

耐震設計審査指針の改訂に伴う

四国電力株式会社 伊方発電所 3 号機

耐震安全性に係る評価について

(基準地震動の策定及び主要な施設の耐震安全性評価)

平成 2 2 年 1 月 7 日

原子力安全・保安院

目 次

1 . はじめに	1
2 . 主な経緯	2
3 . 検討結果	4
3 . 1 耐震バックチェック中間報告に係る審議のポイント	4
(1) 地質・地質構造	4
(2) 基準地震動 Ss	4
(3) 施設の耐震安全性評価 (3 号機)	4
3 . 2 基準地震動 Ss の妥当性	5
(1) 敷地周辺の地質・地質構造の評価	5
1) 敷地前面海域の断層群 (中央構造線断層帯) の評価	5
2) その他の断層の評価	8
(2) 地震動評価	10
1) 解放基盤表面の設定	10
2) 震源を特定して策定する地震動	11
検討用地震の選定	11
内陸地殻内地震	13
海洋プレート内地震	20
その他	23
3) 震源を特定せず策定する地震動	24
4) 基準地震動 Ss の策定	25
5) 基準地震動 Ss の超過確率の参照	29
3 . 3 施設の耐震安全性評価の妥当性 (3 号機)	30
(1) 建物・構築物の耐震安全性評価	30
1) 原子炉建屋等の地震応答解析モデル	30
2) 原子炉建屋等の耐震安全性評価結果	34
(2) 機器・配管系の耐震安全性評価	36
1) 床応答スペクトル	37
2) 水平・鉛直方向地震力の組合せ方法	38
3) 地震応答解析手法及び応力評価手法	39
4) 減衰定数	41
5) 評価基準値	42
6) 機器・配管系の耐震安全性評価結果	43

4 . ま と め	45
4 . 1 基 準 地 震 動 S_s の 妥 当 性	45
(1) 敷 地 周 辺 の 地 質 ・ 地 質 構 造 の 評 価	45
(2) 地 震 動 評 価	45
4 . 2 施 設 の 耐 震 安 全 性 評 価 の 妥 当 性	46
(1) 建 物 ・ 構 築 物 の 耐 震 安 全 性 評 価	47
(2) 機 器 ・ 配 管 系 の 耐 震 安 全 性 評 価	47
5 . 今 後 の 検 討 課 題 (本 報 告 の 補 正 に 反 映 す べ き 事 項)	47
参 考 文 献	64

1. はじめに

平成18年9月19日付けで原子力安全委員会により「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」等の耐震安全性に係る安全審査指針類が改訂された(改訂された後の耐震安全性に係る安全審査指針類を以下「新耐震指針」という。一方、改訂される前の耐震安全性に係る安全審査指針類を以下「旧耐震指針」という。)

これを受け、原子力安全・保安院(以下「当院」という。)は、平成18年9月20日、「新耐震指針に照らした既設発電用原子炉施設等の耐震安全性の評価及び確認に当たっての基本的な考え方並びに評価手法及び確認基準について」(以下「バックチェックルール」という。)を策定するとともに、各電力会社等に対して、稼働中及び建設中の発電用原子炉施設等について、新耐震指針に照らした耐震安全性評価(以下「耐震バックチェック」という。)の実施とそのための実施計画の作成を求めた。

さらに平成19年7月16日に発生した新潟県中越沖地震を踏まえ、可能な限り早期かつ確実に評価を完了できるよう、実施計画の見直しを求めた。

その結果、平成19年8月20日、実施計画が見直され、平成20年3月28日、四国電力株式会社(以下「四国電力」という。)から伊方発電所3号機に係る耐震バックチェック中間報告書が提出された。

その後、平成21年2月2日、四国電力から伊方発電所3号機に係る耐震バックチェック報告書が提出された。

当院においては、耐震バックチェックに係る審議を円滑に進めるため、「総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会耐震・構造設計小委員会」の下に設置されている「地震・津波ワーキンググループ」及び「地質・地盤ワーキンググループ」による「合同ワーキンググループ」並びに「構造ワーキンググループ」にサブグループを設置することとし、伊方発電所については「合同Aサブグループ」及び「構造Aサブグループ」において検討を行った。

各サブグループにおいては、伊方発電所の耐震バックチェック中間報告の妥当性について、審議のポイントを明確にした上で検討を行った。

さらに、当院は、四国電力が伊方発電所の敷地前面海域において実施した海上音波探査結果を独自の立場からチェックするため、念のため別途海上音波探査を実施した。

本評価書は、伊方発電所に係る地質・地質構造、基準地震動 Ss 及び中間報告において報告された施設の耐震安全性の評価について、合同 A サブグループ及び構造 A サブグループでの検討結果を踏まえ、当院としての評価結果を取りまとめたものである。なお、取りまとめにあたっては、必要に応じて伊方 3 号機に係る耐震バックチェック報告書による検討を加えている。

2. 主な経緯

伊方発電所の耐震バックチェック報告に係る主な経緯は、以下のとおりである。

- (1) 平成 1 8 年 9 月 1 9 日 原子力安全委員会が新耐震指針を決定。
- (2) 平成 1 8 年 9 月 2 0 日 当院はバックチェックルールを策定するとともに、各電力会社等に対して、稼働中及び建設中の発電用原子炉施設等について、耐震バックチェックの実施とそのための実施計画の作成を求める。
- (3) 平成 1 9 年 7 月 1 6 日 新潟県中越沖地震発生。当院は本地震を踏まえ、各電力会社等に対して耐震バックチェック実施計画の見直しを求める。
- (4) 平成 1 9 年 8 月 2 0 日 四国電力は当院に耐震バックチェックの実施計画の見直し結果を報告。
- (5) 平成 1 9 年 1 2 月 2 7 日 当院は「新潟県中越沖地震を踏まえた原子力発電所等の耐震バックチェックに反映すべき事項の中間とりまとめについて」(以下「中越沖地震を踏まえた反映事項の中間とりまとめ」という。) をとりまとめ、各電力会社等に対して、耐震バックチェックに反映するよう求める。
- (6) 平成 2 0 年 3 月 2 8 日 四国電力は当院に『伊方発電所「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」の改訂に伴う耐震安全性評価結果中間報告書』を提出 (平成 2 1 年 1 2 月 2 8 日 一部補正) 。
- (7) 平成 2 0 年 4 月 1 4 日 合同 A サブグループ会合を開催し、伊方発電所に係る地質調査結果、基準地震動 Ss の策定結果に係る妥当性確認を開始。平成 2 1 年 1 2 月 1 8 日までに、合計 3 3 回の合同 A サブグループ会合を開催し検討。
- (8) 平成 2 0 年 4 月 ~ 5 月 当院は、伊方発電所敷地前面海域の海上音波探査を実施。

- (9) 平成 2 0 年 5 月 1 3 日 構造 A サブグループ会合を開催し、伊方発電所 3 号機の主要な設備の評価結果に係る妥当性確認を開始。平成 2 1 年 1 2 月 1 7 日までに、合計 2 1 回のワーキンググループ会合を開催し検討。
- (1 0) 平成 2 0 年 9 月 4 日 当院は「新潟県中越沖地震を踏まえた原子力発電所等の耐震安全性評価に反映すべき事項について」(以下「中越沖地震を踏まえた反映事項」という。)をとりまとめ、各電力会社等に対して、耐震バックチェックに反映するように求める。
- (1 1) 平成 2 1 年 2 月 2 日 四国電力は当院に『伊方発電所 3 号機「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」の改訂に伴う耐震安全性評価結果報告書』を提出。
- (1 2) 平成 2 1 年 2 月 2 6 日 四国電力は、合同 A サブグループに「中越沖地震を踏まえた原子力発電所等の耐震安全性評価に反映すべき事項について」の検討結果を報告。
- (1 3) 平成 2 1 年 1 2 月 2 4 日 合同ワーキンググループ会合を開催し、伊方発電所に係る地質調査、基準地震動 Ss の策定についての合同 A サブグループの検討結果を審議。
- (1 4) 平成 2 1 年 1 2 月 2 4 日 構造ワーキンググループ会合を開催し、伊方発電所 3 号機の主要な施設の評価についての構造 A サブグループの検討結果を審議。

3．検討結果

3．1 耐震バックチェック中間報告に係る審議のポイント

当院は、耐震バックチェック中間報告について、あらかじめ審議のポイントを明確にし、各サブグループで検討することとした。なお、地質・地質構造及び基準地震動 Ss の審議のポイントについては、既に提出されている耐震バックチェック報告書の内容も踏まえて検討した。

伊方発電所に係る審議のポイントは以下のとおりである。

なお、敷地周辺の断層の位置及び評価長さを図 - 1 に示す。

(1) 地質・地質構造

1) 陸域及び海域

- ・敷地前面海域の断層群の活動性及び中央構造線断層帯(四国北西部) のセグメント区分

(2) 基準地震動 Ss

- 1)(1) 1) の活断層による地震の地震動評価(震源のモデル化を含む解析手法、パラメータの設定や不確かさの考慮について)
- 2) 海洋プレート内地震の想定と地震動評価(震源のモデル化を含む解析手法、パラメータの設定や不確かさの考慮について)
- 3) 基準地震動 Ss の策定結果

(3) 施設の耐震安全性評価 (3 号機)

1) 建物・構築物の評価

- ・原子炉建屋等の地震応答解析モデル

2) 機器・配管系の評価

- ・床応答スペクトル
- ・水平・鉛直方向地震力の組合せ方法
- ・地震応答解析手法及び応力評価手法

3.2 基準地震動 Ss の妥当性

(1) 敷地周辺の地質・地質構造の評価

四国電力は、基準地震動 Ss を策定するため、発電所敷地周辺の地質・地質構造に関する調査を実施している。当院は、四国電力による調査が十分に行われているかどうかについて、新耐震指針、活断層等に関する安全審査の手引き（平成20年6月20日、原子力安全委員会了承）（以下「手引き」という。）及びバックチェックルールに照らして確認した。その結果、四国電力による既存文献の調査、変動地形学的調査、地表地質調査、地球物理学的調査等については、敷地からの距離に応じて実施されており、その内容が新耐震指針等で要求されている事項を満足していることから、基本的に必要な調査は実施されていると判断した。

合同 A サブグループにおける検討内容及びその検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

1) 敷地前面海域の断層群（四国北西部の中央構造線断層帯）の評価

敷地前面海域の断層群の活動性及び傾斜角並びに四国北西部の中央構造線断層帯のセグメント区分に関する四国電力の調査結果及び評価は以下のとおりである。

敷地前面海域の断層群の活動性

四国電力は、敷地前面の伊予灘^{いよなだ}海域を対象に、既往文献^{(1)~(4)}の調査と海底地形調査、各種音源を用いた海上音波探査を行って、詳細な海底地形、さらには海底下浅部から深部に至る地質・地質構造について総合的に検討したとしている。

断層の分布については、敷地前面海域には中央構造線断層帯に属する断層群が概ね直線状に分布するが、詳細には、伊予市双海町串沖^{ふたみくし}で約 4km、伊方町伊方沖^{みさき}で約 1km、伊方町三崎沖で約 4km 右屈曲するとしている。断層の性状については、音波探査断面によると、いずれも後期更新世以降の地層に変位を与えており、横ずれ断層に特徴的な地溝や断層バルジが認められ、さらには断層分布域の南北で D 層（更新統相当層）上面の高度に顕著な標高差が認められないことから、横ずれ

の断層運動が推定されるとしている。

四国北西部の中央構造線断層帯のセグメント区分

四国電力は、敷地前面海域において海上音波探査及び屈折法地震探査を、また、四国北西部陸域において反射法地震探査等を行い、中央構造線断層帯の右屈曲部に対応する引張性ジョグに、第四紀堆積盆が存在するとしている。

また、四国北西部の中央構造線断層帯のセグメント区分については、既往文献^{(2)(4)~(11)}によるセグメント区分の整理を行うとともに、断層の屈曲、ステップ、分岐、他の断層との交差、第四紀堆積盆の存在、断層の変位センス、横ずれ変位速度等を総合的に検討したとしている。これらの検討結果から、四国北西部では重信、串沖、三崎沖の引張性ジョグ（長さはそれぞれ約 12km、約 13km、約 13km）を境界に、川上セグメント（長さは約 36km）、伊予セグメント（長さは約 23km）、敷地前面海域の断層群（長さは約 42km）及び豊予海峡セグメント（長さは約 23km）の4つの活動セグメントに区分しており、敷地前面海域の断層群については、伊方沖の引張性ジョグの規模が他のジョグに比べて小規模であること等を踏まえて伊方沖でセグメント区分せず、串沖及び三崎沖の大規模な引張性ジョグをセグメント境界としている。

敷地前面海域の断層群の地震動評価上の長さに関しては、他のセグメントとの連動を地震動評価上考慮することを前提とし、震源モデルの格子分割も踏まえた上で串沖及び三崎沖の引張性ジョグにおける断層トレースの分岐形状の接点間に相当する約 54km を評価している。

敷地前面海域の断層群の断層傾斜角

四国電力は、横ずれの卓越する敷地前面海域の断層群について、主に変動地形学的及び地震学的な観点から総合的に評価すれば、震源断層の傾斜はほぼ鉛直と評価できるとし、基本震源モデルの断層傾斜角として、鉛直（90°）を設定している。

一方、敷地前面海域においてエアガンによる反射法音波探査、屈折法地震探査、ヘリコプターによる重力測定を行い、これらの情報を基に重力逆解析を行った結果から、30~40°北へ傾斜している地質境界断層が確認されたとしている。この地球物理学的な観点からの検討結果等を踏まえ、地震動評価の際に想定する震源断層が地質境界断層と

一致して北へ傾斜している可能性が否定できないことから、30°北傾斜を震源モデルの断層傾斜角に係る不確かさの考慮に含めて地震動評価を実施するとしている。

四国北西部の中央構造線断層帯のセグメント区分を図 - 2 に示す。

合同 A サブグループでは、四国電力による地質・地質構造に係る調査結果を基に、四国北西部の中央構造線断層帯のセグメント区分及び敷地前面海域の断層群の断層傾斜角等について主に検討を行った。その検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

四国電力が行った敷地前面海域の断層群の評価に関しては、当院においても海上音波探査を行い、合同 A サブグループにおいて検討を加えた。その検討結果に基づき当院は、四国電力による敷地前面海域の断層群に関する調査結果は、当院の海上音波探査結果と整合的であり、妥当なものと判断した。

四国北西部の中央構造線断層帯のセグメント区分に関しては、敷地前面の伊方沖引張性ジョグ（右屈曲量約 1km）で区分しないで、屈曲量が大きい串沖引張性ジョグ（右屈曲量約 4km）及び三崎沖引張性ジョグ（右屈曲量約 4km）で区分することにより、地震動評価上、相対的に厳しくなる設定となっていること、陸域及び海域の地質・地質構造に係る調査結果を基に、既往文献^{(2)(4)~(11)}によるセグメント区分も踏まえた上で、四国北西部の中央構造線断層帯のセグメント区分を実施していることを確認した。

敷地前面海域の断層群の地震動評価上の長さに関しては、中央構造線断層帯のようにセグメントが連続している活断層帯における地震発生セグメントの連動性を踏まえ、他のセグメントとの連動を地震動評価上考慮することを前提に、震源モデルの格子分割も踏まえた上で串沖及び三崎沖の引張性ジョグにおける断層トレースの分岐形状の接点間に相当する約 54km を評価していることを確認した。

敷地前面海域の断層群の断層の傾斜角に関しては、敷地周辺の内陸地殻内地震の活動性が低く中小地震の震源の面的な配列が認められないことを踏まえ、変動地形学的、地震学的及び地球物理学的な観点から設定の妥当性について検討した。その検討結果に基づき当院は、変動地形学的及び地球物理学的な観点から、海上音波探査結果等により敷地前面海域の断層群の分布域において、横ずれ断層に特徴的な地溝や断層バルジが直線的に配列し断層を挟んで南北の D 層（更新統相当層）上面に顕著

な高度差が認められないこと、また、地震学的な観点から、四国中東部や南西部（宇和海の南方）では横ずれ型の内陸地殻内地震が発生しており、敷地周辺は横ずれが卓越する地域に属し断層群の東北東～西南西方向の走向に対して主圧力軸の方向がほぼ東西方向と推定されること、近年の国内外で発生した横ずれ断層による主な地震では、震源断層がいずれもほぼ鉛直か少なくとも高角の傾向にあることを確認し、これらの分析を基に、緩く傾斜する横ずれ断層よりむしろ鉛直（90°）の横ずれ断層を想定した方が合理的な解釈ができることを確認した。一方で、地球物理学的な観点から、反射法音波探査及び屈折法地震探査並びに重力逆解析の結果により地質境界断層が 30～40° で北に傾斜していると評価されること、この地質境界断層が震源断層と一致する可能性が否定できないことを確認した。これらの結果から、断層傾斜角は鉛直（90°）を基本としていること、30° 北傾斜も不確かさの考慮に含めて地震動評価を実施するとしていることを確認した。

以上のことから、当院は、敷地前面海域の断層群（四国北西部の中央構造線断層帯）の評価については妥当なものと判断した。

2）その他の断層の評価

四国電力は、敷地周辺の地質・地質構造の調査結果を基に、五反田断層や宇和海に認められる F-21 断層について評価したとしている。

五反田断層については、既往の文献⁽¹²⁾に約 2km の活断層として図示されており、それにほぼ相当する位置において河川や尾根のやや系統的な右屈曲が認められ、岩質の差を反映した浸食により形成された地形と推定されるが、リニアメントが短く断続的であり、リニアメント判読位置に後期更新世以降の活動性の評価に適した堆積層あるいは地形面が存在しないため、後期更新世以降の活動性を考慮するものとしている。そして、西方延長の海域における音波探査記録に断層が認められないことから、陸域でリニアメントが認められる約 2km の区間について、後期更新世以降の活動性を考慮するものとしている。

なお、宇和海側の地質層序については、D 層（更新統相当層）を D1 層～D4 層に細区分した上でプログラデーションパターンの分析及び広域的な海水準変動との対比に基づき D1 層を後期更新世の地層としている。

F-21 断層については、三瓶港南方から日振島北方沖合い約 8km に至る

約 18km の区間で後期更新世以降の活動が認められるとしている。また、全般に南落ち変位が優勢で、直線的な断層分布、さらには断層の走向と広域応力場の関係から横ずれの卓越する断層運動が推定されるとしている。

以上のことから、五反田断層については約 2km の区間を、F-21 断層については約 18km の区間を耐震設計上考慮すべき活断層としている。

合同 A サブグループでは、四国電力が宇和海で実施した海上音波探査結果等を基に、敷地との位置関係を踏まえ陸域の五反田断層の西方海域への連続性ならびに F-21 断層の評価のうち北東端及び南西端の評価の妥当性について主に検討した。その検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

宇和海側の地質層序については、^{かわのいし}川之石港の埋立地におけるボーリング調査から沖積層基底の深度が近傍の音波探査記録にみられる A 層基底と概ね一致すること、D 層中のプログラデーションパターンの分布域、深度と広域的な海水準変動の対比により D2 層（中期更新世の地層に相当）中のプログラデーションパターンは海水準が大きく低下して海岸線が沖合いへ移動していく M I S（海洋酸素同位体ステージ）7 ~ 6 の海退期に形成されたものであり、D1 層が後期更新世の地層と推定されることを確認した。

五反田断層の西方海域への連続性については、宇和海側の沿岸部及び敷地南方における海上音波探査結果により、断層延長部に断層が認められないことを確認した。

F-21 断層の南西端については、四国電力が南西端としている日振島北方の南北方向の測線における海上音波探査結果により、D2 層最下部以下に微小な撓みを与える高角度の断層が T 層（鮮新統 ~ 下部更新統）に認められるものの、D2 層下部より上位の地層には変形が認められないことを確認した。また、北東端については、四国電力が北東端としている大崎^{おおさき}鼻^{はな}北方から三瓶港にかけての海上音波探査の測線が断層の構造に斜交する方向であることから、さらに北方にある東西方向の測線における海上音波探査結果により、断層延長部に断層が認められないこと、また、東方延長陸域に既存文献⁽¹²⁾⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾による活断層の指摘はなく、空中写真判読によっても断層変位を示唆する地形は認められないこと、四国電力が北東端としている測線位置から当該測線と東西方向の測線の交点まで北東へ約 1km 延伸した結果として、耐震設計上考慮する長さを約 19km としたことを確認した。

以上のことから、当院は、その他の断層の評価として行われている五反田断層及び F-21 断層の評価については妥当なものと判断した。

(2) 地震動評価

新耐震指針では、基準地震動 S_s は、「敷地ごとに震源を特定して策定する地震動」及び「震源を特定せず策定する地震動」について、敷地の解放基盤表面における水平方向及び鉛直方向の地震動として策定することを要求している。

合同 A サブグループでは、四国電力による「敷地ごとに震源を特定して策定する地震動」及び「震源を特定せず策定する地震動」について、合同 A サブグループにおける敷地周辺の地質・地質構造に係る検討結果、新耐震指針、バックチェックルール、「中越沖地震を踏まえた反映事項の中間とりまとめ」及び「中越沖地震を踏まえた反映事項」を踏まえ検討を行った。

合同 A サブグループにおける検討内容及びその検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

1) 解放基盤表面の設定

四国電力は、敷地及び敷地近傍の地質について、文献調査、地表地質調査、屈折法地震探査等より、敷地近傍及び敷地下方には三波川^{さんぱがわ}変成岩類が広く分布するとともに、S 波速度 2.6km/s の堅固な岩盤が十分な拡がり^{さんぱがわ}と深さを持っているとし、敷地整地レベルである EL.+10m に解放基盤表面を設定している。

合同 A サブグループでは、解放基盤表面の設定の妥当性について、敷地及び敷地近傍の地質調査結果を踏まえて検討を行った。その検討結果に基づき当院は、敷地及び敷地近傍の地質調査結果から、敷地近傍には塩基性片岩を主体とする三波川変成岩類がほぼ一様に分布していること、試掘坑における弾性波探査結果から解放基盤表面の設定位置 (EL.+10m) の S 波速度が 2.6km/s であり、S 波速度 0.7km/s 以上の硬質地盤であることを確認するとともに、後述するように、観測記録による検討結果が

ら特異な増幅特性が確認されず、かつ特異な速度構造を有するものではないと評価されることから、解放基盤表面から深部の速度構造を地震動評価上ほぼ成層構造とみなして支障ないことを確認した。

以上のことから、解放基盤表面の設定は妥当なものと判断した。

2) 震源を特定して策定する地震動

検討用地震の選定

四国電力は、敷地周辺の地震の発生状況、活断層の分布状況等から、基準地震動 S_s の策定に際し、敷地周辺の地震発生様式として内陸地殻内地震、プレート間地震及び海洋プレート内地震を考慮し、それぞれの地震発生様式について過去の地震や活断層による地震等から検討用地震の候補となる地震を抽出している。検討用地震の選定に際しての敷地への影響は、候補となる地震のそれぞれについて、上記の3つの地震発生様式を考慮できる Zhao et al. (2006)⁽¹⁵⁾により評価した応答スペクトルを比較することにより検討している。敷地への影響を検討する際に想定する地震規模のうち、内陸地殻内地震については、断層長さから松田 (1975)⁽¹⁶⁾の関係式を用い気象庁マグニチュードを算定するとともに、気象庁マグニチュードからモーメントマグニチュード (Zhao et al. (2006)⁽¹⁵⁾が用いている地震規模に係るパラメータ) への変換は、武村 (1990, 1998)⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾による経験式及び Kanamori (1977)⁽¹⁹⁾による理論式を用いたとしている。なお、地表での評価長さの短い孤立した活断層 (F-21 断層) については、「中越沖地震を踏まえた反映事項の中間とりまとめ」を考慮し、M6.8の地震を想定としている。また、海洋プレート内地震については、カタログ間で地震諸元に相違があるものについて、最新の知見である高橋ほか(2008)⁽²⁰⁾・神田ほか(2008)⁽²¹⁾による海洋プレート内地震の特徴を考慮した再評価結果を含めカタログ間での比較検討を行い、敷地周辺で過去に発生した海洋プレート内地震の地震規模を再設定している。

敷地への影響の検討の結果、内陸地殻内地震については敷地前面海域の断層群による地震 (評価長さ約 54km、M7.7 を代表) を、海洋プレート内地震については 1649 年安芸・伊予の地震 (M6.9) を、プレート間地震については想定南海地震 (中央防災会議、M8.6) を検討用地震

として選定している。なお、内陸地殻内地震については、地震調査委員会(2003)⁽²²⁾により、敷地前面海域の断層群を含む中央構造線断層帯（長さ約 130km、約360km）の活動の可能性が示されていることを踏まえ、約 130km、約 360km の区間による地震についても、検討用地震である敷地前面海域の断層群による地震の地震動評価の際に不確かさとして考慮するか、または基準地震動 S_s の妥当性の検討に考慮するとしている。

合同 A サブグループでは、検討用地震の選定の妥当性について、敷地周辺の地震発生状況、活断層の分布状況を踏まえて検討を行った。その検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

内陸地殻内地震については、敷地前面海域の断層群による地震（敷地への影響評価は長さ約 54km、 $M7.7$ を代表として実施）と五反田断層や F-21 断層による地震など、敷地周辺の断層による地震の中から、敷地への影響が最も大きい敷地前面海域の断層群による地震を検討用地震として選定していること、地震調査委員会(2003)⁽²²⁾ を踏まえて中央構造線断層帯（長さ約 130km、約 360km）についても、敷地前面海域の断層群による地震の地震動評価の際に不確かさとして考慮するか、または基準地震動 S_s の妥当性の検討に考慮するとしたことを確認した。

海洋プレート内地震については、敷地周辺で過去に発生した地震のうち、カタログ間で地震諸元に相違があるものについて、高橋ほか(2008)⁽²⁰⁾・神田ほか(2008)⁽²¹⁾による再評価結果を踏まえた上で、敷地への影響が最も大きい 1649 年安芸・伊予の地震 ($M6.9$) を検討用地震として選定していることを確認した。

プレート間地震については、南海トラフ沿いのプレート間地震及び日向灘のプレート間地震の中から、応答スペクトルの全周期帯において敷地への影響が最も大きい想定南海地震（中央防災会議、 $M8.6$ ）を検討用地震として選定していることを確認した。

以上のことから、内陸地殻内地震、海洋プレート内地震及びプレート間地震についての検討用地震の選定は妥当なものと判断した。

内陸地殻内地震

(a) 敷地前面海域の断層群による地震の震源モデル

基準地震動 Ss の設定に当たっては、検討用地震について基本震源モデルを設定するとともに、震源パラメータの不確かさを考慮した震源モデルを設定する必要がある。

四国電力は、敷地前面海域の断層群による地震について、基本震源モデル及び不確かさを考慮した震源モデルを設定して敷地における地震動の評価を行っている。

震源モデルの設定に当たって、地震発生層については、気象庁カタログを用いた微小地震分布による検討、地震調査委員会（2003）⁽²²⁾による知見等から深さを 2km～15km、厚さを 13km と設定している。

基本震源モデルについては、変動地形学的、地震学的及び地球物理学的な観点からの検討により傾斜角を 90° とし、地震調査委員会の強震動予測レシピにより、断層パラメータを設定している。具体的には、アスペリティの応力降下量について、断層面積から入倉・三宅（2001）⁽²³⁾により地震モーメントを算定し、楕円クラック式により断層全体の応力降下量を設定した上で、断層面積に対するアスペリティの面積比率により、11.8MPa と算定している。また、アスペリティの位置のうち、平面的な位置については地質調査結果を基に地表のトレースから判断して変位の大きいところと推定されるジョグとジョグの間とし、深さ方向の位置については不確かさを予め考慮し断層上端と設定している。破壊開始点については、断層下部の東端、中央、西端の 3 箇所と設定している。

不確かさを考慮した震源モデルについては、基本震源モデルのアスペリティの応力降下量を 1.5 倍とした不確かさ考慮ケース、地質境界断層が震源断層と一致する可能性を否定できないことから考慮した北傾斜 30° とした不確かさ考慮ケース、地震動評価上の断層長さの不確かさを考慮し断層長さを約 69km とした不確かさ考慮ケース、敷地前面海域の断層群を含む約 130km の区間が連動する可能性を考慮した不確かさ考慮ケース 及び 90° 傾斜の横ずれ断層の傾斜のばらつきを考慮し南傾斜 80° とした不確かさ考慮ケース の 5 つのケースを実施している。

なお、不確かさ考慮ケース については、断層長さが約 130km と

長大であり、断層長さから地震規模を算定する松田（1975）⁽¹⁶⁾の関係式の適用性等を踏まえ、応答スペクトルに基づく地震動評価を実施せず、断層モデルを用いた手法による地震動評価で代表させることとしている。

敷地前面海域の断層群の基本震源モデル及び不確かさを考慮した震源モデルのパラメータを表 - 1 及び表 - 2 に、基本震源モデル及び不確かさを考慮した震源モデルを図 - 3 に示す。

合同 A サブグループでは、四国電力が設定した敷地前面海域の断層群による地震の震源モデルの妥当性について検討を行った。その検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

敷地前面海域の断層群による地震を想定する際の地震発生層の上限深さについては、気象庁カタログ（1997年10月～2007年7月）⁽²⁴⁾を用いた内陸地殻内の微小地震分布による検討や、敷地前面海域の断層群の断層トレース下方において断層が収斂し三波川変成岩類と領家花こう岩類^{りょうけ}が会合する深さから、安全評価上、深さを2kmと浅く設定していること、同下限深さについては、中央構造線断層帯における地震発生層下限深さに係る地震調査委員会等の知見から深さを15kmと設定し、地震波トモグラフィーの結果及びキュリー点深度の知見と整合的であること、これらの結果から、地震発生層の厚さを13kmと設定していることを確認した。

基本震源モデルのパラメータのうち断層長さについては、中央構造線断層帯のようにセグメントが連続している活断層帯における地震発生セグメントの連動性を踏まえて約54kmと設定していること、断層の傾斜については、敷地周辺の内陸地殻内地震の活動性が低く中小地震の震源の面的な配列が認められないことを踏まえ、変動地形学的、地震学的及び地球物理学的な観点から総合的に検討した結果として、傾斜角として90°を設定していることを確認した。また、地震規模については、応答スペクトルに基づく地震動評価において断層長さから松田（1975）⁽¹⁶⁾の関係式を基に設定していること、断層モデルを用いた手法による地震動評価において断層面積と地震モーメントの関係をもとに設定していること、アスペリティの位置については基本方針として地質調査の結果に基づき引張性ジョグ以外の区間に設定していること、その他のパラメータについては地震調査委員会(2005)等⁽²⁵⁾⁽²⁶⁾を参考に設定しており、その内、応力降下量

については、中央構造線断層帯の評価において、長さ 100km を超えるような長いセグメントについては無限長クラックの式を適用し、それ以外のセグメントは長さが約 33～69km と中間的なものであるため、断層面の形状に応じた評価が可能な楕円クラック式を採用していることを確認した。

不確かさを考慮した震源モデルのパラメータのうち断層長さについては、基本震源モデルの断層長さとして設定した約 54km を超えて断層の破壊が伝播する場合には、隣り合うセグメントとの連動を想定するが、仮にジョグの全長を震源断層に含めた長さである約 69km を不確かさとして考慮し、ジョグ区間の下方に震源モデルの背景領域を設定していること、断層の傾斜については、地球物理学的な観点から 30～40° 北傾斜と評価されている地質境界断層が震源断層と一致する可能性を否定できないことから、30° 北傾斜も不確かさの考慮に含めて検討していること、また、横ずれが卓越する主要な地震の震源断層の傾斜角に若干のばらつきがあることや敷地前面海域の断層群の分布域の地質調査結果等を踏まえ、基本震源モデルの傾斜角 90° に対する不確かさの考慮として安全評価上、敷地の方向に傾け、南傾斜 80° を想定していることを確認した。

新潟県中越沖地震の震源断層の応力降下量が 1.5 倍程度大きかったことを踏まえた対応については、アスペリティの応力降下量の不確かさとして基本震源モデルのアスペリティの応力降下量の 1.5 倍を考慮し 17.7MPa としていることを確認した。

なお、敷地前面海域の断層群を含む約 130km（四国西部）の区間の連動を考慮する際の地震モーメントの算定については、断層の分布形態（分岐、屈曲や配列などの形態やその程度）や変位センスに関する四国中東部と四国西部の違いなどを踏まえ、カスケードモデルの考え方を適用していることを確認した。

