

(昭和47年10月日本造船学会秋季講演会において講演)

斜め波中における船側の相対水位変動について

正員 高石敬史* 正員 雁野昌明**
 正員 吉野泰平* 松元尚義*
 猿田俊彦*

On the Relative Wave Elevations at the Ship's Side in Oblique Seas

by Yoshifumi Takaishi, *Member* Masaaki Ganno, *Member*
 Taihei Yoshino, *Member* Naoyoshi Matsumoto
 Toshihiko Saruta

Summary

Model tests of two container ships in oblique regular and irregular waves were carried out at the seakeeping tank of S. R. I., and the relative wave elevations at various positions of the models' hull were measured by means of capacitance wave probes attached on the hull.

The relative wave elevation induced by combined ship motions as pitch, heave and roll and the wave elevation can be calculated by the strip method. The deformation of the wave surface near the hull which is induced by hydrodynamic interaction between ship's body and wave is estimated by the Tasai's two dimensional theory, and it is added to the above-mentioned relative wave elevation.

The comparison of the test results with the computed values shows that :

- a) calculations including the hydrodynamic interactions show good agreement with the experiment, generally speaking, in head and bow seas,
- b) the measured values in beam sea lie between calculated values including and excluding hydrodynamic interactions,
- c) disagreement between measured and calculated values is most remarkable in quartering sea, except one for the stem provided that the estimation is made excluding hydrodynamic interactions,
- d) the amplitude distributions of the relative wave elevations measured in irregular waves show good agreement with the estimated one by the linear superposition of the response amplitude operator and sea spectrum.

1 緒 言

船が波浪中を航行する場合、船体動揺と波面の盛り上がりのため、船側における相対的な水位が変動する。この変動の振幅が船側の有効な乾舷の高さをこえると甲板上への海水打込みが発生し、構造や積荷に対する損傷の原因となる。また相対水位とその位置における波浪圧力とは密接な関係がある。最近、高速コンテナ船の出現に対し、甲板上のコンテナを保全する面から甲板上への海水打込を防止することが船体設計と運航の両面で重視せられるようになった。また、大型の専用船の強度に関しては、局所的に船体に加わる波浪荷重を正確に推定して合理的な設計に役立てる試みもなされており、船側の相対水位変動を正確に推定する必要性が増してきている。

この現象に関する研究はこれまでも、海水打込、船首スラミング、船尾プロペラ露出などの問題に関連して数多く行なわれている。たとえば、主に向波中の船首海水打込を模型実験により論じた田崎の研究¹⁾、コンテナ

* 船舶技術研究所

** 日立造船(株) 技術研究所

船の船首附近の相対水位変動を、規則波中および不規則波中の模型実験とストリップ法に基づく理論計算により求め、実験と計算の比較、海水打込の頻度推定を行なった田才らの研究²⁾、向波中の船側の種々の位置における相対水位変動を、不規則波中の模型実験と、ストリップ法の計算で求めた M. F. van Sluijs の研究³⁾などが、向波中の相対水位変動に関するものとして挙げられる。

斜め波中の相対水位変動に関しては、船首の相対水位変動を縦運動のストリップ法の計算により求め、長期分布と船首乾舷の関係を論じた福田の研究^{4,5)}があるが、本論文の著者の1人である雁野は、船側の種々の位置における相対水位変動を、縦および横動揺のストリップ法の計算に、田才の方法⁶⁾による船体と波との干渉によるいわゆる dynamic swell up の計算を加え、規則波中の海水打込の限界波高に及ぼす種々の要素の影響を論じている⁷⁾。

最近、規則的斜め波中における船体の横動揺をストリップ法による理論計算で求め、水槽実験値と比較してその実用性を調べる研究がいくつか行なわれ^{8,9,10,11)}ているので、上記のような斜め波中の相対水位変動の理論計算が、船の耐航性能推定に有用であると考えられるが、斜め波中の船側における相対水位変動は多くの船体動揺の組み合わせと、これらの動揺によるそれぞれの dynamic swell up が加わったものであるから個々の動揺が計算と実験で良い一致を示しても、相対水位変動が直に計算で精度良く推定できると断定することはできない。そこで本論文では、これまで既にその動揺特性が実験計算の両方から明らかにされているコンテナ船の船型を対象にして、船側の相対水位変動の模型実験ならびにストリップ法に基づく理論計算を行なった結果を比較することとした。その要点は次のような点である。

- (1) 斜め波中で、船首およびその他船側の数カ所の相対水位変動を測定したこと。
- (2) dynamic swell up を含む場合と含まない場合の理論計算を行ない、前記実験値と比較したこと。
- (3) 船型 (L/B) の影響、船速の影響を調べるとともに、不規則波中の相対水位変動も検討したこと。

2 模型実験

斜め規則波・不規則波中の模型実験は、船研の角水槽において無線操縦による自航模型船を用いて行なわれた。模型船は文献 10) および 11) に示す $L/B=6.89$ と 8 の 1 軸高速コンテナ船で、両船の Body Plan は同一形状である。供試船の線図を Fig.1 に、主要目を Table 1 に示す。以下 $L/B=6.89$ の船型を S-7 船型、 $L/B=8$ の船型を S-8 船型と略称する。

船側の相対水位の測定場所は、2 船に共通なところとして、船首 Stem, Sq. St. 8, Sq. St. 5, Sq. St. 1 の weather side の 3 カ所の計 4 カ所であり、S-8 船型に対してのみ Sq. St. 5 の lee side の 1 カ所をつけ加えた。

相対水位計は電気容量式の水位計である。これはテフロン被覆の銅線と裸の銅線（いずれも直径約 1 mm）をお互いに平行に約 10 mm 離して、それぞれの取付位置の肋骨線に沿い、船体表面から約 10 mm 離して、上甲板または bow chock 上端より船側船底まで張って検出装置としたものである。Fig.2 にその取付概略図を、Fig.3 にその写真を示す。これによりテフロン被覆線の浸水長さに比例する電気容量を、電気信号として取出すことが

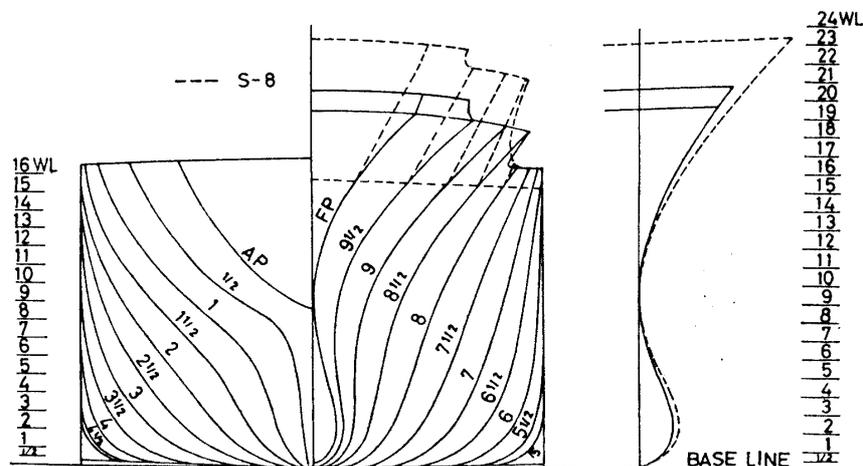


Fig.1 Body Plan and Bow Profile of the Ships

Table 1 Principal Dimensions of the Models

Items		S-7	S-8
Length (P.P.)	L (m)	4.500	5.225
Breadth (Mld.)	B_0 (m)	0.653	0.653
Depth (Mld.)	D (m)	0.396	0.396
(Tested Condition)			
Draught (Fore)	d_f (m)	0.2057	0.2057
Draught (Aft)	d_a (m)	0.2314	0.2314
Draught (Mean)	d_m (m)	0.2186	0.2186
Block Coefficient	C_B	0.562	0.562
Displacement (Vol.)	V (m ³)	0.3608	0.419
Position of C.G. (Aft of \bar{X}) (m)		0.0813	0.0945
Height of C.G.	\overline{KG} (m)	0.2414	0.2419
Metacentric Height	\overline{GM} (m)	0.0257	0.0252
Longl. Radius of Gyration κ		0.24 L	0.24 L
Rolling Period	T_ϕ (sec)	2.886	2.870

