

成分分離型モデルを利用した新しい風圧力推定法

正員 藤 原 敏 文* 正員 上 野 道 雄*
正員 池 田 良 穂**

A New Estimation Method of Wind Forces and Moments acting on Ships on the basis of Physical Component Models

by Toshifumi Fujiwara, *Member* Michio Ueno, *Member*
Yoshiho Ikeda, *Member*

Summary

A new method to estimate longitudinal and lateral wind forces, and yaw and heel moments for ships is presented in this paper. The proposed estimation procedure is based on physical component models of the wind loads acting on ships. It is assumed that the wind forces consist of longitudinal- and cross-flow drags, and lift and induced drags. The wind moments are obtained by crossing the moment lever to the lateral wind force. Each term of the components in the estimation equations is decided by the regression analysis using many wind tunnel experimental data. This estimation method has the same accuracy level to the authors' previous method, which was more accurate than the earlier reported prediction methods, and has more rational and simple forms of estimation rather than the previous one.

1. 結 言

船体に作用する風の影響を正確に推定することは、船の安全性を確保する観点から非常に重要である。また、運航時の風圧力に起因した船の斜航角や当て舵量を精度良く推定できれば、船体抵抗増加量から正確な運航経済性予測が可能となる。近年では実船の航行状態が GPS を使って正確に計測され、田中¹⁾は強風下で自動車運搬船の斜航角が非常に大きくなっている実態を報告している。設計段階から風圧影響を考慮し、船体形状の検討を行うことが重要である。

船に作用する風圧力及び風圧モーメント（以下、合わせて風圧力）を推定する方法がいくつか提案されている。代表的に Isherwood²⁾、山野ら³⁾、米田ら⁴⁾及び著者ら⁵⁾⁶⁾の方法が挙げられる。これらの推定法は、船体形状を表すパラメータ、例えば船長、船幅、正面・側面水面上船体投影面積等から風圧力係数を求めることができる。推定式は、多くの風洞実験データを使って求められた線形重回帰表現となっている。

著者らの前推定法⁵⁾⁶⁾は、風向角を未知数としたフーリエ

級数式により風圧力係数を表現し、各項の係数を複数の無次元船体形状パラメータからなる線形重回帰式から求める。推定精度を上げるための方策として、最適化式構成を回帰分析の一手法である逐次法により決定した。本推定法は既に提案されている他の方法^{2)~4)}に比べ、実験結果に対して風圧力係数を精度良く推定できることを確認したが、船種によってはやや精度が悪い場合も見受けられ、さらなる改善が望まれる。また、推定式を構成する複数の無次元船体形状パラメータが相互に、しかも複雑に関係しているため、解析に使用した船のサンプルから外れるような特徴の船に対して、良好な結果が得られないこともある。

そこで本論文では、前推定法よりも広範な船に対して精度良く風圧力を求める方法として、成分分離型モデルを使った新しい風圧力推定式の提案を行う。成分分離型モデルの特徴としては、推定式を構成する要素の物理的意味合いが明確になる点、また、構成要素を個別に検討できる利点が挙げられる。

成分分離型モデルは水面下船体に働く流体力を推定する方法として小保方ら⁷⁾、梅田ら⁸⁾、鳥野ら⁹⁾により検討されてきた。船体に作用する横力、回頭モーメントが主として揚力、クロスフロー抗力等から構成されると仮定し、各成分を個別に求め、線形重ね合わせにより全体力を求める。さらに鳥野ら⁴⁾¹⁰⁾¹¹⁾は水面下船体に働く流体力推定法を水面上船

*（独）海上技術安全研究所

** 大阪府立大学大学院工学研究科

原稿受理 平成 17 年 10 月 14 日

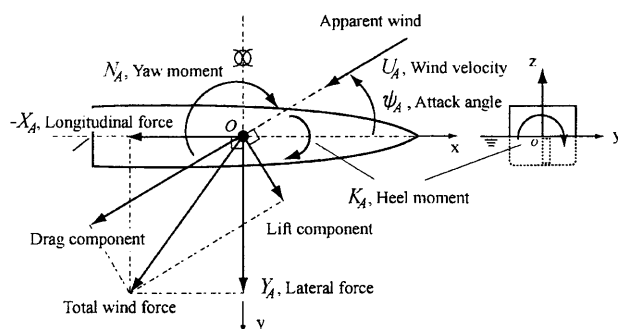


Fig. 1 Coordinate system of wind force and moment coefficients

Table 1 Data number of collected sample ships^{12)~17)}

Author	Published	Sample n _s							Total
		Tanker	Bulk/Cargo	LNG/LPG	Container	Passenger / Ro-Ro	Fishing	Other	
Wagner B	1967	4	5	0	0	2	2	2	15
Aertssen G et al.	1968	0	0	0	0	1	0	0	1
Aage C	1971	1	5	0	0	2	1	0	9
Sezaki Y	1980	0	0	0	0	1	0	0	1
Blendermann W	1996	2	0	2	7	8	0	11	30
Nonaka K et al.	1999	4	0	4	0	0	0	0	8
Appendix		0	3	0	2	1	0	1	7
Total		11	13	6	9	15	3	14	71

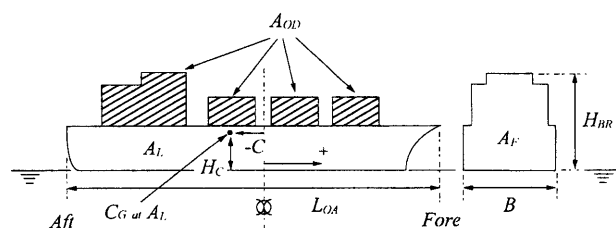


Fig. 2 Definitions of each parameter on ship form

体への拡張を試み、風圧力推定法の検討を行っている。ただし、著者らの前推定法に比べ推定誤差が大きいという結果を得ている⁵⁾⁶⁾。

過去の成分分離型モデルの検討を踏まえ、新たな推定法を提案する上で、風圧力は主流抗力、クロスフロー抗力、揚力、誘導抗力で構成されると仮定し、各要素を過去の風洞実験データを用いた多変量回帰分析により線形重回帰式で表現する。構成要素を決定する方法は、前推定法⁵⁾の解析方法を踏襲する。各項が無次元船体形状パラメータの組み合わせで表現されていることから船の設計段階においても容易に風圧力の推定が可能である。

初めに風圧力係数の定義、回帰分析を行うために収集した71隻の実験データの特性について述べる。次に風圧力を成分分離するとともに各構成要素の式形状を決定する。最後に本推定法の精度について他の推定法と比較し、考察する。最終的に得られた推定法は、提案されている方法の中で最も推定精度の良い著者らの前推定法と比べて大幅に必要項数を減少させた上で同程度の推定精度を得ることができた。また、

タンカー型箱模型の形状を系統的に変化させた風洞実験を実施し、実験値と推定値から広範な船型に対しての有効性を確認した。

2. 風圧力係数の定義

Fig. 1 に示す座標系で風による前後力 X_A 、横力 Y_A 、回頭モーメント N_A 、横方向の傾斜モーメント K_A を定義する。このとき、前後、横方向の座標原点を船体中央とし、高さ方向は喫水位置を原点として上向き正の座標系とする。風速 U_A 、風向角 ψ_A での前後・横風圧力係数 C_X 、 C_Y 及び回頭・傾斜モーメント係数 C_N 、 C_K は、次式のように定義される。

$$\begin{aligned} C_X &= X_A / (q_A A_F) \\ C_Y &= Y_A / (q_A A_L) \\ C_N &= N_A / (q_A A_L L_{OA}) \\ C_K &= K_A / (q_A A_L H_L) \end{aligned} \quad (1)$$

ここで、

$$\begin{aligned} q_A &= \frac{1}{2} \rho_A U_A^2 \\ H_L &= A_L / L_{OA} \end{aligned} \quad (2)$$

ただし、 ρ_A は空気の密度、 L_{OA} は全長、 A_F は水面上船体の正面投影面積、 A_L は側面投影面積である。

3. 利用した風圧力実験データ

過去の論文等で公表されている各種船舶の風洞実験データを利用して風圧力推定法の検討を行う。今回使用した実験データの引用元論文の著者、公表年、船種ごとのデータ数 n_s を一覧にし、Table 1 に示す^{12)~17)}。ここで、同じ船の実験結果であっても喫水、デッキ搭載物等の異なる場合はそれぞれを1隻と数える。近年建造された船を対象として、当所では計15隻分の風洞実験を実施した¹⁷⁾及びAppendix。合計71隻分の実験データを利用し解析を行った。なお、左右非対称な船で風向角による実験値に差が見られる場合は平均化し、全ての実験データを ψ_A が0度から180度までの10度ごとのデータとして統一させた。

サンプルの船から Fig. 2 に示す船体外観を表現する8つのパラメータ、 L_{OA} 、 B ；船幅、 A_F 、 A_L 、 A_{OD} ；デッキ上構造物の側面投影面積、 C ；船体中心から側面積中心 (C_G) までの前後方向座標 (船首方向を正)、 H_C ；喫水から C_G までの高さ、 H_{BR} ；喫水からブリッジ等主要構造物の最高

