モノコラムハル型掘削・早期生産システムに関する研究

大坪 和久*、加藤 俊司*、正信聡太郎*、齊藤 昌勝*、 佐藤 宏*、湯川 和浩*、矢口 雄大**、宇都正太郎***、 藤原 智*、二村 正****、金田 成雄*、浅沼 貴之*****、 前田 克弥****

Study on mono column hull type drilling and early production system for offshore oil & gas development

by

Kazuhisa OTSUBO, Shunji KATO, Sotaro MASANOBU, Masakatsu SAITO, Hiroshi SATO, Kazuhiro YUKAWA, Yuta YAGUCHI, Shotaro UTO, Tomo FUJIWARA, Tadashi NIMURA, Shigeo KANADA, Takayuki ASANUMA and Katsuya MAEDA

Abstract

Mono column hull type drilling and early production system that has excellent dynamic characteristic and capacity of oil is expected to be the next technology for offshore oil and gas development, especially, ultra deep water and arctic area development. Though it is very attractive concept for the designers, unfortunately, the system has some problems to be solved.

In this paper, we have studied the some issues as follows; 1) vortex induced vibration analysis for the riser with strake device, 2) vortex induced motion analysis, 3) gas explosion analysis, 4) concept design for the mono column hull type drilling and early production system. This paper aims to introduce the results of the studies for the mono column hull type drilling and early production system.

These works are joint study between National Maritime Research Institute and Japan Oil, Gas and Metals National Corporation (JOGMEC).

```
* 海洋開発系、** 産業技術大学院大学(研究当時 海洋開発系)、*** 流体設計系、
**** 再生可能エネルギー系、***** (独)石油天然ガス・金属鉱物資源機構
原稿受付 平成24年2月2日
審 査 日 平成24年3月9日
```

目 次

1. 糸	者言 しんしん しんしん しんしん しんしん しんしん しんしん しんしん しん
1.	1 研究背景及び目的・・・・・38
1.	2 研究内容 ······38
2. >	ヽトレーキ付ライザーの VIV 評価
2.	1 はじめに・・・・・39
2.	2 VIV について
2.	3 ストレーキ仕様に関する調査・・・・・・39
2.	4 水槽実験・・・・・40
2.	5 数値計算 ・・・・・40
2.	6 まとめ・・・・・41
3. J	Eノコラムハル型浮体の VIM 評価
3.	1 はじめに・・・・・41
3.	2 VIM 評価手法······41
3.	3 VIM 外力推定 ······ 42
3.	4 VIM 外力モデルの構築・・・・・・43
3.	5 VIM 外力計測試験・・・・・・・・・・45
3.	6 まとめ・・・・・47
4.]	、ップサイドレイアウト設計のための
	ガス爆圧解析
4.	1 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・47
4. 4.	 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・47 現状、課題・・・・・・48
4. 4. 4.	 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・47 現状、課題・・・・・・・・・・・・・・・・48 対象の基本諸元・・・・・・・・・・・・・・・48
4. 4. 4. 4.	 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・47 現状、課題・・・・・・・・・・・・・・・48 対象の基本諸元・・・・・・・・・・・・・・・・48 検討シナリオ・・・・・48
4. 4. 4. 4.	 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・47 現状、課題・・・・・・・・・・・・・・・・・48 対象の基本諸元・・・・・・・・・・・・・・・・・48 検討シナリオ・・・・・・・・・・・・・・・・・48 解析方法・・・・・・・・・・・・・・・・・・50
4. 4. 4. 4. 4. 4. 4. 4. 4. 4. 4. 4. 4. 4	 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・47 現状、課題・・・・・・・・・・・・・・・・・48 対象の基本諸元・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・48 検討シナリオ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
4. 4. 4. 4. 4. 4. 4.	 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・47 現状、課題・・・・・・48 対象の基本諸元・・・・・・・・・・・・・・・48 検討シナリオ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
4. 4. 4. 4. 4. 4. 5. F	 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・47 現状、課題・・・・・・・・・・・・・・・・・48 対象の基本諸元・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
4. 4. 4. 4. 4. 4. 5. F	 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
4. 4. 4. 4. 4. 5. 4 5. 4	1 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
4. 4. 4. 4. 4. 5. 4 5. 4 5.	 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
4. 4. 4. 4. 4. 5. ₹ 5. 5. 5.	 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
4. 4. 4. 4. 4. 5. ₹ 5. 5. 5.	 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
4. 4. 4. 4. 4. 5. 4. 5. 4. 5. 5. 5. 5. 5.	 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
4. 4. 4. 4. 4. 4. 5. \exists 5. 5. 5. 5. 5. 5. 5.	1 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
4. 4. 4. 4. 4. 4. 5. \neg 5. 5. 5. 5. 5. 5. 5. 5.	1 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
$\begin{array}{c} 4.\\ 4.\\ 4.\\ 4.\\ 4.\\ 4.\\ 5. \\ 7\\ 5.\\ 5.\\ 5.\\ 5.\\ 5.\\ 5.\\ 5.\\ 5.\\ 5.\\ 6. \\ \\end{array}	1 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
4. 4. 4. 4. 4. 5. 7. 5. 5. 5. 5. 5. 5. 5. 6. <i>涤考</i>	1 はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・

1. 緒言

1.1 研究背景及び目的

今後の海洋油ガス田の開発は、氷海域や水深 2,000mを超える大水深といった、技術的にさら に厳しい海域に展開していく方向にある。特に近 年では、メキシコ湾やブラジルのサントス沖等で の開発が積極的に進められているが、これらの海 域での油ガス田開発には、大水深域かつ大きな離 岸距離を有するという特徴に加え、厳しい海気象 といった問題も存在する。よって、このような海 域での油ガス田開発の事業計画等における安全 性・信頼性を正しく評価することが必要とされて いる。

平成 18 年 10 月に独立行政法人石油天然ガス・ 金属鉱物資源機構(JOGMEC)と当所の間で締 結された包括的連携協定のもとで、平成 20 年度 より「最新型浮体式掘削・早期生産システム」に 関する共同研究を開始した¹⁾²⁾。その中では、モ ノコラムハル型、船型、セミサブ型のリグを対象 として、稼働性・安全性・経済性等の成立性評価 を実施するとともに、概念設計のために解決すべ き技術課題を抽出した。その後、成立性評価を実 施し、想定した条件においては最新型浮体式掘 削・早期生産システムの候補リグとしては、モノ コラムハル型が適切であるという結論に至った。

最新型浮体式掘削・早期生産システムとしてモ ノコラムハル型は非常に有望な浮体型式である が、依然、技術課題が残されているため、これら の課題を解決することが必要であるという認識 から、モノコラムハル型の早期掘削生産システム に関する研究を実施した。

1.2 研究内容

本報告では、実施した研究の中から、主な実施 内容について報告する。報告する研究概要を以下 に説明する。

(1) ストレーキ付ライザーの VIV 評価

VIV (Vortex Induced Vibration: 渦励振) 抑 制装置付実機大鋼製ライザーの曳航中強制動揺 試験を実施し、既存の JOGMEC と当所が共同で 開発した VIV 流体力データベースの拡充を図っ た³⁾。また、同流体力データベースと VIV 解析プ ログラム「VIVANA」⁴⁾を用いてライザーの VIV 挙動に関する評価を実施した。

(2) モノコラムハル型浮体の VIM 解析

過去に実施した VIM (Vortex Induced Motion: 渦励振運動)の評価試験結果を分析する とともに、円筒型浮体の曳航中強制動揺試験により VIM 流体力特性を実験的に求め、VIM 流体力 モデルを構築した。

(3) トップサイドレイアウト設計のためのガ ス爆圧解析

浮体式 LNG 生産システム (FLNG) に対する 爆圧解析を実施して、爆圧を定量的に評価すると ともに、着火点位置や防爆壁の配置等が爆風圧に 及ぼす影響を調査し、トップサイドプラントレイ アウトを検討するための基本データ、知見を獲得 した。

(4) モノコラムハル型早期掘削・生産システムの概念設計と基本性能評価

厳しい海気象かつ大水深で必要とされる掘 削・生産システム技術の再検討を実施し、対象海 域等を設定し、モノコラムハル型浮体システムに ついての概念設計を検討するとともに、その基本 性能について評価した。

2. ストレーキ付ライザーの VIV 評価

2.1 はじめに

実機ライザーの VIV による疲労被害度を精度 良く評価するためには、ライザー管に作用する VIV 流体力データが必要不可欠である。流体力は レイノルズ数に依存するため、Fig.2.1 に示すよ う、実機相当のレイノルズ数における VIV 流体 力データを計測する必要がある。そのため、著者 らは東京大学、日本大学とともに平成 18 年度 JOGMEC 大型研究提案公募事業「大水深海洋石 油生産システムのライザー挙動予測技術及び数 値水槽の開発」において、実機大ライザー模型を 用いた強制動揺試験を実施し、高レイノルズ数 VIV 流体力データベースを構築した。

