

軽水炉と高速炉の比較～原子炉物理の観点から～

名古屋大学工学研究科

山本章夫 (a-yamamoto@nucl.nagoya-u.ac.jp)

1.はじめに

高速炉の核設計手法は、軽水炉の核設計システムとは「独自の進化の道」を歩んでおり、両者の核設計手法には大きく異なる点が多い。これは、高速炉と軽水炉の炉心の核的な振る舞いや炉心構造、安全上制約となる事項、また、安全設計思想がかなり異なることが根本的な原因として上げられる。さらに、高速炉はまだ原型炉が開発されている段階であり、システムティックな炉心管理がまだ必要とされていないことも付加的な要因として上げられるだろう。

本稿では、高速炉と軽水炉の核設計手法を両者の炉物理的な性質の違いから比較・検討したい。独自の進化を遂げた二つの核設計手法を比較・検討することは、お互いの特徴を明らかにすることにつながり、引いては、それぞれの特長を相互に取り入れることで両者の核設計手法の改良につながる議論が出来る可能性がある。これは、軽水炉と高速炉が「共存する時代」においての一つのあるべき姿ではないだろうか。

人間は、「経験したことしか真に理解できない」。筆者は軽水炉の核設計および核設計手法の研究・開発に携わった経験が長いため、軽水炉の核設計の立場から、高速炉の核設計手法について、以下の様な点について疑問を抱いてきた。【】内は、筆者の感想である。

- ①高速炉では燃料セル計算を行わず、(体積比で)均質化する¹。【これで合うのか？】
- ②高速炉では燃料シャフリングをしない。【燃料交換をしたとき、熱的制限値が満足出来るのか？】
- ③高速炉では、燃料棒出力再構成をしない。【ピンパワーの精度が出ないのでは？】
- ④高速炉の炉心計算では、出力分布に対する熱的フィードバック効果がほとんど効かないため、核計算と熱計算は独立に行われる。【どれくらい効かないのか？】
- ⑤燃焼ステップは寿命初期、中期、末期の三点である。【燃焼計算の誤差はないのか？】

上記の感想は、「軽水炉の立場」からのものであり、「高速炉の立場」からは異なった逆の感想が生じるのだろう。

このように高速炉と軽水炉の核設計は、お互いのセンスではなかなか理解しにくい部分も多い。本稿はこれらのギャップを少しでも埋めることも目的としている。

¹ 正確には、基準計算を均質で行い、非均質効果を衝突確率法で補正することもある。

2. 軽水炉核設計手法と高速炉核設計手法の比較の概要

2.1 概要

以下では、一般に用いられる核計算のフローに従って、高速炉と軽水炉の炉物理的な特性の違いを議論していく。表 1 に両者の核設計手法の比較を示す。おおざっぱに言うと、高速炉は炉心計算においてエネルギー分布をより詳細に取り扱っており、軽水炉は空間分布をより詳細に取り扱っているのが特徴であると言える。また、高速炉と軽水炉の解析では、対象とする中性子の下限のエネルギーが異なっている。すなわち、軽水炉では熱中性子を扱うが、高速炉では、計算で熱中性子を考慮することはない。なお、高速炉の核計算では、セル計算-集合体計算-炉心計算という軽水炉で標準になっている計算フローではなく、集合体を体積比で均質化し、少数群の実効マイクロ断面積を直接求めて炉心計算を行う場合が多い。このため、軽水炉に比べて高速炉の解析はシンプルである印象が強い。

表 1 高速炉と軽水炉の設計計算²に一般的に用いられている手法

項目	高速炉	軽水炉
断面積ライブラリ	70 群程度	70~200 群程度
共鳴計算	等価原理 (NR 近似、東捻)	超多群計算、サブグループ法、等価原理 (IR 近似)
セル計算群数	70 群程度	70~200 群程度
セル計算手法	なし(均質) ³	衝突確率法・キャラクタースティクス法
集合体計算群数	—	10~200 群程度
集合体計算手法	なし(制御棒：一次元円柱)	キャラクタースティクス法
炉心計算群数	7 群~18 群	1 群~3 群
炉心計算	拡散 (SN 輸送計算コードで補正)	拡散
燃焼計算	マイクロ方式	マクロ方式・マイクロ方式

2.2 エネルギースペクトルと中性子束の絶対値

高速炉と軽水(熱)炉の最も大きな違いは、炉心内の中性子スペクトルの違いである。図 1 に典型的な高速炉と軽水炉(PWR)のスペクトルの比較を示す。高速炉はその名の通り高速中性子と原子核との核反応を主として利用する。高速領域の核分裂断面積は、熱領域のそれに比べて 1/100 以下である。核分裂当たりの発生熱量は、熱中性子による核分裂も高速中性子による核分裂も大差ない。従って、軽水炉と同じ中性子束および核分裂性物質濃度

² 研究用の核計算手法ではなく、実際の炉心管理に使用している(使用することが想定されている)解析手法を設計計算手法としている。

³ 基準計算と均質として、衝突確率法による非均質補正を行うこともある。

であれば、高速炉の出力密度は 1/100 以下にしかならないはずである。しかし、実際には、高速炉の出力密度は、除熱性能に優れた液体金属 Na を使っていることから、軽水炉の数倍に達している⁴。(例えば PWR は 100kW/㎡、BWR は 50kW/㎡、FBR は 400kW~1000kW/㎡)。この出力密度のギャップは、以下で議論するように、①中性子束を高くすること、②燃料濃度を高くすることで埋められる。

高速炉の中性子束は 10^{15} [1/cm²/s] 程度である一方、軽水炉の中性子束は 10^{13} ~ 10^{14} [1/cm²/s] であり、図 1 に示すように、軽水炉の数十倍である⁵。このため、高速炉においては、中性子照射量(フルエンス)が軽水炉に比べて非常に大きくなり、被覆管の材料などの選定に大きな影響を及ぼす。

また、燃料濃度については、軽水炉の ²³⁵U 濃縮度が約 5wt% であるのに対し、高速炉の燃料の核分裂性 Pu 富化度は約 20wt% である。Pu 同位体の核分裂断面積が大きいこともあって、図 2 に示すように、高速炉の燃料ペレットの核分裂断面積は軽水炉のそれらに比べて数倍大きい。

出力密度は中性子束と核分裂断面積の乗算によってほぼ決まるため、以上の二点(中性子束が数十倍、核分裂断面積が数倍)から高速炉と軽水炉の出力密度の違いを説明することができる。

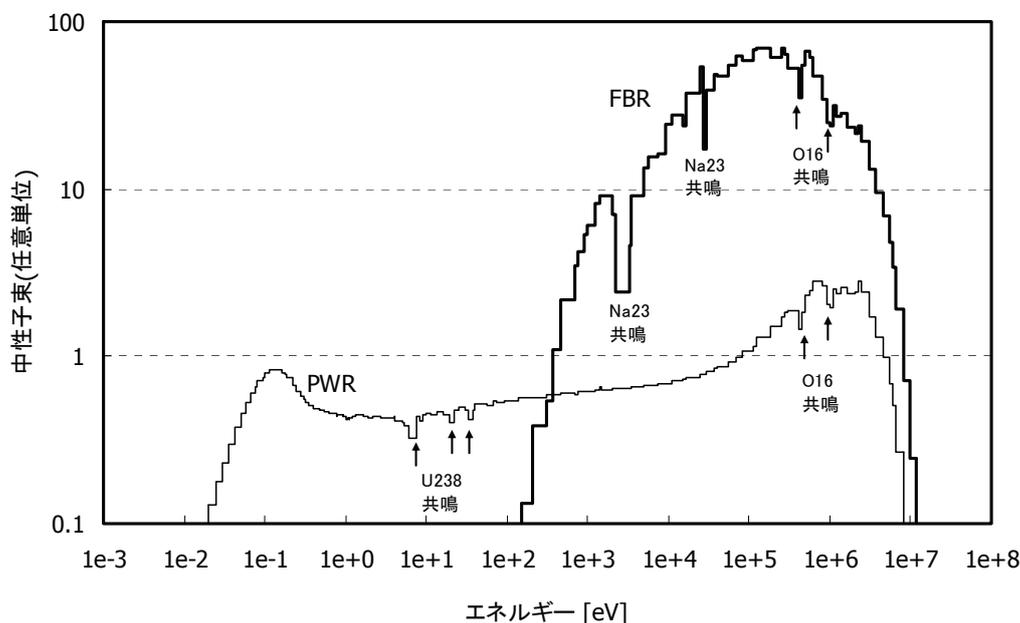


図 1 高速炉と軽水炉(PWR)のスペクトルの比較

⁴ 軽水炉では、燃料からの除熱が一般的に熱的制限値になるが、高速炉では燃料からの除熱は制限にならず、被覆管(SS616)の最高温度もしくはペレットの中心温度(溶融点以下)が制限となる。なお、ペレットの中心が溶融しても即座に燃料破損につながるわけではないが、現時点では安全側にこのような制限を設けている。

⁵ 図 1 の縦軸は任意単位であるが、高速炉と軽水炉の中性子束は同じ規格化をしているため、相対的な大きさについては比較することが出来る。

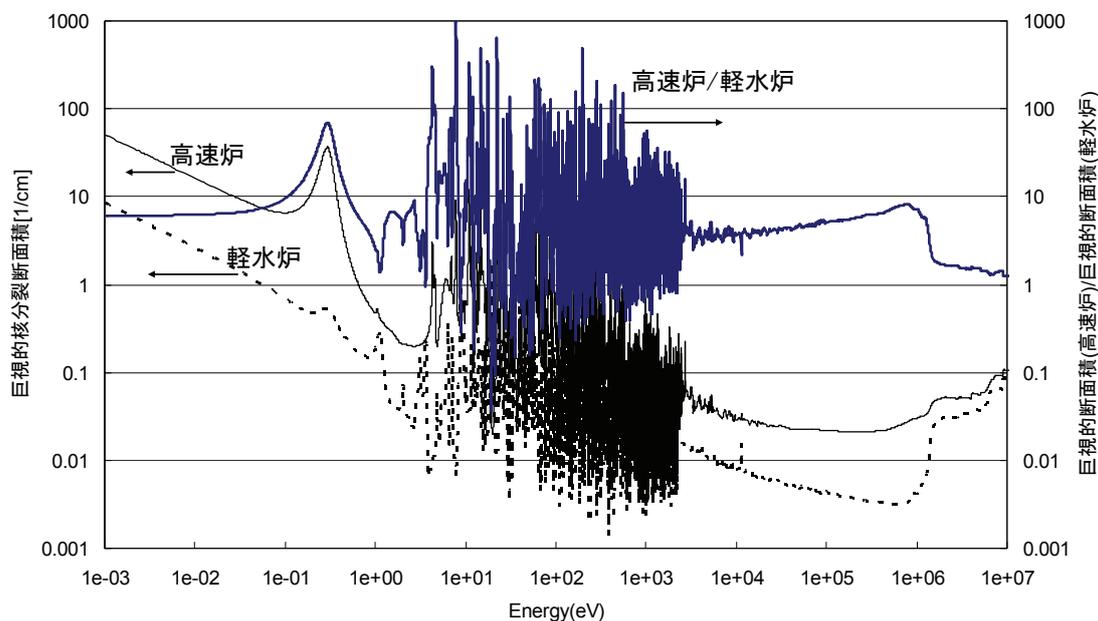


図2 高速炉(核分裂性 Pu 富化度 20wt%)と軽水炉(PWR, ^{235}U 濃縮度 5wt%)のペレット巨視的核分裂断面積の比較

2.3 共鳴計算

高速炉における共鳴計算は、軽水炉に比べて以下のような特徴がある。

- ①エネルギーの高い非分離共鳴領域の取り扱いが重要となる⁶。
- ②取り扱いが難しい低エネルギー側の共鳴(例： ^{238}U の 6.7eV, 22eV, 38eV, ^{240}Pu の 1eV)は計算精度に関係しない。また、分離共鳴でも高エネルギー側の取り扱いが重要となる。

上記のように高速炉では高エネルギー側の共鳴の取り扱いが重要となるため、共鳴の幅が一回の衝突による中性子の減速幅より狭いものと近似する **Narrow Resonance (NR)** 近似の適用精度は軽水炉に比べて良好である。そのため、サブグループ法を含め、NR 近似に基づく共鳴計算が用いられる。また、燃料の温度変化に伴うドップラ反応度を精度良く求める必要がある⁷こと、構造材や冷却材(Na)の共鳴を精度良く取り扱う必要があることから、超多群計算が用いられることがある。

