

# 衝撃砕波力が作用する洋上風力発電設備支持構造物の断面力評価\*

Estimation of Section forces due to Impact Breaking Wave Force on an Offshore Wind Turbine Support Structure

嶋田 健司\*\* 石原 孟\*\*\*

Kenji SHIMADA Takeshi ISHIHARA

## 1. はじめに

砕波帯に設置される着底式の洋上風車では、その杭状支持構造部に作用する衝撃砕波力を考慮することが安全上必要になる場合がある。この際、砕波力を便宜的に非砕波成分と衝撃砕波成分の和として求めることができる。例えば合田<sup>[1]</sup>は規則波中の剛な杭に対して波の運動の非線形性を考慮した準静的な計算方法を提案している。さらに、合田<sup>[2]</sup>は構造物の共振効果を考慮して最大衝撃荷重を与えた。これらの理論を用いた設計手法は、風車支持構造物に砕波力が作用する場合の断面力を簡便に評価することができ、特に設計初期段階において適用できるものと考えられる。

しかし、実際の風車—杭状支持構造物系に対しては、衝撃砕波力は1次固有モードだけではなく高次モードの応答も励起する可能性があるが、合田<sup>[2]</sup>による理論では高次モードにおける取り扱いが述べられていない。そこで、本論文では、高次モードの効果を考慮するために、合田の有効衝撃砕波力をモーダル解析により多自由度系に拡張することを試みる。

## 2. 衝撃砕波力の算定式

衝撃砕波力は付加質量力によるモデルでよく表せることが知られている。合田<sup>[2]</sup>は衝撃砕波力をKarmanの理論に基づいて定式化した。一方、Wienkeら<sup>[3]</sup>はpile-up効果を考慮してKarmanの理論を修正したWagnerの理論に従って定式化した。これらの衝撃砕波力は以下のように表される。

$$F_I(\tau) = \lambda \eta_c \pi \rho R C_b^2 C_s(\tau) \quad (1)$$

ここに、 $\rho$ は海水の密度[kg/m<sup>3</sup>]、 $C_b$ は波速[m/s]、 $R$ は支持杭の半径[m]、 $\eta_c$ は水面から測った波頂高[m]および $\tau$ は無次元時間 $=t/t_B$ である。ここで $t$ は時間[s]、 $t_B$ は衝撃波力の作用時間 $=R/C_b$  [s]である。 $\lambda$ は後述する砕波巻き込み率である。 $C_s(\tau)$ はスラミン

グの過渡的な効果でそれぞれ以下のように表すことができる。

合田モデル<sup>[2]</sup>：

$$C_s(\tau) = 1 - \tau \quad (2)$$

Wienkeモデル<sup>[3]</sup>：

$$C_s(\tau) = 2 \left( 1 - \frac{1}{\pi} \sqrt{\tau} \tanh^{-1} \sqrt{1 - \frac{\tau}{4}} \right), \quad \left( 0 \leq \tau \leq \frac{1}{8} \right) \quad (3a)$$

$$C_s(\tau) = \sqrt{\frac{1}{6\tau_2}} - \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{8}{3}} \tau_2 \tanh^{-1} \sqrt{1 - \tau_2 \sqrt{6\tau_2}} \quad \left( \frac{3}{32} < \tau_2 \leq \frac{3}{8}, \tau_2 = \tau - \frac{1}{32} \right) \quad (3b)$$

ここで、式(1)~(3)は時間の関数であるので、多自由度系の時刻歴応答解析を行えば高次モードの影響も直接評価できるが、本研究では合田<sup>[2]</sup>の有効衝撃砕波力をモーダル解析し、多自由度系に拡張することにより衝撃砕波力を評価する手法を示す。

式(1)で表される波力を受ける風車—支持構造物系の非減衰時の $j$ 次モードの運動方程式は、

$$\frac{d^2 X_j}{d\tau^2} + \Omega_j^2 X_j = \Omega_j^2 C_s(\tau), \quad \Omega_j = \omega_j t_B \quad (4)$$

ここに、 $\omega_j$ は $j$ 次モードの固有円振動数である。また、 $X_j = x_j/x_0$ 、 $x_0 = F_{Ij0}/k_j$ であり、 $x_j$ および $k_j$ はそれぞれ $j$ 次モードの変位および一般化剛性である。 $F_{Ij0}$ は次式により得られる。

$$F_{Ij0} = \pi \rho C_b^2 R \int_{+(1-\lambda)\eta_c}^{h+\eta_c} \phi_j(z) dz \quad (5)$$

