Osaka University Knowledge Archive

Title	高速炉における地震起因の反応度投入事象と炉心安全性に関する研究
Author(s)	有吉, 昌彦
Citation	大阪大学, 2016, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/55906
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

Osaka University

博士学位論文

高速炉における地震起因の反応度投入事象と炉心安全性に関する研究

有　吉　昌　彦

２０１６年１月

大阪大学大学院工学研究科

目次

第 1 章　序論 ･･･ 1
1.1　研究の背景 ･･･ 1
1.2　地震反応度投入事象の概要 ･･･ 1
1.3　本研究の目的 ･･･ 2
1.4　本論文の構成 ･･･ 2

第２章　基準地震動を上回る領域における高速炉炉心の集合体群振動挙動 ･････････ 5
2.1 集合体群振動による炉心損傷の可能性について ･････････････････････････ 5
2.2 集合体群振動解析 ･･･ 7
2.2.1 解析目的と手法 ･･･ 7
2.2.2 正弦波による集合体群振動のパラメータ解析 ･････････････････････････ 8
2.3 集合体群振動による集合体集中メカニズムの考察 ･････････････････････････ 11
2.3.1 集合体群振動における衝突挙動と振動モードの関係 ･････････････････ 11
2.3.2 集合体間隔の変動と集合体集中挙動の相関関係 ･････････････････････ 15
2.3.3 集合体集中の規模 ･･･ 21
2.4 第 2 章のまとめ ･･･ 23

第３章　集合体群振動挙動による反応度投入量評価について ･････････････････ 24
3.1 反応度投入量評価の目的 ･･･ 24
3.2 反応度投入量の評価手法 ･･･ 24
3.3 評価手法の検証 ･･･ 28
3.4 集合体群振動による反応度投入量評価の結果 ･････････････････････････ 32
3.5 第３章のまとめ ･･･ 35

第４章　集合体群振動挙動による炉心損傷限界について ･････････････････････ 36
4.1 炉心損傷限界評価の目的 ･･･ 36
4.2 炉心損傷限界評価の考え方と評価手法 ･････････････････････････････ 36
4.3 燃料溶融挙動解析 ･･･ 39

4.3.1 解析手法及び解析条件 ····· 39
4.3.2 解析結果 ····· 42
4.3.2.1 地震反応度投入事象の特徴 ····· 42
4.3.2.2 地震反応度と燃料溶融挙動の関係について ····· 44
4.4 炉心損傷限界に関するフラジリティ評価 ····· 46
4.4.1 燃料溶融挙動評価に関する応答係数と不確実さ評価 ····· 46
4.4.2 スクラム特性 ····· 55
4.4.3 フラジリティ評価の結果 ····· 59
4.5 第４章のまとめ ····· 65

第５章　結論 ····· 66

謝辞 ····· 68

参考文献 ····· 69

付録 ····· 72
付録Ａ　燃料溶融挙動解析 ····· 73
付録Ｂ　模擬地震波による反応度投入量評価 ····· 80
付録Ｃ　スクラム曲線の想定 ····· 87

表一覧

表 2-1　集合体群振動の解析条件 ･･･ 9

表 3-1　反応度投入量の検証に関する解析条件 ･････････････････････････････････ 29
表 3-2　反応度投入量の検証に関する解析結果 ･････････････････････････････････ 30

表 4.3-1　地震反応度による燃料溶融挙動の解析条件 ･････････････････････････ 41
表 4.4.1-1　燃料溶融時間に関する不確実さ評価の解析パラメータ ･････････････ 53
表 4.4.3-1　炉心損傷限界における応答係数と不確実さの一覧(炉心損傷挙動) ････ 61
表 4.4.3-2　炉心損傷限界における応答係数と不確実さの一覧(スクラム挙動) ････ 62

図一覧

図 1-1　高速炉の原子炉構造における地震挙動の概念 ･････････････････････････ 4

図 2-1　典型的な炉心体積縮小モードと反応度投入量 ･････････････････････････ 6
図 2-2　正弦波による集合体群振動の解析結果 ･････････････････････････････ 10
図 2-3　集合体の固有振動数 ･･･ 13
図 2-4　周波数掃引による集合体群振動の解析結果 ･････････････････････････ 14
図 2-5　集合体間隔の変動に関する位相の相違 ･････････････････････････････ 18
図 2-6　集合体間隔に関する相関係数評価の考え方 ･････････････････････････ 19
図 2-7　集合体間隔に関する相関係数の加振周波数に対する依存性 ･･････････ 20
図 2-8　炉心中央列における集合体の集中規模に関する評価結果 ･･････････････ 22

図 3-1　反応度係数分布を用いた反応度投入量評価手法の概念 ･･････････････ 27
図 3-2　反応度投入量の検証に関する解析結果 ･････････････････････････････ 31
図 3-3　周波数掃引条件による集合体群振動の反応度投入量解析結果 ･････････ 33
図 3-4　炉心支持板加振条件と集合体群振動による反応度投入量の関係 ･････････ 34

図 4.2-1　地震反応度投入事象に関する炉心損傷限界評価の流れ ･･････････････ 38
図 4.3-1　地震反応度投入事象におけるフィードバック反応度 ･･････････････ 43
図 4.3-2　地震反応度投入事象における燃料温度と燃料溶融割合の推移 ･･････････ 43
図 4.3-3　地震反応度投入事象における燃料溶融時間 ･････････････････････ 45
図 4.4.1-1　加速度応答反応度係数 ･････････････････････････････････････ 50
図 4.4.1-2　GMVP 法に基づく反応度投入量の補正 ･････････････････････････ 51
図 4.4.1-3　ランダム波加振条件下における反応度投入量 ･････････････････ 52
図 4.4.1-4　スペクトル応答係数 ･･････････････････････････････････････ 52
図 4.4.1-5　燃料溶融時間に関する不確実さに関する解析結果 ･･････････････ 54
図 4.4.2-1　制御棒挿入時間曲線（標準条件） ･･････････････････････････ 58
図 4.4.2-2　制御棒挿入時間曲線（標準及び最大条件） ･･････････････････ 58
図 4.4.3-1　集合体群振動による投入反応度事象の炉心損傷限界中央値 ･･････････ 60

図 4.4.3-2　燃料溶融挙動及びスクラム特性に関する不確実さ評価　・・・・・・・・・・・・・・　63
図 4.4.3-3　集合体群振動による投入反応度事象のフラジリティ曲線　・・・・・・・・・・・・　64

第１章　序論

1.1　研究の背景

高速炉増殖炉（ＦＢＲ）は、ウラン資源を有効活用することができ、更に長半減期核種の消滅処理等の放射性廃棄物処理でも有望な技術である。従って、エネルギーの長期安定供給と環境負荷低減の両面でメリットを有する。

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。従って、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。従って、想定を超える地震に対して、確率論的リスク評価(PRA)による体系的な評価が必要である。

従来の地震 PRA[1)2)3)] は構造強度に着目した評価が中心であり、反応度投入事象は考慮されていない。図 1-1 に示すように、高速炉の場合、地震時にはペデスタルから原子炉容器としゃへい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、しゃへい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）。

我が国の発電用原子炉では、設計用基準地震動を十分下回る加速度レベルで地震を検知し、制御棒の緊急挿入によってプラントが自動停止するよう設計されている。しかし、地震波は震源からの距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し、加速度の大きさによっては制御棒の挿入が遅延することが考えられる。そこで、安全裕度を評価する観点から、地震に対して制御棒の挿入が間に合わない場合を想定し、地震反応度の投入挙動と炉心損傷限界を明らかにしておくことは重要である。

1.2　地震時反応度投入事象の概要

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。従って、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。

高速炉における代表的な地震応答の一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、中性子遮へい体、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、六角断面のラッパー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。ラッパー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 1mm 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。

1.3　本研究の目的

従来にも地震反応度に関する炉心損傷の研究が行われているが、地震応答による制御棒の相対引き抜きに関するものである[4)]。また、集合体群振動による投入反応度については、基準地震動の条件で評価[5)]されており、それを上回る条件については検討されていない。

そこで、本研究では基準地震動を上回る領域で群振動解析を行い、集合体群振動による炉心反応度の投入メカニズムを明らかにするとともに、炉心損傷に至る限界条件を示すことを目的とする。

1.4　本論文の構成

本論文は以下の４章から構成される。

第１章では、地震 PRA における本研究の位置づけ、地震時投入反応度の概要と本研究の着眼点をまとめた。

第２章では、集合体群振動解析の手法を示した上で、集合体の固有振動数と群振動挙動の関係を示した。そして、炉心支持板の加振波を正弦波として周波数掃引解析を行うことにより、加振加速度最大値が 40m/s^2 を超える領域になると、約 5Hz において集合体が最も集中する可能性があることを示した。

第３章では、集合体群振動によって燃料集合体が変位し、炉心体積が縮小した場合の投入反応度評価手法を示した。この手法を GMVP 解析結果との比較により検証した上で、集合

体群振動による投入反応度を時刻歴で評価した。その結果、第２章で示したとおり加振周波数 40m/s^2 の条件で加振周波数が約 5Hz 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$になった。

第４章では、1 点近似動特解析により、正弦波状の反応度が投入された場合の燃料溶融挙動を行い、第３章における炉心支持板の加振加速度と投入反応度の関係を用いて、この事象による炉心損傷限界を明らかにした。そして、各評価手法における不確実さ要因を明らかにし、本研究の成果をフラジリティデータとしてまとめた。

第５章の結論では、第２章から第 4 章の研究成果をまとめ、本研究が高速炉の炉心安全性を評価する上で有益であることをまとめた。

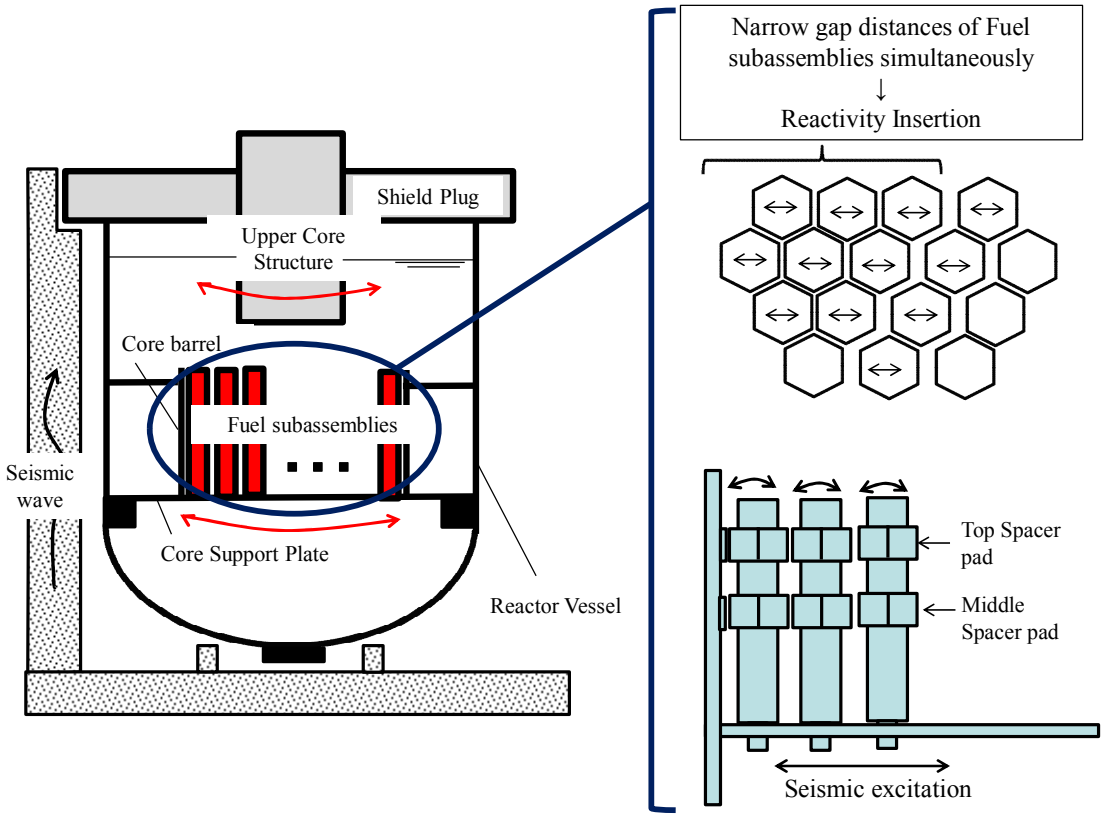


図 1-1　高速炉の原子炉構造における地震挙動の概念

第２章　基準地震動を上回る領域における高速炉炉心の集合体群振動挙動

2.1　集合体群振動による炉心損傷の可能性について

集合体群振動によって集合体が集中し、集合体間隔が広範囲で同時に縮小して衝突するような場合に投入反応度が大きくなる。その代表的なモードとして、旧原子力安全基盤機構（以下、JNES という）により、“集合体総片寄り”と“炉心中心への集中”が想定され、これらの投入反応度が GMVP によって静的に評価されている[6)]。“集合体総片寄り”は集合体変位の位相が同じ方向に揃って全集合体が同一方向に片寄る場合であり、“炉心中心への集中”は集合体変位の位相が炉心中心を挟んで逆転し、全集合体が同時に炉心中心に向かって変位する場合である。この評価では、熱出力が約 700MW の中型高速炉炉心において、隣接集合体とのギャップ量を制限する中間スペーサパッド部の約 1mm のギャップが、全ての集合体間で同時に閉塞することが想定されている。解析対象炉心は、初装荷炉心、低燃焼度平衡炉心及び高燃焼度平衡炉心のサイクル初期であり、炉心燃料集合体の燃料組成は、内側炉心、外側炉心、軸方向ブランケット及び径方向ブランケットの各領域において平均化されている。解析結果は、低燃焼度平衡炉心の場合の反応度が最も大きくなり、“集合体総片寄（Ｗ１方向）”では約 0.7＄、“集合体総片寄（Ｗ２方向）”では約 0.9$、“集合体中心集中”では約 1.6$となっている。

ここで、炉心の軸方向及び径方向の反応度分布を考慮すると、集合体群振動による炉心反応度挿入に対して、炉心高さ中心における外側領域の集合体集中の影響が大きいと考えられる。そこで、炉心高さ中心の外側炉心領域面積を、集合体群振動の状態を示す指標に採用した。図 2-1 に示すとおり外側炉心領域面積が減少すると、反応度投入量はほぼ直線的に増加する関係にある。

通常、炉心損傷の限界は、投入反応度 1$が目安となる。上記のとおり、JNES によって想定された“炉心中心への集中”では投入反応度が約 1.6$であり、炉心損傷限界の目安を上回る。この集中モードは、全ての集合体においてスペーサパッド部のギャップが同時に完全に閉塞することを想定しており､現実的には極めて発生しにくい状態である｡しかし、集合体が衝突することによって湾曲変形が生じることを考慮すると、炉心中心高さにおける集合体間ギャップはスペーサパッド部より更に縮小する。従って、上記のように完全閉塞を想定しなくても、投入反応度が炉心損傷限界の目安を超えるような集合体の集中が生じる可能性がある。そこで、本研究では、集合体群振動のメカニズムに焦点をあてて考察し、集合体群振動によりどの程度の規模で集合体が集中するのか明らかにする。

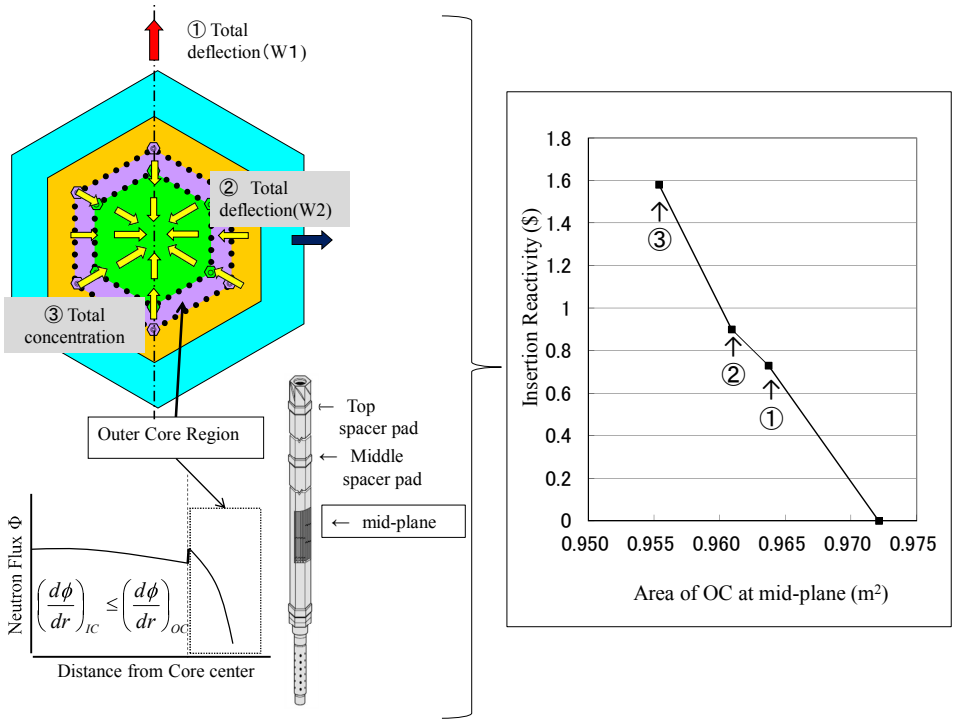


図 2-1　典型的な炉心体積縮小モードと反応度投入量

2.2　集合体群振動解析

2.2.1　解析目的と手法

集合体群振動による集合体の集中メカニズムと“集合体総片寄り”や“炉心中心への集中”が発生する可能性を明らかにするため、集合体群振動解析を実施する。集合体は原子炉容器内の炉心支持板上に自立しているため、集合体の加振条件は原子炉構造の固有振動モードの影響を受けて特定の周波数領域で加振加速度が大きくなる。そして、集合体に励起される振動は集合体自身の固有振動モードに依存し、更に、隣接集合体との衝突によって振動モードが変化する。集合体の変位や衝突変形は、加振加速度や衝突力に依存して大きくなる。これらの挙動を考慮して集合体の集中メカニズムを明らかにするため、加振周波数と加振加速度の両方について影響を確認する。

集合体群振動解析は、汎用構造解析コード ABAQUS 相当のコードを用いて実施した。解析モデルは、先行炉における考え方[7),8),9),10)]を参考に下記のように設定した。

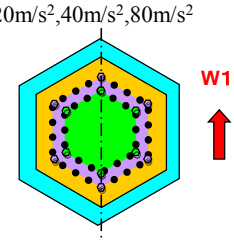
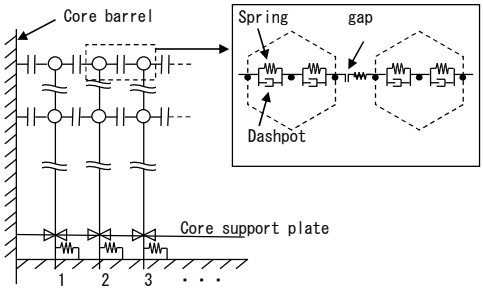
- 集合体群振動の解析体系は第２章 2.1 項で反応度を評価した体系と同じであり、熱出力約 700MW の中型高速炉炉心とした。
- 全炉心を対象とする約 700 体の集合体をモデル化し、集合体の周囲には炉心槽がある体系とした。
- 炉心槽は剛体、集合体ははり要素でモデル化した。各集合体のはり要素モデルは、断面形状が変わる軸方向位置に節点を設けた。
- 隣接集合体と衝突する頂部スペーサパッド部と中間スペーサパッドは、衝突剛性及び衝突ばね定数を設定した。
- 集合体群振動と反応度投入挙動の基本的な関係を明らかにする観点から、集合体の振動変位や衝突による変形は、加振加速度に関わらず全て弾性範囲にあるとした。
- 炉心支持板上において、集合体のエントランスノズル部が連結管内部に挿入され、集合体の球面座が連結管上部に着座することにより集合体の自重が支えられている。球面座は回転自由であるが、エントランスノズルが連結管内面に接触することにより回転が拘束される。そこで、解析モデルでは球面座をピン結合で模擬し、エントランスノズル下端に線形バネ要素を設けて回転変形の拘束を模擬した。
- 集合体外部における流体の影響は、二重円筒の振動に及ぼす流体の影響に関する理論（Fritz の理論）に基づき、固有振動数の低減効果と流体力による応答変位の低減効果を模擬した。

2.2.2　正弦波による集合体群振動のパラメータ解析

加振加速度と加振周波数の両方をパラメータとするため、加振波は正弦波とした。加振方向は図 2-1 に示す W１方向とした。解析パラメータの設定範囲を表 2-1 に示す。加振加速度は基準地震動条件(約 10m/s^2)を基本とし、2 倍、4 倍、8 倍まで考慮した。加振周波数は、炉心燃料集合体の一次固有振動数付近（2～3Hz）、原子炉構造の固有振動数(10Hz 程度)を上回る 13Hz、その中間領域の 6.5Hz とした。

パラメータ解析の結果は、第２章 2.1 項に示すとおり、炉心中心高さにおける外側炉心領域の面積に着目して整理した。加振波が正弦波であるため、外側炉心領域面積は周期的に変動する。そこで、その最小値に着目し、加振加速度、加振周波数との関係を図 2-2 に整理した。その結果、加速度が増大すると外側炉心領域面積が小さくなる（加速度依存性）ことが確認され、更に加振加速度が 40m/s^2 の条件では、加振周波数が 6.5Hz で外側炉心領域面積が最も小さくなる（周波数依存性）結果となった。この最小値は 0.958m^2 となり、第２章 2.1 項で想定した“集合体総片寄（Ｗ１方向）”の 0.964m^2 より小さくなる。図 2-1 の外側炉心領域面積と投入反応度の関係において、外側炉心領域面積が 0.955m^2 となる場合の反応度投入量は 1.58$、0.961$m^2$ では 0.9＄である。この関係を用いて、上記の外側炉心領域面積が 0.958m^2 となる場合の応度投入量を簡易的に評価すると、図 2-2 に示す通り約 1.2$になる。従ってこの条件における反応度投入量は 1$を超える可能性が示唆された。

表 2-1　集合体群振動の解析条件

	Analysis condition	Notes
Excitation wave	Sine wave	
Frequency	3Hz (Nominal case) 2.1Hz,2.5Hz,6.5Hz 13Hz	Natural frequency of fuel subassembly about 3Hz(in air) about 2Hz(in water)
Maximum acceleration	$10m/s^2$ (Nominal case) $20m/s^2$,$40m/s^2$,$80m/s^2$	$10m/s^2$ correspond to DBGM
Direction		Most simple collision mode (Contacting at one side of hexagonal section)
Analysis model		Number of Subassemblies:715 Gap distance : 0.7mm (Top spacer pad) 1.0mm (Middle spacer pad) Damping ration: 3% (Structure) 11% (Impact at spacer pad)

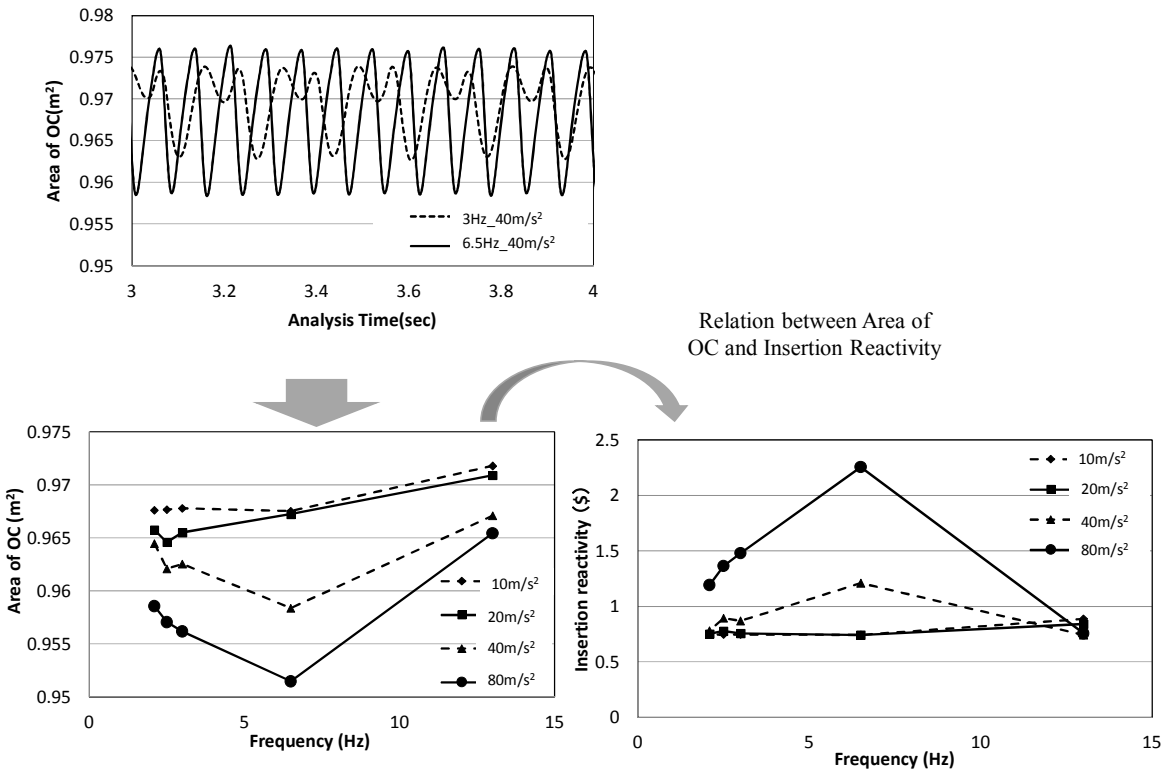


図 2-2　正弦波による集合体群振動の解析結果

2.3　集合体群振動による集合体集中メカニズムの考察

2.3.1　集合体群振動における衝突挙動と振動モードの関係

炉心中心高さにおける外側炉心領域の集合体集中状況が“集合体総片寄”を上回るメカニズムを解明するため、集合体の衝突挙動と振動モードの関係を確認した。

高速炉の集合体は炉心支持板に自立しているので、隣接集合体との衝突がなければ下端のみ固定された体系（以下、片持ち梁体系という）で振動する。そこで、集合体単体の解析モデルで(2-1)式による周波数掃引解析を行ったところ、図 2-3 に示すとおり炉心燃料集合体のこの体系における 1 次固有振動数は 1.7Hz、2 次固有振動数は 11.8Hz であった。

$$A = A_0 \sin\left\{2\pi\left(21 - \frac{t}{8}\right)t\right\} \tag{2-1}$$

A ：時刻 t における加振加速度(m/s^2)

