



Title	小型漁船の横運動連成減衰に関する基礎研究
Author(s)	木村, 暢夫; 斉藤, 徹; 天下井, 清; 甫喜本, 司; 岩森, 利弘
Citation	北海道大學水産學部研究彙報, 44(3), 127-140
Issue Date	1993-08
Doc URL	http://hdl.handle.net/2115/24118
Type	bulletin (article)
File Information	44(3)_P127-140.pdf



[Instructions for use](#)

小型漁船の横運動連成減衰に関する基礎研究

木村 暢夫*・斉藤 徹*・天下井 清*
甫喜本 司*・岩森 利弘*

**A Fundamental Study of Coupled Damping of
Lateral Motion on Small Fishing Vessels**

Nobuo KIMURA*, Tohru SAITOH*, Kiyoshi AMAGAI*
Tsukasa HOKIMOTO* and Toshihiro IWAMORI*

Abstract

The extinction of rolling motion is very important in terms of the stability of small fishing vessels. Rolling, swaying and yawing of ship motions are coupled in transverse direction on the six degree of freedom motions. In order to clarify the effect of the coupling between rolling and swaying motions, the authors carried out a free rolling test, restrained rolling test and rolling test in beam wave.

The results of this research may be summarized as follows.

- (1) Wave making is main cause of extinction in the restrained rolling test, but is strongly dependant upon the viscosity in the free rolling test.
- (2) The extinction coeff. B_E is larger than coeff. B_{44} .
- (3) The extinction coeff. B_E estimated by the numerical simulation is larger than that based on the experiment.
- (4) Damping force of the making vortex with hard chain is affected significantly by the coupling between the rolling and swaying motions.

緒 論

波浪中の船体運動を明らかにするため、現在までにさまざまな研究が行われてきた。その基礎となる船体運動論において、船体が6自由度の運動を行い、その変位及び速度が小さく且つ重心に対して対称であるという仮定の下で、粘性流体や遠心力などの非線形成分を無視し、造波理論に基づく線形成分のみを考慮した6自由度運動方程式が一般に用いられている。このような線形理論に基づく運動方程式では、慣性項、減衰項及び復原項の各係数を正確に求めることが重要になる。タンカーや貨物船等の船幅に対し船長が十分長く船体形状が曲面的で簡単な大型船では、ストリップ法や強制動揺法に代表されるような流体力学からの推定が行われており、粘性流体の影響を多分に受ける横揺れ減衰においても見かけ上の1自由度運動方程式を設定し、動揺試験や成分分離の組立推定法により実用上良好な結果を得ている。

しかし、一般に小型漁船の横揺れ減衰では、船体形状が平面的で付属物(深いスケグ、鋭いチェーン、ビルジキール、デッキの張出等)を伴うので、流体力学の形式的な研究の妨げになることや、

* 北海道大学水産学部漁船運用学講座
(Laboratory of Fishing Boat Seamanship, Faculty of Fisheries, Hokkaido University)

船幅が船長に対して長いため横揺れ (*Rolling*) と左右揺れ (*Swaying*) の連成の影響が重要となる¹⁾。また、粘性流体の影響が左右揺れにも大きく現れる可能性があり、横揺れ減衰係数の推定を困難なものにしている²⁾。

本研究では、小型漁船の横運動で重要な横揺れ減衰係数の推定において、静水中自由及び拘束動揺試験、横波中自由動揺試験を行うことにより、横揺れと左右揺れの連成効果を明らかにすることを目的とした。

実 験

実験は、小型鮭鱒流し網漁船北進丸 19.9 GT の 1/7.6 モデルを用いて行った。模型船及び実船の船型とコンディションをそれぞれ図 1、表 1 に示す。模型船の排水量 W 、メタセンター高さ GM は実船の漁場発満載状態に適合するように調整した。 GM と初期傾斜角の変化に対する横揺れ減衰の関係を探るために、 GM は 5 通り ($GM=0.088, 0.077, 0.067, 0.057$ 及び 0.048 m)、初期傾斜角は静復原力曲線が線形近似できる範囲で 3 通り ($\phi_{1A}=5, 10$ 及び 15 deg) とした。

静水中自由横揺れ試験 (*Free Rolling Test*)、静水中拘束横揺れ試験 (*Restrained Rolling Test*) 及び横波中自由横揺れ試験 (*Rolling In Beam Wave*) の 3 種類の実験を行うことにより、横揺れ減衰曲線、左右揺れ力 (*Swaying force*) 及び共振横揺れ振幅を測定した。これらの実験は全て北海道大学水産学部大型水理実験水槽で行った。3 種類の実験概要を以下に示す。

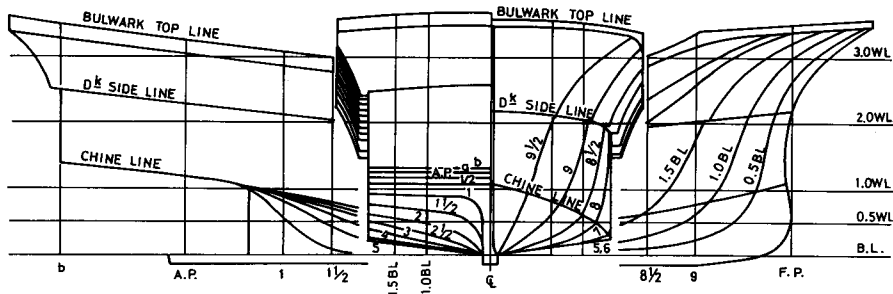


Fig. 1. Lines of 19.9 GT fishing vessel.

Table 1. Principal particulars and experimental condition of model ship.