一方、軽水炉においては、②に示した低エネルギー領域における共鳴計算が計算精度に大きな影響を与える。低エネルギー側の共鳴は中性子の減速幅に比べて相対的にエネルギー幅が広がるため、NR 近似の計算精度が悪化することは広く知られている。そのため、軽水炉の解析では、減速材の質量数(質量効果)を考慮するための λ パラメータ⁸を用いた

⁶ 軽水炉では影響は軽微である。例えば、MCNP はバージョン 4B まで非分離共鳴領域を無限希釈として取り扱っていた。

⁷ 高速炉では、2.6.4 節で述べるように熱的フィードバックとしてはドップラ効果が支配的である。

⁸ 中性子が減速材(もしくはその他の核種)に衝突して減速する際の減速エネルギー幅は、衝突する核種の質

intermediate resonance (IR)近似が広く用いられている。一方、高速炉では、IR 近似が用いられることはない。その理由は上述したとおり、高速エネルギー領域では NR 近似の精度が良いためである。

さらに、後述(図 18, 19)するように、低エネルギー側において燃料部の断面積の共鳴ピーク値は非常に大きい。1keV 以上の高エネルギー領域では共鳴ピークにおける巨視的断面積は $1\sim 10[1/\text{cm}]$ であるが、低エネルギー側では数百 $[1/\text{cm}]$ にもなる。軽水炉のペレット径($\sim 1\text{cm}$)が高速炉($\sim 0.5\text{cm}$)より大きいことも相まって、軽水炉の燃料ペレットは中性子から見ると、より「黒体」に近くなる。そのため、軽水炉の共鳴計算においては、燃料ペレットからの脱出確率を精度良く評価することがより重要となる。以上のことから、軽水炉においては、(1)式の単項有理式にかわり、(2)式の二項有理式近似が広く用いられている⁹。

$$P_e = \frac{\sigma_e}{\sigma_i(E) + \sigma_e} \quad (1)$$

$$P_e = b_1 \frac{a_1 \sigma_e}{\sigma_i(E) + a_1 \sigma_e} + b_2 \frac{a_2 \sigma_e}{\sigma_i(E) + a_2 \sigma_e} \quad (2)$$

ここで、

P_e : 燃料ペレットからの脱出確率

$\sigma_e = \Sigma_e / N_r$: 脱出断面積 (N_r は共鳴核種の原子数密度)

$\sigma_i(E)$: 共鳴核種の全断面積

b_1, b_2, a_1, a_2 : 多項有理式近似の係数

また、ある燃料棒から脱出した中性子が減速材中で衝突せず、隣接する燃料棒に入射することによる中性子スペクトルの干渉効果は、Dancoff 係数により考慮される¹⁰。

一方、高速炉では、軽水炉のように共鳴計算において非均質効果¹¹を燃料からの脱出確率と Dancoff 係数で考慮するのではなく、単に燃料セルと冷却材が均質であると仮定した上で、均質モデルを用いて共鳴計算を行う場合が多い。次節で数値計算を用いた比較を行うが、以下では、単純な共鳴計算理論に基づき、均質モデルを用いることの妥当性について議論を行う。

量数と関係し、中性子は弾性散乱により一回の散乱で $(A-1)^2 / (A+1)^2 E \leq E' \leq E$ のエネルギー区間で減速される。ここで A は atomic mass unit 単位の質量数である。このため、例えば水素に比べ、酸素は中性子を減速する能力に劣る。質量数による減速能力の差異は、共鳴の幅が広がる低エネルギー側で無視できなくなる。そのため、IR 近似では、酸素などの「重たい」核種が減速能力の点で劣る効果を λ パラメータ(一般に $0 < \lambda < 1$) として定義し、バックグランド断面積の計算時には、ポテンシャル散乱断面積に λ パラメータを乗じる形で考慮する。

⁹ R. J. J. Stamm'ler, M. J. Abbate, *Methods of Steady-State Reactor Physics in Nuclear Design*, Academic Press, London, ISBN0-12-663220-7 (1983).

¹⁰ 隣接する燃料棒との干渉効果が全くない場合、つまり、非常に大きい減速材内に燃料棒が孤立して配置されている場合、Dancoff 係数は 1.0 となる。隣接する燃料棒間の干渉効果が大きくなるにつれ、Dancoff 係数は 0.0 に近づいていく。Dancoff 係数が 0.0 の状態は、体系が燃料で埋め尽くされた均質な体系を表している。

¹¹ 燃料と冷却材が非均質に存在していることにより、共鳴部分において中性子束の落ち込みが発生する。この効果を非均質効果と呼ぶ。

核計算コードにおいて、エネルギー平均の多群実効断面積は、バックグラウンド断面積¹²の関数としてテーブル化されている。単項有理式近似を用いた場合、非均質セルに対して、バックグラウンド断面積は以下のように与えられる。

$$\sigma_0 = \frac{\sum_{k \neq r} N_k \sigma_{p,k}}{N_r} + D \frac{\Sigma_e}{N_r} \quad (3)$$

ここで、

σ_0 : バックグラウンド断面積

N_r : 核種 r の原子数密度

$\sigma_{p,k}$: 核種 k の微視的ポテンシャル散乱断面積

D : Dancoff 係数

$\Sigma_e = \frac{1}{\ell}$: 脱出断面積(=1/平均弦長、ペレットのように円柱の場合には 1/直径)

一方、セルを均質化した場合のバックグラウンド断面積は、以下のように与えられる。

$$\begin{aligned} \sigma_0 &= \frac{\sum_{k \neq r} \tilde{N}_k \sigma_{p,k}}{\tilde{N}_r} + \frac{\sum_j \tilde{N}_j^{cool} \sigma_{p,j}^{cool}}{\tilde{N}_r} \\ &= \frac{\sum_{k \neq r} N_k \sigma_{p,k}}{N_r} + \frac{\sum_j \tilde{N}_j^{cool} \sigma_{p,j}^{cool}}{\tilde{N}_r} \end{aligned} \quad (4)$$

ここで、

\tilde{N}_k : セルを体積比で均質化した場合の核種 k の原子数密度

\tilde{N}_j^{cool} : セルを体積比で均質化した場合の冷却材中の核種 j の原子数密度

$\sigma_{p,j}^{cool}$: 冷却材中の核種 j の微視的ポテンシャル散乱断面積

典型的な高速炉および軽水炉の燃料セルに対して、セル体系を均質で扱ったときと非均質で扱ったときの ^{238}U のバックグラウンド断面積を算出したものを表 2 および表 3 に示す。

¹² 共鳴核種一つあたりの非共鳴核種の断面積。バックグラウンド断面積が大きいと、(非共鳴核種による散乱が多数発生するため)共鳴ピークにおける中性子束の落ち込みが小さくなり、エネルギー平均された断面積(実効断面積)は大きくなる。一方、バックグラウンド断面積が小さいと、共鳴ピークにおける中性子束の落ち込みが顕著に表れ、実効断面積は小さくなる。燃料が非均質の場合、冷却材で散乱された中性子が燃料ペレットに入射する。燃料ペレットへの入射量は表面積に比例する。従って、ペレット体積当たりの入射量は、ペレットの直径に反比例することになる。従って、燃料の外部にある冷却材の効果を等価な「断面積」として考慮することができる。これがバックグラウンド断面積における非均質項であり、(3)式の右辺第 2 項に相当する。

表 2 および表 3 のバックグランド断面積の均質項は(3)式および(4)式の右辺第一項であり、燃料内に存在していたその他の核種のバックグランド断面積への寄与である。一方、バックグランド断面積の非均質項は、(3)式および(4)式の右辺第二項である¹³。ちなみに、(4)式の「非均質項」は、均質化によって冷却材中の核種がバックグランド断面積に寄与する量を示している。

表 2 および表 3 より、軽水炉では、非均質項からの寄与が大きいものに対して、高速炉では、これが均質項とほぼ同程度の大きさであることが分かる。また、軽水炉ではセルを非均質で扱ったときと均質で扱ったときのバックグランド断面積(特に非均質項)の差異が大きいものに対して、高速炉では、両者の差異が小さいことが分かる。つまり、軽水炉の燃料セルにおいては、「非均質項≠均質化したときの冷却材の寄与」である。一方、高速炉においては、セルピッチが比較的広い範囲で(通常の 0.787cm から約 1.5 倍の 1.181cm まで)、これらがほぼ同等、つまり、「非均質項=均質化したときの冷却材の寄与」であることが分かる。ただし、セルピッチが非常に大きくなる場合、表 2 により、非均質体系のバックグランド断面積と均質体系のバックグランド断面積はもはや同等であるとは見せせない。例えば、セルピッチが 2.36cm の時、非均質のバックグランド断面積が 54.1barn であるのに対して、均質のバックグランド断面積は 94.0barn で、両者に大きな開きがある。つまり、集合体の内部(通常のセルピッチ)においては、均質化の取り扱いが妥当であるが、大きな Na チャンネル(例：制御棒引き抜き部分)に面している燃料棒については、均質化の扱いはその妥当性を良く検討する必要があると推察される。

一般に、高速炉において、セルを均質化して取り扱うことが妥当だとされている根拠は、軽水炉に比べ、中性子の平均自由行程が長いことだとされる。しかし、共鳴計算(つまり実効断面積)の観点から見ると、中性子の平均自由行程のみでなく、バックグランド断面積における非均質項の寄与が軽水炉と高速炉で大きく異なっていることに着目すべきである。高速炉においては、冷却材を均質化した場合の寄与が非均質項と同程度の大きさになっていることが理由であるといえる。この点については、反応率の観点から次節で改めて議論する。

¹³ (4)式の右辺第二項は非均質項ではないが、ここでは比較のため「非均質項」として扱っている。

表2 高速炉における ^{238}U のバックグラウンド断面積の評価(セルピッチ0.787cm~2.361cm、通常のセルピッチは0.787cm)

項目	核種	ポテンシャル散乱断面積	原子数密度[1/barn/cm]							
			非均質		均質		非均質		均質	
ペレット半径(cm)			0.278	0.278	0.278	0.278	0.278	0.278	0.278	0.278
被覆管外半径(cm)			0.325	0.325	0.325	0.325	0.325	0.325	0.325	0.325
セルピッチ(cm)			0.787	0.787	1.181	1.181	1.574	1.574	2.361	2.361
ペレット/セル面積比			0.453		0.201		0.113		0.050	
被覆管/セル面積比			0.166		0.074		0.041		0.018	
冷却材/セル面積比			0.381		0.725		0.845		0.931	
燃料	U235	10.9	1.00E-03	4.53E-04	1.00E-03	2.01E-04	1.00E-03	1.13E-04	1.00E-03	5.03E-05
	U238	11.2	2.00E-02	9.05E-03	2.00E-02	4.02E-03	2.00E-02	2.26E-03	2.00E-02	1.01E-03
被覆管	O16	3.9	4.00E-02	1.81E-02	4.00E-02	8.05E-03	4.00E-02	4.53E-03	4.00E-02	2.01E-03
	SS	3.87	7.39E-02	1.23E-02	7.39E-02	5.45E-03	7.39E-02	3.07E-03	7.39E-02	1.36E-03
冷却材	Zr-nat	6.92	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
	H1	20.5	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
	O16	3.9	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
	Na23	3.7	2.50E-02	9.53E-03	2.50E-02	1.81E-02	2.50E-02	2.11E-02	2.50E-02	2.33E-02
ペレット直径[cm]			0.56	[-]	0.56	[-]	0.56	[-]	0.56	[-]
Dancoff係数			0.09	0.00	0.19	0.00	0.30	0.00	0.51	0.00
σ_0 (均質項)[barn]			8.3	8.3	8.3	8.3	8.3	8.3	8.3	8.3
σ_0 (非均質項)[barn]			8.2	9.1	17.2	16.7	27.0	34.6	45.8	85.6
σ_0 (合計)[barn]			16.5	17.5	25.5	25.0	35.3	42.9	54.1	94.0

表3 軽水炉体系における ^{238}U のバックグラウンド断面積の評価(セルピッチ1.26cm~2.52cm、通常のセルピッチは1.26cm)

