大型係留船の固有周期と減衰特性に関する一考察

榊原 繁樹¹・砂原 俊之²・伊藤 格³・久保 雅義⁴

One Consideration to Characteristics on Natural Period and Damping Effect of a Moored Large Bulk Carrier

Shigeki SAKAKIBARA, Shunji SUNAHARA, Kaku ITO
and Masayoshi KUBO

Abstract

In our previous study, investigations on property of ship motions was conducted through a numerical simulation and a field observation of ship motions and mooring loads. From the investigations, it was concluded that low-frequency motions such as sway, surge and yaw were induced significantly by resonant effects with the long-period wave, and resonant roll motion also occurred at the berth due to the swell component of the wave. It is important for the investigations on property of the ship motions to estimate the natural periods of each ship motion and damping effects precisely as possible. In this study, we have conducted a physical model test on free oscillations of the model ship for a large vessel moored along dolphin to obtain the property of the natural periods and the damping effects.

Keywords: Ship mooring, Ship motion, Free oscillation, Natural period, Damping effect

キーワード: 港湾・係留, 船体運動, 自由振動, 固有周期, 減衰特性

1. 緒言

係留船の固有周期は、船体の質量または慣性モーメントと復原力係数から算出されるが、船体自身が復原力を持つ Heave、Pitch および Roll と、係留索および防舷材による係留力に基づく Sway、Surge および Yaw からなる⁽¹⁾。ここに質量（慣性モーメント）は運動モードごとに付加質量（付加慣性モーメント）を浅水影響下で予め求めておく必要があり、また係留索の初期張力を考慮して係留索と防舷材の変位復原力特性からバネ定数を適切に算定する必要がある。

一方長周期波来襲時の船体運動を推算するに際して、Sway、Surge および Yaw の長周期船体運動における固有周期と減衰特性を精度よく評価することが重要である⁽²⁾⁽³⁾。岸壁前面における係留船の減衰

係数は、ポテンシャル論から求められる造波減衰力とそれ以外の係留索のヒステリシスロスや非線形流体力に起因する粘性減衰力により構成されるものと考えられる。係留船の減衰特性に関する研究は、模型実験による既往の研究として、久保ら⁽⁴⁾や白石ら⁽⁵⁾は、実際の係留索と防舷材の非対称係留状況ではないが、対称係留時で検討を行っている。また実船による検討では、漁船や小型船による現地実験による検討⁽⁶⁾⁽⁷⁾や、波浪中の大型船の船体動揺計測結果に対する再現計算を通じて、ポテンシャル論による減衰係数以外の減衰係数を算出する検討が行われているのみである⁽⁸⁾。

そこで本研究では、大型係留船の固有周期および減衰特性に関して、実際の大型船の係留状況を設定

¹ 正会員 東海大学 海洋学部 (〒424-8610 静岡県静岡市清水区折戸 3-20-1)
² 非会員 東海大学 海洋学部 (〒424-8610 静岡県静岡市清水区折戸 3-20-1)
³ 正会員 株式会社日本海洋科学 (〒212-0013 神奈川県川崎市幸区堀川町 580)
⁴ 正会員 神戸大学名誉教授 (〒658-0022 神戸市東灘区深江南町 5-1-1)

Table 1 Ship dimensions (Proto/ Model)

		Ship dimensions	
		Proto ship	Model ship
全長	LOA	289.5 m	-
垂線間長	Lpp	277.0 m	99.0 cm
幅	B	49.0 m	49.0 cm
深さ	D	27.0 m	27.0 cm
喫水	d	9.43 m	9.4 cm
質量	M	83,643 t	45.745 kg
重心高さ	KG	13.24 m	13.2 cm
慣動半径	k_{yy}	15.2 m	15.2 cm
横メタセンター	GM _T	13.21 m	12.7 cm
水深	h	14.0 m	14.0 cm

Fig.1 Mooring arrangement of the proto ship

した模型船を用いた自由振動実験を行なった。合わせて数値計算による当該自由振動実験の再現を通じて、固有周期および減衰特性への係留索の初期張力および防舷材の特性の影響について検討した。

