# VIM の現象解明と予測に関する研究

藤原 敏文\*、齊藤 昌勝\*\*、前田 克弥\*\*、佐藤 宏\*\* 石田 圭\*\*、大西 世紀\*\*\*、加藤 俊司\*\*

# Research on VIM phenomenon and motion prediction

by

# Toshifumi FUJIWARA, Masakatsu SAITO, Katsuya MAEDA Hiroshi SATO, Kei ISHIDA, Seiki OHNISHI and Shunji KATO

# Abstract

VIM (Vortex Induced Motion) is one of the important issues in the safety evaluation for cylindrical floating offshore structures. The VIM is a phenomenon which occurs in strong current basically, and also appears in current and waves in the sea where offshore structures are installed.

In order to make clear this VIM phenomenon, VIM characteristic on the column type floater, that was Spar in this case, was investigated using a large experimental model in supper critical Reynolds number. And VIM experiment in current and waves using a MPSO (Mono-column hull type floating Production Storage and Offloading unit) model was also conducted. This VIM phenomenon and the cause of the VIM generation in current and waves are not well known. Then, the VIM in waves with different wave height and wave period was researched in detail. Moreover, CFD calculation on VIM was tried to assist for understanding the cause of the VIM generation in current and waves.

Using those VIM experimental results, fatigue damage of the Spar and MPSO mooring lines relating to safety evaluation was assessed as examples. It was clearly understood that the VIM in current and waves affects mooring lines' fatigue damage seriously.

As an application of the outcome of this research, part of the results was prescribed in the regulation on ISO 19901-7, Specific requirements on stationkeeping systems for floating offshore structures and mobile offshore units. This paper contains these VIM topics for the researches of the VIM phenomenon, the CFD calculation and the action and reflection in ISO.

<sup>\*</sup> 洋上再生エネルギー開発系、\*\* 海洋開発系、\*\*\* 海洋リスク評価系

原稿受付 平成 26 年 10 月 31 日

審 查 日 平成 26 年 12 月 15 日

## 目 次

1. まえがき・・・・・56
2. Spar 型浮体の平水中 VIM 特性 · · · · · · · · · 57
2.1 緒言・・・・・57
2.2 VIM 計測試験・・・・・57
2.2.1 供試模型・・・・・57
2.2.2 試験状態・・・・・・・・・・・・58
2.2.3 試験条件・・・・・58
2.3 試験結果·····59
2.3.1 大型模型の抗力係数(VIM 未発達時)・59
2.3.2 Transverse 方向 VIM 振幅值・・・・・59
2.3.3 Transverse 方向 VIM 振幅の変動傾向・61
2.3.4 In-line 方向 VIM 振幅・・・・・・62
2.3.5 VIM 発生時の抗力係数・・・・・・・62
2.4 係留ラインの疲労被害度評価・・・・・・62
2.5 2 章結言・・・・・64
2.6 2 章参考文献 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
3. MPSO 型浮体の波浪中 VIM の振幅特性・・・・・65
3.1 緒言・・・・・65
3.2 VIM 計測試験・・・・・・・・・・・・・・・65
3.2.1 供試模型及び試験状態・・・・・・65
3.2.2 定義及び試験条件・・・・・・66
3.2.3 試験方法及び解析方法・・・・・・67
3.3 試験結果・・・・・67
3.3.1 VIM 振幅・・・・・・・・・・・・・・・・・・67
3.3.2 VIM 振幅の波高・波周期影響・・・・・・69
3.3.3 VIM 発生時の抗力係数と振動周期・・69
3.4 波浪中 VIM の係留疲労影響・・・・・70
3.4.1 対象浮体及び計算条件・・・・・70
3.4.2 VIM 影響評価法・・・・・・70
3.4.3 疲労影響評価・・・・・・・・・・・.71
3.4.4 評価結果・・・・・・・・・・・・・・・・.71
3.5 3 章結言······71
3.6 3 章参考文献 •••••••••••••71
4. CFD による VIM 現象再現の試み・・・・・72
4.1 緒言・・・・・72
4.2 OpenFOAM による固定円筒周り
流れの解析・・・・・72
4.2.1 OpenFOAM コード・・・・・72
4.2.2 計算条件・・・・・72
4.2.3 計算結果・・・・・・
4.3 強制加振円筒解析・・・・・・・・・・·73
4.3.1 実験体系・・・・・73
4.3.2 計算条件 ······74
4.3.3 計算結果・・・・・74
4.4 4 章結言・・・・・74
4.5 4 章参考文献 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·

5. ISO への対応・・・・・・・・・・・・・・・・75
5.1 ISO/TC67/SC7 概要 · · · · · · · · · · · · · · · 75
5.2 WG5(係留・定点保持関連)対応概要・・・・75
5.2.1 ISO 19901-7 関連・・・・・・75
5.2.2 ISO 19904-1 関連・・・・・76
5.3 対応成果総括・・・・・76
6. まとめ・・・・・76
謝辞 ·······76

#### 1. まえがき

流れの中に係留された円筒型浮体は渦励起動揺 (VIM: Vortex Induced Motion)を起こすことが 知られている。そのため、定点保持を必要とする浮 体式石油生産システムや風力発電施設等の設計・安 全性評価において、係留ラインの疲労破断を引き起 こす VIM 影響を把握することは重要である。当所 ではこれまでに、潮流中(平水中)のみならず波浪 中での VIM 研究も進めてきており、波・流れの共 存場では VIM 振幅が平水中に比べて増加・減少す る結果を確認している。

本研究では、VIM 発生のメカニズムについて、 実験結果を主体として VIM の予測手法及び影響評 価法の開発を行った。具体的には、以下の4点につ いて研究を実施した(本稿では、波浪中 VIM とい う用語に対比して、流れのみによる VIM を平水中 VIM と呼ぶ)。

①Spar 型浮体の平水中 VIM 特性

レイノルズ数影響の大きい円筒型浮体を対象に 実機に近い高レイノルズ下での試験を行い、VIM 現象を把握するとともに、平水中 VIM の流体力デ ータを基に VIM 振幅の発生確率モデルを構築した。 ②MPSO の波浪中 VIM 特性

MPSO (Mono-column hull type floating Production Storage and Offloading unit、モノコ ラム型 FPSO 浮体)を対象として VIM 発生波浪条 件を実験により特定した。さらに、その影響度合い を把握するために係留ラインの疲労評価を行った。 ③CFD による VIM 現象再現の試み

MPSOを対象として波浪中 VIM 現象究明のため の前段の試みとして強制動揺時の模型流体力推定 を行った。

④ISO への対応

ISO (International Organization for Standardization、国際標準化機構)での海洋構造 物の係留関連規則改正に合わせて、本研究成果を規 則に反映させることにした。結果として、波浪中 VIM現象の注意喚起規定が規則中に盛り込まれた。 これより、上記4実施内容の詳細について記す。

