

## 洋上天然ガス生産システム等の 総合安全性評価技術に関する研究

湯川 和浩\*, 藤原 敏文\*\*, 齊藤 昌勝\*, 佐藤 宏\*  
大坪 和久\*, 石田 圭\*, 渡邊 充史\*, 長谷川 賢太\*

### **Comprehensive Safety Evaluation Technology for Offshore Natural Gas Production Systems**

by

Kazuhiro YUKAWA, Toshifumi FUJIWARA, Masakatsu SAITO, Hiroshi SATO,  
Kazuhisa OTSUBO, Kei ISHIDA, Mitsushi WATANABE and Kenta HASEGAWA

#### Abstract

International Energy Agency (IEA) predicts the demand for natural gas in fiscal 2035 by an increase of 62% in fiscal 2035 compared with that of fiscal 2008. In recent years, the use of natural gas as an oil alternative energy has been increasingly expected. To ensure the stable supply of natural gas, the construction of floating LNG (FLNG) is now under investigation around the world to develop small or middle scale gas fields, so-called stranded gas field. Under such conditions, we investigated a comprehensive safety evaluation technology for use of ship to ship LNG transfer at sea by offshore natural gas production systems, such as FLNG. In this paper, we selected three research topics related to LNG transport from FLNG to LNG carrier in the ocean. The first research topic is an evaluation method of the gap resonance phenomenon between FLNG and LNG carrier, the next is an evaluation of two ship motions considering induced free surface influence in tanks, and the last is development of offshore operation simulator and availability analysis. This paper presents the results of the above-mentioned researches.

---

\*海洋開発系, \*\* 海洋利用水中技術系

原稿受付 平成29年7月31日

審査日 平成29年9月8日

## 目 次

1. まえがき	30
2. 2 船間 Gap 内の水位上昇評価	31
2.1 数値計算	31
2.1.1 座標系の定義	31
2.1.2 計算モデル	32
2.1.3 対象船	34
2.1.4 係船索及びフェンダーの配置	34
2.2 水槽試験	35
2.2.1 試験水槽	35
2.2.2 供試模型船	35
2.2.3 セットアップ	36
2.2.4 試験条件	38
2.3 計測結果と推定結果の比較	38
3. タンク内遊動水影響を考慮した 2 船体動揺評価	39
3.1 対象船	39
3.2 セッティング	39
3.3 計測条件	41
3.4 計測結果	41
4. 洋上オペレーションシミュレータの開発と Availability 解析	43
4.1 対象船の諸元設定	44
4.2 環境外力の設定	44
4.3 タレット係留システムの設計	45
4.4 2 船間係船の設計	45
4.5 自然環境条件及び荷重ケース	46
4.6 シミュレーション条件及び解析条件	47
4.7 Availability の評価結果	49
5. まとめ	49
参考文献	50

## 1. まえがき

天然ガスは石油に比べて CO<sub>2</sub> 排出量が 25% 少なく、クリーンエネルギーとして今後需要が伸びていくと考えられる。世界のエネルギー需要については、2035 年には 2008 年に対し天然ガスの需要が 62% 増の大幅な伸びを見せるという試算を国際エネルギー機関 (IEA) が発表している<sup>1)</sup>。また、世界におけるガス田の開発状況を見ると、市場から離れた沖合にある中小ガス田 (リモート中小ガス田) は、確認可採埋蔵量の 4~6 割を占めると言われているが、ガス田開発の場合、巨額の初期投資を回収するには一定以上の埋蔵量規模が要求されるため、これまで有効利用されずにいた。このようなガス田では、パイプライン網の整備による輸送に比べて、天然ガスを洋上でそのまま液化して、LNG タンカーによるシャトル輸送 (以下、シャトル船) で出荷する方法が効率の良い輸送手段となる可能性が高く、洋上 LNG 生産設備 (Floating-LNG, 以下 FLNG) は有望な開発手段として、世界的に開発が進められている。

一方、国内の動きを見ると、平成 25 年度に閣議決定された海洋基本計画において、海洋産業の振興や国際競争力の強化、新たな海洋産業の創出のため、浮体式 LNG 生産貯蔵積出施設など、国際競争力のある資源開発関連

産業の戦略的育成が謳われている。翌26年に閣議決定されたエネルギー基本計画では、天然ガスシフトの促進、天然ガスの高度利用が謳われている。

天然ガスの国内総生産が消費量の4%程度の我が国においては、天然ガスをほぼ輸入に頼っている状況であり、将来的なエネルギー安定供給の面からも中小ガス田開発とそれに係る技術開発が大きな課題となる。

このような背景のもと、平成23年度から5ヶ年の第3期中期計画期間における当所の研究課題では、特にFLNG特にFLNGを対象とした洋上におけるLNG出荷オペレーション時の安全性や稼働性に関する研究開発を実施しており、取り組んだ研究課題は以下のとおり多岐にわたる。なお、( )内は各課題の実施年度を表す。

- (1) トップサイドのガス拡散・爆発解析技術に関する研究 (H23年度)<sup>2)</sup>
- (2) Side-by-Side 係船時の Gap レゾナンス評価技術に関する研究 (H23年度)
- (3) LNG 移送ホースの挙動評価技術に関する研究 (H23年度)<sup>3)</sup>
- (4) 遮蔽影響を考慮した環境外力評価技術に関する研究 (H23, H25年度)<sup>4)</sup>
- (5) 係留システム・ライザー・複数浮体の一体解析技術に関する研究 (H23, 24年度)
- (6) 長周期動揺の評価技術に関する研究 (H25年度)
- (7) タンク内遊動水を考慮した船体動揺評価技術に関する研究 (H25年度)
- (8) 新形式荷役システムに対する稼働率評価技術に関する研究 (H26年度)<sup>5)</sup>
- (9) タレット係留システムの設計・安全性評価技術に関する研究 (H26年度)<sup>6), 7)</sup>
- (10) Availability 解析のための体系構築に関する研究 (H27年度)

本報告書では、既に外部発表を行っている研究課題を除き、今後も洋上におけるLNG出荷オペレーション時の安全性や稼働性評価を実施していく上で主要なテーマとして考えられる(2), (7), (10)の研究課題に関する取り組みとその結果を報告する。

## 2. 2 船間 Gap 内の水位上昇評価

FLNGとLNG運搬船がSide-by-Side係船されている場合、2船間の隙間の中に波が入射すると、入射波と2船体運動(特にSwayとRoll)の同調により、入射波振幅の数倍に相当する水位上昇現象(以下、Gapレゾナンス)が生じる。一般的には、2船間Gap内には複数のフェンダーが存在する。また、2船間のLNG移送における出荷装置としてフレキシブルホースを用いる可能性もあり、その場合、2船のマニホールド間に繋がれたフレキシブルホースがGap内に存在する。Gapレゾナンスによりフェンダーが乾舷を超える危険性、フレキシブルホースと海水面が接触してホースに大きな圧縮荷重が加わることで、ホースの損傷やERC(Emergency Release Coupler)へのオーバーロード、ホースと舷側の接触等に繋がる危険性を含んでおり、この現象は洋上LNG移送時の安全性や稼働性に直結する重要な評価項目の一つになると考えられる。

LNG移送の安全性や稼働性評価においては、2船体動揺とそれに起因するフレキシブルホースの挙動、Gapレゾナンスは総合的に評価すべき項目であり、後者についてはMARINなど海外の研究所では先行して研究が進められているが<sup>8), 9), 10)</sup>、これまで国内ではGapレゾナンスに関する研究は行われていない。そこで、海上技術安全研究所(以下、当所)では境界要素法に基づいたGapレゾナンス推定法を開発し<sup>11)</sup>、水槽試験で現象を把握するとともに推定精度の検証を行った。

### 2.1 数値計算

#### 2.1.1 座標系の定義

本報告書で統一して用いる座標系および入射波の進行方向に関する定義について述べる。船体固定座標系には、船体中央の水線面高さに原点Oをとり、船首側をX軸、左舷側をY軸、鉛直上向きをZ軸の正方向とする右手系直交座標系を採用した。また、空間座標系は海面高さに原点o、鉛直上向きにz軸の正方向をとる右手系直交座標系とした。

入射波の進行方向については、海洋工学の分野で一般的に用いられている定義を採用し、船尾から船首方向へ進行する波を追波（波向 0deg）、逆に船首から船尾方向へ進行する波を向波（波向 180deg）とし、反時計回りに入射角 0 から 360deg を定義する。本報告書で後述する潮流および風の入射角についても、全てこの定義に従う。図 2.1 に船体固定座標系および入射角の定義を示す。

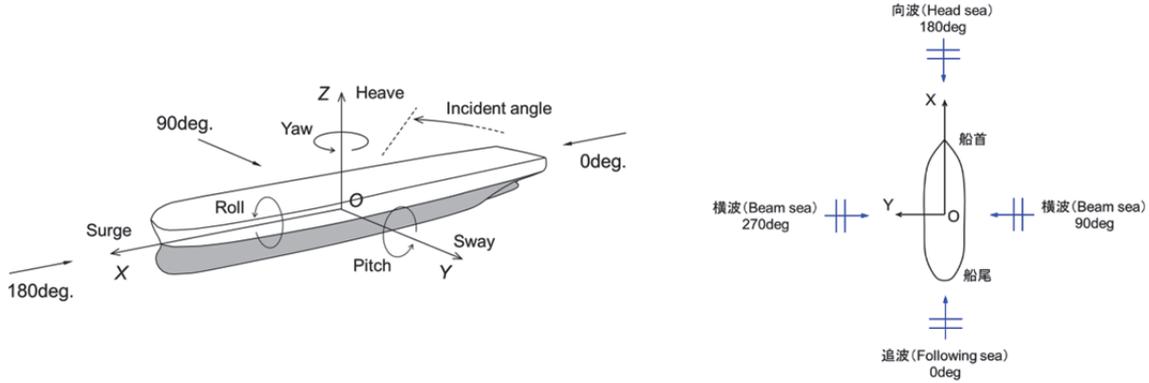


図 2.1 船体固定座標系および入射角の定義

### 2.1.2 計算モデル

FLNG 及び LNG 運搬船が進行波中を前進速度 0 で動揺しており、入射波及び浮体の振幅は微小と仮定する。座標系は、FLNG の水線面中心を原点とし、鉛直上向きを  $z$  軸の正方向とする右手系直交座標を採用し、水深  $h$  は有限かつ一定とする。流体が非粘性、非回転、非圧縮と仮定すると、1 次のオーダーの速度ポテンシャル  $\Phi^{(1)}$  は次式で表せる。

$$\left. \begin{aligned} \Phi^{(1)}(\mathbf{x}, t) &= \text{Re}[\varphi^{(1)}(\mathbf{x})e^{-i\omega t}] \\ \varphi^{(1)}(\mathbf{x}) &= \varphi_D(\mathbf{x}) - i\omega \sum_{j=1}^6 \sum_{l=A}^B X_{jl} \varphi_{jl}(\mathbf{x}) \end{aligned} \right\} \quad (2.1)$$

(2.1)式中の  $\mathbf{x}$  は位置ベクトル、 $j$  は運動のモード、 $l$  は浮体の番号 ( $l = A$  は FLNG,  $B$  は LNG 運搬船)、 $\varphi_{jl}$  は Radiation ポテンシャルを表す。また、Diffraction ポテンシャル  $\varphi_D$  は、入射波成分  $\varphi_I$  に散乱波成分  $\varphi_S$  を加えて次式のとおり定義する。 $g$  は重力加速度、 $a$  は無次元化のための代表長さ（ここでは半船長とした）を表す。また、 $\beta$  は波の入射角であり、前述の通り 180deg を向い波と定義した。

$$\varphi_D(\mathbf{x}) = \varphi_I(\mathbf{x}) + \varphi_S(\mathbf{x}), \quad \varphi_I(x) = -\frac{iga \cosh k_0(z+h)}{\omega \cos k_0 h} e^{ik_0(x \cos \beta + y \sin \beta)} \quad (2.2)$$

