

修士論文

固有安全性を有する高速炉の
設計最適化手法の開発

名古屋大学大学院

工学研究科博士前期課程

総合エネルギー工学専攻

山本章夫研究室

大池宏弥

令和4年2月

第1章	序論	1
1.1	背景	1
1.1.1	日本のエネルギー情勢	1
1.1.2	ナトリウムに関する高速炉固有の設計課題	2
1.1.3	既存の高速炉設計手法の問題点	3
1.2	本研究の目的	4
1.3	本論文の構成	5
	参考文献	6
第2章	ナトリウムボイド反応度と高速炉の炉心解析	7
2.1	本章の概要	7
2.2	ナトリウムボイド反応度	7
2.2.1	高速炉におけるナトリウムボイド反応度の性質	7
2.2.2	ナトリウムボイド反応度の計算式導出	12
2.3	高速炉もんじゅ全炉心を対象とした炉心解析	19
2.3.1	高速炉もんじゅ全炉心計算体系	20
2.3.2	計算条件	23
2.3.3	ナトリウムボイド反応度と各炉心特性の計算結果	29
2.4	もんじゅ内側炉心の1領域無限均質体系を対象とした炉心解析	33
2.4.1	計算条件	33
2.4.2	各炉心特性の計算結果	34
2.5	もんじゅ内側炉心と外側炉心のみの体系を対象とした炉心解析	35
2.5.1	計算条件	35
2.5.2	各炉心特性の計算結果	36
2.6	本章のまとめ	37
	参考文献	38
第3章	数理的アルゴリズムに基づく最適化手法の開発	40
3.1	本章の概要	40
3.2	最適化問題の種類	40
3.3	最適化に関するパラメータ	41
3.3.1	設計変数の摂動方法	41
3.3.2	目的変数の評価方法	43
3.4	山登り法に基づく最適化手法	44
3.4.1	山登り法の概要	44
3.4.2	最適化アルゴリズム	45
3.4.3	最適化フロー	47
3.5	焼きなまし法に基づく最適化手法	48

3.5.1	焼きなまし法の概要	49
3.5.2	最適化アルゴリズム	50
3.5.3	最適化フロー	53
3.6	ベンチマーク問題に対する各最適化手法の性能評価	55
3.6.1	ベンチマーク関数	55
3.6.2	計算条件	57
3.6.3	最適化結果	58
3.7	本章のまとめ	65
	参考文献	65
第4章	燃料組成最適化の検討	67
4.1	本章の概要	67
4.2	燃料組成の作成方法	67
4.2.1	燃料組成パラメータの導入と線形結合方法	67
4.2.2	燃料組成パラメータの範囲制限化と規格化に関するアルゴリズム	70
4.2.3	使用する燃料核種の同位体組成比の種類	74
4.3	最適化対象の目的変数	79
4.3.1	対象の炉心特性の種類	79
4.3.2	使用する燃焼チェーンに基づく転換比の定義	82
4.4	重核種を対象とした燃料組成最適化	88
4.4.1	計算条件	88
4.4.2	マイナーアクチニドに関する制約条件無しの場合	96
4.4.3	マイナーアクチニドに関する制約条件有りの場合	107
4.5	軽核種と中核種を含めた燃料組成最適化	118
4.5.1	計算条件	118
4.5.2	もんじゅ燃料を一定割合装荷した場合	120
4.5.3	重核種のみのお最適化後の燃料を一定割合装荷した場合	137
4.6	本章のまとめ	154
	参考文献	155
第5章	炉心寸法最適化の検討	158
5.1	本章の概要	158
5.2	炉心寸法の最適化モデル	158
5.3	最適化対象の目的変数	161
5.4	炉心寸法最適化	163
5.4.1	計算条件	163
5.4.2	もんじゅ内側炉心燃料を装荷する場合	171
5.4.3	重核種のみのお最適化後の燃料を装荷する場合	184

5.5	本章のまとめ.....	201
	参考文献.....	202
第6章	結論.....	203
6.1	まとめ.....	203
6.2	今後の課題.....	207
	参考文献.....	208

第1章 序論

1.1 背景

1.1.1 日本のエネルギー情勢

2021年10月に閣議決定された第六次エネルギー基本計画は、二つの視点を踏まえて策定された[1]。一つ目は、日本のエネルギー需給構造の抱える課題の克服である。2019年度の日本のエネルギー自給率は12.1%であり、一次エネルギー供給に占める化石エネルギーの依存度は89.6%である[2]。これは石油・天然ガスのほぼ全量を海外から輸入しているためであり、ゆえに日本のエネルギーは中東等の資源調達先の国々との関係やその情勢に大きく左右される状況下にある。このエネルギー需給構造がエネルギー安全保障の観点から懸念されている。二つ目は、気候変動問題への対応である。気候変動とは気温や湿度、降水量等の気候の構成要素が変化することであり、人間活動に伴う二酸化炭素等の温室効果ガスの増加による人為的な要因が、海洋熱波や大雨の頻度と強度の増加を例とした気候の極端現象に既に影響を及ぼしていると報告されている[3]。日本はこの対応として2050年カーボンニュートラルの実現を2020年10月に宣言し、2050年までに二酸化炭素の実質排出量をゼロにすることを目標としている。

以上の日本のエネルギー情勢に基づくエネルギー需給構造の安定化と脱炭素化の実現に向けて、太陽光や風力、地熱等の再生可能エネルギーや化石エネルギーといった多様なエネルギー源が互いの強みと弱みを補完するように、第六次エネルギー基本計画は全体の電源を構成している。原子力は2030年に向けた重要なベースロード電源に位置付けられているが、これは原子力が国内保有燃料で数年にわたり発電が可能であるためエネルギー自給率の向上とエネルギー需給構造の長期的安定に貢献し、また運転時には温室効果ガスの排出量が少ないことから脱炭素社会の実現への寄与が期待されるためである[1]。

一方で原子力が抱える問題の一つに、核燃料サイクルの確立がある。核燃料サイクルの全体像を **Figure 1-1** に示す。核燃料サイクルとは、原子力発電に伴い排出された使用済み燃料を再処理することにより、取り出したウランとプルトニウムを MOX 燃料に加工し再度発電に利用するシステムであり、ウラン資源の有効活用と高レベル放射性廃棄物(High Level Waste: HLW)の減容化及び放射能レベルの低減化を目的としている[4][5]。現在は軽水炉を利用するプルサーマル計画が推進されているが、更なる資源の利用効率の向上と HLW の減容化及び放射能レベルの低減化を目的として、高速炉の開発が進められている[5]。

原子燃料サイクル

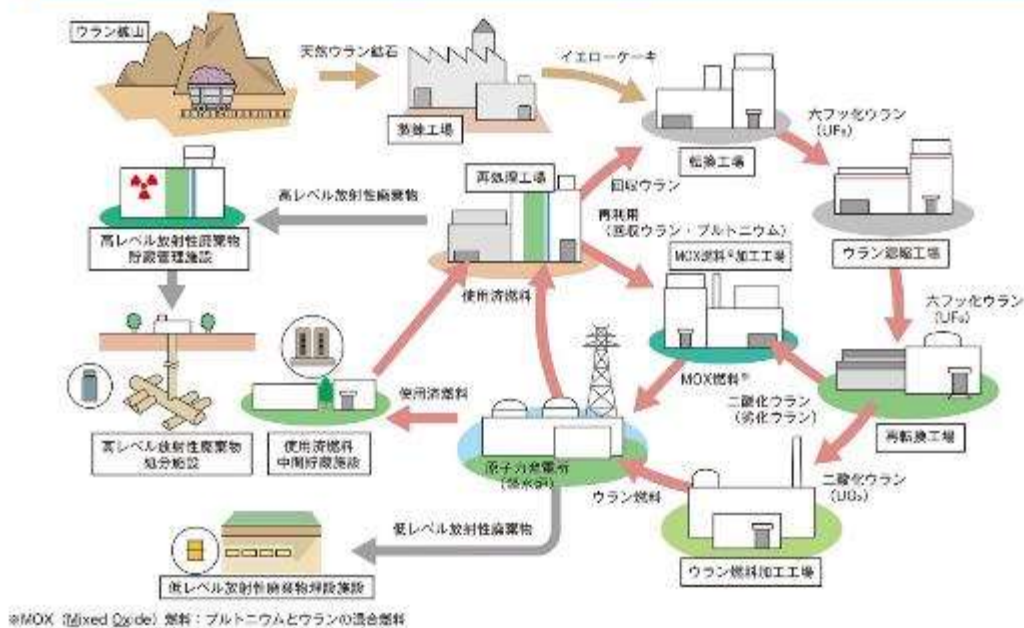


Figure 1-1 核燃料サイクル[6]

高速炉とは、高速中性子を利用する原子炉である。高速炉は高速中性子が多い体系でMOX燃料を使用するため、Pu239の核分裂反応に加えてU238の中性子捕獲反応によるPu239への転換または増殖が見込める。ゆえに核燃料サイクルにおけるエネルギー資源の利用効率はウラン燃料を主とする軽水炉よりも高速炉の方が大きい。また、HLW中に含まれる超ウラン元素は高エネルギーの数百 keV で中性子核分裂のしきい値を持っているものが多いため、HLWの減容化と放射能レベルの低減化には、高速炉によるHLW核変換機能の利用が望まれている[7]。

これらの高速炉の核燃料サイクル上の利点は高速中性子の利用によってもたらされており、ゆえに高速炉は中性子を減速させないために減速材を使用しない。しかし、炉心の冷却のために液体ナトリウムを冷却材として使用しており、このナトリウムが高速炉固有の設計上の課題になっている。

1.1.2 ナトリウムに関する高速炉固有の設計課題

高速炉の冷却材には液体金属の使用が考えられているが、選択対象の液体金属中でも、融点と沸点の高さ・比熱容量の低さ、熱伝導率の高さ等の物性的特性と、中性子減速能力の低さ、中性子捕獲断面積の小ささ等の核的特性の観点から、ナトリウムの利用が主流である[8]。しかし、ナトリウムを冷却材として使用する際に大きく2つの課題が存在する。

一つ目に、ナトリウムの化学的活性度が高いことである。ナトリウムは水と激しく反応し大きな反応熱を発生させるため、万が一蒸気発生器(Steam Generator: SG)の伝熱管が破損し

た場合もナトリウム・水反応による衝撃圧力や反応生成物の影響を直接炉心に与えないよう高速炉を設計する必要がある。この観点から高速炉のナトリウム冷却系は、炉心を直接冷却する1次冷却系、中間熱交換器を介して1次系ナトリウムと接続しSGを通じて水に熱を伝える2次冷却系に分割されている[9]。また、原子炉容器の上部に不活性気体のアルゴンガスといったカバーガスを充填する、化学的活性度を抑えるために金属ナノ粒子を液体ナトリウム中に添加する等、様々な対策が実施・考案されている[9][10]。

二つ目に、高速炉におけるナトリウムの核的側面の性質である。冷却材として使用する $^{23}_{11}\text{Na}$ は炉内で中性子捕獲反応を起こすと $^{24}_{11}\text{Na}$ に変化し、高エネルギーの γ 線を放出する核種となる。ゆえに1次系ナトリウムは放射化されているが2次系ナトリウムは炉心を通らず放射化されていないため、冷却系を1次系と2次系に分離することで水・蒸気系とタービン系を非放射線管理区域として扱うことができる。ただし、ナトリウム中に気泡（ボイド）が生じた場合の反応度変化であるナトリウムボイド反応度が高速炉においては正になりやすいといった課題があり、高速炉の安全上重要な問題として取り扱われている[11]。

以上のように高速炉はナトリウムに関する設計課題を解決または緩和するよう考慮されて設計されてきた。特にナトリウムボイド反応度の抑制は高速炉の固有かつ長年の設計課題であった。これはナトリウムボイド反応度が正であった場合に、カバーガスの巻き込みやナトリウムの局所的沸騰といった何らかの理由でナトリウムがボイド化した際、炉内は核分裂連鎖反応がより促進され、炉心温度の上昇に伴い冷却材であるナトリウムに伝わる熱が増加し、ナトリウムのボイド率が更に増加する正のフィードバック機構が高速炉に働くためである。そのため、安全上の理由からナトリウムボイド反応度の抑制が高速炉において重要な設計課題となっている。

1.1.3 既存の高速炉設計手法の問題点

これまで設計されてきた高速炉は前項で説明したナトリウムボイド反応度を中心とする設計課題を踏まえて考案されている。代表的なナトリウム冷却型高速炉の設計図を **Figure 1-2** に示す。また、近年で設計・建設された高速炉の例では、日本では常陽やもんじゅ、フランスでは ASTRID、ロシアでは BN-800、中国では CEFR 等が存在する[12][13]。

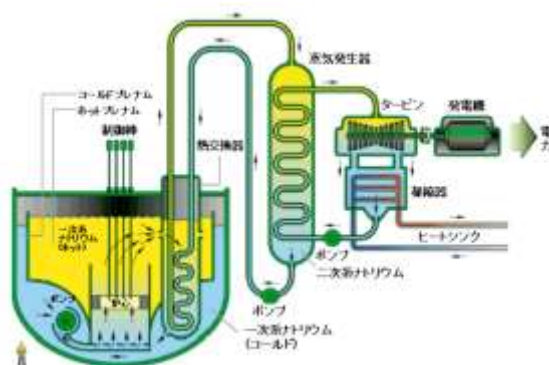


Figure 1-2 ナトリウム冷却高速炉[14]

これらを例とした従来の高速炉は、安全性や経済性等を含めた様々な設計要求を考慮して設計の考案・改善等が行われているが、既存の高速炉の設計手法には問題点が大きく2つ存在する。

一つ目に、高速炉設計に要求される制約条件が厳しいことである。高速炉の炉心部を決定づける設計変数は熱出力や燃料交換バッチ数、燃料密度、炉心高さ等が存在するが、これらの大部分は制約条件として与えられる電気出力やサイクル長、燃焼反応度によってほぼ値が決定される。この設計変数の自由度が小さい探索範囲内で、実効増倍率やナトリウムボイド反応度等の多種類の炉心特性を評価しなければならないため、得られる設計も限定的であるという問題がある。また、日本では核燃料サイクル上での高速炉の利用を想定しているため、Pu 富化度等といった設計変数は存在するものの、MOX 燃料の使用という制約条件が前提として設計時に課せられている。これらの問題から、高速中性子が多い体系という高速炉の利点を制約条件によって活かしきれていない可能性がある。

二つ目に、一部の高速炉設計に工学的知見を用いている部分が存在することである。例えば設計課題であるナトリウムボイド反応度の抑制に向けて従来提唱されてきた高速炉は、体系に印加されるドップラー反応度やナトリウムの熱膨張による炉心の膨張等を含めた総合的な反応度を負側に制御するために、ナトリウムのボイド化時に中性子が漏洩しやすい形状を想定して設計されてきた。具体的には円環状炉心、パンケーキ型炉心、扁平炉心等がこれまで考案されており、一方、ナトリウムボイド反応度が正であるものの経済的な観点から円柱型炉心の高速炉も設計されている[15]。これらの炉型は、炉心形状が複雑になるとナトリウムボイド反応度の抑制に最適な炉心形状を解析的に構築することが困難となるため、これまでに培われてきた工学的知見を用いて設計された。また、高速炉設計には設計変数・制約条件・炉心特性が多種類存在するため、制約条件を全て満たした上で炉心特性が同時に最適値となる設計変数を探索するには膨大な計算コストが必要となる。ゆえに、上記のような扁平炉心の想定といった工学的知見を用いて一部の高速炉設計は行われていた。

以上2つの高速炉設計手法に関する問題点により、これまでの高速炉は最適な炉心を見逃している可能性がある。ゆえに、高速炉設計における固有かつ長年の課題である、ナトリウムボイド反応度が負となる炉心の構築には、設計に要求される制約条件の緩和、及び工学的知見を極力用いない設計手法の開発が有効であると考えられる。

1.2 本研究の目的

前節では、高速炉は日本のエネルギー戦略に必要な存在であるが、ナトリウムボイド反応度といったナトリウムに関する固有の設計課題を抱えており、既存の高速炉設計手法では高速炉設計に要求される制約条件が厳しいこと、一部の高速炉設計に工学的知見を用いていることが問題点であると指摘した。

本研究では以上の背景から、ナトリウムボイド反応度が負である固有安全性を有する高速炉の設計最適化手法の開発を目的とする。開発の狙いは、これまで設計に要求されてきた

制約条件を緩和し、従来の工学的知見に基づくアプローチでは見出すことができなかった設計が存在するかを抜本的に探索・確認することである。以下に本研究の開発目標とする設計最適化手法の特徴を述べる。

- 高速炉の設計変数に関する制約条件の緩和

本研究で扱う設計変数は大きく燃料組成と炉心寸法の2種類に分けられるが、これらの制約条件を緩和し、探索範囲の拡大を図る。具体的には、燃料組成を世界中の様々な原子炉で使用が想定されている燃料や、軽・中核種の天然同位体組成比の線形結合で作成することで、現実的な範囲かつ従来の制約条件に捕われない大規模な最適燃料組成の探索を行う。また、内側・外側炉心やブランケット領域を予め区分せずに炉心領域の形状を決定する設計変数の導入により、既存の高速炉炉心の枠組みを使用しない抜本的な最適炉心寸法の探索を行う。以上が本研究で開発する設計最適化手法における、設計変数に関する制約条件の緩和である。

- 従来の工学的知見に頼らない、最適化手法を用いた設計変数の探索

本研究は最適炉心の探索手法として、数理的な最適化アルゴリズムに基づく最適化手法を新たに開発する。具体的には、燃料組成または炉心寸法を設計変数とし、炉心の運転期間等の現実的条件かつ工学的知見を用いない最低限の制約条件の下、実効増倍率やナトリウムボイド反応度等の炉心特性を目的変数として、山登り法や焼きなまし法といった最適化アルゴリズムを適用する。これにより、原子炉設計技術者の経験則や工学的なノウハウを極力用いることなく、各目的変数が最適となる方向へ設計変数の探索を行う最適化手法を開発する。以上が本研究で開発する設計最適化手法における、工学的知見を用いない最適な設計変数の探索方法である。

以上が本研究の目的、及び開発目標とする高速炉の設計最適化手法の特徴である。

1.3 本論文の構成

本論文は全6章で構成される。本章では、背景及び目的について述べた。

第2章では、本研究の最適化対象として重点的に扱うナトリウムボイド反応度の性質及び摂動論に基づく計算式の導出と、現在日本で運転実績のある最新の高速炉もんじゅを対象としたナトリウムボイド反応度及び各炉心特性の解析を行う。

第3章では、本研究で取り扱う最適化問題と、開発した最適化手法における設計変数と目的変数の取り扱い方について説明する。また、開発した数理的なアルゴリズムに基づく最適化手法について説明し、ベンチマーク問題の適用により各最適化手法の性能評価を行う。

第4章では、高速炉の燃料組成最適化に関する検討を行う。様々な燃料や天然同位体組成比の線形結合による燃料組成の作成方法について説明し、最適化対象の目的変数について

述べる。そして、重核種のみを対象とした場合、軽・中核種を含めた場合における燃料組成最適化結果について報告する。

第5章では、高速炉の炉心寸法最適化結果に関する検討を行う。本研究で構築した炉心寸法の最適化モデルについて説明し、最適化対象の目的変数について述べる。そして、装荷する燃料の種類を変更した場合における炉心寸法最適化結果について報告する。

第6章では、本研究のまとめと今後の課題について述べる。

参考文献

- [1] “第6次エネルギー基本計画,” 経済産業省(2021).
- [2] “令和2年度エネルギーに関する年次報告(エネルギー白書2021),” 経済産業省(2021).
- [3] Valérie Masson-Delmotte, Panmao Zhai, Anna Pirani *et al.*, *AR6 Climate Change 2021: The Physical Science Basis Summary for Policymakers*, The Intergovernmental Panel on Climate Change, ISBN 978-92-9169-158-6 (2021).
- [4] D.G.Brookins, “放射性廃棄物処分の基礎,” 石原健彦 大橋弘士 林勝平, 東京 (1987).
- [5] 佐治悦郎, 佐田務, 田中治邦, 他, “核燃料サイクルのリアリティ”, 日本原子力学会誌, **63**(2), 53-63(2021).
- [6] “原子力・エネルギー図面集,” 日本原子力文化財団, (日本語), (Internet), <https://www.ene100.jp/>, (2021年12月9日アクセス).
- [7] 根岸仁, 他, “今こそ、高速炉の話: 持続性のあるエネルギー供給へ,” 日本原子力学会誌, **62**(8), 32-35(2020).
- [8] 宮崎慶次, 亀井満, 根井弘道, “液体金属技術の進展とエネルギー産業における利用,” 日本原子力学会誌, **32**(9), 28-37(1990).
- [9] 丸山博見, 岩崎智彦, 山本章夫, 他, “原子炉物理,” 日本原子力学会, (2008).
- [10] 荒邦章, “ナノ粒子分散ナトリウム高速炉への適用化技術の開発,” 日本原子力開発機構, 2012, (日本語), (Internet), <https://www.jst.go.jp/nrd/result/h23/pdf/p21.pdf>, (2021年12月8日アクセス).
- [11] 平川直弘, 岩崎智彦, “代表的な原子炉と炉物理,” 日本原子力学会誌, **43**(4), 65-72(2001).
- [12] 山口彰, 柳澤務, 森山裕丈, “革新的なナトリウム冷却高速炉サイクル技術と開発課題,” 日本原子力学会誌, **52**(10), 22-33(2010).
- [13] K. Aoto, P. Dufour, Y. Hongyi, *et al.*, “A summary of sodium-cooled fast reactor development,” *Progress in Nuclear Energy.*, **77**, 247-265(2014).
- [14] *A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy System*, U.S.DOE, GIF-002-00(2002).
- [15] 中川弘, “大型高速増殖炉の設計研究 炉心設計,” 日本原子力学会誌, **15**(7), 23-32(1973).

第2章 ナトリウムボイド反応度と高速炉の炉心解析

2.1 本章の概要

本章では、ナトリウムボイド反応度と高速炉の炉心解析について記述する。高速炉の設計においてナトリウムボイド反応度と呼ばれる炉心特性が安全上重要なパラメータであり、その抑制が長年の設計課題である。本研究では、このナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ を抑制するための最適な高速炉設計が見逃されていないか確認するため、高速炉の設計最適化手法の開発及び適用を行う。そこで、高速炉の設計最適化を効果的に行うにあたり、高速炉におけるナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ に関する性質や反応度成分の内訳評価、高速炉を特徴づける炉心特性の燃焼に伴う変化の挙動といった知見の整理が必要である。本章の目的は、ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の性質と計算式に関する説明、及び高速炉もんじゅを対象としたナトリウムボイド反応度を含む各炉心特性の解析結果の説明である。また、第4章で行う高速炉の燃料組成の最適化に関する検討、第5章で行う高速炉の炉心寸法の最適化に関する検討における、最適化結果の比較対象となる計算結果の説明を目的とする。

2.2節では、ナトリウムボイド反応度について記述する。初めに高速炉におけるナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の性質について原子炉物理的な観点から記述し、その後摂動論に基づく厳密摂動計算におけるナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の計算式の導出を行う。2.3節では、高速炉もんじゅの全炉心を対象とした炉心解析について記述する。高速炉もんじゅの全炉心体系について説明し、炉心解析等の計算条件とナトリウムボイド反応度等の炉心特性の計算結果を示すとともに、高速炉の設計最適化において重要である知見について整理する。2.4節では、第4章における高速炉の燃料組成の最適化結果の比較対象として、高速炉もんじゅの内側炉心を模擬した1領域無限均質体系を対象とした炉心解析について記述する。2.5節では、第5章で行う高速炉の炉心寸法の最適化結果の比較対象として、高速炉もんじゅの内側炉心と外側炉心で構成された二次元有限円筒体系を対象とした炉心解析について記述する。2.6節では、本章のまとめを行う。

2.2 ナトリウムボイド反応度

本節では、高速炉の設計において重要な指標であるナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ について記述する。2.2.1項でナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の高速炉における性質について、原子炉物理的な観点から説明する。その後、2.2.2項で摂動論に基づく厳密摂動計算におけるナトリウム反応度の計算式の導出を行う。

2.2.1 高速炉におけるナトリウムボイド反応度の性質

本項では、高速炉におけるナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の性質について記述する。

ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ とは、炉心を通る冷却材のナトリウムが局所的な沸騰やカパーガスの巻き込みといった何らかの原因で気泡化（ボイド化）した際に炉内に印加される反応度で定義され、以下の式(2-1)で表せられる[1]。

$$\Delta\rho_{\text{void}} = \frac{1}{k_{\text{base}}} - \frac{1}{k_{\text{void}}} \quad (2-1)$$

k_{base} : 基準体系の中性子増倍率[-]

k_{void} : ナトリウムのボイド化後の中性子増倍率[-]

中性子増倍率 k について簡潔に述べると、原子炉内で単位世代あたりに消滅する中性子数に対して生成する中性子数の比を表す炉心特性であり、 $k = 1$ であれば中性子数は一定である。また、中性子増倍率 k が 1 を超えると中性子数は増加し続ける。中性子増倍率 k は有限体系においては実効増倍率 k_{eff} 、無限体系においては無限増倍率 k_{∞} と呼ぶ。また反応度 $\Delta\rho$ はある中性子増倍率 k における反応度 ρ の変動差で定義され、反応度 ρ は以下の式(2-2)で表せられる。

$$\rho = \frac{k - 1}{k} \quad (2-2)$$

ρ : 反応度[dk/k]

k : 中性子増倍率[-]

本項ではナトリウムボイド反応度の性質について重点的に記述することが目的であるため、中性子増倍率 k と反応度 ρ に関する詳細な説明は第 4 章で行うこととする。

ナトリウムがボイド化する核的な意味はナトリウムの巨視的核反応断面積が体系から零になることであり、物理的な意味はナトリウムの原子数密度が減少することに相当する。このようにナトリウムがボイド化した際に体系に印加される反応度は、大きく燃料組成の要因と炉心寸法の要因に分類され、前者は正の反応度、後者は負の反応度になることが多い。順を追って、初めに燃料組成の要因によって正の反応度が印加される理由について説明する。

冷却材として使用するナトリウム $^{23}_{12}\text{Na}$ の微視的核反応断面積を **Figure 2-1** に示す。なお、評価済み核データは ENDF/B-VII.1 を使用した[2]。

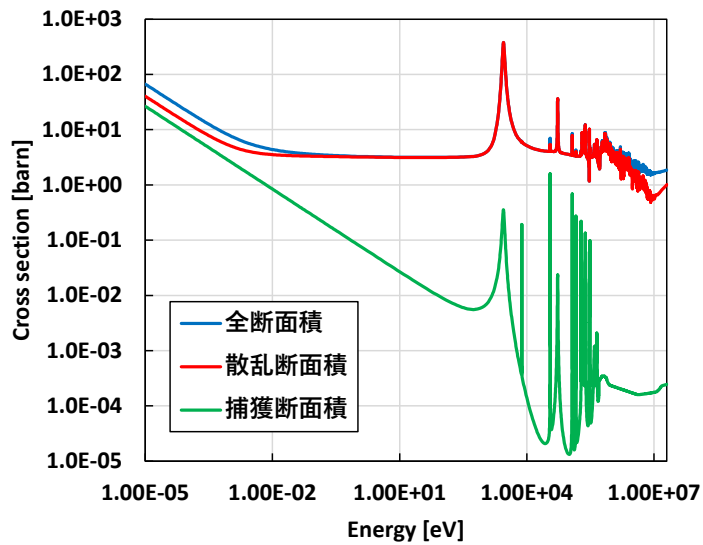


Figure 2-1 ^{23}Na の微視的核反応断面積[2]

ナトリウムのボイド化時には、ナトリウムによる中性子の捕獲反応率が減少するため、炉内の中性子の量がその分増加する。ゆえに核分裂連鎖反応に寄与する中性子が増加するため、正の反応度が印加される。

また、ナトリウムのボイド化時には中性子の散乱による減速効果が低下するため、中性子の全体的なエネルギーはその分高くなる。このことによっても正の反応度が印加されることを説明するため、軽水炉である熱中性子炉と高速炉における典型的な原子炉内の中性子スペクトルを **Figure 2-2** に示す。

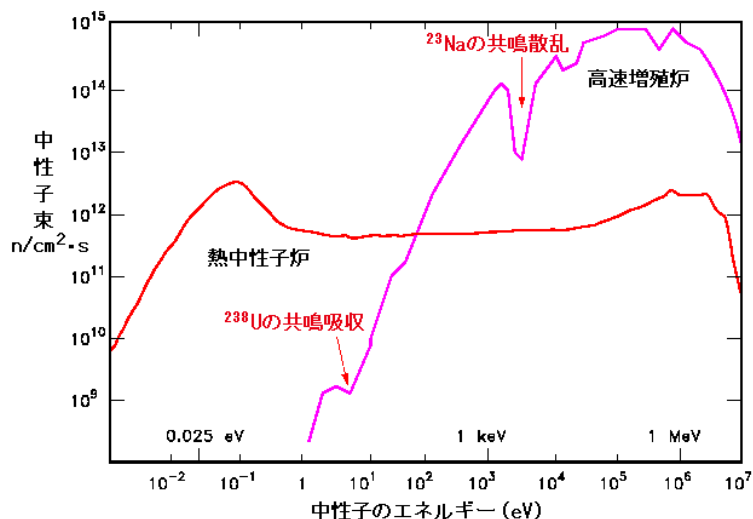


Figure 2-2 熱中性子炉と高速炉の典型的な原子炉内中性子スペクトル[3]

高速炉は熱中性子炉と比べて高エネルギーの中性子が多い体系であり、数百 keV でピー

クを持つ中性子スペクトルとなることが多い。ここで、ナトリウムがボイド化した場合を考えると、ナトリウムによる中性子の散乱効果が低下するため、中性子スペクトルは高エネルギー側にシフト（硬化）することになる。この場合に正の反応度が印加される理由は、高速炉の燃料で一般に用いられる Pu239 と Pu241 の η 値のエネルギー分布から説明できる。 η 値は中性子再生率と呼ばれ、ある核種が中性子を 1 個吸収した際に放出される核分裂中性子の期待値で定義される[9]。 η 値は以下の式(2-3)で表せられる。

$$\eta = \frac{\nu\sigma_f}{(\sigma_c + \sigma_f)} \quad (2-3)$$

η ：中性子再生率[-]

ν ：核分裂 1 回あたりに放出される中性子数[-]

σ_f ：微視的核分裂断面積[barn]

σ_c ：微視的捕獲断面積[barn]

Pu239 と Pu241、及び熱中性子炉で使用されることが一般的な U235 を比較対象として、それぞれの η 値のエネルギー分布を **Figure 2-3** に示す。

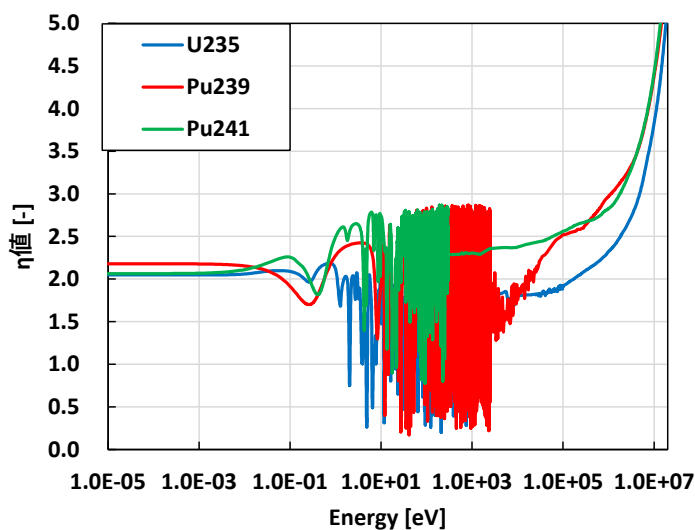


Figure 2-3 U235, Pu239, Pu241 の η 値のエネルギー分布[2]

Figure 2-3 から、Pu239 と Pu241 の η 値は 100 keV 以上の高エネルギー領域において単調増加をしており、ゆえに数百 keV でピークを持つ高速炉の中性子スペクトルが硬化すると、更に η 値が大きいエネルギー領域の中性子が増加することになる。ゆえに核分裂反応で生成される中性子の量が増加することになり、体系に正の反応度が印加されることとなる。なお、Pu239 と Pu241 は U235 と比べて 100 keV 以上の高エネルギー領域において η 値が高いことが分かり、この η 値の高さが高速炉の燃料に Pu239 と Pu241 が使用される主な理由の一つと

なっている。

続いて、ナトリウムがボイド化した際に負の反応度が印加される要因について、炉心寸法の観点から説明する。ナトリウムがボイド化することはその原子数密度が減少することを物理的には意味しており、ゆえにナトリウムに衝突する中性子数が減少することとなる。

ここで、炉心の周囲にナトリウムが巻かれた体系を考える。この体系では中性子が炉心に入射せずに外に漏洩することが考えられるが、この時ナトリウムが反射体として働き、再び中性子が体系内に戻る場合がある。ゆえにナトリウムがボイド化した際は、その反射体効果が小さくなるため、体系からの中性子の漏洩量が増加し、結果として負の反応度が印加される。加えて、炉心内のナトリウムがボイド化により原子数密度が減少すると、炉内の中性子の平均自由行程が大きくなるため、炉心から反射体への中性子漏洩も大きくなることも、負の反応度が印加される要因の一つである。[9]。ナトリウムのボイド化により中性子の漏洩量が増加するイメージ図を **Figure 2-4** に示す。

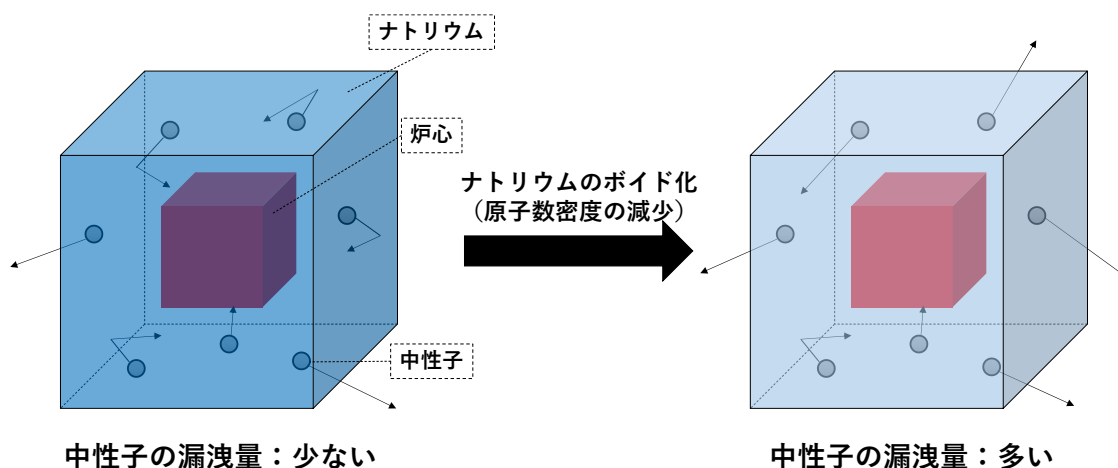


Figure 2-4 ナトリウムのボイド化による中性子漏洩量の増加のイメージ図

上で述べたように、ナトリウムのボイド化時に印加される負の反応度は中性子の漏洩量で決定されるため、小型炉心では中性子が漏洩しやすくなり、逆に大型になるほど中性子の漏洩による負の反応度は減少する。このことから、大型炉心でもナトリウムのボイド化時に漏洩する中性子の量を増加させるため、軸方向高さを小さくし、軸方向の中性子漏洩を増加させた扁平炉心等が考案されている。ただし、増殖性等の炉心特性の観点からナトリウムボイド反応度の総和が正である高速炉体系が一般的であり、様々な設計上の制約条件を満たしつつこれを負とする体系の構築はこれまで容易ではなかったと考えられる[5]。

以上を整理すると、ナトリウムボイド反応度が正の成分は燃料組成が主要因であり、負の成分は炉心寸法が主要因である。この総和を負とするための対策としては、高エネルギー領域で η の傾きがより緩やかな燃料組成を装荷すること、ナトリウムのボイド化時に中性子漏洩量が増加する炉心寸法や炉心形状とすることが、上で述べたナトリウムボイド反応

度の性質から考えられる。

以上が高速炉におけるナトリウムボイド反応度の性質の説明である。次項では、ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の計算式の導出を行う。

2.2.2 ナトリウムボイド反応度の計算式導出

本項では、ナトリウムボイド反応度の計算式の導出を行う。反応度の変化量 $\Delta\rho$ は、体系に炉心の温度上昇や制御棒の挿入などの微小な摂動が加わった際に以下の式(2-4)で計算される。

$$\Delta\rho = \frac{1}{k} - \frac{1}{k'} \quad (2-4)$$

k : 基準体系の中性子増倍率[-]

k' : 摂動体系の中性子増倍率[-]

体系に何らかの摂動が加わった場合は、どの程度の反応度が印加されたかを正確に評価することが重要であるが、摂動が微小である場合は中性子増倍率 k の変動も微小となる。すると数値計算の丸め誤差や桁落ちで反応度 $\Delta\rho$ を精度良く計算することが難しくなり、これを回避するためには、中性子輸送方程式に対する固有値計算の反復解法における収束条件を厳しくする必要があるため、多くの反復回数が必要となるなど、計算コストの増大を招く。このような微小な反応度の変化量 $\Delta\rho$ を計算する方法として、摂動計算が存在する[6][7]。ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の計算式の導出の初めに、摂動論に基づく以下の反応度 $\Delta\rho$ の計算式(2-5)の導出を行う。

$$\Delta\rho = \frac{1}{k} - \frac{1}{k'} = \frac{\frac{1}{k} \langle \phi^\dagger, \Delta F \phi' \rangle - \langle \phi^\dagger, \Delta A \phi' \rangle}{\langle \phi^\dagger, F' \phi \rangle} \quad (2-5)$$

ϕ : 基準体系の中性子束[a.u.]

ϕ' : 摂動体系の中性子束[a.u.]

ϕ^\dagger : 基準体系の随伴中性子束[-]

A : 基準体系の消滅演算子

A' : 摂動体系の消滅演算子

ΔA : 消滅演算子の変動差

F : 基準体系の生成演算子

F' : 摂動体系の生成演算子

ΔF : 生成演算子の変動差

式(2-5)において、基準体系と摂動体系における消滅演算子 A の変動差 ΔA と生成演算子 F の変動差 ΔF は、以下の関係式で定義する。

$$\begin{aligned} \mathbf{A}' &= \mathbf{A} + \Delta\mathbf{A} \\ \mathbf{F}' &= \mathbf{F} + \Delta\mathbf{F} \end{aligned} \quad (2-6)$$

次に、消滅演算子 \mathbf{A} と生成演算子 \mathbf{F} を用いて中性子拡散方程式を以下の式(2-7)で定義する。また、式(2-7)の随伴方程式を式(2-8)で、摂動体系における中性子拡散方程式を式(2-9)で定義する。

$$\mathbf{A}\phi = \frac{1}{k}\mathbf{F}\phi \quad (2-7)$$

$$\mathbf{A}^\dagger\phi^\dagger = \frac{1}{k}\mathbf{F}^\dagger\phi^\dagger \quad (2-8)$$

$$\mathbf{A}'\phi' = \frac{1}{k'}\mathbf{F}'\phi' \quad (2-9)$$

\mathbf{A}^\dagger : 随伴消滅演算子

\mathbf{F}^\dagger : 随伴生成演算子

随伴中性子束 ϕ^\dagger と消滅演算子 \mathbf{A} 、生成演算子 \mathbf{F} の随伴演算子に関しては、以下の関係式(2-10)を有する。

$$\begin{aligned} \langle\phi^\dagger, \mathbf{A}\phi\rangle &= \langle\phi, \mathbf{A}^\dagger\phi^\dagger\rangle \\ \langle\phi^\dagger, \mathbf{F}\phi\rangle &= \langle\phi, \mathbf{F}^\dagger\phi^\dagger\rangle \end{aligned} \quad (2-10)$$

$\langle \rangle$: 全位相空間に対する積分

以上の関係式を用いて、式(2-5)の導出を行う。式(2-8)の両辺に左から ϕ^\dagger を作用させ、全位相空間で積分すると以下の式(2-11)となる。

$$\langle\phi^\dagger, \mathbf{A}^\dagger\phi^\dagger\rangle = \frac{1}{k}\langle\phi^\dagger, \mathbf{F}^\dagger\phi^\dagger\rangle \quad (2-11)$$

上式に対して式(2-10)を用いて、以下の式(2-12)に変形する。

$$\langle\phi^\dagger, \mathbf{A}\phi'\rangle = \frac{1}{k}\langle\phi^\dagger, \mathbf{F}\phi'\rangle \quad (2-12)$$

次に、式(2-9)の両辺に左から ϕ^\dagger を作用させ、全位相空間で積分すると以下の式(2-13)となる。

$$\langle\phi^\dagger, \mathbf{A}'\phi'\rangle = \frac{1}{k'}\langle\phi^\dagger, \mathbf{F}'\phi'\rangle \quad (2-13)$$

式(2-13)から式(2-12)を両辺引き、整理すると以下の式(2-14)が得られる。

$$\langle \phi^\dagger, (\mathbf{A}' - \mathbf{A})\phi' \rangle = \frac{1}{k} \langle \phi^\dagger, (\mathbf{F}' - \mathbf{F})\phi' \rangle - \left(\frac{1}{k} - \frac{1}{k'} \right) \langle \phi^\dagger, \mathbf{F}'\phi' \rangle \quad (2-14)$$

ここで式(2-9)の関係と反応度 $\Delta\rho$ の定義式(2-4)を用いて、式(2-14)から以下の式(2-15)が導ける。

$$\langle \phi^\dagger, \Delta\mathbf{A}\phi' \rangle = \frac{1}{k} \langle \phi^\dagger, \Delta\mathbf{F}\phi' \rangle - \Delta\rho \langle \phi^\dagger, \mathbf{F}'\phi' \rangle \quad (2-15)$$

最後に、 $\Delta\rho$ が左辺になるよう式(2-15)を変形すると、目的の式(2-16)が得られる。

$$\Delta\rho = \frac{\frac{1}{k} \langle \phi^\dagger, \Delta\mathbf{F}\phi' \rangle - \langle \phi^\dagger, \Delta\mathbf{A}\phi' \rangle}{\langle \phi^\dagger, \mathbf{F}'\phi' \rangle} \quad (2-16)$$

以上が摂動論に基づく反応度 $\Delta\rho$ の計算式(2-16)の導出である。式(2-16)の利点としては、反応度 $\Delta\rho$ を中性子増倍率の固有値計算ではなく単純な積分計算(空間離散化・多群近似を適用した場合には、四則演算による数値積分)により求められる点が挙げられる。また、式(2-16)では摂動後の中性子束 ϕ' を計算しなければならないが、摂動前後で中性子束が大きく変わらないと仮定し、式(2-16)で $\phi' \approx \phi$ と近似した計算を一次摂動と呼ぶ。一次摂動では、摂動後の前進方程式の固有値計算を行わずに反応度を計算できるため、消滅演算子 \mathbf{A} と生成演算子 \mathbf{F} の摂動が微小な場合に有効な計算方法であり、例えば決定論手法に基づく核特性計算コード SCALE6.2.3 のモジュールである TSUNAMI-1D 等による、感度係数と呼ばれるパラメータの計算に利用されている[8]。一方、摂動後の中性子束 ϕ' を計算して式(2-16)により反応度 $\Delta\rho$ を求める計算を厳密摂動と呼ぶ。本研究では反応度 $\Delta\rho$ の計算には厳密摂動を用いる。

続いて、ナトリウムがボイド化した際の式(2-16)の具体的な計算式について導出する。まず、ナトリウムボイド反応度の燃料組成に起因する成分について記述する。全位相空間をエネルギーのみとすると、消滅演算子 \mathbf{A} と生成演算子 \mathbf{F} はそれぞれ以下の式(2-17)のように定義される。

$$(\mathbf{A}\phi)_g = \Sigma_{a,g}\phi_g + \left(\Sigma_{s,g}\phi_g - \sum_{g'=1}^{NG} \Sigma_{s,g' \rightarrow g}\phi_{g'} \right) \quad (2-17)$$

$$(\mathbf{F}\phi)_g = \chi_g \sum_{g'=1}^{NG} \nu_{g'} \Sigma_{f,g'}\phi_{g'}$$

g : エネルギー群[-]

NG : エネルギー群数[-]

ϕ : 中性子束[a.u.]

χ :核分裂スペクトル[-]

Σ_a : 巨視的吸収断面積[/m]

Σ_f :巨視的核分裂断面積[/m]

Σ_s : 巨視的散乱断面積[/m]

$\Sigma_{s,g' \rightarrow g}$: g' 群から g 群への散乱における巨視的散乱断面積[/m]

式(2-17)における g 群の巨視的散乱断面積 $\Sigma_{s,g}$ は、散乱マトリックスにおいて散乱後のエネルギー群 g' を全て足し合わせたものとして、以下の式(2-18)で定義する。

$$\Sigma_{s,g} = \sum_{g'=1}^{NG} \Sigma_{s,g \rightarrow g'} \quad (2-18)$$

今回は式(2-17)において、散乱された中性子がもとのエネルギー群にとどまる自群散乱を無視している。式(2-17)から、無限体系において消滅演算子 \mathbf{A} と生成演算子 \mathbf{F} が変動した際の反応度は、吸収断面積と中性子スペクトルが変化し中性子消滅率が変化することにより印加される反応度成分 $(\mathbf{A}\phi)_g$ の右辺第一項)、散乱断面積と中性子スペクトルが変化することにより印加される反応度成分 $(\mathbf{A}\phi)_g$ の右辺第二項と第三項)、核分裂断面積・核分裂スペクトル・核分裂 1 回あたりに放出される中性子数と中性子スペクトルが変化し中性子生成率が変化することにより印加される反応度成分 $(\mathbf{F}\phi)_g$ の右辺)の 3 種類に分けられることが分かる。

ここで、ナトリウムの全断面積を占める核反応は主に散乱反応と捕獲反応であることが **Figure 2-1** から分かるため、 $\Sigma_a = \Sigma_c$ とする。また、ナトリウムの核分裂断面積は零であり、 $\Delta\mathbf{F} = \mathbf{0}$ とする。この時、ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の核的な成分はナトリウムの巨視的捕獲断面積 Σ_c の摂動、巨視的散乱断面積 Σ_s の摂動により印加されるものに限られるため、 $\Delta\mathbf{A} = \Delta\Sigma_c + \Delta\Sigma_s$ となる。また、巨視的捕獲断面積 Σ_c の摂動により印加される反応度成分を $\Delta\rho_{\text{capture}}$ 、巨視的散乱断面積 Σ_s の摂動により印加される反応度成分を $\Delta\rho_{\text{scattering}}$ とすると、式(2-16)からナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の計算式は以下の式(2-19)で記述される。

$$\begin{aligned} \Delta\rho_{\text{void}} &= \frac{-\langle\phi^\dagger, \Delta\mathbf{A}\phi'\rangle}{\langle\phi^\dagger, \mathbf{F}\phi'\rangle} \\ &= \frac{-\langle\phi^\dagger, \Delta\Sigma_c\phi'\rangle}{\langle\phi^\dagger, \mathbf{F}\phi'\rangle} + \frac{-\langle\phi^\dagger, \Delta\Sigma_s\phi'\rangle}{\langle\phi^\dagger, \mathbf{F}\phi'\rangle} \\ &= \Delta\rho_{\text{capture}} + \Delta\rho_{\text{scattering}} \end{aligned} \quad (2-19)$$

式(2-19)において、全位相空間がエネルギーのみであるため、各反応度成分 $\Delta\rho_{\text{capture}}$ と $\Delta\rho_{\text{scattering}}$ の分母は式(2-17)を用いて以下の式(2-20)となる。

$$\langle \phi^\dagger, F\phi' \rangle = \sum_{g=1}^{NG} \chi_g \phi_g^\dagger \sum_{g'=1}^{NG} \nu_{g'\Sigma_{f,g'}} \phi_{g'}' \quad (2-20)$$

また、ナトリウムの巨視的捕獲断面積 Σ_c の摂動による反応度成分 $\Delta\rho_{\text{capture}}$ の分子は以下の式(2-21)となる。

$$-\langle \phi^\dagger, \Delta\Sigma_c \phi' \rangle = - \sum_{g=1}^{NG} \phi_g^\dagger \Delta\Sigma_{c,g} \phi_g' \quad (2-21)$$

次に、式(2-19)におけるナトリウムの巨視的散乱断面積 Σ_s の摂動による反応度成分 $\Delta\rho_{\text{scattering}}$ の分子式は以下の流れで整理される。

$$\begin{aligned} -\langle \phi^\dagger, \Delta\Sigma_s \phi' \rangle &= - \sum_{g=1}^{NG} \phi_g^\dagger \Delta\Sigma_{s,g} \phi_g' + \sum_{g=1}^{NG} \phi_g^\dagger \sum_{g'=1}^{NG} \Delta\Sigma_{s,g' \rightarrow g} \phi_{g'}' \\ &= - \sum_{g=1}^{NG} \phi_g^\dagger \sum_{g'=1}^{NG} \Delta\Sigma_{s,g \rightarrow g'} \phi_{g'}' + \sum_{g'=1}^{NG} \phi_{g'}^\dagger \sum_{g=1}^{NG} \Delta\Sigma_{s,g \rightarrow g'} \phi_g' \\ &= - \sum_{g=1}^{NG} \sum_{g'=1}^{NG} (\phi_g^\dagger - \phi_{g'}^\dagger) \Delta\Sigma_{s,g \rightarrow g'} \phi_{g'}' \end{aligned} \quad (2-22)$$

上式において、 g 群の巨視的散乱断面積 $\Sigma_{s,g}$ は式(2-18)を用いて変形している。また、式(2-22)における二重和については以下の関係式(2-23)を用いて総和の演算子 Σ の交換を行った。

$$\sum_{n=1}^T \sum_{k=1}^T a_{n,k} = \sum_{k=1}^T \sum_{n=1}^T a_{n,k} \quad (2-23)$$

$a_{n,k}$: インデックス n, k によって決まる数列

以上で導出した式(2-20)、式(2-21)、式(2-22)を式(2-19)に代入することで、全位相空間がエネルギーのみである場合の $\Delta\rho_{\text{void}}$ の具体的な計算式は以下の式(2-24)となる。

$$\Delta\rho_{\text{void}} = \frac{- \sum_{g=1}^{NG} \phi_g^\dagger \Delta\Sigma_{c,g} \phi_g' - \sum_{g=1}^{NG} \sum_{g'=1}^{NG} (\phi_g^\dagger - \phi_{g'}^\dagger) \Delta\Sigma_{s,g \rightarrow g'} \phi_{g'}'}{\sum_{g=1}^{NG} \chi_g \phi_g^\dagger \sum_{g'=1}^{NG} \nu_{g'\Sigma_{f,g'}} \phi_{g'}'} \quad (2-24)$$

続いて、ナトリウムボイド反応度の炉心寸法に起因する成分について記述する。ただし、ここでは一次元の有限な平板体系の場合を取り扱う。位置に関する変数 x が位相空間に導入

された場合、消滅演算子 \mathbf{A} と生成演算子 \mathbf{F} はそれぞれ以下の式(2-25)のように定義される。

$$\begin{aligned}
 (\mathbf{A}\phi)_g &= -\frac{d}{dx}\left(D_g \frac{d\phi_g}{dx}\right) + \Sigma_{a,g}\phi_g + \left(\Sigma_{s,g}\phi_g - \sum_{g'=1}^{NG} \Sigma_{s,g'\rightarrow g}\phi_{g'}\right) \\
 (\mathbf{F}\phi)_g &= \chi_g \sum_{g'=1}^{NG} \nu_{g'}\Sigma_{f,g'}\phi_{g'}
 \end{aligned}
 \tag{2-25}$$

x : 空間に関する変数[m]

D : 基準体系の拡散係数[m]

ここで式(2-25)と式(2-17)を比較すると、 $(\mathbf{A}\phi)_g$ に右辺第1項が追加されていることが分かる。この項については第4章で詳しく述べるが、体系から漏洩する中性子の量を表している。すなわち、一次元平板の有限体系において消滅演算子 \mathbf{A} と生成演算子 \mathbf{F} が変動した際の反応度は、上で述べた核的要因による3種類の反応度成分と、中性子の漏洩による物理的要因な反応度成分の計4種類に分けられることが分かる。この時の中性子の漏洩による反応度は拡散係数 D の摂動により印加されるため、 $\Delta\mathbf{A} = -\frac{d}{dx}\left(\Delta D \frac{d}{dx}\right) + \Delta\Sigma_c + \Delta\Sigma_s$ となる。拡散係数 D の摂動により印加される反応度成分を $\Delta\rho_{\text{leakage}}$ とすると、式(2-25)からナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の計算式は以下の式(2-26)で記述される。

$$\begin{aligned}
 \Delta\rho_{\text{void}} &= \frac{-\langle\phi^\dagger, \Delta\mathbf{A}\phi'\rangle}{\langle\phi^\dagger, \mathbf{F}\phi'\rangle} \\
 &= \frac{-\langle\phi^\dagger, -\frac{d}{dx}\left(\Delta D \frac{d\phi'}{dx}\right)\rangle}{\langle\phi^\dagger, \mathbf{F}\phi'\rangle} + \frac{-\langle\phi^\dagger, \Delta\Sigma_c\phi'\rangle}{\langle\phi^\dagger, \mathbf{F}\phi'\rangle} + \frac{-\langle\phi^\dagger, \Delta\Sigma_s\phi'\rangle}{\langle\phi^\dagger, \mathbf{F}\phi'\rangle} \\
 &= \Delta\rho_{\text{leakage}} + \Delta\rho_{\text{capture}} + \Delta\rho_{\text{scattering}}
 \end{aligned}
 \tag{2-26}$$

式(2-26)において、簡単のため全位相空間が位置に関する変数 x のみである場合における、拡散係数 D の摂動による反応度成分 $\Delta\rho_{\text{leakage}}$ の分子を導出する。 $\Delta\rho_{\text{leakage}}$ の分子について、部分積分を行うと以下の式(2-27)となる。

$$\begin{aligned}
 -\langle\phi^\dagger, -\frac{d}{dx}\left(\Delta D \frac{d\phi'}{dx}\right)\rangle &= \int \left\{ \phi^\dagger \frac{d}{dx}\left(\Delta D \frac{d\phi'}{dx}\right) \right\} dx \\
 &= \left[\phi^\dagger \Delta D \frac{d\phi'}{dx} \right] - \int \left\{ \left(\frac{d\phi^\dagger}{dx}\right) \Delta D \left(\frac{d\phi'}{dx}\right) \right\} dx
 \end{aligned}
 \tag{2-27}$$

ここで、式(2-27)における右辺第1項は外部境界上での値となり、真空境界条件の場合は

境界上で $\phi^\dagger = 0$ 、反射境界条件の場合は境界上で $\frac{d\phi'}{dx} = 0$ となるため、この項は消えることとなり、以下の式(2-28)となる。

$$-\langle \phi^\dagger, -\frac{d}{dx} \left(\Delta D \frac{d\phi'}{dx} \right) \rangle = - \int \left\{ \left(\frac{d\phi^\dagger}{dx} \right) \Delta D \left(\frac{d\phi'}{dx} \right) \right\} dx \quad (2-28)$$

また、Fick の法則により、中性子束 ϕ と中性子流 J の間には一次元平板の基準体系において以下の関係式が成り立つ。

$$J = -D \frac{d\phi}{dx} \quad (2-29)$$

J : 基準体系の中性子流[a.u.]

式(2-29)における随伴方程式を式(2-32)に、摂動体系における式(2-29)を式(2-33)に示す。

$$J^\dagger = -D \frac{d\phi^\dagger}{dx} \quad (2-30)$$

$$J' = -D' \frac{d\phi'}{dx} \quad (2-31)$$

J^\dagger : 基準体系の随伴中性子流[-]

J' : 摂動体系の中性子流[a.u.]

上の式(2-30)と式(2-31)を用いて式(2-28)を変形することにより、以下の式(2-32)が導ける。

$$\begin{aligned} -\langle \phi^\dagger, -\frac{d}{dx} \left(\Delta D \frac{d\phi'}{dx} \right) \rangle &= - \int \left\{ \left(\frac{d\phi^\dagger}{dx} \right) \Delta D \left(\frac{d\phi'}{dx} \right) \right\} dx \\ &= - \int \left\{ \left(-\frac{1}{D} \cdot D \frac{d\phi^\dagger}{dx} \right) \Delta D \left(-\frac{1}{D'} \cdot D' \frac{d\phi'}{dx} \right) \right\} dx \\ &= - \int \left\{ \left(\frac{J^\dagger}{D} \right) \Delta D \left(\frac{J'}{D'} \right) \right\} dx \end{aligned} \quad (2-32)$$

一般的な中性子拡散方程式を有限差分法による数値計算で解く場合には計算体系を分割する(各領域について均質)。有限差分法では、計算領域 i の表面の中性子流 J はその領域の表面と中心の中性子束 ϕ から計算し、領域 i の左半分の中性子流 $J_{i,L}$ 、右半分の中性子流 $J_{i,R}$ を一定と近似する。1次元有限平板体系の境界を $x = 0$ と $x = X$ 、分割した計算領域の総数を I とした時の、領域 i における中性子流のイメージ図を **Figure 2-5** に示す。

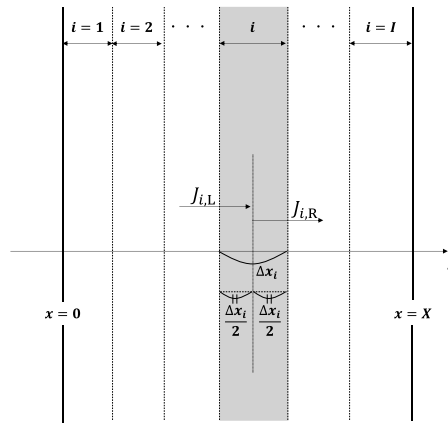


Figure 2-5 1次元有限平板体系の領域*i*における中性子流 $J_{i,L}, J_{i,R}$ のイメージ図

このとき、計算領域*i*における x の積分範囲 Δx_i を二等分し、各領域について式(2-32)を積分すると、以下のように変形される。

$$-\langle \phi^\dagger, -\frac{d}{dx} \left(\Delta D \frac{d\phi'}{dx} \right) \rangle = - \sum_{i=1}^L \frac{\Delta D_i}{D_i D_i'} \frac{\Delta x_i}{2} (J_{i,L}^\dagger J_{i,L}' + J_{i,R}^\dagger J_{i,R}') \quad (2-33)$$

$J_{i,L}^\dagger$: 計算領域*i*の左半分における基準体系の随伴中性子流[-]

$J_{i,L}'$: 計算領域*i*の左半分における摂動体系の中性子流[a.u.]

$J_{i,R}^\dagger$: 計算領域*i*の右半分における基準体系の随伴中性子流[-]

$J_{i,R}'$: 計算領域*i*の右半分における摂動体系の中性子流[a.u.]

以上で導出した式(2-33)が拡散係数 D の摂動による反応度成分 $\Delta \rho_{\text{leakage}}$ の分子式である。

今回は最も簡単な例として一次元平板体系における $\Delta \rho_{\text{leakage}}$ の分子の計算式を導出したが、炉心形状に応じてこの計算式は変化する。炉心解析を行う決定論的な計算コードでは炉心体系を何らかのモデルに近似することが多く、炉心形状が決定した時に応じて式(2-27)と同様の手順を踏むことにより、対象の炉心体系における $\Delta \rho_{\text{leakage}}$ の計算式が導出されることとなる。

以上がナトリウムボイド反応度の計算式の導出である。次節では、高速炉もんじゅ全炉心を対象とした炉心解析結果について記述する。

2.3 高速炉もんじゅ全炉心を対象とした炉心解析

本節では、高速炉もんじゅ全炉心を対象とした炉心解析結果について記述する。2.3.1 項でもんじゅ全炉心体系について記述する。その後、2.3.2 項で炉心解析等の計算条件について示し、2.3.3 項で炉心解析結果について記述するとともに、高速炉の設計最適化において重要な知見について整理する。

2.3.1 高速炉もんじゅ全炉心計算体系

本項では、解析対象とする高速炉もんじゅ全炉心の計算体系について記述する。初めに、ここでは高速炉もんじゅの計算体系に関する主要な情報を記載するため、詳細な情報は参考文献[9]を参照されたい。

対象としたもんじゅ炉心構成の俯瞰図を **Figure 2-6** に示す。

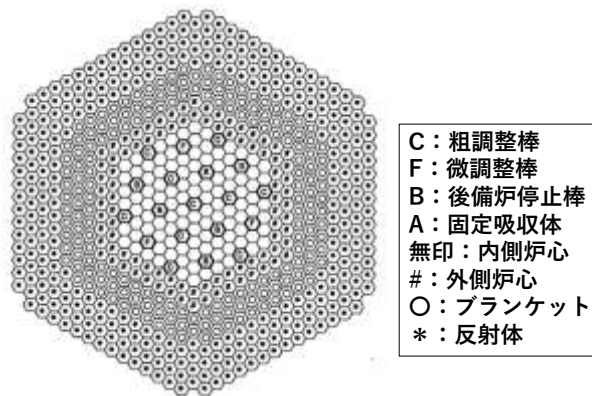


Figure 2-6 もんじゅ炉心構成(俯瞰図)[9]

Figure 2-6 のように、高速炉はラッパ管と呼ばれる六角形状の管が内側から層状に配置されている。このラッパ管内部には燃料が入っており、ゆえに中型高速炉では六角形状の燃料集合体を使用されることとなる。高速炉における燃料集合体の概念図を **Figure 2-7** に示す。

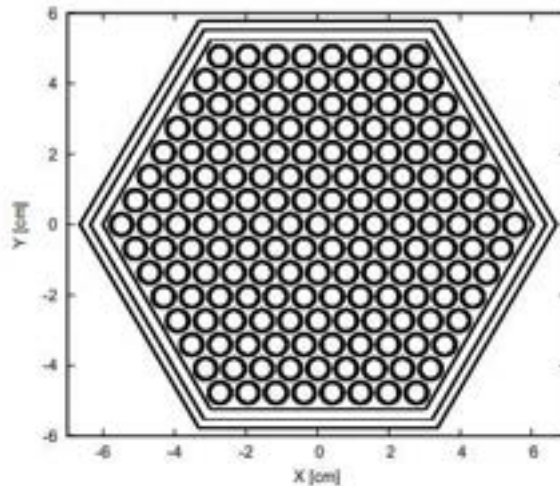


Figure 2-7 もんじゅ内側炉心/外側炉心/軸方向ブランケットの燃料集合体概念図[10]

燃料ペレットは被覆管内部に配置され、この燃料ピンがラッパ管内に配置された図が **Figure 2-7** である。このような燃料集合体が **Figure 2-6** 中の内側炉心・外側炉心・ブランケット領域に装荷されている。本研究で用いる計算コードにより高速炉もんじゅに対する炉

心解析を行う際は、**Figure 2-7**のような非均質構造を無視し、集合体の数密度は内部の各構造物の数密度を体重量みで平均化した均質数密度を用いる。

また、**Figure 2-6**の体系における重要な領域に関して簡潔に説明すると、内側炉心と外側炉心では核分裂連鎖反応による発熱反応が燃料から発生しており、ブランケット領域では核分裂性核種の増殖が見込める燃料が装荷されている。本計算では**Figure 2-6**の体系を二次元の円筒体系にモデル化するが、この方法について記述する。以下**Figure 2-8**に炉心の円筒モデル化のイメージ図を示す[10]。

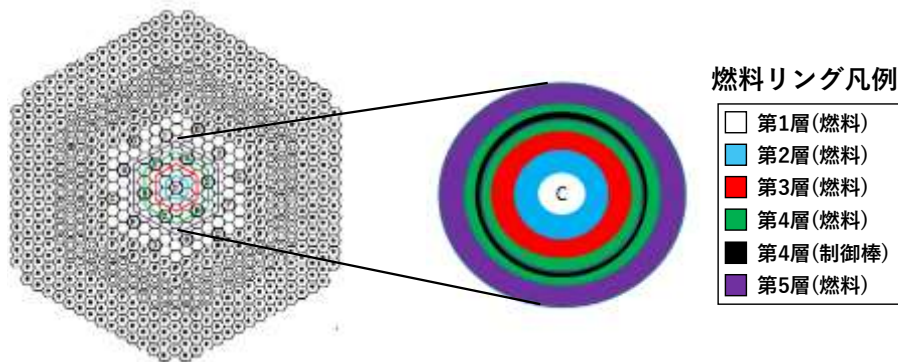


Figure 2-8 炉心の円筒モデル化[10]

Figure 2-6の炉心を円筒にモデル化する際、各層の面積が保存されるように円筒を構築する。このイメージ図が**Figure 2-8**である。**Figure 2-8**では第5層まで考慮した円筒炉心モデルを示しており、第4層では燃料集合体と制御棒集合体が配置されているが、このような場合は燃料・制御棒・燃料の3層に区別して円筒を構築する。上図では、黒く示されているのが制御棒集合体にあたる。

次に、もんじゅ全炉心計算体系の縦方向断面図を**Figure 2-9**に示す。

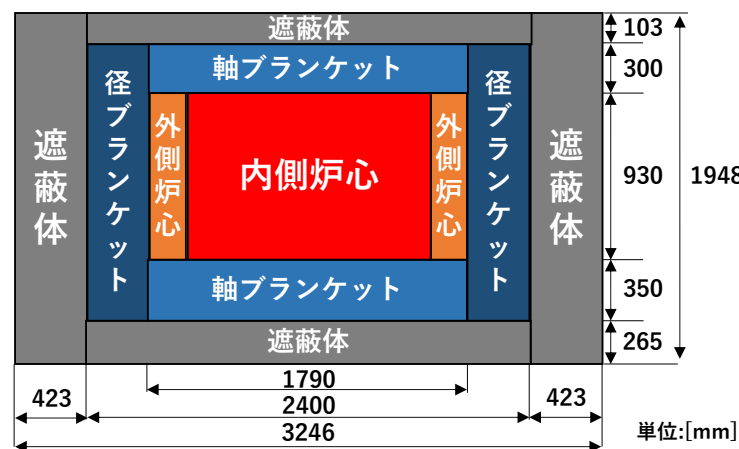


Figure 2-9 もんじゅ全炉心計算体系(断面図)[9]

Figure 2-9 について、今回使用するモデル化した計算体系では各炉心とブランケット内にナトリウムが通るナトリウム伝送管が通っているが、Figure 2-9 ではこれを明示的に図示していない。また、詳細な構造を均質化して図示している。以下では上図の各領域における体系情報について示す。内側炉心・外側炉心・径ブランケット・軸ブランケットの組成と温度を Table 2-1 に示す。

Table 2-1 内側炉心・外側炉心・軸/軽ブランケットの組成と温度

		内側炉心	外側炉心	軸/径ブランケット
核分裂性 Pu(Pu239, Pu241)富化度 [wt.%]		16.1	21.6	0
U235 濃縮度 [wt.%]		0.2	0.2	0.2
O/M 比 (重核種に対する酸素の数密度比) [-]		1.97	1.97	2.01
ペレット理論密度 [%]		85	85	92.79
PuO ₂ に含まれる Pu の同位体組成比[wt.%]	Pu238	0	0	/
	Pu239	58	58	
	Pu240	24	24	
	Pu241	14	14	
	Pu242	4	4	
ナトリウム密度 [g/cm ³]		0.838008	0.839207	0.840166/0.847590
燃料領域/ナトリウムの温度 [°C]		1097.5/472.5	1097.5/465.5	464.5/436

各領域の燃料・空隙・構造材・冷却材(ナトリウム)の組成体積比を Table 2-2 に示す。

Table 2-2 各領域における組成体積比

	燃料/空隙/構造材/冷却材の体積比[%]
内側炉心・外側炉心・ 軸ブランケットの燃料集合体	33.4/2.0/24.7/39.9
径ブランケットの燃料集合体	44.8/1.7/19.8/33.7

次に、遮蔽体とナトリウム伝送管の組成と温度を Table 2-3 に示す。

Table 2-3 遮蔽体/ナトリウム伝送管の組成と温度

		軸方向遮蔽体 (内側/外側炉心 の上側・下側)	軸方向遮蔽体 (ブランケット の上側・下側)	径方向遮蔽体	ナトリウム伝送管
数密度[barn/cm]	Na	8.94E-03	7.61E-03	5.02E-03	2.05E-02
	Cr	3.88E-03	3.07E-03	1.34E-02	1.38E-03
	Ni	2.73E-03	2.16E-03	6.18E-03	9.69E-04
	Mo	3.09E-04	2.45E-04	1.21E-04	1.10E-04
	Fe	1.39E-02	1.10E-02	4.60E-02	4.92E-03
	Mn	3.67E-04	2.91E-04	1.32E-03	1.30E-04
温度[°C]		400	400	400	400

また、今回設定した体系では被覆管とラップ管が同一の材質のものとし、SUS316 を使用している。この組成を **Table 2-4** に示す。

Table 2-4 被覆管 SUS316 の組成

被覆管(SUS316)		
密度 [g/cm ³]		7.98
重量比 [wt.%]	Mn	1.7
	Ni	13.5
	Cr	17
	Mo	2.5
	Fe	65.3
	W	0

以上が高速炉もんじゅの主要な体系情報である。炉心の仕様については非常に多くの情報がもんじゅ設計書に記載されているため、冒頭でも述べた通り、詳細な体系情報については参考文献[9]を参照されたい。続いて、**Figure 2-9** の高速炉もんじゅ全炉心を対象とした炉心解析における計算条件について記述する。

2.3.2 計算条件

本項では、もんじゅ設計書に基づき構築した、**Figure 2-9** の高速炉もんじゅ全炉心を対象とする炉心解析に関する計算条件について記述する。炉心解析条件を **Table 2-5** に示す。

Table 2-5 炉心解析条件

計算コード	汎用炉物理計算コード CBZ/FRBurner[10]
炉心解析手法	有限体積法
評価済み核データライブラリ	JENDL-4.0[11]
エネルギー群数 $NG[-]$	70
計算領域の分割数 $[-]$	軸方向：6 径方向：16
メッシュ数 $[-]$	各計算領域の高さと幅が 約 5 cm となるよう設定(後述)
境界条件	$z=0$ cm, $r=0$ cm：完全反射境界条件 $z=100$ cm, $r=150$ cm：真空境界条件

計算コードは北海道大学で開発された汎用炉物理解析コードシステム CBZ 及び高速炉核設計ツール CBZ/FRBurner を用いた。炉心解析手法は中性子拡散方程式の解法の一つである有限体積法を用いた。使用する燃焼チェーンについては後述する。エネルギー群構造は高速炉の炉定数セットである JAERI-Fast Set の JFS-3-J2 と同一である。

Table 2-6 にエネルギー群構造を示す。なお、70 群目におけるエネルギー下限値は 10^{-5} eV であり、70 群目を除いたエネルギー群はレサジー幅が約 0.25 になるように構成されている。

Table 2-6 エネルギー群構造(JFS-3-J2)[12]

群[-]	エネルギー 上限値[eV]	群[-]	エネルギー 上限値[eV]	群[-]	エネルギー 上限値[eV]	群[-]	エネルギー 上限値[eV]
1	10000000	21	67379.5	41	453.99899	61	3.05902
2	7788010	22	52475.199	42	353.57501	62	2.38237
3	6065310	23	40867.699	43	275.36499	63	1.85539
4	4723670	24	31827.801	44	214.45399	64	1.44498
5	3678790	25	24787.5	45	167.017	65	1.12535
6	2865050	26	19304.5	46	130.073	66	0.87642503
7	2231300	27	15034.4	47	101.301	67	0.68256003
8	1737740	28	11708.8	48	78.893204	68	0.53157902
9	1353350	29	9118.8203	49	61.442101	69	0.41399401
10	1053990	30	7101.7402	50	47.8512	70	0.32241899
11	820850	31	5530.8398	51	37.266499		
12	639279	32	4307.4302	52	29.023199		
13	497871	33	3354.6299	53	22.6033		
14	387742	34	2612.5901	54	17.6035		
15	301974	35	2034.6801	55	13.7096		
16	235177	36	1584.61	56	10.677		
17	183156	37	1234.1	57	8.3152905		
18	142642	38	961.117	58	6.4759498		
19	111090	39	748.51801	59	5.0434799		
20	86517	40	582.94702	60	3.92786		

CBZ/FRburner における実効断面積の計算には、Bondarenko 型の炉定数である多群ライブラリの CBZLIB を使用する[13]。具体的には、以下の式(2-34)で実効断面積が計算される。

$$\sigma_g(\sigma_0) = f(\sigma_0)\sigma_g(\infty) \quad (2-34)$$

g : エネルギー群[-]

σ_g : 実効断面積[barn]

σ_0 : 背景断面積[barn]

$f(\sigma_0)$: 自己遮蔽因子[-]

$\sigma_g(\infty)$: 無限希釈断面積[barn]

式(2-34)について、背景断面積 σ_0 は着目している核種以外の中性子束 ϕ に対する寄与の大きさであり、 $\sigma_0 = \infty$ 、すなわち無限希釈状態における着目核種の断面積を無限希釈断面積

$\sigma_g(\infty)$ と呼ぶ。自己遮蔽因子 $f(\sigma_0)$ は、どの程度共鳴自己遮蔽効果が効いているかを示すパラメータである。Bondarenko 型の多群断面積ライブラリとは、無碍希釈断面積と自己遮蔽因子テーブルからなる核データライブラリである。無限希釈断面積といくつかの背景断面積 σ_0 に対する自己遮蔽因子 $f(\sigma_0)$ を予めテーブル化しておくことで、計算対象の背景断面積 σ_0 を計算し、その値に対応する自己遮蔽因子を内挿により求めることで、任意の計算対象の実効断面積 $\sigma_g(\sigma_0)$ を計算している。詳細は参考文献[14]を参照されたい。

次に、CBZ/FRBurner で設定した計算領域と境界条件を以下 **Figure 2-10** に図示する。

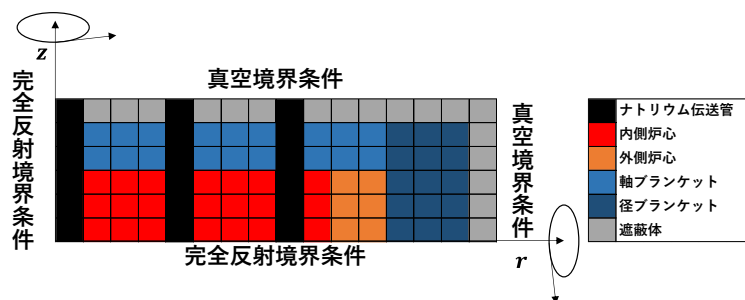


Figure 2-10 CBZ/FRBurner で設定した計算領域と境界条件

Figure 2-10 について、各計算領域の寸法と設定したメッシュ数を **Figure 2-11** に示す。

径方向 r の寸法

	6.0694	9.9888	10.398	2.3222	3.6134	4.5274	10.485	7.732	3.8728	9.3905	10.504	10.506	10.507	10.508	9.5916	30
軸方向 z の寸法	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(1,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(6,3)
26.5	(1,4)	(2,4)	(2,4)	(1,4)	(1,4)	(1,4)	(2,4)	(2,4)	(1,4)	(2,4)	(2,4)	(2,4)	(2,4)	(2,4)	(2,4)	(6,4)
20	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(1,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(6,3)
15	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(1,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(6,3)
16.5	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(1,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(6,3)
15	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(1,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(6,3)
15	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(1,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(6,3)

Figure 2-11 各領域の寸法とメッシュ数 (r のメッシュ数, z のメッシュ数) [cm]

Figure 2-11 において、各領域におけるメッシュ数は (r のメッシュ数, z のメッシュ数) で表している。次に、燃焼計算条件を **Table 2-7** に示す。

Table 2-7 燃焼計算条件

熱出力[MWth]	714×1/2
燃焼サイクル数[cytle]	6
燃焼サイクル分割数[-]	2
燃焼サイクル長[day/cycle]	148

Table 2-7 中の熱出力、燃焼サイクル数、燃焼サイクル長はもんじゅ設計書で設定されている値である[9]。熱出力は体系全体の体積に対する値であり、各計算領域における熱出力は総和が Table 2-7 中の値となるように規格化される。CBZ/FRBurner では炉心の上半分を考慮し、半円筒体系を取り扱うことになるため、計算コードには半分の熱出力の値を入力する仕様となっている。燃焼サイクル分割数は、中性子束分布や固有値計算等を行う燃焼点を指定するパラメータである。Table 2-7 では2を指定しているため、各燃料サイクルは2分割され、3つの燃焼点(サイクル始点、中央点、終点)で固有値計算等が行われる。

また、全ての燃料集合体は各燃焼サイクル終了時に交換される。この交換はサイクル数を n とすると、燃料が $1/n$ ずつ交換されていき、燃焼期間の出発点から n サイクル経過すると、全ての燃料集合体が一度ずつ交換されることになる。なお、この場合は燃料交換バッチ数が n であると換言される。このような燃料交換は二次元円筒炉心では厳密にモデル化することはできないため、本研究で使用する FRBurner では、二次元円筒炉心の各領域について仮想的なバッチ毎の核種数密度を評価しておき、燃焼計算はバッチ毎の数密度について行っている。

具体的に説明すると、第一サイクルの燃焼計算は運転サイクル初期(BOC)における燃料組成の数密度について行われ、運転サイクル末期(EOC)で燃料組成の $1/n$ に相当する数密度が新燃料のそれと交換される。続く第二サイクルの燃焼計算は $1/n$ だけ数密度が新燃料と交換された BOC における燃料組成の数密度について行われ、運転サイクル末期(EOC)で燃料組成の $1/n$ に相当する数密度が新燃料のそれと再び交換される。ここで交換される数密度は、第一サイクルの EOC で交換されておらず、燃焼が進んでいる燃料組成の数密度である。以上の数密度を用いた操作で、CBZ/FRBurner は燃料交換を模擬している。なお、この操作が n サイクル行われると全ての燃料が一度ずつ交換されることになり、平衡状態に達する。このような炉心を平衡炉心と呼ぶ[10]。

核燃料の燃焼と崩壊に伴う原子数密度の変動量の計算に用いる燃焼チェーンは、SRAC-2006 で用いられる主要重核種の燃焼チェーンと同様のものを使用した。これを Figure 2-12 に示す。

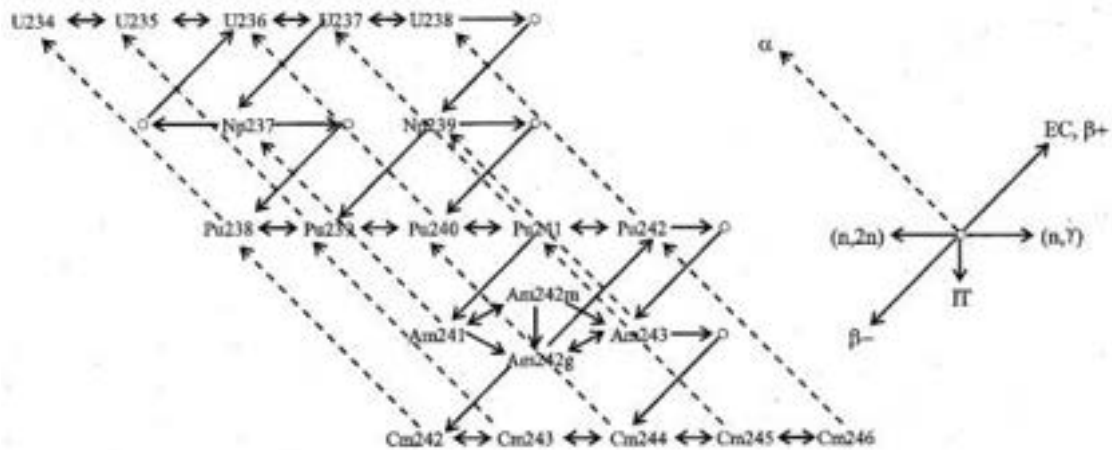


Figure 2-12 SRAC-2006 の主要重核種の燃焼チェーン[15]

Figure 2-12 の燃焼チェーンにおいて、転換比 $C.R.$ を以下の式(2-35)で定義する。

$$C.R. = \frac{(N^{Th232} \sigma_c^{Th232} + N^{U234} \sigma_c^{U234} + N^{U238} \sigma_c^{U238} + N^{Pu240} \sigma_c^{Pu240} - N^{Pa233} \sigma_c^{Pa233}) \phi}{(N^{U233} \sigma_a^{U233} + N^{U235} \sigma_a^{U235} + N^{Pu239} \sigma_a^{Pu239} + N^{Pu241} \sigma_a^{Pu241}) \phi} \quad (2-35)$$

N : 原子数密度 [1/barn/cm]

ϕ : 中性子束 [a.u.]

