

# ガス冷却高速炉の炉心核特性の 非均質効果・輸送効果の評価

( 研究報告 )

2002 年 7 月

核燃料サイクル開発機構  
大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松4番地49  
核燃料サイクル開発機構  
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :  
Technical Cooperation Section,  
Technology Management Division,  
Japan Nuclear Cycle Development Institute  
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184, Japan

© 核燃料サイクル開発機構 ( Japan Nuclear Cycle Development Institute )  
2002

## ガス冷却高速炉の炉心核特性の非均質効果・輸送効果の評価 (研究報告書)

杉野 和輝\*

### 要旨

ガス冷却高速炉の炉心核特性に関して、国内では、核的な観点からはNaとは異なるガスを冷却材とする炉心独自のメカニズム、及び、その解析評価上の注意点については、十分な検討が行われていなかったと言える。そこで、実用化戦略調査研究フェーズIにおいて選定された3種類のガス冷却炉心を対象に、臨界性及び減圧反応度の非均質効果及び輸送効果の評価を行い、今後のガス冷却高速炉心の核特性解析精度向上を試みた。非均質効果の評価においては、モンテカルロ法を用いて、軸方向中性子ストリーミング効果の抽出と言った内訳分析を含めた評価を行った。また、輸送効果の評価に関しては、拡散理論と輸送理論それぞれに基づく炉心計算により評価を行った。

非均質効果の評価について、軸方向無限体系モデルの適用により、軸方向中性子ストリーミング効果とそれ以外の効果に分解し、非均質効果の成分分析を試みた。その結果、臨界性に対しては、ガス冷却高速炉炉心では軸方向中性子ストリーミング効果の絶対値が液体金属冷却炉心と比較して大きいため、非均質効果はより負になる傾向にあることが分かった。ただし、炭酸ガス冷却炉心については、軸方向中性子ストリーミング効果とそれ以外の効果の絶対値が同程度であるために、正味の非均質効果はほぼ零となっていることが分かった。減圧反応度の非均質効果については、効果の大きさと不確かさが同程度であるが、設計計算のための補正としてはあまり大きくないことが分かった。

輸送効果の評価に関して、ガス冷却高速炉炉心では、臨界性の輸送効果は非常に大きな正の補正量となることが明らかとなった。減圧反応度についても、その反応度の絶対値程度と非常に大きな補正となることが分かった。また、輸送効果の原因は、ほぼ冷却材ガスで占有されている制御棒位置の存在に起因する拡散近似誤差が主要であることが分かった。拡散計算による減圧反応度評価において、拡散近似誤差を低減する方法として、制御棒位置のみを減圧させずに計算を行う方法が挙げられる。更に、摂動計算を行うことにより、減圧反応度の主要因は、ガスの散乱による寄与、すなわち、スペクトルシフトであることが分かった。

---

\*: 大洗工学センター システム技術開発部 炉心・燃料システムグループ

## EVALUATION ON NEUTRONIC HETEROGENEITY AND TRANSPORT EFFECTS OF GAS-COOLED FAST REACTOR CORES

Kazuteru Sugino\*

### ABSTRACT

In the former study on the nuclear parameters of gas-cooled fast reactor cores, their mechanisms and knowhows for the evaluation have scarcely been investigated in Japan. Therefore heterogeneity and transport effects of the criticality and depressurization reactivity for three gas-cooled fast reactor cores which are selected in the feasibility study first phase on the fast reactor fuel cycle development have been evaluated in order to improve the prediction accuracy of the nuclear parameters. For the evaluation on the heterogeneity effect the Monte Carlo method was applied and subsequent results were divided into the axial-neutron-streaming and another effects. Further in order to evaluate the transport effect whole core calculations were performed based on the diffusion and transport theories.

Concerning the heterogeneity effect, analysis on the heterogeneity effect was tried by dividing into axial-neutron-streaming effect and another effect with application of the axially-infinite core model. As a result, it is clarified that total heterogeneity effect of the criticality tends to be negative because absolute value of the axial neutron streaming effect of gas-cooled reactor core is larger than that of sodium-cooled reactor cores. However total heterogeneity effect of the CO<sub>2</sub>-cooled reactor core is nearly zero due to the cancellation of above mentioned two heterogeneity effects. In addition it is found that the uncertainty of the heterogeneity of the depressurization reactivity is comparable to the heterogeneity effect itself but that is not so large in terms of the correction on the design parameters.

What related to the transport effect, those of the criticality and depressurization reactivity are considerable for gas-cooled fast reactor cores. It is clarified that main reason is the diffusion approximation error due to the diluteness of the control rod follower region. Therefore calculation without composition change in the control rod region is effective for the elimination of the transport effect of the depressurization reactivity. Further perturbation calculation showed that main cause of the depressurization reactivity was the contribution of the scattering or neutron spectrum shift.

---

\*: Fuel and Core System Engineering Group, System Engineering Technology Division,  
O-arai Engineering Center, JNC, Japan

## 目次

第1章 緒言 .....	1
第2章 ガス冷却高速炉炉心の基本仕様 .....	2
2.1 炉心の基本仕様 .....	2
2.2 ガス冷却炉心の核的基性質 .....	2
2.2.1 冷却材及び構造材の巨視的断面積 .....	2
2.2.2 中性子束スペクトル .....	2
2.2.3 減圧反応度 .....	2
第3章 ガス冷却炉心の非均質効果の評価 .....	16
3.1 解析方法 .....	16
3.1.1 被覆粒子型燃料の無限体系 .....	17
3.1.2 全炉心体系 .....	17
3.2 解析結果 .....	17
3.2.1 臨界性 - 被覆粒子型燃料の無限体系 - .....	17
3.2.2 臨界性 - 全炉心体系 - .....	17
3.2.3 減圧反応度 - 全炉心体系 - .....	18
3.3 考察と今後の課題 .....	18
第4章 ガス冷却炉心の輸送効果及び空間メッシュ効果の評価 .....	25
4.1 解析方法 .....	25
4.2 解析結果 .....	25
4.3 考察と今後の課題 .....	26
第5章 結言 .....	30
参考文献 .....	31
付録 A 非均質効果評価のための基本データ .....	32
付録 B 輸送効果及びメッシュ効果評価のための基本データ .....	36
付録 C 減圧反応度の線形性評価について .....	43

## 表目次

表 2.1-1	3 種類の高ス冷却高速炉の主要項目	4
表 3.1-1	被覆粒子燃料の無限増倍率の非均質効果 - モンテカルロ法による結果 -	20
表 3.2-1	ガス冷却炉心の臨界性の非均質効果評価結果	20
表 3.3-1	ガス冷却炉心の減圧反応度の非均質効果評価結果	20
表 4.1-1	ガス冷却炉の臨界性と減圧反応度の輸送効果計算結果	27
表 4.1-2	ガス冷却炉の臨界性輸送・メッシュ効果に関する検討計算	27
表 A.1-1	臨界性と減圧反応度の非均質効果計算結果 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -	33
表 A.1-2	臨界性と減圧反応度の軸方向無限体系における非均質効果計算結果 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -	33
表 A.1-3	臨界性と減圧反応度の非均質効果の成分評価 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -	33
表 A.2-1	臨界性と減圧反応度の非均質効果計算結果 - He 冷却ピン型燃料炉心 -	34
表 A.2-2	臨界性と減圧反応度の軸方向無限体系における非均質効果計算結果 - He 冷却ピン型燃料炉心 -	34
表 A.2-3	臨界性と減圧反応度の非均質効果の成分評価 - He 冷却ピン型燃料炉心 -	34
表 A.3-1	臨界性と減圧反応度の非均質効果計算結果 - 炭酸ガス冷却炉心 -	35
表 A.3-2	臨界性と減圧反応度の軸方向無限体系における非均質効果計算結果 - 炭酸ガス冷却炉心 -	35
表 A.3-3	臨界性と減圧反応度の非均質効果の成分評価 - 炭酸ガス冷却炉心 -	35
表 B.1-1	臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算用基本データ - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -	37
表 B.1-2	臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算結果 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -	37
表 B.1-3	輸送計算における Sn 分点効果 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -	37
表 B.2-1	臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算用基本データ - He 冷却ピン型燃料炉心 -	38
表 B.2-2	臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算結果 - He 冷却ピン型燃料炉心 -	38
表 B.2-3	輸送計算における Sn 分点効果 - He 冷却ピン型燃料炉心 -	38
表 B.3-1	臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算用基本データ - 炭酸ガス冷却炉心 -	39
表 B.3-2	臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算結果 - 炭酸ガス冷却炉心 -	39
表 B.3-3	輸送計算における Sn 分点効果 - 炭酸ガス冷却炉心 -	39
表 B.4-1	厳密拡散摂動理論による減圧反応度計算結果 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -	40
表 B.4-2	厳密輸送摂動理論による減圧反応度計算結果 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -	40
表 B.4-3	厳密摂動理論による減圧反応度輸送・メッシュ効果計算結果 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -	40
表 B.5-1	厳密拡散摂動理論による減圧反応度計算結果 - He 冷却ピン型燃料炉心 -	41
表 B.5-2	厳密輸送摂動理論による減圧反応度計算結果 - He 冷却ピン型燃料炉心 -	41
表 B.5-3	厳密摂動理論による減圧反応度輸送・メッシュ効果計算結果 - He 冷却ピン型燃料炉心 -	41
表 B.6-1	厳密拡散摂動理論による減圧反応度計算結果 - 炭酸ガス冷却炉心 -	42
表 B.6-2	厳密輸送摂動理論による減圧反応度計算結果 - 炭酸ガス冷却炉心 -	42
表 B.6-3	厳密摂動理論による減圧反応度輸送・メッシュ効果計算結果 - 炭酸ガス冷却炉心 -	42

## 目次

図 2.1-1	He 冷却被覆粒子型燃料炉心の径方向配置図	5
図 2.1-2	He 冷却ピン型燃料炉心の径方向配置図	6
図 2.1-3	炭酸ガス冷却炉心の径方向配置図	7
図 2.2-1	He 冷却被覆粒子型燃料炉心の集合体横断面図及び被覆粒子燃料模式図	8
図 2.2-2	He 冷却ピン型燃料炉心の集合体横断面図	9
図 2.2-3	炭酸ガス冷却炉心の集合体横断面図	9
図 2.3-1	各種ガスと Na の平均自由行程の比較	10
図 2.3-2	炭酸ガスと Na の巨視的吸収断面積の比較	10
図 2.3-3	各種ガスの巨視的全断面積の比較	11
図 2.3-4	構造材物質の巨視的吸収断面積のエネルギー依存性 (その 1)	12
図 2.3-5	構造材物質の巨視的吸収断面積のエネルギー依存性 (その 2)	12
図 2.3-6	構造材物質の巨視的散乱断面積のエネルギー依存性 (その 1)	13
図 2.3-7	構造材物質の巨視的散乱断面積のエネルギー依存性 (その 2)	13
図 2.4-1	ガス冷却炉心の中性子束スペクトルの比較 - 線形スケール -	14
図 2.4-2	ガス冷却炉心の中性子束スペクトルの比較 - 対数スケール -	14
図 2.5-1	ガス冷却炉心の減圧反応度エネルギー分布の比較	15
図 3.1-1	モンテカルロ法による瞬間固有値推定値のバッチ毎の推移	21
図 3.1-2	モンテカルロ法による積算固有値推定値の初期乱数依存性及びバッチ毎の推移	21
図 3.1-3	臨界性非均質効果の初期乱数依存性	22
図 3.1-4	減圧反応度非均質効果の初期乱数依存性	22
図 3.2-1	モンテカルロ法適用における軸方向無限炉心体系モデル	23
図 3.3-1	燃料集合体内の非均質性説明図 (その 1) - 被覆粒子型燃料集合体 -	24
図 3.3-2	燃料集合体内の非均質性説明図 (その 2) - ピン型燃料集合体 (ガス冷却炉と Na 冷却炉間の比較) -	24
図 4.1-1	減圧反応度の各成分の拡散計算と輸送計算との比較 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -	28
図 4.1-2	減圧反応度の各成分の拡散計算と輸送計算との比較 - He 冷却ピン型燃料炉心 -	28
図 4.1-3	減圧反応度の各成分の拡散計算と輸送計算との比較 - 炭酸ガス冷却炉心 -	29
図 4.2-1	減圧反応度漏洩成分の拡散計算と輸送計算との比較 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -	29
図 C-1	部分圧力状態における固有値と減圧反応度の輸送計算結果 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -	44

## 第1章 緒言

1999年7月より、核燃料サイクル開発機構（以下、サイクル機構）と日本原子力発電株式会社（以下、原電）を中心に日本国内において、国内の一元的な体制で高速増殖炉（FBR）システムと燃料サイクルシステムの整合が図られた FBR サイクルシステムの実用化戦略を明確にする上で必要となる判断基準を整備して、軽水炉サイクルと比肩する経済性を達成しうる実用化概念の構築及び実用化に向けた研究開発計画の策定を行うため、実用化戦略調査研究（F/S）を開始した。

本研究では、FBR、再処理及び燃料製造の各システムについて、これまでに国内外で蓄積された研究開発の成果を活用するとともに、技術革新を採用した幅広い技術的選択肢の評価を行い、安全性、経済性、資源有効利用性、環境負荷低減性及び核拡散抵抗性の5つの開発目標に適合する有望な FBR サイクルの実用化概念を抽出することとしている。

ガス冷却炉心も有望な概念の1つとして取り挙げられているが、その特徴は次のように整理される。長所としては、冷却材の中性子吸収断面積が小さい（ヘリウム（He）は零）ことから中性子経済を向上できること、炭酸ガスはガスの中では熱伝達、熱輸送（熱除去）能力は高いこと、炭酸ガス冷却についてはAGR（Advanced Gas-cooled Reactor）等での豊富な実績があること、He 冷却とした場合には高温ガス炉として直接ガスタービン発電と組み合わせることにより、コンパクトで高温・高効率を達成できる可能性があること、He ガスには材料腐食の心配はないことが挙げられる。他方、短所としては、液体金属と比較して、伝熱性能が悪いため、炉心及び熱交換器で大きな伝熱面積が必要になること、熱輸送能力が低いため、高圧化し熱容量を大きくする必要があり、加圧していても除熱特性・熱輸送能力はナトリウムと比較して劣るため、炉心の冷却材体積比を大きくとる必要があることから、燃料体積比は低下すること、He ガスは、炭酸ガスより熱伝導率は大きい、熱輸送能力としては低いことから更なる高圧化が必要となり、減圧事故時の炉心冷却性確保が課題となること、炭酸ガスは高温雰囲気における鋼材の腐食等、構造材料との共存性に注意が必要であること、等が挙げられる。

以上の特徴を考慮した上で、F/SのフェーズIでは、2種類のHe冷却炉心（被覆粒子型とピン型燃料）と炭酸ガス冷却炉心（EGCR: Enhanced Gas-Cooled fast Reactor）が、具体的な有力候補として選定された<sup>(1)</sup>。

他方、ガス冷却高速炉炉心の核特性の評価に関しては、核的な観点からはNaとは全く異なるガス（He、炭酸ガス）を冷却材とする炉心独自の核特性解析上の注意点については、感覚的には把握されていたものの、具体的対策としては抽出されていなかった。

そこで、Na冷却炉と比較して、ガス冷却炉の核特性解析においてより顕著に現れると予想される、臨界性及び減圧反応度の非均質効果及び輸送効果の評価を行い、今後のガス冷却高速炉心の核特性解析精度向上に資する。非均質効果の評価においては、任意の幾何学的形状を近似なしで取り扱うことが可能であるモンテカルロ法を用いて、ストリーミング効果を初めとする集合体非均質効果の評価を行う。輸送効果の評価に関しては、従来から適用されている拡散理論と輸送理論それぞれに基づく決定論的手法の炉心計算により評価を行う。非均質効果と輸送効果の評価結果は、実用化戦略調査研究における炉心設計へのPu富化度設定等へのインパクトの評価に資することとする。

本報告書では、それらのガス冷却炉心の非均質効果と輸送効果の評価方法及び評価結果について言及するとともに、ガス冷却炉心間及び液体金属冷却炉心との比較について記述する。第2章では、評価対象であるガス冷却炉心の主な仕様、及び、炉心を構成する主要な元素の核的基礎性質について整理し、第3章ではガス冷却炉心核特性の非均質効果の評価について、第4章では輸送効果の評価について記述し、第5章では以上をまとめる。



## 第2章 ガス冷却高速炉炉心の基本仕様

### 2.1 炉心の基本仕様

評価対象とした3種類のガス冷却炉心は、He冷却被覆粒子型燃料炉心、He冷却ピン型燃料炉心、炭酸ガス冷却ピン型燃料炉心であり、実用化戦略調査研究(F/S)のフェーズI(平成11年7月~平成13年3月)において設定された仕様<sup>(2),(3)</sup>を基本としているが、2種類のHe冷却炉心については見直しが行われている。それら3炉心の主要項目を表2.1-1に示す。

次に3炉心の径方向炉心配置図を図2.1-1~2.1-3に示すが、基本構成については大きな差はない。各炉心の集合体横断面図は図2.2-1~2.2-3に示すとおりであるが、と は通常の高速炉と同様にピンタイプでラッパー管を有する二重非均質構造の燃料集合体仕様であるのに対し、

のHe冷却被覆粒子型燃料炉心の燃料集合体は、1集合体当たりのコンパートメント(充填部)数が1であり、中央と周辺に大きなガス流路が存在することが特徴である。また、コンパートメント内部には、直径約2mmの被覆粒子型燃料が体積率60%で充填されている。

### 2.2 ガス冷却炉心の核的基性質

各ガス炉の解析に先立ち、ガス炉を構成する冷却材及び構造材の核的基性質を整理する。

#### 2.2.1 冷却材及び構造材の巨視的断面積

**冷却材:** 図2.3-1は平均自由行程に関するHeガス及び炭酸ガスとNaとの比較である。Heの1MeV付近やNaの3keV付近の共鳴ピーク近傍を除いて、およそ、Na、炭酸ガス、Heの順で平均自由行程が1オーダーづつ大きくなっていることが分かる。図2.3-2は巨視的吸収断面積の比較であるが、ガスの吸収断面積は零ないしNaに対し非常に小さいことが分かる。図2.3-3は巨視的全断面積の比較を示しているが、ほぼ平均自由行程の逆数になっていることは言うまでもなく、Heについては1MeV付近に大きな共鳴ピークが存在することがわかる。

**構造材:** 図2.3-4、2.3-5は軽元素で構成される組成間の巨視的吸収断面積の比較について示したものであるが、100eV以上のエネルギー領域においては、SiCは非常に小さく、TiNとSi<sub>3</sub>Zr<sub>5</sub>が同程度、Nb基合金(Nb-Zr1C0.1)は非常に大きく、中性子経済の悪化につながる様子が明らかである。図2.3-6、2.3-7は中元素で構成される組成間の巨視的吸収断面積の比較であり、316ステンレス鋼と炭酸ガス炉用有力構造材候補であるPE-16鋼ではPE-16鋼の方が、若干、その使用により中性子経済の悪化につながる事が分かる。密封性を高めるための高融点金属であるWとMoについては、核的な観点からはMoの方が優れていることが分かる。巨視的散乱断面積の比較では、吸収断面積との差はみられないが、TiN(Ti)の20keV付近の共鳴ピークが象徴的である。

