



「もんじゅ」におけるドップラー係数の不確かさの評価

Uncertainty Quantification of Doppler Coefficient
for MONJU

千葉 豪 羽様 平 金城 秀人 西 裕士 鈴木 隆之
Go CHIBA, Taira HAZAMA, Hidehito KINJO, Hiroshi NISHI
and Takayuki SUZUKI

FBR プラント工学研究センター
FBR Plant Engineering Center

December 2011

本レポートは独立行政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。

独立行政法人日本原子力研究開発機構 研究技術情報部 研究技術情報課
〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根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
Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department,
Japan Atomic Energy Agency
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1195 Japan
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

© Japan Atomic Energy Agency, 2011

「もんじゅ」におけるドップラー係数の不確かさの評価

日本原子力研究開発機構

FBR プラント工学研究センター

千葉 豪 *¹、羽様 平、金城 秀人 *²、西 裕士、鈴木 隆之

(2011 年 10 月 18 日受理)

「もんじゅ」炉心体系を対象として、ドップラー係数の不確かさを最新の知見を取り込んで定量的に評価した。要因別のドップラー係数に対する不確かさは以下のように整理される。なお、本検討で評価した不確かさは、 2σ 相当、すなわち 95% の信頼幅を有するものと定義する。

- 核データ、計算手法に起因する不確かさについて、その系統的成分を 1%、統計的成分を 7% と評価した。
- 核分裂生成物の核データに起因する不確かさを 3% と評価した（統計的成分）。
- 高温領域（1800K 以上）における不確かさの上乗せは不要と評価した。
- 冷却材がボイド化した体系での不確かさの上乗せは不要と評価した。
- 燃料の燃焼に伴う不確かさは無視できる程度と評価した。
- 制御棒位置に起因する不確かさを 1.7% と評価した（統計的成分）。
- ドップラー係数の温度依存性を近似的に取り扱う不確かさを 3% と評価した（統計的成分）。
- 燃料平均温度に起因する不確かさについて、その系統的成分を 0.8%、統計的成分を 1.2% と評価した。
- ドップラー係数の計算における温度の空間分布の取り扱いに由来する不確かさを 1.5% と評価した（系統的成分）。

以上より、ドップラー係数の不確かさとして 11.7% が得られた。

原子力科学研究所（駐在）：〒 319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2-4

本報告書の内容は、(株)NESI が日本原子力研究開発機構との請負契約により実施した業務成果に関するものを含み、日本原子力研究開発機構が取りまとめたものである。

*¹ 北海道大学（2011 年 3 月 31 日まで、FBR プラント工学研究センターに所属）

*²(株)NESI

Uncertainty Quantification of Doppler Coefficient for MONJU

Go CHIBA*¹, Taira HAZAMA Hidehito KINJO*², Hiroshi NISHI and Takayuki SUZUKI

FBR Plant Engineering Center
Japan Atomic Energy Agency
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received October 18, 2011)

Uncertainty of Doppler coefficient is quantified for the Monju core. Component-wise uncertainties are quantified as follows. Note that the following uncertainties correspond to the 2σ reliability.

- Uncertainty due to the nuclear data and numerical method is estimated at 1% as systematic component and at 7% as statistical component.
- Uncertainty due to the fission product nuclear data is estimated at 3% as statistical component.
- Uncertainty in a high temperature range is negligible.
- Uncertainty in a coolant-voided situation is negligible.
- Uncertainty due to fuel depletion is negligible.
- Uncertainty due to control rod position is estimated at 1.7% as statistical component.
- Uncertainty due to approximated treatment of temperature dependence of Doppler coefficient is estimated at 3% as statistical component.
- Uncertainty due to averaged fuel temperature is estimated at 0.8% as systematic component and at 1.2% as statistical component.
- Uncertainty due to the approximated treatment of temperature spatial distribution is estimated at 1.5% as systematic component.

Uncertainty for Doppler coefficient is estimated at 11.7%.

Keywords: Doppler Coefficient, Uncertainty Quantification, Monju

This work was performed by NESI Inc. under contract with Japan Atomic Energy Agency.

*¹Hokkaido university (FBR plant engineering center till 2011/03/31)

*²NESI Inc.

目次

1. 背景	1
2. ドップラー係数に対する基礎的考察	3
2.1 ドップラー反応度のメカニズム	3
2.2 ドップラー係数の温度依存性	6
2.3 ドップラー反応度の核種内訳	9
2.4 酸化燃料の固体結晶効果の考慮	10
3. 物理的観点からの不確かさ評価	11
3.1 公開データに基づく実験解析結果の整理	11
3.2 「もんじゅ」性能試験の解析結果	17
3.3 核分裂生成物の核データに起因する不確かさ	18
3.4 高温領域における不確かさ	18
3.5 冷却材がボイド化した際の不確かさ	21
3.6 燃焼に伴う数密度変動の不確かさ	25
3.7 制御棒位置の不確かさ	28
4. 運用的観点からの不確かさ評価	31
4.1 ドップラー係数の近似式に起因する不確かさ	31
4.2 燃料平均温度に起因する不確かさ	33
4.3 温度の炉心内空間分布を無視することによる不確かさ	34
4.4 燃料ピン平均温度の取り扱いに起因する不確かさ	35
4.5 一次摂動計算値と厳密摂動計算値との比較	36
5. まとめ	37
謝辞	38
参考文献	39
付録A ドップラー反応度のエネルギースペクトル	41
A.1 もんじゅと公開データとの比較	41

Contents

1. Background	1
2. Foundation of Doppler coefficient	3
2.1 Mechanism of Doppler reactivity	3
2.2 Temperature dependence of Doppler coefficient	6
2.3 Nuclide-wise contribution to Doppler reactivity	9
2.4 Crystalline binding effect of oxide-fuel	10
3. Uncertainty quantification of Doppler coefficient from a physical point of view .	11
3.1 Results of experimental analyses	11
3.2 Results of the analyses for the last performance test in Monju	17
3.3 Uncertainty induced by fission product nuclear data	18
3.4 Uncertainty in a high temperature range	18
3.5 Uncertainty in a coolant-voided situation	21
3.6 Uncertainty in number densities through burnup	25
3.7 Uncertainty in control rod position	28
4. Uncertainty quantification of Doppler coefficient from a utilization point of view	31
4.1 Uncertainty due to the approximated expression for temperature dependence	31
4.2 Uncertainty due to averaged fuel temperature	33
4.3 Uncertainty induced by ignorance of spatial temperature distribution	34
4.4 Uncertainty induced by temperature treatment of fuel pin	35
4.5 Comparison between the first-order perturbation and exact perturbation . . .	36
5. Summary	37
Acknowledgment	38
References	39
Appendix A Energy spectra of Doppler reactivity	41
A.1 Comparison between Monju and others	41

List of Tables

Table 2.1.1	Component-wise Doppler reactivity (unit: $\Delta k/kk'$)	4
Table 2.1.2	Component-wise Doppler reactivity only for inner core (unit: $\Delta k/kk'$)	5
Table 2.2.1	High-temperature Doppler reactivity at FCA XVII-1	8
Table 2.3.1	Nuclide-wise Doppler reactivity (unit: $\Delta k/kk'$)	9
Table 3.1.1	Results of experimental analyses for Doppler reactivity	12
Table 3.1.2	Energy range-wise contribution of fictitious Doppler reactivity . .	16
Table 3.4.1	Doppler reactivity comparison between measured and fitted values (unit: $10^{-8}\Delta k/kk'/g$ of ^{238}U)	19
Table 3.4.2	Ratio of reactivity at 1073K to that at 823K	20
Table 3.4.3	Doppler reactivity comparison between measured and fitted values with revised data (unit: $10^{-8}\Delta k/kk'/g$ of ^{238}U)	20
Table 3.5.1	Energy region-wise contribution of fictitious Doppler reactivity in a coolant-voided situation	22
Table 3.5.2	Results of experimental analyses for Doppler reactivity in FCA cores	23
Table 3.5.3	Material composition and neutron spectrum index of several FCA cores	23
Table 3.5.4	C/E values of sample Doppler reactivity in flooded and voided cores	24
Table 3.5.5	C/E values of sample Doppler reactivity in ZPPR-2	25
Table 3.6.1	Component-wise Doppler reactivity (unit: $\Delta k/kk'$)	25
Table 3.7.1	Doppler reactivity with real control rod position (unit: $\Delta k/kk'$) . .	28
Table 3.7.2	Energy region-wise contribution of Doppler reactivity with/without considering control rod position	30
Table 4.2.1	Reference temperature dependence of Doppler coefficient	33
Table 4.3.1	Radial temperature distribution	34
Table 4.5.1	Comparison in Doppler reactivity between the first-order perturbation theory and the exact perturbation theory (unit: $\Delta k/kk'$)	36

List of Figures

Fig. 2.2.1	Temperature dependence of Doppler reactivity	8
Fig. 3.1.1	C/E value of Doppler reactivity (error bar: experimental uncertainty)	12
Fig. 3.1.2	Comparison of ^{238}U background cross section (1)	13
Fig. 3.1.3	Comparison of ^{238}U background cross section (2)	14
Fig. 3.1.4	Ratio of the MONJU ^{238}U effective capture cross section change to the ZPPR-9 value	15
Fig. 3.1.5	Comparison of ^{238}U background cross section between different size of sample	16
Fig. 3.5.1	Comparison of ^{238}U background cross section (3)	21
Fig. 3.6.1	Comparison in microscopic absorption cross section	26
Fig. 3.6.2	Comparison in macroscopic absorption cross section (1)	27
Fig. 3.6.3	Comparison in macroscopic absorption cross section (2)	27
Fig. 3.7.1	Volume-integrated neutron flux at inner core region	29
Fig. 3.7.2	Volume-integrated neutron flux at outer core region	29
Fig. 4.1.1	Error due to the simple representation for Doppler coefficient	32
Fig. A.1.1	Comparison of Doppler reactivity energy spectrum (1)	41
Fig. A.1.2	Comparison of Doppler reactivity energy spectrum (2)	42
Fig. A.1.3	Comparison of Doppler reactivity energy spectrum (3)	42

1. 背景

高速炉の核特性パラメータの不確かさを定量的に把握することは、パラメータに対する安全余裕の設定に不可欠であると同時に、安全余裕を合理化するための方策を考えるうえで重要な示唆を与える。

高速炉におけるドップラー係数は、炉心の過渡挙動に大きく影響を与えるものであり、特に仮想的炉心崩壊事象においては重要な反応度フィードバック機構となる。従って、ドップラー係数の安全余裕の設定は炉心の成立性を大きく左右し、また、その安全余裕を合理化することは炉心設計に対する自由度を大きくすることになる。

高速原型炉もんじゅのドップラー係数に対する不確かさとしては、平成19年に提出された原子炉設置許可変更許可申請の核設計に関する部分¹⁾の関連資料に定量的な評価結果が記載されている（「核設計について」添付4）。要因別に整理された不確かさを以下に転載する。

要因	不確かさ	根拠
実験解析の不確かさ	±13%	臨界実験解析の C/E
実験体系と組成との違い	±7%	SEFOR 実験報告に基づくスペクトルの相違 制御棒挿入効果
構造の違い（制御棒の存在）	±4%	
温度予測の不確かさ*	±10%	GEAP-13929 レポートによる

* 燃料の熱伝導度の不確かさに起因する燃料温度の不確かさ

それぞれの不確かさ要因を統計成分と見做し、それらを合成することにより、不確かさの総和として18%が得られている。なお、ドップラー係数に対する実際の設計余裕としては30%を見込んでいる。

今回の検討は、「もんじゅ」炉心体系²⁾を対象として、そのドップラー係数の不確かさを、最新の知見を取り込んで定量的に評価するものである。

ここで、不確かさの定義について明確にしておく。近年、世界的に「統計的安全評価」の考え方が原子炉施設の安全設計に導入されつつあり、我が国でもその具体的な指針が日本原子力学会の標準「統計的安全評価の実施基準：2008」に与えられている¹⁾。このような動向を勘案し、今回評価する不確かさを統計的安全評価にも利用可能なものとするため、不確かさを、信頼幅95%、すなわち着目物理量がガウス分布をすとした場合の 2σ の幅と定義することとする。

また、計算モデルの簡略化等により評価値にバイアスが生じ、そのバイアスの程度が分かっている場合、本来であれば評価値にそのバイアスを補正する必要があるが、運用上、補正を行わないことがある。そのような場合には、そのバイアスは「誤差」として定義し、不確かさの評価値に反映させることとする。

以下、本報告書の構成を示す。第二章では、不確かさ評価に先立ち、ドップラー反応度のメカニズムや温度依存性についての考察と整理を行い、ドップラー係数の不確かさを評価するために必要となる考え方を整理する。引き続き、第三章、第四章ではドップラー係数の不確かさを要因別に定量化する。ここで、第三章ではドップラー反応度の物理的な観点からの不確かさを評価し、第四章でドップラー係数として炉心設計、安全解析において運用する際に生じる不確かさを評価する。最後に第五章で要因別の不確かさをまとめ、ドップラー係数に対する不確かさを提示する。

2. ドップラー係数に対する基礎的考察

ドップラー係数 $d\rho(T)/dT$ は、その式が示す通り、体系の温度上昇に伴い炉心に印加される反応度（ドップラー反応度）の温度に対する微係数として定義される。本章では、ドップラー係数の不確かさ評価に資するため、ドップラー反応度の生起メカニズムについて簡単な考察を行うとともに、その温度依存性について整理する。また、それに加えて、ドップラー反応度における各核種の寄与割合、酸化物燃料の固体結晶効果がドップラー反応度に与える影響が軽微であることをそれぞれ独立した節で記述する。

2.1 ドップラー反応度のメカニズム

基準温度における炉心の実効増倍率 k を以下の式で記述する。

$$k = \frac{\langle \nu \Sigma_f \phi \rangle}{\langle \Sigma_a \phi \rangle + L} = \langle \nu \Sigma_f \phi \rangle \quad (2.1)$$

ここで、両括弧 $\langle \rangle$ はエネルギー、空間に関する積分を示し、 L は炉心からの中性子漏洩量を示す。なお上式では、核分裂源の総数が k と一致するように中性子束が規格化されているとする（すなわち、 $\langle \Sigma_a \phi \rangle + L = 1$ ）。

次に、炉心の温度が上昇した場合を考え、そのときの実効増倍率 k' を以下の式で記述する。

$$\begin{aligned} k' &= \frac{\langle \nu \Sigma'_f \phi' \rangle}{\langle \Sigma'_a \phi' \rangle + L'} \\ &= \frac{\langle \nu \Sigma_f \phi \rangle + \langle \Delta \nu \Sigma_f \phi \rangle + \langle \nu \Sigma_f \Delta \phi \rangle + \langle \Delta \nu \Sigma_f \Delta \phi \rangle}{\langle \Sigma_a \phi \rangle + \langle \Delta \Sigma_a \phi \rangle + \langle \Sigma_a \Delta \phi \rangle + \langle \Delta \Sigma_a \Delta \phi \rangle + L + \Delta L} \\ &= \frac{k + \langle \Delta \nu \Sigma_f \phi \rangle + \langle \nu \Sigma_f \Delta \phi \rangle + \langle \Delta \nu \Sigma_f \Delta \phi \rangle}{1 + \langle \Delta \Sigma_a \phi \rangle + \langle \Sigma_a \Delta \phi \rangle + \langle \Delta \Sigma_a \Delta \phi \rangle + \Delta L} \\ &\approx (k + \langle \Delta \nu \Sigma_f \phi \rangle + \langle \nu \Sigma_f \Delta \phi \rangle + \langle \Delta \nu \Sigma_f \Delta \phi \rangle) \cdot \\ &\quad (1 - \langle \Delta \Sigma_a \phi \rangle - \langle \Sigma_a \Delta \phi \rangle - \langle \Delta \Sigma_a \Delta \phi \rangle - \Delta L) \end{aligned} \quad (2.2)$$