2. 実験方法

2.1 実船の船体諸元および係留図

2.1.1 船体諸元

対象船舶は大型バルク船とし、船体諸元を Table 1 に示す。ここに船体コンディションはバラスト状態とした。

2.1.2 係留図

Fig.1 に当該大型船の係留状況を示す。係留索はヘッドライン(L1)、フォア・ブレストライン(L2)、

Fig.2 Mooring line property of the proto ship

Fig.3 Reaction force property of the proto fender

Fig.4 Mooring force property in sway of the proto ship

フォア・スプリングライン(L3)、アフト・スプリングライン(L4)、アフト・ブレストライン(L5)およびスタンライン(L6)が 16~18 本配置されることが一般的であり、各索の張力特性は Fig. 2 に示す $\phi 44\text{mm}$ の高張力化繊ロープ ($\phi 100\text{mm}$ ナイロンテイルロープ付き) とし、初期張力は各索に一律 10t (98kN) 与えられるものとした。防舷材は Fig. 3 に示す反力特性を持つ高さ 2250mm の定反力型防舷材が 4 基設置されるものとした (Fig. 1 の F1~F4)。なお当該防舷材の反力特性は、圧縮率約 15% で一定の反力となり、規定圧縮率 52.5% (圧縮量 1.18m) を超えると急激に

上昇する特性を持つ。Fig. 4 には係留索および防舷材を合わせた当該大型船の Sway 方向係留力を示す。

2.2 模型船の船体諸元、実験配置および係留図

2.2.1 船体諸元

模型船は縮尺 $S=1/100$ の模型とし、模型船の船体諸元は Table 1 に併記している。なお模型船の船体諸元において、慣動半径および重心高さについては実船に合わせたが、横メタセンターは二次元模型船（矩形船）のため、若干異なるが概ね一致している。

2.2.2 模型実験の配置および係留図

模型実験では長さ 38m×幅 1m の東海大学海洋学部所有の二次元水槽を用い、水深は 14cm と一定とした。

Fig. 5 に模型船の係留状況および計測装置の配置を示す。船体運動は 3D トラッカーシステムで 6 モードの船体運動を計測した⁽⁹⁾。

模型係留索および防舷材のバネ定数は、Fig. 4 に示した Sway 方向係留力を参照して、フルード則に基づき設定した。ここに実スケールでの係留索および防舷材のバネ定数はそれぞれ $KL = 2775kN/m$ および $KFs = 29329kN/m$ であり、断面模型船の三次元模型船に対する質量分担率 (0.542) から係留索と防舷材のバネ定数を設定し、係留索および防舷材はそれぞれ 2 基として係留索の 1 本当りバネ定数 $kl = 75N/m$ および防舷材の 1 基当りバネ定数 $kfs = 794N/m$ と設定した。また初期張力は実船で各索 10t (98kN) を与える場合として 1 本当たり 0.7N と設定した。模型係留索のバネ部自由長は約 130mm、防舷材は高さ 30mm とした。

また係留索の初期張力がゼロの場合、係留索バネ定数が変化するため、Fig. 4 に示した Sway 方向係留力特性から別途設定し、1 本当たり $kl_0 = 13N/m$ とした。合わせて防舷材の反力特性による船体動揺への影響を検証するため、Fig. 4 に追記した吸収エネルギー性能が同等の反力漸増型防舷材を選定し、模型バネ定数を 1 基当り $kfa = 192N/m$ と設定した。

2.2.3 実験条件

自由振動実験は Sway および Roll について実施し、静水中、当該模型船を人力でゆっくり牽引して Sway または Roll に初期変位を与えることで行った。Sway 自由振動実験では、初期張力がある場合とゼロの場合について行い、防舷材が定反力型と空気式の場合

Fig.5 Model ship mooring condition and layout of measuring equipment

でそれぞれ実施した。Roll 自由振動実験では、係留索バネ定数と復原力係数 (GM_f) の大きさの違いおよび船体重心高さと防舷材取付け高さの関係から、Roll の固有周期や減衰特性に関しては係留索や防舷材による係留力の影響は少ないと考え、無係留状態で行った。

3. 実験結果および考察

3.1 Roll 自由振動

3.1.1 自由振動の時系列結果

本実験では係留中の船体動揺を想定しているため、初期角度をゼロとした状態からゆっくり所定の初期角度となるように人力で模型船の Roll 角を調整する方法を取っている。また、浅水中での実験であったため、非線形性を確認するための Roll 角度を設定すると水底に接触してしまうため、ここでは船体が水底に接触しない程度の最大値として約 6° の初期角度とした。Fig. 6 に Roll の自由振動実験結果を示す。

