論文

高速炉炉心における地震時反応度投入事象の炉心損傷評価

有吉 昌彦^{1,*}, 高田 孝^{1,†}, 山口 彰², 遠藤 寛³

Evaluation of the Fuel Melting Character of FBR Core Caused by Seismic Reactivity Insertion

Masahiko ARIYOSHI^{1,*}, Takashi TAKATA^{1,†}, Akira YAMAGUCHI² and Hiroshi ENDO³

¹Department of Energy and Environment Engineering, Osaka University, 2-1 Yamada-oka, Suita-shi, Osaka 565-0871, Japan

²Department of Nuclear Engineering and Management, School of Engineering, The University of Tokyo, 7-3-1 Hongo, Bunkyo-ku, Tokyo 113-8656, Japan

³Central Research Institute of Electric Power Industry, 2-11-1 Iwadokita, Komae-shi, Tokyo 201-8511, Japan

(Received July 23, 2015; accepted in revised form January 15, 2016; published online June 15, 2016)

A seismic probabilistic risk assessment (PRA) for fast breeder reactors (FBRs) has been carried out to confirm that the seismic safety is equivalent to that of light-water reactors (LWRs). FBR plants consist of components with thin walls, so the seismic responses tend to be large in comparison with LWRs. The seismic response of the reactor structure of FBRs is caused by seismic reactivity. The group motion of fuel subassemblies is one typical seismic response. Thus, much attention has been paid to the reactivity insertion mechanism and its consequences during earthquakes beyond the design basis ground motion (DBGM) condition. Continued seismic reactivity insertion may cause fuel melting. To prevent a core disruptive accident (CDA), it is necessary to terminate the expansion of the fuel melting zone by the insertion of control rods. The behaviors of both the fuel melting and the scram delay depend on the seismic exiting acceleration, so the limit to prevent a CDA is defined as the critical acceleration for which the scram time is equivalent to the limit time to prevent fuel pin failure from the viewpoint of the fuel melting behavior. To clarify the critical acceleration and to clarify the uncertainty in the evaluation of the fragility, the evaluation method is studied in terms of the seismic response of the reactor structure, the neutronic characteristics and thermal hydraulic characteristics.

KEYWORDS: seismic PRA, FBR, reactivity insertion, core disruptive accident, uncertainty, fragility

I. 緒 言

高速炉は冷却材にナトリウムを使用し、炉心出口温度が高温になることから、熱応力緩和のため薄肉構造になっている。したがって、耐圧構造である軽水炉に比べて地震時の振動変位が大きくなりやすいため、基準地震動に対する原子炉容器や炉心構造物の構造強度の確認は重要である。地震規模が想定を上回ると地震応答変位が大きくなるため、やがて破損に至る。その場合、ナトリウムの漏えいや、炉心冷却形状の喪失により、炉心損傷に至る可能性がある。したがって、想定を超える地震に対して、確率論的

安全評価(PRA)による体系的な評価が必要である。

従来の地震 PRA は構造強度に着目した評価が中心^{1~3)}であり、反応度投入事象は考慮されていない。高速炉の場合、地震時にはベデスタルから原子炉容器と遮蔽プラグにそれぞれ地震波が伝達され、原子炉容器の中に設置された炉心と、遮蔽プラグに支持される炉心上部構造がそれぞれ別々の動きをするため、複雑な地震応答となる。これにより、制御棒挿入位置の変動、炉心燃料集合体群振動による燃料密度の変動が生じると反応度が投入される(以下、地震反応度という)。

高速炉における代表的な地震応答の 1 つに集合体群振動がある。高速炉の炉心は、炉心燃料集合体、ブランケット燃料集合体、中性子遮蔽体、制御棒集合体、の各種集合体で構成される。高速炉の燃料集合体は、六角断面のラッパ管内に燃料要素バンドルが収納された構造となっている。ラッパ管は炉心冷却材の流路を構成するとともに、集合体を炉心支持板上に自立させるための剛性を有してい

¹ 大阪大学大学院 工学研究科環境エネルギー工学専攻

² 東京大学大学院 工学系研究科原子力国際専攻

³ (一財)電力中央研究所

* Corresponding author, E-mail: ariyoshi-m@qe.see.eng.osaka-u.ac.jp

† 現在、日本原子力研究開発機構(Japan Atomic Energy Agency)

る。各集合体は、上端部を拘束する代わりにラッパー管の表面に設けられたスペーサパッドにより隣接集合体とのギャップを1 mm程度とし、集合体の周囲に設けられた炉心槽と相まって集合体の変位を制限している。地震時には、原子炉容器を介して地震波が炉心支持板に伝達され、その振動応答により各集合体の振動が励起される。隣接集合体との衝突を繰り返しながら全集合体が同時に振動するが、高速炉の炉心は出力密度が高く最大反応度体系にないため、集合体が同時に変位して集中した場合に炉心体積が減少し、燃料平均密度が増大して反応度が投入される。

地震波には様々な周波数成分が含まれ、加振加速度は絶えず変化する。したがって、地震反応度は絶えず変化して増減を繰り返すため、投入量が最大になってもそのままの状態で継続することはないが、反応度が繰り返し投入されることにより、燃料にエネルギーが蓄積され、炉心損傷の原因となる可能性がある。

そこで筆者らは、集合体群振動解析を行うことにより、その挙動には加振加速度と周波数に対する依存性があることを示した⁴⁾。そして、集合体群振動による投入反応度を時刻歴で評価し、加振加速度 40 m/s^2 の条件で加振周波数が約5 Hzの場合に集合体が最も集中し、その場合の投

入反応度が約1\$になることを示した⁵⁾。

本論文では、これまでに得られた成果を活用して集合体群振動による地震反応度投入事象の炉心損傷限界を明らかにすることを目的とする。そして、本研究の成果を地震PRAで活用できるようにするため、地震加速度と集合体群振動に起因した炉心燃料の損傷確率との関係であるフラジリティを得るための手法を構築する。