	Full scale	Model
Displacement	19.87 ton	0.045 ton
Full load disp. (fising ground)	52.24 ton	0.119 ton
L_{pp}	15.20 m	2.00 m
B	3.80 m	0.50 m
GM	0.51 m	0.067 m
$\otimes G$	1.32 m	0.183 m

1. 静水中自由横揺れ試験 (以下「F.R.T」という)

静水中に平衡状態で浮かんでいる船に対して行う一般的な動揺試験であり、後述する拘束横揺れ試験と比較するための実験である。計測は、模型船に動揺計を設置し、横揺れが十分に減衰するまで測定した。

2. 静水中拘束横揺れ試験 (以下「R.R.T」という)

横揺れと左右揺れの連成の影響を調べるための実験である。実験は静水中で横揺れと上下揺れ以外の運動を拘束して行った。船体の6自由度運動では連成する範囲が限定されており、横方向の運動の場合は、横揺れ、左右揺れ及び船首揺れが連成する。静水中の場合船首揺れの影響は軽微なため無視できるので上述の拘束条件で横揺れと左右揺れの連成効果を調査した。実験は、動揺計測装置の上下揺れのみが自由な昇降アームに四分力計を取付け、左右揺れ力 F_Y 、横揺れモーメント M_X 及び上下揺れ力 F_Z を計測した。四分力計の下に横揺れのみ自由にしたジンバル継ぎ手を接続し、模型船と接続した。横揺れ角はジンバル継ぎ手に設置したポテンショメーターによって計測し、その中心軸が模型船の喫水線で且つ前後方向の重心位置 $\ominus G=0.174\text{ m}$ になるように固定した。この状態で F.R.T と同様の横揺れ試験を実行した。

3. 横波中自由横揺れ試験 (以下「R.I.B.W」という)

共振付近の横揺れは、船の安全性を知る上で重要な指標となっている。この実験においては、船の固有周波数に近い周波数の横波中での横揺れを測定した。模型船を波の進行方向に垂直に浮かべ、規則波は造波装置によって発生させた。波コンディションは、波周期 $T_W=1.47\text{ sec}$ 、波傾斜 $\theta=2.0, 3.7, 5.1, 6.5\text{ deg}$ である。実験は F.R.T と同様に、模型船に動揺計を設置して行った。波傾斜及び波周期を得るために容量式波高計を波の進行方向に対して 0.7 m 間隔に2本取り付けて波高を測定した。模型船のコンディションは、排水量 $W=117.5\text{ kg}$ 、 $GM=0.065\text{ m}$ 、固有周期 $T_n=1.65\text{ sec}$ で行った。

解 析

静水中における動揺試験において、模型船を横傾斜させて放すと、横揺れ角は横揺れ減衰力によるエネルギー散逸のため一揺れ毎に減少していく。この現象を横軸に時間、縦軸を横揺れ角として減衰曲線を得る^{5,6)}。

減衰曲線の相隣る二つの振幅を ϕ_1, ϕ_2, \dots とし、 n 回目最大揺れ角を ϕ_n とし、減減角 $\Delta\phi$ 、平均横揺れ角 ϕ_m をそれぞれ次式のように定義する。

$$\Delta\phi = \phi_n - \phi_{n+1} \quad (1)$$

$$\phi_m = (\phi_n + \phi_{n+1})/2 \quad (2)$$

この関係は、一般に減減曲線として求めることができ、 $\Delta\phi = f(\phi_m)$ の関数形で表せる。本研究では、横揺れ減衰の形式³⁾が線形(造波減衰)か非線形(粘性減衰)かについての議論をするため、次式に示すフルードの表現を適用した。

$$\Delta\phi = a\phi_m + b\phi_m^2 \quad (\text{deg}) \quad (3)$$

ここで、 a 係数は横揺れ減衰における造波成分を示し、 b 係数は他の成分(水との摩擦、造渦等)を示すものとする。又(3)式における a, b 係数は最小自乗法によって推定した。

船体の6自由度運動方程式は一般に、慣性項、減衰項、復原項及び波強制項から成っており次式で表される。

$$\sum_{j=1}^6 \{A_{ij}\ddot{x}_j + B_{ij}\dot{x}_j + C_{ij}x_j\} = F_i \quad (i=1, 2, \dots, 6) \quad (4)$$

(4) 式より横方向の連成項 (横揺れ, 左右揺れ及び船首揺れ) を取り出し, 更に船首揺れを無視して横揺れの項を取り出すと, 次式となる。

$$A_{44}\ddot{X}_4 + B_{44}\dot{X}_4 + C_{44}X_4 = F_4 - A_{42}\ddot{X}_2 - B_{42}\dot{X}_2 \quad (5)$$

波強制力はフルードクリロフ力とディフラクション力から成っている。ここで, Y_w を船体縦中央断面上の深さ d の $d/2$ における Y 軸方向の規則波中の流体粒子の変位とし, l_y, l_w をモーメントレバーとすると, 波長が長い周期の波に対しては, $X_2 \doteq Y_w$ となり, $l_y A_{22} \doteq A_{42}$, $l_w B_{22} \doteq B_{42}$ の関係が成り立つ。

(5) 式の右辺を見掛けの波強制力 F'_4 とすると

$$\begin{aligned} F_4 &= F_4^{(FK)} + F_4^{(D)} = F_4^{(FK)} + l_y A_{22} \ddot{Y}_w + l_w B_{22} \dot{Y}_w \\ F'_4 &= F_4 - A_{42} \ddot{X}_2 - B_{42} \dot{X}_2 = F_4 - l_y A_{22} \ddot{Y}_w - l_w B_{22} \dot{Y}_w \doteq F_4^{(FK)} \end{aligned} \quad (6)$$

(6) 式は船幅に対し波長が十分長い場合は, 横揺れ運動によって引き起こされる左右方向の力がディフラクション力とほぼ打ち消しあい, 波強制力としてフルードクリロフ力のみが残るということであり, このことにより見掛け上の 1 自由度運動方程式を使用することができる。

