

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

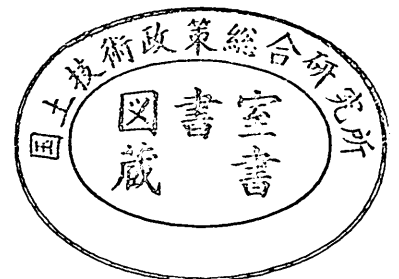
---

VOL. 22

NO. 4

DEC. 1983

NAGASE, YOKOSUKA, JAPAN



# 港湾技術研究所報告 (REPORT OF P.H.R.I)

第22巻第4号 (Vol. 22, No. 4), 1983年12月 (Dec. 1983)

## 目 次 (CONTENTS)

1. 直立壁に作用する衝撃波圧の発生機構に関する一考察  
.....高橋重雄・谷本勝利・鈴木諭司..... 3  
(Generation Mechanism of Impulsive Pressure by Breaking Wave on a  
Vertical Wall  
.....Shigeo TAKAHASHI, Katsutoshi TANIMOTO and Satoshi SUZUMURA)
2. 矢板壁の控え直杭に関する実験的研究  
.....高橋邦夫・荘司喜博.....33  
(Experimental Study on Vertical Anchor Piles of Sheet Pile Wall  
.....Kunio TAKAHASHI and Yoshihiro SHOJI)
3. 大型三軸圧縮試験による捨石材のせん断特性に関する考察  
.....荘司喜博.....59  
(Study on Shearing Properties of Rubbles with Large Scale Triaxial  
Compression Test  
.....Yoshihiro SHOJI)
4. コンクリート舗装上のアスファルトかさ上げの荷重分散効果とかさ上げ厚算定法  
.....八谷好高・福手 勤・佐藤勝久・林 洋介..... 121  
(Structural Evaluation of Asphalt Concrete Overlays on Concrete  
Pavements and Calculation Methods of Overlay Thicknesses  
.....Yoshitaka HACHIYA, Tsutomu FUKUTE, Katsuhisa SATO and Yosuke HAYASHI)
5. 深層混合処理工法による格子式改良地盤の地震時挙動  
.....風間基樹・稲富隆昌・今村俊博..... 141  
(Observation and Analysis of Seismic Response of Grid Type Improved  
Ground by Deep Mixing Method  
.....Motoki KAZAMA, Takamasa INATOMI and Toshihiro IMAMURA)
6. 係留船舶の動揺計算法とその評価  
.....上田 茂・白石 悟..... 181  
(Method and its Evaluation for Computation of Moored Ship's Motions  
.....Shigeru UEDA and Satoru SHIRAISHI)

## 6. 係留船舶の動揺計算法とその評価

上 田 茂\*  
白 石 悟\*\*

### 要 旨

本報告では、直立壁前面及び透過性岸壁に係留された船舶の動揺計算法を検討した。動揺計算法では、波や風の不規則性および防げん材や係留索等からなる係留系の非線形性が考慮されている。また、本報告で提案する手法の妥当性を確認するために、10,000DWT級の貨物船の1/30模型を用い模型実験を行った。その結果、以下の事項が明らかとなった。

- (1) 直立壁前面に係留された船舶に作用する波力は、透過状態のポテンシャル場における入射波による波力と直立壁からの反射波による波力とを位相差を考慮して合成して求めてよい。
- (2) 透過性岸壁や直立壁前面に係留された船舶の動揺及び動揺周期の計算値は実験値と良く一致した。
- (3) 不規則波中の係留船舶の動揺計算を行う場合に用いる流体力係数（付加質量係数および減衰係数）としては、有義波周期に対する値を用いれば、船舶の動揺量及び周期特性ともほぼ正しく計算することができる。
- (4) ただし係留系の非対称性が強くつまり係留索に対するばね定数が防げん材に対するばね定数に比べて著しく小さく、かつ無風状態のときには、船舶が岸壁から大きく離され、かつ周期が長いスウェイ運動が生ずることがある。この場合には(3)の方法で求めた流体力係数を用いて動揺計算した結果は船舶が岸壁から離れる側の動揺量については実験値と一致しない。また、この場合スウェイの周波数スペクトルは二山型となり、このうちでも周期の長い成分が卓越する。
- (5) 係留系の非対称性が強い場合でも、風が作用し船舶が岸壁方向に押しつけられると動揺の平衡点が変わるために動揺の平衡点に関しては係留系の非対称性が緩和されていることになる。したがってスウェイの動揺周期は波周期とはほぼ同じとなり、計算値は実験値と良く一致する。また、周波数スペクトルは一山型となり、その卓越周期は波周期とはほぼ一致する。

---

\* 構造部 海洋構造研究室長

\*\* 構造部 海洋構造研究室

## 6. Method and its Evaluation for Computation of Moored Ship's Motions

Shigeru UEDA\*

Satoru SHIRAISHI\*\*

### Synopsis

Simulation method to calculate motions and mooring forces of moored ship was developed. In this method irregularities of waves and wind forces and non-linear characteristics of mooring system are considered. The results of simulation method were compared with the results of hydraulic model tests. Then followings were concluded from this study:

1) Wave forces to which the ship moored in front of vertical wall was subjected are obtained by superposing incident and reflected wave forces considering phase differences.

2) Computed amplitudes and periods of motions are agreed well with the results of experiment.

3) Added masses and damping coefficients corresponding to significant wave period may be used in the computation of ship's motions in irregular waves.

4) In the case force-deformation characteristics of mooring for sway motion is strong and also ship is subjected to waves but not to wind, long period sway motion occurs and the amplitude of sway motion to seaward becomes large.

5) By the action of seaward wind, the neutral of ship's sway motion moves to make weak the asymmetry of mooring system. Consequently the period of ship's sway motion becomes nearly equal to wave period and also ship's sway motion becomes small.

---

\* Chief of the Offshore Structures Laboratory, Structures Division.

\*\* Member of the Offshore Structures Laboratory, Structures Division.

## 目 次

要 旨	181
1. ま え が き	185
2. 計 算 手 法	185
2.1 動揺計算の手順	185
2.2 係留船舶に作用する波力	189
3. 模 型 実 験	193
3.1 実験施設および装置	193
3.2 実験方法および実験条件	197
4. 実験値とシミュレーション計算値の比較	201
4.1 直立壁前面の波高	201
4.2 直立壁前面に係留された船舶の動揺	202
4.3 透過性岸壁前面に係留された船舶の動揺	213
5. 結 論	214
6. あ と が き	215
参 考 文 献	215
主要記号表	216

## 1. まえがき

今日、台風等の強風時における港内に係留された船舶の安全性の検討の必要性が高まっている。昭和24年のキティ台風、昭和25年のジェーン台風による被災事例などから台風時に港内で避泊することの危険性が指摘され、それ以降、おおむね500～1,000GT以上の船舶に対しては風速が15～20m/s以上となる場合には、港外退避するように指導勧告されている。しかし、船舶の入港隻数が増大しており、すべての船舶を港外に避泊させる海域を湾内に求めることが困難となっており、従来ならば港外退避した条件でも港内で係岸避泊することが検討されている。いま一つ問題となっているのは港湾荷役の稼働率の問題である。日本海側の港湾では、冬季の季節風の影響が大きく、船舶の動揺量が大きくなり、その間の荷役の稼働率が著しく低下する。また、太平洋側の港湾では、夏季のうねりの侵入が予想され、同様に稼働率が低下する。以上述べた問題を検討するためには係岸船舶の波と風による動揺が検討されなければならない。

船舶は重力式の係岸などの直立壁、ドルフィン、さん橋などに係留される。ドルフィンに係留された浮体の動揺については、筆者らがすでに大型の矩形浮体の動揺計算法を検討しており、ドルフィンに係留された船舶の動揺についてもその手法を適用することができる。しかしながら、直立壁に係留された船舶の動揺計算を行うためには、重複波中の船舶の動揺を検討しなければならない。重複波中の矩形浮体もしくは船舶の動揺に関する理論研究は、井島<sup>1)</sup>、伊藤<sup>2)</sup>、Oortmerssen<sup>3)</sup>、榎木・久保<sup>4)5)</sup>などによってなされている。井島の研究は、重複波中の矩形浮体の規則波中の応答を検討したもので、二次元理論であり、真横波の検討しかできない。また、係留パネは、線形で風の作用については考慮されていない。伊藤の研究は、井島の研究と外力や係留パネなどの条件は同じであるが、速度ポテンシャルの無限級数項を無視した簡便な取扱いとなっている。Oortmerssenの研究は、重複波中の船舶の規則波中の応答を検討したもので三次元理論であり、真横波の他に斜め入射波の場合についても検討できる。ただし、この場合についても係留パネは、線形で風の作用については考慮されていない。榎木・久保の研究は、重複波中の矩形浮体の規則波中の応答を検討したもので、三次元理論であり、真横波の他に斜め入射波の場合についても検討できる。ただし、係留パネは線形で風の作用については考慮されていない。また、本田<sup>6)</sup>は、線形なパネで係留された船舶の動揺を実験的に検討したが、規則波中の動揺実験であり、風の

作用による影響等については検討がなされていない。

しかし、船舶に作用する波や風などによる荷重は時間的に不規則であり、また、一般に船舶は、防げん材や繊維索、ワイヤー、チェーンなどによって係留されており、その変形と荷重の関係は非線形である。また、防げん材と係留索とからなる係留系では、係留索に対するばね定数が防げん材に対するばね定数に比べて著しく小さく非対称性が強い係留系となることが多い。先に示した幾つかの研究では、これらの荷重や係留系の特性を十分反映させておらず、船舶の動揺量や係留力が実際現象に即して正しく評価されていない可能性がある。したがって、筆者らは、このような荷重の不規則性や非線形で非対称な係留系の特性を考慮した船舶の動揺計算手法を検討することとした。

直立壁前面に係留された船舶の動揺計算を行なう場合、とくに重複波中の船舶に作用する波力の与え方と流体力の決め方をどのようにするか为中心的な課題となる。重複波中での矩形浮体や船舶に作用する波力や流体力については前述した井島、伊藤、Oortmerssenなどが直立壁を考慮して、速度ポテンシャルを求めている。しかしながら、このような手法では、波力や流体力が発散する周波数領域があり、不規則波中での動揺を検討する際には、取扱上問題がある。そこで、本報告では、重複波中の船舶に作用する波力と流体力を進行波中の船舶に作用する波力と流体力を用いて評価する方法を用いることとし、その算定手順を提示した。また、それによる動揺シミュレーション結果を示すこととする。さらに、本報告で提示した手法の妥当性を確認するために10,000 DWT級の貨物船の1/30模型を用いて模型実験を行い実際値と計算値とを比較検討した結果を示すこととする。

なお、横さん橋に係留された船舶の動揺計算については、波が変形し、流れが生じているために本報告で示す手法は厳密には適用することができない。

## 2. 計算手法

### 2.1 動揺計算の手順

透過性岸壁に係留された大型の浮体が不規則変動荷重を受ける場合の動揺シミュレーション法については、筆者らがすでに詳述している<sup>8)9)</sup>。直立壁前面に係留された船舶の動揺についても透過性岸壁のときと同様な手順で計算される。ただし波力および流体力に対する取扱いが異なる。ここでは、以下に動揺計算の手順を概説することとする。

船舶は、図-1に示すように六つの運動成分をもっている。すなわち各軸方向の並進運動として前後揺（サー

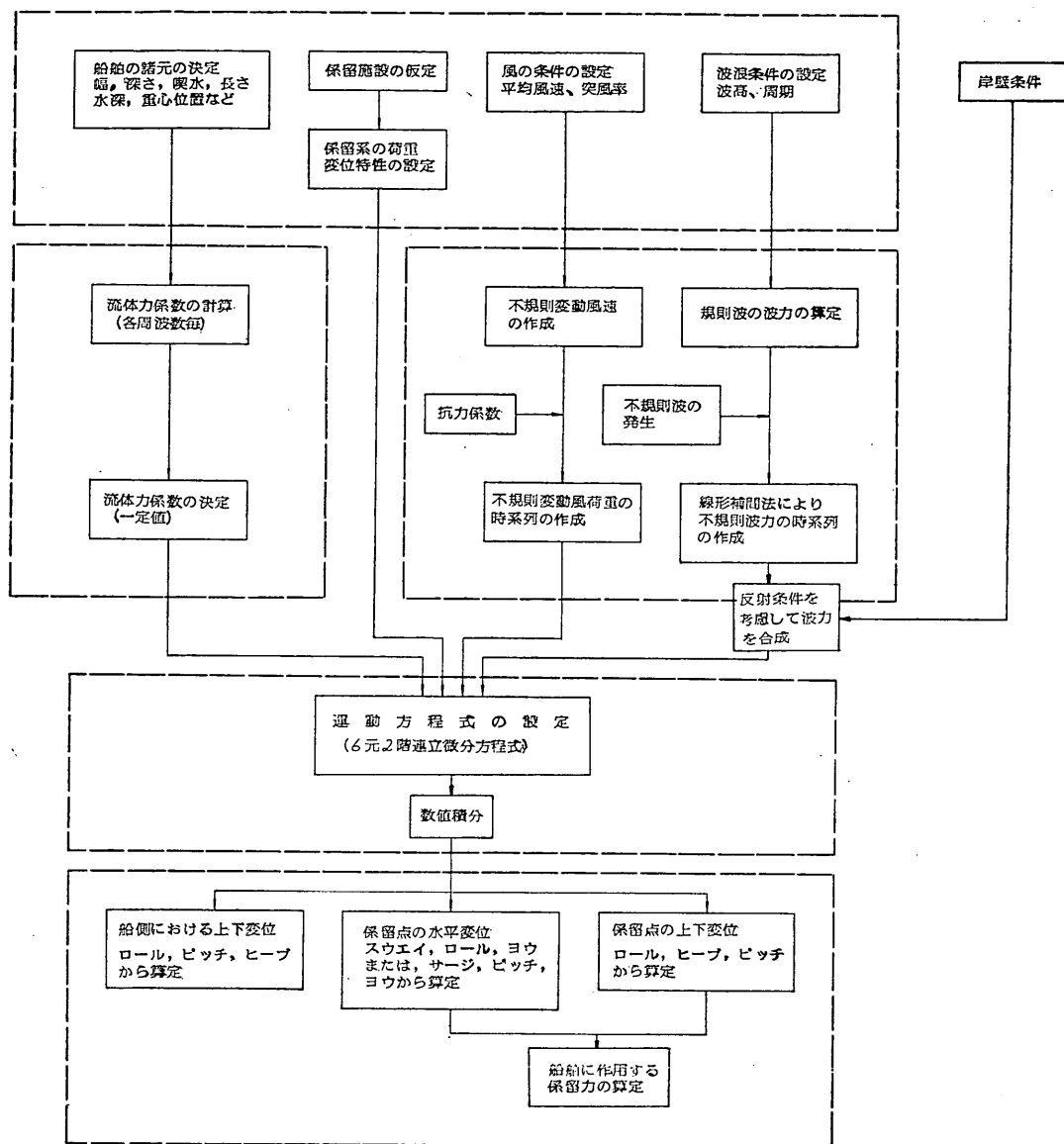


図-2 動揺シミュレーションのフローチャート

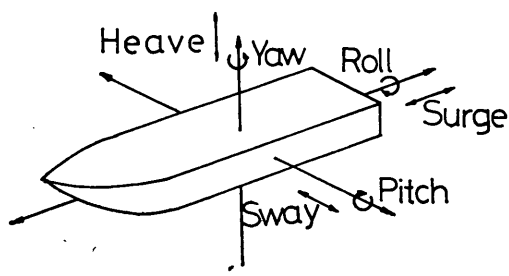


図-1 船舶の運動成分

ジ)、左右揺(スウェイ)、上下揺(ヒープ)の三成分がある。また、各軸回りの回転運動として横揺れ(ロール)、縦揺れ(ピッチ)、船首揺れ(ヨウ)の三成分がある。

動揺シミュレーションのフローチャートは図-2に示すように大きく5つのブロックに分けられる。すなわち、A、入力条件の設定、B、荷重の計算、C、流体力の計算、D、運動方程式の積分、E、船舶の動揺量および係留力の計算である。本節では、B、C、Dについて略述す

る。また、波力の算定法については、2.2でさらに詳述することとする。

(1) 荷重の計算

a. 波 力

不規則波の波力を求める際には、まず波スペクトルを用いて不規則波の成分波の振幅を求め、つぎに不規則波のそれぞれの成分波に対する波力を成分波間の位相差を考慮して合成する。実際には、あらかじめ任意に20~50の周波数の波を選定して、個々の規則波に対して波力を計算し、いわゆる波力テーブルを作成する。波力テーブルを作成する際には、計算しようとする不規則波のスペクトルの帯域や、船舶の長さが波長の整数倍となると船舶全体に作用する波力が0となるので船舶と波長との関係等に留意する必要がある。ついで、ブレッドシュナイダー・光易のスペクトルまたは JONSWAP のスペクトルによって不規則波の成分波を求め、各成分波に対する波力を求め、これを位相差を考慮して合成する。なお、発生させた不規則波の成分波の周波数が、先に選定した波の周波数と一致しない場合には波力テーブルにおいて当該周波数の前後の周波数の波に対する波力を用いて線形補間することとする。

直立壁前面では、波は重複波となっている。このような場合には、入射波による波力の他に、直立壁からの反射波の波力をも考慮しなければならない。この場合には、船舶には、入射波による波力および直立壁からの反射波による波力がそれぞれ独立に作用すると考え、それぞれの波力を算定し、その波力を合成して求めるものとする。なお、各成分波それぞれについて入射波と反射波の位相差を考慮するものとする。波力の算定式の詳細については、2.2に記す。

不規則波の周波数スペクトルとしては、種々の提案があるが、本シミュレーション手法では、一般によく用いられること多い式(1)のブレッドシュナイダー・光易のスペクトル<sup>10),11)</sup>および式(2)の JONSWAP のスペクトル<sup>12)</sup>を用いることとする。

$$S(f) = 0.257 H_{1/3}^2 T_{1/3}^{-4} f^{-5} \exp[-1.03(T_{1/3} f)^{-4}] \quad (1)$$

$$S(f) = \alpha^* H_{1/3}^2 T_p^{-4} f^{-5} \exp[-1.25(T_p f)^{-4}] \times \gamma \exp[-(T_p f - 1)^2 / 2\sigma^2] \quad (2)$$

$$\alpha^* = \frac{0.0624}{0.230 + 0.0336\gamma - 0.185(1.9 + \gamma)^{-1}}$$

$$\sigma^* = \begin{cases} 0.07 & : f \leq f_p \\ 0.09 & : f \geq f_p \end{cases}$$

ここに、 $S(f)$ : 周波数スペクトル( $\text{m}^2 \cdot \text{s}$ )、 $f$ : 周波数(Hz)、 $H_{1/3}$ : 有義波高(m)、 $T_{1/3}$ : 有義波周期(s)、 $T_p$ : スペクトルのピーク周期(s) ( $\gamma=1$ のとき  $T_p=1.05$

$T_{1/3}$ とすると JONSWAP のスペクトルは、ブレッドシュナイダー・光易のスペクトルと同一となる。)、 $\gamma$ : スペクトルのピークの鋭さを表すパラメーター、 $f_p$ : スペクトルのピーク周波数(Hz) ( $f_p=1/T_p$ )である。

一般に、風波に対しては、ブレッドシュナイダー・光易のスペクトルが良く合う。しかし、長い距離伝搬してきたうねり性の波については、スペクトルのピークが鋭くたっているため、JONSWAP のスペクトルにおいて、 $\gamma$ を大きくとった場合が良く合う。

b. 風 圧 力

風圧力は、一般に式(3)で与えられる。

$$F_w = \frac{1}{2} \rho^* C_D A U^2 \quad (3)$$

ここに、 $F_w$ : 風圧力( $\text{kg} \cdot \text{m/s}^2$ )、 $C_D$ : 風抗力係数、 $A$ : 風圧面積( $\text{m}^2$ )、 $U$ : 風速( $\text{m/s}$ )、 $\rho^*$ : 空気の密度 ( $\rho^*=0.125 \text{kg/m}^3$ )である。

風抗力係数は浮体の形状及び寸法、載貨状態およびレイノズル数などの関数となっているので風洞実験によって求めることが望ましい。

船舶関係では、ヒューズ(Hughes)の実験式<sup>13)</sup>を用いて計算することが多い。

$$F_w = \frac{1}{2} \rho^* C_D U_{10}^2 (A_f \cos^2 \varphi + A_s \sin^2 \varphi) \quad (4)$$

ここに、 $A_f$ : 正面投影面積( $\text{m}^2$ )、 $A_s$ : 側面投影面積( $\text{m}^2$ )、 $\varphi$ : 相対風向(deg)、 $U_{10}$ : 基準高度10mにおける風速( $\text{m/s}$ )である。

辻<sup>14)</sup>らは、種々の船型の船に対して風圧合力係数  $C_R$ 、横方向風抗力係数  $C_Y$ 、ミッドシップ回りのモーメント係数  $C_{M\phi}$  および風圧合力角  $\alpha_w$  を求めている。

$$C_R = \frac{R}{\frac{1}{2} \rho^* U^2 (A_f \cos^2 \varphi + A_s \sin^2 \varphi)} \quad (5)$$

$$C_Y = \frac{Y}{\frac{1}{2} \rho^* U^2 A_s} \quad (6)$$

$$C_{M\phi} = \frac{M_\phi}{\frac{1}{2} \rho^* U^2 A_s L_{pp}} \quad (7)$$

$$\alpha_w = \tan^{-1}(Y/X) \quad (8)$$

ここに、 $R$ : 風圧合力( $\text{kg} \cdot \text{m/s}^2$ )、 $X$ : 風圧合力の船体の長軸方向成分( $\text{kg} \cdot \text{m/s}^2$ )、 $Y$ : 風圧合力の船体の短軸方向成分( $\text{kg} \cdot \text{m/s}^2$ )、 $M_\phi$ : ミッドシップ回りのモーメント( $\text{kg} \cdot \text{m}^2/\text{s}^2$ )、 $L_{pp}$ : 船舶の垂線間長(m)である。したがって、船舶に作用する風圧力を計算する際に、対象船舶について風洞実験を実施して風抗力係数が求められていない場合には、辻らの実験結果を参考にして風圧力を算定すればよい。