#### 2.2.2 中性子束スペクトル

3つのガス冷却炉心の内側炉心部中性子束スペクトルの比較を図2.4-1(線形スケール)、図2.4-2(対数スケール)にそれぞれ示す。He冷却ピン型燃料炉心は軽核種をほとんど含んでいないことから、中性子減速が最も抑制され、最も硬いスペクトルとなっていることが分かる。その結果、重核の共鳴領域における中性子スペクトルが小さく、ドブラー係数が小さくなる事が予想される。その次に柔らかいのは炭酸ガス冷却炉心であり、3keV付近のNaの共鳴による影響を除いて、Na冷却MOX燃料炉心とほぼ同じスペクトルとなっている。He冷却被覆粒子型燃料炉心は燃料の被覆層(TiN)の存在等により、多くの軽元素が含まれているので、最も、中性子スペクトルが柔らかい。

#### 2.2.3 減圧反応度

厳密輸送摂動計算による減圧反応度のエネルギー分布の比較を図2.5-1に示す。He冷却炉

心は 1MeV 付近の He の共鳴ピークの寄与が主要であり、炭酸ガス冷却炉心では、炭素と酸素の散乱断面積がより低エネルギー部で広いエネルギー範囲にわたって大きい値を示していることから、それに起因した分布となっていることが分かる。

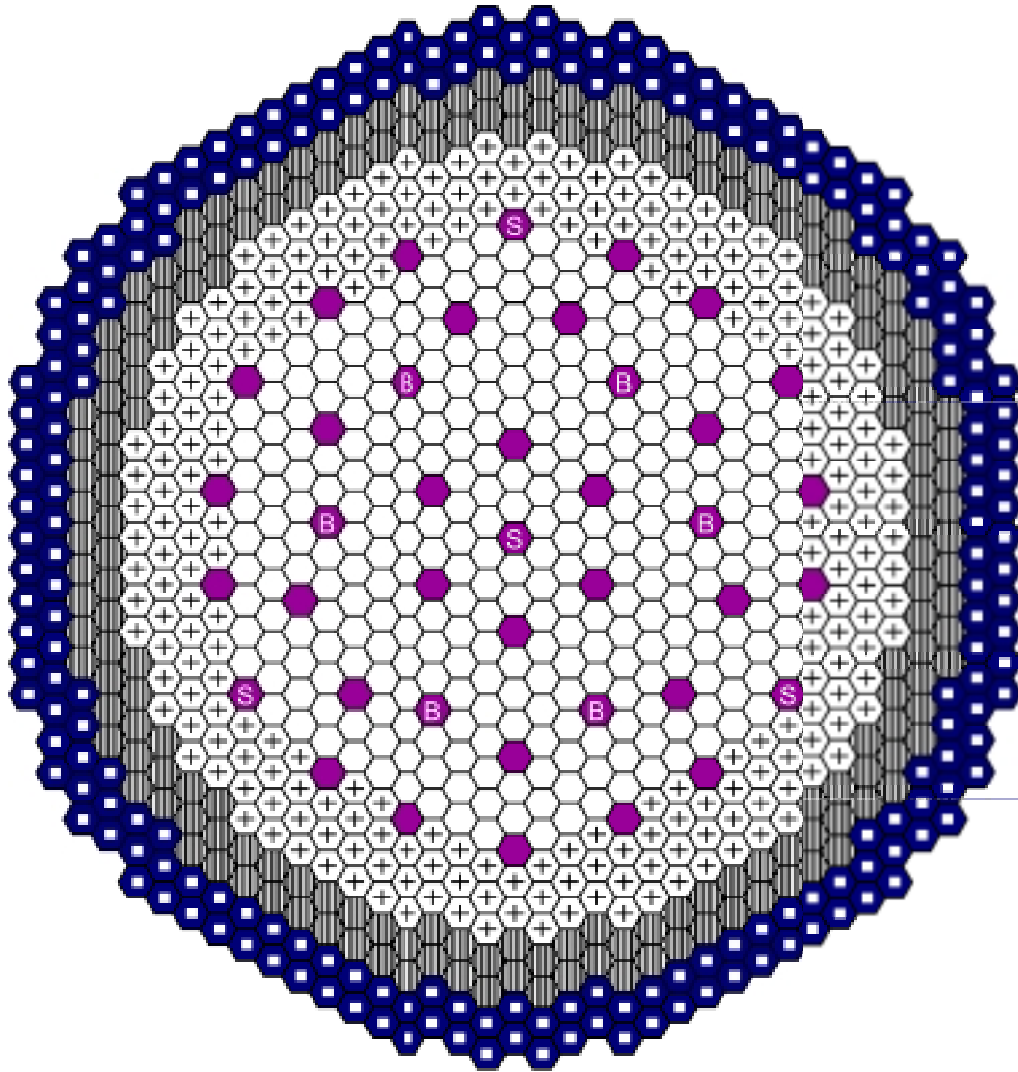
表 2.1-1 3 種類のガス冷却高速炉の主要項目

項目	単位	He冷却被覆粒子型 燃料炉心	He冷却密封ピン型 燃料炉心	炭酸ガス冷却炉心
熱出力	[MWth]	2,400	2,400	3,600
電気出力（発電端）	[MWe]	1,120	1,169	1,369
一次系冷却材種類	-	He	He	炭酸ガス
一次系冷却材圧力	[MPa]	6	6	4.2
炉心型式	-	Pu富化度2領域均質炉心		
燃料形式	-	被覆粒子型 （被覆材：TiN）	被覆管封入型	被覆管封入型
燃料形態	-	窒化物燃料 <sup>*2</sup>	窒化物燃料 <sup>*2</sup>	MOX燃料
構造材材料	-	SiCf/SiC複合材料	Si <sub>3</sub> Zr <sub>5</sub> (Nb基合金)	SUS316 <sup>*1</sup>
炉心高さ	[m]	1.8	1.2	1.2
軸ブランケット長さ （上下別）	[m]	0.4	0.4	0.4
燃料ピン外径	[mm]	-	9.9	7.3
P/D	-	-	1.65	1.42
燃料体積比	[%]	16.3	24.3	30.5
集合体配列ピッチ	[mm]	222.3	254.6	221.57
炉心等価直径	[m]	5.6	5.0	5.9
遮蔽体外接円径	[m]	7.5	7.6	8.7*3
減圧反応度（EOEC、 冷却材ガス全喪失）	[\$]	1.8	0.94	1.2
炉心部平均出力密度	[W/cc]	48	100	101
炉心部平均線出力	[W/cm]	-	294	123

\*1: 被覆管材料はPE16であるが、計算上はSUS316で代用した。

\*2: 100%濃縮N-15を使用。

\*3: 径方向遮蔽体をHe冷却炉と同様に2層にした場合は7.8m。










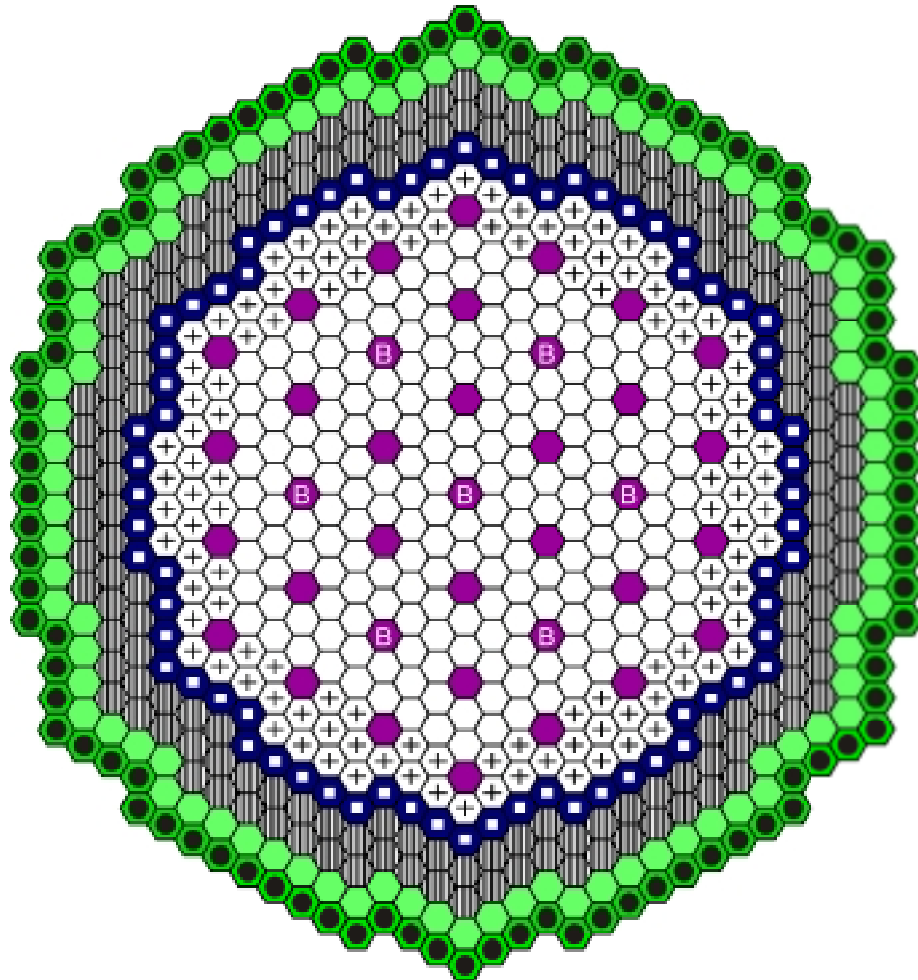
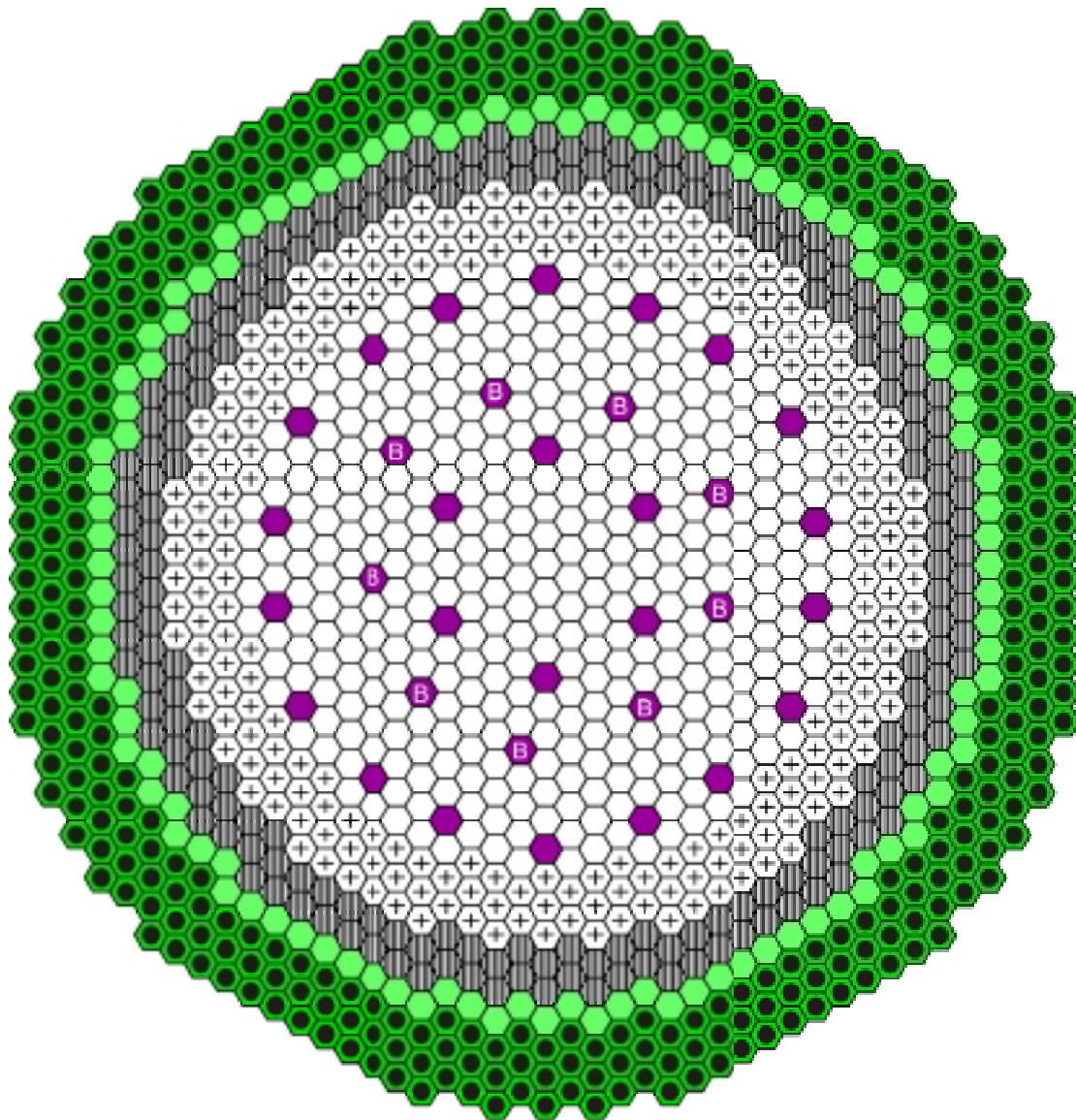
- |   |                       |   |                 |
|---|-----------------------|---|-----------------|
|  | 内側炉心燃料集合体 (300体)      |  | 主系制御棒 (30体)     |
|  | 外側炉心燃料集合体 (340体)      |  | 後備炉停止系制御棒 (6体)  |
|  | 径方向ブランケット燃料集合体 (186体) |  | 受動的炉停止系制御棒 (4体) |
|  | Pb反射体 (210体)          |   |                 |

図 2.1-1 He 冷却被覆粒子型燃料炉心の径方向配置図



- |   |   |
|---|---|
|  内側炉心燃料集合体 (192体)      |  ステンレス鋼遮蔽体 (90体)           |
|  外側炉心燃料集合体 (126体)      |  B <sub>4</sub> C遮蔽体 (96体) |
|  径方向ブランケット燃料集合体 (162体) |  主系制御棒 (30体)               |
|  Pb反射体 (72体)           |  後備炉停止系制御棒 (7体)            |

図 2.1-2 He 冷却ピン型燃料炉心の径方向配置図



- |   |  |
|---|--|
|  内側炉心燃料集合体 (388体)      |  ステンレス鋼遮蔽体 (108体)           |
|  外側炉心燃料集合体 (228体)      |  B <sub>4</sub> C遮蔽体 (360体) |
|  径方向ブランケット燃料集合体 (198体) |  主系制御棒 (24体)                |
|   |  後備炉停止系制御棒 (9体)             |