# 2. Spar 型浮体の平水中 VIM 特性

#### 2.1 緒言

海洋資源開発、洋上再生エネルギー取得の活発化 に伴い、様々な海洋構造物の係留安全性が検討され ている。本項で取り上げる Spar 型浮体はセミサブ 型等の他形状浮体に比べ、安定性向上のため構造全 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、潮流下で生じる VIM の発生予 測、係留系への影響を十分把握することが必要であ る。ISO や API (American Petroleum Institute、 アメリカ石油協会)の海洋構造物関係基準において も VIM への対応は新たな規則として取り込まれ、 その重要性が認識されている <sup>1)2)</sup>。また、同様の方 針で国土交通省海事局の洋上風力発電施設技術基 準においても VIM の影響評価に関する内容が盛り 込まれている <sup>3)</sup>。

ISO、API 中の VIM 関連規則は、メキシコ湾にお ける石油掘削用の Spar 型施設の強潮流下 VIM 現象 4)5)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。数  $(R_e = VD/v, V$ は流れ速度、Dは代表径、Vは動 粘性係数))と関連し、通常の実験等で使用される 小さな模型での低Re数による結果は、実機に相当す る高R。数での現象と必ずしも一致しないことが知 られている<sup>例えば 1)</sup>。よって、円筒物体を対象とした 小型模型での試験結果の利用は、実機現象を評価す る上で信頼性の点から十分とは言えない状況にあ った。近年、その問題点を克服すべく大型模型によ る試験も行われているが 6)~8)、浮体式洋上風力発電 施設等での利用が見込まれる単純円筒の Spar 型浮 体部を対象とした高Re数下の試験・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、凡そ臨界 R<sub>e</sub>数域を超える状態を可能とする 超大型模型を使って試験を行い、VIM の発生状況を 把握した。さらに、相対的に低い R<sub>e</sub>数での小型模型 試験結果と比較し、R<sub>e</sub>数の違いによる結果の差異を 明らかにした。小型模型では喫水の影響についても 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

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 (Vr=VTn/D)	-	3.9~17.7	3.4~9.7	4.3~11.7
Reynolds number ( $R = VD/v$ )	-	1.5~7.0×10 <sup>5</sup>	2.4~6.9×10 <sup>4</sup>	2.8~8.0×10 <sup>4</sup>





Fig. 2.1 Large Spar model (L-model).



Fig. 2.2 Small Spar model (S-model(Left) and Long type S-model(Right)).

価の一例を示した。 2.2 VIM計測試験 2.2.1 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 2.1 に、 それぞれの模型の様子を Fig. 2.1、Fig. 2.2 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)。例えば 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 体部直径で比較すると、1/10 程度と想定される。模 型サイズの  $R_e$ 数として 10<sup>6</sup> 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。



Fig. 2.3 400m towing tank and the carriage used for the L-model.



Fig. 2.4 Experimental situation at the 400m towing tank used for the L-model.



Fig. 2.5 Experimental mooring condition and position sensing of the L-model.

以下、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、海洋構造物等 で使用される浮体は、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 型洋上浮体を模擬 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慮した。 模型質量としては約 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。

# 2.2.2 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. 2.3 に示す水槽の曳航台車(以下、 台車)に模型を拘束し、台車で曳引することにより 一定潮流を模擬した。Fig. 2.4 に大型模型を台車に 設置した試験状態の様子を、Fig. 2.5 に側面からの 模型拘束、位置計測の状況を示す。さらに Fig. 2.6 では上面からの模型拘束状態、曳航向きを示す。

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、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。ただし、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、 Fig. 3.2 に図示)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、 使用機材は異なるが、模型の拘束方法、計測方法は 大型模型の場合と同じ様式である。

### 2.2.3 試験条件

Table 2.1 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、係留バネの交換や曳航 速度の変更により(2.1)式で定義される換算流速*V<sub>r</sub>* で 3.9~17.7 に相当する条件下で試験を実施した。

$$V_r = VT_n / D \tag{2.1}$$

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



Fig. 2.6 Top view on experimental mooring condition of the models.



Fig. 2.7 Example of transverse free damping tests of the L-model using 2 kinds of springs.



Fig. 2.8 Drag coefficient of the L-model comparing with those of spheres and circular cylinders<sup>9)10)</sup>.

を Fig. 2.7 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、



Fig. 2.9 Example of time series on amplitude in each direction of the L-model in  $V_r$ =9.2.

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)。

# 2.3 試験結果

#### 2.3.1 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. 2.8 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。

$$C_{D} = \frac{F_{X}}{1/2\,\rho D dV^{2}} \tag{2.2}$$

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、 $\rho$ は水密度である。

Fig. 2.8 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 $R_e \ge 2 \times 10^5$ 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 $R_e \ge 7 \times 10^5$ 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  $R_e \ge 4 \times 10^5$  で抗力係数 が大きく変動し、Re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 生状況が大きく異なることを明らかにするが、Re数 が 4×10<sup>5</sup> よりも大きい V≥0.25m/s 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)。

#### 2.3.2 Transverse 方向 VIM 振幅

Fig. 2.9 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。航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



Fig. 2.10 Mean amplitude of transverse motion of the models in two different Reynolds number regions.



Fig. 2.11 Maximum amplitude of transverse motion of the models in two different Reynolds number regions.

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Amean/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Amax/Dで表す。

$$f(A/D) = \frac{m}{\eta} \left(\frac{A/D}{\eta}\right)^{m-1} \exp\left[-\left(\frac{A/D}{\eta}\right)^{m}\right]$$
(2.3)

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%以下になるよう各試験毎に それぞれのパラメータの選定を行った。



Fig. 2.12 Trajectories of the models in  $V_r$ =9.2 (upward: L-model, downward: S-model).

 $A_{mean} / D \varepsilon$  Fig. 2.10 に、同様に  $A_{max} / D \varepsilon$  Fig. 2.11 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 $5\sim 6$ 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 $6\sim 8$ 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*<sub>e</sub>数下(最



Fig. 2.13 Standard deviation of mean amplitude of the models in transverse direction.



Fig. 2.14 Event probability of transverse motion of the L-model in  $V_r$ =8 and 9 in SC-Re region tests with Weibull distribution.

大で $R_e$ =1.7×10<sup>6</sup>)で試験を行った参考文献 8)の結 果を「DTMB with strake」として Fig. 2.11 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。

 $R_e$ 数の違いによる VIM 発生状況の差を平面運動 の点から Fig. 2.12 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。 2.3.3 Transverse 方向 VIM 振幅の変動傾向

Fig. 2.13 には時間変動の極値から得られる Transverse 方向 VIM 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。小型模型は結果の



Fig. 2.15 Relation between A<sub>mean</sub>/D and shape parameter m obtained from all test results on the L-model.



Fig. 2.16 Maximum amplitude of transverse motion of the models in different analyses.

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. 2.14 のようになる。 $V_r$ が相対的に小さ く、VIM が発生しつつある $V_r$ =8 ではA/D=0.1~ 0.2 に発生のピークが存在する。片や VIM 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との関係を調べ Fig. 2.15 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



Fig. 2.17 Mean amplitude of the models in in-line motion comparing with that in transverse one.



Fig. 2.18 Drag coefficient with VIM of the L-model.

