

(昭和 59 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

大波高波浪による船体の波浪荷重に関する研究

(第 1 報)

正員 藤 野 正 隆* 正員 尹 範 相**

正員 河 田 潤** 正員 吉 野 亥 三 郎**

A Study on Wave Loads Acting on a Ship in Large Amplitude Waves (1st Report)

by Masataka Fujino, *Member* Bum Sang Yoon, *Member*Jun Kawada, *Member* Isao Yoshino, *Member*

Summary

It is supposed that wave loads exerted on a ship advancing in large amplitude waves show quite different from those in small amplitude waves due to the fact that the submerged portion of ship's hull varies remarkably with time, and coupling phenomena between longitudinal and horizontal hydrodynamic forces may occur, and etc.

To develop a theoretical, but practical, method of predicting wave loads caused by large amplitude waves, and of clarifying the nonlinear characteristics is the most important goal of the present study. In this paper, 1st report, wave loads acting on a ship fixed in large amplitude waves is treated. All the results of the wave loads computed by the present method show good agreement with experimental ones in predicting the peak values of wave loads as well as their time dependent nonlinear behaviour.

The main advantage of present method based on the conventional Ordinary Strip Method is that estimation of nonlinear wave loads in large amplitude waves can be easily performed with sufficient accuracy without solving three-dimensional and/or higher order potential problem.

1 緒 言

波浪中を航行する船体に働く波浪荷重の推定は耐航性研究分野の中心課題の一つである。微小波高波浪による波浪荷重は、追波中を高速で航行し出会周波数が 0 に近くなる場合などを除けば、実用的には十分な精度で縦および横方向波浪荷重が推定できる^{1)~8)}。一方、荒天中を航行する船体には海水打込み、スラミングなどの発生に伴う衝撃的な荷重が作用し、場合によっては船体折損や繰返し荷重による疲労破壊に至る。このうちスラミングに伴う whipping などの非線形波浪荷重の推定法が最近とみに研究せられるようになり成果を挙げつつある^{9)~12)}。

本研究は通常の微小波高よりは大きい、海水打込みやスラミング等が発生するまでには至らない程度の大波高波浪中での波浪荷重の推定法を確立することを目的としたものである。大波高波浪による荷重を計算する方法として、船体に働く非線形圧力を正確に求め¹³⁾、これを

船体表面上で積分する方法が最も合理的と思われるが、3次元船体についてこれを実行するのはかなりの労力を要し実際のでないと思われる。本研究は、いわゆる Ordinary Strip Method の手法に若干の修正を施す程度で大波高波浪中の船体に働く波浪荷重を推定しようとしたもので、本報では、船速 0 で運動が拘束された船体に働く波浪荷重について考察し、船体運動が自由の場合については次報以降で取り扱う。

大波高波浪中での実験結果によれば、垂直剪断力および垂直曲げモーメントの縦波浪荷重は大波高中でも線形性を有し波浪荷重は波高にほぼ比例するのに対し、水平剪断力、水平曲げモーメント、振りモーメントの横波浪荷重には顕著な非線形性が現われる。このような波浪荷重の非線形現象を説明するため、本論文では水面下船体形状が時々刻々変化することを考慮に入れるとともに、diffraction force の評価に波傾斜の時間変化も考慮し、入射波の圧力も 2 次オーダーまでを考慮に入れている。本計算法による計算結果は、大波高波浪荷重の時刻歴の非線形挙動を良く説明している。以下に、その実用的計算法の概要と実験値との比較の結果を紹介する。

* 東京大学工学部

** 東京大学大学院工学系研究科

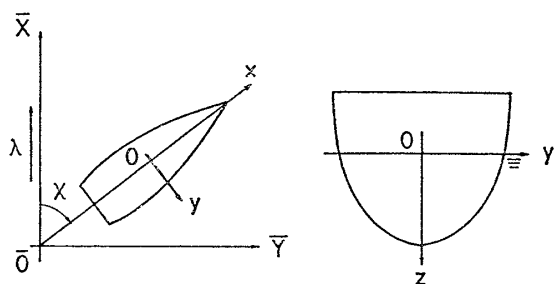


Fig. 1 Coordinate system

2 大波高波浪荷重の実用的計算法

2.1 座標系と水面下船体形状

空間固定座標系 $\bar{O}-\bar{X}\bar{Y}\bar{Z}$ (Fig. 1 参照) の $\bar{X}$ 軸の正方向に波数 K , 振幅 a の規則波が進行する。船はこの波に対し角度 χ で拘束されている。この船の中央に原点を持ち静水面が xy 平面と一致する $o-xyz$ 座標系を考える。入射波の周波数を ω とすると、波面を xyz 座標系で表わすと

$$\zeta(x, y, t) = a \cos(K \cos \chi \cdot x - K \sin \chi \cdot y - \omega t) \quad (1)$$

である。波面が船体の存在によって乱されないとは仮定し、波面と船体表面との交点 $P(y_p, z_p)$, $S(y_s, z_s)$ を求める。水圧力の積分は船体に沿って P から S まで行うが、断面の付加質量および造波減衰係数などの流体力係数は断面の平均波面下の断面形状に対して求める (Fig. 2 参照)。断面内の平均波面は次式で定義する。

$$\begin{aligned} \bar{\zeta}(x, t) &= \int_{y_p}^{y_s} \zeta(x, y, t) dy / (y_s - y_p) \\ &= \begin{cases} -a(\sin Q_s - \sin Q_p) / (y_s - y_p) K \sin \chi, & \sin \chi \neq 0 \\ a \cos(K \cos \chi \cdot x - \omega t), & \sin \chi = 0 \end{cases} \end{aligned} \quad (2)$$

ここで、

$$\left. \begin{aligned} Q_s &= K \cos \chi \cdot x - K \sin \chi \cdot y_s - \omega t \\ Q_p &= K \cos \chi \cdot x - K \sin \chi \cdot y_p - \omega t \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

2.2 Diffraction Force

運動量理論によれば、 $x=x$ 断面に働く heave, sway, roll の流体力 f_{dz} , f_{dy} , m_{dx} はそれぞれ次式で与えられる。