σ_c : 微視的吸収断面積 [barn]

σ_a : 微視的捕獲断面積 ($\sigma_a = \sigma_c + \sigma_f$) [barn]

σ_f : 微視的核分裂断面積 [barn]

転換比については第 4 章で詳細に記述するが、簡潔に説明すると、核分裂性核種の実効的な増殖比を表す炉心特性である。中性子捕獲反応により核分裂性核種を生み出す核種を親核種と呼び、式(2-35)においては核分裂性核種を $U233 \cdot U235 \cdot Pu239 \cdot Pu241$ とし、親核種を $Th232 \cdot U234 \cdot U238 \cdot Pu240$ としている。また、 $Th232$ から $U233$ が生成される過程において $Pa233$ の中性子捕獲反応は $U233$ の生成を阻害するため、 $Pa233$ の巨視的中性子捕獲反応率を転換比の分子から除いている。

ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{void}$ の計算時には、ナトリウム伝送管と遮蔽体以外の各計算領域に含まれる全てのナトリウムの数密度を 10^{-10} [1/barn/cm] に減少することでボイド化を模擬した。

また、 $U238$ 等の巨大な共鳴吸収構造を有する重核種の温度が増加した際の反応度をドップラー反応度 $\Delta\rho_{doppler}$ と呼ぶが、今回の計算では原子番号が 90 以上の重核種、及び Zr と Mo を昇温対象とし、昇温幅は 534°C とした。

以上がもんじゅ全炉心体系を対象とした炉心解析に関する計算条件である。次項では、ナトリウムボイド反応度と各炉心特性の計算結果について記述する。

2.3.3 ナトリウムボイド反応度と各炉心特性の計算結果

本項では、ナトリウムボイド反応度と各炉心特性の計算結果について記述する。各燃焼計算ステップにおける実効増倍率 k_{eff} 、転換比 $C.R.$ 、ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ 、ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ の計算結果を **Figure 2-13** に示す。

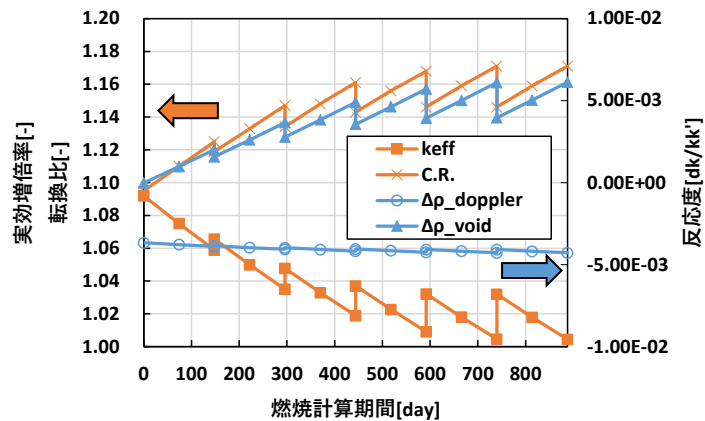


Figure 2-13 燃焼に伴う各炉心特性の推移

Figure 2-13 から、各炉心特性は 1 サイクルに相当する 148 日毎に不連続な変化をしているが、この変化は各サイクルで燃料の交換を模擬しているためである。

実効増倍率は、燃焼に伴い減少していった。これは内側/外側炉心における核分裂性核種が燃焼により減少していったためである。また新燃料が装荷された場合には実効増倍率は増加しており、上図のように増加と減少を繰り返しつつ、燃焼計算の出発点では約 1.1、最終燃焼サイクルの燃焼末期においては約 1.0 まで減少した。

転換比は、燃焼に伴い増加していった。これは核分裂性核種の方が親核種よりも燃焼に伴う原子数密度の減少量が大きかったためであると考えられる。転換比の式について言及すると、親核種の中性子捕獲反応率が分子であり、核分裂性核種の中性子吸収反応率が分母であるため、分母に含まれる核分裂性核種の原子数密度の減少量が分子に含まれる親核種のそれよりも大きいためであると考えられる。また実効増倍率と転換比には負の相関関係が見られた。これは核分裂性核種の減少により実効増倍率は減少するが、転換比は式(2-35)の分母が小さくなるため自身は増加しやすいことが要因であると考えられる。

ドップラー反応度は、燃焼に伴い減少していった。しかし、燃焼に伴う減少量は僅かであった。変動量が微小であった理由は、ドップラー反応度が U238 等の共鳴吸収構造を持つ核種の装荷量で決まる絶対的なパラメータではなく、共鳴吸収構造を持つ核種とそうでない核種との装荷量の比で決まる相対的なパラメータであるためと考えられる。また、実効増倍率とは負の相関関係が見られたが、これは反応度の式から定性的に説明可能であり、後に詳

しく述べる。

ナトリウムボイド反応度は、燃焼に伴い増加していった。ドップラー反応度と比べると大きな変化をしており、非安全側である正の方向に推移していくことが確認された。すなわち、ナトリウムボイド反応度が安全性にとって最も厳しくなる計算点は燃焼末期であることが分かった。また実効増倍率とナトリウムボイド反応度には負の相関関係が見られた。これは以下のように説明できる。

中性子エネルギーが 1 群の有限な簡易体系において、各核反応断面積が微小量だけ変動した場合、反応度 $\Delta\rho$ は以下の式(2-36)に近似できる[16]。

$$\Delta\rho \approx \frac{1}{k_{\text{eff}}} \left(\frac{\Delta\nu\Sigma_f}{\nu\Sigma_f} - \frac{\Delta\Sigma_a + \Delta DB^2}{\Sigma_a + DB^2} \right) \quad (2-36)$$

上式から、反応度 $\Delta\rho$ は実効増倍率 k_{eff} とおおよそ反比例の関係となることが分かり、ゆえに **Figure 2-13** において実効増倍率 k_{eff} とドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ 、ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ には負の相関関係が見られたと考える。なお、無限体系においては反応度 $\Delta\rho$ が以下の式(2-37)に近似され、同様に負の相関関係を有しやすい。

$$\Delta\rho \approx \frac{1}{k_{\infty}} \left(\frac{\Delta\nu\Sigma_f}{\nu\Sigma_f} - \frac{\Delta\Sigma_a}{\Sigma_a} \right) \quad (2-37)$$

以上を整理すると、高速炉において実効増倍率は転換比、ドップラー反応度、ナトリウムボイド反応度と負の相関関係を持ちやすく、ナトリウムボイド反応度が安全性にとって最も厳しくなる計算点は燃焼末期であることが分かった。ここで、燃焼に伴う実効増倍率の変動による反応度差を燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ と定義し、各サイクルで評価した $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ を 6 サイクルについて平均した値 $\overline{\Delta\rho_{\text{burnup}}}$ と共に、燃焼計算の出発点と最終燃焼サイクルの燃焼末期における各炉心特性の評価結果を **Table 2-8** に示す。

Table 2-8 燃焼計算の出発点と最終燃焼サイクルの燃焼末期における各炉心特性評価結果

燃焼期間[day]	0	888
実効増倍率 k_{eff} [-]	1.09189	1.00448
転換比 $C.R.$ [-]	1.095	1.171
ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ [dk/kk']	-0.00367	-0.00428
ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ [dk/kk']	-0.00002	0.00613
燃焼反応度の平均値 $\overline{\Delta\rho_{\text{burnup}}}$ dk/kk']	-0.02717	

次に、燃焼計算初期と最終燃焼計算サイクルの燃焼末期における、最も炉心の中心に近い内側炉心領域の中性子束を **Figure 2-14** に示す。なお、中性子束は総和が 1 になるように規格化している。

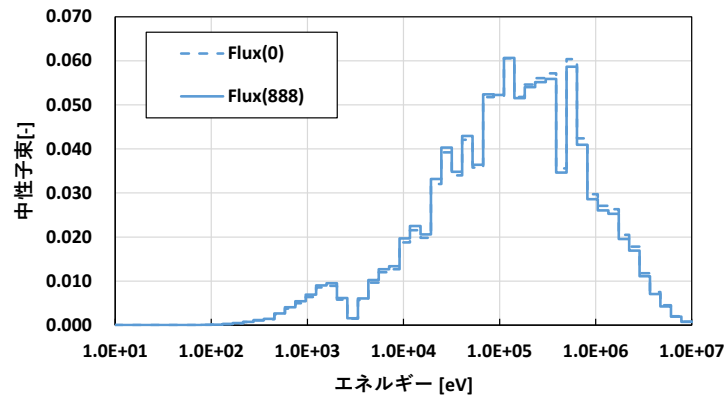


Figure 2-14 最も炉中心に位置する内側炉心における中性子束のエネルギー分布

Figure 2-14 において、凡例中の括弧は燃焼期間の日数を表している。Figure 2-14 から、内側炉心における中性子スペクトルは Figure 2-2 で示した典型的な高速炉の中性子スペクトルと形状が類似していることが確認できた。また、燃焼度が大きくなる内側炉心であっても、燃焼に伴う中性子スペクトルの大きな変化は見られなかった。

続いて、燃焼計算の出発点と各燃焼サイクルの燃焼末期における、ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の成分のエネルギー分布を Figure 2-15 に示す。

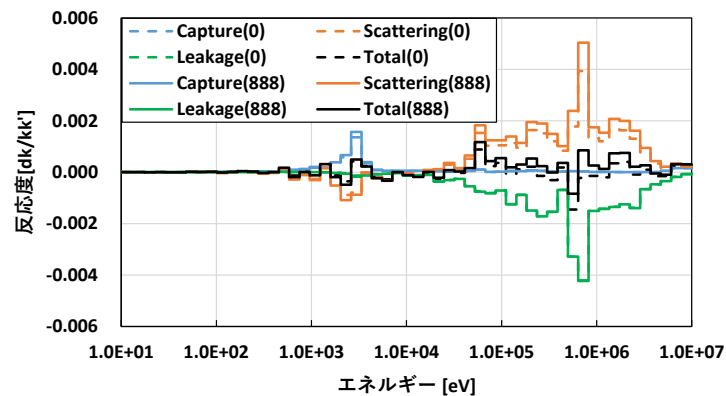


Figure 2-15 燃焼計算の出発点と最終燃焼サイクルの燃焼末期におけるナトリウムボイド反応度の成分内訳評価結果（エネルギー分布）

Figure 2-15 から、捕獲反応度成分 $\Delta\rho_{\text{capture}}$ は低エネルギーの数百 eV 領域においてピークが存在し、それ以外のエネルギー範囲では非常に小さい値で分布していた。散乱反応度成分 $\Delta\rho_{\text{scattering}}$ は高エネルギーの数百 keV においてピークが存在し、捕獲反応度成分 $\Delta\rho_{\text{capture}}$ よりも大きな値で広く分布していた。中性子漏洩による反応度成分 $\Delta\rho_{\text{leakage}}$ は高エネルギーの数百 keV においてピークが存在し、散乱反応度成分と同様に、広く分布していた。以上の

反応度成分のピークとエネルギー分布は、ナトリウムの微視的断面積の **Figure 2-1** と中性子スペクトルの **Figure 2-14** から決まる。これらを合計したナトリウムボイド反応度のエネルギー分布が **Figure 2-15** の Total に該当する。

また、燃焼計算初期と最終燃焼サイクルの燃焼末期における各反応度成分の変化を見ると、捕獲反応度成分 $\Delta\rho_{\text{capture}}$ と中性子漏洩による反応度成分 $\Delta\rho_{\text{leakage}}$ には大きな変化は見られず、散乱反応度成分 $\Delta\rho_{\text{scattering}}$ が全体的に増加する結果となった。**Figure 2-14** から燃焼に伴う大きな中性子スペクトルの変化は確認されなかったため、U238の転換によるPu239の生成に伴って高エネルギー領域の η 値がより急峻に変化したことが主な要因と考えられる。

Figure 2-15 の計算結果に加えて、各燃焼計算ステップにおけるナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の成分の積分値を **Figure 2-16** に示す。

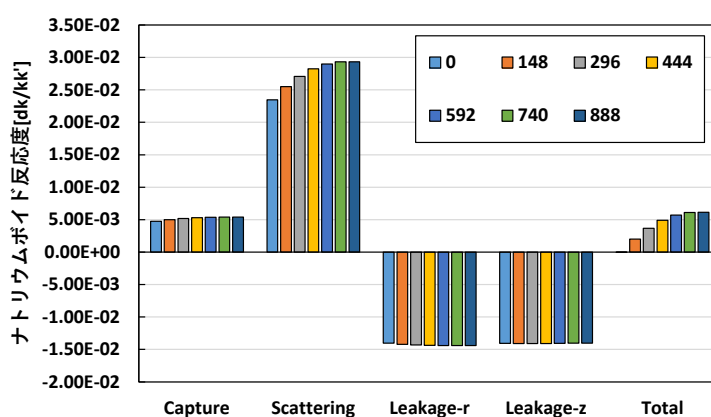


Figure 2-16 ナトリウムボイド反応度の成分内訳評価結果（積分値）

Figure 2-16 から、ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の正の成分は捕獲反応度成分 $\Delta\rho_{\text{capture}}$ と散乱反応度成分 $\Delta\rho_{\text{scattering}}$ であり、負の成分は中性子漏洩による反応度成分 $\Delta\rho_{\text{leakage}}$ であることが確認された。また、正の主要な成分は散乱反応度成分 $\Delta\rho_{\text{scattering}}$ であった。捕獲反応度成分 $\Delta\rho_{\text{capture}}$ と中性子漏洩による反応度成分 $\Delta\rho_{\text{leakage}}$ は燃焼に伴い大きな変化をしながら、散乱反応度成分 $\Delta\rho_{\text{scattering}}$ は燃焼に伴い増加している。これが要因となり、燃焼計算の出発点ではほとんど0であったナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ は、燃焼に伴い正側に増加していくことが確認された。

以上の高速炉もんじゅ全炉心体系を対象とした炉心解析の結果、得られた知見を整理する。炉心特性の相関関係について、実効増倍率は転換比、ドップラー反応度、ナトリウムボイド反応度と負の相関関係を有しやすい。また、ナトリウムボイド反応度が安全性にとって最も厳しくなる計算点は燃焼末期である。更に、ナトリウムボイド反応度の正の成分は捕獲反応度成分と散乱反応度成分であり、負の成分は中性子漏洩による反応度成分である。そして正の主要な成分は散乱反応度成分であり、燃焼に伴いこれが増加することによって、ナト

リウムボイド反応度は正側に増加していく。

以上が高速炉もんじゅ全炉心を対象とした炉心解析結果と高速炉の設計最適化に向けて整理した知見である。次項では、高速炉もんじゅの内側炉心を模擬した 1 領域無限均質体系を対象とした炉心解析について記述する。

2.4 もんじゅ内側炉心の 1 領域無限均質体系を対象とした炉心解析

本節では、第 4 章における高速炉の燃料組成の最適化結果の比較対象として、高速炉もんじゅの内側炉心を模擬した 1 領域無限均質体系を対象とした炉心解析について記述する。計算条件を 2.4.1 項で示し、各炉心特性の計算結果を 2.4.2 で示す。

2.4.1 計算条件

本項では、高速炉もんじゅの内側炉心を模擬した 1 領域無限均質体系の炉心解析における計算条件について記述する。計算条件は 2.3.2 項で重複するものは説明を省略し、異なる計算条件についてのみ記述する。

計算体系は **Figure 2-9** の内側炉心の組成を取り出し、これを 1 つの計算領域に設定して全ての境界に完全反射境界条件を適用した。この体系の構築方法により、もんじゅ内側炉心燃料の組成で構成される 1 領域の無限均質体系を作成した。作成したもんじゅ内側炉心の 1 領域無限均質体系のイメージ図を **Figure 2-7** に示す。

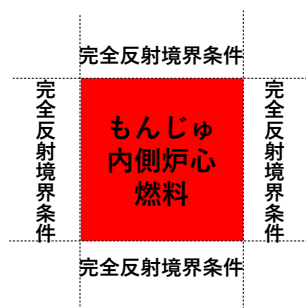


Figure 2-17 高速炉もんじゅの内側炉心燃料で構成される 1 領域無限均質体系

Figure 2-7 の領域における燃料組成等の情報は **Table 2-1** と同一のものである。また、この領域における燃料・空隙・構造材・冷却材の体積比は **Table 2-2** と同一である。構造材として使用する SUS316 も **Table 2-4** と同一であり、もんじゅ内側炉心に関する体系情報をそのまま流用した体系となっている。

次に、炉心解析条件について記述する。炉心解析条件は **Table 2-5** における計算領域の分割数、メッシュ数、境界条件以外のものはそのまま流用した。今回対象とする体系では計算領域の分割数は 1 であり、全境界で完全反射境界条件を設定している。計算メッシュ数は、軸方向にと径方向ともに 10 と設定した。各炉心特性の計算点は、ナトリウムボイド反応度

が最も厳しくなる燃焼末期とした。

次に、燃焼計算条件を **Table 2-9** に示す。

Table 2-9 燃焼計算条件

熱出力[MWth]	1.5
燃焼サイクル数[<i>cycle</i>]	1
燃焼サイクル分割数[-]	2
燃焼サイクル長[<i>day/cycle</i>]	148

Table 2-9 の熱出力は、2.3 節で行ったもんじゅ全炉心体系対象の燃焼計算結果で得られた最終燃焼サイクルの燃焼末期における最大線出力密度 $292.7[\text{W}/\text{cm}]$ とほぼ同一になるように設定した。今回の計算体系における燃焼末期の最大線出力密度は $295.9[\text{W}/\text{cm}]$ である。なお、寸法が変わらない限りこの最大線出力密度は変化しない。熱出力の値は 2.3.2 項でも説明した通り、炉心体系全体の体積に対するものである。ゆえに無限体系ではあるが便宜上設定した寸法の $r = 6.06943 [\text{cm}]$ 、 $z = 15 [\text{cm}]$ で計算される円筒の体積 $V = 1735.94983 [\text{cm}^3]$ について適用されるパラメータとなる。

また、後に第 4 章で検討する燃料組成の最適化計算に必要な計算コストを削減する観点から、燃焼サイクル数は 1、燃焼サイクル長は 148 日とし、燃料の取り換えを行わないものとした。

以上が高速炉もんじゅの内側炉心を模擬した 1 領域無限均質体系の炉心解析における計算条件である。次項で、各炉心特性の計算結果について記述する。

2.4.2 各炉心特性の計算結果

前項で設定した計算条件の下、もんじゅ内側炉心を模擬した 1 領域無限均質体系における炉心特性を評価した。燃焼末期における計算結果を **Table 2-10** に示す。

Table 2-10 もんじゅ内側炉心 1 領域無限均質体系における各炉心特性

無限増倍率[-]	1.31
転換比[-]	0.76
燃焼反応度[<i>dk/kk'</i>]	-0.0510
ドップラー反応度[<i>dk/kk'</i>]	-0.0034
ナトリウムボイド反応度[<i>dk/kk'</i>]	0.0420

Table 2-10 と 2.3.3 項で示した **Table 2-8** の燃焼末期における炉心特性を比較する。無限増倍率の方がもんじゅ全炉心体系の実効増倍率より大きくなったのは、無限体系によって中性子の漏洩量が無くなった効果が大きいためである。転換比が減少したのは、親核種が多く

転換比が高いブランケット領域を外したことが主要因である。燃焼反応度が負側に増加した理由は、核分裂性核種が少なく燃焼度が小さいブランケット領域を外したため、燃焼度が相対的に大きい内側炉心領域のみで体系が構成されているためと考える。ドップラー反応度とナトリウムボイド反応度が正側に増加した理由を定性的に説明すると、式(2-36)において中性子の漏洩による項が消滅し、式(2-37)となったためである。**Table 2-10** は第 4 章における燃料組成最適化結果の比較対象として使用する。

以上が高速炉もんじゅの内側炉心を模擬した 1 領域無限均質体系を対象とした炉心解析結果である。続いて、高速炉のもんじゅの内側炉心と外側炉心で構成された二次元有限円筒体系を対象とした炉心解析について記述する。

2.5 もんじゅ内側炉心と外側炉心のみの体系を対象とした炉心解析

本節では、第 5 章における高速炉の炉心寸法の最適化結果の比較対象として、高速炉もんじゅの内側炉心と外側炉心で構成された二次元有限円筒体系を対象とした炉心解析について記述する。計算条件を 2.5.1 項で示し、各炉心特性の計算結果を 2.5.2 項で示す。

2.5.1 計算条件

本項では、高速炉もんじゅの内側炉心と外側炉心で構成された二次元有限円筒体系の炉心解析における計算条件について記述する。計算条件は 2.3.2 項と 2.4.1 項で重複するものは説明を省略し、異なる計算条件についてのみ記述する。

計算体系は **Figure 2-9** の内側炉心と外側炉心の組成と寸法を取り出し、以下の **Figure 2-18** のように体系を構築した。

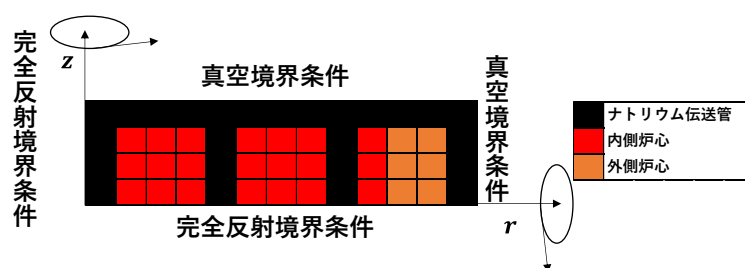


Figure 2-18 もんじゅ内側炉心と外側炉心で構成された二次元有限円筒体系

Figure 2-18 の計算体系は、もんじゅ全炉心体系の **Figure 2-9** において内側炉心と外側炉心領域を取り出し、さらに軸ブランケット・径ブランケット・遮蔽体を取り外して体系全体を取り囲むようにナトリウム伝送管を配置して作成した。各領域の寸法とメッシュ数を **Figure 2-19** に示す。

		径方向 r の寸法													
軸 方向 z の 寸 法		6.0694	9.9888	10.398	2.3222	3.6134	4.5274	10.485	7.732	3.8728	9.3905	10.504	10.506	20	
	20	(1,4)	(2,4)	(2,4)	(1,4)	(1,4)	(1,4)	(2,4)	(2,4)	(1,4)	(2,4)	(2,4)	(2,4)	(2,4)	(4,4)
	16.5	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(1,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(4,3)
	15	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(1,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(4,3)
	15	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(1,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(1,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(2,3)	(4,3)

Figure 2-19 各領域の寸法とメッシュ数 (r のメッシュ数, z のメッシュ数) [cm]

体系全体に巻いたナトリウム伝送管は幅と高さが 20 cm になるよう設定し、もんじゅ全炉心体系ではメッシュ数を各計算領域において 1 メッシュ幅あたり約 5 cm に設定したため、これを踏襲して r 方向と z 方向のメッシュ数を 4 と設定した。

Figure 2-18 のもんじゅ内側炉心と外側炉心で構成された二次元有限円筒体系に含まれる各計算領域の組成は Table 2-1 と同一のものである。またこれらの領域における燃料・空隙・構造材・冷却材の体積比も Table 2-2 と同一であり、構造材として使用する SUS316 も Table 2-4 と同一とした。このように、もんじゅ内側炉心と外側炉心、ナトリウム伝送管に関する体系情報をそのまま流用した体系を構築した。

次に、炉心解析条件について記述する。炉心解析条件は 2.4.1 項と同様、Table 2-5 における計算領域の分割数、メッシュ数以外のものはそのまま流用した。今回対象とする体系では Figure 2-18 から、計算領域の分割数を r 方向について 13、 z 方向について 4 と設定した。各計算領域の寸法とメッシュ数は Figure 2-19 の通りである。各炉心特性の計算点も 2.4.1 項と同様、ナトリウムボイド反応度が最も厳しくなる燃焼末期とした。

次に、燃焼計算条件について記述する。燃焼計算条件は Table 2-9 における熱出力以外について同一であり、燃焼サイクル数が 1、燃焼サイクル長が 148 日である。この理由は計算コストの観点に基づくものであり、2.4.1 項と同様である。熱出力は $714 \times 1/2$ [MWth] と設定し、この値はもんじゅ全炉心体系における設計値と同一である。

以上が高速炉もんじゅの内側炉心と外側炉心で構成された二次元円筒体系の炉心解析における計算条件である。次項で、各炉心特性の計算結果について記述する。

2.5.2 各炉心特性の計算結果

前項で設定した計算条件の下、もんじゅ内側炉心と外側炉心で構成された二次元有限円筒体系における炉心特性を評価した。燃焼末期における計算結果を Table 2-11 に示す。

**Table 2-11 もんじゅ内側炉心と外側炉心で構成された
二次元有限円筒体系における各炉心特性**

実効増倍率[-]	0.98
転換比[-]	0.58
燃焼反応度[dk/kk']	-0.0417
ドップラー反応度[dk/kk']	-0.0029
ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	-0.0098

Table 2-11 と 2.3.3 項で示した **Table 2-8** の燃焼末期における炉心特性を比較する。今回の計算体系における実効増倍率はもんじゅ全炉心体系のそれよりも小さくなった。これはブランケット領域が外され体系が全体的に小さくなったものの、体系全体の体積に対する熱出力は 714 MWth と設定しているため、単位体積あたりの燃焼度が大きくなり、結果として燃焼末期における実効増倍率が小さくなったと考えられる。転換比は減少し、これはブランケット領域が外されたためである。燃焼反応度は正側に増加し、これは実効増倍率の変化に関する説明でも述べたように、熱出力が一定のまま体系が小さくなったためである。ドップラー反応度は正側に増加し、これはブランケット領域が外されたことによって炉心の燃料全体に対する U238 の装荷量が減少したためと考える。ナトリウムボイド反応度は大きく負側に減少し、これは体系がもんじゅ全炉心体系より小さくなったことによるナトリウムボイド化時の中性子の漏洩量の増加が主要因である。**Table 2-11** は第 5 章における炉心寸法最適化結果の比較対象として使用する。

以上が高速炉もんじゅの内側炉心と外側炉心で構成された二次元有限円筒体系を対象とした炉心解析結果である。次節で、本章のまとめを行う。

2.6 本章のまとめ

本章では、ナトリウムボイド反応度と高速炉の炉心解析に関して記述した。2.2 節では、高速炉におけるナトリウムボイド反応度の性質を原子炉物理的な観点で記述し、核的要因では正の反応度が、物理的要因では負の反応度が印加されやすいことを説明した。その後、摂動論に基づく厳密摂動による反応度の計算式を導出し、ナトリウムボイド反応度を計算する際の具体的な計算式の導出を行った。2.3 節では、高速炉もんじゅ全炉心体系を対象とした炉心解析を行った。高速炉もんじゅの全炉心体系について説明し、炉心解析に関する計算条件を示した後、得られたナトリウムボイド反応度と他の炉心特性に関する計算結果から高速炉の設計最適化に向けて重要な知見を整理した。2.4 節では、続く第 4 章で検討する高速炉の燃料組成最適化において比較対象とする、高速炉もんじゅの内側炉心を模擬した 1 領域無限均質体系における炉心解析結果について記述した。2.5 節では、続く第 5 章で検討する高速炉の炉心寸法最適化において比較対象とする、高速炉もんじゅの内側炉心と外側

炉心で構成された二次元有限円筒体系における炉心解析結果について記述した。

次章では、数値的アルゴリズムに基づき開発した最適化手法について記述する。

参考文献

- [1] 千葉豪, “いろいろな炉物理パラメータ,” 北海道大学, 2018, (日本語), (Internet), http://roko.eng.hokudai.ac.jp/studentadm/chiba_data/seminar/parameter.pdf, (2021年12月22日アクセス).
- [2] MB Chadwick, M Herman, P Obložinský, *et al.*, “ENDF/B-VII.1 Nuclear Data for Science and Technology: Cross Sections, Covariances, Fission Product Yields and Decay Data,” *Nuclear Data Sheets*, 112(12), 2887- 2996(2011).
- [3] U. S. Department of Energy, *DOE Fundamentals Handbook: Nuclear Physics and Reactor Theory (Volume 1 of 2)*, Lulu.com, ISBN 978-1304149886 (2013).
- [4] 丸山博見, 岩崎智彦, 山本章夫, 他, “原子炉物理,” 日本原子力学会, (2008).
- [5] 中川弘, “大型高速増殖炉の設計研究 炉心設計,” 日本原子力学会誌, **15**(7), 23-32 (1973).
- [6] 平川直弘, 岩崎智彦, “連載講座 原子炉物理 第6回 原子炉物理の動特性と制御,” 日本原子力学会誌, **42**(9), 45-65 (2000).
- [7] 千葉豪, “炉物理プログラム演習：随伴方程式と摂動計算,” 北海道大学, 2021, (日本語), (Internet), http://roko.eng.hokudai.ac.jp/studentadm/chiba_data/rpgpro/pro_pert.pdf, (2022年1月5日アクセス).
- [8] B. T. Rearden, M. A. Jessee, “SCALE Code System,” ORNL/ TM-2005/39 Version 6.2.3, Oak Ridge National Laboratory (2018).
- [9] 高下浩文, 樋口真史, 富樫真仁, 他, “核設計手法報告書,” 核燃料サイクル開発機構, 2000, (日本語), (Internet), <https://jopss.jaea.go.jp/pdfdata/JNC-TN8410-2000-011.pdf>, (2020年11月4日アクセス).
- [10] 千葉豪, “高速炉核設計ツール CBZ/FRBurner の使用マニュアル,” 北海道大学, 2020, (日本語), (Internet), http://roko.eng.hokudai.ac.jp/studentadm/chiba_data/cbz/fr_burner.pdf, (2021年12月23日アクセス).
- [11] K. Shibata, O. Iwamoto, T. Nakagawa, *et al.*, “JENDL-4.0: A New Library for Nuclear Science and Engineering,” *J. Nucl. Sci. Eng.*, **48**(1), 1 (2011).
- [12] H. Takano, Y. Ishiguro, “PRODUCTION AND BENCHMARK TESTS OF FAST REACTOR GROUP CONSTANT SET JFS-3-J2,” 日本原子力研究所, 1982, (日本語), (Internet), <https://jopss.jaea.go.jp/pdfdata/JAERI-M-82-135.pdf>, (2021年12月27日アクセス).
- [13] 千葉豪, “CBZLIB の概要と利用マニュアル,” 北海道大学, 2021, (日本語), (Internet), http://roko.eng.hokudai.ac.jp/studentadm/chiba_data/cbz/cbzlib.pdf, (2022年1月21日アクセス).

- [14] 千葉豪, “共鳴自己遮蔽効果と実効断面積,” 北海道大学, 2021, (日本語), (Internet), http://roko.eng.hokudai.ac.jp/studentadm/chiba_data/resonance/sse.pdf, (2022年1月21日アクセス).
- [15] K. Okumura, T. Kugo, K. Kneko, *et al.*, “SRAC2006:A Comprehensive Neutronics Calculation Code System,” Japan Atomic Energy Agency, 2007, (日本語), (Internet), <https://jopss.jaea.go.jp/pdfdata/JAEADData-Code-2007-004.pdf>, (2021年5月10日アクセス).
- [16] JENDL 委員会リアクター積分テストワーキンググループ, “JENDL 開発のための軽水炉ベンチマークに関するデータ集の整備,” 日本原子力研究開発機構, 2017, (日本語), (Internet), <https://jopss.jaea.go.jp/pdfdata/JAEA-Data-Code-2017-006.pdf>, (2021年5月10日アクセス).

第3章 数値的アルゴリズムに基づく最適化手法の開発

3.1 本章の概要

本章では、数値的アルゴリズムに基づき開発した最適化手法について記述する。開発する最適化手法は、従来の工学的知見を用いずに高速炉の燃料組成・炉心寸法といった設計変数の探索を行う必要がある。そこで本研究では、最適化アルゴリズムにより工学的知見を用いずに目的変数が最適となる設計変数を探索する最適化手法を開発する。本章の目的は、開発した最適化手法の説明とその性能評価である。最適化手法は与えられた制約条件の下で目的変数が最大/最小となる設計変数を探索する。また、各最適化手法の性能評価はベンチマーク関数への適用により実施する。

3.2 節では、本研究で対象とする最適化問題の種類について説明する。3.3 節では、開発した最適化手法におけるパラメータの取り扱い方について述べる。3.4 節では、山登り法の概要とこれに基づき開発した最適化アルゴリズム、及び最適化フローについて述べる。3.5 節では、焼きなまし法の概要とこれに基づき開発した最適化アルゴリズム、及び最適化フローについて述べる。3.6 節では、開発した最適化手法をベンチマーク関数に適用し、これらの性能評価結果について述べる。3.7 節では、本章のまとめを行う。

3.2 最適化問題の種類

本節では、本研究で対象とする最適化問題の種類について述べる。

最適化問題とは、与えられた制約条件の下で目的変数を最大化または最小化する設計変数を求める問題である。最適化問題は数理計画問題とも呼ばれ、対象の問題を数式で記述し数値的計算手法で最善策を求める数値的最適化が行われる[1]。これを数学的に記述すると以下のように表現される[2]。

$$\max\{f(\vec{x})|\vec{x} \in S\} \quad (3-1)$$

\vec{x} : 設計変数[-]

f : 目的関数

S : 実行可能領域

ここで目的変数を $y = f(\vec{x})$ とすると、式(3-1)は与えられた制約条件（実行可能領域）内で目的変数 y を最大化する設計変数 \vec{x} を見つける問題であることを意味する。また、上の最適化問題が $\min(f(x))$ である場合でも、 $\min(f(x)) = \max(-f(x))$ のように目的変数の符号を反転させることで $-f(x)$ の最大値を求める問題に変換できるため、式(3-1)は目的変数 y の最大値・最小値どちらの場合でも対応可能な最適化問題である。

最適化問題は、設計変数が整数等の離散値である離散最適化問題、設計変数が連続である連続最適化問題の2つに分類される[3]。離散最適化問題の一種には組み合わせ最適化が存在し、代表例として巡回セールスマン問題、ナップサック問題、最短経路問題が挙げられる。また、連続最適化問題と離散最適化問題にはそれぞれ線形最適化問題と非線形最適化問題

の 2 種類が存在する[4]。線形最適化問題とは制約条件と目的関数がともに設計変数の 1 次結合で表現可能な問題であり、非線形最適化問題とは制約条件または目的関数のうち少なくとも一方が設計変数に関して非線形である問題である。

線形最適化問題を解く際は、単体法またはシンプレックス法と呼ばれる最適化アルゴリズムが用いられる[5]。非線形最適化問題を解く際は、目的関数 f の導関数が使用できる場合は勾配法が最適化アルゴリズムに用いられ、例として最急降下法やニュートン法等が挙げられる。また、目的関数 f の導関数が使用できない場合は直接探索法が最適化アルゴリズムに用いられ、例として遺伝的アルゴリズムや焼きなまし法等がある。ここで、直接探索法とは目的関数 f の導関数を用いずに目的変数 y の値のみを用いて探索を行う手法である[1]。

本研究は、燃料組成または炉心寸法といった連続値を設計変数として取り扱う。また、実効増倍率やナトリウムボイド反応度といった炉心特性を目的変数として取り扱うため、目的変数が設計変数に関して非線形な関係と考えられる。ゆえに、本研究で対象となる最適化問題は、連続最適化問題における非線形計画問題に分類される。更に、本研究においては目的関数 f が炉心解析や燃焼計算に相当し具体的な数式で記述できないため、目的関数 f の解析的な導関数が使用できない。数值的に導関数を計算する方法も存在するが、以上の理由から本研究では直接探索法に基づく最適化手法を開発する。

以上が本研究で対象とする最適化問題の種類である。

3.3 最適化に関するパラメータ

本節では、本研究で開発した最適化手法におけるパラメータの取り扱い方について述べる。扱うパラメータは設計変数と目的変数に分類し、設計変数はパラメータ値の摂動方法とその性質を、目的変数は多目的・単目的最適化の場合における評価方法と多次元から 1 次元への変換方法について述べる。

3.3.1 設計変数の摂動方法

本研究では、設計変数を一様乱数により一様に摂動する。この摂動方法には以下の 2 種類を開発しており、それぞれの性質を述べる。

- 相対摂動

$$\vec{x}_{n=i}^{g+1} = \vec{x}_{n,choose}^g + \vec{x}_{n,choose}^g \times r_{\text{perturb}} \times p_{\text{uniform}} \quad (3-2)$$

g : 世代数[-]

n : ある世代 g における着目パラメータのインデックス($n = 1, 2, \dots, N$) [-]

N : 1 世代あたりの着目パラメータの総数[-]

r_{perturb} : 摂動率[-]

p_{uniform} : -1.0 から 1.0 の一様乱数[-]

\vec{x}_n^g : 世代数 g の設計変数 ($n = 1, 2, \dots, N$) [-]

$\vec{x}_{n,choose}^g$: 次世代数($g + 1$)の設計変数を作成する摂動起点として選定された設計変数[-]

式(3-2)は世代数 g で選択した設計変数 $\vec{x}_{n,choose}^g$ に摂動率 r_{pert} を掛けて自身 $\vec{x}_{n,choose}^g$ に加算していく摂動方法であり、世代間で設計変数の値が相対的に変化していくため、本研究ではこれを相対摂動と呼ぶこととする。

相対摂動では、設計変数自身の値が大きいほど加算される値も大きくなり、反対も同様である。すなわち、設計変数の勾配値を陰に扱う摂動方法である。よって、設計変数の最適解の絶対値が大きく、最適な方向に目的変数が変化する場合設計変数 \vec{x}_{good} の絶対値が他の設計変数よりも大きくなった場合には、その設計変数 \vec{x}_{good} 自身の値が大きいため、他の設計変数より優先して設計変数 \vec{x}_{good} の増加を促すことが出来る利点がある。一方、最適でない方向に目的変数が変化する場合設計変数 \vec{x}_{poor} が \vec{x}_{good} を含めた他の設計変数より大きくなってしまった場合には、 \vec{x}_{good} 自身の値が相対的に小さいため \vec{x}_{good} の増加量が少なくなってしまう欠点があり、そのまま局所解に陥り最適化計算が終了してしまう可能性がある。

- 絶対摂動

- $$\vec{x}_{n=i}^{g+1} = \vec{x}_{n,choose}^g + \vec{x}_{width} \times r_{perturb} \times p_{uniform} \quad (3-3)$$

x_{width} : 摂動幅[-]

式(3-3)は固定されたパラメータである摂動幅 \vec{x}_{width} に摂動率 r_{pert} を掛けて $\vec{x}_{n,choose}^g$ に加算していく摂動方法であり、世代によらず設計変数の値が絶対的に変化していくため、本研究ではこれを絶対摂動と呼ぶこととする。

絶対摂動では、設計変数 \vec{x} の増加・減少幅が前世代の設計変数 \vec{x}_n^g の値に依存しないため、特定の設計変数 \vec{x} が増加・減少しやすいといった性質は無い。そのため、最適な方向に目的変数が変化する場合設計変数 \vec{x}_{good} が、最適でない方向に目的変数が変化する場合設計変数 \vec{x}_{poor} より仮に小さくなった場合でも同程度の摂動量 $x_{width} \times r_{perturb}$ が加算されるので、相対摂動のような局所解に陥りやすい欠点が無い。また、摂動幅 \vec{x}_{width} を大きくしておけば、どの設計変数 \vec{x} でも局所解と最適解間の山を容易に越えられる利点がある。一方、絶対摂動は摂動量が設計変数 \vec{x} の値に依存しない観点から相対摂動よりもランダム性が強いいため、設計変数 \vec{x} の次元数が多い場合には、 \vec{x}_{good} が増加して \vec{x}_{poor} が減少するパターンを乱数で引き当てるのに多くのサンプルが必要となってしまう欠点がある。

以上が、本研究で用いる設計変数の摂動方法とその性質である。設計変数の次元数が少ない場合は探索範囲が狭いため、ランダム性を有する絶対摂動の方が優れている。一方、設計変数の次元数が多い場合は探索範囲が広いため、勾配値を陰に扱う相対摂動の方が優れている。本研究ではこれらの性質から最適化の対象に応じて摂動方法を使い分けている。また、以上の摂動方法の性質をベンチマーク問題に対する最適化によって確認する。

3.3.2 目的変数の評価方法

本研究で開発する最適化手法は、一点局所探索を行う。そのため、目的変数 y が一次元である場合、すなわち単目的変数の最適化問題に対して適用可能である。しかし、目的変数 \vec{y} が多次元である場合、すなわち多目的変数の最適化問題に対しては適用不可能である。多目的最適化では一般に全ての目的変数が最大値または最小値となる完全最適解を得られる場合が少ないため、大きく2種類の対応方法が存在する。

一つは、パレート最適解の導入である。パレート最適解とは、複数の目的変数がトレードオフの関係にある場合に扱われる概念であり、各目的変数の最適解の集合を指す。例えば目的変数 \vec{y} が2次元の場合におけるパレート最適解は線状となり、目的変数 \vec{y} が3次元の場合では曲面状となる場合が多い。一般に多目的最適化ではパレート最適解の探索が行われており、最適化アルゴリズムには多点探索が可能な遺伝的アルゴリズム等が使用される[6][8]。

もう一つは、目的変数 \vec{y} のスカラ化による、単目的変数の最適化問題への変換である。この方法では加重平均法と呼ばれる手法があり、各目的変数に対して優先度を定義し、その優先度に基づき以下の式(3-4)のようにして目的変数 \vec{y} の線形結合を行う[7]。そして多目的変数を単目的変数に変換して取り扱い、本研究ではこれを適合度と呼ぶこととする。

$$f = a \times y_1 + b \times y_2 + c \times y_3 \quad (3-4)$$

y_i : 目的変数 \vec{y} の各成分[-]

a, b, c : 各目的変数の重み[-]

f : 適合度[-]

本研究では実際の最適化計算条件を考慮して、加重平均法に Lexicographic 法と ϵ -制約化法を適用し、これに基づき開発した適合度評価関数と定義する関数を用いて、目的変数 \vec{y} のスカラ化を行っている[9]。

Lexicographic 法とは、優先度の高い目的変数 y_i から順に設計変数 \vec{x} の最適化を行い、各 y_i が最適となる \vec{x} の範囲内で、次に優先度の高い y_j が最適となる \vec{x} の最適化を、 \vec{x} が極値に収束するまで繰り返していく最適化手法である。また制約化法とは、目的変数 \vec{y} の中で一つだけ最大化/最小化の最適化を図る変数 y_i を選択し、それ以外の目的変数 y_j は制限値 ϵ_j 以上/以下の制限範囲を課す最適化手法である。

本研究ではこの2種類の最適化手法を組み合わせている。具体的には、ある目的変数 y_i を最大化または最小化の最適化を図る変数とし、これの最適化優先度を最も低く設定する。次に、他の目的変数 y_j に対して目標値 τ_j を定め、各目的変数 y_j に最適化優先度を設定する。そして、 y_j の最適化優先度の順序で \vec{x} の最適化を行い、 \vec{x} の最適解候補の範囲を絞る。最後に、各目的変数 y_j の目標範囲を満たすように絞られた最適解候補の範囲内で、目的変数 y_i の最大化/最小化を行う。

以上の最適化を行えるように式(3-4)の重みと目的変数 y_j の目標範囲を設定する関数を、本

研究では式(3-5)のような適合度評価関数Fとして定義する。

$$\begin{aligned} f &= F(\vec{y}) \\ &= a \times \max(\tau_1, y_1) + b \times \max(\tau_2, y_2) + c \times y_3 \end{aligned} \quad (3-5)$$

この時多目的変数の最適化問題は、 $\max(f)$ に対する単目的変数の最適化問題となる。また、最大化を図る変数が y_3 であり最適化優先度が $y_1 > y_2$ の場合、各目的変数の重み a, b, c は以下の式を満たす必要がある。

$$a \times \max(\tau_1, y_1) > b \times \max(\tau_2, y_2) > c \times y_3 \quad (3-6)$$

以上が本研究における目的変数の評価方法である。本研究では各目的変数に優先順位と目標範囲を設定し、多目的変数のスカラー化により単目的変数に変換した適合度を最大化させる $\max(f)$ の最適化を行う。

3.4 山登り法に基づく最適化手法

本節では、本研究で開発した山登り法に基づく最適化手法について述べる。初めに山登り法の概要について記述し、具体的な最適化アルゴリズムと全体の最適化フローについて記述する。

3.4.1 山登り法の概要

山登り法とは、設計変数 \vec{x} に対する目的変数 y の勾配 $\text{grad}(y)$ が最も急峻な方向に設計変数 \vec{x} を探索していく手法である[6]。山登り法は目的変数 y の極値を探索する局所探索法の一つであり、収束解に対する初期値依存性が強く、局所解に陥りやすい。反面、様々な最適化手法の中では実装が最も簡便である利点がある。

山登り法のイメージを説明する。ある凹凸の形状をしたグラフを目的関数、ボールを設計変数とした時、グラフ上にボールを落とすと傾斜に沿ってボールが転がるため、ボールすなわち設計変数が極値で収束する。この傾斜度合いは目的関数 f の微分値で表される。この山登り法の概念図を **Figure 3-1** に示す。

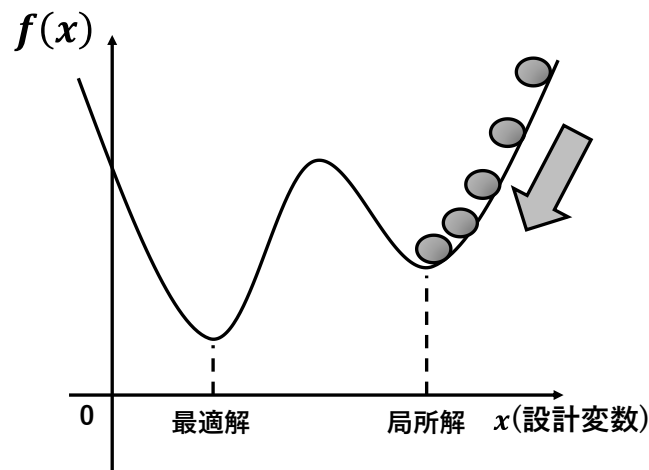


Figure 3-1 山登り法のご案内

一般的な山登り法では設計変数 \vec{x} に対する目的変数 y の勾配 $\text{grad}(y)$ を逐一調べ、 $\text{grad}(y) = 0$ となる方向に設計変数 \vec{x} を探索していく。しかし、本研究対象の最適化問題では先に述べた通り、設計変数 \vec{x} に対する目的変数 y の関数(目的関数 f)が具体的な数式としては不明であり、設計変数 \vec{x} も多次元であるため、勾配 $\text{grad}(y)$ を扱いつらい。そのため本研究では、変動後の目的変数($\vec{y}' = \vec{y} + \Delta\vec{y}$)が最大値/最小値となるように摂動後の設計変数($\vec{x}' = \vec{x} + \Delta\vec{x}$)を繰り返し更新する直接探索法として、山登り法のお最適化アルゴリズムを変更している。

開発した山登り法に基づく最適化アルゴリズムは、複数作成した設計変数 \vec{x} のうち、常に目的変数 \vec{y} が最も大きく変動した設計変数 \vec{x} を選択していくため、勾配 $\text{grad}(y)$ が比較的急峻である方向に設計変数 \vec{x} を探索しており、本来の山登り法と解探索能力は大きく変わらないと考える。勾配 $\text{grad}(y)$ を使わない上記のようなアルゴリズムを山登り法として取り扱う文献も存在する[6]。また、目的変数 y が多次元であった時、その目的変数 \vec{y} を用いて適合度 f を計算し、これを目的変数として探索を行う。

以上が山登り法の概要である。次項で山登り法に基づく最適化アルゴリズムについて記述する。

3.4.2 最適化アルゴリズム

以下では、目的変数が一次元であり $\max(y)$ の最適化問題を解くことを想定する。開発した山登り法に基づく最適化アルゴリズムの全体像を Figure 3-2 に示す。

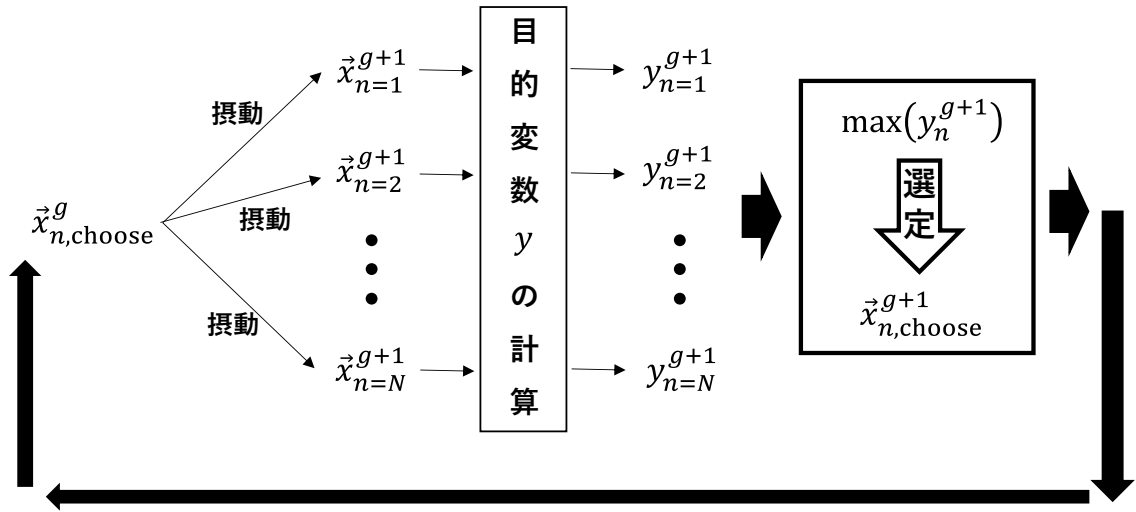


Figure 3-2 山登り法に基づく最適化アルゴリズム

上図の山登り法に基づく最適化アルゴリズムは、ある世代 g における設計変数 \vec{x}_n^g の近傍で目的変数が前世代より改善する設計変数を探索し、存在するならばその改善解を採用して再び近傍を探索する、といった手法である。設計変数 \vec{x}_n^g の近傍の探索方法は、一様乱数を用いて生成した微小量の加算による摂動により表現する。

以下に、山登り法に基づく最適化アルゴリズムの実行手順を示す。

1. ある世代で選定された設計変数 $\vec{x}_{n,choose}^g$ について、一様乱数を用いて微小量だけ摂動し、式(3-7)のように次世代の設計変数 \vec{x}_n^{g+1} を作成する。

$$\vec{x}_{n=i}^{g+1} = \vec{x}_{n,choose}^g + \Delta\vec{x}_{n=i}^{g+1} \quad (3-7)$$

$\Delta\vec{x}_{n=i}^{g+1}$: 設計変数 $\vec{x}_{n,choose}^g$ の微小摂動量

2. 目的関数 f を用いて式(3-8)のように次世代の目的変数 y_n^{g+1} を計算する。

$$y_n^{g+1} = f(\vec{x}_n^{g+1}) \quad (3-8)$$

3. 作成された目的変数 y_n^{g+1} の中で最も大きいものを選び、対応する設計変数を次世代の摂動起点として選定する。

$$\begin{aligned} \operatorname{argmax}(y_n^{g+1}) &= \operatorname{argmax}(f(\vec{x}_n^{g+1})) \\ &= \vec{x}_{n,choose}^{g+1} \end{aligned} \quad (3-9)$$

以上の手順を、与えられた終了条件を満たすまで繰り返し実行する。式(3-7)における設計変数の微小摂動量 $\Delta\vec{x}_{n=i}^{g+1}$ は、3.3.1項で説明した相対摂動・絶対摂動で計算される。以上が本研究で開発した山登り法に基づく最適化アルゴリズムである。

3.4.3 最適化フロー

以下では、実際的高速炉の最適化計算への適用を考慮して、本手法の最適化フローを説明する。ここでは目的変数が多次元であり、適合度評価関数Fにより評価した適合度 f の最大化 $\max(f)$ の最適化問題を解くことを想定する。また、世代数 g が規定の最大世代数 G に達した時を終了条件とする。本手法の最適化フロー図を **Figure 3-3** に示す。

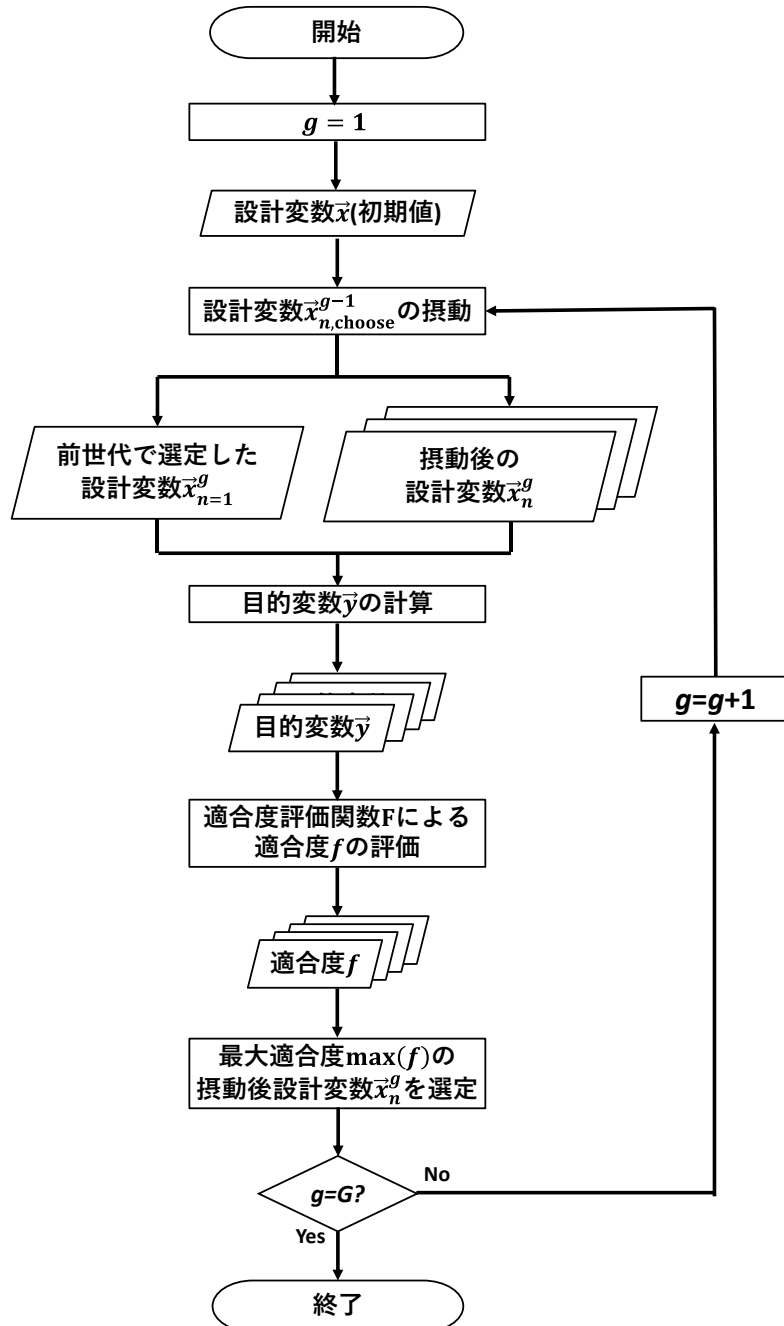


Figure 3-3 山登り法に基づく最適化手法における最適化フロー

上図の最適化フローの各プロセスを以下に説明する。

1. 世代数 $g = 1$ の場合、設計変数 \vec{x} の初期値を設定し、これを摂動起点とする。
2. 選定された設計変数 $\vec{x}_{n,\text{choose}}^g$ を起点として、式(3-2)の相対摂動または式(3-3)の絶対摂動を用いて、式(3-10)のように次世代の設計変数 \vec{x}_n^{g+1} を作成する。また、改悪解となる設計変数のみ生成された場合を考慮して、前世代で選定した設計変数 $\vec{x}_{n,\text{choose}}^g$ を式(3-11)のように次世代に引き継ぐ。

$$\vec{x}_{n=i}^{g+1} = \begin{cases} \vec{x}_{n,\text{choose}}^g + \vec{x}_{n,\text{choose}}^g \times r_{\text{perturb}} \times p_{\text{uniform}} & (\text{相対摂動}) \\ \vec{x}_{n,\text{choose}}^g + \vec{x}_{\text{width}} \times r_{\text{perturb}} \times p_{\text{uniform}} & (\text{絶対摂動}) \end{cases} \quad (3-10)$$

$$\vec{x}_{n=1}^{g+1} = \vec{x}_{n,\text{choose}}^g \quad (3-11)$$

3. 計算コード等の目的関数 f を用いて式(3-12)のように次世代の目的変数 \vec{y}_n^{g+1} を計算する。

$$\vec{y}_n^{g+1} = f(\vec{x}_n^{g+1}) \quad (3-12)$$

4. 適合度評価関数 F を用いて、適合度 f に目的変数 \vec{y}_n^{g+1} をスカラー化する。

$$f_n^{g+1} = F(\vec{y}_n^{g+1}) \quad (3-13)$$

5. 評価された適合度 f_n^{g+1} の中で最も大きいものを選び、対応する設計変数を次世代の摂動起点とする。

$$\begin{aligned} \text{argmax}(f_n^{g+1}) &= \text{argmax}(F(\vec{y}_n^{g+1})) \\ &= \text{argmax}(F(f(\vec{x}_n^{g+1}))) \\ &= \vec{x}_{n,\text{choose}}^{g+1} \end{aligned} \quad (3-14)$$

6. 世代数が最大世代数 G に達しているか判定し、 $g = G$ なら最適化計算を終了、 $g < G$ なら上記 2 のプロセスに戻る。

以上が山登り法に基づく最適化手法における最適化フローである。次に、開発した焼きなまし法に基づく最適化手法について述べる。

3.5 焼きなまし法に基づく最適化手法

前節では山登り法に基づき開発した最適化手法について記述した。本節では山登り法の最適化アルゴリズムを拡張して開発した、焼きなまし法に基づく最適化手法について述べ

る。初めに焼きなまし法の概要を山登り法との違いと合わせて記述し、具体的な最適化アルゴリズムと全体の最適化フローについて記述する。

3.5.1 焼きなまし法の概要

焼きなまし法とは、金属加工の方法に由来した最適化アルゴリズムである[6][10]。焼きなまし法は金属材料を熱した後で徐々に冷やし、結晶を成長させて欠陥を減らすことで金属の形状が安定していく現象を模擬している。山登り法は収束解に対する設計変数 x の初期値依存性が強く、目的関数が多峰性を有する場合は局所解に陥りやすい最適化手法であり、この欠点を補う特徴が焼きなまし法に含まれている。

焼きなまし法のイメージを説明する。山登り法のイメージの説明と同様の状況とし、凹凸状のグラフにボールを置く。山登り法であれば傾斜に沿ってボールが転がっていくが、ここではボールは熱振動しているものとする。すなわち、ボールの温度が高ければ振動が大きくなり、温度が低ければ振動が小さくなる。この振動幅は3.3.1項で説明した摂動幅と異なる概念であることに注意する。また、振動幅が大きくグラフにぶつかる場合、ボールはグラフの形状に沿って動くとする。今、温度が高いボールをグラフ上に置いた時、ボールは大きく振動し、凹凸によらずグラフ上を広く移動することになる。そして温度が小さくなるにつれボールの振動幅が小さくなり、次第にグラフの傾斜に沿って転がりだす。温度が非常に小さくなった時、ボールは山登り法と同様に移動する。この焼きなまし法の概念図を **Figure 3-4** に示す。

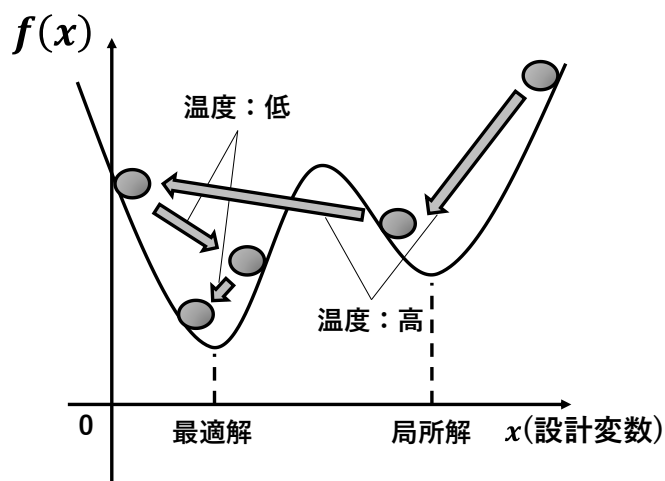


Figure 3-4 焼きなまし法の概念図

上図で説明したように、焼きなまし法は温度が高い段階では設計変数 x の探索範囲が広く、また温度が低い段階では設計変数 x の探索範囲が狭くなる最適化手法である。この探索範囲の違いは3.3.1項で説明した摂動幅の変化によるものでなく、設計変数 x に複数回の摂動が

加わった場合における変化幅という意味である(摂動一回あたりの変化幅は温度に依存しない)。熱振動による探索範囲の変化は、探索解の遷移確率の変化によって結果的に表現される。すなわち、前節で述べた山登り法に基づく最適化手法では解が改善される場合のみ設計変数 \vec{x} を更新するが、焼きなまし法は解の更新を確率的に行う。

焼きなまし法では、探索の初期段階では改悪解も解候補として高確率で採用し、探索時間が経過するにつれ改悪解の採用確率を減少させていく。この解の遷移確率は温度 T と目的変数の変動量 Δy で決定される。探索範囲を段階的に狭めていくために、探索初期では温度を十分高くしておき、改悪解への遷移確率が高くなるよう設定する。そして探索に伴い温度を冷却していき、改悪解への遷移確率を低くしていく。

以上の確率的に設計変数 \vec{x} を遷移させていく方法により、探索初期で設計変数 \vec{x} が局所解近傍でも改悪解を経由した解の遷移が可能となり、局所解に陥らない可能性を生み出すことが出来る。解の選択方法を確率的な方法に変更したと考えると、焼きなまし法は山登り法を拡張した手法と捉えられる。

一般的な焼きなまし法では以上の考えに基づき最適化コードを実装するが、本研究では前節で説明した山登り法に基づく最適化アルゴリズムを拡張させたものを開発した。焼きなまし法の適用にあたり、山登り法から新たに導入するプロセスは以下である。詳細は次項で述べる。

- 遷移確率 p の計算
- 遷移確率 p を用いた次世代の摂動起点となる設計変数 \vec{x} の選定
- 温度の冷却

以上が焼きなまし法の概要である。次項で焼きなまし法に基づく最適化アルゴリズムについて記述する。

3.5.2 最適化アルゴリズム

以下では、前節の山登り法と同様に、目的変数が一次元であり $\max(y)$ の最適化問題を解くことを想定する。開発した焼きなまし法に基づく最適化アルゴリズムの全体像を **Figure 3-5** に示す。

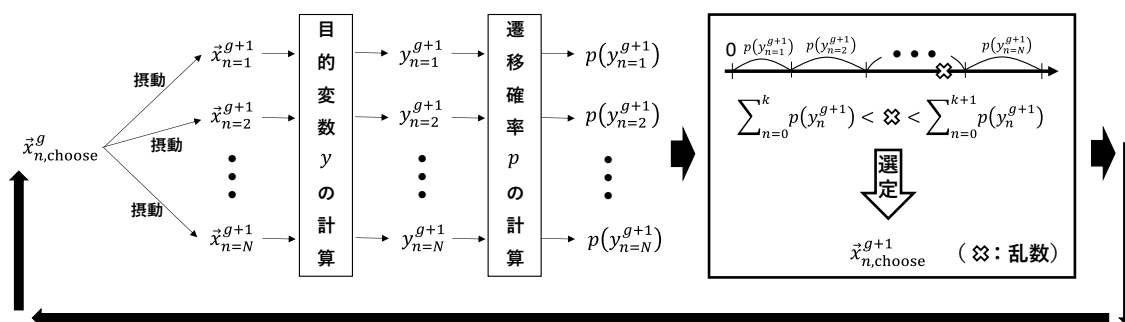


Figure 3-5 焼きなまし法に基づく最適化アルゴリズム

上図の焼きなまし法に基づく最適化アルゴリズムにおいて、山登り法から新たに導入した3つのプロセスについて以下で説明する。

- 遷移確率 p の計算

設計変数 \vec{x} の遷移確率 p の計算式は以下である。

$$p_{n=i}^g = \begin{cases} 1 & (y_{n=i}^g - y_{n,choose}^{g-1} \geq 0) \\ \exp\left(\frac{y_{n=i}^g - y_{n,choose}^{g-1}}{T^g}\right) & (y_{n=i}^g - y_{n,choose}^{g-1} < 0) \end{cases} \quad (3-15)$$

$p_{n=i}^g$: 各世代 g における、遷移確率 ($n = 1, 2, \dots, N$)[-]

$y_{n=i}^g$: 各世代 g における、目的変数 ($n = 1, 2, \dots, N$)[-]

$y_{n,choose}^{g-1}$: 前世代($g - 1$)で選定された設計変数 $\vec{x}_{n,choose}^{g-1}$ に対応する目的変数[-]

T^g : 各世代 g における温度[-]

式(3-15)において、 $y_{n=i}^g - y_{n,choose}^{g-1} \geq 0$ の場合は遷移確率 $p \geq 1$ となるため、 $p = 1$ としている。 $y_{n=i}^g - y_{n,choose}^{g-1} < 0$ の場合は遷移確率 $p < 1$ となるので、前世代で選定された目的変数 $y_{n,choose}^{g-1}$ よりも小さくなる改悪解への遷移は温度の冷却に伴い次第に発生しづらくなり、ゆえに目的変数 y が大きくなる方向に最適化が進む。式(3-15)はモンテカルロ計算での新しい状態の受理基準の与え方である Metropolis 法に基づいている[11]。

また、初期値が設計変数の摂動起点とする世代数 $g = 1$ の場合では前世代が存在しないため、以下の式(3-16)を用いる。

$$p_{n=i}^{g=1} = \exp\left(\frac{y_{n=i}^{g=1} - \max(y_n^{g=1})}{T^{g=1}}\right) \quad (3-16)$$

$\max(y_n^{g=1})$: 世代 $g = 1$ 中で最大の目的変数 ($n = 1, 2, \dots, N$)[-]

- 遷移確率 p を用いた次世代の摂動起点となる設計変数 \vec{x} の選定

本焼きなまし法の最適化アルゴリズムでは、次世代の摂動起点となる設計変数 \vec{x} の選定を、遷移確率 p を用いて行う。その手順を以下に示す。

1. 各世代 g で遷移確率 p_n^g の総和をとり、以下の式(3-17)を用いて一様乱数によるランダムな値を生成する。

$$0 \leq r_{choose} \leq \sum_{n=1}^N (p_n^g) \quad (3-17)$$

r_{choose} : 一様乱数[-]