図 2.1-3 炭酸ガス冷却炉心の径方向配置図

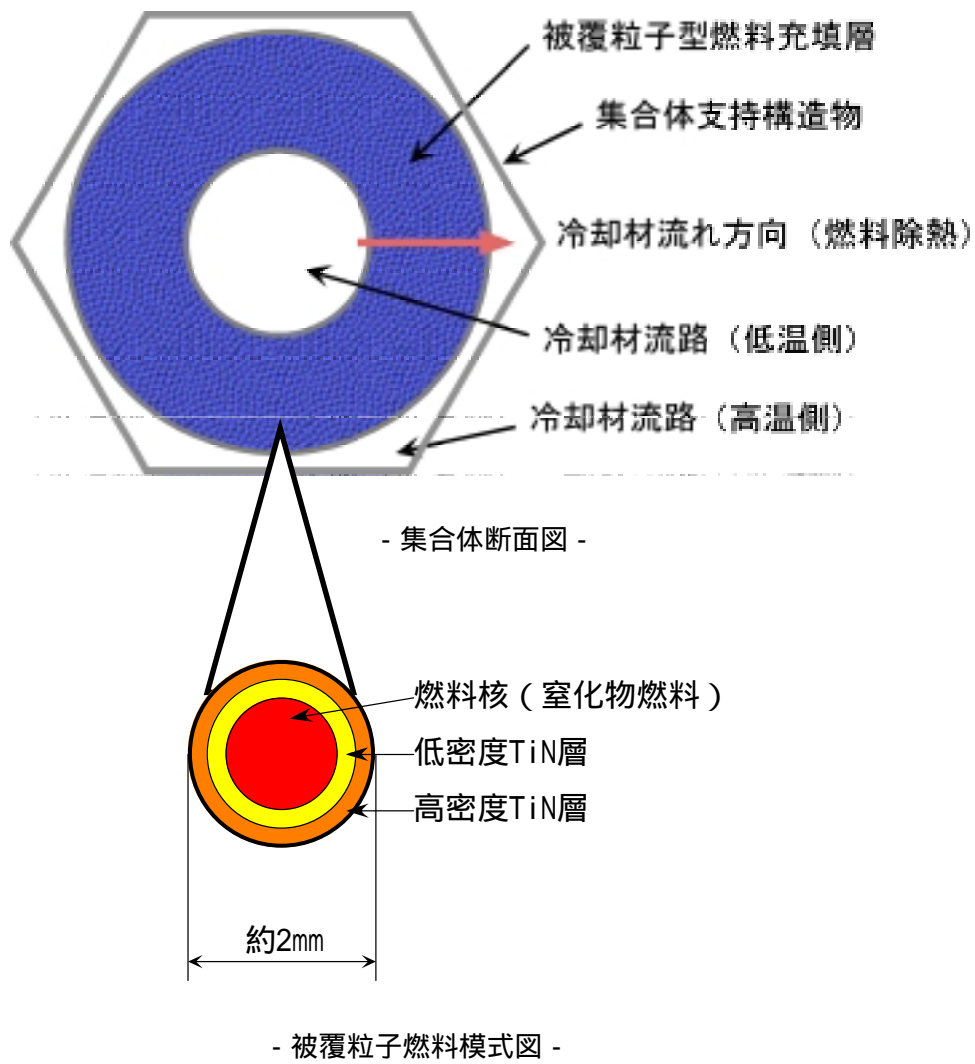


図 2.2-1 He 冷却被覆粒子型燃料炉心の集合体横断面図及び被覆粒子燃料模式図

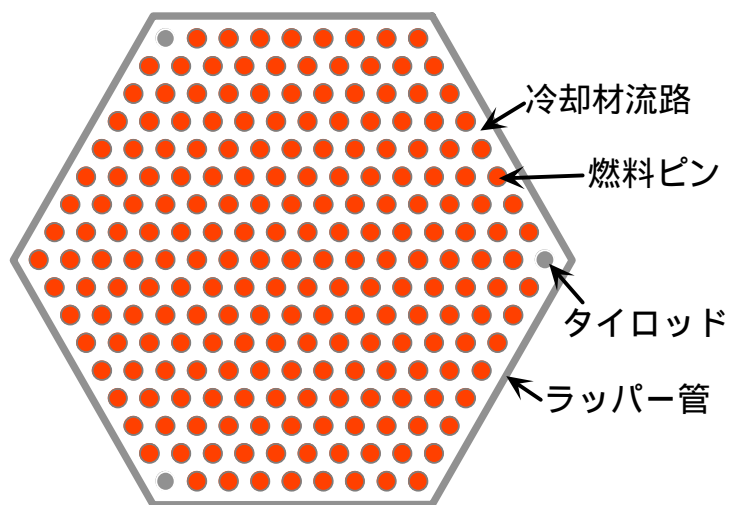


図 2.2-2 He 冷却ピン型燃料炉心の集合体横断面図

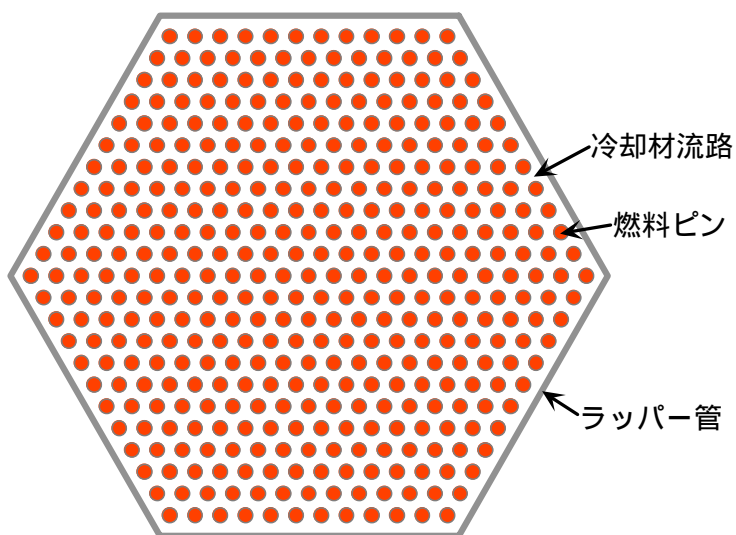


図 2.2-3 炭酸ガス冷却炉心の集合体横断面図



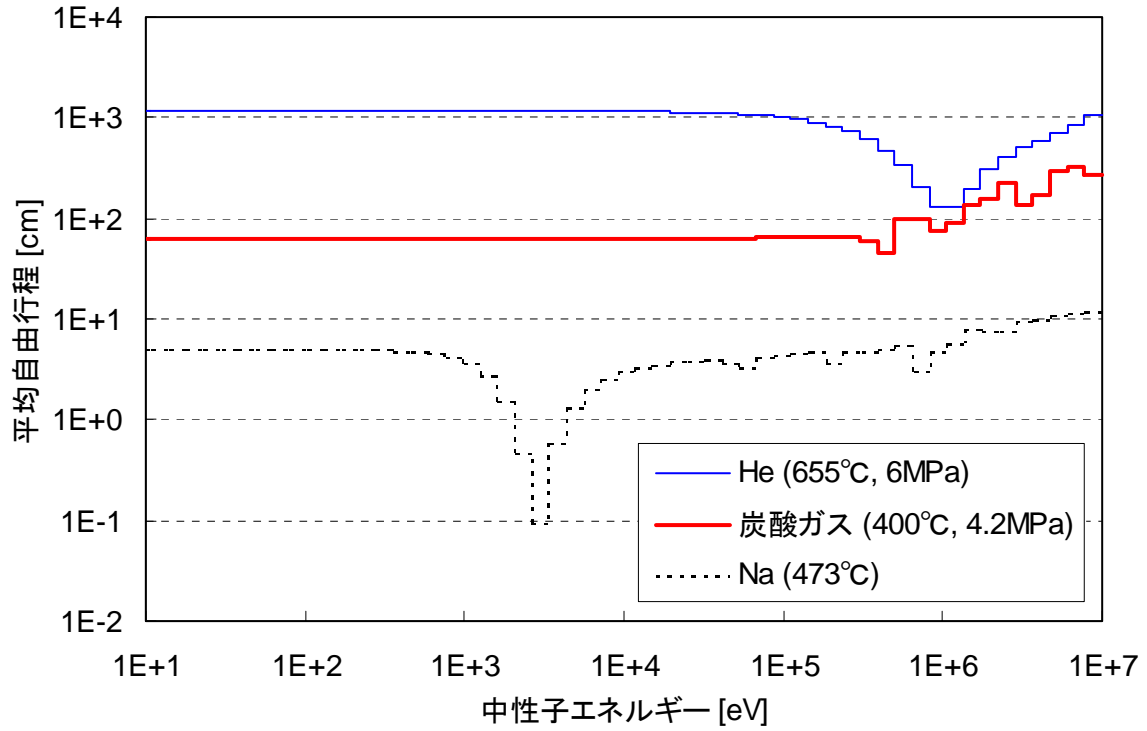


図 2.3-1 各種ガスと Na の平均自由行程の比較

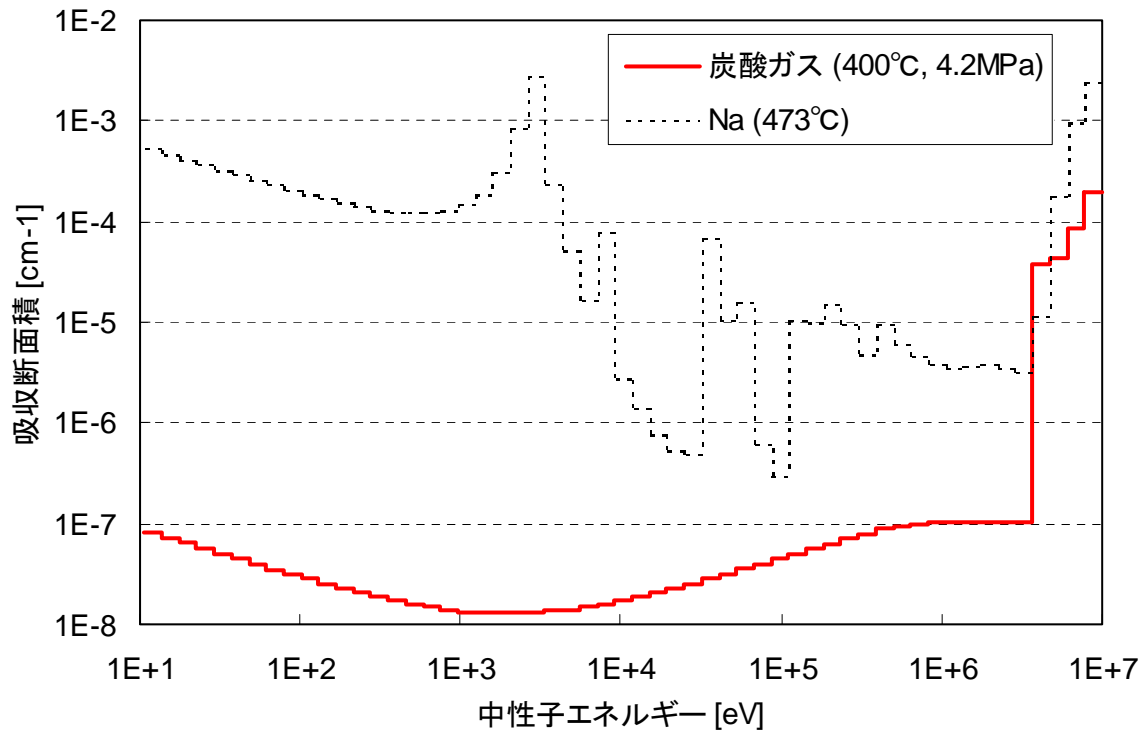


図 2.3-2 炭酸ガスと Na の巨視的吸収断面積の比較  
(He の吸収断面積は 0 と評価されている。)

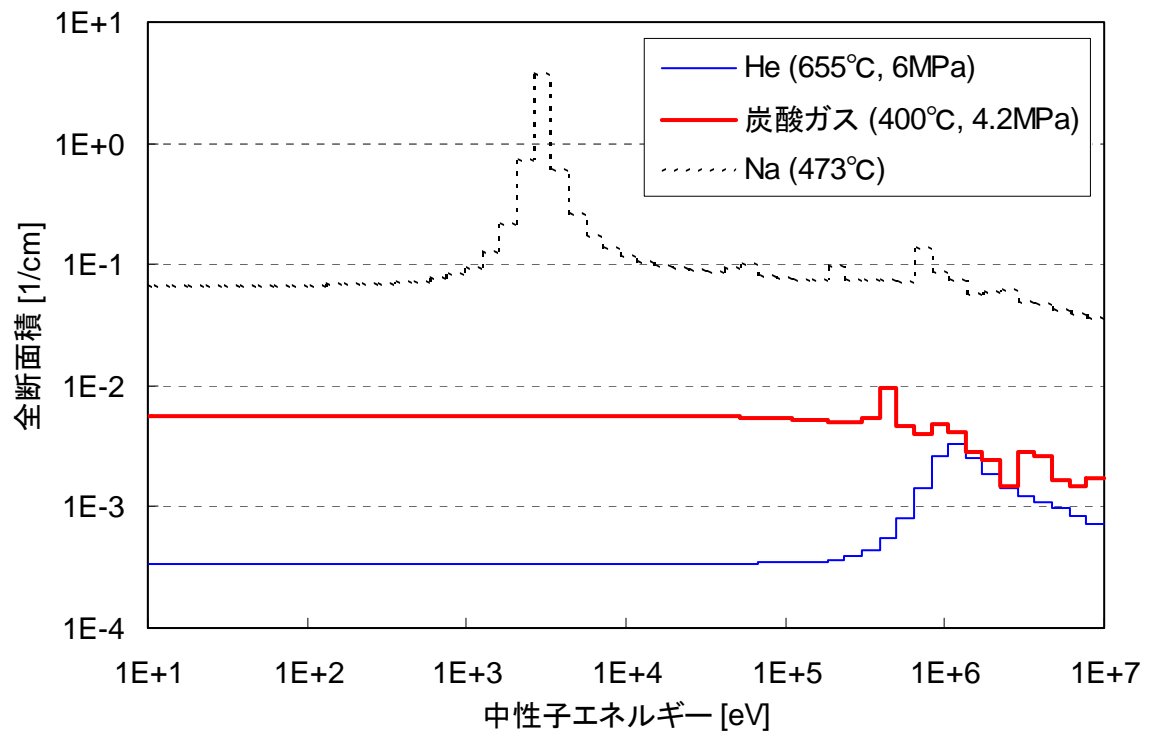


図 2.3-3 各種ガスの巨視的全断面積の比較

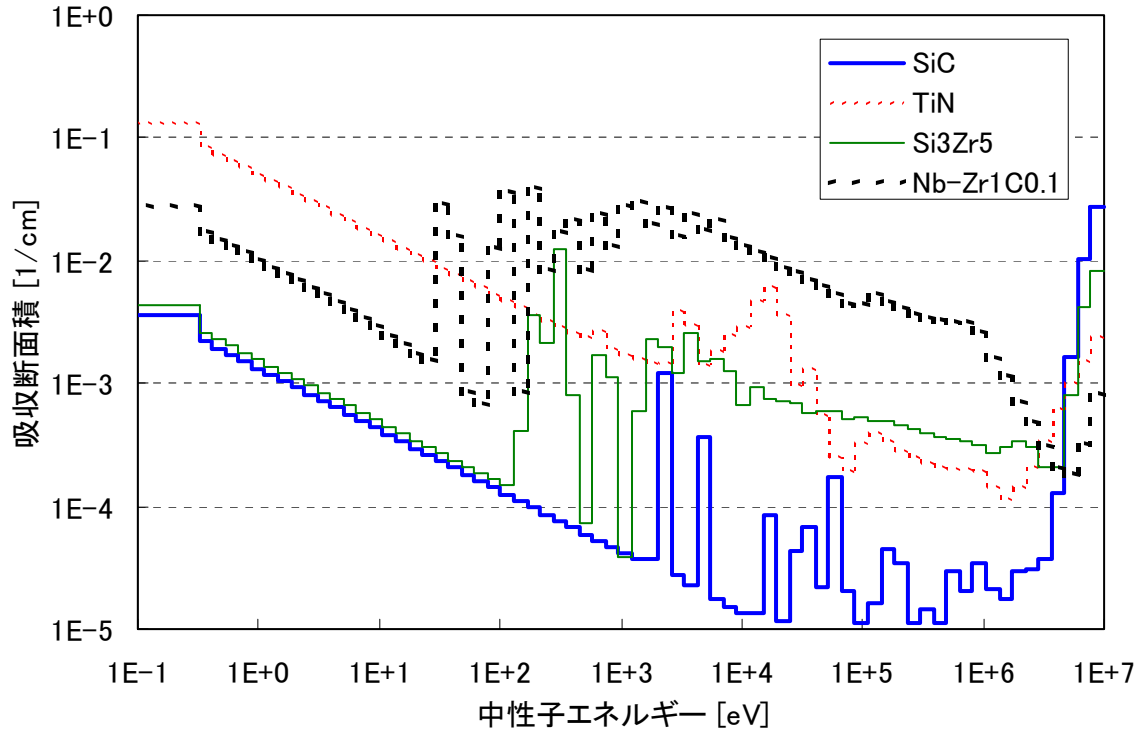


図 2.3-4 構造材物質の巨視的吸収断面積のエネルギー依存性 (その 1)

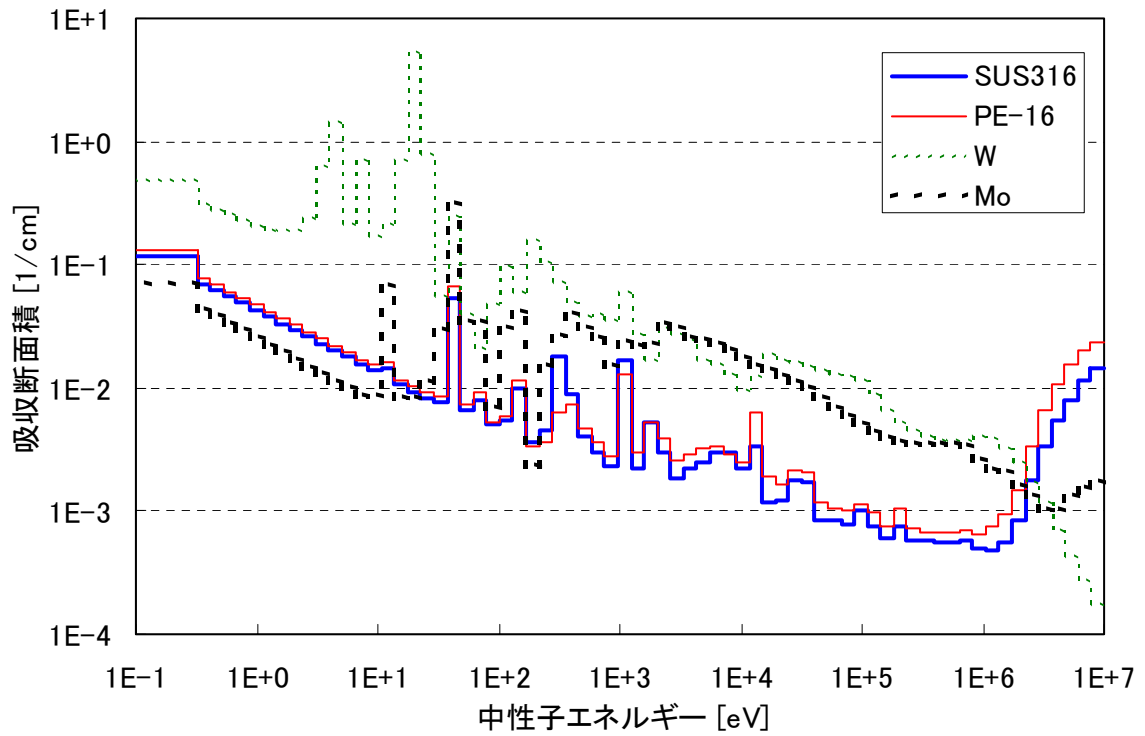


図 2.3-5 構造材物質の巨視的吸収断面積のエネルギー依存性 (その 2)