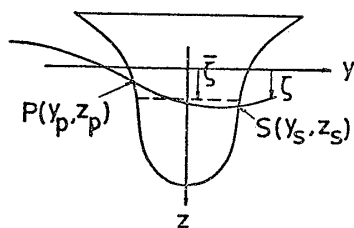


Fig. 2 Ship section configuration

$$\begin{aligned} f_{dz} &= -\frac{D}{Dt} [m_{HH}(-\dot{\zeta}) + m_{HS}(-\dot{\eta}) + m_{HR}(-\dot{\tau})] \\ &\quad - [N_{HH}(-\ddot{\zeta}) + N_{HS}(-\ddot{\eta}) + N_{HR}(-\ddot{\tau})] \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} f_{dy} &= -\frac{D}{Dt} [m_{SH}(-\dot{\zeta}) + m_{SS}(-\dot{\eta}) + m_{SR}(-\dot{\tau})] \\ &\quad - [N_{SH}(-\ddot{\zeta}) + N_{SS}(-\ddot{\eta}) + N_{SR}(-\ddot{\tau})] \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} m_{dx} &= -\frac{D}{Dt} [m_{RH}(-\dot{\zeta}) + m_{RS}(-\dot{\eta}) + m_{RR}(-\dot{\tau})] \\ &\quad - [N_{RH}(-\ddot{\zeta}) + N_{RS}(-\ddot{\eta}) + N_{RR}(-\ddot{\tau})] \end{aligned} \quad (6)$$

ここで、 m_{ij} , N_{ij} は j 方向運動による i 方向付加質量および減衰係数で、 $\dot{\zeta}$, $\dot{\eta}$, $\dot{\tau}$ はそれぞれ波粒子の上下方向速度、左右方向速度、波面傾斜の時間変化の断面平均値である。ただし、本報では船体は直立状態で拘束されていると仮定し、かつ、断面流体力は波面の平均上下位置に対して求めることとしているので、(4)~(6)式は簡単に次式となる。

$$f_{dz} = m_{HH}\ddot{\zeta} + (\dot{m}_{HH} + N_{HH})\dot{\zeta} \quad (7)$$

$$f_{dy} = m_{SS}\ddot{\eta} + m_{SR}\ddot{\tau} + (\dot{m}_{SS} + N_{SS})\dot{\eta} + (\dot{m}_{SR} + N_{SR})\dot{\tau} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} m_{dx} &= m_{RS}\ddot{\eta} + m_{RR}\ddot{\tau} + (\dot{m}_{RS} + N_{RS})\dot{\eta} \\ &\quad + (\dot{m}_{RR} + N_{RR})\dot{\tau} \end{aligned} \quad (9)$$

ここで、 $\dot{\cdot}$ は $\partial/\partial t$ の意味であり、 $\dot{\zeta}$, $\dot{\eta}$, $\dot{\tau}$ は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \dot{\zeta} &= \int_{y_p}^{y_s} \dot{\zeta} dy / (y_s - y_p) \\ &= a\omega e^{-Kd} (\cos Q_s - \cos Q_p) / (y_s - y_p) K \sin \chi \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} \ddot{\zeta} &= \int_{y_p}^{y_s} \ddot{\zeta} dy / (y_s - y_p) \\ &= a\omega^2 e^{-Kd} (\sin Q_s - \sin Q_p) / (y_s - y_p) K \sin \chi \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \dot{\eta} &= \int_{y_p}^{y_s} \dot{\eta} dy / (y_s - y_p) \\ &= -a\omega e^{-Kd/2} (\sin Q_s - \sin Q_p) / (y_s - y_p) K \end{aligned} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \ddot{\eta} &= \int_{y_p}^{y_s} \ddot{\eta} dy / (y_s - y_p) \\ &= a\omega^2 e^{-Kd/2} (\cos Q_s - \cos Q_p) / (y_s - y_p) K \end{aligned} \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \dot{\tau} &= \int_{y_p}^{y_s} \dot{\tau} dy / (y_s - y_p) \\ &= a\omega e^{-Kd/2} (\sin Q_s - \sin Q_p) / (y_s - y_p) \end{aligned} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} \ddot{\tau} &= \int_{y_p}^{y_s} \ddot{\tau} dy / (y_s - y_p) \\ &= -a\omega^2 e^{-Kd/2} (\cos Q_s - \cos Q_p) / (y_s - y_p) \end{aligned} \quad (15)$$

ただし、 $\bar{\xi}$, $\ddot{\xi}$ は平均喫水 d で、 $\dot{\eta}$, $\ddot{\eta}$, $\dot{\tau}$, $\ddot{\tau}$ は平均喫水の $1/2$ で評価するものとしている。

(7)~(9) 式の diffraction force には付加質量の時間変化に基づく、いわゆる impact force の項が入っているが、本論文で取扱う船体運動が拘束されている場合には、この項の寄与は小さいと思われるので、以下の計算には考慮していない。ただし、付加質量および造波減衰係数などの流体力係数は時々刻々の水面下断面形状に対するものを用いる。さらに、(7)~(9) 式には波傾斜の時間変化 $\dot{\tau}$, $\ddot{\tau}$ に基づく項が含まれているが、これらの項を無視した非線形計算 (NON 1) とそれらを考慮した非線形計算 (NON 2) を行っている。なお、付加質量、および造波減衰係数の計算には Frank close-fit 法を用いた¹⁴⁾。

2.3 Froude-Krylov の力

流体内の圧力は一般化された Bernoulli の式により、次式で与えられる。

$$p = \rho g(z - \zeta) - \rho \left(\frac{\partial \phi_w}{\partial t} - \frac{\partial \phi_w}{\partial t} \right)_{z=\zeta} - \frac{1}{2} \rho [(\nabla \phi_w)^2 - (\nabla \phi_w)^2_{z=\zeta}] \quad (16)$$

ここで、入射波ポテンシャル ϕ_w は、 ρ を流体の密度、 g を重力加速度とすれば

$$\phi_w = -\frac{ag}{\omega} e^{-Kz} \sin(K \cos \chi \cdot x - K \sin \chi \cdot y - \omega t) \quad (17)$$