但し、

$$\frac{\omega^2}{g} = k_0 \tanh k_0 h \quad (2.3)$$

ここで、Diffraction ポテンシャル  $\varphi_D$  と Radiation ポテンシャル  $\varphi_{jl}$  は、それぞれ次式に示す境界条件を満足する必要がある。 $n_{jk}$  は法線ベクトル、 $\delta_{kl}$  は Kronecker の delta を示す。

$$\frac{\partial \varphi_D}{\partial n} = 0, \quad \frac{\partial \varphi_{jl}}{\partial n} = n_{jk} \delta_{kl} \quad (j = 1 \sim 6; k, l = A \text{ or } B) \quad (2.4)$$

自由表面のグリーン関数を $G(\mathbf{x}; \zeta)$ とすると、浮体表面における積分方程式は次式のように書ける。

$$\left. \begin{aligned} & C(\mathbf{x})\varphi_m(\mathbf{x}) + \sum_{k=A}^B \iint_{S_k} \varphi_m(\xi) \frac{\partial}{\partial n(\xi)} G(\mathbf{x}; \xi) dS(\xi) \\ & = \left\{ \begin{array}{ll} \varphi_l(\mathbf{x}) & \text{for } m = D \\ \sum_{k=A}^B \iint_{S_k} \frac{\partial \varphi_m(\xi)}{\partial n(\xi)} G(\mathbf{x}; \xi) dS(\xi) & \text{for } m = jl \end{array} \right\} \end{aligned} \right\} \quad (2.5)$$

但し、 $\xi$ は浮体表面上の Source Point、 $C(\mathbf{x})$  は立体角を表す。(2.5)式から浮体表面上の速度ポテンシャルが得られれば、自由表面の境界条件より海水面の水位上昇は次式で表せる。

$$\eta = -\frac{1}{g}\Phi_t - \frac{1}{2g}[\nabla\Phi \cdot \nabla\Phi] \quad (2.6)$$

摂動法に基づき、(2.6)式を $z = 0$ においてテイラー展開すると、1次及び2次のオーダーにおける海水面の水位上昇は、以下の式で表せる。

$$\left. \begin{aligned} \Phi &= \Phi^{(1)} + \Phi^{(2)} \\ \eta &= \eta^{(1)} + \eta^{(2)} \\ \eta^{(1)} &= -\frac{1}{g}\Phi_t^{(1)} \\ \eta^{(2)} &= -\frac{1}{g}\Phi_t^{(2)} - \frac{1}{g}\eta^{(1)}\Phi_{tz}^{(1)} - \frac{1}{2g}[\nabla\Phi^{(1)} \cdot \nabla\Phi^{(1)}] \end{aligned} \right\} \quad (2.7)$$

なお、1成分波に対し、1次と2次のオーダーのポテンシャルは、それぞれ次式で表すことが出来る。

$$\left. \begin{aligned} \Phi^{(1)}(\mathbf{x}, t) &= \text{Re}[\varphi^{(1)}(\mathbf{x})e^{-i\omega t}] \\ \Phi^{(2)}(\mathbf{x}, t) &= \text{Re}[\varphi^{(2)}(\mathbf{x})e^{-2i\omega t}] + \overline{\varphi^{(2)}(\mathbf{x})} \end{aligned} \right\} \quad (2.8)$$

(2.7)式と(2.8)式より、各オーダーの海水面の水位上昇は次式で表せる。

$$\left. \begin{aligned} \eta^{(1)} &= \frac{i\omega}{g}\varphi^{(1)} \\ \eta^{(2)} &= \frac{2i\omega}{g}\varphi^{(2)} - \frac{\omega^2}{2g^2}\varphi^{(1)}\varphi_z^{(1)} - \frac{1}{4g}[\nabla\varphi^{(1)} \cdot \nabla\varphi^{(1)}] \end{aligned} \right\} \quad (2.9)$$

従って、最終的に(2.7)式と(2.9)式より、FLNG と LNG 運搬船の2船間 Gap 内における海水面の水位上昇は、1次のオーダーのポテンシャルを用いて、次式から求めることが出来る。但し、\*は共役複素数を表す。

$$\eta(\mathbf{x}) = \frac{i\omega}{g}\varphi^{(1)} + -\frac{\omega^2}{2g^2}\varphi^{(1)}\varphi_z^{(1)*} - \frac{1}{4g}[\nabla\varphi^{(1)} \cdot \nabla\varphi^{(1)*}] \quad (2.10)$$

### 2.1.3 対象船

本研究では、垂線間長 328.6m の FLNG と LNG 搭載容量が 14.5 万  $\text{m}^3$  のモス型 LNG 運搬船を対象とした。2 船の主要目を表 2.1 に示す。

表 2.1 対象船の主要目

	FLNG	LNGC
$L_{pp}$	328.6 [m]	277.0 [m]
$B_{mld}$	50.0 [m]	49.0 [m]
$D_{mld}$	31.6 [m]	27.0 [m]
$d_{mld}$ (Fullload)	12.2 [m]	11.6 [m]
$d_{mld}$ (Ballast)	9.5 [m]	9.4 [m]

FLNG 及び LNG 運搬船 (LNGC) が Side-by-Side 係船されている状態に対し、載貨状態が満載及び空載と異なる 2 船の組み合わせにおける水面下 Hull 形状のメッシュデータを作成した。作成した Hull 形状のメッシュデータとその要素数、ノード数、法線数を図 2.2 に示す。FLNG は船首部分を円弧形状、船尾をカットアップした船型とし、モス型 LNG 運搬船は当所が所有する船型データを用いた。

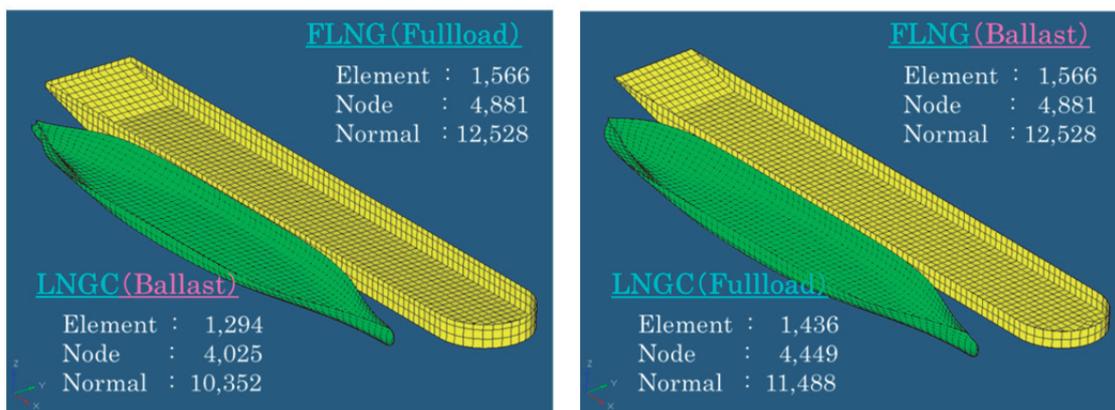


図 2.2 FLNG 及び LNG 運搬船の水面下メッシュ形状

### 2.1.4 係船索及びフェンダーの配置

FLNG と LNG 運搬船を 12 本の係船索で繋ぐことを想定し、OCIMF<sup>12)</sup>を参考に、図 2.3 に示す 2 船の係船配置を設定した。係船索は直径 90mm のナイロンロープ (主索) と直径 50mm のワイヤーロープ (テールロープ) の組み合わせを想定し、ナイロンロープの伸びを索全体の伸びと仮定 (ワイヤーロープの伸びは無視) し、係船索の特性曲線を設定した。また、2 船間には直径 4.5m、長さ 9m の空気式フェンダー<sup>13)</sup>を 4 基設置することにした。図 2.3 に示す 2 船間の係船索並びにフェンダーの配置に対し、2 船の相対的な位置と姿勢が釣り合うように、係船索の初期張力を調整した。なお、初期張力分布の計算には、Lagrange 未定乗数法 (出力の 2 乗の総和を最小にする考え方) を適用し、12 本の係船索の初期張力が可能な限り近い値となるようにそれぞれ張力を設定した。係船索の張力特性並びにフェンダーの反力特性を図 2.4 に示す。係船索の張力特性及びフェンダーの反力特性を高次の関数で近似し、図 2.3 に示す係船配置から全体の剛性値 (剛性マトリックス) を求め、数値計算で使用した。後述する水槽試験では、図 2.3 に示す係船索とフェンダーの配置に基づく剛性値 (特に Sway 方向と Yaw 方向) を 2 本の係船索と 2 基のフェンダー模型で模擬できるように、模型の設計 (ばね定数や配置の決定) を行った。

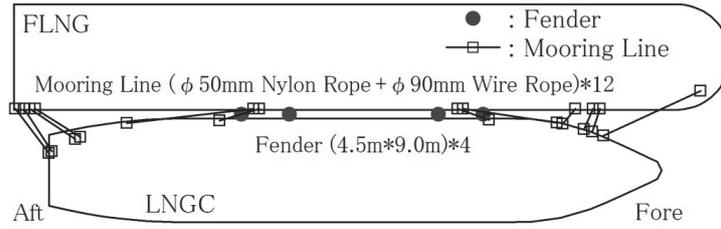


図 2.3 係船索及び空気式フェンダーの配置図

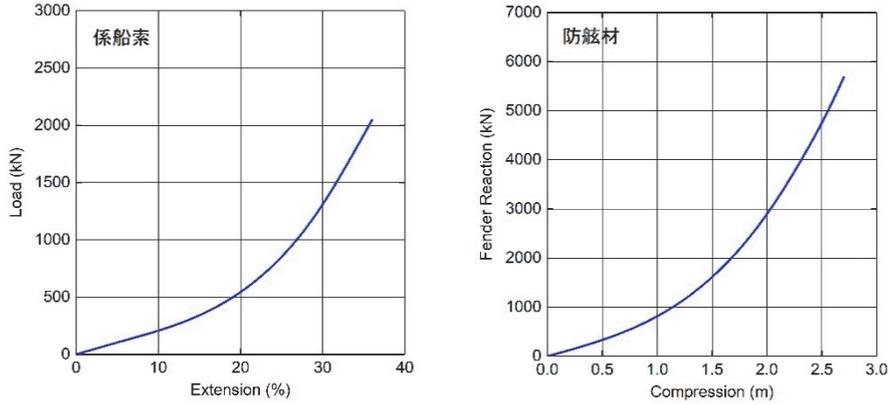


図 2.4 係船索及び空気式フェンダーの特性曲線

## 2.2 水槽試験

### 2.2.1 試験水槽

水槽試験は、当所が所有する海洋構造物試験水槽において行った。水槽の外観と概略仕様を図 2.5 及び表 2.2 にそれぞれ示す。



図 2.5 海洋構造物試験水槽の外観

表 2.2 海洋構造物試験水槽の仕様

項目	仕様
長さ	40.0m
幅	27.1m
深さ	2.0m
造波装置	形式:ピストン式
	最大波高:0.6m
	周期:0.7~3.0sec

### 2.2.2 供試模型船

水槽試験では、当所が所有する FLNG 及び LNG 運搬船の 1/140 スケール模型を用いた。模型船 2 隻の外観を図 2.6 に示す。



図 2.6 供試模型船（右：FLNG，左：LNG 運搬船）

### 2.2.3 セットアップ

2 船間 Gap 内の水位変動を計測するため、FLNG 模型の右舷側（LNG 運搬船を係船する側）に容量式波高計を 16 本設置した。波高計センサーと FLNG 模型の舷側との距離（クリアランス）は 1cm（実機 1.4m 相当）とした。波高計の設置間隔は 1/2 S.S.刻みを基本としたが、後述する方位角抑制治具と係船索の配置により、船体中央の設置間隔が若干広がっている。図 2.7 に容量式波高計の設置状況、図 2.8 に容量式波高計の配置図を示す。なお、図中の数値は実機スケールでの表記である。