A_0 ：加振加速度の最大値(m/s^2)

t ：解析時刻（s）

片持ち梁体系の 1 次固有振動モードは頂部変位が最大であり、集合体間ギャップは頂部スペーサパッド部で最も狭くなっている。炉心を構成する各種集合体の諸元はほぼ同じであるため、正弦波加振によって励起される各集合体の振動はほぼ同期する。しかし最外層集合体の外周に設置された炉心槽よって集合体の変位が制限されることから、各集合体は総片寄り状態になって頂部スペーサパッド部でほぼ同時に衝突する。集合体が頂部スペーサパッドで衝突すると、下端固定に加えて上端が単純支持された体系（以下、上下両端支持体系という）になる。この体系では集合体の高さ方向に弓なりの変形（以下、湾曲変形という）が生じて中間部の変位が大きくなる。図 2-3 に示すとおり炉心燃料集合体のこの体系における 1 次固有振動数は 8.9Hz であった。

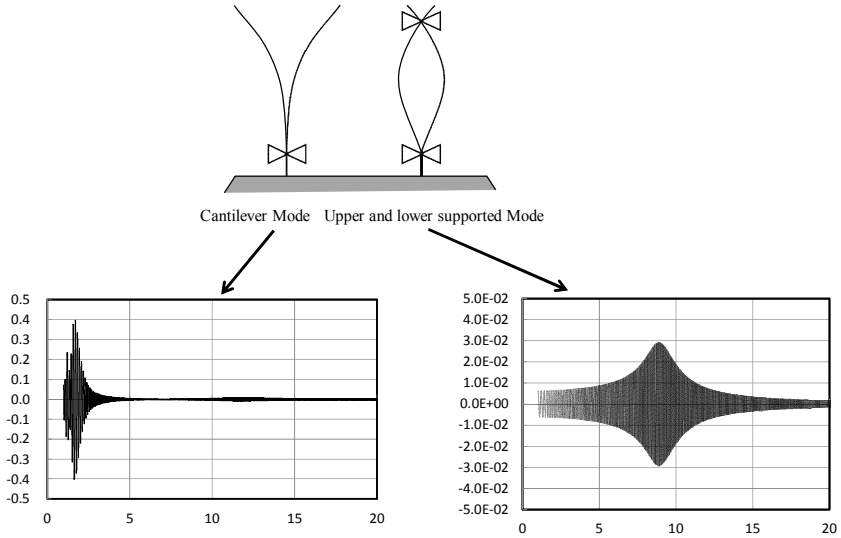
片持ち梁体系の変位は加振周波数と加振加速度の両方に依存する。集合体の衝突範囲も同様と考えられるため、加振方向（W1）の直線上に集合体が並んでいる炉心中央列の 1 列群を対象に、加振加速度の最大を 10m/s^2 と 40m/s^2 の 2 条件で一定として、(2-1)式による周波数掃引解析を行った。図 2-4 は、周波数掃引解析の結果より、炉心中心位置付近に装荷されている炉心燃料集合体の炉心中心高さにおける変位を示す。

図 2-4 において、加振加速度 10m/s^2 の場合は、片持ち梁体系の 1 次固有振動数 1.7Hz を

含む約 5Hz 以下の周波数領域で炉心中心高さの変位が大きくなっている。この周波数領域では片持ち梁体系の 1 次固有振動モードが支配的であり、衝突がない場合は、頂部スペーサパッド部と炉心中心高さの変位の比は 0.2～0.3 になることを集合体単体モデルによる解析で確認している。一方、炉心中央列の一列群解析では、頂部スペーサパッド部の変位が総片寄り条件で制限されるにも関わらず炉心中心高さの変位が増大し、その比が 0.6 程度になっている。従って、この周波数領域では、頂部スペーサパッドが衝突すると隣接集合体との間で瞬間的にピン結合状態となり、集合体に湾曲変形が生じて上下両端支持体系の振動が励起されている。

加振加速度が 40m/s^2 になると、炉心中心高さの変位が大きくなる周波数領域が約 9Hz まで拡大する。従って、この領域で頂部スペーサパッドが衝突し、上下両端支持体系の振動が励起される。特に 9Hz 付近は上下両端支持体系の 1 次固有振動数に近くなるため、この体系の固有振動モードが励起されることにより炉心中心高さの変位が顕著に増大する。

加振周波数が 10Hz を超える領域では、片持ち梁体系の 2 次固有振動モードの影響が大きくなり、頂部変位が小さくなって衝突が発生していない。



	Cantilever Mode		Upper and lower Supported Mode
	First	Second	First
Fuel	1.7 Hz	11.8 Hz	8.9 Hz
Control Rod	1.6 Hz	12.1 Hz	9.2 Hz
Blanket	1.6 Hz	11.5 Hz	8.5 Hz
Neutron Shield	1.4 Hz	11.2 Hz	8.1 Hz

図 2-3　集合体の固有振動数

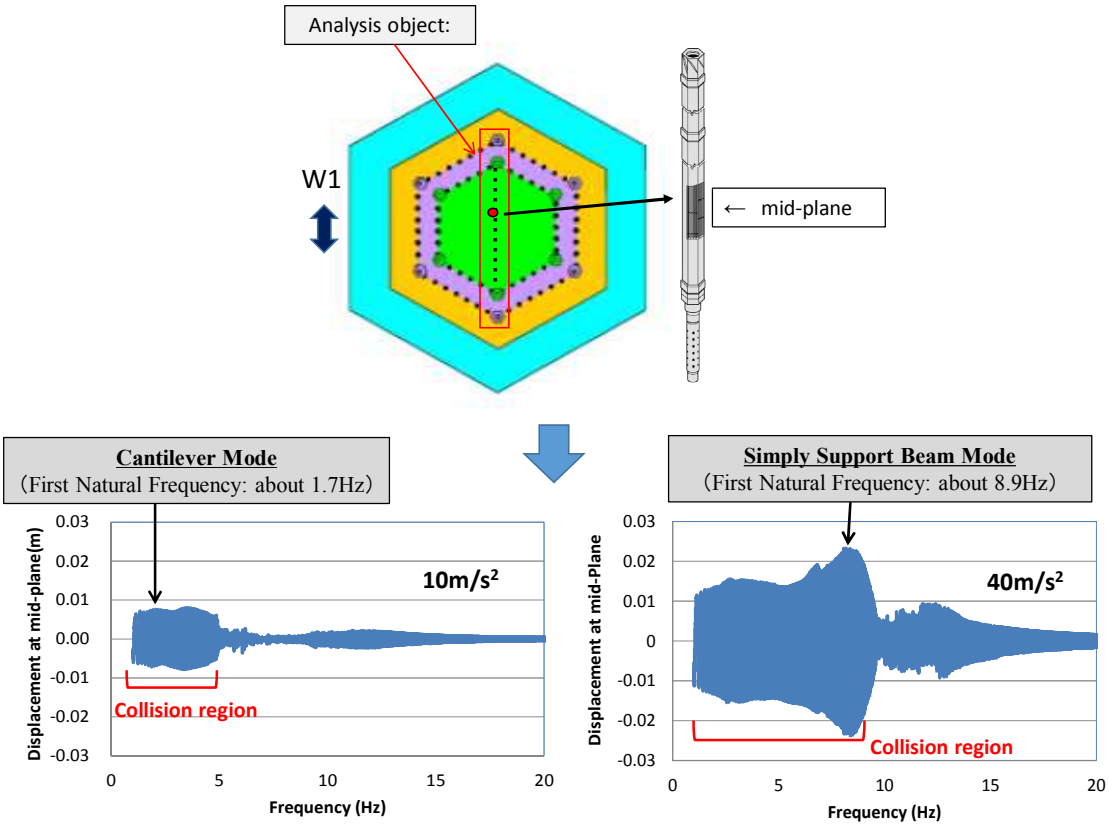


図 2-4　周波数掃引による集合体群振動の解析結果

2.3.2. 集合体間隔の変動と集合体集中挙動の相関関係

炉心中心高さにおいて変位が生じることにより、隣接する集合体との間隔が複数個所で同時に縮小すると集合体が集中する。そこで、集合体の集中状況を示す指標として(2-2)式の集合体間隔を採用した。

$$\Delta P_n(t) = P_n(t) - P_o = x(t) - y(t) \tag{2-2}$$

$x(t)$ ：時刻 t における集合体 n の炉心高さ中心における変位

$y(t)$ ：時刻 t における集合体 n+1 の炉心高さ中心における変位

$P_n(t)$ ：時刻 t における集合体 n と n+1 の炉心高さ中心における集合体中心間距離

P_o ：初期状態の集合体間隔（集合体配列ピッチ）

(2-2)式における $\Delta P_n(t)$ は、炉心中央列における任意の集合体 n と n+1 の集合体中心間距離に関する初期状態（炉心配列ピッチ）からの変動を示す。この値が負であれば、集合体間隔が初期状態に比べて縮小し、正であれば増大していることを示す。

加振波が正弦波であるため集合体間隔は規則的に変化するが、図 2-5 に示すとおり、集合体の装荷位置に応じて位相が異なる。そこで、その位相の違いを、(2-3)式の相関係数を用いて評価した。ここで、装荷位置によって集合体変位差に位相の相違が生じる理由について、集合体変位差が生じる原因が当該集合体 2 体の湾曲変形の差異にあり、集合体が総片寄り状態で衝突することから集合体の変形が装荷位置に依存するため、このような差異が生じるものと推測される。

$$
\begin{aligned}
r &= \frac{s_{1n}}{s_1 s_n} \\
s_{1n} &= \frac{1}{m-1}\sum_{i=0}^{m}\left(\Delta P_1(t_0+i\Delta t)-\overline{\Delta P_1}\right)\left(\Delta P_n(t_0+i\Delta t)-\overline{\Delta P_n}\right) \\
s_1 &= \sqrt{\frac{1}{m-1}\sum_{i=0}^{m}\left(\Delta P_1(t_0+i\Delta t)-\overline{\Delta P_1}\right)^2} \\
s_n &= \sqrt{\frac{1}{m-1}\sum_{i=0}^{m}\left(\Delta P_n(t_o+i\Delta t)-\overline{\Delta P_n}\right)^2} \\
\overline{\Delta P_1} &= \frac{1}{m}\sum_{i=0}^{m}\Delta P_1(t_o+i\Delta t) \\
\overline{\Delta P_n} &= \frac{1}{m}\sum_{i=0}^{m}\Delta P_n(t_0+i\Delta t)
\end{aligned}
\tag{2-3}
$$

t_o ：周波数掃引解析において、相関係数による評価を開始した解析時刻

Δt ：解析時刻きざみ

炉心中央列 1 列群に並ぶ集合体の本数を z とすると、評価対象となる集合体変位差は(z-1)個所になる。(2-2)式及び(2-3)式では、外側炉心最外周の集合体をn＝1 とし、炉心中心位置を経て反対側の外側炉心最外周まで、順に n＝1,2,3,4･･･,(z-1)、とした。本評価では、外側炉心最外周とその内側に隣接する 2 体の集合体の間隔$\Delta P_1(t)$を基準とし、集合体が並んでいる順に比較対象を変えて(2-3)式により相関係数を求めた。相関係数は、炉心一列群を対象とする周波数掃引解析において、評価上注目する加振周波数f_aに相当する解析時刻t_aを含む前後 1 周期分を比較した。即ち、(2-3)式における相関係数評価の比較対象期間を(2-4)式のとおりとした。

$$
\begin{aligned}
t_o &= t_a - \frac{1}{f_a} \\
t_o + m\Delta t &= t_a + \frac{1}{f_a}
\end{aligned}
\tag{2-4}
$$

相関係数rは、1 から-1 の値をとる。相関係数が正の場合、$\Delta P_1(t)$が増大すると$\Delta P_n(t)$も増大する。一方、負の場合は、$\Delta P_1(t)$が増大すると$\Delta P_n(t)$が減少する関係にある。一般に相関係数の絶対値が 0.7 以上の場合は強い相関、0.4～0.7 は中間の強さ、0.2～0.4 は弱い相関、0～0.2 は無相関とされる。図 2-6、図 2-7 に示すとおり、各集合体間隔の相関係数

を棒グラフに整理した。最左端の相関係数は、$\Delta P_1(t)$ を自身と比較しているため、完全相関（$r=1$）となっている。本評価では、上下両端支持体系の 1 次固有振動数 8.9Hz でも集合体の頂部スペーサパッドが衝突する条件として加振周波数を 40m/s^2 とした。本評価で得られた結果を以下に示す。

(1) 基準位置に対して比較対象位置が近接する場合、$\Delta P_1(t)$ と $\Delta P_n(t)$ の相関は強くなり、比較対象位置が基準位置から離れるにつれて（n が大きくなるにつれて）相関は弱くなる。これは、集合体変位差が生じる原因が当該集合体 2 体の湾曲変形の差異にあり、集合体が総片寄り状態で衝突することから集合体の変形が装荷位置に依存するため、基準位置に近接するほど変形の差異が小さく、離れるにつれて差異が大きくなることが原因と推察される。

(2) 集合体頂部パッドの衝突により上下両端固定体系の振動が励起されるため、その体系の 1 次固有振動数 8.9Hz で相関が強くなる。また、炉心中心を境にして相関係数が正負逆転するが、前項(1)に示すとおり、集合体の衝突による湾曲変形が装荷位置に依存することに起因すると推測される。

(3) 片持ち梁体系の 1 次固有振動数 1.7Hz から上下両端固定体系の 1 次固有振動数 8.9Hz の間では、片持ち梁体系と上下両端固定体系が混在する振動モードが励起される。位相や相関の強さは振動モードと装荷位置に依存するが、両体系の一次固有振動数の中間付近にあたる約 5Hz で相関長が最も長くなり、全ての炉心領域で相関係数が正になる。

(4) 約 5Hz を挟んで低周波数側と高周波数側で位相が反転する領域が異なる。外側炉心領域面積が最小となった 6.5Hz の条件では、炉心中心を挟んで両側に位置する外側炉心領域の相関係数が両方とも正（集合体間隔が同位相）となる。一方、3Hz 条件では相関係数が正負反転して逆位相となっている。これが加振周波数 6.5Hz において、外側炉心領域面積が最小になる原因と考えられる。

(5) 片持ち梁体系の 2 次固有振動数 11.8Hz になるとほとんど相関がなくなる。

(6) 以上の結果より、加振周波数が 40m/s^2 の場合、加振周波数が約 5Hz になると相関長が最も長くなることを確認した。

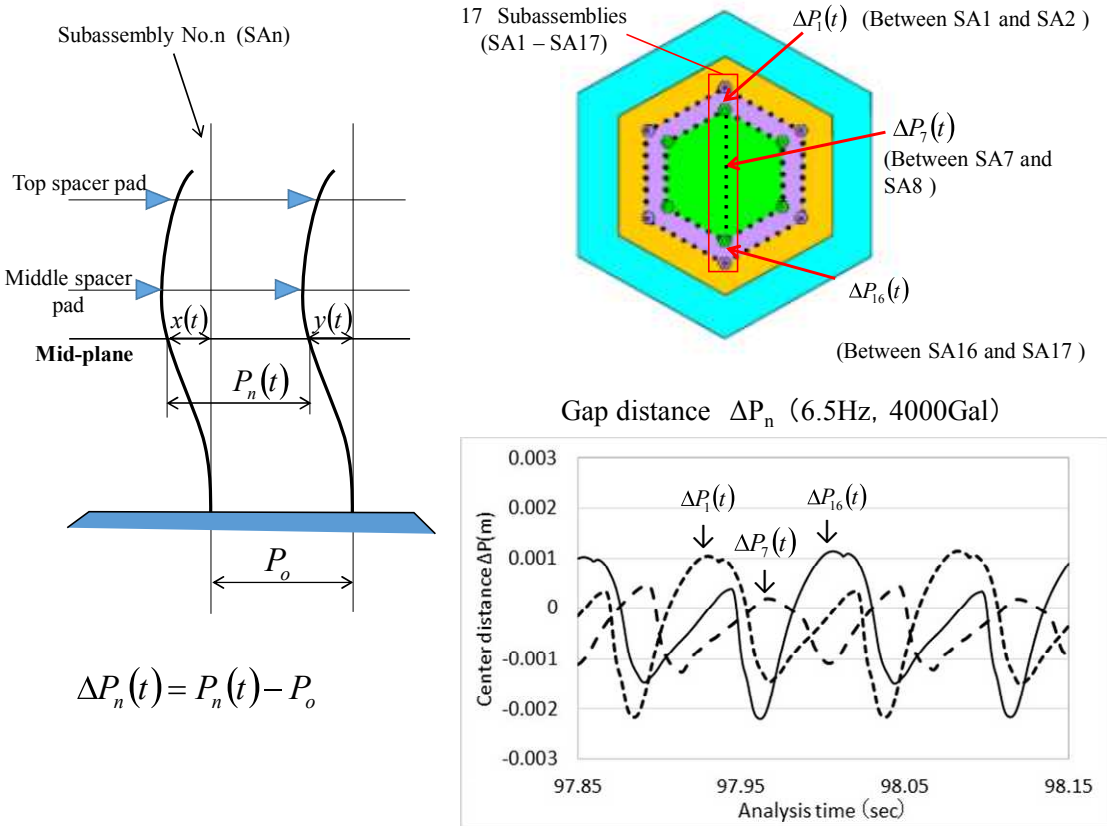


図 2-5　集合体間隔の変動に関する位相の相違

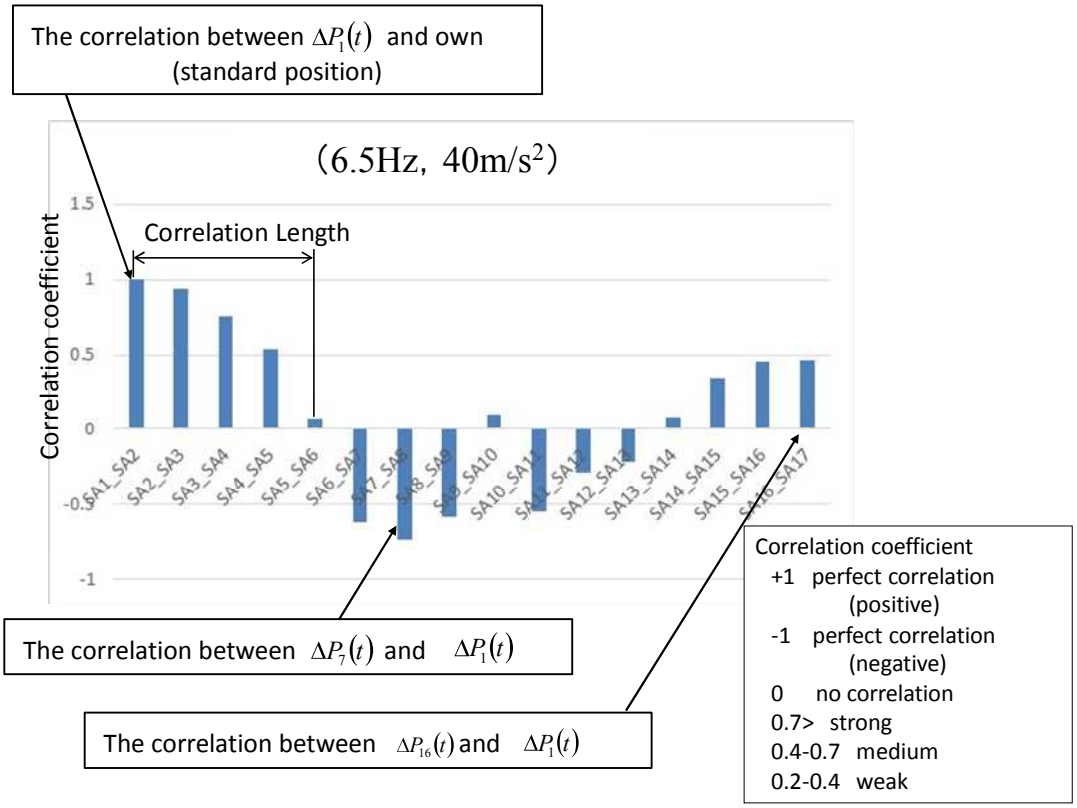


図 2-6　集合体間隔に関する相関係数評価の考え方

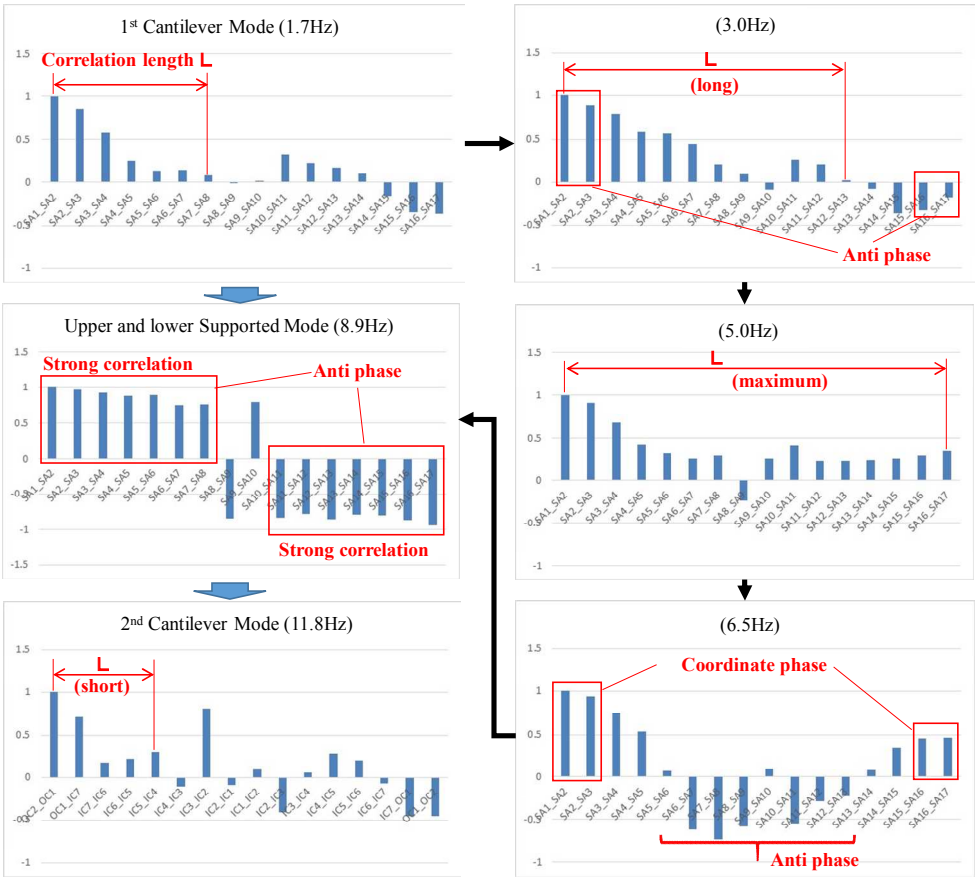


図 2-7　集合体間隔に関する相関係数の加振周波数に対する依存性

2.3.3. 集合体集中の規模

加振加速度が 40m/s^2 の場合、片持ち梁体系と上下両端支持体系の 1 次固有振動数の中間付近である約 5Hz において、炉心中央列に並ぶ各集合体が最も集中することが示唆された。そこで、(2-5)式に示すように、炉心中央列に並ぶ各集合体の間隔を積算することによって、集合体の集中状況を確認した。

$$S(t) = \sum_{n=1}^{z-1} \Delta P_n(t) \tag{2-5}$$

第２章 2.3.2 項で定義したとおり、$\Delta P_n(t)$は集合体間隔に関する初期状態からの変動を示すため、集合体間隔が初期状態より収縮すると負の値になる。

集合体間隔の変動位相が一部で逆転する場合、$\Delta P_n(t)$は位相に応じて正負逆転して相殺するため、$S(t)$の値はゼロに近づくことになる。図 2-8 に示すように、加振加速度が 40m/s^2、加振周波数が約 5Hz の場合、炉心領域全体に渡って位相が揃って集合体間隔が同時に縮小するため、$S(t)$は負側の最大値になることを確認した。

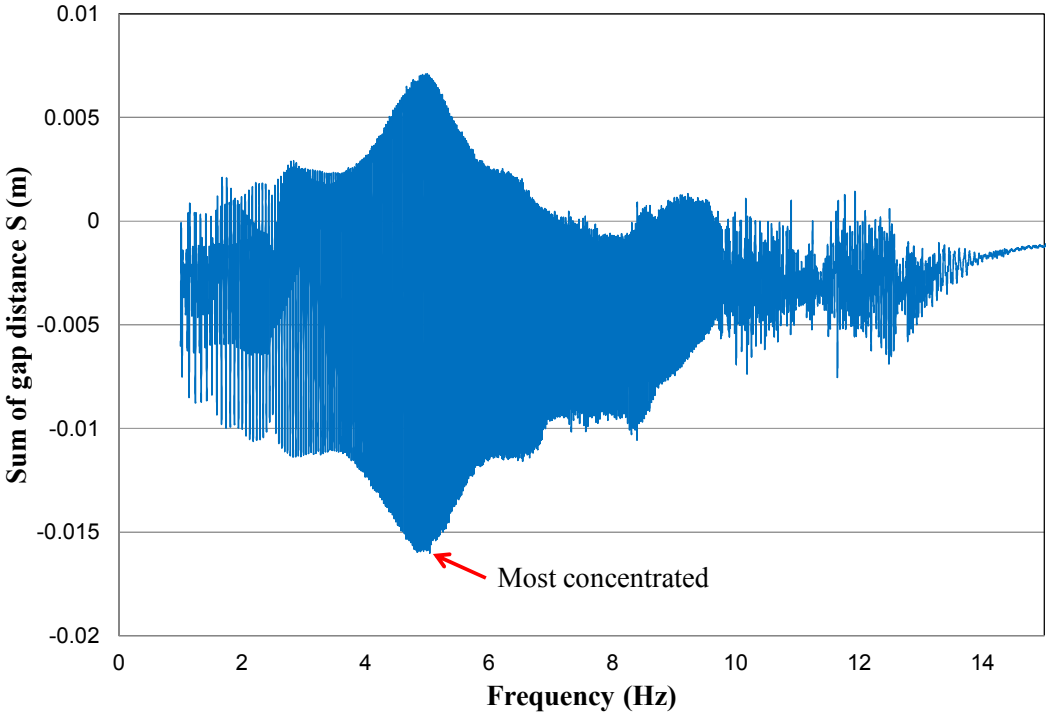


図 2-8　炉心中央列における集合体の集中規模に関する評価結果

2.4　第２章のまとめ

本研究は、高速炉の代表的な地震挙動の一つである集合体群振動に起因する反応度投入メカニズムを明らかにし、炉心損傷限界を示すことを目的としている。そこで、第２章では、集合体群振動による反応度投入の直接的な原因となる集合体の集中メカニズムを解明した。第２章で得られた知見を以下にまとめた。