であるので、(16) 式は次式となる。

$$p = \rho g(z - \zeta) - \rho g a (e^{-Kz} - e^{-K\zeta}) \times \cos(K \cos \chi \cdot x - K \sin \chi \cdot y - \omega t) - \frac{1}{2} \rho a^2 \omega^2 (e^{-2Kz} - e^{-2K\zeta}) \quad (18)$$

したがって、 y , z 軸方向の力 f_{ry} , f_{rz} と x 軸まわりのモーメント m_{rx} は次式で与えられる。

$$f_{ry} = \int_P^S p dz \quad (19)$$

$$f_{rz} = \rho g S_0 - \int_P^S p dy \quad (20)$$

$$m_{rx} = \int_P^S p (-y dy - z dz) \quad (21)$$

ここで、 S_0 は静水中の水面下断面面積である。

2.4 波浪荷重

船体断面に働く波浪荷重の正方向を Fig. 3 に示す方向にとる。(7)~(9) 式および (19)~(21) 式から $x = x_1$ 断面に働く波浪荷重は次式で与えられる。

垂直剪断力

$$F_V(x_1) = \int_{x_1}^F (f_{dz} + f_{rz}) dx \quad (22)$$

垂直曲げモーメント

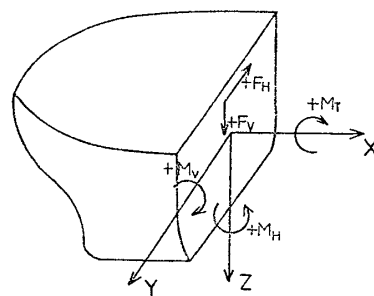


Fig. 3 Positive directions of wave loads

$$M_V(x_1) = \int_{x_1}^F (f_{dz} + f_{rz})(x - x_1) dx \quad (23)$$

水平剪断力

$$F_H(x_1) = - \int_{x_1}^F (f_{dy} + f_{ry}) dx \quad (24)$$

水平曲げモーメント

$$M_H(x_1) = - \int_{x_1}^F (f_{dy} + f_{ry})(x - x_1) dx \quad (25)$$

振りモーメント

$$M_T(x_1) = - \int_{x_1}^F (m_{dx} + m_{rx}) dx \quad (26)$$

ここで、積分の上限 F は船首を意味する。

3 実験と計算の比較

3.1 供試模型と実験状態

波浪荷重の計測に使用した模型船は日本造船研究協会第 108 研究部会で使用¹⁵⁾されたコンテナ船の垂線間長 2.5m の木製模型で、船体中央および S.S. 7¹/₂ で切断し、中央部は 5 分力計 (垂直・水平剪断力, 垂直・水平曲げモーメント, 振りモーメント) で、S.S. 7¹/₂ は 2 分力計 (垂直剪断力, 垂直曲げモーメント) を介して結合した。なお、検力計の水平軸は当初平水面と合わせる予定であったが、実験中約 1mm の相違が見られたので、

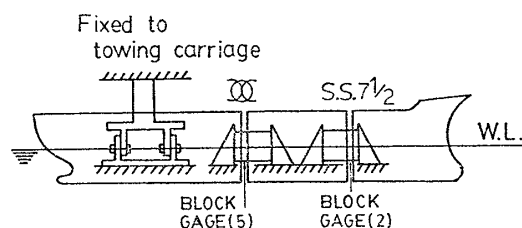


Fig. 4 Ship model configuration

Table 1 供試模型船の主要目

垂線間長 (L)	2.5000m
幅	0.3629m
喫水	0.1357m
トリム	0
排水量	70.603 kg
方形係数	0.5716

計算はこのことを考慮に入れて行った。模型船の主要目を Table 1 に示す。

実験はいずれも規則波中に行ったが、大別して波高影響を調べる Case 1 と大波高波浪中での波周期の影響を調べる Case 2 とから成る。実験状態は以下のとおりである。

Case 1 $\lambda/L=1.57$

$F_n=0$

$\chi=0^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 90^\circ, 120^\circ, 150^\circ, 180^\circ$

$H_w/\lambda=1/157, 1/78.5, 1/52, 1/39, 1/31, 1/26$

ただし、前掲の H_w/λ の値は目標値で、個々の計測では必ずしもこの通りではないものもある。

Case 2 $F_n=0$

$\chi=30^\circ, 60^\circ, 90^\circ, 120^\circ, 150^\circ$

$\lambda/L=4.35, 2.78, 1.93, 1.57, 1.19, 0.93, 0.70$

波高は λ/L によって若干の相異があるが、造波能力、甲板上への海水打込みはさけるなどを考慮した上で極力大波高とした。

なお、以下には、紙数の制約から、これらのうち、船体中央部での5方向の波浪荷重を専ら引用し、Case 2 ではさらに $\chi=30^\circ$ の結果のみを引用している。

3.2 実験結果と計算値の比較

(1) 時刻歴の比較

$\lambda/L=1.57$, $\chi=120^\circ$, $H_w/\lambda=1/30.5$ における船体中央での波浪荷重の実験による時刻歴を線形および非線形

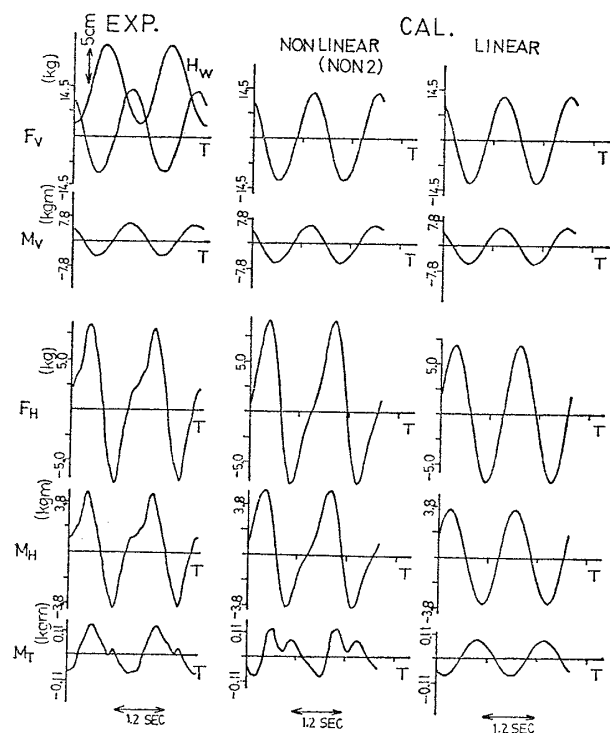


Fig. 5 Time history of wave loads at midship ($\lambda/L=1.57$, $\chi=120^\circ$, $H_w/\lambda=1/30.5$)

