

高レイノルズ数域での Spar 構造物の VIM 特性

正会員 藤原敏文* 正会員 齊藤昌勝*
 正会員 前田克弥* 正会員 佐藤宏*
 正会員 石田圭* 正会員 加藤俊司*

Experimental Investigation of VIM Characteristics on Spar Type Floater in Higher Reynolds Number

by Toshifumi Fujiwara, *Member* Masakatsu Saito, *Member*
 Katsuya Maeda, *Member* Hiroshi Sato, *Member*
 Kei Ishida, *Member* Shunji Kato, *Member*

Summary

FOWTs, i.e. Floating Offshore Wind Turbines, are recently planned to be set in the offshore, where bottom-mounted type's one is not feasible, to generate natural resource electricity. One of the ways for FOWTs' application is that a wind turbine facility is mounted on a slender column type floater to keep buoyancy and stability in the sea, that is called as Spar type. In this case, the characteristic of VIM, i.e. Vortex Induced Motion, on the column type floater is concerned about to keep mooring safety of the FOWT. Then VIM characteristic on the column type floater was investigated using a huge experimental model in super critical Reynolds number at the large towing tank in the National Maritime Research Institute, Japan. The results of the experiment were compared with ones of small similar figure models under lower Reynolds number, and the VIM amplitudes against reduced velocity parameter were clearly understood. Using these results the amplitude distribution relating to duration time for the huge experimental model is investigated having the effect on fatigue damage of mooring lines. These unique and precious results on the column type floater have important role for safety assessment on FOWT mooring lines.

1. 緒 言

平成 23 年 3 月 11 日に発生した東日本大震災を契機として自然エネルギーの利用促進に対する社会要請が強まっている。今後想定される化石由来燃料の枯渇や世界的な環境規制の強化を念頭に入れると、より一層環境負荷の小さなエネルギーの獲得が必要とされる。このような状況下、利用可能な陸地面積に比べて洋上面積の大きい日本の特性から、沿岸海域での風力発電の進展が期待される。国土交通省海事局では浮体式洋上風力発電施設を設計する上で必要となる浮体式洋上風力発電施設技術基準を制定した¹⁾。

洋上風力発電施設の浮体部としては Spar 型、セミサブ型等様々な形状が考えられるが、上部風車の形態、建造上の容易さから Fig. 1 に示されるような Spar 型洋上風車は、今後の風力発電施設の一形態として有望である。Spar 型浮体は他形状浮体に比べ、安定性向上の点から構造全体の重心を容易に下げられること、水線面積が小さいため波浪外力を受け

にくいと言った優位な特徴を有する。ただし、通常の Spar 型浮体に見られる円筒形状の場合、潮流下で生じる VIM (Vortex Induced Motion, 渦励起動揺) の発生予測、VIM による係留系への影響を十分把握することが必要である。ISO (International Organization for Standardization) や API (American Petroleum Institute) の海洋構造物関係基準においても VIM 現象への対応は新たな規定として取り込まれ、その重要性が認識されている²⁾³⁾。



Fig. 1 Spar type floating wind turbine image.

* (独) 海上技術安全研究所

ISO, API 中の VIM 規定は米国メキシコ湾における石油掘削用の Spar 型浮体施設の強潮流下 VIM 現象⁴⁾に起因しているが、その実態を示す情報も限られており、実機に起こり得る VIM 現象の詳細な把握が望まれる。しかし、流れ中の円筒物体背後の剥離現象に起因した振動は、レイノルズ数（以下、 R_e 数、 $R_e = VD/\nu$ 、 V は流れ速度、 D は代表径、 ν は動粘性係数）と関連し、実験等で使用される小さなモデルでの低 R_e 数による結果は、実機に相当する高 R_e 数での現象と必ずしも一致しないことが知られている^{例え 2)}。よって、円筒物体を対象とした小型モデルでの試験結果の評価・活用は、実現象を評価する上で困難な状況にあった。近年ではその問題点を克服すべく大型モデルによる試験も行われているが^{6)~8)}、Fig.1 に示されるような浮体式洋上風力発電施設の Spar 型浮体部を対象とした高 R_e 数下の結果は見当たらない。

そこで実機 Spar 型浮体の VIM 現象を把握するために、実機状況に近く臨界 R_e 数域を超える程度の状態を可能とする超大型モデルを使って VIM 計測試験を行い、VIM 発生状況を把握した。さらに、相対的に低い R_e 数での小型モデル試験結果と比較し、 R_e 数の違いによる結果の差異を明らかにした。小型モデルでは喫水長の影響についても調査し、本結果の汎用性について調査した。流れに直交する VIM 振幅については、試験結果に基づき最大値及び振幅の変動分布に関する評価法を提案した。最後に本結果に基づいた係留ラインの疲労評価の一例を示した。

2. VIM 計測試験

2.1 供試模型

試験を行った大型 Spar 模型 (L-model) と 2 種の小型 Spar 模型 (S-model) の仕様を Table 1 に、それぞれの模型の様子を Fig. 2, Fig. 3 に示す。大型模型は直径 1.5m、排水量は約 8t である（相当量で詳細は後述）。100~120m 程度の風車ロータ直径を備えた浮体式洋上風力発電施設の浮体部直径と比較すると、1/10 程度と想定される。模型サイズの R_e 数として 10^6 近くの試験が行える大きさとした。一方、小型模型（表中 2 列目の S-model。以後、小型模型と述べた場合は本模型を示す）は、大型模型をそのまま縮小した直径 0.3m であり、大型模型と比べて 1/5 サイズである。

試験実施上の制約から大型・小型模型の喫水直径比 (d/D) は 3.00 とした。ただし風車浮体は、さらに d/D の大きな形状であることが想定される。そこで、上部は S-model を流用し、下部に直径 0.45m、長さ 1.2m の円筒を接続して、平均 d/D が 5.38 の Spar 型浮体を模擬することとした。表中、「S-model, Long」として示す。

大型模型仕様に関して言及すると、本体は鉄製である。模型底面に小さな穴を設け、内部に浸水する仕様とし、所定の喫水で浮かぶよう必要体積の水密区画を用意した。内側の浸水部についても水の動きが模型の変位・動揺に影響を与えないよう区画割し、模型内部での水の対流が起こらないよう配

Table 1 Experimental models.

