

海の10モード指標の開発

佐々木 紀幸*、辻本 勝*、黒田 麻利子*、粉原 直人*、
一ノ瀬 康雄*、臼井 謙彰**、上野 道雄***、藤原 敏文***、
星野 邦弘***、川並 康剛**、大松 重雄****、柴田 和也*****

Development of Ship Performance Index (10 mode at Sea)

by

Noriyuki SASAKI, Masaru TSUJIMOTO, Mariko KURODA, Naoto SOGIHARA,
Yasuo ICHINOSE, Noriaki USUI, Michio UENO, Toshifumi FUJIWARA,
Kunihiro HOSHINO, Yasutaka KAWANAMI, Shigeo OHMATSU, Kazuya SHIBATA

Abstract

In the face of a growing need for reduced emission of CO₂ from ships, which is equivalent to better fuel economy in ship operation, a simple and user-friendly index for ship performance evaluation alongside the technique has been developed.

This newly developed technique results from a practical and brand new approach in combining a numerical calculation with a simplified tank test, striking the balance between the costs to be incurred for the tests and expected accuracy.

The technique has been validated through tank tests conducted by major tank organizations and the numerical calculation by major shipbuilders. The data obtained through the measurement taking place onboard the commercially operational ships were also used to verify the evaluation technique. It is concluded that the evaluation technique developed is deemed as robust and valid.

It is strongly hoped that the index as well as the evaluation technique will contribute to the increased construction of ships with better performance in actual sea and to the promotion of ship operation resulting in less CO₂ emission.

* 海の10モードセンター ** 流体設計系 *** 流体性能評価系 **** 海洋開発系
***** 東京大学(研究当時海の10モードプロジェクトチーム)

原稿受付 平成22年 1月 14日

審査済 平成22年 1月 26日

目次

1. はじめに	2
2. 海の 10 モード指標の概要	3
3. 実海域性能評価「海の 10 モード指標」の開発	4
3. 1 対象船型と設定海象	4
3. 2 波浪中抵抗増加の計算法の現状	5
3. 2. 1 既存の理論計算法とその問題点	5
3. 2. 2 国内造船所によるベンチマーク計算	6
3. 3 ハイブリッド計算法	6
3. 3. 1 理論計算法の開発	7
3. 3. 1. 1 速力低下量の算定法	7
3. 3. 1. 2 力・モーメントの算定法	9
3. 3. 2 計算例	13
3. 3. 3 風による力・モーメント算定法の評価	15
3. 3. 4 斜航による力及びモーメント算定法の評価	16
3. 3. 5 波浪中抵抗増加算定法の評価	18
3. 3. 6 船長と海象との関係	24
3. 3. 7 抵抗成分の評価	28
3. 3. 8 ハイブリッド計算法の比較計算	28
3. 4 水槽試験法	30
3. 4. 1 曳航水槽における耐航性試験	30
3. 4. 2 海の 10 モード試験	30
3. 4. 3 精度検証のための持ち回り試験	31
3. 5 実海域性能評価ツールの開発	32
4. 実船試験による検証	34
4. 1 実船試験の問題点	34
4. 2 風速計の精度に関する予備的実船試験	34
4. 2. 1 実験結果	34
4. 3 風洞試験と風速計の補正	35
4. 3. 1 実船における風の状況	35
4. 4 PCC を用いた実船試験と自動計測データ	37
4. 4. 1 実船計測システム	37
4. 4. 2 波浪データの検証	38
4. 4. 3 風速の補正	39
4. 4. 4 計測データの解析	39
4. 4. 5 まとめ	40
5. その他の実海域性能評価ツールの開発	41
5. 1 波浪中抵抗増加計算	41
5. 2 波浪中推進効率の推定	42
5. 3 計算の妥当性検証	42
5. 3. 1 規則波中抵抗増加	42
5. 3. 2 プロペラ効率の低下	43
5. 4 HOPE を用いたシーマージンの調査	43
5. 4. 1 具体的計算例	43
6. 認証システムのあり方	45

6. 1 認証システムの必要性	45
6. 2 認証における水槽試験の取扱い	45
6. 3 認証における数値計算の取扱い	45
6. 4 認証ガイドラインの考え方	45
6. 5 認証ガイドラインの概要	45
6. 5. 1 目的	45
6. 5. 2 適用対象	46
6. 5. 3 船舶の状態	46
6. 5. 4 速力の算定	46
6. 5. 5 その他の試験法	46
7. 謝辞	46
8. おわりに	46

