

モノパイル基礎の洋上風車の地震荷重評価のための簡易モデルの提案*

A simplified model for prediction of seismic loads on monopile supported offshore wind turbines

石原 孟** 難波 治之** 新田 康男*** 河本 悠歩***
Takeshi ISHIHARA Haruyuki NAMBA Yasuo NITTA Yuhō KAWAMOTO

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り支持される風力発電設備に作用する地震荷重を合理的に評価することは重要となっている。風力発電設備支持物構造設計指針・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減衰係数を用いた場合には、地震荷重が過大評価される傾向がある^{2), 3), 4)}。洋上風力発電設備の建設費を低減するために、地震荷重を正確に予測できる地盤ばねと減衰係数の評価方法の提案が求められている。

そこで、本研究では、まずモノパイル基礎の風車を対象に、地盤ばねに対応する減衰係数を求める式を提案する。そして、地盤とモノパイルの相互作用を厳密に考慮できる3次元薄層法(Thin Layer Method)により求めた地震応答解析の結果と比較することにより、提案式の妥当性を検証するとともに、土木学会指針に示されている簡易法による地震応答解析の結果と比較することにより、その有用性を示す。

2. 地震応答解析の概要

本研究の地震応答解析では1次元ウィンクラーモデル¹⁾を用い、地盤減衰は地盤の履歴減衰と逸散減衰を考慮した新しい式を提案する。Fig.1に本研究で用いた1次元ウィンクラーモデル(以下、「1次元ビームモデル」)を示す。地震応答解析に用いる入力地震動は、地震時の地盤の等価剛性と等価減衰を用いた等価線形化法SHAKEにより作成する。SHAKEから得られた工学的基盤面の加速度およびモノパイルの各深度における水平地盤ばねとダッシュポットに工学的基盤面との相対変位と相対速度の時刻歴を入力する。本研究では、SHAKEの解析にDYNEQ⁵⁾を、1次元ビームモデルによる地震応答解析にRESP-T⁶⁾を用いた。

1次元ビームモデルにおける地盤ばねの剛性および地盤ばねの減衰係数の算定には、まず土木学会指針に示されている評価式を用いる。地盤ばねの剛性は

Francisの式を用い、式(1)により求める。

$$k_{hj} = \frac{1.30E_{sj}}{1-\nu_j^2} \left(\frac{E_{sj}D_j^4}{E_{pj}I_{pj}} \right)^{1/12} \quad (1)$$

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。 j はモノパイルの各断面および対応する深度の地盤層の番号である。

地盤ばねの減衰係数は式(2)により求める。

$$c_{hj} = \begin{cases} h_e k_{hj} / (\pi f), & f = f_g \quad (f \leq f_g) \\ h_e k_{hj} / (\pi f) + c_{radj} (f - f_g) / f, & f > f_g \end{cases} \quad (2)$$

ここで、 c_h は単位層厚当たりの水平地盤ばねの減衰係数、 h_e は地盤の等価減衰比である。

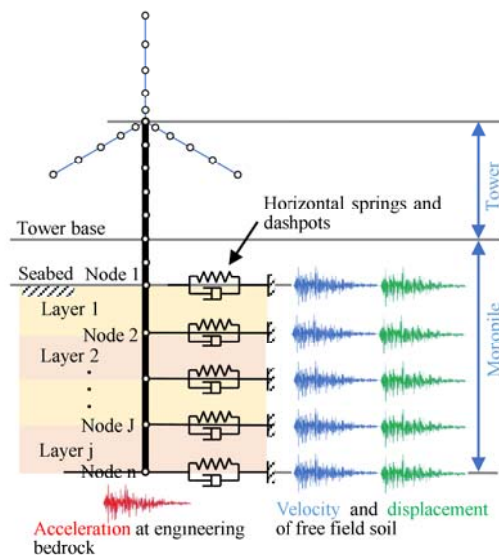


Fig. 1 1D Winkler model

土木学会指針に示されている式(2)の f は構造・地盤連成系の固有振動数(Hz)を表す。 f_g は地盤の水平1次固有振動数である。 c_{rad} は逸散減衰を表し、Gazetasの式を用い、式(3)により求める。

$$c_{radj} = 1.57\rho_j DV_{sj}(1+\eta_j) \quad (3)$$

ここで、 ρ は地盤密度、 η は地盤の等価縦波速度係数

*令和5年12月1日 第45回風力エネルギー利用シンポジウムにて講演
**会員 東京大学大学院工学系研究科
***団体会員 清水建設株式会社

$\eta = 3.4 / (\pi(1 - \nu_j))$, V_s は地盤の等価線形せん断波速度 (m/s)である。減衰係数については、土木学会指針の方法に従い、 $f \leq f_g$ の場合に $f = f_g$ とし、逸散減衰を考慮せず c_{h_i} を計算し、 $f \geq f_g$ の場合に逸散減衰を考慮して c_{h_i} を計算する。本研究では、この方法により評価した減衰係数を c_{f_g} と呼ぶ。