Item	Unit	Large Spar (L-model)	Small Spar (S-model)	Small Spar (S-model, Long)
Diameter (D)	m	1.50	0.30	0.39 (Ave.)
Length (L)	m	5.00	1.00	2.20
Draft (d)	m	4.50	0.90	2.10
Displacement (W)	kg	7952	64	233
Sway natural period (Tn)	s	30, 58	13.5	24.9
Towing velocity (V)	m/s	0.10~0.45	0.08~0.23	0.07~0.20
Reduced velocity ($V_r = VT_n/D$)	-	3.9~17.7	3.4~9.7	4.3~11.7
Reynolds number ($Re = VD/\nu$)	-	$1.5 \sim 7.0 \times 10^5$	$2.4 \sim 6.9 \times 10^4$	$2.8 \sim 8.0 \times 10^4$



Fig. 2 Large Spar model (L-model).

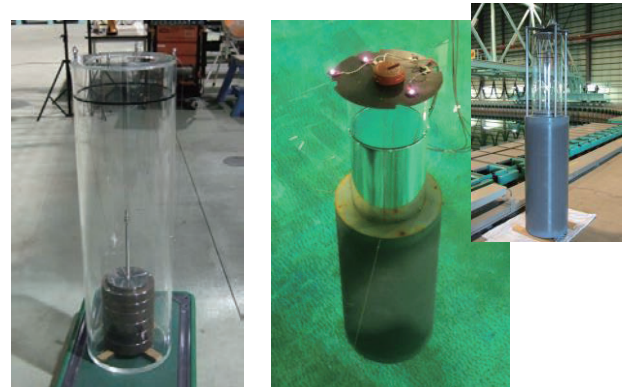


Fig. 3 Small Spar model (S-model(Left) and Long type S-model(Right)).

慮した。模型質量は約 2ton である。

小型模型 S-model はアクリルで製作し、内部に重りを装填することで喫水を調整した。また、Long 仕様の場合では、鉄製の円筒缶を S-model 下部に接合した。

2.2 試験状態

大型模型が許容できる海上技術安全研究所の 400m 水槽（長さ 400m×幅 18m×深さ 8m）で試験を実施した。Fig. 4 に示す水槽の曳引台車に模型を拘束し、台車で曳航することにより一定潮流を模擬した。Fig. 5 に大型模型を曳引台車に設置した試験状態の様子を、Fig. 6 に側面からの模型拘束、位置計測の状況を示す。さらに Fig. 7 では上面からの模型拘束状態、曳航向きを示す。

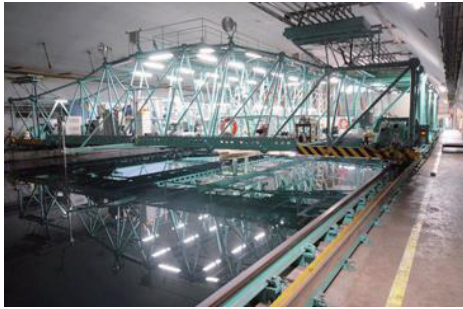


Fig. 4 400m towing tank and the carriage used for the L-model.

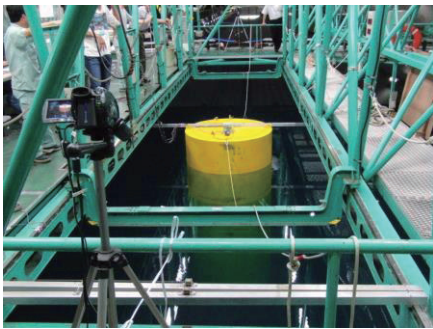


Fig. 5 Experimental situation at the 400m towing tank used for the L-model.

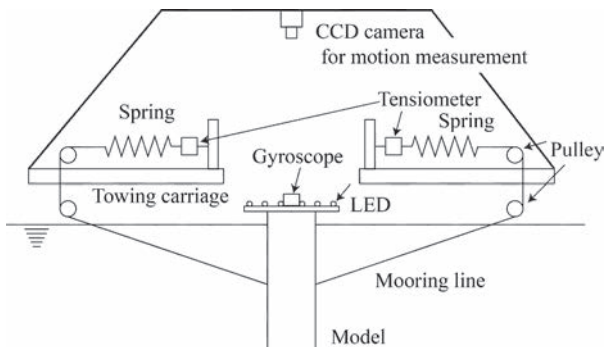


Fig. 6 Experimental mooring condition and position sensing of the L-model.

曳引台車の中心に設置された模型は、4本のワイヤにより係留されている。ワイヤによる模型の拘束位置は、喫水のほぼ中間点である。それぞれのワイヤには模型の変位をある程度許容しながら復原力を持たせるため、模型の反対側端部に弦巻バネを設置している。また、端部には張力計を設置し、模型全体に作用する流体力を計測した。模型の位置は、模型上部に取り付けたLEDを目印として、曳引台車上部に取り付けられたCCDカメラによる画像位置計測器により測定した。また、模型上部に光ファイバ式ジャイロを設置し、模型の運動も計測した。結果的に有意な縦揺れ、横揺れは計測されなかった。

小型模型を使った曳航試験は、海上技術安全研究所の実海域再現水槽（長さ80m×幅40m×深さ4.5m）及び中水槽（長さ150m×幅7.5m×深さ3.5m）で実施した。弦巻バネが同じでない等、試験装置は異なるが、模型の拘束方法、計測方法

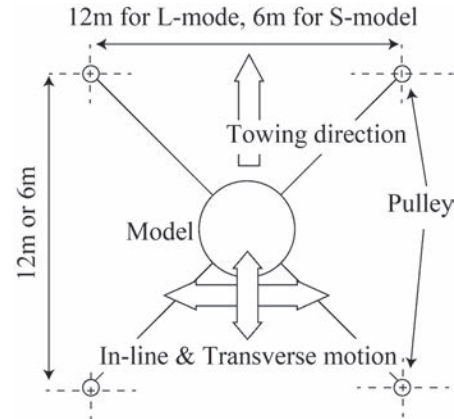


Fig. 7 Top view on experimental mooring condition of the models.