1. はじめに

地球環境保全の観点から船舶が排出する CO₂ の量を個船ごとに削減しようとする試みが開始された。京都議定書では、各国が国内で排出する地球温暖化ガスの削減を目指しているが、船舶はその所有者、運航者また運航される海域も定かではないため、個船ごとに輸送効率の良い船舶を建造できる社会環境を創出することが最も有効な解決策であると考えられていることがその背景にある。

船舶の輸送効率にかかわる数値としては、貨物積載量(Capacity)、速力(Speed)およびそれに必要な燃料(Fuel)があるが、CO₂ はこの燃料使用量と直接的に関連し、船舶で通常使用される C 重油の場合、燃料 1 トンに対して約 3 トンの CO₂ が排出される。また、これら貨物積載量、速力および燃料消費の間には、流体力学的な法則から燃料消費は貨物積載量のほぼ 2/3 乗でしか増加しないが、速力に対しては 3 乗もしくはそれ以上の次数で増加することが知られている。すなわち、船舶の輸送効率の評価に対して、速力が非常に重要な数値であることがこの事実からも分かる。

海の 10 モード指標の概念は、自動車の 10-15 モード燃費指標の概念に近い。自動車は、市街地や高速道路など種々の条件で走行するので、それらのモードを総合的に評価するのが 10-15 モードである。一方、船舶の場合の性能指標は、主機の陸上運転による燃費率評価と平穏な海象における速力試運転を基本としているため、実際の波浪のある航海での性能評価とはやや異なっている。これまでは、その違いを埋めるためにシーマージンという概念が使用され、これが船社のノウハウの一部となっていた。海の 10 モード指標は、波も風もない平穏な海象での速力を代表値とするのではなく、航海中の平均的な海象における速力をその代表値とする考え方である。また、そこで考える運航モードは、その船が就航後に日常的に遭遇するであろう海象条件や船体条件を想定する。平水の状態における

最適船型と平均海象を考慮した最適船型は異なっていると考えると真に輸送効率の優れた船型を建造するには、実際に運航する海象条件を考慮できる指標の導入が必要である。

海の10モード指標は、船舶の性能評価をこれまでの平穏な海象だけであったところから、実際に運航する海象条件下に移すということに他ならない。

2. 海の10モード指標の概要

海の10モード指標開発の最終目標は、冒頭で述べたように風や波のある実海域における燃費の評価法の開発を通して燃費性能の悪い船舶が淘汰され、ひいては船舶から排出される地球温暖化ガスの大幅な削減が図られるということにある。また、そこに至るまでの開発ステップとしては、まず、燃料消費量の多い大型船を対象に波浪中における性能悪化をそれほどコストをかけずに正確に推定する技術を開発すること。次に、この技術を核とした環境指標の認定ガイドラインを策定し、海運界に普及させるということを考え、これらをプロジェクトの目的とした。

海の10モード指標では、船舶の実海域性能評価を実施する海象モードにあわせ10ケースとした。これらのモードの重みは航路や季節によって異なり、船社やオペレーターは、各モードにおけるその船の性能（船速低下）を用いて実際の投入航路における該当船舶の性能を予測することができる。また、各モードにおける性能は、常用出力における船速低下の形で示されているため、平均的な海象が分かれば、感覚的に運航が持つ経験値と比べることができる。詳細は3章以降で述べるが、海の10モード指標中の船速低下量をどのように精度よく求めるかが技術的な課題となる。また、その精度検証には実船の航海中の性能データが必須であり、既存の知識だけで解決できない技術課題が山積している。

さらに海の10モード指標を船級協会の認証システムの一つとして考える場合は、船の種類やサイズによって、どのようなことが起こるのか、また認証はどうすれば公平で中立なシステムになりえるかという運用上の問題もあると考えられる。

海の10モードプロジェクトを開始した2008年初頭において予想した諸課題を整理して以下に示す。

- (1) 既存の実用的理論計算法の調査とそれらの推定精度
- (2) 国内・海外水槽における水槽試験法の実態とそれらの試験精度
- (3) 精度検証に使用できる実船データの入手
- (4) 船の種類や船のサイズによる違い