1. 集合体は炉心支持板に自立しているため､衝突がなければ片持ち梁体系で振動する。この振動モードは集合体の頂部変位が最大となるが、集合体間ギャップは頂部スペーサパッド部で最も狭いため、集合体群振動が発生すると当該部分で衝突する。
2. 集合体が頂部スペーサパッド部で衝突すると、集合体の下端固定に加えて上端が単純支持される上下両端支持体系に移行する。このモードは集合体中間部の変位が最大になるため、軸方向反応度分布が最大となる炉心中心高さの変位が大きくなる。
3. 加振加速度が基準地震動と同等あるいはそれ以下の場合、集合体頂部の衝突が発生する領域は、片持ち梁体系の１次固有振動数付近が中心となる。加速度が大きくなるにつれてその発生領域が拡大し、加振加速度が 40m/s^2 の条件では上下両端支持体系の固有振動数付近でも衝突が発生する。その場合当該モードの振動が励起されやすく、炉心中心高さの変位が顕著に増大する。
4. 前項 3. のように上下両端支持体系の固有振動数が衝突範囲に含まれる場合、当該モードと片持ち梁体系の１次固有振動数の中間付近にあたる周波数領域で、集合体が最も集中する。

第３章　集合体群振動挙動による反応度投入量評価について

3.1　反応度投入量評価の目的

炉心損傷挙動を明らかにするためには、集合体群振動に起因する反応度の投入量を定量的に評価する必要がある。

第２章において、典型的な炉心体積縮小モードに関する反応度投入量を評価した GMVP コードは、精度は良いが解析に時間がかかる。また、中性子束勾配が大きい外側炉心の領域面積を簡易的な指標とすることは、全集合体の間隔が同時に縮小・拡大する場合は有効である。しかし、第２章で明らかになったように、集合体間隔が増大する領域と縮小する領域が混在するため、正確な評価には限界がある。

そこで、集合体群振動状態において、最も反応度が大きくなるのはどのような状態か直接的に評価するため、反応度投入量を時刻歴で評価する。

3.2　反応度投入量の評価手法

集合体群振動による反応度投入量は、集合体の変位量に基づき、燃料集合体毎の炉心物質反応度係数の軸方向分布に一次摂動法の考え方を用いて評価した。炉心物質としては燃料、構造材、ナトリウム冷却材を考慮した。冷却材反応度については、集合体間隔の縮小によるナトリウム排出（正の反応度）とその反対側に対する流入（負の反応度）を考慮した。炉心物質反応度係数の軸方向分布は、熱出力が約 700MW の中型高速炉炉心における安全解析に用いられている値[11]を適用した。なお、この手法は反応度を静的に評価しており、反応度フィードバックは考慮されていない。

燃料密度およびスティール密度反応度係数に関する投入反応度の計算方法の例を以下に示す。図 3-1(a)に示すように集合体 1～3 の密度反応度係数を$r_1(x_1, y_1)$，$r_2(x_2, y_2)$，$r_3(x_3, y_3)$とする。軸方向位置 h において集合体 1 の中心位置が(x_1, y_1)から(x, y)に移動した場合の反応度係数$r'(x, y)$は、(3-1)式に示すように集合体 1～3 の反応度係数分布の勾配より内挿して求める。

$$r_1'(x, y) = \frac{B_1}{B} r_1(x_1, y_1) + \frac{B_2}{B} r_2(x_2, y_2) + \frac{B_3}{B} r_3(x_3, y_3) \tag{3-1}$$

(3-1)式におけるB，B_1，B_2，B_3は、(3-2)式に示すとおり各集合体中心位置を頂点とする三角形の面積である。

$$
\begin{aligned}
B &= x_1 y_2 + x_2 y_3 + x_3 y_1 - x_1 y_3 - x_2 y_1 - x_3 y_2 \\
B_1 &= x y_2 + x_2 y_3 + x_3 y - x y_3 - x_2 y - x_3 y_2 \\
B_2 &= x y_3 + x_3 y_1 + x_1 y - x y_1 - x_3 y - x_1 y_3 \\
B_3 &= x y_1 + x_1 y_2 + x_2 y - x y_2 - x_1 y - x_2 y_1
\end{aligned}
\tag{3-2}
$$

軸方向は炉心領域を 20 分割しているため、領域高さを ΔH 、当該領域の燃料及び構造財の質量を g^{fuel} 、 g^{steel} とすると、集合体 1 の変位による投入反応度は(3-3)式で求める。

$$
\begin{aligned}
k_1^{fuel} &= \sum_{h=1}^{20} \left\{ \left(g_1^{fuel} \right)_h \times \Delta H_h \times \left(r_1'^{fuel} - r_1^{fuel} \right)_h \right\} \\
k_1^{steel} &= \sum_{h=1}^{20} \left\{ \left(g_1^{steel} \right)_h \times \Delta H_h \times \left(r_1'^{steel} - r_1^{steel} \right) \right\}
\end{aligned}
\tag{3-3}
$$

ナトリウム密度反応度の場合は、集合体 1 と隣接集合体との間におけるナトリウムの増減による投入反応度を評価するため、評価点は図 3-1(b)に示すように集合体 1 と隣接集合体の境界点とする。評価点における反応度係数は、(3-4)式に示すように隣接集合体との間の分布勾配から内挿した。

$$
\begin{aligned}
r_1'(x', y') &= \frac{B_1'}{B} r_1(x_1, y_1) + \frac{B_2'}{B} r_2(x_2, y_2) + \frac{B_3'}{B} r_3(x_3, y_3) \\
r''(x'', y'') &= \frac{B_1''}{B} r_1(x_1, y_1) + \frac{B_4''}{B} r_4(x_4, y_4) + \frac{B_5''}{B} r_5(x_5, y_5)
\end{aligned}
\tag{3-4}
$$

(3-4)式における B , B_1' ～ B_5'' は、(3-2)式と同様、各集合体中心位置あるいは評価点を頂点とする三角形の面積である。

ナトリウム密度に関する反応度投入量は、(3-4)式で求めた反応度係数とナトリウム排出量 Δg_d 、ナトリウム流入量 Δg_a より(3-5)式で求める。

$$
k_1^{Na} = \sum_{h=1}^{20} \left\{ \Delta g_d^{Na} \times \Delta H_h \times \left(r_1'^{Na} \right)_h - \Delta g_a^{Na} \times \Delta H_h \times \left(r_1''^{Na} \right)_h \right\} \tag{3-5}
$$

集合体群振動による投入反応度は、(3-6)式に示すように、(3-3)式と(3-5)式で求めた各集合体の変位による投入反応度を全炉心に渡って合算することより求める。

$$
k = \sum_{n=1}^{m} \left(k_n^{fuel} + k_n^{steel} + k_n^{Na} \right) \tag{3-6}
$$

なお、検討対象炉心は 2 領域炉心であるため、内側炉心と外側炉心の境界部分では反応度係数分布の勾配を領域外に外挿することにより、集合体変位による反応度変化を求めた。

また隣接集合体に制御棒集合体が含まれる場合は、周囲の燃料集合体における反応度係数を平均し、制御棒位置における反応度係数分布の勾配として扱った。

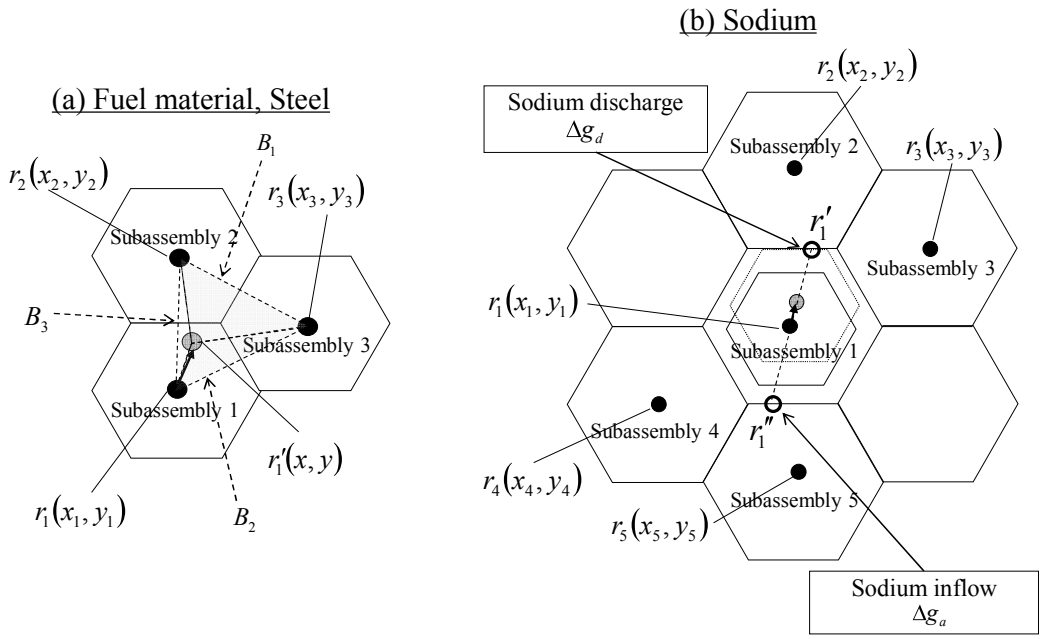


図 3-1　反応度係数分布を用いた反応度投入量評価手法の概念

3.3　評価手法の検証

3.1 項に示した反応度係数分布による投入反応度評価手法を検証するため、多群モンテカルロコード GMVP による反応度計算結果と比較した。GMVP による解析モデルは、第 2 章に示した炉心集中、総片寄りにおける投入反応度評価と同様である。

この検証解析では、集合体を変形なしの状態で、炉心中心方向あるいはその反対方向に 4mm 移動させた。集合体の移動量、移動対象集合体に関する解析条件を表 3-1 に示す。表 3-1 の層番号は、炉心中心から外側に向けて付番した。例えば、Case1 では第 2 層の集合体を移動対象としている。表 3-1 の層番号は 1/3 炉心を示しており、case1 では 12 体の集合体を炉心中心方向に 4mm 移動させている。そして、表 3-1 の case20 と 21 に示すとおり、第２章で示した炉心集中と総片寄りの場合についても投入反応度を比較した。

検証計算の比較を表 3-2 及び図 3-2 に示す。GMVP の結果と反応度評価ツールの結果は、一部に 20%程度の差異がみられるが、傾向・値ともに概ね一致しており、反応度評価ツールは実用上十分使用可能であると考えられる。なお、この差異については、第４章におけるフラジリティ評価において、不確実さとして考慮した。

表 3-1　反応度投入量の検証に関する解析条件

Case	Layer Number	Movement (mm)
-	-	0
1	2	4
2	3	4
3	5	4
4	8	4
5	2,3,5	4
6	7	-4
7	6	4
8	5	-4
9	5,7	-4
10	1	4
11	4	4
12	6	-4
13	7	4
14	8	-4
15	7,8	4
16	6,7,8	4
17	6,7,8	-4
18	7,8	-4
19	6,8	4
20	compaction toward core center	
21	Total deflection(W1)	

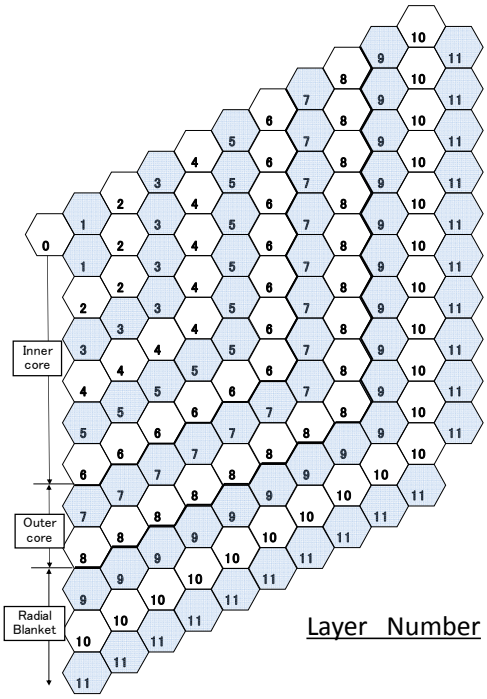


表 3-2　反応度投入量の検証に関する解析結果

Case	GMVP						Reactivity coefficient
	k_{eff}	Error - k_{eff}	β_{eff}	Reactivity ($)	Reactivity Insertion ($)	One standard deviation ($)	Reactivity Insertion ($)
-	1.04583909	9.75E-05	3.20E-03	13.6969	0.000	2.91E-02	-
1	1.04619273	1.02E-04	3.20E-03	13.7979	0.101	4.20E-02	0.032
2	1.04619299	9.88E-05	3.20E-03	13.7979	0.101	4.15E-02	0.034
3	1.04630370	9.94E-05	3.20E-03	13.8295	0.133	4.16E-02	0.099
4	1.04715862	9.85E-05	3.20E-03	14.0734	0.377	4.14E-02	0.370
5	1.04651862	9.94E-05	3.20E-03	13.8909	0.194	4.16E-02	0.164
6	1.04495571	1.01E-04	3.20E-03	13.4443	-0.253	4.20E-02	-0.326
7	1.04638429	1.01E-04	3.20E-03	13.8525	0.156	4.19E-02	0.146
8	1.04564546	9.86E-05	3.20E-03	13.6415	-0.055	4.14E-02	-0.101
9	1.04450896	9.88E-05	3.20E-03	13.3164	-0.381	4.15E-02	-0.427
10	1.04595610	1.01E-04	3.20E-03	13.7303	0.033	4.19E-02	0.002
11	1.04631703	1.00E-04	3.20E-03	13.8334	0.136	4.18E-02	0.069
12	1.04575160	1.01E-04	3.20E-03	13.6719	-0.025	4.19E-02	-0.093
13	1.04683375	1.00E-04	3.20E-03	13.9808	0.284	4.17E-02	0.322
14	1.04477981	1.00E-04	3.20E-03	13.3939	-0.303	4.18E-02	-0.407
15	1.04801376	1.01E-04	3.20E-03	14.3169	0.620	4.18E-02	0.693
16	1.04805724	1.00E-04	3.20E-03	14.3293	0.632	4.17E-02	0.838
17	1.04342634	1.01E-04	3.20E-03	13.0059	-0.691	4.20E-02	-0.826
18	1.04395863	9.99E-05	3.20E-03	13.1586	-0.538	4.18E-02	-0.733
19	1.04748435	9.86E-05	3.20E-03	14.1662	0.469	4.14E-02	0.516
20	1.05123918	9.87E-05	3.20E-03	15.2318	1.535	4.12E-02	1.600
21	1.04853335	1.02E-04	3.20E-03	14.4647	0.768	4.20E-02	0.718

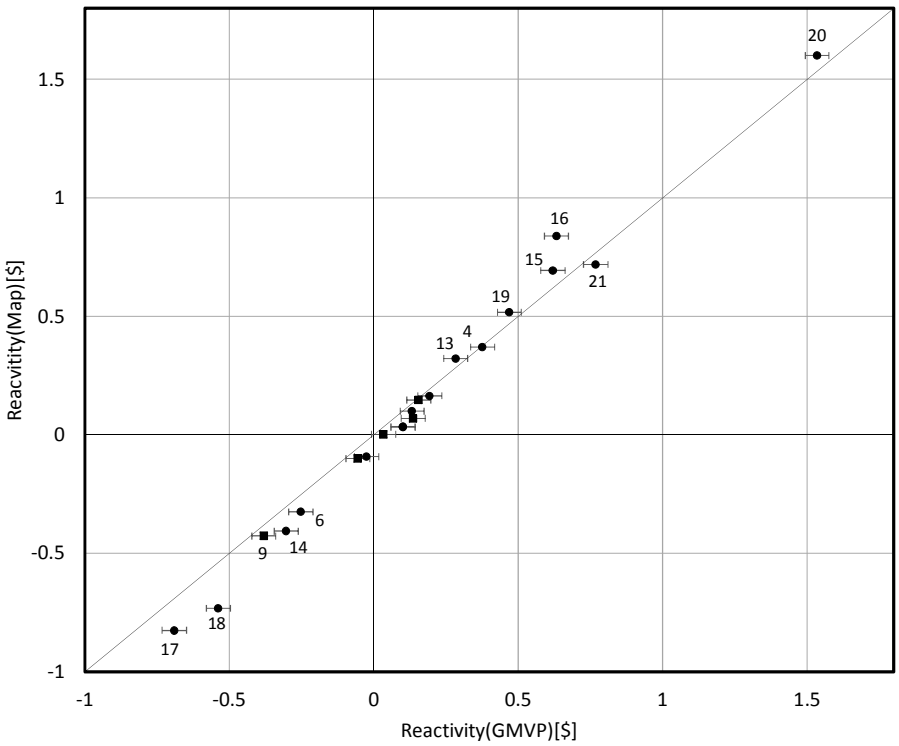


図 3-2　反応度投入量の検証に関する解析結果

3.4　集合体群振動による反応度投入量評価の結果

全炉心モデルで集合体群振動解析を行い、反応度係数分布を用いて投入反応度を時刻歴で評価した。第２章の評価で群振動挙動に加速度及び周波数依存性があることが示されている。そこで、本評価でも最大加速度を複数の条件とし、正弦波加振による周波数掃引解析を行った。正弦波の加速度条件は、5,10,20,40,60m/s^{2}の 5 条件とした。

投入反応度の解析結果を図 3-3、図 3-4 に示す。また、この解析により得られた知見を以下に示す。

(1) 第２章で示されたとおり、炉心体積縮小メカニズムには集合体頂部の衝突挙動が関係する。この衝突挙動には加振加速度及び加振周波数に対する依存性があり、加振加速度 10m/s^{2}の場合は、片持ち梁 1 次モードの固有振動数(1.7Hz)の付近で衝突が生じることが示されている。この加速度条件における投入反応度は、加振周波数が 1.7Hz に近い約 2.5Hz で最大となった。

(2) 加振加速度が 5～20m/s^{2}の場合は、反応度投入挙動が 10m/s^{2}と同じであることを確認した。これらの条件における反応度投入量は 0.4$から 0.6$の範囲であり、加振加速度の増加に対する反応度の変化は小さい。

(3) 加振加速度が 40m/s^{2}になると、集合体の上下両端支持モードの固有振動数(8.9Hz)でも頂部衝突が発生し、加振周波数が約 5Hz で集合体が最も集中することが第２章で示唆された。反応度を評価したところ約 5Hz で最大になり、その値は 0.998$であることを確認した。

(4) 基本的な挙動を確認するため、加振加速度が大きくなっても弾性範囲にあると仮定して、60m/s^{2}の条件で群振動解析を行った。その結果、反応度投入挙動は 40m/s^{2}の場合と同様であり、その値は 1.74$となった。

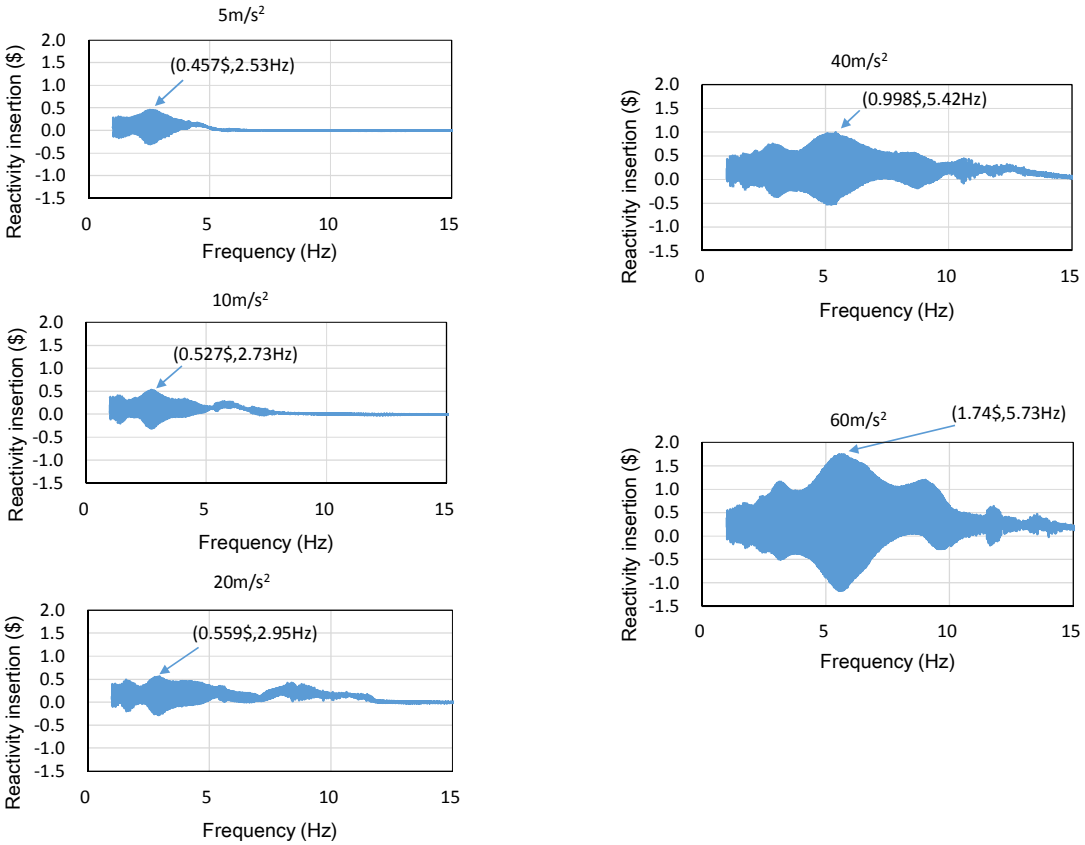


図 3-3　周波数掃引条件による集合体群振動の反応度投入量解析結果

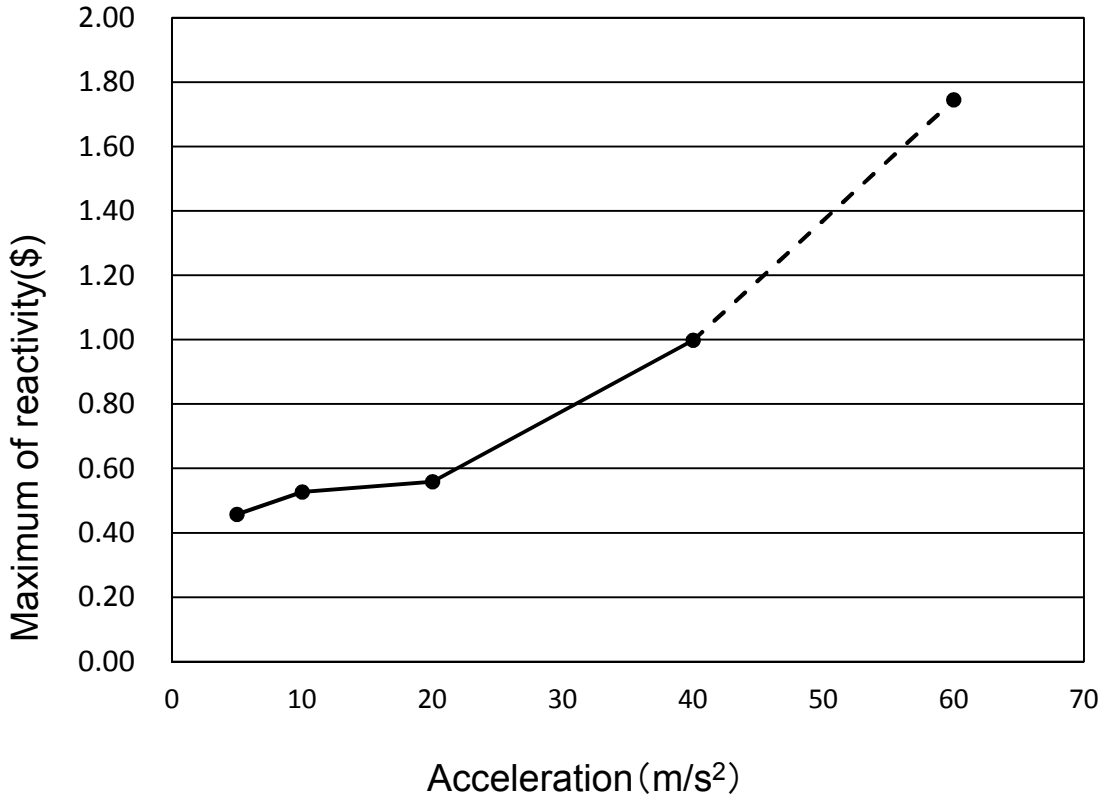


図 3-4　炉心支持板加振条件と集合体群振動による反応度投入量の関係

3.5　第３章のまとめ

集合体群振動による反応度投入量を時刻歴で評価する手法を整備し、GMVP との比較によりその手法が妥当であることを確認した。

最大加速度を 40m/s^2 で一定とし正弦波による周波数掃引解析を行ったところ、第２章で示唆されたとおり加振周波数約５Hz で炉心体積が最も縮小することを確認した。そしてその時の反応度投入量は約１＄となった。従って、原子炉構造における固有振動数が約 5Hz から離れていることを確認することが重要である。加振加速度が 20m/s^2 程度以下の領域では、反応度投入量は最大でも 0.6$程度であるため、集合体群振動による反応度投入により炉心損傷に至る可能性は小さい。