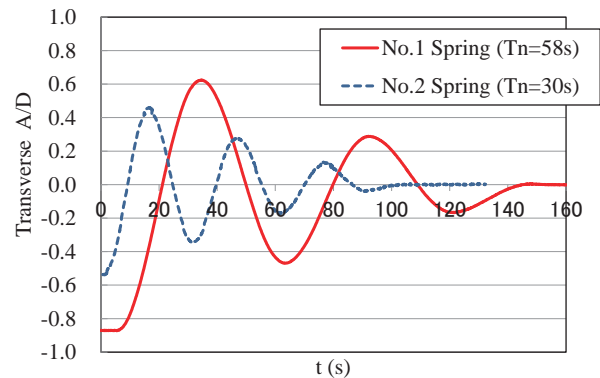


Fig. 8 Example of transverse free damping tests of the L-model using 2 kinds of springs.

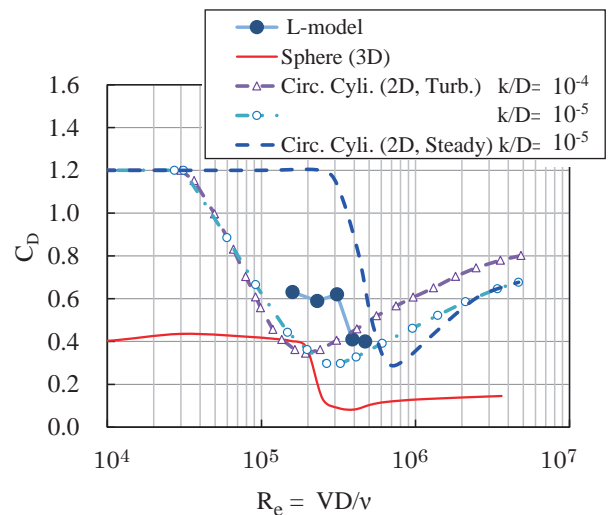


Fig. 9 Drag coefficient of the L-model comparing with those of spheres and circular cylinders⁹⁾¹⁰⁾.

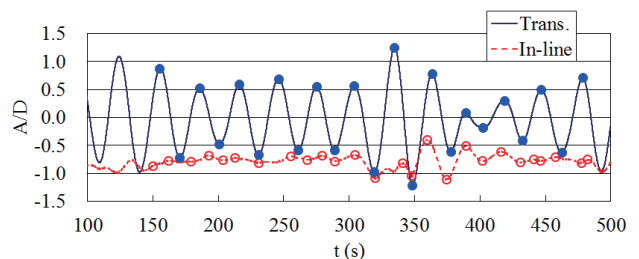


Fig. 10 Example of time series on amplitude in each direction of the L-model in $V_r=9.2$.

は大型模型の場合と同じ様式である。

2.3 試験条件

Table 1 にはそれぞれの模型の試験状態も記載している。大型模型の場合、係留パネの交換や曳航速度の変更により(1)式で定義される換算流速 V_r で 3.9~17.7 に相当する条件下で試験を実施した。

$$V_r = VT_n / D \tag{1}$$

ここで、 V は曳航速度、 T_n はバネを用いた係留索の特性に依存する振動周期、 D は模型の直径である。結果的に R_e 数は、大型模型の場合 $1.5 \sim 7.0 \times 10^5$ 、小型模型の場合 $2.4 \sim 8.0 \times 10^4$ である。

基本仕様として大型模型の自由減衰試験の結果を Fig. 8 に示す。広範な V_r で試験を行う目的から係留バネとしては T_n が 58s (図中, No.1 Spring) と 30s (同 No.2 Spring) の状態になる 2 種を用意し、試験を行っている。この自由減衰試験から大型模型の減衰力は、臨界減衰係数の 12% であることが計測された。なお、この結果を求める方法としては、自由減衰試験の振幅のピーク値を読み取り、振幅が指数関数的に減衰すると仮定し、 $e^{-2\pi\gamma t/T_n}$ の関数形に当てはめた (t は経過時間、結果的に平均値として $\gamma=0.12$)。

3. 試験結果

3.1 大型模型の抗力係数 (VIM 未発達時)

初めに大型模型の試験結果として次式で示される抗力係数 C_D の結果を Fig. 9 に示す。結果は、VIM が発生していない状況下での値を示している。

$$C_D = \frac{F_x}{1/2 \rho D d V^2} \tag{2}$$

ここで、 F_x は 4 箇所の係留索張力計と曳航位置から算出される曳航方向流体力、 ρ は水密度である。

Fig. 9 では端部の無い 2 次元円柱と 3 次元物体を代表して球の抗力係数⁹⁾¹⁰⁾を併せて示す。このとき、球の場合は $R_e \geq 2 \times 10^5$ 程度で、2 次元円柱の場合は一様流 (Steady) と乱流 (Turb.)、粗度高さ (図中では粗度高さ k と D の比で提示) で傾向が異なるが、一様流を指標とすると $R_e \geq 7 \times 10^5$ 程度で臨界域を超えていると判断できる。今回の大型模型ではそれらの結果の中間に当たる $R_e \geq 4 \times 10^5$ で抗力係数が大きく変動し、 R_e 数の増加に伴い値が急激に小さくなっている。後でこの R_e 数の違いにより VIM 発生状況の大きく異なることを明らかにするが、 R_e 数が 4×10^5 よりも大きい $V \geq 0.25$ での状況を超臨界と判断し、後述の結果図面で「SC-Re」、それより速度の遅いケースを「UC-Re」として示す (小型模型の場合も同様の R_e 数で区分した場合に「UC-Re」の範疇に分類されるため、同図中で「UC-Re」と付記した)。

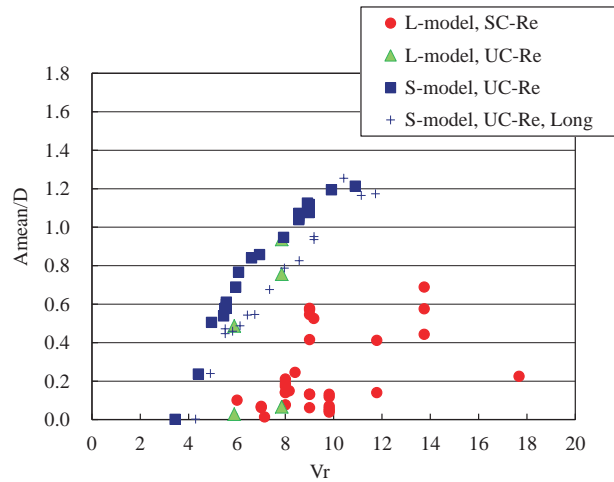


Fig. 11 Mean amplitude of transverse motion of the models in two different Reynolds number regions.