項目	核種	ポテンシャル散乱断面積[barn]	原子数密度[1/barn/cm]					
			非均質		均質		非均質	
ペレット半径(cm)			0.410	0.410	0.410	0.410	0.410	0.410
被覆管外半径(cm)			0.475	0.475	0.475	0.475	0.475	0.475
セルピッチ(cm)			1.260	1.260	1.890	1.890	2.520	2.520
ペレット/セル面積比			0.333		0.148		0.083	
被覆管/セル面積比			0.114		0.051		0.028	
冷却材/セル面積比			0.554		0.802		0.888	
燃料	U235	10.9	1.00E-03	3.33E-04	1.00E-03	1.48E-04	1.00E-03	8.32E-05
	U238	11.2	2.00E-02	6.65E-03	2.00E-02	2.96E-03	2.00E-02	1.66E-03
被覆管	O16	3.9	4.00E-02	1.33E-02	4.00E-02	5.91E-03	4.00E-02	3.33E-03
	SS	3.87	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
冷却材	Zr-nat	6.92	3.74E-02	4.25E-03	3.74E-02	1.89E-03	3.74E-02	1.06E-03
	H1	20.5	5.00E-02	2.77E-02	5.00E-02	4.01E-02	5.00E-02	4.44E-02
	O16	3.9	2.50E-02	1.38E-02	2.50E-02	2.00E-02	2.50E-02	2.22E-02
	Na23	3.7	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
ペレット直径[cm]			0.82	[-]	0.82	[-]	0.82	[-]
Dancoff係数			0.66	0.00	0.91	0.00	0.97	0.00
σ_0 (均質項)[barn]			8.3	8.3	8.3	8.3	8.3	8.3
σ_0 (非均質項)[barn]			40.2	97.8	55.5	308.7	59.1	604.0
σ_0 (合計)[barn]			48.6	106.2	63.8	317.1	67.5	612.4

2.4 セル計算

2.4.1 非均質モデルと均質モデルの比較

前述したように、高速炉の計算においては、セルの非均質構造を直接取り扱わず、体積比で原子数密度を平均化する簡易な計算が取られることがある。一方、軽水炉では、このような扱いは行われぬ。これは、体積比を用いた均質化は軽水炉においては無視できない誤差を生じることが広く知られていることによる。本節では、高速炉と軽水炉体系においてセル非均質モデルとセル均質モデルによる核特性の評価を行い、これらを比較することにより、非均質・均質モデルが核特性に及ぼす影響を比較する。計算条件は以下の通りである。

計算コード：連続エネルギーモンテカルロコード MVP

ヒストリー数：5000 万

断面積ライブラリ：JENDL3.3

軽水炉燃料：PWR 燃料セル(濃縮度 4.8wt%、運転条件)

高速炉燃料：もんじゅ内側炉心燃料セル(核分裂性 Pu 富化度 20wt%、0%出力時)

計算体系：燃料セル非均質、燃料セル均質¹⁴

まず、無限増倍率の比較を表 4 に示す。表 4 より、高速炉においては、非均質モデルの差異は 100pcm($\sim 0.1\% \Delta k/k$)程度であり、小さいことが分かる。一方、軽水炉においては、この差異は 5600pcm($\sim 5.6\% \Delta k/k$)にも達し、均質モデルの精度が非常に悪いことが分かる。

表 4 高速炉と軽水炉におけるセル非均質・均質モデルの無限増倍率の比較¹⁵

Case	幾何形状	無限増倍率	統計誤差	差異 [pcm]
PWR	非均質	1.38944	0.00007	
	均質	1.28864	0.00007	-5630
FBR	非均質	1.53465	0.00004	
	均質	1.53222	0.00003	-103

では、両者の差異がどのように生じているのだろうか。まず、中性子束分布を以下のように示す。

高速炉における各領域(ペレット・被覆管・冷却材)の中性子束 : 図 3

高速炉における非均質モデルと均質モデルのセル平均スペクトルの比較 : 図 4

軽水炉における各領域(ペレット・被覆管・冷却材)の中性子束 : 図 5

軽水炉における非均質モデルと均質モデルのセル平均スペクトルの比較 : 図 6

図 3 より、高速炉では、ペレット・被覆管・冷却材の各領域のエネルギースペクトルにほとんど差異がないこと、また、図 4 より、セル非均質とセル均質のセル平均スペクトルについても主要なエネルギー範囲($10^6\text{eV} \sim 10^3\text{eV}$)にわたってほとんど差異が見られないことが分かる。この結果は、高速炉において、セル均質モデルが妥当であることの傍証になっている。

一方、図 5 より、軽水炉では低エネルギー側でペレット・被覆管・冷却材の各領域のエネルギースペクトルに差異が見られている。また、図 6 より、セル非均質モデルと均質モ

¹⁴ ここで燃料セル均質とは、セル内の物質の原子数密度を体積比で平均したモデルを指す。

¹⁵ $1\text{pcm}=10^{-5} \Delta k/k$

デルで得られたセル平均スペクトルを比較すると、 $10^3\text{eV}\sim 10^6\text{eV}$ では高速炉と同程度の差異となっているが、低エネルギー側では差異が生じている。特に、 100eV 以下においては、その差異が顕著になっている。前節で検討したとおり、軽水炉体系において、均質モデルでは ^{238}U のバックグラウンド断面積を過大評価するため、実効断面積が過大評価され、結果として ^{238}U の共鳴吸収が過大評価される。そのため、共鳴を逃れる確率が減少し、熱群に減速される中性子数が少なくなる。この傾向は、図 6 にはっきりと現れている。 100eV 以下の ^{238}U の巨大共鳴(38eV , 22eV , 6.7eV)を境目として、低エネルギー側にいくほどセル平均スペクトルの差異が不連続的に大きくなっていることが分かる。また、熱群においては、吸収断面積の大きいペレット部分を体積比で均質化しているために、やはり中性子の吸収が増大する。均質モデルでは共鳴吸収の過大評価で熱中性子が元々少なくなるのに加え、熱群においても吸収が増加するため、熱中性子がさらに減少する傾向を見せている。軽水炉においては、中性子の生成(核分裂)は、その多くが熱群で発生する。従って、セル均質化モデルでは(熱群中性子束の減少により)核分裂反応が減少し、(共鳴吸収の増加によって)中性子の吸収が増加することにより、無限増倍率が小さくなるものと推定できる。

上記の議論を裏付けるため、反応率の比較を図 7、図 9 に、非均質モデルと均質モデルの反応率の差異を図 8、図 10 に示す。図 8 より、高速炉体系では非均質・均質モデルで反応率の差異がほとんどないことが分かる。一方、軽水炉体系では、均質モデルは ^{238}U の共鳴吸収を過大評価し(負の反応度効果)、その結果、共鳴を逃れる確率が減少し、最終的に熱群の中性子束が低くなる。軽水炉では、核分裂の多くは熱エネルギー領域で発生するため、中性子の生成反応は小さくなる(負の反応度効果)。熱群における吸収反応も減少するが(正の反応度効果)、上記の二つの負の反応度効果が卓越するため、最終的に軽水炉においては均質モデルの無限増倍率は過小評価となる。

なお、ここでの比較は、単位燃料セルに着目して行った。実際の高速炉体系では、燃料は六角形状のラッパー管の中に納められる構造となっている。そのため、集合体内部の燃料と外周部の燃料については、自己遮蔽の状態が変化し、実効断面積は変化する¹⁶。高速炉で用いられている「体積比で均質化」する方法では、このような位置依存の実効断面積の変化は正確に計算することが出来ない。位置依存の実効断面積の変化などを正確に計算する場合には、軽水炉で用いられているように多項有理式近似+Dancoff 係数法の適用、もしくはサブグループ法の利用が有効であると思われる。なお、FaCT 計画では、内部ダクトを有する燃料集合体の採用が検討されているが、Na のチャンネル近くの燃料については、実効断面積が変化する。このような改良型の燃料集合体についても、前節で述べたように「均質化」に基づく従来の取り扱いが妥当かどうかの検討は必要であると思われる。

¹⁶ G. Chiba, "A Combined Method to Evaluate the Resonance Self Shielding Effect in Power Fast Reactor Fuel Assembly Calculation," *J. Nucl. Sci. Technol.*, **40**, 537 (2003).

