

等価線形モデルによるモノパイル基礎の洋上風車の地震荷重評価

Prediction of seismic loads on a monopile supported offshore wind turbine by equivalent linear models

河本 悠歩^{*1} 新田 康男^{*1} 難波 治之^{*2} 石原 孟^{*2}
Yuhō KAWAMOTO Yasuo NITTA Haruyuki NAMBA Takeshi ISHIHARA

^{*1} Shimizu Corporation, Nuclear Projects Division, 2-16-1 Kyobashi, Chuo-ku, Tokyo, 104-8370, Japan
Fax: +81-3-3561-8682, E-mail: kawamoto@shimz.co.jp

^{*2} Researcher, The University of Tokyo, 7-3-1 Hongo, Bunkyo-ku, Tokyo, 113-8656, Japan

^{*3} Professor, The University of Tokyo, 7-3-1 Hongo, Bunkyo-ku, Tokyo, 113-8656, Japan

Abstract

Seismic loads on a 3MW offshore wind turbine supported by a monopile are investigated by a one-dimensional Winkler model (1D model) with multi-soil springs and dashpots and are compared with those by a three-dimensional thin layer method (3D TLM). Firstly, the Winkler springs by Francis's formula and dashpots by the simplified method are evaluated and compared with those obtained by the TLM. It is found that the predicted stiffness is close to that by the TLM, while the predicted damping is considerably smaller than that by the TLM. The seismic loads by the 1D models with the evaluated springs and dashpots are then compared with those by the 3D TLM. It is found that the seismic loads evaluated by the 1D model are close to those by the 3D TLM when the springs and dashpots are evaluated by the TLM, while the 1D model with the Winkler springs and dashpots obtained from Francis's formula and the simplified method overestimates the seismic loads on the tower and monopile.

キーワード：洋上風車，モノパイル基礎，地震応答解析，逸散減衰，薄層法，FEM 解析

Key Words : Offshore Wind Turbine, Monopile Foundation, Seismic Response Analysis, Radiation Damping, Thin Layer Method, Finite Element Analysis

1. はじめに

洋上風力発電設備の大型化に伴い，モノパイル基礎による支持構造には地震時に大きな荷重が発生し，それにより断面寸法が決まることから，地震応答解析の予測精度は重要である．風力発電設備支持物構造指針・同解説「2010 年版」¹⁾（以下「土木学会指針」）に準拠した地盤ばねとダッシュポットを用いた Winkler モデルは，地盤ばねの減衰係数を安全側に評価するため，地震応答が大きくなる傾向がある^{2),3)}．洋上風力発電設備の建設費コストを低減するために，地震荷重を正確に予測できる地盤ばねとダッシュポットの評価方法は重要となる．現在地震応答解析を行う際には，地盤ばねと減衰係数に関して，土木学会指針による簡易法（以下「簡易法」）に加え，薄層要素法（Thin Layer Method）に基づく方法も提案されている¹⁾．しかし，これらの手法を用いて評価した地盤ばねと減衰係数を用いたモノパイル基礎の地震応答解析の例が少なく，

3 次元数値解析による精度検証の例もない．

通常，Winkler モデルは，鉛直方向に離散化した杭の各節点位置において，杭と地盤との間に設けた水平地盤ばねとダッシュポットにより地盤の影響を考慮する．一方，宮本ら(1995)⁴⁾は，薄層要素法（以下「薄層法」(TLM)）を用いて，杭の 1 節点に変位する際に，地盤の層間せん断力により上下に隣接する地盤も変位することを考慮し，水平ばねに加え，地盤の層間せん断ばねとそれに対応する減衰係数を考慮した方法を提案し，地震荷重を評価した．ただし，宮本らの研究は，長杭を対象にしており，モノパイル基礎のような短杭に適用した場合の予測精度は不明である．

倉本ら(2022)⁵⁾は，ジャケット基礎支持の洋上風車を対象として，地盤ばねと減衰係数を土木学会指針による簡易法および宮本らが提案した手法を用いて評価し，ジャケット基礎に作用する地震荷重を求めた．その結果，薄層法に比べ，簡易法により求めた地震応答が大きくなっていることを明らかにした．また簡易法による地震応答の予測精度を高めるために，吉岡ら(2022)⁶⁾は，Wang and Ishihara (2020)⁷⁾の手法を参考とし，2 次モードにおける地盤の逸散減衰効果を自由振動解析により評価した．そして，地盤の材料減衰と履歴減衰をダ

^{*1} 清水建設株式会社 建築総本部 原子力・火力本部 (〒104-8370 中央区京橋 2-16-1) E-mail: kawamoto@shimz.co.jp

^{*2} 東京大学大学院工学系研究科 (〒113-8656 文京区本郷 7-3-1)

(原稿受付：2023 年 10 月 27 日)

ッシュポットでモデル化し、2 次モードの地盤逸散減衰を等価なレーリー減衰で考慮することにより、2 次モードの地震応答の予測精度の向上を示した。なお、吉岡ら⁶⁾および倉本ら⁵⁾の報告は、土木学会指針による簡易法と薄層法による地盤ばねと減衰係数を用いた地震応答解析結果の比較であり、3 次元数値解析等との比較検証はなされていない。

そこで、本研究では、タワーとモノパイルを直接接合するトランジションピースのない 3MW 洋上風車を対象に、地盤とモノパイルの挙動を厳密に再現できる 3 次元薄層法を用いた地震応答解析を実施し、その結果を各種モデルの検証データとする。次に、地震応答解析によく用いられる 1 次元の Winkler モデル(以下、「1 次元ビームモデル」という。)に対して、薄層法により水平方向、回転方向および層間せん断に対する地盤ばねとダッシュポットを求め、簡易法による地盤ばねとダッシュポットと比較し、その違いを定量的に評価する。最後に、薄層法および簡易法により評価したばねとダッシュポットを用いて 1 次元ビームモデルによる地震応答解析を行い、3 次元薄層法モデルと比較することにより、その予測精度を検証する。

2. 解析モデル

2.1 3 次元薄層法による地震応答解析および地盤ばねと減衰係数の評価

土木学会指針⁷⁾に示されるように、地盤ひずみレベルが 1% 以下の場合に、等価線形解析法を用いることができる。本研究では、地盤ひずみレベルが 1% 以下の範囲において、風車・モノパイル・地盤の相互作用を正確に考慮した地震応答解析の手法として、3 次元薄層法を用いた。地盤パラメータは SHAKE により求めた剛性と減衰 (Fig.12) を用いる。

本研究で用いる薄層法は、地盤を伝播する波動問題を、水平方向に一様地盤における波動方程式を満足する解析解を用い、深さ方向に有限要素法を組み合わせるハイブリッド解法である⁸⁾。この解法を水平方向の成層地盤に適用し、風車・モノパイルをビーム要素によりモデル化した。Fig.1(a)にはモノパイル支持の洋上風車における 3 次元薄層法モデルを示す。モノパイルと地盤を、モノパイルを軸として円周方向に 16 本の剛梁で結んだ、風車・モノパイル・地盤の一体型モデルとした。解析プログラムは SuperFLUSH/3D⁹⁾を用いた。工学的基盤まで等価地盤剛性と減衰を物性値として与えた地盤をモデル化し、それ以深は工学的基盤の物性値を有する半無限地盤を仮定した。地盤剛性と減衰は複素剛性として考慮される。入力地震動を工学的

基盤に直接入力し、周波数応答解析法により地震応答解析を行う。

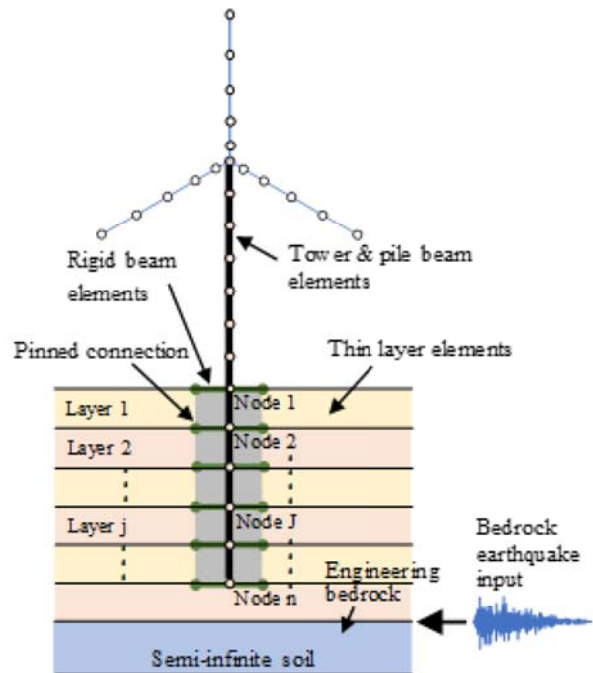
式 (1) ~ (3) にはモノパイルに作用する曲げモーメント $M(z)$ 、せん断力 $Q(z)$ および回転角 $\theta(z)$ と変位 $y(z)$ の関係を示す。