本研究における F.R.T 及び R.I.B.W ではこの方程式を使用して解析を行った。静水中及び横波中での運動方程式を次に示す。

$$\frac{I}{g} \ddot{\phi} + B_E(\dot{\phi}) + W \cdot GM \cdot \phi = 0 \quad (7)$$

$$\frac{I}{g} \ddot{\phi} + B_E(\dot{\phi}) + W \cdot GM \cdot \phi = W \cdot GM \cdot \gamma \cdot \Theta_w \cdot e^{i\omega t} \quad (8)$$

ここで, W : 排水量, ϕ : 横揺れ角, I : 見掛けの慣性モーメント,
 $B_E(\dot{\phi})$: 減衰モーメント, g : 重力加速度,
 γ : 有効波傾斜係数, Θ_w : 最大波傾斜

R.R.T では左右揺れ方向の運動を固定しているため, 上記 1 自由度運動方程式は適用できない。従って, 横揺れと左右揺れの連成方程式を使用した。(4) 式の横運動に関する運動方程式で, 船首揺れがない場合, 横揺れ, 左右揺れの連成運動方程式が残る。横揺れの回転中心が重心位置と一致しているという条件で展開すると次式となる。

$$A_{42} \ddot{Y} + B_{42} \dot{Y} + \frac{I}{g} \ddot{\phi} + B_{44} \dot{\phi} + GM \cdot W \cdot \phi = 0 \quad (9)$$

$$A_{22} \ddot{Y} + B_{22} \dot{Y} + A_{24} \ddot{\phi} + B_{24} \dot{\phi} = F_s \cdot e^{i\omega t} \quad (10)$$

ここで, F_s : 左右揺れ拘束力
 拘束試験なので,

$$\dot{Y} = 0, \dot{Y} = 0$$

よって, (9), (10) 式は次式となる。

$$\frac{I}{g} \ddot{\phi} + B_{44} \dot{\phi} + W \cdot GM \cdot \phi = 0 \quad (11)$$

$$F_s \cdot e^{i\omega t} = A_{24} \ddot{\phi} + B_{24} \dot{\phi} \quad (12)$$

ここで, B_{44} : 等価線形減衰係数,

A_{24} : 横揺れと左右揺れの連成付加質量係数

B_{24} : 横揺れと左右揺れの連成減衰係数

(7) 式の減衰力 $B_E(\dot{\phi})$ を $\dot{\phi}$ について展開し、簡単のため 3 次項以降を省略し、2 次までの項を非線形係数 B_1, B_2 を用いて表すと減衰力は次式で表される。

$$B_E(\dot{\phi}) = B_1 + B_2 \dot{\phi} \quad (13)$$

等価減衰係数 $2\alpha_e$ を用いて、 I/g で除法し単位慣性モーメント当りの式に書き換えると次式になる。

$$\ddot{\phi} + 2\alpha_e \dot{\phi} + \omega_n^2 \phi = 0 \quad (\text{rad}) \quad (14)$$

但し $I = W \cdot GM \cdot g \cdot (T_n/2\pi)^2$, $2\alpha_e = 2\alpha + \beta |\dot{\phi}|$, $2\alpha = B_1 \omega_n^2 / (W \cdot GM)$, $\beta = B_2 \omega_n^2 / (W \cdot GM)$,

T_n, ω_n : 固有周期及び固有円周波数 ($\omega_n = 2\pi/T_n$)

ここで (11) 式の一揺れ間のエネルギーを求めると、両辺に角速度 $\dot{\phi}$ を掛けて時間 $t=0 \sim T/2$ まで積分すると、

$$\int_0^{T/2} \ddot{\phi} \cdot \dot{\phi} dt + \int_0^{T/2} \{2\alpha \dot{\phi} + \beta |\dot{\phi}|\} \dot{\phi} dt + \omega_n^2 \int_0^{T/2} \phi \cdot \dot{\phi} dt = 0 \quad (15)$$

第一項の運動エネルギーは 0、第二項の減衰力によって散逸するエネルギー ΔE_2 は第三項 (復原) のポテンシャルエネルギー ΔE_3 の減少に等しいから、 $\Delta \phi, \phi_m$ を考慮すると近似的に次式を得る。

Table 2. Extinction coefficient a, b .

Free Rolling Test			
$GM(\text{m})$	$\phi(\text{deg})$	a	b
0.088	15	0.0207	0.0328
0.088	15	0.0282	0.0299
0.088	11.5	0.0475	0.0259
0.088	9	0.0382	0.0271
0.077	16	0.0412	0.0325
0.077	14	0.0451	0.0329
0.077	10	0.0539	0.0271
0.077	10.5	0.0571	0.0281
0.065	16.5	0.0323	0.0339
0.065	16	0.0345	0.0355
0.065	10.5	0.0572	0.0385
0.065	10.5	0.0541	0.0279
0.057	16.5	0.0648	0.0327
0.057	14.5	0.0512	0.0332
0.057	9.5	0.0534	0.0284
0.057	10.5	0.0687	0.0287
0.048	15	0.0971	0.0287
0.048	16.5	0.0831	0.0318
0.048	13	0.0709	0.0324
0.048	11	0.0643	0.0304
Mean		0.0531	0.0304

$$\begin{aligned}\Delta E_2 &= (2\alpha\pi^2/T)\phi_m^2 + (16\beta\pi^2/3T^2)\phi_m^3 \\ \Delta E_3 &= \omega_n^2 \phi_m \Delta\phi\end{aligned}$$

ここで $\Delta E_2 = \Delta E_3$ であるから

$$\Delta\phi = (T\alpha/2)\phi_m + (4\beta/3)\phi_m^2 \tag{16}$$

最後に (3), (16) 式の係数比較を行うと等価線形減衰係数として次式を得る。

$$B_1 = W \cdot GM \cdot T \cdot a / \pi^2, B_2 = 3W \cdot GM \cdot b / 16\pi^2, B_E = B_1 + 16B_2\phi_{1A}/3T \tag{17}$$