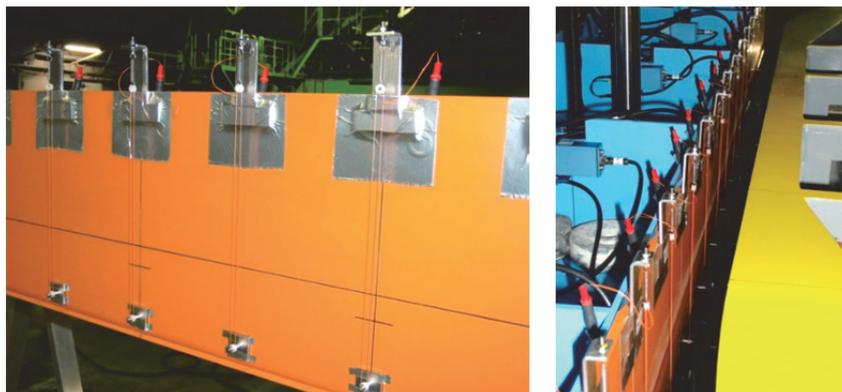


図 2.7 容量式波高計の設置状況

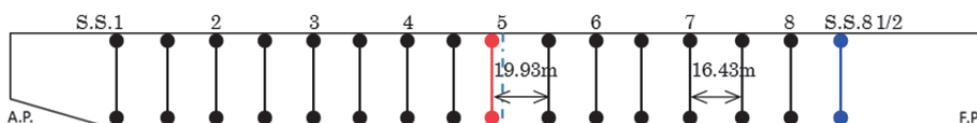


図 2.8 Gap 内水位変化の計測位置

海洋構造物試験水槽の曳航副台車に図 2.9 に示す方位角抑制治具を設置し、波により漂流しないように FLNG 模型を係留した。FLNG の船首尾に繋いだ拘束用のつる巻ばねは、FLNG 模型に働く波の力（境界要素法に基づく計算プログラム<sup>11)</sup>による推定値）とタレット係留した FPSO（Floating Production, Storage and Offloading：浮体式石油生産貯蔵出荷設備）の Surge 方向における動揺周期が一般的に実機で 200 秒程度であることに基づき、ばね定数を設計した。2 船体の配置も同じく図 2.9 に示す。図中の値は実機スケールでの表記である。

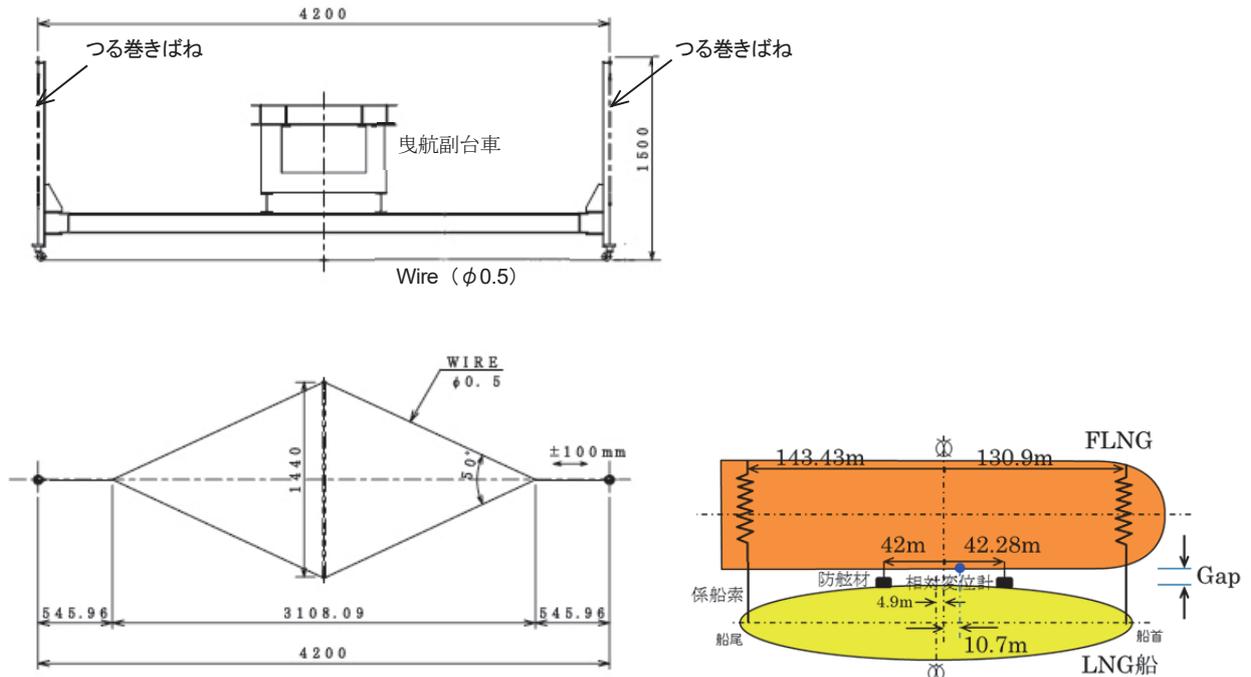


図 2.9 方位角抑制治具 (左図) と 2 船体の配置 (右図)

係船索とフェンダーの模型を2基ずつ用いて, FLNG 模型の右舷側に LNG 運搬船模型を Side-by-Side 係船した. 係船索はワイヤーと圧縮コイルばねで構成し, LNG 運搬船側に初期張力を調整するためのワイヤー巻取り機を設置し, 1 軸の引張型張力計により係船索張力の計測を行った. フェンダー模型は FLNG の載貨状態に合わせて高さを調節出来るようにし, 内部に板ばねを用いることで, 時々刻々のフェンダー反力を計測出来るようにした. 図 2.10 に係船索とフェンダーの模型を示す. セットアップ後の計測外観を図 2.11 に示す.

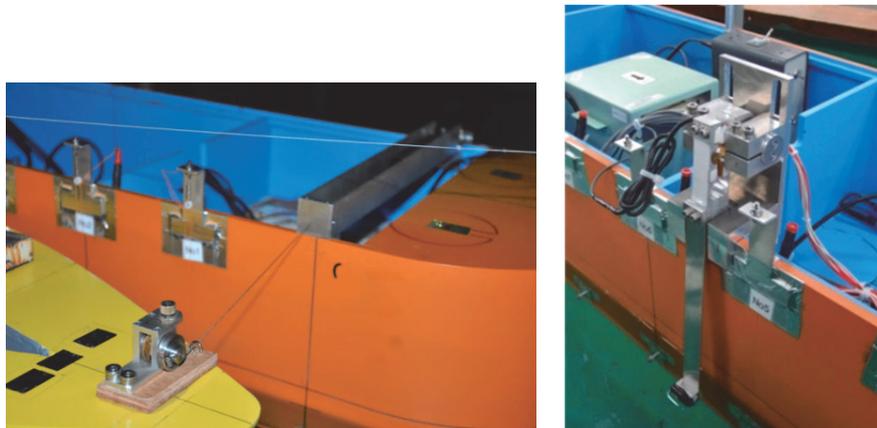


図 2.10 係船索模型 (左図) 及びフェンダー模型 (右図)



図 2.11 実験外観

表 2.3 試験条件

項目	条件
波高	2.0 [m]
波周期	6.5, 7.0, 8.0, 9.0, 10.0 [sec.]
波向	180, 210 [deg.]
载荷状態	FLNG(Fullload)-LNG船(Ballast) FLNG(Ballast)-LNG船(Fullload)
Gap	4.4 [m]

## 2.2.4 試験条件

試験条件を実機スケールにて表 2.3 に示す。FLNG 及び LNG 運搬船の載貨状態を変更し、それぞれ波周期を変更しながら、波向 180deg (向い波) と 210deg の 2 ケースについて 2 船間 Gap 内の水位変化を計測した。入射波の定義は、図 2.1 に従う。また、先に述べた通り、直径 4.5m の空気式フェンダーの使用を想定しており、周りに厚さ 20cm のタイヤが巻かれたフェンダーを 10% 圧縮した状態で係船するものと仮定し、2 船間 Gap が 4.4m (模型では 3.14cm) で 2 船間の相対位置や姿勢が図 2.9 に示す配置図の状態で釣り合うように、係船索模型の初期張力を調整した。

## 2.3 計測結果と推定結果の比較

図 2.12 に計測結果を示す。横軸は FLNG の船長方向の座標を表し、縦軸は水位上昇の変動成分  $\eta^{(1)}$  と定常成分  $\eta^{(2)}$  の和を入射波の振幅  $\zeta$  で割った値を表す。また、図中のプロットは各波高計の設置位置における計測結果を表し、波の周期によってシンボルを変えて示している。各シンボルに対応する実線が計算結果を表す。

波周期 6.5sec 及び 7.0sec では、船首部分と Midship に水位上昇のピークが表れ、特に波周期 7.0sec の場合、Midship 付近における水位上昇が大きく、入射波振幅  $\zeta$  の 4 倍程度となった。波周期 8.0sec から 10.0sec までは、船首部

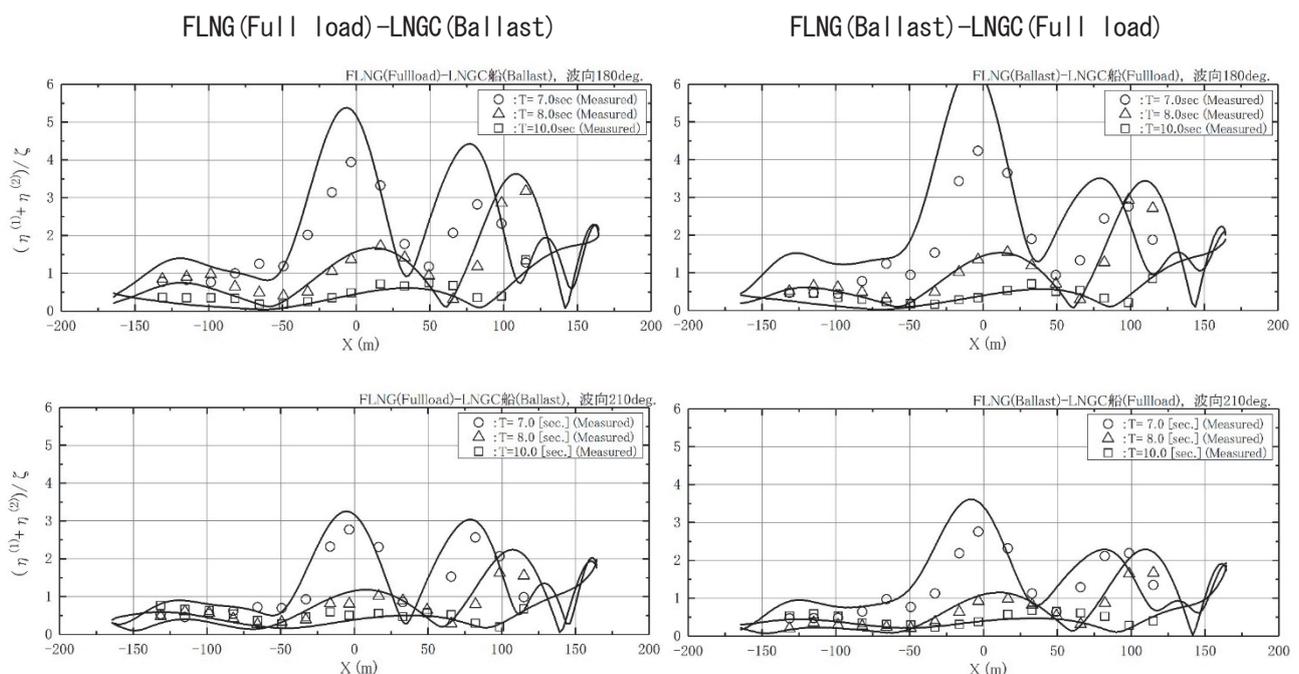


図 2.12 2 船間 Gap 内の水位上昇評価結果

分と Midship 前方において水位上昇のピークが表れるが、船尾部分ではほとんど水位上昇が見られず、入射波振幅と以下となる。波周期 10.0sec では、船首部を除きほとんど水位上昇が見られないことと、波向 180deg（向い波）の場合に比べて、波向が 210deg（相対角 30deg）の場合には、水位上昇が小さくなる傾向を示している。

