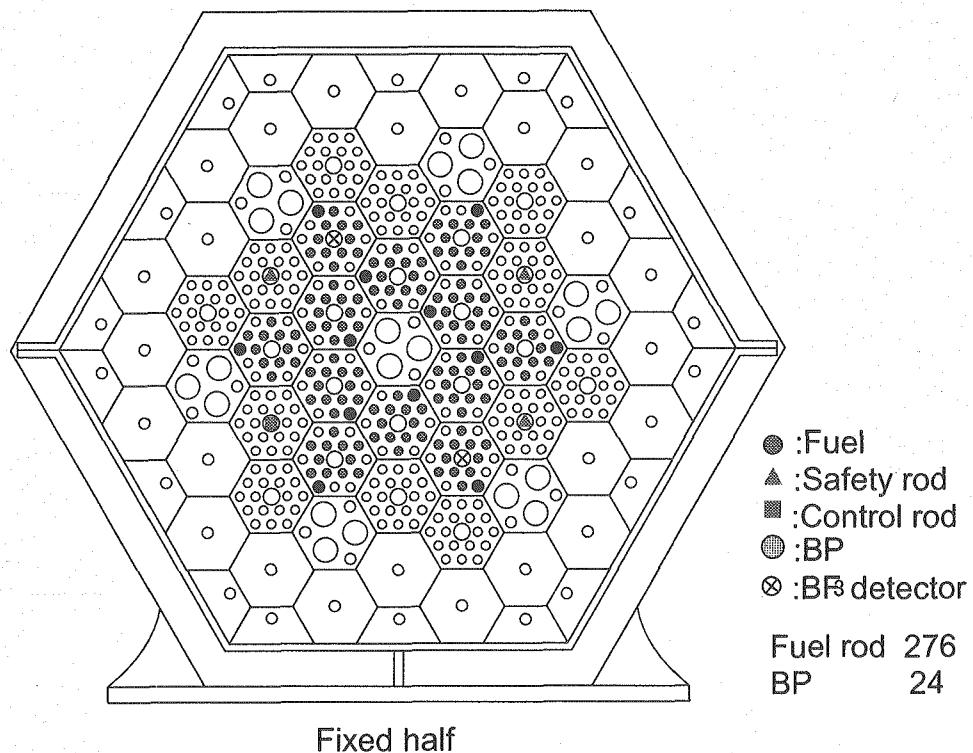


Fig.3.5 Fuel and BP arrangement in VHTRC experiment (Case 4).

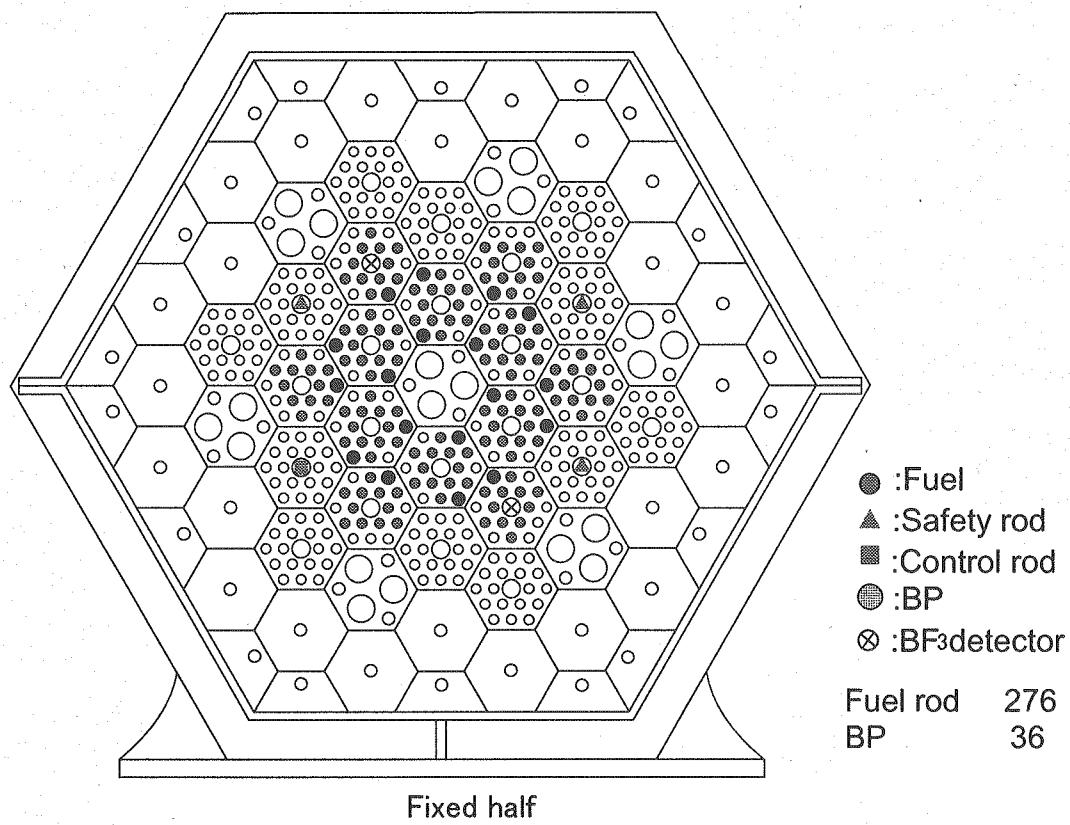


Fig. 3.6 Fuel and BP arrangement in VHTRC experiment (Case5).

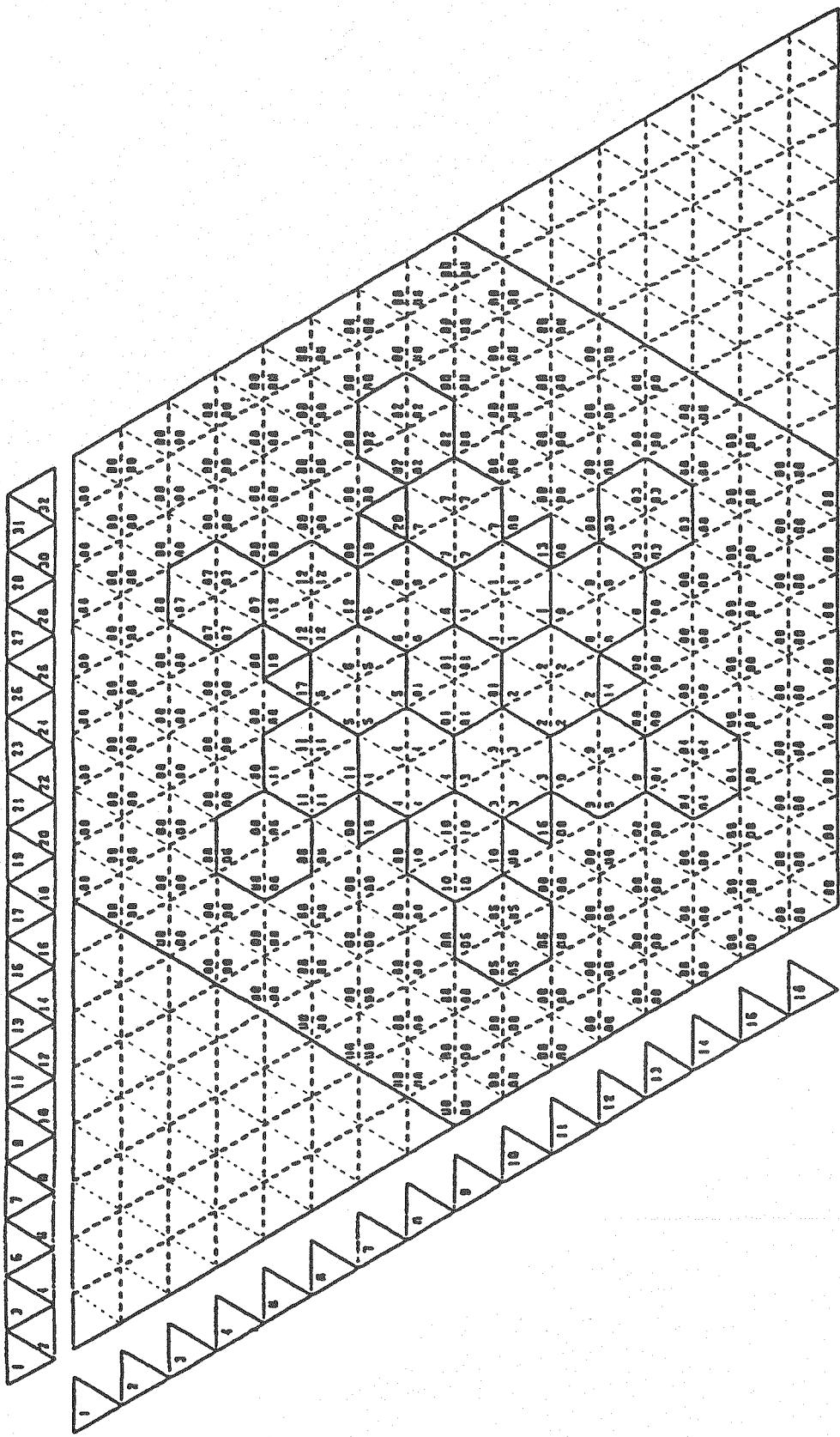


Fig.3.7 Mesh division in core calculation by HTR core design method.

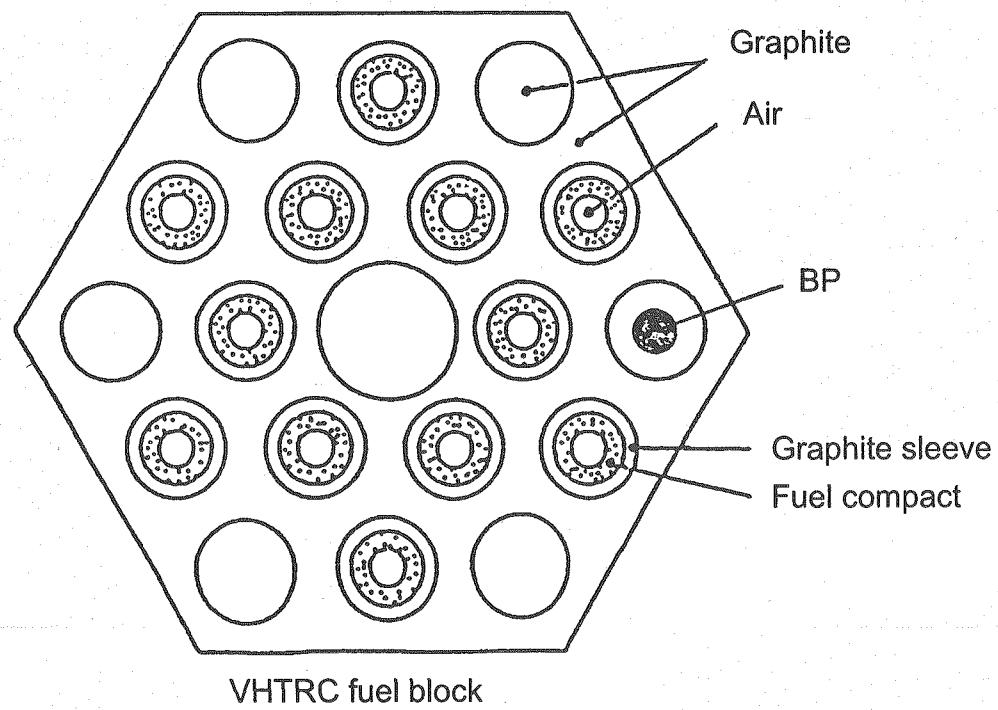
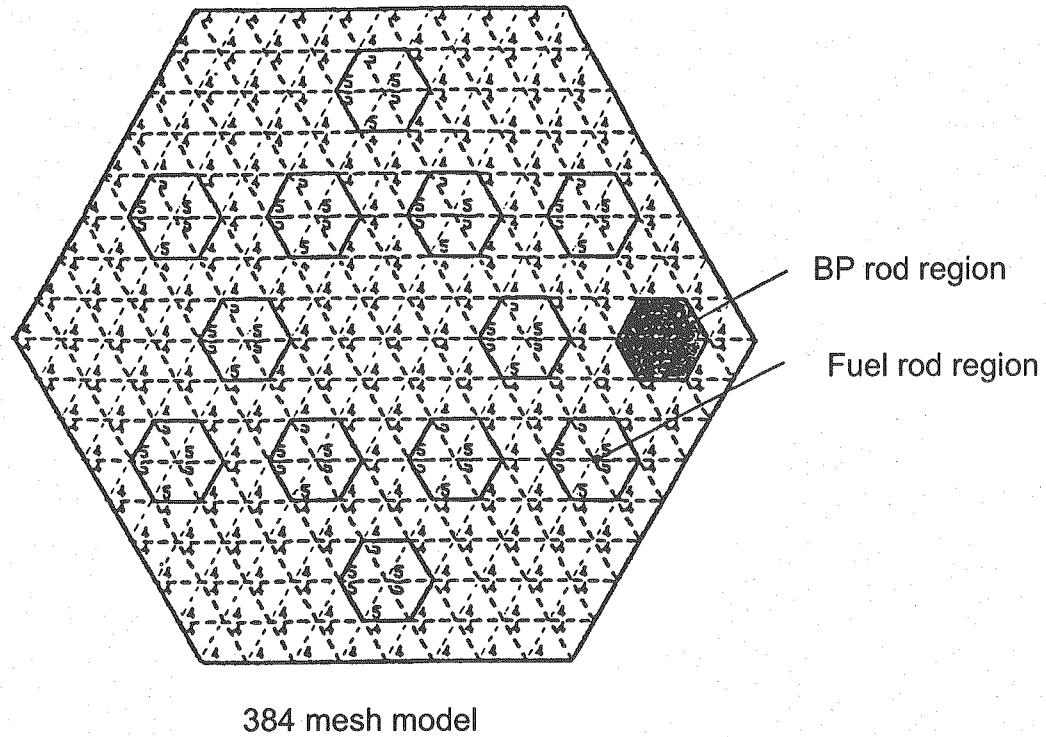


Fig. 3.8 238 mesh model and fuel block of VHTRC.

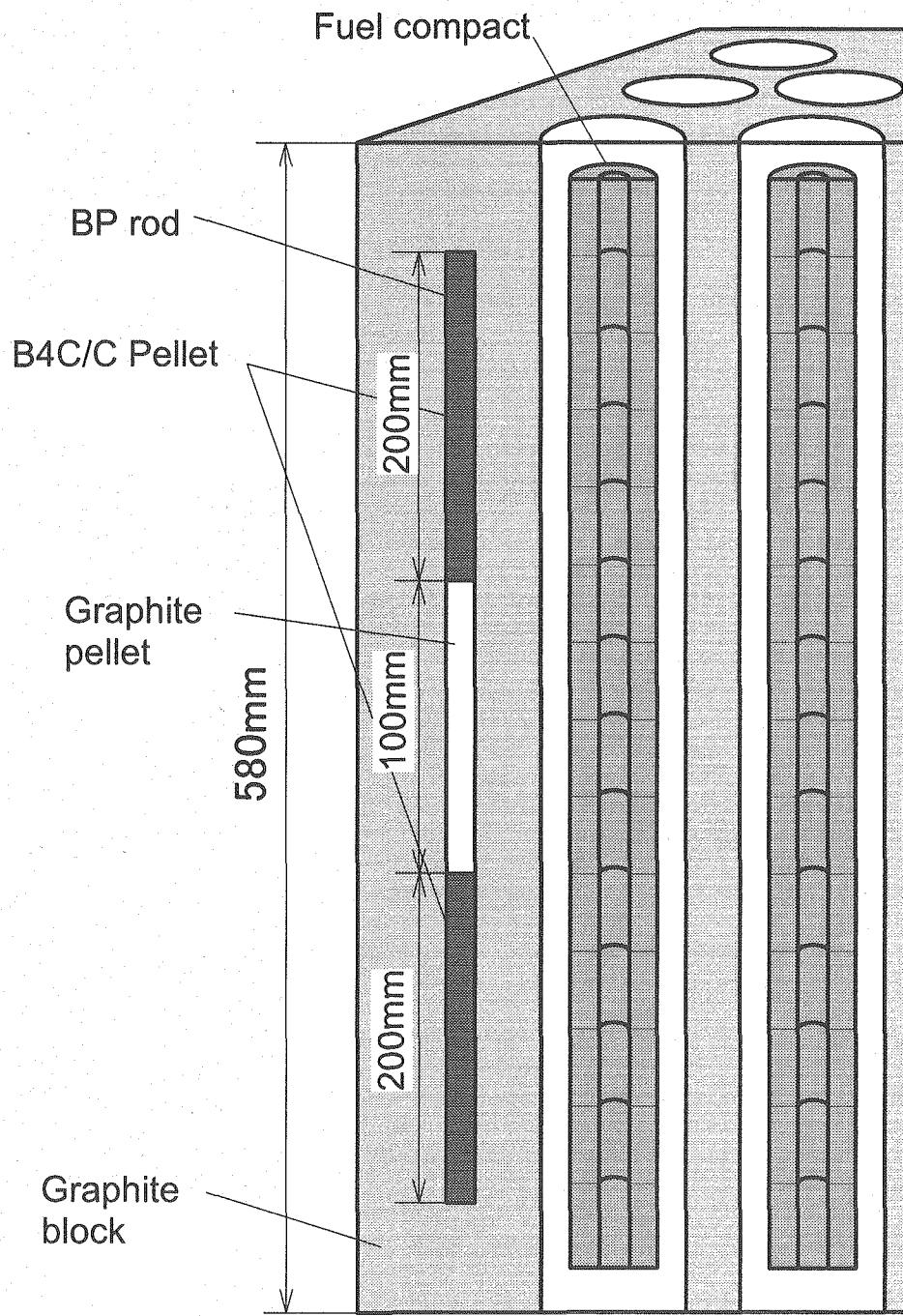


Fig.3.9 Schematics of Zebra type BP rod.

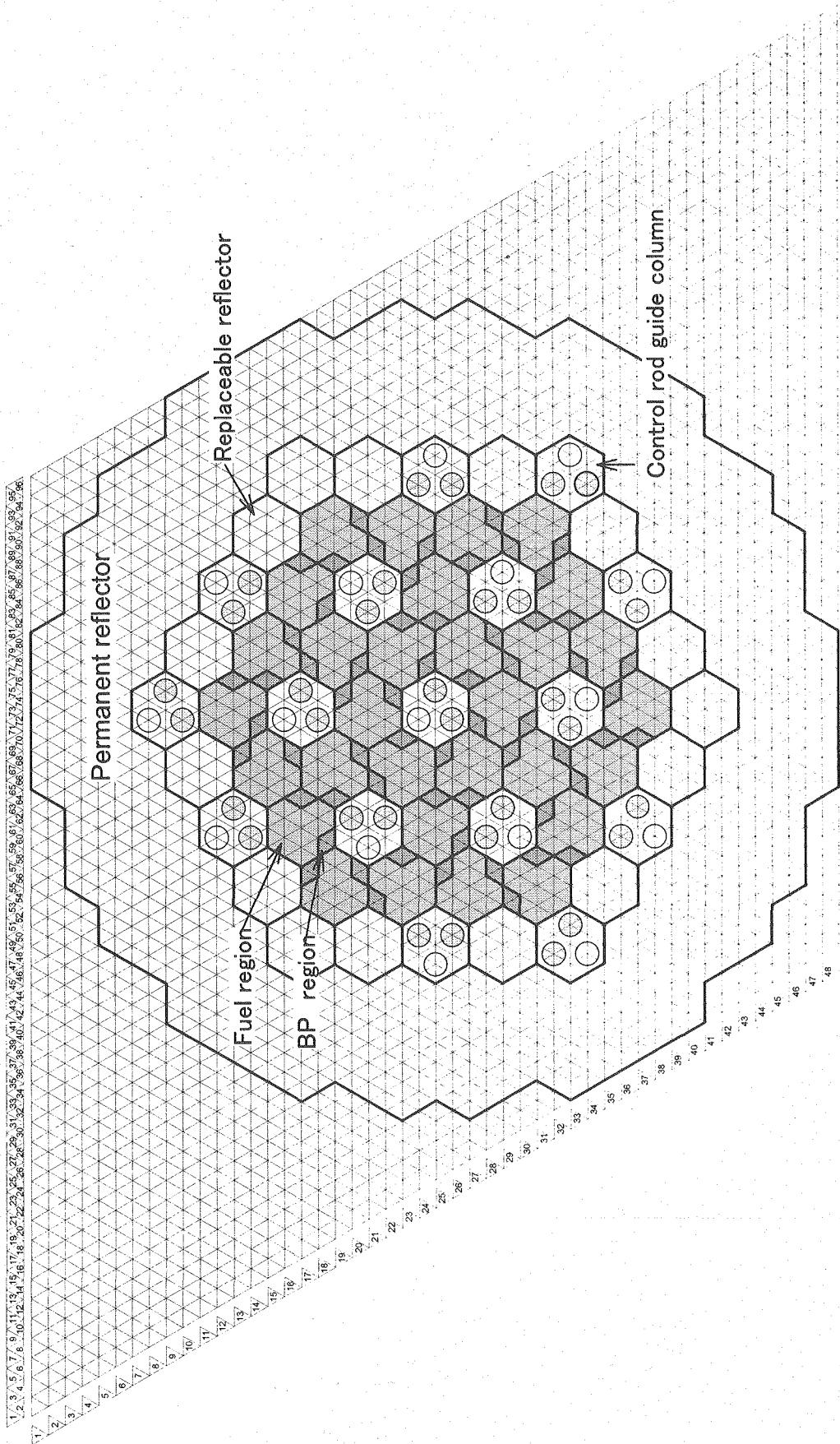


Fig. 3.10 Horizontal cross section of core calculation model.