$$\theta(z) = -\frac{dy(z)}{dz} \quad (1)$$

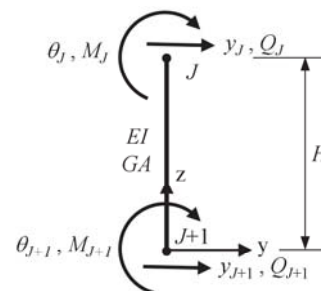
$$M(z) = -EI \frac{d^2 y(z)}{dz^2} \quad (2)$$

$$Q(z) = EI \frac{d^3 y(z)}{dz^3} \quad (3)$$

ここで、 EI は曲げ剛性を表す。 $n-1$ 層に離散化したモデルを解く場合には、Fig.1(b)に示す離散化した要素端部節点における変位と回転角から、式(4)に示す要素剛性行列を用いて、ビーム要素両端の曲げモーメント M とせん断力 Q を計算する¹⁰⁾。その際、曲げ変形に加え、せん断変形も考慮する。



(a) Thin layer model



(b) Definition of displacements and forces

Fig. 1 Three-dimensional thin layer model for a monopile supported offshore wind turbine

$$\begin{Bmatrix} Q_j \\ M_j \\ Q_{j+1} \\ M_{j+1} \end{Bmatrix} = \frac{EI/H_j^3}{1+\Gamma} \begin{bmatrix} 12 & 6 & -12 & 6 \\ 6 & 4+\Gamma & -6 & 2-\Gamma \\ -12 & -6 & 12 & -6 \\ 6 & 2-\Gamma & -6 & 4+\Gamma \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} y_j \\ \phi_j H_j \\ y_{j+1} \\ \phi_{j+1} H_j \end{Bmatrix} \quad (4)$$

ここで、 J は要素の節点番号、 j は要素の番号である。 Γ は $12EI(\kappa GAH_j^3)$ により表される。 κ は部材断面積 A の有効せん断断面積に対する比、 G は要素のせん断弾性係数、 H_j は要素長さである。 ϕ は部材の両端を結ぶ材軸に対する端部の回転角であり、式(5)により表される。

$$\begin{Bmatrix} \phi_j \\ \phi_{j+1} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/H_j & 1 & -1/H_j & 0 \\ 1/H_j & 0 & -1/H_j & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} y_j \\ \theta_j \\ y_{j+1} \\ \theta_{j+1} \end{Bmatrix} \quad (5)$$

薄層法の理論式を文献⁸⁾により以下に記す。鉛直 z 方向と水平 x 方向に伝播する波をFig.2に示す。ここで、地盤の変位は、波の伝播方向に直行する y 方向のみに生じるものとする。その時の地中の任意の1地点近傍における微小部分の力の釣り合いをFig.3に示す。その力とその微小部分に作用する慣性力の釣り合いは式(6)により表される。

$$\rho_j dx dy dz \frac{\partial^2 v_j}{\partial t^2} = \left(\frac{\partial \tau_{xy^j}}{\partial x} dx \right) dy dz + \left(\frac{\partial \tau_{zy^j}}{\partial z} dz \right) dx dy \quad (6)$$

ここで、 ρ_j は密度、 τ_{zy^j} 、 τ_{xy^j} は zy と xy 断面におけるせん断応力、 t は時間、 v_j は y 方向変位、 j は地盤を鉛直方向に分割したときの層番号、 J は層境界の節点番号であり、ビーム要素の番号および節点番号に対応している。

式(6)を整理すると、式(7)が得られる。

$$\rho_j \frac{\partial^2 v_j}{\partial t^2} = \frac{\partial \tau_{xy^j}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{zy^j}}{\partial z} \quad (7)$$

さらに、式(8)で表される複素せん断剛性係数 $\hat{G}_j$ および式(9)で表される複素せん断応力を式(7)に代入すると、式(10)で表される波動方程式が得られる。

$$\hat{G}_j = (1 + 2ih_j)G_j \quad (8)$$

$$\hat{\tau}_{xy^j} = \hat{G}_j \frac{\partial \hat{v}_j}{\partial x}, \quad \hat{\tau}_{zy^j} = \hat{G}_j \frac{\partial \hat{v}_j}{\partial z} \quad (9)$$

$$\rho_j \frac{\partial^2 \hat{v}_j}{\partial t^2} = \hat{G}_j \left(\frac{\partial^2 \hat{v}_j}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \hat{v}_j}{\partial z^2} \right) \quad (10)$$

ここで、 h_j は減衰定数、 G_j はせん断弾性係数である。

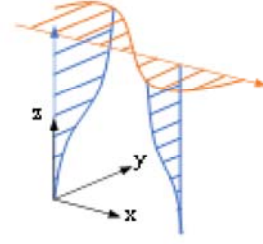


Fig.2 Wave propagation in vertical and horizontal directions

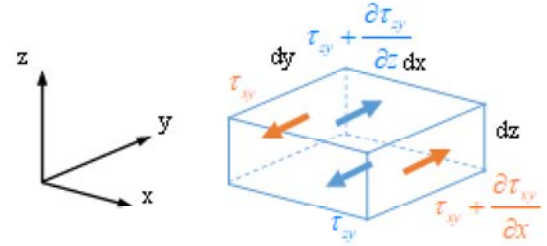


Fig. 3 Balance of forces of a differential soil portion

v_j の解は、 z 方向の位置のみの関数 V_j と時間 t および x 方向変位の関数の積として、式(11)により表せる。

$$\hat{v}_j = V_j(z) \exp(i\omega t - ikx) \quad (11)$$

ここで、 ω は円振動数、 k は波数である。

薄層法では、水平方向には無限に広がる面の波動方程式を用い、鉛直方向に離散化した有限要素法を用いて解を求める。鉛直方向に離散化した要素内の変位分布がFig.4に示すように直線的に変化するものとして近似する。

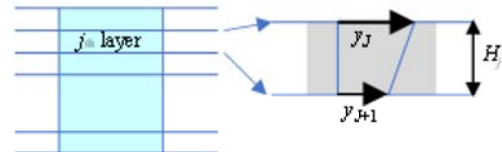


Fig. 4 Displacement distribution of a TLM element

水平方向の波動方程式の解である式(11)を用いて表した y と y_{j+1} を式(10)に代入し、要素内の変位分布を

直線と仮定することにより、層の要素剛性行列を式(12)により表す。

$$\begin{Bmatrix} \tau_J \\ \tau_{J+1} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} G_j k^2 \frac{H_j}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} + \frac{G_j}{H_j} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \\ -\rho_j \omega^2 \frac{H_j}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} y_j \\ y_{j+1} \end{Bmatrix} \quad (12)$$

ここで、 τ_J 、 τ_{J+1} は薄層要素の上面、下面に作用するせん断力である。薄層要素 j は $1 \sim n-1$ までの層を表し、 $j=n$ の層にあたる下方境界以深の半無限地盤との境界を粘性境界とすることにより、全体のマトリク

スが作成され、それを周波数領域で解くことにより、式(10)の解が近似的に求まる。

薄層法は風車・モノパイル・地盤の相互作用を考慮した地震応答解析を実施できると同時に、モノパイルと地盤の相互作用ばねとダッシュポットを求めることができる。3次元成層地盤に対し薄層法を適用して、モノパイル周囲の点加振解を用いて、モノパイルの各要素の位置における地盤の柔性マトリクスを求め、その逆行列から地盤の剛性マトリクスを算定できる。

Fig.5(a)と(b)には、水平および層間せん断の単位変形をそれぞれ加え、各高さにおける杭周の地盤反力から計算した水平反力と Winkler モデルのばねおよび層間せん断ばねの反力が等価になるように等価置換を行う方法を示す。水平とせん断の複素剛性は、宮本ら(1995)⁴⁾、倉本ら(2022)⁵⁾に倣い、以下のように求める。また回転ばねおよび減衰は Fig.5(c) に示す回転方向の単位変形を加えることにより求める。