本研究では、地震時に高次モードによる寄与を考え、構造・地盤連成系の 1 次固有振動数 f_1 と 2 次固有振動数 f_2 により評価した減衰係数 $c_{h_i}(f_1)^{1)}$ と $c_{h_i}(f_2)^{2)}$ を考慮するとともに、減衰係数の過大評価を防ぐために、二つの値の小さい方を採用する方法を提案する。

$$c_{h_i} = \min(c_{h_i}(f_1), c_{h_i}(f_2)) \quad (4)$$

Fig.2 には式(2)および(4)により評価される減衰係数の一例を示す。本研究では、式(4)により評価した減衰係数を $c_{\min}$ と呼ぶ。

土木学会指針¹⁾では、地盤のひずみレベルが 1% 以下の場合に、等価線形解析を用いることができるとされている。本研究の例では地盤のひずみレベルが 1% 以下であるため、SHAKE を用いて地盤の等価剛性と等価減衰比を評価し、地震応答解析を行った。

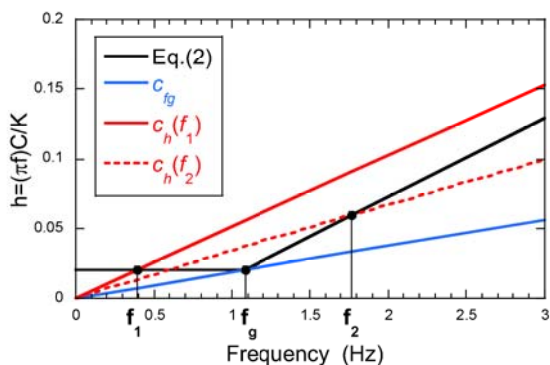


Fig.2 Frequency dependent damping of soil

地盤の等価剛性と等価減衰比は、地盤各層の有効せん断ひずみ γ_e から Hardin-Drnevich モデルに従い、式(5)と式(6)により求める。

$$G_{e_j} = G_{0_j} / (1 + \gamma_{e_j} / \gamma_{0.5_j}) \quad (5)$$

$$h_{e_j} = h_{\max_j} (1 - G_{e_j} / G_{0_j}) \quad (6)$$

ここで、 $\gamma_{0.5}$ は $G/G_0=0.5$ 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、 $h_{\max}$ は減衰比の最大値である。有効せん断ひずみ γ_{e_j} は地盤の最大せん断ひずみ $\gamma_{\max}$ の 0.65 倍として求める。

3. 解析結果と考察

3.1 水平地盤ばねの等価剛性と等価減衰係数の評価

本研究の解析対象は、定格出力 3MW のモノパイル支持の洋上風力発電設備とし、主な構造諸元を Table 1 に示す。

Table 1 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 sea surface)	85.5 m
Monopile length (below seabed)	27.0 m
Monopile diameter	5.5 m
Blades and nacelle mass (rigid)	178 ton

地盤の等価剛性と等価減衰は、自由地盤の等価線形化法による地盤応答解析 SHAKE により評価した。入力地震動は、告示スペクトル適合波 (乱数位相) を工学的基盤に定義する。工学的基盤における入力地震動の告示スペクトルは式(7)による。

$$S_{a0}(T) = \begin{cases} a_0(1+9.375)T \cdot Z & (T \leq 0.16) \\ 2.5a_0 \cdot Z & (0.16 < T < 0.64) \\ 1.6a_0 / T \cdot Z & (T \geq 0.64) \end{cases} \quad (7)$$

ここで、 $S_{a0}(T)$ は工学的基盤面での基準化加速度応答スペクトル (減衰 5%), T は周期(s), a_0 は工学的基盤面での基本最大加速度である。本研究では地盤が弾性範囲に収まる 2 Gal の地震と告示の極めて稀に発生する地震に対応する 320 Gal の地震の 2 つのケースとし、地震地域係数 Z を 0.9 とした。なお、本研究で 2 Gal の地震のケースを選んだ理由は、地震動が小さい場合に、地盤の剛性低下が少なく、固い地盤 (小さい減衰比) における提案式の影響を調べるためである。

