



クリーンバーン高温ガス炉詳細設計のための
核設計モデルの整備

Development on Nuclear Design Model
for Detailed Design of Clean Burn HTGR

深谷 裕司 後藤 実 西原 哲夫

Yuji FUKAYA, Minoru GOTO and Tetsuo NISHIHARA

原子力科学研究部門
原子力水素・熱利用研究センター
小型高温ガス炉研究開発ディビジョン

Small-sized HTGR Research and Development Division
Nuclear Hydrogen and Heat Application Research Center
Sector of Nuclear Science Research

July 2015

本レポートは国立研究開発法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ (<http://www.jaea.go.jp>)
より発信されています。

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 研究連携成果展開部 研究成果管理課
〒319-1195 茨城県那珂郡東海村大字白方2番地4
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency.
Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to
Institutional Repository Section,
Intellectual Resources Management and R&D Collaboration Department,
Japan Atomic Energy Agency.
2-4 Shirakata, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

© Japan Atomic Energy Agency, 2015

クリーンバーン高温ガス炉詳細設計のための核設計モデルの整備

日本原子力研究開発機構 原子力科学研究部門 原子力水素・熱利用研究センター
小型高温ガス炉研究開発ディビジョン

深谷 裕司、後藤 実、西原 哲夫

(2015年4月23日 受理)

クリーンバーン高温ガス炉詳細設計のための核設計モデルの整備を行った。先行研究の概念設計では米国 GA 社の設計した **Deep Burn** の燃料組成を用いていたが、日本の実情に合わせた軽水炉取り出し Pu 組成を用いた燃料組成を決定した。なお、品質保証、トレーサビリティの観点から燃料材料・構造材料の個数密度を一意的に決定できるように、評価法の見直し及び定式化を行った。これらの組成を用い概念設計では考慮されていなかった制御棒カラムの配置を検討した。また、すべての運転領域で負の温度係数を得られるように、Er 装荷に関する検討を行った。このモデルはモンテカルロ法中性子輸送コード MVP の入力として整備した。また、これまで核設計の経験の少ない高燃焼による多くの FP 核種の蓄積の効果を考慮するため、燃焼チェーンに関する検証も行った。一方で、これまでの炉心設計は決定論的手法である中性子拡散方程式に基づいた COREBN コードを用いて行われていた。そのため、MVP の断面積を COREBN コードに出力するための枠組みの整備も行った。

**Development on Nuclear Design Model
for Detailed Design of Clean Burn HTGR**

Yuji FUKAYA, Minoru GOTO and Tetsuo NISHIHARA

Small-sized HTGR Research and Development Division
Nuclear Hydrogen and Heat Application Research Center
Sector of Nuclear Science Research
Japan Atomic Energy Agency
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received April 23, 2015)

A development on nuclear design model for detailed design of Clean Burn HTGR had been performed. In the previous study, the fuel composition assumed in the study of Deep Burn proposed by GA in U.S. was employed. In the present study, the fuel composition is estimated to reflect the situation of the nuclear fuel cycle in Japan. In addition, the evaluation method is refined with a numerical formula to determine unique number density for each material from the viewpoint of traceability and a guarantee of quality. With the number density evaluated by the method described above, the deployment of control rod columns, which was not introduced yet in the previous study, is investigated. Moreover, the Er loading is also investigated to obtain negative temperature coefficients in all range of operation. This model is developed for MVP code, which solves neutron transportation by Monte Carlo method. In addition, validation of burn-up chain is also performed to adopt very high burn-up calculation, which is not performed often for ordinary design. On the other hand, until now, the core design is performed by COREBN code, which solves neutron diffusion equation by deterministic approach. Thus, the convertor which converts the cross section of MVP to COREBN is also developed.

Keywords: Clean Burn HTGR, Nuclear Design Model, MVP, COREBN

目 次

1. 背景および目的	1
2. 日本の核燃料サイクルの実情を考慮した軽水炉取り出し Pu 組成の検討	2
3. 高温ガス炉設計のための個数密度評価法の定式化	3
4. 炉心構造および諸元の確認	13
5. 超高燃焼度核設計のための燃焼チェーンの検証	18
6. モデル見直しによる炉心特性の変化	20
7. 負の温度係数を得るための Er 装荷法の検討	22
8. SRAC および MVP コードを用いた断面積作成ツールの整備	23
9. まとめ	27
謝辞	27
参考文献	28
付録 A 個数密度評価のための実装	31
付録 B Pu 燃料の再処理に伴う随伴核種の影響および不純物の燃焼特性	39
付録 C JENDL-4.0 ベース MVP 用疑似 FP 核種 ZZ50 の検証	43
付録 D 線形反応度モデルとバッチ数について	45
付録 E 燃料粒子における微視的なダンコフ補正係数の与え方について	47
付録 F MVP と SRAC を用いた COREBN 用断面積作成システム	49

Contents

1. Background and Objective-----	1
2. Investigation on Pu Composition Recovered from LWR Spent Fuel Reflecting on the Situation of Nuclear Fuel Cycle in Japan-----	2
3. Formularization on Evaluation Method of Number Density of Atoms for HTGR Design-----	3
4. Verification on Core Structure Design and Specification -----	13
5. Validation on Burn-up Chain Model for the HTGR Design with Very High Burn-up-----	18
6. Change on Core Characteristics by Revision of Calculation Model-----	20
7. Investigation on Er Loading Pattern for Negative Temperature Coefficient -----	22
8. Development Cross Section Converter from MVP to COREBN-----	23
9. Summary-----	27
Acknowledgements -----	27
References-----	28
Appendix A Code Implementation to Evaluate Atom Number Density -----	31
Appendix B Effect of Accompanying Nuclide to Plutonium on Reprocessing and Burn-up Characteristics of Impurities -----	39
Appendix C Validation on Pseudo FP Nuclide for MVP based on JENDL-4.0 -----	43
Appendix D Linear Reactivity Model and Batch Number-----	45
Appendix E Evaluation Method of Microscopic Dancoff Correction Coefficient for Fuel Particles-----	47
Appendix F Cross Section Generation System Using MVP and SRAC-----	49

図リスト

Fig. 4.1 Core geometry and fuel block of GTHTR300	14
Fig. 4.2 Core geometry for Clean Burn	14
Fig. 4.3 Core temperature for Clean Burn	15
Fig. 4.4 Core geometry for Clean Burn	16
Fig. 4.5 Core cross section drawn by ray tracing with MVP input	17
Fig. 5.1 Multiplication factor with each burn-up chain	19
Fig. 6.1 Loading pattern for Clean Burn	20
Fig. 6.2 Multiplication factor of Clean Burn during a operation	21
Fig. 7.1 Er-loading method	22
Fig. 8.1 Block cell model for MVP and SRAC	26
Fig. 8.2 Criticality change during burn-up	26
Fig. B.1 Neutron flux of GTHTR300	41
Fig. B.2 Change on inventory of impurity and boron-10	42
Fig. C.1 Capture cross section of ZZ50	43
Fig. C.2 Multiplication factor with each burn-up chain library	44

表リスト

Table 2.1 Pu composition from LWR spent fuel	2
Table 3.1 Lattice constant of solid solution in fluorite structure	6
Table 3.2 Sintered ratio and boron equivalent for graphite material	6
Table 3.3 Density of solid	7
Table 3.4 Composition of SUS304	7
Table 3.5 Composition of SUS304L	7
Table 3.6 Composition of SUS316	8
Table 3.7 Composition of SUS316L	8
Table 3.8 Composition of PNC316	8
Table 3.9 Composition of PNC1520	8
Table 3.10 Composition of ODS alloy and PNC-FMS alloy	9
Table 3.11 Composition of Zry-2	9
Table 3.12 Composition of Zry-4	9
Table 4.1 Major specification of GTHTR300 common to Clean Burn	13
Table 4.2 Fuel design and inventory for GTHTR300 and Clean Burn	17
Table A.1 Replacement of natural nuclides	33
Table B.1 Decontamination factor of reprocessing plant THORP	39
Table B.2 Impurities accompanying with Pu and the boron equivalent	40
Table B.3 Impurities in the graphite of IG-110	41

This is a blank page.

1. 背景および目的

我が国の原子力に関する研究開発は、高速増殖炉を中核とした核燃料サイクルの確立を目指し行われてきた経緯があり、その旨を受けた原子力立国計画¹⁾が 2006 年 6 月に策定されている。しかし、2011 年 3 月に発生した東日本大震災による東京電力福島第一原子力発電所事故を契機に原子力に対し多様な議論（詳細は参考文献 2）の序論を参照）がなされるようになった。このような状況を受け、原子力水素・熱利用研究センターでは、余剰 Pu を、高い安全性を有する高温ガス炉で燃焼するクリーンバーン高温ガス炉概念^{2,3)}を提案し研究開発を開始した。高温ガス炉は冷却材喪失時においても燃料溶融に至らない高い安全性を有しており、東京電力福島第一原子力発電所事故の様な状況にあっても燃料溶融には至らない。

現状におけるクリーンバーン高温ガス炉の研究開発^{2,3)}は概念設計の段階であり、より現実的な設計を行うため、想定や評価条件の見直しや解析モデルの詳細化が急務となる。そこで、本研究では、これまでの概念設計の評価条件を見直し、最適化した条件で評価することにより、クリーンバーン高温ガス炉の基本特性を把握することで概念設計を終了させるとともに、次の詳細設計の準備のため、モデルの詳細化、手法の精度評価および整備を行うことを目的とする。

評価条件の見直しに関しては、特に、炉心性能の妥当性を確認する目的で、米国 GA 社の設計した Deep Burn⁴⁾の評価に用いられていた MA を含む米国の UREX 再処理を想定した燃料組成を用い評価を行っているなど、日本の核燃料サイクルの現状にそぐわないため変更が必要である。また、核設計に用いる組成データ等も根拠が不明なものを用いていたため、その出典が追跡できる評価法を整備する。

詳細設計の準備としては、これまでの解析で考慮していなかった制御棒配置を考慮したモデルの詳細化を行う。また、解析システムの検証、開発も行う。

2. 日本の核燃料サイクルの実情を考慮した軽水炉取り出し Pu 組成の検討

1章で述べたように、これまでの検討では軽水炉取り出し Pu 組成として、Deep Burn⁴⁾の評価に用いられていた MA を含む米国の UREX 再処理を想定した Pu 組成を用いていた。また、その軽水炉使用済燃料組成を決定する詳細な条件に関しても不明⁵⁾であった。

そのため、日本の核燃料サイクルの実情を考慮した軽水炉取り出し Pu 組成の検討を行う。クリーンバーン高温ガス炉の導入意義は余剰 Pu の消費であり、再処理稼働初期に蓄積される Pu の組成を対象とするべきである。日本の核燃料サイクルの導入が大きく遅れ、原子力発電所では使用済燃料の貯蔵プールの余裕がなくなっており、中間貯蔵施設が作られる状態にある。つまり、現在は多様な冷却期間を持つ使用済燃料が混在する状態にある。一般的に、冷却期間を設けることにより、崩壊熱が減少し取扱いに関する負荷が軽減する。そのため、古い順に使用済燃料を処理することが合理的であるといえる。最近のコスト等検証委員会による原子力発電のコスト評価⁶⁾でも、現状モデルと称し長期の貯蔵期間を設定している。このモデルでは半分は 20 年貯蔵後再処理、残り半分は 50 年貯蔵後再処理としている。

これらのことを踏まえて、本研究では軽水炉取り出し Pu 組成を以下の条件で決定する。

- ・初期に導入された原子炉の使用済み燃料を想定し、33GWd/t の取り出し燃焼度を想定する。
- ・日本では PWR, BWR がほぼ半数のため、Pu 組成は単純な算術平均とする。
- ・再処理までの冷却期間は 35 年（現状モデルの平均）、

再処理後 2 年冷却（燃料製造・装荷までの期間）の組成を代表組成とする。

燃料製造から装荷までの時間（リードタイム）に関して、ウラン燃料を用いる GTHT300 では 0.5 年⁷⁾としているが、クリーンバーン高温ガス炉では核拡散抵抗性を高めるため、再処理・燃料製造一体型プラントを想定しており、再処理における脱硝工程を省略しゾルゲル法による燃料製造ラインに直結することを想定しているため、十分に同等のリードタイムの適用が可能である。一方で、Pu 燃料では、半減期 14 年程度と短い核分裂性物質の Pu-241 が存在する場合、崩壊に伴い親物質である Am-241 が発生し反応度の低下が懸念される。そこで、核燃料サイクル計画の乱れによる燃料装荷の遅延に備え、核分裂性物質の崩壊による臨界性の低下に対し保守的な評価を得るため装荷までの期間を 2 年とした。

なお、使用済燃料の取り出し時の組成は、燃焼度分布を考慮して評価された安藤らの評価結果⁸⁾を用いることとした。なお、核種崩壊に対する冷却計算は ORIGEN⁹⁾コードにより ORLIBJ40¹⁰⁾のライブラリを用い評価した。結果を Table 2.1 に示す。

Table 2.1 Pu composition from LWR spent fuel (wt%)

	PWR (Discharged)	BWR (Discharged)	Average	Separated	Loading (Representative)
Pu-238	1.35	1.58	1.46	1.25	1.23
Pu-239	56.25	53.54	54.97	62.13	62.14
Pu-240	23.19	25.43	24.25	27.34	27.34
Pu-241	14.01	13.17	13.61	2.82	2.56
Pu-242	5.20	6.28	5.71	6.46	6.46
Am-241	-	-	-	-	0.26
Puf/Pu	70.26	66.71	68.58	64.95	64.70

*Puf stands for plutonium fissile.

3. 高温ガス炉設計のための個数密度評価法の定式化

高温ガス炉と他の主要な炉型の核特性を比較評価するため、統一的材料の個数密度評価法を定式化する。なお、将来、品質保証の強化を考え、本章で定式化した評価式はプログラム化することにより手法の標準化を行う。この標準化により、材料名および、燃料組成等の条件を入力するのみで炉心解析ができるようにし、ヒューマンエラーの入り込む余地を減らすものとする。なお、具体的な評価式プログラムの作成に関しては、付録 A に記載した。

3.1 燃料材料個数密度の評価法

燃料材料の個数密度を決定するためには、組成（各核種の個数割合）の他に密度情報が必要となる。密度には、結晶構造から決定される理論密度の他に材料特性としての焼結密度、工学的に導入されたスミア密度などが存在する。理論密度については、材料の結晶構造が分かれば決定できる。焼結体にはさらに焼結密度があり、焼結の仕方によって変化する。被覆粒子燃料（TRISO 燃料）の第一の被覆である低密度炭素層はガスプレナムとしての働きを期待し、あえて密度を下げる製造法が用いられている。このように、材料の密度はその働きや製造法の技術的制約によって、その値は多様である。一般的に%TD など、理論密度に対する比率で示される。ここでは、理論密度と焼結率の組み合わせで表現するものとする。なお、黒鉛材料ではこのような整理のされ方をせずに「かさ密度」と呼び密度そのものがデータベース化されているが、ここでは、統一した表現をするために黒鉛材料に関しても理論密度と焼結率を用い整理するものとする。スミア密度は領域平均の密度であり、軽水炉評価などで、ペレットと被覆管のギャップをペレット領域に平均化することにより、非均質性を直接考慮しないことが行われる。これは、核計算では原子数密度が保存されていれば解析結果へ与える影響が少ないことにより用いられる。この際に平均化により得られる密度をスミア密度と呼ぶ。スミア密度を求めるためには、材料の平均化領域に対する体積率が必要となる。この処理は材料の密度である焼結密度相当のものに対して行われる。

このように、理論密度、焼結率、体積率が分かれば、材料の個数密度が決定できるため、ここでは、これらの値のうち材料特性としての性質とみなされる理論密度と焼結率をデータベース化する。体積率については、スミア密度評価の枠組みを作成しその際に入力するものとする。純粋な物質の理論密度に関しては、材料を決定した時点で決まるため、それらの値を収集すればよい。一方で、燃料などの固溶体や B_4C-C などの複合材料では、組成によってその理論密度が異なる。このような物質に対する評価は、合金の密度評価などにも用いられる Vegard 則を用いることができる。Vegard 則とは、合金など格子定数とその混合核種のモル分率により合成できるというものであり、 PuO_2 と UO_2 を混合した MOX 燃料で妥当な評価が得られることが示されており、実験値をよい精度で再現している¹¹⁾。 PuO_2 のモル分率を x とすると、格子定数 $A[nm]$ は、

$$A = 0.5470 - 0.0074x \quad (3.1 - 1)$$

のようにあらわすことができる¹¹⁾。密度は、

$$\rho = \frac{4}{NA^3} \{(1-x)M_{UO_2} + xM_{PuO_2}\} \quad (3.1-2)$$

のようになる。ここで、 N はアボガドロ数、 M_{UO_2} および、 M_{PuO_2} は UO_2 および PuO_2 の分子量である。ここで、係数の 4 は単位格子あたりの UO_2 および PuO_2 の分子数である。これは、 UO_2, PuO_2 の結晶構造は共に螢石型構造であり、 U および Pu は面心立方格子、 O は単純立方格子の副格子をそれぞれ形成しているためである。このことは、取りうる結晶構造の違いにより、式の形が変化することになる。そのため、本研究では利便性を考え、1 基本分子あたりの格子定数 A' というものを導入する。式(3.1-1),(3.1-2)は以下のようになる。

$$A' = \sum_i x_i A'_i \quad (3.1-3)$$

$$\rho = \frac{1}{NA'^3} \sum_i x_i M_i \quad (3.1-4)$$

ただし、

$$\sum_i x_i = 1 \quad (3.1-5)$$

となる。 x_i は i 番目の分子のモル分率であり、式(3.1-5)に示すように、全体で 1 となる。 M_i は i 番目の分子の分子量である。この 1 基本分子あたりの格子定数はそれぞれ純粋な分子のみで構成される結晶を想定すると式(3.1-3),(3.1-4)より、

$$\rho_i = \frac{1}{NA'_i{}^3} M_i \quad (3.1-6)$$

の関係が得られる。当然ではあるが、各物質の密度がわかれば、ここで導入された 1 基本分子あたりの格子定数が算出されるため、データベース化すべき項目としては、理論密度、焼結率のみでよいことがわかる。

理論密度については、分子量が重要であることがわかる。分子量に関しては、同位体組成も重要になる。材料組成については、基本的に天然組成が用いられる。原子量および天然同位体存在度の値には JENDL-4.0 に登録されたものを利用するものとする。

軽水炉制御材に用いられる B_4C は天然組成で B-10 が 20%程度であるところを用途に合わせて 90%程度まで濃縮させて用いる。この場合は天然組成で評価された理論密度を補正して用いるものとする。一方で、高温ガス炉の可燃性毒物 (BP) および制御材では、天然組成のものを用い、逆に B_4C-C 複合材として希釈して用いる。その際の組成の表現としては、 B_4C-C 複合材に含まれる B_4C の重量割合として与える。

燃料組成については Table 2.1 に示す Pu 組成のように、生成反応時における燃焼特性およびその後の冷却の状況により変化する。この場合は、データベースとして保持する情報としては、格子定数を直接保持するほうがよい。アクチノイド核種などの燃料材料については、データベースには密度ではなく、格子定数を保持するものとする。螢石型結晶の格子定数は、以下の関係により 1 基本分子あたりの格子定数に変換できる。

$$A' = \sqrt[3]{\frac{1}{4}A} \quad (3.1-7)$$

また、燃料母材としては、アクチノイド核種以外の核種が用いられることがある。これは、クリーンバーン燃料の母材として採用されている YSZ(イットリア・スタビライズド・ジルコニア)があげられる。YSZ は、酸化ジルコニウム (ジルコニア) に酸化イットリウム (イットリア) を混合し安定化させたものである。そのため、酸化ジルコニウムと酸化イットリウムの格子定数も登録する。さらに、酸化エルビウム、酸化ガドリニウムなどの可燃性毒物も燃料に混合されることがある。単体では、高温の焼結により単斜晶の結晶構造をとることが知られているが、モル分率にして 40-50%程度の固溶であれば、蛍石型の結晶構造を保つことが確認できる^{12,13)}。毒物として母材に混入する際は、この範囲に収まるものと考えられ、さらに高濃度の添加が必要な場合は純粋に酸化物単体の密度を用いればよい。この固溶体の格子定数は Vegard 則に従うため、モル分率 100%の時の格子定数を外挿し登録するものとする。

酸化物燃料では金属原子あたりの酸素原子の数の比である O/M 比を変化させることがある。特に、被覆粒子燃料の燃料破損の最大の要因とも言える遊離酸素の発生を、この O/M 比を下げることで回避できる。ここでは、O/M 比を変化させても格子間原子や格子欠陥ができるだけであり格子定数は変わらないもの考え、個数密度を補正するものとする。

鉄鋼材料としては、原子炉材料として一般的に用いられるオーステナイト系ステンレス鋼である SUS304、SUS304L、SUS316、SUS316L を登録した。これらの鉄鋼材料の密度および組成は JIS の規格¹⁴⁾として決められている。組成に幅を持たせているものについては平均値を用いた。また、軽水炉において用いられる Zry(PWR 被覆管 Zry-4、BWR 被覆管 Zry-2、BWR チャンネルボックス Zry-4 に関しては、参考文献 15)のものを登録した。高速炉材料としては、ODS 鋼や PNC-FMS 鋼などを表した組成が、参考文献 16)に示されている。また PNC316、PNC1520 については、参考文献 17) に示されている組成を登録した。また、核特性評価を目的として、材料中に含まれる不純物の濃度を天然ホウ素に代用させて表すことがある。これは、ホウ素当量とよばれ重量割合の ppm で示される。

ここで、登録する情報を Table3.1 から 3.12 に示す。なお SiC の密度¹⁸⁾として 3.21g/cm³、B₄C の密度¹⁹⁾として、2.52g/cm³を用いるものとする。なお、燃料核に対する焼結密度は設計要求として用いられる 95%TD²⁰⁾、U 燃料の燃料核に対するホウ素当量は設計要求として用いられる 1ppm を用いるものとする。

最後に、Pu 燃料の燃料核に対するホウ素当量を決定する。U 燃料の燃料核に対するホウ素当量に関しては、製造に伴い混入する不純物であると想定し、Pu 燃料核の不純物はそれに加え、再処理時に Pu と共に随伴し分離される FP 核種によるものを想定する。六ヶ所再処理施設で用いられる PUREX 法による再処理を想定すれば、Pu に随伴する FP の除染係数は 10⁷程度²¹⁾であると考えられる。PWR 炉心の 33Gwd/t の燃焼度における取り出し組成を想定し、この除染係数による残存量に対し、同一の捕獲断面積を実現できる量としてホウ素当量を評価した。詳細は付録 B に示す。最終的に Pu 燃料の燃料核に対するホウ素当量は製造工程に混入する 1ppm の他に、Pu 重量に対し 28ppm を与えるものとした。なお、随伴する FP の大半が

Tc-99 であることから、Pu 重量の 0.1%の Tc-99 と 6ppm のホウ素当量として与えることも可能である。

Table 3.1 Lattice constant of solid solution in fluorite structure

	Lattice constant [nm]	Remarks
UO ₂	0.5470	from Ref. 11)
PuO ₂	0.5396	from Ref. 11)
ThO ₂	0.5597	from Ref. 22)
YSZ:		
ZrO ₂	0.5110	from Ref. 23)
Y ₂ O ₃	0.5410	from Ref. 23)
Gd ₂ O ₃	0.5304	from Ref. 13)
Er ₂ O ₃	0.5361	from Ref. 12)

Table 3.2 Sintered ratio and boron equivalent for graphite material

	Sintered ratio (%TD)	Equiv. boron concentration (ppm)
Buffer	51.1	3.0 ^{*)}
PyC	82.2	3.0 ^{*)}
SiC	99.7	3.0 ^{*)}
Matrix ²⁴⁾	75.6	3.0 ^{*)}
IG11	78.7	3.0
IG110	78.7	0.5
PGX	76.9	3.0
B ₄ C pellet ²⁴⁾	79.9	-

*) The equivalent boron concentration is assumed to match to the graphite material of IG11 and PGX.