2. 式(3-18)を用いて、 $n = 1$ から $k, k + 1$ までの各遷移確率 p_n^g の総和と生成した乱数 r_{choose} を比較する。

$$\sum_{n=0}^k p_n^g < r_{\text{choose}} \leq \sum_{n=0}^{k+1} p_n^g \quad (3-18)$$

k : ある世代 g における遷移確率 p のインデックス($k = 0, 1, 2, \dots, N - 1$) [-]

- $n = k$ 番目の遷移確率 $p_{n=k}^g$ に対応した目的変数 $y_{n=k}^g$ を選定し、その引数である設計変数 $\tilde{x}_{n=k}^g$ を次世代の設計変数の摂動起点 $\tilde{x}_{n,\text{choose}}^g$ とする。

以上が遷移確率 p を用いた設計変数の選定方法である。また、 $p_{n=0}^g = 0$ とし、 $p_{n=0}^g \leq r_{\text{choose}} \leq p_{n=1}^g$ となった場合は $n = 1$ 番目を選択する。

- 温度の冷却

本焼きなまし法では温度の冷却を以下の式(3-19)で行う。

$$T^g = cT^{g-1} \quad (3-19)$$

c : 温度冷却率(0~1)[-]

式(3-19)は指数冷却と呼ばれる冷却スケジュールである。また、他の冷却スケジュールには式(3-20)の線形冷却、式(3-21)の対数冷却が存在する。

$$T^g = T^{g-1} - c \quad (3-20)$$

$$T^g = T^{g-1} / \ln(g + 1) \quad (3-21)$$

式(3-21)の対数冷却を使用すれば、本来の焼きなまし法では必ず最適解に収束することが理論的に保障されている[11][12]。しかし、対数冷却における温度冷却率は指数冷却のそれと対応すると $c = \ln(g) / \ln(g + 1)$ となり、温度の低下が非常に緩慢で多数の解更新が必要となるため、一般に式(3-19)の指数冷却が使用される。指数冷却では高い温度冷却率 $c(0.80 \sim 0.999)$ を設定し、十分緩やかに温度を低下させることが必要である。なお、温度が高い、低いといった判断は目的変数 y の変動量によって相対的に決定されるものであり、これは式(3-15)中の遷移確率 p に含まれる \exp 内の分数に由来する。

以上が山登り法から焼きなまし法へ新たに導入したプロセスの説明である。以下に、焼きなまし法に基づく最適化アルゴリズムの実行手順を示す。

- ある世代で選定された設計変数 $\tilde{x}_{n,\text{choose}}^g$ を一様乱数を用いて微小量だけ摂動し、式(3-22)のように次世代の設計変数 \tilde{x}_n^{g+1} を作成する。

$$\tilde{x}_{n=i}^{g+1} = \tilde{x}_{n,\text{choose}}^g + \Delta \tilde{x}_{n=i}^{g+1} \quad (3-22)$$

$\Delta \tilde{x}_{n=i}^{g+1}$: 設計変数 $\tilde{x}_{n,\text{choose}}^g$ の微小摂動量

2. 目的関数 f を用いて式(3-23)のように次世代の目的変数 y_n^{g+1} を計算する。

$$y_n^{g+1} = f(\bar{x}_n^{g+1}) \quad (3-23)$$

3. 式(3-15)を用いて遷移確率 p_n^{g+1} を式(3-24)のように計算する。

$$p_{n=i}^{g+1} = \begin{cases} 1 & (y_{n=i}^{g+1} - y_{n,choose}^g \geq 0) \\ \exp\left(\frac{y_{n=i}^{g+1} - y_{n,choose}^g}{T^g}\right) & (y_{n=i}^{g+1} - y_{n,choose}^g < 0) \end{cases} \quad (3-24)$$

4. 式(3-17)と式(3-18)を用いて、式(3-25)、式(3-26)のように遷移確率 p_n^{g+1} に基づき目的変数 y_n^{g+1} を選定し、これに対応した次世代の摂動起点となる設計変数 $\bar{x}_{n,choose}^{g+1}$ を選定する。

$$0 \leq r_{choose} \leq \sum_{n=1}^N (p_n^{g+1}) \quad (3-25)$$

$$\sum_{n=0}^k p_n^{g+1} < r_{choose} \leq \sum_{n=0}^{k+1} p_n^{g+1} \quad (3-26)$$

5. 式(3-19)を用いて、式(3-27)のように温度の冷却を実施する。

$$T^{g+1} = cT^g \quad (3-27)$$

以上の手順を、与えられた終了条件を満たすまで繰り返し実行する。以上が本研究で開発した焼きなまし法に基づく最適化アルゴリズムである。

3.5.3 最適化フロー

以下では、前節の山登り法と同様に、実際の高速度炉の最適化計算への適用を考慮して本手法の最適化フローを説明する。目的変数が多次元であり、適合度評価関数 F により評価した適合度 f の最大化 $\max(f)$ の最適化問題を解くことを想定する。また、世代数 g が規定の最大世代数 G に達した時を終了条件とする。本手法の最適化フロー図を **Figure 3-6** に示す。

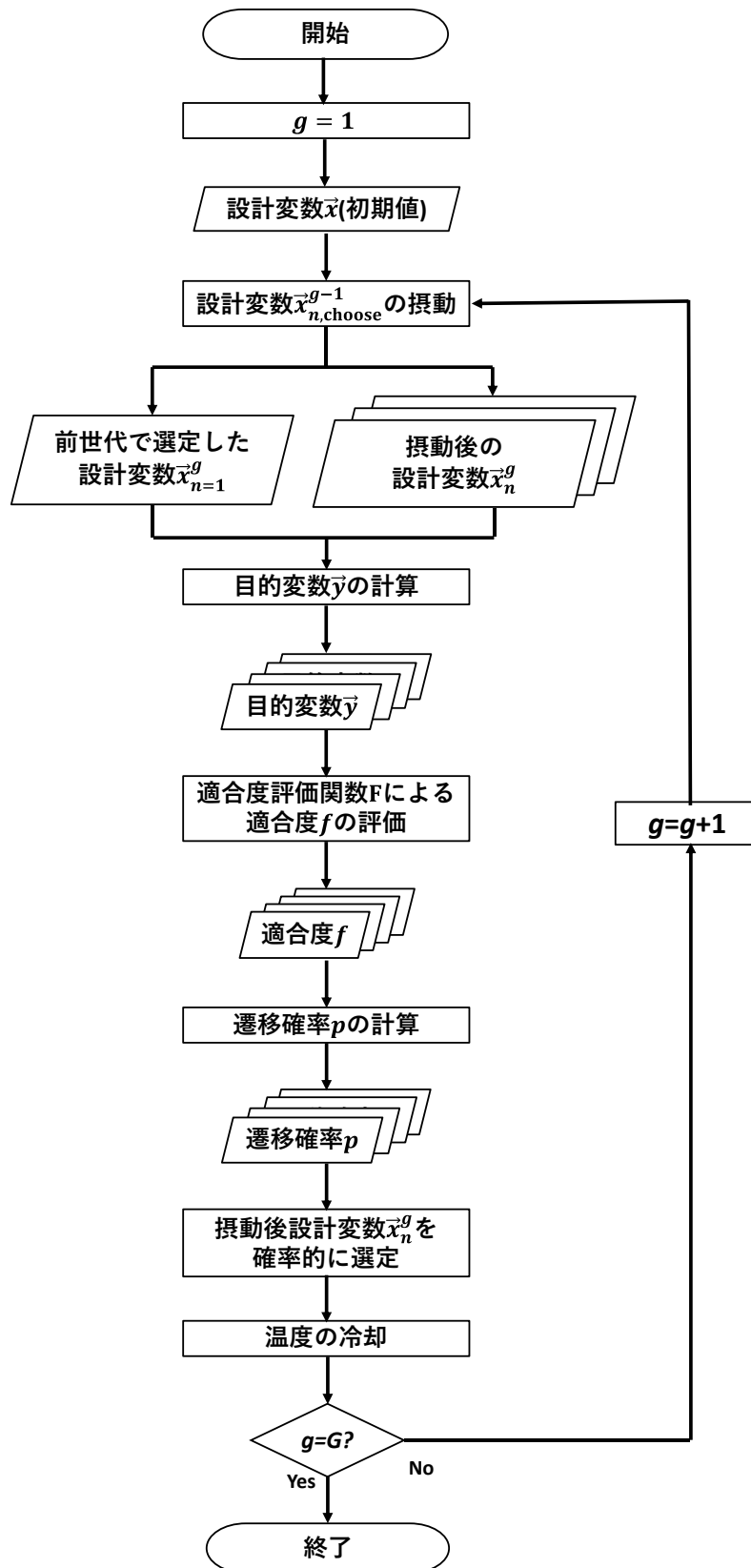


Figure 3-6 焼きなまし法に基づく最適化手法における最適化フロー

上図の最適化フローの各プロセスを以下に説明する。ただし、適合度 f の評価までは山登り法の最適化フローと同様であるので、適合度 f の評価以降について記述する。

1. 評価された適合度 f_n^{g+1} に対応する遷移確率 p を、式(3-28)のように計算する。

$$p_{n=i}^{g+1} = \begin{cases} 1 & (f_{n=i}^{g+1} - f_{n,choose}^g \geq 0) \\ \exp\left(\frac{f_{n=i}^{g+1} - f_{n,choose}^g}{T^g}\right) & (f_{n=i}^{g+1} - f_{n,choose}^g < 0) \end{cases} \quad (3-28)$$

ただし、世代数 $g = 1$ の場合は以下の式(3-29)で遷移確率 p を計算する。

$$p_{n=i}^{g=1} = \exp\left(\frac{f_{n=i}^{g=1} - \max(f_n^{g=1})}{T^{g=1}}\right) \quad (3-29)$$

$\max(f_n^{g=1})$: 世代 $g = 1$ 中で最大の適合度 ($n = 1, 2, \dots, N$)[-]

2. 得られた遷移確率 $p_{n=i}^{g+1}$ に基づき、式(3-30)と式(3-31)を用いて対応する設計変数を確率的に選定し、次世代の設計変数の摂動起点 $\vec{x}_{n,choose}^{g+1}$ とする。

$$0 \leq r_{choose} \leq \sum_{n=1}^N (p_n^{g+1}) \quad (3-30)$$

$$\sum_{n=0}^k p_n^{g+1} < r_{choose} \leq \sum_{n=0}^{k+1} p_n^{g+1} \quad (3-31)$$

3. 指数冷却である以下の式(3-32)を用いて温度の冷却を行う。

$$T^{g+1} = cT^g \quad (3-32)$$

4. 世代数が最大世代数 G に達しているか判定し、 $g = G$ なら最適化計算を終了、 $g < G$ なら次世代の設計変数の作成に戻る。

以上が焼きなまし法に基づく最適化手法における最適化フローである。

3.6 ベンチマーク問題に対する各最適化手法の性能評価

本節では、開発した最適化手法の性能評価をベンチマーク問題への適用により行う。使用するベンチマーク関数について説明し、各最適化手法の計算条件を示す。そして最適化推移と最適化結果の比較により各最適化手法の性質を整理し、最適解探索能力と解の収束速度の二点に着目して性能評価を行う。

3.6.1 ベンチマーク関数

開発した最適化手法の性能評価のために、以下の Ackley Function と呼ばれるベンチマーク関数を使用した[13]。

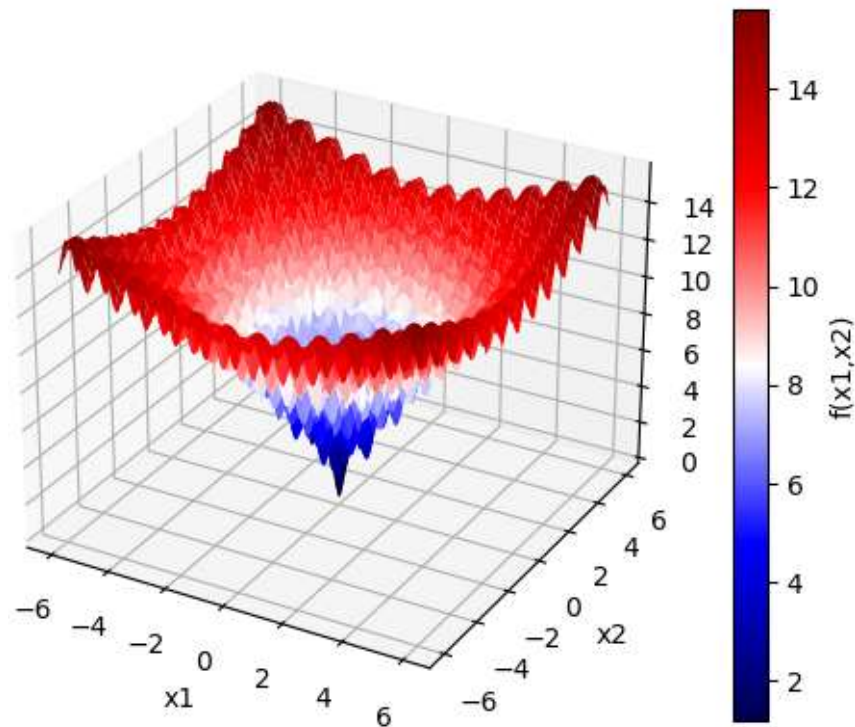


Figure 3-7 Ackley Function

上図 Figure 3-7 の Ackley Function は以下の式(3-33)で記述される関数である。

$$f(x_1, x_2) = -20 \exp\left(-0.2 \sqrt{0.5(x_1^2 + x_2^2)}\right) - \exp(0.5(\cos(2\pi x_1) + \cos(2\pi x_2))) + \exp(1) + 20 \quad (3-33)$$

Ackley function は $\min(f(x_1, x_2))$ の最適化問題を解く際に使用されるベンチマーク関数であり、多数の局所解を持つ多峰性関数である。最適解は $\min(f(x_1, x_2)) = 0$ であり、 $\operatorname{argmin}(f(x_1, x_2)) = (0, 0)$ である。また局所解は $(x_1, x_2) = (0, 0)$ 以外の整数 $(x_1, x_2) = (m, n)$ である。Ackley Function の最適解近傍と局所解近傍の分布を Figure 3-8 と Figure 3-9 に示す。本節では、この多峰性を有する関数に対する最適化問題において、各最適化手法の性能評価を行う。

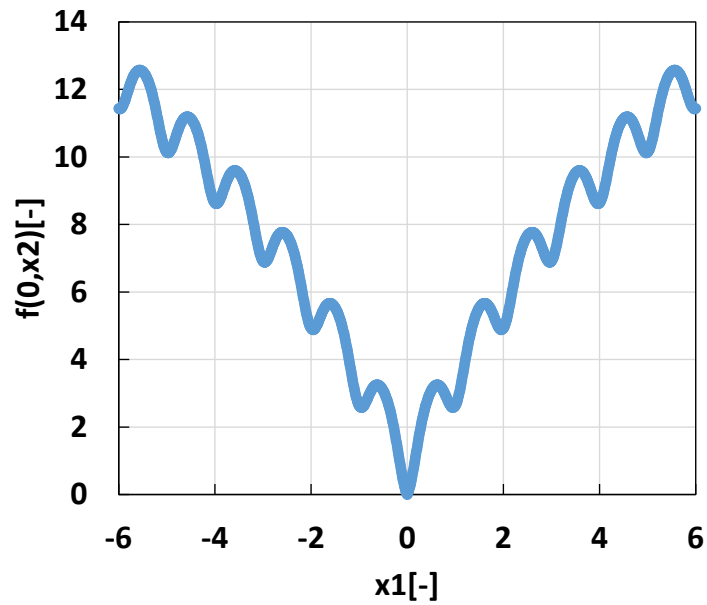


Figure 3-8 Ackley Function($x_1 = 0$ の最適解近傍)

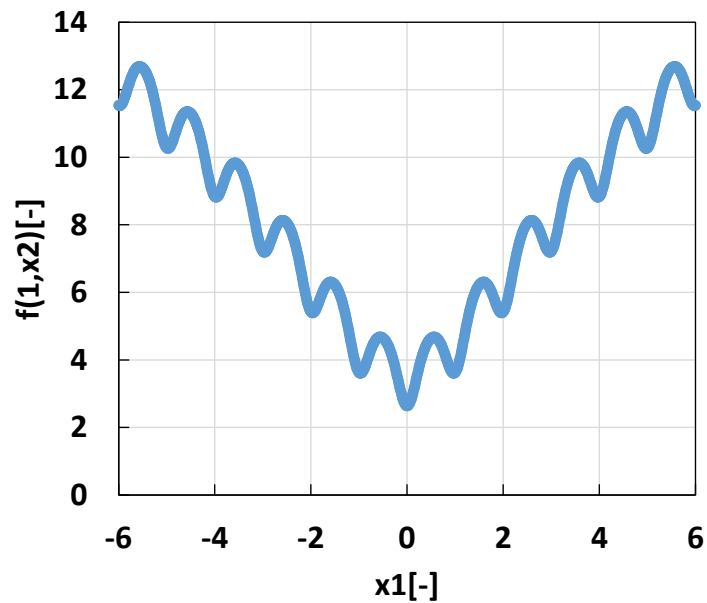


Figure 3-9 Ackley Function($x_1 = 1$ の局所解近傍)

3.6.2 計算条件

以下に、各最適化手法における計算条件を示す。以下の **Table 3-1** は、山登り法と焼きなまし法、設計変数 \vec{x} の摂動方法である相対摂動と絶対摂動に共通する計算条件もまとめて示している。

Table 3-1 Ackley Function の最適化計算条件

設計変数 $\vec{x} = (x_1, x_2)$ の初期値[-]	$(x_1, x_2) = (2.5, 3.5)$
設計変数 $\vec{x} = (x_1, x_2)$ の探索範囲[-]	$-5.0 \leq x_1 \leq 5.0$ $-5.0 \leq x_2 \leq 5.0$
設計変数 \vec{x} の摂動率 r_{perturb} [-]	2.0
設計変数 \vec{x} の摂動幅 \vec{x}_{width} [-]	$\vec{x}_{\text{width}} = (x_{1,\text{width}}, x_{2,\text{width}})$ $= (2.0, 2.0)$
一世代あたりの設計変数 \vec{x} の総数 N [-]	5
最大世代数 G [-]	1000
初期温度 $T^{g=1}$ [-]	100
温度冷却率 c [-]	0.99

本節の最適化計算では、探索範囲を超えた設計変数 \vec{x} が次世代で作成された場合、その値を棄却し、探索範囲の上限/下限の値を与えている。この操作により次世代の設計変数 \vec{x} の探索範囲が上限/下限の付近に集中するバイアスが生じる可能性があるが、今回の検討では最適解が $(x_1, x_2) = (0, 0)$ であり探索範囲の中心に位置するため、最適解周辺の探索ではサンプルリングバイアスは生じないと考えてよい。

以上が計算条件である。次に、ベンチマーク問題に対する最適化結果について示す。

3.6.3 最適化結果

本項では、各最適化手法の最適化推移と最適化結果を比較する。最適化アルゴリズムは山登り法と焼きなまし法が、設計変数 \vec{x} の摂動方法は相対摂動と絶対摂動が比較対象である。これら 2×2 を組み合わせた最適化手法をベンチマーク問題に適用し、各最適化手法の性質を整理するとともに、最適解探索能力と解の収束速度を比較する。

各最適化手法における設計変数 \vec{x} と目的変数 y の最適化推移を **Figure 3-10**、**Figure 3-11** に示す。

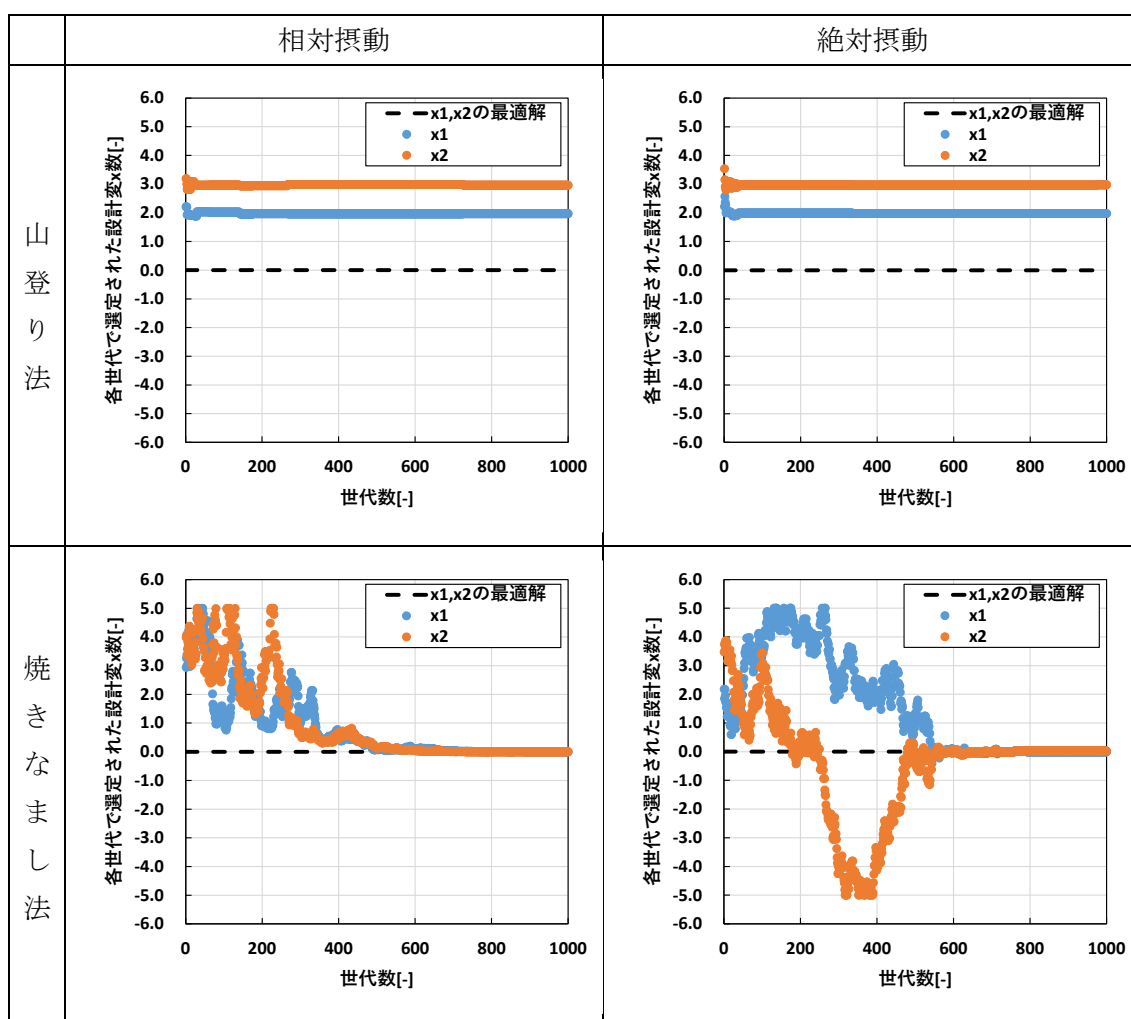


Figure 3-10 各最適化手法を用いた設計変数 \vec{x} の最適化推移

上の結果から、山登り法ではどちらの摂動方法でも x_1, x_2 が局所解に収束し、焼きなまし法ではどちらの摂動方法でも最適解である $(x_1, x_2) = (0, 0)$ に収束した。

最適化推移について記述する。山登り法・相対摂動では、50世代までに初期値 $(x_1, x_2) = (2.5, 3.5)$ から局所解 $(x_1, x_2) = (2.0, 3.0)$ に向かって共に単調減少していった。山登り法・絶対摂動でも同様の最適化推移を辿っていった。焼きなまし法・相対摂動では温度が下がっていくにつれ徐々に最適解に収束していった。また、 x_1, x_2 の絶対値が大きい探索範囲の時は摂動幅が大きくなっており、 x_1, x_2 の絶対値が小さい最適解付近では摂動幅が小さくなった。これは相対摂動が設計変数自身の値に依存して摂動量が決まるためである。焼きなまし法・絶対摂動でも同様に、温度が下がっていくにつれ徐々に最適解に収束していった。また、 x_1, x_2 の値に依存せず摂動幅が一定であり、これは絶対摂動が設計変数自身の値でなく摂動幅 \vec{x}_{width} に依存して摂動量が決まるためである。更に、相対摂動では設計変数が正の領域のみで探索を行っていた。これは設計変数自身の値が正であれば摂動後の値も原理的に正となる相対摂動の性質が理由である。絶対摂動では負の領域まで探索範囲を広げていた。これ

は設計変数の値によらず摂動量が定まる絶対摂動の性質が理由である。

以上から、山登り法は最も近い極値に収束する性質があり、焼きなまし法は温度が高い時は大域的に、温度が低い時は局所的に最適解を探索する性質があることを確認した。また、相対摂動では設計変数自身の値によって探索範囲が変化し、絶対摂動では常に探索範囲が一定である性質がある。従って、多峰性を有する最適化問題では山登り法よりも焼きなまし法の方が高い最適解探索能力を有し、設計変数の値の大小に応じて摂動幅を変化させたい場合は相対摂動を、設計変数の値の大小によらず常に摂動幅を一定にしたい場合は絶対摂動を用いた方がよいことを確認した。

続いて、目的変数 y の最適化推移を示す。

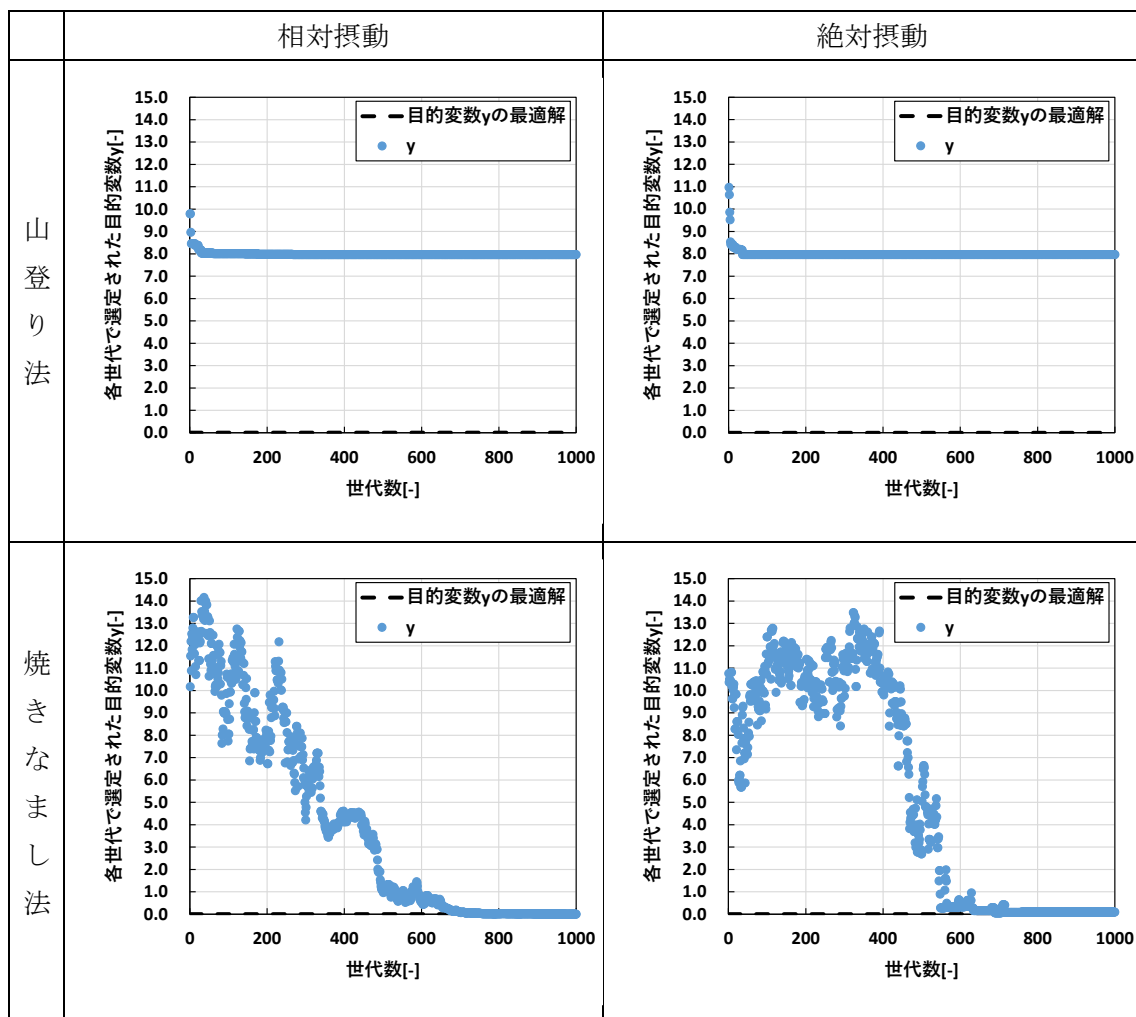


Figure 3-11 各最適化手法を用いた目的変数 $f(\vec{x})$ の最適化推移

上の結果から、山登り法はどちらの摂動方法でも単調減少しつつ局所解に収束していき、焼きなまし法はどちらの摂動方法でも増加と減少を繰り返しながら最適解 $y = 0$ に収束していった。

最適化推移について記述する。山登り法・相対摂動では、50 世代目までに局所解に向かって単調減少しながら収束していった。山登り法・絶対摂動でも同様の最適化推移を辿って行った。焼きなまし法・相対摂動では、温度が高い領域では目的変数 y が増加・減少を繰り返しており、温度の低下に伴い次第に y が減少していく傾向を示した。また、500 世代目までの範囲ではそれ以降に対して目的変数 y の変動量が大きくなっているが、これは設計変数の最適解 $(x_1, x_2) = (0, 0)$ 付近では相対摂動による設計変数 x_1, x_2 の摂動幅が小さくなっているため、これに応じて目的変数の変動量も小さくなったためである。焼きなまし法・絶対摂動でも同様に、温度が高い領域で目的変数 y の増加・減少が確認され、温度の低下と共に次第に目的変数 y が減少していく傾向を示した。また、約 500 世代目で最適解付近に目的変数 y が収束しているが、相対摂動の最適化推移と比べると、最適解付近の値からより $y = 0$ の最適解に近づく収束速度は絶対摂動の方が速いことが分かる。これは相対摂動では設計変数が最適解 $(x_1, x_2) = (0, 0)$ に近づくにつれ摂動量が小さくなり、これに応じて目的変数 y の変動量も小さくっているのに対し、絶対摂動では最適解 $(x_1, x_2) = (0, 0)$ 付近でも設計変数の摂動量に変化しないためである。

以上から、設計変数の最適化推移で示した性質と同様に、山登り法では最も近い局所解に収束しやすく、焼きなまし法では大域的に最適解を探索できる性質を有することを確認した。また、今回のベンチマーク関数のような設計変数の最適解の絶対値が小さい最適化問題では、相対摂動は探索範囲が徐々に狭まっていき、絶対摂動の探索範囲は変わらない性質があることを確認した。

以上が各最適化手法の性質、最適解探索能力と解の収束速度である。また、本最適化手法では乱数を用いるため、初期乱数を変更して最適化結果を比較することで、最適解探索能力と解の収束速度の比較を行った。計算条件は **Table 3-1** とし、初期乱数を 10 回変更した最適化計算を実行した。設計変数 x の最適化結果を **Figure 3-12** に、目的変数 y の最適化結果を **Figure 3-13** に示す。

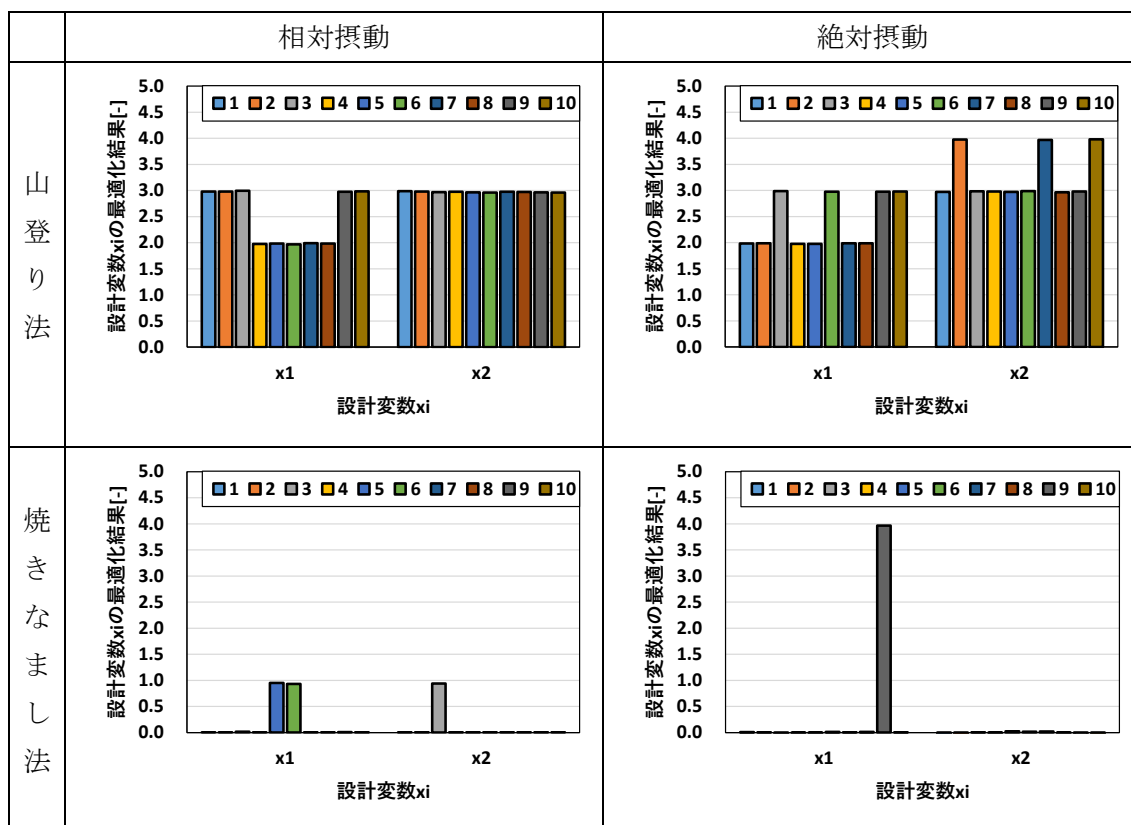


Figure 3-12 各最適化手法を用いた設計変数 \vec{x} の最適化結果(10 ケース)

Figure 3-12 中の凡例の数字はサンプル番号であり、初期乱数が異なる最適化計算結果を示している。Figure 3-12 から、山登り法・相対摂動では 10 サンプル中全てが局所解に収束した。山登り法・絶対摂動では相対摂動の場合と収束先が異なるものの、10 サンプル全て局所解に収束した。焼きなまし法・相対摂動では 10 サンプル中 7 サンプルが最適解 $(x_1, x_2) = (0,0)$ 付近に収束した。焼きなまし法・絶対摂動でも同様に、10 サンプル中 9 サンプルが最適解付近に収束した。相対摂動よりも絶対摂動の方が最適解に収束したサンプルが多かったが、これは相対摂動の性質が原因であり、設計変数 x_1, x_2 が最適解付近になると自身の値が小さくなり摂動幅が狭まったため、絶対値が比較的小さい局所解である $x_i = 1.0$ に収束したと考えられる。

以上から、今回のベンチマーク問題に関しては初期乱数を変更した場合でも山登り法より焼きなまし法の方が高い最適解探索能力を有し、相対摂動よりも絶対摂動の方が最適解探索能力を有することを確認した。続いて、目的変数 y の最適化結果の比較を Figure 3-13 に示す。

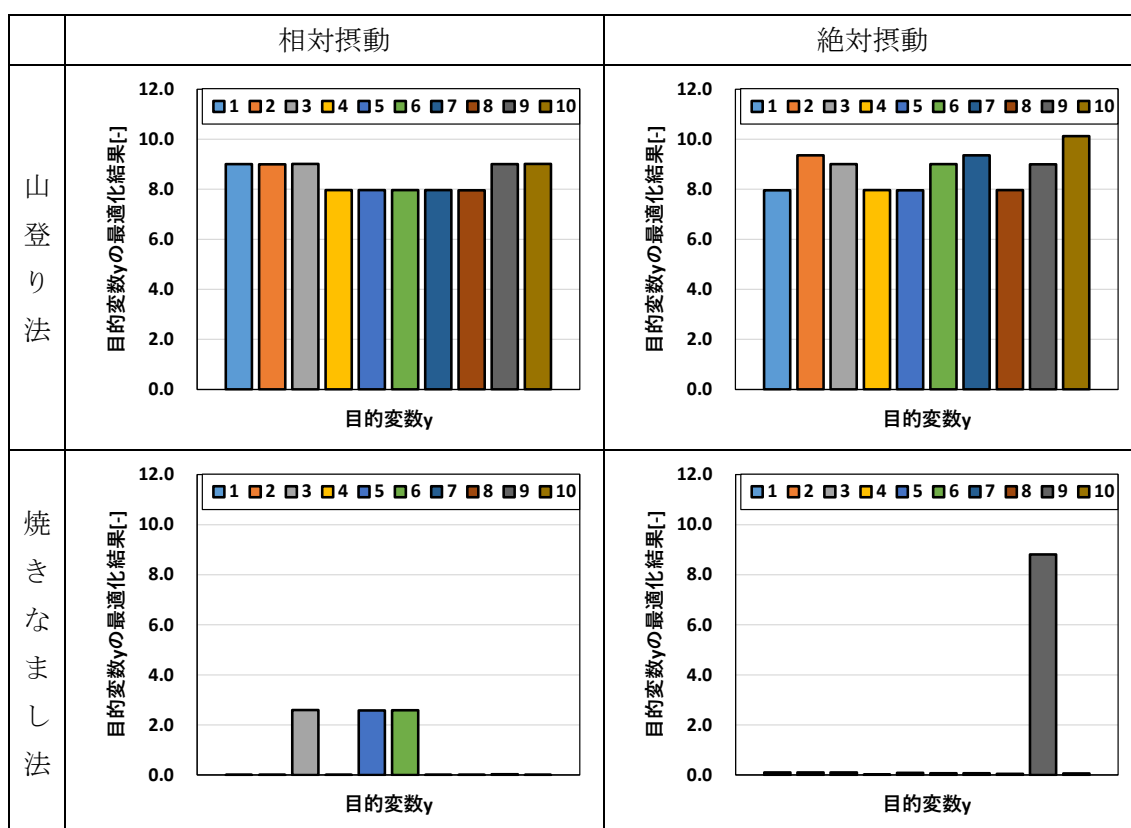


Figure 3-13 各最適化手法を用いた目的変数 $f(\vec{x})$ の最適化結果(10 ケース)

各最適化結果における目的変数 y の最小値・平均値・不偏標準偏差・最適解収束サンプル数・収束に要した世代数の比較結果を Table 3-2 に示す。

Table 3-2 各最適化手法の最適化結果における目的変数 y の
最小値・平均値・標準偏差・最適解収束サンプル数・収束速度の比較

	最小値[-]	平均値[-]	不偏標準偏差[-]	最適解収束 サンプル数[-]	収束に要した 世代数[-]
山登り法・相対摂動	7.9619	8.4856	0.5492	0	~30
山登り法・絶対摂動	7.9620	8.7688	0.7653	0	~30
焼きなまし法・相対摂動	0.0005	0.7821	1.2454	7	~650
焼きなまし法・絶対摂動	0.0210	0.9484	2.7638	9	~700

各最適化手法の最適解探索能力を比較すると、Table 3-2 から目的変数 y の最小値が最も小さかったのは焼きなまし法・相対摂動であった。これは相対摂動と絶対摂動の探索における性質の違いの影響であり、相対摂動では設計変数が最適解 $(x_1, x_2) = (0, 0)$ に近づくにつれ設計変数自身の値が小さくなるので詳細な探索が出来るのに対し、絶対摂動では設計変数の摂動幅が変化しないので探索能力が一定の精密度のままであるためである。平均値と不偏

標準偏差が最も小さかったのも共に焼きなまし法・相対摂動であった。これは **Figure 3-13** から、相対摂動での局所解が約 2.5 であるのに対し、絶対摂動での局所解が約 9.0 と比較的大きな値であるためである。最適解収束サンプル数が最も多かったのは焼きなまし法・絶対摂動であった。これは **Figure 3-12** の考察で述べたように、相対摂動は最適解 $(x_1, x_2) = (0, 0)$ で摂動幅が小さくなるため局所解に陥りやすくなる性質の影響と考える。

また、各最適化手法の解の収束速度を比較すると、収束に要した世代数が最も多かったのは焼きなまし法・絶対摂動であった。ここで、収束に要した世代数の定義は、前世代からの目的変数の変動分の絶対値が 0.1 以下である世代が 100 世代以上続いた起点の世代とした。焼きなまし法が山登り法よりも解の収束に世代数が必要なのは、温度を冷却し改悪解への遷移確率を下げるのに十分な世代数が必要であるためである。相対摂動よりも絶対摂動が収束に少しだけ世代を要する理由は、最適解 $(x_1, x_2) = (0, 0)$ 付近では探索解がより最適解に近づくために乱数による微小な摂動量を引き当てる必要があり、相対摂動では設計変数自身の値が小さければ微小な摂動量を引き当てやすいためと考える。

以上から、最適解探索能力の評価は最適解収束サンプル数の多さで行い、解の収束速度の評価は収束に要した世代数で行うと、各最適化手法の性能の比較結果は **Table 3-3** となった。

Table 3-3 各最適化手法の性能評価結果

	最適解探索能力	解の収束速度
山登り法・相対摂動	3	1
山登り法・絶対摂動	3	1
焼きなまし法・相対摂動	2	3
焼きなまし法・絶対摂動	1	4

上表中の数字は、各列の項目で最適化手法を比較した順位である。以上の各最適化手法の性能評価結果から、目的関数が多峰性を有する場合は最も解の収束速度が速い山登り法が適しており、多峰性を有さない場合は最適解探索能力が高い焼きなまし法の使用が適している。

また、相対摂動と絶対摂動では最適解探索能力と解の収束速度における性質が逆の関係になっており、これは設計変数 x の最適解の値に依存すると考えられる。例えば今回のベンチマーク問題と異なり設計変数 x の最適解の絶対値が大きい場合は、相対摂動では最適解付近で摂動幅が大きくなるので局所解に陥りづらくなるが反面詳細な探索を行えなくなる。一方、絶対摂動ではどの世代においても摂動幅が変化しないので相対摂動と比較すると局所解に陥りやすいが、より詳細な探索を行えるようになる。よって相対摂動と絶対摂動の性能評価結果は今回と逆になりやすいと考える。ゆえに設計変数の最適解の絶対値が制限範囲内で大きい領域に存在するか予め確認しておき、相対摂動と絶対摂動を使い分けること

が望ましい。

ただし、今回のベンチマーク問題では設計変数が2次元であるため、3.3.1項で述べたように設計変数 \vec{x} の次元数が多く最適解の絶対値が制限範囲において大きい場合は、絶対摂動では目的変数が最適な方向に変化する設計変数 \vec{x} を乱数で引き当てるのに多くの世代数を要するため、相対摂動の方が解の収束速度が速くなると考えられる。このことから、第4章の燃料組成最適化、第5章の炉心寸法最適化では設計変数の次元数の多さと最適解の絶対値の大きさを考慮して摂動方法を決定することとする。

以上がベンチマーク問題への適用による開発した各最適化手法の性能評価結果である。

3.7 本章のまとめ

本章では、数理的なアルゴリズムに基づき開発した各最適化手法について記述し、ベンチマーク問題への適用によりその性能評価を行った。3.2節では、最適化問題の種類について記述し、本研究が対象とする最適化問題は連続最適化問題における非線形計画問題であること、また、目的関数 f の導関数が使用できないため直接探索法に基づく最適化手法が必要であることを述べた。3.3節では、開発した最適化手法における設計変数と目的変数の取り扱い方について記述し、設計変数の探索方法は相対摂動と絶対摂動を用い、多次元の目的変数は適合度評価関数によりスカラー化して定義した適合度を最適化対象として扱うことを説明した。3.4節では、山登り法の概要と最適化アルゴリズム、最適化フローについて記述した。3.5節では、焼きなまし法は山登り法を拡張した最適化手法と捉えられること、焼きなまし法の概要と最適化アルゴリズム、最適化フローについて記述した。3.6節では、多峰性を有するベンチマーク関数である **Ackley Function** に開発した各最適化手法を適用し、最適解探索能力と解の収束速度の2つの観点からこれらの性能評価を行った。結果として、目的関数が多峰性を有する場合は焼きなまし法が適しており、設計変数の最適解の絶対値に依存して相対摂動と絶対摂動の優位性は変化するが、設計変数の次元数が少ない場合は絶対摂動を、次元数が多い場合は相対摂動を使用することが望ましいとの結論を示した。

次章では、本章で開発した最適化手法を用いた、高速炉の燃料組成の最適化について検討する。

参考文献

- [1] 穴井宏和, 斎藤努, “今日から使える! 組み合わせ最適化,” 講談社(2015).
- [2] 矢部博, “工学基礎 最適化とその応用,” 数理工学社(2006).
- [3] 日和悟, 細江則彰, 服部宣隆, “第1回 最適化ゼミ,” 同志社大学, 2004, (日本語), (Internet), http://mikilab.doshisha.ac.jp/dia/seminar/2004/optim_semi.pdf, (2021年12月14日アクセス)
- [4] 藤江哲也, “整数計画法による定式化入門,” 日本オペレーションズ・リサーチ学会誌, **57**(4), 190-197(2012).

- [5] 水野眞治, “単体法を理解しよう！-例題を使ったやさしい解説-,“ 日本オペレーションズ・リサーチ学会誌, **64**(4), 209-217(2019).
- [6] 伊庭斉志, ”C による探索プログラミング 基礎から遺伝的アルゴリズムまで,” 東京 (2008)
- [7] 福田エレン秀美, “多目的最適化問題：降下法の基礎” 日本オペレーションズ・リサーチ学会誌, **63**(3), 146-152(2018).
- [8] 渡邊真也, 廣安知之, 三木光範, 他, “遺伝的アルゴリズムを用いた多目的最適化へのアプローチ,” 日本機械学会誌, **106**(1011), 121(2003).
- [9] 青木洋一, “多目的最適化手法,” 日本オペレーションズ・リサーチ学会誌, **23**(8), 511-516(1978).
- [10] B.E.Rosen, 中野良平, “シミュレーテッドアニーリング-基礎と最新技術,” 人工知能学会誌, **9**(3), 365-372(1994).
- [11] Nicholas Metropolis, Arianna W. Rosenbluth, Marshall N. Rosenbluth, *et al.*, “Equation of State Calculations by Fast Computing Machines,” *J. Chemical Physics*, **21**(6), 1087-1092(1953).
- [12] Harold Szu,, Ralph Hartley, “Fast simulated annealing,” *Physics Letters A*, **122**(3)(4), 157-162(1987).
- [13] David H.Ackley, *A connectionist Machine for Genetic Hillclimbing*, Springer, ISBN 978-1-4613-1997-9(1987).

第4章 燃料組成最適化の検討

4.1 本章の概要

本章では、高速炉の燃料組成最適化の検討について記述する。開発する高速炉の設計最適化手法は、これまで見出すことができなかった最適な設計が存在するかを抜本的に探索・確認するために、工学的知見に頼らず、従来要求されてきた制約条件を緩和し大規模に設計変数を探索する能力を有する必要がある。第3章では工学的なノウハウや知見を極力用いることなく最適な設計変数を探索するため、数理的な最適化アルゴリズムに基づく設計変数の最適化手法を開発した。本章の目的は、高速炉の制約条件を緩和し設計変数である燃料組成の探索範囲を大規模に拡大するアプローチの説明、及び開発した設計最適化手法による抜本的な高速炉の燃料組成最適化の検討である。

4.2節では、燃料組成を作成する燃料組成パラメータの導入とその線形結合による燃料組成の作成方法、燃料組成パラメータの範囲制限化と規格化に関するアルゴリズム、本研究で使用する燃料核種の同位体組成比の種類について説明する。4.3節では、最適化対象として選定した炉心特性とその選定理由、転換比とその定義に必要な燃焼チェーンについて述べる。4.4節では、重核種のみを対象とした高速炉の燃料組成最適化を、マイナーアクチニド(MA: Minor Actinide)の制約条件を課した場合とそうでない場合について記述する。4.5節では、軽核種と中核種を対象とした高速炉の燃料組成最適化を、もんじゅの内側炉心の燃料を一定割合装荷した場合と重核種のみ最適化後の燃料を一定割合装荷した場合について記述する。4.6節では、本章のまとめを行う。

4.2 燃料組成の作成方法

本節では、燃料組成の作成方法について述べる。本研究では、燃料組成の探索範囲を従来よりも大規模に拡大するためのアプローチとして、燃料組成を世界中の様々な原子炉で使用が想定されている燃料、軽・中核種の天然同位体組成比の線形結合で作成する。最適な燃料組成の候補となる同位体組成比を広範囲に揃え、これらの内挿により最適な燃料組成を作成することで、現実的な範囲かつ従来の制約条件に捕われない大規模な最適燃料組成の探索を試みる。燃料組成を作成する際に導入した燃料組成パラメータについて説明し、その線形結合方法と範囲制限化、規格化に関するアルゴリズムについて記述する。また、本章で取り扱う重核種と軽・中核種の同位体組成比の種類について述べる。

4.2.1 燃料組成パラメータの導入と線形結合方法

本研究では二種類の燃料組成パラメータを導入して燃料組成を作成している。ここで、作成する燃料組成を以下の式で定義することとする。

$$(\text{燃料組成}) = (w_{A,\text{nuc}_1}, w_{A,\text{nuc}_2}, \dots, w_{B,\text{nuc}_1}, \dots) \quad (4-1)$$

w_{X,nuc_i} : 燃料元素 X の核種 nuc_i の重量比 ($i = 1, 2, \dots, N_X$) [wt.]

X : 燃料元素の名称 ($X = A, B, C, \dots$)

ここで、燃料に含まれる核種の重量比は総和が1である定義から、 w_{X,nuc_i} は以下の式(4-2)を満たす必要がある。

$$\sum_X \sum_i w_{X,nuc_i} = 1 \quad (4-2)$$

導入した燃料組成パラメータは、燃料元素の重量比と同位体組成比の結合割合であり、これを用いて w_{X,nuc_j} が計算される。ゆえに最適化計算における燃料組成の設計変数はこれら二種類の燃料組成パラメータが該当し、燃料組成の最適化はこれらの最適な割合の探索を行うことを意味する。

本研究で導入した二種類の燃料組成パラメータについて以下に説明する。初めに数学的に一般化された形で説明し、その後具体例を用いた燃料組成の作成方法について記述する。

- 同位体組成比の結合割合

同位体組成比の結合割合は、各燃料元素Xの同位体組成比の存在比で定義する。これを用いて燃料組成を表現すると、式(4-3)となる。

$$(\text{燃料組成}) = r_{A_1} \vec{w}_{A_1} + r_{A_2} \vec{w}_{A_2} + \dots + r_{B_1} \vec{w}_{B_1} + \dots \quad (4-3)$$

r_{X_j} : 燃料元素Xのj番目の同位体組成比の結合割合($j = 1, 2, 3, \dots, M$) [-]

\vec{w}_{X_j} : 燃料元素Xのj番目の同位体組成比($X = A, B, C, \dots$)[wt.]

式(4-3)における \vec{w}_{X_j} は、着目した燃料元素Xのj番目の同位体組成比を要素に持ち、それ以外の要素を0とした行ベクトルである。 \vec{w}_{X_j} は以下の式(4-4)のように定義している。

$$\vec{w}_{X_j} = (0, \dots, 0, w_{X_j,nuc_1}, w_{X_j,nuc_2}, \dots, w_{X_j,nuc_{N_X}}, 0, \dots) \quad (4-4)$$

w_{X_j,nuc_i} : 燃料元素 X のj番目の同位体組成比に含まれる核種 nuc_i の重量比[wt.]

式(4-4)のように \vec{w}_{X_j} を定義した理由は、式(4-3)のように同位体組成比を線形結合する際に他の \vec{w}_{X_j} と同じ要素数とする必要があるためである。また、 \vec{w}_{X_j} の要素 w_{X_j,nuc_i} は定義から以下の式(4-5)を満たす必要がある。

$$\sum_i w_{X_j,nuc_i} = 1 \quad (4-5)$$

燃料元素 X の核種の重量比 w_{X,nuc_i} は、同位体組成比の結合割合を用いて式(4-3)と式(4-4)により、以下のように計算される。

$$w_{X,nuc_i} = r_{X_1} w_{X_1,nuc_i} + r_{X_2} w_{X_2,nuc_i} + \dots + r_{X_M} w_{X_M,nuc_i} \quad (4-6)$$

式(4-6)の左辺について、燃料元素 X に含まれる全ての核種の重量比を総和すると、後に定義する燃料元素 X の重量比 W_X を要素に持つ列ベクトルが計算される。本研究ではこの W_X も燃料組成の設計変数として取り扱う。

● 燃料元素の重量比

燃料元素の重量比は、燃料全体に対する重量比で定義し、燃料元素 X の重量比 W_X は以下の式で表すとする。

$$W_X = \sum_i w_{X,nuc_i} \quad (4-7)$$

W_X : 燃料元素Xの重量比 [wt.]

また、 W_X を用いて燃料組成比を表現すると、式(4-8)となる。

$$(\text{燃料組成比}) = (W_A, W_B, W_C, \dots) \quad (4-8)$$

ここで、燃料元素の重量比 W_X は定義から、以下の式(4-9)を満たす必要がある。

$$\sum_X W_X = 1 \quad (4-9)$$

燃料元素 X の重量比 W_X と燃料元素 X の同位体組成比の結合割合 r_{X_j} の関係について、式(4-6)の両辺を核種の数だけ総和し、左辺については式(4-7)を、右辺については式(4-5)を用いることで、以下の関係式が導かれる。

$$W_X = \sum_j r_{X_j} \quad (4-10)$$

上式から、燃料元素 X の重量比 W_X は同位体組成比の結合割合 r_{X_j} の規格化定数とも解釈できる。以上が導入した2種類の燃料組成パラメータの説明である。

次に、具体例を用いて同位体組成比の線形結合方法を説明する。燃料元素が Th, U, Pu であり、同位体の種類は Th で1つ、U で2つ、Pu で2つとする。この時、式(4-3)は以下の式(4-11)となる。

$$(\text{燃料組成}) = r_{Th_1} \vec{w}_{Th_1} + r_{U_1} \vec{w}_{U_1} + r_{U_2} \vec{w}_{U_2} + r_{Pu_1} \vec{w}_{Pu_1} + r_{Pu_2} \vec{w}_{Pu_2} \quad (4-11)$$

また、Th の同位体が ${}^{232}_{90}\text{Th}$ 、U の同位体が ${}^{235}_{92}\text{U}$ と ${}^{238}_{92}\text{U}$ 、Pu の同位体が ${}^{239}_{94}\text{Pu}$ と ${}^{241}_{94}\text{Pu}$ である場合を考える。この時、式(4-11)は以下のように変形される。

$$(\text{燃料組成}) = \dots \quad (4-12)$$

$$\begin{aligned}
&+r_{U_2}(0, w_{U_2,^{235}U}, w_{U_2,^{238}U}, 0, 0) \\
&+r_{Pu_1}(0, 0, 0, w_{Pu_1,^{239}Pu}, w_{Pu_1,^{241}Pu}) \\
&+r_{Pu_2}(0, 0, 0, w_{Pu_2,^{239}Pu}, w_{Pu_2,^{241}Pu})
\end{aligned}$$

よって、最終的な燃料組成は以下となる。

$$\begin{aligned}
(\text{燃料組成}) &= (w_{Th,^{232}Th}, w_{U,^{235}U}, w_{U,^{238}U}, w_{Pu,^{239}Pu}, w_{Pu,^{241}Pu}) \\
w_{Th,^{232}Th} &= r_{Th_1} w_{Th_1,^{232}Th} \\
w_{U,^{235}U} &= r_{U_1} w_{U_1,^{235}U} + r_{U_2} w_{U_2,^{235}U} \\
w_{U,^{238}U} &= r_{U_1} w_{U_1,^{238}U} + r_{U_2} w_{U_2,^{238}U} \\
w_{Pu,^{239}Pu} &= r_{Pu_1} w_{Pu_1,^{239}Pu} + r_{Pu_2} w_{Pu_2,^{239}Pu} \\
w_{Pu,^{241}Pu} &= r_{Pu_1} w_{Pu_1,^{241}Pu} + r_{Pu_2} w_{Pu_2,^{241}Pu}
\end{aligned} \tag{4-13}$$

ただし、各同位体組成比の結合割合は以下の式を満たすように決定される。

$$\begin{aligned}
W_{Th} &= r_{Th_1} \\
W_U &= r_{U_1} + r_{U_2} \\
W_{Pu} &= r_{Pu_1} + r_{Pu_2}
\end{aligned} \tag{4-14}$$

以上が燃料元素の重量比と同位体組成比の結合割合を用いた具体的な燃料組成の作成方法である。実際の最適化計算では、多種類の燃料元素の同位体組成比を用意しておき、最適な燃料元素の重量比と同位体組成比の結合割合を探索していく。この2つの燃料組成パラメータは燃料元素の重量比の範囲内で同位体組成比の結合割合の探索範囲が決まり、この階層的な関係により個別に制限範囲を設定することも可能である。次項で、式(4-9)と式(4-10)の規格化と範囲制限化に関するアルゴリズムについて説明する。

4.2.2 燃料組成パラメータの範囲制限化と規格化に関するアルゴリズム

本研究では燃料組成の作成時に、一様乱数を用いて摂動した燃料組成パラメータの規格化を行う。また、最適化計算条件に特定の燃料元素の重量比に制限範囲を設定する場合がある。ゆえに、燃料組成パラメータは規格化と範囲制限化の処理が加わり、これら2つを同時に行うアルゴリズムが必要である。

そこで本研究では、主に4つの処理で規格化と範囲制限化を同時に行うアルゴリズムを開発した。ここでは摂動後の燃料組成パラメータを $x_i = (x_1, x_2, \dots, x_n)$ とする。また、 $x_i \geq 0$ とする。

1. 燃料組成パラメータの規格化

$$\bar{x}_i = \frac{x_i}{\sum_{i=1}^n x_i} \tag{4-15}$$

\bar{x}_i : 規格化後の燃料組成パラメータ[-]

燃料組成パラメータの規格化は式(4-15)を用いて行う。燃料元素の重量比の規格化は式(4-9)のように総和が1となればよいので式(4-15)による規格化が適切だが、燃料元素の同位体組成比の結合割合の規格化は式(4-10)のように総和が各燃料元素の重量比となるように規格化する必要がある。ゆえに各燃料元素の重量比を規格化定数として扱い、以下の式(4-16)による規格化を行う。

$$\bar{x}_i = \frac{x_i}{\sum_{i=1}^n x_i} \times X \quad (4-16)$$

X : 燃料組成パラメータ x_i の結合割合であり規格化定数[-]

2. 制限範囲外の値の切り捨て

$$\bar{x}_i = \begin{cases} \bar{x}_i & (x_{i,\min} < \bar{x}_i < x_{i,\max}) \\ x_{i,\min} & (\bar{x}_i < x_{i,\min}) \\ x_{i,\max} & (x_{i,\max} < \bar{x}_i) \end{cases} \quad (4-17)$$

$x_{i,\min}$: 燃料組成パラメータ x_i の下限值[-]

$x_{i,\max}$: 燃料組成パラメータ x_i の上限值[-]

式(4-16)について、燃料組成パラメータの規格化後に \bar{x}_i が制限範囲内であるかを判別し、下限値より小さければ $x_{i,\min}$ を、上限値より大きければ $x_{i,\max}$ を \bar{x}_i に代入し、制限範囲外の値は切り捨てる。この時、 \bar{x}_i の総和が1もしくは規格化定数 X でなくなるため、切り捨てた制限範囲外の値の分配を行う必要がある。

3. 切り捨てた制限範囲外の値の合計

$$\begin{aligned} x_{\text{remove}} &= x_{\text{remove,positive}} + x_{\text{remove,negative}} \\ x_{\text{remove,positive}} &= \sum_{i=1}^n (\bar{x}_i - x_{i,\max}) \times u(\bar{x}_i - x_{i,\max}) \\ x_{\text{remove,negative}} &= - \sum_{i=1}^n (x_{i,\min} - \bar{x}_i) \times u(x_{i,\min} - \bar{x}_i) \end{aligned} \quad (4-18)$$

x_{remove} : 切り捨てた制限範囲外の値の合計[-]

$x_{\text{remove,positive}}$: x_{remove} の正の成分[-]

$x_{\text{remove,negative}}$: x_{remove} の負の成分[-]

切り捨てた制限範囲外の値は式(4-18)により合計値を算出しておく。式(4-18)において $u(x)$ はステップ関数と呼ばれ、式(4-19)で定義される。

$$u(x) = \begin{cases} 1 & (x \geq 0) \\ 0 & (x < 0) \end{cases} \quad (4-19)$$

以上の式で算出した制限範囲外の合計値 x_{remove} を制限範囲内であった燃料組成パラメータへ分配する。

4. 制限範囲内の燃料組成パラメータへの分配

n 個のうち k 個の x_i が制限範囲外であり、 $(n - k)$ 個が制限範囲内であったとする。式(4-18)で算出した制限範囲外の合計値を均等に分配するため、式(4-20)により分配値を計算する。

$$x_{\text{distribute}} = \frac{x_{\text{remove}}}{n - k} \quad (4-20)$$

$x_{\text{distribute}}$: 制限範囲内であった \bar{x}_i への分配値[-]

得られた分配値 $x_{\text{distribute}}$ を、式(4-21)のように制限範囲内であった燃料組成パラメータに加算する。

$$\bar{x}'_i = \bar{x}_i + x_{\text{distribute}} \quad (4-21)$$

\bar{x}'_i : 分配後の燃料組成パラメータ[-]

燃料組成パラメータ \bar{x}_i の分配後に制限範囲外となった場合は2の処理に戻り、全ての \bar{x}_i が制限範囲内に収まるまで同様のアルゴリズムを繰り返し行う。

以上が本研究で開発した規格化と範囲制限化を同時に行うアルゴリズムである。以下に図を用いて具体的に説明する。ここでは摂動後の燃料組成パラメータを $x_i = (x_1, x_2, x_3, x_4, x_5)$ とする。

初めに、式(4-15)を用いて x_i の規格化を行う。

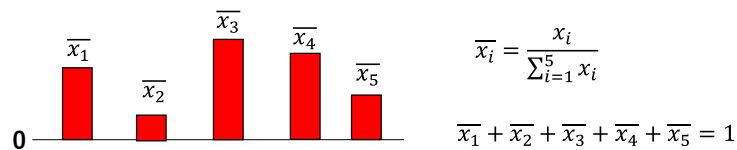


Figure 4-1 燃料組成パラメータの規格化イメージ図

次に、式(4-17)を用いて \bar{x}_i の制限範囲外の値の切り捨てを行う。

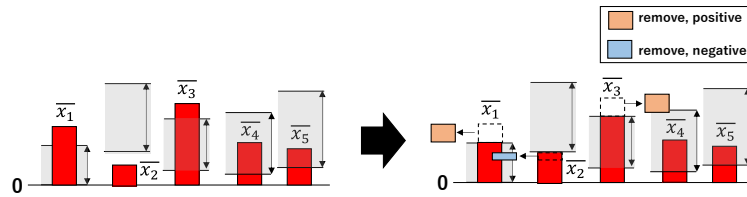


Figure 4-2 燃料組成パラメータの制限範囲外の切り捨てイメージ図

次に、式(4-18)を用いて切り捨てた制限範囲外の値の合計を算出する。

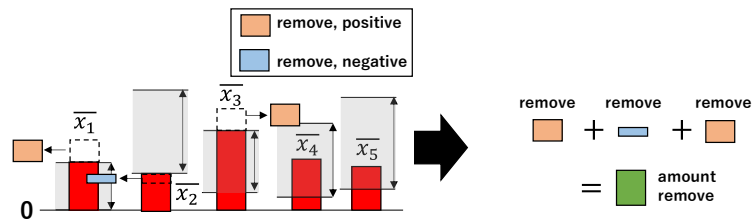


Figure 4-3 燃料組成パラメータの切り捨てた制限範囲外の値の合計イメージ図

最後に、式(4-20)と式(4-21)を用いて制限範囲内の燃料組成パラメータへの分配を行う。

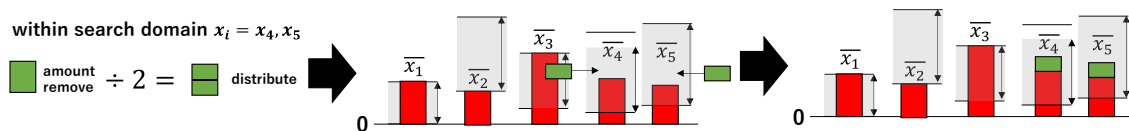


Figure 4-4 制限範囲内の燃料組成パラメータへの分配イメージ図

以上が $n = 5$ の場合における規格化と範囲制限化の具体的な説明である。

開発した規格化と範囲制限化のアルゴリズムは燃料組成パラメータ x_i が全て制限範囲内に収まるまで上図 Figure 4-2 から Figure 4-4 の操作を行い、その際に以下の条件を設定している。

- 収束条件
制限範囲外となり切り捨てられた値のうち、最小値の絶対値が $1e-08$ 以下
- 規格化後に全ての x_i が制限範囲外になった場合
余りの分配先が無い場合、 x_i をリサンプリング
- Figure 4-2 から Figure 4-4 の繰り返し回数が 1000 回を超えた場合
繰り返し回数を増加しても収束条件を満たす可能性が低いため、 x_i をリサンプリング

以上の規格化と範囲制限化に関するアルゴリズムでは、制限範囲外の値を切り捨てるため制限範囲の境界にサンプリングが集中する可能性がある。このサンプリングバイアスを避けるために、燃料組成パラメータのサンプリング範囲は制限範囲より十分小さくする必要がある。

また、ある燃料元素Xの重量比 W_X と同位体組成比 X_i の結合割合 r_{X_i} については式(4-10)の規格化の関係があるため、探索範囲は式(4-22)を満たしていなければならない。

$$|W_{X,SearchDomain}| \leq r_{X_i,SearchDomain} \quad (4-22)$$

$W_{X,SearchDomain}$: 燃料元素Xの重量比 W_X の制限範囲[-]

$r_{X_i,SearchDomain}$: 同位体組成比 X_i の結合割合 r_{X_i} の制限範囲[-]

なお、上の条件設定ではリサンプリングを行う場合があり、この操作によりサンプリングバイアスが生じる可能性がある。しかし開発したアルゴリズムは設定した収束条件を満たすのに必要なアルゴリズム反復回数が少なく、ゆえにリサンプリング回数は少ないため、このサンプリングバイアスは十分小さいと考えてよい。

以上が開発した燃料組成パラメータの規格化と範囲制限化に関するアルゴリズムである。次項で使用する燃料核種の同位体組成比の種類について記述する。

4.2.3 使用する燃料核種の同位体組成比の種類

本研究では燃料組成パラメータの線形結合により燃料組成を作成するが、その際に燃料元素Xの同位体組成比 X_i を用いる。本項では、4.2.1 項で説明した燃料元素Xの同位体組成比 X_i の重量比を要素に持つ行列 \mathbf{W}_{X_i,nuc_j} について記述する。

高速炉の燃料組成は臨界性の担保の観点から重核種の装荷が重要である。また、従来よりも燃料組成の探索範囲を広げるために、本研究では軽・中核種の装荷も検討する。ここで本研究における重核種はAc以上の原子番号の元素と定義し、軽・中核種はAc未満の原子番号と元素と定義する。

重核種については世界中の様々な原子炉に装荷された燃料や使用が想定されている同位体組成比を調査し、燃料核種として現実的であると判断した元素はTh/Pa/U/Np/Pu/Am/Cmとした。以下に本章の燃料組成最適化で使用する重核種の同位体組成比を示す[1]-[10]。

Table 4-1 Thの同位体組成比[wt.]

同位体組成比の名称	Th232	備考
Th_1	1.0	トリウム炉 (Th232のみ使用、Th228は不純物扱い)[1][2]

Thの燃料候補となる同位体はTh228とTh232がある。Th228は天然に存在せずU232の

崩壊系列で生成されるが、U232 の天然同位体存在比が約 0.1 wt.%と極微量であり、またトリウム炉において Th228 は不純物扱いであることから、天然同位体存在比が最も大きい Th232 のみ選定した。

Table 4-2 Pa の同位体組成比[wt.]

同位体組成比の名称	Pa231	備考
Pa_1	1.0	U235 の α 崩壊で生成 半減期 32760 年[3]

Pa の燃料候補となる同位体は Pa231 と Pa233 がある。Pa233 は天然存在量が極微量であり、また半減期も約 27 日と高速炉の運転期間に対して短く、Pa231 は半減期が長く U235 の α 崩壊により生成するため、Pa231 のみ選定した。

Table 4-3 Np の同位体組成比[wt.]

同位体組成比の名称	Np237	備考
Np_1	1.0	軽水炉の使用済み燃料中に含有[4]

Np はマイナーアクチニドと呼ばれる元素であり、高速炉の焼却対象となる核種である。Np の燃料候補となる同位体は Np237 と Np239 がある。Np239 は U238 からの(n, γ)反応及び β 崩壊により生成されるが天然存在量が極微量であり、更に半減期も約 2 日と短い。また軽水炉の使用済み燃料中の Np 同位体組成比は 100wt.% 近く Np237 が占めるため、Np237 のみ選定した。

Table 4-4 U の同位体組成比[wt.]

同位体組成比の名称	U234	U235	U236	U238	備考
U_1	0.0002	0.0107	0.0062	0.9830	回収ウラン組成[5]
U_2	0	0.0069	0	0.9931	天然ウラン組成[5]
U_3	0	0.0020	0	0.9980	劣化ウラン[6]
U_4	0	0.0500	0	0.9500	低濃縮ウラン[7]
U_5	0	0.0020	0	0.9980	革新水冷却炉 劣化ウラン利用 装荷燃料[8]
U_6	0.0002	0.0070	0.0028	0.9900	革新水冷却炉 回収ウラン利用 装荷燃料[8]
U_7	0	0.2000	0	0.8000	中濃縮ウラン[9]
U_8	0	0.9000	0	0.1000	高濃縮ウラン[9]

従来の高速炉で使用が想定されている U は主に劣化ウランである。また、U のうち燃料として重要な同位体は U235 と U238 である。そこで従来よりも U 燃料の探索範囲を広げるために、U235 と U238 の同位体組成比の探索範囲が広がるような高濃縮 U 等の同位体組成比を装荷対象とした。なお、U_5 は U235:U238=0.002037:0.997963[wt.]であるため、U_3 と同じ組成ではない。同位体組成比の結合割合が負の場合も許容すれば数学的に全ての同位体組成をカバーできるが、本検討では結合割合を正の値に制限しているため、複数の同位体組成比を用意した。

Table 4-5 Pu の同位体組成比[wt.]

同位体組成比の名称	Pu238	Pu239	Pu240	Pu241	Pu242	備考
Pu_1	0.0256	0.5144	0.2567	0.1289	0.0744	LWR UOX 3年冷却 使用済み燃料[10]
Pu_2	0.0317	0.5431	0.2995	0.0241	0.1015	ALWR UOX 40年冷却 使用済み燃料[10]
Pu_3	0.0250	0.3513	0.4342	0.0013	0.1882	ALWR MOX 100年冷却 使用済み燃料[10]
Pu_4	0.0179	0.5897	0.3217	0.0359	0.0348	高速炉平衡炉心の初期装荷燃料[10]
Pu_5	0	0.9400	0.0600	0	0	核兵器級 Pu[1]
Pu_6	0.0269	0.4840	0.3062	0.0971	0.0859	革新水冷却炉 劣化ウラン利用 装荷燃料[8]
Pu_7	0.0275	0.4836	0.3061	0.0967	0.0861	革新水冷却炉 回収ウラン利用 装荷燃料[8]

高速炉は核燃料サイクルにおいて、軽水炉から排出され再処理された使用済み燃料の使用が想定されている。そこで従来よりも Pu 燃料の探索範囲を広げるために、装荷が想定されている使用済み燃料の中で Pu の同位体組成比が大きく変わるものを選定した。また、探索範囲の拡大のために、余剰 Pu の焼却を想定した核兵器級 Pu も装荷対象とした。

Table 4-6 Am の同位体組成比[wt.]

同位体組成比の名称	Am241	Am242m	Am243	備考
Am_1	0.6216	0	0.3784	LWR UOX 3年冷却 使用済み燃料[10]
Am_2	0.8582	0	0.1418	ALWR UOX 40年冷却 使用済み燃料[10]
Am_3	0.7981	0	0.2019	ALWR MOX 100年冷却 使用済み燃料[10]
Am_4	0.7317	0.0244	0.2439	高速炉平衡炉心の初期装荷燃料[10]
Am_5	1.0	0	0	革新水冷却炉 劣化ウラン利用 装荷燃料[8]
Am_6	1.0	0	0	革新水冷却炉 回収ウラン利用 装荷燃料[8]

Am はマイナーアクチニドと呼ばれる元素であり、高速炉の焼却対象となる核種である。Am は天然に存在せず軽水炉から排出される使用済み燃料中に含まれるため、Pu と同様に Am の同位体組成比が大きく変わるものを選定した。また、高転換比を目的とした革新水冷却

却炉では Am241 が 100 wt.%の燃料が想定されており、この同位体組成も探索範囲の拡大のために装荷対象とした。

Table 4-7 Cm の同位体組成比[wt.]