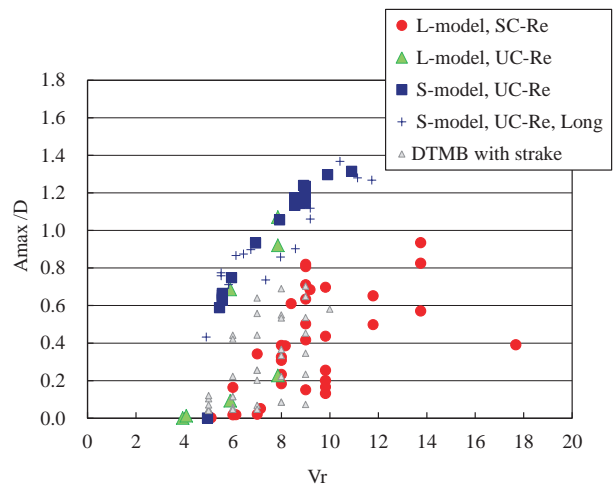


Fig. 12 Maximum amplitude of transverse motion of the models in two different Reynolds number regions.

3.2 Transverse 方向 VIM 振幅

Fig. 10 に大型模型 ($T_n=30s$) で $V_r=9.2$ の曳航方向 (In-line) とそれに直交する方向 (Transverse) の時系列結果を示す。曳引台車が起動を開始してから模型の挙動が落ち着くまでの一定時間 (約 150s 程度、図面横軸では $T=0s$ (台車起動時間) ~150s) を解析区間から除くこととした。結果的に一計測時間は約 350s であり、その解析区間から振動振幅の極値 A を抽出する (図中の丸印)。極値の平均を単純に D で無次元化したものを A_{mean}/D 、極値の分布を次式のワイブル分布に当てはめ、超過確率 95% 値を最大振幅期待値とし A_{max}/D で表す。

$$f(A/D) = \frac{m}{\eta} \left(\frac{A/D}{\eta} \right)^{m-1} \exp \left[- \left(\frac{A/D}{\eta} \right)^m \right] \tag{3}$$

ここで、 m は形状パラメータ、 η は尺度パラメータである。ワイブル分布の累積密度関数を試験結果に近似し、適合誤差が 1% 以下になるようそれぞれのパラメータの選定を行った。

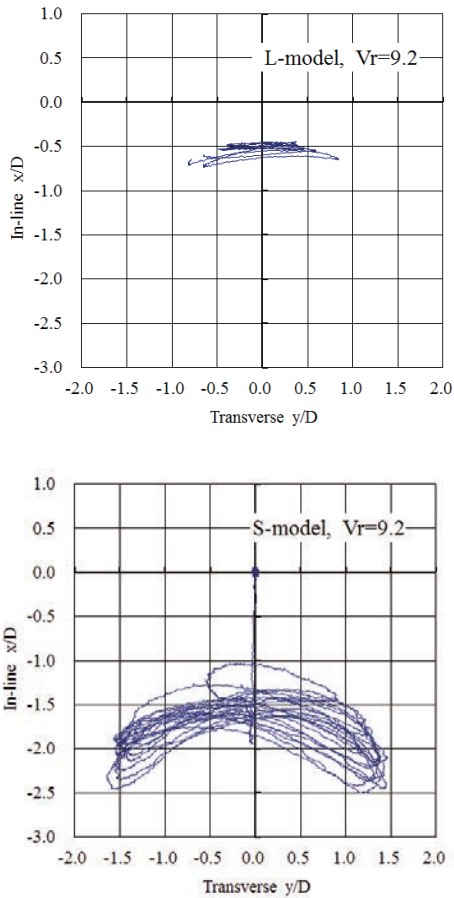


Fig. 13 Trajectories of the models in $V_r=9.2$ (upward: L-model, downward: S-model).

極値の平均振幅比 A_{mean}/D を Fig. 11 に、同様に最大振幅比期待値 A_{max}/D を Fig. 12 に示す。それぞれの図中の横軸は換算流速 V_r である(なお、断りを入れない限り振幅 A は Transverse 方向振幅とする)。

大型模型と小型模型とでは明らかに傾向が異なっている。VIM の発生 V_r は小型模型の 5~6 に対して、大型模型で超臨界域で試験を行った場合はより大きな 6~8 レベルに変位し、また VIM 振幅比についても小さくなっている。大型模型の「UC-Re」状態では振幅の傾向が一部は小型模型に近く、他方は「SC-Re」の結果と類似するといった 2 種の傾向が見られた。計測点数も少なく、十分に傾向を捕らえるに至っていないが、模型背後の流れに不安定な状況があると考えられる。喫水影響について調査した「Long」の場合も形状として他模型と異なり僅かにくびれがあるもの R_e 数で同じ範疇にある小型模型の計測値とほぼ一致することが明らかになった。

参考までに同じように大型模型 ($D=1.75m$, $d=2.95m$, $W=abt.7ton$) を使用し、高 R_e 数下 (最大で $R_e=1.7 \times 10^6$) で試験を行った参考文献 8) の結果を「DTMB with strake」として Fig. 12 に示す。VIM が急激に大きくなる V_r が 5 付近であることは同じ傾向である。最大値については、本試験結果がやや大きい。ストレーキの有無、試験状態の違いによる差であると考えられる。また、文献 8) では低 R_e 下試験と高 R_e

