

# 係留小型船舶の動揺現象解明に関する研究

研究予算：運営費交付金（一般勘定）

研究期間：平 18～平 21

担当チーム：寒冷沿岸域チーム、寒地技術推進室

研究担当者：大塚淳一、小玉茂義、大井啓司

## 【要旨】

本研究では、複雑な動揺モードを有する係留小型船舶に対する高精度動揺観測手法を開発するとともに、実海域で得られた観測データをもとに船体動揺の数値シミュレーション法を開発し、消波構造物と防風施設を設置した場合における船体動揺の再現計算を行った。動体への追従性が高い Real Time Dynamics GPS (RTD-GPS) を適用することにより船体動揺の各動揺成分を詳細に把握することが可能となった。船体動揺シミュレーションを実施した結果、港奥部に斜路を設置することによって船体動揺量が低減することが確認された。また、防風施設による船体動揺の低減効果を評価するためには、より多くの波向き・風向きでシミュレーションを行う必要があることが明らかとなった。

キーワード：係留小型船舶、船体動揺、GPS、数値シミュレーション

## 1. はじめに

岸壁に係留されている船舶が大きく動揺する場合、荷役作業の中止や係留索の破断、岸壁への衝突による船体損傷などの被害が発生する。道内各海域の港では、特に漁船など小型船舶の被害が多数発生しており、早急な動揺低減策が求められている。実海域における係留船舶の動揺現象を詳細に把握し、適切な動揺低減策を提案するためには、複雑な動揺モードを有する小型船舶の動揺を精度良く観測可能な技術の開発および船体動揺を再現可能な数値シミュレーション法の開発が必要となる。

本研究では、GPS を適用した高精度動揺観測手法を開発し実海域における係留船舶の動揺観測に適用するとともに、得られた観測データをもとに小型船舶を対象とした船体動揺の数値シミュレーション法を開発し、消波構造物と防風施設を設置した場合の動揺低減効果を把握する。また、シミュレーションで得られた係留索の張力から係留索の安全性を評価した結果について報告する。

## 2. GPS による観測手法の開発

### 2. 1 観測手法の概要

GPS を用いた動体観測では Real Time Kinematic GPS (RTK-GPS) が多く使用されているが、本研究では、より動体の追従性に優れた Real Time Dynamics GPS (RTD-GPS) を適用した。両者のおもな違いを以下に示す。

#### (a) RTK-GPS

- 初期化（衛星電波から観測位置を求める。20～30 秒必要）した後、GPS の単位時間（エポック）毎に差分で位置を計算する。一時的に衛星電波が途絶えると電波復帰後に再び初期化が必

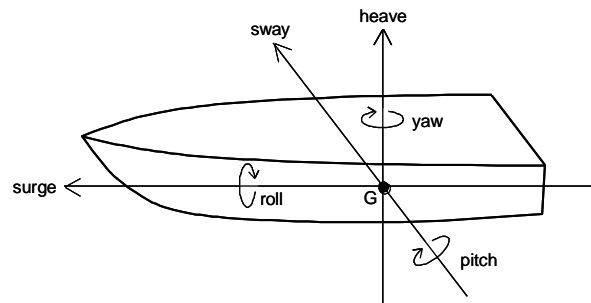


図-1 船体動揺の6成分

要となる。初期化作業中は観測データに欠測が生じる。

- ノイズ軽減のため観測値にフィルタをかける。フィルタリング作業中は急停止・急発進や急な方向転換を正確に捕捉できない。
- (b) RTD-GPS
  - エポック毎に観測位置を求めるので RTK-GPS のような初期化は必要ない。このため、一時的に衛星電波が途絶えても初期化によるデータ欠測は生じない。
  - フィルタリングによるノイズ低減を行わないため、急停止・急発進や急な方向転換も正確に捉えることができる。

GPS による動体観測では、基準局と観測局にそれぞれ GPS を設置する。船体動揺のような複雑な三次元的動揺を正確に捉えるためには、船上に3点以上の観測局を設置する必要がある。本研究では、船首1点と船尾両サイド2点に観測局を設置し、船体重心位置における並進3成分 (Surge, Sway, Heave) と回転3成分 (Roll, Pitch, Yaw) の各動揺量を計測した (図-1 参照)。船上の各観測局は船体周囲に衛星電波を遮蔽・反射するものが少な

い場所に設置し、衛星電波の受信状態を良好に保った。基準局は船体周辺の岸壁上に設置し、国土地理院により公開されている近隣の電子基準点から基準局の座標を求めた。

## 2. 2 船体動揺観測データの解析手法

現地観測終了後、各観測局と基準局で得られた観測データから各観測局の三次元座標（基準局を原点とし、東西、南北、上下の三方向成分）の時系列を取得した。GPS の観測値にはノイズが含まれているため、予め計測した各観測局間の距離と解析結果から得られた各観測局間の距離の差をとり、その値が GPS の計測精度等から設定した許容誤差を超えた場合、異常値としてその時間における観測データを削除した。削除されたデータについては前後の時系列データから線形補間した。

船体動揺の全 6 成分（並進 3 成分、回転 3 成分）は各観測局の座標データの時系列をもとに、以下の式によって計算した。

$$\begin{cases} (x-x_1)^2+(y-y_1)^2+(z-z_1)^2=r_1^2 \\ (x-x_2)^2+(y-y_2)^2+(z-z_2)^2=r_2^2 \\ (x-x_3)^2+(y-y_3)^2+(z-z_3)^2=r_3^2 \end{cases}$$

ここで、 $(x, y, z)$  は船体重心座標、 $(x_i, y_i, z_i)$  は  $i$  番目の観測局座標、 $r_i$  は  $i$  番目の観測局と船体重心の距離を示している（図-2 参照）。なお、この連立方程式は非線形であるため反復逐次計算（ニュートン法）によって解を求めた。

## 2. 3 船体動揺の観測結果

写真-1 は観測を実施した三石漁港の港湾形状を示している。また、表-1 は三石漁港における観測日時、観測場所、観測対象船舶の諸元および気象・海象条件を示している。新港地区における観測対象船の係留方法は岸壁法線に対して横方向（横付け）であり、旧港地区では縦方向（縦付け）であった。なお、当漁港における観測は GPS とビデオ撮影の両方で行われており、本章では両観測結果の比較を含めて説明を行う。

図-3、図-4 は新港地区と旧港地区における GPS による Surge、Sway、Heave の観測結果を示している。新港地区では周期 10 秒と 120 秒程度、振幅 0.5 m 程度の Surge が確認できる。また、旧港地区では周期 120 秒程度の Surge が確認できる。