Fig.6 Experimental result on time series of free oscillation in roll of the model ship

(a) Curve of damping

(b) Curve of extinction

Fig.7 Experimental result on curves of damping and extinction in roll of the model ship

3.1.2 減減係数および固有周期の算出

(1) 減衰角曲線、減減曲線および減減係数

Fig. 6 の Roll 自由振動時系列結果より、減衰角曲線および減減曲線を Fig. 7 にまとめる。ここに減衰角曲線では 7 つの揺数を抽出し、減減曲線は相隣る二つの振幅に関する式 (1) を用いて算出した⁽¹⁰⁾。

$$\Delta\theta = Abs(\theta_n) - Abs(\theta_{n+1}),$$

$$\theta_m = 0.5 \times (Abs(\theta_n) + Abs(\theta_{n+1})) \quad (1)$$

そして当該減減曲線の線形近似式の一次係数として減減係数を 0.3749 と算出した。ここに算出された減減係数は、ポテンシャル論から求められる造波減衰力とそれ以外の係留索のヒステリシスロスや非線形流体力に起因する粘性減衰力により構成される係数の全てを含む減減係数となる。

(2) 固有周期

上述の減衰角曲線算出において、Fig. 6 の Roll 自由振動時系列結果より 7 つの揺数を抽出した。この

(a) with pretension

(b) without pretension

Fig.8 Experimental results on time series of free oscillation in sway with/without pretension in buckling type fender usage

内一周期分の 5 つの振動を平均して、平均 Roll 固有周期として 1.36s を算出した。

3.2 Sway 自由振動への初期張力と防舷材仕様の影響

3.2.1 初期張力の影響

(1) 自由振動の時系列結果

Sway 自由振動実験では、模型船の両舷上部を人力で支持して、ゆっくりと防舷材から離す方向（正方向）に Sway 変位を与えた。そして急激にその人力を解放することで行なった。Fig. 8 に Sway の自由振動実験結果を示す。Fig. 8 には初期張力ありの場合とゼロの場合を併記している。初期張力ありの場合、Sway の初期変位解放後、係留索の張力により船体は急速に防舷材側に引き戻されている様子が見える。一方初期張力ゼロの場合、初期変位解放後、緩やかに Sway 船体運動が始まり、初期張力ありの場合に比べ、防舷材に接触するまでに時間を要している様子が見える。また船体は防舷材に接触後、防舷材を圧縮して再び沖側へ離れるが、微小な変位で繰り返しはほとんどないことが確認された。

(2) 歪エネルギーから船体運動および造波減衰力などへのエネルギー散逸について

当該 Sway 自由振動においては、初期変位に対応した係留索張力により Sway 運動を与えていた。ここに Sway 自由振動におけるエネルギーの移動の状況を Fig. 9 にまとめる。まず係留索の歪エネルギー (E_L) は船体の運動エネルギー (E_S) に変換され、船体が防舷材に衝突し圧縮変形時には防舷材の歪エネルギー（吸収エネルギー） (E_P) に変換される。この間船体運動に伴い造波減衰力や粘性減衰力など (E_{di})

Fig.9 Energy transform during the free oscillation in sway of the model ship

にエネルギーは散逸される。Fig. 10 に係留索および防舷材の係留力および吸収エネルギー特性を示すが、式(2)～(4)にそれぞれのエネルギー算出式を示す。

$$E_L = 0.5 \cdot k_l \cdot \Delta x_l^2 \times n_l,$$

$$E_f = 0.5 \cdot k_f \cdot \Delta x_f^2 \times n_f \quad (2)$$

$$E_s = 0.5 \cdot (M + m_{11}(\infty)) \cdot v_x^2 \quad (3)$$

$$ET = \max.(E_L) ,$$

$$E_{dv} = ET - (E_L + E_s + E_f) \quad (4)$$

ここに E_L 、 E_f 、 E_s 、 ET および E_{dv} は、係留索で蓄えられた歪エネルギー、防舷材で蓄えられた歪エネルギー、船体の運動エネルギー、総エネルギーであり係留索で蓄えられた歪エネルギー最大値、および最終的には総エネルギー ET に等しくなる造波減衰力や粘性減衰力などとして散逸するエネルギーである。また k_l 、 k_f 、 Δx_l 、 Δx_f および n_l 、 n_f は、係留索または防舷材のパネ定数、変形量および個数であり、 M 、 $m_{11}(\infty)$ は船体質量および Sway の不変付加質量、 v_x は Sway 運動速度である。以上のような諸量の定義に基づき、Sway 自由振動におけるエネルギー移動および散逸における係留索の初期張力による影響を調べてみた。

