

耐震多様性を考慮したシステムの  
地震リスク評価に関する研究

2022年3月

片山 吉史

## 目 次

第1章 緒言	1
1.1 研究背景	1
1.2 既往の研究	4
1.2.1 地震を起因とした確率論的リスク評価に関する研究	4
1.2.2 地震フラジリティ評価に関する研究	5
1.2.3 周期間相関に関する研究	7
1.3 本論文の目的と内容	10
第2章 耐震多様性とロバストネスの評価に関する提案法	12
2.1 概要	12
2.2 本研究における耐震多様性とロバストネスの定義	13
2.2.1 多様性の定義	13
2.2.2 ロバストネスの定義	14
2.3 対象システムおよび耐震多様性の概念	16
2.4 耐震多様性とロバストネスの評価フロー	18
2.5 地震動予測モデル(GMPE)	20
2.6 周期間相関	21
2.7 ばらつきを考慮した機器耐力および機器応答の算定式	22
2.8 耐震多様性を考慮したグループフラジリティ曲線の算定	23
2.9 一様ランダム震源に対する評価結果	25
2.10 第2章のまとめ	36
第3章 周期間相関を考慮した地震ハザード評価	37
3.1 概要	37
3.2 断層モデルを用いた特定地点における特定地震の周期間相関の検討	39
3.2.1 検討方法	39
3.2.2 検討条件	40
3.2.3 断層パラメータの平均値を用いた地震動の評価結果	45
3.2.4 断層パラメータの不確実性を考慮した周期間相関の評価	49
3.3 第3章のまとめ	65
第4章 ベイズ推定を用いた効率的なフラジリティ曲線評価手法の提案	66
4.1 概要	66
4.2 提案法	67
4.2.1 ベイズ推定に基づくフラジリティ曲線評価の基本式	67
4.2.2 フラジリティ曲線を用いた尤度関数の評価(従来法)	68
4.2.3 耐震性能の確率密度関数を用いた尤度関数の評価(提案法)	69
4.3 提案法の検証における許容誤差	70

4.4	フラジリティ曲線評価のための事前分布の予備的検討	71
4.4.1	検討方法	71
4.4.2	検討結果	71
4.5	ベイズ推定を用いたフラジリティ曲線評価に関する提案法の実構造物への適用	75
4.5.1	地震応答解析条件	75
4.5.2	構造物の損傷判定	78
4.5.3	詳細法を用いたフラジリティ曲線評価結果	80
4.5.4	提案法を用いたフラジリティ曲線評価結果	80
4.6	第4章のまとめ	86
第5章	耐震多様性とロバストネスの評価に関する提案法の実サイトへの適用	87
5.1	概要	87
5.2	検討条件	88
5.2.1	対象地点および地盤条件	88
5.2.2	地震環境データ	88
5.2.3	機器耐力の設定	90
5.3	耐震多様性の評価結果	93
5.3.1	MCSにおけるサンプル数の影響検討	93
5.3.2	周期間相関の影響検討	95
5.3.3	耐力のばらつきの影響検討	97
5.3.4	各地点の耐震多様性の評価結果	98
5.3.5	2 out of 3 のシステムに対する検討	101
5.4	ロバストネスの評価結果	102
5.4.1	検討ケース	102
5.4.2	MCSにおけるサンプル数の影響検討	103
5.4.3	ロバストネスの評価結果	105
5.5	第5章のまとめ	107
第6章	耐震多様性を考慮した原子力発電所のリスクを効率的に評価するフレームワーク	108
6.1	概要	108
6.2	フレームワークの構築	109
第7章	結言	111
7.1	成果	111
7.2	今後の課題	114
参考文献		115
謝辞		122

## 第1章 緒言

### 1.1 研究背景

2011年(平成23年)3月11日(金)14時46分に、三陸沖を震源域とするマグニチュード( $M_w$ )9.1の東北地方太平洋沖地震が発生した。この地震による最大震度は、宮城県栗原市で観測された震度7であり、気象庁により震度7が記録されたのは、1995年の兵庫県南部地震、2004年の新潟県中越地震以来、観測史上3回目となった。この地震による地震動と津波は、東北から関東にかけて東日本一帯に甚大な被害をもたらした。死者・行方不明者は約1万8千人で、災害関連死を含めると約2万2千人となっており、日本における第二次世界大戦後最悪の自然災害となった。

この地震によって、東京電力福島第一原子力発電所(以降、「福島第一原発」と記載)は、炉心溶融(メルtdown)と水素爆発を伴う過酷事故(シビアアクシデント)によって、大量の放射性物質の飛散と汚染水の海洋流出を引き起こした。国際原子力事象評価尺度(INES)では、旧ソ連のチェルノブイリ事故と同じレベル7(深刻な事象)とされた[1]。

政府事故調[2]、民間事故調[3]、東電事故調[4]では、津波によって全交流電源と直流電源を喪失し、原子炉を安定的に冷却する機能が失われたことを、今回の大事故の直接的原因としている。一方で、国会事故調[5]は、事故の直接的原因を津波に限定することには疑念を呈し、「安全上重要な機器の地震による損傷はないとは確定的には言えない」としている。政府事故調[2]は、極めて深刻かつ大規模な事故となった背景の一つとして、津波対策、シビアアクシデント対策、大規模な複合災害(地震と津波と原発事故が同時に発生する災害)への備えが不十分であったとしている。また、東電事故調[4]は、津波に対する備えが不十分であった、安全確保のベースとなる想定事象を大幅に上回る事象を想定できなかったとしている。国会事故調[5]は、シビアアクシデント対策の対象が内部事象(運転上のミス)に限定され、外部事象(地震、津波等)、人為的行為(テロ等)を対象外とし、長時間の全交流電源喪失を想定していなかったことを問題として指摘している。また、政府事故調[2]では、発生頻度が低い自然災害を考慮に入れて、施設の置かれた自然環境特性に応じて確率論的リスク評価を積極的に活用することが必要としている。

福島第一原発事故によって、特定のシナリオ(例えば、地震、津波および竜巻)に対して原子力発電所の安全を確保するための多層防御[6]の重要性が明らかになった[7-9]。共通原因障害を回避することによって電力システムの安全性を強化するための多重防御を効果的に実装するために、多様な構築物、系統、および機器を導入することは、特に外部ハザードに対して、事故の防止あるいは被害を設計範囲内に軽減するための有望な戦略であると考えられている。日本のように、様々なタイプの地震が頻繁に発生する傾向にある地域で、原子力発電所の耐震安全性を確保するためには、設計基準内の予期せぬ事象だけでなく、設計基準を超えた事象に対するシステムのロバストネスを向上させることが不可欠である。これを実現するための重要な技術は、システムに多様性を導入にすることである[4, 10-14]。このように、機器の設置方向や、免震の導入による耐震多様性を確保し、ロバストネスを強化することは、多重性を確保するよりも強力な戦略になると考えられている。

一般に、地震時の機器の応答は、機器の固有振動数と減衰によって異なる。したがって、耐震機器と免震機器の両方から成るシステム(以降、「多様性システム」と記載)は、耐震機器のみのシステムや免震機器のみのシステム(以降、「多重性システム」と記載)よりも高い安全性を有する可

能性があると直感的に理解できる。地震に対する多様性システムの有効性は定性的に広く知られているが、システムの信頼性を考慮した定量的検討は未だ行われていない。

現在、原子力設備の耐震設計は、道路、鉄道、河川、ダム、建築等と同様に、決定論的評価に基づき実施されている。決定論的評価とは、過去の地震や、活断層から発生する地震、プレート境界から発生する地震等、地域特性を考慮した対象地点で起こりうる最大規模の設計用地震動を設定し、設計用地震動に耐えうる構造諸元を設定するものである。決定論的評価における外力や強度等の設計用値は、不確実さの特性に応じた安全係数を導入することにより保守的に評価しているが、地震のように不確実さの大きい自然現象に対して安全係数を設定するのは困難であるとともに、ひとたび、設計用地震動を超える地震が発生した場合に根本的な脆弱性が露呈される。決定論的評価においてこれを避けるには、安全係数を大きくして設計レベルを非常に保守的に定めることで回避できるが、一方で、経済性とのトレードオフとなり難しい意思決定となる。[15]

一方で、確率論的リスク評価(PRA : Probabilistic Risk Assessment)に基づく耐震設計では、対象地点で起こりうる全ての地震を網羅して、それぞれの規模や位置に加えて発生確率も踏まえて、対象地点における地震動レベルと超過頻度の関係(地震ハザード曲線)を設定する。また、外力や強度の不確実さは、平均値と標準偏差等のパラメータによって確率分布そのものを評価して、損傷モードごとに地震動強度レベルと損傷確率の関係(地震フラジリティ曲線)を設定する。地震ハザード曲線と地震フラジリティ曲線を重畳積分することで、設備が損傷する年損傷頻度の算定や、損傷確率と超過頻度の関係(リスク曲線)の作成が可能となる。リスク曲線を使って、超過頻度を固定すると被害確率を評価することができる。被害確率をもとに貨幣価値に換算したリスクを評価することで、異なる地点、異なる種類の設備、異なる自然災害とのリスクの比較が可能となり、リスクの回避、低減、移転、保有などの対応策の検討や、事業者等が保有する複数の設備の補強対策の優先順位付に活用できる。実務では、原子力発電所の安全性評価[16]や地震保険の保険料算定等に適用されている。また、決定論的評価では、設備単体の設計は可能であるが、複数の設備から構成されるシステムの設計は不可能である。一方で、PRA では、フォールトツリーやイベントツリーなどのシステム解析を使って、原子力発電所の安全性に係るシステムや道路交通ネットワークシステム等の複雑なシステムのリスク評価にも活用できる。決定論的評価と PRA の比較を表 1.1-1 に示す。

原子力設備の安全性評価は、福島第一原発事故の教訓から、従来からの決定論的評価では限界があり PRA が必要と指摘された。このため、原子力発電所では、再稼働後に 5 年おきに実施する安全性向上評価において、PRA が義務付けられた。また、現状で PRA の対象自然災害は、地震および津波のみであるが、PRA 技術の成熟度に応じて適用範囲を拡張(地震と津波の重畳、断層変位、火山、竜巻等)することとされている[17]。欧米における原子力発電所での耐震安全性評価は、決定論的評価と確率論的評価を併用してリスクを評価することが一般的となりつつあり[18, 19]、日本でもリスク情報を活用した性能照査型設計手法の開発が進められている[20-22]。

表 1.1-1 決定論的評価と確率論的リスク評価の比較

項目	決定論的評価	確率論的評価
対象地震	<ul style="list-style-type: none"> <li>・対象地点で最も影響がある最大級の地震(レベル2)</li> <li>・地震の発生頻度無考慮</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・対象地点で影響がある全ての地震</li> <li>・地震毎の発生頻度考慮</li> </ul>
外力・強度の不確実性の考慮	<ul style="list-style-type: none"> <li>・外力・強度に安全係数を考慮</li> <li>・保守性の程度を安全係数の大きさで表現</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・外力・強度の確率分布を考慮</li> </ul>
評価結果	<ul style="list-style-type: none"> <li>・安全率</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・被害率(被害額)と発生確率の関係</li> </ul>
長所	<ul style="list-style-type: none"> <li>・計算量が少ない</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・リスクの定量的評価が可能</li> <li>・他の設備とのリスクの比較が可能</li> <li>・複雑なシステムの評価が可能</li> </ul>
短所	<ul style="list-style-type: none"> <li>・他の設備とのリスクの比較が不可能</li> <li>・複雑なシステムの評価が不可能</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・計算量が多い</li> </ul>
適用場面	<ul style="list-style-type: none"> <li>・一般設計</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・地震保険の保険料算定</li> <li>・原子力発電所のシステムの安全性評価</li> </ul>

## 1.2 既往の研究

### 1.2.1 地震を起因とした確率論的风险評価に関する研究

地震を起因とする確率論的风险評価(SPRA : Seismic Probabilistic Risk Assessment)は、原子力発電所のように複雑なシステムの地震リスクを評価するのに効果的な方法である。SPRA は、1970年代に米国の原子力発電所に初めて適用され、現在では広く使用されている[23]。PRA は近年、現在の PRA 実務から過度の保守性を取り除くことを目的として、高度な PRA [24-30]に進化してきている。しかしながら、高精度のモデルを使用して SPRA を評価するためには、膨大な計算資源が必要となる。したがって、SPRA における計算負荷の軽減は、高度な PRA を実装する場合の主要な課題の1つである。原子力発電所の SPRA は、図 1.2.1-1 に示すとおり、次の3つのステップを含む[31]。

- (1) ハザード評価 : サイトにおける地震動の発生頻度の評価
- (2) フラジリティ評価 : 構造物、系統および機器(SSC : Structure, System and Component)の損傷確率を地震動強度の関数として評価
- (3) 事故シーケンス評価 : ステップ(1)および(2)の結果に基づくフォールトツリーやイベントツリー等のシステム解析を使って炉心損傷頻度(CDF : Core Damage Frequency)や格納容器機能喪失頻度 (CFF : Containment Failure Frequency) のようなリスクを評価

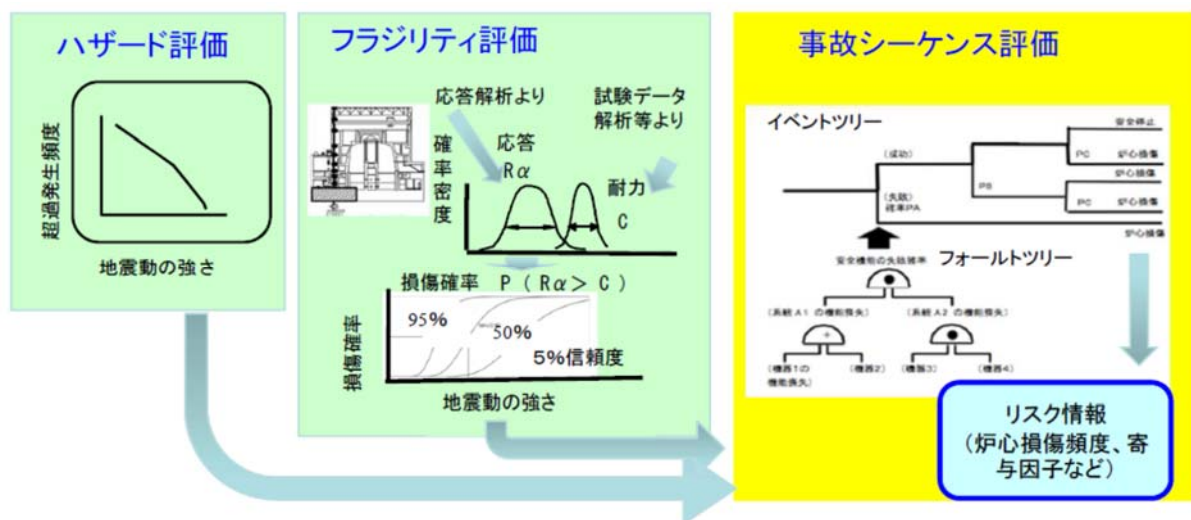


図 1.2.1-1 原子力発電所の SPRA のフロー[32]

### 1.2.2 地震フラジリティ評価に関する研究

フラジリティ曲線は、特定の地震動強度に対する SSC の条件付き損傷確率を表す。SSC には、構造的および機能的損傷に関連する損傷モードがあり、これらの損傷モードの中で最も適切なものが選択される。各損傷モードは、変形や断面力などの適切な応答指標を使って評価される。地震動強度指標として、最大地動加速度(PGA : Peak Ground Acceleration)、最大地動速度(PGV : Peak Ground Velocity)、加速度応答スペクトル(SA : Spectrum Acceleration)などから、SSC の損傷モードとの相関が最も高いものが採用される。フラジリティ曲線は、数値解析における扱い易さから、一般に、耐力中央値  $A_m$  と対数標準偏差  $\beta$  をパラメータとする対数正規累積分布関数によって表される[31]。 $A_m$  は、損傷確率 0.5 に対応する地震動強度を表す。一方、 $\beta$  は不確実性を表し、偶然的不確実性  $\beta_r$  と認識論的不確実性  $\beta_u$  に分離される。前者は、減らすことができないランダム性に対応し、経験的または数値シミュレーションによって評価される。後者は知識の欠如に対応し、追加情報で減らすことができ、主に経験的に評価される。本研究では、フラジリティ曲線の評価において  $\beta_r$  のみを考慮し、材料特性のばらつきを考慮した数値シミュレーションによって決定した。 $\beta_r$  が大きい場合、フラジリティ曲線の傾きは緩やかになる。近年、橋梁、建物、配管システムなどの土木構造物の地震に対する脆弱性を表すのに、フラジリティ曲線が一般的に使われていることは注目すべきことである[33-35]。フラジリティ曲線を評価する方法は様々あるが、利用可能なデータ、損傷モード、および評価精度を考慮して、最も適切な方法を選択する必要がある。代表的なフラジリティ曲線評価手法を表 1.2.2-1 に示す。

表 1.2.2-1 代表的なフラジリティ曲線評価手法

名称	概要	特徴
安全係数法	設計時の情報(安全係数、設計用地震動等)と専門家判断に基づく評価	低コストでフラジリティ曲線の評価が可能。過度に保守的な評価となる傾向がある。
漸増動的解析 (IDA)	不確実性を考慮したNケースの解析モデルに対して、損傷するまで入力地震動を振幅調整したシミュレーションを実行する。各地震動強度での損傷確率を、損傷したケース数の割合として評価する。 $A_m$ と $\beta$ は、地震動強度と損傷確率を回帰分析して算定する。	多くのシミュレーション回数が必要で、解析負荷が高い。
マルチストライプ解析(MSA)	離散的に設定した地震動強度において、不確実性を考慮したシミュレーションを実施し、損傷確率を算定する。 $A_m$ と $\beta$ は、地震動強度と損傷確率を回帰分析して算定する。	多くのシミュレーション回数が必要で、解析負荷が高い。
最尤法 (MLM)	地震動強度と物性値の不確実性を考慮したNケースのシミュレーションのうちkケースが損傷する確率を、フラジリティ曲線を用いた二項分布の尤度関数で表わす。また、尤度関数が最大となるように $A_m$ と $\beta$ を算定する。	損傷指標が座屈のように、損傷と非損傷の二者択一の場合に適用できる。多くのシミュレーション回数が必要で、解析負荷が高い。
対数空間の線形回帰	損傷指標が地震動強度のべき乗関数で表されるとの仮定に基づき、Nケースのシミュレーション結果を適用して、対数空間での線形回帰によりべき乗関数の回帰係数を算定する。 $A_m$ および $\beta$ は、回帰係数を代数式に代入して算定する。	損傷指標が安全率のような連続量の場合に適用できる。IDA, MSAおよびMLMに比べて少ないシミュレーション回数での評価が可能。
ベイズ推定	ベイズの定理に基づいて、シミュレーション結果と事前情報を組み合わせることによって、 $A_m$ と $\beta$ を評価する。	事前情報を用いることによって、シミュレーション回数を減らすことができる。事前情報として、様々な種類の情報を活用できる。

安全係数法は、いくつかの安全係数と設計用地震動等の設計情報と専門家判断に基づく fragility 曲線評価手法であり、原子力産業で広く使用されている[23, 31]。この方法は時間のかかる数値シミュレーションを必要としないため、多くの SSC の fragility 曲線を低コストで計算するのに適している。ただし、応答と地震動強度の間には線形関係が仮定されるため、過度に保守的な評価となる。したがって、fragility 曲線の現実的な評価が重要な場合には、安全係数法よりもシミュレーションに基づく方法の方が適切であると考えられる。シミュレーションに基づく方法では、材料特性のばらつきを考慮した多数の線形静的解析、非線形静的解析または非線形時刻歴解析(NLTHA : Non-Linear Time History Analysis)の結果を統計処理することにより、fragility 曲線のパラメータ  $A_m$  および  $\beta$  を評価する。シミュレーションに基づく方法は、主に(a)漸増動的解析(IDA : Incremental Dynamic Analysis)[36-41]、(b)マルチストライプ解析(MSA : Multiple Stripe Analysis)[42]、(c)最尤法(MLM : Maximum Likelihood Method)[43-47]、(d)対数空間の線形回帰[48, 49]、(e)ベイズ推定[34, 50-60]に分類できる。

(a)漸増動的解析では、物性値のばらつき考慮した  $N$  ケースの解析モデルに対して、それぞれが損傷するまで、入力地震動を振幅調整して NLTHA を実行する。各地震動強度レベルでの損傷確率は、損傷したケース数の割合として評価される。 $A_m$  と  $\beta$  は、各地震動強度レベルでの損傷確率を回帰分析して算定する。(b)マルチストライプ解析では、離散的に設定した各地震動強度レベルにおいて NLTHA が実施されるが、各地震動強度レベルにおいて様々な地震動が用いられる。各地震動強度レベルにおいて損傷確率が算定される。そして、各地震動強度レベルにおいて算定された損傷確率に回帰分析を適用して  $A_m$  と  $\beta$  を算定する[42]。一方で、日本原子力学会(AESJ)が発行する PRA 標準[16]では、マルチストライプ解析に類似した、シミュレーションに基づく方法を推奨している。この手法では、各地震動強度レベルにおいて、材料特性のばらつきを考慮した多くのケースが解析される(以降、「詳細法」と記載)。(c)最尤法では、地震動強度と物性値のばらつきを考慮した  $N$  ケースのシミュレーションのうち  $k$  ケースが損傷する確率が、二項分布の尤度関数で表わされる。また、尤度関数が最大となるように  $A_m$  と  $\beta$  が算定される。この手法は、損傷指標が座屈のように、損傷と非損傷の二者択一の場合に適用される。(d)対数空間での線形回帰は、損傷指標が地震動強度のべき乗関数で表されるとの仮定に基づく( $Y=b \cdot \alpha^c \cdot \eta$ ,  $Y$ : 損傷指標,  $\alpha$ : 地震動強度,  $b$  および  $c$ : 回帰係数,  $\eta$ : 回帰誤差)。パラメータ  $A_m$  および  $\beta$  は、 $N$  ケースのシミュレーション結果( $\alpha$ ,  $Y$ )を上記式に適用し、対数空間で線形回帰を行って算定する。この手法は、損傷指標が連続量の場合に適用でき、各サンプルがもつ情報量が(a)、(b)および(c)の手法に比べて多いため、fragility 曲線进行评估するために必要なシミュレーション回数が比較的少ないという特徴をもつ。上記の 4 つの手法、特に(a)、(b)および(c)は、精度が高い fragility 曲線を得るためには、多くのケースの NLTHA を必要とするため、計算負荷が大きくなる。(e)ベイズ推定では、ベイズの定理に基づいて、シミュレーション結果(尤度関数)と事前情報(事前分布)を組み合わせることによって、 $A_m$  と  $\beta$  を評価する。この手法は、事前情報を用いることによって、シミュレーション回数を減らすことができる。また、この手法では、専門家の判断、地震被害データ、実験結果などの様々な種類の情報を組み合わせることで、fragility 曲線进行评估することができる。Singhal and Kiremidjian [34]は、解析的な fragility 曲線を事前分布として設定し、地震被害データを尤度関数として設定することにより、鉄筋コンクリート製の建物の fragility 曲線进行评估した。Pujari and Ghosh [51]は、事前分布としてプッシュオーバー解析結果を使用し、尤度関

数として NLTHA の結果を使用して、原子力発電所の格納容器のフラジリティ曲線を評価した。その結果、NLTHA の結果のみを使用した IDA よりも少ないシミュレーション回数(約 150 回)で正確なフラジリティ曲線を得ることができた。Wang et al. [30]は、事前分布としてシミュレーション結果を使用し、尤度関数として地震被害データを使用して、原子力発電所の低圧開閉装置のフラジリティ曲線を評価した。Tadinada and Gupta [59, 60]は、事前分布として過去の研究によるフラジリティ曲線を使用し、尤度関数として時刻歴解析結果を使用して、原子炉の鉄筋コンクリート製の箱形せん断壁のフラジリティ曲線を評価した。

本研究では、SPRA を実施する上での課題である計算負荷の低減を解決するためのベイズ推定を使ったフラジリティ曲線の評価手法を提案する。また、提案手法では事前分布および尤度関数ともに NLTHA によって評価する。

### 1.2.3 周期間相関に関する研究

耐震多様性の有効性を定量化するための指標として、損傷確率が効率的と考えられるため、本論文では、損傷確率をリスク指標として使っている。SPRA は、これまで、リスクを定量化するために研究や実務で使われてきた。原子力発電所を対象とした SPRA では、ハザード情報、フラジリティ情報およびシステム情報を使って、CDF や CFF を評価する。各固有周期における年超過確率が等しい応答スペクトルを連ねた一様ハザードスペクトル(UHS : Uniform Hazard Spectrum)は、フラジリティ曲線の生成に使用される。例えば、港湾構造物の耐震設計に用いるレベル 1 地震動は対象港湾ごとの地震環境を踏まえた年超過確率が  $1/75(\text{year}^{-1})$  の一様ハザードフーリエスペクトルを基に設定されている[61]。フラジリティ曲線は、地震動強度に応じた構造物の条件付き損傷確率として定義される。UHS はリスク評価を容易にするが、地震の種類(例えば、地殻内地震、プレート境界地震、プレート内地震等)、マグニチュード、震源からサイトまでの距離に起因する様々な地震動特性を表すことはできない。一方で、これらの要因は、地震動予測式(GMPE : Ground Motion Prediction Equation)によって間接的に考慮することができる。さらに、加速度応答スペクトルにおける特定の周期間の周期依存性は、構造物の動的解析に影響を与え、保守性を排除した現実的な結果を与えることができる。しかしながら、このような周期依存性は UHS では考慮できない。

この周期依存性を補完するために、Baker と Cornell [62]は、応答スペクトルの観測値と GMPE による推定値の差の指標( $\epsilon$ )に関連する条件付き平均スペクトル(CMS- $\epsilon$  : Conditional Mean Spectrum considering  $\epsilon$ )を提案し、Baker [63]は、地動動の選択ツールとして CMS を提案した。Mousavi et.al. [64]は、上記  $\epsilon$  と PGV の観測値と GMPE による推定値の差の指標( $\epsilon_{PGV}$ )を組み合わせた指標( $\eta$ )に基づく CMS を提案した。これらの手法では条件付き周期を選択する必要があり、周期の選択による影響が検討された[65-67]。さらに、CMS は多震源地域[68]および複数の地震シナリオ[69]に拡張された。これらの研究による CMS の使用によって、保守性を排除した、より現実的な評価が可能となった。しかしながら、これらの既往研究の主な目的は単一の構造物の地震応答を評価することであり、原子力発電所のような複雑なシステムの信頼性評価ではない。構造物の動的応答とシステムの信頼性の主な違いは、システムの信頼性では、最終結果に影響を与える条件付き周期を決定できないことである。原子力における SPRA の場合、Bohn と Lambright [70]は、地震安全余裕研究プログラム(SSMRP : Seismic Safety Margins Research Program)[71]で得られた応答相関の経

験則を提供した。システムの信頼性の場合、SSCは3つの周波数範囲、すなわち、ZPA(Zero-Period Acceleration)、5～10 Hz および 10～15 Hz の加速度に分類され[71, 72]、これらを反映して特定の機器間の相関係数が決定される。この方法では、固有振動数を分類することにより、周期の異なる機器のスペクトル変動を簡単に考慮することができる。経験則は SSMRP の結果に基づいて作成されたため、他の原子力発電所および他の周波数範囲(すなわち、5 Hz 以下)への適用性は明確ではない。

Baker and Jayaram(2008)は、NGA (Next Generation of ground motion Attenuation)プロジェクトで作成された GMPE と幅広い地震観測記録を基に、広範囲の周期に対して適用できる周期間相関の推定式を提案した[73]。式(1-1)は、固有周期  $T$  における観測記録の加速度応答スペクトルの自然対数  $\ln S_a(T)$  と、GMPE による加速度応答スペクトルの自然対数の平均値  $f(M, R, \theta, T)$  の関係を示す。

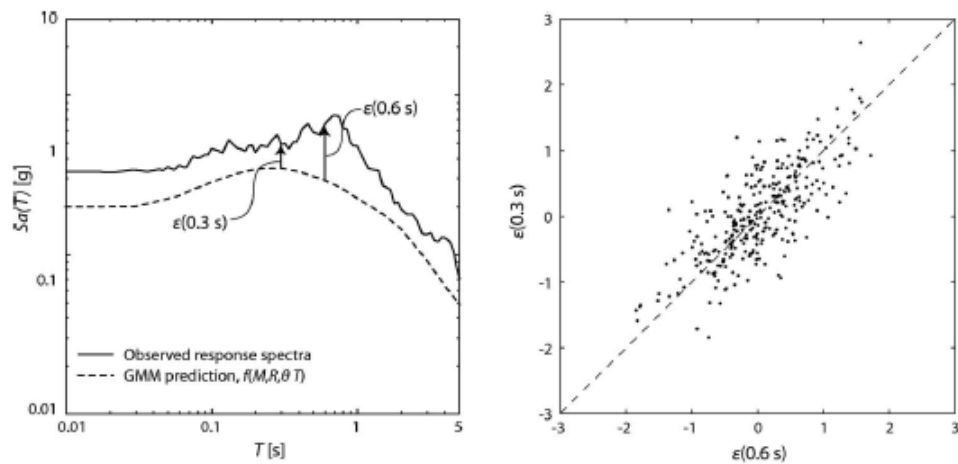
$$\ln S_a(T) = f(M, R, \theta, T) + \varepsilon(T) \quad (1-1)$$

ここに、 $M$  は地震のマグニチュード、 $R$  は震源距離、 $\theta$  はサイトの地盤条件や地震タイプ等の条件、 $\varepsilon(T)$  は加速度応答スペクトルの自然対数の観測値と平均値の差を表す。

周期間相関とは、異なる2つの周期間の残差  $\varepsilon$  の関係を表す。例として、図 1.2.3-1 a) には、加速度応答スペクトルの観測値を実線で、GMPE による平均値を破線で示し、周期 0.3 秒と 0.6 秒における両者の残差  $\varepsilon(0.3 \text{ 秒})$  と  $\varepsilon(0.6 \text{ 秒})$  を示す。図 1.2.3-2 b) には、多数の地震観測記録について算定した  $\varepsilon(0.6 \text{ 秒})$  を横軸に、 $\varepsilon(0.3 \text{ 秒})$  を縦軸にプロットした散布図を示す。周期 0.3 秒と 0.6 秒の周期間相関は、図 1.2.3-1 b) の全ての値の相関係数として式(1-2)により算定することができる。

$$\rho_{\varepsilon(T_1), \varepsilon(T_2)} = \frac{\sum_{i=1}^n (\varepsilon_i(T_1) - \overline{\varepsilon(T_1)}) (\varepsilon_i(T_2) - \overline{\varepsilon(T_2)})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (\varepsilon_i(T_1) - \overline{\varepsilon(T_1)})^2 \sum_{i=1}^n (\varepsilon_i(T_2) - \overline{\varepsilon(T_2)})^2}} \quad (1-2)$$

ここに、 $\rho_{\varepsilon(T_1)\varepsilon(T_2)}$  は、周期  $T_1$  と  $T_2$  の周期間相関を示す。



a) 特定の地震における観測値と推定値の残差      b) 様々な地震観測記録による残差

図 1.2.3-1 残差  $\varepsilon$  の説明図 [73]

Baker and Jayaram は、多数の地震観測記録について算定した残差  $\varepsilon$  を回帰分析し、周期  $T_1$  と  $T_2$  の関数として図 1.2.3-2 の周期間相関を提案した。

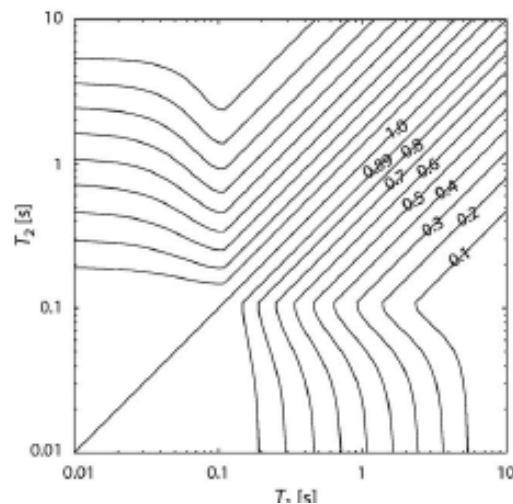


図 1.2.3-2 Baker and Jayaram が提案した周期間相関 [73]

Baker and Jayaram が提案した周期間相関は主に米国西部での地殻内地震の記録から設定されたものであった。Jayaram et al. [74]は、日本における地殻内地震および海溝型地震の記録を用いて周期間相関を算定し、Baker and Jayaram の周期間相関と比較するとともに、GMPE、震源メカニズム、地震帯、サイト条件、震源距離の違いが周期間相関に与える影響について検討した。その結果、直交成分間の周期間相関を除き、Baker and Jayaram の周期間相関と同様であった。また、震源メカニズムと地震帯の違いによって、ある程度の差がみられた。

Itoi and Takada [75]は、2004 年新潟県中越地震の余震記録を用いて、経験的周期間相関モデルを提案した。提案された方法は、周期間相関を震源特性の不確実性に起因する地震間相関と、伝播経路特性とサイト増幅特性に起因する地震内相関に区別して算定した。検討の結果、サイト増幅特性の補正項を導入することにより地震内相関の残差が減少し、周期間相関の特性が変化したことから、周期間相関をモデル化するには、考慮する必要があることを指摘した。

### 1.3 本論文の目的と内容

本研究では、耐震多様性を考慮した原子力発電所のリスクを効率的に評価するフレームワークの構築を目的として、(1)耐震多様性を考慮したシステムのリスク評価手法の開発および同システムのフラジリティ評価、(2)原子力発電所設備のフラジリティ曲線の効率的な作成法の開発を行う。また、(1)と(2)を踏まえて、耐震多様性を考慮した原子力発電所のリスクを効率的に評価するフレーム・ワークを構築する。

本論文は、以下に示す7章から構成される。また、各章の関係を図1.3-1に示す。

第1章では、2011年の福島第一原発事故を踏まえた原子力発電所の安全性向上の必要性、特に、多重性、独立性に加えて多様性を活かした安全対策の必要性、およびこれらを実証するための確率論的リスク評価における現状と課題を整理するとともに、本研究の目的および本論文の構成を示す。

第2章では、様々な分野の文献調査を踏まえて、本研究における「耐震多様性」と「ロバストネス」を定義する。次に、その定義に基づき耐震多様性を考慮したシステムのリスク評価手法を開発した。また、耐震多様性を考慮したシステムの効果を、原子力発電所全体のシステム解析に反映させて、炉心損傷頻度(CDF)等のリスク評価を行うためのグループフラジリティ曲線の算定方法を示す。上記手法の適用事例として、地震規模および発生位置が一様ランダムな領域震源における耐震機器と免震機器から構成される2基のシステムを対象としたリスク評価結果を示す。なお、提案手法では、機器応答は、地震動予測式(GMPE)および機器の固有周期が異なる場合には周期間相関を考慮して評価する。この際、対象地点で考えられる様々な地震に対して評価する必要があるため、様々な地震観測記録を回帰分析して求めた経験的な Baker and Jayaram の周期間相関[73]を用いている。

第3章では、特定地震に対して耐震多様性システムの評価を行う場合を想定して、断層モデルを用いたシミュレーションにより周期間相関を算定し、様々な地震観測記録を回帰分析して求めた経験的な Baker and Jayaram の周期間相関[73]との比較検討を行った。

第4章では、原子力発電所設備の地震フラジリティ曲線の効率的な作成方法を目的として、ベイズ推定と裕度解析法(大鳥他 2003)[76]のハイブリッド法を新たに開発した。ベイズ推定を用いた既往研究では経験的に決めていた事前分布を数回の裕度解析によって推定することにより、フラジリティ曲線の算定に必要なシミュレーション回数を大幅に低減することを目的とする。提案手法を、鉄筋コンクリート製の地中に埋設された非常用取水構造物に適用し、原子力学会地震 PRA 標準の詳細法を適用した場合との比較検討を、解析精度と解析負荷に着目して行う。

第5章では、第2章で開発した耐震多様性を考慮したシステムのリスク評価手法を国内を網羅する11地点の地震環境に適用して、耐震多様性システムの有効性やロバストネスについて検討を行った。また、評価におけるパラメータである周期間相関や耐力の不確実性が評価結果に与える影響や、評価地点の地震環境と評価結果との関係について考察を行った。

第6章では、第2章で実施した耐震多様性を考慮したシステムのリスク評価手法および同システムのフラジリティ評価の開発と、第4章で実施した原子力発電所設備のフラジリティ曲線の効

率的な評価手法の開発を踏まえて、耐震多様性を考慮した原子力発電所のリスクを効率的に評価するフレームワークを構築した。

第7章では、各章で得られた結論を総括するとともに、提案する耐震多様性を考慮したシステムのリスク評価手法、ベイズ推定を用いた効率的な脆弱性評価手法、および、これらを踏まえた耐震多様性を考慮したシステムのリスクを効率的に評価するフレームワークを実務へ適用する場合の課題を示すことで、本論文の結論とする。

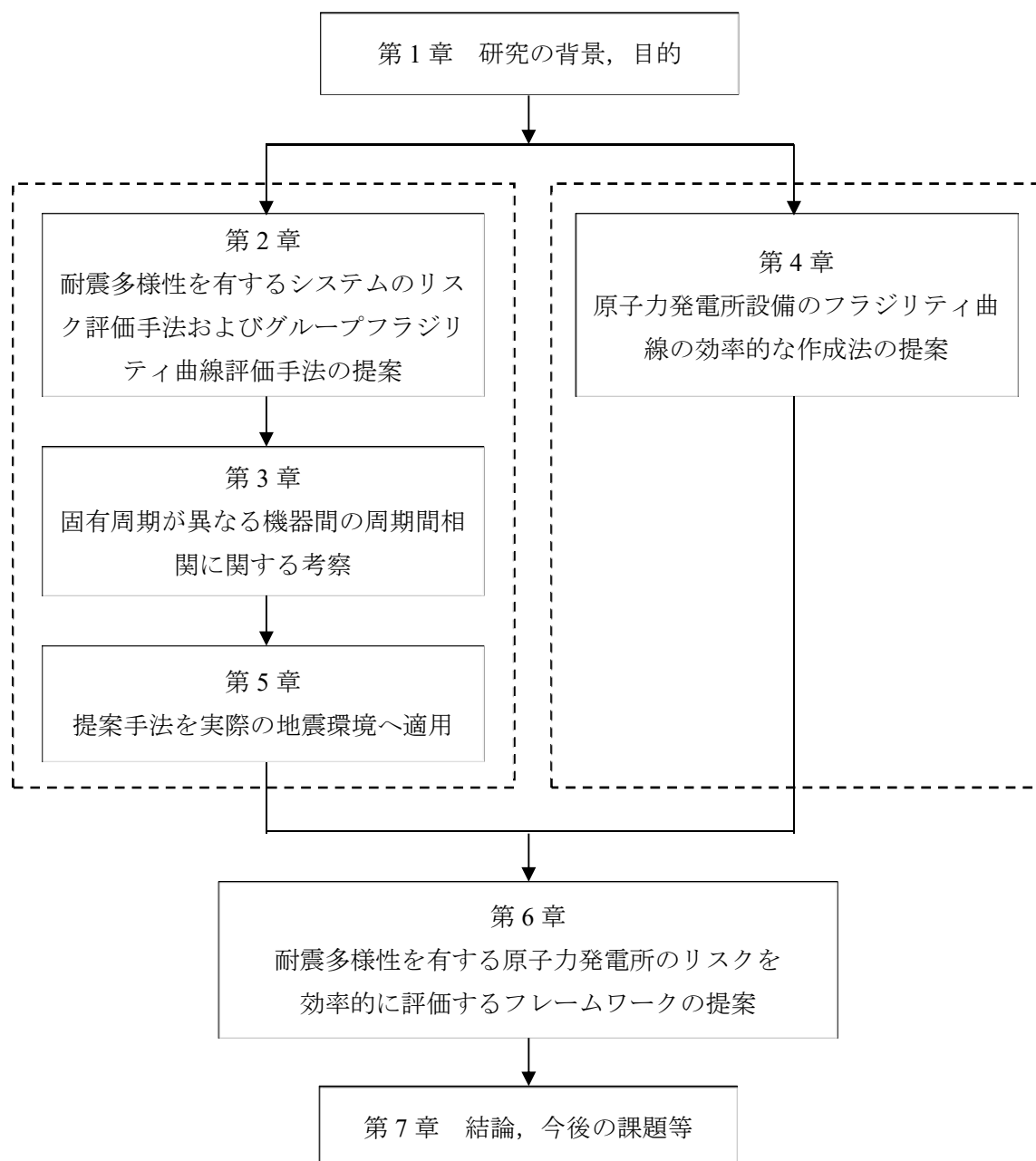


図 1.3-1 本論文の構成

## 第2章 耐震多様性とロバストネスの評価に関する提案法

### 2.1 概要

共通原因故障の発生は、原子力発電所の耐震安全性に重大な脅威をもたらす。免震のような多様な機器の導入は、特に福島第一原発事故のような災害の状況において、共通原因故障を回避するための有望な戦略であると考えられる。これまで、耐震安全性を高めるために多様な機器を実装することの有効性は定性的に評価されてきたが、システムの信頼性を考慮した定量的な検討はまだ行われていない。そこで、本研究では、共通原因故障を防止するための多様な機器の有効性を定量的に評価する手法を開発した。また、耐震多様性を考慮したシステムの効果を、原子力発電所全体のシステム解析に反映させて、炉心損傷頻度(CDF)等のリスク評価を行うためのグループフラジリティ曲線の算定方法を示す。

本章では、最初に、様々な分野における「多様性」と「ロバストネス」の定義を参考として、本研究における定義を決定した。

次に、本研究で提案する、耐震多様性を考慮したシステムのリスク評価手法、同システムのグループフラジリティ曲線の算定方法を説明する。

最後に、簡易なケースとして、地震規模と発生位置が一様ランダムな領域震源における2基の機器から成るシステムを対象として、提案手法を適用して耐震多様性を考慮したシステムの有効性の定量的評価、同システムのグループフラジリティ曲線算定を行う。なお、実在する地震環境におけるシステムを対象とした評価は、「第5章 耐震多様性とロバストネスの評価に関する提案法の実サイトへの適用」において行う。

## 2.2 本研究における多様性とロバストネスの定義

### 2.2.1 多様性の定義

一般に、多様性とは、様々な要素を持つ、または様々な要素から構成されている状態を意味し、原子力工学を含む各分野で次の通り様々に定義されている。

- ① NUREG / CR-6303 によると、多様性とは、計装システムにおける原理であり、重要なイベントを検出して反応するいくつかの方法を提供するために、様々な科学技術、様々な理論またはアルゴリズム、または様々な作動手段を使用して様々なパラメータを計測することを意味する。多様性は深層防護(DiD)の原則を補完するものであり、その実装により、必要なときに特別なレベルまたは深さで防御が作動する可能性が高まる。さらに、異なるレベルの深さでの防御は異なるかもしれない。この点で、人間、設計、ソフトウェア、機能、信号、および機器の中で多様性が考慮されなければならない[77]。
- ② 原子力発電所における安全上重要な機器の特性や配置を変化させることによる多様性の確保により、自然災害などの共通原因故障(CCF)に対する発電所のロバストネスを高めることができる[78]。
- ③ 多重性とは、同一の機能を有する同一の性質の機器が2つ以上あること。多様性とは、同一の機能を有する異なる性質の機器が2つ以上あることをいう[79]。
- ④ 多様性を実現するには、共通原因故障によるシステム全体の機能喪失を防ぐために、様々な種類の機器を準備する必要がある。例えば、冷却水噴射ポンプの常時運転を確保するためには、電気駆動装置、蒸気タービン駆動装置、ガス圧駆動装置など、いくつかの機器を組み合わせさせて動力源として使用する必要がある[80]。
- ⑤ 深層防護の実装に係る重大事故等の対処設備は、地震動の設計基準は同等であるとしても、設置にあたって同一の安全機能を有する設計基準対象施設と設置の方向や免震などを含めた「耐震多様性」を図ることで共通の機能喪失のリスクを低減させることが重要と考えられる[81]。

これらの定義を考慮すると、自然災害に対する原子力安全における多様性を有するシステムとは、「重大な自然災害によって引き起こされた共通原因故障の発生によるシステム全体の機能喪失のリスクを低減するために、異なる特性を持つ複数の設備で構成されるシステム」である。

さらに、本研究は、免震の導入による耐震多様性の確保に着目する。したがって、耐震多様性を有するシステムとは、「重大な地震災害による共通原因故障の発生によるシステム全体の機能喪失のリスクを低減するために、固有周期と減衰が異なる複数の機器で構成される並列システム」と定義した。

### 2.2.2 ロバストネスの定義

一般に、ロバストネスとは、十分な強度と耐性をもつ品質または状態、あるいは悪条件または厳格な実験に耐え、克服する能力を指す。原子力工学を含むさまざまな分野において、ロバストネスは下記の通り、様々に定義されている。

- ① 自動制御装置は、運転中にシステムに影響を与える変動が作用しても、所定の動作を示す必要がある。このような変動の例として、航空機に対する突風、機械システムに対する摩耗、ロボットに対する配置の変化などがある。この要求は、不確実性に対するロバストネスと呼ばれる[82]。
- ② 洪水リスク管理では、ロバストネスは、変動し、不確実な規模の障害の下でも、機能し続けるシステムの能力として定義される[83]。
- ③ ロバストな構築物とは、設計では考慮されていない予期しない事故によって引き起こされた偶発的な作用に耐えることができ、元の原因に不釣り合いな程度に損傷することのない構造である[84]。さらに、設計基準を超えた地震に対する構築物のロバストネスは、ドイツの原子炉安全委員会によって確立された以下の基準を使用して評価される。(a) 保護目的への追従性を確保するための重要な機能が確保される。(b) 効果的な緊急計測が考慮されている[85]。ロバストネスは、局所的な損傷を含む異常な事故に耐え、限定的な損傷や、単純な構造的損傷で済む、構築物の能力としても定義される[86]。さらに、構築物のロバストネスは、極端または偶発的な荷重による損傷に対する耐性[87]、またはどのような初期損傷に対しても不釣り合いな崩壊を回避する能力[88]として定義できる。
- ④ ロバスト設計(Robust Design)では、Taguchiによって古典的に推進されているノイズ要因の変動(type I RD)や、製品設計パラメータの変動(type II RD)に影響されない、最適化された機能を備えた製品を開発することを目的としている[89]。

これらの定義を考慮すると、システムのロバストネスは、機能を維持する能力、または一定量の障害に耐える能力として定義できる。関連する障害は次のように分類できる。

- (1) ノイズ要因の変動、外乱、ばらつき、または設計パラメータの変動[82, 83, 89]。
- (2) 予期しない事故、偶発的な荷重、または設計基準を超えた地震によって引き起こされた偶発的な作用[84, 85, 87]。
- (3) 局所的な損傷または初期の損傷[86, 88]。

本研究では、福島原発事故を踏まえて原子力安全を強化するため、タイプ(1)および(2)の障害を考慮し、ロバストネスを「設計基準を超える地震動を含む様々なタイプの地震動が作用したとしても、機能を維持するシステムの能力」と定義した。本研究のロバストネスの検討対象とする地震動の概念を図 2.2.2-1 に示す。