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. 2.15 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 $m \ge 1$ として次式を得る。

$$m = 7.02(A_{mean} / D) + 1.00 \tag{2.4}$$

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

$$\eta = (A_{mean} / D) / \Gamma\left(1 + \frac{1}{m}\right)$$
(2.5)

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<sup>11)</sup>。

$$A_{max} / D = \eta \cdot \left[ ln \left( \frac{n}{\alpha} \right) \right]^{1/m}$$
(2.6)

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。

(2.4)~(2.6)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、α=0.05) を求めると Fig. 2.16 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. 2.16 中に示す。本方法は、係留の安全性評価を検討する 際に有効である。

### 2.3.4 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. 2.17 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 て振動振幅のバラツキが発生すると考えられるが、 値自体が小さいためここでは取り扱わない。

# 2.3.5 VIM 発生時の抗力係数

Fig. 2.18 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。 2.4 係留ラインの疲労評価

一例として Table 2.2 に示される洋上風力発電用 Spar 型浮体を対象に係留ラインの疲労評価を行っ た。係留ラインの配置を Fig. 2.19 に示す。水深は 225m で 4 本の係留ラインを展帳角均等に配置して いる。潮流の鉛直分布は一様とした。変動の無い潮 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。ISO<sup>1)</sup>及び API<sup>2)</sup>規則で示されている Fig. 2.20 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、年当たりの当 該流況の持続時間t<sub>i</sub>を求める。
- (A) (2)(3)(4) 係留系の固有周期 T<sub>n</sub>を計算し、その結果に 基づき換算流速 V<sub>r</sub>、VIM 振幅比 A/D、抗力係

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

Table 2.2 Calculated condition of fatigue damage of mooring lines for the Spar floater.

Water line is 0m height.



Fig. 2.19 Mooring lines' plan and current direction for the Spar floater in constant current.

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. 2.11 の L-model の結果を用いるこ とにして Table 2.3 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 1)中の式(A.6))、さらに ISO 規則等で 引用されている例示値<sup>12)</sup>に基づき Fig. 2.18の 結果から次式で仮定した。

$$C_D = 0.19A_T / D + 0.41 \tag{2.7}$$

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



Fig. 2.20 Analysis procedure for long term fatigue damage of mooring lines on a floating structure.

Table 2.3 Formulated maximum transverse VIM amplitude for the fatigue life assessment.

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

ライン張力時系列を求め、最大、最小張力の差 である張力レンジ*R*を決定する。

$$x = A_I \sin(\frac{4\pi}{T_n}t + \theta)$$

$$y = A_T \sin(\frac{2\pi}{T_n}t)$$
(2.8)

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、  $\theta$ 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。

$$A_I = 0.127 A_T \tag{2.9}$$

 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<sub>B</sub>を決定する。このとき、 張力レンジRとN<sub>B</sub>との間には次式に示す関 係がある<sup>1)</sup>。

$$N_B R^M = K \tag{2.10}$$

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度 $D_{Ai}$ を計算する。このとき、 $D_{Ai}$ は次式により計算する。

$$D_{Ai} = \left(t_i / T_n\right) / N_B \tag{2.11}$$

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 2.3 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. 2.21 に影響の大きかった上流ラインの疲労 寿命の評価結果  $(1/D_{Ai})$  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。  $V_c$ =0.3m/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。

Fig. 2.22 には(2.4)~(2.6)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結果を示す( $\psi_c$ =30deg.)。(2.4)式で用いる $A_{mean}$ /Dの値は、直接 Fig. 2.10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. 2.10及び Fig. 2.11の結果を比較し、安全側の配慮として Table 2.3 に示された値の 80%値とした。

図中の A/D const は Fig. 2.21 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 2.3 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。

#### 2.52章結言

洋上風力発電施設等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  $R_e \ge 4 \times 10^5$  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。



Fig. 2.21 Predicted fatigue life of one of mooring lines on the Spar floater in the constant current.



Fig. 2.22 Predicted fatigue life of one of mooring lines on the Spar floater in the current using constant and Weible distributed VIM amplitude.

- ・ 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。

#### 2.62章参考文献

- 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.
- API: API Recommended Practice 2SK
   Design and Analysis of Stationkeeping Systems for Floating Structures, Third Edition, 2005.
- 3)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.
- 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.
- 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.

#### 3. MPSOの波浪中 VIM の振幅特性

#### 3.1 緒言

浮体が設置される海洋上では波浪影響を無視で きない。著者らは、係留された円筒型浮体が流れと 波の中ある場合、流れのみの状況に比べて低速潮流 中で VIM の早期発達が見られることを明らかにし た<sup>1)2)</sup>。但し、どのような海象条件で流れと波の干 渉影響による VIM 現象(ここでは波浪中 VIM 現象 と称する)が発生するのかについて十分な究明がな されていない。

そこで本研究では、MPSOの波浪中 VIM 現象を 明らかにすることを目的として規則波及び不規則 波中 VIM 試験を行い、その振幅特性を明らかにし た。波向きは流れに直交する方向とし、規則波の条 件として波高、波周期を変化させ VIM 振幅の傾向 を調査した。結果として特定の波高、波周期の条件 下では、潮流のみの平水中 VIM とは異なる傾向と なることを示した。付加的に MPSO に備わるムー ンプールと VIM との関係についても調査した。最 後に実機 MPSO を対象として波浪中 VIM 現象の係 留疲労強度に及ぼす影響を評価した。

#### 3.2 VIM 計測試験

#### 3.2.1 供試模型及び試験状態

Table 3.1 に示す模型を用い VIM 計測試験を実施 した。併せて Fig. 3.1 に側面からの模型サイズ、試 験状態を示す。模型は、水線面で外径 800mm、内 径 298mmの円筒形浮体(角の無い正円)で、主浮 体直径 70m型 MPSOの 1/87.5 モデルである。模型 外壁の材質は FRP であり、中に高さが変更できる 鉄製の錘を設置することで排水量と重心位置を調 整した。試験では Fig. 3.1 に示す模型中心の円筒形 ムーンプールがある状態と無い状態(同一底面高さ で内部空間なし)の2種で試験を行った。

Fig. 3.2 に示す海上技術安全研究所の実海域再現 水槽(長さ(X) 80m×幅(Y) 40m×深さ4.5m)で 試験を実施した。実海域再現水槽はX-Y台車を備え ると共に、水槽全周に波の吸収が可能な382台の造 波機を備えており、任意方向の波を起こすことがで きる。

Fig. 3.1には模型拘束状況も示している。模型を 4本のワイヤと線形弦巻ばねを介して、台車に係留 する。ワイヤによる模型の拘束位置は、重心高さと した。台車を水槽の長手方向に動かすことで潮流を 模擬する。模型の変位は、模型上面に取り付けた LEDを上部 CCD カメラで追跡する光学式装置によ り計測した。浮体の横揺れ及び縦揺れは、同様に模 型上部に設置した光ファイバ式ジャイロで計測し た。ただし、波浪中においても結果的に有意な横揺 れ等の浮体動揺は計測されなかった。各ワイヤの先 端には一軸式張力計を設置し、模型位置と張力から 曳航方向の抗力を求める。

Fig. 3.3 に曳航方向、波向きの定義を示す。本試 験では、規則波及び不規則波を曳航方向と直交する ように発生させる。

Item	Unit	With moon	Without moon
		pool	pool
Model scale	—	1/87.5	1/87.5
Diameter, $D$	m	70.0	70.0
Draft, d	m	30.8	30.8
Displacement	kg	$1.12 \times 10^{8}$	$1.27 \times 10^{8}$
Center of gravity, <i>KG</i>	m	18.9	18.9
Mooring stiffness	kN/m	88.0	88.0
Natural period, $T_n$	s	299.8	296.3
Damping coefficient	%critical	7.15	7.00

Table 3.1 Model specifications in full scale.