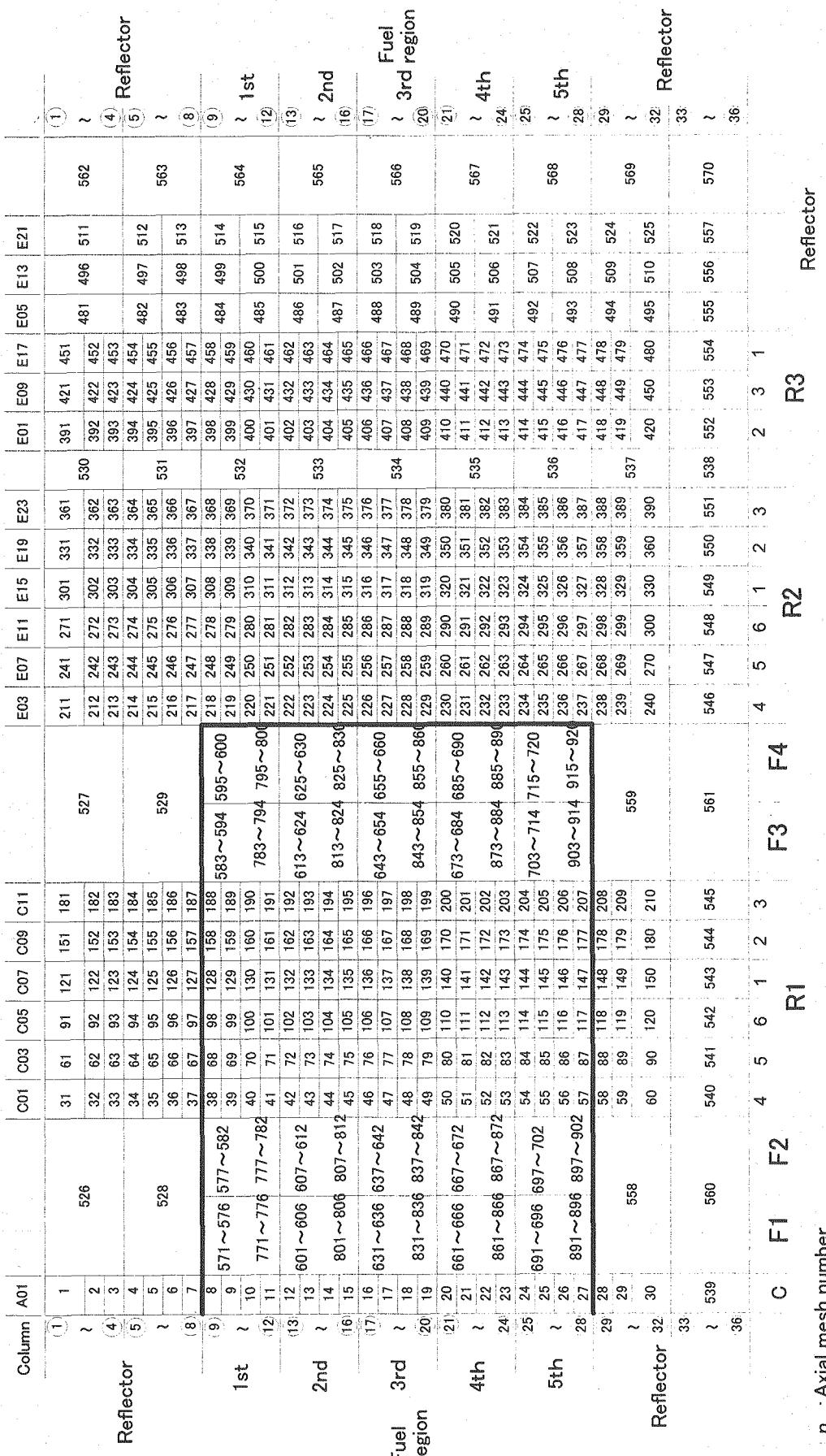


Fig. 3.11 Schematics of vertical mesh arrangement of core calculation model.

n :Axial mesh number

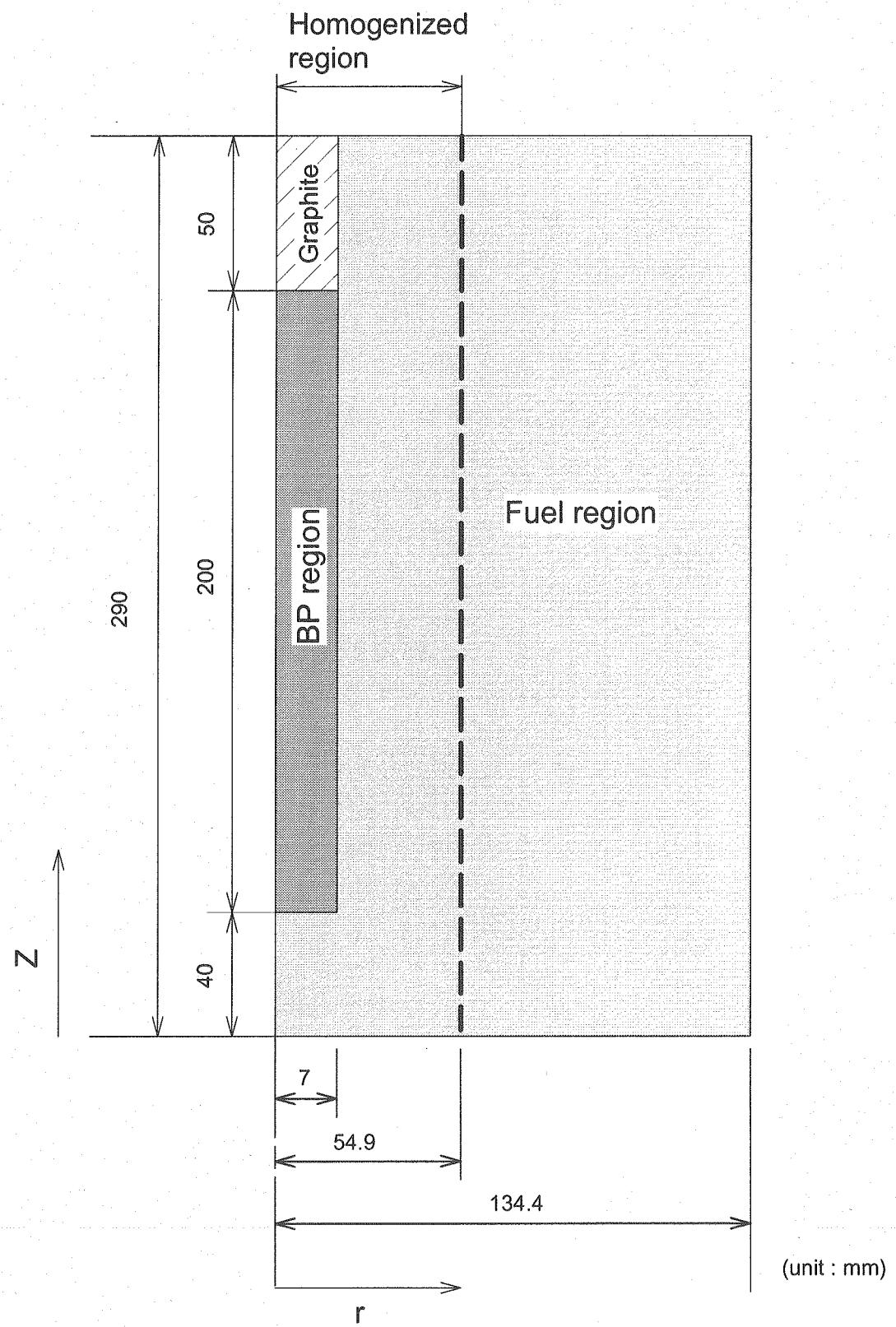


Fig. 3.12 BP cell model for 24 mesh model.

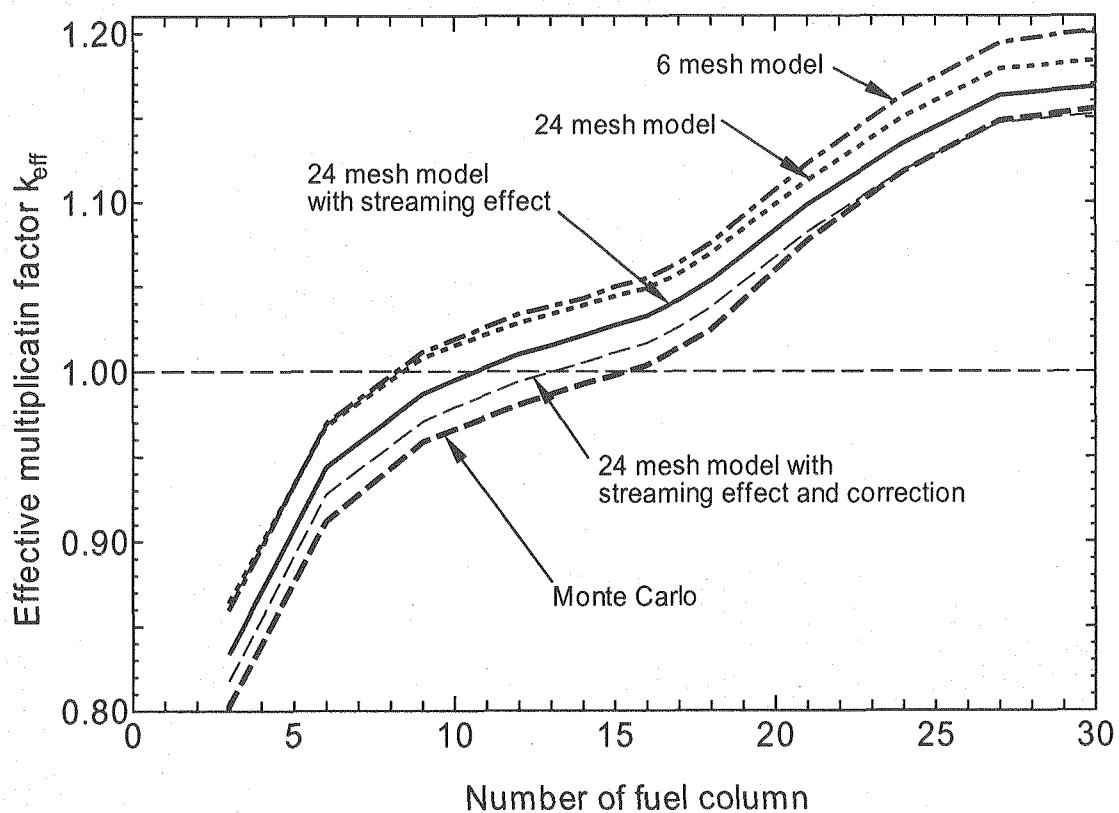


Fig. 3.13 Improvement of effective multiplication factor by 24 mesh model.

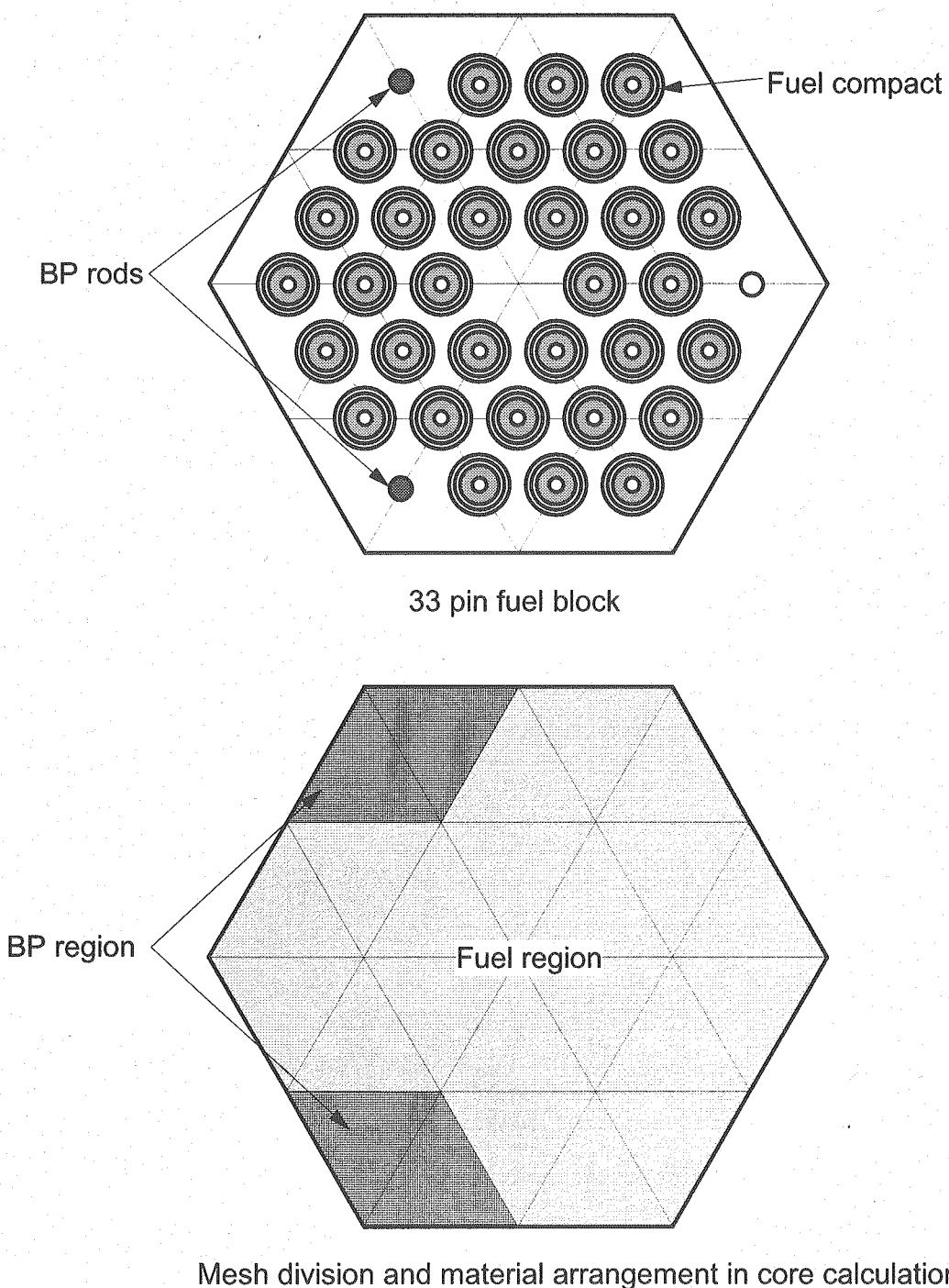


Fig. 3.14 Fuel and BP rod arrangement in fuel block and material arrangement in core calculation

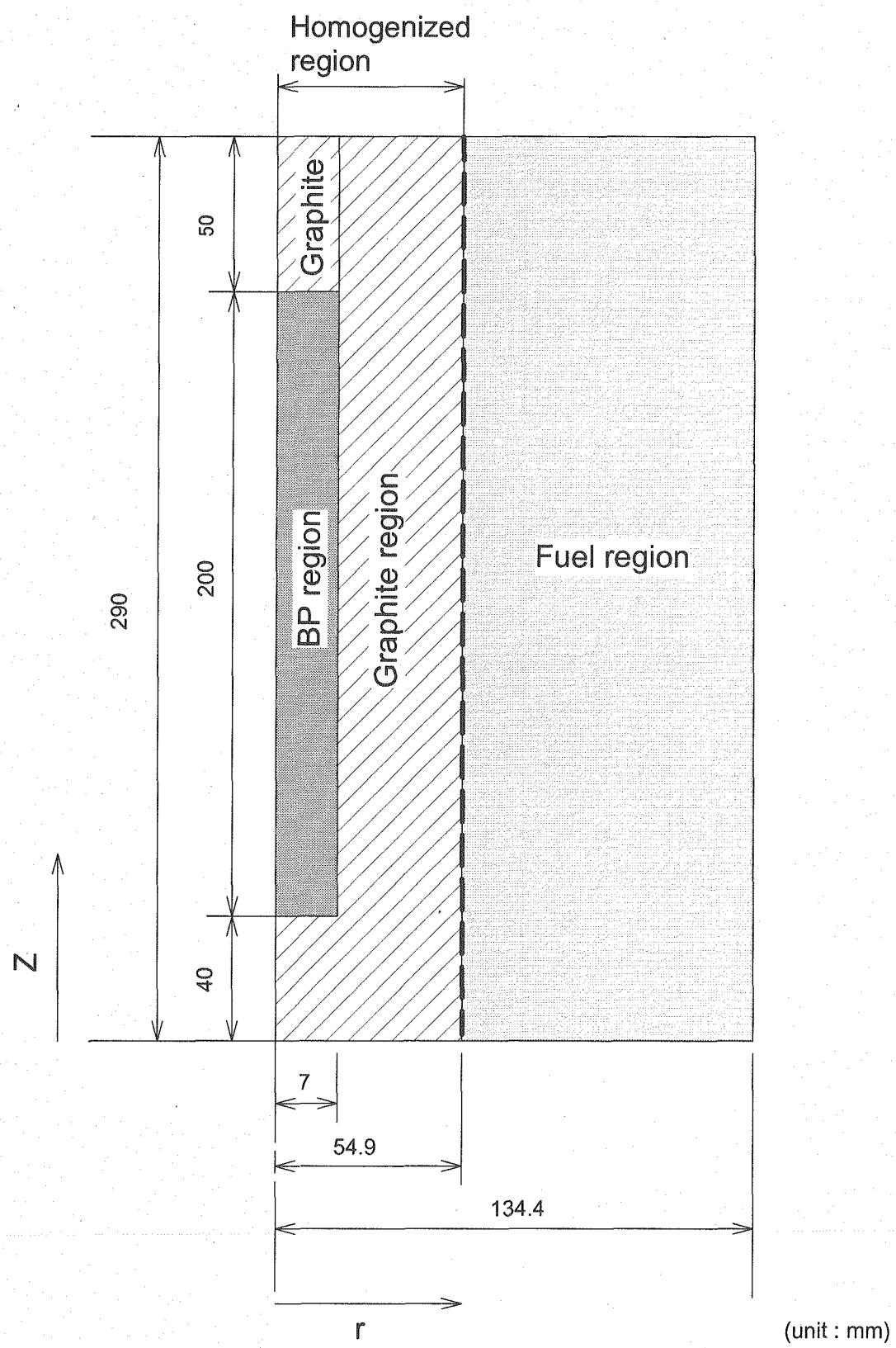


Fig. 3.15 BP cell model for 24 mesh heterogeneous model.

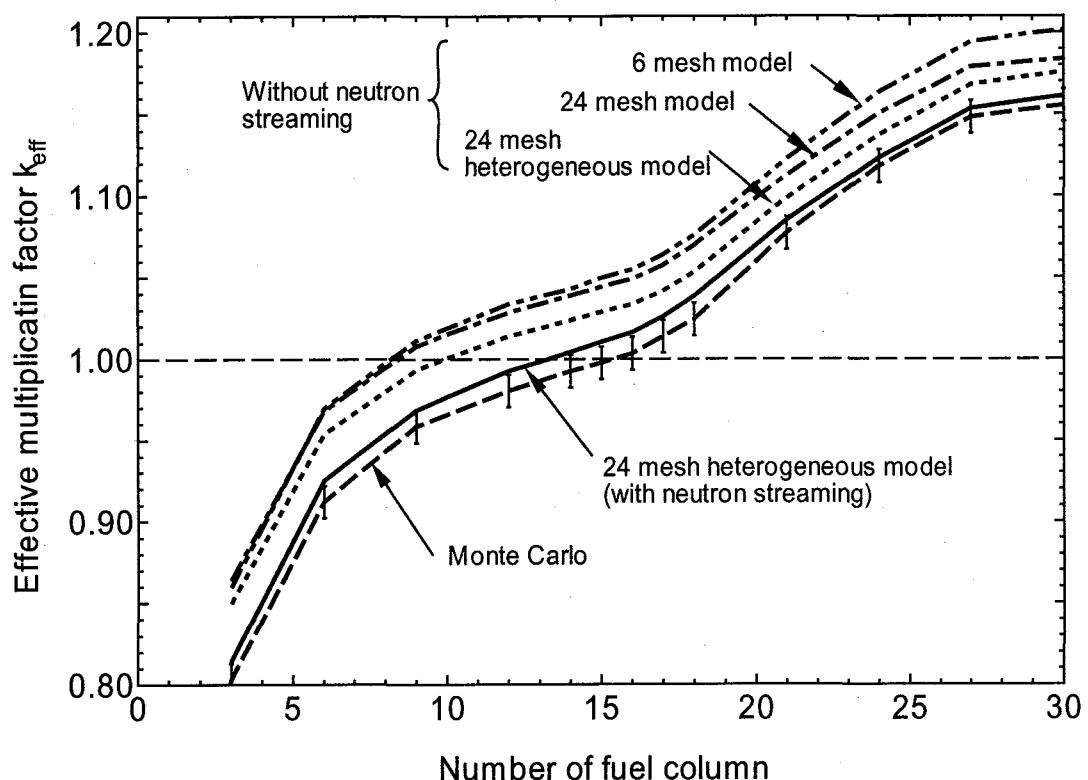


Fig. 3.16 Improvement of effective multiplication factor by 24 mesh heterogeneous model.

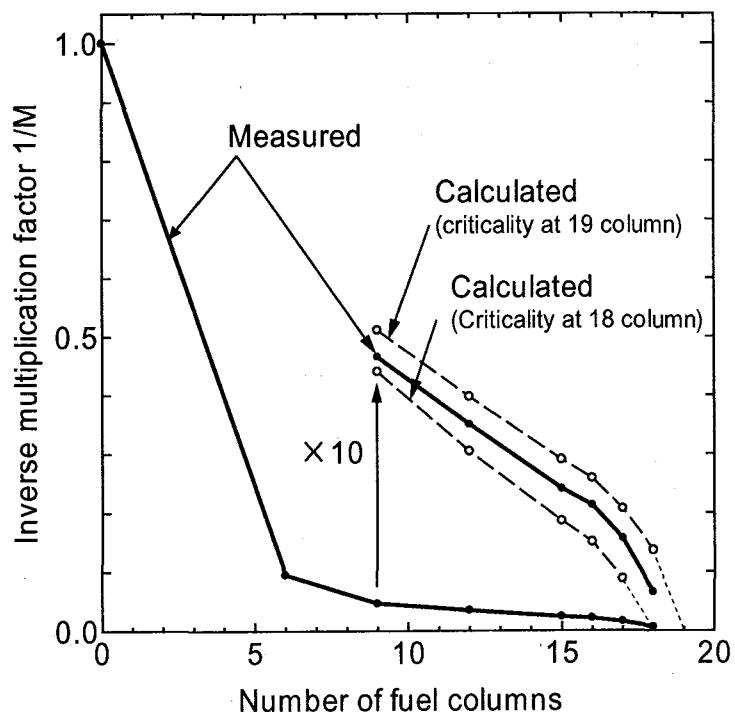


Fig. 3.17 Comparison of measured and calculated curves of averaged $1/M$.

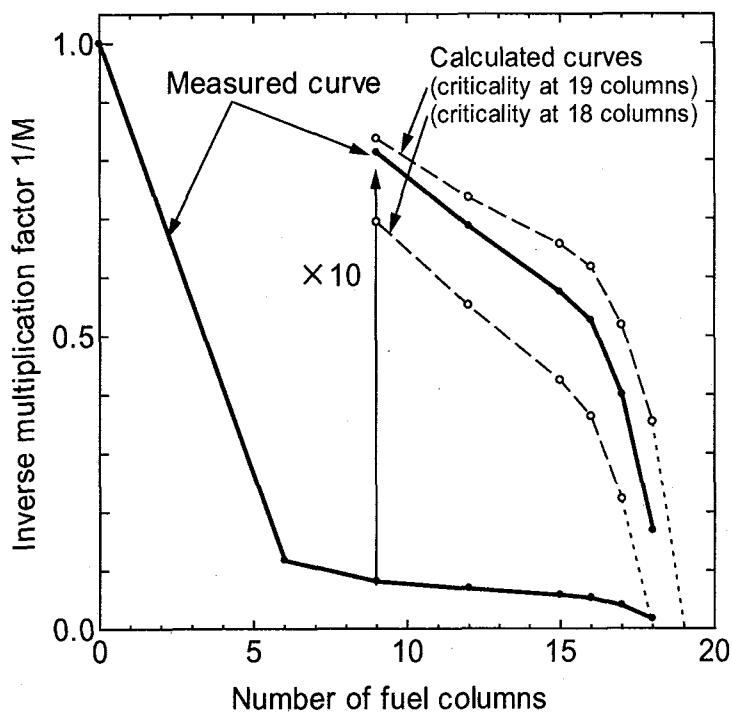


Fig.3.18 Comparison of measured and calculated curves of 1/M for Ch.1.

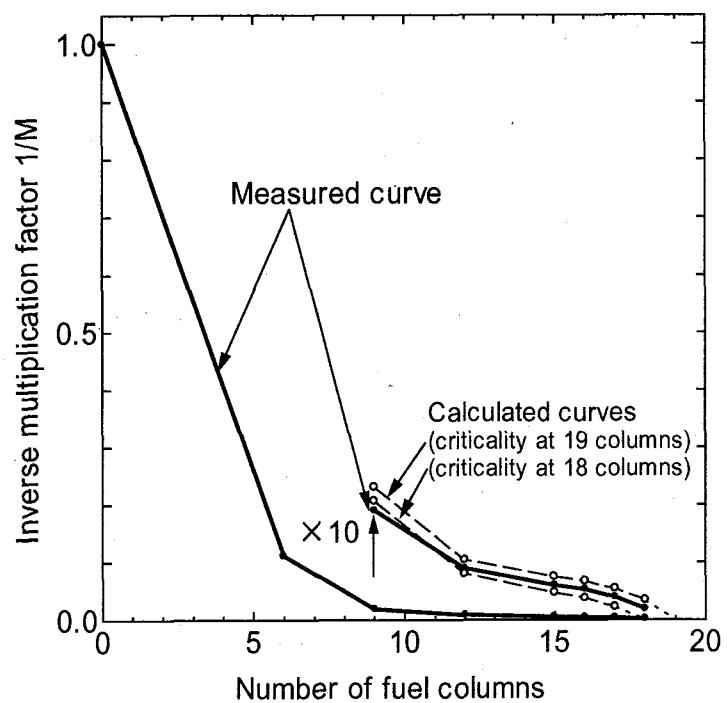


Fig. 3.19 Comparison of measured and calculated curves of 1/M for Ch.2.