Fig.3 には SHAKE により得られた等価線形地盤の剛性比 G_e/G_0 と等価減衰定数 h_e の分布を示す。 a_0 が 320 Gal の場合、海底面から深度の浅い範囲では剛性の低下が比較的小さく、減衰比も小さいが、深い部分では、剛性比(Fig.3(a))が 0.6 程度、減衰比(Fig.3(b))が 10%程度となっている。ここで、地盤ひずみは、等価線形解析の適用限界とされる 1%を下回っていることが確認されている。一方、 $a_0=2$ Gal の場合は地盤の初期剛性から変化がほとんど無く、減衰比はひずみの小さい場合の 2%となっていることが分かる。

Fig.4 と Fig.5 に、SHAKE により得られた地震時の等価剛性と等価減衰比を用い、 $a_0=2$ Gal と $a_0=320$ Gal の場合に、土木学会指針に従って評価した地盤ばねの剛性および減衰係数 c_{f_g} と提案式により評価した $c_{\min}$ を比較して示す。地盤ばねの剛性については、 $a_0=320$ Gal の場合の剛性低下が 2 Gal の場合より大きい。

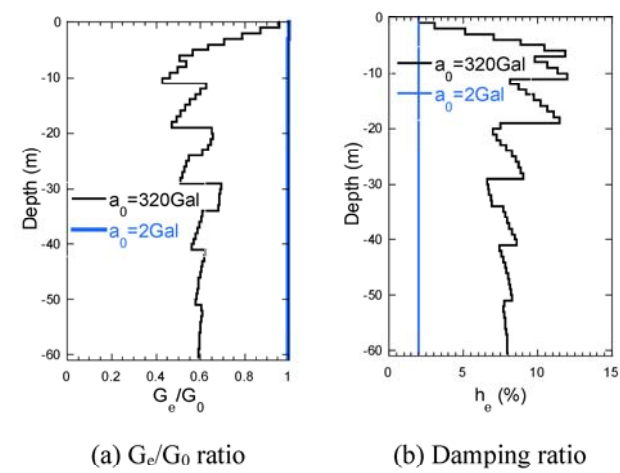


Fig.3 Equivalent linear analysis results by SHAKE

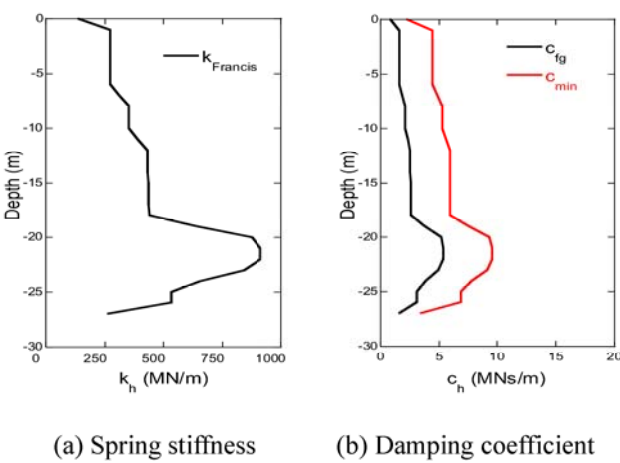


Fig.4 Vertical distribution of horizontal spring stiffnesses and damping coefficients ($a_0=2$ Gal)

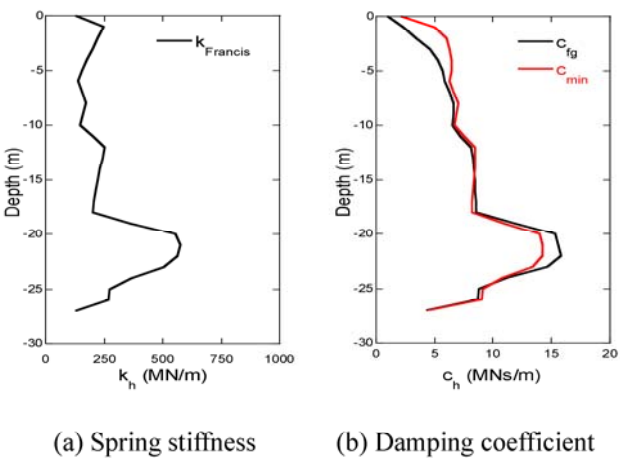


Fig.5 Vertical distribution of horizontal spring stiffnesses and damping coefficients ($a_0=320$ Gal)