以上のことから、当院は、敷地前面海域の断層群の基本震源モデルの設定及び不確かさを考慮した震源モデルの設定については妥当なものと判断した。

(b) 応答スペクトルによる手法に基づく地震動評価

基準地震動 S_s の設定に当たっては、応答スペクトルによる手法（以下「応答スペクトル手法」という。）に基づいて地震動の評価を行う必要がある。

四国電力は、解放基盤表面における水平及び鉛直方向の地震動評価ができること、震源の広がりを考慮できること及び地震観測記録を用いて諸特性（地域特性等）を考慮できることから、Noda et al. (2002)⁽²⁷⁾ による距離減衰式（以下「耐専式」という。）を検討用地震の地震動評価に用いる手法として選定している。耐専式の適用に際しては、敷地前面海域の断層群による地震規模と当該震源から敷地までの距離等が耐専式のデータベースに適合する範囲内であるかについて地震動評価ケースごとに検討した上で、他の距離減衰式との比較により適用性を検証し、その結果、不確かさ考慮ケース（断層長さ：約 54km、断層傾斜角：北傾斜 30°）のみに耐専式を適用している。また、敷地では内陸地殻内地震の観測記録が得られていないが、Noda et al. (2002)⁽²⁷⁾ による内陸地殻内地震の補正による低減を考慮した方が、他の距離減衰式による評価結果と整合すること等から、耐専式の適用に際して内陸地殻内地震の補正による低減を考慮するとしている。一方で、不確かさ考慮ケース（断層長さ：約 54km、断層傾斜角：90°、応力降下量：1.5 倍）については、耐専式及びその他の距離減衰式に応力降下量のパラメータが考慮できないことから断層モデルを用いた手法による評価結果を参考とすることとし、基本ケース（断層長さ：約 54km、断層傾斜角：90°）、不確かさ考慮ケース（断層長さ：約 69km、断層傾斜角：90°）及び不確かさ考慮ケース（断層長さ：約 54km、断層傾斜角：南傾斜 80°）については、耐専式が適用できないことからその他の距離減衰式を採用して水平方向の地震動を評価することとしている。

合同 A サブグループでは、四国電力が実施した応答スペクトル手法に基づく地震動評価の妥当性について検討を行った。その検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

検討用地震の地震動評価を行うための応答スペクトル手法としては、解放基盤表面における水平及び鉛直方向の地震動評価ができる等の複数の条件を満たすことから耐専式を選定していること、応答

スペクトル手法に基づく地震動評価の流れとしては、敷地前面海域の断層群の基本震源モデル及び不確かさを考慮した震源モデルのケースごとの評価条件（地震規模と当該震源から敷地までの等価震源距離等）が耐専式のデータベースに適合する範囲が検討するとともに、国内外の地震を含むデータベースを基にした既往の応答スペクトル手法による評価結果等と耐専式による評価結果を比較して、内陸地殻内地震の補正による低減を含めた耐専式の適用性を検証していること、その結果として、敷地前面海域の断層群の基本震源モデル及び不確かさを考慮した震源モデルのケースごとに適切に応答スペクトル手法を選定するとともに、必要に応じて断層モデルを用いた手法による評価が参考とされていること、その他の距離減衰式の適用性についても耐専式の適用性に係るプロセスと同様の検討を実施していることを確認した。

以上のことから、当院は、敷地前面海域の断層群の応答スペクトル手法に基づく地震動評価については妥当なものと判断した。

(c) 断層モデルを用いた手法による地震動評価

基準地震動 S_s の設定に当たっては、断層モデルを用いた手法による地震動評価を行う必要がある。

四国電力は、敷地前面海域の断層群の震源モデルをもとに断層モデルを用いた手法による地震動評価を実施している。

敷地前面海域の断層群の断層モデルを用いた手法による地震動の評価に際しては、敷地で得られた地震観測記録を要素地震とした経験的グリーン関数法を用いており、さらに、理論的手法によりやや長周期側の周期帯における経験的グリーン関数法による評価結果の妥当性を検証するとともに、必要に応じて経験的グリーン関数法及び理論的手法を用いたハイブリッド合成法による評価結果を基準地震動 S_s の設定に反映したとしている。

経験的グリーン関数法の要素地震については、敷地で得られた地震観測記録の中から、伝播特性や長周期信頼度の観点から検討を実施した上で、2001年3月26日の^{あき}安芸灘の地震を選定したとしている。選定の適切性については、敷地近傍の Kik-net における観

測記録との比較により、選定した要素地震と同様の特性が敷地近傍の観測記録にも見られることを確認したとしている。

また、理論的手法を適用する際に用いた地下構造モデルは、主に地質調査結果を参照して比較的浅部を設定し、それ以深は Kakehi (2004)⁽²⁸⁾を参照して設定したとしている。

理論的手法を適用する際に用いた地下構造モデルを表 - 3 に示す。

合同 A サブグループでは、四国電力が実施した断層モデルを用いた手法による地震動評価の妥当性について検討を行った。その検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

経験的グリーン関数法の要素地震については、中央構造線断層帯で想定している地震とは破壊メカニズム、震源の深さが異なり、震源の位置が敷地や想定している地震の震源域からも離れていることを確認するとともに、当該要素地震を用いた経験的グリーン関数法による評価結果については、その特徴（NS 方向の 0.1 秒より短周期側では振幅値が大きめであるが、0.1 秒から長周期側では振幅値が小さめであること）から要素地震の周波数特性の影響を受けていることを推測した。合同 A サブグループでは、これらの結果より、経験的グリーン関数法の要素地震の震源特性、伝播特性が適切ではない可能性があることから、経験的グリーン関数法と統計的グリーン関数法それぞれの長所、適用範囲等を地震学的な観点から総合的に判断して、本案件において適切と考えられる統計的グリーン関数法による評価を求めた。そして、当院は、四国電力が実施した評価において、統計的グリーン関数の作成方法として実績のある方法が適用されるとともに、敷地で得られている地震観測記録との比較・検証により統計的グリーン関数の作成に用いたパラメータが支障ないものであること、前述の経験的グリーン関数法による評価結果に現れていた特徴が統計的グリーン関数法による評価結果には見られないことを確認した。さらに、これらの検討結果を踏まえた四国電力の対応として、敷地前面海域の断層群の断層モデルを用いた手法による地震動評価において、当初から適用していた経験的グリーン関数法に加え、地震学的な観点から本案件において適切と考えられる統計的グリーン関数法を適用していること、それぞれの評価結果から最も厳しいケースを基準地震動 S_s の候補として選定した上で、長周期帯について波数積分法を用いて理論地震動を評価し、それぞれ

の候補の地震動とハイブリッド合成して、それらの結果から必要に応じて基準地震動 S_s を策定する方針としていることを確認した。

なお、四国電力は、統計的グリーン関数法による地震動評価を追加的に実施する際に、経験的グリーン関数法による地震動評価結果を参照して敷地に与える影響が大きいと判断される主要 4 ケース（基本ケース、不確かさ考慮ケース ～ ）を選定しているが、それ以外のケース（不確かさ考慮ケース 、不確かさ考慮ケース 及び念のための検討ケース等）の評価について、今後の本報告書の補正において対応することとしている。

また、理論的手法に適用した地下構造モデルのうち密度の設定については、深さ方向に大きさが逆転していることから、数値的に密度の逆転を解消したモデルを設定して、地震動に与える影響について検討した。その結果、密度設定の変更前後における最大速度評価の結果の比較から、それらの差が $\pm 2\%$ 程度の範囲に収まり、密度を変える影響が小さいことを確認した。また、浅部の Q 値が低い値になっているとの指摘があったことから、地下構造モデルで設定した Q 値（50）を用いた 2001 年芸予地震のシミュレーション解析を実施し、その結果と観測記録とを比較することにより Q 値の設定の妥当性について検討した。その結果、シミュレーション解析結果と観測記録がほぼ整合することを確認した。また、 Q 値を大きくしたケース（50 ～ 190）について、長周期理論地震動の解析を実施し、 Q 値の変更前後における解析結果の比較から、速度の時刻歴波形及び応答スペクトルとも現行の地盤モデルと比較しても変化が見られないことを確認するとともに、理論的手法による評価結果を用いてハイブリッド合成する際の接続周期より長周期側では安全上重要な施設の固有周期が基本的に無いことを踏まえて、浅部の Q 値の大小が基準地震動 S_s の策定に影響しないことを確認した。

さらに、合同 A サブグループでは、新潟県中越沖地震を踏まえ、伊方発電所の地下構造が地震動評価に与える影響の有無について、敷地及び敷地近傍の地質調査結果並びに地震観測記録を基にした分析結果を踏まえて検討を行った。その検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

敷地及び敷地近傍の地質・地質構造については、地質調査結果から敷地近傍には塩基性片岩を主体とする三波川変成岩類がほぼ一様に分布していること、敷地における地下構造については、解放基盤表面の設定位置の S 波速度が 2.6km/s 、解放基盤表面から 200m ほど

の位置で S 波速度が 2.8km/s、地震基盤としている地下 2km の位置における S 波速度が 3.5km/s とされており、解放基盤表面から地震基盤への深さ方向の変化が緩やかであることを把握した。

敷地の地下構造が地震動の増幅特性に及ぼす影響については、伊方発電所における地震観測記録のうち、敷地から 100km を超えるが耐専式と比較可能な比較的規模の大きい内陸地殻内地震や、敷地から 100km 以内の内陸地殻内の小地震を用いて、地震波の到来方向により増幅特性の差異の有無について検討した結果から、到来方向による増幅特性について周期ごとに顕著な差が見られないことを確認した。

したがって、当院は、現状で得られている情報から伊方発電所の地下構造が地震動評価に与える影響は小さいと評価することで支障はないものと判断した。

以上のことから、当院は、敷地前面海域の断層群の断層モデルを用いた手法による地震動評価については妥当なものと判断した。

海洋プレート内地震

(a) 想定スラブ内地震の震源モデル

四国電力は、1649 年安芸・伊予の地震 (M6.9) を検討用地震として選定した上で、安全評価上の観点から地震規模及び地震発生位置の不確かさを予め考慮して震源モデルを設定し、敷地における地震動の評価を行っている。

震源モデルの設定に当たっては、敷地周辺での海洋プレート内地震の最新知見から既往最大の規模を M7.0 とし、さらに敷地下方の海洋プレート内で地震が発生するものとして、想定スラブ内地震 (M7.0) の震源モデルを設定している。また、深さは敷地周辺のフィリピン海プレートの沈み込み形状を参考に設定し、断層面の形状とアスペリティ位置については、2001 年芸予地震の震源断層モデル (Yagi and Kikuchi, 2001)⁽²⁹⁾ を参考に設定しており、その他のパラメータは地震調査委員会 (2005) 等⁽²⁵⁾⁽²⁶⁾ を参考に設定している。

想定スラブ内地震の震源モデルの主なパラメータを表 - 4 に、震

源モデルを図 - 4 に示す。

合同 A サブグループでは、四国電力が設定した想定スラブ内地震の震源モデルの妥当性について検討を行った。その検討結果に基づき当院は、不確かさを考慮した震源モデルのパラメータについて、地震規模として敷地周辺の海洋プレート内地震の再評価による既往最大を設定していること、発生位置として安全評価上の観点から敷地下方のフィリピン海プレート内に設定していること、その他のパラメータとして地震調査委員会(2005)等⁽²⁵⁾⁽²⁶⁾を参考に設定していることを確認した。

以上のことから、当院は、想定スラブ内地震の震源モデルの設定については妥当なものと判断した。

(b) 応答スペクトルによる手法に基づく地震動評価

四国電力は、想定スラブ内地震の応答スペクトル手法として、耐専式を用いて地震動の評価を行っており、海洋プレート内地震の震源特性を考慮するため、海洋プレート内で発生した地震の観測記録から求められた解放基盤表面の応答スペクトルと耐専式による応答スペクトルの比率をサイト補正係数として、想定スラブ内地震の震源モデルから耐専式により求められる応答スペクトルを補正し、地震動を評価している。

合同 A サブグループでは、四国電力が実施した応答スペクトル手法に基づく地震動評価の妥当性について検討を行った。その検討結果に基づき当院は、応答スペクトル手法として耐専式を用いて地震動の評価を行っていること、また、海洋プレート内地震の震源特性を考慮するため、海洋プレート内で発生した地震の観測記録を基に耐専式による応答スペクトルを補正し地震動を評価していることを確認した。

以上のことから、当院は、想定スラブ内地震の応答スペクトル手法に基づく地震動評価については妥当なものと判断した。

(c) 断層モデルを用いた手法による地震動評価

四国電力は、想定スラブ内地震の震源モデルをもとに断層モデルを用いた手法により敷地における地震動を評価している。

断層モデルを用いた手法による地震動の評価に際しては、敷地で得られた地震観測記録を要素地震とした経験的グリーン関数法を用いており、さらに、理論的手法によりやや長周期の周期帯における経験的グリーン関数法による評価結果の妥当性を検証している。

経験的グリーン関数法の要素地震については、敷地で得られた地震観測記録の中から、2001年3月26日の安芸灘の地震を採用したとしている。

合同Aサブグループでは、四国電力が実施した断層モデルを用いた手法による地震動評価の妥当性について検討を行った。その検討結果に基づき当院は、断層モデルを用いた手法による評価に際して、想定する地震と同様の破壊メカニズムを有する海洋プレート内地震の敷地における地震観測記録を要素地震とした経験的グリーン関数法による地震動評価を実施し、震源の特性及び敷地における増幅特性を考慮していることを確認した。また、地震発生位置に関して、ディレクティビティを考慮すると、震源を敷地の下方に設定するよりも厳しくなるケースがあるか把握するため、断層面を敷地の下方に配置した場合の最大速度分布を理論計算して最大速度が現れる地点の検討を行った。その結果、最大速度が敷地の東方に現れることを把握するとともに、この地点が敷地に一致するように断層面を西方に水平移動させて、敷地での地震動を推定した結果から、スラブの傾斜を勘案すると短周期側では、敷地下方に断層を設置した方が、より厳しい評価になっていることなどから、上記のように断層面を西方に水平移動させても、基準地震動 S_s の評価に影響を与えるものではないことを確認した。

以上のことから、当院は、想定スラブ内地震の断層モデルを用いた手法による地震動評価については妥当なものと判断した。

その他

四国電力は、検討用地震として選定した地震のうちプレート間地震については、想定南海地震（中央防災会議、M8.6）を基本震源モデルとし、不確かさの考慮については、中央防災会議(2003)⁽³⁰⁾の震源モデルが過去最大規模の宝永地震(M8.6)や安政南海地震の各地の震度分布を再現できるモデルであることから、同モデルを採用することで震源規模及び震源要素の不確かさは予め基本震源モデルに考慮されているとしている。応答スペクトルに基づく地震動評価については、地震規模が Noda et al. (2002)⁽²⁷⁾の適用範囲外であるとして参考として示している。また、断層モデルを用いた手法による地震動評価については、敷地で得られた地震観測記録を要素地震とした経験的グリーン関数法を用いており、さらに、理論的手法によりやや長周期側の周期帯における経験的グリーン関数法による評価結果の妥当性を検証している。

経験的グリーン関数法の要素地震については、敷地で得られた地震観測記録の中から、1985年5月13日の愛媛県南予の地震を採用したとしている。

合同Aサブグループでは、四国電力が実施したプレート間地震の地震動評価の妥当性について検討を行った。その検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

基本震源モデルについては、敷地への影響を勘案の上、予め不確かさを考慮したものとして、中央防災会議の震源モデルを基に設定していること、断層モデルを用いた手法による地震動評価として、想定する地震の震源域付近で発生したプレート境界付近の地震の敷地における地震観測記録を要素地震とした経験的グリーン関数法を適用し、敷地までの伝播特性及び敷地における増幅特性を考慮していることを確認した。また、経験的グリーン関数法の要素地震の破壊メカニズムが、想定しているプレート間地震のそれと異なることから、念のため、統計的グリーン関数法を用いたハイブリッド合成法による地震動評価を実施し、経験的グリーン関数法を用いたハイブリッド合成法による評価結果との比較から、周期0.2秒より長周期では統計的グリーン関数法が大きめ、周期0.2秒より短周期では、NS方向、EW方向の双方の地震動レベルを総合的に見るとほぼ同等のレベルとなっていることを確認した。なお、これらの要因として経験的グリーン関数法の要素地震の周波数特性が考えられるが、敷地への影響が敷地前面海域の断層群

による地震よりも明らかに小さいことから、基準地震動 S_s の策定に影響しないことを確認した。

以上のことから、当院は、プレート間地震の地震動評価の評価内容については妥当なものと判断した。

3) 震源を特定せず策定する地震動

震源を特定せず策定する地震動については、震源と活断層を関連付けることが困難な過去の内陸地殻内の地震について得られた震源近傍における硬質岩盤の地震観測記録を収集し、これらを基に策定することが要求される。

四国電力は、敷地周辺の地震発生層から震源と活断層とを関連付けることが困難な地震の最大規模については、地震発生層を飽和する震源断層による地震の地震規模であると考え、地震発生層の上端から下端まで広がる断層幅及びそれに等しい断層長さをもつ震源断層を設定した場合、敷地周辺における震源を事前に特定できない地震の最大規模は、加藤ほか(2004)⁽³¹⁾が提案する際に基づいた地震規模と同程度以下と推定されるため、敷地の地盤物性を考慮し、加藤ほか(2004)⁽³¹⁾が提案した地震基盤(S 波速度 2.2km/s)における地震動レベルを「震源を特定せず策定する地震動」として設定している。なお、敷地近傍の地震発生層については、前述の敷地前面海域の断層群による地震を想定する際と同様に深さを $2\text{km} \sim 15\text{km}$ 、厚さを 13km としているが、その上限深さについては、気象庁カタログ(1997年10月～2007年7月)⁽²⁴⁾を用いた敷地を中心とした約 $18\text{km} \times$ 約 22km の範囲の内陸地殻内の微小地震分布による検討から深さ 5km 程度と深い可能性も考えられるが、 P 波速度 6km/s 相当の速度層の深さや敷地前面海域の断層群による地震を想定する際の地震発生層の上限深さの設定との整合性を考慮して、安全評価上、深さ 2km と浅く設定している。

さらに、「震源を特定せず策定する地震動」について、独立行政法人原子力安全基盤機構(2005)⁽³²⁾による中国・四国地域における震源を特定しにくい地震動の一樣ハザードスペクトルと比較した結果、1年間にそれを超える地震動が発生する確率(以下、「年超過確率」という。)は $10^{-5} \sim 10^{-6}$ 程度であるとしている。また、原子力学会標準(2007)⁽³³⁾に基づ

いて算定した領域震源の一様ハザードスペクトルと比較した結果、その年超過確率は $10^{-5} \sim 10^{-6}$ 程度であることを確認したとしている。

合同 A サブグループの検討結果に基づき当院は、地震調査研究推進本部(2009)による敷地を含む領域の「陸域の震源断層を予め特定しにくい地震」の最大マグニチュードは M7.0 (1789 年阿波の地震：四国東部で発生)とされているが、震源の決定精度、海洋プレートに関する地震の可能性及び四国東部と西部の地震発生層の下限深さの違い等も考慮すると、敷地を含む地体構造区分において震源と活断層とを関連付けることが困難な地震の最大規模は M6.8 程度としていること、地震発生層(厚さ 13km)から推定される地震の規模は、敷地が横ずれ断層の卓越する地域に属することから断層傾斜が鉛直か少なくとも高角であることを考慮し傾斜角 $90^{\circ} \sim 60^{\circ}$ とした場合、M6.4 ~ M6.6 程度であることを確認した。加藤ほか(2004)⁽³¹⁾においては、これらと同等の規模の地震をスペクトル設定時の検討対象に加えていることから、加藤ほか(2004)⁽³¹⁾が提案した地震基盤相当の岩盤上における地震動レベルを「震源を特定せず策定する地震動」として設定していることは妥当なものと判断した。

4) 基準地震動 Ss の策定

基準地震動 Ss

四国電力は、検討用地震について不確かさを考慮した応答スペクトル手法に基づく地震動及び断層モデルを用いた手法による地震動をもとに、基準地震動 Ss を策定している。

基準地震動 Ss-1 については、「震源を特定して策定する地震動」の応答スペクトル手法に基づく地震動評価結果等を包絡させて、水平方向の設計用応答スペクトル Ss-1H と鉛直方向の設計用応答スペクトル Ss-1V として設定している。

基準地震動 Ss-2 については、施設に与える影響を踏まえた工学的な観点から地震動の周波数特性、位相特性等を考慮して、内陸地殻内地震、プレート間地震及び海洋プレート内地震の断層モデルを用いた手法による地震動評価結果の応答スペクトルのうち、水平方向の「基準地震動 Ss-1」を短周期側で超えるもの(経験的グリーン関数を用いたハイブリッド合成法 不確かさ考慮ケース：敷地前面海域の断層群

による地震、北傾斜 30°、西下端に破壊開始点)を、NS 方向、EW 方向、UD 方向について、それぞれ Ss-2NS、Ss-2EW、Ss-2UD として設定している。なお、敷地への影響の大きな内陸地殻内地震については、断層モデルを用いた手法による地震動評価において、経験的グリーン関数法及び統計的グリーン関数法の双方を適用した評価を実施し、双方とも不確かさ考慮ケース（地震、傾斜、破壊開始点は上記と同じ）の評価結果を基準地震動 Ss-2 の候補として選定している。さらに、それらと長周期理論地震動をハイブリッド合成した結果を比較し、経験的グリーン関数を用いた結果が、統計的グリーン関数を用いた結果よりも、安全性評価の対象となる施設の固有周期が集中する 0.05～0.1 秒の周期帯における応答スペクトルの振幅値が大きく、安全性評価の対象とする施設に対して、より厳しい評価となるように、経験的グリーン関数を用いたハイブリッド合成法による評価結果を基準地震動 Ss-2 の候補として優先したとしている。

また、3)において、「震源を特定せず策定する地震動」として設定した地震動は、「震源を特定して策定する地震動」から求められた基準地震動 Ss-1H 及び Ss-1V の設計用応答スペクトルを全ての周期帯において下回っているため、「震源を特定せず策定する地震動」については、基準地震動 Ss-1 で代表させるとしている。

なお、中央構造線断層帯の約 360km による地震の震源モデルにカスケードモデルを適用したケース及び四国北西部の中央構造線断層帯の約 130km による地震の震源モデルにスケーリングモデルを適用したケースについて、断層モデルを用いた手法による地震動評価を実施し敷地に及ぼす影響を確認したところ、基準地震動 Ss-1 に包絡され、また、基準地震動 Ss-2 を概ね下回るとしている。

応答スペクトル手法に基づく地震動の評価結果、断層モデルを用いた手法による地震動の評価結果及び基準地震動 Ss の応答スペクトルを図 - 5、基準地震動 Ss の応答スペクトル、基準地震動 Ss の加速度時刻歴波形をそれぞれ図 - 6、図 - 7 に示す。

合同 A サブグループでは、四国電力による基準地震動 Ss の設計用応答スペクトルの設定及び断層モデルを用いた手法による地震動を基にした基準地震動 Ss の選定の妥当性について検討した。その検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

基準地震動 Ss-1 の設計用応答スペクトルについては、「震源を特定

して策定する地震動」の応答スペクトル手法に基づく地震動の評価結果を包絡させて設定していること、基準地震動 Ss-2 については、「震源を特定して策定する地震動」の断層モデルを用いた手法による地震動の評価結果のうち、基準地震動 Ss-1 の設計用応答スペクトルを短周期側で超え、安全性評価の対象とする施設に対して、より厳しい評価となると考えられる地震動を採用していること、また、「震源を特定せず策定する地震動」については、基準地震動 Ss-1H (水平方向) 及び Ss-1V (鉛直方向) の設計用応答スペクトルを下回っていることから基準地震動 Ss-1 で代表させていることを確認した。

また、四国北西部の中央構造線断層帯の約 130km による地震の震源モデルについてカスケードモデルを適用したケースとスケーリングモデルを適用したケースで評価結果の差が比較的小さいことから、評価結果のより詳細な分析を実施するとともにカスケードモデルとスケーリングモデルの震源パラメータ等の違いについて検討した。その結果、約 130km の断層帯を構成する、敷地前面海域の断層群、伊予、川上の 3 つの地震活動セグメントのそれぞれにおいて生起する地震動を分離して比較すると、敷地前面海域の断層群において生起する地震動が明らかに支配的であること、カスケードモデルとスケーリングモデルの双方における敷地前面海域の震源モデルのアスペリティの応力降下量を比較すると、スケーリングモデルの方が 1 ～ 2 割ほど大きく、評価結果の差の程度と整合的であること、スケーリングモデルにおけるアスペリティの応力降下量については、地震調査委員会の強震動予測レシビが長大断層についてアスペリティ面積比 22% とし Fujii and Matsu'ura(2000)を組み合わせた手法を提案していることを踏まえた上で、短周期レベルが壇・他(2001)⁽³⁴⁾に等しくなるよう 34% に設定し算定していることを確認した。

さらに、文部科学省地震調査研究推進本部(以下「地震本部」という。)が平成 21 年 7 月 21 日に公表した「全国地震動予測地図」において、伊方発電所の敷地前面海域の断層群を含む中央構造線断層帯の強震動評価を実施していることを踏まえ、説明性向上の観点から四国電力が断層モデルを用いた手法により評価した地震動と地震本部による評価との関係を確認した。その結果、四国北西部の約 130km 連動ケースについて、「全国地震動予測地図」による伊方発電所に相当する地点の工学的基盤(S 波速度 0.6km/s)における評価結果と、四国電力による敷地の解放基盤表面(S 波速度 2.6km/s)における評価結果(カスケードモデルを適用したケース及びスケーリングモデルを適用したケー

ス)とを比較すると、両者がほぼ同等であること、ただし、比較する際の地盤条件が異なることから、参考としてインピーダンス比による補正を実施し比較すると、四国電力による評価結果が0.1秒より短周期において応答スペクトルの振幅値で約1.5倍程度大きいことを確認するとともに、これらの比較結果から、地盤条件の設定に係わらず地震本部による評価結果が基準地震動 Ss の策定に影響しないことを確認した。

以上のことから、当院は、「震源を特定して策定する地震動」による基準地震動 Ss として、応答スペクトル手法に基づく地震動評価結果を包絡させて基準地震動 Ss-1 を、断層モデルを用いた手法による地震動評価のうち基準地震動 Ss-1 の設計用応答スペクトルを一部の周期帯で超える基準地震動 Ss-2 を設定していることは、妥当なものと判断した。また、「震源を特定せず策定する地震動」について、基準地震動 Ss-1 の水平方向及び鉛直方向の設計用応答スペクトルを全周期帯において下回ることから基準地震動 Ss-1 で代表させていることは、妥当なものと判断した。

基準地震動 Ss の模擬地震波

四国電力は、基準地震動 Ss-1 の模擬地震波として、基準地震動 Ss-1 の設計用応答スペクトルをもとに振幅包絡線の経時的変化を Noda et al. (2002)⁽²⁷⁾ の文献に基づく形状とし、乱数位相をもつ正弦波の重ね合わせにより作成したとしている。その結果、模擬地震波の設計用応答スペクトルに対する適合性は、応答スペクトル比の最小値が0.85以上かつ応答スペクトル強さ(0.1秒から2.5秒)の比が1以上とした条件を満たすとしている。

合同 A サブグループでは、四国電力による基準地震動 Ss の模擬地震波の作成方法の妥当性について検討を行った。その検討結果に基づき当院は、振幅包絡線の経時的変化について、敷地前面海域の断層群による地震の地震規模と等価震源距離を考慮して、Noda et al. (2002)⁽²⁷⁾ の文献に基づき設定していること、模擬地震波の選定について、一様乱数とする位相を変えて目標とする応答スペクトルへの適合条件(スペクトル比の最小値 0.85 及び応答スペクトル強さの比 1.0)を満たす

たす複数の候補波を作成し、その中から選定していること、さらに、目標とする応答スペクトルに対する適合性について、減衰定数を 5%とする場合の検討に加え 1%とする場合についても考慮していることを確認した。

また、合同 A サブグループでは、四国電力が模擬地震波の作成の際に位相特性として乱數位相を用いていることを踏まえ、震源の破壊過程、波動伝播及び地盤特性を考慮した断層モデルを用いた手法による評価結果の位相特性を用いて模擬地震波を作った場合に、最大加速度振幅値がどの程度変わるか把握することにより、ある特定の周期帯の波の位相が重なり合っていないかについて検討を行った。その検討結果に基づき当院は、敷地前面海域の断層群による地震において不確かさを考慮したケースの断層モデルを用いた手法による評価結果の位相特性を用いて作成した模擬地震波と、位相特性を一様乱数としている基準地震動 Ss-1 の模擬地震波と比較した結果から、適合条件(スペクトル比の最小値 0.85 及び応答スペクトル強さの比 1.0)を満足するように作成した模擬地震波の最大加速度振幅値の差異は、数%程度であり、最大加速度振幅値への影響が小さく、ある特定の周期帯の波の位相が重なり合っていないことを確認した。

以上のことから、当院は、四国電力が策定した基準地震動 Ss-1 の模擬地震波については妥当なものと判断した。

5) 基準地震動 Ss の超過確率の参照

新耐震指針においては、策定された地震動の応答スペクトルがどの程度の超過確率に相当するかを把握しておくことが望ましいとの観点から、安全審査においても超過確率を参照することを求めている。また、当院が平成 20 年 9 月 4 日にとりまとめた「中越沖地震を踏まえた反映事項」においても、不確かさを考慮して策定された基準地震動 Ss の超過確率を参照することとしている。

四国電力は、解放基盤表面での地震動の最大加速度と年超過確率の関係を日本原子力学会標準(2007)⁽³³⁾に基づき算定し、その結果、基準地震動 Ss の年超過確率は 10^{-5} 程度としている。

3.3 施設の耐震安全性評価の妥当性（3号機）

構造 A サブグループでは、四国電力による施設の耐震安全性評価（中間報告）について、新耐震指針、バックチェックルール並びに「中越沖地震を踏まえた反映事項」を踏まえ検討を行った。

（1）建物・構築物の耐震安全性評価

四国電力は、伊方発電所 3 号機の耐震安全性に係る中間報告において、建物・構築物の評価対象施設として原子炉建屋及び原子炉補助建屋を選定している。

原子炉建屋及び原子炉補助建屋の耐震安全性評価に当たっては、構造物全体として変形能力について十分な余裕を有し、建物の終局耐力に対し妥当な安全余裕を有していることを確認することが必要である。このため、水平方向及び鉛直方向の地震応答解析モデルを構築し、基準地震動 S_s に基づく地震応答解析を行い、各層の鉄筋コンクリート造（以下「RC 造」という。）耐震壁の最大応答せん断ひずみが評価基準値である 2.0×10^{-3} を超えないこととしている。

構造 A サブグループにおける建物・構築物の耐震安全性評価に係る検討内容及びその検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

1）原子炉建屋等の地震応答解析モデル

四国電力による評価は以下のとおりである。

原子炉建屋の水平方向の地震応答解析モデルとしては、基礎版（厚さ 7m）上に、原子炉格納容器（C/V）、外周コンクリート壁（O/S）、内部コンクリート（I/C）、原子炉周辺補機棟（RE/B）及び燃料取扱棟（FH/B）を立ち上げ、更に内部コンクリートに蒸気発生器（S/G）を連成させ、これらの耐震壁等のせん断剛性と曲げ剛性を考慮した多軸多質点系とし、（社）日本電気協会「原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601-1991 追補版」⁽³⁶⁾（以下「JEAG4601-1991 追補版」という。）に基づき、建屋と底面地盤との相互作用を考慮した水平・回転地盤ばねを基礎底面位置に付加するとともに、耐震壁並びに鉄骨造部（ブレース及びフレーム。以下「S 造

部」という。)の非線形復元力特性及び基礎の浮上りによる地盤の回転ばねの幾何学的非線形性を考慮したとしている。なお、工事計画認可における計算書(以下「既往評価」という。)からのモデル化に係る主な変更点は、建屋 - 機器連成解析モデルとして内部コンクリートと連成させていた重機器のうち、原子炉容器、加圧器、一次冷却材ポンプ等については質量を最寄りの内部コンクリートの質点に付加したこと(蒸気発生器については、固有周期が内部コンクリートのそれと近接し、かつ質量が大きいことから、従前どおり内部コンクリートと連成させている。)及び建屋と底面地盤の相互作用ばねを JEAG4601-1991 追補版⁽³⁶⁾により再評価したことの2点である。