以上の計算により初期角に依存する横揺れ減衰係数を推定できる。但し、(7) 及び (11) 式は形式は同じでも異なる方程式であり、(7) 式は見かけ上の横揺れ運動方程式である。よって、減衰係数 B_E, B_{44} の意味するところも異なっており、 B_E は横揺れと左右揺れの連成効果を含んだ係数であり、 B_{44} は純粋な横揺れ減衰係数である。

左右揺れ力は、(11) 式により横揺れ角に依存することは明らかなので、本研究では横揺れ角に対する左右揺れ力という形でまとめ、 GM 変化による左右揺れ力の大小とそのことに伴う B_E 及び B_{44} の減衰形式の変化を考察した。

Table 3. Extinction coefficient a, b .
Restrained Rolling Test

$GM(m)$	$\phi(deg)$	a	b
0.087	15	0.1602	0.0121
0.087	15	0.1403	0.0141
0.087	10	0.1168	0.0176
0.087	10	0.1399	0.0144
0.077	15	0.1662	0.0122
0.077	15	0.1533	0.0152
0.077	10	0.1649	0.0111
0.077	11	0.1635	0.0117
0.067	15	0.1513	0.0126
0.067	15	0.1488	0.0138
0.067	9.5	0.1891	0.0043
0.067	9.5	0.1671	0.0099
0.057	15	0.1594	0.0111
0.057	15	0.1551	0.0114
0.057	10	0.1677	0.0075
0.057	10.5	0.1849	0.0071
0.047	15	0.1686	0.0087
0.047	15	0.1631	0.0096
0.047	9.5	0.1765	0.0086
0.047	11	0.1561	0.0099
Mean		0.1596	0.0111

結果と考察

1. 減減係数

船体に働く減衰力には大きくわけて、造波、造渦、摩擦の3種類がある。フルードによれば、(3)式における a 係数は横揺れ速度の一乗に比例する造波減衰の影響を表し、 b 係数は二乗に比例する造渦減衰や摩擦抵抗の影響を表すとしている。 a 、 b 係数は、古くから横揺れ減衰力の推定法として用いられている。しかし、必ずしも造波による線形成分が a 係数に現れ、摩擦、造渦などによる非線形成分が b 係数に現れるとは限らないことや、横揺れデータのサンプリングの仕様が a 、 b 係数の推定に影響を及ぼすといった問題もある。本研究では、それらの問題もふまえ、フルード

Table 4. Extinction coefficient B_E , B_1 and B_2 .

Free Rolling Test				
$GM(m)$	$\phi(deg)$	B_E	B_1	B_2
0.088	15	0.7074	0.0285	0.6304
0.088	15	0.6568	0.0388	0.5738
0.088	11.5	0.4228	0.0655	0.4976
0.088	9	0.4268	0.0527	0.5209
0.088	5	0.2005	0.1662	0.0953
0.088	5	0.2021	0.1398	0.1734
0.077	16	0.6871	0.0535	0.6334
0.077	14	0.6698	0.0586	0.6412
0.077	10	0.2441	0.0701	0.5281
0.077	10.5	0.4394	0.0741	0.5481
0.077	5	0.2253	0.1492	0.2282
0.077	5	0.2341	0.1438	0.2708
0.065	16.5	0.6353	0.0381	0.6339
0.065	16	0.6664	0.0405	0.6706
0.065	10.5	0.4021	0.0673	0.5382
0.065	10	0.3911	0.0636	0.5262
0.065	5	0.1511	0.1293	0.0702
0.065	5	0.1723	0.1371	0.1135
0.057	16.5	0.6305	0.0735	0.6565
0.057	14.5	0.5879	0.0967	0.5789
0.057	9.5	0.3829	0.0606	0.6174
0.057	10.5	0.4037	0.0779	0.5759
0.057	5	0.1661	0.1149	0.1809
0.057	5	0.1588	0.1217	0.1309
0.048	15	0.5491	0.0101	0.5761
0.048	16.5	0.5827	0.0865	0.6382
0.048	13	0.4117	0.0738	0.6516
0.048	11	0.3844	0.0671	0.6113
0.048	5	0.1804	0.0797	0.3385
0.048	5	0.1699	0.0643	0.4072

の考えを基に船体の横揺れ減衰を考察した。解析に使用するデータ数は水槽の壁面による反射波等の影響を考え最大6振幅とした。

ここで最小自乗法によって推定した R.R.T 及び F.R.T における減減係数 a , b 係数の値を表 2, 3 に示す。データに多少のばらつきは有るものの F.R.T の a 係数と比較して R.R.T の a 係数がかなり大きいことと R.R.T の b 係数が a 係数にくらべ非常に小さいことは明らかである。このことは、連成効果を含む横揺れ減衰では非線形成分の影響が強く、純粋な横揺れ減衰では線形成分の影響が強いということを示しており、横揺れと左右揺れの連成によって引き起こされる粘性効果を考える上で興味深い結果である。

Table 5. Extinction coefficient B_{44} , B_1 and B_2 .

Restrained Rolling Test

GM (m)	ϕ (deg)	B_{44}	B_1	B_2
0.087	15	0.4591	0.2151	0.2231
0.087	15	0.4704	0.1889	0.2574
0.087	10	0.3931	0.1569	0.3241
0.087	10	0.3813	0.1879	0.2652
0.087	5	0.2241	0.2025	0.0592
0.087	5	0.2139	0.0474	0.2311
0.077	15	0.4481	0.2132	0.2318
0.077	15	0.4881	0.1963	0.2875
0.077	10	0.3396	0.2112	0.1898
0.077	11	0.3598	0.2095	0.2223
0.077	4.5	0.2424	0.1971	0.1339
0.077	5	0.2421	0.2311	0.0356
0.067	15	0.4039	0.1797	0.2354
0.067	15	0.4227	0.1768	0.2583
0.067	9.5	0.2756	0.2245	0.0805
0.067	9.5	0.3155	0.1983	0.1846
0.067	6	0.2348	0.2246	0.0321
0.067	4.5	0.2396	0.2218	0.0561
0.057	15	0.3511	0.1704	0.2065
0.057	15	0.3581	0.1704	0.2145
0.057	10	0.2667	0.1854	0.1409
0.057	10.5	0.2704	0.1687	0.1744
0.057	5	0.2172	0.2044	0.0439
0.057	4.5	0.2418	0.2034	0.1316
0.047	15	0.3057	0.1722	0.1719
0.047	15	0.3205	0.1698	0.1938
0.047	9.5	0.2685	0.1626	0.1995
0.047	11	0.2736	0.1838	0.1731
0.047	5	0.2163	0.1884	0.1077
0.047	5	0.2048	0.1533	0.1993