モノパイルを $n-1$ 層に分割する。各要素節点位置 ($J=1 \sim n$) において単位加力と変位の関係を薄層法により算出する。この加力と変位の関係は、モノパイル全体において式(13)により表される。

$$\{\hat{u}\} = [\hat{G}]\{\hat{p}\} \quad (13)$$

ここで、 $\{\hat{u}\}$ は変位ベクトル、 $[\hat{G}]$ は地盤の柔性マトリクス、 $\{\hat{p}\}$ は加力ベクトルである。 $[\hat{G}]$ の逆行列 $[\hat{G}]^{-1}$ がモノパイル位置に地盤がある中実地盤系の剛性マトリクスである。モノパイルの位置に空隙をもつ地盤の剛性マトリクス $[\hat{K}_{pp}]$ は、モノパイル部の地盤を土柱に置き換えた時の剛性マトリクス $[\hat{K}_{sp}]$ を用いて式(14)が得られる。

$$[\hat{K}_{pp}] = [\hat{G}]^{-1} - [\hat{K}_{sp}] \quad (14)$$

ここで、 $[\hat{K}_{pp}]$ は地盤の深さ方向に連成したフルマトリクスであり、これと等価になるように式(15)に示す水平ばねに対応する剛性マトリクス $[\hat{K}_a]$ と式(16)に示す層間せん断ばねに対応する剛性マトリクス $[\hat{K}_b]$ の和として置換する⁴⁾。Fig.5(a)に示すように、変位モードとして深さ方向に一律の単位変位 $U=1$ を与えた場合の各節点位置の地盤反力 $\hat{p}_j$ から、 J 節点における水平地盤ばね $\hat{k}_{a,j}$ を式 (15) により求めることができる。

$$\hat{k}_{a,j} = \hat{p}_j / U \quad (15)$$

また Fig.5(b)に示すように、各層に順次せん断変位 $U=1$ を与えた場合の地盤反力 $\hat{p}_j$ から、 j 層におけるせん断地盤ばね $\hat{k}_{b,j}$ を式(16)により求めることができる。

$$\hat{k}_{b,j} = \hat{p}_j / U - \hat{k}_{a,j} \quad (16)$$

$\hat{k}_{b,j}$ は隣接する節点間のばねであるので、 j 層の上下面の節点変位に対応するせん断力を式(17)で表せる。

$$\begin{Bmatrix} \hat{\tau}_j \\ \hat{\tau}_{j+1} \end{Bmatrix} = \hat{k}_{b,j} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_j \\ U_{j+1} \end{Bmatrix} \quad (17)$$

ここで、 $\hat{\tau}_j$ は J 節点に作用するせん断力である。

Fig.6 にはばね $\hat{k}_{a,j}$ と $\hat{k}_{b,j}$ のモデル図を示す。各節点に対応する $\hat{k}_{a,j}$ と $\hat{k}_{b,j}$ のマトリクスを全体マトリクス $\hat{K}_a$ 、 $\hat{K}_b$ としてまとめると式(18)となる。

$$\{\hat{F}\} = [\hat{K}_{pp}]\{\hat{u}\} = \left\{ [\hat{K}_a] + [\hat{K}_b] \right\} \{\hat{u}\} \quad (18)$$

式 (18) から得られたばねは、振動数依存の複素ばねであるので、時刻歴応答解析を実施するために、剛性 k と減衰係数 c が並列に結合された Voigt 型のばねに置換する必要がある。

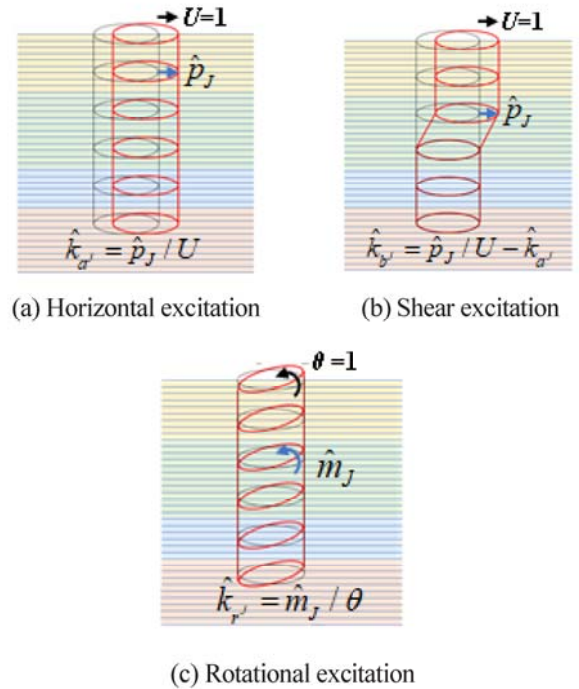


Fig. 5 Calculation of horizontal, shear and rotational springs by thin layer method

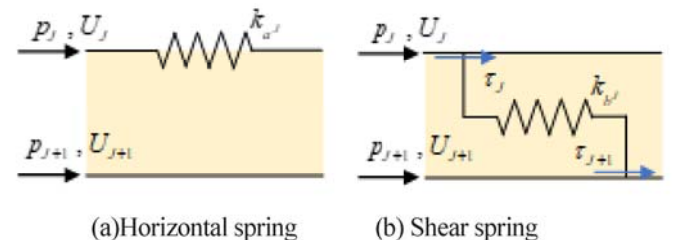


Fig. 6 Soil springs for a monopile

本研究では、Fig.7 に示すように、剛性 k は、疑似静

的振動数 (0.1Hz) における実数部 $\text{Re } \hat{K}(f)$ ($\hat{K} = \hat{K}_a$ または $\hat{K}_b$) の値を式(19)により算出する. 減衰係数 c は, 複素ばねの虚数部 $\text{Im } \hat{K}(f)$ を用いて式(20)により算出する c の最小値を用いる^{1), 8)}.

$$k = \text{Re } \hat{K}(f), \quad f = 0.1\text{Hz} \quad (19)$$

$$c = \text{Im } \hat{K}(f) / (2\pi f) \quad (20)$$

ここで, f は振動数である. 水平ばね剛性, せん断ばね剛性を k_a, k_b , 水平減衰係数, せん断減衰係数を c_a, c_b により表す.

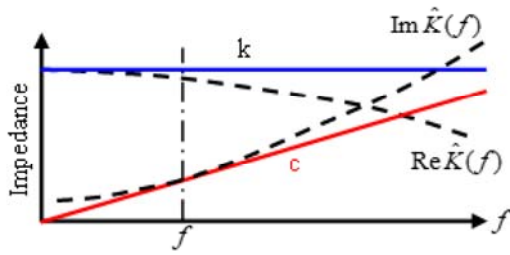


Fig. 7 Soil spring approximated by Voigt model

2.2 1次元ビームモデルによる地震応答解析

洋上風車の耐震設計では, 風車・モノパイルをビーム要素でモデル化し, 地盤はモノパイルの節点に取り付けた地盤ばねとダッシュポットでモデル化し, 地震応答解析を行う. 本研究ではこのモデルを 1D モデルと称し, Fig.8 に示す. また別途実施された自由地盤の応答解析から得られた工学的基盤での応答加速度の時系列データと, モノパイルに取り付けられた水平地盤ばねとダッシュポットに相対応答変位と相対応答速度の時系列データを同時に入力することにより, 全体系の地震応答を求める.

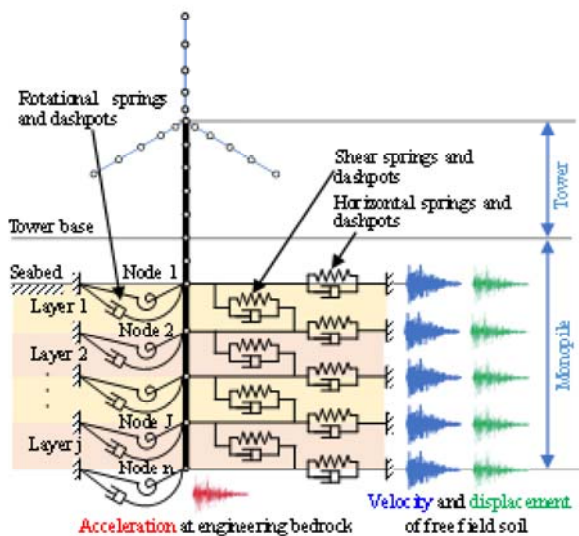


Fig. 8 1D model for a monopile supported wind turbine

この地震応答解析方法は通常 Winkler モデルまたは Penzien モデル¹¹⁾と呼ばれ, 自由地盤系の運動方程式は式(21), 構造物系の運動方程式は式(22)¹⁰⁾で表される.

$$[M_s] \left(\{\ddot{u}_s\} + \{\ddot{u}_g\} \right) + [C_s] \{\dot{u}_s\} + [K_s] \{u_s\} = \{0\} \quad (21)$$

ここで, $[M_s]$, $[C_s]$, $[K_s]$ は 1 次元自由地盤の質量行列, 減衰行列, 剛性行列. $\{\ddot{u}_g\}$ は地動加速度ベクトル, $\{u_s\}$ は工学的基盤からの自由地盤の相対変位ベクトルである.