同位体組成比の名称	Cm244	Cm245	備考
Cm_1	1.0	0	LWR UOX 3年冷却 使用済み燃料[10]
Cm_2	1.0	0	ALWR UOX 40年冷却 使用済み燃料[10]
Cm_3	0.2500	0.7500	ALWR MOX 100年冷却 使用済み燃料[10]
Cm_4	0.7500	0.2500	高速炉平衡炉心の初期装荷燃料[10]

Cm はマイナーアクチニドと呼ばれる元素であり、高速炉の焼却対象となる核種である。Cm は Am と同様に、天然に存在せず軽水炉の使用済み燃料中に含まれる核種である。よって Am で対象とした燃料中に含まれる Cm の同位体組成比を装荷対象とした。

次に、軽・中核種については高速炉の燃料組成として従来考慮されておらず、また現実的に装荷が可能な同位体組成比である必要があるため、全て天然同位体組成比とすることとした。Table 4-8 に本章の燃料組成最適化で使用する軽・中核種の同位体組成比を示す。ただし、本研究で使用する同位体組成比の値は重量比であるため、モル質量を用いて存在比である天然同位体組成比を式(4-23)より重量比に変換したものを扱う。なお、計算した重量比は総和を 1 に規格化している。

$${}^aX: {}^bX: {}^cX: \dots = \alpha {}^aX_{(g/mol)}: \beta {}^bX_{(g/mol)}: \gamma {}^cX_{(g/mol)} \dots \quad (4-23)$$

iX : 元素 X 中に含まれる各同位体の重量比(i=a,b,c,...)[g/cm³]

${}^iX_{(g/mol)}$: 元素 X 中に含まれる各同位体のモル質量(i=a,b,c,...)[g/mol]

$\alpha, \beta, \gamma, \dots$: 元素 X 中の同位体 ${}^aX, {}^bX, {}^cX$ の天然同位体原子数密度比[atoms/cm³]

Table 4-8 軽・中核種の同位体組成比(重量比[wt.])[11]

核種名	同位体組成比	核種名	同位体組成比	核種名	同位体組成比	核種名	同位体組成比	核種名	同位体組成比	核種名	同位体組成比
H001	1.0	V050	0.0020	Rb085	0.7170	In113	0.0413	Ce140	0.8870	Yb168	0.0010
H002	0	V051	0.9980	Rb087	0.2830	In115	0.9587	Ce142	0.1130	Yb170	0.0286
He003	0	Cr050	0.0414	Sr084	0.0048	Sn112	0.0091	Pr141	1.0	Yb171	0.1388
He004	1.0	Cr052	0.8378	Sr086	0.0963	Sn114	0.0062	Nd142	0.2680	Yb172	0.2155
Li006	0.0651	Cr053	0.0969	Sr087	0.0696	Sn115	0.0031	Nd143	0.1205	Yb173	0.1615
Li007	0.9349	Cr054	0.0239	Sr088	0.8294	Sn116	0.1515	Nd144	0.2377	Yb174	0.3229
Be009	1.0	Fe054	0.0561	Y089	1.0	Sn117	0.0801	Nd145	0.0828	Yb176	0.1317
B010	0.1843	Fe056	0.9203	Zr090	0.5076	Sn118	0.2572	Nd146	0.1739	Hf174	0.0010
B011	0.8157	Fe057	0.0215	Zr091	0.1118	Sn119	0.0911	Nd148	0.0587	Hf176	0.0514
C012	0.9892	Fe058	0.0021	Zr092	0.1726	Sn120	0.3513	Nd150	0.0585	Hf177	0.1849
C014	0.0108	Ni058	0.6726	Zr094	0.1784	Sn122	0.0505	Sm144	0.0288	Hf178	0.2720
N014	0.9968	Ni060	0.2681	Zr096	0.0295	Sb121	0.5686	Sm147	0.1462	Hf179	0.1368
N015	0.0032	Ni061	0.0114	Nb093	1.0	Sb123	0.4314	Sm148	0.1106	Hf180	0.3539
F019	1.0	Ni062	0.0381	Mo092	0.1393	Te120	0	Sm149	0.1372	Ta181	1.0
Mg024	0.7794	Ni064	0.0098	Mo094	0.0893	Te122	0.0240	Sm150	0.0731	W180	0.0010
Mg025	0.1029	Cu063	0.6850	Mo095	0.1567	Te123	0.0077	Sm152	0.2708	W182	0.2625
Mg026	0.1177	Cu065	0.3150	Mo096	0.1664	Te124	0.0459	Sm154	0.2333	W183	0.1424
Al027	1.0	Zn064	0.4811	Mo097	0.0972	Te125	0.0689	Eu151	0.4752	W184	0.3065
Si028	0.9204	Zn066	0.2799	Mo098	0.2487	Te126	0.1864	Eu153	0.5248	W186	0.2876
Si029	0.0476	Zn067	0.0410	Mo100	0.1023	Te128	0.3193	Gd152	0.0019	Os184	0
Si030	0.0321	Zn068	0.1916	Ru096	0.0523	Te130	0.3478	Gd154	0.0206	Os186	0.0147
P031	1.0	Zn070	0.0064	Ru098	0.0175	I127	1.0	Gd155	0.1462	Os187	0.0187
S032	0.9482	Ga069	0.5947	Ru099	0.1247	Xe124	0.0	Gd156	0.2029	Os188	0.1309
S033	0.0072	Ga071	0.4053	Ru100	0.1249	Xe126	0.0	Gd157	0.1561	Os189	0.1606
S034	0.0446	Ge072	0.3389	Ru101	0.1702	Xe128	0.0186	Gd158	0.2498	Os190	0.2627
S036	0	Ge073	0.0966	Ru102	0.3186	Xe129	0.2602	Gd160	0.2224	Os192	0.4123
Cl035	0.7474	Ge074	0.4640	Ru104	0.1918	Xe130	0.0397	Tb159	1.0	Au197	1.0
Cl037	0.2526	Ge076	0.1005	Rh103	1.0	Xe131	0.2122	Dy156	0	Hg196	0.0010
Ar040	1.0	As075	1.0	Pd102	0.0096	Xe132	0.2713	Dy158	0	Hg198	0.0981
K039	0.9297	Se074	0.0075	Pd104	0.1086	Xe134	0.1065	Dy160	0.0227	Hg199	0.1673
K040	0	Se076	0.0897	Pd105	0.2203	Xe136	0.0915	Dy161	0.1871	Hg200	0.2312
K041	0.0703	Se077	0.0743	Pd106	0.2722	Cs133	1.0	Dy162	0.2544	Hg201	0.1318
Ca040	0.9694	Se078	0.2346	Pd108	0.2682	Ba130	0.0009	Dy163	0.2499	Hg202	0.3012
Ca042	0.0063	Se080	0.5035	Pd110	0.1211	Ba132	0.0010	Dy164	0.2859	Hg204	0.0694
Ca043	0.0011	Se082	0.0905	Ag107	0.5139	Ba134	0.0235	Er162	0.0010	Pb204	0.0138
Ca044	0.0220	Br079	0.5003	Ag109	0.4861	Ba135	0.0640	Er164	0.0157	Pb206	0.2396
Ca046	0	Br081	0.4997	Cd106	0.0114	Ba136	0.0774	Er166	0.3330	Pb207	0.2207
Ca048	0.0012	Kr078	0.0028	Cd108	0.0077	Ba137	0.1120	Er167	0.2280	Pb208	0.5259
Sc045	1.0	Kr080	0.0211	Cd110	0.1217	Ba138	0.7212	Er168	0.2706	Bi209	1.0
Ti046	0.0789	Kr082	0.1129	Cd111	0.1268	La138	0	Er170	0.1517		
Ti047	0.0727	Kr083	0.1142	Cd112	0.2409	La139	1.0	Tm169	1.0		
Ti048	0.7397	Kr084	0.5720	Cd113	0.1230						
Ti049	0.0553	Kr086	0.1770	Cd114	0.2920						
Ti050	0.0533			Cd116	0.0766						

以上が本研究で使用する燃料元素の同位体組成比の種類である。次節では、最適化対象の目的変数について記述する。

4.3 最適化対象の目的変数

本節では、最適化対象の目的変数について記述する。目的変数は高速炉において重要な炉心特性を選ぶ。また、炉心特性の1つである転換比の定義について、使用する燃焼チェーンに基づき説明する。

4.3.1 対象の炉心特性の種類

本項では、最適化対象の炉心特性の種類について記述する。本章で検討する燃料組成の最適化において、目的変数に選定した炉心特性は以下の5つである。

- 無限増倍率 k_{∞} [-]

無限増倍率 k_{∞} とは、中性子の漏れのない無限体系における中性子増倍率 k である。ここで中性子増倍率 k とは、ある世代における核分裂反応の総数に対する次の世代における核分裂反応の総数の比で定義される[9]。無限増倍率 k_{∞} の式を以下に示す。

$$k_{\infty} = \frac{\nu\Sigma_f}{\Sigma_a} \quad (4-24)$$

ν : 核分裂一回あたりの中性子発生数[-]

Σ_f : 巨視的核分裂断面積[1/m]

Σ_a : 巨視的吸収断面積[1/m]

無限増倍率 k_{∞} が1を超えれば、無限に大きい原子炉においては核分裂のたびに中性子の数が増加していくため、炉内の核分裂連鎖反応は増加していき、原子炉の運転を維持することができる。なお第5章で説明するが、有限体系の原子炉における中性子増倍率は実効増倍率 k_{eff} と呼ばれる。実際の原子炉で問題になるのは実効増倍率 k_{eff} であるが、無限体系において k_{∞} を評価しておくことで k_{eff} の見積もりが可能である。実効増倍率は中性子の漏洩も考慮するため $k_{\infty} > k_{\text{eff}}$ であり、ゆえに $k_{\infty} \gg 1$ の場合は一般に $k_{\text{eff}} \gg 1$ となることが考えられる。この時、核分裂連鎖反応の過剰な促進を抑制するために、制御棒などによる大きな制御反応度を印加する必要があるが生じる。従って無限増倍率 k_{∞} は1以上であり、かつ、他の設計要件を満たす程度の大きさであることが求められるパラメータである。以上の理由から無限増倍率 k_{∞} は重要な指標であると判断し、最適化対象として選定した。

- 転換比 $C.R.$ [-]

転換比 $C.R.$ とは、燃料核種の消滅率に対する燃料核種の生成率の比で定義される炉心特

性である[13]。C.R.は Conversion Ratio の略称である。転換比C.R.は1を超えると増殖比と呼ばれ、高速炉の原型炉であるもんじゅの増殖比の目標値は約1.2とされている[14]。高速炉は軽水炉と比べて高い転換比を見込める利点があるため、重要な炉心特性として扱われている。そのため、最適化対象として選定した。具体的な転換比C.R.の式と詳細な定義については次の4.3.2項で記述する。

残り3つの最適化対象の炉心特性は反応度と呼ばれる分類に属するパラメータであるため、ここで反応度の定義について記述する。反応度 ρ は中性子増倍率 k を用いて以下で定義される[1]。

$$\rho = \frac{k - 1}{k} \quad (4-25)$$

ρ : 反応度[dk/k]

k : 中性子増倍率[-]

反応度 ρ は中性子増倍率 k と同様に、ある体系での核分裂反応による中性子の増倍を定量化するパラメータである。また、ある反応度 ρ_1 の系から異なる反応度 ρ_2 の系に変化した際の反応度の変動量 $\Delta\rho$ は次式で定義される[16]。

$$\begin{aligned} \Delta\rho &= \rho_2 - \rho_1 \\ &= \frac{k_2 - 1}{k_2} - \frac{k_1 - 1}{k_1} \\ &= \frac{1}{k_1} - \frac{1}{k_2} \end{aligned} \quad (4-26)$$

$\Delta\rho$: 反応度[dk/kk']

k_i : ある系*i*における中性子増倍率[-]

この反応度の変動量 $\Delta\rho$ も ρ と呼ぶことが一般的であり、本研究における反応度は断りが無い限り、式(4-25)の反応度 ρ ではなく式(4-26)の反応度 $\Delta\rho$ を指すものとする。反応度 $\Delta\rho$ の式で用いられる中性子増倍率 k は、本章では無限増倍率 k_∞ である。また、3種類の反応度 $\Delta\rho$ が本章における最適化対象の炉心特性であり、以下に説明する。

- 燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ [dk/kk']

燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ とは、原子炉の運転に伴う燃料の燃焼による反応度 ρ の変動量で定義される[10]。燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ の式を以下に示す。

$$\Delta\rho_{\text{burnup}} = \frac{1}{k_{\text{BOC}}} - \frac{1}{k_{\text{EOC}}} \quad (4-27)$$

k_{BOC} : 運転サイクル初期の中性子増倍率(BOC : Beginning of Cycle)[-]

k_{EOC} : 運転サイクル末期の中性子増倍率(EOC : End of Cycle)[-]

運転サイクル初期の中性子増倍率 k_{BOC} は、燃焼サイクルの最初の燃焼計算ステップで計算される中性子増倍率 k で定義する。また運転サイクル末期の中性子増倍率 k_{EOC} は、燃焼サイクルの最後の燃焼計算ステップで計算される中性子増倍率 k で定義する。炉心の燃焼が進むと核分裂性物質の量が減るために反応度 ρ が低下することが考えられるため、燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ は一般に負の値となる。この燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ の絶対値が大きいと燃焼による中性子増倍率の変動が大きいくことを意味するため原子炉の運転の制御が難しくなり、ゆえに燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ の低減が原子炉の設計時に考慮されている[18]。以上の理由から、燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ も高速炉設計における最適化対象として選定した。

● ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ [dk/kk']

ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ とは、原子炉の温度上昇による反応度 ρ の変動量で定義される[1]。ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ の式を以下に示す。

$$\Delta\rho_{\text{doppler}} = \frac{1}{k_{\text{basis}}} - \frac{1}{k_{\text{doppler}}} \quad (4-28)$$

k_{basis} : 基準体系の中性子増倍率[-]

k_{doppler} : 基準体系における原子炉の温度上昇後の中性子増倍率[-]

何らかの原因で炉心の温度が上昇した時、核反応断面積に共鳴構造を有する核種はその実効的な断面積が変動する場合がある。これによる反応度 ρ の変動量をドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ と定義し、一般的には U238 の吸収断面積が有する共鳴構造が変化した際の影響度の評価に対して用いられる。温度が上昇した場合は U238 の共鳴吸収により中性子の消滅量が増加するため負の反応度が印加されることが一般的である。高速炉においては後述するナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ が正になりやすい性質を持つので、系が変動した際に印加される総合的な反応度 $\Delta\rho$ を負側に制御するために、ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ も高速炉において安全上重要な設計指標となる。以上の理由から最適化対象として選定した。

● ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ [dk/kk']

ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ とは、炉内の冷却材であるナトリウムの沸騰または気泡化(ボイド化)による反応度 ρ の変動量で定義される[1]。

$$\Delta\rho_{\text{void}} = \frac{1}{k_{\text{base}}} - \frac{1}{k_{\text{void}}} \quad (4-29)$$

k_{base} : 基準体系の中性子増倍率[-]

k_{void} : ナトリウムのボイド化後の中性子増倍率[-]

炉心解析コードによるナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の解析では、ナトリウムのボイド化時に原子数密度をほぼ 0 に減少させてボイド化を模擬し、その時の中性子増倍率 k_{void} を計算することになる。ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ は第 1 章と第 2 章で記述した通り、高速炉において正になりやすいため安全上重要な炉心特性であり、高速炉固有かつ長年の設計課題であるパラメータである。ゆえに本研究の大目標である固有安全性を有する高速炉の設計に向けて、最適化対象として選定した。

以上が本章で最適化対象の目的変数として選定した 5 つの炉心特性である。本研究では 3.3.2 項で説明した適合度評価関数 F を用いて多次元の目的変数をスカラー化するが、その際に目的変数の最適化を実施する優先度を設定する必要がある。具体的に説明すると、無限増倍率 k_{∞} 、転換比 $C.R.$ 、燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ 、ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ に目標範囲を設定し、この制約条件下でナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ が小さくなる方向に最適化を行うが、その際にナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ 以外の 4 つの炉心特性の最適化の順番を決める必要がある。本章においては、これら 4 つの炉心特性の重要度を考慮し、以下の順番で目標範囲内に収める最適化を行うこととする。

無限増倍率 k_{∞} →転換比 $C.R.$ →燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ →ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$

次項で燃焼チェーンに基づく具体的な転換比 $C.R.$ の式について記述する。

4.3.2 使用する燃焼チェーンに基づく転換比の定義

転換比 $C.R.$ は以下の式(4-30)で定義される炉心特性である。

$$C.R. = \frac{\sum_i N_i^{\text{fertile}} \sigma_{c,i}^{\text{fertile}} \phi - \sum_j N_j^{\text{neg_fertile}} \sigma_{c,j}^{\text{neg_fertile}} \phi}{\sum_k N_k^{\text{fissile}} \sigma_{a,k}^{\text{fissile}} \phi} \quad (4-30)$$

fertile : 親核種

neg_fertile : 親核種から核分裂性核種への転換を阻害する核種

fissile : 核分裂性核種

i, j, k : 核種の種類

N : 原子数密度[atoms/barn/cm]

σ_c : 微視的捕獲断面積[barn]

σ_a : 微視的吸収断面積 ($\sigma_a = \sigma_c + \sigma_f$)[barn]

σ_f : 微視的核分裂断面積[barn]

ϕ : 中性子束[a.u.]

転換比 $C.R.$ は、前項で説明した通り燃料核種の消滅率に対する生成率の比で定義される。ここで、核分裂断面積値が高い核種を核分裂性核種、中性子捕獲反応により核分裂性核種を

生成する核種を親核種と呼ぶ。また、親核種から核分裂性核種への変化を転換と呼び、転換が行われる経路でこれを阻害する核種を考える。この阻害過程については後に説明する。転換比 $C.R.$ はこれら三種類の核種が決定された時に式(4-30)によって計算される炉心特性である。

転換比 $C.R.$ の計算に必要な親核種、核分裂性核種、親核種から核分裂性核種への転換を阻害する核種は、自身の核反応断面積の値及び燃焼チェーンに基づいて決定される。本研究で使用する重核種の燃焼チェーンの主要部分を **Figure 4-5** に示す。

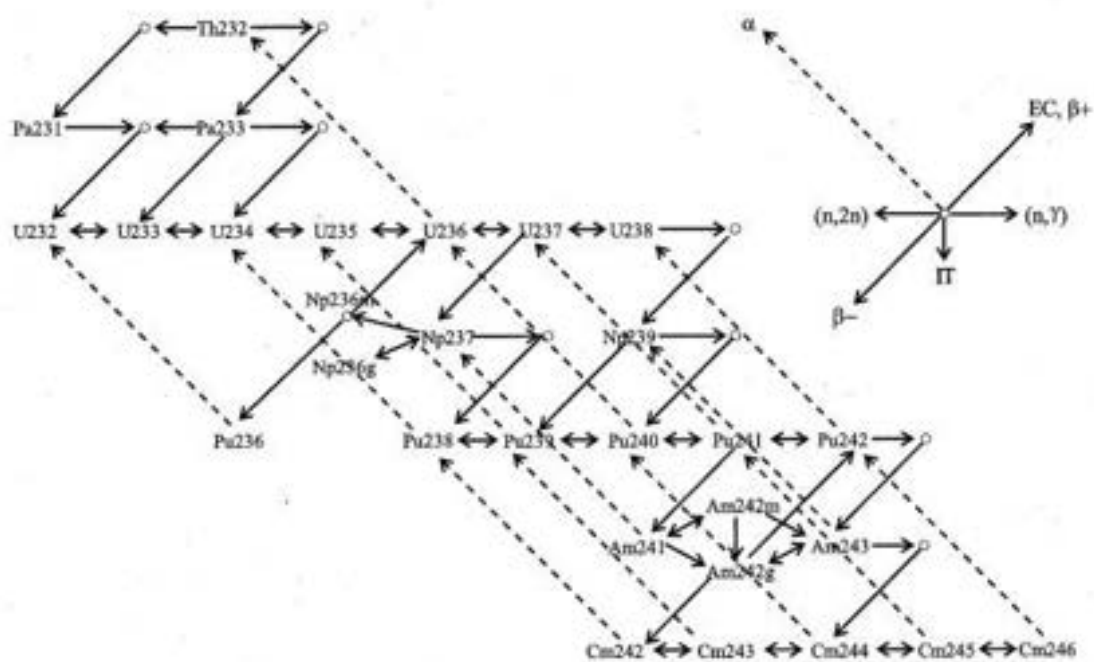


Figure 4-5 燃焼チェーン(Th232-Cm246)[15]

また、本研究で使用する燃焼チェーンに含まれる原子番号 81 の Tl から原子番号 96 の Cm までの重核種を **Table 4-9** に示す。

Table 4-9 燃焼チェーンに含まれる Z=81(Tl)から Z=96(Cm)までの核種

原子番号 Z	核種						
81	Tl208						
82	Pb208	Pb212					
83	Bi212						
84	Po212	Po216					
86	Rn220						
88	Ra224						
90	Th228	Th232					
91	Pa231	Pa233					
92	U232	U233	U234	U235	U236	U237	U238
93	Np236	Np237	Np239				
94	Pu236	Pu238	Pu239	Pu240	Pu241	Pu242	
95	Am241	Am242	Am242m	Am243			
96	Cm242	Cm243	Cm244	Cm245	Cm246		

Figure 4-5 で示した燃焼チェーンとは、核反応や原子核の壊変による核種の一連の変化をまとめたものである[9]。燃焼チェーンにおける親核種と核分裂性核種の判別方法だが、例えば核分裂断面積値が高い Pu239 を Figure 4-5 中に見ると、U238 の中性子捕獲反応から始まり U239 の β^- 崩壊、Np239 の β^- 崩壊を経由して生成される経路が存在することが分かる。ゆえに Pu239 を核分裂性核種として取り扱う場合はこの生成経路に対応した U238 が親核種となる。また、この過程で Np239 の中性子捕獲反応による Pu239 生成量が減少することが考えられるため、実効的な Pu239 生成率は U238 の中性子捕獲反応率から Np239 の中性子捕獲反応率を差し引いたものになる。更に、Pu239 の生成経路は Pu238 の中性子捕獲反応も存在することが上図から分かるため、Pu238 も親核種となる。

以上が一つの核分裂性核種に着目した簡単な核種の種類の決定方法である。次に、燃焼チェーンにおける複数の核種の種類を決定することを目的として、以下に転換比 C.R.における Pu239 と U238、Np239 のより厳密な関係性を記述する。ここでは以下の条件を想定する。

- i. 時間によらず核種の原子数密度が変化しない準定常状態($dN/dt = 0$)
- ii. α 崩壊、(n, 2n)反応は発生回数が少ないとして無視
- iii. 燃焼チェーン中の U239 等の不安定核種は一瞬で β^- 崩壊を起こす
- iv. 核分裂性核種は Pu239 のみを想定し、それ以外の核種の核分裂断面積 $\sigma_f \cong 0$

まず、Pu239 に関する燃焼方程式は Figure 4-5 から下式となる。

$$\frac{dN^{\text{Pu239}}}{dt} = \lambda_{\beta^-, \text{Np239}} N^{\text{Np239}} + \lambda_{\alpha, \text{Cm243}} N^{\text{Cm243}} + \Sigma_{(n,2n)}^{\text{Pu240}} \phi + \Sigma_c^{\text{Pu238}} \phi - \lambda_{\alpha, \text{Pu239}} N^{\text{Pu239}} - \Sigma_{(n,2n)}^{\text{Pu239}} \phi - \Sigma_c^{\text{Pu239}} \phi - \Sigma_f^{\text{Pu239}} \phi \quad (4-31)$$

λ_{α} : α 崩壊の崩壊定数[1/s]

λ_{β^-} : β^- 崩壊の崩壊定数[1/s]

$\Sigma_{(n,2n)}$: (n, 2n)反応の巨視的断面積[1/m]

次に、条件 i より(左辺)=0 である。また条件 ii より右辺第 2 項、第 3 項、第 4 項、第 6 項は 0 である。更に右辺第 7 項、右辺第 8 項を左辺に移項し、 $\Sigma_c + \Sigma_f = \Sigma_a$ を用いると、式(4-31)は以下の式となる。

$$\Sigma_a^{\text{Pu239}} \phi = \lambda_{\beta^-, \text{Np239}} N^{\text{Np239}} + \Sigma_c^{\text{Pu238}} \phi \quad (4-32)$$

次に、条件 i と条件 iv より、式(4-32)の右辺第 1 項は以下となる。

$$\lambda_{\beta^-, \text{Np239}} N^{\text{Np239}} = \lambda_{\beta^-, \text{U239}} N^{\text{U239}} - \Sigma_c^{\text{Np239}} \phi \quad (4-33)$$

更に、条件 i と条件 iii、条件 iv より式(4-33)と同様の式変形を行い、条件 ii より $\Sigma_{(n,2n)} = 0$ とすると、式(4-33)の右辺第 1 項は以下となる。

$$\lambda_{\beta^-, \text{U239}} N^{\text{U239}} = \Sigma_c^{\text{U238}} \phi \quad (4-34)$$

以上の式(4-33)と式(4-34)を式(4-32)に代入すると、以下の式(4-35)が導ける。

$$\Sigma_a^{\text{Pu239}} \phi = (\Sigma_c^{\text{U238}} + \Sigma_c^{\text{Pu238}}) \phi - \Sigma_c^{\text{Np239}} \phi \quad (4-35)$$

上式において、左辺は Pu239 自身の中性子吸収反応による Pu239 の消滅率を表しており、右辺は U238 と Pu238 の中性子捕獲反応による Pu239 の生成率から Np239 の中性子捕獲反応による Pu239 の消滅率を差し引いた、Pu239 の実効的な生成率を表している。すなわち、原子数密度が時間によらず一定である場合は Pu239 の消滅率と生成率が一定であることを式(4-35)は示している。転換比 $C.R.$ は燃料すなわち核分裂性核種の増加率で定義されるため、Pu239 のみ核分裂性核種である場合の転換比 $C.R.$ は以下の式となる。

$$C.R. = \frac{(\Sigma_c^{\text{U238}} + \Sigma_c^{\text{Pu238}}) \phi - \Sigma_c^{\text{Np239}} \phi}{\Sigma_a^{\text{Pu239}} \phi} \quad (4-36)$$

以上の条件設定と式変形によって転換比 $C.R.$ は決定される。転換比 $C.R.$ が 1 を超えた場合は式(4-36)中の分子が分母よりも大きくなり、これは式(4-35)における左辺の Pu239 消滅率よりも右辺の Pu239 生成率の方が大きい場合であるため、Pu239 が増殖していく。ゆえに転換比 $C.R.$ は燃料コスト等の経済性の観点からも 1 以上が望まれる炉心特性である。今回の場合は核分裂性核種を Pu239 のみに想定したが、複数の核種を想定した場合も各核分裂性核

種について燃焼チェーンに基づき燃焼方程式を立式し、実効的な生成率と消滅率を導出することによって転換比の定義式を設定できる。この考えに基づき一般化された転換比 $C.R.$ が式(4-30)である。

従来の高速炉における転換比 $C.R.$ は、もんじゅを例とすると対象の燃料核種がUとPuのみであるため簡単に定義できるが、本章では従来の高速炉設計よりも使用する重核種の種類が多い。そのため核分裂性核種が予め選定されている状況ならば親核種が簡単に決まるが、具体的にどの程度の核分裂断面積値であれば核分裂性核種に選定する等、その選定段階から核種の種類を決定する独自の定義を導入する必要がある。そこで本研究では、転換比 $C.R.$ の定義式に三種類の核種の選定方法を以下のように定めた。

- 核分裂性核種

0.1 MeV で σ_f が 1 barn を超える核種であり、親核種が存在

- 親核種

核分裂性核種の燃料方程式における、右辺の核分裂性核種生成項

- 親核種から核分裂性核種への転換を阻害する核種

核分裂性核種の燃料方程式における、右辺の核分裂性核種消滅項

0.1 MeV における断面積に注目する理由は、高速炉の典型的な中性子スペクトルのピークが 0.1 MeV から 1 MeV の間に存在するためである。以上の核種選定方法に基づき核分裂性核種・親核種・親核種から核分裂性核種への転換を阻害する核種を選定した。これらの核種を、0.1 MeV と 1.0 MeV における微視的核分裂断面積 σ_f と微視的捕獲断面積 σ_c のオーダー、及び半減期のオーダーと共に以下の **Table 4-10**、**Table 4-11**、**Table 4-12** に示す[3][1]。微視的断面積の値は ENDF/B-VII.1 を参照した。なお、下表において示した微視的断面積と半減期は以下のようにして値のオーダーを示している。

- ・ 例 1 : 0.1 MeV での U232 の $\sigma_f \sim 1.42$ barn \Rightarrow 1 barn オーダー
- ・ 例 2 : 0.1 MeV での Pu240 の $\sigma_f \sim 0.056$ barn \Rightarrow 0.01 barn オーダー

Table 4-10 転換比定義式に含まれる親核種の微視的断面積と半減期

核種	0.1 MeV		1.0 MeV		半減期
	σ_f [barn]	σ_c [barn]	σ_f [barn]	σ_c [barn]	
Th232	1.00E-07	0.1	0.001	0.1	10 ¹⁰ [year]
Pa231	0.001	1	0.1	0.1	10 ⁴ [year]
U234	0.01	0.1	1	0.1	10 ⁵ [year]
U238	1.00E-05	0.1	0.01	0.1	10 ⁹ [year]
Pu238	0.1	0.1	1	0.1	10 ¹ [year]
Pu240	0.01	0.1	1	0.1	10 ³ [year]
Am241	0.01	1	1	0.1	10 ² [year]
Cm242	0.1	0.1	1	0.1	10 ² [day]

Table 4-11 転換比定義式に含まれる核分裂性核種の微視的断面積と半減期

核種	0.1 MeV		1.0 MeV		半減期
	σ_f [barn]	σ_c [barn]	σ_f [barn]	σ_c [barn]	
U232	1	0.1	1	0.1	10 ¹ [year]
U233	1	0.1	1	0.1	10 ⁵ [year]
U235	1	0.1	1	0.1	10 ⁸ [year]
Pu239	1	0.1	1	0.01	10 ⁴ [year]
Pu241	1	0.1	1	0.1	10 ¹ [year]
Am242m	1	0.1	1	0.01	10 ² [year]
Cm243	1	0.1	1	0.1	10 ¹ [year]
Cm245	1	0.1	1	0.1	10 ³ [year]

Table 4-12 転換比定義式に含まれる親核種からの核分裂性核種への
転換を阻害する核種の微視的断面積と半減期

核種	0.1 MeV		1.0 MeV		半減期
	σ_f [barn]	σ_c [barn]	σ_f [barn]	σ_c [barn]	
Pa233	1.00E-07	1	0.01	0.1	10 ² [day]
Np239	1.00E-05	0.1	0.1	0.1	10 ⁰ [day]

以上が転換比*C.R.*の定義式に必要な三種類の核種である。これらの核種を **Figure 4-5** の燃焼チェーン上に示した図を以下に示す。

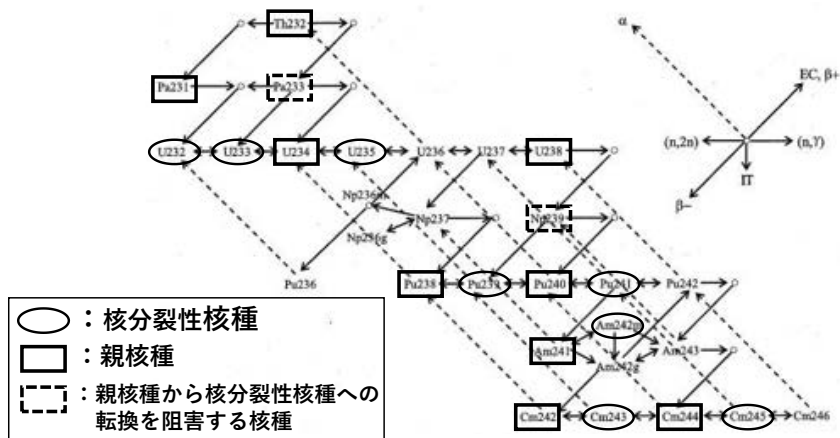


Figure 4-6 燃焼チェーン上の核分裂性核種・親核種・親核種から核分裂性核種への転換を阻害する核種[15]

以上が本章で使用する燃焼チェーンに基づく転換比の定義に関する説明である。次節から、高速炉の燃料組成最適化に関する検討について記述する。

4.4 重核種を対象とした燃料組成最適化

本節では、Th から Cm までの重核種を対象とした高速炉の燃料組成最適化に関する検討を行う。対象の高速炉炉心について説明し、炉心解析条件と最適化計算条件を示す。そしてマイナーアクチニド(MA: Minor Actinide)に制限範囲を設定した場合とそうでない場合について最適化推移と最適化結果を示し、従来の高速炉の一つであるもんじゅと各炉心特性を比較する。

4.4.1 計算条件

本項では、Th から Cm までの重核種を対象とした高速炉の燃料組成の最適化における計算条件について記述する。まず、炉心情報に関する計算条件を **Table 4-13** に示す。

Table 4-13 炉心情報に関する計算条件

炉心体系	もんじゅ内側炉心を想定した 1 領域無限均質体系[21]
各組成の体積比[%]	燃料/空隙/構造材/冷却材 =33.4/2.0/24.7/39.9
燃料核種の組成形態	XO ₂
酸化物燃料ペレット理論密度[%]	85
燃料ペレット重さ密度[g/cm ³]	11
冷却材(ナトリウム)密度[g/cm ³]	0.838008
構造材(被覆管など)組成[atoms/cm ³]	Mn/Ni/Cr/Mo/Fe/ =0.13556/1.0773/1.3566/0.1995/5.21094
温度[K]	燃料/冷却材 = 1370.65/745.65

本章では炉心解析と燃焼計算に要する計算コストの観点から、1 領域の無限均質体系を最適化対象の炉心体系とした。また燃料核種は全て酸化物燃料XO₂の形態とし、ペレット重さ密度は天然同位体組成比であるUO₂の重さ密度 10.96 g/cm³を参考として 11 g/cm³と設定した。燃料核種によってペレット重さ密度は異なるが、この算出には各原子核の重さ、及び各同位体組成比における結晶構造と格子定数が必要であり、実験値が少ない[22]。また、燃料ペレット重さ密度の値よりも核反応断面積値の方が炉心特性に対しては重要であり、最適化結果に大きな影響を及ぼさないと判断して、全ての燃料ペレット重さ密度を 11 g/cm³と設定した。

次に、炉心解析条件を **Table 4-14** に示す。

Table 4-14 炉心解析条件

計算コード	CBZ/FRBurner[10]
炉心解析手法	有限体積法
評価済み核データライブラリ	JENDL-4.0[11]
エネルギー群数NG[-]	70
メッシュ数[-]	10
境界条件	全境界で完全反射 (中性子漏れのない体系)
炉心特性の計算点	燃焼末期

計算コードは北海道大学で開発された汎用炉物理解析コードシステム CBZ 及び高速炉核設計ツール CBZ/FRBurner を用いた。炉心解析手法は中性子拡散方程式の解法の一つである

有限体積法を用いた。また、1 領域無限均質体系とするため、全境界で完全反射境界条件を設定した。炉心特性の計算点は、ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ が一番厳しくなる燃焼末期とした。使用したエネルギー群構造は、高速炉の炉定数セット(JFS:JAERI-Fast Set)と同一のものである。以下にエネルギー群構造を示す。

Table 4-15 使用したエネルギー群構造(JFS-3-J2)[12]

群[-]	エネルギー 上限値[eV]	群[-]	エネルギー 上限値[eV]	群[-]	エネルギー 上限値[eV]	群[-]	エネルギー 上限値[eV]
1	10000000	21	67379.5	41	453.99899	61	3.05902
2	7788010	22	52475.199	42	353.57501	62	2.38237
3	6065310	23	40867.699	43	275.36499	63	1.85539
4	4723670	24	31827.801	44	214.45399	64	1.44498
5	3678790	25	24787.5	45	167.017	65	1.12535
6	2865050	26	19304.5	46	130.073	66	0.87642503
7	2231300	27	15034.4	47	101.301	67	0.68256003
8	1737740	28	11708.8	48	78.893204	68	0.53157902
9	1353350	29	9118.8203	49	61.442101	69	0.41399401
10	1053990	30	7101.7402	50	47.8512	70	0.32241899
11	820850	31	5530.8398	51	37.266499		
12	639279	32	4307.4302	52	29.023199		
13	497871	33	3354.6299	53	22.6033		
14	387742	34	2612.5901	54	17.6035		
15	301974	35	2034.6801	55	13.7096		
16	235177	36	1584.61	56	10.677		
17	183156	37	1234.1	57	8.3152905		
18	142642	38	961.117	58	6.4759498		
19	111090	39	748.51801	59	5.0434799		
20	86517	40	582.94702	60	3.92786		

Table 4-15 で示したエネルギー群構造の 70 群目におけるエネルギー下限値は 10^{-5} eV である。このエネルギー群は 70 群目を除いたレサジー幅が 0.25 になるように作成されている。

次に、燃焼計算条件を Table 4-16 に示す。

Table 4-16 燃焼計算条件

熱出力[MWth]	1.5
燃焼サイクル数[<i>cycle</i>]	1
燃焼サイクル長[<i>day</i>]	148

熱出力はもんじゅ全炉心体系における内側炉心の最大線出力密度と同等になるよう設定した。熱出力については第2章で述べたが、体系全体の体積に対する値であり、無限体系ではあるが便宜上設定した寸法の $r = 6.06943$ [cm]、 $z = 15$ [cm]で計算される円筒の体積 $V = 1735.94983$ [cm³]について適用されるパラメータとなる。燃焼サイクル数は1とし、燃料の取り換えを行わないものとした。また、燃焼サイクル長は148日とし、これはもんじゅの1サイクル分に相当する長さである。

次に、最適化手法に関する計算条件を **Table 4-17** に示す。

Table 4-17 最適化手法に関する計算条件

最適化手法	焼きなまし法
燃料組成パラメータ \vec{x} の摂動方法	絶対摂動
燃料組成パラメータの摂動率 r_{perturb} [-]	0.2
燃料組成パラメータの摂動幅 x_{width} [-]	1.0
一世代あたりの燃料組成パラメータ \vec{x} の総数 N [-]	10
最大世代数 G [-]	2000
初期温度 $T^{g=1}$ [-]	10000
温度冷却率 c [-]	0.99

本章で行う燃料組成の最適化では、燃料組成パラメータの数が多く、また核分裂性核種や親核種に該当する核種が多種類存在する。そのため多峰性を有する最適化問題になりやすいため、第3章で記述した焼きなまし法に基づき開発した最適化手法を用いる。また、扱う燃料元素は7種類と比較的少ないため、設計変数の次元数が低い場合に相対摂動より最適解探索能力が高い絶対摂動を用いる。

次に、設計変数に関する計算条件を **Table 4-18** に示す。

Table 4-18 設計変数に関する計算条件

燃料組成パラメータ \vec{x} の種類	燃料元素の重量比 W_X 同位体組成比の結合割合 \vec{r}_{X_i}
燃料組成パラメータ \vec{x} の初期値[-]	燃料元素及び同位体組成比について同じ割合(等分)
使用する燃料元素の同位体組成比	Table 4-1 から Table 4-7

本節では最適化手法として焼きなまし法を使用しており、温度冷却率が $c = 0.99$ と1に近い値を設定している。そのため、最適化結果に対する燃料組成パラメータの初期値依存性は小さいと考え、最もバイアスのかからない単純な等分値を燃料組成パラメータの初期値に設定した。

次に、目的変数に関する計算条件を **Table 4-19** に示す。

Table 4-19 目的変数に関する計算条件

ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の最適化方向	負方向に減少
無限増倍率 k_{∞} の目標値 $(\tau_{k_{\infty,1}}, \tau_{k_{\infty,2}})$ [-]	(1.2, 1.5)
転換比 $C.R.$ の目標値 $\tau_{C.R.}$ [-]	1.0
燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ の目標値 $\tau_{\Delta\rho_{\text{burnup}}}$ [dk/kk']	-0.0510
ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ の目標値 $\tau_{\Delta\rho_{\text{doppler}}}$ [dk/kk']	-0.0034

ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ 以外の4種類の炉心特性のうち無限増倍率の目標値は、体系を有限に変更した際に実効増倍率がおよそ1.0から1.2の範囲になるよう設定した。燃焼反応度とドップラー反応度の目標値は、1領域無限均質としたもんじゅ内側炉心の解析結果の値である。なお、ドップラー反応度の計算においては第2章と同様に、燃焼計算領域に含まれている原子番号が90以上の重核種、及びZrとMoの温度上昇幅を807.15[K]と設定した。

次に、適合度評価関数に関する計算条件を **Table 4-20** に示す。

Table 4-20 適合度評価関数に関する計算条件

ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の適合度評価関数	$f_{\Delta\rho_{\text{void}}} = -a\max(\tau_{\Delta\rho_{\text{void}}}, \Delta\rho_{\text{void}})$
無限増倍率 k_{∞} の適合度評価関数	$f_{k_{\infty}} = \begin{cases} b_1 \times k_{\infty} & (k_{\infty} < \tau_{k_{\infty},1}) \\ b_1 \times \tau_{k_{\infty},1} & (\tau_{k_{\infty},1} \leq \tau_{\infty} \leq \tau_{k_{\infty},2}) \\ -b_2 \times k_{\infty} + (b_1 \times \tau_{k_{\infty},1} + b_2 \times \tau_{k_{\infty},2}) & (\tau_{k_{\infty},2} < k_{\infty}) \end{cases}$
転換比 $C.R.$ の適合度評価関数	$f_{C.R.} = \text{cmin}(\tau_{C.R.}, C.R.)$
燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ の適合度評価関数	$f_{\Delta\rho_{\text{burnup}}} = \begin{cases} d \times \Delta\rho_{\text{burnup}} & (\Delta\rho_{\text{burnup}} < -\tau_{\Delta\rho_{\text{burnup}}}) \\ d \times \tau_{\Delta\rho_{\text{burnup}}} & (-\tau_{\Delta\rho_{\text{burnup}}} \leq \Delta\rho_{\text{burnup}} \leq \tau_{\Delta\rho_{\text{burnup}}}) \\ -d \times \Delta\rho_{\text{burnup}} & (\tau_{\Delta\rho_{\text{burnup}}} < \Delta\rho_{\text{burnup}}) \end{cases}$
ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ の適合度評価関数	$f_{\Delta\rho_{\text{doppler}}} = -e\max(\tau_{\Delta\rho_{\text{doppler}}}, \Delta\rho_{\text{doppler}})$
ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の適合度の重み a [-]	1
無限増倍率 k_{∞} の適合度の重み (b_1, b_2) [-]	(10001,10001)
転換比 $C.R.$ の適合度の重み c [-]	1001
燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ の適合度の重み d [-]	1001
ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ の適合度の重み e [-]	1001

適用する最適化コードは第3章で説明した通り、適合度 f を最大にする $\max(f)$ の最適化問題を扱っているため、各目的変数の適合度は全て増加する方が望ましい。各炉心特性の適合度評価関数の概念図を **Figure 4-7** に示す。

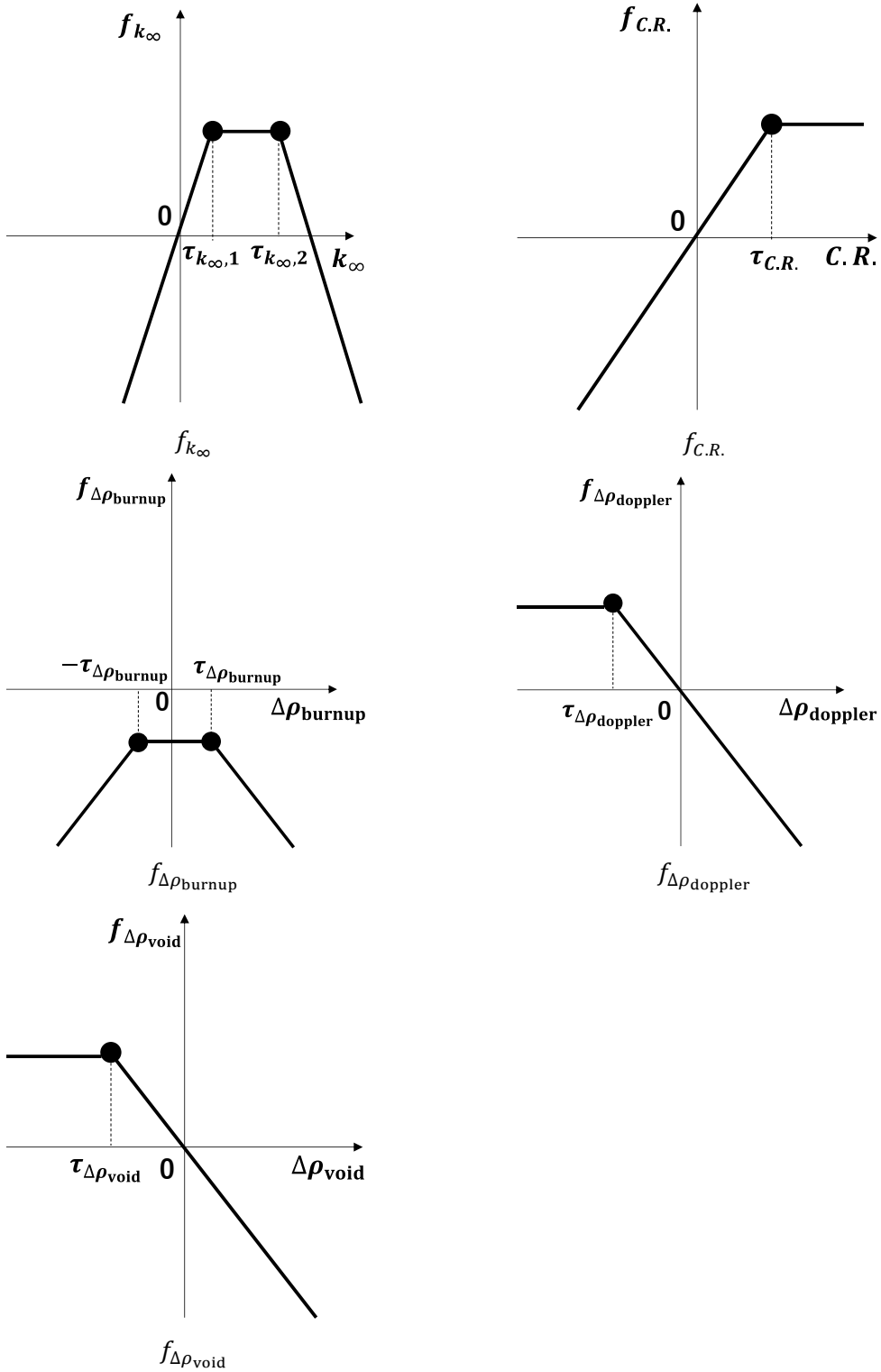


Figure 4-7 各炉心特性の適合度評価関数の概念図

各炉心特性の適合度評価関数を説明する。ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ は、減少するほど適合度が増加する。ここで、ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ は出来るだけ減少させるために、今回の計算条件では到達不可能な目標値 $\tau_{\Delta\rho_{\text{void}}} = -1$ を設定している。無限増倍率 k_{∞} は、目標値 $\tau_{k_{\infty,1}}$ から $\tau_{k_{\infty,2}}$ までの範囲に存在する場合に適合度が最大となる。転換比 $C.R.$ は、目標値 $\tau_{C.R.}$ に到達するまでは増加するほど適合度が増加し、その後適合度は一定となる。燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ は、目標値 $\tau_{\Delta\rho_{\text{burnup}}}$ から $(-\tau_{\Delta\rho_{\text{burnup}}})$ までの範囲に存在する場合に適合度が最大となる。ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ は、目標値 $\tau_{\Delta\rho_{\text{doppler}}}$ に到達するまでは負側に減少するほど適合度が増加し、その後適合度は一定となる。

これら5種類の目的変数の適合度は、初めにナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ 以外の目的変数が目標値に到達するまで各適合度を増加させていき、その後ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ の適合度を増加させていくように設定している。この時、目標値に到達させる優先度は4.3.1項で述べた通り、無限増倍率 k_{∞} 、転換比 $C.R.$ 、燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ 、ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ とした。この順番で最適化が進むよう、すなわち $f_{k_{\infty}} > f_{C.R.} > f_{\Delta\rho_{\text{burnup}}} > f_{\Delta\rho_{\text{doppler}}} > f_{\Delta\rho_{\text{void}}}$ となるように、各目的変数の適合度の重み $a\sim e$ の値を決定した。

また、本節ではマイナーアクチニド(MA)に関する制約条件の設定として、使用するMAの同位体組成比を基にした現実的な装荷範囲の設定を行う。今回使用したMAの燃料全体に対する同位体組成比をTable 4-21に示す。

Table 4-21 MAの燃料全体に対する同位体組成比[wt.]

Np237	Am241	Am242m	Am243	Cm244	Cm245	備考
0.0008	0.0004	0	0.0002	0.0001	0	PWR 4.5wt.%濃縮 5年冷却[4]
0	0.0012	0	0	0	0	劣化ウラン装荷[8]
0	0.0011	0	0	0	0	回収ウラン装荷[8]
0.0006	0.0063	0.0002	0.0021	0.0013	0.0004	高速炉平衡炉心[10]
0.0121	0.0048	0	0.0029	0.0010	0	LWR UOX 3年冷却[10]
0.0200	0.0302	0	0.0050	0.0005	0	ALWR UOX 40年冷却[10]
0.0097	0.0576	0	0.0146	0.0003	0.0010	ALWR MOX 100年冷却[10]
0.0200	0.0576	0.0002	0.0146	0.0013	0.0010	各同位体の重量比の最大値

上表に基づき、NpとAmはTable 4-21で示した同位体の重量比の最大値に収まるよう、Cmは量が少ないためCm244とCm245を合わせた重量比の最大値(0.0013+0.0004=0.0017)に収まるようにMA核種の装荷制限範囲を設定した。以下に燃料元素の重量比をTable 4-22に、と燃料元素の同位体組成比の結合割合の制限範囲をTable 4-23に示す。

Table 4-22 MA の重量比の制限範囲

燃料元素名	最小値[-]	最大値[-]
Np	0	0.0200
Am	0	0.0576
Cm	0	0.0017

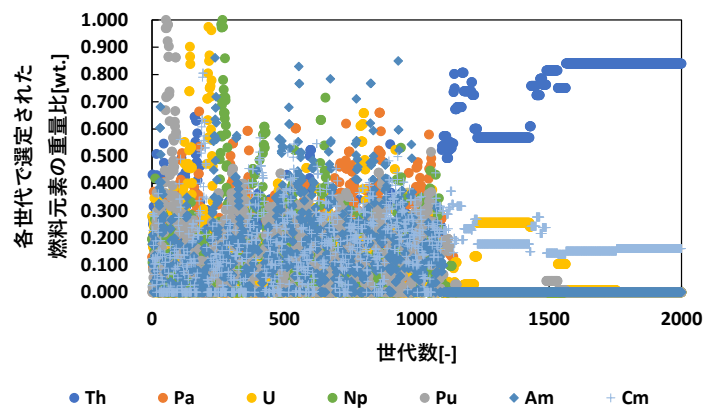
Table 4-23MA の同位体組成比の結合割合の制限範囲

燃料元素の同位体組成比名	最小値[-]	最大値[-]
Np_1	0	0.0200
Am_1	0	0.0576
Am_2	0	0.0576
Am_3	0	0.0576
Am_4	0	0.0576
Am_5	0	0.0576
Am_6	0	0.0576
Cm_1	0	0.0017
Cm_2	0	0.0017
Cm_3	0	0.0017
Cm_4	0	0.0017

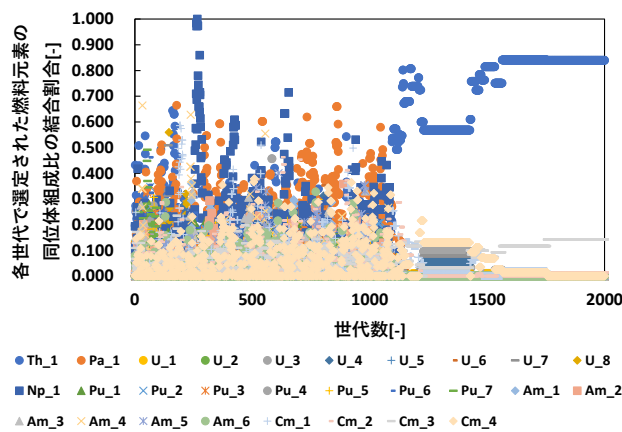
以上が、Th から Cm までの重核種を対象とした燃料組成の最適化における計算条件である。次項で、初めに MA に関する制約条件無しの場合における燃料組成最適化結果について記述する。その後、4.4.3 項で MA に関する制約条件ありの場合における燃料組成最適化結果について記述する。

4.4.2 マイナーアクチニドに関する制約条件無しの場合

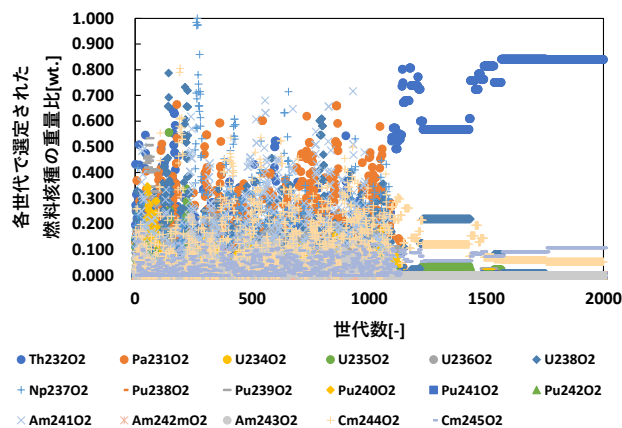
本項では、マイナーアクチニド(MA)に関する制約条件無しの場合における、Th から Cm までの重核種を対象とした高速炉の燃料組成最適化結果について記述する。**Figure 4-8** に重核種の重量比、重核種の同位体組成比の結合割合、各重核種の重量比の最適化推移を示す。



重核種の重量比



重核種の同位体組成比の結合割合



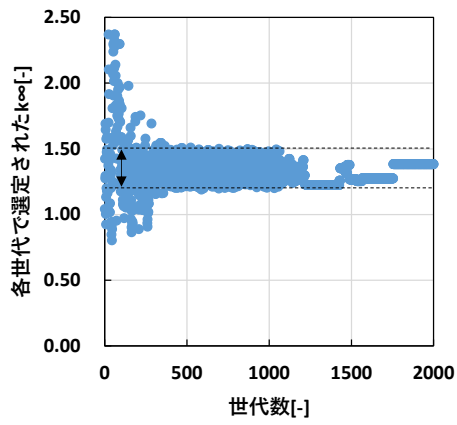
各重核種の重量比

Figure 4-8 重核種の重量比・同位体組成比の結合割合・各重核種の重量比の最適化推移 (MA に関する制約条件無しの場合)

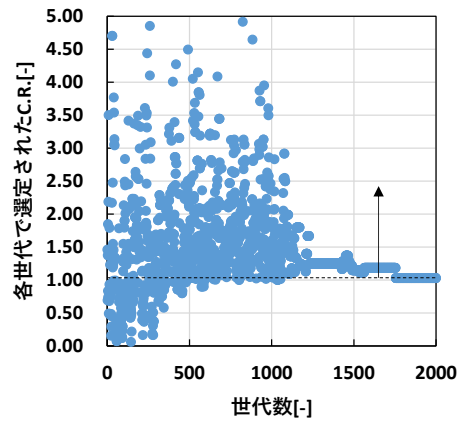
Figure 4-8 から、1000 世代目まではどの燃料組成パラメータも増加と減少を頻繁に繰り返していた。これは焼きなまし法で用いる解の遷移確率において、適合度に対する温度が比較的高いためであり、温度が比較的小さくなった 1000 世代以降では特定の燃料組成パラメータ・重量比のみ増減していった。また、1000 世代目以前において無限増倍率などの目標値を達するためには、特定の重核種を装荷するのではなく、様々な重核種を装荷する最適化推移をとった。この大規模に重核種の装荷パターンを試行する最適化推移は、温度が高い場合に改悪解への遷移も確率的に受け入れる焼きなましの性質に由来するものと考えられる。

上図の最適化結果は Th と Cm の 2 種類の重核種が装荷され、Th は転換比を増加させる核種、Cm は無限増倍率を増加させナトリウムボイド反応度を減少させる核種であったと考えられる。すなわち、多様な核種が混合された燃料ではなく、無限増倍率等の目的変数を最も増加・減少させる核種を最大まで装荷した燃料が最適化結果として表れやすいと考えられる。

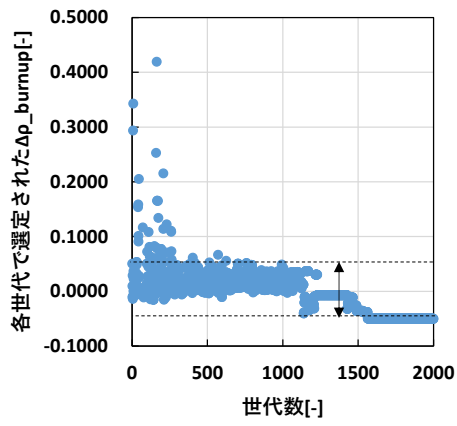
以上が燃料組成の最適化推移である。続いて、各炉心特性とその適合度の最適化推移を示す。**Figure 4-9** と **Figure 4-10** 中の破線と矢印は、**Table 4-19** に示した各炉心特性における目標値・目標範囲を図示している。



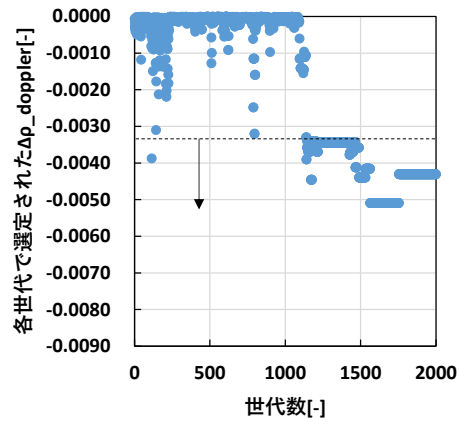
k_{∞}



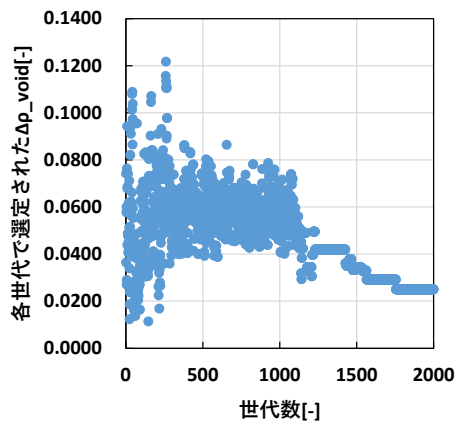
$C.R.$



$\Delta\rho_{\text{burnup}}$

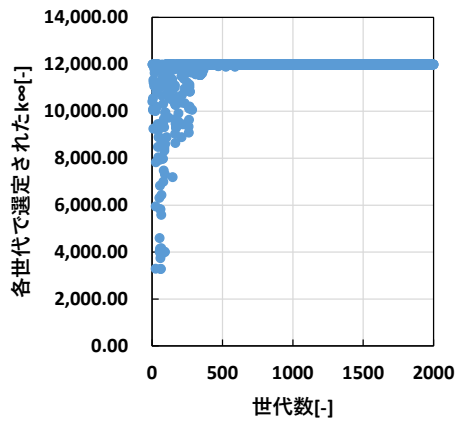


$\Delta\rho_{\text{doppler}}$

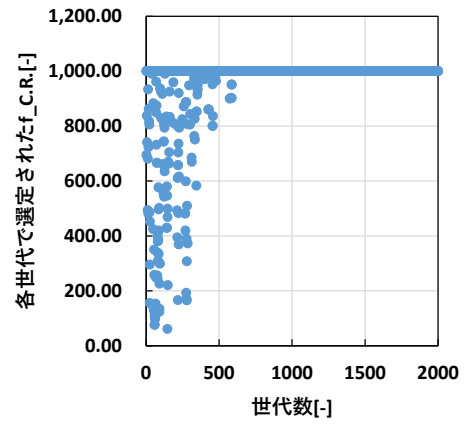


$\Delta\rho_{\text{void}}$

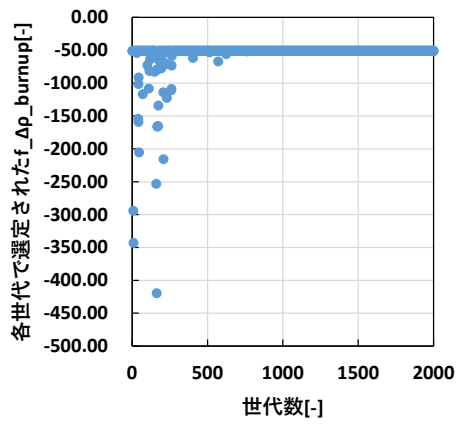
Figure 4-9 各炉心特性の最適化推移 (MAに関する制約条件無しの場合)



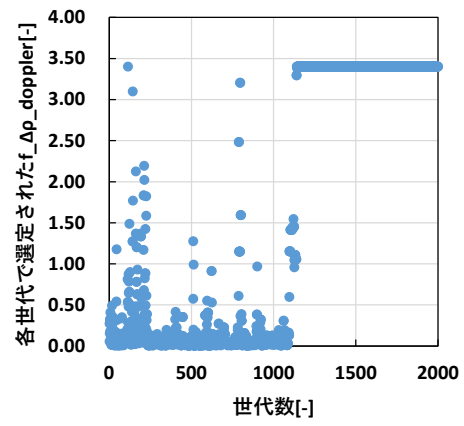
k_{∞}



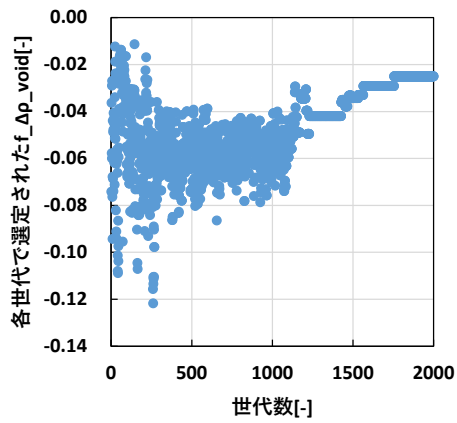
$C.R.$



$\Delta\rho_{\text{burnup}}$



$\Delta\rho_{\text{doppler}}$



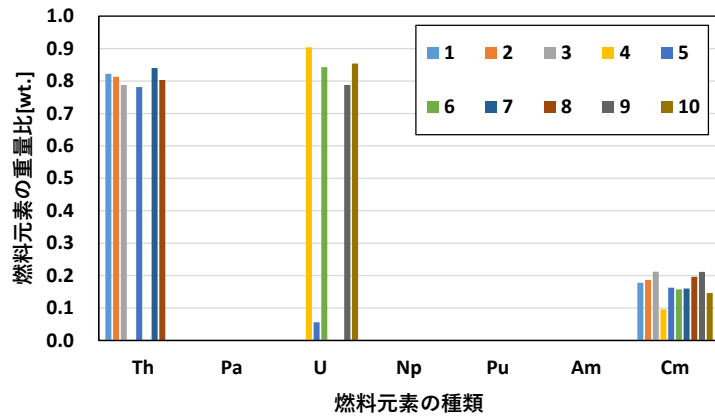
$\Delta\rho_{\text{void}}$

Figure 4-10 各炉心特性の適合度の最適化推移 (MAに関する制約条件無しの場合)

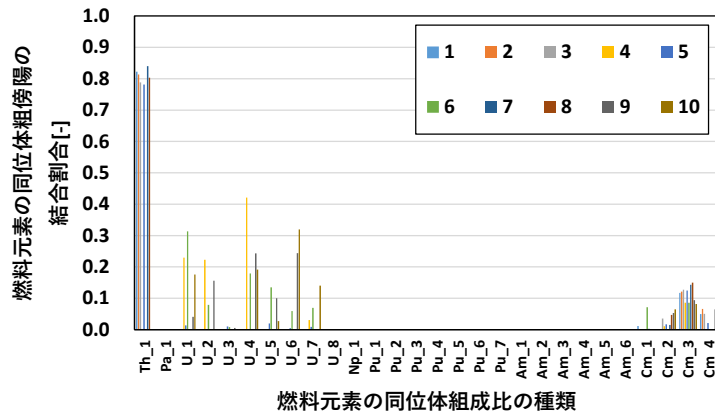
Figure 4-9 から、ナトリウムボイド反応度以外の全ての炉心特性が目標値・目標範囲に到達していた。また、温度が高い初期世代では Figure 4-10 のように適合度が減少する燃料組成も次世代の摂動起点として選定されている場合があり、ゆえに初期世代においては各炉心特性が目標値・目標範囲に関係なく推移していることを確認した。これは適合度が低くなる改悪解も初期世代では受け入れ確率が高くなる焼きなまし法の性質であると考えられる。世代が進み温度が下降していくにつれ、各炉心特性の適合度が増加していく傾向を確認した。

また、上図の最適化では各炉心特性の適合度のオーダーが異なるように適合度の重みを調整している。ゆえに Figure 4-10 の無限増倍率と転換比を例に見ると、適合度が大きい炉心特性の順に改悪解の受け入れ確率が減少していることが確認できる。そのため最適化推移は、一つの炉心特性に対して焼きなまし法を適用し、その炉心特性が目標値・目標範囲に到達したら次の炉心特性に対して焼きなまし法を適用していくような傾向が表れた。

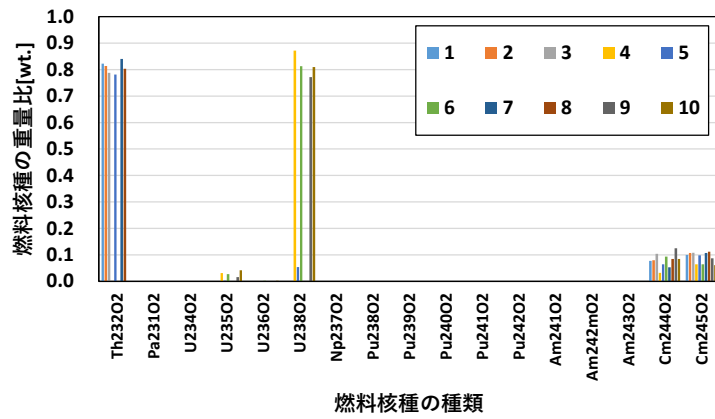
以上が炉心特性とその適合度の最適化推移である。本最適化手法は乱数を使用するため、第 3 章と同様に初期乱数を 10 回変更して同様の最適化計算を行った。最適化結果を以下に示す。



重核種の重量比



重核種の同位体組成の結合割合



各重核種の重量比

Figure 4-11 重核種の重量比・同位体組成の結合割合・各重核種の重量比の最適化結果 (10 ケース) (MA に関する制約条件無しの場合)

Figure 4-11 の凡例は、初期乱数を 10 回変えた際のサンプル番号である。Figure 4-11 から、初期乱数を 10 回変更した場合では Th、U、Cm の三種類の重核種が装荷された。また重核種の同位体組成比は、U については複数の同位体組成比が線形結合されており、Cm については Cm_3(Cm244:Cm245=0.25:0.75[wt.])の同位体組成比が大きな割合を占めていた。各ケースで装荷された重核種の重量比について、Table 4-24 に装荷された核種の種類と装荷回数を示す。

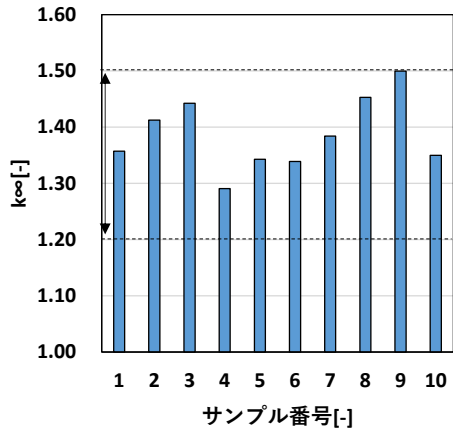
Table 4-24 装荷された燃料核種の種類 (MA に関する制約条件無しの場合)

核種名	装荷回数[-]
Th232O2	6
U238O2	4
Cm244O2	2
Cm245O2	4

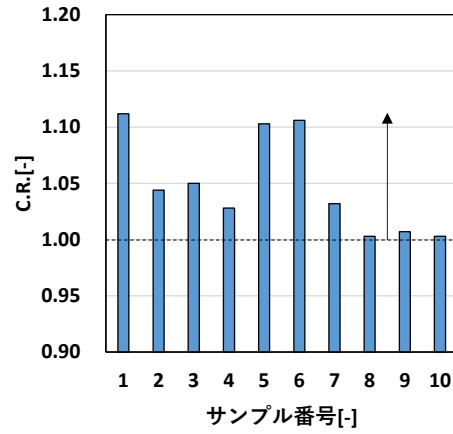
Table 4-24 中の核種は、最終世代である 2000 世代目で重量比が 0.1 wt.以上であり、燃料組成最適化の結果選定されたものとして選定した。上表から、Th232、U238、Cm244 は親核種であるため転換比を増加させる核種であり、Cm235 は核分裂性核種であるため無限増倍率の増加とナトリウムボイド反応度の減少をもたらす核種の 2 種類が装荷された。ただし、Cm245 より Cm244 の方が高い重量比である Cm_4(Cm244:Cm245=0.75:0.25[wt.])の結合割合は Cm_3 より小さい値で燃料組成最適化が終了するケースが多いことが Figure 4-11 から分かるため、Cm_3 中に含まれた Cm245 を装荷するのに付随する形で Cm244 は装荷されたと考える。

以上が Th から Cm までの重核種を対象とした燃料組成の最適化結果である。Th と U は燃料として現実性が高いと考えられるが、Cm は MA であり、資源量の確保や発熱量に由来する管理の難しさから、燃料としては現実性が低い。そこで 4.4.3 項では、装荷された回数が多かった Cm を含め MA の制限範囲を設定し、より現実性が高い最適な燃料の探索を試みる。

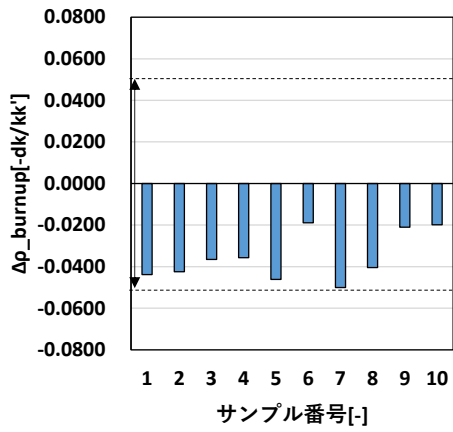
続いて、各炉心特性とその適合度の最適化結果を示す。



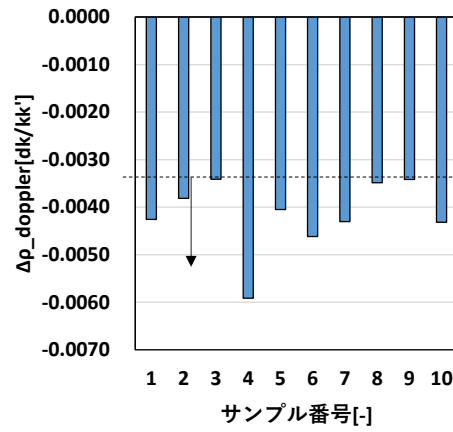
k_{∞}



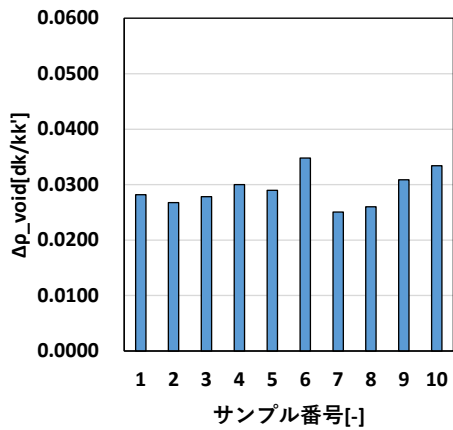
C.R.