本報告では、このデータベースを拡張するため、 VIV 低減デバイス付きライザー管の VIV 流体力 計測を実施した。強潮流域において使用されるラ イザーには、疲労被害度を軽減するために、VIV 低減用の各種デバイスが使用される。本研究では VIV 低減デバイスとして、業界で最も広く用いら れているヘリカル・ストレーキ(以下、ストレー キ)を対象とした。ストレーキ付ライザー管の強 制動揺水槽試験を実施し、計測された流体力をデ ータベース化することにより、既存データベース の拡充を図った。また、本データベースを水中線 状構造物 VIV 挙動解析プログラム「VIVANA」⁴⁾ に組み込むことによって、ストレーキの影響を考 慮した実機ライザーの VIV 挙動推定及び疲労被 害度評価を行うことが可能となった。



Fig. 2.1 実機レイノルズ数の範囲

2.2 VIV について

ー様な流れの中に置かれた円柱の背後には交 互に周期的な渦が放出され、主として流れと直交 する方向に振動が誘起される。この渦放出による 振動と同調した場合に、構造物に振動が誘起され、 これは VIV 現象と呼ばれる。Fig.2.2 にその概念 図を示す。この現象は様々な工学分野に共通する 振動現象であるため、過去に数多くの研究が行わ れてきた。特に大水深域で用いられる長大な水中 線状構造物には複数の幅広い周波数帯の振動が 共存するため、現象は非常に複雑となる。



Fig. 2.2 水中線状構造物に作用する VIV

2.3 ストレーキの仕様に関する調査

本研究で行う水槽模型に使用するストレーキ の仕様を決定するため、VIV 抑制デバイスの主要 製作会社4社及びDNV Recommended Practice などの情報をもとに、ストレーキに関する技術情 報を調査した。調査したメーカは次の通り^{5),6),7)} であり、Table2.1に示すようにストレーキの最も 代表的な形状を絞り込んだ。Table 中の Number of windings とはストレーキの巻き数であり、D とはライザー管の直径を意味する。

(1) AIMS 社
 (2) Trelleborg CRP 社
 (3) Mark 社

(4) Shell Global Solutions 社

No	Number of windings	Pitch	Height	Comment
1	3	$15\mathrm{D}$	$0.25\mathrm{D}$	High drag /High Efficiency
2		$5\mathrm{D}$	0.15D	Medium drag /Medium Efficiency
3		$15\mathrm{D}$	0.15D	Low drag /Low Efficiency

Table2.1 ストレーキの代表的形状、特性

2.4 水槽実験

VIV 流体力を計測するため、没水水平円柱の強 制動揺試験を行い、ストレーキ付きのライザー管 の流体力データベースを構築した。実験状況を Fig.2.3 に示す。



Fig. 2.3 強制動揺試験装置

2.5 数値計算

ストレーキによる VIV の抑制効果を確認する ために、実機大ライザーを対象とした数値計算を 行った。計算は VIVANA⁴⁾に流体力データベース を組み込むことによって行った。

2.5.1 解析概要

VIVANA⁴⁾は水中線状構造物の VIV(渦励振) 挙動を周波数領域で解析するプログラムであり、 大水深ライザー及び海中ケーブルの計算が可能で ある。本プログラムはノルウェーの MARINTEK によって開発された。

本プログラムは非線形線状構造応答解析プログ ラム RIFLEX のアドオンとして開発され、 RIFLEX の解析機能の一部(静的解析モジュール) が組み込まれている。即ちライザーの初期形状は RIFLEX を用いて計算される。VIV 挙動計算は周 波数領域解析により行われる。各撓み振動モード における VIV の発生有無を判別し、VIV が発生す るモードについて、撓み分布及び曲げモーメント 分布を計算する機能を有する。VIV 計算に必要な 各種の流体力データベースはデフォルトで組み込 まれているが、ユーザーによる変更も可能である。 本報告では揚力方向付加質量係数、揚力方向減衰 係数及び抗力係数を、強制動揺試験結果をもとに 組み込んだ。

2.5.2 結果

Fig.2.4 に実機ライザーの VIV 挙動の推定結果 を示す。長さ 2500m の鉛直鋼製ライザーに最大 で 1.5m/sec(約 2.9kt)の潮流が作用する状態を 想定した。ライザー管に作用する応力振幅は海面 から約 1000m の位置で最大となり、約 17MPa であった。

一方、ストレーキ付きライザーの流体力データ ベースを構築し、挙動解析プログラムに組み込み 計算を行った結果を Fig.2.5 に示す。この計算で は Fig.2.5 に示したライザーの上端から 500m ま での範囲にストレーキを取り付け、同じ流れの条 件で挙動の計算を行った。結果、ストレーキを設 置した部分の VIV がほぼ抑制され、応力振幅の 最大値も 1/2 程度まで低下することが分かった。



Fig. 2.4 実機ライザーの VIV 挙動推定 (左:ライザー配置・流速、中:VIV 振幅、 右:応力振幅)



右:応力振幅)

2.6 まとめ

大水深、強潮流海域で用いられるライザーには VIVによる疲労被害度を抑制するために、様々な デバイスが用いられる。従って、これらの効果を 数値計算で評価するためには、VIV 抑制デバイス 付きライザーの流体力データベースを整備する必 要がある。

VIV 抑制デバイスの文献調査を行った結果をも とにストレーキ模型を製作し、当所の中水槽にお いて強制動揺試験を行い、高レイノルズ数領域の VIV 流体力データベースを構築した。また、計測 結果を整理し、水中線状構造物 VIV 挙動解析プロ グラム VIVANA に組み込み、試計算を行った結果、 ストレーキの有無がライザーに作用する応力振幅 に及ぼす影響について定量的に明らかになった。

3. モノコラムハル型浮体の VIM 評価

3.1 はじめに

モノコラムハル型浮体は優れた波浪中動揺特性 を有するが、SPAR 型浮体と同様、強い流れの中 で VIM を生じる可能性が指摘されている。この ため、MONOBR Project (平成 18~平成 20 年度) において、MONOBR の VIM 運動振幅特性を実験 的に確認し、VIM を考慮した係留系の安全性評価 を実施した ^{8) 9) 10)}。なお、MONOBR とは、 PETROBRAS が開発中の MPSO (Mono-column Hull Type Floating Production, Storage and Offloading Unit) コンセプトの浮体式石油生産設 備である。この時の VIM 評価は、同一方向の風・ 波・流れの条件における波浪中水平面内運動(変 動波漂流力による長周期運動)と波浪中 VIM を 別途評価し、それぞれの運動による最大変位のべ クトル和を、VIM を考慮した波浪中運動の最大変 位とし、その変位における係留ラインの静的張力 を最大張力として評価した。この方法は非常に簡 便であるが、浮体の6自由度運動やラインの動的 効果を考慮することが困難である。よって、これ らの影響を考慮した係留系の安全性評価を行うに は、浮体運動の時間領域計算に VIM 外力モデル を組み込む必要がある。

本研究では、VIM を考慮した波浪中での係留 系の安全性評価手法の構築を目指し、その前段階 としての VIM 外力モデル化の考察及び想定浮体 に対する外力計測実験を実施した。

3.2 VIM 評価手法

VIM は SPAR 型浮体等の円形または円形に近い断面をした浮体が強い流れの中に係留されている場合に、主として流れに対して直角の方向に大きく水平運動する現象である。運動の起振力は浮体の左右に交互に放出される剥離渦であるとされている。剥離渦の放出周波数はストローハル数を用いて次式で表される。

$f_s = S_t \frac{U}{D}$			(3.1)
f_s	:	剥離渦の放出周波数	
S_t	:	ストローハル数	
U	:	流速	
D	:	浮体直径	

ストローハル数が一定とすると、渦放出周波数 は流れの速度と共に増加する。渦放出周波数が係 留浮体の固有周波数に近づくと、浮体の運動と渦 放出が干渉し合って、ある範囲までは流速が早く なってもほぼ一定の周波数で運動するようにな る。この状態を lock-in 状態という。通常、VIM 運動振幅は換算流速 Vrの関数として表される。 換算流速 Vrは次式で定義される。

$$V_r = \frac{U}{f_0 D}$$
(3.2)
 V_r : 換算流速
 f_0 : 係留浮体の固有周波数

参考までに、Fig.3.1 に VIM 運動の時系列を示 す。典型的な VIM においては、流れに直角な方 向(Transverse)に固有周波数で浮体直径と同程 度の振幅で運動し、流れ方向(In-line)に倍の周 波数で比較的小さな振幅の運動をする。In-line 方向の運動は小さいため、本研究においては、外 力の定式化の考察に当たって、Transverse 方向 の運動のみを対象とすることとした。