図-5 は新港地区における GPS とビデオ撮影による Surge の観測結果を示している。ビデオ撮影は 1 台のビデオカメラで行われたため、遠近誤差を含んだ結果となっているが、今回観測された動揺量では遠近誤差が小さく、GPS による観測結果とほぼ一致した。

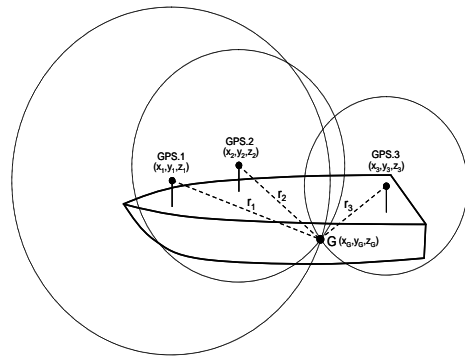


図-2 重心座標の算出方法



写真-1 三石漁港の港湾形状

表-1 三石漁港における観測概要

| 観測日時 |           | 平成19年10月20日                 |                             |
|------|-----------|-----------------------------|-----------------------------|
|      |           | 10:16~12:41                 | 13:40~15:23                 |
| 観測場所 |           | 新港-4.5m岸壁                   | 旧港-3.5m岸壁                   |
| 対象船舶 |           | 外来漁船 19GT<br>全長24.8m, 幅5.4m | 地元漁船 19GT<br>全長20.0m, 幅4.5m |
| 気象   | 天候        | 曇り~雨                        |                             |
|      | 風         | 3.1~5.1m/s SE~SSE           | 1.4~3.7m/s NW~WNW           |
| 海象   | $H_{1/3}$ | (港外) 0.7~0.9m               |                             |
|      |           | 0.06~0.08m                  | 0.07~0.09m                  |

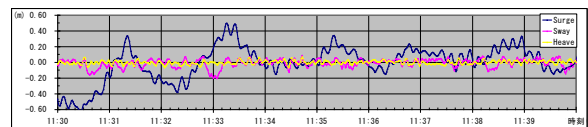


図-3 新港地区における観測結果（並進3成分）

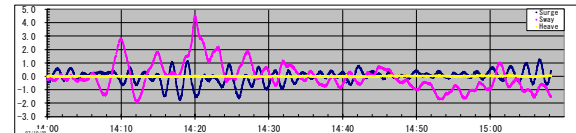


図-4 旧港地区における観測結果（並進3成分）

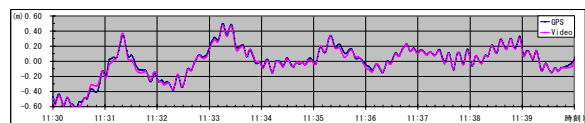


図-5 ビデオと GPS による観測結果の比較（旧港地区、Surge）

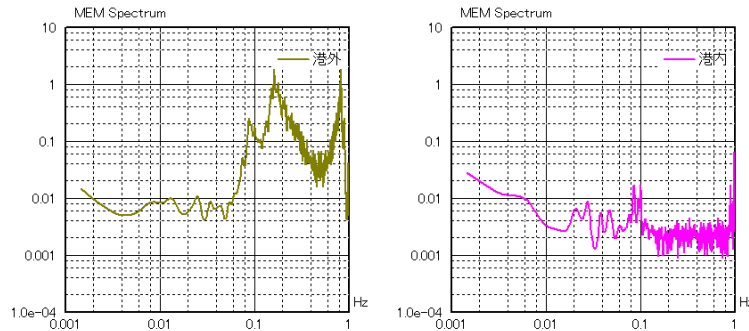


図-6 新港地区における港外および岸壁前面の水位変動のスペクトル

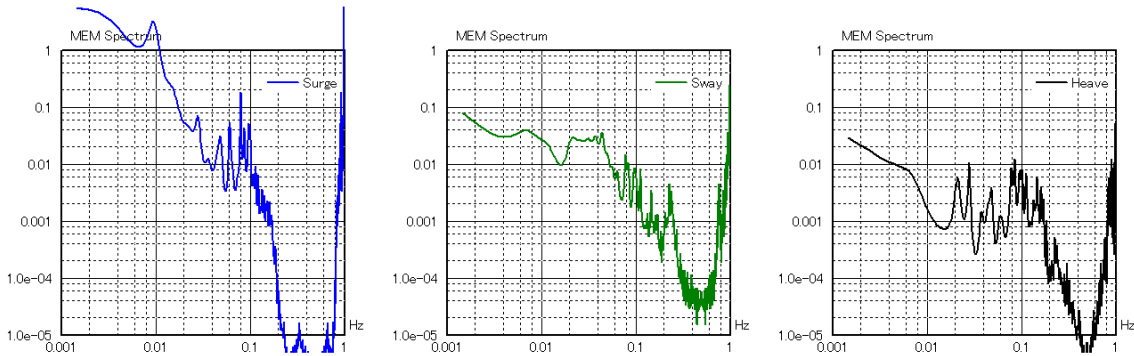


図-7 新港地区で観測された船体動揺のスペクトル

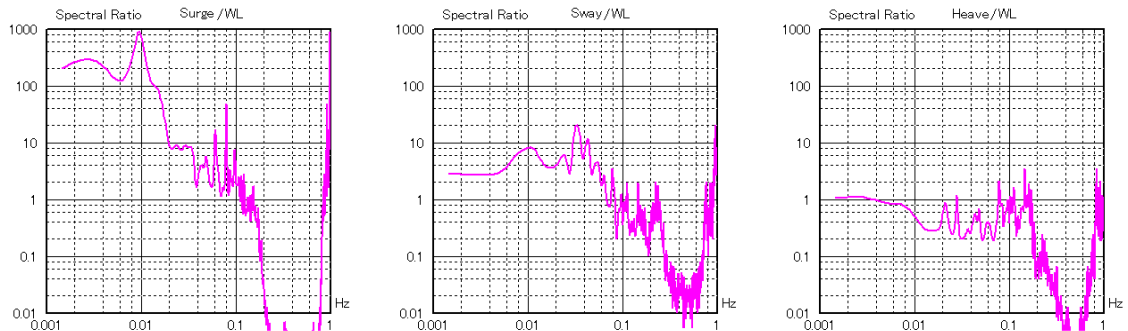


図-8 新港地区で観測された船体動揺のスペクトルと岸壁前面における水位変動のスペクトルの応答関数

図-6 は新港地区における港外および岸壁前面の水位変動のスペクトルを、図-7 は船体動揺のスペクトルを示している。また、図-8 はそれぞれ船体動揺のスペクトルと岸壁前面における水位変動のスペクトルの応答関数を示している。新港地区では概ね 0.06 Hz 以上（周期 15 秒以下）の波浪成分が港内で減衰し、それ以下の周波数では減衰量が大きいが確認できる（図-6 参照）。Surge は 0.1 Hz（周期 10 秒）と 0.01 Hz（周期 100 秒）付近にピークが現れる（図-7 左）。0.1 Hz は港内水位変動スペクトル（図-6 右）におけるピーク周波数とほぼ一致する一方、港内水位変動スペクトルにおいて 0.01 Hz 付近のピーク周波数は確認できない。しかしながら、Surge のスペクトル応答関数（図-8 左）では 0.01 Hz 付近にピークがあることから、0.01 Hz 付近の動