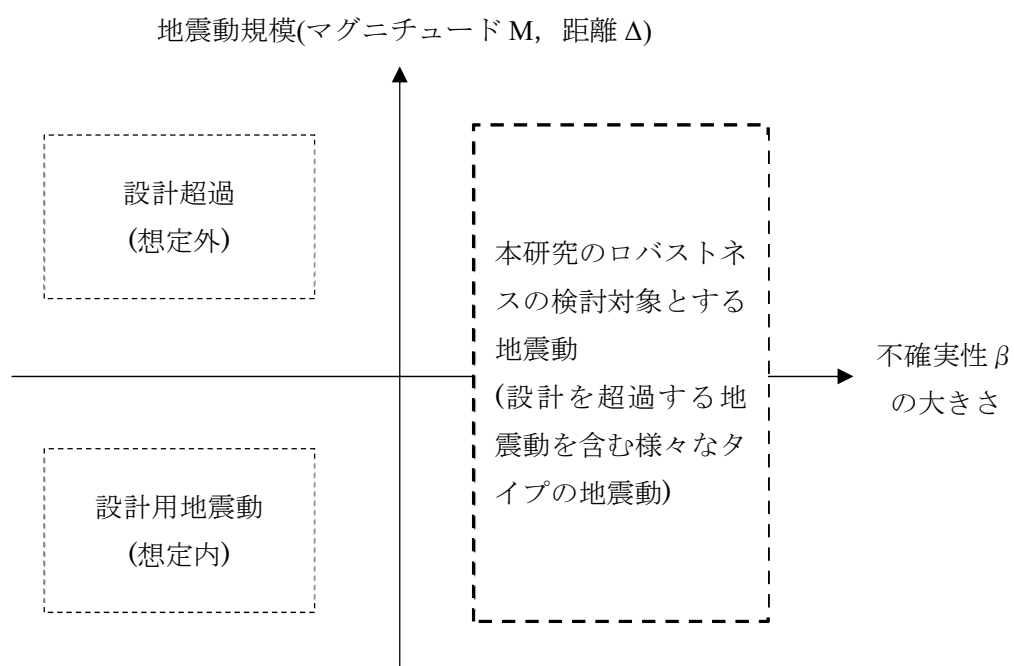


図 2.2.2-1 ロバストネスの検討対象とする地震動の概念図

## 2.3 対象システムおよび耐震多様性の概念

本研究では、免震の導入による耐震多様性を対象として、その有効性を定量的に評価する手法を提案する。図 2.3-1 および図 2.3-2 に示す耐震機器(SDD : Seismic Designed Device)と免震機器(SID : Seismic Isolated Device)で構成される 2 基または 3 基の並列システムを対象とする。同システムでは、システムを構成する全ての機器が損傷(機能喪失)すると、システムが損傷(機能喪失)する。逆に、1 基でも損傷しなければ、システムは機能を保持する。以降では、システムを構成する機器が全て同じ種類の場合は多重性システム(例えば、2 基のシステムにおいて、2 基とも SDD または 2 基とも SID)と記載し、両方を含む場合には多様性システム(例えば、3 基のシステムにおいて、2 基の SDD と 1 基の SID または 1 基の SDD と 2 基の SID)と記載する。

SDD と SID はそれぞれ固有周期が異なるものとし、機器の固有周期とタイプの異なる 2 地震による加速度応答スペクトルの概念を図 2.3-3 に示す。青線は近距離小規模地震による加速度応答スペクトルを、赤線は遠距離大規模地震の加速度応答スペクトルを示す。一般に、SDD では近距離小規模地震の方が応答が大きくなり、SID では大規模遠距離地震の方が応答が大きくなる。このように、耐震機器と免震機器を組み合わせた耐震多様性を有するシステムによって、様々な地震に対してシステムの機能損傷リスクを低下させることができる。

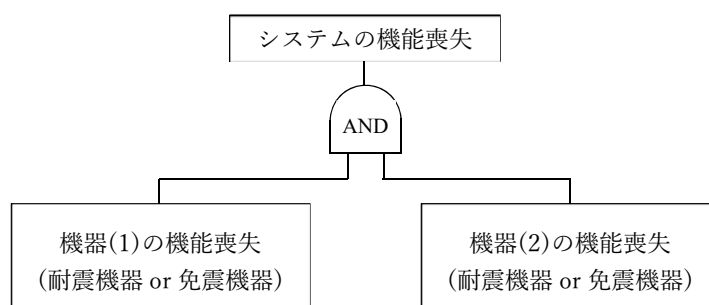


図 2.3-1 2 基の並列システムのフォールトツリー[11]

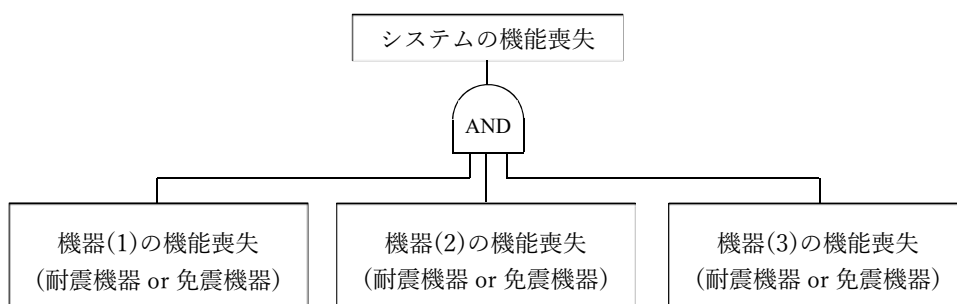


図 2.3-2 3 基の並列システムのフォールトツリー[90]

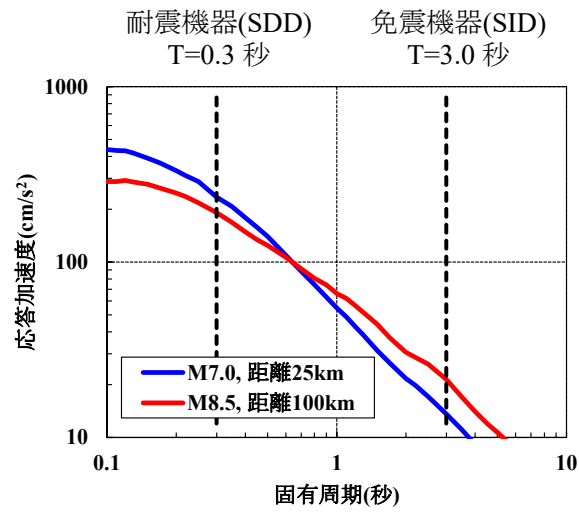


図 2.3-3 機器の固有周期とタイプの異なる 2 地震の応答スペクトルの概念

## 2.4 耐震多様性とロバストネスの評価フロー

図 2.3-1 および図 2.3-2 に示すような、SDD と SID から成る 2 基または 3 基の並列システムを対象に地震動によるシステムの損傷確率を計算して、耐震多様性の有効性とロバストネスを検討し、原子力発電所の耐震設計を定量的に最適化する。免震システムには様々な種類があるが、本研究では、耐震多様性の有効性とロバストネスの概念を説明するために、水平動を対象とした機器免震に着目する。

耐震多様性の有効性とロバストネスの評価フローを図 2.4-1 に示す。耐震多様性の有効性は、対象サイトの地震環境に基づいた様々な地震動によるシステムの損傷確率を計算することにより評価し、ロバストネスは、設計基準を超えるような、地震規模と震源距離を仮定した特定の地震動に対するシステムの損傷確率を計算することにより評価する。システムの損傷確率の算定において、モンテカルロシミュレーション(MCS : Monte Carlo Simulation)を用いて、機器の耐力と応答のばらつきを考慮した。対象地点の地震環境に対して、固有周期の異なる SDD と SID の損傷確率を等しくするために、それぞれの機器の耐力中央値は、対象地点の地震環境に基づいた確率論的地震ハザード解析(PSHA : Probabilistic Seismic Hazard Analysis)によって得られた同じ年超過頻度を持つ一様ハザードスペクトル(UHS : Uniform Hazard Spectrum)から設定した。原子力発電所の設計地震動は、一般に疑似速度応答スペクトルとして設定されることから、機器の耐力中央値は、機器の固有周期における疑似速度応答スペクトルとして設計されると仮定した。機器耐力と機器応答のばらつきは、対数正規分布にしたがうと仮定し、対数標準偏差を用いて表した。機器応答は、地震観測データから得られた地震動予測式(GMPE : Ground Motion Prediction Equation)を用いて算定した。本検討の目的は、概念的なシンプルなモデルを使って、耐震多様性とロバストネスを特徴づけることであるため、機器が設置される地表面と機器の間で地震動は増幅しないと仮定した。機器応答を決定する際に、GMPE のばらつきを考慮し、システムに含まれる機器の固有周期が異なる場合は、周期間相関を考慮した。各地震による機器耐力と機器応答を算定するとき、機器の耐力の中央値とばらつき、地震諸元 (マグニチュード、震源距離)、GMPE のばらつき、応答のばらつきを与える必要がある。機器応答が機器耐力を超過した場合には、機器は損傷したと判断した。システム内の全ての機器が同時に損傷した場合、システムが損傷したとした。最後に、全ての震源に対する損傷判定結果を考慮して、機器およびシステムの損傷確率を算定した。

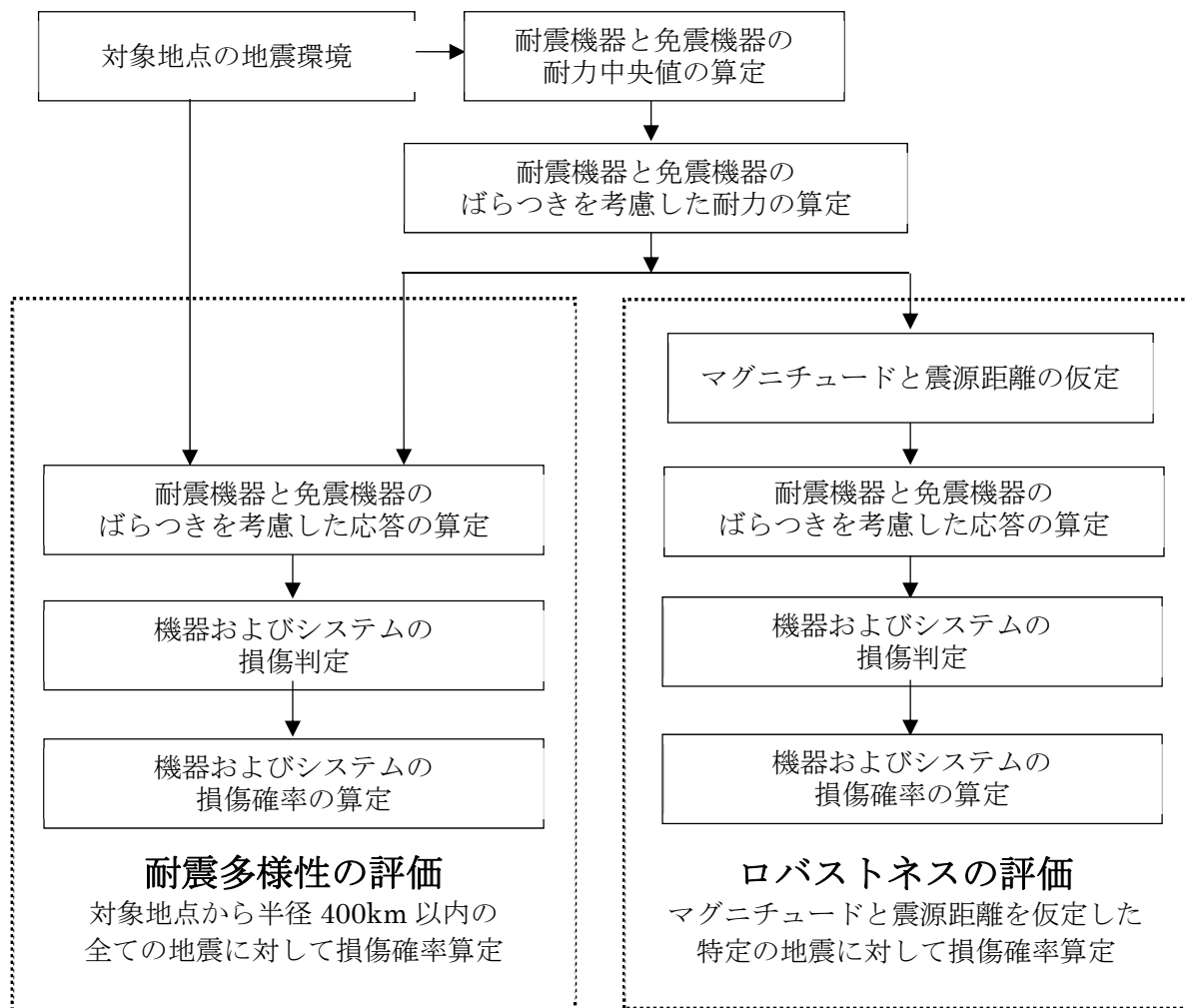


図 2.4-1 耐震多様性とロバストネスの評価フロー[90]

## 2.5 地震動予測モデル (GMPE)

機器が設置される地表面での地震動は GMPE を用いて評価した。一般に、GMPE は、多くの地震観測記録のデータの回帰分析によって得られ、マグニチュード、震源距離、地震タイプおよび地盤条件の関数として、最大地動加速度、最大地動速度、応答スペクトルのような地震動強度指標を表す。一般に、地震動は、GMPE を使うことで比較的簡単に決定できる。本研究では、多くの GMPE の中から、式(2-1)に示す森川と藤原[91]によって提案されたものを選定した。この式は、2011 年東北地方太平洋沖地震で観測された強震動データを考慮して導かれたため、最大モーメントマグニチュード 9 の巨大地震に適用できる[91]。本研究では、この式を使用して、サイトの深い堆積層と浅い軟弱地盤による増幅を考慮して、減衰係数 5% の地表面での水平成分の加速度応答スペクトルを推定した。なお、深部堆積層と浅い軟弱地盤による増幅率は、森川と藤原[92]によって改良された式(2-3)と式(2-4)を使用した。また、森川と藤原[93]が導いたプレート内地震の補正項を用いた。

$$\log \hat{S}_a(T) = a(T) \cdot (M_w' - 1.6)^2 + b_k(T) \cdot X + c_k(T) \cdot \log \left( X + d(T) \cdot 10^{0.5M_w'} \right) + G_d + G_s \quad (2-1)$$

$$M_w' = \min(M_w, 8.2) \quad (2-2)$$

ここに、 $\log \hat{S}_a(T)$  は固有周期  $T$  における加速度応答スペクトルの常用対数の平均値、 $M_w$  はモーメントマグニチュード、 $X$  は震源からサイトまでの最短距離、 $a(T)$ 、 $b_k(T)$ 、 $c_k(T)$  および  $d(T)$  は回帰係数を示す、 $k$  は地震タイプの添え字(1: 地殻内地震, 2: プレート境界の地震, 3: プレート内の地震)。

$$G_d = p_d \cdot \log \left[ \frac{\max(D_{1400\min}, D_{1400})}{300} \right] \quad (2-3)$$

$$G_s = p_s \cdot \log \left[ \frac{\min(V_{s\max}, V_{s30})}{350} \right] \quad (2-4)$$

ここに、 $D_{1400}$  はサイトにおける S 波速度 1400(m/s) の層の深度、 $V_{s30}$  はサイトにおける深度 30m 以浅の平均 S 波速度、 $p_d$ 、 $D_{1400\min}$ 、 $p_s$  および  $V_{s\max}$  は回帰係数を示す。

式(2-1)は、加速度応答スペクトルの常用対数の平均値を表す。MCS において GMPE のばらつきを考慮するために、常用対数標準偏差  $\sigma$  を使用した。森川と藤原[91]の GMPE の論文では、地震内ばらつきと地震間ばらつきの両方を含んだ  $\sigma$  は、各固有周期で 0.30~0.43 程度であった。本研究では地震間ばらつきのみ考慮する必要があることから、上記の値を参考に、すべての固有周期で一定値の 0.25 と仮定した。さらに、機器耐力と機器応答は、疑似速度応答スペクトル  $S_v(T)$  で表し、式(2-5)を使用して、加速度応答スペクトル  $S_a(T)$  から計算した。

$$S_v(T) = S_a(T) / (2\pi/T) \quad (2-5)$$

## 2.6 周期間相関

ばらつきを考慮した地表面の応答は、MCSにおいて、加速度応答スペクトルの常用対数の平均値と常用対数標準偏差を式(2-6)に代入することにより算定した。

$$\log S_a(T) = \log \hat{S}_a(T) + \sigma \cdot Z \quad (2-6)$$

ここに、 $\log S_a(T)$ は固有周期  $T$  における加速度応答スペクトルの常用対数、 $\log \hat{S}_a(T)$ は式(2-1)を用いて得られた平均値、 $\sigma$  は GMPE の常用対数標準偏差、 $Z$  は標準正規乱数である。2つの異なる固有周期で  $Z$  を計算する際に、図 2.6-1 に示す Baker and Jayaram によって提案された周期間相関を考慮した[94]。特に、Baker and Jayaram は、様々なサイトの様々な地震の観測記録を対象として、固有周期  $T$  における観測記録と GMPE を用いて算定された応答との間の残差を決定した[94]。彼らは、図 2.6-1 に示すとおり、2つの固有周期での残差の相関係数を計算し、固有周期  $T_1$  と  $T_2$  の関数として表した。 $T_1=0.3$  秒と  $T_2=3.0$  秒の場合、周期間相関は  $\rho=0.25$  となる。ばらつき  $\sigma$  と周期間相関  $\rho$  は、震源と地表面間の地震動におけるばらつきを表す。

機器応答のばらつきは、式(2-6)を使って算定された  $S_a(T)$  に対して、別途、対数標準偏差  $\beta'$  を使って考慮する。

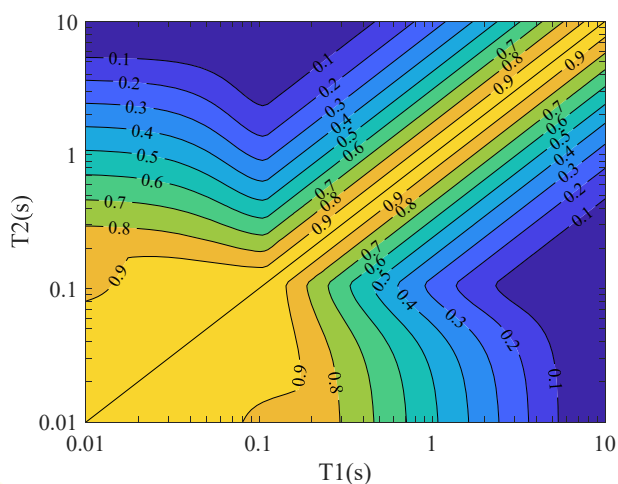


図 2.6-1 Baker and Jayaram によって提案された固有周期  $T_1$  および  $T_2$  に対する周期間相関の推定値のコンター図[94]

## 2.7 ばらつきを考慮した機器耐力および機器応答の算定式

### 1) 機器耐力

ばらつきを考慮した耐震機器および免震機器の耐力をそれぞれ式(2-7)および式(2-8)で算定する。

$$S_{v, cap}(T_1) = \left(\frac{T_1}{2\pi}\right) \cdot S_{a, UHS(H=10^{-5})}(T_1) \cdot e^{\beta Z_1} \quad (2-7)$$

$$S_{v, cap}(T_2) = \left(\frac{T_2}{2\pi}\right) \cdot S_{a, UHS(H=10^{-5})}(T_2) \cdot e^{\beta Z_2} \quad (2-8)$$

ここに、 $S_{v, cap}(T)$ ：固有周期  $T$  における機器の耐力(疑似速度応答スペクトル)(cm/s)

$T_1, T_2$ ：耐震機器および免震機器の固有周期(秒)

$S_{a, UHS(H=10^{-5})}(T)$ ：固有周期  $T$  における年超過頻度  $10^{-5}(\text{year}^{-1})$  の加速度  $UHS(\text{cm/s}^2)$

$\beta$ ：耐力のばらつきを示す対数標準偏差

$Z_1, Z_2$ ：標準正規乱数(平均が 0, 分散が 1 の正規分布にしたがう乱数)

### 2) 地表面応答

GMPE のばらつき、および周期間相関を考慮した耐震機器および免震機器の固有周期に対応する地上面の応答をそれぞれ式(2-9)および式(2-10)で算定する。

$$S_{v, surf}(T_1) = \left(\frac{T_1}{2\pi}\right) \cdot \hat{S}_a(T_1) \cdot 10^{\sigma Z_3} \quad (2-9)$$

$$S_{v, surf}(T_2) = \left(\frac{T_2}{2\pi}\right) \cdot \hat{S}_a(T_2) \cdot 10^{\sigma(\rho Z_3 + \sqrt{1-\rho(T_1, T_2)^2} Z_4)} \quad (2-10)$$

ここに、 $S_{v, surf}(T)$ ：固有周期  $T$  における地表面の疑似速度応答スペクトル(cm/s)

$\hat{S}_a(T)$ ：固有周期  $T$  における GMPE による加速度応答スペクトルの中央値( $\text{cm/s}^2$ )

$\sigma$ ：GMPE のばらつき

$\rho(T_1, T_2)$ ：固有周期  $T_1$  と  $T_2$  間の周期間相関(図 2.6-1 の算定式より算定)

$Z_3, Z_4$ ：標準正規乱数

### 3) 機器応答

ばらつきを考慮した耐震機器および免震機器の応答をそれぞれ式(2-11)および式(2-12)で算定する。

$$S_{v, dev}(T_1) = S_{v, surf}(T_1) \cdot e^{\beta' Z_5} \quad (2-11)$$

$$S_{v, dev}(T_2) = S_{v, surf}(T_2) \cdot e^{\beta' Z_6} \quad (2-12)$$

ここに、 $S_{v, dev}(T)$ ：固有周期  $T$  における機器応答(疑似速度応答スペクトル)(cm/s)

ここに、 $\beta'$ ：応答のばらつきを示す対数標準偏差

$Z_5, Z_6$ ：標準正規乱数

## 2.8 耐震多様性を考慮したシステムのグループフラジリティ曲線の算定

耐震多様性を有するシステムを，原子力発電所全体のシステム解析に反映させて，炉心損傷頻度(CDF)等のリスク評価を行うためには，耐震多様性を有するシステムのグループフラジリティ曲線を設定する必要がある。多様性の考慮方法は図 2.8-1 のとおりであり，例えば，耐震機器 B と免震機器 C の並列システムを，解析負荷低減のために部分システム G として，多様性を考慮したグループフラジリティ曲線を評価する。グループフラジリティ曲線は，リスク評価における多様性システムの損傷判定結果をもとに，地震動強度レベルごとに損傷確率を算定して設定する。多様性を考慮したシステムのグループフラジリティ曲線算定フローを図 2.8-2 に示す。

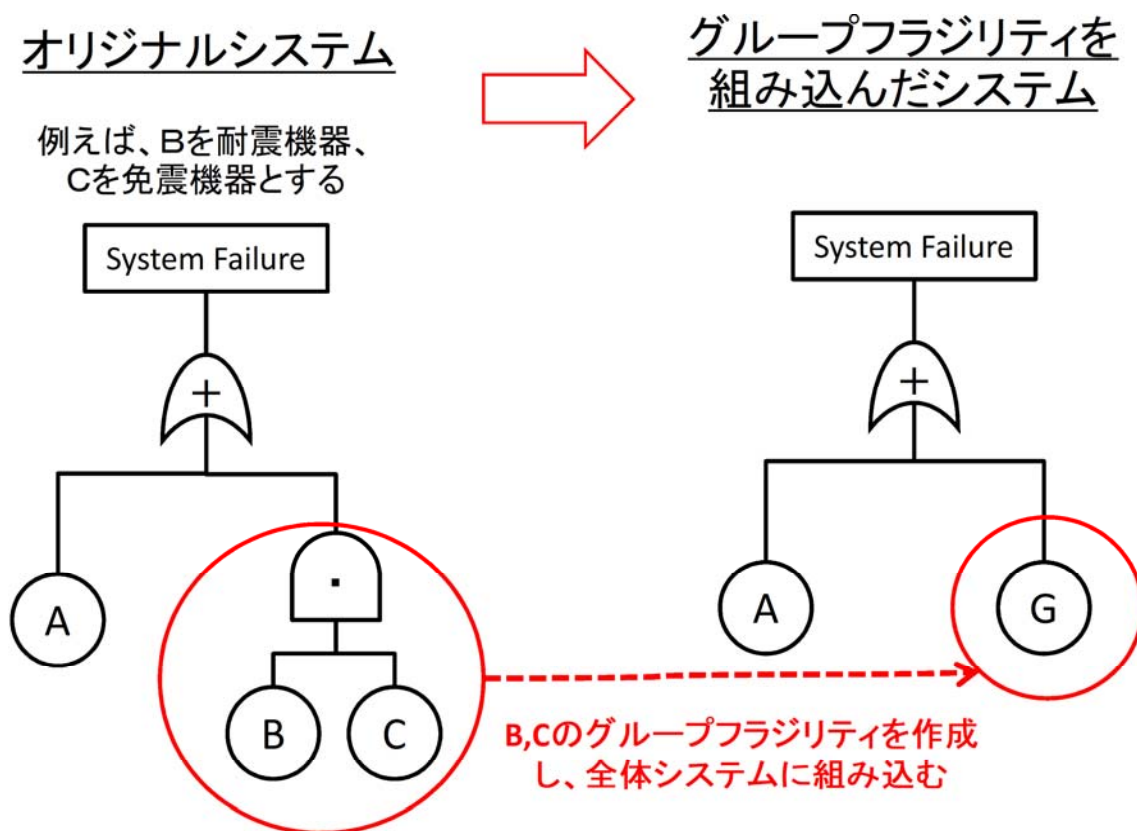


図 2.8-1 多様性の考慮方法の概念図

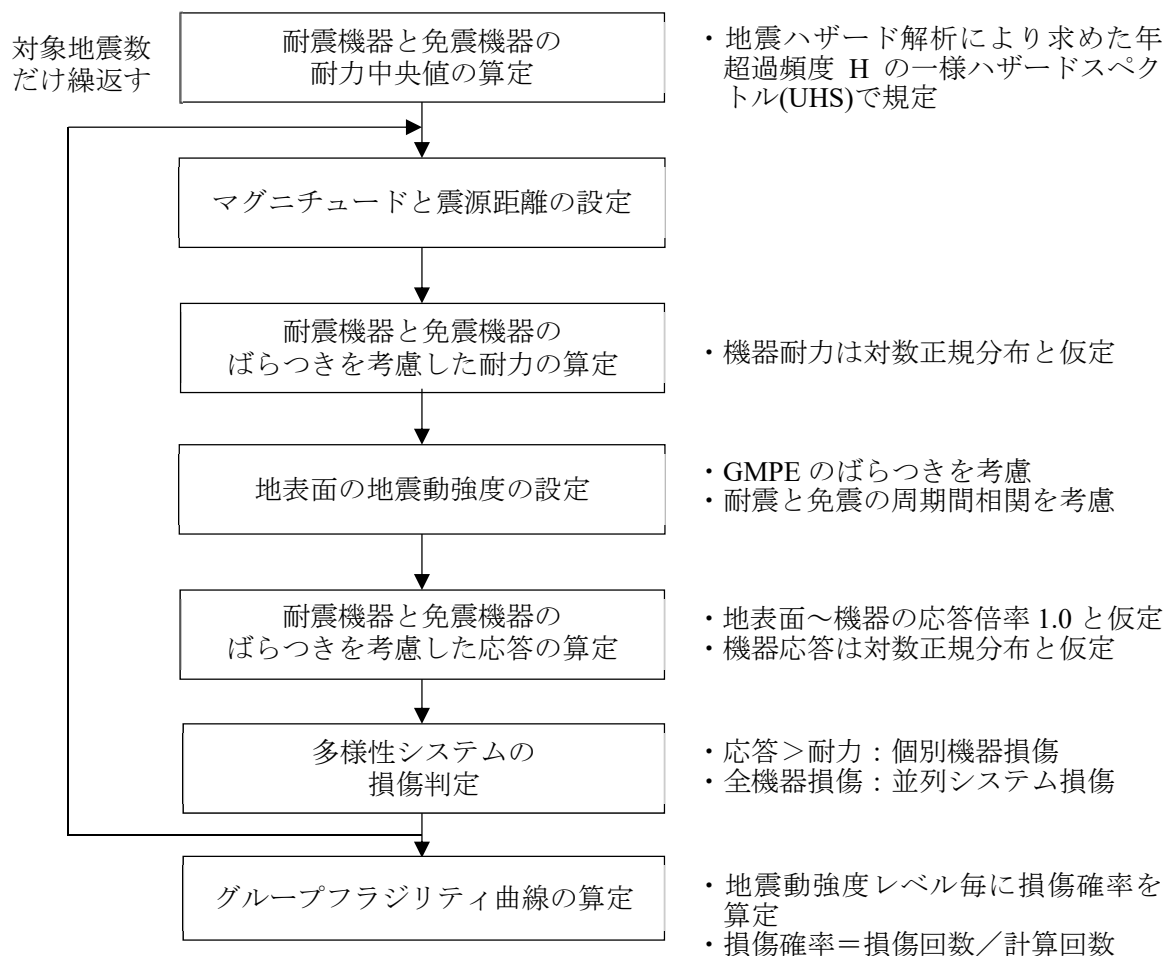


図 2.8-2 多様性を考慮したシステムのグループフラジリティ曲線算定フロー

## 2.9 一様ランダム震源に対する評価結果

### 1) 検討目的

ここでは、仮想の領域震源内に、図 2.9-1 に示す固有周期が異なる 2 つの機器から構成される並列システムと直列システムがあると仮定する。また、提案するリスク評価手法は、地震動の応答スペクトル特性と機器の固有周期との関係に着目し、耐震多様性によるリスク低減効果を定量的に評価する[11]。

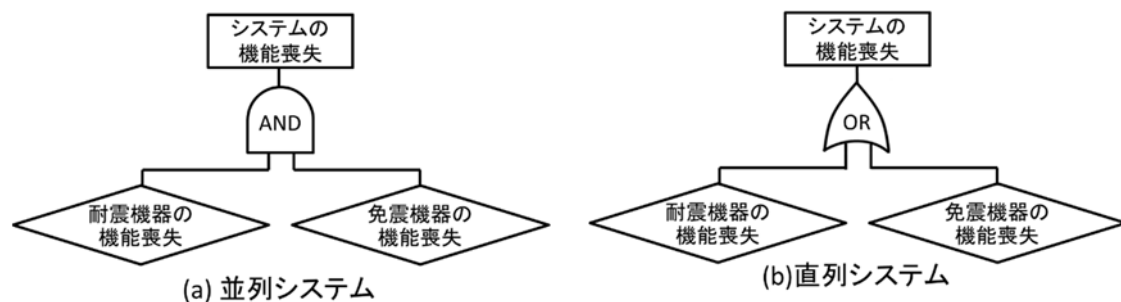


図 2.9-1 対象システム[11]

### 2) 地震環境

図 2.9-2 に示すように、サイトは半径 200km の円形の領域震源の中心にあると仮定した。マグニチュードの発生確率は、下限を 5.0、上限を 7.5、b 値 1.0 の条件で、Gutenberg-Richter の式に従い、100 年に 1 回領域震源内で発生すると仮定した。また、震央は領域内でランダムとし、震源深さは 10km とした。以上の条件で、年超過頻度  $10^{-5}(\text{year}^{-1})$  の一様ハザードスペクトル(UHS)を計算し、固有周期 T1 および T2 の疑似速度応答スペクトルを、それぞれ耐震機器(SDD)と免震機器(SID)の耐力中央値に設定した。

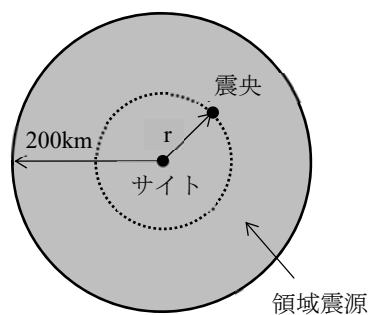


図 2.9-2 領域震源とサイトの位置関係[94]

### 3) 地震動予測式 (GMPE)

本検討では、安中ら(1997)[95]によって提案された式(2-13)に示す GMPE を使って加速度応答スペクトルを算定する。式(2-13)は、S 波速度が 300 m/s 以上 600m/s 未満の地表面における、減衰定数 5%の加速度応答スペクトルを予測する。安中ら(1997)は、日本で発生したマグニチュード 5.0 以上の地震を距離 500km 以下で観測した記録に対して回帰分析を行い、式(2-13)を得た。

$$\log \hat{S}_a(T) = c_m M + c_h H - c_d \log(R + c_1 \exp(c_2 M)) + c_0 \quad (2-13)$$

ここに、 $\log \hat{S}_a(T)$ は加速度応答スペクトルの常用対数の平均値、 $M$  はマグニチュード、 $H$  は震源深さ(km)、 $R$  は断層までの最短距離(km)、 $c_m$ ,  $c_h$ ,  $c_d$ ,  $c_0$ ,  $c_1$  および  $c_2$  は回帰係数を示す。回帰係数  $c_1$  と  $c_2$  は定数値であり、その他は固有周期の関数である。式(2-13)は、加速度応答スペクトルの常用対数の平均値を示し、対数標準偏差も、別途固有周期ごとに算定される。さらに、機器の耐力と応答は、疑似速度応答スペクトル  $S_v(T)$  で表されるが、 $S_v(T)$  は、式(2-14)を使って加速度応答スペクトル  $S_a(T)$  から算定される。

$$S_v(T) = S_a(T)/(2\pi/T) \quad (2-14)$$

### 4) 一様ハザードスペクトル (UHS)

PSHA で算定した年超過頻度  $10^{-5}(\text{year}^{-1})$  の UHS を図 2.9-3 に示す。同図には近距離小規模地震 ( $M6.5$ ,  $R=5\text{km}$ ) と遠距離大規模地震 ( $M7.5$ ,  $R=40\text{km}$ ) の加速度応答スペクトルおよび疑似速度応答スペクトルも示す。同図より、近距離小規模地震は全ての固有周期で UHS に近く、遠距離大規模地震は固有周期が 1.0 秒より短周期では UHS より小さく、長周期では UHS より大きい。したがって、近距離小規模地震の方が UHS への貢献度が大きい。以降では、SDD の固有周期を  $T1=0.3$  秒、SID の固有周期を  $T2=3.0$  秒とする。図 2.9-3 より、SDD の耐力中央値は 32cm/s、SID の耐力中央値は 16 cm/s となる。

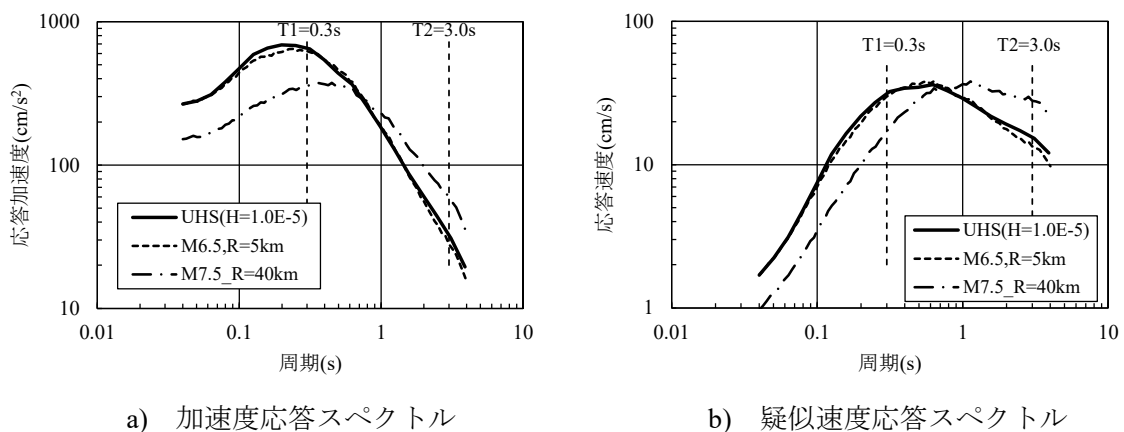


図 2.9-3 UHS(減衰定数 5%)[94]

## 5) モンテカルロシミュレーション (MCS) におけるサンプルサイズ

MCS における損傷確率に対するサンプルサイズの影響を検討した。図 2.9-4 は、SDD と SID から構成される並列システムにおけるサンプルサイズと損傷確率の関係を示しており、各サンプルサイズにおいて、乱数セットが異なる 5 つのケースの損傷確率をプロットしている。図 2.9-4 に示すように、サンプルサイズが大きくなると、乱数セット間の損傷確率の差は小さくなる。以降の検討では、損傷確率の差がそれ以上増加しない最小のサンプルサイズ 1,000,000 を採用した。

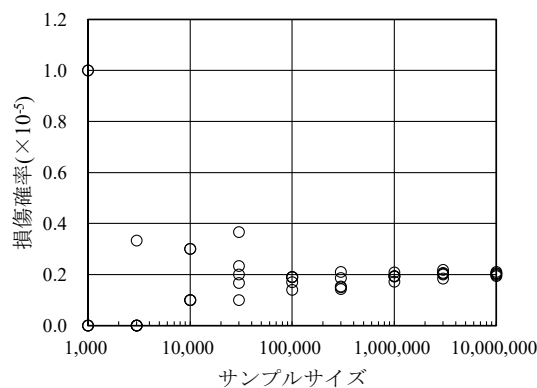
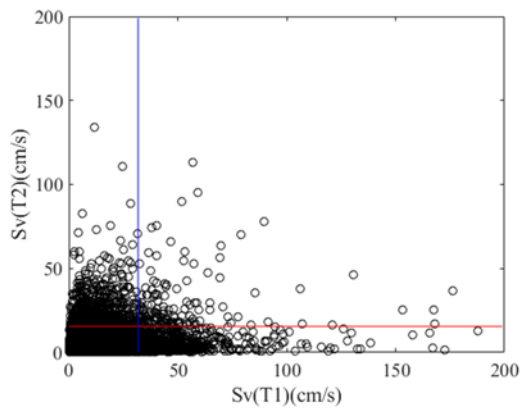


図 2.9-4 サンプルサイズと並列システムの損傷確率の関係

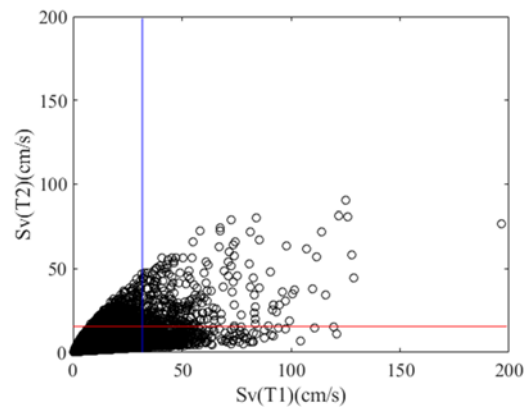
(T1=0.3 秒, T2=3.0 秒, Baker et al.の周期間相関  $\rho=0.25$ , 耐力のばらつき  $\beta=0.3$ ) [94]

## 6) 周期間相関と機器応答の関係

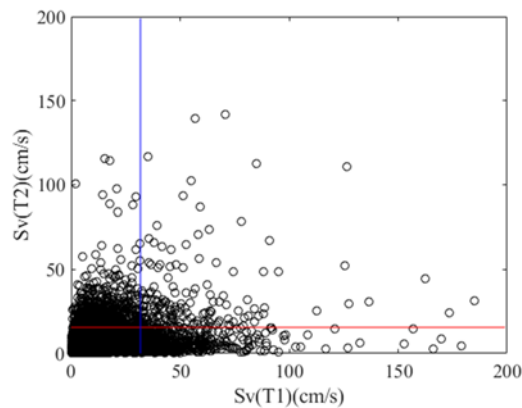
図 2.9-5 は、MCS によって算定された SDD と SID の疑似速度応答スペクトルの散布図を示す。同図の横軸は SDD の応答、縦軸は SID の応答、実線はそれぞれの耐力中央値を示す。図 2.9-5 (a) は無相関( $\rho=0.0$ )の場合を、(b) は完全相関( $\rho=1.0$ )の場合を、(c) は Baker et al.によって提案された周期間相関( $\rho=0.25$ )の場合を示す。これらの図より、相関係数の大きさと、応答のばらつきの大きさとの間には負の相関があることが分かる。以降の検討では、(c) に示す Baker et al.によって提案された周期間相関を使用する。(c) のばらつきの大きさは、(a) のばらつきと、(b) のばらつきの中間となる。



(a) 無相関( $\rho=0.0$ )



(b) 完全相関( $\rho=1.0$ )



(c) Baker et al.の相関( $\rho=0.25$ )

図 2.9-5 SDD および SID の疑似速度応答スペクトルの散布図( $T_1=0.3$  秒,  $T_2=3.0$  秒) [94]

## 7) 周期間相関と損傷確率の関係

周期間相関  $\rho$  と損傷確率の関係を検討するために、Baker et al.によって提案された周期間相関、無相関( $\rho=0.0$ )、完全相関( $\rho=1.0$ )の 3 ケースについて検討した。全てのケースで、機器耐力のばらつき  $\beta$  はゼロとした。なお、本検討において機器応答に関わる GMPE のばらつきは考慮しているが、応答のばらつきは考慮していない。

表 2.9-1、図 2.9-6 および図 2.9-7 に、各ケースの損傷確率を示す。3 ケースのうち Baker et al.の周期間相関が最も現実的であるため、主にこのケースに着目する。単独機器の損傷確率は、SDD と SID の両方でほぼ  $10^{-5}(\text{year}^{-1})$  となり、UHS の年超過確率とほぼ一致している。当然のことながら単独機器の損傷確率は、周期間相関の影響を受けない。

$\rho=0.25$  の場合、同一機器の並列システムの損傷確率は、単独機器の損傷確率とほぼ同じとなった。これは、応答のばらつきを考慮していないためである。一方、異なる機器の並列システムの損傷確率は  $0.16 \times 10^{-5}(\text{year}^{-1})$  となり、単独機器の損傷確率より 84% 低くなった。したがって、既設

を耐震補強する場合には、既存の機器と同一機器を追加するよりも、異なる機器を並列に追加する方が、より大きなリスク低減効果が期待できる。

$\rho=0.25$  の場合、同一機器の直列システムの損傷確率は、単独機器の損傷確率とほぼ同じとなった。一方、異なる機器の直列システムでは、様々な周期帯の地震動に反応するため、損傷確率は  $1.82 \times 10^{-5}(\text{year}^{-1})$  となり、単独機器の損傷確率より 82% 高くなった。したがって、耐震多様性を直列システムに適用する場合は、注意が必要となる。

並列システムの損傷確率は、周期間相関の増大に伴って増大した。一方、直列システムの損傷確率は、周期間相関の増大に伴って減少した。

以上の結果より、システムの損傷確率は周期間相関に依存するため、周期間相関の設定は重要である。

表 2.9-1 周期間相関と損傷確率の関係( $\beta=0.0$ ) [94]

機器構成		損傷確率( $\times 10^{-5}$ )		
		無相関 $\rho=0.0$	Baker他 の 周期間相関 $\rho=0.25$	完全相関 $\rho=1.0$
単独 機器	SDD	1.00	1.00	1.02
	SID	1.02	0.98	1.01
並列 システム	SDD + SDD	0.15	1.02	1.03
	SID + SID	0.39	1.01	0.95
	SDD + SID	0.16	0.16	0.33
直列 システム	SDD + SDD	1.80	1.02	1.03
	SID + SID	1.60	1.01	0.95
	SDD + SID	1.86	1.82	1.69

\* SDD:耐震機器( $T=0.3\text{s}$ )

\* SID:免振機器( $T=3.0\text{s}$ )

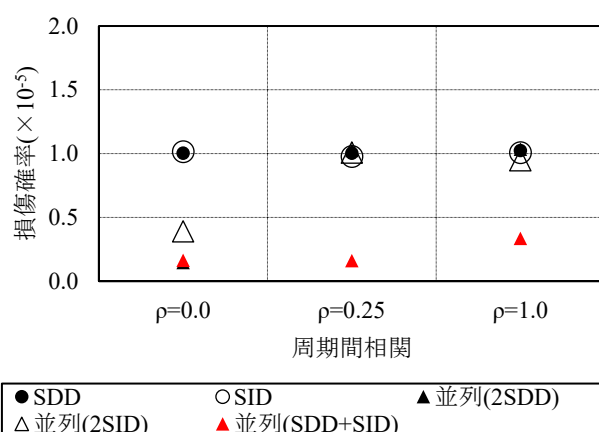


図 2.9-6 周期間相関と損傷確率の関係(単独機器および並列システム,  $\beta=0.0$ )

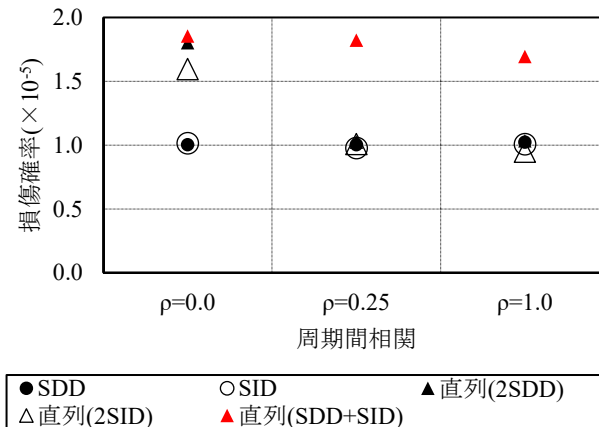


図 2.9-7 周期間相関と損傷確率の関係(単独機器および並列システム,  $\beta=0.0$ )

#### 8) 機器耐力のばらつきと損傷確率の関係

耐力のばらつき  $\beta$  と損傷確率の関係を検討するために,  $\beta=0.1, 0.3$  および,  $0.5$  の 3 つのケースを検討した。全てのケースで, Baker et al.の周期間相関を使った。

表 2.9-2, 図 2.9-8 および図 2.9-9 に, 各ケースの損傷確率を示す。単独機器の損傷確率は,  $\beta$  の増加に伴って増大し, SDD 単独の場合には,  $\beta=0.1, 0.3$  および  $0.5$  の場合の損傷確率は, それぞれ,  $1.03 \times 10^{-5}(\text{year}^{-1})$ ,  $1.31 \times 10^{-5}(\text{year}^{-1})$  および  $1.83 \times 10^{-5}(\text{year}^{-1})$  となった。

並列システムの損傷確率は,  $\beta$  が増加しても, 単独機器の損傷確率ほど増加しない。 $\beta=0.5$  の場合, 単独機器の損傷確率  $1.83 \times 10^{-5}(\text{year}^{-1})$  に対して, 同一機器の並列システムでは  $0.81 \times 10^{-5}(\text{year}^{-1})$ , 異なる機器の並列システムでは  $0.26 \times 10^{-5}(\text{year}^{-1})$  となった。両方の並列システムの損傷確率は単独機器の損傷確率よりも小さく, リスク低減効果が確認できた。しかしながら, リスク低減効果は, 同一機器の並列システム(多重性システム)よりも異なる機器の並列システム(多様性システム)の方が大きく, 耐震多様性の効果が現れた。

直列システムの損傷確率は,  $\beta$  の増加に伴って増加する。 $\beta=0.5$  の場合, 単独一機器の損傷確率  $1.83 \times 10^{-5}(\text{year}^{-1})$  に対して, 同一機器の直列システムでは  $2.78 \times 10^{-5}(\text{year}^{-1})$ , 異なる機器の直列システムでは  $3.21 \times 10^{-5}(\text{year}^{-1})$  となり, 単独機器の損傷確率よりも大きくなった。

表 2.9-2 機器耐力のばらつきと損傷確率の関係( $\rho=0.25$ ) [94]

機器構成		損傷確率( $\times 10^{-5}$ )		
		$\beta=0.1$	$\beta=0.3$	$\beta=0.5$
単独機器	SDD	1.03	1.31	1.83
	SID	0.99	1.24	1.64
並列システム	SDD + SDD	0.94	0.72	0.77
	SID + SID	0.88	0.74	0.81
	SDD + SID	0.18	0.22	0.26
直列システム	SDD + SDD	1.26	1.72	2.78
	SID + SID	1.12	1.59	2.52
	SDD + SID	1.84	2.33	3.21

\* SDD:耐震機器( $T=0.3s$ )

\* SID:免振機器( $T=3.0s$ )

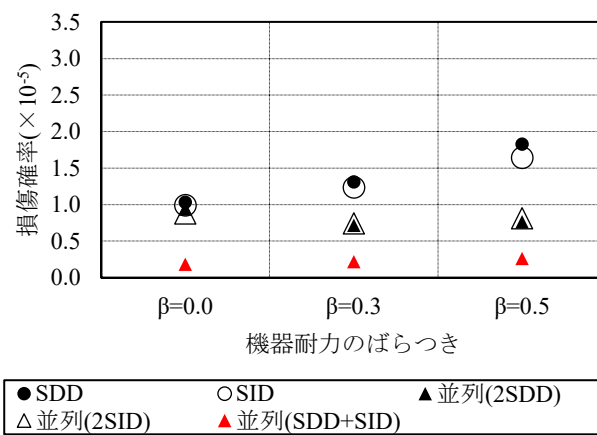


図 2.9-8 機器耐力のばらつきと損傷確率の関係(単独機器および並列システム,  $\rho=0.25$ )

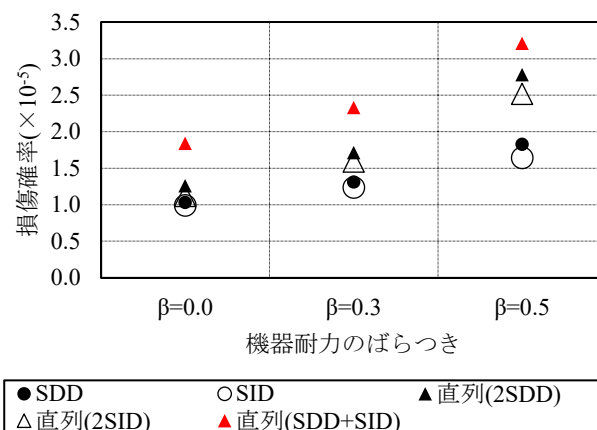
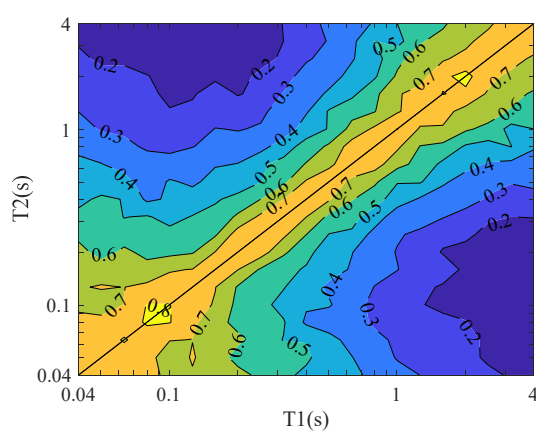


