

メンブレン LNG タンクのスロッシングとスワーリングに関する 実験と数値計算

学生会員 吉田 智美* 正会員 荒井 誠**
学生会員 Gustavo Massaki Karuka* 秋山 由佳
正会員 安藤 英幸***

Model experiments and numerical simulations of sloshing and swirling in membrane LNG tanks

by Tomomi Yoshida, *Student Member* Makoto Arai, *Member*
Gustavo Massaki Karuka, *Student Member* Yuka Akiyama
Hideyuki Ando, *Member*

Summary

It is known that there is a possibility that severe sloshing can occur in partially filled cargo tanks of membrane LNG carriers and that it may cause damage to the tank structures. Recently, new modes of LNG cargo transportation have arisen, such as the use of LNG carriers in the shuttle transportation of natural gas from floating LNG, the adoption of LNG as a fuel for ships, etc. In these new applications, partial filling in the cargo tank or in the fuel tank is inevitable. In this study, in order to investigate the sloshing characteristic in partially filled membrane tanks, sloshing model experiments were carried out. In the experiments, a strong rotational motion of the free surface in the tank, i.e. swirling, was observed. Based on the experimental and numerical studies carried out in this study, it was found that swirling occurs when the tank length to tank breadth ratio (L_t/B_t) is close to 1. In addition, even in irregular excitation, it was confirmed that there is a possibility that swirling occurs with the same condition. There are some actual ships that have tanks which conform with the above mentioned condition, so swirling may occur if such ships are operated in partially filled condition. Furthermore, the relationship between the sloshing force and the applied excitation was investigated from the results of irregular excitation experiments and numerical calculations. Based on the derived formula, a distribution map of sloshing load in the North Pacific Ocean was obtained.

1. 結 言

世界的な人口増によるエネルギー消費の増大やクリーンエネルギーに対する注目の高まりから、天然ガスの需要が拡大している。その結果、天然ガスの海上輸送を担う LNG 船隊の拡充が急ピッチで進んでいる。船舶で使用されている LNG 輸送用タンク様式には大きく分けて 2 種類あり、球形の MOSS 型タンクと角型のメンブレンタンクがある。なかでも LNG 船の約 7 割は容積効率の良いメンブレンタンクを搭載している。しかしながら部分積み時のメンブレンタンクではタンク内液体の動揺現象であるスロッシングが生じやすく、タンクの損傷を引き起こす可能性があるため、船級協会規則¹⁾により積み付け制限が課されている。積み付け制限が緩和されれば LNG 船の運用面からはメリットがある。また、洋上での天然ガス生産に用いられる FLNG(Floating LNG)や FLNG 用のシャトルタンカーとしての LNG 船、また最近注目を集めている LNG 燃料船等では、部分積みが不

可避であるため、これらの船舶の LNG 格納タンクにメンブレン方式を用いる場合には、スロッシングの検討が極めて重要になる。本研究ではメンブレンタンクの実海域におけるスロッシング特性を調べるため、アクリル製模型タンクを用いた模型実験を行った。この結果、タンク内を液体表面が激しく回転するスワーリング現象が観察された。著者ら^{2),3)}の研究により、規則加振においてはタンクの幅と長さが等しいまたはそれに近いときにスワーリングが発生することがわかっている。そこで、本研究では不規則加振の実験と数値計算を行い、規則加振で求めた条件が不規則加振を与えた際にも当てはまるのかを調べた。また、実験結果の考察から、実海域において LNG タンクの壁面に作用するスロッシング荷重の大きさを推定する方法を提案し、冬期北太平洋におけるスロッシング荷重の海域毎の評価例を示す。

2. 実験条件

部分積み状態でのメンブレンタンクにおけるスロッシング特性を調べるため、MTI Yokohama Lab の振動台を用いて模型タンクの加振実験を行った。

* 横浜国立大学大学院工学府

** 横浜国立大学大学院工学研究院

*** 株式会社 MTI

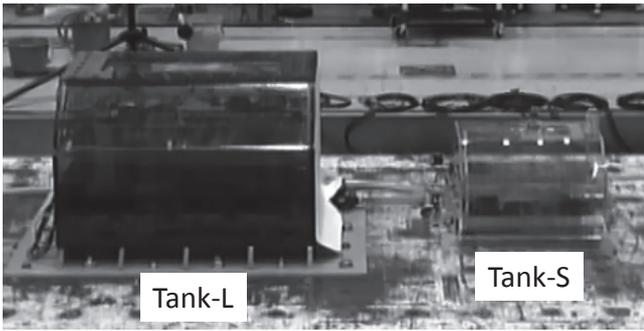


Fig. 1 Moving table with two model tanks

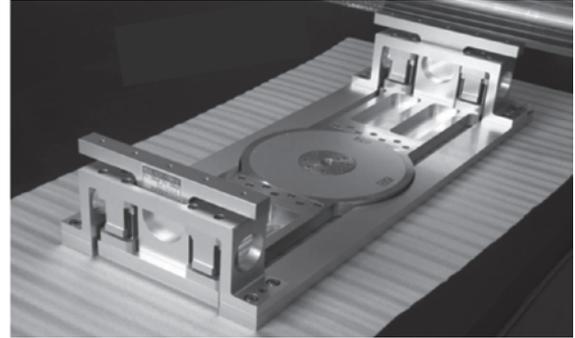
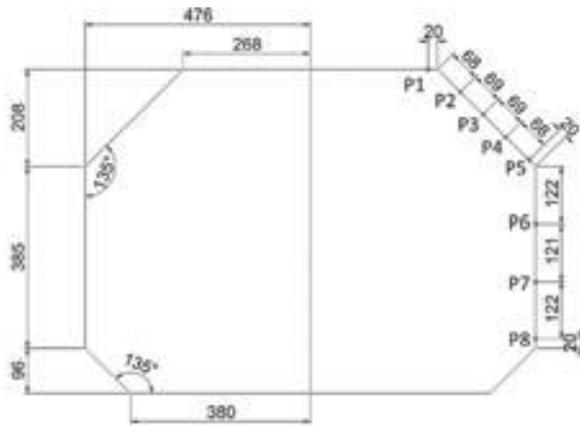