計測結果と計算結果を比較すると、水位上昇が比較的小さい波周期 10sec や波向が 210deg の場合には、両者は良い一致を示している。前述した計算モデルでは、粘性に基づく水位変動の減衰影響を考慮していないため、水位上昇の変動が大きくなる波向 180deg の 6.5sec～8.0sec においては、定量的な差が生じているが、波周期 8sec の場合に Midship 前後に水位上昇のピークが生じる等、定性的には計算結果と計測結果は良い一致を示していることが分かる。推定精度の向上を図るためには、FLNG と LNG 運搬船の Gap 内において、2 船の舷側での摩擦等による水位上昇の減衰を考慮する必要があり、モデル化の検討とその精度検証が今後の課題であると考えられる。

### 3. タンク内遊動水影響を考慮した 2 船体動揺評価

Side-by-Side 係船された FLNG と LNG 運搬船に対する安全性評価では、2 船体の相対動揺評価は必須であるが、特に大きな LNG 貯蔵タンクを有する 2 船の沖合係留時には、それぞれのタンク内におけるスロッシング影響を考慮することにより、2 船体の相対動揺の応答が、タンク内におけるスロッシングの影響を考慮しない場合と比べて大きく異なることが考えられる。2 船は係留索とフェンダーを介して接続されているため、その非線形な特性に加えて、2 船のスロッシング影響を考慮することで、2 船に作用する流体力も変化する複雑な問題となる。Side-by-Side 係船された 2 船の相対動揺量を精度良く評価するためには、それらの問題を解決していく必要があるが、2 船体の相対動揺問題やスロッシングが洋上 LNG 移送のオペレーションに及ぼす影響を取り扱っている研究例は少ない。

当所では、半載状態の FLNG と LNG 運搬船の縮尺模型を用いた 2 船体波浪中動揺試験を実施し、スロッシングが 2 船の動揺応答に及ぼす影響を調べた。

#### 3.1 対象船

FLNG 及び 14.5 万 m<sup>3</sup> のメムブレ型 LNG 運搬船を対象とした。FLNG は FLEX 社が検討を進めている FLNG<sup>14)</sup> の主要目と船型を参考にして決定した。LNG 運搬船は当所が所有する船型データを用いた。Side-by-Side 係船された 2 船の出荷時の状態を対象とするため、2 船共に半載喫水相当で計測を行った。水槽試験では 1/90 縮尺模型を用い、FLNG 及び LNG 運搬船模型のタンク内はスロッシングが起きやすいように半載状態とした。模型船の外観と 2 船の主要目を図 3.1 及び表 3.1 に示す。

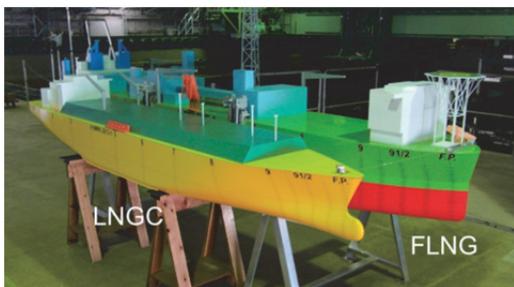


図 3.1 供試模型船の外観

表 3.1 対象船の主要目

	FLNG		LNGC	
	実機	模型	実機	模型
垂線間長 L <sub>PP</sub> (m)	328.0	3.64	272.0	3.02
型幅 B (m)	50.0	0.56	43.4	0.48
型深さ D (m)	31.6	0.35	26.0	0.28
半載喫水 d (m)	12.0	0.13	10.4	0.12

#### 3.2 セッティング

図 3.2 に水槽試験時のセッティングを示す。FLNG の船首尾は、ばね定数の小さな弦巻ばねとワイヤーで漂流しないように係留し（2 章で述べた方位角抑制装置を用いて係留し）、波による船体動揺を許容した。船内には動揺計測のためのジャイロとデッキ上には変位計測のための LED を設置した。また、LNG 運搬船は係船索とフェ

ンダーを2基ずつ用いて、FLNGの右舷側に Side-by-Side 係船した。なお、LNG 運搬船側には係船索の初期張力を調整するための巻き取り機を設置した。また、全体は治具を介して曳航台車に備わっているターンテーブルに固定し、ターンテーブルを回転することで波の入射角を変更できるようにした。

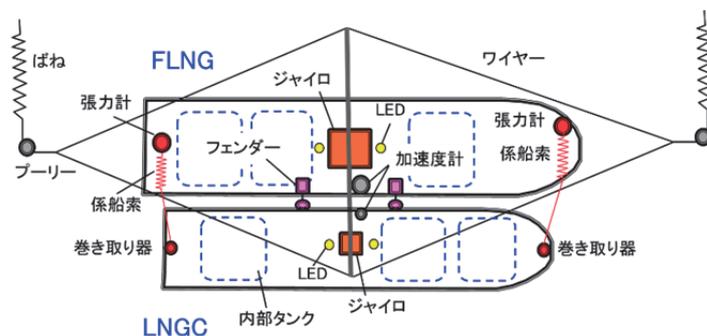


図 3.2 セッティング

2 船間の索取りは OCIMF<sup>12)</sup>のガイドラインに基づき決定した。実機スケールで索径 90mm のテールロープと索径 47.5mm のワイヤーロープの組み合わせとし、16 本の係船索による索取りを想定した。また、2 船間のフェンダーについては、横浜ゴム株式会社のカタログ<sup>13)</sup>から直径 3.3m×長さ 6.5m の空気式フェンダー4 基の使用を想定した。

水槽試験では2本の係船索と2基のフェンダー模型でそれらの特性（係船索の伸び特性とフェンダーの反力特性）を模擬できるように、ばね定数と配置の設計を行った。図 3.3 に係船索とフェンダー模型の外観を示す。2 基のフェンダーについては、ばね定数の異なる3枚の板ばねを組み合わせて用いることで、実機フェンダーの非線形な反力特性を模擬できるように工夫した。図 3.4 にフェンダー反力の実機特性と模型特性の比較を示す。

船内に搭載する計測機器との兼ね合いもあり、2 船の船内には図 3.5 に示すようにタンクを3 台ずつ設け、FLNG のタンクにはタンク容量の 46%、LNG 運搬船のタンクにはタンク容量に対し 42%の水を搭載し、観測しやすいように食紅で着色した。また、比較のためにタンク内の遊動水影響がある場合と無い場合について計測を行った。遊動水影響が無い場合については、タンク内の水に高吸水性ポリマーを入れてゲル化させることで、水の動揺を抑えて計測を行った。

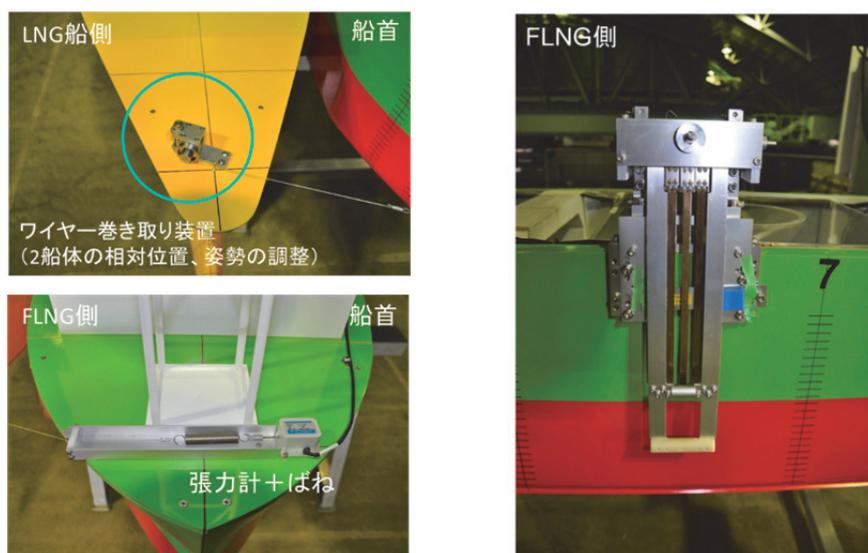


図 3.3 係船索（左図）及びフェンダー模型（右図）の外観

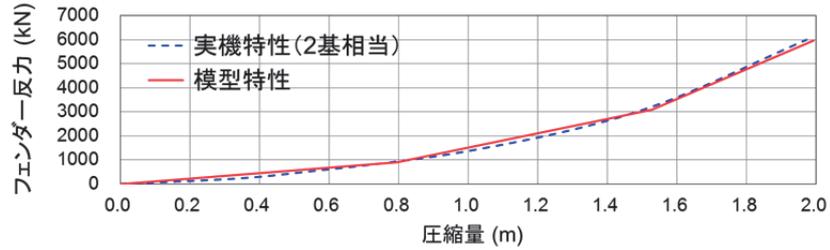


図 3.4 フェンダー反力特性のモデル化

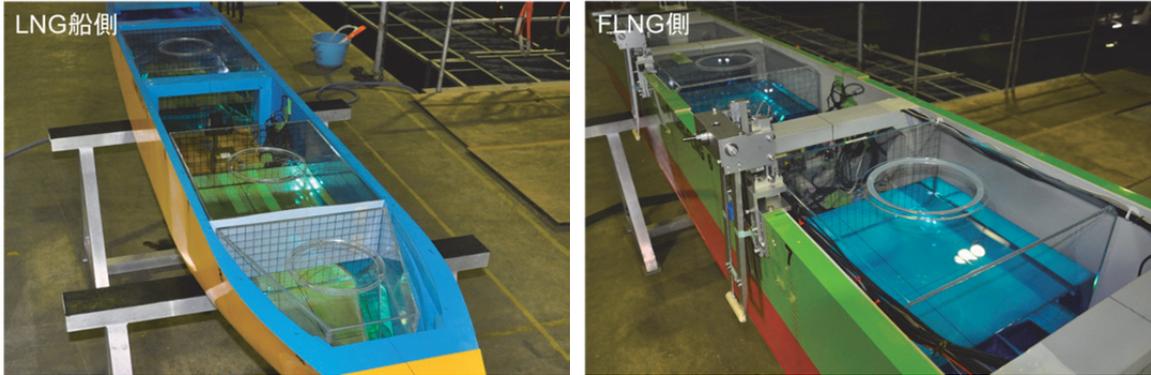


図 3.5 船内タンクとタンク内遊動水の外観

### 3.3 計測条件

表 3.2 に実機スケールにて試験条件を示す。当所の海洋構造物試験水槽において、実機相当で波高 2.5m の規則波と不規則波を起こし、計測を行った。波向きは、水槽の台車に設置した模型船を台車備え付けのターンテーブルで向きを変えることで、模型船に対する波の入射角を 120deg から 270deg まで 30deg 刻みで変化させた。図 3.6 に水槽試験の様子を示す。波周期 7.5sec、波向 120deg の規則波中における計測の様子を示す。

