

コンテナの隙間影響を考慮した風圧力の推定法

正員 藤原 敏文* 正員 塚田 吉昭*
 正員 北村 文俊* 正員 沢田 博史*
 正員 大松 重雄*

Estimation method of wind load for a container ship with clearance gaps

by Toshifumi Fujiwara, *Member* Yoshiaki Tsukada, *Member*
 Fumitoshi Kitamura, *Member* Hiroshi Sawada, *Member*
 Shigeo Ohmatsu, *Member*

Summary

A container ship with much larger structure above sea than the hull volume under water is strongly affected from wind at sea. It is important to estimate wind effect exactly for assessing navigational performance of the ship. Ordinary, specification of a ship external form does not change without considering the main hull's thickness that means the height from sea level to main hull deck top. On the other hand, the container ships have many kinds of on-deck forms depended on the number of containers. Under these situation, it is difficult to reflect individual shape influence on the deck of a container ship in the estimation method, since the method is basically proposed using fully loaded or ballast ships' experimental results and only uses the simple ship external form parameter, that is total projected area, center portion of the projected area for lateral area above sea etc. In the present, there is no estimation method to calculate the wind effect easily by the external ship form specification including the lack influence of the containers at some parts on deck. Then, the authors carried out the wind tunnel experiments of a container ship for the many kinds of stowage of containers on deck in order to grasp the aerodynamics specifications of them. Using the experimental results, authors propose a new estimation method for wind forces on no fully loaded container ships. This new method is able to estimate the longitudinal and lateral forces and yaw moment on wind load for several kinds of container ship forms more exactly rather than the previous estimation method.

1. 緒 言

環境問題や燃料消費削減の観点から精度の良い船の運航性能評価が望まれる。近年、大型化が著しいコンテナ船に着目すると、タンカー等の排水量型船と異なり、水面下に比べて水面上体積が相対的に大きいために、結果として風の影響を大きく受ける。このような船に対しては、より精度良く風影響を評価することが必要である。

また、コンテナ船固有の特徴として、運航時の積み卸しの効率や輸送量の点から、必ずしも最大搭載可能数のコンテナがデッキ上に積み上げられている訳でなく、多くの場合、場所によってコンテナの山谷が見受けられる。個船の風影響評価を行う際は、それらのコンテナ形状の影響も含めて、評価

されるべきであろう。

しかし、風影響評価に関して、過去より船体外観形状を表す特性パラメータのみから風圧力を推定できる方法^{1)~4)}が存在するものの、コンテナの積み付け影響を陽に考慮した推定法は、提案されていない。風洞試験により風影響を把握することも可能であるが、あらゆるコンテナの積み付け状態を事前に想定し、風洞試験を行うことは事実上困難である。

そこで、様々なコンテナ積み付け形状を変化させた風洞試験結果から、広範な運航状態に適用可能な風圧力推定法の検討を行うことにした。初めに、従来の風圧力推定式における問題点を指摘し、デッキ上コンテナのみを対象として様々な積み付けを想定して実施した風洞試験結果を報告する。次に、その実験結果を利用し、デッキ上コンテナに隙間がある場合に対応した新しい風圧力推定法を示す。最後に、その方法をコンテナ船型での試験結果に適用し、推定式の有効性を確認すると共に、推定法の差違が運航性能評価に及ぼす影響を定常航行計算により示した。

* (独) 海上技術安全研究所

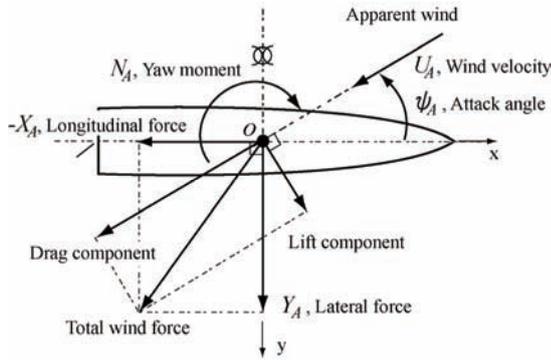


Fig. 1 Coordinate system of wind force coefficients

2. 現状の風圧力推定式

2.1 風圧力係数の定義と推定式

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 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 及び回頭モーメント係数 C_N は、次式のように定義される。

$$C_X(\psi_A) = X_A(\psi_A)/(q_A A_F)$$

$$C_Y(\psi_A) = Y_A(\psi_A)/(q_A A_L) \tag{1}$$

$$C_N(\psi_A) = N_A(\psi_A)/(q_A A_L L_{OA})$$

$$q_A = \frac{1}{2} \rho_A U_A^2 \tag{2}$$

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

著者ら¹⁾は、船体に働く風流体力の成分を分離し、各要素の構成を多数の風洞試験結果の回帰分析により決定した風圧力係数の推定式を提案している。前後風圧力係数 C_X の場合は、次式となる。

$$C_X(\psi_A) = C_{LF} \cos \psi_A + C_{XLI} (\sin \psi_A - \frac{1}{2} \sin \psi_A \cos^2 \psi_A) \cdot \sin \psi_A \cos \psi_A + C_{ALF} \sin \psi_A \cos^3 \psi_A \tag{3}$$