II. 炉心損傷限界評価の考え方と評価手法

地震反応度に関する炉心損傷限界については、旧原子力安全基盤機構(JNES)によって地震反応度を正弦波で模擬した場合の研究成果が報告されている⁶⁾。同研究では、周波数を5 Hzとして反応度振幅を $\pm 1\$$ から $\pm 1.5\$$ まで変化させた場合、 $\pm 1.2\$$ 以上では第一波で炉心損傷に至るが、それ以下では反応度投入開始から数秒間かけて徐々に燃料の溶融領域が拡大し、最終的には溶融燃料のプールのロッシングで即発臨界に至る結果となっている。

地震反応度投入事象における著しい炉心損傷を防止するには、制御棒を挿入して負の反応度を投入することにより、燃料溶融領域の拡大を防止する必要がある。制御棒の挿入が間に合わなくなるところが炉心損傷限界となるが、

Fig. 1 Evaluation method of fragility of seismic reactivity insertion event caused by subassemblies group motion

Fig. 2 Relationship between reactivity insertion and exciting acceleration at core support plate

制御棒の挿入により炉心損傷を回避できるか否かについては、そのときの炉心状態に存する。制御棒による原子炉停止機能と燃料溶融挙動の関係については今後の研究課題であるが、少なくとも制御棒の挿入経路を確保する観点で、燃料溶融領域が集合体の外に拡大する前に制御棒の挿入を完了させる必要があると考えられる。本研究では、さらに、それを確実にするため、燃料被覆管が破損する前に制御棒の挿入を完了させることとした。

ここで、反応度投入による過出力型事象の場合、燃料破損挙動は被覆材拘束内圧バースト型となる。このときの被覆材破損限界と燃料溶融割合の関係は、90%TD内外の高スミア密度燃料の場合は20~30%、85%TD程度以下の中低スミア密度の場合は70%を超える燃料溶融割合まで非破損の結果であることが報告されている⁷⁾。したがって、燃料溶融割合が20%以下であればこれらの条件を包絡し、被覆管は破損しないと考えられる。そこで、燃料溶融割合が20%に到達する時間を燃料溶融時間と定義し、これ以前に制御棒挿入を完了させることを炉心損傷回避の条件とした。

そして、炉心中心付近に装荷される最大出力集合体は、他に比べて最も早く燃料溶融が進行することから評価対象に選定した。

本研究における炉心損傷評価の流れを Fig. 1 に示す。

地震反応度を正弦波で模擬し、燃料溶融挙動と反応度投入継続時間との関係を評価する。そして、Fig. 2における集合体群振動による投入反応度と炉心支持板加速度との関係⁵⁾を用いることにより、炉心支持板加速度と燃料溶融時間の関係を得る。実際の地震波加振における挙動を評価するため、本研究では特定のプラントを対象としないことから、地震波の代わりに数種類のランダム波を想定した。

一方、スクラム時間は地震動によって生じる炉心上部機

構(以下、UCS)と制御棒案内管(以下、CRGT)の相対変位に依存し、さらにこの相対変位は原子炉構造に対する入力地震波の加速度に依存する。そこで、地震規模と原子炉構造の応答加速度の関係を既往研究に基づいて設定し、燃料溶融時間と制御棒挿入時間を比較することにより炉心損傷限界を評価した。

フラジリティは、Fig. 1 に示すように各評価手法の結果を応答係数として整理し、不確実さを評価した。

III. 燃料溶融挙動解析

1. 解析手法および解析条件

地震時反応度と燃料溶融割合の関係は、JNESが開発した1点近似動特性コードADYTUM⁸⁾を使用し、解析条件はTable 1に示すように設定した。この内容を下記にまとめた。

- ① 解析体系は、熱出力が約700 MWtの中型高速炉炉心とした。炉心燃料集合体約200体を15のチャンネルに分割しているが、炉心中心付近に装荷される最大出力集合体が最も早く燃料が溶融するため、単独で評価できるよう1つのチャンネルとした。
- ② 燃料温度、被覆管温度を評価するに当たり、工学的安全係数は考慮せず。通常運転中の集合体出力分布や冷却材流量配分に基づいて解析初期条件を設定した。正弦波状の地震反応度を外部からの投入反応度(以下、外部反応度)として与え、フィードバック反応度を考慮して核、熱特性計算を行った。フィードバック反応度係数は、ドップラー係数、冷却材密度反応度係数、燃料軸方向膨脹反応度を考慮した。
- ③ 国内の原子力発電所は設計用基準地震動を十分下回るレベルで地震を検知し、制御棒を緊急挿入するよう設計されている。しかし、地震波は震源からの距

Table 1 Analysis condition of fuel melting behavior caused by seismic reactivity insertion

	Analysis condition	Notes
Thermal hydraulic characteristics	Thermal power	714 MW
	Maximum linear power density	324 W/cm
	Coolant flow rates	4,267 kg/sec
	Coolant flow in fuel subassembly	23 kg/sec
	Flow halving time of coast down	4.8 s
	Thermal conductivity of fuel	Experimental formula R. F. Hilbert <i>et al.</i>
	Gap conductance (fuel-cladding tube)	0.568 W/(cm ² ·°C)
Neutronic characteristics	Melting temperature of fuel	3,000 K
	Seismic reactivity (sine wave)	Frequency; 5 Hz, 10 Hz Reactivity amplitude; 0.7–1.2 \$
	Doppler coefficient	– 6.9 E–03 T/(dk/dT)
	Fuel axial expansion reactivity	1.57 E–01 Δk/k/(Δρ/ρ)
	Steel density reactivity coefficient	– 2.13 E–02 Δk/k/(Δρ/ρ)
	Sodium density reactivity coefficient	– 1.48 E–02 Δk/k/(Δρ/ρ)
		Reference 19)