Table 3.3 Density of solid (g/cm³)²⁵⁾

Element	Density	Element	Density	Element	Density	Element	Density
Zn	7.1300	Si	2.3300	Tm	9.3210	Pu	19.8400
Ar	1.6500	Ge	5.3230	Tc	11.5000	Pm	7.2200
Al	2.6989	Co	8.9000	Fe	7.8740	He	0.1900
Sb	6.6910	Sm	7.5200	Tb	8.2290	Be	1.8480
S	2.0700	O	1.5680	Te	6.2400	B	2.3400
Yb	6.9650	Dy	8.5500	Cu	8.9600	Ho	8.7950
Y	4.4690	Br	4.2000	Th	11.7200	Po	9.3200
Ir	22.4200	Zr	6.5060	Na	0.9710	Mg	1.7380
In	7.3100	Hg	14.1950	Pb	11.3500	Mn	7.4400
U	18.9500	H	0.0763	Nb	8.5700	Mo	10.2200
Er	9.0660	Sn	7.3100	Ni	8.9020	Eu	5.2430
Cl	2.2000	Sc	2.9890	Nd	7.0070	I	4.9300
Os	22.5700	Sr	2.5400	Ne	1.2040	Ra	5.0000
Cd	8.6500	Cs	1.8730	Pt	21.4500	Rn	9.7300
Gd	7.9004	Ce	6.7570	V	6.1100	La	6.1450
K	0.8620	Se	4.7900	Hf	13.3100	Li	0.5340
Ga	5.9040	Tl	11.8500	Pd	12.0200	P	1.8200
Ca	1.5500	W	19.3000	Ba	3.5100	Lu	9.8400
Au	19.3200	C	2.2500	Bi	9.7470	Ru	12.4100
Ag	10.5000	Ta	16.6540	As	5.7300	Rb	1.5320
Kr	3.4000	Ti	4.5400	F	1.5000	Re	21.0200
Cr	7.2000	N	1.0260	Pr	6.7730	Rh	12.4100

Table 3.4 Composition of SUS304

Composition (wt%)	
Additives	
Ni	8.0-10.5
Cr	18.0-20.0
Impurities	
C	0-0.08
Si	0-1.0
Mn	0-2.0
P	0-0.045
S	0-0.030
Density (g/cm ³)	7.93

Table 3.5 Composition of SUS304L

Composition (wt%)	
Additives	
Ni	9.0-13.0
Cr	18.0-20.0
Impurities	
C	0-0.03
Si	0-1.0
Mn	0-2.0
P	0-0.045
S	0-0.030
Density (g/cm ³)	7.93

Table 3.6 Composition of SUS316

Composition (wt%)	
Additives	
Ni	10.0-14.0
Cr	16.0-18.0
Mo	2.0-3.0
Impurities	
C	0-0.08
Si	0-1.0
Mn	0-2.0
P	0-0.045
S	0-0.030
Density (g/cm ³)	7.98

Table 3.7 Composition of SUS316L

Composition (wt%)	
Additives	
Ni	12.0-15.0
Cr	16.0-18.0
Mo	2.0-3.0
Impurities	
C	0-0.03
Si	0-1.0
Mn	0-2.0
P	0-0.045
S	0-0.030
Density (g/cm ³)	7.98

Table 3.8 Composition of PNC316

Composition (wt%)	
Additives	
Ni	13.0-14.0
Cr	16.0-18.0
Mo	2.0-3.0
Mn	1.4-2.0
B	0.002-0.006
Ti	0.05-0.10
Nb	0.05-0.10
Impurities	
C	0.04-0.08
Si	0.40-1.00
P	0.015-0.040
S	0-0.01
Density (g/cm ³)	7.93

Table 3.9 Composition of PNC1520

Composition (wt%)	
Additives	
Ni	19.5-21.5
Cr	13.5-15.5
Mo	2.0-3.0
Mn	1.4-2.0
B	0.002-0.006
Ti	0.15-0.35
Nb	0.05-0.10
Impurities	
C	0.04-0.08
Si	0.60-1.00
P	0.015-0.040
S	0-0.01
Density (g/cm ³)	8.04

Table 3.10 Composition of ODS alloy and PNC-FMS alloy

Composition (wt%)	
Additives	
Cr	11.0
Ni	0.4
Mo	0.5
Mn	0.6
W	2.0
Density (g/cm ³)	none

Table 3.11 Composition of Zry-2

Composition (wt%)	
Additives	
Sn	1.2-1.7
Fe	0.07-0.2
Cr	0.05-0.15
Ni	0.03-0.08
Impurities	
Al	0-0.0075
B	0-0.00005
Ca	0-0.003
Cd	0-0.00005
C	0-0.027
Co	0-0.002
Cu	0-0.005
Hf	0-0.01
H	0-0.0025
Mg	0-0.002
Mn	0-0.005
Mo	0-0.005
N	0-0.008
Nb	0-0.01
Si	0-0.012
Ti	0-0.005
U	0-0.00035
W	0-0.01
Density (g/cm ³)	none

Table 3.12 Composition of Zry-4

Composition (wt%)	
Additives	
Sn	1.2-1.7
Fe	0.18-0.24
Cr	0.07-0.13
Impurities	
Al	0-0.0075
B	0-0.00005
Ca	0-0.003
Cd	0-0.00005
C	0-0.027
Co	0-0.002
Cu	0-0.005
Hf	0-0.01
H	0-0.0025
Mg	0-0.002
Mn	0-0.005
Mo	0-0.005
Ni	0-0.007
N	0-0.008
Nb	0-0.01
Si	0-0.012
Ti	0-0.005
U	0-0.00035
W	0-0.01
Density (g/cm ³)	none

3.2 冷却材個数密度の評価法

冷却材の個数密度を評価するためには、密度を評価する必要がある。密度は一般的に、温度、圧力で決定される。温度に関しては、与えられることを想定するが、データベースの汎用性を高めるため、温度評価に必要な枠組みについても合わせて整備する。温度計算を行うことにより、冷却材に流入するエネルギーが評価できる。特に、定常を想定した場合は燃料体の発熱量と同等に除熱されることを考えると、発熱量と冷却材流速のみでエネルギーの流入量が決定される。このエンタルピーの上昇に対し直接的に温度や密度を得られるシステムとなっていれば、理想的であり、水・蒸気系の特性をまとめた蒸気表などでは、エンタルピーの関数として、温度や密度を得ることができる。このような枠組みが整えられていない場合でも、比熱を用いることにより同様の評価が可能である。炉内の冷却材の評価の目的では、炉内の圧力変化が顕著ではない場合、炉心全体をシステム圧力で代表させることができる。この場合は定圧比熱を用いれば上昇温度の評価が可能である。

高温ガス炉の冷却材に用いられるヘリウムに関する物性値²⁶⁾は以下のように整理されており、本研究のデータベース整備に用いるものとする。

密度 ρ [kg/m³]に関しては、

$$\rho = \frac{P}{RT} - \rho^2 B(T) - \rho^3 C(T) \quad (3.2-1)$$

$$B(T) = 4.5 \times 10^{-4} + 5.42 / (1890 + T) \quad (3.2-2)$$

$$C(T) = 1.7 \times 10^{-7} + 4.2 \times 10^{-3} / (1890 + T) \quad (3.2-3)$$

のような関係が得られている。ただし、 R は気体定数で $R=2.07723 \times 10^{-3}$ [MPa・m³/(kg・K)] であり*、 P は圧力[MPa]、 T は温度[K]である。ここで、係数 C を省略した際の誤差が、圧力 4 MPa・温度 400℃以上で、0.004%以下、圧力 10MPa・温度 400℃以上で、0.03%以下と無視できる程度であることが報告されており、係数 C を省略し式を整理すると

$$\rho = \left(\sqrt{1 + \frac{4P \cdot B(T)}{RT}} - 1 \right) / 2B(T) \quad (3.2-4)$$

の関係が得られる。最終的に式(3.2-4)を採用する。

定圧比熱 C_p [J/(kg・K)]は、希ガスであり原子単体で存在するヘリウムでは並進のエネルギーモードのみであり、

$$C_p = \frac{5}{2}R = 5.192 \times 10^3 \text{ [J/(kg・K)]} \quad (3.2-5)$$

となる。

*現在は気体の状態方程式として $PV=nRT$ (n は気体の mol 数)が用いられるが、この物性式では $PV=wRT$ (w は気体の重量)に基づき整理されており、気体定数の定義および値が異なることに留意すべきである。

熱伝導率 λ [W/(m・K)]は、

$P \leq 0.1$ MPa :

$$\lambda_0 = 2.97 \times 10^{-3} T^{0.69} + \frac{9.23 \times 10^9 (T - 273.16)}{(T - 273.16)^5 + 4.29 \times 10^{14}} \quad (3.2 - 6)$$

$P > 0.1$ MPa :

$$\lambda = \lambda_0 + 2.33 \times 10^{-4} \rho + 2.39 \times 10^{-6} \rho^2 \quad (3.2 - 7)$$

粘度 η [Pa・s]に関しては、

$P \leq 0.1$ MPa :

$$\eta_0 = 3.78 \times 10^{-7} T^{0.69} + \frac{5 \times 10^{-7}}{0.52 + T/569.6} \quad (3.2 - 8)$$

$P > 0.1$ MPa :

$$\eta = \eta_0 + 2.67 \times 10^{-10} \rho^2 \quad (3.2 - 9)$$

なお、本研究でデータベースを作成する上で、エンタルピーに関しては、圧力が大きく変化しない状態での適用を仮定したうえで、常温からの差分として与えるものとした。

$$H(T) - H(298.15) = C_p(T - 298.15) \quad (3.2 - 10)$$

この関係により、温度とエンタルピー間の変換が可能となり、エンタルピーの関数として、各物性を使用することが可能となる。

水・蒸気系に関しては、参考文献 27) に蒸気表の関数が定式化されており、その定式化に従いプログラムを作成しシステムに取り込んだ。蒸気表は液体、気体、超臨界圧状態をとり、それぞれの状態および、その境界において物性値を与える評価式が整備されている。その詳細は割愛するが、本研究において整備した内容に関しその概要を以下に示す。

- ・ユーザーが相状態（適用すべき評価式）を意識することなく、圧力・温度、もしくは、圧力・エンタルピーを入力することにより、物性値の取得を可能とした。
- ・代表的な PWR、BWR 条件における個数密度の簡易的な取得を可能とした。

PWR 条件については、プログラムの内部に一次冷却系のシステム圧力が 15.5MPa として登録されており、指定された温度に対する個数密度を算出する。BWR 条件に関しては、システム圧力として 7.17MPa が与えられており、入力したボイド率により飽和状態の蒸気と水の個数密度を合成して算出する。飽和状態である BWR 条件では炉心全体がサブクール状態である PWR とは異なり、温度変化はなく、システム圧力に対応する飽和温度が一意的に決定されるため、温度情報の入力はいらない。

Na については、参考文献 28) に従いデータベースを作成した。液体のエンタルピー(J/kg)に関しては、常温の固体状態におけるもののエンタルピーを基準とした差分が与えられる。具体的には以下の式になる。

$$H(l, T) - H(s, 298.15) = -3.6577 \times 10^5 + 1.6582 \times 10^3 T - 4.2395 \times 10^{-1} T^2 + 1.4847 \times 10^{-4} T^3 + 2.9926 \times 10^3 T^{-1} \quad (3.2 - 11)$$

ただし $371K \leq T < 2000K$ の範囲のみに適用可能である。このように、この蒸気表を用いる際には、エンタルピーの絶対値そのものが得られるわけではないことに注意する必要がある。また、Na に関する熱流動計算においては、燃料からの発熱と冷却材流量の関係で Na のエンタル

ピーが上昇し、そのエンタルピーに対応して温度上昇が発生する。そのため、(3.2-11)式を温度について解くことにより、任意のエンタルピーに対応する温度が求められれば便利である。そのため、本開発ではニュートン法を用いた温度算出ツールも整備した。

また、蒸発の潜熱(J/kg)に関しては、以下の式が与えられており実装を行った。

$$\Delta H_g = 3.9337 \times 10^5 \left(1 - \frac{T}{2503.7}\right) + 4.3986 \times 10^6 \left(1 - \frac{T}{2503.7}\right)^{0.29302} \quad (3.2-12)$$

ただし $371\text{K} \leq T < 2503.7\text{K}$ の範囲のみ適用可能である。蒸気のエンタルピーに関しては、液体のエンタルピーに蒸発の潜熱を加算したものとなる。

液体の密度(kg/m^3)については、以下の式で与えられている。

$$\rho_l = 219.0 + 2735.23 \left(1 - \frac{T}{2503.7}\right) + 551.58 \left(1 - \frac{T}{2503.7}\right)^{0.5} \quad (3.2-13)$$

温度範囲は $371\text{K} \leq T < 2503.7\text{K}$ である。蒸気の密度については、

$$\rho_g = \left(\frac{\Delta H_g}{T\gamma_\sigma} - \frac{1}{\rho_l}\right)^{-1} \quad (3.2-14)$$

となる。ここで、 γ_σ (Pa/K)は以下のように与えられる。

$$\gamma_\sigma = \left(\frac{12633.73}{T^2} - \frac{0.4672}{T}\right) \exp\left(11.9463 - \frac{12633.73}{T} - 0.4672 \ln T + 6.0 \ln 10\right) \quad (3.2-15)$$

このように、定常状態であれば、簡易的な熱計算モジュールを接続することにより、核設計に必要な個数密度を求める枠組みを整備した。

4. 炉心構造および諸元の確認

クリーンバーン高温ガス炉の設計は GTHTR300 をベースに行う。しかし、GTHTR300 の設計は検討が進むにつれ、細部においてその設計が見直されており、その基本性能は変わらないものの、異なる諸元^{29,30)}が公表されてきた経緯がある。また、現時点においても内部の検討を受け、未だに公開に至っていない設計変更が存在する。このような状況を受け、クリーンバーン高温ガス炉設計に用いる GTHTR300 の炉心構造および諸元の確認を行う。Table 4.1 にクリーンバーン高温ガス炉設計に共通する GTHTR300 の設計を示す。

なお、後述のようにクリーンバーン高温ガス炉では、燃料カラム数が 90 カラムから 144 カラムに増加している。この変更により、出力密度が 6 割程度に低下する。入口温度および炉心冷却材流量を変えなければ、炉心出力自体は変更がないため、目標の出口温度が得られプラント側への熱エネルギーの供給に影響はない。炉心部の圧損は、流路面積は 1.6 倍に増加するが、流速が 6 割程度に低減する。圧損は流速の 2 乗に比例することから、軽減されることが期待できる。

Table 4.1 Major specification of GTHTR300 common to Clean Burn

Item	Value	Unit	Remark
Thermal output	600	MW	
Inlet coolant temp.	587	°C	
Outlet coolant temp.	850	°C	
Coolant pressure	7	MPa	
Coolant flow rate	438	kg/s	
Fuel type	Monolithic fuel		Pin-in-block type
Fuel particle	TRISO		
Max. particle packing fraction	33	%	Ref 29)
Block across flat	410	mm	
Gap width between blocks	2	mm	In cold shutdown
Fuel rod numbers	57		
Fuel compact outer diameter	26	mm	Including non-fueled region
Coolant hole diameter	39	mm	
Block height	1,050	mm	
Block layer number	8	Layer	
Inner reflector column	73	Column	On standard core design
Fuel column number	90	Column	On standard core design
Upper removal reflector height	700	mm	
Lower removal reflector height	750	mm	
Shield layer height	400	mm	
Vessel inside diameter	7.6	m	

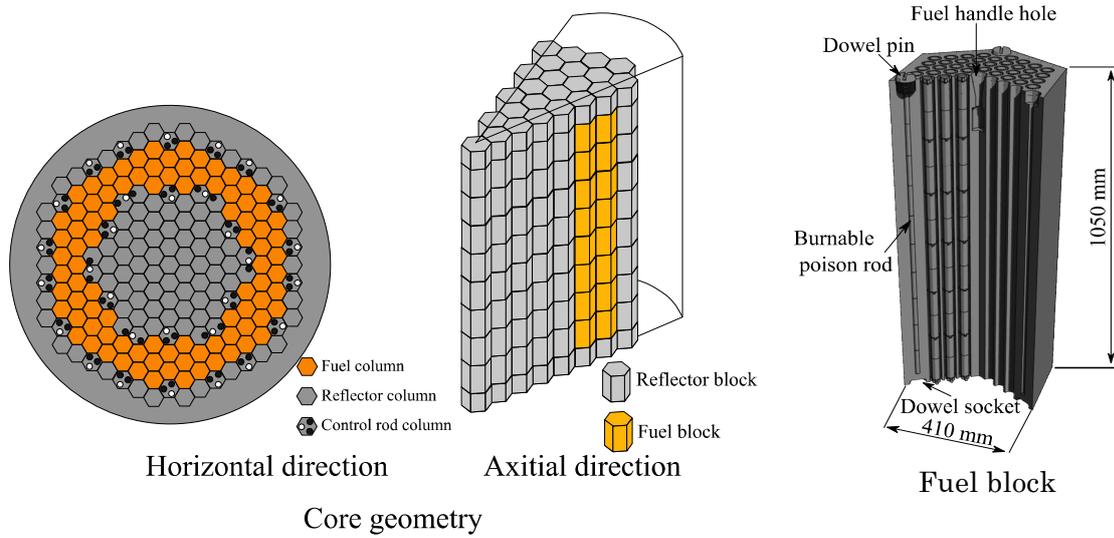


Fig.4.1 Core geometry and fuel block of GTHTR300

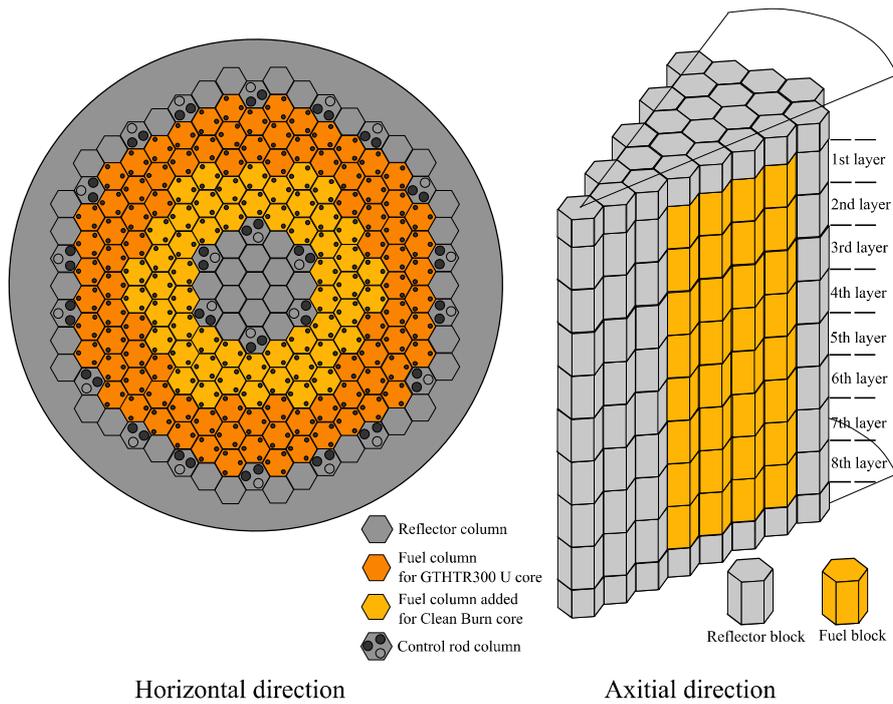


Fig. 4.2 Core geometry for Clean Burn

Fig. 4.1 に GTHTR300 の炉心体系を Fig. 4.2 にクリーンバーン高温ガス炉の炉心体系を示す。GTHTR300 の設計では、3 種類の黒鉛構造材料：PGX,IG-11,IG-110 の使用を想定している。PGX は炉心の最外周を構成する構造材料として用いられる。一方で、IG-11 および IG-110 は炉内構造物に用いられる。これらの材料は PGX よりも微粒な構造を持つため、応力に対する変形に対し等方な性質を示す³¹⁾。温度が高く大きな熱膨張が発生する炉内では IG-11 および IG-110 が用いられる。さらに、IG-110 は IG-11 よりも純度が高く、不純物の濃度が低い。ホ