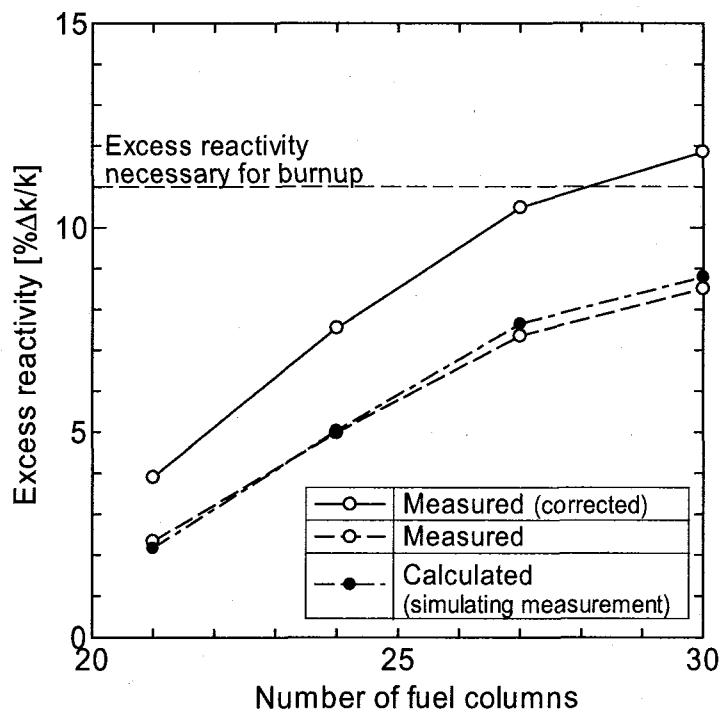


Fig.3.20 Comparison of measured, calculated and corrected excess reactivity.

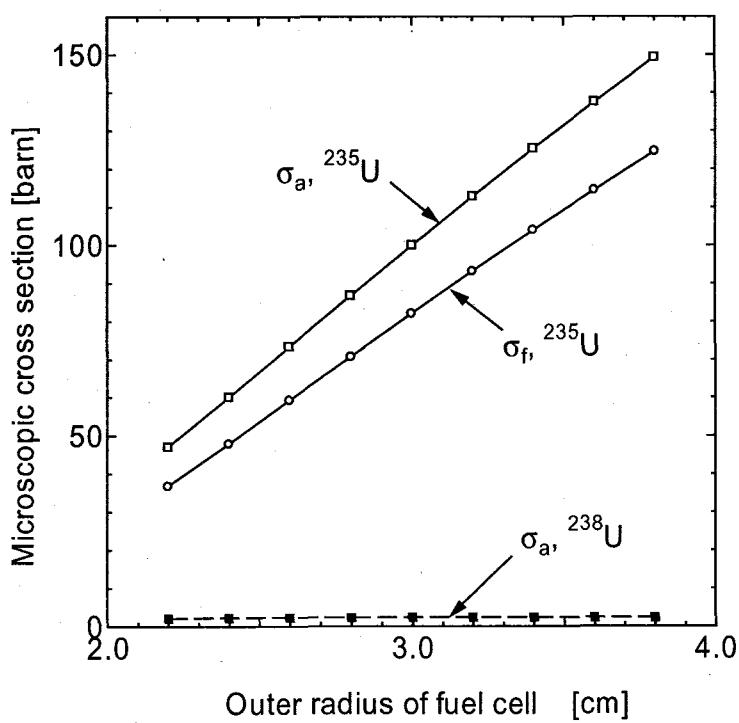


Fig. 3.21 Effect on one group microscopic cross section by fuel cell radius.

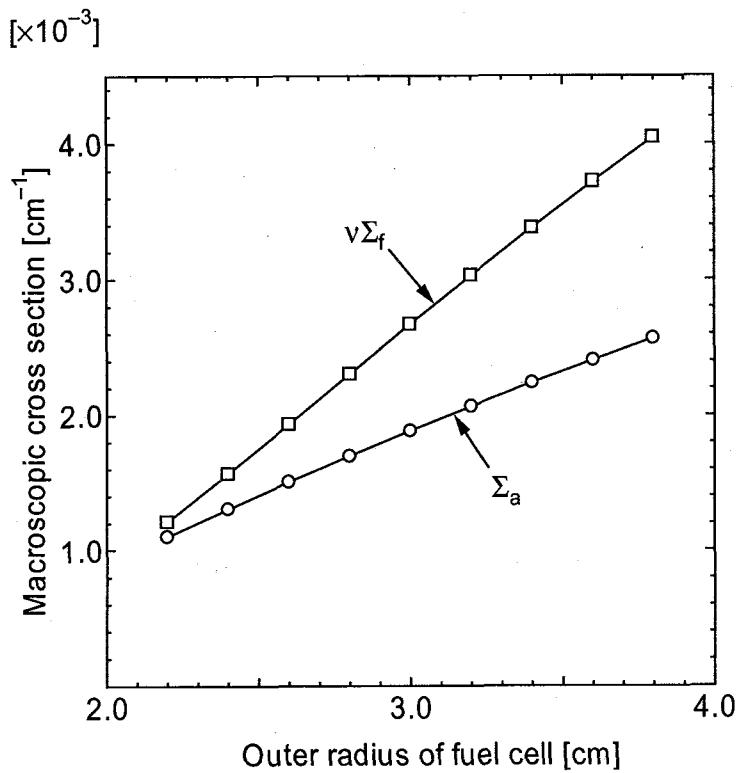


Fig. 3.22 Effect on one group macroscopic cross section by fuel cell radius.

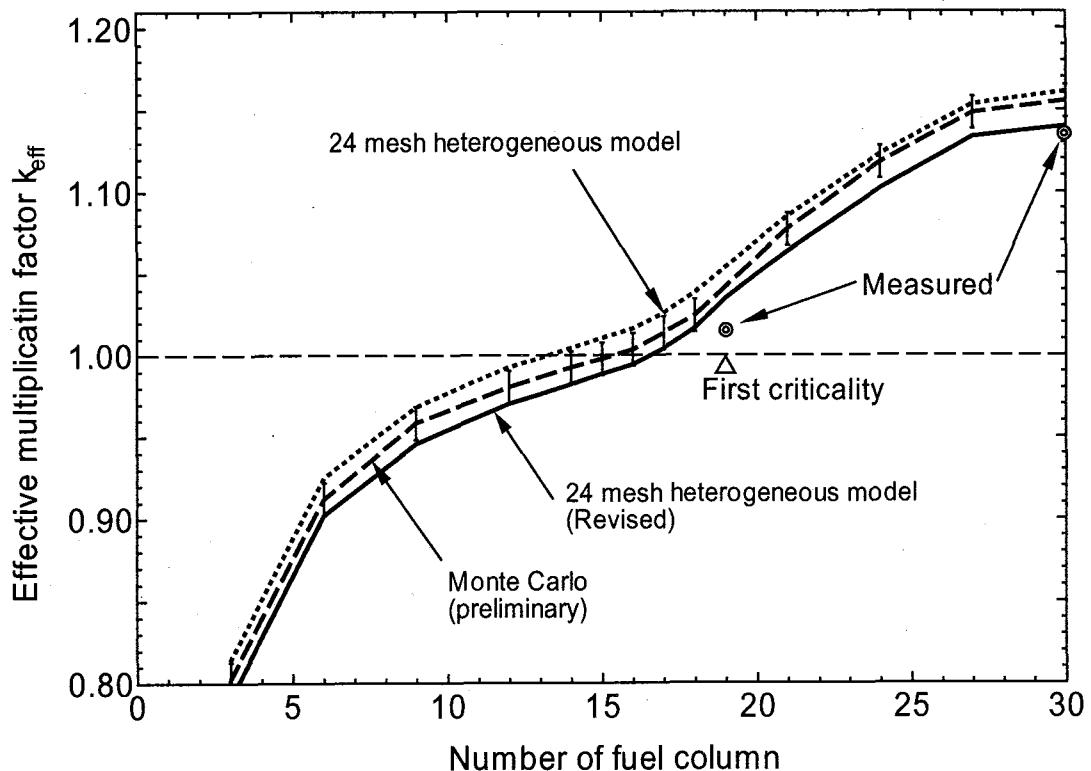


Fig. 3.23 Effect on effective multiplication factor by fuel cell radius.

4. 出力運転解析のためのモデル拡張

4.1 モデル拡張の必要性

これまで、臨界試験を対象として解析モデルの改良を行い、改良 24 メッシュ非均質モデルによって測定結果及びモンテカルロコードとほぼ一致する解析結果を得ることができるようとした。これまで行なった改良は、ゼロ出力、燃焼ゼロの状態の解析を目的としたものであった。そのため、この改良は燃料の温度は 300K 一定、未燃焼の状態を対象としていた。

HTTR は原子炉出口冷却材温度が 950°C と高温であることから、100%出力運転状態では炉心は高温になり、また、原子炉出口と原子炉入口の冷却材温度差は最大 550°C にも達することになり、炉内に大きな温度分布が生じる。また、燃焼が進むにつれ燃料が燃焼するだけでなく、BP も燃焼する。

このように、出力運転状態や燃焼が進んだ炉心の解析のためには、これまで改良してきた改良 24 メッシュ非均質モデルについて、温度効果や燃焼効果を考慮し、さらに拡張する必要がある。

解析モデルの改良では、燃料セルの外径寸法の変更と BP の取り扱い方法の改良が最も重要な項目であった。燃料セルの外径変更について、このことによる温度効果や燃焼挙動への影響は、DELIGHT-7 コードにより、燃料セルでの温度条件を変化させた計算や燃焼計算によって評価することが可能である。

しかしながら、BP については、新たな 2 次元モデルを採用したため、その燃焼挙動についての検討が必要である。さらに、解析に用いた TWOTRAN-II コードは、直接燃焼計算を行うことができない。そのため、BP の取り扱い方法について、温度及び燃焼の影響を別途検討し、出力運転の解析のためのモデルの拡張を行うことが必要である。

ここでは、BP のモデル化について、温度及び燃焼の影響を検討し、HTTR の解析モデルの拡張を図り燃焼挙動評価用の解析モデルを作成する。

4.2 BP の遮蔽因子の導入¹⁾

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°C もしくは 950°C となるため、炉内では出口と入口の冷却材温度で見ると、550°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することとした。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 Table 4.1 に示す²⁾。

また、0%出力での炉内温度は 120°C 程度もしくは常温の均一温度であるので、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。

このような炉内の温度分布や出力変化に伴う炉心の温度変化を考慮して BP の燃焼挙動の検討を行う必要がある。

更に、燃焼が進むにつれ BP 中の中性子吸収体である ^{10}B は燃焼し、燃焼末期にはほぼ全ての ^{10}B が消滅する領域もでてくる。このように大きな原子数密度の変化をも考慮する必要がある。

HTTR の設計では、このような各種の条件の変化を考慮して、BP の実効断面積を評価する指標として、実効断面積の無限希釈断面積に対する比である遮蔽因子を用いていた。設計においては、BP の実効断面積は DELIGHT-7 による 1 次元円筒モデルで解析を行い、遮蔽因子を評価していた。しかしながら、本研究でのモデルの改良で、BP の実効断面積は TWOTRAN-II による 2 次元 r-Z モデルで求めることに変更されたため、遮蔽因子の見直しが必要となった。そのため、遮蔽因子の見直しを行うとともに、その特性を明らかにすることとした。

4.2.1 BP の遮蔽因子の定義

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 ^{10}B について、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 (Selfshielding factor : sfx) を用いて表している。

$$sf_x = \frac{\sigma_{a,eff}}{\sigma_{a,0}} \quad (4.1)$$

ここで、

sfx : 遮蔽因子 [-]

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

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

炉心の解析では、ミクロ吸収断面積セット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。遮蔽因子は、BP 中の ^{10}B の原子数密度の関数として整理し、炉心計算に用いることとする。

HTTR の設計では、この遮蔽因子は DELIGHT-7 の 1 次元円筒セルモデルで求められて
いたが、本研究では、BP の実効断面積は TWOTRAN-II の 2 次元 r-Z モデルで求めるよう

に改良された。そのため、TWOTRAN-II を用いて新たに遮蔽因子を評価することが必要となつた。

新たなBPの遮蔽因子は、Fig.4.1に示すTWOTRAN-II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することとした。

「そこで

ϕ : 中性子束 [n/cm²·s]

V : 体積 [cm³]

添字の”BP_rod”は TWOTRAN-II セルでの BP 棒に関する部分 (Fig4.1 中の’BP pellet’ の領域) を表し、”BP_region”は TWOTRAN-II セルでの BP 領域 (Fig4.1 中の’BP pellet’ と’Graphite’の領域) を表す。

TWOTRAN-II では、直接燃焼解析を行うことができない。そこで、燃焼による遮蔽因子の変化は、TWOTRAN-II による BP セルの計算で、BP 中の ^{10}B の原子数密度を変えた計算を複数行うことにより模擬することとした。具体的には、BP 中の ^{10}B の原子数密度を変化させた解析を複数回行い、それぞれの解析での遮蔽因子を評価して、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 ^{10}B の原子数密度の変化は、初期の原子数密度 N_0 に対する比 N/N_0 で表す。未燃焼の状態は $N/N_0 = 1.0$ であり、燃焼が進むにつれて N/N_0 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-7 によって TWTRORAN-II のセル計算に用いる断面積セットを作成した。

(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-II のセル計算で得られた半径方向の中性子束分布のうち、第 1 群から第 3 群についての結果を Fig.4.2 に、第 4 群から第 6 群についての結果を Fig.4.3 に示す。同図に

示す中性子束分布は、BP 棒の中心位置での半径方向分布である。各エネルギー群の中性子束は、セルの最外周での値が 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ため、燃料のない領域で低下することによるものである。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、 ^{10}B の吸収によって BP 棒内での中性子束の低下が大きくなってしまい、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ると考えられる。

4.2.2 燃焼による効果

(1) 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 ^{10}B 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。高速群（第 1 群～第 3 群）は、Fig 4.2 に示すように BP による中性子束分布のひずみが小さい。また、BP は高速群のエネルギー領域での吸収断面積が小さいことから、燃焼が進んでも高速群の中性子束分布の変化は小さいと考えられる。これに対し、熱群（第 4 群～第 6 群）は Fig.4.3 に示すように BP 棒周りで大きく中性子束分布が低下している。BP は熱群で大きな吸収断面積を持つことから、BP の燃焼によって BP の中性子吸収が減少し、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 ^{10}B の燃焼による、第 4 群の中性子束分布の変化を Fig 4.4 に示す。同様に第 6 群の中性子束分布の変化を Fig 4.5 に示す。両図に示す中性子束分布は、これまでと同様、最外周の値で規格化している。燃焼は、BP 中の ^{10}B の原子数密度を変化させることで模擬している。この解析に用いたセルモデルは、Fig4.1 に示すものであり、BP の周りに黒鉛が配置され、その外側に燃料が配置されている。

燃料は燃焼とともにその組成が変化するが、BP 中にある ^{10}B の燃焼による原子数密度の変化と比較すると、初装荷された重金属の数%しか燃焼しないため、燃料の燃焼による影響は少ないと考えられる。そのため、この解析では燃料の燃焼は考慮していない。

Fig.4.4 に示す第 4 群では、燃焼とともに ^{10}B が減少し、中性子の吸収が減少するため中心部の中性子束は、燃焼が進むにつれ増加している。このため、中心部の規格化中性子束の値は燃焼によって約 0.7 から約 1.05 程度まで上昇している。

Fig.4.5 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非常に大き

く増加している。 ^{10}B の熱エネルギー領域でのミクロ吸収断面積は $1/v$ で変化するため、第 4 群と比較すると第 6 群は大きな吸収断面積を有している。このことから、中心部の規格化中性子束の値は初期の約 0.2 から ^{10}B がほぼすべて燃焼した $N/N_0=0.01$ では約 1.2 までと最も大きく上昇している。

(2) 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 ^{10}B の燃焼による変化を高速群及び熱群に分けて Fig.4.6 及び Fig.4.7 に示す。既に示した Fig.4.4 及び Fig.4.5 の中性子束分布の燃焼による変化から予測されるように、高速群では燃焼による遮蔽因子の変化は小さくなっている。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.4.3 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 $N/N_0=0$ 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。

4.2.3 温度による効果

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）での遮蔽因子の燃焼挙動を比較した。比較は、燃焼初期で最も小さい値を示し、燃焼による変化の最も大きい第 6 群について行った。比較の結果を Fig.4.8 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。これは、 ^{10}B の熱エネルギー領域での吸収断面積が $1/v$ で変化するため、温度が上昇することにより中性子スペクトルが高エネルギー側へシフトし、吸収が減少し、BP 棒内での中性子束が高くなっていることによる。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り、 ^{10}B がほぼ消滅した時点では両者はほぼ同じ値を示している。

4.2.4 燃料濃縮度の違いによる効果

HTTR の炉心には 3.4wt% から 9.9wt% まで 12 種類のウラン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、HTTR に装荷されている燃料をカバーするように、燃料濃縮度を 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。温度が 300K であり、燃焼度がゼロの場合、これまでの結果から最も小さな遮蔽因子となるため、濃縮度の違いによる効果の最大値を示すことができる。

遮蔽因子の燃料濃縮度依存性について、高速群（第 1、2、3 群）の結果を Fig.4.9 に、熱群（第 4、5、6 群）の結果を Fig.4.10 に示す。

Fig.4.9 に示す高速群の結果からは、濃縮度についての変化はほとんど見られない。また、Fig.4.10 に示す熱群では、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っている。第 6 群の遮蔽因子は 3.4wt% の燃料では 0.38 であるが、9.9wt% の燃料では 0.42 となっている。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ことから、ここでは第 6 群についてその変化の原因を検討する。

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 群の半径方向中性子束分布の濃縮度による比較を行った。Fig.4.11 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。同図に示す結果は、BP 棒の中心位置での半径方向中性子束分布であり、最外周の値で規格化されている。

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ず、燃料領域とほぼ同じ値であり、BP 棒へ向かってほぼ単調に減少している。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。3.4 wt % 燃料に比較して 9.9 wt% 燃料の場合、 ^{235}U の量が多いことから燃料部での第 6 群に対する吸収断面積が大きくなっている。高エネルギーの群から減速されてきた中性子は、BP だけでなく燃料部でも吸収される。このため、燃料部での中性子の吸収が大きい 9.9wt% の燃料では、燃料部の中性子束が 3.4wt% の燃料より低くなっていると考えられる。

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原因を明らかにした。

4.3 炉心解析に用いる遮蔽因子の検討¹⁾

4.3.1 炉心解析に用いる遮蔽因子種類数の設定

HTTR では、燃料の濃縮度、BP 濃度や温度分布から、最大 16 種類の遮蔽因子を作成する必要がある。しかしながら、HTTR では半径方向の出力分布を平坦化していることから、同じ段に存在する燃料は、ほぼ同じ温度となる。解析においても、Table 4.1 に示すように、同じ段にある燃料は同じ温度条件としている。また、Fig.2.8 に示すように、同じ段にある燃料体には同じ濃度の BP を用いており、燃料の濃縮度も近い値となっている。遮蔽因子は燃料濃縮度による依存性はあるものの、燃料濃縮度が近い場合はよく似た挙動を示すことが Fig.4.9 及び Fig.4.10 から明らかとなっている。そのため、炉心解析においては必ずしも 16 種類の遮蔽因子を作成する必要はない可能性がある。

ここでは、炉心解析に用いる遮蔽因子の種類数について、濃縮度依存性や温度依存性を考慮して検討を行った。検討では、遮蔽因子の種類数を 4 種類とした場合と 16 種類とした場合の解析結果の比較を行い、種類数の影響を調べた。

(1) 比較の対象とする遮蔽因子の種類数

設計時に行われた解析では、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、それぞれの段で温度を定めている。また、同じ段に存在する燃料の濃縮度は比較的近い値である。そのため、各段の代表とする濃縮度の燃料について遮蔽因子を作成することを考えた。

代表とした燃料の濃縮度を Table 4.1 に示す。この場合、同じ段の BP については同じ遮蔽因子を用いることになるため、合計で 4 種類の遮蔽因子を用いることになる。

(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は Fig. 4.10 に示されている。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 3.4wt% から 9.9wt% 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、この範囲での変化は約 4% である。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、ある程度の濃縮度依存性を示している。

のことから、同じ段にある燃料体について 1 種類の遮蔽因子を用いた場合、遮蔽因子に関して最大 4% 程度の誤差が生じることになる。

(3) 解析結果

1) 実効増倍率

4 種類の遮蔽因子を用いた場合及び 16 種類の遮蔽因子を用いた場合の実効増倍率の比較を Table 4.2 に示す。この解析は原子炉出口冷却材温度 850°C（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、遮蔽因子の種類数を増やしても実効増倍率の変化は 0.02%Δk 程度とわずかであった。従って、燃焼していない場合には、遮蔽因子は 4 種類で解析上十分な精度が得られることを明らかとした。

燃焼が進んだ場合、遮蔽因子の値は全て 1.0 へと近づいていく。遮蔽因子の差が最も大きいのは燃焼初期であり、また燃焼初期で 4 種類の遮蔽因子によって十分な精度が得られることから、燃焼が進んだ場合も、実効増倍率の評価においては実用上十分な精度が得られると考える。

2) 出力密度分布

4 種類の遮蔽因子を用いた場合と 16 種類の遮蔽因子を用いた場合の径方向のカラムピーキングの比較を Fig. 4.12 に、軸方向出力密度分布の比較を Fig. 4.13 に示す。ここで、カラムピーキング P1 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 段積み重ねたものを言う。

$$PI = \frac{\text{カラム出力}}{\text{炉心平均カラム出力}} \quad \dots \quad (4.3)$$

Fig.4.11 から、遮蔽因子の種類数を増やしても径方向のカラムピーピングはほとんど変化しないことがわかる。また、Fig.4.13 から、軸方向出力密度分布においても遮蔽因子の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、軸方向の出力分布、カラムピーピングについても、遮蔽因子の種類数は 4 種類で十分であるといえる。

以上のように、実効増倍率及び出力密度分布の解析結果から、HTTR の炉心解析においては遮蔽因子を 4 種類とすることで十分であることを明らかとした。

4.3.2 炉心計算における遮蔽因子の温度効果

前節の検討で、ある出力状態の解析に用いる遮蔽因子の種類は 4 種類で十分妥当な結果を得られることが明らかとなった。しかしながら HTTR では、低温臨界状態では、炉心は約 300K の均一な温度分布である。これに対し、100%出力では、Table 4.1 に示すように炉内の軸方向に大きな温度分布が生じる。また、100%出力でも原子炉出口温度が 850°C と 950°C の場合があり、それぞれ炉内の温度及び温度分布が異なる。この温度変化をどのように考慮するか検討する必要がある。そこで、BP の遮蔽因子として 0MW (300K 均一) 及び 30MW 出力運転時用の 2 種類を用いて炉心計算における遮蔽因子の温度依存性の効果について検討した。

(1) 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は Fig.4.8 に示されており、最大で 8%程度の差がある。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。

(2) 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行った。遮蔽因子の種類数は、4 種類とした。

1) 実効増倍率

30MW 状態の解析に OMW 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 4.3 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。

0MW での炉心温度は 300K 均一である。これに対し、30MW での炉心温度は Table 4.1 に示すように 700~1400K の範囲であり、その平均温度は 1000K 以上と見込まれる。このことから、0MW と 30MW では炉心温度で 700K 以上の温度差が生じていると考えられる。

ここで、定格運転（原子炉出口冷却材温度 850°C）と高温試験運転（原子炉出口冷却材温度 950°C）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、炉心平均温度の差はたかだか 50°C 程度と見込まれる。このことから、仮に定格運転と高温試験運転で同じ遮へい因子を用いたとしても、このことによる実効増倍率の誤差は $0.3\% \Delta k$ 以下の十分小さい値になると考えられる。

2)出力密度分布

30MW 状態の解析に 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キングの比較を Fig.4.14 に示す。同図から、遮蔽因子の違いによる差は最大で 1% 程度であり小さい。

軸方向の出力密度分布の比較を Fig.4.15 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。

(3)遮蔽因子での温度効果の考慮方法

30MW 状態の解析に 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 時の炉内温度の最高値は 1000K を超える値となるため、ここで明らかとなった差は、炉心平均温度で考えると、500K を超える温度変化で生じるものといえる。

定格運転時と高温試験運転時の炉心平均温度を比較すると、その差は 50°C 程度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実効増倍率や出力分布に対する影響は十分小さく、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% 出力用の遮蔽因子を用いたとしても、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% 出力状態用の遮蔽因子を用いても実用上問題ないと考える。