計算による時刻歴と比較して Fig. 5 に示す。

垂直剪断力 F_V および垂直曲げモーメント M_V は大波高波浪中においても実験結果、計算結果ともに時刻歴の非線形性は少ない。また線形計算と非線形計算 (NON 2) の相違も極く僅かである。しかし、水平剪断力 F_H , 水平曲げモーメント M_H , 振りモーメント M_T には波高非線形性が現われ、非線形計算結果は実験結果をよく説明している。線形計算では非線形的な時刻歴を説明できず、peak to peak 値も過小に評価している。時刻歴に見られる非線形現象を調べるため、Fig. 6~Fig. 8 に

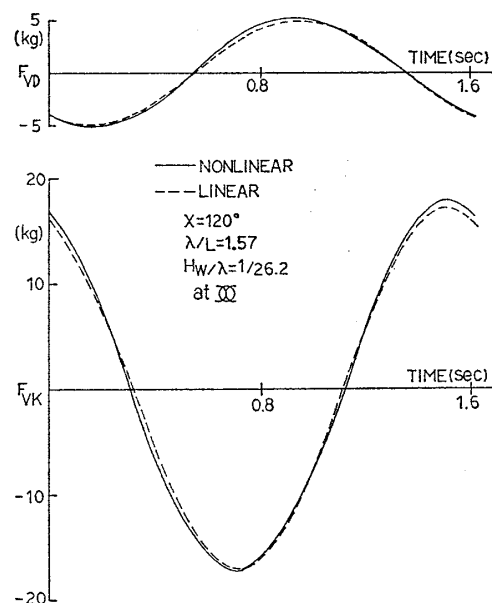


Fig. 6 Time history of wave induced vertical shear force

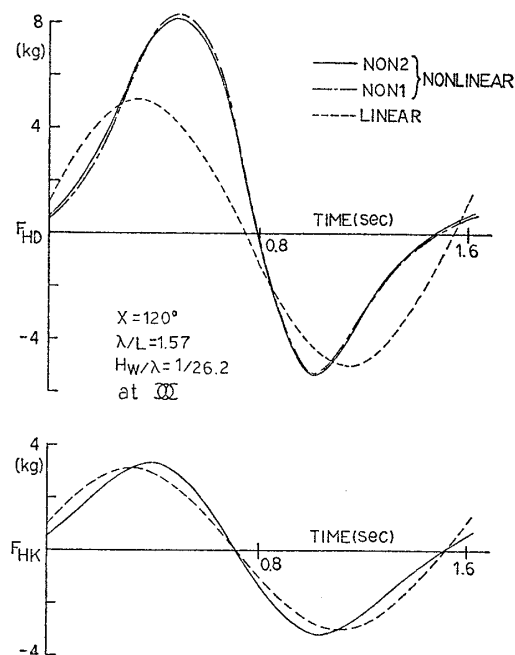


Fig. 7 Time history of wave induced horizontal shear force

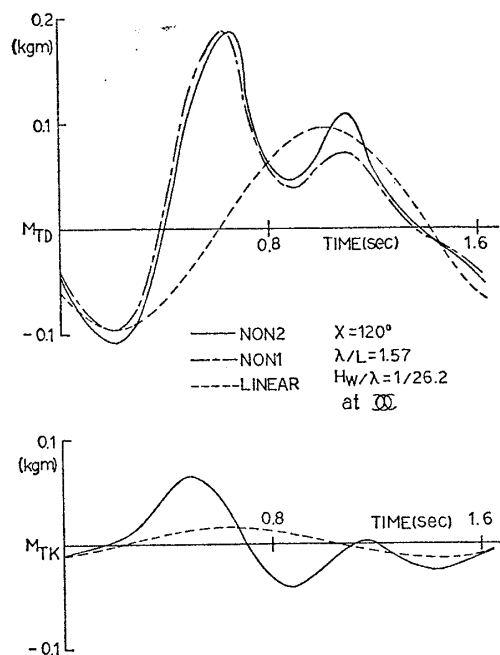


Fig. 8 Time history of wave induced torsional moment

F_V , F_H , M_T を diffraction force による成分 (下付き添字 D で表わす) と Froude-Krylov force (下付き添字 K で表わす) に分けて示す。 F_V では 2 成分とも線形計算と非線形計算とで大きな差はないが, F_H では diffraction force に, M_T では diffraction force と Froude-Krylov force ととも線形計算と非線形計算とに差がある。また, diffraction force については F_H , M_T ともに - 側より + 側での線形計算と非線形計算の差が大きい。非線形計算によると, + 側の diffraction force (F_H の場合は波進行方向の力, M_T の場合は水面

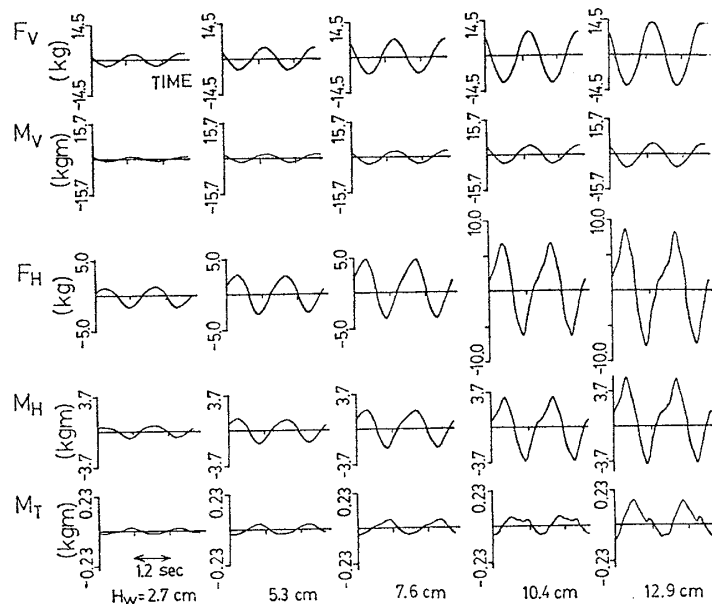


Fig. 9 Experimental results of time history variation of wave loads vs. wave heights ($\lambda/L=1.57$, $\chi=120^\circ$)

