

運輸省港湾技術研究所

# 港湾技術研究所 報告

---

---

REPORT OF  
THE PORT AND HARBOUR RESEARCH  
INSTITUTE

MINISTRY OF TRANSPORT

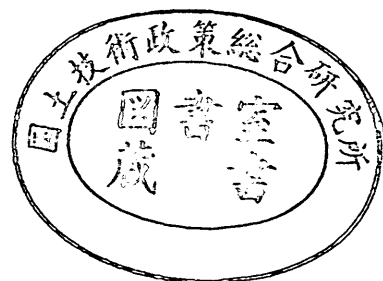
---

VOL. 20

NO. 2

JUNE 1981

NAGASE, YOKOSUKA, JAPAN



# 港湾技術研究所報告 (REPORT OF P.H.R.I.)

第20巻 第2号 (Vol. 20, No. 2), 1981年6月 (June 1981)

## 目 次 (CONTENTS)

1. 混成防波堤のマウンド形状による衝撃砕波力の発生と対策について  
.....谷本勝利・高橋重雄・北谷高雄..... 3  
(Experimental Study of Impact Breaking Wave Forces on a Vertical-Wall Caisson of Composite Breakwater  
.....Katsutoshi TANIMOTO, Shigeo TAKAHASHI and Takao KITATANI)
2. マルチセルラーケーソンの水理特性に関する実験的研究  
.....谷本勝利・原中祐人・富田英治・村永 努・鈴木諭司..... 41  
(A Hydraulic Experimental Study on Multi-celler Caisson Breakwaters  
.....Katsutoshi TANIMOTO, Suketo HARANAKA, Eiji TOMIDA,  
Tsutomu MURANAGA and Satoshi SUZUMURA)
3. 螢光砂を用いた砕波帯内における局所的砂移動の観測  
.....灘岡和夫・田中則男・加藤一正..... 75  
(Field Observation of Local Sand Movements in the Surf Zone Using Fluorescent Sand Tracer.....Kazuo NADAOKA, Norio TANAKA and Kazumasa KATO)
4. 地盤の圧密沈下による斜杭の曲げに関する実験的研究 (第2報)  
—野外実大実験— .....高橋邦夫..... 127  
(Experimental Study on the Bending of Batter Piles due to Ground Settlement (2nd Report) —Field Experiment— .....Kunio TAKAHASHI)
5. 大型タンカーの接岸力に関する研究.....上田 茂..... 169  
(Study on Berthing Impact Force of Very Large Crude Oil Carriers  
.....Shigeru UEDA)
6. 港湾内貨物流動に関する研究 (第1報) .....溝内俊一・稲村 肇..... 211  
(A Study on the Cargo Flows in Port (1st Report)  
.....Toshikazu MIZOUCHI and Hajime INAMURA)
7. 土砂輸送用パイプの摩耗に関する研究 —ライニング材としてのポリウレタン  
エラストマの耐摩耗性— .....岡山義邦・村上幸敏・浜田賢二..... 271  
(Studies on the Wear of Slurry Pipelines —Evaluation of the Wear Resistance of Polyurethane Elastomers—  
.....Yoshikuni OKAYAMA, Yukitoshi MURAKAMI and Kenji HAMADA)

## 5. 大型タンカーの接岸力に関する研究

上 田 茂\*

### 要 旨

大型の原油タンカー用のドルフィン型式のシーバースでは、プレッシングドルフィンの水平方向の設計荷重は主として船舶接岸力である。また、大型タンカーの大きさが在来船に比べて数倍から十数倍も大きいことを考えると、船舶接岸力について、より詳細な検討を行っておく必要がある。すなわち、大型タンカーの有効接岸エネルギーを計算する際の、船舶の仮想質量、接岸速度および偏心係数などの諸量について検討することが重要である。

本研究では、現地観測および模型実験、ならびに理論的考察を行って、大型タンカーの接岸力について検討した。本研究の主な結論は以下のとおりである。

1. 船舶接岸時の仮想質量係数は次式で計算できる。

$$C_M = 1 + \frac{\pi}{2C_B} \times \frac{d}{B}$$

2. 大型タンカーの接岸速度の 1/1000 期待値は、ほぼ 15 cm/s になる。
3. 偏心係数は、接岸点、船舶の重心位置、船舶の環動半径などの関数である。設計時にこれらの諸量が明確でない場合には、偏心係数として 0.7 前後の値をとればよいものと思われる。

---

\* 構造部海洋構造研究室長

## Study on Berthing Impact Force of Very Large Crude Oil Carriers

Shigeru UEDA\*

### Synopsis

Design load of breasting dolphin in dolphin type sea berths (deep water terminal) designed for Very Large Crude Oil Carriers is ship's berthing impact force. As the size of VLCC is about several times of conventional vessels, it is important to study on ship's berthing impact force.

The factors such as ship's virtual mass at berthing, approaching velocity and eccentricity coefficient are to be cleared in order to calculate ship's effective berthing energy precisely.

In this paper, the results of a field investigation, a model test and some theoretical consideration are presented. And the calculation method of berthing impact force of VLCC is proposed.

Main conclusions of this study are as follows.

1. Ship's virtual mass coefficient is calculated by following equation.

$$C_M = 1 + \frac{\pi}{2C_B} \times \frac{d}{B}$$

2. The 1/1000 expected value of approaching velocity of VLCC is about 15 cm/s.
3. The eccentricity coefficient  $C_e$  is determined considering berthing point, ship's center of gravity and ship's radius of gyration. If, the values of these factors are not obtained at the beginning of design work, it is recommended to take 0.7 as the eccentricity coefficient.

---

\* Chief of Offshore Structures Laboratory, Structures Division.

## 目 次

1. ま え が き .....	173
2. 接岸力の算定法とその問題点 .....	173
2.1 接岸力の算定法 .....	173
2.2 接岸力の現地観測の概要 .....	176
2.3 接岸力の現地観測結果 .....	180
2.4 有効接岸エネルギーと吸収エネルギーとの比較 .....	182
3. 接岸時の船舶の仮想質量 .....	188
3.1 仮想質量の定義 .....	188
3.2 ステルソンの実験とその解釈 .....	188
3.3 接岸時の船舶の仮想質量に関する模型実験 .....	191
3.4 仮想質量の算定式の提案 .....	199
4. 接岸速度 .....	201
4.1 設計接岸速度選定の現状 .....	201
4.2 接岸速度の実態 .....	201
4.3 接岸速度の期待値 .....	204
5. 偏心係数 .....	204
6. 計算例および考察 .....	205
6.1 計 算 例 .....	205
6.2 係船施設の構造様式と仮想質量係数との関係 .....	206
7. 結 論 .....	207
8. あとがき .....	207
謝 辞 .....	208
参考文献 .....	208
記 号 表 .....	209

## 1. まえがき

我国には、10万 DWT 級以上の原油タンカーを受入れる固定式シーバースが 30 以上建設されていて、現在も稼働中である<sup>1)</sup>。固定式シーバースのほとんどはドルフィン型式のシーバースである。これは、原油タンカーの荷役が船体中央のマニホールドと、バース上のローディングアーム等を介して行われるからで、ドルフィン型式が棧橋型式などと比べて機能的かつ経済的となるからである。ドルフィン型式のシーバースは、荷役用ドルフィン、プレッシングドルフィン、ムアリングドルフィンなどのドルフィンから構成される。この中で、プレッシングドルフィンは、船舶の接岸エネルギーを吸収する目的で設置されるドルフィンである。したがって、プレッシングドルフィンの水平方向の設計荷重は主として船舶の接岸力である。

船舶接岸力の計算法については、かつて PIANC (国際航路会議) の議題にも取上げられ<sup>2)</sup>、設計法の基本は固まっていると言える。すなわち、船舶の有効接岸エネルギーを係船施設と防舷材の変形によって吸収するものとして船舶接岸力を計算する。しかし、船舶の有効接岸エネルギーの計算式中の変数である、接岸時の船舶の仮想質量、接岸速度および偏心率などの諸量については、十分な検討がなされてはいなかった。十分な検討がなされなかった理由の一つは、船舶の接岸が極めて人為的かつ複雑であるので、模型実験によって接岸の状態をシミュレートすることが難しいことにある。いま一つの理由は、我国では、重力式または棧橋式の係船施設の主な設計荷重が地震荷重であるので、係船施設の基本設計において、船舶接岸力が問題になることが少なかったことである。

しかし、大型の原油タンカー用のシーバースでは、プレッシングドルフィンの水平方向の設計荷重は主として船舶接岸力である。また、大型タンカーの大きさは在来船に比べて数倍から十数倍も大きいことを考えると、船舶接岸力についてより詳細な検討を行っておく必要がある。すなわち、大型タンカーの有効接岸エネルギーを計算する際の、船舶の仮想質量、接岸速度および偏心率などの諸量について検討することが重要である。

そのために、まず、実際のシーバースにおいて、大型タンカーの接岸の現地観測を行い、接岸速度、偏心率、防舷材およびドルフィンの変形による吸収エネルギーを

測定した<sup>3)</sup>。そして、従来の接岸エネルギーの計算式で計算した接岸エネルギーと吸収エネルギーとを比較した。その結果、実測値が計算値を上回ることが判った。一方、この事実と同じことが 1 万 DWT 級の在来船の接岸力調査でも明らかにされている<sup>4)</sup>。これは、従来の接岸エネルギー計算法で仮想質量 (または付加質量) の計算式に問題があることを意味している。そこで、船舶の仮想質量について、模型実験を行って検討することにした<sup>5)</sup>。

船舶の接岸エネルギーを計算する際に必要な仮想質量以外の変数、すなわち、接岸速度と偏心率については、シーバースにおける観測値を整理して、設計値を決める際の目安とする資料を整えることにした。このような検討を行った上で、大型タンカーの接岸力の計算法について取まとめを行うことにする。

## 2. 接岸力の算定法とその問題点

### 2.1 接岸力の算定法

船舶の接岸力は、船舶の接岸エネルギーが、防舷材、係船施設、船舶外板などの変形によって吸収されるものとすれば、そのときの防舷材および係船施設などの反力に等しい。いま、船舶の接岸状態を 図-2.1 のようにモデ

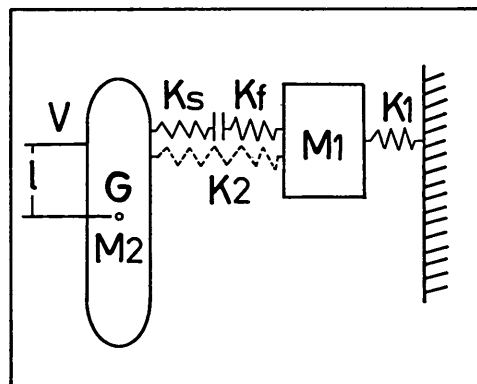


図-2.1 船舶の接岸状態のモデル化

ル化する。このモデルでは、質量  $M_1$  の係船施設は地盤に線形パネで結合されているものとする。このパネ定数は、係船施設が杭式ドルフィンの場合には、杭の横抵抗力を計算して求めることができる。船体は 図-2.1 に示すような平面形状を有する柱体と仮定し、船舶の仮想質

量<sup>\*1)</sup>を  $M_2$  とする。係船施設のパネ定数を  $K_1$ 、防舷材のパネ定数<sup>\*2)</sup>を  $K_f$ 、船舶外板のパネ定数を  $K_s$  とする。防舷材の質量は船舶および係船施設の質量に比べてかなり小さいので、防舷材と船舶外板のパネ定数を合成し  $K_2$  とする。

$$\frac{1}{K_2} = \frac{1}{K_s} + \frac{1}{K_f} \quad (2.1)$$

しかし、一般には船舶外板の弾性変形による吸収エネルギーは全吸収エネルギーの 10% 以下であると言われている<sup>2)</sup> ので、接岸エネルギーを係船施設のみで吸収すると考える方が容易であるし、かつ安全側でもあるので、以下の解析では  $K_2 \doteq K_f$  とする。

いま、船舶の接岸によって生ずる係船施設および防舷材の変形量をそれぞれ  $y_1$  および  $y_2$ 、船舶の重心から接岸点までの距離すなわち偏心距離を  $l$  とする。船舶の接岸による係船施設などの上下方向の変形は無視することができるので、つぎの 2 次元運動方程式を得る。なお、船舶接岸時のローリングによるエネルギー消費があることが指摘されている<sup>3)</sup>。しかし、大型船舶が接岸する場合のローリング量は小さく、また、ローリングによって生ずる水平方向の変位は小さいので、ここではローリングを無視して考えることとする。

$$M_2 \left( \frac{d^2 y_1}{dt^2} + \frac{d^2 y_2}{dt^2} - l \frac{d^2 \phi}{dt^2} \right) + K_2 y_2 = P_w \quad (2.2)$$

$$(M_1 + M_2) \frac{d^2 y_1}{dt^2} + M_2 \frac{d^2 y_2}{dt^2} + K_1 y_1 - M_2 l \frac{d^2 \phi}{dt^2} = P_w \quad (2.3)$$

$$I_z \frac{d^2 \phi}{dt^2} + K_2 l y_2 = M_w \quad (2.4)$$

ここに、 $\phi$  は重心を通る回転角 (ヨウ)、 $I_z$  は重心を通る慣性モーメント (ヨウ)、 $P_w$  は波力、 $M_w$  は波力モーメントである。なお、重心を通る慣性モーメント  $I_z$  は環動半径  $r$  を用いて、式 (2.5) で表わせる。

$$I_z = M_2 r^2 \quad (2.5)$$

さて、係船施設がドルフィンの場合には、ドルフィンの質量は船舶の質量に比べて無視し得るほど小さい。そこで、 $M_1/M_2 \doteq 0$  とし、また、波力および波力モーメントの作用がないものとして式 (2.2)~(2.4) を書替えるとつぎのようになる。

$$K_1 y_1 = K_2 y_2 \quad (2.6)$$

$$M_2 \frac{d^2 y_2}{dt^2} + \frac{K_d}{C_e} y_2 = 0 \quad (2.7)$$

ここに、 $K_d$  はドルフィンと防舷材の合成パネ定数 ( $K_1$  と  $K_f$  の合成パネ定数) である。また、 $C_e$  は偏心係数で式 (2.8) で表わされる。

$$C_e = \frac{1}{1 + \left( \frac{l}{r} \right)^2} \quad (2.8)$$

式 (2.7) を初期条件として  $t=0$  で  $y_2=0$ 、 $(dy_1/dt + dy_2/dt) = V$  として解く。ただし、 $V$  は接岸速度である。

$$\left. \begin{aligned} y_1 &= \frac{V}{\beta} \cdot \frac{K_d}{K_1} \sin \beta t \\ y_2 &= \frac{V}{\beta} \cdot \frac{K_d}{K_2} \sin \beta t \end{aligned} \right\} \quad (2.9)$$

ただし、 $\beta$  は角周波数で次式で与えられる。

$$\beta = \sqrt{\frac{K_d}{C_e M_2}} \quad (2.10)$$

式 (2.9) は防舷材の荷重変形特性を線形とした場合の解である。しかし、実際には荷重変形特性は 図-2.2 に示したように非線形であるから、 $y_2 > y_{21}$ <sup>\*3)</sup> についてはつぎの方程式を満足しなければならない。

$$\left. \begin{aligned} C_e M_2 \frac{d^2 y_2}{dt^2} + R &= 0 \\ R &= K_2 y_{21} \end{aligned} \right\} \quad (2.11)$$

ここに、 $R$  は  $y_2 \geq y_{21}$  の間の防舷材の反力である。また、 $y_2 = y_{21}$  のときの時刻を  $t_1$  とする。

式 (2.11) の解は、初期条件を  $t=t_1$  で  $y_2=y_{21}$ 、 $dy_2/dt = V_1$  としてつぎのように得られる。

$$y_2 = -\frac{R}{C_e M_2} t^2 + Bt + C \quad (y_2 > y_{21}) \quad (2.12)$$

ただし、 $B$  および  $C$  は積分定数で次式のようになる。

$$B = V_1 + \frac{B}{C_e M_2} t_1 \quad (2.13)$$

$$C = y_{21} - \frac{1}{2} \frac{R}{C_e M_2} t_1^2 - V_1 t_1 \quad (2.14)$$

また、 $t_1$ 、 $y_{21}$ 、 $V_1$  はつぎのようになる。

$$t_1 = \frac{1}{\beta} \sin^{-1} \left( y_{21} \cdot \frac{\beta}{V} \cdot \frac{K_2}{K_d} \right) \quad (2.15)$$

$$y_{21} = \frac{V}{\beta} \frac{K_d}{K_1} \sin \beta t_1 \quad (2.16)$$

$$V_1 = V \cos \beta t_1 \quad (2.17)$$

つぎに、船舶の運動エネルギーがすべて防舷材とドルフィンの変形によって吸収されて、船舶の速度が 0 にな

\*1) (船舶の仮想質量) = (船舶の排水質量) + (船舶の付加質量)

\*2) バックリングタイプの防舷材の荷重変形曲線で、変形量が全高の 20% 以内を線形化して求めたもの。

\*3)  $y_{21}$  は防舷材の全高の 15% 程度に相当する変形量

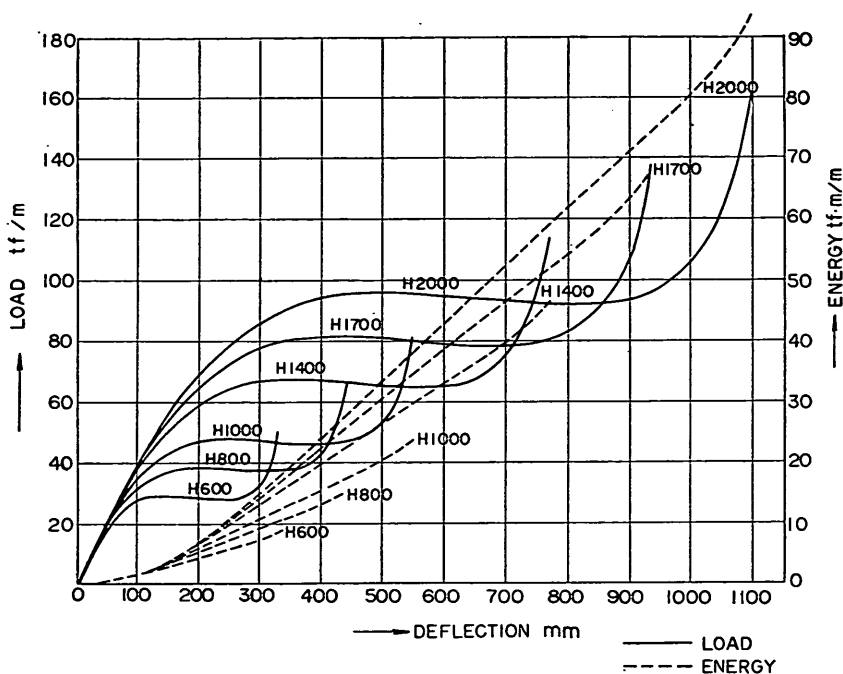


図-2.2 ゴム防舷材の荷重変形特性

る時刻  $t_2$  は式 (2.12) よりつぎのように求まる。

$$t_2 = \frac{C_e M_2}{R} V_1 + t_1 \quad (2.18)$$

また、このときの防舷材の変形量  $y_{22}$  は

$$y_{22} = -\frac{1}{2} \frac{R}{C_e M_2} t_2^2 + B t_2 + C \quad (2.19)$$

したがって、全吸収エネルギー  $E_a$  は

$$E_a = \frac{1}{2} K_d (y_{11} + y_{21})^2 + R (y_{22} - y_{21}) \quad (2.20)$$

となる。ただし、 $y_{11}$  は  $t=t_1$  におけるドルフィンの変形量である。

式 (2.20) を変形すると

$$E_a = E_e = \frac{1}{2} C_e M_2 V^2 \quad (2.21)$$

となる。すなわち、船舶の有効接岸エネルギー  $E_e$  は係船施設の吸収エネルギー  $E_a$  に等しいことが判る。

以上のようにして、船舶の有効接岸エネルギーを計算することができる。しかしながら、式 (2.21) で船舶の有効接岸エネルギーを計算する際には、船舶の仮想質量  $M_2$  または付加質量  $M_a$ 、接岸速度  $V$ 、偏心率係数  $C_e$  などの諸量を適切に定める必要がある。

まず、船舶の仮想質量であるが、従来、船舶接岸時の付加質量  $M_a$  はステルソン (T. E. Stelson) の実験結

果に基づいて次式で計算していた。

$$M_a = \frac{\pi}{4g} d^2 L w_0 \quad (2.22)$$

ここに、 $d$ : 船舶の喫水、 $L$ : 船長、 $w_0$ : 海水の単位体積重量、 $g$ : 重力の加速度である。

すなわち、付加質量は喫水を直径とし、船長をその高さとする円柱の質量とみなしていた。

つぎに、接岸速度  $V$  としては、図-2.3 に示すように 10~20 cm/s の値が設計に用いられていた。

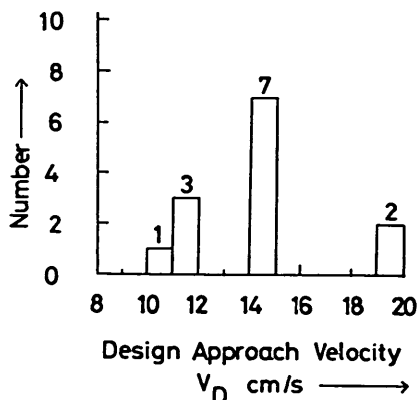


図-2.3 我国のシーバースの設計接岸速度



さらに、偏心係数としては、 $0.5^{*1)} \sim 0.8$  程度の値が設計に用いられている。

さて、式 (2.21)~(2.22) を用いて計算した船舶の有効接岸エネルギーが、実際に係船施設で吸収されたエネルギーと等しいかどうかをまず確認することにする。そこで、京葉シーパースと鹿島石油シーパースにおける接岸力の現地観測結果をもとに検討することにする。