以上から、出力運転状態の解析に用いる遮蔽因子については、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遮蔽因子を用いることで出力分布、実効増倍率とも十分小さな誤差に収まると考えられる。

なお、低温状態用として 300K での遮蔽因子も作成し、低出力状態での反応価値測定等の解析に用いることとすれば、より詳細な解析を行うことができる。低温状態では、制御棒反応度価値測定、制御棒位置の測定による過剰反応度の評価等、各種の炉物理特性の測定評価が行われる。このことから、300K での遮蔽因子を用いた解析を行うことにより、より詳細な評価が可能になる。

4.4 炉心計算用モデルの作成

4.4.1 炉心計算に用いる遮蔽因子の選定

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(約 1300K)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ったものがあるが、段内の燃料濃縮度の差は段毎の燃料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。

また、温度効果の検討結果から、遮蔽因子は原子炉出口温度 850°C の定格運転モードの 30MW の条件と、炉心温度が 300K 一定の条件の 2 種類作成することとした。

4.4.2 BP の遮蔽因子の補正¹⁾

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 や制御棒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モデル化での近似方法からくる原因によって、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。このような場合、両者が一致するよう、補正することが行われている。このことを参考に、ここでは輸送計算コード TWOTRAN-II のセルを用いて、両者の比較を行い、拡散計算に遮蔽因子を用いる場合の補正方法を検討した。

(1) 補正の方法及び結果

まず、Fig.4.16 に示す二つのセルを考える。遮蔽因子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 は遮蔽因子の作成に用いた 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 で求めた遮蔽因子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。

$$\sigma_{a_hom\circ} = \sigma_a \frac{\phi_{BP}/\phi_f}{\phi_{BP_hom\circ}/\phi_{f_hom\circ}} \equiv C\sigma_a \quad \dots \quad (4.5)$$

$$C \equiv \frac{\phi_{BP}}{\phi_{BP_hom\,o}} / \frac{\phi_f}{\phi_{f_hom\,o}} \quad (4.6)$$

ここで、

- ϕ_{BP} : BP 領域平均中性子束 (セル 1) [n/cm²·s]
 ϕ_f : 燃料領域平均中性子束 (セル 1) [n/cm²·s]
 σ_a : BP の実効中性子吸収ミクロ断面積 (セル 1) [barn]
 ϕ_{BP_homo} : BP 領域平均中性子束 (セル 2) [n/cm²·s]
 ϕ_{f_homo} : 燃料領域平均中性子束 (セル 2) [n/cm²·s]
 σ_{a_homo} : BP の実効中性子吸収ミクロ断面積 (セル 2) [barn]
 N_{BP} : BP 領域平均の BP の原子数密度 (セル 1、セル 2 共通) [n/cm·barn]
 Σ_f : 燃料の核分裂マクロ断面積 (セル 1、セル 2 共通) [cm⁻¹]
 N_{BP_homo} : 均質化 BP 領域平均の BP 原子数密度 [n/cm·barn]

この場合、

$$\sigma_{a_{\text{hom}} \circ} = \sigma_a \quad \text{for all } a \in A. \quad (4.7)$$

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 からは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ことが行われている。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 4.4 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 Fig.4.2 に示したように中性子束分布のひずみが小さいため、補正係数は 1.0 である。熱群では、Fig.4.3 に示したように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、この補正係数の濃縮度依存性や温度依存性は 0.5% 以下であり十分小さいことを確認している。

(2) 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 4.7 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計算の結果及び過剰反応度の測定値から評価した測定値³⁾（実効増倍率）との比較を Fig.4.17 に示す。

補正係数を考慮することによって、BP の吸収断面積がわずかに小さくなるため、30 カラム炉心での実効増倍率は 0.3%Δk 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 カラムで臨界となつたが、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。

被覆粒子の反応度効果は共鳴を逃れる確率によるものであり、セル計算の段階で定まるものである。このため、拡散計算では、燃料カラム数が変化したことによる被覆粒子の反応度効果の変化を正確に表すことができない。これに対し、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%Δk/k）より小さい 0.3%Δk/k 程度となることが報告されている⁴⁾。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%Δk/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、解析は拡散計算、モンテカルロ計算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いずれも 1%Δk/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構成していることから、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。

これらの結果から、補正係数を適用した遮蔽因子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。

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、遮蔽因子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。

4.4.3 解析モデルの作成

燃焼解析用のモデルとして、まず臨界試験の解析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 メッシュ非均質モデルを作成した。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、燃料ブロック内の物質領域を軸方向に 2 分割し、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。

このモデルに加えて、燃料温度のより詳細な評価を目的とした、新たなモデルを作成した。HTTR の燃料は、燃料コンパクトが黒鉛スリーブに納められ、さらに黒鉛ブロックに装荷されている。この燃料体の配列を縦にみると、燃料棒の上下に黒鉛の領域が生じている。この上下の黒鉛による中性子の減速効果によって、燃料棒の上下の端部で出力が上昇することが考えられる。設計時の燃料温度評価では、この出力の上昇を考慮できるほど軸方向のメッシュ分割を細かくできなかったため、端部効果として、端部を含むメッシュの出力をかさ上げして燃料温度を評価している。この端部効果は、2 次元詳細計算の結果を基に一律に 4% としていた⁵⁾。

この端部効果は燃焼とともに変化していくため、設計では、保守性を考慮してその中の最大値を用いていた。しかしながら、より正確な燃料温度評価を行うためには、この端部効果を直接評価する必要がある。そのため、軸方向のメッシュ分割を細かくして、端部効果を直接表現できるモデルを作成した。このモデルを燃焼用 24 メッシュ詳細モデルと称する。

このモデルでの燃料体の軸方向分割を Fig.4.18 に示す。このモデルでは、燃料ブロックを軸方向に 14 分割している。燃料の端部での出力の上昇を評価できるよう、端部のメッシュ分割を細かくしている。

軸方向の物質配置は、実際のブロックにあわせて、最上部及び最下部のメッシュは黒鉛のみの領域とし、燃料領域と分けて非均質化している。また、燃料ブロック内の軸方向出力分布が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、各メッシュ毎に原子数密度の変化を取り扱えるよう、物質領域を分けている。参考に、同図右に燃焼用 24 メッシュ非均質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細かくした。

4.5 モデルの評価¹⁾

これまでの検討結果を基に作成した燃焼解析用の解析モデルについて、解析モデル相互の解析結果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。

4.5.1 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、制御棒位置 2900mm における燃焼用 24 メッシュ非均質モデルと燃焼用 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.4.19 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。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⁶⁾とほぼ同じ変化であった。また、計算モデル間の差は反応度で 0.1~0.2%Δk/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、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⁷⁾。

解析では、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が吸収している反応度価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.4.20 に示す。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 が生成し、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明らかになっており、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 Sm の蓄積によって過剰反応度が 0.2%Δk/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%Δk/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%Δk/k 程度低下し、その後やや減少傾向にあるものの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に対し、測定結果はほぼ一定である。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。設計では、Fig.2.23 に示すように、過剰反応度は 200EFPD 程度まではほぼ一定で、その後わずかに低下すると予測していた。測定結果は 200EFPD まではほぼ一定であり、設計での予測通りである。200EFPD 以降の燃焼挙動が設計の予測通りであれば、今後は、わずかに低下の傾向を示すと予測される。解析結果も 200EFPD 以降はわずかずつ低下する結果を示していることから、今後も同程度の誤差で測定値と解析値は推移すると予測している。

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 $r\cdot Z$ 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。また、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 棒の近傍には他の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、 $r\cdot Z$ 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。このことにより生ず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、Xe、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。この影響を排除するためには、高出力で数十日以上の長期運転でのデータ取得が必要である。HTTR では将来、数十日にわたる長期運転を計画しており、ここで得られたデータとの比較を行うことによって、モデルの妥当性の更なる確認を行うことが求められる。

以上のことから、測定と解析値の差は $0.5\%\Delta k/k$ 程度に収まっており、200EFPD 程度までは今回作成した計算モデルで十分評価を行えることを明らかとした。

4.5.2 出力分布の解析結果及び考察

(1) モデル間の比較

燃焼用 24 メッシュ非均質モデルと燃焼用 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.4.21 に示す。半径方向の出力分布は、(4.3)式に示すカラムピーピング P1 で比較した。

この結果から、燃焼用 24 メッシュ非均質モデルと燃焼用 24 メッシュ詳細モデルによるカラムピーピングの差は 1% 以下であった。

次に、軸方向出力分布の比較を Fig.4.22 に示す。軸方向の出力分布は、Fig.2.8 に示す、最も炉心の中心にある領域番号 1 のカラムについて行った。燃焼用 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 分割している燃焼用 24 メッシュ非均質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。

(2)MVP との比較

燃焼 0 日の状態でモンテカルロコード MVP との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。燃焼用 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)半径方向分布の MVP 及び測定結果との比較

半径方向のカラム毎のカラムピーピング P1 について、MVP による解析結果と燃焼用 24 メッシュ詳細モデルによる解析結果の比較を Fig.4.23 に示す。MVP と燃焼用 24 メッシュ詳細モデルを比較すると、燃焼用 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%の範囲に収まっていること、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、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^{8,9)}。この測定では、炉心から燃料体を 1 体づつ取り出し、その途中で燃料体からのグロスガンマ線を測定し、この結果から燃料体内の出力分布を評価した。この検討の中で、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。そこで、半径方向グロスガンマ線分布の測定値との比較を行った。Fig.4.23 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、第 1 領域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)軸方向分布の比較

i) MVP との比較

軸方向出力分布についての燃焼用 24 メッシュ詳細モデルと MVP の解析結果の比較を Fig.4.24 に示す。ここに示す結果は炉心中心部に配置されている第 1 領域のカラムの結果である。燃焼用 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わずかに

高く、炉心の中心部から下部ではわずかに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。また、燃焼用 24 メッシュ詳細モデルでは燃料棒上下の分割を細かくしていることから、MVP では表現できなかった燃料棒上下での出力の上昇を表現できていることがわかる。

ii) グロス γ 線分布測定結果との比較^{8,9)}

次に、燃料体からのグロスガンマ線分布測定の結果との比較を行った。

グロスガンマ線分布測定は、出力上昇試験(4)の後に行われた第 1 サイクルの終了後に行われた。この試験では、炉心に装荷されている燃料体を燃料交換機を用いて炉心から取り出す際に、燃料体から放出されるグロスガンマ線を測定したものである。この測定は、原子炉停止中に行われた。

これまで、出力上昇試験として 9MW、20MW、30MW と段階的に出力を上昇させた試験を行ってきており、また、30MW での運転時間は全部で 2 週間程度と短い期間である。更に、燃料体からのグロスガンマ線は、燃料体中に蓄積された FP が線源である。このことから、グロスガンマ線分布測定の結果は、それまでの運転履歴を通じて燃料体内に蓄積された FP の分布を測定していることになる。

カラム単位でまとめた径方向のグロスガンマ線強度分布は、制御棒の挿入が炉心の上部から行われ、かつ制御棒の挿入深さは常に揃えられていることから、運転履歴の影響を受けないことが明らかとなっている。しかしながら、軸方向分布についてみると、制御棒位置は出力により変化し、これによって軸方向出力分布も変化する。

軸方向のグロスガンマ線分布測定の結果は、これまでの出力分布変化の履歴を累積した結果であるので、そのまま出力分布の解析結果と比較することはできない。そのため、これまでの運転履歴を考慮したグロスガンマ線分布を評価し、これと測定値を比較することとした¹⁰⁾。

解析では、これまでの運転をいくつかの出力レベルでの運転で代表させ、それぞれの出力レベルでの出力分布の解析を行う。次に、ここで得られた出力分布と運転履歴を基に、燃料ブロックのメッシュ毎に核種生成・消滅解析コード ORIGEN-II¹¹⁾を用いてグロスガンマ線強度を評価した。ブロックのメッシュ分割は、燃焼用 24 メッシュ非均質モデル及び設計に用いた 6 メッシュモデルについては燃料ブロックを軸方向に 4 分割し、MVP については軸方向に 5 分割した。

燃焼用 24 メッシュ非均質モデル及び 6 メッシュモデルの結果とグロスガンマ線分布測定結果の比較を Fig.4.25 に示す。同図から、燃焼用 24 メッシュ非均質モデルと 6 メッシュモデルを比較すると、測定結果に比較して 6 メッシュモデルは炉心上部において高い値を示し、炉心下部で低い値を示している。燃焼用 24 メッシュ非均質モデルは、炉心上部で高め、炉心下部で低めではあるものの、測定結果と良い一致を示している。

iii) 改善の原因に関する検討

燃焼用 24 メッシュ非均質モデルと 6 メッシュモデルでこのように大きな差が生じた理由としては、BP の実効断面積を求めるセルモデルの違いが挙げられる^{1,10)}。

燃焼用 24 メッシュ非均質モデル及び 6 メッシュモデルでの BP セルモデル内の半径方向の熱中性子束分布を、異なる燃料濃縮度について比較した図を Fig.4.26 に示す。同図に示す中性子束は最外周の値で規格化されている。燃焼用 24 メッシュ非均質モデルでは、Fig. 4.1 に示す TWOTRAN-II コードによる 2 次元 r-Z モデルであるが、6 メッシュモデルでは、Fig.2.11 に示している、DELIGHT-7 コードによる 1 次元円筒モデルである。更に、燃焼用 24 メッシュ非均質モデル用のセルモデルはでは、BP 棒の周りに黒鉛があり、その外側に燃料が配置された 3 領域モデルであるが、6 メッシュモデル用のセルモデルでは BP 棒の周りに直接燃料が配置されている 2 領域モデルである。このため、6 メッシュモデルにおいては燃料から BP 棒に向けて熱中性子束は単調に減少し、燃料の濃縮度による差はほとんど見られない。

燃焼用 24 メッシュ非均質モデルでは、BP 棒周りの黒鉛によって BP 棒周辺での中性子束は 6 メッシュモデルよりも高くなっている。更に、燃料の濃縮度が高くなると燃料による熱中性子の吸収が大きくなることから、相対的に黒鉛領域の中性子束が高くなり、これにつられて BP 棒内の中性子束も高くなっている。このため、燃焼用 24 メッシュ非均質モデルでは燃料の濃縮度によって BP の吸収効果が変化し、濃縮度の高い燃料に装荷された BP 程中性子の吸収が増える傾向にあることがわかる。これに対し、6 メッシュモデルでは燃料の濃縮度による BP の吸収効果の変化はない。このことから、燃焼用 24 メッシュ非均質モデルは 6 メッシュモデルと比較すると、高い濃縮度の燃料が装荷されている炉心上部で BP の中性子吸収効果が強いため出力が低く、低い濃縮度の装荷されている炉心下部で出力が低くなる。

燃焼用 24 メッシュ非均質モデルと MVP による評価結果とグロスガンマ線分布測定結果の比較を Fig.4.27 に示す。同図から、燃焼用 24 メッシュ非均質モデルと MVP では炉心の全高にわたって良い一致を見ており、測定値に対しても良い一致を見ている。

モデルの改良において、BP のセルモデルを 2 次元 r-Z モデルとし、BP 棒周りの物質配置を考慮したこと、BP 棒周りの中性子束分布を詳細に評価できるようになり、ひいては燃料濃縮度の BP 反応度値に与える影響を考慮できるようになった。HTTR では、軸方向に大きな燃料濃縮度分布があることから、今回のモデルの改良によって軸方向の BP 反応度値の変化を考慮することができ、軸方向の出力分布をより正確に考慮できるようになったといえる。

以上のことから、本研究で行われたモデルの改良において、実効増倍率や過剰反応度だけでなく、炉内の軸方向出力分布においても大きな改善を図ることができたと言える。

4.5.3 燃料温度への影響評価

解析結果とグロスガンマ線測定との比較により、燃焼用 24 メッシュ非均質モデルや MVP は測定値と良い一致を見るが、設計に用いられた 6 メッシュモデルでは、軸方向の出力分布は測定値と大きくずれていることが明らかとなった。

6 メッシュモデルの結果と測定結果を比較すると、測定値は炉心上部で 6 メッシュモデルの結果より低く、下部で高い分布となっている。これは、燃料温度の観点から見ると、冷却材温度の高い炉心下部での出力が高いことから、燃料温度は、設計時の想定より高くなっていることが予想される。

そこで、今回開発した燃焼用 24 メッシュ非均質モデルで得られた出力分布を用いて燃料温度の再確認を行った。燃料温度の評価においては、出力分布の見直しだけでなく、炉内熱流動の解析手法や燃料温度評価に用いる工学的安全係数の見直し、評価手法の高度化の検討も合わせて行った¹²⁾。

(1) 炉内熱流動の検討

燃料温度は出力だけでなく、冷却材流量によっても大きく影響を受ける。そこで、燃料温度の評価においては、炉内冷却材流量配分評価に用いる FLOWNET コードによる解析の妥当性も検討しなければならない。しかし、HTTR では、測定の困難さから、炉内の冷却材流量配分の測定は行われていないので、直接解析結果と測定値の比較を行うことはできない。

ここで、HTTR では炉心の下部にある高温プレナム内の 7 領域の温度を測定している。この 7 領域の温度と炉心入口温度から各領域の冷却材温度上昇を求め、これと解析結果を比較することにより炉内冷却材流量配分を確認することとした。

径方向及び軸方向の出力分布は、燃焼用 24 メッシュ非均質モデルを用いることにより妥当な値を示すことが前節の結果から明らかになっている。そこで、各領域での冷却材温度上昇が解析と一致すれば、炉内の冷却材流量配分の解析結果も妥当な結果を与えていくこととなる。

炉心での冷却材温度上昇は、燃焼用 24 メッシュ非均質モデルによる解析で得られた出力分布と、冷却材総流量、冷却材温度等の測定値を基に FLOWNET により評価した。評価は出力 30MW、原子炉出口冷却材温度 850°C の状態を対象に行った。測定結果及び解析結果の比較を Fig.4.28 に示す。同図では、7 領域のうち周辺領域の平均値と中心領域での冷却材温度上昇の結果を示している。ここで、両者の差は 2% 以下であり、中心が高く、外側が低い状態は解析によってよく再現されていることがわかる。

冷却材温度上昇の絶対値は測定値が解析値より高くなっている。この要因としては、測定機器の誤差に起因して、実際の冷却材総流量が解析で設定した値よりわずかに少ない、もしくは実際の熱出力が解析で与えた値よりわずかに大きいと考えられる。また、原子炉圧力容器の周りに設置されている炉容器冷却設備は、通常運転時に 900kW 程度の除熱を行っているが、解析に用いた除熱量が実際の値よりわずかに大きくなっている。

より冷却材の温度上昇に寄与する熱量が少なくなっていること等が考えられる。

このような原因が考えられるが、中心が高く外側が低いという分布はよく再現できていることと、半径方向の出力分布はほぼ妥当な結果を示すことが明らかとなっていることから、FLOWNETによる炉内冷却材流量配分はおむね妥当な結果を与えていていることを確認した。

(2)燃料温度の検討

ここでは、妥当性の確認された出力分布と炉内流量配分の解析結果をもとに燃料温度の再評価を行った。評価においては、まず設計での燃料温度評価手法に基づいて行った^{12,13)}。更に、燃料温度評価の高度化を目指して開発した、燃焼用 24 メッシュ詳細モデルに対応し、メッシュ分割を詳細化したモデルでも評価を行った¹³⁾。

1) 設計手法に基づく評価

設計手法で用いられた燃料温度評価モデルは、燃料ブロックを平面で 6 メッシュ、軸方向に 4 メッシュに分割している。このモデルに対して、解析から得られる出力分布及び炉内流量配分を用いて(2.1)式及び(2.2)式で燃料温度を評価している。

ここでは、出力分布は燃焼用 24 メッシュ非均質モデルで評価し、炉内冷却材流量配分は前節で妥当性の確認された FLOWNET コードで評価した。

i) 工学的安全係数の見直し¹²⁾

燃料温度評価に用いる各種の工学的安全係数については、HTTR の出力上昇試験で得られた実績を基に見直しを行った。例えば、原子炉熱出力誤差は、設計では測定誤差 2.0%と制御誤差 0.5%を加算した 2.5%としていた。出力上昇試験の結果、出力の測定誤差は制御誤差を含んで 1.5%以内に収まることが確認されたため、解析に用いる原子炉熱出力誤差を 1.5%と変更した。このほか、炉心流量、VCS 除熱量、原子炉入口温度等についても実測値に基づく見直しを行った。

ii) 試験結果に基づく燃料最高温度の再評価¹²⁾

これらの見直しを基に、原子炉出口冷却材温度 950°C を達成した出力上昇試験(5) (PT-5) での燃料最高温度を求めた結果を Fig.4.29 に示す。燃料最高温度は 1463°C となり、周辺の領域に現れている。設計時の解析では Fig.2.31 に示すように、燃料最高温度は 1492°C であり、炉心中心のカラムに現れている。これは、今回の見直しにより燃料の冷却に寄与する炉心有効流量が設計時の約 88%から約 90%と増えていること、燃焼日数が設計で燃料最高温度が出現する 440 日ではなく試験の行われた 160 日と設定されたこと等によると考えられる。また、軸方向の温度分布を見ると、出力分布は解析モデルの改良により、設計時と比較すると炉心下部で大きな出力密度を与えることが明らかとなっている。しかしながら軸方向の温度分布では、炉心下部での燃料温度の上昇は見られず、上から 2 段目以降は

ほぼ平坦な分布になっている。これは、設計では制御棒位置を 2610mm 程度と想定していたが、実際は 2900mm 程度と引き抜かれた位置になったことにより、炉心上部の出力が相対的に大きくなつたことにもよると考えられる。

のことから、本研究で行われた解析モデルの改良によって、軸方向の出力分布は設計結果と比較すると燃料温度評価上、非保守側の結果を与えていたが、燃料温度評価で各種の保守性を考慮していたため、燃料最高温度は制限値である 1495°C を超えることはなかつたと結論づけられる。

なお、1463°C という結果は試験開始前に求められた値である。試験では、炉心での冷却材温度上昇が評価結果より最大 7°C 程度多くなつた。これは、冷却材流量が想定した値より少なかつた等の原因によると考えられる。この影響を感度解析により評価し、見直しを行つた結果、燃料最高温度は 1463°C より 7°C 上昇して 1470°C と評価された。見直しによつても熱的制限値を十分満足していることを確認した。

2) 詳細計算モデルによる評価¹²⁾

設計手法による見直しでは、燃料温度は熱的制限値以下であることが明らかとなつた。設計手法では、燃料ブロックの 1/6 の領域の中の最も高い温度を示す燃料棒の温度を求めていることになる。

HTTR の特性評価を進める上で、例えば燃料からの FP 放出量を求めるためには、燃料体内の全ての燃料棒の温度が必要となり、できるだけ詳細な温度分布が求められている。

ここで、燃料ブロック内の燃料棒は、燃料体の軸方向で見ると、上下に黒鉛のみの領域が存在し、この影響で燃料棒の端部の出力が上昇すると予想されていた。設計手法では、燃料棒端部のメッシュの出力を一様に増やすことで考慮していたが、炉心内での位置や燃焼によりこの値は変化することになる。このため、設計手法では保守的な結果を示すことになる。この問題を解決することを目指して、燃料棒の端部の出力を詳細に評価できるよう、燃料ブロックの軸方向分割を細かくした燃焼用 24 メッシュ詳細モデルを開発し、その精度を検討してきた。この解析モデルの結果を用いて、できるだけ詳細な燃料温度を全ての燃料棒について評価できる燃料温度の解析モデルを新たに開発し、燃料温度の解析を行うこととした。

i) 詳細評価モデルの作成

新たに開発する解析モデルは、燃料温度解析コード TEMDIM において、解析モデルを実際の炉心形状に合わせて各燃料棒を表現し、詳細化したモデルとした。設計時に用いていた、燃料ブロックを平面で 6 分割したモデル及び詳細化した TEMDIM の水平方向及び鉛直方向モデルの概念図を Fig. 4.30 に示す。

同図の(a)は炉心水平方向断面での解析モデルの概念図を示し、(b)は燃料ブロック 1 体の鉛直方向分割を示している。これまで使用した燃料温度解析モデルでは、水平方向に関し

では 1/6 ブロックを 1 メッシュ、鉛直方向に関しては 1/4 燃料棒を 1 メッシュとし、解析は 1/6 ブロック中に存在する最大出力の燃料棒のみを対象としていた。

今回新たに開発した詳細モデルでは、水平方向については 1 燃料棒毎に、鉛直方向については燃料棒端部の効果及び反応度調整材の形状を表現するために 1 燃料棒を 14 分割している。これに対応する炉心解析モデルは Fig.4.18 に示すように、ブロックの上下端の 1 メッシュには燃料が存在しないとしている。このため、燃料温度解析でも、Fig.4.30 に示す詳細メッシュ分割のうち、上下端のそれぞれ 1 メッシュでは発熱がないことになる。

このように、解析モデルを実炉に即した形状で表現することにより、従来考慮されてきた燃料棒端部の出力上昇に係る工学的安全係数を考慮する必要がなくなる。

また、詳細細モデルでは各燃料棒の出力分布を算出する必要がある。これについては、まず従来の方法と同じ手法を用いて炉心の核特性計算を行い、各燃料カラム毎にカラム平均出力を算出する。更に、モンテカルロ法計算コード MVP によりカラム内での出力分布、すなわち各燃料棒 1 本 1 本の出力を算出し、カラム平均出力に対する燃料棒 1 本毎の出力比を算出する。この、カラム平均出力と燃料棒 1 本毎の出力比を用いて燃料棒 1 本毎の出力を算出し、TEMDIM で各燃料棒毎の燃料温度を算出している。

ii) 詳細評価モデルによる解析結果

新たに開発した燃料温度評価手法の詳細化モデルを用いて高温試験運転時の燃料最高温度の評価を行った結果を Fig.4.31 に示す。燃料最高温度は中心より 1 つ外側のカラムに現れており、燃料最高温度は 1428°C となった。従来の燃料温度評価手法を用いた場合には燃料最高温度は 1463°C と評価されており、従来モデルのものに比べて詳細モデルのほうが低くなった。これは、設計手法で一律に保守的な値を用いていた燃料棒端部の出力上昇にかかる工学的安全係数を考慮する必要がなくなったことによるものであると考えられる。

このように、燃焼用 24 メッシュ詳細モデルに対応した燃料温度解析手法によっても、燃料温度は熱的制限以下であることを確認した。また、設計手法に基づく評価と比較すると、より現実的な条件で解析を行うことができるため、燃料温度の評価精度を向上させることが可能であると考える。

参考文献

- 1) 藤本、野尻、「HTTR の反応度調整材の燃焼挙動と炉心特性の評価」、JAEA-Technology 2005-008(2006).
- 2) 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).
- 3) 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).
- 4) N. Fujimoto, et al., "Annular Core Experiments in HTTR's Start-up Core Physics Tests", Nucl. Sci. Eng. 150, 310-321(2005).
- 5) 丸山 他、「高温工学試験研究炉炉心燃料温度計算用工学的安全係数の評価」、JAERI-M 88-251(1988).
- 6) S. Saito, et al., "Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)", JAERI 1332(1994).
- 7) 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).
- 8) 藤本 他、「高温工学試験研究炉の燃料体からのガンマ線測定－方法と結果－」、JAERI-Tech 2001-002(2001).
- 9) 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).
- 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) Oak Ridge National Laboratory, "ORIGEN2 Isotope Generation and Depletion Code – Matrix exponential method", CCC-371(1982).
- 12) E. Takada, et al., "Core thermal-hydraulic design", Nucl. Eng. Des., Vol. 233, pp.37-43(2004).
- 13) 栗尾 他、「高温ガス炉 HTTR の高温試験運転における燃料温度の評価」、日本原子力学会和文論文誌、Vol.5, No.1, pp.57-67(2005).

