

(昭和 57 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

ストリップ法による横揺れ波浪強制力の推定について

正員 藤 野 正 隆* 正員 桜 井 和 之**

On the Evaluation of Wave Exciting Roll Moment by the Strip Method

by Masataka Fujino, *Member* Kazuyuki Sakurai, *Member*

Summary

As a practical method to calculate ship motions in waves, so-called strip methods now prevail through the world. According to the investigations which have been performed up to now, it is conceived that the wave exciting forces related to heave, pitch, sway and yaw motions can be evaluated by the strip method with accuracy enough for practical use, but, on the contrary, there is room for further investigating whether the strip method is valid for estimating precisely the wave exciting roll moment. Recently, Tasai and others manifested that when a ship has no advance speed the wave exciting roll moment acting on it was able to be evaluated well by New Strip Method if two-dimensional hydrodynamic forces were determined appropriately, for example, by the close-fit method. In this paper as well, the particular problem mentioned above is dealt with for the case where a ship has advance speed. As the result of the present investigation, it is concluded that Ordinary Strip Method (O.S.M.) yields good estimation of the wave exciting roll moment. However, if the wave exciting roll moment is required to be predicted more accurately, a method advocated by Salvesen, Tuck and Faltinsen (S.T.F.) is recommended rather than Ordinary Strip Method. Lastly, effects of the presence of heel of the hull on the amount of wave exciting forces are discussed on the basis of theoretical values of wave exciting forces obtained by the strip method. In consequence, it is shown that the wave exciting roll moment is affected to a great extent by the presence of heel of the hull compared with others.

1 緒 言

斜波中の船体運動を計算する方法として現在, O.S.M. (Ordinary Strip Method), N.S.M. (New Strip Method)^{1), 2)}, S.T.F. 法³⁾といったストリップ理論による実用的方法が広く用いられている。これらの方法で船体運動を計算する場合, 運動方程式の右辺側に記述される波浪強制力が実用上, 十分な精度で求められねばならないことはいうまでもない。しかし, 斜波中の波浪強制力を計測し上記の方法による計算値と比較した例は実験設備の制約もあって大変少なく, 小保方ら⁴⁾によるほか極くわずかの報告があるだけである。小保方らは斜波中航走時の波浪強制力をコンテナ船について計測し, O.S.M. および S.T.F. 法による計算値と比較して次の結論を得ている。

- (1) roll モーメントを除いた, heave, pitch, sway, yaw の波浪強制力は O.S.M. によって, 実用上ほぼ満足できる精度で推定できる。
- (2) roll の波浪強制力については, 実験値と計算値の一致度は十分でなく, 計算法に今後の検討を要する。
- (3) O.S.M. と S.T.F. 法による計算値を実験値と比較した場合, 両者の間に有意な差は認められない。

波浪中での船体横運動の計算法を検証しておくことは, 横揺れが転覆といった現象と密接なかわりを持つことから, ぜひとも必要なことである。このような観点から, 最近, 田才ら⁵⁾は船に前進速度がない場合につき斜波中で波浪強制力計測実験を行い, N.S.M. による計算値と比較し, 2次元流体力係数を close-fit 法を用いて実際船型を極力反映するよう定めれば, 横揺れ波浪強制力もストリップ法により実用上十分な精度で推定できるという結論を得ている。本論文も同様の観点から,

* 東京大学工学部

** 防衛庁技術研究本部 (研究当時, 東京大学大学院工学系研究科)

波浪中航行時の横揺れ波浪強制力の推定法を検討したもので、田才らの研究と同一の研究プロジェクトの一環として実施されたものである。さらに、本論文では、風などの傾斜外力により一方向に傾斜したまま航行する際の波浪強制力、特に横揺れ波浪強制力についても検討した。このような問題は荒天時の転覆現象とも関連があり、横傾斜時の波浪強制力の特徴を明らかにしておくことは、船舶の安全性確保の面から重要な事柄である。この方面の研究は、小林⁶⁾、慎⁷⁾などによりなされているが、主に運動について論じられ、考察の対象も2次元柱体で、波浪強制力はハスキント・ニューマン・別所⁸⁾の関係から厳密に求めている。本論文では傾斜した船体に働く波浪強制力をストリップ法的に定式化し、実験との比較によりストリップ法の有効性を検討した。

2 波浪強制力の計算法

座標系を Fig. 1 のように定める。すなわち、O-XYZ を空間固定、o-xyz を船体固定の座標系（o 点は船体中央とする）とし、Z 軸、z 軸は鉛直下向きが正の右手系座標系とする。波浪強制力は動揺せずに直進する船体に働くものとして評価されるので、以下の考察では、XY 平面および xy 平面は水平面に一致し、船体は X 軸と角度 χ をなす直線上を U の速度で直進するものとする。入射波は振幅 a 、円周波数 ω の規則波で、X 軸の負方向から正方向へ伝播する。次式

$$\eta = a \cos(k^*x - \kappa \sin \chi y - \omega_e t) \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \text{ただし、} \kappa &= \omega^2/g \quad (g: \text{重力加速度}), \quad k^* = \kappa \cos \chi, \quad \omega_e \\ &= \omega - \kappa \cos \chi \cdot U \end{aligned}$$

で水面の上下動を表わすのに対応させて、船体に加わる波浪強制力を次のように表現する。

$$F_j = F_{cj} \cos \omega_e t + F_{sj} \sin \omega_e t \quad (2)$$

$$(j=2: \text{sway}, j=3: \text{heave})$$

$$M_j = M_{cj} \cos \omega_e t + M_{sj} \sin \omega_e t \quad (3)$$

$$(j=4: \text{roll}, j=5: \text{pitch}, j=6: \text{yaw})$$

2.1 O. S. M. による波浪強制力の評価

左右非対称断面を有する船体に加わる波浪強制力を O. S. M. の考え方にしたがって求めると、 F_{cj} , F_{sj} ,

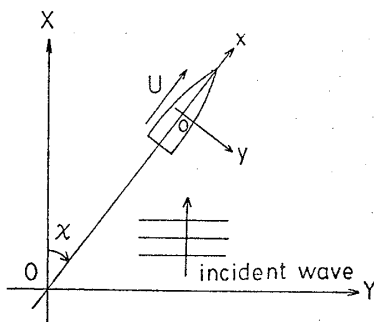


Fig. 1 Coordinate system.

M_{cj} , M_{sj} は以下のようになる（付録を参照）。〰 線を付した項は左右対称断面の場合、零である。

(1) heave force (下向きを正とする)

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} F_{C3} \\ F_{S3} \end{pmatrix} &= \rho g a \int_L C_1 C_2 B \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad - \rho g a \int_L C_1' C_2' B \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad - a \omega \omega_e \int_L C_1 C_2 M_H \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad - U a \omega \left[C_1 C_2 M_H \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} \right]_{L_a}^{L_f} \\ &\quad + a \omega \omega_e \int_L C_1' C_2' M_H \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad - U a \omega \left[C_1' C_2' M_H \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{L_a}^{L_f} \\ &\quad + a \omega \omega_e \int_L C_3 M_{SH} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad - U a \omega \left[C_3 M_{SH} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{L_a}^{L_f} \\ &\quad + a \omega \int_L C_1 C_2 N_H \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad + a \omega \int_L C_1' C_2' N_H \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad + a \omega \int_L C_3 N_{SH} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \end{aligned} \quad (4)$$

(2) pitch moment ($\vec{zx}$ 方向を正とする)

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} M_{C5} \\ M_{S5} \end{pmatrix} &= -\rho g a \int_L (x - x_G) C_1 C_2 B \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad + \rho g a \int_L (x - x_G) C_1' C_2' B \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad + a \omega \omega_e \int_L (x - x_G) C_1 C_2 M_H \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad + U a \omega \left[(x - x_G) C_1 C_2 M_H \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} \right]_{L_a}^{L_f} \\ &\quad - U a \omega \int_L C_1 C_2 M_H \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad - a \omega \omega_e \int_L (x - x_G) C_1' C_2' M_H \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad + U a \omega \left[(x - x_G) C_1' C_2' M_H \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{L_a}^{L_f} \\ &\quad - U a \omega \int_L C_1' C_2' M_H \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad - a \omega \omega_e \int_L (x - x_G) C_3 M_{SH} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad + U a \omega \left[(x - x_G) C_3 M_{SH} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{L_a}^{L_f} \\ &\quad - U a \omega \int_L C_3 M_{SH} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\ &\quad - a \omega \int_L (x - x_G) C_1 C_2 N_H \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& -a\omega \int_L (x-x_G) C_1' C_2 N_H \left(\frac{\cos k^* x}{\sin k^* x} \right) dx \\
& -a\omega \int_L (x-x_G) C_3 N_{SH} \left(\frac{\cos k^* x}{\sin k^* x} \right) dx
\end{aligned} \quad (5)$$

ただし, ρ : 流体の密度, U : 船速, B : 船体断面の幅, x_G : 重心 G の x 座標, M_H, N_H : 船体断面の上下揺付加質量および減衰係数, M_{SH}, N_{SH} : 船体断面の左右揺による上下方向付加質量および減衰係数, L_a, L_f : 船尾および船首の x 座標, $\int_L dx = L_a$ から L_f までの船長方向の積分。