原子炉建屋の鉛直方向の地震応答解析モデルとしては、基礎版上に建屋各部を立ち上げ、更に内部コンクリートに蒸気発生器を連成させ、耐震壁及び柱等の軸剛性を考慮して各質点を連結した多軸多質点系とし、JEAG4601-1991 追補版⁽³⁶⁾に基づき、建屋と底面地盤との相互作用を考慮した鉛直地盤ばねを基礎底面位置に付加したとしている。

原子炉補助建屋(A/B)の水平方向の地震応答解析モデルとしては、基礎版上に、原子炉補助建屋及びディーゼル発電機支持架台(D/G)を立ち上げ、これらの耐震壁等のせん断剛性と曲げ剛性を考慮した2軸多質点系とし、JEAG4601-1991 追補版⁽³⁶⁾に基づき、建屋と底面地盤との相互作用を考慮した水平・回転地盤ばねを基礎底面位置に付加するとともに、耐震壁の非線形復元力特性及び基礎の浮上りによる地盤の回転ばねの幾何学的非線形性を考慮したとしている。

原子炉補助建屋の鉛直方向の地震応答解析モデルとしては、基礎版上に建屋各部を立ち上げ、耐震壁及び柱等の軸剛性を考慮して各質点を連結した2軸多質点系とし、JEAG4601-1991 追補版⁽³⁶⁾に基づき、建屋と底面地盤との相互作用を考慮した鉛直地盤ばねを基礎底面位置に付加したとしている。

これらのモデルの物性として、RC造部の剛性はコンクリートの設計基準強度により評価し、RC造部及びS造部の減衰定数は、それぞれ5%、2%と設定したとしている。なお、原子炉建屋の地震応答解析モデルのうち、原子炉格納容器の減衰定数については水平方向及び鉛直方向ともに1%、蒸気発生器については水平方向を3%、鉛直方向を1%と設定したとしている。

原子炉建屋、原子炉補助建屋の水平方向及び鉛直方向の地震応答解析モデルをそれぞれ図-8、図-9に示す。

構造 A サブグループでは、四国電力が作成した原子炉建屋及び原子炉補助建屋の水平方向及び鉛直方向の地震応答解析モデルの妥当性について検討した。

水平方向の地震応答解析モデルについては、既往評価におけるモデルに対して、最新の知見及び基準等を反映したモデルに変更していることから、モデル化に係る変更点の詳細について検討した。

その検討結果に基づき当院は、変更点として、最新の規格・基準等を基に建物・構築物及び重機器の材料物性及び内部コンクリートの鋼板コンクリート構造部分の剛性を再設定したこと、重機器のうち、その固有周期が建屋-地盤連成系の内部コンクリートの固有周期と近接し重量の大きい蒸気発生器のみを連成させ、その他の重機器（原子炉容器、加圧器及び一次冷却材ポンプ）について、個々にモデル化せず内部コンクリートの付加重量として考慮したこと、地盤ばねの剛性評価について、点加振による理論解を面に拡張する際の代表変位、代表回転角の取り方をそれぞれ底面中心の変位から相加平均変位、底面中心の回転角から荷重重み平均回転角としたこと、地盤ばねの減衰評価について、高次（25Hz以上）の減衰制限を取り外し、地盤ばねの減衰係数を算定した上で、モード減衰定数に等価な建屋の粘性減衰系マトリクスに後から組み込む評価に変更したことを確認した。これらの変更点のうち、材料物性については、ヤング係数またはせん断弾性係数で \pm 約5%以内の変動であること、地盤ばねの剛性については、水平ばねで約20%、回転ばねで約50%大きくなっていること、地盤ばねの減衰係数から算定される主要なモードのモード減衰定数は、地盤ばねの減衰の取り方に対してほとんど変化しないことを確認した。

構造 A サブグループでは、既往評価から水平方向の地震応答解析モデルを変更したことによる影響について検討するため、既往評価に用いたモデルの旧耐震指針に基づく基準地震動 S_2 （以下「 S_2 」という。）による応答と、耐震バックチェックに用いたモデルの S_2 による応答を比較した。その結果に基づき当院は、 S_2 による応答についてモデルによる差異が小さいことを把握した。さらに、既往評価から地震動を変更したことによる影響について検討するため、耐震バックチェックに用いたモデルの S_2 による応答と同モデルの新耐震指針に基づく基準地震動 S_s による応答を比較した。その結果に基づき当院は、基準地震動 S_s による応答は S_2 による応答と同等または最大で約3割大きい結果となっていることを把握した。

また、水平方向の地震応答解析モデルにおける外周コンクリート壁の剛性については、各層の全断面積を形状係数 ($\alpha=2$) で除して算出したせん断断面積を基にせん断剛性を設定するとともに、各層の断面形状に応じた断面 2 次モーメントを基に曲げ剛性を設定しているが、軸対称 FEM モデルにより検証した結果から、質点系モデルと軸対称 FEM モデルで固有値解析結果 (固有振動数及び振動モード) が概ね一致することを確認した。

鉛直方向の地震応答解析モデルについては、耐震壁及び柱等の断面積に応じた軸剛性を評価していること、外周コンクリート壁及びドーム部の軸対称 FEM モデルを用いた自重解析により算定される節点変位及び荷重の関係を基にドーム部の面外剛性を評価していること等から、鉛直方向の振動特性を考慮できるモデルを適切に設定していることを確認した。

構造 A サブグループでは、原子炉建屋及び原子炉補助建屋の水平方向及び鉛直方向の地震応答解析モデルの物性のうち、RC 造部の剛性を評価する際にコンクリートの設計基準強度を用いていることに関連して、実強度を用いた場合の剛性評価への影響を検討した。その検討結果に基づき当院は、伊方 3 号機建設時に設置されたモニタリング用供試体の中からこれまでに採取した供試体によるコンクリート強度の平均値は 43.8N/mm^2 (設計基準強度の 1.66 倍)、コンクリート強度から算定されるコンクリート剛性 (ヤング係数) は $2.77 \times 10^4\text{N/mm}^2$ (設計基準強度による剛性の 1.18 倍) であること、コンクリート剛性の変動を +20% と仮定した場合の原子炉建屋の固有値解析を実施した結果から、鉄筋コンクリート造の部位が支配的なモードにおける固有振動数が最大で 1 割弱ほど大きくなることを確認した。

構造 A サブグループでは、RC 造部の減衰定数を 5% としていることの妥当性について、原子炉建屋を代表建屋として、地震応答解析を実施する際の建屋と地盤のそれぞれの減衰に関する設定方法と運動方程式における粘性減衰系マトリクスの構成方法等に係る検討を行った。その検討結果に基づき当院は、建屋の減衰に関する設定として、各部の材料減衰を振動数に対して一定とし、地盤ばねに与える減衰を除いた建屋のモード減衰定数をひずみエネルギーに比例するものとして求めた上で、これに等価な建屋の粘性減衰系マトリクスを構成させていること、地盤ばねの減衰に関する設定として、JEAG4601-1991 追補版⁽³⁶⁾ による相互作用ばねの評価に基づき粘性減衰係数を設定していること、建屋の粘性減衰系マトリクスと地盤の粘性減衰係数を併せて建屋・地盤連成系の粘性減衰系マトリクスを構成させていることを確認した。これらを踏まえ、構造 A

サブグループでは、各次モードの振動数に応じた地盤ばねの減衰定数を算定し、全体系の各次の振動数における建屋及び地盤それぞれのひずみエネルギーの比率に応じたモード減衰（全体系のひずみエネルギー比例型モード減衰定数）を算定し、それらの比較検討を行った。その検討結果に基づき当院は、原子炉建屋の地震応答解析モデルについて、各次モードの全体系のひずみエネルギー比例型減衰定数が、それぞれのモードにおいて支配的な部位の材料減衰の設定値とほぼ同等の値であり、建屋の各部位の材料減衰に比べて地盤の減衰の影響が小さい傾向が現れていること（伊方発電所が硬質な岩盤に立地していることと整合的）を確認した。また、伊方発電所では、平成 13 年芸予地震において、建屋の応答としてはひずみが極めて小さい領域であるが観測記録（基礎版上で水平方向：約 50Gal、鉛直方向：約 30Gal 程度）が得られており、この観測記録を用いたシミュレーションによる検討が実施されている。その結果から、RC 造部の減衰定数として 5%と 3%で観測記録によるシミュレーション解析結果に大きな違いは無いが、減衰定数を 5%とした場合の方が 3%とした場合に比較してより観測記録を近似する傾向があることから、建屋・地盤を含めた全体系の減衰の中で RC 造部の減衰定数を 5%と設定して支障無いものと判断した。

以上のことから、当院は、四国電力が作成した原子炉建屋及び原子炉補助建屋の水平方向及び鉛直方向の地震応答解析モデルについては妥当なものと判断した。

2) 原子炉建屋等の耐震安全性評価結果

四国電力による評価は以下のとおりである。

地震応答解析については、1) のモデルを用い、解放基盤表面(EL.+10m、S 波速度 2.6km/s) で定義される水平方向及び鉛直方向の基準地震動 Ss を建屋基礎下端（原子炉建屋：EL.+2.6m、原子炉補助建屋：EL.+0.3m）に取り付く地盤ばねに直接入力して実施したとしている。

水平方向の地震応答解析の結果、原子炉建屋の耐震壁のせん断ひずみの最大応答値は、基準地震動 Ss-1 に対して 0.63×10^{-3} （外周コンクリート壁 O/S-10 EL.+32.3m ~ EL.+39.55m NS 方向入力）基準地震動 Ss-2 に対して 0.22×10^{-3} （外周コンクリート壁 O/S-11 EL.+24.0m ~ EL.+32.3m EW 方向入力）であること、原子炉補助建屋の耐震壁のせん

断ひずみの最大応答値は、基準地震動 Ss-1 に対して 0.84×10^{-3} (原子炉補助建屋 A/B-4 EL.+10.0m ~ EL.+17.0m NS 方向入力)、基準地震動 Ss-2 に対して 0.45×10^{-3} (原子炉補助建屋 D/G-6 EL.+10.3m ~ EL.+17.0m EW 方向入力)であり、評価基準値 2.0×10^{-3} を超えないとしている。

また、地震応答解析から得られる最大転倒モーメントを用いて算定した原子炉建屋の接地率は、基準地震動 Ss-1 に対して 72.6% (EW 方向)、87.6% (NS 方向)、基準地震動 Ss-2 に対して 100% (EW 方向及び NS 方向)、原子炉建屋と同様に算定した原子炉補助建屋の接地率は、基準地震動 Ss-1 に対して 81.1% (EW 方向)、91.8% (NS 方向)、基準地震動 Ss-2 に対して 97.5% (EW 方向)、100% (NS 方向)であり、JEAG4601-1991 追補版⁽³⁶⁾において基礎浮上り非線形性を考慮した地震応答解析の適用条件とされている「接地率 65%以上」をいずれも満足している。

基準地震動 Ss による原子炉建屋及び原子炉補助建屋の最大応答せん断ひずみをそれぞれ表 - 5 及び表 - 6 に示す。

構造 A サブグループでは、原子炉建屋及び原子炉補助建屋の耐震安全性評価結果の妥当性について検討した。その検討結果に基づき当院は、基準地震動 Ss-1 及び Ss-2 による地震応答解析結果の最大応答せん断ひずみの値が、いずれも RC 造耐震壁のせん断ひずみの評価基準値である 2.0×10^{-3} を超えないことを確認した。なお、原子炉建屋及び原子炉補助建屋の RC 造の各部の基準地震動 Ss-1 及び Ss-2 による地震応答解析結果を比較した結果から、各質点の最大応答加速度、各部材の最大応答せん断力、最大応答曲げモーメント及び最大応答軸力ともに基準地震動 Ss-1 による応答値の方が大きい傾向を示し、基準地震動 Ss-2 よりも基準地震動 Ss-1 の方が原子炉建屋及び原子炉補助建屋の応答の評価に対して支配的であり、それぞれの建屋の固有周期における基準地震動 Ss-1、Ss-2 の応答スペクトルの大小関係と整合的であることを確認した。

以上のことから、当院は、四国電力が中間報告において実施した建物・構築物 (原子炉建屋及び原子炉補助建屋) の耐震安全性評価結果については妥当なものと判断した。

なお、新耐震指針において、鉛直方向の地震力を地震応答解析により算定することとなったため、四国電力は、原子炉建屋及び原子炉補助建屋の鉛直方向の地震応答解析モデルを構築し、基準地震動 Ss に基づく地

震応答解析を実施している。原子炉建屋及び原子炉補助建屋の構造部材のうち、外周コンクリート壁のドーム部及び燃料取扱棟の屋根鉄骨部などの水平部材については、水平方向及び鉛直方向の地震動による影響を同時に受けるとともに、鉛直方向の地震動による影響が大きいと考えられるため、今後、波及的影響の防止の観点から詳細評価を実施する必要がある。

(2) 機器・配管系の耐震安全性評価

四国電力は、伊方発電所 3 号機の耐震安全性に係る中間報告において、原子炉を「止める」、「冷やす」、放射性物質を「閉じ込める」に係る安全上重要な機能を有する S クラスの設備のうち 8 設備(原子炉容器、蒸気発生器、一次冷却材管、炉内構造物、余熱除去ポンプ、余熱除去設備配管、原子炉格納容器及び制御棒(挿入性)) を評価対象とし、これらの機器・配管系について、基準地震動 Ss に対する安全機能の保持を確認するため、基準地震動 Ss による地震力と地震以外の荷重を組み合わせた構造強度評価(評価対象設備の評価部位に発生する応力が評価基準値を超えないことの確認) を実施するとともに、動的機能が要求される制御棒について、基準地震動 Ss に対しての挿入性を確認したとしている。

機器・配管系の構造強度評価に当たっては、評価対象設備の既往評価の結果を参考に耐震裕度が小さい部位を評価部位として選定し、運転状態(通常運転時)、運転状態 及び (運転時の異常な過渡変化時) に生じる荷重と基準地震動 Ss による地震力を組み合わせた応力評価を実施し、その結果、評価部位に発生する応力が評価基準値を超えないことを確認したとしている。ただし、運転状態 (事故時) に生じる荷重と地震力の組合せについては、(社) 日本電気協会「原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601-補 1984」⁽³⁷⁾ (以下「JEAG4601-補 1984」という。) の考え方に基づき、当該運転状態の発生確率が 10^{-4} /年から 10^{-7} /年とされることに對し、基準地震動 Ss の年超過確率の試算値が 10^{-5} /年程度であることを踏まえ、運転状態 に相当する事象が継続している間に基準地震動 Ss が同時に発生する確率は 10^{-7} /年以下となり、その可能性が極めて小さいことから、運転状態 に係る荷重と基準地震動 Ss を組み合わせないとしている。

制御棒の挿入性に関する評価については、基準地震動 Ss による挿入遅れ時間を考慮し算定した挿入時間が規定時間以下であることを確認したとしている。

中間報告における評価対象設備を図 - 10 に示す。

構造 A サブグループにおける機器・配管系の耐震安全性評価に係る検討内容及びその検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

1) 床応答スペクトル

四国電力による評価は以下のとおりである。

機器・配管系の構造強度評価及び制御棒の挿入性に関する評価においては、原子炉建屋等の地震応答解析から得られる当該設備の設置箇所における水平方向及び鉛直方向の床応答スペクトルを評価に用いたとしている。

水平方向及び鉛直方向の床応答スペクトルの算定に当たっては、地盤や建屋の物性等のばらつきが床応答スペクトルに与える影響を考慮し、(社)日本電気協会「原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601-1987」⁽³⁸⁾(以下「JEAG4601-1987」という。)等を参考に、周期軸方向に $\pm 10\%$ 拡幅したとしている。

構造 A サブグループでは、鉛直方向の床応答スペクトルの算定に当たって周期軸方向に $\pm 10\%$ 拡幅することの妥当性について検討した。その検討結果に基づき当院は、(社)日本電気協会の耐震設計分科会資料「鉛直方向の設計用床応答スペクトルの拡幅率」⁽³⁹⁾において、硬質地盤($V_s=1500\text{m/s}$)の場合、拡幅率を $\pm 10\%$ とすれば地盤剛性の $\pm 50\%$ 及び建屋剛性の $\pm 30\%$ にわたる変動幅をカバーできるとされていること、現実的な地盤剛性の $\pm 20\%$ 及び建屋剛性の $0\% \sim +20\%$ の変動幅に対して、拡幅率を $\pm 10\%$ とすれば十分であるとされていることを確認した。また、伊方発電所 3 号機について、原子炉建屋のコンクリート実強度による建屋剛性の変動幅や設置岩盤のせん断波速度による地盤剛性の変動幅が、拡幅率を $\pm 10\%$ とした場合にカバーできる範囲に入っていることを確認した。さらに、原子炉周辺補機棟内に耐震壁として剛性評価していない壁(以下、「補助壁」という。)があり、この補助壁が建屋全体の応答の変動に及ぼす影響を検討した。その検討結果に基づき当院は、補助壁の断面積を加えて剛性を評価した結果から、局所的に原子炉周辺補機棟の上部で、せん断剛性が約 3 ~ 4 割増、軸剛性が約 2 割増となるが、固有値解析結果の

各次モードの固有振動数は、原子炉周辺補機棟が支配的なモードで数%増となるものの、それ以外のモードではほぼ同等であること等から、補助壁の剛性を考慮するか否かが建屋全体の応答の変動に及ぼす影響が小さいことを確認した。

以上のことから、当院は、既往評価において実績のある水平方向の振幅率（ $\pm 10\%$ ）と同様に、鉛直方向についても周期軸方向に $\pm 10\%$ 振幅し床応答スペクトルを算定していることは妥当なものと判断した。

なお、一部の対象設備に対して応答倍率法を適用して応答比を算定する際に、内部コンクリートの質点における S_2 及び基準地震動 S_s による床応答スペクトル（減衰定数 1%）を用いているが、入力の違いによる影響を把握するために、耐震バックチェックに用いたモデルの S_2 及び基準地震動 S_s による応答解析結果を比較したところ、主に約 5Hz～10Hz の帯域で基準地震動 S_s による床応答スペクトル（減衰定数 1%）が S_2 によるものと同様か下回っていることを確認した。その主な要因を検討した結果から、基準地震動 S_s の模擬地震波を作成する際の設計用応答スペクトルに対する適合性検討（スペクトル比の最小値 0.85 及び応答スペクトル強さ 1.0）を減衰定数として 5%ととる場合に加え 1%ととる場合についても実施したことにより、主に約 5Hz～10Hz の帯域での減衰定数 1%の床応答スペクトルの変動が抑えられていることを確認した。

2) 水平・鉛直方向地震力の組合せ方法

四国電力による評価は以下のとおりである。

水平方向及び鉛直方向の動的な地震力の組合せ方法として、中間報告では、二乗和平方根（SRSS）法を用いたとしている。また、SRSS 法は、水平方向及び鉛直方向の地震動を同時入力した時刻歴応答解析による最大応答値と同等かそれ以上の値を算定する傾向にあるとしている。なお、機器・配管系の強度評価及び制御棒の挿入性に関する評価において、評価用の応力、応答加速度等を算定する方法として、既往評価における応答と基準地震動 S_s による応答の比率（応答比）を基に算定する応答倍率法を用いており、応答比を算定する際の既往評価における水平方向及び鉛直方向の応答の組合せは、絶対値和を用いたとしている。

構造 A サブグループでは、機器・配管系の評価における水平・鉛直方

向地震力の組合せ方法として SRSS 法を適用して安全上支障が無いことについて、新耐震指針において鉛直方向の地震力を動的に評価することとされていることも踏まえ検討した。その検討結果に基づき当院は、SRSS 法が、互いに独立な事象として取り扱うことができる多入力外力（ここでは、水平方向及び鉛直方向の地震動）を同時に入力する場合に、時間変動する応答成分を組み合わせることで算定する方法として広く用いられてきている方法であることから、水平、鉛直方向の地震力の組合せ方法として今回の評価においても適用できるものと判断した。

3) 地震応答解析手法及び応力評価手法

四国電力による評価は以下のとおりである。

中間報告における機器・配管系の構造強度評価では、水平方向及び鉛直方向の建屋 - 機器連成解析モデルを用いた基準地震動 S_s による地震応答解析結果を基に応答倍率法を適用して、基準地震動 S_s 入力時の発生荷重を算定し、 S_2 に基づく既往評価の発生荷重と比較し、荷重の倍率に相当する応答比を既往評価の結果に乗じて評価部位の応力等の発生値を算定したとしている。荷重の倍率に相当する応答比については、既往評価、バックチェックにおける地震時の水平方向と鉛直方向の荷重の組合せ方法に対応した応答加速度比として、機器・配管系の固有周期（振動モード）に対応する、基準地震動 S_s での床応答スペクトルにおける水平加速度と鉛直加速度の二乗和平方根（SRSS）と、既往評価で用いた床応答スペクトルにおける水平加速度と鉛直加速度（水平方向の基準地震動の最大加速度振幅の $1/2$ ）の絶対値和との比を算定したとしている。また、機器・配管系の構造強度評価における評価部位の応力等の発生値は、既往評価において地震荷重と地震以外の荷重による成分が分解されているものは地震荷重による成分のみに応答比を乗じ、分解されていないものは分解せずにそのまま全体に応答比を乗じて算定したとしている。

中間報告における制御棒の挿入性に関する評価では、機器・配管系の構造強度評価と同様に水平方向及び鉛直方向の建屋 - 機器連成解析モデルを用いた基準地震動 S_s による地震応答解析結果を基に、応答倍率法を適用して基準地震動 S_s 入力時の制御棒挿入時間を算定したとしている。応答倍率法を適用した制御棒挿入時間の評価は、独立行政法人原子力安全基盤機構による知見⁽⁴⁰⁾を参照して、地震による挿入遅れ時間と水平方向の地震力には相関性があるとし、水平方向の地震入力レベルに対し遅

れ時間が直線的に増加する範囲であれば、遅れ時間を比例倍することで概略評価可能であるとし、地震による挿入遅れ時間に応答比を乗じて実施している。なお、鉛直方向の地震力が制御棒挿入性に与える影響については、制御棒挿入性への影響は水平方向の地震力に比べて十分小さいと考えられるとしている。

構造 A サブグループでは、機器・配管系の構造強度評価及び制御棒挿入性の評価において応答倍率法を適用することの妥当性について検討した。検討の詳細については、「構造WG Aサブグループにおける応答倍率法の適用性に係る審議状況」(平成21年3月10日 原子力安全・保安院)にまとめられており、その結論の一つとして、大きめの数値を算定するための「条件整理」を行い、その範囲で応答倍率法を適用することを可とすることとしている。なお、制御棒挿入性の評価に関しては、評価に与える影響が支配的と考えられる水平方向の地震入力レベル等に着目した場合、伊方サイトにおける評価は、既往の知見の適用範囲内であり、中間報告の制御棒挿入性の評価において応答倍率法を適用することは可能と考えられるとしている。

四国電力が「条件整理」を実施した結果は、参考資料 - 1 「伊方発電所 3号機 応答倍率法による評価について」のとおりである。この条件整理においては、中間報告の評価対象施設及び評価対象部位について、各種「応答比」算定法による比較検討、既往評価の結果等における水平方向及び鉛直方向の地震荷重及びそれ以外の荷重の影響度合いの分析に係る考察、応答比「SRSS/絶対値和、鉛直下向き」の詳細分析及び適用性の検討が実施されている。これらの検討より、新耐震指針に照らした耐震安全性評価において、鉛直方向の地震力が静的震度から鉛直地震動に基づく評価に変更となったため、鉛直方向のみの加速度で算定した応答比が、概して大きめの値となるが、中間報告の評価対象設備、評価対象部位について、鉛直方向の地震力が地震力の総和に占める割合(寄与率)が最大でも20%程度であり、鉛直方向の地震力に比べ水平方向の地震力が支配的であることを確認した。さらに、中間報告の評価対象設備、評価対象部位について、荷重成分ごとの寄与率と荷重成分ごとの応答比を考慮して応力等の発生値を簡易評価した結果より、中間報告において報告された発生値と同等か、またはそれを下回る結果となることを確認した。

また、鉛直方向の地震動による制御棒挿入性への影響については、独立行政法人原子力安全基盤機構の知見⁽⁴⁰⁾によると、PWR炉内構造物耐震実証試験において水平・鉛直同時加振及び水平単独加振が行われてい

るが、各部の地震応答及び制御棒挿入時間について顕著な差が見られなかったとしていること、トリップ信号により制御棒駆動機構（CRDM）の電源が遮断、ラッチが開放され、制御棒（RCC）と駆動軸は一体で自重により炉心内に落下し、落下中は制御棒案内経路の機器との接触により、鉛直方向の地震動による荷重が作用するが、交番荷重であり、その影響は小さいとしていること、及びラッチ開放の瞬間に鉛直上向きに鉛直方向の地震動による加速度が作用したと想定すると、その加速度分だけ落下時間が減少することにより挿入時間の遅れが考えられるが、解析例では1Gより小さい鉛直方向の加速度であれば制御棒挿入性への影響が殆ど無いという結果が得られていることを確認した。

以上のことから、当院は、機器・配管系の構造強度評価及び制御棒の挿入性に関する評価において四国電力が適用した応答倍率法については、中間報告における評価対象設備及び評価部位に対して適用して支障が無いものと判断した。

なお、当院は、バックチェックが安全上重要な施設を対象としており、施設の安全性に対する説明性のより一層の向上の観点から、今後、応答倍率法を用い、かつその結果として耐震裕度が比較的小さい設備について、正確な耐震裕度を把握するために詳細評価を実施することが望ましいと考える。

4) 減衰定数

四国電力による評価は以下のとおりである。

水平方向の減衰定数については、JEAG4601-1991 追補版⁽³⁶⁾に規定された値としている。また、鉛直方向の減衰定数については、基本的に鉛直方向の応答性状として剛体挙動する設備及び水平方向の減衰定数が材料減衰で決まっている設備については1%とし、それ以外の設備として、余熱除去設備配管については、保温材の装着状況及び支持具の設置状況を踏まえ、既往評価において実績のある水平方向の減衰定数1.5%と同一とするとしている。

構造Aサブグループでは、機器・配管系の水平方向及び鉛直方向の減衰定数の設定の妥当性について検討した。その検討結果に基づき当院は、水平方向の減衰定数について、既往評価と同一であり、審査において実

績がある値を設定していること、鉛直方向の減衰定数について、金属材料の材料減衰である 1%を基本的として設定していること、余熱除去設備配管の鉛直方向の減衰定数について、全配管長に渡って金属保温材が装着されている状況及び支持具の設置状況も踏まえ JEAG4601-1987⁽³⁸⁾ 及び(社)日本電気協会の耐震設計分科会資料「水平及び鉛直方向の設計用減衰定数」⁽⁴¹⁾を参考に水平及び鉛直方向の同一の減衰定数として 1.5%を設定していること、当該設備の支持具が水平・鉛直方向の振動に対してバランス良く配置されており、鉛直方向について水平方向と同一の減衰定数を設定しても支障が無いことを確認した。

以上のことから、当院は、機器・配管系の減衰定数の設定については妥当なものと判断した。

5) 評価基準値

四国電力による評価は以下のとおりである。

中間報告において用いている構造強度評価の評価基準値については、JEAG4601-補 1984⁽³⁷⁾、JEAG4601-1987⁽³⁸⁾、JEAG4601-1991 追補版⁽³⁶⁾及び日本機械学会「発電用原子力設備規格 設計・建設規格 JSME S NC1-2005」⁽⁴²⁾(以下「設計・建設規格」という。)に準拠した値とするとしている。

また、制御棒の挿入性に関する評価の評価基準値については、安全評価の解析条件である制御棒クラスタ落下開始から全ストロークの 85%挿入までの時間 2.20 秒に電流遮断時から制御棒クラスタの駆動軸が制御棒駆動装置のラッチを離れるまでの時間 0.30 秒を加えた 2.50 秒を制御棒挿入性に関する評価における評価基準値(規定時間)とするとしている。

構造 A サブグループでは、構造強度評価及び制御棒の挿入性に関する評価の評価基準値の妥当性について検討した。その検討結果に基づき当院は、構造強度評価の評価基準値について、既往評価において実績がある値を用いていること、また、制御棒の挿入性に関する評価の評価基準値について、3号機の設置変更許可に係る安全審査における安全解析の条件として安全評価に対して厳しい値として設定され、基本的設計条件として位置付けられている値を用いていることを確認した。

以上のことから、当院は、構造強度評価及び制御棒の挿入性に関する評価の評価基準値の設定については妥当なものと判断した。

6) 機器・配管系の耐震安全性評価結果

四国電力による評価は以下のとおりである。

機器・配管系の構造強度評価については、基準地震動 Ss-1 及び Ss-2 による地震力に地震以外の荷重を組み合わせで算定した評価部位の発生応力が、いずれも評価基準値以下であることを確認したとしている。

制御棒の挿入性に関する評価については、基準地震動 Ss-1 及び Ss-2 による制御棒の挿入時間が評価基準値を満たしていることを確認したとしている。

機器・配管系の構造強度評価結果、制御棒の挿入性に関する評価結果をそれぞれ表 - 7、表 - 8 に示す。

構造 A サブグループでは、中間報告における評価対象設備の構造強度評価及び動的機能維持評価（制御棒の挿入性に関する評価）の結果の妥当性について検討した。その検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

機器・配管系の構造強度評価結果については、基準地震動 Ss-1 及び Ss-2 による地震力と地震以外の荷重を組み合わせで算定した評価部位の発生応力が、いずれも評価基準値以下であることを確認した。

制御棒の挿入性に関する評価については、基準地震動 Ss-1 及び Ss-2 による制御棒の挿入時間が評価基準値を満たしていることを確認した。

また、機器・配管系の構造強度評価及び制御棒の挿入性に関する評価に関して、既往評価の結果等において耐震安全性評価に影響する荷重（地震荷重及びそれ以外の荷重）を分析した結果（詳細は、参考資料 - 1 「伊方発電所 3 号機 応答倍率法による評価について」を参照。）を踏まえ、水平方向のみの加速度比により評価した発生値（以下「水平方向のみの加速度比による発生値」という。）及び発生値を荷重ごとの成分に分解して地震力による成分のみを割増しして評価した発生値（以下「簡易式による発生値」という。）を算定し、中間報告における発生値及び評価基準値と比較し、水平方向のみの加速度比による発生値及び簡易式による発生値が、中間報告における発生値とほぼ同等かその値を下回り、いずれも評

価基準値以下であることを確認した。

なお、バックチェックルールでは、構造物の破壊に直結する一次応力が評価基準値（許容応力状態 σ_A ）を超えないことの確認を基本としているが、中間報告における評価対象設備について、基準地震動 S_s に対する応力値が許容応力状態 σ_A を下回っていることから、簡易弾塑性解析または疲れ解析の実施が必要になる応答領域に達していないことを確認した。

炉心の崩壊熱除去可能な形状の保持については、四国電力が、既往評価結果を参考に炉内構造物のうち耐震裕度が小さい炉心そうを評価対象部位として選定し強度評価を実施したとしているが、冷却材の流量確保の観点から定量的な評価を実施しておくことが望ましいと考えられる燃料被覆管等の評価について、本報告において別途、必要に応じて確認することとする。

以上のことから、当院は、四国電力が中間報告において実施した機器・配管系の耐震安全性評価結果については妥当なものと判断した。

なお、中間報告においては、建物・構築物と機器・配管系のそれぞれの耐震安全性に主眼をおいて評価結果の妥当性を確認したが、本報告においては、安全性への説明性をより一層向上させるとの観点から、安全上重要な建物・構築物及び機器・配管系の相互接合部位について、必要に応じて評価結果を確認することとする。

4. まとめ

4. 1 基準地震動 Ss の妥当性

合同 A サブグループにおける伊方発電所の基準地震動 Ss の策定に係る検討結果に基づく当院の評価は、以下のとおりである。

(1) 敷地周辺の地質・地質構造の評価

敷地からの距離に応じて、既存文献の調査、変動地形学的調査、地表地質調査、地球物理学的調査等を実施し、その内容は新耐震指針等で要求されている事項を満足していることから、基本的に必要な調査は実施されていると判断した。