つぎに、風は時間的にも空間的にも変動しているので変動風としての取扱いを行う必要がある。時間的な変動風速の周波数スペクトルとしてはダーベンポート<sup>19)</sup>や日野<sup>16)</sup>が提示したものがある。ダーベンポートおよび日野のスペクトルは式(9)および式(10)で与えられる。

$$fS_u(f) = 4K_r U_{10}^2 \frac{X^2}{(1+X^2)^{4/3}} \quad (9)$$

$$X = 1, 200f/U_{10}$$

$$S_u(f) = 2.856 \frac{K_r U_{10}^3}{\beta} \left[ 1 + \left( \frac{f}{\beta} \right)^2 \right]^{-5/6} \quad (10)$$

$$\beta = 1.169 \times 10^{-3} \frac{U_{10} \alpha}{\sqrt{K_r}} \left( \frac{z}{10} \right)^{2m-1}$$

ここに、 $U_{10}$ ：基準高度10mにおける平均風速(m/s)、 $K_r$ ：基準高度の風速で定義した表面の摩擦係数、 $\alpha$ ：風速の鉛直分布をべき法則で表したときのべき指数、 $[U \propto (z/10)^\alpha]$ 、 $z$ ：地表面または水面上の高さ(m)、 $m$ ：大気不安定性に関する修正係数、暴風雨に対しては  $m=2$  とされる。

なお、変動風とそれに対する浮体の応答計算については、清宮<sup>17)</sup>が長さ5,000m幅750m高さ30m吃水4.7m、長さ400m幅100m高さ20m吃水4.8m及び長さ20m幅20m高さ20m吃水3.2mの三種の矩形浮体をとりあげて検討しており、ダーベンポートのスペクトルを用いた計算結果と日野のスペクトルを用いた計算結果にあまり差異がないことが示されている。したがって、時間的な変動風については、ダーベンポートのスペクトルを用いて計算すれば良いと思われる。また、大型の浮体の場合については、風の空間変動を考慮した場合には浮体の動揺は空間的に一様風とした場合と比べて小さくなることが示されているが、本研究で検討する船舶程度の規模の浮体では、とくに、この風の空間変動性を考慮する必要がないものと思われる。

### c. その他の荷重

波および風による荷重の他に、船舶には流れによる力や波の非線形性に起因する波漂流力などが作用する。波漂流力には定常力と変動力の取扱いがある<sup>18), 19), 20)</sup>。このうち変動漂流力については、スペクトル形が提案されている<sup>21)</sup>。波漂流力については種々の取扱いがあるが、現状ではどの方法が現象論的に妥当であるか十分に検討されていない。今後、明らかにしなければならない課題である。流れによる力や波漂流力などは波力や風圧力に比べてはるかに小さく、またその変動周期が長いので、通常の係留状態では無視しうるか、また考慮した場合でも定常力として取扱って良い。ただし、係留系が非常に弱いときには、波漂流力を定常力として取り扱うこ

とには問題があると思われる。

### (2) 流体力係数

船舶が荷重の作用を受けて動揺すると、船舶の動揺に伴って船舶の周辺に波が発生する。船舶は水面に働きかけて波を起こすわけであるから、船舶には、水の抵抗力が作用することになる。この抵抗力は造波抵抗力あるいは、流体力と呼ばれる。

造波抵抗力は船舶の運動に伴って生ずる力であり、これを加速度に比例する成分と速度に比例する成分とに分離することが可能である。前者は加速度に比例する成分であるので付加慣性力とみなすことができる。したがってこれを  $M\ddot{x}$  で除したものは、付加質量係数となる。また、速度に比例する抵抗力は、減衰抵抗力とみなすことができるので、これを  $\dot{x}$  で除したものは減衰係数となる。付加質量係数や減衰係数は総称して流体力係数とも呼ばれる。

このほか、減衰抵抗に相当する造波抵抗力には速度の自乗に比例するいわゆる抗力が存在する。抗力是非線形となるので、そのままポテンシャル場の解析に用いることができない。ただし、線形減衰力が非線形減衰力よりも卓越する場合には、非線形減衰力を近似的に線形減衰力として取扱うことができる。非線形減衰力は理論的に求めることができないので実験などにより求めることになる<sup>22)</sup>。

非線形減衰力は、とくにロールの成分に顕著にあらわれ、造船工学の分野では、ロールの減衰係数は通常実験によって得られた数値を用いることが多い<sup>23), 24)</sup>。ここに示したシミュレーション手法でも、ロールの減衰係数は実験によって得られた数値を用いることとする。なお、ロールの減衰係数の実験値が得られない場合には、高石<sup>25)</sup>らが種々の船型の船に対して減衰係数の実験値を示しているのでこれを参考にすればよい。また、文献<sup>23)</sup>にも幾つかの船を例にあげて減衰係数の値が示されている。

流体力係数は波力と同様に周波数の関数であるので、あらかじめ、各周波数毎に計算して求める。規則波の場合には、当該周波数の流体力係数を用い浮体の動揺を計算すれば良い。また、不規則波の場合でも係留系が線形であれば、船舶の動揺を計算する際に、まず成分波に分解して、それぞれの成分波に対する動揺量を求め、これを合成すれば良い。その際、流体力係数は、それぞれの周波数に対する値を用いれば良い。しかしながら、係留系の荷重変形特性が非線形であり、かつ不規則荷重が作用する場合には、シミュレーションの都合上、流体力係数を一定値に固定する必要がある。この場合、流体力係

数の決め方には種々の方法が考えられる。たとえば、波の成分波の重みづけ平均をとる方法や波の代表周期（たとえば有義波周期）に対する流体力係数を用いる方法等があげられる。本報告で示す事例では、成分波の重みづけ平均による流体力係数と代表周期に対する流体力係数とでは、波周期が長いところで両者の差が大きい。とくにスウェイとヨウの減衰係数では、重みづけ平均による減衰係数が代表周期に対する減衰係数の数倍である。それらの流体力係数を用いてシミュレーションを行ったところ、代表周期に対する流体力係数を用いた動揺シミュレーション結果と実験値とが動揺量及び動揺周期とも良く一致することがわかった。したがって、ここでは流体力係数は波の代表周期によって決めることとした。

ただし、後述するように係留系の荷重変形特性の非対称性が大きな場合には、船舶が岸壁から大きく離されて波周期よりかなり長い周期で動揺することがある。この場合には、波の代表周期に対して求めた流体力係数を用いて動揺シミュレーションすることは妥当でないと思われる。しかしながら、防げん材の設計に関して言えば、船舶が防げん材を圧縮する量については、実験値と計算値がほぼ一致しているの、岸壁から離れる動揺量の実験値と計算値の間に差異があるものの代表波周期に対して求めた流体力係数を用いて計算をしてもとくに問題がないと思われる。

### (3) 運動方程式

波浪中で運動する船舶に作用する波による力としては、フルードクリロフの力、散乱波による力、造波抵抗力、静的復原力がある。フルードクリロフの力と散乱波による力は固定状態の船舶に作用する波強制力に相当する。また、造波抵抗力と静的復原力は船舶の運動に伴って生ずる力である。

このほか船舶には、風による力、流れなどによる力、および係留系による反力などが作用する。以上の力によって運動方程式を作るが、船舶の運動に伴って生ずる力を左辺にまとめ、それ以外の力を右辺にまとめると、船舶の運動方程式は、式(11)ようになる。

$$\begin{aligned} & \left[ \text{浮体の質量 (または慣性モーメント)} \right] \times \left[ \text{加速度} \right] \\ & + \left[ \text{造波抵抗力} \right] + \left[ \text{静的復原力} \right] + \left[ \text{係留系による反力} \right] \\ & = \left[ \text{フルードクリロフの力} \right] + \left[ \text{散乱波による力} \right] \\ & + \left[ \text{風による力} \right] + \left[ \text{流れなどによる力} \right] \quad (11) \end{aligned}$$

造波抵抗力は、すでに示したように付加慣性力と減衰抵抗力に分解することができる。また、フルードクリロフの力と散乱波による力は、波力として運動方程式中では一括して取り扱うことができる。また、風による力、流れなどによる力も高次の荷重として一括して取り扱うこ

ととする。したがって式(11)を数式表現すると式(12)のようになる。

$$(M+K)\ddot{x}+N\dot{x}+C\dot{x}|x|+Bx+R(x)=P_0+P \quad (12)$$

ここに、 $M$ : 質量および慣性モーメントマトリックス

(要素の単位はkgまたはkg・m<sup>2</sup>\*)

$K$ : 付加質量および付加慣性モーメントマトリックス (要素の単位はkgまたはkg・m<sup>2</sup>\*)

$N$ : 線形減衰マトリックス (要素の単位はkg/sまたはkg・m<sup>2</sup>/s\*)

$C$ : 非線形減衰マトリックス (要素の単位はkg/mまたはkg・m<sup>2</sup>\*)

$B$ : 静的復原力マトリックス (要素の単位はkg/s<sup>2</sup>またはkg・m<sup>2</sup>/s<sup>2</sup>\*)

$R(x)$ : 係留系の反力ベクトル (要素の単位はkg・m/s<sup>2</sup>またはkg・m<sup>2</sup>/s<sup>2</sup>\*)

$P_0$ : 定常荷重を含む高次の荷重 (風圧力、流れなどによる力など) のベクトル (要素の単位はkg・m/s<sup>2</sup>またはkg・m<sup>2</sup>/s<sup>2</sup>\*)

$P$ : 波力ベクトル (要素の単位はkg・m/s<sup>2</sup>またはkg・m<sup>2</sup>/s<sup>2</sup>\*)

$x$ : 変位ベクトル (要素の単位はmまたはrad\*)

$\dot{x}$ : 速度ベクトル (要素の単位はm/sまたはrad/s\*)

$\ddot{x}$ : 加速度ベクトル (要素の単位はm/s<sup>2</sup>またはrad/s<sup>2</sup>\*)

ただし、 $x=(x_1, x_2, x_3, x_4, x_5, x_6)$ であり、 $x_1$ =サージ、 $x_2$ =スウェイ、 $x_3$ =ヒープ、 $x_4$ =ロール、 $x_5$ =ピッチ、 $x_6$ =ヨウである。

式(12)は6元2階連立方程式である。ここで、係留系の特性が非線形であるので、数値積分によって式(12)の解を求める。ここでは、タイムステップ $\Delta t$ を比較的大きくとることができ、かつ、精度も良いとされているWilson- $\theta$ 法<sup>26)</sup>により時系列解を求めるものとする。なお、タイムステップ $\Delta t$ は、周波数スペクトルの中心周期の20分の1以下となるようにすれば、積分上の誤差は、ほとんど無視できるとされているので、この研究でもその考え方にしたがって $\Delta t$ を設定することとした。

数値積分の結果、式(12)の $\ddot{x}$ 、 $\dot{x}$ 、 $x$ および $R(x)$ が求まる。すなわち浮体の6成分の加速度、速度、変位の時系列と船舶の動揺に伴って生ずる係留力が算定される。

## 2.2 係留船舶に作用する波力

### (1) 波形表示

いま、図-3に示すように $x$ - $y$ 平面を考える。直立壁法

\* モーメントに対する単位を示す。

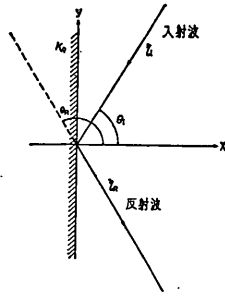


図-3 座 標 系

線は  $y$  軸すなわち  $x=0$  とする。  $x$  軸と  $\theta_I$  の角度をなす進行波の波形は、式(14)で示される。

$$\eta_I = a \cos(kx \cos \theta_I + k y \sin \theta_I + \sigma t + \epsilon) \quad (13)$$

ここに、 $\eta_I$ : 入射波の水面変動、 $a$ : 入射波の振幅、 $k$ : 波数 ( $k=2\pi/\lambda$ ,  $\lambda$ , 波の波長)、 $\theta_I$ :  $x$  軸と進行波のなす角度、 $\sigma$ : 入射波の角振動数、 $t$ : 時間、 $\epsilon$ : 位相である。

一方、 $\eta_I$  の反射波は  $x$  軸と  $\theta_R = \pi - \theta_I$  の角度をなす方向に伝播しその波形は、式(14)で示される。

$$\begin{aligned} \eta_R &= K_R \cdot a \cos(kx \cos(\pi - \theta_I) + k y \sin(\pi - \theta_I) + \sigma t + \epsilon) \\ &= K_R \cdot a \cos(-kx \cos \theta_I + k y \sin \theta_I + \sigma t + \epsilon) \end{aligned} \quad (14)$$

ここに、 $\eta_R$ : 反射波の水面変動、 $K_R$ : 反射率、である。

反射面が、無限遠に続く場合には、 $x$  軸に平行な方向の波形は  $y=0$  として次のように得られる。

$$\left. \begin{aligned} \eta_I &= a \cos(kx \cos \theta_I + \sigma t + \epsilon) \\ \eta_R &= K_R \cdot a \cos(-kx \cos \theta_I + \sigma t + \epsilon) \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

したがって、重複波の波形表示は次のようになる。

$$\begin{aligned} \eta &= \eta_I + \eta_R = a \cos(kx \cos \theta_I + \sigma t + \epsilon) \\ &\quad + K_R \cdot a \cos(-kx \cos \theta_I + \sigma t + \epsilon) \end{aligned} \quad (16)$$

なお、以上示した式において  $K_R=0.0$  とすれば、進行波の波形表示となる。

(2) 速度ポテンシャルおよび船舶に作用する波力

入射波による速度ポテンシャルを式(17)のようにあらわす。

$$\begin{aligned} \phi_{oI} &= i a \frac{\sigma}{k} \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \exp \\ &\quad [i \{k(x \cos \theta_I + y \sin \theta_I) + \sigma t\}] \end{aligned} \quad (17)$$

ここに、 $i$ : 虚数単位、 $a$ : 入射波の振幅、 $\sigma$ : 入射波の角周波数、 $k$ : 波数、 $\theta_I$ : 入射波の波向、 $h$ : 水深である。

一方、直立壁によって反射された反射波の速度ポテンシャルは式(18)であらわされる。

$$\begin{aligned} \phi_{oII} &= i K_R a \frac{\sigma}{k} \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \exp \\ &\quad [i \{k(-x \cos \theta_I + y \sin \theta_I) + \sigma t\}] \end{aligned} \quad (18)$$

ここに、 $K_R$ : 反射率である。

まず、船舶が固定されているときに、波は船舶により

反射されるが、そのときに生ずる力 (diffraction force) を求める。船舶が固定されているときに生ずる反射波は、静止流体中を船舶がある速度をもって運動しているときの radiation として求めるが、このときの船舶の速度は、入射波の水粒子との相対速度に等しいと仮定する。この速度を等価相対速度と呼ぶ。さて、相対速度の  $x, y, z$  成分は、速度ポテンシャルを  $x, y, z$  方向に微分すればよいので、

$\phi_{oI}$  に対して

$$\begin{aligned} u_{x1} &= a \sigma \cos \theta_I \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \exp \\ &\quad [i \{k(x \cos \theta_I + y \sin \theta_I) + \sigma t\}] \\ u_{y1} &= a \sigma \sin \theta_I \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \exp \\ &\quad [i \{k(x \cos \theta_I + y \sin \theta_I) + \sigma t\}] \\ u_{z1} &= i a \sigma \frac{\sinh k(z+h)}{\sinh kh} \exp \\ &\quad [i \{k(x \cos \theta_I + y \sin \theta_I) + \sigma t\}] \end{aligned} \quad (19)$$

$\phi_{oII}$  に対して

$$\begin{aligned} u_{x2} &= -K_R a \sigma \cos \theta_I \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \exp \\ &\quad [i \{k(-x \cos \theta_I + y \sin \theta_I) + \sigma t\}] \\ u_{y2} &= K_R a \sigma \sin \theta_I \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \exp \\ &\quad [i \{k(-x \cos \theta_I + y \sin \theta_I) + \sigma t\}] \\ u_{z2} &= i a \sigma \frac{\sinh k(z+h)}{\sinh kh} \exp \\ &\quad [i \{k(-x \cos \theta_I + y \sin \theta_I) + \sigma t\}] \end{aligned} \quad (20)$$

したがって、入射波と反射波による合成された水粒子の速度は式(21)のようになる。

$$\left. \begin{aligned} u_x &= u_{x1} + u_{x2} \\ u_y &= u_{y1} + u_{y2} \\ u_z &= u_{z1} + u_{z2} \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

また、水粒子の加速度は、式(22)となる。

$$\left. \begin{aligned} \dot{u}_{x1} &= i \sigma u_{x1}, \quad \dot{u}_{x2} = i \sigma u_{x2} \\ \dot{u}_{y1} &= i \sigma u_{y1}, \quad \dot{u}_{y2} = i \sigma u_{y2} \\ \dot{u}_{z1} &= i \sigma u_{z1}, \quad \dot{u}_{z2} = i \sigma u_{z2} \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

したがって、合成された水粒子の加速度は式(23)となる。

$$\left. \begin{aligned} \dot{u}_x &= \dot{u}_{x1} + \dot{u}_{x2} \\ \dot{u}_y &= \dot{u}_{y1} + \dot{u}_{y2} \\ \dot{u}_z &= \dot{u}_{z1} + \dot{u}_{z2} \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

ここで、等価相対速度および加速度として、船舶中心線面内の  $x=-T_m, y=0$  (ただし、ここでは  $y$  は船舶の重心線を座標原点としている。) における速度および加速度を用いる (図-4 参照)。ただし、横方向の力を求めるときには、 $T_m = T_{m1} = \frac{d}{2}$  ( $d$ : 吃水) とし、上下方向の

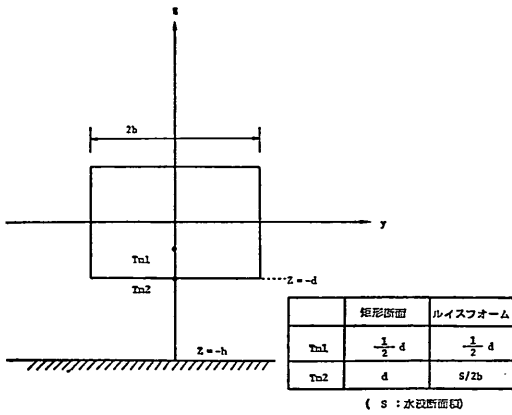


図-4 等価相対速度および加速度を求める位置

力を求めるときには、 $T_m = T_{m2}$  (矩形断面のとき  $T_{m2} = d$ 、ルイスフォーム (ルイスフォームに関する説明は後述する) のとき  $T_{m2} = S/2b$ 、ただし  $S$ : 水没断面積、 $b$ : 浮体の半幅) とする。そうすると、船舶中心線における水粒子の速度および加速度は以下のように表示される。

$$\begin{aligned} \overline{u_y} &= \overline{u_{y1}} + \overline{u_{y2}} \\ &= a\sigma \sin \theta_I \frac{\cosh k(h - T_{m1})}{\sinh kh} \exp\{i(kx \cos \theta_I + \sigma t)\} \\ &\quad + K_R a\sigma \sin \theta_I \frac{\cosh k(h - T_{m1})}{\sinh kh} \exp\{i(-kx \cos \theta_I + \sigma t)\} \quad (24) \\ \overline{u_z} &= \overline{u_{z1}} + \overline{u_{z2}} \\ &= ia\sigma \frac{\sinh k(h - T_{m2})}{\sinh kh} \exp\{i(kx \cos \theta_I + \sigma t)\} \\ &\quad + iK_R a\sigma \frac{\sinh k(h - T_{m2})}{\sinh kh} \exp\{i(-kx \cos \theta_I + \sigma t)\} \quad (25) \end{aligned}$$

ここに、 $\overline{u_y}$ : 船舶中心線面内の  $y$  方向の速度、 $\overline{u_z}$ : 船舶中心線面内の  $z$  方向の速度である。

したがって、船舶の断面に作用する散乱波による力 (diffraction force) のうち上下方向成分を示すと式(26)となる。

$$\begin{aligned} \frac{dF_{dz}}{dx} &= \int_{-b}^b P_{dz} dy \\ &= -\rho \int_{-b}^b (\varphi_{zz} \overline{u_z} - \sigma \varphi_{dz} \overline{u_z}) dz \\ &= M_H \overline{u_z} + N_H \overline{u_z} \\ &= M_H (\overline{u_{z1}} + \overline{u_{z2}}) + N_H (\overline{u_{z1}} + \overline{u_{z2}}) \quad (26) \end{aligned}$$

したがって船舶全体に作用する波力は  $x = -\frac{L}{2}$  から  $x =$

$\frac{L}{2}$  まで積分して式(27)となる。

$$\begin{aligned} &\int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \frac{dF_{dz}}{dx} \cdot dx \\ &= \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} [M_H (\overline{u_{z1}} + \overline{u_{z2}}) + N_H (\overline{u_{z1}} + \overline{u_{z2}})] dx \\ &= \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} (M_H \overline{u_{z1}} + N_H \overline{u_{z1}}) dx \\ &\quad + \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} (M_H \overline{u_{z2}} + N_H \overline{u_{z2}}) dx \quad (27) \end{aligned}$$

ここで、 $P_{dz}$ : 上下方向の diffraction 変動圧力、 $\varphi_{zz}$ : 上下方向に単位振動させたときの速度ポテンシャルの実数成分、 $\varphi_{dz}$ : 上下方向の単位振動させたときの速度ポテンシャルの虚数成分、 $M_H$ : ヒープによる断面付加質量、 $N_H$ : ヒープによる断面造波減衰係数、 $\overline{u_y}$ : 船舶中心線面内の  $y$  方向の加速度、 $\overline{u_z}$ : 船舶中心線面内の  $z$  方向の加速度である。

式(27)で明らかなように重複波による波力は、入射波による波力および反射波による波力をそれぞれ求め、その和を求めることによって得られる。ここでは、上下方向の成分についてのみ示したが、他の成分についても同様求められる。

固定状態の船舶に作用する力としては、前述の散乱波による力 (diffraction force) の他に、船舶を透過する波による力 (Froud-Kriloff の力) がある。フルードクリロフの力は式(28)のようにあらわされる。

$$P_F = B \cosh k(z+h) \exp\{i[kx \cos \theta_I + ky \sin \theta_I + \sigma t]\} \quad (28)$$

ここに、 $B = \rho g a / \cosh kh$  ( $\rho$ : 海水の密度、 $g$ : 重力加速度) である。重複波中でのフルードクリロフの力についても、散乱波による力と同様の手順で求められるので、ここではその計算過程を示さないが、重複波中では、入射波および反射波による力をそれぞれ求めその和を求めればよい。

なお、進行波 (入射波) により浮体に作用する波力の計算法は、直方体浮体の場合には、井島らによって提案されている手法、すなわちグリーン関数を用いて直接三次元的に解く方法<sup>27)</sup> (ポテンシャル接続法) と筆者らによる二次元断面に作用する波力を浮体の長軸方向に積分して求める方法<sup>28)</sup> (断面分割法) とがある。断面分割法による直方体浮体の波力の算定式は、筆者らが文献(9)に示しているので参照されたい。また、船舶については、図-5に示すように円断面を等角写像することにより、船体断面に近い形状が得られることが知られてい