ウ素当量にして IG-11 は 3ppm 程度の不純物を含むが、IG-110 は 0.5ppm 程度である。この差は臨界性に大きな影響を及ぼす。そのため、燃料体に隣接する反射体ブロックや制御棒案内ブロックなどは IG-110 による設計がなされている。燃料ブロックは、燃料取り出しと共に交換されるため、経済性の観点から安価な IG-11 の使用が想定されている。これらの設計思想はクリーンバーン高温ガス炉でも踏襲するが、ワンスルーを想定するクリーンバーン高温ガス炉では、臨界性を重視する設計では燃料ブロックに IG-110 を用いることも妥当な選択肢の一つであり、将来の設計変更もありうる。

クリーンバーン高温ガス炉の炉心構成は、米国 GA 社の Deep Burn 炉心⁴⁾の構成を参考にし、主に、達成燃焼度および Pu の燃焼率の観点からの検討が行った。燃料カラムの数は Fig.4.2 に示すように、オリジナルの GTHTR300 ウラン燃料炉心の 90 カラムから 144 カラムに増やしてある。これは、現実的な燃焼期間を達成するために装荷された Pu インベントリにおいてウラン燃料炉心の 90 カラムの領域に装荷する場合は吸収断面積な大きな Pu では減速不足に陥り十分な臨界性が確保できないためである。一方で、90 カラムの体系は減圧事故時の除熱に対する要求から決定された経緯があり、144 カラムの体系は今後の安全解析の結果によっては変更を要する可能性がある。なお、制御棒カラムの配置の検討に関しては、本研究で実施されたものである。一般的に Pu 炉心では余剰反応度が低くなる傾向がある上に、YSZ による Pu の希釈による二重非均質性の緩和により、余剰反応度を BP 無しでも大幅に抑制できることが分かっており³⁾、制御棒体数の少なくなった本炉心でも十分に反応度を抑制できる見込みがあり、決定された配置である。また、次章の結果からもわかる通り、Pu 炉心では U 炉心よりも余剰反応度が低くなるが多いため、この制御棒配置を用い反応度制御可能な炉心が成立する可能性は高い。なお、制御棒が接続される内側のスタンドパイプには、燃料交換機の接続を考慮し隣接する 2 つのカラムの制御棒を操作可能な設計がなされており、隣接する側部反射体を制御棒に置換することができる。制御棒価値が不足する際は、内側の制御棒体数を倍に増やすことも可能である。

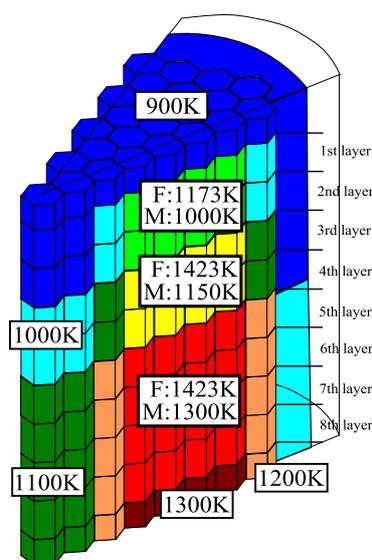


Fig. 4.3 Core temperature for Clean Burn

Fig. 4.3 に炉心温度を示す。クリーンバーン高温ガス炉の炉心温度は暫定的に GTHTR300 の設計に用いられた温度分布を用いる。上述のように、クリーンバーン高温ガス炉では出力密度が低いため、燃料温度の低下が期待できる。最終的には、最終設計において評価された温度を用いた核設計が望ましいが、Fig. 4.3 に示された温度による設計は実際よりも高温で達成燃焼度に保守側の評価を与える。

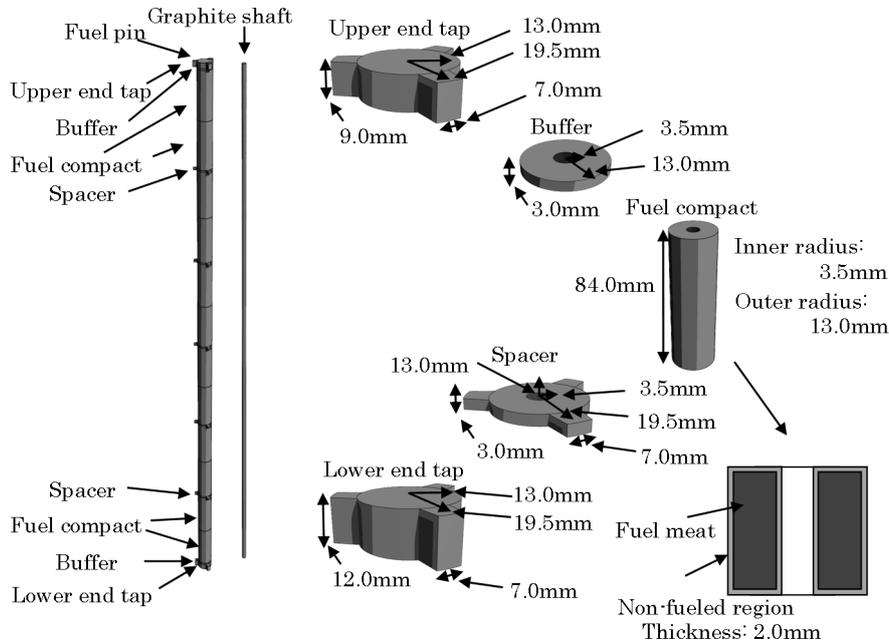


Fig. 4.4 Core geometry for Clean Burn

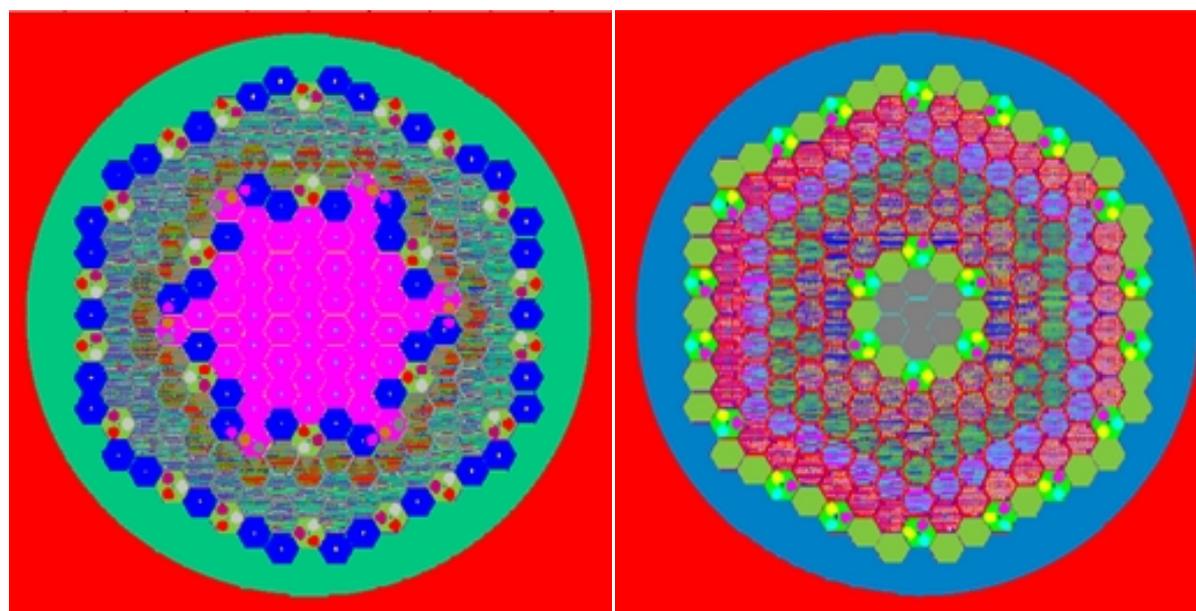
Fig. 4.4 はクリーンバーン高温ガス炉の燃料の構造を示したものである。これは、最近の燃料開発における検討を反映させて決定されたものである。燃料コンパクトの無燃料部の厚さの 2.0mm は黒鉛酸化の観点から決定されたものである。一方で、この 2.0mm を GTHTR300 のウラン炉心に適用すると、燃料インベントリが大きく変わるもしくは、被覆粒子充填率が技術的に確立された範囲を逸脱してしまうため、炉心設計の変更が要求される。そのため、今後、設計の見直しを行うものの、現時点においては、過去の設計と大きな齟齬が発生しない無燃料部の厚さ 1.0mm を GTHTR300 のウラン炉心に用いるものとする。クリーンバーン高温ガス炉設計では、Pu を YSZ により希釈した燃料を用いるため、Pu の金属原子割合を調整することにより、無燃料部厚さ増加によるインベントリの低下を補償できるため、この無燃料部厚さ 2.0mm の設計を採用するものとする。

これらを踏まえて、GTHTR300 およびクリーンバーン高温ガス炉の燃料の設計諸元および燃料インベントリを再評価する。GTHTR300 は燃料の焼結密度 98%TD、被覆粒子充填率を 30% とし、燃料インベントリは 7.1tIHM となる。一方で、クリーンバーン高温ガス炉に関しては、母材の YSZ の組成は $ZrO_2 \cdot Y_2O_3 = 88:12^{32)}$ とし、2 章で求めた Pu 組成を用い焼結密度 95%TD とした燃料粒子を被覆粒子充填率 30% で充填した状態において、先行研究でも用いられた HM の炉心インベントリ 1.2tIHM を満たすように、金属原子内の Pu の個数割合を 44% とした。これらの決定された設計諸元を Table 4.2 に示す。

Table 4.2 Fuel design and inventory for GTHTR300 and Clean Burn

	GTHTR300	Clean Burn
Non-fueled region thickness [mm]	1	2
Packing fraction [%]	30	30
Kernel diameter [μm]	550	300
Buffer thickness [μm]	140	150
IPyC thickness [μm]	25	35
SiC thickness [μm]	40	35
OPyC thickness [μm]	25	40
Fuel type	UO ₂	PuO ₂ -YSZ
Sintered ratio [%TD]	98	95
		44 atom%Pu-in-Metal
Fuel composition	14wt% ²³⁵ U	(YSZ:ZrO ₂ :Y ₂ O ₃ =88:12)
HM inventory [tHM]	7.1	1.2

これらの条件を基に GTHTR300 およびクリーンバーン高温ガス炉のモンテカルロ法中性子輸送コード MVP³³⁾のモデルを作成した。レイトレースによる炉心の断面図を Fig.4.5 に示す*4-1。



GTHTR300

Clean Burn

Fig. 4.5 Core cross section drawn by ray tracing with MVP input

*4-1 先行研究では入力作成の簡略化の観点から 1/6 炉心モデルを作成した。一方で、モンテカルロ法による中性子輸送では、反射境界でもランダムウォークは終わらず継続される。1/6 炉心モデルでは同一ヒストリー数において該当領域に 6 倍の粒子の挙動を模擬でき反応率自体の精度はあげられるものの、燃焼組成および臨界性は体系全体で積分された反応率で決定されるため計算時間の低減につながらない。また、ワンロードスタックの評価ができないなどの問題があり、本検討では、全炉心モデルのみで解析評価をおこなうものとした。

5. 超高燃焼度核設計のための燃焼チェーンの検証

高温ガス炉は高燃焼度^{*5-1}な設計が多く、その中でもクリーンバーン高温ガス炉は重金属が Pu のみであるため、さらに高燃焼度となる。燃焼が進むにつれ FP が発生し蓄積し、その FP の扱いは正しい核特性評価を行う上で重要となる。一部の線源評価には、すべての反応を直接的に用いるため 1000 核種程度の燃焼が考慮される^{*5-2}。このような評価では、核分裂収率は核分裂が発生した瞬間の値(Independent)を直接用いる。一方で、核設計では取り扱う断面積の数が限られるため、簡易燃焼チェーンが用いられることが多い。このような簡易燃焼チェーンでは、核設計上重要な核種のみが評価が目的であり、親核種など、それらの核種を評価するために最低限必要な核種が評価される。その際は、一部の核種で核分裂収率に、崩壊の上流からの累積値 (Cumulative^{*5-3}) を用いる、 β 崩壊など崩壊が瞬時であり省略できる核種を省略するなど、技術者の技量に依存した燃焼チェーンの設計がなされる。また、複数の FP 核種をランプ化した 1 核種の疑似 FP として扱うことがなされる。この際は、疑似 FP の断面積の与え方が燃焼計算の臨界性予測精度に大きく依存する。

今回評価に用いた MVP コード (MVP-BURN³⁴⁾) 及び、今後用いる予定の SRAC³⁵⁾コードには共通して D-CHAIN³⁶⁾コードが燃焼モジュールとして組み込まれている。燃焼チェーンに関しても、共通のものが用いられている。これまでは、一般的な核設計用途への使用が推奨されている。今回は、簡易チェーンの元となる開発者用チェーンも含め、燃焼チェーン間の臨界性の違いを比較し、その妥当性の確認とした。なお、断面積ライブラリは JENDL-4.0³⁷⁾ベースに作成されたもの³⁸⁾を使用した。核設計に推奨されている燃焼チェーンに u4cm6fp50bp16T がある。これは、重金属核種 21 核種、FP は疑似 FP 1 核種を含む 50 核種である。次に、u4cm6fp104bp12T がある。これは、重金属核種 21 核種、FP は疑似 FP 1 核種を含む 104 核種である。このチェーンは照射後試験などのために作られたチェーンであり、冷却期間 1 年以上の範囲においては、崩壊熱、放射能をよく再現する。最後に、開発者用の th2cm6fp193bp6T がある。これは、重金属核種 28 核種、FP は疑似 FP を含まず 193 核種である。このチェーンを基に、他の簡易チェーンおよび、疑似 FP が作られる。この 3 つのチェーンを用いて 4 章で作成した GTHTR300 およびクリーンバーン高温ガス炉に全燃料領域に新燃料を与えた 1 バッチ炉心に対し MVP 燃焼解析を行い、その臨界性を比較した。なお、BP は装荷していない。結果を Fig. 5.1 に示す。th2cm6fp193bp6T の結果は参照解といえるが、u4cm6fp104bp12T の結果は、GTHTR300 炉心およびクリーンバーン高温ガス炉に対し全燃焼期間を通しよい一致が見られる。一方で、u4cm6fp50bp16T の結果は大きな誤差が見られる。GTHTR300 炉心では、50GWd/t 付近までは、燃焼度と共に誤差が増大し、それ以降は 5-10% $\Delta k/k'$ 程度、臨界性を過小評価している。一方で、クリーンバーン高温ガス炉に対しては、その誤差は燃焼度に比例

^{*5-1} 高富化度燃料が燃焼するため高燃焼度となるが、燃料要素内の核分裂性物質インベントリや燃料材料の炉内滞在期間、照射量は一般的な炉型と大きく変わらない (むしろ少ない)。一方で、ここで議論する FP 核種の問題は重金属との比率を考えると顕著な問題であることがわかる。

^{*5-2} 代表的な線源評価コードとしては ORIGEN コードがあげられる。

^{*5-3} Cumulative は文字通り、上流の FP の累積値である。核分裂では主に、1 核種の核分裂により 2 つの FP が発生するため、収率 (Independent) の合計は 2 となる。一方で、Cumulative の合計は 8.4 程度になるといわれている。

し、700GWd/t では 18% $\Delta k/kk'$ 程度の臨界性の過小評価が確認された。このように、JENDL-4.0 ベースライブラリを用いる際には、燃焼チェーン **u4cm6fp50bp16T** の使用は避けたほうがよい。一方で、取り扱う核種数が増えれば、解析に必要な時間も増える。**u4cm6fp50bp16T** チェーンを用いた解析を基準に、他のチェーンの解析時間を比較したところ、**u4cm6fp104bp12T** で 1.3 倍、**th2cm6fp193bp6T** で 2.3 倍程度の解析時間が掛かっていることが分かった。なお、この値は目安であり、計算体系、並列数などの条件設定により、計算負荷の増減は変化するものである。**u4cm6fp50bp16T** の利用を目的に、さらなる調査を行ったところ、MVP 用の JENDL-4.0 の **u4cm6fp50bp16T** 用疑似 FP 核種 **ZZ50** の断面積の作成が JENDL-3.3 のものと大きく異なり、人為的ミスである可能性が高いことが分かった。また、疑似 FP 核種 **ZZ50** だけ JENDL-3.3 ベースのものを利用すれば、使用に耐える精度が得られることが分かった。詳細は付録 C に記載する。

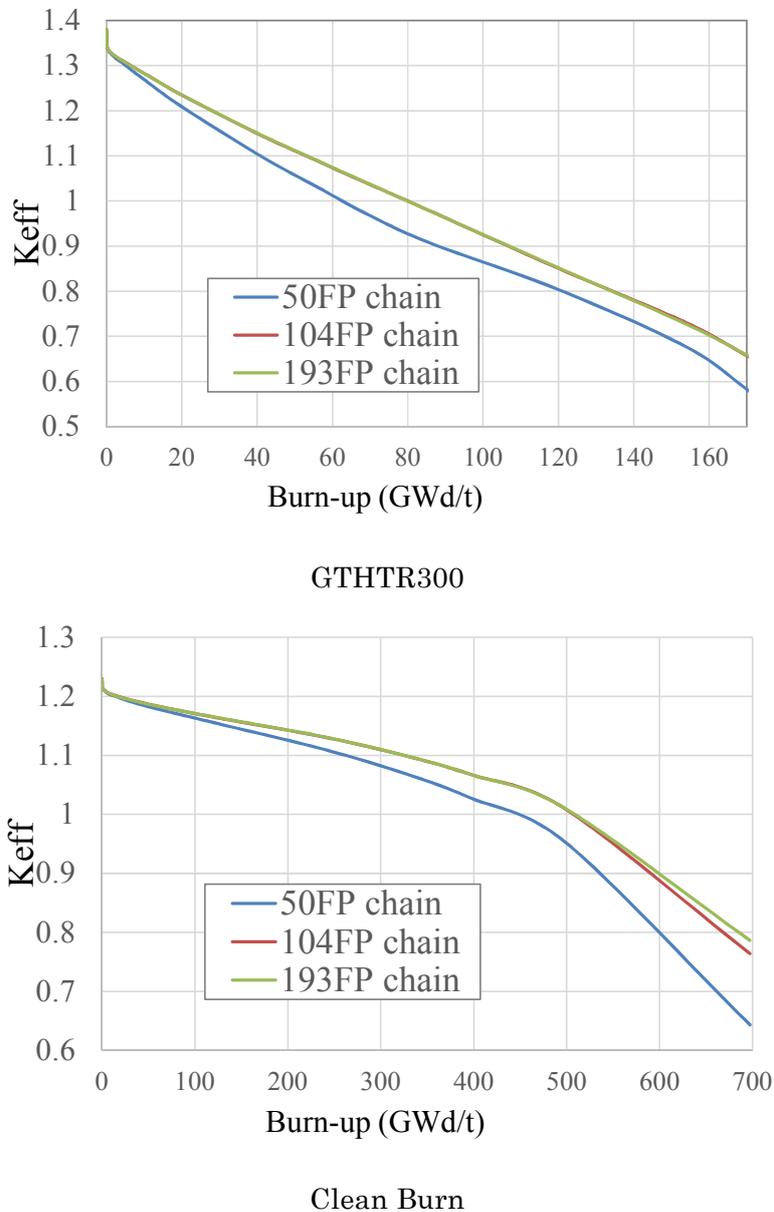


Fig. 5.1 Multiplication factor with each burn-up chain

6. モデル見直しによる炉心特性の変化

4章で作成したクリーンバーン高温ガス炉の炉心特性を確認する。先行研究では、2つのシャッフリングパターン*6-1、サンドイッチシャッフリングと In-Out パターンが適用された。サンドイッチシャッフリングは、ウラン燃料の2バッチ炉心である GTHTR300 を対象に考慮された。その名称は、古い燃料を新燃料で挟むことから名づけられ、そのことにより高燃焼が達成される*6-2 と考えられていた。クリーンバーンは4バッチ炉心であるため、サンドイッチシャッフリングも4バッチ炉心用に拡張された。その交換方法を Fig. 6.1 に示す。サンドイッチシャッフリングでは、新しい1バッチ目と2バッチ目の燃料で古い3バッチ目の燃料が挟まれて、おり平坦な出力分布が期待できる。また、最も古い4バッチ目が再外端に配置され、高い燃焼が期待できる。In-Out パターンにおいては、高燃焼度は期待できるが、出力ピーキングが問題となる恐れがある。クリーンバーン高温ガス炉では燃料カラム数の増加に伴い、減圧事故時の除熱性能が悪化する懸念があり、出力ピークは小さいほうが好ましい。そのため、今回は、サンドイッチシャッフリング炉心のみを対象に評価を行った。