ここで (3)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を示す。

同様に C_Y 及び C_N は、次式で表される。

$$C_Y(\psi_A) = C_{CF} \sin^2 \psi_A + C_{YLI} (\cos \psi_A + \frac{1}{2} \sin^2 \psi_A \cos \psi_A) \cdot \sin \psi_A \cos \psi_A \tag{4}$$

$$C_N(\psi_A) = C_Y(\psi_A) \cdot \left[0.927 \times \frac{C}{L_{OA}} - 0.149 \times (\psi_A - \frac{\pi}{2}) \right] \tag{5}$$

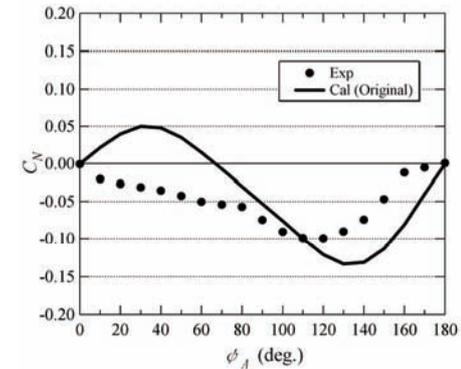
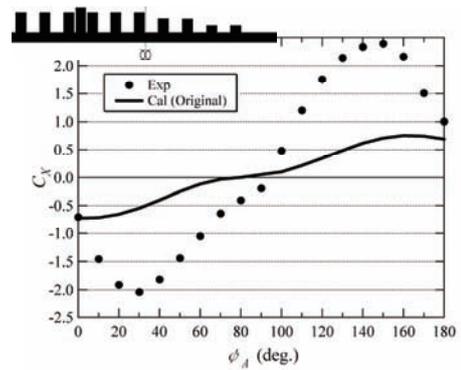


Fig. 2 Comparison between the experimental results and calculated ones¹⁾ for the container ship model with Comb type of containers on deck

(3)、(4)式の各項の係数は、船体外観を表すパラメータ（例えば船長、船幅等）の無次元値で表現されている。係数の詳細については、本稿の主題ではないため省略する（参考文献 1)を参照のこと。）。(5)式中、 C は船体中心から側面積中心までの前後方向座標（船首方向を正）である。

2.2 推定値と実験値の比較例

一例として、Fig. 2 にデッキ上コンテナが楕形状に欠如し、隙間が多く空いている場合のコンテナ船の C_X 及び C_N に関する実験値と風圧力係数推定値¹⁾の比較を示す。 C_X では特に $\psi_A = 30\text{deg}$.付近と $\psi_A = 150\text{deg}$.付近を中心として両者の差が大きい。船体に入射した流れが、デッキ上コンテナの隙間に流れ、コンテナ上流面における圧力抗力の増加、さらにコンテナ背面で流れの剥離による流体力の変化が生じる。コンテナ満載状態に比べ、空力特性が大きく異なり、推定式がその現象を十分捉えていないことが分かる。

事前の検討で、この傾向は参考文献 2)~4) についても同じ事が言えた。すなわち、現在提案されている船体外観形状から計算可能な風圧力推定法は、船体側面積や側面積中心などの特徴的なパラメータを用いて計算を行うが、Fig. 2 で示されたような、ある意味、特殊条件下での推定を前提として

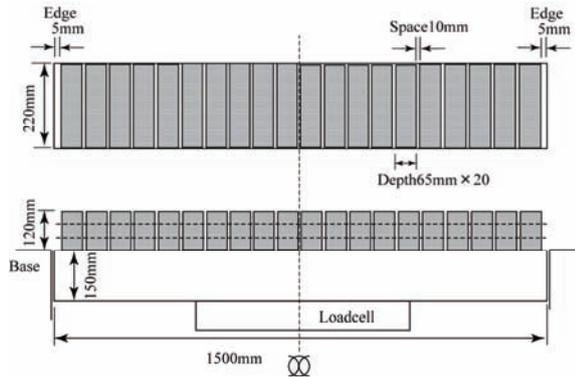


Fig. 3 Block model similar to containers on ship's deck ('Ori' condition in the later figure)

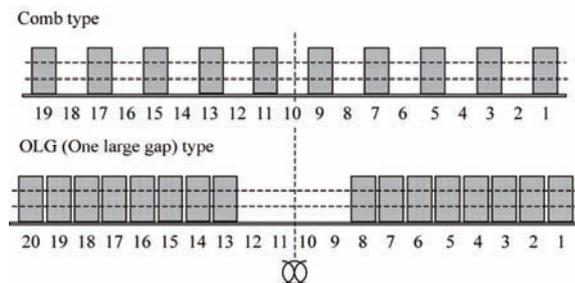


Fig. 4 Two types of container characteristics (Examples of Comb and OLG (One large gap) type)

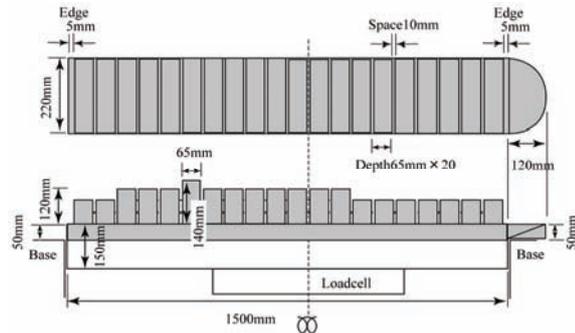


Fig. 5 Ship model with containers on deck (Example form)