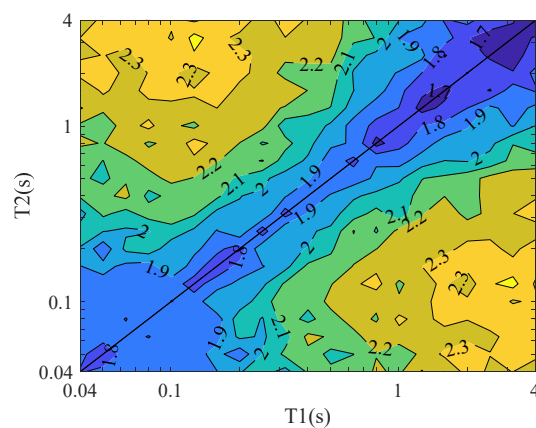
図 2.9-9 機器耐力のばらつきと損傷確率の関係(単独機器および並列システム,  $\rho=0.25$ )

## 9) 損傷確率のコンター図

これまでは、固有周期が 0.3 秒の耐震機器と固有周期が 3.0 秒の免震機器で構成されるシステムの損傷確率を検討した。ここでは、固有周期の様々な組み合わせに対するシステムの損傷確率を算定した。図 2.9-10 は、2 つの固有周期の関数としてシステムの損傷確率を示す。同図は、GMPE が適用可能な固有周期が 0.04～4.0 秒の範囲の損傷確率を示す。図 2.9-10(a) に示す並列システムの損傷確率の分布は、図 2.6-1 に示す Baker et al.によって提案された周期間相関の分布と類似しており、周期間相関が大きいほど損傷確率は大きい。一方、図 2.9-10(b) に示す直列システムの損傷確率の分布は、周期間相関が大きいほど損傷確率が小さい。これらの図表を使うことで、システムのリスクを最小化する固有周期の組み合わせを確認することができる。



(a) 並列システム



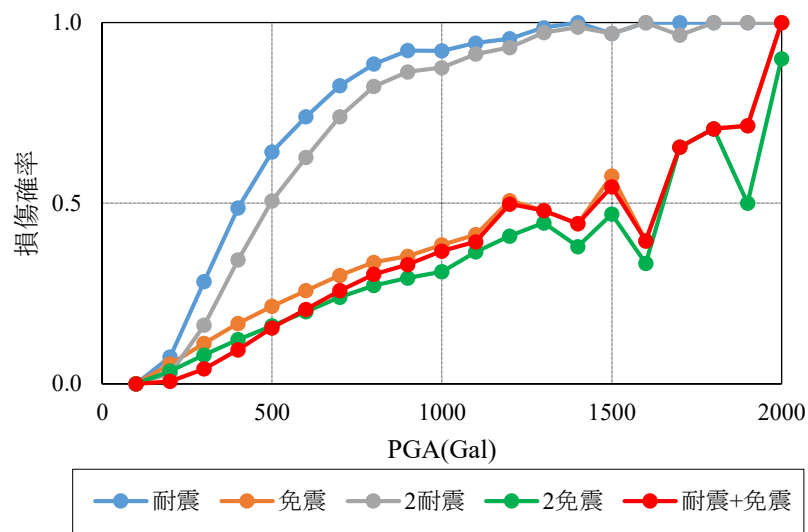
(b) 直列システム

図 2.9-10 損傷確率のコンター図(単位 :  $10^{-5}$ )(Baker et al.の周期間相関,  $\beta=0.3$ ) [94]

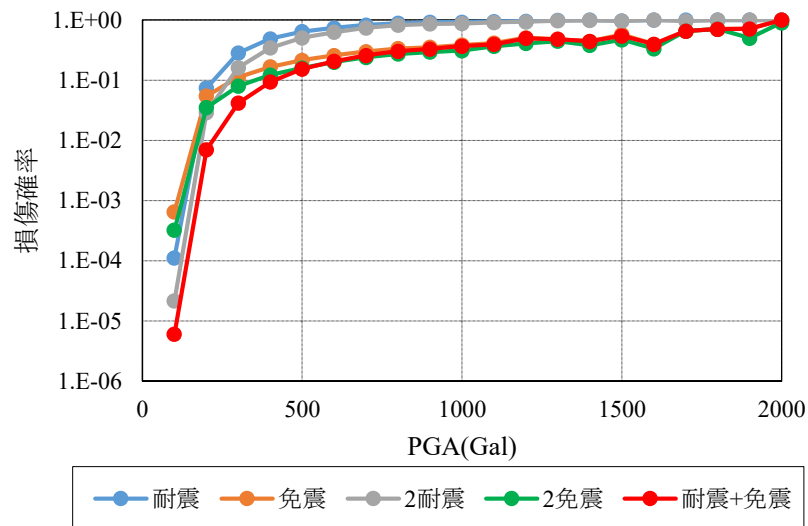
## 10) フラジリティ曲線

耐震機器と免震機器の固有周期を、それぞれ 0.3 秒と 3.0 秒とし、Baker et al.の周期間相関を用いて、機器耐力および応答のばらつきを、それぞれ  $\beta=0.3$  と  $\beta'=0.2$  とした条件で、一様ランダムな領域震源に対するリスク評価を行い、単独機器(耐震機器 SDD, 免震機器 SID), 2 基の並列システム(2SDD, 2SID および SDD+SID)のフラジリティ曲線を算定した。フラジリティ曲線における地震動強度指標は最大加速度(PGA)とした。なお、モンテカルロシミュレーションにける結果が収束するための計算回数は、年損傷確率を算定した場合の  $10^6$  回(図 2.9-4 参照)よりも 100 倍多い  $10^8$  回であった。

フラジリティ曲線の算定結果を図 2.9-11 に示す。損傷確率を一般的な実数軸で示した a)図から、PGA は固有周期が短周期の耐震機器の損傷確率と相関が高いため、全般的に免震機器よりも耐震機器のみの場合の方が損傷確率が高くなる。しかしながら、損傷確率を対数軸で示した b)図から、リスクに影響が大きい低 PGA では免震機器の方が損傷確率が高くなる。また、耐震機器と免震機器から構成される多様性を有するシステムでは低 PGA で損傷確率が最小となり、最もリスク低減効果が大きいことが分かる。



a) 縦軸を実数軸で表示



b) 縦軸を対数軸で表示

図 2.9-11 単独機器および2基の並列システムの fragility 曲線

## 11) まとめ

本研究では、耐震機器と免震機器から構成される並列システムと直列システムのリスク評価手法を提案し、比較的シンプルな一様ランダムな領域震源に適用することで、耐震多様性によるリスク低減効果を定量的に把握した。また、耐震多様性を有するシステムのリスク低減効果を、原子力発電所全体の炉心損傷頻度(CDF)等のリスク評価に反映するためのグループフラジリティ曲線の評価方法およびその計算例を示した。本検討により以下の知見を得た。

- ・ 並列システムではリスク低減効果が見られたが、直列システムでは様々な周期帯の地震動に反応するためリスクが増大した。
- ・ 既存の機器に、新しい機器を追加する場合、同一タイプの機器を追加するのではなく、別のタイプの機器を並行に追加すると、より大きなリスク低減効果が期待できる。
- ・ システムの損傷確率は周期間相関に依存するため、周期間相関の設定は重要である。
- ・ 機器耐力のばらつき  $\beta$  の大きさと単独機器の損傷確率の大きさとの間には正の相関があった。また、並列システムでは、 $\beta$  が大きいほど、リスク低減効果が期待できる。
- ・ 2 つの機器の固有周期を様々な組み合わせで作成した損傷確率のコンター図を使って、システムのリスクを最小化する固有周期の組み合わせを確認することができる。
- ・ 耐震多様性を有するシステムの地震リスク評価結果をもとに、グループフラジリティ曲線を算定し、原子力発電所全体のシステム解析に組み込むことで、耐震多様性を考慮した炉心損傷頻度(CDF)等のリスク評価が可能となる。
- ・ 耐震多様性を有するシステムのグループフラジリティ曲線を評価するためには、単純な一様ランダムな領域震源に対しても  $10^8$  回程度の計算が必要であり、計算負荷の低減が課題である。

## 2.10 第2章のまとめ

### 1) 本研究における耐震多様性とロバストネスの定義

様々な分野における「多様性」と「ロバストネス」の定義を参考として、本研究における定義を下記のとおり決定した。

耐震多様性を有するシステムとは、「重大な地震災害による共通原因故障の発生によるシステム全体の機能喪失のリスクを低減するために、固有周期と減衰が異なる複数の機器で構成される並列システム」と定義した。

ロバストネスは、「設計基準を超える地震動を含む様々なタイプの地震動が作用したとしても、機能を維持するシステムの能力」と定義した。

### 2) 耐震多様性とロバストネスの評価方法の提案

固有周期の異なる複数の機器から成る並列システムを対象とした確率論的リスク評価を使って算定した損傷確率によって、対象サイトの地震環境に基づいた耐震多様性の有効性の評価と、設計基準を超えるような地震動を含む様々なタイプの地震に対するロバストネスの評価方法を提案した。

### 3) 一様ランダム震源に対する評価結果

簡易なケースとして、仮想の一様ランダム震源における2基の機器から成るシステムを対象として、提案法を適用して耐震多様性を有するシステムの有効性を定量的に評価するとともに、原子力発電所全体のシステム解析に適用して炉心損傷頻度(CDF)等のリスク評価を行うためにグループフラジリティ曲線の評価した。その結果、以下の知見を得た

- ・並列システムではリスク低減効果が見られたが、直列システムでは様々な周期帯の地震動に反応するためリスクが増大した。
- ・既存の機器に、新しい機器を追加する場合、同一タイプの機器を追加するのではなく、別のタイプの機器を並行に追加すると、より大きなリスク低減効果が期待できる。
- ・システムの損傷確率は周期間相関に依存するため、周期間相関の設定は重要である。
- ・機器耐力のばらつきの大きさと単独機器の損傷確率の大きさとの間には正の相関があった。また、並列システムでは、 $\beta$  が大きいほど、リスク低減効果が期待できる。
- ・2つの機器の固有周期を様々な組み合わせで作成した損傷確率のコンター図を使って、システムのリスクを最小化する固有周期の組み合わせを確認することができる。
- ・耐震多様性を有するシステムの地震リスク評価結果をもとに、グループフラジリティ曲線を算定し、原子力発電所全体のシステム解析に組み込むことで、耐震多様性を考慮した炉心損傷頻度(CDF)等のリスク評価が可能となる。
- ・耐震多様性を有するシステムのグループフラジリティ曲線进行评估するためには、単純な一様ランダムな領域震源に対しても  $10^8$  回程度の計算が必要であり、計算負荷の低減が課題である。

なお、実際の地震環境におけるシステムを対象とした評価は、「第5章 耐震多様性とロバストネスの評価に関する提案法の実サイトへの適用」において行う。

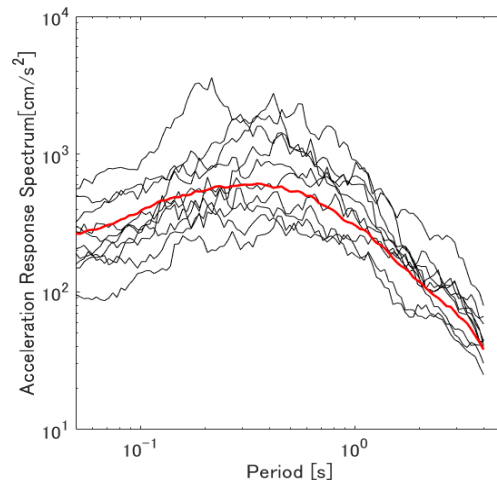
### 第3章 周期間相関を考慮した地震ハザード評価

#### 3.1 概要

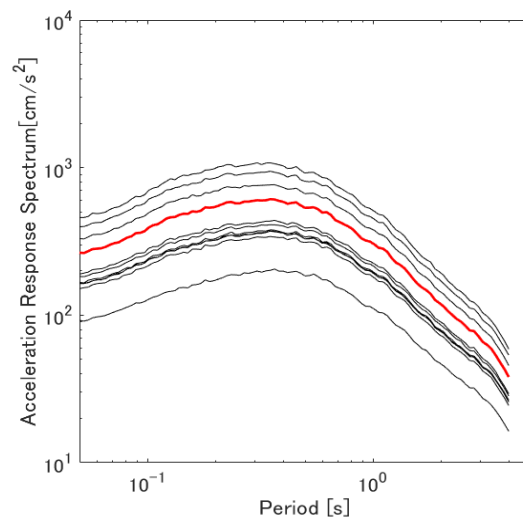
地震による共通原因故障を避けるために、耐震機器と免震機器を並列に設置した耐震多様性の有効性を評価するためには、耐震機器と免震機器それぞれに作用する現実的な地震動を評価する必要がある。「第5章 耐震多様性とロバストネスの評価に関する提案法の実サイトへの適用」では、対象地点から半径 400km の範囲内の全ての地震に対して、機器耐力と機器応答のばらつきを考慮したモンテカルロシミュレーション(MCS)により  $10^{10}$  オーダーの莫大なケース数を扱う。このため、解析負荷の低減のために、機器に作用する地震動は、比較的簡単な計算で評価できる地震動予測式(GMPE)により求める。GMPE では地震タイプ(海溝型地震、地殻内地震等)、マグニチュード、サイトから断層までの震源距離を与えることで、常用対数の応答スペクトルの平均および標準偏差が算定できる。標準偏差は、多数の地震観測記録を回帰分析して求められたもので、固有周期毎に独立で、固有周期間の関係(周期間相関)は考慮されていない。

マグニチュード 7.3、震源深さ 10km、最短距離 20km の条件で、GMPE を用いて算定した加速度応答スペクトルを図 3.1-1 に示す。同図に GMPE のばらつきを考慮した 10 ケースを黒線で、10 ケースの平均値を赤線で示す。(a)は Baker and Jayaram[73]の相関係数(周期間の相関係数)を用いた場合、(b)は周期間相関を 1.0 とした完全相関の場合、(c)は周期間相関を 0.0 とした無相関の場合を示す。10 ケースの平均を示す赤線は、(a),(b)および(c)で一致するが、個々のケースを示す黒線は大きく異なり、(a)が最も現実的な応答スペクトルの形状と考えられる。

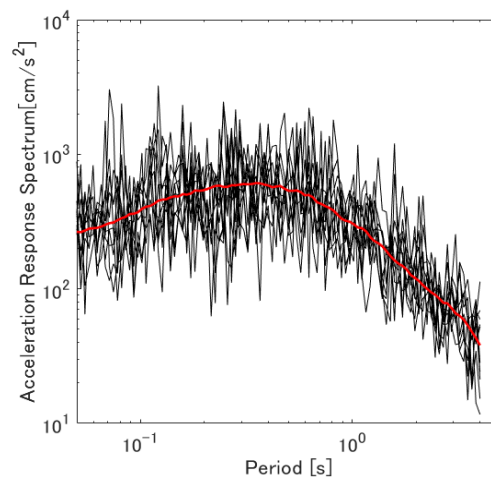
本章では、多数の地震観測記録を回帰分析して求めた Baker and Jayaram の周期間相関を概説するとともに、特定地点における特定地震を想定した断層モデルを用いたシミュレーションにより算定した周期間相関について検討し、第5章で用いるべき周期間相関について検討する。



(a) Baker and Jayaram の周期間相関



(b) 完全相関



(c) 無相関

図 3.1-1 周期間相関の違いによる加速度応答スペクトルの比較[96]

### 3.2 断層モデルを用いた特定地震の周期間相関の検討

周期間相関に関する既往の研究は、GMPE と同様に多数の観測記録を用いた検討が主流である。周期間相関の分布を左右するパラメータは、震源特性、伝播経路特性、サイト増幅特性のそれぞれに起因するばらつきが相当すると考えられる。わが国では 1995 年兵庫県南部地震以降、全国的な強震観測網が高密度に整備されてきているため、伝播経路特性やサイト増幅特性については、多様性を持った観測データセットを確保できるものと期待される。一方、震源特性については、これまでに M7 クラス以上の大規模地震の事例が多数蓄積されてきているものの、統計的な検討には必ずしも十分とは言えない。また特定地点の機器や構造物を対象として設計用入力地震動を考える際には、地点近傍の活断層を震源に想定した場合の地震動が支配的になることが多い。このような場合には、あらかじめ設定された震源断層内の微視的な震源過程のばらつきが周期間相関に影響する寄与が相対的に大きくなることが予想される。このような微視的震源パラメータのばらつきに伴う地震動特性を明らかにするためには、断層モデルに基づく数値シミュレーションによる検討がより適しているものと考えられる。

本節では、統計的グリーン関数法(以下、「SGFM」と記載)による強震動波形計算から特定地点における特定地震(いわゆるシングルステーション・シングルパス)の状況下における周期間相関を抽出し、その特徴について議論する。

#### 3.2.1 検討方法

断層モデルによる周期間相関の検討フローを図 3.2.1-1 に示す。最初に、シングルステーション・シングルパスの状況下における周期間相関を評価するための震源特性、伝播経路特性、サイト増幅特性の条件設定を行う。次に、SGFM を用いて断層諸元のばらつきを考慮しない場合の基本的な地震動を評価、考察する。断層パラメータは、地震調査研究推進本部の『震源断層を特定した地震の強震動予測手法(「レシピ」)(2017.4)』[97]に基づき設定し、SGFM を用いて地表面の地震動を算定する。最後に、モンテカルロシミュレーション(MCS)を用いて、断層諸元のばらつきを考慮した 500 ケースの地表面の地震動を算定する。また、算定した各ケースの加速度応答スペクトルと地震動予測モデル(安中式 [95]および耐専スペクトル [98])による加速度応答スペクトル間の残差を求め、回帰分析により周期間相関を評価し、Baker and Jayaram の周期間相関との比較を行う。

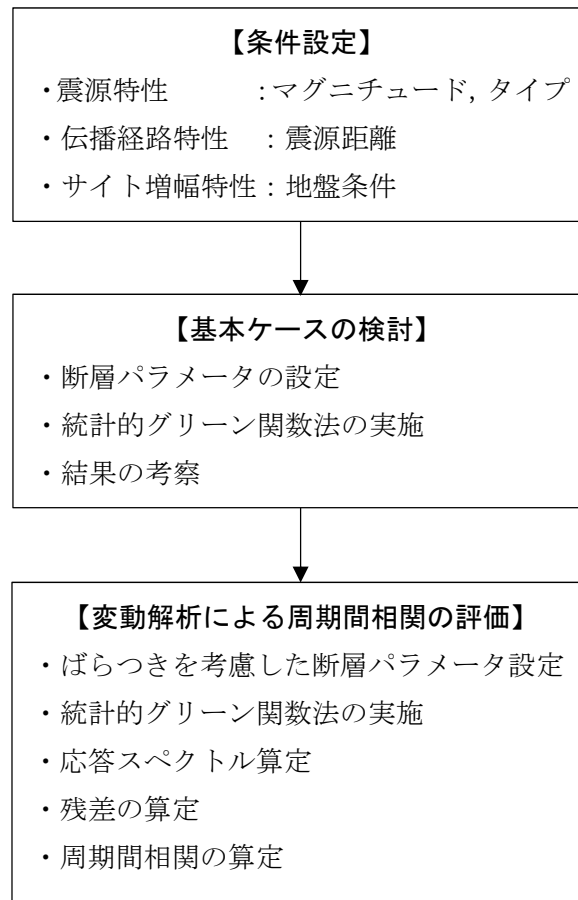


図 3.2.1-1 断層モデルによる周期間相関の検討

### 3.2.2 検討条件

#### 1) 震源特性および伝播経路特性

解析ケースにおいて、地震規模は新潟県中越沖地震相当の  $M_j6.9$  および兵庫県南部地震相当の  $M_j7.3$  の 2 ケース、断層タイプは右横ずれ(傾斜角  $90^\circ$ )および逆断層(傾斜角  $45^\circ$ )の 2 ケース、計算地点は、断層からの距離が 5km, 10km, 20km の 3 ケースを考慮し、これらを組み合わせた表 3.2.2-1 に示す 12 ケースについて解析する。断層と計算点の位置関係を図 3.2.2-1 および図 3.2.2-2 に示す。同図より、地震動計算地点は、断層上面を地表に投影した線分の中央からの垂線上にあるものとし、線分と垂線の交点からの平面距離が 5km, 10km, 15km の 3 ケースである。また、傾斜角  $45^\circ$  の逆断層のケースでは、断層面が計算地点直下となるように傾斜しているものとする。また、 $M_j6.9$  および  $M_j7.3$  のケースでは、断層長さのみが異なるものとし、断層上面深さや断層幅は同じとする。

表 3. 2. 2-1 解析ケース

解析ケース	地震規模	断層タイプ	距離 km
1	M <sub>j</sub> 6.9(中越沖地震相当)	右横ずれ	5
2			10
3			20
4		逆断層	5
5			10
6			20
7	M <sub>j</sub> 7.3(兵庫県南部地震相当)	右横ずれ	5
8			10
9			20
10		逆断層	5
11			10
12			20

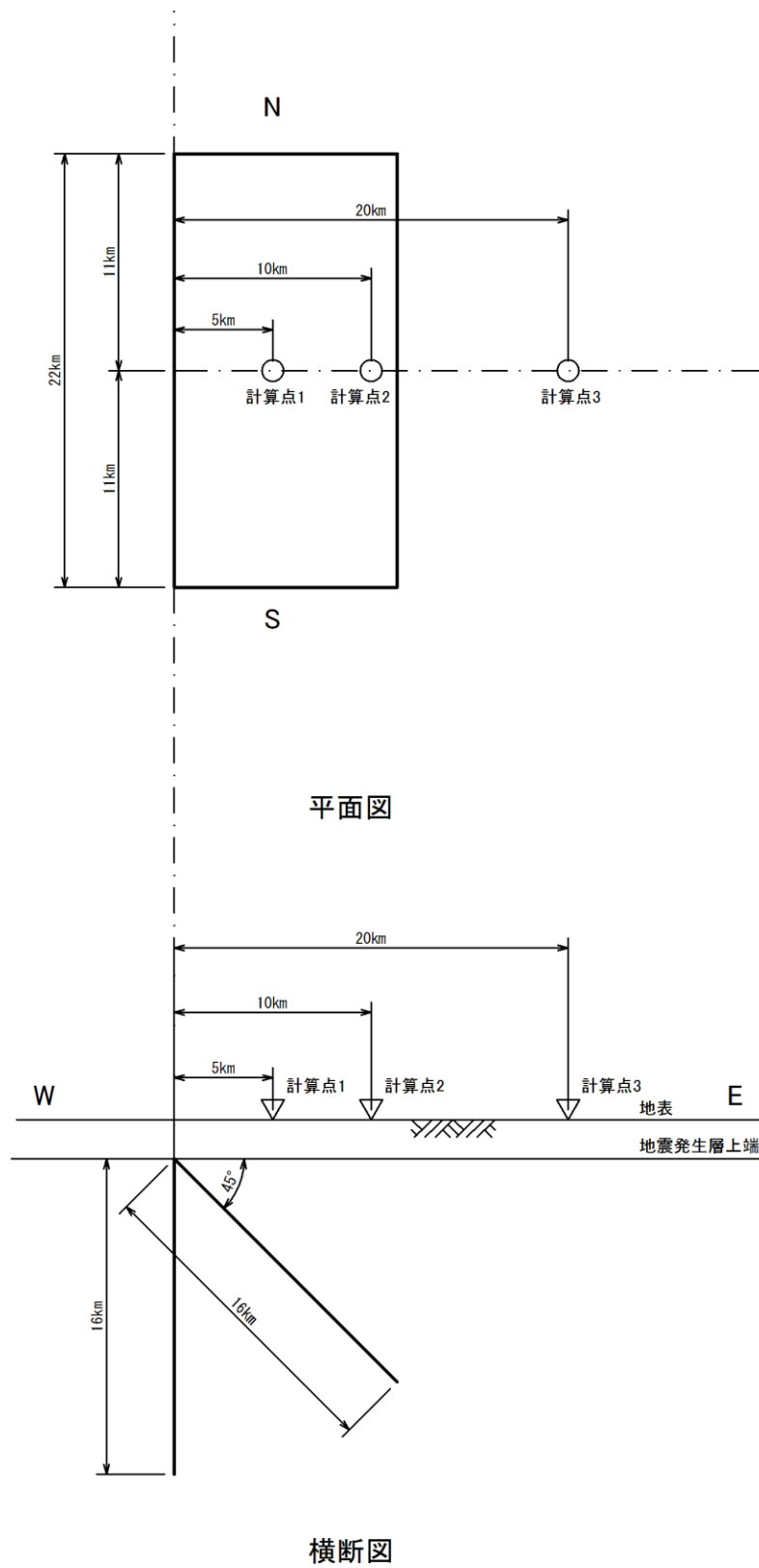


図 3. 2. 2-1 断層と計算点の位置関係概念図(M<sub>J</sub>6.9 の場合)

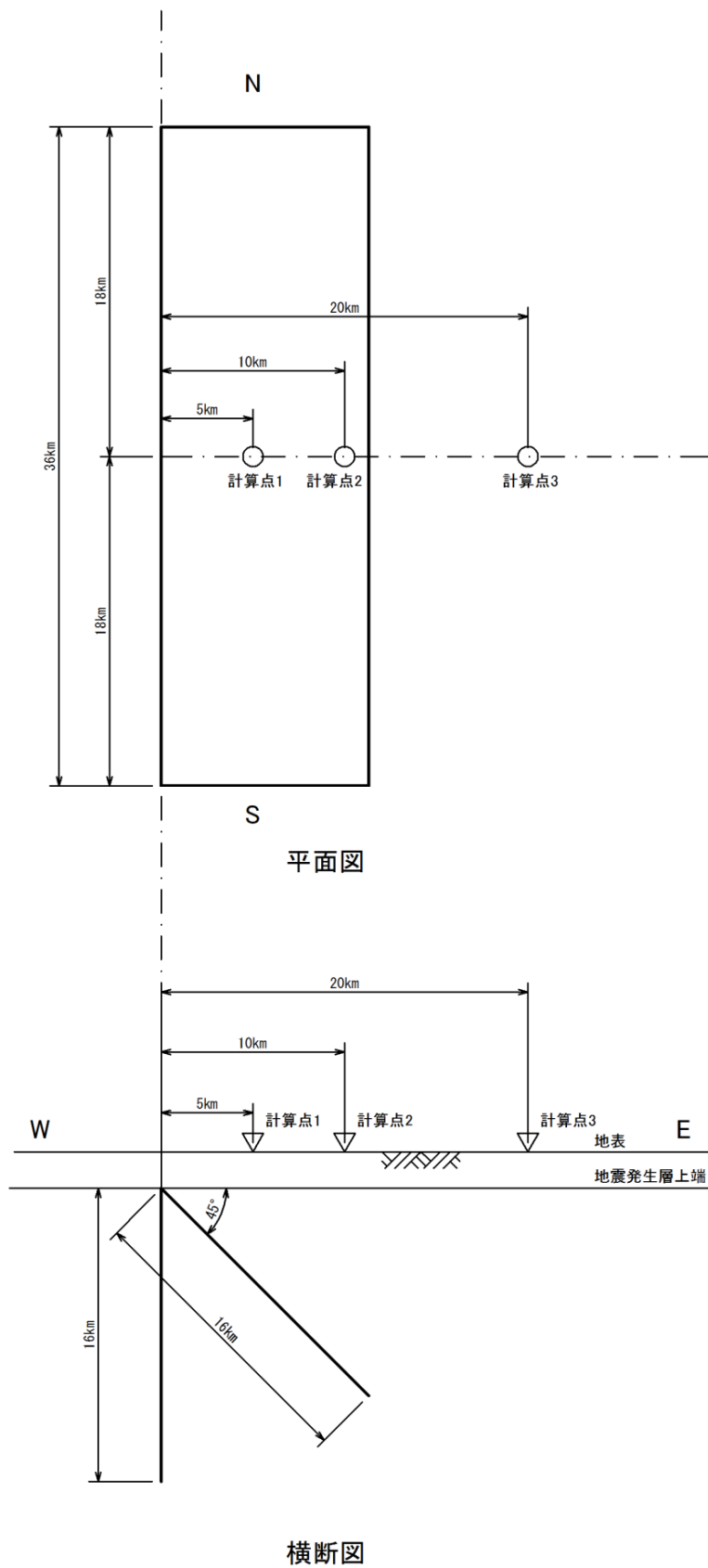


図 3.2.2-2 断層と計算点の位置関係概念図(M<sub>J</sub>7.3 の場合)

## 2) サイト増幅特性

地震動算定に用いる地盤モデルは、地震ハザードステーション(J-SHIS)[99]で公開されている1km メッシュ単位の深層地盤モデルを参考として設定した。ただし、地表の S 波速度  $V_s=650\text{m/s}$  を  $700\text{m/s}$  に、Q 値は伝播経路と同じ  $Q_s=110 \cdot f^{0.7}$  に変更した。本検討で用いる地盤モデルを表 3.2.2-2 に、設定した地盤モデルで算定した伝達関数を図 3.2.2-3 に示す。

表 3.2.2-2 本検討で用いる地盤モデル

下面深さ (GL.m)	層厚 (m)	$\rho$ ( $\text{g/cm}^3$ )	$V_s$ (m/s)	$Q_s$
4	4	1.95	700	$110 \cdot f^{0.7}$ ( $f$ : 周波数(Hz))
10	6	2.15	1200	
20	10	2.25	1500	
30	10	2.35	1800	
40	10	2.40	2100	
100	60	2.50	2700	
150	50	2.55	2900	
2487	2337	2.65	3200	
—	—	2.75	3400	

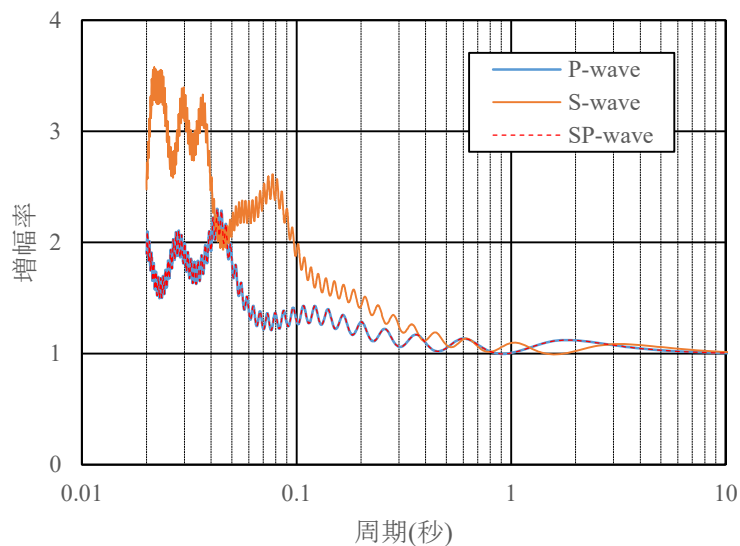


図 3.2.2-3 伝達関数

### 3.2.3 断層パラメータの平均値を用いた地震動の評価結果

#### 1) 基本ケースの断層パラメータ

基本ケースの断層パラメータは、地震調査研究推進本部の『震源断層を特定した地震の強震動予測手法（「レシピ」）（2017.4）』[97]に基づき設定する。なお、仮定した気象庁マグニチュード  $M_J$  を基に、上記レシピの「(イ) 地表の活断層の情報をもとに簡便化した方法で震源断層を推定する場合」を適用する。また、後述の変動解析で参考とした既往研究と同様に、アスペリティは 1 個とする。設定した断層パラメータを表 3.2.3-1 に、断層モデル概念図を図 3.2.3-1 に示す。

表 3.2.3-1 断層パラメータ(基本ケース)

諸元		$M_J6.9$ 地震	$M_J7.3$ 地震	備考
全体	マグニチュード ( $M$ )	(-)	6.9	7.3
	地震モーメント ( $M_0$ )	( $N \cdot m$ )	$6.21 \times 10^{18}$	$1.82 \times 10^{19}$
	断層上端深さ ( $H_s$ )	(km)	2	2
	断層長さ ( $L_{model}$ )	(km)	22	36
	断層幅 ( $W_{model}$ )	(km)	16	16
	断層面積 ( $S_{model}$ )	( $km^2$ )	352	576
	傾斜角 ( $\delta$ )	( $^\circ$ )	90.45	90.45
	すべりの方向 ( $\lambda$ )	( $^\circ$ )	180.90	180.90
アスペリティ	平均すべり量 ( $D$ )	(m)	0.533	0.955
	面積 ( $S_{a1}$ )	( $km^2$ )	53	133
	地震モーメント ( $M_{0a1}$ )	( $N \cdot m$ )	$1.87 \times 10^{18}$	$8.40 \times 10^{18}$
	平均すべり量 ( $D_{a1}$ )	(m)	1.066	1.910
	応力降下量 ( $\Delta\sigma_{a1}$ )	(MPa)	15.25	13.96
背景領域	ライズタイム ( $t_{ra1}$ )	(s)	0.60	0.79
	面積 ( $S_b$ )	( $km^2$ )	299	443
	地震モーメント ( $M_{0b}$ )	( $N \cdot m$ )	$4.34 \times 10^{18}$	$9.80 \times 10^{18}$
	平均すべり量 ( $D_b$ )	(m)	0.439	0.669
	実効応力 ( $\Delta\sigma_b$ )	(MPa)	2.36	2.44
その他	ライズタイム ( $t_{rb}$ )	(s)	1.59	1.59
	地震発生層の密度 ( $\rho$ )	( $g/cm^3$ )	2.7	2.7
	地震発生層のS波速度 ( $\beta$ )	(km/s)	3.5	3.5
	地震発生層の剛性率 ( $\mu$ )	( $N/m^2$ )	$3.3075 \times 10^{10}$	$3.3075 \times 10^{10}$
	破壊伝播速度 ( $V_r$ )	(km/s)	2.52	2.52
	地震発生層のQ値 ( $Q$ )	(-)	$Q=110 \cdot f^{0.70}$	$Q=110 \cdot f^{0.70}$
				$f$ : 周波数(Hz)

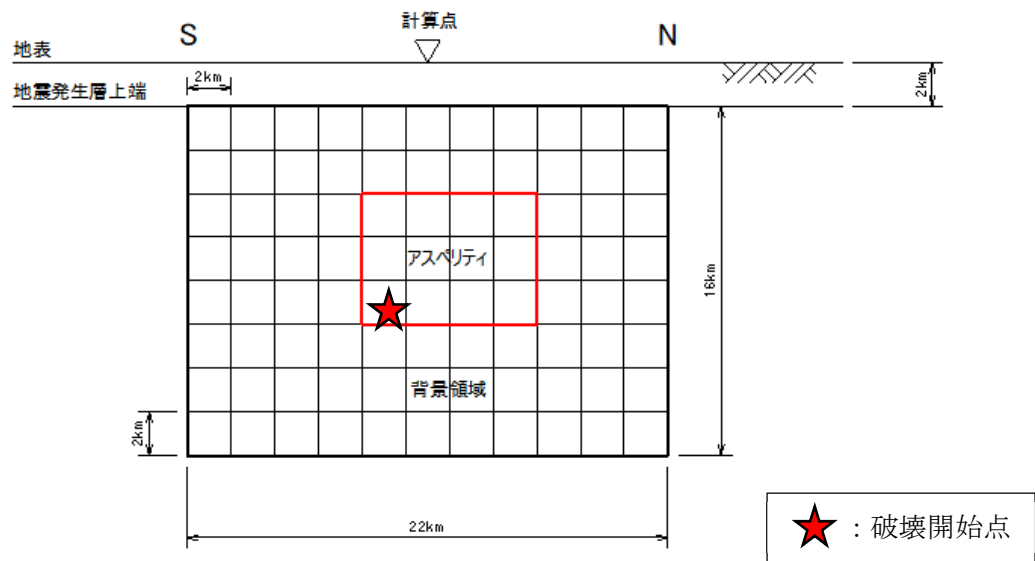


図 3. 2. 3-1 (1) 断層モデル概念図(Mj6.9 地震)(基本ケース)

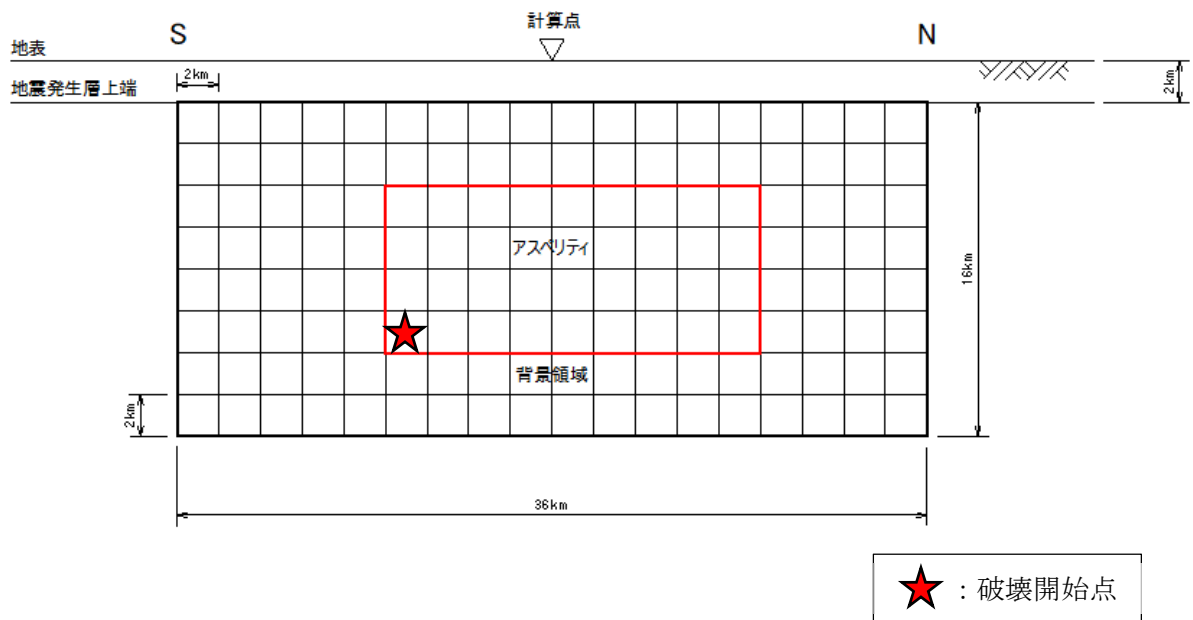


図 3. 2. 3-1 (2) 断層モデル概念図(Mj7.3 地震)(基本ケース)

## 2) 基本ケースの解析結果

基本ケースを対象として SGFM を用いて地表面加速度波形を算定した。各ケースの最大加速度は表 3.2.3-2 のとおりであり、下記に示す司・翠川(1999)[101]による距離減衰式に対する比は最短距離式の場合は 0.40~2.54、等価震源距離式の場合は 0.33~1.55 である。全般的に右横ずれは距離減衰式の方が大きく、逆断層は SGFM の方が大きい傾向がある。また、距離減衰式では地震規模と断層タイプが同じであれば近距離の方が、最大加速度が大きくなるが、SGFM では、ディレクティビティの影響等により、例えば M<sub>J</sub>6.9 の逆断層のように、必ずしも近距離の方が大きくなるわけではない。最大加速度が最大となるケース 10 の加速度時刻歴および加速度応答スペクトルを図 3.2.3-2 に示す。

表 3.2.3-2 最大加速度の比較(基本ケース)

解析 ケース	地震規模	断層タイプ	距離 (km)	PGA(Gal)			①／②	①／③
				①SGFM	②司・翠川(1999) (最短距離式)	③司・翠川(1999) (等価震源距離式)		
1	M <sub>J</sub> 6.9	右横ずれ	5	341 (5)	363 (4)	450 (5)	0.94	0.76
2			10	154 (10)	266 (8)	330 (9)	0.58	0.47
3			20	67 (12)	166 (12)	201 (12)	0.40	0.33
4		逆断層	5	422 (4)	368 (3)	563 (2)	1.15	0.75
5			10	466 (3)	288 (7)	445 (6)	1.62	1.05
6			20	166 (9)	198 (11)	268 (10)	0.84	0.62
7	M <sub>J</sub> 7.3	右横ずれ	5	324 (6)	405 (2)	550 (3)	0.80	0.59
8			10	297 (7)	313 (6)	420 (7)	0.95	0.71
9			20	101 (11)	207 (10)	267 (11)	0.49	0.38
10		逆断層	5	1034 (1)	407 (1)	668 (1)	2.54	1.55
11			10	684 (2)	333 (5)	549 (4)	2.05	1.25
12			20	269 (8)	241 (9)	349 (8)	1.11	0.77

※ ( )内は大きさの順位

※ 〇:MAX, 〇:MIN

【司・翠川(1999)】 [101]

距離減衰式による最大加速度は、下記の司・翠川(1999)で求めた地表最大加速度 A を 1.4 で割って岩盤(概ね V<sub>s</sub>=600m/s 程度)での最大加速度に換算して用いる。

### ■ 最短距離式

$$\log_{10} A = 0.50M_W - \log_{10}(X + 0.0055 \cdot 10^{0.50M_W}) - 0.003X + 0.0043h + 0.61 + d \pm \sigma$$

ここに、A：地表最大加速度(Gal)

M<sub>w</sub>：モーメントマグニチュード(M<sub>w</sub>=(log<sub>10</sub>(M<sub>0</sub>)-9.1)/1.5, M<sub>0</sub>=10<sup>1.17M<sub>J</sub>+10.72</sup> より、

M<sub>J</sub>6.9 のとき M<sub>w</sub>6.5, M<sub>J</sub>7.3 のとき M<sub>w</sub>6.8)

h：断層面の平均的な深さ(km)(右横ずれ 10.0, 逆断層 7.7)

X：断層最短距離(km)

d：地震タイプ別の係数(地殻内 0.00, プレート間 0.01, プレート内 0.22)

σ：標準偏差(0.27)

### ■ 等価震源距離式

$$\log_{10} A = 0.50M_W - \log_{10} X_{eq} - 0.003X + 0.0036h + 0.60 + d \pm \sigma$$

ここに、X<sub>eq</sub>：断層等価震源距離(km)

d：地震タイプ別の係数(地殻内 0.00, プレート間 0.01, プレート内 0.22)

σ：標準偏差(0.28)

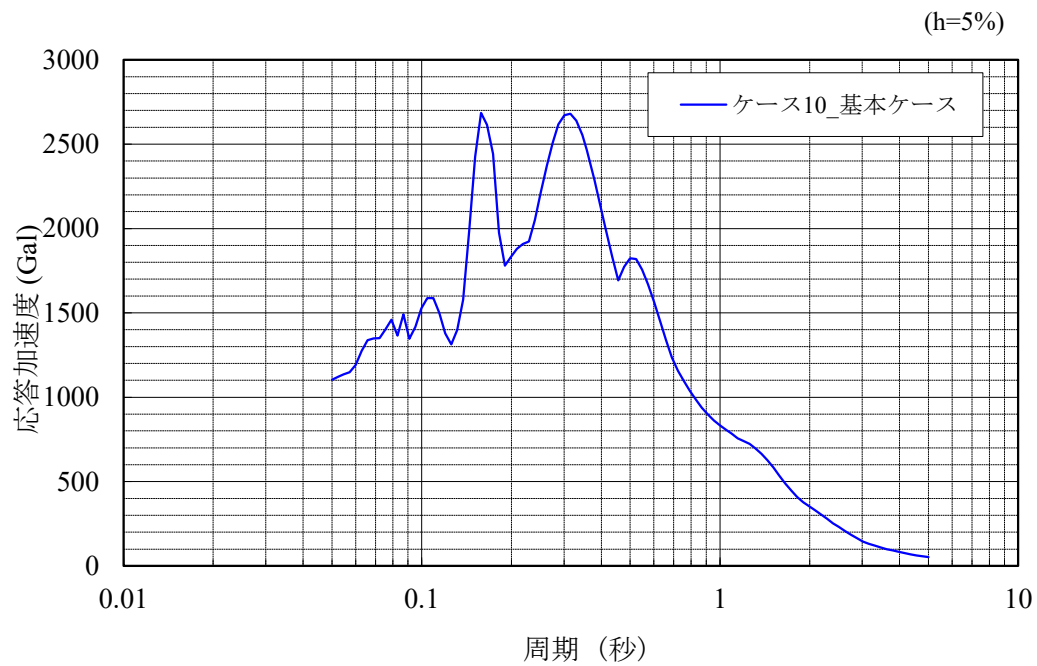
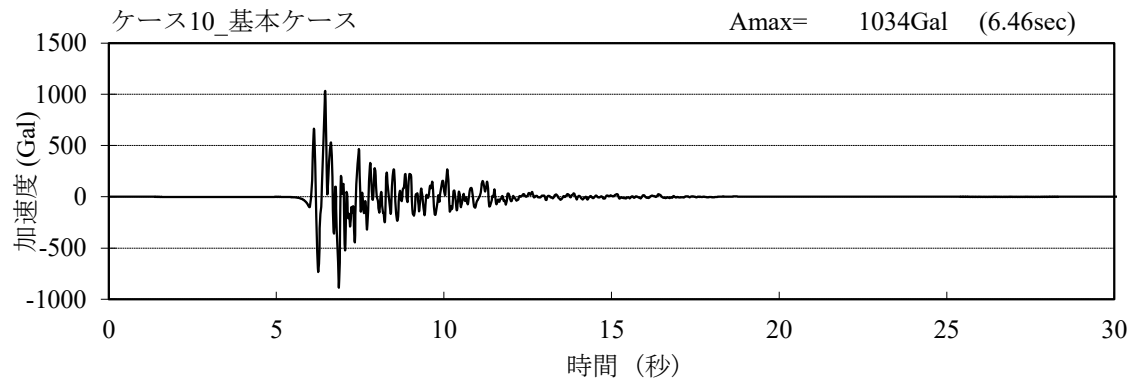


図 3.2.3-2 加速度時刻歴および加速度応答スペクトル  
【ケース 10( $M_j$ 7.3, 逆断層, 距離 5km), 基本ケース】

### 3.2.4 断層パラメータの不確実性を考慮した周期間相関の評価

#### 1) 変動解析の断層パラメータ

既往研究[102]を参考に断層パラメータの不確実性を設定し、MCSによって断層パラメータの不確実性を考慮したSGFMの変動解析を実施した。既往研究との条件の比較を表3.2.4-1に示す。

基本ケースと変動解析の断層パラメータの比較を表3.2.4-2に示すが、断層全体の $M_0$ は、レンジに基づく基本ケースより既往研究に基づく変動解析の方が小さいため、求まる地震動の平均値も変動解析の方が小さくなると想定される。

変動解析に使用した $V_r/V_s$ のサンプルを図3.2.4-1に示すが、S波速度よりも破壊伝播速度の方が大きい( $V_r/V_s > 1.0$ )スーパーシェアーとなるサンプルは存在しない。 $M_0$ とAのサンプルを図3.2.4-2に示すが、表3.2.4-1のサンプルの採用条件に従った結果、 $A \sim M_0$ 関係の傾きは、理論上の( $A$ の対数標準偏差/ $M_0$ の対数標準偏差) $\times$ 相関係数 $=0.25/0.74 \times 0.63=0.21$ よりも大きくなった。背景領域とアスペリティの応力降下量のサンプルを図3.2.4-3に示すが、全てのケースで背景領域よりもアスペリティの方が大きくなる。

