論文

3次元有限要素法による2011年東北地方太平洋沖地震本震時の 東京電力福島第一原子力発電所1号機の応答解析

(第2報：固有値解析による基本特性把握と地震応答解析結果)

吉村 忍^{1,*}, 宮村 倫司², 山田 知典¹, 秋葉 博³, 清浦 英明⁴

Seismic Response Analysis of Unit 1 of Fukushima-Daiichi Nuclear Power Plant During the 2011
Off the Pacific Coast of Tohoku Earthquake Using Three-Dimensional Finite Element Method

(2nd Report: Results of Eigenanalysis and Seismic Response Analysis)

Shinobu YOSHIMURA^{1,*}, Tomoshi MIYAMURA², Tomonori YAMADA¹, Hiroshi AKIBA³ and Hideaki KIYOURA⁴

¹Department of Systems Innovation, School of Engineering, The University of Tokyo, 7-3-1 Hongo, Bunkyo-ku, Tokyo 113-8656, Japan

²Department of Computer Science, College of Engineering, Nihon University, 1 Nakagawara, Tokusada, Tamura-machi, Koriyama-shi, Fukushima 963-8642, Japan

³Formally Allied Engineering Corporation, Toyosu Front, 3-2-20 Toyosu, Koto-ku, Tokyo 135-0061, Japan

⁴Tokyo Electric Power Company Holdings, Inc., 1-1-3 Uchisaiwai-cho, Chiyoda-ku, Tokyo 100-8560, Japan

(Received October 29, 2018; accepted in revised form April 2, 2019; published online July 25, 2019)

This paper presents Part II of the report of our research on three-dimensional finite element seismic response analyses of a full-scale integrated model of the boiling water reactor and reactor building of Unit 1 at Fukushima-Daiichi Nuclear Power Plant subjected to the 2011 off the Pacific coast of Tohoku Earthquake of 9.0 Mw occurring on March 11, 2011. The previous paper (Part I) reported the developed analysis method, i.e., the parallel structural analysis solver ADVENTURE_Solid Ver.2 and its pre-/post-modules towards the K computer, model construction, the verification of the analysis model, and computation performance. Part II (this paper) reports the results of the eigenanalysis and seismic response analysis of the developed three-dimensional finite element model. These results were precisely compared with those of a lumped mass model. The overall responses of the two different models agreed reasonably well, although the three-dimensional finite element model succeeded in showing local responses more precisely. Finally, we concluded some key roles of petascale simulation for such practical and socially important problems.

KEYWORDS: *three-dimensional finite element method, seismic response analysis, parallel calculation, K computer, BWR, Fukushima-Daiichi Nuclear Power Plant, lumped mass model, floor response spectra, visualization*

I. 緒 言

2011年3月11日に、マグニチュード9.0の東北地方太平洋沖地震が発生した。この巨大地震とそれに付随して発生した大津波により東京電力福島第一原子力発電所の6基のプラントが被害を受けた。地震発生時に稼働中であっ

た第1～4号機では制御棒が挿入され自動停止(スクラム)した。しかし、その後の大津波によって原子炉や使用済み燃料プールの冷却機能が喪失し、重大な事故となった。様々な事故調査報告書において、上記事故の主要因は設計想定を大幅に超える津波による全電源喪失とそれに伴う全冷却機能の喪失といわれている¹⁻⁵⁾。

同発電所の耐震評価については、事故前にも事故後にも標準的な集中質量系モデル(バネ・マスモデル)に基づく耐震モデルを用いた評価が行われ公表されている^{6,7)}。一方、今後も大きな地震の発生は予想されることから、本研究では原子力発電所の耐震安全性の高度化を目的として、上記

¹ 東京大学大学院 工学系研究科 システム創成学専攻

² 日本大学 工学部 情報工学科

³ 元(株)アライドエンジニアリング

⁴ 東京電力ホールディングス(株)

* Corresponding author, E-mail: yoshi@sys.t.u-tokyo.ac.jp

の地震発生時における福島第一原子力発電所の応答を詳細に把握するために、3次元有限要素法(以降FEMと記述する)による地震応答解析を実施することとした。本研究は筆者ら^{8,9)}が行った中越沖地震における柏崎刈羽原子力発電所BWR5号機を対象とし観測地震波を加振条件として用いた地震応答解析に続くものである。本研究の解析対象は福島第一原子力発電所1号機とする。1号機では地下1階の基礎版上に設置された地震計により地震発生時の加速度時刻歴が記録されており、本研究ではこの記録を基にして入力地震動を作成し解析を行った。

本研究は第1報と第2報に分けて報告する。第1報¹⁰⁾では3次元有限要素法に基づく解析手法の概要、解析対象のモデル構築とその精度検証、解析パラメータの設定とスーパーコンピュータ「京」における解析コードのパフォーマンスについて報告した。第1報に示した解析モデルは、原子炉压力容器、原子炉格納容器、サプレッションチェンバー、ベント管などの主要な圧力バウンダリー機器と原子炉建屋およびそれらの接続部をすべて3次元FEMにより詳細にモデル化したものである。ただし、支持機構については応答にあまり影響を与えない範囲で、一部形状を簡略化した。炉水は簡単化のために付加質量としてのみ考慮した。原子炉の内部機器のモデル化も省略し、質量のみを考慮した。また、地盤はモデル化していないため、原子炉建屋地階で観測された加速度時刻歴を入力とした集中質量系モデルによる原子炉-建屋-地盤連成モデルに基づく耐震解析から得られた建屋地階の並進および回転の加速度時刻歴を、3次元FEMモデルへの入力することにした。

本研究第2報では、まず構築した4面体1次要素に基づく約2億自由度規模の解析モデルを用いて固有値解析による基本的動特性の把握を行った結果を報告する。次にこのモデルを用いた自重解析とそれに続く65秒間(観測記録の80秒から145秒まで)の地震応答解析を、時間刻み幅を $\Delta t=0.01$ 秒として陰的時間積分法であるNewmark β 法により行った。解析には2012年から稼働を開始しているスーパーコンピュータ「京」を活用した。建屋の最大加速度と床応答スペクトルに関して集中質量系モデルと比較した結果を報告し、さらに変形と応力分布について報告する。その上で、得られた結論をまとめる。比較対象とした集中質量系モデルの概要と、本研究で構築した3次元FEMモデルとの対応関係についても詳しく説明する。

本研究第2報の研究目的は、第1報で報告した解析システムと、大地震による原子炉建屋、格納容器、压力容器の全体的および局所的な挙動を解明するための高精細な3次元FEMモデルを用いて、東北地方太平洋沖地震本震時の東京電力福島第一原子力発電所1号機の地震応答解析を1号機地階で記録された加速度時刻歴に基づいて実施し、構造物の全体的および局所的な応答を明らかにすることである。また、本解析の結果と集中質量系モデルによる

解析結果との比較により2つの解析モデルを相互に検証した上で、3次元FEMモデルによる原子力発電所の地震応答解析技術の事故評価や設計への展開を目指す。

II. 集中質量系モデル

本研究の解析の対象とした福島第一原子力発電所1号機に対して、東京電力が行った東北地方太平洋沖地震の観測記録に基づく集中質量系モデルを用いた地震応答解析⁷⁾について、その解析モデルと解析の概要を述べる。地震波の方向や着目する応答によって複数の解析モデルを用いているが、いずれのモデルも質点を回転および並進バネで接続した集中質量系モデルである。

1. 集中質量系モデルによる解析の概要

Figure 1(a)は原子炉建屋の水平方向の解析モデルである。NS方向用とEW方向用の解析モデルの形状は同一であり、質点の回転慣性質量、建屋全体の断面二次モーメントから計算される回転バネ定数の値が異なっている。一方、2つのモデルの質点の質量とせん断断面積から計算される並進バネ定数の値は同一である。Fig. 1(b)は鉛直方向用のモデルである。水平方向については周波数領域における線形解析の結果、原子炉建屋の耐震壁が一部塑性化することがわかったため、非線形時刻歴応答解析が行われている。一方、垂直方向については線形の周波数応答解析のみが行われている。

水平方向用モデルの地盤は水平成層地盤モデルとし、基礎版底面地盤バネについては成層補正を行った後に、振動アドミッタンス理論に基づいてスウェーおよびロッキングバネ定数を算定している。基礎版浮き上がりの非線形性も考慮している。一方、埋め込み部分の建屋側面地盤バネは、Novakの方法で算定している¹¹⁾。地盤定数は地震時のせん断ひずみレベルを考慮して設定している。建屋の非線形復元力特性は層毎に設定している¹¹⁾。一方、垂直方向の地盤も水平成層地盤モデルとし、バネ定数は水平方向と同様に算定している。建屋についても同様である。先述したように垂直方向は弾性解析のみが行われている。解析モデルの諸元については文献^{6,7)}を参照するものとして省略する。