また, 前述の C_1, C_1', C_2, C_3 などの定義は次のとおりである。

$$\begin{aligned}
C_1 & \begin{cases} = \{\sin(\kappa \sin \chi \cdot y_s) \\ -\sin(\kappa \sin \chi \cdot y_p)\} / (\kappa \sin \chi \cdot B), & \sin \chi \neq 0 \\ = (y_s - y_p) / B, & \sin \chi = 0 \end{cases} \\
C_1' & \begin{cases} = \{\cos(\kappa \sin \chi \cdot y_s) \\ -\cos(\kappa \sin \chi \cdot y_p)\} / (\kappa \sin \chi \cdot B), & \sin \chi \neq 0 \\ = 0, & \sin \chi = 0 \end{cases} \\
C_2 & = e^{-\kappa d_m}, \quad C_3 = \sin \chi \cdot e^{-\kappa(d/2)} \quad (6)
\end{aligned}$$

ただし, y_s, y_p : 船体断面の右舷および左舷の $z=0$ における y 座標, d : 喫水, $d_m = S/B$, S : 断面積。

また, 断面が没水しているときは次のように定義する。

$$\begin{aligned}
C_1 & \begin{cases} = \{\sin(\kappa \sin \chi \cdot y_{\max}) \\ -\sin(\kappa \sin \chi \cdot y_{\min})\} / (\kappa \sin \chi \cdot B), & \sin \chi \neq 0 \\ = 1, & \sin \chi = 0 \end{cases} \\
C_1' & \begin{cases} = \{\cos(\kappa \sin \chi \cdot y_{\max}) \\ -\cos(\kappa \sin \chi \cdot y_{\min})\} / (\kappa \sin \chi \cdot B), & \sin \chi \neq 0 \\ = 0, & \sin \chi = 0 \end{cases} \\
C_2 & = e^{-\kappa d_{m1}} - e^{-\kappa d_{m2}} \quad (7)
\end{aligned}$$

ただし, $y_{\max} - y_{\min} = B$, $d_{m1} - d_{m2} = S/B$, $(d_{m1} + d_{m2})/2 = (z_{\max} + z_{\min})/2$ とする (Fig. 2 参照)。

(3) sway force (右舷方向を正とする)

$$\begin{aligned}
\begin{pmatrix} F_{C2} \\ F_{S2} \end{pmatrix} & = -\rho g a \int_L \left\{ \int_C e^{-\kappa z} \cos(\kappa \sin \chi \cdot y) dz \left(\frac{\cos k^* x}{\sin k^* x} \right) \right. \\
& \quad + \left. \int_C e^{-\kappa z} \sin(\kappa \sin \chi \cdot y) dz \right. \\
& \quad \times \left. \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} \right\} dx \\
& + a\omega \omega_e \int_L C_3 M_S \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - U a \omega \left[C_3 M_S \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{L_a}^{L_f} \\
& - a\omega \omega_e \int_L C_1 C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - U a \omega \left[C_1 C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} \right]_{L_a}^{L_f}
\end{aligned}$$

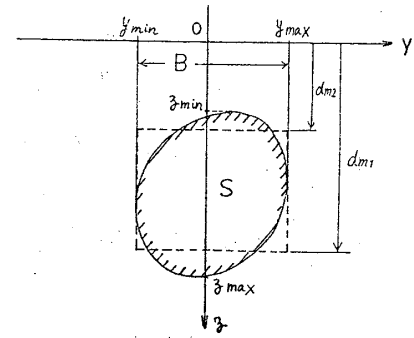


Fig. 2 Submerged section

$$\begin{aligned}
& + a\omega \omega_e \int_L C_1' C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - U a \omega \left[C_1' C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{L_a}^{L_f} \\
& + a\omega \int_L C_3 N_S \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + a\omega \int_L C_1 C_2 N_{HS} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + a\omega \int_L C_1' C_2 N_{HS} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \quad (8)
\end{aligned}$$

ただし, M_S, N_S : 船体断面の左右揺付加質量および減衰係数, M_{HS}, N_{HS} : 船体断面の上下揺による左右方向付加質量および減衰係数, $\int_C$ = 断面の contour まわりの積分。

(4) yaw moment ($\hat{xy}$ 方向を正とする)

$$\begin{aligned}
\begin{pmatrix} M_{C6} \\ M_{S6} \end{pmatrix} & = -\rho g a \int_L (x-x_G) \\
& \times \left\{ \int_C e^{-\kappa z} \cos(\kappa \sin \chi \cdot y) dz \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right. \\
& \quad + \left. \int_C e^{-\kappa z} \sin(\kappa \sin \chi \cdot y) dz \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} \right\} dx \\
& + a\omega \omega_e \int_L (x-x_G) C_3 M_S \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - U a \omega \left[(x-x_G) C_3 M_S \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{L_a}^{L_f} \\
& + U a \omega \int_L C_3 M_S \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - a\omega \omega_e \int_L (x-x_G) C_1 C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - U a \omega \left[(x-x_G) C_1 C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} \right]_{L_a}^{L_f} \\
& + U a \omega \int_L C_1 C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + a\omega \omega_e \int_L (x-x_G) C_1' C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - U a \omega \left[(x-x_G) C_1' C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{L_a}^{L_f}
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& + Ua\omega \int_L C_1' C_2 M_{HS} \left(\frac{\cos k^* x}{\sin k^* x} \right) dx \\
& + a\omega \int_L (x-x_G) C_3 N_S \left(\frac{\cos k^* x}{\sin k^* x} \right) dx \\
& + a\omega \int_L (x-x_G) C_1 C_2 N_{HS} \left(\frac{\sin k^* x}{-\cos k^* x} \right) dx \\
& + a\omega \int_L (x-x_G) C_1' C_2 N_{HS} \left(\frac{\cos k^* x}{\sin k^* x} \right) dx
\end{aligned} \quad (9)$$

(5) roll moment ($\vec{yz}$ 方向を正とする, o 点まわり)

$$\begin{aligned}
\left(\frac{M_{C_4}}{M_{S_4}} \right) &= \rho g a \int_L \left\{ \int_C e^{-\kappa z} \cos(\kappa \sin \chi \cdot y) (y dy + z dz) \right. \\
& \quad \left(\frac{\cos k^* x}{\sin k^* x} \right) + \int_C e^{-\kappa z} \sin(\kappa \sin \chi \cdot y) (y dy + z dz) \\
& \quad \left(\frac{\sin k^* x}{-\cos k^* x} \right) \Big\} dx \\
& - a\omega e \int_L C_3 M_S l_\eta \left(\frac{\sin k^* x}{-\cos k^* x} \right) dx \\
& + Ua\omega \left[C_3 M_S l_\eta \left(\frac{\cos k^* x}{\sin k^* x} \right) \right]_{L_a}^{L_f} \\
& - a\omega e \int_L C_1 C_2 M_H l_h \left(\frac{\cos k^* x}{\sin k^* x} \right) dx \\
& - Ua\omega \left[C_1 C_2 M_H l_h \left(\frac{\sin k^* x}{-\cos k^* x} \right) \right]_{L_a}^{L_f} \\
& + a\omega e \int_L C_1' C_2 M_H l_h \left(\frac{\sin k^* x}{-\cos k^* x} \right) dx \\
& - Ua\omega \left[C_1' C_2 M_H l_h \left(\frac{\cos k^* x}{\sin k^* x} \right) \right]_{L_a}^{L_f} \\
& - a\omega \int_L C_3 N_S l_w \left(\frac{\cos k^* x}{\sin k^* x} \right) dx \\
& + a\omega \int_L C_1 C_2 N_H l_{hw} \left(\frac{\sin k^* x}{-\cos k^* x} \right) dx \\
& + a\omega \int_L C_1' C_2 N_H l_{hw} \left(\frac{\cos k^* x}{\sin k^* x} \right) dx \quad (10)
\end{aligned}$$

ただし, l_η, l_w : 左右揺の付加質量および減衰力の見掛けの着点のレバー, l_h, l_{hw} : 上下揺の付加質量および減衰力の見掛けの着点のレバー (付録を参照)。また, 任意の点 Q の y, z 座標を y_Q, z_Q とすれば, Q 点まわりの roll moment は

$$\left(\frac{M_{C_4}}{M_{S_4}} \right)_Q = \left(\frac{M_{C_4}}{M_{S_4}} \right)_o + z_Q \left(\frac{F_{C_2}}{F_{S_2}} \right) - y_Q \left(\frac{F_{C_3}}{F_{S_3}} \right) \quad (11)$$

で与えられる。

2.2 S.T.F. 法による波浪強制力の評価

Salvesen, Tuck, Faltinsen は波浪強制力のうち diffraction force を厳密に計算する式を示した³⁾。それによれば, 断面に対する Froude-Krylov 力を f_j , diffraction force を h_j とし, end term を無視すれば

$$F_j \text{ または } M_j = \int_L (f_j + h_j) dx, \quad j=2, 3, 4, 5, 6$$

(12)