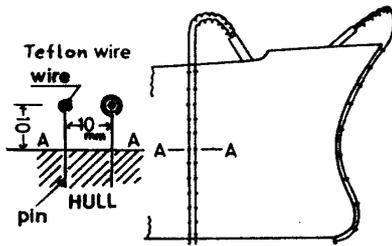


Fig.2 Details of the Wave Probes on the Model's Hull

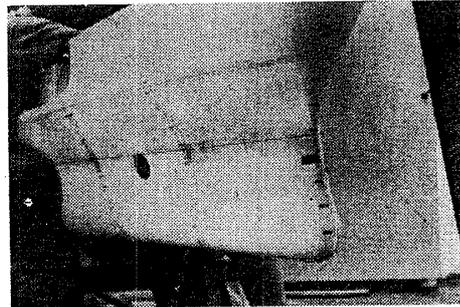


Fig.3 Photograph of the Wave Probes Attached on the Model

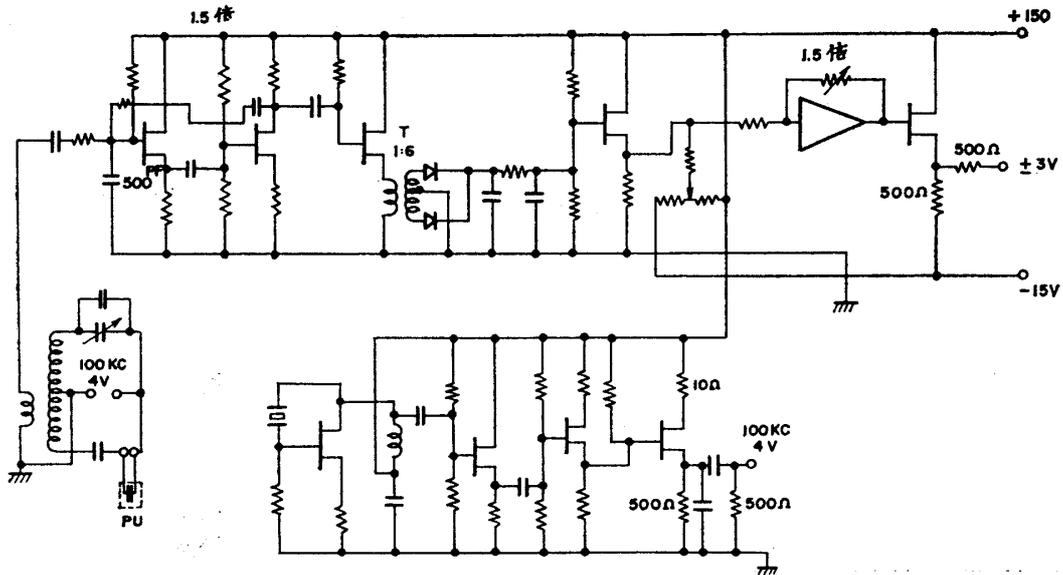


Fig.4 Circuit of the Relative Wave Recorder

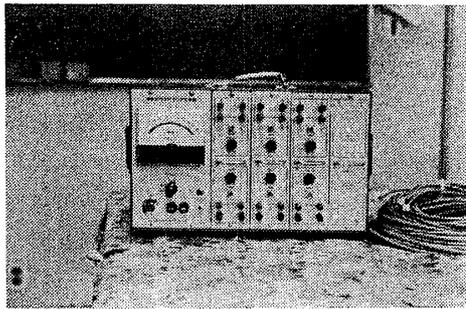


Fig.5 Photograph of the Relative Wave Recorder

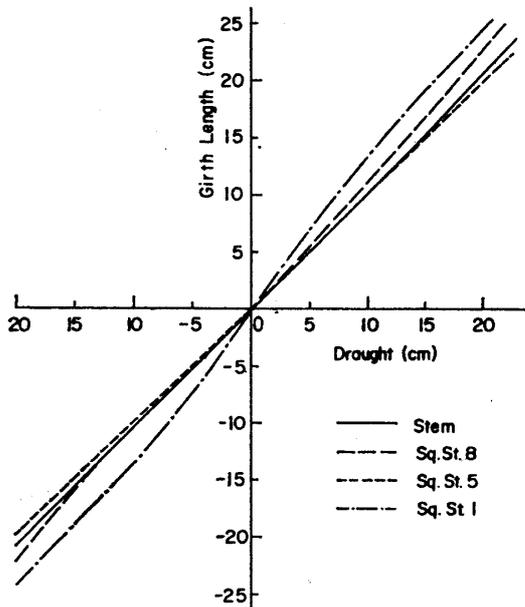


Fig.6 Relation Between Girth Length and Draught of the Model

検出部は船側の girth に沿って張られるので、測定される水位変動は、girth の浸水長さの変化である。これを計算と比較するためには、Fig.6 によって、吃水の変化に換算する必要がある。

規則波中の実験で得られた相対水位変動の記録の1例をFig.7に示す。船が静水中で停止しているときの吃水を基準とすると、船速のあるときの静水中航走時の相対水位は、船速に応じた船側波形により h_s だけ変化する。そして波浪中ではこの新しいベースの上下に振幅 Z_r で変動する。この相対水位変動の振幅 Z_r は波振幅 ζ_a に比例すると考え、 Z_r/ζ_a を応答関数とする。この値を船速（フルード数： F_n ）をベースに示した例がFig.8である。点は実験値を、線はその平均線を示し、 $F_n=0.25$ の実験値とは、この平均線の示す値である。

3 理論計算

規則波に対し任意の出会角 (χ) で航走する船体の動揺の計算はストリップ法により行なわれる。その場合、縦揺れ、上下揺れの縦動揺と、横揺れ船首揺れ左右揺れの横動揺との2つのグループに対し、それぞれ別々の独立した連成運動方程式を用いる。計算に用いた座標系をFig.9に示す。

3.1 縦動揺の計算

縦揺れと上下揺れとは、いわゆる Ordinary Strip Method で計算される。計算の結果は、文献 10) および 11) に、実験値と比較されている。それによると、縦揺れ振幅に関しては両者がよく一致している。上下揺れを