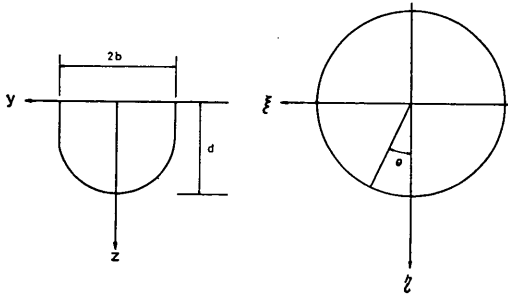


図-5 写像関数の座標系

る<sup>29)</sup>。この写像関数は、ルイスフォームと呼ばれ、造船工学では、船体の断面形状の近似式としてよく用いられる。船体をルイスフォーム近似したときの波力の算定式については、例えば文献30)に詳述されている。

(3) 不規則波中での船舶に作用する重複波の波力  
不規則波中での船舶に作用する重複波の波力を式(29)のように表示する。

$$P = \sum_i (P_{Ii} + P_{Ri}) \\ = \sum_i a_i \cos(k_i x \cos \theta_i + \sigma_i t + \epsilon_i) P_{Ii}^* \\ + \sum_i K_R a_i \cos(-k_i x \cos \theta_i + \sigma_i t + \epsilon_i) P_{Ri}^* \quad (29)$$

ここに、 $P$ : 重複波中の船舶に作用する波力ベクトル  
 $P = (F_x, F_y, F_z, M_x, M_y, M_z)$ , ここで、 $F_x, F_y, F_z$  は各軸方向の波力,  $M_x, M_y, M_z$  は各軸回りの波力モーメントである。

$P_{Ii}$ :  $i$  番目の角振動数成分の入射波による船舶に作用する波力ベクトル

$P_{Ri}$ :  $i$  番目の角振動数成分の反射波による船舶に作用する波力ベクトル

$a_i$ :  $i$  番目の角振動数成分の入射波の振幅

$k_i$ :  $i$  番目の角振動数成分の入射波の波数 ( $k_i = 2\pi/\lambda_i, \lambda_i$ : 波長)

$\sigma_i$ :  $i$  番目の成分の入射波の角振動数

$\epsilon_i$ :  $i$  番目の角振動数成分の入射波の位相

$P_{Ii}^*$ :  $i$  番目の角振動数成分の入射波の単位振幅当りの船舶に作用する波力ベクトル (複素数表示)

$P_{Ri}^*$ :  $i$  番目の角振動数成分の反射波の単位振幅当りの船舶に作用する波力ベクトル (複素数表示)

なお、ドルフィンに保留された船舶の動揺を計算する場合のように、波が進行波と考えられる場合には  $K_R = 0.0$  とすればよい。ただし、横さん橋構造の場合には、波が変形し、流れが生ずるので、式(29)を用いて船舶に作

用する波力を計算することは適切でない。突堤形式のさん橋の場合には  $K_R$  として適切な値を与えて式(29)で波力を計算しても良いと思われる。

(4) 完全重複波の場合の波高および船舶に作用する波力

ここでは、直立壁前面における重複波の波高分布および船舶に作用する波力がどのような特性をもつかを示す。反射面における反射率  $K_R$  が 1 の場合 (完全重複波) について、直立壁前面での波高の分布を示す。式(16)において  $K_R = 1$  とおくと次式が得られる。

$$\eta = 2a \cos(\sigma t + \epsilon) \cos(kx \cos \theta_i) \quad (30)$$

ここで  $\cos(\sigma t + \epsilon)$  は時間の関数であり、 $2\cos(kx \cos \theta_i)$  が場所の関数である。この場所の関数は直立壁前面の領域での波高分布を示すことになる。 $\eta$  が極大値となるのは、式(31)が成立するときである。

$$x = \frac{n\pi}{k \cos \theta_i} \quad (n=0, 1, 2, \dots) \quad (31)$$

すなわち、直立壁面で水位変動が極大値をとり、壁面より  $\pi/(k \cos \theta_i)$  離れたところで水位変動が再び極大値となる。

次に、直立壁前面に保留された船舶に作用する波力について示す。さきに示した船舶の動揺成分のうち、サージ、ヒーブ、ピッチに対する波力および波力モーメントについては、入射波による波力と反射波による波力の位相が同一である。したがって、 $P_{Ii}^* = P_{Ri}^* = P_i^*$  とおくと重複波中の波力は、式(32)となる。

$$P = \sum_i \{ 2 \cos(\sigma_i t + \epsilon_i) \cos(k_i x \cos \theta_i) \} a_i P_i^* \quad (32)$$

ここで、 $\cos(\sigma_i t + \epsilon_i)$  は時間の関数であり、 $2 \cos(k_i x \cos \theta_i)$  の部分が直立壁前面での波力の大小を示すことになる。すなわち、船舶に作用する波力は、岸壁と船舶の中心との距離  $x$  の関数となっている。 $0 \leq 2 \cos(k_i x \cos \theta_i) \leq 2$  であるから、直立壁前面でのサージ、ヒーブ、ピッチの波力は波が透過する場合に比べて最大 2 倍となる。すなわち、 $k_i x \cos \theta_i = n\pi (n=1, 2, \dots)$  のとき、サージ、ヒーブ、ピッチの重複波中での波力は、入射波による波力の 2 倍となる。ここで注意しなくてはならないのは重複波中では船舶の岸壁からの位置によって作用する波力が変化することである。

一方、スウェイ、ロール、ヨウに対する波力および波力モーメントについては、入射波による波力と反射波による波力の位相が  $180^\circ$  ずれている。したがって、波向  $\theta_i$  からの波力が極大となると、波向  $\theta_R = 360^\circ - \theta_i$  からの波力は極小となる。したがって、 $P_{Ii}^* = -P_{Ri}^* = P_i^*$  とおくと重複波中での船舶に作用する波力は、式(33)となる。

$$P = \sum_i \{-2 \sin(\sigma_i t + \epsilon_i) \sin(k_i x \cos \theta_i)\} a_i P^* \quad (3)$$

ここで、前述と同様に、 $2 \sin(k_i x \cos \theta_i)$  の部分が直立壁前面での船舶に作用する波力の大小を示すこととなる。 $0 \leq 2 \sin(k_i x \cos \theta_i) \leq 2$  であるから、直立壁前面でのスウェイ、ロール、ヨウの波力は波が透過する場合に比べて最大2倍となる。すなわち、 $k_i x \cos \theta_i = n\pi/2$  ( $n = 1, 2, \dots$ ) のとき、スウェイ、ロール、ヨウの波力が重複波中では入射波に対する波力に対して最大2倍となる。

以上示したことを重複波中での水粒子の運動と対比させて考えると、 $x = n\pi / (2k_i \cos \theta_i) = n\lambda_i / (4 \cos \theta_i)$  ( $\lambda_i$ : 波長) のところでは、水粒子の水平運動が卓越するためにスウェイ、ロール、ヨウの波力が大きくなる。これに対して、 $x = n\pi / (k_i \cos \theta_i) = n\lambda_i / (2 \cos \theta_i)$  のところでは、水粒子の上下運動が卓越するためにヒープ、ピッチの波力が大きくなる。

### 3. 模型実験

#### 3.1 実験施設および装置

##### (1) 実験施設

模型実験は当所の造波平面水槽(長さ25m, 幅15m, 深さ1m)を用いた。水槽には不規則波造波装置および送風機が設置されており、風および波を同時に作用させた実験を行うことができる。不規則波造波装置は3台のピストン型造波機によって構成されている。送風機は可動式であり、図-6(写真)に示すように横一列に一直線



図-6 送風機

に並べて幅9mにわたって一方向の風を起こすことができる。送風機の前面には整流板が取り付けられており、発生させた風は模型にはほぼ均一に作用する。発生させることができる最大の平均風速は約9m/s(ファン直前)であり、定常風および変動風を発生させることができ

る。

##### (2) 六自由度運動計測装置

模型船の動揺量は図-7に示す六自由度運動計測装置を

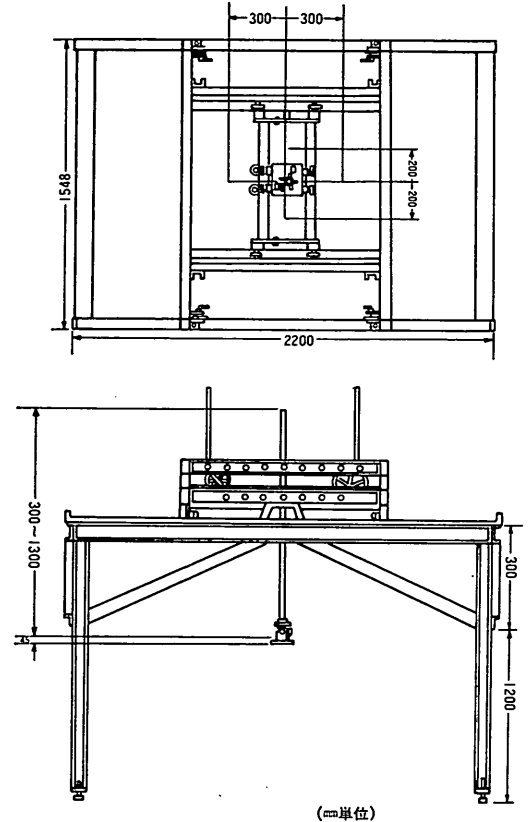


図-7 六自由度運動計測装置

用いて計測した。変位量はポテンショメーターで計測される。計測のフルスケールは、サージ±20cm, スウェイ±30cm, ヒープ±25cm, ロール±20°, ピッチ±15°, ヨウ±90°である。また、動揺振幅の小さなときにも精度良く実験できるように計測のフルスケールを上記の数値に対して1/2, 1/4, 1/8に設定できる。

##### (3) 荷重計および変位計

係留系に働く力は荷重変換器(ロードセル)を用いて測定した。模型防げん材に、50kgf FS\*あるいは20kgf FSのロードセルを取り付け、模型防げん材に作用する力を測定した。また、係留索の張力は岸壁側の固定点に20kgf FSの引張型の荷重変換器(ロードビーム)を取付けて検出した。また、模型防げん材の変位量は防げん材直

\* 50kgf FSとはフルスケール50kgfを意味する。

上に±10cm FSの変位計を取付けて測定した。

(4) 波高計および風速計

波高はフルスケール20cmの容量式波高計で測定した。波高計の設置場所は、造波板と模型船との間に2ヶ所、直立壁面に1ヶ所の合計3ヶ所とした。

風速は熱線式風速計を用いて計測し、模型船の付近の2ヶ所で計測した。熱線式風速計の測定レンジは、4, 10, 40m/sの三通りに設定することができる。

(5) 模型船

模型船は、10,000DWT級の貨物船の1/30模型である。本体は木製であり、その表面はFRP仕上げである。模型船の吃水、重心位置および環動半径は模型船の内部に鉄製の重錘を入れて調整する。模型船のメタセンター高さ( $\bar{GM}$ )および縦慣性モーメントは船体を載せる専用のブランコを使用して確認した。図-8は模型船の外観

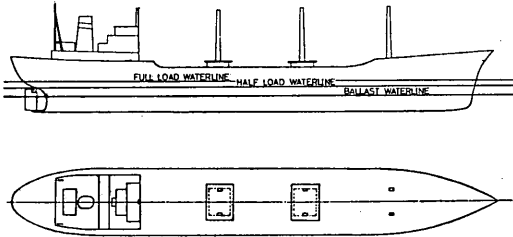


図-8 模型船の外観形状

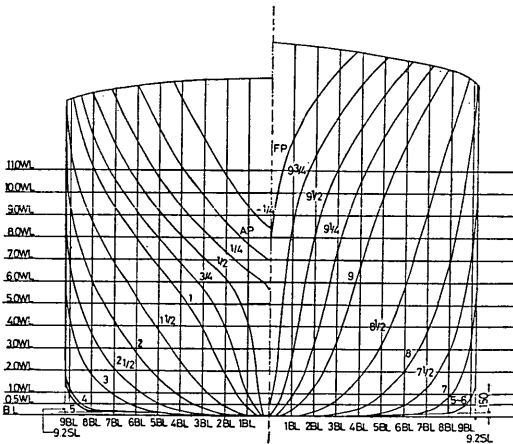


図-9 船体の断面形状

形状である。また、図-9は模型船の各断面の形状を示したものである。表-1に模型船の諸元を示す。なお、表中のブロック係数  $C_B$  は式(34)で定義される。

$$C_B = \frac{V}{BdL_{pp}} \quad (34)$$

表-1 模型船の諸元 (空載時)

全長	$L_{OA}$	440.0cm
垂線間長	$L_{pp}$	403.0cm
型深さ	$D$	41.0cm
型幅	$B$	61.0cm
吃水	$d$	14.4cm
排水量	$W$	226.8kgf
ミッドシップから重心までの距離	$\bar{x}_G$	5.0cm
船底から重心までの距離	$KG$	24.0cm
ブロック係数	$C_B$	0.641
横揺れ固有周期	$T_\phi$	2.85 s

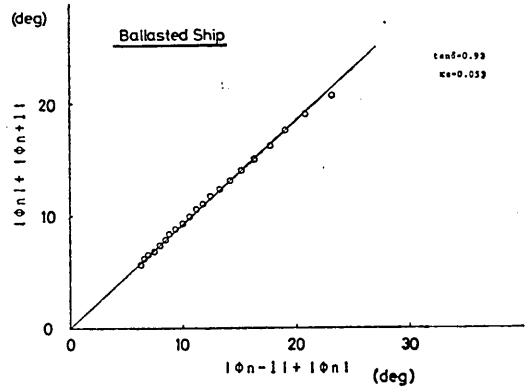


図-10 ロールの自由振動実験結果

ここに、 $V$ : 船体の水面下の体積 ( $m^3$ ),  $d$ : 吃水 ( $m$ ),  $B$ : 船体の幅 ( $m$ ),  $L_{pp}$ : 船舶の垂線間長 ( $m$ ) である。

ロールについては、通常実験によって得られた減衰定数を用いることが多い。ここでは、自由振動実験を行い固有周期と減衰定数を求めた。減衰定数は二通りの方法で求めた。図-10は、ロールの自由振動実験結果であるが、ロールの動揺振幅  $\phi_n$  は等比級数的に減衰する。したがって図中の横軸  $|\phi_{n-1}| + |\phi_n|$  と縦軸  $|\phi_n| + |\phi_{n+1}|$  の間には、式(35)なる関係が成立する。

$$\tan \delta = \frac{|\phi_n| + |\phi_{n+1}|}{|\phi_{n-1}| + |\phi_n|} = e^{-\pi \alpha c / \omega_\phi} \quad (35)$$

よって、これから減衰率が式(36)のように求まり、また、無次元減衰係数が式(37)より求まる。

$$-\frac{\pi \alpha c}{\omega_\phi} = \ln(\tan \delta) \quad (36)$$

$$\kappa_e = \frac{2\alpha_e}{\omega_\phi} \quad (37)$$

ここに、 $\pi$ : 円周率、 $\alpha_e$ : 減衰係数(1/s)、 $\kappa_e$ : 無次元減衰係数、 $\omega_\phi$ : ロールの固有角振動数(rad/s)である。以上の手順によって本報告で示す模型船の横揺れ無次元減衰係数は $\kappa_e=0.053$ と求まる。

図-11は横軸に平均横揺れ角 $\phi_m$ 、縦軸に減減角 $\Delta\phi$ を

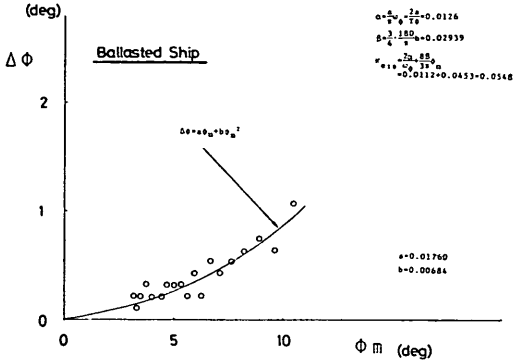


図-11 減減曲線

示したものである。ただし、 $\phi_m$ 、 $\Delta\phi$ は式(36)のように定義される。

$$\begin{aligned} \Delta\phi &= |\phi_n| - |\phi_{n-1}| \\ \phi_m &= (|\phi_n| + |\phi_{n-1}|)/2 \end{aligned} \quad (38)$$

図-11は減減曲線と呼ばれ、振幅 $\phi_m$ における減衰係数は式(39)より求められる。

$$\kappa_{e\phi_m} = \frac{2\alpha}{\omega_\phi} + \frac{8\beta}{3\pi} \phi_m \quad (\phi_m: \text{rad}) \quad (39)$$

ここに、 $\alpha$ および $\beta$ は式(40)に示す非線形減衰項を含む場合の横揺れ運動方程式の係数である。

$$\ddot{\phi} + 2\alpha\dot{\phi} + \beta\phi|\dot{\phi}| + \omega_\phi^2\phi = 0 \quad (40)$$

以上に示した手順でロールの振幅 $10^\circ$ のときの減衰係数を求めると $\kappa_{e10^\circ}=0.0548$ となる。これは、先に図-10から求めた無次元減衰係数 $\kappa_e=0.053$ とほぼ同じ値である。なお、次章で示す計算事例では、無次元減衰係数として $\kappa_e=0.053$ を用いた。その理由としては、図-10から求めた減衰係数が非線形減衰力を線形化して求めた振幅 $10^\circ$ に対する減衰係数 $\kappa_{e10^\circ}=0.0548$ と大差がないことによる。なお、ここで得られた無次元減衰係数は高石らが形状の類似した船舶で測定した値と特に大きな差がないことが確認されている。

(6) 防げん材および係留索の模型

a. 模型防げん材

模型防げん材は実際の防げん材の特性にできうる限り

相似な特性となるように工夫して製作した。なお、後述するように、模型実験はフルードの相似則にしたがって行ったので模型防げん材は現物の防げん材に対して変形量が1/30、反力が1/27,000となるような特性が得られるように製作した。

ここでは模型防げん材として2種のモデルを作成した。1つは、図-12に示されるように、ある変形量(お

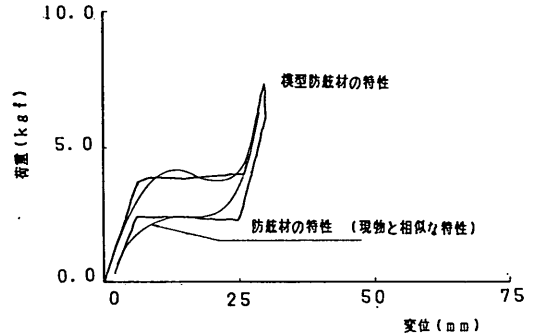


図-12 模型防げん材の特性(定反力型)

およそ防げん材の全高の10~15%)までは荷重と変形には、ほぼ線形な関係がみられ、それを越すと全高の50%前後に相当する変形量までは、変形が大きくなっても荷重がほぼ一定であるタイプである。このようなタイプの防げん材は変形量が10~50%程度の範囲でその反力がほぼ一定であるので定反力型の防げん材と呼ばれ、図にも示すように除荷の際に大きなヒステリシスを有する。このようなタイプを仮に線形な特性に置き換えると実際現象と異なる現象を再現することになる。したがって非線形なモデルで実験を行う必要がある。図-12に示した模型防げん材の特性と現物の防げん材の特性(模型縮尺したもの)とを比較すると定反力区間の与え方、及びヒステ

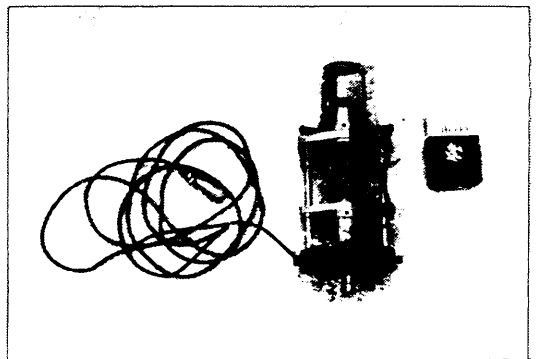


図-13 模型防げん材の外観形状(定反力型)



リシスの量についてはほぼ現物の特性を再現していると考えられる。図-13は定反力型の模型防げん材であるが、模型はコイルスプリングと空気圧を用いて製作しており、前述の図-12のような特性の荷重-変形特性が得られている。

いま一つのタイプは、図-14に示すように荷重と変形

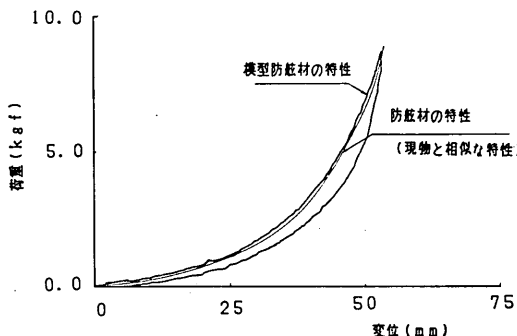


図-14 模型防げん材の特性 (反力漸増型)

の関係が双曲線の一部の形状と類似しているタイプである。すなわち、変形が小さな時には防げん材の反力が小さいが、変形が大きくなるにつれて反力の増加率が大きくなるタイプである。このタイプは、ここではその荷重と変形の関係から反力漸増型の防げん材と呼ぶこととする。

図-14に示した 模型防げん材の特性と現物の防げん材の特性とを比較すると両者はよく一致していることがわかる。ただし、模型防げん材では除荷の際に若干ヒステリシスが生じている。反力漸増型の 模型防げん材は

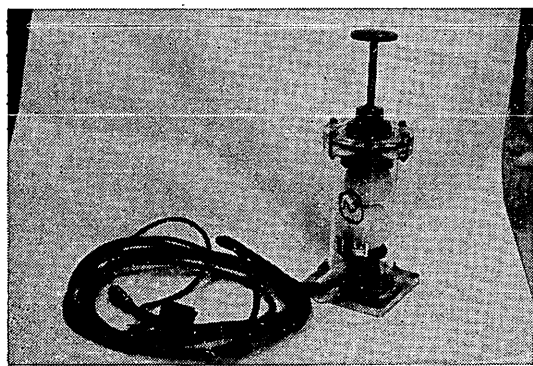


図-15 模型防げん材の外観形状 (反力漸増型)