3.3 VIM 外力推定

VIM 外力を定式化するため、過去に実施した MONOBR の実験データから VIM 外力の時系列 を推定し、その特徴について検討した。本研究で は、VIM を表現する運動方程式を式(3.3)のよう に定義する。

 $(M + m(\alpha, \hat{\omega}))\ddot{x}(t) + N(\alpha, \hat{\omega})\dot{x}(t) + Kx(t) = f(t)$

			(3.3)
M	:	浮体質量	
т	:	付加質量	
N	:	外部流体による減衰係数	
Κ	:	係留剛性	
x(t)	:	VIM による浮体変位	
f(t)	:	VIM 外力	
$\alpha = A / D$:	運動振幅/直径	
$\hat{\omega} = \omega D / U$:	運動の無次元周波数	

ー般に流体中で運動する円形断面の浮体に作 用する流体力は主に振幅と周波数及びレイノル ズ数の関数として表されるが、本研究では現象を 単純化するため、レイノルズ影響は無視すること にした。

式(3.3)の左辺に運動計測試験から得られた変 位・速度・加速度と係留剛性、自由動揺試験から 得られた付加質量及び減衰係数を代入すると VIM 外力の時系列が得られる。得られた時系列 をフーリエ解析し、ピーク周波数における外力振 幅、運動と外力の位相差を求めた。Fig.3.2 に自 由動揺試験の時系列の例を示す。

$$M + m = M_0 + M_1 \frac{A}{D} \quad (\omega : -\overline{z})$$
(3.4)

$$N = N_0 + N_1 \frac{A}{D} \qquad (\omega : -\Xi)$$
(3.5)

自由動揺試験での運動周波数 ω を固有周波数 ω n でほぼ一定と見なし、見かけの質量 M+m と 減衰係数 N をそれぞれ式(3.4)と式(3.5)でモデル 化して時間領域計算を行い、試験結果との比較に より M₀,M₁,N₀,N₁を推定した。係留ばねを交換す ることにより運動周波数を変化させた。それぞれ の周波数における振幅に対する減衰係数、見掛け 質量の関係を Fig.3.3 と Fig.3.4 に示す。



Fig. 3.2 運動時系列(例)



Fig. 3.3 減衰係数



Fig.3.4 見かけ質量



Fig. 3.5 VIM の外力と浮体変位の時系列

Fig.3.3 と Fig.3.4 に示す結果及び実験から得 られた VIM による浮体変位時系列 x(t)を式(3.3) に代入して求めた VIM 外力 f(t)の時系列を Fig.3.5 に示す。運動振幅 A は 1/4 周期の間、変 位 x のピーク値と等しいとした。Fig.3.5 は、運 動がほぼ調和振動をしていると見なすことがで きる例である。Fig.3.5 から求めた線形スペクト ルを Fig.3.6 に示す。



Fig.3.6 は VIM の変位 x と VIM 外力 f は同一 周波数で鋭いピークを示している。また、Fig.3.5 には VIM の変位 x と VIM 外力 f の間に位相差が 見られる。ピーク周波数の変動成分に注目した場 合、VIM 外力 f は変位 x に対して同位相の成分と 反位相の成分に分解することができる。同位相成 分は慣性力と同じ位相であり、見かけの質量が変 化するように作用する。反位相成分は減衰力 $N\dot{x}$ と同じ位相で、減衰力 $N\dot{x}$ と VIM 外力 f の反位相 成分が釣り合う振幅が、VIM の振幅 A となる。 同様の方法で運動計測試験から求めた VIM 外力 f の振幅 Q 及び同位相成分、反位相成分の振幅の 例を Fig.3.7 に示す。

実際の VIM は、運動振幅 A が変動し、同じ換算流速 Vr に対して運動振幅 A がばらついた形で 観測される。この原因は未だ解明できていないが、 本研究は VIM の最大変位を求めることを目的と しており、運動試験結果の最大振幅を基に VIM 外力 f のモデル化を行うのならば運動が調和振動 であると仮定した場合でも十分安全側の推定は 可能であると考えられる。このため、以後、調和 振動を仮定してモデル化を進めることにする。



3.4 VIM 外力モデルの構築

VIM において、浮体が lock-in 状態で調和振動 しているものと仮定すると、浮体に作用する VIM 外力 f は運動と同位相の成分 *a* × と反位相の成分 *b* × に分離でき、式(3.3)の運動方程式は次式で書 き換えられる。

$(M+m)\ddot{x} + N\dot{x} + Kx = a\ddot{x} + b\dot{x}$				
	М	:	浮体質量	
	т	:	付加質量	
	N	:	減衰係数	
	Κ	:	係留剛性	
	x	:	浮体変位	

VIM の生じる周波数は低いため、ここでも造波 減衰は無視できるものとする。係数 a、b を与え るだけで式(3.6)を解こうとする場合、右辺の速 度・加速度項は左辺へ移項することになり、右辺 がゼロとなって自由減衰の計算となってしまい VIM 計算にはならない。同位相成分 ax は見かけ 上付加質量の変化分として作用して VIM の運動 周波数を規定する要素である。また、反位相成分 bx は減衰力 Nx と釣り合って VIM 運動振幅 A を 規定する要素であることから、「時間の正弦関数で 表される VIM 外力 f」と捉え、式(3.6)を式(3.7) の様に置きかえるものとする。

$$(M + m - a)\ddot{x} + N\dot{x} + Kx = Q\sin(\omega t)$$

$$\omega : \text{ Im} \text{$$

Q : VIM 外力の振幅

運動の周波数ωはVIM外力fの同位相成分と係 留剛性から次式により定まる。

$$\omega = \sqrt{\frac{K}{M+m-a}} \tag{3.8}$$

VIM 外力fによって変化した付加質量 m-aは通 常、振幅と周波数の関数として扱われ、 ω とm-aは振幅が与えられた場合に繰り返し計算で求める ことができる。aのデータが存在しない場合、近 似的に浮体-係留系の固有周波数 ω n で運動周波 数 ω を代表させても安全性評価の際には問題ない。 また、Fig.3.4 から、付加質量 mの振幅依存性は 低く、一定値としても問題はないと考えられる。

VIM 外力 f の振幅 Q は、VIM 運動振幅 A と運動周期 ω が与えられた場合、以下の方法で求めることができる。なお、VIM 運動振幅 A については、現状では運動計測または曳航中強制動揺試験等の実験結果からのみ得ることができる。VIM において運動が調和振動であると仮定すると、減衰力 Nx と外力 f のエネルギーの釣合式(3.9)が成り立ち、

$$\frac{1}{T_0} \int_0^{T_0} N \dot{x}^2 dt = \frac{1}{T_0} \int_0^{T_0} Q \sin(\omega t) \dot{x} dt$$
(3.9)

式(3.10)が得られる。

$$\left|NA\omega\right| = \left|Q\right| \tag{3.10}$$

浮体の減衰係数Nは一般に運動振幅Aと周波数 ω の関数であり、VIM外力fの振幅QはVIMの 運動振幅Aと周波数 ω より、(3.11)式によって求 められる。ここで、振幅Q、減衰係数Nは共に正 の値を示すため絶対値記号を外すことができる。

$$Q = A\omega N(A/D,\omega) \tag{3.11}$$

MONOBRのVIM 評価試験の結果等から、VIM の運動振幅Aの上限は換算流速Vrによって一意 に定まると考えられる。VIM とほぼ同様の原理 で生じるVIVの振幅モデルの例をFig.3.8に示す。 これはDNVが示しているCross flow VIV応答モ デル^つである。



Fig.3.8 Cross flow VIV 応答モデル (DNV) 7)

VIM においても、運動振幅 A を Fig.3.8 に示す ようにモデル化することにより、外力振幅 Q を簡 易的に求めることができるものと思われる。ここ では、過去に実施した MONOBR の VIM 評価試 験で得られた振幅直径比 a = A/Dを用いて VIM の 振幅モデルの例を参考までに示すものとする。こ こで外力振幅 Q の特性を便宜上、次の無次元周波 数 (換算流速の逆数) β を用いて表現する。

$$\beta = \frac{fD}{U} \tag{3.12}$$

Fig.3.8 を参考にして、実験で観測された VIM の運動振幅の無次元周波数毎の最大値を直線で近 似したものを VIM の運動振幅 A の上限として Fig.3.9 に示す。また、この上限直線の近似式を式 (3.13)に示す。



$A/D(\beta) = -1.75\beta + 0.35$	for	$1/7 \le \beta \le 1/5$
$=-21.28\beta + 3.14$	for	$1/9.5 \le \beta \le 1/7$
= 0.9	for	$1/10 \le \beta \le 1/9.5$
$=31.5\beta - 2.25$	for	$1/14 \le \beta \le 1/10$
		(3.13)