水平方向用モデル、垂直方向用モデルともに、弾性応答解析が基礎版上面における加速度観測記録を入力とした周波数応答解析により行われた。文献6), 7)に記載のとおり、基礎版上の観測記録と解析結果がおおむね一致するように地盤バネに入力される地震応答を求めて解析を実施している。III-1節に述べるように、本論文におけるフルスケールの3次元FEMモデルに対しても、この建屋の集中質量系モデルによる時刻歴応答解析から得られた基礎版底面地盤バネにおける並進および回転の加速度時刻歴を入力している。

一方、集中質量系モデルを用いて原子炉建屋と大型機器

Fig. 1 Lumped mass model of reactor building

との連成を考慮した地震応答解析も行われている。Fig. 2 (a), (b)に水平方向および鉛直方向の原子炉建屋-原子炉格納容器-原子炉压力容器連成系モデルを示す。この他に、原子炉建屋-炉内構造物連成系モデル (Fig. 2(b)に示す鉛直方向用モデルと同一) による解析も行われている。本研究では原子炉建屋-原子炉格納容器-原子炉压力容器連成系モデルを用いた結果をフルスケール 3 次元 FEM モデルによる解析結果と比較する。

2. 集中質量系モデルと CAD モデル

Figure 2 に示した連成系の集中質量系モデルは大きく原子炉压力容器、原子炉格納容器 (ドライウェルとサブプレッションチェンバー)、原子炉建屋の 3 系統に分かれている。Fig. 3~6 は、原子炉压力容器、原子炉压力容器と原子炉遮蔽壁、原子炉格納容器、原子炉建屋に対応する CAD モデルとそれぞれに対する集中質量系モデルを対応させて表示したものである。各図の右側の集中質量系モデルの全体図において枠で囲まれた部分が、左側の CAD モデルに対応し、図の中央に枠で囲まれた部分を CAD モデルに合わせて拡大して示している。各図において、O.P. は小名浜湾平均海面水位を基準とした標高 [m] を示す。東京湾平均海面水位 (T.P.) と O.P. の関係は $T.P. 0 = O.P. 0 + 0.72 \text{ m}$ である。Fig. 7 はこれらを含む全体 CAD モデ

ルに集中質量系モデルを重ねたものである。本研究第 1 報にも示した全体の CAD モデルの鳥瞰図を Fig. 8 に再録する。1/4 部位を切断して内部を表示し、各フロアの標高も示している。Fig. 8 には解析モデルの座標系の各軸の方向と原点位置も示している。

III. 3 次元 FEM モデルへの入力地震波の作成とポスト処理

1. 入力地震動

福島第一原子力発電所 1 号機では、Fig. 9(a), (b) に示すように原子炉建屋 2 階 (O.P. 18.7 m) および地下 1 階の基礎版上 (O.P. -1.23 m) に地震計が設置されている。地震計の位置を示した断面図を Fig. 9(c) に示す。2011 年 3 月 11 日の本震時には基礎版上の地震計において並進 3 方向の加速度時刻歴が収録された。一方、2 階の地震計ではデータは取得できていなかった。Fig. 10 に基礎版上で観測された加速度時刻歴を示す。

原子炉建屋では地盤の変形によって建屋が回転するロッキング振動が支配的になる。ロッキング振動をシミュレートするには、本来建屋周辺の地盤のモデル化が必要である。しかし、本研究では地盤のモデル化は行わず、地盤を考慮した建屋の集中質量系モデルにより求められたロッキング振動に伴う回転と並進変位を 3 次元 FEM モデルの建

Fig. 2 Integrated lumped mass model of reactor building, containment vessel and reactor vessel

屋の基礎版部分に境界条件として設定した。II-1 節に述べたように、集中質量系モデルにより求められた並進成分は本震時の観測記録にほぼ一致している。なお、地震計は基礎版上面(O.P. -1.23 m)に設置されており、集中質量系モデルによる解析結果もこの位置におけるものである。しかし、3次元 FEM モデルでは基礎版の挙動が剛体的であると仮定して O.P. -1.23 m で得られた波を、基礎版下面(O.P. -4.00 m)にそのまま入力している。

Figure 11(a)~(d)に集中質量系モデルにより計算された基礎版上面における加速度時刻歴の並進2成分(NS方向とEW方向)および回転2成分(NS方向とEW方向)を示す。なお、回転のNS成分とはEW方向を回転軸と

した回転であり、回転のEW成分とはNS方向を回転軸とした回転である。回転の向きについては Fig. 12 の矢印の方向を正としている。Fig. 11(e)にUD方向の加速度時刻歴を示す。Fig. 13(a)~(e)にFig. 11に示したNS方向並進、EW方向並進、UD方向並進、NS方向回転、EW方向回転の各加速度時刻歴に対する加速度応答スペクトルをそれぞれ示す。Fig. 13(c)に示すEW方向並進に対するスペクトルでは、周期約0.15秒、0.3秒、0.5秒においてピークがみられる。それ以外の並進成分と回転成分については、周期約0.3秒においてピークがみられる。集中質量系モデルの固有値解析結果によれば、周期約0.3秒は建屋本体や原子炉の1次固有周期よりもはるかに長く、

(b) Vertical direction model (same as the integrated model of reactor building and internal components)

Fig. 2 Integrated lumped mass model of reactor building, containment vessel and reactor vessel

その固有モードは地盤の変形により建屋が剛体的に回転するモードとなっている⁷⁾。周期約 0.3 秒の固有モードは、地盤をモデル化していないフルスケール 3 次元 FEM モデルの固有値解析からは求められない。しかし、周期約 0.3 秒の回転成分をもつ地震波をディリクレ境界条件として建屋の基礎版下面に入力しているため、後に示す各部の床応答スペクトルには、この周期のピークがみられる。

水平方向の集中質量系モデルによる解析は非線形解析であり時間刻みが 0.001 秒である。一方、鉛直方向では線形解析であり時間刻みは 0.01 秒である。本研究の 3 次元 FEM 解析では時間刻みを 0.01 秒としているため、水平方向については 0.01 秒おきにデータを間引いている。本研究では、Fig. 11 に示した並進および回転の加速度時刻歴から、加速度が小さい前半と後半の部分を除いた時刻 80 秒から 145 秒までの 65 秒間 (6,500 時間ステップ) の波を切り出して入力する。Fig. 11 には切り出した区間を矢

印で示している。以下では時刻 80 秒が時刻 0 秒になるように時間を変換している。

切り出した加速度時刻歴に基線補正¹²⁾をかけてから Newmark β 法により時間積分をして変位および回転の時刻歴を求め、解析ソルバーへの入力とする。**Fig. 14** (a)~(e) に時間積分によって計算された変位および回転の時刻歴を示す。基線補正をかけても周期約 120 秒の大きな振幅の成分が含まれており、基線が大きすぎてい。このような低周波数の成分は物理的には意味のないものであり、ハイパスフィルタにより除去を試みたものの、振幅がある程度大きくなっている時刻 80 秒以降を切り出したためにうまく除去することができなかった。そのため、本研究では Fig. 14 に示す波をそのまま入力している。原子炉建屋や原子炉等の機器の固有周期は 120 秒よりもはるかに短いため、この基線のずれは幾何学的非線形性を考慮しない場合には構造物の応答には影響しない。解

Fig. 3 CAD model and lumped mass model of reactor pressure vessel

Fig. 4 CAD model and lumped mass model of reactor shield wall and RPV stabilizer

析結果を可視化するとき並進成分については相対変位を使い、回転成分については次項に述べるように基礎版の回転に伴う変位を差し引いてから可視化している。なお、振

幅がまだ小さい50秒以降を切り出した場合には、ハイパスフィルタにより基線のずれを補正することができることを確認している。

EW 方向は解析モデルでは x 方向であり，東(E)の方向が x の正側である。NS 方向は解析モデルでは y 方向であり，北(N)の方向が y の正側である。回転に伴う変位の計

算法を以下に示す。基礎版の回転角は先に述べた意味のない低周波成分による回転を含めても十分に小さいため，微小回転を仮定する。 $\theta_{EW}(t)$ を y 軸(NS 方向)周りの回転，