なお、式中の $\Delta \nu \Sigma_f$ は中性子生成断面積 $\nu \Sigma_f$ の温度上昇に伴う変動量を示す。 $\Delta \Sigma_a$ 、 $\Delta \phi$ 、 ΔL についても同様である。

式(2.2)に対して二次以降の項を無視すると、以下の式を得る。

$$k' \approx k + (\langle \Delta \nu \Sigma_f \phi \rangle - k \langle \Delta \Sigma_a \phi \rangle) + (\langle \nu \Sigma_f \Delta \phi \rangle - k \langle \Sigma_a \Delta \phi \rangle) \quad (2.3)$$

これより、温度上昇に伴う体系の実効増倍率の変動は、演算子（断面積）の摂動による直接的な効果と、演算子の摂動に伴う中性子束の変動による間接的な効果とに分けられることが分かる。なお、式(2.3)の導出過程で演算子の摂動と中性子束の摂動の積の項を落としたことは一次摂動理論の考え方に対応する。

次に、式 (2.3) における演算子の摂動による項と中性子束の摂動による項の寄与割合を、「もんじゅ」の BOL 状態を対象に、以下の方法により評価した。まず、基準温度体系について中性子束、実効増倍率を計算した。その後、基準温度体系で求めた中性子束と温度上昇体系の巨視的断面積を用いて全炉心の中性子漏洩率、生成率、消滅率を計算し、それから（便宜的に）実効増倍率を定義し、基準体系の実効増倍率からの変動量を求めた。これが演算子の摂動による効果に対応する。一方、中性子束の摂動の効果は、温度上昇体系で求めた中性子束と基準体系の巨視的断面積から同様の手続きで実効増倍率の変動量を計算し評価した。なお、基準温度は 300K とし、昇温時の温度をパラメータとした。

はじめに、内側炉心と外側炉心の温度を一定とした条件で上昇させた場合の結果を **Table 2.1.1** に示す。

Table 2.1.1 Component-wise Doppler reactivity (unit: $\Delta k/k'$)

Temperature* (K)	Operator term	Flux term	Total	Reactivity (FOP)
600	-0.00503	+0.00026 (0.054**)	-0.00477	-0.00480
900	-0.00807	+0.00040 (0.052)	-0.00767	-0.00772
1200	-0.01024	+0.00050 (0.051)	-0.00975	-0.00982
1500	-0.01193	+0.00056 (0.050)	-0.01136	-0.01146
1800	-0.01329	+0.00062 (0.049)	-0.01267	-0.01279
2100	-0.01444	+0.00066 (0.048)	-0.01377	-0.01392
2400	-0.01542	+0.00070 (0.047)	-0.01473	-0.01488
2700	-0.01629	+0.00073 (0.047)	-0.01556	-0.01574

* Reference temperature is 300K.

** Absolute ratio to total

演算子の摂動による効果（表中「Operator term」）は、温度の上昇に伴い群吸収断面積、核分裂断面積がドップラー効果により増加したことによる効果であり、前者の影響が大きいことから負の反応度となっている。また、中性子束の摂動による効果（表中「Flux term」）は、温度上昇により群断面積が増加したことにより、中性子束の空間、エネルギー分布が変動したことによる効果である。温度の上昇に伴い共鳴領域の吸収断面積が増加するため、中性子束エネルギースペクトルは硬化する。核分裂断面積の吸収断面積に対する比はエネルギーが高いほど大きいため、中性子スペクトルの硬化は正味で正の反応度となる。なお、表中の「Total」は、演算子の摂動による効果と中性子束の摂動による効果の和である。

この結果より、ドップラー反応度において、演算子の摂動による効果が支配的であること、中性子束の摂動による効果は全反応度の 5%程度に過ぎず、その寄与の大きさに温度依存性が見られないことを確認した。

次に、内側炉心のみ温度を上昇させた場合の結果を **Table 2.1.2** に示す。

この場合、中性子束の摂動による効果は負となっているが、これは中性子束スペクトルの高エ

Table 2.1.2 Component-wise Doppler reactivity only for inner core (unit: $\Delta k/kk'$)

Temperature (K)	Operator term	Flux term	Total	Reactivity (FOP)
600	-0.00361	-0.00015 (0.040*)	-0.00376	-0.00378
900	-0.00580	-0.00024 (0.040)	-0.00604	-0.00608
1200	-0.00737	-0.00031 (0.041)	-0.00768	-0.00775
1500	-0.00859	-0.00037 (0.040)	-0.00896	-0.00904
1800	-0.00958	-0.00040 (0.040)	-0.00998	-0.01009
2100	-0.01041	-0.00044 (0.041)	-0.01085	-0.01098
2400	-0.01113	-0.00047 (0.041)	-0.01160	-0.01173
2700	-0.01176	-0.00049 (0.040)	-0.01225	-0.01241

* Absolute ratio to total

エネルギーへのシフトによる正の成分と、外側炉心領域への空間的なシフトに伴う漏洩量増大による負の成分で説明できるものと考えられる。この場合でも、中性子束の摂動による効果はドップラー反応度に対して4%程度と小さいことが確認できる。

中性子束の摂動による効果を見捨てることにより、式(2.3)は以下のように簡略化される。

$$k' \approx k + \langle \Delta \nu \Sigma_f \phi \rangle - k \langle \Delta \Sigma_a \phi \rangle \quad (2.4)$$

この式より、ドップラー反応度の不確かさの要因を

- 温度変動に伴う実効断面積の変動に対する不確かさ
- (基準温度体系の) 中性子束のエネルギースペクトルに対する不確かさ

と整理することが出来る。

また、Table 2.1.1 および Table 2.1.2 には一次摂動による反応度計算値を併せて示しているが、演算子の摂動による効果と中性子束の摂動による効果との和が、一次摂動による反応度計算値と1%程度の差異で一致していることが分かる。これより、本節の議論の妥当性が数値的に確認できる。

2.2 ドップラー係数の温度依存性

本節では、ドップラー係数の温度依存性について、その理論を文献⁴⁾の記述を参考にまとめ、さらに計算値、実験値を用いてその妥当性を確認する。

体系の温度上昇に伴う実効増倍率の変動は近似的に式(2.4)により記述できるが、核分裂断面積の変動による項を無視し、基準体系の実効増倍率を1.0と見做すと、次のように簡略化される。

$$k' = k - \langle \Delta \Sigma_a \phi \rangle \quad (2.5)$$

ここで反応率を共鳴積分 I で書くと、上式は以下のように書ける。

$$k' - k \approx -(I' - I) \quad (2.6)$$

共鳴が Breit-Wigner の式で表現できるとし、NR 近似を仮定すると、共鳴積分は以下の式で記述される。

$$I = \frac{(\Sigma_s^M + \Sigma_p^A) \Gamma_\gamma}{N_A E_0} J(\zeta, \beta) \quad (2.7)$$

ただし、

$$J(\zeta, \beta) = \int_0^\infty dx \frac{\psi(\zeta, x)}{\beta + \psi(\zeta, x)}, \quad (2.8)$$

$$\beta = \frac{\Sigma_s^M + \Sigma_p^A}{\Sigma_0^A}, \quad (2.9)$$

$$\zeta = \Gamma / \Gamma_D, \quad (2.10)$$

$$\Gamma_D = \left(\frac{4E_0 kT}{A} \right)^{1/2} \quad (2.11)$$

である。なお、 Γ_D はドップラー幅とよばれているものである。

関数 ψ が温度 T に依存するため、関数 J も温度に依存する。関数 J の温度依存性について、Reichel により以下の関係が成り立つことが示されている⁵⁾。

$$J(\zeta, \beta) \propto T^n \quad (2.12)$$

この n は媒質の状態に依存し、低エネルギー領域では1、高エネルギー領域では-1/2 となり低エネルギーから高エネルギーへ連続的に変化すること、温度の増加もしくは Σ_p^A (吸収体のポテンシャル散乱断面積、すなわち背景断面積) の増加に対して値が小さくなることが示されている⁵⁾。

以上より、式(2.6)は以下のように書ける。

$$k' - k \approx aT'^{m'} - aT^n \quad (2.13)$$

ここで、ドップラー反応度を温度の関数として表示するため、基準体系の増倍率、温度を k_0 、 T_0 とし、温度 T での増倍率を k と書き直すと、上式は以下のように書ける。

$$k - k_0 \approx aT^{n(T)} - aT_0^{n(T_0)} \quad (2.14)$$

上式では共鳴積分の近似式における定数 n の温度依存性を $n(T)$ と記述したが、これを無視することにより、ドップラー反応度について以下の関係式を得ることが出来る。

$$\rho(T) \approx k - k_0 \propto (T^n - T_0^n) \quad (2.15)$$

また、ドップラー係数の温度依存性は以下の式で記述されることになる。

$$d\rho(T)/dT = \alpha T^{n-1} \quad (2.16)$$

次に、計算値、実験値の両面から、式 (2.15) で示されるドップラー反応度の温度依存性の妥当性について検討する。

はじめに、計算値の観点からの検討を行う。「もんじゅ」の BOL 状態について、定格出力温度（燃料領域の温度は約 1400K）を基準温度とし、100K 刻みに温度を上昇させた体系の反応度を一次摂動により計算した（3300K まで）。そして、得られた反応度から、最小二乗法により式 (2.15) における係数 n を計算し、フィッティング曲線を得た（フィッティングの結果、 n としては 0.036 が得られた）。フィッティングの結果を **Fig. 2.2.1** に示す。式 (2.15) に基づく反応度と一次摂動による計算値との最大差異は 0.1% となり、式 (2.15) で示されるドップラー反応度の温度依存性は、定格出力より高い温度領域において計算値をほぼ完全に再現することを確認した¹。

次に、実験値の観点からの検討を行う。ここでは、FCA XVII-1 炉心で行われた 1800K までの高温ドップラー反応度測定実験のデータ^{4,6)}を用いることとする。**Table 2.2.1** に、文献⁶⁾に記載されているドップラー反応度実験値とともに、式 (2.15) への最小二乗フィッティング値を示す。この結果より、式 (2.15) で示されるドップラー反応度の温度依存性は 2% の精度で実験値を再現することを確認した。

¹より厳密には、この比較により、Reich-Moore 公式で記述される共鳴について、全エネルギー領域、全空間の積分値であるドップラー反応度が式 (2.15) で記述できることを確認した、といえる。

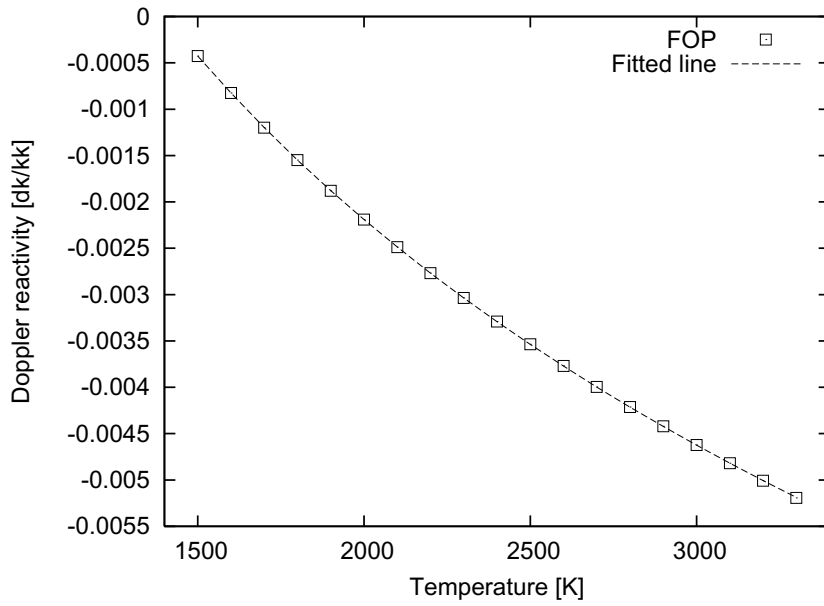


Fig. 2.2.1 Temperature dependence of Doppler reactivity

Table 2.2.1 High-temperature Doppler reactivity at FCA XVII-1

Temperature change	Doppler reactivity ($10^{-8} \Delta k/k/g$ of ^{238}U)	
	Experiment	Fitted
293 - 823 K	-1.13 ± 0.08	-1.115 (0.986*)
293 - 1073 K	-1.36 ± 0.05	-1.377 (1.013)
293 - 1323 K	-1.63 ± 0.05	-1.613 (0.980)
293 - 1773 K	-1.84 ± 0.07	-1.850 (1.005)

* Ratio to experimental value

2.3 ドップラー反応度の核種内訳

ドップラー反応度の核種別の内訳を定量化するため、「もんじゅ」BOECでのドップラー反応度（500K 昇温）について、特定の核種の温度のみを昇温させることで、核種毎の寄与を評価した。計算は三次元 HexZ 体系で行い、反応度は摂動計算により生成成分と吸収成分とに分けて求めた。結果を **Table 2.3.1** に示す。これより、ドップラー反応度に対しては U-238 の寄与が支配

Table 2.3.1 Nuclide-wise Doppler reactivity (unit: $\Delta k/kk'$)

	Yield	Absorption	Total
All	+0.304E-3	-2.077E-3	-1.743E-3
U-238	+0.002E-3	-1.792E-3	-1.760E-3 (1.010*)
Pu-239	+0.287E-3	-0.208E-3	+0.078E-3 (0.045)
Pu-240	+0.012E-3	-0.081E-3	-0.070E-3 (0.040)

* Absolute ratio to total Doppler reactivity

的であること、Pu-239、-240 がそれぞれ絶対値で 5%程度寄与することが分かる。

なお、Table 2.3.1 では反応度を生成成分と吸収成分とに分けて示しているため、温度上昇に伴う核分裂断面積の増加による影響がそのそれぞれに含まれている。すなわち、 Σ_f の増加により Σ_a 、 $\nu\Sigma_f$ がそれぞれ増加するが、前者は吸収の増加に対応して「吸収成分」に含まれ、後者は核分裂生成の増加に対応して「生成成分」に含まれる。 Σ_f が増加した場合の生成成分の吸収成分に対する比（の絶対値）は、近似的に核分裂あたりの生成中性子数 ν と見做することができる。Pu-239 の ν が 1MeV 以下でおよそ 2.9 であることを踏まえると、Pu-239 の生成成分が $+0.287 \times 10^{-3} \Delta k/kk'$ であることから、Pu-239 の吸収成分のうち核分裂断面積の変動に起因するものは $-0.1 \times 10^{-3} \Delta k/kk'$ 程度と考えることが出来、それ以外の $-0.1 \times 10^{-3} \Delta k/kk'$ 程度が捕獲断面積の変動に起因するものと考えられる。

2.4 酸化物燃料の固体結晶効果の考慮

酸化物燃料では、酸化物の化学結合効果により自由ガスモデルの場合と比較して実効温度が変動し、ドップラー反応度に影響を与えることが指摘されている⁷⁾。この点についてのレビューは文献⁴⁾にまとめられており、ドップラー反応度への影響が軽微であることが示されている。以下、文献⁴⁾の記述を参考に、その概要を示す。

一般に、ドップラー効果を考える際、原子核の熱運動は温度 T で熱平衡状態にある理想気体の熱運動に等しいと仮定する。しかし、酸化物燃料中の ^{238}U 原子核は固体結晶中に存在することから、厳密に共鳴反応を考える場合には理想気体の熱運動ではなく結晶中の熱運動を扱わなければならない。この結晶中の熱運動の扱いには、理想気体での Maxwell-Boltzmann 分布における熱力学的温度 T に代わって、固体の熱運動を考慮した実効温度 T_{eff} を用いる lamb の近似⁸⁾ がこれまでにもしばしば用いられている。この近似によると、実効温度 T_{eff} は以下の式で求まる。

$$T_{\text{eff}} \approx T \left\{ 1 + 0.05 \left(\frac{\Theta}{T} \right)^2 \right\} \quad (2.17)$$