上船体を波進行方向に傾斜させるモーメント) が - 側より大きくなることが判る。 F_H , M_T の diffraction force の成分に対する波傾斜の時間変化に基づく力の寄与を知るため図中の NON 1 と NON 2 を比較すると, これらの項の寄与は F_H では無視できる程度であるが, M_T では若干の寄与があるといえる。

船体中央での波浪荷重に対する波高影響を調べた結果を, $\chi=120^\circ$ の場合につき Fig. 9~10 に示す。 Fig. 9 が実験結果, Fig. 10 が計算結果であるが, 先にも述べたように F_V , M_V の時刻歴には波高非線形性はほとんど

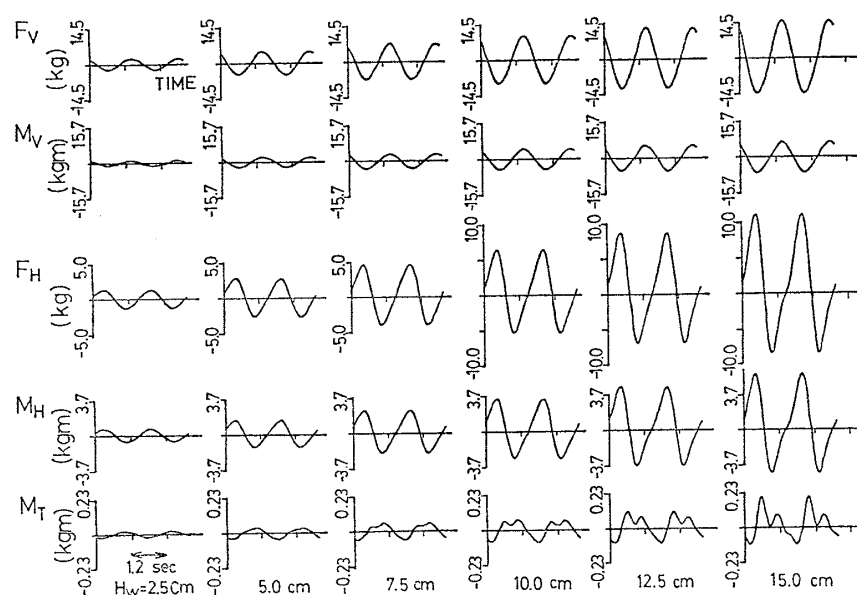


Fig. 10 Calculated results of time history variation of wave loads vs. wave heights ($\lambda/L=1.57$, $\chi=120^\circ$)

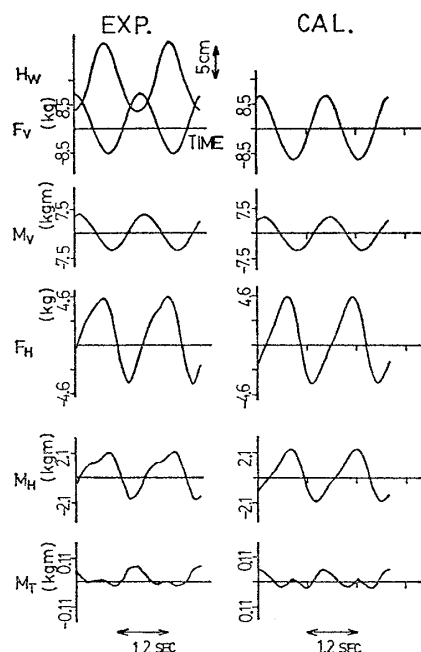


Fig. 11 Time history of wave loads at midship ($\lambda/L=1.57$, $\chi=30^\circ$, $H_w/\lambda=1/32.4$)

見られない。一方、 F_H , M_H , M_T では波高の増加にともない時刻歴の非線形性が顕著になる。Fig. 9 と Fig. 10 の対応は良好であり、本実用計算法が有効であると考えてよからう。

Fig. 9~10 と同様 $\lambda/L=1.57$ であるが、出会角を $\chi=30^\circ$ に変えた場合の実験値と計算値の比較を Fig. 11 に示した。 $\chi=120^\circ$ の場合に比べ、 F_H , M_H , M_T の両者の対応が若干悪い。Fig. 4 に示す取付け方法では大波高波浪中で船体を完全に拘束できず、僅かではあるが船体に pitching と yawing が誘起されたことが相違の原因の一つと思われる。しかし、実験と計算の対応はほぼ満足できると云ってよい。

Fig. 12 には波長が長い場合の比較の一例として $\chi=120^\circ$, $\lambda/L=4.35$ につき実験値と計算値を示した。 F_H , M_H の時刻歴の若干の相違を除けば、両者の一致度は良好である。波浪荷重の時刻歴のうち非線形性の強く現われる F_H , M_H , M_T に対する波長変化の影響を調べた一例を Fig. 13~15 に示す。 F_H , M_H では波長が短くなると時刻歴における非線形性は少なくなることが実験のみならず計算によっても示されている。ただし、波長が短いときの + 側と - 側のピーク値の差が計算では実験よりやや過大である。Fig. 15 に示した M_T では $\lambda/L=2.78 \sim 1.57$ では拘束にもかかわらず船体に若干ではあるが縦揺れが生じ、検力計の軸高さが僅かであるが上下動したために、前述の相違が生じたものと考えられる¹⁶⁾。