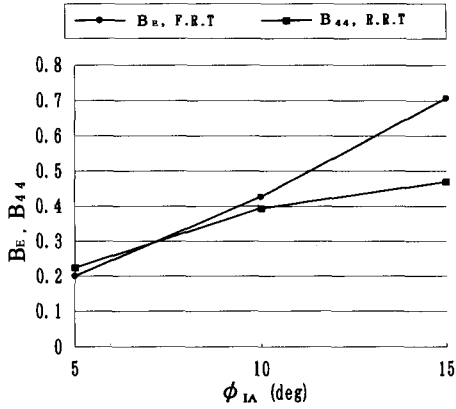


Fig. 2. Relations between B_E , B_{44} and ϕ_{1A} , $GM = 0.088$ m.

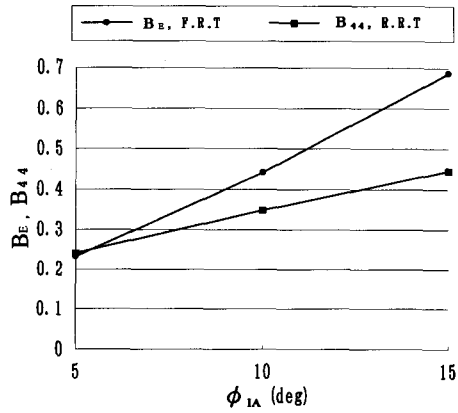


Fig. 3. Relations between B_E , B_{44} and ϕ_{1A} , $GM = 0.077$ m.

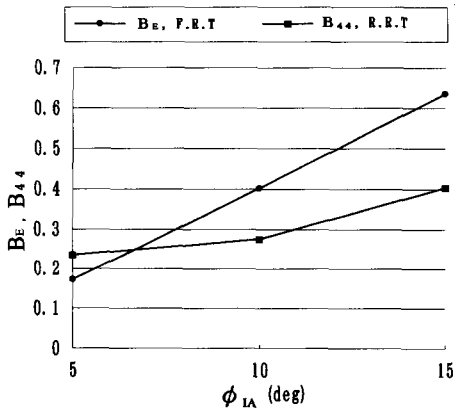


Fig. 4. Relations between B_E , B_{44} and ϕ_{1A} , $GM = 0.067$ m.

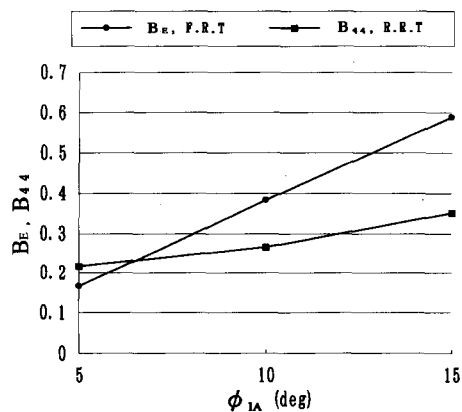


Fig. 5. Relations between B_E , B_{44} and ϕ_{1A} , $GM = 0.057$ m.

2. 減衰係数

減衰係数の係数比較により推定された減衰係数 B_E , B_{44} 及び B_1 , B_2 を表 4, 5 に, 又 B_E , B_{44} - ϕ_{1A} , B_E , B_{44} - GM , B_2 - ϕ_{1A} , B_2 - GM の関係を図 2~12 に示す。

図 2~6 より B_{44} に比べ B_E の値が全体的に大きいこと, 又 B_E が ϕ_{1A} に強く依存していることが推察できる。つまり粘性成分が支配的であるのに対し, B_{44} では ϕ_{1A} への依存が少なくなり造波成分の比率が大きくなっていることは明らかである。 B_E が B_{44} より大きいことは, F.R.T における横揺れ減衰が連成減衰運動であることから左右揺れ力によるエネルギー散逸による影響を含んだものと思われる。又連成減衰の非線形性は, 北進丸モデルのような船体形状の漁船では, 純粋な横揺れ運動の時には造波減衰であるが, 左右揺れとの連成により何らかの影響によって粘性減衰を増大させており, 必ずしも横揺れだけに粘性の影響が現れるわけではないことを示している。

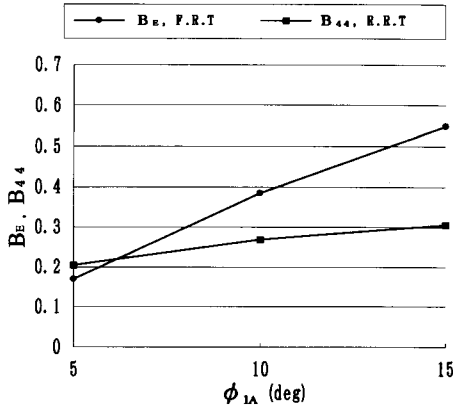


Fig. 6. Relations between B_E , B_{44} and ϕ_{1A} , $GM = 0.048$ m.