揺は係留系の固有周期が影響していると考えられる。Sway は 0.02 Hz～0.04 Hz に動揺スペクトルのピークが現れる（図-8 中）。この周波数帯は港内水位変動スペクトルのピーク周波数とほぼ一致する。Sway の復元力が係留索と防舷材であるのに対して Surge の復元力はバネ定数が比較的小さい係留索のみであることから、Surge よりも Sway の変動周波数が大きくなったと考えられる。Heave についてはスペクトル応答関数（図-8 右）における 0.15 Hz 以下（周期 6 秒以上）の周波数帯が港内水位変動スペクトル（図-6 右）のピーク周波数とほぼ一致している。

なお、旧港地区では新港地区と同様に Surge の動揺スペクトルにおいて 0.1 Hz と 0.01 Hz 付近においてピークが確認され、Sway については 0.01 Hz 以上の周波数帯



写真-2 調査で使した漁船 ((a) : A船 4.90 t、(b) : B船 9.99 t、(c) : C船 19.00 t)



図-9 古平漁港の港形と各漁船の係留位置

表-2 各漁船の船体諸元と係留索諸元

| 船名    | A船                 | B船                   | C船                 |
|-------|--------------------|----------------------|--------------------|
| 総トン数  | 4.90t              | 9.99t                | 19.00t             |
| 船長    | 12.70m             | 13.80m               | 18.30m             |
| 船幅    | 3.45m              | 3.09m                | 4.47m              |
| 喫水    | 1.00m              | 1.20m                | 1.35m              |
| 没水幅   | 2.83m              | 2.39m                | 3.82m              |
| 没水長   | 11.02m             | 12.30m               | 17.15m             |
| 係留方法  | 縦付け                | 縦付け                  | 横付け                |
| 係留索本数 | 船首2本<br>船尾2本       | 船首1本<br>船尾2本         | 船首1本<br>船尾1本       |
| 係留索延長 | 船尾右 99m<br>船尾左 93m | 船尾右 123m<br>船尾左 121m | 船首 123m<br>船尾 117m |

注 : A船、B船の船首係留索の延長は先端がアンカリングされており計測できなかった。

において Surge と大きな差は見られなかった。旧港地区では船体が岸壁から離して係留されていたため、防舷材反力が作用せず、Surge、Sway の両動揺方向に対しても復元力が係留索のみとなったことが影響していると考えられる。以上の結果より、船体動揺の観測に動体の追随性に優れた RTD-GPS を適用することにより、船体動揺の各動揺成分を詳細に把握することが可能であることがわかる。

### 3. 動揺シミュレーションに必要なパラメータの調査

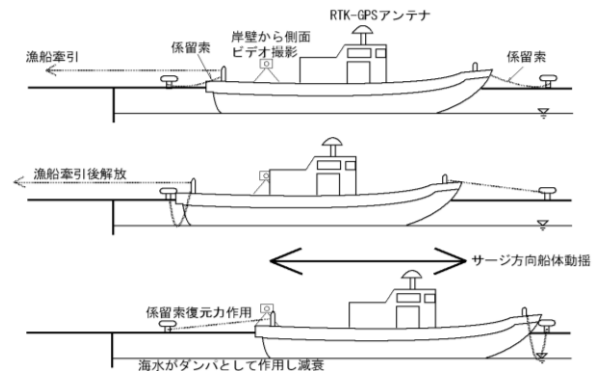


図-10 サージ減衰係数の調査方法

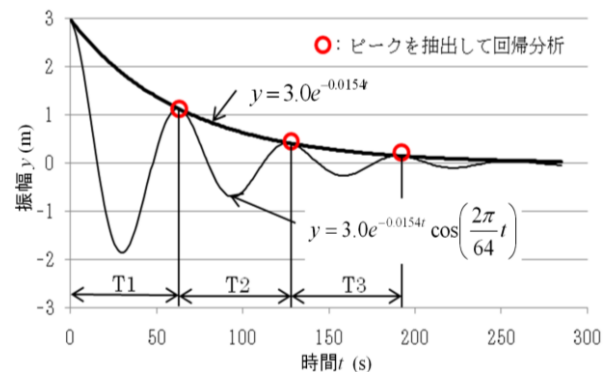


図-11 単一周期を仮定した減衰振動曲線から減衰係数を決定する方法 (牽引距離 3.0 (m)、減衰定数 0.0154 (s<sup>-1</sup>)、振動周期 64.0 (s)、振動周期は実測データのピーク時間間隔 T<sub>n</sub> (s) の平均値)

係留船舶の動揺量を数値シミュレーションによって求める場合、計算条件として波浪や風況のみならず減衰係数や係留索の特性に関する情報を与える必要がある。貨物船やフェリーなど中・大型船舶の減衰係数や係留索の特性については、模型実験や現地観測から比較的多くの知見が得られているが、漁船のような小型船舶についてはこれらに関する情報が極めて少ないため、適切な計算条件を設定することができない。

本章では、小型船舶を対象に行った減衰係数と係留索の伸度特性に関する現地調査結果について説明する。

### 3. 1 サージ減衰定数の調査方法

調査は北海道後志管内古平漁港の岸壁に係留されている3隻の漁船を対象に行われた。各漁船の総トン数は4.90 t (A船)、9.99 t (B船)、19.00 t (C船)であり、A船とB船は岸壁法線に対して縦方向(縦付け)、C船は横方向(横付け)に係留されていた。写真-2に調査で使用した漁船、図-9に古平漁港の港形と各漁船の係留位置、表-2に各漁船の船体諸元と係留索諸元を示す。