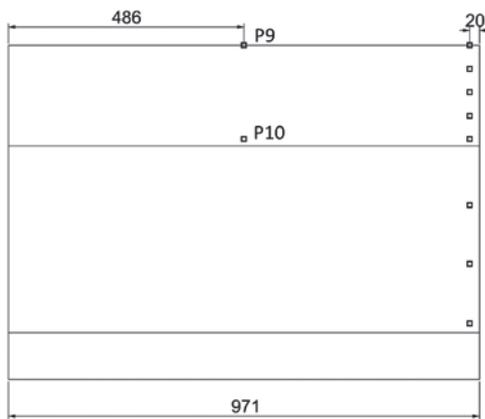
Fig. 3 Load cell

2.1 実験装置

実験では Fig.1 に示す 2 つの模型タンク（以下、Tank-L、Tank-S）を振動台に搭載し、規則加振、不規則加振を与えた。Tank-L と Tank-S の形状は相似であり、Tank-L は実機の 40 分の 1、Tank-S は 68.75 分の 1 スケールである。Tank-L には Fig.2 に示すようにタンク壁に 10 個の圧力計を設置した。また、Tank-S は振動台上に設置した Fig.3 に示す検力計上に搭載し、タンク加振時に発生するタンク前後方向およびタンク左右方向の荷重を測定した。



(a) Front view



(b) Side view

Fig. 2 Dimensions of tank model (Tank-L) and pressure gauge locations.

2.2 規則加振実験

規則加振実験では、30、50、70、80、90%の 5 通りの液位において Tank-L の左右方向に片振幅 0.02m の加振を与えた。矩形ないし矩形に近い断面形状を持つタンクの 1 次のスロッピング固有振動数は線形理論に基づく下記の式で推定できる。

$$f_n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{g\pi}{b} \tanh \frac{\pi h}{b}} \quad (1)$$

ここで、 h はタンク内の液面高さ、 b はタンク幅、 g は重力加速度である。ただし、メンブレンタンクはタンクの上下にタンク幅が狭くなるチャンファーと呼ばれる部分をもっている。固有振動数の推定にあたり静止時の液面がチャンファーにかかっている場合は、式(1)の b の値として狭くなった静水面の幅を用いる。Fig. 4 に示すように式(1)を用いて推定した固有振動数は確認のために行った予備実験および数値計算結果と良く一致しており、上記の方法でタンク左右方向のスロッピング固有振動数を推定できる。本研究の規則加振実験においては、固有振動数およびその前後の振動数数点で加振実験を行った。

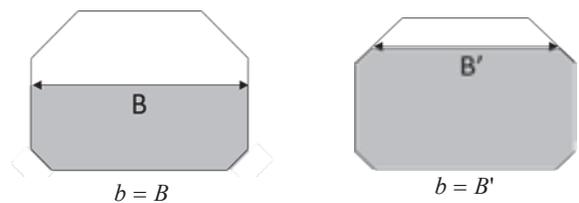
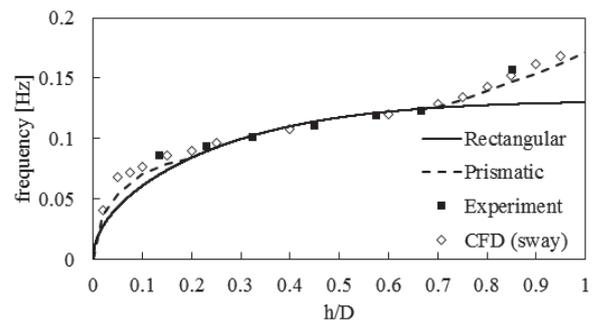


Fig. 4 Estimation of 1st mode natural frequency (full scale).

2.3 不規則加振実験

ISSC スペクトルから不規則波浪時系列を生成し、別途ストリップ法^{4), 5), 6)}を用いて求めた $L \times B \times d = 272m \times 44.2m \times 12.1m$ (50%積み)の要目を持つ LNG 船の sway 運動応答関数 (RAO)(Fig. 5)を用いることにより、模型タンクの sway 運動の不規則加振信号を生成した。なお、今回用いた応答関数はタンク内液体と船体運動の連成は考慮していない。不規則加振実験は液位 50%で 4 ケース行った。実験条件を Table 1 に示す。なお、()内の数値は実機スケールである。また、 H_s は有義波高、 T_z は平均波周期である。用いた実験条件は、Tank-S に対するアリューシャン列島南の海象条件 Case3 ($H_s = 5.76m, T_z = 9.55s$)を中心に H_s 及び T_z を変えて 4 点を選んだ。但し、Case2 は Tank-L に対して、 $H_s = 5.76m, T_z = 9.55s$ に対応するように設定した。

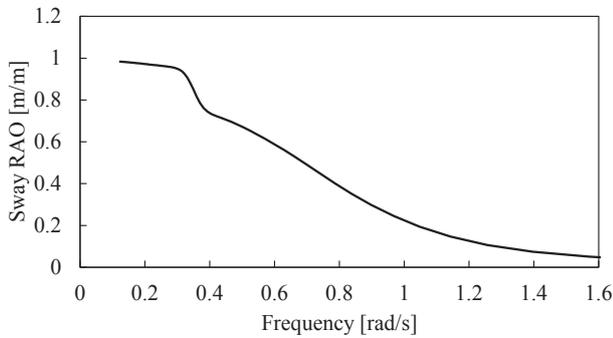


Fig. 5 Sway RAO.

Table 1 Irregular test condition.

Case	Filling level [%]	H_s [m]	T_z [s]	Duration [s]
1	50	0.072 (4.95)	1.510 (12.52)	1200 (9950)
2		0.144 (9.90)	1.510 (12.52)	
3		0.08572 (5.76)	1.152 (9.55)	
4		0.144 (9.90)	1.124 (9.32)	

3. 数値計算法

3.1 数値計算法

本研究では有限差分法に基づくスロッシング計算法を用いた (Arai ほか^{7), 8), 9)}。この計算法は流体を非圧縮、非粘性と仮定し、タンク内の流れを 3 次元直交格子系を用いて解くもので、各時刻における自由表面の位置は次式に示す高さ関数 H を用いて時々刻々計算する。

$$\frac{\partial H}{\partial t} + u \frac{\partial H}{\partial x} + v \frac{\partial H}{\partial y} = w \tag{2}$$