ここに、 $\phi_j(z)$ は海底からの高さ $z$ における $j$ 次モードの値、 $h$ は水深[m]である。 $F_{Ij0}$ は合田モデルの $j$ 次モードの一般化衝撃砕波力の初期値に相当する。 $j$ 次の一般化有効衝撃砕波力は次式で与えられる。

$$\hat{F}_{Ij} = F_{Ij0} \hat{X}_j \quad (6)$$

\*平成22年11月25日第32回風力エネルギー利用シンポジウムにて講演

\*\* 会員 清水建設(株)技術研究所 〒135-8530 江東区越中島3-4-17

\*\*\* 会員 東京大学大学院工学系研究科社会基盤学専攻

$\hat{X}_j$  は  $j$  次モードの衝撃応答係数で、式(4)の運動方程式の解の最大値で定義され、以下のように表される。

合田モデル：

$$\hat{X}_j = \begin{cases} \sqrt{\left(1 - \frac{1}{\Omega_j} \sin \Omega_j\right)^2 + \frac{1}{\Omega_j^2} (1 - \cos \Omega_j)^2} & \dots \Omega_j < 2.33 \\ 2 - \frac{2}{\Omega_j} \tan^{-1} \Omega_j & \dots \Omega_j \geq 2.33 \end{cases} \quad (7)$$

Wienke モデル：

$$\hat{X}_j = \begin{cases} \sum_{n=1}^3 c_n \Omega_j^n & \dots \Omega_j \leq 19 \\ 2.96 (\Omega_j - 18)^{0.033} & \dots 19 < \Omega_j \leq 2000 \end{cases} \quad (8)$$

ここに、 $c_1=0.38$ 、 $c_2=-0.019$ 、 $c_3=0.00038$  である。Wienke モデルは式(3)からわかるように、時間に関して複雑な式のため、式(8)の衝撃応答係数は、Newmark- $\beta$ 法による時刻歴応答解析によって式(4)の解の最大値を数値的に求めた結果を関数近似したものである。これらにより衝撃砕波力による第  $i$  層でのせん断力および曲げモーメントの最大値  $\hat{Q}_{i_j}$  および  $\hat{M}_{i_j}$  を、SRSS (Square Root of Sum of Squares) 法により式(9)および式(10)のように求めることができる。

$$\hat{Q}_{i_j} = \sqrt{\sum_{j=1}^n \hat{Q}_{ij}^2} \quad (9)$$

$$\hat{M}_{i_j} = \sqrt{\sum_{j=1}^n \hat{M}_{ij}^2} \quad (10)$$

ここに、 $n$  は考慮したモードの最高次数であり、

$$\hat{\mathbf{M}}_j = \begin{bmatrix} h_N & 0 & \dots & 0 \\ h_N & h_{N-1} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ h_N & h_{N-1} & \dots & h_1 \end{bmatrix} \hat{\mathbf{Q}}_j \quad (11)$$

$$\hat{\mathbf{Q}}_j = \begin{bmatrix} 1 & 0 & \dots & 0 \\ 1 & 1 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & 1 & \dots & 1 \end{bmatrix} \hat{\mathbf{P}}_j \quad (12)$$

$$\hat{\mathbf{P}}_j = [\mathbf{K}] \boldsymbol{\varphi}_j \hat{x}_j \quad (13)$$

$$\hat{x}_j = \frac{\hat{F}_{1j}}{m_j \omega_j^2} \quad (14)$$

$$m_j = \boldsymbol{\varphi}_j^T [\mathbf{M}] \boldsymbol{\varphi}_j \quad (15)$$

である。また  $\hat{\mathbf{Q}}_j$ 、 $\hat{\mathbf{M}}_j$ 、 $\hat{\mathbf{P}}_j$ 、 $\boldsymbol{\varphi}_j$  は  $j$  次の最大せん断力、最大モーメント、最大反力、モードベクトル、 $\hat{Q}_{ij}$ 、 $\hat{M}_{ij}$ 、 $\hat{P}_{ij}$  はその成分である。また、 $[\mathbf{M}]$ 、 $[\mathbf{K}]$  は質量、剛性マトリックス、 $\hat{x}_j$ 、 $m_j$  は、 $j$  次の一般化変位の最大値および一般化質量、 $h_i = z_i - z_{i-1}$  である。