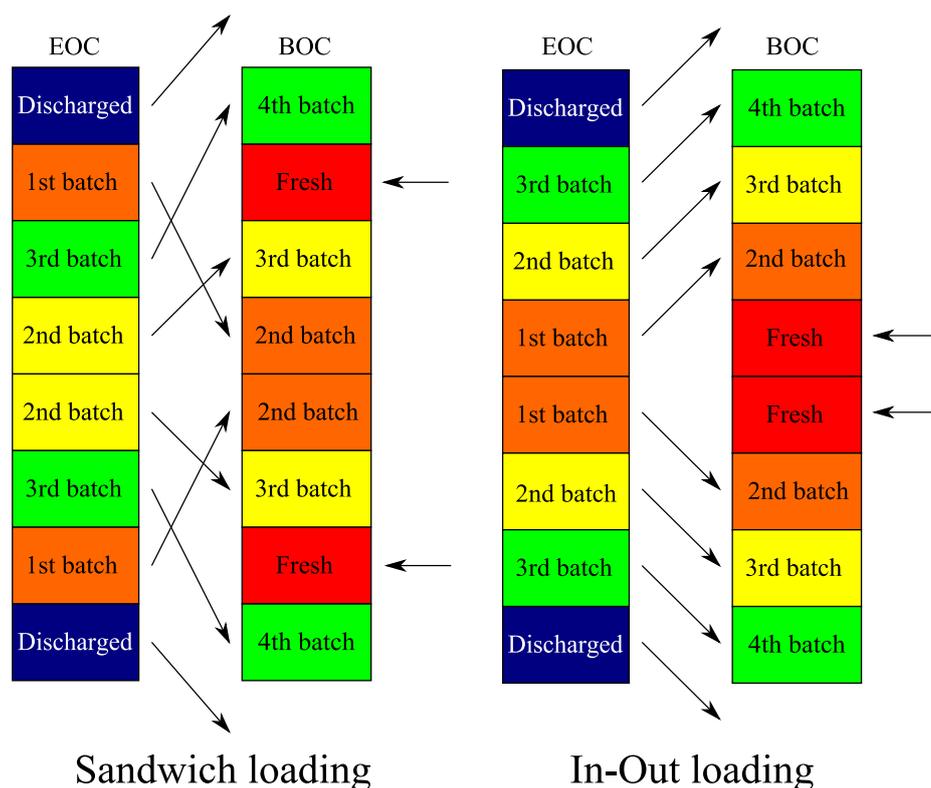
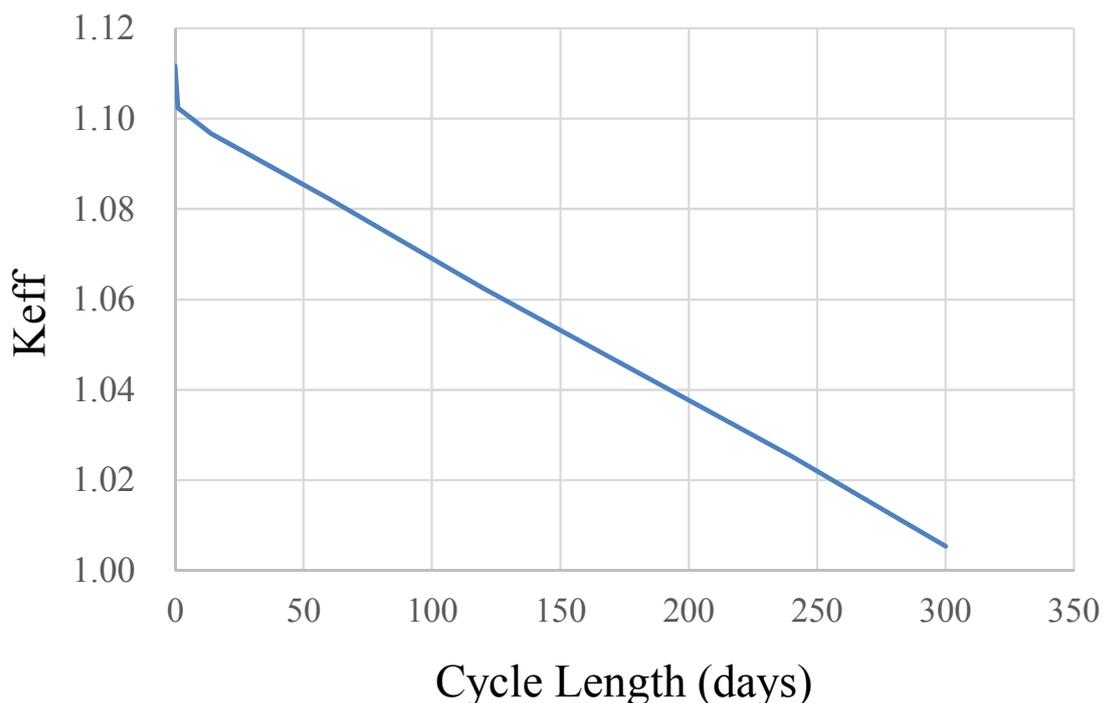


Fig. 6.1 Loading pattern for Clean Burn

*6-1 軽水炉設計では、基本的なシャッフリングパターンとして In-Out と Out-In パターンが確立されている。In と Out は燃料の装荷する場所、その順番は装荷する順番を示し、新燃料と旧燃料の配置を示すものである。In-Out では新燃料が炉心の中心にあり、中性子経済の観点から有利であり、Out-In では平坦な出力分布が得られる。サンドイッチシャッフリングはその中間にあたる。

*6-2 ピーキングが問題にならないのであれば、In-Out のほうが、より高燃焼度を達成できる。

平衡炉心解析の増倍率変化を Fig. 6.2 に示す。サイクル長 300 日の燃焼が可能であり、取り出し平均燃焼度は 600GWd/t^{*6-3} となった。装荷した Pu239 の 98% の燃焼が確認できた。先行研究では、サンドイッチシャッフリングで 500GWd/t 、高燃焼度が期待できる In-Out シャッフリングでも 526GWd/t であった。これらから比較すると 100GWd/t 程度の燃焼度の増加が確認された。これは、燃料組成として先行研究³⁾では MA を含んでいたためである。先行研究においても、1 バッチ炉心計算と線形反応度モデル（付録 D を参照）を用いた簡易評価により、MA を含まない燃料における高燃焼度化が予見されていた。



*Statistical error is negligible.

Fig. 6.2 Multiplication factor of Clean Burn during a operation

一方で、アクチノイド核種が Pu のみであるため、減速材の温度効果により低温領域において反応度係数が正になる懸念がある。これについては、対策が検討されており、次章に示す。

*6-3 本計算は前章で不具合が発見された u4cm6fp50bp16T 用の JENDL-4.0 ベースの疑似 FP 核種 ZZ50 を用いたものであり、保守側の特性である。また、BP 装荷および制御棒計画により燃焼度は若干低下することが予測される。

7. 負の温度係数を得るための Er 装荷法の検討

ウラン炉心もしくはMOX炉心では負のU-238の6eV付近の中性子捕獲反応断面積の共鳴ピークによるドップラー反応度により、負の温度係数を得る。また、プルトニウム炉心ではPu-239が0.3eV付近に大きな核分裂反応の共鳴ピークを持つため、減速材温度上昇時の中性子束の熱エネルギー領域におけるマックスウェル分布のピークのシフトにより正の反応度が添加される³⁹⁾ことが知られている。これらの効果によりクリーンバーンのような高富化度体系においては、反応度係数が正に転じる恐れがある。このような反応度係数の改善にはEr(エルビウム)の装荷が効果的であることが知られている³⁹⁾。Er-167の0.3eVの共鳴捕獲ピークの寄与が大半である。一方で、クリーンバーン炉心が採用するピンインブロック型の燃料にErを装荷した設計の前例はなかった。兵器級Pu燃焼のための高温ガス炉設計である米国GA社のGT-MHRではマルチホール型燃料を採用しており、Erコンパクトを燃料ブロックに埋め込んでいる。マルチホール型では燃料要素も燃料ブロックに埋め込まれており、ピンインブロック型と比較して短時間で熱が伝導する。すなわち、Erコンパクトと燃料要素が熱媒体(ブロック)により直接的につながっており、早い応答の温度フィードバックが期待できる。

これらの検討に関しては、クリーンバーンと同様にU-238含まず、兵器級Uを用いるLRSF-HTGR⁴⁰⁾(Low Radiotoxic Spent Fuel High Temperature Gas-cooled Reactor)との共通技術としてEr装荷法の検討が行われ、最適な装荷法が決定された。その際の検討項目、および関連するErの働きについて以下に示す。

- ・高温ガス炉におけるEr装荷による反応度係数の改善はドップラー反応度よりも減速材温度係数の効果が顕著。
- ・ピンインブロック型では、燃料ブロックの温度上昇が遅れる一方で、燃料ピン自体も十分に減速材をその構造に含む。スペクトル変化を効果的に利用するためには、燃料ピン近傍の装荷が有利。
- ・Erを炉心の広範囲へ分散させた装荷では、Er-167の燃焼の効果が顕著であり、反応度係数改善の効果の長期間の持続が困難である。
- ・Er-167の燃焼は0.3eVの共鳴捕獲ピークによるものが大半である。その効果を持続させるには自己遮蔽効果の利用が効果的である。

上記の点を考慮した結果、Fig.7.1のように黒鉛心棒にエルビウム(Er_2O_3)を埋め込む方法が適していることが分かった。この装荷法はクリーンバーン高温ガス炉でも適用が可能である。なお、これらの評価に関しては、他の装荷法との比較も含め機構論的かつ定量的に行っており、その成果は、別途、報告する予定である*7-1。

*7-1「Study on Erbium Loading Method to Improve Reactivity Coefficients for Low Radiotoxic Spent Fuel HTGR」とし公表予定。

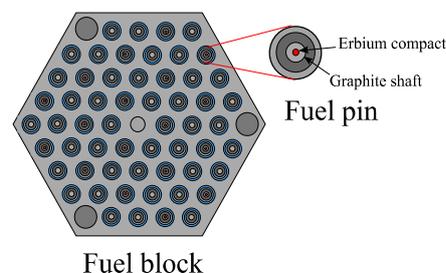


Fig. 7.1 Er-loading method

8. SRAC および MVP コードを用いた断面積作成ツールの整備

現状において、高温ガス炉設計では SRAC-COREBN⁴¹⁾の使用を想定し、関連する安全解析ツール等⁴²⁾のインターフェースが整備されている。そのため、ここでは、SRAC-COREBN の使用を想定し、適切な断面積データの供給法の整備を行う。

これまで用いられてきた SRAC³⁵⁾の衝突確率法モジュール PIJ では、超詳細群の適用および二重非均質の取扱いがサーマルカットオフエネルギー以下では適用ができない*8-1。サーマルカットオフエネルギーの SRAC における推奨値は 1.85540eV³⁵⁾であるが、Pu 燃料ではそれ以下のエネルギー領域に多くの共鳴断面積ピークを持つ。一方で、モンテカルロ法による中性子輸送コードである MVP では群定数作成機能⁴³⁾が整備されつつある。一方で、その機能は未完成であり、以下のような制約⁴³⁾がある。

- ・核分裂スペクトル（微視的、巨視的）は出力できない。
- ・拡散係数は、 $1/(3 \Sigma_{tr})$ で計算できるが、少数群では SRAC との結果に大きな差が現れる。
- ・速度の逆数断面積、遅発中性子データは出力できない。
- ・2次以上のルジャンドル高次モーメントについては、SRAC の結果との差が大きい。

このように、機能が実装されていないもの、検証および修正が必要なものがあり、SRAC-PIJ の代替モジュールとしての要件を満たしていない。そこで、両者の利点を合わせたツールの整備を行う。その仕様を決定するために、SRAC-PIJ と MVP の長所をそれぞれ列挙する。ただし、MVP の部分的な使用は必須となるため、ここでは、統計誤差については言及しないものとする。なお、モンテカルロ法によるセル計算により断面積を供給する実用例は存在する⁴⁴⁾*8-2。

SRAC-PIJ の利点：

- ・すでに実績があり、設計に必要な情報すべてを供給できる。
- ・個人の端末で実用的な実行が可能である。

MVP の利点：

- ・中性子挙動を比較的直接的に評価しているためモデル化による誤差が入りにくい。
- ・セル体系にこだわらず、断面積作成に炉心体系を模擬することも可能である。
- ・並列化がされており、大型計算機を利用すればユーザーの拘束時間は少ない*8-3。

これらのことを考えあわせると、MVP による炉心体系の要素を含んだ解析を行い、必要な燃焼組成と断面積については、大型計算機を用いて評価し、その結果を端末に移す。端末にて、その結果を展開し、各燃焼度点における組成を割り当てた SRAC の解析を実行するのが効率的である。

*8-1 当センターで独自に開発している SRAC-EX に対し、現在、機能拡張を行っている。

*8-2 日立製作所では軽水炉(BWR)解析のセル計算にモンテカルロ中性子輸送コード VMONT を用いている。

*8-3 大型の集合体計算の比較では、並列化されていない PIJ の計算は多くの時間を必要とする。

次に、COREBN に引き渡す情報について確認し、それぞれの情報について、SRAC および MVP の結果を割り当てるものとする。COREBN コードは SRAC-PIJ から供給される PDS ファイル*8-4 と呼ばれるバイナリデータファイルをその実行に必要とする。必要とされる PDS ファイルは 5 種類である。マクロ断面積の情報を与える MACRO の PDS ファイルのうち、エネルギー群構造を与える CONTe000,断面積が収録されている caseb x_p , $(n,2n)$ マトリクスを与える caseb x_N , 遅発中性子データを与える caseb x_Z ,燃焼計算の結果を収録した caseDN x_T である。以下に、主要なデータを以下に示す。それぞれ、SRAC の評価を用いるもの、MVP の評価で置換するものを示す。

CONTe000:

- ・群構造縮約に用いることができる中性子スペクトル SRAC
- ・エネルギー群構造 SRAC

caseb x_p :

- ・中性子速度 SRAC
- ・核分裂断面積 MVP
- ・生成断面積 MVP
- ・全断面積 SRAC
- ・中性子収率 SRAC
- ・吸収断面積 MVP
- ・散乱行列 SRAC

caseb x_N :

- ・ $(n,2n)$ 行列 SRAC

caseb x_Z :

- ・遅発中性子割合に関するパラメーター SRAC
- ・遅発中性子収率 SRAC
- ・先行核崩壊定数に関するパラメーター SRAC

caseDN x_T :

- ・燃焼ステップ毎の重金属密度 MVP
- ・燃焼ステップ毎の核分裂あたりの発熱量 MVP
- ・燃焼ステップ毎の積算燃焼度 MVP
- ・燃焼ステップ毎の Xe-135 の収率 MVP
- ・燃焼ステップ毎の I-135 の収率 MVP

*8-4 PDS とは Partial Data Set の略語である。

・ 燃焼ステップ毎の Sm-149 の収率	MVP
・ 燃焼ステップ毎の Pm-149 の収率	MVP
・ 燃焼ステップ毎の Xe-135 のマイクロ断面積	MVP
・ 燃焼ステップ毎の I-135 のマイクロ断面積	MVP
・ 燃焼ステップ毎の Sm-149 のマイクロ断面積	MVP
・ 燃焼ステップ毎の Pm-149 のマイクロ断面積	MVP

本システムでは、初めに、MVP-BURN の解析を行い、その結果を用いる。MVP-BURN の解析には時間を要するが、大型計算機などにおいて並列計算を行えば、必要とする時間は少なく済む。本システムでは、その結果から燃焼組成を参照し、SRAC の入力データを自動生成し実行する。基本的に、前回の燃焼組成を使用する燃焼解析では、燃焼ステップ毎の解析の並列化はできない。一方で、今回の評価では、燃焼組成は MVP-BURN のものを用いるため、それぞれ燃焼ステップの SRAC 解析は並列に実施することが可能である。最近では、個人の端末でも、複数のプロセッサを持つことが一般的になってきており、設計チームでは独自の計算機クラスターを所持している場合がある。今後のコード開発では、大型の計算のみではなく、個人の端末で行うような小型の計算に対しても、並列化処理を可能とすることが重要になってくる。

今回は、MVP により供給される断面積を優先的に用いるが、マイクロ断面積に関しては、MVP コードの処理ではなく、独自の処理により評価を行っている。それは、MVP により評価されるマイクロ断面積の定義*8-5 が以下の式のようなものであるが、

$$\sigma_g = \frac{\int_V \int_{\Delta E_g} N(r)\sigma(E)\phi(r,E)dEdr^3}{\int_V \int_{\Delta E_g} N(r)\phi(r,E)dEdr^3} \quad (8-1)$$

マイクロ断面積が、均質化前の反応率を保存すること、平均個数密度が単純な体積平均で求められるべきものと仮定した場合、式(8-1)とは異なり、以下のような定義になる。

$$\sigma_g = \frac{\int_V \int_{\Delta E_g} N(r)\sigma(E)\phi(r,E)dEdr^3}{\frac{\int_V N(r)dr^3}{\int_V dr^3} \int_V \int_{\Delta E_g} \phi(r,E)dEdr^3} \quad (8-2)$$

このような演算を実施し、セル平均のマイクロ断面積を算出している。

ここで、クリーンバーン高温ガス炉の基本的な燃料ブロックセルに対する SRAC-EX*8-6、MVP-BURN および、本システムにより作成した断面積を用いた CITATION 解析の結果の比較を行った。CITATION は中性子拡散方程式のソルバーであり、COREBN にも用いられている。SRAC-EX および MVP-BURN による解析モデルを Fig.8.1 に示す。CITATION の解析体系では立方体セルの六面に反射条件を設定し無限セルを模擬した。解析結果を Fig. 8.2 に示す。

*8-5 反応率を保存させる条件で式(8-1)の定義を成立させるためには、セル平均の個数密度はエネルギー依存の値となる。なお、この定義は高速炉用セル計算コード SLAROM のマニュアル⁴⁵⁾にも記載されている。

*8-6 熱エネルギー領域に対する超詳細群計算および二重非均質の取扱いの拡張を行っていないバージョンである。

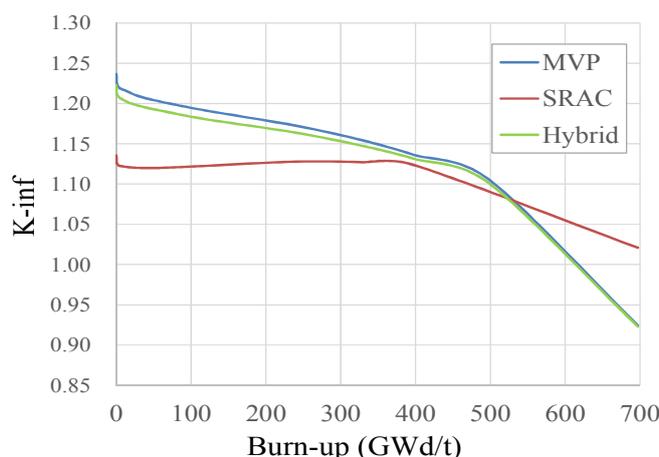
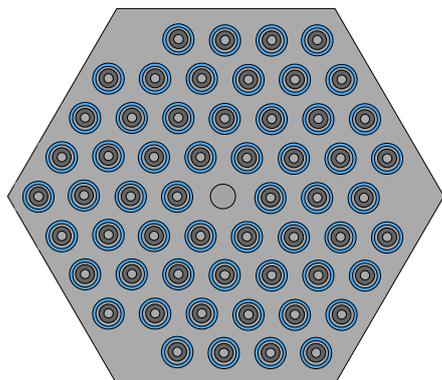