ただし、 u, v, w は自由表面位置の x, y, z 軸方向の速度成分である。なお、鉛直上方を z 軸の正方向にとる。

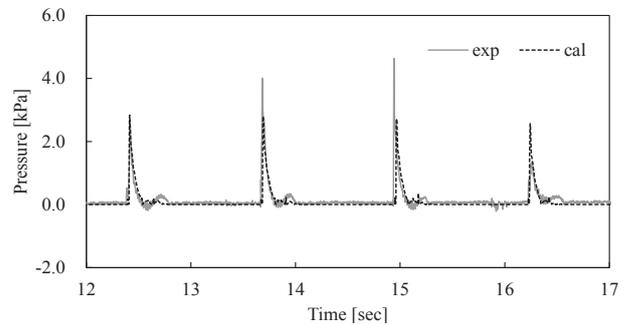
本計算法の特長は、繰り返し加振されるタンク内に生ずる

スロッシング現象を時間領域で効率良く計算出来る点にある。また、スロッシングの数値計算でしばしば見られるタンク天井の衝撃圧計算値の不自然な振動を抑えるための工夫がなされている。一方、(2)式の自由表面条件はスプレイ発生や砕波などの局所的な自由表面の変形を無視しているため、それらの現象が本質的に重要な問題、例えば砕波現象や流体内への気体の巻き込みなどの検討には使用できない。しかしながら、タンク天井の液面衝撃圧や、タンク壁に作用する流体力の評価に対しては実用的な計算ツールとして有効である。なお、本研究ではタンク内を $34 \times 34 \times 29$ の格子に分割し数値計算を行った。

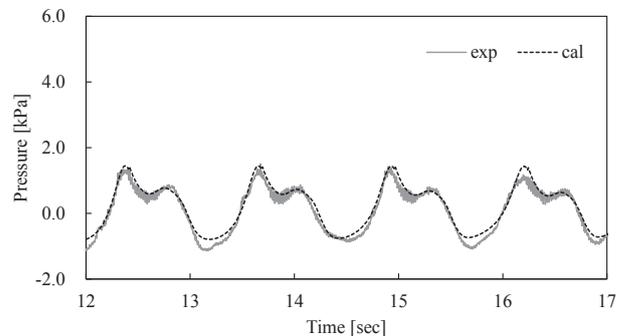
4. 加振実験結果と数値計算結果の比較と考察

本研究の模型実験では Tank-L を用いて圧力を計測し、Tank-S を用いてタンク全体にかかる荷重を計測した。以下に示す加振実験結果と数値計算結果の比較では、4.1 節及び 4.2 節の規則加振時の応答については模型スケールで示し、4.3 節以降の荷重応答に関する検討結果は実機スケールで示す。

4.1 規則加振実験



(a) P5



(b) P8

Fig. 6 Pressure histories

(Sway excitation, $f = 0.804 Hz$, $a = 0.02 m$, model scale).

Fig. 6 に、液位 50%において加振振動数 $f = 0.804 \text{ Hz}$ ，加振振幅 $a = 0.02 \text{ m}$ で規則加振した際に計測した圧力時系列を数値計算結果と比較して示す。P5, P8 は圧力計位置を示している (Fig. 2 参照)。P5 は上部チャンファの下端に設置した圧力計であり、50%積みでは大きな衝撃圧力が発生する。また、P8 は下部チャンファのすぐ上で、今回の実験条件では常に水面下に位置しているため、衝撃圧力は発生しない。Fig. 6 より、どちらの時系列についても実験結果と計算結果はよく一致していることがわかる。なお、実験結果の P5 の波形ではピーク値が衝撃毎に変動するが、数値計算ではほぼ一定のピーク値が求められている。

4.2 タンク長さタンク幅の比 (L_t/B_t) の影響

Fig. 7 は Fig. 6 と同じ条件における流体力 F_y, F_x の時系列計算値である。ここで、 F_y は模型タンクの左右方向加振時(以下、sway 加振)に加振と同方向に生ずる力の成分であり、 F_x は加振方向に垂直なタンクの前後方向の力の成分である。Fig. 7 からわかるように、sway 加振を行うと、はじめは二次元的な左右方向のスロッシングが発生するため力の成分としては F_y のみ現れるが、次第に液面の動揺方向が変化し、液面の回転運動(スワーリング)が発生する。スワーリングが発生する際は、 F_x の値が F_y と同程度となる。また、回転運動のため、 F_y と F_x の波形は 4 分の 1 周期ずれている。

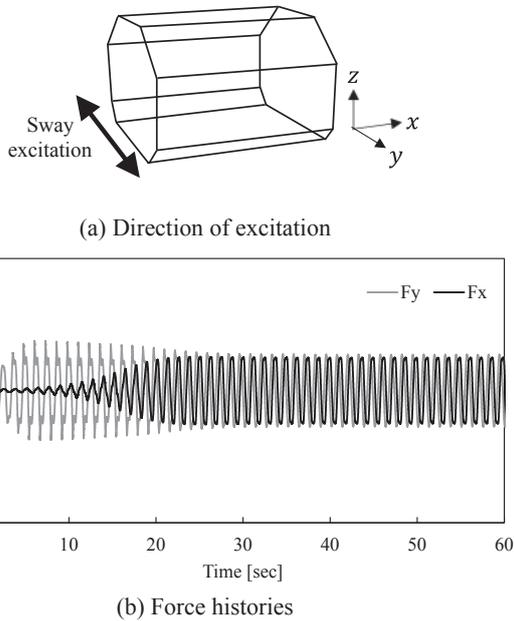


Fig. 7 Direction of excitation and force histories.

本研究の実験では使用したタンクの長さタンク幅がほぼ同じ (Tank-L では、タンク長さ 971mm, タンク幅 952mm) ため、スワーリングが発生したと考えられる。そこで、タンクの形状を変えた数値計算を行ってスワーリングの発生条件を調べた。加振振幅、タンク幅 (B_t) 等は模型実験と同条件を用い、各液位についてタンクの長さ L_t を変更して計算を行った。Fig. 8 にタンク内液体の固有振動数で加振した場合の計算結

果をまとめて示す。同図では縦軸に F_x と F_y の比をとり、横軸にタンクの長さ L_t と幅 B_t の比を取っている。スワーリングが発生すると F_x の値が大きくなるため、 F_x/F_y の値によってスワーリングの発生を判定できる。Fig. 8 より、 L_t/B_t が 1 付近、すなわちタンクの水平断面が正方形に近いタンク形状の時に F_x/F_y が大きく、スワーリングが発生することがわかる。液位としては、タンク高さの 30%~70%の範囲でスワーリングが発生した。これは静止時の液面が上部と下部のチャンファにかからない範囲に一致している。また、タンク長さ・タンク幅比 (L_t/B_t) としては、上記の液位においてどの場合も $0.90 < L_t/B_t < 1.1$ でスワーリングが発生した。