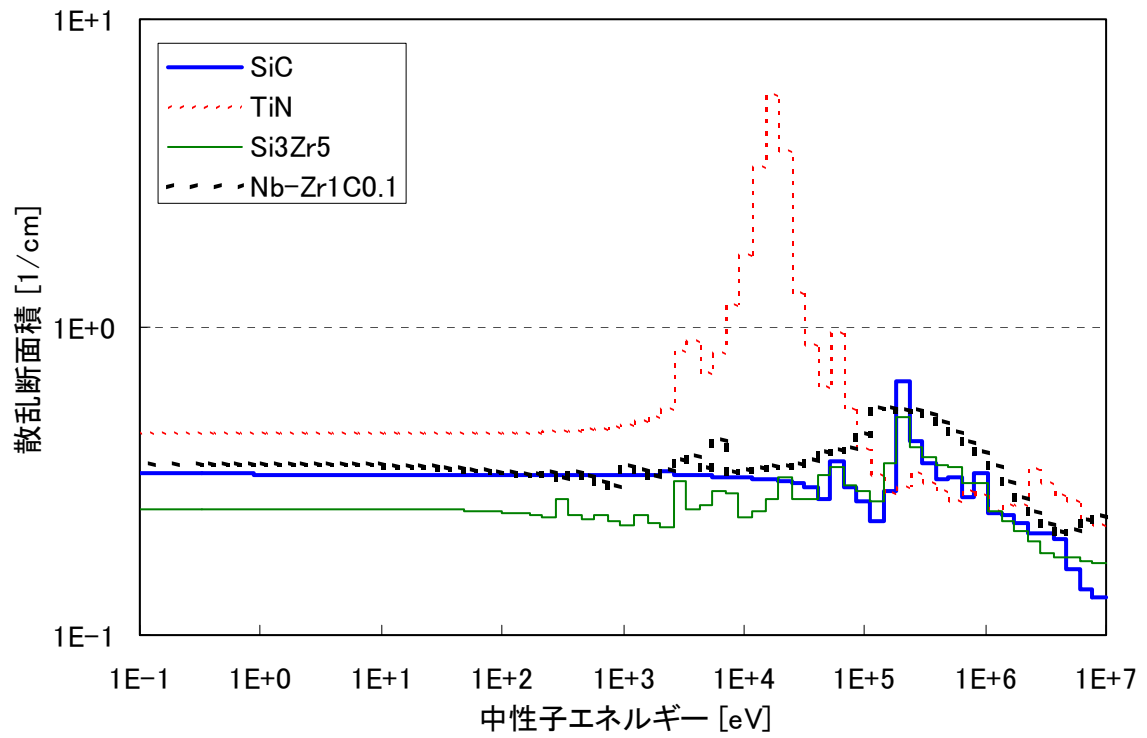


図 2.3-6 構造材物質の巨視的散乱断面積のエネルギー依存性（その 1）

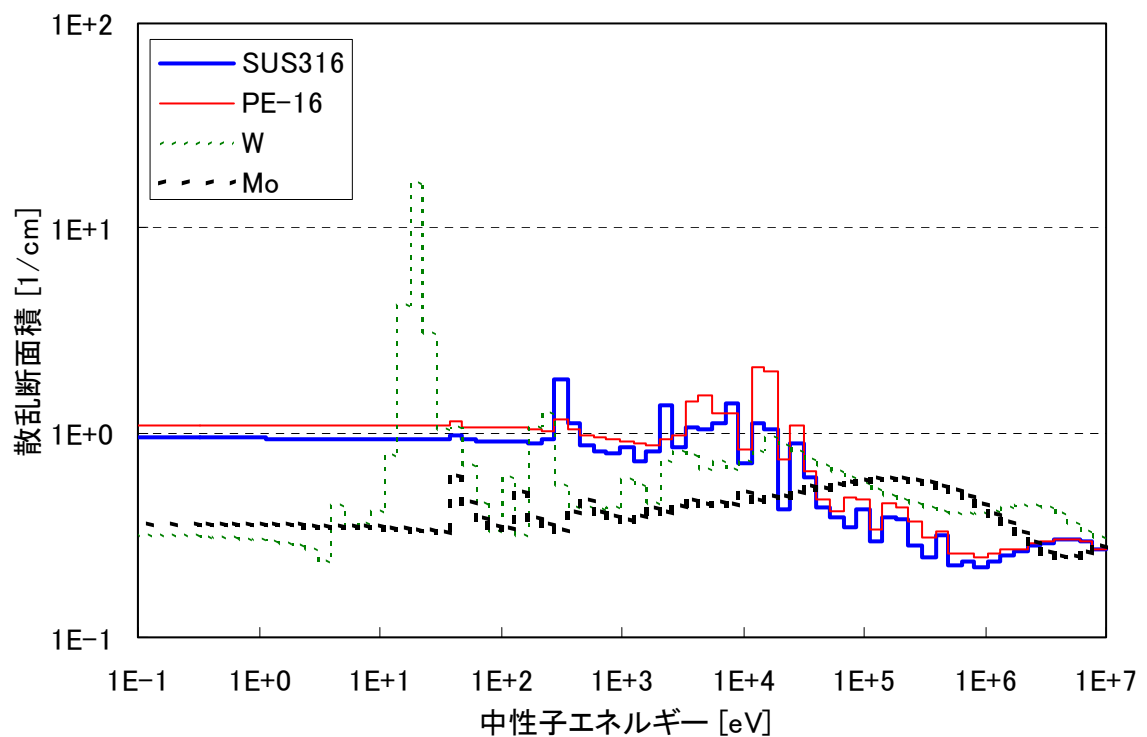


図 2.3-7 構造材物質の巨視的散乱断面積のエネルギー依存性（その 2）

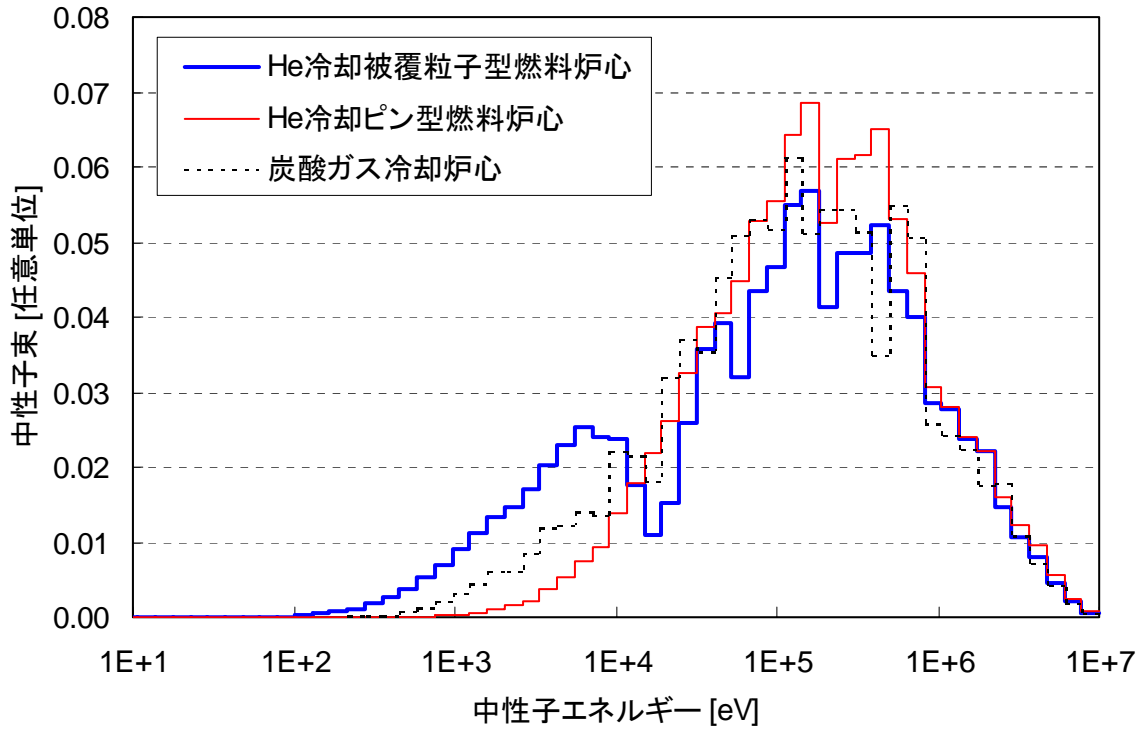


図 2.4-1 ガス冷却炉心の中性子束スペクトルの比較 - 線形スケール -  
(内側炉心燃料部の均質格子計算結果)

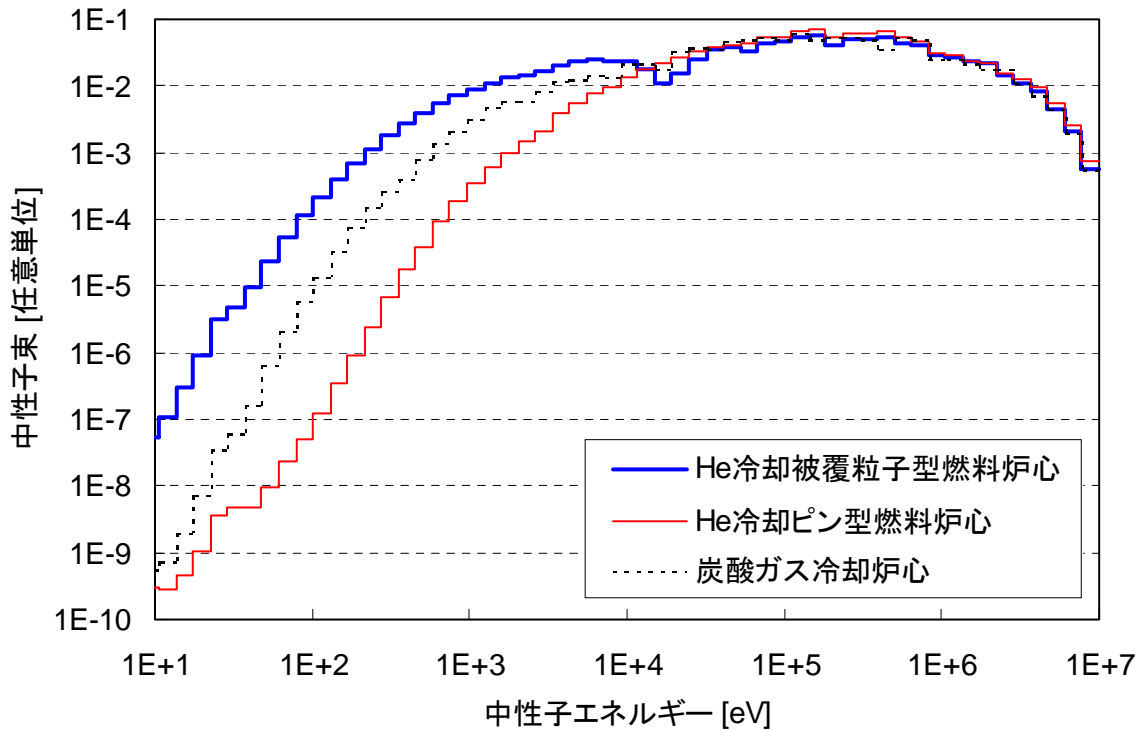


図 2.4-2 ガス冷却炉心の中性子束スペクトルの比較 - 対数スケール -  
(内側炉心燃料部の均質格子計算結果)

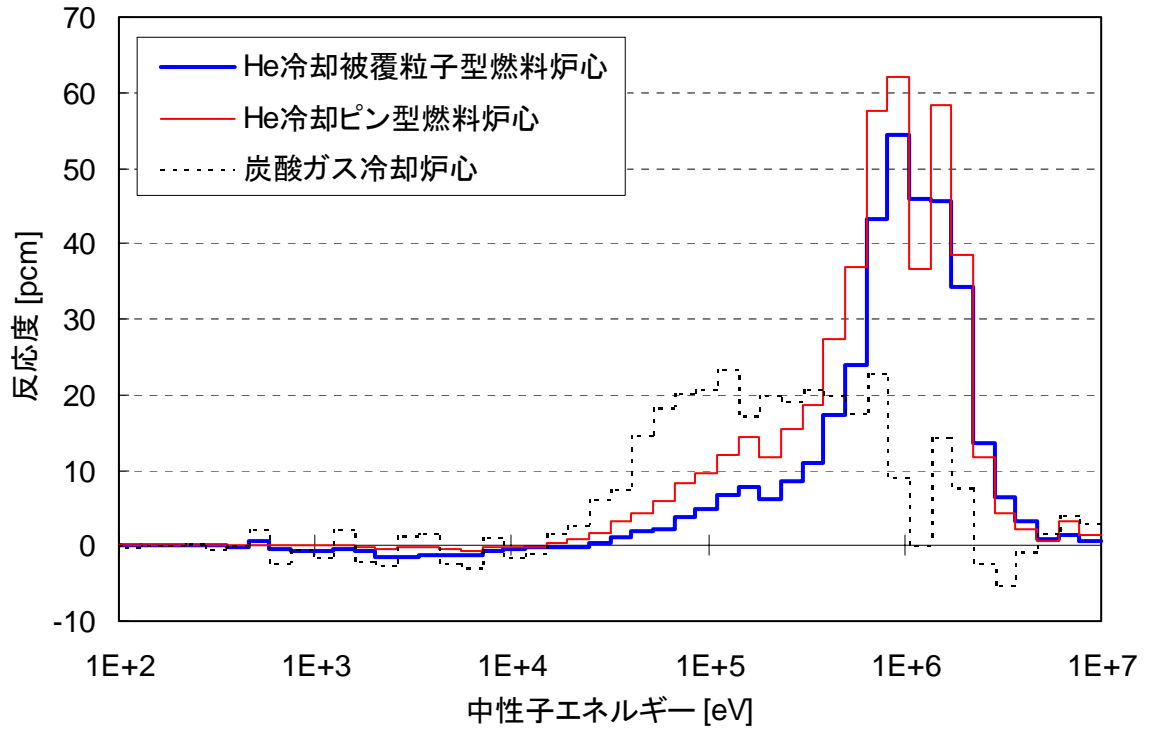


図 2.5-1 ガス冷却炉心の減圧反応度エネルギー分布の比較  
 (全炉心輸送計算に基づく厳密摂動計算結果)

## 第3章 ガス冷却炉心の非均質効果の評価

### 3.1 解析方法

決定論的手法を用いたガス炉の解析においては、サイクル機構内では十分な精度を有する拡散係数の均質化手法が確立されておらず、その確立と当該手法に基づく解析コードの整備には、比較的多大な時間を要すると予想されることから、本報ではモンテカルロ法を適用することとした。

解析においては、モンテカルロコードとして、連続エネルギーモンテカルロコード MVP<sup>(4)</sup>を用い、断面積ライブラリとして JENDL-3.2<sup>(5), (6)</sup>に基づく温度条件可変型のものを使用した。非均質効果の評価においては、均質モデルと非均質モデルの2種類を用意し、両モデルに基づく計算結果の差を非均質効果と定義する\*。

MVP コードに限らず、モンテカルロ法を適用した場合には、統計精度に十分な注意を払う必要がある。図 3.1-1 は6種類の Estimator によるバッチ毎の瞬間固有値の変化を示したものであるが、瞬間固有値はバッチ毎の変動が大きく、大きいところでは1%近くに達している。このことから、累積(積算)的な処理が不可欠であることが分かる。次に、累積的処理を行ったとしても、計算結果の初期乱数依存性について留意する必要があることを示す。これは換言すると、統計を大きくとれば、見かけ上は統計誤差が低減されるが、統計誤差以上に初期乱数依存性の大きい場合があるということである。図 3.1-2 は積算固有値の初期乱数依存性とバッチ毎の推移を示したものである。バッチ番号が21のところは、最初の20バッチを切り捨て、21バッチ目以降のデータを用いることにより得られる固有値を表す。バッチ番号が大きくなるに従い、固有値推定のためのヒストリー数が減少することによる統計精度の悪化(固有値の振動)を招くこと、バッチ番号が小さすぎる、すなわち、捨てバッチ数が少なすぎる場合には、中性子源分布が十分に収束していない段階での情報を利用することによるバイアスが固有値に計上される様子がうかがえる。すなわち、妥当な計算結果を得るためには、十分な統計精度を得るためのヒストリー数と、バイアス削減のための捨てバッチ数を適切に設定する必要があることを意味する。今回は、21バッチ目以降のデータを用いて評価を行なうよう設定した。積算固有値は、瞬間固有値と比較して、バッチ毎の推移は非常に小さく、累積処理の有効性が伺える。ただし、わずかだが、初期乱数の違いにより固有値計算結果に差が生じており、それは見かけ上の統計誤差(1%)を上回っていることが分かる。よって、モンテカルロ法による高精度な計算結果を得るには、ヒストリーを十分にとるだけでなく、初期乱数依存性にも留意する必要があることが分かる。

本解析においては3種類の初期乱数を用いた計算を実施し、平均値を最確値とすると共に、計算結果の標準偏差と計算により出力される統計誤差を比較し、大きい方を不確かさと考えたこととした。初期乱数の違いに応じて、例えば、固有値については3つの計算結果が得られるが、固有値の非均質性あるいは減圧反応度については $3^2=9$ つの結果が、減圧反応度の非均質性については $3^4=81$ 通りの結果が得られることになる。図 3.1-3、図 3.1-4 は臨界性と減圧反応度の非均質効果計算値例(それぞれ、9、81個の計算値が存在)の度数分布について示したものである。臨界性については、非均質効果(+1% k程度)はそのばらつき(0.05% k程度)と比較して十分に大きい、9つのデータでは本来形成されると予想される正規分布はみられない。減圧反応度については、81個のデータにより正規分布が再現されている様子が見られるが、非均質効果(-0.1\$程度)はそのばらつき(0.2\$程度)よりも小さく、信頼性のある値を得るには更なる計算が必要であることが分かる。

\*: 決定論的手法による非均質効果の評価では、全炉心計算において、均質断面積及び均質化断面積が用いられ、直接、均質/非均質モデルが適用されるわけではない。

### 3.1.1 被覆粒子型燃料の無限体系

モンテカルロ法による集合体計算及び炉心計算においては、計算の高速化及び入力データ作成労力等の節約のため、被覆粒子燃料充填部を均質モデルで取り扱うことを想定している。すなわち、直径 2mm の被覆粒子燃料の非均質性は、感覚的には非常に小さいことが予想される。しかしながら、熱中性子炉ではあるが HTTR (直径 1mm の被覆粒子燃料) の解析では臨界性について約+1%の非均質効果が見られたとの報告<sup>1)</sup>もある。そこで、本評価では、高速炉解析では、被覆粒子燃料自体の非均質効果が無視できることへの裏づけのために、モンテカルロ法及び決定論的手法を用いて、無限増倍率に関する非均質性の評価を行なった。

実際の被覆粒子は、不規則に配列されていることが予想されるが、充填率の設計値が 60% であることに基づき、モンテカルロ法による評価では、被覆粒子が体心立方格子状に規則配列されているとし、稠密時の体心立方格子の充填率  $\sqrt{3}/3 \approx 60.5\%$  をちょうど 60.0% とするために、粒子ピッチを稠密時の格子定数の 1.00255 倍として、計算を行った。

MVP を用いた解析では、1 バッチを 20,000 ヒストリーとした。ヒストリーに関する条件は解析結果と共に示すこととする。

### 3.1.2 全炉心体系

まず、計算モデルについてであるが、非均質構造の考慮を対象とした領域は、炉心燃料及びブランケット燃料領域であるが、He 冷却被覆粒子型燃料炉心の径ブランケット領域については、仕様の具体的設計が未定なため、考慮していない。初期中性子源の指定においては、径方向炉心中心集合体が制御棒位置でない場合には炉心燃料集合体の中心とし、制御棒位置の場合は周囲 6 つの燃料集合体の中心とした。また、計算の高速化及び入力データ作成労力等の節約のため、被覆粒子燃料充填部は均質とした 3 次元モデルを対象とした。1 バッチを 20,000 ヒストリーとし、75 バッチ (1,500,000 ヒストリー) の計算を実行し、最初の 20 バッチ (400,000 ヒストリー) を切り捨てた。更に、本解析においては 3 種類の初期乱数を用いた計算を実施し、平均値を最確値とすると共に、計算結果の標準偏差と計算により出力される統計誤差を比較し、大きい方を不確かさと考えたこととした。

モンテカルロ法を用いた解析では、非均質効果の内訳分析は困難であることが予想されるが、ここでは、図 3.2 の右に示す軸方向 (高さ方向) に関して炉心燃料部を対象とした軸方向無限全炉心体系モデルを設定し、このモデルを用いることにより得られる結果を「軸方向ストリーミング効果を除いた非均質効果」と定義することとした。すなわち、「全非均質効果」から「軸方向ストリーミング効果を除いた非均質効果」を引くことにより「軸方向ストリーミング効果」が得られると考えることとした。また、軸方向ストリーミング効果を除いた非均質効果としては、自己遮蔽 + 中性子束分布効果、径方向中性子ストリーミング効果の 3 者の和が該当することになる。

## 3.2 解析結果

### 3.2.1 臨界性 - 被覆粒子型燃料の無限体系 -

冷却材がある場合の内側炉心・外側炉心燃料それぞれの無限増倍率に関する解析結果を表 3.1-1 に示す。非均質効果に注目すると、いずれの手法を用いても、内側炉心、外側炉心燃料それぞれについて、およそ 0.1%  $k$  以下ではあるが、正の効果が見られることが分かる。しかしながら、十分に無視しうる効果であり、被覆粒子燃料の非均質効果はないものと判断できる。