#### 3.2.2 定義及び試験条件

VIM は次式で定義する換算流速*V<sub>r</sub>*に依存して 発生する。

 $V_r = VT_n / D \tag{3.1}$ 

ここで、Vは曳航速度、T<sub>n</sub>はバネを用いた係留索の特性に依存する平水中固有振動周期、Dは模型 直径(ここでは模型主外径の800mm)である。

Table 3.2、Table 3.3 には規則波、不規則波の 試験条件を示す。表中の値は実機スケールである。  $H_w$ は規則波高、 $T_w$ は規則波周期、 $\psi_w$ は波向き、  $H_s$ は有義波高、 $T_p$ はピーク波周期を示す。模型 直径と曳航速度の関係から求められる $R_e$ 数は 1.1 ~1.8×10<sup>5</sup> である。試験に用いた不規則波は、 JONSWAP 型スペクトル(ピーク形状パラメタ  $\gamma=2.5$ )の長波頂不規則波である。以前の検討 <sup>1)2)</sup>



Fig. 3.1 Model size and schematic view of the experimental model setting with moon pool (Side view).



Fig. 3.2 Actual sea model basin used for the experiment.



Fig. 3.3 Schematic view of model setting with the mooring lines and external force direction (Top view).

から波浪中 VIM 現象は比較的低い波高下で発生 していることから、今回の試験条件は実海域で頻 繁に発生する 1~2m 程度の波高を主として選定 した。このとき、一部の条件において発生波の位 相を変化させて数回の試験を行ったが、VIM 振幅 にほとんど影響を及ぼさなかったことを踏まえ (振幅値で数%程度差)、多くの場合で一種類の 波の位相組合せで試験を行った。

Table 3.2 Experimetal conditions in regular waves in full scale.

Moon	V <sub>r</sub>	$H_W$	$T_{\mathcal{W}}$	$\psi_{W}$
poor				[deg.]
Without	5.0	0.90	6.0~14.0	
(W/O)	5.0	$0.9 \sim 1.25$	9.0	
5.0           With         5.9           8.3	5.0	0.90	6.0~16.0	
	5.0	$0.90 \sim 1.25$	9.0	00.0
	5.0	0.90	7.0~14.0	90.0
	5.9	$0.90 \sim 1.25$	9.0	
	0.9	0.90	$7.0 \sim 16.0$	
	8.3	$0.90 \sim 1.25$	9.0	

Table 3.3 Experimetal conditions in irregular waves in full scale.

Item	Value
$V_r$	$4.5 \sim 7.9$
$H_{s}[\mathbf{m}]$	1.0
$T_p[\mathbf{s}]$	8.4
$\psi_{W}$ [deg.]	90.0

#### 3.2.3 試験方法及び解析方法

曳航方向と直交する波向きを必要としたため実 海域再現水槽で試験を実施したが、計測のための走 行距離は 60m 程度であり十分とは言えない。所定 流速中での定性的 VIM 振幅を得ることが目的であ ることから、VIM 振幅の発達時間をできる限り少な くするために、台車起動時から適当な Transverse 方向初期変位を与えることにした。

例えば Fig. 3.4 に波の無い状態での浮体変位の時 系列(模型スケール、 $V_r$ =7.9)を示す。データ収録 開始後 40s の時点で、試験者が Transverse 方向変 位に 40cm ほど初期変位を設けている。その後、台 車を起動させ定速状態で模型を解放したが、 Transverse 方向振幅はその後も徐々に発達し、試験 終了の 350s 時点で定常的な VIM 振幅に至らない。 初期変位の与え方が小さく、振幅変位の過渡状態が 長すぎた結果と言える。このような場合、初期変位 を大きくして、再度試験を行った。

Fig. 3.5 は同様に平水中 $V_r$ =5.9 の状況であるが、 今回は与えた初期変位の約 30cm が大きすぎ、試験 開始直後では大きな Transverse 方向振幅となって いるが徐々に小さくなっている。今回の試験は、初 期変位を必要としないレベルであると推測される。 この結果も定常値としての VIM 振幅を得ることは



Fig. 3.4 Time series example of the model on too small initial displacement case (Vr=7.9 in still water).



Fig. 3.5 Time series example of the model on too large initial displacement case (Vr=5.9 in still water).



Fig. 3.6 Time series example of the model that initial displacement has been adjusted (Vr=7.5 in still water).

困難であるため再試験を実施した。

Fig. 3.6 は $V_r$ =7.5 の試験結果で、試験開始時に Transverse 方向初期変位を約 50cm 設定している。 結果的に試験終了時までに 5 周期の定常 VIM 振幅 を得た。In-line 方向振幅も安定した変位となってい る。このように、定常 Transverse 方向振幅が 4.5 振幅以上得られるよう、初期変位を調整しながら同 一試験状態で繰り返し計測を行った。最終的な結果 は、定常振幅値の平均を示し、次式から計算される。

$$A = (\sum_{i=1}^{N} A_{li}) / N$$
 (3.2)

ここで、 $A_l$ は時系列から得られる振幅の極値(絶対値)、Nは振幅数を示す。

今回の試験では定常状態に落ち着いた Transverse 方向振幅が倍周期変位や振幅が不安定 に変動する現象は見られなかった。

# 3.3 試験結果

# 3.3.1 VIM 振幅

Fig. 3.7 に不規則波中の $V_r$ ごとの Transverse 方 向 VIM 振幅比を示す (浮体直径 Dにより無次元化。



Fig. 3.7 VIM amplitude on the model without the moon pool in irregular waves.



Fig. 3.8 Reference figure on VIM amplitude on the model with the moon pool in irregular waves<sup>2</sup>).



Fig. 3.9 VIM amplitude on the model with the moon pool in regular waves.

特に断りの無い限りAは Transverse 方向振幅を表 す)。ムーンプールの無い試験状態である。波の条 件は、 $H_s=1m$ 、 $T_p=8.4s$ である(以下、特段の断り のない限り実機スケールで示す)。平水中では $V_r=6$ まで VIM が発生しないが、それ以上の $V_r$ 域で急激 に VIM 振幅が大きくなっている。最大振幅比は約 1.1 である。一方、波浪中の場合は、平水中では起



Fig. 3.10 VIM amplitude in regular waves (Effect of wave height).



Fig. 3.11 VIM amplitude in regular waves (Effect of wave period).



Fig. 3.12 Time series of free decay tests of sway motion in regular waves and in still water.