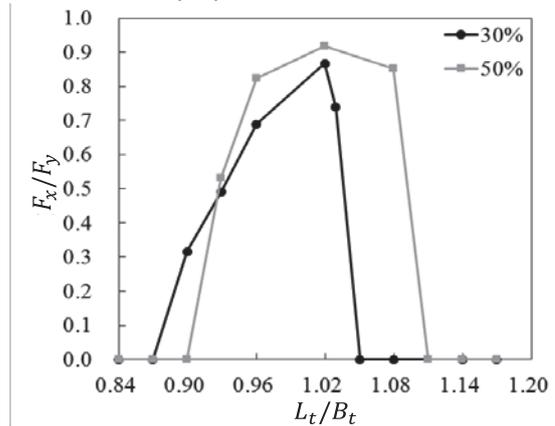


Fig. 8 Computed F_x/F_y for different L_t/B_t ratios

4.3 不規則加振実験及び数値計算結果

4.2 節に示したように、規則加振によってスワーリングが発生する条件を求めたが、次に不規則加振においても同じ条件でスワーリングが発生するかを確認する。加振方向は規則加振の場合と同様にタンクの左右方向に加振する sway 加振とし、振動台を不規則加振する模型実験と数値計算を行って、不規則加振下でのスワーリング発生状況を調べた。Fig. 9 に Table 1 の Case3 の条件で不規則加振を与えた場合の実験および数値計算により求めた力の時系列を比較して示す。なお、本研究では Fig. 3 の検力計の y 方向の出力値から模型タンクの慣性力(すなわちタンク質量×加振加速度)を差し引いた値を F_y とする。タンク前後方向には加振しないので x 方向の出力値は修正なしで F_x とする。一方、数値計算では、タンク壁面位置での圧力をタンク左右面で積分した値を F_y 、タンク前後面で積分した値を F_x とする。実験結果、数値計算結果ともに灰色で表示されている曲線が加振方向に垂直な力の成分 F_x を示しており、 F_x が大きくなるときにスワーリングが発生している。時系列全体で見ると F_y の時系列は実験結果と数値計算結果がほぼ一致しているが、 F_x の振幅が増大したり減少したりするパターンは実験結果と数値計算結果が必ずしも一致していない。これはスワーリングが流体運動の微小な乱れにより発生するもので、特にその回転方向については予測が困難であることが一因と考えられる (Karuka ほか³⁾)。

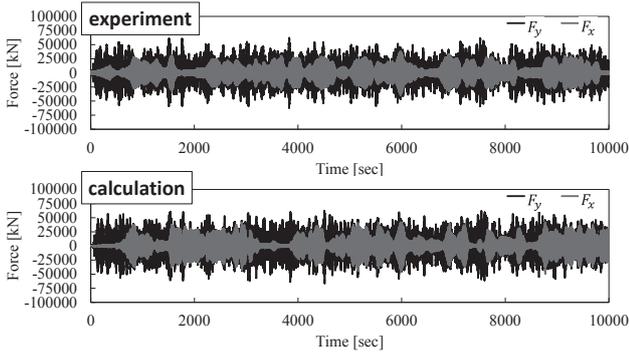


Fig. 9 Force histories by irregular excitation (full scale).

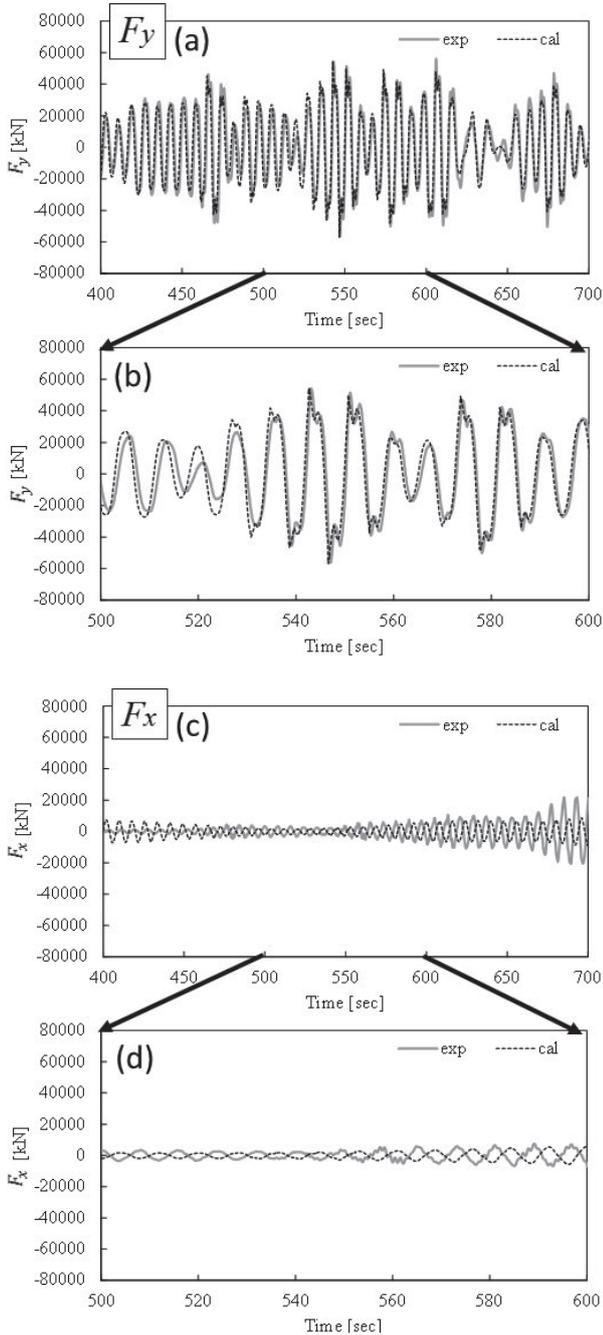


Fig. 10 Force histories by irregular excitation (Sloshing).