これら諸課題について、検討した結果を次章以降に示す。

3. 実海域性能評価「海の 10 モード指標」の開発

3. 1 対象船型と設定海象

海の 10 モード指標の開発に先立ち、その設定海象（モード）と対象船を検討した。

設定海象は、運航者になじみのあるビューフォート風力階級¹⁾（以下 BF）を基に定めることとした。ここで、平均風速はビューフォート風力階級の中央値とし、有義波高（ H (m)）はビューフォート風力階級に示される参考波高を用いた。

平均波周期（ T (s)）の算出には、十分発達した外洋の風波を表した周波数スペクトラムより定まる(3-1)式に示す有義波高と平均波周期の関係²⁾を使用した。

$$T = 3.86\sqrt{H} \quad (3-1)$$

決定した海象を Table 3.1 に、この海象の海面状態を Fig.3.1 に示す。

Table 3.1 Weather Conditions.

	平均 風速 U_{wind} [m/s]	有義 波高 H [m]	平均 波周期 T [s]	方向
BF3	4.4	0.6	3.0	向い 及び 全方 位 平均
BF4	6.9	1.0	3.9	
BF5	9.8	2.0	5.5	
BF6	12.6	3.0	6.7	
BF7	15.7	4.0	7.7	

ここで、平均風向と主波向は同一の方向とし、設定する方向は、向風・向波と、各方向を単純平均して求める全方位平均の 2 種類とする。また、海潮流の影響は考慮しない。

次に、対象船型については、まず費用的、時間的な側面を考慮し、国内ニーズの大きい 3 船型に絞ることとした。船社を中心にヒアリングを実施したところ、コンテナ船、自動車運搬船およびバルクキャリアが候補に挙がった。これらの要目については、国内造船所の実績やこれからのトレンドも考慮して Table 3.2 に示す主要目を決定し、それぞれのラインズについては、ここ 10 年間のこれらの船型のトレンドを考慮して海技研にて計画した。3 船型の形状を Fig.3.2 に示す。

プロジェクトの遂行に当たり、これらの 3 船型を具体的に検討することで、そこに内在する問題点を早期に明らかにできたことは本プロジェクトの成功へ大きく貢献したと考える。