### 3.2.2 臨界性 - 全炉心体系 -

臨界性に対する非均質性評価結果を表 3.2-1 に示す。

He 冷却被覆粒子型燃料の非均質効果は軸方向ストリーミング効果が支配的であることが分



かる。この要因としては、被覆粒子型燃料炉心は3種類のガス炉の中で最も柔らかい中性子束スペクトルを有するにもかかわらず、軸方向中性子ストリーミング以外の効果がほぼ零であることから、独特な集合体形状にあると考えることができる。また、同じHe冷却であるピン型燃料炉心についても、被覆粒子型燃料炉心と同様に軸方向中性子ストリーミング効果が主要である。これは正味の非均質効果が正であるNa冷却ピン型燃料炉心\*とは異なる傾向であるが、この原因として、集合体形状のNa冷却炉心との類似性から、被覆粒子型燃料炉心のものと異なることが予想され、P/D（ピン径とピンピッチとの比）が1.65でありNa炉のP/D（1.1～1.2）と比べて大きいこと、中性子束スペクトルが硬く重核の共鳴領域における寄与が小さいことが挙げられる。

最後に炭酸ガス冷却炉心について、正味の非均質効果はほぼ零であるが、軸方向中性子ストリーミング効果とそれ以外の効果が互いに打ち消しあうことにより、偶然零になっていることが分かる。また、軸方向中性子ストリーミング効果を除いた寄与は同じピン型燃料であるNa冷却炉の効果と同程度である。この直接の原因としては、中性子束スペクトルが類似しており、重核の共鳴領域における寄与が同程度となることが第一に挙げられる。その他の要因としては、P/Dが1.65でありNa炉のP/D（1.1～1.2）と比べて大きい、燃料ピンに対する冷却材の体積比は3～6倍になり、Naに対する炭酸ガスの希薄さ（平均自由行程で約10倍）が打ち消されていることも考えられる。

### 3.2.3 減圧反応度 - 全炉心体系 -

減圧反応度の非均質効果の評価結果を表3.3-1に示す。ここでは減圧反応度の補正を従来の比ではなく差として示したが、これは反応度が0近傍であることに加え、補正を成分毎に行っていないことに由来している。減圧反応度の非均質効果は0.3 $\beta$ 以下であり、ガス炉の減圧反応度（1～2 $\beta$ ）と比較すると十分に小さいものである。また、その不確かさ（1）は、非均質効果程度であることが分かる。軸方向中性子ストリーミング効果とそれ以外の効果の炉心型式依存性は、臨界性のものと類似しており、非均質効果のメカニズムは同様であることが分かる。

### 3.3 考察と今後の課題

考察に先立ち、被覆粒子型燃料集合体、ピン型燃料集合体それぞれの非均質効果に関する模式図を図3.3-1、3.3-2として示す。軸方向中性子ストリーミング効果については明らかのように軸方向中性子ストリーミング分布が指標となるが、それ以外の効果については、およそ、高速中性子束分布が指標になると考えればよい。

まず、軸方向ストリーミング以外の効果の大きさは、

炭酸ガス冷却炉心 > He冷却被覆粒子型燃料炉心 He冷却ピン型燃料炉心 ゼロ

である。炭酸ガス炉の効果はNa冷却炉並であり2つのHe冷却炉心の効果より大きいことは、燃料がピン型であることと中性子束スペクトルが柔らかいことに起因しているものと考えられる。また、2種類のHe冷却炉心で同様の値となった原因は異なっており、被覆粒子型燃料炉心の場合は集合体形状がほとんどその効果を生み出さないこと、そして、ピン型燃料炉心については中性子束スペクトルが硬いこととP/Dが大きいことが挙げられる。

次に、軸方向中性子ストリーミング効果についてであるが、絶対値の大きさとしては次の順序となっている。

He冷却ピン型燃料炉心 > He冷却被覆粒子型燃料炉心 > 炭酸ガス冷却炉心  
(Na冷却炉心は更に小)

\*: Na冷却炉では、一般にストリーミング効果の絶対値は中性子束分布 + 自己遮蔽効果よりも小さいため、正味の非均質効果は正（+0.2～+0.3% k程度）となる。

この順序についても考察を加える。この効果は炉心高さの相違に加え、燃料と冷却材との平均自由行程の差に大きく依存することが予想される。各ガス冷却炉の冷却材ガスの平均自由行程の比較(図 2.3-1)に示されている通り、He は炭酸ガスより 1 オーダー大きく、更に、炭酸ガスは Na に対して 1 オーダー大きいことが分かる。燃料部の平均自由行程は一般に冷却材のものより小さいので、Na、炭酸ガス、He の順で燃料部と冷却材との平均自由行程の差が増加することが分かる。その他の要因としては、燃料形状が挙げられるが、具体的考察は非常に困難が予想されることに加えて、当面はニーズが少ないと考えられるので、行わないこととする。

上記 2 つの効果の和が正味(合計)の非均質効果であるが、ガス冷却炉ではストリーミング効果の絶対値が液体金属冷却炉と比較して大きいため、より負になる傾向にある。ただし、炭酸ガス冷却炉については、2 つの効果の絶対値は同程度であり、正味の非均質効果はほぼ零となっている。

減圧反応度については、不確かさが大きく、はっきりした結論は得られていない。不確かさを低減させるには、効果的な分散低減法を導入することが最も合理的と考えられるが、その見通しがはっきりしていない現状では、正確な評価が必要であれば、初期乱数の異なる同一計算を莫大な回数だけ実行するしかないと考える。

今後の課題としては以下のことが挙げられる。決定論的手法に基づく計算について、ガス炉への適用においては、十分な精度を有する拡散係数あるいは全断面積(輸送断面積)等の均質化断面積の計算手法は確立されていないが、衝突確率法の適用自体には問題はない。ただし、通常、用いられている Extended  $P_0$  近似は、He ガス領域に対しては、He の散乱除去断面積が大きいこと、高エネルギー部において平均散乱核余弦が大きいことから、高エネルギー部において自群散乱断面積が負となるので、高次  $P_N$  定数を用いた計算が必要であると考えられる。なお、炭酸ガスの場合にはこういった問題は生じない。

被覆粒子型燃料炉心の解析においては、被覆粒子の非均質性の評価として、無限体系モデルを用い、臨界性に対する非均質効果が 0.1%  $k$  以下であることを確認したが、将来的には、被覆粒子燃料の非均質性と不規則配置を考慮に入れたモンテカルロ法による確認計算も望まれる<sup>(8), (9)</sup>。

非均質効果の成分分割ができれば、次のような活用方法があると考ええる。冷却材の種類に係わらず、非均質格子モデルに基づく拡散係数以外の均質化実効断面積は現状の決定論的手法に基づく方法でも計算可能であり、自己遮蔽 + 中性子束分布による非均質効果の評価あるいは考慮にモンテカルロ法は不可欠ではない。また、自己遮蔽効果は燃料組成(Pu 富化度と燃焼度等)に依存する効果である。他方、中性子ストリーミング効果は、集合体構造に依存する効果であり、燃料組成にはほとんど依存しないと考えられる。ただし、非均質格子モデルに基づく拡散係数について、欧州では理論が導出され、解析システムに既に導入されているが<sup>(10)</sup>、サイクル機構の解析システムへの導入は時間を要することが予想され、モンテカルロ法に頼らざるを得ないとする。そこで、将来、F/S において、ガス冷却炉が高速炉実用化の有望概念として抽出され、非均質補正の評価の重要性が増したような状況下においては、モンテカルロ法により評価した中性子ストリーミング効果をバイアスとして計上し、自己遮蔽 + 中性子束分布による効果を決定論的手法により考慮する方法を提案する。

表 3.1-1 被覆粒子燃料の無限増倍率の非均質効果 - モンテカルロ法による結果 -

領域	均質	非均質	非均質効果
内側炉心燃料 (平均統計誤差) <標準偏差>	1.35392 (±0.00037) <±0.00049>	1.35478 (±0.00042) <±0.00051>	+0.00086 (±0.00057) <±0.00061>
外側炉心燃料 (平均統計誤差) <標準偏差>	1.55113 (±0.00040) <±0.00027>	1.55220 (±0.00039) <±0.00056>	+0.00107 (±0.00056) <±0.00054>

モンテカルロ法による評価。定常圧状態。

ヒストリー数：700,000（内、最初の200,000切り捨て）

表 3.2-1 ガス冷却炉心の臨界性の非均質効果評価結果

非均質効果の成分	He冷却被覆粒子 型燃料炉心	He冷却ピン型 燃料炉心	炭酸ガス冷却炉心
合計 (不確かさ)	-0.98 (±0.06)	-1.21 (±0.07)	-0.04 (±0.06)
軸方向中性子ストリーミング (不確かさ)	-0.95 (±0.08)	-1.21 (±0.09)	-0.45 (±0.07)
軸方向中性子ストリーミング以外 (不確かさ)	-0.02 (±0.05)	+0.00 (±0.06)	+0.41 (±0.04)

単位：% k

表 3.3-1 ガス冷却炉心の減圧反応度の非均質効果評価結果

非均質効果の成分	He冷却被覆粒子 型燃料炉心	He冷却ピン型 燃料炉心	炭酸ガス冷却炉心
合計 (不確かさ)	-0.23 (±0.17)	+0.08 (±0.18)	-0.11 (±0.22)
軸方向中性子ストリーミング (不確かさ)	-0.26 (±0.21)	+0.07 (±0.21)	+0.07 (±0.24)
軸方向中性子ストリーミング以外 (不確かさ)	+0.03 (±0.13)	+0.00 (±0.10)	-0.17 (±0.10)

単位：\$

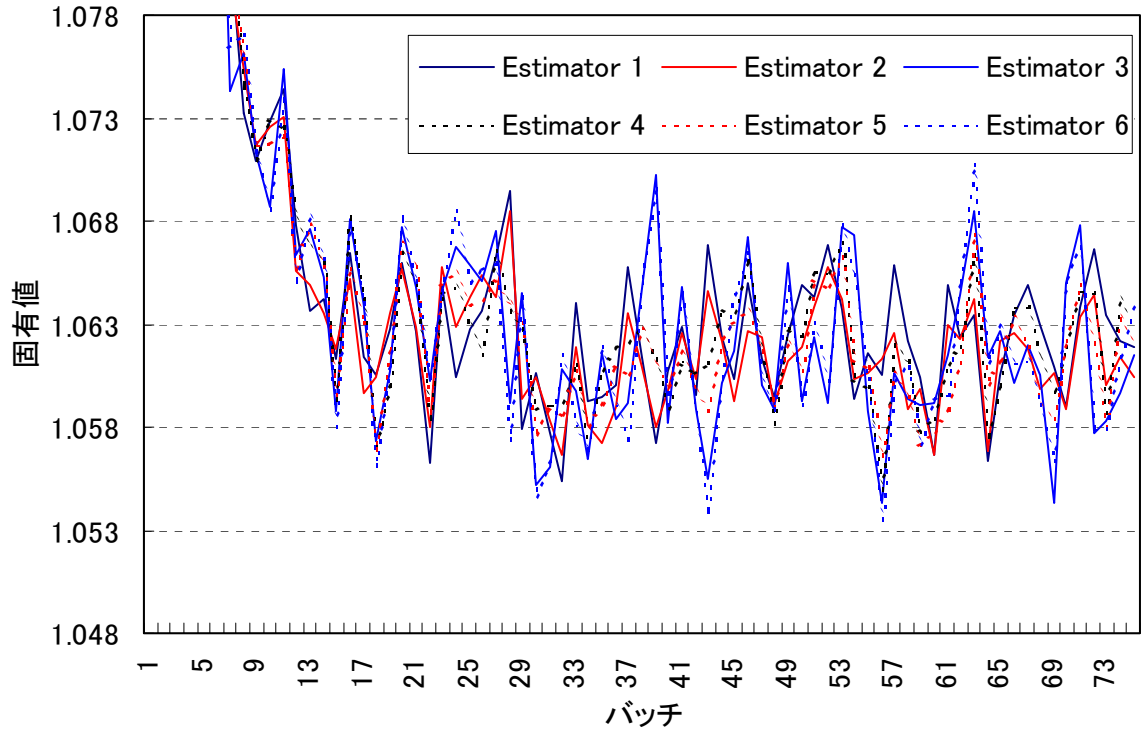


図 3.1-1 モンテカルロ法による瞬間固有値推定値のバッチ毎の推移

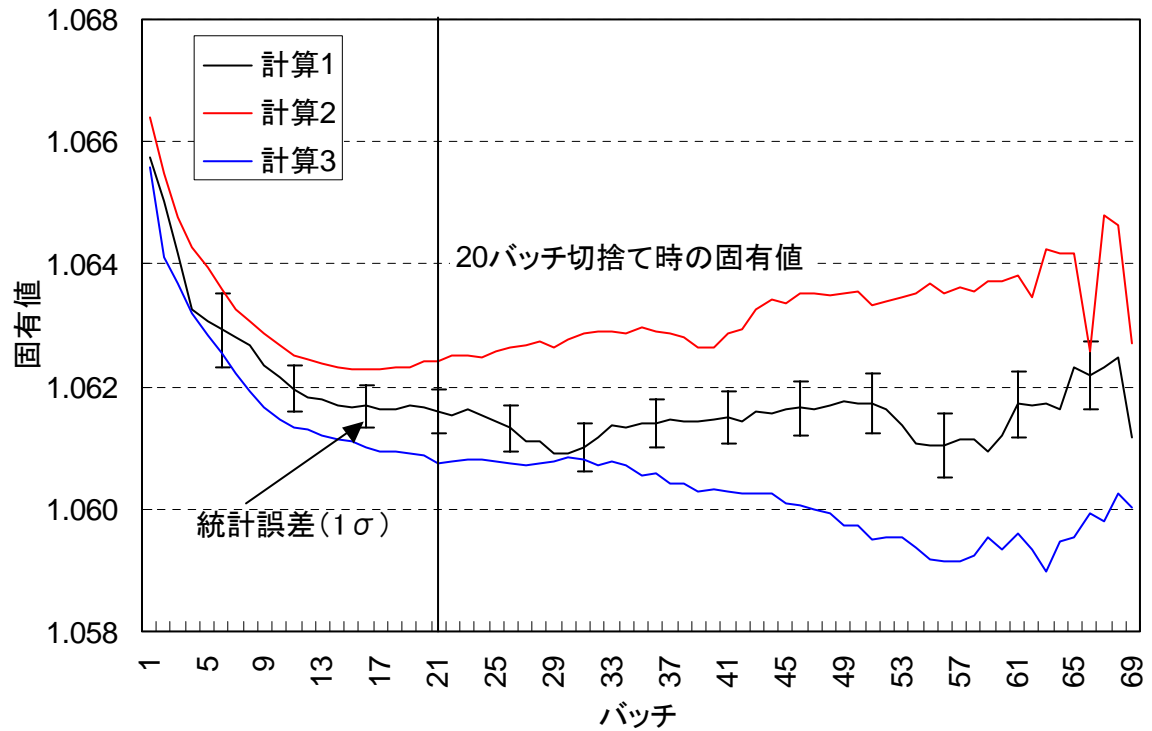


図 3.1-2 モンテカルロ法による積算固有値推定値の初期乱数依存性及びバッチ毎の推移

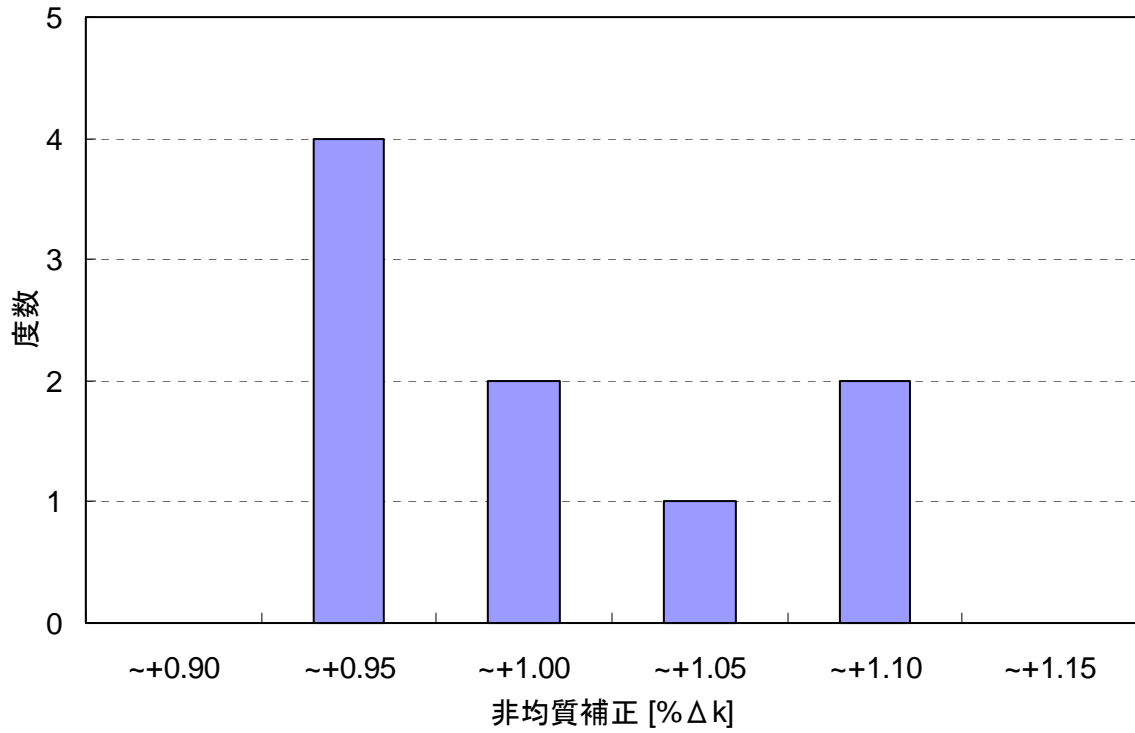


図 3.1-3 臨界性非均質効果の初期乱数依存性  
 (非均質及び均質計算をそれぞれ3回ずつ実施：組合せ全9種類)