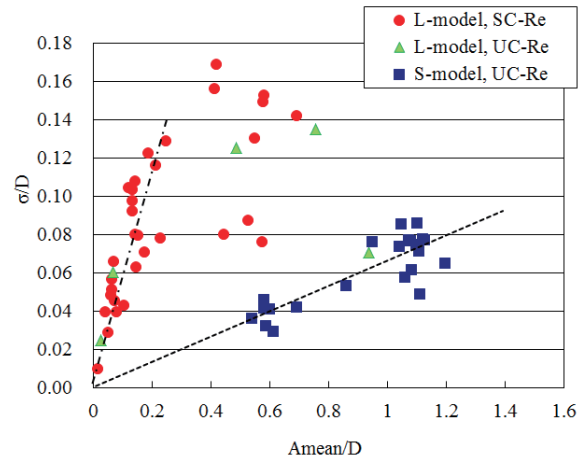


Fig. 14 Standard deviation of mean amplitude of the models in transverse direction.

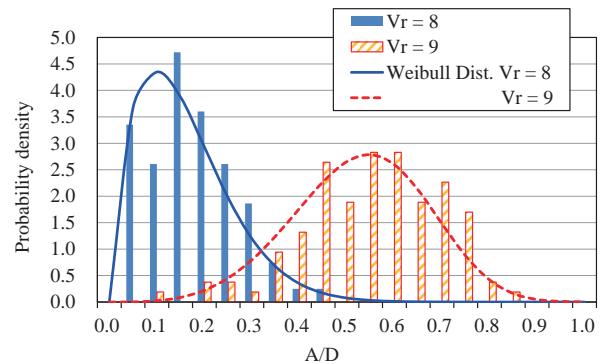


Fig. 15 Event probability of transverse motion of the L-model in $V_r=8$ and 9 in SC-Re region tests with Weibull distribution.

数下試験との比較も行っている。低 R_e 下結果は概ね高 R_e 数下結果を上回る状況となっており、本結果と符合する。今回、試験を行った模型は円筒形の極単純形状であり、 R_e 数の影響がより顕著に現れたと考えられる。

R_e 数の違いによる VIM 発生状況の差を平面運動の点から Fig. 13 に示す。上図が大型模型、下図が小型模型の一試験での航跡である。 $V_r=9.2$ でどちらも VIM が発達した状況である。小型模型の方が直径比で In-line, Transverse 方向とも大きく振動している。 R_e 数の影響により現象が大きく異なる。

3.3 Transverse 方向 VIM 振幅の変動傾向

Fig. 14 には時間変動の極値から得られる Transverse 方向振幅の標準偏差(直径による無次元値)を示す。小型模型の結果は、大型模型に比べ相対的に標準偏差が小さい。また、結果のバラツキも大型模型に比べて小さく、剥離する渦と VIM が比較的安定的な状況にあると考えられる。

大型模型による超臨界 VIM 振幅の変動の詳細について考察する。 $V_r=8$ 及び 9 の同状態を複数回試験し (5 回ずつの総和)、振幅を分布図としてまとめると Fig. 15 のようになる。 V_r が相対的に小さく、VIM 現象が発生しつつある $V_r=8$ では $A/D=0.1 \sim 0.2$ に発生ピークが存在する。片や VIM

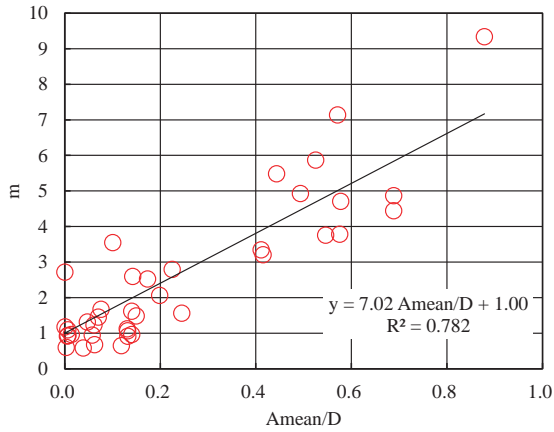


Fig. 16 Relation between A_{mean}/D and shape parameter 'm' obtained from all test results on the L-model.

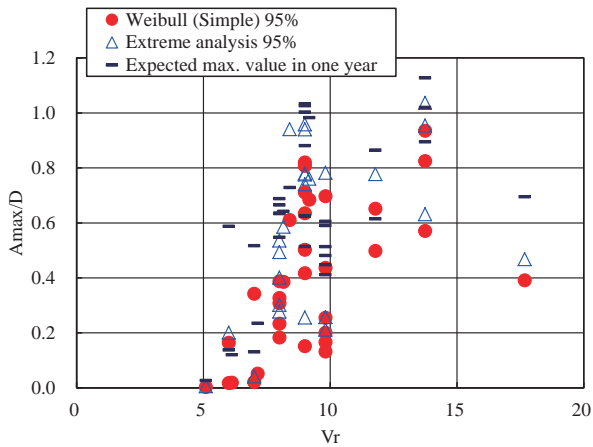


Fig. 17 Maximum amplitude of transverse motion of the models in different analyses.