四国電力による敷地前面海域の断層群に関する調査結果は、当院が敷地前面海域において実施した海上音波探査結果と整合的であり、妥当なものと判断した。

敷地周辺陸域及び海域の断層についての活動性及びその性状等の評価は、妥当なものと判断した。

(2) 地震動評価

基準地震動を設定する解放基盤表面を、岩盤中の S 波速度が 700m/s 以上の岩盤上部に位置する EL.+10m の敷地整地レベルに設定していることは、妥当なものと判断した。

「震源を特定して策定する地震動」の評価に際して、敷地前面海域の断層群による地震（長さ約 54km、M7.7 を代表）、1649 年安芸・伊予の地震（M6.9）及び想定南海地震（M8.6）を検討用地震としていることは、妥当なものと判断した。

敷地前面海域の断層群による地震の基本震源モデル及びその不確かさ（応力降下量、断層傾斜角、断層長さ又は隣り合うセグメントとの連動）を考慮した震源モデルの設定、想定スラブ内地震並びに想定南海地震の予め不確かさを考慮した震源モデルの設定については、それぞれ妥当なものと判断した。

敷地前面海域の断層群による地震の応答スペクトル手法に基づく地震動評価については、耐専式を基本的に用い、基本震源モデル及び不確かさを考慮した震源モデルのケースごとに、既往の応答スペクトル手法による評価結果等との比較・検証により耐専式の適用性を検討した上で、必要に応じて他の応答スペクトル手法等も用いて評価している

ことから、妥当なものと判断した。

想定スラブ内地震の応答スペクトル手法に基づく地震動評価については、耐専式を用い、海洋プレート内で発生した地震の観測記録を基に応答スペクトルを補正することにより海洋プレート内地震の震源特性等を考慮していることから、妥当なものと判断した。

敷地前面海域の断層群による地震の断層モデルを用いた手法による地震動評価については、地震学的な観点から適切と考えられる統計的グリーン関数法を用いた評価と、敷地で得られた地震観測記録を要素地震とした経験的グリーン関数法を用いた評価をそれぞれ実施し、それらの結果から最も厳しいケースを選定した上で、波数積分法による長周期理論的地震動とハイブリッド合成法していることから、妥当なものと判断した。

想定スラブ内地震及び想定南海地震の断層モデルを用いた手法による地震動の評価については、敷地で得られた地震観測記録を要素地震とした経験的グリーン関数法を用いて評価を実施し、敷地の地下構造特性等を考慮していることから、妥当なものと判断した。

「震源を特定して策定する地震動」による基準地震動 S_s について、応答スペクトル手法に基づく地震動評価結果を包絡させて基準地震動 S_s-1 の設計用応答スペクトルを設定した上で、既往の評価等において実績のある手法等により模擬地震波を作成し基準地震動 S_s-1 としていること、断層モデルを用いた手法による地震動評価結果のうち、基準地震動 S_s-1 の設計用応答スペクトルを短周期帯の一部で超え、安全性評価の対象となる施設に対して、より厳しい評価になると考えられる地震動を基準地震動 S_s-2 として選定していること、また、「震源を特定せず策定する地震動」について、基準地震動 S_s-1 の水平方向及び鉛直方向の設計用応答スペクトルを下回ることから基準地震動 S_s-1 で代表させていることは、妥当なものと判断した。

以上のことから、基準地震動 S_s-1 及び S_s-2 は妥当なものと判断した。

4.2 施設の耐震安全性評価の妥当性

構造 A サブグループにおける伊方発電所 3 号機の建物・構築物及び機器・配管系の耐震安全性評価（中間報告）に係る検討結果に基づく当院の評価は以下のとおりである。

(1) 建物・構築物の耐震安全性評価

原子炉建屋及び原子炉補助建屋の耐震安全性評価に用いられた地震応答解析モデルは、妥当なものと判断した。

基準地震動 Ss-1 及び Ss-2 による地震応答解析の結果、原子炉建屋及び原子炉補助建屋の耐震壁のせん断ひずみの最大値は評価基準値以下であることから、3号機の原子炉建屋及び原子炉補助建屋の耐震安全性は確保されるものと判断した。

(2) 機器・配管系の耐震安全性評価

耐震安全上重要な機器・配管系の構造強度評価に用いられた地震応答解析手法、応力評価手法、床応答スペクトルの振幅、水平・鉛直方向地震力の組合せ方法、減衰定数及び評価基準値、並びに、制御棒挿入性に関する評価に用いられた地震応答解析手法、減衰定数及び評価基準値は、それぞれ妥当なものと判断した。

機器・配管系の構造強度評価については、基準地震動 Ss-1 及び Ss-2 による地震力と地震以外の荷重を組み合わせで算定した評価部位の発生応力が評価基準値以下であること、制御棒の挿入性に関する評価については、基準地震動 Ss-1 及び Ss-2 による制御棒の挿入時間が評価基準値を満たしていることから、3号機の中間報告における機器・配管系の耐震安全性は確保されるものと判断した。

以上のことから、四国電力の中間報告における3号機の建物・構築物(原子炉建屋、原子炉補助建屋)及び機器・配管系の耐震安全性は、基準地震動 Ss に対しても確保されるものと判断した。

5 . 今後の検討課題 (本報告の補正に反映すべき事項)

(1) 主要 10 施設以外の安全上重要な施設に係る耐震安全性評価の妥当性

(2) 主要 10 施設の中間報告における評価対象部位以外の部位の評価結果の確認 (中間報告においては、既往評価結果を参考に耐震裕度が小さい部位として選定された評価対象部位について評価結果を確認したが、安全性への説明性をより一層向上させるとの観点から、中間報告における評価対象部位以外の評価部位についても、本報告において、必要に応じて評価結果を確認することとする。)

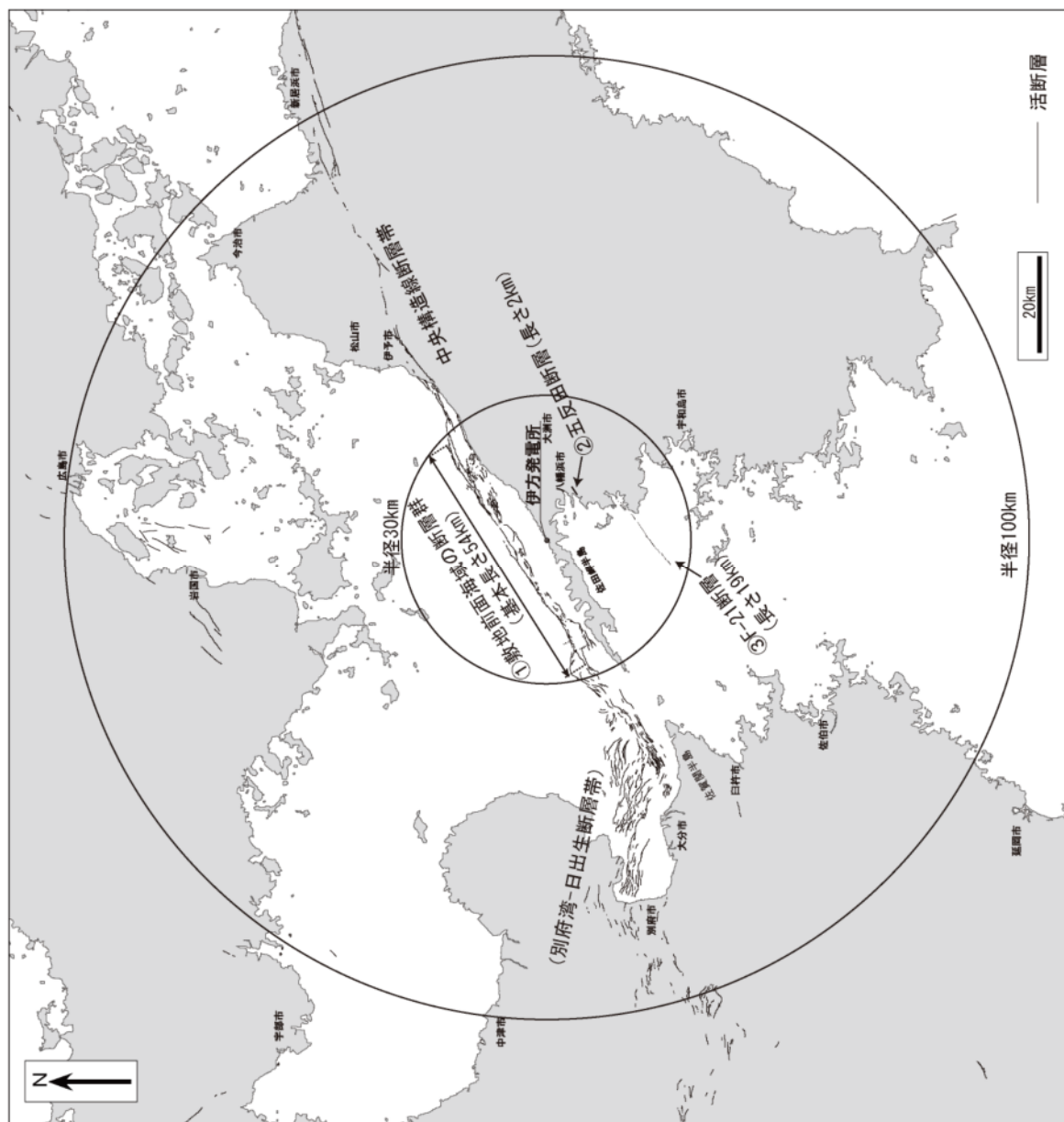


図 - 1 敷地周辺の断層の位置及び評価長さ

応答スペクトルに基づく手法

断層モデルを用いた手法

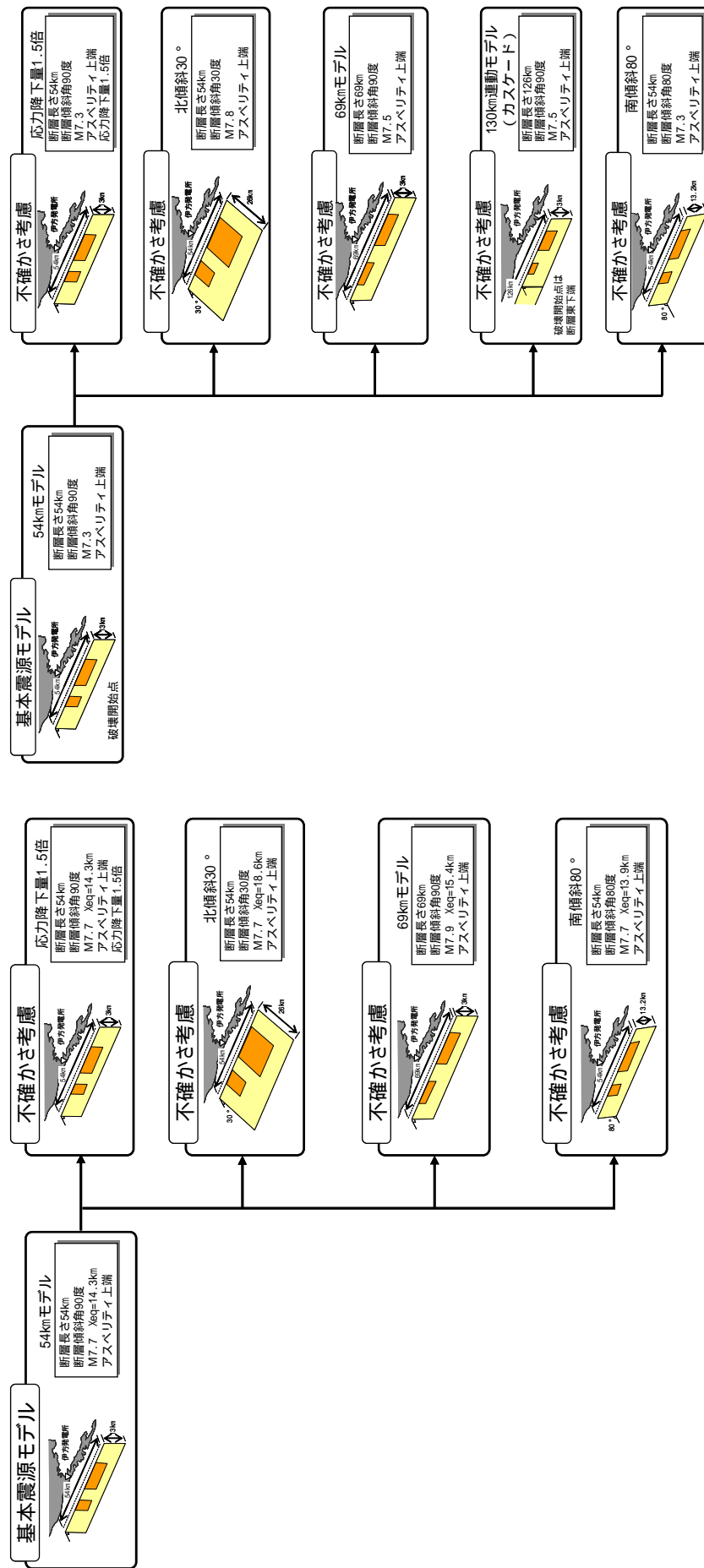


図 - 3 敷地前面海域の断層群の基本震源モデル及び不確かさを考慮した震源モデル

表 - 1 敷地前面海域の断層群の基本震源モデル
及び不確かさを考慮した震源モデルの主なパラメータ

項目	モデル	敷地前面海域の断層群の震源モデル				
		基 本 震 源 モデル	不確かさを考慮した震源モデル			
			不確かさを考慮 応力降下量1.5倍	不確かさを考慮 地質境界断層の知見	不確かさを考慮 断層長さ	不確かさを考慮 130km連動 角度のばらつき
断 層 長 さ		54km	54km	54km	69km	126km
断 層 幅		13km	13km	26km	13km	13km
断層傾斜角		90 °	90 °	北傾斜30 °	90 °	90 °
地震規模	M _J	7.7	7.7	7.7	7.9	-
	M _W	7.2	7.2	7.2	7.4	-
地震モーメント		2.74 × 10 ¹⁹ N・m	2.74 × 10 ¹⁹ N・m	1.10 × 10 ²⁰ N・m	4.48 × 10 ¹⁹ N・m	5.19 × 10 ¹⁹ N・m
アスペリティの深さ		上端	上端	上端	上端	上端

応答スペクトルに基づく手法に用いた地震規模を表示

表 - 2 (1) 敷地前面海域の断層群の基本震源モデル
及び不確かさを考慮した震源モデルの断層パラメータ

断層パラメータ		記号	基本震源モデル	不確かさを考慮 (応力降下量1.5倍)	不確かさを考慮 (北傾斜30度)	不確かさを考慮 (断層長さ69km)	不確かさを考慮 (南傾斜角80度)	根拠	
巨視的 パラメータ	断層位置 (断層西端)	-	東経: 132 ° 1 42 北緯: 33 ° 25 20	東経: 132 ° 1 42 北緯: 33 ° 25 20	東経: 132 ° 1 42 北緯: 33 ° 25 20	東経: 131 ° 56 34 北緯: 33 ° 22 32	東経: 132 ° 1 42 北緯: 33 ° 25 20		
	走向		N57E	N57E	N57E	N57E	N57E		
	傾斜角		90 °	90 °	北傾斜30 °	90 °	南傾斜80 °		
	断層長さ	L	54.0 km	54.0 km	54.0 km	69.0 km	54.0 km		
	断層幅	W	13.0 km	13.0 km	26.0 km	13.0 km	13.2 km		
	断層面積	S	702.0 km ²	702.0 km ²	1404.0 km ²	897.0 km ²	712.8 km ²		
	断層上端深さ	H	2.0 km	2.0 km	2.0 km	2.0 km	2.0 km		
	破壊伝播形式	-	同心円状	同心円状	同心円状	同心円状	同心円状		
	応力降下量		2.6 MPa	2.6 MPa × 1.5	3.6 MPa	3.1 MPa	2.6 MPa	楕円クラック	
	地震モーメント	M ₀	2.74 × 10 ¹⁹ N・m	2.74 × 10 ¹⁹ N・m	1.10 × 10 ²⁰ N・m	4.48 × 10 ¹⁹ N・m	2.83 × 10 ¹⁹ N・m	入倉・三宅(2001) ⁽²³⁾	
モーメントマグニチュード	M _W	6.9	6.9	7.3	7.0	6.9	Kanamori (1977) ⁽¹⁹⁾		
気象庁マグニチュード	M _J	7.3	7.3	7.8	7.5	7.3	武村(1998) ⁽¹⁸⁾		
微視的 パラメータ	全アスペリティ	短周期レベル	A	1.36 × 10 ¹⁹ N・m/s ²	2.04 × 10 ¹⁹ N・m/s ²	2.66 × 10 ¹⁹ N・m/s ²	1.83 × 10 ¹⁹ N・m/s ²	1.38 × 10 ¹⁹ N・m/s ²	A=4 (S/) ^{1/2} ・ ²
		地震モーメント	M _{0a}	1.21 × 10 ¹⁹ N・m	1.21 × 10 ¹⁹ N・m	4.82 × 10 ¹⁹ N・m	1.97 × 10 ¹⁹ N・m	1.24 × 10 ¹⁹ N・m	M _{0a} =μ D _a S _a
		面積	S _a	154.4 km ²	154.4 km ²	308.9 km ²	197.3 km ²	156.8 km ²	S _a =S × 22%
		平均すべり量	D _a	195 cm	195 cm	391 cm	250 cm	198 cm	D _a =2.0 × D
	第1アスペリティ	応力降下量	_a	11.8 MPa	17.7 MPa	16.3 MPa	14.0 MPa	11.9 MPa	_a = /0.22
		地震モーメント	M _{0a1}	9.81 × 10 ¹⁸ N・m	9.81 × 10 ¹⁸ N・m	3.92 × 10 ¹⁹ N・m	1.60 × 10 ¹⁹ N・m	1.01 × 10 ¹⁹ N・m	S ^{1.5} 比で配分
		面積	S _{a1}	112.3 km ²	112.3 km ²	224.6 km ²	143.5 km ²	114.0 km ²	S _{a1} =S × 16%
		平均すべり量	D _{a1}	218 cm	218 cm	437 cm	279 cm	222 cm	D _{a1} =M _{0a1} / (μ S _{a1})
	第2アスペリティ	実効応力	_{a1}	11.8 MPa	17.7 MPa	16.3 MPa	14.0 MPa	11.9 MPa	_{a1} = _a
		地震モーメント	M _{0a2}	2.25 × 10 ¹⁸ N・m	2.25 × 10 ¹⁸ N・m	9.01 × 10 ¹⁸ N・m	3.68 × 10 ¹⁸ N・m	2.32 × 10 ¹⁸ N・m	S ^{1.5} 比で配分
		面積	S _{a2}	42.1 km ²	42.1 km ²	84.2 km ²	53.8 km ²	42.8 km ²	S _{a2} =S × 6%
		平均すべり量	D _{a2}	134 cm	134 cm	267 cm	171 cm	136 cm	D _{a2} =M _{0a2} / (μ S _{a2})
	背景領域	実効応力	_{a2}	11.8 MPa	17.7 MPa	16.3 MPa	14.0 MPa	11.9 MPa	_{a2} = _a
		地震モーメント	M _{0b}	1.54 × 10 ¹⁹ N・m	1.54 × 10 ¹⁹ N・m	6.14 × 10 ¹⁹ N・m	2.51 × 10 ¹⁹ N・m	1.58 × 10 ¹⁹ N・m	M _{0b} =M ₀ -M _{0a}
		面積	S _b	547.6 km ²	547.6 km ²	1095.1 km ²	699.7 km ²	556.0 km ²	S _b =S-S _a
		平均すべり量	D _b	70 cm	70 cm	140 cm	90 cm	71 cm	D _b =M _{0b} / (μ S _b)
その他の 震源パラメータ	実効応力	_b	2.4 MPa	3.5 MPa	3.3 MPa	2.8 MPa	2.4 MPa	_b =0.2 × _a	
	剛性率	μ	4.0 × 10 ¹⁰ N/m ²	4.0 × 10 ¹⁰ N/m ²	4.0 × 10 ¹⁰ N/m ²	4.0 × 10 ¹⁰ N/m ²	4.0 × 10 ¹⁰ N/m ²		
	平均すべり量	D	98 cm	98 cm	195 cm	125 cm	99 cm	D=M ₀ / (μ S)	
	S波速度		3.5 km/s	3.5 km/s	3.5 km/s	3.5 km/s	3.5 km/s		
その他の 震源パラメータ	破壊伝播速度	V _R	2.5 km/s	2.5 km/s	2.5 km/s	2.5 km/s	2.5 km/s	Geller(1976) ⁽³⁵⁾	

表 - 2 (2) 敷地前面海域の断層群の基本震源モデル

及び不確かさを考慮した震源モデルの断層パラメータ

断層パラメータ		記号	不確かさを考慮 (130km運動 カスケードモデル)				根拠
敷地前面海域の断層群			伊予セグメント	川上セグメント	全体 (約130km)		
巨視的 パラメータ	断層位置 (断層西端)	-	東経: 132° 1' 42" 北緯: 33° 25' 20"	東経: 132° 32' 28" 北緯: 33° 39' 21"	東経: 132° 52' 16" 北緯: 33° 46' 42"	東経: 132° 1' 42" 北緯: 33° 25' 20"	
	走向		N57E	N57E	N59E	N57E ~ N59E	
	傾斜角		90°	90°	90°	90°	
	断層長さ	L	54.0 km	33.0 km	39.0 km	126.0 km	
	断層幅	W	13.0 km	13.0 km	13.0 km	13.0 km	
	断層面積	S	702.0 km ²	429.0 km ²	507.0 km ²	1638.0 km ²	
	断層上端深さ	H	2.0km	2.0km	2.0km	2.0km	
	破壊伝播形式	-	同心円状	同心円状	同心円状	同心円状	
	応力降下量		2.6 MPa	1.9 MPa	2.1 MPa	-	
	地震モーメント	M ₀	2.74 × 10 ¹⁹ N・m	1.02 × 10 ¹⁹ N・m	1.43 × 10 ¹⁹ N・m	5.19 × 10 ¹⁹ N・m	楢円クラック
微視的 パラメータ	モーメントマグニチュード	M _w	6.9	6.6	6.7	7.1	入倉・三宅(2001) ⁽²³⁾ Kanamori (1977) ⁽¹⁹⁾
	気象庁マグニチュード	M _J	7.3	6.9	7.0	7.5	武村(1998) ⁽¹⁸⁾
	短周期レベル	A	1.36 × 10 ¹⁹ N・m/s ²	7.99 × 10 ¹⁸ N・m/s ²	9.49 × 10 ¹⁸ N・m/s ²	-	4 (S/) ^{1/2} . . . ²
	地震モーメント	M _{0a}	1.21 × 10 ¹⁹ N・m	4.50 × 10 ¹⁸ N・m	6.29 × 10 ¹⁸ N・m	2.29 × 10 ¹⁹ N・m	M _{0a} = μ D _a S _a
	面積	S _a	154.4 km ²	94.4 km ²	111.5 km ²	360.3 km ²	S _a /S = 22%
	平均すべり量	D _a	195 cm	119 cm	141 cm	158 cm	D _a = 2.0 × D
	応力降下量	a	11.8 MPa	8.9 MPa	9.7 MPa	-	a = / 0.22
	地震モーメント	M _{0a1}	9.81 × 10 ¹⁸ N・m			9.81 × 10 ¹⁸ N・m	
	面積	S _{a1}	112.3 km ²			112.3 km ²	
	平均すべり量	D _{a1}	218 cm			218 cm	
背景領域	実効応力	a ₁	11.8 MPa			11.8 MPa	
	地震モーメント	M _{0a2}	2.25 × 10 ¹⁸ N・m			2.25 × 10 ¹⁸ N・m	
	面積	S _{a2}	42.1 km ²			42.1 km ²	
	平均すべり量	D _{a2}	134 cm			134 cm	
	実効応力	a ₂	11.8 MPa			11.8 MPa	
	地震モーメント	M _{0a3}		4.50 × 10 ¹⁸ N・m		4.50 × 10 ¹⁸ N・m	
	面積	S _{a3}		94.4 km ²		94.4 km ²	
	平均すべり量	D _{a3}		119 cm		119 cm	
	実効応力	a ₃		8.9 MPa		8.9 MPa	
	地震モーメント	M _{0a4}			6.29 × 10 ¹⁸ N・m	6.29 × 10 ¹⁸ N・m	
その他の 震源パラメータ	面積	S _{a4}			111.5 km ²	111.5 km ²	
	平均すべり量	D _{a4}			141 cm	141 cm	
	実効応力	a ₄			9.7 MPa	9.7 MPa	
	地震モーメント	M _{0b}	1.54 × 10 ¹⁹ N・m	5.73 × 10 ¹⁸ N・m	8.01 × 10 ¹⁸ N・m	2.91 × 10 ¹⁹ N・m	M _{0b} = M ₀ - M _{0a}
	面積	S _b	547.6 km ²	334.6 km ²	395.5 km ²	1277.7 km ²	S _b = S - S _a
	平均すべり量	D _b	70 cm	43 cm	51 cm	57 cm	D _b = M _{0b} / (μ S _b)
	実効応力	b	2.4 MPa	1.8 MPa	1.9 MPa	-	b = 0.2 × a
	剛性率	μ	4.0 × 10 ¹⁰ N/m ²	4.0 × 10 ¹⁰ N/m ²	4.0 × 10 ¹⁰ N/m ²	4.0 × 10 ¹⁰ N/m ²	-
	平均すべり量	D	98 cm	60 cm	71 cm	79 cm	D = M ₀ / (μ S)
	S波速度		3.5 km/s	3.5 km/s	3.5 km/s	3.5 km/s	-
	破壊伝播速度	V _R	2.5 km/s	2.5 km/s	2.5 km/s	2.5 km/s	Geller(1976) ⁽³⁵⁾

表 - 3 理論的手法を適用する際に用いた地下構造モデル

層上面 (m)	Vp (m/s)	Vs (m/s)	密度 (kg/m ³)	Q 値	根 拠
0	5300	2600	3000	50	主に地質調査結果を参照して設定 PS 検層による測定値等から総合的に設定
10	5500	2700	3000	50	
200	5700	2800	3000	190	
2000	6100	3500	3000	230	
16000	6700	3870	2800	400	Kakehi (2004) ⁽²⁸⁾ を参照して設定
40000	6600	3820	2800	400	
42000	6700	3870	2900	400	
46000	8000	4620	3200	1200	

注) 統計的グリーン関数法を適用する場合の統計的グリーン関数は解放基盤表面の位置で算定

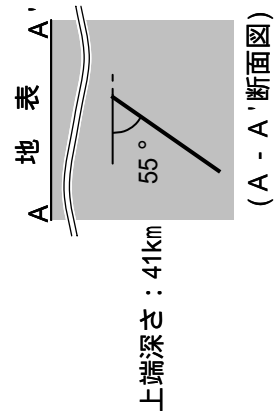
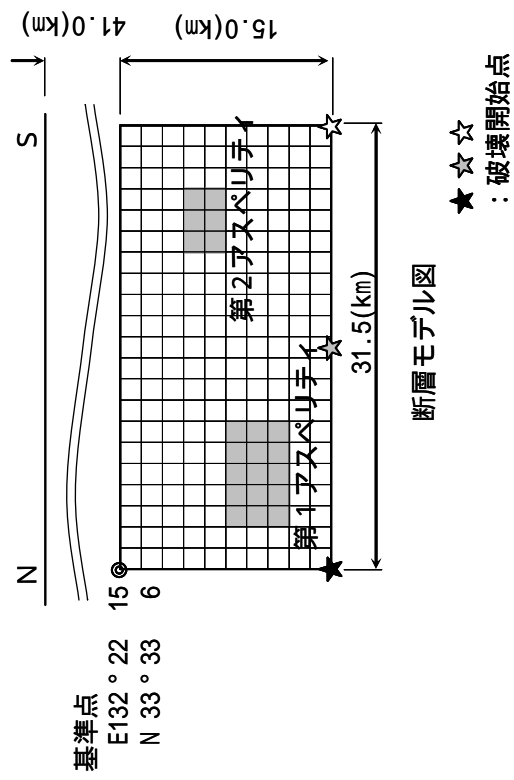
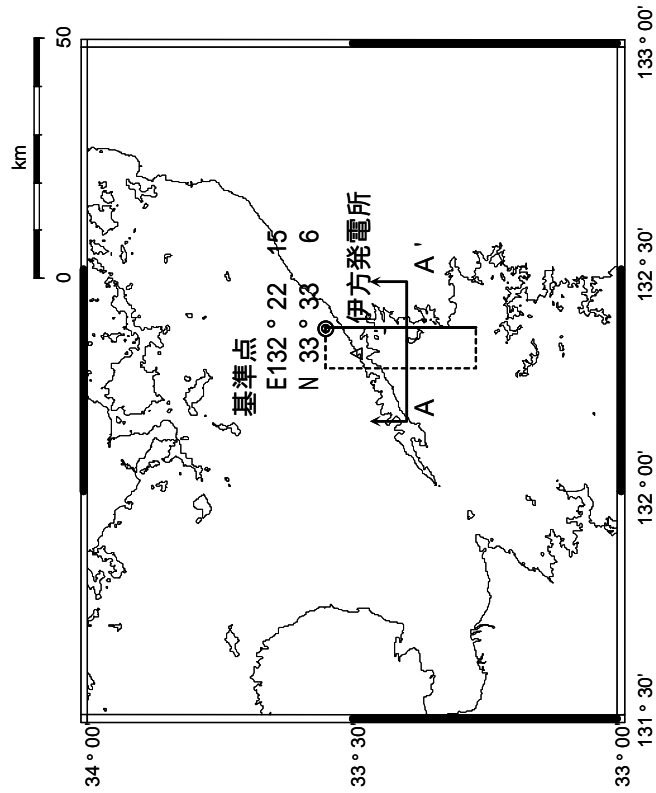
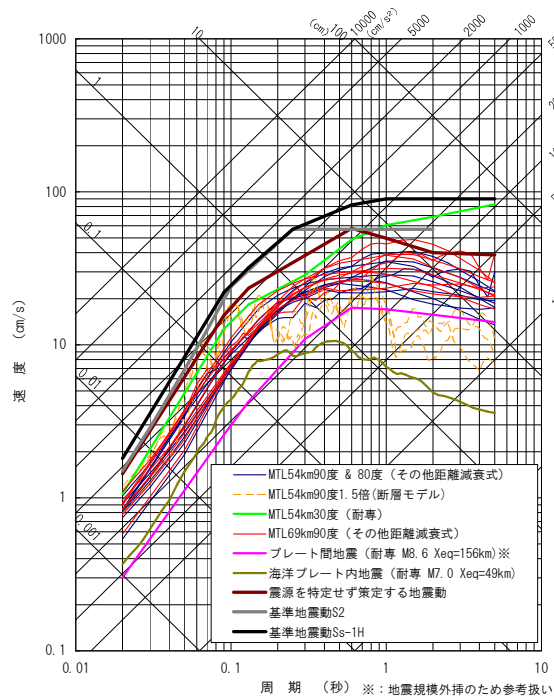