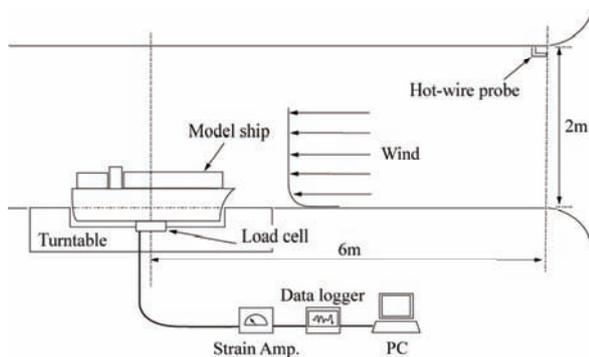


Fig. 6 Experimental set-up in the wind tunnel for wind force measurement

いない。本稿では、コンテナが部分的に存在しない状態の特徴パラメータを用意し、コンテナ欠如時にも利用可能な推定法の検討を行う。

3. 様々なコンテナ形状を模擬した風洞実験

3.1 実験模型

コンテナ積み付け影響を調べるためにデッキ上コンテナのみを模擬した Fig. 3 に示すような模型を準備した。模型の長さは、1.5m である。大型コンテナ船を想定し、縦方向に 20 列、高さ方向に 3 分割とし、それぞれのコンテナは取り外しが可能である。その中で、大きく分けて 2 種類のコンテナ積み付けを主体として実験を行った。Fig. 4 にその状態例を示す。1 つは一列ごとにコンテナの無い楕形状のコンテナ積み付け (Comb type) であり、もう 1 つは、ある 1 箇所大きくコンテナが欠如している場合 (OLG, One Large Gap) である。楕形状の場合は、全体高さの低い場合や隙間が 1 段や 2 段の場合も含め 5 種類試験を実施した。OLG は、船体中心の No.9~No.12 のコンテナを対象として、さらに No.4~No.7 コンテナを対象として 2~12 個のコンテナ欠如状態の実験を行った (計 20 種類)。運用面で積み付け時の復原力や前後バランスの点から、実際起こりえない状況も実験に含めていると考えられるが、極端な事例を採り上げることで、推定式を提案する上で汎用性を高めることにした。

さらに、先のコンテナ模型の船体部をかさ上げし、船橋・船首に相当する部材を船体に接合することでコンテナ船を模擬した状態で実験を行った (一例として Fig. 5 参照)。

3.2 実験状態

風洞実験は、海上技術安全研究所内の変動風水洞で実施した。Fig. 6 に実験状態の概要を示す。風向角を変更できる直径 1.8m のターンテーブル上中心に検力計 (6 分力計) 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⁵⁾。設定風速は、25m/s とした。この風速域の前後で風圧力係数が一定値となることを別途確認している。このとき、模型全長を基準としたレイノルズ数は 2.4×10^6 である。

風洞施設固有の状態として計測部周辺では高さ方向約 10cm に渡って境界層が存在する。この境界層による風速の減少が抗力係数に及ぼす影響を取り除くことを目的として、コンテナ上端 (コンテナ船型の場合は、模擬船橋上端) までの高さ方向平均風速を(2)式における代表風速とした。

風向角 ψ_A は、0deg.~360deg.まで 10deg.ごとに変更し、1 状態で 2 試験実施した。得られたデータは、同一風向角度で平均化するが、前後・左右の対称性も考慮し、幾何学的に同じ入射角となる場合は、同一風向角として処理した。

3.3 実験結果

Fig. 7 に楕形 (図中の記号 B)、Fig. 8 に OLG (図中の記号 C) の結果を隙間の無い状態「A-1」(Fig. 3 の高さ 3 段で全くコンテナに隙間の無い状態)と比較して図示する。なお、記号 C の結果は、船体中心でコンテナが欠如している場合の結果である。

図中に示す A_{OD} と A_{RC} の概念図を Fig. 9 に示す。 A_{OD} はコンテナ満載を想定したデッキ上側面積、 A_{RC} は A_{OD} の外回り範囲を対象とした隙間分の総和面積 (このとき、Fig. 3 に見られるコンテナ前後の隙間は含めない。)、さらに解析・検討を行う上で、 A_L は隙間の無い場合の側面投影面積で、主船体が存在する場合にはその側面積も含める。「B-4」に関しては、コンテナ高さが異なるが結果的に A_{RC}/A_{OD} が一致した場合である。

実験結果から、 A_{RC}/A_{OD} の変化に伴い、流体力が大きく変化していることが分かる。前後力係数 C_X について見てみると、 $\psi_A = 30\text{deg}$. 付近を頂点として A_{RC}/A_{OD} の増加に合わせて、ある比率で全体的に減少している様子が見られる。 C_Y も同様に、 A_{RC}/A_{OD} に依存して減少傾向にある。ただし、 C_Y の変化については、満載相当の同一 A_L で解析しているため、側面減少に伴う流体力減少の意味合いが大きい。 C_N については、隙間の存在により、コンテナ満載時と比べて逆方向モーメントの発生する向い角が存在する。