こらなかった $V_r$ =5~6付近でVIMが発生している。 また、 $V_r$ =8.3 で逆に波浪中のVIM 振幅は平水中に 比べ減少傾向にある。

参考までにムーンプールのある状態の同模型形状、同サイズ、さらに同じ係留状態で試験を行った 過去の結果(不規則波中試験、有義波高 $H_s$ =1.5m、 ピーク波周期 $T_p$ =8.4~12s)をFig. 3.8に示す。平 水中、 $V_r$ =6~7 辺りでの VIM 振幅比が両者でやや 異なるが、波浪中では $V_r$ =6 付近で既に VIM が発達 している状況は同じである。このとき、ムーンプー ルの有無が試験状況として大きく異なるが、同じ傾 向が得られたことからすると波浪中 VIM 現象の発 生の有無に関してムーンプールの影響は無いよう である。

Fig. 3.9 にはムーンプールがある状態での平水中 と規則波中の VIM 振幅比を示す。波の条件は、  $H_w$ =0.9m、 $T_w$ =9.0sの一定としている。平水中結果 に関して Fig. 3.7 と比較した場合、VIM 振幅はほぼ 一致している。その一方、波浪中試験では不規則波 中と同程度に規則波中においても平水中と異なる VIM 振幅比の差違が見られる。

これらの結果から不規則波、規則波にかかわらず 波浪中 VIM 現象の発生することが明らかになった。 そこで、波浪中 VIM の特性をより明らかにするた めに、規則波の条件を変化させ VIM 計測試験を行 うこととした。

#### 3.3.2 VIM 振幅の波高・波周期影響

VIM 振幅比に関する規則波中の波高影響を調べた結果を Fig. 3.10 に示す。波周期は実機相当で 9.0s に固定した。 $V_r$ は Fig. 3.9 の結果から波浪中 VIM の特徴を有する 3 種 ( $V_r$ =5, 6, 8.3)の状態を取り上げた。また、ムーンプールの影響についても合わせて調査した。波高の無い、すなわち平水中の結果も横軸上 $H_w$ =0m に示す。

ムーンプールの有無に関わらず $V_r$ =5 で VIM 振幅 の増加現象が見られており、発生振幅比も同程度で あることから、ムーンプールの VIM 現象への影響 はほぼ無いと言える。波高の増加に伴い VIM 振幅 比は小さくなる傾向にある。このことから波浪中 VIM 現象に対する波強制力や波漂流力の寄与も考 えにくい。

造波性能上の制約から実機相当 0.9m、模型スケ ールで1cmが波高設定の最小である。それより小さ な波高状況では、いずれ平水中の VIM 振幅値に一 致することが考えられるが、実海象で発生頻度の高 い波高 1~2m の状況で*V*<sub>r</sub>が相対的に小さいにもか かわらず VIM の発達する現象は興味深い。

片やV<sub>r</sub>=8.3 の試験状態では明らかに平水中に比 べ VIM 振幅が小さくなっている。流れが速い場合 には、波による流れの撹乱が VIM の起振力を減少 させているようである。

Fig. 3.11 には、 $H_w$ =0.9m で規則波中の波周期影響を調査した結果を示す。 $V_r$ =5 の場合は $T_w$ =8~10s程度で、 $V_r$ =8.3 の場合は $T_w$ =12s で VIM 振幅比発達のピークが存在するが、 $V_r$ =6 の場合は他 2 状態



Fig. 3.13 Comparison of In-line drag coefficient between the results in still water and those in waves ( $\psi_w$ =90deg.).



Fig. 3.14 Comparison of motion period between the results in still water and those in waves ( $\psi_w$ =90deg.).

とは異なった傾向を示す。 $V_r$ =6 の結果の分析は十 分ではないが、VIM 振幅のピークが出現する $T_w$ =9 ~14s の波周期は規則波長で 126~306m に値し、 この波長は浮体直径の2倍から4倍程度である。こ の状況下においては浮体左右舷での波の水位差が 大きくなり、浮体側面から背後で発生する VIM 起 振点、言い換えれば剥離渦の発生場所に何がしか変 化を与えていると考えられる。

参考までに波浪中における自由減衰試験の結果 を Fig. 3.12 に示す。自由振動の結果から波浪中の 減衰力は平水中の値に比べて僅かに大きい。波漂流 抵抗に起因した減衰力の増加が見られ、波浪中 VIM における振幅増加への関与は無いようである。

3.3.3 VIM 発生時の抗力係数と振動周期

Fig. 3.13 に VIM 発生時の In-line 方向抵抗とし て次式に示す抗力係数を Transverse 方向 VIM 振幅 比との関係で示す。

$$C_{D} = \frac{F_{X}}{1/2\,\rho D dV^{2}} \tag{3.3}$$

ここで、 $F_X$ は 4 箇所の係留索張力計と曳航位置か ら算出した曳航方向流体力、 $\rho$ は水密度である。

In-line 方向抵抗は、VIM 振幅の増加と共に増加 する傾向にある。不規則波中抵抗に比べ規則波中抵 抗は全般的にやや小さい。規則波中抵抗は、A/Dが 0.6 付近まで平水中抵抗と同程度である。In-line 方 向の抵抗の増減と波浪中 VIM の振幅増加現象とは 関連が無いようである。

同様に Fig. 3.14 に VIM 振動中の周期を固有振動 周期 *T<sub>n</sub>*との比で示す。波周期の場合は VIM 振幅が 大きくなるにつれて振動周期が短くなる傾向があ る。抗力が増大することで係留張力が増し、結果的 に振動周期は短くなる。

#### 3.4 波浪中 VIM の係留疲労影響

#### 3.4.1 対象浮体及び計算条件

Table 3.1 に示した MPSO (Fig. 3.15 参照) を対 象として波浪中 VIM が係留系の疲労強度に及ぼす 影響を評価した (ただし、喫水は 30.8m から 25m に変更)。計算想定として 3,000m の水深に直径 241mm の合成繊維索 (ポリエステルロープ、空中 重量 63kg/m、縦弾性 EA86.1MN、破断荷重 1.35× 10<sup>4</sup>kN) 12 本を使ってスプレッドトート係留する。 係留ラインの長さは 4,100m とした。この係留仕様 は、100 年再現海象 (風速 50m/s, 有義波高 15m, 潮 流 5knot, JONSWAP スペクトル,継続 3 時間)に 3 倍の安全性を持って耐えることのできる必要強度 から決定された。浮体の規則波中周波数応答は、

WAMIT (米国 WAMIT 社製、パネル法計算ソフト) <sup>3)</sup>で計算し、その結果を用いて OrcaFlex (英国 Orcina 社製、浮体係留・動揺計算ソフト)<sup>4)</sup>により 時間領域シミュレーションを実施する。疲労評価の ための想定海象条件についても同100年再現海象条 件下とし、VIM 影響の有無について評価結果を比較 することにした。

#### 3.4.2 VIM 影響評価法

VIM の影響評価に関して、基本的な計算方法の流 れは第2章で示した手段と同じである。異なる点を 主に対象 MPSO に合わせて示す。

3.3 項の成果から換算流速 $V_r$ と振幅直径比 $A_T / D$ の関係式を波浪影響も含めて Fig. 3.16 のように仮定し、Transverse 方向の固有周期 $T_n$ から VIM 振幅 $A_T$ を得る。ここでも $V_r$ を求める際の固有周期としては外乱が無い状態での係留系の固有周期として



Fig. 3.15 Caluculated sample MPSO image with mooring lines.



Fig. 3.16 Assumed VIM characteristics in current and waves.