となる。ここで f_j, h_j は次式で表わされる。

$$f_j = \text{Re} \left\{ \rho g a e^{ik^* x} \int_C e^{-\kappa z - i(\kappa \sin \chi \cdot y + \omega_e t)} n_j \cdot ds \right\} \quad (13)$$

$$\begin{aligned}
h_j &= \text{Re} \left\{ \rho a \omega e^{ik^* x} \int_C e^{-\kappa z - i(\kappa \sin \chi \cdot y + \omega_e t)} \right. \\
& \quad \times \left[(in_3 - n_2 \sin \chi) \phi_j \right. \\
& \quad \left. \left. \pm \left\{ \frac{U}{i\omega_e} (in_3 - n_2 \sin \chi) \phi_{3,2} \right\}_{j=5,6} \right] ds \right\} \quad (14)
\end{aligned}$$

ただし, $\phi_j = j$ モードの運動による radiation potential, $\phi_5 = -(x-x_G)\phi_3$, $\phi_6 = (x-x_G)\phi_2$, n_j = 広義の法線ベクトル (船体の外向きを正とする), $n_5 = -(x-x_G)n_3$, $n_6 = (x-x_G)n_2$, [] 内の { } の項は $j=5, 6$ の場合にのみ考慮し, 複号は $j=5$ の時+を, $j=6$ の時-をとるものとする。

3 波浪強制力の計算および実験値との比較

船体断面の2次元流体力を計算する方法として Lewis form 近似法^{9,10)}と特異点分布法^{11,12)}の close-fit 法とがある。ストリップ法で波浪強制力を計算する場合, どちら

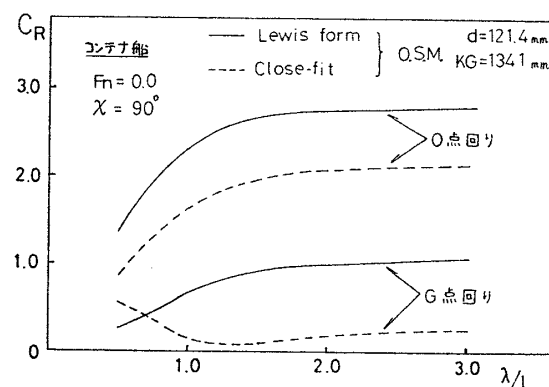


Fig. 3 Wave exciting roll moment of a container ship

Table 1 Non dimensional coefficients of wave exciting forces and moments

$$\begin{aligned}
C_H &= \frac{\text{heave force}}{\rho g L_{pp} B a} \\
C_P &= \frac{\text{pitch moment}}{\rho g L_{pp}^2 B a} \\
C_S &= \frac{\text{sway force}}{2\pi(a/\lambda) \cdot W} \\
C_Y &= \frac{\text{yaw moment}}{2\pi(a/\lambda) \cdot L_{pp} \cdot W} \\
C_R &= \frac{\text{roll moment}}{2\pi(a/\lambda) \cdot \text{GM} \cdot W}
\end{aligned}$$

a : 波の半波高

λ : 波長

W : 船の排水量

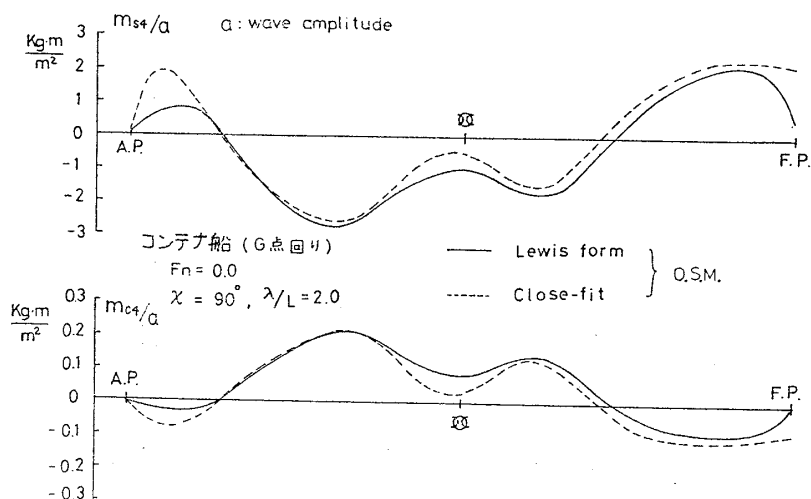


Fig. 4 Longitudinal distribution of wave exciting roll moment

らの方法を用いても roll 強制モーメントを除いてほとんど差はない。しかし、roll 強制モーメントには有意な差異の生ずる場合がある。その例を小保方らが実験および計算に用いたコンテナ船で示す (Fig. 3 参照。図中 O 点とは水平面と船体中心線との交点であり、G 点とは船体重心位置である。波浪強制力の無次元化については Table 1 を参照)。この図の $\lambda/L=2$ の場合につき、roll 強制モーメントの船長方向分布を Fig. 4 に示した。船体各横断面の roll モーメントは、2 次元流体力を Lewis form 近似法により求めるか close-fit 法によるかの差異は顕著でないように見えるが、全船体に作用する roll モーメントには Fig. 3 から明らかなように顕著な差がある。船体横断面の Lewis form を求め、それを折れ線近似して close-fit 法で 2 次元流体力を計算し、Lewis form 近似による流体力計算値と比較すると両者にはほとんど差異はないことから、Fig. 4 における両計算値の差は船型の近似の仕方の差によるものと考えられる。折れ線近似の方が Lewis form 近似よりも船体横断面をより忠実に近似できるから、roll 強制モーメントの計算に際しては close-fit 法を用いる方が良いと考えられる。なお、小保方らの計算⁴⁾では船体横断面を Lewis form で近似している。

このように、roll モーメントを計算する場合、船体横断面がいかに忠実に近似されているかによって計算値に有意な相違の生ずる場合があることが明らかにされたが、このことは実験をする際にも十分な注意の必要であることを示唆している。たとえば、前述のコンテナ船模型 ($L_{pp}=2.5\text{m}$, $B=0.3629\text{m}$, $d=0.1214\text{m}$) の場合につき、O 点および G 点の上下 1mm の点まわりの roll モーメントを計算した結果 (Fig. 5, 6 を参照) によれば、roll モーメントを評価する位置の極くわずかな上下方向の差異が roll モーメントの値に大きな相違を生ずるこ

とから、検力計の設定精度に細心の注意を払う必要があることがわかる。なお、Fig. 5, 6 に示した計算値は、2 次元流体力係数を close-fit 法で求め、end term は考慮に入れずに求められたものである。

3.1 船体に横傾斜のない場合

東京大学船舶航海性能試験水槽において鉱石運搬船笠木山丸の模型を用い、波浪強制力計測実験を実施した。Fig. 7 に供試船型の body plan を、Table 2 に主要目を示す。実験は船速 (フルード数 $F_n=0, 0.1, 0.2$)、波長・船長比 ($\lambda/L=0.5, 0.75, 1.0, 1.25, 1.5, 2.0, 2.5, 3.0$)、波との出会角 ($\chi=0^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 90^\circ, 120^\circ, 150^\circ, 180^\circ$) を種々変えて実施した。ただし、波高は 20 mm の一定値とした。前述の検討から明らかなように、roll 強制モーメントの計算値と実験値の比較を正確に行うには、実験時の検力計の設置精度および模型船の喫水調整に十分な注意が必要であり、本実験に際してもこの点に十分留意した。

波浪強制力の計算には、船体を船長方向に 20 等分し、

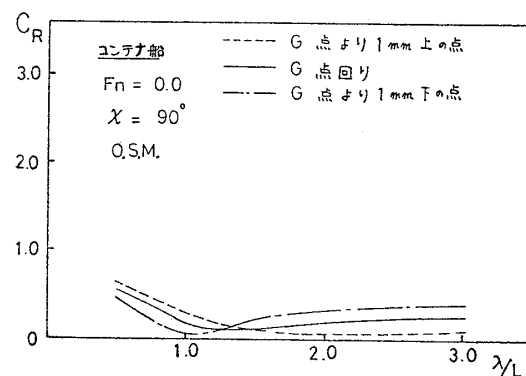


Fig. 5 Theoretical values of wave exciting roll moment

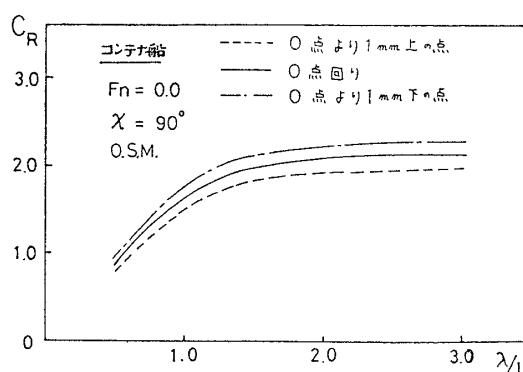


Fig. 6 Theoretical values of wave exciting roll moment

各断面は片舷10分割して折れ線で近似し close-fit 法で2次元流体力を求めた。計算値と実験値を比較して Fig. 8~17 に示す。本論文に載せなかった $F_n=0, 0.1$ の場合も含め, heave, pitch, sway, yaw の強制力の計算