(2) 波高による波浪荷重の非線形性

船体中央での 5 成分の波浪荷重に対する波高の影響を調べるため、時間波形における + 側および - 側のピー

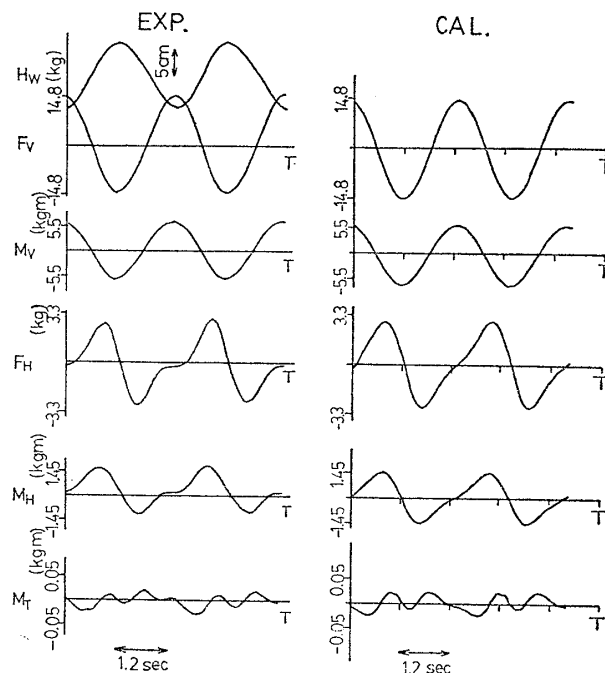


Fig. 12 Time history of wave loads at midship ($\lambda/L=4.35$, $\chi=120^\circ$, $H_w/\lambda=1/89.9$)

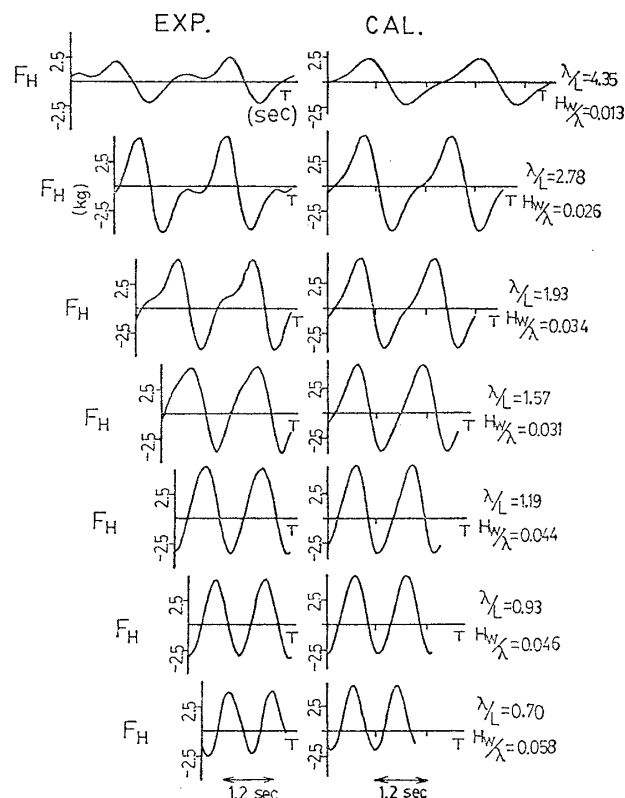


Fig. 13 Time history variation of horizontal shear forces vs. wave lengths ($\chi=30^\circ$, at Midship)

ク値を分けて比較することとした。ただし、以下に示す例はいずれも $\lambda/L=1.57$ の場合である。Fig. 16~23 に実験結果と計算結果を示す。図中、実線は非線形計算

NON 2 の結果であり、点線は線形計算結果である。

Fig. 16 の F_V の場合、線形計算と非線形計算とはほとんど差はないが、非線形計算は線形計算に比べ、+側で若干大きく-側でやや小さい。実験値も全般的に+側のピーク値が-側のピーク値より大きく、非線形計算と定性的に一致する。

Fig. 17 に示す M_V についても、線形計算と非線形計算との相違は小さく、 $\chi=0^\circ$ の場合を除けば、実験値との対応もほぼ良好である。

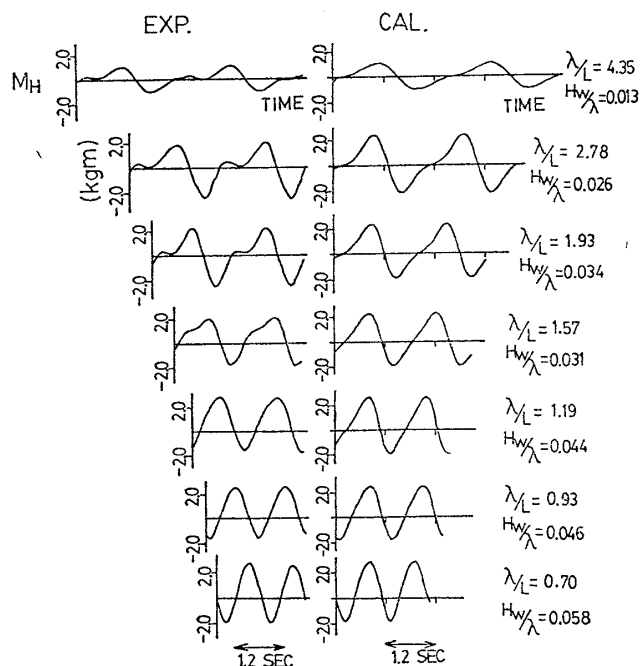


Fig. 14 Time history variation of horizontal bending moments vs. wave lengths ($\chi=30^\circ$, at midship)

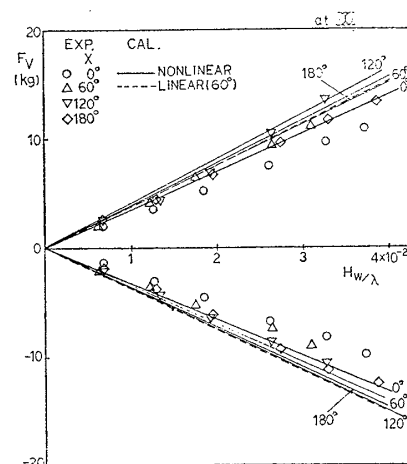


Fig. 16 Comparison of peak values of vertical shear force ($\lambda/L=1.57$)

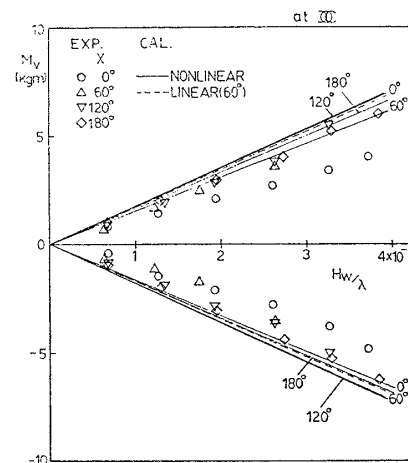


Fig. 17 Comparison of peak values of vertical bending moment ($\lambda/L=1.57$)