Sway 変位量、変位速度、そして式(2)～(4)に示した係留索に蓄積された歪エネルギーまたは防舷材吸収エネルギーおよび船体の運動エネルギーの時系列結果を Fig. 11 に示し、要約を Table 2 にまとめる。

初期張力ありの場合、係留索に蓄積された総歪エネルギーの約 6 割が船舶の接岸エネルギー（船体の接岸方向速度が最大 (V_b) となるときの運動エネルギー）として使用され、またその接岸エネルギーの約 7 割が防舷材に吸収されていることがわかる。また

(a) Mooring force (per unit)

(b) Strain energy and energy absorption (per 2pcs.)

Fig.10 Characteristics on mooring force and energy absorption of the mooring line with/without pretension and two kinds of fenders

(a) with pretension

(b) without pretension

Fig.11 Experimental results on time series of free oscillation and energy transform in sway with/without pretension in buckling type fender usage

防舷材から反発した時の Sway 速度最大値 (V_{ub}) は接岸速度 (V_b) に対して約 5 割である。

Table 2 Ratio of energy transform and velocity at berthing and unberthing for each pretension and fender type

Fender	Pretension	max.(Es)/ET	max.(Ef)/Es	V_{ub}/V_b
Buckling	10t	0.604	0.688	0.513
	0t	0.420	0.469	0.437
Pneumatic	10t	0.507	0.512	0.434

一方初期張力ゼロの場合、係留索に蓄積された総歪エネルギーの約4割が船舶の接岸エネルギーに使用され、接岸エネルギーの内約5割が防舷材に吸収されることがわかった。また防舷材から反発した時の Sway 速度は接岸速度に対して約4割となった。

以上より、船舶の接岸エネルギー(E_s)は、初期張力ありの場合（硬い係留索による場合）の方が初期張力ゼロの場合（柔らかい係留索による場合）に比べ、比較的大きな割合で防舷材に吸収されることがわかった。合わせて、船体が防舷材と接触している時間は両者 0.6s でほぼ同じであったが、船舶の接岸エネルギーが最大値を生じてから船体が防舷材に接触し、さらに防舷材の吸収エネルギーが最大値を生じるまでの時間は両者で大きく異なり、初期張力ゼロの場合 1.1s に対して、初期張力ありの場合 0.5s と短くなっていたことがわかった。このことから初期張力ありの場合、エネルギーの散逸を十分に行なえず、防舷材の負担するエネルギー吸収割合が大きくなったものと考えられる。また初期張力ありの場合、係留索に蓄積された総歪エネルギー(E_T)が船舶の接岸エネルギー(E_s)に移行する割合が大きくなっていたが、これは Sway 初期変位が 0.027m と 0.032m と初期張力ありの場合の方が若干小さかったことにも影響していると考えられる。

3.2.2 防舷材仕様の影響

(1) 自由振動の時系列結果

初期張力がある場合において、防舷材を空気式（柔らかいバネ）に変更した場合の Sway 変位量、速度、そして式(2)～(4)に示した係留索に蓄積された歪エネルギーまたは防舷材の吸収エネルギー、および船体の運動エネルギーの時系列結果を Fig. 12 に示す。Fig. 8(a) の定反力型防舷材を用いる場合の Sway 自由振動実験結果と比較して、防舷材の圧縮変位が大きく、かつ防舷材への接岸後に生じる船体の沖側への戻りがゆっくりとなることが確認された。

(a) Free oscillation

(b) Energy transform

Fig.12 Experimental results on time series of free oscillation and energy transform in sway with pretension in pneumatic type fender usage

(2) 歪エネルギーから船体運動および造波減衰力などへのエネルギーの散逸について

Table 2 にも併記しているが、係留索に蓄積された総歪エネルギーの約5割が船体の接岸エネルギーに使用され、その接岸エネルギーの約5割が防舷材に吸収されていることがわかる。また防舷材から反発した時の Sway 速度(V_{ub})は接岸速度(V_b)に対して約4割である。