* この回路はその後改良され、現在はもっと安定性のよいものを得ている。また、これは水槽の波高計としても広く用いられている。

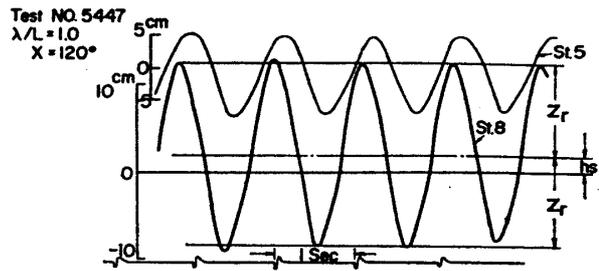


Fig.7 A Sample of Record of the Relative Motion

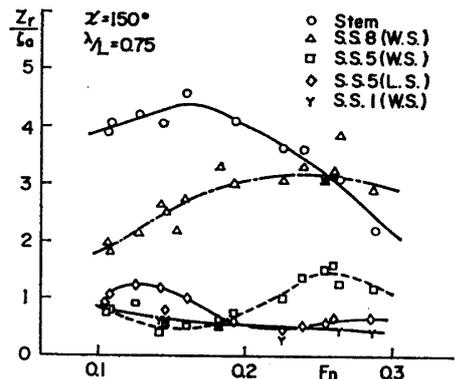


Fig.8 Measured Amplitude of the Relative Motion

できる。計測装置の回路図を Fig.4 に、計器の写真を Fig.5 に示す*。

実験時の相対水位計の較正は、(1) 同一特性の検出装置を張った別の板を水中で上下させる方法、(2) 船体自体を浮沈させ検出装置の浸水長さを変える方法、(3) 計測装置の指示計器の目盛に合わせて相対水位の変化に相当する信号を取り出す方法、などを併用して行なわれる。

重心の上下加速度に対する結果からみると、向波の $\lambda/L > 1$ 附近で、計算値がやや高めである以外は、両者の一致度は良い。

3.2 横動揺の計算

横揺れ、船首揺れ、左右揺れの計算は、N. Salvesen ら⁶⁾、あるいは田才が縦動揺における高木の方法に相似な方法で導いた⁹⁾New Strip Method

で行なわれる。S-8 船型に対する計算結果は文献 11) に実験と比較されているが、それによると、斜め追波中の横揺れ同調点の附近の応答の計算値が実験値に比べてかなり大き目である。そこで本論文では横揺れの減衰係数に、曳航による自由横揺れ試験で求めた線形項と非線形項の両方を用い、横揺れ振幅に依存する相当線形減衰係数 (1) 式を用い、逐次近似法で運動方程式を解いて、実験と計算の良い一致を得た。

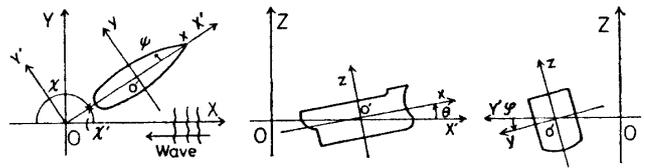


Fig. 9 Co-ordinate System of Ship Motions in Oblique Waves

$$\kappa_e = \kappa_0 + \frac{8\beta}{3\pi} \varphi_0 \tag{1}$$

ここで κ_0, β は、重心拘束で曳航中の模型船の自由横揺れ試験で得られた横揺れ振幅の減衰曲線

$$\Delta\varphi_n = a\varphi_m + b\varphi_m^2 \tag{2}$$

ここで、 $\Delta\varphi_n = \varphi_n - \varphi_{n-1}$, $\varphi_m = \frac{1}{2}(\varphi_n + \varphi_{n-1})$, $n = 1, 2, \dots, N$,

から求めた係数 a, b を用い、

$$\kappa_0 = \frac{2}{\pi} a, \quad \beta = \frac{3}{4} \frac{180}{\pi} b \tag{3}$$

(3) 式で求められる。 κ_0, β の実験値を Fig.10 に、横揺れ振幅の計算値と実験値を Fig.11 にそれぞれ示す。これによると、横揺れの同調周期の非線形減衰係数を用いれば、計算と実験がかなり良く一致するようになることが示されている。

横動揺の計算式は附録に示す。

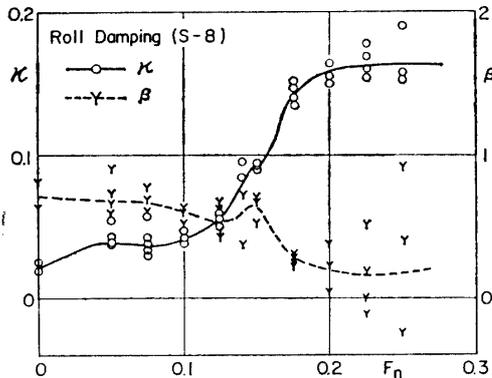


Fig. 10 Damping Coefficients of Rolling of the Model

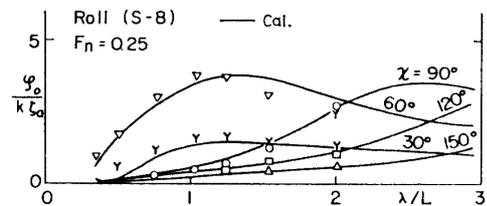


Fig. 11 Amplitude of Rolling in Oblique Regular Waves

3.3 船側の相対水位変動の計算

前節で計算した船の動揺を (4) 式のように表わし、Fig.9 の座標 (x, y) における波の上昇量を (5) 式のように表わす。

$$\left. \begin{aligned} \text{上下揺れ} : Z_G &= Z_0 \cos(\omega_e t + \varepsilon_z) \\ \text{縦揺れ} : \theta &= \theta_0 \cos(\omega_e t + \varepsilon_\theta) \\ \text{左右揺れ} : y_G &= y_0 \cos(\omega_e t + \varepsilon_y) \\ \text{船首揺れ} : \psi &= \psi_0 \cos(\omega_e t + \varepsilon_\psi) \\ \text{横揺れ} : \varphi &= \varphi_0 \cos(\omega_e t + \varepsilon_\varphi) \end{aligned} \right\} \tag{4}$$

$$\begin{aligned} \text{波} : \zeta &= \zeta_a \cos(kX + \omega t) \\ &= \zeta_a \cos(kx \cos \chi' - ky \sin \chi' + \omega_e t) \\ &= \zeta_a \cos(-kx \cos \chi - ky \sin \chi + \omega_e t) \end{aligned} \tag{5}$$

ここに、 ω は波の円周波数、 ω_e は船と波との出会いの円周波数であり、 k は波数 $2\pi/\lambda$, (λ : 波長) である。動揺の位相角 ε は波頂が midship の船体中心線に来たときを基準にし、位相進みを正にとる。

船側の垂直方向の動きと波面の垂直方向の動きの差が相対水位変動であるから、船の重心の前後方向位置を x_G とし、相対水位変動は (6) 式のように表わせる。

$$Z_T = Z_G + (x - x_G)\theta - \frac{b}{2}\varphi - \zeta \quad (6)$$

(5) 式の ζ の式における y の値には x における船の半幅の値 $b/2$ に、左右揺れおよび船首揺れによる y 方向の船の断面の変位 $y_G + (x - x_G)\psi$ を加えるべきであるが、これを加えると計算が複雑になるうえ、通常この値は波長に比して無視できる程小さいので考慮しないことにする。

(6) 式の $b/2$ の値としては、動揺の振幅が小さいと仮定してその断面の吃水における半幅をとればよいが、weather side, すなわち波の来る側の計算には $b/2$ に負の値を用い、lee side, すなわち波に対し下手側の計算には $b/2$ に正の値を用いることになる。