Table 2 Principal particulars of an ore carrier

		full-scale ship	model
Length	L_{pp}	247.0 m	3.0 m
Breadth	B	40.6 m	0.493 m
Depth	D	23.0 m	0.279 m
Draught	d	16.0 m	0.194 m
Displacement	W	135,950 ton	237.0 kg
Block coeff.	C_b	0.8243	0.8243
Midship section coeff.	C_m	0.9975	0.9975
Longitudinal position of C. G.	$\bar{x}_G$	7.301 m (fore)	0.089 m (fore)
Vertical position of C. G.	KG	—	0.149 m
Metacentric height	GM	—	0.050 m
Longitudinal gyradius	K_l	—	$0.2362L_{pp}$
Transverse gyradius	K_t	—	$0.2200B$

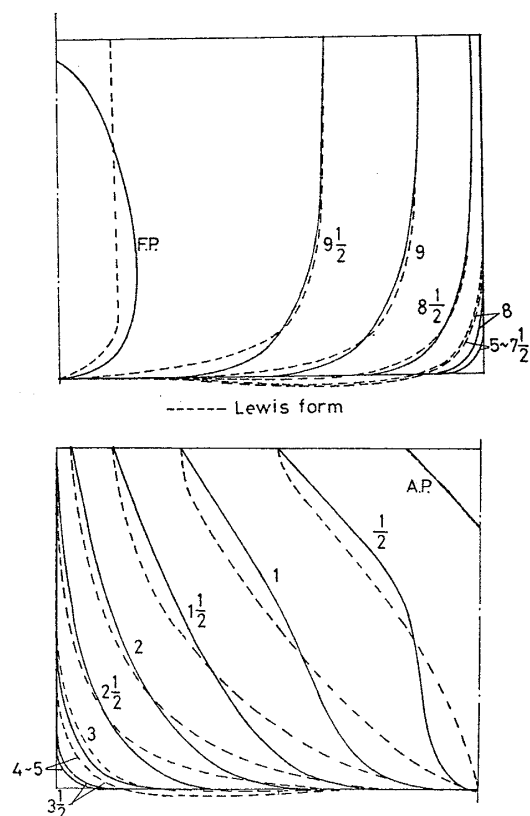


Fig. 7 Body plan of an ore carrier "Kasagisan Maru"

値と実験値の一致度は良好である。一方, roll モーメントについては $F_n=0, 0.1, 0.2$ のすべての場合について結果を示したが (Fig. 12~17), roll モーメントの計算値と実験値の一致度もおおむね良く, ストリップ法によって実用的に十分な精度で roll 強制モーメントも推定できるといえる。roll 強制モーメントに関して小保方らの計算値と実験値の一致度が必ずしも良くなかった理由の一つに, 小保方らは船体横断面を Lewis form で近似していたことがあげられるが, さらに検力計の設置精度および模型船の喫水調整に不具合な点があったのではないと思われる。本研究で用いた供試船型の場合, 前述のような注意を払った実験値と, close-fit 法による2次元流体力の計算値を用いた O. S. M. による波浪強制力の推定値とは良好に一致することが明らかになったが, 今後, 他の船型についても同様な検討がなされることが望ましい。

なお, Fig. 15 には S. T. F. 法による roll 強制モーメントの計算値を O. S. M. による計算値と合わせて実験値と比較した。小保方らによれば, O. S. M. と S. T. F. 法には有意な差はないと結論されているが, roll モーメントのような他の強制力に比べて微小な量の場合には, 計算法による差異の生ずる場合もあり, 全般的にみると, 実験値はより厳密な計算法である S. T. F. 法による計算値と良く合っているといえる。本論文の供試船の場合には, roll 強制モーメントも O. S. M. で実用上良い精度