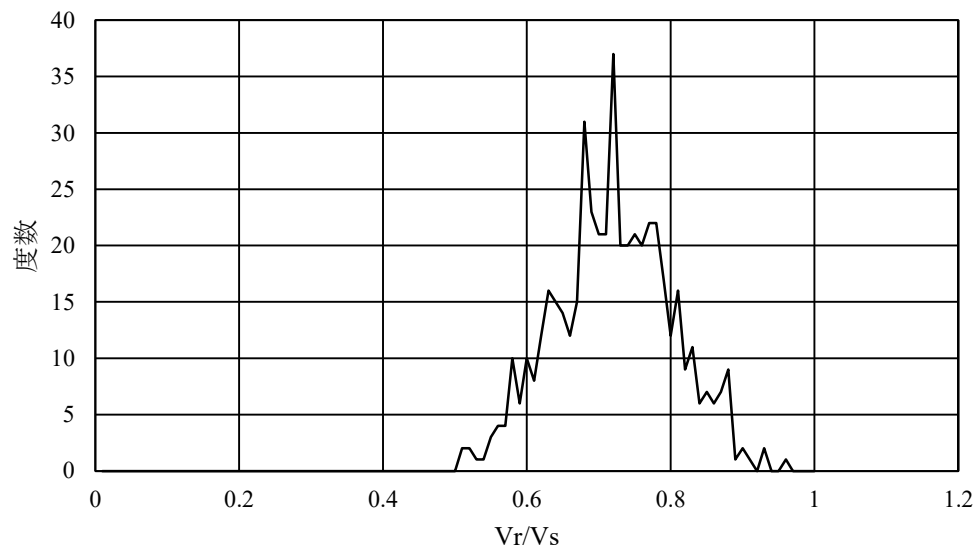
表 3.2.4-1 変動解析条件の比較

項目	既往研究	本検討
サンプル数	500	同左
断層諸元	$M_j$ 7クラス 長さ=32km 幅=16km 上端深さ=2km 傾斜角=90°	$M_j$ 6.9および $M_j$ 7.3 長さ=22kmおよび36km 幅=16km 上端深さ=2km 傾斜角=90°および45°
地震モーメント $M_0$ (Nm)	$\ln M_0$ が二次元対数正規分布 平均値 $=1.5 \ln S + 34.3$ (S:全面積) 対数標準偏差=0.74 $\ln M_0$ と $\ln A$ との相関係数は0.63	同左
短周期レベル $A$ (Nm/s <sup>2</sup> )	$\ln A$ が二次元対数正規分布 平均値 $=0.5 \ln S + 40.8$ (S:全面積) 対数標準偏差=0.25 $\ln M_0$ と $\ln A$ との相関係数は0.63	同左
破壊伝播速度比 $V_r/V_s$	正規分布 平均値=0.72 標準偏差=0.078	同左
破壊開始点	断層中央よりも深部の範囲で一様分布	断層内に一様分布
アスペリティ形状	1個かつ正方形	1個かつ断層全体のアスペクト比に近い矩形
アスペリティ位置	断層内に一様分布	同左
サンプルの採用条件	アスペリティ面積が、全断層面積の50%以上の場合は、背景領域のすべり量が負の値となるため、採用しない	アスペリティ面積が、全断層面積の50%以上の場合は、背景領域のすべり量が負の値となるため、採用しない アスペリティの時間に関する重ね合わせ数 $NT < 1.0$ 以下の場合は、採用しない。

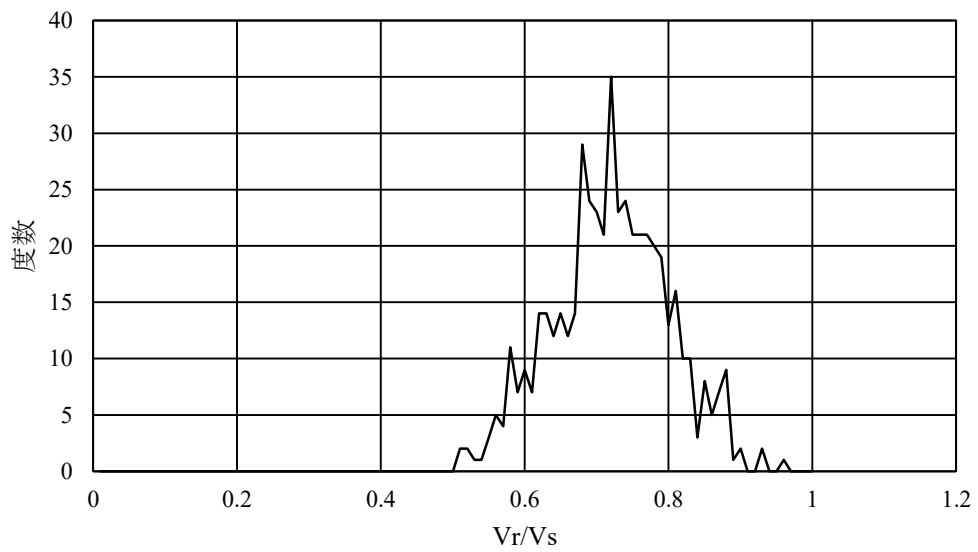
※  :条件が異なる項目

表 3.2.4-2 断層パラメータの比較

諸元			M <sub>j</sub> 6.9地震		M <sub>j</sub> 7.3地震	
			基本ケース	変動解析 (平均)	基本ケース	変動解析 (平均)
全体	マグニチュード (M)	(-)	6.9	同左	7.3	同左
	地震モーメント (M <sub>0</sub> )	(N・m)	6.21×10 <sup>18</sup>	5.20×10 <sup>18</sup>	1.82×10 <sup>19</sup>	1.09×10 <sup>19</sup>
	短周期レベル(A)	(N・m/s <sup>2</sup> )	9.74×10 <sup>18</sup>	9.83×10 <sup>18</sup>	1.39×10 <sup>19</sup>	1.25×10 <sup>19</sup>
	断層上端深さ (Hs)	(km)	2	同左	2	同左
	断層長さ (L <sub>model</sub> )	(km)	22	同左	36	同左
	断層幅 (W <sub>model</sub> )	(km)	16	同左	16	同左
	断層面積 (S <sub>model</sub> )	(km <sup>2</sup> )	352	同左	576	同左
	傾斜角 (δ)	(°)	90,45	同左	90,45	同左
	すべりの方向 (λ)	(°)	180,90	同左	180,90	同左
	平均すべり量 (D)	(m)	0.533	0.447	0.955	0.572
アスペリティ	面積 (S <sub>a1</sub> )	(km <sup>2</sup> )	53	36	133	59
	地震モーメント (M <sub>0a1</sub> )	(N・m)	1.87×10 <sup>18</sup>	1.05×10 <sup>18</sup>	8.40×10 <sup>18</sup>	2.24×10 <sup>18</sup>
	平均すべり量 (D <sub>a1</sub> )	(m)	1.066	0.893	1.910	1.144
	応力降下量 (Δσ <sub>a1</sub> )	(MPa)	15.25	18.97	13.96	18.72
	ライズタイム (t <sub>ra1</sub> )	(s)	0.60	0.60	0.79	0.60
背景領域	面積 (S <sub>b</sub> )	(km <sup>2</sup> )	299	316	443	517
	地震モーメント (M <sub>0b</sub> )	(N・m)	4.34×10 <sup>18</sup>	4.15×10 <sup>18</sup>	9.80×10 <sup>18</sup>	8.66×10 <sup>18</sup>
	平均すべり量 (D <sub>b</sub> )	(m)	0.439	0.396	0.669	0.507
	実効応力 (Δσ <sub>b</sub> )	(MPa)	2.36	3.16	2.44	3.11
	ライズタイム (t <sub>rb</sub> )	(s)	1.59	1.59	1.59	1.59
その他	地震発生層の密度 (ρ)	(g/cm <sup>3</sup> )	2.7	同左	2.7	同左
	地震発生層のS波速度 (β)	(km/s)	3.5	同左	3.5	同左
	地震発生層の剛性率 (μ)	(N/m <sup>2</sup> )	3.3075×10 <sup>10</sup>	同左	3.3075×10 <sup>10</sup>	同左
	破壊伝播速度 (V <sub>r</sub> )	(km/s)	2.52	同左	2.52	同左
	地震発生層のQ値 (Q)	(-)	Q=110・t <sup>-0.70</sup>	同左	Q=110・t <sup>-0.70</sup>	同左

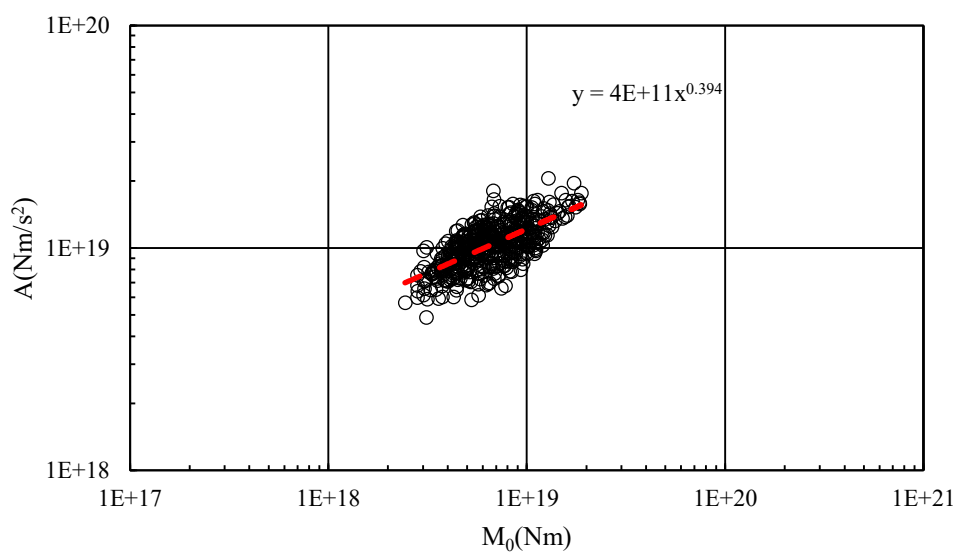


a)  $M_J6.9$  の場合

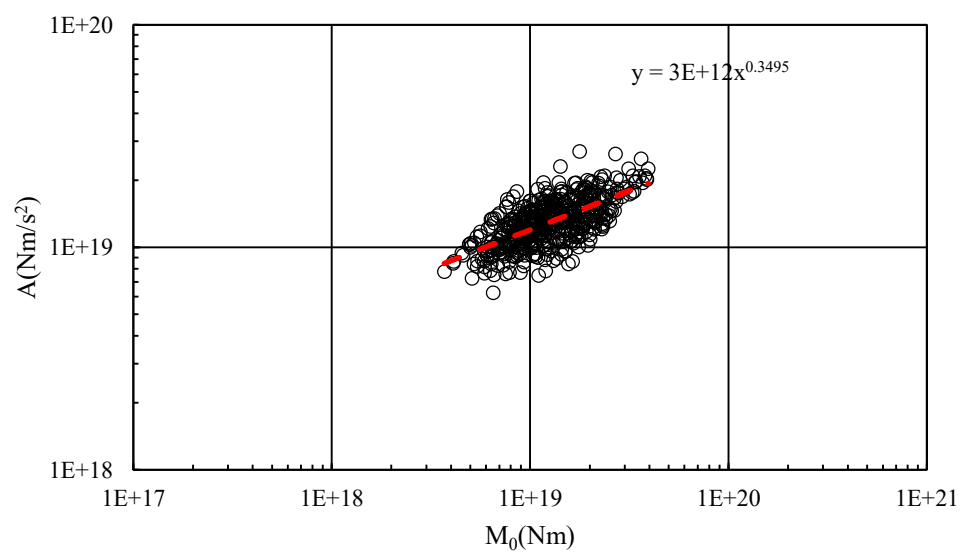


b)  $M_J7.3$  の場合

図 3.2.4-1 SGFM に採用した  $V_r/V_s$  の頻度分布(500 ケース)



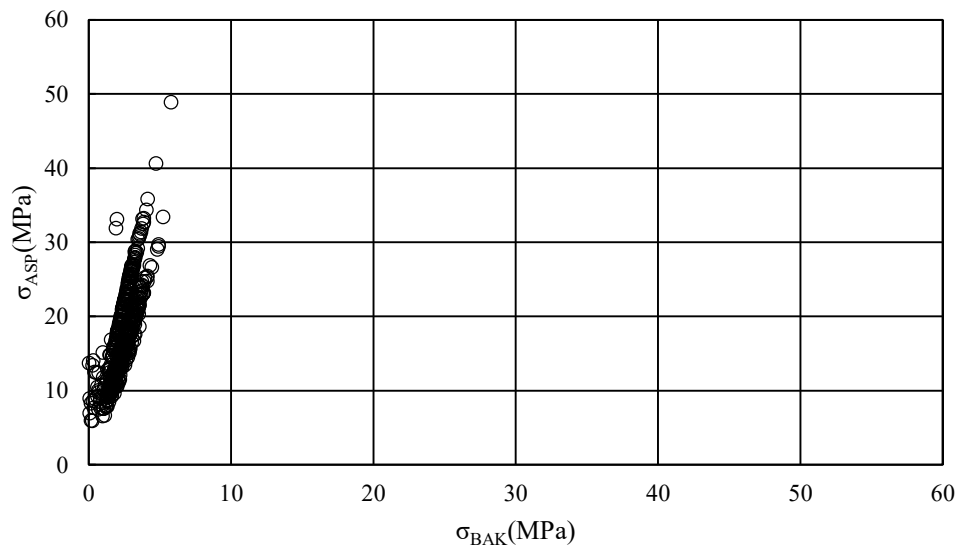
a)  $M_J 6.9$  の場合



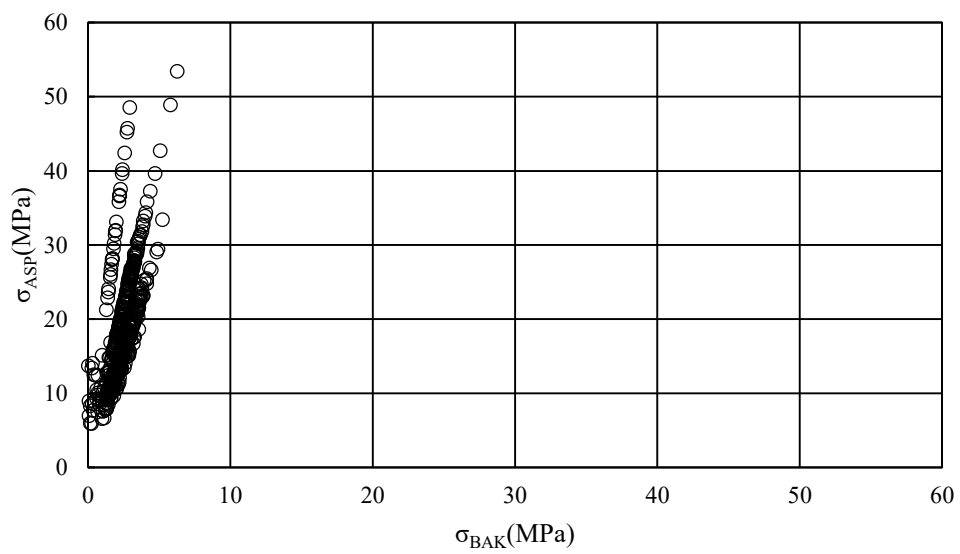
b)  $M_J 7.3$  の場合

※ 破線および数式は EXCEL による近似曲線

図 3.2.4-2 SGFM に採用した  $M_0$  と  $A$  の関係(500 ケース)



a)  $M_J6.9$  の場合



b)  $M_J7.3$  の場合

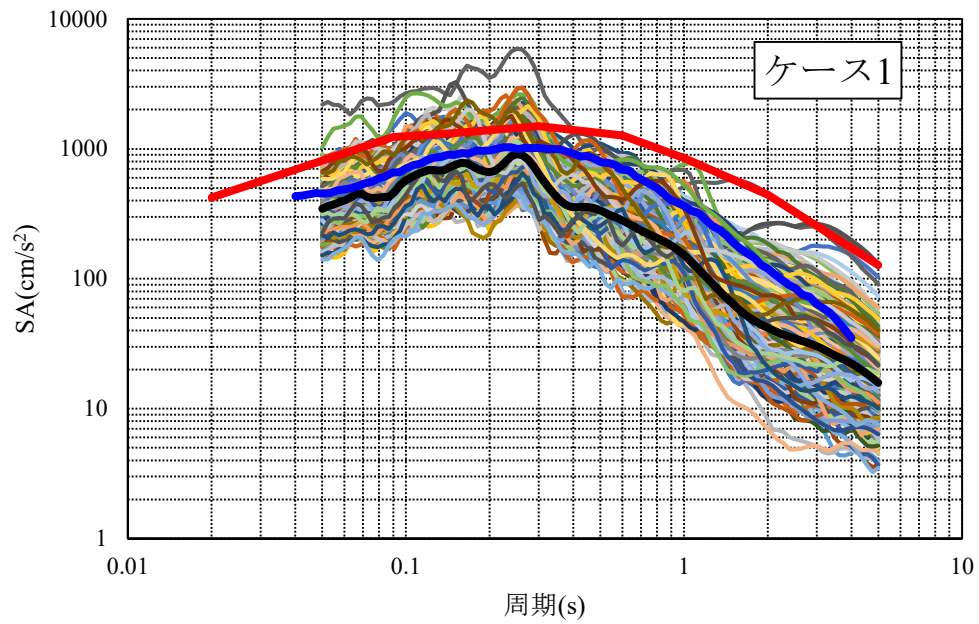
図 3.2.4-3 SGFM に採用した背景領域の応力降下量  $\Delta\sigma_{BAK}$  と  
アスペリティの応力降下量  $\Delta\sigma_{ASP}$  の関係(500 ケース)

## 2) 変動解析による加速度応答スペクトルの算定結果

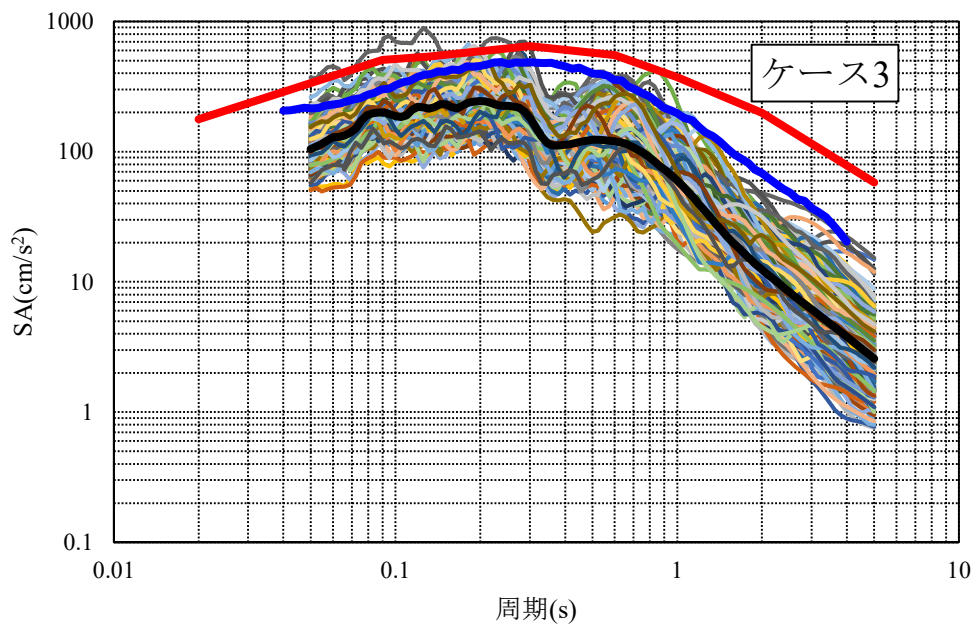
変動解析による加速度応答スペクトルの代表として、ケース 1,3,7 および 9 を図 3.2.4-4 に示す。同図には作図ソフトの制約から全 500 ケースのうち 250 ケースの結果のみを示している。また、同図中の黒線は 500 ケースの平均スペクトル(対数平均)を、比較のために、赤線は耐専スペクトル( $V_s=0.7\text{km/s}$ ,  $T_{s1}=5.0$  秒)を、青線は安中式を示す。

SGFM による加速度応答スペクトルの表示範囲は、短周期側は SGFM の計算条件  $f_{\max}=10\text{Hz}$  を考慮して 0.05 秒以上とし、長周期側は加速度応答スペクトルが  $M_0$  のみで決まり、スペクトルの変動がない 5.0 秒以下とした。

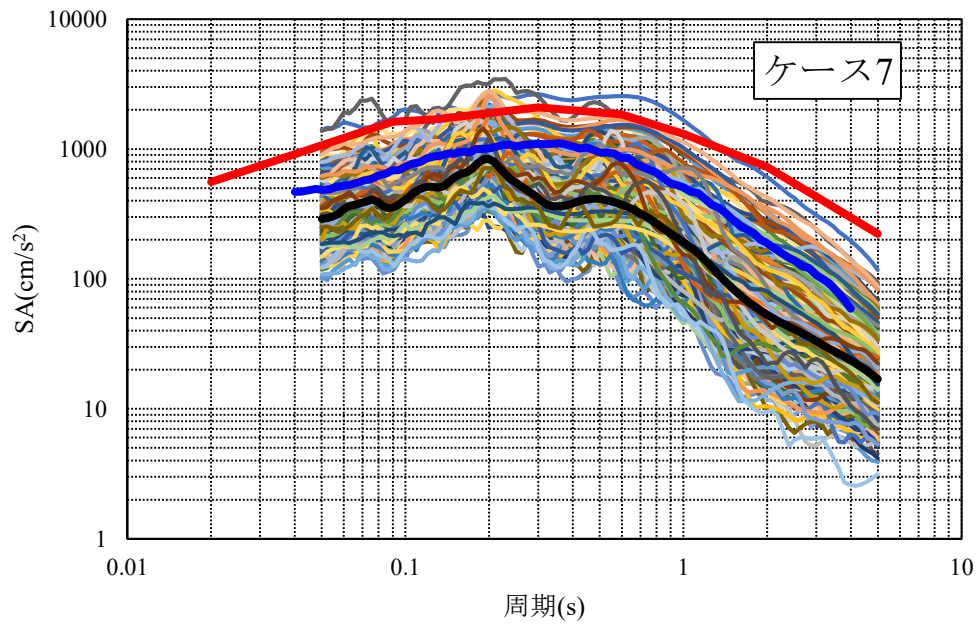
SGFM による応答スペクトルは、耐専スペクトルおよび安中式による応答スペクトルよりも小さく求まっており、その原因は地盤条件による差であると考えられる。



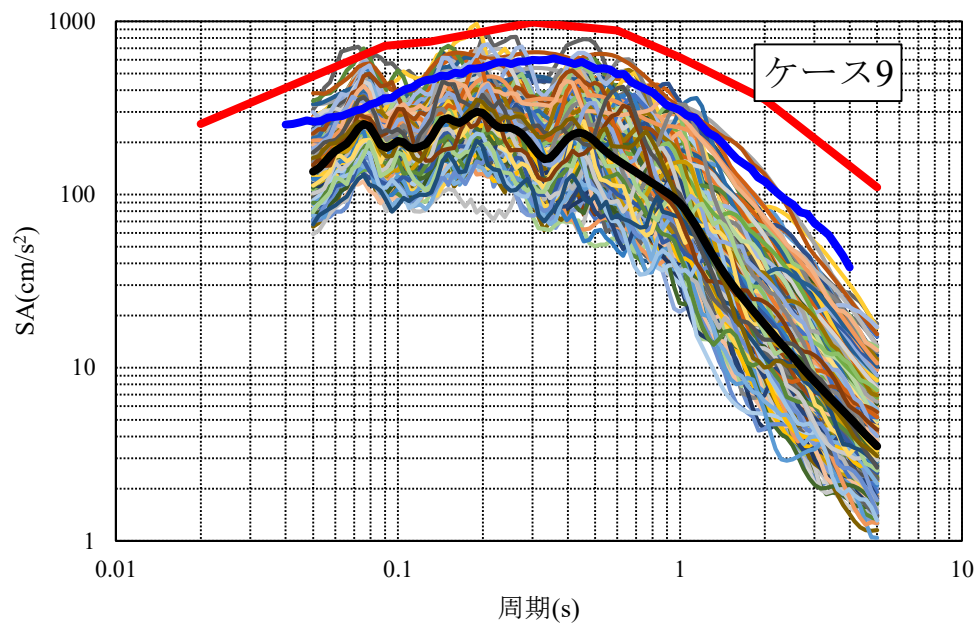
※ 細線は解析結果 250 ケース，黒線は平均値，赤線は耐専スペクトル，青線は安中式  
 図 3.2.4-4(1) 加速度応答スペクトル【ケース 1(M<sub>j</sub>6.9，右横ずれ，距離 5km)】



※ 細線は解析結果 250 ケース，黒線は平均値，赤線は耐専スペクトル，青線は安中式  
 図 3.2.4-4(2) 加速度応答スペクトル【ケース 3(M<sub>j</sub>6.9，右横ずれ，距離 20km)】



※ 細線は解析結果 250 ケース，黒線は平均値，赤線は耐専スペクトル，青線は安中式  
 図 3.2.4-4(3) 加速度応答スペクトル【ケース 7(M<sub>J</sub>7.3，右横ずれ，距離 5km)】



※ 細線は解析結果 250 ケース，黒線は平均値，赤線は耐専スペクトル，青線は安中式  
 図 3.2.4-4(4) 加速度応答スペクトル【ケース 9(M<sub>J</sub>7.3，右横ずれ，距離 20km)】

### 3) 周期間相関のコンター図

変動解析で算定した各断層モデルに対する 500 ケースの加速度応答スペクトルより、周期間相関を算定した。周期間相関の算定は、Baker and Jayaram と同様に、加速度応答スペクトルの地震動予測モデル(GMPE)からの残差をもとに算定した。本検討では、GMPE として耐専スペクトルおよび安中式(1997)を採用した。周期間相関の算定結果のうち代表として、ケース 1,3,7 および 9 を図 3.2.4-5 に示す。

本検討で算定した周期間相関は、図 3.2.4-6 に示す Baker and Jayaram の周期間相関と比較して、2 つの固有周期が近接しているコンター図の対角線近傍では周期間相関が大きく、離れると小さくなる、固有周期 0.2 秒より短周期側では 2 つの固有周期が離れていても周期間相関が大きいという特徴は類似している。しかしながら、詳細には異なる。

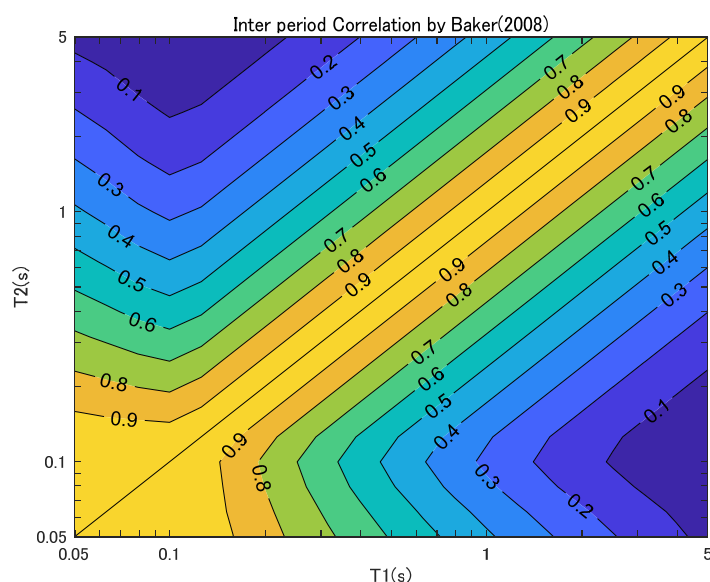
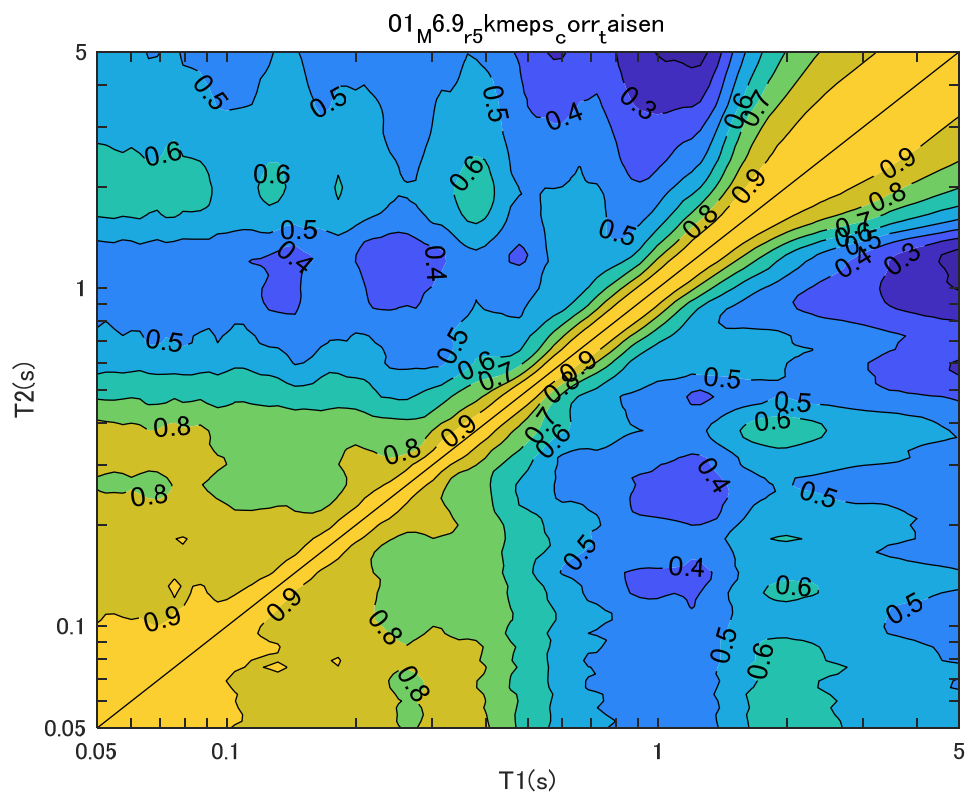
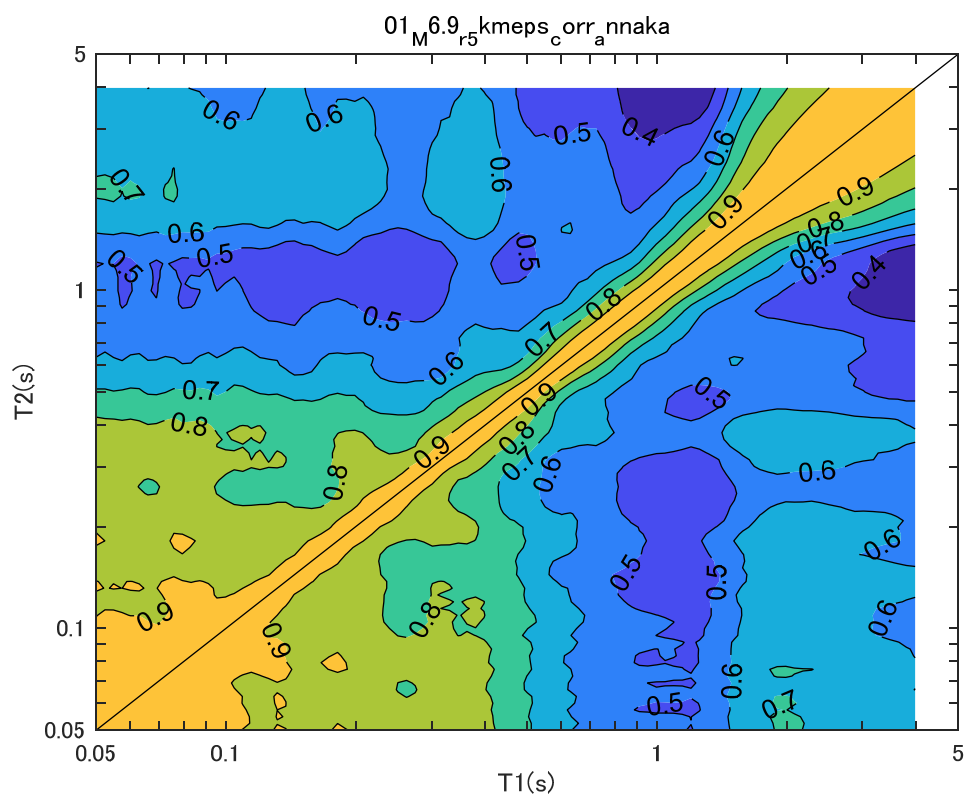


図 3.2.4-6 Baker(2008)による周期間相関

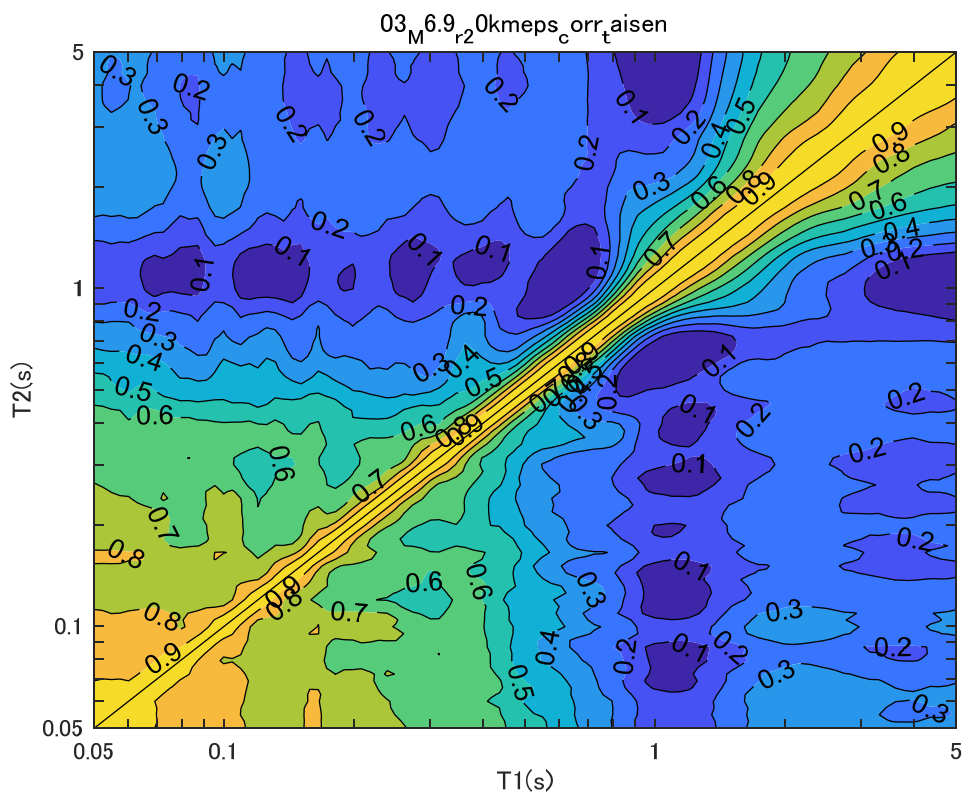


a) 耐専スペクトルに対する残差

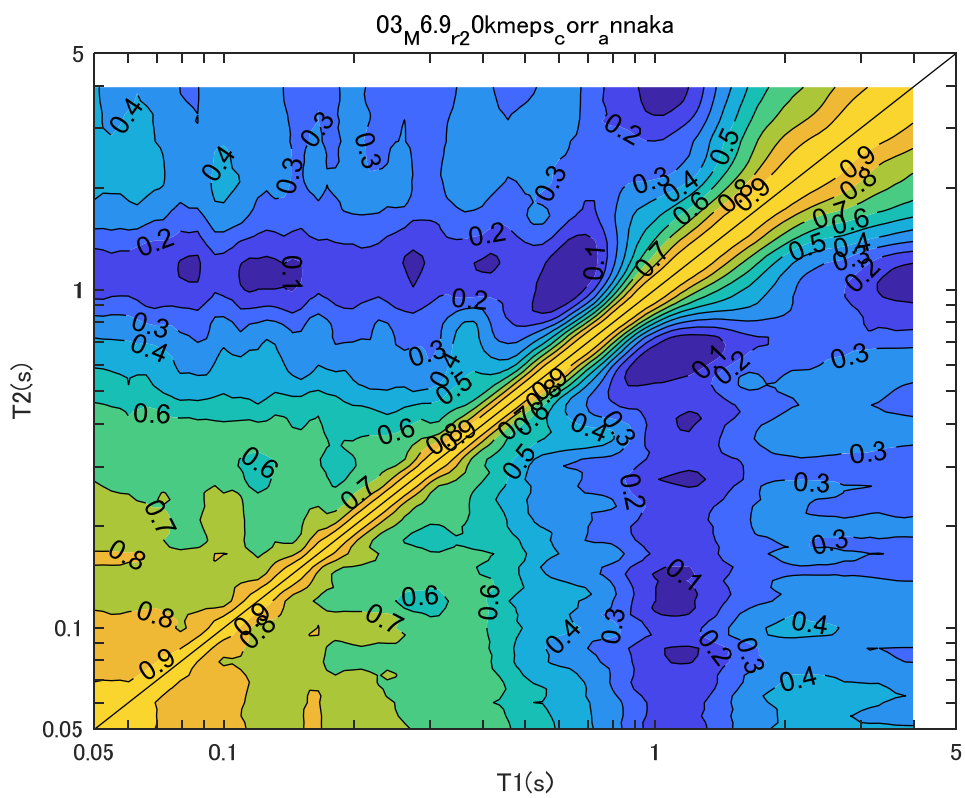


b) 安中式に対する残差

図 3. 2. 4-5(1) 周期間相関【ケース 1( $M_{6.9}$ , 右横ずれ, 距離 5km)】

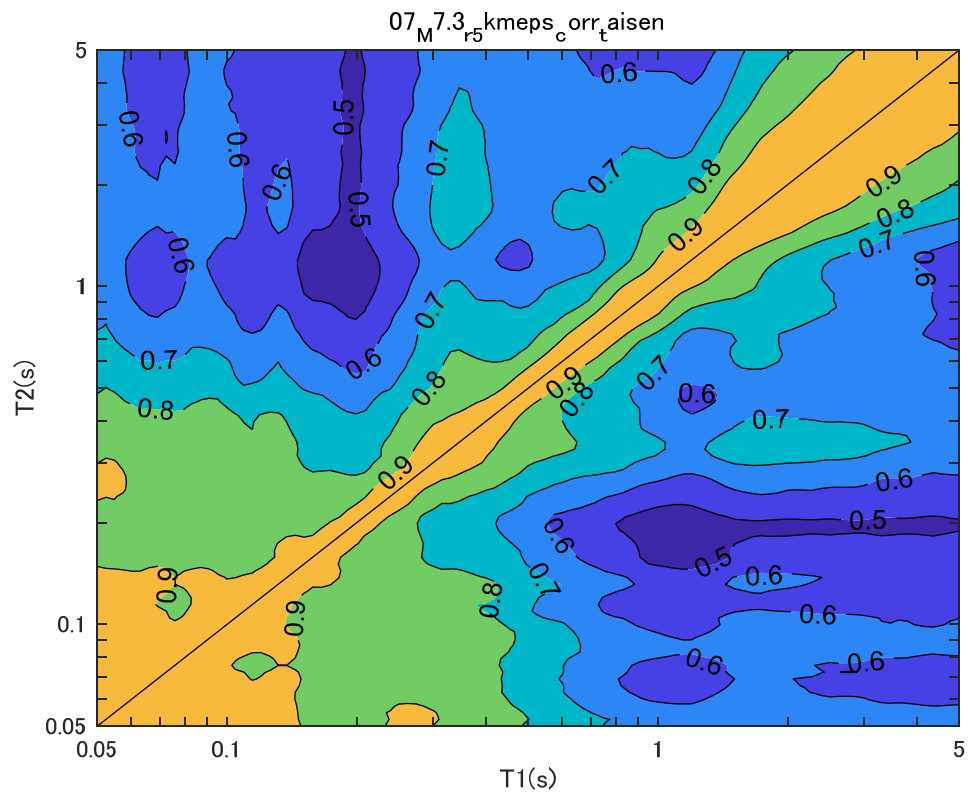


a) 耐専スペクトルに対する残差

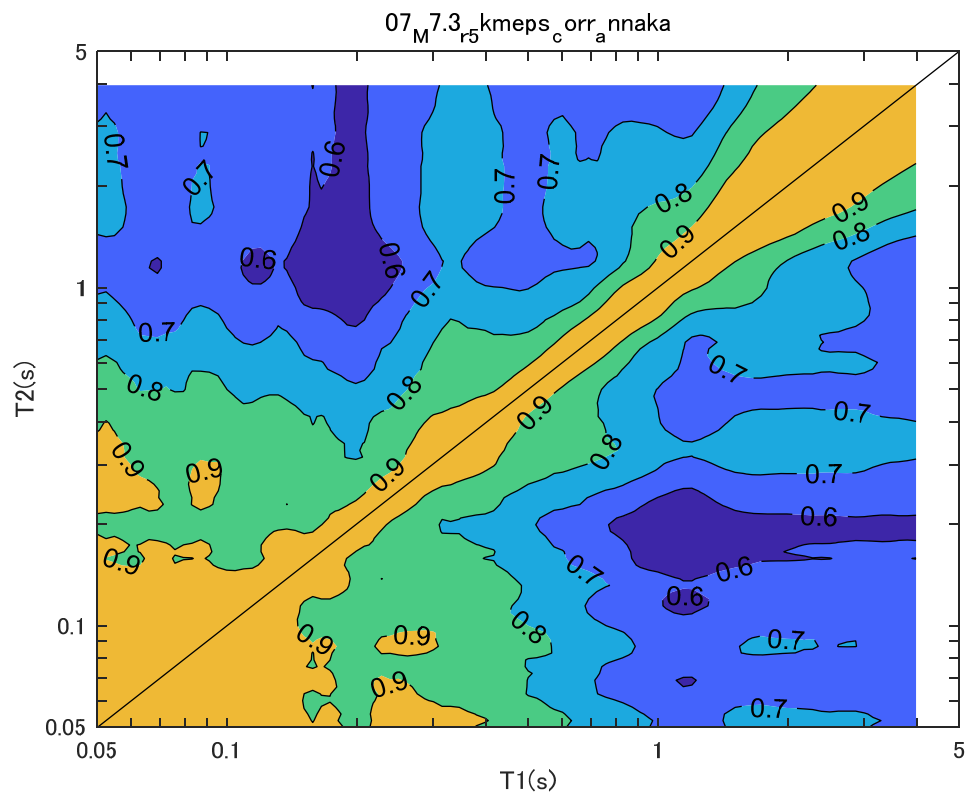


b) 安中式に対する残差

図 3.2.4-5(2) 周期間相関【ケース 3(M<sub>J</sub>6.9, 右横ずれ, 距離 20km)】

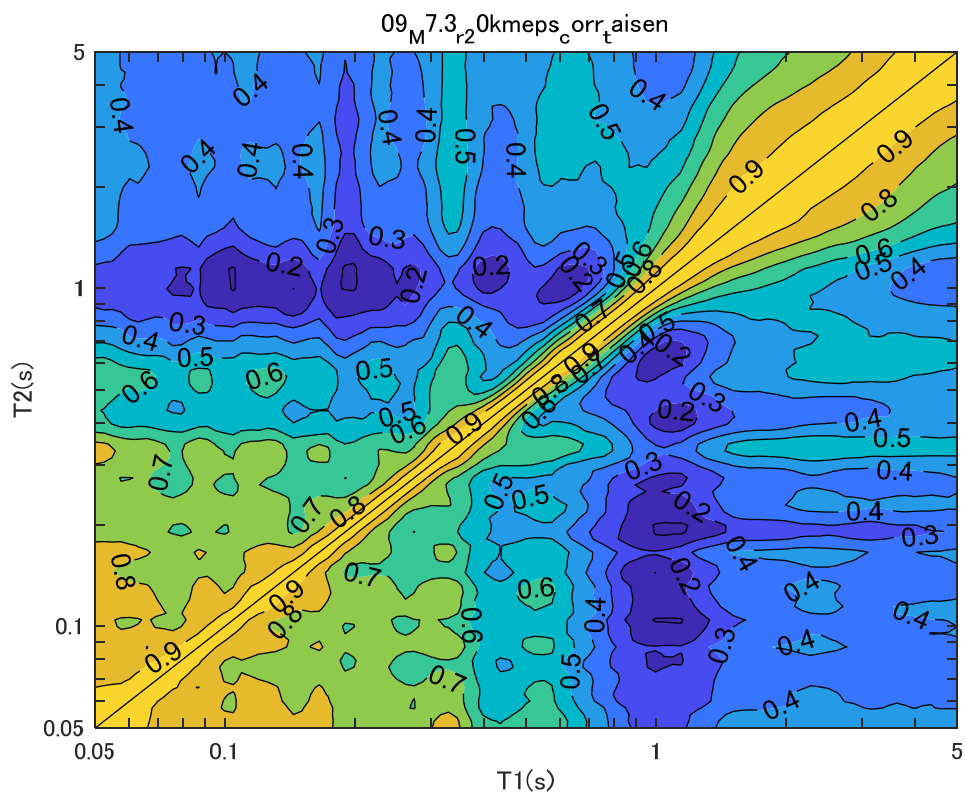


a) 耐専スペクトルに対する残差

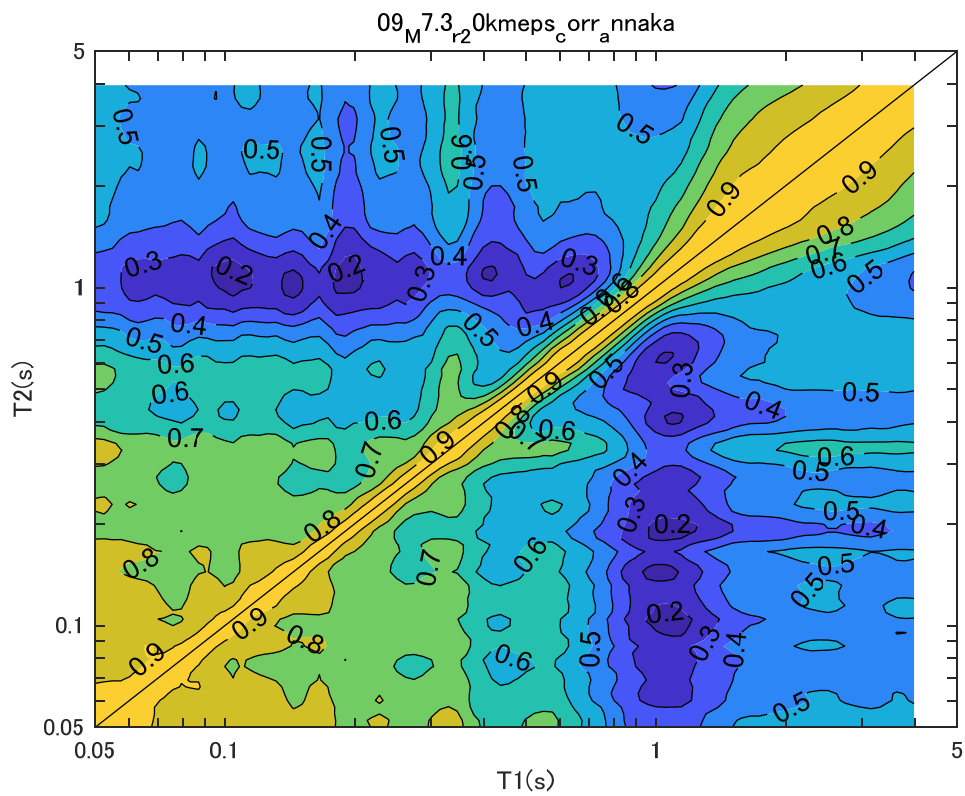


b) 安中式に対する残差

図 3.2.4-5(3) 周期間相関【ケース 7(M<sub>J</sub>7.3, 右横ずれ, 距離 5km)】



a) 耐専スペクトルに対する残差



b) 安中式に対する残差

図 3.2.4-5(4) 周期間相関【ケース 9(M<sub>J</sub>7.3, 右横ずれ, 距離 20km)】

#### 4) 周期間相関のコンター図の考察

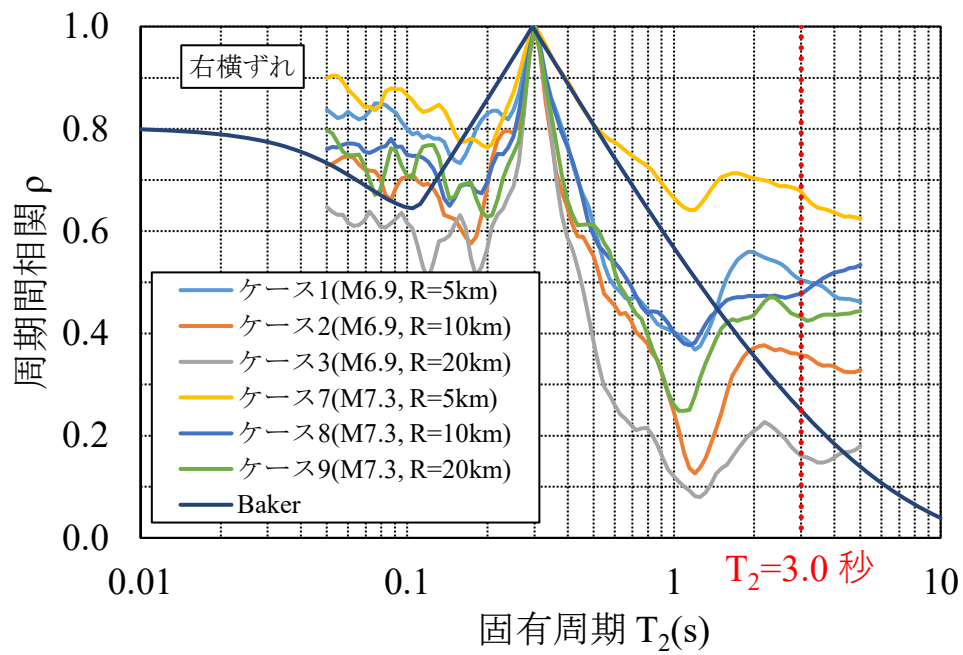
断層モデルによる周期間相関と Baker and Jayaram による周期間相関を比較するために、片方の固有周期を  $T_1=0.3s$  に固定した場合の値を図 3.2.4-6～図 3.2.4-7 に示す。