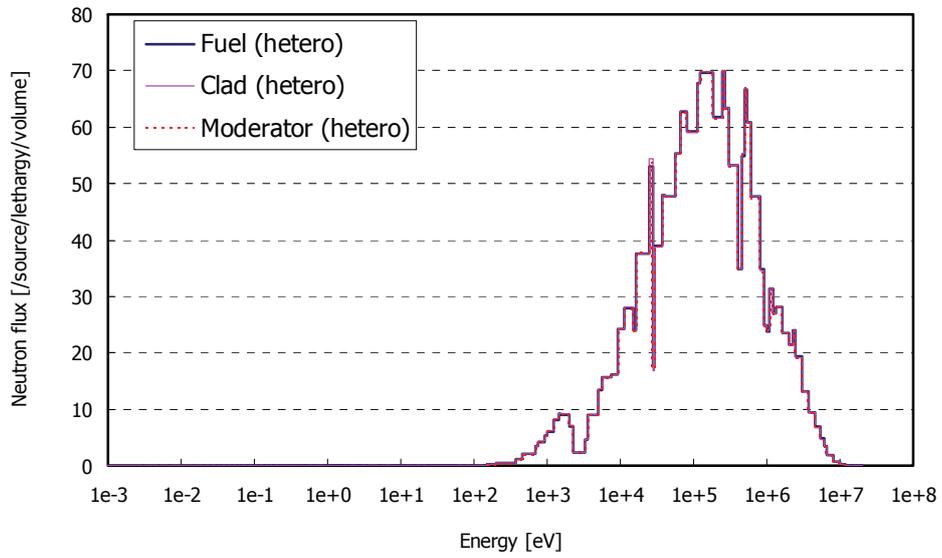


図3 高速炉における各領域の中性子束

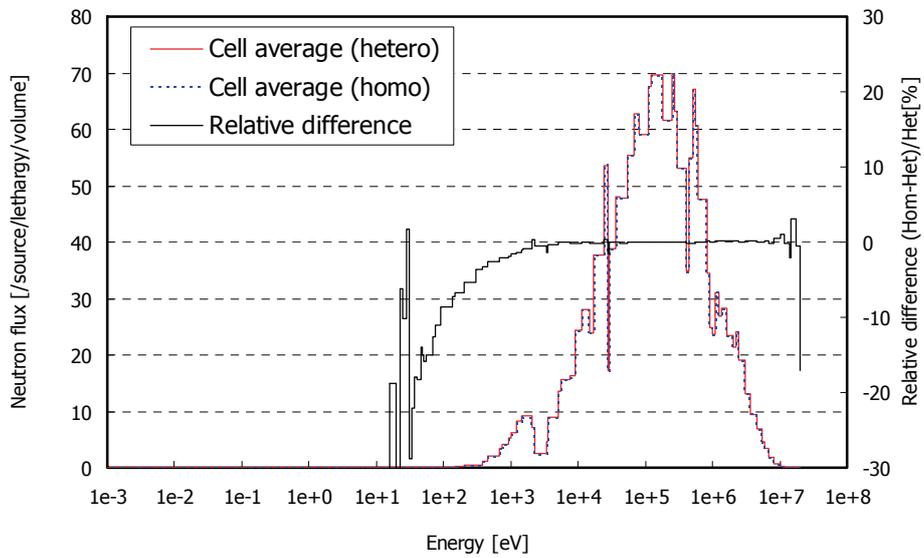


図4 高速炉における非均質モデルと均質モデルのセル平均スペクトルの比較

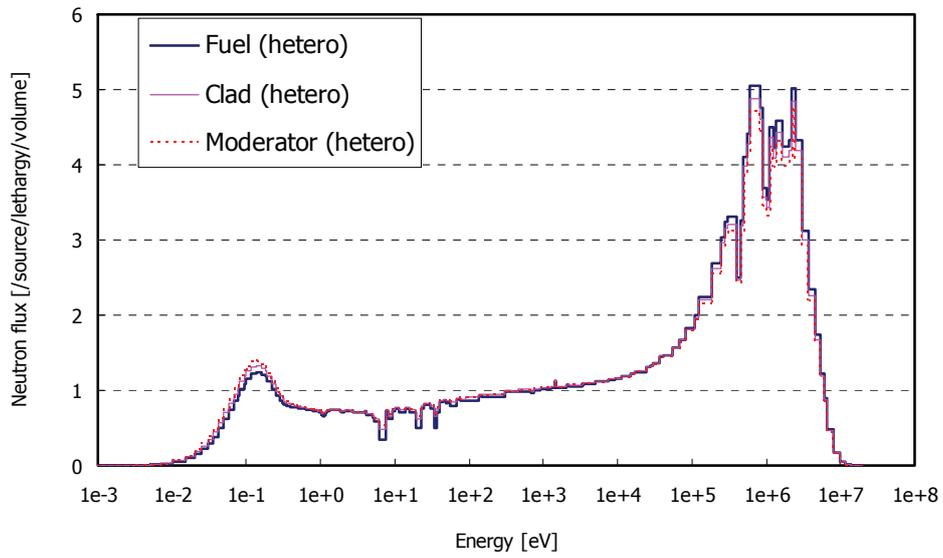


図5 軽水炉における各領域の中性子束

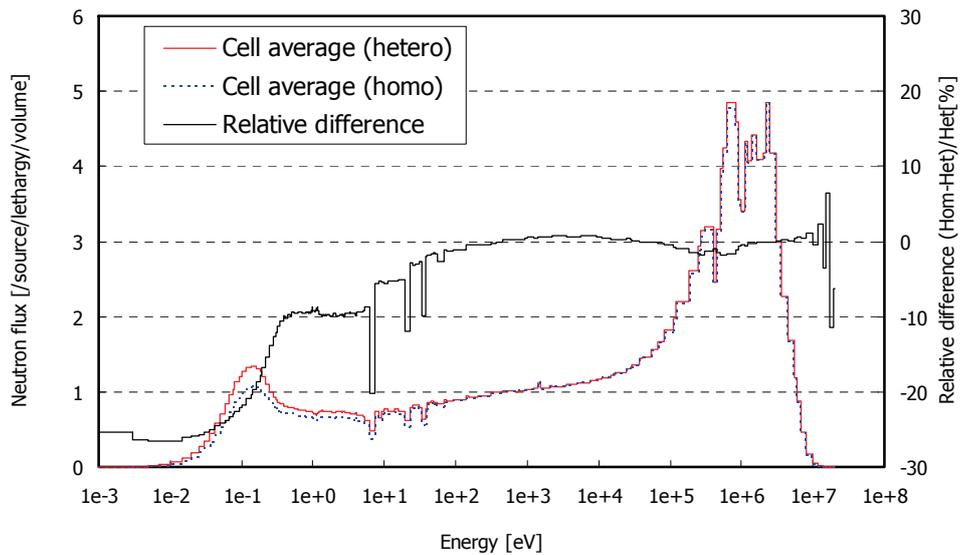


図6 軽水炉における非均質モデルと均質モデルのセル平均スペクトルの比較

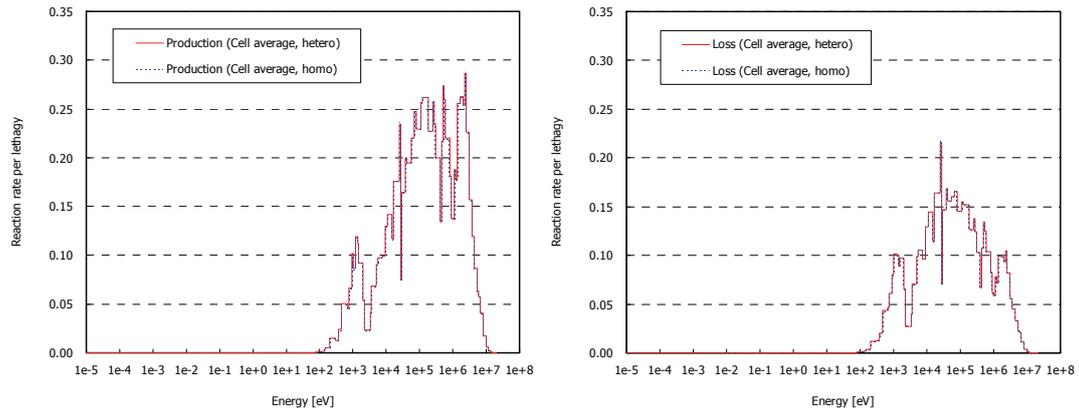


図 7 高速炉におけるセル非均質モデルとセル均質モデルの生成・吸収反応率

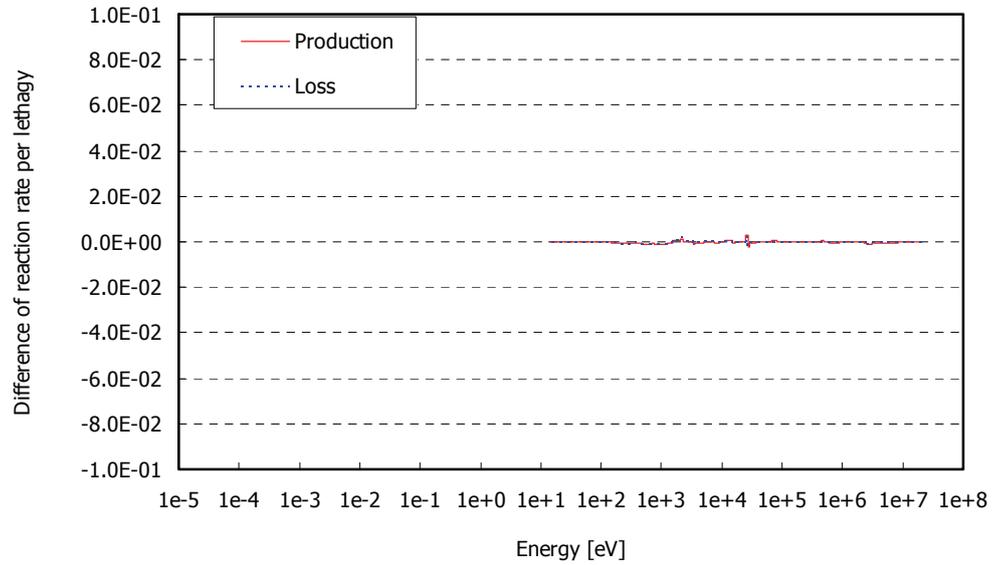


図 8 高速炉におけるセル非均質モデルとセル均質モデルの生成・吸収反応率の差異

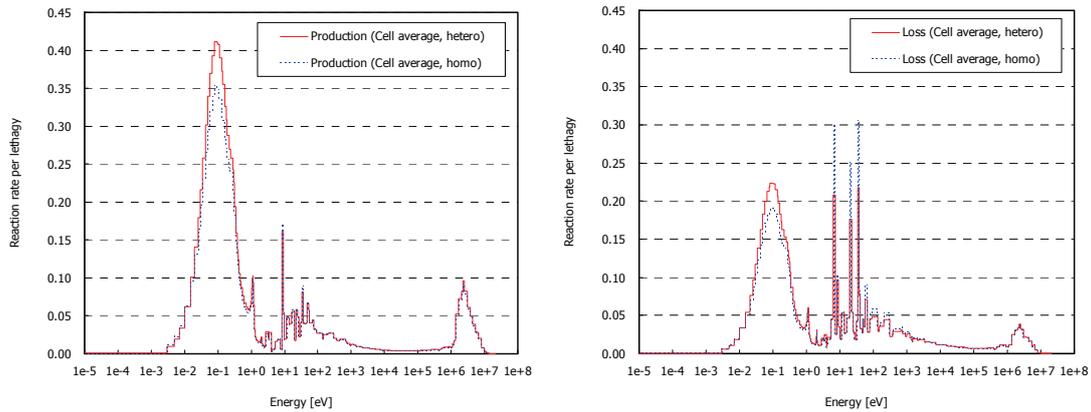


図 9 軽水炉におけるセル非均質モデルとセル均質モデルの生成・吸収反応率

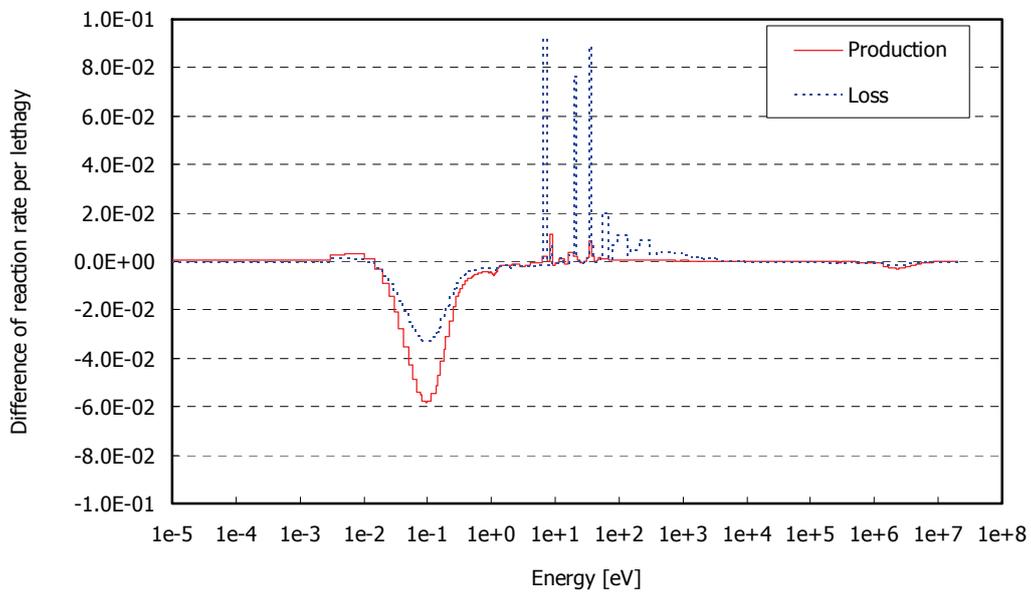


図 10 軽水炉におけるセル非均質モデルとセル均質モデルの生成・吸収反応率の差異

2.4.2 非均質セル内の角度中性子束分布

次に、高速炉の三角格子と軽水炉の四角格子における非均質セル内の角度中性子束分布を比較する。計算条件は以下の通りである。

輸送計算法：キャラクタースティクス法(MOC)¹⁷

方位角方向分割数：96 分割(2π)

極角方向分割数：3 分割($\pi/2$)¹⁸ 極角は法線方向からの角度で定義

¹⁷ N. Sugimura, A. Yamamoto, T. Ushio, M. Mori, M. Tabuchi, T. Endo, “Neutron Transport Models of AEGIS: An Advanced Next-Generation Neutronics Design System,” *Nucl. Sci. Eng.*, **155**, 276 (2007).

¹⁸ A. Yamamoto, M. Tabuchi, N. Sugimura, T. Ushio, M. Mori, “Derivation of Optimum Polar Angle Quadrature Set for the Method,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, **44**, 129 (2007).

幾何形状：図 11

断面積：被覆管および減速材については、通常の共鳴計算における等価理論の扱いと同じように、巨視的ポテンシャル散乱断面積を全断面積として設定。燃料領域については、軽水炉体系では典型的な共鳴ピークの断面積として全断面積を $10[1/cm]$ 、高速炉体系では $1[1/cm]$ とした。

中性子源：Narrow resonance 近似に基づき、中性子源強度をポテンシャル散乱断面積と同じと仮定した。(表 5)

以上の計算条件に基づき、一群・固定中性子源の輸送計算を実施し、図 11 の位置 A～位置 D における角度中性子束を評価した。この計算条件の下で得られる結果は、共鳴ピークに近いエネルギー領域での典型的な角度中性子束分布を示すことになる。

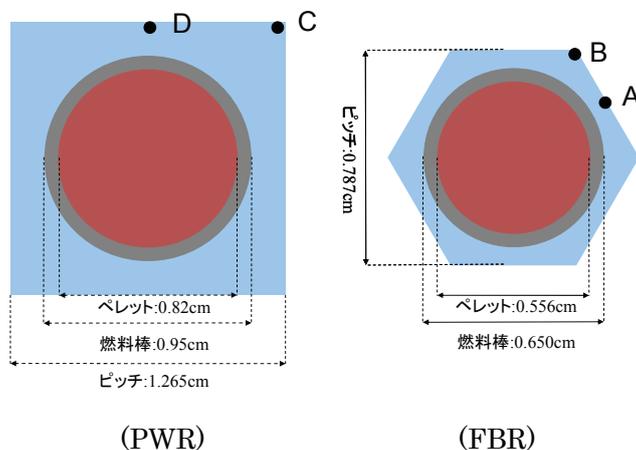


図 11 ピンセル体系の幾何形状

表 5 角度中性子束分布計算に用いた燃料の仕様

項目	単位	FBR	PWR
ペレット直径	[cm]	0.556	0.820
被覆管外径	[cm]	0.650	0.950
セルピッチ	[cm]	0.787	1.265
巨視的ポテンシャル散乱断面積	[1/cm]		
ペレット		0.3964	0.4407
被覆管		0.2859	0.2586
冷却材		0.0875	1.1177