表 3.2 試験条件

項目	試験条件 (※実機スケールで表記)
波高(m)	2.5
周期(sec)	規則波: 5.0, 6.0, 7.0, 7.5, 8.0, 8.5, 9.0, 10.0 不規則波: $T_p=7.5, 9.0$ (JONSWAP, $\gamma=2.5$ )
波向き(deg)	120, 150, 180, 210, 240, 270
船内タンク	スロッシング有り、無し

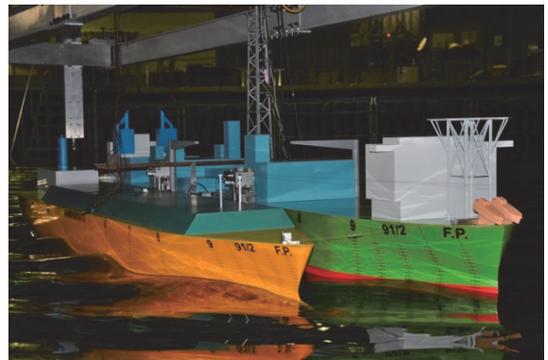


図 3.6 水槽試験の様子

### 3.4 計測結果

図 3.7 に、LNG 運搬船が単船の場合における Roll の応答を示す。横軸は波周期、縦軸は Roll 角  $\phi$  を入射波の片振幅  $\zeta$  で割った値を表す。図中のプロットが模型試験による計測結果で、実線はパネル法に基づく商用解析ツール WAMIT ver.7.2<sup>15)</sup>を用いた計算結果を示す。波周期 7.5sec でスロッシングの同調が見られ、計算と実験の結果が良好な一致を示していることが分かる。図 3.8 はタンク内の水位変動の応答を示したものである。図 3.9 に示すようにタンクの四隅に容量式の波高計を設置して水位変動を計測した結果を表す。図の横軸は波周期、縦軸は水位変動量  $\eta$  を入射波の片振幅  $\zeta$  で割った無次元値を示す。図中のプロットが模型試験結果、実線が WAMIT による計算結果となる。7.5sec にピークが見られ、Roll 応答の比較と同様に、計算結果は模型試験による結果の傾向を

おおよそ捉えていることが分かる。タンク内に設置した波高計とともに、船内にビデオを設置し、船体動揺時のタンク内の様子を撮影した。撮影動画をキャプチャしたものを図 3.10 に示す。波周期 7.5sec の場合、波周期 10sec の場合に比べて、タンク内の水が大きく動いている様子が分かる。

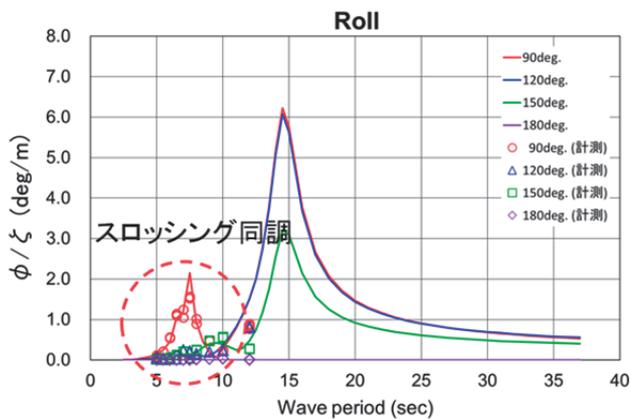


図 3.7 LNG 運搬船（単船）の Roll 応答

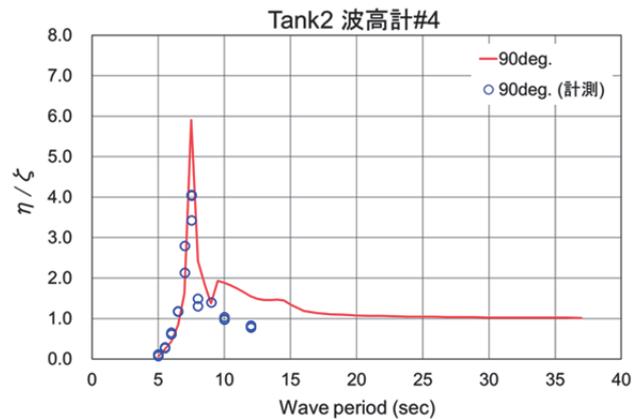


図 3.8 タンク内水位変動の応答（LNG 運搬船の単船時）

WAMIT で Side-by-Side 係船した FLNG 及び LNG 運搬船のスロッシング計算を行った際に用いた水面下の Hull と船内タンクのメッシュデータを図 3.11 に示す。また、両船の波浪中における Roll 運動の RAO (Response Amplitude Operator : 周波数応答関数) を図 3.12 に示す。横軸は波周期、縦軸は Roll 角  $\phi$  を入射波の片振幅  $\zeta$  で割った値を表す。図中のプロットが模型試験による計測結果で、タンク内の遊動水を考慮した場合が赤色のプロット、タンク内に搭載した水をゲル化して挙動を抑制した場合の結果を青色のプロットで色分けして示している。対応する実線は WAMIT による計算結果を表す。

波周期 7.5sec で同調がみられ、タンク内の遊動水を考慮した場合としない場合とでは、Roll のピーク周期と動揺量に大きな差があることが分かる。また、数値計算による推定結果は、模型試験による結果の傾向をおおよそ捉えていることが分かる。単船時と Side-by-Side 出荷時を比べると高周波側で Roll の応答に差が生じており、

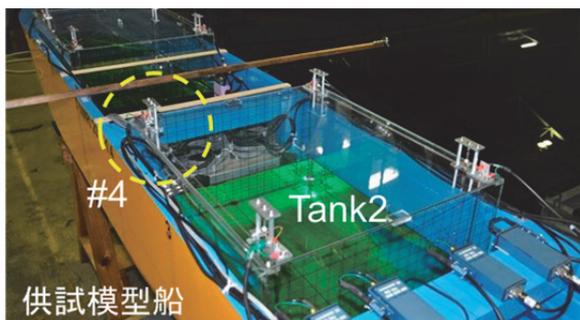


図 3.9 船内タンクと波高計

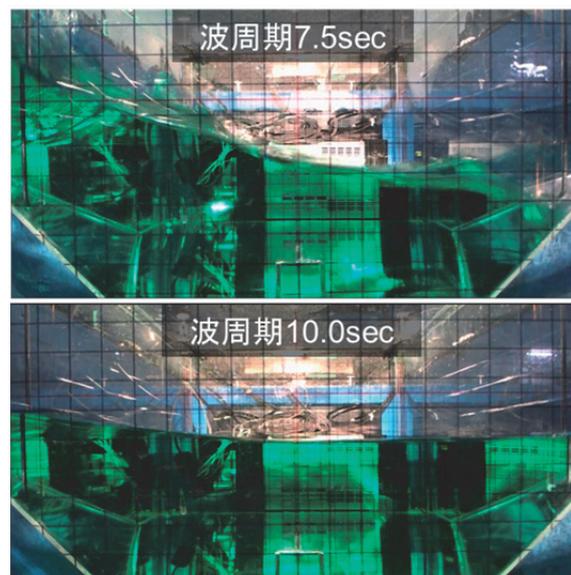


図 3.10 タンク内遊動水の様子

今後は、その差が洋上 LNG 移送の稼働性に及ぼす影響を検討していく必要がある。また、本研究により周波数領域解析においてはタンク内の遊動水影響を考慮した船体動揺（単船及び Side-by-Side 係船された 2 船体）を評

価することが可能であることが分かった。今後は、次章で述べる Availability 解析への適用という面において、時間領域解析においてもタンク内の遊動水影響を考慮した船体動揺評価が可能となるように研究を進めていくことが課題となる。

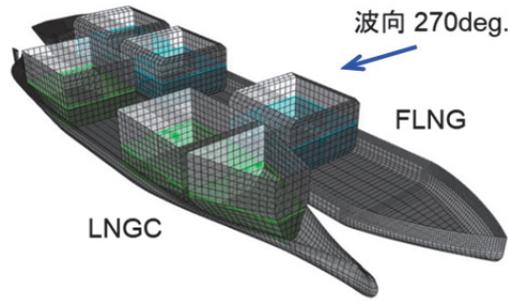


図 3.11 2 船体スロッシング計算のためのメッシュデータ

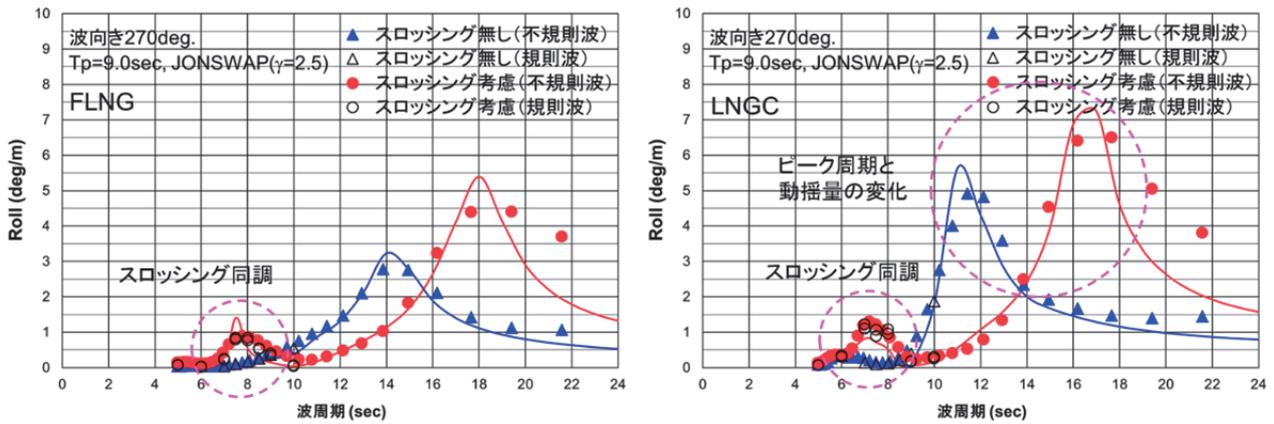


図 3.12 FLNG 及び LNG 運搬船の Roll 応答 (Side-by-Side 係船時)

#### 4. 洋上出荷オペレーションシミュレータの開発と Availability 解析

風、波、流れの複合環境外力下において、FLNG のタレット係留システム (別途、後述する)、複数本のライザーや深層水取水管の非線形特性と動的挙動影響を含めた FLNG システムの一体解析が可能となる数値水槽「洋上出荷オペレーションシミュレータ」を開発した。出荷形態としては Tandem 出荷と Side-by-Side 出荷の両方を取り扱うことが可能であり、Tandem 出荷については、2 浮体とタレット係留システム、フローティングホース、ホーサー係船索、シャトル船のアスターン等を考慮した一体挙動解析が可能であり、Side-by-Side 出荷については、沖合や岸壁等に係船された 2 船体、係留システム、フェンダー、出荷装置 (ホース/ローディングアーム) 等を考慮した一体挙動解析が可能である。図 4.1 に洋上出荷オペレーションシミュレータの 3D ビュアーの例を示す。図中の上段がタンデム出荷、下が Side-by-Side で出荷する場合を対象とした解析結果をアニメーション描画したもので、数値計算に基づく船体運動や係留索、出荷装置の挙動を視覚的に把握することが出来る。また、別ウインドウにて入射波や船体運動、係留索などに関する解析結果を時系列のグラフで同時に 8 つまで描画することが出来る。