現象が十分発達した $V_r=9$ の状況では、 $V_r=8$ に比べて振幅の変動幅が大きい。VIM の大きい換算流速域ではロックイン状況においても振動振幅が大きく変動する場合のあることが示された。

他の V_r 状態も含め大型模型の各試験の振幅変動をワイブル分布に当てはめる。試験結果の平均振幅とその分布形状パラメータ m との関係調べ Fig. 16 に示す。累積確率分布から結果を得たこともあり $m < 1$ の値が存在する。平均振幅と今回当てはめたワイブル分布形状とは概ね線形関係にあると言える。振幅の発生頻度も考慮に入れた係留寿命評価を行う場合は Fig. 16 に示された関係を利用することが有効である。ワイブル分布の特性からここでは $m \geq 1$ として次式を得る。

$$m = 7.02(A_{mean}/D) + 1.00 \quad (4)$$

また、尺度パラメータ η は、極値の平均値との関係によりガンマ関数 (Γ) を用いて次式から求められる。

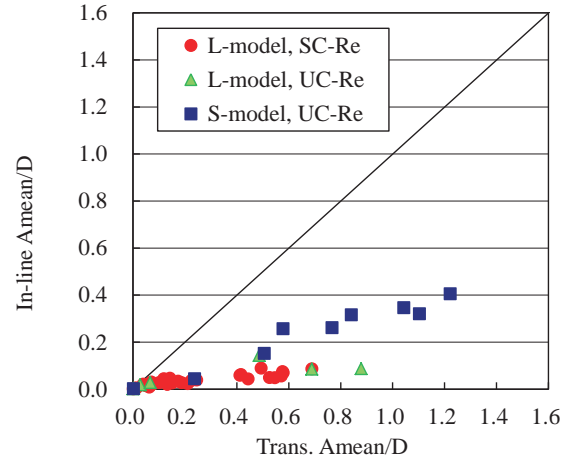


Fig. 18 Mean amplitude of the models in in-line motion comparing with that in transverse one.

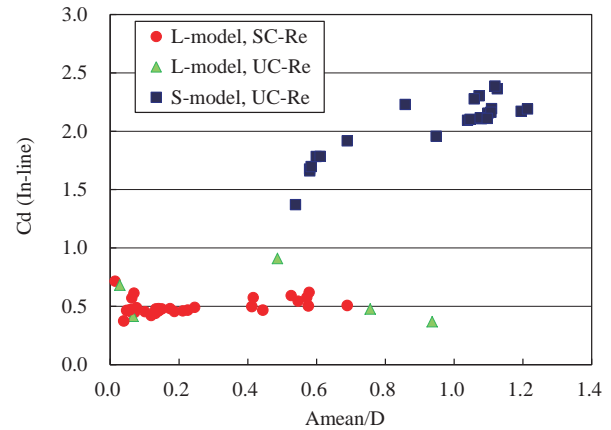


Fig. 19 Drag coefficient with VIM.

$$\eta = (A_{mean}/D) / \Gamma\left(1 + \frac{1}{m}\right) \quad (5)$$

さらに極値の最大期待値は、次式で求めることが可能である¹¹⁾。

$$A_{max}/D = \eta \cdot \left[\ln\left(\frac{n}{\alpha}\right) \right]^{1/m} \quad (6)$$

ここで、 n は評価期間における振動回数、 α はリスクパラメータである。

(4)~(6)式を使って大型模型結果の 95%超過期待値 (この場合、 n は試験時の振動回数、 $\alpha=0.05$) を求めると Fig. 17 の三角印になる。この結果は、ワイブル分布で近似し、累積密度関数から 95%超過値を求めた丸印とほぼ一致し、評価式として概ね問題ないことが確かめられる。

この評価式により例えば 1 年間における最大期待値が容易に計算できる。大型模型に対して 10 倍の実機相当 Spar 型浮体での結果を横棒印で Fig. 17 中に示す。本方法は係留系の安全性評価を検討する際に有効である。

Table 2 Calculated condition of fatigue damage of mooring lines for the Spar floater.

	Item	Unit	Value
Spar floater	Diameter (D)	m	20
	Draft (d)	m	90
	Displacement (W)	ton	29200
	Mooring point depth	m	-30
Mooring (Catenary chain)	Line number	-	4
	Line diameter	mm	152
	Length	m	806
	Weight in air	kg/m	509
	Weight in sea water	kg/m	442
	Stiffness (Axis)	kN	2040000
Anchor	MBL (Minimum Breaking Load)	kN	20200
	Anchor point radius	m	700
	Anchor depth	m	-225

Water line is 0m height.

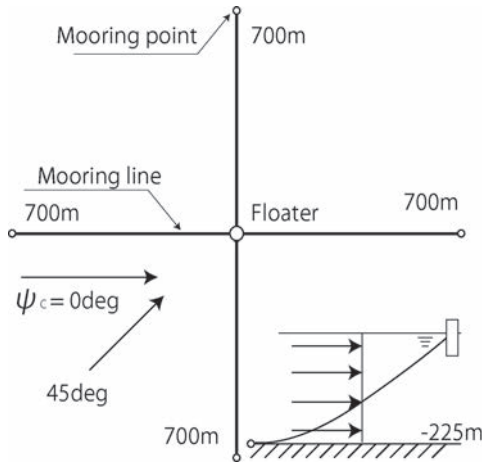


Fig. 20 Mooring lines' plan and current direction for the Spar floater in constant current.

3.4 In-line 方向 VIM 振幅

In-line 方向と Transverse 方向 VIM 振幅比の平均値を比較し Fig. 18 に示す. 大型模型に比べ小型模型では, やや In-line 方向振幅が大きくなる傾向にある. 大型模型の場合, In-line 方向振幅は Transverse 方向振幅の約 13% となった. In-line 方向の振幅についても Transverse 方向振幅と連動し, バラツキが発生すると考えられるが, 値自体は小さいためここでは取り扱わないことにする.

3.5 VIM 発生時の抗力係数

Fig. 19 には In-line 方向の抗力係数を VIM 平均振幅との関係で示す. 大型模型の場合は, 凡そ 0.4~0.6 程度である. それに比べ小型模型の場合は VIM 振幅に依存するものより大きな値を持つ. 試験模型の大きさの違いにより結果が大きく異なる.