図-15に示すように軟式テニスボールを用いて製作した。ただし、所定の防げん材の荷重と変形の特性が得られるようにテニスボールの内圧を調整している。

b. 模型係留索

船舶の係留には、ナイロン索などの繊維索や鋼索など

が用いられる。繊維索は伸びの大きな素材であり、荷重と伸びの関係は、図-16に示すように非線形な関係にあ

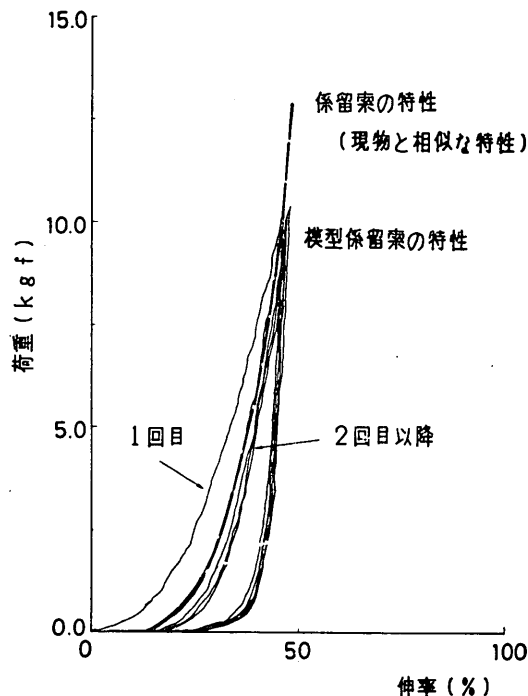


図-16 模型係留索の特性

る。すなわち、伸びが小さな状態では荷重(張力)の変化は小さいが、伸び量が大きくなると荷重の変化が大きくなる。従来このような非線形な素材を得ることは困難であったので模型実験では、ピアノ線やコイルスプリング、糸ゴム等を用いて線形なモデルを用いることが多かった。また、非線形なモデルの場合にも、コイルスプリングの組み合わせによる断片線形(折線形)モデルを用いていることが多い。

ここでは、実際の係留索の特性に相似となるようなより厳密な模型化を試みた。模型の作成にあたっては、種々の材料を用いて検討を行ったが最終的にはナイロン製のストッキングを用いた。ストッキングに用いられているナイロンの原糸は数デニール\*から数十デニールと細く、実際にナイロン製の係留索に用いられているナイロンの原糸(約1,000デニール)に比べて約1/100程度の細さである。ただし、ストッキングはそのままの状態では、初期の伸びがかなり大きく、また取扱上も不便であ

\* 1デニールとは原糸の長さが9,000mのとき原糸の重量が1gfであることを示す単位である。

る。そこで、ストックングに適当なよりを与え、さらにより合せることによって特性を改善して、実際の係留索の特性と相似な模型の特性を得ることができた。図-17は模型係留索の外観形状である。

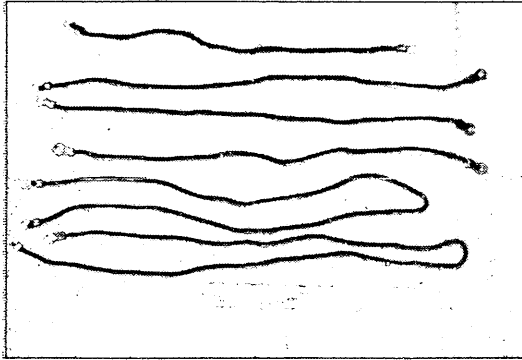


図-17 模型係留索の外観

c. 防げん材と係留索の配置

図-18は模型船の係留状況である。模型防げん材は船

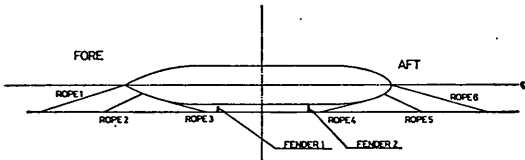


図-18 防げん材と係留索の配置

体中央部から船首側、船尾側に0.7m離れた位置に取りつけた。一方、係留索は、船首側、船尾側に3本ずつ、ほぼ対称に配置した。

3.2 実験方法および実験条件

(1) 模型配置

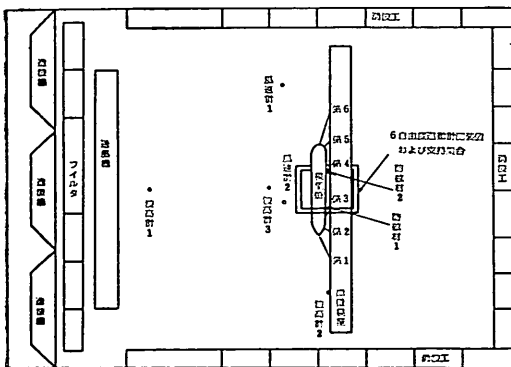


図-19 模型の配置 (直角入射波)

図-19は模型配置の一例を示したものである。これは真横から波および風を作用させる場合の模型、送風機、造波機の配置を示したものである。また、造波機は固定であるので波が斜めに入射するときの実験は図-20 (写

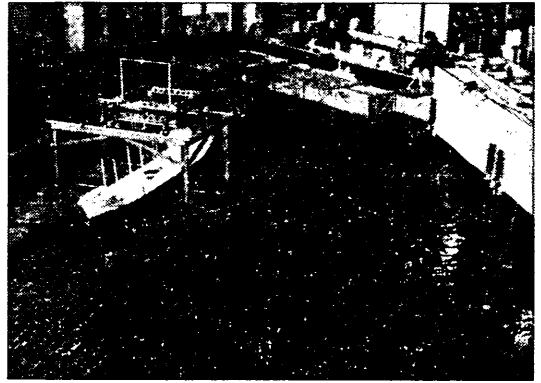


図-20 実験状況 (斜め入射波)

真)に示すように模型岸壁を造波機に対し斜めに配置しておこなった。

(2) 模型縮尺

波浪による船舶の運動では、重力が支配的な要素であるのでフルード数の相似を満たすことが望ましい。しかし、船舶の運動では、フルードの相似則にしたがう力の他に、水の粘性や渦によって生ずる力も作用する。また風による力にも渦等によって生ずる力が作用する。したがって、このような力を相似させるためには、レイノルズ数を模型と実物で一致させる必要がある。しかし、フルード数とレイノルズ数を模型実験において同時に満足させることはできない。そこで波浪による船舶の運動では重力に関する力が水の粘性や渦によって生ずる力よりも支配的であるので、今回の模型実験では、フルードの相似則を用いて、模型の縮尺と実物の縮尺を決めることとした。

フルードの相似則によると模型の縮尺と実物の縮尺には、式(4)のような関係がある。

$$\left. \begin{aligned} \text{長さ: } L_m/L_p &= 1/S \\ \text{時間: } t_m/t_p &= 1/\sqrt{S} = 1/S_i \\ \text{力: } F_m/F_p &= 1/S^3 = 1/S_f \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ここに、 $L_m$ : 模型長さ (m),  $L_p$ : 実物長さ (m),  $t_m$ : 模型時間 (s),  $t_p$ : 実物時間 (s),  $F_m$ : 模型での力 ( $\text{kg}\cdot\text{m}/\text{s}^2$ ),  $F_p$ : 実物での力 ( $\text{kg}\cdot\text{m}/\text{s}^2$ ),  $S$ : 長さの縮尺,  $S_i$ : 時間の縮尺,  $S_f$ : 力の縮尺である。

模型実験で力を測定する際に、模型が小さすぎると、模型の製作上の誤差や荷重の測定上の誤差が無視できな

表-2 実験に用いた不規則波の諸元

目標波周期 (模型) $T_{1/3}$ (s)	目標波周期 (現物換算) $T_{1/3}$ (s)	模型 諸 元				現 物 諸 元				$\bar{T}/T_{1/3}$	$H_{1/3}/\bar{H}$
		$H_{1/3}$ (cm)	$\bar{H}$ (cm)	$T_{1/3}$ (s)	$\bar{T}$ (s)	$H_{1/3}$ (m)	$\bar{H}$ (m)	$T_{1/3}$ (s)	$\bar{T}$ (s)		
0.73	4.0	1.89	1.24	0.89	0.83	0.567	0.372	4.87	4.55	0.93	1.52
1.10	6.0	1.71	1.11	1.23	1.09	0.513	0.333	6.77	5.97	0.88	1.54
1.46	8.0	1.70	1.10	1.56	1.34	0.510	0.330	8.54	7.34	0.86	1.55
1.83	10.0	1.74	1.17	1.77	1.47	0.522	0.351	9.69	8.05	0.83	1.49
2.19	12.0	2.04	1.29	2.14	1.80	0.612	0.387	11.72	9.86	0.84	1.58
2.56	14.0	1.91	1.24	2.62	2.14	0.573	0.372	14.35	11.72	0.82	1.54

くなる。しかし、模型縮尺が大きな実験は、大規模な実験施設が必要となる。ここでは、水槽の規模による制約や造波機の造波能力、送風機の送風能力の制約などから種々の条件を考慮して、模型縮尺を1/30とした。したがって時間の縮尺は $1/\sqrt{30}=1/5.48$ であり、力の縮尺は $1/30^3=1/27,000$ である。

なお、フルードの相似則を用いた場合、現物のレイノルズ数  $R_{ep}$  と模型のレイノルズ数  $R_{em}$  の間には、式(42)のような関係が成立する。

$$R_{em} = R_{ep} / S \sqrt{S} \quad (42)$$

したがって、この式からわかるように、模型縮尺が大きいほど現物のレイノルズ数と模型のレイノルズ数が近くなっている。この意味からも、出来る限り大きな縮尺の実験が望ましいといえる。なお、今回の実験では、模型のレイノルズ数は現物のレイノルズ数の1/164となっている。

### (3) 実験波

実験波としては、規則波および不規則波を用いた。規則波の波高は1.67cm（現物換算波高0.5m）とした。また、周期は、0.73秒、0.91秒、1.10秒、1.28秒、1.46秒、1.64秒、1.83秒、2.19秒、2.56秒（現物換算周期4秒、5秒、6秒、7秒、8秒、9秒、10秒、12秒、14秒）とした。不規則波は、有義波高1.67cm（現物換算波高0.5m）、有義波周期0.73秒、1.10秒、1.46秒、1.83秒、2.19秒、2.56秒（現物換算有義波周期4秒、6秒、8秒、10秒、12秒、14秒）を目標とした。また不規則波には、そのスペクトルがブレッドシュナイダー・光易のスペクトルと同じであるものを発生させた。

直立壁の前では、波は重複波となる。したがって実際に発生させた波の入射波と反射波とを独立に計測することができない。そこで計測された重複波について入射

波と反射波の分離計算<sup>1)</sup>を行い入射波高を求めた。なお、分離計算によって得られた入射波と反射波を比較検討した結果、岸壁面（アクリル板）の反射率は、ほぼ1.0であることが確認された。なお、岸壁前面の波高分布については、次章で詳述する。実際に発生させた不規則波の諸元を表-2に示すが、有義波周期0.73~1.46秒の短周期側の波では、実験波の有義波周期は目標とした有義周期と比べてやや長目である。これは、短周期側の波では、造波板の前面に設置したフィルターの影響によ

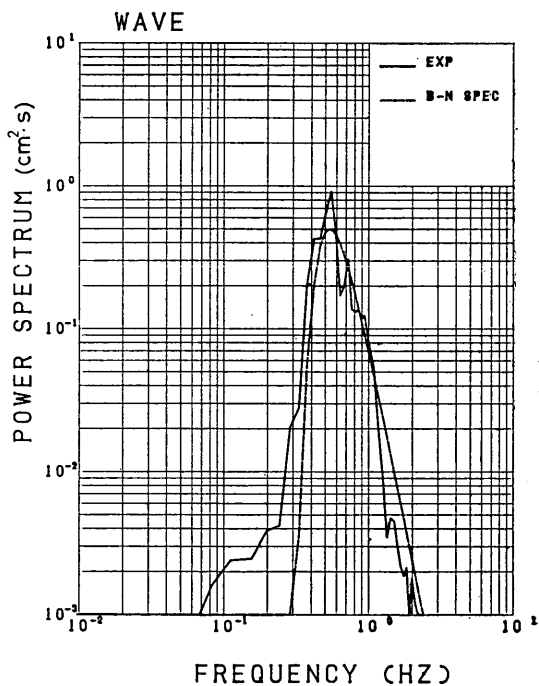


図-21 不規則波のスペクトル（有義波周期1.83秒）

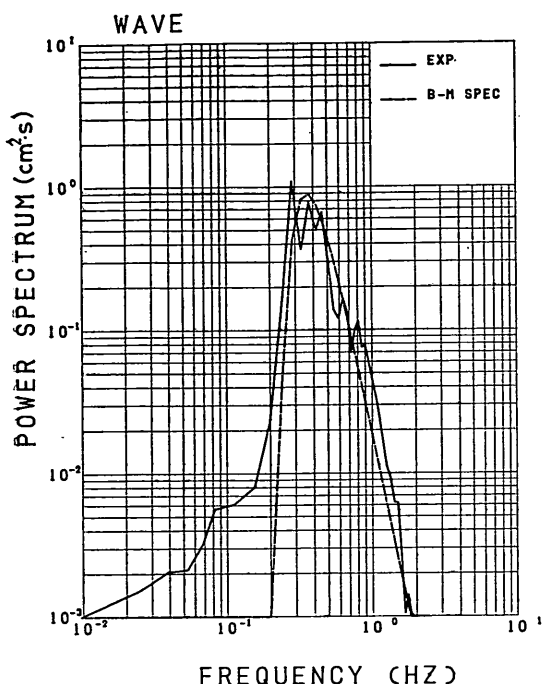


図-22 不規則波のスペクトル (有義波周期2.56秒)

り、短周期成分の波がフィルターによってより大きく除去されたためである。目標有義波高 1.67cm (現物換算波高 0.5m) に対して実験波の有義波高は 1.70~2.04 cm (現物換算波高 0.51~0.61m) とややばらつきが生じている。

図-21 および図-22 は有義波周期 1.83秒および 2.56秒 (現物換算有義波周期 10秒および 14秒) に対する実験波の周波数スペクトルを示したものである。同図には、実験波と同じ有義波高、有義波周期をもつブレッドシュナイダー・光易型の周波数スペクトルも示している。いずれの波周期の場合も実験波のスペクトルのピーク周波数は、ブレッドシュナイダー・光易型のスペクトルのピーク周波数と一致している。ただし高周波側の成分については、実験波のスペクトルはブレッドシュナイダー・光易型のスペクトルにはほぼ一致しているが、低周波側については実験波のスペクトルの方がややエネルギー密度が大きい。また、ブレッドシュナイダー・光易型のスペクトルでは、0.2~0.3Hz 以下の成分はないが、実験波のスペクトルでは、それらの成分も生じている。

(4) 変動風

変動風は平均風速の目標値が 5.5m/s (現物換算風速 30m/s) のケースについて作成した。作成に際しては、送風機の応答特性を考慮して、高周波側の成分に重みを

かけた。しかし、周期 2 秒 (現物換算周期 11.0 秒) 以下の成分を発生させることは不可能と判断されたので、周期 2 秒以下の成分についてはカットした。図-23 は発生

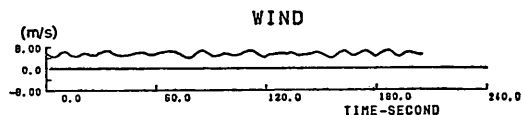


図-23 変動風の時系列波形

させた変動風の時系列である。ただし、風速は模型船から約 1 m 離れた点で測定したものである。風速の変動幅は、3.7~6.7m/s (現物換算風速 20.8m/s~36.7m/s) である。

図-24 は実験に用いた変動風のスペクトルである。同

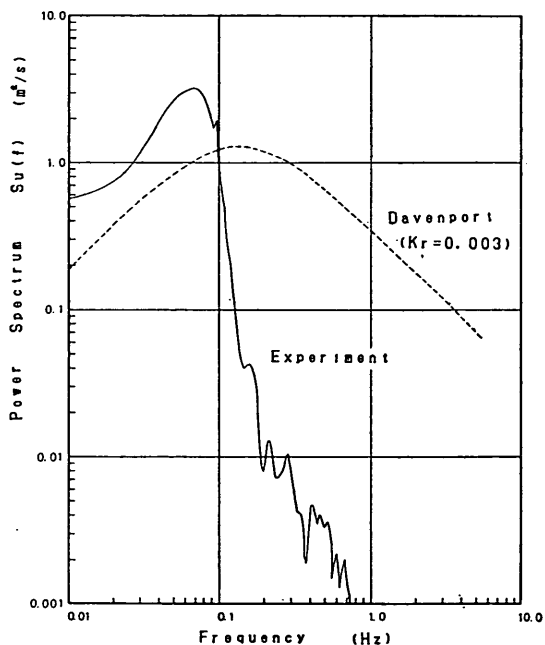


図-24 変動風のスペクトル

図にはダベンポートのスペクトルを記入した。実験に用いた変動風のスペクトルは振動数 0.1Hz 以上で急にエネルギー密度が低下している。これは送風機が 0.1Hz 以上の振動数の電圧変動に対して極端に追従性が悪くなるためである。ダベンポートのスペクトルでは 0.15Hz (現物換算 0.0274Hz) 付近にピークがあるが、この付近では、送風機の追従性が悪いため実験に用いた変動風では 0.07Hz 付近にピークがある。

(5) 実験ケース

表-3 実験ケースと条件

	シリーズ名	波向	風向	载荷状態	岸壁構造	防げん材	風速 (m/s) (現物換算)	波高(m) (現物換算)	波の種類
A	ABQH R	90°	90°	B	Q	H	0	0.50	R
	ABQH IR	90°	90°	B	Q	H	0	0.51~0.61	IR
	ABQH CIR 30	90°	90°	B	Q	H	30.0(C)	0.51~0.61	IR
	ABQH VIR 30	90°	90°	B	Q	H	30.0(V)	0.51~0.61	IR
	ABQA R	90°	90°	B	Q	A	0	0.50	R
	ABQA IR	90°	90°	B	Q	A	0	0.51~0.61	IR
	ABQA CIR 30	90°	90°	B	Q	A	30.0(C)	0.51~0.61	IR
	ABTH R	90°	90°	B	T	H	0	0.50	R
	ABTH IR	90°	90°	B	T	H	0	0.51~0.61	IR
	ABTA R	90°	90°	B	T	A	0	0.50	R
ABTA IR	90°	90°	B	T	A	0	0.51~0.61	IR	
C	CBQH R	60°	120°	B	Q	H	0	0.50	R
D	DBQH R	30°	120°	B	Q	H	0	0.50	R
				B = 空載	Q = 非透過性岸壁 T = 透過性岸壁	H = 定反力型 A = 反力漸増型	C = 定常風 V = 変動風		R = 規則波 IR = 不規則波

(注) シリーズBは波向90°, 風向120°のケースであるが本報告では示していない。またシリーズCおよびシリーズDについても風が作用するケースがあるが本報告では示していない。

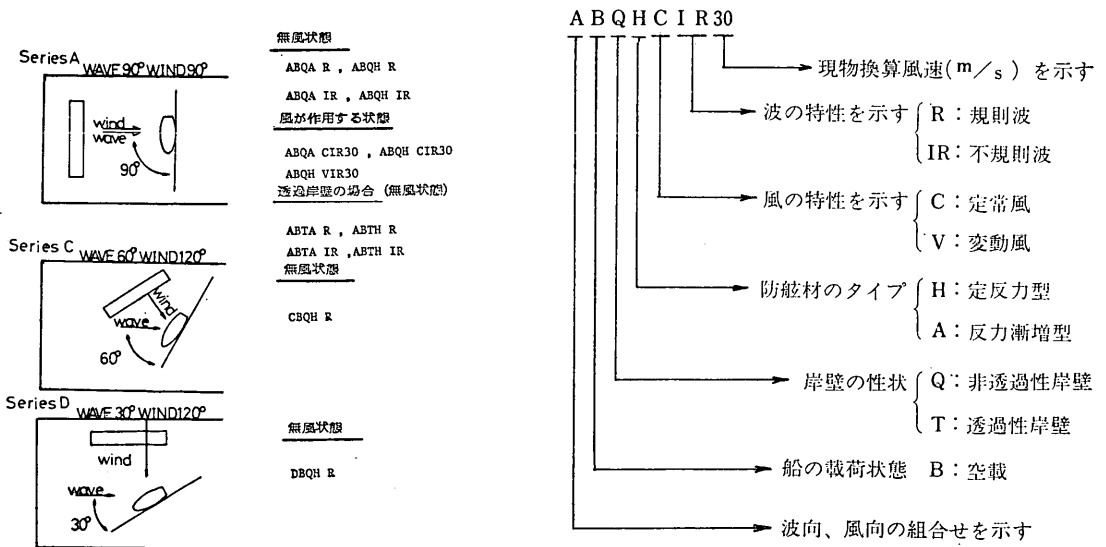


図-25 模型実験の波向と風向

(図-25参照)

## 係留船舶の動揺計算法とその評価

実験は、波向および風向、岸壁の性状、風の変動特性、波の不規則性、防げん材の特性等を変化させて実施した。なお、実験の際の水深は0.37m（現物換算11.1m）とした。

表-3に実験ケースを記す。図-25には、各実験シリーズの波向、風向を示した。なお、波向、風向は、船舶の船首方向から作用する状態を0°、船側方向から真横に作用する状態を90°として定義している。

### (6) 測定法とデータの解析

測定項目と測定点数は以下のとおりとした。

波高	3点
風速	2点
模型船の運動	6成分
防げん材に作用する反力	2点
防げん材位置の模型船の水平変位	2点
係留索に作用する張力	6点
(合計)	21点

規則波、不規則波の実験とも全測定量をアナログデータレコーダに収録するとともに、ペンオシログラフにモニター出力させた。解析に当っては、A/D変換を行ってデジタル化したデータを使用した。A/D変換の際のサンプリング周波数は20Hzとした。また、A/D変換では、データレコーダの記録電圧に対して1mV単位で±2,048mVの範囲でデジタル化される。解析の際には、実験開始後の約25秒間のデータを除外し、約200秒間のデータ（データ数4,096個）で統計量その他の諸量を求めた。

## 4. 実験値とシミュレーション計算値の比較

### 4.1 直立壁前面の波高

直立壁前面では、入射波と反射波により重複波となる。ここでは、岸壁前面の波高の分布を調べる。

図-26は規則波で波向90°の場合の直立壁前面での入射波に対する波高比を示したものである。図の横軸は直立壁から波高計までの距離 $x$ と波の半波長 $\lambda/2$ との比