Table 2 Categorized sample ship data and specifications of principal and non-dimensional parameters for maximum, average and minimum values

Category	Tan			Tao			Lag			Con			Pas			Oth		
H_L	15			15			4			8			13			16		
Sample	Bulk Container in ballast Large fishing LPG Tanker			Bulk with cargo Cargo with means Container in ballast with some containers Ro-Ro Tanker			LNG with spherical tanks Container in full load Cargo with containers Ro-Ro with containers			Ferry Passenger PCC Ro-Ro			Fishing High speed craft Offshore Naval Research Training Tug					
Principal particulars																		
	Max	Ave	Min	Max	Ave	Min	Max	Ave	Min	Max	Ave	Min	Max	Ave	Min	Max	Ave	Min
L_{OA} (m)	351.4	238.7	50.0	225.7	170.0	118.7	283.0	278.5	274.0	232.0	194.1	118.7	195.0	158.5	84.7	133.8	70.5	25.1
L_{PP} (m)	336.0	227.3	44.0	217.4	160.2	103.0	260.0	265.0	260.0	216.0	180.1	103.0	180.0	146.7	83.0	128.2	65.5	22.2
B (m)	38.0	38.0	8.4	31.2	23.1	18.1	47.2	46.0	44.8	32.2	27.7	19.1	32.2	22.6	13.3	17.9	12.2	5.8
A_{UL} (m ²)	1804	908.4	60.0	767.0	468.6	302.1	1827	1572	1332	960.2	731.5	385.9	898.2	551.6	315.8	1518	928	241
A_L (m ²)	3055	3502	178.3	3111	1874	1192	8314	7606	6982	4504	3281	1491	4694	3136	1342	5162	372	108
A_{UL}/A_L	660.0	446.0	40.0	807.7	508.7	271.0	3417	3267	3117	2565	1466	368.0	2679	1602	772.0	1918	208	20.0
C (m)	199.0	137.7	25.5	125.3	91.4	70.2	144.0	143.0	142.0	114.7	101.4	70.1	106.0	80.5	42.4	64.2	33.3	13.0
H_{UL} (m)	12.3	8.0	3.0	9.1	7.2	5.4	17.3	15.2	13.4	11.1	9.6	7.7	14.9	10.2	4.9	6.7	4.3	2.0
H_{UL}/C	38.0	26.4	9.9	29.1	20.5	14.2	45.8	42.8	40.0	30.5	27.2	19.9	30.7	23.2	12.4	17.5	11.6	4.6
Selected non-dimensional independent variables																		
	Max	Ave	Min	Max	Ave	Min	Max	Ave	Min	Max	Ave	Min	Max	Ave	Min	Max	Ave	Min
B/L_{OA}	0.177	0.158	0.138	0.165	0.136	0.110	0.172	0.165	0.138	0.162	0.144	0.110	0.180	0.143	0.120	0.232	0.186	0.100
H_{UL}/L_{OA}	0.197	0.118	0.069	0.197	0.124	0.073	0.167	0.154	0.141	0.131	0.142	0.126	0.191	0.146	0.119	0.228	0.161	0.075
H_{UL}/C	0.061	0.036	0.019	0.069	0.043	0.031	0.062	0.055	0.047	0.065	0.050	0.043	0.092	0.064	0.033	0.093	0.064	0.047
C/L_{OA}	-0.010	-0.045	-0.124	0.003	-0.042	-0.110	-0.009	-0.012	-0.015	-0.004	-0.035	-0.094	0.049	-0.040	-0.128	0.058	-0.037	-0.073
C/H_{UL}	1.178	0.754	0.437	1.291	0.921	0.528	0.970	0.930	0.893	1.207	0.990	0.859	1.207	1.029	0.888	1.269	0.948	0.689
C/L_{OA}^2	-0.230	-1.455	-0.076	0.093	-0.938	-2.093	-0.148	-0.214	-0.254	-0.087	-0.661	-1.455	0.805	-0.141	-0.715	0.288	-0.922	-0.733
A_{UL}/L_{OA}^2	0.024	0.016	0.009	0.030	0.017	0.009	0.024	0.022	0.019	0.027	0.020	0.014	0.035	0.021	0.016	0.055	0.031	0.012
A_{UL}/C^2	0.082	0.059	0.028	0.103	0.066	0.038	0.111	0.098	0.087	0.106	0.086	0.076	0.163	0.116	0.093	0.144	0.096	0.070
A_{UL}/L_{OA}^3	0.016	0.008	0.005	0.023	0.018	0.010	0.046	0.042	0.039	0.064	0.037	0.023	0.094	0.057	0.034	0.053	0.031	0.017
A_{UL}/A_L^2	0.321	0.152	0.071	0.459	0.277	0.176	0.453	0.430	0.411	0.379	0.437	0.342	0.480	0.339	0.275	0.327	0.165	0.067
A_L/B^3	1.053	0.664	0.314	1.298	0.910	0.496	0.820	0.790	0.760	1.193	0.949	0.797	1.242	1.022	0.828	1.289	0.912	0.625
A_{UL}/B^3	0.362	0.489	0.666	0.413	0.529	0.737	0.616	0.637	0.662	0.545	0.606	0.664	0.691	0.790	0.903	0.435	0.535	0.706
A_{UL}/B^2	0.050	0.032	0.010	0.065	0.037	0.017	0.082	0.049	0.054	0.094	0.056	0.029	0.092	0.087	0.119	0.050	0.066	0.118
A_{UL}/C^3	0.146	0.103	0.056	0.198	0.123	0.068	0.141	0.131	0.121	0.171	0.136	0.125	0.192	0.144	0.124	0.234	0.165	0.118
A_{UL}/C^2B	0.500	0.377	0.175	0.676	0.487	0.272	0.643	0.594	0.551	0.693	0.599	0.545	1.001	0.819	0.678	0.746	0.536	0.328
A_L/C^3	0.211	0.270	0.337	0.216	0.230	0.293	0.216	0.220	0.225	0.189	0.225	0.239	0.149	0.175	0.213	0.209	0.249	0.424
H_{UL}/C^3	-0.015	-0.099	-0.323	0.007	-0.081	-0.217	-0.014	-0.018	-0.023	-0.007	-0.057	-0.161	0.069	-0.011	-0.056	-0.267	0.113	-0.048
L_{OA}/C^3	0.850	0.617	0.491	0.828	0.665	0.541	0.571	0.554	0.540	0.612	0.584	0.536	0.610	0.530	0.478	0.805	0.674	0.586

位を得た。これらのパラメータを使って推定式を表現した。

Table 1 で示された 71 隻の船を外観形状別に再分類し、Table 2 に示す。分類の基準を以下に示す。

- Tan ; デッキ上に 1 つの船橋のみが主として存在する船。例えば大型タンカー及びバルクキャリアが相当する。コンテナを搭載していないコンテナ船も含む。
- Tao ; デッキ上に 1 つの船橋が存在し、デッキ上にクレーンや大きなマスト等の艀装物が存在する船
- Lng ; 球形タンクを船上に複数有する LNG 船
- Con ; デッキ上に貨物を搭載したコンテナ船、Ro-Ro 貨物船
- Pas ; 大きな客室等の船体上部構造物がデッキ上の広範囲な場所に存在する船。例えば客船や PCC が相当する。
- Oth ; 漁船、調査船、練習船等で上記分類に属さない船

Table 2 には、項目別の主要目及び Fig. 2 で示されたパラメータの組み合わせによる無次元係数の最大、平均、最小値を示す。全船を対象として L_{OA} の最小は漁船の 25m、最大は大型タンカーの 351m、 A_L の最小は同様に漁船で 72m²、最大は LNG 船の 8314m²である。

全ての実験は風洞で実施しているが、データ収録時の送風状態は結果に大きな影響を与える。多くの実験は、鉛直方

向風速がほぼ様な状態で実施している。ただし、Aertssen ら¹³⁾、Aage¹⁴⁾により実施された計 10 隻分の実験データは、海上風を想定し、床面から境界層を発達させ鉛直方向に風速が異なる状態で計測された。実験状態による結果の差違を除くために Aertssen ら及び Aage の実験データは、Blendermann の提案する鉛直風速分布の影響修正法¹⁸⁾に従い値を補正した。すなわち、(2)式の動圧 q_A は、 H_L までの平均動圧 q_M と H_L での動圧 q_{HL} を使って次式により求めた。

$$\begin{aligned} q_A &= q_{HL} & \text{for } X_A \\ q_A &= k_q \cdot q_M + (1 - k_q)q_{HL} & \text{for } Y_A, N_A, K_A \\ q_M &= \frac{1}{H_L} \int_{H_L} \frac{\rho_A u(z)^2}{2} dz \\ q_{HL} &= \frac{\rho_A}{2} u(H_L)^2 \end{aligned} \tag{3}$$