これらの状況を踏まえて、コンテナに隙間がある場合の推定式を検討する。

4. コンテナに隙間がある場合の推定式の検討

4.1 前後力係数

Fig. 7、Fig. 8 の結果から(3)式を改良する。デッキ上のコンテナが一部存在せず、風がコンテナ間に入り込む様子を Fig. 10 の様に考える。物体に作用する抗力は、風向きに直交する面に作用する圧力抗力が主であることから、船長方向 (X_A 方向) の力が次式により作用すると仮定する。

$$C_1 \times l_{RC} \tan \psi_A \times h_{RC} \times \cos^2 \psi_A \tag{6}$$

正面向い風の場合もコンテナの隙間に比例した抗力の変化が見受けられることから同様に次式を導く。

$$C_2 \times l_{RC} \times h_{RC} \times \cos^2 \psi_A \tag{7}$$

ここで、 C_1, C_2 は実験定数とする。

複数隙間がある場合を想定し、 $\sum (l_{RC} \times h_{RC})$ を A_{RC} で置き換え、さらに全体を A_{OD} で無次元化する。コンテナ隙間による風の流れの変動は、従来の推定式の補正と位置づけると、

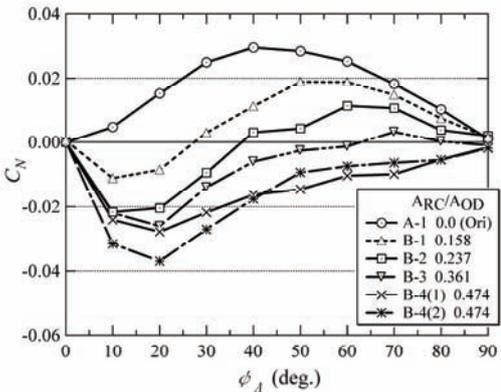
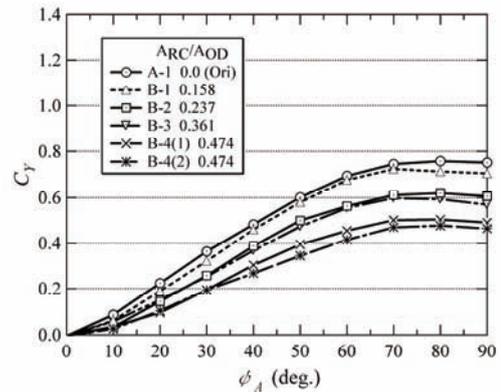
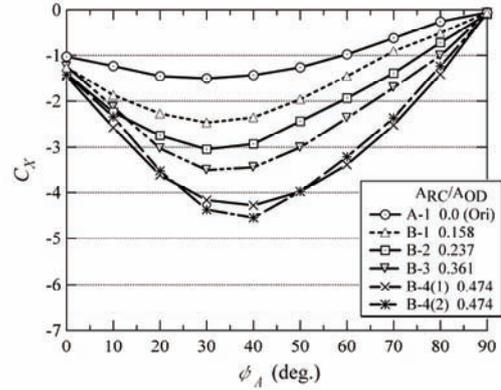


Fig. 7 Experimental results for the block models in case of Comb type

(3)式に(6)、(7)式による項を追加する形で次式のように書き換えられる。

$$C_X(\psi_A) = C_{LF} \cos \psi_A + C_{XLI} \left(\sin \psi_A - \frac{1}{2} \sin \psi_A \cos^2 \psi_A \right) \cdot \sin \psi_A \cos \psi_A + C_{ALF} \sin \psi_A \cos^3 \psi_A + \frac{A_{RC}}{A_{OD}} \left(C_{D1} \cos^2 \psi_A + C_{D2} \sin \psi_A \cos \psi_A \right) \tag{8}$$

コンテナ隙間影響を表す補正項中の係数 C_{D1} 、 C_{D2} は実験結果から求めることにする。

Fig. 11 に C_{D1} を得るための正面風の結果を示す。図中の ΔC_X は、 $\psi_A = 0\text{deg}$. での各状態の C_X から A-1 の C_X 値を差