$$\begin{aligned} & \begin{bmatrix} [M_P] & & \\ & M_T & \\ & & [M_B] \end{bmatrix} \left(\{\ddot{u}_t\} + \{\ddot{u}_g\} \right) + \begin{bmatrix} [C_P] & \{C_{PT}\} & 0 \\ \{C_{TP}\} & C_T & \{C_{TB}\} \\ 0 & \{C_{BT}\} & [C_B] \end{bmatrix} \{\dot{u}_t\} + \\ & \begin{bmatrix} [K_P] & \{K_{PT}\} & 0 \\ \{K_{TP}\} & K_T & \{K_{TB}\} \\ 0 & \{K_{BT}\} & [K_B] \end{bmatrix} \{u_t\} + \begin{bmatrix} [M_E] & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \left(\{\ddot{u}_t\} - \{\ddot{u}_s\} \right) + \\ & \begin{bmatrix} [C_E] & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \left(\{\dot{u}_t\} - \{\dot{u}_s\} \right) + \begin{bmatrix} [K_E] & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \left(\{u_t\} - \{u_s\} \right) = 0 \end{aligned} \quad (22)$$

ここで, $[M]$, $[C]$, $[K]$ は質量, 減衰, 剛性行列. 添え字 P , T , B は, 杭, 杭頭, 上部構造を表す. M_E ,

C_E , K_E は杭・地盤相互作用ばね系の質量, 減衰, 剛性行列. $\{u_t\}$ は工学的基盤からの相対変位ベクトルである. 本研究では 1 次元ビームモデルの地震応答解析には DYNA2E Version 8.2.0¹³⁾を用いた.

地震時の地盤の剛性と減衰比は, 等価線形化法による地盤の地震応答解析により評価される¹⁾. 地盤の地震応答解析には SHAKE¹⁴⁾を用いる. 各層の最大せん断ひずみの 0.65 倍を有効せん断ひずみ γ_e とした. γ_e から Hardin-Drnevich (HD) モデル¹⁵⁾により地盤の等価線形剛性と等価減衰定数を式(23)と式(24)により求めることができる.

$$G_{e'} = G_{0'} / (1 + \gamma_{e'} / \gamma_{0.5'}) \quad (23)$$

$$h_{e'} = h_{\max'} (1 - G_{e'} / G_{0'}) \quad (24)$$

ここで, $\gamma_{0.5}$ は基準ひずみで $G/G_0=0.5$ のときのひずみ, G_0 はひずみが微小であるときのせん断剛性の初期値, $h_{\max}$ はひずみが大きいときの減衰定数の最大値である. 有効せん断ひずみは式(25)により求める.

$$\gamma_{e'} = 0.65 \gamma_{\max'} \quad (25)$$

ここで, $\gamma_{\max}$ は最大せん断ひずみである.

本研究では, モノパイルの 3 次元薄層法による地震応答解析結果と, 地盤の剛性と減衰係数を, 土木学会

指針に基づく簡易法を用いて評価した 1 次元ビームモデルによる地震応答解析結果を比較する。簡易法では水平ばねの剛性 k_h の評価に、Francis (1964)¹⁶⁾ の式を用い、式(26)により表す。

$$k_{h'} = \frac{1.30 E_{s'} \left(\frac{E_{s'} D^4}{E_p I_p} \right)^{1/2}}{1 - \nu_j^2} \quad (26)$$

ここで、 k_h は単位層厚当たりの水平地盤ばね剛性、 E_s 、 ν は地盤のヤング係数とポアソン比、 D 、 E_p 、 I_p はモノパイルの直径、ヤング係数、断面 2 次モーメントである。 E_s は地盤の等価線形剛性から式(27)により求める。

$$E_{s'} = 2(1 + \nu_j) G_{e'} \quad (27)$$

水平地盤ダッシュポットの減衰係数 c_h は土木学会指針の簡易法に倣い、式(28)により求めた。

$$c_{h'} = \begin{cases} h_e k_{h'} / (\pi f), & f = f_g \quad (f \leq f_g) \\ h_e k_{h'} / (\pi f) + c_{rad'} (f - f_g) / f, & (f > f_g) \end{cases} \quad (28)$$

ここで、 c_h は単位層厚当たりの水平地盤ダッシュポットの減衰係数、 h_e は地盤の等価線形減衰定数である。 f は構造-地盤連成系の 1 次固有振動数、 $f_g (= V_s / 4H)$ は地盤の水平 1 次固有振動数(Hz)である。 c_{rad} は逸散減衰を表し、Gazetas¹⁷⁾の式を用いて次式により求めた。

$$c_{rad'} = 1.57 \rho_j D V_{s'} (1 + \eta_j) \quad (29)$$

ここで、 ρ_j は地盤密度、 η_j は地盤の等価縦波速度係数 $\eta_j = 3.4 / (\pi(1 - \nu_j))$ である、 $V_{s'}$ は地盤の等価線形せん断波速度(m/s)であり、式(30)により求めた。

$$V_{s'} = \sqrt{G_{e'} / \rho_j} \quad (30)$$

以下、土木学会指針の簡易法により評価したばね剛性、減衰係数を $k_{Francis}$ 、 c_{fig} と称す。

Fig.9 には式(28)により評価される減衰係数の概念図を示す。 $k_{h'}$ 、 $c_{h'}$ は j 層の上に位置する節点 J に取り付く水平地盤ばね剛性と減衰係数であり、その水平ばねの剛性は、節点 J の上の $j-1$ 層と下の j 層のばね剛性 k_h と層厚 H から、式(31)により求める。

$$\begin{aligned} k_{h'} &= 0.5(k_{h'} \cdot H_j) & (J=1) \\ k_{h'} &= 0.5(k_{h'+1} \cdot H_{j-1} + k_{h'} \cdot H_j) & (J=2 \sim n-1) \\ k_{h'} &= 0.5(k_{h'+1} \cdot H_{j-1}) & (J=n) \end{aligned} \quad (31)$$

ここで、 $j=1, 2, \dots, n-1$ は地盤の層番号、 $J=1, 2, \dots, n$ は地盤ばねの取り付け節点番号を表す。ダッシュポットについても同じであり、式 (31) にある k を c に置き換えて減衰係数を求める。

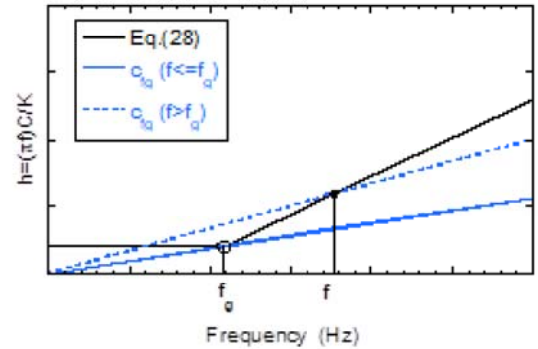


Fig. 9 Frequency dependent damping of soil dashpot

3. 解析結果と考察

3.1 薄層法と簡易式による地盤ばねと減衰の評価

解析対象を定格出力 3MW のモノパイル着床式洋上風力発電設備とした。主なモデル諸元を Table 1 に示す。ハブ高さは海底面から 98.3m、タワーベースは風車タワー基部とモノパイルの接続点で、海面上 12.8m の気中にある。水深 12.8m の海底から下部のモノパイル地中埋設長さは 27.0m である。

要素分割数は、タワー部が 38、モノパイル部が 44 で、そのうち地中が 27 である。地盤の分割数は、海底から GL-60.55m の工学的基盤までの範囲で 62 である。地盤の最下端は半無限地盤を表す粘性境界とする。

Table 1 Representative specification of the TLM model

Parameter			Value
Rated power			3MW
Sea water level (above seabed)			12.8 m
Tower base height (above seabed)			25.6 m
Hub height (above sca surface)			85.5 m
Monopile length (below seabed)			27.0 m
Blades and nacelle mass (rigid)			178 ton
Number of elements	Tower		38
	Monopile	above seabed	17
		blow seabed	27
		Rigid beam	16 x 27
	Soil under monopile		35
Boundary condition (soil bottom)			Viscous boundary

Fig.10(a)には地中のモノパイル寸法、Fig.10(b)～(f)には地盤パラメータを示す。PS 検層により得られたせん

断波速度を Fig.10(b)に示し、地盤のポアソン比と密度はそれぞれ Fig.10(c)と Fig.10(d)に示した。本研究ではせん断波速度 V_s が 636m/s となる GL-60.55m を工学的基盤面とした。地震時の等価線形剛性と減衰係数は式(23)および式(24)により求めた、その際に必要な地盤の基準ひずみ $\gamma_{0.5}$ と減衰定数の最大値 $h_{\max}$ を Fig.10(e), Fig.10(f)に示した。