第 3 期中期計画期間中に取り組んできた各要素技術と洋上出荷オペレーションシミュレータを組み合わせることにより、洋上天然ガス生産システムの開発に不可欠となる、安全性および稼働性評価のための基盤技術が構築できた。これにより、Tandem 方式並びに Side-by-Side 方式の LNG 出荷に対し、洋上出荷オペレーションシミュレータの時間領域解析に基づく洋上出荷クライテリア解析、LNG 貯蔵インベントリ解析に基づく LNG 出荷の詳

細稼働性評価（Availability 解析）が実施できる体制が整った。次節以降に、本シミュレータを用いた Availability 試解析について述べる。

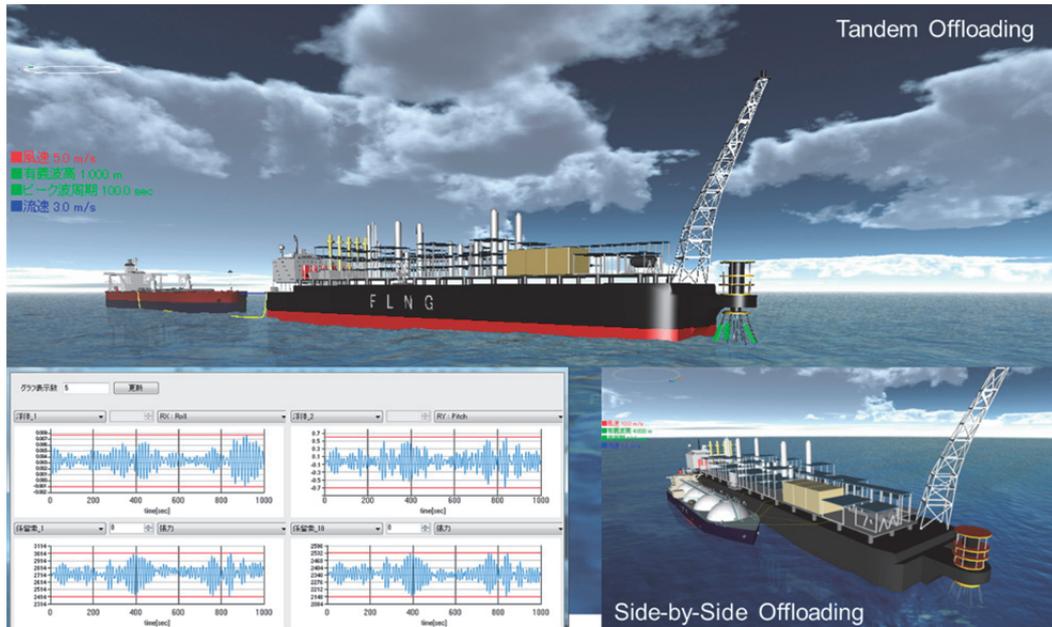


図 4.1 洋上出荷オペレーションシミュレータの 3D ビューアーによる描画例

#### 4.1 対象船の諸元設定

船首前方にタレットが位置する External タレット係留システムを有する FLNG 及び当所が所有する船型データの中から、タンク積載容量が 14.5 万  $\text{m}^3$  のモス型 LNG 運搬船を対象とした。表 4.1 に対象船の主要目を示す。載荷状態は 2 船とも半載状態とした。また、本報告書では FLNG と LNG 運搬船の船体に働く粘性減衰力として Roll の減衰、また FLNG については External タレット周りの Yaw rate damping 係数を考慮し、これまで当所で実施してきた水槽試験と数値計算との比較検討に基づき値を設定した。

表 4.1 対象船の主要目

	FLNG	LNG 運搬船
垂線間長 $L_{PP}$ (m)	500	270
型幅 B (m)	80	47
喫水 d (m)	15	10
排水量 (ton)	5.9E+05	9.9E+04
メタセンタ高さ GM (m)	24	4
慣動半径 $\kappa_{xx}$ (m)	32.8	17.0
慣動半径 $\kappa_{yy}$ (m)	143.2	64.8
慣動半径 $\kappa_{zz}$ (m)	143.2	64.8

#### 4.2 環境外力の設定

船体に働く環境外力として、波による力（波力、定常および変動波漂流力）に加えて、風と潮流による力を考慮した。風荷重については、当所が提案する手法<sup>16)</sup>に基づき、対象船に働く風荷重係数を推定した。潮流荷重は、過去に当所の海洋構造物試験水槽において VLCC と LNG 運搬船の縮尺模型を対象とした拘束曳航試験の結果を用いた。波による波力、定常および変動波漂流力は、パネル法に基づく商用解析ツールである WAMIT ver.7.2<sup>12)</sup>を用いて推定した。定常波漂流力の計算には Chen ら<sup>17),18)</sup>により提案されている Middle Field 法を用い、変動波漂

流力の計算で用いる QTF（Quadratic Transfer function；2成分波の差の波漂流力成分の応答関数）については、2船間の干渉影響を考慮するために Newman が提案する近似法ではなく、Full QTF を用いた。

### 4.3 タレット係留システムの設計

対象とする FLNG に対し、チェーンとワイヤーロープで構成される 3バンドル×4ラインにアレンジした 12本の係留ラインによるタレット係留システムを設計した。係留システムのレイアウトを図 4.2 に示す。係留ラインには、公称径 120mm のスタッドレスチェーン（R4：第4種）と直径 147mm のワイヤーロープの使用を想定した。係留索 1 本あたりの長さは 1100m となる。係留索の構成と構成部材の仕様を表 4.2 及び表 4.3 にそれぞれ示す。

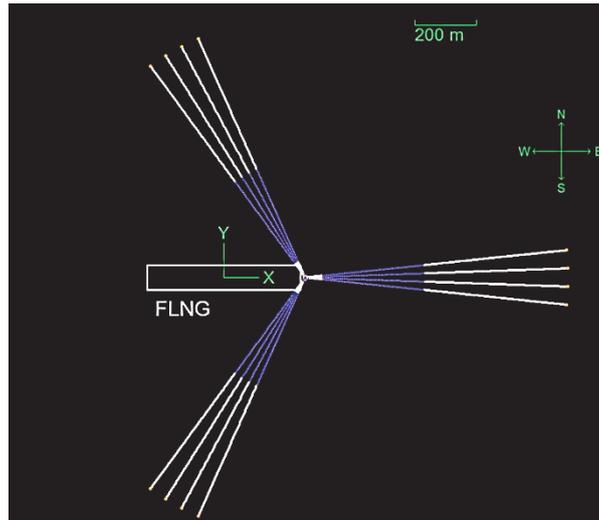


図 4.2 係留レイアウト

表 4.3 係留部材の仕様

表 4.2 係留索の構成

係留部材	#	係留ラインタイプ	長さ(m)
トップチェーン	1	120mmスタッドレスチェーン	100
ワイヤーロープ	2	147mm spiral strand wire rope	500
アンカーチェーン	3	120mmスタッドレスチェーン	500
Total length			1,100

	チェーン	Wire rope
公称径(mm)	120	147
タイプ	Studless Grade R4	6 × 19 with wire core
軸剛性(kN)	1.23E+06	0.873E+06
最小破断荷重(MBL)(kN)	13,573	13,686
空中重量(kg/m)	287.0	86.0
水中重量(kg/m)	249.0	75.0

### 4.4 2 船間係船の設計

図 4.3 に示す FLNG と LNG 運搬船の Side-by-Side 係船には、直径 44mm のワイヤーロープと直径 64mm のテールロープで構成した 16 本の索による係船を想定した。係船索の仕様を表 4.4 に示す。また、テールロープの伸び特性を図 4.4 に示す。ワイヤーロープの軸剛性は定数とし、テールロープの非線形な伸び特性を計算で考慮した。また、2 船間には直径 4.5m×9m の空気式フェンダーを 4 基設置した。フェンダーの反力特性を図 4.5 に示す。フェンダーの非線形な圧縮特性も数値計算では考慮した。16 本の係船索と 4 基のフェンダーを用いた Side-by-Side 係船において、係船索の初期伸びが 5% となる初期張力を与えて計算を行った。図 4.6 に洋上出荷オペレーションシミュレータのビューアーで描画した計算状態を示す。

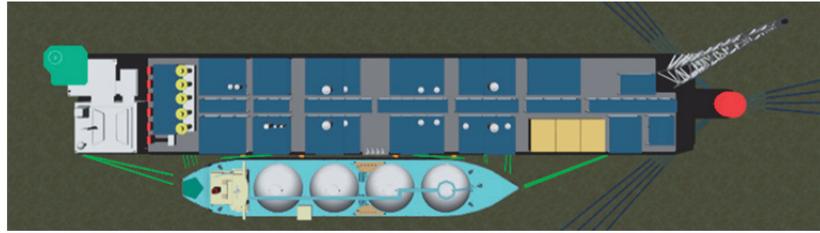


図 4.3 Side-by-Side 係留レイアウト

表 4.4 係船索の仕様

	Tail rope Nylon	Steel Wire 6×WS (36) IWRC
径 (mm)	64	44
Length (m)	11	80
MBL (MT)	188	138
SWL (安全稼働荷重) (MT)	75.2 (MBLの40%)	75.9 (MBLの55%)
ロープ伸び@MBL55%	23%	1%
軸剛性特性 (kN)	下図	76,011

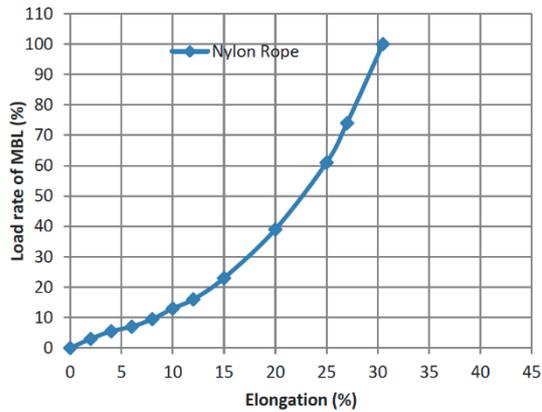


図 4.4 テールロープ（ナイロン）の特性曲線

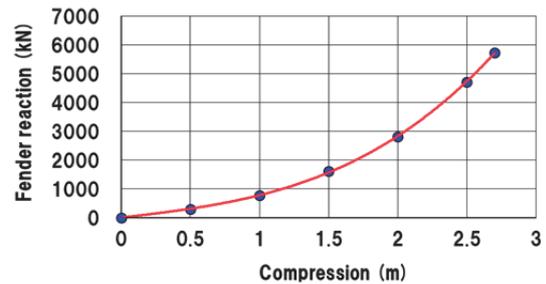


図 4.5 フェンダーの圧縮特性

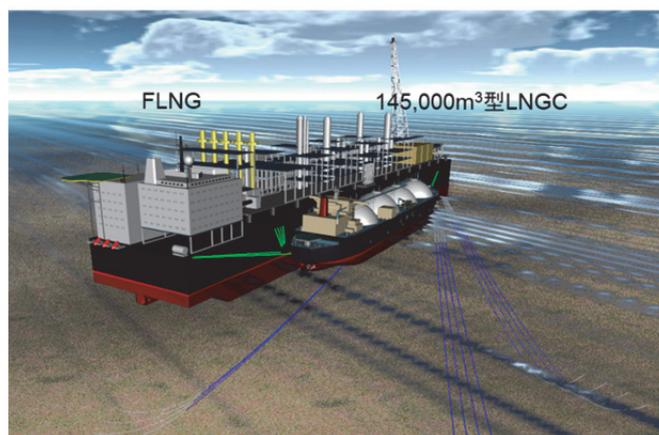


図 4.6 洋上出荷オペレーションシミュレータによる描画

#### 4.5 自然環境条件及び荷重ケース

環境条件として、当所が所有する東南アジアの海気象条件から、試解析用に3時間毎の波、風、潮流に関するデータを4日分用意した。図4.7の上段から順に有義波高と波向き、流速と流向、風速と風向の推移を示す。シミュレーションのケース数としては、表4.5に示す31ケースとなる。