Baker and Jayaram の周期間相関との大小関係は、地震の規模や距離によって異なり、全般的に規模が大きいほど、距離が近いほど周期間相関が大きくなる。右横ずれの場合であれば、ケース 7(M7.3, R=5km)はほぼ全ての周期で Baker and Jayaram よりも大きく、ケース 3(M6.9, R=20km)の場合にはほぼ全ての周期で小さくなる。

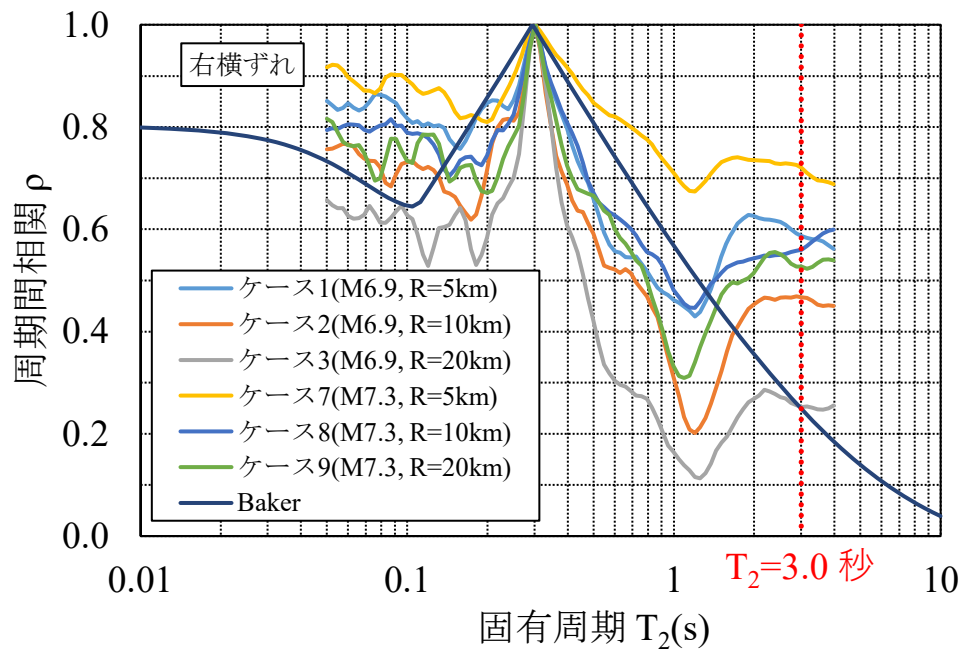
第 5 章における耐震多様性評価の事例検討では、耐震機器と免震機器の固有周期をそれぞれ 0.3 秒と 3.0 秒に設定して検討する。そこで、断層モデルによって算定した周期 0.3 秒と 3.0 秒の組み合わせにおける周期間相関を、Baker and Jayaram と比較して、表 3.2.4-3 に示す。断層モデルによる周期間相関は、地震規模と距離によって異なり、規模が大きいほど、距離が近いほど周期間相関が大きくなる。Baker and Jayaram と比較して、ほぼ全てのケースで大きくなる。また、周期間相関を算定する際の GMPE を安中式とした場合と耐専スペクトルとした場合では大きな差はみられなかった。

表 3.2.4-3 断層モデルによる周期間相関と Baker and Jayaram による周期間相関の比較  
【 $T_1=0.3$  秒,  $T_2=3.0$  秒】

解析 ケース	地震規模 M <sub>J</sub>	断層 タイプ	距離 R(km)	周期間相関(T <sub>1</sub> =0.3s, T <sub>2</sub> =3.0s)	
				安中式	耐専スペクトル
1	6.9	右横ずれ	5	0.59	0.50
2			10	0.47	0.36
3			20	0.25	0.16
4		逆断層	5	0.59	0.50
5			10	0.37	0.25
6			20	0.51	0.46
7	7.3	右横ずれ	5	0.72	0.68
8			10	0.56	0.48
9			20	0.53	0.43
10		逆断層	5	0.74	0.69
11			10	0.59	0.51
12			20	0.57	0.53
Baker and Jayaram				0.25	

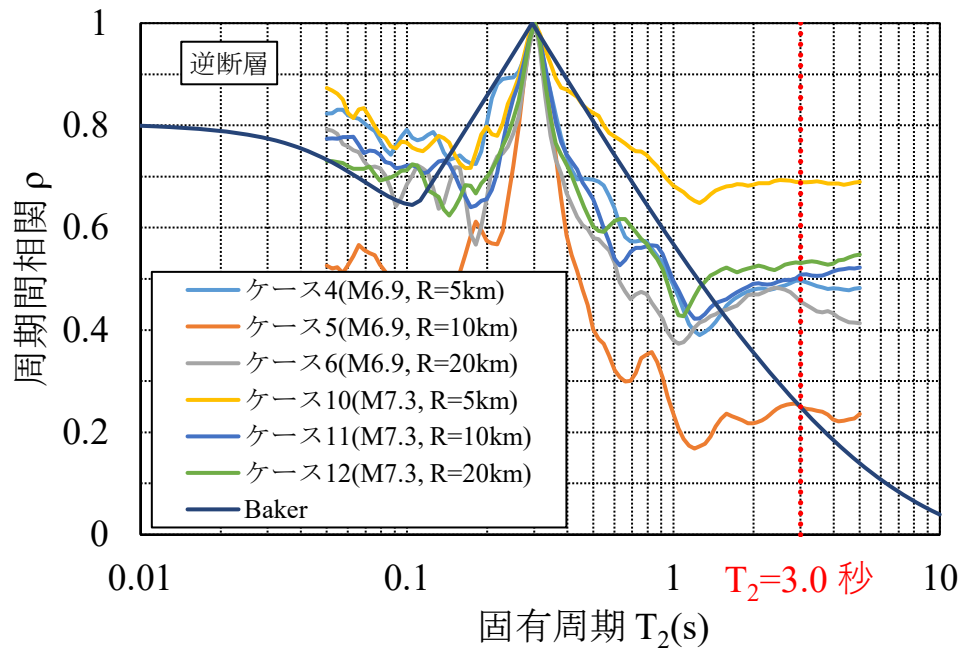


a) 耐専スペクトル

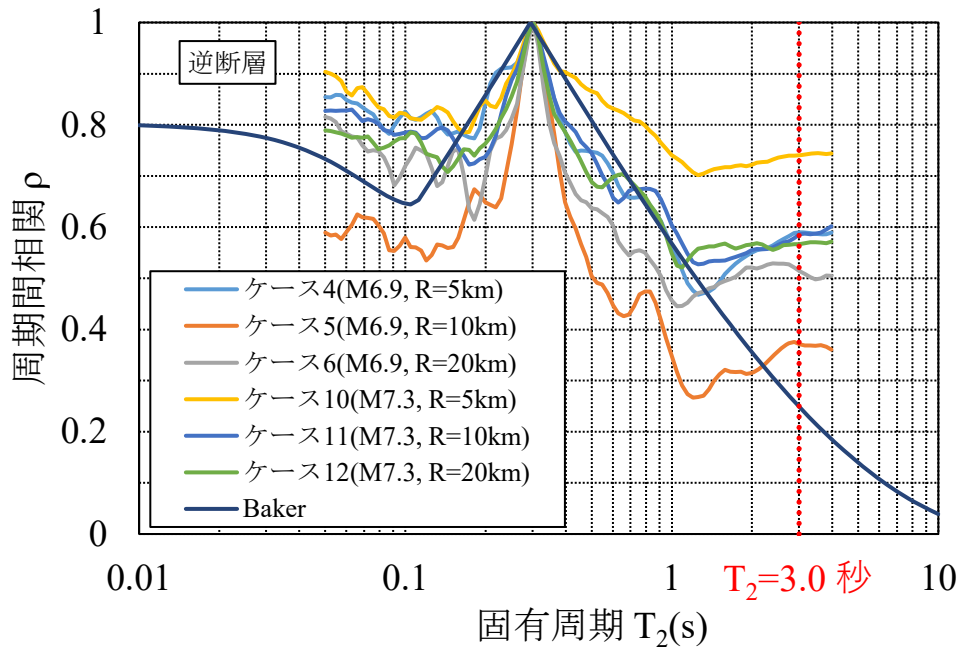


b) 安中式

図 3.2.4-6 断層モデルによる周期間相関と Baker and Jayaram による周期間相関の比較  
 【右横ずれのケース】



a) 耐専スペクトル



b) 安中式

図 3.2.4-7 断層モデルによる周期間相関と Baker and Jayaram による周期間相関の比較  
 【逆断層のケース】

### 3.3 第3章のまとめ

特定地点における特定地震に対して耐震多様性システムの評価を行う場合を想定して、断層モデルを用いたシミュレーションにより周期間相関を評価した。その結果、以下の知見を得た。

- 1) 加速度応答スペクトルの残差を算定する際に、GMPE として、耐専スペクトルと安中式を考慮した。断層モデルによる加速度応答スペクトルの計算値は、両方の GMPE に比べて小さくなった、これは、断層モデルの地盤条件と GMPE の地盤条件が異なるためと考えられる。また、周期間相関の算定結果は、両方の GMPE を使った場合で大きな差は見られず、観測記録を基に周期間相関を算定する際の GMPE の影響を検討した Jayaram et al.[74]と同様に、GMPE は影響しないことが確認できた。
- 2) 断層モデルによって算定した周期間相関は地震規模と震源距離に依存し、地震規模が大きいほど、震源距離が近いほど大きくなる傾向があった。一方で、地震観測記録をもとに周期間相関を評価した既往研究[73, 74]では、地震規模と震源距離に依存しないことを示しており、この差の原因分析は今後の課題である。
- 3) 対象サイトで想定される様々な震源に対する耐震多様性の有効性を評価するために用いる周期間相関は、特定の震源を対象に評価した本検討の周期間相関よりも、多数の地震観測記録を対象に評価した Baker and Jayaram の周期間相関の方がふさわしい。したがって、「第5章 耐震多様性とロバストネスの評価に関する提案法の実サイトへの適用」における周期間相関として、Baker and Jayaram の周期間相関を採用する。

## 第4章 ベイズ推定を用いた効率的なフラジリティ曲線評価手法の提案

### 4.1 概要

本研究は、原子力発電所設備の地震フラジリティ曲線の効率的な作成方法を目的として、ベイズ推定と裕度解析法(大島他 2003)[76]のハイブリッド法を新たに開発した。ベイズ推定における尤度関数として、既往研究では一般にフラジリティ曲線を採用しているが、提案法では、耐震性能の確率密度関数を採用した。また、事前分布は、既往研究では経験的に決めているが、提案法では漸増動的解析(IDA)によって得られた耐震性能に基づいて設定した。さらに、パラメータスタディを実施し、事前分布の未知のパラメータに関する情報を取得して、事前分布の初期値を設定した。次に、提案法を、原子力発電所における炉心冷却システムの重要な構成要素である鉄筋コンクリート製の非常用取水設備に適用した。その結果、12回の地震応答解析結果を使って提案法で求めたフラジリティ曲線は、500回の地震応答解析結果を使って日本原子力学会が推奨する詳細法で求めたものと同等であることが明らかになった。したがって、提案法を高精度の大規模モデルに適用することによって、計算負荷を大幅に軽減できる可能性があると結論付けた。

## 4.2 提案法

### 4.2.1 ベイズ推定に基づくフラジリティ曲線評価の基本式

フラジリティ曲線は、式(4-1)に示すとおり、対数正規累積分布関数で表される条件付き確率である。

$$F_x(A) = \phi \left[ \frac{1}{\beta} \ln \left( \frac{A}{A_m} \right) \right] \quad (4-1)$$

ここに  $\phi$  は標準正規累積分布関数、 $A_m$  は耐力中央値、 $\beta$  は対数標準偏差を、 $A$  は入力地震動の最大加速度を示す。ベイズ理論は式(4-1)に示すとおり表される。

$$f_1(\theta|\epsilon) = \frac{L(\epsilon|\theta)f_0(\theta)}{\int_{-\infty}^{\infty} L(\epsilon|\theta)f_0(\theta)d\theta} \quad (4-2)$$

ここに、 $\theta$  は評価対象のパラメータ、 $f_0$  および  $f_1$  は、それぞれ  $\theta$  の事前および事後確率密度関数、 $L$  は、 $\theta$  がある値のときの、事象  $\epsilon$  の生起確率を表す尤度関数を示す。

式(4-1)で表されるフラジリティ曲線は、2つの確率変数  $A_m$  および  $\beta$  の関数であるため、 $f_0$  および  $f_1$  を結合確率密度関数として扱い、ベイズの定理を適用する。したがって、式(4-2)は式(4-3)のように表すことができる。

$$f_1(A_m, \beta|\epsilon) = k \times L(\epsilon|A_m, \beta) \times f_0(A_m, \beta) \quad (4-3)$$

ここに、 $k$  は、事後確率密度関数  $f_1$  の合計が 1.0 となるように正規化することによって決まる係数を示す。尤度関数  $L$  は、 $A_m$  と  $\beta$  が特定の値をとるときの、非線形時刻歴解析(NLTHA)の結果  $\epsilon$  の生起確率を示す。 $L$  の値は、式(4-8)または式(4-9)を使って算定できる。

仮定した事前結合確率密度関数  $f_0(A_m, \beta)$  および尤度関数  $L$  に基づいて、式(4-3)を使って事後結合確率密度関数  $f_1(A_m, \beta)$  を算定できる。次に、得られた  $f_1(A_m, \beta)$  を式(4-4)および式(4-5)に与えて、それぞれ  $A_m$  および  $\beta$  の周辺確率密度関数  $f_{1A_m}(A_m)$  および  $f_{1\beta}(\beta)$  を算定できる。事後確率密度関数  $f_1(A_m, \beta)$  は、直交する  $A_m$  と  $\beta$  の 2 軸から成る平面上の確率密度関数とイメージできる。式(4-4)を使って、 $f_1(A_m, \beta)$  を  $\beta$  について積分することで、 $f_1(A_m, \beta)$  は  $A_m$  の関数  $f_{1A_m}(A_m)$  に変換できる。同様に、式(4-5)を使って、 $f_1(A_m, \beta)$  は  $\beta$  の関数  $f_{1\beta}(\beta)$  に変換できる。

$$f_{1A_m}(A_m) = \int_{D_\beta} f_{1A_m|\beta}(A_m|\beta) f_{1\beta}(\beta) d\beta \quad (4-4)$$

$$f_{1\beta}(\beta) = \int_{DA_m} f_{1\beta|A_m}(\beta|A_m) f_{1A_m}(A_m) dA_m \quad (4-5)$$

式(4-4)および式(4-5)で、 $f_{1A_m|\beta}(A_m|\beta)$  は  $\beta$  がある値のときの  $A_m$  の条件付き事後確率密度関数を示し、 $f_{1\beta|A_m}(\beta|A_m)$  は  $A_m$  がある値のときの  $\beta$  の条件付き事後確率密度関数を示す。また、 $DA_m$  および  $D_\beta$  は  $A_m$  および  $\beta$  の範囲を示す。本研究では、母数  $\bar{A}_m$  および  $\bar{\beta}$  は、それぞれ、式(4-6)および式(4-7)を使って、 $A_m$  および  $\beta$  の周辺確率密度関数の期待値として算定する。

$$\bar{A}_m = \int_{DA_m} A_m f_{1,A_m}(A_m) dA_m \quad (4-6)$$

$$\bar{\beta} = \int_{D\beta} \beta f_{1,\beta}(\beta) d\beta \quad (4-7)$$

本研究で得られた、各 NLTHA の結果に対して、 $L$ 、 $f_1$ 、 $A_m$ 、および  $\beta$  が算定され、次の解析の準備のために、事前分布を  $f_0 = f_1$  として更新する。ベイズ推定に基づく fragility 曲線評価に関する過去の研究では、事前分布の評価に、専門家の判断、地震被害データ、実験データ、数値シミュレーション結果など、様々な種類の情報が使われているが、本研究では漸増動的解析(IDA)の結果を使って事前分布を評価した。 $A_m$  および  $\beta$  の事前分布を対数正規確率密度関数と仮定すると、 $A_m$  の中央値  $\bar{A}_m$  と対数標準偏差  $\beta_{A_m}$ 、 $\beta$  の中央値  $\bar{\beta}$  と対数標準偏差  $\beta_\beta$  の 4 つのパラメータを設定する必要がある。ベイズ推定では、中央値は初期値を表し、対数標準偏差は各サンプルに対する感度を表す。したがって、中央値が正解に近い場合、対数標準偏差は小さい方が、少ないサンプル数で正確に fragility 曲線进行评估できる。逆に、中央値が正解から離れている場合、対数標準偏差が大きい方が、少ないサンプル数で正確に fragility 曲線进行评估できる。一次近似二次モーメント法が成立すると、各確率変数の中央値による結果は、確率変数の関数の中央値とほぼ同じとなる。したがって、材料特性の中央値を使った IDA によって算定した限界加速度を  $A_m$  の中央値  $\bar{A}_m$  として設定した。また、 $\bar{A}_m$  は正確に評価されることが期待されるため、 $A_m$  の対数標準偏差  $\beta_{A_m}$  は小さい値の 0.1 とした。なお、 $\beta_{A_m}$  として 0.1 より小さい値を与えても結果には影響しなかった。4.4 節では、 $\beta$  の事前分布を決定するために用いた手法について説明する。図 4.2.1-1 は、ベイズ推定に基づく従来法および提案法を使った fragility 曲線評価手順を示す。

#### 4.2.2 フラジリティ曲線を用いた尤度関数の評価(従来法)

ベイズ推定に基づく従来の研究と同様に、式(4-1)の fragility 曲線を使用する場合、式(4-3)で使用した尤度関数  $L$  は式(4-8)を使って評価できる。したがって、尤度関数は、入力地震動の最大加速度  $A$  および対象構造物の損傷に関する情報  $X$  の関数として表される。

$$L(\varepsilon|A_m, \beta) = \prod_{i=1}^N [F_x(A_i)]^{X_i} [1 - F_x(A_i)]^{1-X_i} \quad (4-8)$$

上記式において、 $X_i$  は対象構造物の損傷または非損傷についての  $i$  番目の情報( $X_i=1$ : 損傷,  $X_i=0$ : 非損傷)を、 $A_i$  は  $i$  番目の入力地震動の最大加速度を示す。

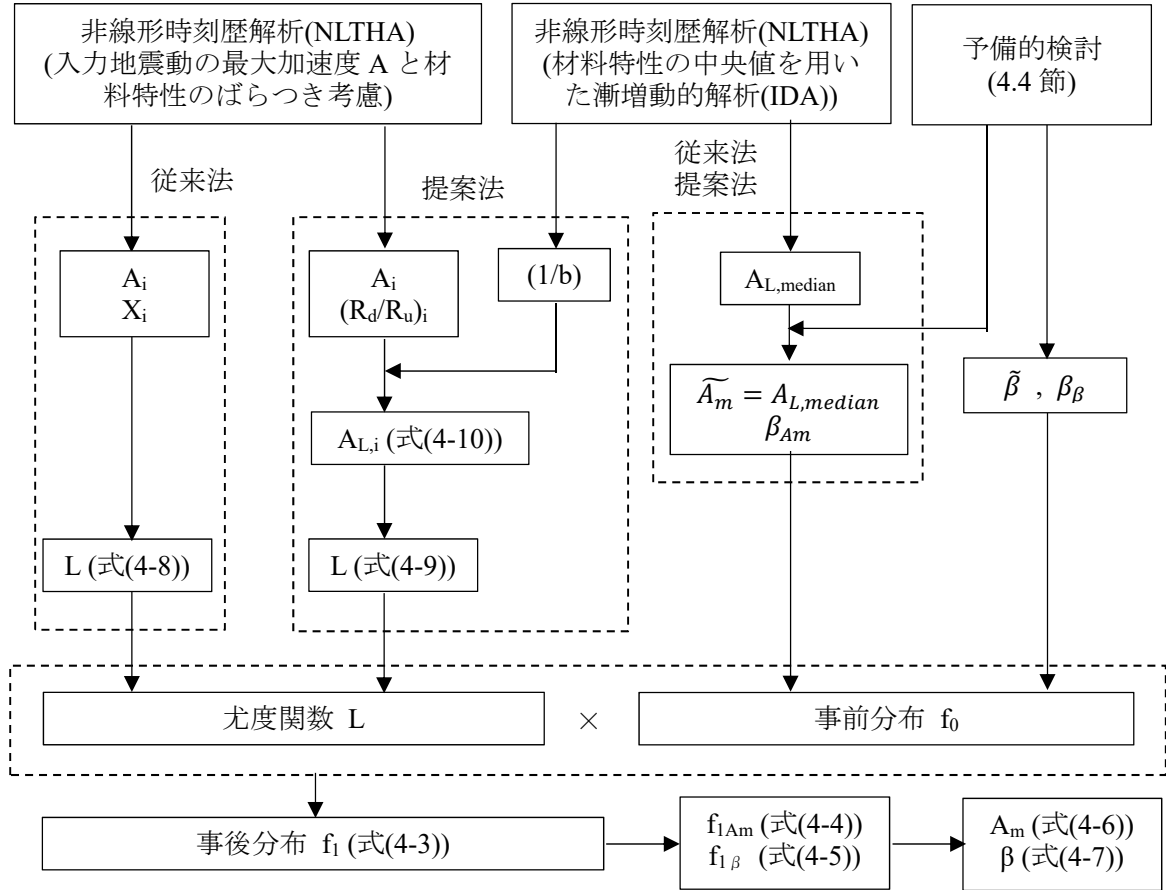


図 4.2.1-1 ベイズ推定に基づく従来法と提案法を用いた fragility 曲線評価手順[103]

#### 4.2.3 耐震性能の確率密度関数を用いた尤度関数の評価(提案法)

限界加速度の確率密度関数を使って、尤度関数  $L$  は式(4-9)に示すとおり評価できる。本研究では、尤度関数は、損傷指標  $R_d/R_u$  を使って算定した限界加速度値を与えることで評価した。ここに、 $R_d$  と  $R_u$  は、それぞれ、応答と耐力を示す。この尤度関数は、構造物の損傷の有無のみの情報をもつ従来法における尤度関数と比較して、各サンプルについて、より多くの情報を含んでいる。したがって、提案法を使用すると、従来法に比べて、少ないシミュレーションの実行によって fragility 曲線の評価できる。

$$L(\varepsilon|A_m, \beta) = \prod_{i=1}^N \frac{1}{\sqrt{2\pi}\beta A_{L,i}} \exp \left[ \frac{-\{\ln(A_{L,i}/A_m)\}^2}{2\beta^2} \right] \quad (4-9)$$

ここに、 $A_{L,i}$  は  $i$  番目の限界加速度を示す。

限界加速度( $A_L$ )は、損傷指標( $R_d/R_u$ )と入力地震動の最大加速度( $A$ )の関係が、べき乗関数  $R_d/R_u = a \cdot A^b$  ( $a$  と  $b$  は係数)で表されると仮定して導かれた式(4-10)を使って算定できる。式(4-10)における勾配( $1/b$ )は、材料特性の中央値を使用した IDA によって算定し、材料特性が変化しても勾配は変化しないと仮定する。

$$A_{L,i} = \exp \left[ \ln(A_i) - \frac{1}{b} \ln \left( \frac{R_d}{R_u} \right)_i \right] \quad (4-10)$$

式(4-10)において、 $(1/b)$  は  $\ln(A)$  と  $\ln(R_d/R_u)$  の関係を表す直線式の勾配を示す。

### 4.3 提案法の検証における許容誤差

本研究では、提案法を用いて得られたフラジリティ曲線の妥当性を確認するために、4.4 節では仮定したフラジリティ曲線と比較し、4.5 節では日本原子力学会によって推奨されている詳細法を用いて算定したフラジリティ曲線と比較した。これらの比較における許容誤差は、文献[104]で報告された許容誤差に余裕を持たせて設定した。フラジリティ曲線の検証は、中央値  $A_m$  および HCLPF に対して行うものとし、それぞれの許容誤差は、目標値の $\pm 10\%$ および $\pm 20\%$ 以内とした。

フラジリティ曲線とは、地震動強度  $A$  と構造物の損傷確率  $F_x(A)$  の関係を示し、式(4-11)に示すとおり、 $A_m$ 、 $\beta_R$  および  $\beta_U$  をパラメータとする対数正規累積分布関数で表現される。フラジリティ曲線の例を図 4.3-1 に示す。 $A_m$  は、信頼度 50% のフラジリティ曲線上で損傷確率 0.5 に対応する地震動強度を示し、図 4.3-1 の例では、 $A_m=1000\text{Gal}$  となる。一方で、HCLPF は、信頼度 95% のフラジリティ曲線上で損傷確率 0.05 に対応する地震動強度を示し、図 4.3-1 の例では、HCLPF=370Gal となる。しかしながら、本研究では  $\beta_U=0.0$  としているため、信頼度 50% のフラジリティ曲線上で損傷確率 0.05 に対応する地震動強度と一致する。

$$F_x(A) = \phi \left[ \frac{\ln(A/A_m) + \beta_U \phi^{-1}(Q)}{\beta_R} \right] \quad (4-11)$$

ここに  $\phi$  は標準正規累積分布関数、 $Q$  は信頼度(非超過確率)、 $A_m$  は耐力中央値、 $\beta_R$  は偶然的な不確かさ、 $\beta_U$  は認識論的不確かさを示す。

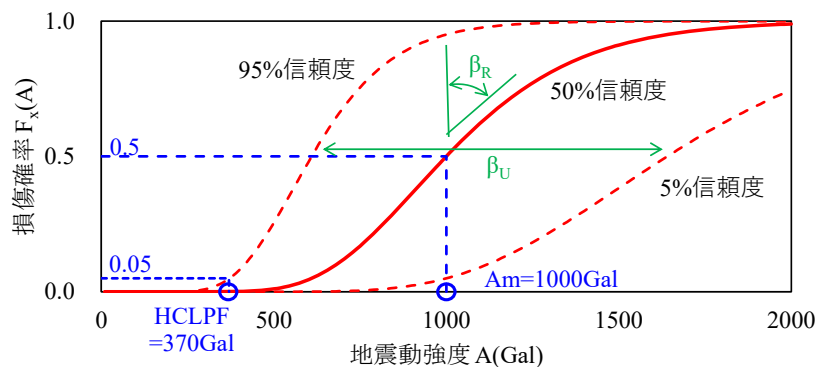


図 4.3-1 フラジリティ曲線における  $A_m$  と HCLPF の説明

## 4.4 フラジリティ曲線評価のための事前分布の予備的検討

### 4.4.1 検討方法

従来法および提案法を用いてフラジリティ曲線を算定するのに必要なサンプル数が最小となる事前分布を調査するために、仮定したフラジリティ曲線に基づいてモンテカルロシミュレーション(MCS)を実行して生成した非線形時刻歴解析結果(NLTHA)のサンプルを使用してフラジリティ曲線を評価した。フラジリティ曲線は、 $\beta$  が異なる 4 ケース、 $(A_m, \beta)=(1000, 0.1), (1000, 0.2), (1000, 0.3)$  および  $(1000, 0.4)$  を仮定した。 $A_m$  および  $\beta$  の事前分布を対数正規確率密度関数と仮定して、4 つのパラメータ  $\widetilde{A}_m, \beta_{Am}, \tilde{\beta}$  および  $\beta_\beta$  は 5.2.1 節に記載したとおり設定した。すなわち、 $\widetilde{A}_m$  は IDA によって正確に評価されると仮定して、 $\widetilde{A}_m$  は正解値の 1000、 $\beta_{Am}$  を小さい値の 0.1 に設定した。 $\beta$  に関する情報は無いため、0.4, 0.3, 0.2, 0.1 の  $\tilde{\beta}$  および  $\beta_\beta$  を組み合わせた 16 通りのパラメータスタディを実行した。

提案法を用いて算定したフラジリティ曲線の  $A_m$  および HCLPF が許容誤差範囲内にある場合、解は収束したとみなした。解が収束解するまでに必要なサンプル数を、必要な解析回数として定義した。さらに、MCS における乱数初期値の影響を考慮して、必要な解析回数は、乱数初期値が異なる 100 ケースの平均値とした。

従来法の場合、NLTHA の結果のサンプルは、入力地震動の最大加速度  $A$  と、対象構造物の損傷状態に関する情報  $X(0$  または  $1)$  から構成される。本研究では、 $A$  は 500～1500Gal の範囲の一樣乱数を使って生成し、 $X$  は、仮定したフラジリティ曲線の最大加速度  $A$  における損傷確率と 0～1 の範囲で生成した一樣乱数との大小関係に基づいて設定する。すなわち、乱数が損傷確率より大きい場合は損傷( $X=1$ )と判断し、乱数が損傷確率よりも小さい場合は非損傷( $X=0$ )と判断した。提案法の場合、NLTHA の結果のサンプルは、仮定したフラジリティ曲線の  $A_m$  と  $\beta$  に基づく対数正規乱数にしたがった限界加速度となる。

### 4.4.2 検討結果

表 4.4.2-1 および表 4.4.2-2 は、それぞれ従来法および提案法を使った場合の、事前分布とフラジリティ曲線の評価に必要な NLTHA の回数の関係を示す。なお、同表中の NLTHA の回数は、乱数初期値が異なる 100 ケースの平均値を示す。また、同表中で、フラジリティ曲線毎の NLTHA の回数の最小値を水色でハッチングしている。

ベイズ推定では、 $\tilde{\beta}$  は  $\beta$  の初期値を表し、 $\beta_\beta$  は各サンプルに対する感度を表す。したがって、 $\tilde{\beta}$  が正解値に近いほど、NLTHA の必要回数は減少する。 $\tilde{\beta}$  が正解値と大きく異なる場合には、 $\beta_\beta$  が大きいほど、NLTHA の必要回数は減少し、一方で、 $\tilde{\beta}$  が正解値に近い場合には、 $\beta_\beta$  が小さいほど、NLTHA の必要回数は減少する。このように、NLTHA の回数が最小となる事前分布は、求めたいフラジリティ曲線によって異なり、従来法または提案法のどちらを使う場合でも同様である。本検討結果から、全てのフラジリティ曲線に対して、提案法を用いた場合の NLTHA の必要回数は、従来法を用いた場合と比べて少なく、約 1/5 となった。これは、従来法よりも提案法を用いた場合の方が、NLTHA の各サンプルが持つ情報量が多いためである。表 4.4.2-1 および表 4.4.2-2 には、最尤法(MLM)に該当する事前分布が一樣分布の場合の結果も示す。事前分布を一樣分布とした場合の NLTHA の必要回数は、対数正規分布の事前分布を用いた提案法と比べて、相対的に多くなる。したがって、ベイズ推定に基づく提案法は、最尤法と比較して有利である。表 4.4.2-1 お

よび表 4.4.2-2 に示すとおり，本検討で対象とした 4 ケースのフラジリティ曲線を評価するのに必要な NLTHA の平均回数は，従来法と提案法のどちらの場合でも， $\tilde{\beta} = \beta_{\beta} = 0.3$  のときに最小となり，従来法の場合には 18 回，提案法の場合に 4 回となった。

$\beta$  の事前分布の中央値 $\tilde{\beta}$ が正解値と大きく異なる場合，解は収束しにくい。したがって， $\tilde{\beta}$ は仮定した  $\beta$  値の範囲 0.1～0.4 の中央付近が最も有利であると考えられ， $\tilde{\beta} = 0.3$  のときに NLTHA の最小回数が得られた。また， $\tilde{\beta}$ が正解値と大きく異なる場合には，小さい $\beta_{\beta}$ では解の収束が困難で， $\tilde{\beta}$ が目標値に近い場合には，大きい $\beta_{\beta}$ では解の収束が困難である。したがって，平均的な $\beta_{\beta} = 0.3$ が，解の収束に最も有利と考えられる。

$A_m$ ， $\beta$  および HCLPF と NLTHA の回数との関係を図 4.4.2-1～図 4.4.2-3 に示す。これらの図より，事前分布の設定による差は，従来法よりも提案法の方が小さいことが確認できる。また，提案法の場合には，従来法の場合よりも少ない NLTHA の回数で解が収束していることが確認できる。ここでの事前分布の予備的検討の結果より，4.5 節における  $\beta$  の事前分布 $\tilde{\beta}$  および  $\beta_{\beta}$  ともに 0.3 を採用する

表 4.4.2-1 フラジリティ曲線評価に必要な NLTHA の回数(従来法) [103]

フラジリティ曲線				Am=1000				平均
事前分布								
$\widetilde{A}_m$	$\beta_{Am}$	$\widetilde{\beta}$	$\beta_\beta$	$\beta=0.1$	$\beta=0.2$	$\beta=0.3$	$\beta=0.4$	
1000	0.1	0.4	0.4	30	25	25	49	32
			0.3	48	35	19	21	31
			0.2	99	59	14	19	45
			0.1	386	180	15	19	145
		0.3	0.4	18	7	12	37	19
			0.3	27	6	9	34	18
			0.2	53	6	8	38	25
			0.1	196	12	8	67	69
		0.2	0.4	2	4	21	58	21
			0.3	2	4	22	78	26
			0.2	2	4	27	128	40
			0.1	4	5	53	414	118
		0.1	0.4	2	11	43	100	39
			0.3	2	12	59	147	55
			0.2	2	17	103	294	104
			0.1	2	37	357	910	326
一様分布(最尤法に該当)				16	30	55	101	51

※      : 最小値(許容誤差:Am±10%, HCLPF±20%)

表 4.4.2-2 フラジリティ曲線評価に必要な NLTHA の回数(提案法) [103]

フラジリティ曲線				Am=1000				平均
事前分布				$\beta=0.1$	$\beta=0.2$	$\beta=0.3$	$\beta=0.4$	
$\widetilde{A}_m$	$\beta_{Am}$	$\widetilde{\beta}$	$\beta_\beta$					
1000	0.1	0.4	0.4	6	4	5	8	5
			0.3	9	6	4	7	6
			0.2	18	9	3	7	8
			0.1	67	30	3	7	25
		0.3	0.4	3	2	6	10	5
			0.3	5	2	6	10	4
			0.2	9	2	6	11	6
			0.1	31	1	5	16	13
		0.2	0.4	1	3	6	13	5
			0.3	1	3	7	15	6
			0.2	1	3	8	22	8
			0.1	1	3	14	57	18
		0.1	0.4	1	4	9	17	7
			0.3	1	4	11	24	10
			0.2	1	4	21	41	17
			0.1	1	8	56	130	49
一様分布(最尤法に該当)				3	6	16	26	12

※      : 最小値(許容誤差:Am±10%, HCLPF±20%)

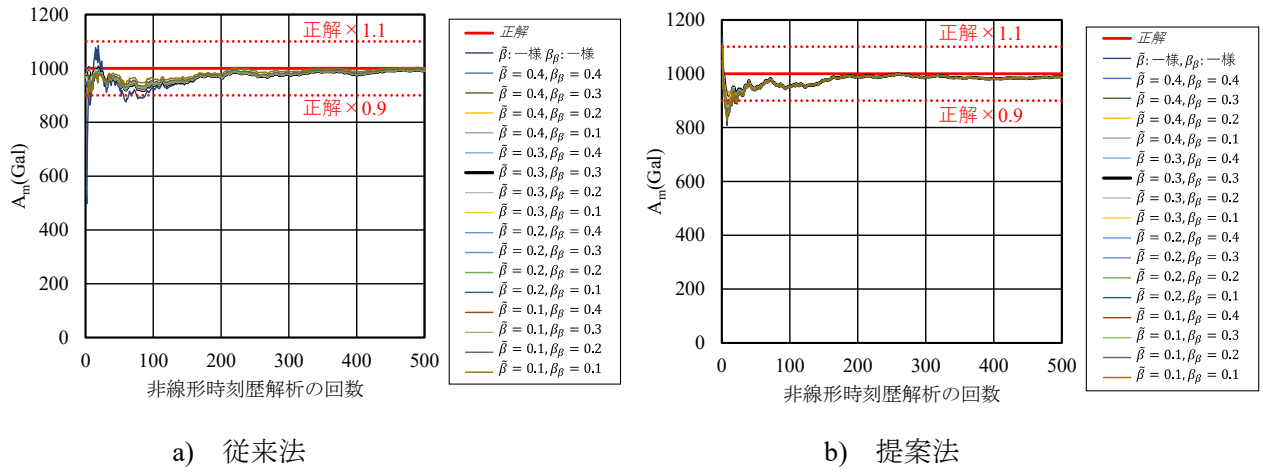


図 4.4.2-1  $A_m$  と NLTHA の回数の関係(正解が  $A_m=1000$ ,  $\beta=0.3$  の場合) [103]

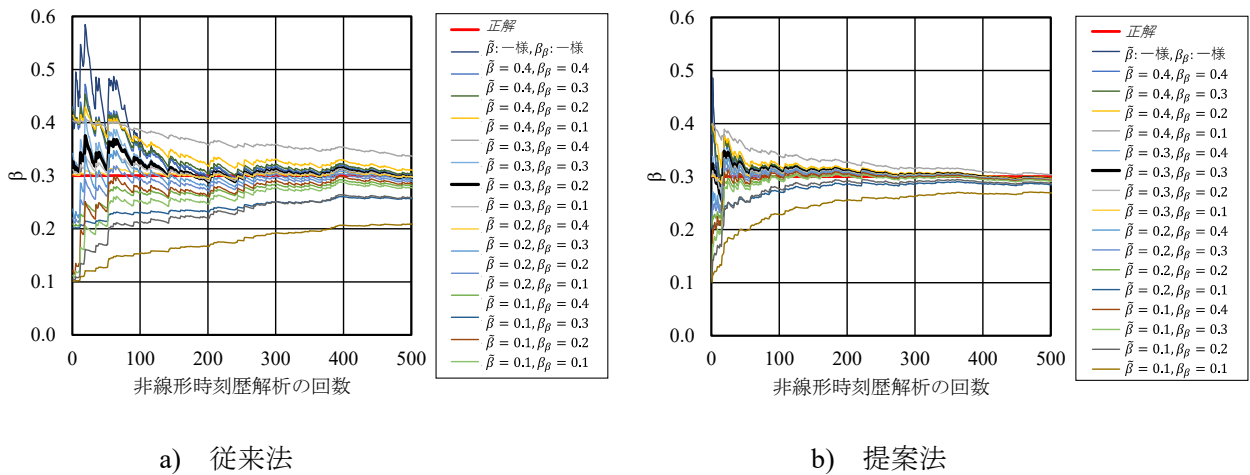


図 4.4.2-2  $\beta$  と NLTHA の回数の関係(正解が  $A_m=1000$ ,  $\beta=0.3$  の場合) [103]

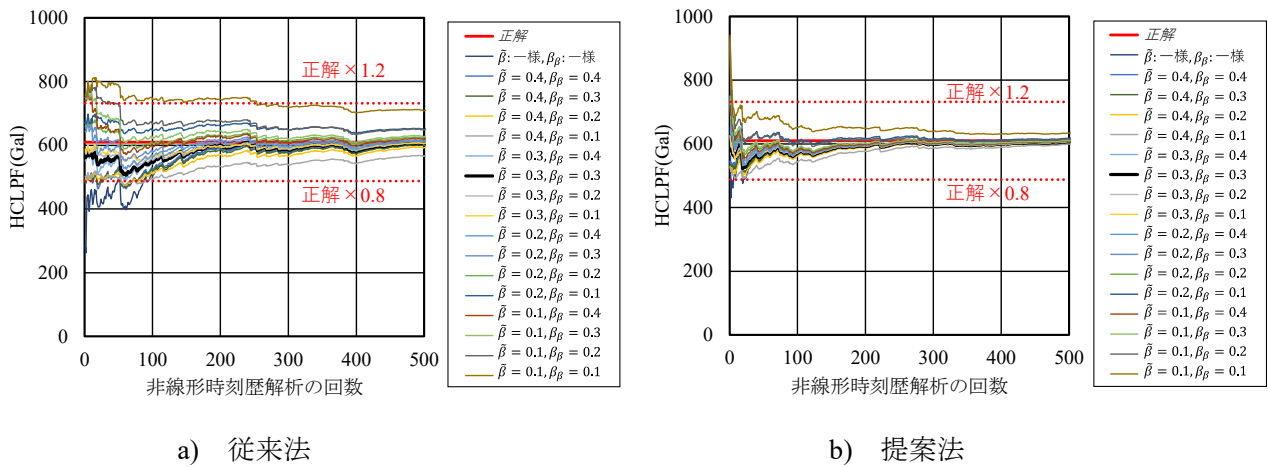


図 4.4.2-3 HCLPF と NLTHA の回数の関係(正解が  $A_m=1000$ ,  $\beta=0.3$  の場合) [103]

## 4.5 ベイズ推定を用いた fragility 曲線評価に関する提案法の実構造物への適用

### 4.5.1 地震応答解析条件

ここでは、原子力発電所に設置された鉄筋コンクリート製の取水構造物のダクトおよびピット(図 4.5.1-1 参照)に従来法および提案法を適用して fragility 曲線を評価した。解析モデル、地盤物性値および入力地震動等の解析条件は、文献[105]を適用した。構造物の地震応答は、解析コード TDAPIII[106]を使用して、地盤および構造物の非線形性を考慮した 2 次元動的 FEM 解析によって算定した。解析モデルは図 4.5.1-2 に示すとおり、構造物および地盤は、それぞれ、はり要素および平面ひずみ要素を使ってモデル化した。構造物および砂層(1 および 2)の非線形特性は、それぞれ  $M-\phi$  モデルと Ramberg-Osgood モデルを使って考慮した。構造物の断面諸元を表 4.5.1-1 に、構造物の材料特性を表 4.5.1-2 に、地盤の材料特性を表 4.5.1-3 に、砂層のひずみ依存特性を図 4.5.1-3 に示す。地盤の S 波速度は、変動係数 0.2 の対数正規分布に従うと仮定して、MCS を使って、ばらつきを考慮した S 波速度のサンプルを生成した。MCS によって偏りが無い良質なサンプルを取得するために、確率分布補正とモーメント補正を繰り返し行うことにより、独立性と一様性の高い乱数を生成する手法を採用した[107, 108]。入力地震動の水平成分の加速度時刻歴を図 4.5.1-4 に示す。鉛直成分は、水平成分の 2/3 倍として、水平成分と鉛直成分の同時入力とした。

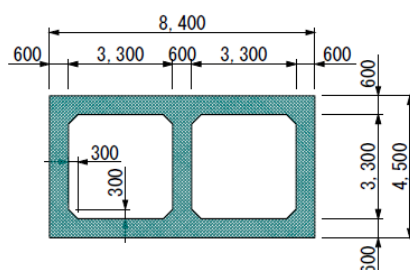


図 4.5.1-1 (a) 構造図(ダクト)(単位 : mm)[105]

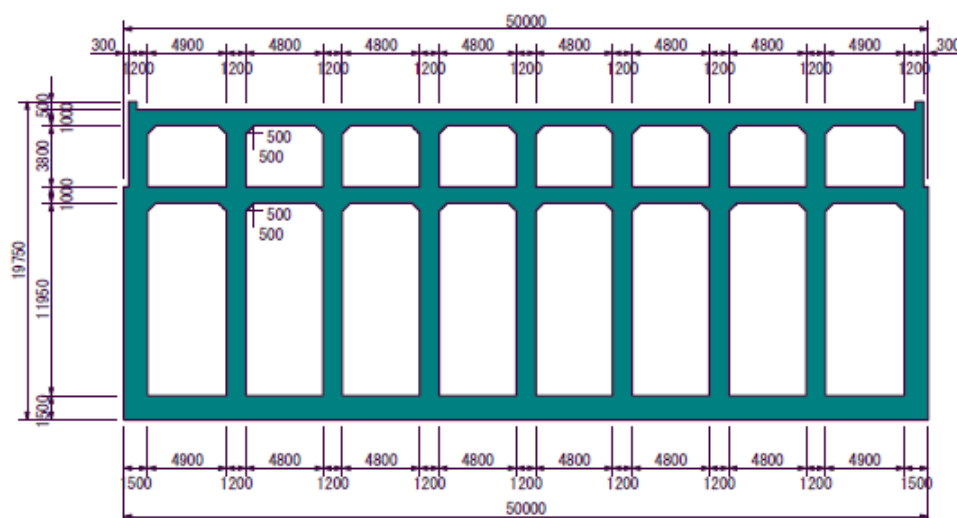


図 4.5.1-1 (b) 構造図(ピット)(単位 : mm)[105]

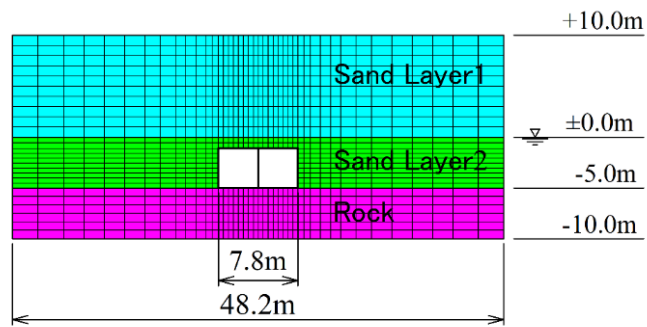


図 4.5.1-2 (a) 解析モデル(ダクト)[105]

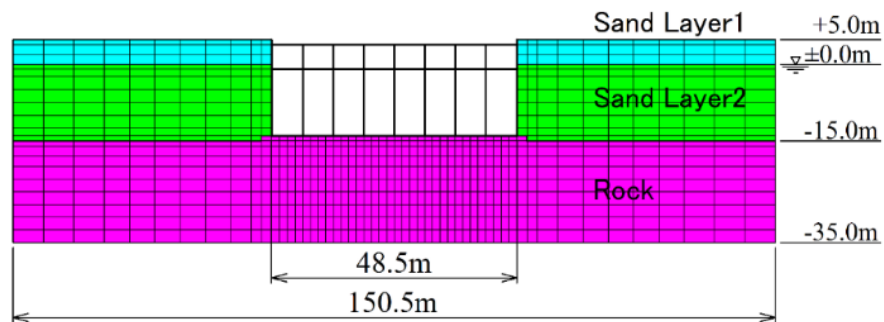


図 4.5.1-2 (b) 解析モデル(ピット)[105]

表 4.5.1-1 (a) 構造物の断面諸元(ダクト)[105]

断面	部材厚 D(cm)	主筋配筋	せん断補強筋配筋
断面1	60	D19@150	D16@150@200
断面2	60	D19@150	D16@150@200
断面3	60	D19@150	D16@150@200
断面4	60	D19@150	D16@150@200

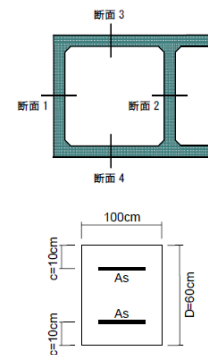


表 4.5.1-1 (b) 構造物の断面諸元(ピット)[105]

断面	部材厚 D(cm)	主筋配筋	せん断補強筋配筋
断面1	120	D19@100	D16@500@200
断面2	150	D16@100	D16@500@200
断面3	150	D25@100	D25@500@200
断面4	120	D19@100	D16@500@200
断面5	120	D22@100	D16@500@200
断面6	120	D25@100	D16@500@200
断面7	100	D19@100	D16@500@200
断面8	100	D16@100	D16@500@200
断面9	150	D29@100	D25@500@200

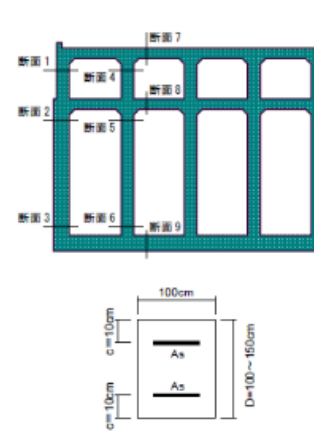


表 4.5.1-2 構造物の材料特性[105]

材料	仕様	項目	
コンクリート	—	圧縮強度の特性値 $f_{ck}'$	24 N/mm <sup>2</sup>
		ヤング係数の特性値 $E_c$	25 kN/mm <sup>2</sup>
鉄筋	SD345	引張降伏強度の特性値 $f_{yk}$	345 N/mm <sup>2</sup>
		圧縮降伏強度の特性値 $f_{yk}'$	345 N/mm <sup>2</sup>
		ヤング係数の特性値 $E_c$	200 kN/mm <sup>2</sup>