4. 係留ラインの疲労評価

一例として Table 2 に示される Spar 型浮体で係留ラインの疲労評価を行った. 係留ラインの配置を Fig. 20 に示す. 水

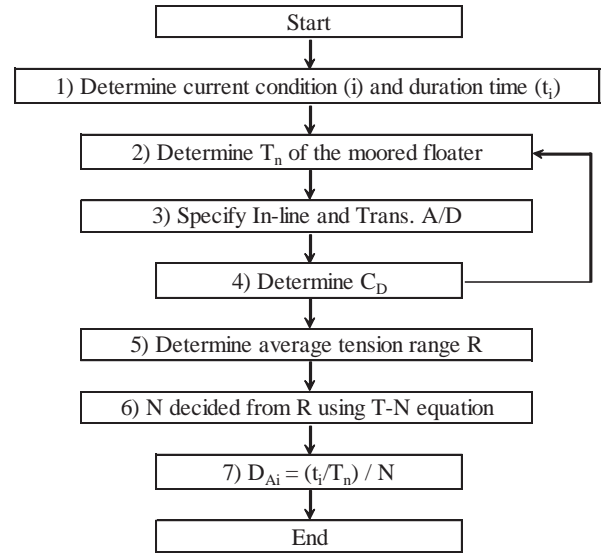


Fig. 21 Analysis procedure for long term fatigue damage of mooring lines on a floating structure.

Table 3 Formulated maximum transverse VIM amplitude for the fatigue life assessment.

V_r	≤ 5	7	$9.5 \leq$
A_T / D	0	0.2	1.0

深は 225m で 4 本の係留ラインを展開角均等に配置している. 潮流の鉛直分布は一樣とした. 変動のない潮流速をパラメータとして計算を行う. このとき, VIM の影響を明確にする目的から波, 風は想定しない. ISO²及び API 規則³)で示されている Fig. 21 の手順を補足して, 以下に疲労評価方法を示す.

- 1) 1つの流況条件 (例として i 番目) を選択し, 流速と流向の発生確率に基づき, 年あたりの当該流況の持続時間 t_i を求める.
- 2) 3) 4) 係留系の固有周期 T_n を計算し, その結果に基づき換算流速 V_r , VIM 振幅比 A/D , 抗力係数 C_D 及び軌跡の包絡線形状を求める. このとき, それぞれの係数は反復計算より確定する.

V_r と Transverse 方向 VIM 振幅比 A_T / D の関係は, Fig. 12 の L-model の結果を用いることにして Table 3 のように決定した. 安全側の配慮として試験結果を取り囲むように値を決めている.

抗力係数は ISO 規則等に示されている表現式 (文献 2)中の式(A.6)), さらに ISO 規則等で引用されている例示値¹²⁾に基づき Fig. 19 の結果から次式で仮定した.

$$C_D = 0.19A_T / D + 0.41 \quad (7)$$

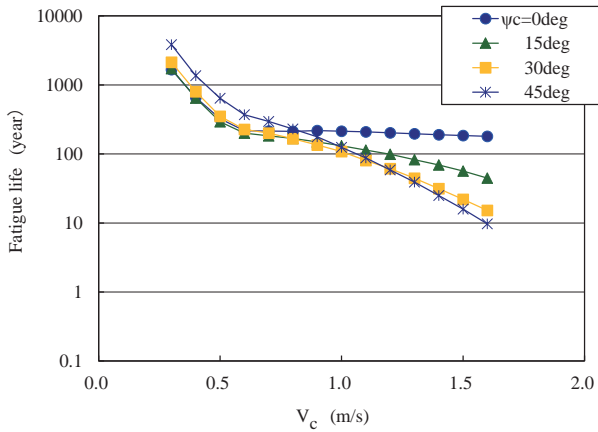


Fig. 22 Predicted fatigue life of one of mooring lines on the Spar floater in the constant current.

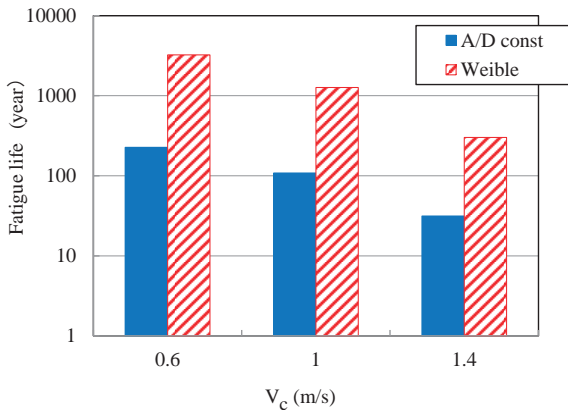


Fig. 23 Predicted fatigue life of one of mooring lines on the Spar floater in the current using constant and Weibull distributed VIM amplitude.

本式により求められる C_D 値は、他試験値 ($A_T/D=0$ の場合で 1 以上) ⁸⁾¹²⁾ に比べて値としては小さい。ただし、ISO 規則等では C_D 値を具体的に示しておらず「通常模型試験から C_D を決定する」としていることから、ここでも試験結果から得られた(7)式によって評価する。

- 5) 浮体位置を例えば次式のような三角関数で近似された包絡線形状に沿って変位させながら、準静的（または動的係留解析でも良い）に係留ラインの張力時系列を求め、最大、最小張力の差である張力レンジ R を決定する。

$$\begin{aligned} x &= A_I \sin\left(\frac{4\pi}{T_n}t + \theta\right) \\ y &= A_T \sin\left(\frac{2\pi}{T_n}t\right) \end{aligned} \tag{8}$$

ここで、 x 、 y は In-line, Transverse 方向変位、 A_I は In-line 方向 VIM 振幅、 t は経過時間、 θ は位相差である。計算上は試験結果を参考に $\theta=3/2\pi$ とした。 A_I についても試験結果から次式のように仮定した。

$$A_I = 0.127A_T \tag{9}$$

- 6) 想定係留ラインの $T-N$ 曲線から、 R に対応する破断サイクル数 N を決定する。このとき、 R と N との間には次式に示す関係がある ²⁾。

$$NR^M = K \tag{10}$$

ここで、 M は $T-N$ 曲線の傾き、 K は定数である。ISO 規則中に示されてるスタットレスチェーンの代表値 $M=3$ 、 $K=316$ を用いた。

- 7) 流況条件 i に対する年あたりの疲労被害 D_{Ai} を計算する。このとき、 D_{Ai} は次式により計算する。

$$D_{Ai} = (t_i / T_n) / N \tag{11}$$

ここで、 t_i は年間における継続時間であり、1 年間 (31,557,600s)、Table 3 で示された VIM 振幅が継続すると仮定した。また、安全率 3 の余裕を加味している。