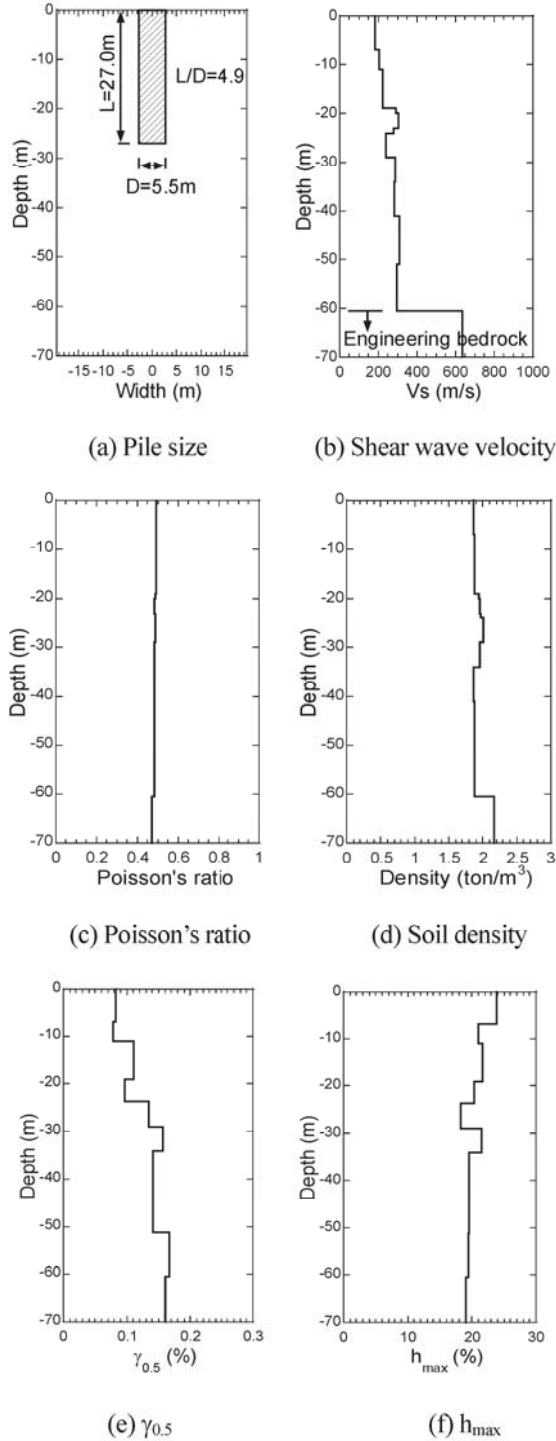


Fig. 10 Soil and pile conditions

地震時の地盤の等価剛性と減衰係数を評価するため、

SHAKE による自由地盤の地震応答解析を行った。入力地震動は、極めて稀に発生する地震とし、式(32)により表される告示スペクトルを満足する乱数位相の加速度時系列データを工学的基盤に定義した。

$$S_{a0}(T) = \begin{cases} a_0(1+9.375)T \cdot Z & (T \leq 0.16) \\ 2.5a_0 \cdot Z & (0.16 < T < 0.64) \\ 1.6a_0 / T \cdot Z & (T \geq 0.64) \end{cases} \quad (32)$$

ここで、 $S_{a0}(T)$ は工学的基盤面における減衰比 5% 時の基準化加速度応答スペクトル、 T は周期(s)、 a_0 は工学的基盤面における基本最大加速度であり、320 cm/s² (320 gal)である。 Z は地震地域係数で 0.9 とした。

SHAKE により得られた海底面 (GL 0.0 m)、モノパイル下端 (GL-27.0 m)、工学的基盤 (GL-60.55 m) の加速度時刻歴波形を Fig.11 に、有効せん断ひずみ γ_e 、等価線形剛性の剛性比 (G_e / G_0) および等価減衰比 h_e の鉛直分布を Fig.12 に示す。海底から深度約 5m の範囲では剛性の低下が比較的小さく、減衰が小さいが、深度約 5m より深い部分では、有効ひずみがおおよそ 0.1%、剛性比がおおよそ 0.6、減衰がおおよそ 10%程度となっている。地盤全層に渡りひずみは 1%を下回る。剛性低下を考慮した地盤の 1 次固有振動数は 0.833 Hz である。

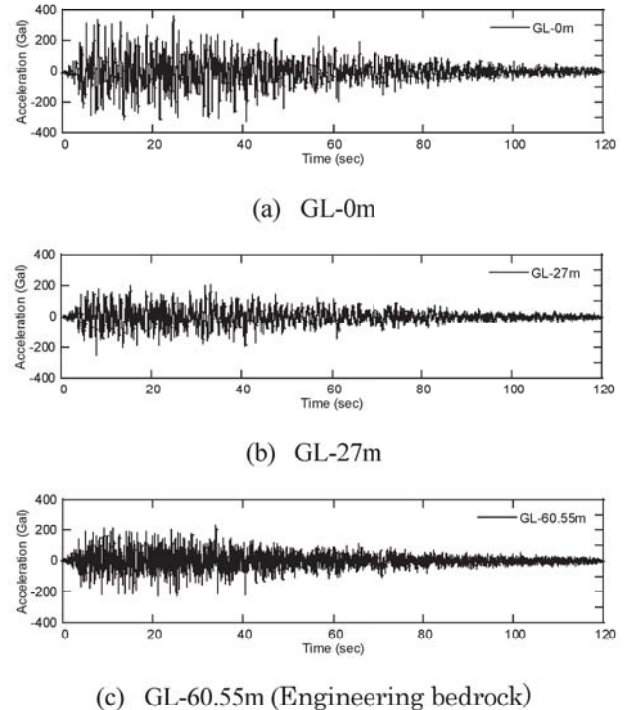


Fig. 11 Time histories of seismic wave acceleration

Fig.12 に示す解析範囲における地盤の剛性と減衰比を SHAKE により得られた等価剛性と等価減衰とし、工学的基盤面に地震動を入力して 3 次元薄層法により

地震応答解析を行った。地盤の減衰については、等価減衰が 2%を下回る海底面近傍の地盤の減衰を材料減衰にあたる 2%とした。他の深度では、SHAKE により得られる等価減衰を用いる。また、風車の構造減衰は 0.22%とし、レーリー減衰モデルにより減衰行列を設定した。3 次元薄層法による風車・モノパイル・地盤の解析結果は 3.2 節に示す。

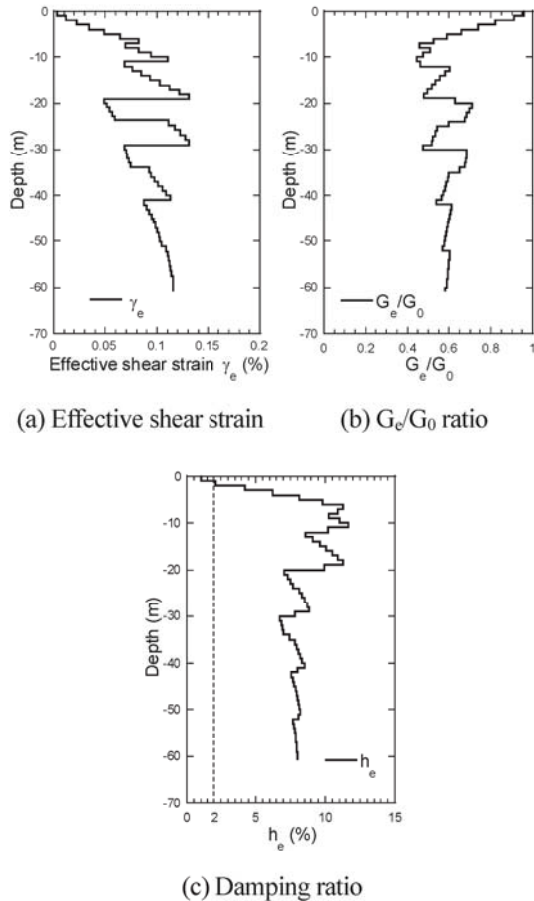
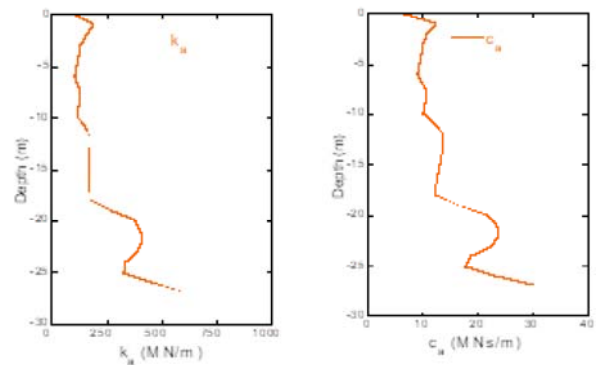


Fig. 12 Equivalent linear analysis by SHAKE.