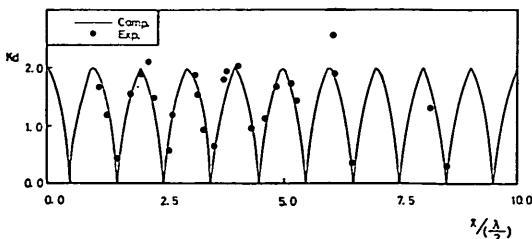


図-26 直立壁前面での入射波に対する波高比(規則波の場合)

$x/(\lambda/2)$  であり、縦軸は重複波の入射波に対する波高比  $K_d$  である。また、図中の実線は完全重複波とした場合の入射波に対する波高比の計算値であり式(4)によって求めたものである。

$$K_d = 2 \cos(kx) = 2 \cos(2\pi x/\lambda) \quad (4)$$

ここで、 $\pi$ : 円周率、 $k$ : 波数 ( $s^{-1}$ )、 $\lambda$ : 波長 (m) である。

なお、波高は模型船を係留しない状態で測定した。波高計は、直立壁の前面5.0mと5.3mおよび2.47mと7.48mに設置した。また、図中には、波周期0.73秒から2.56秒までのすべての波周期について横軸を  $x/(\lambda/2)$  にとり入射波に対する波高比をプロットしている。波高比の実験値の一部に計算値から離れているところがみられるが、全体としてみれば実験値は実線で示される理論値とはほぼ一致し、模型実験で発生させた波は、ほぼ完全な重複波とみなして良いと思われる。

次に不規則波の場合について入射波に対する波高比を調べる。図-27および図-28は、有義波周期1.83秒（現物

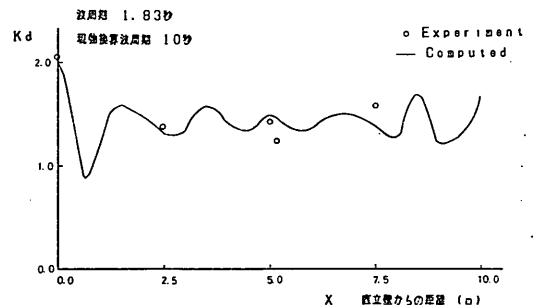


図-27 直立壁前面での入射波に対する波高比(不規則波 1.83秒)

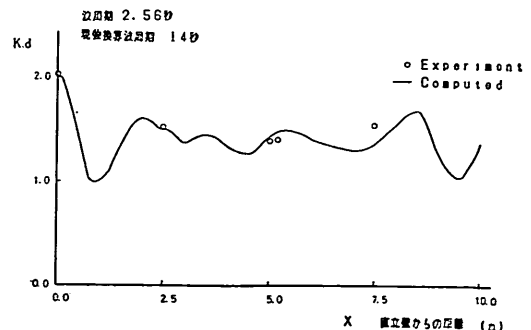


図-28 直立壁前面での入射波に対する波高比(不規則波 2.56秒)

換算有義波周期10.0秒)と有義波周期2.56秒(現物換算有義波周期14.0秒)のケースについて直立壁前面における波高比を示したものである。図の横軸には岸壁から波高計までの距離  $x$ 、縦軸には重複波の入射波に対する波高比  $K_d$  をとった。図中の実線は、重複波の入射波に対する波高比の計算値を示すが、式(44)のように定義した。

$$K_d = \frac{H_{S1/3}}{H_{I1/3}} \quad (44)$$

ここで、 $H_{I1/3}$ : 入射波の有義波高、 $H_{S1/3}$ : 重複波の有義波高である。

なお、入射波、重複波の波形表示は式(45)~(47)のようにした。

$$\eta_I(t) = \sum_{i=1}^N a_i \cos(k_i x + \sigma_i t + \varepsilon_i) \quad (45)$$

$$\eta_R(t) = \sum_{i=1}^N K_R a_i \cos(-k_i x + \sigma_i t + \varepsilon_i) \quad (46)$$

$$\eta(t) = \eta_I(t) + \eta_R(t) \quad (47)$$

ここに、 $a_i$ : 成分波の振幅、 $k_i$ : 成分波の波数、 $\sigma_i$ : 成分波の角振動数、 $\varepsilon_i$ : 成分波の位相、 $K_R$ : 直立壁の反射率である。

直立壁の反射率は前述のように  $K_R \approx 1.0$  と推定されたので、ここでは  $K_R = 1.0$  とした。

不規則波の直立壁前面での波高比は、距離0.0m すなわち壁面で2.0であり、距離が離れるにしたがって波高比は減少したり増大したりするが、距離が2.5m(現物換算75m)以上となるとほぼ1.4前後となる。波高比の実験値は図中に白丸で示したが、有義波周期1.83秒についても有義波周期2.56秒についてもほぼ計算値と良く一致する。したがって、不規則波の場合についても直立壁前面で重複波となっていると考えられる。

#### 4.2 直立壁前面に保留された船舶の動揺

##### (1) 直角入射波の場合

##### a. 防げん材と保留索とからなる保留系の変位復元力特性の非対称性が弱い場合

図-29は、反力漸増型の防げん材と保留索とからなる保留系に保留された模型船のスウェイ方向の変位復元力特性\*を示したものである。変位復元力特性で防げん材が圧縮される場合の勾配が保留索に張力が生ずる場合の勾配よりも非常に大きく変位復元力特性は非対称となっているが、後述する定反力型の防げん材と保留索とからなる保留系に比べて保留系の変位復元力特性の非対称性は弱い。とくに、原点付近での防げん材の反力の勾配と

\* 本論文では、防げん材と保留索とからなる保留系がある変位したときに船舶が防げん材や保留索から受ける力の特性を変位復元力特性と呼ぶこととする。

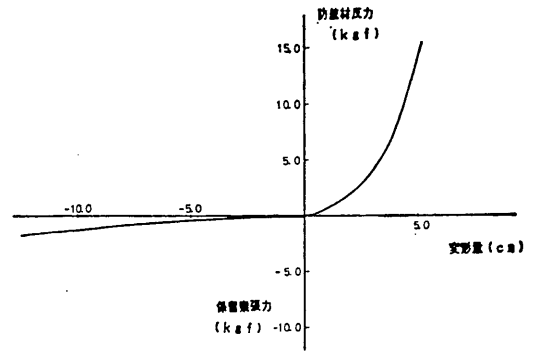


図-29 スウェイ方向の変位復元力特性(係留系の非対称性の弱い場合)

保留索の張力の勾配との接続は比較的なめらかである。したがって、ここでは、図-29に示すような保留系を変位復元力特性の非対称性が弱い保留系と呼ぶこととする。

ここでは、保留系の変位復元力特性の非対称性が弱い場合の事例として波向90°(直角入射)で波高1.67cm(現物換算波高0.5m)の規則波の場合(ABQAR)と有義波高1.67cm(現物換算波高0.5m)の不規則波の場合(ABQAIR)についてその動揺量および動揺周期を示す。なお、波向90°なのでスウェイ、ヒープ、ロールの三成分が卓越するのでこの三成分のみを示すこととする。

図-30にスウェイの動揺量を示す。なお、規則波および

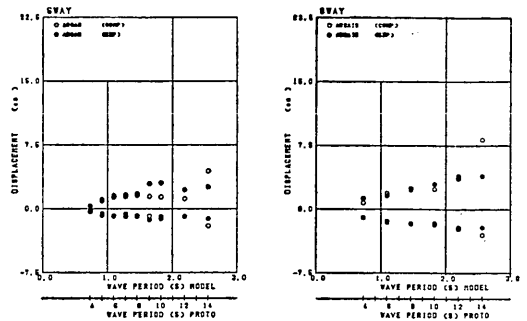


図-30 スウェイの動揺量(ABQAR, ABQAIR)

び不規則波の場合いずれも約200秒(現物換算約18.3分)における最大値を示したものである。図中で正の値は、船舶が岸壁から離れていることを示し、負の値は、船舶が岸壁方向に移動し、防げん材に押しつけられていることを示す。また、白丸が計算値を黒丸が実験値をあらわ

す。なお、図中で白丸がないところは計算値と実験値が全く一致していることを示す。ABQAR, ABQAIR いずれの場合をみても実験値と計算値は良く一致している。ただし、ABQAR の波周期 1.64~2.19 秒（現物換算波周期 9~12 秒）の場合、岸壁から離れる側の動揺量の実験値が計算値よりやや大きい。また、ABQAR, ABQAIR とも波周期 2.56 秒（現物換算波周期 14 秒）の時には、計算値が実験値より大きくなっている。波周期 2.56 秒のとき実験値の動揺量が大きくならないのは、防げん材の非線形性が強いときには、模型防げん材のヒステリシスの影響が大きくなるためだと考えられる。計算では、反力漸増型の模型防げん材のヒステリシスの影響を考慮しなかったため、とくに変形量の大きくなる波周期 2.56 秒のときに動揺量の計算値が実験値を上回る結果となったと考えられる。

図-31 に、スウェイの動揺周期を示す。ABQAR の場

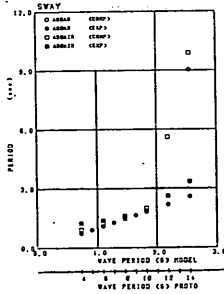


図-31 スウェイの動揺周期 (ABQAR, ABQAIR)

合には、動揺周期の計算値と実験値とが一致し、それらは波周期とも一致する。ただし、波周期 2.56 秒の時には、動揺周期の計算値は実験値よりも長くなる。ABQAIR の場合には、波周期 0.73~1.83 秒の範囲では、動揺周期の実験値と計算値は良い対応を示し、しかも波周期と一致する。しかし、波周期 2.19~2.56 秒では、動揺周期は波周期に比べて長くなるが、その傾向は

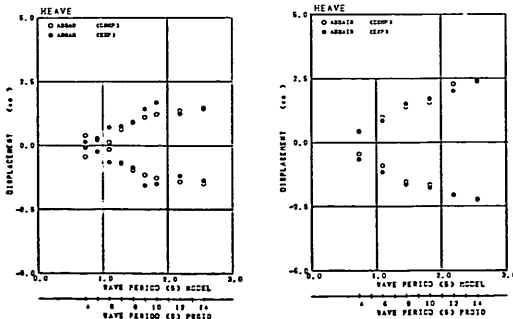


図-32 ヒープの動揺量 (ABQAR, ABQAIR)

特に計算値で著しい。これは、模型防げん材の非線形性が強くなってくるときには、ヒステリシスの影響が大きくなっているが計算では、これが考慮されていないためと考えられる。

次にヒープの動揺量を図-32 に示す。図中でプラス側は船舶が上昇する方向を示し、マイナス側は沈下する方向を示す。ABQAR および ABQAIR ともに計算値と実験値は良く一致している。ただし、ABQAR の波周期 1.10 秒（現物換算波周期 6 秒）では、動揺量の計算値はほとんど零である。これは、動揺シミュレーションでは、船舶に作用するヒープ方向の波力が重複波の節に当るので零となるためである。模型実験では、船舶がスウェイするため波力の作用状態が変化しヒープ方向にも波力が作用するため動揺量は零とはならない、ABQAIR の場合には、種々の成分波が重なり合っているため、波周期 1.10 秒のところでもヒープの波力が極端に小さくなることはない。したがって、実験値と計算値は良く一致する。図-33 は、ヒープの動揺周期であるが、規則波

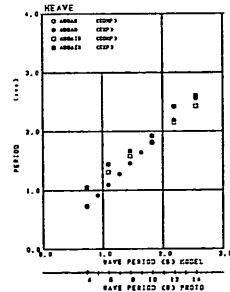


図-33 ヒープの動揺周期 (ABQAR, ABQAIR)

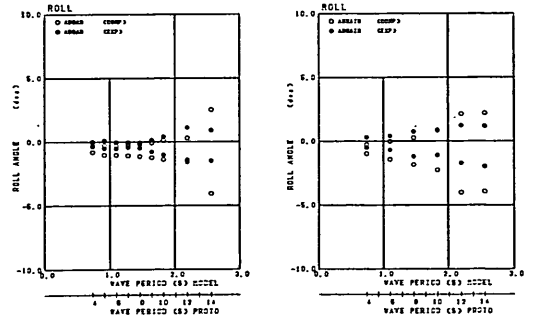


図-34 ロールの動揺量 (ABQAR, ABQAIR)

(ABQAR) の場合には、実験値と計算値とはともに完全に波周期と一致している。また、不規則波 (ABQAIR) の場合には、動揺周期の実験値が計算値に比べて約 10% ほど長い、良く一致している。

図-34 は、ロールの動揺量である。図中でプラス側が



船舶が海側へ傾く方向を示し、マイナス側が岸壁側へ傾く方向を示す。ABQAR, ABQAIR ともにロールの動揺量は後述する変位復元力特性の非対称性が強い係留系の場合に比べて小さい。ABQAR では動揺量の計算値と実験値とはほぼ一致するが ABQAIR では、全般的に計算値が実験値に比べて大きい。次に、図-35 に、ロール

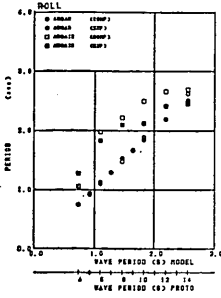


図-35 ロールの動揺周期 (ABQAR, ABQAIR)

の動揺周期を示すが、規則波 (ABQAR) では、実験値と計算値とは良く一致し、また、波周期とはほぼ一致する。不規則波 (ABQAIR) の場合についても動揺周期は計算値の方がやや長い傾向にあるが、良く一致している。また、波周期0.73~1.46秒 (現物換算周期4~8秒) の範囲では、動揺周期は波周期のほぼ2倍前後であるが、波周期が長くなるにつれて、固有周期に近づく傾向を示す。

b. 防げん材と係留索とからなる係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合

定反力型の防げん材と係留索とからなる係留系のスウェイ方向の変位復元力特性を図-36 に示す。係留索と防

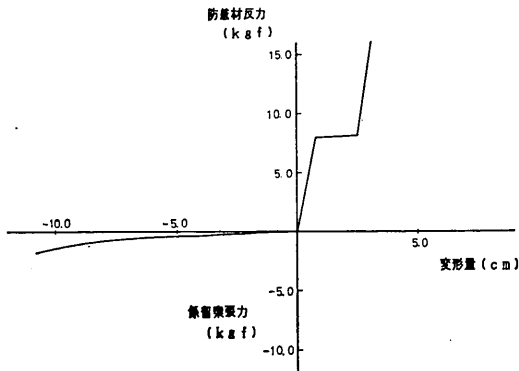


図-36 スウェイ方向の変位復元力特性(係留系の非対称性の強い場合)

げん材とを組合せた係留系の変位復元力特性は非対称で、その傾向は先に示した図-29 に比べて著しい。すなわち、係留索に張力が発生している状態から防げん材に反力が発生する状態に移行するときには急激に係留系のみかけのばね定数が変化することになる。したがって、図-36 に示すような係留系をここでは変位復元力特性の非対称性が強い係留系と呼ぶことにする。

係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合の事例として波向90° (直角入射) で波高1.67cm (現物換算波高0.5m) の規則波の場合 (ABQHR) と有義波高1.67cm (現物換算波高0.5m) の不規則波の場合 (ABQHIR) について動揺量および動揺周期を示す。

図-37 にスウェイの動揺量を示す。ABQHR, ABQHIR

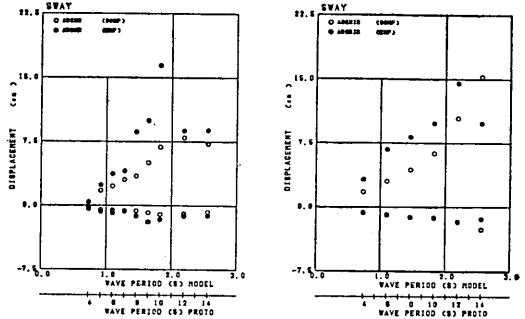


図-37 スウェイの動揺量 (ABQHR, ABQHIR)

いずれの場合についても船舶が岸壁から大きく離れる運動をすることがわかる。特に波周期1.83~2.19秒 (現物換算波周期10~12秒) の場合には船舶が岸壁から離れる量は、船舶を岸壁に押しつける量に比べて大きいが実験値の場合5~10倍である。つぎに計算値と実験値とを比較すると ABQHR の場合には、いずれの波周期とも船舶が岸壁から離れる量については実験値の方が大きく、その傾向は、とくに波周期1.46~1.83秒 (現物換算波周

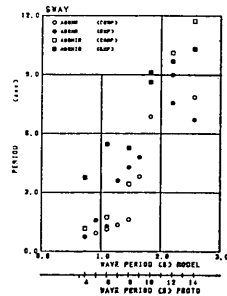


図-38 スウェイの動揺周期 (ABQHR, ABQHIR)

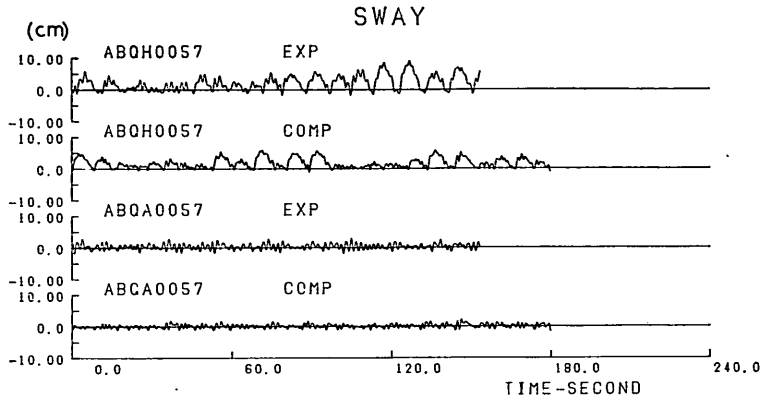


図-39 a) スウェイの時系列 (ABQHIR, ABQAIR)

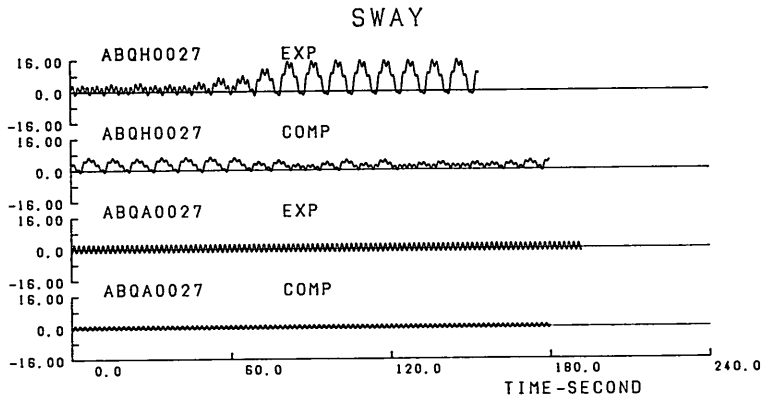


図-39 b) スウェイの時系列 (ABQHR, ABQAR)

期8～10秒)の範囲でその差が大きい。防げん材の圧縮側の動揺量は、波周期1.46～1.83秒の範囲では、実験値が計算値に比べてやや大きい、他の周期では、ほぼ等しい。ABQHIRの場合についてもABQHRと同様な傾向がみられる。すなわち、船舶が岸壁から離れる方向の動揺量の実験値は計算値に比べて大きく、約1.5倍程度であるが、船舶が防げん材に圧縮される側の動揺量については、実験値と計算値がほぼ等しい。

図-38にスウェイの動揺周期を示す。ABQHR及びABQHIRの場合にはともにスウェイの動揺周期は波周期よりも長く、波周期の3～4倍となっている。これに対し計算値では、波周期1.46秒(現物換算波周期8秒)以下では、動揺周期は波周期の2倍程度であるが、波周期1.83秒(現物換算波周期10秒)以上では動揺周期は実験値と同じく波周期の3～4倍となっている。

係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合には、

船舶は岸壁から大きく離れる運動をし、かつ動揺周期が波周期の3～4倍となる。そこで、船舶の動揺特性を理解するために動揺の時系列を示すこととする。図-30a)はスウェイの動揺の時系列であるが、上から順に、係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合の実験値と計算値、係留系の変位復元力特性の非対称性が弱い場合の実験値と計算値を示す。波周期はいずれも有義波周期1.83秒(現物換算有義波周期10.0秒)である。図-39b)は規則波波周期1.83秒(現物換算波周期10.0秒)の場合のスウェイの動揺の時系列である。上から係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合の実験値と計算値、係留系の変位復元力特性の非対称性が弱い場合の実験値と計算値を示す。係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合には、規則波、不規則波いずれの場合についても周期約10秒の動揺成分が生じているが、係留系の変位復元力特性の非対称性が弱い場合には、そのような動揺成

分はあられず、また、船舶が岸壁から離される運動も生じていないことがわかる。このように係留系の変位復元力特性が非対称な場合に動揺量が大きくなるという現象については、sub-harmonic 現象と呼ばれ、G.H. Lean<sup>32)</sup>や榎木<sup>33)</sup>らが指摘しているが、このことが実験的にも確認された。なお、船舶の長周期動揺が生ずる原因として変動波漂流力など長周期の外力による影響が考えられる。しかし、規則波の場合にはみかけ上長周期の外力に相当する変動波漂流力は考えられない。ところが、**図-39 b**)に示すように係留系の変位復元特性の非対称性が強い場合については規則波の場合でも計算値および実験値ともに長周期動揺が生じている。これに対して係留系の変位復元力特性の非対称性が弱い場合については、長周期動揺が生じていない。ここで示す計算では波漂流力を考慮していないにもかかわらず、長周期動揺が生じているので、波漂流力等の長周期の外力の影響ではなく、係留系の変位復元力特性が非対称であることによって長周期動揺が生じているものと考えられる。

さて、係留系の変位復元力特性の非対称性の強弱により、スウェイの動揺特性が大きく異なることが明らかとなったが、その周波数特性の差異を周波数スペクトルを求めて詳細に検討する。**図-40**は、係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合 (ABQHIR, 波周期 1.83 秒)

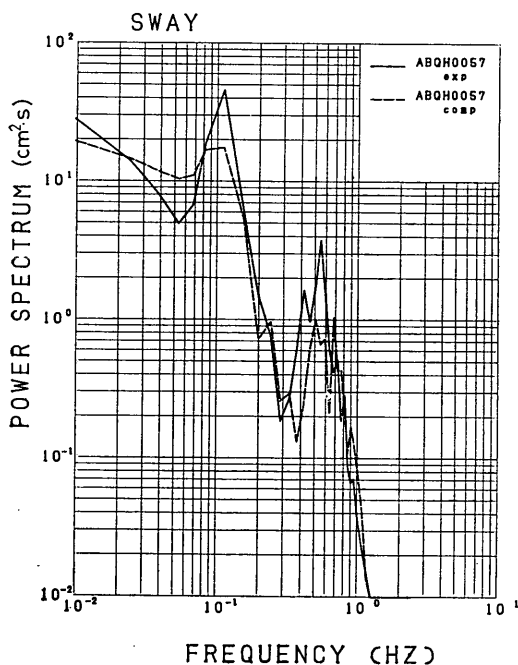


図-40 スウェイの周波数スペクトル (ABQHIR)