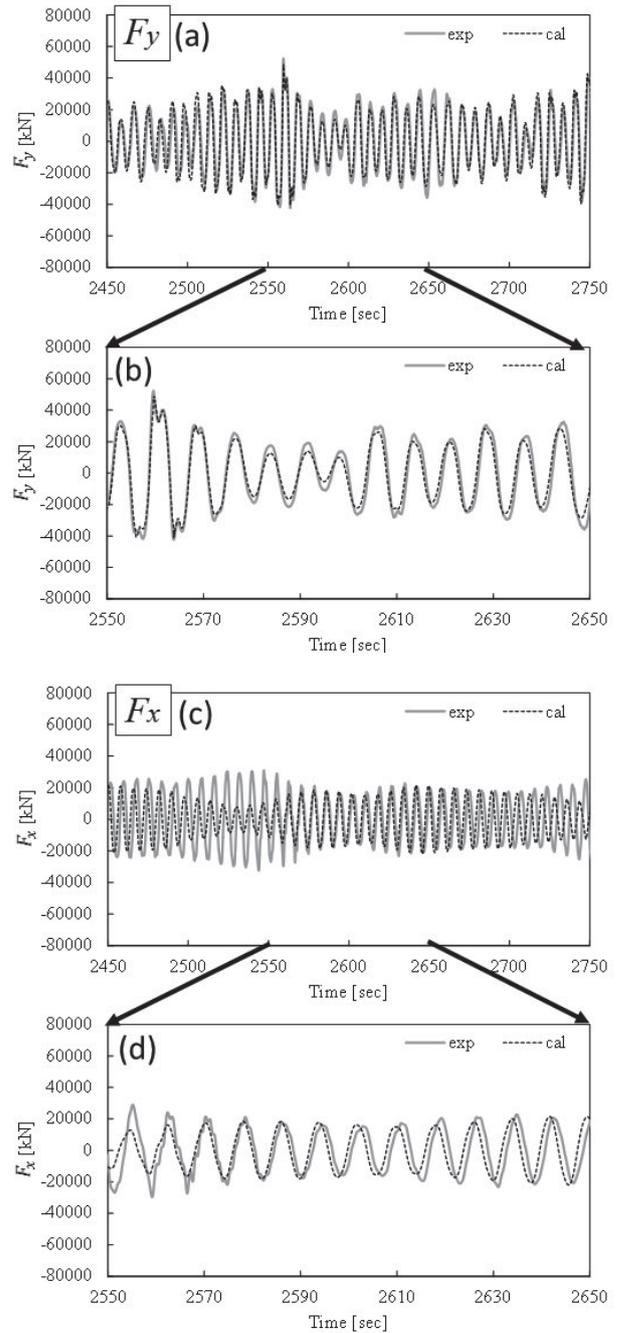


Fig. 11 Force histories by irregular excitation (Swirling).

しかしながら、時系列の一部を取り出すと実験と計算の結果が良く一致する箇所がある。たとえば、Fig. 10(a), 10(c), Fig. 11(a), 11(c)は Fig. 9 の時系列の一部を取り出して時間軸を約 33 倍に拡大したものである。また、Fig. 10(b), 10(d), Fig. 11(b), 11(d)は Fig. 10(a), 10(c), Fig. 11(a), 11(c)の時間軸をさらに 3 倍に拡大したものである。ここで、Fig. 10 は sway 加振方向に典型的な 2 次元スロッシングが起きている箇所であり、加振方向の力 F_y のみに顕著な応答が生じており、 F_x の振幅は小さい。なお、Fig. 10(d)より明らかなように F_x の実験と計算結果は逆位相になっている。これは極弱いスワーリングも同時に発生しておりその回転の向きが実験と計算で

反対になっていることを示している。 F_y の波形パターン、振幅ともに実験結果と計算結果の一致は極めて良好である。また、Fig. 11 はスワーリングが起きている場合の力の時系列である。加振垂直方向力 F_x (下段の図)の振幅が加振方向力 F_y (上段の図)の振幅と同程度の大きさとなっていることからはっきりとしたスワーリングの発生が確認できる。

以上の結果より、スワーリングの回転方向を常に数値計算と実験とで一致させることが困難なため、数値計算で実験結果の時系列を完璧に再現することはできないが、長時間の実験結果を数値計算で統計的に再現することは可能と考えられる。また、スワーリングが発生しにくい寸法をもつタンクではスロッシングのみが発生するため数値計算によって実験結果を精度良く再現できると推察される。

4.4 不規則加振における L_t/B_t の影響

次に、規則加振で求めたスワーリングの発生条件が不規則加振にも当てはまるかを数値計算によって調べる。 L_t/B_t を 0.90 から 1.17 まで変えて、同一不規則加振(Table 1, Case3 の実験と同条件)を与え、数値計算した結果を Fig. 12 に示す。 Fig. 12 より、 L_t/B_t が 0.96, 1.02, 1.08 においては加振垂直方向力 F_x が加振方向力 F_y と同程度の値をとる時間帯があり、スワーリングが発生することが分かる。また、 L_t/B_t が 0.90, 1.17 の条件では加振方向力 F_y のみが発生しており、時系列全体を通して 2 次元的なスロッシングのみ生ずることがわかる。これより、不規則加振においても規則加振と同様に、 $0.90 < L_t/B_t < 1.1$ の条件を満たすタンクでスワーリングが発生すると考えられる。

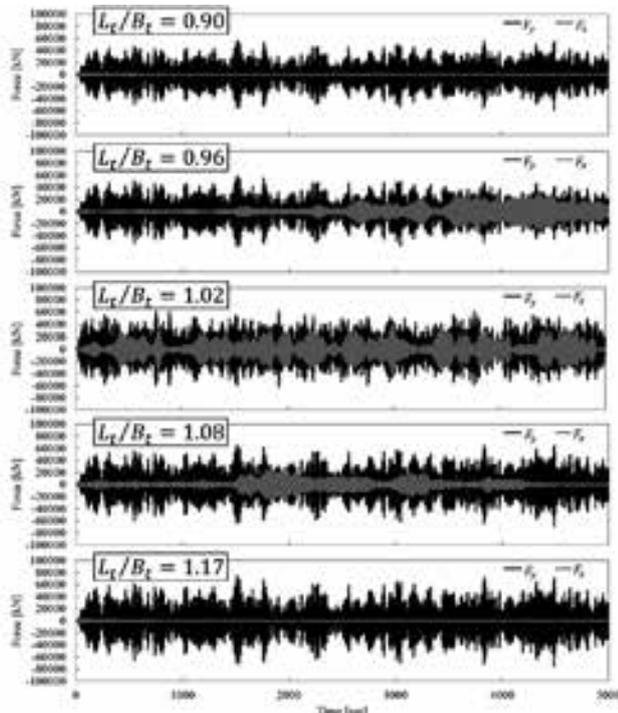


Fig. 12 Force histories by irregular excitation for different L_t/B_t ratios.