ここで、 u は高さ z での風速を示す。 k_q は q_M と q_{HL} の比に依存した実験定数で、ここでは次式のように 2 次式で近似した。

$$\begin{aligned} k_q &= 2.162 \left(\frac{q_M}{q_{HL}} \right)^2 - 2.422 \left(\frac{q_M}{q_{HL}} \right) + 1.260 \\ &\text{in } 0.50 \leq q_M / q_{HL} \leq 1.00 \end{aligned} \tag{4}$$

当所で行った実験は、一様風速中で実施している。しかし、風洞床面に約 10cm の境界層が存在するため、その影響を補正するために全ての風圧力係数に対して $q_A = q_M$ として実験データの修正を行った。

4. 成分分離型推定式

推定式の精度を向上させるために、風圧力係数を流体力の成分で分離する。風圧力は、船体に固定した座標を用い、前後方向風圧力と横方向風圧力の 2 つの方向成分で表すこととし、回頭及び傾斜モーメントは、横風圧力に風圧力てこを乗ずることにより求める。

4.1 前後・横風圧力係数の表現

小保方ら⁷⁾、梅田ら⁸⁾、鳥野ら^{例えは9)}は、水面下船体に作用する流体力の成分分離方法を提案している。ここではこれらの方法を参考にしつつ、Fig. 3 で示されるような風による流体力の成分分離を行う。なお、Fig. 3 では左右対称な船の相対風向角 ψ_A が 0 度から 90 度近くまでの場合を示している。ここでは、相対流速を船体前後方向の主流と、それに直行す

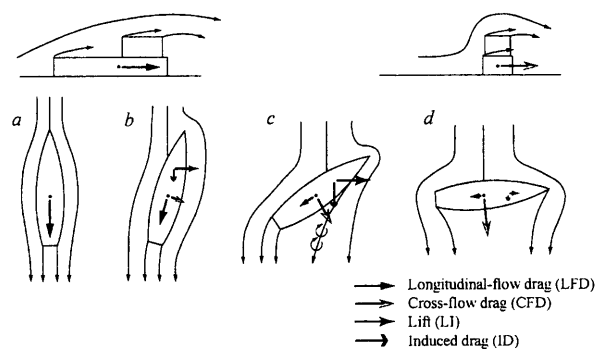


Fig. 3 Physical components of wind forces acting on a ship

るクロスフローの2成分に分けて考える。

船首から風を受ける場合(図中、a)、船には船体・デッキ上構造物後部での渦放出に伴う粘性圧力抗力及び摩擦抗力が作用する。Fig. 1の x 軸方向の力であり、これを主流抗力(LFD)と呼ぶことにする。船首が風向きに対して僅かな迎角を持つ場合(図中、b)は、船体は一種の翼となり迎角に比例した揚力が発生する。この揚力は、小アスペクト比に対する揚力理論で計算が可能な成分であり、翼端から放出される3次元渦によって発生する。その際、同時に自由渦による誘導抗力(ID)として分離する。さらに放出渦が翼面に比較的近いところにあることから、非線形の揚力及び抗力が発生し、これらは一般にクロスフロー抗力モデルとして扱われている。これをクロスフロー抗力(CFD)と呼ぶこととする。

大きな迎角を持つ場合(図中、c)、主要船体の前部背面から自由渦層が流出することになるが、2次元剥離による自由流線の一部と見なし、その影響は、揚力と誘導抗力に含まれているものとする⁸⁾。

さらに大きな迎角を持つ場合(図中、d)、翼と見立てた船体にはストールが生じることとなる。このとき、揚力と誘導抗力は非常に小さくなり、クロスフローモデルによる粘性圧力抗力が支配的となる。

次に上記仮定の下、流体力成分の構成、決定方法を具体的に示す。

主流抗力は、正面風($\psi_A = 0^\circ$)と背面風($\psi_A = 180^\circ$)の時の風圧力と考えられるから、それぞれの風圧力係数からその係数 C_{LF} を求める。この C_{LF} は、相対風向 ψ_A に対して変化すると考えられるので、 ψ_A が0度と180度で1となるように $\cos \psi_A$ で変化すると仮定する。同様にクロスフロー抗力は、横風時の風圧力係数からその係数 C_{CF} を求め、 ψ_A を変数とした $C_{CF} \sin^2 \psi_A$ で表現する。

揚力及び誘導抗力の各無次元係数 C_L 、 C_D については、小アスペクト比翼に対する揚力理論から次式のように表現する¹⁹⁾²⁰⁾。

$$\begin{aligned} C_L &= C_{LI} \sin \psi_A \\ C_D &= \frac{1}{2} C_{LI} \sin^2 \psi_A \end{aligned} \quad (5)$$

C_{LI} はアスペクト比に依存した係数である。ただし、(5)式は0度から90度の範囲において、 ψ_A の増加に伴い単調増加するため、ストールを含む ψ_A に対する揚力特性を表現できない。そこでFig. 3(d)のように ψ_A が90度でそれらの成分が0となるよう、鳥野¹⁰⁾と同様に(5)式に $\cos \psi_A$ を乗じることとする。その際、実験結果とそれぞれの成分の特性が一致するように揚力には $\cos \psi_A$ を乗じ、誘導抗力には $\cos^2 \psi_A$ を乗じた。

以上の仮定によって、揚力係数 C'_L 及び誘導抗力係数 C'_D は次式になる。

$$\begin{aligned} C'_L &= C_{LI} \sin \psi_A \cos \psi_A \\ C'_D &= \frac{1}{2} C_{LI} \sin^2 \psi_A \cos^2 \psi_A \end{aligned} \quad (6)$$

さらに実験結果によると前後風圧力係数は、 ψ_A が10~20度と160~170度付近で増加する傾向がある。理由としてはデッキ上での流れの剥離が前後力に影響しているものと考えられる。この現象を表現するために、 $\sin \psi_A \cos^3 \psi_A$ で変化する補正項をさらに足し合わせることにする。横風圧力係数の場合は値が小さく、不明瞭であるため特別な補正を行わない。

最終的に前後・横風圧力係数は次式のように表される。

$$\begin{aligned} C_X(\psi_A) &= F'_{LF} + F'_{XLI} + F'_{ALF} \\ &= C_{LF} \cos \psi_A \\ &\quad + C_{XLI} \left(\sin \psi_A - \frac{1}{2} \sin \psi_A \cos^2 \psi_A \right) \cdot \sin \psi_A \cos \psi_A \\ &\quad + C_{ALF} \sin \psi_A \cos^3 \psi_A \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} C_Y(\psi_A) &= F'_{CF} + F'_{YLI} \\ &= C_{CF} \sin^2 \psi_A \\ &\quad + C_{YLI} \left(\cos \psi_A + \frac{1}{2} \sin^2 \psi_A \cos \psi_A \right) \cdot \sin \psi_A \cos \psi_A \end{aligned} \quad (8)$$

ここで(7)式右辺第1項は主流抗力、第2項は揚力及び誘導抗力の前後方向成分、第3項は前後抗力の補正項、(8)式右辺第1項はクロスフロー抗力、第2項は揚力及び誘導抗力の横方向成分を示す。(7)、(8)式の各成分をFig. 4に示す。(a)は前後風圧力係数 C_X 、(b)は横風圧力係数 C_Y を示し、

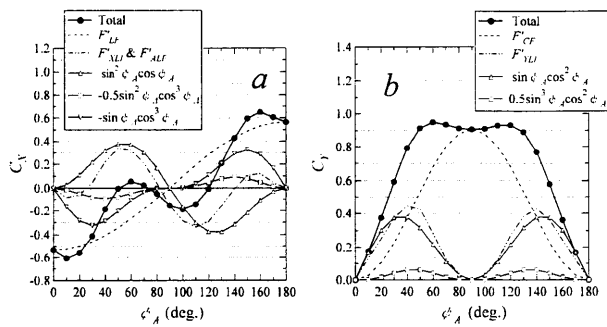


Fig. 4 Separated force components on (a) C_X and (b) C_Y

「Total」は全風圧力係数値である。「 F'_{XL} & F'_{ALF} 」や「 F'_{YL} 」は全風圧力係数から主流抗力又はクロスフロー抗力を差し引いた値で、主として揚力、誘導抗力成分と仮定した力である。参考までに F'_{XL} 、 F'_{ALF} 及び F'_{YL} 成分の関数増減を併せて図示している。

各船の C_X 実験データから、 ψ_A が 0 度及び 180 度での値を得て、主流抗力成分 F'_{LF} を初めに決定する。また、 C_Y 実験データの 90 度の値からクロスフロー抗力成分 F'_{CF} を同様に決定する。残りの成分から C_X の場合は最小自乗法により C_{XL} と C_{ALF} を、 C_Y の場合は ψ_A の 10 度から 30 度での平均値を使って C_{YL} を求める。このとき、 C_X と C_Y の揚力及び誘導抗力係数が必ずしも一致しないことから、 C_X と C_Y のそれぞれで求めている。また、船の形状が前後で異なることから、前方、後方からの風による影響を表現するために ψ_A が 0 度から 90 度、90 度から 180 度の範囲で分けて各項の係数を求める。

(7)、(8)式によって規格化された風圧力係数と元の実験結果との差は、平均で C_X の場合 7.5%、 C_Y の場合 5.3%であった。これらの結果は、全船を対象とし、風圧力係数最大値を基準に全風向角平均で得られた値である。