の周波数スペクトルである。図中で実線が実験値のスペクトルを示し、点線が計算値のスペクトルを示す。スペクトルは実験値および計算値とも二山型になっており、0.1Hz と 0.55Hz にピークがある。前者は、**図-39** で示した時系列波形の周期10秒前後の動揺成分に対応するものであり、後者は、波周期に対応する動揺成分である。ただし、実験値のスペクトルでは、0.1Hz の成分のエネルギーが大きく、0.55Hz の成分の約10倍である。計算値のスペクトルでもエネルギーの比は、実験値とほぼ同じであるが、エネルギー自身の値は実験値よりも小さい。**図-41**は、係留系の変位復元力特性の非対称性の弱

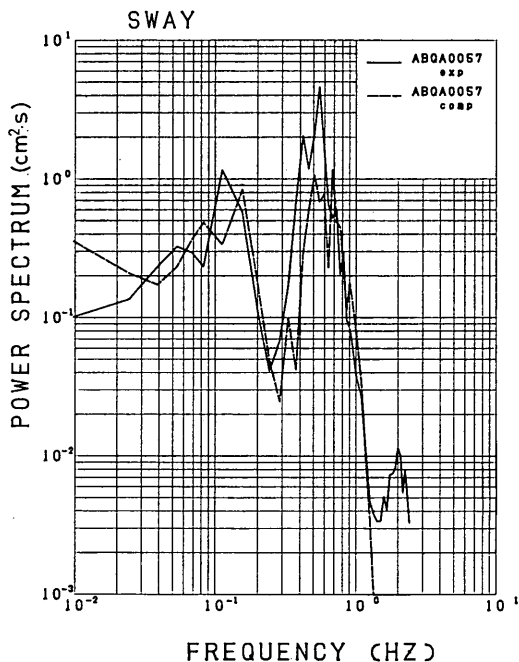


図-41 スウェイの周波数スペクトル (ABQAIR)

い場合 (ABQAIR, 波周期 1.83 秒) の周波数スペクトルである。この場合にもスペクトルは二山型になっており、0.1~0.2Hz 付近と 0.55Hz 付近にエネルギーの大きな領域がある。ただし、この場合には 0.55Hz 付近の成分の方がやや大きなエネルギーを持っている。また、実験値と計算値のスペクトルの形状は良く似ている。

以上、示したように係留系の変位復元力特性の非対称性が弱い場合には、スウェイの動揺量の計算値は、実験値とほぼ一致し、また、不規則波の場合にも、動揺の周波数特性は計算値と実験値とでほぼ一致している。しかしながら係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合には、船舶が岸壁から離れる側の動揺量の実験値は計算

値に比べて大きい。計算値が実験値よりも小さな原因としては、係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合には、スウェイの動揺周期が波周期と異なるため、流体力係数の設定が適切でなかったためではないと思われる。図-42はスウェイの仮想質量を、また図-43はスウェ

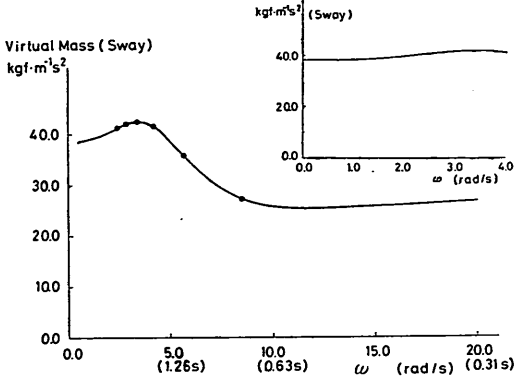


図-42 スウェイの仮想質量

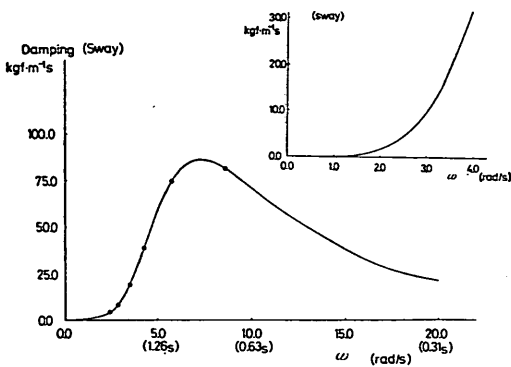


図-43 スウェイの減衰係数

イの減衰係数を示したものである。なお、図-42および図-43の右上にあるのは $\omega$ が小さな部分の拡大図である。これによるとスウェイの仮想質量は周波数による変化があまり大きくないのに対し、減衰係数は周波数による変化が大きい。すなわち、スウェイの減衰係数は角周波数 $7.0\text{rad/s}$  (周期 $0.90\text{秒}$ )で最大で、動揺の周期が長くなるにつれて減少する。係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合には、スウェイの動揺周期が波周期に比べて相当長いので、この場合には、船舶に作用する減衰抵抗力が小さいはずである。しかし、ここでは波周期に対する流体力係数(減衰係数)を用いて動揺計算を行っているので、実際よりは減衰係数を大きく評価したことになっており、その結果動揺量が小さく計算されたものと思われる。そこで流体力係数を適切に設定するために、

例えば、動揺の卓越周期の減衰係数を用いてくり返し計算する方法も考えられるが、そのようにして、二、三の計算を行ったところ計算値は実験値に近づく傾向にあった。しかしながら適切な減衰係数の選定方法については明らかにすることができなかった。係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合の流体力係数の選定法については、今後さらに検討しなければならない。

図-44はABQHR, ABQHIRに対するヒープの動揺

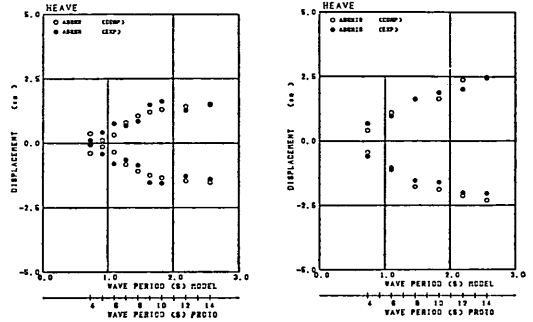


図-44 ヒープの動揺量 (ABQHR, ABQHIR)

量である。先に示したスウェイ方向の変位復元力特性の非対称性が弱い場合と同様に計算値と実験値とはよく一致する。なお、ヒープ方向の変位復元力特性に対して係留系の影響はほとんど無視できる量なのでABQHR, ABQHIRのヒープの動揺量はABQAR, ABQAIRのヒープの動揺量とはほぼ同じである。また、規則波の場合(ABQHR)には、波周期 $0.91\text{秒}$ (現物換算波周期 $5\text{秒}$ )のときに計算値は実験値と比べ極端に小さくなっている。ABQARのところで述べたように計算では波力が小さくなっているためである。なお、直立壁と船舶の間の距離がABQHRとABQARの場合では模型上で $3\text{cm}$ 異なり、船舶の断面の中心が重複波の節と一致する周期が異なる。このため、計算では動揺量が零となる周期がABQHRとABQARの場合で異なっている。

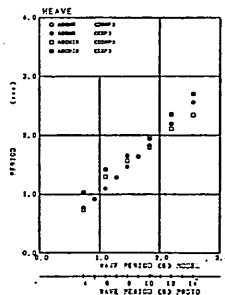


図-45 ヒープの動揺周期 (ABQHR, ABQHIR)

図-45は、ヒープの動揺周期であるが、ABQHRの場合には、実験値と計算値とも完全に波周期と一致している。ABQHIRの場合には、動揺周期の実験値は計算値に比べてやや長いと全体的にはほぼ一致している。

図-46は、ABQHR, ABQHIR に対するロールの動揺

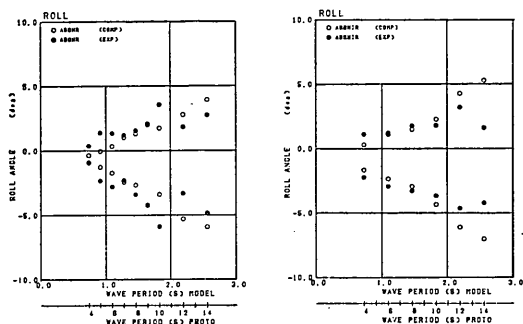


図-46 ロールの動揺量 (ABQHR, ABQHIR)

量である。ABQHRの場合、波周期2.19秒、2.56秒で動揺量の計算値が実験値に比べて大きい、波周期1.83秒では、逆に動揺量の実験値が計算値に比べて大きい。また、ABQHIRの場合、波周期2.19秒、2.56秒で動揺量の計算値が実験値に比べてやや大きい。しかし、全般的にみると上記の周期で若干の差異があるものの実験値と計算値とは良く一致すると考えられる。図-47はロー

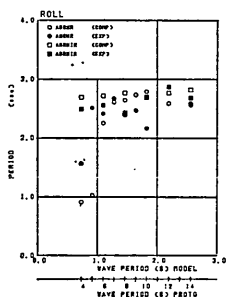


図-47 ロールの動揺周期 (ABQHR, ABQHIR)

ルの動揺周期である。ABQHRの場合、波周期0.73秒と0.91秒(現物換算波周期4秒、5秒)で動揺周期の計算値は実験値に比べて短いが、波周期1.10秒(現物換算波周期6秒)以上では、実験値と計算値とはほぼ一致し、ロールの自由振動の固有周期2.85秒にはほぼ等しい。また、ABQHIRの場合、ロールの動揺周期は、波周期にかかわらず2.5~2.8秒程度であり、これは自由振動の固有周期2.85秒にほぼ等しい。なお、ABQHR, ABQHIR

のロールの動揺量はABQAR, ABQAIRの場に比べてかなり大きく2~5倍程度である。これは、係留系のスウェイ方向の変位復元力特性の非対称性が強い場合には、前述のようにスウェイの動揺量が大きくなるがロールに対する傾斜とそれに対する復元モーメントの関係もスウェイと同様に非対称性が強くなっており、さらに、ロールはスウェイと連成している運動成分であるため動揺量が大きくなるのである。

(2) 斜め入射波の場合

斜め入射波に対する事例として、波向60°(CBQHR)および波向30°(DBQHR)で波高1.67cm(現物換算波高0.5m)の規則波の場合について示す。係留系は、いずれの場合にも、変位復元力特性の非対称性が強い系とした。波向90°の場合には、スウェイ、ヒープ、ロールの運動が卓越していたが、斜め入射波の場合にはそれらに加えてサージ、ピッチ、ヨウの運動も大きくなるので各動揺成分について記述する。

a. サージ

図-48は、サージの動揺量である。CBQHR(波向60°)

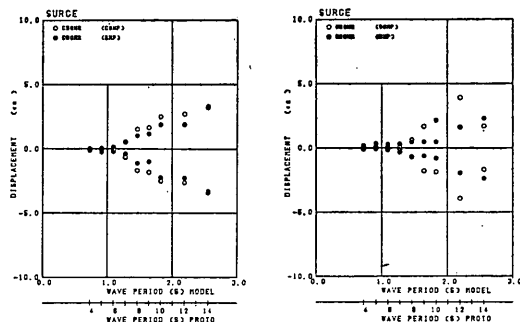


図-48 サージの動揺量 (CBQHR, DBQHR)

の場合、波周期1.46~2.19秒(現物換算波周期8~12秒)の範囲ではやや計算値の方が大きい。しかしながら全般的には計算値と実験値は良く一致している。DBQHR(波向30°)の場合には波周期1.46~2.19秒の範囲で計算値が実験値の2~3倍であるが、他の周期では、実験値と計算値の対応が良い。なお、サージの流体力係数は、断面分割法(ストリップ法)では求めることができないので、通常は模型実験を行なった結果求められた流体力係数(付加質量係数、減衰係数)を用いなければならない。本報告では、付加質量係数は元良の実験結果<sup>34)</sup>を参考にして決めた。また、減衰係数については、四日市や新潟における実船観測結果<sup>35),36)</sup>とシミュレーション結果とを比較して得られた値(減衰定数 $h=0.0$

16) を用いて動揺シミュレーションを行った。

b. スウェイ

図-49はスウェイの動揺量である。CBQHR（波向

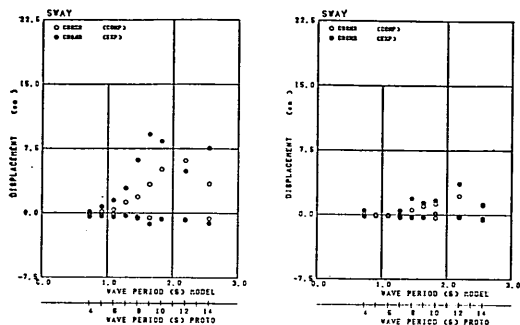


図-49 スウェイの動揺量 (CBQHR, DBQHR)

60°) の場合には、ABQHR（波向 90°）と同様に船舶が岸壁に近づく側の動揺量の実験値と計算値とはほぼ等しい。また、船舶が岸壁から離れる側の動揺量については、計算値が実験値に比べて小さい。この現象は ABQHR と同様である。DBQHR（波向 30°）の場合についても、船舶が岸壁から離れる量については実験値が計算値に比べてやや大きな傾向にあるが、動揺量そのものが ABQHR や CBQHR に比べてかなり小さい。DBQHR の場合に船舶が岸壁から離れる量が小さいのは、波向が 30°であるため、防げん材の圧縮量が小さく反力が小さいためである。防げん材が圧縮される方向の動揺量は CBQHR, DBQHR いずれについても実験値と計算値とで良く一致している。

c. ヒープ

図-50はヒープの動揺量である。CBQHR（波向60°）

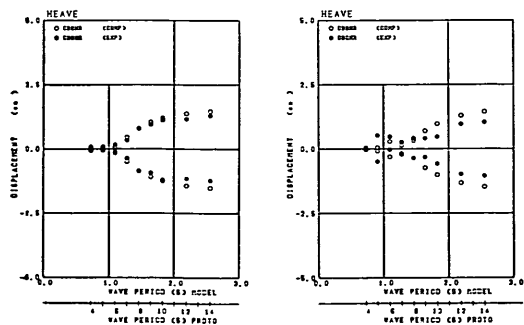


図-50 ヒープの動揺量 (CBQHR, DBQHR)

の場合、実験値と計算値はきわめて良く一致している。次に、DBQHR（波向30°）では、波周期1.64秒（現物

換算波周期 9 秒）以上で計算値は実験値の1.3~2.0倍である。

d. ロール

図-51はロールの動揺量である。CBQHR（波向60°）

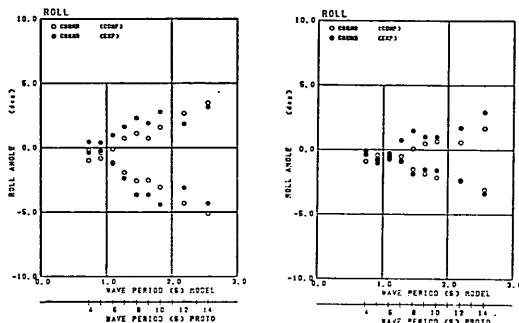


図-51 ロールの動揺量 (CBQHR, DBQHR)

では、波周期1.83秒（現物換算波周期10秒）以下のときには計算値は実験値に比べてやや小さいが、波周期2.19秒（現物換算波周期12秒）以上では、逆に計算値の方が実験値に比べてやや大きくなっている。ABQHR, ABQHIR のところで述べたように、スウェイとロールは互いに強く連成する運動成分であるので、スウェイ運動の影響がロールにあらわれ計算値と実験値とが若干一致しないものと思われる。しかし、一般的にみると計算値と実験値とが一致している。DBQHR（波向30°）では、ロールの岸壁側へ傾く方向の動揺量の最大値は実験値と計算値とで良く一致しているが、反対に船舶が沖側に傾く方向の動揺量の最大値については、計算値ではやや小さい。この原因としては、CBQHR と同様にスウェイの動揺量の計算値が実験値よりもやや小さいことと関連している。

e. ピッチ

図-52はピッチの動揺量である。CBQHR（波向60°）

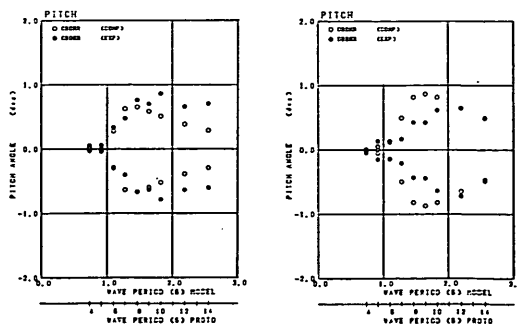


図-52 ピッチの動揺量 (CBQHR, DBQHR)

の場合には、波周期1.83秒（現物換算波周期10秒）以上では、計算値が実験値よりも小さいが、全般的にみると良く一致している。DBQHR（波向30°）の場合には、波周期1.46~1.83秒（現物換算波周期7~10秒）では、計算値が実験値に対して50~100%大きい、しかし他の周期では、計算値と実験値とが良く合っている。

f. ヨ ウ

図-53はヨウの動揺量である。CBQHR（波向60°）の

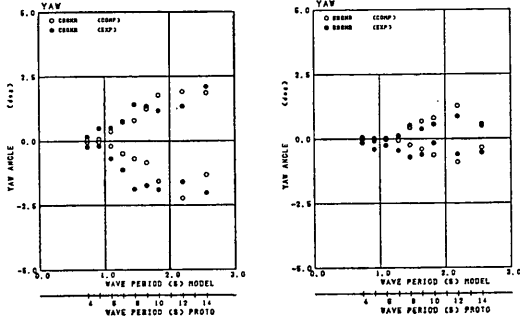


図-53 ヨウの動揺量 (CBQHR, DBQHR)

場合、波周期1.64秒（現物換算波周期9秒）以下では、計算値が実験値に比べて小さくなっている。一方、波周期1.83秒（現物換算波周期10秒）以上では、周期によって実験値と計算値の大小関係にややばらつきがみられるものの実験値と計算値とはほぼ一致する。短周期側で計算値が実験値よりも下回る現象は、図-49に示したスウェイの動揺量の傾向と同一である。先にも述べたように、係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合には、波周期よりもかなり長い周期の動揺が生ずるため、波周期で決めた流体力係数を用いて計算することには、やや問題があるのではないと思われる。次にDBQHR（波向30°）では、波周期によって実験値と計算値の大小関係に多少のばらつきがみられるものの両者は良く一致している。

(3) 風が作用する場合

ここでは、定反力型（係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合）または反力漸増型（係留系の変位復元力特性の非対称性が弱い場合）の防げん材と係留索とからなる係留系に風向90°で風速5.5m/s（現物換算風速30m/s）の定常風が作用する場合（ABQHCIR 30またはABQACIR 30）の結果を示す。また、定反力型の防げん材の場合には、風向90°で平均風速5.5m/s（現物換算風速30m/s）の変動風が作用する場合（ABQHVR 30）の結果についても示す。なお、いずれの場合にも波向は

90°で有義波高1.67cm（現物換算波高0.50m）の不規則波が作用している。なお、波向および風向がともに90°であるので、スウェイ、ヒープ、ロールの三成分が卓越する。したがって、ここでは、これらの成分の動揺量を示すこととする。

a. 定常風が作用する場合

図-54はスウェイの動揺量である。ABQHCIR 30（定

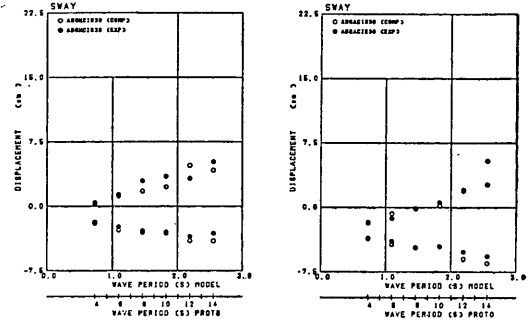


図-54 スウェイの動揺量 (ABQHCIR 30, ABQACIR 30)

反力型防げん材）の場合、防げん材を圧縮する方向の動揺量の最大値は波周期2.56秒（現物換算波周期14秒）のとき計算値が実験値よりも20%程度大きい、その他の周期では、計算値と実験値とは良く一致している。これに対して、岸壁から離れる側の動揺量の計算値と実験値とは波周期0.73秒と1.10秒では良く一致している。また、波周期1.46~2.56秒では相互に20~30%の差があるものの全体的な傾向としては良く一致している。ABQACIR 30（反力漸増型防げん材）の場合、波周期1.46秒（現物換算波周期8秒）以下では、船舶は常に防げん材に押しつけられており、波周期1.83秒（現物換算波周期10秒）以上では、船舶が防げん材から離れる動きもあ

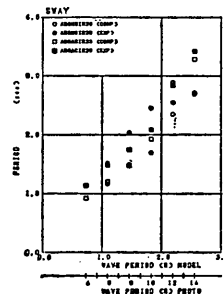


図-55 スウェイの周期 (ABQHCIR 30, ABQACIR 30)

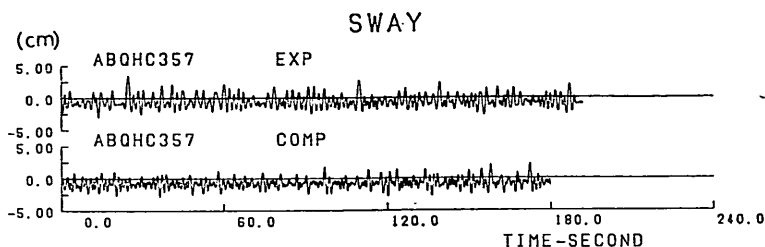


図-56 スウェイの時系列 (ABQHCIR 30)

らわれる。この傾向は実験値および計算値のいずれについても同様である。防げん材を圧縮する側の動揺量の最大値は波周期1.10, 2.19, 2.56秒では計算値が実験値に比べてやや大きい。他の周期では、計算値と実験値とは良く一致している。また、船舶が岸壁から離れる方向の動揺量の最大値は波周期2.56秒のとき実験値が計算値の約2倍であるが、他の周期では、実験値と計算値はほぼ等しい。以上示したように一部に若干の差がみられるものの計算値と実験値とは、一般的に良く一致している。