Fig. 7 CAD model and lumped mass model of Unit 1 at Fukushima Daiichi Nuclear Power Plants

Fig. 8 Bird's eye view of Unit 1 at Fukushima Daiichi Nuclear Power Plants cutting a quarter portion

$\theta_{NS}(t)$ を x 軸(EW方向)周りの回転とする。ともに、右ねじの方向を正とする。 $\theta_{NS}(t)$ についてはFig. 12により定義される集中質量系モデルにおける回転とは定義が異なるため、集中質量系モデルにより得られた結果の符号を反転させる。

最初に一般的な式を示す。初期座標が $\mathbf{x}_0$ である点が、点 $\mathbf{x}_{REF}$ を中心として x , y , z 軸周りにそれぞれ微小回転角 θ_x , θ_y , θ_z (rad)だけ回転するものとする。また、 $\mathbf{x}_0$ における x , y , z 方向の並進変位をそれぞれ $\bar{u}$, $\bar{v}$, $\bar{w}$ 、回転も考慮した並進変位をそれぞれ u , v , w とする。

$\mathbf{x}_0 = [x_0 \ y_0 \ z_0]^T$, $\mathbf{x}_{REF} = [x_{REF} \ y_{REF} \ z_{REF}]^T$, $\bar{\mathbf{u}} = [\bar{u} \ \bar{v} \ \bar{w}]^T$, $\boldsymbol{\theta} = [\theta_x \ \theta_y \ \theta_z]^T$, $\mathbf{u} = [u \ v \ w]^T$ と置くと、回転も考慮した変位 $\mathbf{u}$ は次式のように計算できる。

$$\mathbf{u} = \bar{\mathbf{u}} + \boldsymbol{\theta} \times (\mathbf{x}_0 - \mathbf{x}_{REF}) \quad (1)$$

したがって、

$$\begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{u} \\ \bar{v} \\ \bar{w} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & -\theta_z & \theta_y \\ \theta_z & 0 & -\theta_x \\ -\theta_y & \theta_x & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_0 - x_{REF} \\ y_0 - y_{REF} \\ z_0 - z_{REF} \end{bmatrix} \quad (2)$$

となる。

ロッキングによる回転の中心はFig. 9(Fig. 8も参照)に

Fig. 9 Plans and section of reactor building; horizontal and vertical locations of seismometers and center of rocking are shown

示すように基礎版下面(O.P. -4.00 m)の中心に置く。このとき、基礎版下面では $z_0 - z_{\text{REF}} = 0$ となる。また、 $\theta_x = \theta_{\text{NS}}(t)$ 、 $\theta_y = \theta_{\text{EW}}(t)$ であり、鉛直方向を回転軸とする回転はないものとして $\theta_z = 0$ とする。このとき、(2)式は次式となる。

$$\begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{u} \\ \bar{v} \\ \bar{w} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & \theta_{\text{EW}} \\ 0 & 0 & -\theta_{\text{NS}} \\ -\theta_{\text{EW}} & \theta_{\text{NS}} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_0 - x_{\text{REF}} \\ y_0 - y_{\text{REF}} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3)$$

したがって、時刻 t における上下方向の変位 $w(t)$ は

$$w(t) = -\theta_{\text{EW}}(t)(x_0 - x_{\text{REF}}) + \theta_{\text{NS}}(t)(y_0 - y_{\text{REF}}) \quad (4)$$

となる。回転の中心から離れるにつれて回転に伴うUD方向の変位が大きくなる。また、基礎版下面ではロッキングによる水平方向変位は0となる。本研究では、解析ソルバーの内部で(4)式の計算を行っている。

2. 可視化における回転成分の除去

前項に述べたように変位時刻歴および変形図の描画では、入力地震波に含まれる周期約120秒の低周波成分による基線のずれを除去する必要がある。並進変位については、点 $\mathbf{x}_{\text{REF}} = [x_{\text{REF}} \ y_{\text{REF}} \ z_{\text{REF}}]^T$ における変位を基準とした相対変位に変換する。一方、回転については、入力した $\theta_{\text{EW}}(t)$ および $\theta_{\text{NS}}(t)$ による剛体回転成分を除去した並進変位((3)式の $\bar{\mathbf{u}} = [\bar{u} \ \bar{v} \ \bar{w}]^T$)を可視化に用いる。(3)式

より次式が得られる。

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \bar{u} \\ \bar{v} \\ \bar{w} \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 0 & 0 & \theta_{\text{EW}} \\ 0 & 0 & -\theta_{\text{NS}} \\ -\theta_{\text{EW}} & \theta_{\text{NS}} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_0 - x_{\text{REF}} \\ y_0 - y_{\text{REF}} \\ z_0 - z_{\text{REF}} \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -(z_0 - z_{\text{REF}})\theta_{\text{EW}} \\ (z_0 - z_{\text{REF}})\theta_{\text{NS}} \\ (x_0 - x_{\text{REF}})\theta_{\text{EW}} - (y_0 - y_{\text{REF}})\theta_{\text{NS}} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (5)$$

変位時刻歴を与える基礎版下面よりも高い位置では $z_0 - z_{\text{REF}} > 0$ であるため、(5)式によって垂直方向の変位だけでなく水平方向変位も補正される。原子炉建屋は剛性が高いため、基礎版下面のロッキングに伴う剛体回転に伴う変位も、主要な変位となると考えられる。(5)式によって $\theta_{\text{EW}}(t)$ および $\theta_{\text{NS}}(t)$ による回転成分を除去すると、本質的なロッキング振動に伴う回転も除去される。そのため、得られる変形図は、初期の地表面を基準に観測される変形とは異なるものになる。

3. 床応答スペクトルの作成

加速度応答スペクトルとは、加速度時刻歴を様々な固有周期をもつ1質点系モデルに入力して、最大絶対加速度応答を固有周期毎に求めてプロットしたものである¹²⁾。加速度応答スペクトルを求めることにより、与えられた加速度時刻歴に対して、どのような固有周期をもつ構造物が揺れやすいかがわかる。観測された地震の加速度時刻歴に対する加速度応答スペクトルは地震応答スペクトルと呼ばれる。一方、床応答スペクトルとは、原子炉建屋や原子炉格納容器、原子炉压力容器等の地震応答解析によって構造物の各点において求められた加速度時刻歴に対する加速度応答スペクトルである。床応答スペクトルは、構造物に取り付けられる機器や床置き機器、配管等の設計に用いられる。原子炉建屋の床だけでなく、必要に応じて原子炉格納容器、原子炉压力容器等の各点においても床応答スペクトルを求めることが可能である。集中質量系モデルを用いる場合には、加速度時刻歴は各質点において計算されるので、床応答スペクトルも各質点において求める。一方、FEM解析では、節点ごとに加速度時刻歴が計算されるため、床応答スペクトルも節点ごとに求められる。

本研究第1報II-4(2)項に述べたように、集中質量系モデルの質点と同じ標高にある節点を合計690点抽出しており、これらの節点において床応答スペクトルを求めた。加速度時刻歴データから加速度応答スペクトルを求め、その結果をグラフにするという作業を、690個の抽出節点に対して手動で行うことは困難であるため、加速度応答スペクトルの計算やグラフの作成を自動的に処理できるようにした。なお、いくつかの時間ステップにおけるデータが破損していたため、欠損したデータを他のデータの線形補間によって求めた。加速度の単位は、次式で定義される震度SA(Spectral Acceleration)とした。

$$SA = a_r/g \quad (6)$$

(a) NS

(b) EW

(c) UD

Fig. 10 Time histories of acceleration monitored at basement floor

ここに、 a_r は応答加速度、 g は重力加速度である。グラフの中では震度の単位は G と表示している。応答スペクトルの計算には、参考文献 12) の付属プログラムを一部修正したものを使用した。

集中質量系モデルおよびフルスケール 3 次元 FEM モデルにより得られた加速度時刻歴に対する加速度応答スペクトルの作成において必要な 1 質点系モデルの時刻歴応答解析は、Newmark β 法により行った。 β の値は $1/6$ とし

Fig. 11 Time histories of acceleration at basement floor calculated by lumped mass model

Positive direction of rotation

Positive direction of translation

Fig. 12 Definition of directions of rotational and translational accelerations

た。集中質量系モデルでは複数の減衰定数に対してスペクトルを求めている^{6,7)}のに対し、3次元 FEM モデルでは減衰定数 1% に対してのみスペクトルを作成した。