調和振動を仮定すると換算流速 Vr が与えられ た時、運動周波数ωは一定となり、後述の想定浮 体のスケールモデルを用いた強制動揺試験結果 から類推すると、減衰係数 N は次式で近似可能 であると考えられる。

$$N = K_1 \frac{A}{D} + K_2 \tag{3.14}$$

式(3.14)と式(3.13)を式(3.11)に代入すると、式 (3.15)となる。

$$\begin{split} &|Q| = D\omega[K_1(-1.75\beta + 0.35)^2 + K_2(-1.75\beta + 0.35)] \\ &= D\omega[K_1(-21.28\beta + 3.14)^2 + K_2(-21.28\beta + 3.14)] \\ &= D\omega[K_1(0.9)^2 + K_2(0.9)] \\ &= D\omega[K_1(31.5\beta - 2.25)^2 + K_2(31.5\beta - 2.25)] \\ &\text{ for } 1/7 \le \beta \le 1/5 \\ &\text{ for } 1/9.5 \le \beta \le 1/7 \\ &\text{ for } 1/10 \le \beta \le 1/9.5 \end{split}$$
(3.15)

for $1/14 \le \beta \le 1/10$

近似的に運動周波数ωが固有周波数ωnに等し いとし、Fig.3.3 に示す減衰係数 N を式(3.15)に 代入して求めた VIM 外力 f の振幅 Q は Fig.3.10 のようになる。

Fig.3.3 の減衰係数 N、Fig.3.10 の VIM 外力振

幅 Q を式(3.7)に代入して1自由度の運動計算を 行った時の運動振幅 A を Fig.3.11 に示す。計算 結果の運動振幅 A は推定上限値を再現しており、 振幅が与えられたときの外力振幅 Q の推定法に 問題が無いことが示されている。



Fig. 3.11 計算結果と実験結果の比較

3.5 VIM 外力計測試験

後章において述べるモノコラムハル型掘削・早 期生産システム想定浮体の VIM 外力 f を計測す るため、非曳航及び曳航での強制動揺試験を実施 した。非曳航時強制動揺試験により付加質量 m と減衰係数 N を求め、曳航中強制動揺試験によ り VIM 外力 f を求めることとした。

3.5.1 供試模型

想定浮体の主要目は Table3.1 の通りであり、 模型スケールは 1/212 とした。

Table3.1 想定浮体主要目

146100.1		~ 1
	実機(m)	模型(m)
コラム直径	70	0.33
ムーンプール直径	26	0.12
喫水	20	0.09

ロワーハル直径	84	0.40
ロワーハル開口径	20	0.09
ロワーハル高さ	5	0.02



3.5.2 試験方法

曳航台車に強制動揺装置(ストローク±400mm)を設置して、曳航方向と直角方向に模型を強制動揺し、強制動揺反力の計測を行った。本試験では曳航により流れを模擬している。曳航中の強制動揺試験から VIM 外力 f を求める方法は以下のとおりである。式(3.6)の右辺を左辺に移項し、係留反力 Kx を強制動揺反力 F と置き換えると式(3.16)となる。

$$(M+m-a)\ddot{x} + (N-b)\dot{x} = F$$
(3.16)

強制動揺を余弦関数で与えたとすると、

$$x = A_{forced} \cos(\omega t) \tag{3.17}$$

A_{forced} : 強制動揺振幅

式(3.17)を式(3.16)に代入し、式(3.16)の F を余弦 成分と正弦成分に分解すると、

$-(M+m-a)A_{forced}\omega^2\cos(\omega t)$	
$+(N-b)A_{forced}\omega sin(\omega t)$	(3.18)
$= f_a \cos(\omega t) + f_b \sin(\omega t)$	

それぞれの成分毎の釣合式から、

$$m - a = -f_a / A_{forced} \omega^2 - M \tag{3.19}$$

$$N - b = -f_b / A_{forced} \omega \tag{3.20}$$

となる。減衰力 $N\dot{x}$ と VIM 外力 f の釣合から N-b=0となる時の強制動揺振幅 A_{forced} が VIM の運動振幅 A_{VIM} と等しくなる。付加質量 m と減 衰係数Nは非曳航中試験結果からa,bをゼロとす れば求めることができる。

以上から、VIM 外力 f の振幅 Q は N-b=0となる強制動揺振幅を AVIM とすると、

$$Q = A_{VIM} \omega N(A_{VIM} / D, \omega)$$
(3.21)

AVIM : *N-b=0と*なる強制動揺振幅

で与えられる。

3.5.3 試験条件

喫水の影響を調べるため、想定浮体を基本として、喫水を変化させた実験を行った。



Fig. 3.13 供試模型



Fig.3.14 試験の様子

Table3.2 喫水条件

	直径 / 喫水比	喫水 (実機)
状態 1	1.75	40.0
状態 2	2.05	34.1
状態 3	2.54	27.5
状態 4	3.00	23.3
状態 5	3.50	20.0

曳航中強制動揺試験については、曳航速度、加

振周波数、加振振幅を以下のように設定した。

Tables. 5 武殿末叶			
曳航速度	0.2m/sec(実機 2.9m/sec)		
無次元周波数	0.1~0.18 (実機周期 300~134sec)		
振幅/直径比	$0.4 \sim 1.2$		
レイノルズ数	約 7×104		

Table? ? 計腔冬州

無次元周波数 f は以下の式で定義する。

$$\hat{f} = \frac{fD}{U} \tag{3.22}$$

f	:	加振周波数
D	:	浮体直径
U	:	曳航速度

非曳航強制動揺試験については、曳航中強制動 揺試験と同様の振幅・周波数範囲で計測を行った。

3.5.4 試験結果

曳航中強制動揺試験で計測した結果の一部を Fig.3.15 と Fig.3.16 に示す。なお、ここでは、 式(3.19)の左辺(m-a)を付加質量、式(3.20)の左辺 (N-b)を減衰係数として図中に表記している。







模型スケール、曳航)(直径/喫水比:2.05)

Fig.3.15 では、換算流速 Vr が小さいときに小 振幅で付加質量 m-a が小さく、換算流速 Vr が大 きい時に大振幅で付加質量 m-a が小さくなって いる。これは MONOBR の VIM 振幅 A と運動周 波数ωの関係と傾向が一致している。

減衰力 Nx と VIM 外力 f の釣り合いから、式 (3.19)がゼロとなる点が安定的な VIM を生じて いる点である。これは、Fig.3.16の減衰係数値 N-bが横軸と交わる点である。つまり、減衰係数 が横軸とクロスすれば VIM の発生可能性を意味 することになるが、これは他のデータなどを分析 したところ、喫水が浅い場合にはそれらの傾向は 確認されなかった。このことは、直径に対して喫 水を浅くすることが VIM の抑制手段の一つとな ることを示していると考えられる。

3.6 まとめ

本研究では、複合環境下におけるモノコラムハ ル型浮体の VIM を考慮した運動評価を行う事を 目的として、波との干渉影響を考慮しない VIM の 外力モデルについて検討した。この外力モデルを 活用することで、VIM 発生条件を定量的に示すこ とができる。今後、VIM 防止に向けた浮体設計な どへの展開が考えられるものと思われる。

しかし、過去の水槽実験の経験から、波浪と VIM の相互干渉により、VIM 運動振幅が増幅す る現象も確認されている。それら干渉現象の解明、 設計技術への応用に向けた取り組みが今後の課題 である。

4. トップサイドレイアウト設計のための ガス爆圧解析

4.1 はじめに

近年、中小規模の海洋ガス田開発の有力な手段

として、FLNG(LNG・FPSO)が着目されており、 多くの開発計画が行われている。操業実績のない FLNGによる天然ガス田開発の実現には大きな 障壁があり、その主要因の一つとして、ガス漏 洩・爆圧に対する設計基準がないことが指摘され ている。

本研究では、爆圧設計基準及びプラントレイア ウト設計のために必要な情報を設計者に提供す ることを目的に、FLNGに対する爆発解析を実施 し、爆圧を定量的に評価するとともに感度解析を 行うことにより、着火点位置、ガス漏洩箇所、風 速と風向などが最大爆圧に及ぼす影響を調査し た。

4.2 現状、課題

JOGMEC は、平成 21 年に「フローティング LNG の安全性等に関する検討委員会」を設置し、 操業実績のない FLNG による天然ガス田開発の 事業化を検討する際の重要課題を特定し、その対 処方法についての方向性を示した¹⁰⁾。