船体動揺はサージ、スウェイ、ヒープ、ロール、ピッチ、ヨウの6自由度で説明されるが、本研究ではこれらの動揺成分のうち、サージ(船体の前進方向・後進方向)に対する減衰係数を調査した。以下に、サージ減衰係数の調査方法を示す。船首または船尾に設置したロープで船体をサージ方向に牽引し、張力が十分作用した状態でロープを切断すると船体は係留索の張力を復元力として自由振動を開始する。自由振動開始後、船上に設置したGPSで船体の位置情報をサンプリング間隔1秒で記録し、得られた位置情報からサージ方向の振動データを抽出した。図-10にサージ減衰係数の調査方法を示す。

本調査では、この振動データの正側の包絡線を以下に示す減衰曲線で近似することでより減衰係数を求めた。

$$y = \lambda e^{-\beta t} \quad (1)$$

ここで、 $y$ は振幅(m)、 $\lambda$ は初期振幅(m)、 $\beta$ は減衰係数( $s^{-1}$ )、 $t$ は時間(s)を示している。なお、本調査の場合、初期振幅 $\lambda$ は船体の牽引距離となる。また、調査で得られたサージ方向の振動データを再現する際には、以下に示す単一周期を仮定した減衰振動の一般式を適用した。

$$y = \lambda e^{-\beta t} \cos\left(\frac{2\pi}{T}t\right) \quad (2)$$

ここで、 $T$ は振動周期(s)を示している、本調査では振動周期として振動データのピーク時間間隔の平均値を与えた。図-11に単一周期を仮定した減衰振動曲線から減衰係数を決定する方法を示す。なお、減衰係数 $\beta$ は時間の逆数の次元を持つため、この値に振動周期 $T$ を乗じて無次元量としたうえで調査結果の考察を行うものとする。

本調査では、係留索の使用期間が減衰係数に与える影響を把握するため、各漁船で実際に使用されていた係留索を用いて調査を行った後、新品の係留索に交換し再度調査を行った。調査は各漁船の新・旧両係留索に対してそれぞれ5回ずつ行われ、減衰振動の周期性が最も高いと判断されたデータを用いて減衰係数を計算した。各漁船の牽引距離は係留索の新・旧にかかわらずA船で2.0 m、B船で3.2 m、C船で2.8 mとした。調査を行う際に、船体に風や波が作用すると船体の挙動が複雑になり減衰

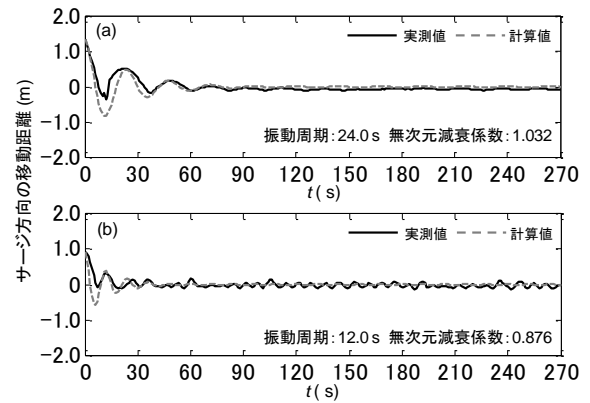


図-12 A船に関するサージ減衰振動の実測値と単一周期を仮定して計算された減衰振動の近似曲線((a):旧係留索使用,(b):新係留索使用)

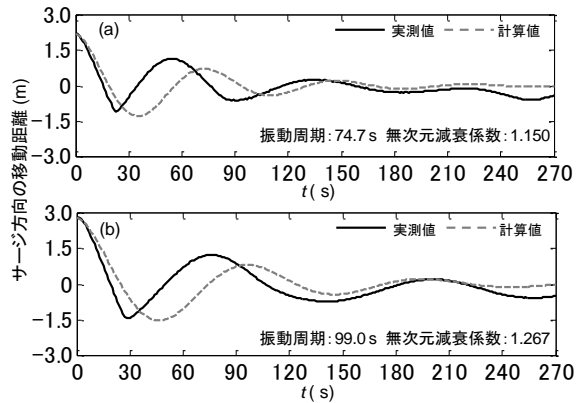


図-13 B船に関するサージ減衰振動の実測値と単一周期を仮定して計算された減衰振動の近似曲線((a):旧係留索使用,(b):新係留索使用)

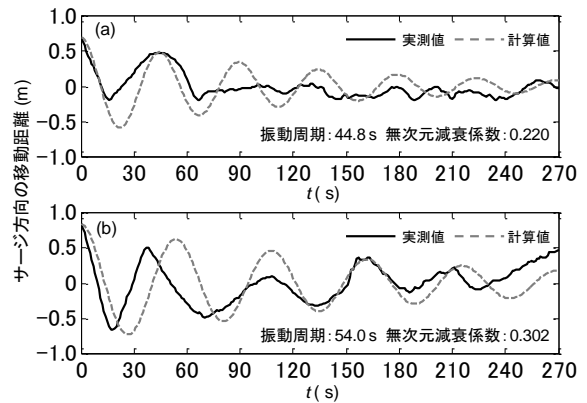


図-14 C船に関するサージ減衰振動の実測値と単一周期を仮定して計算された減衰振動の近似曲線((a):旧係留索使用,(b):新係留索使用)

表-3 各漁船の振動周期と無次元減衰係数

| 船名 | 係留索の新旧 | 振動周期  | 無次元減衰係数 |
|----|--------|-------|---------|
| A船 | 旧      | 24.0s | 1.032   |
|    | 新      | 12.0s | 0.876   |
| B船 | 旧      | 74.7s | 1.150   |
|    | 新      | 99.0s | 1.267   |
| C船 | 旧      | 44.8s | 0.220   |
|    | 新      | 54.0s | 0.302   |

係数を正確に求めることが困難となるため、調査は風が弱く港内が静穏な日を選んで行われた。また、調査中に他の船舶の通過に伴う航跡波が発生した場合は調査を一時中断し、航跡波が完全におさまるのを確認してから調査を再開した。調査終了後、使用した係留索を回収し、後日、各係留索の引張強度試験を行った。