## 2.2 接岸力の現地観測の概要<sup>\*)</sup>

### (1) 観測対象シーパース

観測対象シーパースは京葉シーパースと鹿島石油シーパースである。以下に各パースの概要を述べる。

a. 京葉シーパース 京葉シーパースは昭和 43 年 8 月に竣工した我国最初の 20 万 DWT 級の固定式シーパースである。設置位置は 図-2.4 に示すように千葉港沖約 12 km でパース法線はおおむね北東に向いている (図-2.4)。

京葉シーパースは東西両パースからなり、各施設は渡橋をはさんで対称に設置されている。パースの中央には荷役用ドルフィンがあり、その両側に

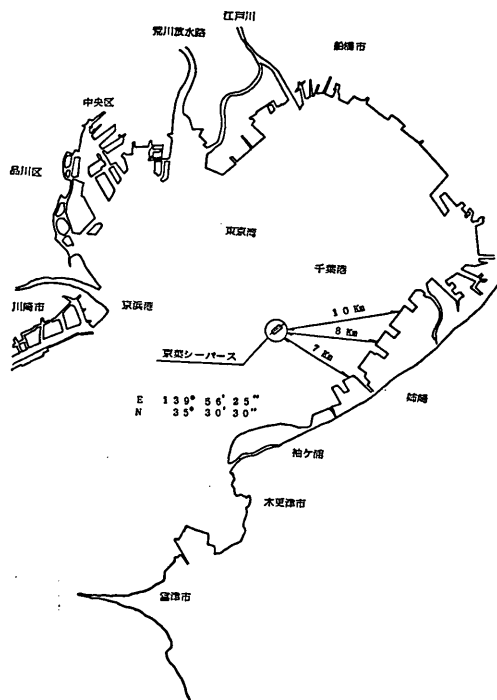


図-2.4 京葉シーパース位置図

主プレッシングドルフィンおよび副プレッシングドルフィンがそれぞれ配置されている。荷役用ドルフィンと主プレッシングドルフィンとの中心間隔は 65 m, また副プレッシングドルフィンは荷役ドルフィンと主プレッシングドルフィンの間において荷役ドルフィンとの中心間隔は 40 m である (図-2.5)。

主プレッシングドルフィンは直抗式で、図-2.6 に示すように、直径 1500 mm, 厚さ 16~24 mm, 長さ 58 m の鋼管杭 10 本で構成されている。上部工は平面形状が台形の鉄筋コンクリート構造である。上部工の前面には、スーパーアーチ型ゴム防舷材 (SA 1000 H,  $R_2, l=2.5$  m) が 4 本取り付けられており、その前面には 図-2.6 に示すような直径 609 mm ( $t=7.9$  mm,  $l=42$  m) の鋼管杭で支えられたコンクリート製の受衝板が設置されている。

主プレッシングドルフィンのバネ定数  $K_1$  は杭の横抵抗力を計算して求めることができる。ここでは、チャン (Y. L. Chang) の方法に従って計算を行い、ドルフィン 1 基当りのバネ定数として 17.3 tf/cm を得た。なお、現地の土質条件から判断して、杭の自由長は 30 m, また、横方向地盤反力係数は  $3 \text{ kgf/cm}^3$  と推定される。ただし、東西の両主プレッシングドルフィンはスティフナーで結合されているので、ドルフィンのバネ定数は上記の 2 倍をとって、 $K_1=34.7 \text{ tf/cm}$  となる。この場合の東西の主プレッシングドルフィン合計の許容耐力は 1,140 tf である。

つぎに、SA 1000 H のゴム防舷材 1 m 当りの荷重変形特性は 図-2.7 に示すとおりである。変形量が全高の 45%<sup>\*2)</sup> に対する最大反力は 74.8 tf, 最大吸収エネルギーは 25.4 tf・m である。したがって、長さ 2.5 m のもの 4 本の合計の最大反力は 748 tf, また、吸収エネルギーは 254 tf・m である。なお、図中の  $R_1 \sim R_4$  はゴム質の違いを意味する。

b. 鹿島石油シーパース 鹿島石油シーパースは昭和 47 年 3 月に竣工している。パース中心は、図-2.8 に示すように、鹿島港の南防波堤の隅角部から 340 m にある。パース法線は防波堤法線と平行で、両法線間の距離は 100 m である。

シーパースの配置は 図-2.9 に示すように、パースの中央に荷役用ドルフィンがあり、その両側に主

\*1) 4 分の 1 接岸の場合

\*2) 規定変位量



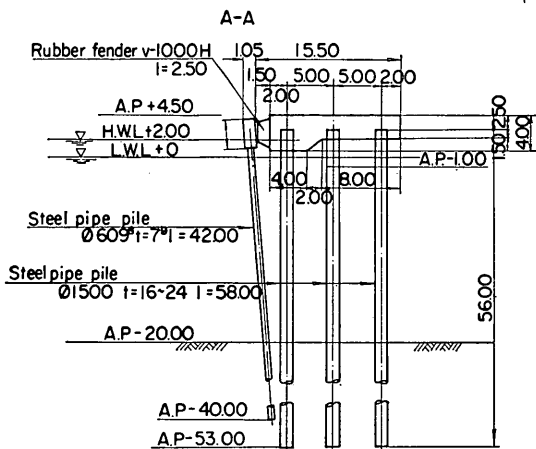
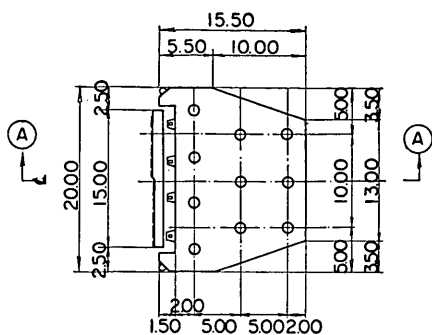


図-2.6 京葉シーバースプレッシングドルフィン

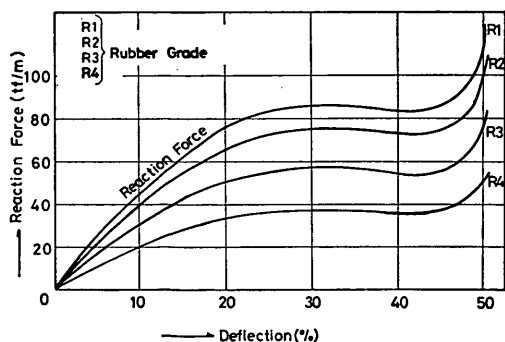


図-2.7 SA 1000 H の荷重変形特性

プレッシングドルフィンが設置されている\*1)。荷役用ドルフィンと主プレッシングドルフィンとの中心間隔は 65 m である。

\*1) 当時は主プレッシングドルフィンのみ設置されていたが、現在では、副プレッシングドルフィンも設置されている。

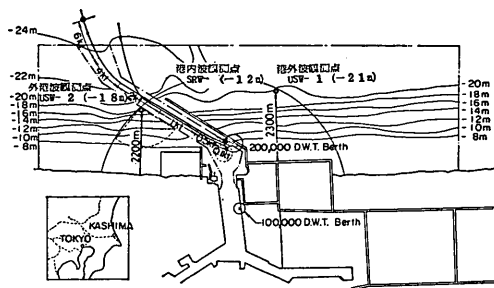


図-2.8 鹿島石油シーバースの位置図

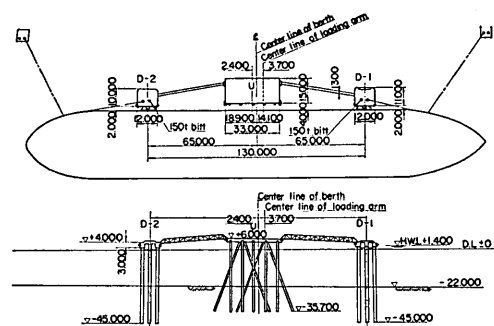


図-2.9 鹿島石油シーバース一般構造図

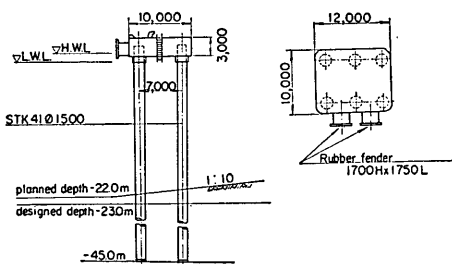


図-2.10 鹿島石油シーバースプレッシングドルフィン

主プレッシングドルフィン直抗式で、図-2.10に示すように、直径 1500 mm、厚さ 20~24 mm、長さ 48 m の鋼管杭 6 本で構成されている。上部工は長方形の鉄筋コンクリート構造である。上部工の前面には、H 型ゴム防舷材 (1700 H×1750 L) が 2 基設置されている。

主プレッシングドルフィンのバネ定数  $K_1$  をチャンの方法を用いて計算すると、ドルフィン 1 基当りのバネ定数として  $K_1=14.3$  tf/cm を得た。なお、現地の土質条件から判断して、杭の自由長は 24.3

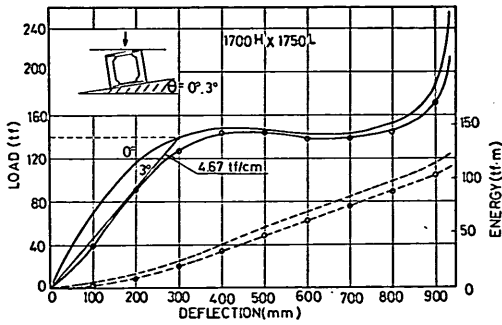


図-2.11 H型防舷材の荷重変形特性

m, また、横方向地盤反力係数は  $2 \text{ kgf/cm}^3$  と推定される<sup>\*1)</sup>。主プレッシングドルフィンのバネ定数については文献(8)で観測値を整理した結果  $14.2 \text{ tf/cm}$  を得ている。この場合には、図-2.11 に示す防舷材の荷重変形曲線の立上り部のバネ定数を  $9.34 \text{ tf/cm}$  として防舷材の反力を求め、この反力とドルフィンの変形量との関係を図-2.12 のように図示し、これからドルフィンのバネ定数を求めたものである。

ところで、H型ゴム防舷材 1 個の特性曲線は図-

\*1) 横方向地盤反力係数を  $3 \text{ kgf/cm}^3$  とした場合のドルフィンのバネ定数は  $15.1 \text{ tf/cm}$  となる。

2.11 に示したとおりであるが、傾斜角が  $3^\circ$  の場合に変形量が全高の  $47.5\%^{**)}$  に対する最大反力は  $144 \text{ tf}$ 、最大吸収エネルギーは  $90 \text{ tf}\cdot\text{m}$  である。したがって、ドルフィン 1 基当りの防舷材の最大反力は  $288 \text{ tf}$ 、最大吸収エネルギーは  $180 \text{ tf}\cdot\text{m}$  である。ただし、傾斜角  $0^\circ$  の場合の防舷材の最大反力は  $150 \text{ tf}$ 、したがって、ドルフィン 1 基当りの最大反力は  $300 \text{ tf}$  である。

(2) 観測項目

現地観測では、以下の諸量を調査した。

- a. 船舶の諸元、船長、船幅、喫水、排水量、重心、位置など。
- b. 接岸速度
- c. 接岸点
- d. ドルフィンの変形量
- e. 防舷材の変形量

(3) 観測の方法

船舶の諸元については、直接、対象船舶から聴取した。また、接岸点は船体にペイント等でマーキングして測定した。その他の項目の、接岸速度、防舷材の変形量、ドルフィンの変形量の観測方法については以下に説明する。

\*\*2) 規定変位量

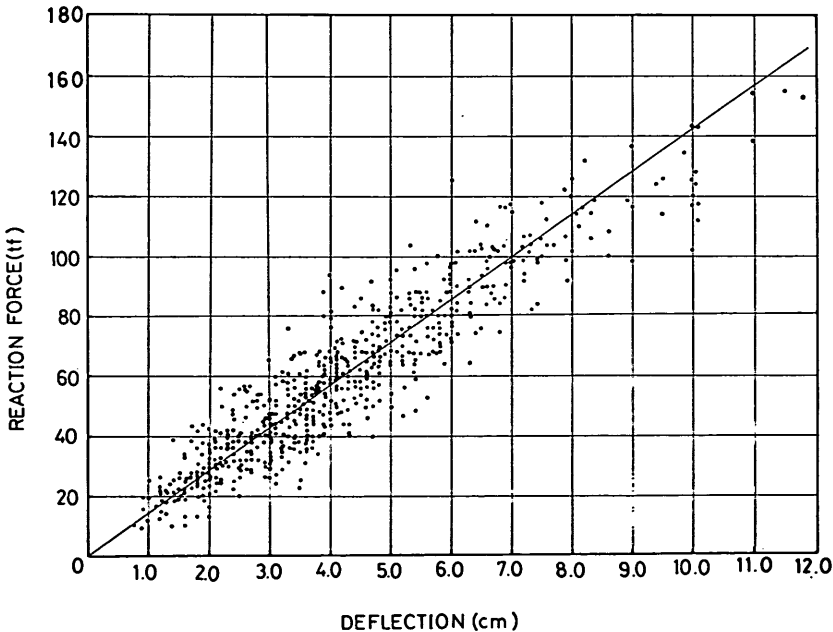


図-2.12 ドルフィンの変形量と防舷材反力との関係

a. 接岸速度 接岸速度はシーバースに設置されている接岸速度計を用いて測定した。接岸速度計として用いられている計器の多くは超音波式のものである。この計器は、水面下約 3 m の位置に設置された送受波器から、750 kHz のパルスが船体に向けて発振し、ある時間内にこのパルスが船体に向けて反射して戻ってくる個数を計数するものである。送受波器は主ブレストイングドルフィンの脚部に取付られていることが多い。いま、水中の音速を 1500 m/s とすると、距離 2 mm を伝播するのに要する時間は 75 万分の 1 秒である。すなわち、計測パルスは 2 mm 間隔で進行していることになる。たとえば、船体とバースとの距離が 1 mm であれば、計数されるパルスは 1 個である。また、1 m であれば 1000 個になる。したがって、ゲートを通じた計測パルスの個数を計数すれば、船舶とバースとの距離が mm 単位で測れることになる。また、1 秒間の距離の変化から接岸速度を計算することができる。これらの値は 10 秒ごとにサンプリングされてプリントアウトされる。なお、通常、船舶とバースとの距離は端数を切捨て m 単位で、速度は同じく cm/s 単位で表示される。

b. ドルフィンおよび防舷材の変形量 ドルフィンおよび防舷材の変形量は変位計により測定した。京葉シーバースおよび鹿島石油シーバースにおける変位計の配置は 図-2.13~2.14 に示すとおりである。

ドルフィンの変形量の測定に際しては、京葉シーバースでは渡橋を、また、鹿島石油シーバース後方の送油配管橋を固定点とみなし、ドルフィンと渡橋または送油配管橋との相対変位を測定した。

また、防舷材の変形量としてはドルフィンとの相対変位を測定した。変位計は、京葉シーバースの場

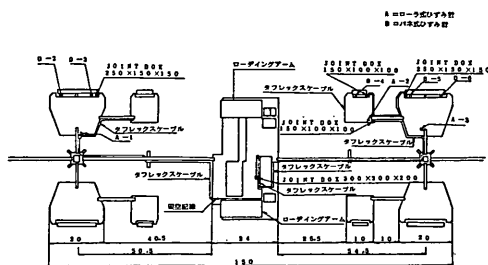


図-2.13 変位計の配置図 (京葉シーバース)

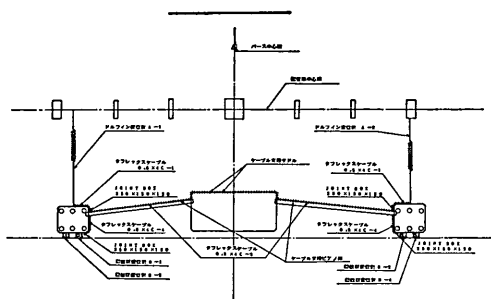


図-2.14 変位形の配置図 (鹿島石油シーバース)

合には受衝板とドルフィン上部工の間に 2 箇所、また、鹿島石油シーバースの場合には、個々の防舷材に取付けた。

### 2.3 接岸力の現地観測結果

#### (1) 調査対象船舶の諸元

調査を実施した船舶は合計 50 隻である。そのうち、京葉シーバースでは、昭和 46 年度に 16 隻、昭和 47 年度に 15 隻である。また、鹿島石油シーバースでは、昭和 47 年度に 8 隻、昭和 48 年度に 11 隻である。船舶番号は京葉シーバースを KY、鹿島石油シーバースを KS と略称し、KY 4601 などとした。なお、排水量としては入港時の値を記入しているが、京葉シーバースの場合には入港時の喫水がほぼ満載喫水に近いので満載時の排水量を記入している。これらを取りまとめて表-2.1 に示した。

#### (2) 接岸速度

接岸速度は接岸速度計に示される距離の表示が 1 m になった時点の速度とした。接岸速度計の記録は場合によってはやや乱れることがあるが、そのようなときは、ドルフィンまたは防舷材の変位記録と対比して修正した。

タンカーの接岸の際には、船首または船尾のどちらかが最初に接岸し、引続いて、第 2 回目の接岸が行われる。その場合の多くは最初船首側から接岸したとすると、つぎには船尾側が接岸するというように交互に接岸をする。第 1 回目の接岸速度と第 2 回目の接岸速度とはほぼ同じであるので、ここではその両方を取りまとめて表-2.2 に示した。なお、表-2.2 の接岸速度は文献 (3) に示されているものと若干異なる。文献 (3) では接岸速度計の距離が 1 m と表示されているときにプリントアウトされた速度の平均をとっているので cm/s 以下の端数がついている。しかし、ここでは、接岸速度計の距離の表

大型タンカーの接岸力に関する研究

表-2.1 現地観測タンカーの諸元

船舶番号	重量トン ( $\times 10^3$ t)	入港時 排水トン ( $\times 10^3$ t)	全長 (m)	垂線間長 (m)	型幅 (m)	ブロック 係 $C_B$	満載喫水 (m)	入港時 船首喫水 (m)	入港時 船尾喫水 (m)	入時港 喫水 型幅
KY4601	214	247	327	310	48.2	0.807	19.3	18.8	18.9	0.391
KY4602	222	260	317	300	50.0	0.825	20.0	19.3	19.3	0.386
KY4603	251	292	328	320	53.6	0.844	19.7	19.1	19.1	0.356
KY4604	212	246	310	—	—	—	—	19.0	19.0	—
KY4605	137	158	275	260	43.3	0.786	16.5	16.4	16.4	0.378
KY4606	222	255	325	313	48.2	0.836	19.9	18.9	18.9	0.392
KY4607	157	183	292	—	41.0	—	—	10.2	11.1	0.260
KY4608	195	224	313	298	50.8	0.791	17.8	17.2	18.4	0.350
KY4609	209	241	314	298	50.8	0.772	19.0	19.0	19.0	0.374
KY4610	232	269	319	305	53.0	0.809	19.5	19.1	19.1	0.360
KY4611	228	262	324	310	54.0	0.769	19.0	18.9	18.9	0.350
KY4612	132	151	270	260	42.0	0.779	16.7	16.6	16.6	0.395
KY4613	141	165	281	—	—	—	—	17.1	17.1	—
KY4614	239	272	324	310	53.0	0.801	19.5	19.2	19.2	0.362
KY4615	251	292	337	320	53.6	0.842	—	19.2	19.2	0.358
KY4616	137	158	275	260	43.0	0.817	16.4	16.3	16.4	0.380
KY4701	137	158	275	260	43.0	0.817	16.5	16.3	16.4	0.380
KY4702	249	243	316	300	50.0	0.818	19.4	18.8	18.8	0.376
KY4703	195	224	313	298	50.8	0.771	17.8	17.2	18.3	0.349
KY4704	252	289	336	320	54.5	0.800	19.6	19.1	19.2	0.351
KY4705	220	251	316	300	50.0	0.827	19.6	19.2	19.2	0.384
KY4706	216	247	316	300	50.0	0.803	19.3	18.9	18.9	0.378
KY4707	112	133	264	252	38.0	0.841	—	15.3	15.3	0.402
KY4708	239	273	324	310	53.0	0.804	19.5	19.2	19.2	0.362
KY4709	180	209	301	285	48.2	0.805	18.0	17.7	18.1	0.371
KY4710	252	289	336	320	54.5	0.800	19.6	19.1	19.2	0.351
KY4711	217	246	322	307	48.2	0.810	19.4	19.0	19.0	0.394
KY4712	103	126	273	257	38.8	0.757	15.4	15.1	15.4	0.393
KY4713	155	182	301	288	44.2	0.777	17.2	17.1	17.1	0.387
KY4714	238	272	324	310	53.0	0.809	19.5	18.9	19.1	0.358
KY4715	216	247	316	300	50.0	0.803	19.3	18.9	18.9	0.378
KS4701	252	213	336	320	54.5	0.768	19.6	14.7	14.7	0.270
KS4702	252	206	336	320	54.5	0.775	19.6	14.1	14.1	0.259
KS4703	249	147	316	300	50.0	0.762	19.4	10.3	13.4	0.237
KS4704	222	162	317	300	50.0	0.769	20.0	10.9	14.9	0.258
KS4705	252	180	336	320	54.5	0.757	19.6	10.6	14.6	0.231
KS4706	254	149	337	320	53.6	0.763	19.7	8.6	12.4	0.196
KS4707	155	141	284	270	44.0	0.771	17.9	14.2	14.2	0.323
KS4708	252	169	336	320	54.5	0.759	19.6	9.6	14.0	0.217
KS4801	252	230	336	320	54.5	0.799	19.6	15.9	15.9	0.292
KS4802	238	187	324	310	53.0	0.772	19.5	13.7	13.7	0.251
KS4803	252	231	336	320	54.5	0.765	19.6	16.0	16.0	0.294
KS4804	274	157	337	320	54.5	0.751	21.0	9.1	13.0	0.203
KS4805	252	177	336	320	54.5	0.779	19.6	12.4	12.4	0.228
KS4806	238	224	324	310	53.0	0.782	19.5	16.2	16.2	0.306
KS4807	238	135	324	310	53.0	0.756	19.5	10.1	10.1	0.191
KS4808	237	207	322	304	52.4	0.771	19.9	15.1	15.8	0.295
KS4809	252	230	336	320	54.5	0.762	19.6	15.8	16.2	0.294
KS4810	238	223	324	310	53.0	0.778	19.5	16.2	16.2	0.306
KS4811	252	239	336	320	54.5	0.768	19.6	16.5	16.5	0.303