委員会の中では、爆圧設計基準が重要課題の1 つとして挙げられており、適切な設計爆圧値を FEED (Front End of Engineering Design) 段階 で定めることを推奨している。しかしながら、爆 圧は着火点位置、プラントレイアウトやモジュー ル内の配管の有無等によって大きく変化するこ とが知られているため、これらの影響を十分に把 握した上で、設計爆圧値を設定することが必要で ある。また、爆発によるリスクを検討する場合、 想定される事故シナリオは膨大になり、FLNG ト ップサイドにおける爆発評価に対する試みもほ とんどない今、合理的な事故シナリオの選定等は 非常に困難であると思われるため、FLNG に対す る爆発解析を総合的にまとめ、FLNG 設計者に爆 発設計の方向性として提示することが必要とさ れている。

4.3 対象の基本諸元

本研究の中で対象とした FLNG の概観を Fig.4.1 に、主要目を Table4.1 に示す。FLNG の 甲板は 2 段構成になっており、中央部分が前後よ り約 6m 程度高い構造となっている。生産プラン トは中央部分に設置され、船体の甲板上約 6m 程 度の高さに生産プラントの載る床面が設置され ている。本研究では、一般公開されている情報な どを参考にしながら FLNG の全体形状を作成し た。基本的に全ての機器のモデル化を行ったが、 配管や周辺機器等は公開情報では判明できなか ったためモデル化を行っていない。

生産プラントは船首側に置かれ、幾つかのモジ

ュールに分割されており、生産プラント中心線上 にはパイプラックが配置されている。この FLNG は船首部分にタレットを備えており、その後方の 生産プラントでLNG及びLPGを生産するように なっている。生産されたガスは生産プラントで液 化処理後に船体内のタンクに貯蔵され、メインデ ッキ上に設けられた Loading Arm を用いて船体 側面に係船された LNG 船に出荷される。フレア は船体前方にあるタレット直後に配置されてい る。居住区は船体最後部に置かれている。

4.4 検討シナリオ

本研究では次の項目が最大爆圧に及ぼす影響に ついて爆発解析を実施して調査を行った。

- (1) 着火点位置
- (2) ガス漏洩個所
- (3) 風速と風向

調査手順としては、まず、基本シナリオを設定 して爆発解析を行い、その後、基本シナリオを基 準とし、上記項目が最大爆圧に及ぼす影響につい て確認した。



Fig. 4.1 本研究で対象とする FLNG

Table4.1 主要目

全長 Lpp	450m
幅	80m
喫水	20m

4.4.1 基本シナリオ

(1) 漏洩ガスと漏洩箇所

FLNG 用生産プラントとして、生産効率を重視 して、エタン、プロパンなどで構成される混合冷 媒を用いて原料ガスを予冷する DMR (Dual Mixed Refrigerant) 方式を対象とした。Fig.4.2 にそのプロセスフローを示す。漏洩した際の危険 度としては、原料ガス中に含まれ、かつ冷媒とし て用いられるプロパンが比較的重く、拡散しにく いために最も危険と考えられる。このため、漏洩 ガスとしてプロパンを採用した。検討に用いたプ ロパンの物性値を Table4.2 に示す。漏洩個所は、 プロパンを含むガスを大量に扱うモジュールとし て、混合冷媒を使用する原料ガスの予冷モジュー ルを想定した Fig.4.1 の M1 モジュール内部とし た。また、安全側の評価を行うため、モジュール 全体に均一の理論混合比のプロパンが充満してい る状況を仮定した。

(2) 着火点位置

ガス爆発事故の着火源としては、アーク放電、 電気的なスパーク、高温熱源、炎などが考えられ るが、実際の事故事例では着火点の特定は困難な 場合が多い。そこで、本検討では、着火の可能性 が大きいと思われるプロパン・混合冷媒のコンプ レッサー部を着火源と仮定した。着火源は点源と し、モジュール内部に装備されていると思われる コンプレッサーの中間点で着火するとした。



Stochiometric comp (%volume)	4.00
Heat of combust. (J/kg)	2.76×10^{6}
Lower flammab. Limit (%mass)	3.30
Upper flammab. Limit (%mass)	13.70
No. of carbon atoms (/mole)	3.00
No. of hydrogen atoms (/mole)	8.00
Burning velocity(m/sec)	0.52
Flame speed factor	0.15
Viscosity(Ns/m ²)	2.50×10^{-5}

Table4.2 プロパンの物理定数

(3) 気象条件

流入風が存在するとガスが拡散し、周囲のプラント機器類に対する爆圧は低下すると思われる。 よって、基本シナリオにおいては無風状態を仮定した。大気温と湿度については、アメリカ石油協会(API)の RBI (Risk Based Inspection) プロ グラムの中で使用されている値(大気温 21℃、湿 度 75%)を参考にした。なお、プロパンが冷媒と して使用される場合は、本来は大気温よりも低い 温度であるが、漏洩後、十分な時間が経過し、空 気と混合された場合を想定して、大気温と同温と 仮定した。

4.4.2 比較シナリオ

基本シナリオに対しての様々な要因の感度解析 を実施するため、比較シナリオを以下のように策 定した。なお本論文では、比較シナリオの内、代 表的なものについてのみ説明する¹⁴⁾。

(1) シナリオ 1: 着火点位置

着火点位置の違いが最大爆圧に及ぼす影響を 評価するため、M1 モジュール内で主要なプロセ ス機器・電気関係の設備が存在すると思われる基 本シナリオとは別の着火源を想定して比較を行 った。

(2) シナリオ 2: ガス漏洩箇所

ガス漏洩箇所の差による影響を検討するため、 ガスが漏洩するモジュールを変更した検討を実施した。漏洩するモジュールとしては Fig.4.1 中 の M2 モジュールとした。このモジュールでは LNG と LPG を分離する機能を有し、この箇所で もプロパンが漏洩する可能性が存在すると想定 した。また、M2 モジュールは生産プラント中で 最も居住区に近く配置されており、爆発事故の際 に乗員に危険が及ぶ可能性が高い。着火点位置は モジュール中央部とし、その他の条件は基本シナ リオと同一とした。

(3) シナリオ 3: 風速、風向

基本シナリオでの検討では、風速はゼロとして 解析を行ったが、実際の環境下では風があり、ガ スが燃焼中に移動して燃焼範囲が移動するなど の現象が想定される。APIの RBI プログラム中 では、流体の漏洩解析に関して 3.58m/sec を仮定 しているため、今回の検討でも風速 3.58m/sec と した。風向は FLNG 正面から流入する方向と、 FLNG 右舷側(ガスが充満したモジュールが置か れる側)から風が吹く方向を選択し、風向による 爆発への影響を検討した。風速は両者とも 3.58m/sec とした。



Fig. 4.3 使用した計算格子

4.5 解析手法

本研究では、Century Dynamics 社とオランダ の政府系研究機関 TNO によって開発された、ガ ス 爆 発 及 び 爆 風 影 響 解 析 プ ロ グ ラ ム AutoReaGas を使用した¹⁵⁾。計算に用いた FLNG モデルを Fig.4.3 に示す。船尾から船首に向かう 方向を x 軸、幅方向を y 軸、高さ方向を z 軸とし た。解析領域はガスが漏洩するモジュールを中心 に、x 方向に 385m、y 方向に 375m、海面より z 方向に 215.7m の領域である。解析用メッシュの サイズは 125×115×75 セルであり、ガスが漏洩 するモジュールを取り囲むように 1 辺 1mの解析 用メッシュを配置し、その周辺から徐々に拡大す るようにメッシュを作成している。解析領域の境 界面は、海面に相当する部分が壁面境界条件、そ の他の部分については自由開放境界条件とした。

4.6 結果

4.6.1 基本シナリオ

基本シナリオに基づいた解析を行った。着火か ら 0.298 秒後、層流燃焼から乱流燃焼への遷移が 生じ、0.534 秒後にはプロパンガスが燃え尽き解 析が終了した。最大爆圧の上位 5 番目までのゲー ジ点(爆圧観測点)位置の爆圧時系列を Fig.4.4、 最大爆圧とそれまでの到達時間を Table4.3 に示 す。ゲージ点の最大爆圧は着火点のある M1 モジ ュール内で観測され、値は 815kPa であった。い ずれもモジュール内の船首部側の端の部分であ ることが分かる。

次に、爆圧伝播を確認するため、着火点直上の ゲージ点#54から同じ高さで船首部方向(前後)、 船幅方向(左右)に一定距離、離れたゲージ点の 爆圧を確認した。その結果を Fig.4.5 と Fig.4.6 に示す。それぞれの結果はゲージ点#54 で最初に 爆圧が上昇し、遠方に離れていくに従って、最大 爆圧に到達する時間は遅れるものの、最大爆圧は 高くなる傾向があることが分かった。