ここで、 Θ は Debye 温度である。この式から明らかなように、熱力学的温度が Debye 温度に等しいとき実効温度は熱力学的温度よりも 5% 高くなり、実効温度と熱力学的温度の差は熱力学的温度が上昇するにつれて単調に減少する。

Rowlands の論文⁷⁾には、 UO_2 中の U の Debye 温度は 250K から 650K の値をとるものとされていたようであるが、以下で示す様々な研究により新たに Debye 温度が求められたことが記載されている。Butland は UO_2 の U と O について「重みつき」光子周波数スペクトルを解析し、 UO_2 中の U に対する Debye 温度として 250K を得た。また、Haste と Sowerby はある温度範囲での UO_2 の透過実験から、 ^{238}U に対して、異なる 2 つの温度 (1100K、1800K)、4 つの共鳴 (20.87eV、66.06eV、80.76eV、89.22eV) での実効温度を求め、これらの実効温度が Debye 温度 250K の結果と一致することを示した。また、文献⁴⁾では、アクチノイド酸化物の中性子回折研究から得た Debye-Waller 係数中の温度因子と Debye 温度の関係式と、Hutchings 等の温度因子の測定データを用いて、300K から 2900K までの UO_2 結晶の様々な測定温度に対応する Debye 温度が求められており、300K の Debye 温度が Butland の求めた値と近いことが示されている。

文献⁴⁾には、hutchings 等の温度因子から得た Debye 温度を用いて計算した実効温度が示されており、 ^{238}U の実効温度と熱力学的温度の差異は高々 1K 程度と無視できるものであることが示されている。

3. 物理的観点からの不確かさ評価

ドップラー係数の不確かさの要因として、第一に、予測計算に用いる核データ、計算手法に起因する不確かさが挙げられる。これについては、公開されているドップラー反応度の実験データに対して実験解析を実施し、それにより得られる計算値と実験値の差異に基づいて担保できる不確かさの範囲を設定する¹⁾。

また、仮想的炉心崩壊事故等、燃料の温度が実験データでは担保できない程度まで上昇する場合、冷却材がボイド化した場合の不確かさの上乗せ分を別途見積もる。

さらに、燃料の燃焼、制御棒挿入位置といった出力炉特有の要因に起因する不確かさについても考える。

3.1 公開データに基づく実験解析結果の整理

本節では、公開されているドップラー反応度の実験データについて、計算値と実験値との比較を行う。

公開されている実験データとしては、Sefor のドップラー定数ベンチマークデータ⁹⁾、IRPhEP ハンドブック記載の ZPPR-9 のサンプルドップラー反応度実験データ¹⁰⁾、FCA XVII-1 のサンプルドップラー反応度ベンチマークデータ¹¹⁾が挙げられる。

これらのデータに対する核データファイル JENDL-3.3 を用いた実験解析結果を **Table 3.1.1** および **Fig. 3.1.1** にまとめる。この計算結果は、輸送効果、高温のドップラーサンプルと低温の燃料との間の共鳴干渉効果等を考慮した詳細決定論的手法により得たものである（反応度は厳密摂動計算）。なお、Sefor、FCA については、格子の非均質効果はベンチマーク問題に補正係数として与えられている。

得られた C/E 値の平均値と標準偏差は以下のようになった。

$$C/E = 1.007 \pm 0.036$$

すなわち、C/E 値の平均値に対するバイアスが 1%程度、C/E 値のばらつきが 2σ で 7%程度ということになる。以上より、臨界実験データのドップラー反応度に対する核データ、計算手法に起因する不確かさとして、系統的な成分を 1%、統計的な成分を 7%と見積もることとする。

また、この結果より、複数の温度点にデータが存在する ZPPR-9、FCA XVII-1 について、C/E 値に有意な温度依存性は観察されないことが分かる。ドップラー反応度の温度依存性は式 (2.15) で示されることが計算値、実験値の両面から確認されていることから、Table 3.1.1 に示した実験データの温度を超える領域（1400K 以上）でも予測精度は同程度であると考えられる。

¹⁾なお、ここで用いる計算手法は現時点で最も精緻なものを採用し、計算手法の不確かさを極小化する。従って、設計計算手法に導入される近似による不確かさは別項目として考えるべきである。なお、本検討ではその不確かさは含まれていない。

Table 3.1.1 Results of experimental analyses for Doppler reactivity

		C/E	Rel. Exp. uncertainty	Index in Fig. 3.1.1
Sefor (Whole core)	Core-I (678K → 1366K)	1.04	0.08	s1
	Core-II (678K → 1366K)	1.02	0.08	s2
ZPPR-9 (UO ₂ sample)	300K → 500K	0.97	0.03	z1
	300K → 650K	0.98	0.02	z2
	300K → 800K	0.95	0.01	z3
	300K → 950K	1.00	0.01	z4
	300K → 1100K	0.99	0.01	z5
FCA XVII-1 (UO ₂ sample)	300K → 570K	1.04	0.04	fo1
	300K → 830K	1.07	0.03	fo2
	300K → 1070K	1.06	0.02	fo3
FCA XVII-1 (U Metal sample)	300K → 570K	0.98	0.02	fm1
	300K → 830K	0.99	0.01	fm2
	300K → 1070K	1.00	0.01	fm3

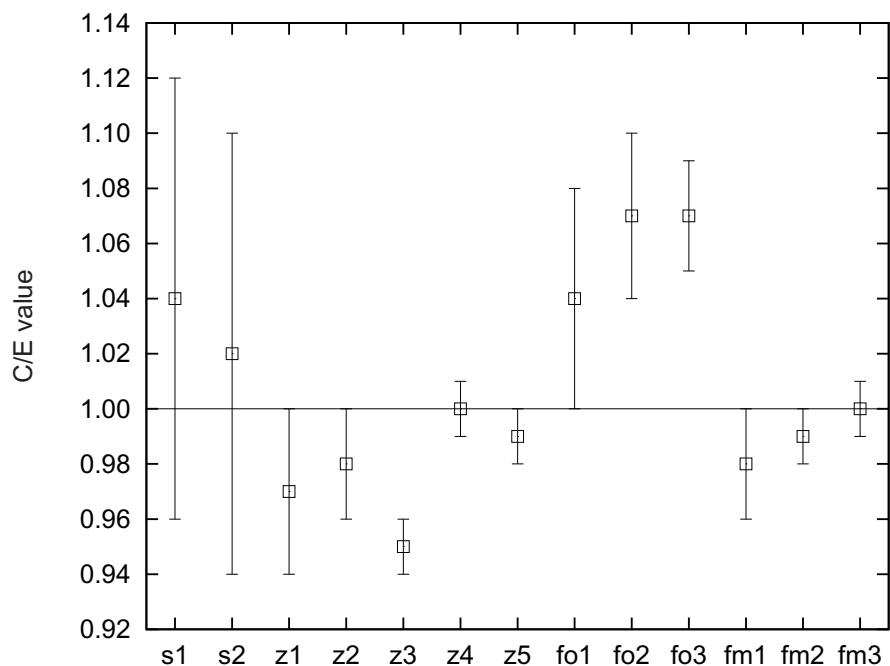


Fig. 3.1.1 C/E value of Doppler reactivity (error bar: experimental uncertainty)

次に、これらの公開実験データと「もんじゅ」(BOL)のドップラー反応度との差異について検討する。差異が存在するならば、公開実験データから「もんじゅ」への外挿による不確かさを考慮しなければならない。

ドップラー反応度の体系間の差異は、式(2.4)に基づくと、

- 実効断面積（共鳴自己遮蔽効果）の差異
- 中性子束のエネルギースペクトルの差異

に分けて考えることが出来る。そこで、その各々について、上記の公開実験データが「もんじゅ」の条件を包絡するかを確認する。

はじめに、実効断面積の差異、すなわち共鳴自己遮蔽効果の差異について検討する。

ドップラー反応度においてはU-238の共鳴吸収の寄与が支配的であること、実効断面積は背景断面積により決まることから、U-238の背景断面積の比較を行うこととした。常温状態（Seforは678K、その他は300K）におけるU-238の背景断面積を、「もんじゅ」(内側炉心)、Sefor (Core-I)については非均質燃料格子モデル、ZPPR-9、FCA XVII-1についてはドップラーサンプルに対する非均質スーパーセルモデル²により計算した（東捻の方法により非均質性を考慮）。エネルギー群毎のU-238の背景断面積をFig. 3.1.2およびFig. 3.1.3に示す。この図より、「もんじゅ」燃

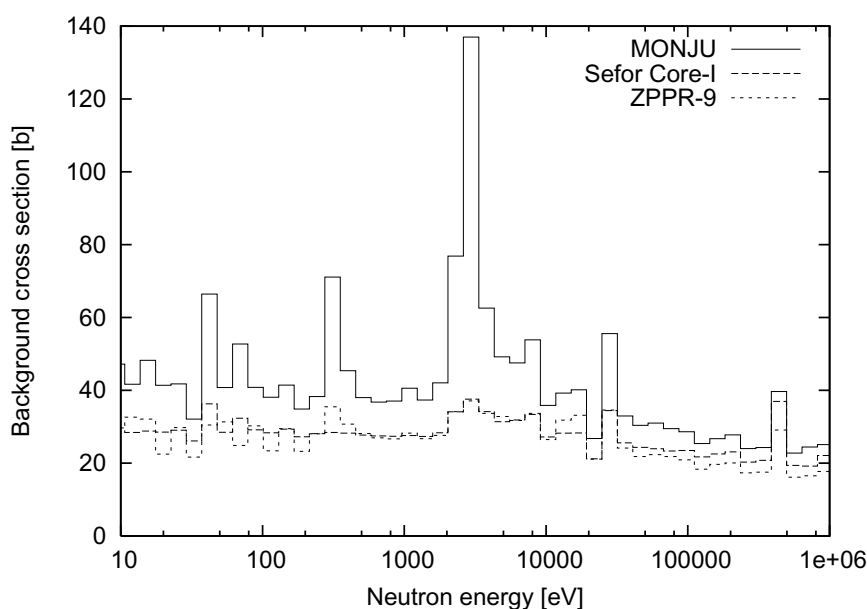


Fig. 3.1.2 Comparison of ^{238}U background cross section (1)

²非均質のドップラーサンプルモデルの周囲に均質燃料格子を配置した円筒モデル。

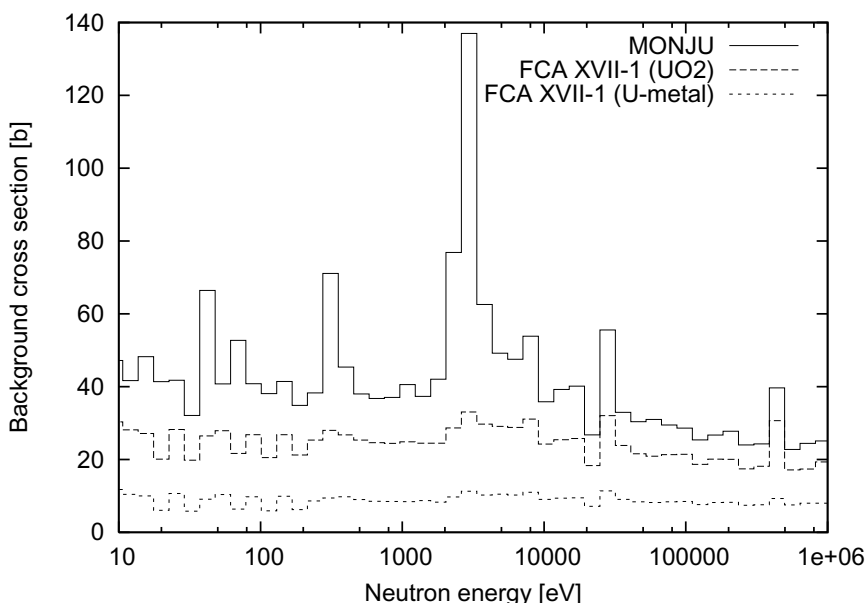


Fig. 3.1.3 Comparison of ^{238}U background cross section (2)

料集合体と比べて、公開実験データでは系統的にU-238の背景断面積が小さいことが分かる。この理由としては、ドップラーサンプル実験ではサンプル領域にプルトニウムが含まれていないこと、もんじゅのピンセルと比較してドップラーサンプル、Sefor燃料ピンは径が大きいこと（ $R=1.24\text{cm}$ 程度、「もんじゅ」は 0.28cm 程度）が挙げられる³。

次に、この背景断面積の差異が温度変動に伴うU-238実効捕獲断面積の変動に与える影響を評価する。300Kから600Kに温度を変えた場合のU-238実効捕獲断面積の変動を、「もんじゅ」燃料集合体とZPPR-9ドップラーサンプルの背景断面積を用いて計算し、両者の差異を得た。ZPPR-9ドップラーサンプルの背景断面積における実効断面積変動値に対する、「もんじゅ」燃料集合体での変動値の比、すなわち、

$$\frac{\sigma_{eff}(600\text{K}, \sigma_0^{Monju}) - \sigma_{eff}(300\text{K}, \sigma_0^{Monju})}{\sigma_{eff}(600\text{K}, \sigma_0^{ZPPR-9}) - \sigma_{eff}(300\text{K}, \sigma_0^{ZPPR-9})} \quad (3.1)$$

を Fig. 3.1.4 に示す。一般的に、背景断面積が大きいほど無限希釈状態に近づくため実効断面積の温度変動は小さくなると考えられる。従って、より大きい値である「もんじゅ」の背景断面積を用いたほうが、実効断面積の変動は小さくなると予想される。しかし、この図からは、数keV以上ではその通りであるが、数keV以下では逆に「もんじゅ」の背景断面積を用いたほうが実効断面積の温度変動が大きくなること分かる。ドップラー反応度のエネルギースペクトルは、一

³FCA XVII-1の金属Uサンプルでは系統的に背景断面積が小さいが、これは金属UサンプルにO-16が含まれていないことに由来する。

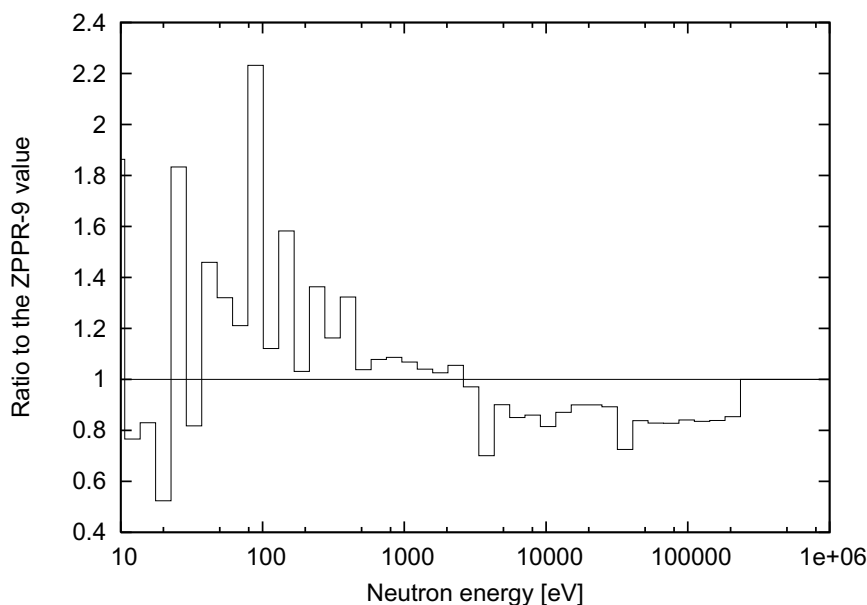


Fig. 3.1.4 Ratio of the MONJU ^{238}U effective capture cross section change to the ZPPR-9 value