4.2 回帰分析による各係数の決定方法

船体外観形状のみから(7)及び(8)式の各係数を決定する。船体形状の無次元パラメータ P_i を使って、各係数を次式の線形重回帰式で定義する。

$$\hat{C} = \hat{a}_0 + \hat{a}_1 P_1 + \hat{a}_2 P_2 + \cdots + \hat{a}_n P_n \quad (9)$$

ただし、 $\hat{a}_i$ は P_i の回帰係数である。

P_i の候補として Fig. 2 で示された 8 つのパラメータの組み合わせから次の無次元パラメータを用意する。

(i) 長さ関連

$$\frac{B}{L_{OA}}, \frac{H_{BR}}{L_{OA}}, \frac{H_C}{L_{OA}}, \frac{C}{L_{OA}}, \frac{H_{BR}}{B}, \frac{C}{H_C}$$

(ii) 面積比関連

$$\frac{A_F}{L_{OA}^2}, \frac{A_L}{L_{OA}^2}, \frac{A_{OD}}{L_{OA}^2}, \frac{A_{OD}}{A_L}, \frac{A_F}{B^2}, \frac{A_L}{L_{OA} H_{BR}}, \frac{A_F}{B H_{BR}}$$

(iii) 船体形状の特性を表現する面積比

$$\frac{A_F}{L_{OA} B}, \frac{A_L}{L_{OA} B}, \frac{A_F}{A_L}, \frac{H_{BR} C}{A_L}, \frac{L_{OA} H_C}{A_L}$$

著者らが提案した前方法⁵⁶⁾で解析時に使用した無次元パラメータを基本的に利用するが、本質的に差異の見られなかった上記パラメータの逆数は今回候補として取り上げない。

(9)式の構成は回帰分析の一手法である逐次法により決定する⁵²⁾⁵²²⁾。統計的に有意なパラメータを構成要素として順次取り込み、その過程の中で有意でないと判別されたパラメータについては除外する。最終的に式中含めるべき項が無くなった時点で最終的な解であると判断される。対象とするパラメータが(9)式に取り込まれる際に有意であるかどうかの判定は、次式の F 値の大きさによって決定する。

$$F = \frac{\hat{a}_i^2}{s^{ii} V_e / n_s} \quad (10)$$

ここで、

$$V_e = \sum_{j=1}^{n_s} (C_{Ej} - \hat{C}_j)^2 / (n_s - n - 1) \quad (11)$$

$$s^{ii} = V_{ii} / |V|$$

ただし、 V_e は誤差分散、 C_{Ej} は目的変数の実験値、 $\hat{C}_j$ は推定値、 n_s はサンプル数、 n は説明変数の数、 V は分散共分散行列である。

各項で求まる F 値が閾値よりも大きい場合には有意であると判別される（小さい場合はその逆）。有意性を判定する閾値をここでは一般的に使用される 2.0 とする²¹⁾。さらに項を増加させていく過程において 1 項のみの単回帰での推定誤差に対して、誤差の減少率が 3%未満となる場合をもう一つの目安として計算を打ち切ることとする。このことは、項の増加による解の不安定さを減少させることに寄与する。

4.3 クロスフロー抗力

前項の方法により横風圧力係数実験値を使い、クロスフロー抗力係数 C_{CF} を決定すると以下のように求まる。

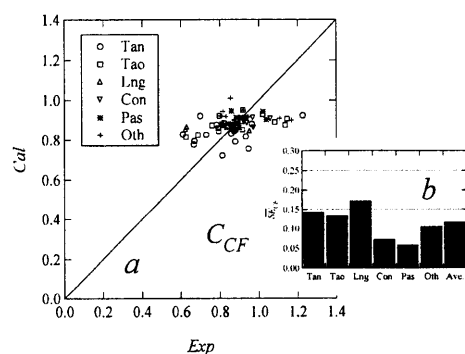


Fig. 5 (a) Calculated cross-flow drag at $\psi_A = 90^\circ$, C_{CF} , comparing with experimental results and (b) averaged standard errors on C_{CF} for each ship type

$$C_{CF} = \alpha_0 + \alpha_1 \frac{A_F}{BH_{BR}} + \alpha_2 \frac{H_{BR}}{L_{OA}} \quad (12)$$

各項の係数の値を Table 3 に示す（これより後に得られた係数も同様に示す）。式中右辺は $j=0$ の定数項を除き、有意なパラメータの順に示す。正面形状と側面形状の特性を表現するパラメータの組み合わせが選択された。 C_{CF} の実験値と推定値とを比較し Fig. 5(a) に示す。また、次式により船種ごとの平均推定誤差 $\overline{SE}_{CF}$ を計算し、Fig. 5(b) に示す。

$$\overline{SE}_{CF} = \sqrt{\frac{1}{n_S} \sum_{j=1}^{n_S} (C_{CFj} - \hat{C}_{CFj})^2} \quad (13)$$

C_{CFj} , $\hat{C}_{CFj}$ はサンプル j の実験値及び推定値をそれぞれ示す。 n_S は対象とする船の数である。

Fig. 5(b) 中の「Ave.」は、71 隻全船の平均値であり、その値は 0.116 である。なお、前方法と同様に無次元パラメータのグループ(i), (ii), (iii) 及びその逆数等の計 35 パラメータを使って逐次法により求めた推定式の推定誤差と比較した場合、その差は 10^{-3} オーダと非常に小さく、少ない数の無次元パラメータから選択した本結果においても適切なパラメータの選択が行われていると考えて良い。

ただし、 C_{CF} の実験値は、0.6~1.3 と広範囲に分散した係数となっているが、推定値 $\hat{C}_{CF}$ はそれに比べ狭い範囲のばらつきである。Fig. 5(b) から $\overline{SE}_{CF}$ に関してタンカー船型 (Tan, Tao, Lng) の推定誤差が大きいことがわかる。1つの要因としては、使用した 8 船型パラメータのみから個船のデッキ上の形状特性をとらえることが困難であることが考えられる。

Table 3 Coefficients of non-dimensional parameter in the estimating equations

	i	j:	0	1	2	3	4
α_j			0.404	0.368	0.902		
β_{ij}	1		-0.922	0.507	1.162		
	2		0.018	-5.091	10.367	-3.011	-0.341
γ_{ij}	1		0.116	3.345			
	2		0.446	2.192			
δ_{ij}	1		0.458	3.245	-2.313		
	2		-1.901	12.727	24.407	-40.310	-5.481
ε_{ij}	1		-0.585	-0.906	3.239		
	2		-0.314	-1.117			

4.4 主流抗力

ψ_A が 0 度での主流抗力係数 C_{LF1} 及び 180 度での抗力係数 C_{LF2} を求めると次式になる。

$$C_{LF}^{\psi=0^\circ} \equiv C_{LF1} = \beta_{10} + \beta_{11} \frac{A_L}{L_{OA}B} + \beta_{12} \frac{C}{L_{OA}} \quad (14)$$

$$C_{LF}^{\psi=180^\circ} \equiv C_{LF2} = \beta_{20} + \beta_{21} \frac{B}{L_{OA}} + \beta_{22} \frac{H_C}{L_{OA}} + \beta_{23} \frac{A_{OD}}{L_{OA}^2} + \beta_{24} \frac{A_F}{B^2} \quad (15)$$

C_{LF1} と C_{LF2} の無次元パラメータの構成は、前後非対称な船の特徴が反映され、同じとならない。 C_{LF1} の実験結果と推定値とを比較し Fig. 6 (a) に示す。また、平均推定誤差 $\overline{SE}_{LF1}$ を (13) 式と同様に計算し、図中(b) に示す。さらに C_{LF2} の場合を Fig. 7 に示す。全船の平均推定誤差は C_{LF1} の場合 0.122、 C_{LF2} の場合 0.114 である。この結果は、 C_{CF} の場合と同程度である。

物体の抗力は、高さ、幅、奥行きを組み合わせた比に依存することが知られており²³⁾、前項 C_{CF} の場合の H_{BR}/L_{OA} 、 C_{LF} の場合の $A_L/L_{OA}B$ 、 B/L_{OA} 、 A_F/B^2 がそれらに相当すると言える。残りのパラメータは、上部構造物の形状の特性を表現している。

4.5 揚力・誘導抗力

初めに揚力・誘導抗力の Y 方向成分について検討する。 $0^\circ \leq \psi_A \leq 90^\circ$ 及び $90^\circ \leq \psi_A \leq 180^\circ$ で場合分けし、(8) 式中の C_{YLI} を決定する。クロスフロー抗力の影響が少ないと考えられる風向角の比較的小さい実験値を使用する。 C_Y から F_{CF}' を除き、 $20^\circ \leq \psi_A \leq 40^\circ$ での平均値を求め、 C_{YLI} 値とする。船種ごとに平均 C_{YLI} を求め Fig. 8 に示す。横軸には翼理論でのアスペクト比の 1/2 に相当する A_L/L_{OA}^2 をとる。線