最後に、燃焼終了までの 0.534 秒間を通じた爆 圧について、50kPa、100kPa、200kPa、300kPa の等圧面を上方から見たものを Fig.4.7 に示す。 100kPa の等圧面までは隣接するモジュールに達 しているが、それ以上の圧力が生じているのは漏 洩した M1 モジュールに限定されているのが分か る。これは漏洩したガスの充満領域が M1 モジュ ールに限定されているためであるものと考えら れ、万が一、漏洩ガスの充満領域が他のモジュー ル等にも及ぶ場合には、100kPa 以上の爆圧は他 のモジュールにも広がるものと考えられる。



4.6.2 シナリオ1:着火点位置の影響

着火点が異なる場合(着火点1)の解析を行っ た。なお、着火点1の場所は、Module内の空調 室相当の背後である。Fig.4.8 中にも概略配置を 示している。最大爆圧の上位5番目までのゲージ 点位置の爆圧時系列を Fig.4.8、最大爆圧と到達 時間をTable4.4 に示す。着火点1の場合には、 着火から0.814秒後に層流燃焼から乱流燃焼へ の遷移が生じ、0.998秒後にプロパンガスが燃え 尽きて解析が終了した。ゲージ点の中で最大爆圧 が生じたのはゲージ点#147であり、最大爆圧は 818kPaであった。これは基本シナリオの結果と ほぼ等しい結果となった。

Table4.3 取入爆圧(基本シアリオ)				
Gauge #	最大爆圧(kPa)	到達時間 (sec)		
67	736	0.44		
77	643	0.45		
107	773	0.44		
147	815	0.45		
157	688	0.45		

Table4 2 日子侭匠(甘子シエリ子)



Fig. 4.5 爆圧の時間変化(基本シナリオ、X 方向) (上図:着火点、下図:爆圧時系列)

基本シナリオと同様、船首側のモジュールの端 まで燃焼が続いて爆圧が上昇していることが分 かる。また、基本シナリオの場合には、ゲージ点 #53 での最大爆圧は 89.5kPa であったのに対し て、今回の結果は 607kPa とかなり高い爆圧が確 認された。これは着火点とゲージ点との距離が基 本シナリオのときよりも長いことやゲージ点近 傍の機器類種類及び配置の関係から燃焼が加速 されたものと考えられる。



Fig.4.9 には、100kPa の等圧面を上方から見た 結果を示している。基本シナリオでは爆圧が高い 領域が船首及び船体中心側に延びている一方、着 火点1のケースでは、 船首及び船体外側に延び ているように爆発範囲に指向性が確認される。こ れらは、燃焼の伝搬する方向、可燃性ガスと接触 する空間の違いなどから起因されているものと 考えられ、着火点位置の違いにより爆圧の違いが あることが分かる。





D.4

0.2



0.6

Time (sec)

D.8

1.2

Gauge #	最大爆圧(kPa)	到達時間 (sec)	
53	607	0.91	
67	799	0.92	
107	742	0.92	
137	532	0.93	
147	818	0.93	



Basic Scenario Scenario



Fig.4.9 爆圧等圧面比較

4.6.3 シナリオ2:ガス漏洩箇所の影響

ガス漏洩箇所の差による影響を検討するため、 ガスが漏洩するモジュールをM2モジュールに変 更しての検討を実施した。この場合、着火から 0.190秒後に層流燃焼から乱流燃焼への遷移が生 じ、0.669秒後にプロパンガスが燃え尽きて解析 が終了した。最大爆圧の上位5番目までのゲージ 点の爆圧時系列をFig.4.10、その最大爆圧と到達 時間をTable4.5に示す。ゲージ点で最大爆圧が 生じたのはゲージ点#133で、爆圧は527kPaで あり、基本シナリオの815kPaより低い結果とな った。最大爆圧が基本シナリオの結果より低くな っているのは、M2モジュールのサイズが、基本 シナリオで漏洩するM1モジュールより小さいこ とやモジュール内の機器類が異なることなどが 要因と考えられる。

4.6.4 シナリオ3: 風速、風向の影響

風速、風向による検討を行うため、異なる風向 (風向 1、2)を持つ場合の爆圧解析を行った。 なお、風向 1 (wind1)は船首から船尾に向けて 風が吹いており、風向 2 (wind2)は右舷から左 舷に向けて風が吹いている状況である。wind1の ケースでは着火から 0.204 秒後に層流燃焼から 乱流燃焼への遷移が生じ、0.878 秒後にプロパン ガスが燃え尽きて解析が終了した。最大爆圧の上 位 5 番目までのゲージ点の爆圧の時系列を Fig.4.11、その時の最大爆圧と到達時間を Table4.6に示す。ゲージ点で最大爆圧が生じたの はゲージ点#138 で 222kPa であり、基本シナリ オの 815kPaより低い結果となった。基本シナリ オと同様、船首側の端まで燃焼が続いて圧力が上 昇していることが分かる。



(上図:着火点、下図:爆圧時系列)

Table4.5	最大爆圧	(シナリ	ノオ 2)

Gauge #	最大爆圧(kPa)	到達時間 (sec)
52	425	0.41
53	404	0.40
57	368	0.41
93	372	0.39
133	527	0.40

wind2の場合、着火から 0.203 秒後に層流燃焼

-1.00E+05

から乱流燃焼への遷移が生じ、0.814 秒後にプロ パンガスが燃え尽きて解析が終了した。最大爆圧 の上位 5 番目までのゲージ点での爆圧時系列を Fig.4.12、最大爆圧と到達時間を Table4.7 に示す。 ゲージ点で最大爆圧が生じたのはゲージ点#153 で 759kPa であり、基本シナリオの 815kPa より 低い結果となった。ただし、基本シナリオでの同 じゲージ点での最大爆圧は617kPaに比べると上 昇している。基本シナリオ及び wind1 と同様、 船首側の端まで燃焼が続いて圧力が上昇してい る。

Fig.4.13 に 100kPa の等圧面を示す。基本シナ リオと比較すると、基本シナリオでは圧力が高い 領域が船首及び船体中心側に延びているのに対 し、wind1 のケースでは船尾側に延びているが、 最大爆圧は著しく低い。一方、wind2 ではより船 体中心に向かって圧力の高い領域が広がってい る。





Table4.6 最大爆圧(wind1)		
Gauge #	最大爆圧(kPa)	到達時間 (sec)
37	212	0.82
38	222	0.82
137	212	0.82
138	222	0.82
139	199	0.84



Table4.7	ピー	ク爆圧	(wind2)
----------	----	-----	---------

Gauge #	ピーク爆圧 (kPa)	到達時間 (sec)
107	434	0.76
117	416	0.77
147	648	0.76
153	759	0.76
157	514	0.77

Bacia Sognaria Mi modula Mi modula Mi modula Liow side Liow side Mi modula Mi modula Liow side Mi modula Mi modula Liow side Mi modula Mi mod

Fig.4.13 爆圧等圧面の比較

4.7 まとめ

本研究では、FLNG プラントレイアウト設計の ために必要な情報を設計者等に提供することを目 的に、FLNGに対する爆圧解析を実施し、考えら れる物理的要因が最大爆圧に及ぼす影響を調査し た。

特に基本シナリオにおいては 800kPa を超える ような最大爆圧が発生する可能性があり、風速や 着火点の配置等が爆圧に強く影響を及ぼすことが 明らかになった。

なお、本研究で得られた FLNG トップサイドに おける爆圧に関する知見は、プラントレイアウト 初期の基本設計において十分に活用できるものと 思われる。

5. モノコラムハル型早期掘削・生産システムの 概略設計と基本性能評価

5.1 はじめに

本研究では、厳しい海気象かつ大水深で必要と されるモノコラムハル型の掘削・早期生産システ ムについて、その概略設計を行うとともに、その 試設計されたシステムの稼働性、位置保持性能に ついて評価を行った。

5.2 システム概要

様々な調査、検討の結果、「掘削・早期生産シ ステム」に供する候補リグとして、モノコラムハ ル型を選定した^{1),2)}。選定された候補リグの概要 を Fig.5.1 と Table5.1 に示す。



Fig. 5.1 全体概観図

Table5.1 概要

浮体形式	モノコラムハル型
貯蔵量	20万 bbl
日生産量	1万 bbl
掘削深度	水面下 4,500m (海底下 2,000m) (ただし、掘削システムは最大掘削 深度 9,000m クラス)
井戸 (生産井)数	最大 2 井
デリック	1 基(オフライン時のオペレーショ ン効率化を考慮)
スラスター	3,500kW×8 基

5.3 概略仕様及び配置

本研究で検討を行ったモノコラムハル型の掘 削・早期生産システムのハル及びデッキの仕様を Table5.2 に示す。参考までに類似浮体の Sevan 社の Sevan Driller の仕様も併せて示す。また、 Table5.3 に本システム決定のための行った検討 結果を示す。