IV. 物 性 値

3次元 FEM モデルの各ボリウムに使用した材料の密度を与えれば全体の質量が定まる。しかし、3次元 FEM モデルでは原子炉压力容器やサプレッションチェンバー内の大量の水、配管やポンプなどの付属的なコンポーネント、様々な積載物をモデル化していないため、それらの質量(積載質量)も考慮する必要がある。II 節で説明した集中質量系モデルの質点には積載質量が含まれており、本研究では、3次元 FEM モデルの総質量、質量分布が集中質量系モデルのそれと一致するように積載質量を定めている。積載質量の求め方は本研究第 1 報の III-4(1)項において詳しく説明している。

集中質量系モデルにおける減衰定数 ξ は、原子炉压力容器などのコンポーネントごとに 0.01~0.07 が設定されている。3次元 FEM モデルにおいて対応する各機器のレーリー減衰定数は、剛性比例部分の α_i がおおよそ 10^{-4} 以下、質量比例部分の β_i が 0.5~1.3 である。主要なコンポーネントのヤング率、ポアソン比、レーリー減衰定数は本研究第 1 報の Table 4 に示している。ヤング率、ポアソン比は設計値を参照した。レーリー減衰定数は集中質量系モデルで求められた各コンポーネントの固有値に基づいて設定した。

V. 固有値解析による基本的動特性の把握

ADVENTURE_Solid をベースとして開発された商用並列有限要素解析コードである ADVENTURECluster^{16,17)}を用いて 3次元 FEM モデル(1次要素モデル)の固有値解析を行った結果を示す。この結果と集中質量系モデルによる固有値解析結果を比較する。Table 1 に 3次元 FEM モデル(1次要素モデル)の固有値解析から得られた 1 次から 10 次までの固有振動数および固有周期を示す。Tables 2, 3 には、建屋-地盤連成系の地震応答解析モデル(集中質点系モデル)のうち、基準地震動 Ss-1 に対する解析モデル(NS 方向および EW 方向)から得られた固有振動数および固有周期をそれぞれ示す。集中質量系モデルでは地盤をモデル化しているため、Tables 2, 3 の建屋 1 次はロッキング振動に対応しており、建屋本体の 1 次モードは表中の建屋 2 次となる。一方、3次元 FEM モデルでは地盤をモデル化していないため、Table 1 に示す建屋 1 次は集中質量系モデルにおける建屋 2 次に対応する。この建屋本体の 1 次モードに対する 2 つのモデルの固有周波数の値はよく一致しているといえる。

一方、集中質量系モデルでは、原子炉压力容器の 1 次モードが建屋本体の 1 次モードとは別に存在するのに対して、3次元 FEM モデルの固有値解析では原子炉建屋、

Fig. 13 Response spectra of acceleration calculated by lumped mass model at the bottom of the basement mat (damping factor 5%)

原子炉格納容器，原子炉压力容器の同位相の1次モードが連成したモードが，NS(y)方向(第5固有モード)，EW(x)方向(第2固有モード)についてそれぞれ1個だけ存在

する。この原因として，スタビライザーのモデル化の違いと3次元FEMモデルでは原子炉建屋と原子炉格納容器の間の隙間を一部モデル化していないことが考えられる。こ

Fig. 14 Time histories of displacement and rotation integrated using Newmark β method

の部分のモデル化についてはさらなる検討が必要である。とはいえ、集中質量系モデルにおいても、原子炉压力容器の1次モードと建屋本体の1次モード(2次モード)の固有振動数は近接しているので、原子炉压力容器の1次モードについても、2つの解析モデルによって得られた固有振動数は定量的に対応しているといえる。そもそも、集中質量系モデルにおいても、原子炉建屋、原子炉格納容器、原子炉压力容器の各1次曲げモードは、単独で存在するわけではなく、各モードが連成したような固有モードとなっており、その中で原子炉压力容器の曲げ変形が大きいものを原子炉压力容器の1次モードとしている。

以上のように、2つの解析モデルの固有値解析によって得られた固有振動数は、定量的にも比較的良好に一致してい

る。この理由の1つとして、本研究第1報のIII-4(1)項に述べたように3次元FEMモデルの質量分布を集中質量系モデルの質点の質量を基に調整していることが挙げられる。

Figure 15に3次元FEMモデルの固有値解析から得られた固有モードを示す。ほとんど図のコンターは固有モードに対する変位のノルムを表しているが、一部の図では相当応力や変位の成分のノルムを表す。ここで、青が最小値を表し、赤が最大値を表しているが、コンターの色のレンジは、観察したい部分の変形に合わせて適宜変更している。断面図のA-A断面およびB-B断面の位置はFig. 9(a), (b)に示す。

第1固有モード(Fig. 15(a))は2階床の1次モードであ

Table 1 Major natural frequencies and periods obtained by the eigenvalue analysis of 3D FEM model

Mode No.	Natural frequency (Hz)	Natural period (s)	Corresponding eigenmode
1	4.233	0.236	1st mode of building, PCV, and RPV (EW direction)
2	5.365	0.186	
3	5.521	0.181	
4	5.527	0.181	
5	5.543	0.180	1st mode of building, PCV, and RPV (NS direction)
6	5.853	0.171	
7	6.141	0.163	
8	6.142	0.163	
15	7.571	0.132	
146	9.511	0.105	
147	9.530	0.1049	
148	9.594	0.104	
192	10.750	0.0930	2nd mode of RPV (Mainly EW direction)
193	10.762	0.0929	
194	10.771	0.0928	
195	10.835	0.0923	
196	10.855	0.0921	
197	10.856	0.0921	
198	10.888	0.0918	
199	10.921	0.0916	
200	10.973	0.0911	

Table 2 Results of eigenvalue analysis using TEPCO's lumped mass model for Ss-1 (NS)

Mode No.	Natural frequency (Hz)	Natural period (s)	Corresponding eigenmode
1	2.737	0.365	1st mode of building (rocking mode)
2	5.380	0.186	2nd (1st) mode of building
3	6.094	0.164	1st mode of RPV
4	7.111	0.141	3rd (2nd) mode of building
5	14.289	0.070	2nd mode of RPV
6	18.250	0.055	4th (3rd) mode of building
7	18.691	0.054	5th (4th) mode of building

る。第2固有モード(Fig. 15(b))はEW(x)方向の建屋の1次モードである。前述のようにスタビライザーとシアラグで原子炉建屋に接続されていた原子炉格納容器と原子炉圧力容器の変形も一体となったモードとなっている。Fig. 15(c)に圧力容器部分のモード形状とEW(x)方向相対変位のコンターを示す。同図より圧力容器の曲げモードが含まれていることがわかる。

第3固有モード(Fig. 15(d))と第4固有モード(Figs. 15(e)~(g))はそれぞれサプレッションチェンバーのNS(y)方向並進モードとEW(x)方向並進モードであ

Table 3 Results of eigenvalue analysis using TEPCO's lumped mass model for Ss-1 (EW)

Mode No.	Natural frequency (Hz)	Natural period (s)	Corresponding eigenmode ^{a)}
1	2.826	0.354	1st mode of building (rocking mode)
2	5.105	0.196	2nd (1st) mode of building
3	6.087	0.164	1st mode of RPV
4	7.304	0.137	3rd (2nd) mode of building
5	14.284	0.070	2nd mode of RPV
6	17.188	0.058	4th (3rd) mode of building
7	19.632	0.051	5th (4th) mode of building

^{a)} Mode numbers for building shown in parenthesis correspond to those used in the eigenvalue analysis of the 3D FEM model. Note that the rocking mode is not appeared in the eigenvalue analysis of the 3D FEM model since ground is not modeled in it.