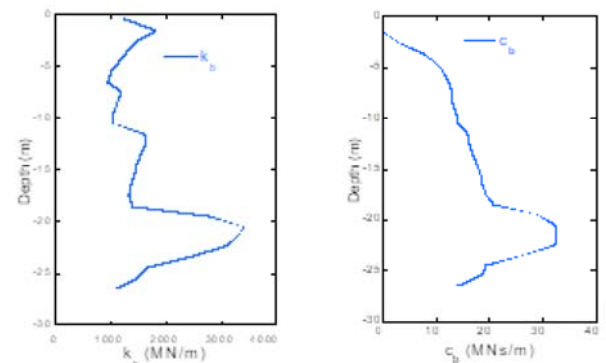
次に海底面から杭下端 (GL 0.0 m ~ GL -27.0 m) に分布する地盤ばねとダッシュポットを、薄層法を基に Fig.5 および Fig.7 に示す方法により求めた。Fig.13 には、薄層法により評価した水平ばねの剛性 k_a と減衰係数 c_a の鉛直分布を示す。モノパイル下端の値が大きくなっているのは、モノパイル底面の影響によるものである。Fig.14 には薄層法により評価した層間せん断ばねの剛性 k_b と減衰係数 c_b の鉛直分布を示す。Fig.7 に示した方法により求めた減衰係数 c_b の値は海底面に近い範囲において負の値になることがある。本研究では計算された減衰係数の値が負になる場合はゼロとした。また Fig.15 には薄層法により評価した回転ばねの剛性 k_r と減衰係数 c_r の鉛直分布を示す。



(a) Spring stiffness

(b) Damping coefficient

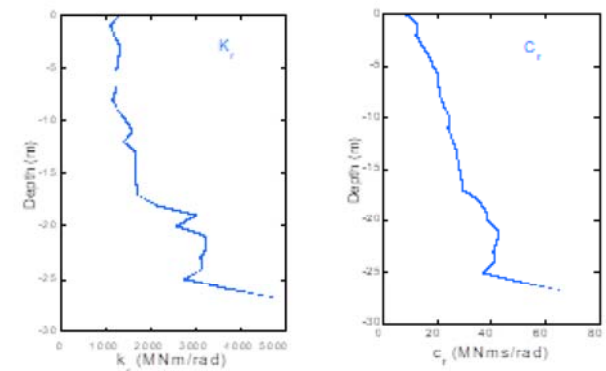
Fig. 13 Vertical distribution of horizontal spring stiffness and damping coefficients



(a) Spring stiffness

(b) Damping coefficient

Fig. 14 Vertical distribution of shear spring stiffness and damping coefficient



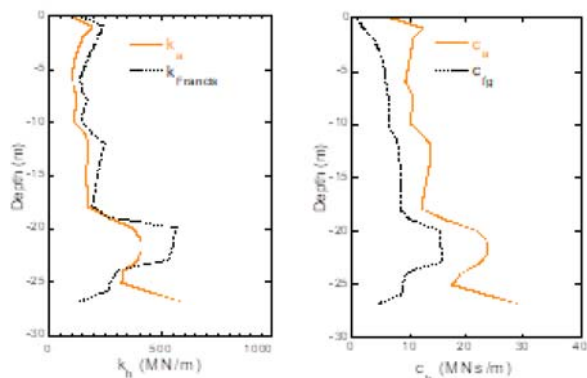
(a) Spring stiffness

(b) Damping coefficient

Fig. 15 Vertical distribution of rotational stiffness and damping coefficient

Fig.16 には Francis の式 (式(26)) と簡易法 (式(28)) により求めた水平ばねの剛性と減衰係数、および薄層法により求めた水平ばねの剛性と減衰係数を比較して示す。モノパイル下端の部分を除き、Francis の式により求めた水平ばねの剛性は薄層法により求めた水平ばねの剛性と概ね一致した。モノパイル下端では、薄層

法により求めた水平ばねは、モノパイル側面および下端以深の地盤の抵抗を評価しているのに対し、Francisの式により求めた水平ばねの剛性は、モノパイル側面地盤の抵抗のみを評価しているため、薄層法により求めた水平ばねの剛性より小さくなっている。減衰については、簡易法による水平方向の減衰係数は薄層法の値に比べて過小評価されている。その理由は簡易法では地盤の1次固有振動数に対して減衰係数を評価したことによるものである。



(a) Spring stiffness (b) Damping coefficient

Fig. 16 Comparison of vertical distribution of horizontal spring stiffnesses and damping coefficients

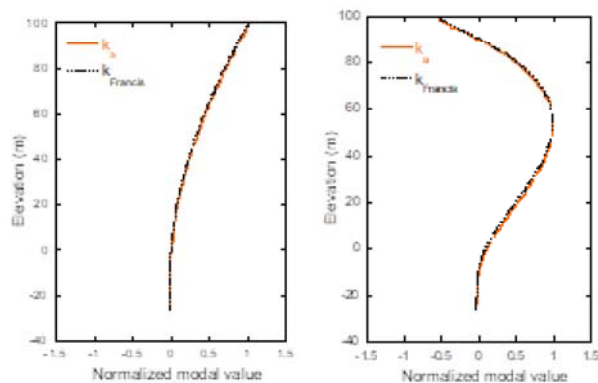
周波数依存性を持つ動的地盤ばねの減衰定数の曲線は、低振動数域において、表層の波動インピーダンス ρV_s と基盤の波動インピーダンス $\rho_B V_{sB}$ の比によって大きく変化することが知られている^{18),19)}。工学的基盤を剛とした場合に地盤の1次固有振動数まで動的地盤ばねの減衰定数がほぼ一定となることは山本ら⁽²⁰²³⁾²⁾により示されている。

3.2 1次元ビームモデルによる地震応答解析の結果

本研究では Fig.8 に示した 1 次元ビームモデルにより、地震応答解析を行った。1 次元ビームモデルによる地震応答解析では Fig.13 に示す薄層法により評価した水平地盤ばねとダッシュポットおよび Fig.16 に示す Francis の式と簡易法により評価した水平地盤ばねとダッシュポットを用いた。薄層法により評価した水平地盤ばねとダッシュポットのケースを 1D $k_a c_a$ 、Francis の式と簡易法により評価した水平の地盤ばねとダッシュポットのケースを 1D $k_{Francis} c_{fig}$ と呼ぶ。

ここで、まずケース 1D $k_a c_a$ およびケース 1D $k_{Francis} c_{fig}$ について固有値解析を行った。それぞれのケースで考慮した地盤ばねは、 k_a および $k_{Francis}$ 、ダッシュポットは c_a および c_{fig} である。Fig.17 に固有モード図、Table 2 に固有振動数を示す。地盤ばね k_a および $k_{Francis}$ のモード

形状は酷似しており、固有振動数の違いも 1 次と 2 次モードで最大約 0.6% と小さく、 k_a と $k_{Francis}$ がほぼ等価であることを示している。一方、風車・モノパイル・地盤の連成系の減衰は大きく異なる。1 次モードと 2 次モードに対する正弦波加振を与え、加振後の自由振動の振幅時刻歴から評価した 1 次と 2 次モードの減衰比も Table 2 に示した。1 次モードと 2 次モードの減衰比については 1D $k_a c_a$ の値が、1D $k_{Francis} c_{fig}$ のそれより大きい。1D $k_{Francis} c_{fig}$ に比べ、1D $k_a c_a$ の 1 次モードの減衰比は 136%、2 次モードの減衰比は 204% 大きい。このことからダッシュポット c_a がモード減衰比に与える影響が大きいことが分かる。



(a) 1st mode (b) 2nd mode

Fig. 17 Normalized modal shapes

Table 2 Natural frequencies and modal damping ratios

Model	k_a	$k_{Francis}$
1st mode frequency (Hz)	0.383	0.388
2nd mode frequency (Hz)	1.704	1.741
Model	c_a	c_{fig}
1st mode damping ratio (%)	0.92	0.39
2nd mode damping ratio (%)	4.69	1.54

次に、地震応答解析に用いる入力地震動は、地震時の等価剛性と等価減衰の評価に用いた SHAKE により作成した。Fig.8 に示したように、SHAKE から得られた工学的基盤の絶対加速度およびモノパイルに繋がる水平地盤ばね位置における相対速度と相対変位の時刻歴を 1 次元ビームモデルへの入力とした。