般に 1keV 付近にピークを持ち、主に 100eV から 10keV の範囲に分布する。このエネルギー領域における「もんじゅ」燃料集合体と ZPPR-9 ドップラーサンプルの背景断面積の差異に起因する実効断面積温度変動の差異は 10%程度である。

なお、Table 3.1.1 で解析結果を示した FCA の実験データは直径 2.5cm のドップラーサンプルを用いて得られたものであるが、直径が 2.0cm のサンプルでの測定も実施されている⁴⁾。直径が 2.0cm のサンプルでは 2.5cm のサンプルと比較して U-238 の共鳴自己遮蔽効果が小さくなるため、より「もんじゅ」燃料集合体の条件に近づくと考えられる。そこで、直径が 2.0cm のサンプルにおける U-238 の背景断面積を計算し、「もんじゅ」燃料集合体のものと比較した。結果を **Fig. 3.1.5** に示す。これより、直径が 2.0cm のサンプルでは U-238 の背景断面積が大きくなるものの、「もんじゅ」燃料集合体の条件を包絡するほどではないことが分かる。

以上の検討より、本節で用いた公開実験データは、U-238 の共鳴自己遮蔽効果という観点からは「もんじゅ」の条件を包絡していないことが分かった。

続いて、中性子束のエネルギースペクトルにおける差異について検討する。

異なる体系のドップラー反応度から中性子束エネルギースペクトルの差異のみを抽出するため、実験体系については昇温した領域の積分中性子束を、もんじゅについては内側炉心、外側炉心の積分中性子束を計算し、これにもんじゅ内側炉心の燃料温度を 500K 増加させた際の巨視的吸収

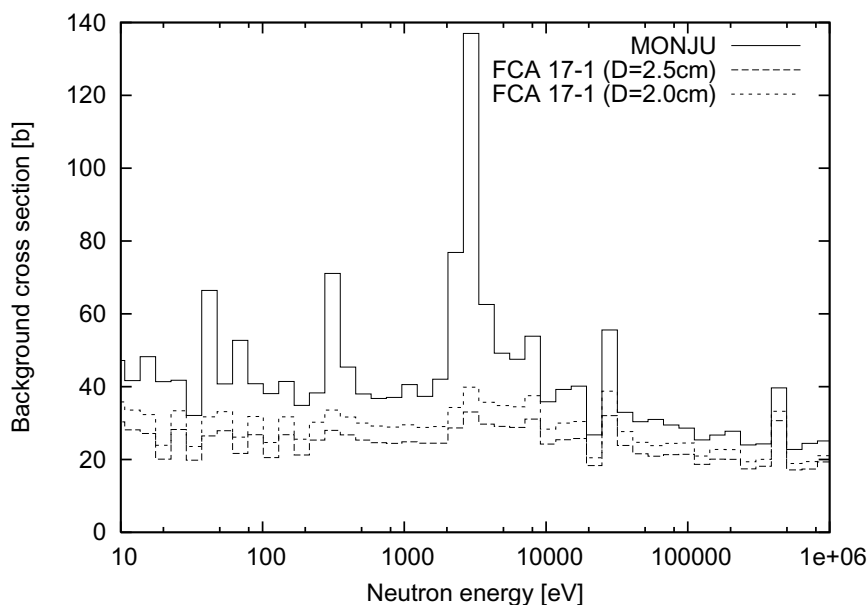


Fig. 3.1.5 Comparison of ^{238}U background cross section between different size of sample

断面積の変動量を乗じたもの（仮想ドップラー反応度と呼称）を比較した。この仮想ドップラー反応度について、101eV、3.31keVで区切った三つのエネルギー領域を定義し、各々の領域の寄与を各炉心について評価した。結果を **Table 3.1.2** に示す。

Table 3.1.2 Energy range-wise contribution of fictitious Doppler reactivity

	-101eV	101eV-3.35keV	3.35keV-
MONJU inner core	0.012	0.855	0.133
MONJU outer core	0.011	0.831	0.157
Sefor core-I	0.163	0.738	0.098
Sefor core-II	0.186	0.703	0.111
ZPPR-9	0.063	0.827	0.110
FCA XVII-1 (UO_2 sample)	0.017	0.842	0.141
FCA XVII-1 (U metal sample)	0.014	0.840	0.145

これより、もんじゅの仮想ドップラー反応度のエネルギースペクトルは、Sefor、ZPPR-9と比較すると高エネルギー側に分布している一方、FCA XVII-1のものに近いことが確認できる。

以上の検討より、中性子束のエネルギースペクトルという観点からは、既存実験データはもんじゅの条件を包絡していることが分かった。

U-238 の共鳴自己遮蔽効果、中性子束のエネルギースペクトルという観点から、公開実験データと「もんじゅ」ドップラー反応度との差異について検討した。その結果、前者について、公開実験データは「もんじゅ」の条件を包絡していないことが分かった。従って、公開実験データの実験解析結果より評価した核データ、計算手法に起因する不確かさを「もんじゅ」ドップラー反応度に適用するためには、外挿に伴う不確かさを考慮しなければならないことになる。

3.2 「もんじゅ」性能試験の解析結果

前節での検討により、公開実験データは U-238 の共鳴自己遮蔽効果という観点からは「もんじゅ」の条件を包絡していないことが分かった。

また、前節で示した公開実験データは、用いられた燃料において Pu-239 の純度が高く (Pu-240 の組成比は 8% から 12%、Pu-241 の組成比は 1% 以下)、高次の Pu をより多量に含むもんじゅの燃料 (Pu-240、-241 の組成比がそれぞれ 20% 強、10% 強) を模擬できていないという問題もある。

そこで、これらの点については、「もんじゅ」の性能試験 (1994 年から 1995 年) で測定された等温温度係数 (470K から 523K の測定結果に基づく)、出力係数 (ゼロ出力から 45% 出力、470K から 1030K 前後) の実験解析結果から精度を担保することとする。

文献¹³⁾には、「もんじゅ」性能試験で測定されたこれらのパラメータに対する解析結果が整理されている。この計算では、核データとしては JENDL-3.3 を用いるとともに、超微細群ライブラリによる共鳴計算、三次元 Sn 輸送コードによる計算等、詳細な手法を用いている。C/E 値として、等温温度係数に対して 0.99 (実験誤差 5%)、出力係数に対して 1.04 (実験誤差 6%) が得られている。ただし、これらの係数に対するドップラー反応度の寄与は 70%、65% 程度と評価されており、それ以外は炉心の膨張反応度になる。従って、この実験解析結果からドップラー成分の予測精度を議論するためには、膨張反応度の予測精度を把握する必要がある。そこで、炉心の膨張反応度の予測計算における不確かさを定量化するため、小型高速炉の「常陽」MK-III で測定された等温温度係数の実験解析結果を用いることとする。「常陽」MK-III の等温温度係数では、膨張反応度の寄与が 85% 程度と評価されており¹⁴⁾、等温温度係数の予測精度から膨張反応度の予測精度をある程度類推することが出来る。この等温温度係数に対する JENDL-3.2 による解析では、C/E 値として 0.96 という良好な値が得られている (実験誤差は 4.5%)¹⁴⁾。そこで、この結果より、「もんじゅ」の膨張反応度の不確かさとして保守性を加味して 10% を考えることにする。「もんじゅ」の等温温度係数、出力係数における膨張反応度の寄与は 3 割程度なので、それらにおける膨張反応度に起因する不確かさはおよそ 3% となる。

「もんじゅ」性能試験で測定された等温温度係数、出力係数について、計算値は 4% 以内で実験値と一致している。この実験値と計算値との差異には 3% の膨張反応度の不確かさが含まれることから、等温温度係数、出力係数のドップラー反応度成分に起因する不確かさとしては 5% が担保可能と言える。最終的に、等温温度係数、出力係数に対するドップラー反応度成分の寄与が 7 割程

度であることから、ドップラー反応度に対しては8%程度の精度が担保できると結論づけられる。

前節の検討において、公開実験データに対する実験解析により、ドップラー反応度に対する核データ、計算手法に起因する不確かさを8%（系統成分1%、統計成分7%）と評価したが、「もんじゅ」実験データに対してその不確かさが拡大することが無いことを確認した。以上より、公開実験データ、「もんじゅ」性能試験データから担保される核データ、計算手法に起因する不確かさを、系統的な成分として1%、統計的な成分として7%と評価する。

3.3 核分裂生成物の核データに起因する不確かさ

「もんじゅ」の運転では、燃焼に伴い核分裂生成物（Fission products, FP）が生成するため、ドップラー係数の予測精度に与えるFP核データの影響を考えなくてはならない。しかし、既存実験データ、また「もんじゅ」性能試験のデータでは、燃料にFPが含まれておらず、これらの実験解析結果からFP核データに起因する不確かさを担保することは出来ない。そこで、FP核データの共分散データを用いて、ドップラー係数に与える不確かさの影響を定量化することとした。

「もんじゅ」BOECの制御棒位置を模擬した三次元体系において、ドップラー反応度のランプ化FP断面積（Pu-239核分裂により生成）に対する感度係数を拡散コードにより計算し、誤差伝播計算によりドップラー反応度におけるそれらの核データに起因する不確かさを評価した。ランプ化FPの共分散としては核データファイルTENDL-2008を用いて評価したもの¹²⁾を用いた（考慮したのは捕獲断面積のみ）。その結果、ランプ化FP核データの不確かさに起因するドップラー反応度の不確かさとして0.7%が得られた。全FPのうち、Pu-239核分裂によるものは2/3程度であるが、ランプ化FPの誤差の親核種への依存性が小さいこと（すなわち異なる親核種のランプ化FP誤差の相関が強いこと）を考えると、ランプ化FP核データに起因する不確かさは1.0%程度と評価できる。2 σ で考えるとこの不確かさは2.0%となるが、TENDL-2008の共分散データは利用経験が浅いことを踏まえ、その1.5倍の3.0%を不確かさ（統計的成分）とする。

3.4 高温領域における不確かさ

ドップラー反応度の公開実験データもしくは「もんじゅ」性能試験の実験データは、1350K以上の温度領域を包絡していない。しかし、ドップラー係数は温度の関数として良い精度で記述できること、低温領域におけるドップラー反応度の実験解析結果においてC/E値の温度依存性が見られないことから、1350Kを超える高温領域においてドップラー反応度の予測精度が大きく低下することは考えづらい。また、文献¹⁵⁾には、UO₂サンプルに対する中性子透過実験⁴とその解析についてまとめられており、結論は、「This result confirms that there is no reason to doubt the adequacy of these methods (the gas model of Doppler broadening combined with multi-level R matrix theory) for calculating Doppler broadening at even higher temperatures.」と結ばれている。これらより、ドップラー係数の不確かさに対して、高温領域における上乘せ分は考慮する必

⁴この実験ではサンプルを1800Kまで昇温させ、温度依存の中性子透過量を測定している。

要が無いと考えられるが、以下ではその考察を補完する観点から高温領域のドップラー反応度の不確かさを評価する。

FCA XVII-1 炉心で行われた高温ドップラー反応度の実験解析結果について、文献⁴⁾には1770Kまでの実験値、計算値とともに、両者を高温に外挿した結果が記載されている。文献⁴⁾に記載されている実験値を用いて、同様に最小二乗法による高温領域への外挿を行った結果を **Table 3.4.1** に示す。

Table 3.4.1 Doppler reactivity comparison between measured and fitted values (unit: $10^{-8} \Delta k/kk'/g$ of ^{238}U)

Temperature	Measured reactivity	Fitted reactivity
823K	-1.13 ± 7.1%	-1.12 ± 4.5%* (0.93**)
1073K	-1.36 ± 3.7%	-1.38 ± 2.6% (0.96)
1323K	-1.63 ± 3.1%	-1.61 ± 2.0% (0.99)
1773K	-1.84 ± 3.8%	-1.85 ± 3.2% (1.02)
2273K		-2.07 ± 5.1% (1.05)
2773K		-2.25 ± 6.6% (1.07)
3073K		-2.33 ± 7.5% (1.09)

* Fitting error due to measurement error

** C/E values using the fitted experimental values

実験値のフィッティング値と計算値（文献⁴⁾記載値）の比を表中の括弧内に示しているが、顕著な温度依存性が見られていることが分かる。ただし、実験誤差も大きいため、この温度依存性が有意であるか判断することは難しい。

Table 3.4.1 に示されているように、高温ドップラー反応度測定における823K昇温時の反応度実験値に対しては7%を超える実験誤差が与えられており、それがドップラー反応度の高温への外挿精度を低下させていると考えられる。一方、 NUO_2 サンプル（高温サンプル装置ではなく、従来型の装置を用いた実験）の823K昇温時の反応度測定値に対する実験誤差は3%と小さい。そこで、高温ドップラー反応度測定での DUO_2 サンプルでの823Kでの実験値を NUO_2 サンプルの実験値から再評価することとした。

ドップラー反応度は、測定位置の中性子束エネルギースペクトルと、サンプル中のU-238の共鳴自己遮蔽効果の度合い（背景断面積の大きさ）に依存する。FCA XVII-1 炉心の測定位置での中性子束エネルギースペクトルは、サンプルのサイズが小さいことから、サンプルの影響を受けず、炉心の構成に強く依存する。従って、同一のFCA XVII-1 炉心で測定されたデータの間では中性子束のエネルギースペクトルは同一と考えてよい。また、U-238の背景断面積については、 NUO_2 と DUO_2 の組成の違いからは大きな差は生じず、また、サンプルのサイズの差異の影響もそれほど大きくないことをこれまでの検討において確認している。

以上より、NUO₂ サンプルと DUO₂ サンプルのドップラー反応度の温度依存性を同一と考えても良いことが言える。

実際に、1073K でのドップラー反応度の 823K での反応度に対する比を、それぞれのサンプルの実験値、計算値について比較した。結果を **Table 3.4.2** に示す。

Table 3.4.2 Ratio of reactivity at 1073K to that at 823K

Sample	Cal.	Exp.
25φ NUO ₂	1.31	1.32 (3.6%*)
25φ NU	1.31	1.30 (2.8%)
20φ NUO ₂	1.32	1.28 (6.9%)
20φ DUO ₂	1.32	1.20 (8.0%)

* Experimental uncertainty

これより、計算値、実験値ともにほぼ一定の値となっていること、DUO₂ サンプルでの測定値のみ実験誤差が大きく、かつ、その他から外れた値となっていることが分かる。

そこで、DUO₂ サンプルでの 1023K 昇温時の反応度測定値 $\rho_{1023K}^{DUO_2}$ と 823K での反応度測定値 $\rho_{823K}^{DUO_2}$ の比が、NUO₂ サンプルでの同様の比と同一となるように、DUO₂ サンプルの 823K 時の反応度測定値を

$$\rho_{823K}^{DUO_2} = \rho_{1023K}^{DUO_2} \cdot \frac{\rho_{823K}^{NUO_2}}{\rho_{1023K}^{NUO_2}} \quad (3.2)$$

と再定義し、フィッティングをやり直すこととした。再フィッティングの結果を **Table 3.4.3** に示す。

Table 3.4.3 Doppler reactivity comparison between measured and fitted values with revised data (unit:10⁻⁸Δk/kk'/g of ²³⁸U)

Temperature	Measured reactivity	Fitted reactivity
823K	-1.03 ± 3.0%	-1.04 ± 2.7%* (1.00**)
1073K	-1.36 ± 3.7%	-1.37 ± 1.8% (0.97)
1323K	-1.63 ± 3.1%	-1.60 ± 1.9% (1.00)
1773K	-1.84 ± 3.8%	-1.89 ± 2.9% (1.00)
2273K		-2.17 ± 4.2% (1.01)
2773K		-2.40 ± 5.3% (1.00)
3273K		-2.52 ± 5.9% (1.00)