このように、実海域においても、タンクの長さとの比 (L_t/B_t) が 1 に近いタンクでは部分積み状態でスワーリングが発生する可能性が高い。スワーリングが発生すると、sway または roll 運動に起因する 2 次元的なスロッシングでは大きな力が作用しないタンク前後部の内壁にも大きな力がかかることがあるため注意が必要である。

5. 不規則加振中のスロッシング荷重及び圧力の推定

5.1 統計処理

4.3 節で示した、不規則加振時の荷重数値計算と実験結果の比較から F_y に関しては時系列全体を通して数値計算で実験結果を再現できると考えられる。 Fig. 13 はゼロアップクロス法により F_y の時系列のピーク値を選び出し、それらのピーク値の再現期間を調べたものである。なお、同図では、実験結果と 2 次元および 3 次元計算結果を比較している。ここで、本研究における 2 次元計算とは、タンクの長手方向には格子分割を行わず、2 次元的なタンク横断面内の流れを解く計算を意味する。したがって 2 次元計算ではスワーリング運動は計算されない。

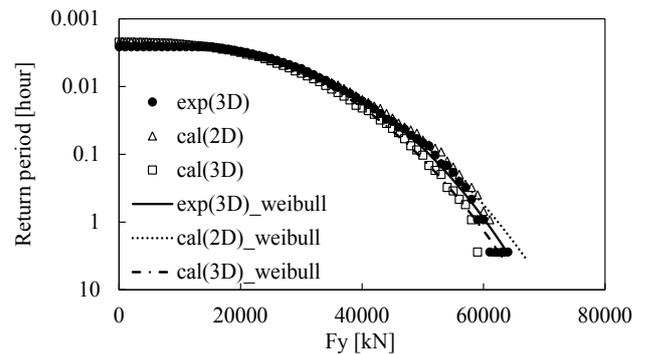


Fig. 13 Return period.

Fig. 13 は、任意のピーク値が何時間に 1 回発生するかを統計的に示している。この図の実験結果と計算結果に Weibull 分布をフィットさせて、3 時間最大値を推定した。スワーリングが発生すると F_y の値がスロッシング発生時に比べ若干小さくなるため 2 次元計算の結果は実験値および 3 次元計算値より大きくなる傾向があるが、その差は小さい。 Fig. 13 に示されているように、実験と計算はほぼ一致しているため、統計的処理を施せば不規則加振であっても数値計算によってスロッシング荷重を推定できると言える。

5.2 スロッシング荷重及び圧力と加振の関係

加振の条件と発生するスロッシング流体力(以下、荷重と称す)の関係を求めるため、 F_y の時系列から、ゼロアップクロス法を用いて不規則加振実験の計測時間中に発生する荷重ピーク値の個数を数えた。結果を Table 2 に示す。

Table 2 Number of sloshing.

Case	Number of peak observed	Number of excitaion	(Duration of exp.) / T_N	3 hour maximum [kN]
1	1539	1047	1284	39209
2	1492	684		52376
3	1394	906		64099
4	1365	1099		81096

Table 2 に示すように F_y の時系列から得た荷重変動のピーク数は強制動揺の回数には一致せず、スロッシングの 1 次固有周期 T_N から推定されるピーク数に比較的近いことがわかる。これは、タンク内の液面はタンク加振振動数で動揺するというよりも、スロッシングの一次固有振動数での動揺が支配的であるためと推察される。そのように考えると、不規則加振の中でもスロッシング固有振動数をもつ加振成分が、不規則加振中でのスロッシング応答に大きく影響している可能性がある。そこで、不規則加振時系列を作成する際に使用した、sway 応答スペクトルにおいて、(1)式で推定したタンク液体のスロッシング固有振動数における sway 運動スペクトルの振幅(Fig. 14 の $\Phi(f_N)$)に着目してみる。

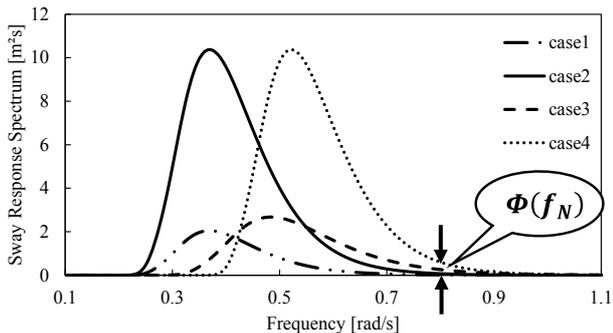
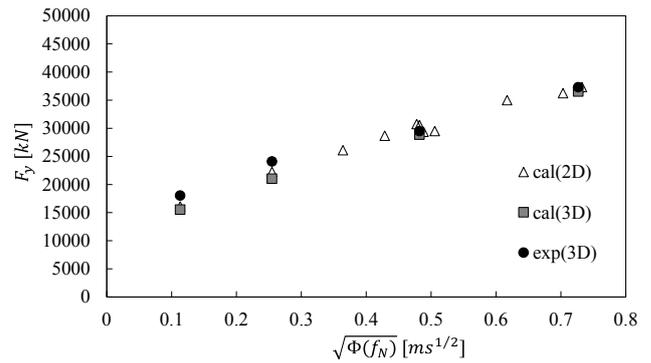


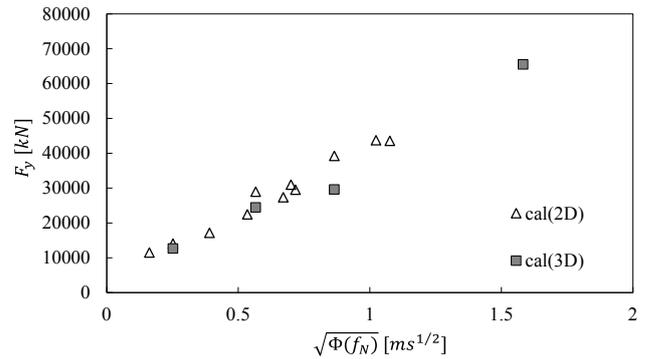
Fig. 14 Sway response spectra of small tank (full scale).

Fig.15 は Sway 応答スペクトルの固有振動数における振幅 $\Phi(f_N)$ の平方根 $\sqrt{\Phi(f_N)}$ を横軸に取り、 F_y の 3 時間最大値を縦軸に取った場合の関係を示している。実験では不規則加振は 4 ケースしか行わなかったため、データ数を増やすために様々な sway 応答スペクトルに対する 2 次元計算と 3 次元計算を実行した。用いた sway 応答スペクトルのスペクトルピーク振動数 f_P と $\sqrt{\Phi(f_N)}$ 、 F_y の 3 時間最大値をまとめて Table 3 に示す。また、実験では液位 50%しか不規則加振を行わなかったが、より激しいスロッシングが予想される液位 30%についても同様に 2 次元計算と 3 次元計算を行った。Fig.15 にはそれらの計算結果も併せて示す。Fig. 15 から、 $\sqrt{\Phi(f_N)}$ と F_y には強い相関関係があることがわかる。これより $\sqrt{\Phi(f_N)}$ を用いてスロッシングにより発生する流体荷重を推定できる。そこで、Fig. 15 の $\sqrt{\Phi(f_N)}$ と F_y の相関を線形近似して、 F_y を推定する(3)式、(4)式を求めた。(3)式が液位 50%、(4)式が液位 30%に対する推定式である。なお、模型実験ではタンク内液体としては水を用いたが、Fig. 15

と(3)式、(4)式では LNG の密度を考慮して修正してある。



(a) 50%



(b) 30%

Fig. 15 Correlation between F_y and $\sqrt{\Phi(f_N)}$.