表 4.5.1-3 地盤の材料特性(平均値)[105]

土層	単位体積重量 $\gamma$ (kN/m <sup>3</sup> )	ポアソン比 $\nu$	S波速度 $V_s$ (m/s)	せん断弾性定数の初期値 $G_0$ (kN/m <sup>2</sup> )	減衰定数の初期値 $h_0$ (%)
砂層1	18.0	0.40	300	165,000	2.0
砂層2	20.0	0.48	300	184,000	2.0
岩盤	20.0	0.33	700	1,000,000	2.0

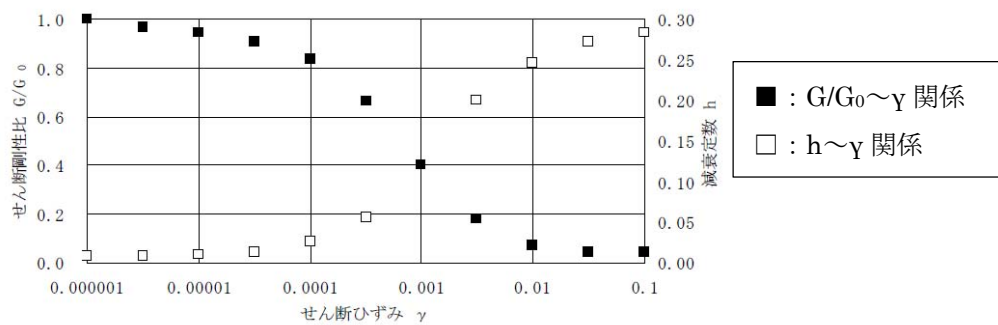


図 4.5.1-3 砂層のひずみ依存特性[105]

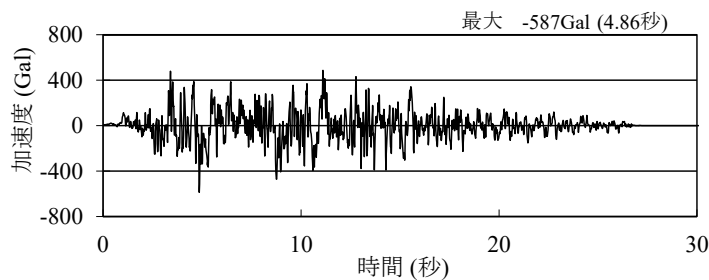


図 4.5.1-4(a) 入力地震動の水平成分(ダクト)[105]

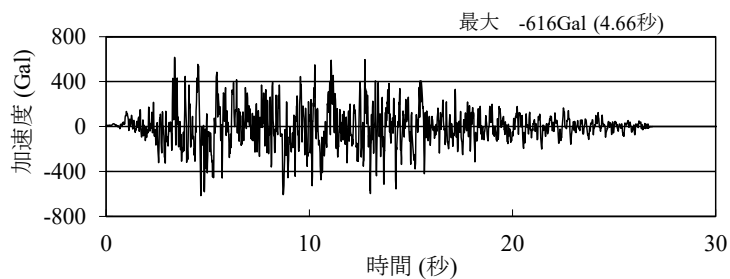


図 4.5.1-4(b) 入力地震動の水平成分(ピット)[105]

#### 4.5.2 構造物の損傷判定

構造物の損傷モードとして、曲げ破壊とせん断破壊の両方を考慮し、文献[105]にしたがって損傷の判定を行った。具体的には、層間変形角度が 1/100 を超えると曲げ破壊が発生し、せん断力がせん断耐力を超えるとせん断破壊が発生するとした。曲げ破壊とせん断破壊の判定は、それぞれ式(4-12)および式(4-13)によって行い、左辺が 1.0 以上の場合に損傷したと判断した。また、各ケースの損傷判定は非線形時刻歴解析の全時刻に対して行い、損傷指標の最大値を採用した。

##### a) 曲げ破壊の判定

$$\gamma_i \cdot R_d / R_u \leq 1.0 \quad (4-12)$$

ここに、 $\gamma_i$ ：構造物係数(=1.00),  
 $R_d$ ：照査用の層間変形角(= $\gamma_a \cdot R$ )  
 $\gamma_a$ ：構造解析係数(=1.20)  
 $R$ ：応答計算による最大層間変形角  
 $R_u$ ：限界層間変形角(=1/100)

##### b) せん断破壊の判定

$$\gamma_i \cdot V_d / V_{yd} \leq 1.0 \quad (4-13)$$

ここに、 $\gamma_i$ ：構造物係数(=1.00),  
 $V_d$ ：部材の設計せん断力(= $\gamma_a \cdot V$ )  
 $\gamma_a$ ：構造解析係数(=1.05)  
 $V$ ：応答計算によるせん断力値  
 $V_{yd}$ ：部材各断面の設計せん断耐力

$$V_{yd} = V_{cd} + V_{sd} \quad (4-14)$$

ここに、 $\gamma_{cd}$ ：コンクリートが分担するせん断耐力,  
 $V_{sd}$ ：せん断補強筋が分担するせん断耐力

$$V_{cd} = \beta_d \cdot \beta_p \cdot \beta_n \cdot \beta_a \cdot f_{vcd} \cdot d / \gamma_{bc} \quad (4-15)$$

$f_{vcd} = 0.20 \sqrt[3]{f'_{cd}}$	ただし、 $f_{vcd} > 0.72(\text{N/mm}^2)$ となる場合は $f_{vcd} = 0.72(\text{N/mm}^2)$
$\beta_d = \sqrt[4]{1/d}$ (d(m))	ただし、 $\beta_d > 1.5$ となる場合は $\beta_d = 1.5$
$\beta_p = \sqrt[3]{100p_v}$	ただし、 $\beta_p > 1.5$ となる場合は $\beta_p = 1.5$
$\beta_n = 1 + M_0/M_d$ ( $N'_d \geq 0$ )	ただし、 $\beta_n > 2.0$ となる場合は $\beta_n = 2.0$
$= 1 + 2M_0/M_d$ ( $N'_d < 0$ )	ただし、 $\beta_n < 0.0$ となる場合は $\beta_n = 0$
$\beta_a = 0.75 + \frac{1.4}{a/d}$	ただし、 $\beta_a < 1.0$ となる場合は $\beta_a = 1.0$

( $a/d=5.6$  で  $\beta_a=1.0$  となってコンクリート標準示方書の棒部材式に一致)

$f_{cd}$  : コンクリートの設計圧縮強度( $=f_{ck}/\gamma_c$ )  
 $f_{ck}$  : コンクリートの圧縮強度の特性値  
 $\gamma_c$  : コンクリートの材料係数( $=1.3$ )  
 $P_v=A_s/(b_w \cdot d)$  : 引張鉄筋比  
 $A_s$  : 引張側鋼材の断面積  
 $b_w$  : 部材の有効幅  
 $d$  : 部材の有効高  
 $N'_d$  : 設計軸圧縮力  
 $M_d$  : 設計曲げモーメント  
 $M_0=N'_d \cdot D/6$  :  $M_d$  に対する引張縁において、軸方向力によって発生する応力を打ち消すのに必要なモーメント(デコンプレッションモーメント)  
 $D$  : 断面高さ  
 $a$  : セン断スパン  
 $\gamma_{bc}$  : 部材係数(表 4.5.2-1 参照, コンクリートの寄与分用の値)

$$V_{sd} = \{A_w f_{wyd} (\sin \alpha + \cos \alpha) / s\} z / \gamma_{bs} \quad (4-16)$$

$A_w$  : 区間  $s$  におけるセン断補強鉄筋の総断面積  
 $f_{wyd}$  : セン断補強筋の降伏強度( $=f_{wyk}/\gamma_s$ )で、 $400\text{N/mm}^2$  以下とする。ただし、コンクリートの圧縮強度の特性値  $f_{ck}$  が  $60\text{N/mm}^2$  以上のときは、 $800\text{N/mm}^2$  以下としてよい。  
 $f_{wyk}$  : セン断補強筋の降伏強度の特性値  
 $\gamma_s$  : 鉄筋の材料係数( $=1.0$ )  
 $\alpha$  : セン断補強筋と部材軸のなす角度  
 $s$  : セン断補強筋の配置間隔  
 $z$  : 圧縮応力の合力の作用位置から引張鋼材図心までの距離で、一般に  $d/1.5$  としてよい。  
 $\gamma_{bs}$  : 部材係数(表 4.5.2-1 参照, セン断補強筋寄与分の値)

表 4.5.2-1 セン断耐力式における部材係数[105]

$\gamma_b = \gamma_{b1} \times \gamma_{b2}$	せん断耐力式
評価手法の精度 $\gamma_{b1}$	コンクリート寄与分に対して1.3 せん断補強筋寄与分に対して1.1
曲げせん断破壊防止のための裕度 $\gamma_{b2}$	1.0～1.5

※  $\gamma_{b2}=1.0(R<0.01)$ ,  $= (100R+2)/3 (0.01<R<0.025)$ ,  $=1.5 (R>0.025)$ ,  $R$ : 最大層間変形角

#### 4.5.3 詳細法を用いた fragility 曲線評価結果

提案法を用いて算定した fragility 曲線を検証するために、詳細法を用いて fragility 曲線を算定した。詳細法では、いくつかの地震動強度レベルにおいて物性値のばらつきを考慮した NLTHA を行って離散的な損傷確率を算定し、最小二乗法を適用して、 $A_m$  と  $\beta$  を算定する。砂層 1, 砂層 2 および岩盤の S 波速度は、それぞれ変動係数 0.2 の対数正規分布にしたがうと仮定して、ばらつきを考慮した 100 ケースをサンプリングした。このように、500 ケースの NLTHA(5 つの異なる地震動強度レベルそれぞれで S 波速度が異なる 100 ケースの NLTHA)を使って、詳細法による fragility 曲線の評価を行った。表 4.5.3-1 に、詳細法を用いて算定したダクトおよびピットの fragility 曲線と HCLPF を示す。

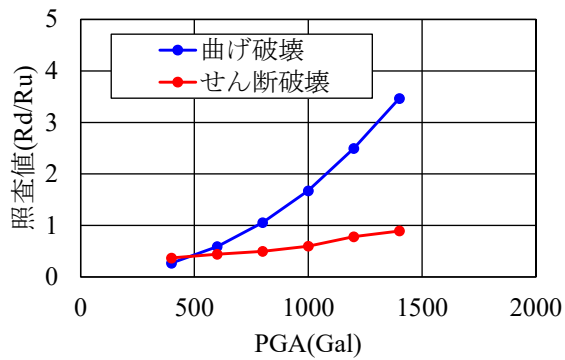
表 4.5.3-1 fragility 曲線のパラメータおよび HCLPF(詳細法) [103]

構造物	fragility 曲線		HCLPF (Gal)
	$A_m$ (Gal)	$\beta$	
ダクト	785	0.34	448
ピット	763	0.29	473

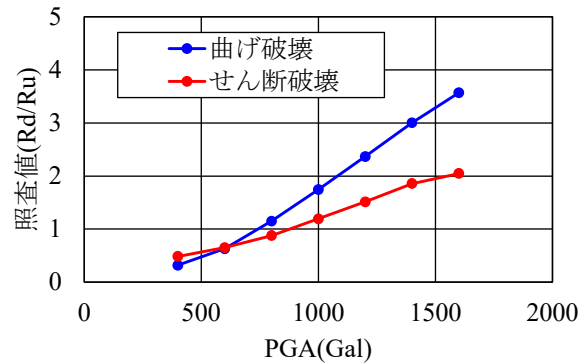
#### 4.5.4 提案法を用いた fragility 曲線評価結果

##### 1) 材料特性の中央値を用いた IDA

提案法を使用する場合、IDA を実行して、 $A_m$  の事前分布の中央値  $\widetilde{A}_m$  と式(4-10)における傾き(1/b)を算定する必要がある。なお、IDA で用いる地盤の S 波速度は、変動係数 0.2 の対数正規分布関数にしたがうとして算定した中央値を使用した。また、表 4.5.1-1 に示す S 波速度は、中央値ではなく、平均値であることに留意する必要がある。曲げ破壊およびせん断破壊に関する照査値と入力地震動の最大加速度(PGA)の関係を図 4.5.4-1 に示す。ダクトとピットの両方で、地震動強度レベルの低い部分を除いて、曲げ破壊の照査値はせん断破壊の照査値よりも大きくなった。また、せん断破壊に対しては、材料非線形解析など、より合理的な評価を行うことで照査値を低下させることが可能である。したがって、以降は曲げ破壊のみを考慮した。図 4.5.4-2 に示すとおり、曲げ破壊の照査値と PGA は、対数空間で概ね線形の関係を示す。照査値 1.0 に対応する限界加速度は、ダクトとピットでそれぞれ 769 Gal(=exp(6.6457))と 755 Gal(=exp(6.627))となった。一方で、詳細法によって算定した中央値  $A_m$  は、ダクトとピットでそれぞれ 785Gal と 763Gal となった。このように、詳細法によって算定した  $A_m$  と IDA によって算定した限界加速度の差は約 2%とわずかであった。したがって、IDA によって算定した限界加速度を  $A_m$  の事前分布の中央値  $\widetilde{A}_m$  として設定することは妥当である。また、図 4.5.4-2 より、ダクトとピットの勾配(1/b)は、それぞれ 0.4907 と 0.5597 と算定された。

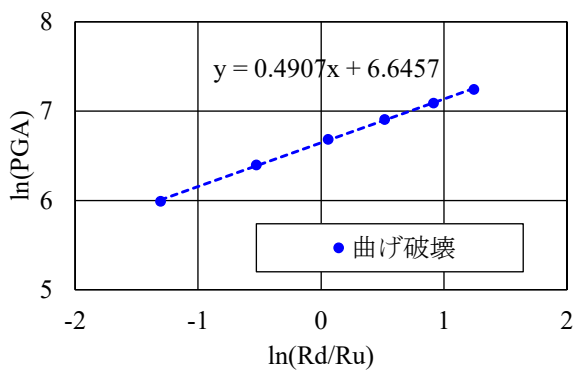


a) ダクト

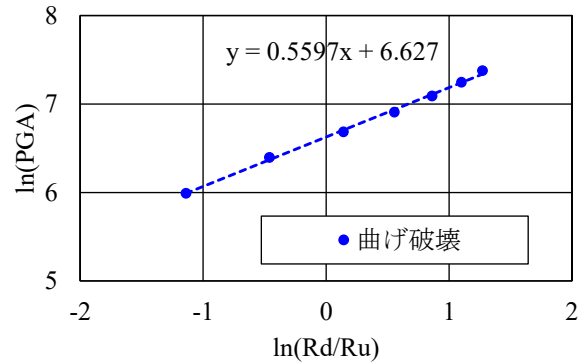


b) ピット

図 4.5.4-1 照査値と PGA の関係[103]



a) ダクト



b) ピット

図 4.5.4-2 対数空間における照査値と PGA の関係[103]

## 2) 尤度関数の影響

ここでは、従来法と提案法を使って算定した fragility 曲線を比較して、尤度関数の影響を調べた。これらの方法を適用するときの、事前分布は 4.4 節における検討結果に基づいて設定した。具体的には、 $\widehat{A}_m$  は IDA で算定した限界加速度を設定し、 $\beta_{Am} = 0.1$ 、 $\tilde{\beta} = 0.3$  および  $\beta_{\beta} = 0.3$  とした。fragility 曲線の算定において、入力地震動の最大加速度  $A$  と S 波速度のばらつきを考慮し、 $A$  は 400~1600Gal の範囲で一様分布、S 波速度は変動係数 0.2 の対数正規分布にしたがうと仮定して、NLTHA の入力条件のサンプルを MCS を使って生成した。

## a) ダクト

代表的な NLTHA の回数によって得られたダクトの fragility 曲線のパラメータと HCLPF について、従来法を用いた場合と提案法を用いた場合を比較して表 4.5.4-1 に示す。同表より、両手法において、NLTHA が 5 回の場合でも、4.3 節で設定した許容誤差を満足している。しかも、提案法では、解析回数が増加しても結果の変動がほとんどなく、より優れた安定性を示す。これは、提案法で使ったサンプルには、従来法で使ったサンプルよりも多くの情報が含まれているためである。5.4 節の議論において仮定した  $A_m=1000$  および  $\beta=0.3$  の fragility 曲線は、詳細法を用いて算定したダクトの fragility 曲線に比較的近く、表 4.4.2-1 および表 4.4.2-2 より、この fragility 曲線を評価するのに必要な NLTHA の回数は、事前分布の  $\tilde{\beta}$  および  $\beta_\beta$  をそれぞれ 0.3 とした場合の従来法と提案法で、それぞれ 9 回および 6 回であった。このように、仮定した fragility 曲線に対して得られた結果が、実構造物に対して得られた結果と概ね一致していることは注目すべきである。図 4.5.4-2 は、従来法および提案法を用いて算定した NLTHA の代表的な回数におけるダクトの fragility 曲線と、詳細法を用いて算定した fragility 曲線の比較を示す。図 4.5.4-2 中の 5 箇所の黒丸は、詳細法において、材料特性のばらつきを考慮した 100 ケースの NLTHA を使用して得られた各地震動強度レベルでの損傷確率を示す。詳細法を使って算定された黒破線で示す fragility 曲線は、5 つの地震動強度レベルでの損傷確率を回帰分析して算定したものである。従来法を使った場合には、算定された fragility 曲線は、NLTHA の回数によって互いに異なっており、解が収束していないように見える。一方で、提案法を使った場合には、たった 5 回の NLTHA で得られた fragility 曲線が、詳細法を使って得られたものと概ね一致している。さらに、NLTHA の回数が増加しても fragility 曲線はほとんど変化していない。

表 4.5.4-1 従来法と提案法による fragility 曲線および HCLPF(ダクト) [103]

解析回数 N	従来法					提案法				
	fragility 曲線		HCLPF (Gal)	詳細法に対する比		fragility 曲線		HCLPF (Gal)	詳細法に対する比	
	$A_m$ (Gal)	$\beta$		$A_m$	HCLPF	$A_m$ (Gal)	$\beta$		$A_m$	HCLPF
詳細法	785	0.34	448	—	—	785	0.34	448	—	—
5	788	0.287	491	1.00	1.10	770	0.316	457	0.98	1.02
10	802	0.344	455	1.02	1.02	773	0.355	430	0.98	0.96
20	842	0.343	478	1.07	1.07	775	0.331	448	0.99	1.00
30	750	0.272	479	0.96	1.07	787	0.331	456	1.00	1.02
50	762	0.286	475	0.97	1.06	768	0.300	468	0.98	1.04

※ 0.9<詳細法に対する比<1.1

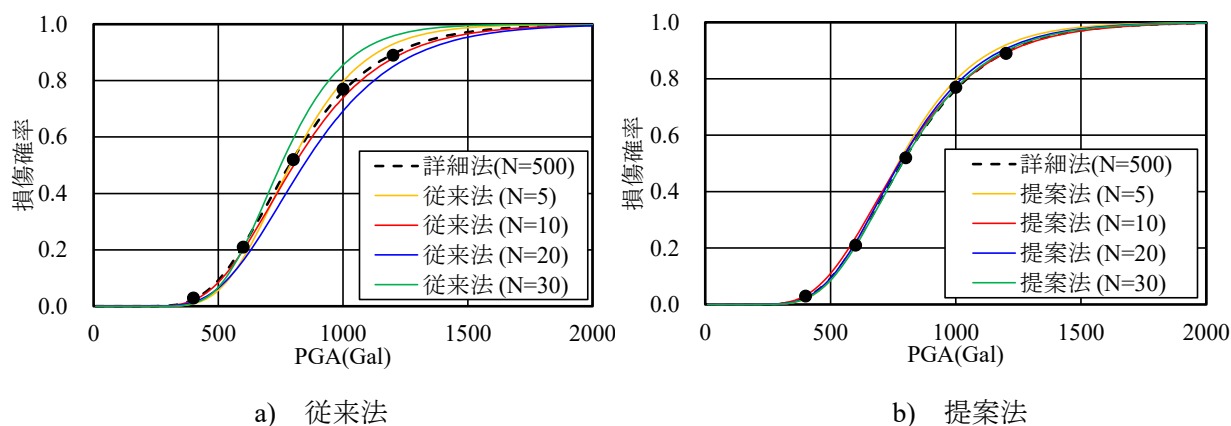


図 4.5.4-2 fragility 曲線の算定結果(ダクト) [103]

## b) ピット

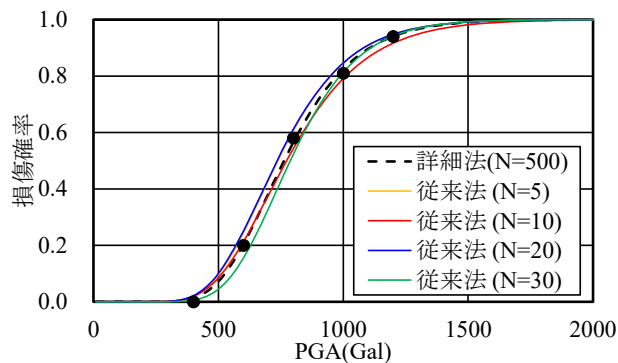
代表的な NLTHA の回数によって得られたピットのフラジリティ曲線のパラメータと HCLPF について、従来法を用いた場合と提案法を用いた場合を比較して表 4.5.4-2 に示す。上記で議論したダクトの場合と同様に、従来法と提案法の両手法において、NLTHA が 5 回の場合でも、許容誤差を満足している。さらに、従来法を使って算定したフラジリティ曲線は NLTHA の回数によって大きくばらつくが、提案法を使って算定したフラジリティ曲線はほとんど変化していない。提案法をピットに適用した場合、詳細法によるフラジリティ曲線に対する許容誤差は満足するが、ダクトの場合に比べて HCLPF に関する誤差は大きくなった。図 4.5.4-3 は、従来法および提案法を使用して算定した NLTHA の代表的な回数におけるピットのフラジリティ曲線と、詳細法を使用して算定したフラジリティ曲線の比較を示す。従来法を用いた場合、算定したフラジリティ曲線は、NLTHA の回数によって互いに異なり、ダクトの場合と同様に解が収束していないように見える。一方で、提案法の結果は、400～800Gal の低加速度レベルで詳細法の結果とかなり異なり、損傷確率が低くなっている。これは、提案法による  $\beta$  が詳細法による  $\beta$  よりも小さいためである。表 4.5.4-2 および図 4.5.4-3 より、提案法をピットに適用した場合、 $A_m$  は正確に評価されているが、 $\beta$  は正確に評価されていない。これは、材料特性の変化に伴うピットの応答の変化が一定ではなく、急激に変化したためである。具体的には、砂層 2 の S 波速度の増加に伴い、ピットの応答が低下するが、変化の比率は一定ではなく、特定の S 波速度で大きく変化した。したがって、一次近似二次モーメント法が成立せず、提案法の精度が低くなった。過去の研究では、この問題の解決策として、S 波速度と応答の関係を、2 直線または 6 次曲線を使って近似する方法を提案している[109]。今後、この手法を適用して提案法を改良する予定である。

表 4.5.4-2 従来法と提案法によるフラジリティ曲線および HCLPF(ピット) [103]

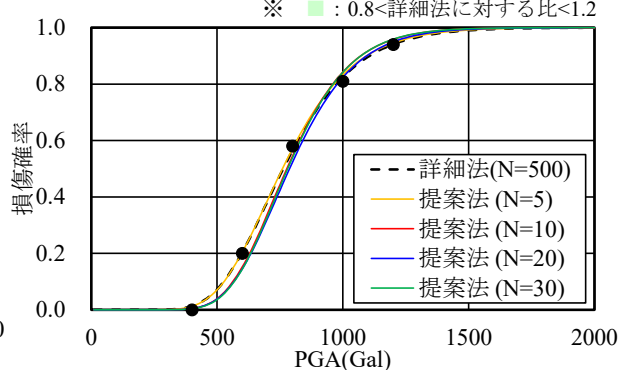
解析回数 N	従来法					提案法				
	フラジリティ曲線		HCLPF (Gal)	詳細法に対する比		フラジリティ曲線		HCLPF (Gal)	詳細法に対する比	
	$A_m$ (Gal)	$\beta$		$A_m$	HCLPF	$A_m$ (Gal)	$\beta$		$A_m$	HCLPF
詳細法	763	0.29	473	—	—	763	0.29	473	—	—
5	738	0.298	452	0.97	0.96	760	0.285	475	1.00	1.00
10	773	0.318	457	1.01	0.97	777	0.251	514	1.02	1.09
20	735	0.301	447	0.96	0.95	788	0.257	516	1.03	1.09
30	788	0.268	506	1.03	1.07	781	0.248	519	1.02	1.10
50	771	0.313	460	1.01	0.97	794	0.217	555	1.04	1.17

※ 0.9<詳細法に対する比<1.1

※ 0.8<詳細法に対する比<1.2



a) 従来法

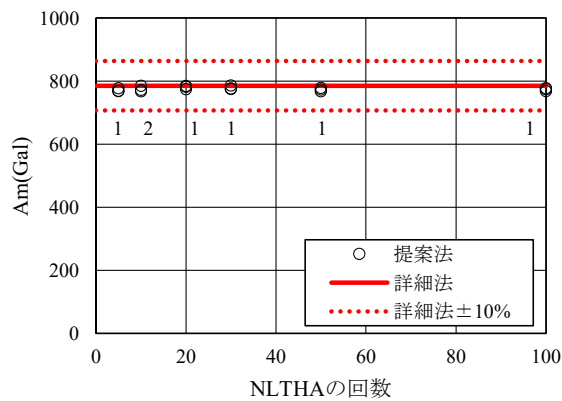


b) 提案法

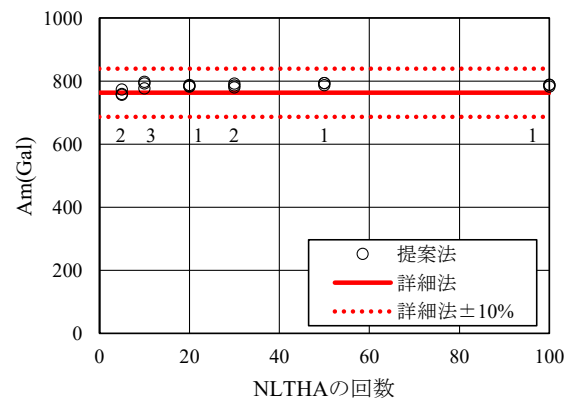
図 4.5.4-3 フラジリティ曲線の算定結果(ピット) [103]

### 3) サンプルの影響

サンプルの影響を確認するために、ここでは、入力地震動の最大加速度  $A$  と  $S$  波速度が異なる 3 ケースのサンプルを使って、5, 10, 20, 30, 50 および 100 回の NLTHA を行い、提案法を使って fragility 曲線を算定した。図 4.5.4-4 は、 $A_m$  と NLTHA の回数の関係を示す。様々なサンプルを使って算定した全ての  $A_m$  は、ダクトとピットの両方で許容誤差を満足する。サンプル間の  $A_m$  の最大差は、ダクトで 2%、ピットで 3% であり、非常に小さい。ここに、最大差は、NLTHA の回数毎の最大値と最小値の差を最小値で割ることで算定し、図 4.5.4-4 に記載する。さらに、 $A_m$  は NLTHA の回数が増加してもほとんど変化しておらず、 $A_m$  はより少ない NLTHA の回数で評価できることが分かる。図 4.5.4-5 は、 $\beta$  と NLTHA の回数の関係を示す。サンプル間の  $\beta$  の最大差は、ダクトで 15%、ピットで 10% となり、 $A_m$  の最大差よりも大きくなった。ダクトの場合、NLTHA の各回数での  $\beta$  はほぼ一定である。ピットの場合、NLTHA の回数の増加に伴って  $\beta$  は約 0.2 まで減少する。図 4.5.4-6 は、HCLPF と NLTHA の回数の関係を示す。様々なサンプルを使って算定した全ての HCLPF は、ダクトとピットの両方で許容誤差を満足する。サンプル間の HCLPF の最大差は、ダクトで 8%、ピットで 6% となった。また、詳細法と比較して、ダクトの方がピットよりも良く一致している。



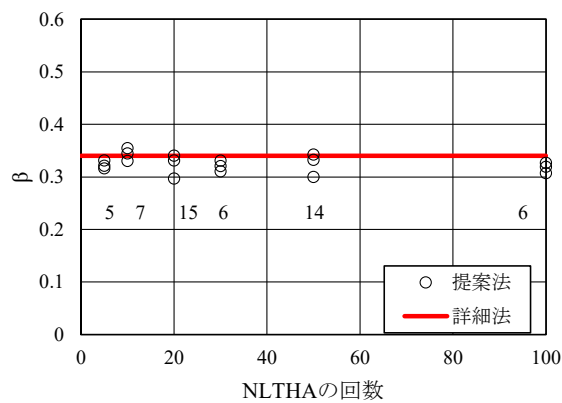
a) ダクト



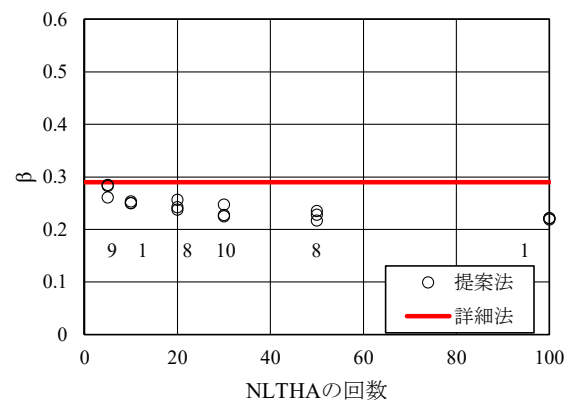
b) ピット

※ 図中の数値はサンプル間の最大差を示す(単位：%)

図 4.5.4-4  $A_m$  と NLTHA の回数の関係[103]



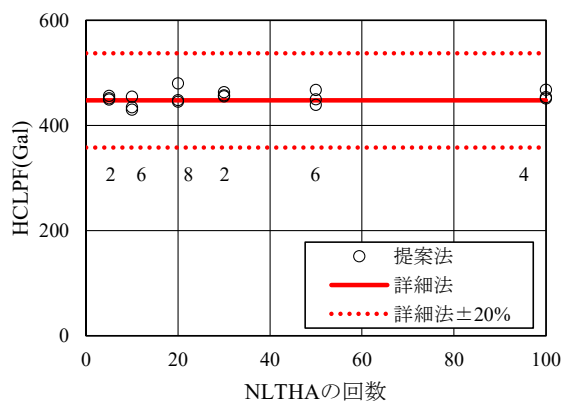
a) ダクト



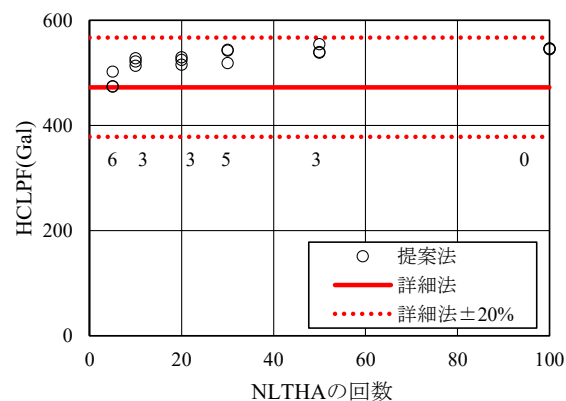
b) ピット

※ 図中の数値はサンプル間の最大差を示す(単位：%)

図 4.5.4-5  $\beta$  と NLTHA の回数の関係[103]



a) ダクト



b) ピット

※ 図中の数値はサンプル間の最大差を示す(単位：%)

図 4.5.4-6 HCLPF と NLTHA の回数の関係[103]

#### 4.6 第4章のまとめ

本研究は、原子力発電所設備の地震 fragility 曲線の効率的な作成方法を目的として、ベイズ推定と裕度解析法(大島他 2003)[76]のハイブリッド法を新たに開発した。ベイズ推定における尤度関数として、既往研究では一般に fragility 曲線を採用しているが、提案法では、耐震性能の確率密度関数を採用した。また、事前分布は、既往研究では経験的に決めているが、提案法では漸増動的解析(IDA)によって得られた耐震性能に基づいて設定した。また、提案法を実構造物に適用した。本研究から得られた主な成果は以下のとおりである。

- (1) ベイズ推定を適用した従来の研究では、一般に fragility 曲線を使って尤度関数を表したが、提案法では、耐震性能の確率密度関数を尤度関数として採用した。さらに、事前分布の設定において、材料特性の中央値を使って実行した漸増動的解析(IDA)に基づいて算定した耐震性能を、耐力中央値の初期値  $\widetilde{A}_m$  とした。
- (2) ベイズ推定に基づく fragility 曲線算定手法の従来法と提案法において、事前分布の設定とシミュレーションの必要回数の関係を調べるために、事前分布の予備的検討を行った。提案法における事前分布と尤度関数の改良により、シミュレーションの必要回数は、従来法の約 1/5 に縮小することができた。
- (3) 予備的検討において、 $\beta$  の事前分布として  $\tilde{\beta}$  および  $\beta_\beta$  がそれぞれ 0.3 の場合が最も有利であることが分かった。これは、 $\tilde{\beta}$  が正解値と大きく異なる場合には、小さい  $\beta_\beta$  では解の収束が困難であり、逆に、 $\tilde{\beta}$  が目標値に近い場合には、大きい  $\beta_\beta$  では解の収束が困難なためである。本検討のモデルでは、 $\tilde{\beta}$  および  $\beta_\beta$  がそれぞれ 0.3 の場合に最も有利であったが、他のモデルへ同様に適用することが可能かどうかの検討は、今後の課題である。
- (4) ベイズ推定に基づく提案法を、原子力発電所における炉心冷却システムの重要な構成要素である地中に埋設された鉄筋コンクリート製の非常用取水構造物に適用して fragility 曲線を算定した。構造物の応答は、地盤と構造物の相互作用を考慮した非線形時刻歴解析(NLTHA)によって評価した。その結果、12 回の NLTHA を使った提案法を用いて算定した fragility 曲線は、500 回の NLTHA を使った日本原子力学会が推奨した詳細法を用いたものと同等であることが分かった。さらに、提案法を採用する場合、異なるサンプルセットを使用することの影響はほぼ無視できることが分かった。
- (5) 本研究の目的は提案法を検証することであったため、小規模な 2 次元 FEM モデルのみに適用した。今後、提案法を構造物の挙動をより正確に再現する大規模な 3 次元 FEM モデルに拡張することができれば、解析コストと計算負荷を大幅に削減できることが期待される。今後の取り組みとして、提案法を大規模な 3 次元 FEM モデルや様々な種類の構造物に適用し、その結果を利用して提案法を改善し、より正確な fragility 曲線を評価する予定である。
- (6) 本研究では提案手法を単独機器に適用したが、「第 2 章 耐震多様性とロバストネスの評価に関する提案法」で、耐震多様性を有するシステムのグループ fragility 曲線評価における解析負荷低減が課題となっており、今後、グループ fragility 評価への適用が課題である。

## 第 5 章 耐震多様性とロバストネスの評価に関する提案法の実サイトへの適用

### 5.1 概要

「第 2 章 耐震多様性とロバストネスの評価に関する提案法」では、原子力発電所の耐震安全性を高める上での耐震多様性の有効性およびロバストネスを定量的に評価する手法を提案し、地震環境を簡略化した一様ランダム震源における 2 基の機器から成るシステムを対象として、提案法を適用して耐震多様性の有効性を定量的に評価した。本章では、より現実的なケースを想定して、日本における実際の地震環における 2 基または 3 基の機器から成るシステムを対象に、提案法を適用して耐震多様性の有効性およびロバストネスの定量的評価を行う。

## 5.2 検討条件

### 5.2.1 対象地点および地盤条件

対象地点として、ハザードに対して影響が大きい特徴的な地震環境を持つ日本国内の 11 地点を選択した。対象地点と主要な震源位置を図 5.2.1-1 に示す。対象地点として選定する際に考慮した各地点の地震環境の特徴を表 5.2.1-1 に示す。式(2-3)および式(2-4)における  $D_{1400}$  と  $V_{s30}$  は、対象地点における深い堆積層と浅い軟弱地盤の条件に対応する。本研究の目的は、原子力発電所(NPP : Nuclear Power Plant)における耐震多様性とロバストネスに対する地震環境の影響を検討することであるため、対象地点の地盤条件は全地点で共通とし、NPP における耐震安全性の立地規制に基づいた  $D_{1400}=30\text{m}$  と  $V_{s30}=1000\text{m/s}$  とした[110]。

### 5.2.2 地震環境データ

震源位置、マグニチュード、地震タイプ、地震の平均再現間隔などの地震環境データは、防災科学技術研究所が地震ハザードステーション(J-SHIS)で公開するデータを考慮した[111]。J-SHIS で公開されている主要な震源位置を図 5.2.1-1 に示す。J-SHIS は、地震調査研究推進本部の長期評価に基づいて、地震タイプを海溝型地震と地殻内地震に分類している。これによると、日本海東縁部の地震は海溝型地震に分類されている。J-SHIS のデータに基づいて対象地点から半径 400km 以内の震源を全て選定し、モーメントマグニチュード  $M_w$ 、震源から対象地点までの最短距離、発生頻度、地震タイプを設定した。その結果、各地点で 31 万～47 万個の震源が選択された。J-SHIS では、平均活動間隔と最新活動時期を用いて、次の 30 年または 50 年の発生頻度を評価するが、本研究では、原子力安全を検討するために、時間に依存しない長期的な平均発生頻度を評価した。したがって、平均活動間隔のみを用いて発生頻度を評価した。また、発生頻度は、「平均ケース」ではなく「最大ケース」を採用した。

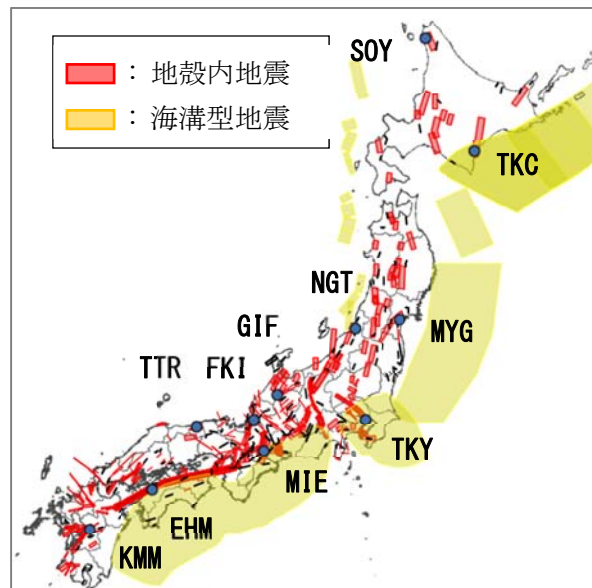


図 5.2.1-1 対象地点と主要な震源の位置図[111, 112]  
(J-SHIS の震源位置図に評価地点を図示)

表 5.2.1-1 対象地点の地震環境の特徴[112]

名称	表記	地震環境の特徴
十勝	TKC	超巨大地震（17世紀型）と活断層地震の両方が影響する
宮城	MYG	超巨大地震（東北地方太平洋沖）と活断層地震の両方が影響する
東京	TKY	相模トラフ沿いのM8クラスの地震とM7級の直下型地震の両方が影響する
三重	MIE	南海トラフ沿いの大地震と活断層地震の両方が影響する
愛媛	EHM	中央構造線断層帯の地震が影響する
熊本	KMM	布田川・日奈久断層帯の地震が影響する
鳥取	TTR	中国地域の活断層による地震と陸域地殻内地震が影響する（山陰地方の代表）
福井	FKI	比較的密集した近傍の活断層による地震が影響する
岐阜	GIF	比較的密集した近傍の活断層による地震が影響する
新潟	NGT	日本海東縁部の地震と活断層による地震が影響する
宗谷	SOY	日本海東縁部の地震と活断層による地震が影響する（北海道日本海側の代表）

### 5.2.3 機器耐力の設定

各地点の地震環境を考慮して決定した一様ハザードスペクトル(UHS)に基づいて、耐震機器(SDD : Seismic Designed Device)と免震機器(SID : Seismic Isolated Device)の耐力を決定した。具体的には、年間超過頻度  $10^{-5}(\text{year}^{-1})$ に対応する加速度応答スペクトルに基づいて決定された疑似速度応答スペクトルを、各機器の耐力中央値として設定した。SDD と SID の固有周期は、原子力発電所の実績に基づいて、様々な機器の代表として、それぞれ 0.3 秒と 3.0 秒と仮定した[113-115]。

固有周期 0.3 秒および 3.0 秒における加速度応答スペクトルのハザード曲線を、それぞれ図 5.2.3-1 および図 5.2.3-2 に示す。図 5.2.3-1 に示すように、年間超過頻度  $10^{-5}(\text{year}^{-1})$ に対応する加速度応答スペクトルは  $2000 \sim 3600 \text{ cm/s}^2$  の範囲にあり、最大値は最小値の 1.8 倍となる。図 5.2.3-2 では、範囲は  $200 \sim 620 \text{ cm/s}^2$ 、最大値は最小値の 3.1 倍となる。両方の固有周期における最大値は EHM で発生しており、ハザード曲線への貢献度が最も大きいのは、中央構造線断層帯で発生する地震である。図 5.2.3-3 および図 5.2.3-4 は、それぞれ固有周期 0.3 秒および 3.0 秒における年間超過頻度  $10^{-5}(\text{year}^{-1})$ に対応する加速度応答スペクトルへの各地震タイプの貢献度を示す。海溝型地震の貢献度は TKC, TKY および NGT で比較的大きく、地殻内地震の貢献度は 3 地点以外の地点で大きい。各地点における機器耐力の中央値を図 5.2.3-5 に示す。TKC, TKY および NGT のように、地震ハザード曲線における海溝型地震の貢献度が大きい地点では、SDD の耐力中央値が SID の耐力中央値よりも大きい。逆に、地殻内地震の貢献度が大きい地点では、SID の耐力中央値は SDD の耐力中央値よりも大きくなる。特に、5km 以内の範囲でモーメントマグニチュード  $M_w$  が 7 を超える地震が発生する可能性が高い EHM や GIF で、SID の耐力中央値はかなり大きい。具体的には、それぞれ中央構造線断層帯で発生する地震( $M_w 6.9$ , 最短距離 3km)および庄川断層帯で発生する地震( $M_w 7.2$ , 最短距離 2km)が影響している。このように、機器耐力の中央値は、対象地点の地震環境によって大きく異なる。

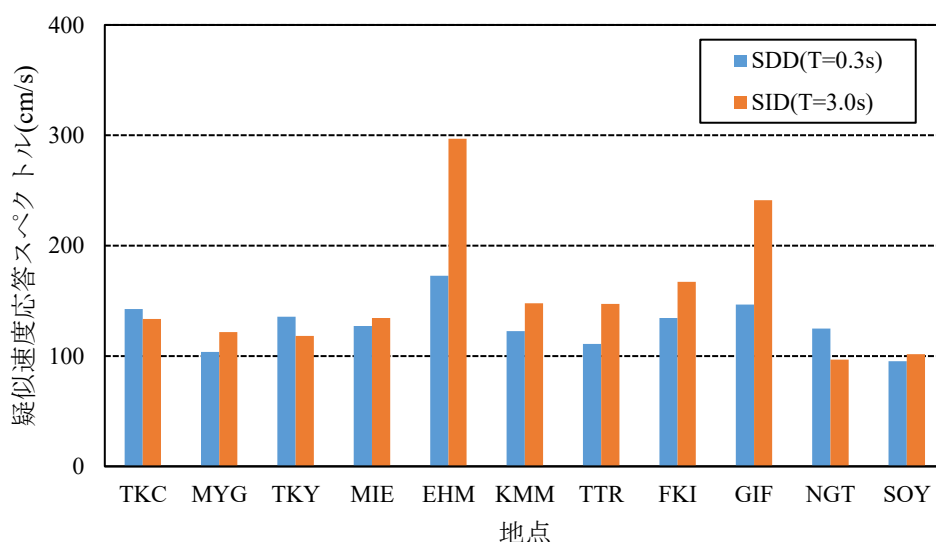


図 5.2.3-5 耐震機器と免震機器の耐力中央値[112]

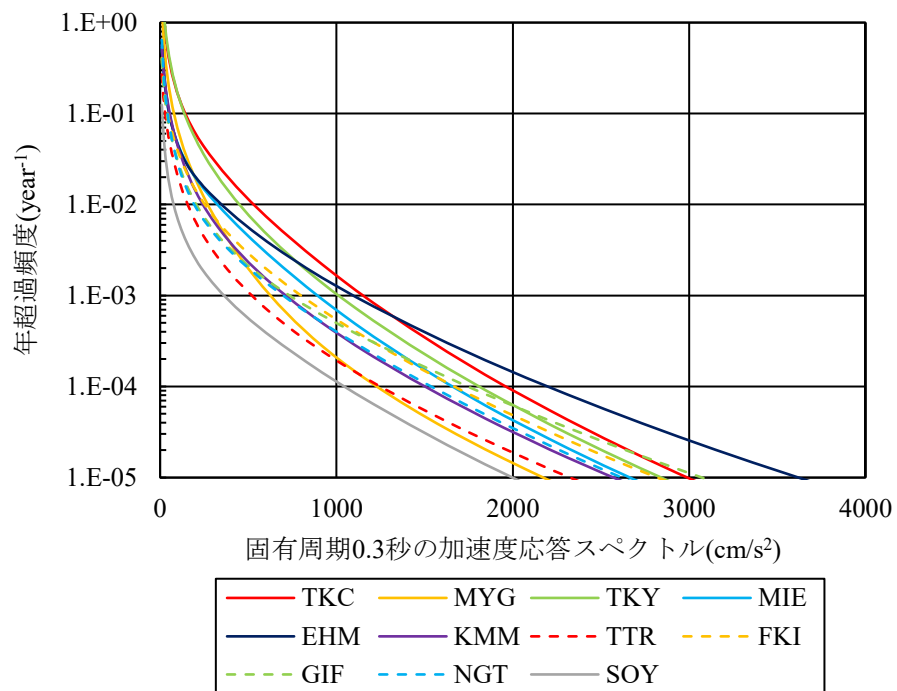


図 5.2.3-1 固有周期 0.3 秒の加速度応答スペクトルのハザード曲線[112]

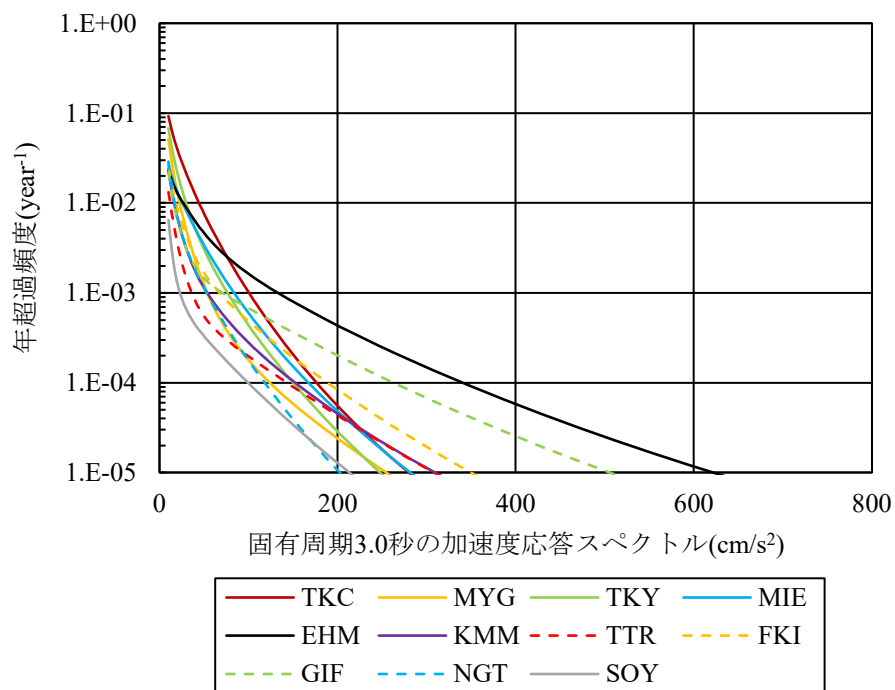


図 5.2.3-2 固有周期 3.0 秒の加速度応答スペクトルのハザード曲線[112]