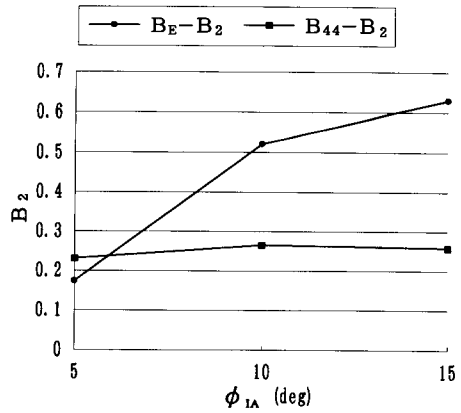


Fig. 7. Relations between B_2 and ϕ_{1A} , $GM = 0.087$ m.

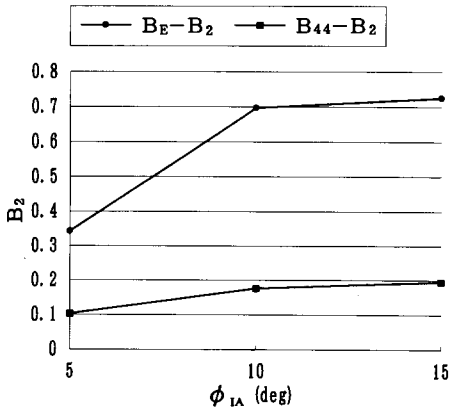


Fig. 8. Relations between B_2 and ϕ_{1A} , $GM = 0.047$ m.

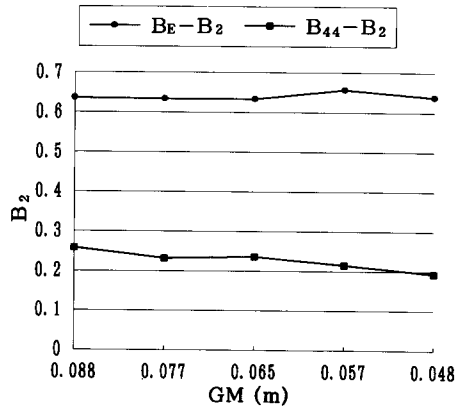


Fig. 9. Relations between B_2 and GM , $\phi_{1A} = 15$ degrees.

このことは本研究における重要な結果であり、横連成運動の係数推定を非常に困難にしている原因である。

横揺れ角に対する粘性効果の変化を、図 7, 8 に示す。ここで B_2 は横揺れ減衰係数 B_E, B_{44} 中の粘性成分を表すものである。図より $B_{44} - B_2$ の値が小さく横揺れ角に依存しないのに対し、 $B_E - B_2$ の値は大きく横揺れ角への依存も強かった。これは、その減衰形式が非線形な粘性減衰であることを示している。

図 9, 10 に、 $B_2 - GM$ の関係を示す。R.R.T の解析結果から純粋な横揺れ減衰における粘性効果は、 GM が大きくなるにつれ増加する傾向にあると言える。それに対し、F.R.T における連成減衰では B_2 の変化は見られず、初期傾斜角 10, 15 deg では、全ての GM において $B_2 = 0.5 \sim 0.65$ 程度であった。これは横揺れと左右揺れが複雑に連成しているためと思われる。

図 11, 12 に示す $B_E, B_{44} - GM$ の関係では、 B_E, B_{44} 共に GM の減少に伴って小さくなった。又減

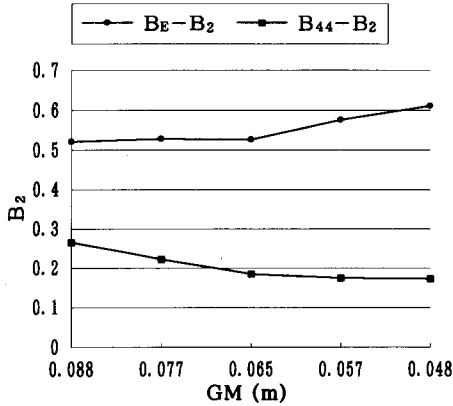


Fig. 10. Relations between B_2 and GM , $\phi_{IA} = 10$ degrees.

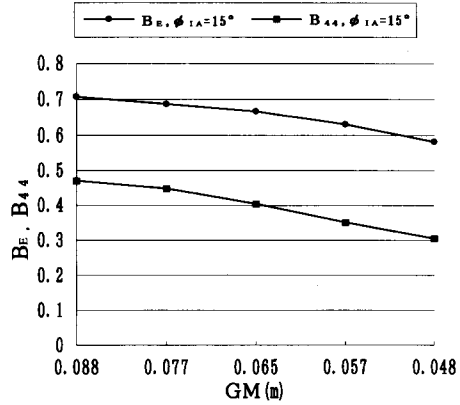


Fig. 11. Comparison with B_E , B_{44} and GM , $\phi_{IA} = 15$ degrees.

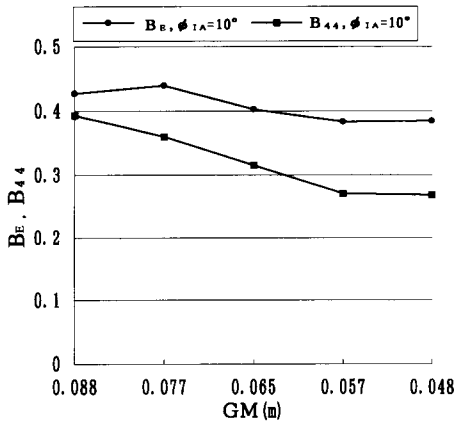


Fig. 12. Comparison with B_E , B_{44} and GM , $\phi_{IA} = 10$ degrees.

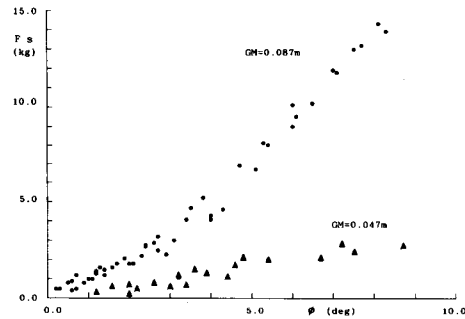


Fig. 13. Swaying force F_S .