注) — はデータが得られなかったことを示す。

示が 1 m になったときの速度をとっているのので、先に述べた理由で cm/s 以下の端数は切捨てられている。

(3) 接岸点および偏心係数

船舶の接岸点を測定し、接岸点と船舶重心との距離  $l$

および偏心係数を計算し、表-2.3 にとりまとめた。なお、船舶の環動半径は  $r=L/4$  とした。

また、表-2.3 には接岸時の角度を示しているが、最大  $3^{\circ}50'$  であった。

表-2.2 接岸速度の実測値

船舶番号	第1回目接岸		第2回目接岸		船舶番号	第1回目接岸		第2回目接岸	
	接岸速度 (cm/s)	接岸位置	接岸速度 (cm/s)	接岸位置		接岸速度 (cm/s)	接岸位置	接岸速度 (cm/s)	接岸位置
K Y 4601	5.0	船 首	7.0	船 尾	K Y 4710	6.0	船 首	4.0	船 尾
K Y 4602	5.0	船 首	3.0	船 尾	K Y 4711	3.0	船 首	2.0	船 尾
K Y 4603	3.0	船 首	9.0	船 尾	K Y 4711	4.0	船 首	4.0	船 尾
K Y 4604	3.0	船 首	2.0	船 尾	K Y 4712	4.0	船 首	3.0	船 尾
K Y 4605	5.0	船 首	3.0	船 尾	K Y 4714	4.0	船 尾	6.0	船 首
K Y 4606	3.0	船 尾	3.0	船 首	K Y 4715	3.0	船 首	—	船 尾
K Y 4607	5.0	船 首	5.0	船 首	K S 4701	1.0	船 首	1.0	船 首
K Y 4608	3.0	船 首	4.0	船 尾	K S 4702	2.0	船 首	1.0	船 首
K Y 4609	2.0	船 首	4.0	船 尾	K S 4703	1.0	船 首	5.0	船 尾
K Y 4610	6.0	船 首	7.0	船 尾	K S 4704	8.0	船 首	3.0	船 首
K Y 4611	4.0	船 首	4.0	船 尾	K S 4705	3.0	船 尾	4.0	船 首
K Y 4612	7.0	船 首	2.0	船 尾	K S 4706	2.0	船 首	3.0	船 尾
K Y 4613	4.0	船 尾	2.0	船 首	K S 4707	5.0	船 尾	6.0	船 首
K Y 4614	1.0	船 尾	2.0	船 首	K S 4708	5.0	船 尾	6.0	船 首
K Y 4615	3.0	船 首	4.0	船 尾	K S 4801	2.0	船 尾	2.0	船 首
K Y 4616	6.0	船 尾	1.0	船 首	K S 4802	2.0	船 首	1.0	船 尾
K Y 4701	4.0	船 首	4.0	船 尾	K S 4803	3.0	船 尾	1.0	船 首
K Y 4702	5.0	船 首	7.0	船 尾	K S 4804	3.0	船 首	3.0	船 首
K Y 4703	1.0	船 首	4.0	船 尾	K S 4805	4.0	船 尾	2.0	船 首
K Y 4704	7.0	船 尾	3.0	船 首	K S 4806	2.0	船 尾	3.0	船 首
K Y 4705	4.0	船 首	4.0	船 尾	K S 4807	5.0	船 首	2.0	船 尾
K Y 4706	4.0	船 尾	5.0	船 首	K S 4808	1.0	船 首	3.0	船 尾
K Y 4707	4.0	船 尾	3.0	船 尾	K S 4809	1.0	船 首	2.0	船 首
K Y 4708	4.0	船 首	3.0	船 尾	K S 4810	3.0	船 首	1.0	船 尾
K Y 4709	2.0	船 尾	8.0	船 首	K S 4811	1.0	船 首	2.0	船 尾

(4) ドルフィンおよび防舷材の変形量と吸収エネルギー

表-2.4 にはドルフィンおよび防舷材の変形量，反力，吸収エネルギーなどを示している。

防舷材の変形量は，京葉シーバースの場合は複数個の防舷材の変位記録の平均値を，また，鹿島石油シーバースの場合にはそれぞれの防舷材の変形量を示している。ただし，京葉シーバースの記録で，1個の変位記録しか得られなかったものについては\*をつけている。

ドルフィンの反力および吸収エネルギーは，京葉シーバースの場合はバネ定数  $K_1=34.7 \text{ tf/cm}$  として，また，鹿島石油シーバースの場合にはバネ定数  $K_1=14.3 \text{ tf/cm}$  として求めた。つぎに，防舷材の吸収エネルギーは，防

舷材の荷重変形曲線を用いて求めた。ただし，接岸角度が比較的小さかったので，すべて，傾斜角  $0^\circ$  の特性を用いて計算した。係船施設が吸収した全エネルギーは，ドルフィンと防舷材の吸収エネルギーの和となる。

なお，ドルフィンと防舷材の変位記録のうち，どちらか一方が欠測していた場合には，他方の反力を用いて吸収エネルギーを計算している。そのようなデータには○をつけている。

2.4 有効接岸エネルギーと吸収エネルギーとの比較

現地観測船舶について，式 (2.21) を用いて計算される有効接岸エネルギーと，2.3 で得た吸収エネルギーとを比較した。有効接岸エネルギーを計算する場合の付加質量は式 (2.22) で計算した。また，接岸速度および接

大型タンカーの接岸力に関する研究

表-2.3 偏心距離  $l$  と偏心係数

船舶番号	環動半径 $r$ (m)	接岸点 $a$ (m)	重心位置 $b$ (m)	第1回目接岸		第2回目接岸		第1回目接岸 接岸角度 $\theta^\circ$
				偏心距離 $l$ (m)	偏心係数	偏心距離 $l$ (m)	偏心係数	
K Y 4601	81.75	- 4.0	—	69.0	0.584	61.0	0.642	1°32'
K Y 4602	79.25	- 0.5	—	65.5	0.594	64.5	0.602	—
K Y 4603	81.50	- 1.2	—	66.2	0.603	63.8	0.620	—
K Y 4604	77.25	- 2.5	—	67.5	0.567	62.5	0.604	1°55'
K Y 4605	68.75	- 3.0	—	68.0	0.506	62.0	0.552	3°50'
K Y 4606	81.25	- 2.5	—	62.5	0.628	67.5	0.592	—
K Y 4607	72.75	2.3	—	62.7	0.574	62.7	0.574	1°55'
K Y 4608	78.25	1.5	—	63.5	0.603	66.5	0.581	—
K Y 4609	78.50	1.5	—	63.5	0.605	66.5	0.582	—
K Y 4610	79.75	- 0.5	—	65.5	0.597	64.5	0.605	—
K Y 4611	81.00	- 6.5	—	71.5	0.562	58.5	0.657	—
K Y 4612	67.50	0.2	—	64.8	0.520	64.8	0.520	—
K Y 4613	70.25	- 8.4	—	56.6	0.606	73.4	0.478	-1°09'
K Y 4614	81.0	11.0	—	76.0	0.532	54.0	0.692	-2°41'
K Y 4615	84.25	1.9	—	63.1	0.641	66.9	0.613	0°23'
K Y 4616	68.75	7.5	—	72.5	0.474	57.5	0.588	—
K Y 4701	68.75	- 2.0	9.86	△	△	72.86	0.471	—
K Y 4702	79.00	1.2	10.97	52.83	0.691	77.17	0.512	—
K Y 4703	78.25	3.5	7.33	△	△	75.83	0.516	0°46'
K Y 4704	84.0	5.2	10.24	80.44	0.523	49.56	0.742	-0°23'
K Y 4705	79.0	3.5	10.18	51.32	0.703	78.68	0.502	—
K Y 4706	79.0	5.0	9.51	79.51	0.497	△	△	-1°09'
K Y 4707	66.0	2.0	5.85	72.85	0.451	72.85	0.451	-0°23'
K Y 4708	81.0	5.0	9.60	50.4	0.735	79.60	0.509	3°04'
K Y 4709	75.25	3.2	9.85	78.05	0.482	51.95	0.677	-0°46'
K Y 4710	84.0	5.0	10.24	49.76	0.740	80.24	0.523	0°23'
K Y 4711	80.5	2.8	9.66	52.54	0.701	77.46	0.519	0°23'
K Y 4712	73.25	- 4.0	—	69.0	0.530	61.00	0.591	—
K Y 4713	78.25	10.0	—	55.0	0.669	82.33	0.475	2°18'
K Y 4714	81.0	8.0	8.83	81.83	0.495	48.17	0.739	-2°41'
K Y 4715	79.0	0.0	9.51	55.49	0.670	74.51	0.529	—
K S 4701	84.0	2.5	8.1	50.7	0.733	50.7	0.733	2°11'
K S 4702	84.0	5.4	8.0	49.7	0.755	47.9	0.755	1°44'
K S 4703	79.0	3.4	11.1	46.8	0.740	83.2	0.474	1°31'
K S 4704	79.25	1.5	7.1	52.7	0.693	52.7	0.693	0°52'
K S 4705	84.0	4.3	7.2	80.2	0.523	49.8	0.740	—
K S 4706	84.0	8.2	10.3	42.8	0.794	87.0	0.483	—
K S 4707	71.0	2.8	11.5	83.0	0.423	47.0	0.695	1°18'
K S 4708	84.0	5.2	9.8	79.2	0.529	46.3	0.767	-0°52'
K S 4801	84.0	- 1.2	12.9	80.4	0.52	49.6	0.74	-0°30'
K S 4802	81.0	- 5.7	8.9	58.1	0.66	71.9	0.56	0°30'
K S 4803	84.0	-14.0	12.9	67.6	0.61	62.4	0.64	—
K S 4804	84.3	- 7.1	14.7	53.7	0.71	53.7	0.71	—
K S 4805	84.0	0.0	14.3	83.0	0.51	47.0	0.76	-2°12'
K S 4806	81.0	-11.0	10.8	68.5	0.58	61.5	0.63	-1°18'
K S 4807	81.0	-12.5	10.9	67.1	0.59	67.1	0.59	—
K S 4808	80.5	0.0	13.7	47.6	0.74	82.4	0.49	0°30'
K S 4809	84.0	- 0.5	12.9	48.9	0.75	48.9	0.75	—
K S 4810	81.0	- 7.5	6.1	62.7	0.63	67.3	0.59	0°30'
K S 4811	84.0	- 4.7	12.7	53.3	0.71	76.7	0.54	0°30'

注 1) — は欠測を示す。

注 2) △ は副接岸ドルフィンに接岸したことを示す。

注 3) 接岸点  $a$  は船舶のマニホールドとローディングアームのセンターを示し, — はマニホールドセンターが船首側にあることを示す。

注 4)  $b$  は重心位置とマニホールドセンターとの距離で重心位置が船首側にある場合を + とした。

注 5) 接岸角度の + は船首接岸を示す。



表-2.4 ドルフィンおよび防舷材の変形量と吸収エネルギー (その1)

船舶番号	第 1 回 目 接 岸						第 2 回 目 接 岸						
	防 舷 材			ドルフィン			防 舷 材			ドルフィン			
	変位 (cm)	反力 (tf)	吸収エネルギー (tf・m)	変位 (cm)	反力 (tf)	吸収エネルギー (tf・m)	変位 (cm)	反力 (tf)	吸収エネルギー (tf・m)	変位 (cm)	反力 (tf)	吸収エネルギー (tf・m)	
KY4601	9.87	385	20	9.18	318	14.6	11.8*	450	29	13.3	462	30.7	59.7
KY4602	10.0	395	21	15.3	531	40.6	6.62*	285	10	4.36	151	3.3	13.3
KY4603	5.05	225	6	12.5	434	27.1	11.8*	450	29	13.1	455	29.8	58.8
KY4604	4.38	200	4	5.21	181	4.7	6.46*	280	9	4.33	150	3.3	12.3
KY4605	4.04	190	4	—	190	5.2	6.80*	290	10	6.06	210	6.4	16.4
KY4606	5.02*	220	6	3.03	105	1.6	3.07	145	2	—	145	3.0	5.0
KY4607	6.10	270	8	6.25	217	6.8	6.86	290	19	5.77	200	5.8	15.8
KY4608	4.07	190	4	6.12	212	6.6	—	280	9	8.08	280	11.3	20.3
KY4609	4.07	190	4	6.56	228	7.5	—	340	16	9.80	340	16.7	32.7
KY4610	7.16	300	11	13.0	451	29.3	—	472	32	13.6	472	32.1	64.1
KY4611	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
KY4612	12.0	505	40	14.6	507	37.0	—	280	9	8.08	280	11.3	20.3
KY4613	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
KY4614	—	245	6	7.07	245	8.7	2.25	125	2	4.68	162	3.8	5.8
KY4615	8.72	350	16	9.77	339	16.6	—	158	2	4.55	158	3.6	5.6
KY4616	—	420	23	12.1	420	25.4	2.36	115	1	—	115	1.9	2.9
KY4701	△	△	△	△	△	△	△	415	23	6.88	239	8.2	31.2
KY4702	3.90*	170	3	15.7	545	42.8	10.8	565	51	6.88	239	8.2	59.2
KY4703	△	△	△	△	△	△	16.5	505	40	6.64	230	7.6	47.6
KY4704	18.5	610	64	0.57	20	0.1	14.1	370	18	8.41	292	12.3	30.3
KY4705	5.20*	230	6	7.55	262	9.9	9.13	590	57	7.75	269	10.4	67.4
KY4706	13.5	495	36	6.64	230	7.6	17.3	△	△	△	△	△	△
KY4707	10.7	415	23	1.65	57	9.4	△	△	16	1.61	56	0.4	16.4
KY4708	4.11*	190	4	3.74	130	2.4	8.55	460	30	2.68	93	1.2	31.2
KY4709	10.5	405	22	—	405	23.6	12.3	445	27	11.2	389	21.8	48.8
KY4710	9.75*	385	19	9.16	317	14.6	11.7	480	34	1.69	59	0.5	34.5
KY4711	4.88*	220	5	—	220	7.0	13.2	425	24	7.64	265	10.1	34.1
KY4712	5.85*	260	7	2.62	91	1.2	11.1	515	40	4.59	159	3.7	43.7
KY4713	5.85*	260	7	5.89	204	6.0	14.4	615	65	6.88	239	8.2	73.2
KY4714	16.3	560	51	6.88	239	8.2	18.6	190	4	6.54	227	7.4	11.4
KY4715	△	△	△	△	△	△	3.9*	635	70	8.03	279	11.2	81.2

戸田 洋

大型タンカーの接岸力に関する研究

表-2.4 ドルフィンおよび防舷材の変形量と吸収エネルギー (その2)

KS4701	13.1 7.3	86 52	138	6.5 3.0	9.5	9.1	130	5.9	15.4	13.4 1.0	88 8	96	7.0 0.5	7.5	7.10	102	3.6	11.1
KS4702	5.81	43	86	2.5	5.0*	6.1	87	2.6	7.6	3.87	29	58	1.5	3.0*	5.76	82	2.4	5.4
KS4703	6.38	47	94	3.0	6.0*	8.5	122	5.2	11.2	29.0	138	276	29.5	59.0*	17.8	255	22.7	81.7
KS4704	31.2 25.7	141 132	273	25.5 18.5	44.0	18.8	269	25.3	69.3	15.8 7.61	98 55	153	8.0 3.0	11.0	11.4	163	9.3	20.3
KS4705	11.6	79	158	5.5	11.0*	7.5	107	4.0	15.0	9.92	70	140	4.5	9.0*	7.20	103	3.7	12.7
KS4706	8.12	59	118	3.5	7.0*	8.8	126	5.5	12.5	3.35	25	50	1.5	3.0*	2.85	41	0.6	3.6
KS4707	15.8	98	196	9.0	18.0*	15.0	215	16.1	34.1	17.3	105	210	9.5	19.0*	11.3	162	9.1	28.1
KS4708	15.6	97	194	8.5	17.0*	15.8	226	17.8	34.8	15.6	97	194	4.0	8.0*	12.5	179	11.2	19.2
KS4801	0.0 3.6	0 29	29	0 1.8	1.8	4.9	70	3.5	5.3	13.1 7.4	85 53	138	7.0 3.5	10.5	10.5	150	7.9	18.4
KS4802	9.7 2.0	66 16	82	4.4 0.9	5.3	6.0	86	7.9	13.3	0.0 3.7	0 31	31	0 1.8	1.8	2.7	39	0.5	2.3
KS4803	0.0 21.8	0 122	122	0 15.8	15.8	16.4	235	35.0	40.8	8.7 0.0	60 0	60	4.4 0	4.4	6.1	87	2.7	7.1
KS4804	2.9	25	50	0.9	1.8	9.9	142	8.8	10.6	9.8	66	132	4.4	8.8*	9.9	142	7.0	15.8
KS4805	—	—	—	—	—	—	—	—	—	1.5 5.6	15 42	57	0.5 2.6	3.1	8.1	116	4.7	7.8
KS4806	8.3	58	116	3.5	7.0*	10.1	144	14.3	21.3	10.3 0.0	68 0	68	5.3 0	5.3	12.1	173	10.5	15.8
KS4807	10.4 19.5	68 114	182	5.3 13.1	18.4	11.6	166	28.0	36.4	3.6 12.5	29 81	110	1.8 6.1	7.9	8.6	123	5.3	13.2
KS4808	0.5 1.1	5 9	14	0.1 0.4	0.5	0.7	10	0.5	1.0	0.0 9.7	0 66	66	0 5.3	5.3	6.4	92	2.9	8.2
KS4809	0.0 2.3	0 19	19	0 0.9	0.9	1.0	14	1.0	1.9	3.6 8.3	29 56	85	1.8 3.5	5.3	5.2	74	1.9	7.2
KS4810	2.8 13.4	23 86	109	0.9 7.0	7.9	5.2	74	9.8	17.7	0.9 5.4	8 42	50	0.2 2.6	2.8	3.9	56	1.1	3.9
KS4811	0.0 5.3	0 42	42	0 2.6	2.6	2.0	29	2.9	5.7	13.6 5.5	86 42	128	7.0 2.6	9.6	9.5	136	6.5	16.1

注1) 一 は欠測を示す。注2) △ は副接岸ドルフィンに接岸したことを示す。注3) ○ は防舷材またはドルフィンの変位計の一方のみの記録しか得られなかったものを示す。注4) \* は防舷材の変位計のうち1個のみの記録しか得られなかったものを示す。

表-2.5 有効接岸エネルギーと吸収エネルギー

船舶番号	排水トン ( $\times 10^3$ tf)	仮想重量 ( $\times 10^3$ tf)	第 1 回 目 接 岸			第 2 回 目 接 岸		
			有効接岸 エネルギー $E_e$ (tf·m)	吸 収 エネルギー $E_a$ (tf·m)	$E_a/E_e$	有効接岸 エネルギー $E_e$ (tf·m)	吸 収 エネルギー $E_a$ (tf·m)	$E_a/E_e$
K Y 4601	247	340	25.3	34.6	1.37	54.6	59.7	1.09
K Y 4602	260	355	26.9	61.6	2.29	9.8	13.3	1.36
K Y 4603	292	388	10.7	33.1	3.09	99.4	58.8	0.59
K Y 4604	246	336	8.8	8.7	0.99	4.1	12.3	3.00
K Y 4605	158	218	14.1	9.2	0.65	5.5	16.4	2.98
K Y 4606	255	348	10.0	7.6	0.76	9.5	5.0	0.53
K Y 4607	183	211	15.4	14.8	0.96	15.4	15.8	1.03
K Y 4608	224	306	8.5	10.6	1.25	14.5	20.3	1.40
K Y 4609	241	332	4.1	11.5	2.80	15.8	32.7	2.07
K Y 4610	269	362	39.7	40.3	1.02	54.8	64.1	1.17
K Y 4611	262	355	16.3	—	—	19.0	—	—
K Y 4612	151	211	27.4	77.0	2.81	2.2	20.3	9.23
K Y 4613	165	231	11.4	—	—	2.3	—	—
K Y 4614	272	368	1.0	14.7	14.7	5.2	5.8	1.12
K Y 4615	292	392	11.5	32.6	2.83	19.6	5.6	0.29
K Y 4616	158	218	19.0	48.4	2.55	0.7	2.9	4.14
K Y 4701	158	218	△	△	△	8.4	31.2	3.71
K Y 4702	243	333	29.3	45.8	1.56	42.6	59.2	1.40
K Y 4703	224	304	△	△	△	12.8	47.6	3.72
K Y 4704	289	389	50.9	64.1	1.26	13.3	30.3	2.28
K Y 4705	251	345	19.8	15.9	0.80	14.1	67.4	4.78
K Y 4706	247	338	13.7	43.6	3.18	△	△	△
K Y 4707	133	183	6.7	32.4	4.84	3.8	16.4	4.32
K Y 4708	273	370	22.2	6.4	0.29	8.6	31.2	3.63
K Y 4709	209	387	3.8	45.6	12.0	85.6	48.8	0.57
K Y 4710	289	389	52.9	33.6	0.64	16.5	34.5	2.09
K Y 4711	246	340	19.5	12.0	0.62	3.6	34.1	9.47
K Y 4712	126	190	8.2	8.2	1.00	9.2	43.7	4.75
K Y 4713	183	262	14.3	13.0	0.91	6.3	73.2	11.62
K Y 4714	272	366	10.6	59.2	5.58	49.7	11.4	0.23
K Y 4715	247	338	△	△	△	—	81.2	—
K S 4701	213	272	1.0	15.4	15.4	1.0	11.1	11.10
K S 4702	206	262	4.0	7.6	1.9	1.0	5.4	5.40
K S 4703	147	183	0.7	11.2	16.0	11.1	81.7	7.36
K S 4704	162	205	46.4	69.3	1.49	6.5	20.3	3.12
K S 4705	180	223	5.4	15.0	2.78	13.5	12.7	0.94
K S 4706	149	179	2.9	12.5	4.31	4.0	3.6	0.90
K S 4707	141	187	10.1	34.1	3.37	23.9	28.1	1.18
K S 4708	169	207	14.0	34.8	2.49	29.2	19.2	0.66
K S 4801	230	295	3.1	5.3	1.71	4.5	18.4	4.09
K S 4802	187	236	3.2	13.3	4.16	0.7	2.3	3.29
K S 4803	231	300	8.4	40.8	4.86	1.0	7.1	7.10
K S 4804	157	189	6.2	10.6	1.71	6.2	15.8	2.55
K S 4805	177	230	9.6	—	—	3.6	7.8	2.17
K S 4806	224	292	3.5	21.3	6.09	8.4	15.8	1.89
K S 4807	135	162	12.2	36.4	2.98	2.0	13.2	6.60
K S 4808	207	269	1.0	1.0	1.0	6.1	8.2	1.34
K S 4809	230	299	1.1	1.9	1.73	4.6	7.2	1.57
K S 4810	223	291	8.4	17.7	2.11	0.9	3.9	4.33
K S 4811	239	313	1.1	5.7	5.18	3.4	16.1	4.74