$\Delta\rho_{\text{burnup}}$

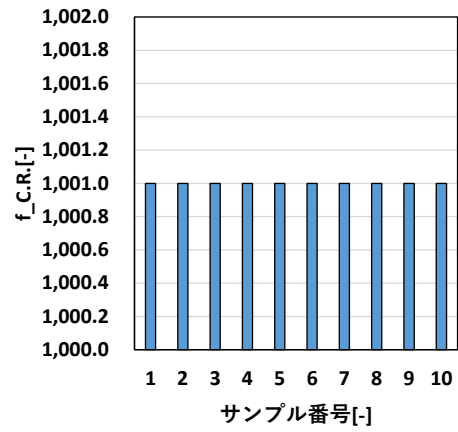
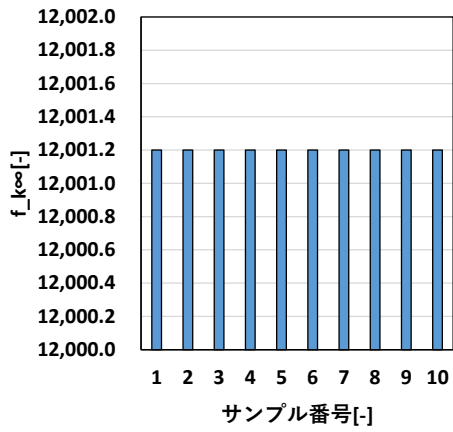


$\Delta\rho_{\text{doppler}}$



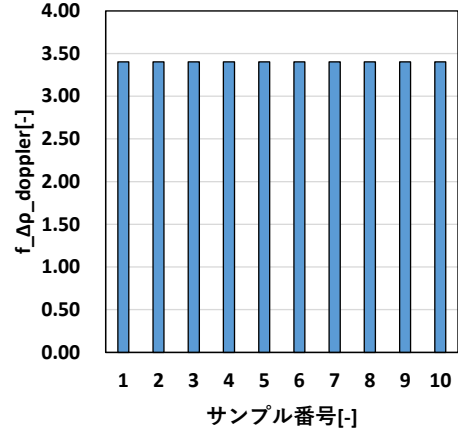
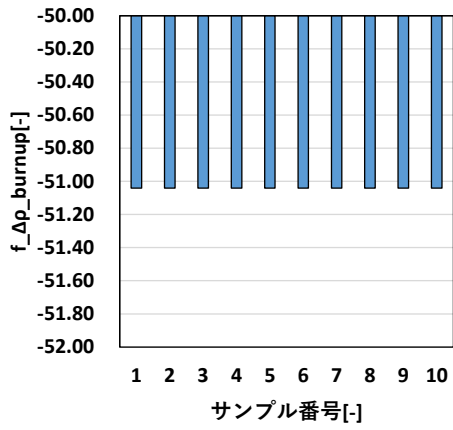
$\Delta\rho_{\text{void}}$

Figure 4-12 各炉心特性の最適化結果(10 ケース) (MA に関する制約条件無しの場合)



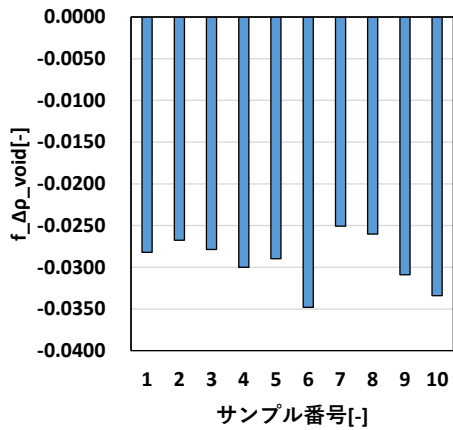
k_{∞}

$C.R.$



$\Delta\rho_{burnup}$

$\Delta\rho_{doppler}$



$\Delta\rho_{void}$

Figure 4-13 各炉心特性の適合度の最適化結果(10 ケース) (MA に関する制約条件無しの場合)

Figure 4-12 から、初期乱数を 10 回変更した全てのケースでナトリウムボイド反応度以外の炉心特性が目標値・目標範囲に到達していることを確認した。また、目標値・目標範囲の境界に炉心特性の最適化結果が集まるのではなく、各初期乱数のケースで様々な値に収束した。Figure 4-12 からは、ナトリウムボイド反応度以外の炉心特性の適合度は全てのケースで同じ値に収束したため、今回設定した最適化条件ではナトリウムボイド反応度の小ささのみ最終的な適合度の大きさに影響する結果となった。

本研究ではナトリウムボイド反応度を出来るだけ低減させる最適化計算を行っており、また実際の最適化対象は適合度である。この最適化結果として、各ケースのナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と適合度 f の最大値・最小値を Table 4-25 に示す。

Table 4-25 ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と適合度 f の最大値・最小値 (MA に関する制約条件無しの場合)

	最小値	最大値
ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	0.0251	0.0348
適合度[-]	12954.52609	12954.53583

最も適合度が高かった最適化結果と、第 2 章で示した従来の設計値であるもんじゅ内側炉心 1 領域無限均質体系における各炉心特性の比較を Table 4-26 に示す。

Table 4-26 もんじゅ内側炉心 1 領域無限均質体系における各炉心特性と最適化結果の比較 (MA に関する制約条件無しの場合)

	もんじゅ内側 炉心燃料	最適化結果
ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	0.0420	0.0251
無限増倍率[-]	1.31	1.38
転換比[-]	0.76	1.03
燃焼反応度[dk/kk']	-0.0510	-0.0500
ドップラー反応度[dk/kk']	-0.0034	-0.0043

Table 4-26 中から、ナトリウムボイド反応度の最適化結果は従来の設計値よりも約 40 % 減少した。また無限増倍率は目標範囲内に収まり、転換比は 1.0 まで増加した。燃焼反応度は従来の設計値よりも小さくなり、ドップラー反応度も従来と比べ負側に大きくなる最適化結果となった。

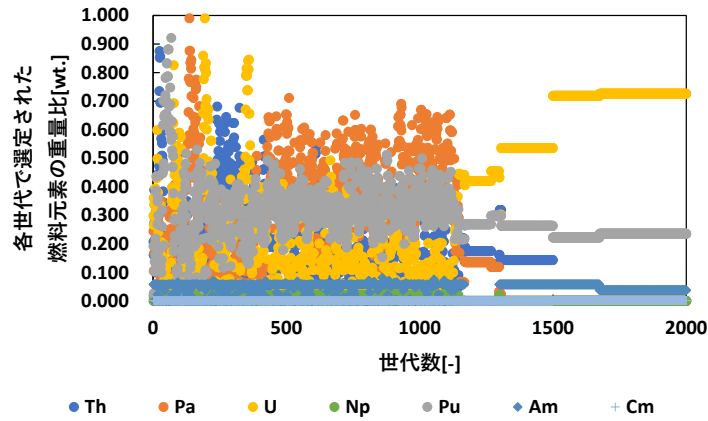
このような良好な最適化結果が得られた理由は燃料核種の違いであり、従来の U と Pu からなる燃料と、今回の最適化結果の一例である Th と Cm の燃料の核的性質が影響したと考

えられる。ただし Cm 等の MA については **Table 4-24** で言及した通り装荷する割合に現実性をもたせる必要があるため、次の 4.4.3 項で MA の制約条件を設定した燃料組成最適化について検討する。

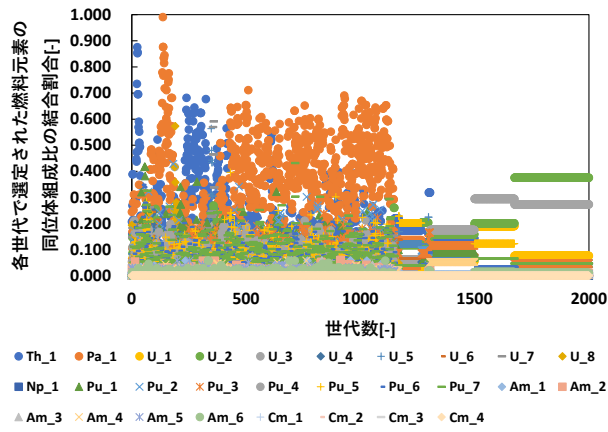
以上が、MA に関する制約条件無しの場合における、燃料組成と炉心特性の最適化推移と最適化結果である。次項で、MA に関する制約条件を課した場合における燃料組成最適化結果について記述する。

4.4.3 マイナーアクチニドに関する制約条件有りの場合

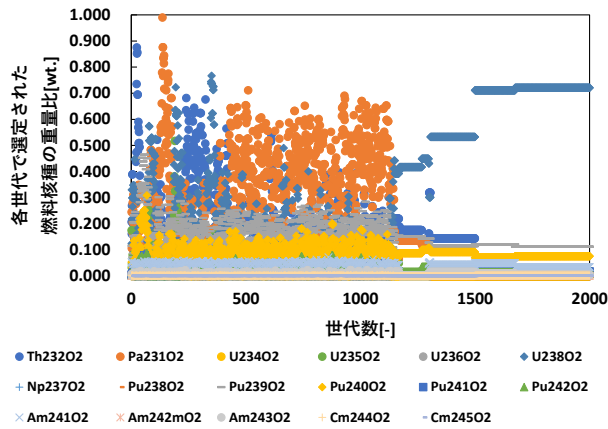
本項では、マイナーアクチニド(MA)に関する制約条件を課した場合における、Th から Cm までの重核種を対象とした高速炉の燃料組成最適化結果について記述する。**Figure 4-14** に重核種の重量比、重核種の同位体組成比の結合割合、各重核種の重量比の最適化推移を示す。



重核種の重量比



重核種の同位体組成比の結合割合



各重核種の重量比

Figure 4-14 重核種の重量比・同位体組成比の結合割合・各重核種の重量比の最適化推移 (MA に関する制約条件有りの場合)

Figure 4-14 から、**Figure 4-8** と同様に約 1000 世代目までは燃料組成パラメータが頻繁に増減を繰り返していた。重核種とその同位体組成比の結合割合は広く探索できており、世代数の減少に伴う温度の低下によって 1000 世代目あたりから特定の燃料組成パラメータが増減する最適化推移となった。

上図の最適化結果は U と Pu が主に装荷される最適化結果となり、そのうち U238 は転換比を増加させる核種、Pu239 は無限増倍率を増加させナトリウムボイド反応度を減少させる核種として選定されたと考える。また、制限範囲を設定した MA のうち Np は装荷されず、Am と Cm は上限まで装荷される結果となった。

以上が燃料組成の最適化推移である。続いて、各炉心特性と適合度の最適化推移を示す。

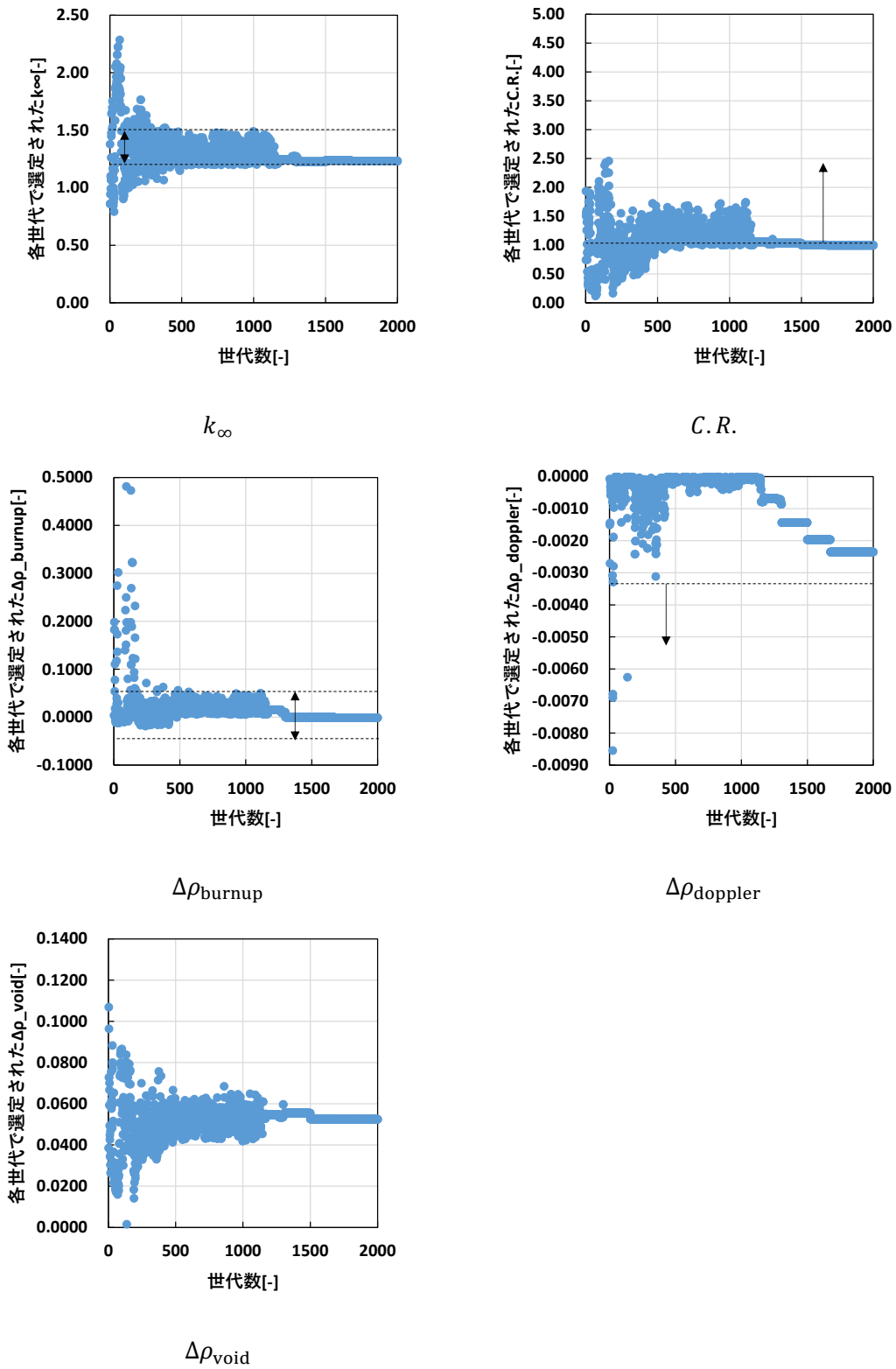
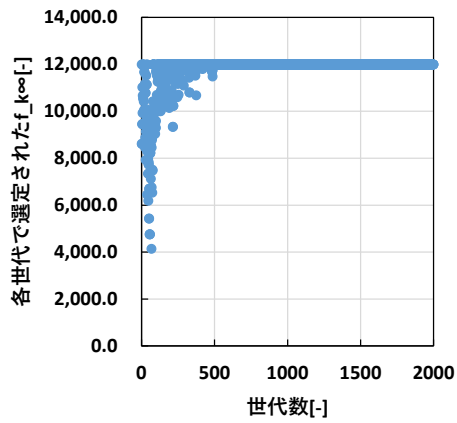
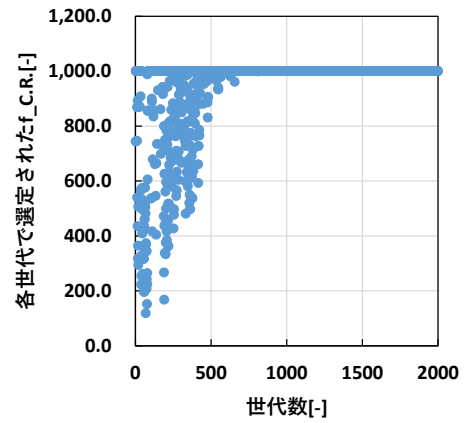


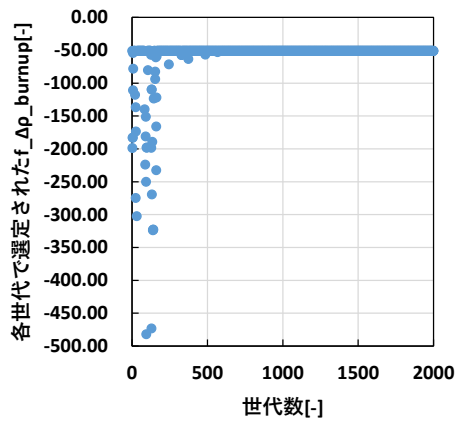
Figure 4-15 各炉心特性の最適化推移 (MA に関する制約条件有りの場合)



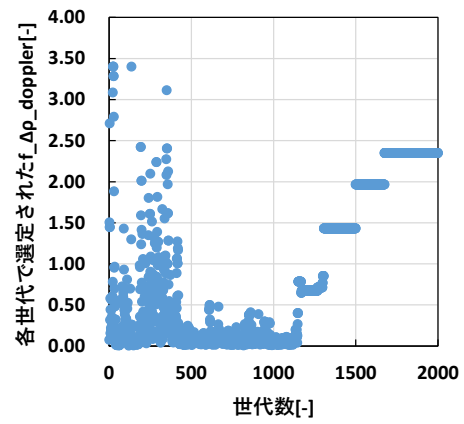
k_{∞}



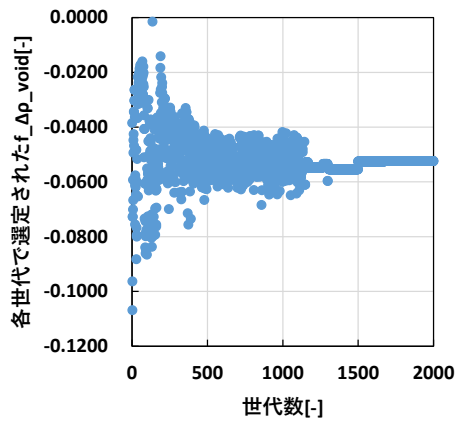
$C.R.$



$\Delta\rho_{\text{burnup}}$



$\Delta\rho_{\text{doppler}}$

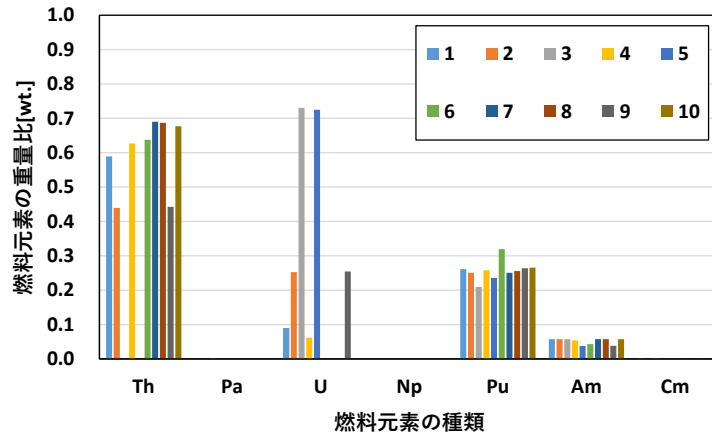


$\Delta\rho_{\text{void}}$

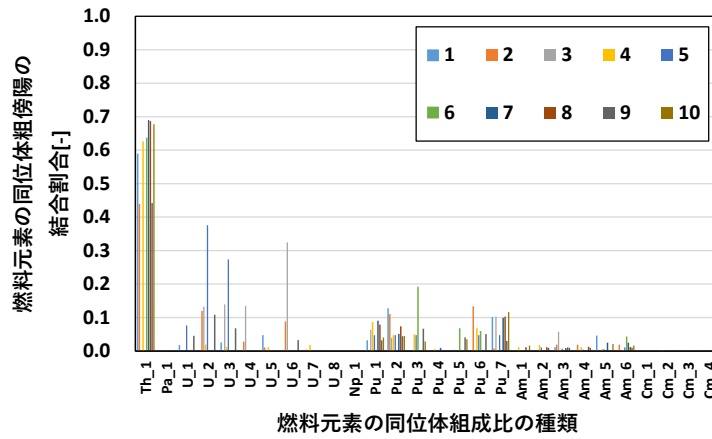
Figure 4-16 各炉心特性の適合度の最適化推移 (MAに関する制約条件有りの場合)

Figure 4-15 から、無限増倍率、転換比、燃焼反応度は目標値・目標範囲に到達することができていたが、ドップラー反応度は目標値に到達することができなかった。これは与えられた最適化条件によるものであり、ドップラー反応度は最後にその適合度を増加するよう条件が与えられているため、ドップラー反応度の最適化が行われる段階では他の炉心特性の適合度を下げずに目標値まで到達するような自由度がなかったためと考えられる。Figure 4-16 を見るとどの炉心特性も適合度は初期世代と比較すると増加していることから、対象の炉心特性を望む方向に推移させる最適化計算は行えていると考える。ゆえに、全ての炉心特性が目標値・目標範囲に到達するためには、その目標値や目標範囲の緩和、もしくは炉心特性の最適化の順番の変更による検討が必要と考える。

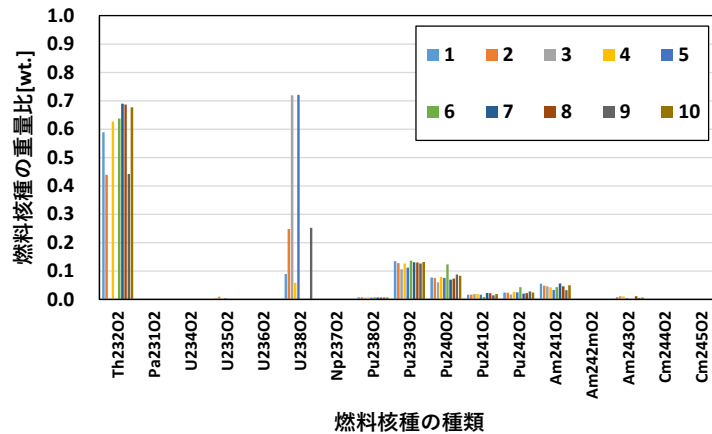
以上が炉心特性の最適化推移である。また、今回の最適化計算が偶然局所解に陥り、全ての炉心特性が目標値・目標範囲に到達する優れた解が他に存在する可能性があるため、前項と同様に初期乱数を 10 回変更して同様の最適化計算を行った。最適化結果を以下に示す。



重核種の重量比



重核種の同位体組成比の結合割合



各重核種の重量比

Figure 4-17 重核種の重量比・同位体組成比の結合割合・各重量比の重量比の最適化結果 (10 ケース) (MA に関する制約条件有りの場合)

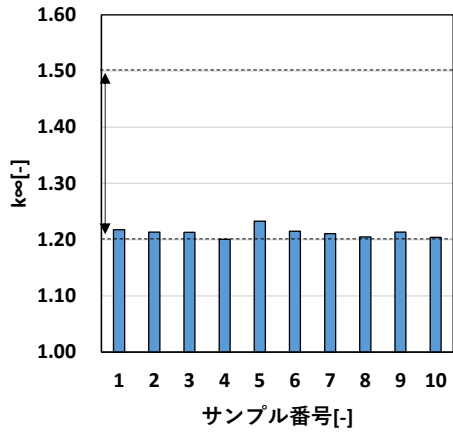
Figure 4-17 から、初期乱数を 10 回変更した場合では Th、U、Pu が装荷された。これら 3 つの重核種は燃料として現実的であり、軽水炉での使用の実績やトリウム炉での使用の検討がされている。また重核種の同位体組成比は、U と Pu どちらも様々な同位体組成比が線形結合されていた。MA のうち Np は全てのケースで装荷されず、Am は全てのケースで上限近くまで装荷され、Cm は 10 ケース中 5 ケースで上限まで装荷され残りの 5 ケースでは装荷されなかった。Table 4-27 に装荷された核種の種類と装荷回数を示す。

Table 4-27 装荷された燃料核種の種類 (MA に関する制約条件有りの場合)

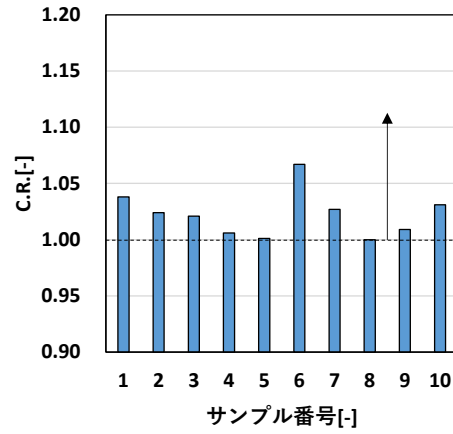
核種名	装荷回数[-]
Th232O2	8
U238O2	4
Pu239O2	10
Pu240O2	1

Table 4-27 中の核種は、Table 4-24 と同様に最終世代である 2000 世代目で重量比が 0.1 wt. 以上であり、燃料組成最適化の結果選定されたものとして選定した。上表から、Th232、U238、Pu240 は親核種であるため転換比を増加させる核種であり、Pu239 は核分裂性核種であるため無限増倍率の増加とナトリウムボイド反応度の減少をもたらす核種の 2 種類が装荷された。Th は同位体が Th232 の一種類であり、U は U238 の重量比が大きい同位体組成比が多いため U238 の影響が大きい。しかし Pu239 は同位体の種類が多く、中でも Pu239 の重量比が大きい Pu₅(Pu239:Pu240=0.94:0.06[wt.])が全てのケースで選定されているわけではないので、Pu については様々な同位体組成比を混合させた形で装荷する最適化結果となった。

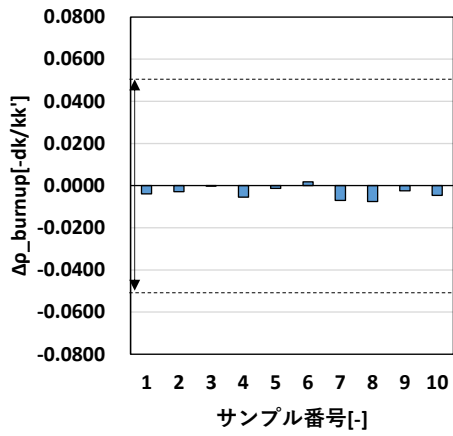
続いて、各炉心特性とその適合度の最適化結果を示す。



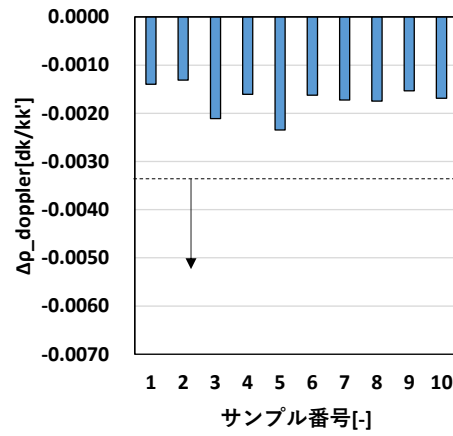
k_{∞}



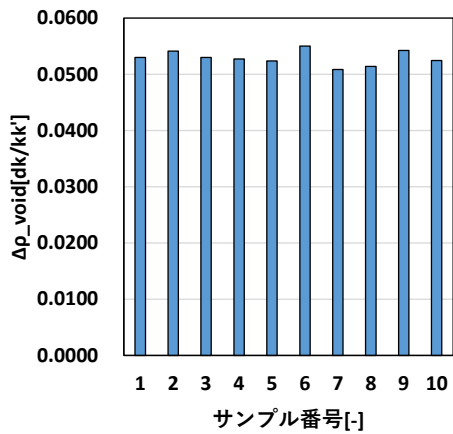
C.R.



$\Delta\rho_{\text{burnup}}$

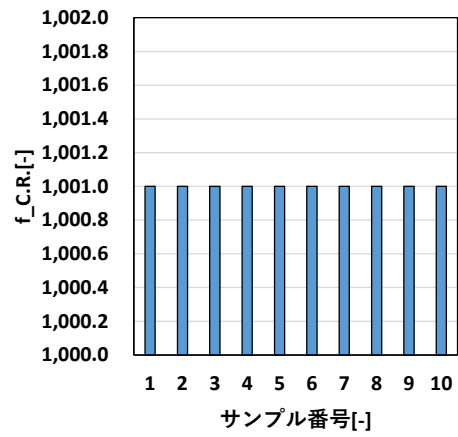
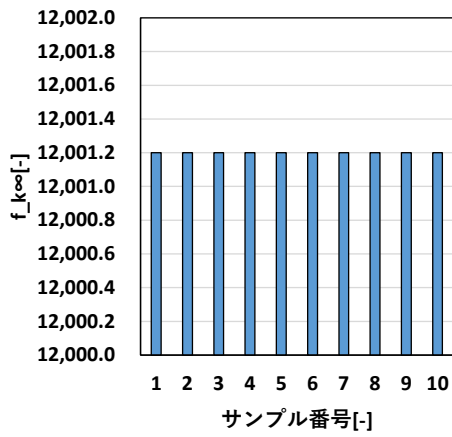


$\Delta\rho_{\text{doppler}}$



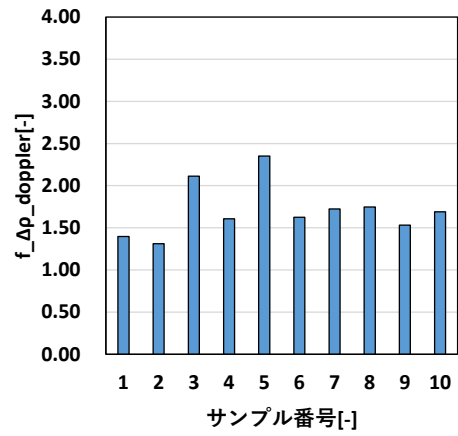
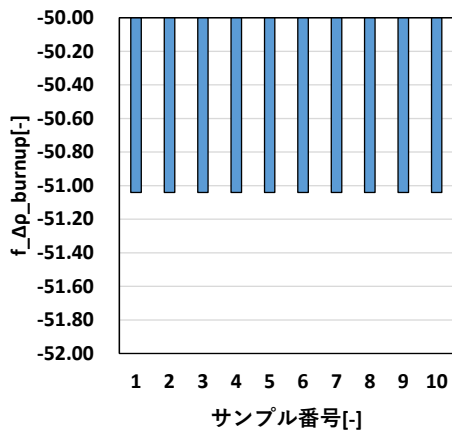
$\Delta\rho_{\text{void}}$

Figure 4-18 各炉心特性の最適化結果(10 ケース) (MA に関する制約条件有りの場合)



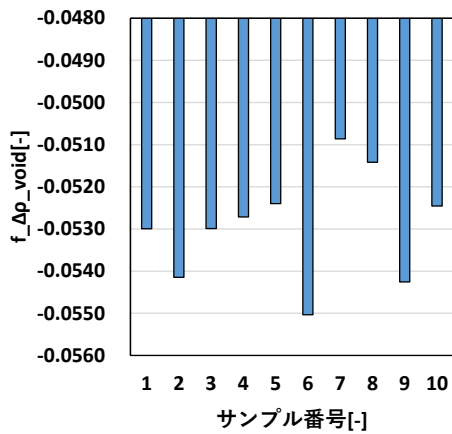
k_{∞}

$C.R.$



$\Delta\rho_{burnup}$

$\Delta\rho_{doppler}$



$\Delta\rho_{void}$

Figure 4-19 各炉心特性の適合度の最適化結果(10 ケース) (MA に関する制約条件有りの場合)

Figure 4-18 から、初期乱数を 10 回変更した全てのケースで無限増倍率、転換比、燃焼反応度は目標値・目標範囲に到達しているのに対して、ドップラー反応度は目標値に到達しなかった。このことから、ドップラー反応度以外の炉心特性が目標値・目標範囲を満足しつつ、ドップラー反応度も目標値に到達するような燃料組成は、現実的な重核種を対象とした場合は存在しない可能性が高いと考えられる。Figure 4-19 からは、ドップラー反応度の適合度が各ケースで異なるため、ナトリウムボイド反応度よりもドップラー反応度の絶対値の大きさが最終的な適合度の大きさに影響する結果となった。

本研究ではナトリウムボイド反応度を出来るだけ低減させる最適化計算を行っており、また実際の最適化対象は適合度である。前項と同様に、各ケースのナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と適合度 f の最大値・最小値を Table 4-28 に示す。

Table 4-28 ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と適合度 f の最大値・最小値 (MA に関する制約条件有りの場合)

	最小値	最大値
ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	0.05086	0.05503
適合度[-]	12952.41762	12953.4566

最も適合度が高かった最適化結果と、第 2 章で示した従来の設計値であるもんじゅ内側炉心 1 領域無限均質体系における各炉心特性の比較を Table 4-29 に示す。

Table 4-29 もんじゅ内側炉心 1 領域無限均質体系における各炉心特性と最適化結果の比較 (MA に関する制約条件有りの場合)

	もんじゅ内側 炉心燃料	最適化結果
ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	0.0420	0.0524
無限増倍率[-]	1.31	1.23
転換比[-]	0.76	1.00
燃焼反応度[dk/kk']	-0.0510	-0.0013
ドップラー反応度[dk/kk']	-0.0034	-0.0023

Table 4-29 から、ナトリウムボイド反応度の最適化結果は従来の設計値よりも約 20%増加した。また無限増倍率と燃焼反応度は目標範囲内に収まり転換比は目標値に到達したが、ドップラー反応度は従来と比べて正側に大きくなる最適化結果となった。そのため、MA の装荷を制限した現実的な重核種の装荷条件においては、従来よりも炉心特性を大幅に改善するものは存在しない可能性が高いと考えられる。

また、このような良好でない最適化結果が得られた理由は燃料核種の制約条件に由来するものであり、具体的には C_m の装荷量が制限されたためと考える。また、転換比の目標値によって親核種の装荷量が変わり、核分裂性核種の装荷量はその残りの重量比となることが多いため、従来よりも大きな転換比を目標とすると核分裂性核種の装荷量が少なくなりやすい。ゆえに転換比以外の炉心特性が望む方向に推移するための燃料の自由度が少なくなっていることも原因の一つと考えられる。

以上が、MA に関する制約条件を課した場合における、燃料組成と炉心特性の最適化推移と最適化結果である。

重核種を対象とした燃料組成最適化に関する検討の結論として、MA に制限範囲を設定しない場合は Th と C_m が主に装荷され、炉心特性が好ましい値になったことから従来よりも性能の良い燃料が作成された。MA に制限範囲を設定した場合は、Th, U, Pu が主に装荷され、無限増倍率・転換比・燃焼反応度は設定した目標値・目標範囲に到達したものの、ドブプラー反応度とナトリウムボイド反応度は好ましくない値になったことから、従来よりも性能の良い燃料は作成されなかった。ゆえに現実的な重核種のみ装荷する制約条件を課した場合においては、従来の設計を大幅に改善するものはないことが確認された。

次節で更に燃料組成の探索範囲を広げた、軽核種と中核種を含めた燃料組成最適化に関する検討について記述する。

4.5 軽核種と中核種を含めた燃料組成最適化

本節では、H から Bi までの軽核種と中核種を対象とした高速炉の燃料組成最適化に関する検討を行う。炉心解析条件と最適化計算条件を示し、もんじゅ内側炉心燃料を一定割合装荷した場合、4.4.2 項で得られた重核種を対象として得られた最適化後の燃料を一定割合装荷した場合について最適化推移と最適化結果を示し、軽・中核種を装荷する効果をもんじゅ設計値と 4.4.2 項の結果の比較により検証する。

4.5.1 計算条件

本項では、H から Bi までの軽・中核種を対象とした高速炉の燃料組成の最適化における計算条件について記述する。計算条件は 4.4.1 項で設定したものと重複するものが多いため、ここでは異なる計算条件についてのみ記述する。炉心情報に関する計算条件は **Table 4-13** と、炉心解析条件は **Table 4-14** と、燃焼計算条件は **Table 4-16** と、目的変数に関する計算条件は **Table 4-19** と、適合度評価関数に関する計算条件は **Table 4-20** と同一である。

最適化手法に関する計算条件について、今回は軽・中核種が 70 種類存在し燃料組成パラメータの次元数が比較的多いため、設計変数の次元数が多い場合に絶対摂動より最適解探索能力が高い相対摂動を燃料組成パラメータ x の摂動方法に用いる。その他の計算条件は **Table 4-17** と同一である。

設計変数に関する計算条件について、使用する同位体組成比は全て **Table 4-8** の天然同位体組成比を重量比に変換したものをを用いる。その他の計算条件は **Table 4-18** と同一である。

以上のように、最適化結果を 4.4.2 項の結果と比較するために計算条件は 4.4.1 項で設定したものと極力同一のものに設定した。また、もんじゅ内側炉心燃料、重核種のみを対象とした最適化後の燃料の装荷割合、及び軽・中核種の装荷割合は **Table 4-30** とした。

Table 4-30 対象の燃料装荷割合と軽・中核種の装荷割合

対象の燃料装荷割合[%]	軽・中核種の装荷割合[%]
80	20
90	10
95	5

もんじゅ内側炉心燃料組成を **Table 4-31** に、重核種のみを対象とした最適化後の燃料組成を **Table 4-32** に示す。これらの重核種は酸化物燃料 XO₂ の形態としており、酸素を含めた重量比にしている。

Table 4-31 もんじゅ内側炉心燃料組成

核種名	重量比[wt.]
U235	0.002
U238	0.775
Pu239	0.130
Pu240	0.054
Pu241	0.031
Pu242	0.009

Table 4-32 重核種のみを対象とした最適化後の燃料組成

核種名	重量比[wt.]
Th232	0.840
Cm244	0.053
Cm245	0.107

また、もんじゅ内側炉心燃料組成を 100%装荷した場合は **Table 4-26** の炉心特性が得られ、重核種のみを対象とした MA に制約条件を設定しない場合における最適化後の燃料組成を 100 %装荷した場合は以下の **Table 4-33** の炉心特性が得られる。

Table 4-33 重核種のみを対象とした最適化後の燃料組成 100 %装荷時の炉心特性

ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	0.0251
無限増倍率[-]	1.38
転換比[-]	1.03
燃焼反応度[dk/kk']	-0.0500
ドップラー反応度[dk/kk']	-0.0043

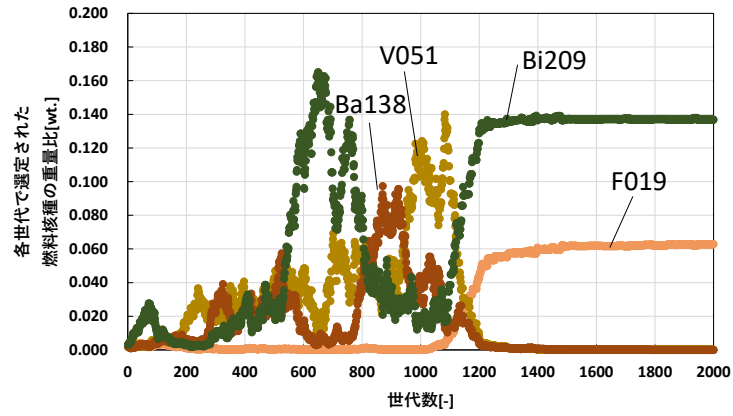
以上が、H から Bi までの軽・中核種を対象とした燃料組成の最適化における計算条件である。次項で、もんじゅ燃料を一定割合装荷した場合における燃料組成最適化結果について記述する。

4.5.2 もんじゅ燃料を一定割合装荷した場合

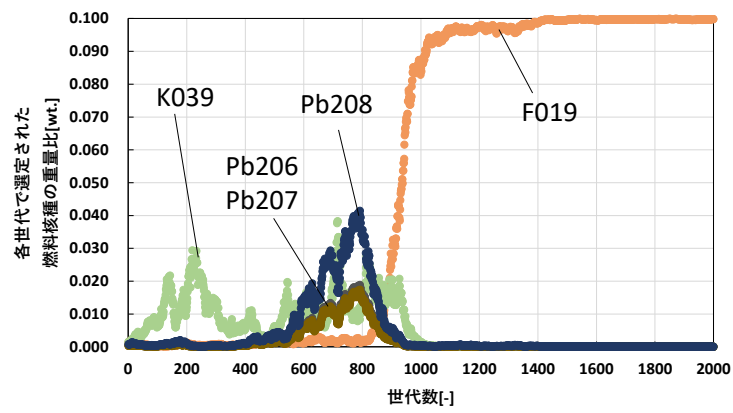
本項では、もんじゅ燃料を一定割合装荷した場合における、H から Bi までの軽・中核種を対象とした高速炉の燃料組成最適化結果について記述する。

本検討では天然同位体組成比を重量比に変換したもののみ同位体組成比の線形結合対象としているため燃料元素の重量比と同位体組成比の結合割合は同一のパラメータとなる。また同位体組成比の結合割合の最適化推移は各軽・中核種の重量比と同様になるため、各軽・中核種の重量比の最適化推移のみ記載する。更に、対象とする軽・中核種が 252 種類と多種類存在するため、各もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対してそれぞれの軽・中核種の装荷割合の 10 %を 100 世代以上超えた核種のみ選定して図示した。Figure 4-20 に各もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対する軽・中核種の重量比の最適化推移を示す。

80%



90%



95%

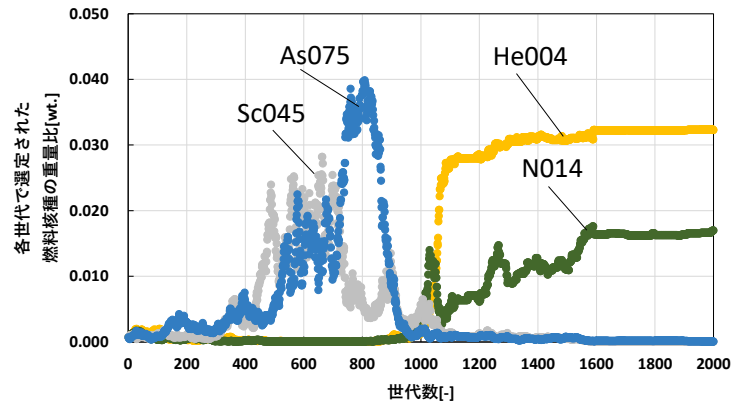


Figure 4-20 各もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対する
軽・中核種の重量比の最適化推移

Figure 4-20 から、もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対して装荷される軽・中核種が変化する結果となった。また、重核種を対象とした燃料組成の最適化推移と同様に、複数の軽・中核種が装荷されるのではなく多くとも 2 種類の核種が最終的に装荷されていく最適化推移となった。3 種類全ての条件において、1000 世代あたりで特定の核種が装荷されていく傾向を示した。これも重核種を対象とした燃料組成最適化推移と同様、軽・中核種を対象とした燃料組成最適化においても改悪解の受け入れ確率が十分小さくなる温度まで低下するのが約 1000 世代目であったためと考える。

以上が燃料組成の最適化推移である。続いて、各炉心特性と適合度の最適化推移を示す。**Figure 4-21** から **Figure 4-25** において、1 列目の値はもんじゅ内側炉心燃料装荷割合を表している。

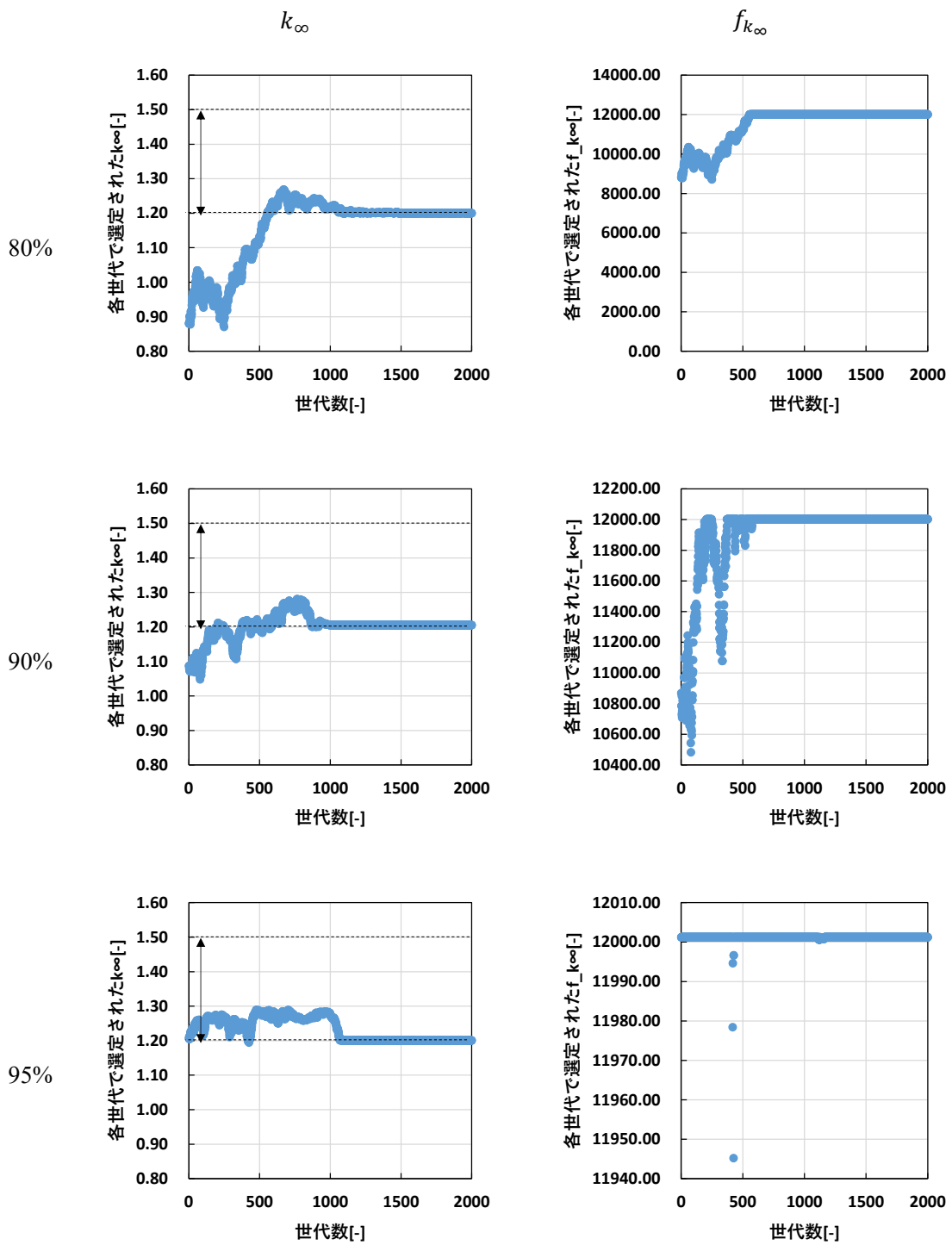


Figure 4-21 各もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対する無限増倍率 k_{∞} とその適合度 $f_{k_{\infty}}$ の最適化推移

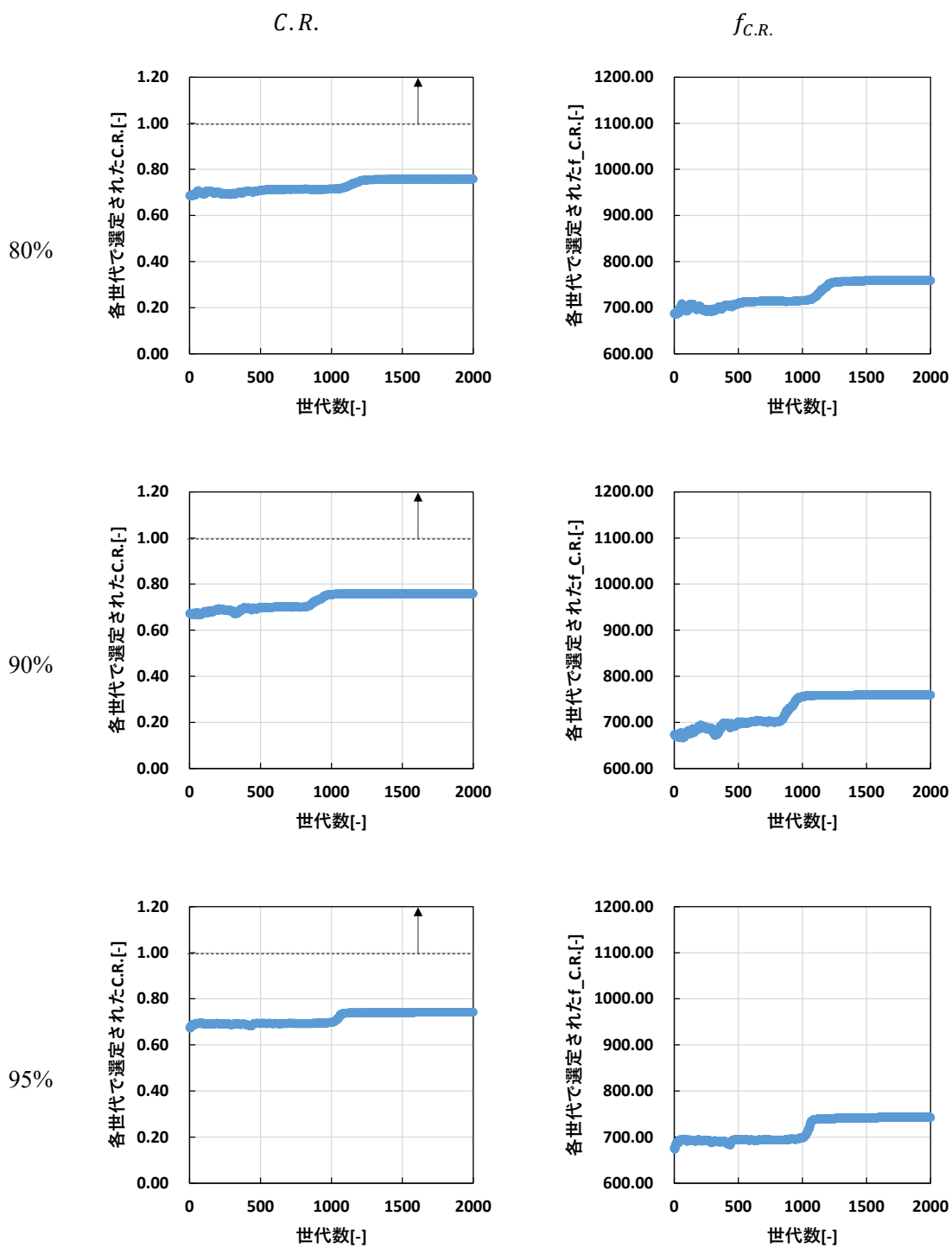


Figure 4-22 各もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対する
 転換比 $C.R.$ とその適合度 $f_{C.R.}$ の最適化推移

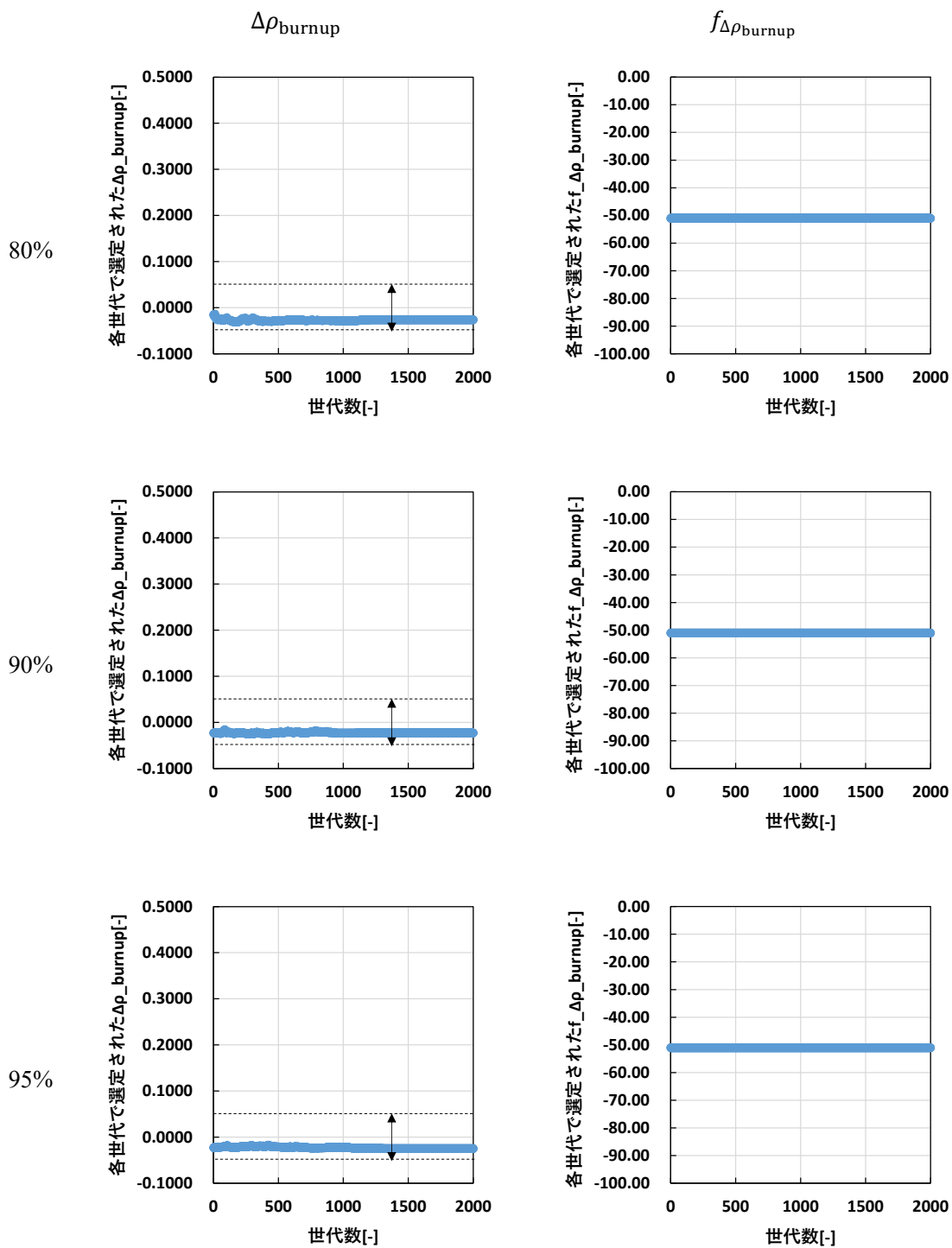


Figure 4-23 各もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対する
 燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ とその適合度 $f_{\Delta\rho_{\text{burnup}}}$ の最適化推移

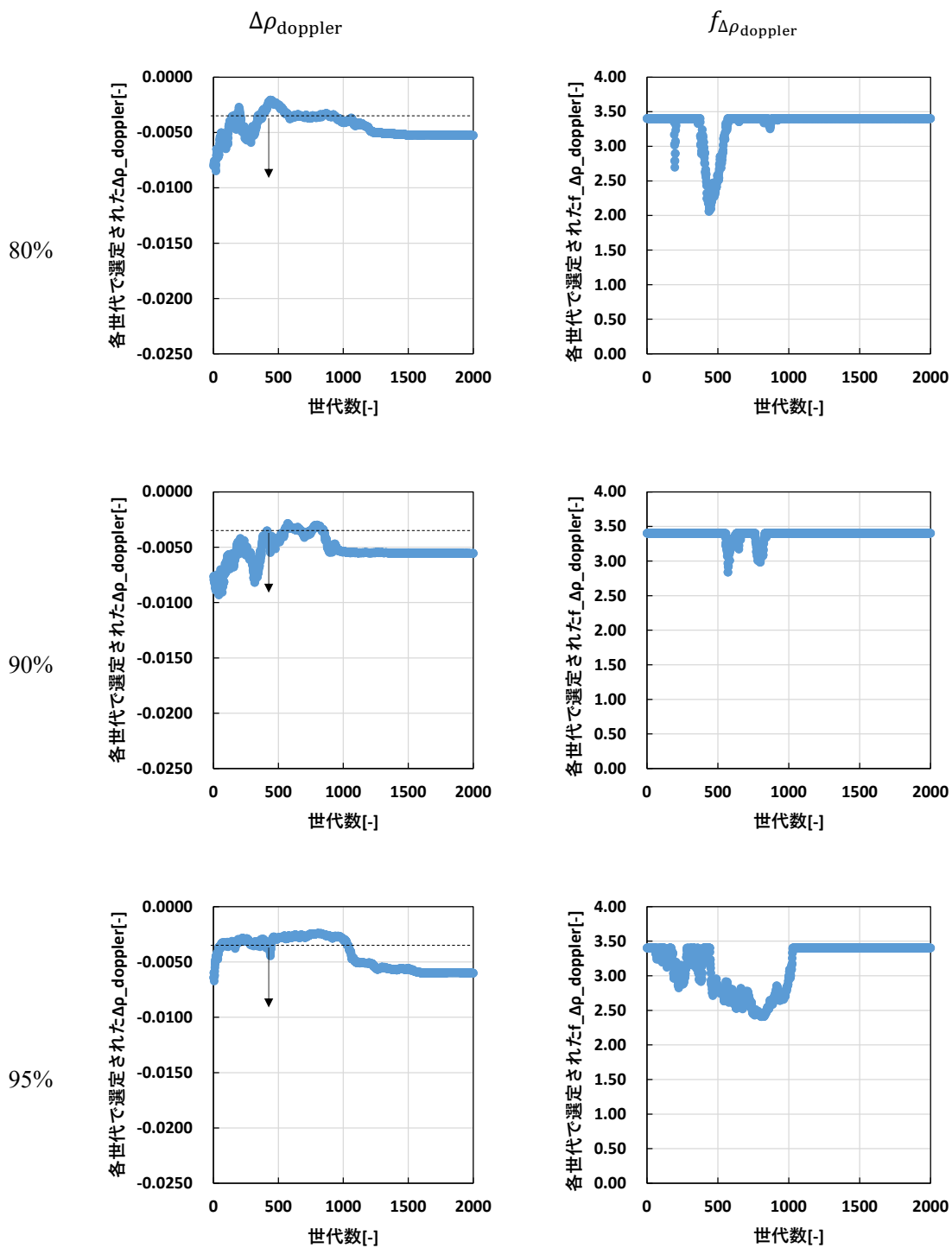


Figure 4-24 各もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対する
ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ とその適合度 $f_{\Delta\rho_{\text{doppler}}}$ の最適化推移

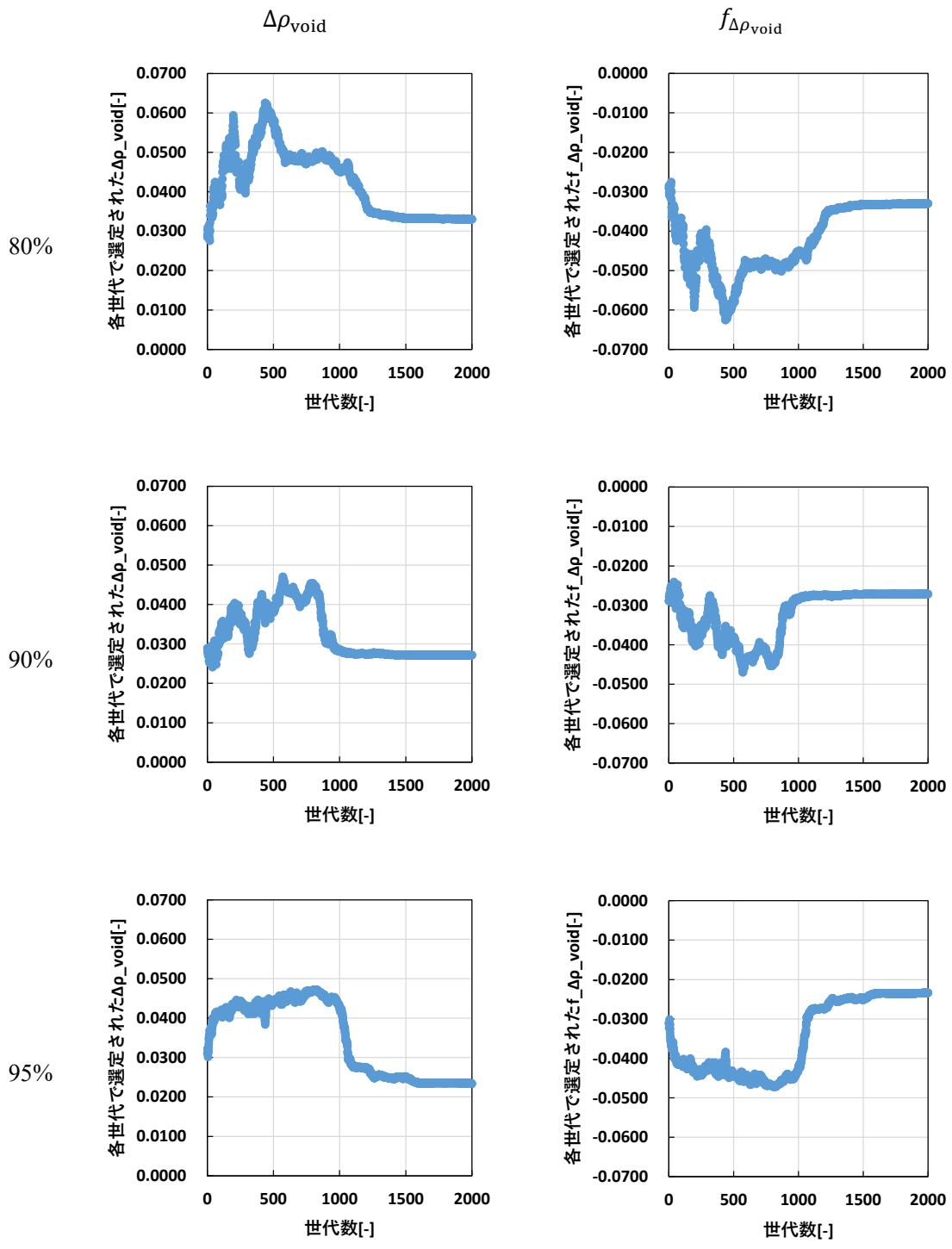


Figure 4-25 各もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対する
ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ とその適合度 $f_{\Delta\rho_{\text{void}}}$ の最適化推移

Figure 4-21 から Figure 4-25 における全てのもんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対して、無限増倍率は目標範囲内に収束した。もんじゅ内側炉心燃料装荷割合が減少するにつれて1世代目の無限増倍率が減少しているのは、核分裂性核種ではない軽・中核種の装荷が増加しているためである。無限増倍率の適合度は約 300 世代まで増加と減少を繰り返し、その後増加していく傾向を示していることから、改悪解も受け入れた大域的な探索ができていると考える。

転換比は目標値に到達しなかった。もんじゅ内側炉心燃料装荷割合が変化しているにもかかわらず1世代目の転換比が変化していないのは、転換比が親核種と核分裂性核種の反応率の比で定義されているためである。転換比の適合度はほとんど増加傾向を示しているが、軽・中核種に親核種が含まれていないため大きな変化は見られなかった。

燃焼反応度は目標範囲内に収束した。燃焼反応度の最適化推移が大きく変化していないのは、燃焼による軽・中核種の原子数密度の変動量が重核種よりも少ないためであると考えられる。燃焼反応度の適合度は、初期世代から全ての世代で燃焼反応度が目標範囲内に収まっていたので、常に一定の値となった。

ドップラー反応度は目標値に到達した。最適化の過程で初期世代からドップラー反応度が変化していることから、軽・中核種の装荷によって重核種の共鳴吸収によるドップラー効果に影響を及ぼしていると考えられる。ドップラー反応度の適合度は、他の炉心特性の最適化を進める過程でドップラー反応度が目標値より増加する世代があるものの、その後目標値までドップラー反応度が減少することにより適合度が増加していく傾向を示した。

ナトリウムボイド反応度は約 1000 世代目から減少傾向であった。これはナトリウムボイド反応度の適合度に対して温度が十分冷却されたためと考える。ナトリウムボイド反応度の適合度は、他の炉心特性の最適化が終了する約 1000 世代目までは増加と減少を繰り返し、その後は適合度が増加していく傾向を示した。

結論として、軽・中核種の重量比が変化する場合では炉心特性は大きく変動するものとうでないものが存在した。もんじゅ内側炉心燃料装荷割合が変化した場合は炉心特性の最適化傾向も変化した。無限増倍率、燃焼反応度、ドップラー反応度は目標値・目標範囲内に収束する最適化推移を示したが、軽・中核種に親核種が含まれていないため、転換比が大きく変化せず目標値に到達しないまま最適化計算が終了した。ナトリウムボイド反応度は軽・中核種の重量比が最適化対象の場合でも、温度が十分冷却された後に徐々に減少していく最適化傾向を示した。

以上が炉心特性の最適化推移である。また、前項と同様に初期乱数を 10 回変更して同様の最適化計算を行った。最適化結果を以下に示す。Figure 4-26 は最終世代における重量比が各もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対してそれぞれの軽・中核種の装荷割合の 10%以上の値であった核種を燃料組成最適化の結果選定されたものとして示している。

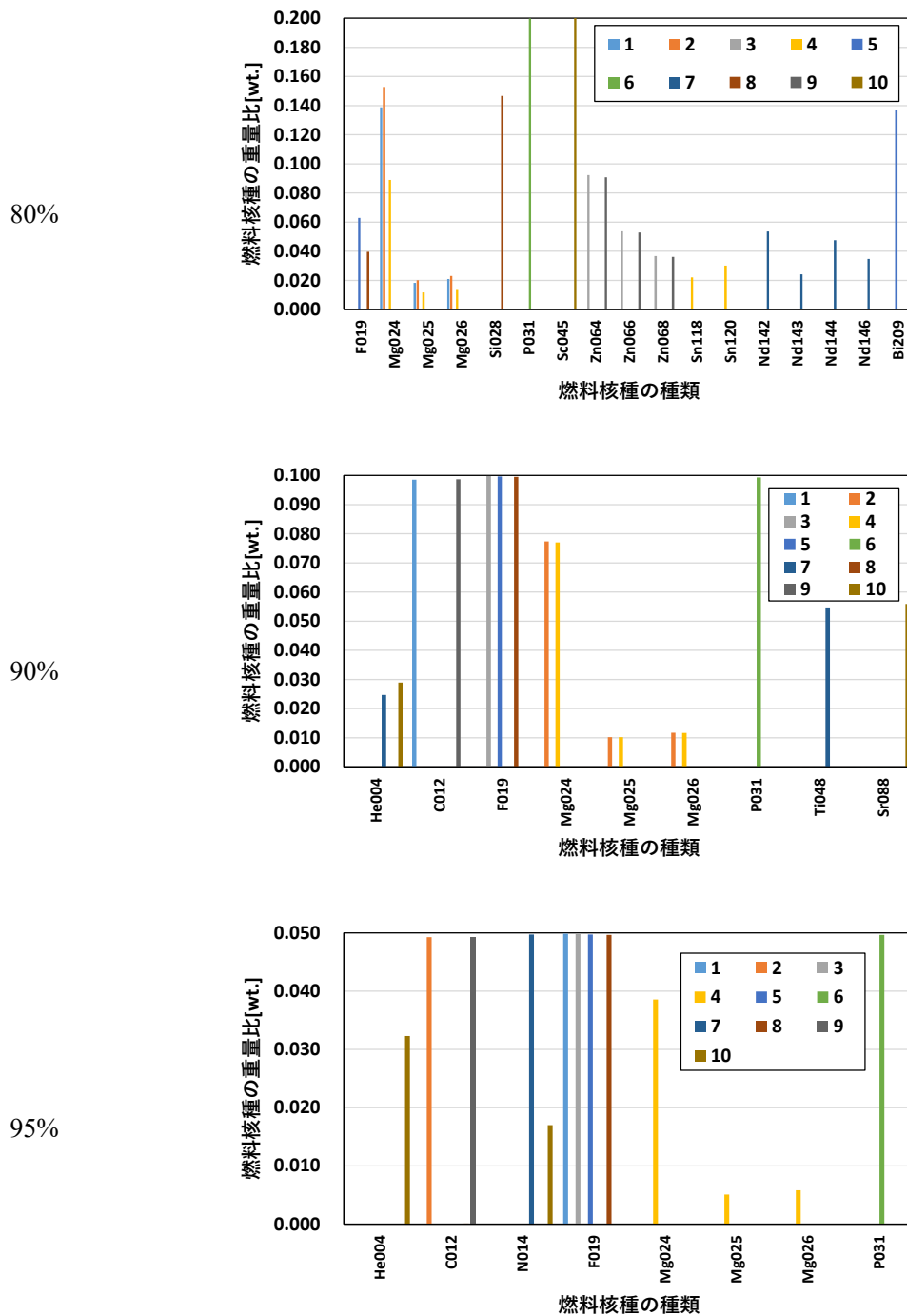


Figure 4-26 各もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対する
軽・中核種の重量比の最適化結果(10 ケース)

Figure 4-26 の結果から、どのもんじゅ内側炉心燃料装荷割合の場合でも 10 回変更した初期乱数において様々な軽・中核種が装荷された。同位体が 1 種類の核種については上限まで装荷されている場合があることを確認した。重量比に変換した天然同位体組成比を使用しているため、合計した重量比が上限まで装荷されている核種も存在した。重量比の上限に対して小さい値で装荷されている核種のうち、その核種に対する別の同位体の装荷が目的であり、これに付随する形で選定された場合もあると考えられる。

Figure 4-26 で示した、装荷された軽・中核種の種類とその装荷回数を Table 4-34 に示す。

Table 4-34 各もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対して装荷された軽・中核種の種類

もんじゅ内側炉心燃料装荷割合[%]					
80		90		95	
核種名	装荷回数[-]	核種名	装荷回数[-]	核種名	装荷回数[-]
F019	2	He004	2	He004	1
Mg024	3	C012	2	C012	2
Mg025	1	F019	3	N014	2
Mg026	2	Mg024	2	F019	4
Si028	1	Mg025	2	Mg024	1
P031	1	Mg026	2	Mg025	1
Sc045	1	P031	1	Mg026	1
Zn064	2	Ti048	1	P031	1
Zn066	2	Sr088	1		
Zn068	2				
Sn118	1				
Sn120	1				
Nd142	1				
Nd143	1				
Nd144	1				
Nd146	1				
Bi209	1				

Table 4-34 から、もんじゅ内側炉心燃料の装荷割合が減少するほど装荷される軽・中核種の種類が増加している。これは軽・中核種の装荷割合が増加したことによる燃料組成の自由度の増加が要因であると考えられる。また、どの燃料装荷割合の場合でも特定の軽・中核種が装荷されるだけでなく、様々な軽・中核種が装荷される結果となった。すなわち、非常に多数の局所解が存在する最適化問題であったため、焼きなまし法の適用は有効であったと考え

る。Table 4-34 の中で装荷回数が 2 回を超えた核種は、He004、C012、N014、F019、Mg024、Mg025、Mg026、Zn064、Zn066、Zn068 であった。中でも F と Mg は全てのもんじゅ内側炉心燃料装荷割合において 2 回以上装荷されている核種であった。

続いて、各炉心特性とその適合度の最適化結果を示す。

Table 4-35 各もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対する炉心特性の最適化結果(10 ケース)

炉心特性	燃料装荷割合[-]	サンプル番号										目標範囲
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
k_{∞}	80	1.20	1.20	1.20	1.20	1.20	1.24	1.21	1.20	1.21	1.19	1.2 - 1.5
	90	1.23	1.27	1.20	1.28	1.20	1.30	1.20	1.20	1.23	1.20	
	95	1.27	1.29	1.27	1.32	1.27	1.33	1.27	1.27	1.27	1.29	
C.R.	80	0.75	0.75	0.73	0.74	0.76	0.73	0.72	0.75	0.72	0.72	1 以上
	90	0.73	0.72	0.76	0.72	0.76	0.71	0.74	0.76	0.73	0.75	
	95	0.73	0.71	0.73	0.71	0.73	0.70	0.70	0.73	0.71	0.74	
$\Delta\rho_{\text{burnup}}$	80	-0.0274	-0.0271	-0.0292	-0.0281	-0.0261	-0.0274	-0.0297	-0.0268	-0.0291	-0.0298	-0.0510 - 0.0510
	90	-0.0244	-0.0232	-0.0232	-0.0232	-0.0231	-0.0234	-0.0265	-0.0231	-0.0244	-0.0262	
	95	-0.0215	-0.0221	-0.0215	-0.0216	-0.0215	-0.0218	-0.0229	-0.0215	-0.0221	-0.0251	
$\Delta\rho_{\text{doppler}}$	80	-0.0055	-0.0055	-0.0040	-0.0045	-0.0052	-0.0043	-0.0027	-0.0052	-0.0035	-0.0042	-0.0034 以下
	90	-0.0062	-0.0041	-0.0056	-0.0041	-0.0055	-0.0035	-0.0057	-0.0055	-0.0062	-0.0054	
	95	-0.0043	-0.0045	-0.0043	-0.0035	-0.0043	-0.0033	-0.0046	-0.0043	-0.0045	-0.0060	
$\Delta\rho_{\text{void}}$	80	0.0334	0.0330	0.0425	0.0391	0.0330	0.0411	0.0547	0.0327	0.0463	0.0417	-
	90	0.0274	0.0361	0.0272	0.0361	0.0272	0.0406	0.0266	0.0272	0.0273	0.0268	
	95	0.0316	0.0325	0.0316	0.0378	0.0317	0.0397	0.0327	0.0317	0.0325	0.0234	

Table 4-36 各もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対する
炉心特性の適合度の最適化結果(10 ケース)

炉心特性	燃料装荷 割合[-]	サンプル番号										
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
$f_{k_{\infty}}$	80	12001.1	12001.2	12001.2	12000.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	11947.4
	90	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2
	95	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2
$f_{C.R.}$	80	748.7	751.8	726.7	739.7	758.8	727.7	717.7	753.8	720.7	717.7	717.7
	90	727.7	724.7	759.8	724.7	759.8	708.7	738.7	759.8	727.7	745.7	745.7
	95	734.7	713.7	734.7	709.7	734.7	699.7	702.7	734.7	713.7	742.7	742.7
$f_{\Delta\rho_{\text{burnup}}}$	80	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04
	90	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04
	95	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04
$f_{\Delta\rho_{\text{doppler}}}$	80	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	2.71	3.40	3.40	3.40	3.40
	90	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40
	95	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.33	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40
$f_{\Delta\rho_{\text{void}}}$	80	-0.0334	-0.0330	-0.0425	-0.0391	-0.0330	-0.0411	-0.0547	-0.0327	-0.0463	-0.0417	-0.0417
	90	-0.0274	-0.0361	-0.0272	-0.0361	-0.0272	-0.0406	-0.0266	-0.0272	-0.0273	-0.0268	-0.0268
	95	-0.0316	-0.0325	-0.0316	-0.0378	-0.0317	-0.0397	-0.0327	-0.0317	-0.0325	-0.0234	-0.0234

Table 4-35 において、最終世代の値が目標範囲から外れていた場合は灰色でセルを着色している。**Table 4-35** から、全てのもんじゅ燃料装荷割合に対し初期乱数を 10 回変更した全てのケースにおいて、燃焼反応度は目標範囲内に収束した。無限増倍率は 1 回、ドップラー反応度は 2 回だけ目標範囲から外れた値となった。転換比は全てのサンプルにおいて目標範囲に到達しなかった。ゆえに、転換比を 1 以上にするには軽・中核種の燃料組成最適化では困難であることを示した。これは一般的に軽・中核種を燃料に添加すると中性子スペクトルが軟化し転換比は減少すること、軽・中核種に親核種が含まれていないことが理由である。

Table 4-36 は、**Table 4-35** に対応してセルを灰色に着色している。

Table 4-36 から、適合度の最小値は無増倍率が目標範囲から外れたサンプルに該当し、適合度の最大値は転換比が最も大きかったサンプルに該当する結果となった。

本研究ではナトリウムボイド反応度を出来るだけ低減させる最適化計算を行っており、また実際の最適化対象は適合度であるため、この最適化結果として、各ケースのナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と適合度 f の最大値・最小値を Table 4-37 に示す。

Table 4-37 各もんじゅ内側炉心燃料装荷割合に対するナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と適合度 f の最大値・最小値