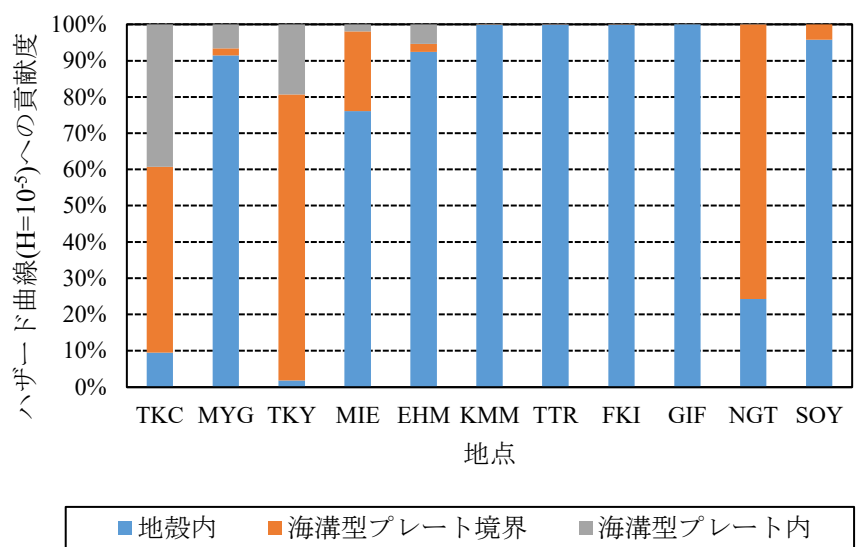


図 5.2.3-3 固有周期 0.3 秒のハザード曲線における地震タイプの貢献度[112]

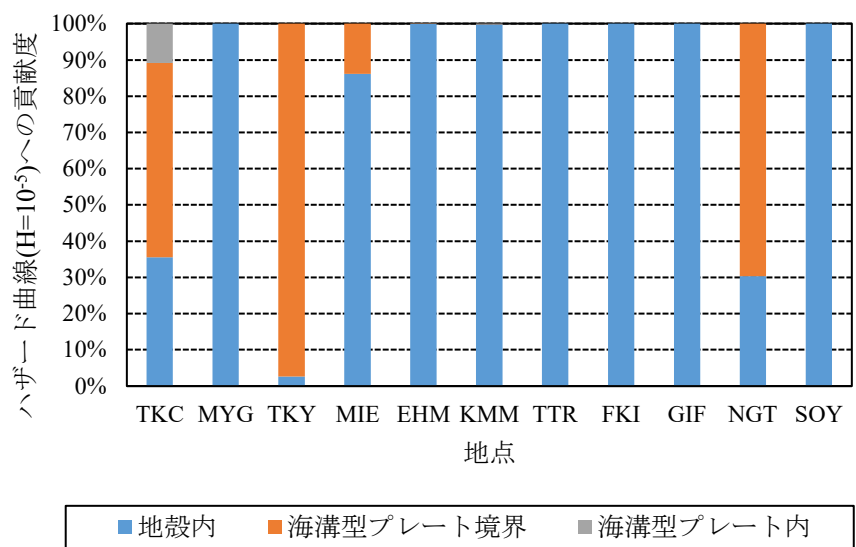
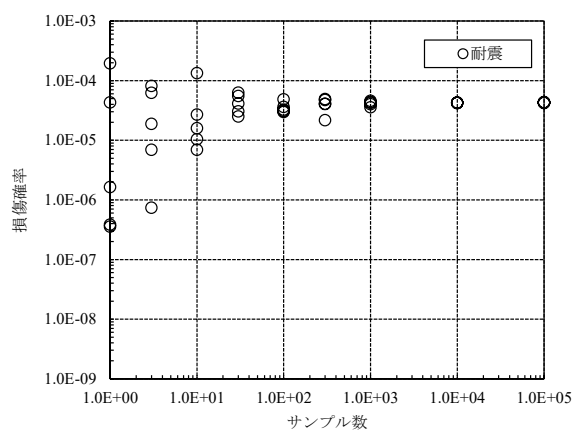


図 5.2.3-4 固有周期 3.0 秒のハザード曲線における地震タイプの貢献度[112]

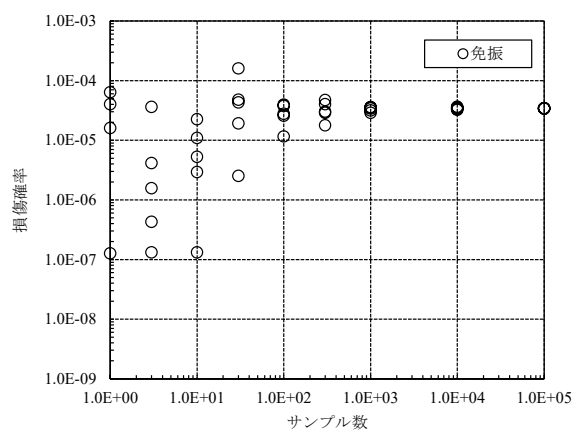
## 5.3 耐震多様性の評価結果

### 5.3.1 MCSにおけるサンプル数の影響検討

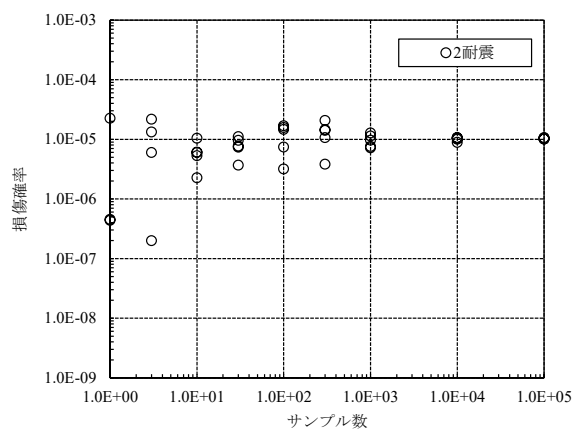
モンテカルロシミュレーション(MCS : Monte Carlo Simulation)における損傷確率に対するサンプル数の影響を検討した。図 5.3.1-1 は、TKY におけるサンプル数と機器およびシステムの損傷確率の関係を示す。各サンプル数において、乱数セットが異なる 5 つのケースの損傷確率を算定した。図 5.3.1-1 に示すように、サンプル数が大きくなると、乱数セット間の損傷確率の差は小さくなる。耐震多様性の検討では、損傷確率の差がそれ以上増加しない最小のサンプル数 100,000 を採用した。



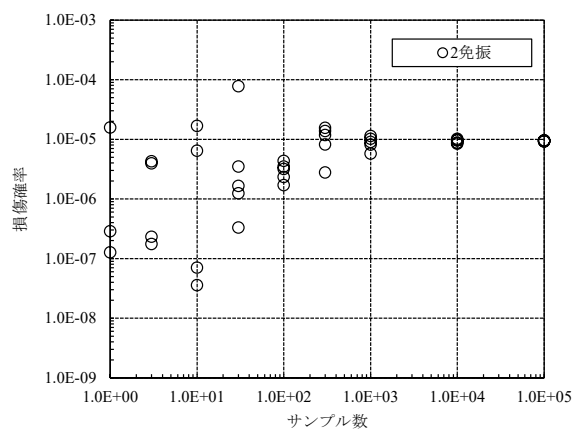
(a) SDD



(b) SID

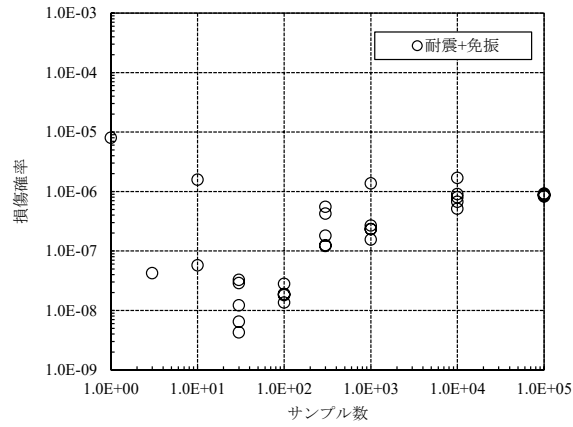


(c) 2\*SDD

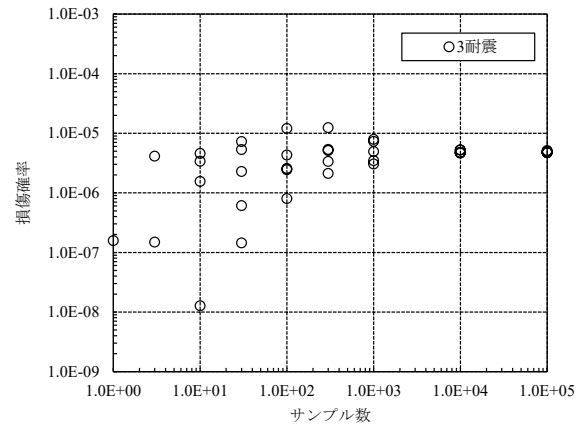


(d) 2\*SID

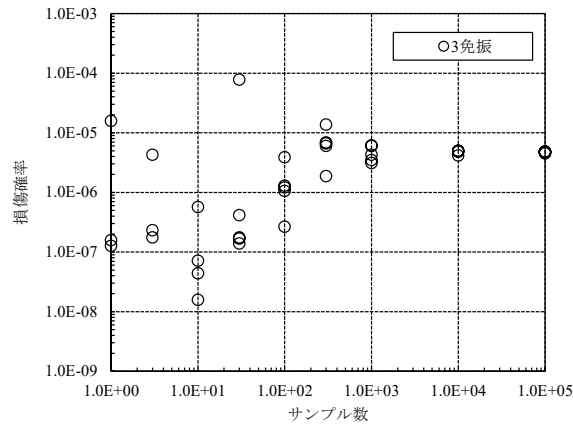
図 5.3.1-1 (1) サンプルの違いによるサンプル数と損傷確率の関係への影響  
(TKY,  $\rho=0.25$ ,  $\beta=0.3$ ,  $\beta'=0.2$ )



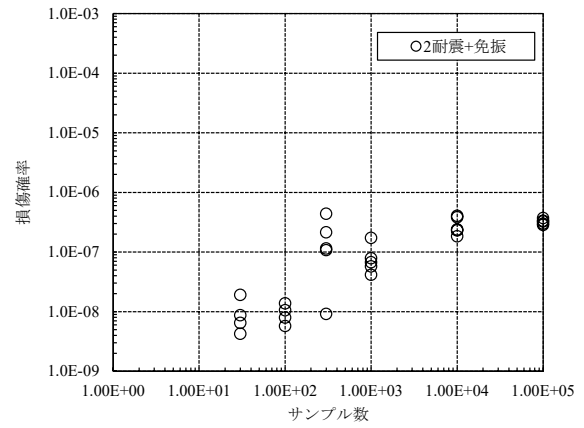
(e) SDD+SID



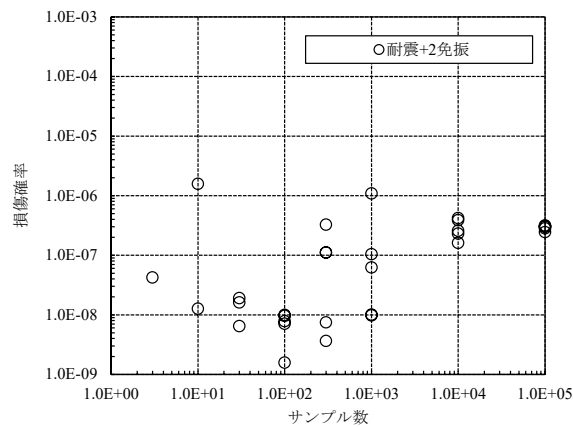
(f) 3\*SDD



(g) 3\*SID



(h) 2\*SDD+SID



(i) SDD+2\*SID

図 5.3.1-1 (2) サンプルの違いによるサンプル数と損傷確率の関係への影響  
(TKY,  $\rho=0.25$ ,  $\beta=0.3$ ,  $\beta'=0.2$ )

### 5.3.2 周期間相関の影響検討

耐震多様性の有効性を検討するために、単独機器(SDD および SID)、2 基のシステム (2\*SDD, 2\*SID および SDD+SID) および 3 基のシステム (3\*SDD, 3\*SID, 2\*SDD+SID および SDD+2\*SID) の 9 ケースのシステムの損傷確率を算定した。本研究では、SDD と SID の片方の機器のみを含むシステム(2\*SDD, 2\*SID, 3\*SDD, および 3\*SID)を多重性システム、両方の機器を含むシステム (SDD+SID, 2\*SDD+SID, および SDD+2\*SID)を多様性システムと記載する。

Baker and Jayaram によって提案された周期間相関[73]は、多数の地震観測記録の回帰分析から得られたものであるため、ばらつきを持っている。また、実際の機器の固有周期も不確実性がある。そこで、周期間相関と耐震多様性との関係を検討するために、TKY を対象地点として、周期間相関を  $\rho=0.125, 0.25$  および  $0.5$  の 3 ケースとした感度解析を行った。ここに、 $\rho=0.25$  は、Baker and Jayaram[73]によって提案された固有周期 0.3 秒と 3.0 秒の周期間相関である。耐力のばらつき( $\beta$ )と応答のばらつき( $\beta'$ )を、それぞれ 0.3 と 0.2 に設定した。MCS における 1 つの地震のサンプルサイズは、サンプルサイズの感度解析の結果に基づいて 100,000 に設定した。

周期間相関と損傷確率の関係を図 5.3.2-1 に示す。多重性システムの場合、機器数が増加すると損傷確率が低下し、多重性の有効性を示す。システム内の機器数が同じであれば、多様性システムの損傷確率は、多重性システムの損傷確率よりも低い。したがって、耐震多様性は、多重性よりも効果的である。さらに、2 基の多様性システム(SDD+SID)の損傷確率は、3 基の多重性システム(3\*SDD, 3\*SID)の損傷確率よりも低く、耐震多様性の有効性が顕著に現れている。多重性システムの損傷確率は周期間相関の影響を受けない。一方で、多様性システムは、周期間相関が増大すると、共通原因故障の発生確率が増大し、それに伴い損傷確率が増大する。しかしながら、周期間相関が増加した場合でも、単独機器と多様性システムの損傷確率の比率は変化しない。したがって、周期間相関が 0.125 から 0.5 に増加した場合でも、耐震多様性は効果的であるといえる。また、9 ケースのシステムを損傷確率が大きい方から並べると、全てのケースで次の通りとなる。 $SDD \approx SID > 2*SDD \approx 2*SID > 3*SDD \approx 3*SID > SDD+SID > 2*SDD+SID \approx SDD+2*SID$ 。

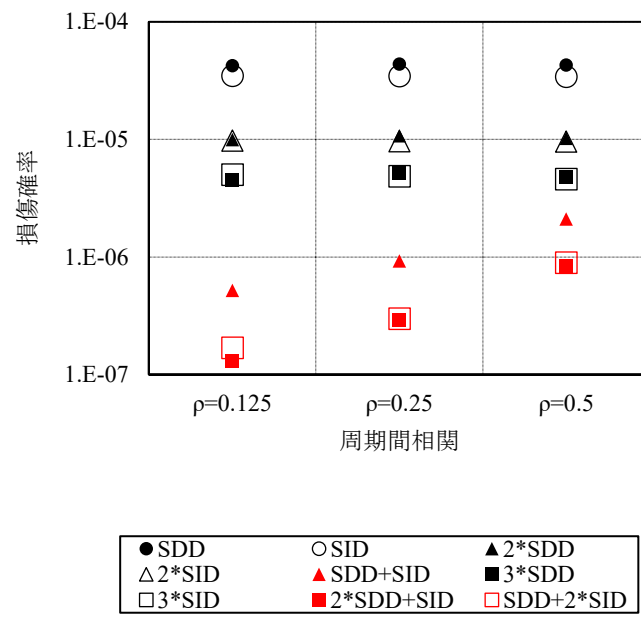


図 5.3.2-1 周期間相関と損傷確率の関係(TKY,  $\beta=0.3$ ,  $\beta'=0.2$ ) [112]

### 5.3.3 耐力のばらつきの影響検討

機器耐力のばらつきと耐震多様性との関係を調べるために、TKY を対象地点として、 $\beta=0.0$ ,  $0.2$ ,  $0.3$  および  $0.4$  の4ケースの感度解析を行った。また、全てのケースで、周期間相関  $\rho=0.25$  および機器耐力のばらつき  $\beta'=0.2$  とした。

機器耐力のばらつきと損傷確率の関係を図 5.3.3-1 に示す。機器耐力のばらつき  $\beta=0.0$  かつ機器応答のばらつき  $\beta'=0.0$  のとき、機器耐力と機器応答に、ばらつきはないため、機器耐力と機器応答は、それぞれの中央値に等しくなる。したがって、単独機器および多重性システムの損傷確率は両方とも  $10^{-5}(\text{year}^{-1})$  と等しくなる。

図 5.3.3-1 の左側に示す  $\beta=0.0$  かつ  $\beta'=0.2$  の場合には、それぞれの機器耐力はばらつきを持たず耐力中央値に等しくなる。一方で、機器応答は、ばらつきを持っており、機器応答が耐力中央値より大きい機器数は増加する。したがって、単独機器の損傷確率は  $10^{-5}$  よりも大きくなる。一方で、多重性システムでは、機器間の応答の実質的な相関が減少し、損傷確率は  $10^{-5}$  以下となる。

単独機器の損傷確率は、 $\beta$  の増大に伴って、増大する。これは、耐力が小さい機器数が増大するためである。対照的に、多重性システムでは、 $\beta$  の増大に伴って実質的な相関が減少するため、単独機器ほどには損傷確率は増大しない。多様性システムでは、 $\beta$  の増大に伴って損傷確率は増大するが、単独機器の損傷確率の増大の方が大きい。すなわち、機器耐力のばらつきが増加するに伴い、耐震多様性の有効性は増大する。また、 $\beta$  が  $0.0$  から  $0.4$  に変化しても、9つのシステムの損傷確率の大小関係は変化しない。

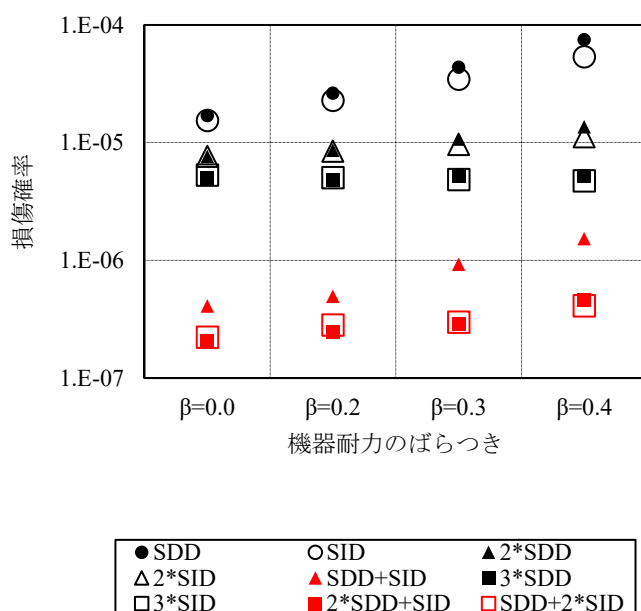


図 5.3.3-1 機器耐力のばらつきと損傷確率の関係(TKY,  $\rho=0.25$ ,  $\beta'=0.2$ ) [112]

### 5.3.4 各地点の耐震多様性の評価結果

図 5.2.1-1 に示す 11 地点について算定した機器およびシステムの損傷確率を図 5.3.4-1 に示す。全てのケースで、周期間相関  $\rho=0.25$ ，機器耐力のばらつき  $\beta=0.3$ ，および機器応答のばらつき  $\beta'=0.2$  とした。同図より耐震多様性は、全ての地点で効果的であることが分かる。しかしながら、有効性の程度は地点毎の地震環境によって異なる。

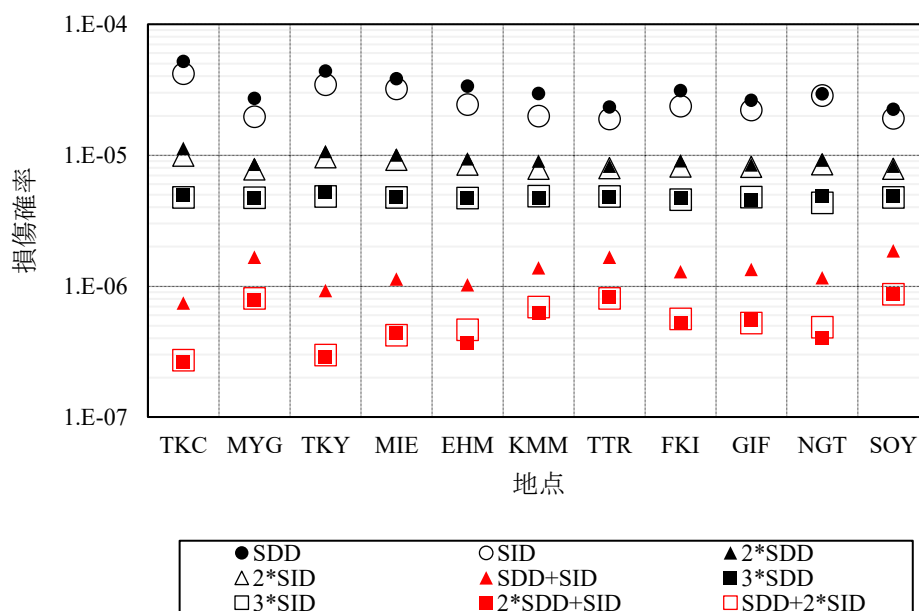


図 5.3.4-1 機器およびシステムの損傷確率( $\rho=0.25$ ,  $\beta=0.3$ ,  $\beta'=0.2$ ) [112]

MYG, TTR, SOY では、他地点と比較して、単独機器の損傷確率は小さく、多様性システムの損傷確率は大きい。したがって、2種類のシステムの損傷確率の比率は相対的に小さい。すなわち、耐震多様性の有効性が相対的に低い。代表地点の、固有周期 0.3 秒と 3.0 秒の地震ハザード曲線に与える貢献度が高い地震を表 5.3.4-1 に示す。MYG, TTR および SOY では、1つの地震の貢献度が、両方の固有周期において 50%以上となっている。地震ハザード曲線の傾きを表 5.3.4-2 に示す。これら 3 地点の傾きは緩やかである。地震ハザード曲線の緩やかな傾きは、地震ハザードに最も支配的な地震以外の地震に対しては単独機器の損傷確率が小さくなることを意味する。また、地震ハザード曲線において、SDD と SID に対して最も支配的な地震が同じため、SDD と SID の実質的な相関が高くなり、多様性システムの損傷確率は高くなる。

対照的に、TKC と TKY では、他地点と比較して、単独機器の損傷確率は高く、多様性システムの損傷確率は低い。したがって、単独機器と多様性システムの損傷確率の比率は大きくなり、耐震多様性の有効性が高くなる。これらの地点の地震ハザード曲線の特徴は、固有周期 0.3 秒と 3.0 秒で、共通の地震によって支配されておらず (表 5.3.4-1 を参照)、ハザード曲線の傾きが急である (表 5.3.4-2 を参照)。このように、ハザード曲線の傾きが急なため、ハザード曲線に最も支配的な地震以外の地震に対しても、単独機器の損傷確率が高い。また、SDD と SID のハザード曲線は、共通の地震が支配的となっていないため、SDD と SID の実質的な相関は低く、多様性システムの損傷確率は低くなる。また、図 5.2.3-3 および図 5.2.3-4 に示すように、TKC と TKY では、海溝型地震の貢献度が比較的大きいため、海溝型地震の貢献度が高い地点で耐震多様性の有効性が高くなると考えられる。

表 5.3.4-1 ハザード曲線への貢献度が高い上位 5 地震のリスト[112]

地点	地震タイプ	M <sub>w</sub>	最短距離 (km)	貢献度(%)	
				T=0.3s	T=3.0s
TKC	プレート境界	8.4	45.3	6.2	9.4
	地殻内	7.5	9.2	4.6	37.9
	プレート境界	8.6	45.3	4.1	6.2
	プレート境界	8.5	45.3	2.5	3.8
	プレート境界	8.5	45.3	2.5	3.8
MYG	地殻内	6.9	4.2	57.6	86.1
	地殻内	6.4	4.2	2.5	0.6
	地殻内	6.5	4.2	2.5	0.9
	地殻内	6.5	4.2	2.4	1.1
	地殻内	6.6	4.2	2.3	1.5
TKY	プレート境界	7.9	26.7	26.9	25.2
	プレート境界	8.0	26.7	26.4	36.3
	プレート境界	8.2	26.7	4.8	13.0
	プレート境界	8.4	26.7	3.6	9.8
	プレート境界	8.6	26.7	2.4	6.5
TTR	地殻内	6.7	2.0	57.1	78.5
	地殻内	6.4	2.0	4.9	2.7
	地殻内	6.5	2.0	4.6	3.3
	地殻内	6.5	2.0	4.3	3.9
	地殻内	6.6	2.0	3.9	4.4
SOY	地殻内	7.0	7.1	69.2	91.5
	地殻内	6.6	7.1	2.0	0.7
	地殻内	6.7	7.1	1.9	0.9
	地殻内	6.5	7.1	1.9	0.0
	地殻内	6.8	7.1	1.9	1.2

※   : 貢献度50%以上

※ この表は、各地点の固有周期0.3秒の加速度応答スペクトルのハザード曲線の年超過頻度 $10^{-5}(\text{year}^{-1})$ における貢献度が大きい上位5地震の一覧を示す。したがって、貢献度の合計は100%とはならないかもしれない。

表 5.3.4-2 加速度応答スペクトルのハザード曲線の傾き[112]

地点	Sa(H=10 <sup>-5</sup> )/Sa(H=10 <sup>-2</sup> )	
	T=0.3s	T=3.0s
TKC	5.6	6.3
MYG	8.0	11.3
TKY	6.3	8.3
TTR	14.9	26.0
SOY	26.3	25.9

※ H: 年超過頻度( $\text{year}^{-1}$ )

※ 大きい値: 緩勾配 (MYG, TTR, SOY)

※ 小さい値: は急勾配 (TKC, TKY)

2基および3基のシステムにおいて、それぞれの基数における最大損傷確率に対する比を表5.3.4-2に示す。多重化に対する耐震多様性システムのリスク低減効果は、2基の場合には1/4～1/15、3基の場合は1/6～1/19となり、全ての地点で耐震多様性システムのリスク低減効果が見られるが、その程度は地点により異なる。

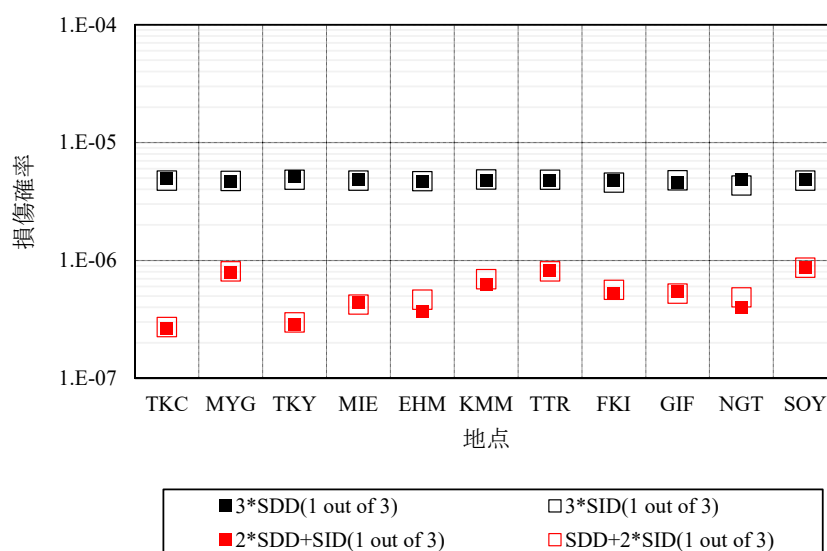
表 5.3.4-3 多重化と耐震多様性システムのリスク比

基数	機器構成	TKC	MYG	TKY	MIE	EHM	KMM	TTR	FKI	GIF	NGT	SOY
2基	2*SDD	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
	2*SID	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
	SDD+SID	1/15	1/5	1/12	1/9	1/9	1/7	1/5	1/7	1/6	1/8	1/4
3基	3*SDD	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
	3*SID	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
	2*SDD+SID	1/19	1/6	1/18	1/11	1/13	1/8	1/6	1/9	1/9	1/12	1/6
	SDD+2*SID	1/18	1/6	1/17	1/11	1/10	1/7	1/6	1/8	1/9	1/10	1/6

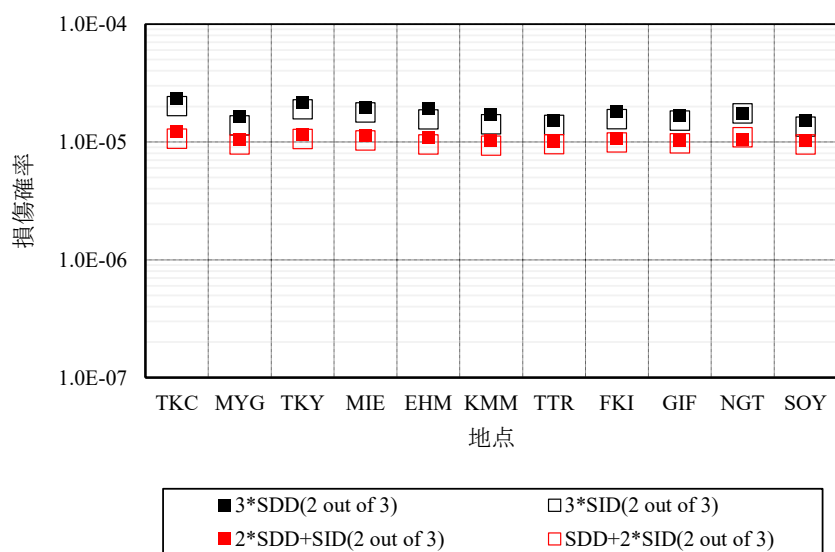
※  :耐震多様性システム

### 5.3.5 2 out of 3 のシステムに対する検討

図 5.3.4-1 における 3 基のシステムは、3 基のうち 1 基でも損傷しなければ機能喪失しない 1 out of 3 のシステムの損傷確率を(システム内の 3 基全てが損傷する確率)を示した。ここでは、より信頼性の高いシステムを想定して、3 基のうち 2 基が損傷しなければ機能喪失しない 2 out of 3 のシステムの損傷確率(3 基全てまたは 2 基が損傷する確率)を算定した。算定結果は図 5.3.5-1 に示すとおりであり、損傷確率は 1 out of 3 よりも 2 out of 3 の方が大きくなる。また、多重性システムに対する多様性システムの損傷確率の低下率によって表される耐震多様性の有効性は、2 out of 3 の方が小さくなる。



(a) 1 out of 3 のシステム(図 5.3.4-1 より抜粋)



(b) 2 out of 3 のシステム

図 5.3.5-1 3 基のシステムの損傷確率( $\rho=0.25$ ,  $\beta=0.3$ ,  $\beta'=0.2$ )

## 5.4 ロバストネスの評価結果

### 5.4.1 検討ケース

システムのロバストネスを定量的に評価するために、TKY を代表地点として、表 5.4.1-1 に示すマグニチュードと最短距離を様々な組み合わせた各ケースについて、機器およびシステムの損傷確率を算定した。耐震多様性に関する事例検討と同様に、機器耐力の中央値は、地震ハザード解析(PSHA：Probabilistic Seismic Hazard Analysis)によって決定した年間超過頻度  $10^{-5}(\text{year}^{-1})$  の疑似速度応答スペクトルによって設定した。本検討では、周期間相関  $\rho=0.25$ ，機器耐力のばらつき  $\beta=0.3$ ，機器応答のばらつき  $\beta'=0.2$  とした。

表 5.4.1-1 ロバストネスの評価における検討ケース[112]

解析ケース	地震タイプ	$M_J$ ( $M_w$ )	最短距離 (km)
1	海溝型プレート境界地震	8.5 (8.5)	50
2			100
3			150
4			200
5	海溝型プレート境界地震	8.0 (8.0)	25
6			50
7			100
8			150
9	地殻内地震	7.0 (6.54)	10
10			25
11			50
12			100
13	地殻内地震	6.0 (5.76)	5
14			10
15			25
16			50

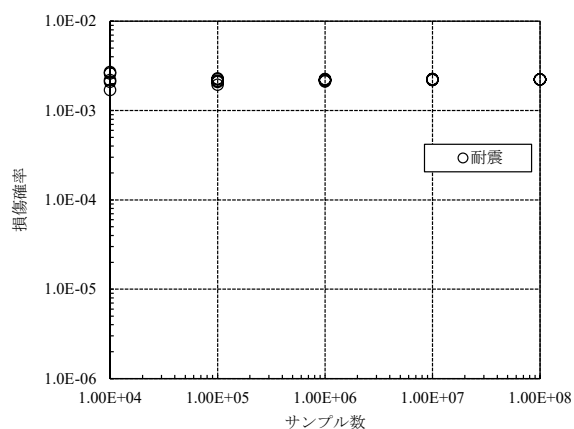
※ 気象庁マグニチュード $M_J$ からモーメントマグニチュード $M_w$ への換算は下記により行う。

地殻内地震： $M_w=0.78M_J+1.08$

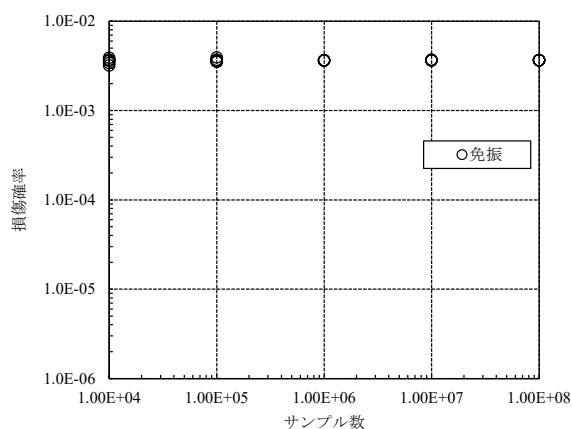
海溝型地震： $M_w=M_J$

#### 5.4.2 MCSにおけるサンプル数の影響検討

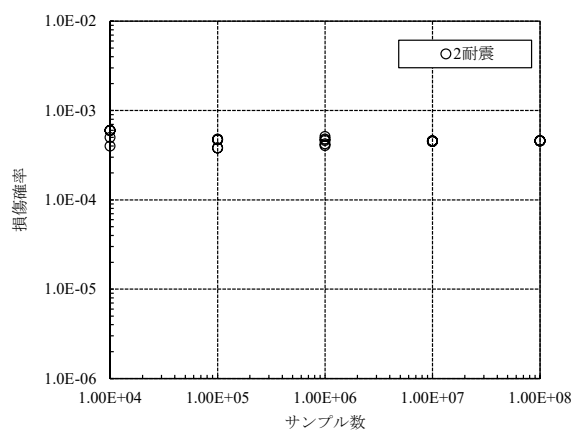
MCSにおける損傷確率に対するサンプル数の影響を検討した。図5.4.2-1は、TKYにおけるサンプル数と機器およびシステムの損傷確率の関係を示す。各サンプル数において、乱数セットが異なる5つのケースの損傷確率を算定した。図5.4.2-1に示すように、サンプル数が大きくなると、乱数セット間の損傷確率の差は小さくなる。ロバストネスの検討では、損傷確率の差がそれ以上増加しない最小のサンプル数10,000,000を採用した。



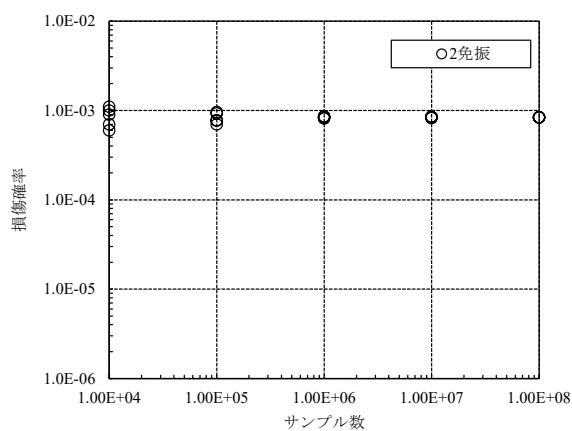
(a) SDD



(b) SID

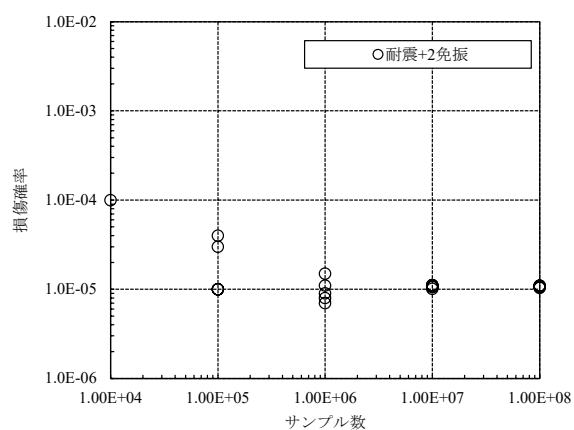


(c) 2\*SDD

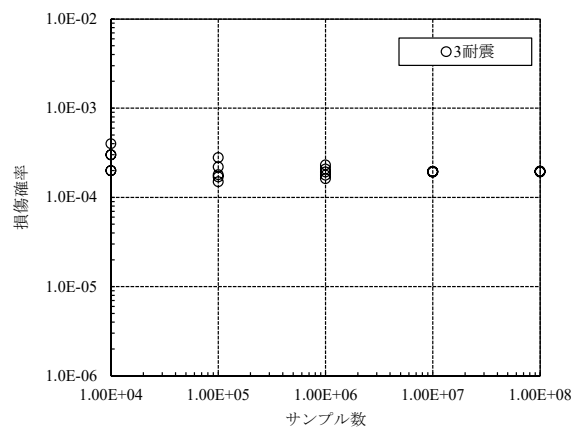


(d) 2\*SID

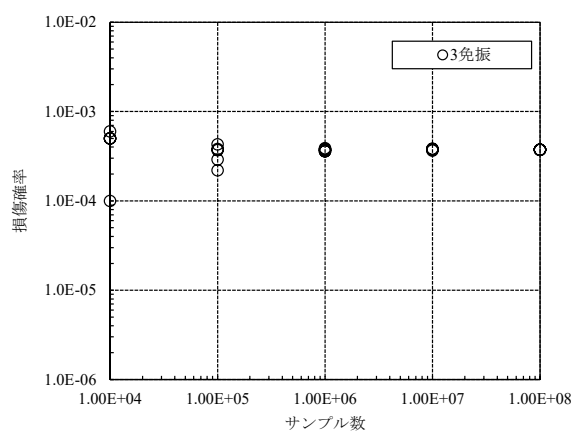
図5.4.2-1(1) サンプルの違いによるサンプル数と損傷確率の関係への影響  
(TKY,  $M_j 8.5$ ,  $R=50\text{km}$ ,  $\rho=0.25$ ,  $\beta=0.3$ ,  $\beta'=0.2$ )



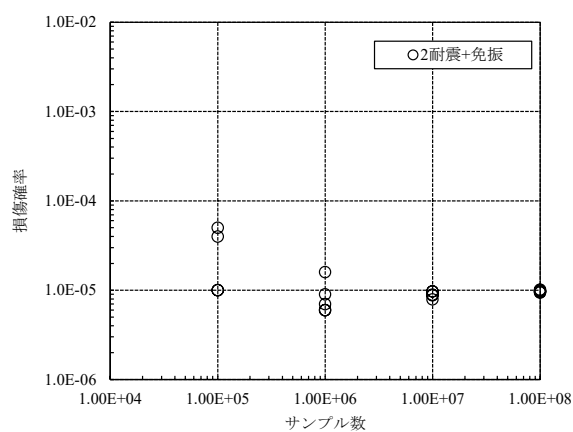
(e) SDD+SID



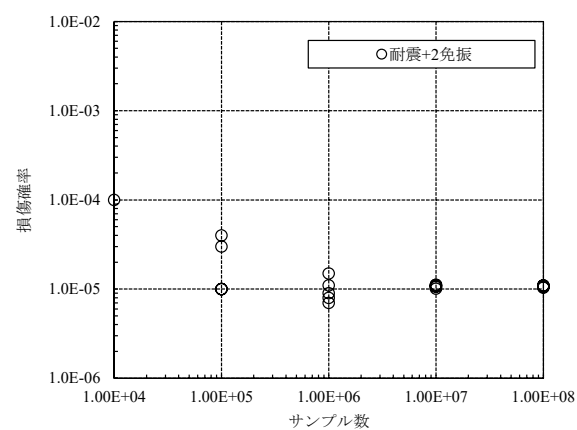
(f) 3\*SDD



(g) 3\*SID



(h) 2\*SDD+SID



(i) SDD+2\*SID

※ 損傷確率が  $10^{-6}$  未満のものは表示していない

図 5.4.2-1(2) サンプルの違いによるサンプル数と損傷確率の関係への影響  
(TKY,  $M_j 8.5$ ,  $R=50\text{km}$ ,  $\rho=0.25$ ,  $\beta=0.3$ ,  $\beta'=0.2$ )

### 5.4.3 ロバストネスの評価結果

各ケースの単独機器および2基のシステムの損傷確率を図5.4.3-1に示す。対象地震の応答スペクトル特性が反映され、単独機器のSDDとSIDの損傷確率は異なる。単独機器の損傷確率が $10^{-5}(\text{year}^{-1})$ より大きい場合、地震動はTKYにおける設計地震動を超過していると考えられる。このような場合、2基の耐震多様性システムの損傷確率は、2基の多重化システムの損傷確率よりも低くなる。このことは、耐震多様性システムは多重化システムよりもロバストであることを示している。

各ケースの単独機器と3基のシステムの損傷確率を図5.4.3-2に示す。2基のシステムの場合と同様に、3基の耐震多様性システムの損傷確率は3基の多重化システムの損傷確率よりも低くなる。したがって、耐震多様性システムは多重化システムよりもロバストであることが示された。また、3基の耐震多様性システム2\*SDD+SIDとSDD+2\*SIDの損傷確率はほとんど差がなかった。

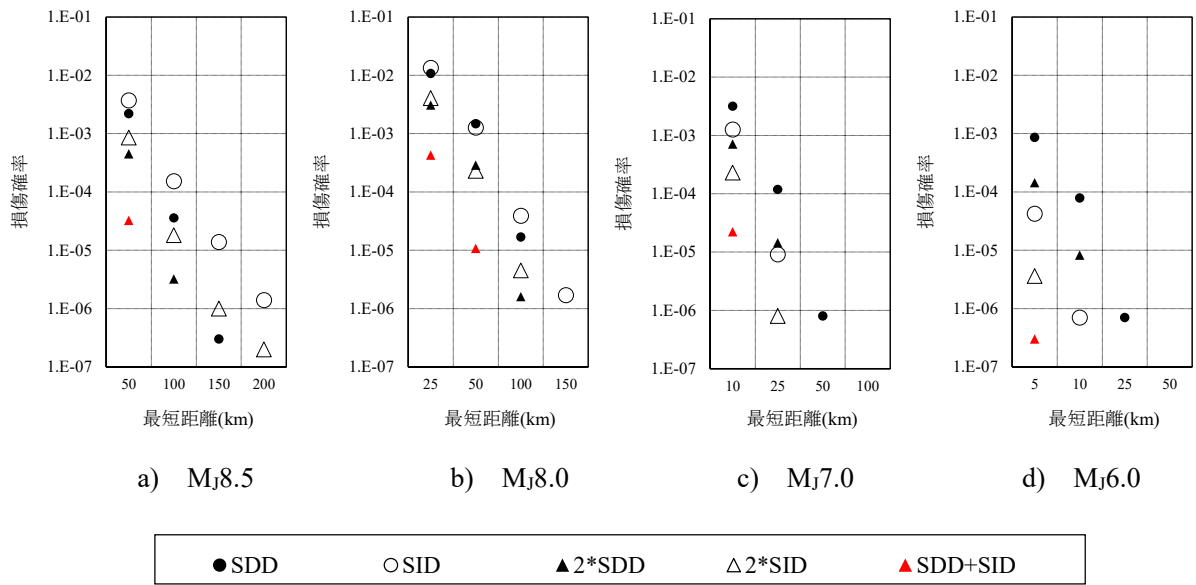
2基および3基のシステムにおいて、それぞれの基数における最大損傷確率に対する比を表5.4.3-1に示す。多重化システムに対する耐震多様性システムの損傷確率比は全ての地震で1.0以下となっており、耐震多様性システムのリスク低減効果が見られる。なお、遠距離の地震では、距離減衰により地震力が小さいため、全てのシステムで損傷確率が低いため、耐震多様性システムの効果が現われていない。

以上より、2基のシステムと3基のシステムの両方において、設計地震動を超過する地震を含む様々な地震に対しても、耐震多様性システムは多重化システムよりも損傷確率が低く、よりロバストであることが定量的に確認できた。また、TKY以外の10地点の検討結果は紙面の都合上記載を省略するが、全ての地点で同様の結果が得られた。

表 5.4.3-1 多重化と耐震多様性システムのリスク比(TKY,  $\rho=0.25$ ,  $\beta=0.3$ ,  $\beta'=0.2$ )

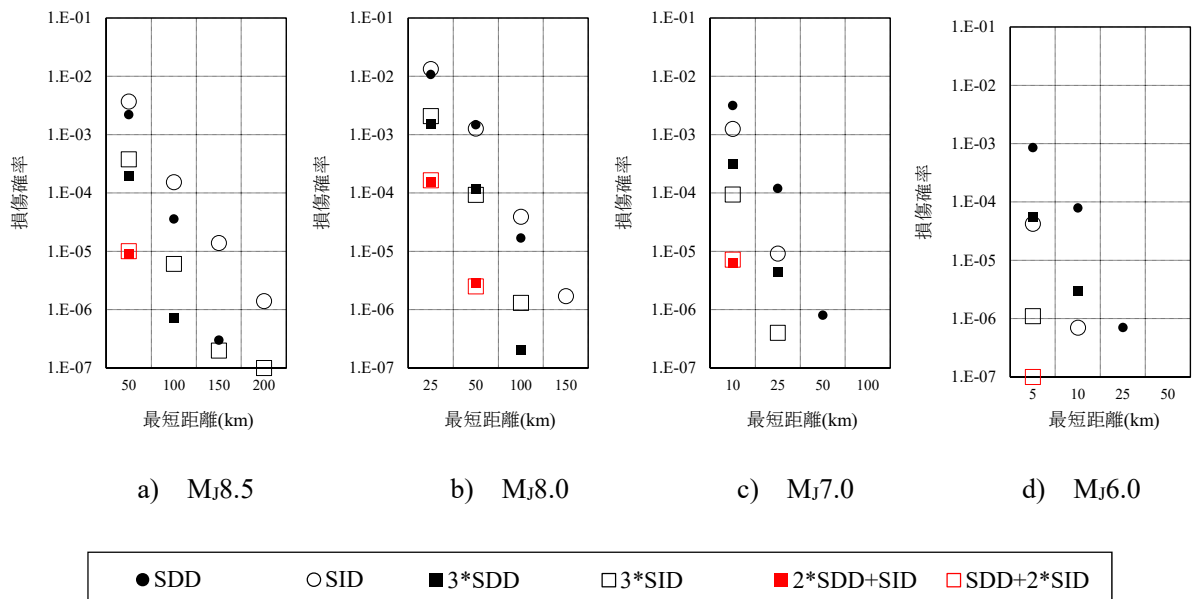
基数	機器構成	M8.5				M8.0				M7.0				M6.0			
		50	100	150	200	25	50	100	200	10	25	50	100	5	10	25	50
2基	2*SDD	1/2	1/6	1/10	1/2	1/1	1/1	1/3	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
	2*SID	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/3	1/18	1/1	1/1	1/40	1/82	1/1	1/1
	SDD+SID	1/26	1/181	1/10	1/2	1/9	1/27	1/45	1/1	1/32	1/143	1/1	1/1	1/478	1/82	1/1	1/1
3基	3*SDD	1/2	1/9	1/2	1/1	1/1	1/1	1/7	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
	3*SID	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/3	1/11	1/1	1/1	1/51	1/30	1/1	1/1
	2*SDD+SID	1/42	1/61	1/2	1/1	1/13	1/40	1/13	1/1	1/49	1/44	1/1	1/1	1/563	1/30	1/1	1/1
	SDD+2*SID	1/37	1/61	1/2	1/1	1/13	1/46	1/13	1/1	1/43	1/44	1/1	1/1	1/563	1/30	1/1	1/1

※ ■:耐震多様性システム



※ 損傷確率が  $10^{-7}$  未満のものは表示しない

図 5.4.3-1 単独機器および 2 基のシステムの損傷確率(TKY,  $\rho=0.25$ ,  $\beta=0.3$ ,  $\beta'=0.2$ ) [112]



※ 損傷確率が  $10^{-7}$  未満のものは表示しない

図 5.4.3-2 単独機器および 3 基のシステムの損傷確率(TKY,  $\rho=0.25$ ,  $\beta=0.3$ ,  $\beta'=0.2$ ) [112]