注 1) — は欠測を示す。

注 2) △ は副接岸ドルフィンに接岸したことを示す。

注 3) ○ は防舷材またはドルフィンの変位計の一方のみの記録しか得られなかったものを示す。

注 4) ここでは、従来の付加質量の計算式を用いて計算した有効接岸エネルギーを示している。

岸点と船舶重心との距離は実測値とし、船舶の環動半径は  $L/4$  ( $L$ : 船長) として計算した。

以上のようにして求めた有効接岸エネルギーと吸収エネルギーとを比較して表-2.5\*1) に示した。また、吸収エネルギーと有効接岸エネルギーとの比をとって、喫水と型幅の比に対してプロットすると図-2.15 のようになる。図に示されたデータにはバラツキが多く定量的なことは言えないが、吸収エネルギーが有効接岸エネルギーよりやや大きいことが判る。

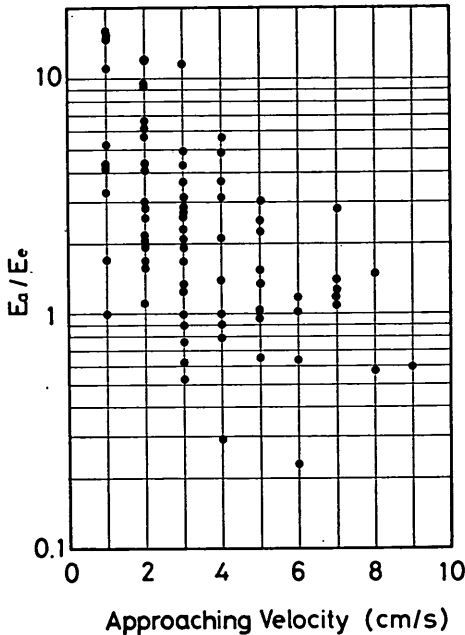


図-2.15 有効接岸エネルギーと吸収エネルギーの関係 (大型タンカー)

なお、図-2.15 の吸収エネルギーと有効接岸エネルギーとの比率には大きなバラツキがあり、中には数十倍のものもある。これは、測定精度上の問題である。有効接岸エネルギーを計算する場合の接岸速度として接岸速度計の記録を用いているが、これは、小数点以下を切捨て  $\text{cm/s}$  単位で表示される。したがって、 $1 \text{ cm/s}$  と表示されても、実際の接岸速度は、 $1 \text{ cm/s} \leq V < 2 \text{ cm/s}$  の範囲にあることになる。そうすると、約4倍の差が生ずることになる。この誤差は特に接岸速度が小さいときに大きく出てくる。また、吸収エネルギーを計算する際の防舷材の特性については、接岸角度  $0^\circ$  の荷重変形特性

\*1) ここでは、従来の付加質量の計算式を用いて計算した有効接岸エネルギーを示している。

を用いている。船舶が傾斜接岸すると図に示したように荷重変形曲線が変化するのでその影響もあるものと思われる。ただし、大型タンカーの接岸の場合には、タンカーのゆきあしが小さいのでその影響は大きくないと思われる。また、現地観測結果ではドルフィンと防舷材の反力が必ずしも一致していない。本来は一致しなければならないものであるから、どちらかの反力の計算に誤差があるということになる。ドルフィンと防舷材の反力の相違は京葉シーバースのデータに多く、概して防舷材の反力がドルフィンの反力より大きい。

これらの図表が示すデータについてはこのような問題があるが、ここでは、あくまで吸収エネルギーと有効接岸エネルギーとの比率を示したものであるから、吸収エネルギーが有効接岸エネルギーの数十倍にもなるような確率を示している訳ではない。事実、防舷材の変形量やドルフィンの変形量の最大値は設計計算で得られた変形量以下である。したがって、実測された最大の吸収エネルギーも設計時の有効接岸エネルギーよりかなり小さかった。

ところが、実測した吸収エネルギーが計算した有効接岸エネルギーより大きいという現象は、ほぼ同時期に実施された一般貨物船の接岸力実験でも指摘されている<sup>9)</sup>。その結果を図示すると図-2.16 のようになる。そ

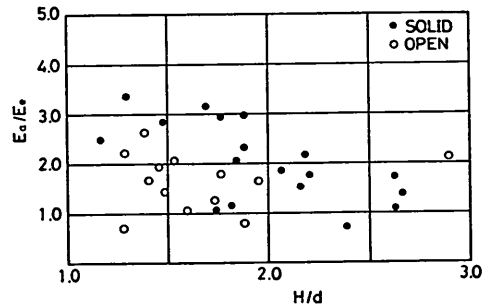


図-2.16 有効接岸エネルギーと吸収エネルギーの関係 (一般貨物船)

こで、計測を実施した担当者間で議論を重ねた上、式(2.21)の船舶の仮想質量  $M_2$  について詳細な検討を加える必要があるとの結論に達したので、接岸時の仮想質量について模型実験を行って検討することにした。

また、式(2.21)で有効接岸エネルギーを計算する上で必要な接岸速度については、京葉シーバース、鹿島石油シーバース以外のシーバースからもデータを収集することにした。さらに、接岸点の位置については、京葉

シーバースおよび鹿島石油シーバースのデータをもとに検討することにした。

以上の仮想質量、接岸速度、偏心係数などについて検討した結果を以下の 3~5 に示すことにする。

### 3. 接岸時の船舶の仮想質量

#### 3.1 仮想質量の定義

仮想質量は船舶の質量（排水量/ $g^{*1}$ ）と付加質量（付加重量/ $g$ ）との和である。一般に、物体が水中で運動をすると周辺の水を同時に動かすことになる。したがって、船舶は水の抵抗力を受けることになる。水の抵抗力は、物体の運動の加速度に比例する成分と、速度またはその自乗に比例する成分などの和である。これらの抵抗力はいずれも物体の運動周期を長くするように作用する。ところで、大断面の物体では速度の自乗に比例する成分（抗力）は加速度に比例する成分（慣性力）に比べて小さいことが判っている。したがって、厳密な意味での物理現象とはやや異なるが、物体の運動にともなってあたかも質量が増加したようにみなして取扱うと簡単である。それで、従来、船舶の接岸エネルギーの算定に当っては、船舶の質量として仮想質量を用いることにしている。

船舶の付加質量  $M_a$  については、いくつかの理論

\*1)  $g$  は重量の加速度で  $9.8\text{m/s}^2$

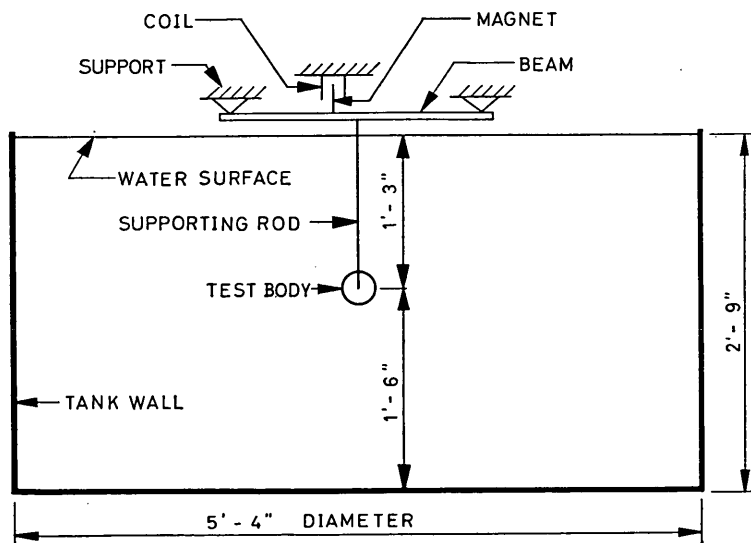
的<sup>9),10),11)</sup>取扱いも試みられているし、また、実験的な研究<sup>12)~18)</sup>も数多く報告されている。我国では、ステルソン (T. E. Stelson) の実験<sup>7)</sup>に基づいて、式 (2.22) を用いることが多かった。しかし、前章における検討の結果、大型タンカーや大型の貨物船の有効接岸エネルギーを算定する場合に、付加質量として式 (2.22) で計算したものをを用いると、付加質量をやや過小に評価する恐れがあると思われる。そこで、ステルソンの実験について改めて見直し、式 (2.22) を検討することにする。

#### 3.2 ステルソンの実験<sup>7)</sup>とその解釈

ステルソンとメイビス (T. E. Stelson & F. T. Mavis) は、**図-3.1** に示すような実験水槽で供試体を上下に振動させ、この固有周期を空中での振動実験の固有周期と比較して付加質量係数を求めた。

**図-3.2** はその結果の 1 つである。図中、矩形板とあるのは、矩形の薄い板（幅 2 インチから 3 インチ、長さ 2 インチから 8 インチ、厚さ 0.0625 インチ）であり、これを板面に垂直に振動させている。ただしこの場合の板の質量は、板の幅を直径とする円柱の質量としている。

つぎに、**図-3.3** は正方形の断面を持つ平行 6 面体を断面に垂直に振動させ、付加質量係数と、6 面体の厚さ（振動方向の長さ）と幅（断面の 1 辺の長さ）の比との関係を示したものである。この場合の平行 6 面体の質



APPARATUS FOR MEASURING ADDED MASS.

図-3.1 ステルソンの付加質量実験装置

大型タンカーの接岸力に関する研究

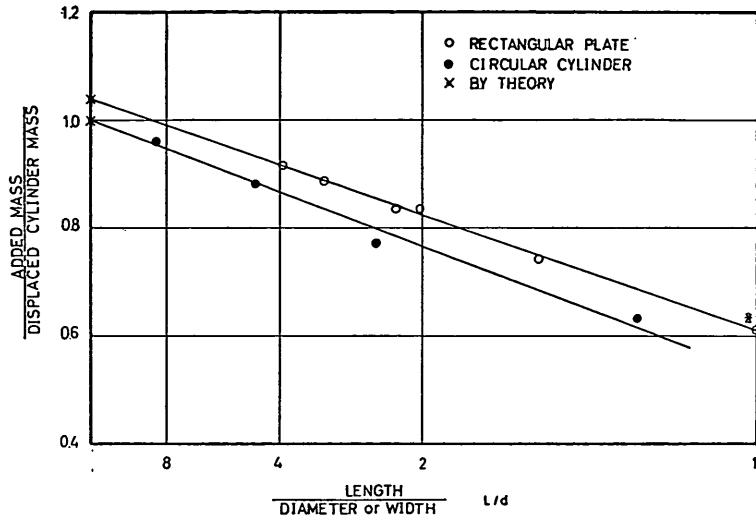


図-3.2 円柱および板の付加質量係数 (ステルソン)

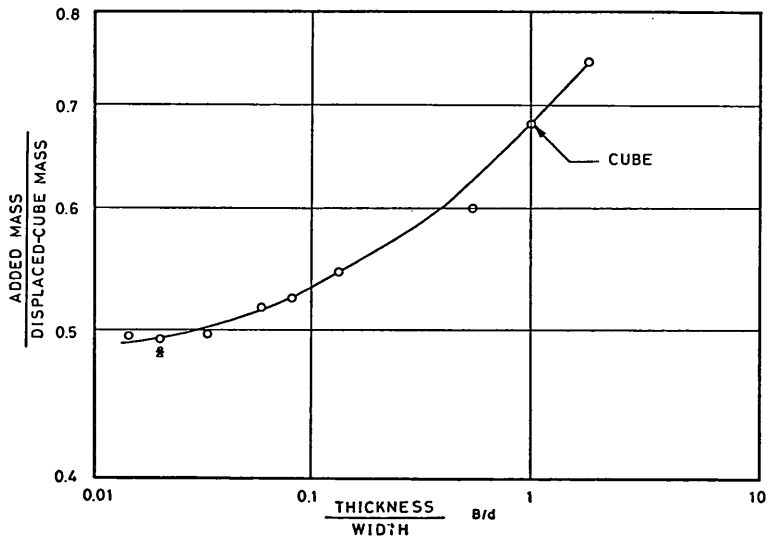


図-3.3 平行6面体の付加質量係数 (ステルソン)

量は6面体の断面の1辺を辺長とする立方体の質量である。したがって、6面体の厚さが幅より大きい場合には、質量は実際より小さく計算されている。平行6面体がちょうど立方体のとき、すなわち厚さと幅との比が1のときには付加質量係数は0.67程度である。また、その比が2のときには付加質量係数は0.74程度である。

ここで図-3.2と図-3.3に示された結果を比較してみ

よう。図-3.3で板の厚さが0.0625、幅が2インチ、すなわち、厚さと幅との比が約0.03のときの付加質量係数を読み取ると約0.49である。一方、図-3.2で、幅と長さとの等しい板すなわち、正方形板の付加質量係数は円柱の質量に対し0.62である。これを立方体の質量に対して換算すると0.49となる。すなわち、図-3.2と図-3.3では※をつけたデータのみが同一のものであり、他は厚み、幅、長さなどが異なる供試体のデータであ

る。

図-3.3 から、供試体の厚さの効果を考えなければ、板の付加質量は板の幅を直径とする同じ長さの円柱の付加質量よりやや大きいことが判る。また、板の長さが幅より大きくなると、板の付加質量は円柱の質量に近くなる。そして、長さが幅の 8 倍以上になると、板の付加質量は板の幅を直径とする円柱の質量の約 1.05 倍となる。なお、円柱の付加質量は、円柱の長さ（高さ）が直径の 8 倍以上になると、円柱の質量にほぼ等しくなる。

ステルソンの実験に用いられた供試体を船舶に対応させると、長さ  $L$  は船長に、幅は喫水  $d$  に、厚さは船幅  $B$  にそれぞれ対応する。したがって、物体が水中に没している場合には、船舶のように船長と喫水との比  $B/d$  が大きい物体の付加質量は、喫水を直径とする円柱の質量にほぼ等しいといえる。

つぎに厚さ（船幅）の影響を調べてみよう。図-3.3 で厚さと幅（喫水）とが同一の 6 面体、すなわち、立方体の付加質量は立方体の質量の 0.67 倍である。しかし、厚さ（幅）が幅（喫水）の 2 倍になると、付加質量は立方体の質量の 0.74 倍となる。したがって、6 面体の質量に対しては 0.37 倍となる。また、6 面体の幅を直径とする円柱の質量に対しては、それぞれ、0.853 および 0.942 となる。

それでは、図-3.2 と 図-3.3 とから、船舶の仮想質量係数について推測することしよう。図-3.2 と 図-3.3 で共通のデータは※を付したデータで、それぞれ 0.62 および 0.49 である。ステルソンは 図-3.3 の実験例については長さ  $L$  を変えた実験を行ってはいない。そこで、図-3.3 の状態で長さ  $L$  が大きくなったとして付加質量係数を推定することにする。すなわち、長さ  $L$  が大きくなると、付加質量係数は 図-3.2 にしたがって増加するものと仮定する。図-3.2 の  $L/d=8$  のときの板の付加質量係数は 0.98 であるから、これは  $L/d=1$  のときの 1.58 倍である。また、 $L/d=\infty$  のときの付加質量係数は 1.05 であるから、 $L/d=1$  のときの 1.69 倍である。以上のことを考慮して 図-3.3 を修正し、 $L/d=8$  および  $L/d=\infty$  の場合の付加質量係数を求めて図-3.4 に示す。ただし、この場合の質量としては 6 面体の質量をとっている。

このような考え方でステルソンの実験結果を船舶に適用し、付加質量と船舶の質量との比を求めると 表-3.1 のようになる。すなわち、 $L/d \geq 8$  で、船舶の幅と喫水

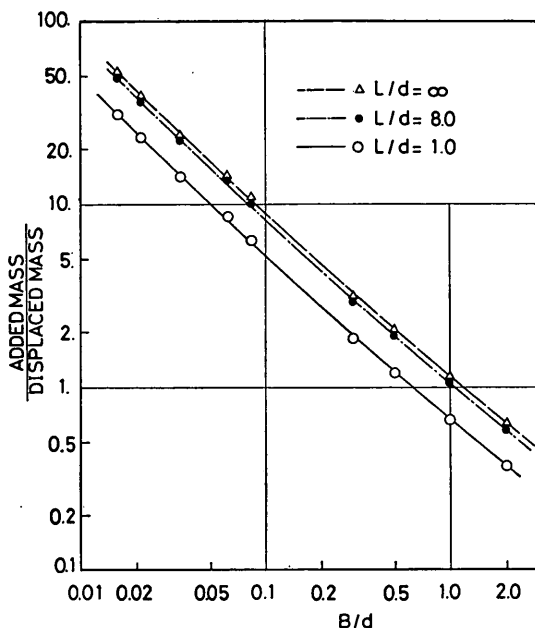


図-3.4 平行面体の付加質量係数の修正値

表-3.1 付加質量と船舶の質量との比

$B/d$ \ $L/d$	$L/d=8$	$L/d=\infty$
$B/d=1$	1.06	1.13
$B/d=2$	0.58	0.63

表-3.2 付加質量と喫水  $d$  を直径とする円柱の質量との比

$B/d$ \ $L/d$	$L/d=8$	$L/d=\infty$
$B/d=1$	1.35	1.45
$B/d=2$	1.46	1.60

とがほぼ等しい場合<sup>\*1)</sup> ( $B/d=1$ ) には、付加質量は船舶の質量の 1.06 倍 ( $L/d=8$ )~1.13 倍 ( $L/d=\infty$ ) に、また、船舶の幅が喫水の 2 倍 ( $B/d=2$ ) の場合には、付加質量は船舶の質量の 0.58 倍 ( $L/d=8$ )~0.63 倍 ( $L/d=\infty$ ) となる。また、付加質量と喫水を直径とする円柱の質量との比は 表-3.2 に示すように、 $B/d=1$  のときは 1.35 倍 ( $L/d=8$ )~1.45 倍 ( $L/d=\infty$ )、また、 $B/d=2$  のときは 1.46 倍 ( $L/d=8$ )~1.60 倍 ( $L/d=\infty$ ) の付加質量になる。

\*1) ステルソンの実験では厚さ ( $B$ ) と幅 ( $d$ ) が等しいときに相当する。

以上のことから式 (2.22) で船舶の付加質量を計算するとやや過小に見積ってしまうものと思われる。この原因は、ステルソンの実験では  $B/d \geq 1$  の条件に対しては  $L/d=1$  の実験が行っていないのに、その結果をそのまま  $L/d \geq 8$  の領域にまで拡張して用いたことにある。つまり  $B/d=2$  のときには、付加質量として喫水  $d$  を直径とする長さ  $L$  の円柱の質量の 1.46~1.60 倍の付加質量を考慮しなければならないと思われるのに、式 (2.22) では円柱の質量に相当する付加質量しか考慮していないことになる。これでは仮想質量を小さく見積っていることになる。

そこで、新たに接岸力の模型実験を実施し、このことを確認し、付加質量について検討を加えることにした。

### 3.3 接岸時の船舶の仮想質量に関する模型実験<sup>1)</sup>

#### (1) 実験の概要

ステルソンの実験は船舶を対象としての実験ではないが、船舶を対象とした仮想質量に関する実験は、造船関係では、元良<sup>12)</sup>、長沢<sup>13)</sup>、藤野<sup>14)</sup>、若桑<sup>15)</sup>などによって、また、土木関係では、林<sup>16)</sup>、永井<sup>17)</sup>などによって実施されている。それらの実験について、ここでは詳しく述べないが、文献 (19) に概要が示されているので参照されたい。