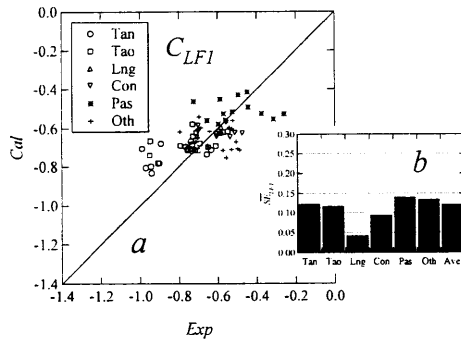


Fig. 6 (a) Calculated longitudinal-flow drag at $\psi_A = 0^\circ$, C_{LF1} , comparing with experimental results and (b) averaged standard errors on C_{LF1} for each ship type

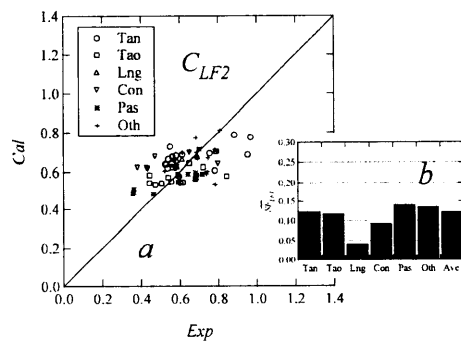


Fig. 7 (a) Calculated longitudinal-flow drag at $\psi_A = 180^\circ$, C_{LF2} , comparing with experimental results and (b) averaged standard errors on C_{LF2} for each ship type

形翼理論では揚力係数はアスペクト比に比例増加し、図中一点鎖線で示す π の傾きを持つ直線となる。「Lng」がやや他船と異なる傾向を示すが、本結果においても C_{YLI} はおよそアスペクト比に対して比例増加している。そこで、次式のように C_{YLI} を定義する。

$$C_{YLI} = \pi \frac{A_L}{L_{OA}^2} + C_{YM} \quad (16)$$

右边第1項は線形揚力項、第2項は船型影響を表す補正項である。逐次法により C_{YM} を求めると次式になる。

$$C_{YM}^{0^\circ \leq \psi \leq 90^\circ} \equiv C_{YM1} = \gamma_{10} + \gamma_{11} \frac{A_F}{L_{OA} B} \quad (17)$$

$$C_{YM}^{90^\circ \leq \psi \leq 180^\circ} \equiv C_{YM2} = \gamma_{20} + \gamma_{21} \frac{A_{OD}}{L_{OA}^2} \quad (18)$$

次に揚力・誘導抗力の x 方向成分である C_{XLI} 及び前後抗力補正項の C_{ALF} を求める。実験結果から主流抗力成分 F_{LF}'

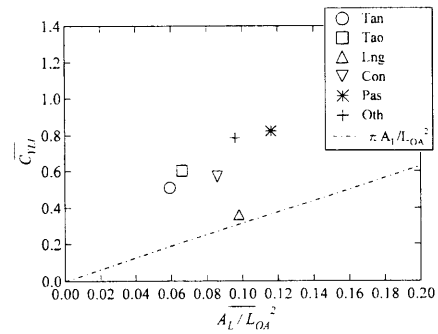


Fig. 8 Averaged lift and induced drag components of lateral force, C_{YLI} , of each ship type

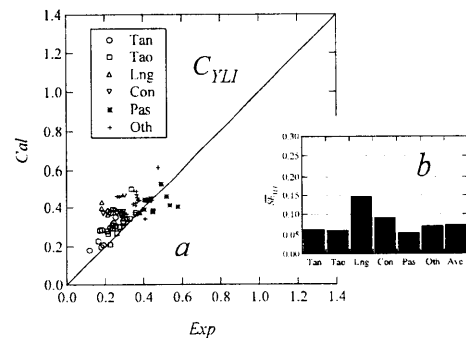


Fig. 9 (a) Averaged maximum values of lift and induced drag components on calculated lateral force, C_{YLI} , at $0^\circ \leq \psi_A \leq 90^\circ$ comparing with experimental results and (b) averaged standard errors on C_{YLI} for each ship type

を除き、(7)式と実験結果が一致するよう最小自乗法により C_{XLI} 、 C_{ALF} を決定する。このとき、 C_{XLI} は C_{YLI} と同様にアスペクト比に対して比例増加する係数であるが、傾向が C_{YLI} の場合と異なるため逐次法により直接 C_{XLI} を求めることにする。解析を行い、得られた結果を次式に示す。

$$C_{XLI}^{0^\circ \leq \psi \leq 90^\circ} \equiv C_{XLI1} = \delta_{10} + \delta_{11} \frac{A_L}{L_{OA} H_{BR}} + \delta_{12} \frac{A_F}{B H_{BR}} \quad (19)$$

$$\begin{aligned} C_{XLI}^{90^\circ \leq \psi \leq 180^\circ} &\equiv C_{XLI2} \\ &= \delta_{20} + \delta_{21} \frac{A_L}{L_{OA} H_{BR}} + \delta_{22} \frac{A_F}{A_L} + \delta_{23} \frac{B}{L_{OA}} + \delta_{24} \frac{A_F}{B H_{BR}} \end{aligned} \quad (20)$$

さらに C_{ALF} を次式に示す。

$$C_{ALF}^{0^\circ \leq \psi \leq 90^\circ} \equiv C_{ALF1} = \varepsilon_{10} + \varepsilon_{11} \frac{A_{OD}}{A_L} + \varepsilon_{12} \frac{B}{L_{OA}} \quad (21)$$

$$C_{ALF}^{90^\circ \leq \psi \leq 180^\circ} \equiv C_{ALF2} = \varepsilon_{20} + \varepsilon_{21} \frac{A_{OD}}{A_L} \quad (22)$$

なお、主として C_{YLI} に関して $\psi_A = 90^\circ$ は不連続な風向角になるが、前後非対称性の影響を含め、値を 0 とせず $\psi_A = 80^\circ$ から $\psi_A = 100^\circ$ で滑らかに接合させる。

$0^\circ \leq \psi_A \leq 90^\circ$ の y 方向揚力・誘導抗力成分 C_{YLI} の最大値を実験値と推定値と比較し Fig. 9(a) に示す。さらに次式により平均推定誤差 $\overline{SE}_{YLI}$ を定義し、船種ごとに Fig. 9(b) に示す。

$$\overline{SE}_{YLI} = \sqrt{\frac{1}{n_S} \frac{1}{n_\psi} \sum_{j=1}^{n_S} \sum_{k=1}^{n_\psi} (C_{YLIjk} - \hat{C}_{YLIjk})^2} \quad (23)$$

ここで C_{YLIjk} はサンプル j の揚力・誘導抗力成分実験値、同様に $\hat{C}_{YLIjk}$ は計算により求められた値、 n_ψ は風向角数 19 である。また、Fig. 9(b) に全船の誤差平均を「Ave.」として示す。Fig. 4 からわかるように C_{CF} に比べ C_{YLI} は小さい値であることから全船誤差平均も 0.074 と小さな値となっている。「Lng」に関しては、Fig. 8 で示されたように他船とは異なる傾向であったことから、推定誤差が大きくなっている。

以上、(7)式、(8)式を構成するために必要な係数を 8 の船体外観形状パラメータを使って表現することができた。

4.6 風圧モーメント係数の表現

回頭、傾斜モーメント係数、 C_N 及び C_K は、横風圧力係数 C_Y とモーメントレバーの積によって表現する。すなわち、 C_N 、 C_K のモーメントレバー、 L_N 及び L_K は次式から求める。

$$\begin{aligned} L_N(\psi_A) &= C_N(\psi_A) / C_Y(\psi_A) \\ L_K(\psi_A) &= C_K(\psi_A) / C_Y(\psi_A) \end{aligned} \quad (24)$$

全ての実験データを使い、船種ごとのモーメントレバー平均、 $\overline{L}_N$ 、 $\overline{L}_K$ を Fig. 10 にそれぞれ示す。横軸には風向角 ψ_A をとる。

4.7 回頭モーメント

Fig. 10(a) より $\overline{L}_N$ は $\psi_A = 90^\circ$ を原点としたほぼ直線で近似できることがわかる。 C_Y が大きな値を持つ主要風向角 ($30^\circ \leq \psi_A \leq 150^\circ$) を対象として、全船の平均で直線の傾きを求めると -0.149 と求まる。

$\psi_A = 90^\circ$ でのそれぞれの船のモーメントレバー $L_N^{\psi=90^\circ}$ は、横軸に C/L_{OA} をとると、Fig. 11(a) のようになる。 $L_N^{\psi=90^\circ}$ を C/L_{OA} の 1 次式で表すことにし、最小自乗法により直線の

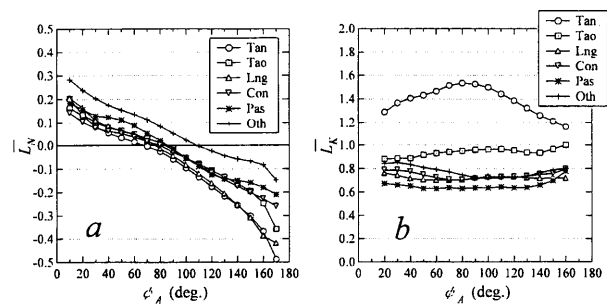


Fig. 10 (a) Averaged yaw moment levers and (b) averaged heel moment levers for each ship type