Fig. 8.1 Block cell model for MVP and SRAC Fig. 8.2 Criticality change during burn-up

なお、SRAC 解析ではユーザーが燃料粒子に対する微視的なダンコフ補正係数を自ら評価し、入力しなければならない。その定義および評価法を付録 E に示す。

SRAC の解析結果では MVP と比較し、燃焼初期において約 10% $\Delta k/k'$ 程度の臨界性の過小評価が見られる。これは、二重非均質体系による自己遮蔽効果の扱いが熱エネルギー領域でなされていないため、Pu240 の 1eV 付近の大きな共鳴捕獲反応の断面積ピークが過剰に評価されていることが主な要因であると推測される。燃焼が進むにつれ、この差異は小さくなっていくが、SRAC を用いた解析では、クリーンバーン高温ガス炉の正しい設計ができないのは自明である。

一方で、本研究で開発した、MVP-SRAC のハイブリッドシステムでは、問題のある SRAC の断面積の MVP 断面積への置換により、MVP の解析結果とよい一致が確認できる。燃焼初期では 2% $\Delta k/k'$ 程度の臨界性のずれは認められるものの、保守側であり、さらにその差異は燃焼を通じて縮小していく。これらの差異はより多くの断面積を MVP で置換する、もしくは、SRAC 断面積の縮約に MVP のスペクトルを用いるなどの変更を加えることにより改善される蓋然性は高い。現状においても、本システムを用いた断面積セットを適用すれば、SRAC-COREBN システムにおいても問題なく、クリーンバーン高温ガス炉の設計を行うことが可能である。

使用法に関しては、付録 F に示す。

9. まとめ

クリーンバーン高温ガス炉詳細設計のための核設計モデルおよび核設計解析コードの整備を行った。本研究は概念設計の完了及び詳細設計への準備として位置づけられたものである。本研究によって、以下の項目に関する情報の整理及び手法の整備を行った。

- ・日本の核燃料サイクルの現状に則した Pu 組成の評価
- ・高温ガス炉およびその比較対象炉型を設計するための材料個数密度評価手法の整備
- ・設計諸元の見直しと制御棒配置を含む MVP コードを対象とした詳細核設計モデルの整備
- ・燃焼チェーンの精度評価
- ・詳細核設計モデルによる炉心特性評価
- ・負の温度係数を得るための Er 装荷法の検討
- ・Pu 炉心解析のための断面積作成手法の整備

上記のように概念設計は本研究を以て完了した。今後は、これらを用いた詳細核設計と温度評価との連成により、具体的かつより精度の高い設計を行っていく予定である。

謝 辞

本研究を行うにあたり、炉物理標準コード研究グループの長家展康氏、原子力水素・熱利用研究センター研究推進室の立松研二氏、原子炉設計グループの角田淳弥氏、相原純氏、国際共同試験グループの植田祥平氏に貴重なご助言をいただきました。ここに深く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 経済産業省資源エネルギー庁(編): “原子力立国計画 日本の選択”, 日本電気協会新聞部, 東京都千代田区,(2006),383p.
- 2) 深谷 裕司: “クリーンバーン高温ガス炉の研究開発—システム概念と今後の展望—シリーズ 発表資料集 日本原子力学会 2013 年秋の大会”, JAEA-Review 2014-010, (2014), 33p.
- 3) Y. Fukaya, M. Goto, H. Ohashi, Y. Tachibana, K. Kunitomi and S. Chiba: “Proposal of a plutonium burner system based on HTGR with high proliferation resistance,” J. Nucl. Sci. Tech, 51(6), (2014), pp.818-831.
- 4) C. Rodriguez, A. Baxter, D. MacEachern et al.: “Deep-Burn: making nuclear waste transmutation practical,” Nucl. Eng. Des., 222, (2003), pp.299-317.
- 5) T. Kim, T. Taiwo, R. Hill, W. Yang and F. Venneri. :“A Feasibility Study of Reactor-Based Deep-Burn Concepts,” U.S.:Argonne National Laboratory, ANL-AFCI-155, (2005).
- 6) エネルギー・環境会議、コスト等検証委員会: “コスト等検証委員会報告書”, 内閣府、(2011).
- 7) 武井正信, 片山昌司, 中田哲夫 他: “高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)の燃料サイクルコストの検討”, JAERI-Tech 2002-089, (2002).
- 8) 安藤良平, 高野秀機: “使用済軽水炉燃料の核種組成評価”, JAERI-Research 99-004, (1999).
- 9) A. G. Croff, : “ORIGEN2: A Versatile Computer Code for Calculating the Nuclide Compositions and Characteristics of Nuclear Material,” Nucl. Technol., 62, (1983), pp.335-352.
- 10) 奥村啓介, 杉野和輝, 小嶋健介 他: “JENDL-4.0 に基づく ORIGEN2 用断面積ライブラリ セット:ORLIBJ40”, JAEA-Data/Code 2012-032, (2013), 148p.
- 11) 日本原子力学会: “プルトニウム燃料工学”, 日本原子力学会(1998).
- 12) H. Sun, K. Shinozaki, K. Uematsu et al. : “Sintering of Er₂O₃-ZrO₂ Solid Solution,” Yogyo-Kyokai-Shi 90 [9],(1982).
- 13) M. Durazzo, F.B.V. Oliveira, E.F. Urano de Carvalho et al.: “Phase studies in the UO₂-Gd₂O₃ system,” J. Nucl. Mater., 400, (2010), pp.183-188.
- 14) 日本規格協会, “JIS ハンドブック 1 鉄鋼 I”, 日本規格協会,(2009).
- 15) 日本規格協会, “JIS ハンドブック 3 非鉄”, 日本規格協会,(2009).
- 16) 大木繁夫, 杉野和輝, 小川隆 他: “ナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討(金属燃料炉心) -2005 年度報告-”, JAEA-Research-2006-077, p10 (2006).
- 17) 高下浩文, 樋口真史, 富樫信仁: “核設計手法報告書”, JNC TN8410 2000-011, (2000).
- 18) L.L.Snead, T. Nozawa, Y. Katoh et al.: “Handbook of SiC properties for fuel performance modeling,” J. Nucl. Mater., 371, (2007), pp.329-377.
- 19) 日本セラミック協会: “セラミック工学ハンドブック”, 技報堂出版,(1989).
- 20) S. Saito, T. Tanaka, Y. Sudo et al. : “Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)”, JAERI 1332, (1994).
- 21) Committee on Separations Technology and Transmutation Systems Board on

- Radioactive Waste Management Commission on Geosciences, Environment, and Resources National Research Council: "NUCLER WASTE Technologies for Separations and Transmutation," National Academy Press, Washington D.C., (1996).
- 22) トリウムサイクル調査研究専門委員会：“トリウムサイクル—研究開発の現状と発展の道—”, 日本原子力学会,(1980).
- 23) C. Parsual, P. Duran: "Subsolidus Phase Equilibria and Ordering in the System ZrO_2 - Y_2O_3 ," J. American Ceramic Society. 66(1), (1983).
- 24) 野尻直喜, 中野正明, 安藤弘栄 他：“高温工学試験研究炉(HTR)臨界試験の予備解析結果—モンテカルロコード MVP に基づく解析—”, JAERI-Tech 98-032, (1998).
- 25) 国立天文台：“理科年表 第 78 冊”, 丸善,(2005).
- 26) N. V. Cederberg et al.: "Thermodynamiceskije i teplofiziceskije svojstva gelija," Moskau, Atomizdat (1969).
- 27) W. Wagner, H. Kretzschmar: "International Steam Tables," Springer, (2007).
- 28) J. K. Fink, L. Leibowitz,: "Thermodynamic and Transport Properties of Sodium Liquid and Vapor," ANL/RE-95/2 (1995).
- 29) 中田哲夫, 片西昌司, 高田昌二 他：“高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)の核設計(受託研究)”, JAERI-Tech 2002-066, (2002).
- 30) 中田哲夫, 片西昌司, 高田昌二 他：“高温ガス炉ガスタービン発電システム(GTHTR300)の核熱流動設計”, 日本原子力学会和文論文誌,2[4], (2003), pp.478-489.
- 31) 荒井長利, 湊和生, 衛藤基邦, 他：“高温工学試験研究炉用黒鉛・炭素材料の弾性変形に関する実験と検討”, JAERI-M 92-085,(1992).
- 32) T. Shiratori, T. Yamashita, T. Ohmichi et al.: "Preparation of rock-like oxide fuels for the irradiation test in the Japan Research Reactor No. 3," J. Nucl. Mater., 274, (1999), pp.40-46.
- 33) Y. Nagaya, K. Okumura, M. Mori et al. : "MVP/GMVP 2; General purpose Monte Carlo codes for neutron and photon transport calculations based on continuous energy and multigroup methods," JAERI 1348, (2005).
- 34) K.Okumura, M. Mori, M. Nakagawa et al.: "Validation of a continuous-energy Monte Carlo burn-up code MVP-BURN and its application to analysis of post irradiation experiment," J. Nucl. Sci Technol., 37[2], (2000), pp.128-138.
- 35) K. Okumura, T. Kugo, K. Kaneko: "SRAC2006; A Comprehensive neutronics calculation code system,"JAEA-Data/Code 2007-004,(2007).
- 36) 田坂完二：“DCHAIN: 放射性ならびに安定核種の生成崩壊解析コード”, JAERI 1250, (1977).
- 37) K. Shibata, O. Iwamoto, T. Nakagawa et al. : "JENDL-4.0: A New Library for Nuclear Science and Engineering," J. Nucl. Sci. Technol. 48, (2011) , pp.1-30.

- 38) 奥村啓介, 長家康展 : “JENDL-4.0 に基づく連続エネルギーモンテカルロコード MVP 用の中性子断面積ライブラリーの作成と ICSBEP ハンドブックの臨界性ベンチマーク解析への適用”, JAEA-Data/Code 2011-010, (2011), 82p.
- 39) N. Kodochibov, Yu. Sukharev, E. Marova et al.: “Neutronic features of the GT-MHR reactor,” Nucl. Eng. Des. 222, (2003), pp.161-171.
- 40) 深谷裕司 : “高レベル廃棄物を減らす超安全炉”, エネルギーレビュー, 34(6), (2014),pp.15-19.
- 41) K. Okumura, : “COREBN: A Core Burn-up Calculation Module for SRAC2006,” JAEA-Data/Code 2007-003,(2007).
- 42) 稲葉良知、井坂和義、深谷裕司 他: “高温ガス炉用燃料温度計算ファイルの開発”, JAEA-Data/Code 2014-023,(2015).
- 43) 長家康展, 私信.
- 44) H. Maruyama, J. Koyama, M. Aoyama, et al.: “Development of an Advanced Core Analysis System for Boiling Water Reactor Design,” Nucl. Technol., 118, (1997), pp.3-13.
- 45) M. Nakagawa and K. Tsuchihashi : “SLAROM: A Code for Cell Homogenization Calculation of Fast Reactor,” JAERI 1294, (1984).

付録 A 個数密度評価のための実装

3 章では個数密度の評価法とデータベース作成の概要について述べた。ここでは、これによる個数密度評価のためのプログラムの実装について説明する。プログラム作成に関しては、著者がこれまで整備してきた核燃料サイクル概念設計のための諸量評価プログラム DAMOCLES コードシステムを拡張する形で行った。DAMOCLES コードシステムとしては、ORIGEN ライブラリ作成コード ^{A1)} や DPA 評価コード ^{A2)} など実用化がなされている。DAMOCLES システムでは C++ 言語を用いデザインパターンを駆使しオブジェクト指向プログラミングの利点を生かした可読性および再利用性の高い実装を行う。用途に合わせて作成されたプログラム群は新たなプログラム作成時の部品として流用できるため、新たなプログラムの作成が最低限の労力で達成でき品質保証の観点からも有用である。DAMOCLES コードシステムはソルバーレベルで部品を共有していることもその特徴である。

オブジェクト指向プログラミングとはプログラムの挙動自体をオブジェクト同士の相互作用によって決定する方式を指す。処理内容の基本的な要素となる概念をオブジェクトとして適切に定義し、そのオブジェクト同士の関係性を適切に与えてやれば、プログラム全体はその挙動を有機的に構成する。対義語としては手続き型プログラミングがある。これは、従来通りの一連の処理内容を順に記載する形式である。ここでいうオブジェクトとは厳密にはメモリ上に実行される形で展開されたインスタンスを指すが、ここでは C++ 言語のクラスを指すものとする。

クラスはデータと処理関数を含むものとして定義される。関数の使い方さえわかれば、ユーザーはクラスの具体的な実装を知る必要がない。そのため、独立性および再利用性が高い実装が可能となる。データとして他のクラスのインスタンスを保持することも可能である。主に他のクラスのインスタンスを格納するために作成されたクラスをコンテナクラスと呼ぶことがある。また、クラスには演算子を定義することが可能である。つまり、インスタンス同士の四則演算が整数や実数同士の計算のように可能である。これらの特性を利用すると個数密度評価のように難解ではないものの、処理内容が煩雑であり、分野ごとの工学的なルールが混在する問題の解決が簡単に行える。

個数密度の評価法としては、主に、核種毎の割合（組成）を与えること、全体の密度を用いその組成を規格化することである。基本的なクラスには Nuclide, Inventory, Composition の 3 つである。

Nuclide クラスはデータとして、核種を特定するための、原子数、質量数をもつ。その指定方法は原子数、質量数で指定するほかに、“U-235”などの核種名で与えることなどが可能である。また、“Fe-nat.”と指定すれば天然組成として扱うことが可能である。関数として `get_atomic_number()`, `get_mass_number()` などの情報の他に、内部でデータベースにアクセスすることにより、`get_atomic_mass()`により原子量の情報を取得することも可能である。

Inventory クラスは核種毎の量を格納するためのコンテナであり、格納、取り出しを行うための `set()`, `get()` 関数とコンテナ毎の演算を行うための演算子が定義される。ここでは、一つの使い方として個数密度を格納するものとする。

Composition クラスは Inventory クラスと同様のコンテナクラスであり、その基本動作が同

じであるため、Inventory クラスを継承した派生クラスとして定義されている。ただし、全体を 1 とする割合で扱うこと、組成には工学的に質量組成がよく用いられるが、実際の操作においては個数組成が用いられることなどを考慮し、処理のための関数を実装している。全体を 1 に規格化する normalize()関数、質量組成か個数組成かを決定する set_unit(),現在の組成を確認する get_unit(),組成間の変換を行う change_unit()などがある。また、密度を与えて個数密度を算出する generate_number_density()関数などがある。

たとえば、Pu を 6wt%添加した焼結率 95%TD の MOX 燃料の組成は以下のように評価できる。

```
// 組成クラスの宣言
    Composition u_comp, pu_comp, mox_comp;
// 劣化ウラン組成の設定
    u_comp.set_unit("weight_fraction");
    u_comp.set(Nuclide("U-235"), 0.002);
    u_comp.set(Nuclide("U-238"), 0.998);
// Pu 組成の設定
    pu_comp.set_unit("weight_fraction");
    pu_comp.set(Nuclide("Pu-238"), 0.0123);
    pu_comp.set(Nuclide("Pu-239"), 0.6214);
    pu_comp.set(Nuclide("Pu-240"), 0.2734);
    pu_comp.set(Nuclide("Pu-241"), 0.0256);
    pu_comp.set(Nuclide("Pu-242"), 0.0646);
    pu_comp.set(Nuclide("Am-241"), 0.0026);
// アクチノイド核種組成の合成
    mox_comp = u_comp*(1.0 - 0.06) + pu_comp*0.06;
// 酸素の追加 (二酸化物)
    mox_comp.change_unit(); //質量組成から個数組成へ変更
    mox_comp.set(Nuclide("O-nat."), 2.0); //金属核種 1 に対し酸素 2 を追加
    mox_comp.normalize(); //全体が 1 を超えていた比率を規格化
// 個数密度の生成
    Inventory number_density = mox_comp.generate_number_density(density);
// 焼結密度の反映
    number_density *= 0.95;
// 天然組成への分解・置換
    number_density = number_density.decompose_isotopes() // O-nat.の分解
    number_density
    = number_density.replace_natural_nuclide_for_criticality() // O-16 への置換
```

なお、個数密度生成に用いた密度 density についても Vegard 則に従い、格子定数をモル分率で合成する、基本格子内の原子量から密度を評価するなど、オブジェクト指向言語の利点を生かした処理が可能であるが、記載は割愛する。このように、全体の処理がコンテナクラスを用いた演算により見通しがよいものとなっている。

なお、天然組成への分解・置換は核データの不整合を調整するための善後策である。天然組成比が与えられていても、それに対応する核データが不足している。ここでは、JENDL4.0 に収録されている核種の MVP コードのライブラリとして整備された核種への置換を行うものとする。MVP コードのライブラリを対象としているのは、核計算においては化学結合の違いは上方散乱の違いとなり、コード内では別核種として扱われるためである。Table A.1 にはその置換の結果を示している。多くの核種においては、核種の不足を解消するために、存在比の大きな代表的な核種に置換を行っている。炭素に関しては、JENDL4.0 では天然組成核種 C-nat. として登録されている。JENDL3.3 までは多くの核種で天然組成核種が登録されていたが、JENDL4.0 では各同位体を直接使用する形式に切り替えられた。炭素のみは、未だに天然組成核種のみが登録されている状態にある。水素については H-1,H-2 共に MVP ライブラリに登録されている。しかし、本個数密度作成ツールでは、現時点では重水を扱わないこと、その存在比の小ささから一般的に重水素を無視すること、核種指定時の利便性を考え、重水素は水素へ置換するものとする。

Table A.1 Replacement of natural nuclides

Nuclide to replace	Replaced nuclide	Abundance (%)	Remarks
H-1	-	99.9885	
H-2	H-1	0.0115	Thermalization
C-12	C-nat.	98.93	Lack of nuclide
C-13	C-nat.	1.07	Lack of nuclide
O-16	-	99.757	
O-17	O-16	0.038	Lack of nuclide
O-18	O-16	0.205	Lack of nuclide
Ar-36	Ar-40	0.3365	Lack of nuclide
Ar-38	Ar-40	0.0632	Lack of nuclide
Ar-40	-	99.6003	
Ce-136	Ce-140	0.185	Lack of nuclide
Ce-138	Ce-140	0.251	Lack of nuclide
Ce-140	-	88.45	
Ce-142	-	11.114	
Ta-180	Ta-181	0.012	Lack of nuclide
Ta-181	-	99.988	

最終的に今回作成した個数密度作成プログラムはマークアップ言語 YAML 形式に従った入力ファイルにより個数密度を評価できるものとした。現在、動作の確認できたケースの入力を以下に示す。

```
output_path: ./number_density.xls
```

```
case_000:
  name: helium
  type: helium
  pressure: 7.0
  pressure_unit: MPa
  temperature: 900.0
  temperature_unit: K
  number_density_unit: barn-1cm-1
```

```
case_001:
  name: light_water
  type: light_water
  pressure: 7.0
  pressure_unit: MPa
  temperature: 650.0
  temperature_unit: K
  number_density_unit: barn-1cm-1
```

```
case_002:
  name: saturated_light_water
  type: saturated_light_water
  pressure: 7.0
  pressure_unit: MPa
  void_fraction: 40.0
  void_fraction_unit: "%"
  number_density_unit: barn-1cm-1
```

```
case_003:
  name: light_water_PWR
  type: light_water_PWR
  temperature: 650.0
  temperature_unit: K
  number_density_unit: barn-1cm-1
```

```
case_004:
  name: light_water_BWR
  type: light_water_BWR
  void_fraction: 40.0
  void_fraction_unit: "%"
  number_density_unit: barn-1cm-1
```

```
case_005:
  name: sodium
  type: sodium
  pressure: 0.1
  pressure_unit: MPa
  temperature: 700.0
  temperature_unit: K
  number_density_unit: barn-1cm-1
```

```
case_006:
  name: UO2
  type: oxide_fuel
  element_000:
    name: U
    element_type: UO2
    element_fraction:
      U-235: 14.0
      U-238: 86.0
```

```

    element_fraction_unit: wt%
    element_fraction_to_fuel: 100.0
    element_fraction_to_fuel_unit: "%"
    boron_equivalent: 1.0
    boron_equivalent_unit: ppm
    O_M_ratio: 2.0
    sintered_ratio: 100.0
    sintered_ratio_unit: "%"
    volume_ratio: 100.0
    volume_ratio_unit: "%"
    number_density_unit: barn-1cm-1
case_007:
    name: MOX
    type: oxide_fuel
    element_000:
        name: U
        element_type: UO2
        element_fraction:
            U-235: 0.02
            U-238: 99.98
        element_fraction_unit: wt%
        element_fraction_to_fuel: 94.0
    element_001:
        name: Pu
        element_type: PuO2
        element_fraction:
            Pu-238: 1.23
            Pu-239: 62.14
            Pu-240: 23.34
            Pu-241: 2.56
            Pu-242: 6.46
            Am-241: 0.26
        element_fraction_unit: wt%
        element_fraction_to_fuel: 6.0
    element_fraction_to_fuel_unit: wt%
    boron_equivalent: 1.0
    boron_equivalent_unit: ppm
    O_M_ratio: 2.0
    sintered_ratio: 95.0
    sintered_ratio_unit: "%"
    volume_ratio: 100.0
    volume_ratio_unit: "%"
    number_density_unit: barn-1cm-1
case_008:
    name: YSZ-Fuel
    type: oxide_fuel
    element_000:
        name: Pu
        element_type: PuO2
        element_fraction:
            Np-237: 4.6
            Pu-238: 1.3
            Pu-239: 51.0
            Pu-240: 20.8
            Pu-241: 7.6
            Pu-242: 4.9
            Am-241: 8.2
            Am-243: 1.5
        element_fraction_unit: wt%
        element_fraction_to_fuel: 33.77
    element_001:
        name: YSZ-ZrO2
        element_type: ZrO2
        element_fraction:
            Zr-nat.: 100.0
        element_fraction_unit: "%"