次にスウェイの動揺周期を図-55に示す。ABQHCIR 30では、波周期1.10秒～1.83秒（現物換算波周期6～10秒）で、計算値の動揺周期は実験値よりも30～40%短い。波周期2.19秒（現物換算波周期12秒）以上では、実験値と計算値の動揺周期はほぼ等しい。ABQACIR 30でも、波周期1.10～1.46秒（現物換算波周期6～8秒）で、計算値の動揺周期は実験値よりも10～20%短い。波周期1.83秒（現物換算波周期10秒）以上では、実験値と計算値の動揺周期はほぼ等しい。

係留系の変位復元力特性の非対称性が強く風の作用が無い場合（ABQHR, ABQHIR）には、船舶は岸壁から大きく離れる運動をし、かつ動揺周期が長くなる現象がみられた。そのような場合には、船舶が岸壁から離れる方向の動揺量については計算値と実験値との差が大きく計算では、現象を十分に再現することができなかった。しかしながら、風が作用して、船舶が防げん材に常に押しつけられるようになると計算値と実験値とは良く一致してくる。これは、風が作用し船舶が岸壁方向に押しつけられ、動揺の平衡点が変わるために動揺の平衡点に関しては係留系の変位復元力特性の非対称性が緩和され、そのために、スウェイの動揺周期が波周期にかなり近くなるので流体係数がほぼ適切に選定されたためである。

図-56は、波周期1.83秒（現物換算波周期10秒）に対するスウェイの動揺の時系列である。上から頂に、

ABQHCIR 30（係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合）の実験値と計算値である。ここで示したスウェイの時系列の性状は、先に図-39で示した時系列の性状とはかなり異なることに気がつく。すなわち、無風状態（ABQHR, ABQHIR）のときには、岸壁から離れる方向の動揺量がかなり大きくなるのに対して、風が作用する状況では、岸壁から離れる方向の動揺量はさほど大きくなく、動揺の周波数特性も変化する。図-57および図-58は ABQHCIR 30, ABQACIR 30の有義波周期1.83秒のときのスウェイの周波数スペクトルを示したものである。計算値と実験値とのスペクトルは良く一致しており、また、風が作用したときには、係留系の変位復元力特性の非対称性の強弱にかかわらずほぼ同様な動揺特性が得られていることがわかる。

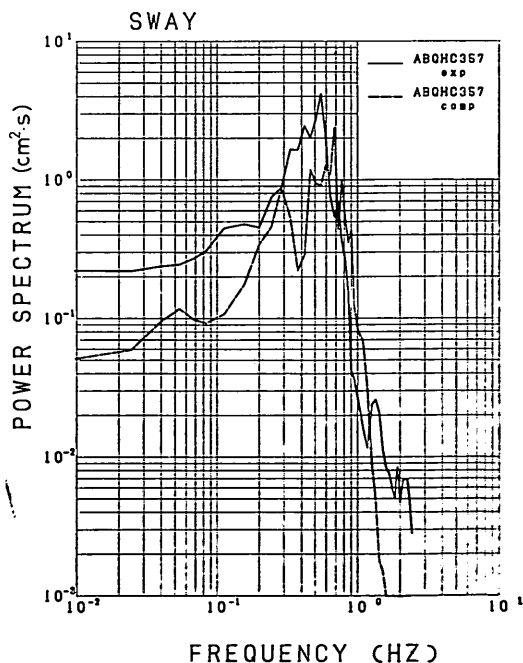


図-57 スウェイの周波数スペクトル (ABQHCIR 30)



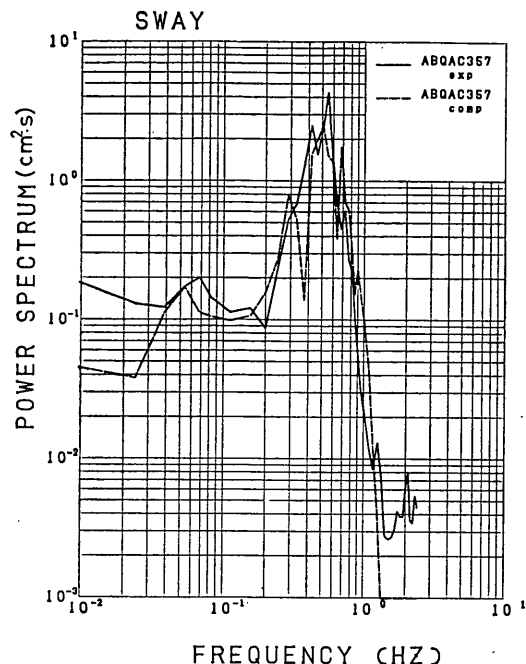


図-58 スウェイの周波数スペクトル (ABQACIR 30)

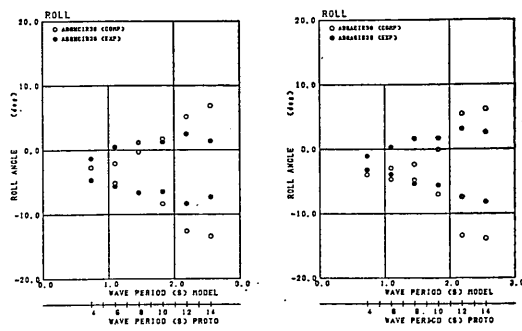


図-60 ロールの動揺量 (ABQHCIR 30, ABQACIR 30)

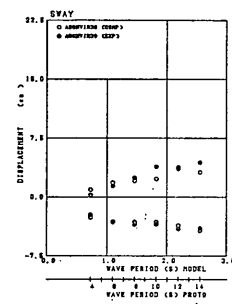


図-61 スウェイの動揺量 (ABQHVR 30)

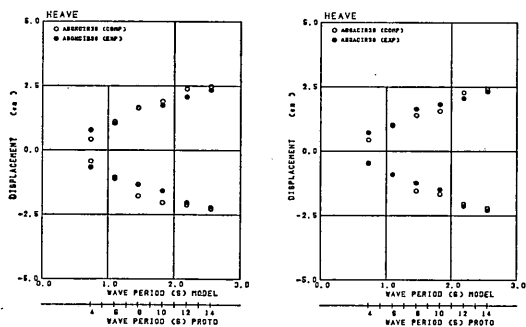


図-59 ヒープの動揺量 (ABQHCIR 30, ABQACIR 30)

図-59はヒープの動揺量である。ヒープの動揺量については風が作用した場合と無風状態の場合とでほとんど差がない。これは、係留系がヒープ方向の変位復元力特性に及ぼす影響がほとんど無いためである。ABQHCIR 30, ABQACIR 30 いずれの場合についても 実験値と計算値とは良く一致している。

図-60はロールの動揺量である。ABQHCIR 30および ABQACIR 30の場合、短周期側では計算値と 実験値とはほぼ等しい。これに対して、長周期側では、計算値が 実験値よりも大きい。波の周期が長い領域でロールの計算値が実験値よりも大きくなる現象は 図-46 に示した

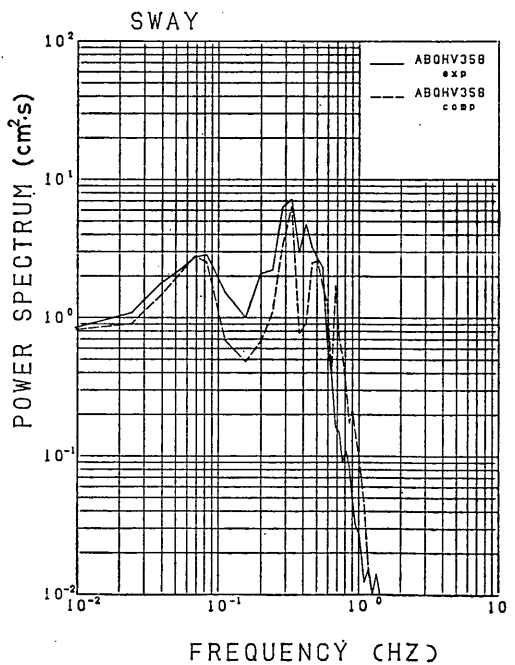


図-62 スウェイのスペクトル (ABQHVR 30)

ABQHIR でもみられた。この原因としては、動揺シミュレーションでは復元力を線形としているが、動揺量が大きくなるときは、復元力が非線形となることや、ロールの動揺量が大きくなる場合、非線形減衰力の影響が大きくなること等が考えられる。

b. 変動風が作用する場合

図-61は変動風が作用する場合(ABQHVR 30)のスウェイの動揺量である。実験値と計算値は長周期側で若干差があるがかなり良く一致している。図-62は波周期2.19秒(現物換算波周期12秒)に対する周波数スペクトルである。周波数スペクトルのピークは、0.07~0.08Hz付近と0.3~0.4Hz付近にある。前者は、変動風のスペクトルの卓越周波数に対応するが、後者は波スペクトルの卓越周波数にはば対応する。

図-63はヒープの動揺量を示したものである。波周期1.10秒以上でやや計算値の方が大きくなっているが、一般的には良く一致している。次に、図-64は、ロールの

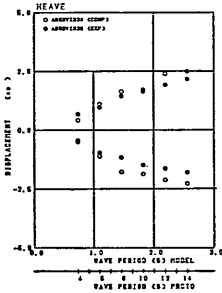


図-63 ヒープの動揺量 (ABQHVR 30)

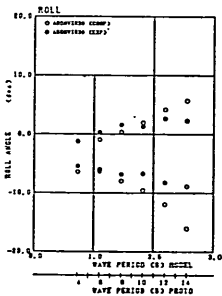


図-64 ロールの動揺量 (ABQHVR 30)

動揺量を示したものである。波周期1.46秒以上では、実験値と計算値は良く一致しているが、波周期1.83秒以上では、計算値の方が実験値を上回る。これは先に示したABQHVR 30の場合と同様な傾向である。実験結果では動揺量が大きくなると非線形復元力や非線形減衰力の

効果により動揺量が抑えられる傾向が生ずるが、計算では、そのような効果を考慮していないので動揺量が大きくなったものと思われる。

4.3 透過性岸壁前面に係留された船舶の動揺

模型実験では透過性岸壁前面に係留された船舶の動揺についても検討した。ここでは、係留系の変位復元力特性の非対称性が弱い場合(反力漸増型防げん材を使用)および係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合(定反力型防げん材を使用)の事例として波向90°(直角入射)で波高1.67cm(現物換算波高0.5m)の規則波の場合(ABTAR および ABTHR)と有義波高1.67cm(現物換算有義波高0.5m)の不規則波の場合(ABTAIR および ABTHIR)について示す。なお、波向は90°(真横波)であるのでスウェイ、ヒープ、ロールの三成分のみを示す。

図-65は、係留系の変位復元力特性の非対称性が弱い場合(ABTAR, ABTAIR)のスウェイの動揺量である。また、図-66は係留系の変位復元力特性の非対称性が強

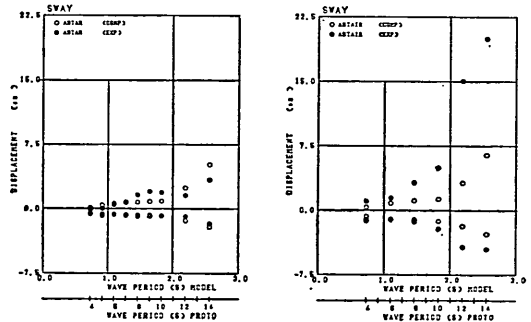


図-65 スウェイの動揺量 (ABTAR, ABTAIR)

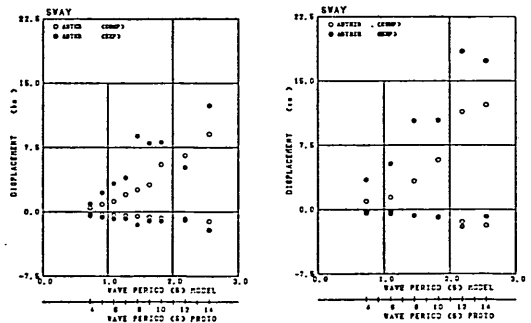


図-66 スウェイの動揺量 (ABTHR, ABTHIR)

い場合(ABTHR, ABTHIR)のスウェイの動揺量である。係留系の変位復元力特性の非対称性が弱い場合の規則波(ABTAR)および不規則波(ABTAIR)の場合でも

波周期が短いところでは実験値と計算値は良く一致している。これに対して、係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合 (ABTHR, ABTHIR) では、船舶が岸壁から離れる側の動揺量が大きくなってこのような場合には計算値と実験値とはあまり良くあっていない。これは、ABQHR, ABQHIR と同じように係留系の変位復元力特性の非対称によって生ずる現象である。また、反力漸増型の防げん材の場合 (ABTAIR) でも、波周期 1.46 秒以上では、防げん材の変形量が大きくなって、その結果、係留系の変位復元力特性の非対称性が強まってくるので、ABTHR, ABTHIR の場合と同じように船舶が岸壁から離れる側の動揺量が大きくなってくる。しかしながら、いずれの場合にも防げん材を圧縮する側の動揺量については計算値と実験値とは良く一致している。

図-67 は、係留系のスウェイ方向の変位復元力特性の非対称が弱い場合 (ABTAR, ABTAIR) のヒープの動揺量である。また、図-68 は、係留系のスウェイ方向の変位復元力特性の非対称性が強い場合 (ABTHR, ABTHIR) のヒープの動揺量である。計算値は実験値よりもやや小さいが良く一致している。

図-69 および図-70 は係留系の変位復元力特性の非対称

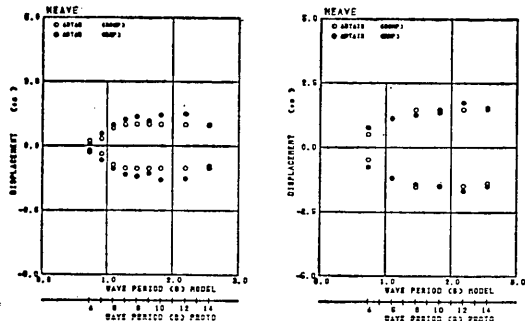


図-67 ヒープの動揺量 (ABTAR, ABTAIR)

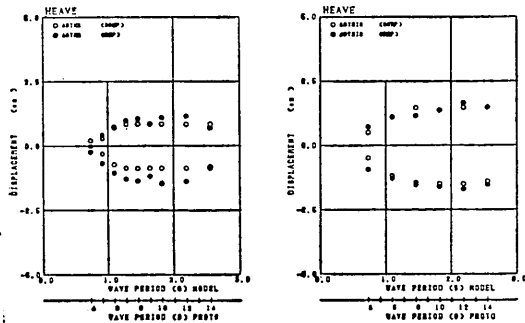


図-68 ヒープの動揺量 (ABTHR, ABTHIR)

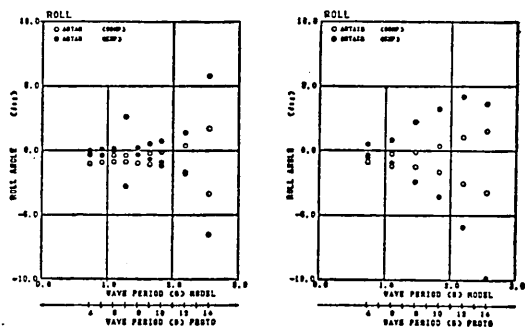


図-69 ロールの動揺量 (ABTAR, ABTAIR)

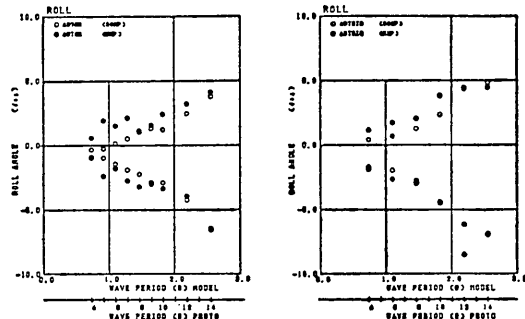


図-70 ロールの動揺量 (ABTHR, ABTHIR)

性が弱い場合 (ABTAR, ABTAIR) 及び係留系の変位復元力特性の非対称性が強い場合 (ABTHR, ABTHIR) のロールの動揺量である。計算値と実験値とは良く一致している。しかし、ABTAIR の長周期側では、計算値と実験値とがあまり合っていない。ABTAIR で計算値と実験値とが一致しない現象は、図-66 に示したようにスウェイの動揺量の実験値と計算値とが一致していないことと関係する。これは、前述したように ABTAIR の場合でも動揺量が大きくなると相対的にみて係留系の非線形性が強くなって船舶がスウェイの岸壁から離される方向の動揺量が大きくなるのでそれに連成するロールの動揺量も大きくなってくる。計算では、このような場合に流体係数が適切に設定されていないので、計算値は実験値よりも小さくなる。

## 5. 結 論

本論文では、係留船舶が波と風の作用を受ける場合の動揺計算手法を検討した。その結果、以下の諸事項が明らかとなった。

- (1) 直立壁前面に係留された船舶に作用する波力は、透過状態のポテンシャル場における入射波による波

力と直立壁からの反射波による波力とを位相差を考慮して合成して求めてよい。

- (2) 透過性岸壁や直立壁前面に係留された船舶の動揺量と動揺周期の計算値は実験値と良く一致した。
- (3) 不規則波中の係留船舶の動揺計算を行う場合に用いる流体力係数(付加質量係数および減衰係数)としては、有義波周期に対する値を用いれば、船舶の動揺量および周期特性ともほぼ正しく計算することができる。
- (4) ただし、係留系の非対称性が強く、つまり係留索に対するバネ定数が防げん材に対するバネ定数に比べて著しく小さくかつ無風状態のときには、船舶が岸壁から大きく離され、かつ周期が長いスウェイ運動が生ずることがある。このような場合には、(3)の方法で求めた流体力係数を用いて動揺計算した結果は船舶が岸壁から離れる側の動揺量については実験値と一致しない。また、この場合、スウェイの周波数スペクトルは二山型となり、このうちでも周期の長い成分が卓越する。
- (5) 係留系の非対称性が強い場合でも、風が作用し船舶が岸壁方向に押しつけられると動揺の平衡点が変わるために動揺の平衡点に関しては係留系の非対称性が緩和されていることになる。したがってこの場合には、スウェイの動揺周期は波周期とほぼ同じとなり、計算値は実験値と良く一致する。また、周波数スペクトルは一山型となり、その卓越周期は波周期とほぼ一致する。

## 6. あとがき

本報告に示した方法によって係留船舶の動揺計算を行いそれを模型実験結果と比較しその結果計算法の妥当性が確認された。ただし、非対称性の強い係留系で、かつ無風状態のときには、船舶が岸壁から離れる方向の動揺量(スウェイ)については、計算では過小に評価されることが明らかとなった。非対称性の強い係留系では、動揺周期が波周期に比べて3~4倍程度になり、ここで示した方法で流体力係数を決めるのは必ずしも適切でない。この問題については今後引き続き検討していかねばならない。ただし、ここで示した流体力係数の選定法を用いても、防げん材の圧縮側の動揺量は、ほぼ正確に計算されているので、防げん材の設計上は、とくに問題が生じないと考えられる。また、風が海側から岸壁方向に作用する場合や係留系の非対称性が弱い場合には計算結果と実験結果は良く一致しており、現状の計算手法で十分に現象を再現していると考えられる。本報告によ

り、係留船舶の動揺計算法の実用性が確認され、荒天時の船舶の係岸避泊に関する問題や荷役の稼働率などを検討するうえで有効と考えられる。

なお、模型実験は本報告で示したケースの他に、風速、風向の影響、波高、波向の影響、ウインドスクリーンの効果など種々のパラメーターを変えて実施している。これらの成果についても、いずれ別途報告する予定である。

(1983年9月30日受付)

## 謝 辞

本報告に示した模型実験は昭和56年度に港内避泊調査の一環として実施したものである。調査の実施にあたっては運輸省港湾局建設課の御協力をいただいた。模型実験の実施にあたっては当所海洋水理部波浪研究室の諸氏の御助言、御協力を得た。さらに、取得データのA/D変換作業には、海洋水理部水理研究室及び海水汚染水理研究室の施設を使用して行った。関係研究室の御協力に感謝の意を表する。

模型実験は全体で約600ケース行ったが、準備から実験の終了まで約7カ月の期間を要した。模型実験及びデータの解析は筆者らの他に元当研究室の出路康夫技官(現第三港湾建設局広島港工事事務所)、小島晃技官(現第二港湾建設局横浜調査設計事務所)、泉徳治氏及び、久保明英氏(ピーエスコンクリート㈱、当時研修生)がたずさわった。なお、本実験に使用した模型防げん材及び模型係留索の考案および開発、製作に当っては、小島晃技官の努力に負うところが大きく、その業績に対して昭和58年度の科学技術週間にちなんで科学技術長官賞(職域における創意工夫)が贈られている。

## 参 考 文 献

- 1) 井島武士・田淵幹修・湯村やす: 矩形断面をもつ浮体の浅海波による自由運動, 九大工学集報, 第45巻第1号, 昭和47年1月, pp. 35~43.
- 2) 伊藤喜行・千葉 繁: 浮防波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14巻第2号, 昭和50年6月, pp. 47~77.
- 3) Van Oortmerssen, G.: The Motions of Moored Ship in Waves, Publication No. 510, Netherlands Ship Model Basin, Wageningen, The Netherlands.
- 4) 榎木 享・久保雅義: 荷役限界からみた港内静穏度に関する研究, 第24回海岸工学講演会論文集, 1977, pp. 619~614.
- 5) 榎木 享・久保雅義・京谷光高: 荷役限界からみた港内静穏度に関する研究(第2報)——特に係留方法による——, 第25回海岸工学講演会論文集, 1978,