る。Fig.15(f), (g)よりサプレッションチェンバーが支柱の取り付け位置の間隔に合わせて波打っており、また、支柱とブレースも変形していることがわかる。

第5固有モード(Fig. 15(h))はNS(y)方向の原子炉建屋の1次モードである。EW方向の建屋の1次モードである第2固有モードと同様に、原子炉建屋、原子炉格納容器、原子炉圧力容器の全体が一体となったモードである。Fig. 15(i)に原子炉格納容器部分のモード形状を示す。第2固有モードとは異なり、サプレッションチェンバーが波打つように変形するモードとそれに伴う支柱とブレースの変形モードも含まれていることがわかる。Fig. 15(j)に圧力容器部分のモード形状を示す。第2固有モードと同様に原子炉圧力容器の曲げモードが含まれていることがわかる。

第7固有モードと第8固有モード(Fig. 15(k))はともにサプレッションチェンバーが平面内で楕円形に変形するモードで、2つのモードの組み合わせで任意の方向の楕円形が表される。第9固有モード以降には、サプレッションチェンバーの高次変形モードやサプレッションチェンバーの支持構造に関するモードがある。第192(Fig. 15(l)), 198固有モードはともに原子炉圧力容器の2次モードであり、スタビライザーより上の部分の曲げ変形を含んでいる。第192固有モードはEW(x)方向の変形を主に含むものの、x方向の変形の1/3程度のy方向の変形も含んでいる。一方、第198固有モードはNS(y)方向の変形を主に含むものの、y方向の変形の1/2程度のx方向の変形も含んでいる。

VI. 地震応答解析結果

ここでは、III-7節に述べた東日本大震災本震時の地震波を入力した地震応答解析の結果を示す。解析には本研究第1報に示した1次要素モデルを用いる。計算には「京」の1,032ノード(8,256コア)を用いる。

(a) Deformation and displacement norm contour of 1st mode (A-A cross section)

(b) Deformation and displacement norm contour of 2nd mode (A-A cross section)

(c) 2nd mode and x displacement contour (RPV portion)

(d) Deformation and displacement norm contour of 3rd mode (A-A cross section)

(e) Deformation and displacement norm contour of 4th mode (A-A cross section)

(f) 4th mode and equivalent stress contour (PCV portion)

(g) 4th mode and x displacement contour (Suppression chamber plane)

(h) Deformation and displacement norm contour of 5th mode (B-B cross section)

(i) 5th mode and equivalent stress contour (PCV portion)

(j) 5th mode and y displacement contour (RPV portion)

(k) Deformation and displacement norm contour of 8th mode (A-A cross section)

(l) Deformation and displacement norm contour of 192nd mode (A-A cross section)

Fig. 15 Eigen modes; A-A and B-B cross sections are shown in Figs. 9 (a) and (b)

1. 自重解析および地震応答解析の概要

始めに自重を重力加速度による体積力として与えて静解析を行う。続いて静解析結果を地震応答解析(動解析)の初期条件として与える。地震応答解析において初期条件を読み込んだ直後には釣り合い状態にあることを確認している。地震応答解析開始時の不釣り合い力をなるべく小さくするために、静解析における共役勾配法(CG法)の相対残差に対する収束判定閾値は 1×10^{-10} とした。

地震応答解析では最大で10 Hz(周期0.1秒)程度までの振動を再現するために時間刻みは0.01秒とする。また、CG法の相対残差に対する収束判定閾値は 1×10^{-4} とする。なお、しきい値を 1×10^{-3} として試計算を行い変位時刻歴を調べたところ、 1×10^{-4} とした場合に比べると、不自然な高周波振動が少し生じることを確認している。時間積分はNewmark β 法を用いて行い、そのパラメータとして、 $\beta=1/4$, $\gamma=1/2$ を用いた。

主要な圧力バウンダリー機器の設計では、地震や圧力、自重などの外力によって生じる一次応力と熱膨脹などの内力で生じる二次応力は、分離してそれぞれのクライテリアで評価される。比較対象としている集中質量系モデルによる解析においても、熱応力は考慮されていないため、本研究の解析においても、熱応力は考慮しないものとする。

2. 集中質量系モデルとの比較

本節では、従来の集中質量系モデルと本3次元FEMモデルとの巨視的な応答に関する比較を示す。Fig. 2(a), (b)およびFig. 7に示す原子炉压力容器-原子炉格納容器-原子炉建屋-地盤の連成系の集中質量系モデルでは、質点だけでなくスタビライザー等による接続点にも番号を付けているため、Fig. 1に示す建屋の集中質量系モデルと質点

の番号が異なっている。ただし、両モデルの建屋部分の質点の数と標高は同一である。そこで以下では、質点の番号は、Fig. 2(a)に示す連成系モデルの番号に統一して示す。

(1) 建屋の最大加速度

始めに最大加速度について比較する。ここでは最大加速度とは加速度の時刻歴の中での絶対値の最大値とする。集中質量系モデルによる解析では、建屋の各質点において最大加速度が求められている。質点の位置およびその標高(O.P.)と質点番号、3次元FEMモデルとの対応関係はFig. 6に示している。本研究第1報II-4(2)項に述べたように、3次元FEMを用いた解析では、原子炉建屋の集中質量系モデルの各質点に対応する3次元FEMモデルの690個の節点(サンプリング節点)を抽出している。各サンプリング節点において加速度時刻歴が出力されており、まず節点ごとに最大加速度を求める。1つの質点に対応する複数節点の最大加速度の値にはばらつきがあるため、各質点位置において3方向ごとに最小値、最大値、平均値を求める。これをFig. 16(a)~(d)に示す。同図よりNS方向、EW方向ではばらつきは小さいことがわかる。そこで3次元FEMモデルのNS方向とEW方向については、この最大値を最大加速度とする。一方、UD方向については、節点の場所によって境界条件として与えた基礎版のロッキングの回転中心からの距離が異なるため、加速度も異なっている。そこで、UD方向については、各質点の標高にある節点群の加速度を平均した加速度の絶対値の最大値を各質点位置での最大加速度とする。この平均を求めることにより、ロッキングの影響をある程度は除去できると考えられる。以上のように求めた3次元FEMモデルによる最大加速度と、集中質量系モデルによる最大加速度の各質点位置における比較をFig. 17(a)~(d)に示す。建屋に

Fig. 16 Scatters of max accelerations at mass points obtained by 3D FEM model

Fig. 16 Scatters of max accelerations at mass points obtained by 3D FEM model

対する Fig. 17(a)では、地階において観測された加速度時刻歴の最大値も重ねて示している。この建屋については、標高 O.P. 38.9 m より上の階は鉄骨造であり、3次元 FEM モデルでは重量は正しくモデル化しているものの、形状については簡略化しており、力学的な検討もしていない。3次元 FEM モデルと集中質量系モデルの結果は、この標高より下部ではよく合っているのに対して、この標高より上部では合っていないのはそのためである。

(2) 床応答スペクトル

次に、床応答スペクトルについて比較する。Fig. 18(a)~(e)に3次元 FEM モデルおよび集中質量系モデルによる各点における減衰定数1%に対する床応答スペクトルを重ねて図示する。床応答スペクトルの作成方法は、

III-3節に述べたとおりである。集中質量系モデルについては質点におけるスペクトルを、3次元 FEM モデルでは集中質量系モデルの質点の標高にある1つの節点におけるスペクトルを示す。各図において横軸は固有周期、縦軸は震度((6)式)である。例えば Fig. 18(a)の中には(a1), (a2), (a3)があり、それぞれ南北(NS), 東西(EW), 上下(UD)方向の加速度時刻歴に対するスペクトルを示している。他の図についても同様である。各図の縦軸のスケールは結果の最大値に合わせて変えているため、複数の図を比較するときには注意されたい。

前項に述べたように、集中質量系モデルの各質点に対応する3次元 FEM モデルのサンプリング節点での最大加速度のばらつきは小さく、床応答スペクトルについてもほぼ

Fig. 17 Comparison of max accelerations between lumped mass model and 3D FEM Model

Fig. 17 Comparison of max accelerations between lumped mass model and 3D FEM Model

同じ結果となっていた。そこで、以下では3次元FEMモデルについては、各質点に対応するサンプリグ節点の中で一番小さい節点番号の結果を示すこととする。節点位置はFig. 19に示す。ただし、UD方向の加速度については3次元FEMモデルではロッキングの影響を受けるため、ロッキングの中心から離れた節点では集中質量系モデルの結果と対応しない。

Figure 18(a)～(c)に建屋の各質点の標高における床応答スペクトルを示す。集中質量系モデルと3次元FEMモデルの結果は、周期約0.19秒のピーク以外はよく一致していることがわかる。また、集中質量系モデルの解析結果を直接入力した基礎版(O.P. - 1.23 m)では、両者はすべての周期でよく一致しており、地震波が正常に入力されて

いることを示している。III-1節およびV章で述べたように、集中質量系モデルの建屋の1次固有周期の約0.35秒はロッキングモードであり、地盤をモデル化していない3次元FEMモデルでは固有周期として現れない。また、約0.19秒の周期は、建屋のNS方向およびEW方向の1次モードの固有周期であり、集中質量系モデルと3次元FEMモデルの両者によってほぼ同じ値が得られている。ただし、基礎版上面を除くFig. 18(a),(b)ではこの周期における3次元FEMモデルによる震度が集中質量系モデルによる震度よりもはるかに大きな値となっている。この差の要因として両モデルにおける建屋をモデル化の際の減衰の差が考えられる。すなわち、NS、EW方向の集中質量系モデルでは建屋部分は弾塑性解析であるのに対し、3