* Fitting error due to measurement error

** C/E values using the fitted experimental values

フィッティングした実験値を用いて得た C/E 値は 0.97 から 1.01 に分布し、温度依存性は殆んど観察されていない。この結果より、3000K を超える高温のドップラー反応度に対して、予測精度が悪化する可能性は小さいことを確認した。

以上より、ドップラー係数の高温領域における不確かさの上乗せ分は考慮する必要が無いと結論づけられる。

3.5 冷却材がボイド化した際の不確かさ

ドップラー係数は冷却材がボイド化した体系でも使用される。そこで、冷却材がボイド化した体系での不確かさの上乗せ分を評価する。

はじめに、公開実験データが、冷却材がボイド化した体系でのドップラー係数をも包含する可能性について検討する。

まず、共鳴自己遮蔽効果における差異という観点から、U-238 の背景断面積の比較を行った。ボイド体系での内側燃料集合体における U-238 の背景断面積を、通常状態のもんじゅ燃料集合体、ZPPR-9 のドップラーサンプルでのものと併せて **Fig. 3.5.1** に示す。

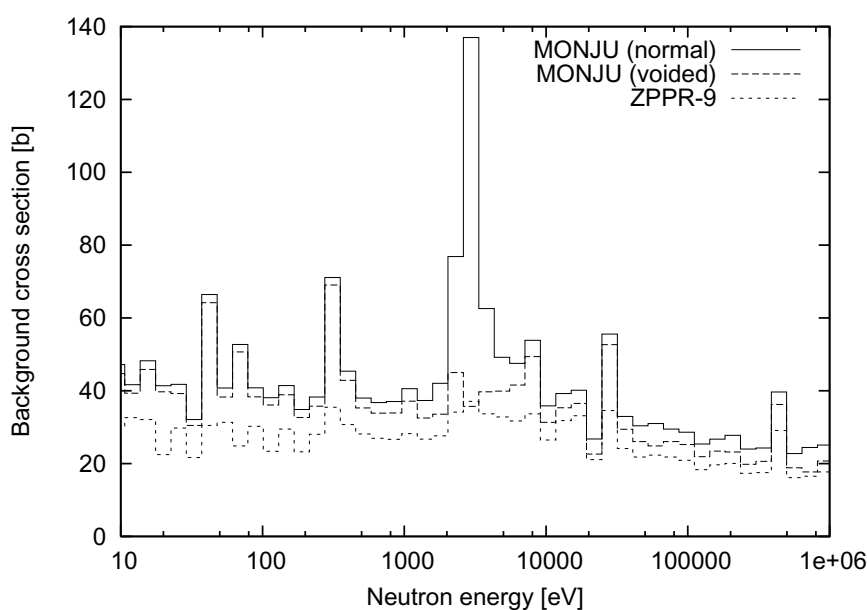


Fig. 3.5.1 Comparison of ^{238}U background cross section (3)

これより、ZPPR-9 のドップラーサンプルにおける U-238 の共鳴自己遮蔽効果は、通常状態よりも、むしろボイド状態に近いことが分かる。すなわち、臨界実験データは、共鳴自己遮蔽効果という観点からは、ボイド状態のほうが模擬度が高いと言える。従って、ドップラー反応度のうちの演算子の変動による成分については、ボイド状態が通常状態と比較して不確かさが大きくなるということはないと言える。

次に、中性子束のエネルギースペクトルにおける差異について検討するため、仮想的ドップラー

反応度を計算し、エネルギー領域毎の寄与を評価した。結果を **Table 3.5.1** に示す。これより、冷却材がボイド化した体系では 3.35keV 以上のエネルギー領域の寄与が 10%弱大きくなっていることが分かる。また、Table 3.1.2 との比較から、冷却材がボイド化した体系は既存実験データでは包絡できないことが分かる。

Table 3.5.1 Energy region-wise contribution of fictitious Doppler reactivity in a coolant-voided situation

	-101eV	101eV-3.35keV	3.35keV-
MONJU Inner core (voided)	0.010	0.775	0.216
MONJU Outer core (voided)	0.013	0.737	0.249
MONJU inner core (normal)	0.012	0.855	0.133
MONJU outer core (normal)	0.011	0.831	0.157
FCA XVI-1	0.056	0.728	0.217
FCA XVI-2	0.048	0.762	0.191

そこで、文献¹¹⁾に記載されている金属燃料高速炉を模擬した FCA XVI-1、XVI-2 炉心⁵⁾のサンプルドップラー反応度実験データを用いることとした。金属燃料炉心は一般に中性子束のエネルギースペクトルが硬いため、冷却材がボイド化した体系の中性子エネルギースペクトルの模擬度が高いと考えられるからである。Table 3.5.1 に FCA XVI-1、XVI-2 炉心の仮想的ドップラー反応度のエネルギー領域毎寄与を示しているが、もんじゅのボイド化体系に値が近いことが分かる。従って、FCA XVI-1、XVI-2 のデータにより、「もんじゅ」のボイド化した体系のドップラー反応度のエネルギースペクトルの妥当性について議論することが可能と言える。

Table 3.5.2 に、FCA XVI-1、XVI-2 のサンプルドップラー反応度の実験解析結果を、FCA XVII-1 のものと併せて示す（核データとして JENDL-3.3 を使用）。FCA XVI-1、XVI-2 のサンプルドップラー反応度は値が小さいため実験誤差が大きいものの、FCA XVII-1 炉心の結果と比較して C/E 値が全体的に小さい傾向である。また、実験誤差が比較的小さい金属 U サンプルの C/E 値に着目すると、FCA XVI-1、XVI-2 炉心での C/E 値は XVII-1 炉心と比べて系統的に数%程度小さい値となっていることが分かる。

この結果より、中性子スペクトルが硬化した体系、すなわち冷却材がボイド化した体系では、ドップラー反応度が過小評価される傾向があることが示された。ドップラー反応度の過小評価は保守側であることから、ボイド化した体系での不確かさの上乗せは不要であることが言える。

この結論を補完する観点で、これまでに実施された非ボイド体系とボイド体系でのドップラー反応度測定実験の情報を収集し、以下に整理する。

FCA では、「常陽」MK-I の物理的モックアップである V-1 炉心、軸方向非均質炉心を模擬し

⁵⁾XVI-1 では濃縮 U が一部利用されている。

Table 3.5.2 Results of experimental analyses for Doppler reactivity in FCA cores

		C/E	Rel. Exp. uncertainty
FCA XVI-1 (UO ₂ sample)	300K → 570K	1.08	0.10
	300K → 830K	1.06	0.06
	300K → 1070K	1.00	0.04
FCA XVI-1 (U Metal sample)	300K → 570K	0.98	0.04
	300K → 830K	0.96	0.03
	300K → 1070K	0.95	0.02
FCA XVI-2 (UO ₂ sample)	300K → 570K	0.94	0.13
	300K → 830K	0.90	0.08
	300K → 1070K	0.88	0.07
FCA XVI-2 (U Metal sample)	300K → 570K	0.92	0.07
	300K → 830K	0.93	0.03
	300K → 1070K	0.93	0.03
FCA XVII-1 (UO ₂ sample)	300K → 570K	1.04	0.04
	300K → 830K	1.07	0.03
	300K → 1070K	1.06	0.02
FCA XVII-1 (U Metal sample)	300K → 570K	0.98	0.02
	300K → 830K	0.99	0.01
	300K → 1070K	1.00	0.01

た XII-1 炉心において、非ボイド体系、ボイド体系でのサンプルドップラー反応度が測定されている。V-1 炉心、XII-1 炉心の概要を、ナトリウム冷却 MOX 燃料高速炉を模擬した FCA XVII-1 炉心のものとともに、**Table 3.5.3** に示す（文献⁴⁾の表 3-3、表 3-6 の数値を引用）。

Table 3.5.3 Material composition and neutron spectrum index of several FCA cores

Core	Fissile enrichment	Fuel composition (U-235/U-238/Pu-239)	Light nuclides /Heavy nuclides	SPI-1
V-1	27.7%	18.0/71.5/9.6	3.06	0.148
V-1(voided)	27.7%	18.0/71.5/9.6	2.54	0.137
XII-1	13.3%	0.2/85.6/13.0	3.37	0.277
XII-1(voided)	13.3%	0.2/85.6/13.0	2.41	0.259
XVII-1	13.2%	0.2/85.6/13.0	3.37	0.265

なお、FCA のサンプルドップラー反応度は、通常、炉心中心位置において測定が行われるが、XII-1 炉心では軸中心に内部ブランケット領域があるため、軸中心から外れた燃料領域において

測定が実施された。

その実験解析結果を文献⁴⁾から引用したものを **Table 3.5.4** にまとめる。なお、この解析では核データとして JENDL-3.2 を用いている。ボイド体系のドップラー反応度の C/E 値を非ボイド

Table 3.5.4 C/E values of sample Doppler reactivity in flooded and voided cores

	300K → 830K	300K → 1070K
FCA V-1	1.125	1.134
FCA V-1 (voided)	1.180	1.236
FCA XII-1	0.999	0.994
FCA XII-1 (voided)	0.880	0.891

体系の値を比較すると、V-1 炉心では 0.10 程度大きく、XII-1 炉心では 0.10 程度小さいことが分かる。文献⁴⁾では、FCA の種々の炉心で測定されたサンプルドップラー反応度を定量的に比較するため SPI-1 という指標が導入されている。これは、全中性子エネルギースペクトルに占める（ドップラー効果の支配的なエネルギー領域である）40.9keV から 101eV までの寄与の割合として定義される。Table 3.5.3 には各炉心の SPI-1 を示しているが、V-1 炉心の数値は 0.148 となっており、XII-1 のボイド化した炉心の値 0.259 と比較してもずっと小さいことが分かる。これはすなわち、V-1 炉心については、非ボイド体系であっても XII-1 炉心のボイド体系と比べてずっと中性子エネルギースペクトルが硬いことを示している。また、V-1 炉心では燃料として U-235 と Pu-239 の混合燃料を用いていることから、中性子エネルギースペクトルの形成に U-235 が大きく寄与しており（核分裂源の割合は U-235 起因が約 56%、U-238 が約 19%、Pu-239 が約 25%）、その点でも通常の MOX 燃料高速炉と異なる。以上より、V-1 炉心で測定されたドップラー反応度のデータは、「もんじゅ」のドップラー反応度の予測精度を議論するうえで不適と判断できる。

FCA に加えて、英国の臨界集合体 Zebra、米国の臨界集合体 ZPPR-2、ZPPR-3/3 でも、同様の測定が実施されている。Zebra では、5A、5J 炉心にて測定が実施され、その解析結果として、ボイド体系の C/E 値の非ボイド体系の C/E 値に対する比が 0.92 であることが文献¹⁶⁾に記載されている。一方、ZPPR-2、-3/3 の測定に対する実験解析結果としては、旧三菱原子力工業 (MAPI) によるもの¹⁷⁾と米国アルゴンヌ国立研究所 (ANL) によるもの¹⁸⁾がそれぞれ公開文献に記載されている（ただし、ANL の文献では ZPPR-2 のみが対象）⁶⁾。ZPPR-2 では、プレート燃料、ピン燃料環境下でのサンプルドップラー反応度が、非ボイド体系、ボイド体系で測定されており、ANL の報告書ではいずれの体系についても実験解析結果が記載されている¹⁸⁾。ANL が得た C/E 値を整理したものを **Table 3.5.5** に示すが、プレート燃料、ピン燃料いずれにおいても、ボイド体系のドップラー反応度の C/E 値が非ボイド体系と比較して系統的に小さくなっていることが分

⁶⁾臨界集合体 ZPR-6/7 でも同様の測定が行われており、MAPI による実験解析結果が報告書に記載されている。ただし、この解析ではドロワの非均質性を無視しており、この点について文献¹⁷⁾の 101 頁には、「(非均質効果の大きい ZPR-6/7 の解析で非均質効果は無視した) 今回の結果をそのまま (非均質効果の少ない) 「もんじゅ」に適用させるのはやや問題があろう」という記述もあることから、ここでは ZPR-6/7 の結果は考慮していない。

かる。また、MAPIの報告書には、300K から 1100K に昇温した際のドップラー反応度の解析結

Table 3.5.5 C/E values of sample Doppler reactivity in ZPPR-2

	300K → 500K	300K → 800K	300K → 1100K
Plate fuel	1.045 ± 0.037*	1.020 ± 0.020	1.005 ± 0.014
Plate fuel (voided)	1.013 ± 0.061	0.977 ± 0.039	0.952 ± 0.025
Pin fuel	1.013 ± 0.051	0.977 ± 0.022	0.952 ± 0.015
Pin fuel (voided)	1.007 ± 0.078	0.969 ± 0.037	0.882 ± 0.023

* Uncertainties on C/E values are based solely on experimental uncertainties.

果が記載されている（ただし、ZPPR-2についてはプレート体系についてのみ）。ZPPR-2のC/E値は、非ボイド体系で0.920、ボイド体系で0.925と、ほぼ同一の値となっている。一方、ZPPR-3のC/E値は、非ボイド体系で1.024、ボイド体系で1.003となっている。いずれの結果においても、ボイド体系でのC/E値が非ボイド体系よりも有意に大きくはならない。

以上より、FCA XII-1、Zebra、ZPPR-2、ZPPR-3/3において、ボイド体系におけるドップラー反応度のC/E値が非ボイド体系での値と比較して概ね小さくなることを示した。この事実は、FCA XVI-1のサンプルドップラー反応度の解析結果から導かれた結論を補完するものである。

3.6 燃焼に伴う数密度変動の不確かさ

燃焼に伴い炉心燃料の数密度が変動し、それがドップラー係数に影響する。ここでは燃焼に伴う数密度変動の不確かさのドップラー係数への影響を評価する。

はじめに、ドップラー反応度の燃焼依存性を評価するため、「もんじゅ」の燃焼計算を行い、BOEC、EOECにおけるドップラー反応度（内側炉心と外側炉心の燃料核種を500K昇温させた際の反応度）を厳密摂動計算で求めた。集合体は全て均質として扱い、炉心は二次元円筒体系にモデル化した（制御棒領域はナトリウムフォロワとした）。得られた反応度を項毎に**Table 3.6.1**に示す。

Table 3.6.1 Component-wise Doppler reactivity (unit: $\Delta k/k'$)

	Yield	Absorption	Total
BOEC	+3.218E-4	-2.221E-3	-1.872E-3
EOEC	+3.246E-4	-2.232E-3	-1.871E-3

この結果より、BOECとEOECのドップラー反応度の差は無視できる程度であることが分かる。以下、ドップラー反応度に対して原子炉の燃焼が影響しない理由について考察する。

高速炉の運転により、原子炉内では、Pu-239、-241が核分裂によりFPに転換するとともに、

U-238 が Pu-239 に転換する。従って、燃焼に伴い、U-238、Pu-239、Pu-241 が単純に減少、FP が単純に増加することになる (Pu-239 は転換比に応じて増加することもあるが、一般的には減少する)。Figure 3.6.1 に U-238、Pu-239、ランプ化 FP の微視的吸収断面積 (捕獲断面積と核分裂断面積の和) を示すが、ドップラー反応度の寄与が大きい 100eV から 10keV の領域において、ランプ化 FP の吸収断面積と U-238、Pu-239 の吸収断面積は一桁の範囲で一致することが分かる。従って、燃焼による数密度の変動を、U-238 および Pu-239 から FP への転換と単純化した場合、それらの吸収断面積は同程度であるから、媒質の巨視的な吸収断面積は燃焼にそれほど依存しないことになる。