以上より、Sway 初期変位が定反力型防舷材と空気式防舷材の場合で 0.027m と 0.028m とほぼ同じであることから、係留索に蓄積された総歪エネルギー(E_T)は同等であるが、船舶の接岸速度は 0.035m/s と 0.033m/s と若干違いがみられ、これに伴い接岸エネルギーに違いがみられた。これは Sway 初期変位解放のタイミングが両者で異なり、空気式の方が緩やかに解放していたことが原因と考えられる。一方防舷材が負担する接岸エネルギーの割合については、定反力型防舷材の場合に比べ空気式防舷材の場合の方が低減されていた。これは船体が防舷材と接触している時間がそれぞれ 0.6s と 1.6s と空気式防舷材の方が大幅に長く、エネルギーの散逸を十分に行なえることが起因しているものと考えられる。

3.3 Roll および Sway 自由振動の再現

3.3.1 船体の運動方程式

Fig. 6 および Fig. 8 に示した Roll および Sway の模型船の自由振動実験結果について数値計算による再現を試みる。これを通じて減衰特性について検討を行う。

当該模型船の自由振動時の船体挙動再現に際しては、式(5)～(8)の運動方程式を解くことで船体運動の変位量および係留力を算定するものとする。

$$\sum_{j=1}^6 \{M_{ij} + m_{ij}(\infty)\} \ddot{x}_j(t) + \sum_{j=1}^6 \int_{-\infty}^t \dot{x}_j(\tau) \cdot L_{ij}(t-\tau) d\tau + \sum_{j=1}^6 D_{ij} \cdot \dot{x}_j(t) + \sum_{j=1}^6 C_{ij} \cdot x_j(t) + G_i = F_i(t), (i=1,2,\dots,6) \quad (5)$$

$$F_i(t) = F_{ei} + F_{wi}, (i=1,2,\dots,6) \quad (6)$$

$$m_{ij}(\infty) = m_{ij}(\sigma) + \frac{1}{\sigma} \int_0^{\infty} L_{ij}(t) \sin \sigma t dt \quad (7)$$

$$L_{ij}(t) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} N_{ij}(\sigma) \cos \sigma t d\sigma \quad (8)$$

ここに添字 i, j は j モード運動による i モード運動への寄与を表し、 $i, j=1 \sim 6$ は運動モード Sway、Surge、Heave、Pitch、Roll、Yaw である。 $x_j(t)$ は船体動揺の変位または回転角、 M_{ij} は船体の質量または慣性モーメント、 $m_{ij}(\infty)$ は式(7)による不変付加質量または不変付加慣性モーメント、 L_{ij} は式(8)によるメモリー影響関数、 N_{ij} は減衰係数、 D_{ij} は粘性減衰係数、 C_{ij} は静的復原力係数、 G_i は非線形係留力ベクトル、 F_i は外力項であり、 t は時刻、 σ は角周波数である。外力項は主に波力 F_{ei} および風圧力 F_{wi} により構成されるが、今回の自由振動時ではゼロとなる。ただし後述するが自由振動における牽引力を考慮する場合は外力として与える。また防舷材反力および係留索張力は非線形係留力ベクトルに加味した⁽¹¹⁾。なお粘性減衰係数は式(9)に示す関係がある。

$$D_{ij}(t) = \frac{4.0 \times a_{ij}}{T_{Ni}} (M_{ij} + m_{ij}(\infty)) \quad (9)$$

ここに a_{ij} 、 T_{Ni} は自由振動実験から得られた減減係数および固有周期である。添字 i, j は j モード運動による i モード運動への寄与を表すが、当該減衰力は対角項のみを考慮した。

3.3.2 Roll 自由振動

(1) 再現シミュレーションと実験結果の比較

Fig. 13 に実船の船体動揺再現などで使用していた粘性減減係数⁽³⁾を用いた Roll 自由振動の再現シミュレーション結果を示す。図中オレンジ色が実験結果で青色が再現計算結果を示している。実験結果の方が Roll 減衰は早く、再現計算では減衰効果が過小に評価されていることがわかった。

Fig.13 Reproduction on free oscillation in roll using existing extinction coefficient (av=0.1)

(a) Curve of damping

(b) Curve of extinction

Fig.14 Calculation result on curves of damping and extinction in roll of the model ship (av=0.1)