Fig. 18 Comparison of acceleration response spectra (damping factor 1%) between lumped mass model and 3D FEM model; mass points are defined in Fig. 2(a), and FE nodes are shown in Fig. 19

次元 FEM モデルでは弾性解析であるため履歴減衰がないこと、また 3 次元 FEM モデルでは地盤をモデル化していないため、地下逸散減衰がないこと等が原因として考えられる。これらの点については今後も検討を続ける必要がある。

Figure 18(d)～(i)に、原子炉格納容器の各標高におけ

る床応答スペクトルを示す。3次元 FEM モデルでは原子炉建屋本体と同様に約 0.19 秒に大きなピークがある。一方、集中質量系モデルにもピークがあるものの、その震度は 3 次元 FEM モデルよりもはるかに小さい。それ以外の周期では集中質量系モデルと 3 次元 FEM モデルの結果は定量的にもよく一致している。V 章に述べたように原子炉

Fig. 18 Comparison of acceleration response spectra (damping factor 1%) between lumped mass model and 3D FEM model; mass points are defined in Fig. 2(a), and FE nodes are shown in Fig. 19

格納容器の下部は原子炉建屋と一体であり、また上部はスタビライザーの位置にあるシアラグにおいて原子炉建屋と接続されており、その結果、3次元 FEM モデルでは、原子炉建屋、原子炉格納容器、原子炉压力容器が一体となった固有モードしか存在しない。

Figure 18(j)～(l)に、原子炉遮蔽壁の各標高における

床応答スペクトルを示す。原子炉遮蔽壁は原子炉压力容器とともにペダスタルの上に載っており、上部はスタビライザーで原子炉格納容器と原子炉压力容器に接続されている。原子炉遮蔽壁の傾向は原子炉建屋、原子炉格納容器と同様である。周期約 0.19 s のピークの震度は集中質量系モデルよりも 3 次元 FEM モデルの方がはるかに大きい。

Fig. 18 Comparison of acceleration response spectra (damping factor 1%) between lumped mass model and 3D FEM model; mass points are defined in Fig. 2(a), and FE nodes are shown in Fig. 19

しかし、原子炉建屋、原子炉格納容器に比べると、集中質量系モデルの結果においても周期約0.19sのピークの震度が大きくなり、下部においては3次元FEMモデルとの差も小さくなっている。

一方、集中質量系モデルでは、NSおよびEW方向については周期約0.07sにおいて大きいピークがみられる。3

次元FEMモデルの結果では、ピークはみられるもののその震度の大きさは集中質量系モデルによる結果よりも小さい。UD方向については周期約0.05sにおいてピークがみられる。このピークについても、集中質量系モデルの方が震度が大きい結果となっているものの、3次元FEMモデルにおいても大きいピークが捉えられている。とはいえ、

Fig. 18 Comparison of acceleration response spectra (damping factor 1%) between lumped mass model and 3D FEM model; mass points are defined in Fig. 2(a), and FE nodes are shown in Fig. 19

時間増刻みを 0.001 s とした集中質量系モデルによる解析に対して、時間増刻みを 0.01 s とした 3 次元 FEM モデルによる解析では、周期 0.05 s, 0.07 s の振動に対する時間方向の解像度は定量的な比較をするには十分ではないと考えられる。

0.05 s, 0.07 s, 0.19 s 以外の周期では集中質量系モデル

と 3 次元 FEM モデルの結果は定量的にもよく合っている。

Figure 18(m)～(n) に、原子炉压力容器のスタビライザー付近および中央部の床応答スペクトルを示す。原子炉压力容器については、集中質量系モデルにおいても周期約 0.16～0.17 秒付近において大きいピークがみられる。3 次元 FEM モデルにおいても同様なピークがみられる。V 章

Fig. 18 Comparison of acceleration response spectra (damping factor 1%) between lumped mass model and 3D FEM model; mass points are defined in Fig. 2(a), and FE nodes are shown in Fig. 19

で述べた固有値解析の結果によれば、各ピークは各モデルの建屋本体の1次固有周期に近接する原子炉压力容器の1次固有周期に対応していることがわかる。原子炉压力容器スタビライザー付近(Fig. 18(m))については、2つの解析モデルから得られた床応答スペクトルはすべての周期において定量的に一致している。原子炉压力容器中央部では、

周期約0.16~0.17秒におけるピークの大きさは異なっているものの、その差は原子炉建屋や原子炉格納容器における差と比べるとはるかに小さい。

Figure 18(o)はペデスタルにおける床応答スペクトルを示す。固有周期0.16から0.18秒付近では震度の大きさが異なっているものの、それ以外では2つの解析モデル

Fig. 19 Locations of FE nodes that correspond to mass points in lumped mass model; acceleration response spectra shown in Fig. 18 are constructed from time histories of acceleration at these FE nodes

による結果はよく一致している。固有周期0.16から0.18秒付近の差も、原子炉建屋や原子炉格納容器、原子炉遮蔽壁に比べると差が小さい。

以上の結果をまとめると、集中質量系モデルと3次元FEMモデルの床応答スペクトルは、周期約0.19秒の原子炉建屋および原子炉格納容器における震度のピークの大きさ以外はおおむねよく一致している。ピークの周期もよく一致している。震度のピークの大きさの違いの原因として、原子炉建屋部分の減衰のモデル化の違いの影響が考えられる。一方、原子炉圧力容器の床応答スペクトルについては、すべての周期において定量的にもよく一致している。集中質量系モデルの各質点位置に対応する3次元FEMモデルの複数の節点における床応答スペクトルは、どの節点においてもおおむね同じ結果となった。前項と本項の結果から、巨視的な地震応答解析性能に関しては、原子炉圧力容器-原子炉格納容器-原子炉建屋連成系の集中質量系モデルとフルスケール3次元FEMモデルを相互に検証したことになる。

3. 変形と応力分布

(1) 変形と相当応力分布

本研究第1報に述べたオフラインレンダリングコードにより、9個の視点からみた相当応力分布を示すコンターを重ねて表示した変形図を「京」上で生成した。ここでは

その中のいくつかの視点に対する可視化結果をFig. 20に示す。データを保存するディスクの容量の関係で各画像の画素数は $2,000 \times 2,000$ に制限しており、超高精細とはいえないものの、各画像をある程度は拡大して詳細な応力分布を観察することもできる。

Figure 20(a1), (a2)に1/4部分を切断した建屋全体の2つの時刻における結果を示す。Figure 20(b1), (b2)に1/2部分を切断した原子炉格納容器、サブプレッションチェンバー、原子炉圧力容器の2つの時刻における結果を示す。Fig. 20(c1), (c2)に原子炉格納容器、サブプレッションチェンバー、原子炉圧力容器を真上からみた結果を2つの時刻に対して示し、Fig. 20(d)にスタビライザーの結果を示す。なお、以上の図において青は相当応力が0 MPa、赤は50 MPa以上を表示している。また変形は変形状態をみやすくするために100倍に拡大している。Fig. 20(e)にサブプレッションチェンバーの支柱の結果を示す。

次項に述べるように、各コンポーネントの最大ミーゼス応力を調べたところ、スタビライザーでは降伏応力をやや超えている。また、サブプレッションチェンバーの支持部においても比較的大きな値となった。ただし、これらのコンポーネントでは、本研究第1報III-2およびIII-3節に述べたようにモデルを一部簡略化しているため、得られた応力値も参考値と考えるべきである。これらのコンポーネン

(a1) Bird's eye view at 120.25 sec; blue: 0 Pa, red: 50 MPa; deformation is magnified by a factor of 100

(a2) Bird's eye view at 129.39 sec; blue: 0 Pa, red: 50 MPa; deformation is magnified by a factor of 100

(b1) PCV, suppression chamber, and RPV at 118.58 sec; blue: 0 Pa, red: 50 MPa; deformation is magnified by a factor of 100

(b2) PCV, suppression chamber, and RPV at 129.15 sec; blue: 0 Pa, red: 50 MPa; deformation is magnified by a factor of 100

Fig. 20 Deformation and contour of equivalent stress

(c1) Top view of PCV, suppression chamber, and RPV at 118.58 sec; blue: 0 Pa, red: 50 MPa; deformation is magnified by a factor of 100

(c2) Top view of PCV, suppression chamber, and RPV at 129.15 sec; blue: 0 Pa, red: 50 MPa; deformation is magnified by a factor of 100