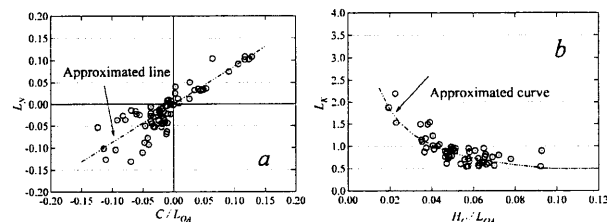


Fig. 11 (a) Yaw moment lever at $\psi_A = 90^\circ$ and (b) averaged heel moment lever at $80^\circ \leq \psi_A \leq 100^\circ$ for all ships

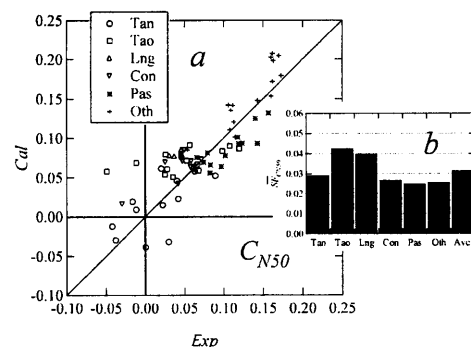


Fig. 12 (a) Calculated yaw moment at $\psi_A = 50^\circ$, C_{N50} , comparing with experimental results and (b) averaged standard errors on C_{N50} for each ship type

傾きを計算する。このとき、逐次法によって傾きを表現するための項の選択を行った場合も他項を複数選択することなく同じ結果となることを別途確認している。最終的に、 C_N は次式のように表すことができる。

$$\begin{aligned} C_N(\psi_A) &= C_Y(\psi_A) \cdot L_N(\psi_A) \\ &= C_Y(\psi_A) \cdot \left[0.927 \times \frac{C}{L_{OA}} - 0.149 \times \left(\psi_A - \frac{\pi}{2} \right) \right] \end{aligned} \quad (25)$$

代表値として C_N がほぼ極大となる $\psi_A = 50^\circ$ での実験値と推定値とを比較し Fig. 12(a) に示す。また、(13)式により船種ごとの平均推定誤差 $\overline{SE}_{CN50}$ を計算し、Fig. 12(b) に示す。

Fig. 11(a) で C/L_{OA} が負の場合、実験値と $L_N^{\psi=90^\circ}$ の近似値との間でやや差が見られた。 C/L_{OA} が小さい船とは、タンカー船型のようにブリッジが船尾に存在する船が相当する。

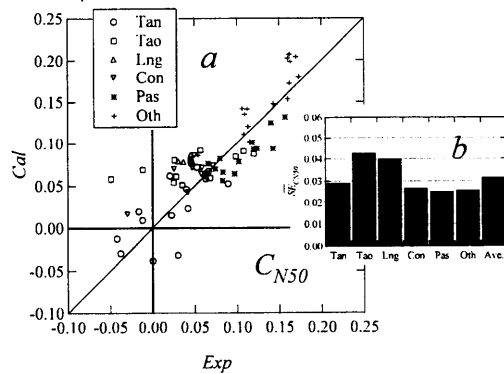


Fig. 13 (a) Calculated heel moment at $\psi_A = 90^\circ$, C_{K90} , comparing with experimental results and (b) averaged standard errors on C_{K90} for each ship type

Fig. 12 においてもタンカー船型に対する $L_N^{\psi=90^\circ}$ の推定精度劣化が影響していることがわかる。しかし、他の船型については精度良く推定できていることがわかる。

4.8 傾斜モーメント

Fig. 10(b)に示すように概ね $\bar{L}_K$ は風向角によらず一定である。ただし、「Tan」は $\psi_A = 90^\circ$ で最大となる山なりの傾向がある。ここでは、傾斜モーメントが大きくなる横風での値が重要であると考え、 $80^\circ \leq \psi_A \leq 100^\circ$ を対象として L_K の平均値を求める。横軸に H_C/L_{OA} をとり、求められた値を Fig. 11(b)に示す。

H_C/L_{OA} に対して非常に強い相関があり、 H_C/L_{OA} が小さい場合は急激に L_K が増加する非線形な傾向を示す。 H_C/L_{OA} が小さい船としてはタンカー船型等が挙げられる。船上での流れの剥離に起因した傾斜モーメント成分が原因となり、見かけ上傾斜モーメントレバーは非常に大きな値を持つ。一方、 H_C/L_{OA} が大きい場合、例えば客船型等では高さ方向船体中心に横力の着点が存在する。最小自乗法により L_K の近似曲線を求め、 C_K を次式で表す。

$$\begin{aligned}
 C_K(\psi_A) &= C_Y(\psi_A) \cdot L_K \\
 &= C_Y(\psi_A) \cdot \left(0.0737 \times \left(\frac{H_C}{L_{OA}} \right)^{-0.821} \right) \quad \text{for } \frac{H_C}{L_{OA}} \leq 0.097 \\
 &= C_Y(\psi_A) \cdot 0.500 \quad \text{for } \frac{H_C}{L_{OA}} > 0.097
 \end{aligned} \quad (26)$$

C_K の代表値として $\psi_A = 90^\circ$ での実験値と推定値とを比較し Fig. 13(a)に示す。また、 $\overline{SE}_{CN50}$ と同様に平均推定誤差 $\overline{SE}_{CK90}$ を計算し、Fig. 13(b)に示す。

Fig. 11(b)に見られるように、タンカー船型の傾斜モーメン

Ro-Ro passenger ship			
			
L_{OA} (m)	181.3	A_{OD} (m ²)	2380.1
B (m)	25.1	C (m)	-1.82
A_F (m ²)	724.1	H_C (m)	12.7
A_L (m ²)	4223.4	H_{BR} (m)	25.8

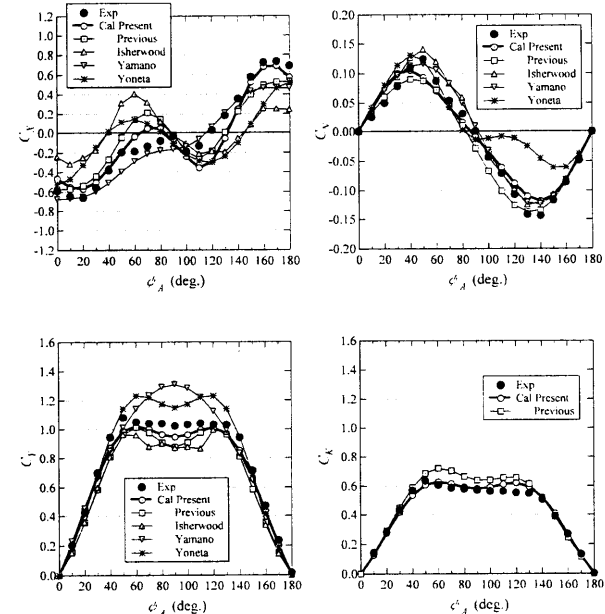


Fig. 14 Calculated results compared with experimental results on wind force and moment coefficients for Ro-Ro passenger ship

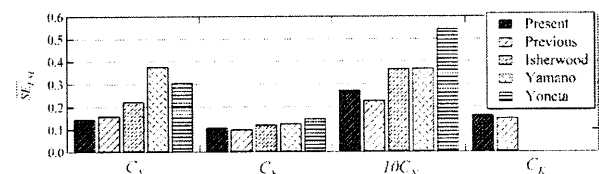


Fig. 15 Averaged standard errors of wind force and moment coefficients for estimation

トレバー値が大きい上に、やや値にばらつきが存在するためタンカー船型の平均推定誤差は他の船に比べて大きく、特に「Tan」の誤差が大きい。 C_{CF} の場合も同じであったが、精度をより向上させるためには、デッキ上の流れの剥離やブリッジ形状の影響評価を推定式に反映させる必要があると思われる。

5. 推定精度の評価

本推定法(Present)及び既に提案されている Isherwood²⁾、山野³⁾、米田⁴⁾、著者らの前推定法⁵⁾(Previous)により計算された結果と実験値との比較を行い、推定精度を検証した。Ro-Ro 旅客船の結果を例にとり Fig. 14 に示す。グラフの上段には対象船の主要目、側面形状を示す。概ね本推定法によ

