

球形 LNG タンクのタンク内流体力長期最大値の推定手法

岡 正義*, 馬 沖*, 安藤 孝弘*

Estimation Method for Long-term Hydrodynamic Loads on Spherical LNG Tank

by

OKA Masayoshi, MA Chong, and ANDO Takahiro

Abstract

We investigated a simple method for estimating maximum loads corresponding to the long-term probability of exceedance $Q=10^{-8}$ due to the sloshing of a spherical LNG tank and new type tank. We conducted a tank excitation test using a scaled tank model and verified the characteristics of the sloshing load. Regarding the sloshing load in the excitation direction, the tank load became large near the tank's natural frequency. The mode transition to swirling occurred when the excitation amplitude increased, and the tank load responded nonlinearly against the excitation amplitude. We proposed a formula for estimating the long-term maximum load that considers sloshing load characteristics by specifying the wave condition based on the severest condition. The load could be estimated accurately compared with the conventional long-term prediction method. With our simplified formula, we have made it possible to reduce multiple test conditions (amplitude and frequency) required by the conventional method to just one.

* 構造安全評価系 構造解析研究グループ

原稿受付 令和2年4月20日

審査日 令和2年6月30日

目 次

1. まえがき	3
2. LNG タンク内流体力の長期予測	4
2.1 タンク内流体力の長期予測手法の特徴	4
2.2 波浪中船体運動計算	4
2.3 タンクの強制加振実験	5
2.3.1 検討対象	5
2.3.2 模型実験	5
2.4 スロッシング荷重の非線形を考慮した長期予測	8
2.4.1 タンク内流体力の規則波中応答関数	8
2.4.2 短期予測	9
2.4.3 長期予測	9
3. 最大荷重の簡易推定手法	11
3.1 最悪短期海象に基づく長期最大荷重	11
3.2 長期最大荷重の比較	11
3.3 応答スペクトルのモデル化	12
3.3.1 タンク液体の応答スペクトル	12
3.3.2 タンク内流体力のスペクトルの三角形近似	13
3.4 最悪短期海象の平均波周期	14
3.5 長期最大荷重の簡易推定	14
3.6 最大荷重を発生する不規則加振と等価な規則加振振幅	15
3.6.1 最悪短期海象の発生確率	15
3.6.2 規則加振振幅の実効値 a_{RMS}	15
3.6.3 検討例	16
4. 簡易推定手法の検証	17
4.1 簡易算式による長期最大荷重の計算	17
4.2 長期予測との比較	18
5. まとめ	21
参考文献	21

記 号

D : 球形 LNG タンク径[m]
H : タンク液位[m]
M : タンク内液体の質量[kg]
γ : タンク内液体の比重[-]
a : 規則加振振幅[m]
h : 規則波振幅[m]
χ : 出合い波角度 (0deg.が正面向波) [deg]
F_n : フルード数[-]
y : タンク横方向変位[m]
F_y : タンク内流体力[N]
F_y/a : 規則加振に対する周波数応答
$F_y/h, y/h$: 規則波に対する周波数応答
$ H_y(\omega) $: タンク横方向変位の規則波中応答関数

$|H(\omega)|$: タンク内流体力の規則波中応答関数

T : 規則加振の周期[s]

ω : 規則加振の角周波数[rad/s]

T_C : タンク内液体の同調周期[s]

ω_C : タンク内液体の同調角周波数[rad/s]

T_Z : 平均波周期[s]

H_S : 有義波高[m]

$p(H_S, T_Z)$: 短期海象(H_S, T_Z)の発生確率

R : 不規則波中応答の標準偏差

R_{MAX} : R の最大値

Q : タンク内流体力の長期超過確率

F_{YMAX} : タンク内流体力の長期最大値($=F_Y(Q=10^{-8})$)

$S_w(\omega)$: 波スペクトル

$S(\omega)$: タンク内流体力のスペクトル

ω_{eff} : スペクトルの有効周波数範囲[rad/s]

T_{ZW} : 最悪短期海象の平均波周期[s]

H_{SW} : 最悪短期海象の有義波高[m]($=\max\{H_S|T_Z=T_{ZW}\}$)

1. まえがき

LNG 運搬船のタンク形状は、球形タンクと方形タンクとに大別できる。方形タンクの内、特にタンク内構造部材のないメンブレンタンクは、貨物液体が波浪中の船体動揺によって誘起されるスロッシング荷重について実験、数値解析が活発に行われている。一方、球形タンクは貨物タンクの動揺によるスロッシング衝撃圧が生じにくく、また荷重を膜応力で受け持つので応力集中が避けられることから、タンク内流体力に関する研究は積極的に行われているとは言い難い。

LNG 運搬船の国際的な安全基準を定めた「液化ガスばら積運送のための船舶の構造及び設備に関する国際規則 (IGC Code)」¹⁾では、独立型 Type B 球形タンクにおける球殻部の設計に対し、降伏、座屈および疲労強度等の評価が要求されており、これらの評価を実施するためのタンクに働く動的な荷重として、船体運動による動荷重とタンク内流体のスロッシング影響による流体力とを考慮することが述べられている。しかしながら、タンク内流体のスロッシング影響による流体力の具体的な推定法は明示されていないことから、この流体力については、過去に実施された球形タンク模型による実験データに基づいて推定しているのが現状である²⁾。

球形タンクにおいては過去の模型実験データが有効に利用されてきたところであるが、タンク形状を球形から一部変更する場合、そのデータがそのまま適用できない可能性がある。その場合、新たなタンク形状を模擬した模型を用いた強制加振実験を行なって、長期予測に必要な流体力の応答関数を得る必要があるが、タンク形状を決める設計の初期段階で、系統的な模型実験を行うのは現実的に不可能である。

一方、近年の計算技術の発展によって、数値シミュレーションでタンク内流体力を推定できるようになりつつあるが、タンクの規則動揺 1 状態で 2-3 日以上の計算時間がかかるため、超過確率 $Q=10^{-8}$ に相当するタンク内流体力の長期最大値（以下、長期最大荷重という）の推定に必要なケース数のシミュレーションを設計初期段階で実施するのは困難である。そのため、タンク内流体のスロッシング影響による長期最大荷重を、より簡便に推定する手法の開発が望まれている。

そこで、本研究では球形タンクを搭載する LNG 運搬船を対象に、船体の動揺によるタンク内流体力の推定手法について検討した。まず、タンク模型の強制加振実験の結果を用いて、長期予測をベースとした既存の推定手法に従い、球形タンクと球形タンクから一部形状を変更したタンク（以下、新形式タンクという）で長期最大荷重を推定した。次に、河邊らの提案した最悪短期海象の理論³⁾ (Severest wave condition method) がタンク内流体

力にも適用できることを確認した上で、これをベースに簡易手法を構築して精度検証を行った。この方法によって、1つの規則加振状態の実験あるいは時刻歴数値シミュレーションでタンク内流体の長期最大荷重を求めることを可能にした。

なお本報告は、2016年度～2017年度に実施した先導研究「スロッシング衝撃に対するLNGタンクの強度評価に関する研究」の成果報告であり、参考文献4)を再編集した内容であることを付記する。

2. LNGタンク内流体力の長期予測

2. 1 タンク内流体力の長期予測手法の特徴

LNGタンク内流体力の長期最大値は、船体縦曲げモーメント等の船体応答推定として用いられる長期予測手法⁵⁾で求めることができる。ただし、タンク内流体力に対しては、①出会い波に対する応答関数 $|H(\omega)|$ を得るために、規則加振実験で得られる周波数応答と、波浪中船体運動計算で得られる船体動揺の応答関数が必要になること、②加振振幅 a に対するスロッシング荷重の非線形性を考慮するため、複数の加振振幅での周波数応答が必要になる、という特徴を有している。

本章では、長期予測手法に基づくLNGタンク内流体力の推定手法について説明する。

2. 2 波浪中船体運動計算

本論で用いる座標系をFig.1に示す。タンク強制加振は、船体の横方向変位 y に対するものである。検討するタンクを船首側のNo.1タンクとし、タンク中心 O_T の座標を $(o_{xT}, 0.0, o_{zT})$ とするとタンクの横方向変位 y は船体の6自由度の運動成分($X_i(i=1\sim6)$)を用いて次の式により計算できる。

$$y = X_2 - o_{zT}X_4 + o_{xT}X_6 \quad (2.1)$$

X_2 : sway motion
 X_4 : roll motion
 X_6 : yaw motion

波浪中船体運動計算で得られたNo.1タンクの横方向変位 y の応答関数をFig.2に示す。規則波の進行方向と船の針路との相対角 χ は、向波を0 deg、追い波を180 degとする。最も船体動揺が大きい状態を想定して、船速をゼロ、積付はバラスト状態とし、船体とタンク内液体との連成運動は生じない状態を仮定した。本研究では、タンクの部分積状態を対象に検討しているので厳密にはバラスト状態でないが、部分積付状態でのNo.1タンクの液体質量及びタンク内流体力が船体運動に及ぼす影響は小さいとみなし、No.1タンクの液位に関わらず全てのタンクが空のバラスト状態で船体運動計算を行った。船体運動計算にはパネル法を用いた。なお、船体とタンク内液体との連成を考慮する場合の船体運動の解法については、参考文献6)に詳細を記載している。

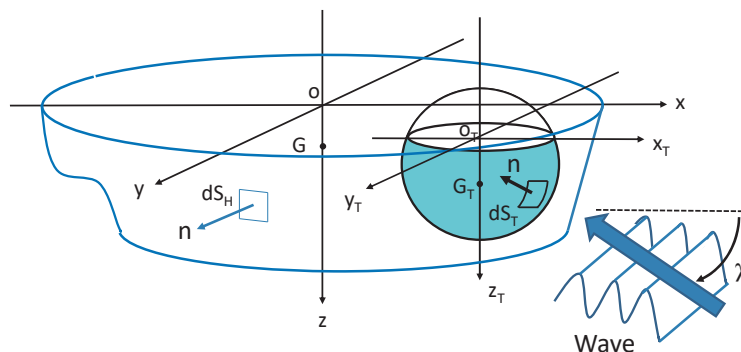


Fig.1 Coordinate system of ship motion and tank loads.