高速炉および軽水炉の格子体系における角度中性子束分布を図 12 および図 13 に示す。高速炉格子の位置 A においては、10 時、12 時、4 時、6 時の方位角方向に角度中性子束が大きくなっている。これは、図 14 から分かるように、地点 A においては、これらの方向において冷却材(Na)のみを見込むことによる。つまり、位置 A においては、10 時、12 時、4

時、6時方向には燃料が存在せず、中性子の漏れやすいストリーミングチャンネルになる。また、位置 B においては、2~4時方向、6~8時方向、10~12時方向にそれぞれ二カ所ずつ、合計六カ所のストリーミングチャンネルが存在する。これについても、図 14 からその物理的意味を理解できるであろう。

一方、軽水炉体系の位置 C においては、3時、6時、9時、12時方向に、位置 D においては3時、9時方向にストリーミングチャンネルが存在する。これも図 14 から理解されたとおりである。

軽水炉体系においては、極角が小さい(法線方向に近い)方向の角度中性子束は、比較的等方に近い(つまり、角度依存性が少ない)が、高速炉体系においては、極角が小さい場合も非等方性が大きい。これは、冷却材の性質と量の違いによるものである。表 5 に示すように、Na の巨視的ポテンシャル散乱断面積は非常に小さい。本計算では、軽水炉体系の冷却材(軽水)の密度は、運転状態を模擬して約 0.7g/cm^3 程度としていることを考えると、Na の巨視的ポテンシャル散乱断面積は、軽水換算だと 0.07g/cm^3 となり、高ボイド率(>90%)に対応することが分かる。また、燃料ピッチが小さく、燃料間の冷却材の量が少ないことも相まって、冷却材中における散乱が少なく、結果として、法線方向(燃料に衝突するまでの距離がより長い方向)に近い角度における角度中性子束の非等方性が大きくなる。

上記のような角度中性子束分布の非等方性は、燃料集合体あるいは炉心からの中性子の漏洩量を正確に見積もる際に重要となる可能性がある。軽水炉においては、X, Y, Z 方向にそれぞれ平行にストリーミングチャンネルが現れるが、高速炉の場合には、ストリーミングチャンネルの現れ方が 120° 対称となることに注意を払う必要がある。

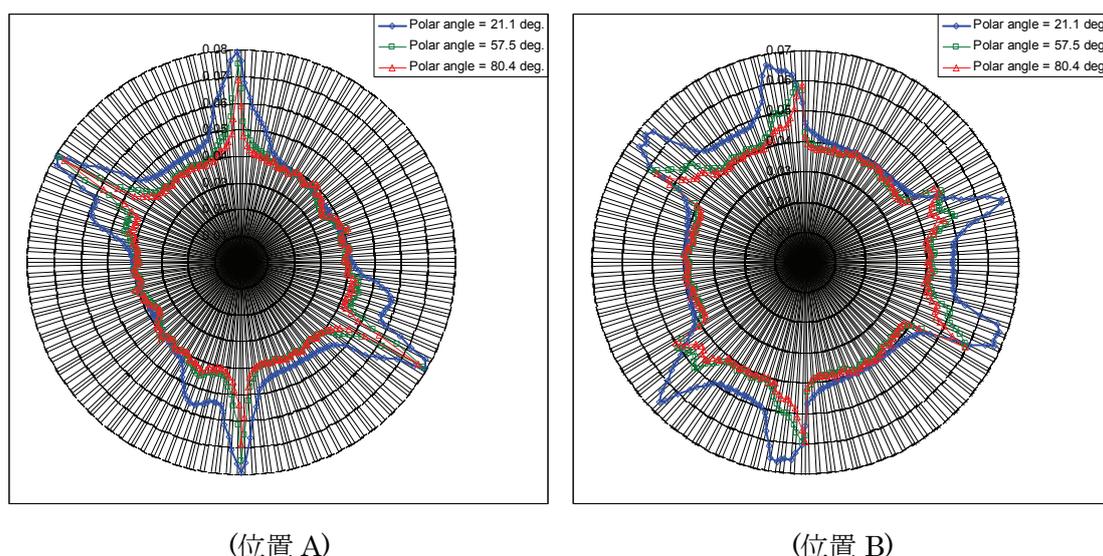
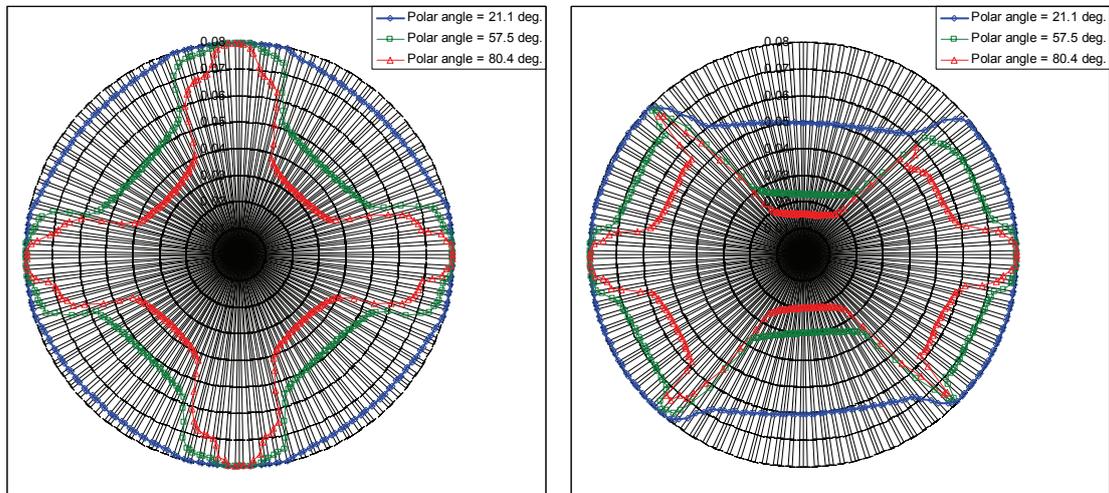


図 12 高速炉三角格子体系における角度中性子束分布(極角は平面の法線方向を 0° とする)¹⁹

¹⁹ 完全には対称な形になっていないのは、角度中性子束を計算した中性子領域が、セルの頂点、あるいは



(位置 C)

(位置 D)

図 13 軽水炉四角格子体系における角度中性子束分布(極角は平面の法線方向を 0° とする)

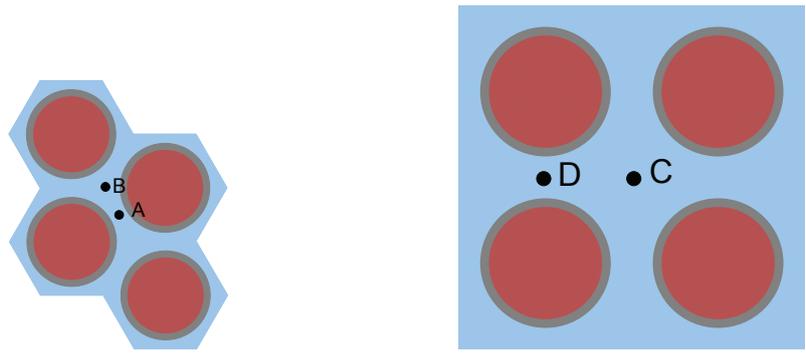


図 14 高速炉三角格子体系および軽水炉四角体系

2.5 集合体計算

軽水炉では、高濃度の可燃性毒物(例：高濃度 Gd_2O_3 添加燃料)や大口径ウォーターロッドの採用、MOX 燃料の導入などで、年々「核的な非均質性が大きな」燃料集合体がいられる傾向にある。ここで、「核的な非均質性が大きい」とは、吸収断面積の空間的な変動が大きく、その結果として、中性子束の空間分布の変化が急峻であることを示す炉物理業界の用語である。

燃料集合体の非均質性を精度良く取り扱うことは、炉心解析の精度を向上させる上で重要であることから、軽水炉の炉心解析においては、過去 15 年程度の間集合体計算手法は抜本的に進化した。1990 年代初頭までは、燃料セル計算で燃料セルの均質化断面積を計算し、その均質化断面積を用いて集合体計算を行う二段階計算法(セル計算-集合体計算)が主

燃料棒と燃料棒の厳密な中間点からずれていることによる。

流であった。しかし、1990年代の後半に入り、キャラクタリスティクス法を用いた輸送計算技術が格段の進歩を見せ、現在では、軽水炉の集合体計算は集合体の幾何形状をそのまま正確に取り扱う非均質体系の輸送計算が一般的に用いられている。

図15にキャラクタリスティクス法を用いる場合のPWRの計算体系の一例を示す。また、この体系における高速群(0.5MeV)と熱群(0.025eV)における中性子束分布を図16、図17に示す。図16より、高速群の中性子束分布は非常になめらかな(平坦な)分布であるが、熱エネルギー群においては、中性子束はmm単位できわめて急峻な空間変動を示すことが分かる。そのため、軽水炉の集合体計算においては、図15に示すように、中性子束領域を詳細に分割する必要が生じる。

一方、高速炉の解析においては、集合体の幾何形状を正確に取り扱うことはしない。多くの場合は、前節で述べたように集合体の非均質構造を直接体積比で均質化する取り扱いが用いられる。この妥当性については、前節で述べたとおりである。一方、高速炉燃料の特徴であるラッパー管の存在を近似的に考慮する場合には、燃料とラッパー管を一次元の円柱形状で近似する近似的な非均質集合体の取り扱いも行われることがある。高速炉において、燃料集合体の解析が近似的に行われる理由は、中性子の平均自由行程が長く、また、吸収断面積の変動も小さいので、核的な非均質性が小さいことによる。なお、前節で述べたように、集合体内における角度中性子束の非等方性は大きい場合がある。そのため、集合体からの中性子の漏洩量を正確に見積もる必要がある場合には、集合体の幾何形状を正確に取り扱う必要が生じる可能性がある。

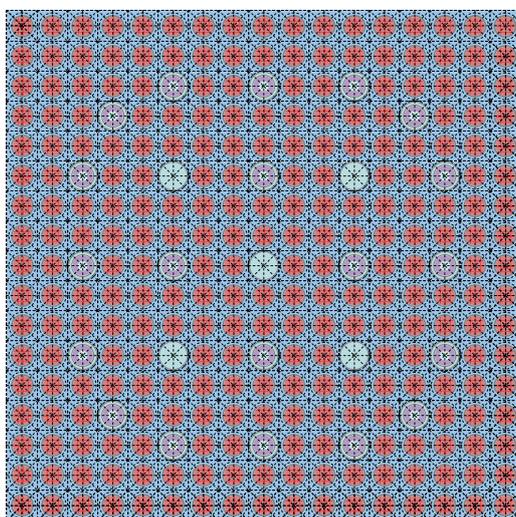


図15 PWRの集合体計算体系の一例(濃縮度4.1wt%, 20BP²⁰)

²⁰ 日本のPWRでは、二種類の可燃性毒物が用いられる。一つは、制御棒用のガイドシムブルに挿入する棒状のBPR(burnable poison rod)である。BPR内にはほうけい酸ガラスが納められており、ほうけい酸中の¹⁰Bが中性子を吸収する。もう一つは、燃料ペレット内にGd₂O₃を添加するものである。海外では、ペレットにホウ素をコーティングしたボロンコーティング燃料やEr₂O₃を添加したエルビア燃料が用いられることがある。