造船関係の実験は水深喫水比が大きい条件での実験であるし、必ずしも接岸時の付加質量を対象にした実験ではない。長沢は接岸時を対象にした実験を行っているが、それでも水深喫水比  $H/d$  は 1.5 以上である。また、若桑の実験は、若桑が提案した接岸力の算定法を検証するためのものである。その方法では付加質量という概念が入らないので、その成果を式 (2.21) に反映させることができない。

一方、林や永井の実験は接岸時の問題を検討しており、防舷材として板バネを用い、船舶の振動実験を行っている。したがって、厳密に言うと実際の接岸の状態とは異なる。その意味ではステルソンの実験も同じである。林や永井の実験から得られる付加質量は船舶の質量の 3~4 倍になる。実際にこのような大きな付加質量がかかっているとすれば、シーバースなどの係船施設には何らかの影響があるはずである。しかし、実際には係船施設が損傷した例はないので、この数値はやや大きいのではないと思われる。

そこで、50 万 DWT タンカーの 1/50 模型を用いて接岸力の実験を行うことにした。実験に際しては、水深喫水比を 1.10 までとり、実際の接岸の状態を模擬する

ことができるよう配慮した。

#### (2) 実験装置

使用した実験水槽は、港湾技術研究所の中型平面水槽 (長さ 20 m, 幅 20 m, 深さ 1.0 m) である。実験装置はその一角に設置されたが、概略は 図-3.5 に示すようなものである。

模型船をけん引するためのけん引装置は、電動モーター、減速機およびドラムから構成されている。電動モーターの回転数は 80~2500 r.p.m で可変である。また、減速機の減速率は 1/60 である。ウィンチドラムは口径が 100 mm, 幅が 400 mm で、ワイヤーの引出しに便利なように溝がついている。けん引用のワイヤーは、ウィンチドラムから実験水槽側壁に取付けたローラーおよびガイドシーブを経て、模型船の側面に取付けた半円状のフックに連結される。けん引用のワイヤーは直径 5 mm のステンレス製で 2 本用いる。実験を繰返して行っているうちに、5 mm のステンレス製ワイヤーでは硬いので不都合が生じた。そこで、船体側の端部に 10 cm ぐらいの細いナイロン製ロープをつないだ。けん引装置には、ワイヤーのけん引速度を検出するための速度計が取付けられており、最大 3 cm/s まで検出することができる。

接岸時には、接岸速度や接岸角度を検出するための変位計と、接岸力を検出するための荷重計を設置している。これらは、水槽のコンクリート製側壁上の H 形鋼に取付けられている。H 形鋼には 3 種類の長さのものがあり、これを取替えることによって、側壁から接岸部までの距離を 20 cm, 130 cm および 200 cm の 3 種類に変えることができる。

変位計のストロークは 440 mm で、可動線輪型のものである。また、模型防舷材としてはコイルスプリングを用いた。バネ定数は 12.8 kgf/cm と 25 kgf/cm の 2 種類とした。コイルスプリングの後方に 50 kgf の圧縮用荷重計を取付け、接岸力を測定した。変位計とコイルスプリングの詳細は 図-3.6 に示す。

模型船はけん引中にローリングやヨウイングなどの回転運動を起す可能性があるため、これらの運動を抑制して船位を保持するために、走行ガーダーの 2 箇所に鉄製のパイプを 2 本ずつ取付け、この 2 本のパイプの間に模型船の甲板上から立てた棒状物を通してけん引することにした。

模型船舶は、50 万トンタンカーの 1/50 のもので、図-3.7 に示す形状および寸法のものである。長さ 728.9



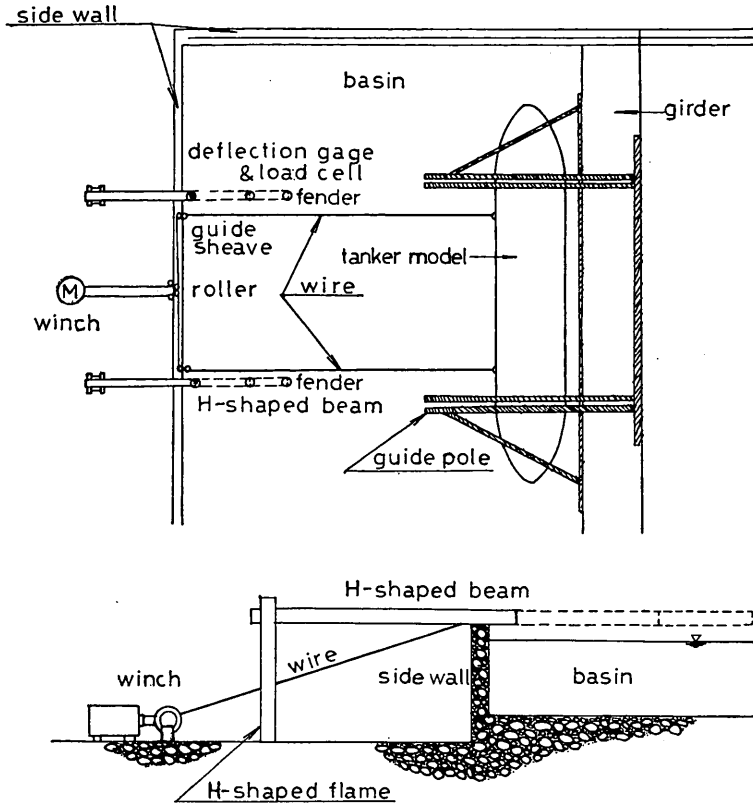


図-3.5 模型実験装置

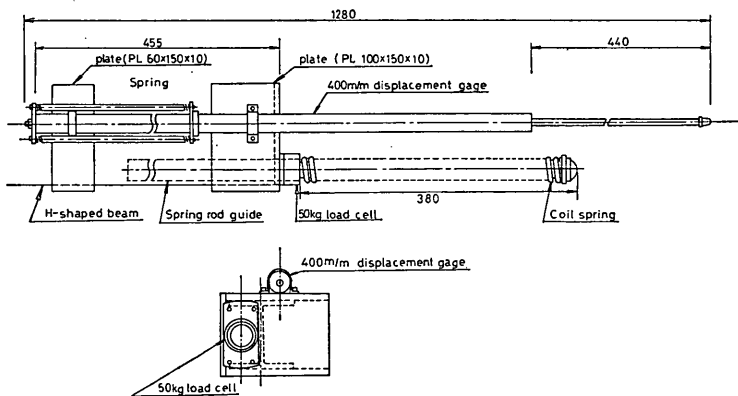


図-3.6 変位計とコイルスプリングの詳細図

大型タンカーの接岸力に関する研究

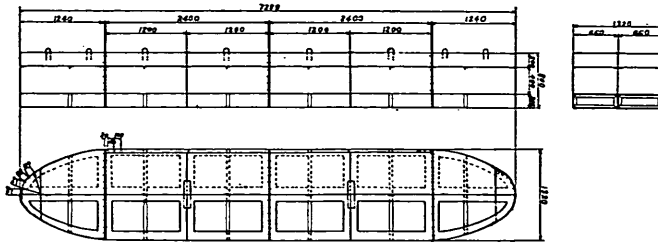


図-3.7 模型タンカー

cm, 幅 123 cm, 深さ 80 cm, 満載喫水 60 cm である。模型船は区画に 3 区画割されており、喫水の変動によっても重心位置が変化しないよう工夫されている。すなわち、断面図に示すように上中下の 3 区画の真中の区画にバラスト水を注水する。バラスト水を調節することによって喫水を変化させることができる。

このほか、船舶の側面の垂直および平行方向にスケールを貼付した。平行方向のスケールは接岸点を読取るためである。また、垂直方向のスケールはローリングの大きさを読取るためである。

(3) 実験の要領および実験ケース

模型船を接岸させる場合には、模型船の甲板上に立てた棒鋼を、走行ガードに取付けてあるパイプにセットし、水面が静かになってからけん引装置を駆動させる。模型船はパイプ部分を出て接近し変位計のロッドに接触する。そして模型船が模型防舷材に衝突しようとする 1 cm 程度手前でけん引装置の駆動を止め、船を完全に自由接岸させる。その状況を示したものが 図-3.8~3.9 である。

防舷材は、各実験ケースとも 2 例のみ船首および船尾に設置したが、片側のみで十分であることが判ったの

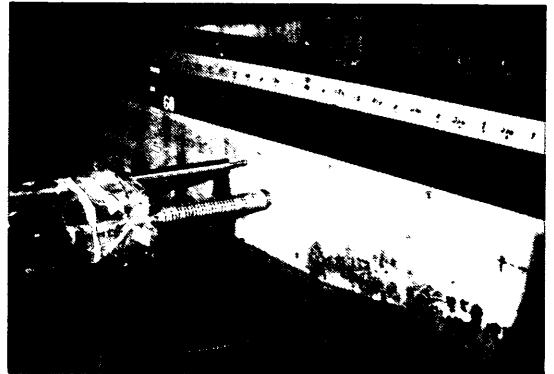


図-3.9 模型船の接岸

で、その他の例では船首のみの片パネとした。

水深は 65 cm とし一定とした。したがって、模型船の喫水を変えて、水深喫水比  $H/d$  を、1.10, 1.25, 1.50, 2.00, 2.50 とするようにした。

岸壁構造は A, B, C の 3 種とし、構造 A は側壁から接岸点までの距離が 20 cm で、重力式岸壁に相当するものと考えた。構造 B は岸壁からの距離が 130 cm で、ほぼ模型船の船幅程度離れているので、栈橋に相当するものと考えた。また、構造 C は側壁からの距離が 200 cm で、側壁の影響を全く受けないドルフィンなどに相当するものと考えた。

模型防舷材のパネ定数は 12.8 kgf/cm (実験 33 tf/cm) と 25 kgf/cm (実験 62.5 tf/cm) の 2 種類とした。このパネ定数は実際のバースにおける防舷材やドルフィンのパネ定数よりやや大きい。

接岸速度は 0.7 cm/s (実験 5.0 cm/s), 1.4 cm/s (実験 10 cm/s), 2.2 cm/s (実験 15.6 cm/s) を目安とした。

各実験ケースにおける喫水および排水量などは表-3.3 に示すとおりである。表中で最初のアルファベット A, B, C 係船施設の構造を示す。つぎのアルファベット X, Y は防舷材のパネ定数を示し、それぞれ 12.8 kgf/cm,

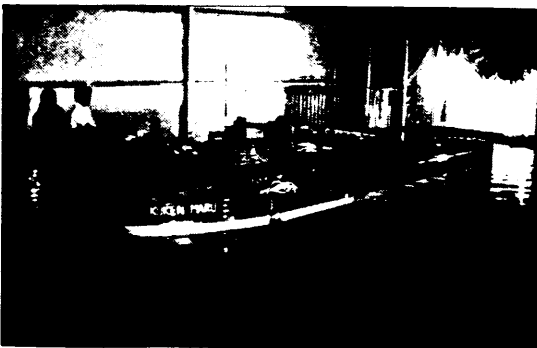


図-3.8 模型船の接岸

表-3.3 実験ケース一覧

実験ケース	H/d	喫水 (cm)	排水トン (tf)	d/B
AX1, AY1	1.10	58.4	5.07	0.442
AX2, AY2	1.25	52.3	4.54	0.396
AX3, AY3	1.50	43.9	3.81	0.333
AX4, AY4	2.00	32.1	2.79	0.243
AX5, AY5	2.50	26.3	2.28	0.199
BX1, BY1	1.10	58.2	5.05	0.441
	1.10	57.9	5.03	0.439
BX2, BY2	1.25	51.0	4.43	0.386
BX3, BY3	1.50	41.7	3.62	0.316
BX4, BY4	2.00	31.9	2.77	0.242
BX5, BY5	2.50	25.1	2.18	0.190
CX1, CY1	1.10	59.0	5.12	0.447
CX2, CY2	1.25	52.0	4.51	0.394
CX3, CY3	1.50	43.4	3.77	0.329
CX4, CY4	2.00	32.6	2.83	0.247
CX5, CY5	2.50	26.1	2.27	0.198

25 kgf/cm に対応する。つぎの数字 1, 2, 3, ... は水深喫水比 H/d がそれぞれ 1.10, 1.25, 1.50, 2.00, 2.50 を示す。

(4) 実験結果

ここでは、模型船の有効接岸エネルギーと模型防舷材の吸収エネルギーとを比較し、接岸時の船舶の仮想質量係数を求めることにする。実験データにはバラツキがあるので、以下の方法によって整理し、仮想質量係数の平均値を求めた。

まず、模型防舷材による吸収エネルギーは式 (3.1) で表わされる。

$$E = \frac{P^2}{2K_d} \quad (3.1)$$

ここに、E: 吸収エネルギー、P: 船舶接岸力、K<sub>d</sub>: 模型防舷材のパネ定数\*1)である。

式 (3.1) を式 (2.21) に代入すると接岸力と接岸速度の関係式として式 (3.2)~(3.3) を得る。

$$P = \alpha \sqrt{K_d C_e M_a} \cdot V \quad (3.2)$$

$$\alpha = \sqrt{C_M} = \sqrt{\frac{M_2}{M_a}} \quad (3.3)$$

ここに、C<sub>e</sub>: 偏心係数、M<sub>a</sub>: 船舶の排水質量、M<sub>e</sub>: 船舶の仮想質量、V: 接岸速度、C<sub>M</sub>: 仮想質量係数、α: 仮想質量係数の平方根。

さて、実験結果を式 (3.2) に従って整理する。横軸に接岸速度をとり、縦軸に P/√K<sub>d</sub>C<sub>e</sub>M<sub>a</sub> をとる。各実験ケースごとにこの関係を図示すると、図-3.10~3.24 となる。これらの図から接岸速度 V と P/√K<sub>d</sub>C<sub>e</sub>M<sub>a</sub> とが比例関係にあることが判る。その直線の勾配が α である。

そこで、各実験ケースごとに勾配 α の平均値を求め表-3.4 にとりまとめた。表-3.2 のカッコ内の数値はデータのバラツキを示す標準偏差であるが、各データのバラツキは小さく、精度良い結果が得られているものと思われる。

図-3.25 は仮想質量係数の平方根 α と水深喫水比 H/d との関係を図示したものである。水深喫水比 H/d が小さくなると仮想質量係数が大きくなっていることが判る。

図-3.26 は仮想質量係数の平方根 α と側壁距離との

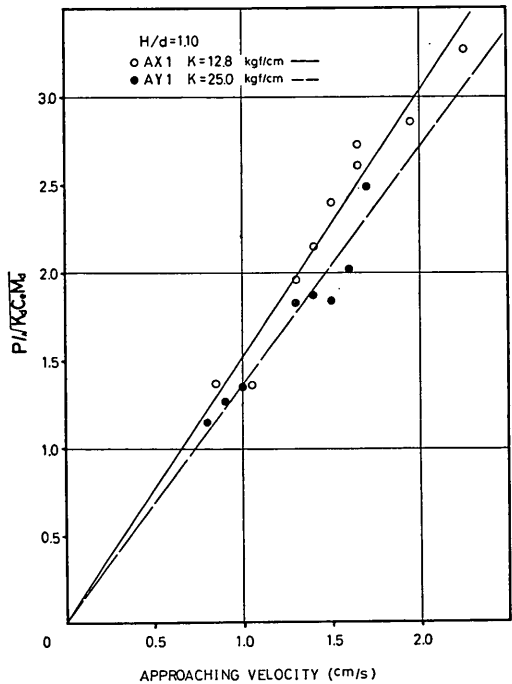


図-3.10 接岸速度と接岸力との関係 (AX1, AY2)

\*1) 式 (2.9) において K<sub>d</sub>=K<sub>2</sub>, K<sub>1</sub>=∞ とする。

大型タンカーの接岸力に関する研究

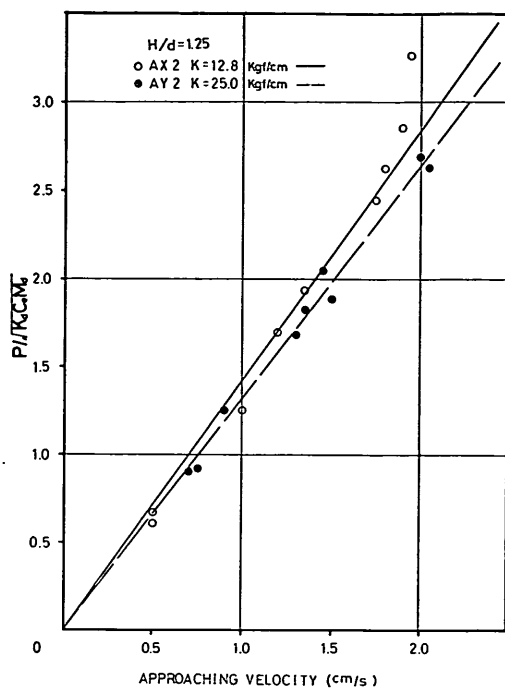


図-3.11 接岸速度と接岸力との関係 (AX 2, AY 2)

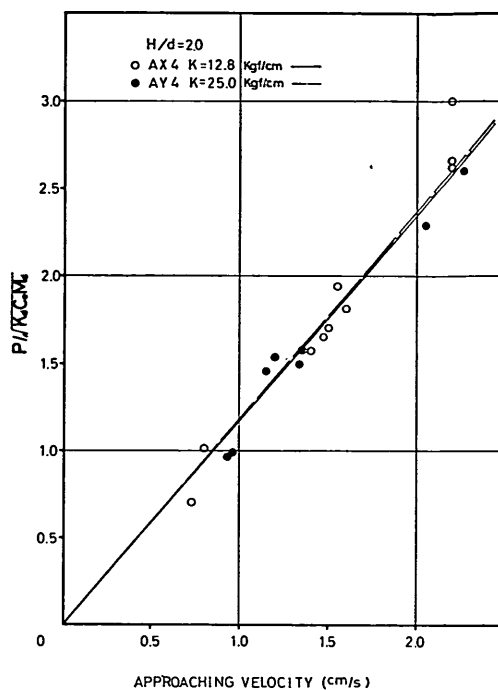


図-3.13 接岸速度と接岸力との関係 (AX 4, AY 4)

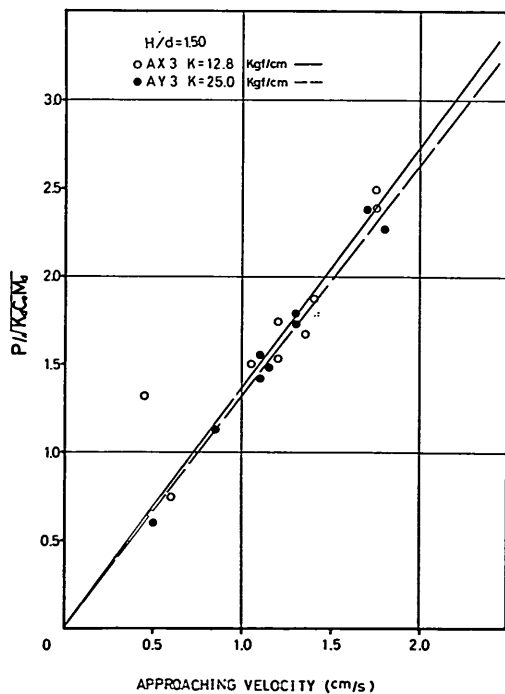


図-3.12 接岸速度と接岸力との関係 (AX 3, AY 3)

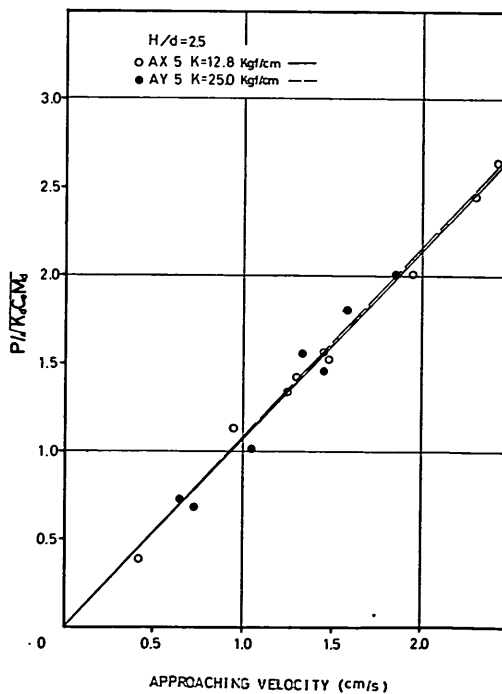


図-3.14 接岸速度と接岸力との関係 (AX 5, AY 5)

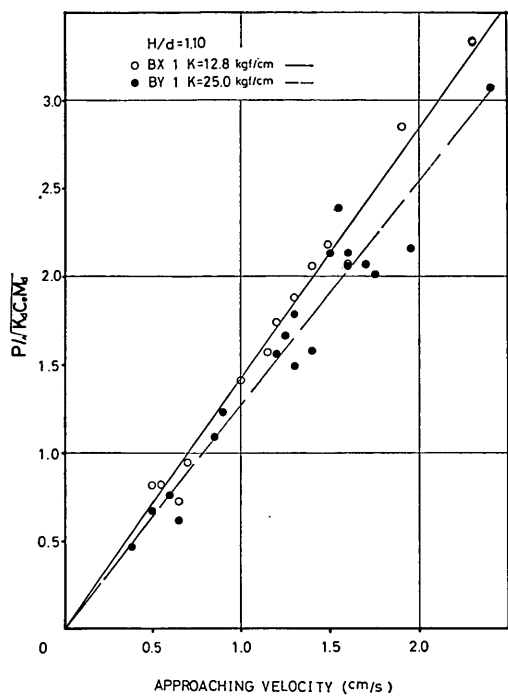


図-3.15 接岸速度と接岸力との関係 (BX 1, BY 1)