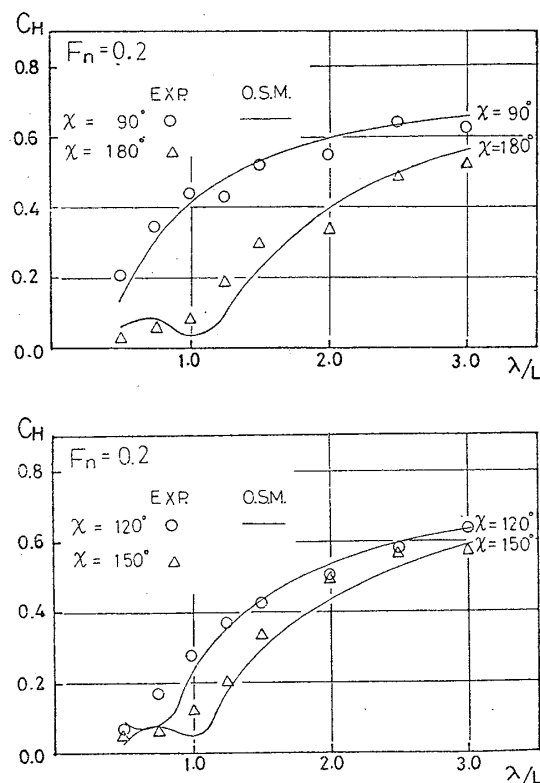


Fig. 8 Wave exciting heave force acting on an ore carrier

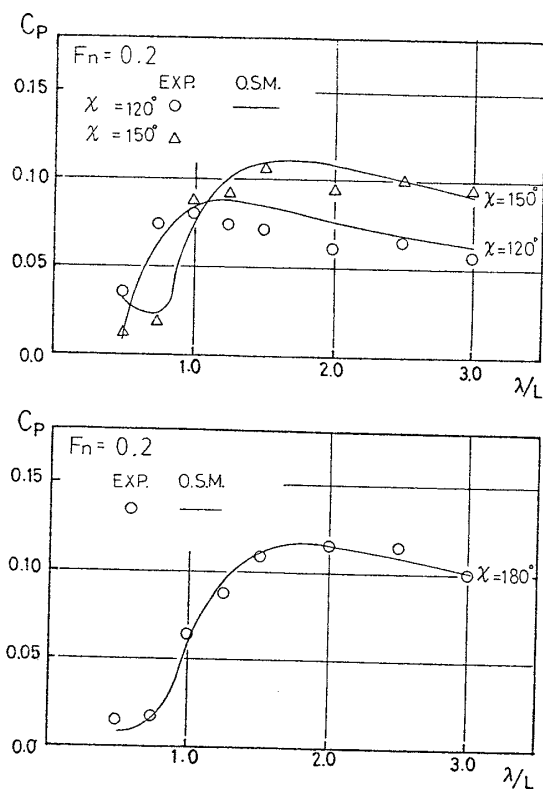


Fig. 9 Wave exciting pitch moment acting on an ore carrier

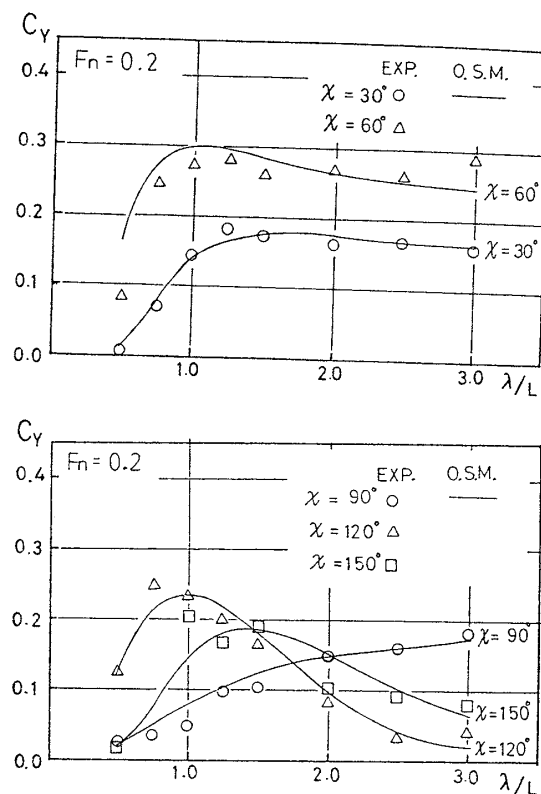


Fig. 11 Wave exciting yaw moment acting on an ore carrier

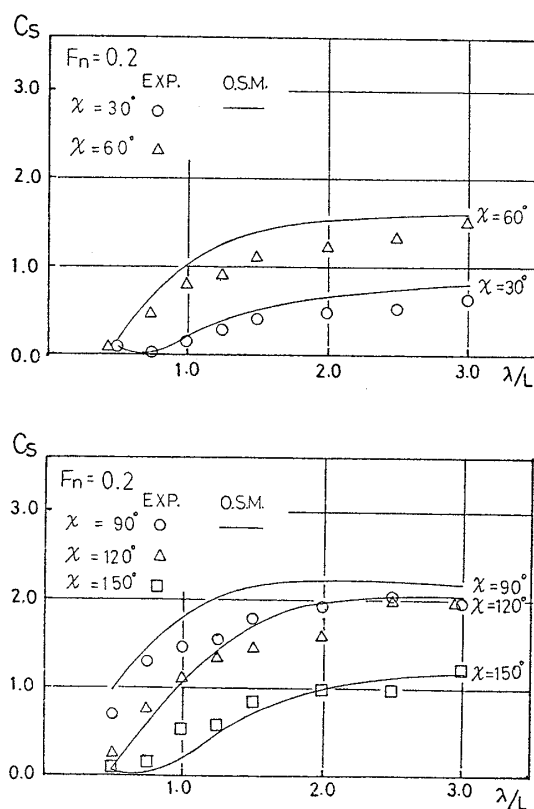


Fig. 10 Wave exciting sway force acting on an ore carrier

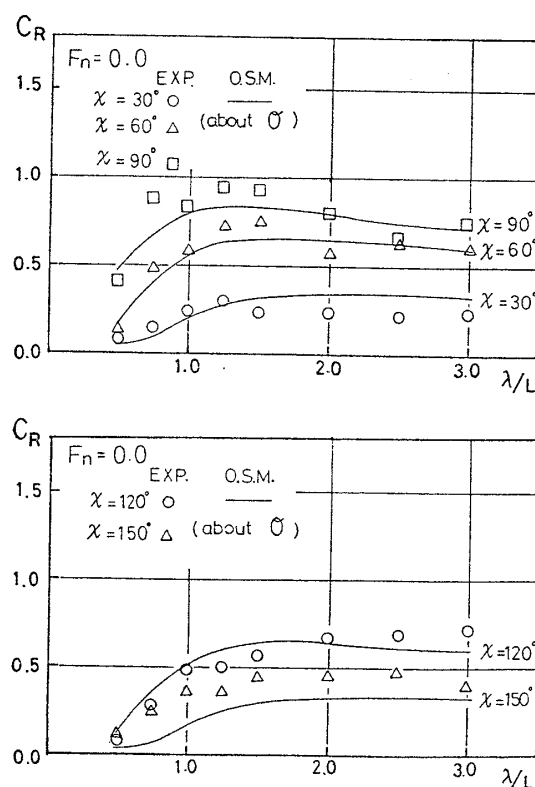


Fig. 12 Wave exciting roll moment acting on an ore carrier ($F_n = 0.0$)

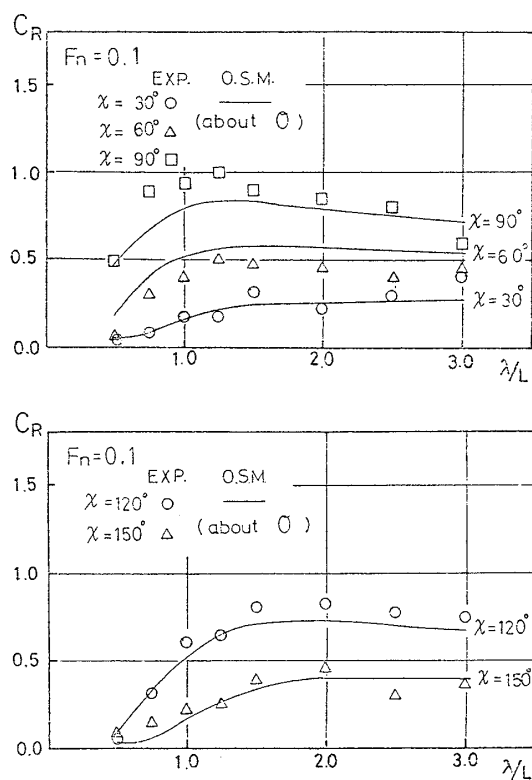


Fig. 13 Wave exciting roll moment acting on an ore carrier ($F_n=0.1$)

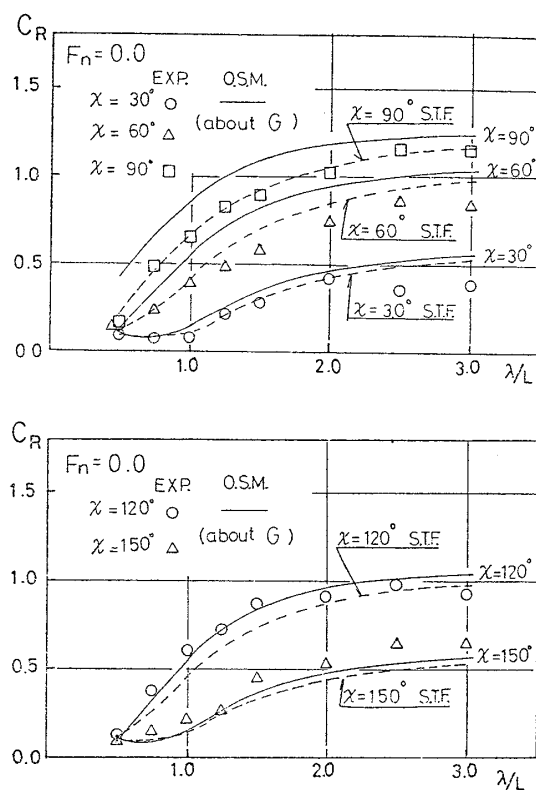


Fig. 15 Wave exciting roll moment acting on an ore carrier ($F_n=0.0$)

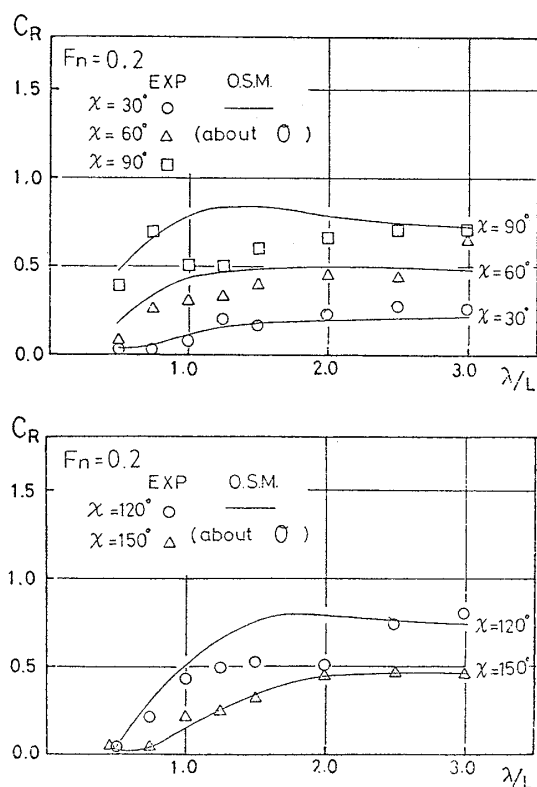


Fig. 14 Wave exciting roll moment acting on an ore carrier ($F_n=0.2$)

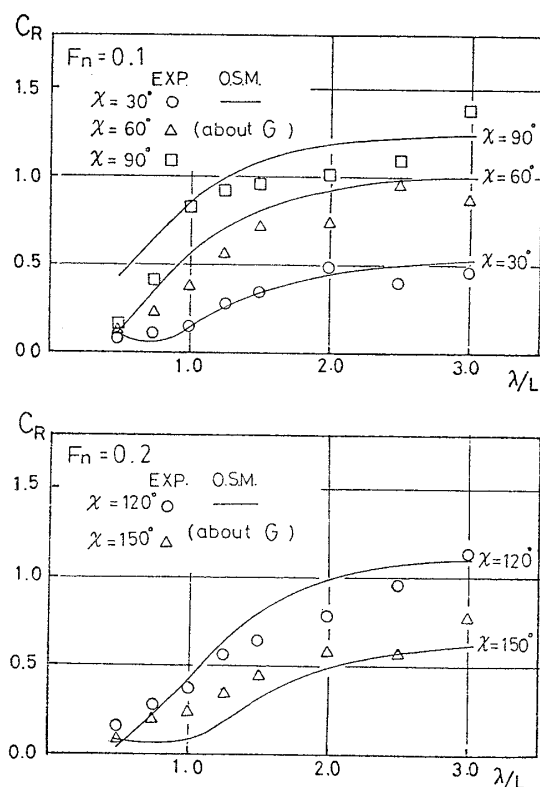


Fig. 16 Wave exciting roll moment acting on an ore carrier ($F_n=0.1$)