(2) 減減係数の見直しと再現シミュレーションの再検討

Fig. 13 再現計算結果について、Fig. 7 と同様に減衰角曲線および減減曲線を Fig. 14 に算出した。そして自由振動結果から得られた減減係数に対して、設定した粘性減減係数および造波減衰力による減減係数を式(10)のように分離して Table 3 にまとめる。

$$a = a_v + a_d \rightarrow a_d = a - a_v \quad (10)$$

ここに a 、 a_v および a_d は自由振動の再現計算または実験から得られた減減係数、設定した粘性減減係数および造波減衰力による減減係数である。

Table 3 において、自由振動再現計算結果の減減曲線から算定した減減係数(a)が 0.1927 であることおよび当初設定していた粘性減減係数($a_v=0.1$)から、造波減衰力による減減係数を算出することができる($a_d=0.0927$)。

そこで逆に Roll 自由振動実験結果から得られた減減係数($a=0.3749$)および上記再現計算結果から得

Table 3 Extinction coefficient in roll during experimental and calculation results

Extinction Co.	a	a_v	a_d
Free oscillation in Roll			
Calculation	0.1927	0.1	0.0927
Experiment	0.3749	0.2822	ditto

(a) Motions of roll, heave and sway

(b) External roll moment and heave force

Fig.15 Reproduction on free oscillation in roll using the extinction coefficient ($a_v=0.2822$)

られた造波減衰力による減減係数 ($a_d=0.0927$) を用いて、粘性減減係数を再評価した ($a_v=0.2822$)。そして改めて当該粘性減減係数を用いて行なった再現計算結果が Fig. 15 であるが、実験結果とよく一致する結果を得た。ここに再現シミュレーションでは、実験時の Roll 初期傾斜角を与える状況を模して、Fig. 5 の右舷側上部に鉛直下向きの力を与えて再現計算を行なった。具体的には Heave の鉛直下向き最大変位量とその時刻を参照して、Fig. 15(b) の Heave 鉛直荷重およびこれに伴う Roll モーメントを時系列的に外力として与えた。これにより Roll 以外の Heave および Sway についても、実験結果とよく一致する結果を得た。

3.3.3 Sway 自由振動

(1) 初期張力ありの場合

Fig. 8(a) に示した定反力型防舷材を使用する初

期張力ありの場合の Sway 自由振動実験の再現を試みる。

Fig. 16 に実船の船体動揺再現などで使用していた粘性減減係数⁽³⁾を用いた Sway 自由振動の再現シミュレーション結果を示す。図中オレンジ色が実験結果で青色が再現計算結果を示している。また Table 3 と同様に減減係数の内訳を Table 4 にまとめる。ここに再現シミュレーションでは、実験時の初期変位を与える状況を模して、Roll が発生しないように Fig. 5 の左右舷側上部を保持して正方向水平力を与えた。具体的には Sway の正方向最大変位量とその時刻および係留索の初期張力を参照して、Fig. 16(b) の Sway 荷重およびこれに伴う Roll モーメントを時系列的に外力として与えた。なお Fig. 16(b) には再現計算における係留索 L1 の張力および防舷材 F1 の反力のみを一例として示している。

Table 4 より自由振動実験から算出された粘性減減係数と予め設定していた当該係数が概ね同等であったことから、減減係数の見直しを行わずに実験結果とよく一致する結果を得た。Sway 以外の Roll については、人力で両舷を支持して Sway 変位を与えたことから、実験では Sway 初期変位を与えるまでは不安定であるが、人力を解放して模型船が防舷材に接触する前後では実験結果とよく一致している。

(2) 初期張力ゼロの場合

Fig. 8(b) に示した定反力型防舷材を使用する初期張力ゼロの場合の Sway 自由振動実験の再現シミュレーション結果を Fig. 17 に示す。図中オレンジ色が実験結果で青色が再現計算結果を示している。合わせて減減係数の分離を Table 4 に併記している。

再現シミュレーションでは、同様に Roll が発生しないように Fig. 5 の左右舷側上部を保持して正方向水平力を与え、Sway の正方向最大変位量とその時刻、また係留索は柔らかく初期張力がゼロであることを参照して、Fig. 17(b) に示す Sway 荷重のみを時系列的に外力として与えた。