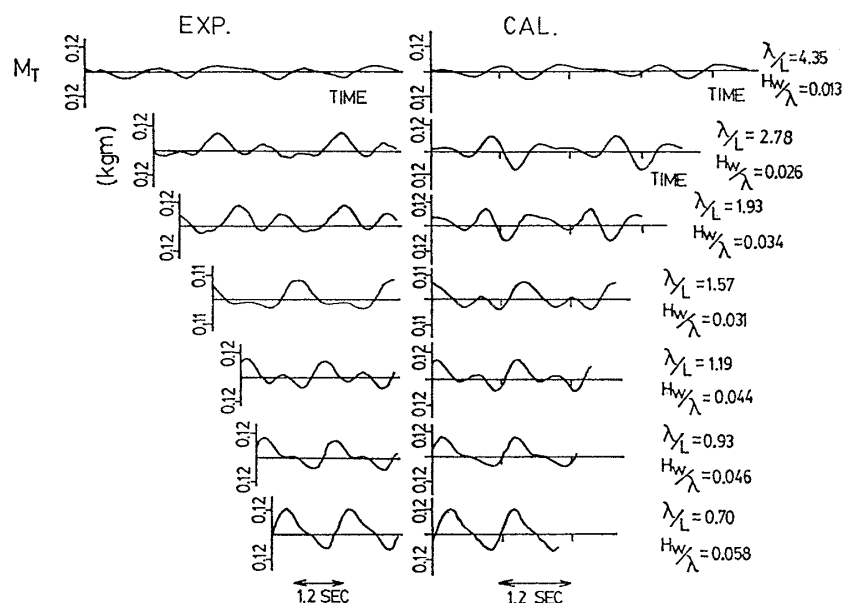


Fig. 15 Time history variation of torsional moments vs. wave lengths ($\chi=30^\circ$, at midship)

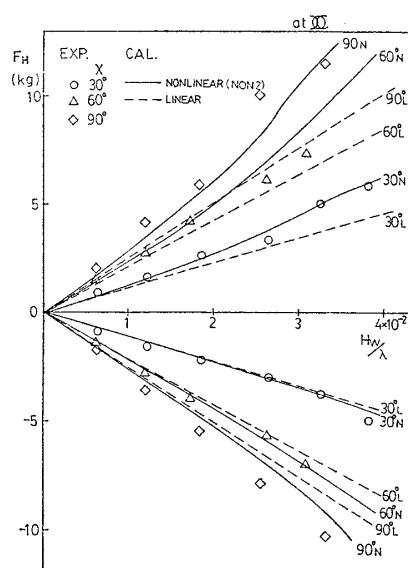


Fig. 18 Comparison of peak values of horizontal shear force ($\lambda/L=1.57$)

F_H, M_H, M_T には波高非線形性が明確に現われることは先にも述べた。Fig. 18, 19 に示した F_H の場合、十側、一側とも波高の増加によるピーク値の増加は明らか

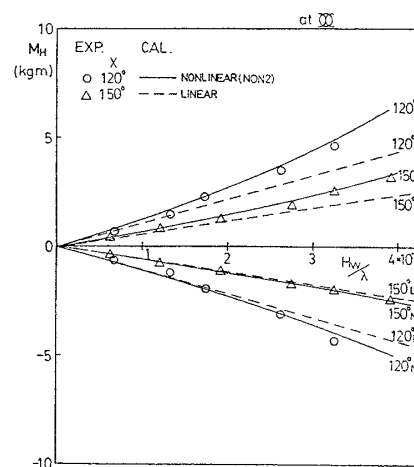


Fig. 21 (continued)

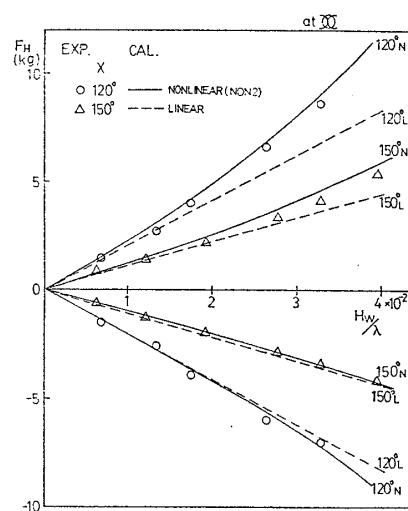


Fig. 19 (continued)

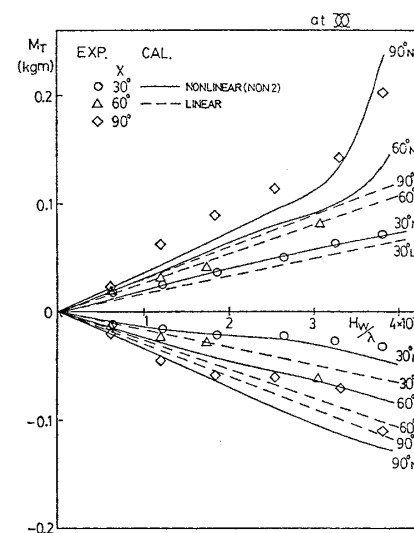


Fig. 22 Comparison of peak values of torsional moment ($\lambda/L=1.57$)

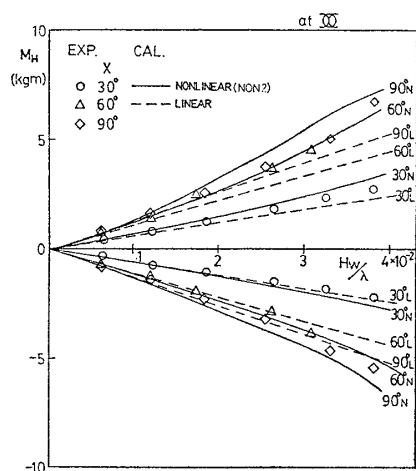


Fig. 20 Comparison of peak values of horizontal bending moment ($\lambda/L=1.57$)