離や地盤の特性に依存するため、地震初期にその最大加速度が到達することが否定できない。そこで、安全裕度を評価する観点から、制御棒挿入開始前に地震反応度が最大振幅になることを想定した。

- ④ この事象では地震加速度による反応度と制御棒挿入による反応度が重畳して進行する。燃料溶融時間が制御棒挿入時間より長い場合は、その効果により燃料溶融の進展が遅延するが、両者が近接するにつれてその効果は相対的に小さくなると考えられる。本研究の炉心損傷限界では燃料溶融と制御棒挿入が同時に進行する状態であり、制御棒挿入による反応度の効果が限定的になると考え、反応度効果を考慮しないで燃料溶融時間を評価することとした。
- ⑤ 燃料ペレットと被覆材のギャップコンダクタンスは、従来から公称値として適用されている約 0.568 W/(cm²·°C) [1,000 Btu/(ft²·h·°F)] とした。燃料の融点は、最近の改良された測定方法を用いたアメリカシウム 241 (以下「アメリカシウム」という。) を約 3 wt% まで含有する混合酸化物燃料に対する溶融点測定結果⁹⁾に基づき、約 2,720°C (3,000 K) とした。
- ⑥ 燃料は、燃焼によって再組織化が進むため、密度、熱伝導率、比熱については、初期組成、等軸晶領域、柱軸晶領域に対応して設定した。燃料溶融割合は、溶融温度と溶融潜熱に基づいて溶融開始時と終了時の比エンタルピをあらかじめ計算しておき、解析結果をその値と比較することにより評価した。
- ⑦ 原型炉の基準地震動条件において、日本原子力研究開発機構 (以下、JAEA) が集合体群振動に起因する投入反応度を評価した結果、約 0.5 \$ となっている¹⁰⁾。一方、本研究では、Fig. 2 に示すとおり炉心支持板加速度が 20 m/s² 以下の領域における投入

反応度が 0.4 \$ から 0.6 \$ の範囲にある。そこで、本研究は基準地震動を上回る領域に着目するため、反応度に関する解析条件の下限を 0.7 \$ に設定した。一方上限については、JNES の評価に基づき、地震反応度第一波で炉心損傷に至る 1.2 \$ とした。

- ⑧ 地震反応度の周波数条件について、本研究では集合体の周囲に炉心槽があるため、集合体頂部が総片寄り状態になって両振幅で衝突する。したがって、正弦波加振の場合、投入反応度の周波数は加振周波数の 2 倍になる。正弦波による周波数掃引解析を実施したところ、加振加速度最大が 20 m/s² 以下では約 2.5 Hz で投入反応度が最大になり、40 m/s² 以上では約 5 Hz で最大になることが、筆者らにより示されている⁵⁾。そこで、地震反応度の周波数は、5 Hz と 10 Hz の両者を対象とする。
- ⑨ 本研究における事象は、地震反応度の投入が継続しながら冷却系の主循環ポンプが停止し、冷却材流量が減少することを想定した。流量半減時間は約 5 秒⁶⁾ として解析モデルに反映した。冷却材流量が確保される場合も考えられるが、地震規模が冷却系主循環ポンプの機能が確保される範囲に限定されること、そして、流量喪失を想定する方がより厳しい結果になることから、上記の想定とした。

2. 解析結果

(1) 地震時反応度投入事象の特徴

周期的に変化する地震反応度の投入が継続しながら冷却材流量が減少するため、事象の初期は過出力型であるが、徐々に除熱源喪失型の特徴が加わる。反応度振幅が ±0.9 \$、周波数 5 Hz の場合を例として、この事象の特徴を以下にまとめた。

- ① 地震反応度の投入開始により瞬間的に燃料温度が上昇するため、Fig. 3(a)に示すとおりドップラー反応度による負のフィードバック反応度が挿入される。そして、事象の進展に応じて冷却材温度が上昇し、約8秒後には冷却材の沸騰が開始されるため、冷却材密度反応度による正のフィードバック反応度が大きくなる。
- ② ドップラー反応度による負の効果と冷却材密度反応度による正の効果が大きい。地震反応度投入開始後、約8秒以降では冷却材密度反応度の絶対値が

ドップラー反応度の絶対値を超えている。そして、約10.5秒でドライアウトに達するため、冷却材密度反応度が最大になる。

- ③ Figure 3(b)は、炉心中心付近に装荷された最大出力集合体における炉心中心高さ部分の燃料温度と熔融割合を示す。燃料ペレットを4領域に分割しており、中心領域から順に融点に達する都度、燃料熔融割合が上昇している。各領域の温度は第1波で瞬間的に上昇する。第2波以降の温度上昇は第1波に比べて緩慢であるが、反応度が周期的に変化し

(a) Reactivity feedback

(b) Fuel temperatures and melt fraction of the representative fuel pin

Fig. 3 Analytical results of fuel melting behavior caused by seismic reactivity insertion

ながら繰り返し投入されることにより燃料温度が継続的に上昇する。

- ④ 反応度振幅が $\pm 0.9\%$ の場合、Fig. 3(b)に示すように炉心中心付近に装荷された最大出力集合体の燃料中心部分が溶融温度に到達するのは約2.7秒、溶融割合が20%に到達する時間は約8.3秒である。その後の挙動は、冷却材沸騰の影響で燃料の温度と溶融割合の増加傾向が大きくなり、約9.8秒で燃料溶融割合が50%に至っている。