### 3. 2 サージ減衰定数の調査結果

図-12、図-13、図-14 はそれぞれ A 船、B 船、C 船に関するサージ減衰振動の実測値と単一周りを仮定して計算された減衰振動の近似曲線を示している。また、表-3 に各漁船の振動周期と無次元減衰係数の調査結果を示す。なお、A 船と B 船では船体が防舷材に接触せずに振動していたため防舷材の影響を考慮しない。C 船では船体側面が防舷材に接触することが確認されたが、接触時間が短時間であったため、C 船についても防舷材の影響は無いものとして説明を行う。各漁船のサージ減衰振動は位相や振幅に差異が見られる部分があるものの、単一周りを仮定した減衰振動曲線で概ね近似可能といえる。位相や振幅に差異が生じている部分については、船体に作用する僅かな風や波の影響によるものと推測される。船体がサージ方向に振動する際には、造波抵抗と粘性抵抗を受ける。振動周期が短い場合、振動の減衰に対して造波抵抗の影響が増加する一方、振動周期が長い場合は造波抵抗が減少し、粘性抵抗の影響が卓越する。したがって、振動周期が長い B 船と C 船では粘性抵抗の影響を比較的強く受けていると考えられる。一般に、係留索は経年劣化によって新しい係留索よりも堅くなる（同一伸度で発生する張力が大きくなる）ため、旧係留索を使用したほうが振動周期は減少する。この傾向は B 船と C 船で明確に現れている。一方、A 船では新係留索を使用したケースにおいて極端に振動周期が減少している。この原因を本調査で明らかにすることはできなかったが、A 船では新係留索を使用して調査を行う際に、何らかの不備があったものと推測される。B 船と C 船ではともに新係留索よりも旧係留索を使用したケースで無次元減衰係数が大きな値を示している。そのメカニズムについては不明であるが、係留索の劣化が減衰係数の増大に何らかの影響を及ぼしていると思われる。C 船の無次元減衰係数は A 船、B 船よりもかなり小さな値を示している。C 船では喫水、没水幅、没水長の値が大きいため（表-2 参照）、船体に作用する造波抵抗と粘性抵抗が A 船、B 船よりも大きい、C 船は総トン数が大きく慣性力が卓越するため減衰係数が小さくなったと考えられる。

### 3. 3 粘性抵抗係数の調査結果

減衰係数から粘性抵抗係数を算出する方法を以下に示す。

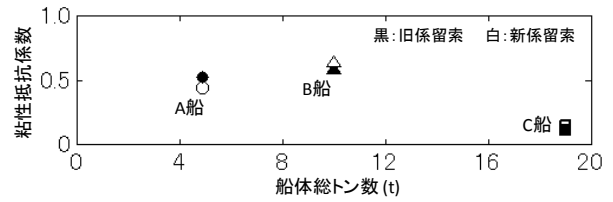


図-15 船体総トン数と線形の粘性抵抗係数の関係

ばねの弾性力と粘性抵抗力を考慮した振動体の運動方程式は以下の式で表すことができる。

$$A\ddot{x} = -B\dot{x} - Cx \quad (3)$$

ここで、右辺第1項は粘性抵抗力、第2項はばね弾性力、 $x$  は原点からの移動距離、 $A$  は振動体の質量、 $B$  は粘性抵抗係数、 $C$  はばね係数を示している。 $x = Xe^{st}$  において(3)式に代入すると以下の特性方程式が得られる。

$$As^2 + Bs + C = 0 \quad (4)$$

この特性方程式の根は、

$$s_1, s_2 = \frac{-B \pm \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \quad (5)$$

となる。ここで、 $B' = 2\sqrt{AC}$  とおき  $\zeta = B/B'$ 、 $\omega_n = \sqrt{C/A}$  とすると、

$$C = \omega_n^2 A, \quad B = 2\zeta\omega_n A \quad (6)$$

が得られる。これらを(4)式に代入し特性方程式を書き直すと以下ようになる。

$$s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2 = 0 \quad (7)$$

この式の根は、

$$s_1, s_2 = -\zeta\omega_n \pm \sqrt{\zeta^2 - 1} \cdot \omega_n \quad (8)$$

となり、 $0 < \zeta < 1$  のとき(8)式は振動系の固有角振動数  $\omega_d$  を用いて、

$$s_1, s_2 = -\zeta\omega_n \pm j\omega_d \quad (9)$$

と表すことができる。これより、もとの微分方程式の基本解は、

$$e^{s_1 t}, e^{s_2 t} = e^{-\zeta\omega_n t} (\cos \omega_d t \pm j \sin \omega_d t) \quad (8)$$

となり、一般解は以下に示す、初期振幅  $\lambda$ 、初期位相  $\varphi$  とする減衰振動曲線となる。

$$x(t) = \lambda e^{-\zeta\omega_n t} \sin(\omega_d t + \varphi) \quad (9)$$

ここで、 $\zeta\omega_n$  は(1)式で示した減衰係数  $\beta$  に対応するためこの関係を(6)式に代入することにより、

$$B = 2\beta A \quad (10)$$

を得ることができる。一方、港内長周期波影響評価マニュアル<sup>1)</sup>では浮体の運動方程式における粘性抵抗力は以

表-4 調査で使用した係留索の一覧

| 船名 | 係留索の新旧 | 係留索の種類             | 設置位置       | 径(mm) | 破断張力(kN) |
|----|--------|--------------------|------------|-------|----------|
| A船 | 旧      | PP ロープ             | 船首左        | 28    | 98.50    |
|    | 旧      | PP ロープ             | 船首右        | 23    | 58.90    |
|    | 旧      | PP ロープ             | 船尾左        | 25    | 47.60    |
|    | 旧      | ポリエチレンクロス          | 船尾右        | 28    | 38.38    |
|    | 新      | タストンライト (PP ロープ)   | 船首左右, 船尾左右 | 24    | 80.00    |
| B船 | 旧      | 未回収                | 船首         | —     | —        |
|    | 旧      | ポリエチレンロープ          | 船尾左        | 29    | 45.92    |
|    | 旧      | ポリエチレンロープ          | 船尾右        | 24    | 63.45    |
|    | 新      | タストンライト (PP ロープ)   | 船尾左右       | 24    | 86.85    |
| C船 | 旧      | PP ロープ             | 船首         | 32    | 117.80   |
|    | 旧      | PP ロープ             | 船尾         | 32    | 119.55   |
|    | 新      | タストンライト (PP ロープ)   | 船首, 船尾     | 36    | 153.00   |
| 参考 | 新      | ハイゼックス (ポリエチレンロープ) | —          | 12.2  | 17.64    |