```

```

    element_fraction_to_fuel: 53.64
element_002:
  name: YSZ-Y2O3
  element_type: Y2O3
  element_fraction:
    Y-nat.: 100.0
  element_fraction_unit: "%"
  element_fraction_to_fuel: 12.56
  element_fraction_to_fuel_unit: "%"
  boron_equivalent: 1.0
  boron_equivalent_unit: ppm
  O_M_ratio: default
  sintered_ratio: 95.0
  sintered_ratio_unit: "%"
  volume_ratio: 100.0
  volume_ratio_unit: "%"
  number_density_unit: barn*1cm-1

case_009:
  name: B4C-C_composite
  type: composite
  material_001:
    name: B4C
    material_type: ceramics
    material_composition:
      B-nat.: 4.0
      C-nat.: 1.0
    material_fraction_unit: number
    material_fraction_to_composite: 2.22
  material_002:
    name: C
    material_type: element
    material_composition:
      C-nat.: 100.0
    material_fraction_unit: "%"
    material_fraction_to_composite: 97.78
  material_fraction_to_composite_unit: wt%
  sintered_ratio: 80.0
  sintered_ratio_unit: "%"
  volume_ratio: 100.0
  volume_ratio_unit: "%"
  number_density_unit: barn*1cm-1

case_010:
  name: B4C-C_composite
  type: B4C-C_pellet
  b4c_concentration: 2.22
  b4c_concentration_unit: wt%
  volume_ratio: 100.0
  volume_ratio_unit: "%"
  number_density_unit: barn*1cm-1

case_011:
  name: SUS304
  type: JIS_SUS
  volume_ratio: 100.0
  volume_ratio_unit: "%"
  number_density_unit: barn*1cm-1

case_012:
  name: SUS304L
  type: JIS_SUS
  volume_ratio: 100.0
  volume_ratio_unit: "%"
  number_density_unit: barn*1cm-1

case_013:
  name: SUS316

```

```

type: JIS_SUS
volume_ratio: 100.0
volume_ratio_unit: "%"
number_density_unit: barn-1cm-1

case_014:
name: SUS316L
type: JIS_SUS
volume_ratio: 100.0
volume_ratio_unit: "%"
number_density_unit: barn-1cm-1

case_015:
name: ODS
type: FBR_SUS
volume_ratio: 100.0
volume_ratio_unit: "%"
number_density_unit: barn-1cm-1

case_016:
name: PNC-FMS
type: FBR_SUS
volume_ratio: 100.0
volume_ratio_unit: "%"
number_density_unit: barn-1cm-1

case_017:
name: PNC316
type: FBR_SUS
volume_ratio: 100.0
volume_ratio_unit: "%"
number_density_unit: barn-1cm-1

case_018:
name: PNC1520
type: FBR_SUS
volume_ratio: 100.0
volume_ratio_unit: "%"
number_density_unit: barn-1cm-1

case_019:
name: Zry-2
type: JIS_non_iron
volume_ratio: 100.0
volume_ratio_unit: "%"
number_density_unit: barn-1cm-1

case_020:
name: Zry-4
type: JIS_non_iron
volume_ratio: 100.0
volume_ratio_unit: "%"
number_density_unit: barn-1cm-1

case_021:
name: Buffer
type: graphite
volume_ratio: 100.0
volume_ratio_unit: "%"
number_density_unit: barn-1cm-1

case_022:
name: PyC
type: graphite
volume_ratio: 100.0
volume_ratio_unit: "%"
number_density_unit: barn-1cm-1

```

```
case_023:  
  name: SiC  
  type: SiC  
  volume_ratio: 100.0  
  volume_ratio_unit: "%"  
  number_density_unit: barn-1cm-1
```

```
case_024:  
  name: Matrix  
  type: graphite  
  volume_ratio: 100.0  
  volume_ratio_unit: "%"  
  number_density_unit: barn-1cm-1
```

```
case_025:  
  name: IG11  
  type: graphite  
  volume_ratio: 100.0  
  volume_ratio_unit: "%"  
  number_density_unit: barn-1cm-1
```

```
case_026:  
  name: IG110  
  type: graphite  
  volume_ratio: 100.0  
  volume_ratio_unit: "%"  
  number_density_unit: barn-1cm-1
```

```
case_027:  
  name: PGX  
  type: graphite  
  volume_ratio: 100.0  
  volume_ratio_unit: "%"  
  number_density_unit: barn-1cm-1
```

参考文献：

- A1) 深谷 裕司,植田 祥平,後藤 実 他: “高温ガス炉設計のための核種生成消滅評価の研究”,
JAEA-Research 2013-035, (2013),84p.
- A2) 深谷 裕司,後藤 実, 柴田 大受: “高温ガス炉の炉内材料に対する照射損傷評価法の整備”,
JAEA-Technology 2014-030, (2014),29p.

付録 B Pu 燃料の再処理に伴う随伴核種の影響および不純物の燃焼特性

燃料に用いられる Pu には再処理により分離できなかった U、MA、FP などの随伴が考えられる。ここでは、その効果を検討する。初めに、U、MA などのアクチノイド核種については、軽水炉核燃料サイクルの変動の幅に埋もれる範囲の微量な随伴であるため、考慮対象から外す。

FP に関しても同様に微量であるが、その効果について確認し、顕著であれば考慮に加えるものとする。基準としては、設計上で評価範囲としているホウ素当量の 0.1ppm のオーダーに入るか否かで判断する。なお、この際の評価は PuO₂ 重量に対するものとする。

初めに、取り出し Pu に随伴する FP 量の評価を行う。2 章で軽水炉代表 Pu 組成を評価した条件を用いる。解析は ORIGEN コードを用い、ORLIBJ40 ライブラリ¹⁰⁾を用い計算した。PWR、BWR について、それぞれ、PWR34J40.LIB および BS140J40.LIB を用い、濃縮度、比出力、燃焼度は、安藤らの評価⁸⁾に用いられた値を用い、それぞれ、PWR について 3.2wt%,37.5MW/t,33GWd/t, BWR について、3.0wt%,25.9MW/t,33GWd/t とした。なお、除染係数としては、Table B.1 に示された英国の再処理施設 THORP^{B1)}の値を用いた。FP 核種については、全体的に 2.8x10⁸ の値が設定されている。その他、Tc,Ru,Cs,Ce について個別に除染係数が与えられている。化学的性質を考えてこれらの値はそれぞれの元素全体に用いた。また、U に関しては、硝酸溶液と脱硝後の Pu 酸化物について値が与えられている。クリーンバーン高温ガス炉では核拡散抵抗性の観点から硝酸溶液を燃料の原材料として直接用いるが、高温ガス炉 MOX 燃料を作る際もこの方式は脱硝・溶解工程が省けるため合理的である。そのため、高温ガス炉に利用する Pu は硝酸溶液として用いるものとし、U に対する除染係数は 4.2x10³ とするものとする。Np の挙動に関しては、特異であり、再処理プロセスにおいて Pu に随伴して移行する傾向がある^{B2)*B-1}。そのため、その他のアクチノイド核種については、U の挙動に近いものと想定し同じ除染係数を用いるものとする。

Table B.1 Decontamination factor of reprocessing plant THORP

	Flowsheet DF
All FPs	2.8x10 ⁸
Tc-99	1.0x10 ²
Ru-106	3.2x10 ⁵
Cs-134 and Cs-137	5.0x10 ⁶
Ce-144	3.7x10 ⁶
Np-237	4.5x10 ¹
Uranium (to nitrate)	4.2x10 ³
Uranium (to PuO ₂)	2.1x10 ⁵

*B-1 参考文献 B2)では六ヶ所再処理施設と同等の PUREX 法による大型再処理施設を想定し、抽出プロセス解析を行い Np の挙動を評価している。Np の 10%は共抽出塔により 10%程度高レベル廃棄物へ移行するが、残りの 90%は分離塔に移行し、そのうち 70%は Pu 洗浄器へ 30%は U 洗浄器へ移行する。全体の約 63%が Pu と共に移行することとなる。Pu が使用済燃料中に 1%程度存在し、その残りがほぼ U であることを考えると、この Np の移行が特異なものであることがわかる。これが、Np の Pu における除染係数が小さな要因となっている。

なお、評価は先行研究で設計したクリーンバーン高温ガス炉用に作成した ORIGEN ライブラリを用い、アクチノイド 128 核種、FP 核種 1232 核種を対象に、中性子吸収断面積が等価になるような天然ホウ素重量を算出した。実際は、アクチノイド核種の核分裂効果を考慮するため、高速炉などの燃料管理に用いられる等価フィッサイル値 $B^{3)*B^{-2}}$ を用い、等価フィッサイル値とインベントリの積が保存されるようにホウ素重量を算出した。等価フィッサイル値は以下のようにあらわすことができる。

$$y = v\sigma_f - \sigma_a \tag{B-1}$$

生成断面積から吸収断面積を引いたものとして定義される。単位個数密度および単位中性子束当たりの反応時における中性子経済と考えることができる。反応は ORIGEN ライブラリに収録される全種類の断面積に対応する反応を考慮した。具体的には、以下ようになる。

$$y = v\sigma_f - (\sigma_{(n,\gamma)} + \sigma_{(n,\gamma)_e} + \sigma_{(n,\alpha)} + \sigma_{(n,p)} - \sigma_{(n,2n)} - \sigma_{(n,2n)_e} - 2\sigma_{(n,3n)}) \tag{B-2}$$

非核分裂性物質間の換算では中性子吸収断面積を保存させる条件と等価である。結果として、Table B.2 のようにホウ素当量が得られた。FP のホウ素当量の大半は Tc-99 によるものであり、アクチノイド核種の大半は Np-237 によるものである。しかし、燃焼によってその性質が大きく変わるアクチノイド核種に関しては、ホウ素当量という考慮の仕方は適当ではないこと、Np-237 の随伴量は Pu に対して 0.1%程度であり、核燃料サイクルの不確かさにより十分に埋もれてしまう範囲であることから、アクチノイド核種に対するホウ素当量の考慮は行わないものとする。一方で、FP 核種によるホウ素当量は Pu インベントリに対し 28ppm 割程度となっている。これに関しては、Tc-99 が大半であるが、Tc-99 は 0.5eV 付近に大きな共鳴捕獲断面積ピークを持つため、わずかであるが、Pu 炉心において悪化しがちな温度反応度係数の改善が期待できる。そのため、Pu 燃料核に与える不純物としては、ホウ素当量として 28ppm を与えるか、Pu の 0.1%の重量の Tc-99 は明示的に随伴させ、残りの不純物としてホウ素当量を 6ppm 与えるものとする。なお、これらは、あくまでも Pu に再処理時から随伴するものであり、製造工程においては U 燃料核で想定した通り燃料核全体に 1ppm を追加して与えるものとする。

Table B.2 Impurities accompanying with Pu and the boron equivalent

	Boron Equiv. (gB/gPu)	Inventory (g/gPu)
Tc-99	2.18×10^{-5}	1.00×10^{-3}
Np-237	3.98×10^{-5}	1.14×10^{-3}
FP	2.78×10^{-5}	1.77×10^{-3}
Actinoid	3.98×10^{-5}	1.14×10^{-3}

*B-2 高速炉の燃料となる Pu は使用済燃料の再処理により取り出される。高速炉シナリオでは、軽水炉から取り出された Pu を用いる過渡期、高速炉のみで閉じる平衡期があり、その組成は変動する。そのため、等価フィッサイル係数と燃料インベントリ積により臨界性を評価し、異なる Pu 組成において臨界性の合致する燃料を受け入れるものとする。等価フィッサイル係数とは、それぞれの核種の等価フィッサイル値を Pu-239 の等価フィッサイル値により規格化したものである。もんじゅの設置許可書^{B4)}でも組成が明示された燃料の他に等価フィッサイル係数で同等の臨界性が得られる燃料を装荷できる旨が記載されている。一方で、軽水炉燃料は、年々、高燃焼度化、高富化度化が行われているが、新燃料を採用するためには設置許可変更が必要^{B5)}である。このことを考えると等価フィッサイル法による燃料管理の重要性が理解できる。

次に、ホウ素当量で与えられる不純物の燃焼特性について確認する。ただし、再処理により随伴する不純物は、Table B.2 に示すように、主な成分が分かっており、燃焼特性を考慮するためには、明示的にその核種を燃焼物質として与えればよい。ここでは、IG-110 相当の黒鉛に含まれる不純物^{B6)}を対象に評価を行う。その組成を Table B.3 に示す。

Table B.3 Impurities in the graphite of IG-110

Element	Inventory (ppm)
Li	0.002
B	0.02
Na	0.05
Mg	0.006
Al	0.06
Ca	0.08
K	0.03
Ti	0.006
V	0.018
Cr	0.006
Fe	0.06
Mn	0.004
Co	0.014
Ni	0.006
Cu	0.05
Zn	0.06

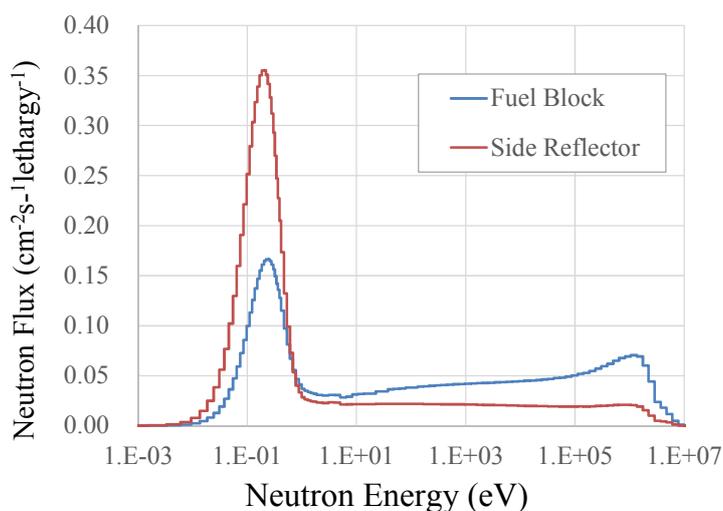


Fig. B.1 Neutron flux of GTHTR300

GTHTR300 体系において、照射によりこれらの不純物のホウ素当量の変化を確認した。ORIGEN コードにより、組成の変化を評価し、等価フィッサイル値の比較によりホウ素当量を評価する。Fig. B.1 には GTHTR300 体系における、燃料ブロックと燃料ブロックに隣接する側部反射体のスペクトルを示す。このように、側部反射体ではスペクトルが大きく軟化するため、個別に ORIGEN ライブラリを作成し評価した。また、5 章で示した 1 バッチモデルの評価では、燃料体平均の中性子束強度は $1.07 \times 10^{14} \text{cm}^{-2}\text{s}^{-1}$ 、側部反射体は $9.73 \times 10^{13} \text{cm}^{-2}\text{s}^{-1}$ と評価された。炉内滞在期間に対する、照射された不純物のホウ素当量を Fig. B.2 に示す。不純物は燃焼が進むにつれ、急速にその反応度値が損なわれることがわかる。その程度は、スペクトルが大幅に軟化する側部反射体領域で顕著である。同時に、B-10 の燃焼特性も Fig. B.2 に示す。その変化は不純物のホウ素当量換算とよい一致が確認できる。このことは、不純物の燃焼特性を考慮する際は、ホウ素として扱うことが妥当であることを示している。4 章で述べたように、GTHTR300 の設計では、側部反射体領域などは中性子経済を考慮し高純度な IG-110 を用いることが検討されてきた。当然、経済性自体は悪化する。一方で、本検討では、不純物の燃焼特性を調べ、その反応度値の急速な低下を確認した。新燃料と共に、IG-11 が装荷され

ても、不純物が燃焼し、サイクル末期の 730 日には、その不純物の反応度値が IG-110 程度に低減することも十分に期待できる。不純物の放射化による被ばくの影響が許容できる範囲にあるならば、低純度の黒鉛材料を用いても、その不純物が可燃性毒物と同様に働き、サイクル内で十分に燃焼しきる量であれば臨界性を損ねない蓋然性が高い。そのためには、今後、炉心解析手法として、不純物の燃焼の考慮が課題となる。

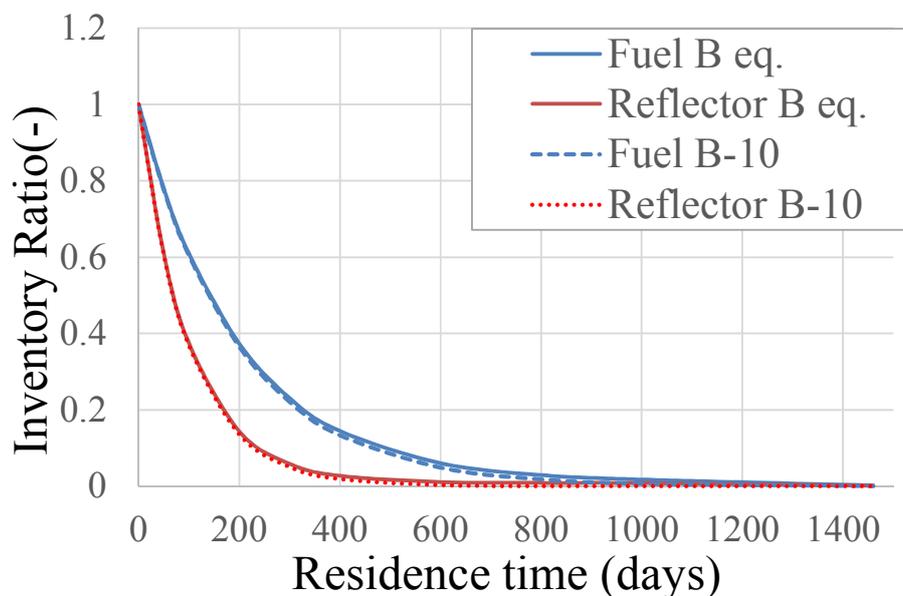


Fig. B.2 Change on inventory of impurity and boron-10

参考文献：

- B1) C.Philips: “The Thermal Oxide Reprocessing Plant at Sellafield: Three Years of Active Operation in the Chemical Separation Plant,” RECOD 97, Nice, France, Oct,25-28, (1998).
- B2) 後藤実, 内山軍蔵, 峯尾英章 他: “大型再処理施設抽出分離工程におけるネプツニウム移行挙動の解析”, 日本原子力学会 1999 年秋の大会, 新潟工科大学, 柏崎市, 1999 年 9 月 10~12 日, (1999).
- B3) 中江延男, 伊藤正徳, 三島毅 他: “等価フィッサイル法を用いたプルトニウム富化度管理”, 動燃技報, 70, (1989).
- B4) 原子力安全・保安院: “独立行政法人 日本原子力研究開発機構 高速増殖炉研究開発センター 原子炉設置変更許可申請 核設計について”, 資料第 111A-2-1 号 (2007).
- B5) 原子力安全・保安部会, 原子炉安全小委員会: “PWR 燃料の高燃焼度化(ステップ 2)及び燃料の高燃焼度化に係る安全研究の現状と課題について”, 原子力安全委員会, (2001).
- B6) IAEA: “The status of graphite development for gas cooled reactors,” IAEA-TECDOC-690, Proc. of a Specialist Meeting held in Tokai-mura, Japan, 9-12 Sep. (1991).