(2) 地震反応度と燃料溶融挙動の関係について

地震反応度投入事象は、Fig. 4に示すように、反応度振幅の大きさに応じて燃料溶融時間が短くなる。その特徴を下記にまとめた。

- ① 加振周波数5 Hzと10 Hzにおける燃料溶融挙動を比較すると、反応度振幅が $\pm 0.9\%$ より小さい条件では5 Hzの方が早く溶融する傾向がある。しかし、 $\pm 1\%$ より大きくなるとその関係が逆転し、10 Hzの方が早く溶融する。
- ② 前項①に関し、加振周波数10 Hzの場合、反応度投入率が大きいことから第1波における燃料の温度上昇が大きく、その影響でドブラー反応度が大きくなって第2波以降の温度上昇が抑制される傾向にある。その結果、反応度振幅が $\pm 0.9\%$ より小さい場合は溶融開始が遅くなっているが、反応度振幅が大きくなると、初期の第1波で溶融温度に到達し、早期に溶融が開始されるものと考えられる。
- ③ 炉心損傷限界を検討するにあたり、地震反応度の条件に応じて厳しい方の加振周波数条件を選択する必要がある。

IV. 炉心損傷限界に関するフラジリティ評価

1. 燃料溶融挙動評価に関する応答係数と不確かさ評価

炉心損傷限界に関するフラジリティ評価のため、Fig. 1に示す各応答係数と、その不確かさ(偶然的不確かさ β_R 、認識論的不確かさ β_U)¹¹⁾を評価した。

(1) 炉心支持板入力加速度応答係数(S_1)

解放基盤における地震動 A_G と炉心支持板の応答加速度 A_{CSP} の比を示す応答係数を設定した。本研究は特定のプラントを対象としている訳ではないので、高速炉の既往研究例に基づいた。解放基盤における地震動に対する原子炉容器の応答加速度は約3倍との報告例¹²⁾がある。また、原型炉に関するフラジリティ評価の研究例があり、原子炉容器のフラジリティが $A_m = 4.62(G)$ 、 $\beta_R = 0.21$ 、 $\beta_U = 0.21$ と評価されている¹³⁾。以上の内容に鑑み、本研究ではこの応答係数と不確かさを(1)式のとおり設定した。

$$S_1 = \frac{A_{CSP}}{A_G} = 3 \quad (1)$$

$$\beta_R^1 = 0.21, \quad \beta_U^1 = 0.21$$

(2) 炉心支持板入力スペクトル応答係数(S_2)

Figure 2の反応度評価、III章の燃料溶融挙動評価では炉心支持板加速度を正弦波としたため、炉心支持板加速度に関して実地震波と正弦波の関係を示す応答係数を設定した。本研究では、正弦波の加速度最大値 A_{CSP}^s が地震波の最大加速度に一致しているため、この応答係数と不確かさを(2)式のとおり設定した。

$$S_2 = \frac{A_{CSP}^s}{A_{CSP}} = 1 \quad (2)$$

$$\beta_R^2 = 0, \quad \beta_U^2 = 0$$

Fig. 4 Fuel melting time of seismic reactivity insertion event

(3) 集合体群振動解析モデル化係数(S_{31})

集合体群振動解析に含まれる誤差に関する応答係数を設定した。集合体群振動解析モデルははり要素とパッド部における衝突ばね要素等で構成しており⁴⁾、この妥当性の確認は気中および水中試験との比較に基づいている。既往研究例¹⁴⁾において、本研究と同様の解析モデルで水中試験結果をほぼ再現できることに鑑み、この応答係数と不確かさを(3)式のとおりに設定した。

$$\begin{aligned} S_{31} &= 1 \\ \beta_R^{31} &= 0, \quad \beta_U^{31} = 0 \end{aligned} \quad (3)$$

(4) 加速度応答反応度係数(S_{32})

Figure 2 における炉心支持板加速度(正弦波)の最大値 A_{CSP}^s と反応度係数分布に基づく評価結果 ρ_{RC}^s の関係に基づき、(4)式に示すように加速度応答反応度係数を設定した。

$$S_{32} = \frac{\rho_{RC}^s}{A_{CSP}^s} \quad (4)$$

そして、各解析点(加速度条件)の間を補完するため、Fig. 2 に示すように2次式で近似した。近似誤差は、各解析値と近似値の差に関する平均値と標準偏差より $0.044 \text{ \$}$ (2σ)とした。

不確かさは、Fig. 5 に示すように、反応度 ρ_{RC}^s に対応する炉心支持板加速度 A_{CSP}^s 、近似曲線が誤差分($0.044 \text{ \$}$)変動した場合に対応する炉心支持板加速度($A_{CSP}^s + \Delta A_{32}$)を求めることにより、(5)式のとおりに設定した。

$$\beta_R^{32} = \frac{1}{1.65} \ln \left(\frac{A_{CSP}^s + \Delta A_{32}}{A_{CSP}^s} \right) \quad (5)$$

(5) 反応度モデル化係数(S_{33})

集合体群振動の反応度投入量評価は反応度係数分布に基づいており、GMVP による解析結果との比較により検証している⁵⁾。そこで、GMVP を正と仮定して反応度モデル

化係数を設定し、不確かさを評価した。

反応度係数分布による評価結果 ρ_{RC} を GMVP による解析結果 ρ_{GMVP} と比較したところ、Fig. 6 に示すように、その差 C は ρ_{RC} に対する依存性があるため直線近似を行った。そして、(6)式のように ρ_{RC} と C に基づく補正値を ρ_c とし、反応度モデル化係数 S_{33} を(7)式のように設定した。

$$\rho_c = \rho_{RC} + C \quad (6)$$

$$S_{33} = \frac{\rho_c}{\rho_{RC}} \quad (7)$$

補正後に残る ρ_{GMVP} との差を認識論的不確かさ、 ρ_{GMVP} における統計誤差を偶然的な不確かさとして扱い、それぞれ $0.10 \text{ \$}$ (2σ)、 $0.083 \text{ \$}$ (2σ)とした。前項 IV-1-(4)項と同じ考え方により、反応度 ρ_c に対応する炉心支持板加速度 A_{CSP}^s と、その関係が上記の不確かさの分変動した場合に対応する炉心支持板加速度($A_{CSP}^s + \Delta A_{33}$)、($A_{CSP}^s + \Delta A_{33}'$)を求めることにより、下記のとおり設定した。

$$\begin{aligned} \beta_R^{33} &= \frac{1}{1.65} \ln \left(\frac{A_{CSP}^s + \Delta A_{33}}{A_{CSP}^s} \right) \\ \beta_U^{33} &= \frac{1}{1.65} \ln \left(\frac{A_{CSP}^s + \Delta A_{33}'}{A_{CSP}^s} \right) \end{aligned} \quad (8)$$