Table 4.1 Core temperature distribution for nuclear characteristic calculation
(Rated operation mode, 30MW)

	Fuel	CR column (C、R1)	Replaceable reflector	Permanent reflector
Upper ref.	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 ref.	1260			

T_f : Fuel temperature
 T_m : Moderator temperature
Unit : K

Table 4.2 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 4.3 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

Table 4.4 Selfshielding factor to effective multiplication factor

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

Table 4.5 Effect of temperature of selfshielding factor to effective multiplication factor

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

Table 4.6 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
	2nd group	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
	4th group	0.989	0.992	0.994	0.996	0.997	0.999
	5th group	0.980	0.981	0.984	0.988	0.993	0.996
	6th group	0.975	0.974	0.978	0.983	0.989	0.994

Table 4.7 Effects of correction factor to effective multiplication factor

	k_{eff}
Without correction	1.1325
With correction	1.1357
Δk_{eff}	0.0032

30columns core, All control rod withdrawn,300K

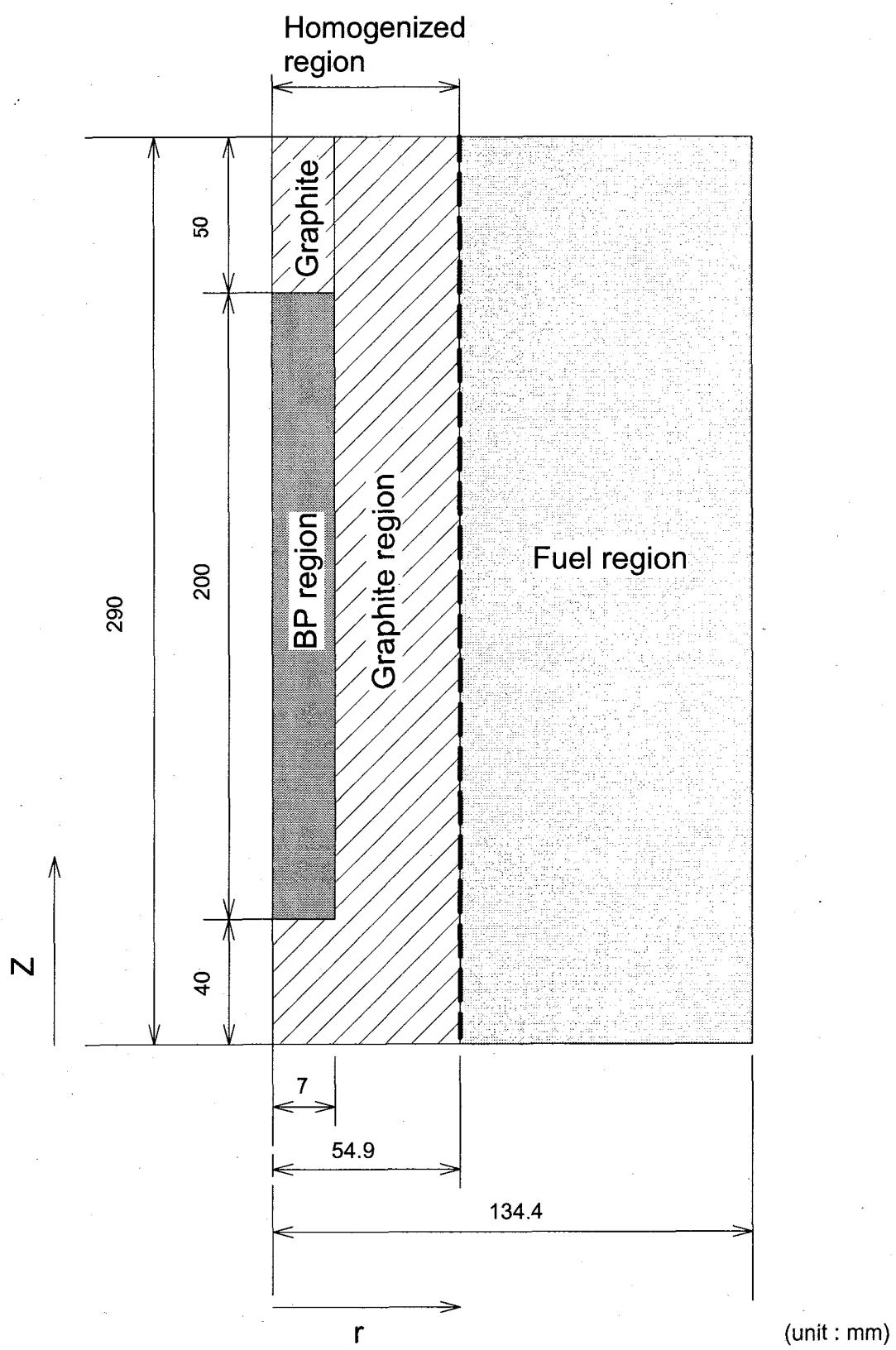


Fig. 4.1 Schematics of BP cell model.

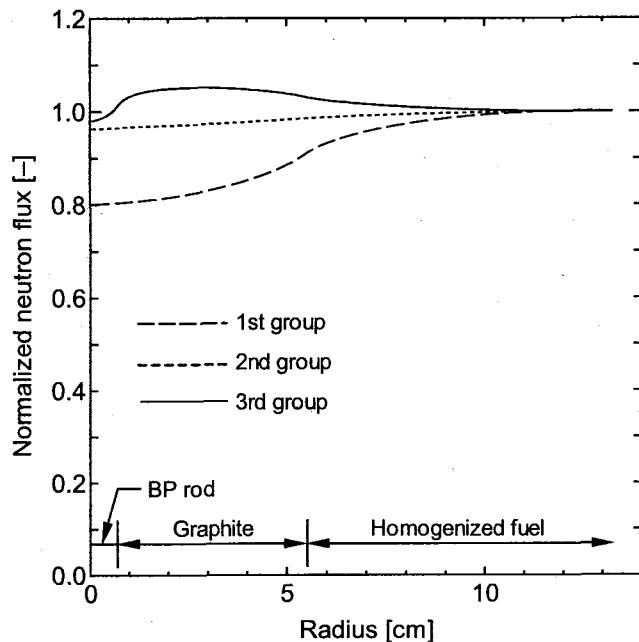


Fig. 4.2 Radial neutron flux distribution in TWOTRAN-II cell(Fast groups).
(5.9wt% fuel, 2.5% BP, $T_f=1300K$, $T_m=1180K$)

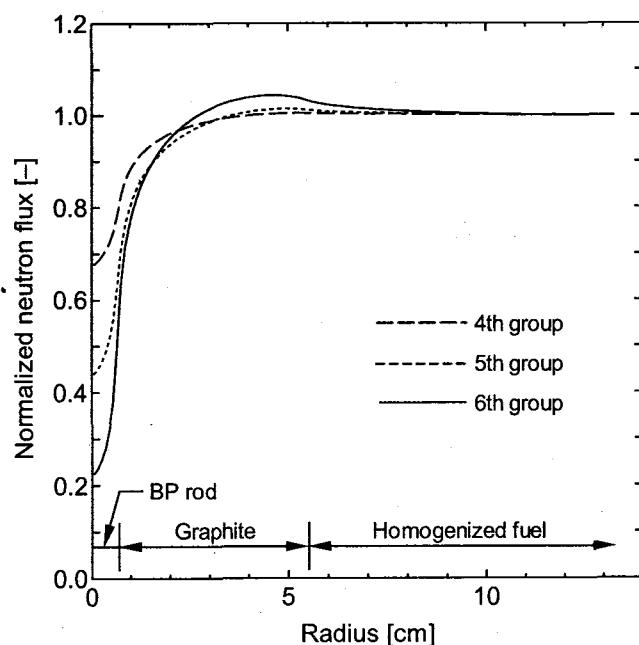


Fig. 4.3 Radial neutron flux distribution in TWOTRAN-II cell(Thermal groups).
(5.9wt% fuel, 2.5% BP, $T_f=1300K$, $T_m=1180K$)

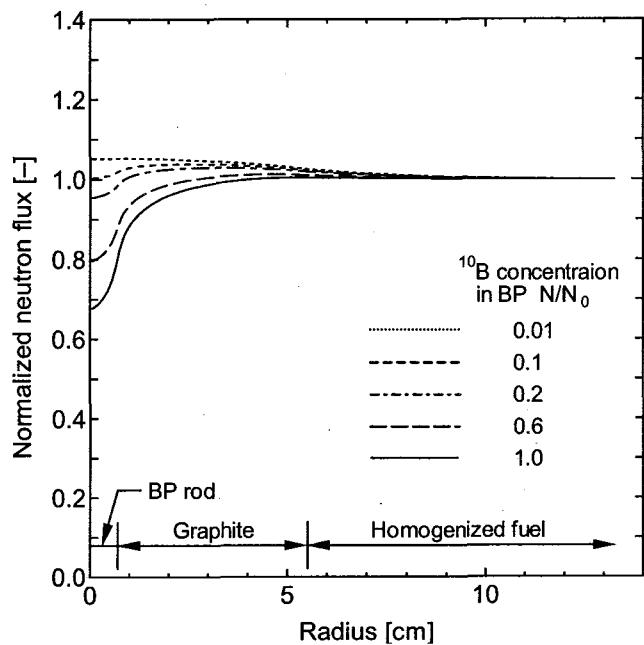


Fig. 4.4 Change in radial neutron flux distribution in burnup(4th group).
(5.9wt% fuel, 2.5% BP, $T_f=1300\text{K}$, $T_m=1180\text{K}$)

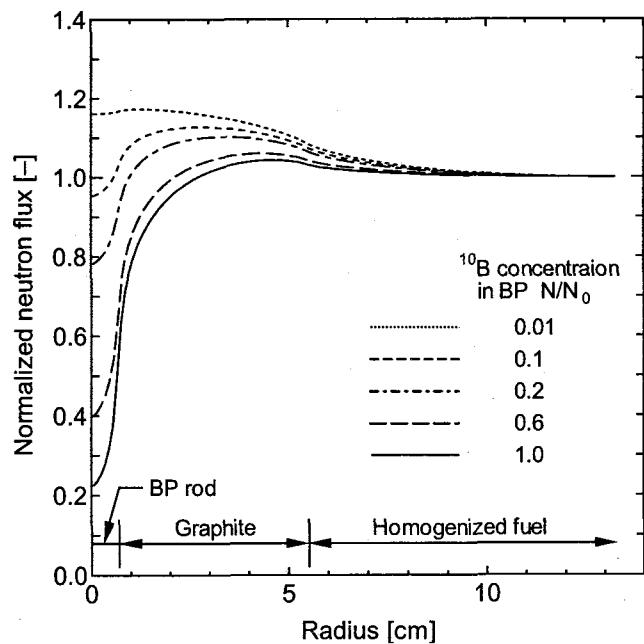


Fig. 4.5 Change in radial neutron flux distribution in burnup(6th group).
(5.9wt% fuel, 2.5% BP, $T_f=1300\text{K}$, $T_m=1180\text{K}$)

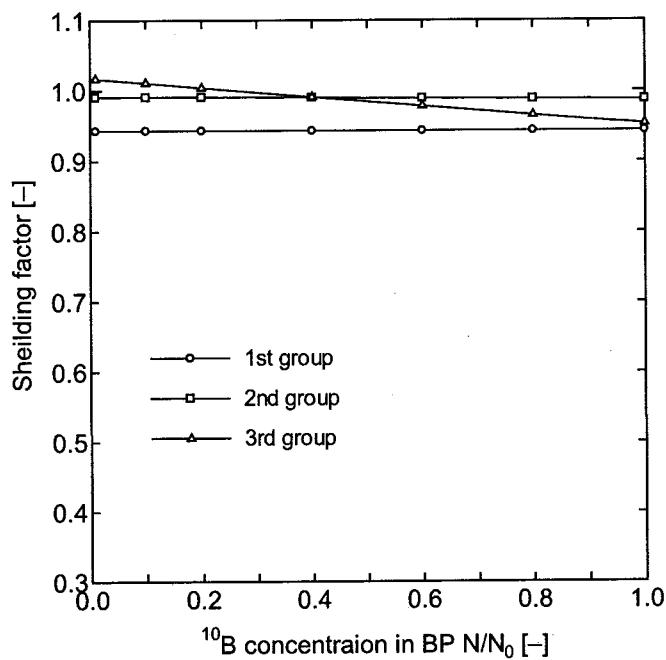


Fig.4.6 Change in shielding factor for fast group in burnup.
(5.9wt% fuel, 2.5% BP, $T_f=1300\text{K}$, $T_m=1180\text{K}$. $N/N_0=1.0$ corresponds to beginning of burnup, $N/N_0=0.0$ corresponds to end of burnup)

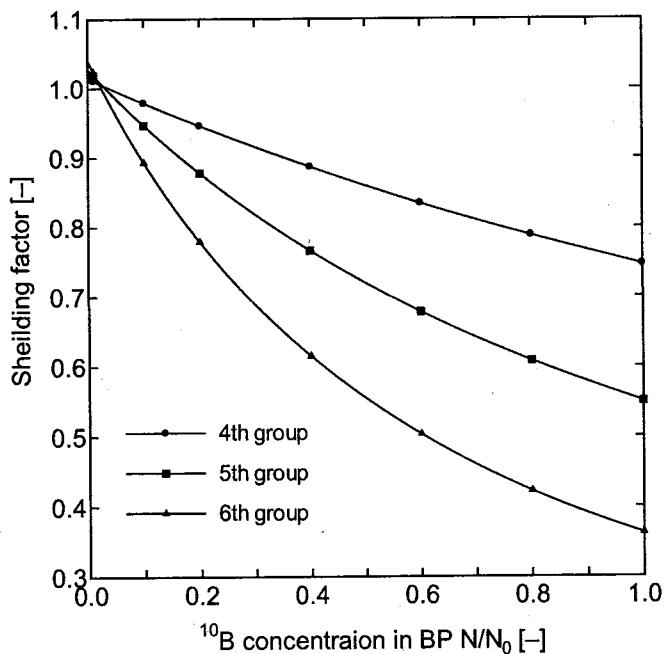


Fig.4.7 Change in shielding factor of thermal group in burnup.
(5.9wt% fuel, 2.5% BP, $T_f=1300\text{K}$, $T_m=1180\text{K}$. $N/N_0=1.0$ corresponds to beginning of burnup, $N/N_0=0.0$ corresponds to end of burnup)

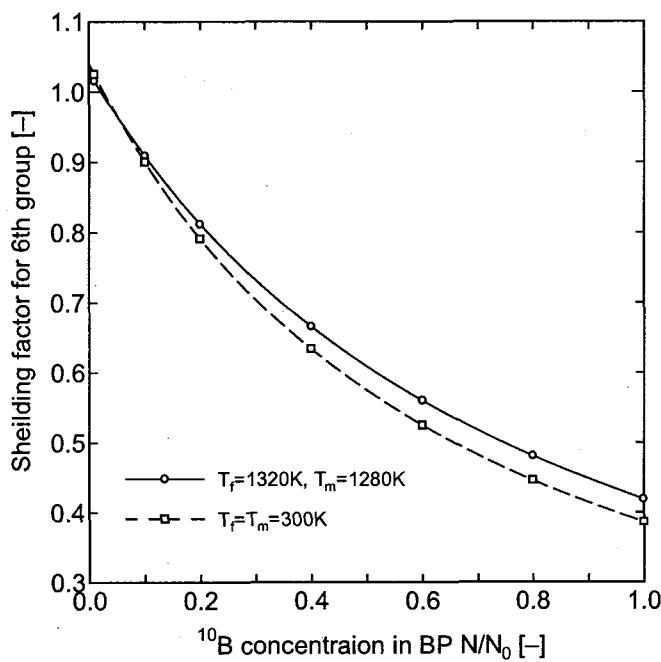


Fig. 4.8 Comparison of shielding factor for 6th group in different temperature.
(3.9wt% fuel, 2.0% BP. $\text{N}/\text{N}_0=1.0$ corresponds to beginning of burnup,
 $\text{N}/\text{N}_0=0.0$ corresponds to end of burnup)

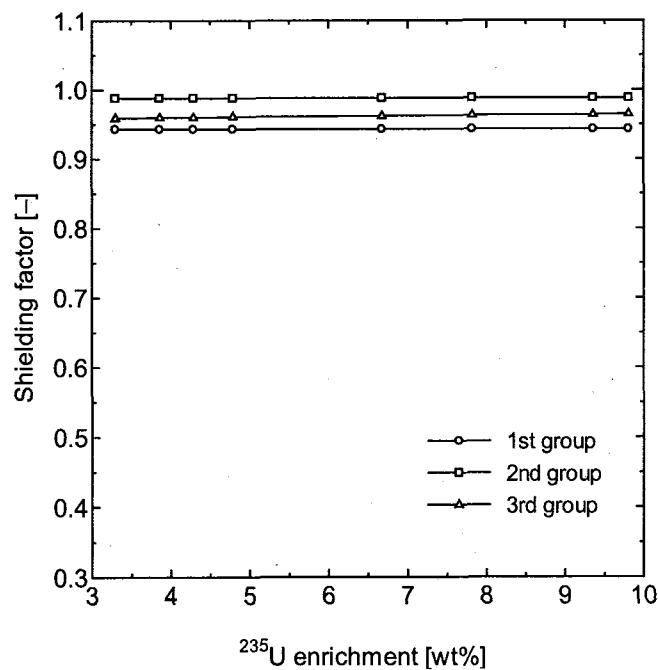


Fig. 4.9 Relationship between shielding factor and fuel enrichment for fast group.
(2% BP, $T_f = T_m = 300\text{K}$, No burnup)

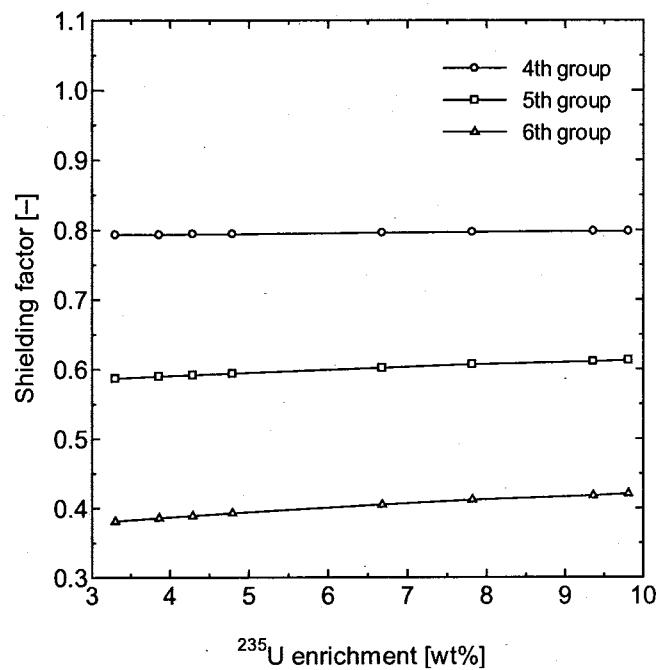


Fig. 4.10 Relationship between shielding factor and fuel enrichment.
(2% BP, $T_f=T_m=300\text{K}$, No burnup)

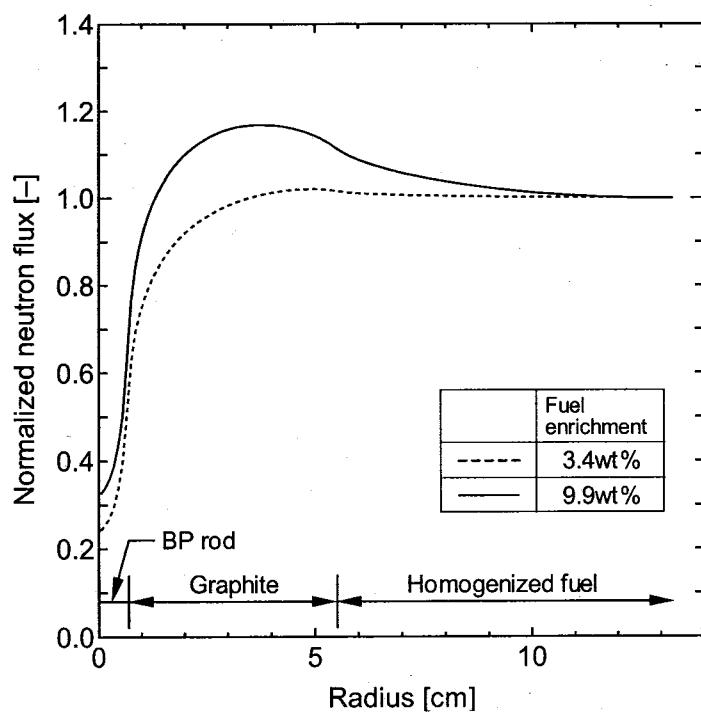


Fig. 4.11 Relationship between fuel enrichment and 6th group flux distribution.
(300K, No burnup)

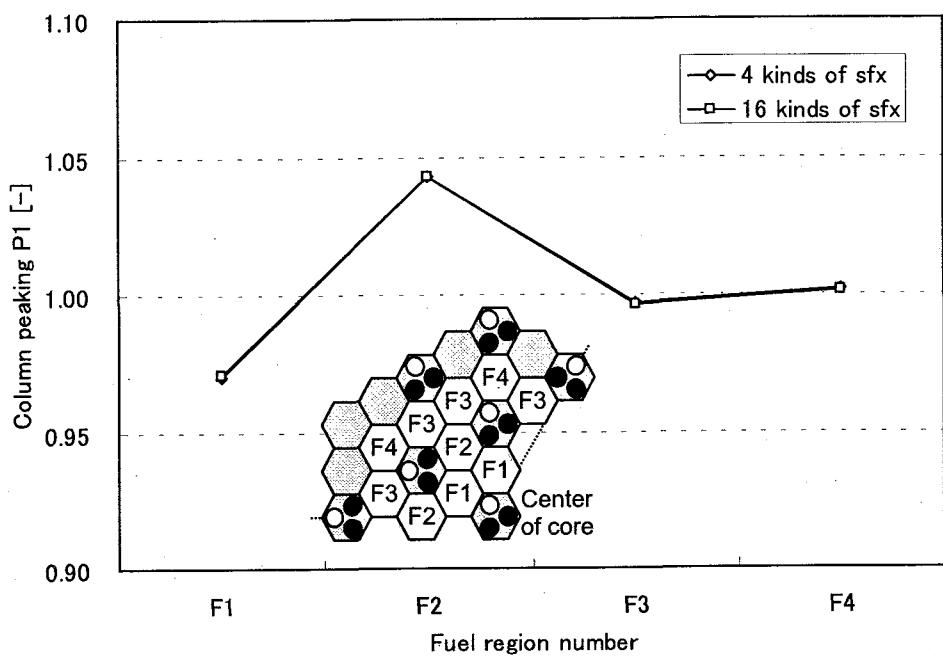


Fig. 4.12 Comparison of column peaking in different kinds of sfx.