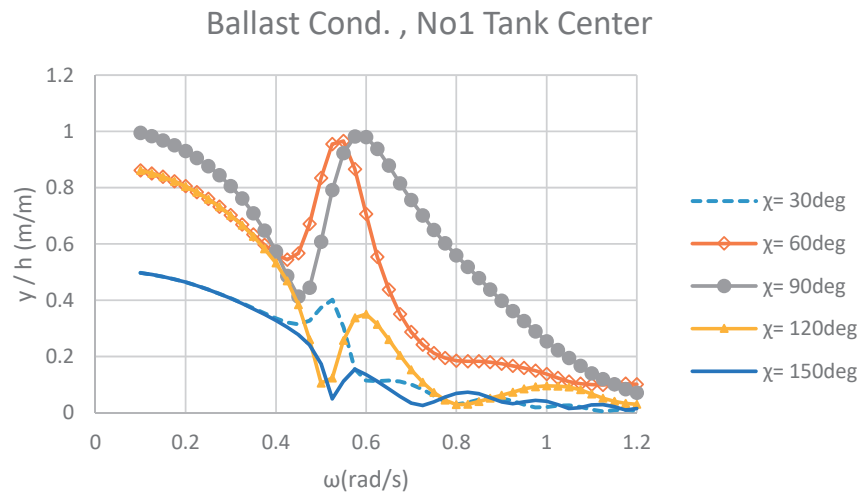


Fig.2 Response amplitude operator of the displacement at No. 1 tank on y-direction ($F_n = 0.0$)

2.3 タンクの強制加振実験

2.3.1 検討対象

本研究の対象とした球形タンク（Spherical tank, SP.），及び新形式タンク（New type tank, NEW）の形状を Fig. 3 に示す．新形式タンクはスカート構造で支持される赤道部付近は円筒，上下部は回転楕円形状とすることでタンク容量を向上させている．

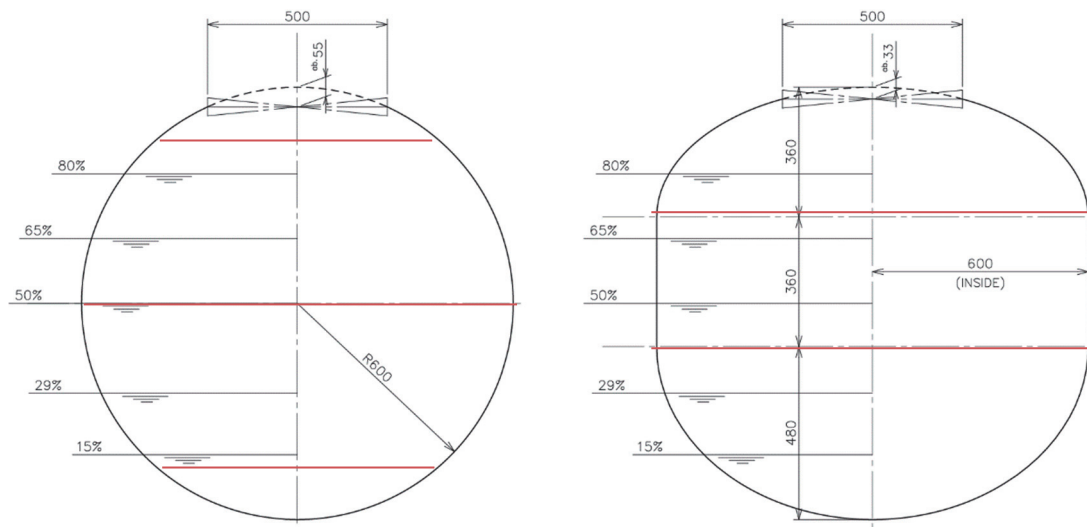


Fig.3 Spherical tank (left side) and new-type tank (right side)

2.3.2 模型実験

球形タンク模型及び新形式タンク模型を用いて強制加振実験を行い，タンク内流体力を計測した⁷⁾．実験は，国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所 海上技術安全研究所の水平加振装置を用いた．球形タンク模型，水平加振装置の外観を Fig.4 に示す．

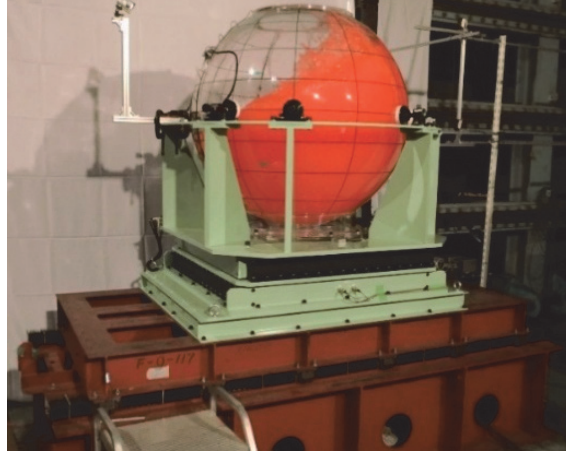


Fig.4 Tank model (Spherical tank) with the load cell for 2-directional force and horizontal excitation machine

(1) 実験条件

タンク径 $D=1.2\text{m}$ (実物大相当タンクとの縮尺：約 1/35) のアクリル製タンクを用い，タンク液体は真水 (比重 $\gamma=1.0$) とした．タンク液位 H とタンク径 D との比 H/D が 29, 50, 65 % のとき，それぞれの H/D の同調周波数付近を中心に 7～9 点，水平方向の規則的な加振振幅 $a = 20\text{mm}, 40\text{mm}, 60\text{mm}, 80\text{mm}$ ($a/D = 0.017, 0.033, 0.050, 0.067$) で計測を行った．各液位におけるタンク液体の質量 M と，タンク同調周期及び同調周波数を Table1 及び Table2 にそれぞれ示す．タンク同調周期 T_c は以下の式⁸⁾ から求めた．

$$T_c = T_e \left\{ 1 - 0.462 \left(\frac{H}{D} - 0.65 \right) \right\} \quad (2.2)$$

$$T_e = 2\pi \sqrt{\frac{R_{FS}}{g} \frac{\coth\left(1.84 \frac{H}{R}\right)}{1.84}}$$

R_{FS} : 各液位における自由表面円半径

Table1 Liquid (water) mass in tank in model scale (unit: kg)

H/D	SP.	NEW
29%	190	220
50%	460	510
65%	650	690

Table2 Tank natural period (T_c) and angular frequency (ω_c) in model scale and (real scale)

H/D	$T_c(\text{s})$		$\omega_c(\text{rad/s})$	
	SP.	NEW	SP.	NEW
29%	1.40 (8.30)	1.42 (8.43)	4.49 (0.757)	4.42 (0.746)
50%	1.26 (7.45)	1.26 (7.45)	5.00 (0.844)	5.00 (0.844)
65%	1.13 (6.68)	1.16 (6.85)	5.58 (0.941)	5.44 (0.917)

加振装置と架台との間に装着した大型ロードセル(容量 15kN)を介して加振方向(y 方向)とそれに直角方向(x 方向)の力を計測した．計測した時系列波形には架台およびタンク模型の慣性力が含まれているので，これ

をキャンセルするため、空荷（液位 0%）で計測を行い、差分をとることでタンク内流体力に修正した。タンク内流体力 F_y には、タンク内液体の慣性力も含まれている。

(2) タンク内流体力

強制加振実験では、加振振幅を徐々に増して所定の振幅に加振した。タンク同調周波数付近の加振の場合、加振の初期段階では、加振方向の流体力 F_y が計測されるが、時間が経過していくとそれに直角方向の流体力 F_x が生じるようになる。このとき、水面が加振方向のスロッシングとともに水平回転するスワリング運動をする。 F_x はスワリング発生時に大となり、 F_y と同程度になることがある。ただし、それ以外の加振周波数では F_y が顕著に大きいことから、本研究においては加振方向の流体力 F_y を検討対象とした。

(3) タンク同調周波数付近でのタンク内液体の挙動

タンク内流体力の時系列波形の例を Fig.5 に示す。 Fig.5 は、タンク同調周波数付近の加振条件でスロッシングとスワリングが交互に起きた例である。このとき、加振方向(y 方向)にスロッシング荷重が生じるが、加振方向の流れがタンク加振の速さに追いつけなくなって、タンク壁面から直交方向(x 方向)にオーバーターンをしてスワリングに推移する。数回スワリングをした後、再び加振方向の流れに戻るというサイクルを繰り返す。加振方向の流体力 F_y は、スロッシングが発生するタイミングで最大になる。