(6) スペクトル応答係数(S_{34})

同じ加速度条件に対する正弦波の場合の投入反応度 ρ_c^s と、地震波加振の場合の投入反応度 ρ_c^r に基づき、(9)式に示すようにスペクトル応答係数を設定した。

$$S_{34} = \frac{\rho_c^r}{\rho_c^s} \quad (9)$$

本研究では、実際の地震波に代わって卓越周波数をパラメータとするランダム波を作成し、集合体群振動解析を行って反応度投入量を評価した。地震波実例を参考としてフーリエスペクトルを作成し、その卓越周波数は、正弦波

Fig. 5 Uncertainty about response factor of reactivity insertion to exciting acceleration of core support plate

(a) Comparison of reactivity insertion between GMVP and reactivity coefficient method

(b) Difference of reactivity evaluation result between GMVP and reactivity coefficient method

Fig. 6 Compensation of reactivity insertion based on GMVP

加振において反応度投入量が最大となった約 5 Hz を中心に 3 ケース設定した。各成分波の位相角は地震 PRA の模擬地震波で用いられている手法に基づき設定した¹¹⁾。最大加速度は、正弦波加振で投入反応度が約 1 \$ となった 40 m/s² を上限として 3 ケース設定した。反応度投入量を正弦波加振の場合と比較し、**Fig. 7** に示す。ランダム波加振の方が正弦波加振に比べて同じ加速度条件における投入反応度が小さくなり、約 0.7 倍となった。この原因として、正弦波の場合規則的な加振により集合体の変位や変形が追従するが、ランダム波の場合、最大加速度が瞬間的に付加されることから集合体の慣性により変位や変形が追従しないことが原因と考えられる。

各ランダム波における反応度投入量は各卓越周波数条件ではほぼ等しいことから、本研究では卓越周波数に対する依存性はないと仮定し、合計 9 ケースの反応度評価結果を 2 次式で近似した。前項と同様、近似誤差 0.07 \$ (2σ) に基づき、反応度 ρ_c^s に対応するそれぞれの炉心支持板加速度 A_{CSP}^r 、($A_{CSP}^r + \Delta A_{34}^r$) を比較することにより不確かさを設定

(a) Evaluation result of reactivity insertion caused by random wave acceleration

(b) Relationship of reactivity insertion between sine wave and random acceleration wave

Fig. 7 Evaluation method of Response factor of reactivity insertion to acceleration spectrum

した。なお、スペクトル応答係数は正弦波加振に対する応答とランダム波に対する応答の両方が関与するため、反応度 ρ_c^s に対する炉心支持板加速度 A_{CSP}^s (Fig. 7 では A_{CSP}^r に等しい) と、その近似誤差に関する炉心支持板加速度の変動 ΔA_{34}^s を求めて、(10)式を用いて不確かさを評価した。

$$\beta_R^{34} = \sqrt{\left(\frac{1}{1.65} \ln \left(\frac{A_{CSP}^s + \Delta A_{34}^s}{A_{CSP}^s} \right) \right)^2 + \left(\frac{1}{1.65} \ln \left(\frac{A_{CSP}^r + \Delta A_{34}^r}{A_{CSP}^r} \right) \right)^2} \quad (10)$$

(7) システム動特性応答係数 (S_4)

燃料溶融挙動解析の不確かさを評価するため、統計的安全評価手法¹⁵⁾の考え方に沿って、解析パラメータに含まれる不確かさが燃料溶融時間に与える影響を評価した。

解析結果に対する影響が大きいパラメータとして、**Table 2** に示すように最大線出力(初期状態)、冷却材流量、各反応度係数等を選定した。そして、Wilks の公式を用いた 95%信頼水準/95%累積確率の不確かさを評価する

ために 59 ケースのデータセットを作成し、燃料溶融挙動解析を行った。各パラメータはすべて正規分布であると仮定し、その範囲については以下のように設定した。

- ① 最大線出力(初期状態)は燃料集合体間の出力分布に依存し、原子炉熱出力誤差、出力分布誤差等の影響を受ける。本研究において、最大線出力の上限は、原型炉における設計上限の 360 W/cm とした。III 章の解析条件では、最大線出力が 324 W/cm になっているため、このパラメータは $\pm 11\%$ に設定した。
- ② 冷却材流量は、流量配分誤差の影響を受ける。また被覆管最高温度評価における熱伝達は冷却材流量に基づいて設定されることから、被覆管最高温度評価に関する工学的安全係数 1.26 がすべて冷却材流量

に依存すると仮定し、このパラメータ $\pm 26\%$ に設定した。

- ③ 反応度係数の不確かさは、原型炉の初装荷燃料の変更に係る設置変更(平成 20 年 2 月 19 日認可)¹⁶⁾で設定されている値とした。ただしドップラー係数については最新の研究成果¹⁷⁾を反映した。

解析結果を Fig. 8 に示す。燃料溶融時間が最も短くなるのは、線出力が最大となるケースであり、ノミナル条件 6.6 秒に対して、3.9 秒となった。この比 0.59 に基づき、燃料溶融時間の下限を設定した。

フラジリティ評価に関する不確かさは、次節 IV-3 節で示した燃料溶融時間曲線とスクラム曲線の交点についてノミナル条件(10 Hz, 1 \$ で 6.6 秒相当)と下限(10 Hz, 1 \$ で 3.9 秒相当)を比較することにより設定した。