3.4 Dynamic Swell up の計算

船体の動揺および船体が波の orbital motion を乱すことによる dynamic swell up は、田才の方法⁶⁾による2次元理論により求められる。

この dynamic swell up を (7) 式のように表わす。

$$\left. \begin{aligned} \text{上下揺れに基づくもの: } \zeta_H/Z_0 &= \bar{\zeta}_H \cos(\omega_e t + \varepsilon_H) \\ \text{左右揺れに基づくもの: } \zeta_S/y_0 &= \bar{\zeta}_S \cos(\omega_e t + \varepsilon_S) \\ \text{横揺れに基づくもの: } \zeta_R / \left(\frac{b}{2}\varphi_0\right) &= \bar{\zeta}_R \cos(\omega_e t + \varepsilon_R) \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

ここで ε は柱状体の動揺に対する dynamic swell up の位相進みで、横揺れは O' 点まわりのものである。

時間の基準を (4) 式の船体動揺と同一にとれば、各船体動揺に対する dynamic swell up は weather side で (8) 式のように表わせる。

$$\left. \begin{aligned} \text{上下揺れに対し: } \zeta_H &= Z_0 \bar{\zeta}_H \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon_H + \varepsilon_Z) \\ \text{縦揺れに対し: } \zeta_P &= (x - x_G)\theta_0 \bar{\zeta}_H \cos(\omega_e t + \varepsilon_H + \varepsilon_\theta) \\ \text{左右揺れに対し: } \zeta_S &= -y_0 \bar{\zeta}_S \cos(\omega_e t + \varepsilon_S + \varepsilon_Y) \\ \text{船首揺れに対し: } \zeta_Y &= -(x - x_G)\psi_0 \bar{\zeta}_S \cos(\omega_e t + \varepsilon_S + \varepsilon_\psi) \\ \text{横揺れに対し: } \zeta_R &= -\frac{b}{2}\varphi_0 \bar{\zeta}_R \cos(\omega_e t + \varepsilon_R + \varepsilon_\varphi) \\ &\quad + \overline{O'G} \varphi_0 \bar{\zeta}_S \cos(\omega_e t + \varepsilon_S + \varepsilon_\varphi) \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

ただし、横揺れによる dynamic swell up は重心 G まわりの横揺れが、 O' 点まわりの横揺れと $\overline{O'G}\varphi$ の左右揺れの和として表わせるものとしている。ここで $\overline{O'G}$ は G が O' より上方にあるときを正とする。また lee side では、 $\zeta_S, \zeta_Y, \zeta_R$ の符号を (8) 式と逆にすればよい。

次に、波の orbital motion を乱すことによる dynamic swell up は、波の作用を (9) 式のように、船体中心面 $y=0$ における orbital motion の z 方向成分、 y 方向成分と等価な上下揺れ、左右揺れで代表させることにより田才の方法⁶⁾ で求めた $\bar{\zeta}_H, \bar{\zeta}_S$ を用いて (10) 式のように表わすことができる。

$$\left. \begin{aligned} Z_w &= -\zeta_a e^{kz} \left(\frac{\omega}{\omega_e}\right)^2 \cos(\omega_e t - kx \cos \chi) \\ y_w &= -\zeta_a e^{kz} \left(\frac{\omega}{\omega_e}\right)^2 \sin \chi \cos\left(\omega_e t - kx \cos \chi - \frac{\pi}{2}\right) \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

weather side では

$$\left. \begin{aligned} \zeta_{zw} &= -\zeta_a e^{kz} \left(\frac{\omega}{\omega_e}\right)^2 \bar{\zeta}_H \cos(\omega_e t - kx \cos \chi + \varepsilon_H) \\ \zeta_{yw} &= \zeta_a e^{kz} \left(\frac{\omega}{\omega_e}\right)^2 \bar{\zeta}_S \sin \chi \cos\left(\omega_e t - kx \cos \chi - \frac{\pi}{2} + \varepsilon_S\right) \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

lee side では ζ_{yw} の符号を (10) 式と逆にすればよい。

(9), (10) 式の e^{kz} の z については、 ζ_{zw} の場合は、断面積係数 σ で決まる有効吃水 $-\sigma d$ を用い、 ζ_{yw} の場合は吃水の半分 $-(1/2)d$ を用いる。

(8) 式と (10) 式の各成分を合計すれば dynamic swell up Z_D が求まる。したがって、dynamic swell up を含んだ船側の相対水位変動は、(6) 式の相対水位変動から Z_D を差し引いて得られる。

4 考 察

4.1 実験と計算の比較

S-8 船型の $F_n=0.25$ に対する相対水位変動の実験値と計算値とを Fig.12~Fig.17 に、波との出会角別に図示する。図中の破線は dynamic swell up を含まない計算値を、実線はそれを含むものをそれぞれ示している。

これらの図から次のような点がかがわれる。

(1) 船首 Stem の相対水位変動はすべての出会角に対して、一般に dynamic swell up を含まない計算値が実験値と合う。これは Stem が船の先端であるので、二次元理論による船側の dynamic swell up を含めることが無理であることを示すものである。向波において、 $\lambda/L=1$ 附近の応答のピークで実験値が計算値よりやや高めてあるのは、船首の波面への突込みにより幅の広がった F'cle 前面で波を反射し、この部分の波面が水膜状に盛り上がるためと考えられる。

(2) weather side の Sq. St. 8, 5, 1 および lee side の Sq. St. 5 の相対水位変動は、向波と斜め向波中では、dynamic swell up を含む計算値が実験値に近い。横波中では実験点は dynamic swell up を含む計算値と含まない計算値の中間に在る。斜め追波中では、実験値と計算値はかなり異なる傾向を示す。しかし追波に近くなるに従って、dynamic swell up を含まない計算値に近づく傾向がかがわれる。

4.2 船型・船速の影響

Fig.18~Fig.23 に、S-7 と S-8 両船型の Stem および Sq. St. 8 の weather side の相対水位変動の実験値を示す。図中の実線が S-8 の $F_n=0.25$ に対する値を、破線が同じく S-8 で船速を $F_n=0.15$ に低下させたときの値を、また一点鎖線が S-7 の $F_n=0.25$ に対する値を示している。

(1) 船型 (L/B) の影響

全般的にみて L/B の値が大きいほど応答が λ/L の小なる方にずれる傾向である。これは縦動揺全般に現われる L/B の影響¹¹⁾と同じ傾向である。応答のピークの高さは L/B の小なる S-7 がやや大である。