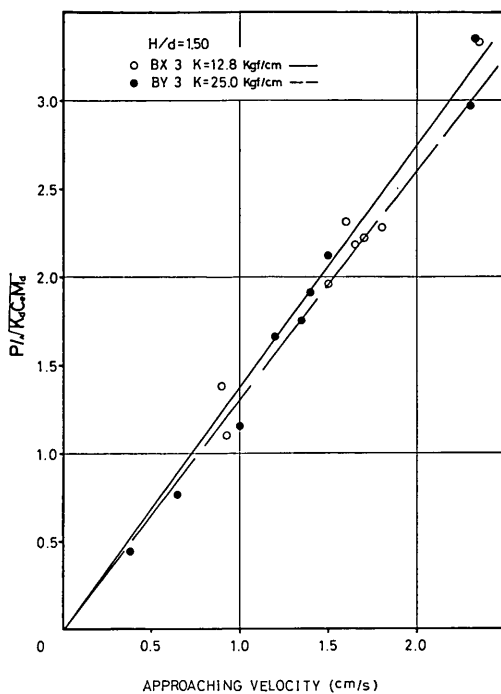


図-3.17 接岸速度と接岸力との関係 (BX 3, BY 3)

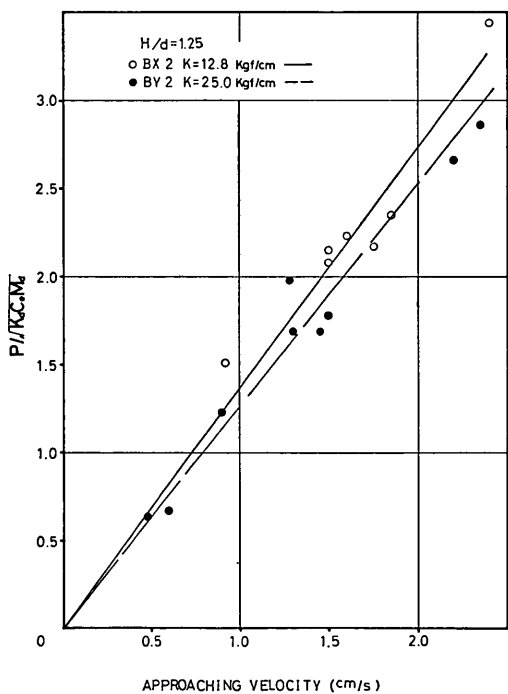


図-3.16 接岸速度と接岸力との関係 (BX 2, BY 2)

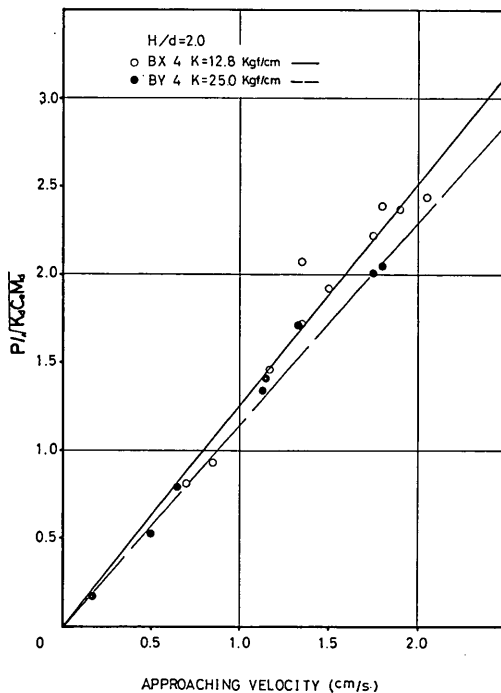


図-3.18 接岸速度と接岸力との関係 (BX 4, BY 4)

大型タンカーの接岸力に関する研究

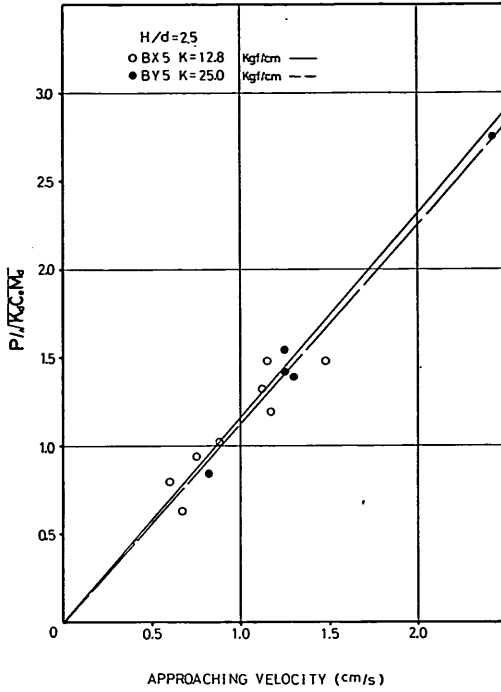


図-3.19 接岸速度と接岸力との関係 (BX 5, BY 5)

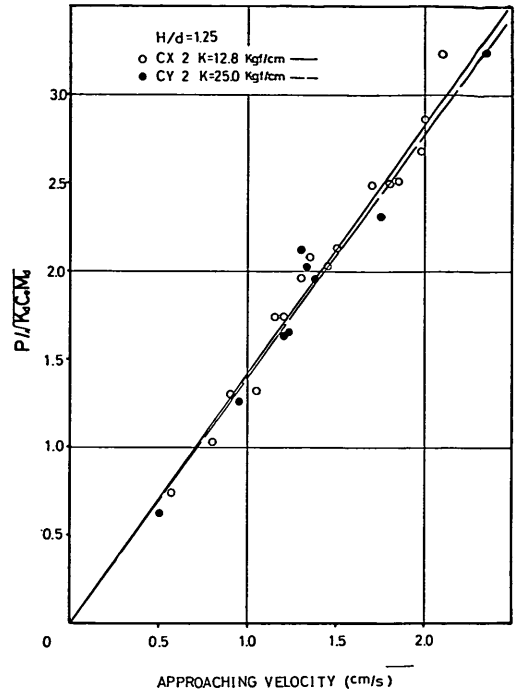


図-3.21 接岸速度と接岸力との関係 (CX 2, CY 2)

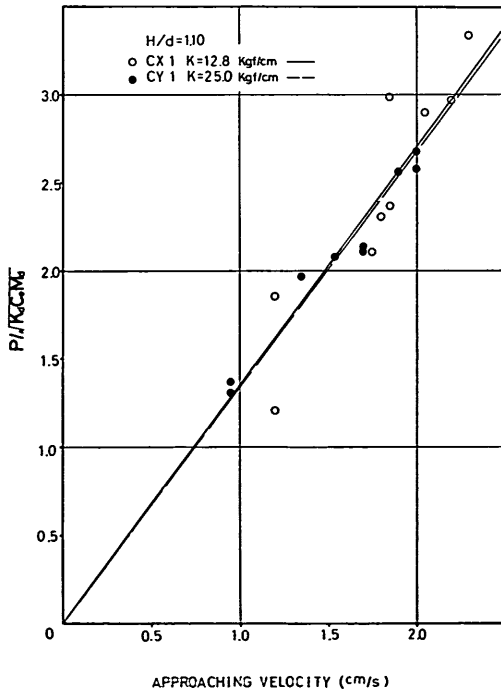


図-3.20 接岸速度と接岸力との関係 (CY 1, CY 1)

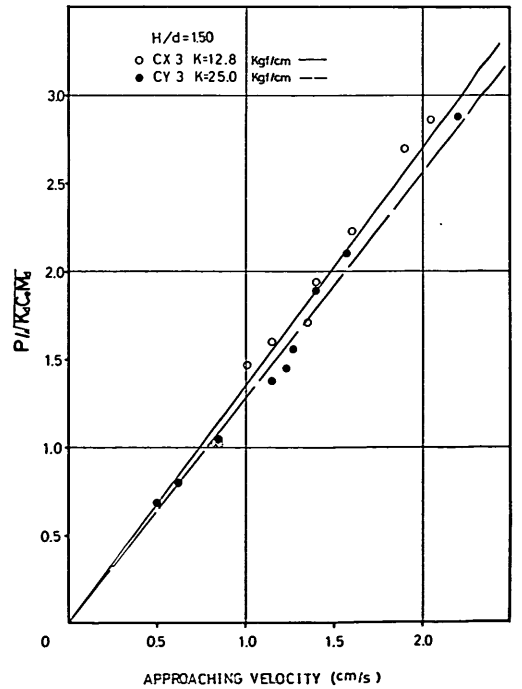


図-3.22 接岸速度と接岸力との関係 (CX 3, CY 3)

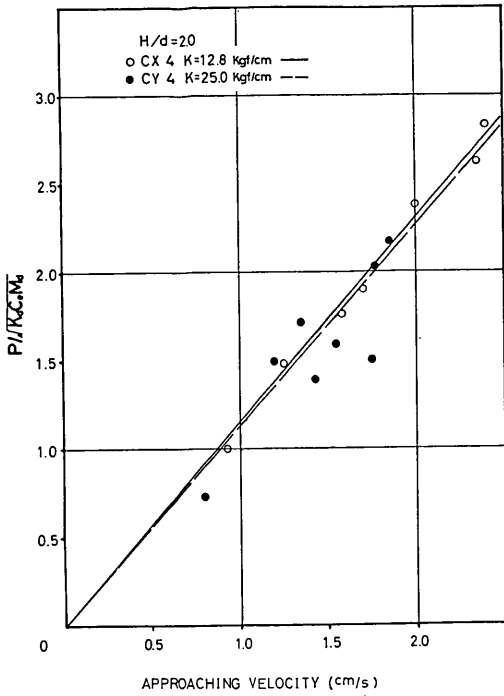


図-3.23 接岸速度と接岸力との関係 (CX 4, CY 4)

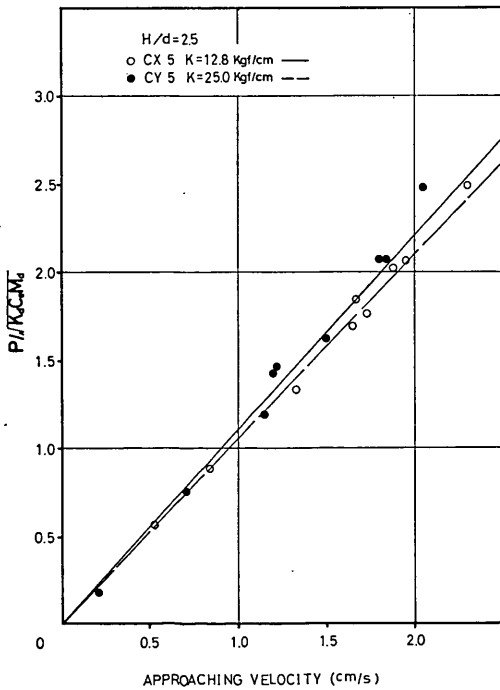


図-3.24 接岸速度と接岸力との関係 (CX 5, CY 5)

表-3.4 仮想質量係数の平方根とその標準偏差

構造様式 およびバネ定数	H/d				
	1.10	1.25	1.50	2.00	2.50
A X	1.52	1.41	1.36	1.17	1.07
	(0.10)	(0.13)	(0.08)	(0.10)	(0.07)
A Y	1.36	1.31	1.32	1.18	1.08
	(0.07)	(0.06)	(0.07)	(0.14)	(0.10)
B X	1.42	1.37	1.37	1.26	1.16
	(0.10)	(0.13)	(0.11)	(0.11)	(0.14)
B Y	1.27	1.27	1.30	1.15	1.13
	(0.12)	(0.12)	(0.10)	(0.09)	(0.07)
C X	1.36	1.42	1.35	1.15	1.05
	(0.17)	(0.08)	(0.09)	(0.05)	(0.03)
C Y	1.35	1.39	1.28	1.13	1.10
	(0.07)	(0.11)	(0.07)	(0.12)	(0.10)

注) カッコ内は標準偏差

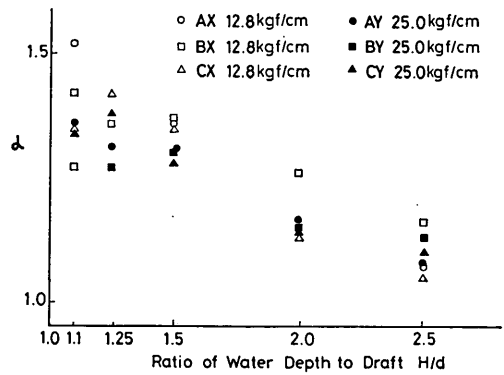


図-3.25 仮想質量係数の平方根と水深喫水比

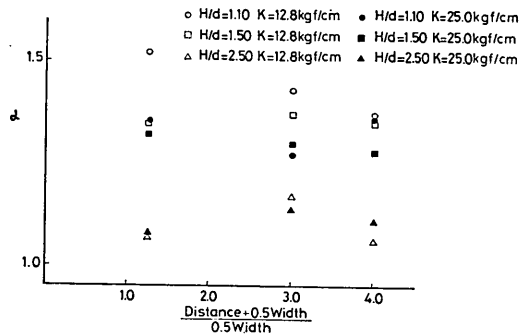


図-3.26 仮想質量係数の平方根と側壁距離

大型タンカーの接岸力に関する研究

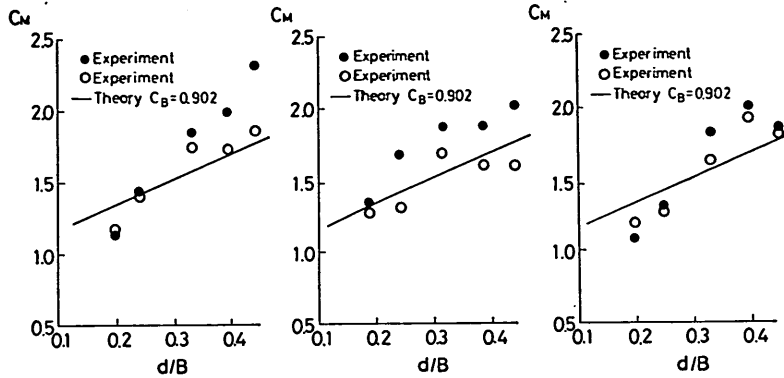


図-3.27 仮想質量係数と喫水船幅比

表-3.5 仮想質量係数の実験値と計算値

実験ケース	$H/d$	$d/B$	実験値	計算値
A X 1	1.10	0.442	2.31	1.77
A X 2	1.25	0.396	1.99	1.69
A X 3	1.50	0.333	1.85	1.58
A X 4	2.00	0.243	1.37	1.42
A X 5	2.50	0.199	1.14	1.35
A Y 1	1.10	0.442	1.85	1.77
A Y 2	1.25	0.396	1.72	1.69
A Y 3	1.50	0.333	1.74	1.58
A Y 4	2.00	0.243	1.39	1.42
A Y 5	2.50	0.199	1.17	1.35
B X 1	1.10	0.440	2.02	1.77
B X 2	1.25	0.386	1.88	1.67
B X 3	1.50	0.316	1.88	1.55
B X 4	2.00	0.242	1.69	1.42
B X 5	2.50	0.190	1.35	1.33
B Y 1	1.10	0.440	1.61	1.77
B Y 2	1.25	0.386	1.61	1.67
B Y 3	1.50	0.316	1.69	1.55
B Y 4	2.00	0.242	1.32	1.42
B Y 5	2.50	0.190	1.28	1.33
C X 1	1.10	0.447	1.85	1.78
C X 2	1.25	0.394	2.02	1.69
C X 3	1.50	0.329	1.83	1.58
C X 4	2.00	0.247	1.32	1.43
C X 5	2.50	0.198	1.10	1.34
C Y 1	1.10	0.447	1.82	1.78
C Y 2	1.25	0.394	1.93	1.69
C Y 3	1.50	0.329	1.64	1.58
C Y 4	2.00	0.247	1.28	1.43
C Y 5	2.50	0.198	1.21	1.34

注)  $C_B=0.902$

関係を图示したものである。すなわち、構造様式の差による仮想質量の相違を示している。構造様式が仮想質量係数に及ぼす影響は、水深喫水比が小さいときにみられるが、全般的には構造様式による差はないようである。

図-3.27 は、仮想質量係数と喫水船幅比  $d/B$  との関係を示したものである。両者はほぼ線形関係にあることが判る。

以上の結果をとりまとめると、通常のバース水深に相当する水深喫水比  $H/d=1.10$  に対しては、仮想質量係数の平方根  $\alpha$  が 1.52~1.27 の間にあるので、仮想質量係数  $C_M$  は 2.31~1.61 の間にあると思われる。この結果と式 (2.22) から計算した付加質量を用いて求めた仮想質量係数とを比較すると表-3.5 のようになる。式 (2.22) を用いると付加質量すなわち仮想質量を小さく計算することが判る。

3.4 仮想質量の算定式の提案

筆者は、式 (2.21) で計算される船舶の有効接岸エネルギーを防舷材やドルフィンで吸収させるという考えで接岸力を計算する立場に立って議論を進めている。また、この方法は防舷材やけい船施設の設計を行う際に、最も簡明かつ簡便である。しかし、現地観測や模型実験を行った結果、式 (2.21) において船舶の仮想質量  $M_B$  の計算法に問題があることが判った。すなわち、付加質量を式 (2.22) で計算すると、船舶の仮想質量をやや過小評価することになる。

ところで、式 (2.22) はステルソンの実験に基づいて得た結果であり、半無限長の円柱や板については流体力学的に得られる結果と一致している。しかし、円柱や板以外の物体については、ステルソンの実験結果からは、式 (2.22) に示されるように、付加質量を、喫水を直径と



し長さ  $L$  の円柱の質量とするという結果は得られない。

船舶の断面形状は船体中央部を除いてやや複雑であり、単純な形状に置替えることが難しい。しかし、船舶工学の分野では、船舶の断面をルイスフォームで置替えて付加質量などを計算する手法を用いている。ただし、その場合でも、船舶の幅と喫水との比  $B/d$  が大きくなると計算値は実際の値より小さ目になるようである<sup>20)</sup>。また、高山と合田<sup>21)</sup>は、船舶を楕円柱体と仮定して、楕円柱体に作用する波力をポテンシャル理論を用いて計算し、その波力から慣性力係数を計算している。この他、井島<sup>22)</sup>他は任意断面形状の浮体に作用する流体力をグリーン関数を用いて求める解法を示している。

以上の理論的解法に従えば付加質量を厳密に求めることができる。しかしながら、理論解で得られる付加質量は、浮体がある規則的な周期運動をしている場合の解であるから、当然、周期の関数である。接岸の場合に、これらの解を用いようとすると、どの周期に対する付加質量を用いればよいかが問題となる。この周期はなかなか決め難い。なぜなら、船舶はタグボートの支援を得て接岸するので、接岸をして防舷材の反力を受け、再びタグボートの位置まで戻ってくる時間は各接岸ごとにまちまちであるし、また、この時間を周期とするのも適当でないように思われるからである。さらに、理論解を用いる際には、若干計算機の助けを借りなければならない。その意味で、手計算できる簡単な式があると好都合である。

そこで、筆者は、ステルソンの実験結果を尊重して、船舶のような断面形状を有する浮体に適用し得る簡便な計算式を提案したい。図-3.28 は、ステルソンの実験に

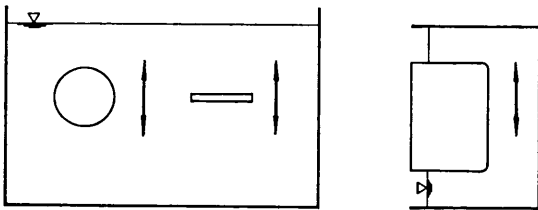


図-3.28 円柱および板の振動と船舶の接岸との相違

における円柱や板の振動と船舶の接岸との相違を模式化したものである。すなわち、ステルソンの実験では、円柱や板は完全に水没しているが、船舶の場合には喫水線は空中にある。したがって、物体の振動によって生ずる物体周辺の流線は、水中に没している物体とそうでない物体とは異なっているはずである。式 (2.22) はそれ

を全く同一であるとみなして得た式である。

ステルソンの実験結果それ自身は流体力学的にも妥当であるので、その結果を準用するとすれば、静水面を対称軸とした船舶の仮想断面を考え、この断面に対する付加質量の 1/2 を船舶の付加質量とすればよい。したがって、付加質量は近似的に式 (3.4) で与えられる。

$$M_a = \frac{1}{2} \times \frac{\pi}{4g} (2d)^2 L w_0 = \frac{\pi}{2g} d^2 L w_0 \quad (3.4)$$

ここに、 $d$ : 船舶の喫水、 $L$ : 船長、 $w_0$ : 海水の単位体積重量、 $g$ : 重力の加速度 (9.8 m/s<sup>2</sup>)。

また、仮想質量係数  $C_M$  は式 (3.5) となる。

$$C_M = \frac{M_a + M_a}{M_a} = 1 + \frac{\pi}{2C_B} \times \frac{d}{B} \quad (3.5)$$

ここに、 $C_B$  はブロック係数で、式 (3.6) で表わされる。

$$C_B = \frac{M_a g}{L B d w_0} \quad (3.6)$$

式 (3.5) は式 (3.7) のバスコスタ (Vasco-Costa)<sup>23)</sup> の提案式とほぼ同形である。

$$C_M = 1 + \frac{2d}{B} \quad (3.7)$$

バスコスタは、グリム (Grim)<sup>18)</sup> の実験式をソウリ

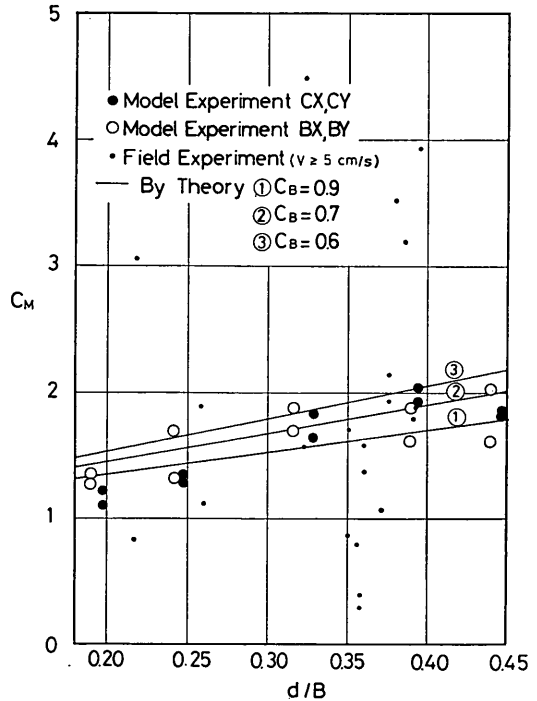


図-3.29 仮想質量係数のとりまとめ

ン(Saurin)<sup>24)</sup>の実験結果と対照して修正し、式(3.7)を得た。筆者は、これとは別の手順で式(3.5)を求めたが、式(3.5)と式(3.7)の間には大きな差がない。また、式(3.5)は近似式であるとはいえ、その誘導の過程は流体力学的に妥当である。したがって、筆者は、仮想質量係数として、式(3.5)を提案するものである。

式(3.5)から得られる仮想質量係数と、模型実験の結果、現地観測結果などを図示すると図-3.29のようになる。この図で、模型実験結果と式(3.5)から得られる仮想質量係数とは完全に一致してはいない。その線形関係を示す勾配は実験値の方が大きいようである。その傾向は図-3.27に示したように、重力式係船岸に顕著であるが、栈橋やドルフィンの場合には必ずしもそうではない。シーバースの構造様式が岸壁になることは少ないので、適用上問題は無いと思われる。なお、式(3.5)の在来船への適用については6で検討する。

#### 4. 接岸速度

##### 4.1 設計接岸速度選定の現状

船舶の接岸速度は、対象船舶の船型、種類、載貨状態、係留施設の位置および構造、気象および海象条件、引船の有無およびその大きさなどの影響を受ける。従来、在来船の設計接岸速度を決める場合には、上述の種々の要因を考慮し、また、図-4.1に示すベイカー(A. L. L.