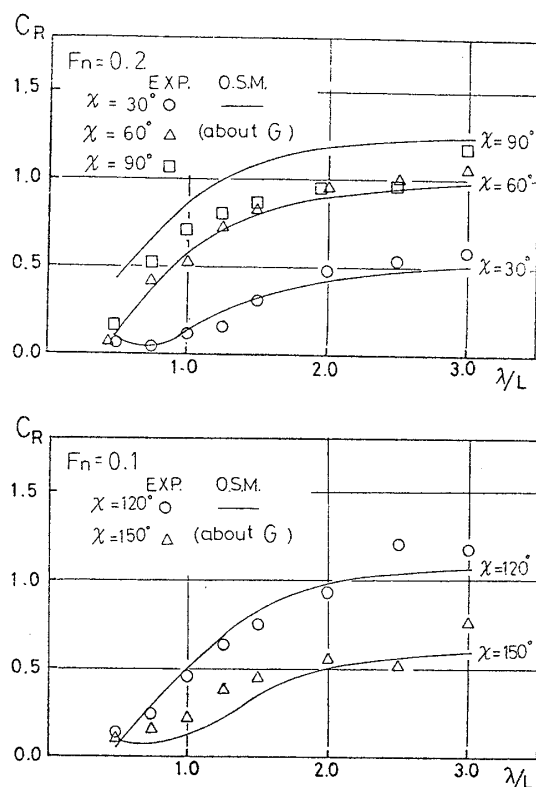


Fig. 17 Wave exciting roll moment acting on an ore carrier ($F_n=0.2$)

で推定できるが、正確な推定にはやはり S. T. F. 法を用いる方が望ましいと考えられる。

3.2 船体に横傾斜がある場合

小型漁船の転覆現象研究の目的で、横傾斜させた船体に働く sway と roll の波浪強制力の計測実験が船舶技術研究所 (S. R. I.) において行われた¹³⁾。実験に用いられた模型船の body plan を Fig. 18 に、主要目を Table 3 に示す。実験は横波 ($\chi=90^\circ$) 状態のみで、船速は零で、直立時に加え 10° 波上側または波下側に傾斜させて実施されている。実験結果と本論文の計算法による計算値を比較して Fig. 19, 20 に示す。計算に際しては船体を船長方向に 10 等分し、各断面の折れ線近似に用いた

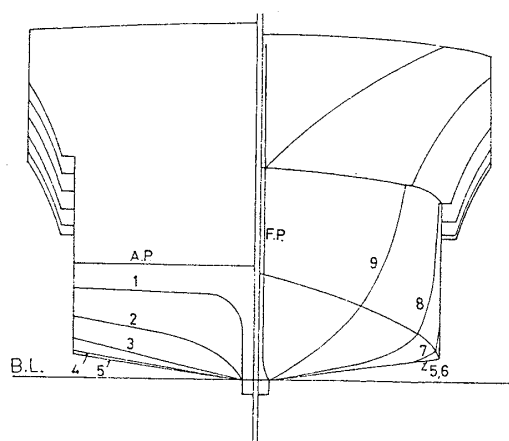


Fig. 18 Body plan of a fishing boat

Table 3 Principal particulars of a fishing boat

		full-scale ship	model
Length	L_{0A}	15.20 m	2.000 m
Breadth	B	3.80 m	0.500 m
Depth	D	1.48 m	0.195 m
Displacement	W	60.96 ton	135.5 kg
Draught fore	d_f	1.083 m	0.143 m
aft	d_a	1.653 m	0.218 m
mean	d_m	1.368 m	0.180 m
Trim		0.570 m	0.075 m
Metacentric height	GM	0.295 m	0.038 m
Vertical position of C. G. (from B. L.)	KG	1.704 m	0.224 m
Longitudinal position of C. G.	$\bar{x}G$	0.845 m aft.	0.111 m aft.
Rolling period	T_R	6.34 sec.	2.24 sec.

折れ線数は大よそ 16 本程度である。

Fig. 19 に示した、sway の波浪強制力の比較例では本船型の場合、O. S. M. と S. T. F. 法の計算値にやや差異が生じ、実験値はより厳密である S. T. F. 法の計算結果に近い。本船型の場合、O. S. M. で diffraction force を評価することに、やや無理があるものと思われる。なお、sway 強制力は船体が傾斜しても、それほど変化しないことを計算値、実験値ともに示している。

一方、Fig. 20 に示した、roll 強制モーメントの場合は O. S. M. と S. T. F. 法による振幅の計算値にあまり差はない。しかし、本論文に示さなかったが入射波と roll 強制モーメントの間の位相差には、両計算法の間に顕著な差がある。また、Fig. 20 から明らかにわかるように、 ω が減少するにつれて直立時(図中 upright の場合)の roll 強制モーメントは下がり気味であるのに対し、 10° 横傾斜している場合は増加する傾向があり、計算値と実験値の一致度は傾斜している場合の方が良い。傾斜している場合に、 ω が 0 に近づくにつれて C_R が増大するのは、 $\omega \rightarrow 0$ となるにしたがって heave 方向の Froude-Krylov 力が roll 強制モーメントの主要部を占め、かつ有限な値をとるため、波傾斜で除して無次元化すると ω が 0 に近づくにつれて C_R が無限大に向って増大するためである。これに対し、船体が直立している場合は heave 方向の Froude-Krylov 力による roll モーメントは零であり、 ω が 0 に近づくにつれて C_R は有限な値に近づく。したがって、roll 強制モーメントの計測の際、仮に検力

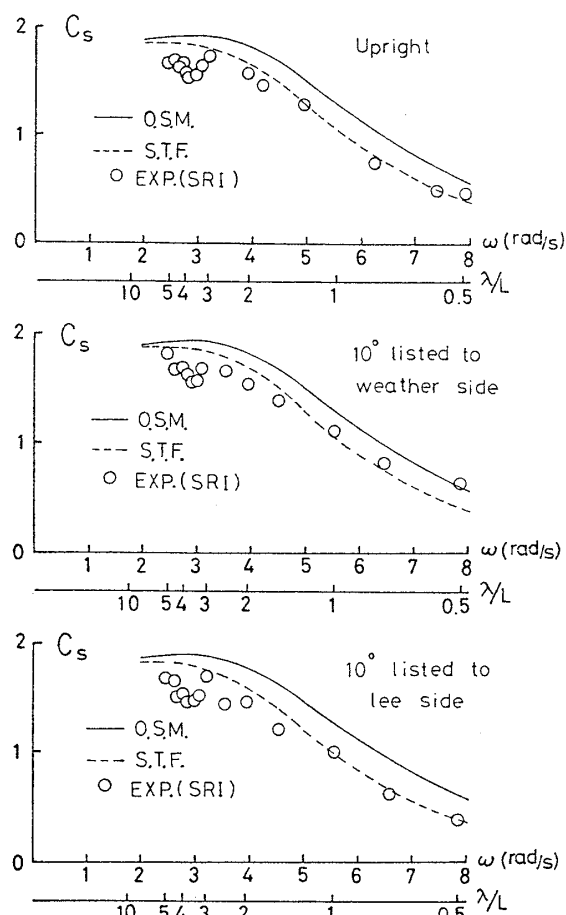


Fig. 19 Effects of heel on the wave exciting sway force (fishing boat)

計の位置が船体中心線よりわずかに左右にずれていたか、船体が傾いていたかすれば、 $\omega \rightarrow 0$ で C_R が増大する傾向を持つことになると考えられる。Fig. 21 には供試模型船において、検力計が船体中心線より極くわずか Δy だけずれていたと想定して roll モーメントを計算した結果を、実験値と合わせて示した。想定した Δy の値は船幅に比べて十分小さいことから、roll 強制モーメントの正確な計測がいかに困難であるかがわかる。

Fig. 20 に示した roll 強制モーメントの計算値は、船体の横傾斜の存在いかんが roll モーメントの値に明らかな差異を生ずることを示している。船体横傾斜の有無が波浪強制力に及ぼす影響を明らかにするために、前述の笠木山丸について、heave, pitch, sway, yaw, roll の各方向の強制力を計算した結果を Fig. 22~26 に示した(図中、 α は右舷下げの傾斜を正としている)。heave, pitch, sway, yaw の波浪強制力には船体横傾斜の影響はさほど顕著ではないのに対し、roll 強制モーメントは傾斜の有無によって著しく相違することがわかる。このことは、船体横断面を Lewis form で近似するか折れ線で近似するかによって roll 強制モーメントの計算値に有意な差が生ずることを考えれば当然の結果ともいえる。

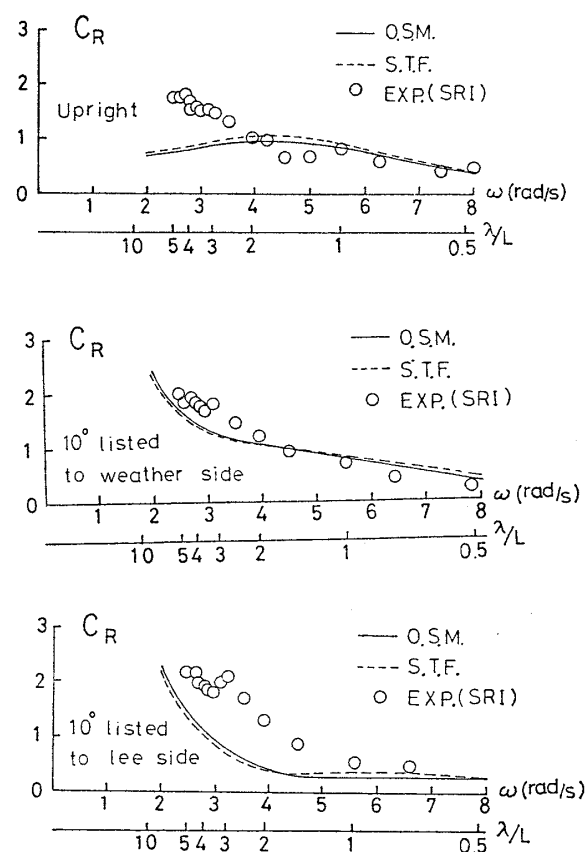


Fig. 20 Effects of heel on the wave exciting roll moment (fishing boat)