掘削・早期生産システムの概略配置図を Fig. 5.2、フィールド開発イメージを Fig.5.3 に示す。

Table5.2 システムのハル及びデッキ仕様

	単位	本システム	Sevan
腔油量	bbl	200,000	150,000
则但里	ton	28,618	21,463
排水量	ton	73,444	61,250
貯油量/ 排水量	%	39.0	35.0
喫水	m	20	14
ハル外径	m	66	75
デッキ 外径	m	76	86
デッキ 面積	m^2	4,498	5,800

Table5.3 システム仕様決定のための検討内容

位置保持	Full DPS 台風対策とドリフトオフ・ドライブオフ対策が必要。
生産ライザー	Full DPS、台風対策とドリフトオ フ・ドライブオフ対策、3本の生産ラ イザーの点から、Riser Tower 方式の 生産ライザーの適用性が最も高い。
バラスト	掘削時と早期生産時のドラフトは 20m 一定とした。そのためにバラス ト調整が必要。
ハル/デッキ 重量	20,000ton

貯油量	貯油量は、200,000bbl を比重 0.9 で 換算して 28,618ton とした。貯油量 が排水量に占める割合は 39%。
ハル内径	必要な排水量を確保するために、ハ ル内径を 26m。
排水量	排水量は、デッキ重量等を考慮し 73,444tonと算定した。
生産設備	安全性を考慮して、居住区と反対側 に配置。

	本システムでは Single Derrick を想
ムーンプール	定しているため、Deck におけるムー
	ンプールは $12m \times 10m_{\circ}$



Fig.5.2 概略配置図



Fig.5.3 開発イメージ

Table5.4	掘削・	早期生産システムの最終主要諸元
----------	-----	-----------------

Outer Dia. at Middle (Outer Dia. at Bottom)	m	70.0(87.4)
Inner Dia. at Middle (Inner Dia. at Bottom)	m	26.0(21.0)
Dmli	m	31.0
d _{mld}	m	20.0
Trim	m	0.0
Displacement	tf	78028.37
Longitudinal Center of Gravity : Mid.G (-:AFT)	m	0.0
Vertical Center of Gravity : KG	m	20.3
Transverse Center of Gravity : CL.G	m	0.0
Transverse Meta-centric Height : KM	m	23.717
Radius of Gyration : Kxx. Kyy. Kzz (in air)	m	28.0
Longitudinal Center of Floatation : Mid.F (-:AFT)	m	0.0
Vertical Center of Floatation : KF	m	20.0
Transverse Center of Floatation : CL.F	m	0.0
Longitudinal Center of Floatation : Mid.B (::AFT)	m	0.0
Vertical Center of Buoyancy : KB	m	8.9
Transverse Center of Floatation : CL.B	m	0.0
Water Plane Area	m²	3317.522
Viscous damping (%of Critical damping)		
Roll. Pitch	96	3.0
Heave	%	10.0

Table5.5	作業毎の浮体動揺限界値	ĺ

			Max. Accep		Dention of				
Type of Operation		Pitch	n/Roll	He	Portion of	Portion of	P		
		deg.(dou	ble amp.)	m (doub	Time		Da	iys	
		sign	max	sign	max		(Drilling)		
	Running rise/BOP	3.2	6.0	1.6	3.0	6.6%	14.0%		
	BOP handling	3.2	6.0	1.1	2.0	2.4%	5.0%		
	Drilling	6.5	12.0	3.4	6.4	11.8%	25.0%	160	479
Duilling	Tripping/running	6.5	12.0	3.4	6.4	14.1%	30.0%		
Drining	Running casings	3.2	6.0	1.6	3.0	4.7%	10.0%	100	4/70
	Electric logging	-	-	3.4	6.4	4.7%	10.0%		
	Fishing	6.5	12.0	1.3	2.4	2.4%	5.0%		
	Disconnect Riser	6.5	12.0	4.4	9.0	0.5%	1.0%		
	EWT	6.5	12.0	3.4	6.4	52.9%		180	53%
	Sum							340	100%

5.4 諸元

復原性、重心位置などの検討を行い、最終的に は Table 5.4 に示すような諸元とした²⁾。

5.5 稼働性能の検討

5.5.1 稼働限界

作業毎の浮体動揺限界値と(平均)作業時間を Table5.5 に示す。同表における Portion of Time の推定は、1 坑井あたりの平均掘削日数を 40 日 とし、4 坑井を掘削し、早期生産を半年間実施し た場合を想定して行った。Heave 運動の動揺作業 限 界 が 3.4m の も の は 、 Drilling 、 Tripping/running、EWT (Extended Well Test: 早期生産)などの作業であり、これらは全体期間 の 99.5%を占める。なお、最新の Drillship の場 合、Heave 限界値の有義 3.4m は有義波高 5.0m ~5.8m に相当する。

5.5.2 想定海域の海気象条件

想定海域を佐渡島北西約 200km の海域(北緯 39度,東経 137度)とした。同海域における水 深は 2,500m 程度である。海気象条件を Table5.6 に示す。波浪及び風に関しては、日本気象協会や 当所のデータベースの 1994~2002年のデータに 基づき、それぞれ 10年及び 100年再現期間の確 率統計量を求めた。観測結果によると、日本周辺 海域では波高/波長=1/25 の関係が比較的良く成 立しているので、この関係を用いて有義波周期を 求め、それを 1.05 倍することでピーク波周期と した。波スペクトルには、海洋構造物への適用実 績が多い JONSWAP を用いることとする。形状 パラメータッは次式⁷より求め、2.5 とした。

$$\begin{split} \gamma &= 5 \quad \text{for} \quad T_P / \sqrt{H_s} \leq 3.6 \\ \gamma &= \exp(5.75 - 1.15 T_P / \sqrt{H_s}) \\ \text{for} \quad 3.6 < T_P / \sqrt{H_s} < 5 \\ \gamma &= 1 \quad \text{for} \quad 5 \leq T_P / \sqrt{H_s} \end{split}$$
(5.1)

流れについては、日本海洋データセンターが公開している表面海流データ(1953年~1994年)の最大値 2.2kt を用いた。

5.5.3 稼働率評価のための計算法

数値計算は、当所で開発した高次境界要素法に 基づく解析プログラム(著作権登録番号P第7704 号-1)を使用した。

リグの稼働限界は、Table5.5 に示すように Heave 両振幅で 6.4m、Pitch/Roll 両振幅で 12° である。これを参考に、稼働限界許容値として Heave 片側 3.2m、Roll 角片側 5°とした。以下 に稼働性評価のフローチャートを示す。対象リグ の Heave と Roll 運動に対し、3 時間中片側最大 値の期待値を計算し、許容値を超える頻度の大小 で評価することとした。



 $S(\omega): 応答スペクトル$ $H(\omega):応答関数$ $S_{\epsilon}(\omega):入射波スペクトル$

ITEM	Symbol	Unit	10-year	100-year	Note
Water depth	WD	m	2,500		
Wave spectrum	S_w	m²/sec	JONSWAP		γは2.5
Significant wave height	H_{s}	m	7.3	8.2	
Max. Wave height	H_{max}	m	13.7	15.4	H_{max} =1.875 H_{s}
Spectrum Peak Period	T_p	sec	10.8	11.5	
Max. Wind Speed in 10-min.	$V_{\rm w}$	m/sec	24.7	26.8	
Max. Current Speed	Vc	m/sec	1.	13	

Table5.6 海気象条件

Table5.73時間中の Heave 片振幅(m)の最大期待値

			スペクトルビーク周期 Tp [sec]									
		4.50	5.50	6.50	7.50	8.50	9.50	10.50	11.50	12.50	13.50	14.50
	4.50	0.02	0.04	0.09	0.14	0.24	0.42	0.74	1.22	1.74	2.32	2.98
	5.50	0.02	0.05	0.11	0.17	0.29	0.52	0.90	1.49	2.12	2.83	3.64
Ξ	6.50	0.02	0.06	0.13	0.21	0.35	0.61	1.07	1.76	2.51	3.35	4.30
/3	7.50	0.03	0.07	0.14	0.24	0.40	0.70	1.23	2.03	2.90	3.86	4.96
Ξ	8.50	0.03	0.08	0.16	0.27	0.46	0.80	1.40	2.30	3.28	4.38	5.62
高	9.50	0.03	0.09	0.18	0.30	0.51	0.89	1.56	2.58	3.67	4.89	6.28
滅	10.50	0.04	0.10	0.20	0.33	0.56	0.99	1.73	2.85	4.06	5.41	6.94
有	11.50	0.04	0.11	0.22	0.36	0.62	1.08	1.89	3.12	4.44	5.92	7.60
	12.50	0.04	0.12	0.24	0.39	0.67	1.17	2.05	3.39	4.83	6.44	8.26
	13.50	0.05	0.13	0.26	0.43	0.72	1.27	2.22	3.66	5.21	6.96	8.93
	14.50	0.05	0.14	0.28	0.46	0.78	1.36	2.38	3.93	5.60	7.47	9.59