	燃料装荷割合[%]	最小値	最大値
ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	80	0.0327	0.0547
	90	0.0266	0.0406
	95	0.0234	0.0397
適合度[-]	80	12617.4309	12712.2859
	90	12662.2283	12713.2927
	95	12653.1478	12696.2795

Table 4-37 内でナトリウムボイド反応度の最小値を比較すると、もんじゅ内側炉心燃料装荷割合が 95 %の場合にナトリウムボイド反応度が最も小さくなった。軽・中核種を装荷するほどナトリウムボイド反応度が減少すると仮定すると、もんじゅ内側炉心燃料装荷割合が 80 %, 90 %の場合には局所解に陥っていると判断できる。すなわち、更にナトリウムボイド反応度が低減できる可能性があるため、冷却スケジュールの見直しやサンプル数の増加が効果的な検討になるといえる。

次に、最も適合度が高かった最適化結果と、第 2 章で示した従来の設計値であるもんじゅ内側炉心 1 領域無限均質体系における各炉心特性の比較を Table 4-38 に示す。

Table 4-38 もんじゅ内側炉心 1 領域無限均質体系における各炉心特性と最適化結果の比較 (もんじゅ内側炉心燃料を一定割合装荷した場合)

炉心特性	もんじゅ内側炉心燃料装荷割合[%]			
	100	95	90	80
ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	0.0420	0.0234	0.0272	0.0330
無限増倍率[-]	1.31	1.20	1.20	1.20
転換比[-]	0.76	0.74	0.76	0.76
燃焼反応度[dk/kk']	-0.0510	-0.0251	-0.0232	-0.0261
ドップラー反応度[dk/kk']	-0.0034	-0.0060	-0.0056	-0.0052

Table 4-38 について、もんじゅ内側炉心燃料装荷割合が 100 %の時は従来の設計値である Table 4-26 と同じ結果となる。Table 4-38 から、無限増倍率は目標範囲内に収まり、燃焼反応度は従来の設計値よりも小さくなり、ドップラー反応度も従来と比べ負側に減少した。しかし転換比は目標値の 1.0 まで増加せず、もんじゅ内側炉心燃料装荷割合が 100 %の場合と値が大きく変化しなかった。ナトリウムボイド反応度は従来の設計値よりも今回の軽・中核種を含めた燃料最適化結果の方が小さいため、軽・中核種の装荷によるナトリウムボイド反応度の低減効果を確認した。

また、今回装荷された軽・中核種の選定理由について考察する。ここでは、最もナトリウムボイド反応度が小さくなった最適化結果において装荷された He004 と N014 をナトリウムボイド反応度の減少効果が見込める軽・中核種の代表として考察する。

もんじゅ内側炉心の燃料を 100%装荷した時のナトリウムボイド反応度と、最もナトリウムボイド反応度が小さくなった最適化結果について、反応度成分毎のエネルギー積分値を示す。

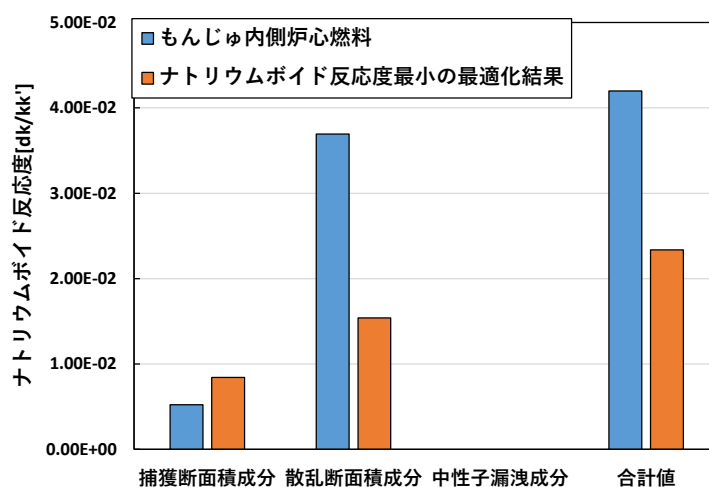


Figure 4-27 もんじゅ内側炉心燃料 100%装荷時とナトリウムボイド反応度最小の最適化結果における反応度成分内訳評価結果

Figure 4-27 から、無限体系であるので中性子漏洩成分が 0 であることが確認できる。またナトリウムボイド反応度の合計値が減少しており、その主要因はナトリウムの散乱断面積成分の減少であることが分かる。捕獲断面積成分は増加しているが、散乱断面積成分の減少量の方が多いため、第 2 章でも述べた通り、散乱断面積成分の抑制がナトリウムボイド反応度の減少に効果的であることが確認できる。そのため、次にナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分のエネルギー分布について Figure 4-28 で比較する。

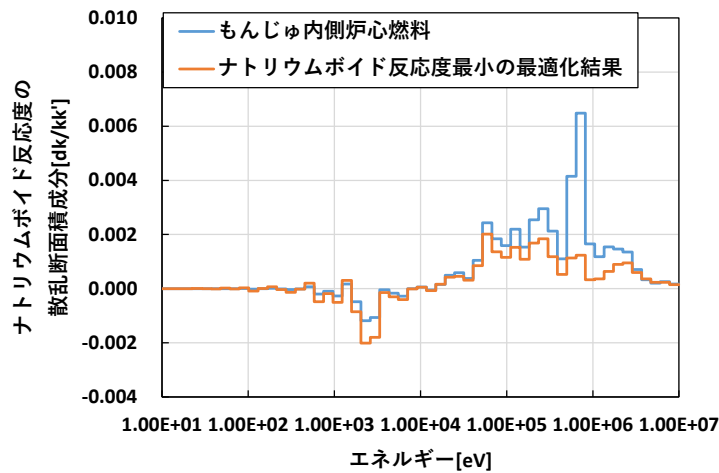


Figure 4-28 もんじゅ内側炉心燃料 100%装荷時とナトリウムボイド反応度最小の最適化結果における散乱断面積成分のエネルギー分布の比較

Figure 4-28 から、今回の軽・中核種を添加した最適化結果の方がエネルギー全体にわたってナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分が減少しており、特にもんじゅ内側炉心燃料における 1 MeV 付近のピークが減少していることが確認できる。このような減少結果となったのは、以下 Figure 4-29 の中性子束のエネルギー分布から説明できる。

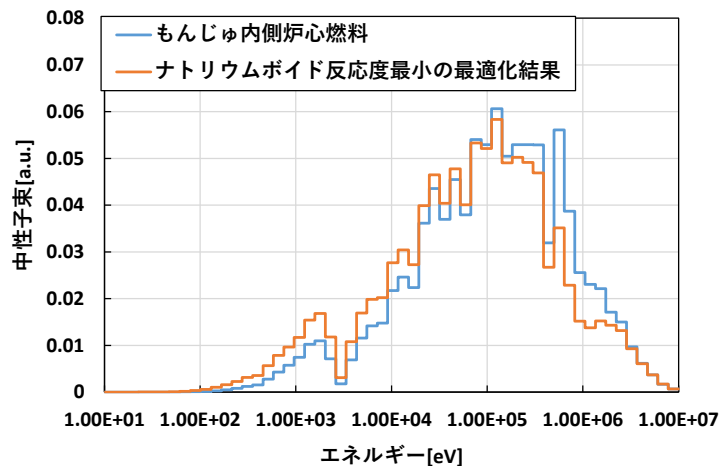


Figure 4-29 もんじゅ内側炉心燃料 100%装荷時とナトリウムボイド反応度最小の最適化結果における中性子束のエネルギー分布

η 値は数百 keV から増加していくため、ナトリウムのボイド化前の中性子束は軟化しているほどナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分は小さくなる。特に、高エネルギー領域に

おける中性子束が軟化するほどその効果は大きい。**Figure 4-29** から、エネルギー全体にわたり今回の軽・中核種を添加した最適化結果の方の中性子束が軟化しており、特に高エネルギー領域である 1 MeV 付近の中性子束が小さくなっている。以上から、今回の最適化結果の方がより中性子束が軟化しているため、ナトリウムボイド反応度の散乱断面積分が減少したと考える。特に、**Figure 4-28** から 1 MeV 付近における中性子束の軟化が効果的であったと考えられる。

以上の考察から、今回の最適化計算で装荷される軽・中核種は、1 MeV 付近における中性子束を軟化させる性質を持つ核種、言い換えると、1 MeV 付近における散乱断面積分が大きいものが選ばれやすいと考えられる。

今回の検討においてナトリウムボイド反応度が最小となった最適化結果において選定された軽・中核種は He004 と N014(He004:N014=0.032:0.017[wt.])であったため、この二つの核種の散乱断面積分を代表として以下に示す。

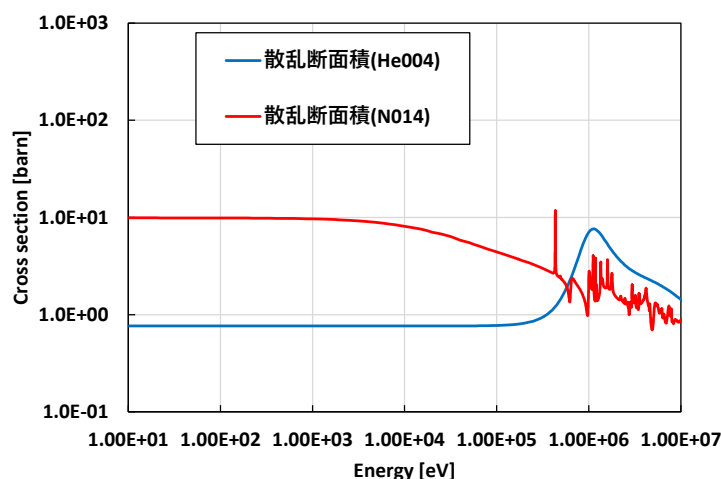


Figure 4-30 He004 と N014 の微視的散乱断面積分

Figure 4-30 から、He004 と N014 は 1 MeV 付近において比較的大きな散乱断面積分を有していることが分かる。そのため、He004 と N014 の装荷により中性子束がエネルギー全体的に軟化され、特に 1 MeV 付近の中性子束が軟化されたと考えられる。また、1 MeV 付近において散乱断面積分が立ち上がる形状をしていることが特徴的であり、この形状はナトリウムがボイド化し中性子束が硬化した場合でも、1 MeV 付近の中性子束は大きくなりにくくなる効果があると考えられる。

以上の考察から、今回装荷された軽・中核種は、ナトリウムボイド反応度の散乱断面積分の減少のために選定され、その特徴は 1 MeV 付近において比較的大きな散乱断面積分を有し、また 1 MeV 付近で散乱断面積分が立ち上がる形状をしていると考えられる。

以上が、もんじゅ燃料を一定割合装荷した場合における、軽核種と中核種を対象とした燃料組成と炉心特性の最適化推移と最適化結果である。次項では、4.4.2 項で作成された重核種のための最適化後の燃料を一定割合装荷した場合における軽・中核種の燃料組成最適化結果について記述する。

4.5.3 重核種のための最適化後の燃料を一定割合装荷した場合

本項では、重核種のための最適化後の燃料を一定割合装荷した場合における、H か Bi までの軽・中核種を対象とした高速炉の燃料組成最適化結果について記述する。

軽・中核種の燃料組成の最適化推移は、4.5.2 項と同様に、各軽・中核種の装荷割合の 10% を 100 世代以上超えた核種のみ選定して重量比を図示した。Figure 4-31 に各重核種のための最適後の燃料装荷割合に対する軽・中核種の重量比の最適化推移を示す。

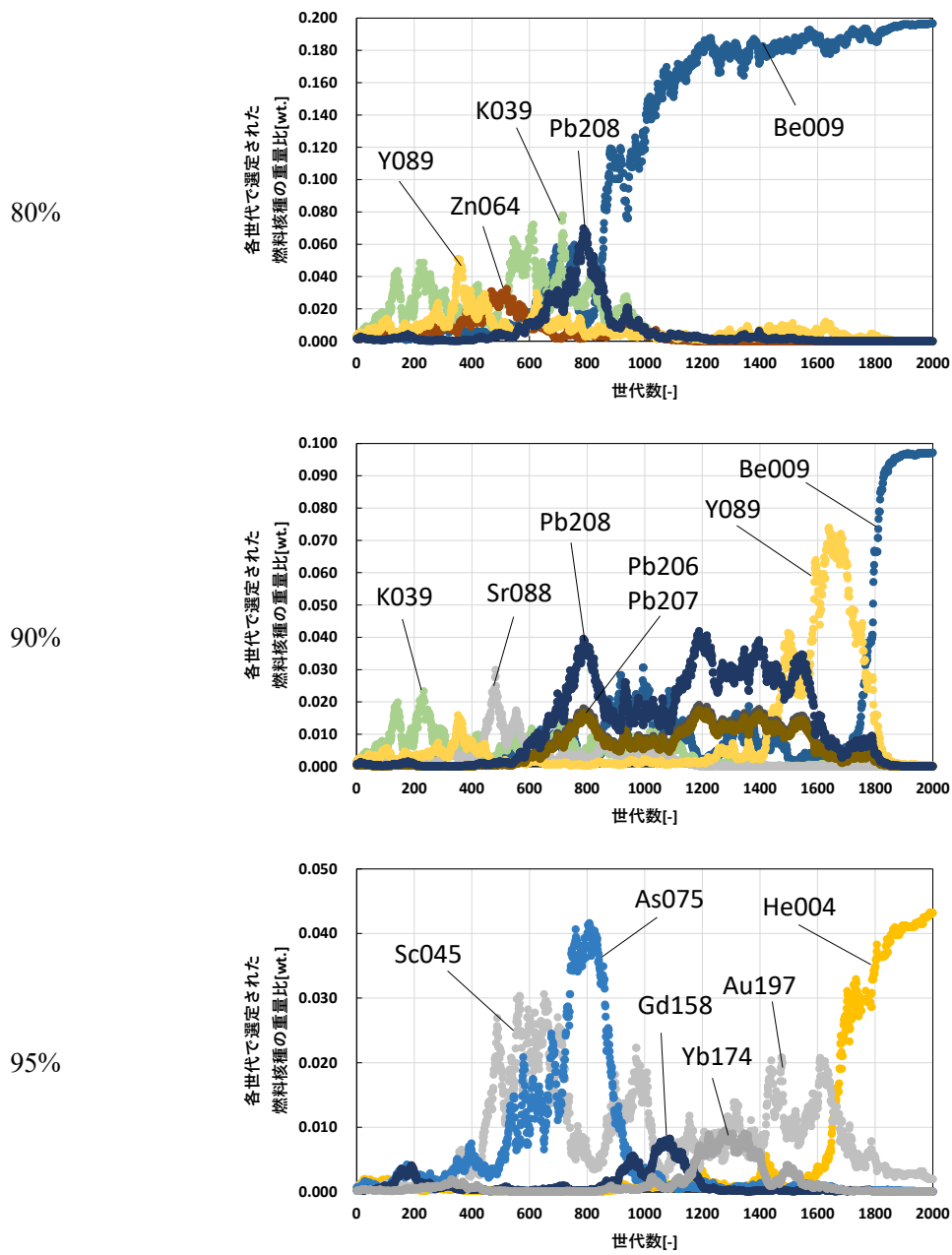


Figure 4-31 重核種のための最適化後の燃料装荷割合に対する
軽・中核種の重量比の最適化推移

Figure 4-31 から、もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と同様に、その装荷割合に対して軽・中核種の最適化推移が変化する結果となった。最終的には1種類の核種が装荷される最適化推移となったが、最適化の過程で複数の核種が装荷されている世代もあるため、初期乱数によっては2種類程度の核種が装荷される結果になると考えられる。もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と異なるのは、温度が十分下がった1000世代目あたりからも装荷量の多い軽・中核種が変化する点である。

以上が燃料組成の最適化推移である。続いて、各炉心特性と適合度の最適化推移を示す。Figure 4-32 から Figure 4-36 の1列目の値は重核種のための最適化後の燃料装荷割合を示している。

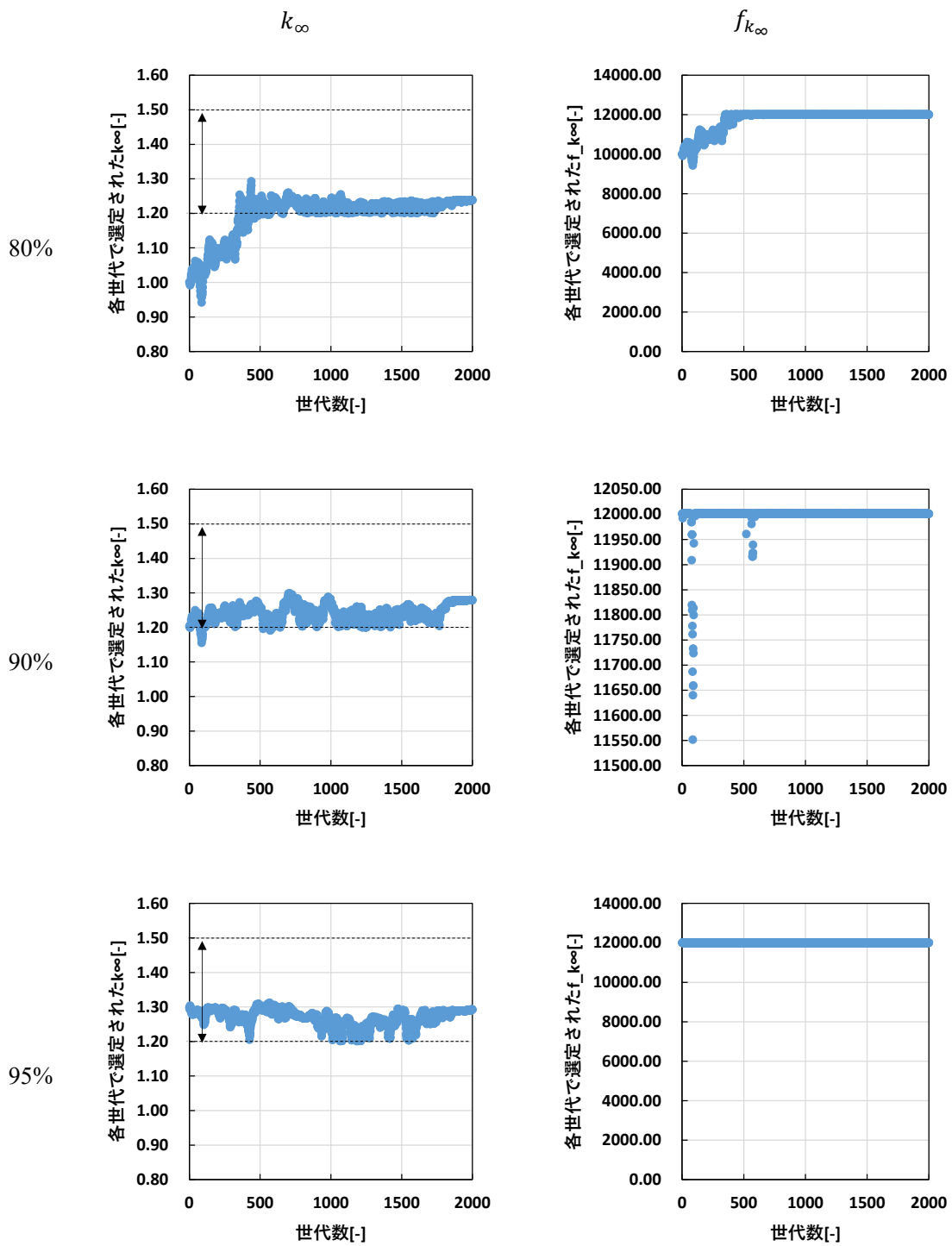


Figure 4-32 重核種のための最適化後の燃料装荷割合に対する無限増倍率 k_{∞} とその適合度 $f_{k_{\infty}}$ の最適化推移

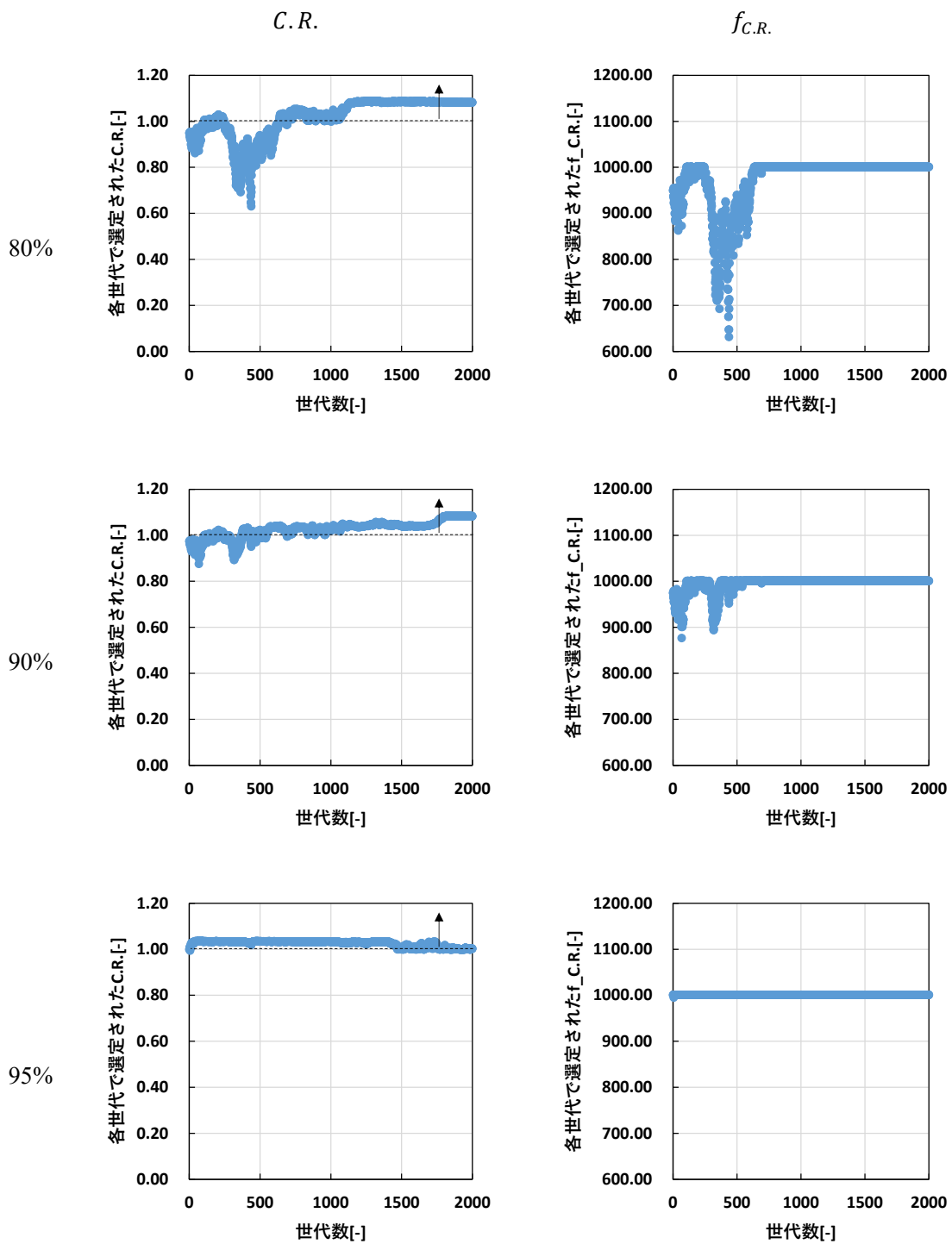


Figure 4-33 重核種のための最適化後の燃料装荷割合に対する
 転換比 $C.R.$ とその適合度 $f_{C.R.}$ の最適化推移

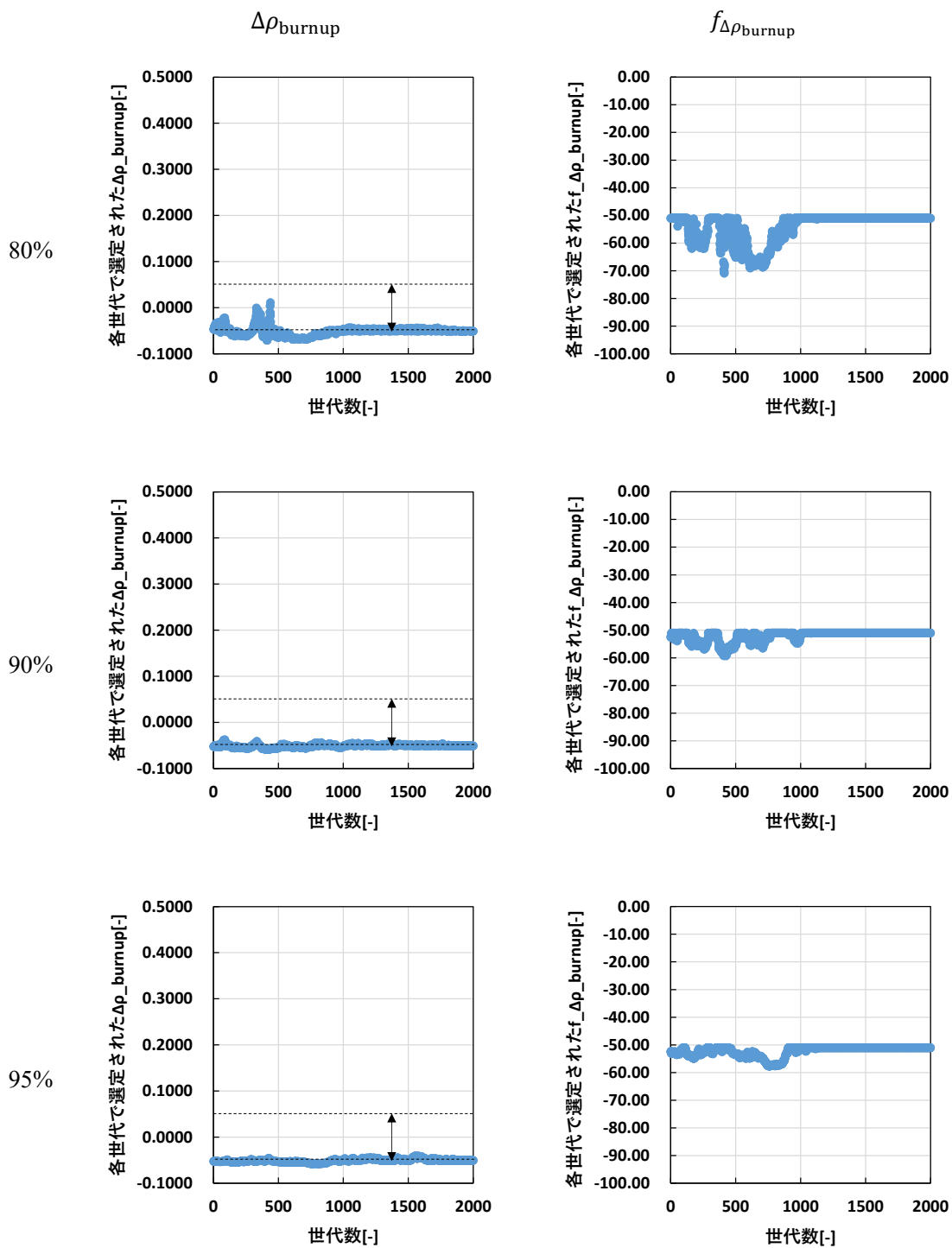


Figure 4-34 重核種のための最適化後の燃料装荷割合に対する
 燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ とその適合度 $f_{\Delta\rho_{\text{burnup}}}$ の最適化推移

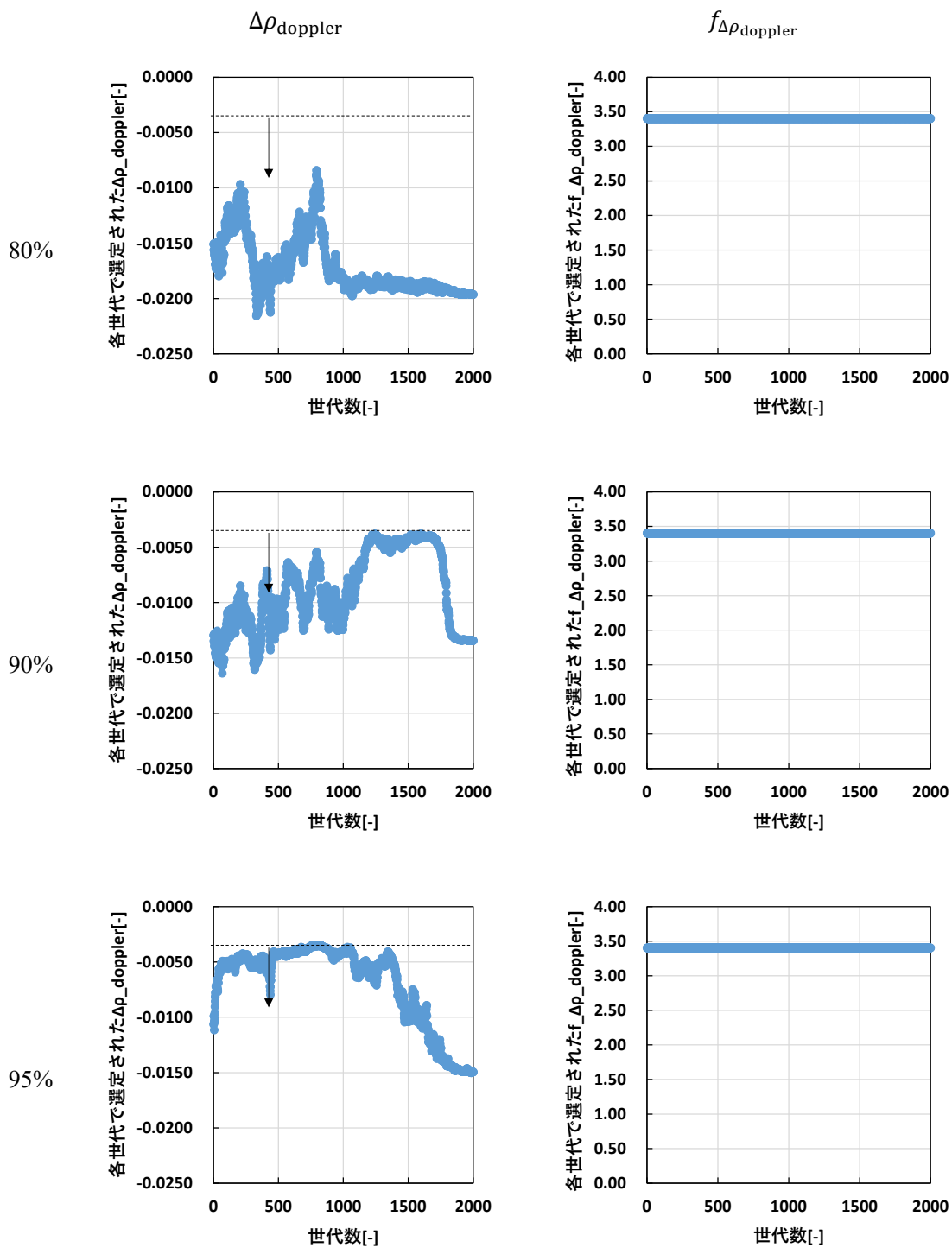


Figure 4-35 重核種のための最適化後の燃料装荷割合に対する
ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ とその適合度 $f_{\Delta\rho_{\text{doppler}}}$ の最適化推移

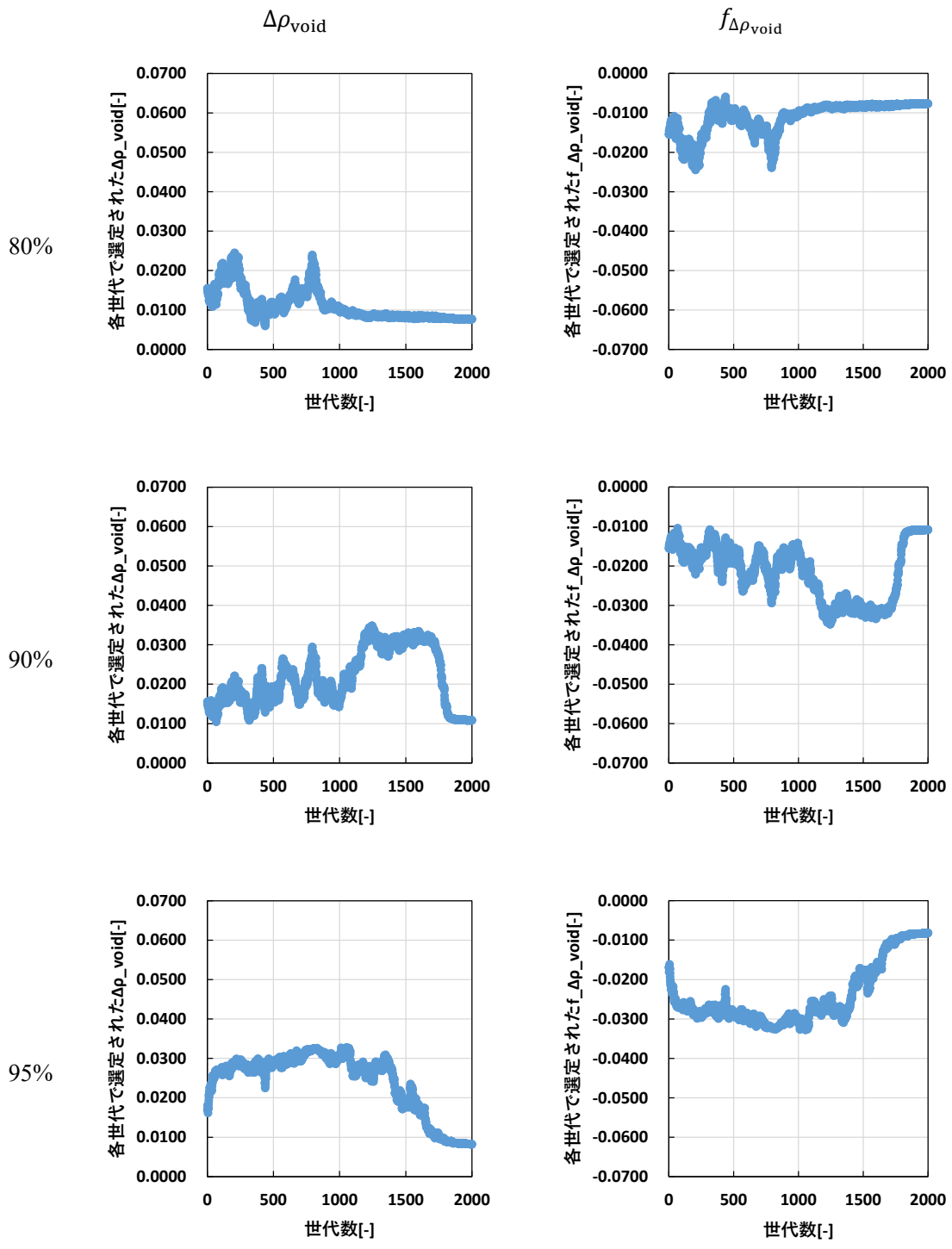


Figure 4-36 重核種のための最適化後の燃料装荷割合に対するナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ とその適合度 $f_{\Delta\rho_{\text{void}}}$ の最適化推移

Figure 4-32 から Figure 4-36 における全ての重核種のための最適化後の燃料装荷割合に対して、無限増倍率は目標範囲内に収束した。重核種のための最適化後の燃料装荷割合が減少するにつれて 1 世代目の無限増倍率が減少しているのは、Figure 4-21 から Figure 4-25 と同様の理由であると考えられる。

転換比は目標値に到達した。もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合には目標値に到達せずに今回の場合には目標値 1 に到達した理由は、既に転換比が 1 以上であるように最適化した後の燃料を使用したためと考えられる。軽・中核種の燃料組成の最適化を行っても転換比は大きく変動しないため、転換比の最適化は重核種を対象とするのが適切と考えられる。

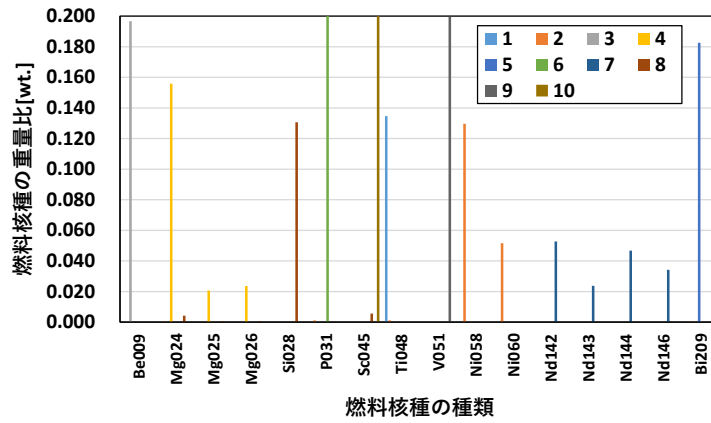
燃焼反応度は目標範囲内に収束した。燃焼反応度の適合度は最適化の過程で減少した世代も存在したが、温度が下がり燃焼反応度の最適化を行う段階になると目標範囲内に収束したため、その後一定の適合度となった。

ドップラー反応度は目標値に到達した。ドップラー反応度の適合度が変化しなかったのは、初期世代で目標値に対し十分小さなドップラー反応度となっており、最適化の過程で目標値以上になる変化が起きなかったためである。

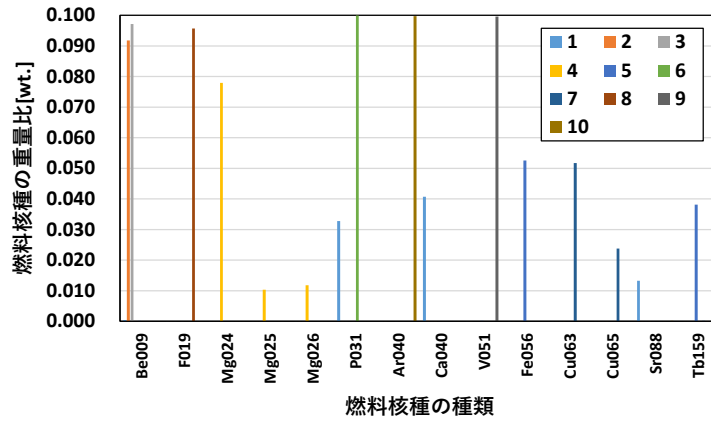
ナトリウムボイド反応度は約 1000 世代目、約 1500 世代目から減少傾向であった。もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と比べるとナトリウムボイド反応度の減少速度が少しだけ遅くなっているが、これは約 1000 世代目でナトリウムボイド反応度が高い値をとっている場合である。ナトリウムボイド反応度の適合度は最終的に増加傾向を示しており、適切にナトリウムボイド反応度を減少させていく燃料組成最適化を実行できていることを確認した。

以上が炉心特性の最適化推移である。また、前項と同様に初期乱数を 10 回変更して同様の最適化計算を行った。最適化結果を以下に示す。Figure 4-37 は Figure 4-26 と同様、最終世代における重量比が各重核種のための最適化後の燃料装荷割合に対してそれぞれの軽・中核種の装荷割合の 10%以上の値であった核種を燃料組成最適化の結果選定されたものとして示している。

80%



90%



95%

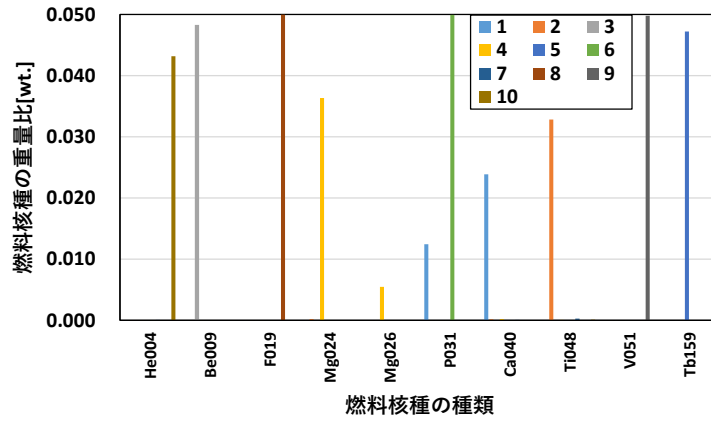


Figure 4-37 重核種のための最適化後の燃料装荷割合に対する軽・中核種の重量比の最適化結果(10 ケース)

Figure 4-37 の結果から、どの重核種のための最適化後の燃料装荷割合の場合でも 10 回変更した初期乱数において様々な軽・中核種が装荷された。この最適化結果の傾向は Figure 4-26 と同様であり、装荷割合を設定する重核種側の燃料の種類によらない性質だと考えられる。

Figure 4-37 で示した、装荷された軽・中核種の種類とその装荷回数を Table 4-39 に示す。

Table 4-39 重核種のための最適化後の燃料装荷割合に対して装荷された軽・中核種の種類

重核種のための最適化後の燃料装荷割合[%]					
80		90		95	
核種名	装荷回数[-]	核種名	装荷回数[-]	核種名	装荷回数[-]
Be009	1	Be009	2	He004	1
Mg024	1	F019	1	Be009	1
Mg025	1	Mg024	1	F019	1
Mg026	1	Mg025	1	Mg024	1
Si028	1	Mg026	1	Mg026	1
P031	1	P031	2	P031	2
Sc045	1	Ar040	1	Ca040	1
Ti048	1	Ca040	1	Ti048	1
V051	1	V051	1	V051	1
Ni058	1	Fe056	1	Tb159	1
Ni060	1	Cu063	1		
Nd142	1	Cu065	1		
Nd143	1	Sr088	1		
Nd144	1	Tb159	1		
Nd146	1				
Bi209	1				

Table 4-39 から、もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と同様に、重核種のための最適化後の燃料装荷割合が減少するほど装荷される軽・中核種の種類が増加している。しかし、Table 4-34 で示した軽・中核種の種類と異なる結果が得られた。装荷回数は最大で 2 回であり、Table 4-34 と比べるとより多くの種類の軽・中核種が選定された。これはもんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合の燃料組成最適化と比べて炉心特性が目標値・目標範囲に収まりやすく、ゆえに燃料組成の自由度が増加したためであると考えられる。Table 4-39 の中で装荷回数が 2 回であったのは、P031 のみであった。

続いて、各炉心特性とその適合度の最適化結果を示す。

Table 4-40 重核種のための最適化後の燃料装荷割合に対する
炉心特性の最適化結果(10 ケース)

炉心特性	燃料装荷 割合[-]	サンプル番号										目標範囲
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
k_{∞}	80	1.21	1.20	1.24	1.26	1.20	1.28	1.20	1.24	1.26	1.22	1.2 - 1.5
	90	1.30	1.28	1.28	1.32	1.20	1.33	1.27	1.23	1.32	1.35	
	95	1.33	1.32	1.32	1.32	1.20	1.36	1.28	1.32	1.35	1.29	
C.R.	80	1.00	1.06	1.08	1.09	1.04	1.07	1.05	1.00	1.06	1.06	1 以上
	90	1.00	1.08	1.08	1.07	1.00	1.05	1.00	1.11	1.05	1.04	
	95	1.00	1.04	1.07	1.05	1.00	1.04	1.00	1.08	1.04	1.00	
$\Delta\rho_{\text{burnup}}$	80	-0.0505	-0.0609	-0.0509	-0.0658	-0.0560	-0.0665	-0.0691	-0.0498	-0.0676	-0.0704	-0.0510 - 0.0510
	90	-0.0509	-0.0507	-0.0509	-0.0570	-0.0550	-0.0573	-0.0510	-0.0510	-0.0578	-0.0569	
	95	-0.0509	-0.0509	-0.0510	-0.0510	-0.0516	-0.0534	-0.0507	-0.0534	-0.0537	-0.0507	
$\Delta\rho_{\text{doppler}}$	80	-0.0132	-0.0056	-0.0196	-0.0080	-0.0032	-0.0063	-0.0035	-0.0135	-0.0072	-0.0062	-0.0034 以下
	90	-0.0114	-0.0130	-0.0134	-0.0060	-0.0102	-0.0052	-0.0110	-0.0072	-0.0057	-0.0048	
	95	-0.0105	-0.0046	-0.0092	-0.0048	-0.0089	-0.0047	-0.0099	-0.0062	-0.0050	-0.0149	
$\Delta\rho_{\text{void}}$	80	0.0164	0.0312	0.0077	0.0188	0.0443	0.0251	0.0415	0.0156	0.0247	0.0240	-
	90	0.0159	0.0113	0.0109	0.0214	0.0215	0.0251	0.0179	0.0166	0.0246	0.0266	
	95	0.0164	0.0274	0.0153	0.0247	0.0230	0.0250	0.0192	0.0177	0.0247	0.0082	

Table 4-41 重核種のための最適化後の燃料装荷割合に対する
炉心特性の適合度の最適化結果(10 ケース)

炉心特性	燃料装荷 割合[-]	サンプル番号									
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$f_{k_{\infty}}$	80	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2
	90	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2
	95	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2	12001.2
$f_{C.R.}$	80	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0
	90	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0
	95	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0	1001.0
$f_{\Delta\rho_{\text{burnup}}}$	80	-51.04	-60.98	-51.04	-65.87	-56.09	-66.58	-69.13	-51.04	-67.72	-70.47
	90	-51.04	-51.04	-51.04	-57.06	-55.08	-57.34	-51.04	-51.04	-57.81	-56.98
	95	-51.04	-51.04	-51.04	-51.04	-51.62	-53.49	-51.04	-53.48	-53.71	-51.04
$f_{\Delta\rho_{\text{doppler}}}$	80	3.40	3.40	3.40	3.40	3.22	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40
	90	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40
	95	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40	3.40
$f_{\Delta\rho_{\text{void}}}$	80	-0.0164	-0.0312	-0.0077	-0.0188	-0.0443	-0.0251	-0.0415	-0.0156	-0.0247	-0.0240
	90	-0.0159	-0.0113	-0.0109	-0.0214	-0.0215	-0.0251	-0.0179	-0.0166	-0.0246	-0.0266
	95	-0.0164	-0.0274	-0.0153	-0.0247	-0.0230	-0.0250	-0.0192	-0.0177	-0.0247	-0.0082

Table 4-40 において、最終世代の値が目標範囲から外れていた場合は灰色でセルを着色している。Table 4-40 から、全ての重核種のための最適化後の燃料装荷割合に対し初期乱数を 10 回変更した全てのケースにおいて、無限増倍率、転換比は目標値・目標範囲内に収束した。ドップラー反応度は 1 回だけ目標範囲に到達しなかった。燃焼反応度は 15 回目標範囲から外れた値となった。燃焼反応度については、全てのサンプルで目標範囲から外れていることではないため、局所解に陥ったサンプルであると判断できる。以上から、もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合よりも重核種のための最適化後の燃料を装荷した場合の方が、全ての炉心特性を目標値・目標範囲内に到達できる可能性が高いことを示した。

Table 4-41 は、Table 4-40 に対応してセルを灰色に着色している。Table 4-41 から、適合度の最小値は燃焼反応度が目標範囲から最も外れたサンプルに該当し、適合度の最大値は全ての炉心特性が目標値・目標範囲内に到達し、かつナトリウムボイド反応度が最も小さいサンプルに該当する結果となった。

前項と同様の理由により、各ケースのナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と適合度 f の最大値・最小値を Table 4-42 に示す。

Table 4-42 各重核種のための最適化後の燃料装荷割合に対するナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と適合度 f の最大値・最小値

	燃料装荷割合[%]	最小値	最大値
ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	80	0.0077	0.0443
	90	0.0109	0.0266
	95	0.0082	0.0274
適合度[-]	80	12935.1117	12954.5532
	90	12947.7651	12954.5500
	95	12951.8682	12954.5527

Table 4-42 内でナトリウムボイド反応度の最小値を比較すると、重核種のための最適化後の燃料装荷割合が 80 % の場合にナトリウムボイド反応度が最も小さくなった。軽・中核種を装荷するほどナトリウムボイド反応度が減少すると仮定すると、他の燃料装荷割合と比べて良好な解が得られているため、局所解に陥っている可能性はあるものの、十分な性能を持つ軽・中核種を含めた燃料組成を探索できた。

次に、最も適合度が高かった最適化結果と、重核種のための最適化後の燃料を 100%装荷した場合における各炉心特性の比較を **Table 4-43** に示す。

Table 4-43 重核種のための最適化後の燃料を 100%装荷した場合の各炉心特性と最適化結果の比較(重核種のための最適化後の燃料を一定割合装荷した場合)

炉心特性	重核種のための最適化後の燃料装荷割合[%]			
	100	95	90	80
ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	0.0251	0.0082	0.0109	0.0077
無限増倍率[-]	1.38	1.29	1.28	1.24
転換比[-]	1.03	1.00	1.08	1.08
燃焼反応度[dk/kk']	-0.0500	-0.0507	-0.0509	-0.0509
ドプラー反応度[dk/kk']	-0.0043	-0.0149	-0.0134	-0.0196

Table 4-43 について、重核種のための最適化後の燃料装荷割合が 100 % の時は **Table 4-33** と同じ値となる。**Table 4-43** から、各炉心特性の目標値・目標範囲を満たしつつナトリウムボイド反応度を低減しているため、もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と同様に、軽・中核種の装荷によりナトリウムボイド反応度が低減される見込みを得た。しかし、ナトリウムボイド反応度はもんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合よりも減少したものの、負の値までは減少しなかった。無限体系において、他の炉心特性を満足しつつ、ナトリウムボイド反応度が負となる燃料組成は存在しない可能性が高いと考えられる。

また、もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と同様、今回装荷された軽・中核種の選定理由について考察する。ここでは、最もナトリウムボイド反応度が小さくなった最適化結果において装荷された Be009 をナトリウムボイド反応度の減少効果が見込める軽・中核種の代表として考察する。

重核種のための最適化後の燃料を 100%装荷した時のナトリウムボイド反応度と、最もナトリウムボイド反応度が小さくなった最適化結果について、反応度成分毎のエネルギー積分値を示す。

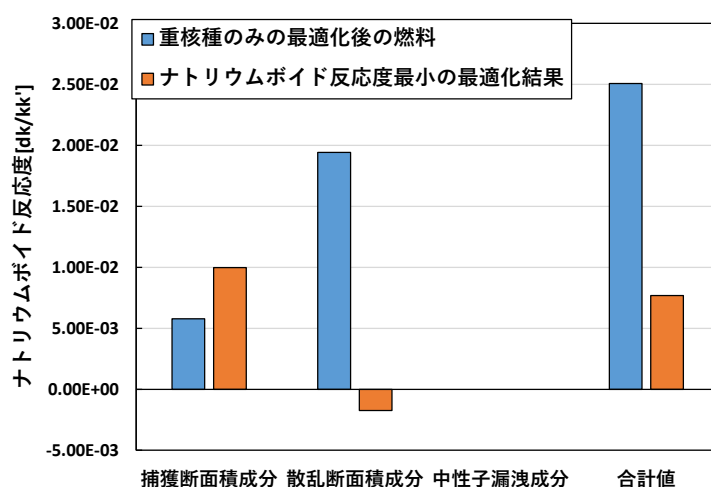


Figure 4-38 重核種のための最適化後の燃料 100%装荷時とナトリウムボイド反応度最小の最適化結果における反応度成分内訳評価結果

Figure 4-38 から、無限体系であるので中性子漏洩成分が 0 であることが確認できる。またナトリウムボイド反応度の合計値が減少しており、その主要因はナトリウムの散乱断面積成分の減少であることが分かる。これはもんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と同様であるが、散乱断面積成分が負まで減少している。この理由はナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分のエネルギー分布について **Figure 4-39** で比較する際に説明する。

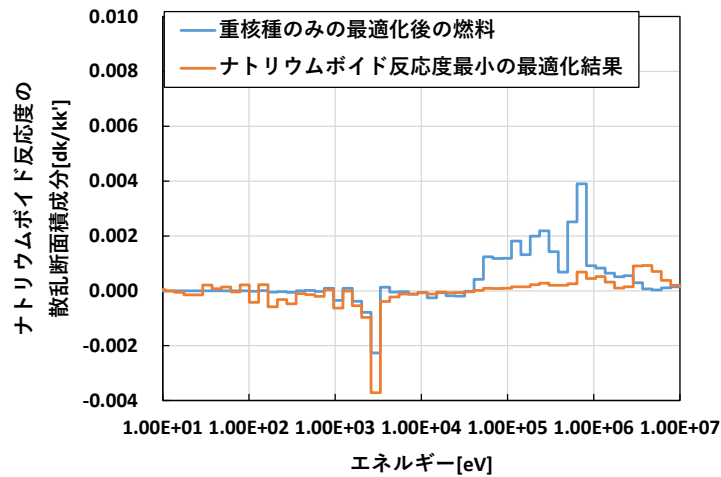


Figure 4-39 重核種だけの最適化後の燃料 100%装荷時とナトリウムボイド反応度最小の最適化結果における散乱断面積成分のエネルギー分布の比較

Figure 4-39 から、今回の軽・中核種を添加した最適化結果の方がエネルギー全体にわたってナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分が減少しており、特に数百 keV 以上の高エネルギー領域において大きく減少していることが確認できる。またナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分はナトリウムの共鳴散乱により数百 eV で負方向にピークを持つが、このピーク値がより負方向に減少している。もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合の最適化結果におけるナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分のエネルギー分布と比較すると、1 MeV 付近のピークが減少している。これは装荷した燃料の種類が異なるためであると考えられる。次に、中性子束のエネルギー分布を Figure 4-40 に示す。

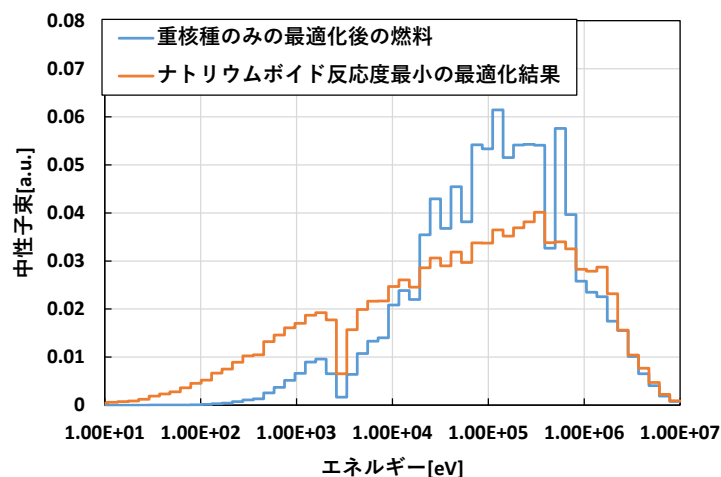


Figure 4-40 重核種だけの最適化後の燃料 100%装荷時とナトリウムボイド反応度最小の最適化結果における中性子束のエネルギー分布

数百 keV 以上の中性子束が小さくなり軟化するとナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分は小さくなりやすいことは、もんじゅ内側炉心燃料を装荷した前節の最適化計算の検討において説明した。**Figure 4-40** では中性子束の軟化が確認された。数百 eV でナトリウムが持つ共鳴散乱によってエネルギーが減少する中性子の数が多くなっていることが **Figure 4-40** から分かるため、**Figure 4-39** において数百 eV における散乱断面積成分がより負方向に減少したと考えられる。

もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と比較すると、さらに中性子束が軟化していることが確認できる。もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合には 1 MeV 付近の中性子束を軟化させる軽・中核種が装荷されやすいと考察したが、より中性子束が軟化した最適化結果から、今回はエネルギー全体で中性子束を軟化させる軽・中核種が装荷されやすいと考える。理由は、**Figure 4-39** について説明したように、1 MeV 付近でナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分のピークが比較的小さくなっているためであると考えられる。

今回の検討においてナトリウムボイド反応度が最小となった最適化結果において選定された軽・中核種は Be009(0.197[wt.])であったため、もんじゅ内側炉心燃料を装荷した際に最もナトリウムボイド反応度を減少させる軽・中核種として選定された He004 を比較対象として、散乱断面積を以下に示す。

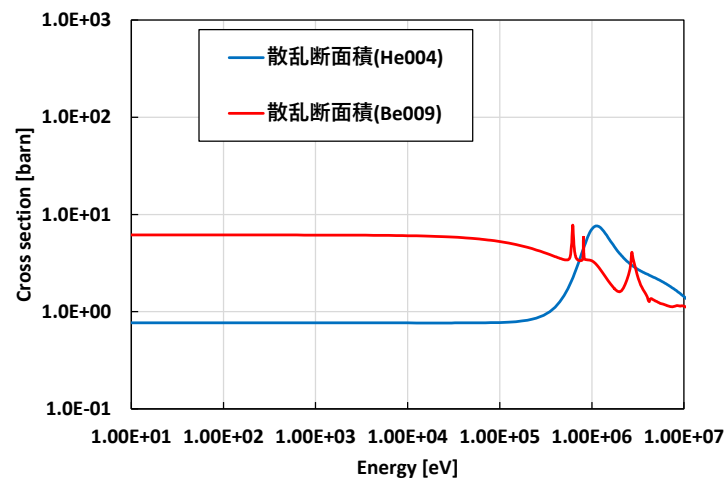


Figure 4-41 He004 と Be009 の微視的散乱断面積

Figure 4-41 から、Be009 は He004 よりも低エネルギーから数百 keV までの範囲にわたって散乱断面積が大きいことが分かる。Be009 は 0.197[wt.]、He004 は 0.032[wt.]装荷されており、今回の結果の方が軽・中核種(Be009)の装荷量が多いことから、**Figure 4-29** で示したもんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合の最適化結果における中性子束よりも大きく軟化したと考えられる。

また、もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合には 1 MeV 付近の中性子束を軟化させるために、1 MeV 付近において散乱断面積が大きい軽・中核種として He004 が選定されたと考察した。He004 と今回装荷された Be009 との違いは、1 MeV 付近の中性子束を軟化させるより、エネルギー全体にわたって中性子束を軟化させるような散乱断面積を有する点である。

以上の考察から、今回装荷された軽・中核種は、もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と同様にナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分の減少のために選定されるが、その特徴は低エネルギーから数百 keV までの範囲にわたって大きい散乱断面積を有するものであると考えられる。

軽・中核種を対象とした燃料組成最適化に関する検討の結論として、もんじゅ内側炉心燃料組成と重核種のみのお最適化後の燃料の装荷割合に応じて軽・中核種のお最適化結果は変化し、どの対象燃料の装荷割合でもナトリウムボイド反応度が低減する効果を確認した。2 種類の装荷燃料おける軽・中核種のお燃料組成最適化結果は異なり、これは炉心特性の目標値・目標範囲への到達のしやすさによる燃料組成の自由度の違いが主な要因と考えられる。ゆえに軽・中核種のお燃料組成最適化においては、軽・中核種の装荷により変動しにくい炉心特性の値が初期世代から目標値・目標範囲に近い燃料を装荷することが望ましい。

ナトリウムボイド反応度の低減が見込める軽・中核種は、特定のエネルギー領域でナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分が高い場合、エネルギー全体的に中性子束を軟化し、そのエネルギー付近で散乱断面積が立ち上がる形状をしたものであると考えられる。特定のエネルギー領域でナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分が特に高いような場合でないとき、エネルギー全体的に中性子束を軟化する軽・中核種が効果的にナトリウムボイド反応度を低減させると考えられる。

また、本章で行った燃料組成のお最適化に関する検討から、炉心特性を全て満足し、無限体系でナトリウムボイド反応度が負となる理想的な燃料組成は存在しない可能性が高いと考えられる。

4.6 本章のまとめ

本章では、高速炉の制約条件を緩和し燃料組成の探索範囲を大規模に拡大するアプローチについて記述し、開発した設計最適化手法による抜本的な燃料組成最適化の検討を行った。4.2 節では、燃料組成の作成方法について記述し、導入した 2 種類の燃料組成パラメータとその線形結合方法、燃料組成パラメータの範囲制限化と規格化に関するアルゴリズムについて説明した。また、従来よりも大規模に最適な燃料組成を探索する視点から、本研究で使用する重核種、軽・中核種の同位体組成比の種類について述べた。4.3 節では、最適化対象の目的変数となる炉心特性に関する説明とその選定理由について記述し、燃焼チェーンとこれに基づく転換比の定義の方法について、準定常状態の燃焼方程式を用いて説明し

た。

4.4 節では、Th から Cm までの重核種を対象とした燃料組成の最適化を行った。MA に関する制約条件を課さない場合は全ての炉心特性が目標値・目標範囲に到達することができ、従来よりもナトリウムボイド反応度が低減する良好な燃料組成が作成されたものの、MA である Cm が多数回装荷される結果となった。現実性の観点から MA に関する制約条件を課した場合はドップラー反応度が目標値に到達することができず、ナトリウムボイド反応度も従来よりも増加する不良な燃料組成が作成された。ゆえに重核種で構成された燃料組成では、現実性が見込まれ、かつ従来よりも性能の良いものは存在しない可能性が高いことを示した。

4.5 節では、H から Bi までの軽・中核種を対象とした燃料組成の最適化を行った。もんじゅ内側炉心燃料を一定割合装荷する場合は、転換比が目標値に到達することができなかったものの、軽・中核種の装荷によるナトリウムボイド反応度の低減効果が確認された。転換比が初期世代から目標値に近い重核種のみを最適化後の燃料を一定割合装荷する場合は、燃焼反応度が局所解に陥り目標範囲まで到達できなかったサンプルが存在したものの、全ての炉心特性が目標値・目標範囲に到達し、かつナトリウムボイド反応度を従来よりも低減する燃料が作成された。この2種類の装荷燃料の違いは軽・中核種の燃料組成の自由度に影響することを確認し、軽・中核種の装荷では変動しにくい転換比等の炉心特性の値が初期世代から目標値・目標範囲に近い燃料を装荷することが望ましいとの結論を得た。またナトリウムボイド反応度を減少させる軽・中核種は散乱断面積成分を減少させるものが選定され、エネルギー全体的に中性子束を軟化させる散乱断面積を有する。特定のエネルギー領域でナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分が高い場合はそのエネルギー領域で散乱断面積が立ち上がる軽・中核種の装荷が適しており、そうでない場合はエネルギー全体で中性子束をより軟化させる軽・中核種の装荷が適している。

また、以上の検討から、炉心特性を全て満足し、無限体系でナトリウムボイド反応度が負となる理想的な燃料組成は存在しない可能性が高いとの結論に至った。

次章では、第3章で開発した最適化手法を用いた、高速炉の燃料組成の最適化について検討する。

参考文献

- [1] International Atomic Energy Agency, *Role of Thorium to Supplement Fuel Cycles of Future Nuclear Energy Systems*, ISBN 978-92-0-125910-3 (2012).
- [2] J. Frybort, *Usage of thorium based nuclear fuel in VVER reactors*, ISBN 978-89448-081-2 (2010).
- [3] “元素の周期表,” 新居浜工業高等専門学校, 2008, (日本語), (Internet), <https://www.sci.niihama-nct.ac.jp/PeriodicTable/periodictable.html>, (2021年12月22日アクセス).

- [4] 鈴木達也, “使用済み燃料の処理・処分の観点からの核燃料サイクルにおける高速炉の意義と高速炉使用済み燃料再処理の技術動向と課題,” 長岡技術科学大学, 2012, (日本語), (Internet), https://www.meti.go.jp/shingikai/energy_environment/kosokuro_kaihatsu/kosokuro_kaihatsu_wg/pdf/012_02_00.pdf, (2021年5月12日アクセス).
- [5] 三菱マテリアル株式会社, “B.回収ウラン利用技術開発委託費に係る事業,” 経済産業省, 2015, (日本語), (Internet), https://www.meti.go.jp/policy/tech_evaluation/c00/C0000000H26/150126_saikuru1/saikuru_siryou6b.pdf, (2021年5月12日アクセス).
- [6] E. Browne, R. B. Firestone, V. Shirley, *Table of Radioactive Isotopes*, John Wiley & Sons, New York, ISBN 978-0471849094 (1986).
- [7] 山崎正俊, 宇根崎博信, “濃縮度 5 wt%超燃料の実現に関する課題,” 日本原子力学会誌, **9**(3), 243-251 (2010).
- [8] 内川貞夫, 中野佳洋, 大久保努, 小林登, “回収ウランをブランケット燃料として利用した増殖型革新的水冷却炉の炉心概念設計,” 日本原子力研究開発機構, 2008, (日本語), (Internet), <https://jopss.jaea.go.jp/pdfdata/JAEA-Research-2008-040.pdf>, (2021年5月12日アクセス).
- [9] “平成29年度原子力の利用状況等に関する調査 核燃料サイクル技術等調査報告書,” 日本原子力研究開発機構 (2018).
- [10] S. Maruyama, S. Ohki, T. Okubo, *et al.*, “Correlations among FBR core characteristics for various fuel compositions,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, **49**(6), 640-654 (2012).
- [11] J. S. Coursey, D. J. Schwab, J. J. Tsai, *et al.*, “Atomic Weights and Isotopic Compositions (version 4.1),” National Institute of Standards and Technology, 2015, (English), (Internet), <http://physics.nist.gov/Comp>, (2021年12月22日アクセス).
- [12] 丸山博見, 岩崎智彦, 山本章夫, 他, “原子炉物理,” 日本原子力学会, (2008).
- [13] R. L. Murray, K. E. Holbert, “Breeder Reactors,” *Nuclear Energy*, 2020, (English), (Internet), <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/B9780128128817000253>, (2021年12月22日アクセス)
- [14] 日本原子力文化財団, “「原子力」図面集,” 日本原子力文化財団, 東京 (2005).
- [15] 千葉豪, “いろいろな炉物理パラメータ,” 北海道大学, 2018, (日本語), (Internet), http://roko.eng.hokudai.ac.jp/studentadm/chiba_data/seminar/parameter.pdf, (2021年12月22日アクセス).
- [16] 千葉豪, “実効増倍率と中性子拡散方程式,” 北海道大学, 2013, (日本語), (Internet), http://roko.eng.hokudai.ac.jp/studentadm/chiba_data/seminar/keff.pdf, (2021年12月22日アクセス).
- [17] 千葉豪, “高速炉核設計ツール CBZ/FRBurner の使用マニュアル,” 北海道大学, 2020, (日

- 本語), (Internet), http://roko.eng.hokudai.ac.jp/studentadm/chiba_data/cbz/fr_burner.pdf, (2021年12月23日アクセス).
- [18] 横尾健, 尾形孝成, “金属燃料炉心の特性,” 電中研レビュー, **37**, 91-99 (2000).
- [19] K. Okumura, T. Kugo, K. Kneko, *et al.*, “SRAC2006:A Comprehensive Neutronics Calculation Code System,” Japan Atomic Energy Agency, 2007, (日本語), (Internet), <https://jopss.jaea.go.jp/pdfdata/JAEADData-Code-2007-004.pdf>, (2021年5月10日アクセス).
- [20] MB Chadwick, M Herman, P Obložinský, *et al.*, “ENDF/B-VII.1 Nuclear Data for Science and Technology: Cross Sections, Covariances, Fission Product Yields and Decay Data,” Nuclear Data Sheets, 112(12), 2887- 2996(2011).
- [21] 高下浩文, 樋口真史, 富樫真仁, 他, “核設計手法報告書,” 核燃料サイクル開発機構, 2000, (日本語), (Internet), <https://jopss.jaea.go.jp/pdfdata/JNC-TN8410-2000-011.pdf>, (2020年11月4日アクセス).
- [22] S. Hübener, “Actinide Elements,” *Encyclopedia of Physical Science and Technology*, 211-236 (2003).
- [23] K. Shibata, O. Iwamoto, T. Nakagawa, *et al.*, “JENDL-4.0: A New Library for Nuclear Science and Engineering,” *J. Nucl. Sci. Eng.*, **48**(1), 1 (2011).
- [24] H. Takano, Y. Ishiguro, “PRODUCTION AND BENCHMARK TESTS OF FAST REACTOR GROUP CONSTANT SET JFS-3-J2,” 日本原子力研究所, 1982, (日本語), (Internet), <https://jopss.jaea.go.jp/pdfdata/JAERI-M-82-135.pdf>, (2021年12月27日アクセス).