図 - 4 想定スラブ内地震の震源モデル

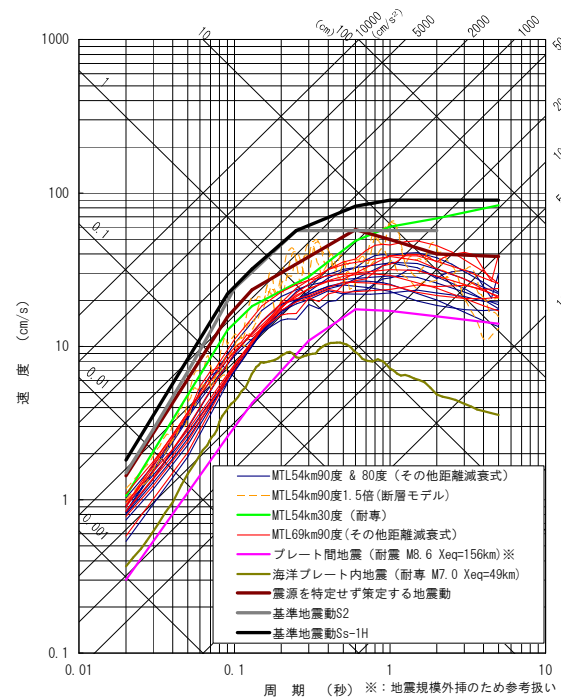
表 - 4 想定スラブ内地震の震源モデルの主なパラメータ

断層パラメータ		記号	設定値	根拠	
巨視的 パラメータ	断層位置	-	東経: 132 ° 22 15		
			北緯: 33 ° 33 6		
	走向		N180E	2001芸予	
	傾斜角		55 °	2001芸予	
	断層長さ	L	31.5 km		
	断層幅	W	15.0 km		
	断層面積	S	462.0 km ²	2001芸予をスケーリング(Mo ^{2/3})	
	断層上端深さ	H	41.0km	微小地震観測	
	破壊伝播形式	-	同心円状		
	応力降下量		9.78MPa	円形クラック	
	地震モーメント	M ₀	3.98 × 10 ¹⁹ N・m	=10 ^{1.5M_w+9.1}	
	モーメントマグニチュード	M _W	7.0	=M _J	
	気象庁マグニチュード	M _J	7.0	敷地周辺の最大値	
短周期レベル	A'	7.96 × 10 ¹⁹ N・m/s ²	4 (S/) ^{1/2} . 2		
微視的 パラメータ	全スベリ 面	地震モーメント	M _{0a}	7.96 × 10 ¹⁸ N・m	= μ D _a S _a
		面積	S _a	46.2 km ²	=0.1S (2001芸予)
		平均すべり量	D _a	326 cm	=2.0D
		応力降下量	a	97.8 MPa	= /0.1
	第1スベリ 面	地震モーメント	M _{0a1}	6.48 × 10 ¹⁸ N・m	S ^{1.5} 比で配分
		面積	S _{a1}	33.6 km ²	=S _a × 16%/22%
		平均すべり量	D _{a1}	365 cm	D _{a1} =M _{0a1} / (μ S _{a1})
		実効応力	a ₁	97.8 MPa	a ₁ = a
	第2スベリ 面	地震モーメント	M _{0a2}	1.49 × 10 ¹⁸ N・m	S ^{1.5} 比で配分
		面積	S _{a2}	12.6 km ²	=S _a × 6%/22%
		平均すべり量	D _{a2}	224 cm	D _{a2} =M _{0a1} / (μ S _{a2})
		実効応力	a ₂	97.8 MPa	a ₂ = a
	域 領 断 面	地震モーメント	M _{0b}	3.18 × 10 ¹⁹ N・m	M _{0b} = M ₀ - M _{0a}
		面積	S _b	415.8 km ²	S _b =S - S _a
		平均すべり量	D _b	145 cm	D _b =M _{0b} / (μ S _b)
		実効応力	b	11.0 MPa	=D _b /S _b ^{0.5} ・S _{a1} ^{0.5} /D _{a1} ・ a ₁
その他の 震源パラ メータ	剛性率	μ	5.28 × 10 ¹⁰ N/m ²	= ² =3.3 × 4.0 ² × 10 ⁹	
	平均すべり量	D	163 cm	=M ₀ / (μ S)	
	S波速度		4.0 km/s		
	破壊伝播速度	V _R	2.88 km/s	Geller(1976) ⁽³⁵⁾	

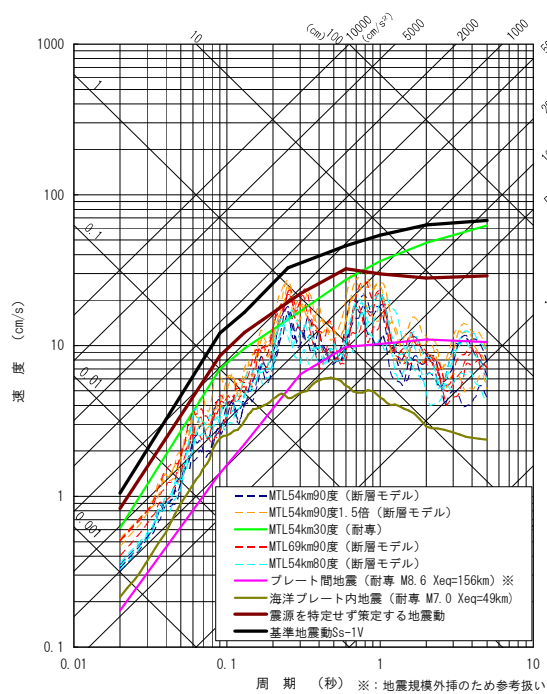
応答スペクトルに基づく手法による基準地震動



NS 方向



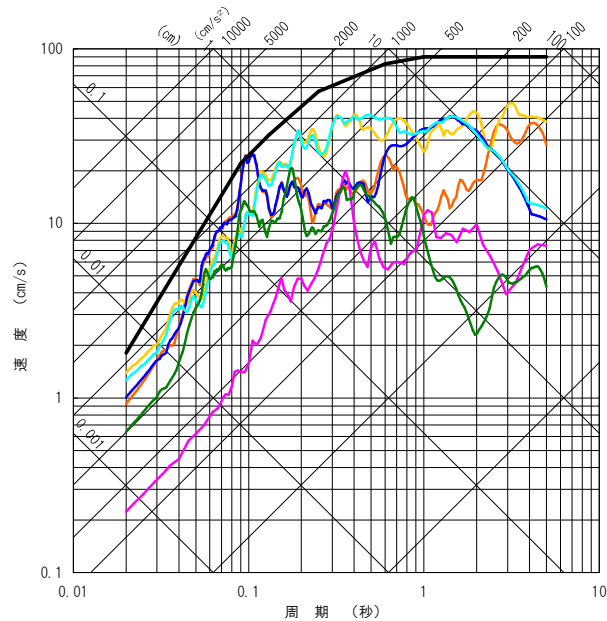
EW 方向



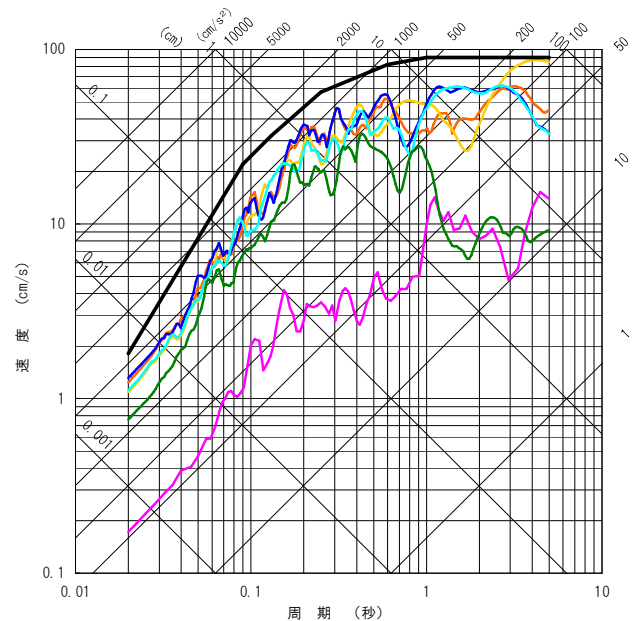
UD 方向

図 - 5 (1) 地震動評価結果 (応答スペクトル) 及び基準地震動 Ss

断層モデルを用いた手法による基準地震動

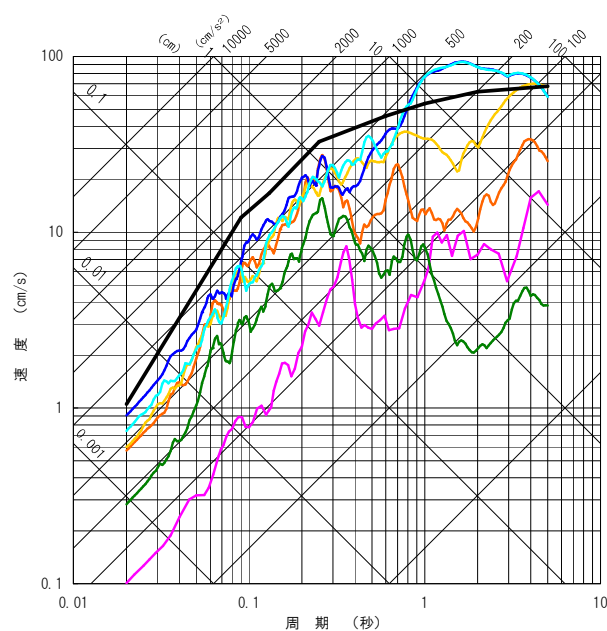


NS 方向



EW 方向

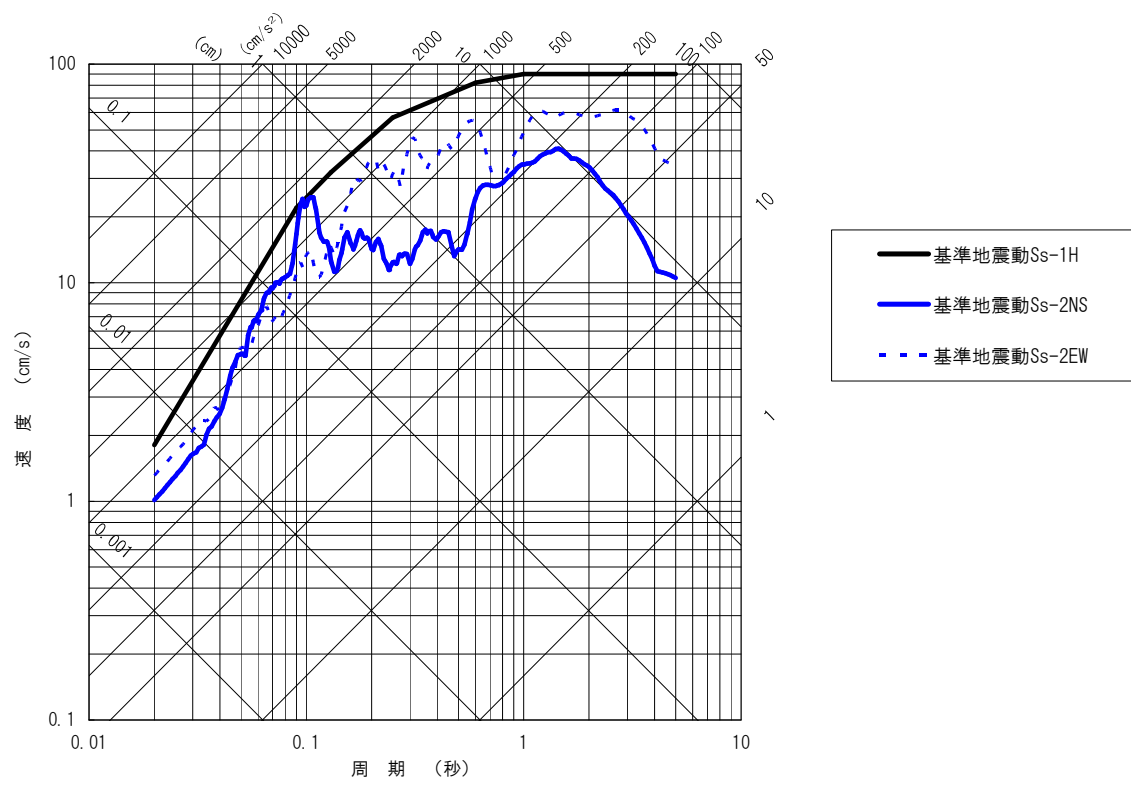
- 内地殻内地震：不確かさ考慮② (54km, 30度：経験のグリーン関数法)
- 内地殻内地震：不確かさ考慮② (54km, 30度：統計のグリーン関数法)
- 基準地震動Ss-2NS・EW：内地殻内地震 (54km, 30度) 【ハイブリッド合成法：経験のグリーン関数法+理論地震動】
- 内地殻内地震 (54km, 30度) 【ハイブリッド合成法：統計のグリーン関数法+理論地震動】
- プレート間地震
- 海洋プレート内地震 (破壊開始点 中央下端)
- 基準地震動Ss-1H



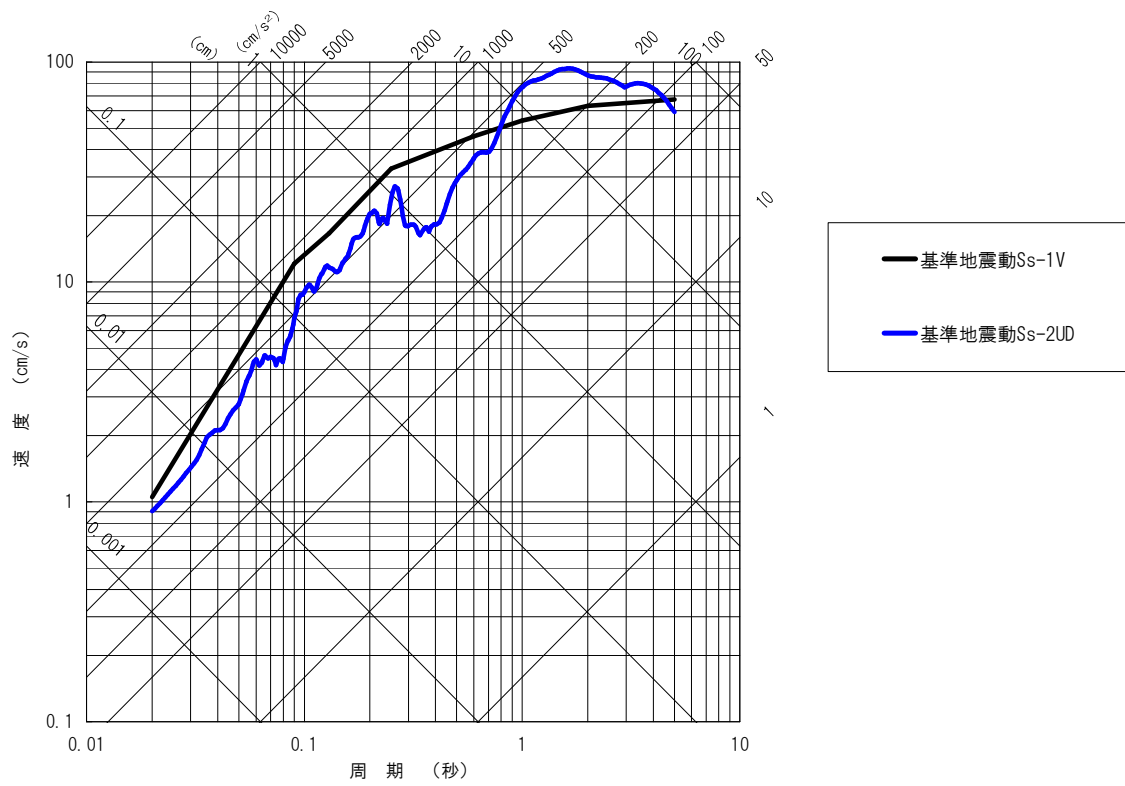
UD 方向

- 内地殻内地震：不確かさ考慮② (54km, 30度：経験のグリーン関数法)
- 内地殻内地震：不確かさ考慮② (54km, 30度：統計のグリーン関数法)
- 基準地震動Ss-2UD：内地殻内地震 (54km, 30度) 【ハイブリッド合成法：経験のグリーン関数法+理論地震動】
- 内地殻内地震 (54km, 30度) 【ハイブリッド合成法：統計のグリーン関数法+理論地震動】
- プレート間地震
- 海洋プレート内地震 (破壊開始点 中央下端)
- 基準地震動Ss-1V

図 - 5 (2) 地震動評価結果 (断層モデル) 及び基準地震動 Ss

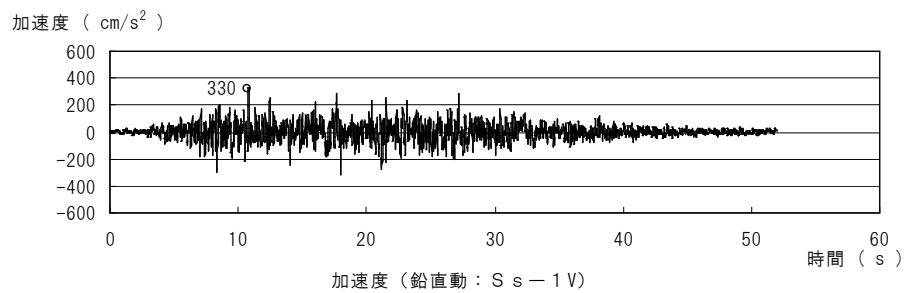
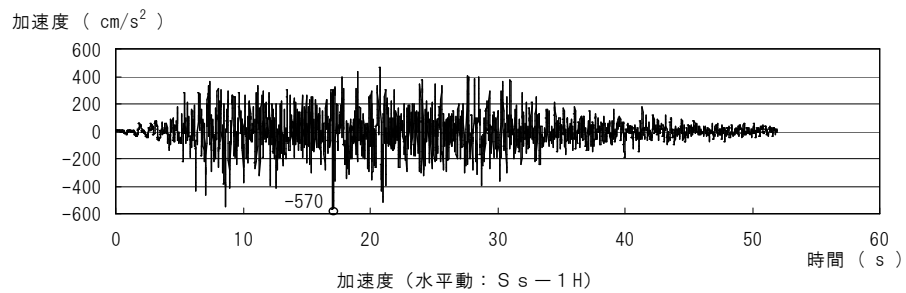


水平方向

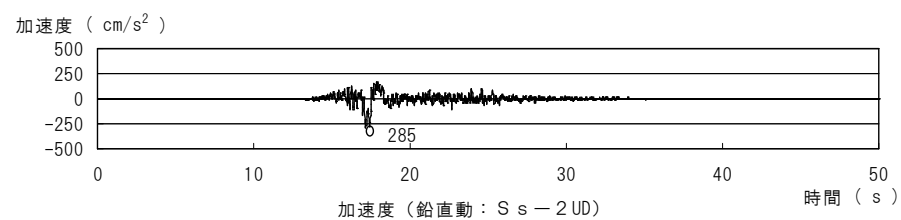
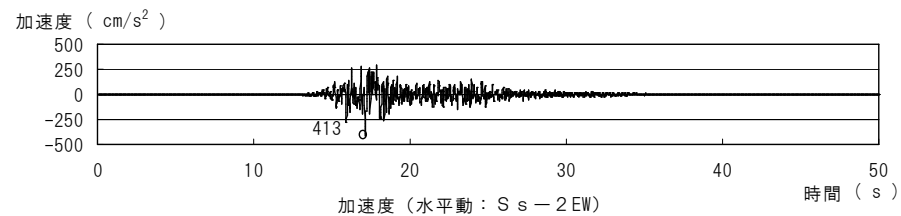
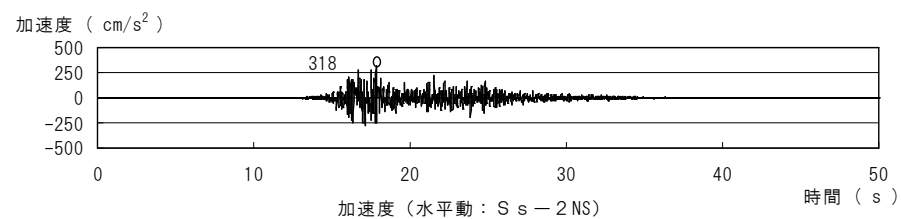


鉛直方向

図 - 6 基準地震動 Ss の応答スペクトル

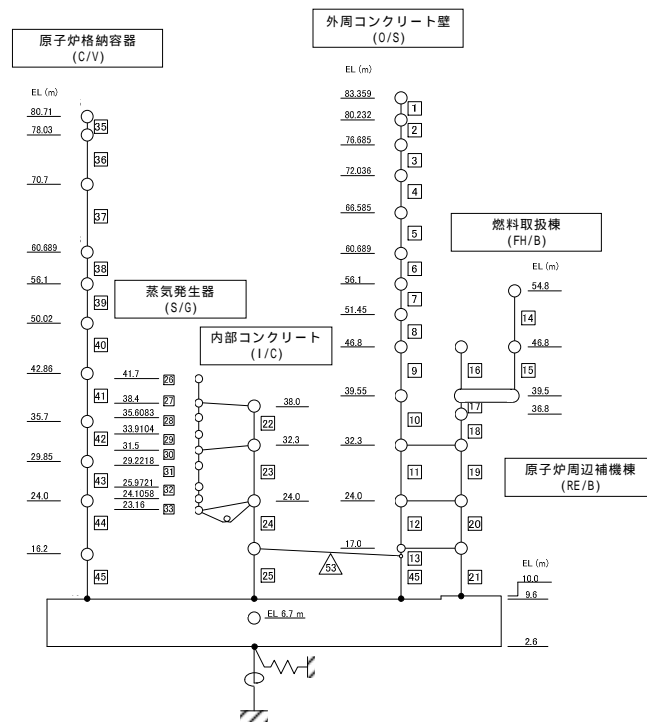


基準地震動 Ss-1

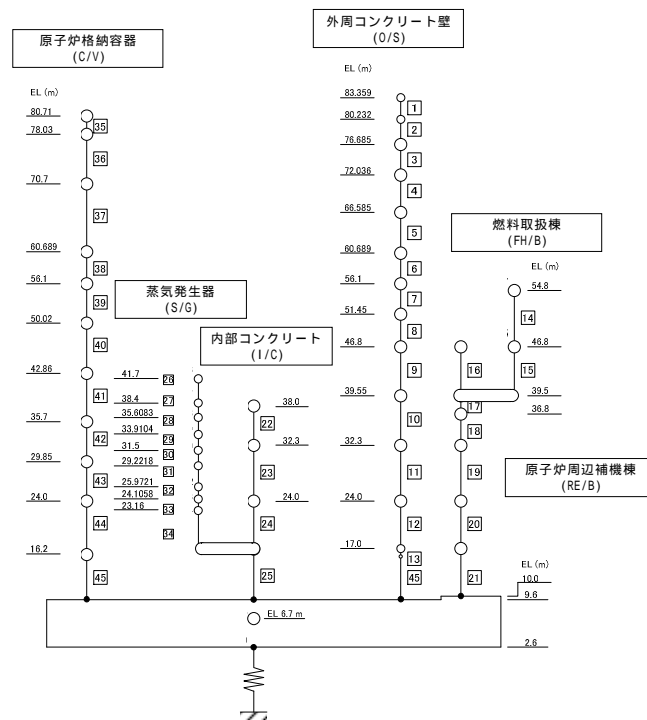


基準地震動 Ss-2

図 - 7 基準地震動 Ss の加速度時刻歴波形



【水平方向】



【鉛直方向】

図 - 8 原子炉建屋の地震応答解析モデル

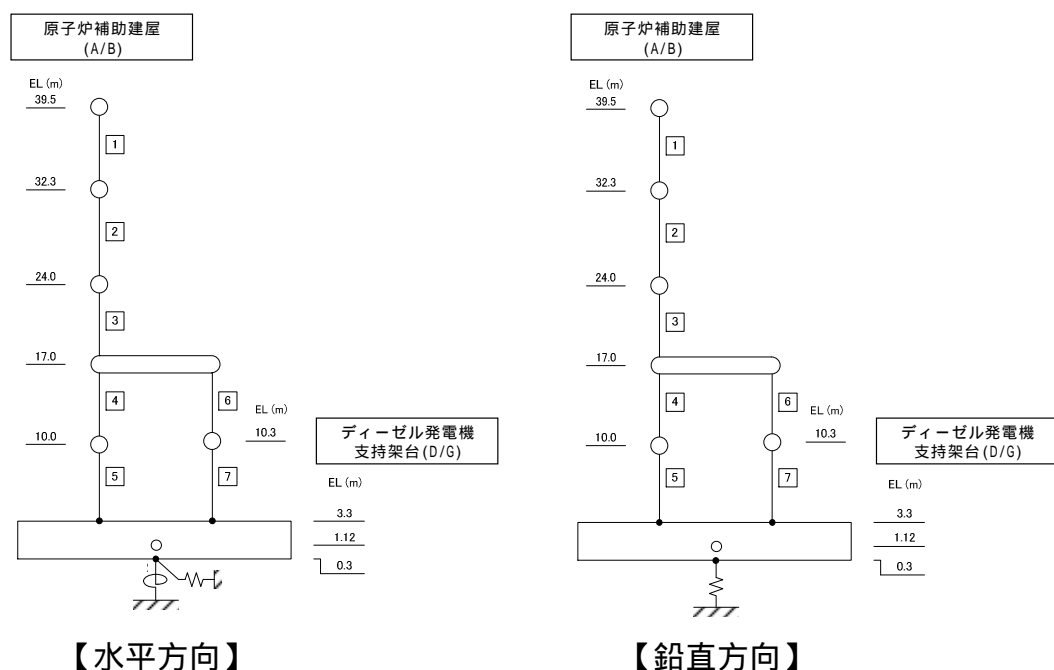


図 - 9 原子炉補助建屋の地震応答解析モデル

表 - 5 原子炉建屋の最大応答せん断ひずみ

基準地震動 Ss	E W方向		N S方向	
	最大応答 せん断ひずみ	部位	最大応答 せん断ひずみ	部位
Ss - 1	0.58×10^{-3}	O/S 10部材	0.63×10^{-3}	O/S 10部材
Ss - 2	0.22×10^{-3}	O/S 11部材	0.17×10^{-3}	O/S 12部材

表 - 6 原子炉補助建屋の最大応答せん断ひずみ

基準地震動 Ss	E W方向		N S方向	
	最大応答 せん断ひずみ	部位	最大応答 せん断ひずみ	部位
Ss - 1	0.55×10^{-3}	D/G 6部材	0.84×10^{-3}	A/B 4部材
Ss - 2	0.45×10^{-3}	D/G 6部材	0.16×10^{-3}	A/B 4部材

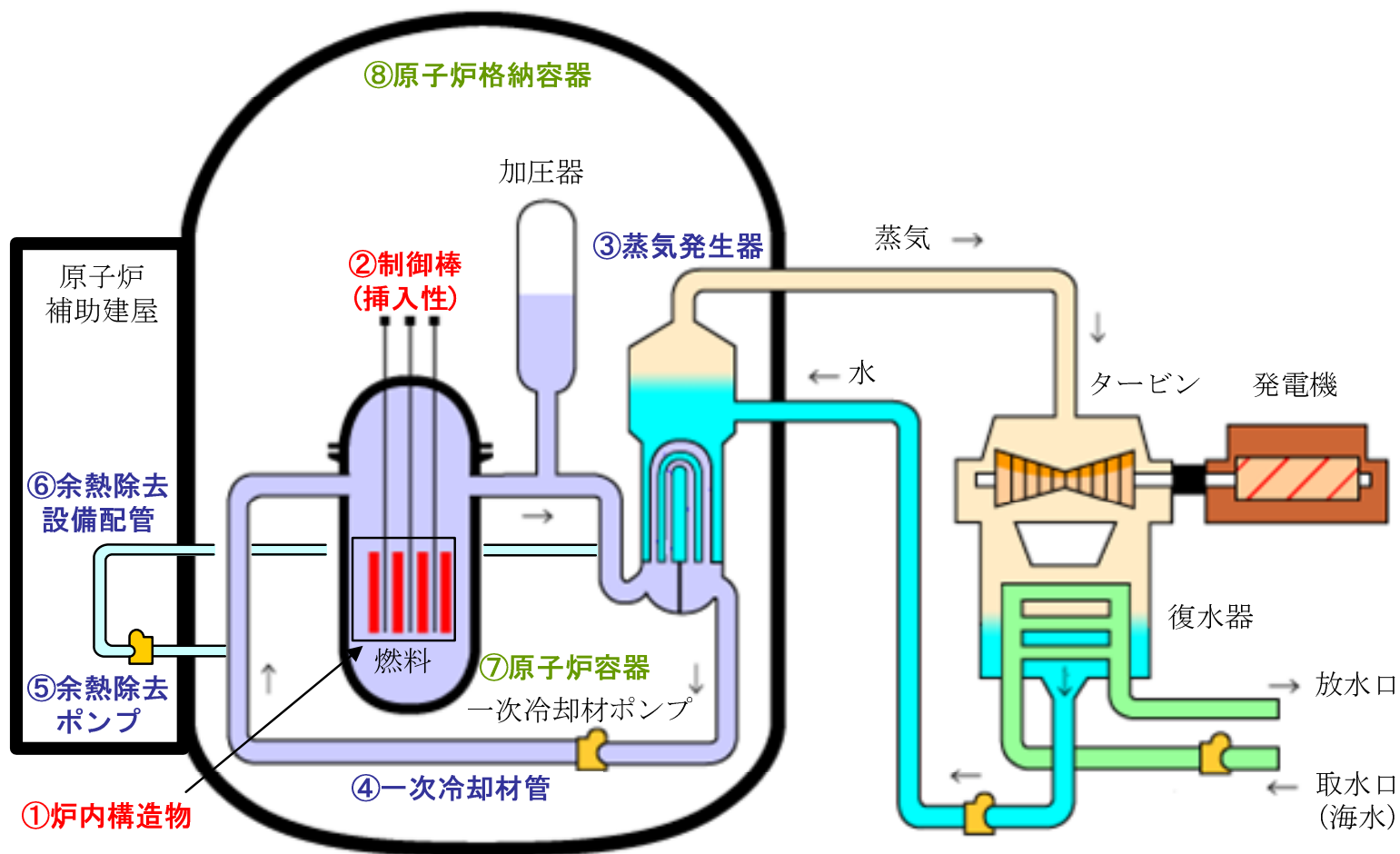


図 - 1 0 中間報告における評価対象設備

表 - 7 機器・配管系の構造強度評価結果

構造強度評価	区分	評価対象設備	評価部位	応力分類	中間報告における評価値 (水平・鉛直地震動を考慮)		水平地震動のみによる 応答比で評価 ³		簡易式による評価 ⁴	評価基準値 [N/mm ²]
					応答比	発生値 ² [N/mm ²]	応答比	発生値 [N/mm ²]	発生値 [N/mm ²]	
構造強度評価	止める	炉内構造物	炉心そう	一次応力	1.064	90	1.044	88	(91 ⁵)	391
	冷やす	蒸気発生器	支持構造物	一次応力	1.039	56	0.964	52	52	79
		一次冷却材管	本 体	一次応力	1.039	117	0.964	108	112	348
		余熱除去ポンプ	基礎ボルト	一次応力	0.767(1) ¹	1	0.925	1	- ⁶	210
			原動機取付ボルト ⁷	一次応力		10		10	5	210
		余熱除去設備配管	本 体	一次応力	1.141	176	1.102	171	168	343
	閉じ込める	原子炉容器	支持構造物	一次応力	1.064	274	1.044	269	269	465
		原子炉格納容器	本 体	一次応力	0.854(1) ¹	60	0.825	50	50	351

1 応答比は1以下であるが、評価上は「1」とする。

2 水平・鉛直地震動に基づく応答比（SRSS/絶対値和）に基づく評価結果を記載している。

3 水平地震動に基づく応答比（新指針 BC 時/工認時）に基づく評価結果を記載している。

4 簡易式による推定値を記載している。

$$\sqrt{\left(H \times \frac{AS_s H}{AS_2 H}\right)^2 + \left(V \times \frac{AS_s V}{AS_2 V}\right)^2} + L$$

H:工認時発生応力（水平地震力による応力）

V:工認時発生応力（鉛直地震力による応力）

L:工認時発生応力（自重+その他による応力）

5 既往評価結果（工認耐震計算書）から水平・鉛直地震荷重の分解ができないため、地震時発生応力に応答比（SRSS 法/SRSS 法、自重考慮無し）を乗じて評価。

6 規格に当てはめて計算した結果、基礎ボルトには引張応力は発生しない。

7 参考までに、ポンプ本体を除く支持構造物の評価結果を示す。

表 - 8 制御棒挿入性に関する評価結果

動的機能維持評価	区分	評価対象設備	評価項目	中間報告における評価値 (水平・鉛直地震動を考慮)		水平地震動のみによる応答比で評価 ³		簡易式による評価 ⁴	評価基準値 [秒]
				応答比	発生値 ¹ [秒]	応答比	発生値 [秒]	発生値 [秒]	
	止める	制御棒（挿入性）	挿入時間	1.555	2.03	1.176	1.99	(2.06 ⁴)	2.50 ⁵

1 水平・鉛直地震動に基づく応答比（SRSS/絶対値和）に基づく評価結果を記載している。

2 水平地震動に基づく応答比（新指針 BC 時/工認時）に基づく評価結果を記載している。

3 簡易式による推定値を記載している。

$$\sqrt{\left(t_H \times \frac{AS_S H}{AS_2 H}\right)^2 + \left(t_V \times \frac{AS_S V}{AS_2 V}\right)^2} + t_L$$

tH:工認時発生値（水平地震力による遅れ時間）
tV:工認時発生値（鉛直地震力による遅れ時間）
tL:工認時発生値（自重＋その他による遅れ時間）

4 既往評価結果（工認耐震計算書）から水平・鉛直地震力による遅れ時間の分解ができないため、地震時遅れ時間に応答比（SRSS 法/SRSS 法，自重考慮無し）を乗じて評価。