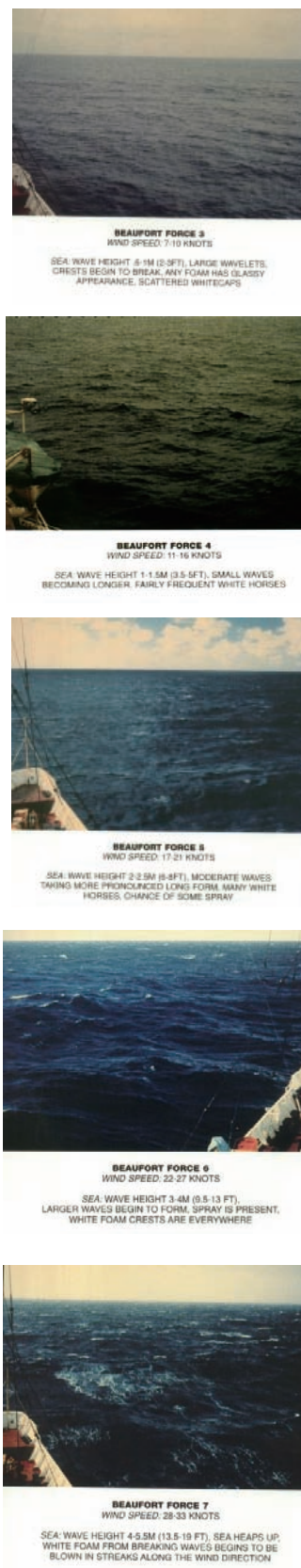


Fig.3.1 Beaufort Scales and Weather Conditions³⁾

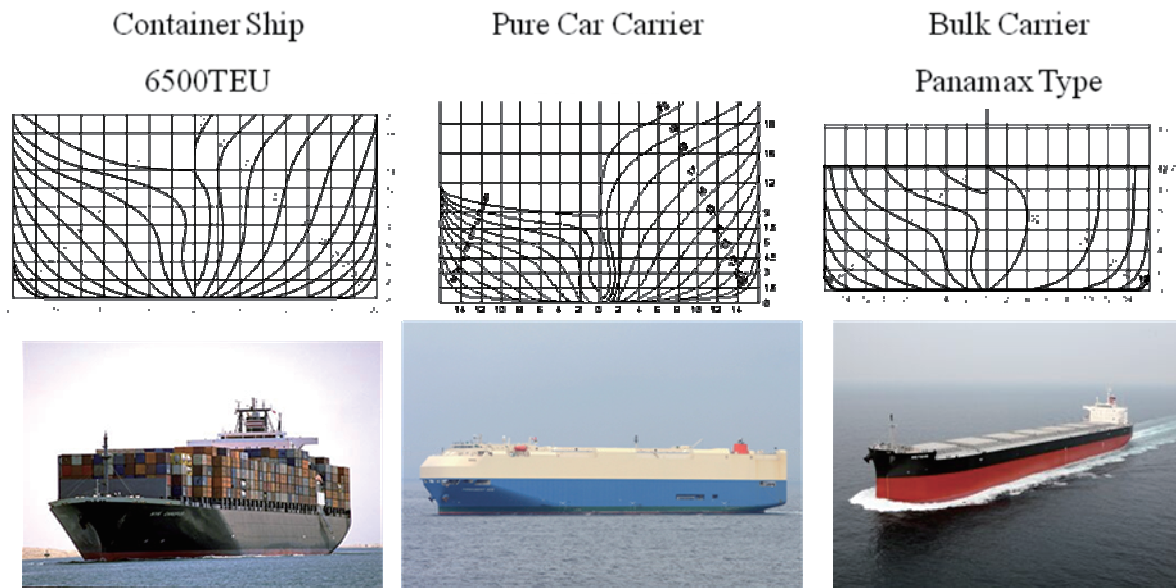


Fig.3.2 Studied Vessels of 10 mode Index Project

Table 3.2 Principal Dimensions of the Three Vessels

Kind of Ship	Container ship	PCC	Bulk Carrier
Length between perpendiculars L_{pp} (m)	300.0	190.0	217.0
Breadth B (m)	40.0	32.26	32.26
Depth D (m)	24.0	32.0	19.2
Draft d (m)	14.0	9.00	14.0
Block coefficient C_b	0.65	0.55	0.85
L_{pp}/B	7.50	5.80	6.73
Bluntness coefficient B_f	0.056	0.077	0.39
Engine output NOR (kW)	50,610	13,530	8,160

3. 2 波浪中抵抗増加の計算法の現状

3. 2. 1 既存の理論計算法とその問題点

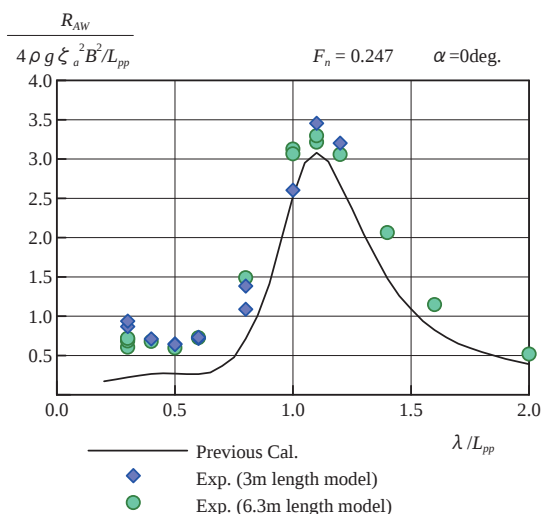
波浪中抵抗増加の理論計算法は、国内外を問わず数多く発表されているが、もっとも普及し実用化されている方法が、丸尾の理論⁴⁾を基にストリップ法の運動計算を用いて抵抗増加を計算し⁵⁾、これと肥大船に適用される反射波を対象とした藤井・高橋の方法⁶⁾を組み合わせたものである。ス

トリップ法による運動計算は、その理論のシンプルさにも関わらず実験値との一致度が比較的良く、さらに精緻な理論が発表されている状況下でも造船所などにおいてはルーチ的に利用されている実態がある。ただし、適用に当たっての留意点が主として2つあると考えられる。一つ目は、特に大型船においては、海洋波の周波数スペクトラムとの関係で、船体運動による抵抗増加の寄与率が非常に小さいこと、二つ目は、現在、理論的に扱うことができるのは水面下のみであるが、水面上の形状の影響が無視できないため、水面下の形状を正確に表現できても依然として重要な問題点を残したままになっていることである。