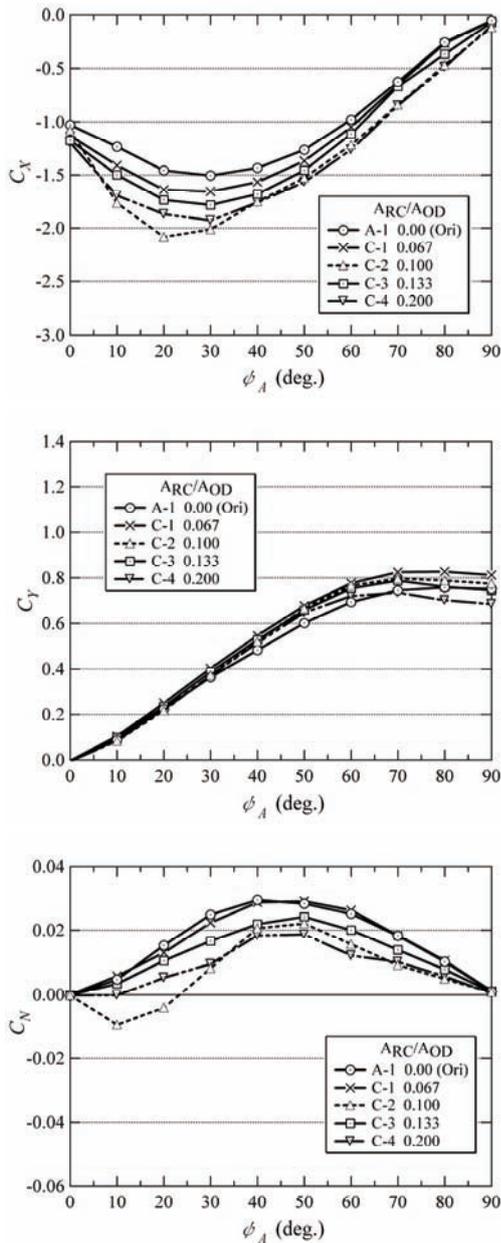


Fig. 8 Experimental results for the block models in case of OLG type

し引いた変化量である。横軸 A_{RC} / A_{OD} に対して概ね比例関係にあることを確認した上 (n (サンプル数) = 25, R (相関係数) = 0.770)、(9)式を得る。

$$\Delta C_X|_{\psi_A=0\text{deg.}} = C_{D1} \frac{A_{RC}}{A_{OD}} = \mp 0.986 \frac{A_{RC}}{A_{OD}} \begin{cases} 0 \leq \psi_A < \pi/2 \\ \pi/2 < \psi_A \leq \pi \end{cases} \quad (9)$$

このとき、(8)式第4項前半部の式形状を余弦2乗とすることから、背面風の領域 ($\pi/2 < \psi_A \leq \pi$) に対して符号を反転させている。

次に Fig. 7、Fig. 8 の C_X 各状態の $\psi_A = 30\text{deg.}$ 付近、最小値と A-1 との差を求め、Fig. 11 と同様に A_{RC} / A_{OD} を横軸にして、Fig. 12 に示す。このとき、楕形と OLG で値の傾向が

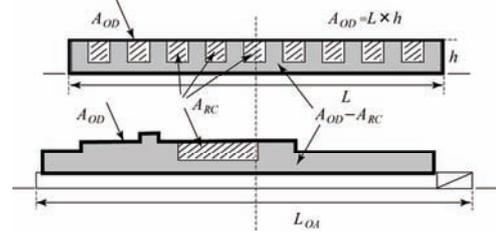


Fig. 9 A_{RC} & A_{OD} definitions in the lateral projected area of the models

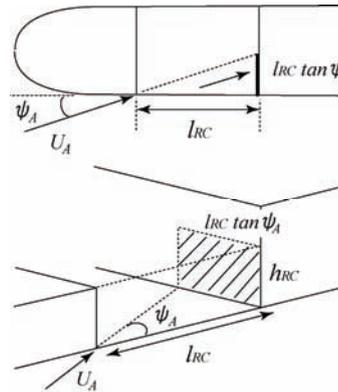


Fig. 10 Increased pressure drag area model

異なる。同じ隙間割合 (A_{RC} / A_{OD}) で比較し、OLG では、楕形よりも抵抗増加値が小さい。隙間の前方で大きな流れの剥離が生じ、後方コンテナに作用する圧力抵抗を減少させていると考えられる。このことから、基本的には楕形の条件で計算し、流れの剥離による圧力抵抗減少分を補正項として楕形の推定式に加えることにする。すなわち、次式のように定義することとした。

$$\begin{aligned} \Delta C_X|_{\min.} &= \Delta C_{XRC} && \text{for Comb type} \\ &= \Delta C_{XRC} + \Delta C_{XOLG} && \text{for OLG type} \end{aligned} \quad (10)$$

Fig. 12 から実験結果の傾向を捕らえるために次式のように実験式を決定した。

$$\begin{aligned} \Delta C_{XRC} &= -5.09 \frac{A_{RC}}{A_{OD}} \\ \Delta C_{XOLG} &= \left\{ 4.57 \left(\frac{A_{RC}}{A_{OD}} - 0.150 \right) \pm \left(0.625 \frac{C}{L_{OA}} + 0.373 \right) \right\} \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{cases} 0 \leq \psi_A < \pi/2 \\ \pi/2 < \psi_A \leq \pi \end{cases}$$

(8)式に合わせて再度書き直すと次式になる。

$$\begin{aligned} C_{D2} &= -5.09 && \text{for Comb type} \\ &= \frac{A_{OD}}{A_{RC}} \left\{ 4.57 \left(\frac{A_{RC}}{A_{OD}} - 0.150 \right) \pm \left(0.625 \frac{C}{L_{OA}} + 0.373 \right) \right\} \end{aligned} \begin{cases} 0 \leq \psi_A < \pi/2 \\ \pi/2 < \psi_A \leq \pi \end{cases} \quad (12)$$

for OLG type

ここで、 C は(5)式でも使用したが、コンテナ欠如の無い状態を仮定し得られる船体中心から側面投影面積中心までの距離である（先と同様に船首方向が正）。

Fig. 12 には(12)式を使用して推定した結果 (Cal.) も併記している。楕形の場合 (n=5) は $R=0.983$ 、Err (目標である実験値に対する推定値の平均誤差) =0.037、OLG (n=16) は非線形な傾向を示すため平均誤差のみに着目すると $Err=0.135$ となった。楕形の場合は、近似曲線と実験値との一致度は良い。その一方で OLG は、やや誤差が大きいと言える。