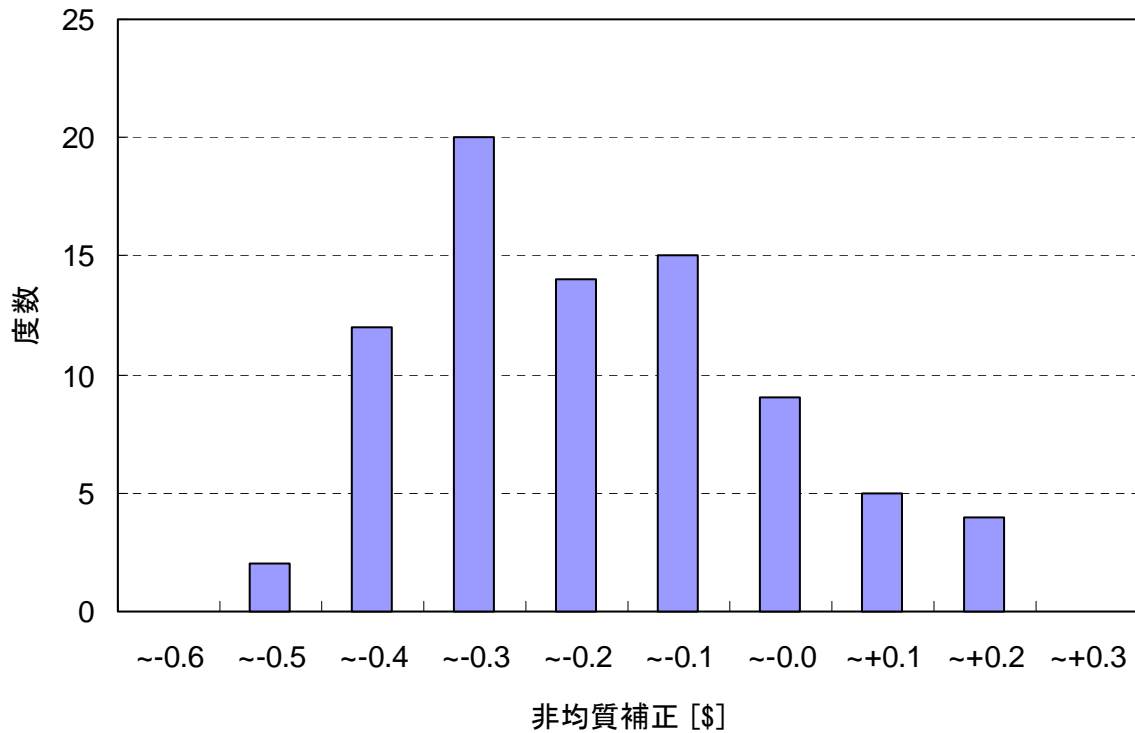
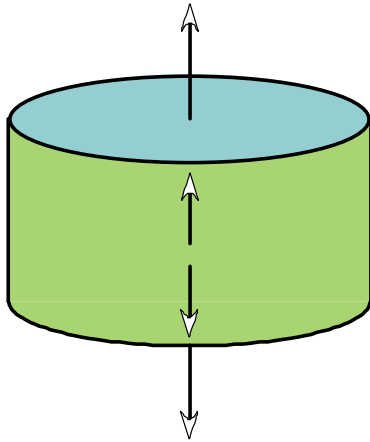


図 3.1-4 減圧反応度非均質効果の初期乱数依存性  
 (定圧及び減圧状態の非均質及び均質計算をそれぞれ3回ずつ実施：組合せ全81種類)

↑ : 正味の軸方向中性子流



一般炉心体系モデル  
(軸方向中性子ストリーミング  
効果含む)



軸方向無限炉心体系モデル  
(軸方向中性子ストリーミング効果含まない)

図 3.2-1 モンテカルロ法適用における軸方向無限炉心体系モデル  
(軸方向の正味の中性子流を零とすることにより、軸方向中性子ストリーミング効果を消去)

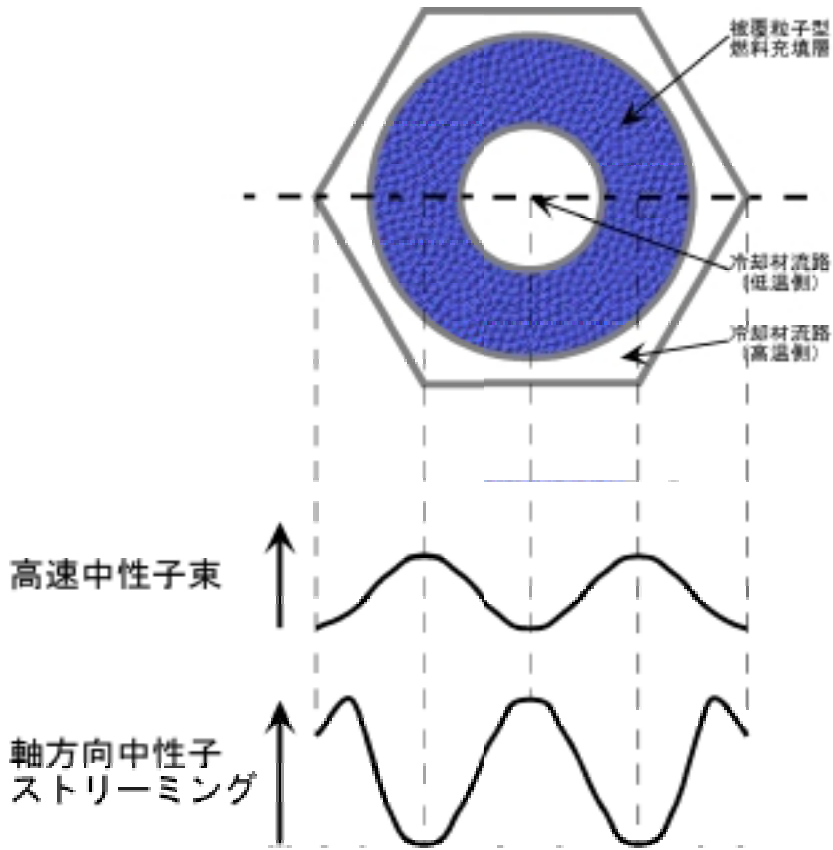


図 3.3-1 燃料集合体内の非均質性説明図 (その 1)  
- 被覆粒子型燃料集合体 -

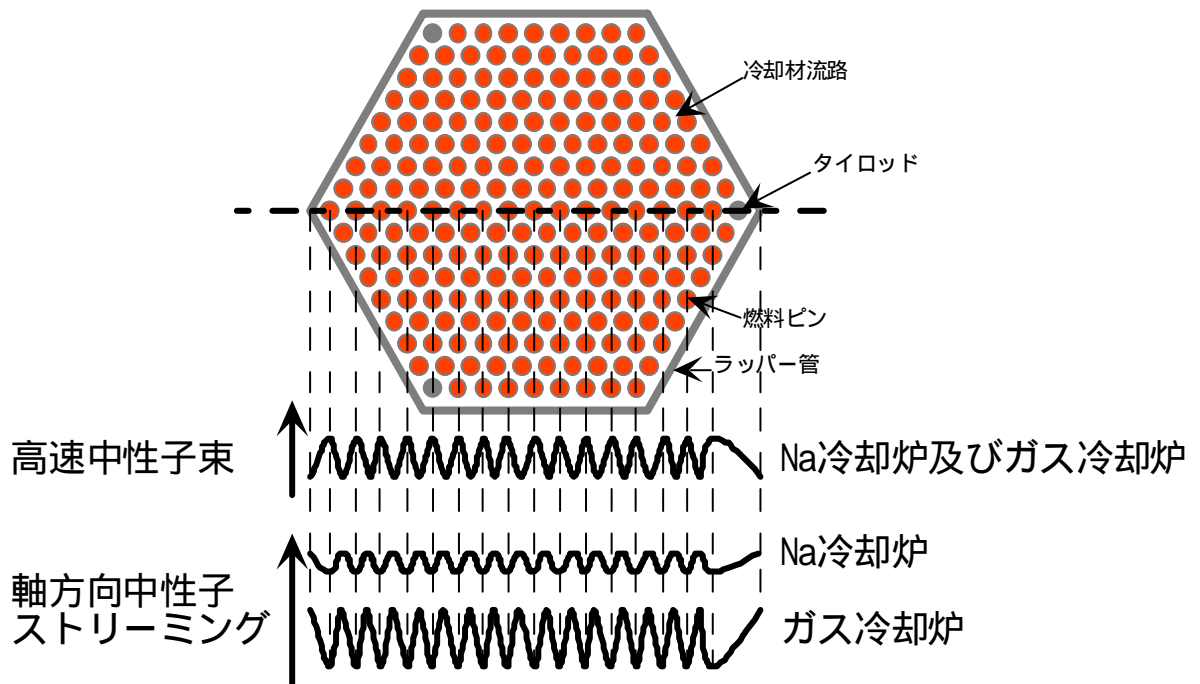


図 3.3-2 燃料集合体内の非均質性説明図 (その 2)  
- ピン型燃料集合体 (ガス冷却炉と Na 冷却炉間の比較) -

## 第4章 ガス冷却炉心の輸送効果及び空間メッシュ効果の評価

### 4.1 解析方法

輸送・メッシュ効果の評価においては、拡散及び輸送計算の双方とも2次元RZ体系を対象とし、組成としては全て均質とした。実効断面積は、JENDL-3.2に基づき、訂正された重み関数を用いて作成された70群炉定数セットJFS-3-J3.2R<sup>(11)</sup>を用いた。解析に際しては、高速炉用標準核特性解析システム<sup>(12)</sup>を用いた。すなわち、SLAROMコードを用いて実効断面積を計算した。炉心計算は全て70群とし、縮約計算は全く行っていない。拡散計算コードとしてはCITATIONを、輸送計算コードとしてはTWOTRAN-IIを用い、反復計算における収束判定条件は、中性子束： $1 \times 10^{-4}$ 、固有値： $1 \times 10^{-5}$ とした。空間メッシュは拡散及び輸送計算とも5cm程度となるように設定した。輸送計算における角度分布の取り扱いは $S_4P_0$ とした。

減圧反応度に関して、反応度の大きさの観点からは決定論的手法を用いても十分な精度で解析可能であるが、反応度印加のメカニズム解明には摂動論が有効である。そこで、PERKY及びSNPERTコードを用いて、拡散及び厳密摂動計算を行った。

後述するが、この炉心に対する輸送・メッシュ補正は非常に大きな値を示していたため、輸送補正とメッシュ補正の分解を試みた。メッシュ補正はメッシュ幅の二乗に比例する(メッシュ数の二乗に反比例する)との仮定の下、調整5cmメッシュ計算(基準計算に対し、1領域当たりのメッシュ数が偶数になるように調整)と10cmメッシュ(半数メッシュ)計算によるそれぞれの固有値から次式に従って調整5cmメッシュ計算に対するメッシュ補正を求め、無限メッシュ相当の固有値を算出し、基準計算結果との差をメッシュ補正とした。

$$\Delta k = \frac{4}{4-1} (k_{Ref.} - k_{Half-R} + k_{Ref.} - k_{Half-Z}) \quad (4-1)$$

ここで、

$\Delta k$  : 調整5cmメッシュ計算に対するメッシュ補正

$k_{Ref.}$  : (径/軸方向)調整5cmメッシュ計算による固有値

$k_{Half-R}$  : 径方向10cmメッシュ計算による固有値

$k_{Half-Z}$  : 軸方向10cmメッシュ計算による固有値

輸送補正は、輸送計算による固有値と無限メッシュ相当拡散計算による固有値との差とした。

### 4.2 解析結果

臨界性及び減圧反応度の輸送補正の評価結果を表4.1-1に示す。臨界性に対しては+2~+11%  $k$ と、Na冷却炉と比較して大幅にみられた。減圧反応度については、数%程度の反応度に対する補正であることを考慮すると、非常に大きいことが分かる。ここで、輸送補正がNa冷却炉と比較して非常に大きくなる原因を究明する。均質モデルに基づく解析では、ガス冷却炉とNa冷却炉との大きな相違点は、制御棒位置を占有する物質が液体金属であるかガスであるかということが予想され、特に、ガス冷却炉ではガスが占有することにより、制御棒位置が非常に希薄となり、拡散理論の適用限界が危惧される。それを確認するために、全ての制御棒フォロワを燃料で置換した体系の炉心計算を行い、輸送・メッシュ補正として評価を行った。結果を表4.1-2に示すが、臨界性の輸送・メッシュ効果はNa冷却炉の値程度となり、減圧反応度の輸送・メッシュ効果もほとんど見られなくなったことが分かる。拡散計算については、特に、空間メッシュ誤差の大きいことが予想され、輸送・メッシュ補正を正確に定義づけるには、メッシュ設定も明確にする必要がある。

最後に、減圧反応度のメカニズムを明らかにするため、厳密摂動計算結果を観察することとする。図4.1-1~4.1-3は拡散及び輸送厳密摂動計算結果について、漏洩成分と非漏洩成分のエネルギー依存性を図示したものである。図から、He冷却炉についてはHeの1MeV付近の共鳴散乱による寄与が、減圧反応度の主成分であることが分かる。炭酸ガス冷却炉については、共鳴ピークによるものではないが、より低エネルギー部まで寄与が及んでいる様子が分かる。



更に、漏洩成分については、非常に大きな輸送効果が見られ、実際には漏洩成分がほとんどないにも係わらず、拡散計算は過大評価していることが分かる。図 4.2-1 は He 冷却被覆粒子型燃料炉心の拡散及び輸送厳密摂動計算結果を制御棒フォロー領域とそれ以外の領域毎の成分に分解したものであるが、漏洩成分については、制御棒フォローにおける寄与が拡散と輸送で大きく異なっていることが明らかであり、漏洩成分の絶対値の過大評価は制御棒フォローの取り扱いによるものであることが裏付けられる。

### 4.3 考察と今後の課題

減圧反応度の主要因は、非漏洩成分によるものであることが分かった。また、図 2.3-2 から分かるように冷却材ガスの吸収断面積は、零または液体金属冷却炉と比較して無視できるくらい小さいので、非漏洩成分は散乱の寄与、すなわち、スペクトルシフトによるものであると推測される。

輸送・メッシュ効果は制御棒フォローの希薄さに起因する拡散計算の精度の悪化（拡散近似誤差）が主要原因であることが分かった。拡散計算による減圧反応度評価において、拡散近似誤差を低減する方法として、制御棒フォロー部の原子数密度のみを変更せずに計算を行う方法を提案する。

今後の課題として次のことが挙げられる。輸送効果の考慮に関して、Na 冷却炉等の解析では、拡散計算に基づく燃焼計算システムの適用に際しては、臨界性に対する輸送効果はあまり大きくなく、炉心領域からブランケット領域等への中性子漏洩が過大評価となることに起因する影響のみを考慮すればよいと考えられるが、ガス冷却高速炉炉心の解析では、臨界性に対する輸送効果をバイアスとして計上する取り扱いが有効であるかどうか疑わしいことから、輸送計算結果に基づく燃焼計算システムの整備が強く望まれる。

表 4.1-1 ガス冷却炉の臨界性と減圧反応度の輸送効果計算結果

核特性	He冷却被覆粒子型 燃料炉心	He冷却ピン型燃料 炉心	炭酸ガス冷却炉心
臨界性 [% k]	+3.19	+11.21	+2.28
減圧反応度 [\$]	+0.56	+3.26	+1.22

表 4.1-2 ガス冷却炉の臨界性輸送・メッシュ効果に関する検討計算

計算条件	He冷却被覆粒子型 燃料炉心	He冷却ピン型燃料 炉心	炭酸ガス冷却炉心
基準状態（制御棒フォ ロワあり）	+2.89	+10.32	+1.67
制御棒フォロワを内側 炉心燃料で置換	+0.20	+0.97	+0.35

表中の値：輸送・メッシュ効果 [% k]

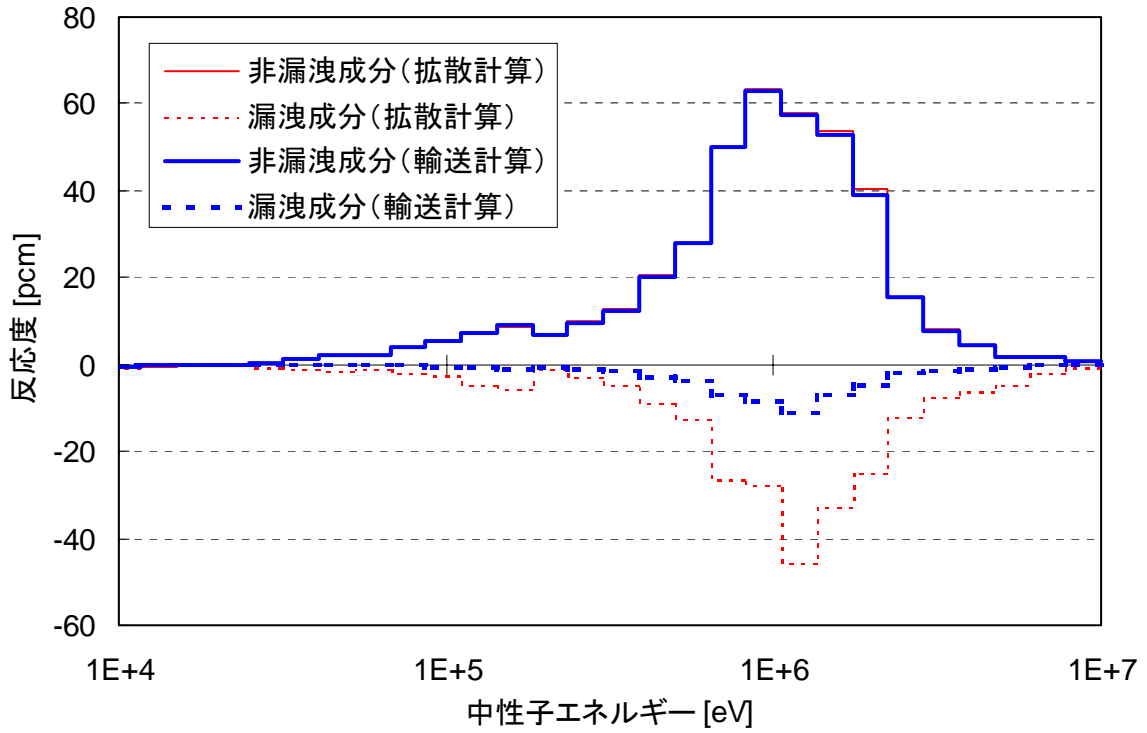


図 4.1-1 減圧反応度の各成分の拡散計算と輸送計算との比較  
- He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