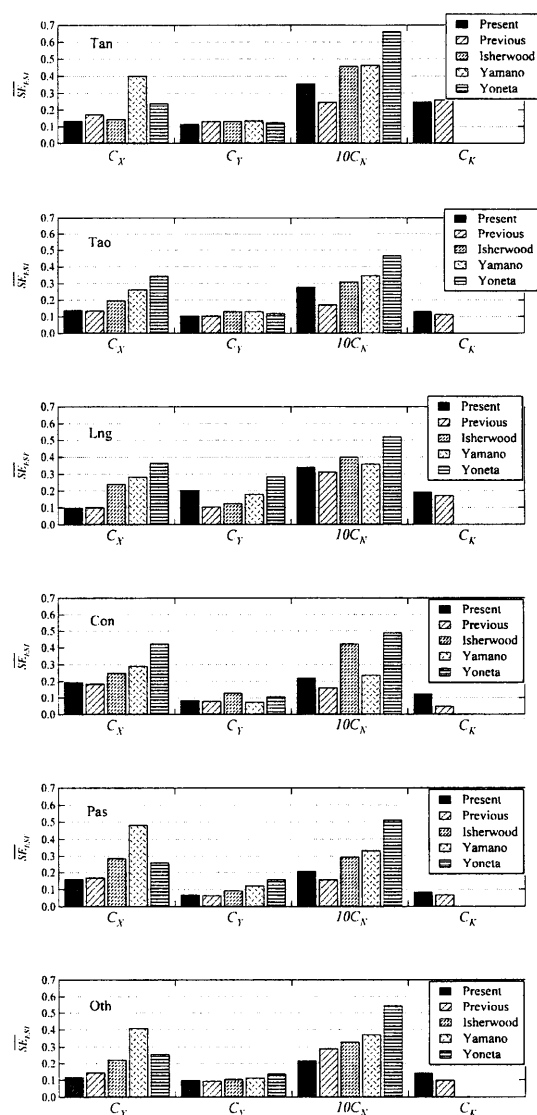


Fig. 16 Averaged standard errors of wind force and moment coefficients for estimation on each ship type

る結果は、著者らの前推定法と同程度に実験結果とよく一致していることがわかる。

次に全船を対象として各風圧力係数の実験結果と推定結果との差を標準誤差で Fig. 15 に示す。図中、 C_N は 10 倍した値で示している点に注意する。標準誤差 SE_{EST} は、全風向角の平均とし前項までの方法と同様に計算する。 C_X の場合を例にとると次式になる。

$$SE_{EST} = \sqrt{\frac{1}{n_s} \frac{1}{n_\psi} \sum_{j=1}^{n_s} \sum_{i=1}^{n_\psi} (C_{Xij} - \hat{C}_{Xij})^2} \quad (27)$$

ただし、 C_{Xij} は実験値、 $\hat{C}_{Xij}$ は推定値である。

C_X 、 C_Y に関して、本推定法は 5 つの方法の中で最も平均的に誤差が小さいレベルにあることがわかる。 C_N では著

Table 4 Specification of estimation methods for wind forces and moments

	Present	Previous	Isherwood	Yamano	Yoneta
P_N	8	9	8	5	6
n_s	71	68	49	38	68
N_T on C_X, C_Y, C_N	32	66	219	36	21
N_T on C_K	10	30	-	-	-

P_N : Number of parameters to represent ship form

n_s : Number of samples

N_T : Number of terms of the estimating equations

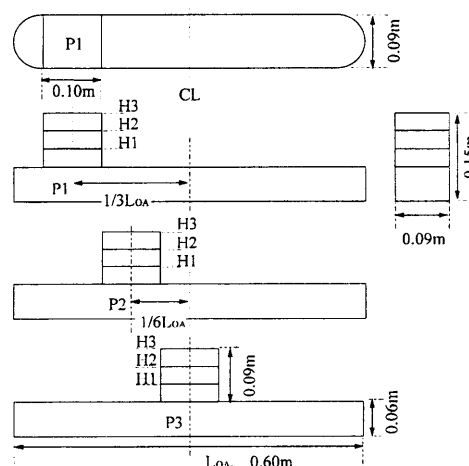


Fig. 17 Geometric form of sample models

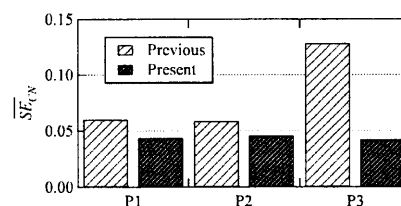


Fig. 18 Averaged standard errors of yaw moment coefficient for sample models

者らの前推定法に比べ、本推定法はやや大きな推定誤差を持つ。前推定法は一推定式により C_N を求めているが、本推定法は C_Y の推定値と推定モーメントレバーの積となっており誤差が含みやすい。

さらに詳細に調べるために船種ごとの標準誤差を Fig. 16 に示す。「Oth」を除く船種に対して C_N は著者らの前推定法に比べやや推定精度の劣化が見受けられるが、全般的に他の推定法と比べて本推定法は非常に誤差が小さいレベルにある。

各推定法の必要船型パラメータ P_N 、サンプル数 n_s 、推定式を構成する項数 N_T について比較し、Table 4 に示す。本推定法で利用したサンプル数は最大である。また、推定式

の項数については前推定法の半数程度であり、全体的に見ても少ないレベルにある。効率的に有効なパラメータの選定が行われたと言える。

標準誤差を使った本項での検討は、推定式を求める上で利用した全船から得られた結果である。したがって、本定法の標準誤差が他の方法より少なくなることは妥当な結果であるが、最も多くのサンプルを利用した上での結果であり多種多様な船に対して本推定法は有効であると言える。

さらに著者らの前推定法に対する本推定法の有効性をタンカー型箱模型の風洞実験結果を使って調査した。Fig. 17 に使用した実験模型を示す。ブリッジの高さを H1 から H3 の 3 通り、前後位置を P1 から P3 の 3 通りに変更させ、風圧力の計測を行った。模型の寸法は、全長 0.6m、幅 0.09m、H3 状態で高さが 0.15m である。上方から見て主船体に相当する部分の前後は、先端から $L_{OA}/12$ に渡って角が丸められた楕円形状である。一例として、回頭モーメント係数 C_N の推定誤差について異なるブリッジの高さ間の結果を平均し、Fig. 18 に示す。なお、推定誤差の計算方法は、(27)式に従う。

今回使用した箱模型の本推定法での推定誤差は Fig. 16 で示された「Tan」の平均誤差に対して大きく異なるものではない。このとき、本推定法ではブリッジの移動影響による推定精度は保証されているが、前推定法では P3 で推定誤差が非常に大きくなっている。解析を行う際のサンプルに無い特異な形状の船型に対して推定を行っていることが主たる原因であるが、本推定法では回頭モーメントを横力とモーメントレバーの積から求めており、より広範な形状の船型に対して精度を劣化させず推定していることがわかる。Fig. 15 で本推定法の C_N の精度が前推定法よりもやや悪くなっていたが、様々な船型に対して安定な解が得られる点で本推定法の方が有効であると考えられる。

6. 結 言

船の安全性や運航経済性を検討する上で重要となる風の影響について、より合理的に、精度良く推定する方法を検討した。その結果として、推定式を構成する要素の物理的意味合いが明確であり、構成要素の検討を個別に行うことが可能な成分分離型モデルにより新しい風圧力推定法を提案した。得られた成果とまとめると以下の通りである。

- ・ 船体に作用する風圧力は主流抗力、クロスフロー抗力、揚力、誘導抗力により構成されると仮定し、定式化を行った。本方法は、従来著者らが提案した級数表現による風圧力推定法と同程度の精度を有し、船体外観形状から容易に得られる 8 パラメータからのみから風圧力係数を

求めることが可能である。

- ・ 本推定法を用いることにより過去に提案された他の風圧力推定法よりも模型実験値に対して概ね精度良く推定することができる。
- ・ 著者らの前推定法に比べより広範な船型に対して精度良く風圧力の推定を行うことが可能である。

謝 辞

本論文及び付属書で示された風圧力実験データの計測に際し、海上技術安全研究所輸送高度化研究領域二村正主任研究員に御協力頂いた。ここに深く感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 田中良和：第 2 章船の経済運航とライフサイクルバリュー、日本造船学会試験水槽委員会「実海域における船舶性能に関するシンポジウム」、2003、pp10-19
- 2) Isherwood R M : Wind resistance of merchant ships, The Royal Institution of Naval Architects Vol.115, 1972, pp327-338
- 3) 山野惟夫、斉藤泰夫：船体に働く風圧力の一推定法、関西造船協会誌第 228 号、1997、pp.91-100 (1971 年に講演)
- 4) 米田国三郎、蛇沼俊二、鳥野慶一：船舶風圧力データの力学モデルによる解析、日本航海学会論文集第 83 号、1990、pp.185-192、及び、船舶風圧力データの力学モデルによる解析Ⅱ、同第 86 号、1992、pp.169-177
- 5) 藤原敏文、上野道雄、二村正：船体に働く風圧力の推定、日本造船学会論文集 813 号、1998、pp77-90
- 6) Fujiwara T, Ueno M and Nimura T : An estimation method of wind forces and moments acting on ships, Proceeding of Mini Symposium on Prediction of Ship Manoeuvring Performance, 2001, pp83-92
- 7) 小保方準、佐々木紀雄、永島実郎：模型試験による船体に働く潮流力の推定、関西造船協会誌第 180 号、1981、pp47-57
- 8) 梅田直哉、山越康行：低速操船時の前後非対称な船体に働く流体力について、関西造船協会誌第 211 号、1989、pp127-137
- 9) 鳥野慶一、米田国三郎、蛇沼俊二：低速時における主船体操縦流体力の新しい数学モデルについて一斜航時の場合一、関西造船協会誌第 209 号、1988、pp111-122
- 10) 鳥野慶一、米田国三郎：ある漁船模型の風圧力とその解析モデルについて、関西造船協会誌第 212 号、1989、