第5章 炉心寸法最適化の検討

5.1 本章の概要

本章では、高速炉の炉心寸法最適化の検討について記述する。開発する高速炉の設計最適化手法は、これまで見逃してきた可能性のある最適な設計が存在するかを抜本的に探索・確認する能力を有する必要がある。第4章では、燃料組成に関する制約条件を緩和し工学的知見に頼らず最適な燃料を探索する試みとして、同位体組成比の線形結合による大規模な燃料組成の探索範囲の拡大と、第3章で開発した数理的な最適化アルゴリズムの適用による最適な燃料組成の探索を行い、抜本的な高速炉の燃料組成最適化の検討を行った。本章の目的は、炉心寸法に関する制約条件を緩和し新たに構築した炉心寸法の最適化モデルの説明、及び開発した設計最適化手法による抜本的な高速炉の炉心寸法最適化の検討である。

5.2節では、本章で用いる高速炉の炉心寸法の最適化モデルについて記述する。これまで見出すことができなかつた最適な寸法・形状が存在するかを探索・確認するため、本検討で構築した、形状の自由度を従来よりも高めた炉心寸法の最適化モデルについて説明する。5.3節では、最適化対象として選定した炉心特性・その他パラメータとその選定理由について述べる。5.4節では、もんじゅ内側炉心の燃料、重核種のみを最適化後の燃料を装荷した場合における炉心寸法最適化に関する検討を行う。5.5節では、本章のまとめを行う。

5.2 炉心寸法の最適化モデル

本節では、本検討で構築した高速炉の炉心寸法の最適化モデルについて記述する。従来の高速炉の一つであるもんじゅの全炉心体系図を **Figure 5-1** に示す。

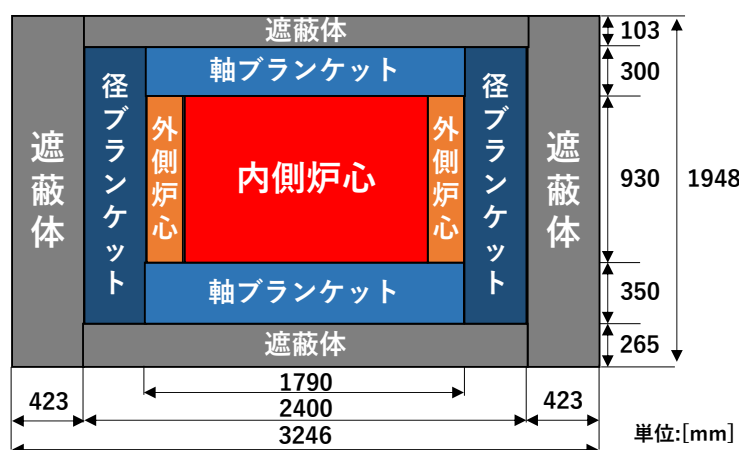


Figure 5-1 もんじゅ全炉心体系[9]

Figure 5-1 のもんじゅ全炉心体系はナトリウム伝送管を明示的に図示せず、詳細な構造を均質化して図示している。上図のもんじゅ全炉心体系を例にすると、高速炉は核分裂連鎖反応を持続させ核分裂反応により熱エネルギーを燃料から取り出すことを目的として設計さ

れた内側炉心と外側炉心、転換比の増加を目的として設計された軸ブランケットと径ブランケット、これらの周囲を取り囲む遮蔽体で構築されている。熱出力は内側炉心の中心から離れるほど下がっていくため、外側炉心はこの下降分を補う目的で設計されている。

上で述べたように、高速炉は領域を大きく2種類に分けると、炉心領域とブランケット領域に分かれる。この高速炉の基本的な設計思想の下、中性子経済や燃料サイクル等の観点から直径 D と高さ H の比(D/H)を3程度とした円柱型炉心、ナトリウムボイド反応度の低減を主な目的とした平たいパンケーキ型炉心等が炉心形状として考案されている。更に、熱出力や燃料棒中心最高温度等の制約条件を満足するように、炉心高さやブランケット厚さ等の炉心寸法を例とした設計変数が調整されている[5]。このように、高速炉の炉心体系は様々な制約条件を考慮し、原子炉設計技術者の経験則や工学的なノウハウを用いて炉心形状や燃料領域の種類が設計されている。

本章では、以上のように炉心形状や燃料領域の種類を工学的知見に基づいて予め決定せずに、ナトリウムボイド反応度に対する感度が高い炉心形状に関する制約条件を緩和した、最適な炉心寸法の大域的探索を行う。炉心形状と炉心寸法の自由度を従来よりも高めるよう構築した高速炉の炉心寸法の最適化モデルを以下の **Figure 5-2** に示す。

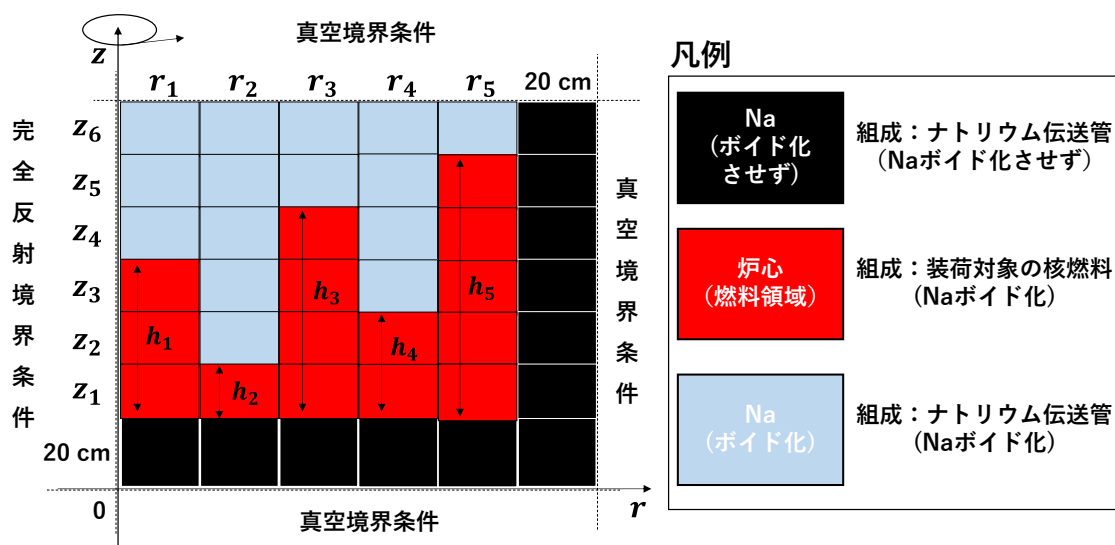


Figure 5-2 高速炉の炉心寸法の最適化モデル

i : 対象パラメータのインデックス($i = 1, 2, \dots$)[-]

z : 軸方向の変数[cm]

r : 径方向の変数[cm]

h_i : 燃料領域の軸方向高さ[cm]

z_i : 燃焼計算領域の軸方向幅[cm]

r_i : 燃焼計算領域の径方向幅[cm]

第 2 章で述べた様に、高速炉は六角形状のラップ管内に燃料ピンが詰め込まれた燃料集合体を使用し、炉心形状は六角柱型である。高速炉の炉心解析においては六角柱型である三次元炉心を二次元円筒体系にモデル化することが多く、本検討で使用する炉心解析コードも同様に高速炉体系を二次元円筒体系にモデル化している。構築した **Figure 5-2** の体系も二次元円筒体系の高速炉である。ナトリウムと燃料のみの 2 種類の物質で体系を構築した理由は、比較的簡単な体系であるほどナトリウムボイド反応度が低減される最適な炉心寸法を探索しやすくなるためであり、また燃料領域を 5 分割した理由は、各燃料領域の軸方向高さ h_i を変化させることで山形・谷型といった炉心形状が構築できるよう、従来よりも自由度の高い最適炉心形状の探索を可能とするためである。

Figure 5-2 は、炉心（燃料領域）の上部にナトリウム伝送管が設置され、また周りにもナトリウム伝送管が巻かれた高速炉二次元円筒体系である。最適化対象の設計変数は、周方向に 5 分割した円筒内の燃料領域の軸方向高さ h_i である。燃料領域の分割数は、増加するほど凹凸度合いを考慮した最適な炉心形状の探索が可能となる一方、最適化計算に要する計算コストが大きくなる。また燃料領域の分割数は減少するほど最適化計算コストも減少するが、最適な炉心形状の凹凸度合いを構築可能な自由度も減少する。この観点から、本検討ではトレードオフの関係である最適化計算コストと炉心形状の凹凸度合いの自由度を考慮し、燃料領域の分割数を 5 と設定した。

燃焼計算領域は **Figure 5-2** 中の燃料領域および燃料領域上部のナトリウムであり、ナトリウムボイド反応度の計算時にはこれら 2 種類の領域に含まれるナトリウムをボイド化させる。

本章で使用する炉心解析コードでは、**Figure 5-2** のように領域をブロック状に区切り、各ブロック内に媒質を均一化して燃焼計算を実行する。この燃焼計算領域の軸方向幅 z_i は燃料領域の軸方向高さ h_i の大小関係によって算出する。例えば **Figure 5-2** の場合では $h_2 < h_4 < h_1 < h_3 < h_5$ であるため、以下の式のように燃焼計算領域の軸方向幅 z_i が決定される。

$$\begin{aligned}
 z_1 &= h_2 \\
 z_2 &= h_4 - h_2 \\
 z_3 &= h_1 - h_4 \\
 z_4 &= h_3 - h_1 \\
 z_5 &= h_5 - h_3 \\
 z_6 &= h_{\max} - h_6
 \end{aligned}
 \tag{5-1}$$

h_{\max} : 燃焼計算領域の高さ [cm]

燃焼計算領域の径方向幅 r_i は、円筒体系をバームクーヘン状に切った体積が等しくなるよう (径方向の各領域の体積が等しくなるよう)、以下の式で与える。

$$r_1 = \frac{1}{\sqrt{5}}R \quad (i = 1)$$

$$r_i = (\sqrt{i} - \sqrt{i-1})r_1 \quad (i = 2,3,4,5) \quad (5-2)$$

R : 燃焼計算領域の半径(= $\sum_{i=1}^5 r_i$)[cm]

ナトリウムボイド化時には、燃料領域に含まれる 40 % (体積比) のナトリウムと、その上部のナトリウム伝送管内のナトリウム 90 % (体積比) をボイド化させ、燃料領域外周部のナトリウム伝送管内のナトリウムはボイド化させない。また、径方向右端、軸方向下端、軸方向上端では真空境界条件を設定し、径方向左端では完全反射境界条件を設定する。

以上が本検討で構築した高速炉の炉心寸法最適化モデルである。ナトリウム伝送管の組成や炉心寸法の制限範囲等の詳細は 5.4.1 項の計算条件で記述する。次節で、炉心寸法の最適化における最適化対象の目的変数について述べる。

5.3 最適化対象の目的変数

本節では、最適化対象の目的変数について記述する。目的変数は第 4 章と同様に、高速炉において重要な炉心特性を選ぶ。ただし転換比は最適化対象から除外し、ドップラー反応度とナトリウムボイド反応度は合計した値を最適化対象とした。理由は、転換比は炉心寸法に対する感度が小さく、設定した目標値に達するまで非常に多くの世代数が必要になるためである。またナトリウムボイド反応度はドップラー反応度よりもオーダーが一桁程度大きく、そのため想定される負の反応度の大きさからナトリウムボイド反応度の最適化優先度をドップラー反応度と同等またはそれ以上とするのが固有安全性の向上の観点から望ましいこと、最適化対象の目的変数の次元数削減による計算コストの低減が理由である。

最適化対象の炉心特性は 4 種類であり、ドップラー反応度とナトリウム反応度は合計値で取り扱うため、目的変数は 3 種類となる。炉心特性のうち燃焼反応度、ドップラー反応度、ナトリウムボイド反応度の 3 つは第 4 章で説明したため、記述を省略する。

● 実効増倍率 k_{eff} [-]

実効増倍率 k_{eff} とは、中性子の漏れのある有限体系における中性子増倍率 k である[9]。実効増倍率 k_{eff} の式を以下に示す。

$$k_{\text{eff}} = \frac{\nu\Sigma_f}{\Sigma_a + DB^2} \quad (5-3)$$

ν : 核分裂一回あたりの中性子発生数[-]

Σ_f : 巨視的核分裂断面積[1/m]

Σ_a : 巨視的吸収断面積[1/m]

D : 拡散係数[m]

B^2 : バックリング[1/m²]

無限増倍率 k_{∞} から新たに用いられている DB^2 の項について説明する。まず拡散係数 D とは、中性子束と中性子流の関係を与える Fick の法則で用いられるパラメータであり、関係式を式(5-4)に示す[9]。

$$\vec{j} = -D\text{grad}(\phi) \quad (5-4)$$

\vec{j} : 中性子流[1/m²/s]

ϕ : 中性子束[1/m²/s]

中性子流 \vec{j} とは、単位時間あたりに単位面積を特定の方向に通過する正味の中性子の数であり、ベクトル量である。また中性子束 ϕ とは、単位体積における単位時間あたりの中性子の総飛行距離であり、スカラー量である。拡散係数 D はボルツマンの輸送方程式から拡散方程式を近似的に導出することにより、以下の式(5-5)で表される[4]。

$$\begin{aligned} D &= \frac{1}{3\Sigma_{\text{tr}}} \\ &= \frac{1}{3(\Sigma_t - \Sigma_{s1})} \end{aligned} \quad (5-5)$$

Σ_{tr} : 巨視的輸送断面積[1/m]

Σ_t : 巨視的全断面積[1/m]

Σ_{s1} : 一次の巨視的非等方散乱断面積[1/m]

またバックリング B^2 とは、原子炉内の中性子束分布がどれだけ湾曲しているかを示す指標であり、式(5-6)に示す拡散方程式を解く際に導入されるパラメータである[9]。

$$-D\nabla^2\phi + \Sigma_a\phi = \frac{1}{k_{\text{eff}}}v\Sigma_f\phi \quad (5-6)$$

上の拡散方程式は、バックリング B^2 の式(5-7)の代入により式(5-8)のように簡略化される。

$$B^2 = \frac{1}{D} \left(\frac{1}{k_{\text{eff}}}v\Sigma_f - \Sigma_a \right) \quad (5-7)$$

$$\nabla^2\phi + B^2\phi = 0 \quad (5-8)$$

式(5-7)を k_{eff} について解いたのが式(5-3)である。式(5-8)の両辺に拡散係数 D を乗じると以下の式(5-9)が導ける。

$$-D\nabla^2\phi = DB^2\phi \quad (5-9)$$

ここで式(5-9)の左辺が中性子の漏洩量を表している為、体系からの中性子の漏洩量は拡散係数 D とバックリング B^2 に比例することとなり、ゆえに式(5-3)中の項の DB^2 は中性子の漏

洩が実効増倍率を低下させる効果を表している。

実効増倍率 $k_{\text{eff}} = 1$ の時、中性子源無しで炉内の核分裂連鎖反応が一定水準で持続する臨界状態となる。また $k_{\text{eff}} > 1$ の時は超臨界と呼ばれる状態であり、炉内の中性子数は時間と共に増加する。 $k_{\text{eff}} < 1$ の時は未臨界と呼ばれ、炉内の中性子数は時間とともに減衰する。このように実効増倍率 k_{eff} も無限増倍率 k_{∞} と同様、原子炉の運転において重要な指標であるため、最適化対象として選定した。

以上が本章で最適化対象の目的変数として選定した 4 つの炉心特性である。本研究では第 4 章と同様に、目的変数の優先度を予め設定した後に適合度評価関数Fを用いて多次元の目的変数をスカラー化する。本章においては、各目的変数の重要度を考慮し、以下の順番で目標値・目標範囲内に収める最適化を行うこととする。

$$\begin{aligned} & \text{実効増倍率 } k_{\text{eff}} \rightarrow \text{燃焼反応度 } \Delta\rho_{\text{burnup}} \\ & \rightarrow (\text{ドップラー反応度 } \Delta\rho_{\text{doppler}} + \text{ナトリウムボイド反応度 } \Delta\rho_{\text{void}}) \end{aligned}$$

次節で、炉心寸法最適化に関する検討について記述する。

5.4 炉心寸法最適化

本節では、構築した最適化モデルを対象とした高速炉の炉心寸法最適化に関する検討を行う。炉心解析条件と最適化計算条件について記述し、もんじゅ内側炉心の燃料を装荷した場合と重核種のための最適後の燃料を装荷した場合における最適化推移と最適化結果を示す。

5.4.1 計算条件

本項では、構築した最適化モデルを対象とした高速炉の炉心寸法最適化における計算条件について記述する。まず、炉心情報に関する計算条件を **Table 5-1** に示す。

Table 5-1 炉心情報に関する計算条件

炉心体系	もんじゅ内側炉心を想定した Figure 5-1 の有限 2 次元円筒体系[9]
燃料領域の各組成の体積比[%]	燃料/空隙/構造材/冷却材 =33.4/2.0/24.7/39.9
ナトリウム伝送管の各組成の体積比[%]	燃料/空隙/構造材/冷却材 =0.0/0.0/9.7/90.3
燃料核種の組成形態	XO ₂
酸化物燃料ペレット理論密度[%]	85
ペレット重さ密度[g/cm ³]	11
冷却材(ナトリウム)密度[g/cm ³]	0.838008
構造材(被覆管など)組成[1/barn/cm]	Mn/Ni/Cr/Mo/Fe/ =0.13556/1.0773/1.3566/0.1995/5.21094
温度[K]	燃料/冷却材 = 1370.65/745.65

本章では **Figure 5-2** で示した高速炉の炉心寸法最適化モデルを、炉心寸法の最適化対象の体系とした。燃料領域にはナトリウムが体積比で約 40 %含まれ、ナトリウム伝送管内には構造材が約 10 %、ナトリウムが約 90 %含まれている。ナトリウムボイド反応度の計算時はボイド化を模擬するために、これらのナトリウムの原子数密度を 1×10^{-10} [1/cm/barn] まで減少させる。それ以外の計算条件は第 4 章と同様である。

次に、炉心解析条件を **Table 5-2** に示す。

Table 5-2 炉心解析条件

計算コード	CBZ/FRBurner[5]
炉心解析手法	有限体積法
評価済み核データライブラリ	JENDL-4.0[6]
エネルギー群数NG[-]	70
メッシュ数[-]	(軸方向メッシュ数, 径方向メッシュ数) = (1,1) から、以下の条件でメッシュを追加 軸方向 : z_i が 5 cm 毎に 1 メッシュ 径方向 : r_i が 5 cm 毎に 1 メッシュ
境界条件	$z = 0$: 完全反射境界条件 それ以外 : 真空境界条件
炉心特性の計算点	燃焼末期

各燃焼計算領域のメッシュ数は、拡散方程式の収束条件を満たすのに必要な計算時間の観点から、燃焼計算領域の軸方向幅 z_i と径方向幅 r_i の大きさによって変化させた。燃焼計算領域のメッシュ数は、(軸方向メッシュ数, 径方向メッシュ数) = (1,1)から軸方向幅 z_i 、径方向幅 r_i が 5 cm 増加する度に 1 メッシュ追加する形式とした。また、有限の 2 次元円筒体系の対称性から $z = 0$ で完全反射境界条件、 $z = 0$ 以外の各境界面で真空境界条件を設定した。それ以外の計算条件は第 4 章と同様である。

次に、燃焼計算条件を **Table 5-3** に示す。

Table 5-3 燃焼計算条件

炉心全体の熱出力[MWth]	714
燃料サイクル数[cycle]	1
燃料サイクル長[day]	148

上表の熱出力は **Figure 5-2** の体系全体の体積に対する値であり、各計算領域の熱出力を全ての計算領域について総和したものが **Table 5-3** 中に示した炉心全体の熱出力と合致するように調整される。また各計算領域における中性子束は調整された各計算領域の熱出力により規格化される。炉心全体の熱出力の値は、もんじゅ全炉心体系での設計値、及び炉心寸法の最適化結果との比較解として構築したもんじゅ内側炉心・外側炉心で構築される体系で設定した値と同じである。それ以外の計算条件は第 4 章と同様である。

次に、最適化手法に関する計算条件を **Table 5-4** に示す。

Table 5-4 最適化手法に関する計算条件

最適化手法	山登り法
燃料領域の軸方向高さ h_i の摂動方法	絶対摂動
燃料領域の軸方向高さ h_i の摂動率 r_{perturb} [-]	0.2
燃料領域の軸方向高さ h_i の摂動幅 $h_{i,\text{width}}$ [cm]	50
一世代あたりの燃料領域の軸方向高さ h_i の総数 N [-]	5
最大世代数 G [-]	50

本章で行う炉心寸法の最適化では多次元の目的変数(5 つの領域における軸方向高さ)を扱い、多峰性を有する最適化問題になる可能性があるため、第 4 章と同様に焼きなまし法に基づき開発した最適化手法を用いるのが本来は望ましい。しかし焼きなまし法では計算コストが大きいため、本検討では解の収束速度が速い山登り法を用いた。ただし山登り法は収束解に対する初期値依存性が強いいため、後に説明するように、7 種類の初期値を用意した。また設計変数が燃料領域の軸方向高さ h_i のみであり、炉心体系の周方向の分割数が 5 つで h_i の次元数が比較的少ないため、設計変数の次元数が低い場合に相対摂動より最適解探索能力

が高い絶対摂動を用いる。一世代あたりに要する最適化計算時間が第 4 章の燃料組成最適化に関する検討の場合と比べて約 30 倍かかるため、計算コストの観点から、一世代あたりの燃料領域の軸方向高さ h_i の総数 N 、最大世代数 G を設定した。

次に、炉心寸法に関する計算条件を **Table 5-5** に示す。

Table 5-5 炉心寸法に関する計算条件

燃焼計算領域の高さ h_{\max} [cm]	160
燃焼計算領域の径方向幅 r_i [cm]	等体積になるよう分割
燃焼計算領域の半径 R [cm]	100

燃焼計算領域の高さ h_{\max} と半径 R は、**Figure 5-1** のもんじゅ全炉心体系のサイズを参考にし、現実的な大きさとなるように設定した。

燃料領域の軸方向高さ h_i の制限範囲は以下 **Table 5-6** のように設定した。

Table 5-6 燃料領域の軸方向高さ h_i の制限範囲

	h_1	h_2	h_3	h_4	h_5
最大値[cm]	150	149.9	149.8	149.7	149.6
最小値[cm]	0.1	0.11	0.12	0.13	0.14

燃料領域の軸方向高さ h_i の制限範囲はおよそ 0 cm から 150 cm となるよう設定した。各 h_i の最大値と最小値を微量だけずらしているのは、仮に $h_i = h_j$ となった場合に燃焼計算領域の数が $6 \times 5 = 30$ 個から $5 \times 5 = 25$ 個に減少するため、炉心解析コードにおける炉心体系情報の入力で整合性が取れなくなることを防ぐためである。

燃料領域の軸方向高さ h_i の初期値は以下 **Table 5-7** のように設定した。

Table 5-7 燃料領域の軸方向高さ h_i の初期値

初期炉心形状	h_1	h_2	h_3	h_4	h_5
平坦型① (平均炉心高さ：低)	37.5	36.5	39.5	35.5	38.5
平坦型② (平均炉心高さ：中)	75.0	74.0	77.0	73.0	76.0
平坦型③ (平均炉心高さ：高)	25.0	50.0	75.0	100.0	125.0
凹凸型① (燃料領域中心：高)	125.0	25.0	126.0	24.0	124.0
凹凸型② (燃料領域中心：低)	25.0	125.0	24.0	126.0	26.0
特殊型① (山型)	125.0	100.0	75.0	50.0	25.0
特殊型② (谷型)	25.0	50.0	75.0	100.0	125.0

燃料領域の軸方向高さ h_i の初期値は、制限範囲と炉心形状に関して網羅的な探索が出来るよう7種類用意した。Table 5-7中の平坦型①、平坦型②、平坦型③は h_i の制限範囲に関して網羅的に探索するため、平坦な炉心形状となる h_i の初期値を3種類に分け、平均炉心高さ($= 1/5 \sum_{i=1}^5 h_i$)が低、中、高となるよう設定した。各平均炉心高さは、 h_i の最大値が150 cmなので順に平坦型①で $(150/4) \times 1 = 37.5[\text{cm}]$ 、平坦型②で $(150/4) \times 2 = 75[\text{cm}]$ 、平坦型③で $(150/4) \times 3 = 112.5[\text{cm}]$ である。また、上述した様に炉心解析コードの仕様上同じ h_i は設定できないため凹凸をつけている。加えてこの凹凸が山型・谷型のような特殊な形状とならないように各 h_i の初期値を設定した。Table 5-7中の凹凸型①、凹凸型②は h_i の炉心形状に関して網羅的に探索するため、平坦型①、②、③と対称的な形状として凹凸型の初期値を用意した。Table 5-7中の特殊型①、特殊型②は h_i の炉心形状に関して更に網羅的に探索するため、山型・谷型な炉心形状となる h_i の初期値を設定した。また、各 h_i の差分が全て25 cmとなるよう設定した。

次に、目的変数に関する計算条件をTable 5-8に示す。

Table 5-8 目的変数に関する計算条件

ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ の合計値の最適化方向	負方向に減少
実効増倍率 k_{eff} の目標値 $(\tau_{k_{\text{eff},1}}, \tau_{k_{\text{eff},2}})$ [-]	(1.0,1.1)
燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ の目標値 $\tau_{\Delta\rho_{\text{burnup}}}$ [dk/kk']	-0.0417

実効増倍率 k_{eff} の目標値は、第2章のもんじゅ全炉心体系に対する燃焼計算結果において実効増倍率がおよそ 1.0 から 1.1 の値で変動していたため、この範囲内の実効増倍率 k_{eff} なら十分現実的であると判断して設定した。燃焼反応度の目標値は、第2章で最適化結果の比較対象として計算した、もんじゅ内側炉心と外側炉心で構築された体系における燃焼反応度の値である。なお、ドップラー反応度の計算においては第2章、第4章と同様に、燃焼計算領域に含まれている原子番号が 90 以上の重核種、及び Zr と Mo の温度上昇幅を 807.15[K]と設定した。

次に、適合度評価関数に関する計算条件を **Table 5-9** に示す。

Table 5-9 適合度評価関数に関する計算条件

ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ の合計値の 適合度評価関数[-]	$f_{\Delta\rho_{\text{void}}+\Delta\rho_{\text{doppler}}} = -a \max(\tau_{\Delta\rho_{\text{void}}+\Delta\rho_{\text{doppler}}}, \Delta\rho_{\text{void}} + \Delta\rho_{\text{doppler}})$
実効増倍率 k_{eff} の適合度評価関数[-]	$f_{k_{\text{eff}}} = \begin{cases} b_1 \times k_{\text{eff}} & (k_{\text{eff}} < \tau_{k_{\text{eff},1}}) \\ b_1 \times \tau_{k_{\text{eff},1}} & (\tau_{k_{\text{eff},1}} \leq k_{\text{eff}} \leq \tau_{k_{\text{eff},2}}) \\ -b_2 \times k_{\text{eff}} + (b_1 \times \tau_{k_{\text{eff},1}} + b_2 \times \tau_{k_{\text{eff},2}}) & (\tau_{k_{\text{eff},2}} < k_{\text{eff}}) \end{cases}$
燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ の適合度評価関数[-]	$f_{\Delta\rho_{\text{burnup}}} = \begin{cases} c \times \Delta\rho_{\text{burnup}} & (\Delta\rho_{\text{burnup}} < -\tau_{\Delta\rho_{\text{burnup}}}) \\ c \times \tau_{\Delta\rho_{\text{burnup}}} & (-\tau_{\Delta\rho_{\text{burnup}}} \leq \Delta\rho_{\text{burnup}} \leq \tau_{\Delta\rho_{\text{burnup}}}) \\ -c \times \Delta\rho_{\text{burnup}} & (\tau_{\Delta\rho_{\text{burnup}}} < \Delta\rho_{\text{burnup}}) \end{cases}$
ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と ドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ の合計値の 適合度の重み a [-]	1
実効増倍率 k_{eff} の適合度の重み (b_1, b_2) [-]	(1001,1001)
燃焼反応度 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ の適合度の重み c [-]	1001

Table 5-9 において、 $\tau_{\Delta\rho_{\text{void}}+\Delta\rho_{\text{doppler}}}$ はナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ とドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ の合計値 $\Delta\rho_{\text{void}} + \Delta\rho_{\text{doppler}}$ の目標値であり、-1 に設定している。この設定理由は適合度評価関数の説明後に記述する。

各目的変数の適合度評価関数の概念図を **Figure 5-3** に示す。

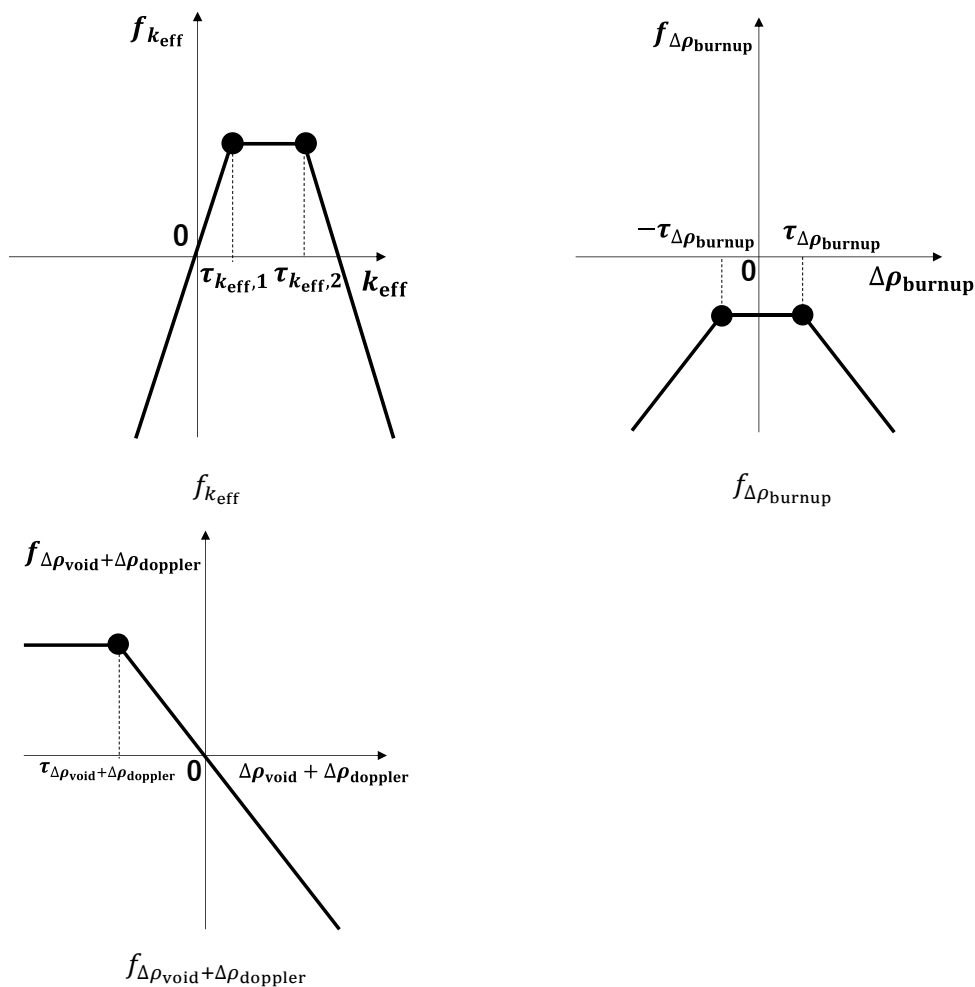


Figure 5-3 各目的変数の適合度評価関数の概念図

Figure 5-3 の適合度評価関数は、各目的変数が目標値に近づくほど適合度が増加するように設計した。適用する最適化コードは第 3 章と第 4 章でも説明した通り、適合度 f を最大にする $\max(f)$ の最適化問題を扱っているため、各目的変数の適合度は全て増加する方が望ましい。各目的変数の適合度評価関数は、実効増倍率と燃焼反応度に関しては第 4 章で使用したものと同一であるため、詳細な説明は省略する。ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ とドップラー反応度 $\Delta\rho_{\text{doppler}}$ の合計値はどちらの炉心特性も負方向に減少するのが望ましく、合計値をできるだけ減少させるために、今回の計算条件では到達不可能な目標値 $\tau_{\Delta\rho_{\text{void}} + \Delta\rho_{\text{doppler}}} = -1$ を設定した。

これら 3 種類の目的変数の適合度は、初めに $\Delta\rho_{\text{void}} + \Delta\rho_{\text{doppler}}$ 以外の目的変数が目標値に到達するまで各適合度を増加させていき、その後 $\Delta\rho_{\text{void}} + \Delta\rho_{\text{doppler}}$ の適合度を増加させていくように設定している。この時、目標値に到達させる優先度は 5.3 項で説明したように、 k_{eff} 、 $\Delta\rho_{\text{burnup}}$ 、 $\Delta\rho_{\text{void}} + \Delta\rho_{\text{doppler}}$ とした。この順番で最適化が進むよう、すなわち $f_{k_{\text{eff}}} >$

$f_{\Delta\rho_{\text{burnup}}} > f_{\Delta\rho_{\text{void}}+\Delta\rho_{\text{doppler}}}$ となるように、各目的変数の適合度の重み $a\sim c$ の値を設定した。

次に、燃料領域に装荷する 2 種類の燃料について説明する。もんじゅ内側炉心の燃料組成を **Table 5-10** に、重核種のみを対象とした最適化後の燃料組成を **Table 5-11** に示す。

Table 5-10 もんじゅ内側炉心の燃料組成

核種名	重量比[wt.]
U235	0.002
U238	0.775
Pu239	0.130
Pu240	0.054
Pu241	0.031
Pu242	0.009

Table 5-11 重核種のみを対象とした最適化後の燃料組成

核種名	重量比[wt.]
Th232	0.840
Cm244	0.053
Cm245	0.107

重核種のみを対象とした最適化後の燃料組成については、第 4 章と同様、MA に関する制約条件を考慮しないものとした。また、炉心寸法の最適化で得られる炉心特性の値の参考として、上で示した各燃料組成で得られる炉心特性を **Table 5-12**、**Table 5-13** に示す。
に示す。

Table 5-12 1 領域無限均質体系におけるもんじゅ内側炉心燃料装荷時の炉心特性

ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	0.0420
無限増倍率[-]	1.31
転換比[-]	0.76
燃焼反応度[dk/kk']	-0.0510
ドップラー反応度[dk/kk']	-0.0034

**Table 5-13 1 領域無限均質体系における
重核種のみを対象とした最適化後の燃料装荷時の炉心特性**

ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	0.0251
無限増倍率[-]	1.38
転換比[-]	1.03
燃焼反応度[dk/kk']	-0.0500
ドップラー反応度[dk/kk']	-0.0043

以上が本章で行う高速炉の炉心寸法最適化に関する検討における計算条件である。次項から、装荷する2種類の燃料について炉心寸法の最適化を行う。初めに5.4.2項でもんじゅ内側炉心燃料を装荷する場合における炉心寸法最適化の検討結果について記述し、その後5.4.3項で重核種のみのお最適化後の燃料を装荷する場合における炉心寸法最適化の検討結果について記述する。

5.4.2 もんじゅ内側炉心燃料を装荷する場合

本項では、もんじゅ内側炉心燃料を装荷する場合における炉心寸法の最適化結果について記述する。ここでは本項の検討で最もナトリウムボイド反応度が小さくなった最適化結果を代表として、特殊型①(山形)の初期炉心形状の場合における燃料領域の軸方向高さ h_i の最適化推移を **Figure 5-4** に示す。

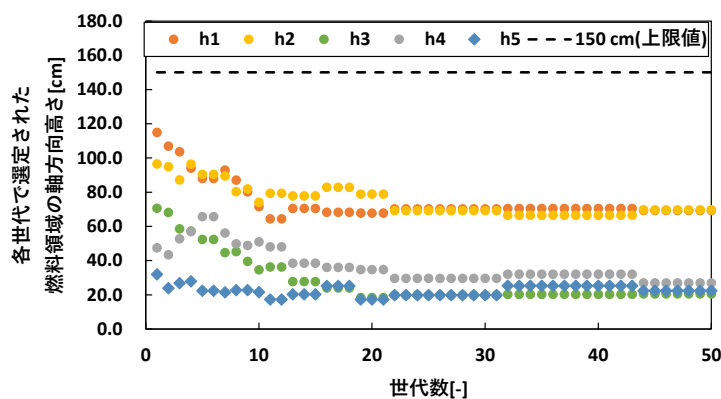


Figure 5-4 燃料領域の軸方向高さ h_i の最適化推移(もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合)

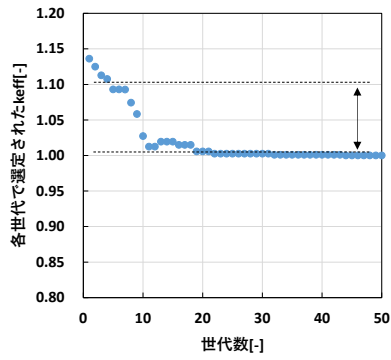
Figure 5-4 から、約 10 世代目までは h_4 以外の燃料領域の軸方向高さ h_i は減少していき、その後の世代における h_i の変動量は 10 世代目より前と比べると小さかった。これは約 10 世代目まで実効増倍率を下げるように h_i が変化したためであると考えられる。その後、実効増倍率が目標範囲より下回らないために h_i の探索範囲が狭まったと考える。

上の h_i 最適化結果として、燃料の中心が盛り上がり、外側の燃料高さが低い、山形の炉心

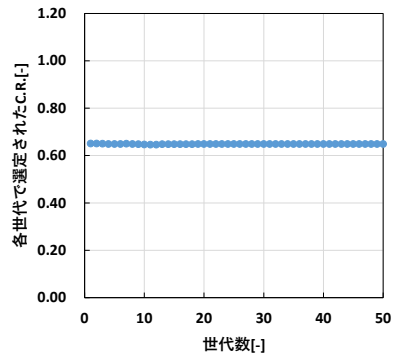
形状が構築された。今回の最適化条件では実効増倍率を初めに目標範囲の 1.0 から 1.1 に収めるように最適化計算が進行していくが、これを満たす炉心形状すなわち h_i は複数存在する。**Figure 5-4** の h_i 初期値は山型であるので、この初期炉心形状から $1.0 \leq k_{\text{eff}} \leq 1.1$ を満たすことのできる山型形状にまずは h_i の探索方向が決まり、その後ナトリウムボイド反応度とドップラー反応度が減少していくように炉心形状が変形されていったと考える。

以上が燃料領域の軸方向高さ h_i の最適化推移である。続いて、各炉心特性とその適合度の最適化推移を示す。**Figure 5-5** 中の破線と矢印は、**Table 5-8** に示した各炉心特性における目標値・目標範囲を図示している。また、最適化対象外であるが参考のため転換比も含めて図示する。また、ナトリウムボイド反応度とドップラー反応度は別々に図示し、これら合計値の適合度については常に以下の関係式が成り立つため、適合度も別々に図示する。

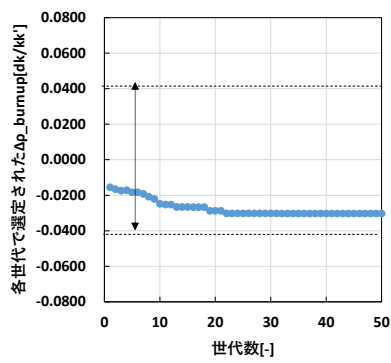
$$\begin{aligned}
 f_{\Delta\rho_{\text{void}}+\Delta\rho_{\text{doppler}}} &= -a\max\left(\tau_{\Delta\rho_{\text{void}}+\Delta\rho_{\text{doppler}}}, \Delta\rho_{\text{void}} + \Delta\rho_{\text{doppler}}\right) \\
 &= -a(\Delta\rho_{\text{void}} + \Delta\rho_{\text{doppler}}) && (5-10) \\
 &= -a\Delta\rho_{\text{void}} - a\Delta\rho_{\text{doppler}} \\
 &= f_{\Delta\rho_{\text{void}}} + f_{\Delta\rho_{\text{doppler}}}
 \end{aligned}$$



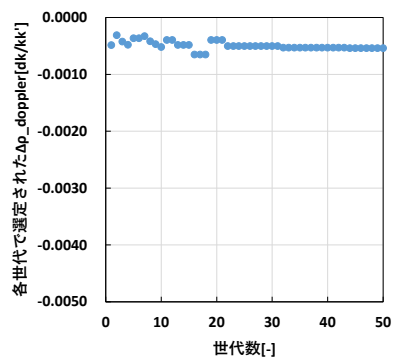
k_{eff}



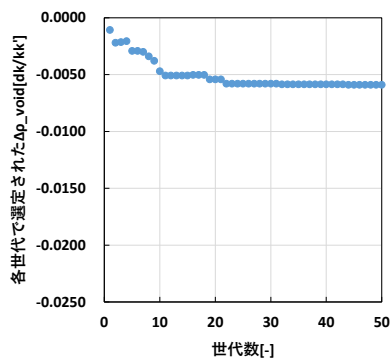
C.R.(最適化対象外)



$\Delta\rho_{burnup}$

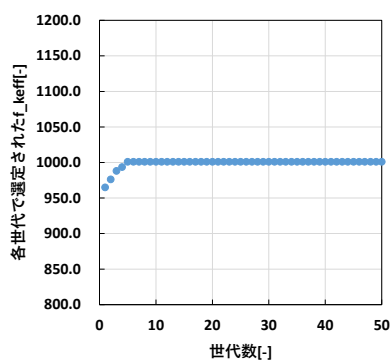


$\Delta\rho_{doppler}$

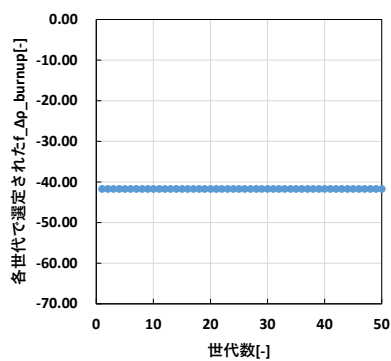


$\Delta\rho_{void}$

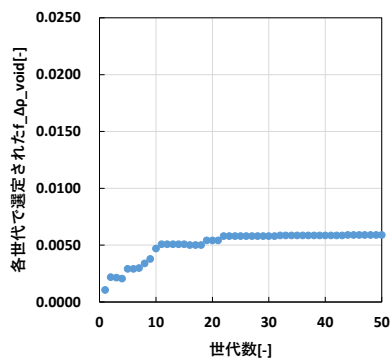
Figure 5-5 各炉心特性の最適化推移(もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合)



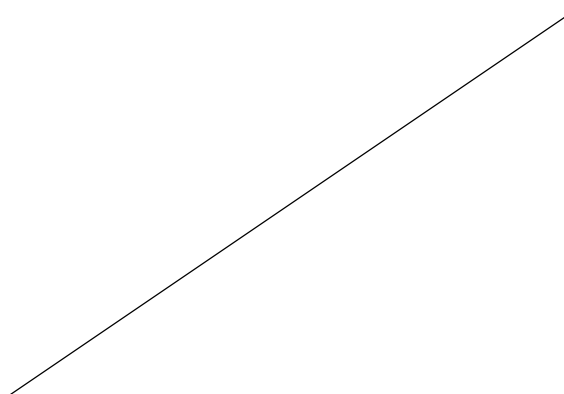
k_{eff}



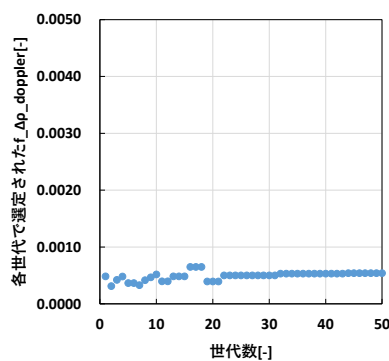
$\Delta\rho_{burnup}$



$\Delta\rho_{void}$



$C.R.$ (最適化対象外)



$\Delta\rho_{doppler}$

Figure 5-6 各炉心特性の適合度の最適化推移(もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合)

Figure 5-5 から、実効増倍率と燃焼反応度は目標範囲に到達した。転換比は今回最適化対象外であるが、最適化推移から炉心寸法に対する感度が小さいことが分かる。ドップラー反応度は大きく減少しなかったが、ナトリウムボイド反応度は初期世代から大きく減少した。

実効増倍率は、全ての世代において自身の適合度が他の炉心特性と比べて最も大きいことが Figure 5-6 から分かり、ゆえに最も早く山登り法による最適化が行われていた。実効増倍率は 5 世代目から目標範囲内に到達しており、10 世代目までは値が減少していったが、その後は目標範囲の下限値である 1.0 付近に収束していた。

転換比は、全ての世代にわたって大きく変動しなかった。転換比は親核種の中性子捕獲反応率と核分裂性核種の中性子吸収反応率の比で決まる炉心特性であるが、このように変動が微小な推移となったことから、炉心寸法や炉心形状の変化による中性子スペクトルの変化の転換比に対する影響は小さいと考えられる。よって、第四章と同様に、転換比の増加には軽・中核種の装荷や炉心形状の調整ではなく、親核種と核分裂性核種の装荷量の調整が有効であるといえる。

燃焼反応度は、常に目標範囲内で推移していた。そのため Figure 5-6 からは適合度は一定の値をとっていた。炉心寸法の最適化結果から h_i が初期値から減少しているため燃料の体積は世代の増加に伴い減少しており、全体の炉心体系に対する熱出力の値は一定であることから、単位体積当たりの燃料の燃焼度が大きくなり、結果として実効増倍率の変動量が大きくなったことが Figure 5-5 の最適化推移から考えられる。

ドップラー反応度は、炉心寸法の変化に対して大きく変動しなかった。ドップラー反応度は炉内の温度が上昇した際に U238 のような巨大な共鳴構造を持つ中性子捕獲断面積の影響により印加される反応度である。装荷したもんじゅ内側炉心の燃料に含まれる U238 は約 80wt.% であるが、この重量比が変化しない限り U238 と他の重核種との相対的な重量は変化しないので、ドップラー反応度も大きく変化しなかったと考えられる。

ナトリウムボイド反応度は、初期世代から大きく減少した。約 10 世代までは大きく減少し、その後の減少量は小さかった。ドップラー反応度よりもナトリウムボイド反応度の方が一桁程度負側に大きいため、ドップラー反応度よりもナトリウムボイド反応度の適合度を優先して増加させるように最適化が進行していることが Figure 5-6 から確認できる。

また、10 世代目までの実効増倍率・燃焼反応度・ナトリウムボイド反応度の最適化推移を比較すると、これらは正の相関を有していることが確認でき、この理由は燃料の装荷量から説明できる。燃焼反応度は、燃料の増加に伴い絶対値が大きくなる理由は上で記述した。実効増倍率は、燃料の体積が増加するほど燃料からの中性子漏洩量は減少するため増加すると考える。ナトリウムボイド反応度は、燃料の体積が増加するほどナトリウムがボイド化した際に燃料内部からの中性子漏洩量が減少すること、中性子束の硬化により印加される $\Delta\rho_{\text{void}}$ の散乱断面積成分が増加することによって、反応度成分の合計値が増加すると考えられる。

以上が炉心特性の最適化推移である。また、7種類の初期値において初期乱数を10回変更して同様の炉心寸法最適化を行った結果を以下に示す。

Table 5-14 燃料領域の軸方向高さ h_i の最適化結果(10 ケース) (もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合)

初期炉心形状 パターン	燃料領域 の軸方向 高さ h_i [cm]	サンプル番号										最大値 [cm]	最小値 [cm]	平均値 [cm]	不偏標準 偏差[cm]
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10				
平坦型① (平均炉心 高さ：低)	h_1	72.3	86.2	71.8	71.1	82.0	72.6	65.5	76.4	68.9	65.0	86.2	65.0	73.2	6.7
	h_2	53.6	35.9	60.6	50.2	45.3	48.6	57.8	46.7	58.3	53.4	60.6	35.9	51.0	7.4
	h_3	44.0	37.1	23.4	51.5	25.4	52.3	59.7	21.0	21.7	64.7	64.7	21.0	40.1	16.6
	h_4	22.8	22.6	28.7	24.0	27.4	39.5	26.7	73.9	99.0	18.3	99.0	18.3	38.3	26.7
	h_5	35.7	38.8	50.7	49.4	26.9	21.1	18.4	42.6	20.7	75.4	75.4	18.4	38.0	17.7
平坦型② (平均炉心 高さ：中)	h_1	19.2	77.3	77.2	22.2	18.9	79.4	77.6	68.0	58.2	21.4	79.4	18.9	51.9	27.8
	h_2	92.6	22.1	19.8	99.2	105.0	22.3	23.2	56.4	82.2	76.9	105.0	19.8	60.0	35.4
	h_3	85.0	82.7	81.8	102.4	71.1	64.6	91.0	19.3	44.6	67.4	102.4	19.3	71.0	24.2
	h_4	82.8	41.7	47.7	39.9	61.4	53.3	53.8	82.4	17.3	101.4	101.4	17.3	58.2	24.7
	h_5	35.3	85.2	89.6	84.3	102.1	115.8	45.4	97.7	91.4	91.1	115.8	35.3	83.8	24.8
平坦型③ (平均炉心 高さ：高)	h_1	20.0	81.6	75.8	50.5	19.2	19.4	20.3	21.3	21.8	21.3	81.6	19.2	35.1	24.8
	h_2	96.6	20.8	19.7	73.6	114.0	75.0	96.5	76.9	104.6	84.3	114.0	19.7	76.2	32.3
	h_3	55.5	76.1	126.2	139.9	75.8	139.9	75.0	125.8	71.7	60.2	139.9	55.5	94.6	34.0
	h_4	106.7	21.2	29.8	29.7	47.1	49.8	77.9	47.8	54.4	121.6	121.6	21.2	58.6	33.4
	h_5	101.9	138.3	145.4	20.9	149.6	139.5	54.0	141.1	115.6	92.5	149.6	20.9	109.9	43.4
凹凸型① (燃料領域 中心：高)	h_1	72.2	65.9	73.6	74.5	68.9	63.2	67.0	72.9	65.4	77.0	77.0	63.2	70.1	4.6
	h_2	37.8	40.5	20.4	22.8	34.9	41.4	35.7	29.1	39.3	20.2	41.4	20.2	32.2	8.4
	h_3	83.6	101.4	141.1	142.2	101.2	114.5	124.3	101.6	136.1	100.8	142.2	83.6	114.7	20.3
	h_4	20.4	16.2	29.4	26.5	20.5	18.6	18.8	19.8	18.2	24.6	29.4	16.2	21.3	4.2
	h_5	136.8	141.3	135.7	89.3	138.4	139.7	147.6	123.8	119.3	133.3	147.6	89.3	130.5	16.7
凹凸型② (燃料領域 中心：低)	h_1	54.2	58.0	54.9	58.4	60.4	59.5	59.8	56.2	55.7	49.9	60.4	49.9	56.7	3.2
	h_2	111.7	87.9	100.7	99.1	84.6	78.8	78.8	90.5	94.9	149.9	149.9	78.8	97.7	21.0
	h_3	22.2	18.1	20.6	21.3	17.4	16.7	21.1	20.9	20.7	18.0	22.2	16.7	19.7	1.9
	h_4	104.8	145.0	109.6	88.4	91.3	142.0	131.3	120.4	102.7	102.9	145.0	88.4	113.9	20.0
	h_5	20.4	23.2	18.2	25.0	20.8	27.8	25.0	19.4	19.4	16.8	27.8	16.8	21.6	3.5
特殊型① (山型)	h_1	70.8	68.3	70.2	81.8	69.6	75.4	73.7	67.5	60.9	69.4	81.8	60.9	70.7	5.5
	h_2	55.4	71.6	44.5	24.8	40.6	54.0	51.9	52.0	80.4	69.8	80.4	24.8	54.5	16.3
	h_3	42.8	23.0	91.0	76.2	105.0	21.5	32.8	65.7	41.6	20.5	105.0	20.5	52.0	30.6
	h_4	32.1	19.9	27.8	37.5	20.6	39.9	57.4	26.9	21.0	27.0	57.4	19.9	31.0	11.5
	h_5	21.5	45.0	16.5	46.3	37.7	60.3	22.7	22.0	36.0	22.4	60.3	16.5	33.0	14.3
特殊型② (谷型)	h_1	20.6	21.8	19.4	23.1	20.2	20.3	22.6	18.5	20.7	22.2	23.1	18.5	20.9	1.5
	h_2	104.7	80.8	85.7	82.3	76.0	66.7	85.9	89.0	90.2	78.4	104.7	66.7	84.0	10.0
	h_3	70.8	58.3	66.3	66.1	69.8	117.3	59.1	59.7	64.4	64.8	117.3	58.3	69.7	17.3
	h_4	56.0	117.8	89.5	84.4	87.4	63.7	112.6	100.1	79.9	97.7	117.8	56.0	88.9	19.5
	h_5	148.4	149.6	98.0	109.7	149.6	117.5	98.2	127.0	110.5	117.8	149.6	98.0	122.6	20.3

Table 5-14 から、特定の炉心形状は構築されておらず、初期炉心形状パターンによって様々な体系が最適化結果として得られた。この理由は収束解に対する初期値依存性が強い山登り法の性質が表れているためであること、実効増倍率の目標範囲を満たす h_i が複数存在するためと考えられる。

各初期炉心形状パターンにおける h_i 最適化結果を見ると、平坦型①・凹凸型①、凹凸型②・特殊型①・特殊型②において不偏標準偏差が1桁である h_i が存在することが確認できる。中でも最も燃料領域の中心に位置する h_1 の不偏標準偏差が小さい。これは先に述べたように、初めに実効増倍率を目標範囲に収めるよう h_i の最適化計算が進むため、これらの初期炉心形状パターンでは h_1 が最も実効増倍率に対する感度が高く、ゆえに h_1 を変化させることで効果的に実効増倍率を目標範囲へと推移させていく最適化結果が得られたと考える。

全ての初期炉心形状パターンにおいて、各 h_i の最大値・最小値・平均値・不偏標準偏差をTable 5-15 に示す。

Table 5-15 燃料領域の軸方向高さ h_i の最大値・最小値・平均値・不偏標準偏差(もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合)

	h_1	h_2	h_3	h_4	h_5
最大値[cm]	86.2	149.9	142.2	145.0	149.6
最小値[cm]	18.5	19.7	16.7	16.2	16.5
平均値[cm]	54.1	65.1	66.0	58.6	77.1
不偏標準偏差[cm]	23.2	29.2	37.2	37.2	48.1

Table 5-15 から、 h_1 は他の h_i と比べて最大値が約 60 cm 小さく、平均値も最小であり不偏標準偏差も最も小さいことから、燃料領域の軸方向高さの最適化結果は h_1 とそれ以外の h_i に分類できる。このような最適化結果になったのは、初期世代から実効増倍率 k_{eff} を目標範囲内に収めるよう h_1 をまず変化させ、その後は h_1 が一定の値を保ちつつ他の h_i が各炉心特性が目標値・目標範囲内で変動するように変化していったためと考える。

以上から、最適な炉心体系としては h_1 が 18.5 cm から 86.2 cm 程度の範囲にあることが一つ考えられる。本検討ではナトリウムボイド反応度が最も減少し他の炉心特性も満足する最適な炉心形状を探索しているため、各炉心特性の最適化結果を示した後に最適な炉心体系について考察する。

以上がもんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合における炉心寸法の最適化結果である。続いて、各炉心特性とその適合度の最適化結果を示す。

Table 5-16 もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合における炉心特性の最適化結果(10 ケース)

初期炉心形状 パターン	炉心特性	サンプル番号										目標範囲	
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10		
平坦型① (平均炉心 高さ：低)	k_{eff}	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.0 - 1.1 -0.0417 - 0.0417 - -
	$C.R.$	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65		
	$\Delta \rho_{\text{burnup}}$	-0.0291	-0.0317	-0.0299	-0.0278	-0.0323	-0.0279	-0.0270	-0.0289	-0.0271	-0.0251		
	$\Delta \rho_{\text{doppler}}$	-0.0007	-0.0006	-0.0007	-0.0007	-0.0007	-0.0006	-0.0005	-0.0006	-0.0006	-0.0005		
	$\Delta \rho_{\text{void}}$	-0.0055	-0.0053	-0.0057	-0.0052	-0.0056	-0.0054	-0.0056	-0.0056	-0.0056	-0.0054		
平坦型② (平均炉心 高さ：中)	k_{eff}	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.0 - 1.1 -0.0417 - 0.0417 - -	
	$C.R.$	0.64	0.65	0.65	0.64	0.64	0.65	0.65	0.64	0.65	0.64		
	$\Delta \rho_{\text{burnup}}$	-0.0171	-0.0251	-0.0246	-0.0164	-0.0161	-0.0246	-0.0249	-0.0245	-0.0235	-0.0158		
	$\Delta \rho_{\text{doppler}}$	-0.0004	-0.0006	-0.0005	-0.0005	-0.0004	-0.0006	-0.0007	-0.0005	-0.0004	-0.0004		
	$\Delta \rho_{\text{void}}$	-0.0021	-0.0046	-0.0045	-0.0020	-0.0020	-0.0044	-0.0044	-0.0053	-0.0051	-0.0019		
平坦型③ (平均炉心 高さ：高)	k_{eff}	1.00	1.00	1.01	1.01	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.0 - 1.1 -0.0417 - 0.0417 - -	
	$C.R.$	0.64	0.65	0.65	0.64	0.64	0.64	0.64	0.64	0.64	0.64		
	$\Delta \rho_{\text{burnup}}$	-0.0151	-0.0270	-0.0223	-0.0194	-0.0157	-0.0150	-0.0168	-0.0153	-0.0161	-0.0154		
	$\Delta \rho_{\text{doppler}}$	-0.0004	-0.0006	-0.0005	-0.0005	-0.0004	-0.0004	-0.0005	-0.0005	-0.0005	-0.0005		
	$\Delta \rho_{\text{void}}$	-0.0019	-0.0048	-0.0043	-0.0041	-0.0021	-0.0019	-0.0021	-0.0019	-0.0020	-0.0019		
凹凸型① (燃料領域 中心：高)	k_{eff}	1.01	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.0 - 1.1 -0.0417 - 0.0417 - -	
	$C.R.$	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65		
	$\Delta \rho_{\text{burnup}}$	-0.0236	-0.0224	-0.0219	-0.0232	-0.0228	-0.0211	-0.0213	-0.0240	-0.0208	-0.0247		
	$\Delta \rho_{\text{doppler}}$	-0.0005	-0.0004	-0.0006	-0.0007	-0.0005	-0.0005	-0.0004	-0.0005	-0.0004	-0.0005		
	$\Delta \rho_{\text{void}}$	-0.0049	-0.0050	-0.0044	-0.0045	-0.0049	-0.0049	-0.0048	-0.0049	-0.0048	-0.0047		
凹凸型② (燃料領域 中心：低)	k_{eff}	1.01	1.00	1.00	1.01	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.0 - 1.1 -0.0417 - 0.0417 - -	
	$C.R.$	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65		
	$\Delta \rho_{\text{burnup}}$	-0.0207	-0.0224	-0.0218	-0.0224	-0.0246	-0.0236	-0.0231	-0.0224	-0.0226	-0.0195		
	$\Delta \rho_{\text{doppler}}$	-0.0005	-0.0004	-0.0004	-0.0005	-0.0004	-0.0004	-0.0006	-0.0005	-0.0005	-0.0003		
	$\Delta \rho_{\text{void}}$	-0.0045	-0.0049	-0.0048	-0.0047	-0.0052	-0.0051	-0.0050	-0.0050	-0.0050	-0.0043		
特殊型① (山型)	k_{eff}	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.0 - 1.1 -0.0417 - 0.0417 - -	
	$C.R.$	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65	0.65		
	$\Delta \rho_{\text{burnup}}$	-0.0290	-0.0294	-0.0260	-0.0277	-0.0254	-0.0296	-0.0287	-0.0270	-0.0262	-0.0303		
	$\Delta \rho_{\text{doppler}}$	-0.0006	-0.0005	-0.0004	-0.0007	-0.0005	-0.0006	-0.0006	-0.0006	-0.0006	-0.0005		
	$\Delta \rho_{\text{void}}$	-0.0056	-0.0058	-0.0052	-0.0046	-0.0053	-0.0056	-0.0054	-0.0054	-0.0054	-0.0059		
特殊型② (谷型)	k_{eff}	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.0 - 1.1 -0.0417 - 0.0417 - -	
	$C.R.$	0.64	0.64	0.64	0.64	0.64	0.64	0.64	0.64	0.64	0.64		
	$\Delta \rho_{\text{burnup}}$	-0.0158	-0.0148	-0.0158	-0.0157	-0.0155	-0.0154	-0.0153	-0.0152	-0.0158	-0.0154		
	$\Delta \rho_{\text{doppler}}$	-0.0005	-0.0005	-0.0004	-0.0005	-0.0004	-0.0004	-0.0005	-0.0004	-0.0004	-0.0005		
	$\Delta \rho_{\text{void}}$	-0.0020	-0.0018	-0.0019	-0.0018	-0.0019	-0.0019	-0.0018	-0.0019	-0.0020	-0.0018		

Table 5-17 もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合における炉心特性の適合度の最適化結果
(10 ケース)

初期炉心形状 パターン	炉心特性 の適合度	サンプル番号									
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
平坦型① (平均炉心 高さ：低)	f_{keff}	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001
	$f_{C.R.}$										
	$f_{\Delta\rho burnup}$	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71
	$f_{\Delta\rho doppler}$	0.0007	0.0006	0.0007	0.0007	0.0007	0.0006	0.0005	0.0006	0.0006	0.0005
	$f_{\Delta\rho void}$	0.0055	0.0053	0.0057	0.0052	0.0056	0.0054	0.0056	0.0056	0.0056	0.0054
平坦型② (平均炉心 高さ：中)	f_{keff}	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001
	$f_{C.R.}$										
	$f_{\Delta\rho burnup}$	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71
	$f_{\Delta\rho doppler}$	0.0004	0.0006	0.0005	0.0005	0.0004	0.0006	0.0007	0.0005	0.0004	0.0004
	$f_{\Delta\rho void}$	0.0021	0.0046	0.0045	0.0020	0.0020	0.0044	0.0044	0.0053	0.0051	0.0019
平坦型③ (平均炉心 高さ：高)	f_{keff}	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001
	$f_{C.R.}$										
	$f_{\Delta\rho burnup}$	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71
	$f_{\Delta\rho doppler}$	0.0004	0.0006	0.0005	0.0005	0.0004	0.0004	0.0005	0.0005	0.0005	0.0005
	$f_{\Delta\rho void}$	0.0019	0.0048	0.0043	0.0041	0.0021	0.0019	0.0021	0.0019	0.0020	0.0019
凹凸型① (燃料領域 中心：高)	f_{keff}	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001
	$f_{C.R.}$										
	$f_{\Delta\rho burnup}$	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71
	$f_{\Delta\rho doppler}$	0.0005	0.0004	0.0006	0.0007	0.0005	0.0005	0.0004	0.0005	0.0004	0.0005
	$f_{\Delta\rho void}$	0.0049	0.0050	0.0044	0.0045	0.0049	0.0049	0.0048	0.0049	0.0048	0.0047
凹凸型② (燃料領域 中心：低)	f_{keff}	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001
	$f_{C.R.}$										
	$f_{\Delta\rho burnup}$	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71
	$f_{\Delta\rho doppler}$	0.0005	0.0004	0.0004	0.0005	0.0004	0.0004	0.0006	0.0005	0.0005	0.0003
	$f_{\Delta\rho void}$	0.0045	0.0049	0.0048	0.0047	0.0052	0.0051	0.0050	0.0050	0.0050	0.0043
特殊型① (山型)	f_{keff}	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001
	$f_{C.R.}$										
	$f_{\Delta\rho burnup}$	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71
	$f_{\Delta\rho doppler}$	0.0006	0.0005	0.0004	0.0007	0.0005	0.0006	0.0006	0.0006	0.0006	0.0005
	$f_{\Delta\rho void}$	0.0056	0.0058	0.0052	0.0046	0.0053	0.0056	0.0054	0.0054	0.0054	0.0059
特殊型② (谷型)	f_{keff}	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001
	$f_{C.R.}$										
	$f_{\Delta\rho burnup}$	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71
	$f_{\Delta\rho doppler}$	0.0005	0.0005	0.0004	0.0005	0.0004	0.0004	0.0005	0.0004	0.0004	0.0005
	$f_{\Delta\rho void}$	0.0020	0.0018	0.0019	0.0018	0.0019	0.0019	0.0018	0.0019	0.0020	0.0018

Table 5-16 から、7 種類の h_i の初期値において初期乱数を 10 回変更した全てのサンプルで実効増倍率、燃焼反応度が目標範囲内に到達したことを確認した。実効増倍率は全てのサンプルで目標範囲の下限値近くに収束した。転換比はどのサンプルも約 0.65 であった。燃焼反応度は目標範囲の中で様々な値に収束した。ドップラー反応度とナトリウムボイド反応度は初期乱数によって最適化結果が変化しており、全てのサンプルにおいてナトリウムボイド反応度はドップラー反応度より負側に大きい最適化結果となった。

以上の結果から、Table 5-17 のように実効増倍率、燃焼反応度の適合度は全てのサンプルで同じであり、転換比の適合度は今回考慮していないため、今回設定した最適化条件ではナトリウムボイド反応度とドップラー反応度の合計値の小ささが最終的な適合度の大きさに影響する結果となった。また、ドップラー反応度よりもナトリウムボイド反応度の方が一桁程度負側に大きいため、ナトリウムボイド反応度が最も小さくなるサンプルが最も適合度が大きくなる最適化結果となった。

本研究ではナトリウムボイド反応度を出来るだけ低減させる最適化計算を行っており、また実際の最適化対象は適合度である。最適化結果として、各サンプルのナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と適合度 f の最大値・最小値を Table 5-18 に示す。

Table 5-18 ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と適合度 f の最大値・最小値(もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合)

	最小値[-]	最大値[-]
ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	-0.0059	-0.0018
適合度[-]	959.2906	959.2948

以上の最適化結果から、最も適合度が高かった(最もナトリウムボイド反応度が小さかった)サンプルにおける燃料領域の軸方向高さを以下に示す。

Table 5-19 適合度最大(ナトリウムボイド反応度最小)となった燃料領域の軸方向高さ(もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合) [cm]

h_1	h_2	h_3	h_4	h_5
69.4	69.8	20.5	27.0	22.4

以下では、今回得られた炉心寸法の最適化結果について考察する。Table 5-19 について、体系全体の炉心形状を以下の Figure 5-7 に示す。

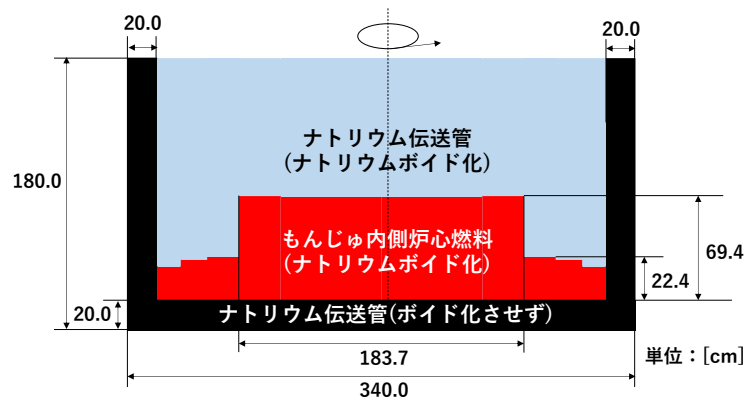


Figure 5-7 もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合における燃料領域の軸方向高さの最適化結果に対する体系図

Figure 5-7 から、炉心寸法の最適化により構築された体系は、炉心中央の燃料が盛り上がり、外側の燃料高さが低いことが分かる。このような炉心形状が最適化結果として得られた理由を以下に考察する。Figure 5-7 に示した最適化後の体系におけるナトリウムボイド反応度の成分内訳評価結果を以下の Figure 5-8 に示す。

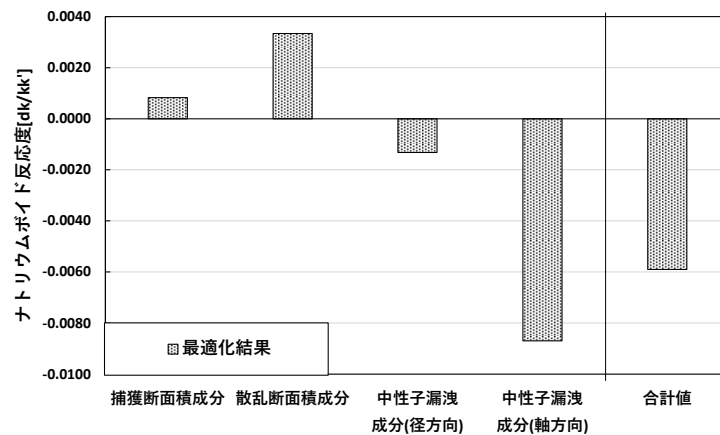


Figure 5-8 もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合における h_i 最適化結果に対するナトリウムボイド反応度の成分内訳評価結果

Figure 5-8 から、ナトリウムボイド反応度の主要な成分は散乱断面積成分と軸方向の中性子漏洩成分であることが分かる。散乱断面積成分は正であるものの、軸方向の中性子漏洩成分の方が絶対値が大きいため、合計値が負になっていることが確認された。すなわち Figure 5-8 から、散乱断面積成分を低減し軸方向の中性子漏洩成分を負方向に減少させるような炉心体系が Figure 5-7 であったと考えられる。

次に、どのような炉心寸法・炉心形状でナトリウムボイド反応度の反応度成分が低減、減

少するか考察する。7種類の h_i の初期値に対する炉心体系におけるナトリウムボイド反応度の成分内訳評価結果を以下の Figure 5-9 に示す。

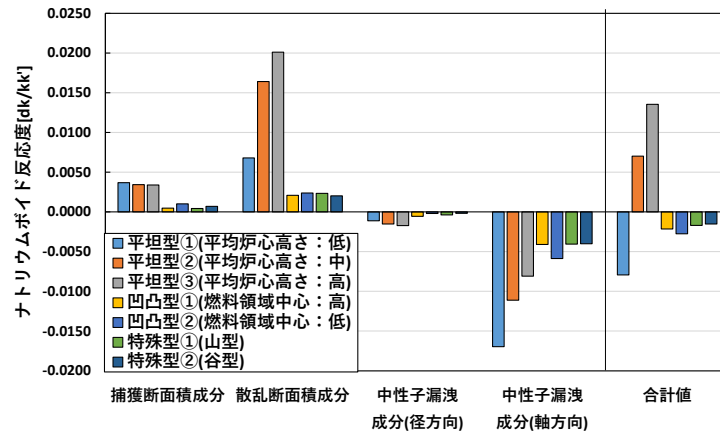


Figure 5-9 もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合における7種類の h_i 初期値に対するナトリウムボイド反応度の成分内訳評価結果

Figure 5-9 中の反応度成分を見ると、絶対値が大きいのは散乱断面積成分と軸方向の中性子漏洩成分である。また、7種類の h_i 初期値における反応度成分を見ると、平坦型とそれ以外で散乱断面積成分と軸方向の中性子漏洩成分の絶対値が大きく異なる。そのため、ここでは、炉心形状が平坦型とそれ以外の場合に分類して考察する。

平坦型①②③で比較すると、平均炉心高さが低い体系が最もナトリウムボイド反応度の合計値が負側に大きいことが確認できる。更に各反応度成分についても、散乱断面積成分と軸方向の中性子漏洩成分が最も小さいのは平均炉心高さが低い体系であった。

平坦型①の平均炉心高さが低い体系において中性子漏洩成分が最も小さくなった理由は、軸方向に燃料が増加するほど炉内の中性子が軸方向に漏洩しにくくなるためであると考えられる。また、散乱断面積成分が最も小さくなった理由は、燃料領域が増加するほど燃料領域中のナトリウムの量も増加し、そのためナトリウムがボイド化した際の中性子束の硬化度合いも大きくなり、ゆえに η 値が大きい高エネルギー領域へ中性子スペクトルがシフトすることにより印加される正の反応度成分が増加すると考えられるためである。

以上の平坦型におけるナトリウム反応度成分の比較結果は、装荷する燃料が増えるほどナトリウムボイド反応度が増加することを示している。よって、燃料の装荷量が少なく済む体系がナトリウムボイド反応度の低減には効果的である、という結論に至る。

次に、平坦型以外の h_i 初期値におけるナトリウムボイド反応度の成分内訳評価結果を拡大して Figure 5-10 に示す。

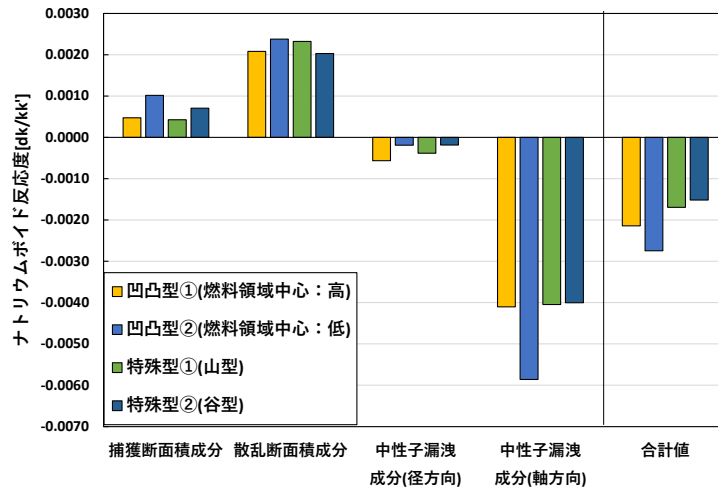


Figure 5-10 もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合における平坦型以外の h_i 初期値に対するナトリウムボイド反応度の成分内訳評価結果

Figure 5-10 中の反応度成分を見ると、4 種類の h_i 初期値において最もナトリウムボイド反応度の合計値が小さいのは、燃料領域の中心が低い凹凸型②の体系であることが分かる。また、Figure 5-9 と同様に、反応度の絶対値が大きいのは散乱断面積成分と軸方向の中性子漏洩成分である。凹凸型②は他の炉心形状と比較して軸方向の中性子漏洩成分が約 20%小さく、散乱断面積成分は各炉心形状で絶対値がほぼ同じなので、軸方向の中性子漏洩成分が要因となって凹凸型②のナトリウムボイド反応度の合計値が最も小さくなる結果となった。

凹凸型②のナトリウムボイド反応度の軸方向の中性子漏洩成分が最も小さくなった理由として、凹凸型②は燃料領域の中心が低い炉心形状であり、そのためナトリウムのボイド化時に燃料領域の中心に存在する中性子が炉外の軸方向から漏洩しやすい体系であることが考えられる。

以上の考察から、Figure 5-10 だけを見るとナトリウムボイド反応度の低減が見込める炉心形状は燃料中心が低い凹凸型であると考えられるが、以下の問題点が考えられる。

炉心が凹凸形状であると、ナトリウムのボイド化前から中性子の漏洩量が多い体系であるため、実効増倍率の目標範囲の下限値である 1.0 を下回ってしまう可能性がある。例えば、凹凸型②の場合における最適化前の燃焼末期における実効増倍率は0.94であった。また、平坦型①②③についての考察で述べたように、燃料の装荷量は少ない方がナトリウムボイド反応度の低減が見込める。ゆえに凹凸度合いが大きい炉心形状を構築すると、 $1.0 \leq k_{\text{eff}} \leq 1.1$ となるために燃料の装荷量を増やさなければならず、結果的にナトリウムボイド反応度は増加してしまう問題があると考えられる。以上から、炉心寸法の最適化で得られる体系は凹凸形状にはなりにくいと考えられる。また、最適化計算条件として今回は考慮していないが、凹凸形状の炉心は熱出力分布が冷却材領域と燃料領域において変化し、燃料の燃焼が続いても熱出力分布が平坦にならないといった観点から現実的ではないという問題点も挙げら

れる。

次に **Figure 5-10** について特殊型①(山型)と特殊型②(谷型)を見ると、ナトリウムボイド反応度の合計値は谷型よりも山形の方が僅かに小さい。従って、ナトリウムボイド反応度の低減を見込める炉心形状として考えられるのは、減少効果は燃料の装荷量よりも小さいが、山形である可能性が高いと考える。

以上の最適な炉心寸法・炉心体系に関する考察をまとめると、ナトリウムのボイド化前における中性子漏洩量が少ないために少量の燃料で $1.0 \leq k_{\text{eff}} \leq 1.1$ を満たすことが可能な平坦型を基本とし、これを山形に変形した形状が、最もナトリウムボイド反応度を減少させる炉心体系であると考えられる。**Figure 5-7**を見ると、炉心形状は全体的に平坦であり、また山形の形状をしている。よって、最適化計算で得られた炉心体系と、上の考察で記載した最適な炉心体系の特徴が一致していることから、平坦かつ山形で燃料の装荷量を出来るだけ少なくした炉心体系がナトリウムボイド反応度の抑制に最も適していると考えられる。

以上が、もんじゅ内側炉心の燃料を装荷し炉心形状の制約条件を課さない場合における、炉心寸法の最適化の検討結果である。次項では、重核種のための最適化後の燃料を装荷した場合における炉心寸法の最適化の検討結果について記述する。

5.4.3 重核種のための最適化後の燃料を装荷する場合

本項では、重核種のための最適化後の燃料を装荷した場合における炉心寸法の最適化結果について記述する。ここでは本項の検討で最もナトリウムボイド反応度が小さくなった最適化結果を代表として、平坦型①(平均炉心高さ：低)の初期炉心形状の場合における燃料領域の軸方向高さ h_i の最適化推移を **Figure 5-11** に示す。

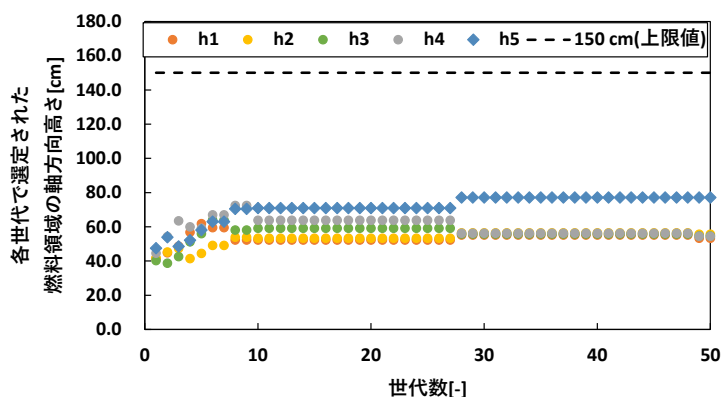
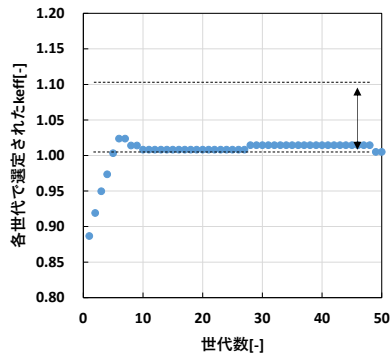


Figure 5-11 燃料領域の軸方向高さ h_i の最適化推移(重核種のための最適化後の燃料を装荷した場合)