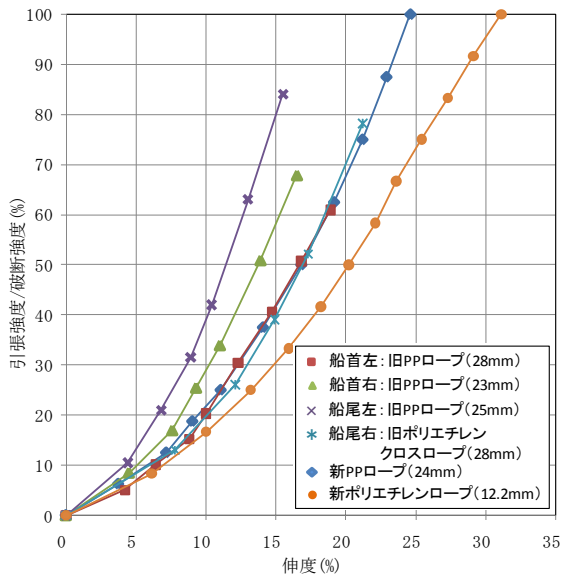


図-16 A船で使用した係留索の伸度特性

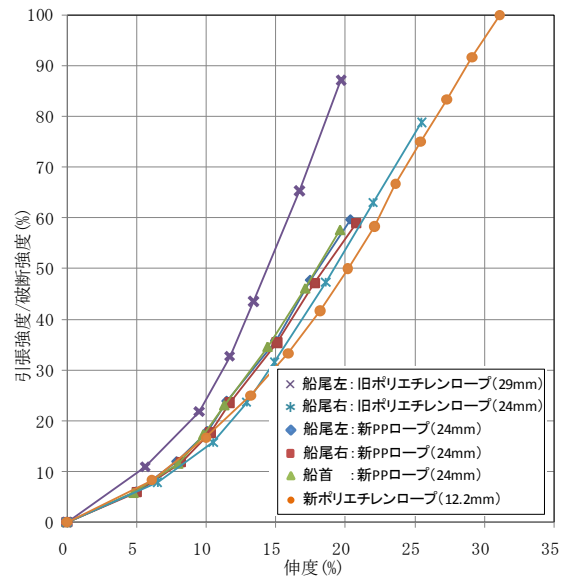


図-17 B船で使用した係留索の伸度特性

下の式で示されている。

$$D(\dot{x}) = a\dot{x} + b|\dot{x}|\dot{x} \quad (11)$$

$$a = 4p(M + m)/T \quad (12)$$

$$b = 3q(M + m)/4 \quad (13)$$

ここで、 $D$  は粘性抵抗力、 $p$  は線形の粘性抵抗係数、 $q$  は非線形の粘性抵抗係数、 $T$  は振動周期、 $M$  は船体の質量、 $m$  は船体の付加質量を示している。本調査では船体の移動速度が遅いため速度の2乗項を無視すると、(11)式は右辺第1項  $a\dot{x}$  のみで表すことができる。この項は(13)式の右辺第1項に対応するため、(10)式と(12)式の係数を比較すると線形の粘性抵抗係数  $p$  を