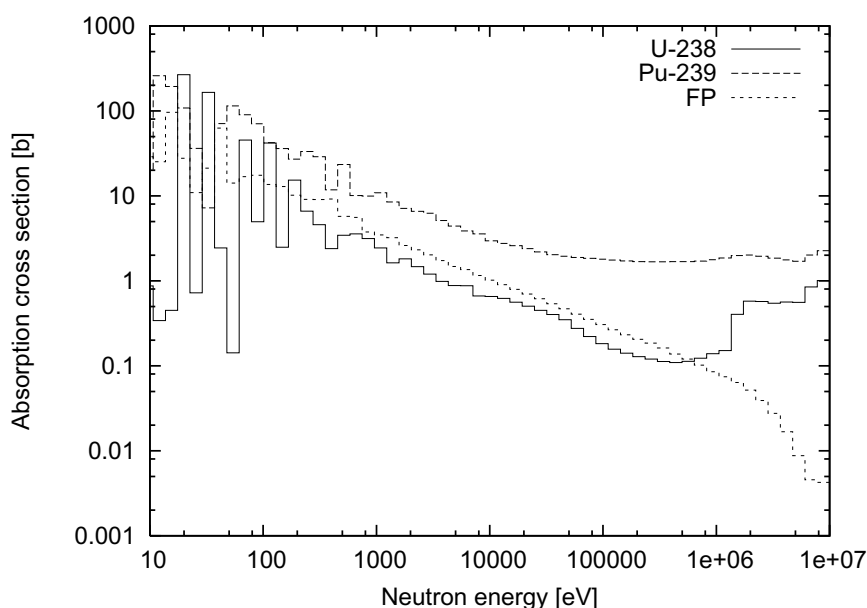


Fig. 3.6.1 Comparison in microscopic absorption cross section

実際に、「もんじゅ」内側炉心の巨視的吸収断面積の燃焼依存性を Fig. 3.6.2 に示すが、燃焼依存性が無視できる程度であることが分かる。また、FP を無視した場合の巨視的吸収断面積を BOEC、EOEC について Fig. 3.6.3 に示すが、この図では EOEC の方が明らかに吸収断面積が小さい。この差は燃焼に伴う U-238、Pu-239 の減損に由来する。

以上より、燃焼に伴い U-238、Pu-239 の数密度が減少し、FP の数密度が増加するが、両者の共鳴領域における中性子吸収効果に大きな差異はないため、燃料の巨視的な性質はそれほど変わらないということが定性的に言えることを示した。その結果、ドップラー反応度の燃焼依存性は小さくなる。従って、燃焼に起因するドップラー反応度の不確かさは考慮する必要がないと結論づけられる。

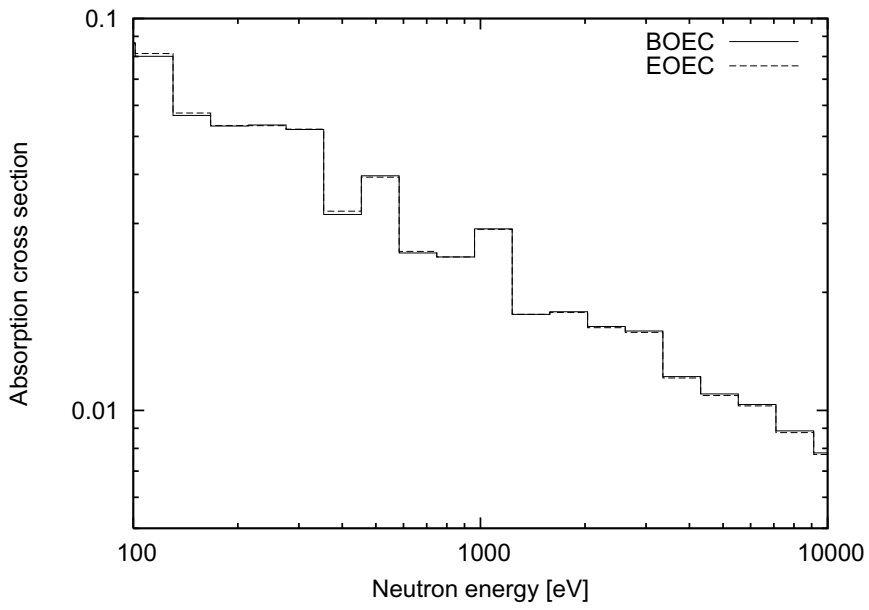


Fig. 3.6.2 Comparison in macroscopic absorption cross section (1)

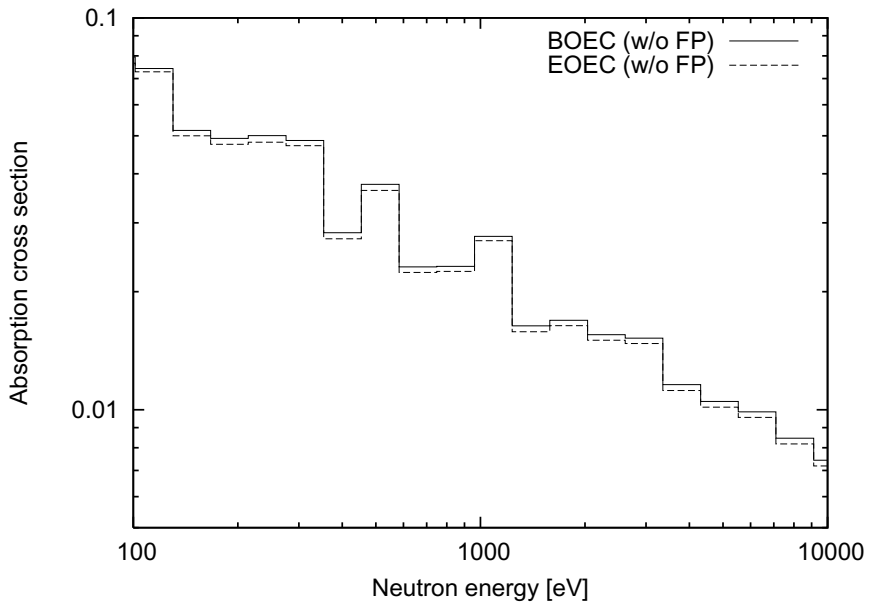


Fig. 3.6.3 Comparison in macroscopic absorption cross section (2)

3.7 制御棒位置の不確かさ

はじめに、「もんじゅ」のBOEC、EOECでの実際の制御棒位置を模擬してドップラー反応度を計算し、制御棒位置を模擬することがドップラー反応度に与える影響を評価する。

計算体系は制御棒をより厳密にモデル化するため三次元HexZとし、計算には拡散コードを用いた（1集合体あたり1メッシュ）。制御棒の実効均質断面面積計算では非均質性を考慮し、均質化は反応率比保存法で行った。制御棒引き抜き位置は、FCRは73cm、BCRは110cm（全引き抜き位置）とし、CCRはBOECで59cm（炉心上端から34cm挿入）、EOECで93cm（炉心上端位置）とした⁷。ドップラー反応度の計算結果を、制御棒領域をフォローとした場合のもの、CCRを炉心上端位置とした場合のもの（BOECのみ）と併せてTable 3.7.1に示す。

Table 3.7.1 Doppler reactivity with real control rod position (unit: $\Delta k/kk'$)

Control rod	BOEC	EOEC
Real position	-1.766E-3	-1.837E-3
Core top position	-1.831E-3	
Follower	-1.861E-3	-1.860E-3

CCRを炉心上端位置としたEOECでは、制御棒位置を模擬した場合とフォローとして扱った場合との差異は小さい。一方、CCRが挿入されるBOECでは、制御棒位置を模擬した場合と炉心上端位置とした場合とで4%弱程度の差異が生じた。Figure 3.7.1と3.7.2に、制御棒をフォローとして扱った場合と制御棒位置を模擬した場合の内側炉心および外側炉心の中性子束のエネルギースペクトルをBOECについて示す（中性子束は、全核分裂源が1.0となるように規格化）。なお、差異がより明確になるように、この計算ではCCRの位置は50cm（炉心上端から43cm挿入）とした。これより、制御棒位置を模擬することにより、制御棒が挿入される内側炉心での中性子束レベルが相対的に低下し、かつ中性子束のエネルギースペクトルが硬化している様子が分かる。これがBOECで制御棒位置を模擬した場合にドップラー反応度が小さくなる理由である。

BOECについて、制御棒位置を模擬した体系と制御棒をフォローとした体系のドップラー反応度を計算し、Table 3.1.2で定義した3つのエネルギー領域毎の寄与割合を求めた。結果をTable 3.7.2に示す。制御棒の挿入によりドップラー反応度のエネルギースペクトルが高エネルギー側にシフトしているが、その程度は非常に小さいことが確認できる。

以上より、制御棒が挿入されている体系（例えばBOEC）では、ドップラー反応度が制御棒位置に対して感度を有することを確認した。従って、制御棒位置の不確かさのドップラー反応度への影響を考慮する必要がある。設計においては、BOECでの炉心反応度に対する不確かさとして1.0% $\Delta k/kk'$ が計上されている。これをCCRの引き抜き位置に換算すると9cmとなる。そこで、BOECでのCCR位置の不確かさを9cmと考えることとした。CCR位置を50cm（ノミナル位置

⁷実際の炉心運用上は、EOECでのCCRは全引き抜き位置となる。

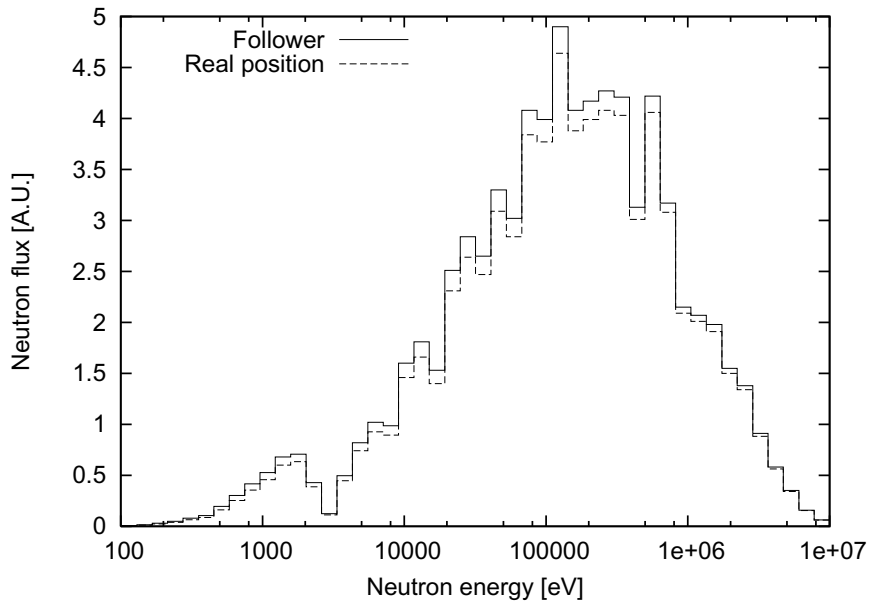


Fig. 3.7.1 Volume-integrated neutron flux at inner core region

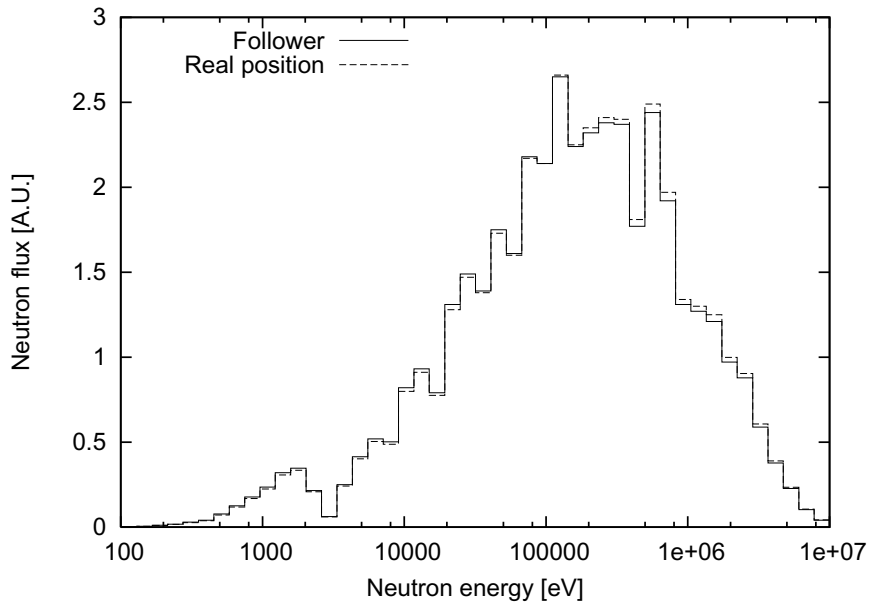


Fig. 3.7.2 Volume-integrated neutron flux at outer core region

Table 3.7.2 Energy region-wise contribution of Doppler reactivity with/without considering control rod position

	-101eV	101eV-3.35keV	3.35keV-
Real position	0.011	0.850	0.139
Follower	0.012	0.853	0.135

に対して 9cm 挿入) としてドップラー反応度を計算したところ、値は $-1.736 \times 10^{-3} \Delta k/kk'$ となり、ノミナル位置での反応度と比較して 1.7%の減少となった。以上より、BOECでの制御棒位置の不確かさに起因するドップラー係数の不確かさ(統計的成分)を 1.7%とする。

なお、第一章で示した従来の不確かさ評価では、「構造の違い(制御棒の存在)」に起因する不確かさとして 4%が計上されている。これは、非公開資料によると「ドップラー反応度に対する制御棒挿入効果(20%)の $\pm 20\%$ 」に対応するものと考えられる。今回の評価では、BOECについて制御棒をフォローとした場合と制御棒を部分挿入状態とした場合とでドップラー反応度に 5%程度の差異が生じた。従って、従来評価における 20%程度の「制御棒挿入効果」は、制御棒位置を全引き抜きとした場合と全挿入とした場合のドップラー反応度の差異に対応するものと考えられる。一般的に、ドップラー係数の予測精度が重要となるのはスクラム失敗のような状況であり、制御棒が全挿入状態の不確かさを考える必要はなく、従来の評価は不確かさを過大に評価していたと言えるであろう。

4. 運用的観点からの不確かさ評価

前章では物理的な観点からドップラー係数の不確かさの評価を行った。本章では、体系の温度変動時に炉心に印加される反応度をドップラー係数という枠組みで定量化することに起因する不確かさを評価する。

4.1 ドップラー係数の近似式に起因する不確かさ

ドップラー係数の温度依存性は以下の式で近似的に記述できる。

$$d\rho(T)/dT = \alpha T^{n-1} \quad (4.1)$$

第二章では、「もんじゅ」の定格出力に対応する温度より高い領域において、この近似式の精度が良好であることを確認した。

高速炉では式(4.1)における n の値がゼロに近いことから、「もんじゅ」の核設計ではドップラー係数を以下のように簡略化して記述する。

$$d\rho(T)/dT = \alpha T^{-1} \quad (4.2)$$

ここで、 α はドップラー定数と呼ばれているものであり、この値は、定格出力状態に対して温度を 500K 上昇させた際のドップラー反応度 ρ を（一次摂動理論により）計算し、それを用いて

$$\alpha = \frac{\rho}{\ln(T_0 + 500) - \ln T_0} \quad (4.3)$$

から決められる。この方法では未知のパラメータが α のみとなる（ n はゼロに固定される）ため、その計算が容易となるという利点がある。

2.2 節で行った計算（「もんじゅ」 BOL の定格出力状態を基準として、燃料温度を 100K ずつ上昇させた際の反応度の一次摂動計算）で得た 500K 温度を上昇させた際の反応度から、式(4.3)を用いてドップラー定数 α を計算した。それを用いた式(4.2)に基づく反応度計算値の、参照値（一次摂動計算値）に対する比を **Fig. 4.1.1** に示す。ドップラー定数を決める際に用いた温度点（すなわち 500K 昇温点）では当然のことながら両者は一致する。また、それより高温の領域における両者の差異の現れ方は、式(4.1)における n の値に依存する。 n がゼロより大きいときは、 n をゼロとする式(4.2)は $d\rho/dT \propto T^n$ より高温領域でのドップラー反応度を小さめに評価する。また、 n がゼロより小さいときは、その逆となる。今回の計算ケースでは n として -0.06 が得られたため、式(4.2)を用いた場合は高温領域でドップラー反応度を過大評価する。また、その程度は 1.5%程度である。