いる。本来であれば波向き及び波高影響にも配慮す べきであるが、波向きについては正面向波中試験 (潮流・波が同一方向)においても同程度の Transverse 方向 VIM 振幅が計測された実績<sup>2)</sup>があ ること、波高影響については安全側の配慮として一 律に Fig. 3.16の波線 *A<sub>T</sub>* / *D* 値を波浪中 VIM 影響と して使用した。

In-line 方向 VIM 振幅 *A*<sub>I</sub> についても著者らの試験 結果(2.9)式に習い次式とした。

$$A_I = 0.127 A_T \tag{3.4}$$

VIM 変位としては、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浮体位置を移動させる。

$$x = A_I \sin\left(\frac{4\pi}{T_n}t + \theta\right)$$

$$y = A_T \sin\left(\frac{2\pi}{T_n}t\right)$$
(3.5)

ここで、x、yは In-line、Transverse 方向変位、tは経過時間、 $\theta$ は位相差である。計算上は試験結果

Line position Arc Lengt		Fatigue damage per hour		Fatigue damage per day	
Line position	[m]	without VIM	with VIM	without VIM	with VIM
Тор	0	4.55×10 <sup>-11</sup>	2.95×10 <sup>-9</sup>	1.09×10 <sup>-9</sup>	$7.08 \times 10^{-8}$
End	4100	$1.21 \times 10^{-10}$	4.60×10 <sup>-9</sup>	2.91×10 <sup>-9</sup>	$1.10 \times 10^{-7}$

Table 3.4 Fatigue damage analysis of mooring lines of the MPSO.

# を参考に $\theta=3/2\pi$ とした。

#### 3.4.3 疲労影響評価

疲労評価を行う上で、ソフトウェア上の制約から 初めにVIMの無い海象下での時間領域シミュレー ションを行い、その時間変動と(3.5)式で求められる VIM時系列を重ね合わせ、OrcaFlexを用いて再計算 する。波浪等影響による動揺とVIM変動との連成影 響が小さいと仮定していることになる。

シミュレーション計算から得られた索張力計算 結果をレインフロー法で解析することで疲労被害 度を計算する。ABSの係留用合成繊維索のガイドラ イン<sup>5)</sup>によると合成繊維索の疲労特性はチェーンや ワイヤよりも非常に優れているため、合成繊維索と チェーン等との接続部の疲労特性を代用し、次式で 与えている。

$$N_B R^M = K \tag{3.6}$$

ここで、 $N_B$ は破断サイクル数、Rは張力変動のレンジ、MはT-N曲線の傾きで 5.2、Kは切片で 25,000 とした。

最終的に前章(2.11)式から疲労被害*D<sub>Ai</sub>を*求める。

#### 3.4.4 評価結果

疲労解析評価結果を Table 3.4 に示す。VIM の影響が無い従来の評価結果と VIM を評価した場合の 結果を比較している。計算時間は 1 万秒、暴露時間 は 3 時間とし、疲労被害度を係留索に沿って求めた。 値は単位時間、単位日あたりの疲労被害度を表す。 設計上、荒天時の安全性を確保することを優先して いるため基本的には丈夫な仕様となっている。係留 索の上端(表中 Line top)よりも下端(同 Line end) の方が疲労し易い(中間の係留索部はさらに安全側 の評価)。このとき、VIM 考慮無に比べ VIM を考 慮した場合は 40 倍疲労被害度が増加する。

#### 3.5 3 章結言

海洋資源開発等での利用が想定される MPSO を

対象に、平水中 VIM とは異なる波浪中 VIM 現象を 明らかにすることを目的として規則波中及び不規 則波中 VIM 試験を行い、その実験的傾向を明らか にした。また、係留索の疲労評価を行い、波浪中 VIM の影響度合いを把握した。得られた知見をまと めると以下の通り。

- ・ 平水中 VIM と比較して換算流速 $V_r$ の相対的に小 さな領域 ( $V_r$ =5~6)においても、横波中で VIM が生じることを確認した。また、 $V_r$ =8 程度では 平水中 VIM に比べて波浪中 VIM の振幅が減少 することを明らかにした。
- 波浪中 VIM 現象は、実海域で発生頻度の高い波高 1~2m 程度の状況で発生する。
- 試計算から波浪中影響も含め VIM の影響は、浮体係留索の疲労強度評価結果に大きな影響を及ぼすことを明らかにした。
- MPSO が通常備えるムーンプールは、波浪中 VIM 現象の発生に寄与していないと考えられる。
   本検討により波浪中 VIM の発生原因が明らかになったとは言いがたいが、現象究明の一助としては有効であると考える。また、著者らの従前の 16 角型 MPSO 検討 <sup>1)</sup>においても同様の傾向が見られることから僅かな形状差異によらず円筒型浮体に同様の状況が発生すると言える。浮体形状、排水量の

違いによる結果の差異等、引き続き波浪中 VIM 現

- 象の詳細な検討が望まれる。
- 3.6 3 章参考文献
- Saito M, et.al.: Experimental Evaluation of VIM on MPSO in combined Environmental Conditions for Waves and Current, The 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2012-83283, 2012.
- 前田克弥、齋藤昌勝、藤原敏文、佐藤宏、石田 圭:円筒形浮体の波・潮流中における VIM の増 幅現象について、日本船舶海洋工学会講演会論 文集、第15号、2012.
- 3) WAMIT Inc., 822 Boylston Street, Suite 202,

Chestnut Hill, Massachusetts, 02467-2504, USA.

- Orcina Ltd., Daltongate, Cumbria, LA12 7AJ, UK.
- 5) American Bureau of Shipping (ABS) : GUIDANCE NOTES ON THE APPLICATION OF FIBER ROPE FOR OFFSHORE MOORING, 2011.

# 4. CFD による VIM 現象再現の試み

#### 4.1 緒言

MPSOのVIMに関して、特定の波浪場では潮流 と波の相互干渉によりVIMが誘起、増幅される、 または減少する状況を前章では述べた。数値解析を 行うことで、その現象及び特性のメカニズムを明ら かにすることが期待される。

そこで CFD (数値流体力学)計算により MPSO の波浪中 VIM を再現することを目指して、検討を 始めることにした。第一段階として、本項では MPSO の強制動揺試験を想定した CFD 解析結果を 報告する。4.2 章では数値解析に用いた計算コード である OpenFOAM の適用性検討について記述し、 4.3 章では強制振動円筒流れの解析を行い、4.4 章で はこれらのまとめについて述べる。

#### 4.2 OpenFOAM による固定円筒周り流れの解析

#### 4.2.1 OpenF0AM コード

流場解析のための数値計算コードとして OpenFOAM <sup>1)</sup>を使用する。OpenFOAM はオープン ソースの CFD コードであり、ソルバーとしては圧 縮性・非圧縮性流れや多相流、燃焼を対象としたも の等がある。特に非圧縮性流れに対しては SIMPLE 法による定常計算を行う SimpleFoam、ポテンシャ ル流を求める PotentialFoam、PISO 法を用いた PisoFoam、PIMPLE 法による PimpleFoam 等が利 用可能である。本検討では MPSO 強制動揺試験を 模擬する前に、単純な円筒周り流れの計算(2 次元 想定)を行い、OpenFOAM の適用性を調べた。

# 4.2.2 計算条件

計算で用いたメッシュは Fig. 4.1 の通りである。 円筒直径  $D \ge 0.36m$  とし(従前の試験結果と比較 するために直径を設定した。ただし、非公開資料)、 境界の影響を避けるため計算領域を直径の 20 倍程 度に設定した。境界条件としては流入側の速度をx方向の一定値( $u_x$ , 0, 0)、流出側及び流れに直行す る方向(y方向)では勾配を0に、円筒表面では流 れは固着するとして流速を0と設定した。圧力の境



Fig. 4.1 CFD mesh for the circular form.