(4) タンク内流体力の規則加振応答

タンク内流体力の応答振幅を求める際、正弦波でない時系列波形からどのように振幅を採るかが重要になる。ここでは安全側の評価となるよう、実験で得られた時系列波形の zero-to-peak 値の最大値とした。 Fig.5 のように波形にうねりがある場合は、うねりの周期を十分含む時間範囲（50 波程度）の間で最大の zero-to-peak 値を振幅とした。

タンク内流体力の長期予測では一般に、規則的な動揺下で十分成長した応答の振幅を用いている。この方法は、船体の縦運動等の線形応答に対して実績があるが、スロッシング荷重等の非線形応答については十分検証されているとは言い難く、本研究で示す手法は安全側の評価になっていると考えられる。この影響について、今後の研究で解明する必要がある。

Fig.6 に、 $H/D=50\%$ の場合のタンク内流体力の規則加振による周波数応答を示す。横軸は加振周波数 (ω : rad/sec.; 実物大相当タンクスケール)、縦軸は、タンク内流体力 F_y をタンク加振による慣性力 ($=Ma\omega^2$) で無次元化した振幅値である。新形式タンクと球形タンクで顕著な差は生じていない。 Fig.6 において a/D が 0.02 を超えて大きくなると、タンク同調周波数付近で起きるスロッシングがスワリングに推移するため、加振方向のタンク内流体力は相対的に小さく非線形になる。タンク内流体力の長期予測ではスロッシング荷重の非線形性を考慮することが重要になる。また、 $a/D=0.067$ の高周波数域で荷重が大きいのは、この加振条件ではタンク加速度及びタンク速度が大きいため、タンク内液体が激しく揺さぶられタンク壁面にぶつかることによるものである。この現象が長期最大荷重に及ぼす影響については、4.1 節に記載する。

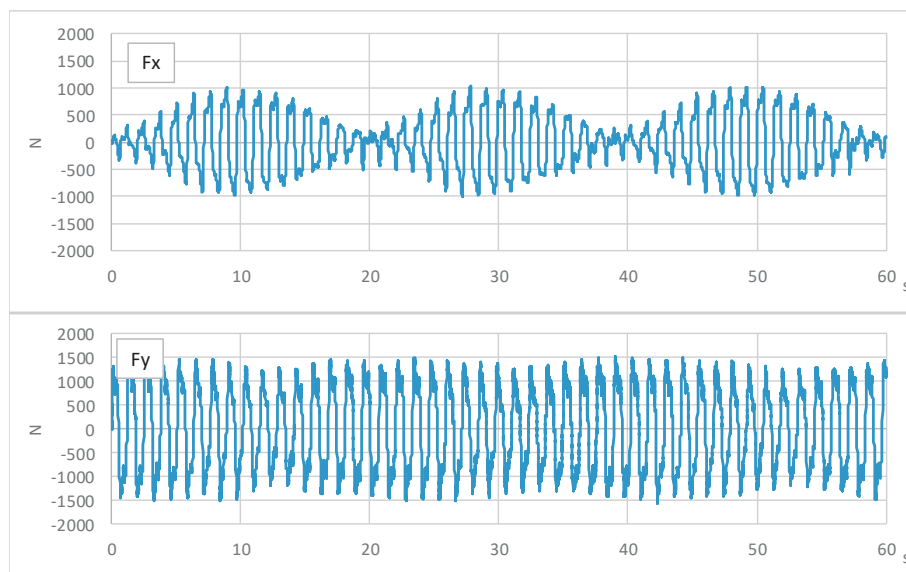
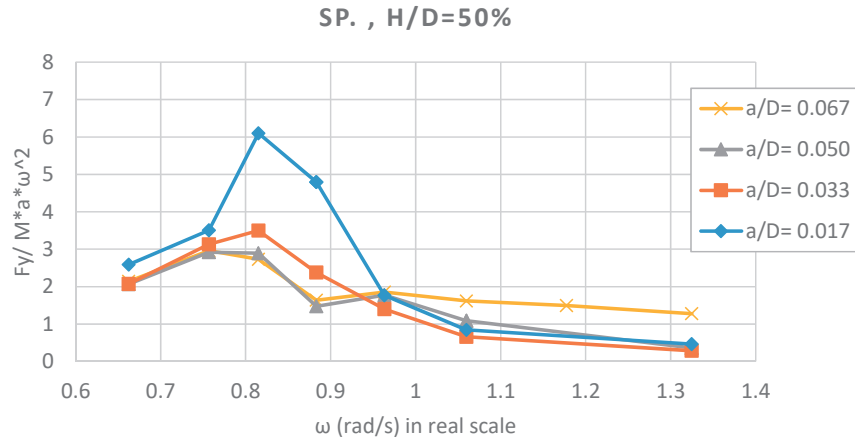
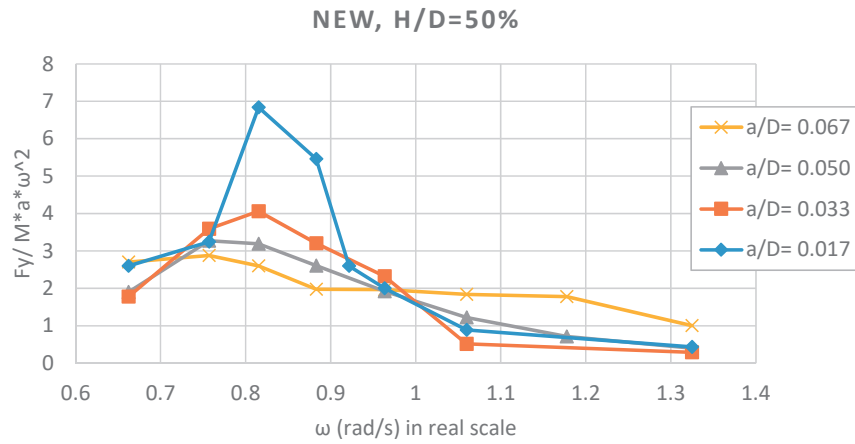


Fig.5 An example of time history of tank loads measured by model test



(a) Spherical tank



(b) New type tank

Fig.6 Frequency response of tank loads (H/D=50%)

2.4 スロッシング荷重の非線形を考慮した長期予測

タンク模型の強制加振実験で得られたタンク内流体力の周波数応答を用いて長期予測を行い，超過確率 $Q=10^{-8}$ に相当する長期最大荷重を推定する。

2.4.1 タンク内流体力の規則波中応答関数

タンク強制加振実験で得られたタンク内流体力の周波数応答と Fig.2 に示したタンク横方向変位 y の応答関数 $|H_y(\omega)|$ から以下の式でタンク内流体力の応答関数 $|H(\omega)|$ が求まる。

$$|H(\omega)| = \frac{F_y(\omega)}{a} \times |H_y(\omega)| = \frac{F_y(\omega)}{a} \times \frac{y(\omega)}{h} \quad (2.3)$$

式(2.3)で求めたタンク内流体力の応答関数の例（実物大相当タンクスケール）を Fig.7 に示す。液体質量は，LNG ではなく水の比重(=1)で換算している。 $\chi=90\text{deg}$ の流体力が大きいことから，本研究では $\chi=90\text{deg}$ に限定して検討した。また，相似則は参考文献 2) に従いフルード則が成り立つと仮定した。

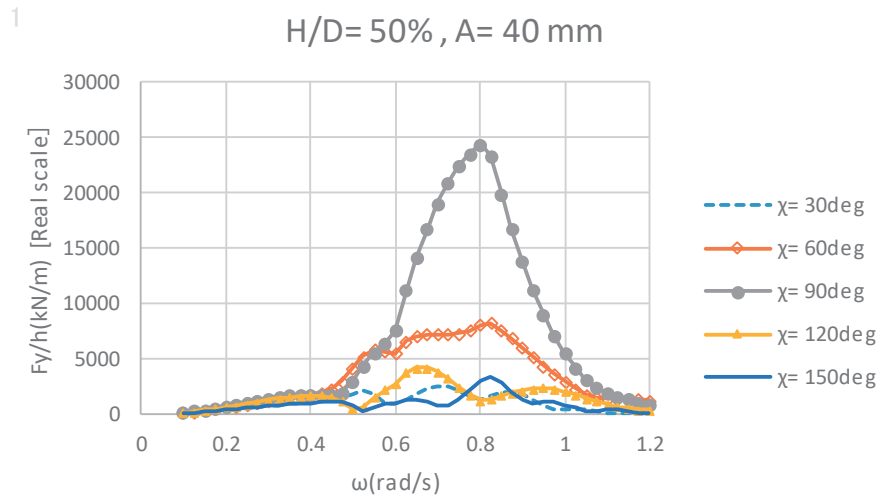


Fig.7 Response amplitude operator of tank loads

2.4.2 短期予測

有義波高 H_s , 平均波周期 T_z の不規則海面におけるタンク内流体力 F_y の標準偏差 $R_{F_y}(H_s, T_z)$ は, 前節で求めた F_y の応答関数 $|H(\omega)|$ と波スペクトル $S_w(\omega)$ より次式で計算することができる. 波スペクトルは ISSC スペクトル⁶⁾を用いた.

$$R_{F_y}(H_s, T_z) = \sqrt{\int_0^\infty |H(\omega)|^2 S_w(\omega) d\omega} \quad (2.4)$$

式(2.3)で求めた短期応答関数の例を Fig.8 に示す.