$$p = \beta T / 2 \quad (14)$$

として得ることができる。 $\beta T$  は表-3 に示す無次元減衰係数と同一であり、無次元減衰係数の半分の値が線形の

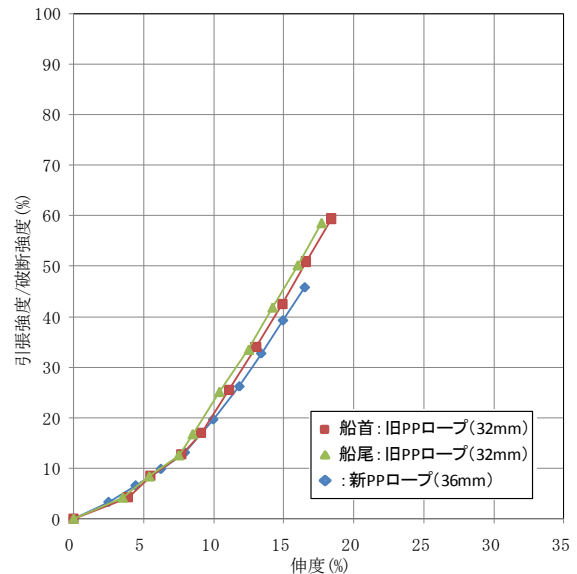


図-18 C船で使用した係留索の伸度特性

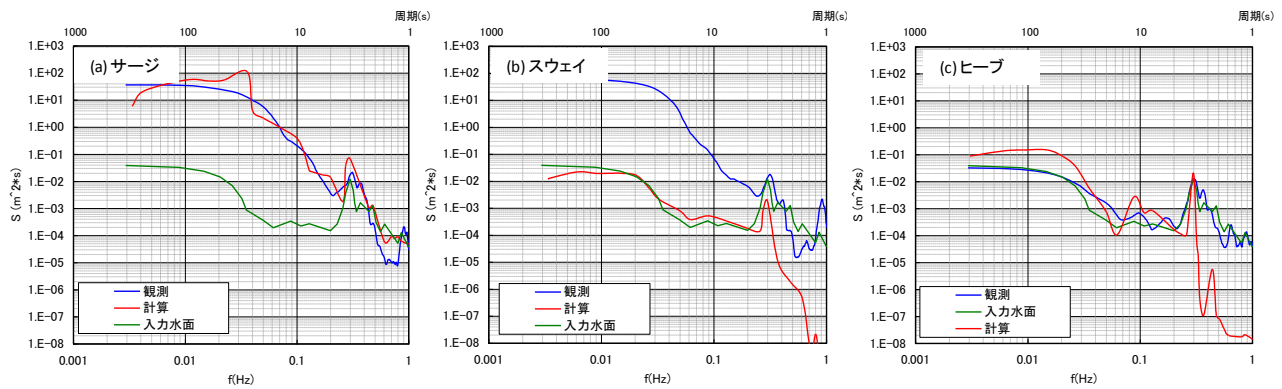


図-19 A船の動揺観測および動揺シミュレーションから得られたサージ・スウェイ・ヒープのスペクトル密度

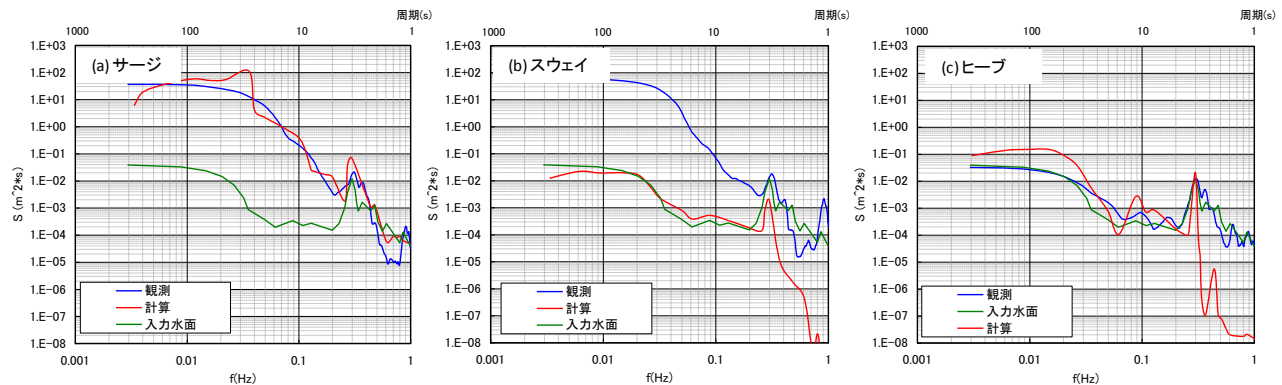


図-20 B船の動揺観測および動揺シミュレーションから得られたサージ・スウェイ・ヒープのスペクトル密度

粘性抵抗係数となる。

図-15 は船体の総トン数と線形の粘性抵抗係数の関係を示している。C船で比較的小さな値を示しているものの、各漁船の粘性抵抗係数は0.5程度であることがわかる。また、久保ら<sup>2)</sup>が500GT級船舶を使用して求めた線形の粘性抵抗係数の値も0.5と報告されている。したがって、5tクラスから500tクラスの船舶に関しては、船体の総トン数にかかわらず線形の粘性抵抗係数の値は0.5程度であると考えられる。なお、港が大きく擾乱し船体の移動速度が速い場合は非線形の粘性抵抗の影響(11)式右辺第2項)を考慮することが必要といえる。

### 3. 4 係留索の伸度特性の調査結果

表-4 は減衰係数の調査で使用した係留索の一覧を示している。ここで、表中のPPロープはポリプロピレンロープ、タストンライトはPPロープの商品名、ハイゼックスとはポリエチレンロープの商品名を示している。また、旧係留索の破断張力は引張強度試験から得られた値であり、新係留索の破断強度はカタログ値を示している。A船、B船の旧係留索の使用期間はそれぞれ2年~3年であり、C船では交換してからそれほど日数が経過していなかった。

図-16、図-17、図-18 は表-4 に示す各漁船の調査で使用した係留索の伸度特性を示している。通常、伸度特性

は引張強度と伸度の関係から評価されるが、本調査では、材質と径が異なる複数の係留索の伸度特性を比較するため、引張強度/破断強度と伸度の関係から評価した。旧係留索では係留索の劣化の影響により同一伸度における旧係留索の引張強度/破断強度の値が新係留索よりも高い値を示す傾向が確認できる。特に係留索の使用期間が長いA船とB船ではその傾向が顕著となる。係留船舶の動揺シミュレーションを行う際に、計算条件として係留索の伸度特性をカタログ値で与えた場合、係留索の劣化の影響が考慮されていないためシミュレーションの精度が低下すると考えられる。本調査によって、材質、径および使用期間がそれぞれ異なる係留索の伸度特性に関する情報が得られた。係留船舶の動揺シミュレーションを行う際に係留索の伸度特性に関する情報が十分得られていない場合、本調査結果を参考にする事で、従来よりも適切な伸度特性の設定が可能となる。

## 4. 数値計算による船体動揺シミュレーション

### 4. 1 動揺シミュレーションの再現性確認

本研究では浮体動揺解析システムプログラム(独)港湾空港技術研究所)を使用して船体動揺シミュレーションを行った。

本項では船体動揺シミュレーションの再現性を確認す



るため、3章で示したA船とB船の動揺観測結果とシミュレーション結果の比較を行う。動揺観測は平成21年12月21日に2章で示したRTD-GPSを使用して行われ、このとき、波浪・風況の観測データも同時に取得した。シミュレーションを行う際には、観測で得られた波浪・風況データおよび3章で得られた減衰係数と係留索の伸度特性を計算条件として与えた。

図-19、図-20はA船とB船の動揺観測および動揺シミュレーションから得られたサージ、スウェイ、ヒープのスペクトル密度を示している。A船、B船ともに船体動揺の3成分において、周波数0.3Hz付近のピークが良好に再現できている。また、サージについては長周期成分も含め全体的に良好に再現できている。サージの振動は係留索の特性に大きく依存するものと考えられ、この結果から係留索の伸度特性や初期たるみ量の設定が妥当であったといえる。ヒープについては、0.3Hz付近のピークは良好に再現できているが、これ以上の高周波数では計算結果のスペクトル密度が観測結果よりも非常に小さい。しかしながら、高周波数(短周期)の揺れは振幅

表-6 現港形と斜路設置時におけるA船の動揺量

| 動揺モード | 現港形   | 斜路あり  |
|-------|-------|-------|
| サージ   | 5.40m | 4.84m |
| スウェイ  | 0.27m | 0.14m |
| ヒープ   | 0.34m | 0.31m |

表-7 現港形と斜路設置時におけるB船の動揺量

| 動揺モード | 現港形   | 斜路あり  |
|-------|-------|-------|
| サージ   | 6.32m | 6.09m |
| スウェイ  | 0.14m | 0.17m |
| ヒープ   | 0.32m | 0.21m |

が小さいため船体動揺の主要な成分ではなく、振幅や係留索に作用する張力へ与える影響は非常に小さいものと考えられる。以上より、本プログラムを使用した動揺シミュレーションは、各船の船体動揺を十分再現できていると判断できる。

#### 4. 2 消波構造物の設置による動揺低減効果の把握

本研究では、消波構造物として港奥部の岸壁に延長50mの斜路を設置した場合における船体動揺量の低減効果を把握するため、古平漁港における現港形と斜路ありの両条件でA船とB船の動揺シミュレーションを行った。計算条件として与える波浪データは平成22年1月2日の荒天時における港内波浪の再現計算結果を適用し、風況データについては同日に岸壁近傍で観測された値を適用した。港内波浪の再現計算では、Madsen型 Boussinesq モデルを用いた港湾空港技術研究所が公開し

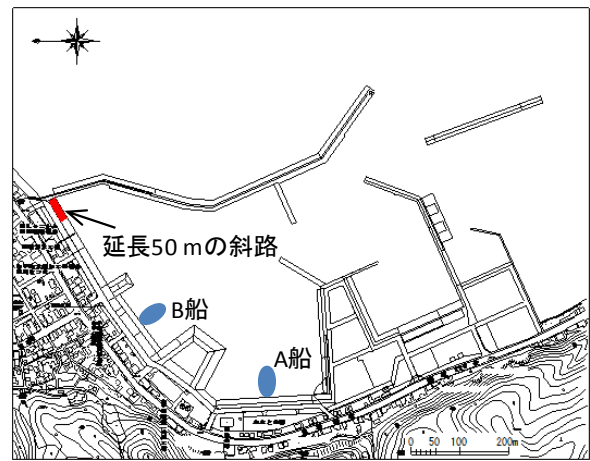


図-21 斜路の設置位置 (古平漁港)