なお、第３章における反応度は静的評価であり、炉心損傷挙動は反応度フィードバックを考慮して評価する必要がある。また、集合体群振動による反応度投入事象の炉心損傷限界は、投入反応度の大きさとその継続時間に依存する。詳細は第４章に示す。

Acknowledgement: This chapter is derived in part from an article published in Journal of Nuclear Science and technology, 01 Oct 2015, Atomic Energy Society of Japan, available online: http://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/00223131.2015.1089201

第４章　集合体群振動挙動による炉心損傷限界について

4.1　炉心損傷限界評価の目的

本研究の成果をPRAで活用するため、フラジリティを評価する。

フラジリティとは地震動の作用により建物・機器が損傷する度合いを示すものであるが、本研究では安全裕度を確認する観点で地震動に起因する反応度に対して制御棒の挿入が間に合わない場合を想定し、炉心損傷限界と地震規模との関係を明らかにする。

4.2　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 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5Hzとして反応度振幅を±1$から±1.5$まで変化させた場合、±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溶融領域が拡大し、最終的には溶融燃料のプールス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、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、その時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、更に、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。この時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[12)]。従って、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図 4.2-1 に示す。

旧 JNES と同様、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、第３章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（図 3-4）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、図 4.2-1 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。

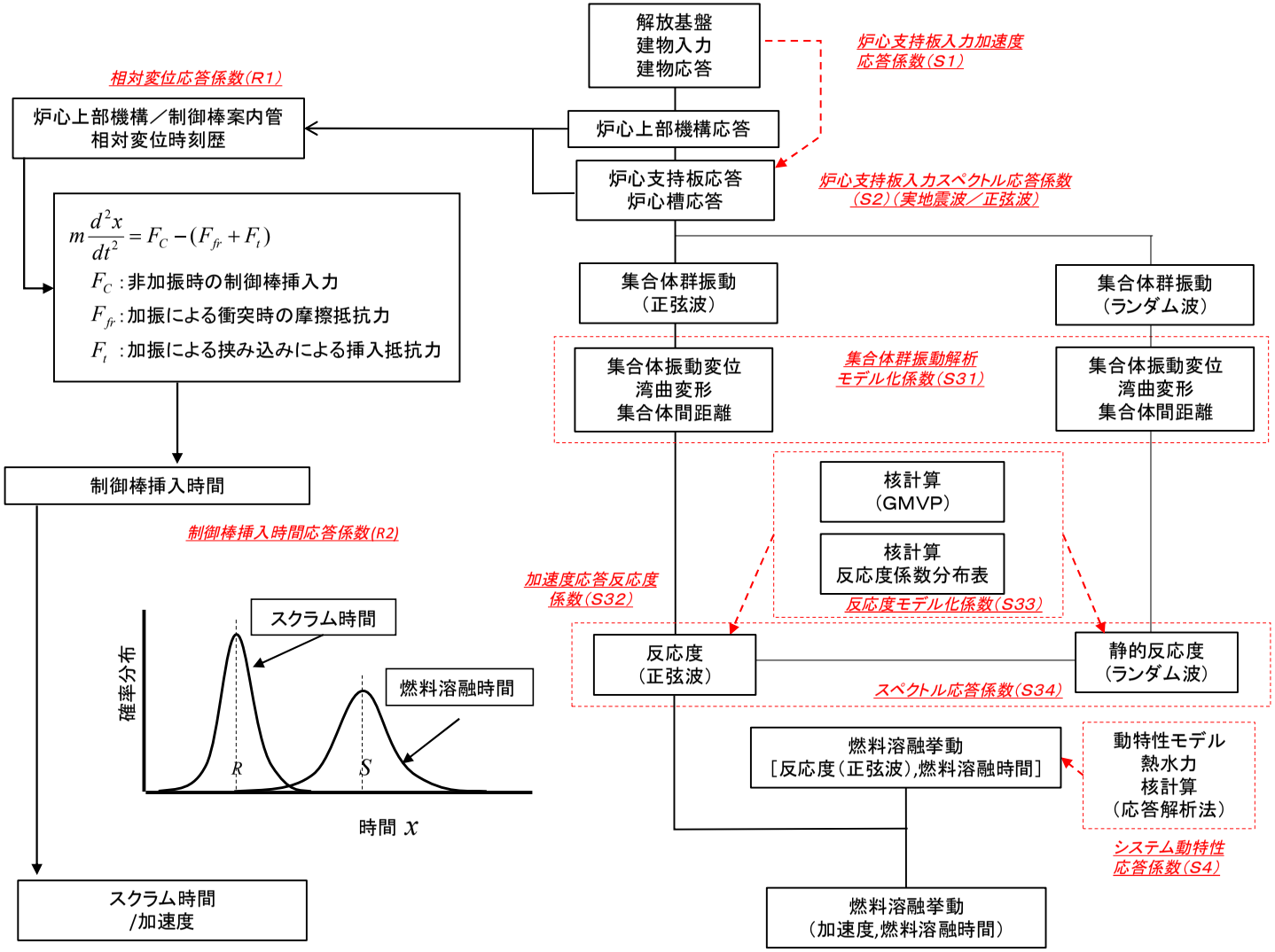


図 4.2-1　地震反応度投入事象に関する炉心損傷限界評価の流れ

4.3　燃料溶融挙動解析

4.3.1　解析手法及び解析条件

地震時反応度と燃料溶融割合の関係は、旧 JNES が開発した 1 点近似動特性コード ADYTUM[13] を使用し、解析条件は表 4.3-1 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、第 2 章、第 3 章と同じ熱出力が約 700MWt 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一つのチャンネルとした。

(2) 燃料温度評価、被覆管温度評価で用いられる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もと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、燃料軸方向膨張反応度を考慮した。

(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/(cm^2･℃) [1,000Btu/(ft^2･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シウム 241（以下「アメリシウム」という。）を約 3wt%まで含有する混合酸化物燃料に対する溶融点測定結果[14]に基づき、約 2,720℃（3000K）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予め計算しておき、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[5]。一方、本研究では、第３章に示すとおり炉心支持板加速度が 20m/s^2 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。従って、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。第 2 章において、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 20m/s^2 以下では約 2.5Hz で投入反応度が最大になり、40m/s^2 以上では約 5Hz で最大になることを示した。そこで、地震反応度の周波数は、5Hz と 10Hz 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。

表 4.3-1　地震反応度による燃料溶融挙動の解析条件

		Analysis Condition	Notes
Thermal hydraulic characteristics	Thermal Power	714 MW	
	Maximum linear power density	324 W/cm	Maximum power subassembly, loaded near core center
	Coolant Flow rates	4267 kg/sec	primary loop
	Coolant Flow in fuel subassembly	23 kg/sec	Maximum power subassembly, loaded near core center
	Flow halving time of coast down	4.8 s	
	Thermal conductivity of fuel	Experimental formula R.F.Hilbert et al.	Reference 23)
	Gap conductance (fuel - cladding tube)	0.568 W/(cm^2・℃)	(1000Btu/ft^2・h・℉)
	Melting tenperature of fuel	3000 K	
Neutronic characteristics	Seismic reactivity (sine wave)	Frequency; 5Hz,10Hz Reactivity amplitude;0.7 - 1.2$	
	Doppler coefficient	-6.9E-03 T(dk/dT)	
	Fuel axial expansion reactivity	1.57E-01 Δk/k/(Δρ/ρ)	
	Steel density reactivity coefficient	-2.13E-02 Δk/k/(Δρ/ρ)	
	Sodium density reactivity coeffisient	-1.48E-02 Δk/k/(Δρ/ρ)	

4.3.2　解析結果

4.3.2.1　地震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 5Hz 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、図 4.3-1 に示すとおりドップラー反応度によるフィードバック反応度が投入される。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) 図 4.3-2 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溶融割合を示す。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、燃料溶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±0.9$の場合、図 4.3-2 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。

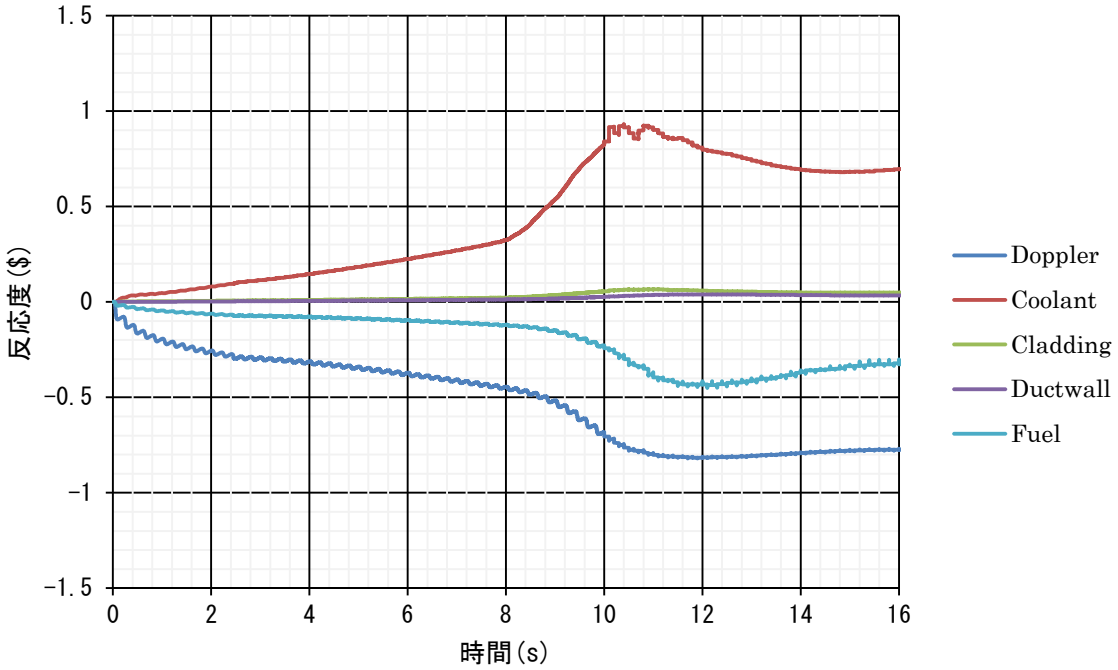


図 4.3-1　地震反応度投入事象におけるフィードバック反応度

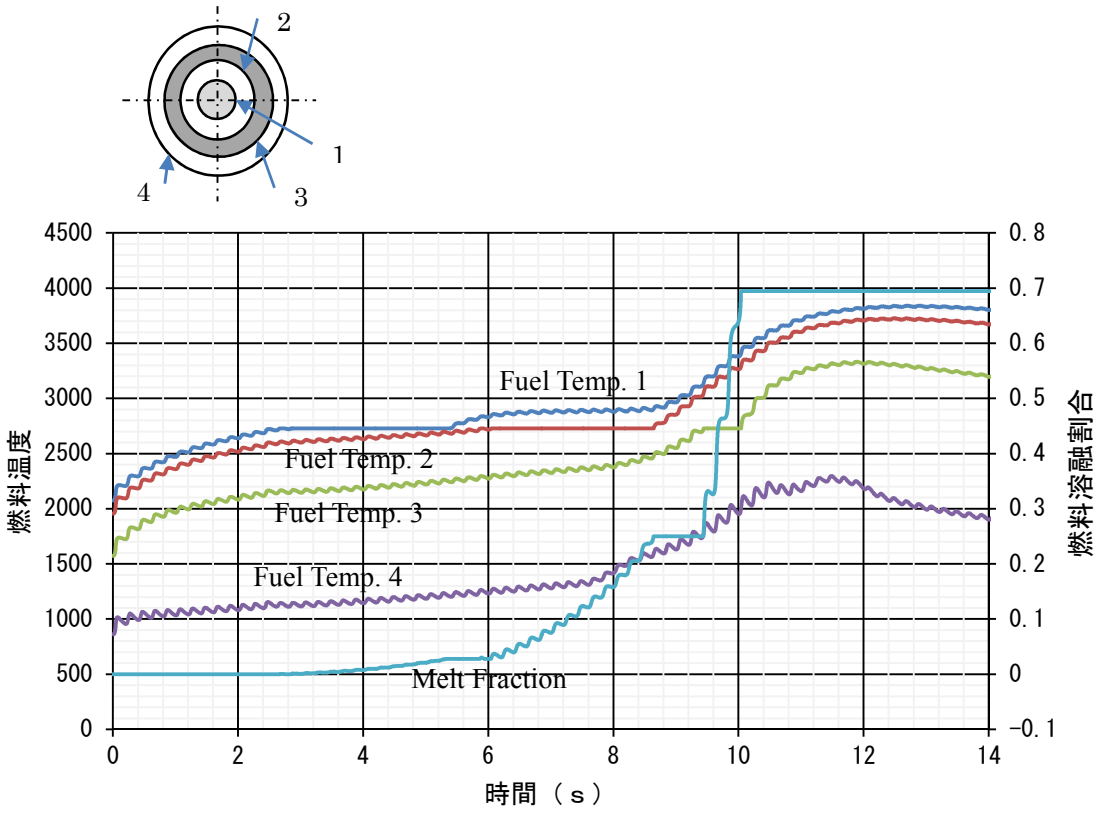


図 4.3-2　地震反応度投入事象における燃料温度と燃料溶融割合の推移

4.3.2.2　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、図 4.3-3 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 5Hz と 10Hz における燃料溶融挙動を比較すると、反応度振幅が±0.9$より小さい条件では 5Hz の方が早く溶融する傾向がある。しかし、±1$より大きくなるとその関係が逆転し、10Hz の方が早く溶融する。

(2) 前項(2)に関し、加振周波数 10Hz 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、その影響でドップ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±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。

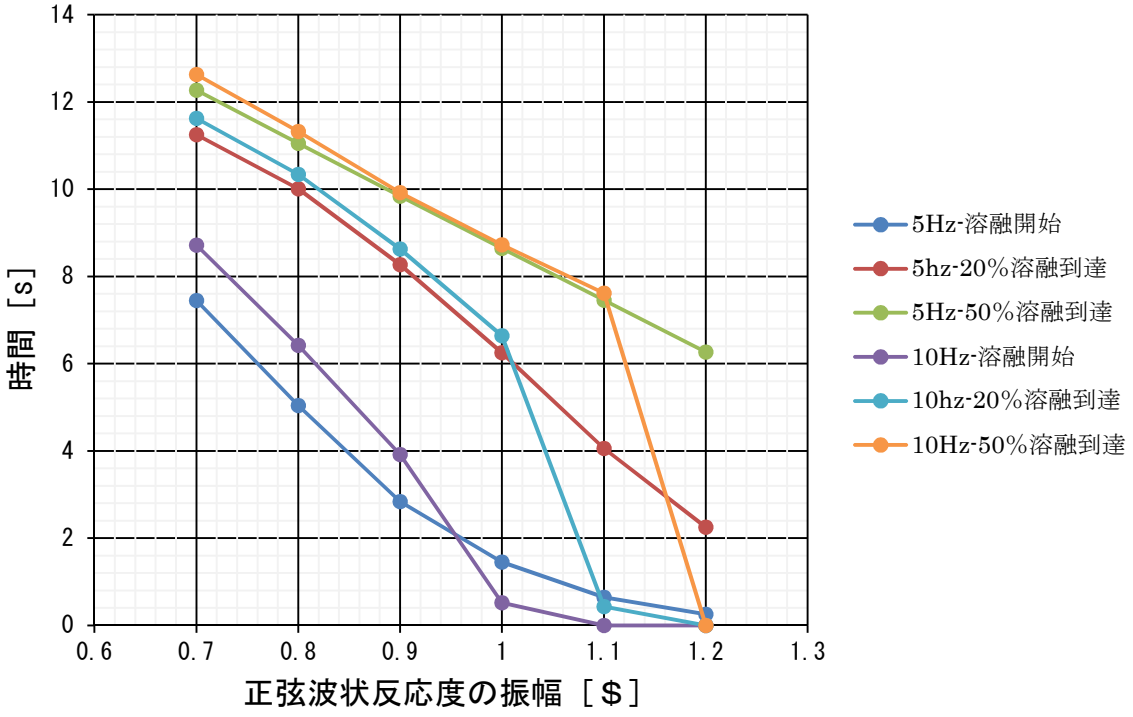


図 4.3-3　地震反応度投入事象における燃料溶融時間

4.4　炉心損傷限界に関するフラジリティ評価

4.4.1　燃料溶融挙動評価に関する応答係数と不確実さ評価

炉心損傷限界に関するフラジリティ評価のため、図 4.2-1 に示す各応答係数と、その不確実さ（偶然的不確実さ β_R、認識論的不確実さ β_U）[15] 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わけではないので、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[16] 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[17]。以上の内容に鑑み、本研究ではこの応答係数と不確実さを(4.4.1-1)式のとおり設定した。

$$S_1 = \frac{A_{CSP}}{A_G} = 3$$
$$\beta_R^1 = 0.21, \beta_U^1 = 0.21 \qquad (4.4.1\text{-}1)$$

(2) 炉心支持板入力スペクトル応答係数（S_2）

第３章の反応度評価及び前項 4.3 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するとしているため、この応答係数と不確実さを(4.4.1-2)式のとおり設定した。

$$S_2 = \frac{A_{CSP}^s}{A_{CSP}} = 1$$
$$\beta_R^2 = 0, \beta_U^2 = 0 \qquad (4.4.1\text{-}2)$$

(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。第 2 章で示したように、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、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[18] 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実さを(4.4.1-3)式のとおり設定した。

$$S_{31} = 1$$
$$\beta_R^{31} = 0, \beta_U^{31} = 0 \qquad (4.4.1\text{-}3)$$

(4) 加速度応答反応度係数（S_{32}）

第 3 章の図 3-4 において、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、(4.4.1-4)式に示すように加速度応答反応度係数を設定した。

$$S_{32} = \frac{\rho_{RC}^{s}}{A_{CSP}^{s}} \tag{4.4.1-4}$$

そして、各解析点（加速度条件）の間を補完するため、図 4.4.1-1(a)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$(2σ)とした。

不確実さは、図 4.4.1-1(b)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$）変動した場合に対応する炉心支持板加速度 $\left(A_{CSP}^{s} + \Delta A_{32}\right)$ を求めることにより、(4.4.1-5)式のとおり設定した。

$$\beta_{R}^{32} = \frac{1}{1.65}\ln\left(\frac{A_{CSP}^{s} + \Delta A_{32}}{A_{CSP}^{s}}\right) \tag{4.4.1-5}$$

(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、第３章に示すように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。そこで、GMVP を正と仮定して反応度モデル化係数を設定し、不確実さを評価した。

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、図 4.4.1-2 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、(4.4.1-6)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(4.4.1-7)式のように設定した。

$$\rho_{c} = \rho_{RC} + C \tag{4.4.1-6}$$

$$S_{33} = \frac{\rho_{c}}{\rho_{RC}} \tag{4.4.1-7}$$

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

$$\beta_R^{33} = \frac{1}{1.65}\ln\left(\frac{A_{CSP}^s + \Delta A_{33}}{A_{CSP}^s}\right)$$
$$\beta_U^{33} = \frac{1}{1.65}\ln\left(\frac{A_{CSP}^s + \Delta A'_{33}}{A_{CSP}^s}\right) \qquad (4.4.1\text{-}8)$$

(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、(4.4.1-9)式に示すようにスペクトル応答係数を設定した。

$$S_{34} = \frac{\rho_c^r}{\rho_c^s} \qquad (4.4.1\text{-}9)$$

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、正弦波加振において反応度投入量が最大となった約 5Hz 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[15]。最大加速度は、正弦波加振で投入反応度が約 1$となった 40m/s^2 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、図 4.4.1-3 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、図 4.4.1-4 に示すように合計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 0.070$(2σ)に基づき、反応度 ρ_c^r に対応するそれぞれの炉心支持板加速度 A_{CSP}^r、$\left(A_{CSP}^r + \Delta A_{34}^r\right)$を比較することにより不確実さを設定した。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（図 4.4.1-4 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、(4.4.1-10)式を用いて不確実さを評価した。

$$\beta_R^{34} = \sqrt{\left(\frac{1}{1.65}\ln\left(\frac{A_{CSP}^s + \Delta A_{34}^s}{A_{CSP}^s}\right)\right)^2 + \left(\frac{1}{1.65}\ln\left(\frac{A_{CSP}^r + \Delta A_{34}^r}{A_{CSP}^r}\right)\right)^2} \qquad (4.4.1\text{-}10)$$

(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実さを評価するため、統計的安全評価手法[19]の考え方に沿って、解析パラメータに含まれる不確実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、表 4.4.1-1 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%累積確率の不確実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。各パラメータは全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。

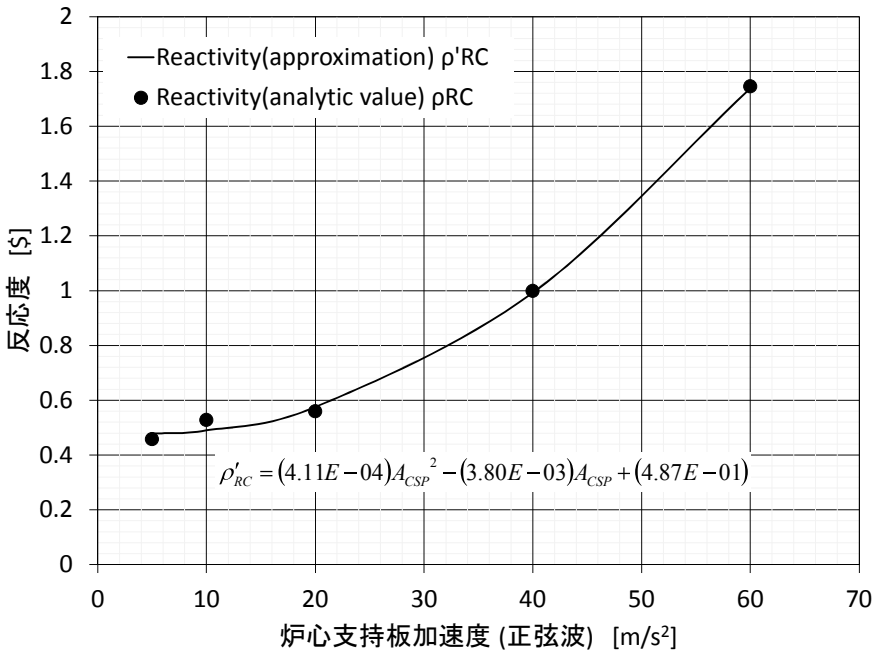
① 最大線出力（初期状態）は燃料集合体間の出力分布に依存し、原子炉熱出力誤差、出力分布誤差等の影響を受ける。本研究において、最大線出力の上限は、原型炉における設計上限の 360W/cm とした。前項 4.3 に示した解析条件では、最大線出力最が 324W/cm になっているため、このパラメータは±11%に設定した。

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 が全て冷却材流量に依存すると仮定し、このパラメータは±26%に設定した。

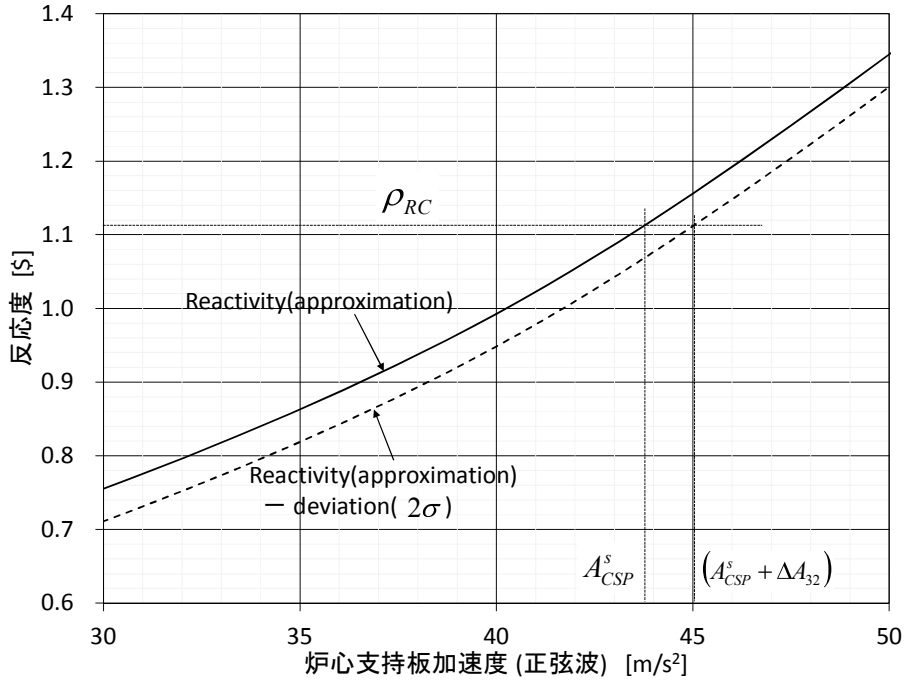
③ 反応度係数の不確実さは、原型炉の初装荷燃料の変更に関する設置変更（平成 20 年 2 月 19 日認可）[20]で設定されている値とした。ただしドップラー係数については最新の研究成果[21]を反映した。

解析結果を図 4.4.1-5 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実さは、次項 4.4.3 に示すように、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（10Hz,1$で 6.6 秒相当）と下限（10Hz,1$で 3.9 秒相当）を比較することにより設定した。