Table 2 Parameter of uncertainty evaluation of fuel melting behavior

	Distribution	Uncertainty (2σ)	Notes
Maximum linear power density	Normal	$\pm 11\%$	360 W/cm as upper limit
Coolant flow in fuel subassembly	Normal	$\pm 26\%$	Engineering safety factor on evaluating cladding temperature
Flow halving time of coast down	Normal	$\pm 25\%$	6 s as upper limit
Thermal conductivity of fuel	Normal	$\pm 10\%$	Reference 9,16)
Melting temperature of fuel	Normal	$\pm 2\%$	Reference 9,16)
Doppler coefficient	Normal	$\pm 12\%$	Reference 17)
Fuel axial expansion reactivity	Normal	$\pm 30\%$	Reference 16)
Sodium density reactivity coefficient	Normal	$\pm 30\%$	Reference 16)

2. スクラム特性

(1) スクラム特性の想定

地震反応度が投入された場合、通常であればその加速度を検知して安全保護系が作動し、制御棒のスクラム動作が行われる。本研究では、地震反応度の投入開始と同時に安全保護系が作動し、一定の時間遅れ(0.3 秒を想定)を経てスクラムが開始されると仮定した。スクラム開始後の制御棒挿入時間は、地震条件に依存して遅延する。そこで、本研究では、(11)式に示すような制御棒挿入の運動方程式に基づいて、制御棒挿入時間を想定した。

III-1-④に述べたように、本研究ではスクラム途中の反応度変化は考慮していないが、この効果を含めることにより本研究で定義する炉心損傷限界加速度に影響を及ぼすことが考えられる。この効果を評価するためには、制御棒挿入ストローク曲線も想定する必要がある、その不確かさに関する考え方も含めて今後の課題とした。

Fig. 8 Evaluation results about fuel melting time of 59 analysis condition

$$m \frac{d^2x}{dt^2} = F_C - F_R$$

x : 制御棒挿入位置 (m)

t : 時間 (秒)

F_C : 非加振時の制御棒挿入力 (N)

F_R : 加振による挿入抗力 (N)

(11)

(11)式における非加振条件の制御棒挿入力は、(12)式に示すように、制御棒挿入方向に作用する力と反対方向に作用する挿入抵抗力のバランスに依存する。

$$F_C = (mg + F_A) - (F_b + F_f + F_{SR})$$

m : 制御棒重量 (kg)

g : 重量加速度 (m/s^2)

F_A : スクラム加速力 (N)

F_b : 浮力 (N)

F_f : 流体抗力 (N)

F_{SR} : 摺動抵抗 (N)

(12)

(11)式の加振による制御棒挿入抗力は、(13)式に示すように、水平方向の衝突時における摩擦抵抗力と、UCSとCRGTの相対変位が許容値を越えた場合の挟み込みによって生じる挿入抵抗力の合計とした。

$$F_R = F_{fr} + F_l$$

F_{fr} : 水平方向衝突による摩擦抵抗力 (N)

F_l : UCSとCRGTの挟み込みによる挿入抗力 (N)

摩擦抵抗力は、(14)式のように考えることができる。

$$F_{fr} = \mu mA$$

μ : 衝突状態における摩擦係数

A : 衝突時の加速度 (N)

(14)

本研究における制御棒挿入時間 T_{CR} は、制御棒挿入途中で恒常的に作用する F_C および F_{fr} と、UCSとCRGTの相対変位が許容値を越えている間のみ間歇的に作用する F_l の効果を分けることにより、(15)式により求めた。

$$T_{CR} = T_1 + T_2$$

T_1 : 静的挿入力と地震による摩擦抵抗力による制御棒挿入時間 (s)

(15)

T_2 : UCSとCRGTの挟み込みによる制御棒挿入遅延時間 (s)

T_1 は、原型炉の制御棒重量¹⁸⁾やスクラム加速力を考慮し、下記に示す原型炉の制御棒挿入試験データ¹⁰⁾が再現できるよう摩擦抵抗力 F_{fr} および非加振時の制御棒挿入力 F_C を設定することにより想定した。ここで、(14)式の摩擦係数と衝突時の加速度の両方が地震時の加振加速度に依存すると考えられるため、 F_{fr} は加振加速度の2次式と想定した。加振加速度と相対変位最大値の関係は、次項 IV-2-(2)項に示す相対変位応答係数 R_1 を用いた。

- 静的スクラム試験における制御棒挿入時間は0.59秒である。
- 動的スクラム試験(正弦波加振)において、UCSとCRGTの相対変位が50 mmで制御棒挿入時間は0.68秒、相対変位55 mmで0.69秒、相対変位

60 mmで0.72秒である。

T_2 は、制御棒がUCSとCRGTに挟み込まれることにより(13)式の F_l が無限大になって制御棒の挿入が停止し、挟み込まれている時間がそのまま制御棒の挿入遅延時間になると仮定した。原型炉では、基準地振動の2.2倍 ($PGA 16.72 m/s^2$) の条件ではUCSとCRGT相対変位最大値が制御棒挿入性に関する許容値(55 mm)を超えているが、それでも制御棒挿入時間は1.5秒以下と評価されている²⁰⁾。 T_2 は、上記の内容を再現するよう想定した。

制御棒挿入時間 T_{CR} 、静的挿入力と地震による摩擦抵抗力による制御棒挿入時間 T_1 、UCSとCRGTの挟み込みによる制御棒挿入遅延時間 T_2 のそれぞれについて、UCSとCRGTの相対変位との関係をFig. 9(a)に示す。

制御棒挿入時間 T_{CR} の不確かさは、試験データを再現する観点ではほぼゼロと考える。しかし、プラント条件では流量配分誤差に関する流体抗力が試験条件と異なる可能性が考えられるため、流体抗力を1.1倍として制御棒挿入特性曲線を検討した。その結果、PGAが $16.72 m/s^2$ にお

(a) CR insertion time curve (nominal)

(b) CR insertion time curve by taking account of uncertainty of CR insertion resistance force

Fig. 9 Relationship between UCS-CRGT relative displacement and Control rod insertion time