岸に影響を及ぼす種々の要因、たとえば、載貨状態、係留施設の構造、引船の有無などについての詳細は不明である。ところで、この図から1万GT以上の船舶についてみると、接岸難易度が普通の場合の接岸速度は20cm/sである。また、接岸容易である場合には12cm/sである。これらの接岸速度は、現在、この船級用のバースの設計値として用いられているものより大きい。しかしながら、在来船の接岸速度については、この資料以外に参考となるものはなかったため、もっぱらこの図を参考にして設計接岸速度を定めていた。

さて、大型タンカー用バースの建設当初には、10万DWT以上のタンカーに対する図-4.1のような指標はなかった。まして、タンカーの接岸速度の実測例などあろうはずがなかった。大型タンカーの接岸作業はタグボートを用いて慎重に行われるが、さて、それでは、どの位の馬力数のタグボートを何隻用いればよいか、そのときタンカーの接岸速度がどれくらいになるのか、などについては皆目見当がつかなかった。必要タグボートの馬力数と隻数については、日本作業船協会が実船による現地実験を繰返して実施しその目安を示している。しかし、接岸速度については十分なデータは得られなかった。それで、設計接岸速度としては十分安全をみて15~20cm/sという値が用いられている。この設計接岸速度が適当であるかどうかは後日の検討に委ねられることとなった。今日、数多くのシーバースが建設され、また、接岸速度計も普及してきたので、筆者は大型タンカーの接岸速度記録を収集し、接岸速度の実態を把握して、設計接岸速度選定の目安となる資料を作成することにした。

##### 4.2 接岸速度の実態

###### (1) 接岸速度の頻度分布

接岸速度記録は、京葉シーバース、鹿島石油シーバース、伊勢湾シーバース、日石喜入シーバースから入手した。そのうち、京葉シーバースについては、1971~1972および1978年に取得した。鹿島石油シーバースについては1972~1973年に、また、伊勢湾シーバースと日石喜入シーバースについては1978年に取得したものである。これらのシーバースは、すべて20万DWT以上の原油タンカーバースであるし、また、いずれも杭式ドルフィン構造のバースである。その意味で同種のバースとみなすことができるので、まず、これらのデータのすべてを取まとめて図-4.2の頻度分布曲線を描いた。図-4.2では、第1回目接岸と第2回目接岸の両方を加えてデータを処理している。

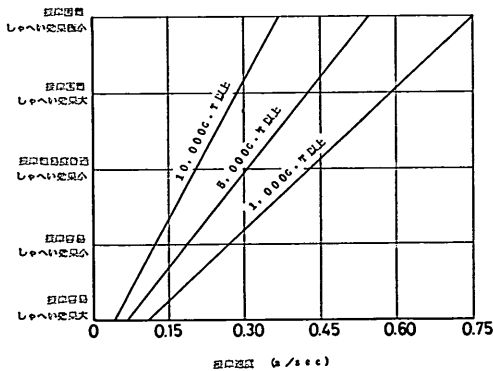


図-4.1 ベイカーの図

Baker)<sup>25)</sup>の図などを参考にしていた。この図によると港湾のしゅへい度が悪く、また、対象船舶の船型が小さいと接岸速度が大きくなることを示している。しかし、この図では10万GT級の船舶については接岸速度の指標が与えられていない。この図が作成された頃には、このような大型船がなかったためである。なお、船舶の接

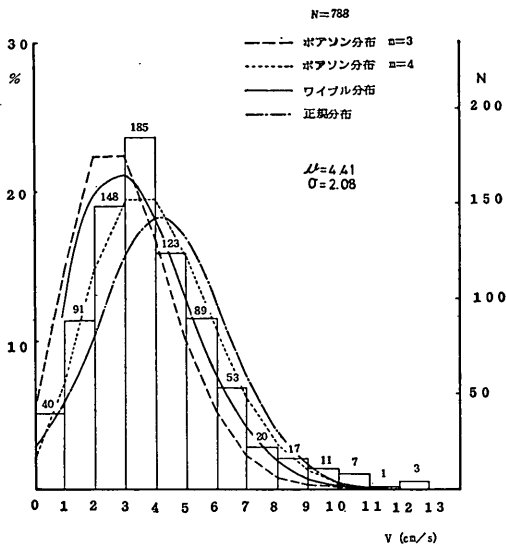


図-4.2 接岸速度の頻度分布 (全データ)

第1回目接岸および第2回目接岸とは、船首または船尾のどちらかが最初または引続いて接岸したことを意味する。したがって、船首接岸と船尾接岸のデータが混在している。しかし、大型タンカーの接岸は、タンカーのゆき足を止めて、タグボートを用いて行うので、船首または船尾接岸を区別して整理することは無意味であると思われる。そこで、ここでは第1回目接岸と第2回目接岸とに区別して整理した。この第1回目接岸と第2回目接岸の接岸速度はそれ以降の回の接岸速度より大きく、船舶の接岸エネルギーとしては、これらの引続いて起る2回の接岸のエネルギーを考慮しておけば良いと思われる。

なお、各シーバースごとの接岸速度の特性や、接岸速度と排水量、風速および波高、第1回目と第2回目の接岸速度の関係などについてはのちに検討する。

図-4.2 に示したデータについて、最大接岸速度は 13 cm/s である。また、接岸速度の平均値および分散を計算すると、平均値  $\mu$  は 4.4 cm/s、分散  $\sigma^2$  は 4.21  $\text{cm}^2/\text{s}^2$  である。図-4.2 の分布形の形状は、ポアソン分布や正規分布に近いが必ずしもそうであるとは言い難い。そこで、図-4.2 から相対累積確率を計算して、ワイブル確率紙にプロットして係数を求めてみると、 $m=2.0$ 、 $t_0=1.6$  となる。したがって、確率密度  $f(t)$  は

$$f(t) = \frac{m t^{m-1}}{t_0} e^{-t^m/t_0} = \frac{t}{8} e^{-t^{2.0}/1.6} \quad (4.1)$$

で与えられる。図-4.2 には、ワイブル分布 ( $m=2.0$ ,

$t_0=1.6$ )、ポアソン分布 ( $m=3$  および 4) および正規分布 ( $\mu=4.41$ ,  $\sigma=2.08$ ) なども合わせて図示した。

なお、この図に示す接岸速度の取得データ数は 788 であるので、ここで得られた最大接岸速度 13 cm/s は、相対累積確率で 99.61% 以上である。

(2) 第1回目接岸と第2回目接岸の接岸速度の関係

図-4.3 は第1回目接岸と第2回目接岸の接岸速度の頻度分布曲線を示したものである。頻度分布曲線の形状

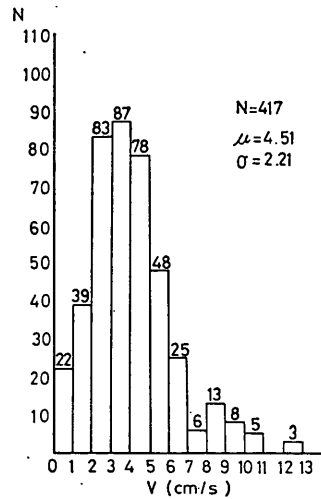


図-4.3 (a) 接岸速度の頻度分布 (第1回目接岸)

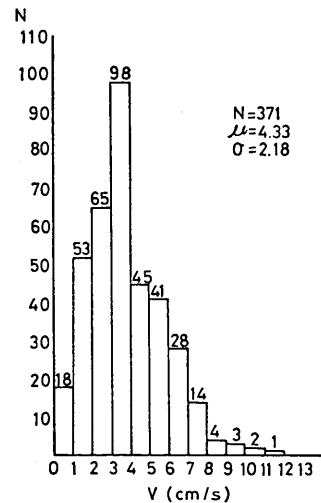


図-4.3 (b) 接岸速度の頻度分布 (第2回目接岸)

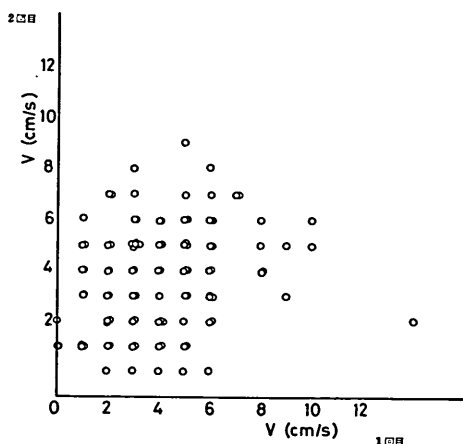


図-4.4 第1回目接岸と第2回目接岸の接岸速度の関係 (京葉シーバース)

は第1回目接岸と第2回目接岸とではほぼ同じである。

また、図-4.4 は京葉シーバース (1978) における第1回目と第2回目の接岸速度の相関図である。第1回目接岸の方に接岸速度の大きいものが多いようであるが、第2回目接岸でも 9 cm/s 程度のものもあるし、また、第1回目接岸より大きな速度のものもある。したがって、第1回目と第2回目との間にはとくに極だった差があるとは思われない。

(3) 接岸速度記録のバース別特性

ここでは、1978 年に取得された、京葉シーバース、

日石喜入シーバース、伊勢湾シーバースの接岸速度を比較してみる。

図-4.5~4.7 はそれぞれ京葉シーバース、日石喜入シーバース、伊勢湾シーバースにおける接岸速度の頻度分布である。これを見ると、京葉シーバースと日石喜入シーバースはほぼ同形状の頻度分布曲線を示していることが判る。これに対し伊勢湾シーバースの頻度分布曲線は、他の2バースのそれとは異なり、平均値および分散ともに大きく、中央値付近の立ち上りも顕でない。この原因は、おそらく、接岸速度の計測方法の違いによるものと思われる。京葉シーバースおよび日石喜入シーバースには先に述べた超音波式の接岸速度記録計が設置されている。しかし、伊勢湾シーバースの場合には同じ超音波式ではあるが、記録の方式が違っている。船舶とバースとの距離が刻々図上にプロットされ、その接線から速度を求める方式である。もし、読取り上の誤差がでているものとすれば、各バースの接岸速度の平均値はほぼ同一でなければならないはずであるが、ここに示したように、平均値も分散もこのように違っているのは計測器に原因があるのではないかと思われる。

(4) 接岸速度と排水量との関係

図-4.8 は京葉シーバース (1978) に着岸した船舶の入港時の排水量と接岸速度との関係を示したものである。大型タンカーの場合には、入港時の排水量の大小は接岸速度の大小とは無関係のようである。

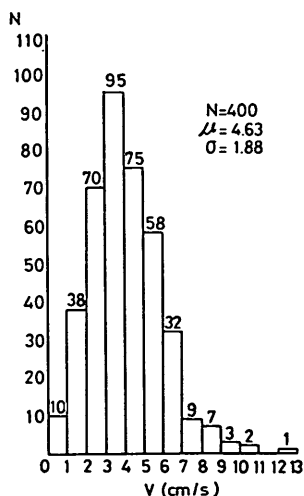


図-4.5 接岸速度の頻度分布 (京葉シーバース 1978)

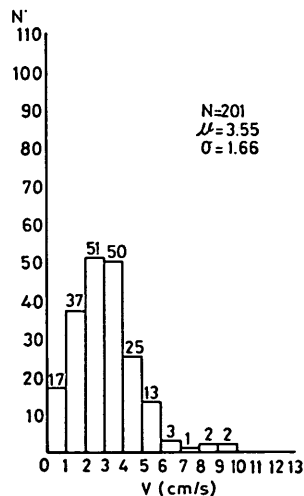


図-4.6 接岸速度の頻度分布 (日石喜入シーバース 1978)

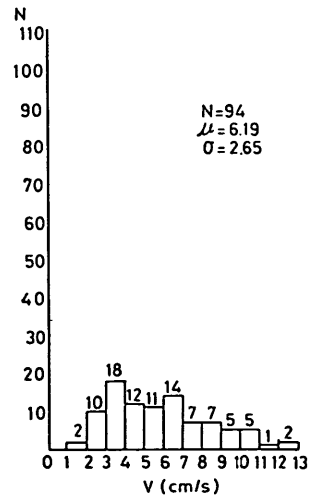


図-4.7 接岸速度の頻度分布 (伊勢湾シーバース 1978)

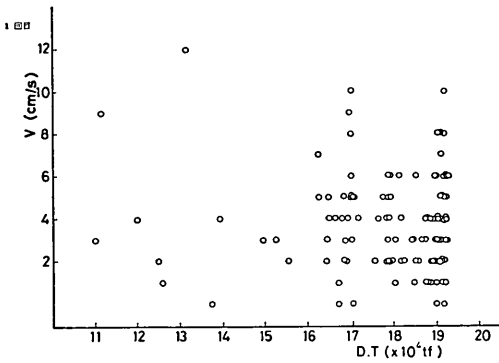


図-4.8 タンカーの排水量と接岸速度

(5) 接岸速度と気象海象条件との関係

接岸速度と気象海象条件との関係を、1971~1973年の京葉シーバースおよび鹿島石油シーバースのデータで検討してみた。しかし、データ数が少く、また、タンカーの接岸は、接岸作業が可能な気象海象条件で行われており、ここに示した記録はそのときに取得されたものであるため、接岸速度と気象海象条件との関係は明確には表われていない。実際の接岸操船は、気象海象条件に合わせて適切にタグボートを配備するなどして行われているので、接岸速度のパラツキはむしろタグボートの接岸操船など人為的な要因によるものと考えることができよう。

4.3 接岸速度の期待値

図-4.2~4.3および図-4.5~4.7に示した接岸速度記録をそれぞれワイブル確率紙にプロットして、1/1000期待接岸速度を求めてみる。これを示したものが表-4.1である。

表-4.1 接岸速度の期待値

	1/1000 期待値	実測最大 接岸速度	設計 接岸速度
全 デ ー タ	14.5 cm/s	13 cm/s	
第 1 回 目 接 岸	15.5 cm/s	13 cm/s	
第 2 回 目 接 岸	14.1 cm/s	12 cm/s	
京葉シーバース (1978)	14.5 cm/s	13 cm/s	15 cm/s
日 石 喜 入 (1978)	13.4 cm/s	10 cm/s	20 cm/s
伊 勢 湾 (1978)	20.2 cm/s	13 cm/s	15 cm/s

これをみると伊勢湾シーバースを除いては、1/1000期待値は15 cm/s以下である。伊勢湾シーバースの期待値は先に述べた理由でやや大き目であると思われる。そうすると、データ数の最も多い京葉シーバースか、あるいは

は全シーバースの期待接岸速度を参考に設計接岸速度を定めるのがよいと思われる。なお、1/1000期待値は、年間50隻程度の大型タンカーの接岸が見込まれるシーバースで、10年に1回の確率で発生する接岸速度に相当する。

5. 偏心係数

偏心係数は式(2.8)で表わされ、 $C_e = 1 / \{1 + (l/r)^2\}$  である。ここに、 $C_e$ は偏心係数、 $l$ は接岸点と船舶の重心との距離のバース法線上の投影長(偏心距離)、 $r$ は船舶の環動半径である。

$l$ はドルフィン型式の接岸施設の場合には、船長とドルフィン間隔との関数である。通常、ドルフィン間隔は最大対象船舶の平行サイドを考慮して、船長の2/3程度とされる。たとえば、京葉シーバースや鹿島石油シーバースではプレッシングドルフィンの中心間隔は130mである。これは、20万DWTタンカーの船長の約1/3強である。両プレッシングドルフィン間の中央には荷役用ドルフィンがある。タンカーの接岸操船では、タンカーの船体中央にあるマニホールドと荷役ドルフィンの中心とをほぼ一致させるようにして接岸させる。この結果得られる接岸点と重心との距離 $l$ は各接岸ごとに異なる。船舶の環動半径 $r$ は船長のほぼ1/4であるので、偏心係数 $C_e$ は各接岸ごとに異なることになる。そこで、京葉シーバースおよび鹿島石油シーバースで、接岸点を調査し偏心係数 $C_e$ を計算した。その結果は表-2.3にとりまとめたとおりであるが、これを図示すると図-4.9のようになる。偏心係数 $C_e$ は0.5~0.7の間ではほぼ一様に分布している。

なお、接岸点と船舶重心との距離を求めるには、各船舶の重心位置を調べる必要があるが、実測によると、満載の20万DWTタンカーの重心はやや船首側にあり、重心とマニホールドのセンターとの距離は最大13m程度である。また、接岸点に関しては、荷役用ドルフィン上のローティングアームと船舶のマニホールドとの距離(ずれ)を知る必要がある。この距離は実測では最大14mであった。

たとえば京葉シーバースに接岸する20万DWTタンカー( $L=320$ m)が接岸するとき、重心位置が13m船首側にずれていて、しかも、荷役ドルフィンのローディングアームの中心が、船舶のマニホールドより船尾側に14mの位置にあったとすると、 $l$ は38mである。したがって偏心係数 $C_e$ は0.816となる。この例は、最も

大型タンカーの接岸力に関する研究

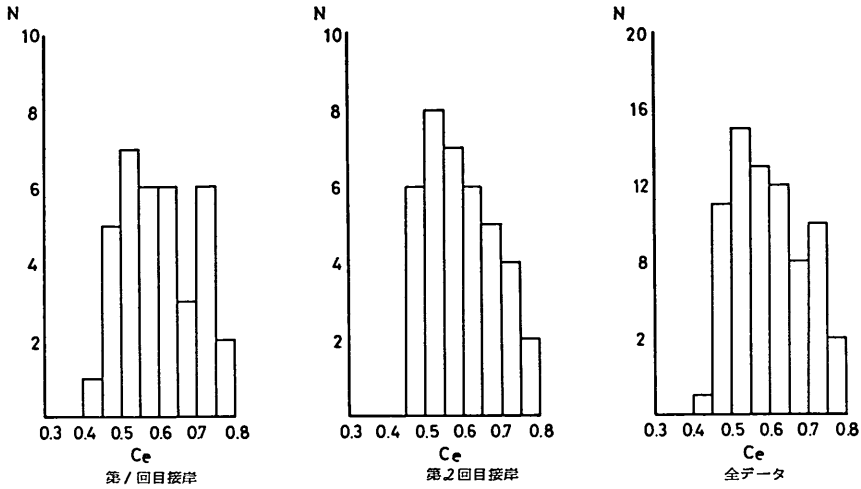


図-4.9 偏心率の頻度分布 (京葉・鹿島 1971~73)

極端な場合を示している。しかし、実際には重心位置は船舶ごとに異なるし、また、ローディングアームとマニホールドとのずれも上に示したほど大きくはないであろう。したがって、偏心率  $C_e$  がこれほど大きくなるとは思われない。

以上述べたように、偏心率を計算するときの諸数値は、対象船舶の諸元を考慮して決めればよいが、実際には設計時に適切な数値を得ることができないことが多い。そのような場合には 図-4.9 などを参考にして決めることになるが、 $C_e=0.7$  前後の値を用いるのがよいのではないと思われる。