(2) 船速の影響

船速を低下させると、応答のピークが減少するとともに応答の山が λ/L の小さい方にずれる。

4.3 船の長さ方向に対する変化

S-8 船型の船の長さ方向の相対水位変動の分布を、向波と斜め向波の $\lambda/L=0.5, 1.0$ に対して示したものが

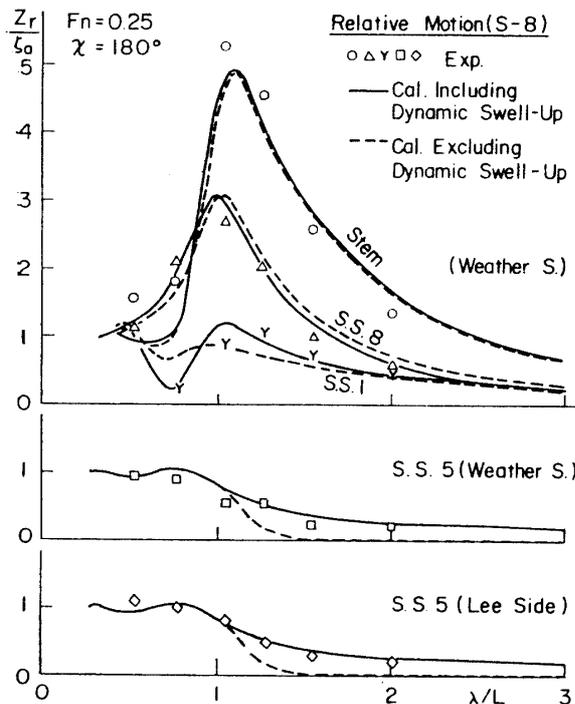


Fig.12 Amplitude of Relative Motions in Regular Waves, $\chi=180^\circ$

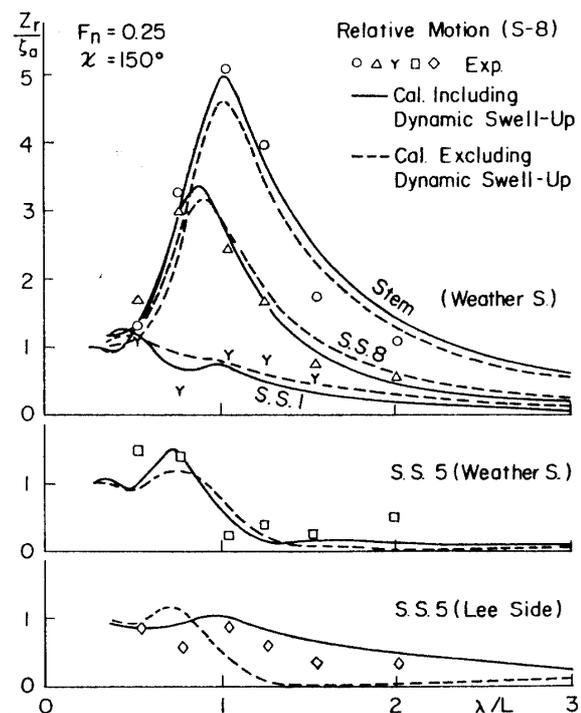


Fig.13 Amplitude of Relative Motions in Regular Waves, $\chi=150^\circ$

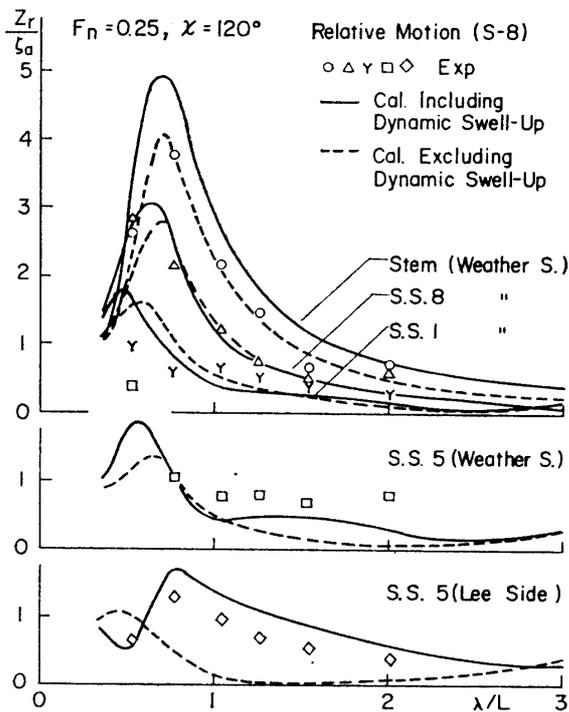


Fig. 14 Amplitude of Relative Motions in Regular Waves, $\chi=120^\circ$

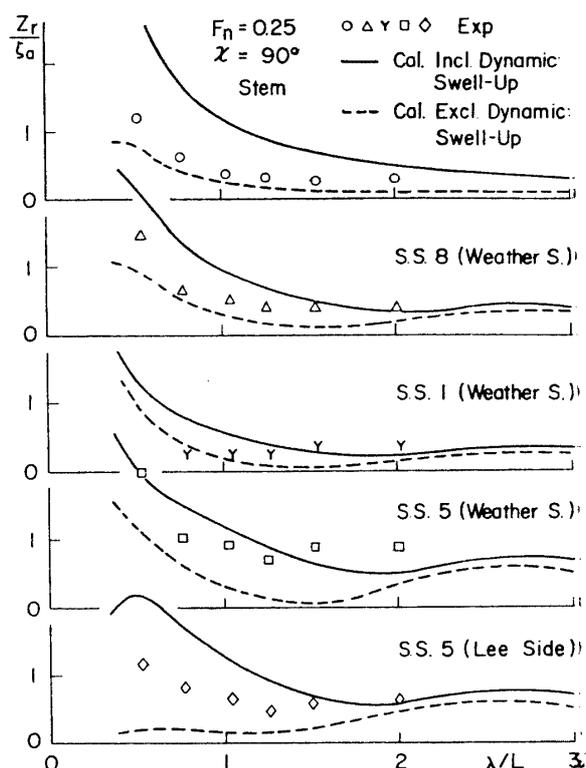


Fig. 15 Amplitude of Relative Motions in Regular Waves, $\chi=90^\circ$

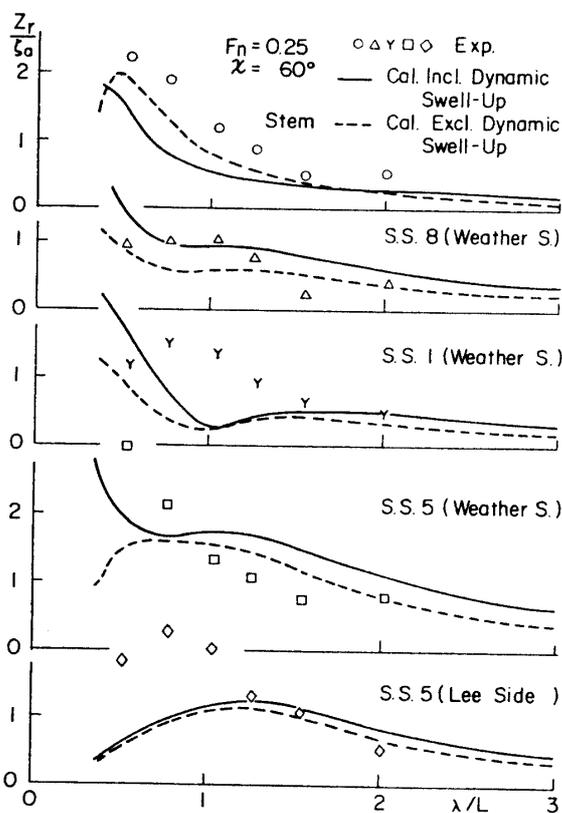


Fig. 16 Amplitude of Relative Motions in Regular Waves, $\chi=60^\circ$

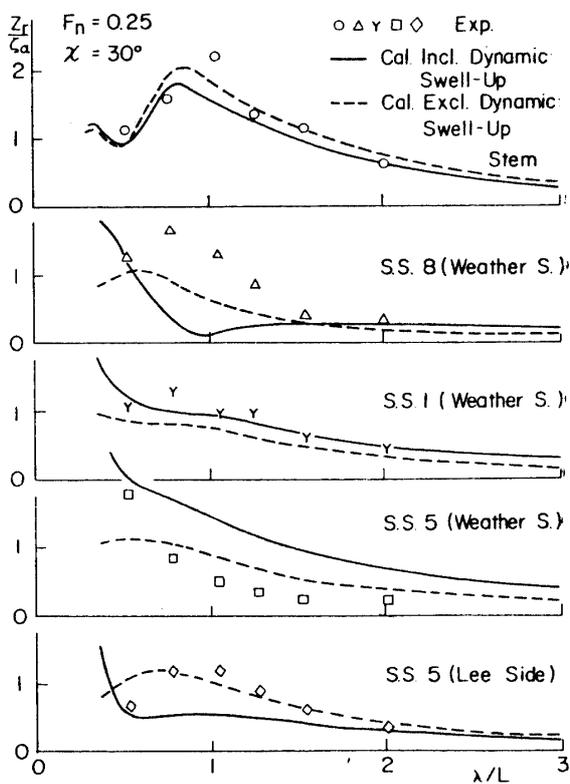


Fig. 17 Amplitude of Relative Motions in Regular Waves, $\chi=30^\circ$

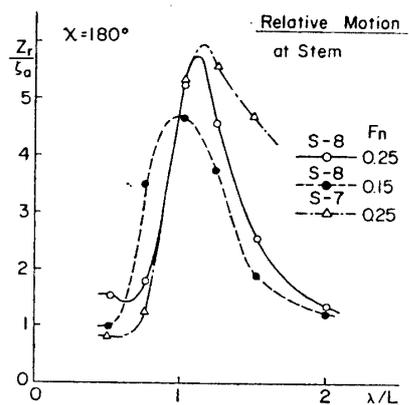


Fig. 18 Amplitude of Relative Motions at Stem, $\chi=180^\circ$

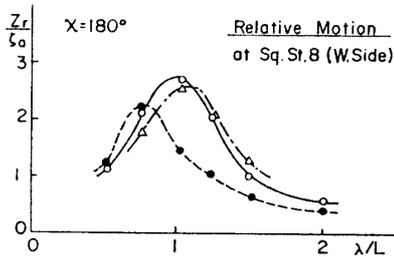


Fig. 19 Amplitude of Relative Motions at Sq. St. 8, $\chi=180^\circ$

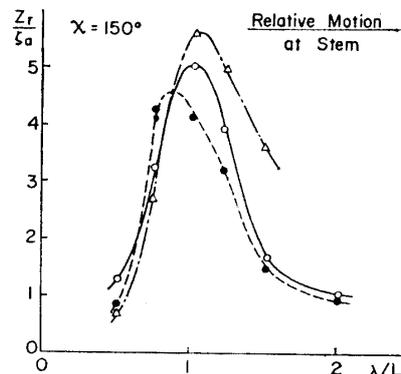


Fig. 20 Amplitude of Relative Motions at Stem, $\chi=150^\circ$

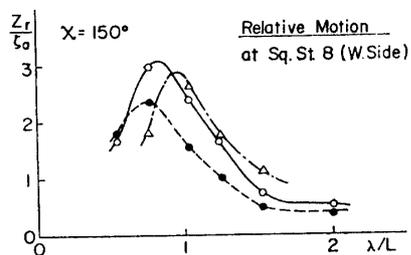


Fig. 21 Amplitude of Relative Motions at Sq. St. 8, $\chi=150^\circ$

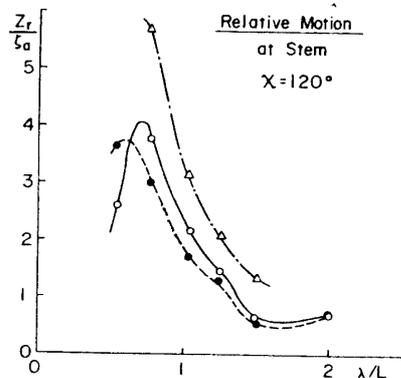


Fig. 22 Amplitude of Relative Motions at Stem, $\chi=120^\circ$

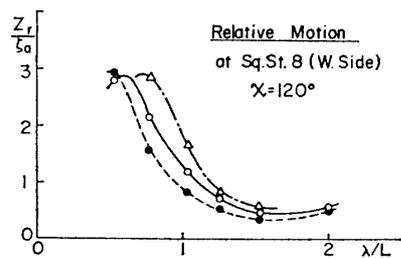


Fig. 23 Amplitude of Relative Motions at Sq. St. 8, $\chi=120^\circ$

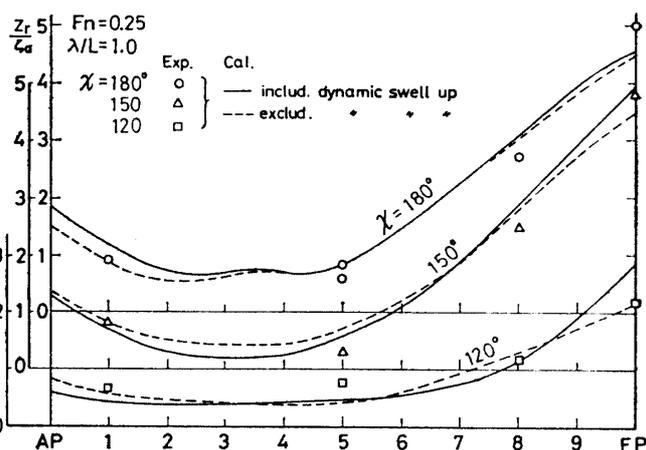