### 3. 結果と考察

#### (1) 合田モデルと Wienke モデルの比較

図 1 には式(7)および式(8)の衝撃応答係数を示す。無次元振動数  $\Omega_j$  は、式(4)の定義から明らかなように風車の固有周期に対する衝撃砕波力の作用時間の比を表す。 $\Omega_j \approx 4.72$  を境に  $\Omega_j < 4.72$  では合田モデルの方が、 $\Omega_j > 4.72$  では Wienke モデルの方が大きな応答を与える。また  $\Omega_j \rightarrow \infty$  で合田モデルは 2 に、Wienke モデルは 4 にそれぞれ漸近している。これは両モデルの  $C_s(0)$  の比が 2 であることに対応する。

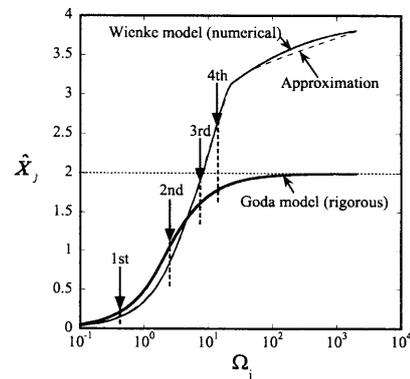


図 1 円柱の衝撃応答係数

図 2 には解析の対象とした風車を示す<sup>[4]</sup>。対象とした風車は二枚翼の 6MW 風車で、タワーは RC 造である。図 2 には解析モデルを示す。文献<sup>[4]</sup>には構造モデルの詳細は述べられていないので、ここでは簡単に全体構造を 10 質点の集中質量系でモデル化し、各質点位置で並進と回転の二自由度を考慮した。質量および剛性は文献<sup>[4]</sup>に基づいて図 3 に示すように近似した。付加質量は構造の下部の限定的な部分であるのでその影響は考慮していない。構造減衰は Rayleigh 減衰で与えた。表 1 には固有値解析結果を同文献の値とともに示す。海象条件も同文献に基づき、波高 16m、周期 9s の規則波、水深 25m とした。なお、波頂高さは同文献から引用した図 2 では  $\eta_c=15.2\text{m}$  となっているが、以下の荷重計算では同文献の計算例にならい、 $\lambda \eta_c = 1\text{m}$  とした。

図 4 にはベース転倒モーメントの時刻歴を示す。構造減衰は文献<sup>[4]</sup>との比較および解析プログラムの検証のため、1 次と 2 次を 2% と仮定した。モデル化

が粗いので周期に若干の差が認められるが、仮定したモデルで同文献の傾向をほぼ再現している。

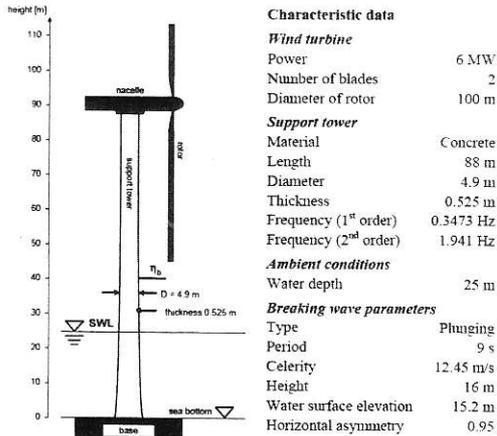


図2 解析の対象<sup>[4]</sup>

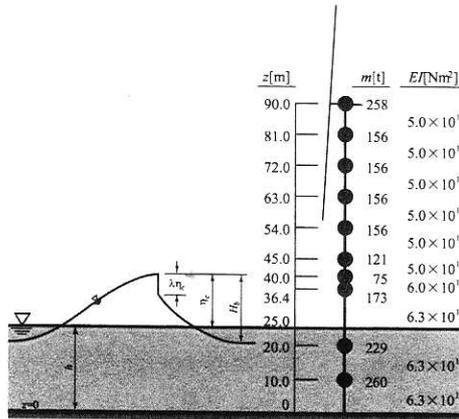
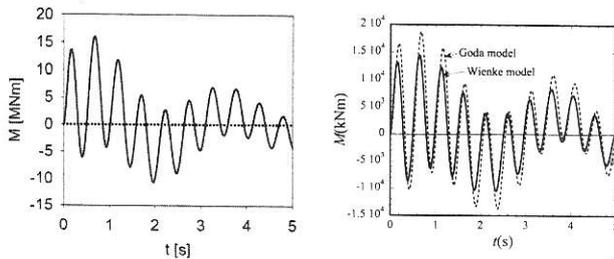