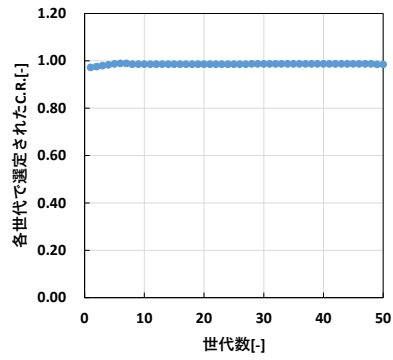
Figure 5-11 から、約 10 世代目までは h_i が全体的に増加していき、27 世代目まで h_i は変化せず、28 世代目に h_i が変化し、その後一定値となった。最終世代付近の 49 世代目で h_i が変化しているが、その変動量は小さいため、世代数を増やしても最終的な h_i の値は大きく変わらないと考える。約 10 世代目までは実効増倍率を目標範囲まで増加させ、その後は実効増倍率が目標範囲を下回らないように h_i の探索範囲が狭まったと考える。

上の h_i 最適化結果として、炉心は全体的に平坦であり、最も外側の燃料のみ盛り上がった、谷型の炉心形状が構築された。今回の最適化条件ではもんじゅ内側炉心の燃料を装荷した前項の検討内容と同様に、実効増倍率を初めに目標範囲の 1.0 から 1.1 に収めるように h_i の最適化計算が進行し、その後ナトリウムボイド反応度とドップラー反応度が減少していくように炉心形状が変形されていったと考える。

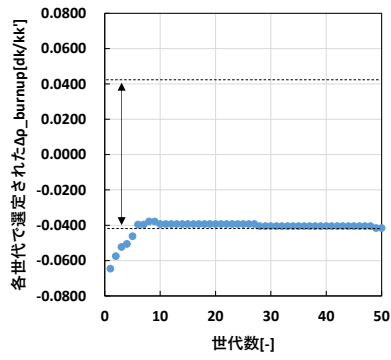
以上が燃料領域の軸方向高さ h_i の最適化推移である。続いて、各炉心特性とその適合度の最適化推移を示す。もんじゅ内側炉心を装荷した場合と同様に、最適化対象外である転換比も含め図示する。またナトリウムボイド反応度とドップラー反応度も別々に図示する。



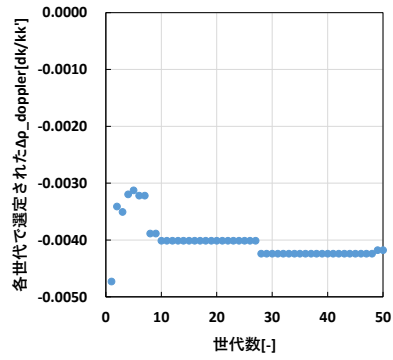
k_{eff}



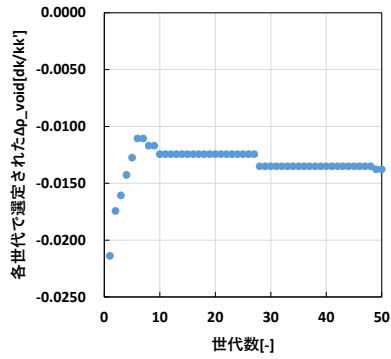
$C.R.$ (最適化対象外)



$\Delta\rho_{burnup}$

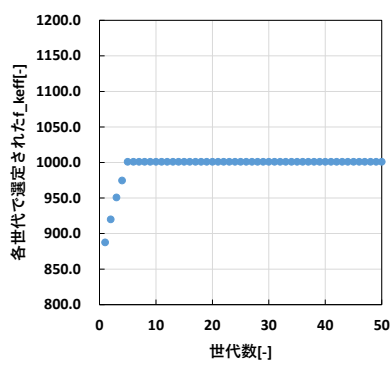


$\Delta\rho_{doppler}$

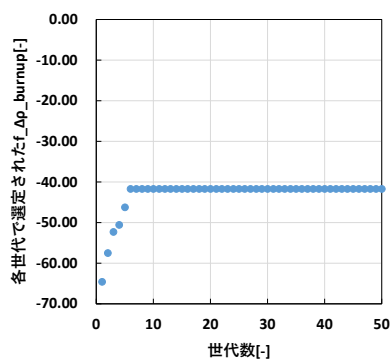


$\Delta\rho_{void}$

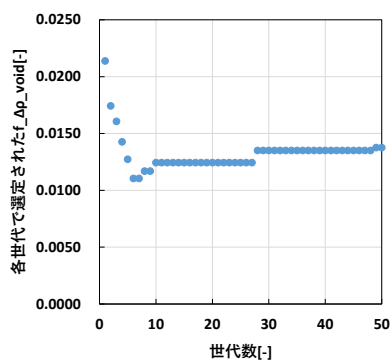
Figure 5-12 各炉心特性の最適化推移(重核種のための最適化後の燃料を装荷した場合)



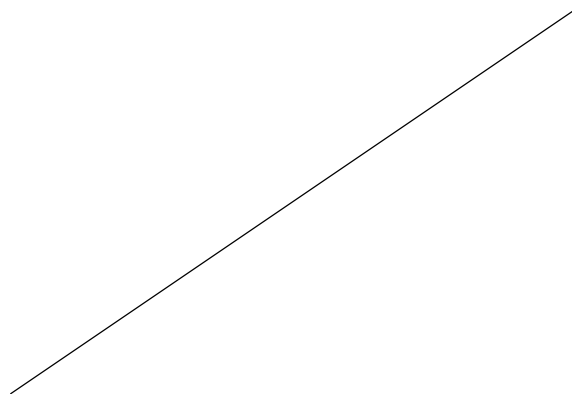
k_{eff}



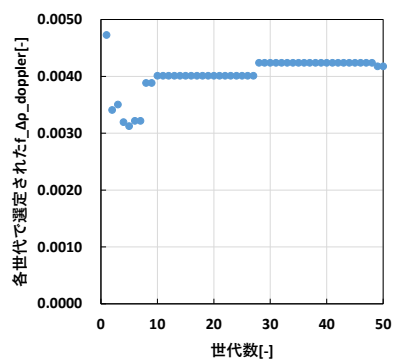
$\Delta\rho_{burnup}$



$\Delta\rho_{void}$



$C.R.$ (最適化対象外)



$\Delta\rho_{doppler}$

Figure 5-13 各炉心特性の適合度の最適化推移(重核種だけの最適化後の燃料を装荷した場合)

Figure 5-12 から、実効増倍率と燃焼反応度は目標範囲に到達した。転換比は今回最適化対象外であるが、もんじゅ内側炉心を装荷した場合と同様に、最適化推移から炉心寸法に対する感度が小さいことが分かる。ドップラー反応度はもんじゅ内側炉心を装荷した場合と比較すると大きく変動しており、ナトリウムボイド反応度とドップラー反応度は世代数に対し減少していったことが確認できる。

実効増倍率は、全ての世代において自身の適合度が他の炉心特性と比べて最も大きいことが Figure 5-13 から分かり、ゆえに最も早く山登り法による最適化が行われていた。実効増倍率は 6 世代目から目標範囲内に到達しており、その後は目標範囲の下限値である 1.0 付近に収束していた。

転換比は、全ての世代にわたって大きく変動しなかった。もんじゅ内側炉心を装荷した場合と比較すると転換比の値は大きくなっていることが分かるが、これは今回装荷した燃料組成に対する、1 領域無限均質体系における各炉心特性の評価結果を示した Table 5-13 から、高い転換比を見込めるような親核種(Th232, Cm244)と核分裂性核種(Cm245)が装荷されているためである。

燃焼反応度は、6 世代目から目標範囲内に到達しており、その後は目標範囲の下限値である 1.0 付近に収束していた。6 世代目からの最適化推移は、Table 5-12 の適合度の最適化推移と、ナトリウムボイド反応度との相関関係から説明できる。6 世代目に実効増倍率と燃焼反応度が目標範囲内に到達しているため、これらの適合度は Table 5-12 から一定となっていることが分かる。そのため 7 世代目からナトリウムボイド反応度とドップラー反応度を減少させ適合度を増加させていく最適化段階に入っている。ここで、ナトリウムボイド反応度の方がドップラー反応度よりも負側に大きく、またもんじゅ内側炉心を装荷した場合における前項の最適化推移で行った考察と同様に、燃焼反応度とナトリウムボイド反応度は正の相関関係を有することが考えられる。そのため、燃焼反応度が目標範囲の下限値を下回らないようにしつつ、ナトリウムボイド反応度を減少させていく最適化推移となったと考える。このような最適化推移は実効増倍率についても同様と考える。

ドップラー反応度は、6 世代目まで増加しその後減少していった。もんじゅ内側炉心を装荷した場合で行った前項の考察内容と同様、燃料の装荷量でドップラー反応度は大きく変化しないと考えるが、今回装荷した燃料は炉心寸法の変化による中性子スペクトルの変化に対するドップラー反応度の感度が比較的高かったため、もんじゅ内側炉心を装荷した場合よりも変動量が大きくなったと考える。

ナトリウムボイド反応度は、6 世代目まで増加しその後減少していった。全ての世代においてナトリウムボイド反応度の方がドップラー反応度よりも負側に大きかったため、ナトリウムボイド反応度の適合度の増加を優先した最適化が行われたと考えられる。

以上が炉心特性の最適化推移である。また、7 種類の初期値において初期乱数を 10 回変更して同様の炉心寸法最適化を行った結果を以下に示す。

Table 5-20 燃料領域の軸方向高さ h_i の最適化結果(10 ケース) (重核種のみ最適化後の燃料を装荷した場合)

初期炉心形状 パターン	燃料領域 の軸方向 高さ h_i [cm]	サンプル番号										最大値 [cm]	最小値 [cm]	平均値 [cm]	不偏標準 偏差[cm]
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10				
平坦型① (平均炉心 高さ：低)	h_1	56.5	53.4	54.8	53.2	51.6	56.3	51.2	54.7	54.0	50.8	56.5	50.8	53.6	2.0
	h_2	54.6	55.7	54.8	53.6	54.1	55.3	76.7	59.3	55.7	59.7	76.7	53.6	58.0	6.9
	h_3	55.0	54.6	56.7	65.4	66.1	62.1	49.2	55.3	54.9	52.5	66.1	49.2	57.2	5.6
	h_4	63.5	54.5	66.3	58.1	54.4	53.8	56.1	58.4	61.5	60.3	66.3	53.8	58.7	4.2
	h_5	69.5	77.1	57.9	68.3	57.5	78.9	53.8	60.7	72.2	64.0	78.9	53.8	66.0	8.6
平坦型② (平均炉心 高さ：中)	h_1	53.7	51.3	50.7	53.7	49.8	54.6	57.1	53.7	56.5	53.3	57.1	49.8	53.4	2.3
	h_2	52.4	52.2	52.0	50.6	54.0	54.5	53.7	55.3	60.9	53.7	60.9	50.6	53.9	2.8
	h_3	56.0	64.9	51.4	52.3	64.5	54.1	54.1	54.5	55.7	53.3	64.9	51.4	56.1	4.8
	h_4	54.8	53.2	85.1	77.3	50.6	65.8	56.0	63.3	56.0	68.9	85.1	50.6	63.1	11.3
	h_5	86.2	72.2	73.3	60.6	76.3	78.2	82.6	69.4	69.2	75.4	86.2	60.6	74.3	7.3
平坦型③ (平均炉心 高さ：高)	h_1	52.2	56.1	51.3	47.9	52.3	53.3	57.2	58.2	44.7	52.5	58.2	44.7	52.6	4.1
	h_2	52.0	48.1	50.5	49.0	75.4	39.8	38.5	49.9	81.1	45.5	81.1	38.5	53.0	14.1
	h_3	63.4	52.3	50.1	149.8	40.1	99.3	39.0	53.6	44.6	45.2	149.8	39.0	63.7	34.9
	h_4	55.0	48.2	82.5	46.7	39.8	39.8	120.1	52.5	43.6	105.6	120.1	39.8	63.4	29.0
	h_5	73.2	149.6	118.6	46.9	123.3	144.7	126.7	120.4	102.6	89.5	149.6	46.9	109.5	32.0
凹凸型① (燃料領域 中心：高)	h_1	51.6	57.8	46.3	46.2	50.3	51.6	51.2	55.8	51.0	47.2	57.8	46.2	50.9	3.8
	h_2	47.7	49.1	46.4	46.9	56.7	44.5	50.0	56.5	52.5	46.6	56.7	44.5	49.7	4.2
	h_3	75.6	50.8	87.2	98.9	59.0	72.5	81.7	55.1	56.5	79.3	98.9	50.8	71.7	15.8
	h_4	48.7	50.5	46.8	49.8	50.3	48.6	52.4	62.3	50.8	59.9	62.3	46.8	52.0	5.1
	h_5	117.6	135.0	129.8	108.7	83.3	111.0	60.8	72.0	148.8	96.8	148.8	60.8	106.4	28.3
凹凸型② (燃料領域 中心：低)	h_1	55.1	52.7	51.8	55.7	55.0	52.6	50.9	51.0	52.9	52.0	55.7	50.9	53.0	1.7
	h_2	56.8	53.3	80.5	51.7	55.0	52.9	52.7	51.4	47.1	58.6	80.5	47.1	56.0	9.2
	h_3	54.7	52.6	49.8	41.5	59.1	48.3	47.2	56.2	49.3	57.1	59.1	41.5	51.6	5.4
	h_4	93.2	84.4	48.7	149.7	61.2	104.6	122.0	88.8	149.7	106.7	149.7	48.7	100.9	33.4
	h_5	56.8	56.2	58.0	43.4	63.2	48.2	55.3	57.5	49.6	53.4	63.2	43.4	54.2	5.7
特殊型① (山型)	h_1	51.8	46.8	54.8	53.1	46.8	54.4	53.9	54.2	58.5	55.3	58.5	46.8	52.9	3.7
	h_2	53.7	46.8	53.4	54.0	89.1	61.3	52.6	48.3	61.8	63.1	89.1	46.8	58.4	12.1
	h_3	52.1	106.5	54.9	56.4	45.9	54.7	55.4	81.5	54.1	55.2	106.5	45.9	61.7	18.3
	h_4	81.3	52.5	70.9	70.7	51.8	56.8	60.5	54.8	54.1	56.7	81.3	51.8	61.0	9.9
	h_5	57.4	52.7	66.0	61.9	50.2	60.8	86.2	55.5	70.3	59.1	86.2	50.2	62.0	10.4
特殊型② (谷型)	h_1	51.8	52.0	52.5	52.7	56.0	55.4	50.2	48.2	50.6	50.7	56.0	48.2	52.0	2.4
	h_2	51.9	49.9	52.8	52.8	56.7	52.1	47.8	46.7	52.1	52.2	56.7	46.7	51.5	2.8
	h_3	51.8	49.9	53.7	51.9	56.0	52.2	51.1	47.2	50.7	52.4	56.0	47.2	51.7	2.3
	h_4	63.9	70.8	61.5	94.2	62.1	55.4	121.8	108.1	74.9	65.8	121.8	55.4	77.9	22.5
	h_5	124.7	116.0	130.3	102.2	124.5	127.3	56.9	123.6	143.8	117.1	143.8	56.9	116.6	23.5

Table 5-20 から、特定の炉心形状は構築されておらず、初期炉心形状パターンによって様々な体系が最適化結果として得られた。この理由はもんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と同様と考えるが、特筆すべき相違点は、全ての h_i の不偏標準偏差が小さくなったことである。

各初期炉心形状パターンにおける h_i 最適化結果を見ると、全ての初期炉心形状パターンにおいて不偏標準偏差が1桁である h_i が存在することが確認できる。中でも最も燃料領域の中心に位置する h_1 の不偏標準偏差が小さい。これは h_1 が最も実効増倍率に対する感度が高いためであると考えられる。また、もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と比べて不偏標準偏差が小さくなったのは、今回装荷した重核種のみ最適化後の燃料の方が h_i の実効増倍率に対する感度が高いことが Table 5-10 と Table 5-11 から考えられるためである。

全ての初期炉心形状パターンにおいて、各 h_i の最大値・最小値・平均値・不偏標準偏差を Table 5-21 に示す。

Table 5-21 燃料領域の軸方向高さ h_i の最大値・最小値・平均値・不偏標準偏差(重核種のみ最適化後の燃料を装荷した場合)

	h_1	h_2	h_3	h_4	h_5
最大値[cm]	58.5	89.1	149.8	149.7	149.6
最小値[cm]	44.7	38.5	39.0	39.8	43.4
平均値[cm]	52.6	54.4	59.1	68.1	84.1
不偏標準偏差[cm]	3.0	8.7	17.1	24.3	30.4

Table 5-21 から、 h_1 が他の h_i と比較して最大値と最小値の差が小さく、また不偏標準偏差も最も小さい。このことから、 h_1 の最適値は 44.7 cm から 58.5 cm までの範囲にある可能性が高いと考える。また平均値を見ると、 h_1 が約 50 cm であり、外側に向かって h_i が大きくなっていることが分かる。

以上から、今回の計算条件においては燃料の中心が約 50 cm である谷型の炉心形状が最適な体系として得られやすいと考えられる。本検討ではナトリウムボイド反応度が最も減少し他の炉心特性も満足する最適な炉心形状について結論を絵得るため、各炉心特性の最適化結果を示した後に最適な炉心体系について考察を行う。

以上が重核種のみ最適化後の燃料を装荷した場合における炉心寸法の最適化結果である。続いて、各炉心特性とその適合度の最適化結果を示す。

Table 5-22 各炉心特性の最適化結果(10 ケース) (重核種のための最適化後の燃料を装荷した場合)

初期炉心形状 パターン	炉心特性	サンプル番号										目標範囲
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
平坦型① (平均炉心 高さ：低)	k_{eff}	1.02	1.00	1.01	1.01	1.00	1.02	1.02	1.01	1.01	1.00	1.0 - 1.1
	$C.R.$	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	
	$\Delta \rho_{\text{burnup}}$	-0.0407	-0.0416	-0.0409	-0.0392	-0.0413	-0.0396	-0.0409	-0.0416	-0.0404	-0.0416	-0.0417 - 0.0417
	$\Delta \rho_{\text{doppler}}$	-0.0041	-0.0042	-0.0043	-0.0041	-0.0040	-0.0038	-0.0034	-0.0041	-0.0041	-0.0038	-
	$\Delta \rho_{\text{void}}$	-0.0133	-0.0138	-0.0136	-0.0123	-0.0129	-0.0123	-0.0116	-0.0135	-0.0133	-0.0129	-
平坦型② (平均炉心 高さ：中)	k_{eff}	1.00	1.00	1.01	1.00	1.00	1.01	1.01	1.01	1.02	1.01	1.0 - 1.1
	$C.R.$	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	
	$\Delta \rho_{\text{burnup}}$	-0.0410	-0.0404	-0.0378	-0.0412	-0.0402	-0.0394	-0.0414	-0.0406	-0.0404	-0.0395	-0.0417 - 0.0417
	$\Delta \rho_{\text{doppler}}$	-0.0041	-0.0041	-0.0040	-0.0038	-0.0038	-0.0041	-0.0040	-0.0042	-0.0039	-0.0042	-
	$\Delta \rho_{\text{void}}$	-0.0135	-0.0128	-0.0118	-0.0130	-0.0123	-0.0129	-0.0135	-0.0133	-0.0129	-0.0129	-
平坦型③ (平均炉心 高さ：高)	k_{eff}	1.00	1.00	1.01	1.01	1.01	1.01	1.00	1.01	1.01	1.00	1.0 - 1.1
	$C.R.$	0.99	0.98	0.98	0.99	0.99	0.99	0.98	0.98	0.99	0.98	
	$\Delta \rho_{\text{burnup}}$	-0.0403	-0.0416	-0.0353	-0.0346	-0.0416	-0.0356	-0.0363	-0.0405	-0.0391	-0.0368	-0.0417 - 0.0417
	$\Delta \rho_{\text{doppler}}$	-0.0041	-0.0036	-0.0037	-0.0035	-0.0024	-0.0025	-0.0026	-0.0035	-0.0031	-0.0032	-
	$\Delta \rho_{\text{void}}$	-0.0129	-0.0134	-0.0110	-0.0102	-0.0113	-0.0096	-0.0101	-0.0127	-0.0109	-0.0109	-
凹凸型① (燃料領域 中心：高)	k_{eff}	1.01	1.01	1.01	1.02	1.00	1.00	1.01	1.02	1.00	1.01	1.0 - 1.1
	$C.R.$	0.99	0.98	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.98	0.99	
	$\Delta \rho_{\text{burnup}}$	-0.0366	-0.0416	-0.0343	-0.0328	-0.0403	-0.0385	-0.0390	-0.0401	-0.0383	-0.0346	-0.0417 - 0.0417
	$\Delta \rho_{\text{doppler}}$	-0.0034	-0.0036	-0.0037	-0.0035	-0.0038	-0.0031	-0.0038	-0.0041	-0.0040	-0.0034	-
	$\Delta \rho_{\text{void}}$	-0.0107	-0.0133	-0.0099	-0.0090	-0.0125	-0.0110	-0.0117	-0.0131	-0.0127	-0.0095	-
凹凸型② (燃料領域 中心：低)	k_{eff}	1.03	1.01	1.02	1.00	1.01	1.00	1.01	1.01	1.00	1.03	1.0 - 1.1
	$C.R.$	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.98	0.99	
	$\Delta \rho_{\text{burnup}}$	-0.0371	-0.0397	-0.0409	-0.0410	-0.0405	-0.0403	-0.0379	-0.0382	-0.0381	-0.0353	-0.0417 - 0.0417
	$\Delta \rho_{\text{doppler}}$	-0.0039	-0.0042	-0.0032	-0.0026	-0.0043	-0.0034	-0.0033	-0.0040	-0.0035	-0.0036	-
	$\Delta \rho_{\text{void}}$	-0.0116	-0.0129	-0.0113	-0.0118	-0.0133	-0.0123	-0.0114	-0.0119	-0.0119	-0.0103	-
特殊型① (山型)	k_{eff}	1.00	1.00	1.01	1.01	1.01	1.01	1.01	1.01	1.03	1.02	1.0 - 1.1
	$C.R.$	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	
	$\Delta \rho_{\text{burnup}}$	-0.0401	-0.0367	-0.0399	-0.0398	-0.0408	-0.0416	-0.0398	-0.0397	-0.0410	-0.0412	-0.0417 - 0.0417
	$\Delta \rho_{\text{doppler}}$	-0.0041	-0.0039	-0.0040	-0.0041	-0.0033	-0.0040	-0.0040	-0.0034	-0.0035	-0.0040	-
	$\Delta \rho_{\text{void}}$	-0.0129	-0.0106	-0.0129	-0.0128	-0.0112	-0.0133	-0.0129	-0.0113	-0.0124	-0.0131	-
特殊型② (谷型)	k_{eff}	1.01	1.00	1.01	1.03	1.03	1.01	1.00	1.01	1.01	1.01	1.0 - 1.1
	$C.R.$	0.98	0.98	0.98	0.99	0.99	0.98	0.98	0.98	0.98	0.98	
	$\Delta \rho_{\text{burnup}}$	-0.0374	-0.0376	-0.0370	-0.0338	-0.0357	-0.0393	-0.0374	-0.0329	-0.0351	-0.0372	-0.0417 - 0.0417
	$\Delta \rho_{\text{doppler}}$	-0.0042	-0.0038	-0.0041	-0.0037	-0.0041	-0.0039	-0.0037	-0.0035	-0.0039	-0.0040	-
	$\Delta \rho_{\text{void}}$	-0.0124	-0.0120	-0.0123	-0.0103	-0.0117	-0.0130	-0.0116	-0.0098	-0.0111	-0.0119	-

Table 5-23 各炉心特性の適合度の最適化結果(10 ケース) (重核種のための最適化後の燃料を装荷した場合)

初期炉心形状 パターン	炉心特性 の適合度	サンプル番号									
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
平坦型① (平均炉心 高さ：低)	$f_{k\text{eff}}$	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001
	$f_{C.R.}$										
	$f_{\Delta\rho\text{ burnup}}$	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71
	$f_{\Delta\rho\text{ doppler}}$	0.0041	0.0042	0.0043	0.0041	0.0040	0.0038	0.0034	0.0041	0.0041	0.0038
	$f_{\Delta\rho\text{ void}}$	0.0133	0.0138	0.0136	0.0123	0.0129	0.0123	0.0116	0.0135	0.0133	0.0129
平坦型② (平均炉心 高さ：中)	$f_{k\text{eff}}$	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001
	$f_{C.R.}$										
	$f_{\Delta\rho\text{ burnup}}$	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71
	$f_{\Delta\rho\text{ doppler}}$	0.0041	0.0041	0.0040	0.0038	0.0038	0.0041	0.0040	0.0042	0.0039	0.0042
	$f_{\Delta\rho\text{ void}}$	0.0135	0.0128	0.0118	0.0130	0.0123	0.0129	0.0135	0.0133	0.0129	0.0129
平坦型③ (平均炉心 高さ：高)	$f_{k\text{eff}}$	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001
	$f_{C.R.}$										
	$f_{\Delta\rho\text{ burnup}}$	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71
	$f_{\Delta\rho\text{ doppler}}$	0.0041	0.0036	0.0037	0.0035	0.0024	0.0025	0.0026	0.0035	0.0031	0.0032
	$f_{\Delta\rho\text{ void}}$	0.0129	0.0134	0.0110	0.0102	0.0113	0.0096	0.0101	0.0127	0.0109	0.0109
凹凸型① (燃料領域 中心：高)	$f_{k\text{eff}}$	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001
	$f_{C.R.}$										
	$f_{\Delta\rho\text{ burnup}}$	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71
	$f_{\Delta\rho\text{ doppler}}$	0.0034	0.0036	0.0037	0.0035	0.0038	0.0031	0.0038	0.0041	0.0040	0.0034
	$f_{\Delta\rho\text{ void}}$	0.0107	0.0133	0.0099	0.0090	0.0125	0.0110	0.0117	0.0131	0.0127	0.0095
凹凸型② (燃料領域 中心：低)	$f_{k\text{eff}}$	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001
	$f_{C.R.}$										
	$f_{\Delta\rho\text{ burnup}}$	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71
	$f_{\Delta\rho\text{ doppler}}$	0.0039	0.0042	0.0032	0.0026	0.0043	0.0034	0.0033	0.0040	0.0035	0.0036
	$f_{\Delta\rho\text{ void}}$	0.0116	0.0129	0.0113	0.0118	0.0133	0.0123	0.0114	0.0119	0.0119	0.0103
特殊型① (山型)	$f_{k\text{eff}}$	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001
	$f_{C.R.}$										
	$f_{\Delta\rho\text{ burnup}}$	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71
	$f_{\Delta\rho\text{ doppler}}$	0.0041	0.0039	0.0040	0.0041	0.0033	0.0040	0.0040	0.0034	0.0035	0.0040
	$f_{\Delta\rho\text{ void}}$	0.0129	0.0106	0.0129	0.0128	0.0112	0.0133	0.0129	0.0113	0.0124	0.0131
特殊型② (谷型)	$f_{k\text{eff}}$	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001	1001
	$f_{C.R.}$										
	$f_{\Delta\rho\text{ burnup}}$	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71	-41.71
	$f_{\Delta\rho\text{ doppler}}$	0.0042	0.0038	0.0041	0.0037	0.0041	0.0039	0.0037	0.0035	0.0039	0.0040
	$f_{\Delta\rho\text{ void}}$	0.0124	0.0120	0.0123	0.0103	0.0117	0.0130	0.0116	0.0098	0.0111	0.0119

Table 5-22 から、7 種類の h_i の初期値において初期乱数を 10 回変更した全てのサンプルで実効増倍率、燃焼反応度が目標範囲内に到達したことを確認した。実効増倍率は全てのサンプルで目標範囲の下限值近くに収束した。転換比はどのサンプルも約 1.0 であった。燃焼反応度は目標範囲の下限值近くに収束するサンプルが多かった。ドップラー反応度とナトリウムボイド反応度は初期乱数によって最適化結果が変化しており、もんじゅ内側炉心を装荷した場合と同様、全てのサンプルにおいてナトリウムボイド反応度はドップラー反応度より負側に大きい最適化結果となった。

以上の結果から、Table 5-23 のように実効増倍率、燃焼反応度の適合度は全てのサンプルで同じであり、転換比の適合度は今回考慮していないため、今回設定した最適化条件ではナトリウムボイド反応度とドップラー反応度の合計値の小ささが最終的な適合度の大きさに影響する結果となった。また、ドップラー反応度よりもナトリウムボイド反応度の方が負側に大きいため、ナトリウムボイド反応度が最も小さくなるサンプルが最も適合度が大きくなる最適化結果となった。

本研究ではナトリウムボイド反応度を出来るだけ低減させる最適化計算を行っており、また実際の最適化対象は適合度である。最適化結果として、各サンプルのナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と適合度 f の最大値・最小値を Table 5-24 に示す。

Table 5-24 ナトリウムボイド反応度 $\Delta\rho_{\text{void}}$ と適合度 f の最大値・最小値(重核種のみ最適化後の燃料を装荷した場合)

	最小値[-]	最大値[-]
ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	-0.0138	-0.0090
適合度[-]	959.3005	959.3063

以上の最適化結果から、最も適合度が高かった(最もナトリウムボイド反応度が小さかった)サンプルにおける燃料領域の軸方向高さを以下に示す。

Table 5-25 適合度最大(ナトリウムボイド反応度最小)となった燃料領域の軸方向高さ(重核種のみ最適化後の燃料を装荷した場合) [cm]

h_1	h_2	h_3	h_4	h_5
53.4	55.7	54.6	54.5	77.1

以下では、今回得られた炉心寸法の最適化結果について考察する。Table 5-25 について、体系全体の炉心形状を以下に示す。

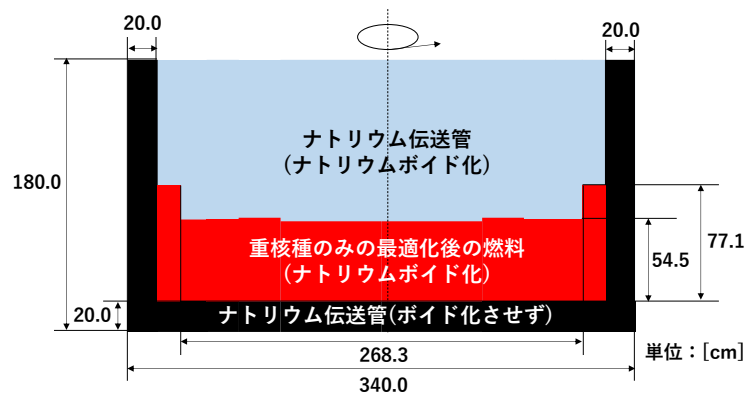


Figure 5-14 重核種のみ最適化後の燃料を装荷した場合における燃料領域の軸方向高さの最適化結果に対する体系図

Figure 5-14 から、炉心寸法の最適化により構築された体系は、平坦となるよう燃料が装荷され、最外周部は少し持ち上がった形状をしていることが分かる。このような炉心形状が最適化結果として得られた理由を以下に考察する。Figure 5-14 に示した最適化後の体系におけるナトリウムボイド反応度の成分内訳評価結果を以下の Figure 5-15 に示す。

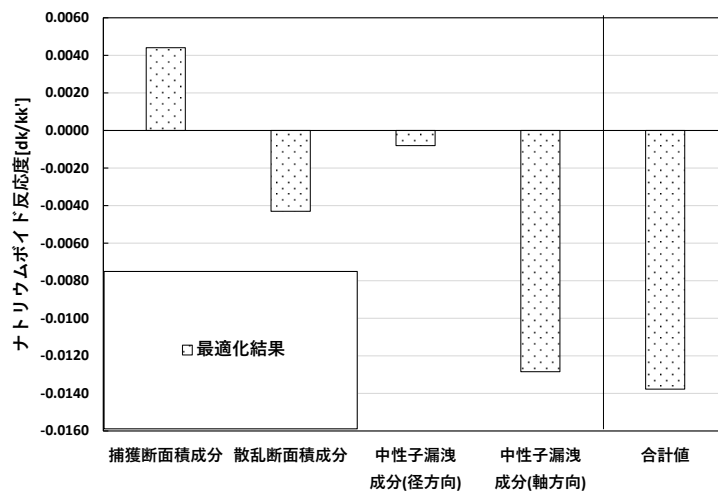


Figure 5-15 重核種のみ最適化後の燃料を装荷した場合における h_i 最適化結果に対するナトリウムボイド反応度の成分内訳評価結果

Figure 5-15 から、ナトリウムボイド反応度の主要な成分は軸方向の中性子漏洩成分であることが分かる。もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と比較すると、散乱断面積成分が負となっているが、この主要因は得られた炉心寸法・炉心形状の最適化結果がもんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と異なることではなく、燃料組成の違いによるものだと考えられる。重核種のみ最適化後の燃料は、1 領域無限均質体系においてナトリウムボイド反応度の散

乱断面積成分を従来よりも減少させるように作成されている。この燃料を装荷して更に炉心寸法・炉心形状の最適化を行ったため、従来のもんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合よりもナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分が小さくなったと考えられる。

次に、どのような炉心寸法・炉心形状でナトリウムボイド反応度の反応度成分が低減、減少するか考察する。7種類の h_i の初期値に対する炉心体系におけるナトリウムボイド反応度の成分内訳評価結果を以下の Figure 5-16 に示す。

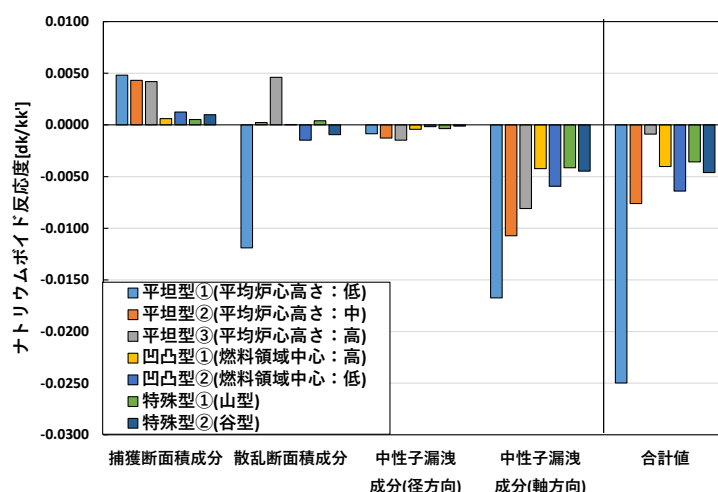


Figure 5-16 重核種のための最適化後の燃料を装荷した場合における7種類の h_i 初期値に対するナトリウムボイド反応度の成分内訳評価結果

Figure 5-16 中の反応度成分を見ると、絶対値が大きいのは散乱断面積成分と軸方向の中性子漏洩成分である。また、7種類の h_i 初期値における反応度成分を見ると、平坦型とそれ以外で散乱断面積成分と軸方向の中性子漏洩成分の絶対値が大きく異なる。そのため前項で行った流れと同様に、炉心形状が平坦型とそれ以外の場合に分類して考察する。

平坦型①②③で比較すると、もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と同様に、平均炉心高さが低い体系が最もナトリウムボイド反応度の合計値が小さいことが確認できる。また、各反応度成分についても、散乱断面積成分と軸方向の中性子漏洩成分が最も小さいのは平均炉心高さが低い体系であった。

このような結果になったのは、前項で考察した通り、燃料装荷量が減少するほど散乱断面積成分と軸方向の中性子漏洩成分も減少するためであると考えられる。よって、燃料の装荷量が少なく済む体系がナトリウムボイド反応度の低減には効果的である、という前項と同様の結論に至る。

次に、平坦型以外の h_i 初期値におけるナトリウムボイド反応度の成分内訳評価結果を拡大して Figure 5-17 に示す。

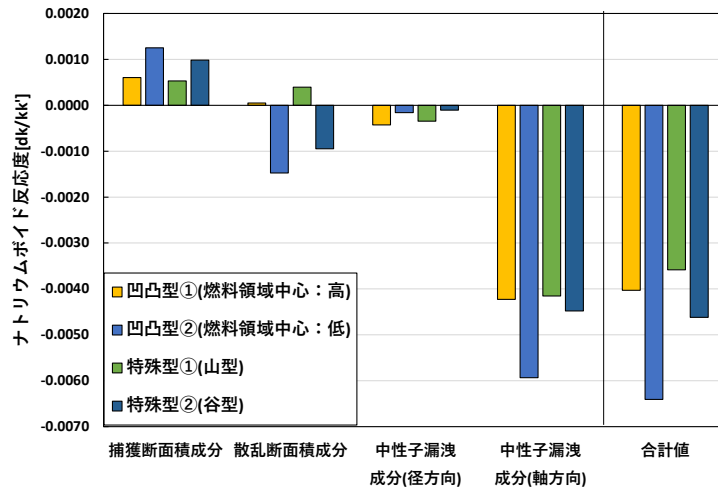


Figure 5-17 重核種のための最適化後の燃料を装荷した場合における平坦型以外の h_i 初期値に対するナトリウムボイド反応度の成分内訳評価結果

Figure 5-17 中の反応度成分を見ると、4 種類の h_i 初期値において最もナトリウムボイド反応度の合計値が小さいのは、燃料領域の中心が低い凹凸型②の体系であることが分かる。これは凹凸型②の体系における軸方向の中性子漏洩成分が最も小さかったためである。この結果はもんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と同様の結果であることから、ナトリウムボイド反応度の低減を見込める体系は燃料中心が低い凹凸型であることは燃料組成に依存しないと考えられる。

ただし前項で述べた通り、凹凸型ではナトリウムのボイド化前から中性子の漏洩量が多い体系であるため、 $1.0 \leq k_{\text{eff}} \leq 1.1$ となるために燃料の装荷量を増やさなければならず、散乱断面積成分と軸方向の中性子漏洩成分が増加してしまうために、ナトリウムボイド反応度は結果的に増加してしまうと考えられる。例えば、凹凸型②の場合における最適化前の燃焼末期における実効増倍率は 0.98 であった。そのため、今回装荷した燃料においても、炉心寸法の最適化で得られる体系は凹凸形状にはなりにくいと考えられる。

次に Figure 5-17 について特殊型①(山型)と特殊型②(谷型)を見ると、ナトリウムボイド反応度の合計値は山型よりも谷型の方が小さい。これはもんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合は山型の方が小さくなっており、逆の結果である。この理由は、2 種類の燃料組成における炉心形状に対する散乱断面積成分の感度が異なるためと考えられる。もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合は、山型におけるナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分は $0.0023[\text{dk}/\text{kk}']$ 、谷型においては $0.0020[\text{dk}/\text{kk}']$ であり、その差は $0.0003[\text{dk}/\text{kk}']$ である。一方、重核種のための最適化後の燃料を装荷した場合は、山型においては $0.0004[\text{dk}/\text{kk}']$ 、谷型においては $-0.0009[\text{dk}/\text{kk}']$ であり、その差は $0.0013[\text{dk}/\text{kk}']$ である。このように今回装荷した燃料の方が散乱断面積に対する感度が大きく、その理由は散乱断面積成分が減少するように最適化して作成した燃料組成であるためと考えられる。

以上の理由から、ナトリウムボイド反応度の低減を見込める炉心形状として考えられるのは、減少効果は燃料の装荷量よりも小さいが、谷型である可能性が高いと考える。

以上の最適な炉心寸法・炉心体系に関する考察をまとめると、もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と同様、ナトリウムのボイド化前における中性子漏洩量が少ないために少量の燃料で $1.0 \leq k_{\text{eff}} \leq 1.1$ を満たすことが可能な平坦型を基本とし、これを谷型にした形状が、最もナトリウムボイド反応度を減少させる炉心体系であると考えられる。**Figure 5-14**を見ると、炉心形状は全体的に平坦であり、また谷型の形状をしている。よって、最適化計算で得られた炉心体系と、上の考察で記載した最適な炉心体系の特徴が一致していることから、平坦かつ谷型で燃料の装荷量を出来るだけ少なくした炉心体系がナトリウムボイド反応度の抑制に最も適していると考えられる。

以上が、重核種のみのお最適化後の燃料を装荷した場合における炉心寸法の最適化の検討結果である。

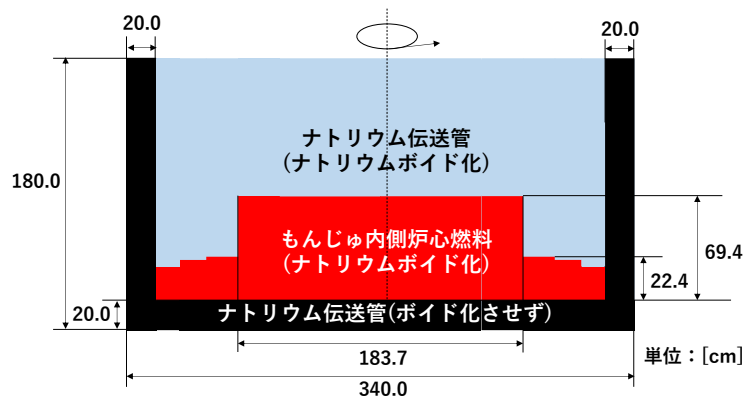
本節の最後に、これまで記述した2種類の燃料で得られた最適化結果のうち、適合度が最も大きかったサンプルを対象に炉心寸法・炉心形状と炉心特性の最適化結果を比較した。燃料領域の軸方向高さ h_i の最適化結果を比較した表を**Table 5-26**に示す。

Table 5-26 2種類の燃料を装荷した場合の炉心寸法（燃料領域の軸方向高さ h_i ）の最適化結果の比較[cm]

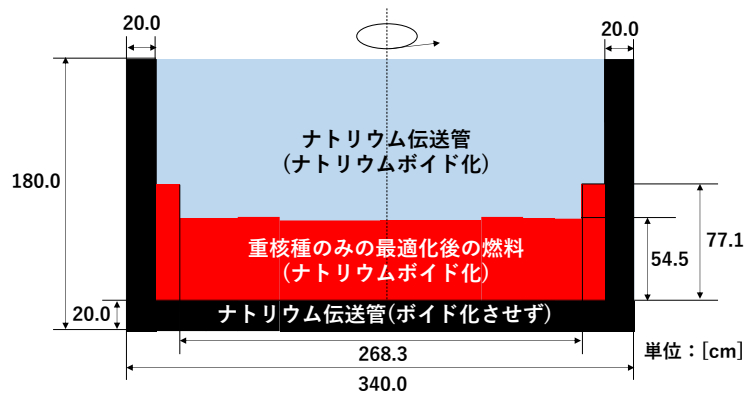
		燃料領域の軸方向高さ h_i [cm]				
		h_1	h_2	h_3	h_4	h_5
炉心寸法 最適化結果	もんじゅ内側炉心燃料 を装荷した場合	69.4	69.8	20.5	27.0	22.4
	重核種のみのお最適化後 の燃料を装荷した場合	53.4	55.7	54.6	54.5	77.1

また、得られた炉心体系の全体図と、第2章で示したもんじゅ内側燃料と外側炉心で構築した炉心体系の全体図を**Figure 5-18**に示す。

もんじゅ内
側炉心燃料
装荷時の炉
心寸法最適
化結果



重核種のみ
の最適化後
の燃料装荷
時の炉心寸
法最適化結
果



もんじゅ内
側炉心と外
側炉心で構
築した体系
(参考)

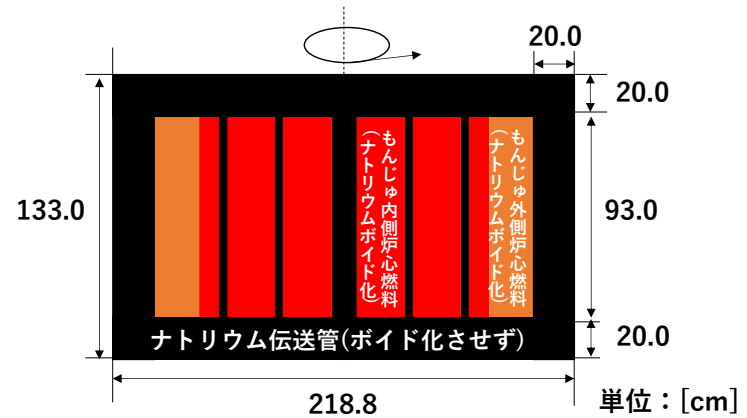


Figure 5-18 2種類の燃料を装荷した場合の得られた炉心寸法（燃料領域の軸方向高さ h_i ）の最適化結果と参考体系との比較

Figure 5-18 から、装荷した2種類の燃料どちらの場合でも、凹凸が激しい炉心形状とはならず、ある程度平坦な体系が構築された。もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合には、平坦かつ山型となり、重核種のみ最適化後の燃料を装荷した場合には、平坦かつ谷型となった。

参考体系として用意した体系は、今回用いた炉心寸法の最適化モデルよりも全体的に小さく、体系の周りに巻かれたナトリウム伝送管を除いた全体的なサイズは、直径 178.8 cm、

高さ 93 cm である。この寸法と今回の最適化計算で得られた体系の燃料領域のサイズを比較すると、もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合には平坦な燃料領域において直径 183.7 cm、高さ 69.4 cm である。また、重核種のみのお最適化後の燃料を装荷した場合には平坦な燃料領域において直径 268.3 cm、高さ 54.5 cm である。

以上の値から、直径 D と高さ H の比(D/H)の比較を行う。 D/H は値が大きいほど扁平な炉心であることを表すパラメータである。各体系における D/H を計算すると、参考体系は 1.92、もんじゅ内側炉心燃料装荷時は 2.64、重核種のみのお最適化後の燃料装荷時は 4.92 であった。計算した D/H の値の比較から、どちらの燃料を装荷した場合も従来より扁平な体系が構築されたといえる。また、装荷する燃料によって最適な扁平度は異なることが考えられる。この理由については各炉心体系における炉心特性の比較後に記述する。

次に、各炉心体系における炉心特性を比較した表を **Table 5-27** に示す。

Table 5-27 2 種類の燃料を装荷した場合の炉心特性の最適化結果の比較

	もんじゅの内側炉心と外側炉心で構成された体系(参考値)	炉心寸法最適化結果	
		もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合	重核種のみのお最適化後の燃料を装荷した場合
ナトリウムボイド反応度[dk/kk']	-0.0098	-0.0059	-0.0138
実効増倍率[-]	0.98	1.00	1.00
転換比[-]	0.58	0.65	0.99
燃焼反応度[dk/kk']	-0.0417	-0.0303	-0.0416
ドブラー反応度[dk/kk']	-0.0029	-0.0005	-0.0042

また、各炉心体系におけるナトリウムボイド反応度を成分毎に分解した結果を **Figure 5-19** に示す。

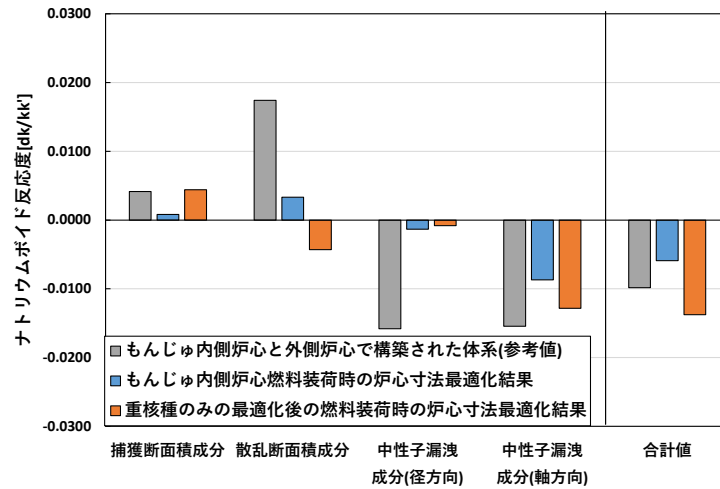


Figure 5-19 各炉心体系におけるナトリウムボイド反応度の成分分析結果

Table 5-27 における炉心特性について、炉心全体のサイズや燃料組成が異なるので、炉心寸法最適化結果の体系と参考体系との単純な比較は出来ないことを言及しておく。

もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と参考体系との比較結果について記述する。ナトリウムボイド反応度は、従来よりも高い値となった。これは Figure 5-19 から参考体系の方が中性子の漏洩による負の反応度成分が大きいためであり、炉心全体のサイズが小さいことが主要因である。

実効増倍率は、従来と同程度の値になった。これは目標範囲の下限値であり、正の相関関係を有するナトリウムボイド反応度を低減していく際に収束した値である。

転換比は、従来よりも増加した。この理由は、参考体系では核分裂性核種が多く転換比の減少が考えられる外側炉心が設置されているためである。

燃焼反応度は、従来よりも減少した。これは炉心全体の体積に対する熱出力は 714 MWth で同じ値が与えられているため、炉心全体のサイズが小さい参考体系の方が単位体積当たりの燃料の燃焼度が大きくなり、実効増倍率の変動量が大きくなったと考えられる。

ドップラー反応度は、従来よりも正側に増加した。これは比較的サイズが小さい参考体系と今回用いた炉心寸法最適化モデルでは燃料領域における中性子スペクトルが異なるためであると考えられる。

以上の結果から、もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合には、ナトリウムボイド反応度を低減しつつ他の炉心特性を満足させるために凸型の炉心が構築されたと考える。

次に、重核種のみ最適化後の燃料を装荷した場合と参考体系との比較結果について記述する。ナトリウムボイド反応度は、従来よりも低い値となった。これは Figure 5-19 から参考体系の方が中性子の漏洩による負の反応度成分が大きい、今回使用した燃料組成の方が散乱断面積成分は小さく、その減少量の絶対値が参考体系における径方向の中性子漏

洩成分よりも上回ったためであることが分かる。

実効増倍率は、従来と同程度の値になった。これはもんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合と同様であり、正の相関関係を有するナトリウムボイド反応度を低減していく際に目標範囲の下限值に収束したためである。

転換比は、従来よりも増加した。この理由は従来よりも転換比の増加が見込める Th232 と Cm244 が装荷されたためである。

燃焼反応度は、従来と同程度の値になった。これは目標範囲の下限值であり、正の相関関係を有するナトリウムボイド反応度を低減していく際に収束した値である。

ドップラー反応度は、従来よりも減少した。これは従来のもんじゅ内側炉心燃料に含まれる U238 よりも、温度が上昇した際に負の反応度を印加する重核種が装荷されていたためであり、また従来よりもドップラー反応度が減少するように最適化した燃料組成であるためである。

以上の結果から、転換比とドップラー反応度を改善しつつナトリウムボイド反応度を減少させるよう最適化した燃料を装荷した場合には、ナトリウムボイド反応度を従来よりも減少しつつ、他の炉心特性も改善される最適設計が存在する見込みを示した。またこの場合、従来と同じ炉心寸法や炉心形状にするのではなく、より炉心を扁平にした体系が最適設計であると考えられる。

また、以上の 2 種類の燃料を装荷した際の実効増倍率とナトリウムボイド反応度の最適化結果から、各最適化後炉心の扁平度が異なる理由を整理する。実効増倍率が 1.0 を超えるためには燃料の装荷量を増やし炉心形状を中心が高くなる凸形状とすることが望ましいが、中性子束の硬化により印加される反応度成分が増加し、また炉心からの中性子漏洩量が減少するため、ナトリウムボイド反応度は正側に増加してしまう。一方、ナトリウムボイド反応度を負側に大きくさせるためには燃料の装荷量を減らし炉心形状を扁平にすることが望ましいが、炉心からの中性子漏洩量が増加するため、実効増倍率が 1.0 を下回ってしまう。

このようなトレードオフの関係から、もんじゅ内側炉心燃料のような実効増倍率が増加しにくい燃料を装荷する場合は、 $k_{\text{eff}} \geq 1.0$ を満たすために中性子漏洩量が少ない凸型の炉心が最適化計算により構築される。重核種のみのお最適化後の燃料のような実効増倍率が増加しやすい燃料を装荷する場合は、 $k_{\text{eff}} \geq 1.0$ の範囲で $\Delta\rho_{\text{void}}$ を負側に大きくするために、中性子漏洩量が多い扁平炉心が最適化計算により構築される。以上の理由で、装荷する燃料の種類に応じて最適な扁平度が異なると考えられる。

5.5 本章のまとめ

本章では、高速炉の炉心寸法に関する制約条件を緩和し新たに構築した最適化モデルについて記述し、この体系に対して装荷する燃料を変更した炉心寸法最適化の検討を行った。

5.2 節では、もんじゅを例として高速炉の基本的な設計について説明し、従来よりも炉心形状と炉心寸法の自由度を高めるよう構築した炉心寸法の最適化モデルについて記述した。

5.3 節では、最適化対象の目的変数となる炉心特性に関する説明とその選定理由について記述した。

5.4 節では、2 種類の燃料を装荷した各々の場合で高速炉の炉心寸法の最適化に関する検討を行った。5.4.1 項では、炉心解析条件・燃焼計算条件・最適化手法に関する計算条件・炉心寸法に関する計算条件・目的変数に関する計算条件・適合度評価関数に関する計算条件について記述し、使用する 2 種類の燃料組成ともんじゅ内側炉心を模擬した 1 領域無限均質体系において得られる炉心特性について記述した。5.4.2 項では、もんじゅ内側炉心の燃料を装荷して炉心寸法の最適化を行った。得られた炉心形状は平坦な形状を山型に変形したものであり、凸型であった。また実効増倍率・燃焼反応度は目標範囲に到達し、ドップラー反応度とナトリウムボイド反応度は減少していく最適化推移を確認した。5.4.3 項では、重核種のみのお最適化後の燃料を装荷して炉心寸法の最適化を行った。得られた炉心形状は平坦な形状を谷型にしたものであり、おおよそ扁平形状であった。実効増倍率・燃焼反応度は目標範囲に到達し、ドップラー反応度とナトリウムボイド反応度は減少していく最適化推移を確認した。

得られた炉心寸法の最適化結果ともんじゅ内側燃料と外側炉心で構築した参考体系を比較すると、どちらの燃料を装荷した場合も従来よりも扁平な炉心が構築された。もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合は凸型炉心が構築され、重核種のみのお最適化後の燃料を装荷した場合は扁平炉心が構築された。この結果から、転換比・ドップラー反応度の値が好ましい燃料を装荷し、実効増倍率が増加しにくい凸型炉心、実効増倍率が増加しやすい燃料組成であれば扁平炉心が、ナトリウムボイド反応度が負であり従来よりも性能の良い高速炉である見込みを得た。

参考文献

- [1] 高下浩文, 樋口真史, 富樫真仁, 他, “核設計手法報告書,” 核燃料サイクル開発機構, 2000, (日本語), (Internet), <https://jopss.jaea.go.jp/pdfdata/JNC-TN8410-2000-011.pdf>, (2020 年 11 月 4 日アクセス).
- [2] 中川弘, “大型高速増殖炉の設計研究 炉心設計,” 日本原子力学会誌, **15**(7), 23-32 (1973).
- [3] 丸山博見, 岩崎智彦, 山本章夫, 他, “原子炉物理,” 日本原子力学会, (2008).
- [4] 小林啓祐, “原子炉物理,” コロナ社, (1996).
- [5] 千葉豪, “高速炉核設計ツール CBZ/FRBurner の使用マニュアル,” 北海道大学, 2020, (日本語), (Internet), http://roko.eng.hokudai.ac.jp/studentadm/chiba_data/cbz/fr_burner.pdf, (2021 年 12 月 23 日アクセス).
- [6] K. Shibata, O. Iwamoto, T. Nakagawa, *et al.*, “JENDL-4.0: A New Library for Nuclear Science and Engineering,” *J. Nucl. Sci. Eng.*, **48**(1), 1 (2011).

第6章 結論

6.1 まとめ

本研究では、従来の高速炉における設計上の課題の解決を目的として、高速炉の設計最適化手法の開発及びこれによる高速炉の燃料組成と炉心寸法の最適化に関する検討を行った。各章のまとめを以下に記述する。

第1章では、本研究の背景と目的について述べた。日本のエネルギー情勢から原子力は2030年に向けた重要なベースロード電源に位置付けられているが、原子力が抱える問題の一つに核燃料サイクルの確立が挙げられる。高速炉は核燃料資源の利用効率の向上と高レベル放射性廃棄物の減容化及び放射能レベルの低減化を目的として開発が進められている次世代型原子炉であるが、冷却材として使用するナトリウムが高速炉固有の設計上の課題の原因となり得る。この設計課題はナトリウムの化学的活性度と核的側面の性質に起因するものであり、後者についてはナトリウム中に気泡（ボイド）が生じた場合の反応度変化量で定義されるナトリウムボイド反応度が高速炉において正になりやすく、この抑制が安全性の観点から高速炉の固有かつ長年の設計課題である。

既存の高速炉は上で述べたナトリウムボイド反応度を中心とする設計課題を考慮して設計されており、従来の高速炉設計手法は工学的な観点から設計変数の取りうる範囲を制限していること、高速炉設計に工学的知見を用いている部分が存在することが課題である。本研究ではこれら2つの課題を解決すべく、ナトリウムボイド反応度が負となり固有安全性を有する高速炉の設計最適化手法の開発を目的とした。本研究の開発目標とする設計最適化手法の特徴は、高速炉の主要な設計変数である燃料組成と炉心寸法に関する制約条件の緩和、及び数理的な最適化アルゴリズムの適用による従来の工学的知見に頼らない最適設計変数の広域探索である。

第2章では、ナトリウムボイド反応度と高速炉もんじゅに対する炉心解析に関して記述した。高速炉におけるナトリウムボイド反応度は、ナトリウムの巨視的核反応断面積が零となることによって正の反応度が、ナトリウムの原子数密度の減少に起因する中性子漏洩量の増加により負の反応度が印加されやすい。また前者は燃料組成が、後者は炉心寸法が支配的な要因である。これらの性質について、摂道論に基づき導出したナトリウムボイド反応度の計算式に基づき、原子炉物理的な観点から説明した。

また後の高速炉の設計最適化に関する検討に向けて、ナトリウムボイド反応度を含めた高速炉の炉心特性の燃焼に伴う変化を例とした知見の整理を行った。高速炉もんじゅの全炉心体系に対する炉心解析結果から、ナトリウムボイド反応度の主要な反応度成分はナトリウムの散乱断面積の摂動と中性子スペクトルの硬化により印加される散乱反応度成分であり、この成分が燃焼に伴い正側に増加することでナトリウムボイド反応度は燃焼末期において安全性の観点から最も厳しくなる。また中性子増倍率は転換比・ドップラー反応度・

ナトリウムボイド反応度と負の相関関係を有しやすいことが高速炉もんじゅ全炉心体系に対する炉心解析結果から確認された。

その後、第4章で実施する高速炉の燃料組成の最適化の性能評価のため、比較対象として高速炉もんじゅ内側炉心を模擬した1領域無限均質体系を構築し、燃焼末期における各炉心特性の評価を行った。また、第5章で実施する高速炉の炉心寸法の最適化の性能評価のため、比較対象として高速炉もんじゅの内側炉心と外側炉心で構成された二次元有限円筒体系を構築し、同様に燃焼末期における各炉心特性の評価を行った。

第3章では、本研究で取り扱う最適化問題と、数理的アルゴリズムに基づき開発した最適設計変数の探索手法について説明した。本研究が対象とする最適化問題は連続最適化問題における非線形計画問題であり、かつ目的関数の解析的な導関数を使用できないため、直接探索法に基づく最適化手法の開発が必要であることを記述した。また開発した最適化手法において、設計変数の摂動方法には自身の値で摂動量が決まる相対摂動と予め設定した摂動幅によって摂動量が決まる絶対摂動の2種類を用いた。最適化における目的変数が多数ある場合には、各目的変数に最適化優先度を表す適合度と呼ぶパラメータを導入し、対象の目的変数が優先度順に目標値・目標範囲へと推移するように適合度の計算を行う適合度評価関数を開発した。

本研究で開発する設計最適化手法における最適設計変数の探索方法として適用した数理的アルゴリズムは、山登り法と焼きなまし法である。山登り法は極値への収束が速い利点がある一方、収束解に対する初期値依存性が高いため多峰性を有する最適化問題においては局所解に陥りやすい欠点がある。また焼きなまし法は山登り法を拡張した手法と捉えられ、目的変数に対する温度の比を用いて計算される解の遷移確率に基づいて設計変数の更新を行うプロセスが主な相違点である。焼きなまし法は初期温度を十分高くして温度冷却率を1に近い値に設定することで大域的に最適解を探索できる利点があり、山登り法と比べて局所解に陥りにくい。一方、十分な性能を示すためには温度を緩やかに下げていく必要があるため、計算コストが大きくなりやすい欠点がある。

以上2つの数理的アルゴリズムに基づき開発した最適化手法(山登り法/焼きなまし法)と2種類の設計変数の摂動方法(相対/絶対)を多峰性のあるベンチマーク関数に適用し、最適解探索能力と解の収束速度の2つの観点からこれらの性能評価を行った。結果として、山登り法より焼きなまし法の方が解の収束速度は劣るが目的関数が多峰性を有する場合は最適解探索能力が高く、相対摂動と絶対摂動の優位性は設計変数の最適解の絶対値に依存して変化するが、設計変数の次元数が少ない場合は絶対摂動を、次元数が多い場合は相対摂動を使用することが望ましいとの結論を示した。

第4章では、高速炉の燃料組成最適化に関する検討を行った。高速炉の燃料組成に関する制約条件を緩和し従来よりも燃料組成の探索範囲を拡大するアプローチとして、燃料元素の重量比と複数の同位体組成比の線形結合による燃料組成の作成機能を開発した。また、これらの燃料組成パラメータの規格化と範囲制限化を同時に行うためのアルゴリズムを開発した。使用した同位体組成比は、重核種については軽水炉から排出される使用済み燃料や高濃縮ウラン等の他にトリウム炉等の世界中の様々な原子炉で使用が想定されているもの、軽・中核種については天然同位体組成比を重量比に変化したものである。また最適化対象の目的変数である無限増倍率・転換比・燃焼反応度・ドップラー反応度・ナトリウムボイド反応度について選定理由とともに説明し、準定常状態の燃焼方程式を用いて燃焼チェーンに基づく転換比の定義式について説明した。

燃料組成の最適化に関する検討として、Th から Cm までの重核種を対象とした場合はマイナーアクチニド(MA: Minor Actinide)の装荷量に関する制約条件を課さない場合と課す場合の2種類の計算条件を設定した。MAに関する制約条件を課さない場合ではThとCmが装荷される燃料組成の最適化結果が多かった。全ての炉心特性が目標値・目標範囲を満足し、従来よりもナトリウムボイド反応度が低減する性能の良い燃料が作成されたが、MAであるCmが約15 wt.%装荷される結果となった。これは使用した同位体組成比に基づく情報から算出した現実的な重量比の最大値である約0.2 wt.%と比べて非現実的である。現実性の観点からMAに関する制約条件を課した場合ではTh、U、Puが装荷される燃焼組成の最適化結果が多かったが、ドップラー反応度が設定した目標値を満足せず、ナトリウムボイド反応度も従来よりも増加する最適化結果が得られた。以上から、重核種で構成された燃料組成では、現実性が見込まれ、かつ従来よりも性能の良いものは存在しない可能性が高いことを示した。

H から Bi までの軽・中核種を燃料組成に追加する対象とした検討も行った。この場合は、重核種としてもんじゅ内側炉心燃料を装荷する場合とThとCmから構成される重核種のみ条件で得られた最適化後の燃料を装荷する場合の2種類の計算条件を設定した。軽・中核種の装荷量は現実性の観点から燃料全体に対し5, 10, 20 wt.%の3パターンを設定した。もんじゅ内側炉心燃料を一定割合装荷する場合は、転換比が目標値を満足することができなかったものの、軽・中核種の装荷によるナトリウムボイド反応度の低減効果が確認された。重核種のみ最適化後の燃料を一定割合装荷する場合も同様にナトリウムボイド反応度の低減効果が確認され、全ての炉心特性値が目標値・目標範囲を満足した。装荷された軽・中核種は、ナトリウムボイド反応度の散乱断面積成分を減少させるために中性子束を軟化させる効果が大きい散乱断面積を持つHe004・N014・Be009等であった。また、どちらの燃料を装荷する場合でも無限体系ではナトリウムボイド反応度が負となる燃料組成が作成されなかった。

以上の検討から、無限体系においてナトリウムボイド反応度が負であり、かつ他の炉心特性が目標値・目標範囲を満足するような燃料元素の組み合わせは、おそらく存在しないとい

う結論を得た。

第5章では、高速炉の炉心寸法最適化に関する検討を行った。高速炉の炉心寸法に関する制約条件を緩和し従来よりも炉心寸法の探索範囲を拡大するアプローチとして、1種類の燃料領域とナトリウムのみで構築した炉心寸法最適化用のモデルを構築した。構築した最適化モデルは、最適な燃料領域の凹凸形状も探索できるよう設計した。また最適化対象の目的変数となる炉心特性に関する説明とその選定理由について記述した。炉心寸法の最適化に関する検討は、もんじゅ内側炉心燃料及びThとCmから構成される重核種のみのお最適化後の燃料を装荷した場合の2通り行った。

もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合は凸型の炉心形状が構築され、重核種のみのお最適化後の燃料を装荷した場合は炉心の最外周部のみ炉心が高くなる、平坦な形状を谷型に変形した炉心形状が構築された。どちらの場合も実効増倍率・燃焼反応度は目標範囲を満足し、ナトリウムボイド反応度とドップラー反応度は負側に減少していく最適化推移を確認した。また、転換比とドップラー反応度は炉心寸法に対する感度が低く、装荷する燃料組成によって値が大きく左右されることを確認した。

最適化後の炉心体系ともんじゅ内側炉心及び外側炉心で構築された参考体系を比較すると、どちらの燃料を装荷した場合も、従来よりも扁平な炉心が構築された。もんじゅ内側炉心燃料を装荷した場合に、従来もんじゅ炉心のような平坦な形状と異なる凸型の炉心体系が構築されたのは、少ない燃料装荷量で中性子漏洩率を少なくし、実効増倍率が1以上となるように炉心寸法が最適化されたためと考える。この最適化結果は、燃料装荷量が多いほどナトリウムボイド反応度が正側に大きくなる正の相関関係の影響が大きく表れやすい燃料組成を使用したためである。一方、重核種のみのお最適化後の燃料を装荷した場合は実効増倍率が増加しやすい燃料組成であったため、燃料装荷量が凸型よりも多くなるが、ナトリウムがボイド化した際に中性子漏洩量が多い扁平炉心とすることで、ナトリウムボイド反応度をより負側に減少させる炉心体系が構築されたと考える。扁平炉心がナトリウムボイド反応度の低減に効果的という結果は、高速炉設計における従来の工学的知見と同様である。

以上の検討から、有限体系においてナトリウムボイド反応度が負であり、かつ他の炉心特性が目標値・目標範囲を満足するような炉心体系は、転換比とドップラー反応度が好ましい値であり、かつ実効増倍率が増加しやすい燃料を装荷し、従来よりも扁平形状とした炉心である可能性が高いという結論を得た。

各章の取り組みにより、これまで設計に要求されてきた制約条件を緩和し、従来の工学的知見に基づくアプローチでは見出すことが出来なかった、ナトリウムボイド反応度が負となる固有安全性を有する高速炉の最適設計が存在するかを抜本的に探索・確認した。

無限体系においては、ナトリウムボイド反応度が負となり、他の炉心特性を満足する燃料元素の組み合わせはおそらく存在しないと予想される。また有限体系においては転換比と

ドップラー反応度の値が好ましい燃料を装荷し、実効増倍率が増加しにくい燃料組成であれば凸型炉心、実効増倍率が増加しやすい燃料組成であれば扁平炉心が、ナトリウムボイド反応度が負であり従来よりも固有安全性が高い高速炉設計であると考えられる。

6.2 今後の課題

本節では、本研究の今後の課題について記述する。ここでは、本研究で開発した高速炉の設計最適化手法における 2 種類の課題を挙げる。一つ目は最適化計算に要する計算コストの削減であり、方策を以下の A で述べる。二つ目は設計最適化手法の高度化であり、方策を以下の B, C で述べる。

A) Active Subspace を活用した高速炉の設計最適化手法の効率化

本研究で取り扱った設計変数は主に燃料組成と炉心寸法であり、目的変数としては実効増倍率など 5 種類の炉心特性を取り扱った。高速炉の設計最適化手法の高度化として設計変数と最適化対象の目的変数の増加が一案として挙げられるが、最適化計算にかかる計算コストの増大が懸念される。そこで計算コストの低減のため、あるデータを表すために必要な（あるいは重要な）方向（次元）で定義される Active Subspace を活用した、設計変数の探索手法の効率化が有効であると考えられる[1]。

Active Subspace とは、あるデータを取り扱うために重要となる部分空間を抜き出したものであり、設計変数の変化が目的変数に大きな影響を与えるデータ部分空間を指す。例えば、Active Subspace を活用した設計変数の探索効率化の方法として、最適解が存在すると思われる空間を重点的に探索するようなサンプリングバイアスをかけることが挙げられる。設計変数が最適解の存在する方向に推移する場合は、その目的変数も変動しやすいことが考えられるため、本研究においては設計変数 \mathbf{x} に対する適合度 f の感度係数 $\vec{S}_f = \text{grad}(f)$ をサンプリング時の重み付けに適用することが一つの案として考えられる。具体的に 1 次元の Active Subspace 方向への探索を考えた時は、摂動後の設計変数 \mathbf{x}' に対し、感度係数 \vec{S}_f の基底ベクトル方向に設計変数 \mathbf{x}' を定数倍することが効率的な探索方法の一つとなる。

この Active Subspace を用いた探索方法は、設計変数 \mathbf{x} が多次元になるほど計算コストの削減量が増え、より手法の利点が明確になる。また、この Active Subspace の概念は他分野でも応用されているものであり、その有効性が示されている[2]。Active Subspace を活用した設計変数の探索は、目的変数に関する設計変数の情報を活用した最適化手法となるため、この意味においてヒューリスティックな探索になるといえる。

B) パレート最適解を探索する多点探索手法による多目的最適化

本研究では各炉心特性と一対一に対応する適合度と定義するパラメータを導入し、多数の炉心特性を対象とした最適化計算を行う際は各適合度の合計によりスカラー化した値を最大化させることで、多目的変数の最適化問題を単目的変数の最適化問題に変換した。しか

しこの方法には、2つの炉心特性にトレードオフの関係が存在する場合、得られた最適解の優劣が決定できないという問題点がある。このような非劣解の集合を一般にパレート最適解と呼ぶ[3]。

本研究におけるパレート最適解の探索の必要性であるが、既に第4章で述べた通り、転換比とナトリウムボイド反応度は正の相関関係があるため、トレードオフの関係を有しやすい。なぜなら、転換比は増加するほど良いが、正の相関を持つナトリウムボイド反応度は減少するほど良い炉心特性であるためである。この場合は、転換比とナトリウムボイド反応度に対するパレート最適解は曲線状になると考えられる。適合度評価関数による最適化では多種類の炉心特性をスカラー化しているため、このパレート曲線における1つの点しか探索できない。この観点から、複数の最適解候補を探索できる多点探索の最適化アルゴリズムの適用がより望ましい。このような最適化手法としては遺伝的アルゴリズム等が適用されており、本研究で開発した焼きなまし法に基づく最適化手法の多点探索化への拡張が望まれる[4]。

C) 高速炉の燃料組成と炉心寸法の同時最適化手法の開発

本研究では無限体系において高速炉の燃料組成を最適化し、有限体系において炉心寸法を最適化した。この2段階に分けた高速炉設計の最適化は計算コストの観点から有効であるが、炉心寸法が変化することにより中性子スペクトルが変化しやすい有限体系を対象とした場合はこの限りでないと考えられる。例えば、中性子スペクトルが変化しやすい有限体系にある燃料組成を装荷して炉心寸法の最適化を行うと、ナトリウムボイド反応度の低減に向けて、 η 値の傾きが緩やかなエネルギー領域にピークを持つ中性子スペクトルとなるような炉心形状に最適化が行われると考えられる。 η 値のエネルギー分布は燃料組成によって決まるため、この場合は燃料組成の種類によって最適な炉心形状が変化することとなる。このような性質を持つ有限体系を対象とした場合の設計最適化に向けて、燃料組成と炉心寸法を同時に最適化することが可能となるよう、本研究で開発した設計最適化手法の高度化が望まれる。

参考文献

- [1] 山本章夫, “Reduced Order Model とシミュレーション計算,” 第50回炉物理夏期セミナーテキスト, 日本原子力学会, pp.2-37, (2017)
- [2] 横井広洋, “Reduced Order Modeling を用いた原子炉構造材の放射化量の不確かさ評価及び低減に関する研究,” 修士論文, 名古屋大学(2018).
- [3] 渡邊真也, 廣安知之, 三木光範, 他, ”遺伝的アルゴリズムを用いた多目的最適化へのアプローチ,” 日本機械学会誌, **106**(1011), 121(2003).
- [4] 伊庭斉志, “C による探索プログラミング 基礎から遺伝的アルゴリズムまで,” 東京(2008).

公刊論文（口頭発表）

- [1] 大池宏弥, 遠藤知弘, 山本章夫, 千葉豪, “Na ボイド係数の低減に向けた高速炉の燃料組成最適化に関する検討,”日本原子力学会 2021 年春の年会, 1C06, オンライン開催, 3月 17 日-19 日 (2021).
- [2] 大池宏弥, 森下裕貴, 遠藤知弘, 山本章夫, 千葉豪, “Na ボイド係数の低減に向けた高速炉の最適化に関する検討 (1)大域的最適化手法による燃料組成の探索,” 日本原子力学会 2021 年秋の大会, 3K10, オンライン開催, 9 月 8 日-10 日 (2021).
- [3] 森下裕貴, 大池宏弥, 遠藤知弘, 山本章夫, “Na ボイド係数の低減に向けた高速炉の最適化に関する検討 (2)炉心形状の自動探索,” 日本原子力学会 2021 年秋の大会, 3K11, オンライン開催, 9 月 8 日-10 日 (2021).
- [4] 大池宏弥, 遠藤知弘, 山本章夫, 千葉豪, “Na ボイド係数の低減に向けた高速炉の最適化に関する検討 (3)軽・中核種を含めた燃料組成の探索,” 日本原子力学会 2022 年春の年会, 1C09, オンライン開催, 3 月 16 日-18 日 (2022).