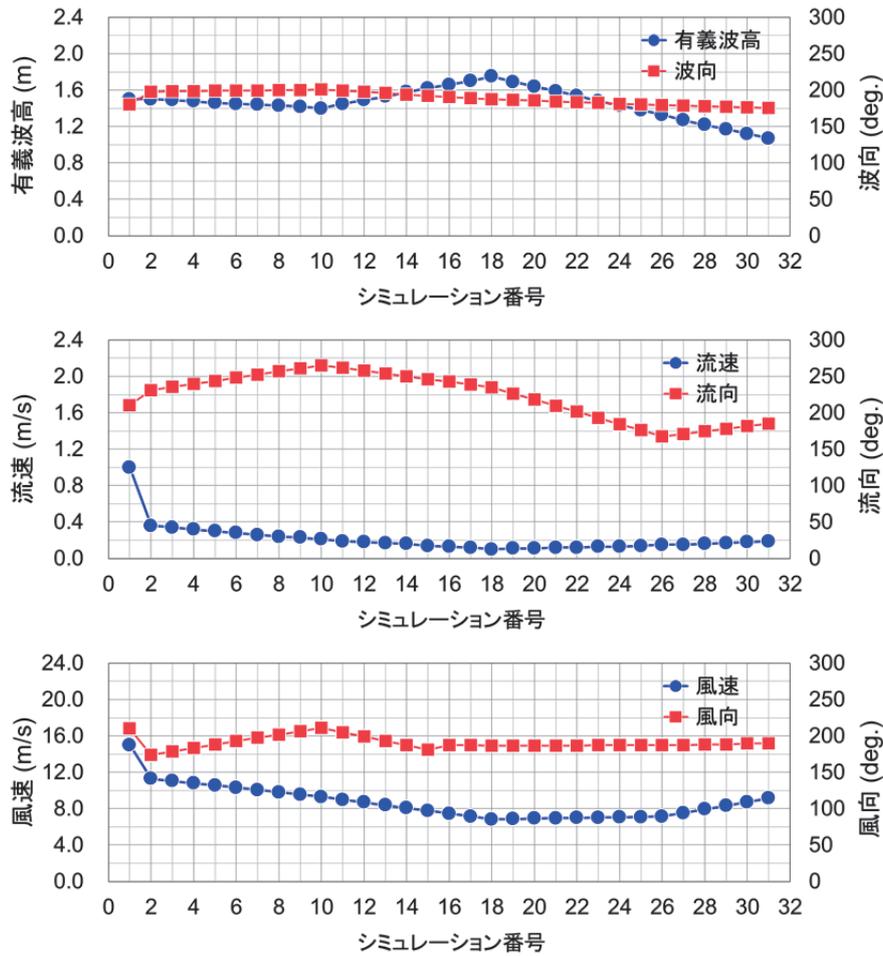


図 4.7 風, 波, 流れの推移

#### 4.6 シミュレーション条件及び解析条件

表 4.5 に示す 31 ケースの計算条件に対する応答について汎用時間領域計算ソフトウェア OrcaFlex<sup>19)</sup>を用いて 2 船体と係留システム, 出荷装置を含めた一体解析を行った. 時間積分には implicit 法 ( $\Delta t=0.1$ ) を用い, 3 時間相当 (10,800sec) の時間領域解析を行った. なお, シミュレーション開始時における浮体運動の過渡応答を除去するため, 計算時間の 1 割に相当する 1,080sec の予備計算時間 (Build-up 時間) を設け, その間に浮体に作用する環境条件を徐々に増加させ, Build-up 時間終了後に所要の値に到達するようにした.

本解析では, 出荷装置としてローディングアームを対象にし, 比較のため図 4.8 に示す 2 つのタイプを想定した. 一つは DCMA タイプ, もう一つは OLAF タイプである. OLAF タイプは DCMA タイプに比べて, 水平方向の許容稼働範囲が狭いが, ベースに横滑り用のベアリングを設けて可動範囲を DCMA タイプと同等以上にしている. ただし, 本解析ではローディングアームの許容稼働範囲が稼働性に及ぼす影響がはっきり分かるように, OLAF タイプのローディングアームについて, ベースに設けられている横滑り用のベアリングを考慮しないアームのみの性能 (許容稼働範囲) で比較を行った.

表 4.6 に Availability 評価で用いた許容値を示す. 評価項目には, ローディングアームの先端と LNG 運搬船マニホールドの相対距離と各位置での加速度, 係船索張力, LNG 運搬船の Roll 角を設定した. 前述の通り, LNG 運搬船が FLNG から離れる方向の相対距離がローディングアームによって異なる.

表 4.5 環境外力の組み合わせケース

Case	波向 (deg.)	Hs (m)	Tp (sec)	$\gamma$	流速 (m/s)	流向 (deg.)	風速 (m/s)	風向 (deg.)
SBS-1	180.00	1.50	11.88	2.50	1.00	210.00	15.00	210.00
SBS-2	197.81	1.50	8.31	2.27	0.36	231.08	11.31	174.32
SBS-3	198.18	1.49	8.66	2.22	0.34	235.35	11.06	178.93
SBS-4	198.54	1.48	9.01	2.18	0.32	239.63	10.81	183.54
SBS-5	198.91	1.46	9.36	2.14	0.30	243.90	10.56	188.15
SBS-6	199.27	1.45	9.71	2.10	0.28	248.18	10.31	192.76
SBS-7	199.64	1.44	10.05	2.07	0.26	252.45	10.06	197.37
SBS-8	200.00	1.43	10.40	2.03	0.24	256.72	9.81	201.98
SBS-9	200.37	1.42	10.75	2.00	0.23	261.00	9.56	206.59
SBS-10	200.73	1.40	11.10	1.97	0.21	265.27	9.31	211.20
SBS-11	199.08	1.45	11.16	1.96	0.19	261.49	9.00	205.16
SBS-12	197.43	1.49	11.21	1.96	0.18	257.71	8.69	199.11
SBS-13	195.77	1.53	11.27	1.95	0.17	253.93	8.38	193.07
SBS-14	194.12	1.58	11.32	1.95	0.16	250.15	8.08	187.02
SBS-15	192.47	1.62	11.38	1.94	0.14	246.37	7.77	180.98
SBS-16	190.82	1.66	11.43	1.94	0.13	242.59	7.46	187.46
SBS-17	189.16	1.70	11.49	1.94	0.12	238.81	7.15	187.15
SBS-18	187.51	1.75	11.54	1.93	0.10	235.03	6.84	186.84
SBS-19	186.48	1.69	11.42	1.94	0.11	226.61	6.88	186.88
SBS-20	185.45	1.64	11.30	1.95	0.11	218.20	6.92	186.92
SBS-21	184.42	1.59	11.17	1.96	0.12	209.78	6.95	186.95
SBS-22	183.39	1.54	11.05	1.97	0.12	201.37	6.99	186.99
SBS-23	182.36	1.48	10.93	1.98	0.13	192.95	7.03	187.03
SBS-24	181.33	1.43	10.81	1.99	0.13	184.53	7.07	187.07
SBS-25	180.30	1.38	10.68	2.01	0.14	176.12	7.10	187.10
SBS-26	179.27	1.33	10.56	2.02	0.15	167.70	7.14	187.14
SBS-27	178.58	1.27	10.39	2.03	0.15	171.15	7.54	187.54
SBS-28	177.90	1.22	10.22	2.05	0.16	174.60	7.94	187.94
SBS-29	177.21	1.17	10.05	2.07	0.17	178.05	8.34	188.34
SBS-30	176.52	1.12	9.88	2.08	0.18	181.51	8.75	189.55
SBS-31	175.83	1.07	9.70	2.10	0.19	184.96	9.15	189.95

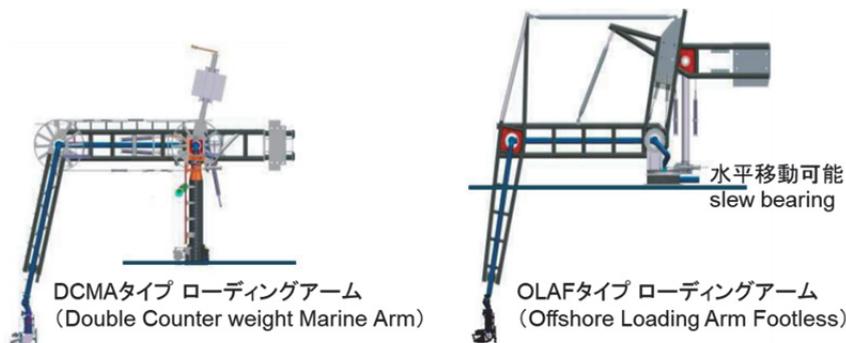


図 4.8 評価対象とする出荷装置

表 4.6 Availability 評価の許容値

評価項目	許容値
Loading arm tipと LNGC manifold 間の距離	相対変位(X, Y, Z) : $\pm 2\text{m}$ 以下 但し、-Y方向(LNGCがFLNGから離れる方向)に -1.8m以下(DCMAタイプ) -1.0m以下(OLAFタイプ)
加速度	LNGC manifold位置 : $\pm 0.25\text{m/sec}^2$ 以下 Loading arm tip : $\pm 0.25\text{m/sec}^2$ 以下
係船索張力	安全稼働荷重 737kN以下
LNGCの動揺 (Roll角)	$\pm 2\text{deg.}$ 以下

4.7 Availability の評価結果

表 4.7 に評価結果を示す。結果として、LNG 運搬船が FLNG から離れる方向の相対変位が厳しく、許容値を超えてしまうケースがあった。赤色でハッチをかけているケースは、DCMA タイプのローディングアームを想定した場合に、許容値を超えてしまうケースを示す。OLAF タイプのローディングアームを想定すると、黄色でハッチをかけたケースも出荷できないケースとなり、出荷できないケースがかなり増えることが分かる。なお、色の塗っていないケースは両タイプのローディングアームで出荷可能な条件を意味する。本解析の結果、Side-by-Side 出荷では、ローディングアームの稼働限界、特に FLNG から離れる Sway 方向の稼働限界値が、Availability の評価結果に大きく影響し、稼働限界の大きい DCMA タイプだと 31 ケースのうち 30 ケースで出荷可能であったが、OLAF タイプだと 11 ケースに減少してしまうことが分かった。本解析では 4 日間の検討であったが、本試解析を通して洋上出荷に関する Availability 解析のための基盤技術が整ったと考えている。