Fig. 24 Amplitude of Relative Motions Along Ship Length, $\lambda/L=1.0$

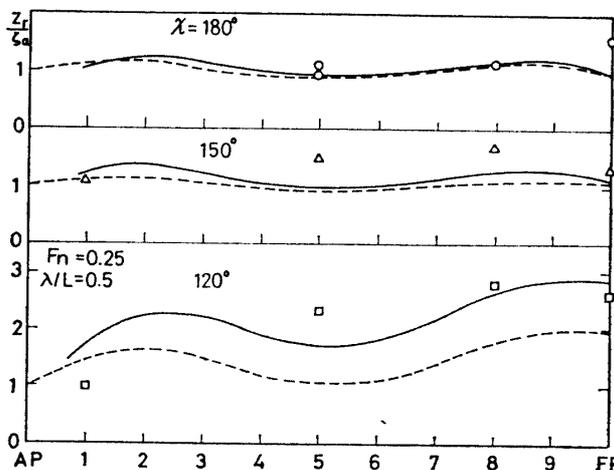


Fig. 25 Amplitude of Relative Motions Along Ship Length, $\lambda/L=0.5$

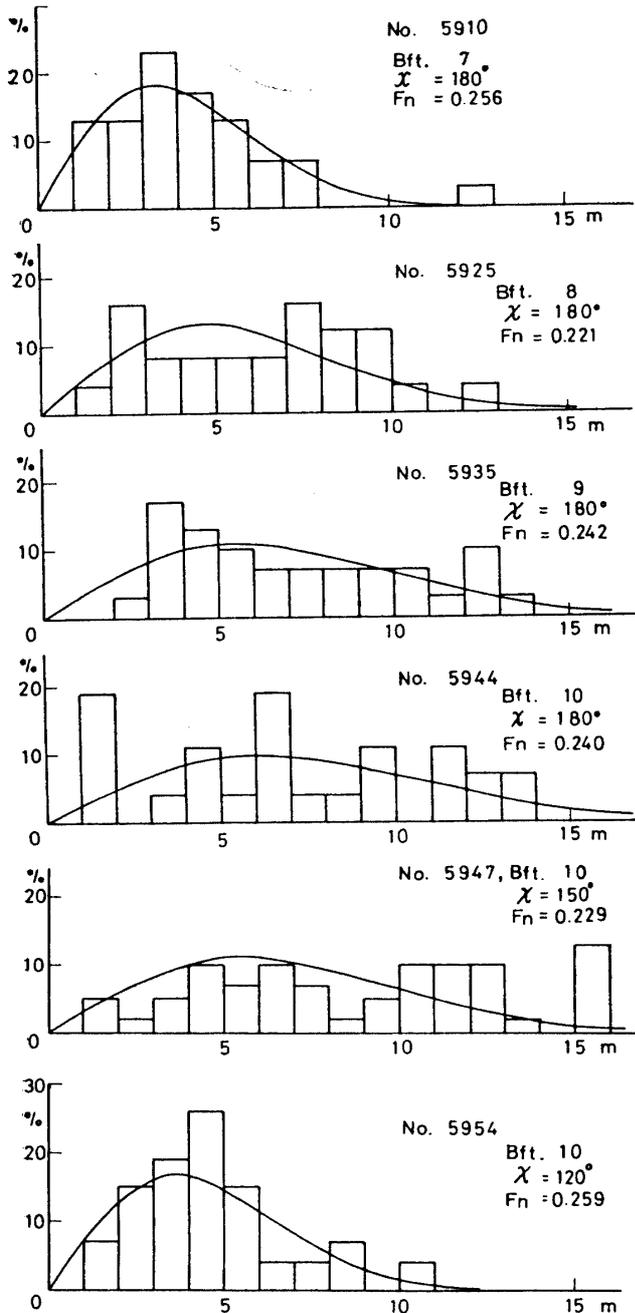


Fig. 26 Amplitude Distribution of Relative Motions at Stem in Irregular Waves

って薄い水膜が持ち上がり、船の前方や斜め前方に反射する。これは波面が甲板以上に達して起こる青波の打ち込みとは異なるが、検出装置によって相対水位変動として記録される場合がある。模型実験のシネフィルムを解析した結果では、船首の相対水位変動の測定値にはこの水膜の影響が加わり、 $\lambda/L=1, 1.25$ の向波、斜め向波中で実験値が、波面の相対水位変動値より大きく現われることが確かめられた。

(3) 検出装置は船体の深さとほぼ同一であるので、大波高の高速時のときに船底が波面上に露出するような場合は、波面から持ち上がった分は検出されないことになる。

不規則波中の実験(8.4)ではこのような場合があり、測定された最大値は、シネで解析された最大値より過小であった。

上記(1)~(3)の点を改良するためには、相対水位計の検出装置を船体から適当に離して、垂直に、船体の下方まで突出するように張ればよい。このためには適当な支柱を設けねばならない。

Fig. 24, 25 である。これらの図から、波長の長い場合($\lambda/L \geq 1.0$)には、船体前半部の相対水位変動の変化は著しく、前方(FP)に近づくに従って急激に増加しているが、波長の短い場合($\lambda/L=0.5$)には、船の長さ方向の変化は大きくないことがわかる。

4.4 不規則波中の応答

水槽に長波頂不規則波を発生させ、向波および斜め向波中における船首と Sq. St. 8 の相対水位変動を S-7 船型で測定した。不規則波のスペクトラムは文献 10) に述べるものと同一のもので風力 7, 8, 9 および 10 に相当する波高と波周期をもつ、Moskowitz-Pierson 型である。Fig. 26 に、実験で測定した不規則波中の Stem の相対水位変動の振幅分布を示す。図中に示される Rayleigh 分布の曲線は、規則波中の実験で測定した相対水位変動の応答関数と、Moskowitz-Pierson 型の波スペクトラムとから線形重ね合わせにより求めたものである。実験で求めた応答の山の数が少ないので、両方の比較は無理な点もあるが、分布形はお互いに似た傾向を示している。

4.5 測定方法に対する考察

模型船の船側に水位検出用の電線を取付け、船側の相対水位を測定したが、この測定方法から生じる問題点として下記のような点が挙げられる。

(1) 検出装置が船の girth に沿って取付けられているので、実験値と計算値を比較する場合に Fig. 6 の関係により、垂直方向の水位変動に換算する必要がある。しかし、この場合も船体の横傾斜は入っていない。厳密に言えば、船側が wall side でなくフレアが大で、しかも横揺れの大きい場合には、傾斜角に応じ水線の幅を変えて(6)式による計算を行なう必要がある。

(2) 船首部では、とくに向波に近い状態で船首の相対水位変動が大きい場合に、波面から船体に沿