表-5 荒天時におけるA船とB船近傍の波浪・風況

| 位置   | A船近傍    | B船近傍    |
|------|---------|---------|
| 有義波高 | 0.25m   | 0.27m   |
| 有義周期 | 4.5s    | 4.5s    |
| 波向き  | E       | E       |
| 平均風速 | 0.59m/s | 0.71m/s |
| 風向き  | WSW     | WSW     |

注：沖波の有義波高は4.15m、有義周期は11.3s

ているプログラムソース (NOWT-PARI) を使用した。減衰係数と係留索の伸度特性については3章で得られた結果を適用した。なお、係留索の伸度特性の調査ではB船の船首係留索を回収することができなかつたため、B船の船首係留索の伸度特性として船尾左右の伸度特性の平均値を与えてシミュレーションを行った。図-21に斜路の設置位置、表-5に荒天時におけるA船とB船近傍の波浪・風況を示す。

表-6、表-7は現港形と斜路設置時におけるA船とB船の動揺量の計算結果を示している。B船のスウェイが斜路ありの条件でやや大きくなるものの、全体的に斜路の設置によって船体動揺量が低下しており、斜路の設置により船体動揺の低減が期待できると考えられる。

#### 4. 3 防風施設の設置による動揺低減効果の把握

古平漁港ではA船、B船が係留されている岸壁背後に高さ6.6m(A船)と4.4m(B船)の防風施設が設置されている。この防風施設による動揺低減効果を把握するため、防風施設あり(現況)と防風施設なしの両条件でA船とB船の動揺シミュレーションを行った。計算条件として与える波浪データは4.2と同様に平成22年1月2日の荒天時における港内波浪の再現計算結果を適用した。防風施設ありの場合、風向・風速は4.2で示した条件(表-5参照)と同一とした。一方、防風施設なしの場合、表-5に示す風向と同一とし、風速については防風施設の減風率で現港形での風速を除いた値を適用した。

減風率は漁港・漁場の施設設計の手引きを参考に算出した。表-8 に防風施設の減風率と計算条件として与えた風速を示す。

表-8 減風率と計算条件として与えた風速

| 船名  | 現港形      | 減風率  | 防風施設なし   |
|-----|----------|------|----------|
| A 船 | 0.59 m/s | 0.25 | 2.36 m/s |
| B 船 | 0.71 m/s | 0.30 | 2.36 m/s |

表-9、表-10 は防風施設がある場合とない場合で計算された A 船と B 船の動揺量の計算結果を示している。A 船の動揺量は防風施設がない場合のほうが低下する傾向にあり、防風施設による減風効果が確認されなかった。また、B 船については防風施設の有無による動揺量の明確な差はなく、防風施設の減風効果が確認されなかった。防風施設がない場合、今回与えた風向きでは波によって生じた動揺が風によって抑制される傾向が強く、防風施設の減風効果が明確に表れなかったと考えられる。防風施設の設置による動揺低減効果を把握するためには、より多くの波向きと風向きを計算条件として与えて動揺シミュレーションを行う必要があるといえる。

表-9 防風施設ありとなしにおける A 船の動揺量

| 動揺モード | 防風施設あり | 防風施設なし |
|-------|--------|--------|
| サージ   | 4.65 m | 4.08 m |
| スウェイ  | 0.03 m | 0.33 m |
| ヒーブ   | 0.08 m | 0.07 m |

表-10 防風施設ありとなしにおける B 船の動揺量

| 動揺モード | 防風施設あり | 防風施設なし |
|-------|--------|--------|
| サージ   | 5.09 m | 5.09 m |
| スウェイ  | 0.04 m | 0.15 m |
| ヒーブ   | 0.07 m | 0.07 m |

#### 4. 4 係留索の安全性の評価

表-11 係留索の安全性の評価結果

| 船名  | 設置位置 | 最大張力   | 破断張力    | 許容張力    |
|-----|------|--------|---------|---------|
| A 船 | 船首左  | 3.3 kN | 98.5 kN | 25.9 kN |
|     | 船首右  | 3.6 kN | 58.9 kN | 15.5 kN |
|     | 船尾左  | 4.3 kN | 47.6 kN | 12.5 kN |
|     | 船尾右  | 4.2 kN | 38.4 kN | 10.1 kN |
| B 船 | 船首   | 3.9 kN | 54.7 kN | 14.4 kN |
|     | 船尾左  | 3.4 kN | 45.9 kN | 12.1 kN |
|     | 船尾右  | 3.6 kN | 63.5 kN | 16.7 kN |

A 船と B 船の係留索は劣化が進んでおり荒天時に破断する恐れがある。ここでは、A 船と B 船に使用されている係留索の安全性を評価するため、荒天時における動揺シミュレーションを行い、各係留索に作用する張力を求め安全性を評価する。波浪・風況および減衰係数と係留索の伸度特性に関する計算条件は 4.2 で説明した条件と同一とした。

表-11 は各係留索の安全性の評価結果を示している。なお、許容張力は繊維ロープの破断張力の安全率として一般的に適用されている 3.8<sup>9)</sup> を考慮した値を設定した。A 船と B 船の各係留索に作用する最大張力は全て許容張力以下となっており、今回想定した波浪・風況では係留索が破断する可能性は低いといえる。このように、動揺シミュレーションにより係留索に作用する張力を把握することで、係留時の安全性を評価することが可能といえる。

認された。また、防風施設の動揺低減効果を評価するためには、より多くの波向き・風向きでシミュレーションを行う必要があることが明らかとなった。

- 4) 実際に使用されている係留索の伸度特性を計算条件として与えて動揺シミュレーションを行うことにより、係留索の張力から係留時の安全性を評価することが可能となる。

#### 5. まとめ

#### 参考文献

本研究で得られた主要な研究成果を以下に示す。

- 1) 動体への追従性が高い RTD-GPS を適用した小型船舶の高精度動揺観測手法の開発によって船体動揺の各動揺成分を詳細に把握することが可能となった。
- 2) 総トン数が異なる3隻の漁船を対象に動揺減衰量の調査および各漁船で使用していた係留索の引張強度試験を行うことにより、従来不明な点が多かった小型船舶のサージ減衰係数と係留索の伸度特性に関する貴重なデータを取得した。
- 3) 船体動揺シミュレーションを実施した結果、港奥部に斜路を設置した場合、動揺量が低減することが確

- 1) (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」, 2004.
- 2) 久保雅義・今枝彬朗・奥村宗行：「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 2 類, 第 28 号, pp. 289-298, 1999.
- 3) 本田啓之輔著：「操船通論」, 成山堂出版, pp. 145, 1998