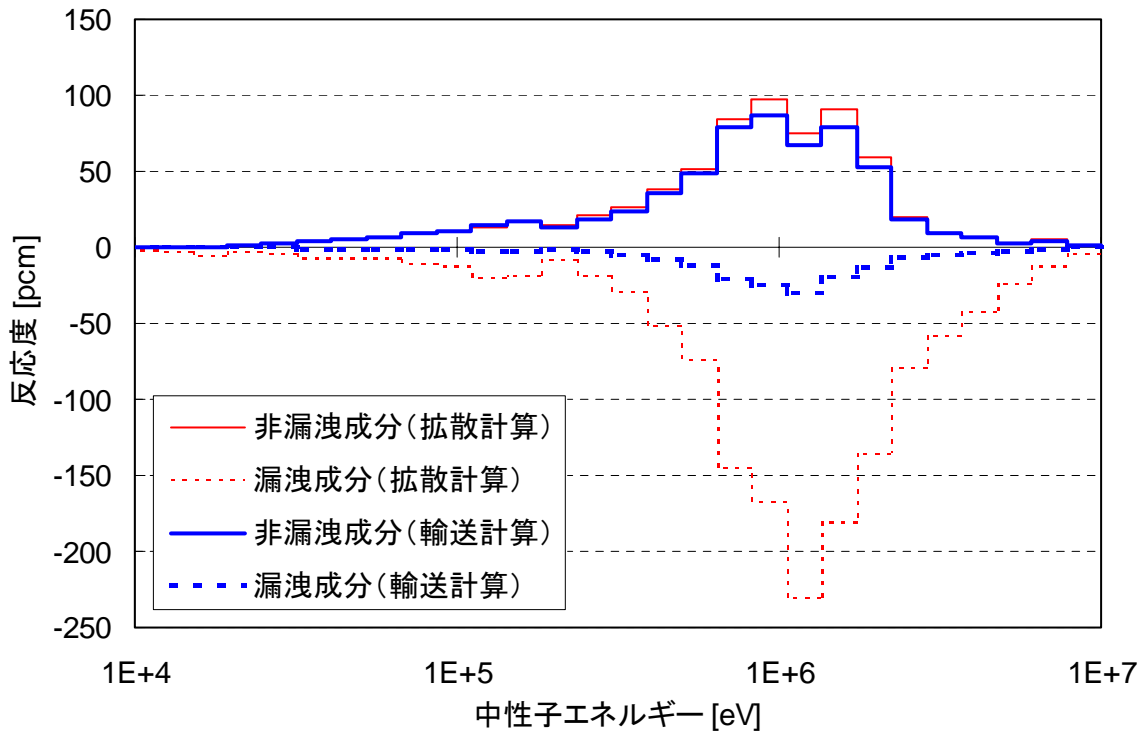


図 4.1-2 減圧反応度の各成分の拡散計算と輸送計算との比較  
- He 冷却ピン型燃料炉心 -

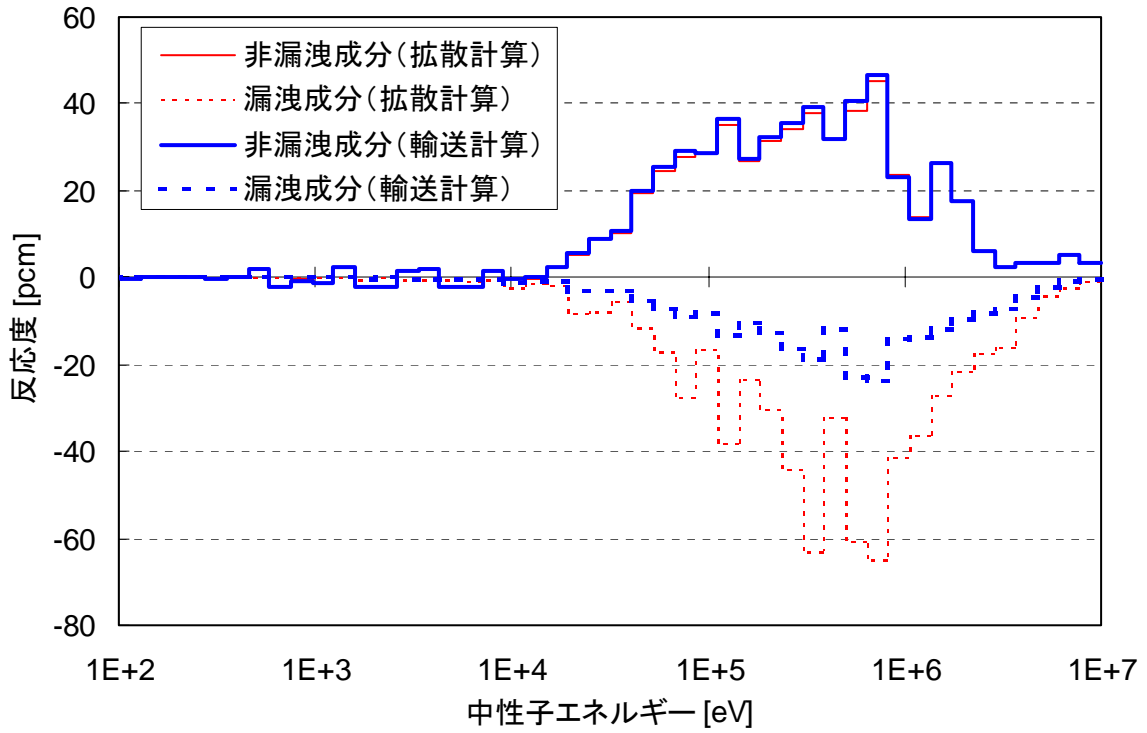


図 4.1-3 減圧反応度の各成分の拡散計算と輸送計算との比較  
- 炭酸ガス冷却炉心 -

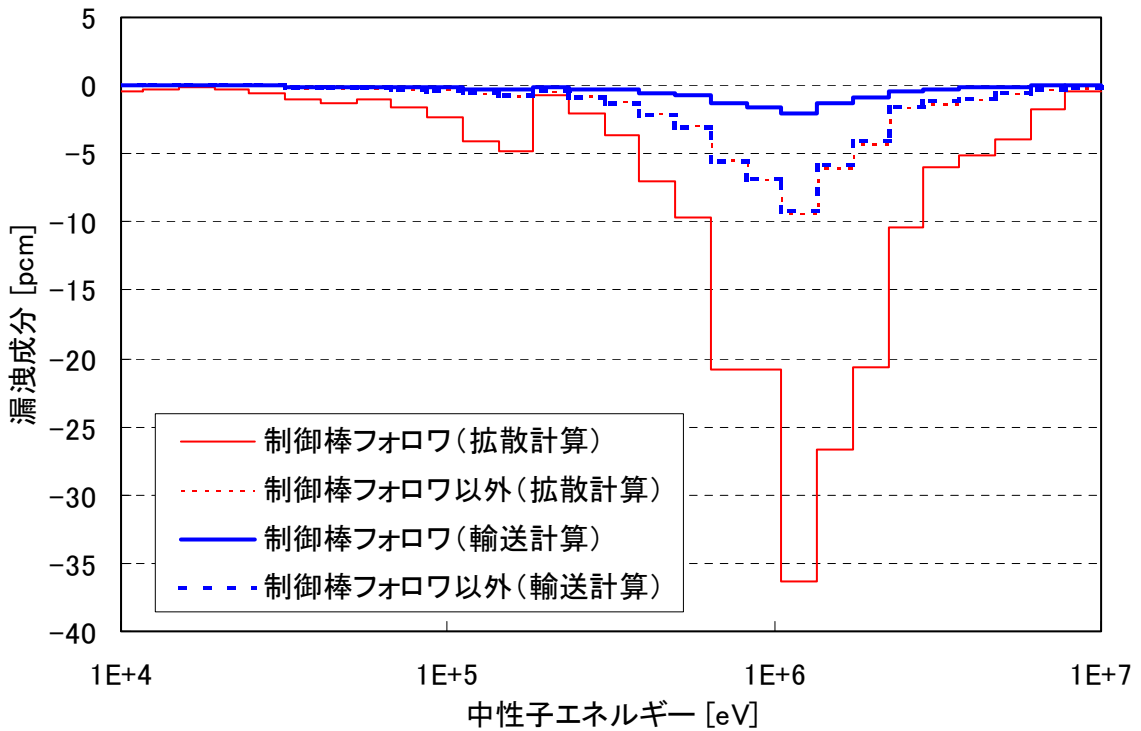


図 4.2-1 減圧反応度漏洩成分の拡散計算と輸送計算との比較  
- He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

## 第5章 結言

実用化戦略調査研究(F/S)フェーズIにおいて選定された3種類のガス冷却炉心を対象に、臨界性及び減圧反応度の非均質効果及び輸送効果の評価を行い、今後のガス冷却高速炉心の核特性解析精度向上を試みた。非均質効果の評価においては、任意の幾何学的形状を近似なしで取り扱うことが可能であるモンテカルロ法を用いて、軸方向中性子ストリーミング効果を初めとする非均質効果の評価を行った。輸送効果の評価に関しては、従来から適用されている拡散理論と輸送理論それぞれに基づく決定論的手法の炉心計算により評価を行った。

非均質効果の評価について、軸方向無限炉心体系モデルの適用により、軸方向中性子ストリーミング効果とそれ以外の効果に分解し、非均質効果の内訳分析を試みた。3種類の炉心について内訳を比較したところ、それぞれの炉心において、軸方向中性子ストリーミング効果とそれ以外の効果が異なる傾向を示していることが明らかとなり、本報告において炉心・燃料集合体の幾何学的形状と中性子スペクトルの比較により考察を行った結果を示した。前述の2つの効果の和が正味の非均質効果であるが、ガス冷却炉心では中性子ストリーミング効果の絶対値が液体金属冷却炉心と比較して大きいため、より負になる傾向にある。ただし、炭酸ガス冷却炉心については、2つの効果の絶対値は同程度であり、正味の非均質効果はほぼ零となっていることが分かった。

減圧反応度の非均質効果については、不確かさが大きく、はっきりした結論は得られていないが、補正としてはあまり大きくないことが分かった。

被覆粒子型燃料炉心の解析においては、被覆粒子の非均質性の評価として、無限体系モデルを用い、臨界性に対する非均質効果が0.1% k以下であることを確認したが、将来的には、被覆粒子燃料の非均質性と不規則配置を考慮に入れたモンテカルロ法による確認計算も望まれる。

輸送効果の評価に関して、ガス冷却高速炉心では、輸送効果は非常に大きな正の補正量となることが明らかとなった。また、輸送効果の原因は、冷却材ガスがほぼ占有している制御棒位置の存在に起因する拡散計算の精度の悪化(拡散近似誤差)が主要であることが分かった。拡散計算による減圧反応度評価において、拡散近似誤差を低減する方法として、制御棒フォロワ部の原子数密度のみを変更せずに計算を行う方法が挙げられる。

今後の非均質効果の考慮法に関して、非均質効果の内訳分割ができれば、次のような活用方法があると考えられる。冷却材の種類に係わらず、非均質格子モデルに基づく拡散係数以外の均質化実効断面積は現状の決定論的手法に基づく方法でも計算可能であり、自己遮蔽+中性子束分布による非均質効果の評価あるいは考慮においてモンテカルロ法は不可欠ではない。また、自己遮蔽効果は主に燃料組成に依存する効果である。他方、中性子ストリーミング効果は、集合体構造に依存する効果である。そこで、今後のF/Sに対して、径方向中性子ストリーミング効果は無視するあるいは設計裕度として確保しておき、モンテカルロ法により評価した軸方向中性子ストリーミング効果をバイアスとして計上し、自己遮蔽+中性子束分布による効果を決定論的手法により考慮する方法を提案する。

更に、輸送効果の考慮に関して、ガス冷却高速炉心炉心の解析では、臨界性に対する輸送効果をバイアスとして計上する取り扱いが有効であるかどうか疑わしいことから、輸送計算結果に基づく燃焼計算システムの整備が強く望まれる。

## 参考文献

- (1) 核燃料サイクル開発機構, 日本原子力発電(株): 高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究 フェーズI 報告書, JNC TN1400 2001-006 (2001 年).
- (2) 林秀行, 坂下嘉章, 永沼正行, 他: 各種燃料形態・炉心に関する設計評価(2), JNC TN1340 2001-008, サイクル機構技報 No.12 別冊 (2001 年).
- (3) 池上哲雄, 林秀行, 佐々木誠, 他: 炉心・燃料(燃料形態)の技術検討書 - 実用化戦略調査研究(フェーズI) 成果報告 -, JNC TY9400 2001-011 (2001 年).
- (4) 森貴正, 中川正幸: 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 年).
- (5) T.Nakagawa: JENDL-3 Revision 2, Proc. of the 1993 Symposium on Nuclear Data, Tokai, Japan, JAERI-M 94-019, P.68 (1993).
- (6) T.Nakagawa, et al.: Japanese Evaluated Nuclear Data Library Version 3 Revision-2: JENDL-3.2, J. Nucl. Sci. Technol., 32, P.1259 (1995).
- (7) 藤本望, 野尻直喜, 他: モンテカルロ計算コード MVP による HTTR 炉心の解析, モンテカルロ法による粒子シミュレーションの現状と課題, (社)日本原子力学会, pp201~210 (2002 年).
- (8) 村田勲, 森貴正, 中川正幸, 板倉洋文: 確率的形状モデルを用いた連続エネルギーモンテカルロ法による不規則配列球状燃料体系の解析, JAERI-Research 96-015 (1996 年).
- (9) 村田勲, 森貴正, 他: モンテカルロ法を用いた充填模擬法による 3次元剛体球空間分布計算コード MCRDF, JAERI-Data/Code 96-016, (1996 年).
- (10) G.Rimpault, P.J.Smith and T.D.Newton: Advanced Methods for Treating Heterogeneity and Streaming Effects in Gas Cooled Fast Reactors, Proc. Int. Conf. Mathematics and Computing (M&C'99), Madrid, Spain (1999).
- (11) 千葉豪, 沼田一幸: JENDL-3.2 に基づく高速炉用炉定数 JFS-3-J3.2R の作成, JNC TN9400 2001-124 (2002 年).
- (12) 牧野徹: 高速炉核特性解析コードシステムの電子化マニュアル, JNC TJ9520 2001-001 (2001 年).

## 付録 A 非均質効果評価のための基本データ

3 種類のカス冷却高速炉炉心の均質モデル及び非均質モデルによる臨界性と減圧反応度の計算結果、統計誤差、標準偏差、及び、非均質効果計算結果をまとめた。

- 表 A.1-1 臨界性と減圧反応度の非均質効果計算結果
  - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -
- 表 A.1-2 臨界性と減圧反応度の非均質効果計算結果
  - 軸方向無限 He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -
- 表 A.1-3 臨界性と減圧反応度の非均質効果の成分評価
  - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -
- 表 A.2-1 臨界性と減圧反応度の非均質効果計算結果
  - He 冷却ピン型燃料炉心 -
- 表 A.2-2 臨界性と減圧反応度の非均質効果計算結果
  - 軸方向無限 He 冷却ピン型燃料炉心 -
- 表 A.2-3 臨界性と減圧反応度の非均質効果の成分評価
  - He 冷却ピン型燃料炉心 -
- 表 A.3-1 臨界性と減圧反応度の非均質効果計算結果
  - 炭酸ガス冷却炉心 -
- 表 A.3-2 臨界性と減圧反応度の非均質効果計算結果
  - 軸方向無限炭酸ガス冷却炉心 -
- 表 A.3-3 臨界性と減圧反応度の非均質効果の成分評価
  - 炭酸ガス冷却炉心 -

表 A.1-1 臨界性と減圧反応度の非均質効果計算結果

- He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

計算対象	均質	非均質	非均質効果
臨界性 (定常圧状態) (平均統計誤差) <標準偏差>	1.14343 (±0.00036) <±0.00022>	1.13366 (±0.00035) <±0.00066>	-0.00977 (±0.00050) <±0.00060>
臨界性 (減圧状態) (平均統計誤差) <標準偏差>	1.14823 (±0.00035) <±0.00027>	1.13740 (±0.00036) <±0.00047>	-0.01083 (±0.00050) <±0.00047>
減圧反応度 [\$] (平均統計誤差) <標準偏差>	+1.10 (±0.12) <±0.07>	+0.87 (±0.12) <±0.17>	-0.23 (±0.17) <±0.17>

eff = 0.00331

ヒストリー数 : 1,500,000 (内、最初の400,000切り捨て)

表 A.1-2 臨界性と減圧反応度の軸方向無限体系における非均質効果計算結果

- He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

計算対象	均質	非均質	非均質効果
臨界性 (定常圧状態) (統計誤差)	1.25711 (±0.00036)	1.25687 (±0.00031)	-0.00024 (±0.00048)
臨界性 (減圧状態) (統計誤差)	1.26240 (±0.00033)	1.26233 (±0.00036)	-0.00007 (±0.00049)
減圧反応度 [\$] (平均統計誤差)	+1.01 (±0.09)	+1.04 (±0.09)	+0.03 (±0.13)

eff = 0.00331

ヒストリー数 : 1,500,000 (内、最初の400,000切り捨て)

表 A.1-3 臨界性と減圧反応度の非均質効果の成分評価

- He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

計算体系	軸方向中性子ストリーミング以外	軸方向中性子ストリーミング	合計
臨界性 (不確かさ)	-0.00024 (±0.00048)	-0.00953 (±0.00077)	-0.00977 (±0.00060)
減圧反応度 [\$] (不確かさ)	+0.03 (±0.13)	-0.26 (±0.21)	-0.23 (±0.17)

eff = 0.00331



表 A.2-1 臨界性と減圧反応度の非均質効果計算結果

- He 冷却ピン型燃料炉心 -

計算対象	均質	非均質	非均質効果
臨界性 (定常圧状態) (平均統計誤差) <標準偏差>	1.19711 (±0.00049) <±0.00016>	1.18497 (±0.00046) <±0.00076>	-0.01214 (±0.00067) <±0.00067>
臨界性 (減圧状態) (平均統計誤差) <標準偏差>	1.20283 (±0.00045) <±0.00018>	1.19096 (±0.00044) <±0.00075>	-0.01186 (±0.00063) <±0.00066>
減圧反応度 [\$] (平均統計誤差) <標準偏差>	+1.13 (±0.13) <±0.04>	+1.21 (±0.13) <±0.19>	+0.08 (±0.18) <±0.18>

eff = 0.0035

ヒストリー数 : 1,500,000 (内、最初の400,000切り捨て)

表 A.2-2 臨界性と減圧反応度の軸方向無限体系における非均質効果計算結果

- He 冷却ピン型燃料炉心 -

計算対象	均質	非均質	非均質効果
臨界性 (定常圧状態) (統計誤差)	1.52263 (±0.00040)	1.52263 (±0.00039)	+0.00000 (±0.00056)
臨界性 (減圧状態) (統計誤差)	1.53487 (±0.00044)	1.53491 (±0.00037)	+0.00004 (±0.00057)
減圧反応度 [\$] (平均統計誤差)	+1.50 (±0.07)	+1.50 (±0.07)	+0.00 (±0.10)

eff = 0.0035

ヒストリー数 : 1,500,000 (内、最初の400,000切り捨て)

表 A.2-3 臨界性と減圧反応度の非均質効果の成分評価

- He 冷却ピン型燃料炉心 -

計算体系	軸方向中性子ストリーミング以外	軸方向中性子ストリーミング	合計
臨界性 (不確かさ)	+0.00000 (±0.00056)	-0.01214 (±0.00087)	-0.01214 (±0.00067)
減圧反応度 [\$] (不確かさ)	+0.00 (±0.10)	+0.07 (±0.21)	+0.08 (±0.18)

eff = 0.0035

表 A.3-1 臨界性と減圧反応度の非均質効果計算結果

- 炭酸ガス冷却炉心 -

計算体系	均質	非均質	非均質効果
臨界性 (定常圧状態) (平均統計誤差) <標準偏差>	1.09455 (±0.00039) <±0.00055>	1.09414 (±0.00043) <±0.00015>	-0.00041 (±0.00058) <±0.00049>
臨界性 (減圧状態) (平均統計誤差) <標準偏差>	1.09829 (±0.00044) <±0.00057>	1.09741 (±0.00045) <±0.00080>	-0.00088 (±0.00063) <±0.00085>
減圧反応度 [\$] (平均統計誤差) <標準偏差>	+0.88 (±0.09) <±0.16>	+0.77 (±0.10) <±0.16>	-0.11 (±0.14) <±0.22>

eff = 0.00355

ヒストリー数 : 1,500,000 (内、最初の400,000切り捨て)