(d) Stabilizers at 129.15 sec; blue: 0 Pa, red: 50 MPa; deformation is magnified by a factor of 100

(e) Supports and braces of suppression chamber at 118.58 sec; blue: 0 Pa, red: 50 MPa; deformation is magnified by a factor of 100

(f) Stabilizers at 129.15 sec; blue: 0 Pa, red: 200 MPa; deformation is not magnified

(g) Supports and braces of suppression chamber at 118.58 sec; blue: 0 Pa, red: 200 MPa; deformation is not magnified

Fig. 20 Deformation and contour of equivalent stress

トに対して、コンターのレンジを変更し、赤を 200 MPa とし、また、変形の拡大倍率を 1 とした図を作成した。Fig. 20(f) にスタビライザーの結果を示す。原子炉压力容器スタビライザーの部材の一部に赤い箇所がみられる。接触を固着としてモデルを簡略化したシアラグ付近には大きい応力は発生していない。Fig. 20(g) にサプレッションチェンバーの支持部の結果を示す。主要な部材には応力が 200 MPa を超える箇所はなく、高い応力が発生しているのは隅部のごく一部であると考えられる。ブレースに黄緑の箇所がみられ、これは約 100 MPa に相当する。ブレースは圧縮ブレースが半分の応力を負担しているので、実際には引張側のブレースにこの倍程度の応力が発生するとすれば、約 200 MPa となり、これは鋼材の降伏応力よりも

小さい値となる。

(2) 最大応力

Figure 21 に各コンポーネントの最大ミーゼス応力とその発生時刻を示す。サプレッションチェンバーの支持部では約 240 MPa、スタビライザーでは 300 MPa を超える値であったが、前節で述べたように、これらのコンポーネントではモデルを一部簡略化しているため値は参考値と考え、Fig. 21 には載せていない。前節の Fig. 20 には、各コンポーネントにおいて最大ミーゼス応力が発生した時刻における相当応力コンターも示している。3 次元 FEM モデルでは構造不連続部やフィレットのないコーナー部などで局所的な応力集中が起こる場合には、最大応力が大きくなることに注意する。前項の最後に述べたように、スタビ

Fig. 21 Maximum equivalent stress and its occurring time of each component

(a) Mass point 5, FE node 13946255 (Reactor building, OP 31.0 m)

(b) Mass point 42, FE node 261806 (Near RPV stabilizer, OP 26.165 m)

Fig. 22 Time histories of relative displacement obtained by 3D FEM model (NS component)

ライザーでは最大応力が降伏応力をやや超えているものの、最大応力が発生した点は隅部のごく小さい領域であると考えられ、全体の構造健全性に影響を及ぼすものではないと考えられる。しかし、3次元FEMによる詳細モデルによる解析の意義は、構造の局所的な健全性も確認できることにあるため、今後、スタビライザーやサブプレッションチェンバーの支持部のモデル化の方法を改良して再度解析を行いたいと考えている。

一方、原子炉格納容器や原子炉压力容器については別途弾塑性を考慮した地震応答解析を行っており、塑性化した要素の積分点の数は100個未満でほとんど塑性化しないという結果を得ている。最後に、原子炉建屋については、保有水平耐力の評価も必要であるため、今後、この部分の弾塑性を考慮した地震応答解析を実施すべきであると考えている。集中質量系モデルではすでに原子炉建屋の弾塑性

は考慮されている⁷⁾。

(3) 相対変位時刻歴と加速度

各点における相対変位と加速度の時刻歴の代表的な例として、原子炉建屋(O.P. 31.0 m)、原子炉压力容器(O.P. 26.2 m)の各1節点について、Fig. 22に相対変位のNS成分時刻歴を、Fig. 23に加速度のNS成分時刻歴を示す。

(4) ベント管ベローズ部分の相対変位

本研究第1報で述べたように本研究では、ベント管のベローズ部分を切断して省略したモデル化を行っているが、ベローズの変形を推定するために、ベローズの両端の2つの取り付け位置間の相対変位を評価した。相対変位を求めるためにベローズ取り付け位置におけるベント管の断面内で抽出した節点をFig. 24に示す。サブプレッションチェンバー側と原子炉格納容器側の断面においてそれぞれ約120度間隔で3節点を抽出した。Fig. 24の右図は抽出

(a) Mass point 5, FE node 13946255 (Reactor building, OP 31.0 m)

(b) Mass point 42, FE node 261806 (Near RPV stabilizer, OP 26.165 m)

Fig. 23 Time histories of acceleration obtained by 3D FEM model (NS component)

Fig. 24 Locations of displacement outputs at vent pipe

した節点を示す。ここでは管の外側表面に接する節点を選択している。

最初に断面の中心点を抽出した3節点の座標の平均として定義する。管の断面が楕円になるような変形は無視できると考え、この中心点における変位も各断面における3節点の変位の平均で定義する。原子炉格納容器側の中心点の座標を $\mathbf{x}^{\text{In}}$ 、その変位ベクトルを $\mathbf{u}^{\text{In}}$ で表し、サプレッションチェンバー側の中心点の座標を $\mathbf{x}^{\text{Out}}$ 、その変位ベクトルを $\mathbf{u}^{\text{Out}}$ で表す。サプレッションチェンバー側における変位ベクトルを基準とした原子炉格納容器側を中心における相対変位ベクトル $\mathbf{u}_{\text{rel}}$ は次式となる。

$$\mathbf{u}_{\text{rel}} = \mathbf{u}^{\text{In}} - \mathbf{u}^{\text{Out}} \quad (7)$$

次に、ベローズの中心軸の方向を単位ベクトル $\mathbf{a} = (\mathbf{x}^{\text{In}} - \mathbf{x}^{\text{Out}}) / |\mathbf{x}^{\text{In}} - \mathbf{x}^{\text{Out}}|$ で表し、軸方向の相対変位 u_{axial} と、軸と直交方向の相対変位ベクトル $\mathbf{u}_{\text{lateral}}$ およびその大きさ u_{lateral} を次のように求める。

$$u_{\text{axial}} = \mathbf{a} \cdot \mathbf{u}_{\text{rel}} \quad (8)$$

$$\mathbf{u}_{\text{lateral}} = \mathbf{u}_{\text{rel}} - (\mathbf{a} \cdot \mathbf{u}_{\text{rel}}) \mathbf{a} \quad (9)$$

$$u_{\text{lateral}} = |\mathbf{u}_{\text{lateral}}| \quad (10)$$

軸方向成分 u_{axial} は引張方向が正、圧縮方向が負のスカラ値となる。(9)式の $\mathbf{u}_{\text{lateral}}$ はせん断方向の変位ベクトルであり、その方向は時刻により変化する。 u_{lateral} はベ

Table 4 Maximum components of relative displacements at bellows of vent pipes

Vent pipe No.	Maximum value of $ u_{\text{axial}} $ (mm)	Maximum value of u_{lateral} (mm)
1	5.76	6.38
2	5.31	5.78
3	5.00	5.23
4	6.53	6.87
5	5.66	6.15
6	5.47	5.75
7	5.12	5.35
8	6.62	6.99

クトルの大きさなので正の数であり、ある時刻のせん断方向相対変位の絶対値の最大値を表す。

8本のベント管について求めた相対変位ベクトルの2方向の成分 u_{axial} 、 u_{lateral} の最大値を Table 4 に示す。この結果から、相対変位はベント管の軸方向では最大 6.6 mm、軸方向と直交方向では最大 7.0 mm となり、ベローズの健全性に影響を与えるほどではないことを確認した。Fig. 25(a), (b)に u_{axial} の最大値が発生したベント管 (No. 8)における u_{axial} と u_{lateral} の時刻歴をそれぞれ示す。

(a) Axial relative displacement (vent pipe No. 8)

(b) Absolute value of lateral relative displacement (vent pipe No. 8)

Fig. 25 Time histories of relative displacements at bellows of vent pipe

VII. 結 言

本研究では、スーパーコンピュータ「京」を活用し、東京電力福島第一原子力発電所1号機の東北地方太平洋沖地震本震時の3次元有限要素法による地震応答解析を行い、第1報と第2報に分けて報告を行った。第2報である本論文では、第1報に報告した解析システムと4面体1次要素で約2億自由度の3次元FEMモデルを用いて、加速度の小さな前半と後半の部分を除いた時刻80秒から145秒までの65秒間を対象とし、10 Hzまでの応答を評価できるように、 $\Delta t = 0.01$ 秒で陰的時間積分法を用いて解析した。また、今回の解析では、ほとんど弾性的応答が支配的であったために、動弾性解析を行った。地震応答解析モデルの作成および巨視的な応答に関する解析結果の評価は、集中質量系モデルを参照して行った。この第2報の研究から得られた成果は次のようにまとめられる。