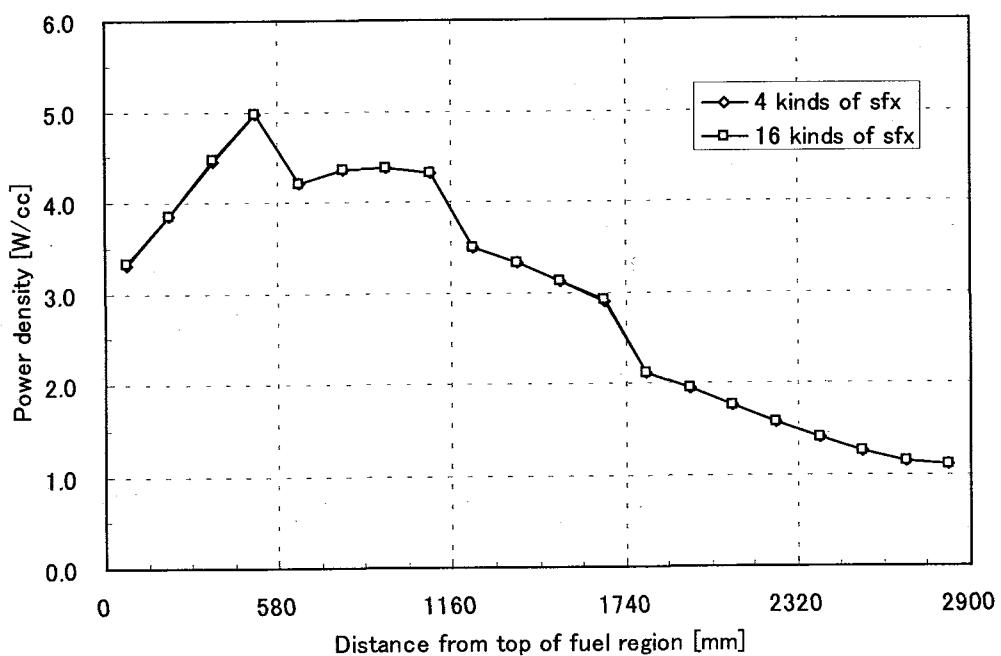


Fig. 4.13 Comparison of axial power distribution in different kinds of sfx.

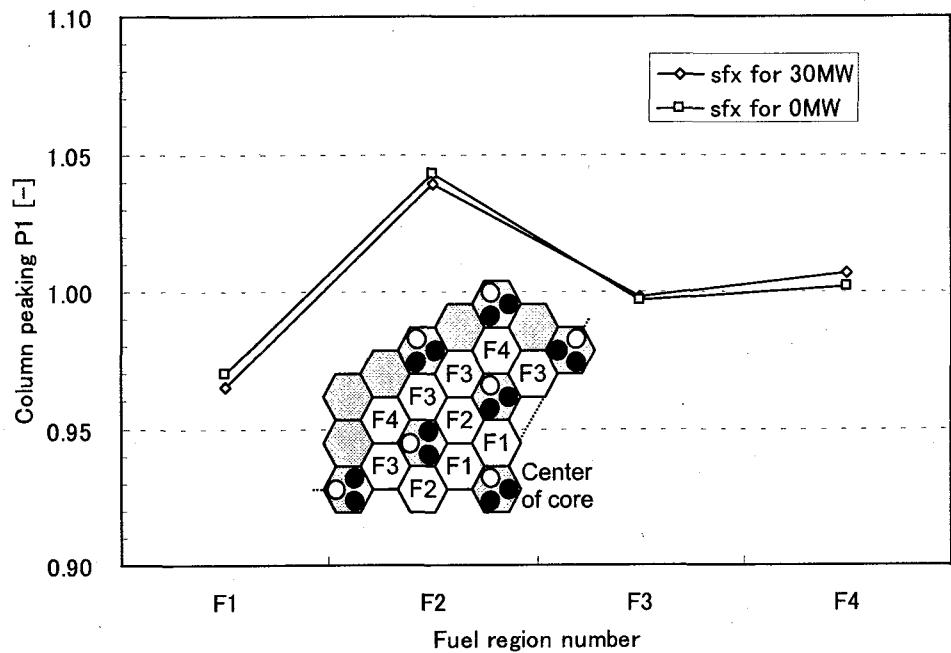


Fig. 4.14 Comparison of column peaking in different temperature condition of sfx

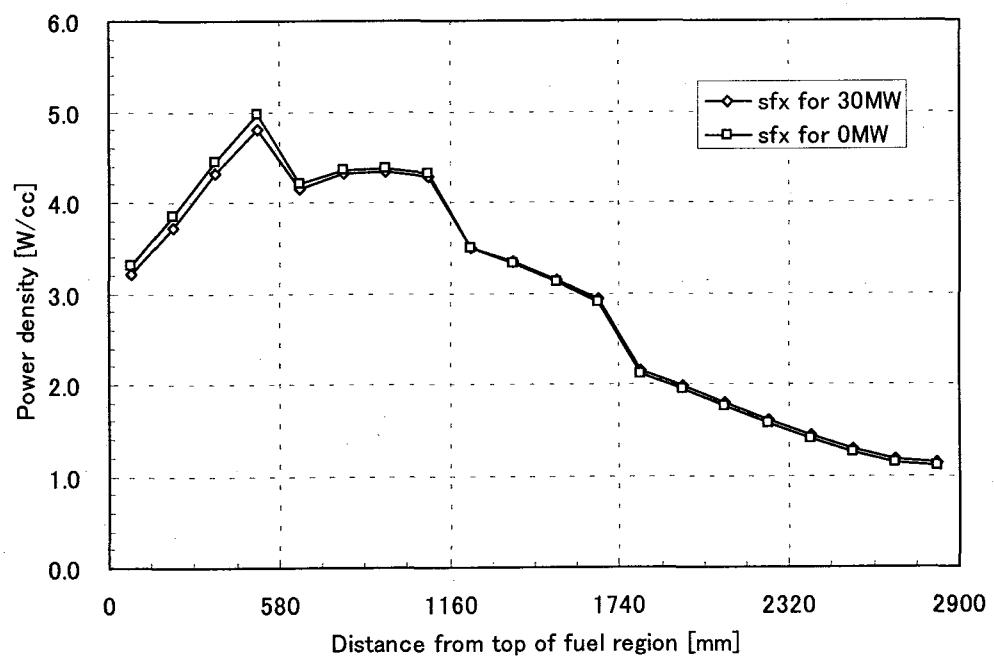


Fig. 4.15 Comparison of axial power distribution in different temperature condition of sfx.

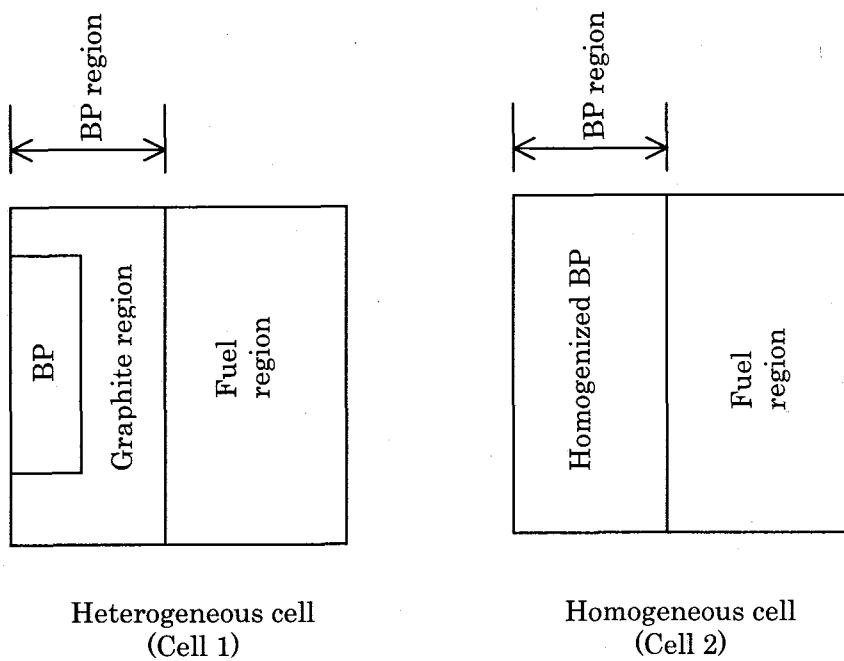


Fig. 4.16 Schematics of BP cell model.

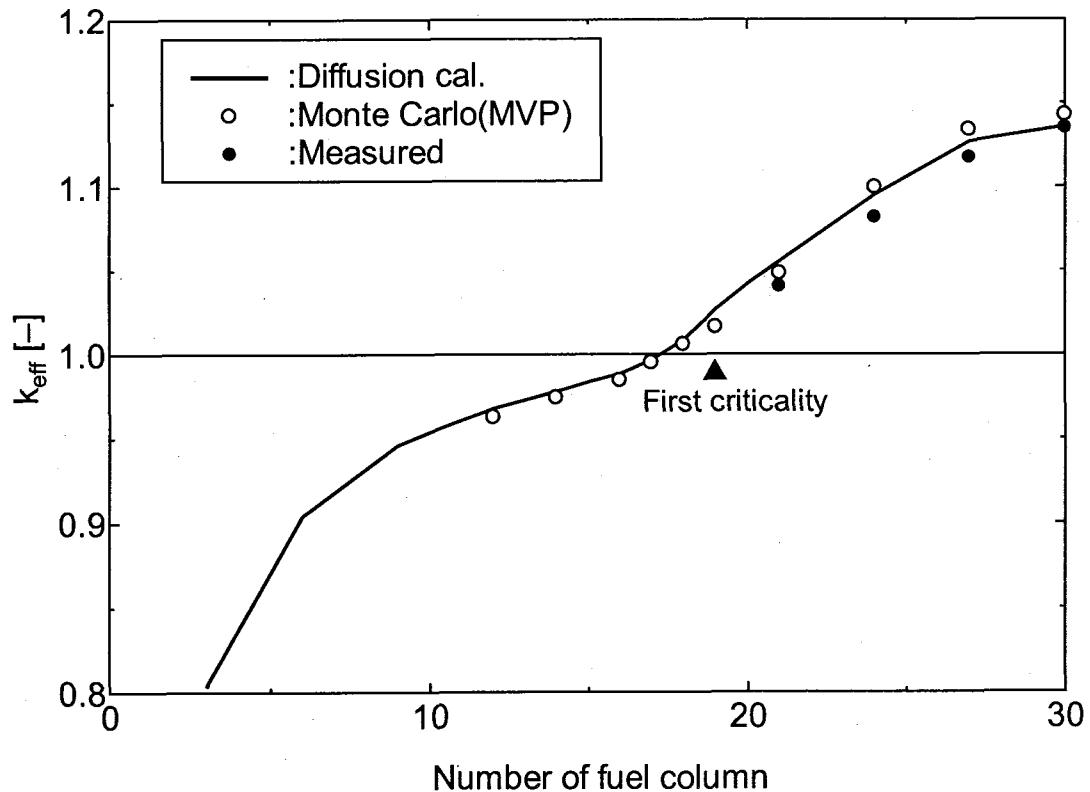
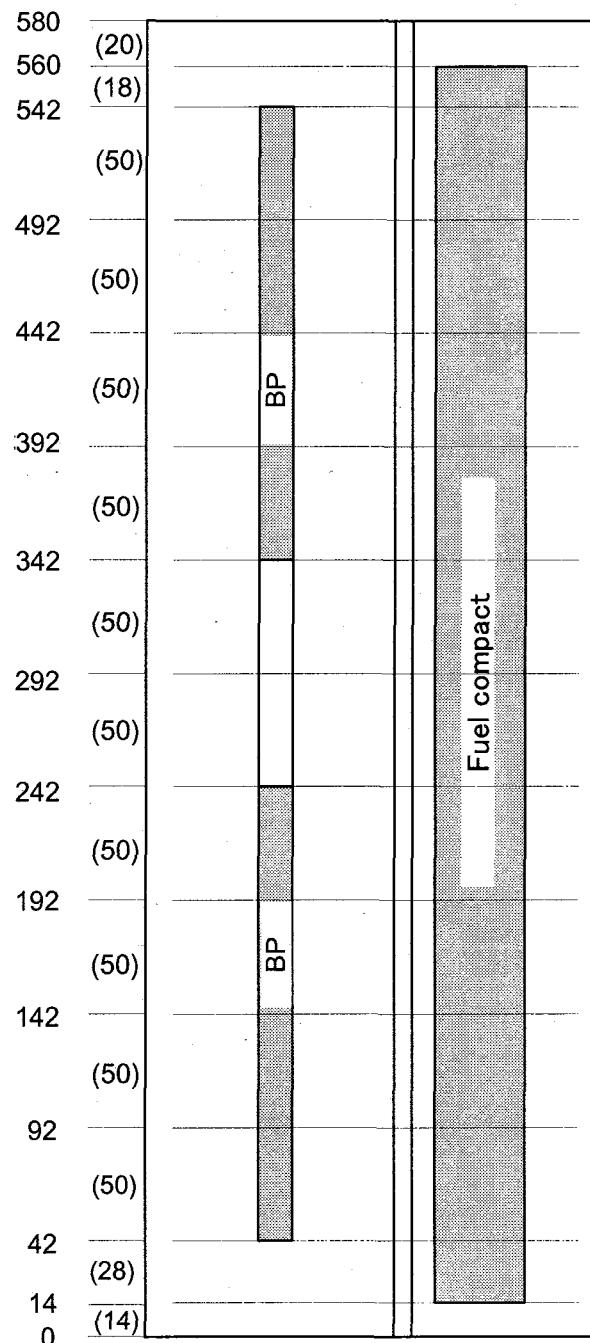
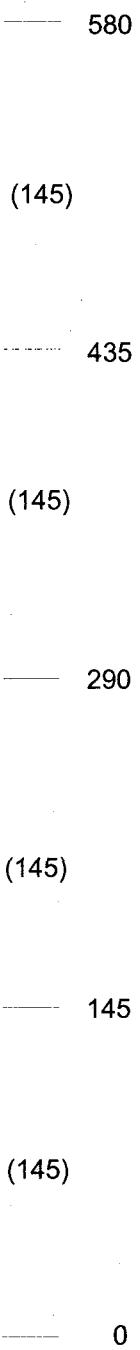


Fig. 4.17 Comparison of effective multiplication factor at criticality approach.

24 mesh fine model
(14 mesh/block)



24 mesh model
(4 mesh/block)



Unit : mm
(Height of mesh)

Fig. 4.18 Mesh division of fuel block for 24 mesh fine model.

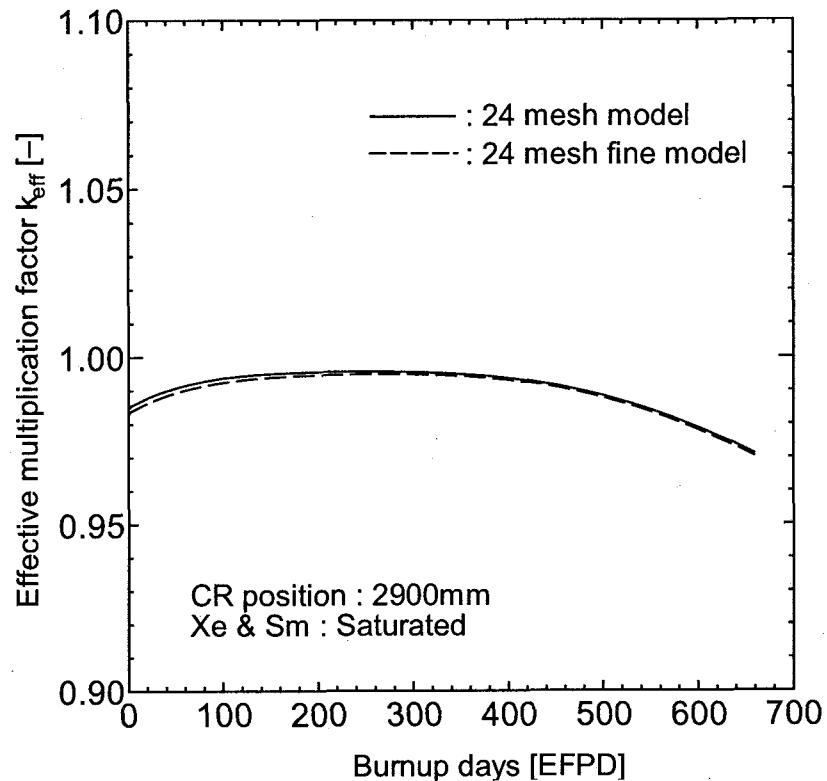


Fig. 4.19 Comparison of calculation models.

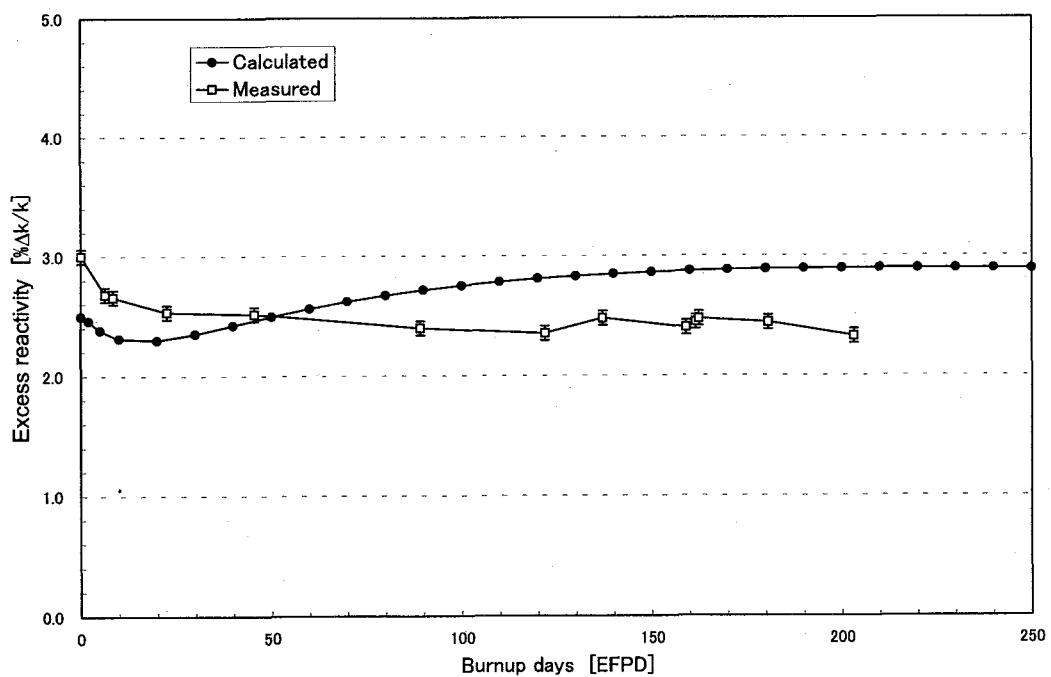


Fig. 4.20 Comparison of calculated and measured excess reactivity at 100% operation.

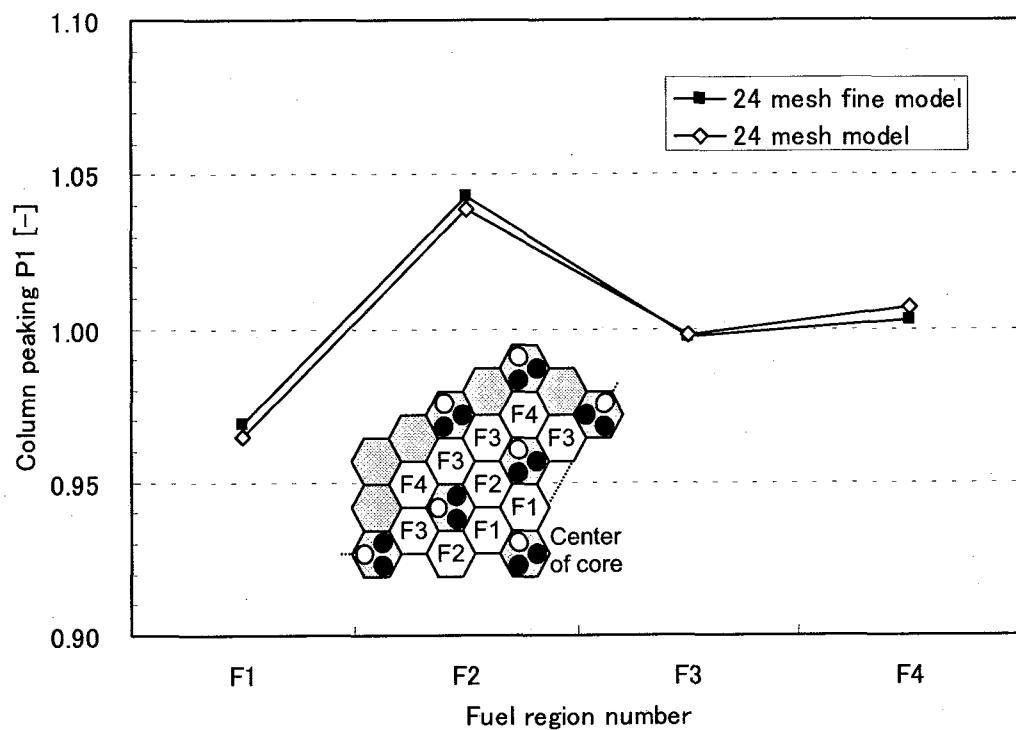


Fig. 4.21 Comparison of column peaking between 24 mesh model and 24 mesh fine model.