図3 解析モデル

表1 固有周期

次数 j	Wienke <sup>[4]</sup>	本計算	
	固有周期(s)	固有周期(s)	$\Omega_j$
1	2.879	2.962	0.417
2	0.515	0.487	2.538
3	-	0.167	7.411
4	-	0.092	13.46



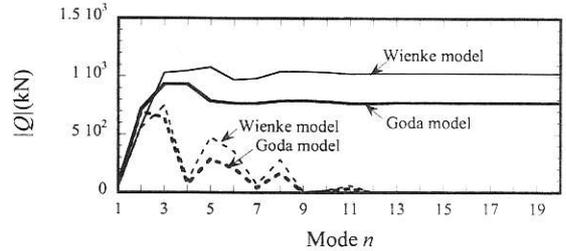
(a) Wienke<sup>[4]</sup>

(b) 本解析

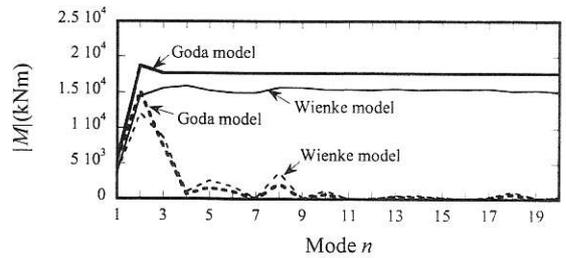
図4 衝撃砕波力によるベース転倒モーメントの時刻歴 ( $\lambda\eta_c = 1\text{m}$ , 2次モードまで考慮,  $h_1=h_2=2\%$ )

合田モデルと Wienke モデルの比較のため、図5には時刻歴モード重畳法によって求めた海底面にお

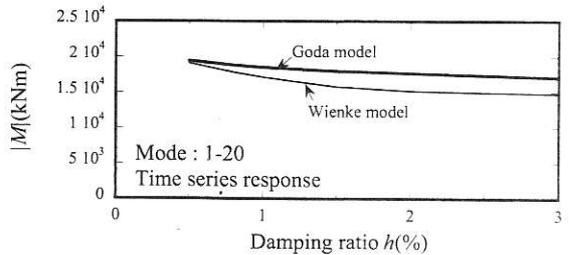
ける断面力を示す。いずれの断面力も高次になるほど寄与が小さくなるのがわかる。また、図1の  $\Omega_j > 4.72$  の高次モード領域で見られる両モデルの差は、破線で示した各モードごとの最大値には明瞭に現れている。しかし最大値に関して見ると、2次までは常に合田モデルの方が大きい、3次以上ではベースシアと転倒モーメントでは大小関係は逆転している。図5(c)を見るとその傾向は減衰定数とともに明瞭になるのがわかる。



(a) ベースシア ( $h=2\%$ )



(b) ベース転倒モーメント ( $h=2\%$ )



(c) ベース転倒モーメントの減衰による変化

図5 時刻歴応答解析による断面力と考慮したモード次数との関係 ( $\lambda\eta_c = 1\text{m}$ )

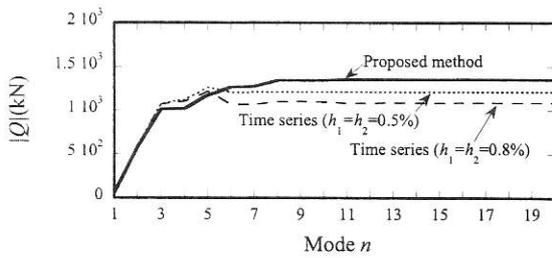
(2) 断面力の最大値のSRSS法による予測精度

図6には式(9)および式(10)により求めた断面力の最大値の近似値と時刻歴モード重畳法によって求めた最大値の比較を示す。最大値のSRSS法近似はベースシア、ベース転倒モーメントいずれも8次モードまで考慮すれば  $h=0.8\%$  では、安全側の評価になっているのがわかる。

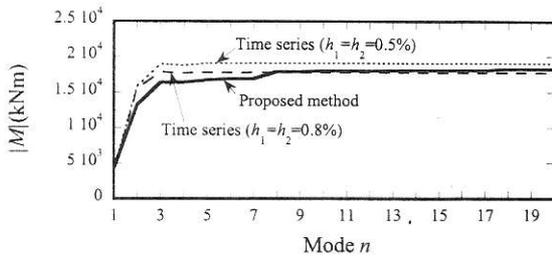
(3) 砕波巻き込み率

Battjes<sup>[5]</sup> は砕波帯相似パラメータ

$\xi_b = \tan\theta / \sqrt{H_b/L_0}$  で表 2 のように砕波を分類した。



(a) ベースシア



(b) ベース転倒モーメント

図 6 断面力の提案式と時刻歴応答解析の比較 (Wienke モデル,  $\lambda\eta_c=1m$ )