Fig.18 に、地震応答解析により得られた風車タワーおよびモノパイルに作用する曲げモーメントおよびせん断力の最大包絡値の鉛直分布を示す。図中の Tower base と Seabed はそれぞれタワー基部と海底面のレベルを表し、1D $k_a c_a$ および 1D $k_{Francis} c_{fig}$ は 2 つの 1 次元ビームモデルによる解析結果、3D TLM は 3 次元薄層法による解析結果を表す。なお、3 次元薄層法による

地震応答解析の妥当性は、3次元薄層法と3次元FEMの結果が一致することにより田中ら³⁾により示されている。

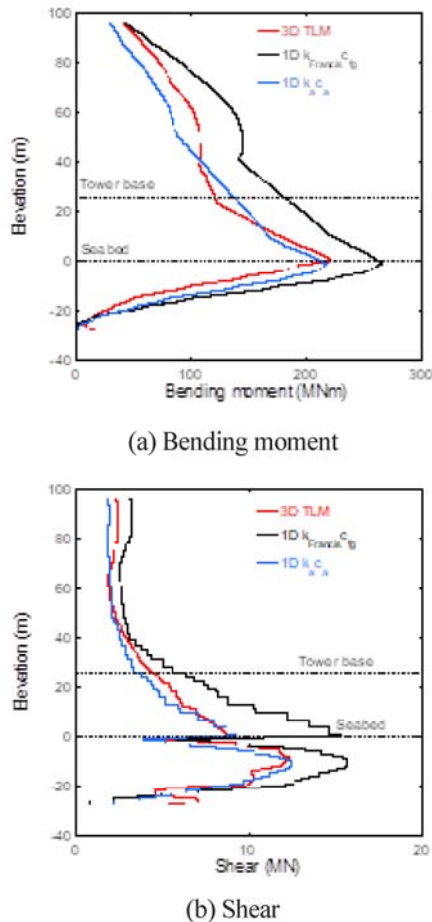


Fig. 18 Maximum responses predicted by 1D model and 3D TLM for an earthquake wave with random phase

3次元薄層法では、モノパイル下端部の地盤による反力によりモーメントが発生していることが分かる。石原ら(2023)²⁰⁾では、モノパイル最下端のモーメントがモノパイル下端部に地盤の反力によりゼロにならないメカニズムを解析解により示している。

Francisの式と簡易法により求めた水平方向の減衰係数を用いた1次元ビームモデル $1D k_{Francis} c_{fg}$ の曲げモーメントとせん断力は、風車・モノパイル・地盤の相互作用を考慮した3次元薄層法の値に比べて過大評価されている。これは簡易法による水平方向の減衰係数が3次元薄層法により考慮される減衰に比べて過小評価されているためである。一方、薄層法により求めた水平方向のばねと減衰係数を用いた1次元ビームモデル $1D k_a c_a$ の曲げモーメントとせん断力は、タワー上部の曲げモーメントとタワー基部以下のせん断力が3次元薄層法の値に近くなった。その理由は水平ばねに対応する減衰係数が簡易法の値に比べて大きいこと、お

よびモノパイル底面での地盤の影響を考慮したことによるものであると推定される。

Fig.19に地震応答解析により求めたタワー基部における曲げモーメントのフーリエスペクトルを示す。簡易法 $1D k_{Francis} c_{fg}$ に比べ、薄層法により求めた水平ばねと減衰係数 $1D k_a c_a$ による1次モードと2次モードの振幅は小さくなっており、3次元薄層法の値に近くなっていることが分かる。これは $1D k_a c_a$ の薄層法により求めた水平ばねの減衰係数によるモード減衰比が簡易法による値に比べて大きくなっていることに対応している。

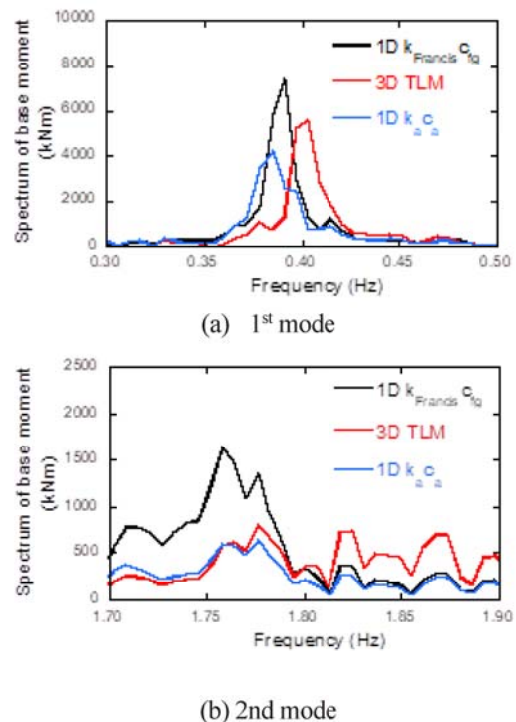


Fig. 19 FFT spectra of the bending moment at the seabed

地震荷重の値は、基準化加速度応答スペクトルの振幅に加え、地震波の位相にも依存する。本研究では乱数位相の地震波に加え、八戸位相、神戸位相の地震波に対する地震応答解析を行った。3つの地震波より得られた風車タワーおよびモノパイルに作用する曲げモーメントおよびせん断力の最大包絡値の鉛直分布をFig.20に示す。Francisの式と簡易法により求めた水平方向のばねと減衰係数を用いた1次元ビームモデル $1D k_{Francis} c_{fg}$ の曲げモーメントとせん断力は、3次元薄層法の値に比べて過大評価されている。一方、薄層法により求めたばねと減衰係数を用いた1次元ビームモデル $1D k_a c_a$ の曲げモーメントとせん断力は、3次元薄層法の結果に近くなっていることが分かる。ただし、Fig.20に示す $1D k_a c_a$ により求めた曲げモーメントとせ

せん断力は3次元薄層法の結果を下回る部分が見られる。

今回使用した3次元薄層法は線形解析であり、通常3次元非線形FEMの結果より大きいことが知られている。従って、3次元非線形FEMの結果を下回らない範囲において、薄層法により求めた水平ばねと減衰係数を用いて算出された曲げモーメントは、従来の簡易法により求めた曲げモーメントに対して低減できるため、より合理的な設計が可能となると考えられる。

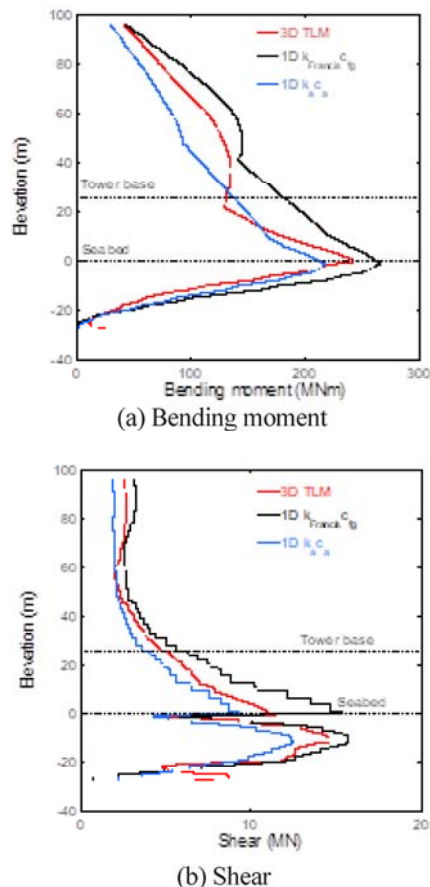


Fig. 20 Maximum responses predicted by 1D model and 3D TLM for three earthquake waves with different phases

最後に、モノパイルに作用する地震時のモーメントおよびせん断力に対して、回転地盤ばねとダッシュポットおよびせん断地盤ばねとダッシュポットの影響を明らかにするために、以下の4つのケースについて乱数位相の地震波を対象に解析を実施した。

具体的には、①水平地盤ばねとダッシュポットのみを考慮したケース1 (1D $k_a k_b$)、②水平地盤ばねとダッシュポットにせん断地盤ばねとダッシュポットを加えたケース2 (1D $k_a k_b c_a c_b$)、③水平地盤ばねとダッシュポットに回転地盤ばねとダッシュポットを加えたケース3 (1D $k_a k_r c_a c_r$)、および3つの地盤ばねとダッシュポットを考慮したケース4 (1D $k_a k_b k_r c_a c_b c_r$)である。