付録 C JENDL-4.0 ベース MVP 用疑似 FP 核種 ZZ50 の検証

5章では JENDL-4.0 ライブラリを用いた MVP 解析で u4cm6fp50bp16T チェーンを用いた燃焼解析が臨界性を大きく過小評価することが確認された。一方で、このチェーンは、これまで設計計算に用いられており、効率的かつ精度の高い解析を実施可能とし、多くの解析がなされてきた。JENDL-3.3 から JENDL-4.0 の更新に問題がある可能性が高い。核データライブラリの更新にあたり、個々の核種の断面積の更新のみで、これほど大きな差異が発生することは考えにくく、疑似 FP 核種の作成に関し、評価法に何等かの変更が行われた可能性が高い。そこで、u4cm6fp50bp16T、の疑似 FP 核種 ZZ50 の値を JENDL-3.3、JENDL-4.0 ベースで評価された値、SRAC、MVP 用に整備された捕獲断面積の値をそれぞれ比較した。結果を Fig.C.1 に示す。

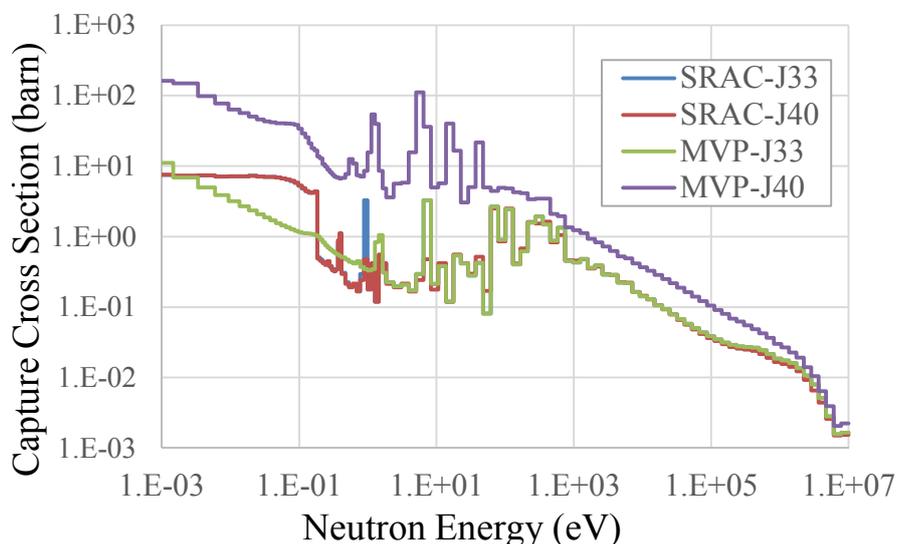
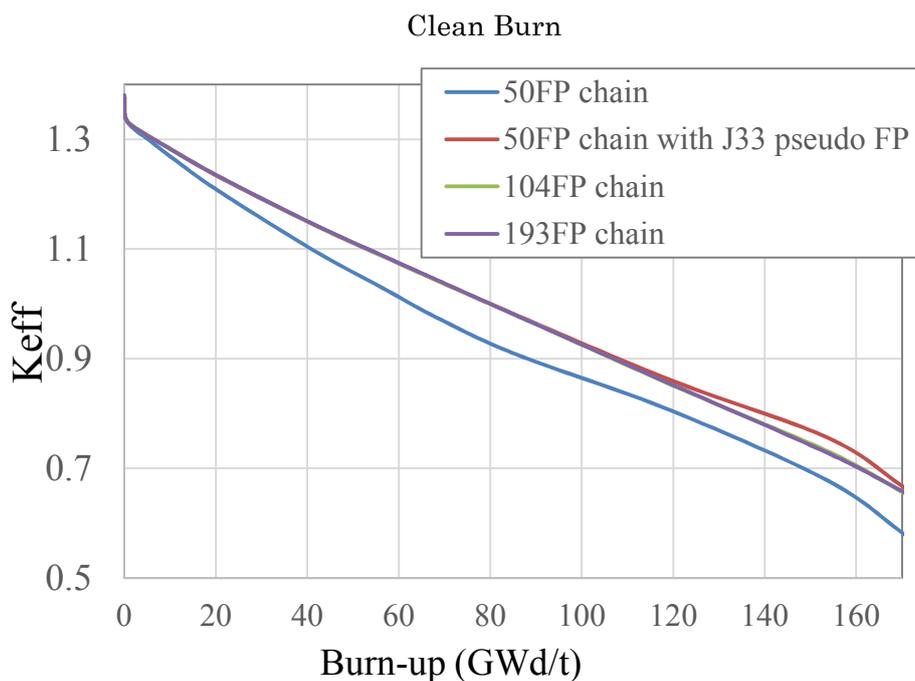
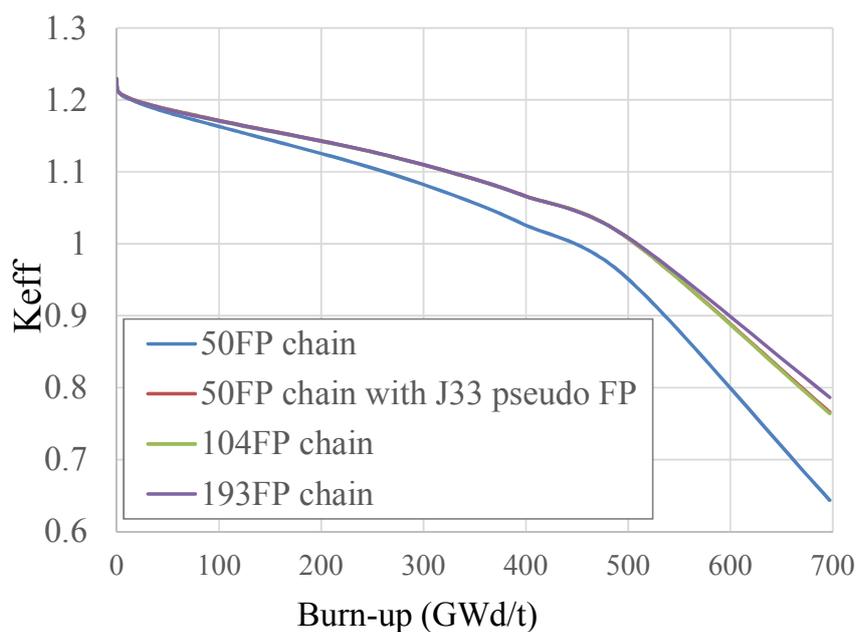


Fig. C.1 Capture cross section of ZZ50

SRAC 用の ZZ50 は JENDL-3.3、JENDL-4.0 ベースのもの共に、ほぼ同じ値を示している。さらに、MVP 用の ZZ50 は JENDL-3.3 ベースのものは、SRAC 用の ZZ50 の値と 1eV 以上では、ほぼ完全に一致している。1eV 以下では傾向が異なるが、平均すれば、ほぼ同程度の値を示していることが確認できる。一方で、JENDL-4.0 ベースの MVP 用 ZZ50 の値は、他の 3 者と比較し 10 倍程度大きな値を示している。これが、臨界性を過小評価している原因と考えられる。SRAC では、評価済み核データの更新にあたり、その値に大きな変化がないことを見ると、疑似 FP 核種作成のための条件もしくは、作成上の方針の変更がなされたとは考えにくく、人為的ミスによるものである可能性が高い。

そこで、SRAC の疑似 FP 核種の更新による変更が軽微であることを考え、JENDL-4.0 ライブラリを用いた MVP の u4cm6fp50bp16T チェーンによる燃焼解析において、ZZ50 核種だけを JENDL-3.3 ベースのものに置き換えた解析を行った。結果を Fig. C.2 に示す。



GTHTR300

Fig. C.2 Multiplication factor with each burn-up chain library

このように、u4cm6fp50bp16T を用いた JENDL-4.0 ベースの MVP 燃焼計算でも ZZ50 を JENDL-3.3 のものに置き換えるだけで十分に設計に用いることができる精度が得られることが確認できた。このように、品質保証の観点からは、設計に用いられる解析コードおよびそのライブラリに関し評価プロセスも含めすべてを設計者が把握しておく必要がある。今後は、高温ガス炉解析に適した燃焼システムおよびそのライブラリを整備していく予定である。

付録 D 線形反応度モデルとバッチ数について

炉心設計においては、燃焼度点を BOC(Beginning Of Cycle)、MOC(Middle Of Cycle)、EOC(End Of Cycle)と代表させる場合が多い。しかし、複数バッチ炉心においては、各バッチの燃料において、これらのサイクル点を経過するが、特定の燃料単体に注目すると BOL(Beginning Of Life)、EOL(End Of Life) まで経験することになる。また、炉心平均燃焼度に関する評価する必要があり、これらの関係を改めて確認する。

取出し燃焼度 B_{BOL} 、バッチ数 n とするとサイクル燃焼度を b は以下の様な自明の関係から得られる。

$$b = \frac{B_{BOL}}{n} \quad (D-1)$$

BOC における炉心平均燃焼度 B_{BOC} 及び、EOC における炉心平均燃焼度 B_{EOC} は、各サイクルにおける燃焼の経緯を考えると以下のように求められる。

$$B_{BOC} = \frac{0 + b + \dots + (n-1)b}{n} = \frac{b(n-1)}{2} \quad (D-2)$$

$$B_{EOC} = \frac{b + 2b + \dots + nb}{n} = \frac{b(n+1)}{2} \quad (D-3)$$

MOC における炉心平均燃焼度 B_{MOC} は

$$B_{MOC} = \frac{B_{BOC} + B_{EOC}}{2} = \frac{bn}{2} = \frac{B_{BOL}}{2} \quad (D-4)$$

MOC における炉心平均燃焼度は取出し燃焼度の半分になることが分かる。また、炉心設計に度々用いられる関係としては、(D-1)式と(D-3)式から次の関係が得られる。

$$B_{BOL} = \frac{2nB_{EOC}}{(n+1)} \quad (D-5)$$

B_{EOC} は炉心全体の臨界性が最も低下する燃焼点である。これは、1 バッチ炉心における B_{BOL} と等価である。1 バッチ炉心における燃焼特性等は、軽水炉など無限体系の近似が適用出来る炉型においては、セル計算や1次元計算等から臨界性の担保出来る最大の燃焼度として評価が出来る。その燃料要素を用いて、複数バッチ炉心を構成する際の達成燃焼度の目安として(D-5)式の外挿が用いられることが多い。なお、この評価では、燃料要素の増倍率の変化が燃焼度に対して線形であるとの仮定の上になり立っており、線形反応度もモデルと呼ばれる。また、達

成燃焼度はバッチ数が多くなればなるほど有利であるが、(D-5)式の無限外挿値である B_{EOC} の2倍が上限となる。ペブルベット炉心* $D-1$ や溶融塩炉など、連続的に燃焼できる炉心では、バッチ数を無限大とみなすことができ $D1)$ 、この効果の寄与は大きい。

ただし、これらの外挿は整数バッチ炉心にのみ適用出来ることに留意する必要がある。軽水炉の設計諸元等では、バッチ数が整数であらわされることが多いが、実際は最終サイクルにおける集合体数が他のバッチよりも少ないことが多い。この場合は正確にはバッチ数は非整数となる。この場合には、上記の式は適用できない。

ここでは、以下のように非整数バッチ数炉心用の算出を考案する。

$$n' = n + \Delta n \quad (0 < \Delta n < 1) \quad (D-6)$$

このように、整数 n バッチに対して1以下のバッチ数 Δn を追加することにより非整数のバッチ数とする。以下の諸関係が得られる。

$$b = \frac{B_{BOL}}{n'} \quad (D-7)$$

$$B_{BOC} = \frac{0 + b + \dots + (n-1)b + nb\Delta n}{n'} = \frac{bn(n'-1)}{2n'} \quad (D-8)$$

$$B_{EOC} = \frac{b + 2b + \dots + nb + (n+1)b\Delta n}{n'} = \frac{b(n+1)(n'+\Delta n)}{2n'} \quad (D-9)$$

$$B_{MOC} = \frac{B_{BOC} + B_{EOC}}{2} = \frac{2bnn' + bn\Delta n + 2b\Delta n}{4n'} \quad (D-10)$$

$$B_{BOL} = \frac{2n'^2 B_{EOC}}{(n+1)(n'+\Delta n)} \quad (D-11)$$

参考文献：

D1)K. Yamashita, K. Tokuhara, N. Fujimoto: “Weapons-Grade Plutonium Burning with High-Temperature Gas-Cooled Reactors Using Plutonium Burner Balls and Thorium Breeder Balls,” Nucl. Sci. Eng. , 126, pp.94-100, (1997).

D2)IAEA, 2011. Pebble Bed Modular Reactor (PBMR). Status report 70, International Atomic Energy Agency.

* $D-1$ ペブルベット炉心では、炉心上部からペブル燃料を装荷し、下部から取り出す。この時、取り出された燃料を使用済燃料として、炉外へ取り出す方式を Once-Through-Then-Out(OTTO)方式とよび、再び炉内で装荷する方式を Multi-pass 方式と呼ぶ。PBMR では、Multi-pass 方式で6回程度炉内で燃焼される。研究者の中には、これを6バッチ炉心と理解する者がいるが、これは明らかに間違いである。PBMR $D2)$ の設計では炉内のペブル数が36万個であり、1日3千個が再装荷され、350個が新燃料と交換される。この場合はバッチ数は $360,000/350=1028$ と考えるべきである。これは、式(D-5)の利得として1.998が得られ、十分に無限大といえる値である。

付録 E 燃料粒子における微視的なダンコフ補正係数の与え方について

SRAC コードでは二重非均質問題に対し微視的な領域に対してのダンコフ補正係数をユーザーが評価し与える形式をとっている。しかし、マニュアル^{E1)}には数学的論拠を記載する中で紹介されているのみであり、入力要求のみではユーザーはどのような値を入力してよいのか判断ができない。ここでは、その与え方と評価法について確認する。

ダンコフ補正係数は格子系における中性子の挙動を考える上で導入されたものである。孤立系では燃料塊から放出された中性子は周辺の物質に衝突するが、燃料が規則的に並ぶ格子系では、燃料塊から放出された中性子が減速材などの周辺の物質に衝突することなく、他の燃料塊に入射する。この場合、中性子が漏えいしなかった場合と同等と考えられ、漏えいの効果が緩和される。この効果を表したのがダンコフ補正係数であり、「燃料塊から放出された中性子が周辺の領域（減速材等）に衝突せず他の燃料塊に入射する確率」という物理的な意味^{E2)}を持つ。

入力が要求されている微視的なダンコフ補正係数は燃料核の自己遮蔽因子^{E3)}に用いられるなど、反応率に直接的に影響する重要な値である。また、微視的なダンコフ係数としては、Lane の式^{E4)}が用いられる^{E1)}。

以下に、Lane の式による微視的なダンコフ補正係数の導出方法と与え方を確認する。ただし、その表記は現時点の一般的な表記法に置き換えるものとする。中性子がビーム状に一定方向に流れる際、ビーム強度は反応量に応じて減衰する。

$$-dI(r) = \Sigma I(r) dr \quad (E-1)$$

結果としてビーム強度はビーム方向への距離の関数として以下のようにあらわすことができる。

$$I(r) = I_0 \exp(-\Sigma r) \quad (E-2)$$

このように、指数関数で減衰していく。中性子 1 個について考えた際は

$$\frac{I(r)}{I_0} = \exp(-\Sigma r) \quad (E-3)$$

指数部は中性子が r だけ飛行した際に衝突せずに残っている確率と考えることができる。 r だけ飛行し、 $r \sim dr$ 間で衝突する確率は

$$\frac{-dI(r)}{I_0} = \frac{\Sigma I(r) dr}{I_0} = \Sigma \exp(-\Sigma r) dr \quad (E-4)$$

となる。Lane は均質に燃料粒子が媒質中に分散する体系を想定し、微視的なダンコフ補正係数を、燃料粒子から放出された中性子が媒質中で衝突せずに燃料粒子に入射する確率としており、以下のように評価する。

$$c = \int_0^{\infty} \exp(-\Sigma_M r) \Sigma_F \exp(-\Sigma_F r) dr = \frac{\Sigma_F}{\Sigma_F + \Sigma_M} \quad (E-5)$$

ここで、 Σ_M は媒質中の Σ_F は燃料粒子のマクロ断面積を表す。ただし、微視的なイメージとしては、媒質中を r だけ飛行し $r \sim dr$ 間ではじめて燃料粒子に入射することを想定しやすいが、評価モデル上では、あくまでも、媒質および燃料粒子が均質化された媒質中を飛行するものとして確率的に扱う。そのため、(E-4)式を用いた $r \sim dr$ 間で燃料粒子と衝突する確率は、 Σ_F による減衰の項が含まれる。

マクロ断面積は個数密度とマイクロ断面積で与えられる。炉物理のマイクロ断面積は中性子の反応の起こりやすさを疑似的に断面積の概念で置き換えたものであり、燃料粒子が分散する体系での燃料粒子との衝突を考慮する際は燃料粒子そのものの断面積をマイクロ断面積と同等に扱うことができる。なお、球の断面積は同じ半径を持つ円の面積となることが知られている。

燃料粒子の個数密度は粒子充填率（体積割合）を粒子1個の体積で割ることにより評価ができる。ここで、ダンコフ係数は基本的にエネルギー依存の値であることに留意する必要がある。ただ、幸いなことに、高温ガス炉燃料では燃料粒子を分散させる媒質が炭素であり、炭素の断面積は弾性散乱断面積が圧倒的であり広いエネルギー領域において一定の値を示している。炭素のマイクロ断面積としては JENDL4.0 に収録されている 0.025eV における全断面積の 4.750 barn の使用を推奨する。

参考文献：

- E1) K. Okumura, T. Kugo, K. Kaneko, et al.: “SRAC2006: A Comprehensive Neutronic Calculation Code System,” JAEA-Data/Code 2007-004, (2007).
- E2) I. Carlvik: “Studies of Integral Neutron Transport Method for Nuclear Reactor Calculation,” Doktorsavhandlingar vid Chalmers Tekniska Hogskola (Doctor Thesis), (1967).
- E3) M. Segev : “An Equivalence Relation for a Doubly Heterogeneous Lattice,” Nucl. Sci. Eng.,81, (1982), pp. 151-160.
- E4) R. K. Lane, L. W. Nordheim, J. B. Sampson : “Resonance Absorption in Material with Grain Structure,” Nucl. Sci. Eng., 14,(1963), pp. 390-396.