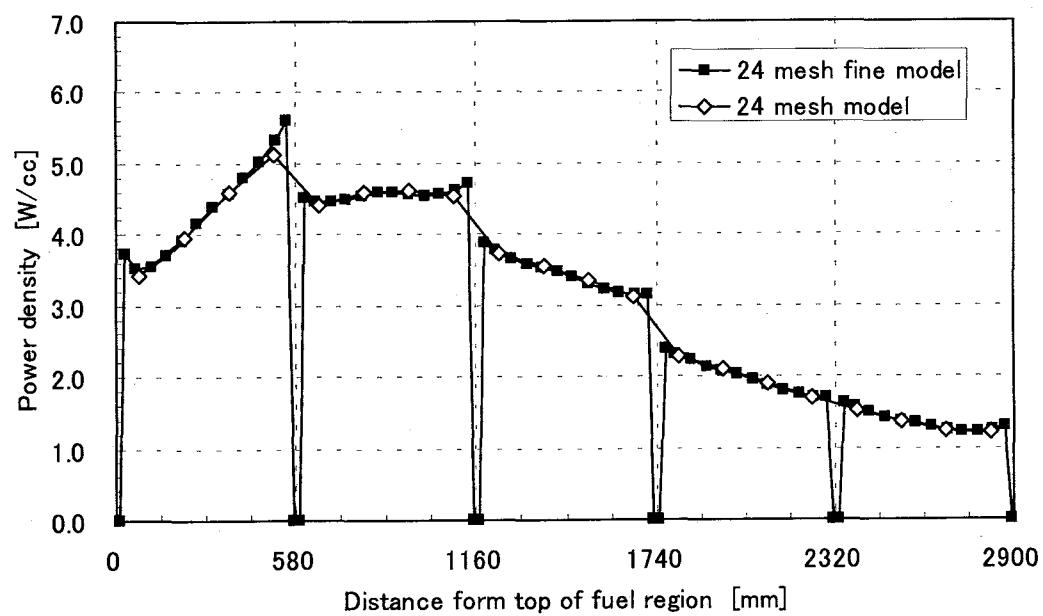


Fig. 4.22 Comparison of axial power distribution between 24 mesh model and 24 mesh fine model in fuel region number 1.

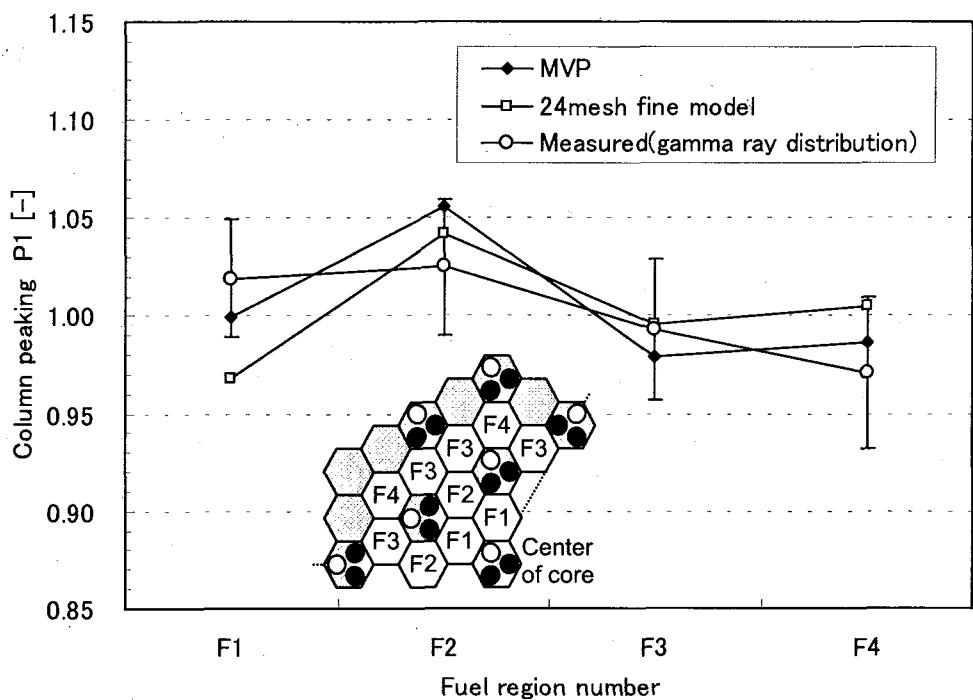


Fig.4.23 Comparison of radial power peaking.

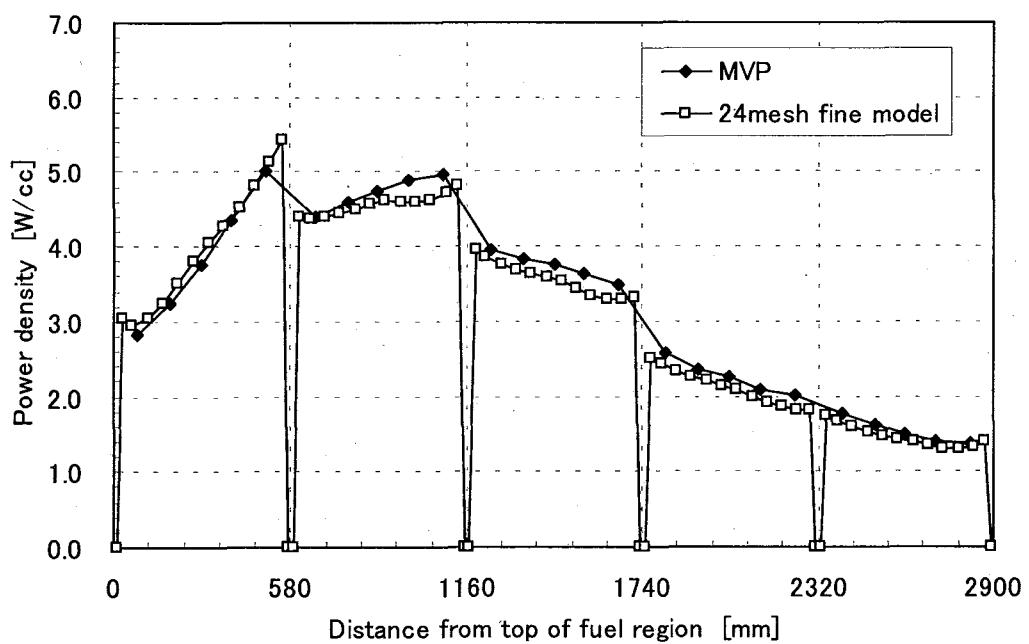


Fig. 4.24 Comparison of axial power distribution between 24 mesh fine model and MVP.

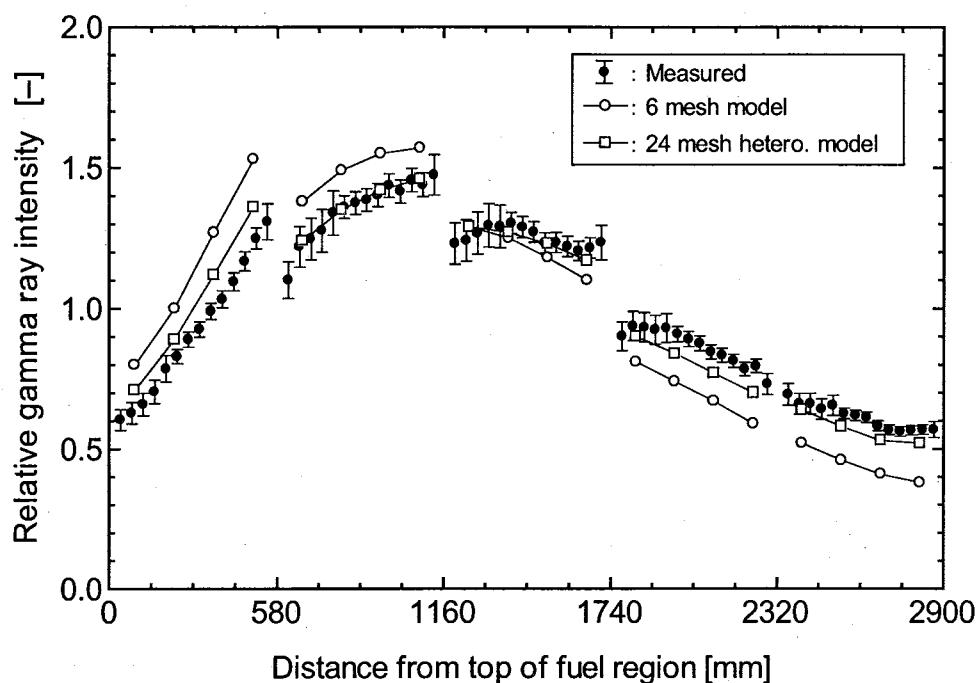


Fig. 4.25 Comparison of axial relative gamma ray intensity distribution between measured and calculated results of diffusion calculation.

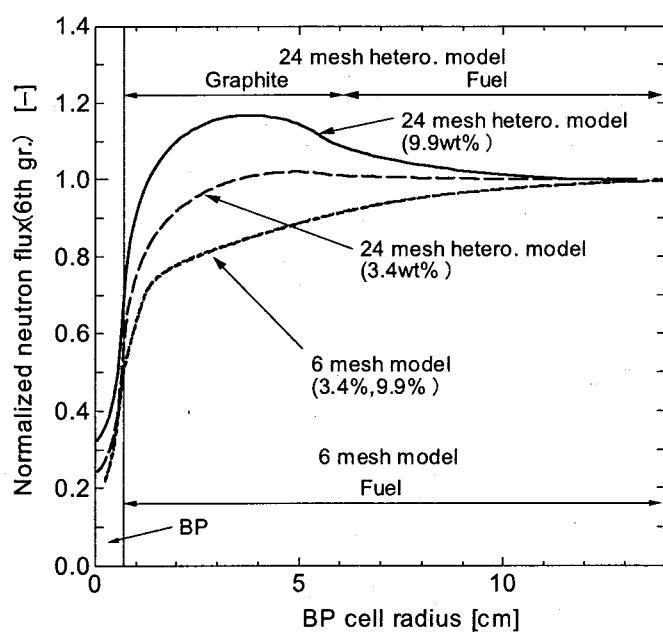


Fig. 4.26 Comparison of thermal neutron flux distribution in BP cell with different model and uranium enrichment.

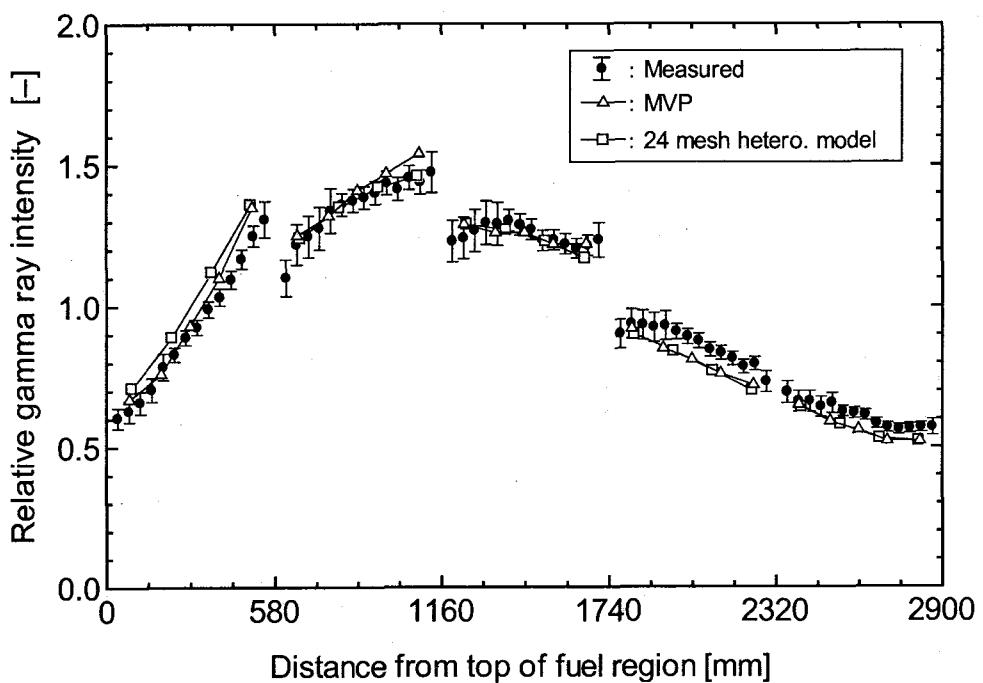


Fig. 4.27 Comparison of axial relative gamma ray intensity distribution between measured and calculated results of 24 mesh heterogeneous model and MVP.

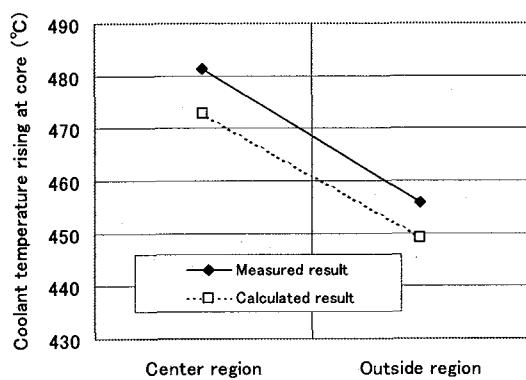
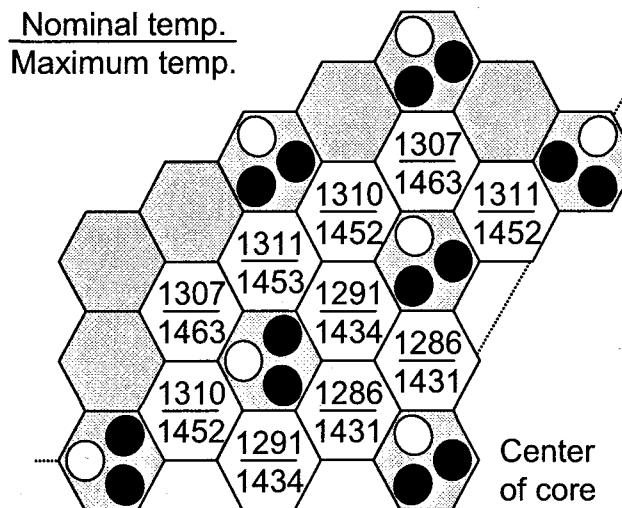
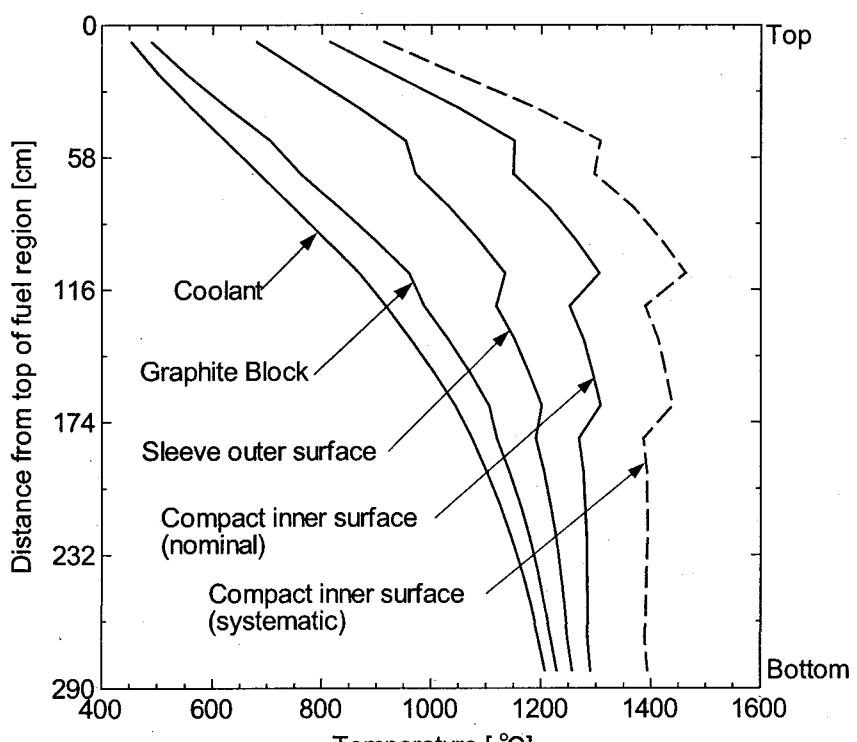


Fig. 4.28 Comparison of experimental and analytical results for coolant temperature rising at core.



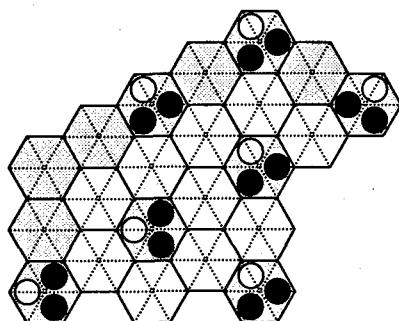
(a) Horizontal maximum temperature distribution



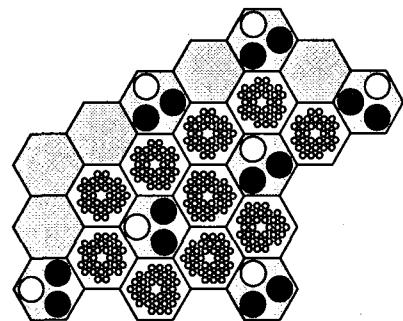
(b) Axial temperature distribution

Fig. 4.29 Horizontal and axial temperature distribution by revised method.

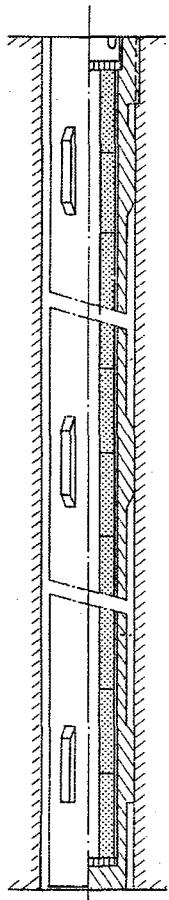
Current model



Fine model

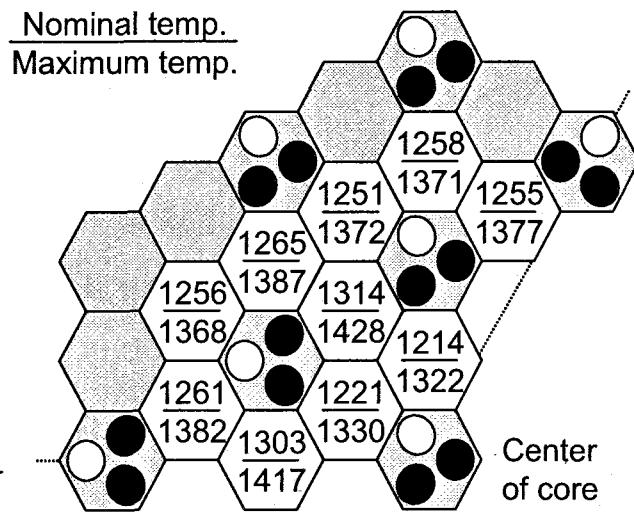


(a) Conceptual drawing of horizontal mesh model

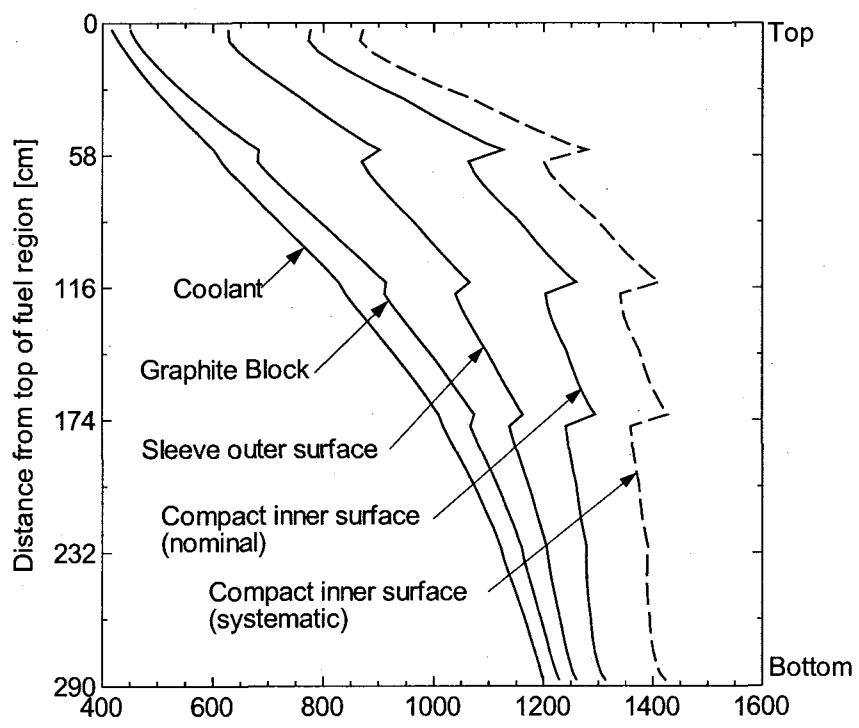


(b) Vertical mesh division in one fuel rod

Fig.4.30 Schematics of current and fine mesh model for fuel temperature calculation.



(a) Horizontal maximum temperature distribution



(b) Axial temperature distribution

Fig. 4.31 Horizontal and axial temperature distribution by fine mesh model.