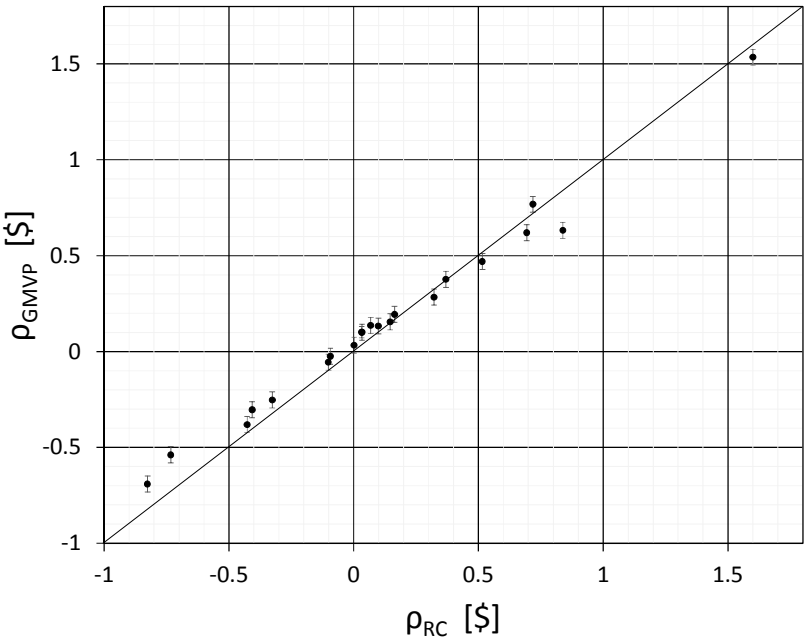


(a) 反応度の近似曲線

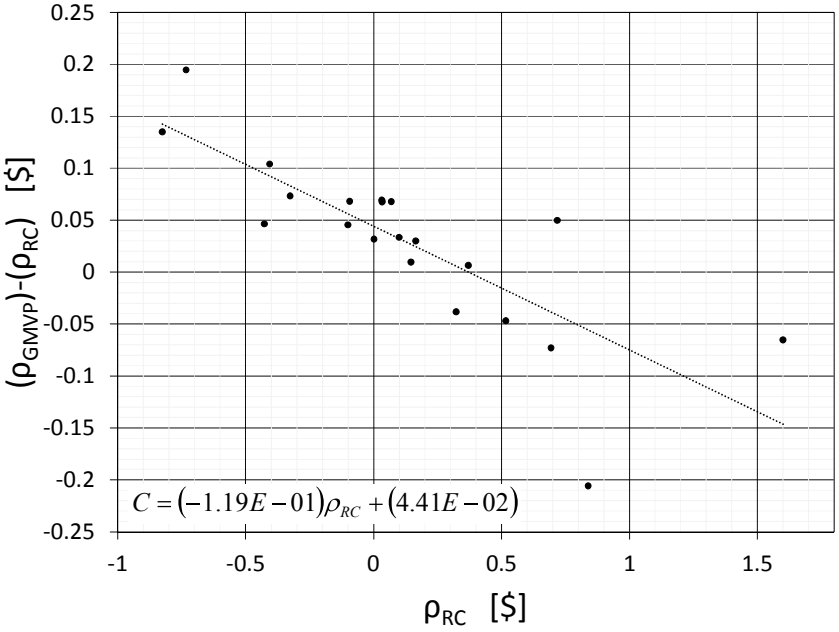


(b) 不確実さ評価

図 4.4.1-1　加速度応答反応度係数



(a) 反応度係数分布と GMVP により求めた反応度投入量の比較



(b) 評価手法による反応度投入量評価値の差

図 4.4.1-2　GMVP 法に基づく反応度投入量の補正

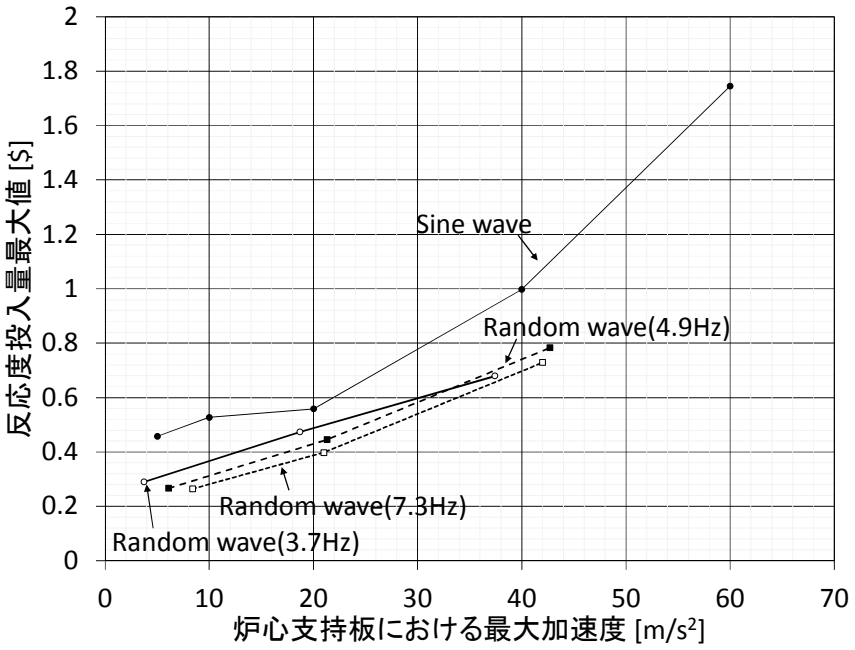


図 4.4.1-3　ランダム波加振条件下における反応度投入量

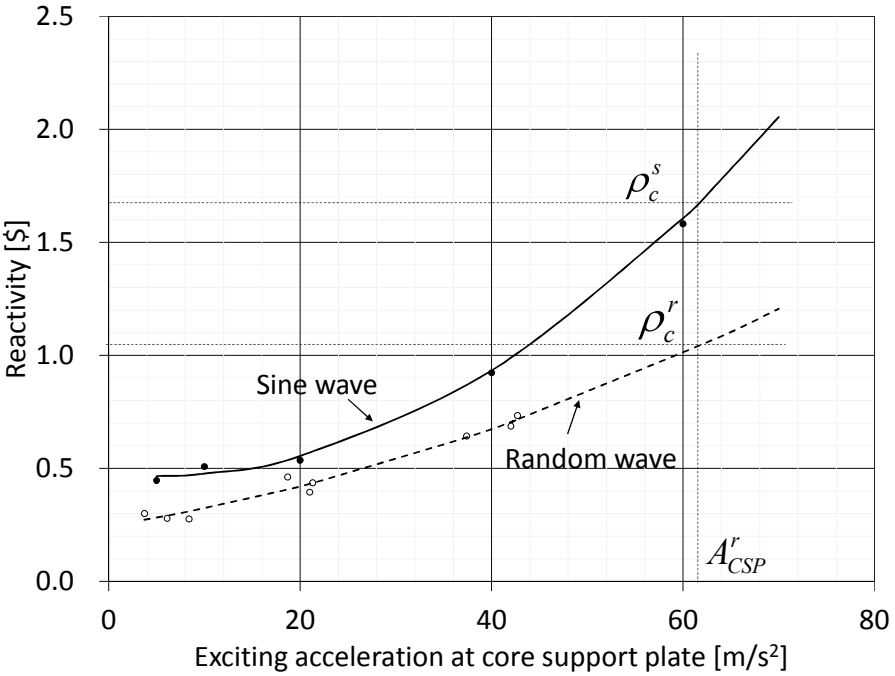


図 4.4.1-4　スペクトル応答係数

表 4.4.1-1　燃料溶融時間に関する不確実さ評価の解析パラメータ

	Distibution	Uncertainty (2σ)	Notes
Maximum linear power density	Normal	±11%	360W/cm as upper limit
Coolant Flow in fuel subassembly	Normal	±26%	Engineering safety factor on evaluating cladding temperature
Flow halving time of coast down	Normal	±25%	6s as upper limit
Thermal conductivity of fuel	Normal	±10%	Reference 14),20)
Melting tenperature of fuel	Normal	±2%	Reference 14),20)
Doppler coefficient	Normal	±12%	Reference 21)
Fuel axial expansion reactivity	Normal	±30%	Reference 20)
Sodium dennsity reactivity coeffisient	Normal	±30%	Reference 20)

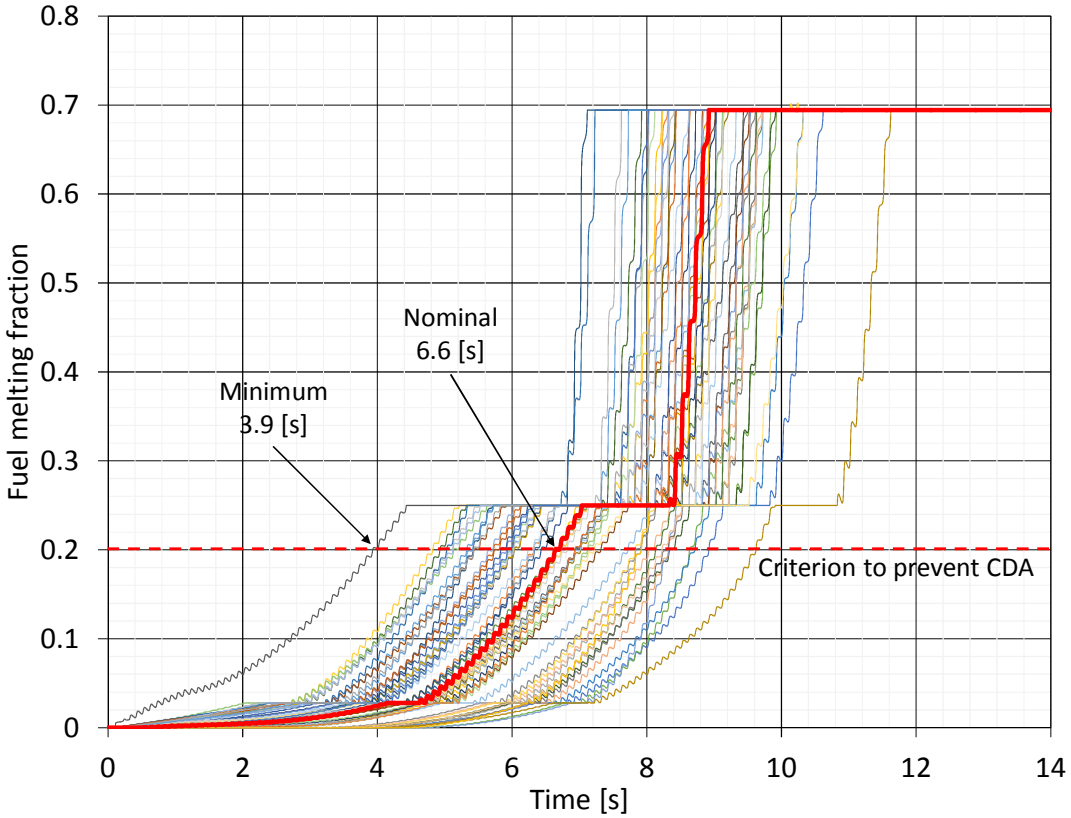


図 4.4.1-5　燃料溶融時間に関する不確実さ評価に関する解析結果

4.4.2　スクラム特性

(1) スクラム時間の想定

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、(4.4.2-1)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。

なお、4.3.1 項の(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。

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

x　：制御棒挿入位置(m)

t　：時間(秒)　(4.4.2-1)

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)

(4.4.2-1)式における非加振条件の制御棒挿入力は、(4.4.2-2)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　：重力加速度(m/s^2)

F_A　：スクラム加速力(N)　(4.4.2-2)

F_b　：浮力(N)

F_f　：流体抗力(N)

F_{SR}　：摺動抵抗(N)

(4.4.2-1)式における加振による制御棒挿入抗力は、(4.4.2-3)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である。

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

F_{fr}　：水平方向衝突による摩擦抵抗力 (N)　(4.4.2-3)

F_t　：UCS と CRGT の挟み込みによる挿入抗力(N)

摩擦抵抗力は、(4.4.2-4)式のように考えることができる。

$$F_{fr} = \mu m A$$

μ ：衝突状態における摩擦係数 (4.4.2-4)

A ：衝突時の加速度[N]

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及びF_{fr}と、UCS と CRGT の相対変位が許容値を超えている間のみ間歇的に作用するF_tの効果を分けることにより、(4.4.2-5)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挿入時間（s） (4.4.2-5)

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[22]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[5]が再現できるよう摩擦抵抗力F_{fr}及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、(4.4.2-4)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(2)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 50mm で制御棒挿入時間は 0.68 秒、相対変位 55mm で 0.69 秒、相対変位 60mm 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(4.4.2-3)式のF_t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、基準時振動の 2.2 倍（PGA16.72m/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(55mm)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[24]。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図 4.4.2-1 に示す。

制御棒挿入時間T_{CR}の不確実さは、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 16.72m/s^{2}にお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、図 4.4.2-2 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；7.6m/s^2）における相対変位 X_r が 36mm と評価されていることから、図 4.2-1 における相対変位応答係数 R_1 は、(4.4.2-6)式のとおりとした。

$$R_1 = \frac{X_r}{A_G} = \frac{36}{7.6} \tag{4.4.2-6}$$

(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(4.4.2-7)式のように設定した。

$$R_2 = \frac{T_{CR}}{A_G} \tag{4.4.2-7}$$

制御棒挿入時間応答係数 R_2 の不確実さは、次項 4.4.3 に示すように燃料溶融時間曲線と、図 4.4.2-2 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。

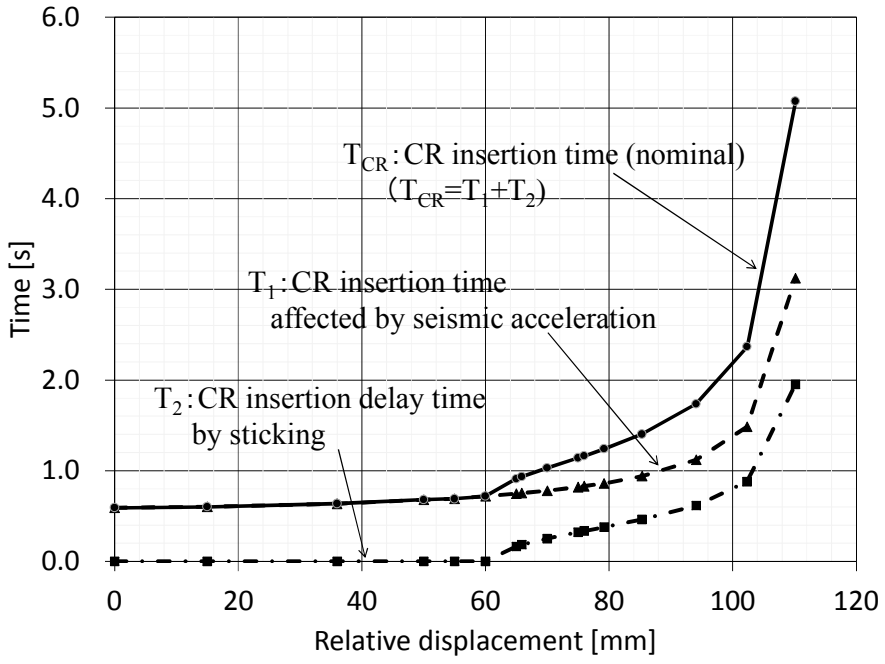


図 4.4.2-1　制御棒挿入時間曲線（標準条件）

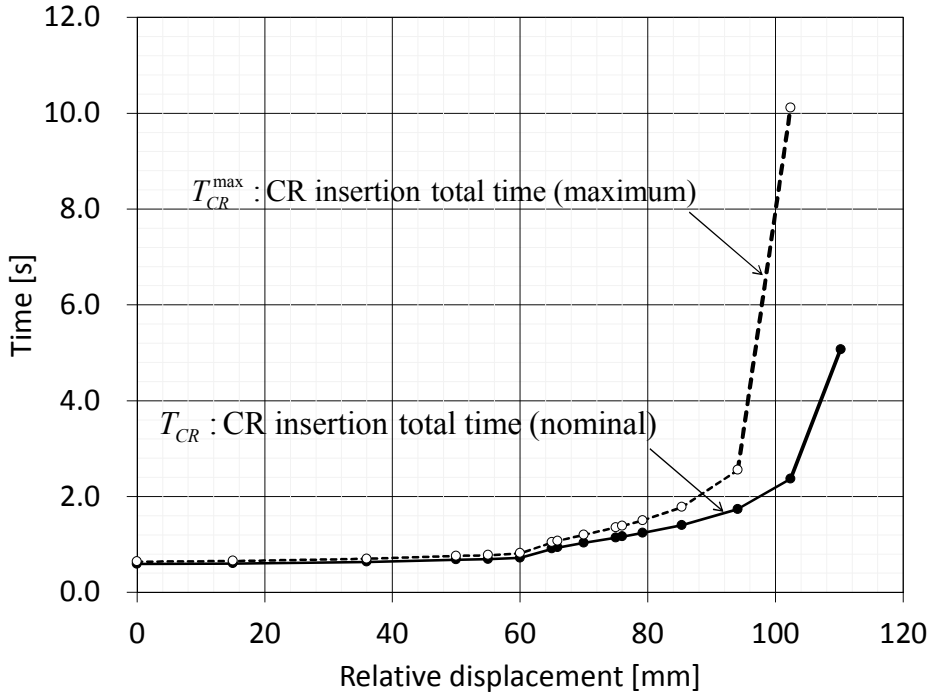


図 4.4.2-2　制御棒挿入時間曲線（標準及び最大条件）

4.4.3　フラジリティ評価の結果

前項 4.3 で評価した燃料溶融時間と前項 4.4.2 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、図 4.4.3-1 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 10Hz では地動加速度が 21m/s^2、その時の燃料溶融時間は 2.4 秒となった。また、加振周波数 5Hz の場合は炉心損傷限界が 22.5m/s^2 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 10Hz の場合における 21m/s^2 を炉心損傷限界の中央値とした。

炉心損傷限界において、前項 4.4.1 及び 4.4.2 の結果に基づいて応答係数と不確実さを評価し、その結果を表 4.4.3-1 及び表 4.4.3-2 に示した。ここで、システム動特性応答係数 S_4 に関する不確実さは、前項 4.4.1(7)に基づき、図 4.4.3-2(a)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実さは、図 4.4.3-2 に示すように、燃料溶融時間（ノミナル条件）とスクラム曲線（最大）との交点より求めた。

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、図 4.4.3-3 に示した。HCLPF(High Confidence Low Probability of Failure)は約 10m/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;7.6m/s^2）を上回り、フラジリティ中央値は建物耐震強度（2.2Ss；PGA1672gal）を上回る結果となった。

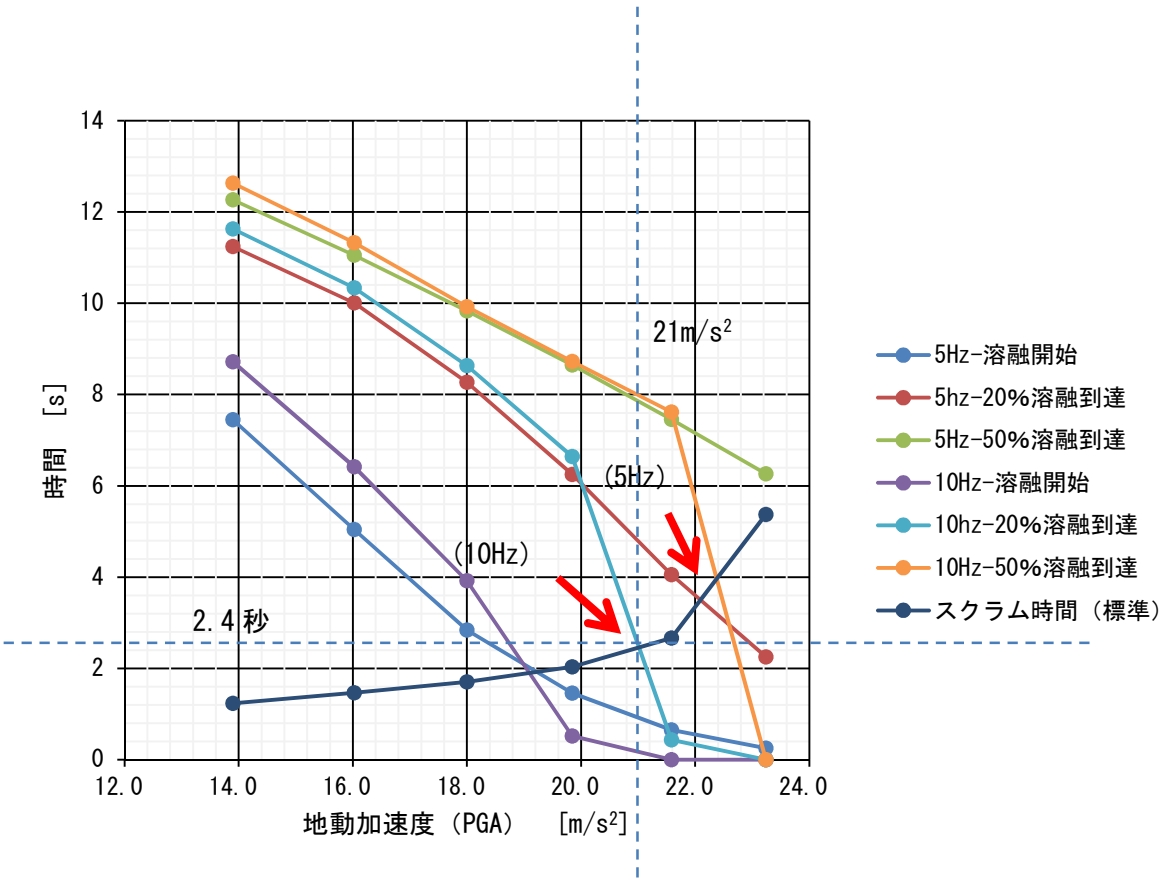


図 4.4.3-1　集合体群振動による反応度投入事象の炉心損傷限界中央値

表 4.4.3-1　炉心損傷限界における応答係数と不確実さの一覧

（炉心損傷挙動）

Response Factor		Median value	Uncertainty	
			Aleatory Uncertainty β_R	Epistemic Uncertainty β_U
S1		3	0.21	0.21
S2		1	0	0
S3	S31	1	0	0
	S32	0.030	0.020	0
	S33	0.92	0.035	0.042
	S34	0.62	0.041	0
	Subtotal	0.017	0.058	0.042
S4		1	0.0097	0
TOTAL		0.051	0.22	0.21

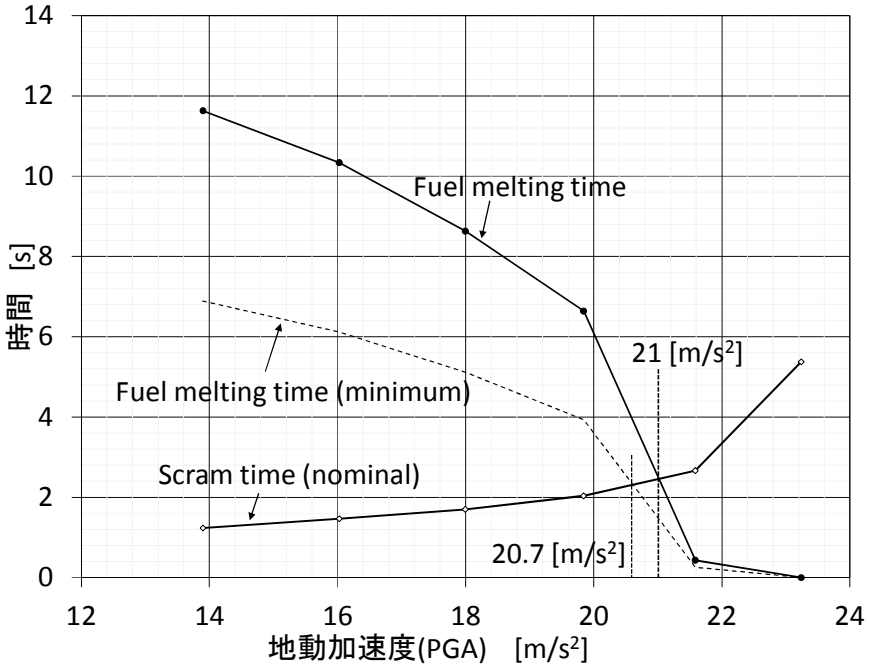
Critical Acceleration [m/s^2] $(A_G)_{CR}$	Reactivity [$] [$A_{CR}$×0.051]	Fuel melting time [s] (melt fraction 20%)
21	1.060	2.4

表 4.4.3-2　炉心損傷限界における応答係数と不確実さの一覧

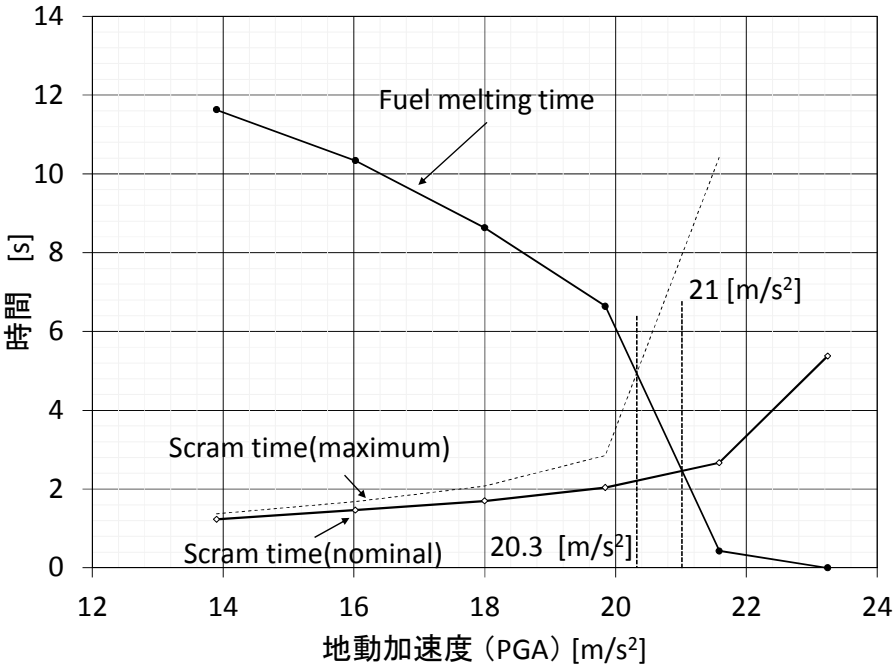
（スクラム挙動）

Response Factor		Median value	Uncertainty	
			Aleatory Uncertainty β_R	Epistemic Uncertainty β_U
F_C	m	1	(±0%)	(±0%)
	F_A	1	(±0%)	(±0%)
	F_b	1	(±0%)	(±0%)
	F_f	1	(±10%)	(±0%)
	F_{SR}	1	(±0%)	(±0%)
R1		4.7	0	0
R2		0.021	0.020	0
Total		0.10	0.020	0

Critical Acceleration [m/s^2] (AG)CR	Relative displacement X_r [mm]	Control rod insertion time [s]	Scram time [s]
21	99	2.1	2.4