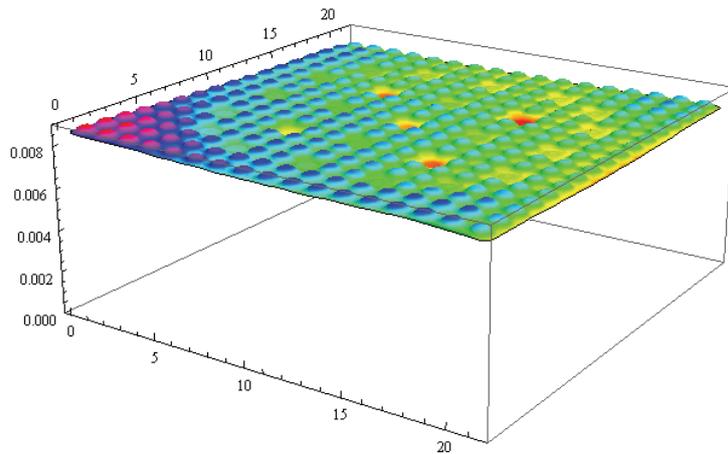


図 16 PWR の集合体内の中性子束分布(高速群 0.5MeV)²¹

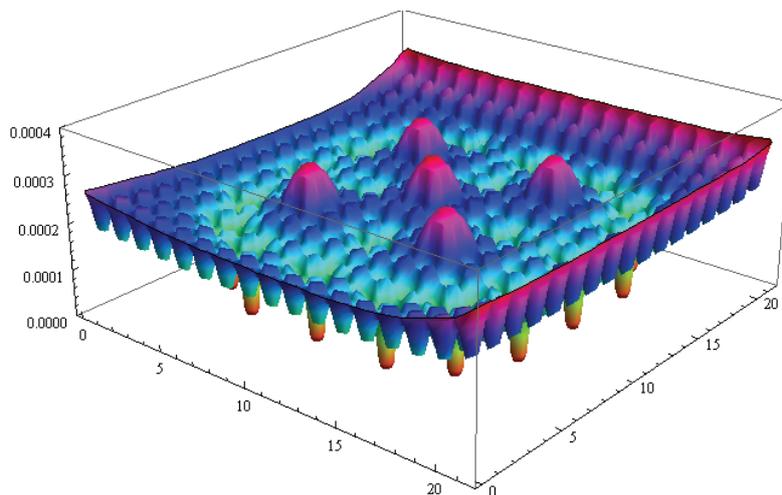


図 17 PWR の集合体内の中性子束分布(熱群 0.025eV)

2.6 炉心計算

2.6.1 計算理論

軽水炉の炉心解析では、伝統的に近代ノード法に基づく拡散理論が広く用いられている。これは、計算体系が十分に大きく、中性子の漏洩の効果が小さいこと、また、軽水による散乱が多く、拡散近似が比較的精度良く成り立つためである。制御棒や可燃性毒物のような強吸収体、もしくは PWR のバップル板周辺など、中性子束の変動が大きく、拡散理論が精度良く成り立たない領域については、拡散計算で輸送計算の結果を精度良く再現するた

²¹ 計算は、4.1wt%+20BP の燃料集合体と、2.0wt%の燃料集合体をチェッカーボード上に並べた体系(カラーセット体系)で行っている。そのため、集合体境界で中性子束の傾きが零になっていない。

めの輸送補正が行われる。集合体内部は集合体計算を経て均質化して取り扱われ、この均質化の誤差を低減するために不連続因子²²が用いられる。熱的制限値の評価上重要となる燃料棒出力は、ノード法で得られたノード内のスムーズな出力分布の変化と、集合体計算で得られた燃料棒出力を掛け合わせることで合成し、評価している²³。この枠組みは計算精度と計算時間のバランスに優れており、軽水炉の解析の主流となっている。

一方、近年の炉心の核的な非均質性の増大への対応および解析精度の向上を目指して、拡散理論ではなく輸送計算を部分的に取り入れる試みもなされている。この際、Simplified Pn (SPN)法²⁴が良く用いられている。これには以下のような理由がある。SPN法は、拡散方程式と似た形をしており、拡散方程式向けに開発された種々の計算アルゴリズムを用いることができること、計算時間が比較的短いこと²⁵、また、散乱が多い体系でも収束が比較的早いこと、軽水炉体系においては拡散と輸送計算の差異(いわゆる輸送効果)の多くを考慮可能であること、などがその理由である。

一方、高速炉の設計計算においては拡散理論が同様に用いられてきたが、軽水炉の設計と異なり、輸送計算と拡散計算の差異を「輸送補正」という形で考慮する。これは、高速炉の炉心が比較的小さく、また、中性子の平均自由行程が長いために、炉心からの中性子漏れ量が多く、輸送効果が軽水炉より大きく現れることがその理由である。また、離散座標法(SN法)が輸送補正を評価するために用いられているが、高速炉では軽水炉に比べて散乱断面積が小さく収束が比較的早いこともSN法が輸送補正に用いられている理由に挙げられるのではないかとと思われる²⁶。

歴史的な経緯から、「軽水炉の炉心計算は拡散計算、高速炉の炉心計算は輸送計算」というイメージがあるが、実は「もんじゅ」や実証炉クラスの大型高速炉において実効増倍率に対する輸送効果(輸送補正)は軽水炉に対するものと大差なく、数百 pcm 程度である²⁷。また、最近では、高速炉においてもSN法の代わりにSPN法を炉心計算に用いる研究が行われている。

²² K. S. Smith, "Assembly homogenization techniques for light water reactor analysis," *Prog. Nucl. Energy*, **17**, 271 (1986).

²³ このような方法で燃料棒出力を計算する方法を「燃料棒出力再構成」もしくは「ピンパワーリカバリー」と呼んでいる。

²⁴ E. W. Larsen, J. E. Morel, J. M. McGhee, "Asymptotic derivation of the multigroup P1 and simplified PN equations with anisotropic scattering," *Nucl. Sci. Eng.*, **123**, 328 (1996).

²⁵ 例えばSP3法では、角度中性子束をルジャンドル関数で展開したときの0次モーメントと2次モーメントを未知数として方程式を解くため、拡散方程式に比べると解くべき方程式の数は2倍になる。しかし、計算手順やコーディングを工夫することで、SP3計算であれば、拡散計算の1.5倍程度の計算時間で解を求めることができるため、非常に効率的である。

²⁶ SN法の収束性は、全断面積に対する散乱断面積の比(Σ_s/Σ_t 、散乱比)に比例する。そのため、軽水炉のように散乱断面積が大きな体系では、SN法の収束性はきわめて悪い。そのため、様々な加速法と組み合わせることが必須である。一方、拡散計算の収束性は散乱比には依存しない。

²⁷ 熱炉体系でも、小型の臨界集合体における輸送効果は非常に大きくなる場合がある。例えば、京都大学臨界集合体(KUCA)の固体減速架台で高濃縮ウランを用いて炉心を構成した場合、炉心サイズが小さくなるため、実効増倍率に対する輸送効果が $2\% \Delta k/k$ にも及ぶことがある。

2.6.2 エネルギー群数

図 18, 19 に高速炉と軽水炉の燃料及び冷却材の全断面積を示す。もともと高速領域では断面積が小さいことに加え、冷却材であるナトリウムの断面積が総じて小さいため、中性子の平均自由行程は高速炉の方が圧倒的に長くなる。また、高速炉の集合体のサイズも軽水炉より小さいことから、集合体間(もしくは炉心の領域間)における中性子の行き来が多くなる。以上のことから、ある領域の中性子スペクトルが他の領域に影響を及ぼす中性子スペクトル干渉効果は軽水炉より高速炉の方が大きくなる。軽水炉においても、例えば MOX 燃料装荷炉心やウラン濃縮度の差異が大きい炉心において、スペクトル干渉効果が観察される。しかし、軽水炉におけるスペクトル干渉効果は集合体の表面付近(1~2cm 程度)にとどまり、集合体内部の大部分は集合体固有の漸近スペクトルとなっている。そのため、単一の集合体計算で得られた中性子スペクトルを用いて 1~3 群程度に縮約して炉心計算を行っても、大きな誤差は生じない²⁸。

一方、高速炉においては、中性子の平均自由行程が長いため、スペクトル干渉効果は軽水炉のように局所的な効果にとどまらず、より空間的に広い範囲で観察される。そのため、単一集合体(もしくは後述するように単一燃料セル)で得られた漸近スペクトルは、炉心内では再現されないこととなる。つまり、高速炉において少数群への縮約は、大きな誤差を伴うこととなる。従って、高速炉の炉心計算においては、7 群、18 群、70 群など、軽水炉に比べてエネルギー群数を増やし、領域依存のエネルギースペクトルの変化を炉心計算で直接評価する計算手法がとられる。

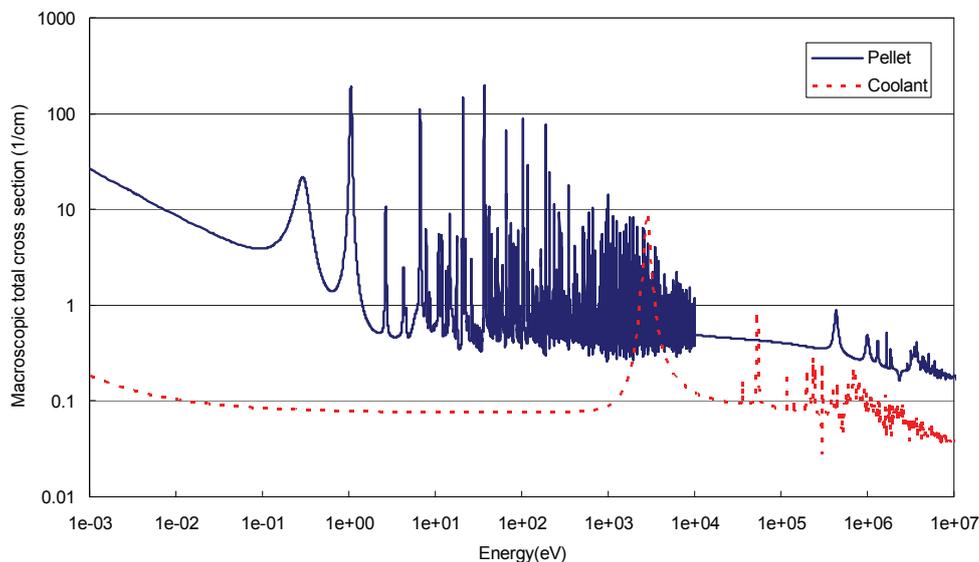


図 18 高速炉の燃料ペレット及び冷却材の巨視的全断面積

²⁸ 軽水炉の計算では、集合体表面に現れるスペクトル干渉効果を取り扱うため、高速中性子束/熱中性子束の比(スペクトルインデックス)を用いて断面積を補正するモデルを用いることがある。このような取り扱い方は、特に MOX 燃料装荷炉心で大きな威力を発揮する。

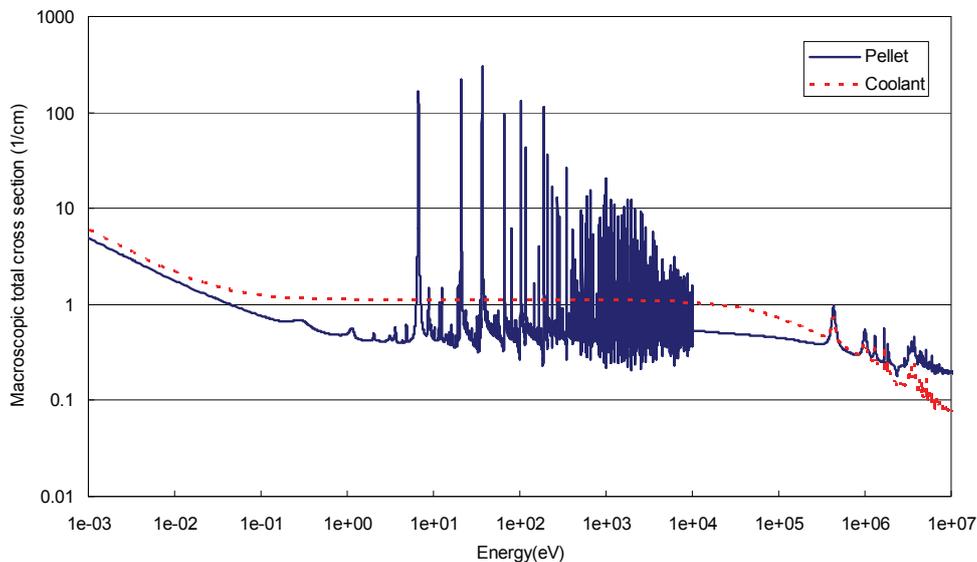


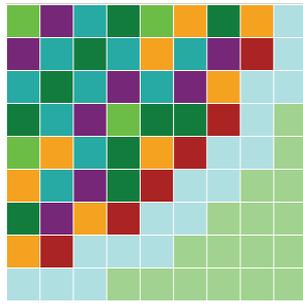
図 19 軽水炉の燃料ペレット及び冷却材の巨視的全断面積

2.6.3 燃料配置と出力の感度

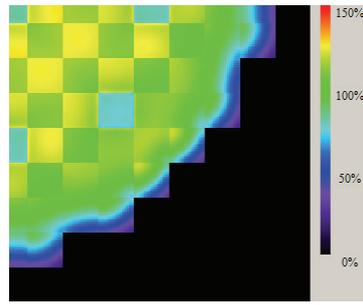
軽水炉では、燃料配置が炉心内の出力分布に大きな影響を及ぼす。そのため、最適な燃料配置を設計することが極めて重要である。PWRにおいて、燃料配置が出力分布に与える影響の一例を図 20 に示す。図 20 には、1 回燃焼燃料と 2 回燃焼燃料の配置を変更した二つの燃料配置について、炉心内の出力分布、高速群および熱群の中性子束分布を図示している。パターン 1 の結果とパターン 2 の結果を比較すると、一部の燃料の配置を交換したのみで、出力分布及び中性子束分布が大きく変動していることが分かる。このことから、軽水炉においては、燃料配置を適正化する(最適化する)ことの重要性が改めて認識できる。