4.2 横力係数

横風圧力係数 C_Y についても A_{RC}/A_{OD} が重要なパラメータであることが実験値から示されている。 $\psi_A = 90\text{deg.}$ での C_Y の変化量 ΔC_Y (各状態での C_Y 値から A-1 の値を差し引く。) の実験結果を Fig. 13 に示す。基準として無次元化には A-1 での側面投影面積を使用した。 A_{RC}/A_{OD} の増加に伴い側面積が小さくなるため、 ΔC_Y の減少している様子が見受けられる。 $A_{RC}/A_{OD}=0.1$ 以下では、 ΔC_Y が正である。また、側面積が半分 ($A_{RC}/A_{OD}=0.5$) であっても ΔC_Y は必ずしも半減しない。

(4)式の成り立ちから右辺第 1 項(クロスフロードラッグ成分)を補正するために次式のような C_{CF1} 項を加えることにする。

$$C_Y(\psi_A) = (C_{CF0} + C_{CF1})\sin^2 \psi_A + C_{YLI}(\cos \psi_A + \frac{1}{2}\sin^2 \psi_A \cos \psi_A) \cdot \sin \psi_A \cos \psi_A \quad (13)$$

ただし、 C_{CF0} は(4)式の C_{CF} である。横力に大きな影響を及ぼす主船体の存在も考慮しながら、 C_{CF1} 項は Fig. 13 の結果から次式のように求めた。

$$C_{CF1} = C_{CF11} \cdot C_{CF12}$$

$$C_{CF11} = \frac{A_{OD}}{A_L} \quad (14)$$

$$C_{CF12} = 1.04 \frac{A_{RC}}{A_{OD}} \quad \text{in } \frac{A_{RC}}{A_{OD}} < 0.05$$

$$= -0.801 \frac{A_{RC}}{A_{OD}} + 0.0918 \quad \text{in } 0.05 \leq \frac{A_{RC}}{A_{OD}} < 0.5$$

Fig. 13 から明らかであるが、得られた近似曲線と実験値の相関係数 R は 0.983 (n=17) であり、線形近似で十分実験値を表現できていることが分かる。

4.3 回頭モーメント係数

回頭モーメント係数 C_N は(5)式で定義されている。実験結果から、船幅を上回るような船長方向長さで大きくコンテナ

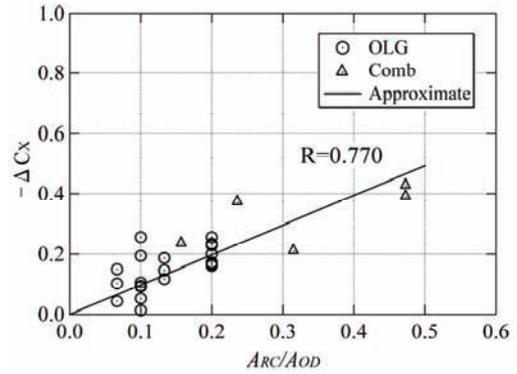


Fig. 11 Experimental results of $-\Delta C_x$ in $\psi_A=0\text{deg.}$

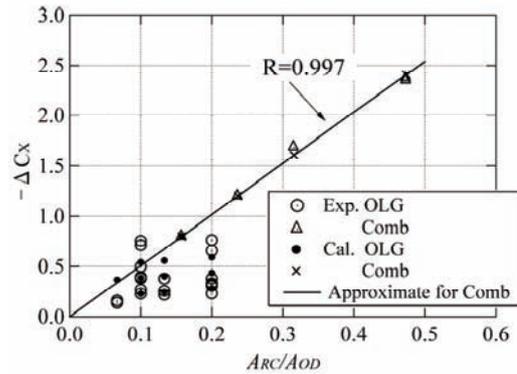


Fig. 12 Experimental results of $-\Delta C_x$ at minimum C_x near $\psi_A = 30\text{deg.}$

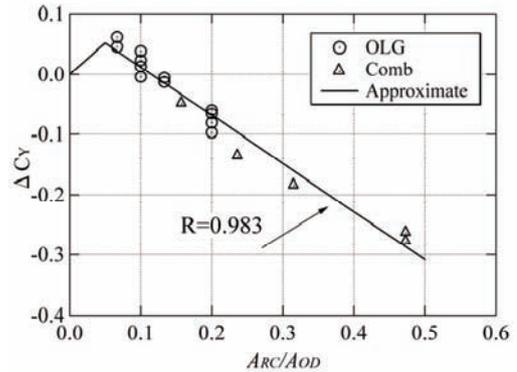


Fig. 13 Experimental results of ΔC_y in $\psi_A = 90\text{deg.}$

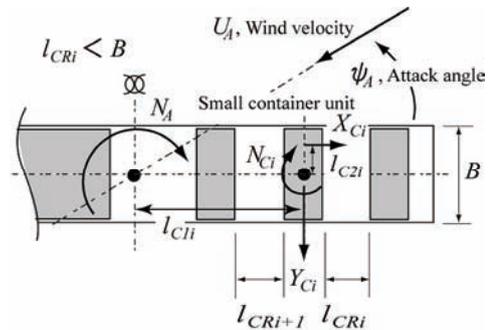


Fig. 14 Force and moment components relating with coordinate system in Comb type container arrangement