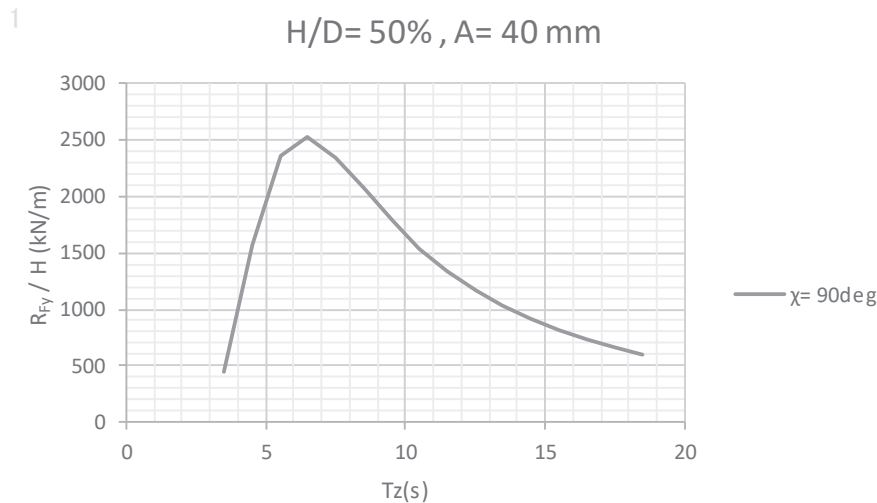


Fig.8 A result of short-term prediction of tank load

2.4.3 長期予測

短期応答関数と波浪発現頻度表を用いて長期予測を行う. 本研究で用いた北大西洋の波浪発現頻度表⁹⁾を Table3 に示す. 本研究では船が生涯に遭遇する短期海象の総数を 10^5 としているので, これに合わせて $1/10^5$ 表記に修正した. 結果の例を Fig.9 中の破線又は点線で示す. Fig.9 から分かるように, タンク内流体力の長

期分布には、スロッシング荷重の非線形影響が現れる。長期最大荷重の推定に際しては非線形に対する修正が必要になる。Fig.9 には非線形修正するために提案された手法²⁾を用いた結果を実線で示した。この手法の手順を以下に示す。

- (1) 加振振幅 a での周波数応答の最大値が、加振振幅 a の周波数応答を用いて得られた長期分布 (Fig.9 の破線又は点線) の上限値 (Fig.9 の丸印) とする
- (2) 2～3 通りの加振振幅での長期分布で上限値を求めて、それらの包絡曲線を引く (Fig.9 の実線)
- (3) 包絡曲線が非線形修正をした長期分布を表し、この曲線の超過確率 $Q=10^{-8}$ に位置する値が非線形性を考慮した長期最大荷重となる。

上記の手順で求めた長期最大荷重を Table4 に示す。新形式タンクの値が大きいのは、タンク内液体の質量 M が大きいためである。

スロッシング荷重の非線形性を考慮するには、複数の加振振幅での周波数応答が必要になるため、相当数の規則加振実験あるいは数値シミュレーションを行わなければならない。この例では、周波数 $7 \times$ 振幅 $4 = 28$ 通りの規則加振実験を行っている (ただし $a/D=0.067$ については応答関数の最大値が $Q=10^{-8}$ よりも低い超過確率になったため Fig.9 には表示していない)。

Table3 Wave scatter diagram of North Atlantic⁹⁾

Hs/Tz	3.5	4.5	5.5	6.5	7.5	8.5	9.5	10.5	11.5	12.5	13.5	14.5	15.5	16.5	17.5	18.5
16.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
15.5	0	0	0	0	0	0	0	0	1	1	1	0	0	0	0	0
14.5	0	0	0	0	0	0	0	1	2	2	1	1	0	0	0	0
13.5	0	0	0	0	0	0	1	4	5	5	3	2	1	0	0	0
12.5	0	0	0	0	0	1	4	10	13	11	7	3	1	0	0	0
11.5	0	0	0	0	0	3	13	27	31	25	14	6	2	1	0	0
10.5	0	0	0	0	1	11	38	68	72	52	27	11	4	1	0	0
9.5	0	0	0	0	4	33	102	160	152	99	48	19	6	2	0	0
8.5	0	0	0	1	15	98	256	351	297	175	78	28	8	2	1	0
7.5	0	0	0	3	52	270	594	703	525	277	112	37	10	3	1	0
6.5	0	0	0	13	167	690	1258	1269	826	387	141	42	11	3	1	0
5.5	0	0	1	51	498	1603	2373	2008	1126	464	151	41	10	2	0	0
4.5	0	0	6	196	1354	3289	3858	2686	1275	455	131	32	7	1	0	0
3.5	0	0	35	696	3227	5675	5099	2838	1114	338	84	18	4	1	0	0
2.5	0	2	198	2159	6230	7450	4860	2066	645	160	34	6	1	0	0	0
1.5	0	29	986	4976	7738	5570	2376	704	161	31	5	1	0	0	0	0
0.5	1	134	866	1186	634	186	37	6	1	0	0	0	0	0	0	0

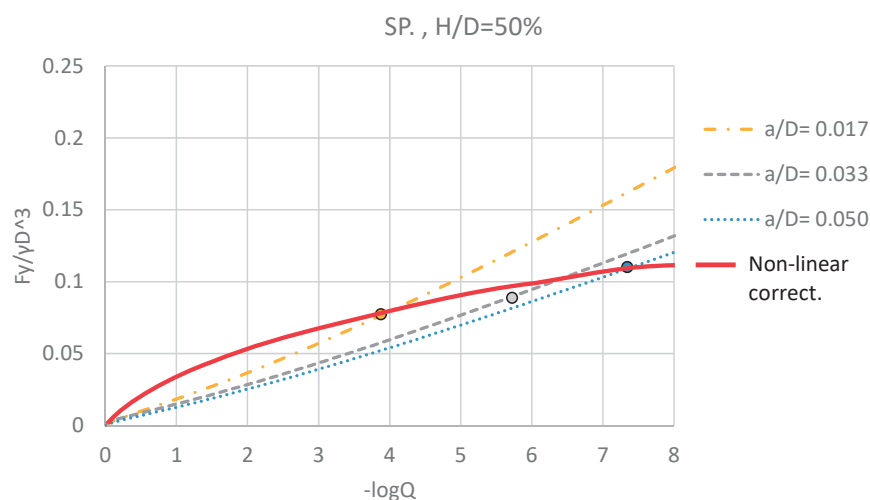


Fig.9 Long-term prediction of tank loads. (Spherical tank)

Table4 Tank loads of $Q=10^{-8}$ estimated by long-term prediction

H/D	$\frac{F_y}{\gamma D^3}$ ($Q=10^{-8}$)	
	SP.	NEW
29%	0.072	0.081
50%	0.110	0.129
65%	0.125	0.137

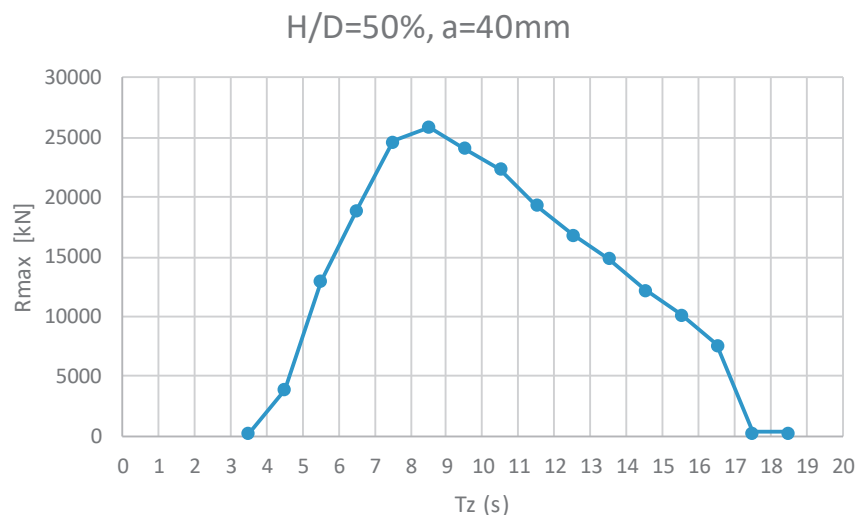
3. 最大荷重の簡易推定手法

第2章では、長期予測手法でLNGタンクの長期最大荷重を求めた。しかし、タンク設計の初期段階で、長期予測に必要な条件数の模型実験あるいは数値シミュレーションを行うのは、時間及びコストの面で困難である。そこで本章では、長期最大荷重の簡易推定手法を検討した。

超過確率 $Q=10^{-8}$ 付近の最大値は長期分布を構成する多数の短期海象中の応答の中で短期パラメータ（ R ：標準偏差）が最大値となる短期海象の応答が支配的であるという最悪短期海象の理論³⁾を拡張して利用することで、簡易推定算式を構築する。