ける制御棒挿入時間は約 1.5 秒となった。そこで、このケースを制御棒挿入時間の上限とし、Fig. 9(b)に示すとおり、 T_{CR}^{max} を想定した。

(2) 相対変位応答係数(R_1)

原型炉における制御棒挿入時間は、UCS と CRGT の相対変位との関係として整理されているが、本研究では、地震加速度との関係を得る必要がある。原型炉における基準地震動(PGA: 7.6 m/s²)における相対変位 X_r が 36 mm と評価されていることから、Fig. 1 における相対変位応答係数 R_1 は、(16)式のとおりとした。

$$R_1 = \frac{X_r}{A_G} = \frac{36}{7.6} \quad (16)$$

(3) 制御棒挿入時間応答係数(R_2)

加振加速度 A_G と制御棒挿入時間 T_{CR} により、制御棒挿入時間応答係数 R_2 を(17)式のように設定した。

$$R_2 = \frac{T_{CR}}{A_G} \quad (17)$$

制御棒挿入時間応答係数 R_2 の不確かさは、次節 IV-3 節に示すように燃料溶融時間曲線と、Fig. 9(b)の T_{CR}^{max} に基づくスクラム特性により設定した。

(4) スクラム時間

スクラム時間は、制御棒挿入時間 T_{CR} 、あるいは T_{CR}^{max} に、原子炉トリップ遮断器開の遅れ時間(0.3 秒と仮定)を加えた時間とした。

3. フラジリティ評価の結果

III 章で評価した燃料溶融時間と IV-2 節の制御棒スクラム特性の両者を地動加速度との関係に基づいて整理し、Fig. 10 に示した。スクラム曲線と燃料溶融時間曲線の交点を炉心損傷限界と考えると、加振周波数 10 Hz では地動加速度が 21 m/s²、そのときの燃料溶融時間は 2.4 秒と

なった。また、加振周波数 5 Hz の場合は炉心損傷限界が 22.5 m/s² となったため、本研究では、より厳しい条件として、加振周波数 10 Hz の場合における 21 m/s² を炉心損傷限界の中央値とした。

炉心損傷限界において、IV-1 および 2 節の結果に基づいて応答係数と不確かさを評価し、その結果を Table 3 および Table 4 に示した。ここで、システム動特性応答係数 S_4 に関する不確かさは、IV-1-(7)項の結果に基づき、Fig. 11 に示すように、燃料溶融時間曲線におけるノミナル条件と下限条件が、それぞれスクラム曲線(標準)と交差する点より求めた。

同様に、スクラム特性に関する不確かさは、標準条件と

Table 3 Evaluation result of uncertainty about fuel melting behavior

Response factor	Median value	Uncertainty	
		Aleatory uncertainty β_R	Epistemic uncertainty β_U
S1	3	0.21	0.21
S2	1	0	0
S31	1	0	0
S32	0.030	0.020	0
S3	S33	0.92	0.035
	S34	0.62	0.041
	Subtotal	0.017	0.058
S4	1	0.0097	0
Total	0.051	0.22	0.21
Critical acceleration [m/s ²] (A_G) _{CR}			
Reactivity [%] [$A_{CR} \times 0.051$]		Fuel melting time [s] (melt fraction 20%)	
21		1.060	
		2.4

Fig. 10 Critical acceleration to prevent CDA

流体抗力を増大させたスクラム曲線がそれぞれ燃料溶融時間(ノミナル条件)と公差する点より求めた。

以上の検討に基づき、集合体群振動による反応度投入事象のフラジリティ曲線を検討し、**Fig. 12** に示した。HCLPF(High Confidence Low Probability of Failure)は約 10 m/s^2 となった。原型炉に関して公表されている耐震強度と比較すると、HCLPFが基準地震動条件(PGA: 7.6 m/s^2)を上回り、フラジリティ中央値は建物耐震強度(2.2 Ss: PGA1672 gal)を上回る結果となった。

V. 結 論

地震時の集合体群振動による反応度投入事象について、原子炉構造の地震応答、炉心核・熱水力特性を体系的に評

Table 4 Evaluation result of uncertainty about scram time

Response factor	Median value	Uncertainty	
		Aleatory uncertainty β_R	Epistemic uncertainty β_U
F_C	m	1	($\pm 0\%$)
	F_A	1	($\pm 0\%$)
	F_b	1	($\pm 0\%$)
	F_f	1	($\pm 10\%$)
	F_{SR}	1	($\pm 0\%$)
R1	4.7	0	0
R2	0.021	0.020	0
Total	0.10	0.020	0
Critical acceleration $[\text{m/s}^2]$ (A_G) _{CR}	Relative displacement X_r [mm]	Control rod insertion time [s]	Scram time [s]
21	99	2.1	2.4

(a) Uncertainty evaluation about fuel melting time

(b) Uncertainty evaluation about scram time

Fig. 11 Uncertainty about fuel melting time and scram time

Fig. 12 Fragility curve of seismic reactivity insertion event caused by subassemblies group motion

価することにより、炉心損傷限界を明らかにし、フラジリティ曲線を評価するための手法を構築し、以下の知見を得た。

- (1) 集合体群振動解析コード⁴⁾および高速炉汎用事故解析コード ADYTUM を用い、地震時集合体群振動に伴う集合体変位挙動解析、反応度挙動評価、燃料溶融挙動解析を行い、集合体群振動時の反応度投入事象における炉心損傷限界を評価した。
- (2) 最大出力を有する集合体の平均燃料溶融断面割合が20%以下であれば、被覆管が破損せず、燃料集合体間破損伝ばによる炉心の大規模損傷が発生する可能性は極めて小さいと考えられる。このため、燃料断面溶融割合20%を炉心損傷判断条件と仮定し、これ以前に制御棒の挿入を完了させることを条件としたところ、炉心損傷防止に関する限界加速度は地動加速度(PGA)で 21 m/s^2 との結果を得た。
- (3) 炉心損傷に影響し得る核特性、燃料物性、集合体群振動挙動、制御棒挿入挙動などに関する不確かさ要因を明らかにし、V-(1)項の限界加速度を中央値としてフラジリティ曲線を評価した。その結果、HCLPF が約 10 m/s^2 と評価され、HCLPF の支配要因は炉心支持板加速度応答係数の不確かさであることが明らかとなった。今後、評価手法の向上を反映させることにより不確かさを低減させる必要がある。
- (4) 本評価におけるフラジリティ中央値を原型炉の耐震強度と比較すると、基準地震動の2.75倍となり、建物の耐震強度を上回る結果となった。また、HCLPF は原型炉における基準地震動の約1.3倍となった。