少量は B_{44} の方が大きく B_E の約 2 倍であった。これは F.R.T では、横揺れと左右揺れが複雑にからんでいるので GM 変化が忠実に解析結果に現れてこないためと思われる。実際、F.R.T の実験値においても、ばらつきが見られた。

3. 左右揺れ力

GM の最大・最小値における $F_S - \phi$ の関係を図 13 に示した。左右揺れ力は、横揺れ中心である O 点と重心 G 点との距離 OG をモーメントレバーとして横揺れモーメントにより左右揺れ運動を引き起こす力であるから、 OG が大きくなるほど F_S も大きくなる。図より $GM = 0.088 m$ の時 F_S は排水量と比較しても非常に大きな値を取るのに対し、 $GM = 0.047 m$ の時は無視できるほど小さな値である。このことは G 点が O 点より下にあることと $GM = 0.047 m$ のときの OG の値が小さいことを示している。又 (11) 式より A_{24} は F_S の大きさに依存し B_{24} は F_S の ϕ に対する減

少量に依存する。本実験からは、 A_{24} , B_{24} の推定はできなかつたが、 B_{24} が横揺れ角に依存し非線形な影響を持つことと、 OG が大きいときの A_{24} が非常に大きくなり、波浪中の横揺れ運動に影響することが予想される。

F_3 の B_E に及ぼす影響は、 $GM=0.048$ m における OG が小さいことから、 B_E の値は連成効果が小さく B_{44} に近い値を取ることが予想される。しかし、図 6 に示したように B_E の値が B_{44} の値よりもかなり大きい結果となった。これは、F.R.T における模型船の実際の横揺れ中心位置が喫水線より高い位置であることと、 B_E において B_{24} , B_{42} などの連成係数の占める割合が予想以上に大きいことが原因であると思われる。従って、連成の影響を調べるためには、あらかじめ使用する模型船の横揺れ中心を厳密に知っておく必要がある。

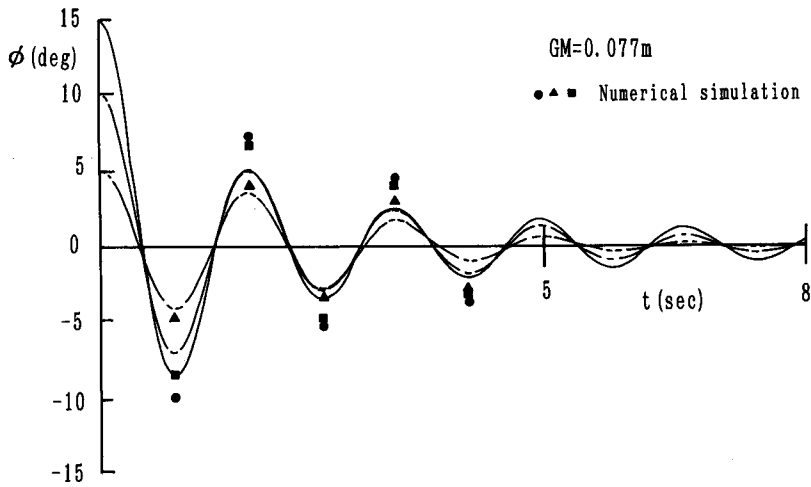


Fig. 14. Numerical simulation of damping curve, F.R.T, $GM=0.077$ m.

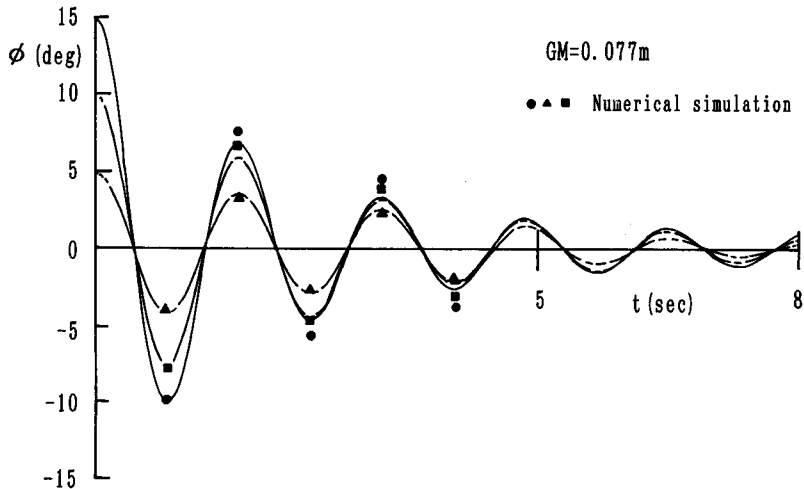


Fig. 15. Numerical simulation of damping curve, R.R.T, $GM=0.077$ m.

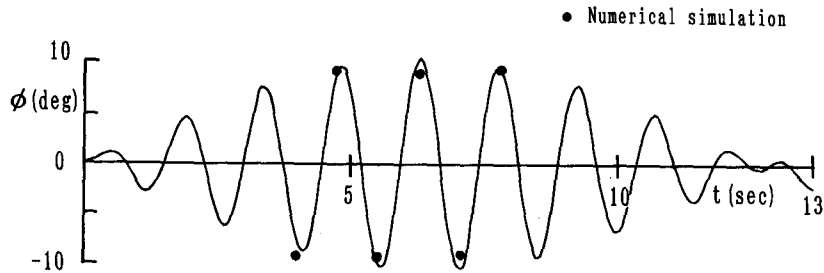


Fig. 16. Numerical simulation of rolling motion, R.I.B.W.