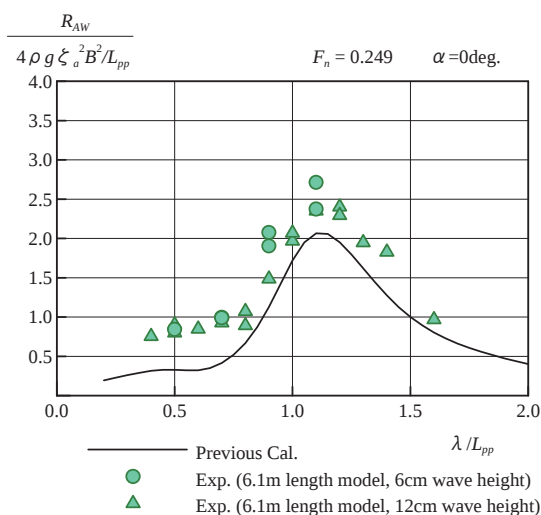
海の10モード指標の開発に際しては、このような背景を鑑み、最初にストリップ法に基づく抵抗増加計算と藤井・高橋の方法による波浪中抵抗増加計算の適用性を検討した。

Table 3.2で示した3船型に対して従来の計算法（図中 Previous Cal.と示す）により計算された向波規則波中抵抗増加(R_{Aw})の周波数応答関数と水槽実験結果（図中 Exp.と示す）をFig.3.3に比較して示す。Fig.3.3から明らかなように、船体運動が大きい領域では、どの船型も理論計算との一致度は比較的良いが、コンテナ船とPCCの瘦型船型については、短波長の運動の小さい領域で実験値と計算値が乖離している。この理由は、この領域で顕著となる反射に基づく抵抗増加に対する計算方法に問題があるからである。もちろん、藤井・高橋の推定式は、肥大船を対象に検討された方法であるため、瘦型船型に、そのまま適用する

(a) Container ship



(b) PCC



(c) Panamax Bulk Carrier

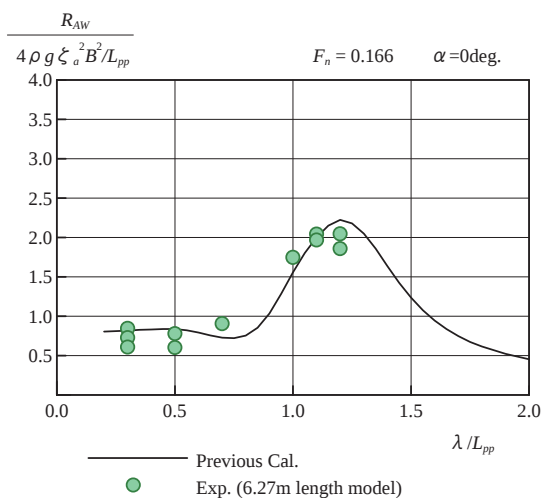


Fig.3.3 Comparison of Calculations and Experiments for the Three Vessels

ことに無理があるとも言える。

海の 10 モード指標の開発において、この問題は非常に厄介な事実であった。当初はこの違いを理論的に解明し、指標の計算システムとして理論計算だけで済むようなコストパフォーマンスの良い方法を模索したが、ここでの乖離の理由には、以下に示す複雑な現象が混在していることが分かった。

- 平均水面の上昇による船体形状変化による抵抗増加
- 水面上の船体を覆うスプレー状の波による抵抗増加
- 船尾トランサム部の波との相対運動によって発生する抵抗増加

上記のような複雑な現象を理論計算によって表現するとしたら、海の 10 モード指標計算システムはその複雑さゆえに実用的でないとの烙印が押されるであろうと判断し、次に述べるハイブリッドシステムに期待した。また、その場合に利用する水槽実験のコストをいかに低減できるかが、プロジェクトの成否を左右する要因になると判断した。

3. 2. 2 国内造船所によるベンチマーク計算

Fig.3.3 に示された理論計算と水槽実験は、どちらも海技研にて実施されたが、この問題については、海技研が所有する理論計算プログラムだけが抱える問題であるのか、または、国内外を問わず共通の問題なのかを調査する必要がある。そのため、Table 3.2 のコンテナ船のラインズデータ (Fig.3.2 左) を国内の主要な機関に送付し、同じ条件での理論計算を実施した。また、実験についても、3.4.3 節に記載の通り、コンテナ船の持ち回り試験を実施して、海技研と同様な結果となることを確認した。