Fig. 4.2 Time history of hydrodynamic forces on  $F_x$  and  $F_y$ .



Fig. 4.3 Drag force coefficient on the circular form.

界条件については全ての境界で勾配を 0 としている。 初期値は、全てのメッシュで圧力 p=0、速度 $U=(u_x, 0, 0)$  とした。この条件下で、 $R_e$ 数が  $10\sim5\times10^6$ となる範囲で計算を行った。また乱流モデルについ ては、乱流モデル無しの場合とレイノルズ平均モデ ル (RAS モデル、標準  $\mathbf{k}$ -ε)を用いた場合の計算 を行った。



Fig. 4.4 Pressure distribution contour around the forced oscillation circular in case of no turbulence model.



Fig. 4.5 Pressure distribution contour around the forced oscillation circular in case of RAS model.

# 4.2.3 計算結果

計算開始の後、流れが十分発達した後に抗力係数 を求めた。Fig. 4.2 は $R_e$ =10<sup>4</sup>で乱流モデル無しの場 合の初期状態から流れが発展するまでの流体力を 示したものである。抗力 ( $F_x$ )、揚力 ( $F_y$ ) 共に定 常的な変化となるまで計算を続けた。2 次元モデル の1 セルあたりの抗力、揚力であるため値としては かなり微小である。1200s も計算すると初期の過渡 状態を十分抜けていることがわかる。

計算で得られた抗力係数を横軸に $R_e$ 数をとり Fig. 4.3 に示す。ここで抗力係数 $C_D$ は、以下の定義で求めた。

$$C_D = \frac{F_x}{0.5\rho U^2 S} \tag{4.1}$$

但し、  $\rho$ は流体密度、 Sは流れ方向投影面積であ



Fig. 4.6 Drag and lift force coefficients of the forced oscillation circular in case of no turbulence model.



Fig. 4.7 Drag and lift force coefficients of the forced oscillation circular in case of RAS model.

る。

参考文献 2)で示されている 2次元円柱の抗力値と 比較すると $R_e$ =100 以下では乱流モデル無しの場合 と計算結果は良く一致し、高 $R_e$ 数では RAS モデル が良く実験値を再現していることがわかる。しかし ながら、その間の領域 ( $R_e$ =10<sup>4</sup>~10<sup>5</sup> 付近)では RAS モデルは流体力を過小評価し、乱流モデル無し の場合には過大評価していることが分かる。

#### 4.3 強制加振円筒解析

#### 4.3.1 実験体系

実海域における MPSO の VIM 現象では流れに加 えて波浪の影響が生じる。将来的にはこのような状 況を模擬することが必要であるが、第一段として円 筒に強制振動が加わった場合の流体力の変化につ いて解析を行うことにした。流れ場に設置する円筒 は、持ち合わせる実験値との比較を念頭において先 と同じ直径 0.36m、流速は 0.11m/s (*R<sub>e</sub>*=3.6×10<sup>4</sup>) とし、振動周期 22.3s、片側振幅 0.2m で強制変位さ



#### PROVISIONAL ISO TC67/SC7 ORGANISATION CHART 23-24 JANUARY 2013

Fig. 5.1 ISO/TC67/SC7 organization chart.

せる。また、2次元想定で自由表面の影響は含まない。この時の円筒に働く流体力を求めた。

#### 4.3.2 計算条件

計算は PIMPLE 法でダイナミックメッシュに対応したソルバーである PimpleDyMFoam を用いた。 計算領域境界の境界条件は 4.2 章の固定円筒流れの 計算と同様とした。この時、円筒表面の速度場は円筒の振動速度と同一とし、表面で円筒から見た速度 場が生じないように調整した。

# 4.3.3 計算結果

PimpleDyMFoam で計算し、流体力として定常変 動状態に落ち着いたある瞬間の速度の絶対値が Fig. 4.4 (乱流モデル無し)及び Fig. 4.5 (RAS モデル) である。円筒の運動により、渦の放出が振動方向に 広がっている様子が確認できる。この時の抗力・揚 力係数の変化を示したものがそれぞれ Fig. 4.6、Fig. 4.7 である。抗力係数に関しては (4.1)式で定義さ れ、揚力係数についても同様の定義を用いている。 この計算では*R*。数 104相当であり、Fig. 4.6、Fig. 4.7 のそれぞれの平均抗力係数(乱流モデルなし: 1.8、RASモデル: 0.73)をFig. 4.2の固定円筒周 りの抗力係数と比較するとあまり変化がなく、強制 加振による流れ方向の抗力変化は平均的に捉える と小さいことがわかる。

#### 4.4 4 章結言

CFD コードの OpenFOAM で円筒周り流れを計 算し、文献値と抗力係数の比較を行った。高 $R_e$ 数領 域では RAS モデルが文献値を良く再現するが、  $R_e=10^4$ 近傍では過小評価となった。さらに、MPSO 強制動揺を想定した計算を行い、その抗力・揚力係 数を求めた。実験条件に合わせた $R_e$ 数  $10^4$ 相当の計 算結果では強制動揺の影響は少なく、固定円筒周り 流れと抗力係数の差は余り大きくならなかった。本 対応では 2 次元 MPSO の抗力・揚力計算の検討に 留まった。この後、流体自由表面の存在した 3 次元 浮体の数値計算も行ったが、膨大な計算時間を必要 とする中、十分な成果を得るに至らなかった。今後 の課題と位置付けたい。

#### 4.5 4 章参考文献

- 1) OpenFOAM: http://www.openfoam.com/.
- Hoerner S F: FLUID-DYNAMIC DRAG -Practical Information on AERO. DRAG and HYDRO. RESISTANCE-, 1965.