一方、高速炉において、異なった複数のサイクルにおいて、寿命初期の出力分布を比較したものを図 21 に示す。2.8 節で述べるように、高速炉においては、幾つかの理由から燃料シャフリングは行われず、取出対象燃料を取り出した位置に新燃料を直接挿入(装荷)する。図 21 の太字の部分、そのサイクルで新燃料が装荷された位置である。新燃料が装荷された位置では、10~20%程度出力が増加しているが、図 20 で示した軽水炉に比べると新燃料の装荷に伴う出力の増加は限定的であることが分かる。

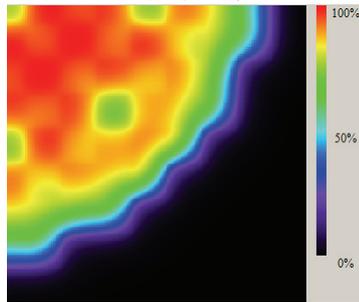
<パターン 1>



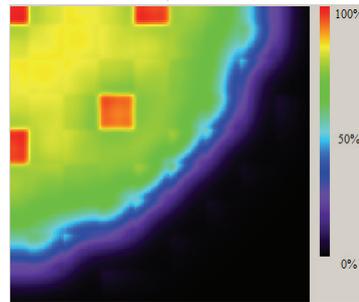
燃料配置



出力分布

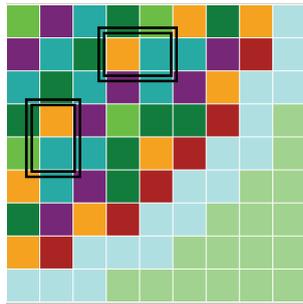


高速群中性子束分布

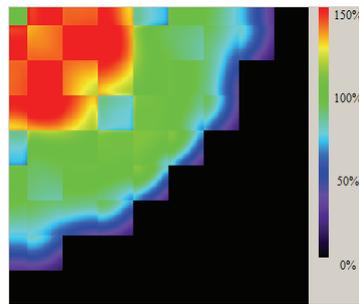


熱群中性子束分布

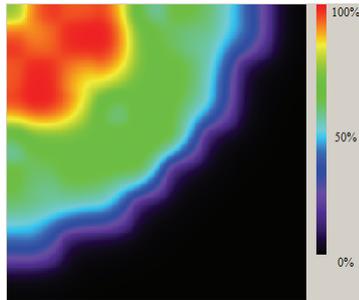
<パターン 2>



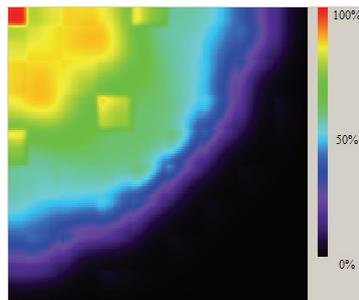
燃料配置



出力分布



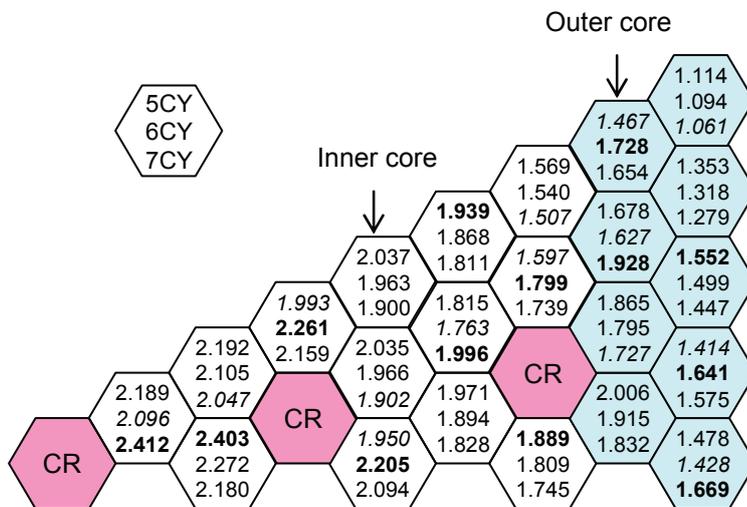
高速群中性子束分布



熱群中性子束分布

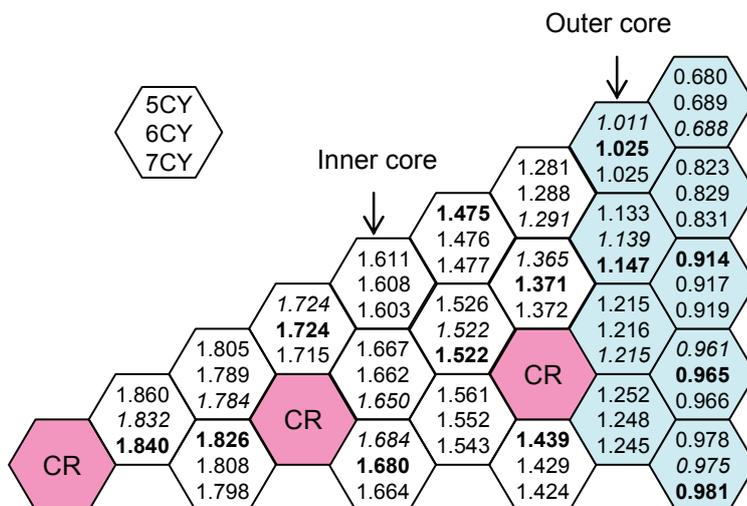
Material	
2UO ₂ (0.03Wd/r) [1.1869] × 0	4UO ₂ (4.0GWd/r) [0.5762] × 0
2UO ₂ (1.5GWd/r) [1.0165] × 0	4UO ₂ +Gd(0GWd/r) [1.1467] × 28
2UO ₂ (3.0GWd/r) [0.8962] × 9	4UO ₂ +Gd(1.5GWd/r) [1.1640] × 0
3UO ₂ (0.03Wd/r) [1.2886] × 0	4UO ₂ +Gd(3.0GWd/r) [1.1413] × 0
2UO ₂ (1.5GWd/r) [1.1047] × 0	H ₂ O [0.0000] × 68
3UO ₂ (3.0GWd/r) [0.9766] × 0	BaFf _e +H ₂ O [0.0000] × 64
4UO ₂ (0.03Wd/r) [1.2469] × 24	SUS [0.0000] × 0
4UO ₂ (1.5GWd/r) [1.1735] × 28	
4UO ₂ (3.0GWd/r) [1.1296] × 32	
4UO ₂ (3.0GWd/r) [1.0496] × 36	

図 20 軽水炉(PWR)において燃料配置が出力分布及び中性子束分布に与える影響



出力分布(斜体：4サイクル燃焼燃料、太字：新燃料)

図 21 高速炉において、燃料配置が出力分布に与える影響



^{239}Pu 微視的核分裂反応率 $\sigma_f^{Pu^{239}} \phi$ 。ここで、 $\sigma_f^{Pu^{239}}$ は一定値である無限希釈断面積を使用

(斜体：4サイクル燃焼燃料、太字：新燃料)

図 22 高速炉において、燃料配置が中性子束分布に与える影響

集合体出力の変動は、二つの要因からもたらされる。一つは、中性子束の変化、もう一つは巨視的核分裂断面積の変化である。軽水炉の場合には、両者がともに集合体出力の変動に影響を与えている。一方、高速炉の場合はどうだろうか？図 22 に、 ^{239}Pu の微視的核分裂反応率分布を示す。ここで、 ^{239}Pu の微視的核分裂断面積としては、無限希釈断面積を用いているため、集合体位置にかかわらず一定値である。つまり、図 22 は、中性子束分布を表していると見ることが出来る。図 22 により、中性子束分布は(新燃料の位置が異なっているにもかかわらず)サイクル毎に大きな変化はなく、中性子束分布の差異は最大で 1%程度であることが分かる。つまり、高速炉の場合には、中性子束分布の変動は集合体出力の変動にはほとんど寄与せず、巨視的核分裂断面積(つまり、核分裂性物質の濃度)のみが集合体出力の変動要因になっていることが分かる。

2.6.4 熱的フィードバック効果の違い

軽水炉の炉心解析では、熱水力フィードバック効果と核分裂生成物のキセノンの蓄積が炉心特性に大きな影響を与える。特に、集合体出力については、熱水力フィードバック効果の影響を大きく受ける。図 23、図 24 に PWR および BWR の寿命初期において、熱水力フィードバック効果を受けていない(受けにくい)零出力時と全出力時の出力分布の比較を示す²⁹。熱水力フィードバック効果により、高出力集合体の出力が抑えられ、逆に低出力集合体の出力が上昇し、全体的に出力分布が平坦になる傾向がはっきりと見える。また、PWR と BWR を比較すると、PWR の出力変動が最大 10%程度、BWR の出力変動は最大 60%程度と、冷却材の密度変化がより顕著に表れる BWR において、熱水力フィードバック効果がより大きいことが分かる。

一方、高速炉においては、図 25 に示すように 0%出力状態と 100%出力状態で出力分布がほとんど変化していない(出力の低いブランケット領域を除き最大で 0.3%程度)³⁰。これより、高速炉においては、冷却材及び燃料温度の変化が出力分布に与える影響は小さいと言える。

軽水炉と高速炉でこのように熱(水力)的フィードバック効果が異なるのは、フィードバック係数の違いと、冷却材の密度変化の違いが大きい。高速炉の場合、燃料温度係数は $-0.3 \sim -0.4\text{pcm}/^\circ\text{C}$ 、冷却材温度係数はほとんど零である³¹。一方 PWR ではドップラ係数が $-3\text{pcm}/^\circ\text{C}$ 、運転中の減速材温度係数は $-10 \sim -60\text{pcm}/^\circ\text{C}$ であり、BWR においては、ドップラ係数が $-2\text{pcm}/^\circ\text{C}$ 、ボイド係数が $-70\text{pcm}/\%$ ボイドである。このように、反応度係数が大きく異なるため、熱的フィードバック効果の現れ方が異なることとなる。すなわち、軽水炉は反応度フィードバック効果が大きいため全出力運転時における高出力燃料集合体の出力抑制効果が大きく、逆に高速炉は反応度フィードバック効果が軽水炉に比べて小さい

²⁹ BWR においては、仮想的に制御棒を全引き抜きにした状態で出力分布を計算している。

³⁰ 100%出力時には Outer core の出力が大きくなっているが、これは、outer core の Pu 富化度が高く、 ^{238}U が少ないため、inner core に比べてドップラ効果が小さくことが原因である。

³¹ 炉心支持板の熱膨張効果は燃料温度係数と同程度の負の反応度となる。

ため、出力抑制効果は顕著に表れない。また、空間的な出力分布の変化が緩やかであるため、特定の集合体の出力が変化するというよりも、炉心全体の出力分布の傾向が変化する。

高速炉では、図 25 のように熱的フィードバック効果が小さいため、核計算と熱計算は独立に行われる。一方、軽水炉では、熱水力フィードバック効果が出力分布(炉心特性)に及ぼす影響が無視できないため、核計算と熱水力計算を結合し、両者の結果が整合するまで反復計算が行われる。これを熱水力フィードバック計算と呼ぶ。

熱水力フィードバック計算の有無は、炉心解析システムの構成に大きな影響を与える。熱水力フィードバック計算を行うためには、炉心計算に先立って、炉心内で想定される様々な状態(燃料・冷却材温度、燃焼度、制御棒の有無など)に対する核定数を用意し、これをあらかじめテーブル化しておく必要がある。一方、熱水力フィードバック計算が不要であれば、炉心内の温度をある決まった値として核定数を作成すればよい。マイクロ方式の燃焼計算を採用する場合、仮にマイクロ断面積が燃焼とともに変化しないと仮定すると(実効断面積が燃焼とともに変化しないとすると)、軽水炉のように断面積をテーブル化する必要がなくなる。この場合、計算フローは大きく簡略化されると言える。