3.1 最悪短期海象に基づく長期最大荷重

超過確率 $Q=10^{-8}$ の長期最大荷重が生じる最悪短期海象は、波浪発現頻度表に含まれる短期海象の中で短期パラメータ R が最大(R_{MAX})となる短期海象と定義される。タンク内流体力 F_y の短期パラメータ R_{Fy} は、Fig.8に示した短期応答関数の縦軸の値(R/H_S)に各平均波周期 T_z での最大有義波高 $H_{S(MAX)}(T_z=T_z)$ を乗じて得られる。各平均波周期 T_z での最大有義波高は波浪発現頻度表から読み取ることができ、Table3の太枠で囲った短期海象がこれに相当する。各平均波周期 T_z での R の最大値 R_{MAX} をFig.10に示す。この例では、 $T_z=8.5s$ で R_{MAX} は最大となり、このときの最大有義波高は、 $H_S=12.5m$ なので、($H_S=12.5m$, $T_z=8.5s$)が最悪短期海象に相当する。なお、 $H/D=50\%$ 以外の液位についても計算したところ、全ての液位で($H_S=12.5m$, $T_z=8.5s$)が最悪短期海象であった。

Fig.10 Maximum short-term parameter in each wave period (T_z)

3.2 長期最大荷重の比較

最悪短期海象での最大荷重は、短期海象での出会い波数を1000回とすると、以下の式で求めることができる。

$$F_{y_{MAX}} = R_{Fy_{MAX}} \sqrt{2 \times \ln(1000)} \quad (3.1)$$

長期予測による超過確率 $Q=10^{-8}$ の最大荷重と、最悪短期海象における 1/1000 最大期待値との比較を Fig.11 に示す。それぞれの最大荷重は γD^3 で無次元化をしている。最悪短期海象の理論によって長期最大荷重を精度良く推定できることが分かる。

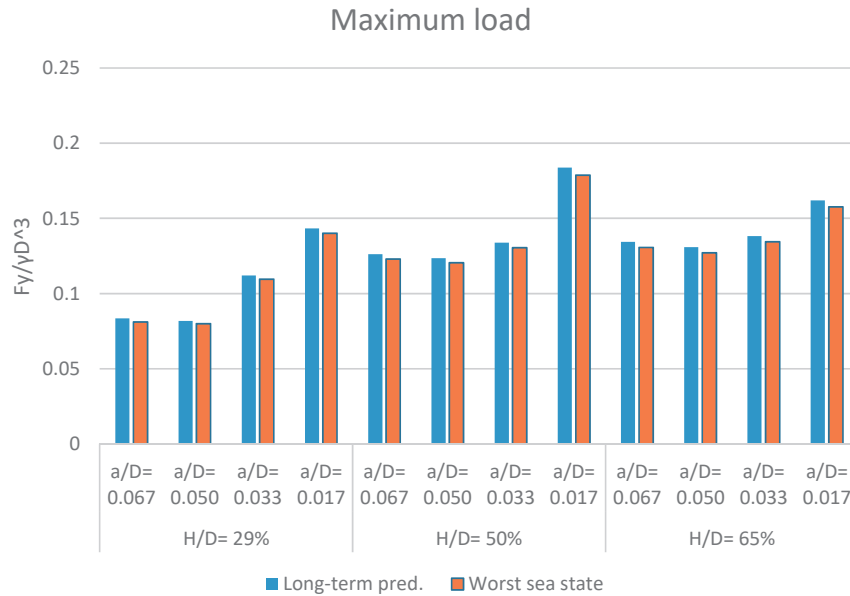


Fig.11 Long-term maximum load of SP. tank estimated by long-term prediction and worst sea-state method

3.3 応答スペクトルのモデル化

最悪短期海象の理論を用いてタンク内流体力の最大値を推定できることが分かった。しかし、短期パラメータ R を求めるには、タンク強制加振による周波数応答が必要になり、また、スロッシング荷重の非線形修正を行うには複数の加振振幅での周波数応答が必要になることから、簡易化はされていない。

本節では、タンク強制加振による周波数応答を求めるのに必要な実験ケースの数を削減することを目的として、応答スペクトルのモデル化を検討する。

3.3.1 タンク液体の応答スペクトル

タンク液体の応答スペクトル $S(\omega)$ は、応答関数 $|H(\omega)|$ と波スペクトル $S_w(\omega)$ を用いて以下の式で表される。

$$S(\omega; H_s, T_z) = |H(\omega)|^2 S_w(\omega; H_s, T_z) \quad (3.2)$$

式(3.2)で求めた $S(\omega)$ の例を Fig.12 に示す。最悪短期海象の $T_z=8.5s$ でスペクトルの面積が最大、すなわち短期パラメータ R_{Fy} が最大になることが確認できる。

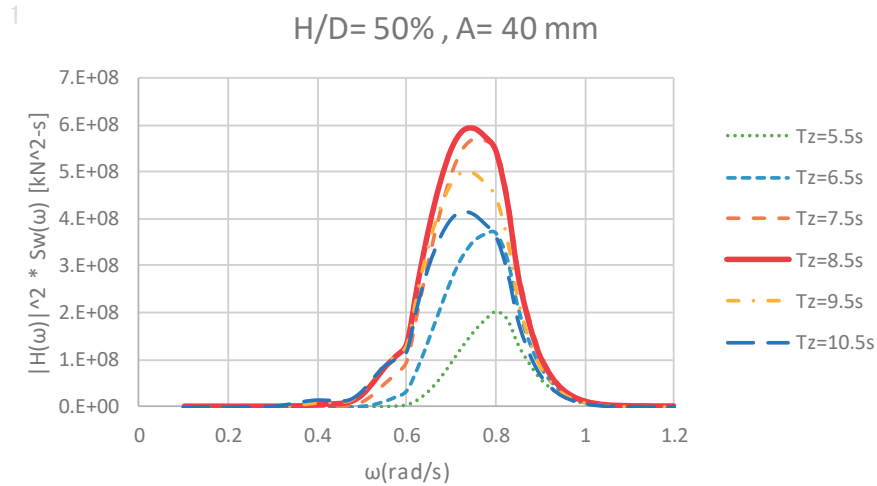


Fig.12 Power Spectrum of tank load (SP. tank)

3.3.2 タンク内流体力のスペクトルの三角形近似

最悪短期海象におけるタンク内流体力のスペクトルは、タンク同調周波数 ω_c の付近で高いピークを持つスペクトル形状となる。Fig.12 のスペクトルのピーク周波数と Table2 に示した $H/D=50\%$ でのタンク同調周波数 $\omega_c (=0.84(\text{rad/s}))$ との間に差があるのは、船体運動から生じるタンク横方向変位の応答関数 $|H_y(\omega)|$ が低周波側で高くなること、及び、波スペクトルの形状が平均波周波数 $(=2\pi/T_z)$ まわりに非対称であるため平均波周波数とピーク波周波数が一致しないことによって生じる現象である。

不規則波中の船舶の応答は、一般的に狭帯域のスペクトルになるのでスペクトルのピーク周波数を中心に周波数帯の狭い応答をする。短期パラメータ R はスペクトルで囲まれた面積の平方根である。スペクトルを Fig.13 のように底辺が ω_{eff} 、高さが $S(\omega)_{max} (= |H(\omega)|_{MAX}^2 \times S_w(\omega)_{MAX})$ の三角形で近似すると、短期パラメータ R は次式となる。

$$R = \sqrt{\frac{1}{2} |H(\omega)|_{MAX}^2 \times S_w(\omega)_{MAX} \times \omega_{eff}} \quad (3.3)$$

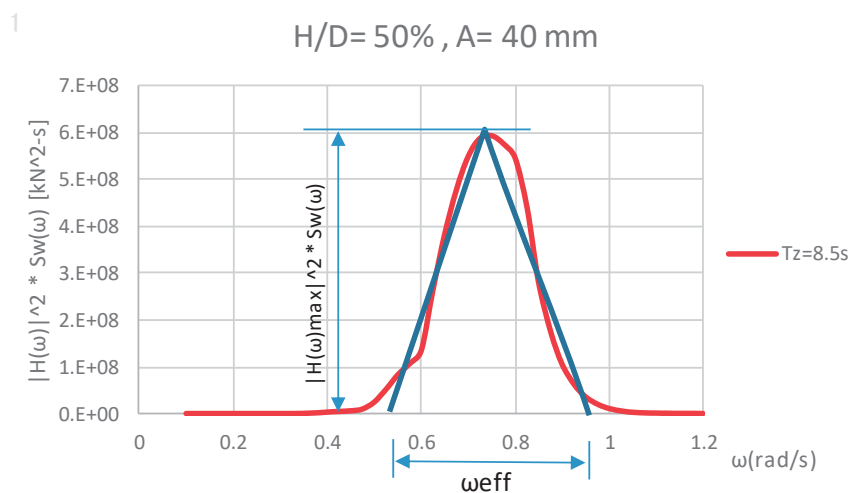


Fig.13 Image of modelling of power spectrum of tank load

タンク内流体力の応答関数の縦軸の最大値 $|H(\omega)|_{MAX}$ は、タンク同調周波数 ω_C における値を用いて、以下の式から求めることができる。

$$|H(\omega)|_{MAX} = \frac{F_y(\omega_C)}{a} \times \frac{y(\omega_C)}{h} \quad (3.4)$$