が欠如しているような状況下では、従来の推定法¹⁾で十分対応可能であると判断できたことから、小さな隙間が多くある

ようなコンテナ積み付け状態（本稿での櫛形）での C_N の推定法を検討する。

Fig. 14 の様に風圧が作用すると仮定すると、回頭モーメント係数は次式のように表される。

$$N = N_H + \sum X_{Ci} l_{C2i} + \sum Y_{Ci} l_{C1i} \quad (15)$$

ここで、 N_H は、主船体に働く回頭モーメントを表し、右辺第 2 項がコンテナの隙間により新たに発生するモーメントであることが分かる。

側面投影面積の減少による回頭モーメントへの影響も加味し、 C_N を次式のように表す。

$$C_N = (1 - A_{RC} / A_L) \times C_{N0} + C_{N1} \quad (16)$$

ただし、 C_{N0} は(5)式で得られる C_N である。また、(15)式右辺第 2 項は、コンテナ隙間の影響項 C_{N1} として加えている。

C_{N1} は、(6)式と同様の概念で取り扱い、 $\sin \psi_A \cos \psi_A$ 項を含めることとし、実験定数 C_{N11} を使って次式のように定義する。

$$C_{N1} = C_{N11} \cdot C_{N12} \cdot \sin \psi_A \cos \psi_A \quad (17)$$

このとき、コンテナ背面の剥離影響等、理論的なモデリングに限界があるため、コンテナに作用する l_{C2} が風向角により減じられる効果を C_{N12} として付加している。それぞれの定数は次式のように決定した。

$$C_{N11} = -0.613 \frac{A_{RC}}{A_{OD}} - 0.194$$

$$C_{N12} = 1 - \left(\frac{2\psi_A}{\pi} \right)^{1/5} \quad \text{in } 0 < \psi_A < \frac{\pi}{2}$$

$$= 1 - \left(\frac{2(\pi - \psi_A)}{\pi} \right)^{1/5} \quad \text{in } \frac{\pi}{2} < \psi_A < \pi \quad (18)$$

ΔC_N の実験値（先と同様に A-1 からの差）と(17), (18)式から求まる推定値を比較し、Fig. 15 に示す。実験値の変動を推定値は概ね表現できていると言える。

5. コンテナ隙間影響を考慮した新しい推定式の精度と 運航性能評価への影響

Fig. 2 で示した推定結果に対する改善効果を Fig. 16 に示す。このとき、従来の著者らの方法¹⁾による推定値（図中、Cal.(Original)）は、コンテナ満載時においても誤差が存在する。コンテナ隙間の影響補正法の検討を行うため、ここでは初期条件として満載状態での誤差分は、従来の方法から補正し（満載時実験値と一致するよう推定式の各成分を修正する。図中、Cal.(Modified)と提示）、その後、本稿での提案に従い

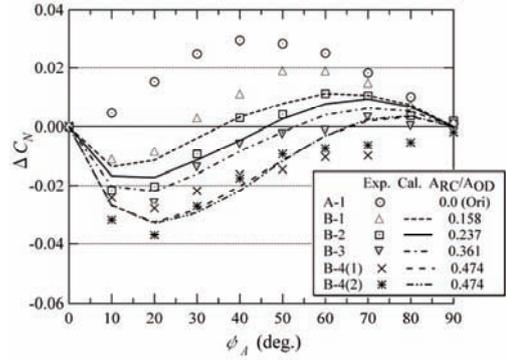


Fig. 15 Estimated results of ΔC_N for Comb type block comparing with the experimental ones

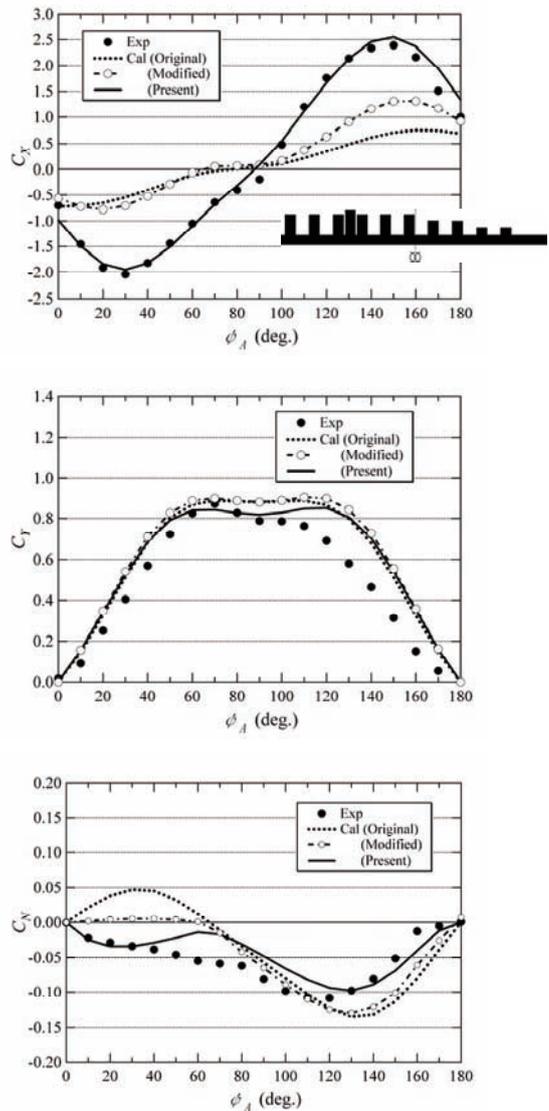


Fig. 16 Wind force coefficients of C_X, C_Y, C_N comparing the calculated results with experimental ones for the container ship model with Comb type of containers on deck