本論文の執筆に当たり、旧原子力安全基盤機構の帯刀勲氏には、高速炉汎用事故解析コード ADYTUM について多大なるご協力を頂きました。ここに感謝の意を表します。

— 参考文献 —

- 1) R. Nakai, A. Yamaguchi, "Study of rationalized safety design based on the seismic PSA for an LMFBR," *Reliab. Eng. Syst. Saf.*, **62**[3], 221-234 (1998).
- 2) R. Nakai, A. Yamaguchi, M. Morishita, "Seismic systems analysis for an LMFBR plant," *Proc. Of PSA'93*, Clearwater Beach (1993).
- 3) K. Aizawa, R. Nakai, A. Yamaguchi, *External Events Assessment for an LMFBR Plant*, OECD/BMU Workshop, May 1991.
- 4) M. Ariyoshi, A. Yamaguchi, T. Takata, H. Endo, "Evaluation of a group motion for FBR core subassemblies under seismic condition of design basis earthquake ground motion," *Nihon-Genshiryoku-Gakkai Wabun Ronbun Shi (Trans. At. Energy Soc. Jpn.)*, **14**[2], 113-122 (2015), [in

Japanese].

- 5) M. Ariyoshi, A. Yamaguchi, T. Takata, H. Endo, "The evaluation of a reactivity insertion due to the group motion of FBR core subassemblies beyond Design Basis Ground Motion," *J. Nucl. Sci. Technol.*, **53**, Issue 8, (2016).
- 6) T. Ishizu, H. Endo, M. Ariyoshi, M. Inoue, T. Nakajima, "Study of core behavior during transient overpower (top) caused by seismic condition on fast breeder reactor," *Proc. NTHAS8*, Beppu, Japan, Dec. 9-12, 2012, Paper N8P1023.
- 7) I. Sato, "Objectives and main outcomes of the CABRI in-pile experimental programs for FBR safety," *JNC TN1340 2004-001*, pp.1-11, *JNC Tech. Rev.*, **23**, 2004.6.
- 8) *Development of Dynamic behavior Analysis Code for FBR Plant ADYTUM*, JNES/SAE06-108, Japan Nuclear Energy Safety Organization (2006).
- 9) M. Kato, K. Morimoto, A. Komeno, S. Nakamichi, M. Kashimura, T. Abe, H. Uno, M. Ogasawara, T. Tamura, H. Sugata, T. Sunaoshi, K. Shibata, "Evaluation of thermal physical properties for fast reactor fuels; Melting point and thermal conductivities," *JAEA-Technol. 2006-049*, JAEA, Oct., 2006.
- 10) *The Seismic Safety Evaluation for MONJU in Accordance with the Revised Seismic Guide*, JAEA, 2000.2.9, http://www.nsr.go.jp/archive/nsc/senmon/shidai/taishin_godo_WG2/taishin_godo_WG2_51/siryu4.pdf, [in Japanese].
- 11) *A Standard for Procedure of Seismic Probabilistic Safety Assessment for Nuclear Power Plants Issued*, AESJ-SC-P006 : 2007, Atomic Energy Society of Japan, ISBN978-4-89047-312-0, Sept. 2007, [in Japanese].
- 12) T. Shibayama et al., *Fundamental Study on Vertical Seismic Motion*, PNC TJ 206 80-26(1), Mitsubishi Atomic Power Industries. Inc., Aug. 1980.
- 13) M. Morishita, *Fragility Development Based on Probabilistic Response Analysis*, PNC TN9410 92-309, Aug. 1992.
- 14) S. Kitamura, T. Asayama, M. Morishita, "Seismic study of LMFR core —JNC/CEA joint symphony program—," *JNC TN1340 2001-010*, pp.137-148, *JNC Tech. Rev.*, **14**, 2002.3.
- 15) *Standard Method for Safety Evaluation using Best Estimate Code Based on Uncertainty and Scaling Analyses with Statistical Approach:2008*, AESJ-SC-S001: 2008, Atomic Energy Society of Japan, ISBN978-4-89047-323-6, [in Japanese].
- 16) *Application for Permission for Changes in JAEA Reactor Installation, Neutronics Design*, 111A-2-1, 2007.9, Nuclear and Industrial Safety Agency, [in Japanese].
- 17) G. Chiba, T. Hazama, H. Kinjo, H. Nishi, T. Suzuki, *Uncertainty Quantification of Doppler Coefficient for MONJU*, JAEA-Research 2011-034, JAEA, Dec. 2011.
- 18) H. Kawashima, T. Jodoi, H. Satoh, Y. Furumitsu, K. Harada, K. Satoh, A. Saitoh, *Fine Control Rod Drive Seismic Scramability Test Post-Test Disassembling and Inspection Report*, PNC TJ202 85-19, Dec. 1985.
- 19) *Application for Permission for Changes in JAEA Reactor Installation, Fuel Mechanical Design*, 111A-1-5, 2007.9, Nuclear and Industrial Safety Agency, [in Japanese].
- 20) *Safety Requirements Expected to the Prototype Fast Breeder Reactor "Monju"*, JAEA-Evaluation 2014-005, JAEA, Jul. 2014.