IACS Rec.34⁹⁾ で与えられる波スペクトルの縦軸の最大値 $S_w(\omega)_{max}$ は、最悪短期海象の平均波周期及び有義波高をそれぞれ T_{ZW} , H_{SW} と表記して、以下の式で与えられる。

$$S_{w_{max}} = \frac{5H_{SW}^2 T_{ZW}}{32\pi} \left(\frac{4}{5\pi}\right)^{-\frac{1}{4}} \exp\left(-\frac{5}{4}\right) \quad (3.5)$$

よって、短期パラメータの最大値 R_{MAX} は以下の式で与えられる。

$$R_{MAX} = 0.1|H(\omega)|_{MAX} H_{SW} \sqrt{T_{ZW} \omega_{eff}} \quad (3.6)$$

三角形近似の底辺の有効周波数範囲 ω_{eff} は0.3~0.4程度である。ここで、 ω_{eff} は液位で変わると考えられるため、次の修正を加える。液位が低くなるとタンク同調周期は長くなるので、式(3.3)に用いる波スペクトル $S_w(\omega)$ の平均波周期も長くなる。平均波周期が長くなると、波スペクトルの周波数範囲は狭くなる。従って、低液位では ω_{eff} を小さく、高液位では ω_{eff} を大きくとるべきと考えられる。波スペクトルの周波数範囲広さと T_Z とは反比例の関係にあるので、以下の式でこれを表現する。

$$\omega_{eff} = \omega_{eff0} \times \frac{T_{C0}}{T_C} \quad (3.7)$$

ω_{eff0} 及び T_{C0} は、基準となる液位での有効周波数範囲及びタンク固有周期である。本研究では $H/D=50\%$ を基準とし、この液位での $\omega_{eff}(=\omega_{eff0})$ を0.3とした。

3.4 最悪短期海象の平均波周期

式(3.6)において、最悪短期海象の平均波周期 T_{ZW} はタンク同調周期 T_C に等しいと仮定する。Fig.10 から得られる最悪短期海象の平均波周期 $T_{ZW}=8.5s$ に対し、タンク同調周期 $T_C=7.45s$ である。Fig.10 の T_{ZW} がタンク同調周期 T_C よりも長周期になるのは、波浪発現頻度表のタンク同調周期付近では、波周期が長周期になるにつれて、その波周期での有義波高が高くなるためである。しかし、この事は波浪発現頻度表に依存するため、簡易推定法では $T_Z=T_C$ を最悪短期海象の平均波周期と定義する。すなわち、式(3.6)では $T_Z=T_C=7.45s$ とし、このときFig.12の $T_Z=7.5s$ の応答スペクトルから短期パラメータを求めることになる。

3.5 長期最大荷重の簡易推定

超過確率 $Q=10^{-8}$ に相当する長期最大荷重は、最悪短期海象 $\{T_{ZW}, H_{SW}\}$ での1/1000最大期待値に等しいとみなせる。1/1000最大期待値は、式(3.1)を用いて以下の式で求まる。

$$F_{y_{max}} = 0.1|H(\omega)|_{MAX} \times H_{SW} \sqrt{T_{ZW} \omega_{eff}} \sqrt{2 \times \ln(1000)} \quad (3.8)$$

$$T_{ZW} = T_C, H_{SW} = \max\{H_s | T_Z = T_C\}$$

式(3.4)を式(3.8)に代入して、最終的に長期最大荷重は、

$$F_{y_{max}} = 0.1 \frac{F_y(\omega_c)}{a} \times \frac{y(\omega_c)}{h} \times H_{sw} \sqrt{T_{zw} \omega_{eff}} \sqrt{2 \times \ln(1000)} \quad (3.9)$$

と表される.

3.6 最大荷重を発生する不規則加振と等価な規則加振振幅

ここまでの検討で、長期最大荷重を求める簡易式が式(3.9)のように示された. しかし、式(3.9)中の $\frac{F_y(\omega_c)}{a}$ を得るための加振振幅 a の値はまだ示されていない. そこで、規則加振変位の実効値 a_{RMS} を用いて、最悪短期海象での不規則加振振幅と等価な「等価規則加振振幅」を設定する. これを用いることで1状態の規則加振実験あるいは数値シミュレーションで長期最大荷重の推定が可能になる. 等価規則加振振幅を求める手順を以下に記す.

3.6.1 最悪短期海象の発生確率

タンク規則加振振幅の周波数応答 $\frac{F_y(\omega)}{a}$ の最大値が、最悪短期海象の 1/1000 最大値に相当する場合、最大荷重の発生確率 Q は、最悪短期海象の発生確率 p を用いて、以下の式で表される.

$$Q = p(H_{sw}, T_{zw}) \times \frac{1}{1000} \quad (3.10)$$

$Q=10^{-8}$ になる規則加振振幅が、すなわち等価規則加振振幅となる. この規則加振振幅での周波数応答の最大値が、長期最大荷重に相当する.

3.6.2 規則加振振幅の実効値 a_{RMS}

規則的な振幅の実効値 a_{RMS} を求める.

$$a_{RMS} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T \{a \times \sin(\omega t)\}^2 dt} = \frac{a}{\sqrt{2}} \quad (3.11)$$

式(3.11)は、加振変位の瞬時値の二乗平均値、すなわち標準偏差と見なすことが出来る.

式(3.11)のタンク加振変位の実効値 a_{RMS} すなわち標準偏差が、不規則波中のタンク横方向変位 y の標準偏差 R_y に等しいとする. R_y は、Fig.2 に示したタンク横方向変位 y の応答関数と波スペクトルの線形重ね合わせで求めることができ、短期応答関数は Fig.14 のようになる. 波向きの分散は安全側の推定値を得るため長波頂波を仮定する.

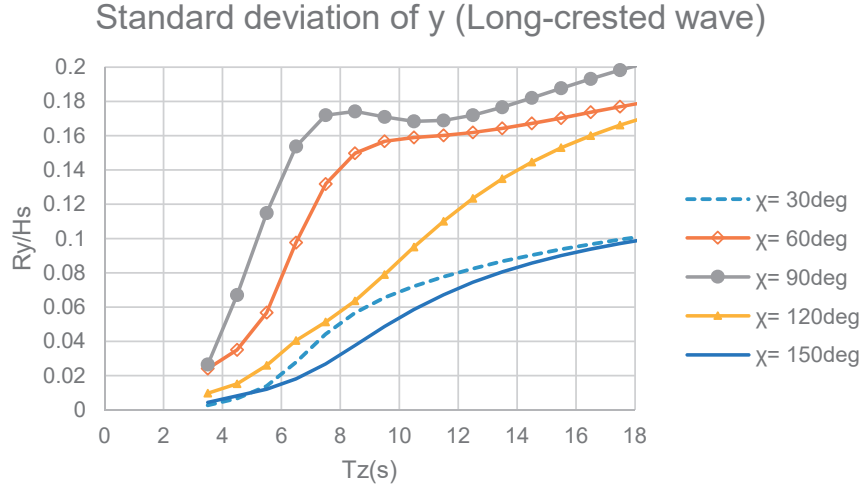


Fig.14 Standard deviation of ship motion of y-direction

Fig.14 では、波向き χ をパラメータに、標準偏差 R_y を有義波高 H_s で割った値をプロットしている。 a_{RMS} と等価な標準偏差の応答が生じる有義波高は、Fig.14 の縦軸の値を用いて次式から計算される。

$$a_{RMS} = \frac{R_y}{H_s} \times H_s \quad (3.12)$$

$$\therefore H_s = \frac{a_{RMS}}{\frac{R_y(H_s, T_z, \chi)}{H_s}} \quad (3.13)$$

タンク横方向変位 y は、 $\chi = 90\text{deg}$ の横波が最も激しく、タンク内流体力の長期分布に支配的な波状態である。したがって、式(3.13)の計算には Fig.14 の $\chi = 90\text{deg}$ 、 $T_z = T_c$ における R_y/H_s の値を用いる。

3.6.3 検討例

$H/D=50\%$ ($T_c=7.45\text{s}$)、振幅 $a/D=0.050$ ($a=60\text{mm}$; 模型スケール、縮尺約 1/35) のとき、実物大相当タンクの加振振幅の実効値は、

$$a_{RMS} = \frac{0.06\text{m} \times 35}{\sqrt{2}} = 1.48\text{m} \quad (3.14)$$

Fig.14 から、 $T_z = T_c = 7.45\text{s}$ の値を読み取ると、 $R_y/H_s = 0.17$ となる。よって有義波高 H_s は、

$$H_s = \frac{1.48}{0.17} = 8.7 \text{ m} \quad (3.15)$$

模型実験の加振振幅 $a=60\text{mm}$ 、タンク同調周期 T_c に相当する海象は、有義波高 $H_s=8.7\text{m}$ 、平均波周期 $T_z=7.45\text{s}$ となる。この短期海象の発現確率 p を波浪発現頻度表⁹⁾から求める。なお、波浪発現頻度表は離散値で与えられているため適宜補間して発現確率を求める。ここでは線形補間を用いた。 $H_s=8.7\text{m}$ 、 $T_z=7.45\text{s}$ の短期海象の発現確率は $p=6.3 \times 10^{-5}$ になる。

強制加振実験のタンク内流体力の最大値は、 $H_s=8.7\text{m}$, $T_z=7.45$ の短期海象におけるタンク内流体力の 1/1000 最大値とする。よって、加振振幅 $a=60\text{mm}$ における最大値に等価な荷重の発現確率は、

$$\log Q = \log \left\{ \frac{6.3}{100000} \times \frac{1}{1000} \right\} = -7.2 \quad (3.16)$$