5 結 言

斜め波中における船側の相対水位変動を調べるためコンテナ船を対象として模型実験と理論計算（ストリップ法による船体動揺計算と、二次元理論による船側の dynamic swell up の計算）とを行ない、種々の位置、波との出会角について、両者の比較を行なった。その結果、

(1) コンテナ船のような fine な船型では、船首の相対水位変動は dynamic swell up を含まない計算値で推定できる。

(2) 向波、斜め向波中では船側の相対水位変動は全般的にみて、dynamic swell up を含む計算値で推定できる、等のことが確かめられた。

また斜め追波中で実験と計算が一致しないこと、計測の方法に改良すべき点があることなどが判明し、これらは今後の研究課題として残された。

本論を閉じるに当り、模型実験に協力していただいた船舶技術研究所運動性能部吉野良枝技官、幕内礼一氏に深く感謝する次第である。

なお、船体運動の計算は船舶技術研究所共用電子計算機 FACOM 270-20 により、dynamic swell up を含む相対水位変動の計算は日立造船株式会社 HITAC 8500 によりそれぞれ行なわれたことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 田崎 亮：向波中における甲板上への海水の打ち込みについて、造船協会論文集第 107 号（昭和 35 年）。
- 2) 田才福造，高木又男，雁野昌明，荒川広行，栗原真人：一軸高速コンテナ船の縦波中の耐航性能に関する研究，西部造船会々報第 41 号（昭和 45 年）。
- 3) M. F. van Sluijs: Vertical Ship Motions and Deck Wetness, S. N. A. M. E. Spring Meeting (1969).
- 4) 福田淳一：波浪中の船の Deck Wetness に関する長期予測，日本造船学会論文集第 124 号（昭和 43 年）。
- 5) 福田淳一：Deck Wetness の長期予測に基づく乾舷の検討，日本造船学会論文集第 128 号（昭和 45 年）。
- 6) 田才福造：Wave Height at the Side of Two-Dimensional Body Oscillating on the Surface of a Fluid, Reports of Research Institute for Applied Mechanics, Kyushu University, Vol. IX, No. 35, (1961).
- 7) 雁野昌明：斜波中を航行する船への海水打ち込みに関する一計算，関西造船協会々誌第 145 号（掲載予定）。
- 8) N. Salvesen, E. O. Tuck, O. Faltinsen: Ship Motions and Sea Loads, S. N. A. M. E., Vol. 78, (1970).
- 9) 田才福造：Short Crested Wave 中における Sway, Yaw, および Roll の運動について，西部造船協会会報第 42 号（昭和 46 年）。
- 10) 高石敬史，吉野泰平，高木又男，斎藤公男：一軸高速コンテナ船の斜め波中における動揺特性，日本造船学会論文集第 129 号（昭和 46 年）。
- 11) 高石敬史，吉野泰平，猿田俊彦：高速コンテナ船の斜め波中における動揺特性—— $L/B=8$ の 1 軸および 2 軸船について，関西造船協会々誌第 144 号。