$a_0=320$ Gal の場合、地盤の等価減衰比 h_e が大きい
ため、減衰係数も大きいが、減衰係数 c_{min} と c_{fg} の差
(Fig.5(b))が小さく、海底面付近以外ではほぼ一致して
いる。一方、等価減衰比 h_e が小さい $a_0=2$ Gal の場合、
 c_{min} が c_{fg} の 2 倍程度大きくになっている(Fig.4(b))。また

$a_0=320$ Gal の場合の海底面付近では、地盤ひずみが小
さいことにより減衰係数が小さく、 $a_0=2$ Gal の場合と
同様、 c_{min} が c_{fg} よりも大きくなっている。
以上より、提案式(4)により求めた減衰係数 c_{min} はひ
ずみが小さい範囲において、土木学会指針の式により
求めた c_{fg} より大きく、ひずみが大きい範囲では c_{fg} と
ほぼ一致することが分かる。

3.2 1次元ビームモデルによる地震応答解析結果

本研究では 1 次元ビームモデルにより、地震応答解
析を行った。地盤ばねの減衰係数は SHAKE により得
られた等価地盤物性を基に算定し、風車の構造減衰の
マトリックスは 1 次と 2 次の構造減衰比を 0.22%とし
たレーリー減衰モデルにより設定した。本研究のケー
ス 1 では土木学会指針の地盤ばね $k_{Francis}$ と減衰係数 c_{fg}
を用い、ケース 2 では水平地盤ばね $k_{Francis}$ と式(4)に
より評価した減衰係数 c_{min} を用いる。本研究では、ケー
ス 1 を 1D c_{fg} 、ケース 2 を 1D c_{min} と呼ぶ。また、3 次
元薄層法による地震応答解析³⁾を 3D TLM と呼ぶ。

Table 2 には $a_0=2$ Gal と $a_0=320$ Gal の場合に、正弦波
加振後の自由振動における時刻歴振幅波形から評価し
た 1 次と 2 次モードの減衰比を示す。固有値解析から
求めた 1 次と 2 次の固有振動数は、地震動が大きいケ
ースでは地盤ばねの剛性低下に伴い、固有振動数がわ
ずかに低下している。一方、減衰係数については 1D
 c_{min} の値が 1D c_{fg} のそれより大きい。1D c_{fg} に比べ、
1D c_{min} の 1 次モードの減衰係数は、それぞれのケー
スにおいて 1.30 倍と 1.18 倍、2 次モードの減衰係数は
それぞれ 2.03 倍と 1.32 倍大きくになっている。またこの
倍率は、地震動が小さい方が大きいことが分かる。

Table 2 Comparison of modal frequencies and damping ratios ($a_0=2$ Gal and $a_0=320$ Gal)

$a_0=2$ Gal	Frequency (Hz)	damping ratio (%)	
	$k_{Francis}$	c_{fg}	c_{min}
1st mode	0.391	0.27	0.35
2nd mode	1.769	0.59	1.20
$a_0=320$ Gal	Frequency (Hz)	damping ratio (%)	
	$k_{Francis}$	c_{fg}	c_{min}
1st mode	0.388	0.39	0.46
2nd mode	1.740	1.49	1.97

Fig.6 と Fig.7 には、 $a_0=2$ Gal と $a_0=320$ Gal の場合
の地震応答解析から得られた風車タワーおよびモノパ
イルの曲げモーメントおよびせん断力の分布を示す。

図中の Tower base, Seabed はタワー基部と海底面の高さを示す. $a_0=2$ Gal と $a_0=320$ Gal のいずれの場合も, 3次元薄層法を用いた 3D TLM に比べ, 土木学会指針の簡易式を用いて求めた 1D c_{fg} のタワーおよびモノパイルの曲げモーメントとせん断力が過大評価されている. 一方, 本研究で提案した減衰係数の評価式を用いて求めた地震応答解析の結果 1D c_{min} は, 3次元薄層法の結果 3D TLM に近くなり, 曲げモーメントとせん断力の過大評価が改善されている. この傾向は地震動が小さい $a_0=2$ Gal の場合の方が顕著である. その理由は, 地震動が小さい場合では, 地盤の 1 次固有振動数に対応する減衰係数 c_{fg} に比べ, 構造-地盤連成系の 1 次と 2 次固有振動数を考慮して求めた減衰係数 c_{min} が大きくなることによるものである. このことから, 本提案式は地盤が固い程, より大きな効果が得られると期待される.