Table 3 Relations between f_P , $\sqrt{\Phi(f_N)}$ and 3 hour maximum values

Case	f_P [rad/s]	$\sqrt{\Phi(f_N)}$ [ms ^{1/2}]	3 hour maximum[kN]
Exp.(Case1)	0.367874	0.113171	16102.66
Exp.(Case2)	0.367874	0.254634	22253.04
Exp.(Case3)	0.482287	0.482016	30572.34
Exp.(Case4)	0.520428	0.726732	37131.19
Cal.	0.509383	0.364041	26103.17
Cal.	0.564266	0.428492	28662.12
Cal.	0.482287	0.477586	30733.04
Cal.	0.630729	0.488331	29364.96
Cal.	0.670394	0.505489	29501
Cal.	0.564266	0.617028	35010.33
Cal.	0.630729	0.703196	36233.3
Cal.	0.630729	0.732496	37320.85

$$F_y = 3.3 \times 10^4 \sqrt{\Phi(f_N)} + 1.4 \times 10^4 \quad (3)$$

$$F_y = 3.8 \times 10^4 \sqrt{\Phi(f_N)} + 4.3 \times 10^3 \quad (4)$$

Table 1 の 4 つの実験条件のもと液位 50%で最大の圧力が発生する圧力計 P5 の実験データについても同様の方法で再現期間を求め、 $\sqrt{\Phi(f_N)}$ と 3 時間最大値の関係を調べると、

Fig. 16 に示すように荷重の場合と同様の相関関係を示すことがわかった．線形近似した際の 3 時間最大圧力 P の推定式を(5)式に示す．

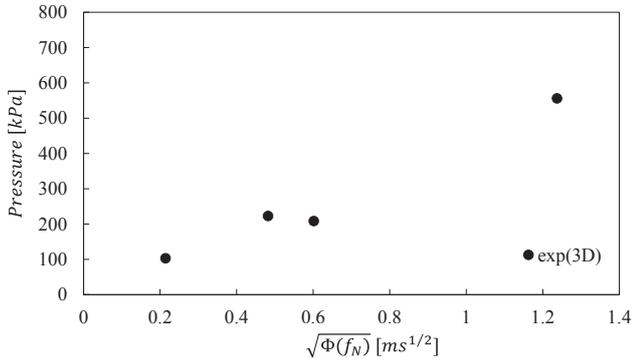


Fig. 16 Correlation between pressure and $\sqrt{\Phi(f_N)}$.

$$P = 446\sqrt{\Phi(f_N)} - 10 \quad (5)$$

Fig. 17 に各海域のスロッシング荷重を推定する際のフローチャートを示す．

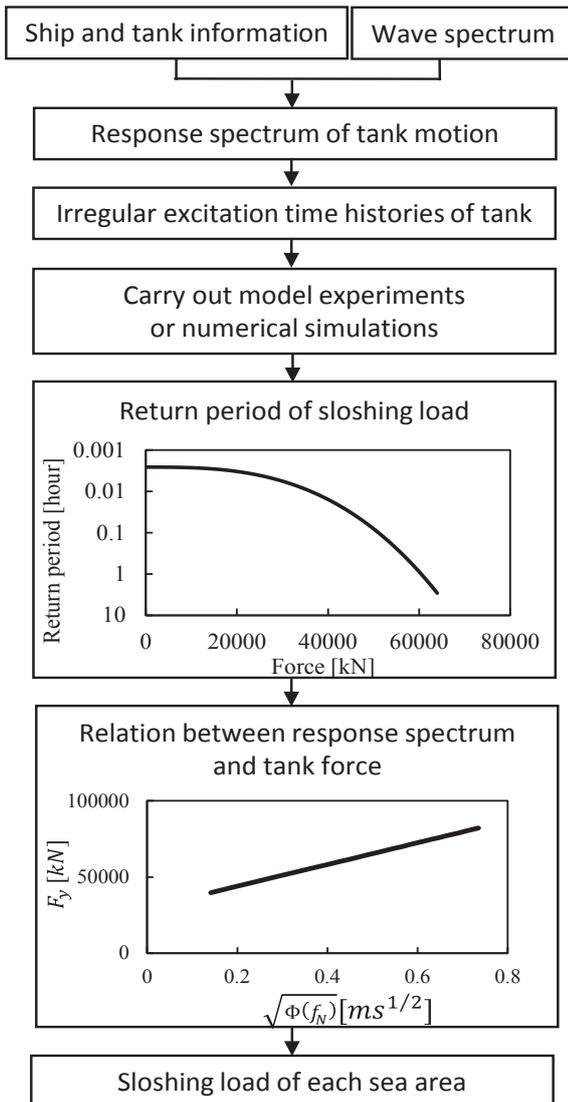
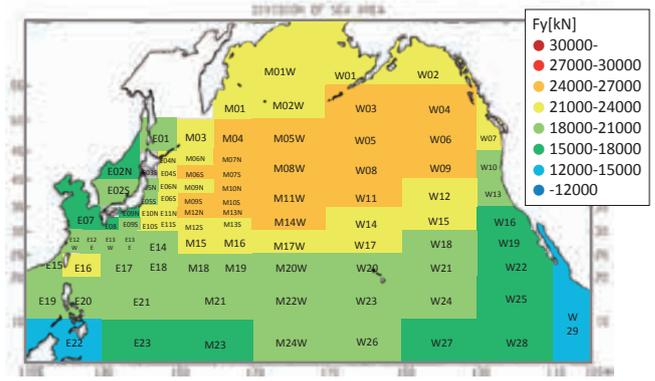
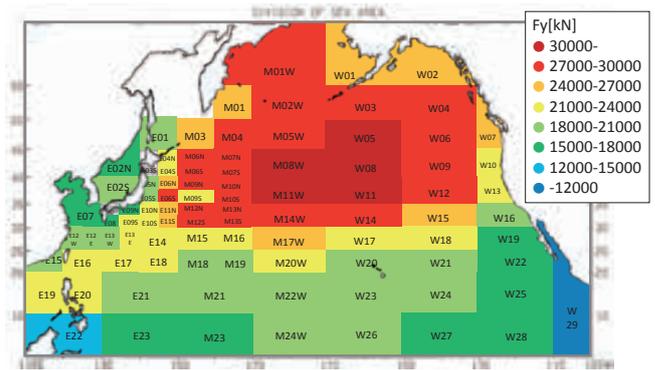


Fig. 17 Flowchart of sloshing load estimation.