となり、加振振幅 $a=60\text{mm}$ での最大値は、長期分布の横軸が、 $\log Q = -7.2$ の位置に対応する。同様の手順で、他の液位 H/D 及び加振振幅 a における超過確率($\log Q$)を求める。Table5 の結果から、 $Q=10^{-8}$ の長期最大荷重を与える加振振幅は $a/D=0.050 \sim 0.067$ にあることが分かる。

Table5 Equivalent long-term probability ($\log Q$) corresponding to motion amplitude (a)

Tank Shape	H/D	a/D			
		0.017	0.033	0.050	0.067
SP.	29%	-4.2	-5.1	-6.6	-7.1
	50%	-4.4	-5.6	-7.2	-8.9
	65%	-4.7	-6.0	-7.5	-9.3
NEW	29%	-4.2	-5.1	-6.5	-7.0
	50%	-4.4	-5.6	-7.2	-8.9
	65%	-4.6	-5.8	-7.3	-9.1

4. 簡易推定手法の検証

4.1 簡易算式による長期最大荷重の計算

前章の検討結果から、長期分布の超過確率 $Q=10^{-8}$ のタンク内流体力を発生する等価規則加振振幅が分かり、実験条件の中では $a/D=0.067$ が近いので、この加振振幅でのタンク同調周波数の応答を用いる。強制加振実験の最大値は、Fig.15 に示すように、タンク同調周波数($\omega_c=0.843\text{rad/s}$)の値を採用する。

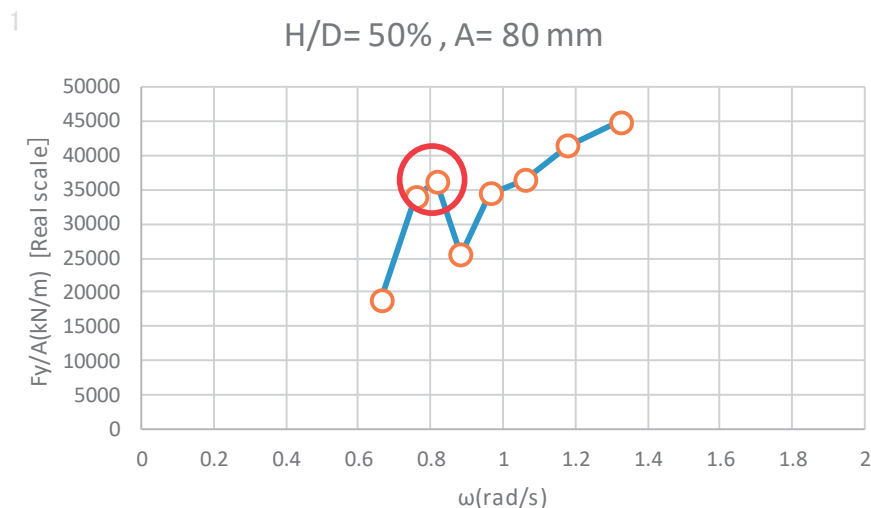


Fig.15 Response amplitude operator of tank load (SP. tank) and the response level of natural sloshing frequency (Circle).

Fig.15 の縦軸は、Fig.6 に示した無次元値ではなく、タンク内流体力 F_y を加振振幅 a で除した値で表記している。こうすると、2.3.2 節で述べたように、タンク同調周波数よりも高周波の領域で大荷重になることがある。しかし、その領域では Fig.2 から分かるように船体運動が小さく、また波浪発現頻度表における有義波高が低いいため、 $Q=10^{-8}$ の最大荷重への寄与は少ない。したがって、実験値は同調周波数近傍の最大値に注目する。簡易計算に使用した値及びこの値を式(3.9)に代入して得られる $F_{y_{max}}$ を Table 6 に示す。

Table6 Long-term load estimated by eq.(3.9) (SP.)

H/D	T_{ZW} (s)	H_{SW} (m)	$\frac{y(\omega_c)}{h}$	$\frac{F_y(\omega_c)}{\gamma D^3 \times y}$	$\frac{F_{y_{max}}}{\gamma D^3}$
29 %	8.3	11.5	0.64	0.025	0.100
50 %	7.5	9.9	0.48	0.046	0.133
65 %	6.7	8.3	0.33	0.061	0.095

Table4 の長期予測と比較すると、 $H/D=65\%$ において、長期予測よりも簡易推定値の方が低くなっている。式(3.9)は、スロッシング荷重が生じるタンク同調周波数付近の海象での船体動揺を想定しているため、この海象が最悪短期海象にならない場合、式(3.9)の推定値は長期予測の最大値よりも小さくなる。すなわち本研究で用いた波浪発現頻度表(Table3)では、タンク同調周期よりも長周期側で有義波高が高くなるため、長周期側の海象が最悪短期海象になることがあり、このとき式(3.9)の推定値は長期予測値より小さくなる。タンク内流体力は、スロッシング荷重とタンク内液体の慣性力による荷重の和で構成されるが、長周期の海象においてはスロッシング荷重よりも慣性力の方が優位になる。慣性力は、タンク液体の質量が大きいとき、または自由表面面積が小さくスロッシングが起こりにくいとき、相対的に大きくなり、 $H/D=65\%$ ではその両方に相当するため、式(3.9)での推定値が長期予測による最大値よりも小さくなった。そのため、この対処方法を検討した。

慣性力が大になる短期海象は、波浪発現頻度表において有義波高が最大で、かつ、平均波周期が最も短い短期海象と考えられる。北大西洋の波浪発現頻度表(Table3)においては、 $T_z=10.5s$, $H_s=14.5m$ がこれに相当する。

タンク内液体の慣性力による周波数応答は以下の式で与えられる。

$$\frac{F_y}{a} = M\omega^2 \quad (4.1)$$

式(4.1)で $\omega=2\pi/10.5s$ として、 F_y/a 及びタンク横方向変位 y/h を求め、 $F_{y_{MAX}}$ を計算した。 ω_{eff} は式(3.7)に従った。結果を Table7 に示す。 $H/D=65\%$ においては慣性力による $F_{y_{MAX}}$ の方が Table6 に示した値よりも大きくなった。簡易推定手法では、タンク内流体力の長期最大荷重として、Table6 のスロッシング荷重の推定を主とした簡易推定式(式(3.9))で求まる最大値と、Table7 のタンク慣性力のみを考慮した算式(式(4.1))で求まる最大値のいずれか大きい方を採用する。

Table7 Long-term load estimated by tank inertia force

H/D	$T_z(s)$	$H_s(m)$	$\frac{y(\omega)}{h}$	$\frac{F_y}{a \times \gamma D^3}$	$\frac{F_{y_{max}}}{\gamma D^3}$
29 %	10.5	14.5	0.98	0.0041	0.036
50 %				0.0097	0.091
65 %				0.0140	0.136

4.2 長期予測との比較

簡易推定手法及び長期予測による長期最大荷重と比較して Table8 及び Fig.16 に示す。長期最大荷重は γD^3 で無次元化をしている。長期予測はスロッシングの非線形修正を行った結果である。新形式タンクの方が球形タン

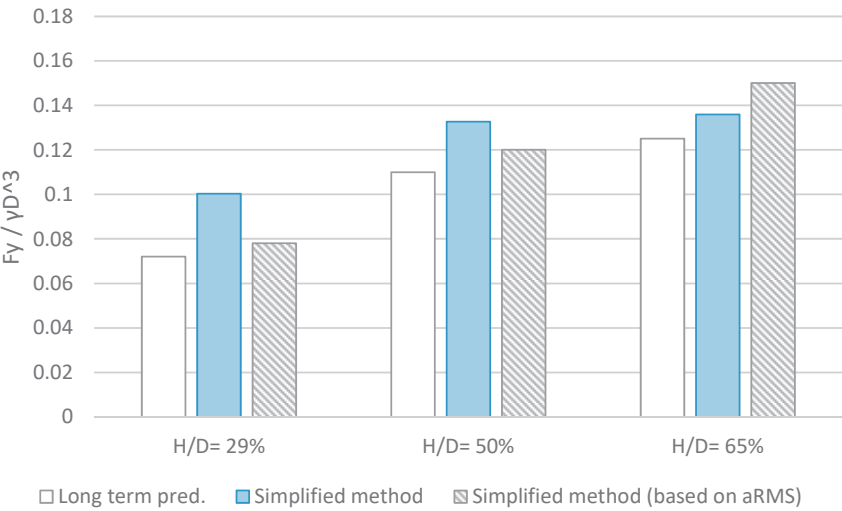
クに比べて荷重が大きいのは、新形式タンクの方がタンク内液体の質量が大きく、慣性力が大きくなるためである。低液位（ $H/D=29\%$ ）では、長期予測よりも簡易推定の方が高荷重の推定結果となっているのが分かる。これは、低液位になると慣性力が小さくなり、その結果、タンク内流体力に占めるスロッシング荷重の割合が大きくなるため、タンク強制加振の同調周波数でピークが立つ。そのため、有効周波数範囲 ω_{eff} を小さくする必要があると考えられるが、現在の推定算式にはこの影響が考慮されていないため保守的な推定結果となった。本研究の範囲では、液位 29%のタンク内流体力の方が 50%,65%の流体力よりも小さいため、実際の推定で問題になることは無いと考えられるが、推定誤差は新形式タンクの方が大きくなっており、タンク形状によっては、有効周波数範囲を求めるために複数周波数で流体力を得る必要があると考えられる。有効周波数範囲の合理的な設定法については今後の課題とする。