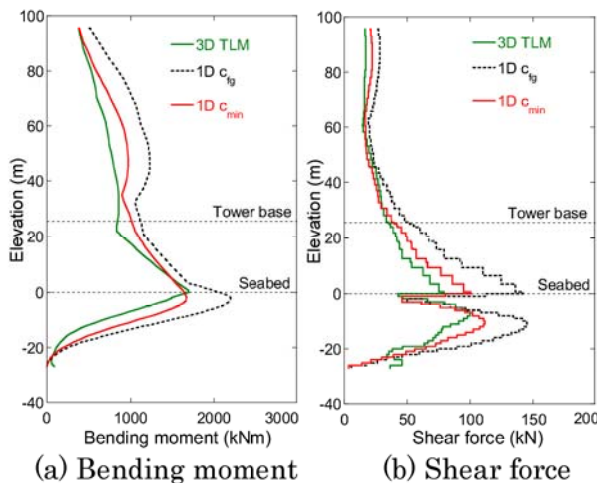


Fig. 6 Comparison of maximum responses of 1D model and 3D TLM ($a_0=2$ Gal)

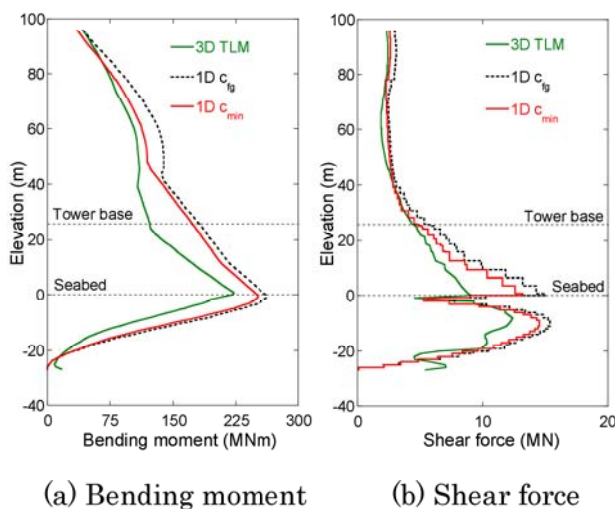


Fig. 7 Comparison of maximum responses of 1D model and 3D TLM ($a_0=320$ Gal)

4. まとめ

モノパイル基礎の洋上風車を対象に, 1次元ビームモデルを用いて土木学会指針に示されている簡易法と本研究で提案した新しい評価式により求めた減衰係数を考慮して算定した地震荷重を 3次元薄層法による解析結果と比較し, 以下の結論が得られた.

- 1) 本提案式により評価した構造-地盤連成系の 1 次と 2 次モード減衰比は, 地震動レベルによらず, 土木学会指針の簡易式により求めた値より大きいことが分かった.
- 2) 3次元薄層法の地震応答解析結果に比べ, 土木学会指針の簡易式による減衰係数を考慮した地震応答解析では, タワーおよびモノパイルの曲げモーメントとせん断力が過大評価された. 一方, 本提案式により求めた減衰係数を考慮した地震応答解析の結果は, 3次元薄層法の値に近く, 過大評価が改善された. その傾向は, 地盤のひずみが小さい場合の方が強く表れ, 本提案式は地盤が固い程, より大きな効果が得られると期待される.

参考文献

- 1) 土木学会, 風力発電設備支持物構造設計指針・同解説, 2010
- 2) 山本康之, 新田康男, 池田竜介, 河本悠歩, 石原孟, 洋上風力発電モノパイル基礎の地震時の地盤減衰評価 (その 1 : 逸散減衰効果の検討), 令和 5 年度土木学会全国大会第 78 回学術講演会, I-334, 2023
- 3) 田中栄次, 新田康男, 池田竜介, 河本悠歩, 石原孟, 洋上風力発電モノパイル基礎の地震時の地盤減衰評価 (その 2 : 薄層法及び FEM の適用), 令和 5 年度土木学会全国大会第 78 回学術講演会, I-335, 2023
- 4) 石尾将大, 吉岡健, 正月俊行, 内山不二男, 石原孟, 洋上風力発電ジャケット基礎の地震時の地盤減衰評価, 第 45 回風力エネルギー利用シンポジウム, 2023
- 5) 吉田 望, DYNEQ A computer program for Dynamic response analysis of level ground by equivalent linear method, 東北大学工学部, 2008
- 6) 3次元立体構造物の静的・動的非線形型解析プログラム, RESP-T for Windows, Version 5.1, 構造計画研究所, 2009
- 7) T. Ishihara, L. Wang, A study of modal damping for offshore wind turbines considering soil properties and foundation types, Wind Energy, Volume 22, Issue 12. pp.1760-1778, 2019