今回の評価では、式(4.2)の近似誤差を 1.5%程度と評価できるが、式(4.1)における n の値は計算体系に依存するものであることから、この二倍の 3%を統計的な不確かさとして考慮することとする。

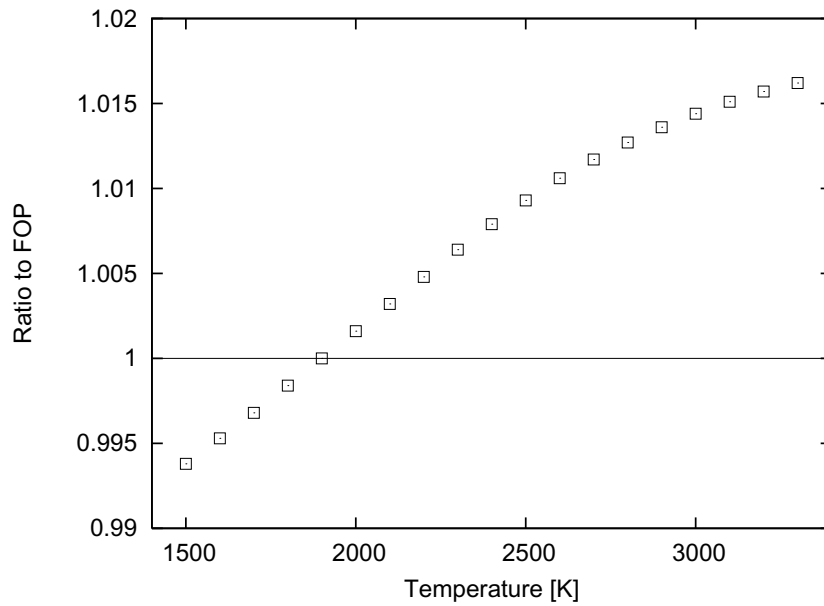


Fig. 4.1.1 Error due to the simple representation for Doppler coefficient

なお、この誤差要因を排除する方法としては、ドップラー定数の計算において、温度の上昇幅として、500K 程度としたもの、想定する温度の上限に対応する程度としたものの二通りの計算を行い、得られたドップラー定数のうち絶対値の小さいものを採用する、というものなどが考えられるであろう。

4.2 燃料平均温度に起因する不確かさ

ドップラー係数は定格出力時の燃料温度を基準として計算されるが、この燃料平均温度の不確かさの影響を考慮する必要がある。

燃料平均温度の不確かさであるが、「もんじゅ」の炉心熱流設計（燃料設計）では、燃料最高温度に対する不確かさとして「燃料体の工学的安全係数 約 1.20」を見込んでいる²¹⁾。これは、炉心入口から燃料最高温度点までの温度上昇に対して 20%の不確かさを考慮することを意味している。同様の評価手法で、炉心平均温度に対する工学的安全係数を評価したところ、1.18 が得られた²²⁾。定格出力時の燃料温度は約 1400K、炉心入口温度は約 700K なので、燃料温度の不確かさは 130K 程度となる。

次に、基準体系での温度を変えてドップラー係数を計算し、燃料平均温度の不確かさがドップラー係数に与える影響を評価した。BOL の定格出力状態に対して、内側炉心、外側炉心の重核種の温度を 500K 上昇させ、ドップラー反応度を一次摂動により計算した。そして、この反応度から式 (4.3) を用いてドップラー定数 α を計算した。計算結果を **Table 4.2.1** に示す。

Table 4.2.1 Reference temperature dependence of Doppler coefficient

Fuel temperature (K)	Doppler coefficient	Ratio to Ref.
1100	-0.00640	1.039
1200	-0.00631	1.026
1300	-0.00623	1.013
1400	-0.00615	(Ref.)
1500	-0.00608	0.988
1600	-0.00601	0.977
1700	-0.00594	0.966

燃料平均温度の不確かさを 130K とした場合、それに起因するドップラー係数の不確かさは 2% 程度となった。なお、燃料平均温度に対する不確かさの評価では、18%の不確かさのうち、7%が系統的な成分、12%が統計的な成分となっている²²⁾。そこで、燃料平均温度の不確かさに起因するドップラー係数の 2%の不確かさのうち、0.8%を系統的な成分、1.2%を統計的な成分と評価することとする。

なお、第 1 章に示したように、「もんじゅ」原子炉設置許可変更許可申請では、ドップラー反応度の不確かさ要因として「温度予測の不確かさ」を挙げており、それが 10%と評価されている。この不確かさは文献 (GEAP-13929) から引用されたものであり、燃料の熱伝導度の不確かさに対応したものである。GEAP-13929 に記載されている 10%の不確かさは、ドップラー「反応度」に対する不確かさと推定される。今回の検討ではドップラー「係数」に対する不確かさの評価を目的としており、ドップラー反応度に対する燃料温度の不確かさは別途安全解析等で考慮されるべきものである。

4.3 温度の炉心内空間分布を無視することによる不確かさ

通常、炉心設計におけるドップラー係数の計算では、炉心内の温度として、内側炉心、外側炉心それぞれについて平均値を与え、空間的に一定として取り扱う。しかし、実際の炉心では内側炉心、外側炉心内で温度は空間的な分布を持つ。前述したようにドップラー係数は $d\rho(T)/dT = \alpha/T$ で近似できることから、温度が高いほど小さくなる。一般に、炉心内では温度が高い位置での中性子束レベルが高いことから、炉心内の温度分布を無視して平均温度を用いることはドップラー係数を大きく評価すると言える。ここでは、炉心内の温度分布を無視する影響を以下のように簡易的に評価する。

ドップラー係数 $d\rho(T)/dT$ が α/T で表現できるとし、中性子束のエネルギースペクトルの空間依存性が小さいと仮定する。また、炉心内の各領域の温度を 500K 増加させた際の反応度を評価対象とする。

炉心内の温度分布として、径方向については燃料層毎に **Table 4.3.1** のように温度を指定した。なお、ここでの温度は集合体平均値である。

Table 4.3.1 Radial temperature distribution

Region	Number of SAs	Temperature (K)
IC1	6	1280
IC2	12	1260
IC3	12	1240
IC4	24	1200
IC5	24	1120
IC6	30	1050
OC1	42	1150
OC2	48	950
(Volume averaged)		1105

また、軸方向については、燃料軸長 93cm を上から 16.5cm、15cm、30cm、15cm、16.5cm の 5 領域に分割し、集合体平均温度に対して係数 0.92、1.05、1.12、1.00、0.83 を乗ずることで分布を持たせた（集合体平均温度は保存される）。この場合、体積荷重平均の炉心温度は 1105K となり、これを用いて得られるドップラー係数は 0.3733α となる。

ドップラー反応度が断面積の変動と中性子束の積で表現できることを踏まえると、ドップラー係数の炉心平均値は各領域のドップラー係数の体積積分中性子束荷重平均により求めることが出来る。BOL 状態での中性子束分布を用いて上記の場合のドップラー係数の炉心平均値を求めたところ 0.3679α となった。すなわち、体積荷重平均の炉心温度を用いて得たドップラー係数は、温度の炉心内空間分布を考慮した場合と比較して 1.5%程度大きめになった。以上より、炉心内の温度の空間分布を無視することによる不確かさを系統成分として 1.5%と評価する。

4.4 燃料ピン平均温度の取り扱いに起因する不確かさ

前述したように、ドップラー係数の計算では炉心内の温度分布は一定と仮定される。従って、燃料ピン内の温度分布も無視されることになる。それに起因する不確かさについて考察する前に、ドップラー係数計算における平均温度算出方法について整理する。

ドップラー係数が $d\rho(T)/dT = \alpha/T$ と書けるとすると、温度が T_0 から微小温度 ΔT だけ変動した場合に炉心に添加される反応度 ρ は次の式で書ける。

$$\rho = \alpha/T_0 \cdot \Delta T \quad (4.4)$$

次に、温度が異なる二領域で構成される体系を考え、それぞれの領域の体積が V_1 、 V_2 、温度が T_1 、 T_2 である場合を考える。また、ドップラー反応度が体積に比例するとする。このとき、各領域の温度が ΔT だけ変動した場合の反応度 ρ は、以下となる。

$$\rho = \alpha (V_1/T_1 + V_2/T_2) \Delta T \quad (4.5)$$

また、この二領域体系の平均温度を \bar{T} としたとき、温度が ΔT だけ変動した場合の反応度 $\bar{\rho}$ は以下のように書ける。

$$\bar{\rho} = (V_1 + V_2)\alpha/\bar{T} \cdot \Delta T \quad (4.6)$$

従って、平均温度 \bar{T} を以下の式に基づいて決めると、 ρ と $\bar{\rho}$ が一致することが保証される。

$$1/\bar{T} = \frac{V_1/T_1 + V_2/T_2}{V_1 + V_2} \quad (4.7)$$

すなわち、温度平均値の算出では、ドップラー反応度を保存させるという観点からは、温度の逆数に対する体積荷重平均が推奨されることになる。

一般に、単純な温度平均値と比較して、逆数に対する平均から得られる平均温度のほうが小さい。以上より、単純な温度平均値を用いた場合はドップラー反応度を小さめに評価することになる。

次に、燃料ピン温度の取り扱いの影響について、以下のような簡単な検討を実施した。

燃料ピンの燃料領域の半径を 0.28cm とし、位置 r における温度 T を、 $T(r) = 2300 - 15000r^2$ と記述した⁹⁾。ここでは、線出力として 360W/cm を想定しており、燃料中心温度が 2300K、表面温度が 1124K となる。この場合の燃料ピン単純平均温度は 1712K、温度逆数平均値からの平均温度は 1643K となった。ドップラー係数が $d\rho/dT = \alpha/T$ で記述できるとすると、この平均温度の差異はドップラー係数に 4.1% の差異を生じさせる。また、燃料中心温度を 1900K、表面温度を 724K とした場合（すなわち、 $T(r) = 1900 - 15000r^2$ とした場合）には、この差異は 7.1% となった。以上のように、燃料ピン平均温度として単純平均値を用いることによる不確かさは非保守側であるので、この不確かさは考慮しないこととする。

4.5 一次摂動計算値と厳密摂動計算値との比較

これまでの議論では、ドップラー反応度は全て一次摂動で計算されるものと考えてきた。

しかし実際には、体系の温度上昇に伴い共鳴領域の実効捕獲断面積が増加し、これが中性子束エネルギースペクトルの硬化をもたらす。従って、温度上昇による摂動の高次項、すなわち演算子の摂動と中性子束の摂動の積の成分は正の反応度となる¹。これは、一次摂動による計算値は厳密摂動による計算値と比較して、ドップラー反応度の絶対値を大きく評価することを意味する。

そこで、ドップラー反応度における一次摂動計算値と厳密摂動計算値の差異を、「もんじゅ」の BOL について評価した。計算の方法は 2.1 節と同様とし（炉心温度が一定）、基準温度は通常運転状態のものを想定した（燃料温度は約 1400K）。結果を **Table 4.5.1** に示す。これより、温度の上昇に伴い厳密摂動計算値は一次摂動計算値よりも小さい値となることが分かる。

Table 4.5.1 Comparison in Doppler reactivity between the first-order perturbation theory and the exact perturbation theory (unit: $\Delta k/kk'$)

Temperature change (K)	FOP	EP	EP/FOP
1400 → 1700	-0.00120	-0.00119	0.99
1400 → 2000	-0.00220	-0.00215	0.98
1400 → 2300	-0.00305	-0.00296	0.97
1400 → 2600	-0.00378	-0.00365	0.97
1400 → 2900	-0.00444	-0.00426	0.96
1400 → 3200	-0.00503	-0.00480	0.95
1400 → 3500	-0.00557	-0.00529	0.95

設計基準内事象の安全解析では定格出力を 16% 超えた場合にスクラムがかかるが、この場合の基準温度からの変動は 200K 程度である。従って、この温度範囲については一次摂動と厳密摂動の差異、すなわちドップラー係数から計算される反応度と直接計算値との差異は無視できる程度であると言える。一方、温度がさらに上昇した場合には一次摂動と厳密摂動の差異は大きくなり、仮に炉心内の全ての燃料温度が 3200K まで上昇した場合には、ドップラー係数から計算される反応度は 5% 程度の過大評価となることが分かった。

ドップラー係数の 3200K までの温度範囲での適用を考えた場合、保守的な見地から、一次摂動計算値を用いる場合にはその誤差として 5% 程度を考慮する必要があることになる。

¹中性子束エネルギースペクトルの硬化により、ドップラー効果による中性子吸収率の増加が緩和されることと同義である。

5. まとめ

前章までの検討で得られた要因別のドップラー係数に対する不確かさは以下のように整理される。なお、本検討で評価した不確かさは、 2σ 相当、すなわち 95%の信頼幅を有するものと定義する。

- 核データ、計算手法に起因する不確かさについて、その系統的成分を 1%、統計的成分を 7%と評価する。これは、公開実験データおよび「もんじゅ」性能試験（1994 から 1995 年）データの実験解析結果から評価したものである。
- 核分裂生成物の核データに起因する不確かさを 3%と評価する（統計的成分）。これは、核分裂生成物核データの共分散データを用いて評価したものである。
- 高温領域における不確かさの上乗せは不要である。これは、ドップラー係数の温度依存性が単純な式で近似できること、FCA XVII-1 の高温ドップラー反応度測定データを利用した評価により高温領域で予測精度が悪化しないことを確認したことから判断したものである。
- 冷却材がボイド化した体系での不確かさの上乗せは不要である。これは、冷却材がボイド化した体系ではドップラー反応度が過小評価傾向となることが種々の積分データから示されたことから判断したものである。
- 燃料の燃焼に伴う不確かさは無視できる程度である。これは重核種と FP 核種の吸収断面積の比較から得た定性的な考察に基づくものである。
- 制御棒位置の不確かさに起因する不確かさを 1.7%と評価する（統計的成分）。
- ドップラー係数の温度依存性を近似式で扱うことによる不確かさを 3%と評価する（統計的成分）。
- 定格出力時の燃料平均温度に起因する不確かさについて、その系統的成分を 0.8%、統計的成分を 1.2%と評価する。
- ドップラー係数の計算において、炉心内の温度空間分布を無視する不確かさを 1.5%と評価する（系統的成分）。
- ドップラー係数の計算に一次摂動理論を用いることによる誤差は、設計基準内事象の温度範囲では無視できる程度である。

これらの結果を以下にまとめる。

	項目	不確かさ
系統的成分	核データ、計算手法に起因する不確かさ	1%
	燃料平均温度の取り扱いに起因する不確かさ	0.8%
	炉心内温度分布を無視することに起因する不確かさ	1.5%
	(総和)	3.3%
統計的成分	核データ、計算手法に起因する不確かさ	7%
	FPの核データに起因する不確かさ	3%
	制御棒位置予測の不確かさ	1.7%
	ドップラー係数の温度依存性の取り扱いに伴う不確かさ	3%
	燃料平均温度の取り扱いに起因する不確かさ	1.2%
	(総和)	8.4%
	誤差総和	11.7%