pp133-143

- 11) Karasuno K, Yoneta K and Januma S :
Physical-mathematical models of hydro- or aero-dynamic
forces acting on ships moving in an oblique direction,
MARSIM & ICSM 90, Tokyo Japan, 1990, pp393-400
- 12) Wagner B : Windkräfte an Überwasserschiffen, Schiff und
Hafen, 1967, pp71-77
- 13) Aertssen G, Coline PE : Wind tunnel tests of a model of a
car-ferry, I.S.P. Vol.15 No.163, 1968, pp894-900
- 14) Aage C: Wind coefficients for nine ship models, Hydro and
Aerodynamics Laboratory Report No.A-3, 1971
- 15) 瀬崎良明 : 自動車運搬船の船速に対する風の影響につ
いて (一計算例)、関西造船協会誌第 179 号、1980、
pp.13-17
- 16) Blendermann W : Wind loading of ships collected data from
wind tunnel tests in uniform flow, Institut für Schiffbau der
Universität Hamburg No.574, 1996
- 17) 野中晃二、二村正、上野道雄、藤原敏文、宮崎英樹、
原口富博 : 外乱力と漂流運動についての基礎的研究、
船舶技術研究所 (現海上技術安全研究所) 報告第 36 巻
第 5 号、1999
- 18) Blendermann W : Estimation of wind loads on ships in
wind with a strong gradient, Proceedings of 14th
International Conference on Offshore Mechanics and Arctic
Engineering (OMAE1995) Vol.I-A, 1995, pp271-277
- 19) Katz J and Plotkin A : Low-Speed Aerodynamics Second
edition, Cambridge University Press, 2001
- 20) Jones R T : Properties of low-aspect-ratio pointed winds at
speeds below and above the speed of sound, NACA report
No.835, 1946, pp59-63
- 21) 田中豊、脇本和昌 : 多変量統計解析法、現代数学社、
1983
- 22) Ryan T P : Modern regression methods, Wiley-Interscience
Publication, 1997, p222
- 23) ESDU(Engineering Science Data Unit) No.71016, 2003,
p29
- 24) 中村彰一 : IV 耐航性の諸要素、耐航性に関するシンポ
ジウム、日本造船学会、pp121-123

Appendix

風洞実験データ

4 隻 7 種の船の風圧力係数の計測を行った。実験は海上技
術安全研究所内の変動風水洞にて実施した。変動風水洞はゲ
ッチンゲン型水平回流式風洞であり、風洞断面は高さ 2m、
幅 3m、最大風速は 30m/s である。また、20m/s 時の有効断
面内 (壁から約 10cm 離れた風洞断面内部) での乱れ強さは
最大 0.34% である。

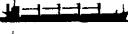
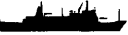
Table A-1 に船の主要目を示す。バルクキャリアは満載状
態(Bulk-A)、軽荷状態(Bulk-B)、軽荷状態で搭載クレーンの
存在しない場合(Bulk-C)の 3 種の実験を実施した。コンテナ
船はコンテナを最大限搭載した満載状態(Container-A)及び
コンテナの搭載が無い軽荷状態(Container-B)で実験を行っ
た。その他、Ro-Ro 客船(Ro-Ro)、練習船(Training)を対象と
して実験を実施した。

模型の大きさは約 1.0m から 1.2m である。風向角を変更
できるターンテーブル上中心に検力計を埋め込み、さらに船
体中央部の底面と検力計を固定した。模型による最大風洞閉
塞率は 3% に満たないため、模型の縮尺に起因した実験値へ
の影響は十分小さいと言える*)。実験は風速約 20m/s で実施
した。この風速域で風圧力係数が一定値となることを別途確
認している。模型全長を基準としたレイノルズ数は 10^5 オー
ダである。

風圧力係数は本文中で示した定義、座標系に従う。実験結
果を Fig. A-1 に示す。ほぼ一様風速中で実験を実施したが風
洞床面に約 10cm の境界層が存在しており、その領域では風
速の低下が見られる。境界層の影響を除くために平均高さま
での平均動圧 q_M を使用した。船が左右弦対称の場合は 0 度
から 180 度まで、非対称の場合は 0 度から 350 度まで風向角
を 10 度ごとに変化させ実験を行った。ただし、今回対象と
した船の左右非対称性は小さく、Fig. A-1 の結果は左右風向
の平均値である。

*) 日本建築センター : 建築物風洞実験ガイドブック、1994

Table A-1 Principal particulars of experimental models

Ship	Condition	Profile	L_{OA} (m)	L_{PP} (m)	B (m)	A_F (m ²)	A_L (m ²)	A_{OD} (m ²)	C (m)	H_C (m)	H_{BR} (m)
Bulk-A	Full		184.8	177.0	30.4	533.2	1997	574.5	-5.6	6.5	17.8
Bulk-B	Ballast		184.8	177.0	30.4	767.0	3111	574.5	-0.8	9.1	22.8
Bulk-C	Ballast		184.8	177.0	30.4	767.0	2810	273.4	-1.9	8.1	22.8
Container-A	Full		232.0	216.0	32.2	960.2	4504	2070	-7.6	10.8	29.3
Container-B	Ballast		232.0	216.0	32.2	1092	3587	394.9	-3.7	8.7	31.1
Ro-Ro			181.3	169.5	25.1	724.1	4223	2380	-1.8	12.7	25.8
Training			116.6	105.0	17.9	315.8	1337	450.6	0.9	6.7	17.5

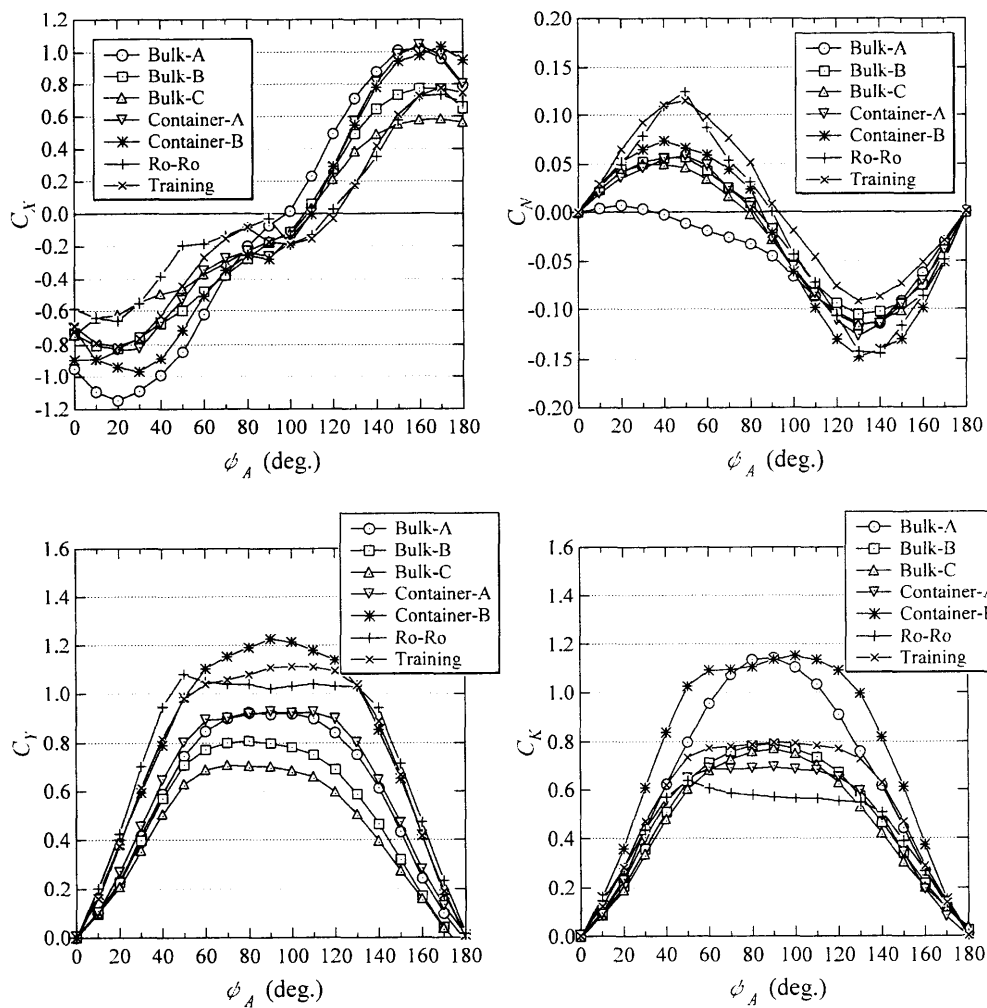


Fig. A-1 Wind force and moment coefficients of seven kinds of ships