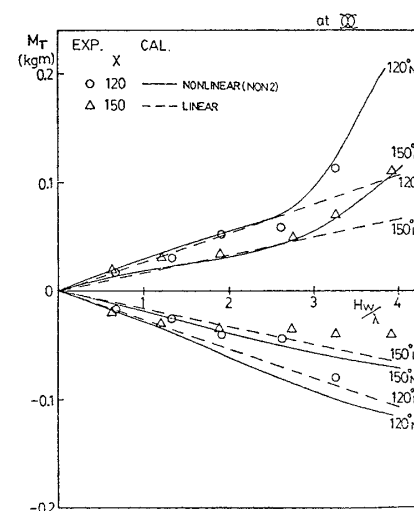


Fig. 23 (continued)

に非線形性を有し、非線形計算の結果は実験結果をよく説明している。この傾向は Fig. 20, 21 の M_H の場合にも見られ、非線形計算と実験結果の一致度は F_H と同様、良好である。Fig. 22, 23 に示した M_T の場合、非線形結果は全般的に実験結果を良く説明しているが、 F_H, M_H の場合ほどの一致度はない。これは前述のとおり、 M_T の時刻歴は F_H, M_H に比べ一層複雑な時間変動をするため、ピーク値を正確に計算することが困難なためである。しかし、明らかに線形計算よりも非線形計算の方が実験結果を良く説明していて、本計算法の有効性が検証されたと考えて良い。

4 結 論

以上に述べた実験値と計算値の比較および検討の結果、次のような結論を得た。

(1) 垂直剪断力、垂直曲げモーメントは大波高となっても、スラミング等の衝撃現象が起らない限り、波高による非線形性は小さく、線形理論で十分推定ができる。

(2) 水平剪断力、水平曲げモーメント、振りモーメントの横波浪荷重は大波浪中で顕著な非線形性を示す。したがって、線形理論では良い推定を行うことは困難で、非線形計算を行う必要がある。本論文に示した計算法はストリップ法を若干修正した簡便な方法にもかかわらず、横波浪荷重の波高非線形性を良く説明している。

(3) 拘束された船体に働く水平剪断力と水平曲げモーメントの波高非線形性は、ほとんど diffraction force の非線形性によるものであるが、振りモーメントの場合には Froude-Krylov force の非線形性も無視できない。

(4) 波傾斜の時間変化による流体力の寄与は、水平剪断力、水平曲げモーメントに対してはほとんどなく、振りモーメントに若干の影響を与える。

本論文では拘束した船体に対する波浪荷重を検討したが、大波高波浪中を運動しながら前進する船の運動および波浪荷重の推定に際しては、さらに縦および横方向の運動の連成効果が問題となるものと思われる。引き続き、このようなテーマについて現在研究中であり、しかるべき時期に成果を公表し御批判をあおぐ所存である。

終りに臨み、実験に協力いただいた小柳雅志郎助手、和田 哮、川村武男技官、その他運動性能研究室の諸氏、また昭和 58 年度の卒業研究として本研究の準備的な研究をされた田中克治、水原義孝の両氏の方々に心から感謝いたします。なお、計算には東京大学大型計算機センターの HITAC M 200 H/280 H を使用したこと、また本研究は昭和 59 年度科学研究費の総合研究の一環とし

て行われたことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 藤井 齊, 菅井和夫, 藤野正隆: 船体に働く波浪外力, 第 2 回 耐航性に関するシンポジウム (1977).
- 2) 竹沢誠二, 小林顕太郎, 小保方準: 斜波中曳航船体運動および波浪荷重試験, 日本造船学会論文集, 第 149 号 (1981).
- 3) Takezawa, S., Hirayama, T. and Nishimoto, K.: A Study of Longitudinal Motion and Bending Moment of a Container ship in a Following Sea, 日本造船学会論文集, 第 150 号 (1981).
- 4) 竹沢誠二, 平山次清, 西本和生: 追い波中における船体縦運動と垂直波浪荷重について, 日本造船学会論文集, 第 151 号 (1982).
- 5) 新開明二, 福田淳一: 波浪中の船体に誘起される水平方向剪断力と曲げモーメントの計算法について, 九州大学工学集報, 第 55 巻, 第 2 号 (1982).
- 6) 溝口純敏: 高速コンテナ船の斜波中波浪強制力について—ストリップ法による波浪強制力計算における周波数のとり方—, 関西造船協会誌, 第 187 号 (1982).
- 7) 竹沢誠二, 平山次清, 西本和生: 高速コンテナ船の波浪船体縦運動および垂直波浪荷重について, 日本造船学会論文集, 第 152 号 (1983).
- 8) 日本造船研究協会: 波浪荷重推定法の比較検討に関する調査研究, 造研報告, 第 98 号 (1983).
- 9) 川上益男, 小林和夫: 船首底衝撃による船体過度振動について, 西部造船会々報, 第 50 号 (1975).
- 10) Kawakami, M., Michimoto, J. and Kobayashi, K.: Prediction of Long-term Whipping Vibration Stress due to Slamming of Large Full Ships in Rough Seas, Int. Shipbldg. Prog. No. 24 (1977).
- 11) 山本善之, 藤野正隆, 深沢塔一: 非線形性を考慮した波浪中の船体縦運動および縦強度 (第 1 報～第 3 報), 日本造船学会論文集, 第 143, 144, 145 号 (1978～1979).
- 12) Bishop, R. E. D., Price, W. G. and Tam, P. K. Y.: A Unified Dynamic Analysis of Ship Response to Waves, Trans. RINA Vol. 119 (1977).
- 13) 最近の研究として, たとえば 経塚雄策: 二次元物体に働く非線形流体力について (第 1 報～第 4 報), 日本造船学会論文集, 第 148, 149, 150, 152 号 (1980～1983).
- 14) Frank, W. and Salvesen, N.: The Frank Close-fit Ship-Motion Computer Program, NSRDC Report (1970).
- 15) 日本造船研究協会: 高速貨物船の波浪中における諸性能に関する研究, 研究資料 No. 110 (1969).
- 16) 藤野正隆, 桜井和之: ストリップ法による横揺れ波浪強制力の推定について, 日本造船学会論文集, 第 152 号 (1983).