5. 結論

5.1 総括

本論文は5章から構成されている。第1章では世界のエネルギー消費の現状と地球環境への影響、これに対する国際社会の取り組みについて論じ、原子力エネルギーの役割とともに高温ガス炉の果たすべき役割について述べた。またこれまで世界各国で行われてきた高温ガス炉開発計画を概観するとともに日本での高温ガス炉開発の歴史を述べ、本研究の目的を述べた。

第2章では、本研究の対象である HTTR について、燃料、炉心、炉心核熱設計及び設計結果の概要について述べた。さらに、HTTR の臨界試験とそれに引き続いて行われた出力上昇試験について、試験と結果の概要を述べた。

第3章では、まず核特性評価手法の改良のための項目として考えられた、BP 反応度値の評価精度の向上、BP 装荷量の調整のためゼブラ型 BP 棒となったことへの対応方法及び制御棒插入孔等からの中性子ストリーミング効果の考慮方法についてまとめた。次に、これらの項目を考慮して行ったモデルの改良について述べ、このモデルを用いて行った初臨界カラム数の予測について述べた。

更に、このモデルと臨界試験結果との比較を行い、改良したモデルの問題点を検討し、この比較を基に行った更なる改良とその結果について述べた。

第4章では、前章で行ったモデルの改良を基に、出力運転状態の解析のためのモデルの拡張手法を示し、出力運転状態解析用のモデルの作成について述べた。その後、作成したモデルによる解析結果とモンテカルロコードとの比較及び HTTR の運転で得られたデータとの比較を行い、モデルの妥当性について述べた。

本研究で得られた結果を要約すると以下のようになる。

(1) 特性評価用モデル開発のための項目検討

臨界試験やその後の出力上昇試験等での特性解析のためには、設計に用いていた保守性を有するモデルとは異なり、精度の良い解析を行えるモデルが求められる。このことを目的として、HTTR の設計に用いられた核設計手法を基に、HTTR の特性評価を目的とした核特性解析手法の開発を行うこととした。

設計に用いられた核設計手法は、保守的な評価を行うことを目的として検証されていたことから、解析精度の向上のためには、BP 反応度値の評価精度の向上、燃料や BP の製造実績からゼブラ型となった BP 棒形状の考慮及び制御棒插入孔等からの中性子ストリーミング効果の考慮が必要であると考えられていた。

BP 反応度値の評価精度の向上に関しては、VHTRC を用いた実験の解析評価によって、BP 棒の炉心内での位置をモデル化すること、BP 棒周りの中性子束分布のひずみを適切に

取り扱うことが重要であることを指摘した。

ゼブラ型 BP 棒の形状は、製造において燃料のウラン濃縮度が低めになったこと、BP 中の ^{10}B 量が多くなったことによる過剰反応度の低下を抑えるために採用されたものである。ゼブラ型 BP 棒とすると、端面が増えることにより反応度効果に影響を与えることが考えられた。そこで、この効果を考慮できるようにするために、BP の実効断面積を評価するセルモデルを、設計に用いた DELIGHT-7 コードの 1 次元円筒セルモデルから、ゼebra 型 BP 棒の形状を考慮できるセルモデルとする必要があると指摘した。

制御棒插入孔等からの中性子ストリーミング効果の考慮については、VHTRC で行われた貫通孔の反応度値測定の解析から、Benoist の方法による、中性子ストリーミング効果を考慮した拡散係数を用いることにより解決できることを指摘した。

(2) 解析モデルの開発

モデル開発のために必要な項目として指摘された上記の三つの点を考慮して、24 メッシュモデルを作成した。24 メッシュモデルでは、燃料ブロックを平面で 24 メッシュに分割し、BP のブロック平面での位置を考慮できるようにした。BP の実効断面積はゼebra 型 BP 棒の形状を考慮できるよう、2 次元 r-Z モデルで評価し、制御棒貫通孔等からの中性子ストリーミング効果を考慮した拡散係数を用いることとした。

このモデルについて、メッシュ効果、BP 反応度値、中性子ストリーミング効果について感度解析及びモンテカルロ計算との比較を行い、改良の効果とモデルの妥当性を確認した。

このモデルでは、一応の改善は見られたものの、モンテカルロ計算と比較すると BP 反応度値に 10% 程度の誤差があるため、更なる改良を行い、24 メッシュ非均質モデルを開発した。

24 メッシュ非均質モデルは、燃料ブロックを平面で 24 メッシュに分割し、燃料ブロックを BP 領域と燃料領域の 2 領域に分けています。また、BP の実効断面積を求めるセルモデルは、BP 棒の周りに黒鉛を置き、その外側に燃料を配置することにより実際の燃料体内の物質配置を模擬できるようにし、BP 棒周りの中性子束分布をより詳細に考慮できるようにした。この 24 メッシュ非均質モデルによって、モンテカルロ計算による臨界近接の予備解析結果と $1\%\Delta k/k$ 以下の誤差で一致する結果を得ることができた。

(3) 臨界試験結果の比較とモデルの改良

臨界試験では 19 カラムで初臨界を達成し、すべての燃料を装荷した炉心の過剰反応度は $11.9\%\Delta k/k$ であり、24 メッシュ非均質モデルの結果はいずれも大きな誤差を有していた。しかしながら、24 メッシュ非均質モデルを用いて行われた $1/M$ はさみうち法によって初臨界カラム数を予測することができた。また、24 メッシュ非均質モデルによって、制御棒の干渉効果を考慮して過剰反応度を正確に評価することができた。

これらのことから、24 メッシュ非均質モデルは中性子束分布のような相対的な量は精度

良く評価できることを確認した。

この 24 メッシュ非均質モデルの改良として、燃料体内の燃料棒配置に着目し、燃料セルの外径が炉心計算に与える影響が大きいことを感度解析により見いだした。そこで、燃料セルの外径を、物質量を保存するように定めていたそれまでの値から、燃料棒のピッチに基づく値に変更した改良 24 メッシュ非均質モデルを作成した。このモデルによって測定値とよく一致する結果を得ることができた。

(4) 出力運転解析のためのモデル拡張

臨界試験の測定結果とよく一致する結果を得ることができた改良 24 メッシュ非均質モデルを基に、出力運転解析のためのモデル拡張を行った。これまで行われた改良 24 メッシュ非均質モデルの開発・改良は臨界試験の解析を対象としていたため、300K の一定温度、未燃焼の状態で行われていた。しかしながら出力運転状態では、炉心温度が上昇しつつ炉心内に温度分布が生じる。さらに燃焼により物質量が変化する。これらを考慮してモデルの拡張を行い、出力運転解析用のモデルを開発した。

1) BP の遮蔽因子による特性評価

これまで行ったモデルの開発・改良項目のうち、燃料セル外径の変更については、DELIGHT-7 コードによって温度や燃焼の効果を考慮できる。しかしながら BP セルモデルの変更に関しては、用いたコードの制約から、直接燃焼解析を行えなかった。そのため、感度解析によってその温度による効果、燃焼による効果を明らかにした。ここでは、温度や燃焼の効果を表す指標として、設計で用いられていた遮蔽因子を用いることとし、BP の特性を明らかにした。検討した項目は、燃焼による効果、温度による効果、燃料の濃縮度による効果についてである。

この検討結果を基に、出力運転状態の炉心計算に用いる遮蔽因子を定めた。

2) 炉心計算モデルの開発

炉心計算に用いる遮蔽因子を定めたことから、出力運転解析のためのモデルを開発した。ここでは、臨界試験の解析に用いたメッシュ分割を基に作成した燃焼用 24 メッシュ非均質モデルと、燃料温度計算のための詳細な出力分布を評価することを目的として軸方向の分割を細かくした燃焼用 24 メッシュ詳細モデルを開発した。

3) モデルの妥当性検討

開発したモデルの妥当性を検討するため、モデル間の比較、モンテカルロ計算との比較及び HTTR の測定結果との比較を行った。

モデル間の比較からは、燃焼用 24 メッシュ非均質モデルも燃焼用 24 メッシュ詳細モデルも同等の結果となり、燃焼用 24 メッシュ詳細モデルでは軸方向の分割数を増やしたことから、軸方向の詳細な出力分布の評価が可能となった。モンテカルロ計算との比較では、

いずれのモデルも半径方向及び軸方向の出力分布において良い一致を見た。

HTTR の測定結果との比較では、燃焼に伴う実効増倍率の比較とグロスガンマ線分布測定結果との比較を行った。燃焼に伴う実効増倍率の比較では、燃焼にともなう変化挙動の傾向に差は見られるものの、解析と測定は $0.5\% \Delta k/k$ 程度の誤差で一致していることを確認した。グロスガンマ線分布測定結果との比較では、解析結果は測定値と良い一致を見ることを明らかとした。

また、設計に用いた 6 メッシュモデルとの比較も行ったが、軸方向の分布について、6 メッシュモデルは測定値と大きな差が生じていたが燃焼用 24 メッシュ非均質モデルはよく一致していた。これは、BP のセルモデルを 3 領域のモデルとしたことにより、燃料の濃縮度の違いにより BP の効果に差が生じること明らかにしたことによるものである。

ここで、設計に用いていた 6 メッシュモデルと比較すると、今回開発した燃焼用 24 メッシュ非均質モデルや燃焼用 24 メッシュ詳細モデルは軸方向出力分布に差があることが明らかとなつた。この差が燃料温度に与える影響を確認するため、燃料温度の評価を行つた。

評価の結果、燃料温度は 2 燃焼用 4 メッシュ非均質モデルを用いた評価では 1463°C 、24 メッシュ詳細モデルを用いた評価では 1428°C であり、制限値である 1495°C 以下であることを確認し、HTTR の安全性は確保されていることを確認した。

以上のことから、HTTR の低温臨界状態から出力運転状態での燃焼が進んだ状態までの全ての運転条件において精度の良い評価を可能とする解析モデルを完成することができた。

5.2 今後の課題と展望

本研究では、HTTR の核特性評価手法の改良として、BP の評価モデルの改良、燃料セルの改良及び中性子ストリーミング効果の考慮について述べ、その効果を明らかにしてきた。今後の課題としては、より燃焼が進んだ状態での測定結果との比較と、BP モデルの感度解析が挙げられる。

現在、HTTR の燃料は 660EFPD の寿命のうち、約 $1/3$ の 200EFPD 程度まで燃焼している。設計では、過剰反応度は 300EFPD まではほぼ一定であり、その後わずかに減少すると考えていた。現在の測定結果はほぼ一定であり、本研究で開発した解析モデルとほぼ一致する結果を示している。今後、燃焼が進んだ時点での測定データを蓄積し、解析結果と比較することにより解析モデルの更なる妥当性を確認することが不可欠である。

また、BP モデルの感度解析についてであるが、本研究では HTTR の燃料体の BP 配置を基に検討を行っている。この配置は、燃料体の無限配列を仮定しているが、現実には燃料体に可動反射体や制御棒案内ブロックといった黒鉛ブロックが接している。これらの黒鉛によって BP 棒周りの中性子束分布もある程度影響を受けることが考えられる。BP は強い中性子吸収体であるため、周辺の黒鉛の量による影響は少ないと考えられるが、燃焼が進んだ状態ではその効果も増加することが予想される。また、HTTR 以外の原子炉を対象とする場合、BP 形状やその周りの黒鉛量が BP の特性にどの程度影響を与えるかを明らかに

することは、環状炉心や HTTR の BP とは異なった諸元の BP を用いることも考えられる将来の高温ガス炉設計のためには有用であろう。本研究で用いた BP セルモデルを用いて、黒鉛領域の大きさを変化させる等の感度解析を行い、BP の特性に関する知見を蓄積することは将来の高温ガス炉設計に資するものと考える。

今日の計算機の急速な進歩により、従来は困難であると考えられていたモンテカルロ法が長足の進歩を遂げている。本論文で取り上げたように HTTR のような高温ガス炉の炉心解析にもモンテカルロ法が取り入れられ、多くの成果を上げてきている。モンテカルロ法によって原子炉の設計が行われる日もそう遠くはないであろう。しかしながら原子炉の設計や炉心特性の理解、把握といった点においては拡散理論や輸送理論に基づく決定論的手法の重要性が損なわれることはあり得ない。モンテカルロ法が長足の進歩を遂げる今日においてこそ、現象の把握やその理解のため、あるいはモンテカルロ法の妥当性を確認するためには決定論的手法の重要性はより増していくはずである。本研究で得られた成果や、これまでに蓄積された知見の重要性は今後いっそう高まることは論を待たない。

現在、高温ガス炉は将来の原子炉の一つとして再び注目を集めつつある。本研究で示した核特性解析手法の改良によって、HTTR の特性を精度良く評価できるようになり、高温ガス炉の開発の一歩を進めることができた。本研究で得られた成果が、将来実用化される高温ガス炉の開発の一助となれば著者にとって望外の喜びである。

謝 辞

本研究をまとめるにあたり、九州大学大学院工学研究院エネルギー量子工学部門の工藤和彦教授には多くの有益なご助言、ご指導を賜りました。心からの感謝の意を表します。また、九州大学大学院工学研究院エネルギー量子工学部門の福田研二教授及び九州大学大学院総合理工学府エネルギー理工学部門の田辺哲朗教授には論文全体について有益なご助言を戴きました。ここに深く感謝致します。

本研究は、日本原子力研究所（現、日本原子力研究開発機構。以下原子力機構）高温工学試験研究炉開発部 HTTR 技術開発室で 1995 年から今日にわたり行われたものであり、多くの室員、共同研究者、施設関係者に支えられた成果であります。HTTR 技術開発室の山下清信氏（現、研究炉管理部次長）には研究を進めるに当たり、多大なるご指導、ご協力を賜りました。また、HTTR 技術開発室炉心第 1 グループの野尻直喜氏には共同研究者としてモンテカルロ計算や炉心計算を行う上で多大な協力をいただきました。また、同グループの中野正明氏、（現、富士電機）、徳原一実氏（現、富士電機）、竹内光男氏（現、原子力機構 材料試験炉部）、藤崎伸吾氏（現、（財）高度情報科学技術研究機構）には臨界試験の解析、HTTR での炉物理実験でのデータ取得及び評価に共同研究者として多くのご指導、協力をいただきました。新藤隆一氏（現、原子力機構 原子力研修センター非常勤講師）にはコードの使用の面で多くのご助言を頂きました。前高温工学試験研究炉開発部 安藤弘栄氏にはモンテカルロ計算の面で多くのご協力を頂きました。HTTR 技術開発室の高松邦吉氏（現、原子力機構 核熱応用工学ユニット 高温ガス炉特性・安全性試験グループ）には出力分布解析の共同研究者として多大なるご協力を賜りました。HTTR 技術開発室の柄尾大輔氏（現、HTTR 計画課）及び高田英治氏（現、富士電機）には、燃料温度評価に関する共同研究者として多大なるご協力を賜りました。更に、HTTR 技術開発室の島川聰司氏（現、原子力機構 コジェネレーション高温ガス炉設計評価グループ）、中川繁昭氏及び後藤実氏、（いずれも現、原子力機構 核熱応用工学ユニット 高温ガス炉特性・安全性試験グループ）には同じ研究室員として貴重なご助言と励ましを頂きました。

HTTR 技術開発室に在籍されていた村田勲氏（現、大阪大学）からは氏の在籍中における成果の多くを参考とさせて頂きました。HTTR 技術開発室の室長を歴任された塩沢周策氏（現、原子力機構特別研究員）、茂木春義氏（現、セキュリティシステム）、國富一彦氏（現、原子力機構 コジェネレーション高温ガス炉設計評価グループリーダ）、伊与久達夫氏（現、原子力機構 高温工学試験研究炉部 研究主席）には、本研究についての適切なご助言と暖かい励ましを賜りました。

また、高温工学試験研究炉開発部 HTTR 試験室（現、原子力機構 高温工学試験研究炉部 HTTR 運転管理課）の中澤利雄室長（現次長）、水島俊彦氏（現課長）を始め多くの室員の方々には慎重、確実、迅速な原子炉の運転、試験の遂行とデータの取得の面で多大な

るご協力を頂きました。

更に、高温工学試験研究炉開発部（現、高温工学試験研究炉部）の小森芳廣部長、川崎幸三次長、同部の部長を歴任された田中利幸氏、馬場治氏（現、原子力安全委員会技術参与）、藤川正剛氏（現、株式会社アトックス）、同部の次長を歴任された大久保実氏、林秀行氏（現、原子力機構 次世代原子力システム研究開発部門 研究主席）をはじめとする多くの方々からは本研究に対する深いご理解と温かい励ましを頂きました。

武藏工業大学の金子義彦教授には、HTTR の臨界試験の解析評価に関して貴重なご助言を頂きました。川崎重工業の渡辺隆氏（現、東京工業大学特任認教授）及び中田哲夫氏（現、原子力安全基盤機構）には HTTR の設計手法に関して貴重なご助言を頂きました。

原研 原子炉工学部炉物理実験研究室の室長を務められた安田秀志氏、同室の秋濃藤義氏（現、原子力機構 原子力研修センター非常勤講師）、山根剛氏（現、原子力機構 核工学・炉工学ユニット 核設計技術開発グループ）には VHTRC の実験データの使用、解析について多くのご協力と貴重な助言を頂きました。

U. Ohlig 氏（ドイツ Forschungszentrum Jülich GmbH）には、氏の HTTR 臨界試験中における高温工学試験研究炉開発部での滞在期間中の議論を通じて貴重な助言と励ましを頂きました。また、本研究の一部は IAEA の協力研究計画（Coordinate Research Program）として行われました。この会合で討論に参加してくださった IAEA を始め各国の研究者にこの場を借りて感謝の意を表します。

更に、本研究を行うにあたり、絶えず励まして頂いた数土幸夫氏（現、原子力安全技術センター 理事）に厚く御礼申し上げる次第であります。

最後に、10 年以上にわたる本研究の遂行を暖かく理解し常に著者を支えてくれた妻 志子と息子の卓弘に、この場を借りて感謝の意を表します。

2006 年 6 月

藤本 望

付録

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 ともに存在し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 HTTR の実際の運転では、100%出力に達するまで 1 週間もしくは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した。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 24 メッシュ非均質モデルで行い、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.A.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 日程度経過した時点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 については、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（燃焼 0 日）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べきであると考える。

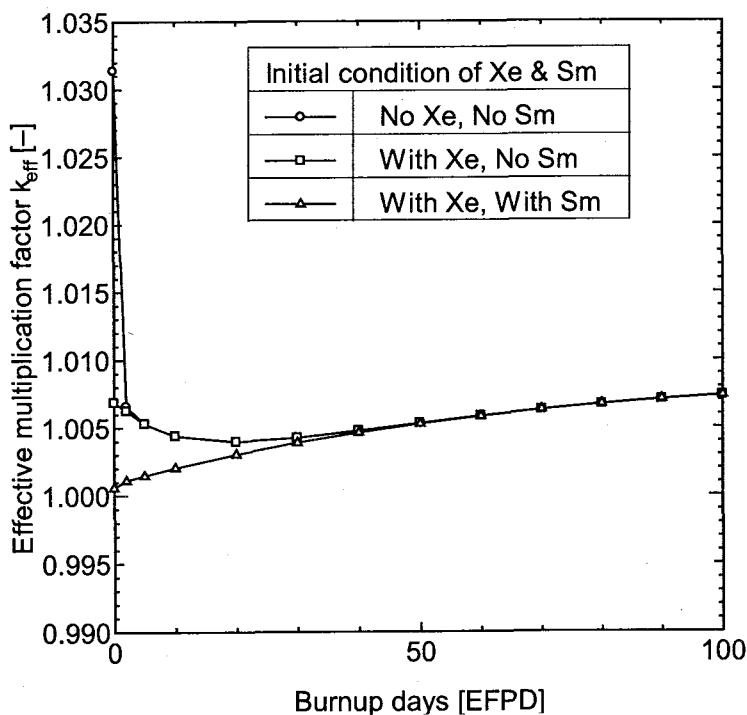


Fig. A.1 Comparison of effective multiplication factor in different initial condition of Xe & Sm(30MW, CR 2900mm).

国際単位系 (SI)

表1. SI 基本単位

基本量	SI 基本単位	
	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI 基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m ²
体積	立方メートル	m ³
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s ²
波数	メートル毎秒	m ⁻¹
密度(質量密度)	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
質量体積(比体積)	立方メートル毎キログラム	m ³ /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m ²
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
(物質量)濃度	モル毎立方メートル	mol/m ³
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m ²
屈折率	(数の)1	1

表3. 固有の名称とその独自の記号で表されるSI組立単位

組立量	SI 組立単位		
	名称	記号	他のSI単位による表し方
平面角	ラジアン ^(a)	rad	
立体角	ステラジアン ^(a)	sr ^(c)	
周波数	ヘルツ	Hz	
力	ニュートン	N	
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N·m
工率, 放射束	ワット	W	J/s
電荷, 電気量	クーロン	C	
電位差(電圧), 起電力	ボルト	V	
静電容量	ファラード	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	シーメンス	S	A/V
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²
インダクタンス	ヘンリイ	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度 ^(d)	°C	K
光度	ルーメン	lm	cd · sr ^(c)
(放射性核種)放射能	ベクレル	Bq	1m ² / m ²
吸収線量, 質量エネルギー	レレイ	Gy	J/kg
ギガ一分与, カーマ			
線量当量, 周辺線量当量			
方向性線量当量, 個人線量当量, 組織線量当量	シーベルト	Sv	J/kg

(a) ラジアン及びステラジアンの使用は、同じ次元であっても異なった性質をもった量を区別するときの組立単位の表し方として利点がある。組立単位を形作るときのいくつかの用例は表4に示されている。

(b) 実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号“1”は明示されない。

(c) 測光学では、ステラジアンの名称と記号srを単位の表し方の中にそのまま維持している。

(d) この単位は、例としてミリセルシウス度m°CのようにSI接頭語を伴って用いても良い。

表4. 単位の中に固有の名称とその独自の記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI 組立単位		
	名称	記号	SI 基本単位による表し方
粘度	パスカル秒	Pa·s	m ⁻¹ · kg · s ⁻¹
力のモーメント	ニュートンメートル	N·m	m ² · kg · s ⁻²
表面張力	ニュートン毎メートル	N/m	kg · s ⁻²
角速度	ラジアン毎秒	rad/s	m ⁻¹ · s ⁻¹ =s ⁻¹
角加速度	ラジアン毎平方秒	rad/s ²	m ⁻¹ · s ⁻² =s ⁻²
熱流密度, 放射照度	ワット每平方米	W/m ²	kg · s ⁻³
熱容量, エントロピー	ジュール每ケルビン	J/K	m ² · kg · s ⁻² · K ⁻¹
質量熱容量(比熱容量)	ジュール每キログラム	J/(kg · K)	m ² · s ⁻² · K ⁻¹
質量エンタルピー	毎ケルビン	J/(mol · K)	m ² · s ⁻² · K ⁻¹
質量エネルギー(比エネルギー)	ジュール每キログラム	J/kg	m ² · s ⁻² · K ⁻¹
熱伝導率	ワット每メートル毎ケルビン	W/(m · K)	m · kg · s ⁻³ · K ⁻¹
体積エネルギー	ジュール每立方メートル	J/m ³	m ⁻¹ · kg · s ⁻²
電界の強さ	ボルト每メートル	V/m	m · kg · s ⁻³ · A ⁻¹
体積電荷	クーロン每立方メートル	C/m ³	m ⁻³ · s · A
電気変位	クーロン每平方メートル	C/m ²	m ⁻² · s · A
誘電率	ファラード每メートル	F/m	m ⁻³ · kg ⁻¹ · s ⁴ · A ²
透磁率	ヘンリー每メートル	H/m	m · kg · s ⁻² · A ⁻²
モルエネルギー	ジュール每モル	J/mol	m ² · kg · s ⁻² · mol ⁻¹
モルエントロピー	ジュール每モル每ケルビン	J/(mol · K)	m ² · kg · s ⁻² · K ⁻¹ · mol ⁻¹
モル熱容量	クーロン每キログラム	C/kg	kg ⁻¹ · s · A
照射線量(X線及びγ線)	クーロン每キログラム	Gy	m ² · s ⁻³
吸収線量	グレイ每秒	Gy/s	W/sr
放射強度	ワット每平方メートル	W/(m ² · sr)	m ² · m ⁻² · kg · s ⁻³ = m ² · kg · s ⁻³
放射輝度	ワット每ステラジアン	W/(m ² · sr)	m ² · m ⁻² · kg · s ⁻³ = kg · s ⁻³

表5. SI 接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 ²⁴	ヨタ	Y	10 ⁻¹	デシ	d
10 ²¹	ゼタ	Z	10 ⁻²	センチ	c
10 ¹⁸	エクサ	E	10 ⁻³	ミリ	m
10 ¹⁵	ペタ	P	10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ¹²	テラ	T	10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁹	ギガ	G	10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁶	メガ	M	10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ³	キロ	k	10 ⁻¹⁸	アト	a
10 ²	ヘクト	h	10 ⁻²¹	ゼット	z
10 ¹	デカ	da	10 ⁻²⁴	ヨクト	y

表6. 国際単位系と併用されるが国際単位系に属さない単位

名称	記号	SI 単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1h = 60 min = 3600 s
日	d	1 d=24 h=86400 s
度	°	1° =(π/180) rad
分	'	1' =(1/60)° =(π/10800) rad
秒	"	1" =(1/60)' =(π/648000) rad
リットル	L	1L=1 dm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1t=10 ³ kg
ネーバ	Np	1Np=1
ベル	B	1B=(1/2)ln10(Np)

表7. 国際単位系と併用されこれに属さないでSI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
電子ボルト	eV	1eV=1.60217733(49) × 10 ⁻¹⁹ J
統一原子質量単位	u	1u=1.6605402(10) × 10 ⁻²⁷ kg
天文単位	ua	1ua=1.49597870691(30) × 10 ¹¹ m

表8. 国際単位系に属さないが国際単位系と併用されるその他の単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
海里	里	1海里=1852m
ノット	ト	1ノット=1海里毎時=(1852/3600)m/s
アーチル	a	1a=1 dam ² =10 ² m ²
ヘクタール	ha	1ha=1 hm ² =10 ⁴ m ²
バール	bar	1bar=0.1MPa=100kPa=10 ⁵ Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1nm=10 ⁻¹⁰ m
バーン	b	1b=100fm ² =10 ⁻²⁸ m ²

表9. 固有の名称を含むCGS組立単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
エルグ	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J
ダイニン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N
ボアズ	P	1 P=1 dyn · s/cm ² =0.1Pa · s
ストークス	St	1 St = 1cm ² /s=10 ⁻⁴ m ² /s
ガウス	G	1 G = 10 ⁻⁴ T
エルステッヂ	Oe	1 Oe =(1000/4π)A/m
マックスウェル	Mx	1 Mx = 10 ⁸ Wb
スチール	sb	1 sb = 1cd/cm ² =10 ⁴ cd/m ²
ホット	ph	1 ph=10 ⁴ lx
ガル	Gal	1 Gal = 1cm/s ² =10 ⁻² m/s ²

表10. 国際単位に属さないその他の単位の例

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
キュリ	Ci	1 Ci=3.7 × 10 ¹⁰ Bq
レントゲン	R	1 R = 2.58 × 10 ⁻² C/kg
ラド	rad	1 rad=1cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
X線単位	X unit	1X unit=1.002 × 10 ⁻⁴ nm
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
ジャンスキー	Jy	1 Jy=10 ⁻²⁶ W · m ⁻² · Hz ⁻¹
フェルミ	fm	1 fermi=1 fm=10 ⁻¹⁵ m
メートル系カラット	Torr	1 metric carat = 200 mg = 2 × 10 ⁻⁴ kg
標準大気圧	atm	1 Torr = (101 325/760) Pa
カリカリ	cal	1 atm = 101 325 Pa
ミクロ	μ	1 μ = 1pm=10 ⁻⁶ m