0.429	0.529	0.930	1.085	1.220	1.049	1.198	0.751
0.476	0.576	0.966	1.097	1.209	1.038	1.177	0.758
0.514	0.611	0.993	1.110	1.206	1.035	1.165	0.758
0.528	0.619	0.979	1.009	1.133	1.175	1.076	0.683
0.575	0.665	1.014	1.023	1.125	1.157	1.065	0.696
0.610	0.697	1.037	1.037	1.126	1.149	1.054	0.694
0.923	0.978	0.947	1.023	1.023	1.227	0.937	
0.961	1.013	0.973	1.034	1.018	1.199	0.931	
0.987	1.036	0.992	1.045	1.018	1.182	0.921	
1.080	1.007	1.027	0.907	1.203	1.232	0.790	
1.093	1.021	1.037	0.912	1.179	1.197	0.788	
1.107	1.035	1.049	0.917	1.165	1.177	0.779	
1.216	1.136	1.026	1.203	1.117	0.905		
1.207	1.128	1.020	1.179	1.092	0.895		
1.204	1.130	1.020	1.165	1.077	0.881		
1.046	1.190	1.234	1.234	0.904			
1.036	1.170	1.205	1.199	0.894			
1.034	1.161	1.187	1.178	0.880			
1.193	1.098	0.943	0.793				
1.174	1.085	0.936	0.791				
1.163	1.072	0.925	0.781				
0.747	0.701	--寿命初期、高温零出力					
0.756	0.712	--寿命初期、高温全出力、キセノンなし					
0.755	0.710	--寿命初期、高温全出力、平衡キセノン					

図 23 軽水炉(PWR)において反応度フィードバック効果が出力分布に与える影響

1.041	1.361	1.262	1.265	1.221	1.232	1.481	1.077	0.935	0.820	0.789	0.480	0.207
0.912	1.294	1.206	1.203	1.228	1.169	1.305	0.896	0.851	0.910	0.961	0.702	0.416
0.996	1.228	1.258	1.357	1.161	1.367	1.377	1.241	0.964	0.945	0.967	0.686	0.224
1.020	1.214	1.147	1.244	1.074	1.244	1.179	1.150	0.973	1.040	1.062	0.881	0.417
1.222	1.306	1.701	1.835	1.500	1.760	1.586	1.556	1.120	1.152	0.896	0.639	0.214
1.229	1.189	1.296	1.358	1.223	1.380	1.246	1.314	1.134	1.163	0.992	0.794	0.396
1.358	1.387	1.849	1.630	1.476	1.609	1.760	1.315	0.969	1.042	0.985	0.573	0.160
1.263	1.257	1.371	1.023	0.975	1.244	1.382	1.211	1.011	1.090	1.053	0.745	0.349
1.249	1.157	1.458	1.429	1.544	1.778	1.234	1.111	1.151	1.256	0.735	0.331	
1.212	1.109	1.225	0.972	0.998	1.342	1.081	1.070	1.149	1.192	0.836	0.502	
1.163	1.249	1.597	1.478	1.661	1.388	1.319	1.180	1.258	1.304	0.714	0.211	
1.130	1.226	1.366	1.234	1.333	1.223	1.199	1.174	1.131	1.173	0.822	0.409	
1.180	1.173	1.333	1.533	1.018	1.101	1.085	1.062	1.417	1.181	0.447		
1.156	1.139	1.205	1.363	1.048	1.135	1.157	1.041	1.265	1.108	0.604		
1.045	1.092	1.348	1.113	0.905	0.994	0.933	1.059	1.126	0.921	0.302		
0.897	1.126	1.304	1.191	1.043	1.151	1.027	1.121	1.064	0.973	0.474		
0.886	0.894	0.993	0.824	0.935	0.993	1.198	1.020	0.941	0.478	0.172		
0.833	0.978	1.128	0.985	1.128	1.087	1.244	1.059	1.026	0.637	0.350		
0.976	0.941	1.034	0.872	0.996	1.045	0.975	0.809	0.442	0.197			
1.035	1.065	1.163	1.081	1.174	1.164	1.091	0.967	0.641	0.379			
0.961	0.976	0.775	0.781	0.609	0.510	0.380	0.263	0.147				
1.086	1.096	0.988	1.043	0.862	0.752	0.620	0.469	0.334				
0.485	0.638	0.456	0.435	0.255	0.157							
0.715	0.885	0.704	0.721	0.494	0.397							
0.199	0.194	0.170	0.126	--寿命初期、冷温零出力								
0.415	0.405	0.380	0.328	--寿命初期、高温全出力、平衡キセノン								

図 24 軽水炉(BWR)において反応度フィードバック効果が出力分布に与える影響

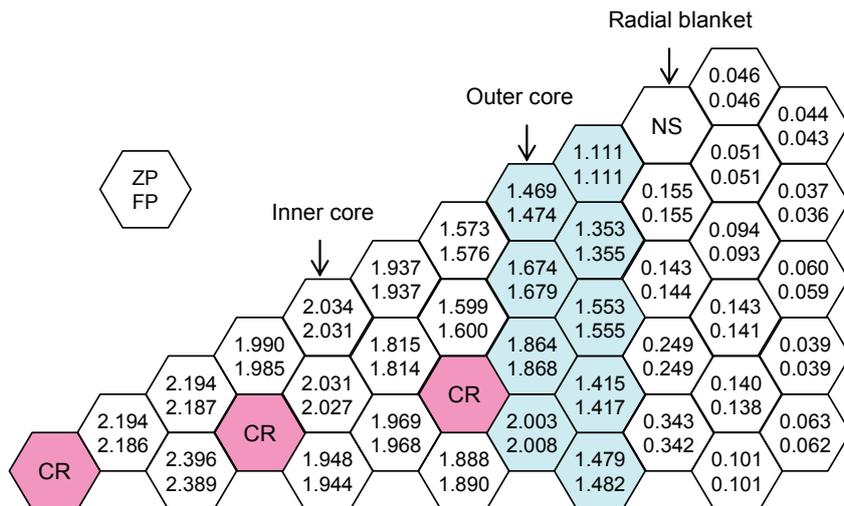


図 25 高速炉において反応度フィードバック効果が出力分布に与える影響(ZP : 0%出力、FP : 100%出力)

2.7 燃焼計算

高速炉は元々転換率が高いため、燃焼に伴う無限増倍率の変化が小さい。このため、サイクル初期に確保しておく必要がある過剰反応度³²は軽水炉に比べて小さい。例えばもんじゅの場合、サイクル長を約 150EFPD³³として、最大過剰反応度は約 5% $\Delta k/k$ であるのに対し、軽水炉では、約 400EFPD に対して約 20% $\Delta k/k$ の反応度が必要となる。軽水炉では、この過剰反応度を抑制するため、可燃性毒物・冷却材中のホウ素・制御棒(PWR)もしくは、可燃性毒物・制御棒・ボイド率(冷却材流量)(BWR)が用いられるが、高速炉は制御棒のみで反応度制御を行う。

軽水炉では可燃性毒物が存在するため、燃焼に伴い、微視的反応率が急速に変化する³⁴。ガドリニア入り燃料に対する燃焼ステップの感度を図 26 に示す。これより、燃焼計算における離散化誤差を十分に小さくするためには、予測子-修正子法(Predictor-corrector 法)を用いても燃焼ステップを 0.25GWd/t 程度に分割する必要があることが分かる。そのため、燃焼計算では、燃料集合体の寿命期間(~50GWd/t)を 200 程度の燃焼ステップに分割する必要がある。

一方、高速炉では燃焼に伴う核特性(微視的反応率)の変化が少ないため、軽水炉のように詳細な燃焼ステップを用いた解析は不要であり、寿命初期・中期・末期の三点程度を燃焼ステップとして燃焼計算が行われる。

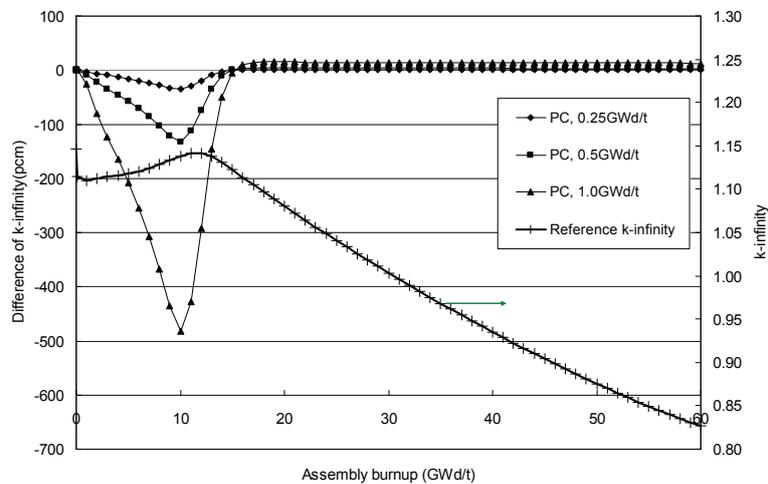


図 26 軽水炉(6wt% Gd₂O₃入り PWR 燃料)における燃焼ステップの効果

³² ここでは、最大の余剰反応度という意味合いで用いている。

³³ Effective Full Power Day。全出力換算で原子炉を運転した日数。

³⁴ ガドリニアが添加された燃料の場合、ガドリニアが燃焼すると(中性子を吸収して、吸収断面積の小さい同位体に変化すると)、熱群の巨視的吸収断面積が変化し、熱群の中性子束が高くなる。そのため、燃焼に伴って、微視的吸収反応率(= $\sigma_c \phi$)が上昇する。

2.8 炉心管理

軽水炉と高速炉で最も異なるのは、燃料シャフリングである。軽水炉では、燃料交換時に旧燃料(引き継ぎ燃料)の配置を変更するための燃料シャフリングを実施する。また、この際、PWR では集合体の回転は行わず、BWR では装荷位置によって集合体を 90° 、 180° あるいは 270° 回転させる。PWR, BWR いずれについても燃料集合体の回転を管理した上で燃料の装荷を行う。

一方、高速炉では、一般に燃料交換時に燃料のシャフリングは実施されない。また、集合体の回転は管理されない。(どのような回転方向で炉心に装荷するかを管理しない。) このような燃料管理を行う理由は以下の通りである。

(1)燃料集合体は燃焼とともに照射成長などで変形し、若干曲がった状態になる³⁵。また、この曲がり量は、中性子の照射量や温度などに複雑に依存する。高速炉の場合、燃料交換はナトリウム中で行われ、当然のことながら集合体を目視できない状態で実施される。そのため、燃料交換中に機械的な干渉などにより燃料が「引っかかる」と復旧に非常に時間を要することとなる。このようなリスクを低減するため、燃料のシャフリングを行わない。ちなみに、軽水炉でも同様の燃料曲がりは発生するが、燃料交換は水の中で行われ、目視できる状態であるため、燃料曲がりは(燃料装荷手順をきちんと策定すれば)大きな問題にはならない。

(2)前節で見たように、高速炉においては、新燃料と燃焼燃料の反応度差が比較的小さく、また、中性子の平均自由行程が長いため、新燃料を配置しても局所的に出力が高くなりにくい特性がある。そのため、集合体毎にシャフリングを行う効果は軽水炉に比べると小さい。

以上のことから、高速炉においては、燃焼済み燃料を取り出した位置に直接新燃料を挿入することで、その他の燃焼燃料のシャフリングを行わない運用としている。

3.まとめ

本稿では、炉物理的な観点から高速炉と軽水炉の比較を試みた。高速炉と軽水炉は炉物理的にはかなり異なったシステムであり、現在用いられている核設計手法は、それぞれの炉型の特長をうまく活かしたものになっていることがおわかり頂けたのではないかと思います。

軽水炉での経験が長かった筆者から見ると、炉心管理を含め、高速炉の解析は「なぜそんなに簡略な取り扱いでよいのか」と疑問に思うところもあったが、本稿をまとめる過程で、かなりの部分については疑問が解消した次第である。

一方で、炉心設計システムとしては、歴史が長い分、軽水炉のシステムに一日の長があり、今後高速炉設計システムを整備していく際には、軽水炉の炉心設計システムから取り入れるべき点も多いと考えられる。

³⁵ 炉心の外周方向に向かって「花が開くように」集合体が曲がっていくので、フラワーリング(flowering)と呼ばれている。

謝辞

日本原子力研究開発機構の千葉豪氏からは、高速炉関係の解析結果の一部をいただいた。また、高速炉の特性について様々のご教示をいただいた。また解析の一部は名古屋大学の遠藤知弘氏、伴裕一郎氏、安江祉洋氏、辻田浩介氏らにご協力を頂いた。ここに記して感謝の意を表すものである。