6. 計算例および考察

以上の結果を用いて、大型タンカーの接岸施設の設計例を示すことにする。ここでは、例として 25 DWT のタンカーについて計算する。

6.1 計算例

(1) 計算条件

- a. 対象船舶 250000 DWT
 

船 長	337.5 m
船 幅	53.6 m
喫 水	19.7 m
ブロック係数	0.795

- b. 接岸速度 15 cm/s
- c. 偏心率 0.7

(2) 有効接岸エネルギー

- a. 排水トン  $W_a=291649$  tf

b. 仮想重量

$$W_2 = C_M W_a = \left(1 + \frac{\pi}{2C_B} \times \frac{d}{B}\right) W_a = 211687 \text{ tf}$$

c. 有効接岸エネルギー

$$E_e = \frac{1}{2} C_e M_2 V^2 = 404 \text{ tf} \cdot \text{m}$$

(3) 防舷材の選定

有効接岸エネルギーを防舷材およびドルフィンの変形で吸収するものとする。まず、404 tf・m のエネルギー吸収能力のある防舷材を選定し、この反力を求める。ついで、防舷材の反力を作用外力としてプレッシングドルフィンの設計を行い、ドルフィンの吸収エネルギーを求める。ドルフィンの吸収エネルギーは防舷材の吸収エネルギーの 10% 程度であるから、ドルフィンの吸収エネルギーを考慮したとしてもドルフィンの設計を変更する必要はほとんどないと思われる。

なお、防舷材の荷重変形特性は、製品によって最大 ±10% 程度のバラツキがある。設計に際してはこの特性値のバラツキを考慮する必要がある。

(4) 従来の計算法との比較

さて、ここで示した方法で計算した有効接岸エネルギーと、従来の方法によって計算した有効接岸エネルギーとを比較してみよう。

従来、仮想重量は次式計算でしていた。

$$W_2 = W_a + \frac{\pi}{4} d^2 L w_0$$

したがって、この例に対しては、

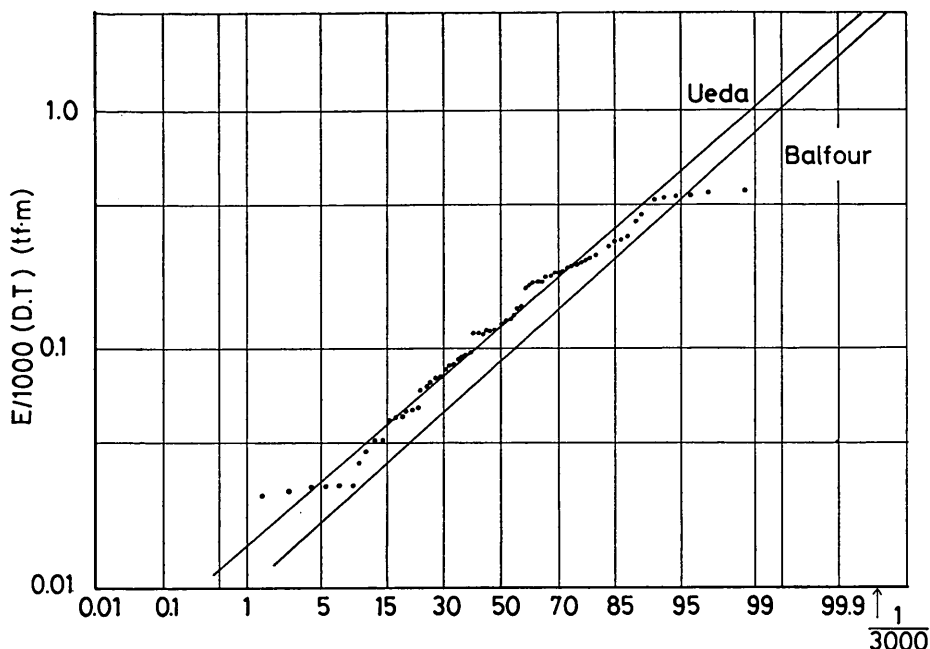


図-4.10 接岸エネルギーの期待値

$$W_2 = 397553 \text{ tf}$$

となる。

有効接岸エネルギーは同様にして、319 tf·m である。先に求めた方法による有効接岸エネルギーは、従来の方法で求めたものの約 1.27 倍になる。この差は付加質量の増加分に相当する。

ところで 404 tf·m という有効接岸エネルギーは 25 万 DWT のタンカーには大きすぎるのではないかという疑問が生ずる。そこで、実測値と対比することにする。バルファー (Bulfour)<sup>20)</sup> および筆者らが実測した大型タンカーの接岸エネルギーを確率紙にプロットして、1/1000 期待値を求めると、バルファーによるものが 495 tf·m、筆者らによるものが 611 tf·m となる (図-10)。404 tf·m はこれらの値よりやや小さいが、接岸速度の 15 cm/s がほぼ 1/1000 期待値に相当することを考えると、この値はほぼ妥当な値とみなすことができる。ただし、実際には、404 tf·m という有効接岸エネルギーをもって船舶が接岸した事例はないと思われる。それは、4 でも述べたように、実測された接岸速度の最大値が 13 cm/s であったので、設計接岸速度と最大実測接岸速度との比が 1.154 となり、設計では実際の 1.33 倍の有効接岸エネルギーをみていることになる。これは、仮想質

量の増加分の 1.27 倍を上回っている。したがって、実際には仮想質量が大きかったとしても、実際の接岸速度が小さかったために、設計値を上回る接岸エネルギーが発生する事態が起らず、シーバースのプレスティングドルフィンが破損するようなことにはならなかったものと思われる。

#### 6.2 係船施設の構造様式と仮想質量係数との関係

先に筆者は式 (3.5) で示した仮想質量係数が在来船にも適用し得ると述べた。そうすると、在来船の係船施設にはケーソンや矢板式の岸壁が多いから、模型実験で得られたように、式 (3.5) より大きな仮想質量係数を用いるのが適当ではないかという見方があるかと思われる。そこで 1 万 DWT 級の一般貨物船について若干の検討をしてみよう。

- a. 対象船舶 10000 DWT の一般貨物船<sup>27)</sup>

船 長	144 m
船 幅	19.4 m
喫 水	8.2 m
ブロック係数	0.59

- b. 接岸速度 10 cm/s  
 c. 偏心係数 0.5 (4 分の 1 接岸)  
 d. 排水トン数  $W_a = 13836 \text{ tf}$

ただし  $\log W_d = 0.177 + 0.991 \log DWT^{2.8}$

e. 仮想重量  $W_2 = 29406 \text{ tf}$

ただし  $C_M = 1 + \frac{\pi}{2C_B} \times \frac{d}{B} = 2.125$

f. 有効接岸エネルギー  $E_e = 7.5 \text{ tf} \cdot \text{m}$

g. 防舷材 (SA 600 H,  $R_2 \times 1000 \text{ L}$ )

吸収エネルギーはカタログ値  $9.1 \text{ tf} \cdot \text{m}$  の 90% として  $8.2 \text{ tf} \cdot \text{m}$ 、また、反力はカタログ値の 10% 増として  $49.4 \text{ tf}$  (45% 変形)

もし、仮想質量係数が若干大きく模型実験の重力式係船岸に対する結果のように  $C_M = 2.3$  であったとしても、有効接岸エネルギーは  $E_e = 8.12 \text{ tf} \cdot \text{m}$  である。

すなわち、防舷材の吸収エネルギー以内であるから防舷材の設計を変更する必要がない。式 (3.5) を用いると、在来船の仮想質量係数が比較的大きく計算されるが、その理由は、式 (3.5) では、ブロック係数の小さい船舶に対しても、喫水を半径とする円柱の排水質量の 1/2 を付加質量としているためである。

ところで、式 (3.5) で仮想質量係数を計算することになると、従来のように式 (2.22) を使って計算した有効接岸エネルギーで設計した岸壁の防舷材を取替える必要があるかどうかの問題になる。そこで、その検討を行ってみよう。式 (2.22) を使うと、 $C_M = 1.416$  となるので、仮想重量  $W_2$  は  $19627 \text{ tf}$  となる。したがって、有効接岸エネルギーは  $5 \text{ tf} \cdot \text{m}$  になる。そうして、防舷材としては、たとえば、SA 500 H,  $R_2 \times 1000 \text{ L}$  (45% 変形で吸収エネルギー  $6.3 \text{ tf} \cdot \text{m}$ 、反力  $37.4 \text{ tf}$ )\*<sup>1)</sup> が用いられているとする。ところが、式 (3.5) を使って計算した有効接岸エネルギーは  $7.5 \text{ tf} \cdot \text{m}$  である。したがって、SA 500 H  $\times$  1000 L の 45% 変形ではこれを吸収しきれない。さらに 50% 変形では、吸収エネルギーが  $6.7 \text{ tf} \cdot \text{m}$ 、反力  $55.6 \text{ tf}$ \*<sup>2)</sup> である。したがって、50% 変形でも吸収できないことになる。

しかし、2.3 の接岸力の現地観測のところでも述べたように、一般貨物船の場合にも、実測された最大有効接岸エネルギーは、従来の計算式で計算した設計有効接岸エネルギーより小さかった。これは、実際の接岸速度が設計接岸速度より小さかったためである。すなわち、一般貨物船の場合にも設計接岸速度が大き目にとられていたと言える。したがって、上に述べたように、防舷材が 50% を上回る変形をするような事態が起ることは少な

\*<sup>1)</sup> カタログ値

\*<sup>2)</sup> カタログ値に対し、吸収エネルギーは -10%、反力は +10% した値。

いものと思われる。

## 7. 結 論

大型タンカー用シーバースのプレッシングドルフィンの設計は、船舶の有効接岸エネルギーを防舷材とプレッシングドルフィンの変形によって吸収するものとして行う。船舶の有効接岸エネルギーは、船舶の仮想質量、偏心係数、接岸速度の自乗、の積の 1/2 である。

本研究では、船舶の仮想質量については、従来の計算式を見直し、新しい計算式を提案した。また、大型タンカーについて、偏心係数および接岸速度の実態を取まとめ、設計の目安とする資料を作成した。

本研究の主な結論を示すと以下のとおりである。

1) 接岸時の船舶の仮想質量係数は次式で計算できる。

$$C_M = 1 + \frac{\pi}{2C_B} \times \frac{d}{B}$$

ここに、 $C_M$ : 仮想質量係数、 $C_B$ : ブロック係数、 $d$ : 船舶の喫水、 $B$ : 船幅。(3.4 参照)

2) 大型タンカーの接岸速度の 1/1000 期待値は、ほぼ  $15 \text{ cm/s}$  になる。(4 参照)

3) 偏心係数は、接岸点、船舶の重心位置、船舶の環動半径などの関数である。設計時にこれらの諸量が明確でない場合には、偏心係数として 0.7 前後の値をとればよいものと思われる。(5 参照)

## 8. あとがき

本研究は、大型タンカーのような超大型船の接岸力を計算するとき、在来船の接岸力の計算法と同じでよいのだろうかという素朴な疑問から出発した。そのためには、実船で観測するのがよいということで京葉シーバースおよび鹿島石油シーバースにおいて現地観測を実施した。その結果、当時の設計基準に示されている計算式から計算した有効接岸エネルギーより、防舷材とドルフィンの変形によって求めた吸収エネルギーの方が大きいという事実が明らかになった。しかし、現地観測結果にはかなりのバラツキが見られたし、また、防舷材やドルフィンの特性については、現地での載荷試験ができないので、設計時の特性かまたは計算によって得た特性を用いなければならなかった。したがって、吸収エネルギーが実際より大きく計算されているのではないかという疑念もあった。ところが、大型タンカーだけの現象かと思われていたことが、在来船の接岸力調査でも明らかになった。そして、その原因は接岸時の仮想質量の計算法に問



題があるのではないかという結論に達したので、模型実験を行って仮想質量の検討を行った。また、従来の仮想質量の算定式の根拠になっているステルソンの実験結果を改めて解釈し、その結果、本報告に示す仮想質量の計算式を提案した。

仮想質量の計算はもう少し厳密に行うことも現在では可能である。しかし、接岸力の計算は設計業務上頻繁に行われることを考えると、いちいち計算機の助けを借りるというのはやや面倒である。その意味で簡便な式を提案した。筆者は、この式は大型タンカーのみならず在来船についても適用できるものと思っている。排水量のいかにかわからず、形状が相似である船舶の仮想質量係数は同一であるはずである。

この他、大型タンカーの接岸力の算定に当たっては、接岸速度と偏心係数が重要な係数であるので、これらの諸量についても設計の目安となる資料を示した。ここでは接岸速度としては 1/1000 期待値を目安とした。また、偏心係数は 0.7 を目安とした。しかし、果して、1/1000 期待接岸速度のときに  $C_e=0.7$  となる確率がいかほどになるかということとは分らない。この 2 つの変数は確率変数である。施設の耐用年数に見合った合理的な数値を決定する方法を検討する必要がある。この点については、接岸力のみならず、耐震設計や耐波設計などについても関係する重要な課題である。すなわち、構造物の合理的な設計と安全性の評価に係る問題である。今後、この問題についての総合的な検討がなされることを期待したい。それまでの間は、ここに示した諸値を参考にし、構造物の重要性、耐用年数などを勘案して適切に選定することが望まれる。

## 謝 辞

本研究は、東京湾ロシーバース計画に関連して実施したが、現地観測、模型実験および理論的検討を経て、ここに取まとめを行うことができた。

現地調査の実施に当たっては、鹿島石油株式会社、京葉シーバース株式会社、伊勢湾シーバース株式会社、日本石油基地株式会社、ジャパンライン株式会社、日本郵船株式会社、出光タンカー株式会社、岡田商船株式会社、大阪商船三井船舶株式会社、鹿島水先区水先人協会、鹿島埠頭株式会社、山九運輸機工株式会社、第二港湾建設局、同鹿島港工事事務所、同千葉港工事事務所、同横浜調査設計事務所、第四港湾建設局、同鹿児島港工事事務所、第五港湾建設局、同設計室、および、その関係者の

方々に御協力をいただいた。ここに深甚なる謝意を表する次第である。

また、筆者はたまたま取まとめの時期にその席にであったが、本調査研究の実施および成果のとりまとめに当っては、大谷博包氏および堀井修身氏の両前海洋構造研究室長、市川建氏、杉原賢正氏、柳沢雄博氏、佐藤喜一氏らの前研究員の方々の甚大なる御努力があったことを付記し感謝の意を表したい。(1981年3月31日受付)

## 参 考 文 献

- 1) 堀井修身, 上田 茂, 市川 建: 原油タンカーバース調査報告, 港湾技研資料, No. 201, 1975, 126 p.
- 2) 日本港湾協会: 港湾技術要報 No. 9, 1954
- 3) 大谷博包, 上田 茂, 市川 建, 杉原賢正: 大型タンカーの接岸力調査, 港湾技研資料, No. 176, 1974, 40 p.
- 4) 溝口正仁, 中山種清: 船舶接岸力調査, 港湾技研資料, No. 170, 1973, 58 p.
- 5) 堀井修身, 上田 茂, 柳沢雄博: 船舶接岸力に関する模型実験, 港湾技研資料, No. 263, 1977, 25 p.
- 6) 林 泰造: 接岸時の船舶の衝撃力, 第7回海岸工学講演集, 1960, pp. 110~109
- 7) Stelson T. E. and F. T. Mavis: Virtual Mass and Acceleration in Fluids, *Proc. of ASCE, Vol. 81, No. 670, EM*, 1955, 670-1~670-9
- 8) 上田 茂, 佐藤喜一: けい留中の大型タンカーの衝突力, 港湾技術研究所報告, 第19巻, 第2号, 1980, pp. 67~114
- 9) 高石敬史, 黒井正明: 波浪中船体運動の実用計算法, 第2回耐航性に関するシンポジウム, 第II章, 1977, pp. 109~133
- 10) 伊藤喜行, 千葉 繁: 浮防堤の水理に関する近似理論と応用, 港湾技術研究所報告, 第11巻, 第2号, 1972, pp. 141~166
- 11) 井島武士: 有限水深域の構造物および浮体による波の変形(2次元および3次元問題), 土木水工学シリーズ 74-B-3, 1974
- 12) 元良誠三: 船体運動に対する付加質量および付加慣性モーメントについて, 造船協会論文集, 105号, 1959, pp. 83~92, および 106号, 1959, pp. 59~68
- 13) 長沢 準: 接岸時の船体損傷防止に関する研究(第2報), 造船協会論文集, 107号, 1960, pp. 221~228
- 14) 藤野正隆: 制限水路における船の操縦性について, 造船学会論文集, 124号, 1968, pp. 51~72
- 15) 若桑 訥: 船舶の接岸力について, 船舶技術研究所報告, 第1巻, 第1号, 1964, pp. 1~44
- 16) 林 泰造, 白井増次郎: 接岸時船舶の衝撃力と船舶の仮想質量, 第9回海岸工学講演会講演集, 1962, pp. 112~115

大型タンカーの接岸力に関する研究

- |  |   |
|--|---|
| <p>17) 永井莊七郎, 小田一紀, 重藤宗之: 横波を受けるスーパータンカーの drifting, swaying および rolling によってドルフィンに働く衝撃力に関する研究, 第 16 回海岸工学講演会講演集, 1969, pp. 341~351</p> <p>18) Grim O.: <i>Das Schiff und der Hafen, Schiff und Hafen, Sept.</i>, 1955</p> <p>19) 上田 茂: 固定式シーバースにおける大型タンカーの接岸力およびけい留力, 昭和 55 年度港湾技術研究所講演会講演集, 1980, pp. 157~232</p> <p>20) 上田 茂, 白石 悟: 大型矩形浮体の波浪中の動揺と係留力に関する研究 (第 2 報), 港湾技術研究報告, 第 19 巻, 第 3 号, 1980</p> <p>21) 合田良美, 高山知司, 笹田 正: 楕円体近似による固定船体に働く波力の理論および実験, 港湾技術研究所報告, 第 12 巻, 第 4 号, 1973, pp. 23~74</p> <p>22) 井島武士, 吉田明德: 有限水深域の任意断面物体の強制振動による波の発生と流体力, 九大工学集報, 第 49 巻, 第 2 号, pp. 83~88</p> <p>23) Vasco Costa F.: <i>Berthing Ship, The Dock and Harbour Authority, London, Vol. XLV May~June</i>, 1964</p> <p>24) Saurin B. F.: <i>Berthing Forces on Large Tankers, Proc. of 6th World Petroleum Conference at Frankfurt-Main June</i>, 1969</p> <p>25) Baker A. L. L.: <i>The Impact of Ships when Berthing, etc., Proc. Intert'l, Naving Congr. (PIANC), Rome, 1953, Sect II, Quest. 2</i>, pp. 117~142</p> <p>27) 日本港湾協会: 港湾の施設の技術上の基準・同解説, 1979</p> <p>28) 片山猛雄, 降旗健一, 本 浩司, 早藤能伸: 船舶諸元の相互関係, 港湾技研資料, No. 101, 1970</p> <p>26) Balfour J. S., et al.: <i>Fendering Requirments/Design Fender Impact Criteria, Ports 80 Specially Conference Session VI-C</i>, 1980</p> | <p><math>K_a</math> : ドルフィンと防舷材の合成バネ定数</p> <p><math>K_f</math> : 防舷材のバネ定数</p> <p><math>K_s</math> : 船舶外板のバネ定数</p> <p><math>K_1</math> : けい船施設のバネ定数</p> <p><math>K_2</math> : 防舷材と船舶外板の合成バネ定数</p> <p><math>L</math> : 船長</p> <p><math>M_a</math> : 付加質量</p> <p><math>M_d</math> : 船舶の排水質量</p> <p><math>M_w</math> : 波力モーメント</p> <p><math>M_1</math> : けい船施設の質量</p> <p><math>M_2</math> : 船舶の仮想質量</p> <p><math>P</math> : 船舶接岸力</p> <p><math>P_w</math> : 波力</p> <p><math>R</math> : 防舷材の反力</p> <p><math>V</math> : 接岸速度</p> <p><math>V_1</math> : <math>t=t_1</math> における接岸速度</p> <p><math>W_a</math> : 排水トン数</p> <p><math>a</math> : 船舶のマニホールドセンターとローディングアームセンターとの距離</p> <p><math>b</math> : 船舶の重心位置とマニホールドセンターとの距離</p> <p><math>d</math> : 喫水</p> <p><math>g</math> : 重力の加速度 (9.8 m/s)</p> <p><math>l</math> : 接岸点と船舶重心の距離のバース法線上の投影長 (偏心距離)</p> <p><math>r</math> : 船舶の慣動半径 (<math>L/4</math>)</p> <p><math>t</math> : 時刻</p> <p><math>t_1</math> : 防舷材の変形量が全高の 15~20% 程度になる時刻</p> <p><math>t_2</math> : 船舶の接岸速度が 0 になる時刻</p> <p><math>y_1</math> : ドルフィンの変形量</p> <p><math>y_2</math> : 防舷材の変形量</p> <p><math>y_{11}</math> : <math>t=t_1</math> のときのドルフィンの変形量</p> <p><math>y_{21}</math> : <math>t=t_1</math> のときの防舷材の変形量</p> <p><math>y_{22}</math> : <math>t=t_2</math> のときの防舷材の変形量</p> <p><math>w_0</math> : 海水の単位体積重量</p> <p><math>\alpha</math> : 仮想質量係数の平方根</p> <p><math>\beta</math> : 角周波数, <math>\beta=\sqrt{K_a/C_e M_2}</math></p> <p><math>\phi</math> : 重心回りの回転角 (<math>\text{ヨウ}</math>)</p> <p><math>\mu</math> : 接岸速度の平均値</p> <p><math>\sigma</math> : 分散</p> <p><math>\theta</math> : 接岸角度</p> |
|--|---|

記 号 表

- $B$  : 船幅, または積分定数
- $C$  : 積分定数
- $C_B$  : ブロック係数
- $C_M$  : 仮想質係数
- $C_e$  : 偏心係数
- DWT: 重量トン数
- $E_a$  : 吸収エネルギー
- $E_e$  : 有効接岸エネルギー
- GT : 船舶の総トン数
- $H$  : 水深
- $I_z$  : 船舶の鉛直軸回りの慣性モーメント