- pp. 593~597.
- 6) 榎木 享・久保雅義：荷役限界からみた港内静穏度に関する研究——直線岸壁およびSlip内係留船の運動特性——，第27回海岸工学講演会論文集，1980年10月，pp. 307~311.
  - 7) 大阪湾における台風避泊対策調査，岸壁係留避泊模型実験報告書，運輸省第三港湾建設局，昭和52年3月.
  - 8) 上田 茂・白石 悟：多列円柱支持浮体のシミュレーションによる動揺特性の検討，港湾技術研究所資料，No. 339，昭和55年6月，p. 39.
  - 9) 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）——数値シミュレーション手法について——，港湾技術研究所報告，第19巻第3号，昭和55年9月，pp. 105~143.
  - 10) Bretschneider, C. L.: Significant Waves and Wave Spectrum. (Fundamentals of Ocean Engineering—Part 7), Ocean Industry, Feb. 1968, pp. 40~46.
  - 11) 光易 恒：風波のスペクトルの発達(2)——有限な吹送距離における風波のスペクトル形について——第17回海岸工学講演会論文集，昭和35年，pp. 1~7.
  - 12) Hasselman, K. et al.: Measurements of wind-wave growth and swell decay during the Joint North Sea Wave Project (JONSWAP), Deutsche Hydr. Zeit, Reihe A, No. 12, 1973.
  - 13) Hughes, G.: Model Experiments on the wind Resistance of Ships, T.I.N.A. Vol. LXXII, 1930.
  - 14) 辻 豊治・高石敬史・管 信・佐藤辰二：船体に働く風圧力に関する模型試験，船舶技術研究所報告第7巻第5号，昭和47年9月，pp. 13~37.
  - 15) Davenport, A.G.: Gust loading factors, Journal of the Proc. of ASCE, ST3, June, 1967, pp. 11~34.
  - 16) 日野幹雄：瞬間最大値と評価時間の関係とくに突風率について一，土木学会論文集，第117号，昭和40年5月，pp. 23~33.
  - 17) 清宮 理：海上風の性質とそれによるく(矩)形浮体の動揺解析，港湾技術研究所報告，第19巻第2号，昭和55年6月，pp. 49~101.
  - 18) Hsu, F.H. and K.A. Blenkarn: Analysis of Peak Mooring Force Caused by Slow Vessel Drift Oscillation in Random Seas, Proc. of OTC 1970, 1970., pp. I-135~I-146.
  - 19) Maruo, H.: The Drift of a Body Floating on Waves, J. of Ship Research, Dec. 1960, pp. 1~10.
  - 20) 田才福造：規則波中の二次元物体に働く漂流力について，開西造船協会誌第152号，昭和49年3月，pp. 69~78.
  - 21) J.A. Pinkster: Low Frequency Phenomena Associated with Vessels Moored at Sea, Soc. of Petroleum Engineers of AIME, SPE Paper No. 4837, 1974.
  - 22) 小舟浩治：浮体係留における粘性抵抗力および拘束条件の影響について，港湾技術研究所報告，第17巻第4号，昭和53年12月，pp. 59~87.
  - 23) 元良誠三：船体と海洋構造物の運動学，成山堂，昭和57年，pp. 79~87.
  - 24) 姫野洋司：横揺れ減衰力，第2回耐航性シンポジウムテクニスト，日本造船学会，昭和52年
  - 25) 高石敬史・猿田俊彦・吉野良枝：船体に働く横揺れ減衰力について（第1報）—自由横揺れ試験結果一，船舶技術研究所報告第16巻第5号，昭和54年9月，pp. 13~28.
  - 26) 戸川隼人：有限要素法による振動解析，サイエンス社，1975，pp. 40~50.
  - 27) 井島武士・吉田明德：有限水深域における矩形浮体の3次元係留運動，九大工学集報，第49巻2号，昭和51年3月，pp. 83~86.
  - 28) 前出文献 9) pp. 117~118.
  - 29) 田才福造・高木又男：規則波中の応答理論および計算法，日本造船学会耐航性に関するシンポジウムテクニスト，昭和44年7月，pp. 1~48.
  - 30) 小林正典他：船舶の耐航性に関する理論計算プログラム（その1，理論計算式），三井造船技報，第82号，pp. 1~34.
  - 31) 合田良実・鈴木康正・岸良安治・菊地 治：不規則波実験における入・反射波の分離推定法，港湾技術研究所資料 No. 248, 1976年12月，pp. 1~24.
  - 32) Lean, G.H.: Subharmonic Motions of Moored Ships Subjected to Wave Action. 海外研究開発レポート S-A-1275-(c) 船舶動揺，pp. 387~399, 1971.
  - 33) 前出文献 5) p. 613.
  - 34) 元良誠三：船体運動に対する附加質量および附加慣性モーメントについて——その2，前後動に対する附加質量——，造船協会論文集，No. 106, 1970年1月，pp. 59~62.
  - 35) 上田 茂・白石 悟・飯牟礼信幸：強風時における係岸船舶の動揺測定，第28回海岸工学講演会論文集，昭和56年10月，pp. 431~435.
  - 36) 昭和56年度港内避泊対策調査報告書：運輸省第一港湾建設局新潟調査設計事務所，昭和57年3月

主要記号表

- A: 風圧面積
- $A_f$ : 正面投影面積
- $A_s$ : 側面投影面積
- a: 入射波の振幅またはロールの減減係数
- $a_i$ :  $i$  番目の角振動数成分の入射波の振幅
- B: 船体の水線幅または船体の幅
- B: 静的復原力マトリックス
- $B^*$ : フルードクリロフの力
- b: ロールの減減係数
- C: 減衰係数
- $C_B$ : 船体のブロック係数
- $C_D$ : 風抗力係数
- $C_R$ : 風圧合力係数
- $C_Y$ : 横方向風抗力係数
- $C_{M\phi}$ : ミドシップ回りのモーメント係数

- $C$ : 非線形減衰マトリックス  
 $d$ : 吃水  
 $F_m$ : 模型での力  
 $F_p$ : 実物での力  
 $F_w$ : 風荷重  
 $F_x, F_y, F_z$ : 各軸方向の船舶に作用する波力  
 $f$ : 周波数 ( $f=1/T$ ,  $T$ : 周期)  
 $f_p$ : スペクトルのピーク周波数 ( $f_p=1/T_p$ )  
 $g$ : 重力加速度  
 $H_{1/3}$ : 有義波高  
 $H_{I1/3}$ : 入射波の有義波高  
 $H_{S1/3}$ : 重複波の有義波高  
 $h$ : 減衰定数  
 $i$ : 虚数単位  
 $K$ : 付加質量および付加慣性マトリックス  
 $K_R$ : 直立壁の反射率  
 $K_r$ : 基準高度の風速で定義した表面の摩擦係数  
 $k$ : 波数  
 $k_i$ :  $i$  番目の角振動数成分の入射波の波数 ( $k_i=2\pi/\lambda_i$ )  
 $L_{pp}$ : 船の垂線間長  
 $l_m$ : 模型の長さ  
 $l_p$ : 実物の長さ  
 $M$ : 質量および慣性モーメントマトリックス  
 $M_H$ : ヒープによる断面付加質量  
 $M_v$ : 仮想質量  
 $M_x, M_y, M_z$ : 各軸回りの波力モーメント  
 $M_\phi$ : ミドシップ回りのモーメント  
 $m$ : 大気不安定度に関する修正係数  
 $N$ : 線形減衰マトリックス  
 $N_H$ : ヒープによる断面造波減衰  
 $P_F$ : フルードクリロフの力  
 $P$ : 重複波中の船舶に作用する波力ベクトル  
 $P_0$ : 定常荷重を含む高次の荷重 (風圧力, 流れなどによる力) のベクトル  
 $P_{da}$ : 上下方向の Diffraction 変動圧力  
 $P_{Ri}^*$ :  $i$  番目の角振動数成分の入射波の単位振幅当りの船舶に作用する波力ベクトル  
 $P_{Ri}^{\#}$ :  $i$  番目の角振動数成分の反射波の単位振幅当りの船舶に作用する波力ベクトル  
 $P_{Ri}$ :  $i$  番目の角振動数成分の入射波による船舶に作用する波力ベクトル  
 $P_{Ri}$ :  $i$  番目の角振動数成分の反射波による船舶に作用する波力ベクトル  
 $R$ : 風圧合力  
 $R(x)$ : 係留系の反力のベクトル  
 $R_{ep}$ : 現物のレイノルズ数  
 $R_{em}$ : 模型のレイノルズ数  
 $S$ : 長さの縮尺  
 $S_t$ : 時間の縮尺  
 $S_f$ : 力の縮尺  
 $S_0$ : 船体の各断面の断面積  
 $S(f)$ : 波の周波数スペクトル  
 $S_u(f)$ : 変動風の周波数スペクトル  
 $T_m$ : 等価相対速度および加速度を求める場合の代表吃水,  
 $T_m = \frac{1}{2}d$  (横方向の力を求めるとき)  
 $T_m = d$  (上下方向の力を求めるとき)  
 $T_p$ : スペクトルのピーク周期 (JONSWAP のスペクトル)  
 $T_{1/3}$ : 有義波周期  
 $t$ : 時間  
 $\Delta t$ : シミュレーションのタイムステップ  
 $U$ : 風速  
 $U_{10}$ : 基準高度10mにおける風速  
 $u_x$ : 静止船舶に対する波の orbital 速度の  $x$  方向成分  
 $u_y$ : 静止船舶に対する波の orbital 速度の  $y$  方向成分  
 $u_z$ : 静止船舶に対する波の orbital 速度の  $z$  方向成分  
 $u_{x1}$ : 入射波による静止船舶に対する波の orbital 速度の  $x$  方向成分  
 $u_{x2}$ : 反射波による静止船舶に対する波の orbital 速度の  $x$  方向成分  
 $u_{y1}$ : 入射波による静止船舶に対する波の orbital 速度の  $y$  方向成分  
 $u_{y2}$ : 反射波による静止船舶に対する波の orbital 速度の  $y$  方向成分  
 $u_{z1}$ : 入射波による静止船舶に対する波の orbital 速度の  $z$  方向成分  
 $u_{z2}$ : 反射波による静止船舶に対する波の orbital 速度の  $z$  方向成分  
 $\bar{u}_y$ : 船舶の中心線面内の  $y$  方向の速度  
 $\bar{u}_z$ : 船舶の中心線面内の  $z$  方向の速度  
 $\dot{\bar{u}}_y$ : 船舶の中心線面内の  $y$  方向の加速度  
 $\dot{\bar{u}}_z$ : 船舶の中心線面内の  $z$  方向の加速度  
 $V$ : 船体の水面下の体積  
 $X$ : 風圧合力の船体の長軸方向成分  
 $x$ : 直立壁前面の座標  
 $\mathbf{x}$ : 変位ベクトル  
 $\dot{\mathbf{x}}$ : 速度ベクトル  
 $\ddot{\mathbf{x}}$ : 加速度ベクトル  
 $Y$ : 風圧合力の船体の短軸方向成分  
 $y$ : 直立壁前面の座標または船体の断面座標  
 $z$ : 地表面または水面上の高さまたは船体の断面座標  
 $\alpha^*$ : JONSWAP のスペクトルのパラメーター  
 $\alpha_0$ : 風圧合力角  
 $\alpha$ : 風速の鉛直分布をべき乗分布で表わしたときのべき指数  
 $\alpha_c$ : 横揺れ減衰係数  
 $\beta$ : 日野の変動風スペクトルのパラメーター  
 $\gamma$ : JONSWAP のスペクトルのピークの鋭さを表すパラメーター  
 $\delta$ : 横揺れの減衰係数を求める際の直線の勾

配

$\varepsilon$ : 位相差  
 $\varepsilon_i$ :  $i$  番目の角振動数成分の入射波の位相差  
 $\eta, \eta(t)$ : 重複波の水面変動  
 $\eta_I, \eta_I(t)$ : 入射波の水面変動  
 $\eta_R, \eta_R(t)$ : 反射波の水面変動  
 $\theta_I$ :  $x$  軸と進行波のなす角度  
 $\theta_R$ :  $x$  軸と反射波のなす角度  
 $\kappa_e$ : 横揺れ無次元減衰係数  
 $\kappa_{e\phi_m}$ : 振幅  $\phi_m$  における減衰係数  
 $\xi$ : ルイスフォームの座標系  
 $\rho$ : 海水の密度  
 $\rho^*$ : 空気密度  
 $\lambda$ : 波の波長  
 $\lambda_i$ :  $i$  番目の角振動数成分の入射波の波長  
 $\sigma^*$ : JONSWAP のスペクトルのパラメータ  
 —

$\sigma$ : 入射波の角振動数またはルイスフォームの面積係数  
 $\sigma_i$ :  $i$  番目の成分の入射波の角振動数  
 $\phi_{\omega I}$ : 入射波の速度ポテンシャル  
 $\phi_{\omega R}$ : 反射波の速度ポテンシャル  
 $\phi$ : 横揺れ角  
 $\phi_m$ : 平均横揺れ角  
 $\Delta\phi$ : 減減角  
 $\varphi$ : 相対風向  
 $\varphi_{sz}$ : 上下方向に単位振動させたときの速度ポテンシャル (加速度に比例する成分)  
 $\varphi_{As}$ : 上下方向に単位振動させたときの速度ポテンシャル (速度に比例する成分)  
 $\omega$ : ルイスフォームの座標  
 $\omega_0$ : 横揺れの非減衰固有角振動数  
 $\omega_\phi$ : 横揺れの固有角振動数  
 $\pi$ : 円周率

## 港湾技術研究所報告 第22巻 索引

論文名・著者名	巻号	頁
<b>水 工 部</b>		
遠距離を伝播してきたうねりのスペクトルと波の連なりの解析……………合田良実……………22	1	3～41
大河川河口部周辺の移動床模型実験 ——吉野川河口周辺地形変化について—— ……………加藤一正・田中則男・木村久雄・赤石正廣……………22	2	3～87
多量データを対象とした等値線自動描画アルゴリズムの開発 ……………橋本典明・高橋智晴……………22	2	89～125
水面波の非線型性パラメーターの統一的表示について……………合田良実……………22	3	3～30
無反射性造波方式の原理と推力制御式造波装置の特性 ……………谷本勝利・原中祐人・富田英治……………22	3	31～55
マイクロプロセッサ応用によるステップ式波高計の改良について ……………佐々木 弘・高橋智晴……………22	3	57～82
日本沿岸の波浪のスペクトル形について ……………広瀬宗一・立花祐二・菅原一晃……………22	3	83～124
波力発電ケーソンの空気出力効率の解析 ——波エネルギーに関する研究 第1報—— ……………小島朗史・合田良実・鈴村論司……………22	3	125～158
直立壁に作用する衝撃波圧の発生機構に関する一考察 ……………高橋重雄・谷本勝利・鈴村論司……………22	4	3～31
<b>海洋水理部</b>		
吹送流に関する風洞実験 ——吹送流の発生に及ぼす反流の効果—— ……………鶴谷広一・中野 晋・加藤 始・一戸秀久……………22	2	127～174
超音波流速計による潮流観測と水平・鉛直拡散係数の算定 ……………村上和男・森川雅行……………22	2	175～211
海域における物質循環数値モデルの水質支配要因について ……………堀江 毅・細川恭史……………22	3	159～205



## 土 質 部

定率ひずみ方式による急速圧密試験の混合土への適用性

……………梅原 靖文・松本 一明・石井 一郎……22 1 43～67

石灰・セメント系安定処理土の基本的特性に関する研究（第3報）

……………寺師 昌明・田中 洋行・光本 司・本間 定吉・大橋 照美……22 1 69～96

深層混合処理工法による杭状改良地盤の支持力および圧密特性

……………寺師 昌明・田中 洋行……22 2 213～266

老化にともなうアスファルトコンクリートの性状変化

——70°Cの熱履歴による促進老化の場合——

……………八谷 好高・福手 勤・佐藤 勝久……22 2 267～287

矢板壁の控え直杭に関する実験的研究……………高橋 邦夫・荘 司 喜博……22 4 33～58

大型三軸圧縮試験による捨石材料のせん断特性に関する考察……………荘 司 喜博……22 4 59～120

コンクリート舗装上のアスファルトかさ上げの荷重分散効果とかさ上げ厚算定法

……………八谷 好高・福手 勤・佐藤 勝久・林 洋 介……22 4 121～140

## 構 造 部

大型混成式防波堤の強震記録に基づく水一構造物連成系の地震応答解析

……………上部 達生・土田 肇・倉田 栄一……22 2 289～326

2次元アレーによる地震動の観測と解析（第1報）

——1977年6月4日東京湾北部の地震——

……………土田 肇・井合 進・倉田 栄一……22 2 327～378

集中腐食に対する電気防食の適用性……………善 一 章・阿部 正美……22 2 379～423

深層混合処理工法による壁状改良地盤の耐震性に関する実験的研究

……………稲富 隆昌・風間 基樹・今村 俊博……22 3 207～251

川崎港海底トンネルでの地震応答観測と応答解析

……………清宮 理・西澤 英雄・横田 弘……22 3 253～299

深層混合処理工法による格子式改良地盤の地震時挙動

……………風間 基樹・稲富 隆昌・今村 俊博……22 4 141～179

係留船舶の動揺計算法とその評価……………上田 茂・白石 悟……22 4 181～218

## 設計基準部

東京湾口を航行する船舶相互間の位置関係に関する解析……………早藤 能伸……22 1 97～117

港湾における空間設計手法の開発（第3報）

——入力方法の容易化と港湾計画への応用——

.....奥山育英・梅山珠実・佐々木芳寛.....22 3 301~324

港湾経済効果の計測手法（第2報）

——付加価値モデルの汎用化と原単位の整備——

.....竹内良夫・米澤 朗・稲村 肇.....22 3 325~379

# Index of Report of P.H.R.I. Vol. 22

	Vol. No.	pp.
<b>Hydraulic Engineering Division</b>		
Analysis of Wave Grouping and Spectra of Long-travelled Swell ..... Yoshimi GODA.....	22 1	3~ 41
Movable-bed Model Experiments of a Large River-mouth and its Surroundings —On Deformation of Topography at the Yoshino River— .....Kazumasa KATO, Norio TANAKA, Hisao KIMURA and .....Masahiro AKAISHI.....	22 2	3~ 87
A New Method for Automatic Contour Mapping Applicable to a Large Number of Discrete Sampling Data ..... Noriaki HASHIMOTO and Tomoharu TAKAHASHI.....	22 2	89~125
A Unified Nonlinearity Parameter of Water Waves ..... Yoshimi GODA.....	22 3	3~ 30
Principle and Performance of Non-reflective Wave Generator by Thrust Control ..... Katsutoshi TANIMOTO, Suketo HARANAKA and Eiji TOMIDA.....	22 3	31~ 55
Improvement of step-type recording wave gauge with application of micro-processor ..... Hiroshi SASAKI and Tomoharu TAKAHASHI.....	22 3	57~ 82
One-dimensional spectra of wind waves in coastal waters ..... Munekazu HIROSE, Yuji TACHIBANA and Kazuteru SUGAHARA.....	22 3	83~124
Analysis of Efficiency of Pneumatic-type Wave Power Extractors Utilizing Caisson Breakwaters —A Study on Development of Wave Power 1st Report— ..... Roushi OJIMA, Yoshimi GODA and Satoshi SUZUMURA.....	22 3	125~158
Generation Mechanism of Impulsive Pressure by Breaking Wave on a Vertical Wall .....Shigeo TAKAHASHI, Katsutoshi TANIMOTO and Satoshi SUZUMURA.....	22 4	3~ 31

## Marine Hydrodynamics Division

Experimental Study of Wind Driven Currents in a Wind-Wave Tank

—Effect of Return Flow on Wind Driven Currents

..... Hiroichi TSURUYA, Susumu NAKANO, Hajime KATO

and Hidehisa ICHINOHE.....22 2 127~174

Field Observations of Tidal Current by Ultra-Sonic Current Meter and  
Estimations of Horizontal and Vertical Diffusion Coefficients

..... Kazuo MURAKAMI and Masayuki MORIKAWA.....22 2 175~211

Water-quality controlling factors in an eutrophication model

..... Takeshi HORIE and Yasushi HOSOKAWA.....22 3 159~205

## Soils Division

Fundamental Properties of Lime and Cement Treated Soils (3rd Report)

..... Masaaki TERASHI, Hiroyuki TANAKA, Tsukasa MITSUMOTO,

Sadakichi HONMA and Terumi OHHASHI.....22 1 43~ 67

Constant Rate of Strain Consolidation of Sand-Clay Mixtures

..... Yasufumi UMEHARA, Kazuaki MATSUMOTO and Ichiro ISHII.....22 1 69~ 96

Bearing Capacity and Consolidation of the Improved Ground by a Group of  
Treated Soil Columns

..... Masaaki TERASHI and Hiroyuki TANAKA.....22 2 213~266

Changes of Properties of Asphalt Concretes due to Heat Curing at 70°C

..... Yoshitaka HACHIYA, Tsutomu FUKUTE and Katsuhisa SATO.....22 2 267~287

Experimental Study on Vertical Anchor Piles of Sheet Pile Wall

..... Kunio TAKAHASHI and Yoshihiro SHOJI.....22 4 33~ 58

Study on Ahearing Properties of Rubbles with Large Scale Triaxial  
Compression Test

..... Yoshihiro SHOJI.....22 4 59~120

Structural Evaluation of Asphalt Concrete Overlays on Concrete Pavements  
and Calculation Methods on Overlay Thicknesses

..... Yoshitaka HACHIYA, Tsutomu FUKUTE, Katsuhisa SATO

and Yosuke HAYASHI.....22 4 121~140

## Structures Division

Coupled Hydrodynamic Response Analysis based on Strong Motion

Earthquake Records of Fill Type Breakwater in Deep Sea

..... Tatsuo UWABE, Hajime TSUCHIDA and Eiichi KURATA.....22 2 289~326

Analysis of Earthquake Ground Motions Observed with Two Dimensional Seismometer Array (First Report) —North Tokyo Bay Earthquake of June 4, 1977— ..... Hajime TSUCHIDA, Susumu IAI and Eichii KURATA.....	22	2	327~378
Applicability of Cathodic Protection to Concentrated Corrosion ..... Kazuaki ZEN and Masami ABE.....	22	2	379~423
An Experimental Study on the Earthquake Resistance of Wall Type Improved Ground by Deep Mixing Method ..... Takamasa INATOMI, Motoki KAZAMA and Toshihiro IMAMURA.....	22	3	207~251
Field Observation and Response Analysis at Kawasaki Koh Submerged Tunnel ..... Osamu KIYOMIYA, Hideo NISHIZAWA and Hiroshi YOKOTA.....	22	3	253~299
Observation and Analysis of Seismic Response of Grid Type Improved Ground by Deep Mixing Method ..... Motoki KAZAMA, Takamasa INATOMI and Toshihiro IMAMURA.....	22	4	141~179
Method and its Evaluation for Computation of Moored Ship's Motions ..... Shigeru UEDA and Satoru SHIRAISHI.....	22	4	181~218

**Design Standard Division**

Analysis about the Mutual Relative Position of Ships that are on a Run in Tokyo Bay ..... Yoshinobu HAYAFUJI.....	22	1	97~117
Development of Space Design of Port and Harbour (3rd Report)—Easy Input Methods and Application to Port Planning— ..... Yasuhide OKUYAMA, Tamami UMEYAMA and Yoshihiro SASAKI.....	22	3	301~324
Development and Application of Synthetic Economic Evaluation Model for Port Planning (2nd Report)—Value Added Model— ..... Yoshio TAKEUCHI, Akira YONEZAWA and Hajime INAMURA.....	22	3	325~379