5 安全評価の解析条件である制御棒クラスタ落下開始から全ストロークの 85%挿入までの時間 2.20 秒に電流遮断時から制御棒クラスタの駆動軸が制御棒駆動装置のラッチを離れるまでの時間 0.30 秒を加えた 2.50 秒を制御棒挿入性の評価における規定時間とする。

参考文献

- (1) 緒方正虔 (1975): 佐田岬半島北岸海域の地質構造 - 音波探査による海底地質の考察 -, 電力中央研究所土木技術研究所, 電力中央研究所報告、375006
- (2) 露口耕治・松岡裕美・岡村 眞 (1996): 伊予灘における中央構造線系海底活断層の分布とセグメンテーション, 日本地質学会第 103 年学術大会講演要旨集, 364
- (3) 国土地理院 (2001): 沿岸海域基礎調査報告書(伊予長浜地区), 国土地理院技術資料 D・3-No.72
- (4) 七山 太・池田倫治・大塚一広・三浦健一郎・金山清一・小林修二・長谷川正・杉山雄一・佃 栄吉 (2002): 伊予灘～佐賀関沖 MTL 活断層系の広域イメージングとセグメント区分, 産業技術総合研究所地質調査総合センター, 活断層・古地震研究報告, 2, 141-152
- (5) 岡田篤正 (1992): 中央構造線活断層系の活動区の分割試案, 地質学論集, 40, 15-30
- (6) Tsutsumi, H and A. Okada (1996): Segmentation and Holocene surface faulting on the Median Tectonic Line, Southwest Japan, Journal of Geophysical Research, 101, B3, 5855-5871
- (7) 佃 栄吉 (1996): 中央構造線活断層系のセグメンテーションと周辺の地質構造, テクトニクスと変成作用, 創文, 250-257
- (8) 中田 高・後藤秀昭 (1998): 活断層はどこまで割れるのか? - 横ずれ断層の分岐形態と縦ずれ分布に着目したセグメント区分モデル -, 活断層研究, 17, 43-53
- (9) 地震調査研究推進本部地震調査委員会 (2003): 中央構造線断層帯(金剛山地東縁 - 伊予灘)の長期評価について
- (10) 地震調査研究推進本部地震調査委員会 (2005): 別府 - 万年山断層帯の長期評価について
- (11) 吉岡敏和, 栗田泰夫, 下川浩一, 杉山雄一, 伏島祐一郎 (2005): 全国主要活断層活動確率地図および同説明書, 産業技術総合研究所地質調査総合センター
- (12) 中田 高・今泉俊文編 (2002): 活断層詳細デジタルマップ
- (13) 活断層研究会編 (1991): [新編]日本の活断層 - 分布図と資料 -
- (14) 佃 栄吉・寒川 旭・衣笠善博 (1982): 活構造図, 高知, 地質調査所
- (15) J. Zhao, J. Zhang, A. Asano, Y. Ohno, T. Oouchi, T. Takahashi, H. Ogawa, K. Irikura, H. K. Thio, P. G. Somerville, Y. Fukushima, Y. Fukushima, (2006): Attenuation Relations of Strong Ground Motion in Japan Using

Site Classification Based on Predominant Period , Bulletin of the Seismological Society of America , 96 , 898-913

- (16) 松田時彦(1975): 活断層から発生する地震の規模と周期について ,地震 2 , 28 , 269-283
- (17) 武村雅之(1990): 日本列島およびその周辺で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 , 43 , 257-265
- (18) 武村雅之(1998): 日本列島における地殻内地震のスケーリング則 ,地震 2 , 51 , 211-228
- (19) H.Kanamori(1977): The energy release in great earthquakes , J. Geophys. Res. 82,2981-2987
- (20) 高橋利昌 , 浅野彰洋・大内泰志・川崎真治・神田克久・武村雅之・宇佐美龍夫 (2008): 17 世紀以降に芸予地域で発生した被害地震の地震規模 , 地震 2 , 60 , 193-217
- (21) 神田克久・武村雅之・高橋利昌・浅野彰洋・大内泰志・川崎真治・宇佐美龍夫 , 2008 , 豊後水道近傍で発生した歴史的被害地震の地震規模 , 地震 2 , 60 , 225-242
- (22) 地震調査研究推進本部地震調査委員会 (2003): 中央構造線断層帯 (金剛山地東縁 - 伊予灘) の長期評価について
- (23) 入倉孝次郎・三宅弘恵 (2001): シナリオ地震の強震動予測 , 地学雑誌 , Vol.110 , 849-875
- (24) 気象庁カタログ : 気象庁 2007 年 7 月 , 地震・火山月報 (カタログ編)
- (25) 地震調査研究推進本部地震調査委員会 (2005): 「全国を概観した地震動予測地図」報告書 2005 年版
- (26) 地震調査研究推進本部地震調査委員会 (2008): 付録 震源断層を特定した地震の強震動予測手法 (「レシピ」)
- (27) S.Noda, K. Yashiro, K. Takahashi, M. Takemura, S. Ohno, M. Tohdo and T. Watanabe (2002): Response spectra for design purpose of stiff structures on rock sites , OECD-NEA workshop on the relation between seismological data and seismic engineering analysis , OCT.16-18, Istanbul .
- (28) Y.Takehi (2004): Analysis of the 2001 Geiyo, Japan, earthquake using high-density strong ground motion data: Detailed rupture process of a slab earthquake in a medium with a large velocity contrast , J. Geophys. Res. , 109 , B08306 .
- (29) Yagi and Kikuchi (2001) : Joint inversion was made using strong-ground-motion data (provided by K-net (NIED)) and teleseismic

data , <http://www.eic.eri.u-tokyo.ac.jp/~yuji/Aki-nada/>

- (30) 中央防災会議(2003):「東南海、南海地震等に関する専門調査会(第16回), 東南海、南海地震に関する報告(案), 平成15年12月16日」
- (31) 加藤研一・宮腰勝義・武村雅之・井上大栄・上田圭一・壇 一男(2004): 震源を事前に特定できない内陸地殻内地震による地震動レベル - 地質学的調査による地震の分類と強震観測記録に基づく上限レベルの検討 -, 日本地震工学会論文集, 第4巻, 第4号
- (32) 原子力安全基盤機構(2005): 震源を特定しにくい地震による地震動の検討に関する報告書, JNES/SAE05-004
- (33) 日本原子力学会(2007): 原子力発電所の地震を起因とした確立論的安全評価実施基準
- (34) 壇 一男・渡辺基史・佐藤俊明・石井 透(2001): 断層の非一様すべり破壊モデルから算定される短周期レベルと半経験的波形合成法による強震動予測のための震源断層のモデル化, 日本建築学会構造系論文集, 第545号, 51-6
- (35) R.Geller(1976): Scaling relations for earthquake source parameters and magnitudes, Bulletin of the Seismological Society of America, 66, 1501-1523
- (36) 社団法人日本電気協会「原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601-1991 追補版」
- (37) 社団法人日本電気協会「原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601-補1984」
- (38) 社団法人日本電気協会「原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601-1987」
- (39) 社団法人日本電気協会第29回耐震設計分科会資料 No.29-4-5-7「参考資料 4.7 鉛直方向の設計用床応答スペクトルの拡幅率」
- (40) 独立行政法人原子力安全基盤機構「平成17年度原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査機器耐力その2(PWR制御棒挿入性)に係る報告書(平成18年8月)」
- (41) 社団法人日本電気協会第29回耐震設計分科会資料 No.29-4-5-8「水平及び鉛直方向の設計用減衰定数」
- (42) 社団法人日本機械学会「発電用原子力設備規格 設計・建設規格 JSME S NC1-2005」

【参考資料 - 1】

伊方発電所 3 号機 応答倍率法による評価について

平成 2 1 年 1 2 月
四国電力株式会社

【 目 次 】

1 . 概 要	1
2 . 応答倍率法による評価	2
3 . 評価結果の安全性	4
4 . ま と め	27
5 . 別 添	28

1 . 概 要

新耐震指針に照らした耐震安全性評価（中間報告（伊方3号機））では、機器・配管系設備の評価手法として、応答倍率法を適用している。

以下に、応答倍率法による評価および評価結果の安全性について、検討した結果を整理する。

本資料における検討概要を以下に示す。

- ・ 応答倍率法による評価
- ・ 評価結果の安全性（応答比：SRSS/絶対値和，鉛直下向き）
 - a. 各種「応答比」算定法による比較検討
 - b. 既往評価結果（工認時の耐震計算書）等における荷重分析を踏まえた考察
 - c. 応答比「SRSS/絶対値和，鉛直下向き」の詳細分析
 - d. 中間報告（伊方3号機）の評価対象施設に対する適用性検討
- ・ まとめ
- ・ 別 添
 - 『 応答倍率法に対する基本的な考え方 』

2. 応答倍率法による評価

中間報告（伊方3号機）では，基準地震動 S_2 に基づく既往評価（工認時の耐震計算）時の発生荷重（絶対値和法）の基準地震動 S_s 入力時の発生荷重（SRSS法）に対する「荷重増倍率（荷重比）」に相当する「応答比」を既往評価結果（工認時の耐震計算結果）^{（注1）} に乗じて発生値を求める「応答倍率法」を適用している。

（図 - 1 参照）

応答倍率法は，既往評価（工認時の耐震計算書）で求められた応力等^{（注2）} を用いた簡便な評価手法である。

既往評価において，地震と地震以外の成分が分解されているものは地震成分のみに応答比を乗じ（方法 ），分解されていないものは分解せずにそのまま応答比を乗じて発生値を算出（方法 ）している。

「応答比」は「荷重比」であり，地震時発生荷重は地震加速度に比例するため，「応答比」の算定に当たっては，地震時の荷重組合せ方法に対応した応答加速度比として計算している。

具体的には，機器・配管系の固有周期（振動モード）に対応する，基準地震動 S_s での床応答スペクトルにおける水平加速度と鉛直加速度の二乗和平方根（SRSS）と既往評価で用いた床応答スペクトルにおける水平加速度と鉛直加速度の絶対値和との比で評価している。

（図 - 2 参照）

（注1）「構造 A 2 1 - 2 - 1：伊方発電所3号機 安全上重要な建物・構築物および機器・配管系の耐震安全性評価（補足説明）」（平成21年12月17日）に基づき，原子炉建屋耐震計算における入力データの誤り訂正後の工認モデルを用いて基準地震動 S_2 に対する床応答スペクトルを算定し，応答倍率法により推定した「訂正後の工認時評価結果」（以下，「既往評価結果」という。）を用いる。

（注2）耐震設計手法に関わるパラメータ（係数，解析手法）に個々の裕度を持っているため，設計手法全体として安全側の評価結果となっている。

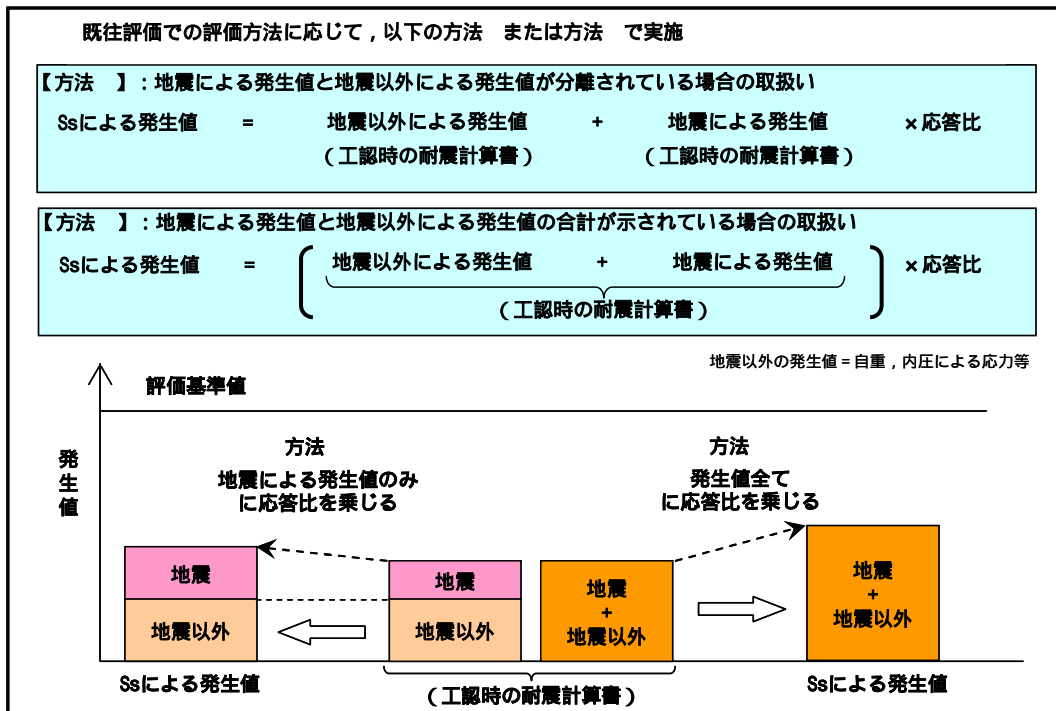
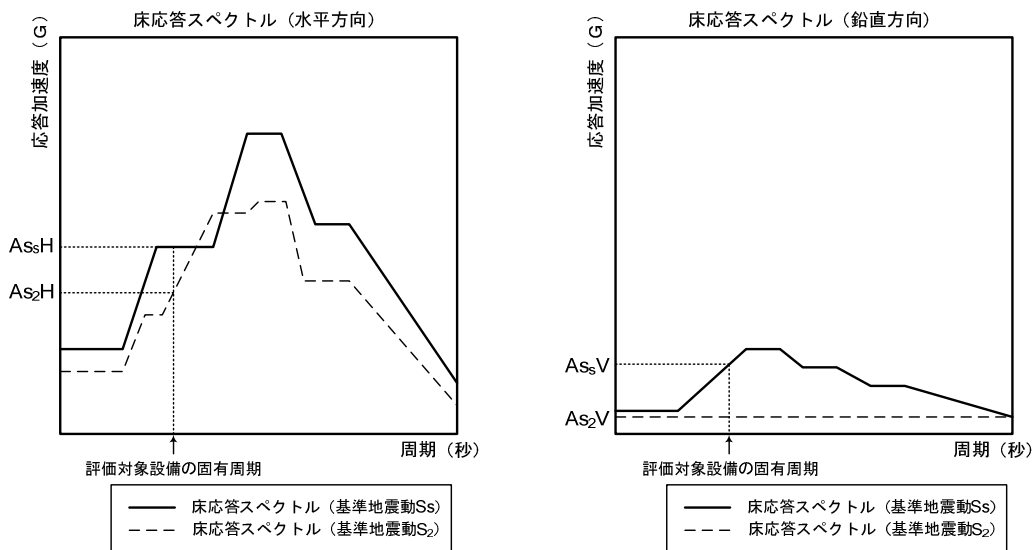


図 - 1 応答倍率法による評価



記号説明

AsH:基準地震動Ssによる応答加速度(水平方向)
As2H:基準地震動S2による応答加速度(水平方向)
AsV:基準地震動Ssによる応答加速度(鉛直方向)
As2V:基準地震動S2による応答加速度(鉛直方向)

評価に保守性を持たせるため、多次の振動モードが存在する場合、振動モード毎にそれぞれ応答比を求め、その中で最大の応答比を評価に用いている。

【方法①】による場合： 応答比 = $\frac{SRSS}{\text{絶対値和}} = \frac{\sqrt{(AsH)^2 + (AsV)^2}}{As2H + (As2V)}$

【方法②】による場合： 応答比 = $\frac{SRSS}{\text{絶対値和}} = \frac{\sqrt{(AsH)^2 + (1 + AsV)^2}}{As2H + (1 + As2V)}$

「備考」

剛領域の場合、As2V以外も2割増しの応答加速度で計算する。

図 - 2 応答比の算出方法

3 . 評価結果の安全性

a. 各種「応答比」算定法による比較検討

中間報告では、基準地震動 S_2 に基づく既往評価（工認時の耐震計算）時の発生荷重（絶対値和法）の基準地震動 S_s 入力時の発生荷重（SRSS 法）に対する「荷重増倍率（荷重比）」に相当する「応答比（SRSS / 絶対値和）」を既往評価結果（工認時の耐震計算結果）に乗じて評価している。

（図 - 3（1/2）[ケース ,] 参照）

また、参考までに、各種「応答比」算定法について、中間報告（伊方 3 号機）の評価対象施設に対する検討結果を整理した。

（図 - 3 参照）

その結果、「鉛直方向応答加速度」に着目した応答比で評価するケース（図 - 3（2/2）[ケース ,] 参照）が最も大きい評価結果を与えるが、評価対象施設によっては、非常に安全側の評価結果を与える場合があり、適用に際しては、既往評価結果（工認時の耐震計算書）等における耐震安全性評価に影響する荷重（地震荷重、それ以外）を分析し、どの荷重成分が評価結果に大きく影響するのを見極め、合理的に適用することが望ましいと考える。

		既往評価結果 (工認時の耐震 計算結果)	SRSS/絶対値和 (自重考慮 鉛直下向) $\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}}{(AS_s H) + (1 + AS_s V)}$	SRSS/絶対値和 (自重考慮 鉛直上向) $\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 - AS_s V)^2}}{(AS_s H) + (1 - AS_s V)}$	SRSS/絶対値和 (自重考慮無し) $\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (AS_s V)^2}}{(AS_s H) + (AS_s V)}$	SRSS/SRSS (自重考慮) $\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}}{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}}$	SRSS/SRSS (自重考慮無し) $\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (AS_s V)^2}}{\sqrt{(AS_s H)^2 + (AS_s V)^2}}$	水平方向のみ	鉛直方向のみ (自重考慮)	鉛直方向のみ (自重考慮無し)	絶対値和/絶対値和 (自重考慮)	絶対値和/絶対値和 (自重考慮無し)
原子炉容器 (支持構造物)	応答比	-	$\frac{\sqrt{(1.31)^2 + (1 + 1.46)^2}}{(1.33) + (1 + 0.29)} = 1.064$	$\frac{\sqrt{(2.17)^2 + (1 - 1.46)^2}}{(2.08) + (1 - 0.29)} = 0.796$	$\frac{\sqrt{(1.31)^2 + (1.46)^2}}{(1.33) + (0.29)} = 1.211$	$\frac{\sqrt{(1.31)^2 + (1 + 1.46)^2}}{\sqrt{(1.33)^2 + (1 + 0.29)^2}} = 1.505$	$\frac{\sqrt{(1.31)^2 + (1.46)^2}}{\sqrt{(1.33)^2 + (0.29)^2}} = 1.441$	$\frac{2.17}{2.08} = 1.044$	$\frac{1 + 1.46}{1 + 0.29} = 1.907$		$\frac{(1.31) + (1 + 1.46)}{(1.33) + (1 + 0.29)} = 1.439$	$\frac{(1.31) + (1.46)}{(1.33) + (0.29)} = 1.710$
	発生値 [kg/mm ²]	26.2	27.9	20.9	31.8	39.5	37.8	27.4	50.0		37.8	44.9
	許容値 [kg/mm ²]	47.5						47.5				
蒸気発生器 (支持構造物)	応答比	-	$\frac{\sqrt{(2.34)^2 + (1 + 2.43)^2}}{(2.71) + (1 + 0.29)} = 1.039$	$\frac{\sqrt{(1.663)^2 + (1 - 2.43)^2}}{(1.839) + (1 - 0.29)} = 0.874$	$\frac{\sqrt{(2.34)^2 + (2.43)^2}}{(2.71) + (0.29)} = 1.125$	$\frac{\sqrt{(2.32)^2 + (1 + 2.43)^2}}{\sqrt{(2.70)^2 + (1 + 0.29)^2}} = 1.384$	$\frac{\sqrt{(2.34)^2 + (2.43)^2}}{\sqrt{(2.71)^2 + (0.29)^2}} = 1.238$	$\frac{3.43}{3.56} = 0.964$	$\frac{1 + 2.43}{1 + 0.29} = 2.659$		$\frac{(2.34) + (1 + 2.43)}{(2.71) + (1 + 0.29)} = 1.443$	$\frac{(2.34) + (2.43)}{(2.71) + (0.29)} = 1.590$
	発生値 [kg/mm ²]	5.4	5.7	4.8	6.1	7.5	6.7	5.3	14.4		7.8	8.6
	許容値 [kg/mm ²]	8.1						8.1				
炉内構造物 (炉心そう)	応答比	-	$\frac{\sqrt{(1.31)^2 + (1 + 1.46)^2}}{(1.33) + (1 + 0.29)} = 1.064$	$\frac{\sqrt{(2.17)^2 + (1 - 1.46)^2}}{(2.08) + (1 - 0.29)} = 0.796$	$\frac{\sqrt{(1.31)^2 + (1.46)^2}}{(1.33) + (0.29)} = 1.211$	$\frac{\sqrt{(1.31)^2 + (1 + 1.46)^2}}{\sqrt{(1.33)^2 + (1 + 0.29)^2}} = 1.505$	$\frac{\sqrt{(1.31)^2 + (1.46)^2}}{\sqrt{(1.33)^2 + (0.29)^2}} = 1.441$	$\frac{2.17}{2.08} = 1.044$	$\frac{1 + 1.46}{1 + 0.29} = 1.907$		$\frac{(1.31) + (1 + 1.46)}{(1.33) + (1 + 0.29)} = 1.439$	$\frac{(1.31) + (1.46)}{(1.33) + (0.29)} = 1.710$
	発生値 [kg/mm ²]	8.5	9.1	6.8	10.3	12.8	12.3	8.9	16.3		12.3	14.6
	許容値 [kg/mm ²]	39.9						39.9				
一次冷却材管 (本体)	応答比	-	$\frac{\sqrt{(2.34)^2 + (1 + 2.43)^2}}{(2.71) + (1 + 0.29)} = 1.039$	$\frac{\sqrt{(1.663)^2 + (1 - 2.43)^2}}{(1.839) + (1 - 0.29)} = 0.874$	$\frac{\sqrt{(2.34)^2 + (2.43)^2}}{(2.71) + (0.29)} = 1.125$	$\frac{\sqrt{(2.32)^2 + (1 + 2.43)^2}}{\sqrt{(2.70)^2 + (1 + 0.29)^2}} = 1.384$	$\frac{\sqrt{(2.34)^2 + (2.43)^2}}{\sqrt{(2.71)^2 + (0.29)^2}} = 1.238$	$\frac{3.43}{3.56} = 0.964$	$\frac{1 + 2.43}{1 + 0.29} = 2.659$		$\frac{(2.34) + (1 + 2.43)}{(2.71) + (1 + 0.29)} = 1.443$	$\frac{(2.34) + (2.43)}{(2.71) + (0.29)} = 1.590$
	発生値 [kg/mm ²]	11.4	11.9	10.0	12.9	15.8	14.2	11.0	30.4		16.5	18.2
	許容値 [kg/mm ²]	35.5						35.5				
余熱除去ポンプ (基礎ボルト/原動 機取付ボルト ¹⁾)	応答比	-	$\frac{\sqrt{(0.74)^2 + (1 + 0.42)^2}}{(0.80) + (1 + 0.29)} = 0.767(1)$	$\frac{\sqrt{(0.74)^2 + (1 - 0.42)^2}}{(0.80) + (1 - 0.29)} = 0.623$	$\frac{\sqrt{(0.74)^2 + (0.42)^2}}{(0.80) + (0.29)} = 0.781$	$\frac{\sqrt{(0.74)^2 + (1 + 0.42)^2}}{\sqrt{(0.80)^2 + (1 + 0.29)^2}} = 1.055$	$\frac{\sqrt{(0.74)^2 + (0.42)^2}}{\sqrt{(0.80)^2 + (0.29)^2}} = 1.000$	$\frac{0.74}{0.80} = 0.925$	$\frac{1 + 0.42}{1 + 0.29} = 1.101$		$\frac{(0.74) + (1 + 0.42)}{(0.80) + (1 + 0.29)} = 1.034$	$\frac{(0.74) + (0.42)}{(0.80) + (0.29)} = 1.065$
	発生値 [kg/mm ²]	0.1/1.0	0.1/1.0	0.1/0.7	0.1/0.8	0.2/1.1	0.1/1.0	0.1/1.0	0.2/1.2		0.2/1.1	0.2/1.1
	許容値 [kg/mm ²]	21.5						21.5				
余熱除去設備配管 (本体)	応答比	-			$\frac{\sqrt{(3.25)^2 + (1.76)^2}}{(2.95) + (0.29)} = 1.141$		$\frac{\sqrt{(1.38)^2 + (1.76)^2}}{\sqrt{(1.72)^2 + (0.29)^2}} = 1.283$	$\frac{3.25}{2.95} = 1.102$		$\frac{1.76}{0.29} = 6.069$		$\frac{(1.38) + (1.76)}{(1.72) + (0.29)} = 1.563$
	発生値 [kg/mm ²]	16.2 ²⁾			18.0		19.7	17.5		77.5		23.1
	許容値 [kg/mm ²]	35.0						35.0				
原子炉格納容器 (本体)	応答比	-	$\frac{\sqrt{(1.50)^2 + (1 + 1.14)^2}}{(1.82) + (1 + 0.24)} = 0.854(1)$	$\frac{\sqrt{(3.52)^2 + (1 - 1.14)^2}}{(4.86) + (1 - 0.24)} = 0.627$	$\frac{\sqrt{(1.50)^2 + (1.14)^2}}{(1.82) + (0.241)} = 0.915$	$\frac{\sqrt{(1.50)^2 + (1 + 1.14)^2}}{\sqrt{(1.82)^2 + (1 + 0.241)^2}} = 1.187$	$\frac{\sqrt{(1.50)^2 + (1.14)^2}}{\sqrt{(1.82)^2 + (0.241)^2}} = 1.027$	$\frac{1.50}{1.82} = 0.825$	$\frac{1 + 1.14}{1 + 0.241} = 1.725$		$\frac{(1.50) + (1 + 1.14)}{(1.82) + (1 + 0.241)} = 1.190$	$\frac{(1.50) + (1.14)}{(1.82) + (0.241)} = 1.281$
	発生値 [kg/mm ²]	6.1	6.1	3.9	5.6	7.3	6.3	5.1	10.6		7.3	7.9
	許容値 [kg/mm ²]	35.8						35.8				
制御棒挿入性 (動的機能維持)	応答比	-			$\frac{\sqrt{(1.31)^2 + (2.15)^2}}{(1.33) + (0.29)} = 1.555$		$\frac{\sqrt{(1.31)^2 + (2.15)^2}}{\sqrt{(1.33)^2 + (0.29)^2}} = 1.850$	$\frac{3.69}{3.14} = 1.176$		$\frac{2.15}{0.29} = 7.414$		$\frac{(1.31) + (2.15)}{(1.33) + (0.29)} = 2.136$
	発生値 [秒]	1.97			2.03		2.06	1.99		2.62		2.09
	許容値 [秒]	2.5						2.5				

- 1 : 中間報告記載値
 2 : 参考までに ポンプ本体を除く
 支持構造物の評価結果を示す。
 3 : 訂正後の工認時評価結果による
 (工認時; 15.5)

ケース

ケース

ケース

ケース

ケース

ケース

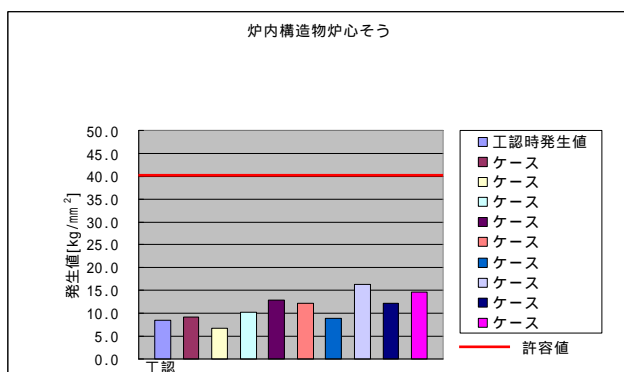
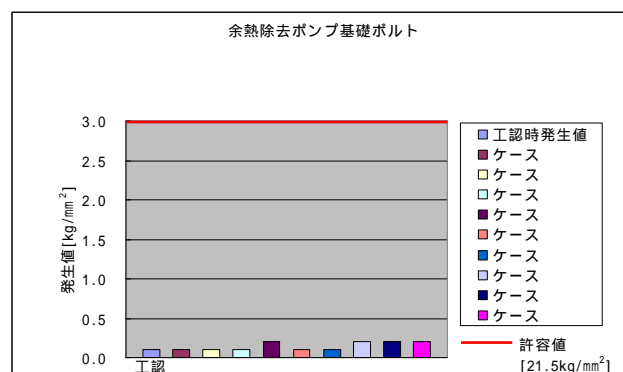
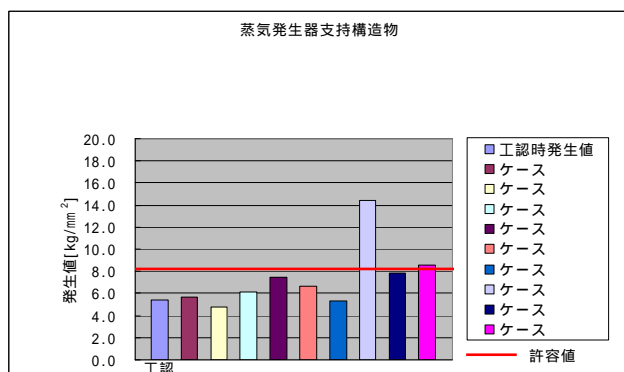
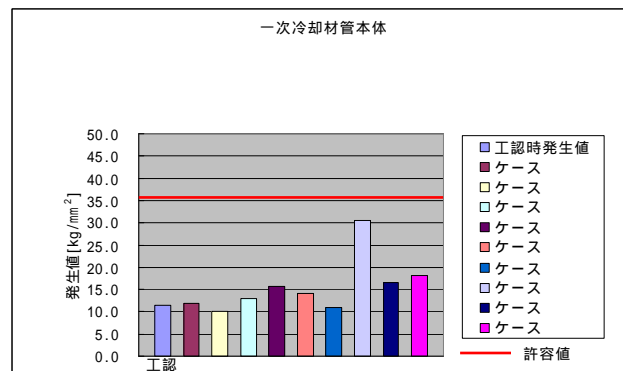
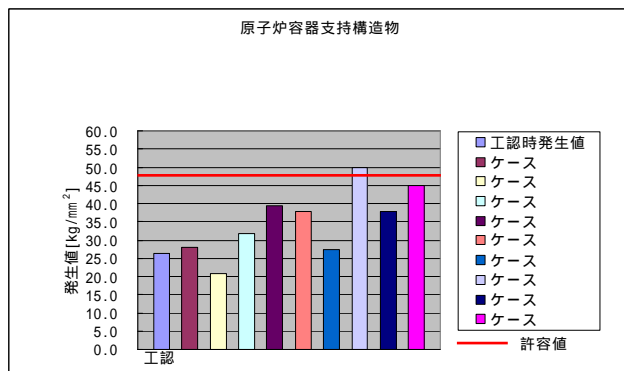
ケース

ケース

ケース

ケース

図 - 3 (1 / 3) 各種「応答比」算定法による検討結果について



応答比ケース

ケース

$$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}}{(AS_2 H) + (1 + AS_2 V)}$$

ケース

$$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}}{\sqrt{(AS_2 H)^2 + (1 + AS_2 V)^2}}$$

ケース

$$\frac{1 + AS_s V}{1 + AS_2 V}$$

ケース

$$\frac{(AS_s H) + (AS_s V)}{(AS_2 H) + (AS_2 V)}$$

ケース

$$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 - AS_s V)^2}}{(AS_2 H) + (1 - AS_2 V)}$$

ケース

$$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (AS_s V)^2}}{\sqrt{(AS_2 H)^2 + (AS_2 V)^2}}$$

ケース

$$\frac{AS_s V}{AS_2 V}$$

ケース

$$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (AS_s V)^2}}{(AS_2 H) + (AS_2 V)}$$