4. 船体運動のシミュレーション

推定した B_E , B_{A4} についての確認及び 1 自由度運動方程式の検証のためにシミュレーションを行った。 $GM=0.077$ m におけるシミュレーションの結果を図 14, 15 に示す。 B_{A4} の値を用いた場合が実測値によく一致するのに対し、 B_E の場合は実測値を大きく下回った。このことは F.R.T の横揺れ減衰係数 B_E が実際の横揺れ減衰係数より大きく見積られていることを意味している。見掛け上の 1 自由度運動方程式を静水中の動揺試験に使用することは、横揺れと左右揺れの連成効果の大きい小型漁船モデルにおいては適当でないことが判明した。

実験において、波周期や波高に多少のばらつきが見られたことや船首揺れの影響が大きかったために、横波中のシミュレーションを正確に行うことは困難であった。そのため、今回は絶対横揺れ振幅と実測振幅を比較するにとどめた。シミュレーション結果を図 16 に示す。 γ が OG に依存することから横揺れと左右揺れの連成効果を表す一つの指標となると考えられる。通常大型船の場合 $\gamma=0.7$ 程度であるのに対してシミュレーションでは $\gamma=0.3$ で実測値と良く一致した。前述した付加質量係数 A_{24} と結び付けて考えると、強い連成効果を示す船における横波中の共振横揺れでは、左右揺れ力が付加し波傾斜をさらに減じるため小さな γ の値を取ると思われる。このことが、共振付近での船の安全性にどれだけ影響するかという点については、本実験からは定量化するには至っていない。

5. 船体形状及び付属物について

小型漁船における減衰係数の推定を難しくしている原因として、深いスケグ、鋭いチャイン、ビルジキール、デッキの張出等があげられるが、これらの影響は複雑に絡み合っていて OG との相互作用も強いとされており、成分分離による B_{A4} の推定をより困難にしている。ここでは北進丸モデルの船体形状からくる減衰形式と解析結果との検証を行った。モデル形状及び実験の性質上デッキの張出、ビルジキールの影響は無視できるので、問題はスケグ、鋭いチャイン、船底勾配及び OG の 4 種類になる。池田らの強制動揺法による小型漁船の研究²⁾では、鋭いチャインを持つ二次元柱状体では、船底勾配の減少に伴い造渦減衰を増加させるのに対し、スケグは造波減衰の強い船底形状が平面的な場合、船底勾配の減少に伴い造渦減衰を減少させる。その結果、北進丸モデルと非常に良く似た船底勾配が非常に小さく平坦な船底形状の船においては、造波減衰が支配的であり OG が減少すると共にその比率が大きくなることが報告されている。このことは本研究における R.R.T の B_{A4} の解析結果と一致するものである。

北進丸モデルのような鋭いチャインを伴う船において造渦の影響が少ないかは疑問であるが、連成運動を伴う B_E は非線形性が強く多分に造渦の影響を受けていると思われる。従って、鋭い

チェーンによる造渦減衰は横揺れの連成運動と大きく関係していると考えられる。

結 論

本研究における結果を以下に示す。

(1) 拘束横揺れ試験における横揺れ減衰の形式は線形的で造波成分が支配的であり、 GM が大きくなるにつれ粘性成分の影響が現れる。それに対し、自由横揺れ試験の減衰形式は非線形的で粘性成分が支配的となり、横揺れと左右揺れの連成の影響を強く受けている。

(2) 推定された減衰係数 B_E は B_{44} と比較して大きな値を取った。これは横揺れ運動によって引き起こされる左右揺れ運動が大きいため B_E 中の連成減衰係数の占める割合が大きくなることを示しており、小型漁船における横連成運動を無視できないことが確認された。

(3) 減衰曲線のシミュレーション結果より、 B_E が実際の値より大きくなることが判明した。今回実験に用いたような横揺れと左右揺れの連成の大きい船の場合は、見掛け上の 1 自由度運動方程式では横揺れ運動を正確に表せないと思われる。

(4) モデルの船体形状の性質上、鋭いチェーンによる造渦減衰力は、横揺れと左右揺れの連成運動により発生すると思われる。

本研究を通して小型漁船モデルにおける横連成運動の重要性が認識できた。しかし、結論において注意しなくてはならないことは、フルードの表現の a, b 係数から横揺れ減衰係数を推定することが不十分であることや、数々の船体付属物が減衰に働くために必ずしもそれらの影響が非線形的な現象として現れるとは限らないことで、線形であるから全て造波減衰で、非線形であるからそれが全て粘性減衰であるという判断は妥当ではないということである。

以上のことを考慮しても、拘束横揺れ試験と自由横揺れ試験の結果が大きく異なることや、シミュレーションとの比較結果が、横揺れ減衰係数と共振横揺れ振幅の推定において左右揺れの影響を全く無視できないことが明白となった。そのことをふまえ、今後は定量実験による回帰分析、流体力学からの理論計算との比較、連成運動のための実験方法の開発が望まれる。

文 献

- 1) D.W. Bass, M.R. Haddara (1991). Roll and sway-roll damping for small fishing vessel, Int. Shipbuild. Progr., Vol. 38, 51-71.
- 2) Yosino Ikeda, Norio Tanaka, Youji Himeno (1982). EFFECT OF HULL FORM AND APPENDAIGE ON ROLL MOTION OF SMALL FISHING VESSEL, Second International Conference on Stability of Ships and Ocean vehicles, Tokyo, Oct. 129-141.
- 3) J.F. Dalzell (1978). A Note on the Form of Ship Roll Damping, Journal of Ship Research, 20, 178-185.
- 4) 藤井 斉, 高橋 雄 (1971). 強制動揺法による横方向運動方程式の係数の計測結果, 日本造船学会論文集, 130, 131-140.
- 5) 姫野洋司 (1977). 日本造船学会第二回耐航性に関するシンポジウム, 設計に関するトピックス—横揺れ減衰力—, 199-209.
- 6) 元良誠三 他 (1982). 39-121, 船体と海洋構造物の運動学, 362, 成山堂書店, 東京.