## 5.5 第5章のまとめ

本研究は、原子力発電所における耐震安全性評価における耐震多様性とロバストネスを定義し、それらを定量的に評価するための手法を提案した。さらに、日本国内の実際の地震環境に対して提案法を適用し、耐震多様性を有するシステムの有効性とロバストネスの評価を行った。本研究より導かれた結論と考察は以下のとおりである。

- 1) 耐震多様性システムのリスク評価手法を提案し、地震環境が異なる日本国内の 11 地点に適用した。その結果、検討した 11 箇所の全ての地点で、多重化と比較して耐震多様化によるリスク低減効果が確認され、2 基のシステムでは  $1/4 \sim 1/15$ 、3 基の場合には  $1/6 \sim 1/19$  と大幅に低減することが判明した。また、耐震多様性のリスク低減効果の程度は、各地点の地震環境の影響を受けており、地震ハザード曲線の勾配が急であり、耐震機器と免震機器の地震ハザード曲線が共通の単一の地震が支配的となっていない場合に、耐震多様性の効果は大きく表れた。本研究で開発した耐震多様性を有するシステムのリスク評価手法を適用することで、これらのことが明らかとなった。
- 2) 多様性システムの最適な機器配置は、各地点の地震環境に依存すること、原子力発電所の耐震安全性を確保するためには、多重性よりも多様性の方が、より効果的であることを確認した。
- 3) 提案手法を用いて、設計基準を超過する地震動を含む様々なタイプの地震動に対して、耐震多様性システムと多重化システムの損傷確率を評価した。その結果、全てのケースで耐震多様性システムの損傷確率は、多重化システムの損傷確率よりも小さくなり、耐震多様性システムは多重化システムよりもロバストであることが確認できた。

## 第6章 耐震多様性を考慮した原子力発電所のリスクを効率的に評価するフレームワーク

### 6.1 概要

「第2章 耐震多様性とロバストネスの評価に関する提案法」では、(1)耐震多様性を考慮したシステムのリスク評価手法の開発および同システムの脆弱性評価を実施した。「第4章 ベイズ推定を用いた効率的な脆弱性曲線評価手法の提案」では、(2)原子力発電所設備の脆弱性曲線の効率的な作成法の開発を行った。ここでは、(1)と(2)を踏まえて、耐震多様性を考慮した原子力発電所のリスクを効率的に評価するフレームワークを構築する。

## 6.2 フレームワークの構築

本研究で提案する耐震多様性を考慮した原子力発電所のリスクを効率的に評価するフレームワークを図 6.2-1 に示す。最初に原子力発電所地点の地震環境を踏まえて、対象とする原子力発電所に影響を及ぼす地震のマグニチュード、震源距離および発生頻度等の諸元を用いて地震ハザード解析を行い、地震動強度と発生頻度の関係を表す地震ハザード曲線を算定する。

次に、原子力発電所全体のシステムを構成する機器の脆弱性評価を行い、地震動強度と損傷確率の関係を表す脆弱性曲線を算定する。この際、耐震多様性を有する機器群については、第 2 章で提案した耐震多様性を有するシステムのリスク評価手法および脆弱性評価手法を適用して合理的なグループ脆弱性曲線を評価する。また、高精度の脆弱性曲線を評価するためには、不確実性を考慮した多数の地震応答解析等の数値解析が必要なことから、第 4 章で提案したベイズ推定に基づく脆弱性曲線評価手法を適用して、計算負荷を低減させ、効率化を図る。なお、第 4 章では、提案手法を単独の非常用取水構造物に適用したが、耐震多様性を有するシステムのグループ脆弱性曲線評価への適用性の検討が今後必要である。

上記、単独機器の脆弱性曲線と耐震多様性を有する機器群のグループ脆弱性曲線を用いたシステム解析により、原子力発電所全体のシステム脆弱性曲線を算定する。さらに、システム脆弱性曲線と地震ハザード曲線を用いて、炉心損傷頻度(CDF)等のリスク評価を行う。このフレームワークにより、耐震多様性を考慮した原子力発電所のリスクを効率的に評価することが可能となる。

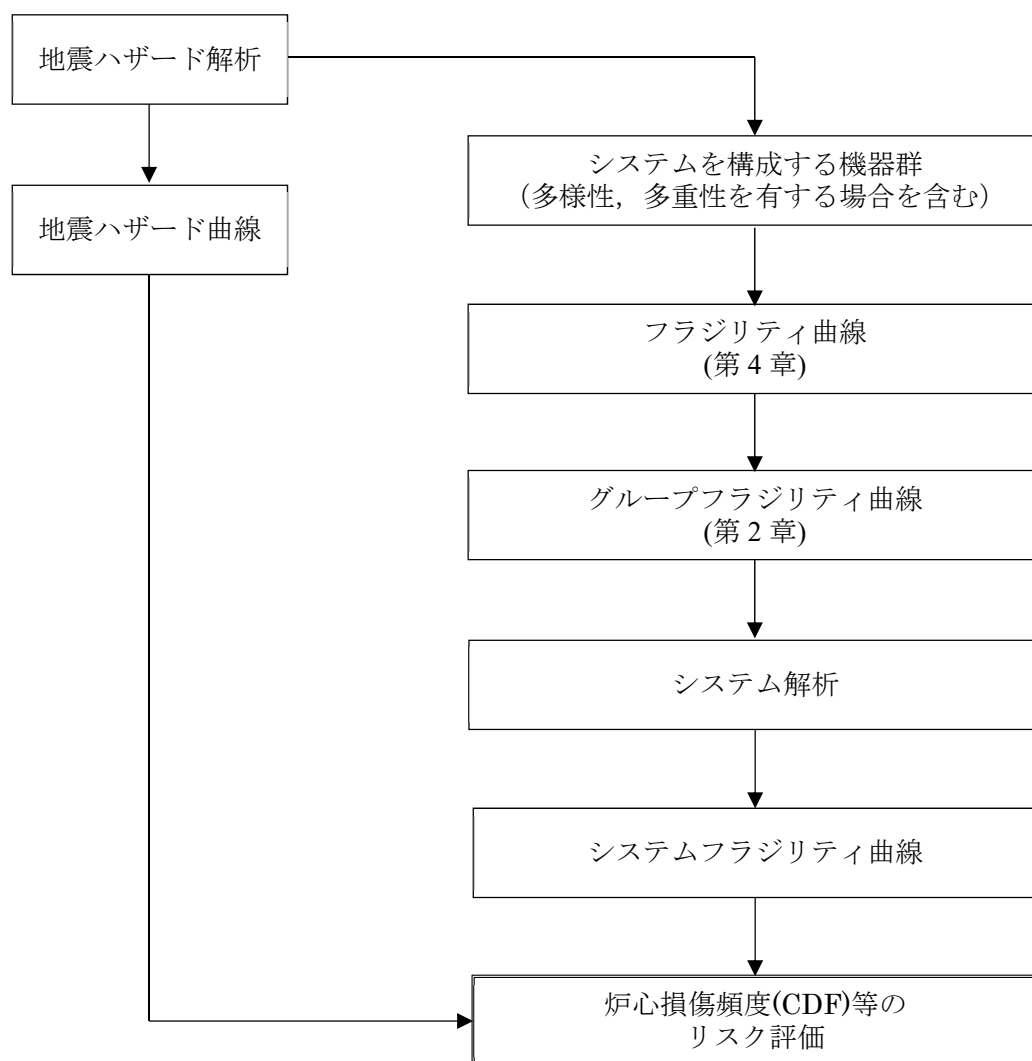


図 6.2-1 耐震多様性を考慮した原子力発電所のリスクを効率的に評価するフレームワーク

## 第7章 結言

本研究では、耐震多様性を考慮した原子力発電所のリスクを効率的に評価するフレームワークの構築を目的として、(1)耐震多様性を考慮したシステムのリスク評価手法の開発および同システムのフラジリティ評価、(2)原子力発電所設備のフラジリティ曲線の効率的な作成法の開発を行った。また、(1)と(2)を踏まえて、耐震多様性を考慮した原子力発電所のリスクを効率的に評価するフレーム・ワークを構築した。本研究の成果および課題を以下に示す。

### 7.1 成果

第1章では、2011年の福島第一原発事故を踏まえた原子力発電所の安全性向上の必要性、特に、多重性、独立性に加えて多様性を活かした安全対策の必要性、およびこれら进行评估するための確率論的リスク評価における現状と課題を整理するとともに、本研究の目的および本論文の構成を示した。

第2章では、様々な分野における「多様性」と「ロバストネス」の定義を参考として、本研究における耐震多様性を有するシステムを「重大な地震災害による共通原因故障の発生によるシステム全体の機能喪失のリスクを低減するために、固有周期と減衰が異なる複数の機器で構成される並列システム」と定義し、ロバストネスを「設計基準を超える地震動を含む様々なタイプの地震動が作用したとしても、機能を維持するシステムの能力」と定義した。次に、耐震多様性を考慮したシステムの地震リスク評価手法および原子力発電所全体の炉心損傷頻度(CDF)等のリスク評価に反映するためのグループフラジリティ曲線进行评估する手法を提案し、同手法を地震規模と発生位置が一樣ランダムな領域震源における2基の機器から成るシステムに適用した。その結果以下の知見を得た。①並列システムではリスク低減効果が見られ直列システムでは様々な周期帯の地震動に反応するためリスクが増大した。②既存の機器に新しい機器を追加する場合、同一タイプの機器を追加するのではなく、別のタイプの機器を並行に追加すると、より大きなリスク低減効果が期待できる。③システムの損傷確率は周期間相関に依存するため、周期間相関の設定は重要である。④機器耐力のばらつきの大きさと単独機器の損傷確率の大きさとの間には正の相関があった。また、並列システムでは、機器耐力の不確実性 $\beta$ が大きいほど、リスク低減効果が期待できる。⑤2つの機器の固有周期を様々な組み合わせで作成した損傷確率のコンター図を使って、システムのリスクを最小化する固有周期の組み合わせを確認することができる。⑥耐震多様性を有するシステムの地震リスク評価結果をもとに、グループフラジリティ曲線を算定し、原子力発電所全体のシステム解析に組み込むことで、耐震多様性を考慮した炉心損傷頻度(CDF)等のリスク評価が可能となる。⑦耐震多様性を有するシステムのグループフラジリティ曲線进行评估するためには、単純な一樣ランダムな領域震源に対しても $10^8$ 回程度の計算が必要であり、計算負荷の低減が課題である

第3章では、特定地点における特定地震に対して耐震多様性システムの評価を行う場合を想定して、断層モデルを用いたシミュレーションにより周期間相関を算定し、様々な地震観測記録を回帰分析して求めた Baker and Jayaram の周期間相関との比較検討を行った。その結果、①断層モデルによる応答スペクトルと GMPE による応答スペクトルの残差を基に周期間相関を算定する際に、GMPE として耐専スペクトルと安中式の2通りの検討を行ったが、周期間相関の算定結果は、

両方の GMPE を使った場合で大きな差は見られず、観測記録を基に周期間相関を算定する際の GMPE の影響を検討した Jayaram et al.[74]と同様に、GMPE は影響しないことが確認できた。②断層モデルによって算定した周期間相関は地震規模と震源距離に依存し、地震規模が大きいほど大きく、震源距離に近いほど大きくなる傾向があり、地震観測記録をもとに周期間相関を評価した既往研究[73, 74]とは異なる結果となった。③対象サイトで想定される様々な震源に対する耐震多様性の有効性を評価するために用いる周期間相関は、特定の震源を対象に評価した本検討の周期間相関よりも、多数の地震観測記録を対象に評価した Baker and Jayaram の周期間相関の方がふさわしい。等の知見を得た。

第 4 章では、原子力発電所設備の地震脆弱性曲線の効率的な作成方法を目的として、ベイズ推定と裕度解析法(大鳥他 2003)[76]のハイブリッド法を新たに開発した。ベイズ推定における尤度関数として、既往研究では一般に脆弱性曲線を採用しているが、提案法では、耐震性能の確率密度関数を採用した。また、事前分布は、既往研究では経験的に決めているが、提案法では漸増動的解析(IDA)によって得られた耐震性能を、耐力中央値の初期値 $\widetilde{A}_m$ とした。提案法を、原子力発電所における炉心冷却システムの構成要素である鉄筋コンクリート製の非常用取水設備に適用した結果、以下の知見を得た。①ベイズ推定に基づく脆弱性曲線算定手法において、必要なサンプル数が最小となる事前分布の予備的検討を行った。この検討では、仮定した脆弱性曲線に基づいてモンテカルロシミュレーションを実行して生成した非線形時刻歴解析結果のサンプルを使用して従来法および提案法による脆弱性曲線を評価した。提案法における事前分布と尤度関数の改良により、シミュレーションの必要回数は、従来法の約 1/5 に縮小することができた。②予備的検討において、 $\beta$  の事前分布として $\tilde{\beta}$ および  $\beta_\beta$  がそれぞれ 0.3 の場合が最も有利であることが分かった。これは、 $\tilde{\beta}$ が正解値と大きく異なる場合には、小さい $\beta_\beta$ では解の収束が困難であり、逆に、 $\tilde{\beta}$ が目標値に近い場合には、大きい $\beta_\beta$ では解の収束が困難なためである。③ベイズ推定に基づく提案法を、原子力発電所における鉄筋コンクリート製の非常用取水設備に適用して脆弱性曲線を算定した。構造物の応答は、地盤と構造物の相互作用を考慮した非線形時刻歴解析(NLTHA)によって評価した。その結果、検討した取水設備のうちダクトについては、12 回の NLTHA を使った提案法を用いて算定した脆弱性曲線は、500 回の NLTHA を使った日本原子力学会が推奨する詳細法を用いたものと同等であることが分かった。さらに、提案法を採用する場合、異なるサンプルセットを使用することの影響はほぼ無視できることが分かった。

第 5 章では、第 2 章に示した耐震多様性システムの有効性およびロバストネスの評価に関する提案法を、日本国内の 11 箇所の実際の地震環境に適用して、耐震多様性の有効性とロバストネスの評価を行った。その結果、①検討した 11 箇所の全ての地点で、多重化と比較して耐震多様化によるリスク低減効果が確認され、2 基のシステムでは 1/4~1/15、3 基の場合には 1/6~1/19 と大幅に低減することが判明した。また、耐震多様性の有効性の程度は、各地点の地震環境の影響を受けており、地震ハザード曲線の勾配が急であり、耐震機器と免震機器の地震ハザード曲線が共通の単一の地震が支配的となっていない場合に、耐震多様性の効果は大きく表れた。②耐震多様性システムの最適な機器配置は、各地点の地震環境に依存すること、原子力発電所の耐震安全性を確保するためには、多重性よりも多様性の方が、より効果的であることを確認した。③提案手法

を用いて、設計基準を超過する地震動を含む様々なタイプの地震動に対して、耐震多様性システムと多重化システムの損傷確率を評価した。その結果、全てのケースで耐震多様性システムの損傷確率は、多重化システムの損傷確率よりも小さくなり、耐震多様性システムは多重性システムよりもロバストであることが確認できた。

第 6 章では、第 2 章の耐震多様性を考慮したシステムのリスク評価手法および同システムの脆弱性評価手法の開発、第 4 章の原子力発電所設備の脆弱性曲線の効率的な作成法の開発成果を踏まえて、耐震多様性を考慮した原子力発電所のリスクを効率的に評価するフレームワークを提案した。

## 7.2 今後の課題

本研究では、耐震多様性を有するシステムのリスク評価手法の開発が主目的のため、比較的シンプルなモデルを用いて検討を行った。しかしながら、今後は、機器の特定の損傷モードと損傷位置を考慮したより現実的な事象への適用性の検討が必要である。また、本研究では、地表から機器間の地震動の増幅を考慮していないが、建屋応答を考慮したより詳細な評価方法の開発が必要である。本研究では、免震の導入による耐震多様性に着目したが、機器の設置方向による耐震多様性についても本研究と同様に固有周期と応答スペクトル特性に着目することによりリスク評価の開発が可能であると考えられる。原子力発電所の耐震安全性を確保する上で、耐震多様性とロバストネスは重要な概念であるため、今後の研究では、本研究で提案した耐震多様性を有するシステムのリスク評価手法の実際の原子力発電所設備への適用事例を蓄積し、ロバストネスを表現するための適切な指標を検討する必要がある。

本研究では、特定地点における特定地震に対して耐震多様性システムの評価を行う場合を想定して、断層モデルを用いたシミュレーションにより周期間相関を算定した。その結果、断層モデルによって算定した周期間相関は地震規模と震源距離に依存し、地震規模が大きいほど、震源距離が近いほど大きくなる傾向があった。一方で、地震観測記録をもとに周期間相関を評価した既往研究[74, 75]では、地震規模と震源距離に依存しないことを示しており、この差の原因分析が今後の課題である。

本研究では、原子力発電所設備の地震脆弱性曲線の効率的な作成方法を目的として、ベイズ推定と裕度解析法(大島他 2003)[77]のハイブリッド法を新たに開発した。事前分布の設定とシミュレーションの必要回数の関係を調べるために、事前分布の予備的検討において、 $\beta$  の事前分布として $\tilde{\beta}$ および $\beta_{\beta}$ がそれぞれ0.3の場合が最も有利であることが分かった。本検討のモデルでは、 $\tilde{\beta}$ および $\beta_{\beta}$ がそれぞれ0.3の場合に最も有利であったが、他のモデルへ同様に適用することが可能かどうかの検討は、今後の課題である。今後、提案法を構造物の挙動をより正確に再現する大規模な3次元FEMモデルに拡張することができれば、解析コストと計算負荷を大幅に削減できることが期待される。今後の取り組みとして、提案法を大規模な3次元FEMモデルや様々な種類の構造物に適用し、その結果を利用して提案法を改善し、より正確な脆弱性曲線を評価することが必要である。本研究では提案手法を単独機器に適用したが、耐震多様性を有するシステムのグループ脆弱性曲線評価における解析負荷低減が課題となっており、今後、グループ脆弱性評価への適用が課題である。

本研究では、①耐震多様性を考慮したシステムのリスク評価手法の開発および同システムの脆弱性評価、②原子力発電所設備の脆弱性曲線の効率的な作成方法の開発を行い、①と②を踏まえて、耐震多様性を考慮した原子力発電所のリスクを効率的に評価するフレームワークを構築した。本研究で提案した評価フレームを実際の原子力発電所へ導入し、実績を蓄積するとともに、原子力産業や地震研究等の動向を注視し、最新の知見を踏まえた評価フレームの検証・改良を行うことが、今後の課題である。

以上、本研究で得られた知見や課題を踏まえて、コスト、施工性や環境に配慮した耐震安全性向上策の提案、また、これらの設計において、従来からの決定論だけではなく、確率論に基づいたリスクも踏まえた適切な評価が必要である。

## 【参考文献】

- [1] 経済産業調査室・課，福島第一原発事故と 4 つの事故調査委員会，国立国会図書館 ISSUE BRIEF NUMBER 756, 2012.8.23
- [2] 東京電力福島原子力発電所における事故調査・検証委員会，中間報告書，2012.7.23，  
<<http://icanps.go.jp/post-2.html>>
- [3] 福島原発事故独立検証委員会，調査・検証報告書，2012.2.27，  
<<http://rebuildjpn.org/fukushima/report>>
- [4] 東京電力，福島原子力事故調査報告書，2012.6.20，  
<[http://www.tepco.co.jp/cc/press/2012/1205628\\_1834.html](http://www.tepco.co.jp/cc/press/2012/1205628_1834.html)>
- [5] 東京電力福島原子力発電所事故調査委員会，報告書，2012.7.5，<<http://naiic.go.jp>>
- [6] Defence in Depth in Nuclear Safety. International Atomic Energy Agency; 1996, (INSAG-10).
- [7] The official report of The Fukushima Nuclear Accident Independent Investigation Commission. Fukushima (Japan): The National Diet of Japan; 2012.
- [8] Five Years after the Fukushima Daiichi Accident. Nuclear energy agency Organization for economic co-operation and development; 2016, (NEA NO. 7284).
- [9] Implementation of Defense in Depth at Nuclear Power Plants. Nuclear energy agency Organization for economic co-operation and development; 2016, (NEA NO. 7248).
- [10] 高田毅士，福島事故後の原子力安全確保のためのリスク論の重要性，日本原子力学会誌，2014年，第56巻，第4号，34-39
- [11] 大鳥靖樹，牟田仁，中島正人，田村伊知郎，蔵増真志，酒井俊朗，地震PRAにおける耐震多様性の評価，日本原子力学会2019年春の年会，2019年3月，水戸市
- [12] 片山吉史，大鳥靖樹，酒井俊朗，牟田仁，RI-PBに基づく新しい耐震設計体系のフレームワーク，その3：地震動の応答スペクトル特性に着目した耐震多様性の評価，日本原子力学会2020年春の年会，2020年3月，福島市
- [13] 片山吉史，大鳥靖樹，酒井俊朗，牟田仁，RI-PBに基づく新しい耐震設計体系のフレームワーク，その5：原子力発電所の耐震多様性とロバストネスの評価，日本原子力学会2020年秋の年会，2020年9月，オンライン開催
- [14] Katayama Y, Ohtori Y, Sakai T, et al. A Framework of RI-PB Seismic Design / Part 2: Evaluation of seismic diversity of SSCs focusing on response spectrum characteristics of ground motion. ESREL2020 PSAM15; 2020 Nov; Venice, Italy.
- [15] 酒井俊朗，原子力発電所における自然災害への取り組みと評価・分析技術(第1回)原子力発電所の自然災害への対応に関わる世界の動向，電力土木，No.395，2018.5
- [16] 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，AESJ-SC-P006; 2015 年 12 月
- [17] 原子力規制委員会，実用発電用原子炉の安全性向上評価に関する運用ガイドの一部改正について，2017.3.29
- [18] Kennedy RP. Performance-goal based (risk informed) approach for establishing the SSE site specific response spectrum for future nuclear power plants. Nucl Eng Des. 2011; 241(2011): 648-656.
- [19] ASCE. Seismic Design Criteria for Structures, Systems, and Components in Nuclear Facilities.

ASCE/SEI 43-05.

- [20] 酒井 俊朗, 片山 吉史, 大鳥 靖樹, 牟田 仁, 中島 正人, RI-PB に基づく新しい耐震設計体系のフレームワーク, 日本原子力学会 2019 年秋の年会
- [21] Toshiaki Sakai, Yoshifumi Katayama, Yasuki Ohtori, Hitoshi Muta and Masato Nakajima. A Framework of RI-PB Design Application for Seismic Events. ASRAM, 2019. Sep.
- [22] Toshiaki Sakai, Yoshifumi Katayama, Yasuki Ohtori, Hitoshi Muta and Masato Nakajima. A Framework of RI-PB Seismic Design/Part 1: Characteristics of the Proposed RI-PB seismic Design, PSAM15, 2020 Nov.
- [23] Kennedy RP, Cornell CA, Campbell RD, Kaplan S, Perla HF. Probabilistic seismic safety study of an existing nuclear power plant. Nucl Eng Des. 1980; 59(2): 315-338.
- [24] Coleman J. Advanced seismic probabilistic risk assessment demonstration project plan. Idaho Falls: Idaho National Lab; 2014. (INL/EXT-14-33302).
- [25] Coleman JL, Bolisetti C, Veeraraghavan S, Parisi C, Prescott SR, Gupta A. Multi-hazard advanced seismic probabilistic risk assessment tools and applications. Idaho Falls: Idaho National Lab; 2016. (INL/EXT-16-40055).
- [26] Bolisetti C, Veeraraghavan S, Slaughter A, Coleman JL, Kammerer AM. Advanced seismic probabilistic risk assessment methodology: development of Beta 1.0 MASTODON toolset. Idaho Falls: Idaho National Lab; 2017. (INL/EXT-17-43148).
- [27] Vamvatsikos D, Cornell CA. Incremental dynamic analysis. Earthq Eng Struct Dyn. 2002; 31(3): 491-514.
- [28] Nakamura N, Akita S, Suzuki T, Koba M, Nakamura S, Nakano T. Study of ultimate seismic response and fragility evaluation of nuclear power building using nonlinear three-dimensional finite element model. Nucl Eng Des. 2010; 240: 166-180.
- [29] Nishida A, Choi B, Itoi T, Takada T, Furuya O, Muramatsu K. Reliability enhancement of seismic risk assessment of NPP as risk management fundamentals Part III: Sensitivity analysis for the quantification of epistemic uncertainty on fragility assessment. Proceedings of SMiRT-23; 2015 Aug 10-14; Manchester, UK.
- [30] Choi B, Nishida A, Muramatsu K, Takada T. Uncertainty assessment of structural modeling in the seismic response analysis of nuclear facilities. Proceedings of SMiRT-24; 2017 Aug 20-25; BEXCO, Busan, Korea.
- [31] Kennedy RP, Ravindra MK. Seismic fragilities for nuclear power plant risk studies. Nucl Eng Des. 1984; 79(1): 47-68.
- [32] 国立研究開発法人 日本原子力研究開発機構, [https://rdreview.jaea.go.jp/seeds/f5\\_12.html](https://rdreview.jaea.go.jp/seeds/f5_12.html)
- [33] Billah AHMM, Alam MS. Seismic fragility assessment of highway bridges: a state-of-the-art review. Struct Infrastruct E. 2015; 11(6): 804-832.
- [34] Singhal A, Kiremidjian AS. Bayesian updating of fragilities with application to RC frames. J Struct Eng. 1998; 124(8):922-929.
- [35] Ju BS, Jung WY, Noh MH. Probabilistic risk assessment: piping fragility due to earthquake fault mechanisms. Math Prob Eng. 2015: 1-8.

- [36] Vamvatsikos D, Cornell CA. Applied incremental dynamic analysis. *Earthq Spectra* 2004; 20(2):523-53.
- [37] Ellingwood BR, Celik OC, Kinali K. Fragility assessment of building structural systems in Mid-America. *Earthq Eng Struct Dyn*. 2007; 36(13): 1935-1952.
- [38] Mitropoulou CC, Papadrakakis M. Developing fragility curves based on neural network IDA predictions. *Eng Struct*. 2011; 33(12): 3409-3421.
- [39] Zhang J, Huo Y. Evaluating effectiveness and optimum design of isolation devices for highway bridges using the fragility function method. *Eng Struct*. 2009; 31(8):1648-1660.
- [40] Mandal TK, Ghosh S, Pujari NN. Seismic fragility analysis of a typical Indian PHWR containment: Comparison of fragility models. *Struct Saf*. 2016; 58:11-19.
- [41] Zhao C, Yu N, Oz Y, Wang J, Mo YL. Seismic fragility analysis of nuclear power plant structure under far-field ground motions. *Eng Struct*. 2020; 219(110890): 1-10.
- [42] Baker JW. Efficient analytical fragility function fitting using dynamic structural analysis. *Earthq Spectra* 2015; 31(1):579-599.
- [43] Shinozuka M, Feng MQ, Lee J, Naganuma T. Statistical analysis of fragility curves. *J Eng Mech*. 2000; 126(12): 1224-1231.
- [44] Kwag S, Ju BS, Jung WY. Beneficial and detrimental effects of soil-structure interaction on probabilistic seismic hazard and risk of nuclear power plant. *Adv Civ Eng*. 2018: 1-18.
- [45] Zentner I. Numerical computation of fragility curves for NPP equipment. *Nucl Eng Des*. 2010; 240: 1614-1621.
- [46] Zentner I, Nadjarian A, Humbert N, Viallet E. Numerical calculation of fragility curves for probabilistic seismic risk assessment. *Proceedings of the 14th World Conference on Earthquake Engineering (14WCEE)*; 2008 Oct 12-17; Beijing, China.
- [47] Zentner I, Humbert N, Ravet S, Viallet E. Numerical methods for seismic fragility analysis of structures and components in nuclear industry – Application to a reactor coolant system. *Georisk*. 2011; 5(2): 99-109.
- [48] Cornell CA, Jalayer F, Hamburger RO, Foutch DA. Probabilistic basis for 2000 SAC federal emergency management agency steel moment frame guidelines. *J Struct Eng*. 2002; 128(4): 526-533.
- [49] Zentner I, Gündel M, Bonfils N. Fragility analysis methods: Review of existing approaches and application. *Nucl Eng Des*. 2017; 323: 245-258.
- [50] Kwag S, Gupta A. Computationally efficient fragility assessment using equivalent elastic limit state and Bayesian updating. *Comput Struct*. 2018; 197: 1-11.
- [51] Pujari N, Ghosh S. Seismic fragility analysis of a nuclear containment structure using Bayesian inference. *Proceedings of the 15th Symposium on Earthquake Engineering (15SEE)*; 2014 Dec; India.
- [52] Kato M, Takata T, Yamaguchi A. Effective updating process of seismic fragilities using Bayesian method and information entropy. *Proceedings of Sixth Japan-Korea symposium on nuclear thermal hydraulics and safety (NTHAS6)*. 2008 Nov 24-27; Okinawa, Japan.
- [53] Kwag S, Oh J, Lee JM, Ryu JS. Bayesian-based seismic margin assessment approach: Application to research reactor. *Earthq Struct*. 2017; 12(6): 653-663.

- [54] Wang Z, Zentner I, Zio E. A Bayesian framework for estimating fragility curves based on seismic damage data and numerical simulations by adaptive neural networks. *Nucl Eng Des.* 2018; 338: 232-246.
- [55] 小出祐一, 中川正紀, 今岡哲男, 石垣博邦, 発電機器のベイズ解析に基づいた損傷確率評価手法の開発, 日本機械学会論文集, 2005 年, 71 巻, 712 号, 89-95
- [56] 片山吉史, 酒井俊朗, 大鳥靖樹, ベイズ推定を用いた原子力発電所屋外重要土木構造物のフラジリティ曲線算定, 令和元年度土木学会全国大会第 74 回年次学術講演会, 2019 年 9 月, 高松市
- [57] Katayama Y, Sakai T, Ohtori Y, Muta H. Bayesian estimation for generating fragility curve of high-fidelity structure model. *Proceedings of ASRAM2019*; 2019 Sep; Gyeongju, Korea.
- [58] 片山吉史, 大鳥靖樹, 酒井俊朗, 牟田仁, 外敵事象を対象とした統合的リスク評価手法の開発, その 3: ベイズ推定を用いた原子力発電所屋外重要土木構造物のフラジリティ曲線算定, 日本原子力学会 2019 年秋の大会, 2019 年 9 月, 富山市
- [59] Tadinada SK, Gupta A. Bayesian updating of seismic fragility of structures using time-history simulations. *Proceedings of SMiRT-22*, 2013 Aug 18-23, San Francisco, CA, USA.
- [60] Tadinada SK, Gupta A. A Bayesian Inference driven computational framework for seismic risk assessment using large-scale nonlinear finite element analyses. *Prog. Nucl. Energy* 2020; 130: 103556.
- [61] 日本港湾協会, 港湾の施設の技術上の基準・同解説, 2018.5
- [62] Baker JW and Cornell CA. Spectral shape, epsilon and record selection. *Earthquake Eng Struct Dyn.* 2006; 35: 1077–1095.
- [63] Baker JW. Conditional mean spectrum: Tool for ground-motion selection. *J Struct Eng.* 2011; 137(3): 322–331.
- [64] Mousavi M, Ghafory-Ashtiany M and Azarbakht A. A new indicator of elastic spectral shape for the reliable selection of ground motion records. *Earthquake Eng Struct Dyn.* 2011; 40: 1403–1416.
- [65] Lin T, Haselton CB and Baker JW. Conditional spectrum-based ground motion selection. Part I: Hazard consistency for risk-based assessments. *Earthquake Eng Struct Dyn.* 2013; 42: 1847–1865.
- [66] Lin T, Haselton CB and Baker JW. Conditional spectrum-based ground motion selection. Part II: Intensity-based assessments and evaluation of alternative target spectra. *Earthquake Eng Struct Dyn.* 2013; 42: 1867–1884.
- [67] Azarbakht A and Ghodrati AR. The dependence of conditional spectra on the choice of target periods. *Scientia Iranica A.* 2018; 25(1): 1–10.
- [68] Ebrahimian H, Azarbakht A, Tabandeh A, et al. The exact and approximate conditional spectra in the multi-seismic-sources regions. *Soil Dyn Earthquake Eng.* 2012; 39: 61–77.
- [69] Park J-H, Jeon, S-H, Park W, et al. Seismic fragility based on conditional mean spectra for multiple earthquake scenarios. *25th Conf Struct Mech Reactor Technol Transactions SMiRT-25*; 2019 Aug; Charlotte, NC, USA.
- [70] Bohn MP and Lambright JA. Procedures for the external event core damage frequency analyses for NUREG-1150. Nuclear Regulatory Commission; 1990, (NUREG/CR-4840 SAND88-3102).
- [71] Seismic Safety Margins Research Program; Systems Analysis (Project VIII). Nuclear Regulatory Commission; 1983, (NUREG/CR-2015, Vol. 8).

- [72] Seismic Probabilistic Risk Assessment Implementation Guide. EPRI; 2013, (3002000709).
- [73] Baker, J. W. and Jayaram, N., Correlation of Spectral Acceleration Values form NGA Ground Motion Models, *Earthquake Spectra*, Vol. 24, pp.299-317, 2008
- [74] Jayaram, N., Baker, J. W., Okano, H., Ishida, H., McCann, M. W., and Mihara, Y. (2011). “Correlation of response spectral values in Japanese ground motions.” *Earthquakes and Structures*, 2(4), 357-376.
- [75] Itoi T and Takada T. Inter Period Correlation of Acceleration Response Spectra in Observed and Simulated Ground Motion. *Proceedings of 15th WCEE*, 2012 Sep 24-28, Lisbon, PT.
- [76] 大島靖樹, 石川博之, 武田智吉, 裕度解析に基づく土構造物の地震時年破壊確率評価法の提案, *JCOSSAR*, 2003 年 9 月
- [77] Preckshot GG. Method for performing diversity and defense-in-depth analyses of reactor protection systems. Nuclear Regulatory Commission; 1994 (NUREG/CR-6303).
- [78] 石川迪夫, 福島事故が教える原子力新常識・その 9 自然災害の脅威には多様性で対応する, *電気新聞デジタル*, 2018 年 9 月 20 日, <https://www.denkishimbun.com/sp/32632>
- [79] 関西電力株式会社, 原子力ライブラリ, [https://www.kepco.co.jp/energy\\_supply/energy/nuclear\\_power/library/9994350\\_13857.html](https://www.kepco.co.jp/energy_supply/energy/nuclear_power/library/9994350_13857.html)
- [80] 「原子力のすべて」－地球と共存する知恵－, (社)日本原子力産業会議, 2003 年 9 月, p. 1880. Available from: <http://www.aec.go.jp/jicst/NC/sonota/study/aecall/index.html>
- [81] 原子力安全の基本的考え方について, 深層防護の実装の考え方, 日本原子力学会標準委員会, AESJ-SC-TR005 (ANX2), 2015 年 12 月, p. 27
- [82] Halbaoui K, Boukhetala D and Boudjema F. Introduction to robust control techniques; 2011: p. 3
- [83] Mens MJ, Klijn F, de Bruijn KM, et al. The meaning of system robustness for flood risk management. *Environ Sci Policy*. 2011;14(8):121–31
- [84] Structural robustness handbook: Australian Building Codes Board; 2016; p. 8
- [85] Kranz S and Messingschlager M. Evaluation of seismic robustness using plant HCLPF capacity. *SMiRT-24*; 2017 Aug 20–25; Busan, Korea; p. 1
- [86] Brett C and Lu Y. Assessment of robustness of structures: Current state of research. *Front Struct Civ Eng*. 2013;7(4):356–68.
- [87] Baker JW, Schubert M and Faber MH. On the assessment of robustness. *Struct Saf*. 2008;30(3):253–67.
- [88] Stochino F, Bedon C, Sagaseta J, et al. Robustness and resilience of structures under extreme loads. *Adv Civ Eng*. 2019; 4291703:1
- [89] Göhler SM, Ebro M, Howard TJ. Mechanisms and coherences of robust design methodology: a robust design process proposal. *Total Qual Manag Bus Excel*. 2018;29(3–4):239–59.
- [90] Yoshifumi Katayama, Yasuki Ohtori, Toshiaki Sakai, Hitoshi Muta and Tadashi Annaka, “Evaluation of Seismic Diversity and Robustness For Nuclear Power Plants”, *Journal of Nuclear Science and Technology*, published online : 31 Mar 2021.
- [91] Morikawa N and Fujiwara H. A new ground motion prediction equation for Japan applicable up to M9 mega-earthquake. *J Disaster Res*. 2013;8(5):878–88.
- [92] 森川信之, 藤原広行, 地震動予測式における地盤増幅補正項の再検討, 日本地震学会 2014 年度秋季大会, 2014 年 11 月 24～26 日, 新潟市

- [93] 森川信之, 藤原広行, 海溝型プレート内地震のための地震動予測式の補正項に関する検討, 日本地球惑星科学連合 2015 年大会, 2015 年 5 月 24~28 日, 千葉市
- [94] Yoshifumi Katayama, Yasuki Ohtori, Toshiaki Sakai and Hitoshi Muta, “A Framework of RI-PB Seismic Design/Part 2: Evaluation of seismic diversity of SSCs focusing on response spectrum characteristics of ground motion”, PSAM15, 2020 Nov.
- [95] 安中正, 山崎文雄, 片平冬樹, 気象庁 87 型強震計記録を用いた最大地動及び応答スペクトル推定式の提案, 第 24 回 地震工学研究発表会論文集, pp.161-164, 1997 年 7 月
- [96] Toshiaki Sakai, Yoshifumi Katayama, Yasuki Ohtori, Hitoshi Muta and Masato Nakajima, “A Framework of RI-PB Seismic Design/Part 1: Characteristics of the Proposed RI-PB seismic Design”, PSAM15, 2020 Nov.
- [97] 地震調査研究推進本部 地震調査委員会, 震源断層を特定した地震の強震動予測手法(「レシピ」), Apr 2017
- [98] Shizuo Noda, Kazuhiko Yashiro, Katsuya Takahashi, Masayuki Takemura, Susumu Ohno, Response spectra for design purpose of stiff structures on rock sites, OECD Workshop on the Relations Between Seismological DATA and Seismic Engineering, Istanbul, 16-18 October 2002.
- [99] 防災科学技術研究所, 地震ハザードステーション(J-SHIS), <http://www.j-shis.bosai.go.jp/>
- [100] 武村雅之, 日本列島およびその周辺地域に起こる浅発地震のマグニチュードと地震モーメントの関係, 地震 2, 第 43 巻, 1990 年, 257-265
- [101] 司宏俊, 翠川三郎, 断層タイプ及び地盤条件を考慮した最大加速度・最大速度の距離減衰式, 日本建築学会構造系論文集, 第 523 号, pp.63-70, 1999 年 9 月
- [102] 引田智樹, 池浦友則, 友澤裕介, 石田寛: 断層モデルに基づく地震動応答スペクトル予測法と予測結果のばらつきに関する検討, 日本建築学会構造系論文集, 80 巻 715 号, pp.1403-1413, 2015 年
- [103] Yoshifumi Katayama, Yasuki Ohtori, Toshiaki Sakai and Hitoshi Muta, “Bayesian-estimation-based method for generating fragility curves for high-fidelity seismic probability risk assessment”, Journal of Nuclear Science and Technology, published online : 29 Jun 2021.
- [104] Budnitz RJ. State-of-the-art report on the current status of methodologies for seismic PSA. NEA/CSNI. 1998; R(97)22.
- [105] 原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震性能照査指針・マニュアル, 土木学会原子力土木委員会, 2005 年 6 月
- [106] 自株式会社アーク情報システム, TDAPIII バッチ版 使用手引書, バージョン 3.10, 2018 年 8 月
- [107] 寺山翔大, 大鳥靖樹, 牟田仁, 地震リスクにおける乱数生成法の開発, 日本原子力学会 2019 年秋の年会, 2019 年 9 月, 富山市
- [108] 寺山翔大, 大鳥靖樹, 牟田仁, 地震リスク評価のための乱数生成法の開発 (2)地震ハザード評価への適用, 日本原子力学会 2020 年春の年会, 2020 年 3 月, 福島市
- [109] 松本敏克, 大鳥靖樹, 澤田純男, 坂田勉, 渡邊英一, 実用的評価法による地震時損傷確率分布の推定精度～被災した地中構造物での検証事例～, 構造工学論文集, 第 53A 巻, 2007 年 3 月, 1157-1168

- [110] 原子力発電所の新規制基準適合性に係る審査会合，原子力規制委員会，[cited 2020 Aug 3].  
Available from: <https://www.nsr.go.jp/disclosure/committee/yuushikisya/tekigousei.html>
- [111] J-SHIS 地震ハザードステーション，防災科学技術研究所，[2018 Jul 2] [cited 2019 Dec 27].  
Available from: <http://www.j-shis.bosai.go.jp/map/JSHIS2/download.html?lang=jp>
- [112] Yoshifumi Katayama, Yasuki Ohtori, Toshiaki Sakai, Hitoshi Muta and Tadashi Annaka, “Evaluation of Seismic Diversity and Robustness For Nuclear Power Plants”, Journal of Nuclear Science and Technology, published online : 31 Mar 2021.
- [113] 小杉慎司，今岡哲男，金澤健司，平木隆文，永田聖二，中山尚之，佐藤邦彦，神保雅一，梅木芳人，破断試験による大型鉛プラグ入り積層ゴムの終局特性評価，日本建築学会構造系論文集，2017年2月，第82巻，第732号，203–213
- [114] 原子力発電施設への免震技術の適用検討，一般財団法人 エネルギー総合工学研究所，2018年12月
- [115] 星名博文，趙哲林，丹羽一邦，免震装置の終局破断限界を考慮した次世代軽水炉免震建屋の挙動解析，第10回 構造物の衝撃問題に関するシンポジウム論文集，土木学会，2010年12月

## 謝 辞

本研究を実施するにあたり、大変多くの方からご指導、ご協力、そして励ましをいただきました。本論文を取りまとめるにあたり、ここに感謝の意を表したいと思います。

本論文は、中電技術コンサルタント株式会社から、一般財団法人電力中央研究所へ出向した2018年10月から2020年9月までの2年間に従事した「リスク情報を活用した性能照査型(RI-PB: Risk informed Performance Based)設計手法の開発」で得られた知見の一部を取りまとめたものです。

まずは、主査を務めていただきました東京都市大学理工学部原子力安全工学課教授の大鳥靖樹先生には、確率論的リスク評価(PRA)の基礎から、研究のアイディア、方向性、論文の書き方、リスク評価プログラムのご提供に至るまで、多大なるご指導をいただきました。計画通りに研究が進まない際にも、温かく励ましていただき、深く感謝します。今後は、電中研での出向中に習得したPRA技術を向上させ、様々な自然災害の問題に適用して、社会の安全性向上に貢献したいと考えています。今後とも良好な関係を継続させていただき、ご指導を賜りたいと考えています。

電中研での上記RI-PB研究の責任者である酒井俊朗上級特別契約研究員には、東京電力原子力土木部門在籍時の福島第一原発事故等の貴重な体験談や、実務経験に基づいた有益な唆を多数賜り、大変感謝しております。また、英会話とマラソンを日々の生活に取り入れることを強く勧めていただき、出向から帰社して1年が経過した今でも、毎日英会話とマラソンの能力向上に取り組んでいます。上記RI-PB研究の実作業は、酒井様、大鳥先生、私の3人で実施する機会が多く、電中研での打ち合わせ後の夜、我孫子駅周辺での居酒屋での議論や、休日に手賀沼を周回するランニング会を企画していただいたりして、本来は寂しいはずの単身赴任期間を楽しいものにしていただき、大変感謝しております。

中電技術コンサルタントへの入社後24年目にして初めて会社を離れることに不安がありましたが、配属された電中研の原子力リスク研究センター自然外部事象研究チームの皆様は温かく迎え入れていただき、心身ともに健康な状態で業務に集中することができ、大変感謝しております。

山本広祐前チームリーダーには、電中研での業務と学業の両立にご配慮いただくとともに、中電技術コンサルタントに帰社後に、電中研で習得したPRAを実務に適用する際の貴重なご意見をいただいたことに大変感謝しております。豊田幸宏前副チームリーダーには、電中研における研究の手続きを丁寧にご指導いただき、学術論文作成時に二重投稿や著作権について有益なご指摘、ご提案を多数いただき、大変勉強になりました。また、良い英会話教室をご紹介いただき大変感謝しております。おかげさまで、出向解除までの約1年半、プライベートで通わせていただきました。齋藤潔上席研究員には、フラジリティ評価に関する有益な議論や、私のパソコンにハードディスクの増設していただいたり、美味しいラーメン屋に連れて行っていただいたり、大変親切にさせていただきました。本当にありがとうございました。中島正人上席研究員は、出向中は私の直属の上司であり、転勤後の病院やクリーニング店をご紹介いただくとともに、転勤直前の真夏に、アパート探しに同行していただいたことは良い思い出です。また、電中研在籍中に学位取得することを強く勧め、背中を押していただいたことには、特に感謝しております。宮川義範上席研究員は、土木学会の『原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震性能照査指針』作成をご担当されており、指針における耐震性能照査の考え方、解析手法の情報提供、取水構造物のFEMデータをご提供いただき、大変感謝しております。木原直人上席研究員には、英語の学術論文の作成方法をご指導いただくとともに、津波・氾濫流水路での実験にご案内いただくとともに丁寧にご説明いただき大変感謝しております。甲斐田秀樹主任研究員には、電中研における様々な手続きをご指導いただくとともに、私の研究発表の練習に付き合ってください、貴重なコ

メントをいただいたことに大変感謝しております。 芝良昭上席研究員には、本論文 3 章で実施した統計的グリーン関数法について、解析手法の理論、断層パラメータの設定方法、プログラムのご提供、解析結果の評価・考察についてご指導をいただき大変感謝しております。

国立研究開発法人防災科学技術研究所の森川信之主任研究員には、5 章で実施した機器耐力および機器応答算定に用いた GMPE(森川・藤原式)の係数テーブルのご提供や使用上の留意事項についてご指導をいただき大変感謝しております。 東電設計株式会社の安中正技師長には、5 章で実施した日本国内における 11 箇所の地震環境に関するデータ作成のご協力や、Journal of Science and Technology に投稿した査読付き論文への貴重なコメントをいただき大変感謝しております。 本論文の副査を引き受けていただきました東京都市大学牟田仁准教授には、RI-PB 研究における議論や有益なコメントをいただくとともに、在学中に投稿した全ての投稿論文に関して共著を引き受けていただくとともに貴重なコメントをいただき大変感謝しております。 また、早稲田大学古谷正裕教授、東京都市大学中村いずみ教授には、本論文の副査を引き受けていただくとともに、私の学位論文を価値あるものにするために、予備審査および本審査時に有益な議論や貴重なコメントを多数いただき、大変感謝しております。中村先生には、本学位論文の全体を詳細にチェックしていただき、表現が分かりにくい箇所や誤記等ご指摘いただき、大変感謝しております。

一方、出向元の中電技術コンサルタントでは、中国電力島根原子力発電所 2 号機の再稼働に向けた業務がピークを迎える中、電中研への出向に対して温かく送り出していただきました。

末國光彦前社長には、電中研で PRA 技術を習得する機会を与えていただき、出向中に東京都市大学で博士取得に向けて取り組むことにお許しをいただいたことに大変感謝しております。 浅間前取締役には、出向先での環境にご配慮いただき、帰社後に PRA の業務化に向けた議論や有益なコメントをいただき大変感謝しています。 岩田直樹前原子力プロジェクト室長は、入社後の大部分の期間を一緒に過ごした先輩であり、時には厳しく、時には優しく見守っていただき、その感謝は言葉では言い尽くせません。電中研への出向や博士課程への入学を後押ししていただき、技術的、精神的なサポートを多数いただいたことに大変感謝しております。 笹井友司グループ長をはじめ解析グループのメンバーには、出向期間中に私の抜けたことによる業務量が増加したにもかかわらず、温かく送り出していただいたことに大変感謝しております。 日下理前取締役には、ご自身の退任時に私の博士論文の内容をご提案いただくとともに、退任後も私が博士取得できるよう、働きかけていただいたことに大変感謝しております。 古川智前エグゼクティブエンジニアには、入社以来、耐震解析についてご指導いただくとともに、論文発表や大学との共同研究など技術習得する機会を多数与えていただいたことに大変感謝しております。

竹宮宏和岡山大学名誉教授(故人)には、大学在学中に耐震解析技術への出会い、そして興味を持たせていただいたことに大変感謝しております。大学時代に出会った耐震解析技術は、就職後の会社における業務実績や本論文の基礎となっていると考えています。

父である片山浄(故人)は、生前、私の博士取得を誰よりも楽しみにしていて、兵庫県南部地震や南海地震の新聞記事を私のためにスクラップしてくれていました。52 歳にしてやっと父の望みをかなえることができたことをうれしく思います。

最後に、論文作成中に家族サービスが十分できないことに対して不満を見せず、温かく見守ってくれた家族に大変感謝しております。

片山 吉史