Table 4 より自由振動実験から算出された粘性減減係数と予め設定していた当該減減係数は概ね同等であったことから、減減係数の見直しを行わずに実験結果とよく一致する結果を得た。Sway 以外の Roll については、同様に実験では人力で両舷を支持して Sway 初期変位を与えたことから初期は不安定であるが、人力を解放して模型船が防舷材に接触する前後では、実験結果とよく一致する結果を得た。また Table 4 から、造波減衰力による減減係数 (a_d) は、

(a) Motions of sway, heave and roll

(b) External forces and mooring forces

Fig.16 Reproduction on free oscillation in sway with pretension using the extinction coefficient ($\alpha_v=1.0$)

Table 4 Extinction coefficient in sway during experimental and calculation results

Extinction Co.		a	α_v	α_d
Free oscillation in Sway	Calculation	1.1803	1.0	0.1803
	Experiment	1.2940	1.1137	ditto
without pretension	Calculation	1.6856	1.0	0.6856
	Experiment	1.7319	1.0463	ditto

初期張力ゼロの場合の方が初期張力ありの場合に較べて大きく評価されることを実験結果の再現計算を通して確認できた。つまり初期張力ゼロの場合の方が、上述の Table 2 に示したように船体運動中にエネルギーの散逸を十分に行っていたことが確認されたといえる。

(a) Motions of sway, heave and roll

(b) External sway force and mooring forces

Fig.17 Reproduction on free oscillation in sway without pretension using the extinction coefficient ($\alpha_v=1.0$)

3.4 Roll および Sway の固有周期の算定

3.4.1 固有周期の算定方法

Roll および Sway の固有周期は式(11)のように求められる。

$$T_R = 2\pi \cdot \sqrt{\frac{I_{55} + I_{55}(\infty)}{g \cdot M \cdot GM_T}},$$

$$T_S = 2\pi \cdot \sqrt{\frac{M + m_{11}(\infty)}{g \cdot KL_S}} \quad (11)$$

ここに T_R 、 T_S は Roll および Sway の固有周期、 I_{55} 、 M は船体の Roll 慣性モーメントおよび質量、 GM_T は横メタセンター、 KL_S は Sway 方向係留力のバネ定数、 $I_{55}(\infty)$ 、 $m_{11}(\infty)$ は Roll の不変付加慣性モーメントおよび Sway の不変付加質量である。

3.4.2 固有周期の算定結果

式(11)に基づき Roll および Sway の固有周期を算

Table 5 Natural periods in sway and roll of the model ship

			Ship dimensions and others	
			With Pretension	Without Pretension
重心高さ	KG		13.2 cm	
	BM		21.2 cm	
浮心	KB		4.7 cm	
横メタセンター	GM _T		12.7 cm	
喫水	d		9.4 cm	
慣動半径	k _{yy}		15.2 cm	
Sway	質量	M	45.745 kg	
		m ₁₁ (∞)	8.946 kg	
	バネ定数	KLs	75N/m $\times$ 2	13N/m $\times$ 2
		Ts _{air}	3.4s	7.9s
		Ts _{exp}	3.7s	8.6s
		Ts _{cal}	3.7s	8.6s
Roll	慣性モーメント	I ₅₅	$0.105 \times 10^{-2} \text{tm}^2$	
		I ₅₅ (∞)	$0.136 \times 10^{-2} \text{tm}^2$	
	固有周期	TR _{air}	0.85s	
		TR _{exp}	1.36s	
		TR _{cal}	1.29s	

出した結果を Table 5 にまとめる。Table 5 には初期張力の有無による Sway および Roll の固有周期も併記している。

表中には空中重量を用いる場合 (T_{air}) と実験結果 (T_{exp}) を示している。実験結果の方が、造波抵抗力の付加質量（または付加慣性モーメント）の追加に伴い、長周期化していることが確認された。また付加質量（または付加慣性モーメント）と復原力係数（バネ定数または GM_T ）を用いて固有周期を概ね算定できることが確認された。

4. 結言

本研究では大型係留船の固有周期および減衰特性に関して、実際の大型船の係留状況を設定した模型船を用いた自由振動実験を行ない、合わせて数値計算による当該自由振動実験の再現を通じて、固有周期および減衰特性への係留索の初期張力および防舷材の特性の影響について検討を行った。得られた主な結論を要約すると以下ようになる。