Fig. 22 に影響の大きかった上流ラインの疲労寿命の評価結果 ($1/D_A$) を潮流の向き毎に示す。計算結果から係留系の固有周期は約 330s であった。 $V_c=0.3\text{m/s}$ は凡そ $V_r=0.5$ に相当し、潮流がより速くなった際には VIM が発生するため、係留ラインの寿命が極度に低下する。VIM の発生が予想される円筒型浮体の係留ラインを念頭に置く場合、このような疲労評価も合わせて実施することが必要であると言える。

参考として VIM 以外の波浪等影響による疲労度合いについて考察する。最大荒天条件を波高 7m、ピーク波周期 13s、風速 19m、0.3m/s 一定潮流速の海象条件下（有義波高 2m、ピーク波周期 8.3s、風速 7.6m/s までの累積確率密度は 85%、波は JONSWAP 型 ($\gamma=2.5$) を仮定、海象向きは $\psi_c=0\text{deg}$)、VIM 以外海象下の疲労寿命は約 4600 年と試算され、Fig.22 の潮流が 0.3m/s の結果とほぼ一致する。潮流がそれよりも速い場合には、係留張力が増大することから VIM 以外海象下での疲労寿命試算結果も僅かに変化することが予想されるが、相対比較という意味において 0.3m/s 以上潮流中では VIM の影響が疲労寿命に大きく影響を及ぼすと考えられる。

Fig. 23 には(4)~(6)式の方法により VIM 振幅の分布形状から発現頻度を計算し、振幅変動も加味した上で寿命評価を行った。 $\psi_c=30\text{deg}$ の結果を示す。(4)式で用いる A_{mean}/D の値は、直接 Fig. 11 の「L-model, SC-Re」値を用いることも一方法であるが、簡便な方策として Fig. 11 及び Fig. 12 の結果を比較し、安全側の配慮として Table 3 に示された値の 80% 値とした。

図中の A/D const は Fig. 22 に示された結果の再掲で、最大振幅が常時続いていることを想定しているため寿命年数としては相対的に小さくなっている。本章前段で示し、Table 3 の VIM 振幅を最大値として固定した評価法は、安全サイドの対応となっていると言える。

5. 結 言

洋上風力発電施設で利用されることが想定される Spar 型浮体を対象として、VIM 計測試験を実施するとともに係留ラインの疲労評価を行った。得られた知見をまとめると以下の通り。

- ・ R_e 数で超臨界域付近の大型模型を使った VIM 試験から、換算流速に対する VIM 振幅状況が明らかになった。また、超臨界域と位置づけた $R_e \geq 4 \times 10^5$ での試験結果は、小型模型を使った小さな R_e 数の結果と VIM 振幅が大きく異なることを明らかにした。
- ・ 大型模型の結果から VIM 振幅比の最大値は 0.9 程度であり、平均振幅比の最大値は 0.7 程度であることを明らかにした。
- ・ VIM 振動を発生する際の抗力係数の変化を明らかにした。大型模型の場合、その値は凡そ 0.4~0.6 の範疇にある。
- ・ 小型模型とは異なり、大型模型の結果では VIM 振幅が時間の経過とともに大きく変動する様子が見受けられた。その結果を利用し、Transverse 方向 VIM 変動振幅の分布は、凡そワイブル分布で近似できることを示した。さらに、VIM の振幅変動を加味した係留ラインの疲労評価法を示した。
- ・ Transverse 方向 VIM の影響により係留ラインの疲労評価結果が大きく変化することを明らかにした。

謝 辞

本研究は、国土交通省海事局の受託研究（平成 23 年度「浮体式洋上風力発電施設の安全性に関する研究開発」、平成 24 年度「浮体式洋上風力発電施設の安全確保及び国際標準化のための研究開発」）の中で実施された。関係者各位にお礼申し上げます。また、本試験を遂行するにあたり協力を頂いた東京大学大学院鈴木英之教授、同大学院工学研究科大学院生宮村明孝氏（研究当時）、疲労被害度評価の対応で協力頂いた当所海洋開発系渡邊充史研究員に感謝致します。検討の一部は、JSPS 科研費 26289344 の中で行われたことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 国土交通省海事局安全基準課：浮体式洋上風力発電施設技術基準，国海安第 194 号，2012.
- 2) ISO: International Standard 19901-7 (Petroleum and natural gas industries -Specific requirements for offshore structures -, Part 7: Stationkeeping systems for floating offshore structures and mobile offshore units), 2012.
- 3) API: API Recommended Practice 2SK - Design and Analysis of Stationkeeping Systems for Floating Structures, Third Edition, 2005.
- 4) Yung T W, Sandström R E, Slocum S T, Ding Z J and Lokken R T: Advancement of Spar VIV Prediction, The Offshore Technology Conference, OTC16343, 2004.
- 5) Irani M and Finn L: Model Testing for Vortex Induced Motions of Spar Platforms, The 23rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2004-51315, 2004.
- 6) Finnigan T, Irani M and van Dijk R: Truss Spar VIM in Waves and Currents: The 24th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE 2005-67054, 2005.
- 7) Finnigan T and Roddier D: Spar VIM Model Tests at Supercritical Reynolds Numbers: The 26th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2007-29160, 2007.
- 8) Roddier D, Finnigan T and Liapis S: Influence of the Reynolds Number on Spar Vortex Induced Motions (VIM): Multiple Scale Model Test Comparisons, The 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2009-79991, 2009.
- 9) Hoerner S F: FLUID-DYNAMIC DRAG -Practical Information on AERODYNAMIC DRAG and HYDRODYNAMIC RESISTANCE-, 1965.
- 10) 岡内功, 伊藤学, 宮田利雄：耐風構造，丸善出版，1977.
- 11) M K Ochi: APPLIED PROBABILITY & STOCHASTIC PROCESSES in Engineering & Physical Sciences, JOHN WILEY & SONS, Inc., 1990 ほか.
- 12) Huang K, Chen X and Kwan C T: The Impact of Vortex-Induced Motions on Mooring System Design for Spar-based Installations, The Offshore Technology Conference, OTC15245, 2003.