これらの検討から、短波長域における計算と実験の乖離は、どの機関においても同様な事情であることが確認された。

3. 3 ハイブリッド計算法

実海域での船舶性能を評価するために、速力低下を対象に理論計算法の開発を行った。

理論計算法では、瘦型船型の短波長域の抵抗増加の推定精度が劣っている点を踏まえ、波浪中水槽試験によるデータ取得を行い、これを理論計算法に組み込むことで、推定精度の向上を図った。そのため、本計算法をハイブリッド計算法と呼ぶ。

ハイブリッド計算法の開発にあたっては、波浪

中水槽試験のコストと評価に必要な精度とのバランスをとり、1つの短波長の規則波中の抵抗試験を複数の速度で行うこととした。また、波浪中試験を理論計算法に組み込むことで、現在の理論では評価が困難な、波浪中抵抗増加に対する水面上形状の影響を導入することが容易に可能となった。

3.3.1 理論計算法の開発

3.3.1.1 速力低下量の算定法

1) 概略

通常行われている平水中の主機馬力－速力の算定手順に、設定海象から定まる、波による力、風による力、斜航による力、当舵による力を外力として加え、プロペラ回転数、斜航角、舵角が釣り合う状態を数値的に求め、その状態の主機馬力－速力を算定する。そして、主機馬力が常用馬力となる速力 (V_w) を求め、それから同様に求めた平水中速力 (V_{ref}) との差をとり、速力低下量 (ΔV) を算定する。

速力低下量の算定手順の流れ図を Fig.3.4 に示す。

なお、波による力の算定では、1つの短波長の規則波中の抵抗試験を複数の速度で行い、計算に必要な入力データを取得する。

2) 馬力と速力低下の関係

平水中の主機馬力－速力関係において、設定する主機の制動馬力 (P) と一致する速力を V_{ref} とする。

設定海象下の主機馬力－速力関係において、上

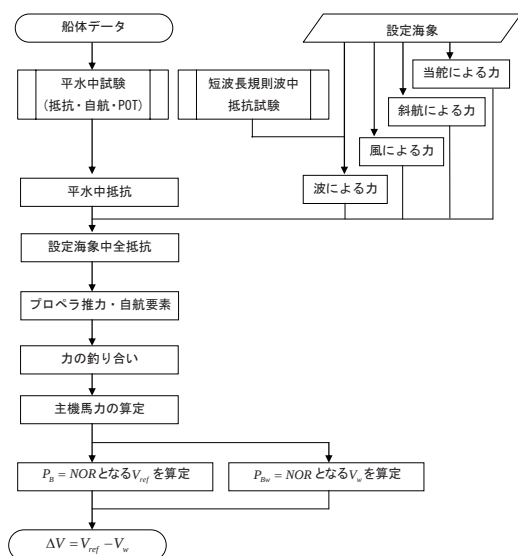


Fig.3.4 Flow Chart for Decrease of Ship Speed

記と同じ主機の制動馬力 (P) と一致する速力を V_w とする。

速力は、水深が充分あり、計画満載喫水、主機馬力は常用馬力 (NOR) 一定で、針路を一定に保持し、定常航行している状態の値である。

馬力と速力低下量の関係を Fig.3.5 に示す。

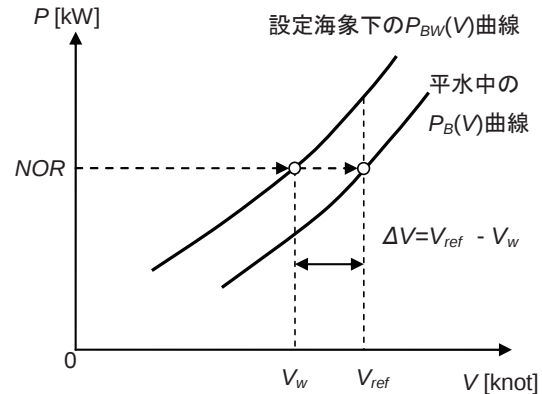


Fig.3.5 Relation between Main Engine Output and Ship Speed

3) 座標系

Fig.3.6 に示す船体に固定した座標系を考え、船の船首方向を基準とした座標系を (X, Y, N)、船の進行方向を基準とした座標系を ($\bar{X}, \bar{Y}, \bar{N}$) とする。 X 方向の抵抗は、 X の負の向きに作用する力とする。