(a) 50%



(b) 30%

Fig. 18 Distribution of F_y in the North Pacific Ocean in winter.

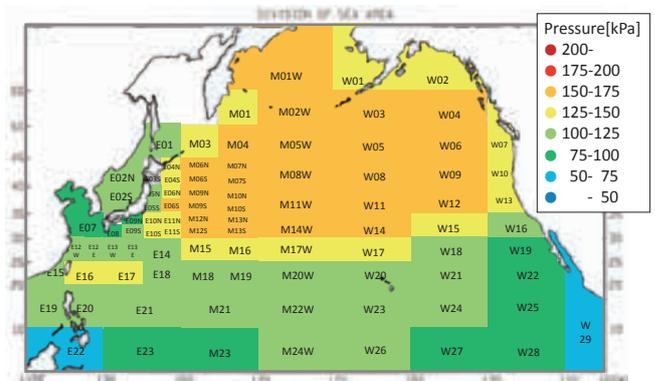


Fig. 19 Distribution of pressure in the North Pacific Ocean in winter (Pressure at P5, 50% filling).

試みに冬期北太平洋の波浪発現頻度分布¹⁰⁾と Fig. 5 に示した RAO を使用し各海域における $\sqrt{\Phi(f_N)}$ を求め、式(3)、(4)を用いて 50%と 30%液位の条件で、冬期北太平洋の各海域における LNG タンクに作用する 3 時間最大スロッシング荷重 (F_y) を求めて海図上に表示したものを Fig. 18 に示す．また、液位 50%で上部チャンファアのコーナー部(Fig. 2 の P5 の位置)に作用する圧力の 3 時間最大値の推定分布図を Fig. 19 に示す．衝撃圧のピーク値については、Fig. 6 に示すように実験と数値計算で値が異なる可能性があるため、実験データのない液位 30%の圧力分布図は示していない．本研

究では船体運動としては sway 運動のみを考慮している。Fig. 18 より、アリューシャン列島南の海域がスロッシングの観点で厳しい海域と推定される。また、液位 50%と 30%では同じ海象条件でも液位 30%のほうが厳しいスロッシングの発生が予想される海域が多いことがわかる。また、荷重と圧力で激しいスロッシングが予測される海域に大きな違いは見られない。今後、sway 運動以外の運動成分も考慮できるように研究を進めるが、これらの図によってスロッシングが厳しくなる海域の大略の傾向は把握できる。

6. 結論

本研究から得られた結論は以下の通りである。

- 1) 大型模型タンクの加振実験を行い、規則加振、不規則加振ともにタンクの長さとの比が 1 に近いときスワーリングが発生することを確認した。また、数値計算によって規則加振、不規則加振ともにタンクの長さとの比が $0.9 < L_t/B_t < 1.1$ 、液位 30%~70%の範囲でスワーリングが発生することを確認した。
- 2) スワーリング発生時のタンク内液体の回転方向まで再現することは困難であるが、不規則加振中の荷重時系列を数値計算によって再現できる。特に sway 加振方向荷重については統計的に処理した再現期間において実験値と計算値がよく一致し、数値計算による荷重の推定が可能であるといえる。
- 3) タンク内液体固有振動数におけるタンク加振の応答スペクトル振幅と、スロッシング荷重及び圧力の相関関係を明らかにした。得られた相関関係を用いてスロッシング荷重及び圧力の推定式を導いた。
- 4) 上述の推定式と波浪発現頻度分布から、冬の北太平洋におけるスロッシング荷重及び圧力の推定分布図を作成した。この図から、スロッシングが厳しくなる海域の大略が把握できるため、LNG 海上輸送における安全運航支援に寄与すると考えられる。

謝 辞

実験データの解析では、横浜国立大学大学院博士課程学生畑玲菜氏に多大な助言をいただいた。また、模型実験の実施に当たっては株式会社 MTI の肥後崎愛氏にご協力いただいたことを付記し、関係各位に謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) 例えば、Lloyd's Register, Guidance on the Operation of Membrane LNG Ships to Reduce the Risk of Damage due to Sloshing, January 2012.
- 2) Karuka, G.M., Arai, M., Ando, H. : Sloshing and Swirling in Partially Loaded Prismatic Chamfered Tanks, Proceedings of OMAE 2017, Paper No. OMAE 2017-61562.
- 3) Karuka, G.M., Arai, M., Yoshida T., Cheng, L.Y., Ando H. : Swirling Effects and Occurrence in Chamfered Prismatic Tanks with Partially Loaded Condition, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol. 26, 175-182, 2017
- 4) Wang X., Arai M. : Research on computational method of coupled ship motions and sloshing, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, No. 14, 97-104, 2011.
- 5) Wang X., Arai M. : A study on coupling effect between seakeeping and sloshing for membrane-type LNG carrier, International Journal of Offshore and Polar Engineering, 21(4), 256-263, 2011.
- 6) Wang X., Arai M. : A numerical study on coupled sloshing and ship motions of a liquefied natural gas carrier in regular and irregular waves, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part M: Journal of Engineering for the Maritime Environment, 229(1), 3-13, 2015.
- 7) Arai, M., Cheng, L.Y., Kumano, A., Miyamoto, T. : A Technique for Stable Numerical Computation of Hydrodynamic Impact Pressure in Sloshing Simulation, Journal of Society of Naval Architects of Japan, Vol.191, 299-307, 2002.
- 8) Arai, M., Makiyama, H.S., Cheng, L.Y., Kumano, A., Ando, T. : Numerical and Experimental Study of 3-D Sloshing in Tanks of LNG Carriers, Proceedings of OMAE 2006, Paper No. OMAE 2006-92235, 2006.
- 9) Arai, M., Makiyama, H.S., Cheng, L.Y., Kumano, A., Ando, T., Imakita, A. : Numerical Analysis of 3-D Sloshing In Tanks of Membrane-Type LNG Carriers, ICSOT, Design, Construction & Operation of Natural Gas Carriers & Offshore Systems, 201-209, 2006.
- 10) 運輸省船舶技術研究所:北太平洋の波と風(1974~1988), 船舶技術研究所報告別冊第 14 号, 1992 年 5 月