(a) 燃料溶融時間に関する不確実さ評価



(b) スクラム時間に関する不確実さ評価

図 4.4.3-2　燃料溶融挙動及びスクラム特性に関する不確実さ評価

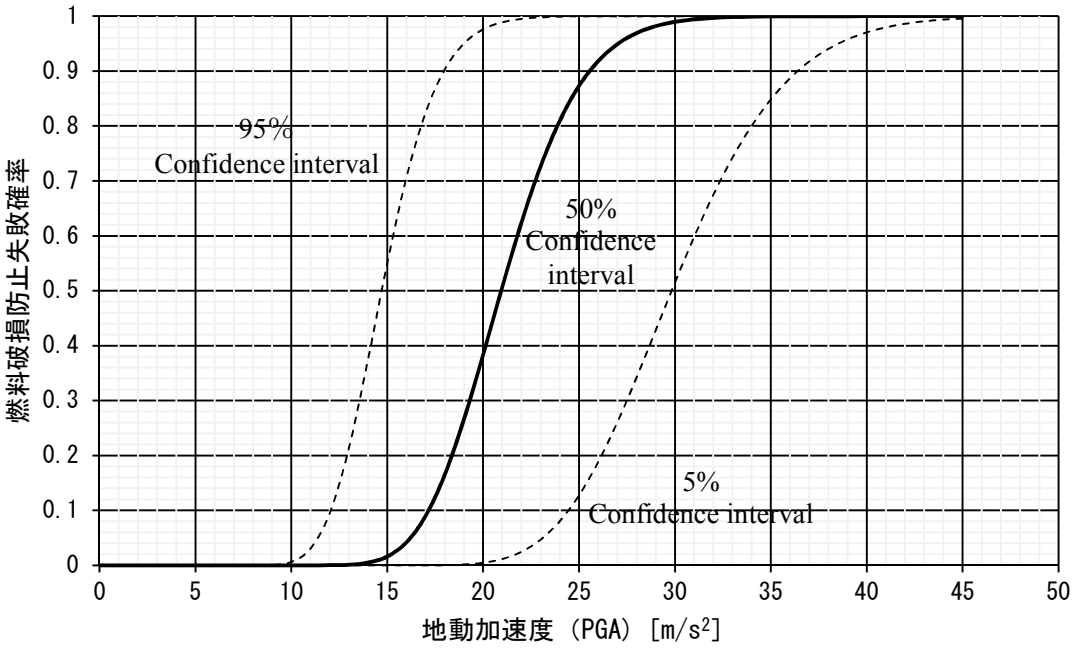


図 4.4.3-3　集合体群振動による反応度投入事象のフラジリティ曲線

4.5　第４章のまとめ

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及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ぱ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 21m/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実さ要因を明らかにし、前項(1)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 10m/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実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実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。

第５章　結論

従来の地震ＰＲＡにおいて、地震応答に起因する反応度投入事象の炉心損傷挙動が対象とされていなかった。そこで本研究では、高速炉の代表的な地震応答である集合体群振動挙動に着目し､反応度投入メカニズムを明らかにするとともに炉心損傷限界を明らかにし、その不確実さを考慮してフラジリティを評価する手法を構築した。

第２章において、全炉心で約 700 体の集合体をはり要素でモデル化し、スペーサパッドにおける衝突を考慮して集合体群振動挙動を解析した。その結果、高速炉における集合体群振動挙動は、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。燃料集合体は炉心支持板上に自重で支持され、炉心支持板を介して加振波が伝達されると燃料集合体の下端のみ支持された片持ち梁体系（固有振動数 f_1）の振動モードが励起される。全ての集合体がほぼ同期して振動するが、集合体頂部の変位はラッパー管表面のスペーサパッドと炉心外周の炉心槽により制限されるため、炉心槽の中で全集合体が同じ方向に片寄って頂部スペーサパッドがほぼ同時に衝突する。この衝突により振動モードは上下両端が支持された体系（固有振動数 f_2）に変化し、集合体の湾曲変形により炉心高さ中心付近の燃料集合体間隔が縮小する。基準地震動を超える場合、加振周波数が f_1 と f_2 の中間となる条件において、ほぼ全ての燃料集合体間隔の変動位相が揃うことにより炉心体積が最も縮小することを確認した。本研究における体系では、f_1 が約 2Hz、f_2 が約 9Hz であり、約 5Hz で炉心体積が最も縮小する結果となった。

第３章において、高速炉は最大反応度体系にないため、集合体間隔の増減に応じて反応度が投入されることを示した。予め求めた炉心領域の反応度係数分布と燃料集合体の変位履歴により集合体間隔の増減に伴う投入反応度を評価し、加振加速度と投入反応度の関係を明らかにした。この評価により、本研究における体系では、加振加速度が $40m/s^2$ の場合に約 5Hz で反応度投入量が最も大きくなり、その値は約 1$となった。

第４章において、地震起因の反応度が投入された場合、その継続時間と反応度の大きさに応じて燃料溶融が進行するため、制御棒の挿入により著しい炉心損傷を防止することを前提に炉心損傷限界を示した。著しい炉心損傷を防止するためには、燃料溶融領域がラッパー管外に拡大することを防止する必要がある。本研究では、それを確実にするために、燃料被覆管が破損する前に制御棒の挿入を完了させ、燃料溶融領域の拡大を防止することとした。高速炉における反応度投入型事象では、燃料溶融割合が 20%以下であれば被覆管が破損しないと考えられる。そこで、燃料溶融割合 20%に到達する時間（以下、燃料溶融

時間）とスクラム時間を比較した。地震加速度に応じて燃料溶融時間は減少し、スクラム時間は増加するため、燃料溶融時間とスクラム時間が同等となる加速度条件を炉心損傷限界とした。そして、日本原子力学会が制定している地震ＰＲＡの実施手法に基づき両者の確率分布は対数正規分布であると仮定し、地震動に対する原子炉構造の応答解析、集合体群振動及び投入反応度評価解析、地震反応度に対する燃料溶融挙動に関する炉心核・熱特性解析について、それぞれ偶発的不確実さ要因β_Rと認識論的不確実さ要因β_Uを摘出してその値を評価した。これにより、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（フラジリティ）を明らかにした。本研究における体系では、炉心損傷限界中央地が地動加速度で 21m/s^2 となり、HCLPF が約 10m/s^2 となった。

本研究では、ナトリウム冷却型高速炉の代表的な地震応答である燃料集合体の群振動に着目し、燃料集合体が集中することによって反応度が投入されるメカニズムを明らかにするとともに、炉心損傷限界（フラジリティ）を明らかにした。その結果、地震ＰＲＡで地震起因の反応度投入事象が取り扱えるようになった。

本研究により、高速炉の炉心安全性を評価する観点で有益な評価手法を構築することができた。

謝辞

大阪大学大学院、山口彰先生（現東京大学大学院教授）、高田孝先生（現、日本原子力研究開発機構）には、幾度となく研究討議にお時間をいただき、研究の構想や考え方等について、貴重なご指導をいただきました。福田武司先生、北田孝典先生、帆足英二先生には、この研究の更なる高度化に向けた貴重な示唆をいただきました。そして、研究室の東恵美子様、松原有美子様には様々なご支援をいただきました。

旧原子力安全基盤機構の遠藤寛博士には、高速炉の炉心損傷挙動についてご教示をいただくとともに、多大なるご指導をいただきました。そして井上正明氏、帶刀勲氏、石津朋子博士、大川剛博士には、研究を推進するにあたり多くのご支援をいただきました。また、筆者が所属する職場の皆様には様々なご配慮をいただきました。

みずほ情報総研、鈴木広一氏、今井隆太博士、宇野隼平氏には、集合体群振動解析に関して多大なるご支援をいただきました。

この研究を推進するにあたりお世話になった皆様、そして著者を支えてくれた妻有吉圭子に深く感謝いたします。

参考文献

1) R.NAKAI, A.YAMAGUCHI, “Study of Rationalized Safety Design Based on the Seismic PSA for an LMFBR”, Reliability Engineering and System Safety, Vol. 62, No. 3, pp221-234, 1998

2) R.NAKAI, A.YAMAGUCHI and M.MORISHITA, “Seismic Systems Analysis for an LMFBR Plant”, Proc. Of PSA’93, Clearwater Beach, 1993

3) K.AIZAWA, R.NAKAI, and A.YAMAGUCHI, “External Events Assessment for an LMFBR Plant”, OECD/BMU Workshop, May 1991.

4) A.TACHIBANA, M.SUZUKI, H.ENDO, “Sensitivity Analysis on Safety Limits of Large FBR Cores for Seismic Vertical Vibration of Control Rods”, Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, 29[1], pp. 24-49 (January 1992).

5) 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/siryo4.pdf, [in Japanese].

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, December 9-12, 2012, Paper Number N8P1023.

7) M.MORISHITA, SEISMIC RESPONSE ANALYSIS OF PEC REACTOR CORE MOCK-UP, PNC TN9410 93-217, Japan, Atomic Energy Agency, (1993).

8) M.MORISHITA, SEISMIC RESPONSE ANALYSIS OF PEC REACTOR CORE MOCK-UP Volume 1; Analysis of In-air Experiment, PNC TN9410 94-256, Japan Atomic Energy Agency, (1994).

9) M.MORISHITA, SEISMIC RESPONSE ANALYSIS OF PEC REACTOR CORE MOCK-UP Volume 2; Analysis of In-water Experiment, PNC TN9410 95-075, Japan Atomic Energy Agency, (1995).

10) M.MORISHITA, Development of Seismic Analysis Method for an LMFBR Core Part 4 Verification of Large Free-standing cores under Seismic Isolation Conditions, PNC ZN9410 92-014, Japan Atomic Energy Agency, (1992).

11) STUDY OF ENERGY GENERATION OF FBR ULOF EVENT BY USING SAS4A CODE, JNES/SAE08-030, 2008 [in Japanese]

12) I.SATO, "Objectives and Main Outcomes of the CABRI In-Pile Experimental programs for FBR Safety", JNC TN1340 2004-001,pp.1-11, JNC technical review, No.23 2004.6

13) *Development of dynamic behavior analysis code for FBR plant ADYTUM*, JNES/SAE06-108, Japan Nuclear Energy safety Organization, (2006)

14) 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-Technology 2006-049, JAEA, October.2006

15) *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, [in Japanese], September.2007

16) T.Shibayama et al., "Fundamental Study on vertical Seismic Motion", PNC TJ 206 80-26(1), Mitsubishi Atomic Power Industries. Inc., August.1980

17) M.MORISHITA, "Fragility Development Based on probabilistic response Analysis", PNC TN9410 92-309,Augasut.1992

18) S.KITAMURA, T.ASAYAMA, M.MORISHITA, "Seismic Study of LMFR Core －JNC/CEA Joint SYMPHONY Program－", JNC TN1340 2001-010,pp.137-148, JNC technical review, No.14 2002.3

19) *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]

20) *Application for permission for changes in JAEA Reactor Installation, Neutronics design*, 111A-2-1, 2007.9, Nuclear and Industrial Safety Agency, [in Japanese]

21) G.CHIBA, T.HAZAMA, H.KINJO, H.NISHI, T.SUZUKI, "Uncertainty Quantification of Doppler Coefficient for MONJU", JAEA-Research 2011-034, JAEA, December.2011

22) 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, December.1985.

23) *Application for permission for changes in JAEA Reactor Installation, Fuel mechanical design,* 111A-1-5, 2007.9, Nuclear and Industrial Safety Agency, [in Japanese]

24) Safety Requirements Expected to the Prototype Fast Breeder Reactor "Monju", JAEA-Evaluation 2014-005,JAEA, July.2014

付　　録

付録A　燃料溶融挙動解析

１．高速炉汎用事故解析コードADYTUMによる燃料溶融挙動解析の特徴

本文第４章に示したとおり、本研究では地震反応度の投入に加えて、1次冷却系主循環ポンプ停止による冷却材流量喪失を想定している。そのため、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。

本解析は地震反応度の投入に伴う燃料溶融挙動の進展を評価することを目的としているため、燃料溶融割合が本文 4.2 項に示した限界を超えた場合でも被覆管の破損を模擬していない。また、被覆管温度に基づく被覆管溶融も判定しているが、被覆管溶融後の燃料の移動や、燃料-冷却材熱的相互作用（FCI）は模擬していない。そのため、冷却材が沸騰した後においても、ボイド反応度やドップラー応度等の各フィードバック反応度がバランスして推移している。図A-1に周波数5Hz、反応度振幅0.9＄の地震反応度を投入した場合の各フィードバック反応度とNET反応度の推移を示す。

２．燃料溶融と冷却材沸騰

最大出力集合体(ch15)の代表ピンにおけるmid-planeの燃料溶融挙動を図A-2から図A-4に示す。

地震反応度が周波数5Hz、反応度振幅0.9＄の場合、図A-2に示すように、燃料溶融割合が20%に到達する前に冷却材の沸騰が開始している。

しかし、本文第４章における限界加速度21m/s^2（周波数10Hz、反応度振幅1.06＄）に近い条件として、反応度振幅1$と1.1＄の場合を確認したところ、図A-3と図A-4に示すように、いずれも冷却材沸騰開始前に燃料溶融割合が20%に到達している。

燃料溶融割合20%到達時間と冷却材沸騰開始時間は反応度振幅に依存するため、表A-1に整理したところ、反応度振幅1$を境界としてその前後関係が逆転することを確認した。

３．地震反応度の周波数条件に関する燃料溶融挙動の比較

図A-7から図A-10に示すとおり、地震反応度の周波数5Hzと10Hzに対する燃料中心温度等を比較した。図A-7、図A-8は反応度振幅が±1.0$の場合を示す。周波数10Hzの場合は初期の反応度投入速度が早いことから、燃料温度上昇による負の反応度フィードバック効果が大きくなっており、その後の温度上昇が抑制された結果、燃料溶融の進展が周波数5Hzの場合とほぼ同等になっている。しかし、この挙動には反応度振幅に対する依存性があり、図A-9、図A-10に示すとおり±1.1$の場合、周波数10Hzでは初期の第一波で燃料中心温度がほぼ融点に達するため、燃料溶融開始時期が周波数5Hzの場合に比べて早くなっている。

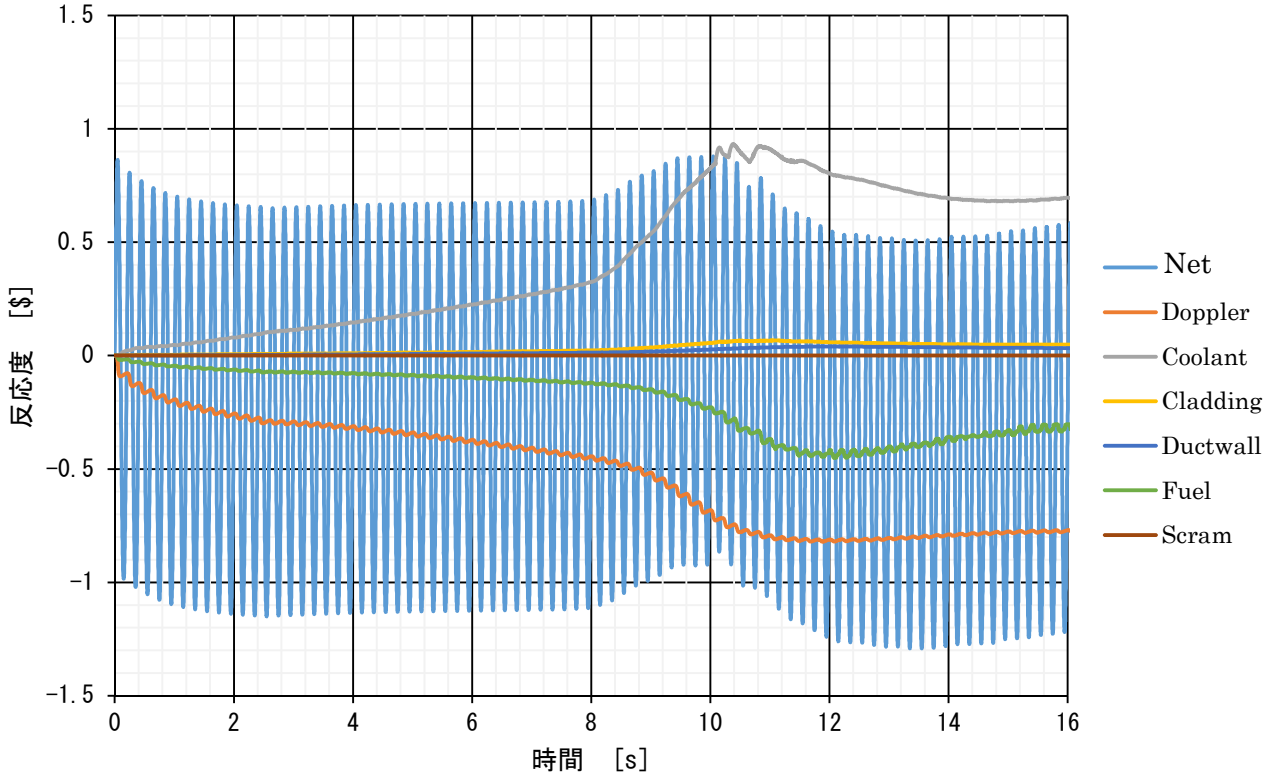


図 A-1　地震反応度投入事象の反応度フィードバック（5Hz, 0.9$）

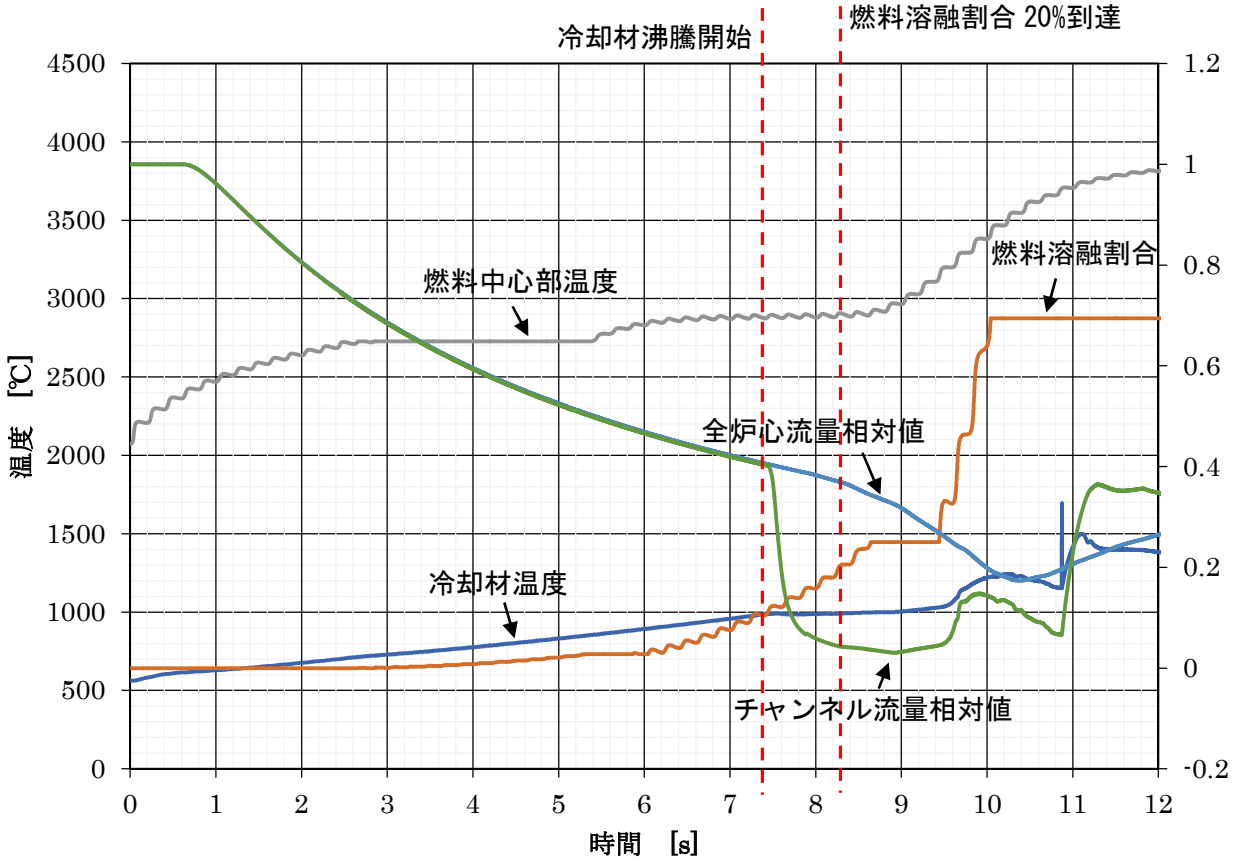


図 A-2　冷却材沸騰開始時間と燃料溶融割合 20%到達時間の関係（5Hz, 0.9$）

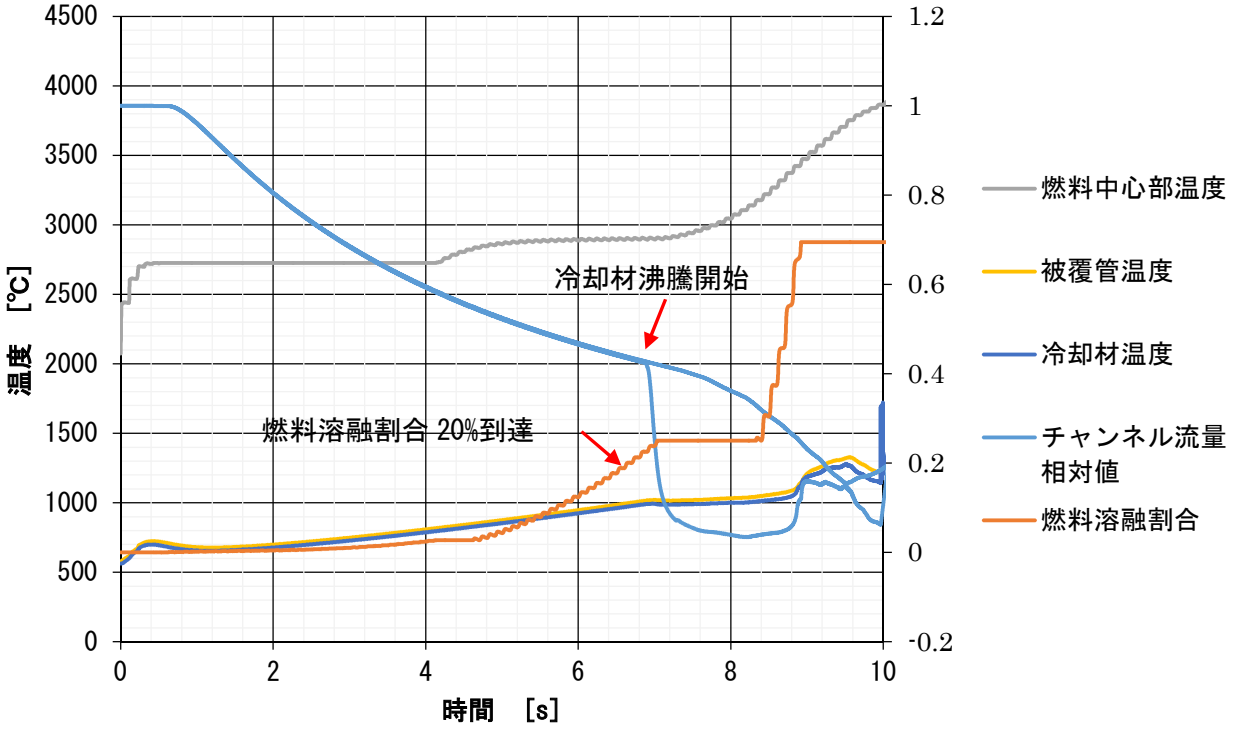


図 A-3　冷却材沸騰開始と燃料溶融割合 20%到達時間の関係（10Hz, 1.0$）

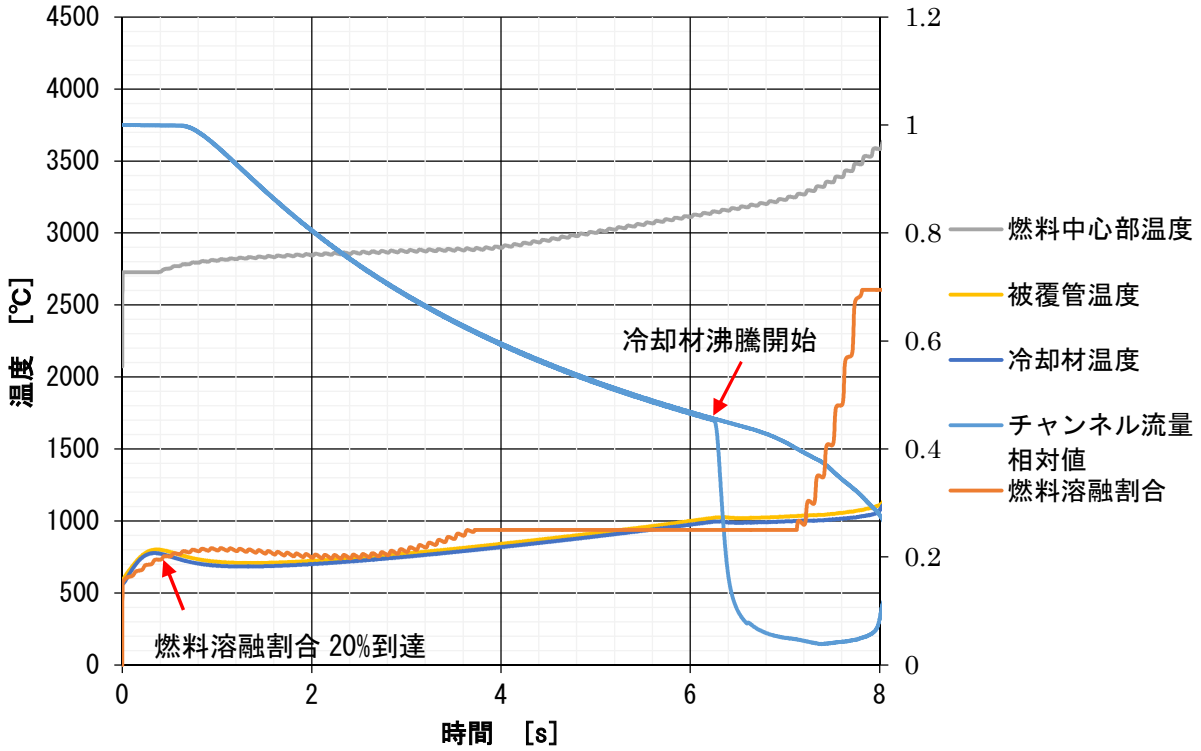


図 A-4　冷却材沸騰開始と燃料溶融割合 20%到達時間の関係（10Hz, 1.1$）

表 A-1　冷却材沸騰及び燃料溶融挙動の一覧

周波数 [Hz]	反応度振幅 [$]	沸騰開始時間 [s]	ドライアウト時間 [s]	被覆管溶融開始時間 [s]	被覆管50%溶融 [s]	燃料溶融開始時間 [s]	燃料溶融20%到達時間[s]
5	0.7	8.7	13.1	13.2	13.3	7.6	11.2
	0.8	8.1	12.1	11.6	12.4	5.0	10.0
	0.9	7.4	10.9	10.9	11.0	2.8	8.3
	1.0	6.8	9.9	9.2	10.1	1.5	6.3
	1.1	6.2	9.1	8.3	9.2	0.6	4.1
	1.2	5.4	8.1	7.3	8.1	0.3	2.3
10	0.7	9.0	13.5	13.5	13.7	8.7	11.6
	0.8	8.4	12.6	11.1	12.8	6.4	10.3
	0.9	7.6	11.0	10.2	11.2	3.9	8.6
	1.0	6.9	10.0	9.3	10.1	0.5	6.6
	1.1	6.3	9.2	8.3	9.2	0.001	0.4
	1.2	5.7	8.5	7.6	8.5	0.001	0.001