速力は船の進行方向に対して定義する。

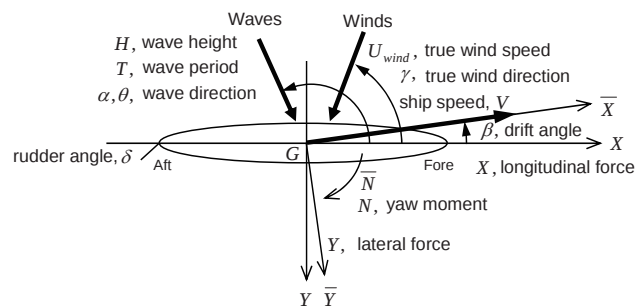


Fig.3.6 Coordinate System

4) 設定海象中の力及びモーメントの釣り合い

設定海象中の力及びモーメントの釣り合い状態を求め、その時の主機馬力、船の進行方向に対する速度を求める。

船首方向に対する全抵抗 (R_{tw}) は、平水中全抵抗 (R_t) に、風による抵抗 (R_{wind})、波による抵抗増加 (ΔR_{wave})、斜航抵抗 (ΔR_h) 及び当舵抵抗 (ΔR_r) を加えて求める。

$$R_{tw} = R_t + R_{wind} + \Delta R_{wave} + \Delta R_h + \Delta R_r \quad (3-2)$$

同様に、設定海象中での船首方向に対する横力及び回頭モーメント (Y_{tw} , N_{tw}) は、それぞれ風による横力、モーメント (Y_{wind} , N_{wind})、斜航による横力、モーメント (Y_h , N_h) 及び当舵による横力、モーメント (Y_r , N_r) を加えて求める。

$$Y_{tw} = Y_{wind} + Y_h + Y_r \quad (3-3)$$

$$N_{tw} = N_{wind} + N_h + N_r \quad (3-4)$$

速力一定としたとき、次に示す設定海象中で船の進行方向に対する力及びモーメントの釣り合い方程式を数値的に解くことにより、プロペラ回転数 (N_p)、斜航角 (β)、舵角 (δ) が求まる。

$$X_{tw} \cos \beta - Y_{tw} \sin \beta = 0 \quad (3-5)$$

$$X_{tw} \sin \beta + Y_{tw} \cos \beta = 0 \quad (3-6)$$

$$N_{tw} = 0 \quad (3-7)$$

ここで、

$$X_{tw} = R_{tw} - (1-t)X_p \quad (3-8)$$

ここで、 β ：斜航角、 $(1-t)$ ：平水中の推力減少係数、 X_p ：プロペラ推力である。

また、 $(1-t)$ は速力 (V) の関数として以下のとおり表現する。

$$1-t = C_{th0} + C_{th1}V \quad (3-9)$$

5) 制動馬力の算定

主機の制動馬力は、次の通り求める。

$$BHP = \frac{2\pi N_p Q_p}{\eta_s} \quad (3-10)$$

ここで、 N_p ：プロペラ回転数、 Q_p ：プロペラトルク、 η_s ：伝達効率である。

プロペラトルク (Q_p) は、平水中のプロペラ単独試験により、次のとおり平水中プロペラトルク係数 (K_Q) の関数として求める。

$$Q_p = \frac{\rho N_p^2 D_p^5}{\eta_R} K_Q(J) \quad (3-11)$$

ここで、 ρ ：流体密度、 D_p ：プロペラ直径、 η_R ：平水中のプロペラ効率比、 J ：前進定数である。また、 η_R は速力 (V) の関数として以下のとおり表現する。