Fig. 21 には、それぞれのモデルから地震応答解析に

より得られた風車タワーおよびモノパイルに作用する曲げモーメントおよびせん断力の最大包絡値の鉛直分布を示す。Fig. 21 から分かるに、風車タワーに作用する地震時のモーメントおよびせん断力に対して、水平地盤ばねとダッシュポットが支配的であるが、せん断地盤ばねとダッシュポットおよび回転地盤ばねとダッシュポットの影響は小さい。一方、海底面以深では、せん断地盤ばねおよび回転地盤ばねを考慮して求めたモノパイルに作用するせん断力 (Fig. 21(b)) は3次元薄層法の結果を下回る部分が見られるが、モーメント (Fig. 21(a)) は3次元薄層法の結果に近づく。一般的に鋼管杭であるモノパイルの設計ではモーメントが支配的となり、せん断力の影響が小さい。

なお、本研究で対象とした地盤については、1D $k_a k_b c_a c_b$ からせん断ばねの減衰係数 c_b を除いたケースでは結果がほとんど変わらなかったことから、せん断ばねの減衰を省略できるという既往の文献^{4), 8)}の結論と一致した。

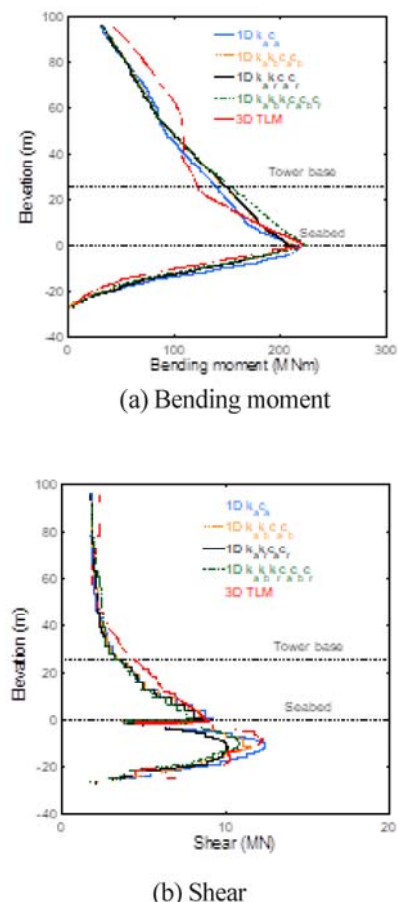


Fig. 21 Comparison of maximum responses predicted by four 1D models and 3D TLM for an earthquake wave with random phase

4. まとめ

本研究は、モノパイル基礎支持の洋上風車を対象に、

3 次元薄層法および 1 次元ビームモデルを用いて、風車タワーとモノパイルに作用する地震荷重を評価し、以下の結論が得られた。

1. Francis の式により求めた水平ばねの剛性は薄層法により求めた水平ばねの剛性と概ね一致した。ただし、Francis の式では、モノパイル底面の影響が考慮されないため、モノパイル下端の水平ばねの剛性が薄層法により求めたものより小さくなる。減衰係数については、簡易法による水平方向の減衰係数が薄層法より求めた減衰係数に比べて過小評価されることを確認した。その理由は、簡易法では工学的基盤を剛と仮定し、減衰係数の評価に地盤の 1 次固有振動数を用いたことによるものである。
2. Francis の式と簡易法により求めた水平ばねと減衰係数を用いて、1 次元ビームモデルにより算出した地震荷重は、風車・モノパイル・地盤の相互作用を考慮した 3 次元薄層法により求めた値に比べて過大評価された。これは簡易法による水平方向の減衰係数が 3 次元薄層法により考慮される減衰に比べて過小評価されるためである。
3. 薄層法により求めた水平ばねと減衰係数を用いた 1 次元ビームモデルにより算出した地震荷重は、タワー上部の曲げモーメントとタワー基部以下のせん断力が 3 次元薄層法により求めた値に近い結果となった。その理由は、薄層法により求めた水平方向の減衰係数によるモード減衰比が簡易法による値に比べて大きいことおよび、薄層法により求めた地盤ばねにモノパイル底面における地盤の影響が考慮されることによるものである。
4. モノパイルに作用する地震時のモーメントおよびせん断力に対して、水平地盤ばねとダッシュポットは支配的である。一方、せん断地盤ばねとダッシュポットおよび回転地盤ばねとダッシュポットの影響は小さいことが分かった。

謝辞

本研究は、次世代エネルギーインフラの創成社会連携講座の研究の一部として実施された。また本研究にあたり、(株)ウェンティ・ジャパン、(株)大崎総合研究所の協力を得た。ここに記して謝意を表する。

参考文献

- 1) Japan Society of Civil Engineers, Guidelines for design of wind turbine support structures and foundations, ISBN 978-4810607055, 2010 (in Japanese)
- 2) Yamamoto, Y., Nitta, Y., Ikeda, R., Kawamoto, Y., Ishihara, T., Evaluation of seismic ground damping of offshore wind turbines with monopile foundation, Part 1 A study on radiation damping effect, *Japan Society of Civil Engineers 2023 Annual*

- Meeting*, I-334, 2023 (in Japanese)
- 3) Tanaka, E., Nitta, Y., Ikeda, R., Kawamoto, Y., Ishihara, T., Evaluation of seismic ground damping of offshore wind turbines with monopile foundation, Part 2 Application of thin layer element method and finite element method, *Japan Society of Civil Engineers 2023 Annual Meeting*, I-335, 2023 (in Japanese)
- 4) Miyamoto, Y., Sako, Y., Kitamura, E., Miura, K., Earthquake response of pile foundation in nonlinear liquefiable soil deposit, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, Vol. 60, No.471, pp.41-50, 1995 (in Japanese)
- 5) Kuramoto, R., Masatsuki, T., Uchiyama, F., Kunimatsu, Y., Yoshioka, T., Ishio, S., Ishihara, T., Seismic response analysis of offshore wind turbine with jacket foundation, Part 2 Application of the thin layer method, *Japan Society of Civil Engineers 2022 Annual Meeting*, I-330, 2022 (in Japanese)
- 6) Yoshioka, T., Ishio, S., Masatsuki, T., Uchiyama, F., Ishihara, T., Seismic response analysis of offshore wind turbine with jacket foundation, Part 1 verification of radiation damping effect, *Japan Society of Civil Engineers 2022 Annual Meeting*, I-329, 2022 (in Japanese)
- 7) Wang, L., Ishihara, T., A study of the effects of foundation uplift on the seismic loading of wind turbine tower and shallow foundation using a new dynamic Winkler model, *Engineering Structures*, Vol.219, No.12, pp.1-16, 2020
- 8) Architectural Institute of Japan, Seismic response analysis and design of buildings considering dynamic soil-structure interaction, ISBN 978-4818905658, 2006 (in Japanese)
- 9) KOZO KEIKAKU ENGINEERING Inc., SuperFLUSH/3D, Version 3.0, 2018. (in Japanese)
- 10) Katori, H., Niwa, Y., Beam element including shear deformation, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series A*, Vol. 74, No. 745, No.08-0288, pp.30-36, 2008 (in Japanese)
- 11) Penzien, J., Scheffey, C.F., Parmelee, R.A., Seismic Analysis of Bridges on Long Piles, *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Volume 90, Issue 3, 1964
- 12) Architectural Institute of Japan, An introduction to dynamic soil-structure interaction, ISBN 978-4818904682, 1996 (in Japanese)
- 13) CTC ITOCHU Techno-Solutions Corporation, DYNA2E, Version 8.2.0, 2019 (in Japanese)
- 14) Schnabel, P.B., Lysmer, J., Seed, H.B., SHAKE A Computer program for earthquake response analysis of horizontally layered sites, Report No. EERC72-12, University of California, Berkeley, 1972
- 15) Hardin, B.O., Drnevich, V.P., Shear modulus and damping for soils: design equations and curves, *Journal of the Soil mechanics and Foundations Division, ASCE*, 1972
- 16) Francis, A.J., Analysis of Pile Groups with Flexural Resistance, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Volume 90, Issue 3, 1964
- 17) Gazetas, G., Dobry, R., Horizontal Response of Piles in Layered Soils, *Journal of Geotechnical engineering Division*, Vol. 110, ASCE, 1984
- 18) Tajimi, H., Architectural Structure Course 17, Architectural Vibration, ISBN 978-4339051513, KORONA, 1965 (in Japanese)
- 田治見宏, 建築構造講座 17 建築振動学, コロナ社, 1965
- 19) Mita, A., Yoshida, K., Kumagai, S., Shioya, K., Soil-structure interaction experiment using impulse response, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol.18, Issue 5, pp.727-744, 1989
- 20) Ishihara, T., Kuwashiro, K., Namba, H., An analytical model for prediction of loads and displacements of a monopile foundation considering stiffness ratio of soil to pile and ground reaction force at pile tip, *Proceeding of 45th Wind Energy Symposium*, pp.1-4, 2023 (in Japanese)