表 A.3-2 臨界性と減圧反応度の軸方向無限体系における非均質効果計算結果

- 炭酸ガス冷却炉心 -

計算対象	均質	非均質	非均質効果
臨界性 (定常圧状態) (統計誤差)	1.27629 (±0.00034)	1.28040 (±0.00028)	+0.00411 (±0.00043)
臨界性 (減圧状態) (統計誤差)	1.28584 (±0.00034)	1.28898 (±0.00025)	+0.00314 (±0.00042)
減圧反応度 [\$] (平均統計誤差)	+1.64 (±0.08)	+1.46 (±0.06)	-0.17 (±0.10)

eff = 0.00355

ヒストリー数 : 1,500,000 (内、最初の400,000切り捨て)

表 A.3-3 臨界性と減圧反応度の非均質効果の成分評価

- 炭酸ガス冷却炉心 -

計算体系	軸方向中性子ストリーミング以外	軸方向中性子ストリーミング	合計
臨界性 (不確かさ)	+0.00411 (±0.00043)	-0.00452 (±0.00072)	-0.00041 (±0.00058)
減圧反応度 [\$] (不確かさ)	-0.17 (±0.10)	+0.07 (±0.24)	-0.11 (±0.22)

eff = 0.00355

## 付録 B 輸送効果及びメッシュ効果評価のための基本データ

3種類の高圧冷却高速炉炉心の拡散計算及び輸送計算による臨界性と減圧反応度の計算結果、及び、輸送効果等の計算結果をまとめた。厳密摂動計算結果も付加している。

輸送計算において、角度分点効果を評価するために、基準の S<sub>4</sub>P<sub>0</sub> に対し S<sub>8</sub>P<sub>0</sub> 計算も行ったが、相対的に輸送効果の小さい He 冷却被覆粒子型燃料炉心と炭酸ガス冷却炉心については 0.1% k 程度であったが、He 冷却ピン型燃料炉心については 0.2% k 程度と大きめの値であった。

なお、参考までに、輸送計算結果とモンテカルロ法（均質モデル）による結果との一致は非常によいので、炉心体系モデル間の相違（2次元 RZ と 3次元 HexZ）はほとんどないものと見なすことができる。

表 B.1-1 臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算用基本データ

- He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

表 B.1-2 臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算結果

- He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

表 B.1-3 輸送計算における Sn 分点効果

- He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

表 B.2-1 臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算用基本データ

- He 冷却ピン型燃料炉心 -

表 B.2-2 臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算結果

- He 冷却ピン型燃料炉心 -

表 B.2-3 輸送計算における Sn 分点効果

- He 冷却ピン型燃料炉心 -

表 B.3-1 臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算用基本データ

- 炭酸ガス冷却炉心 -

表 B.3-2 臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算結果

- 炭酸ガス冷却炉心 -

表 B.3-3 輸送計算における Sn 分点効果

- 炭酸ガス冷却炉心 -

表 B.4-1 厳密拡散摂動理論による減圧反応度計算結果

- He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

表 B.4-2 厳密輸送摂動理論による減圧反応度計算結果

- He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

表 B.4-3 厳密摂動理論による減圧反応度輸送・メッシュ効果計算結果

- He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

表 B.5-1 厳密拡散摂動理論による減圧反応度計算結果

- He 冷却ピン型燃料炉心 -

表 B.5-2 厳密輸送摂動理論による減圧反応度計算結果

- He 冷却ピン型燃料炉心 -

表 B.5-3 厳密摂動理論による減圧反応度輸送・メッシュ効果計算結果

- He 冷却ピン型燃料炉心 -

表 B.6-1 厳密拡散摂動理論による減圧反応度計算結果

- 炭酸ガス冷却炉心 -

表 B.6-2 厳密輸送摂動理論による減圧反応度計算結果

- 炭酸ガス冷却炉心 -

表 B.6-3 厳密摂動理論による減圧反応度輸送・メッシュ効果計算結果

- 炭酸ガス冷却炉心 -

表 B.1-1 臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算用基本データ  
 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

計算理論	拡散計算	拡散計算	拡散計算	輸送計算
メッシュ条件	基準	無限	基準	基準
特記事項 核特性	なし	なし	制御棒フォロ ワ部のみ定圧	なし
臨界性 (定常圧)	1.11459	1.11153	1.11459	1.14345
臨界性 (減圧)	1.11653	1.11335	1.11834	1.14783
減圧反応度 [\$]	+0.47	+0.44	+0.91	+1.01

eff = 0.00331

表 B.1-2 臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算結果  
 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

計算項目	メッシュ効果	輸送効果	輸送・メッ シュ効果	輸送・メッ シュ効果
特記事項 核特性	なし	なし	なし	制御棒フォロ ワ部のみ定圧
臨界性 (定常圧)	-0.00306	+0.03192	+0.02886	+0.02886
臨界性 (減圧)	-0.00319	+0.03448	+0.03130	+0.02949
減圧反応度 [\$]	-0.03	+0.56	+0.54	+0.10

eff = 0.00331

表 B.1-3 輸送計算における Sn 分点効果  
 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

Sn分点条件	固有値
S4	1.14345
S8	1.14257
差	+0.00088

表 B.2-1 臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算用基本データ  
 - He 冷却ピン型燃料炉心 -

計算理論	拡散計算	拡散計算	拡散計算	輸送計算
メッシュ条件	基準	無限	基準	基準
特記事項 核特性	なし	なし	制御棒フォロ ワ部のみ定圧	なし
臨界性 (定常圧)	1.09925	1.09030	1.09925	1.20244
臨界性 (減圧)	1.09145	1.08206	1.10440	1.20888
減圧反応度 [\$]	-1.86	-2.00	+1.21	+1.27

eff = 0.0035

表 B.2-2 臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算結果  
 - He 冷却ピン型燃料炉心 -

計算項目	メッシュ効果	輸送効果	輸送・メッ シュ効果	輸送・メッ シュ効果
特記事項 核特性	なし	なし	なし	制御棒フォロ ワ部のみ定圧
臨界性 (定常圧)	-0.00895	+0.11214	+0.10319	+0.10319
臨界性 (減圧)	-0.00939	+0.12682	+0.11743	+0.10448
減圧反応度 [\$]	-0.14	+3.26	+3.12	+0.05

eff = 0.0035

表 B.2-3 輸送計算における Sn 分点効果  
 - He 冷却ピン型燃料炉心 -

Sn分点条件	固有値
S4	1.20244
S8	1.20010
差	+0.00234

表 B.3-1 臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算用基本データ  
 - 炭酸ガス冷却炉心 -

計算理論	拡散計算	拡散計算	拡散計算	輸送計算
メッシュ条件	基準	無限	基準	基準
特記事項 核特性	なし	なし	制御棒フォロ ワ部のみ定圧	なし
臨界性 (定常圧)	1.08188	1.07576	1.08188	1.09854
臨界性 (減圧)	1.08045	1.07395	1.08475	1.10190
減圧反応度 [\$]	-0.34	-0.44	+0.69	+0.78

eff = 0.00355

表 B.3-2 臨界性と減圧反応度の輸送及びメッシュ効果計算結果  
 - 炭酸ガス冷却炉心 -

計算項目	メッシュ効果	輸送効果	輸送・メッ シュ効果	輸送・メッ シュ効果
特記事項 核特性	なし	なし	なし	制御棒フォロ ワ部のみ定圧
臨界性 (定常圧)	-0.00612	+0.02278	+0.01666	+0.01666
臨界性 (減圧)	-0.00650	+0.02795	+0.02145	+0.01715
減圧反応度 [\$]	-0.10	+1.22	+1.13	+0.09

eff = 0.00355

表 B.3-3 輸送計算における Sn 分点効果  
 - 炭酸ガス冷却炉心 -

Sn分点条件	固有値
S4	1.09854
S8	1.09759
差	+0.00095

表 B.4-1 厳密拡散摂動理論による減圧反応度計算結果

- He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

領域\成分	核分裂生成	吸収	散乱	漏洩	合計
内側炉心	-0.2	+1.1	+191.6	-9.2	+183.2
外側炉心	-0.2	+0.6	+124.2	-21.1	+103.5
軸ブランケット	-0.0	+0.3	+21.3	-9.1	+12.5
径ブランケット	-0.0	+0.1	+9.6	-7.0	+2.6
制御棒フォロワ	+0.0	+0.0	+48.4	<b>-194.0</b>	-145.7
その他	+0.0	+0.0	+0.2	-0.3	-0.0
合計	-0.4	+2.0	+395.3	-240.7	+156.2

単位：pcm (10<sup>-5</sup> k/kk')

表 B.4-2 厳密輸送摂動理論による減圧反応度計算結果

- He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

領域\成分	核分裂生成	吸収	散乱	漏洩	合計
内側炉心	-0.2	+1.1	+202.6	-12.7	+190.8
外側炉心	-0.1	+0.5	+117.4	-20.2	+97.6
軸ブランケット	-0.0	+0.2	+13.9	-8.4	+5.7
径ブランケット	-0.0	+0.1	+7.6	-5.5	+2.2
制御棒フォロワ	+0.0	+0.0	+49.2	<b>-11.3</b>	+37.9
その他	+0.0	+0.0	+0.1	-0.1	+0.0
合計	-0.4	+1.9	+390.9	-58.2	+334.2

単位：pcm (10<sup>-5</sup> k/kk')

表 B.4-3 厳密摂動理論による減圧反応度輸送・メッシュ効果計算結果

- He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -

領域\成分	核分裂生成	吸収	散乱	漏洩	合計
内側炉心	-0.0	+0.0	+11.0	-3.5	+7.5
外側炉心	+0.0	-0.0	-6.8	+0.9	-5.9
軸ブランケット	+0.0	-0.1	-7.4	+0.7	-6.8
径ブランケット	+0.0	-0.0	-2.0	+1.6	-0.5
制御棒フォロワ	+0.0	+0.0	+0.9	<b>+182.7</b>	+183.6
その他	+0.0	+0.0	-0.1	+0.2	+0.0
合計	+0.0	-0.1	-4.4	+182.6	+178.0

単位：pcm (10<sup>-5</sup> k/kk')

表 B.5-1 厳密拡散摂動理論による減圧反応度計算結果

- He 冷却ピン型燃料炉心 -

領域\成分	核分裂生成	吸収	散乱	漏洩	合計
内側炉心	-0.1	+0.4	+363.5	-38.3	+325.5
外側炉心	-0.1	+0.2	+102.8	-27.2	+75.7
軸ブランケット	-0.0	+0.2	+80.3	-35.0	+45.5
径ブランケット	-0.0	+0.0	+2.8	-1.6	+1.2
制御棒フォロワ	+0.0	+0.1	+99.5	<b>-1191.1</b>	-1091.5
その他	+0.0	+0.0	+21.6	-62.8	-41.2
合計	-0.2	+0.9	+670.5	-1356.0	-684.8

単位：pcm (10<sup>-5</sup> k/kk')

表 B.5-2 厳密輸送摂動理論による減圧反応度計算結果

- He 冷却ピン型燃料炉心 -

領域\成分	核分裂生成	吸収	散乱	漏洩	合計
内側炉心	-0.1	+0.4	+355.0	-40.6	+314.8
外側炉心	-0.1	+0.2	+104.0	-28.3	+75.9
軸ブランケット	-0.0	+0.1	+52.4	-40.7	+11.8
径ブランケット	-0.0	+0.0	+1.9	-1.3	+0.6
制御棒フォロワ	+0.0	+0.1	+92.5	<b>-47.9</b>	+44.8
その他	+0.0	+0.0	+9.5	-13.8	-4.3
合計	-0.2	+0.9	+615.3	-172.5	+443.6

単位：pcm (10<sup>-5</sup> k/kk')

表 B.5-3 厳密摂動理論による減圧反応度輸送・メッシュ効果計算結果

- He 冷却ピン型燃料炉心 -

領域\成分	核分裂生成	吸収	散乱	漏洩	合計
内側炉心	+0.0	+0.0	-8.5	-2.3	-10.8
外側炉心	+0.0	-0.0	+1.3	-1.1	+0.2
軸ブランケット	+0.0	-0.0	-27.9	-5.7	-33.7
径ブランケット	+0.0	-0.0	-0.9	+0.3	-0.6
制御棒フォロワ	+0.0	+0.0	-7.0	<b>+1143.3</b>	+1136.3
その他	+0.0	-0.0	-12.1	+49.0	+36.9
合計	+0.0	-0.1	-55.2	+1183.5	+1128.3

単位：pcm (10<sup>-5</sup> k/kk')



表 B.6-1 厳密拡散摂動理論による減圧反応度計算結果

- 炭酸ガス冷却炉心 -

領域\成分	核分裂生成	吸収	散乱	漏洩	合計
内側炉心	-0.7	+9.3	+209.5	-51.3	+166.9
外側炉心	-0.8	+8.7	+167.8	-95.3	+80.5
軸ブランケット	-0.0	+1.4	+51.2	-53.9	-1.3
径ブランケット	-0.0	+0.4	+14.6	-16.8	-1.7
制御棒フォロワ	+0.0	+1.2	+37.6	<b>-403.9</b>	-365.1
その他	+0.0	+0.1	+10.0	-10.8	-0.8
合計	-1.4	+21.1	+490.8	-632.0	-121.5

単位：pcm (10<sup>-5</sup> k/kk')

表 B.6-2 厳密輸送摂動理論による減圧反応度計算結果

- 炭酸ガス冷却炉心 -

領域\成分	核分裂生成	吸収	散乱	漏洩	合計
内側炉心	+0.7	+10.2	+239.1	-58.9	+189.7
外側炉心	+0.7	+8.0	+159.9	-83.9	+83.4
軸ブランケット	+0.0	+1.2	+43.4	-50.0	-5.4
径ブランケット	+0.0	+0.4	+12.2	-13.9	-1.3
制御棒フォロワ	+0.0	+1.3	+41.8	<b>-33.3</b>	+9.8
その他	+0.0	+0.0	+6.0	-5.9	+0.2
合計	+1.4	+21.1	+502.5	-245.8	+276.4

単位：pcm (10<sup>-5</sup> k/kk')

表 B.6-3 厳密摂動理論による減圧反応度輸送・メッシュ効果計算結果

- 炭酸ガス冷却炉心 -

領域\成分	核分裂生成	吸収	散乱	漏洩	合計
内側炉心	+1.4	+0.9	+29.6	-7.6	+22.8
外側炉心	+1.4	-0.7	-7.9	+11.4	+2.9
軸ブランケット	+0.0	-0.2	-7.8	+3.8	-4.2
径ブランケット	+0.0	-0.1	-2.4	+2.9	+0.4
制御棒フォロワ	+0.0	+0.1	+4.2	<b>+370.6</b>	+374.8
その他	+0.0	-0.0	-3.9	+5.0	+1.0
合計	+2.9	+0.0	+11.7	+386.1	+397.9

単位：pcm (10<sup>-5</sup> k/kk')

## 付録 C 減圧反応度の線形性評価について

He 冷却被覆粒子型燃料炉心を対象に、部分圧力条件による減圧反応度の線形性評価を行った。

現状の過渡解析では、部分圧力時に印加される減圧反応度は、定常圧力（6MPa）からの圧力変化に比例するとの仮定が用いられているが、解析的に確認がなされたわけではない。そこで、輸送計算により部分圧力時の固有値を求め、圧力と減圧反応度との関係を解析的に調べることにした。輸送計算の条件は第 4 章で示した方法と特に変わりはない。

解析結果を図 C-1 に示すが、定常状態からの圧力変化に対して、固有値及び減圧反応度がほぼ線形に変化していることが分かる。このことから、圧力に対する減圧反応度の線形性が示されたと言える。

今回は、評価を行わなかったが、仮に拡散計算により同様の評価を行った場合は、特に制御棒フォロワからの中性子漏洩が過大評価され、減圧状態ではその影響は著しいと予想され、線形性は必ずしも保証されないと予測される。すなわち、輸送計算で使用される断面積は全て圧力（数密度）に比例するが、拡散計算で使用される拡散係数は拡散近似に基づくものであり、かつ圧力に反比例するため、線形性は保たれないと考えられる。

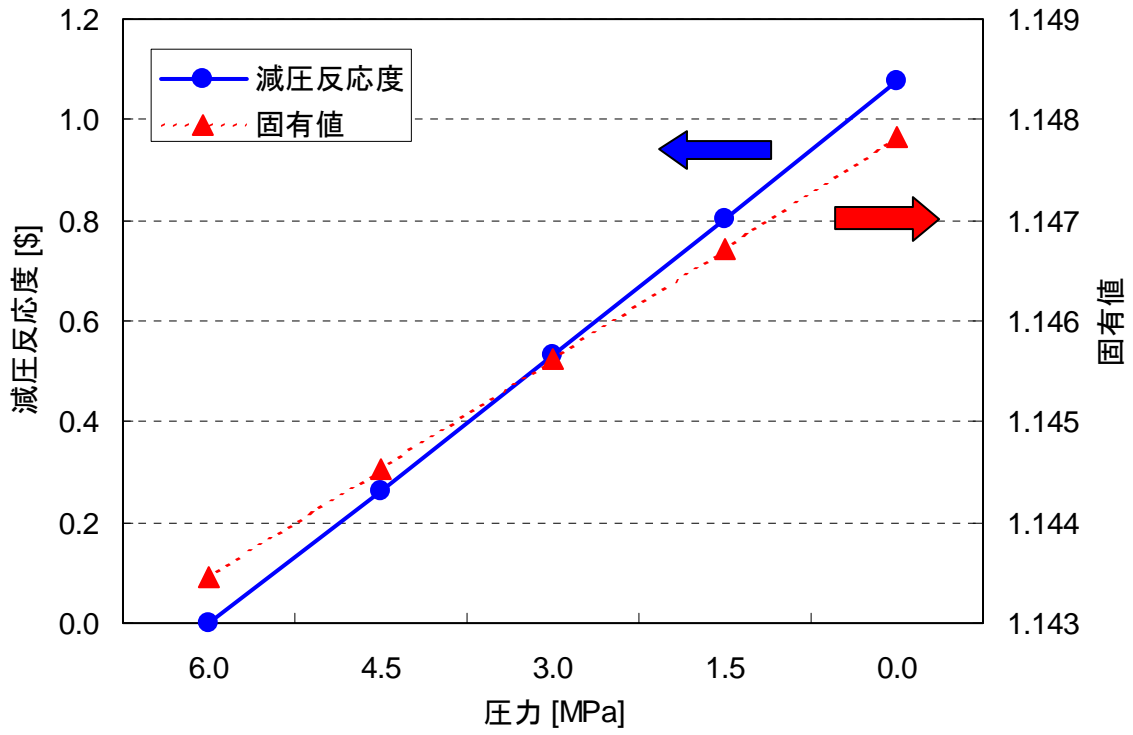


図 C-1 部分圧力状態における固有値と減圧反応度の輸送計算結果  
 - He 冷却被覆粒子型燃料炉心 -