付録 F MVP と SRAC を用いた COREBN 用断面積作成システム

8章で述べたように、本研究では MVP と SRAC を用いた COREBN 用断面積作成システムを整備した。基本的に使用法は、MVP-BURN の解析結果の操作および SRAC の実行およびその結果の加工に関する指定を行うこととなる。具体的な入力ファイルを以下に示す。なお、今後の拡張により、仕様の変更がありうる。

```
chain_path: /home/fukaya/work/code/SRAC2K6/SRAC/lib/burnlibT/u4cm6fp104bp12T
mvp_pds_path: /home/fukaya/work/mvp_srac/pds
mvp_case_name: CBTE
energy_group_structure: [7, 3, 2, 2, 2, 2, 3, 16, 24, 9, 18, 19]
fast_energy_group_number: 61
thermal_energy_group_number: 46
condensed_fast_energy_group_number: 9
condensed_thermal_energy_group_number: 3
output_folder_path: /home/fukaya/work/damocles/application/mvp_xs_converter/xs_out2
xs_tally_number: 0
fuel_temperature: 1423.0
# Case name must be composed of 4 characters
xs_case_name: FUEL
x_region_volume: 1455.789
fuel_region_volume: 2.240323
mat_number: 0
kernel_homogenization_factor: 1.3786E-2
process_number: 2

#####srac base input #####
# srac env
srac_dir_path: /home/fukaya/work/code/SRAC2K6/SRAC
srac_load_module: SRAC.100m
srac_burn_up_chain: u4cm6fp50bp16T
srac_pds_dir_path: /home/fukaya/work/srac/pds
srac_work_path: /home/fukaya/work/srac
srac_lib_dir_path: /home/fukaya/work/code/SRAC2K6/SRACLIB-JDL33
# srac input
title: "Cell calculation for Clean Burn"
ic: [1, 1, 1, 1, 2,
      1, 4, 3, -2, 1,
      0, 0, 0, 0, 1,
      2, 3, 0, 0, 0]

bsq: 1.000E-20
nef: 61
net: 46
nerf: 9
nert: 3
negf: [1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1,
        1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1,
        1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1,
        1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1,
        1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1,
        1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1]
```



```

    0.0, 0.55, 0.78422, 1.01366, 1.100, 1.300, 1.95,
    0.0, 0.55, 0.78422, 1.01366, 1.100, 1.300, 1.95,
    0.0, 0.55, 0.78422, 1.01366, 1.100, 1.300, 1.95,
    0.0, 0.55, 0.78422, 1.01366, 1.100, 1.300, 1.95,
    0.0, 0.55, 0.78422, 1.01366, 1.100, 1.300, 2.02,
    0.0, 0.55, 0.78422, 1.01366, 1.100, 1.300, 2.02,
    0.0, 0.55, 0.78422, 1.01366, 1.100, 1.300, 2.02]
ig:      29
iscal:   1
icont:   1
idb:     1
igeom:   3
model:   1
rf:      0.01500
rm:      0.05600

```

material

```

material:
  0:
    name: KRNLXX1X
    ncom: 0
    niso: 15
    temp: 1300.0
    xl: 0.02
    dc: 0.64366
    number_density:
      B-10: 1.40503E-06
      B-11: 5.65543E-06
      O-16: 5.05993E-02
      Zr-90: 5.90463E-03
      Zr-91: 1.28766E-03
      Zr-92: 1.96821E-03
      Zr-94: 1.99460E-03
      Zr-96: 3.21340E-04
      Y-89: 3.12905E-03
      Pu-238: 1.41989E-04
      Pu-239: 7.14325E-03
      Pu-240: 3.12973E-03
      Pu-241: 2.91836E-04
      Pu-242: 7.33382E-04
      Am-241: 2.96395E-05
    ires:
      B-10: 0
      B-11: 0
      O-16: 0
      Zr-90: 2
      Zr-91: 2
      Zr-92: 2
      Zr-94: 2
      Zr-96: 2
      Y-89: 2
      Pu-238: 2
      Pu-239: 2
      Pu-240: 2

```

Pu-241: 2
 Pu-242: 2
 Am-241: 2
 ixmicr:
 B-10: 0
 B-11: 0
 O-16: 0
 Zr-90: 0
 Zr-91: 0
 Zr-92: 0
 Zr-94: 0
 Zr-96: 0
 Y-89: 0
 Pu-238: 0
 Pu-239: 0
 Pu-240: 0
 Pu-241: 0
 Pu-242: 0
 Am-241: 0
 chemical:
 B-10: none
 B-11: none
 O-16: none
 Zr-90: none
 Zr-91: none
 Zr-92: none
 Zr-94: none
 Zr-96: none
 Y-89: none
 Pu-238: none
 Pu-239: none
 Pu-240: none
 Pu-241: none
 Pu-242: none
 Am-241: none
 1:
 name: CTMTXX2X
 ncom: 0
 niso: 6
 temp: 1300.0
 xl: 0.011358
 dc: 0.0
 number_density:
 B-10: 5.7260E-08
 B-11: 2.3048E-07
 C-12: 8.0337E-02
 Si-28: 2.3645E-03
 Si-29: 1.2006E-04
 Si-30: 7.9146E-05
 ires:
 B-10: 0
 B-11: 0
 C-12: 0
 Si-28: 0

```

Si-29: 0
Si-30: 0
ixmicr:
  B-10: 0
  B-11: 0
  C-12: 0
  Si-28: 0
  Si-29: 0
  Si-30: 0
chemical:
  B-10: none
  B-11: none
  C-12: graphite
  Si-28: none
  Si-29: none
  Si-30: none
2:
name: CMPTXX3X
ncom: 0
niso: 19
temp: 1300.0
xl: 1.65
dc: 0.0
number_density:
  B-10: 7.6630E-08
  B-11: 3.0844E-07
  C-12: 8.0337E-02
  O-16: 6.9756E-02
  Zr-90: 8.1401E-05
  Zr-91: 1.7752E-05
  Zr-92: 2.7134E-05
  Zr-94: 2.7498E-05
  Zr-96: 4.4300E-06
  Y-89: 4.3137E-05
  Pu-238: 1.9575E-06
  Pu-239: 9.8477E-05
  Pu-240: 4.3147E-05
  Pu-241: 4.0233E-06
  Pu-242: 1.0110E-05
  Am-241: 4.0861E-07
  Si-28: 2.3645E-03
  Si-29: 1.2006E-04
  Si-30: 7.9146E-05
ires:
  B-10: 0
  B-11: 0
  C-12: 0
  O-16: 0
  Zr-90: 2
  Zr-91: 2
  Zr-92: 2
  Zr-94: 2
  Zr-96: 2
  Y-89: 2

```

Pu-238: 2
 Pu-239: 2
 Pu-240: 2
 Pu-241: 2
 Pu-242: 2
 Am-241: 2
 Si-28: 0
 Si-29: 0
 Si-30: 0
 ixmicr:
 B-10: 0
 B-11: 0
 C-12: 0
 O-16: 0
 Zr-90: 0
 Zr-91: 0
 Zr-92: 0
 Zr-94: 0
 Zr-96: 0
 Y-89: 0
 Pu-238: 0
 Pu-239: 0
 Pu-240: 0
 Pu-241: 0
 Pu-242: 0
 Am-241: 0
 Si-28: 0
 Si-29: 0
 Si-30: 0
 chemical:
 B-10: none
 B-11: none
 C-12: graphite
 O-16: none
 Zr-90: none
 Zr-91: none
 Zr-92: none
 Zr-94: none
 Zr-96: none
 Y-89: none
 Pu-238: none
 Pu-239: none
 Pu-240: none
 Pu-241: none
 Pu-242: none
 Am-241: none
 Si-28: none
 Si-29: none
 Si-30: none
 3:
 name: SLEVXX4X
 ncom: 0
 niso: 3
 temp: 1300.0

```

xl:    0.0
dc:    0.0
number_density:
  C-12: 8.87848E-02
  B-10: 5.88866E-08
  B-11: 2.37026E-07
ires:
  C-12: 0
  B-10: 0
  B-11: 0
ixmicr:
  C-12: 0
  B-10: 0
  B-11: 0
chemical:
  C-12: graphite
  B-10: none
  B-11: none

```

4:

```

name: GRPHXX5X
ncom: 0
niso: 3
temp: 1300.0
xl:    0.0
dc:    0.0
number_density:
  C-12: 8.87848E-02
  B-10: 5.88866E-08
  B-11: 2.37026E-07
ires:
  C-12: 0
  B-10: 0
  B-11: 0
ixmicr:
  C-12: 0
  B-10: 0
  B-11: 0
chemical:
  C-12: graphite
  B-10: none
  B-11: none

```

5:

```

name: HELIXX6X
ncom: 0
niso: 1
temp: 1300.0
xl:    0.0
dc:    0.0
number_density:
  He-4: 5.58396E-04
ires:
  He-4: 0
ixmicr:
  He-4: 0

```

```

chemical:
  He-4:  none
6:
name: BPAVXX7X
ncom:  0
niso:  3
temp:  1300.0
xl:    0.0
dc:    0.0
number_density:
  C-12:  8.87848E-02
  B-10:  5.88866E-08
  B-11:  2.37026E-07
ires:
  C-12:  0
  B-10:  0
  B-11:  0
ixmicr:
  C-12:  0
  B-10:  0
  B-11:  0
chemical:
  C-12:  graphite
  B-10:  none
  B-11:  none
7:
name: GRHEXX8X
ncom:  0
niso:  4
temp:  1300.0
xl:    0.0
dc:    0.0
number_density:
  C-12:  6.2881E-02
  B-10:  5.0882E-09
  B-11:  2.0480E-08
  He-4:  6.9676E-06
ires:
  C-12:  0
  B-10:  0
  B-11:  0
  He-4:  0
ixmicr:
  C-12:  0
  B-10:  0
  B-11:  0
  He-4:  0
chemical:
  C-12:  graphite
  B-10:  none
  B-11:  none
  He-4:  none
8:
name: BPBVXX9X

```

```

ncom: 0
niso: 3
temp: 1300.0
xl: 0.0
dc: 0.0
number_density:
  C-12: 8.87848E-02
  B-10: 5.88866E-08
  B-11: 2.37026E-07
ires:
  C-12: 0
  B-10: 0
  B-11: 0
ixmicr:
  C-12: 0
  B-10: 0
  B-11: 0
chemical:
  C-12: graphite
  B-10: none
  B-11: none

```

現バージョンでは、MVP 解析において、燃料を与える燃料物質は一つに限定されている。Xリージョンとして均質化を想定するタリー領域はその燃料物質を内包しなければならない。

また、MVP 解析で評価された燃料物質の個数密度が SRAC 解析の燃料核と均質化された燃料コンパクト領域に割り当てられる。kernel_homogenization_factor は、燃料コンパクト領域における個数密度を評価するための換算係数として与える必要がある。

SRAC 操作に関するパラメーターの名称は SRAC コード内の変数と同じものを用いている。それぞれの値に関しては、SRAC マニュアルを読めば理解できる。また、process_number では、マルチプロセスによる SRAC の並列実行数が指定できる。このマルチプロセス処理は UNIX OS の fork コマンドを用いており、Windows OS での使用はできない。

なお、今回の作業において、D-chain コード用の燃焼チェーン u4cm6fp104bp12T 内に誤記が確認された。そのため、D-chain コードでは問題がないものの、入力仕様に忠実に作成された本ツールの読み込みルーチンでは読み込みに失敗する。問題の箇所は 364 行目（チェーンのバージョンが複数あるため、異なる可能性がある。）である。

```

誤) CD114    1    0.0
正) CD114    1    0.0    SECONDS

```

上記のように半減期の単位の記載が抜け落ちている。本ツールを用いる場合は燃焼チェーンの修正が必要である。

次に、MVP 解析を行う際の留意すべき事項について確認する。MVP で定義するマイクロ断面積は式(8-1)、一般的な炉物理で定義されるマイクロ断面積は式(8-2)、MVP および一般的な炉物理でのマクロ断面積は式(F-1)のようになる。

$$\Sigma_g = \frac{\int_V \int_{\Delta E_g} N(r)\sigma(E)\phi(r,E)dEdr^3}{\int_V \int_{\Delta E_g} \phi(r,E)dEdr^3} \quad (F-1)$$

これらは、式の定義から領域の体積がそれぞれの炉物理量評価に必須であるように考えられる。MVP の入力では、タリー領域の体積をユーザーが与える形式をとっているが、多くの場合は全セル領域に統一的に 1.0 の体積を与えている。臨界性などには明示的に影響がないため、タリー領域の体積を与えたことのないユーザーも多いと推測される。一方で、反応率や粒子束など、密度情報にかかわるものは、タリー領域の体積に直接その値が影響する。それでも、入力およびそのデータ管理の煩雑さから、1.0 の体積が与えられていることを想定し、出力結果を実際の体積で割り、コードの外で処理するユーザーも多いと推測される。そこで、断面積評価に関し、タリー体積を同様に管理すべきかを確認する。

MVP では、ランダムウォークにより中性子挙動を評価するが、観測するのは、衝突 (Collision Estimator) もしくは、領域内の飛行距離 (Track Length Estimator) である。これらの値は基本的にその積分量がまず得られる。断面積の定義式では分布した値を体積に対し積分する^{*F-1} 表現がなされているが、モンテカルロ法中性子輸送計算ではまず積分量が得られるということに注意すべきである。そこで、反応率や粒子束の評価ではその積分値を空間体積で割ることにより、適切な密度を得た。一方で、MVP 定義のマイクロ断面積、および、MVP および一般的な定義のマクロ断面積は、分子、分母共にイベントの積分値が当てはまる。そのため、タリー体積を与える必要がない。一方で、一般的な炉物理の定義によるマイクロ断面積の評価を MVP で評価することを考える。粒子束の評価および反応率の評価は積分値が直接得られることに変わりはないが、領域平均の個数密度を評価する項は、ユーザーが与えた体積を用いる他はない。この場合は、MVP の使用法の煩雑化、ミスの誘発が懸念される。MVP 定義のマイクロ断面積は、着目領域が 1 領域からなる場合一般的な炉物理による定義と合致し、複数からなる場合も数値的に 1% 以下の誤差で合致するケースが経験的に確認されており、結果的に運用しやすいものになっている。また、本コードでは厳密さを求めるため、あえて、MVP 定義のマイクロ断面積を用いず、一般的な炉物理による定義のマイクロ断面積を評価するが、その評価は MVP の結果を用い行い、MVP の解析自体にはタリー領域の体積を与える必要がない。

一方で、マクロ断面積を評価するためのタリー領域の設定には注意が必要である。マクロ断面積を得る領域は燃料を構成する複数の複雑な領域を含むのが一般的である。それには、格子構造などの枠組みを用い、参照が煩雑な入れ子の階層構造となる。ユーザーの定義したタリー領域が意図した構成要素のすべてを含むかは MVP 実行時の出力ファイル”TALLY REGIONS”の項目に展開されるため、確認することを推奨する。

^{*F-1} Track Length Estimator による評価は、レイトレースによる体積分という側面がある。任意の領域に対し、レイトレースにより積分することは、モンテカルロ法コードでは標準的になってきている。この機能を応用すれば、具体的な 3 次元空間情報を与えているタリー領域に、ユーザーが計算した体積を与える手間は省ける。今後の MVP の開発を期待したい。

This is a blank page.

国際単位系 (SI)

表1. SI基本単位

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

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI組立単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m ²
体積	立方メートル	m ³
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s ²
波数	毎メートル	m ⁻¹
密度, 質量密度	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
面積密度	キログラム毎平方メートル	kg/m ²
比体積	立方メートル毎キログラム	m ³ /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m ²
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
量濃度 ^(a) , 濃度	モル毎立方メートル	mol/m ³
質量濃度	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m ²
屈折率 ^(b)	(数字の)	1
比透磁率 ^(b)	(数字の)	1

(a) 量濃度 (amount concentration) は臨床化学の分野では物質濃度 (substance concentration) ともよばれる。
 (b) これらは無次元量あるいは次元1をもつ量であるが、そのことを表す単位記号である数字の1は通常は表記しない。

表3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

組立量	SI組立単位			
	名称	記号	他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
平面角	ラジアン ^(b)	rad	1 ^(b)	m/m
立体角	ステラジアン ^(b)	sr ^(e)	1 ^(b)	m ² /m ²
周波数	ヘルツ ^(d)	Hz		s ⁻¹
力	ニュートン	N		m kg s ⁻²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²	m ⁻¹ kg s ⁻²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N m	m ² kg s ⁻²
仕事率, 工率, 放射束	ワット	W	J/s	m ² kg s ⁻³
電荷, 電気量	クーロン	C		s A
電位差 (電圧), 起電力	ボルト	V	W/A	m ² kg s ⁻³ A ⁻¹
静電容量	ファラド	F	C/V	m ² kg ⁻¹ s ⁴ A ²
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	m ² kg s ⁻³ A ⁻²
コンダクタンス	ジーメン	S	A/V	m ² kg ⁻¹ s ³ A ²
磁束	ウェーバ	Wb	Vs	m ² kg s ⁻² A ⁻¹
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²	kg s ⁻² A ⁻¹
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A	m ² kg s ⁻² A ⁻²
セルシウス温度	セルシウス度 ^(e)	°C		K
光路長	ルーメン	lm	cd sr ^(e)	cd
放射線量	ルクス	lx	lm/m ²	m ⁻² cd
放射性核種の放射能 ^(f)	ベクレル ^(d)	Bq		s ⁻¹
吸収線量, 比エネルギー分与, カーマ	グレイ	Gy	J/kg	m ² s ⁻²
線量当量, 周辺線量当量, 方向性線量当量, 個人線量当量	シーベルト ^(g)	Sv	J/kg	m ² s ⁻²
酸素活性	カタール	kat		s ⁻¹ mol

(a) SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはやコヒーレントではない。
 (b) ラジアンとステラジアンは数字の1に対する単位の特別な名称で、量についての情報をつたえるために使われる。実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号である数字の1は明示されない。
 (c) 測光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。
 (d) ヘルツは周期現象についてのみ、ベクレルは放射性核種の統計的過程についてのみ使用される。
 (e) セルシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度を表すために使用される。セルシウス度とケルビンの単位の間には1:1の関係がある。したがって、温度差や温度間隔を表す数値はどちらの単位で表しても同じである。
 (f) 放射性核種の放射能 (activity referred to a radionuclide) は、しばしば誤った用語で"radioactivity"と記される。
 (g) 単位シーベルト (PV, 2002, 70, 205) についてはCIPM勧告2 (CI-2002) を参照。

表4. 単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI組立単位		
	名称	記号	SI基本単位による表し方
粘力のモーメント	パスカル秒	Pa s	m ⁻¹ kg s ⁻¹
表面張力	ニュートンメートル	N m	m ² kg s ⁻²
角速度	ニュートン毎メートル	N/m	kg s ⁻²
角加速度	ラジアン毎秒	rad/s	m m ⁻¹ s ⁻¹ = s ⁻¹
熱流密度, 放射照度	ラジアン毎秒毎秒	rad/s ²	m m ⁻¹ s ⁻² = s ⁻²
熱容量, エントロピー	ワット毎平方メートル	W/m ²	kg s ⁻³
比熱容量, 比エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K	m ² kg s ⁻² K ⁻¹
比エネルギー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)	m ² s ⁻² K ⁻¹
熱伝導率	ジュール毎キログラム	J/kg	m ² s ⁻²
体積エネルギー	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)	m kg s ⁻³ K ⁻¹
電界の強さ	ジュール毎立方メートル	J/m ³	m ⁻¹ kg s ⁻²
電荷密度	ジュール毎立方メートル	V/m	m kg s ⁻³ A ⁻¹
電表面積	クーロン毎立方メートル	C/m ³	m ⁻³ s A
電束密度, 電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² s A
誘電率	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ² s A
透磁率	ファラド毎メートル	F/m	m ³ kg ⁻¹ s ⁴ A ²
モルエネルギー	ヘンリー毎メートル	H/m	m kg s ⁻² A ⁻²
モルエントロピー, モル熱容量	ジュール毎モル	J/mol	m ² kg s ⁻² mol ⁻¹
照射線量 (X線及びγ線)	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)	m ² kg s ⁻² K ⁻¹ mol ⁻¹
吸収線量率	クーロン毎キログラム	C/kg	kg ⁻¹ s A
放射線強度	グレイ毎秒	Gy/s	m ² s ⁻³
放射輝度	ワット毎ステラジアン	W/sr	m ⁴ m ⁻² kg s ⁻³ = m ² kg s ⁻³
酵素活性濃度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	W/(m ² sr)	m ² m ⁻² kg s ⁻³ = kg s ⁻³
	カタール毎立方メートル	kat/m ³	m ³ s ⁻¹ mol

表5. SI接頭語

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

表6. SIに属さないが、SIと併用される単位

名称	記号	SI単位による値
分	min	1 min=60 s
時	h	1 h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86 400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	'	1'=(1/60)°=(π/10 800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648 000) rad
ヘクタール	ha	1 ha=1 hm ² =10 ⁴ m ²
リットル	L, l	1 L=1 l=1 dm ³ =10 ³ cm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1 t=10 ³ kg

表7. SIに属さないが、SIと併用される単位で、SI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI単位で表される数値
電子ボルト	eV	1 eV=1.602 176 53(14)×10 ⁻¹⁹ J
ダルトン	Da	1 Da=1.660 538 86(28)×10 ⁻²⁷ kg
統一原子質量単位	u	1 u=1 Da
天文単位	ua	1 ua=1.495 978 706 91(6)×10 ¹¹ m

表8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位

名称	記号	SI単位で表される数値
バール	bar	1 bar=0.1MPa=100 kPa=10 ⁵ Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1 mmHg=133.322Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1nm=100pm=10 ⁻¹⁰ m
海里	M	1 M=1852m
バイン	b	1 b=100fm ² =(10 ¹² cm ²) ² =10 ⁻²⁸ m ²
ノット	kn	1 kn=(1852/3600)m/s
ネーパ	Np	SI単位との数値的関係は、 対数量の定義に依存。
ベレル	B	
デシベル	dB	

表9. 固有の名称をもつCGS組立単位

名称	記号	SI単位で表される数値
エルグ	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J
ダイン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N
ポアズ	P	1 P=1 dyn s cm ⁻² =0.1Pa s
ストークス	St	1 St=1cm ² s ⁻¹ =10 ⁻⁴ m ² s ⁻¹
スチルブ	sb	1 sb=1cd cm ⁻² =10 ⁴ cd m ⁻²
フォト	ph	1 ph=1cd sr cm ⁻² =10 ⁴ lx
ガリ	Gal	1 Gal=1cm s ⁻² =10 ⁻² ms ⁻²
マクスウェル	Mx	1 Mx=1 G cm ² =10 ⁻⁸ Wb
ガウス	G	1 G=1Mx cm ⁻² =10 ⁻⁴ T
エルステッド ^(a)	Oe	1 Oe _e =(10 ³ /4π)A m ⁻¹

(a) 3元系のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「△」は対応関係を示すものである。

表10. SIに属さないその他の単位の例

名称	記号	SI単位で表される数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
レントゲン	R	1 R=2.58×10 ⁻⁴ C/kg
ラド	rad	1 rad=1cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
フェルミ	f	1 フェルミ=1 fm=10 ⁻¹⁵ m
メートル系カラット		1 メートル系カラット=0.2 g=2×10 ⁻⁴ kg
トル	Torr	1 Torr=(101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm=101 325 Pa
カロリ	cal	1 cal=4.1858J (「15°C」カロリ), 4.1868J (「IT」カロリ), 4.184J (「熱化学」カロリ)
マイクロン	μ	1 μ=1μm=10 ⁻⁶ m