## 5. ISO への対応

#### 5.1 ISO/TC67/SC7 概要

ISO/TC67/SC7 では石油等海洋資源開発に関連し た海洋構造物、係留等に付随した設備の安全性、性 能評価規則の策定を行っている。作業グループ、対 応内容の構成を Fig. 5.1 に示す。SC7 会合は 9 ヶ月 毎(年 2 回程度)を基本として参加者の持ち回りで 開催されている。参加者(WG 幹事、国代表者)は、 石油メジャー、国研・大学関係者、検討作業を委託 された海洋開発コンサルである。

WG1 では ISO 規則の大元の定義等を規定する ISO19900 (General requirement)の対応を行って いる。

WG2 は欠番であり、WG3 では ISO19902 (Fixed Steel Structure)、 ISO19901-1 (Metocean)、 ISO19901-2 (Seismic)、ISO19901-3 (Topsides) と多岐に渡る対応を行っている。また、Structural Integrity Management (SIM) についても対応する ことが決定されている。SIM は API で既に示され ているリスクアナリシスの手順・方法で最終的には 合理的な検査に繋げることを目的としている。

WG4 では ISO19903(Concreate Structure)の 対応を行っている。

WG5 では ISO19904-1 (Floating Structure)、 ISO19901-7 (Station keeping)の対応を行ってい る。本研究で関連のある浮体構造物や係留の安全性 は、この WG で検討されている。

WG6 では ISO19905-1 (Weight Control)、WG7 では ISO19905-1 (Jack-up)、ISO19905-3 (Floaters)の対応、WG8 では ISO19906 (Arctic Structure)の協議を行っている。

さらに WG9 では ISO19901-6 (Marine Operation)、 WG10 では ISO19901-4 (Foundations)、 ISO19901-8 (Marine Soil)、

WG11 では ISO19901-4 (Offshore Containers)の 協議を実施している。

# 5.2 WG5(係留·定点保持関連)対応概要

5.2.1 ISO 19901-7 関連

波浪中 VIM に関して成果のあった会合周辺の状況を示す。

ISO/TC67/SC7 が平成 24 年 5 月、仏国ピレネ・

アトランティックポーで開催された。係留安全性関 連の規則を定めている「ISO 19901-7, Petroleum and natural gas industries - Specific requirements for offshore structures - Part 7: Stationkeeping systems for floating offshore structures and mobile offshore units」が最終化さ れる直近の状況であった(DIS(Draft International Standard)投票が終了し、FISD

(Final Draft International Standard) 投票が始 まろうとしていた状況)。ISO/SC7の作業スケジュ ールとしては、この数か月の間に一先ず最終化させ、 今後の検討は5年後の予定)。海技研からの代表者 派遣を通じて本研究成果を ISO 規則の中に反映さ せることにした。

このとき、規定内容はほぼ最終化されており、 波・潮流中における VIM 現象について、大幅に内 容を追加させることは困難な状況であった。そこで、 最小限でも波・潮流の相互影響について ISO 19901-7規則内に盛り込み、研究成果の活用を図る とともに、今後も引き続き検討を行う足がかりを得 ることを目標にした。

会合の約2ヶ月前から、WG5座長に対して一般 財団法人日本船舶技術研究協会(日本のSC7対応組 織)を通じて日本からの会合参加を知らせるととも に、参加の意図を示した(日本からのSC7及びWG5 会合への参加は、対応資金の関係もあり何年も途切 れた状況であった)。WG5会合は、SC7会合の前に も開かれる予定はなかったが、WG5座長の配慮に より関係者間でのEメール議論が行われた。日本に よる提案は、本規則を補うNOTEコメントとしての 提案であったこと、実験結果に基づいた波浪中VIM 現象について妥当であると判断されたことにより、 SC7会合前時点でのWG5の総括として、日本から の提案を認める方向で話がまとまった。

ム国で行われた SC7 会合全体の参加者は、事務局 も合わせて 25 人であった。第1日目の午前に WG5 の報告が座長によって行われた。この数年の間に行 ってきた内容の総括が説明されたが、技術的なトピ ックスとして特出しして、当方から事前に配布、E メールベースでやり取りを行ってきた波・潮流中に おける VIM 試験結果及び当所の主張が紹介された。 事前に議論を行い WG5 で審議した結果、主張は妥 当であることから受け入れることにした旨、報告さ れた。会合中に最終文言の調整を行い、ISO19901-7 中の波浪中 VIM に関する記述を最終化させた。ま た、結果として SC7 会合全体として受け入れられた。 挿入された記述内容は下記である。

「NOTE Waves transverse to a current can amplify VIM motions due to current only, dependent on wave frequency, so wave effects should be considered in a VIM analysis, if applicable.  $\ensuremath{{\scriptscriptstyle \mathsf{J}}}$ 

従来までの ISO 規則は、潮流中 VIM のみ取り扱 った内容であった。今回、潮流と波の複合作用につ いて初めて言及されることになった。

その後、ISO 19901-7 は FDIS の手続きに入り、 全般を通じて異議なく承認され、平成 25 年 3 月に は最終化ののち、発効された。

5.2.2 ISO 19904-1 関連

ISO/TC67/SC7 及び WG5 としては平成 24 年 5 月に ISO 19901-7 を最終化させ、大きな作業を終了 させた。次のターゲットとしては、定期的な改定作 業の範疇にある ISO19904-1 の見直しが取り上げら れることになった。ISO19904-1 では、船型、セミ サブ型、スパー型の海洋構造物が必要とする安全性、 性能要件について規定している。ISO19904-1 中に は ISO 19901-7 と重複するのであるが、係留関係、 さらに VIM についての規定化されている(ISO 19901-7 よりは軽く触れるような対応)。

平成25年5月に開催されたSC7会合では新しい WG5での作業として、ISO19904-1の改定が位置付 けられ、特にVIMに及ぼす波浪影響、地震による 波浪荷重等について取り組むことが決定された。そ の後、WG5では作業の対応構成、対応者が決定さ れ、Panel-6では波浪中VIMに関する規定内容を日 本、マレーシアの代表者が取りまとめることとなっ た。

実際どのような条件下で、どの程度の安全性を見 込まなければいけないのかと言うことについては、 当所においても実験、理論的検討を通じて明確化さ せると共に、今後も ISO に対して継続した取組が必 要である。

#### 5.3 対応成果総括

波浪中 VIM の影響評価に関して、ISO19901-7 で は注意喚起の NOTE コメントとして規則中に記載 された。また、今後検討を開始する ISO19904-1 で は波浪中 VIM の規定内容について協議することが 合意された。

#### 6. まとめ

H24 年度から 2 年計画で開始した「VIM の現象 解明と予測に関する研究」では、VIM 発生のメカニ ズムについて、実験による検討を主体として VIM の予測手法及び影響評価法の開発を行った。

Spar 型浮体の平水中 VIM 特性では、レイノルズ 数影響の大きい円筒型浮体を対象に実機に近い高 レイノルズ下での試験を行い、VIM 現象を把握する とともに、平水中 VIM の流体力データを基に VIM 振幅の発生確率モデルを提案した。Spar 型浮体の 係留安全性を評価する上で重要な評価方針を示す ことができた。

MPSOの波浪中 VIM 特性では、VIM 発生波浪条 件を実験により特定すると共に、その影響度合いを 把握するために係留ラインの疲労評価を行った。具 体的には、波高・波向き影響を調査し、特定の波高 や波周期帯で顕著に波浪中 VIM 現象が起こること を明らかにした。

CFD による VIM 現象再現では、MPSO を対象と して波浪中 VIM 現象究明のための前段の試みとし て、強制動揺時の模型の流体力推定を行った。

ISO への対応では、波浪中 VIM の影響評価に関 して、当所からの提案により ISO19901-7 の NOTE コメントとして規則中に記載された。また、今後検 討を開始する ISO19904-1 の審議では波浪中 VIM の規定内容について協議することが合意された。

2年間という短い実施期間であったため、不十分 な点もあったことは確かであるが、一定の成果を示 すことができた。

#### 謝 辞

Spar型浮体の平水中VIM特性の研究は、国土交通 省海事局の平成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」と連動し、行われた。試験の実施、研 究成果の公表にご了解いただきました海事局関係 者各位にお礼申し上げます。