表 4.7 Availability の評価結果

Sequence No.	FLNG				LNGC				FLNG Loading arm tip-LNGC manifold MPM						最大ライン張力 (kN)	Availability
	両振幅 MPM				両振幅 MPM				相対変位			manifold	arm tip			
	z	roll	pitch	Yaw	z	roll	pitch	Yaw	x 両	y 両	y 片	z 両	Acc 両	Acc 両		
SBS-1	0.27	0.12	0.18	1.98	1.03	1.80	1.93	2.58	2.38	2.14	-1.10	1.90	0.26	0.04	387.08	△
SBS-2	0.05	0.07	0.03	2.58	0.48	0.72	0.62	3.34	2.37	2.15	-1.85	0.75	0.23	0.03	233.50	×
SBS-3	0.06	0.05	0.05	2.19	0.40	0.51	0.62	2.73	2.99	1.88	-1.77	0.66	0.19	0.02	191.66	△
SBS-4	0.08	0.04	0.06	1.29	0.35	0.49	0.62	1.65	3.41	1.60	-1.49	0.63	0.17	0.02	202.44	△
SBS-5	0.10	0.03	0.07	0.80	0.32	0.45	0.63	1.01	2.83	1.32	-1.27	0.62	0.15	0.02	189.96	△
SBS-6	0.12	0.03	0.08	0.57	0.31	0.44	0.63	0.78	2.52	1.18	-1.14	0.63	0.13	0.03	182.63	△
SBS-7	0.14	0.03	0.09	0.97	0.35	0.51	0.68	1.50	1.62	0.94	-0.81	0.72	0.12	0.03	226.73	○
SBS-8	0.15	0.04	0.10	0.86	0.40	0.58	0.78	1.25	1.52	1.12	-0.88	0.84	0.14	0.03	226.24	○
SBS-9	0.17	0.04	0.11	1.08	0.48	0.75	0.94	1.53	1.38	1.14	-0.85	1.02	0.15	0.03	248.67	○
SBS-10	0.19	0.05	0.13	1.07	0.55	0.89	1.05	1.36	1.67	1.56	-1.04	1.16	0.16	0.03	267.03	△
SBS-11	0.20	0.05	0.13	1.17	0.53	0.90	1.00	1.61	1.75	1.46	-1.05	1.14	0.15	0.03	262.97	△
SBS-12	0.21	0.05	0.14	0.80	0.52	0.91	0.97	1.34	1.68	1.40	-1.06	1.13	0.15	0.03	269.19	△
SBS-13	0.22	0.06	0.15	0.39	0.51	0.88	0.94	0.71	2.31	1.19	-1.15	1.11	0.15	0.04	227.76	△
SBS-14	0.23	0.09	0.15	0.59	0.57	0.92	1.03	0.89	2.61	1.23	-1.23	1.20	0.16	0.04	243.24	△
SBS-15	0.24	0.12	0.16	0.93	0.63	0.95	1.13	1.24	2.86	1.21	-1.26	1.28	0.18	0.04	254.83	△
SBS-16	0.25	0.08	0.17	0.71	0.59	1.08	1.07	1.04	2.09	0.94	-1.08	1.29	0.16	0.04	239.83	△
SBS-17	0.26	0.08	0.18	0.61	0.60	1.13	1.11	0.90	2.05	1.20	-1.21	1.33	0.17	0.04	245.90	△
SBS-18	0.27	0.08	0.18	0.62	0.62	1.21	1.13	0.91	2.24	1.08	-1.16	1.38	0.17	0.04	244.39	△
SBS-19	0.26	0.07	0.17	0.66	0.58	1.06	1.08	0.99	2.17	1.16	-1.20	1.29	0.16	0.04	241.83	△
SBS-20	0.24	0.06	0.16	0.59	0.54	1.02	1.00	0.98	2.48	1.06	-1.15	1.21	0.16	0.04	237.29	△
SBS-21	0.23	0.05	0.15	0.56	0.51	0.86	0.94	0.83	2.59	1.03	-1.13	1.12	0.15	0.04	223.87	△
SBS-22	0.21	0.05	0.14	5.21	0.50	0.85	0.94	7.37	1.52	1.25	-1.12	1.09	0.15	0.04	244.10	△
SBS-23	0.19	0.04	0.13	0.54	0.48	0.78	0.90	0.79	1.27	1.30	-1.11	1.03	0.14	0.03	242.16	△
SBS-24	0.18	0.04	0.12	0.64	0.45	0.69	0.86	0.84	1.41	0.74	-0.83	0.97	0.14	0.03	223.75	○
SBS-25	0.16	0.04	0.11	1.19	0.42	0.61	0.82	1.59	1.51	0.82	-0.87	0.90	0.13	0.03	217.64	○
SBS-26	0.15	0.03	0.10	1.03	0.40	0.53	0.77	1.27	1.42	0.62	-0.78	0.83	0.13	0.03	208.35	○
SBS-27	0.13	0.03	0.09	1.03	0.36	0.49	0.71	1.27	1.41	0.75	-0.84	0.75	0.12	0.03	204.42	○
SBS-28	0.12	0.03	0.08	1.54	0.34	0.47	0.67	2.10	1.33	0.89	-0.90	0.70	0.12	0.02	215.85	○
SBS-29	0.11	0.03	0.07	1.71	0.32	0.41	0.64	2.02	1.10	0.89	-0.90	0.64	0.12	0.02	199.46	○
SBS-30	0.09	0.03	0.06	1.48	0.30	0.43	0.61	2.36	1.34	0.98	-0.93	0.60	0.11	0.02	228.75	○
SBS-31	0.08	0.03	0.06	0.73	0.27	0.38	0.57	0.94	1.16	1.12	-1.00	0.55	0.10	0.02	196.90	○

■ DCMAタイプ      ■ OLAFタイプ

5. まとめ

FLNG から LNG 運搬船への Side-by-Side 方式による LNG 出荷オペレーションを対象として、2 船間 Gap レゾナンスの評価とタンク内遊動水影響を考慮した 2 船体動揺評価に関する研究内容を報告した。また、第2基中期計画期間に開発した数値シミュレータを洋上出荷オペレーションシミュレータとして高度化し、FLNG から LNG 運搬船への洋上出荷を対象とした Availability 解析を行った結果を報告した。

2 船間 Gap レゾナンス評価では、FLNG と LNG 運搬船の縮尺模型を用いた水槽試験により 2 船間 Gap 内の水位変動を計測した。一方、境界要素法に基づく計算プログラムを開発して水槽試験結果と比較した結果、2 船間 Gap 内における水位上昇の定性的な傾向は計測結果に対し良い一致を示していることが分かった。定量的な面では、特に波周期が 7.0sec や 8.0sec の水位上昇が大きな範囲において、計算結果と計測結果の間に差が生じていることが分かった。推定精度の向上を図るためには、FLNG と LNG 運搬船の Gap 内において、2 船の舷側での摩擦

等による水位上昇の減衰を考慮する必要があり、モデル化の検討とその精度検証が今後の課題であると考えられる。

タンク内遊動水影響を考慮した2船体動揺評価では、LNG運搬船が単船の場合とFLNGにSide-by-Side係船した場合を対象として、水槽試験において波浪中の動揺応答を計測した。また、周波数領域解析による計算結果と比較したところ、LNG運搬船が単船の場合において、スロッシング同調周期におけるタンク内の水位上昇やRoll運動の応答に対して両者の傾向が良好な一致を示すことが分かった。また、FLNGとLNG運搬船がSide-by-Side係船された場合について、タンク内の遊動水影響の有無に対して同様の比較を行った結果、タンク内の遊動水を考慮した場合としない場合とでは、Rollのピーク周期と動揺量に大きな差があることが分かり、数値計算による推定結果は、模型試験による結果の傾向をおおよそ捉えていることが確認できた。Roll応答の高周波数側で計算結果と計測結果に差が生じており、その差が洋上LNG移送の稼働性に及ぼす影響の検討と、時間領域解析においてもタンク内の遊動水影響を考慮した船体動揺評価が可能となるように研究を進めていくことが課題となる。

今後は、国内企業が海洋資源開発に進出する際に、オペレーションを中心とした安全性技術や実現可能性評価技術の体系整備が望まれるのではないかと考える。紙面の関係で、本報告書では第3期中期計画期間内に取り組んだ全ての研究内容を網羅することは出来なかったが、2船間のGapレゾナンス、タンク内の遊動水影響の評価技術を本章後半で報告した浮体や係留システム、出荷装置等の一体解析技術に取り込むことでAvailability解析技術の向上を図り、洋上におけるLNG移送オペレーションに対する出荷ダウンタイム解析技術の開発に関する研究を進めていきたいと思っている。それらの技術の蓄積により、事業性の評価支援や安全ガイドライン策定、国内海洋産業の発展に寄与できればと考えている。

## 謝 辞

Gapレゾナンス評価に関する水槽試験は、平成23年度に開催されたFLNG研究会の一環で実施し、研究会においてメンバー各位にご議論頂いた。また、タンク内遊動水影響を考慮した船体動揺評価に関する水槽試験の一部は、平成25年度JSPS科研費助成課題「タンク内遊動水影響を考慮した2船体動揺推定法に関する研究」(25289327)において実施した。関係各位に謝意を表する。

## 参考文献

- 1) International Energy Agency : World Energy Outlook 2011.
- 2) 大坪和久, 正信聡太郎, 矢口雄大, 浅沼貴之, 前田克弥 : 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, 第19号 (2014), pp255-263.
- 3) 湯川和浩, 石田 圭, 佐藤 宏, 藤原敏文, 加藤俊司, 青山憲之, 平田裕一 : バンカリング時における船舶間LNG移送技術の安全性評価, 日本船舶海洋工学会論文集, 第19号 (2014), pp69-78.
- 4) 藤原敏文, 湯川和浩, 佐藤宏, 加藤俊司 : Wind effect estimation and navigational effect in side by side offloading operation for FLNG and LNG carrier ships, Proceedings of OTC2012.
- 5) 渡邊充史, 湯川和浩, 石田圭, 佐藤宏: タンデムオフローディング時における船体振れ回り運動に関する模型試験とシミュレーション, 日本船舶海洋工学会 平成28年秋季講演会 講演論文集 (2016).
- 6) 湯川和浩, 加藤俊司, 林竜也, 安藤翼 : External タレットの係留設計要件に関する研究, 日本船舶海洋工学会論文集, 第22号 (2015), pp83-94.
- 7) 林竜也, 安藤翼, 湯川和浩, 加藤俊司 : Study about Statistical Approach in External Turret Mooring Analysis of FLNG, Proceedings of OTC ASIA2016.
- 8) Jean-Robert Fournier, Mamoun Naciri, Xiao-Bo Chen et al. : Hydrodynamics of Two Side-by-Side Vessels Experiments and Numerical Simulations, Proceedings of the Sixteenth International Offshore and Polar Engineering Conference (2006), pp.158-165.

- 9) Willemijn H.Pauw, Rene H.M.Huijsmans, Arjan Voogt : Advances in the Hydrodynamics of Side-by-Side Moored Vessels, Proceedings of the 26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (2007).
- 10) Tim Bunnik, Willemijn Pauw, Arjan Voogt : Hydrodynamic Analysis for Side-by-Side Offloading, Proceedings of the Nineteenth International Offshore and Polar Engineering Conference (2009), pp.648-653.
- 11) 加藤俊司 : 波浪中 2 浮体に作用する流体力, 波力, 波漂流力及び動揺計算プログラム, 一般財団法人 ソフトウェア情報センター 登録番号(P 第 9673 号-1), 2009.
- 12) Oil Companies International Marine Forum (OCIMF) : Mooring Equipment Guidelines 3rd Edition (MEG3).
- 13) 横浜ゴム株式会社 : YOKOHAMA FLOATING FENDERS PNEUMATIC 50&80 (ヨコハマ浮遊空気式防舷材 (洋上接触用・岸壁用))
- 14) FLEX FLNG <<http://www.flexlng.com/>>
- 15) Wamit, Inc. <<http://www.wamit.com/>>
- 16) 藤原敏文, 上野道雄, 池田良穂 : 成分分離型モデルを利用した新しい風圧力推定法, 日本船舶海洋工学会論文集 Vol.2 (2005), pp.243-255.
- 17) Flavia Caldi Rezende and Xiao-Bo Chen, et al. : Second Order Roll Motions for FPSO's Operating in Severe Environmental Conditions, Offshore Technology Conference (2007).
- 18) Flavia Rezende, Xiao-Bo Chen, Macros D.Ferreira : Simulation of Second-Order Roll Motions of a FPSO, OMAE2008-57405 (2008).
- 19) Orcina <<http://www.orcina.com/index.php>>