①Sway の自由振動実験結果において、初期張力ありの場合、Sway の初期変位解放後、係留索の張力により船体は急速に防舷材側に引き戻されるのに対して、初期張力ゼロの場合、初期変位解放後、緩やかに Sway 船体運動が始まり、初期張力ありの場合に比べ、防舷材に接触するまでに時間を要することがわかった。合わせて船体は防舷材を圧

縮して再び沖側へ離れるが、微小な変位で繰り返しはほとんど発生しないことが確認された。

②Sway の自由振動実験結果において、初期張力ありの場合、船体運動エネルギーは比較的大きな割合で防舷材に吸収されるのに対して、初期張力ゼロの場合、防舷材に吸収される船体運動エネルギーは比較的小さくなり、造波減衰力などその他のエネルギーとして消費される割合が大きいことがわかった。

③Sway の自由振動実験結果において、空気式防舷材（柔らかいバネ）の場合、防舷材の圧縮変位が大きく緩やかで、かつ船体の防舷材への接岸後の沖側への戻りもゆっくりとなることが確認された。このことから定反力型防舷材（硬いバネ）の場合に比べ、防舷材が負担する船体の接岸エネルギーの割合が比較的低減され、造波減衰力などその他のエネルギーとして消費される割合が大きくなることがわかった。

④式(9)に示す粘性減衰力の付加による自由振動の再現において、実船の船体動揺再現などで使用していた Sway 粘性減減係数については模型実験とよく一致する結果を得たが、Roll については、模型船が矩形船であることもあり、模型実験での係数の方が大きく評価された。また Sway 粘性減減係数が初期張力ありの場合とゼロの場合で概ね同じ値を取り、一方造波減衰力による Sway 減減係数は初期張力ゼロの場合の方が初期張力ありの場合に比べて大きくなることを模型実験と再現計算を通して確認できた。

⑤Sway および Roll の自由振動実験結果の再現計算において、予め不変付加質量および不変付加慣性モーメントを別途数値計算で求めると共に、造波減衰力以外の係留索のヒステリシスロスや非線形流体力に起因する粘性減衰力についても自由振動実験から適切に設定・評価する必要性のあることがわかった。

⑥Sway および Roll の固有周期算定において、予め不変付加質量および不変付加慣性モーメントを別途数値計算で求めると共に、復原力係数（バネ定数または GM_T ）を適切に設定することにより固有周期を概ね算定できることが確認された。

今後も模型実験による定量的検討も加えて、外洋に面する港湾における船舶係留の安全性向上および対策に関する研究を進めたく考えている。

参考文献

- (1) 久保雅義：港内係留船の動揺とその制御，水工学シリーズ，87-B-2，土木学会水理委員会，1987.
- (2) (財) 沿岸技術研究センター：港内長周期波影響評価マニュアル，No. 21，2004.
- (3) 榊原繁樹・久保雅義：大型鉱石船が荷役中に遭遇した気象・海象条件と船体運動の相関に関する調査研究，日本航海学会論文集，第 133 号，pp. 1-11，2016.
- (4) 久保ら：岸壁前面係留浮体の不規則波による船体運動の時系列解析について，海岸工学論文集，第 35 巻，pp. 687-691，1988.
- (5) 白石ら：数値シミュレーションによる係留船舶の長周期動揺の評価に関する考察，海洋開発論文集，第 18 巻，pp. 137-142，2002.
- (6) 大塚ら：係留小型船舶の動揺現象解明に関する研究，寒冷沿岸域チーム，2009.
- (7) 久保ら：長周期船体運動計測装置の試作と計測結果について，神戸商船大学紀要，第 28 巻，pp. 289-298，1980.
- (8) 藤畑ら：船体動揺計算における港内副振動の考慮方法と粘性減衰係数の評価，海岸工学論文集，第 46 巻，pp. 856-860，1999.
- (9) 株式会社ライブラリー：リアルタイムトラッカーRadish/3D、3次元動画計測ソフトウェアMove-tr/3D.
- (10) 元良誠三監修：船体と海洋構造物の運動学，成山堂（改訂版），p. 80，1997.
- (11) 榊原繁樹・阿部郁男・津金正典・久保雅義：東北地方太平洋沖地震津波来襲時の係留 VLCC の挙動再現について，日本航海学会論文集，第 127 号，pp. 57-68，2012.