表 2 砕波の分類<sup>[5]</sup>

砕波の種類	崩れ波	巻き波	砕け寄せ波
$\xi_b$	$\xi_b < 0.4$	$0.4 \leq \xi_b \leq 2$	$2 < \xi_b$

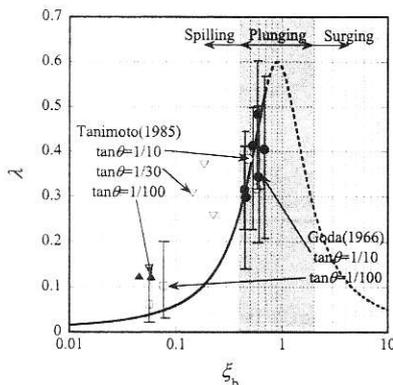


図 7 砕波巻き込み率  $\lambda$  と砕波帯相似パラメータ  $\xi_b$

ここに、 $\tan\theta$  は海底勾配、 $H_b$  は砕波限界波高、 $L_0$  は沖波波長である。衝撃砕波力が最も重要になるのは、巻き波砕波の状態である。図 7 には既往のデータ<sup>[2][6]</sup>を参考に作成した  $\xi_b$  と砕波巻き込み率  $\lambda$  の関係を示す。図中ハッチした部分が巻き波砕波に該当する部分であり、砕波巻き込み率が崩れ波砕波の領域に比べて急激に大きくなり、衝撃砕波力が大きくなることが予想される。一方、崩れ波砕波領域では、波力は非線形波理論で予測できること、砕け寄せ波

砕波領域では衝撃砕波力は重要ではないこと、砕波巻き込み率は巻き波砕波領域の中央で最大とすることを考慮して砕波巻き込み率  $\lambda$  を次式のように近似した。

$$\lambda = \frac{0.6}{10 \log(\xi_b/0.9)^2 + 1} \quad (16)$$

ただし、巻き波砕波の領域中央から砕け寄せ波の領域に関してはいまのところデータがないため、今後式(16)はデータの蓄積に伴い更新されることが望まれる。

#### 4. まとめ

洋上風車の杭状支持構造部に作用する衝撃砕波力の高振動数成分について調べると共に、断面力の簡便な計算方法を提案し、以下のような結論を得た。

1. 合田モデルと Wienke モデルの衝撃応答係数は、 $\Omega_j \approx 4.72$  を境に大小関係が逆転することがわかった。また、3 次モード以上では、最大ベースシアは Wienke モデルが、最大転倒モーメントは合田モデルの方が大きな値を示した。
2. SRSS 法により断面力を算定する場合には、風車タワーの減衰定数 0.8% 以上であれば、8 次モードまで考慮することにより、衝撃砕波力による荷重効果の最大値を安全側で予測できた。
3. 砕波巻き込み率を砕波帯相似パラメータの関数とする近似式を提示した。

**謝辞** 本研究は社団法人土木学会・構造工学委員会・風力発電設備の動的解析と構造設計小委員会での活動の一環で行われたものである。日本製鋼所の武藤厚俊氏、三井造船株式会社の南陽一氏および電源開発株式会社の吉岡健氏のご協力に謝意を表す。

#### 参考文献

- [1] Goda, Y., "Wave force on a vertical circular cylinder : Experiments and proposed method of wave force computation", Report of the Port and Harbour Research Institute, No.8, 1964
- [2] 合田良實・原中祐人・北畑正記：直柱に働く衝撃砕波力の研究，港湾技術研究所報告，第 5 巻，6 号，1966
- [3] J. Wienke and H. Ommeraci, "Breaking wave impact force on a vertical and inclined slender pile - theoretical and large-scale model investigations", Coastal Engineering, 52, 2005, pp.435-462.
- [4] J. Wienke et al., "Theoretical formulation for wave slamming loads on a slender circular cylinders and application for support structures of wind turbines", 29th International Conference Coastal Engineering, ASCE, 2004, pp.4018-4026.
- [5] Battjes, J.A., "Surf similarity", Proc. of 14th Coastal Engineering Conference, 1974, pp.466-479
- [6] 谷本勝利・高橋重雄・金子忠男・塩田啓介：傾斜円柱に働く衝撃砕波圧と砕波巻き込み率，第 32 回海岸工学講演会論文集，623-627，1985