ケース

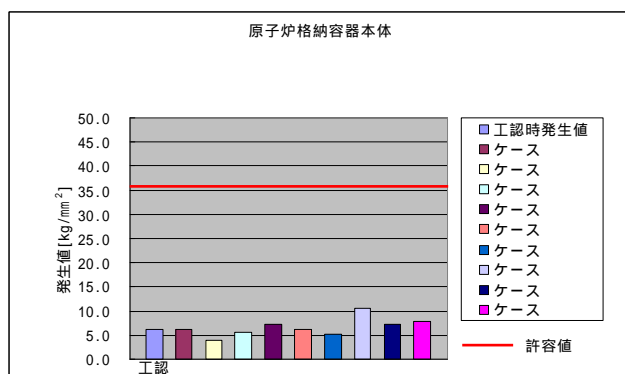
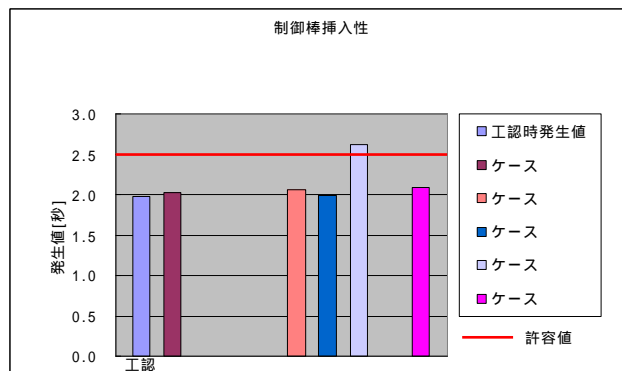
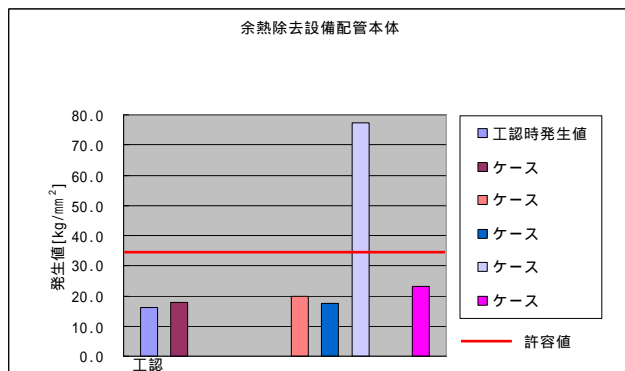
$$\frac{AS_s H}{AS_2 H}$$

ケース

$$\frac{(AS_s H) + (1 + AS_s V)}{(AS_2 H) + (1 + AS_2 V)}$$

ASsH: 基準地震動Ss(水平)
AS2H: 基準地震動S2(水平)
ASsV: 基準地震動Ss(鉛直)
AS2V: 基準地震動S2(鉛直)

図 - 3 (2 / 3) 各種「応答比」算定法による検討結果について



応答比ケース

ケース

$$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}}{(AS_2 H) + (1 + AS_2 V)}$$

ケース

$$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}}{\sqrt{(AS_2 H)^2 + (1 + AS_2 V)^2}}$$

ケース

$$\frac{1 + AS_s V}{1 + AS_2 V}$$

ケース

$$\frac{(AS_s H) + (AS_s V)}{(AS_2 H) + (AS_2 V)}$$

ケース

$$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 - AS_s V)^2}}{(AS_2 H) + (1 - AS_2 V)}$$

ケース

$$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (AS_s V)^2}}{\sqrt{(AS_2 H)^2 + (AS_2 V)^2}}$$

ケース

$$\frac{AS_s V}{AS_2 V}$$

ケース

$$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (AS_s V)^2}}{(AS_2 H) + (AS_2 V)}$$

ケース

$$\frac{AS_s H}{AS_2 H}$$

ケース

$$\frac{(AS_s H) + (1 + AS_s V)}{(AS_2 H) + (1 + AS_2 V)}$$

ASsH: 基準地震動Ss (水平)
AS2H: 基準地震動S2 (水平)
ASsV: 基準地震動Ss (鉛直)
AS2V: 基準地震動S2 (鉛直)

図 - 3 (3 / 3) 各種「応答比」算定法による検討結果について

b. 既往評価結果（工認時の耐震計算書）等における荷重分析
を踏まえた考察

中間報告（伊方3号機）の評価対象施設について、既往評価（工認時の耐震計算書）結果等に基づき、荷重分析（耐震安全性評価に影響する荷重（地震荷重、それ以外）を分析）し、「応答倍率法」による評価に及ぼす影響を考察した。

その結果、中間報告（伊方3号機）の評価対象施設については、以下のとおり整理されるため、「応答比（荷重比）」を応答加速度比「SRSS / 絶対値和」で求めることは、安全側の評価結果を与えていることを確認した。（図 - 4（注）、5 参照）

《ケース1》

「原子炉容器支持構造物（サポートシュー）」

「蒸気発生器支持構造物（上部胴支持構造物ブラケット）」

「原子炉格納容器（本体）」

「制御棒（挿入性）」

これらの地震時発生荷重（制御棒（挿入性）については、燃料集合体変位）は、水平地震力の寄与が大きい（90%以上）ため、「応答比」算出に当たっては、水平地震力（水平方向応答加速度）のみに基づく方法が鉛直地震力（鉛直方向応答加速度）を考慮した場合より大きな応答比を与えるケースも考えられるが、これらの機器については、鉛直地震力も考慮した応答比の方が大きな値を与えることから、「SRSS / 絶対値和」で評価した。

《ケース2》

「一次冷却材管（本体）」

既往評価結果（工認時の耐震計算書）の地震時発生荷重は、「内圧による応力」の寄与が大きく（全体の5割程度）、また、当該部位の地震時発生荷重は、水平地震力の寄与が大きい（80%程度）ため、「応答比」算出に当たっては、水平地震力（水平方向応答加速度）のみに基づく方法が鉛直地震力（鉛直方向応答加速度）を考慮した場合より大きな応答比を与えるケースも考えられるが、本機器については、鉛直地震力も考慮し

た応答比の方が大きな値を与えることから、「SRSS / 絶対値和」で評価した。

「余熱除去設備配管（本体）」

既往評価結果（工認時の耐震計算書）では、「内圧による応力」と「それ以外の応力」に分離されている。したがって、地震時発生荷重は、「内圧による応力」（全体の3割程度）に「それ以外の応力」に「応答比」を乗じたものを加えて算出している。

なお、当該部位の地震時発生荷重は、水平地震力の寄与が大きい（90%程度）ため、「応答比」算出に当たっては、水平地震力（水平方向応答加速度）のみに基づく方法が鉛直地震力（鉛直方向応答加速度）を考慮した場合より大きな応答比を与えるケースも考えられるが、本機器については、鉛直地震力も考慮した応答比の方が大きな値を与えることから、「SRSS / 絶対値和」で評価した。

《 ケース 3 》

「炉心支持構造物（炉心そうフランジ接続部）」

既往評価結果（工認時の耐震計算書）の地震時発生荷重は、「機械的荷重による応力」の寄与が大きく（全体の8割程度）、「応答倍率法」の評価では、水平および鉛直方向応答加速度の影響を総合的に考慮できる「SRSS / 絶対値和」を既往評価結果にそのまま乗じて評価した。

《 ケース 4 》

「余熱除去ポンプ（基礎ボルト）」

既往評価結果（工認時の耐震計算書）では、基礎ボルトの引張応力は、地震時の転倒モーメントと自重による復元モーメントのバランスで決まっている。このうち、転倒モーメントに占める水平・鉛直地震荷重の比率は、それぞれ水平：約70%，鉛直：約30%程度である。

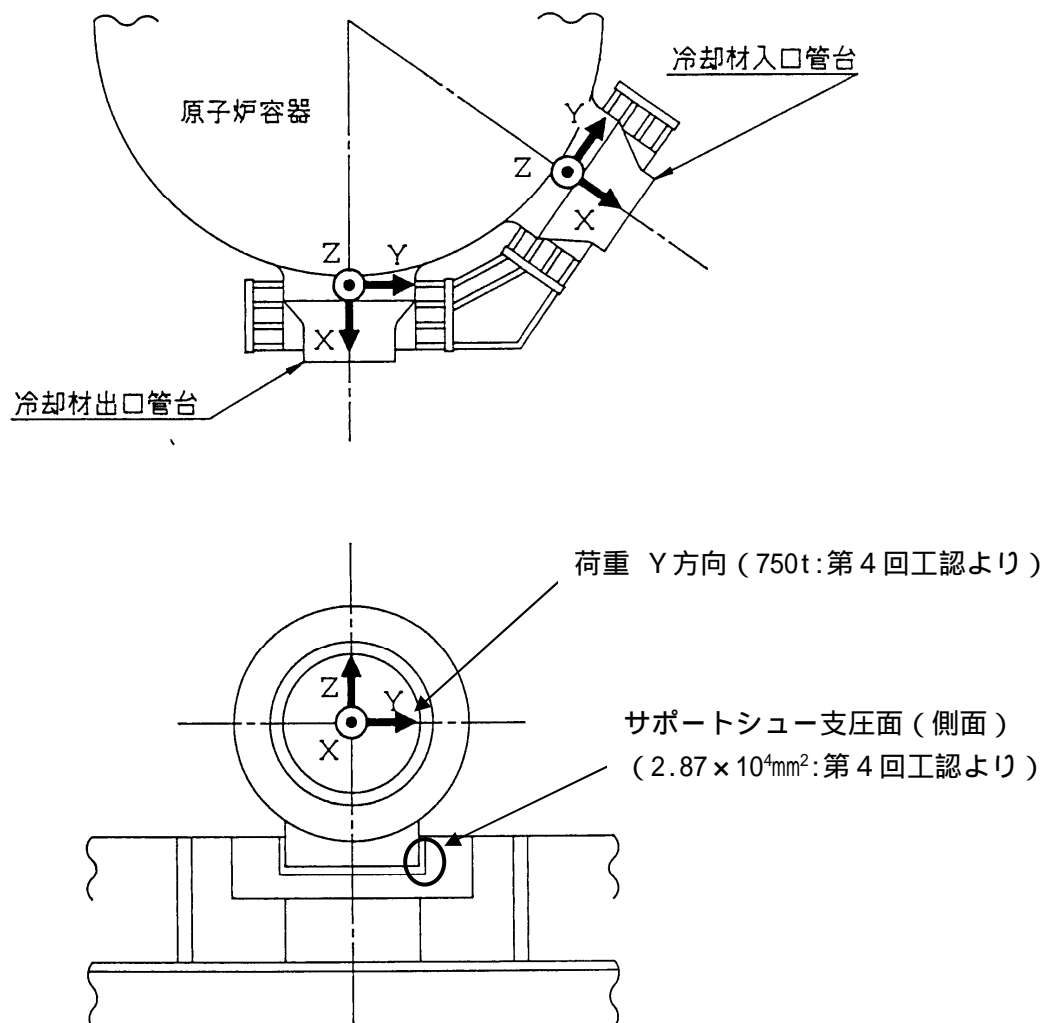
本設備は、設計時の耐震裕度が非常に大きい（許容値 / S_2 地震時発生応力 = $21.5[\text{kg}/\text{mm}^2] / 0.1[\text{kg}/\text{mm}^2]$ 約210倍程度）ため、「SRSS / 絶対値和」を既往評価結果にそのまま乗じて評価した。

(注)「構造 A 2 1 - 2 - 1：伊方発電所 3 号機 安全上重要な建物・構築物および機器・配管系の耐震安全性評価(補足説明)」(平成 21 年 12 月 17 日)に基づき、中間報告の評価対象設備のうち、原子炉補助建屋設置設備(「余熱除去ポンプ」)を除く設備について、入力データの誤りによる影響を検討した結果、「余熱除去設備配管」については、工認時評価結果の数値に影響があるものと判断している。

「図 4 工認耐震計算書における解析条件」は、合理的な応答比を算定するために、工認時の耐震設計において支配的な荷重成分(水平・鉛直地震、それ以外)を把握することを目的としている。については、入力データの誤りにより水平地震力の若干の増幅が想定されるが、水平地震力の寄与が大きい(90%程度)という事実が変更となることはない。

したがって、図 4 では、を含め、「工認時の耐震計算書」に基づき作成している。

原子炉容器支持構造物（サポートシュー：一次応力（支圧応力））

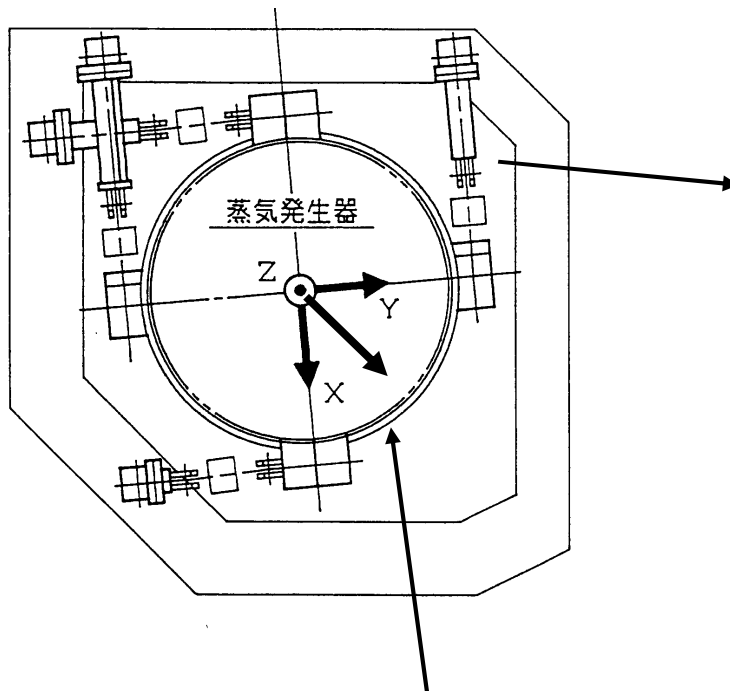


$$\text{支圧応力} = 750\text{t} / 2.87 \times 10^4 \text{mm}^2 = 26.13 \text{kg/mm}^2 [257 \text{MPa}]$$

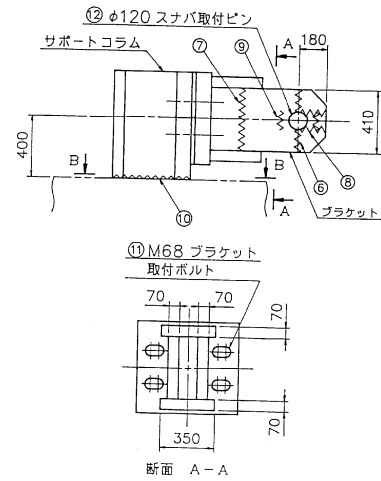
地震時発生応力は水平
方向地震荷重が支配的
（ 100% ）

図 - 4（ 1 / 8 ） 工認耐震計算書における解析条件

蒸気発生器支持構造物（上部胴支持構造物サポートブラケット：一次応力（圧縮応力））



荷重 SRSS(X, Y)



サポートブラケット（評価断面 A-A）

S2 地震における荷重（第7回工認より）

評価位置	荷重の種類	軸力[t]	
		FX	FY
上部胴支持構造物	X 方向地震(A)	474.4	178.9
	X 方向地震(B)	47.5	424.1
	X 方向地震(C)	426.9	245.2
	Y 方向地震(A)	259.5	449.9
	Y 方向地震(B)	613.4	44.8
	Y 方向地震(C)	354.0	405.8

最大荷重 = $\sqrt{613.4^2 + 44.8^2} = 615.0[t]$ （S2 地震 Y 方向 ループ B）

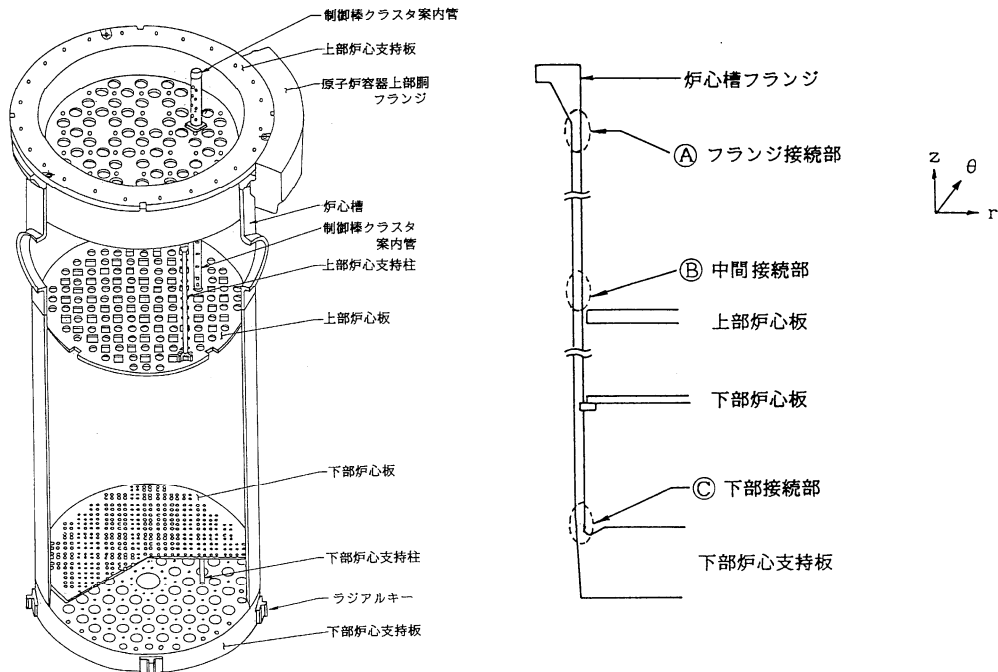
サポートブラケット（部）断面積 = 57,400[mm²]

圧縮応力 615[t]/2/57,400[mm²] = 5.35kg/mm²[53MPa]

地震時発生応力は水平
方向地震荷重が支配的
(100%)

図 - 4 (2 / 8) 工認耐震計算書における解析条件

炉内構造物（炉心そうフランジ接続部：一次応力）



炉心そうフランジ接続部の一次一般膜＋一次曲げ応力強さ（第7回工認より）

[単位：kg/mm²]

応力評価 位置	機械的荷重による応力				地震荷重による応力				主応力			応力強さ	許容値
	軸方向	周方向	径方向	せん断	軸方向	周方向	径方向	せん断	1	2	3		
A	6.99	3.21	0.64	0.99	1.64	0.55	0.09	0.48	8.89	3.76	0.47	8.42	39.9

機械荷重および地震荷重それぞれについて下記式により主応力（3根）を算出

算出式（JEAG4601-1987（6.6.2-15式））

$$\begin{aligned} & \sigma_1^3 - (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) \sigma_1^2 + (\sigma_x \sigma_y + \sigma_y \sigma_z + \sigma_z \sigma_x - \tau_{xy}^2 - \tau_{yz}^2 - \tau_{zx}^2) \sigma_1 - \sigma_x \sigma_y \sigma_z + \sigma_x \tau_{yz}^2 \\ & + \sigma_y \tau_{zx}^2 + \sigma_z \tau_{xy}^2 - 2 \tau_{xy} \tau_{yz} \tau_{zx} = 0 \end{aligned}$$

・機械的荷重による主応力（炉内構造物，燃料集合体重量，スクラム荷重等を含む）

1=7.14

2=3.21

3=0.49

応力強さ = 6.65 (3 - 1)

・地震荷重による主応力

1=1.78

2=0.55

3=-0.05

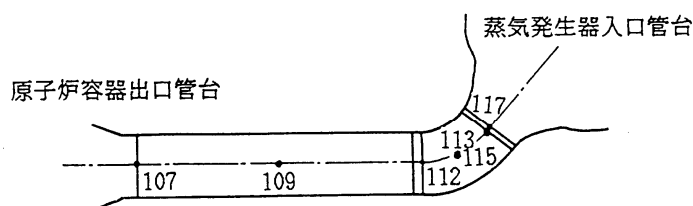
応力強さ = 1.83 (3 - 1)

機械的荷重が支配的
(80%)

合計応力に対する機械荷重による応力の割合 = 6.65 / (6.65 + 1.83) = 0.784 約 80%

図 - 4 (3 / 8) 工認耐震計算書における解析条件

一次冷却材管（本体：一次応力）



一次冷却材管部材力（第7回工認より）（単位：t・m）

評価位置	荷重の種類	曲げモーメント		
		Mx	My	Mz
112 ホットレグ	自重	0.1	10.6	0.6
	S2 地震-Y 方向	1.2	79.3	9.7

$$\begin{aligned}
 S &= \frac{B_1 P D_o}{200 t} + \frac{B_2 M_{ip}}{Z_i} \\
 &= \frac{0.5 \times 181.1 \times 882}{200 \times 72.7} + \frac{2.226 \times 9.0497 \times 10^7}{3.4592 \times 10^7} \\
 &= 5.49 \text{ kg/mm}^2 \text{【内圧】} + 5.82 \text{ kg/mm}^2 \text{【自重および地震荷重】} = 11.31 \text{ kg/mm}^2 \text{【合計】}
 \end{aligned}$$

曲げモーメントの比で自重および地震荷重による応力分の比を算出する。

$$\text{合計曲げモーメント} \quad \sqrt{(0.1+1.2)^2 + (10.6+79.3)^2 + (0.6+9.7)^2} = 90.497 \text{ (t・m)} \quad \text{【100\%】}$$

$$\text{自重による曲げモーメント} \quad \sqrt{0.1^2 + 10.6^2 + 0.6^2} = 10.617 \text{ (t・m)} \quad \text{【11.7\%】}$$

$$\text{地震(水平+鉛直)による曲げモーメント} \quad \sqrt{1.2^2 + 79.3^2 + 9.7^2} = 79.900 \text{ (t・m)} \quad \text{【+ = 88.3\%】}$$

$$\text{鉛直地震による曲げモーメント(推定)} \quad 10.617 \times 0.29 = 3.079 \text{ (t・m)} \quad \text{【3.4\%】}$$

$$\text{水平地震による曲げモーメント(推定)} \quad 79.900 - 3.079 = 76.821 \text{ (t・m)} \quad \text{【84.9\%】}$$

まとめ

(1) 自重および地震荷重による応力の比（モーメント比）

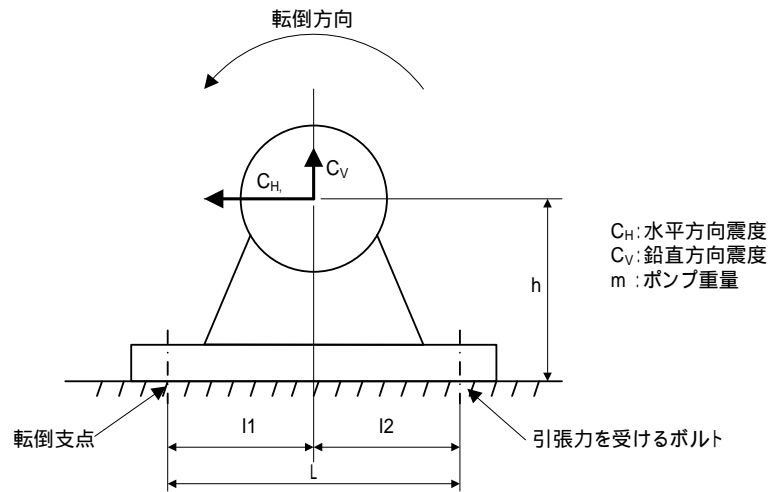
自重	: 11.7%
水平地震	: <u>84.9%</u>
鉛直地震	: 3.4%

地震時発生応力は水平
方向地震荷重が支配的
(80%)

図 - 4 (4 / 8) 工認耐震計算書における解析条件

余熱除去ポンプ（基礎ボルト：一次応力（引張応力））

工認時の耐震計算書



転倒モーメントの算出

水平方向地震力による転倒モーメント $M_1 = m \times C_H \times h$
鉛直方向(上向き)地震力による転倒モーメント $M_2 = m \times C_V \times l_1$
ポンプ自重による復元モーメント $M_F = m \times 1G \times l_1$

転倒モーメント $M = M_1 + M_2 - M_F$

基礎ボルト引張力Fの算出
[転倒モーメントM/転倒半径L]

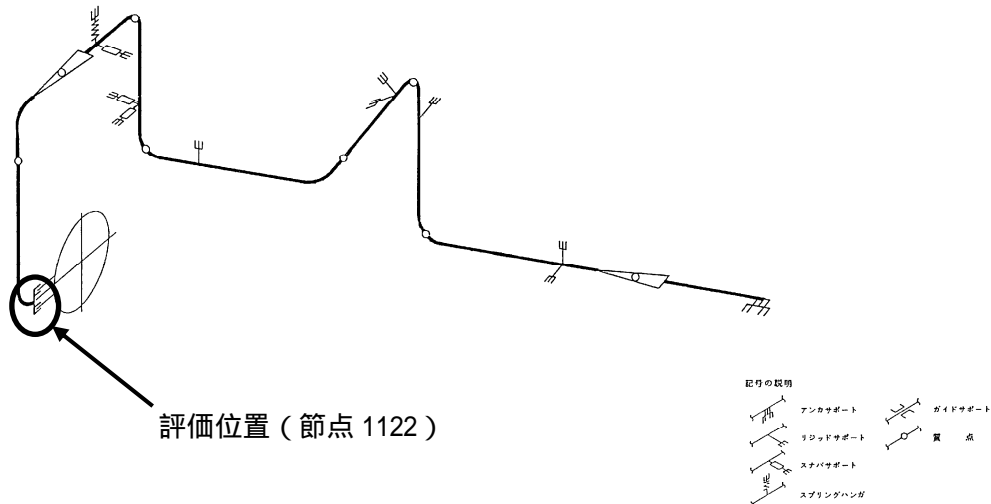
基礎ボルト引張応力の算出
[F/(ボルト本数×ボルト断面積)]

工認時発生応力
(引張応力)

余熱除去ポンプの基礎ボルト（引張応力）の評価については、既往評価結果（工認耐震計算書）より、転倒モーメントに占める水平・鉛直地震荷重の比率は、水平：71.8%，鉛直：28.2% [合計：100%] 程度である。

図 - 4 (5 / 8) 工認耐震計算書における解析条件

余熱除去設備配管（本体：一次応力）



余熱除去設備配管の一次応力（第 8 回工認より） [kg/mm²]

節点番号	一 次 応 力			
	圧力による 応力	自重及び地震 による応力	合計応力	許容値
1122	4.11	11.38	15.5	35.0

平成 20 年度社内検討結果（詳細解析）における自重による応力 約 1.1 kg/mm² 【9.7%】

自重(1G)による応力から工認時鉛直震度(0.29G)による応力を比例計算にて推測

$$1.1 \times 0.29 = \text{約 } 0.32 \text{ kg/mm}^2 \text{ 【2.8\%】}$$

$$\text{水平地震による応力} = 11.38 - 1.1 - 0.32 = \text{約 } 9.96 \text{ kg/mm}^2 \text{ 【87.5\%】}$$

まとめ

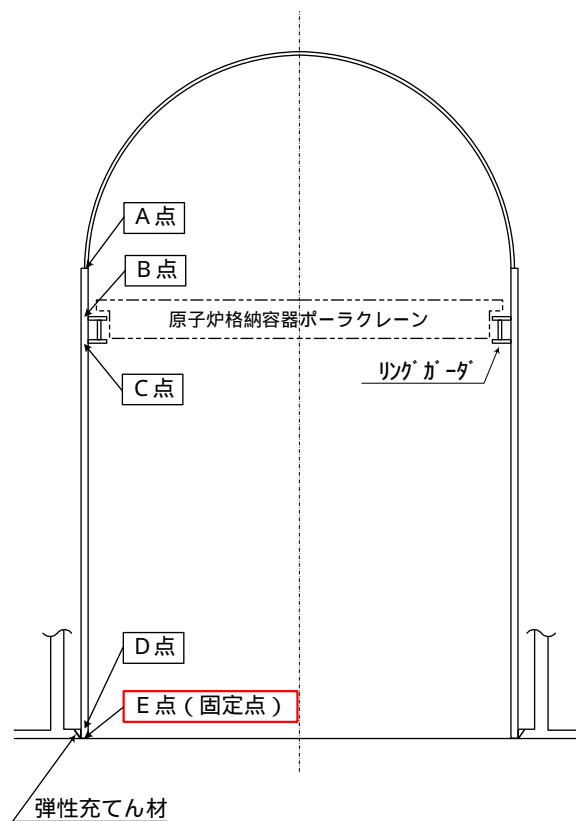
（１）自重および地震荷重による応力の比

自重 : 9 . 7 %
 水平地震 : 8 7 . 5 %
 鉛直地震 : 2 . 8 %

地震時発生応力は水平
 方向地震荷重が支配的
 （ 90% ）

図 - 4 （ 6 / 8 ） 工認耐震計算書における解析条件

原子炉格納容器本体（E点（固定点）：一次応力）



S2 地震における荷重（第3回工認より）

評価点	曲げモーメント ($\times 10^8 \text{kg} \cdot \text{mm}$)	軸 力 ($\times 10^3 \text{kg}$)	
		自重分	鉛直地震分 ¹
E 点	2980	3303.2	796.1

1 鉛直地震分の軸力 = 自重 \times 0.241（鉛直震度）

応力の計算

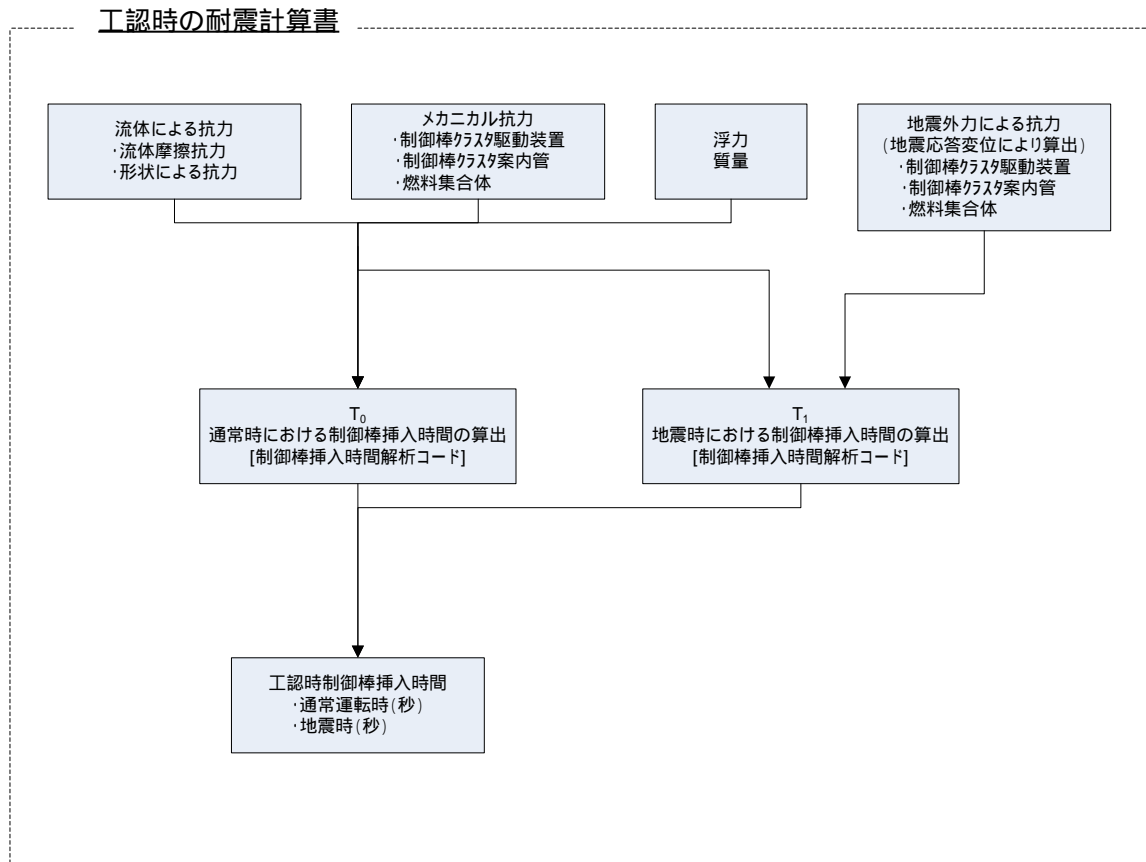
原子炉格納容器の断面積 $A = 5.598 \times 10^6 \text{mm}^2$
 原子炉格納容器の断面係数 $Z = 5.598 \times 10^{10} \text{mm}^3$