附 録 Roll · Yaw · Sway の計算式

運動方程式を (A. 1) 式のように表わす。

$$\begin{aligned} (m+a_{yy})\ddot{y}_G + b_{yy}\dot{y}_G + c_{yy}y_G + a_{\phi y}\ddot{\phi} + b_{\phi y}\dot{\phi} + c_{\phi y}\phi + a_{\varphi y}\ddot{\varphi} + b_{\varphi y}\dot{\varphi} + c_{\varphi y}\varphi &= F_y, \\ (J_{\phi\phi} + a_{\phi\phi})\ddot{\phi} + b_{\phi\phi}\dot{\phi} + c_{\phi\phi}\phi + a_{\varphi\phi}\ddot{\varphi} + b_{\varphi\phi}\dot{\varphi} + c_{\varphi\phi}\varphi + a_{y\phi}\dot{y}_G + b_{y\phi}y_G + c_{y\phi}y_G &= M_{\phi e}, \\ (J_{\varphi\varphi} + a_{\varphi\varphi})\ddot{\varphi} + b_{\varphi\varphi}\dot{\varphi} + c_{\varphi\varphi}\varphi + a_{y\varphi}\dot{y}_G + b_{y\varphi}y_G + c_{y\varphi}y_G + a_{\phi\varphi}\ddot{\phi} + b_{\phi\varphi}\dot{\phi} + c_{\phi\varphi}\phi &= M_{\varphi e} \end{aligned} \quad (\text{A. 1})$$

左辺の諸係数は、船の断面の横動揺に対する付加質量 M_S 、造波減衰 N_S 、およびこれらの流体力の作用中心 l_{SR} , l_w を用いて (A. 2) 式で求められる。ここで $x^* = x - x_G$ である。

$$\begin{aligned} a_{yy} &= \int M_S dx, & b_{yy} &= \int N_S dx, & c_{yy} &= 0 \\ a_{\phi y} &= \int M_S x^* dx, & b_{\phi y} &= \int N_S x^* dx - V \int M_S dx, & c_{\phi y} &= -V \int N_S dx, \\ a_{\varphi y} &= \int M_S (l_{SR} - \overline{OG}) dx, & b_{\varphi y} &= \int N_S (l_w - \overline{OG}) dx, & c_{\varphi y} &= 0, \\ a_{\phi\phi} &= \int M_S x^{*2} dx, & b_{\phi\phi} &= \int N_S x^{*2} dx + \frac{V^2}{\omega_e^2} \int N_S dx, & c_{\phi\phi} &= -V^2 \int M_S dx, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
a_{\varphi\phi} &= \int M_S(l_{SR}-\overline{OG})x^*dx, & b_{\varphi\phi} &= \int N_S(l_w-\overline{OG})x^*dx + V \int M_S(l_{SR}-\overline{OG})dx, \\
c_{\varphi\phi} &= V \int N_S(l_w-\overline{OG})dx \\
a_{y\phi} &= \int M_Sx^*dx, & b_{y\phi} &= \int N_Sx^*dx + V \int M_Sdx, & c_{y\phi} &= V \int N_Sdx, \\
J_{\varphi\varphi} + a_{\varphi\varphi} &= \rho g V \overline{GM} (T_\varphi / (2\pi))^2, & b_{\varphi\varphi} &= 2\alpha_e (J_{\varphi\varphi} + a_{\varphi\varphi}) \\
c_{\varphi\varphi} &= \rho g V \overline{GM}, & \text{ここで } 2\alpha_e &= \left(\frac{2\pi}{T_\varphi}\right) \kappa_e \\
a_{y\varphi} &= \int M_S(l_{SR}-\overline{OG})dx, & b_{y\varphi} &= \int N_S(l_w-\overline{OG})dx, & c_{y\varphi} &= 0, \\
a_{\phi\varphi} &= \int M_S(l_{SR}-\overline{OG})x^*dx, & b_{\phi\varphi} &= \int N_S(l_w-\overline{OG})x^*dx - V \int M_S(l_{SR}-\overline{OG})dx, \\
c_{\phi\varphi} &= -V \int N_S(l_w-\overline{OG})dx
\end{aligned} \tag{A.2}$$

(A.1) 式の右辺の波の強制項は次式のようになる。ここに $k^* = k \cos \chi'$, $\xi_d' = kd$ である。

$$\begin{aligned}
F_{y_e} &= F_C \cos \omega_e t - F_S \sin \omega_e t \\
\frac{F_C}{F_S} &= \frac{-2\rho g \zeta_a \int \int e^{kz} \sin(ky \sin \chi') dz \sin(k^*x) dx}{+ \zeta_a \omega_0 \omega_e \sin \chi' \int M_S e^{-(1/2)\xi_d'} \sin(k^*x) dx} \\
&\quad + \zeta_a \omega_0 \sin \chi' \int N_S e^{-(1/2)\xi_d'} \cos(k^*x) dx \\
M_{\phi_e} &= Y_C \cos \omega_e t - Y_S \sin \omega_e t \\
\frac{Y_C}{Y_S} &= \frac{-2\rho g \zeta_a \int \int e^{kz} \sin(ky \sin \chi') dz x^* \sin(k^*x) dx}{+ \zeta_a \omega_0 \omega_e \sin \chi' \int M_S x^* e^{-(1/2)\xi_d'} \sin(k^*x) dx} \\
&\quad + \zeta_a \omega_0 \sin \chi' \int N_S x^* e^{-(1/2)\xi_d'} \cos(k^*x) dx \\
&\quad + \zeta_a V \omega_0 \sin \chi' \int M_S e^{-(1/2)\xi_d'} \cos(k^*x) dx \\
&\quad + \zeta_a V \frac{\omega_0}{\omega_e} \sin \chi' \int N_S e^{-(1/2)\xi_d'} \sin(k^*x) dx \\
M_{\varphi_e} &= M_C \cos \omega_e t - M_S \sin \omega_e t \\
\frac{M_C}{M_S} &= \frac{-\overline{OG} \cdot F_C}{-F_S} \\
&\quad + \frac{-2\rho g \zeta_a \int \left\{ \int e^{kz} \sin(ky \sin \chi') (y dy + z dz) \right\} \sin(k^*x) dx}{+ \zeta_a \omega_0 \omega_e \sin \chi' \int M_S l_{SR} e^{-(1/2)\xi_d'} \sin(k^*x) dx} \\
&\quad + \zeta_a \omega_0 \sin \chi' \int N_S l_w e^{-(1/2)\xi_d'} \cos(k^*x) dx
\end{aligned} \tag{A.3}$$