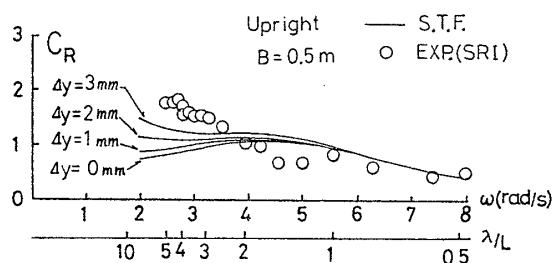


Fig. 21 Effects of setting error of force-gauge on measure wave exciting roll moment (fishing boat)

船が風などのために定常傾斜したまま航行しなければならないといった時、その安全性などを評価するためには波浪中での運動を知らなければならない。本研究では運動にまでたちいていないので断定的なことはいえないが、横揺れに関しては、傾斜した場合の運動は傾斜していない場合について得られた予測と大きく異なるであろうことが予想される。

4 結 言

本研究の結果、以下の結論が得られた。

(1) 船体横断面を折れ線で近似し、2次元流体力の計算に close-fit 法を用いれば、ストリップ法による波浪強制力の計算値は実験値と良く一致することが、船体

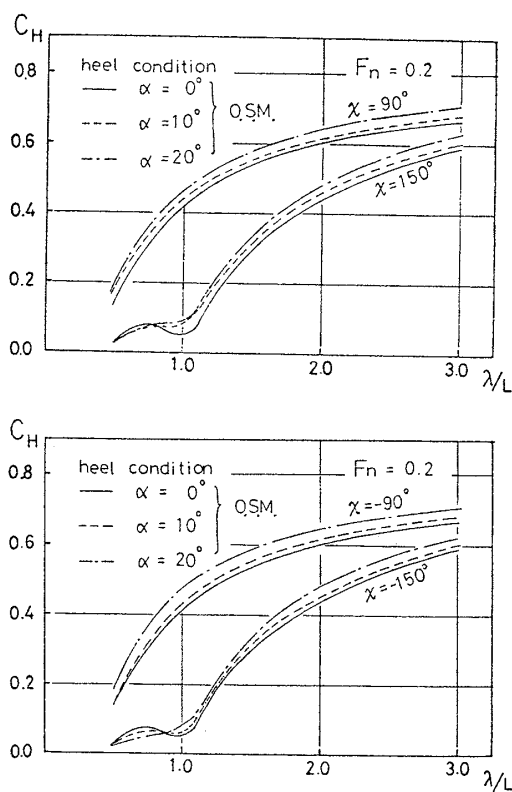


Fig. 22 Effects of heel on the wave exciting heave force (ore carrier)

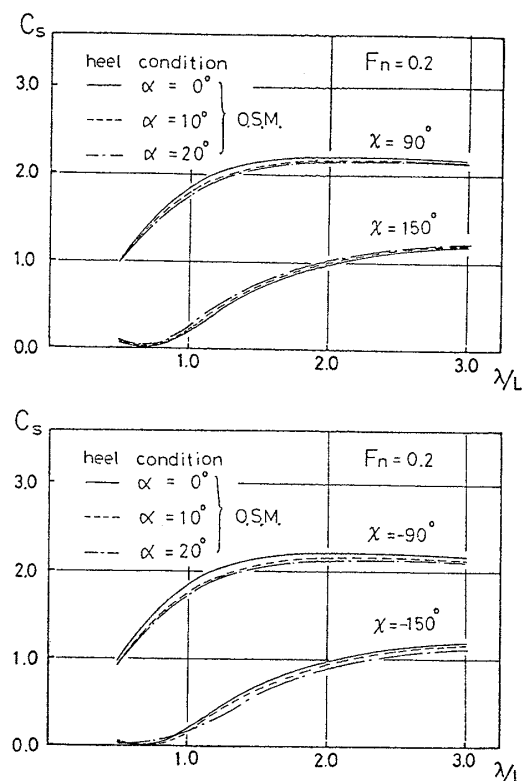


Fig. 24 Effects of heel on the wave exciting sway force (ore carrier)

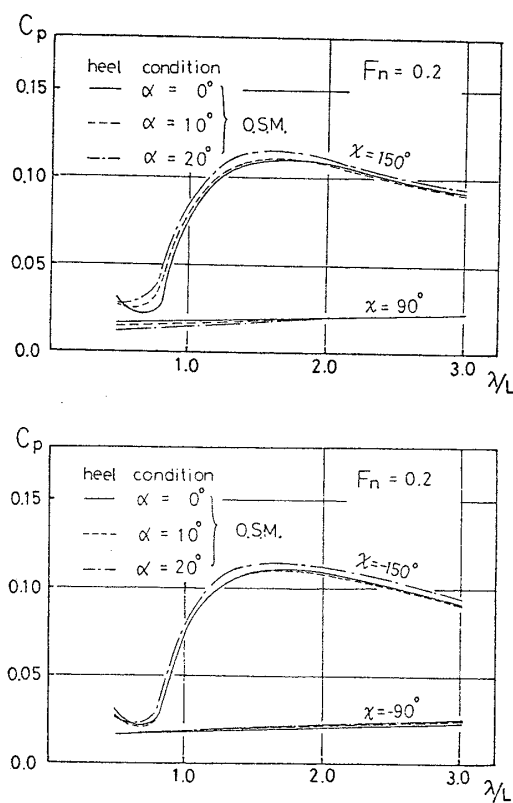


Fig. 23 Effects of heel on the wave exciting pitch moment (ore carrier)

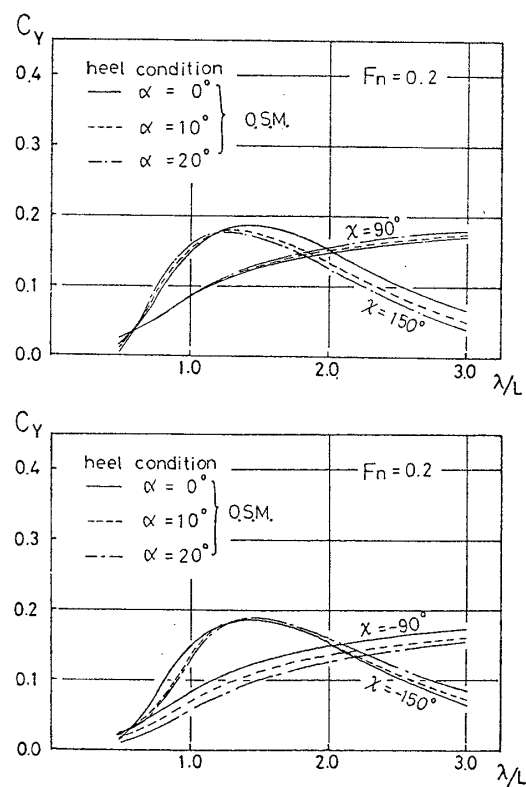


Fig. 25 Effects of heel on the wave exciting yaw moment (ore carrier)

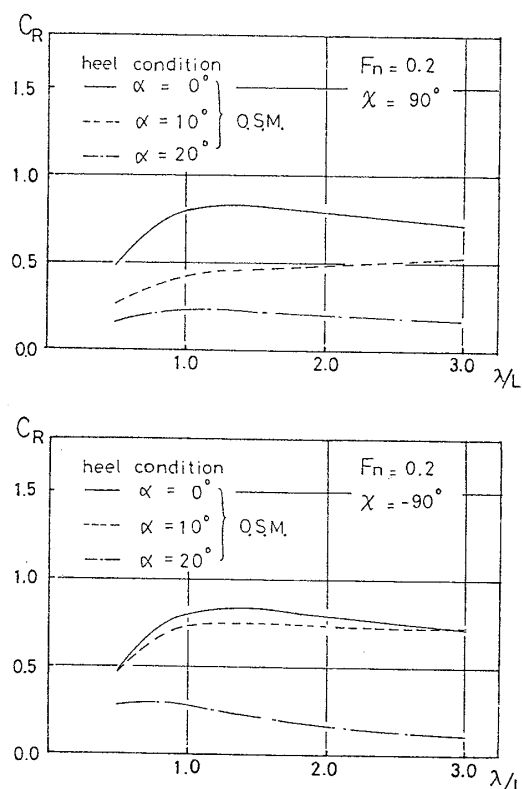


Fig. 26 Effects of heel on the wave exciting roll moment (ore carrier)

に前進速度がある場合にも確かめられた。

(2) 波浪強制力の推定に関して、従来、O. S. M. と S. T. F. 法の間には有意な差がないとされていたが、船型によっては両計算法の結果に差異の生ずる場合もある。O. S. M. でも実用上十分な精度で推定できるが、特に横揺れ波浪強制力のような微小な量の場合には、より厳密な S. T. F. 法を使うことが望ましい。