(注1) ここでの不確かさの定義は、 2σ 相当の信頼幅である。

(注2) 設計計算手法に起因する不確かさは含まない。

以上より、ドップラー係数の不確かさとして、11.7%が得られた。

ただし、設計基準事象を超える温度範囲では、一次摂動理論を用いることによる不確かさが拡大し、仮に燃料温度 3200K までの範囲を想定する場合には、一次摂動理論を用いることによる不確かさは保守的な想定で 5%程度になる。この場合、ドップラー係数の不確かさは 16.7%となる。この不確かさを避けるため、ドップラー係数の温度依存性を陽に考慮することも考えられる。

なお、今回の評価は、ドップラー係数の計算手法として現時点で最も精緻なものを利用するという前提で行ったものであり、設計計算手法に導入される近似による不確かさは考慮していない。

謝辞

原子力基礎工学研究部門の岡嶋成晃氏、石川眞氏、同炉物理研究グループの久語輝彦氏、杉野和輝氏、横山賢治氏には、本件についての議論にご参加いただくとともに、貴重なご助言をいただきました。特に、石川眞氏には本報告書全般について目を通していただき、数々の有益なコメントをいただきました。ここに深い謝意を表します。

参考文献

- 1) <http://www.nsc.go.jp/shinsa/shidai/genshiro111-a2/siryol.pdf>
- 2) 高下浩文、他、「核設計手法報告書」、JNC TN8410 2000-011 (2000).
- 3) 日本原子力学会、「日本原子力学会標準 統計的安全評価の実施基準：2008」、AESJ-SC-S001:2008 (2008).
- 4) 岡嶋成晃、「臨界実験装置を用いた高速炉ドップラー効果の研究」、北海道大学学位論文、(1999).
- 5) A. Reichel, 'The temperature dependence of effective resonance integral,' *J. Nucl. Energy Parts A/B*, **17**, p.281-292 (1963).
- 6) S. Okajima, *et al.*, 'High temperature Doppler effect experiment for ^{238}U at FCA, (I) Reactivity worth measurement with a small heated sample up to 1,500 °C,' *J. Nucl. Sci. Technol.*, **33**[3], p.202-210 (1996).
- 7) J.L.Rowlands, 'Nuclear data for studies of reactor safety and control and for criticality studies,' *Proc. of Int. Conf. on Nuclear Data for science and technology, ND1988*, p.25-30, Mito, (1988)
- 8) W.E.Lamb, 'Capture of neutrons by atoms in a crystal,' *Phys. Rev.*, 55, p.190-197 (1939).
- 9) 羽様 平、他、「SEFOR 実験解析 (II)-等温温度係数 (Core II) 及び出力係数-」、JAEA-Research 2006-059 (2006).
- 10) 'International handbook of evaluated reactor physics benchmark experiments,' NEA/N-SC/DOC(2006)1, March 2009 Edition.
- 11) H. Oigawa, *et al.*, 'A proposal of benchmark calculation on reactor physics for metallic fueled and MOX fueled LMFBR based upon mock-up experiment at FCA,' *J. Nucl. Sci. Technol.*, **37**[2], p.186-201 (2000).
- 12) G. Chiba, 'Uncertainty quantification of lumped fission product cross section for fast reactor application,' *Proc. of Nuclear Data Symp. 2009*, Tokai, to be published as JAEA-Conf (2009).
- 13) K. Takano, *et al.*, 'Monju core physics test analysis with JAEA's calculation system,' *Proc. of Int. Conf. on Physics of Reactor, PHYSOR2008*, Interlaken (2008).

- 14) 横山賢治、他、「常陽」MK-III 性能試験 - 等温温度係数測定 (NT-333) -」、JNC TN9400 2004-012 (2004).
- 15) T.J. Haste, M.G. Sowerby, 'A study of the temperature dependence of the neutron transmission of uranium dioxide,' *J. Phys. D: Appl. Phys.*, Vol.12, p.1203 (1979).
- 16) A.T.D. Butland, *et al.*, 'An assessment of methods of calculating Doppler effects in plutonium-fueled sodium-cooled fast reactors,' *Proc. of Int. Symp. on Fast Reactor Physics*, Vol 1, p.257-280, Aix-en-Provence (1979).
- 17) 長沼辰二郎、他、「模擬臨界実験による「もんじゅ」核特性総合評価」、PNC TJ206 76-14 (1976).
- 18) W.G.Davey, *et al.*, 'Rod and plate heterogeneity studies in ZPPR-2,' ANL-7961, Argonne National Laboratory (1974).
- 19) 横山賢治、他、「高速実験炉「常陽」MK-I 炉心燃料組成に関する照射後試験データ解析」、JNC TN9400 2004-009 (2004).
- 20) K.Yokoyama, T.Jin, 'Benchmark of evaluated nuclear data libraries using post-irradiation experimental data on fuel composition change of the fast reactor "JOYO"', *Proc. of Int. Conf. on Nuclear Data, ND2007*, Nice, France (2007).
- 21) 高速増殖炉研究開発センター 原子炉設置許可申請書（高速増殖原型炉もんじゅ原子炉施設の変更）添付書類八.
- 22) 金城秀人、私信（2010）.

付録 A ドップラー反応度のエネルギースペクトル

A.1 もんじゅと公開データとの比較

「もんじゅ」と公開実験データのドップラー反応度エネルギースペクトルの比較を行った。なお、ここでは「もんじゅ」、Sefor の解析は均質格子モデルに基づいて行った¹。また、ドップラー反応度が 1.0 となるようにエネルギースペクトルの規格化を行った。

種々の炉心でのドップラー反応度のエネルギースペクトルを、**Fig. A.1.1** から **Fig. A.1.3** に、それぞれ示す。1keV のピーク付近では「もんじゅ」の反応度がより大きく、数 keV 以上では逆に小さくなっていることが分かるが、これは U-238 の背景断面積の差異による実効断面積の温度変動の差異により説明することが出来る。また、FCA XVII-1 のデータでは、UO₂ サンプルと U 金属サンプルとでエネルギースペクトルが大きく異なっているが、Table 3.1.2 で示されたように中性子束のエネルギースペクトルは両者に大きな差異は見られなかったことから、これも U-238 の背景断面積の差異に起因するものと考えられる。

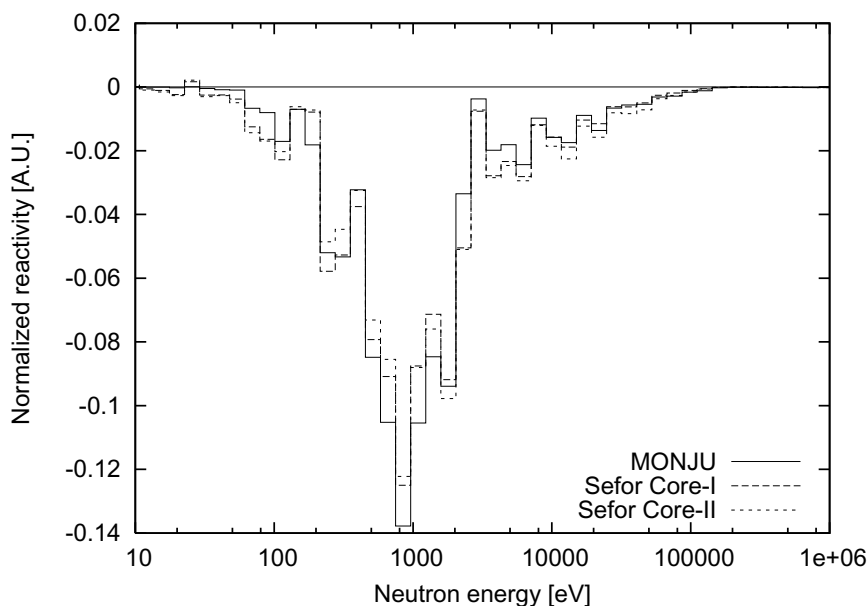


Fig. A.1.1 Comparison of Doppler reactivity energy spectrum (1)

¹均質格子モデルでは非均質モデルと比較して背景断面積が大きくなるため、「もんじゅ」と ZPPR-9、FCA XVII-1 の温度に伴う実効断面積の変動量の差はさらに大きくなる。

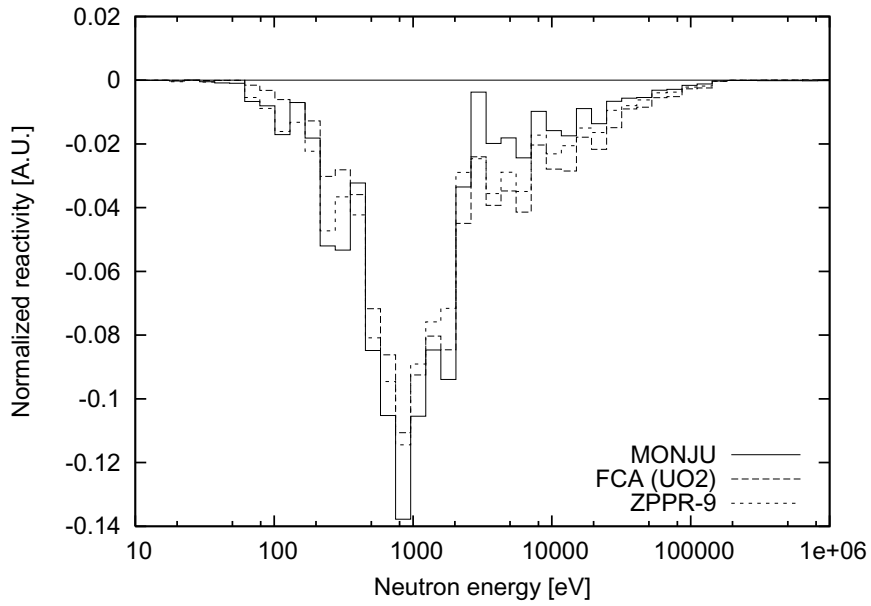


Fig. A.1.2 Comparison of Doppler reactivity energy spectrum (2)

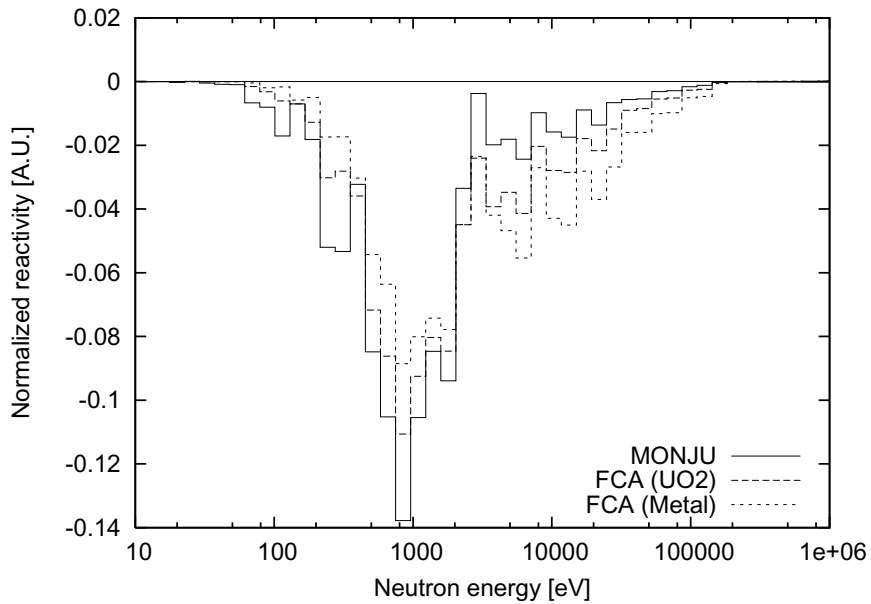


Fig. A.1.3 Comparison of Doppler reactivity energy spectrum (3)

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基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m ²
体積	立方メートル	m ³
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s ²
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		他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
	名称	記号		
平面角	ラジアン ^(b)	rad	1 ^(b)	m/m
立体角	ステラジアン ^(b)	sr	1 ^(b)	m ² /m ²
周波数	ヘルツ ^(d)	Hz	1	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	ジーメンズ	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 ^(e)	セルシウス度 ^(e)	°C		K
光照射度	ルーメン	lm	cd sr ^(c)	cd
放射線量の放射能 ^(f)	ベクレル ^(d)	Bq	lm/m ²	m ⁻² cd
吸収線量, ビエエネルギー分当, カーマ	グレイ	Gy	J/kg	s ⁻¹
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
酸素活性化	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でも使用できる。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大きさは同一である。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		SI基本単位による表し方
	名称	記号	
粘り度	パスカル秒	Pa s	m ⁻¹ kg s ⁻¹
力のモーメント	ニュートンメートル	N m	m ² kg s ⁻²
表面張力	ニュートン毎メートル	N/m	kg s ⁻²
角速度	ラジアン毎秒	rad/s	m m ⁻¹ s ⁻¹ =s ⁻¹
角加速度	ラジアン毎秒毎秒	rad/s ²	m m ⁻¹ s ⁻² =s ⁻²
熱流密度, 放射照度	ワット毎平方メートル	W/m ²	kg s ⁻³
熱容量, エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K	m ² kg s ⁻² K ⁻¹
比熱容量, 比エントロピー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)	m ² s ⁻² K ⁻¹
比エネルギー	ジュール毎キログラム	J/kg	m ² s ⁻²
熱伝導率	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)	m kg s ⁻³ K ⁻¹
体積エネルギー	ジュール毎立方メートル	J/m ³	m ⁻¹ kg s ⁻²
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m	m kg s ⁻³ A ⁻¹
電荷密度	クーロン毎立方メートル	C/m ³	m ⁻³ s A
表面電荷	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² 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	ファラド毎メートル	F/m	m ⁻³ kg ⁻¹ s ⁴ A ²
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m	m kg s ⁻² A ⁻²
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol	m ² kg s ⁻² mol ⁻¹
モルエントロピー, モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)	m ² kg s ⁻² K ⁻¹ mol ⁻¹
照射線量 (X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg	kg ⁻¹ s A
吸収線量	グレイ毎秒	Gy/s	m ² s ⁻³
放射強度	ワット毎ステラジアン	W/sr	m ⁴ m ⁻² kg s ⁻³ =m ² kg s ⁻³
放射輝度	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
酵素活性濃度	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	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 ²⁴	ヨタ	Y	10 ⁻¹	デシ	d
10 ²¹	ゼタ	Z	10 ⁻²	センチ	c
10 ¹⁸	エクサ	E	10 ⁻³	ミリ	m
10 ¹⁵	ペタ	P	10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ¹²	テラ	T	10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁹	ギガ	G	10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁶	メガ	M	10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ³	キロ	k	10 ⁻¹⁸	アト	a
10 ²	ヘクト	h	10 ⁻²¹	ゼプト	z
10 ¹	デカ	da	10 ⁻²⁴	ヨクト	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=60s
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/10800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648000) rad
ヘクタール	ha	1ha=1hm ² =10 ⁴ m ²
リットル	L, l	1L=1l=1dm ³ =10 ³ cm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1t=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	1eV=1.602 176 53(14)×10 ⁻¹⁹ J
ダルトン	Da	1Da=1.660 538 86(28)×10 ⁻²⁷ kg
統一原子質量単位	u	1u=1 Da
天文単位	ua	1ua=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=100kPa=10 ⁵ Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1mmHg=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 =10 ⁻²⁸ m ²
ノット	kn	1 kn=(1852/3600)m/s
ネーパ	Np	SI単位との数値的な関係は、 対数量の定義に依存。
ベベル	B	
デジベル	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
スタールブ	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=1G cm ² =10 ⁸ Wb
ガウス	G	1 G=1Mx cm ⁻² =10 ⁻⁴ T
エルステッド ^(c)	Oe	1 OeΔ (10 ⁷ /4π)A m ⁻¹

(c) 3元系のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「Δ」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	fm	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 = 200 mg = 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	1cal=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