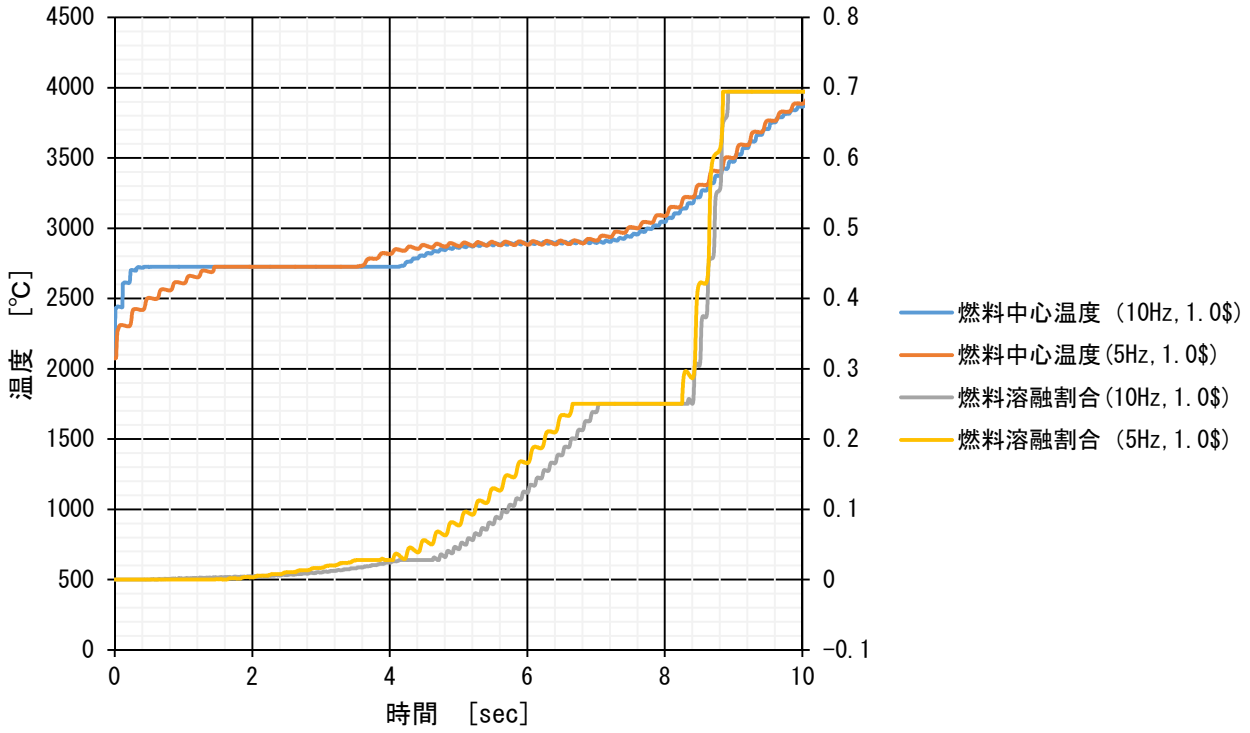


図 A-7　地震反応度周波数に関する燃料中心温度及び燃料溶融割合の比較
（地震反応度の振幅；±1.0$）

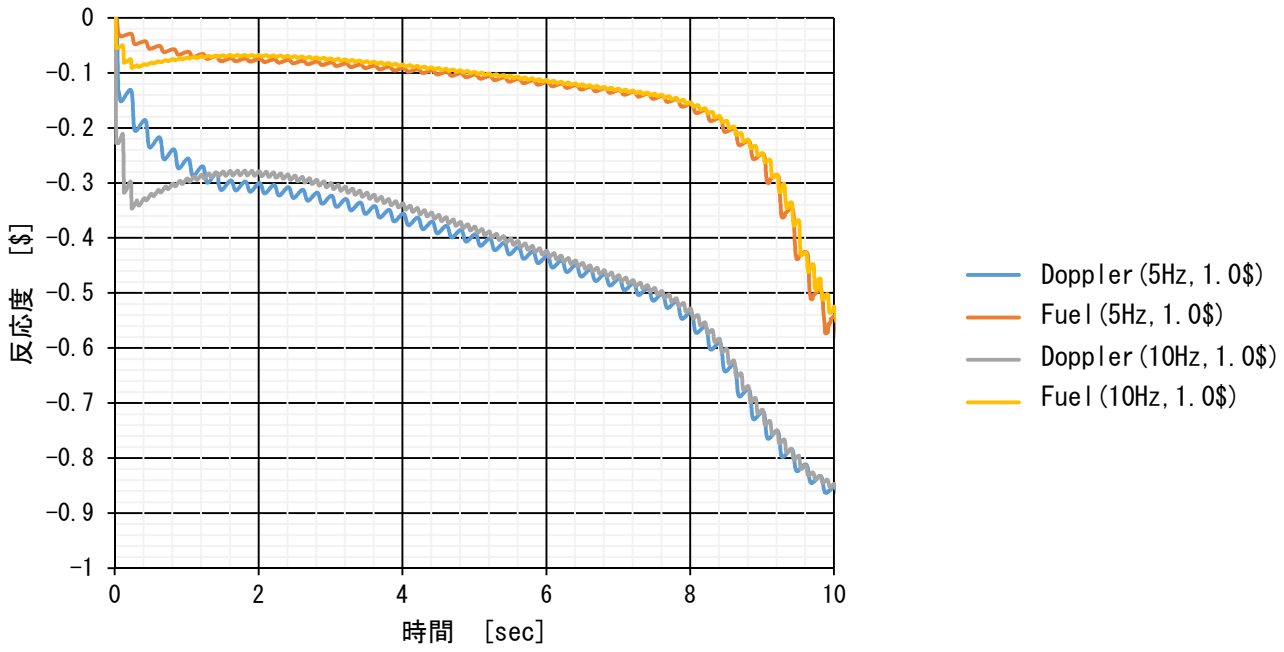


図 A-8　地震反応度周波数に関する燃料密度反応度及びドップラー反応度の比較
（地震反応度の振幅；±1.0$）

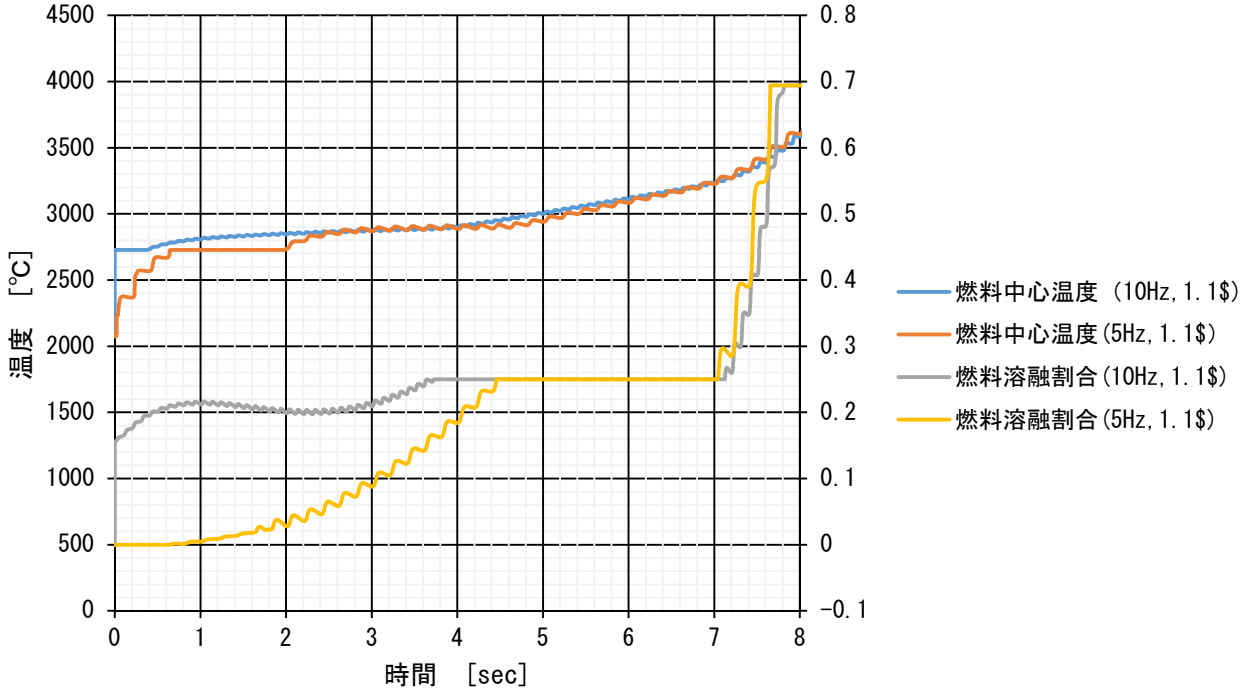


図 A-9　地震反応度周波数に関する燃料中心温度及び燃料溶融割合の比較
（地震反応度の振幅；±1.1$）

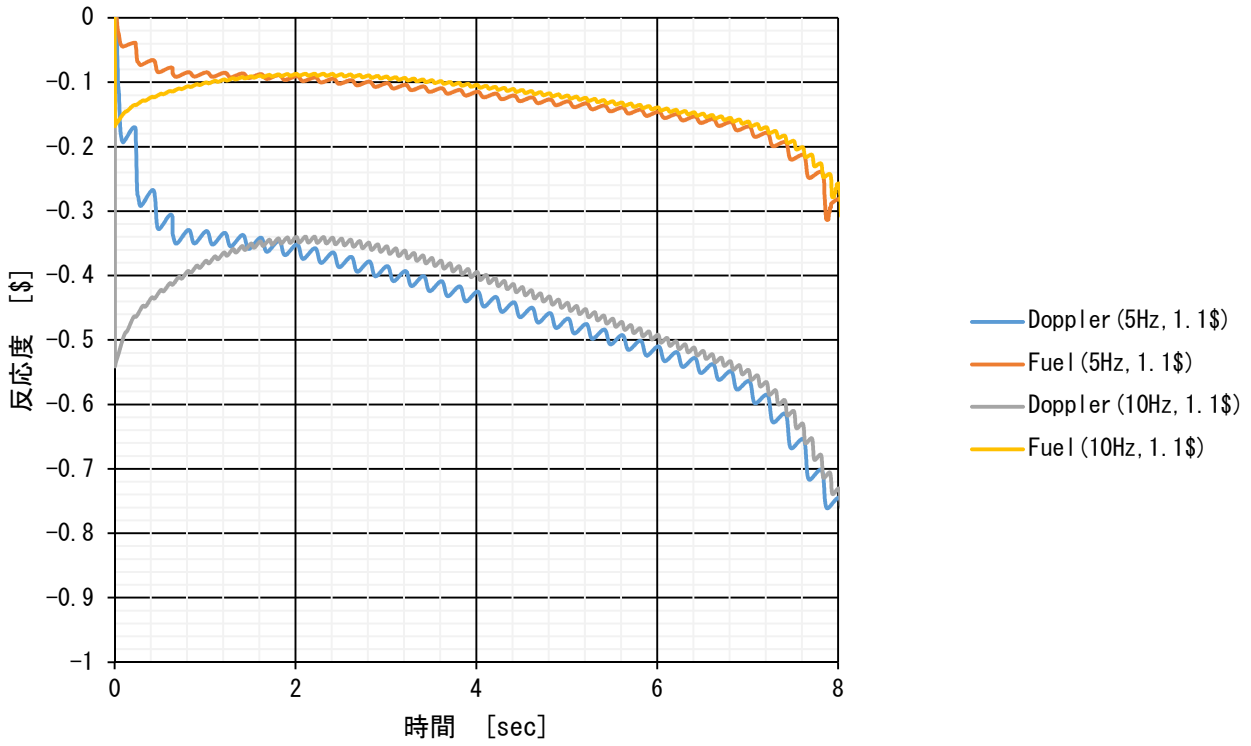


図 A-10　地震反応度周波数に関する燃料密度反応度及びドップラー反応度の比較
（地震反応度の振幅；±1.1$）

付録 B　模擬地震波による反応度投入量評価

１．模擬地震波の想定

模擬地震波は、(B1)式に示す複素フーリエ係数C_kをフーリエ逆変換することにより設定した。

$$C_k = \frac{F_k}{T_d}\left(\cos\phi_k + i\sin\phi_k\right) \tag{B1}$$

F_k ：フーリエ振幅スペクトル

T_d ：地震の継続時間

ϕ_k ：各成分波の位相角

地震の継続時間T_dは(B2)式における M を地震波実例の 6.5 とし 17.42 秒に設定した。

$$T_d = 10^{0.31M-0.774} \tag{B2}$$

k次成分の振動周期T_kは(B3)式のように定義し、フーリエ振幅スペクトルF_kは、図 B-1 に示す地震波実例を参考に、図 B-2 のように設定した。

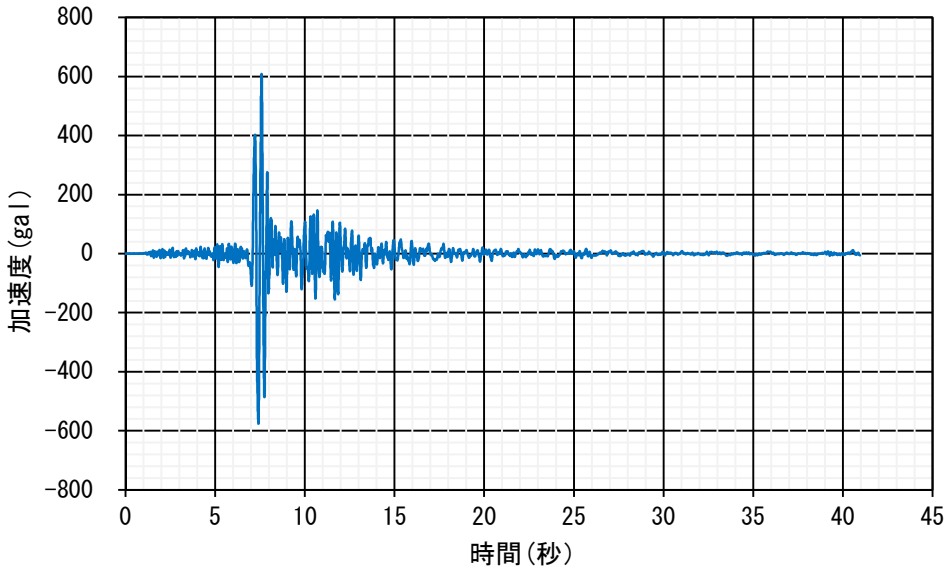
$$T_k = \frac{T_d}{k} \tag{B3}$$

各成分波の位相角は、(B4)式に基づく位相差分スペクトル法[b1)]により設定した。包絡曲線[b1),b2)]とそれに基づく累積確率密度曲線は、図 B-3 のように設定した。

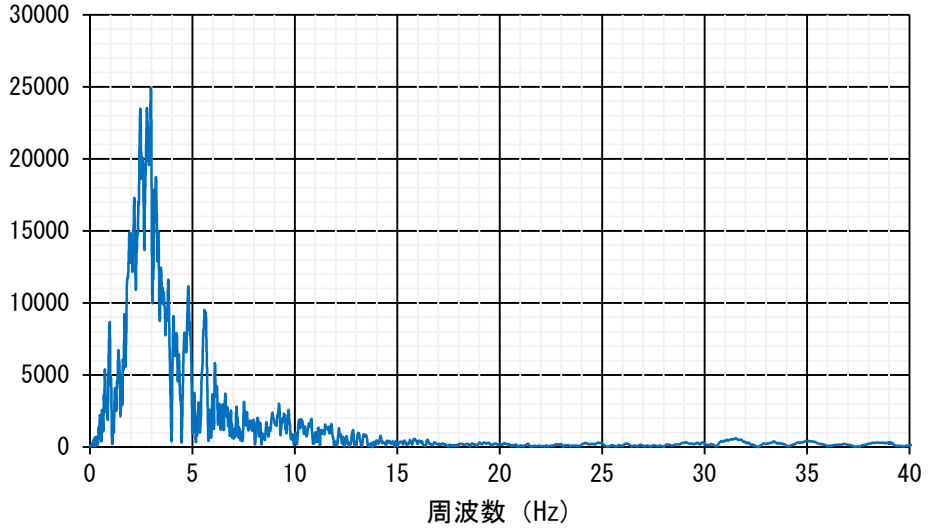
$$\begin{aligned} &\phi_{k+1} = \phi_k + \Delta\phi_k \\ &k = 1,2,\cdots,N/2-2 \end{aligned} \tag{B4}$$

b1)　“新・地震動のスペクトル解析入門”，大崎順彦著，鹿島出版会，1994 年 5 月 25 日,ISBN4-306-03270-1 C3052 P6386E

b2)　“日本原子力学会標準　原子力発電所に対する地震を起因とした確率論的リスク評価に関する実施基準：2007”，一般社団法人　日本原子力学会，2007 年 9 月，ISBN978-4-89047-312-0 C3058 ¥31250E



(a) 加速度



(b) フーリエスペクトル

2009 年 8 月 11 日　駿河湾の地震

（2009 年 8 月 11 日 05 時 07 分　北緯 34 度 47.1 分　東経 138 度 29.9 分　深さ 23km　M6.5[暫定値]

地震波観測地　静岡県御前崎市御前崎　震度 6 弱、震央距離 33.0km

出典　気象庁ホームページ

http://www.data.jma.go.jp/svd/eqev/data/kyoshin/jishin/090811_suruga-wan/index.html

図 B-1　地震波の実例

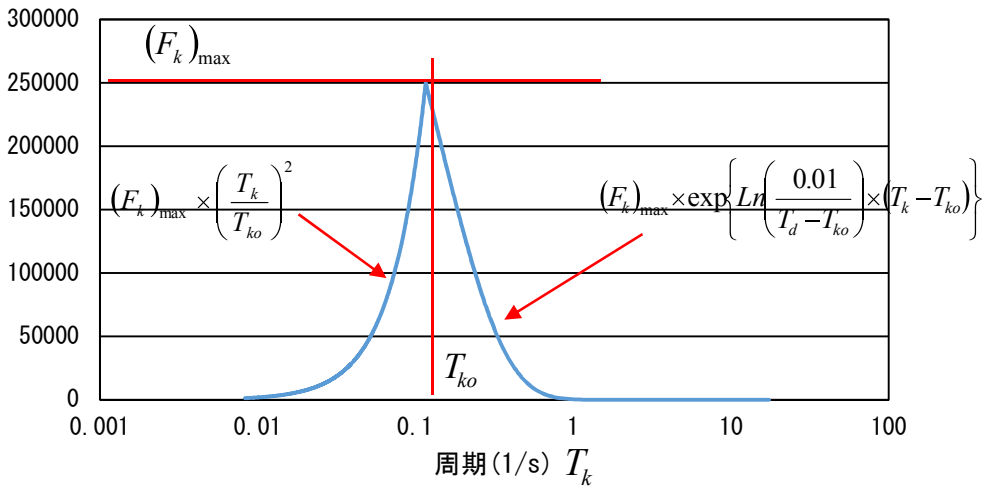
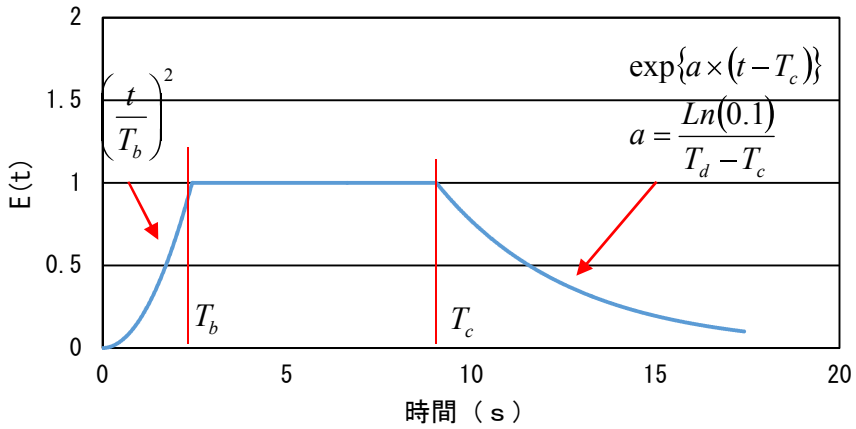
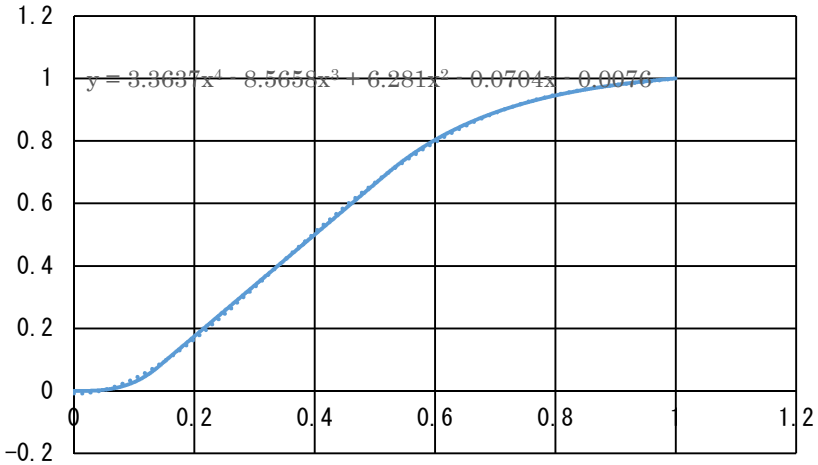


図 B-2　フーリエ振幅スペクトルの設定



(a) 包絡曲線



(b) 累積確率密度曲線

図 B-3　位相角の設定

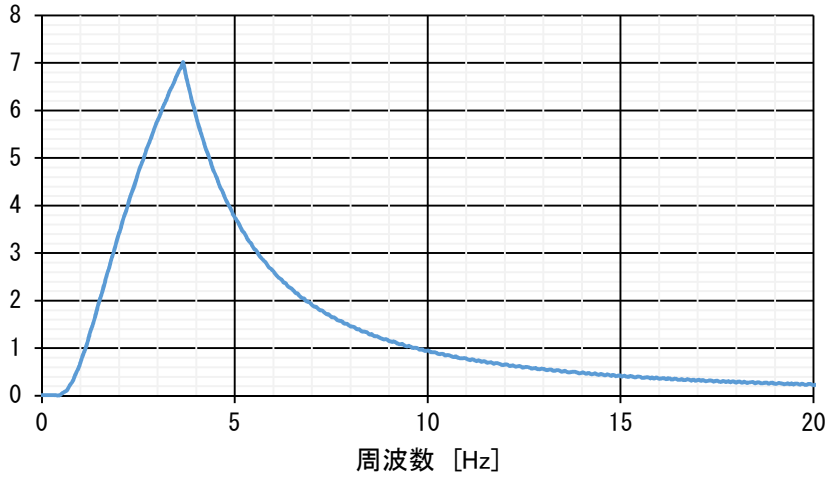
２．解析結果

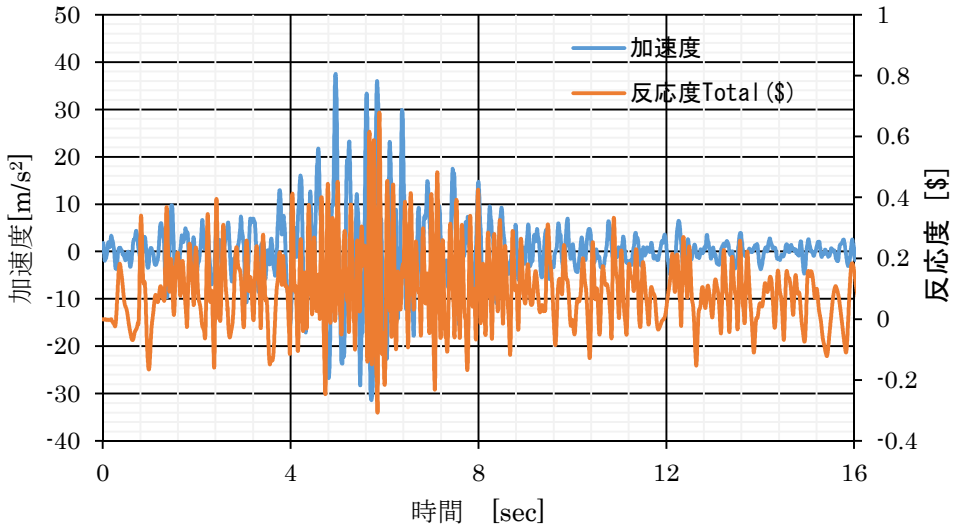
前項１．の手法を用いて卓越周波数をパラメータとする 3 条件のランダム波を作成し、さらにその加速度を単純に数倍することにより、合計９ケースのランダム波を作成した。このランダム波を炉心支持板における加速度として集合体群振動解析を行い、本文第３章に示す手法により投入反応度を時刻歴で評価した。