コンテナ隙間影響分を反映させる。

C_X については、改良された推定値と実験値の一致は全般的に良く、推定式提案の効果がみられる。ただし、船が遭遇する頻度としても重要な正面風 ($\psi_A = 0 \text{deg.}$) については、

従来の方法でも精度良く推定できていたことから、コンテナ隙間影響を修正することで逆に精度劣化を招くこととなった。

C_Y に関して従来の方法では、横風より大きな風向角で誤差が大きくなるものの、実用の点から言えば概ね精度良く推定できている。しかしながら、本検討による成果を用いることにより、 $\psi_A = 90\text{deg.}$ 付近でより一層推定精度が向上していることがわかる。

C_N の場合も、今回提案の方法により従来の方法よりも大幅に推定精度が向上していることが分かる。ただし、 $\psi_A = 60\text{deg.} \sim 120\text{deg.}$ 付近でやや実験値と推定値の一致度が悪く、まだ、改善の余地がある。

これらの結果を用いて、Table 1 に示す 300m 級 (6500TEU 搭載想定) コンテナ船 ($A_{RC}/A_{OD}=0.42$) が Fig.2 に示した楕円形外観形状コンテナを運搬している際の航行状態の推定を行った。Table 1 中の記号はそれぞれ、 L_{PP} ; 垂線間長、 B ; 幅、 d ; 喫水、 D_p ; プロペラ直径、 H_R ; 舵高さ、 Λ ; 舵アスペクト比である。計算は参考文献 6) の方法、及びその論文に示された流体力係数値を使用し、風圧力推定結果が船速低下の推定に及ぼす影響について調査した。

結果を Fig. 17 に示す。海象は、BF7 の風で波が無い状態である。図中、黒丸は風圧力係数に風洞実験結果を使用した場合、点線・実線は従来の方法と今回提案した方法による推定値を使った場合の結果である。Fig. 16 の結果からも明らかであるが、従来の方法で推定できなかった状況においても、本稿で示した方法を使用することにより、精度良く推定できることが理解できる。

6. 結 言

実海域での運航性能把握の一助とするため、様々な積み付け状態でのコンテナ船の風圧下運航性能が風洞試験を行うことなく推定できる方法について検討を行った。得られた結論を以下に示す。

- ・ コンテナに隙間がある場合の前後力、横力、回頭モーメントに関する風圧特性を明らかにした。
- ・ コンテナ満載の搭載状況に対して、デッキ上コンテナに隙間や大きな欠如がある場合の風圧影響を表現する際に、 A_{RC}/A_{OD} が重要なパラメータとなる。
- ・ コンテナ船のデッキ上コンテナに隙間や欠如がある場合の推定式を、風洞実験結果を利用して検討した。推定値は、著者らの従来の推定法による結果と比べ、実験値と良好に一致している。
- ・ 風圧下定常航行船速の計算から、本検討による推定式

Table 1 Principal particulars of 300m container ship with Comb type of containers on deck

L_{OA}	m	318.0	A_{OD}	m^2	4405.0
L_{PP}	m	300.0	A_{RC}	m^2	1854.0
B	m	40.0	D_p	m	9.57
d	m	14.0	H_R	m	11.7
A_F	m^2	1469.0	Λ	—	1.467
A_L	m^2	7417.0			

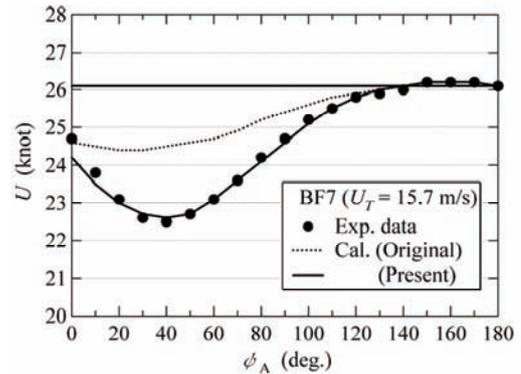


Fig. 17 Estimated results of speed reduction by wind load for the 300m container ship with Comb type of containers on deck

を用いることにより、様々な積み付け状態のコンテナ船の強風下船速が精度良く求まることが示された。

謝 辞

本コンテナ船の検討は、海の 10 モードプロジェクト (日本海事協会、日本船舶技術研究協会、海技研) への対応に関連し、企画された。関係者各位に御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 藤原敏文, 上野道雄, 池田良穂: 成分分離型モデルを利用した新しい風圧力推定法, 日本船舶海洋工学会論文集第 2 号, 2006, pp243-255
- 2) 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)
- 3) Isherwood, RM: Wind Resistance of Merchant Ships, Trans RINA, Vol.115, 1972, pp327-338
- 4) 米田国三郎, 蛇沼俊二, 烏野慶一: 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) 日本建築センター: 建築物風洞実験ガイドブック, 1994, p66
- 6) 藤原敏文, 上野道雄, 池田良穂: 荒天下での水面上巨大構造船の定常航行性能—その 1 風による抵抗増加特性—, 日本船舶海洋工学会論文集第 2 号, 2005, pp257-269