(3) 横傾斜した船体に加わる波浪強制力のうち、heave, pitch, sway, yaw の強制力には横傾斜の影響は小さいが、roll 強制モーメントに対する横傾斜の影響は顕著である。

本研究の遂行にあたり、終始御指導いただいた元良誠三教授、また実験に協力された小柳雅志郎助手、和田孝、川村武男両技官その他運動性能研究室の諸氏、さらに快く実験データを提供くださった船舶技術研究所 原口富博氏に厚くお礼申し上げます。

なお、本研究は故田才福造教授を研究代表者とする文部省科学研究の一環として実施されたことおよび本研究を進めるうえで故田才教授より貴重なご助言をいただいたことを付記し、心から故 田才教授のご冥福をお祈り申し上げます。なお、計算には東京大学大型計算機センターの HITAC M-200H を使用した。

参考文献

- 1) 田才福造, 高木又男: 規則波中の応答理論および計算法, 耐航性に関するシンポジウム, 日本造船学会 (1969).
- 2) 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, 西部造船学会会報, 第 42 号 (1971).
- 3) Salvesen, N., Tuck, E. O. and Faltinsen, O.: Ship Motions and Sea Loads, SNAME, Vol. 78 (1970).
- 4) 小保方 準, 藤野正隆, 前田久明: 斜波中の船体に対する波浪強制力について, 日本造船学会論文集, 第 132 号 (1972).
- 5) 田才福造, 高木幹雄, 稲田 勝: 船の横運動波浪強制力および横波中の横揺の計算法について, 西部造船学会会報, 第 62 号 (1981).
- 6) 小林正典: 船体傾斜時の波浪中の運動について, 西部造船学会会報, 第 51 号 (1976).
- 7) 慎 燦益: 傾斜船の上下揺れと横揺れの連成作用について, 西部造船学会会報, 第 62 号 (1981).
- 8) 別所正利: 波の中の船の横揺れ運動の理論について, 防衛大学校理工学研究報告, 第 3 巻, 第 1 号 (1965).
- 9) 田才福造: 船の上下動揺ならびに縦動揺における減衰力および付加質量について, 造船協会論文集, 第 105 号 (1959).
- 10) Tasai, F.: Hydrodynamic Force and Moment Produced by Swaying and Rolling Oscillations of Cylinders on the Free Surface, Rep. Research Institute for Applied Mechanics, Vol. IX, No. 35 (1961).
- 11) Frank, W.: Oscillations of Cylinders in or below the Free Surface of Deep Fluids, NSRDC, Rep. No. 2375 (1967).
- 12) 前田久明: 任意船型におよぼす波の強制力について, 日本造船学会論文集, 第 126 号 (1969).
- 13) 日本造船研究協会: 小型漁船の復原性能に関する調査研究, 第 17 基準部会報告書 (1982).

付 録

O. S. M. の考え方に従って, diffraction force を定式化する。(1) 式で定義される入射波波形に対応する速度ポテンシャル Φ_I は

$$\Phi_I = \text{Re} \left\{ \frac{iga}{\omega} e^{-\kappa z + i(k^*x - \kappa \sin \chi \cdot y - \omega_e t)} \right\} \quad (\text{A-1})$$

したがって, 波の粒子速度の y 方向 (水平方向) および z 方向 (鉛直方向) 成分 v_y, v_z はそれぞれ次式でえられる。

$$v_y = \frac{\partial \Phi_I}{\partial y} = \text{Re} \{ a \omega \sin \chi e^{-\kappa z + i(k^*x - \kappa \sin \chi \cdot y - \omega_e t)} \} \quad (\text{A-2})$$

$$v_z = \frac{\partial \Phi_I}{\partial z} = \text{Re} \{ -i a \omega e^{-\kappa z + i(k^*x - \kappa \sin \chi \cdot y - \omega_e t)} \} \quad (\text{A-3})$$

さらに, v_y は $y=0, z=d/2$ における値で代表させると, $C_3 = \sin \chi \cdot e^{-\kappa(d/2)}$ とおくことによって

$$v_y = a \omega C_3 \cos(k^*x - \omega_e t) \quad (\text{A-4})$$

となる。一方、 v_z は $z=d_m$ における値で代表させると

$$v_z = a\omega e^{-\kappa d_m} \cos(\kappa \sin \chi \cdot y) \sin(k^*x - \omega_e t) - a\omega e^{-\kappa d_m} \sin(\kappa \sin \chi \cdot y) \cos(k^*x - \omega_e t) \quad (\text{A-5})$$

となる。ここで、 $\cos(\kappa \sin \chi \cdot y)$, $\sin(\kappa \sin \chi \cdot y)$ を断面の幅方向に平均化することにより定義される、(6) および (7) 式の C_1, C_1', C_2 を使えば

$$v_z = a\omega C_1 C_2 \sin(k^*x - \omega_e t) + a\omega C_1' C_2 \cos(k^*x - \omega_e t) \quad (\text{A-6})$$

となる。

以上より、流体運動量ないしは流体角運動の時間変化に基づく力またはモーメントを h_{Mj} , 減衰力を h_{Nj} とすれば、厚さ dx のストリップに作用する diffraction force は次のように表わせる。

(1) sway

$$h_{M2} = -\left(\frac{\partial}{\partial t} - U\frac{\partial}{\partial x}\right)(-M_S v_y) dx - \left(\frac{\partial}{\partial t} - U\frac{\partial}{\partial x}\right)(-M_{HS} v_z) dx \quad (\text{A-7})$$

$$h_{N2} = -N_S(-v_y) dx - N_{HS}(-v_z) dx \quad (\text{A-8})$$

(2) heave

$$h_{M3} = -\left(\frac{\partial}{\partial t} - U\frac{\partial}{\partial x}\right)(-M_H v_z) dx - \left(\frac{\partial}{\partial t} - U\frac{\partial}{\partial x}\right)(-M_{SH} v_y) dx \quad (\text{A-9})$$

$$h_{N3} = -N_H(-v_z) dx - N_{SH}(-v_y) dx \quad (\text{A-10})$$

(3) roll (o 点まわり)

$$h_{M4} = -\left(\frac{\partial}{\partial t} - U\frac{\partial}{\partial x}\right)\{-M_S(-l_\eta)v_y\} dx - \left(\frac{\partial}{\partial t} - U\frac{\partial}{\partial x}\right)\{-M_H(l_h)v_z\} dx \quad (\text{A-11})$$

$$h_{N4} = -N_S(-l_w)(-v_y) dx - N_H(l_{hw})(-v_z) dx \quad (\text{A-12})$$

ただし、 j -mode の運動による i -mode の付加質量、減衰係数は、

$$M_{ji} = M_{ij} = \text{Im} \left\{ \frac{\rho}{\omega_e} \int_C \phi_j n_i ds \right\}, \quad N_{ji} = N_{ij} = -\text{Re} \left\{ \rho \int_C \phi_j n_i ds \right\} \quad (\text{A-13})$$

($i, j=2$: sway, 3 : heave, 4 : roll)

で与えられ、 M_{22}, M_{33} などは M_S, M_H と、 M_{23}, M_{32} などは M_{SH}, M_{HS} と表記している。また、本論文の座標系では、

$$M_{24} = M_{SR} = -M_S l_\eta, \quad N_{24} = N_{SR} = -N_S l_w \quad (\text{A-14})$$

$$M_{34} = M_{HR} = M_H l_h, \quad N_{34} = N_{HR} = N_H l_{hw} \quad (\text{A-15})$$

である。

(A-7)~(A-12) 式に (A-4), (A-5) 式を代入し、船長方向に積分すれば、本文中 (4), (5), (8)~(10) 式が得られる。なお、本論文では計算値の比較に使用しなかったが、N. S. M. では本文中 (5) および (9) 式に次のような項が加わる。すなわち、

(5) 式には

$$\begin{aligned} & -\frac{Ua\omega}{\omega_e} \int_L C_1 C_2 N_H \left(\frac{\cos k^*x}{\sin k^*x} \right) dx \\ & + \frac{Ua\omega}{\omega_e} \int_L C_1' C_2 N_H \left(\frac{\sin k^*x}{-\cos k^*x} \right) dx \\ & + \frac{Ua\omega}{\omega_e} \int_L C_3 N_{SH} \left(\frac{\sin k^*x}{-\cos k^*x} \right) dx \end{aligned} \quad (\text{A-16})$$

(9) 式には

$$\begin{aligned} & -\frac{Ua\omega}{\omega_e} \int_L C_3 N_S \left(\frac{\sin k^*x}{-\cos k^*x} \right) dx \\ & + \frac{Ua\omega}{\omega_e} \int_L C_1 C_2 N_{HS} \left(\frac{\cos k^*x}{\sin k^*x} \right) dx \\ & - \frac{Ua\omega}{\omega_e} \int_L C_1' C_2 N_{HS} \left(\frac{\sin k^*x}{-\cos k^*x} \right) dx \end{aligned} \quad (\text{A-17})$$

がそれぞれ加わる。ただし、end term は考慮に入れない。