地震時発生応力は水平
 方向地震荷重が支配的
 （ 90% ）

曲げモーメント（水平地震）による応力 $2980 \times 108 / 5.598 \times 10^{10} = 5.32 \text{ kg/mm}^2$ （ 87.9% ）
 軸力（自重）による応力 $3303.2 \times 103 / 5.598 \times 10^6 = 0.59 \text{ kg/mm}^2$ （ 9.7% ）
 軸力（鉛直地震）による応力 $796.1 \times 103 / 5.598 \times 10^6 = 0.142 \text{ kg/mm}^2$ （ 2.4% ）
 合計応力 = 6.1 kg/mm^2 （ 60MPa ）

図 - 4（ 7 / 8 ） 工認耐震計算書における解析条件

制御棒（挿入性）



地震力が制御棒挿入性に与える影響については、解析および試験から水平地震力が支配的であることが確認されている。

燃料集合体および制御棒駆動装置等の案内経路の機器が、水平方向振動により変位すると、制御棒がそれらの機器と接触する。その時に鉛直動による地震力が作用すると、制御棒に対して上向きまたは下向きの摩擦力が抵抗力として作用する。また、鉛直地震力は、制御棒案内経路にあたる機器を上下に振動させ、自重落下する制御棒に対しても、内部流体を介して慣性力が作用する。

しかし、いずれも鉛直方向の交番荷重となるため、制御棒挿入性への影響は水平地震力に比べて十分小さいと考えられる。

図 - 4 (8 / 8) 工認耐震計算書における解析条件

応答倍率の算出について

原子炉容器支持構造物（サポートシュー：支圧応力）

	中間報告における応答比	現実的な応答比
応答比算出式	$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}}{AS_2 H + (1 + AS_2 V)}$	$\frac{AS_s H}{AS_2 H}$
応答比	1.064	1.044

蒸気発生器支持構造物（上部胴支持構造物サポートブラケット：圧縮応力）

	中間報告における応答比	現実的な応答比
応答比算出式	$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}}{AS_2 H + (1 + AS_2 V)}$	$\frac{AS_s H}{AS_2 H}$
応答比	1.039	0.964

一次冷却材管（本体）

	中間報告における応答比	現実的な応答比
応答比算出式	$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}}{AS_2 H + (1 + AS_2 V)}$	$\frac{AS_s H}{AS_2 H}$
応答比	1.039	0.964

余熱除去設備配管（本体）

	中間報告における応答比	現実的な応答比
応答比算出式	$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (AS_s V)^2}}{AS_2 H + AS_2 V}$	$\frac{AS_s H}{AS_2 H}$
応答比	1.141	1.102

原子炉格納容器本体

	中間報告における応答比	現実的な応答比（応力比）
応答比算出式	$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}}{AS_2 H + (1 + AS_2 V)}$	$\frac{AS_s H}{AS_2 H}$
応答比	0.854 (1.0)	0.825

制御棒挿入性

	中間報告における応答比	現実的な応答比
応答比算出式	$\frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (AS_s V)^2}}{AS_2 H + AS_2 V}$	$\frac{AS_s H}{AS_2 H}$
応答比	1.555	1.176

図 - 5 「応答比（SRSS/絶対値和）」の安全性について

c. 応答比「SRSS/絶対値和，鉛直下向き」の詳細分析

- 1) 図 - 1 , 2 に示す「方法」で算出される応答比について，入力地震動の変更および荷重評価手法の変更による影響が，それぞれの程度であるか分析を行った。（図 - 6 参照）

応答比	A : 入力地震動の変更	B : 荷重評価手法の変更
-----	--------------	---------------

・ 方法 $= \frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (AS_s V)^2}}{(AS_2 H) + (AS_2 V)} = \frac{(AS_s H) + (AS_s V)}{(AS_2 H) + (AS_2 V)} \times \frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (AS_s V)^2}}{(AS_s H) + (AS_s V)}$

・ 方法 $= \frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}}{(AS_2 H) + (1 + AS_2 V)} = \frac{(AS_s H) + (1 + AS_s V)}{(AS_2 H) + (1 + AS_2 V)} \times \frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}}{(AS_s H) + (1 + AS_s V)}$

その結果，応答比の算定において，入力地震動が大きくなる（基準地震動 S_2 から S_s に変更）影響は，A 項（絶対値和ベースの比較） > 1 であり，応答比算定に反映されていると考える。

しかしながら，荷重評価手法の変更（工認時：絶対値和 新指針 BC 時：SRSS）による影響（B 項 < 1 ）により，結果として「応答比」が 1 を下回るケースが発生することが確認された。

- 2) 1) 項の検討に加えて，「方法」において，「自重項（+ 1）」の影響を定量的に検討した。

「方法」において，基準地震動 S_2 から S_s に変更となった場合，鉛直地震動の寄与は，相対的に自重項（+ 1）に比較して無視できない（ $1 / AS_s V < 1$ ）ものとなるが，これら評価対象施設の地震時発生荷重は，水平地震力もしくはその他荷重の寄与が大きいため，評価結果には大きく影響しないと考えられる。（図 - 4 , 7 参照）

また，参考までに自重項（+ 1）を考慮しない応答比（SRSS/絶対値和）での評価結果を確認したが，いずれも許容値を満足している。（応答比：図 - 6（方法）参照，評価結果：図 - 3 (1/2) [ケース] 参照）

さらに，既往評価結果（工認時の耐震計算書）等における荷重分析結果（水平・鉛直地震，自重，その他の荷重比率を検討）を踏まえ，それぞれの荷重成分毎に応答比（加速度比）を求め，基準地震動 S_s に対する評価結果を簡易的に推定した。

（図 - 8 参照）

その結果，図 - 8 に示す評価対象施設については，中間報告の評価結果を下回っていることを確認できた。

a. ~ c. 項の検討結果より，中間報告（伊方 3 号機）の評価対象施設に対しては，工事計画認可申請時の耐震設計および耐震バックチェック評価時の荷重評価の考え方に基づく「応答比：SRSS/絶対値和，鉛直下向き」での評価は，安全側の評価結果になっていると考えられる。

評価対象施設	基準 地震動	方向	応答 加速度 (G)	方 法			方 法		
				A：入力地震動の変更 S _s / S ₂ 【絶対値和/絶対値和】	B：荷重評価手法の変更 新指針BC時/工認時 【SRSS/絶対値和】	応答比 A × B	A：入力地震動の変更 S _s / S ₂ 【絶対値和/絶対値和】	B：荷重評価手法の変更 新指針BC時/工認時 【SRSS/絶対値和】	応答比 A × B
				$\frac{(AS_sH) + (AS_sV)}{(AS_2H) + (AS_2V)}$	$\frac{\sqrt{(AS_sH)^2 + (AS_sV)^2}}{(AS_sH) + (AS_sV)}$		$\frac{(AS_sH) + (1 + AS_sV)}{(AS_2H) + (1 + AS_2V)}$	$\frac{\sqrt{(AS_sH)^2 + (1 + AS_sV)^2}}{(AS_sH) + (1 + AS_sV)}$	
原子炉容器 (支持構造物)	S _s	水平(AS _s H)	1.31	1.710	0.708	1.211	1.439	0.739	1.064
		鉛直(AS _s V)	1.46						
	S ₂	水平(AS _s H)	1.33						
		鉛直(AS _s V)	0.29						
蒸気発生器 (支持構造物)	S _s	水平(AS _s H)	2.34	1.590	0.707	1.125	1.443	0.720	1.039
		鉛直(AS _s V)	2.43						
	S ₂	水平(AS _s H)	2.71						
		鉛直(AS _s V)	0.29						
炉内構造物 (炉心そう)	S _s	水平(AS _s H)	1.31	1.710	0.708	1.211	1.439	0.739	1.064
		鉛直(AS _s V)	1.46						
	S ₂	水平(AS _s H)	1.33						
		鉛直(AS _s V)	0.29						
一次冷却材管 (本体)	S _s	水平(AS _s H)	2.34	1.590	0.707	1.125	1.443	0.720	1.039
		鉛直(AS _s V)	2.43						
	S ₂	水平(AS _s H)	2.71						
		鉛直(AS _s V)	0.29						
余熱除去ポンプ (基礎ボルト) (原動機取付ボルト)	S _s	水平(AS _s H)	0.74	1.065	0.734	0.781	1.034	0.741	0.767
		鉛直(AS _s V)	0.42						
	S ₂	水平(AS _s H)	0.80						
		鉛直(AS _s V)	0.29						
余熱除去設備配管 (本体)	S _s	水平(AS _s H)	3.25	1.546	0.738	1.141			
		鉛直(AS _s V)	1.76						
	S ₂	水平(AS _s H)	2.95						
		鉛直(AS _s V)	0.29						
原子炉格納容器 (本体)	S _s	水平(AS _s H)	1.50	1.281	0.714	0.915	1.190	0.718	0.855
		鉛直(AS _s V)	1.14						
	S ₂	水平(AS _s H)	1.82						
		鉛直(AS _s V)	0.241						
制御棒挿入性 (動的機能維持)	S _s	水平(AS _s H)	1.31	2.136	0.728	1.555			
		鉛直(AS _s V)	2.15						
	S ₂	水平(AS _s H)	1.33						
		鉛直(AS _s V)	0.29						
		：中間報告では「方法」に基づく評価を行っているが、参考までに評価した。							
		：中間報告では「方法」に基づく評価を行っている。							

図 - 6 「応答比 (SRSS/絶対値和)」の分析結果について

評価対象施設	応力（荷重）比率 [%]		基準 地震動	方向	応答 加速度 (G) ³	水平地震動の増倍率 (新指針BC時/工認時)	鉛直地震動の増倍率 (新指針BC時/工認時)	工認時の鉛直荷重比率 (自重/鉛直地震)	新指針BC時の 鉛直荷重比率 (自重/鉛直地震)
						$\frac{AS_s H}{AS_2 H}$	$\frac{AS_s V}{AS_2 V}$	$\frac{1}{AS_2 V}$	$\frac{1}{AS_s V}$
原子炉容器 (支持構造物)	水平地震	100	S _s	水平(AS _s H)	2.17	1.044	5.035	3.449	0.685
	鉛直地震	0		鉛直(AS _s V)	1.46				
	自重	0	S ₂	水平(AS ₂ H)	2.08				
	その他 ¹	0		鉛直(AS ₂ V)	0.29				
蒸気発生器 (支持構造物)	水平地震	100	S _s	水平(AS _s H)	3.43	0.964	8.380	3.449	0.412
	鉛直地震	0		鉛直(AS _s V)	2.43				
	自重	0	S ₂	水平(AS ₂ H)	3.56				
	その他 ¹	0		鉛直(AS ₂ V)	0.29				
炉内構造物 (炉心そう)	地震荷重	20	S _s	水平(AS _s H)	2.17	1.044	5.035	3.449	0.685
				鉛直(AS _s V)	1.46				
	その他 ¹	80	S ₂	水平(AS ₂ H)	2.08				
				鉛直(AS ₂ V)	0.29				
一次冷却材管 (本体)	水平地震	43.6	S _s	水平(AS _s H)	3.43	0.964	8.380	3.449	0.412
	鉛直地震	1.8		鉛直(AS _s V)	2.43				
	自重	6	S ₂	水平(AS ₂ H)	3.56				
	その他 ¹	48.6		鉛直(AS ₂ V)	0.29				
余熱除去ポンプ (基礎ボルト) <small>：原動機取付ボルトについても 増倍率は同様</small>	水平地震 ²	71.8	S _s	水平(AS _s H)	0.74	0.925	1.449	3.449	2.381
	鉛直地震 ²	28.2		鉛直(AS _s V)	0.42				
	自重 ²	-97.1	S ₂	水平(AS ₂ H)	0.80				
	その他 ¹	0		鉛直(AS ₂ V)	0.29				
原子炉格納容器 (本体)	水平地震	87.9	S _s	水平(AS _s H)	1.50	0.825	4.731	4.150	0.878
	鉛直地震	2.4		鉛直(AS _s V)	1.14				
	自重	9.7	S ₂	水平(AS ₂ H)	1.82				
	その他 ¹	0		鉛直(AS ₂ V)	0.241				

1：その他とは、地震荷重および自重による応力以外（内圧、機械荷重等）をいう。

2：転倒モーメントに占める水平・鉛直地震荷重の比率を示す。なお、自重は復元モーメントとして、転倒モーメントを相殺する効果がある。

3：鉛直方向応答加速度の取扱い

工認時；基準地震動 S₂ の最大加速度振幅の1/2の値として求めた鉛直震度に基づく。

なお、鉛直震度は高さ方向に一定として扱い、機器・配管系の評価では20%増しとした震度を用いる。

新指針BC時；機器・配管系の評価では、基準地震動 S_s に対する鉛直方向床応答スペクトルに基づく動的地震力を用いる。

図 - 7 「自重項（+1）」の分析結果について

評価対象施設	工認時 発生値 [kg/mm ²]	許容値 [kg/mm ²]	応力(荷重)比率 [%]		工認発生値× 比率[kg/mm ²]	応答 倍率 ²	×	簡易評価 結果 ⁵	中間報告値 [kg/mm ²]
原子炉容器 (支持構造物)	26.2	47.5	水平地震	100	26.2	1.044	27.35	27.35	27.9
			鉛直地震	0	0.0	5.035	0.00		
			自重	0	0.0	1.000	0.00		
			その他 ¹	0	0.0	1.000	0.00		
			合計	100	26.2		27.35		
蒸気発生器 (支持構造物)	5.4	8.1	水平地震	100	5.4	0.964	5.21	5.21	5.7
			鉛直地震	0	0.0	8.380	0.00		
			自重	0	0.0	1.000	0.00		
			その他 ¹	0	0.0	1.000	0.00		
			合計	100	5.4		5.21		
一次冷却材管 (本体)	11.4	35.5	水平地震	43.6	4.97	0.964	4.79	5.09	11.9
			鉛直地震	1.8	0.21	8.380	1.72		
			自重	6.0	0.68	1.000	0.68		
			その他 ¹	48.6	5.54	1.000	5.54		
			合計	100	11.40		12.74		
-1余熱除去ポンプ (基礎ボルト)	0.1	21.5	水平地震	71.8	2.57	0.925	2.38	2.79	0.1
			鉛直地震	28.2	1.01	1.449	1.46		
			自重	-97.1	-3.48	1.000	-3.48		
			その他 ¹	0	0.00	1.000	0.00		
			合計	2.9	0.10		0.36		
-2余熱除去ポンプ (原動機取付ボルト)	1.0	21.5	水平地震	82.1	2.14	0.925	1.98	2.10	1.0
			鉛直地震	17.9	0.47	1.449	0.68		
			自重	-61.7	-1.61	1.000	-1.61		
			その他 ¹	0	0.00	1.000	0.00		
			合計	38.3	1.00		1.05		
原子炉格納容器 (本体)	6.1	35.8	水平地震	87.9	5.36	0.825	4.42	4.48	5.3 (6.1) ⁴
			鉛直地震	2.4	0.15	4.731	0.69		
			自重	9.7	0.59	1.000	0.59		
			その他 ¹	0.0	0.00	1.000	0.00		
			合計	100	6.10		5.71		

1：その他とは、地震荷重および自重による応力以外（内圧、機械荷重等）をいう。

2：水平、鉛直それぞれの応答倍率（水平 = AS_sH/AS_2H 、鉛直 = AS_sV/AS_2V ）

3：転倒モーメント < 自重による復元モーメントのため、基礎ボルトに引張応力は発生しない。

4：応答比が1以下のため1として計算。

5：簡易式による推定値

$$\sqrt{\left(\frac{AS_sH}{AS_2H} \right)^2 + \left(\frac{AS_sV}{AS_2V} \right)^2} + L$$
 計算過程における端数処理を考慮
 L : 工認時発生応力（自重 + その他による応力）

『備考』

炉内構造物（炉心そう）：既往評価結果から水平・鉛直地震荷重の分解ができないため記載していない。

図 - 8 荷重成分毎の比率および応答倍率を考慮した簡易評価結果

d. 中間報告（伊方3号機）の評価対象施設に対する適用性検討

中間報告（伊方3号機）の評価対象施設に対して、既往評価結果（工認時の耐震計算書）を分析して地震時発生荷重を推定し、水平および鉛直方向荷重の割合（寄与率）に応じて、基準地震動 S_s に対する評価結果を簡易的に推定した。

さらに、各種「応答比」算定法を適用した結果との比較を行い、それぞれの「応答比」算定法の適用範囲について検討した。

（図 - 9 参照）

中間報告（伊方3号機）の評価対象施設の既往評価（工認時の耐震計算書）結果等に基づく荷重分析結果（b.項）より、鉛直地震力による荷重割合（寄与率）は最大でも20%程度（自重分考慮）と推定され、地震時発生荷重は水平地震力が支配的と考えられる。

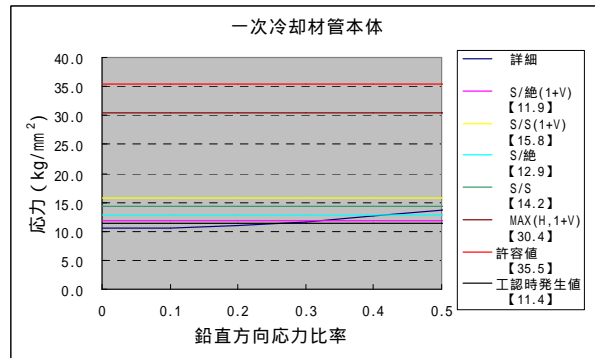
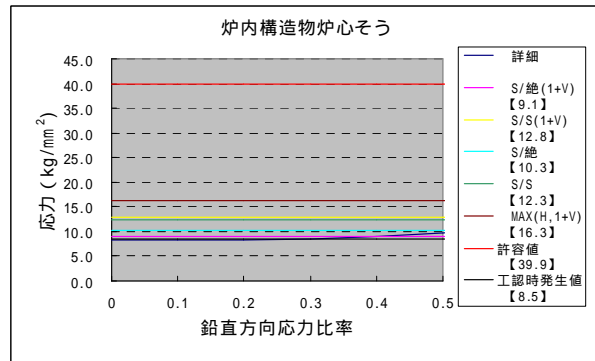
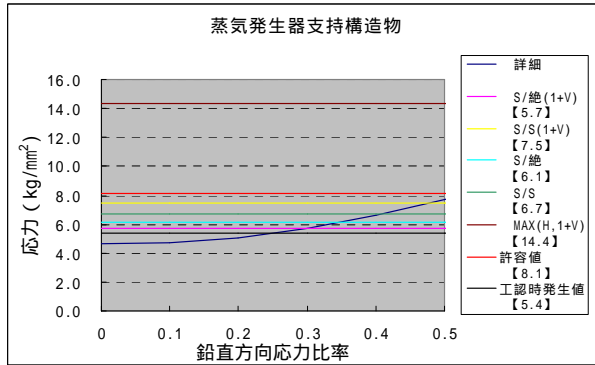
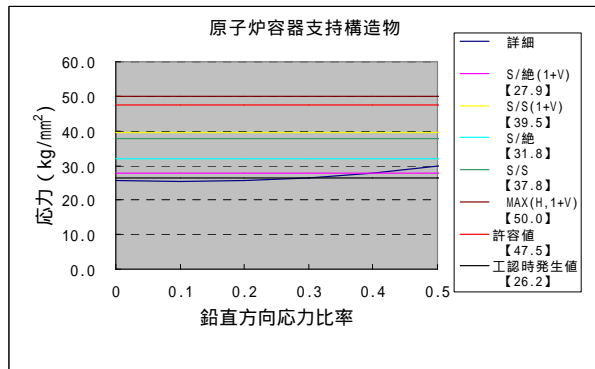
今回の新耐震指針に照らした耐震安全性評価（中間報告：伊方3号機）においては、鉛直方向の地震荷重が静的震度から鉛直地震動に基づく評価に変更となるため、既往評価結果に比べて、鉛直方向荷重の割合（寄与率）が大きい領域で「応答倍率法」を適用することになる可能性がある。

しかしながら、鉛直方向荷重の影響が大きく現れる設備は、例えば、鉛直方向支持スパンの長いクレーン類等、耐震安全性評価に際して、その構造形状から容易に振動特性を推定可能であり、設計上の実務として、影響程度を適切に考慮した評価が行われる。（今回の中間報告（伊方3号機）の評価対象施設（評価部位）で該当するものはない。）

中間報告（伊方3号機）の評価対象施設に対しては、水平・鉛直方向の荷重分析結果より、工認設計および耐震バックチェック評価時の荷重評価の考え方に基づく「応答比：SRSS/絶対値和、鉛直下向き」手法が適用可能であり、詳細評価（簡易式による推定値）に比較して安全側の結果を与えることが確認された。

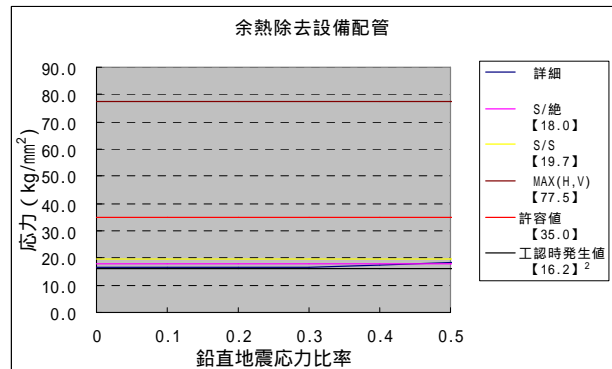
本手法の適用性については、評価対象施設の既往評価（工認時の耐震計算書）結果等に基づく荷重分析結果も踏まえた上で、慎重な判断が必要と考える。

しかしながら、中間報告（伊方3号機）の評価対象施設に対する検討結果より、地震時発生荷重として水平地震力が支配的な機器に対しては、適用できると考えられる。

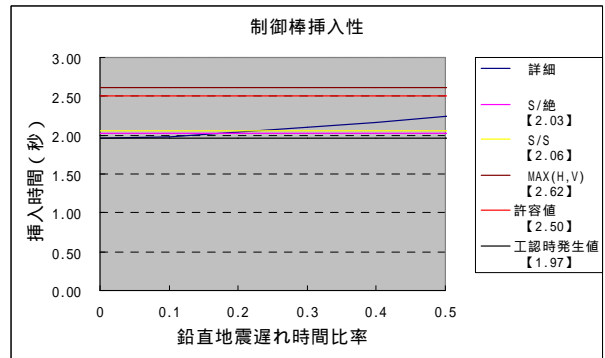
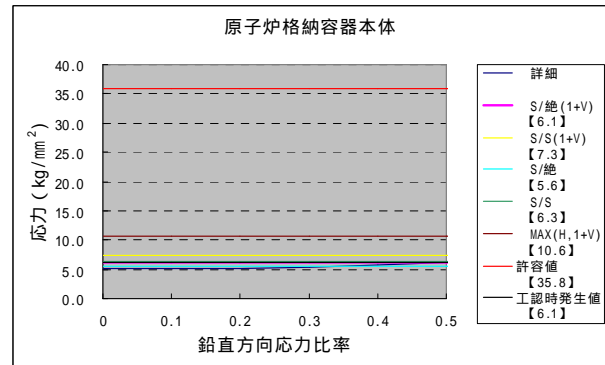


余熱除去ポンプ (kg/mm ²)		
評価方法	基礎ボルト	原動機取付ボルト
詳細	- ¹	0.5
S/絶 (1+V)	0.1	1.0
S/S (1+V)	0.2	1.1
S/絶	0.1	0.8
S/S	0.1	1.0
MAX(H, 1+V)	0.2	1.2
許容値	21.5	21.5
工認時発生値	0.1	1.0

1: 転倒モーメント < 自重による復元モーメントのため
基礎ボルトに引張応力は発生しない。



2: 訂正後の工認時評価結果による (工認時: 15.5)



『記号解説』

詳細 (簡易式による推定値)

$$\sqrt{\left(H \times \frac{AS_s H}{AS_2 H} \right)^2 + \left(V \times \frac{AS_s V}{AS_2 V} \right)^2} + L$$

余熱除去ポンプは規格に当てはめて計算実施

$$\frac{S/絶 (1+V)}{\sqrt{\frac{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}{(AS_2 H) + (1 + AS_2 V)}}}$$

$$\frac{S/S (1+V)}{\sqrt{\frac{(AS_s H)^2 + (1 + AS_s V)^2}{(AS_2 H) + (1 + AS_2 V)}}}$$

S/絶

$$\times \frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (AS_s V)^2}}{(AS_2 H) + (AS_2 V)}$$

S/S

$$\times \frac{\sqrt{(AS_s H)^2 + (AS_s V)^2}}{\sqrt{(AS_2 H)^2 + (AS_2 V)^2}}$$

MAX(H, 1+V)

$$\text{MAX} \left(\frac{AS_s H}{AS_2 H}, \frac{(1 + AS_s V)}{(1 + AS_2 V)} \right) \times$$

MAX(H, V)

$$\text{MAX} \left(\frac{AS_s H}{AS_2 H}, \frac{AS_s V}{AS_2 V} \right) \times$$

AS₂H: 基準地震動S2 (水平)

AS_sH: 基準地震動SS (水平)

AS₂V: 基準地震動S2 (鉛直)

AS_sV: 基準地震動SS (鉛直)

: 工認時発生応力 (合計)

H: 工認時発生応力 (水平地震力による応力)

V: 工認時発生応力 (鉛直地震力による応力)

L: 工認時発生応力 (自重 + その他による応力)

図 - 9 各種「応答比」算定法における適用可能範囲について

4 . ま と め

以上の検討結果より，中間報告（伊方3号機）の評価対象施設
に対しては，工事計画認可申請時の耐震設計および耐震バックチ
ェック評価時の荷重評価の考え方に基づく「応答比：SRSS/絶対値
和，鉛直下向き」による評価手法は，ある評価条件で基準地震動
S_sによる発生値が評価基準値を超えないことを効率よく判断す
る観点では妥当と考える。

なお，耐震安全性評価手法として，評価対象施設の既往評価結
果等に基づく応答倍率法を適用する場合，既往評価（工認時の耐
震計算書）結果等に基づく荷重分析結果も踏まえた上で，適切な
「応答比」算定法を選択することで，合理的な評価が可能と考える。

5 . 別 添

『 応答倍率法に対する基本的な考え方 』

1 . 応答倍率法とは

新耐震指針に照らした耐震安全性評価において，設計条件（荷重，応力等）から基準地震動 S_s による評価条件への倍率を算定して設計条件に乗じることによって，評価基準値を超えるかどうかの判定を行っており，この評価手法を「応答倍率法」という。

したがって，設計ベースで厳密に耐震裕度^{（注）}の確認を行うものではなく，地震応答加速度（床応答曲線），荷重に基づき発生値が評価基準値を超えないことを効率よく判断することに主眼を置いた評価手法である。

（注）耐震裕度 = 評価基準値 / 基準地震動 S_s による発生値

2 . 応答倍率法の適用範囲

新耐震指針に照らした耐震安全性評価において，「応答倍率法」の適用に際して，以下のケース分類に基づき，実機評価への適用を判断している。（第1表参照）

（1）設計時の耐震裕度が比較的大きい設備

加速度（震度）を用いて設計している設備のうち，設計時の耐震裕度^{（注）}が比較的大きいものについては，応答倍率法にて評価基準値を超えないとの判断が可能である。

（注）設計時の耐震裕度 = 評価基準値 / 基準地震動 S_2 による発生値

[例えば，ポンプ・ファン等回転機器および圧力容器の基礎ボルト，圧力容器の胴板等の評価について該当する場合が多い。]

（2）応答倍率法で比較的精度良く耐震裕度の確認が期待できる設備

荷重データに基づく応答倍率法による評価が可能な設備

機器・配管系設備の基準地震動 S_s による地震応答解析結果より，評価荷重（モーメント，せん断力，軸力）が算

定されていれば，これら荷重データに基づく応答倍率法で比較的精度良く発生値（発生応力）の予測が可能であり，必ずしも耐震裕度が大きくない設備についても，応答倍率法にて評価基準値を超えないとの判断が可能である。

[例えば，建屋・機器連成解析結果より，正確な地震応答荷重が算定できる原子炉格納容器の胴板等の評価について該当する場合が多い。]

地震時の応答挙動（荷重，変位）が入力加速度と比例関係にある設備

加速度（震度）を用いて設計している設備のうち，規格計算式およびスペクトルモーダル法（多質点系における多次のモード重畳を考慮した線形応答解析手法）により設計している設備については，加速度から規格式等に基づき地震力を算定しており，加速度データに基づく応答倍率法で評価可能であり，ある程度耐震裕度が大きい設備については，応答倍率法にて評価基準値を超えないとの判断が可能である。

[例えば，配管，容器，熱交換器・ファン・ポンプ等の回転機器および重機器支持構造物の評価について該当する場合が多い。]

また，地震時の制御棒挿入性評価における挿入時間遅れは，燃料集合体等の水平方向地震時応答変位量（地震外力による抗力に関係）と相関があり，それらはある範囲までは地震力に比例することから，応答倍率法による評価が可能と判断する。なお，鉛直地震力が制御棒挿入性に与える影響は，解析および試験結果より水平地震力に比べ十分小さいと判断している。

なお，応答倍率法の適用に際しては，既往評価（工認時の耐震計算書）結果等に基づく荷重分析結果も踏まえた上で，適切な「応答比」算定法を選択することで，合理的な評価が可能と考える。

3．応答倍率法による評価結果の妥当性について

応答倍率法の適用範囲として、2．項に示す(1)評価基準値に対して大きな余裕がある中での適用、あるいは、(2)比較的精度良く評価を行える設備への適用としていることから、地震応答加速度(床応答曲線)、荷重に基づき発生値が評価基準値を超えないことを効率よく判断する観点では妥当な評価結果を与えると考える。

しかしながら、適用する「応答比」算定法によっては、厳密な耐震裕度^(注)の確認が困難となるケースが否定できないことから、耐震裕度が小さい設備に対しては、正確な耐震裕度を把握する観点から、本報告等においては、必要に応じて、詳細評価を実施することが望ましいと考える。

(注) 耐震裕度 = 評価基準値 / 基準地震動 S_s による発生値

第 1 表 応答倍率法の適用範囲に関する整理（中間報告（伊方 3 号機））

応答倍率法の適用範囲	応答倍率法の適用に当たってのスタンス	中間報告（伊方 3 号機）の 評価対象施設に対する整理	備 考
設計時の耐震裕度が比較的大きい設備	<p>加速度（震度）を用いて設計している設備のうち、設計時の耐震裕度^{（注）}が比較的大きいものについては、応答倍率法にて評価基準値を超えないとの判断が可能である。</p> <p>（注）設計時の耐震裕度 $= \text{評価基準値} / \text{基準地震動 } S_2 \text{ による発生値}$</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・炉内構造物（炉心支持構造物：炉心そうフランジ接続部（耐震裕度：約 5 倍程度）） ・一次冷却材管（本体（耐震裕度：約 3 倍程度）） ・余熱除去ポンプの基礎ボルト（耐震裕度：約 210 倍程度） 原動機取付ボルト（耐震裕度：約 21 倍程度） ・余熱除去設備配管（本体（耐震裕度：約 2 倍程度）） ・原子炉格納容器（本体（耐震裕度：約 5 倍程度）） 	
応答倍率法で比較的精度良く耐震裕度の確認が期待できる設備 荷重データに基づく応答倍率法による評価が可能な設備	<p>機器・配管系設備の基準地震動 S_s による地震応答解析結果より、評価荷重（モーメント、せん断力、軸力）が算定されていれば、これら荷重データに基づく応答倍率法で比較的精度良く発生値（発生応力）の予測が可能であり、必ずしも耐震裕度が大きくない設備についても、応答倍率法にて評価基準値を超えないとの判断が可能である。</p>	-（適用施設なし）	
応答倍率法で比較的精度良く耐震裕度の確認が期待できる設備 地震時の応答挙動（荷重、変位）が入力加速度と比例関係にある設備	<p>加速度（震度）を用いて設計している設備のうち、規格計算式およびスペクトルモーダル法（多質点系における多次のモード重畳を考慮した線形応答解析手法）により設計している設備については、加速度から規格式等に基づき地震力を算定しており、加速度データに基づく応答倍率法で評価可能であり、ある程度耐震裕度が大きい設備については、応答倍率法にて評価基準値を超えないとの判断が可能である。</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉容器支持構造物（サポートシュー） ・蒸気発生器支持構造物（上部胴支持構造物ブラケット） ・一次冷却材管（本体） ・余熱除去設備配管（本体） ・制御棒（挿入性評価） 	<ul style="list-style-type: none"> ・制御棒（挿入性評価）については、本報告時に詳細評価を実施予定