Table5.83時間中の Roll 片振幅(m)の最大期待値

		スペクトルピーク周期 Tp [sec]										
		4.50	5.50	6.50	7.50	8.50	9.50	10.50	11.50	12.50	13.50	14.50
	4.50	0.07	0.20	0.41	0.65	0.87	1.05	1.16	1.22	1.23	1.22	1.18
	5.50	0.09	0.25	0.50	0.80	1.07	1.28	1.42	1.49	1.51	1.49	1.45
Ξ	6.50	0.10	0.29	0.60	0.94	1.26	1.51	1.68	1.76	1.78	1.76	1.71
/3	7.50	0.12	0.34	0.69	1.08	1.45	1.74	1.93	2.03	2.06	2.03	1.97
Ξ	8.50	0.13	0.38	0.78	1.23	1.65	1.98	2.19	2.30	2.33	2.30	2.24
嘔	9.50	0.15	0.43	0.87	1.37	1.84	2.21	2.45	2.57	2.61	2.57	2.50
戦 王	10.50	0.16	0.47	0.96	1.52	2.04	2.44	2.71	2.84	2.88	2.85	2.76
有	11.50	0.18	0.52	1.05	1.66	2.23	2.67	2.96	3.11	3.15	3.12	3.03
	12.50	0.19	0.56	1.14	1.81	2.42	2.91	3.22	3.39	3.43	3.39	3.29
	13.50	0.21	0.61	1.24	1.95	2.62	3.14	3.48	3.66	3.70	3.66	3.55
	14.50	0.23	0.66	1.33	2.10	2.81	3.37	3.74	3.93	3.98	3.93	3.82

5.5.4 評価結果

計算により得られた動揺特性から、3時間中最 大片振幅の期待値で稼働性を評価した。縦波中 Heaveの結果を Table5.7、横波中 Rollの結果を Table5.8 に示す。

稼働限界である Heave3.2m 以上、Roll 角 5° 以上の範囲を黄色で表す。Heave については、長 周期、大波高域で稼働できない範囲があるが、 Roll にはまったくなく、Table5.6 に示す対象海 域では稼働率 100%である。ただし、Heave に関 しては不十分であるため、形状の最適化の検討が 必要と考えられる。

5.6 位置保持性能の検討

5.6.1 海気象条件

位置保持設計条件を Table 5.9 に示す。オペレ

ーション条件としては再現期間 10 年の値を採用 した。

Table5.9 海気象条件

Deal	風速	m/sec	24.7
Peak wave	波高	m	7.3
Case	潮流	m/sec	0.9
Deal tal	風速	m/sec	24.7
Peak wind	波高	m	7.3
Case	潮流	m/sec	0.9
	風速	m/sec	18.5
Peak current	波高	m	5.5
Case	潮流	m/sec	1.13

5.6.2 計算方法

DP (Dynamic Positioning) システムの位置保

特性能を評価するために環境限界状態評価を行った。限界状態評価とは、環境外力に対し、どの 程度の環境条件まで耐えられるかを計算し、それ をスパイダーチャート(DP Capability Plot)と して記載する。この評価手順の詳細を次に示す。

- (1) 船体に働く複合環境外力を計算
- (2) 複数の推進器への推力配分計算
- (3) 定格出力内であるかの判定
- (4) 限界環境条件の決定

なお数値計算は、当所で開発している解析プロ グラム(著作権登録番号 P 第 10027 号-1)を使 用した。



5.6.3 評価

対象リグの DP Capability Plot の例を Fig.5.4 に示す。比較のために同程度の排水量を有するセ ミサブ型の結果も併せて示している。なお、セミ サブ型は、オペレーション時においても方位角制 御がなされるものと想定し、推力最小となる方位 に対しての限界条件を計算した。セミサブ型は方 位角制御がなされることを仮定しているため、モ ノコラム型よりも性能が優れているが、モノコラ ムハル型もすべての条件、全方位において設計条 件を十分満足していることが分かる。

5.7 まとめ

本章では、厳しい海気象かつ大水深で必要とさ れるモノコラムハル型早期掘削・生産システムに 対して、概念設計を実施し、その概略仕様につい て検討した。さらに、そのシステムに対する稼働 性、位置保持性能評価を当所が有する評価プログ ラムを用いて実施し、十分性能を有することを示 した。

6. 結言

本報告では、モノコラムハル型掘削・早期生産 システムに関する研究の中で、以下の内容につい て報告した。

(1) ストレーキ付ライザーの VIV 評価

代表的な VIV 抑制装置である、ヘリカル・ス トレーキを付けた実機大鋼製ライザーを対象と した VIV 流体力計測試験により、既存の JOGMEC と当所が共同で開発した高レイノル ズ数 VIV 流体力データベースを拡充した。また、 本データベースを水中線状構造物 VIV 挙動解 析プログラム「VIVANA」に組み込むことによ って、ストレーキの影響を考慮した実機ライザ ーの VIV 挙動評価を行い、ストレーキの VIV 抑制効果を数値的に示した。

- (2) モノコラムハル型浮体の VIM 評価 過去に実施した VIM の運動計測実験結果と 掘削・早期生産システムの想定浮体模型を用い た曳航中強制動揺試験結果を用いて、運動応答 と流体力の両面から VIM の外力モデルに関す る検討を行い、VIM 現象を定量的に評価する一 つの方向性を示した。
- (3) トップサイドレイアウト設計のための ガス爆圧解析 基本シナリオを設定し、ガス爆圧解析を実施 し、モジュール内に発生する爆圧を評価した。 最悪なシナリオ下では 800kPa 程度の爆圧がモ ジュール内に発生することが分かった。また、 着火点位置等の諸条件に関する感度解析を行い、 それらが爆風圧に及ぼす影響について示した。
- (4) モノコラムハル型掘削・早期生産システムの 概念設計と基本性能評価 モノコラムハル型の掘削・早期生産システム についての概略設計を実施し、その試設計され たものに対しての基本性能評価として稼働性能、 位置保持性能の評価を実施し、そのシステムが 十分な性能を有することを示した。

参考文献

- 1)海上技術安全研究所、石油天然ガス・金属鉱物 資源機構:最新型浮体式掘削・早期生産システ ムに関する共同研究報告書、平成21年3月
- 2)海上技術安全研究所、石油天然ガス・金属鉱物 資源機構:厳しい海気象下における大水深油ガ ス田開発の為の浮体式掘削・生産システム技術 に関する共同研究報告書、平成22年6月
- 3)海上技術安全研究所、東京大学大学院、日本大学:大水深海洋石油生産システムのライザー挙動予測技術及び数値水槽の開発報告書、石油天然ガス・金属鉱物資源機構平成18年度大型研究提案公募事業、平成19年12月
- 4) MARINTEK Report: VIVANA Theory Manual, Ver3.6, 2008
- 5)<u>http://www.aims-intl.com/ps_VIVsupression.</u> php
- 6) Don W. Allen, et al. : Performance Comparisons of Helical Strakes for VIV Suppression of Risers and Tendons, OTC16186, 2004
- 7)DNV-RP-C205、Environmental Conditions and Environmental Loads、Apr. 2007
- 8)海上技術安全研究所:平成18年度 MPSO(モ ノコラムハル型 FPSO)システムに係る安全性 評価、石油天然ガス・金属鉱物資源機構報告書、 平成19年3月

- 9)海上技術安全研究所:平成19年度 MPSO(モノコラムハル型 FPSO)システムに係る安全性評価、石油天然ガス・金属鉱物資源機構報告書、 平成19年12月
- 10)海上技術安全研究所: 平成 20 年度 MPSO (モ ノコラムハル型 FPSO) システムに係る安全性 評価、石油天然ガス・金属鉱物資源機構報告書、 平成 21 年 3 月
- 11)石油天然ガス・金属鉱物資源機構:フローティング LNG の安全性等に関する検討委員会報告書、平成 21 年 10 月
- 12)JOGMEC 石油・天然ガス資源レビュー「2009年の進展が期待される Floating LNG」,平成21年1月
- 13)API : Risk-Based Inspection Base Resource Document, API PUBLICATION 581, 2000
- 14)大坪、正信、矢口、浅沼、前田:FLNG プラ ントレイアウト設計のためのガス爆圧解析、日 本船舶海洋工学会論文集(投稿中)
- 15)Y. Inaba, T. Nishihara and Y. Nitta : Analytical Study on Fire and Explosion Accidents Assumed in HTGR Hydrogen Production System, Nuclear Technology, April, 2004