① 原子炉压力容器-原子炉格納容器-原子炉建屋-地盤連成系の集中質量系モデルによる解析から得られた質点位置における最大加速度の高さ方向分布および様々な部位における床応答スペクトルと、フルスケール3次元FEM解析から得られた同じ標高位置における節点に対する最大加速度分布と、床応答スペクトルをそれぞれ比較した。その結果、最大加速度の高さ方向分布に関しては、鉄骨構造であり重量以外は正しくモデル化していない建屋最上階部分を除いて、3次元FEMモデルと集中質量系モデルの解析結果は、おおむね良好な一致を示した。また、床応答スペクトルに関しては、集中質量系モデルの各質点位置に対応する3次元FEMモデルの複数節点における水平方向の床応答スペクトルは、どの節点においてもおおむね同じ結果となった。その上で、両モデルによる解析結果から得られた床応答スペクトルを様々な部位に関して比較したところ、周期約0.19秒の原子炉建屋および原子炉格納容器におけるピークの震度の大きさ以外はおおむね良好な一致を示し

た。周期0.19秒におけるピークの大きさの違いの原因として、両モデルにおける建屋部分の減衰のモデル化の違いが考えられる。すなわち、NS、EW方向の集中質量系モデルでは原子炉建屋部分は弾塑性解析であるのに対して、3次元FEMモデルでは弾性解析であるため履歴減衰がないこと、また、3次元FEMモデルでは地盤をモデル化していないため、地下散逸減衰がないことなどが原因として考えられる。一方、原子炉压力容器の床応答スペクトルについては、すべての周期において定量的にもよく一致した。以上結果から、巨視的な地震応答解析性能に関しては、原子炉压力容器-原子炉格納容器-原子炉建屋連成系の集中質量系モデルと、本研究で開発したフルスケール3次元FEMモデルを相互に検証することができた。

② 3次元FEM解析結果をポスト処理し、各コンポーネントの応力分布や時間変動を可視化した。その結果から、東日本大震災本震時の地震応答の様子をより詳しく捉えることができた。さらに、各コンポーネントに生じた最大相当応力を求めることができた。スタビライザーおよびサプレッションチェンバーの支柱やブレースについては、一部で瞬間的に局所的に応力が高くなったが、細部でモデルを簡略化しているため、全体としての剛性は良好に表現できていると考えられるものの、そこに生じる局所的な応力値等については参考値とするのが妥当である。一方、それ以外のコンポーネントにおいては、現状においてベストエスティメートに近い値が得られていると考えている。その結果をみると東日本大震災時の本震時に東京電力福島第一原子力発電所1号機に生じた応力値は比較的低い値であったことが確認できる。

③ 3次元FEM解析結果のポスト処理の1つとして、原子炉格納容器とサプレッションチェンバーの間をつなぐベント管に設置されているベローズに加わる相対変位を評価した。その結果、軸方向変形量およびせん断方向変形量の最大値は、それぞれ6.6 mmと7 mmであることが推定

された。これらはベローズの健全性に影響を与えるほどの値ではない。

今回、集中質量系モデルと3次元FEMモデルの解析結果を詳細に比較することにより、最大加速度の高さ方向分布や床応答スペクトル等の巨視的な地震応答挙動に関してはそれぞれおおむね良好な一致を示しており、従来の耐震設計解析に用いられてきた集中質量系モデルが優れた工学モデルであることが確認された。同時に、フルスケールの3次元FEMモデルを用いれば、大変に複雑で大規模な原子力発電所の地震応答挙動を細部に渡って詳細に検討することも示された。第1報で詳述したようにこの規模のフルスケール3次元FEM解析では、現状では集中質量系モデルと比べて、比較にならないほど膨大な計算機資源と労力を要するため、設計段階で活用するには不向きといえる。しかし、既設原子力発電所が設計想定を超えるような大規模な地震力を受ける際の耐震性能に関する実力を評価するには大変有用なツールになり得るといえる。また、本論文中には示すことはできなかったが、解析結果の可視化を通して作成した様々な動画を詳細に観察することにより、原子力発電所の細部に渡る地震応答特性を視覚的に確認することができ、耐震性能向上を図る上で有用な知見を抽出することも可能になるであろう。

本論文で述べたように、解析モデルの構築に当たっては、スタビライザーやサプレッションチェンバーの支持部などのモデル化や、炉水効果の扱い、減衰のモデル化、材料の非線形性など、いくつかさらなる検討を要する部分もあるが、それらの課題を1つ1つクリアし、解析経験を積み上げていくことにより、近い将来、フルスケール3次元FEM解析が、原子力発電所の耐震性能評価の標準的なツールの1つになっていくと期待される。

本研究を遂行するに当たり、多くの研究者、技術者にご協力頂いた。東京電力・綿引喜徳氏と高橋和也氏にはプラントの耐震設計に関する情報を提供頂いた。アライドエンジニアリング・恩田邦藏氏、湯山喜芳氏、高谷周平氏、新井克哉氏、およびインサイト・淀薫氏には、モデル作成や解析、解析結果の可視化等においてご協力頂いた。ここに記して謝意を表したい。また、本研究は文部科学省HPCI戦略プログラム「分野4 次世代ものづくり」の課題5「原子力施設等の大型プラントの次世代耐震シミュレーションに関する研究開発」の一環として行われ、結果の一部は理化学研究所のスーパーコンピュータ「京」を利用して得られたものである(課題番号: hp140206, hp150207)。

— 参考文献 —

- 1) *Report of Investigation Committee of the Accident at the Fukushima Nuclear Power Stations of Tokyo Electric Power Company*, (Interim Report, 26 Dec., 2011) (Final Report, 23 Jul., 2012).
- 2) *Report of National Diet of Japan Fukushima Nuclear Accident Independent Investigation Committee*, 5 Jul., 2012, [in Japanese].
- 3) *Report of Independent Investigation Commission on the Fukushima Daiichi Nuclear Accident*, 11 Mar., 2012, [in Japanese].
- 4) *TEPCO Report on Fukushima Nuclear Accident*, 20 Jun., 2012, [in Japanese].
- 5) *AESJ Report on Fukushima Daiichi Nuclear Accident – Its Actual View and Proposal to Tomorrow*, Maruzen, Mar., 2014, [in Japanese].
- 6) *TEPCO Interim Report on Re-evaluation Results of Seismic Safety of Fukushima Daiichi and Daini Nuclear Power Stations Following the Revision of the Seismic Design Regulatory Guide for Nuclear Power Reactor Facilities*, Mar., 2008, [in Japanese].
- 7) *TEPCO Report on Seismic Response Analysis Results of Building and Important Components and Piping in Fukushima-Daiichi Nuclear Power Stations Utilizing Observed Data during the 2011 Off the Pacific Coast of Tohoku Earthquake*, 28 Jul., 2011, [in Japanese].
- 8) S. Yoshimura, K. Kobayashi, H. Akiba, S. Suzuki, M. Ogino, “Seismic response analysis of full-scale boiling water reactor using three-dimensional finite element method,” *Trans. At. Energy Soc. Jpn.*, **11**[3], 203–221 (2012), [in Japanese].
- 9) S. Yoshimura, K. Kobayashi, H. Akiba, S. Suzuki, M. Ogino, “Seismic response analysis of full scale boiling water reactor using three dimensional finite element method,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, **52**[4], 546–567 (2015).
- 10) S. Yoshimura, T. Miyamura, T. Yamada, H. Akiba, H. Kiyoura, “Seismic response analysis of Unit 1 of Fukushima-Daiichi Nuclear Power Plant during the 2011 off the Pacific coast of Tohoku Earthquake using three dimensional finite element method (1st report: Development of analysis method, model construction and verification of analysis performances),” *Trans. At. Energy Soc. Jpn.*, **18**[3] (2019) (in press), [in Japanese].
- 11) *Technical Guidelines for Aseismic Design of Nuclear Power Plants Supplement*, JEAG4601-1991, Japan Electric Association (1991), [in Japanese].
- 12) Y. Ohsaki, *Introduction to New Method of Seismic Wave Spectrum Analysis*, Kajima Institute Publishing, ISBN-978-4306032705 (1994), [in Japanese].