卓越周波数及び最大加速度条件と反応度投入量評価の結果を整理して、表 B-1 に示す。また、各卓越周波数条件におけるフーリエスペクトル、最大加速度条件のランダム波形と反応度投入量評価結果を合わせて図 B-4 から図 B-6 に示す。各ケースとも最大加速度と最大反応度の投入時期は一致していない。これは正弦波で規則正しく加振される場合とは異なり、ランダム波の場合は最大加速度が瞬間的に投入されることから、集合体の慣性により応答変位が限定的であることが原因と考えられる。また、各ランダム波条件で最大反応度が投入される時期では、加速度が正負両側に比較的大きな値が繰り返し投入されている。

表 B-1　ランダム波に関するパラメータと最大反応度投入量

卓越周波数 [Hz]	最大加速度 [m/s^2]	反応度投入量最大値 [$]
3.7	3.7	0.29
	18.7	0.47
	37.4	0.68
4.9	6.1	0.27
	21.3	0.45
	42.7	0.78
7.3	4.4	0.26
	21.0	0.40
	42.0	0.73





拡大

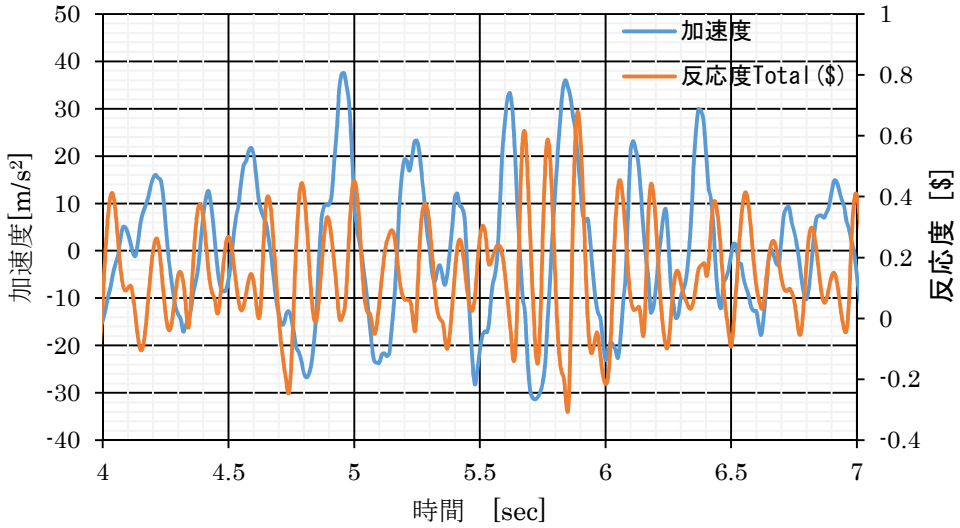
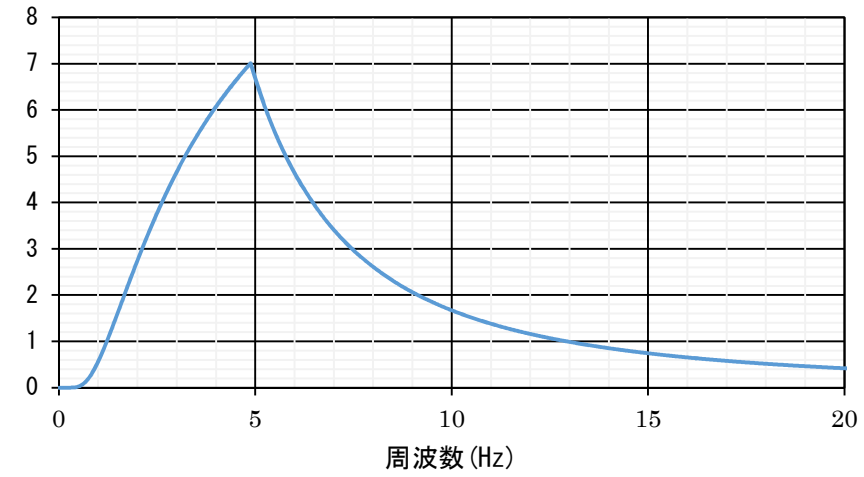
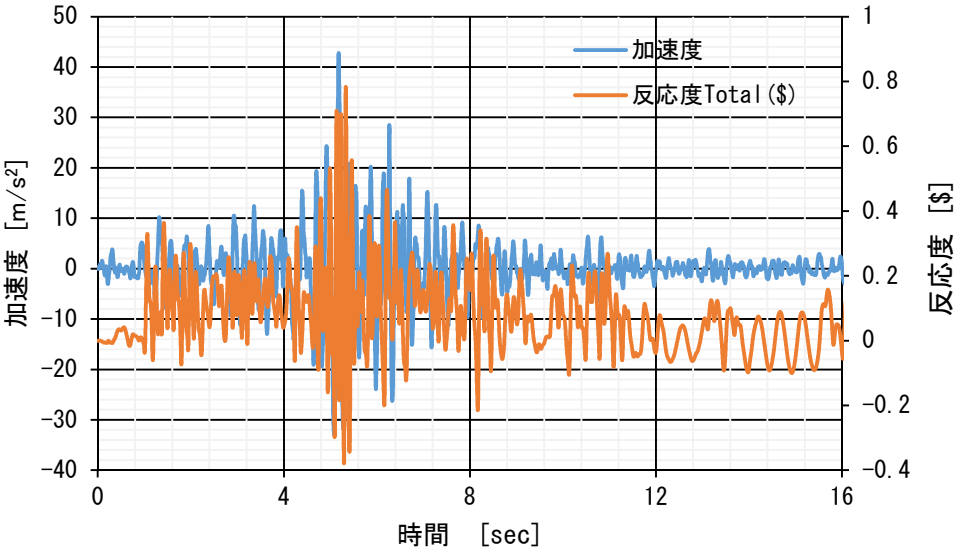


図 B-4　ランダム波による反応度投入量評価（卓越周波数；3.7Hz）





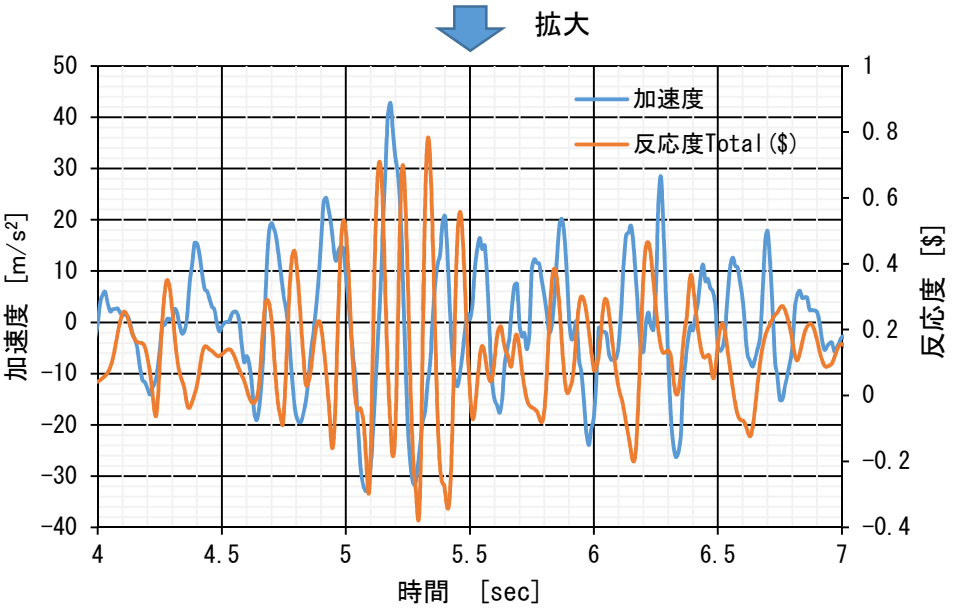
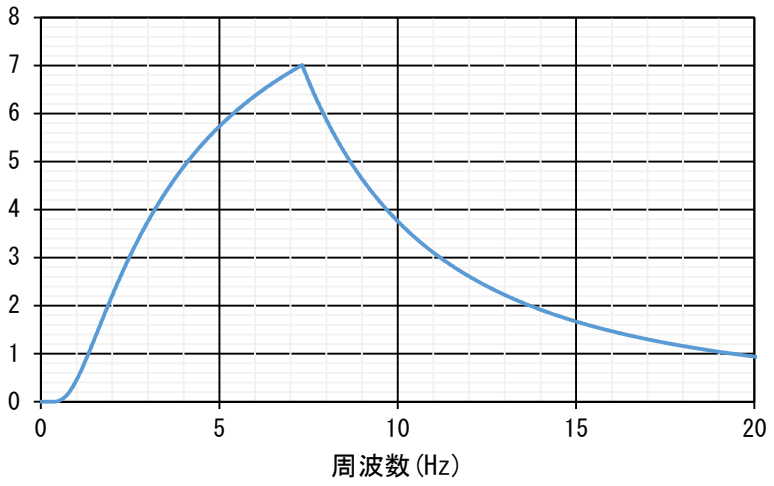
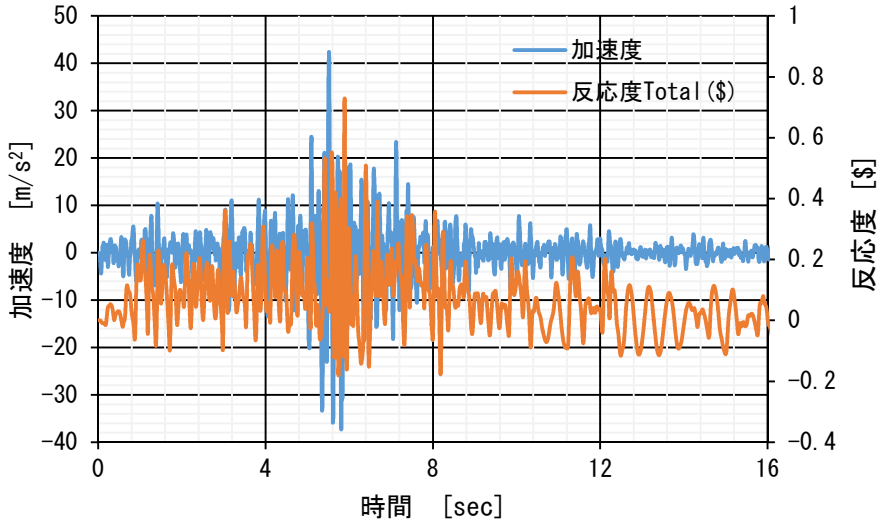


図 B-5　ランダム波による反応度投入量評価（卓越周波数；4.9Hz）





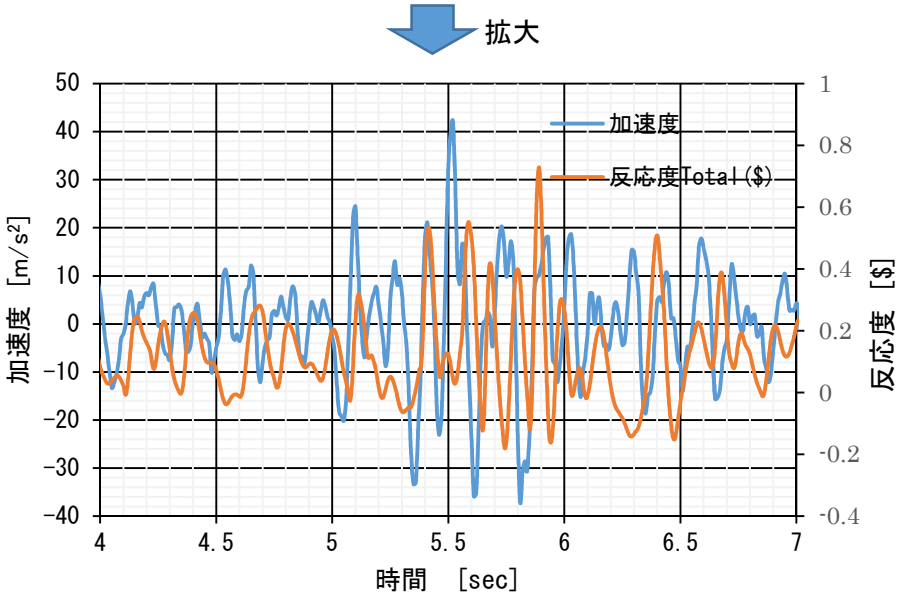


図 B-6　ランダム波による反応度投入量評価（卓越周波数；7.3Hz）

付録C　スクラム曲線の想定

１．考え方

本文第4章、4.4.2項に示した制御挿入に関する運動方程式に基づき、フラジリティ評価のためにスクラム曲線を想定した。制御棒挿入特性は、制御棒重量やスクラム加速力等の下向きの力と、浮力や摩擦力等の上向きに作用する力のバランスに依存する。地震条件下では加振による摩擦抵抗が増大し、更に一定の地震規模を超える領域では炉心上部機構（UCS）と制御棒下部案内管（CRGT）によって制御棒が挟み込まれて挿入抵抗力が増大する。従って、地震時の制御棒挿入挙動は、(C1)式のように考えることができる。

$$t = t_1 + t_2 \tag{C1}$$

t ：制御棒挿入時間

t_1 ：加振による挿入抗力を考慮した制御棒挿入時間

t_2 ：制御棒の挟み込みによる遅れ時間

２．加振による挿入抗力を考慮した制御棒挿入時間

制御棒挟み込みによる挿入抵抗力が作用しない領域では、本文（4.4.2-3）式におけるF_tがゼロになるため、同式は$F_R = F_{fr}$となる。従って本文（4.4.2-1）式に示す運動方程式は(C2)式になる。

$$m\frac{d^2x}{dt_1^{\ 2}} = F_C - F_{fr} \tag{C2}$$

（C2）式に対して、本研究ではF_C、F_{fr}を加振条件に応じた一定の値とし、(C3)式に基づいて簡易的に制御棒挿入時間を設定した。(C3)式では、制御棒の挿入ストロークを1mと仮定し、t_1をその80%位置における制御棒挿入時間とした。

$$t_1 = \sqrt{\frac{2m \times 0.8}{F_C - F_{fr}}} \tag{C3}$$

高速増殖原型炉における地震時制御棒挿入性試験データが公開されているため、その試験結果を再現できるようにF_C、F_{fr}を設定した。非加振の場合は(C3)式においてF_{fr}がゼロになり、F_Cは274.4Nになる。ここで、高速増殖原型炉の制御棒設計に関する公開情報に基づき、その内訳を表C-1に示すように設定した。流体抗力は、原型炉公開情報に基づいて概算すると表C-2に示すように約38.6kgと

なるが、表 C-1 に示す内訳（42kg）に比べて小さいものの、大幅な差異はない。

F_R は、地動加速度の 2 次式として設定した。高速原型炉の地震時制御棒挿入性試験データでは、制御棒挿入時間が UCS 及び CRGT の相対変位と関係付けて整理されている。そこで本研究では、その相対変位が地動加速度に比例するものと仮定し、高速原型炉の公開情報において、基準地震動 Ss における相対変位が 36mm になっていることを考慮した。

３．制御棒の挟み込みによる遅れ時間

一般に、高速炉の原子炉構造では、炉心上部機構（UCS）と制御棒下部案内管（CRGT）の間に相対変位が生じた場合でも制御棒挿入性が確保できるように設計されている。高速原型炉の場合、その許容偏芯量は 55mm となっていることが公表されている。

許容偏芯が 55mmに達しただけでは大きな拘束力は生じないと思われるため、本研究では、相対変位が 60mm を超えると拘束力が大きくなり、制御棒の挿入動作が停止すると仮定した。ただし、UCS と CRGT の地震応答は絶えず変化することから、挟み込みによる拘束は一時的、かつ間欠的である。

そこで、本研究では、UCS と CRGT の相対変位が正弦波状に変化すると仮定した。図 C-1 に、正弦波 1 波長分の挟み込みによる遅延時間 $(t_t)_\lambda$ の算出方法を示す。相対変位の絶対値が許容偏芯量を上回っている間は制御棒の挿入が停止するとし、その時間は(C4)式によって求められる。

$$
\begin{aligned}
&(t_t)_\lambda = 4(t_{t2} - t_{t1}) \\
&t_{t1} = \frac{\arcsin\left(\dfrac{y_{\max}}{y_A}\right)}{2\pi f} \\
&t_{t2} = 0.25\frac{1}{f}
\end{aligned}
\tag{C4}
$$

$y_{\max}$ ：相対変位最大値

y_A ：許容偏芯量（原型炉の場合は 55mm）

f ：想定する正弦波の周波数

そして、許容偏芯量を下回っている間は、前項２に示したように地動加速度に応じた摩擦抵抗力が作用して制御棒挿入が遅延すると仮定する。従って挟み込みによる遅延がない場合の制御棒挿入時間は t_1 となり、(C4)式による制御棒挿入遅延が $(t_1 f)$ 回繰り返されることになる。従って制御棒の挟み込みによる挿入遅延時間は(C5)式のとおりとした。

$$
t_2 = (t_t)_\lambda \times (t_1 f) \tag{C5}
$$

４．制御棒の挟み込みによる遅れ時間

前項１から３の手法に基づき、標準条件の制御棒挿入時間を表 C-3 のとおり設定した。標準条件では制御棒挿入試験データを再現しているが、その試験における冷却材流量は実機における標準条件が反映されているものと考えられる。そして、実機では流量配分誤差が想定されているため、冷却材流量の最大値に応じた流体抗力が作用すると仮定して、表 C-4 に示すとおり最大条件を設定した。

最大条件における流量条件は、表 C-1 における流体抗力を標準条件の 1.1 倍とした。これは流量配分誤差を 5%とし、流体抗力が流量の二乗に比例するとして設定した。

表 C-1　非加振条件における制御棒挿入力 F_c の設定

項目	標準	最大	備考
制御棒重量 m [kg]	60	60	PNC T J202 85-19 を参照。 バラツキは製作公差に鑑みゼロとする。
浮力 Fb [kg]	10	10	
流体抗力 Ff [kg]	42	46.2	炉心構成要素に対する流量配分誤差を 5%と想定。 流体抗力は流速の二乗に比例（1.05^2＝1.1）するため最大値は標準値の+10%とした。
スクラム加速力 Fa [kg]	30	30	後備炉停止棒の初期スプリング加速力は 74.5kg。 ストロークに伴い減少する。
摺動抵抗 Fsr [kg]	10	10	
合計 [kg]	28.0	23.8	
同 [N]	274.4	233.2	

表 C-2　流体抗力概算

項目	値	備考
制御棒案内管内径 [m]	0.1046	PNC TN941 85-98
制御棒保護管外径 [m]	0.0940	
制御棒保護管内径 [m]	0.0900	
制御要素外径 [m]	0.0169	
制御要素本数	19	
流路断面積（保護管外）[m^2]	0.00165	
流路断面積（保護管内） [m^2]	0.00210	
制御棒（落下体）受圧面積 [m^2]	0.00484	保護管断面積及び制御要素外径断面積
Flow Rate [kg/sec]	11.0	PNC TN941 85-98
Specific weight [kg/m^3]	856.9	
体積流量 [m^3/sec]	0.0129	
同 [m^3/h]	46.3	
流量比（保護管外）	0.542	PNC TN941 85-98 の掲載データより算出
流量比（保護管内）	0.458	
流速 （保護管外）[m/sec]	4.22	
流速（保護管内） [m/sec]	2.81	
差圧測定結果 [kg/cm^2]	0.272	PNC TN941 85-98
差圧（落下速度考慮）[kg/cm^2]	0.798	制御棒の落下速度を 2m/sec とした。
流体抗力 [kg]	38.6	

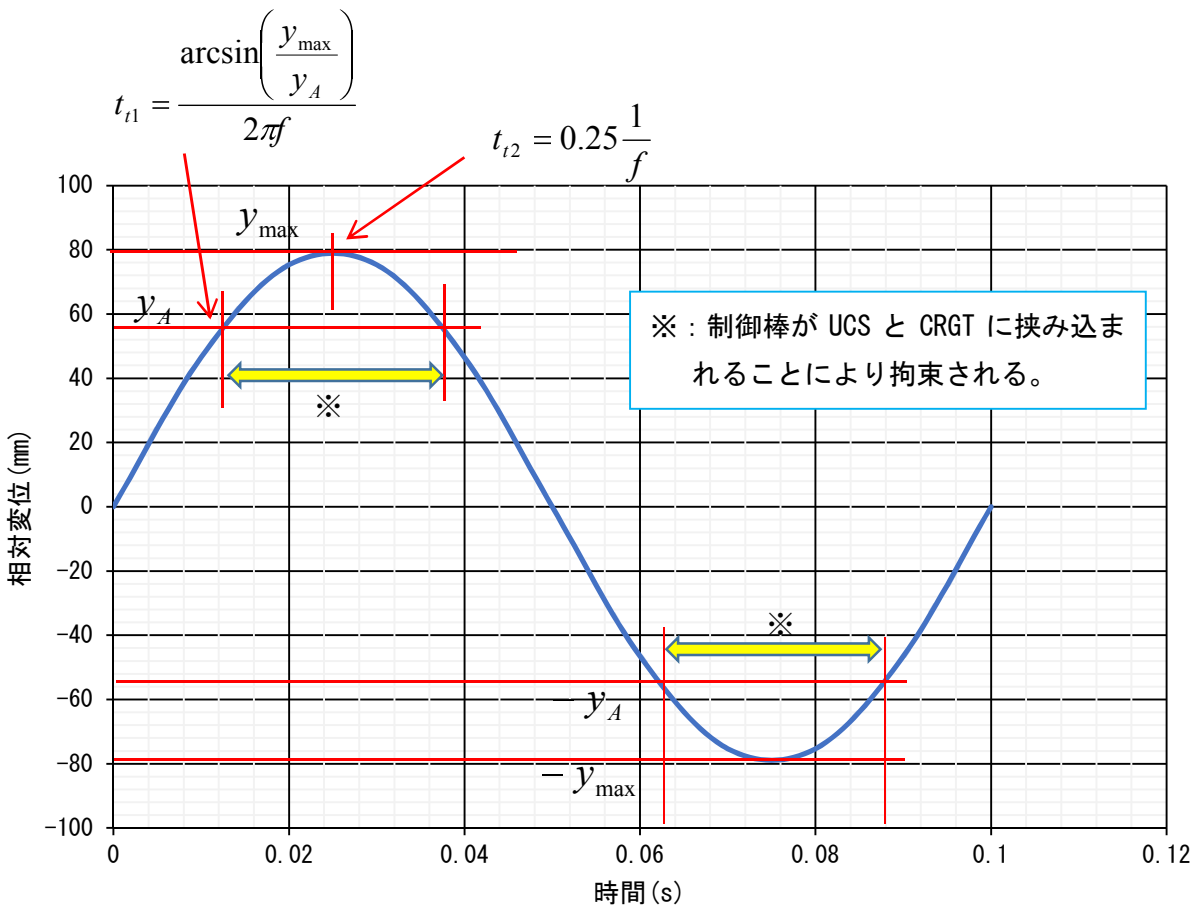


図 C-1　挟み込みによる制御棒の挿入遅延時間

表 C-3　制御棒挿入時間（標準）

地動 加速度 (PGA) [m/s^2]	相対 変位 [mm]	試験 データ [sec]	制御棒 挿入力 F_C [N]	加振による 挿入抗力 F_R [N]	制御棒挿入 時間 t_1 [sec]	挟み込みによる遅れ時間t_2 [sec]	制御棒 挿入時間 t [sec]
0	0	0.59	274.4	0	0.59	0	0.59
9.5	15.0		274.4	9.673	0.60	0	0.60
22.8	36.0		274.4	37.08	0.64	0	0.64
31.7	50.0	0.68	274.4	67.00	0.68	0	0.68
34.8	55.0	0.69	274.4	73.00	0.69	0	0.69
38.0	60.0	0.72	274.4	88.38	0.72	0	0.72
41.2	65.0		274.4	101.7	0.75	0.17	0.91
41.7	65.9		274.4	104.2	0.75	0.18	0.93
44.3	70.0		274.4	116.0	0.78	0.25	1.03
47.5	75.0		274.4	131.3	0.82	0.32	1.14
48.1	76.0		274.4	134.3	0.83	0.34	1.16
50.2	79.2	1.5	274.4	145.0	0.86	0.38	1.24
54.0	85.3		274.4	165.6	0.94	0.46	1.40
59.5	94.1		274.4	197.8	1.12	0.62	1.74
64.8	102.3		274.4	230.9	1.48	0.88	2.36
69.7	110.2		274.4	264.5	3.12	1.95	5.07

表 C-4　制御棒挿入時間（最大）

地動 加速度 (PGA) [m/s^2]	相対 変位 [mm]	試験 データ [sec]	制御棒 挿入力 F_C [N]	加振による 挿入抗力 F_R [N]	制御棒 挿入時間 t_1 [sec]	挟み込みによる遅れ時間t_2 [sec]	制御棒 挿入時間 t [sec]
0	0	0.59	233.2	0	0.64	0	0.64
9.5	15.0		233.2	9.673	0.66	0	0.66
22.8	36.0		233.2	37.08	0.70	0	0.70
31.7	50.0	0.68	233.2	67.00	0.76	0	0.76
34.8	55.0	0.69	233.2	73.00	0.77	0	0.77
38.0	60.0	0.72	233.2	88.38	0.81	0	0.81
41.2	65.0		233.2	101.7	0.85	0.19	1.04
41.7	65.9		233.2	104.2	0.86	0.21	1.07
44.3	70.0		233.2	116.0	0.91	0.29	1.20
47.5	75.0		233.2	131.3	0.97	0.38	1.35
48.1	76.0		233.2	134.3	0.99	0.40	1.38
50.2	79.2	1.5	233.2	145.0	1.04	0.46	1.50
54.0	85.3		233.2	165.6	1.19	0.59	1.78
59.5	94.1		233.2	197.8	1.65	0.91	2.55
64.8	102.3		233.2	230.9	6.35	3.76	10.12
69.7	110.2		233.2	264.5	—	—	—