また、規則加振振幅の実効値を用いて超過確率を与える方法からも、長期最大荷重を求めることができる。Fig.17 は、実効値を用いて求めた超過確率を横軸に、規則強制加振の最大値を縦軸にとり、グラフにプロットした結果である。プロットしたマークを内挿あるいは外挿して、 $Q=10^{-8}$ の値を読み取ることで長期最大荷重を簡易的に得ることができる。その結果も併せて Table8 及び Fig.16 に示した。いずれの手法を用いても、 $Q=10^{-8}$ の長期最大荷重の簡易推定が可能と考えられる。

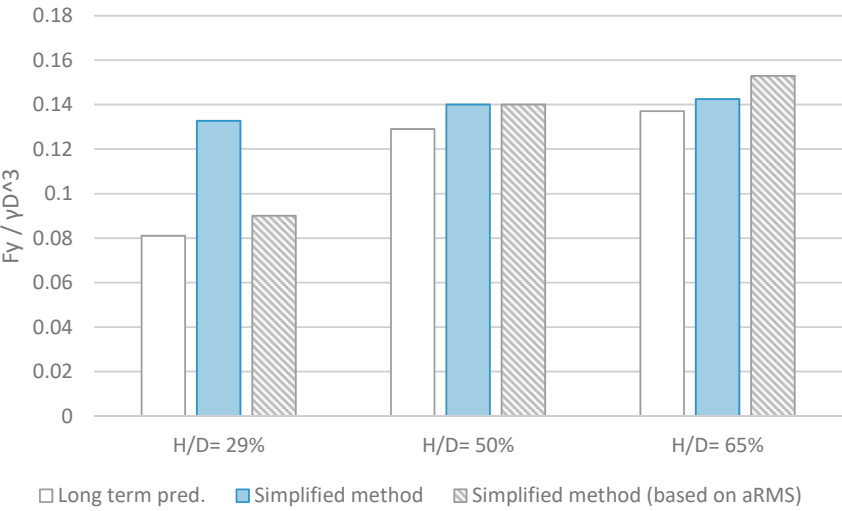
実効値を用いる方法は、簡易推定手法と比べて低液位で低めに高液位で高めの推定となり、その結果、低液位においても長期予測に近い推定結果が得られている。本研究で提案した簡易推定手法は、式(3.1)で示したとおりレイリー分布を仮定しているが、スロッシングのような同調現象に対する不規則応答では分布形状が異なる可能性があり、またタンク流体力に占めるスロッシング荷重の割合は低液位で大きくなるため過大な推定になったと考えられる。一方、実効値を用いる方法は、短期応答にレイリー分布を仮定していないため、低液位での推定値が簡易推定手法よりも小さくなり、長期予測に近い推定になったと考えられる。広義の同調が起こる不規則波中の短期応答分布形状は、有効周波数範囲とも相関があると考えられ、今後の検討課題とする。

Table8 Comparison between simplified method and long-term prediction

Tank Type	H/D	Long term prediction	Simplified method	Simplified method (based on a_{RMS})
SP.	29 %	0.072	0.100	0.078
	50 %	0.110	0.133	0.120
	65 %	0.125	0.136	0.150
NEW	29 %	0.081	0.133	0.090
	50 %	0.129	0.140	0.140
	65 %	0.137	0.142	0.153

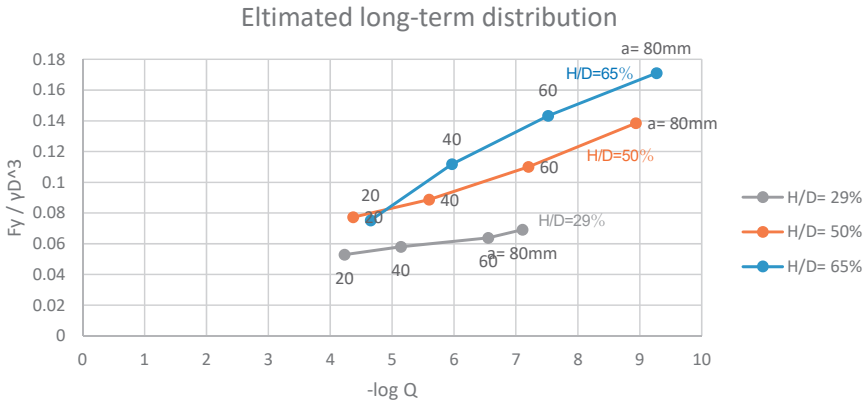


(a) Spherical tank

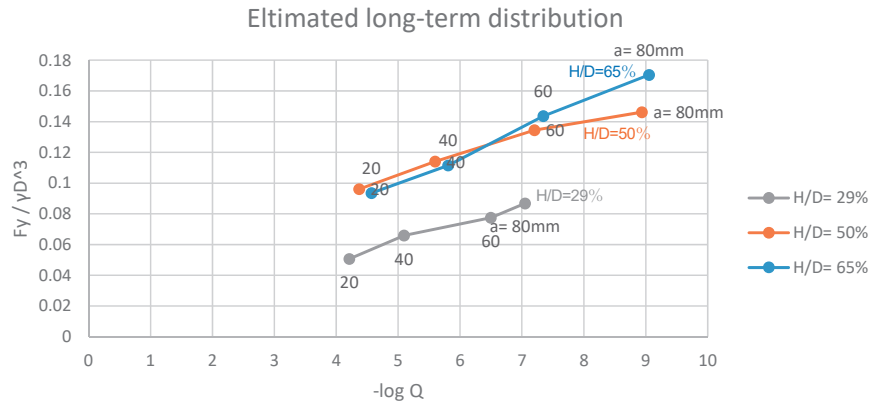


(b) New type tank

Fig.16 Comparison between simplified method and long-term prediction



(a) Spherical tank



(b) New type tank

Fig.17 Estimation of long-term maximum load utilizing the equivalent long-term probability

5. まとめ

独立型球形タンクタイプ B 方式 LNG 運搬船に搭載される LNG タンク内流体力による長期最大荷重の簡易推定手法について検討を行い、以下の結論を得た。

- 1) タンク模型の強制加振実験を行い、球形及び新形式タンクのスロッシングの特性を確認した。加振方向に作用するスロッシング荷重は、タンク同調周波数付近で大きくなること、及び、加振振幅が大きくなるとスワリングへのモード推移が起こるため加振振幅に対して荷重が低くなること、すなわち非線形性を有することを明らかにした。
- 2) タンク内流体力の長期超過確率 $Q=10^{-8}$ に相当する最大荷重は、最悪短期海象の理論で精度良く求まることを示した。
- 3) 最悪短期海象の理論を利用して、スロッシング荷重の非線形性を考慮した長期最大荷重を簡易的に推定する手法を提案した。タンク内流体力のスペクトルをタンク同調周波数が頂点となる三角形で近似し、また、最大荷重を発生する不規則振幅と等価な規則加振振幅を導入することによって、1 回の規則加振実験で長期最大荷重を精度良く推定できることを示した。
- 4) 等価規則加振振幅から直接、長期最大荷重を求める方法も検討し、この簡易手法でも良好な推定精度が得られることを確認した。

また、本研究では、設計初期段階での荷重推定を効率的に実施するための、波浪及び強制加振条件を絞り込む方法についても提案している。本研究にて提案した手法は、独立型球形タンクタイプ B 方式 LNG タンク内の流体力だけでなく、スラミング水圧やこれに続くホイッピング等、船体応答全般に応用が可能であることから、数値計算による時刻歴応答シミュレーションの利用促進に繋がるものと期待できる。

参考文献

- 1) IMO, Maritime Safety Committee, 2014, International code for the construction and equipment of ships carrying liquefied gases in bulk (IGC code), MSC93/22/Add.1.
- 2) DNV REPORT NO. 72-45-C, 1972, Moss Rosenberg verft A/S. 87,600 m³ LNG-carrier prediction of loads due to sloshing in tanks.
- 3) 河邊寛, 森川正夫, 柴崎公太: 波浪荷重の長期分布の簡易推定法, 日本造船学会論文集, 第 189 号(2001), pp.193-200.

- 4) 岡正義他：独立型タイプ B 方式球形 LNG タンクのタンク内流体力の簡易推定手法に関する研究，日本船舶海洋工学会論文集，第 26 号(2018)， pp.119 – 129.
- 5) 福田順一：船体応答の統計的予測，日本造船学会耐候性に関するシンポジウム(1969)， pp.99-119.
- 6) 岡正義他：独立型タイプ B 方式球形 LNG タンクの液体と船体運動の連成を考慮したタンク流体力の数値計算，日本船舶海洋工学会論文集，第 26 号(2018)， pp.103 – 118.
- 7) 岡正義他：LNG 船の安全評価のためのタンク強制動揺実験，平成 27 年度(第 15 回)海上技術安全研究所研究発表会（2015）.
- 8) 曾我部潔：球形タンク内部の液体の液面動揺の固有周期の半実験式及び計算図表，生産研究 26 巻 9 号（東京大学）(1974)， pp.355-358.
- 9) International Association of Classification Societies (IACS) Rec. No. 34, 2001, Standard Wave Data.