$$\eta_R = C_{e0} + C_{e1}V \quad (3-12)$$

平水中のプロペラトルク係数 (K_Q) は、前進定数の3次関数で十分表現できることから、前進定数 (J) の関数として以下のとおり表現する。

$$K_Q(J) = K_{Q0} + K_{Q1}J + K_{Q2}J^2 + K_{Q3}J^3 \quad (3-13)$$

$$J = \frac{(1-w_0 e^{-4.0\beta^2})V}{N_p D_p} \quad (3-14)$$

ここで、 w_0 ：平水中直進時の有効伴流率である。

また、 $1-w_0$ は速力 (V) の関数として以下のとおり表現する。

$$1-w_0 = C_{w0} + C_{w1}V \quad (3-15)$$

6) 速力低下量の算定

設定海象中での速力低下量 (ΔV) は、平水中の制動馬力 (P_B) が常用馬力に一致するときの速力 (V_{ref}) と、設定海象中での制動馬力 (P_{Bw}) が常用馬力に一致するときの速力 (V_w) から、次式により算定する。

$$\Delta V = V_{ref} - V_w \quad (3-16)$$

ただし、 $P_{Bw}(V_w) = P_B(V_{ref})$ である。

船速低下量の全方位平均値 ($\Delta V_{average}$) は、例えば風向・波向を 45° 刻みで計算した場合、船体の左右対称性から、次式により算定する。

$$\Delta V_{average} = \frac{1}{8} (\Delta V(0^\circ) + 2\Delta V(45^\circ) + 2\Delta V(90^\circ) + 2\Delta V(135^\circ) + \Delta V(180^\circ)) \quad (3-17)$$

3. 3. 1. 2 カ・モーメントの算定法

各力・モーメント項は、次のとおり算出する。

1) 平水中抵抗

平水中全抵抗（ R_t ）は、平水中抵抗試験により、次のとおり平水中抵抗係数（ C_t ）の関数として求める。ただし、自走による風抵抗は含めない。

$$R_t = \frac{1}{2} \rho L_{pp} d C_t (V) \quad (3-18)$$

ここで、 ρ ：流体密度、 L_{pp} ：垂線間長、 d ：計画満載喫水である。

実船の平水中抵抗係数（ C_t ）は、速力の2乗の次元を有する。また、平水中抵抗係数が速力の4次関数で十分表現できることから、速力（ V ）の関数として以下のとおり表現する。

$$C_t(V) = C_{t0} + C_{t1}V + C_{t2}V^2 + C_{t3}V^3 + C_{t4}V^4 \quad (3-19)$$

2) プロペラ推力

プロペラ推力（ X_p ）は、平水中のプロペラ単独試験により、次のとおり平水中プロペラ推力係数（ K_T ）の関数として求める。

$$X_p = \rho N_p^2 D_p^4 K_T(J) \quad (3-20)$$

平水中のプロペラ推力係数（ K_T ）は、前進定数の3次関数で十分表現できることから、前進定数（ J ）の関数として以下のとおり表現する。

$$K_T(J) = K_{T0} + K_{T1}J + K_{T2}J^2 + K_{T3}J^3 \quad (3-21)$$

$$J = \frac{(1 - w_0 e^{-4.0\beta^2})V}{N_p D_p} \quad (3-22)$$

また、 $1 - w_0$ は(3-15)式と同様に次式で表す。

$$1 - w_0 = C_{w0} + C_{w1}V \quad (3-23)$$

3) 風による力及びモーメント

風による力及びモーメント（ X_{wind} , Y_{wind} , N_{wind} ）は、投影面積により表現され、その係数（ C_{Xwind} , C_{Ywind} , C_{Nwind} ）を風洞での模型試験結果を基に船型を表現する要素で表現した回帰式⁷⁾に

より算定する。

$$X_{wind} = \frac{1}{2} \rho_a A_T C_{Xwind} U_r^2 \quad (3-24)$$

$$Y_{wind} = \frac{1}{2} \rho_a A_L C_{Ywind} U_r^2 \quad (3-25)$$

$$N_{wind} = \frac{1}{2} \rho_a A_L L_{OA} C_{Nwind} U_r^2 - \chi_G Y_{wind} \quad (3-26)$$

ここで、 ρ_a ：空気密度、 A_T ：計画満載喫水線より上部の満載積付け状態の正面投影面積、 A_L ：計画満載喫水線より上部の満載積付け状態の側面投影面積、 C_{Xwind} ：風圧前後力係数、 C_{Ywind} ：風圧横力係数、 C_{Nwind} ：風圧回頭モーメント係数、 U_r ：相対風速、 L_{OA} ：全長、 x_G ：重心の船長方向位置（ただし、船体中央より前方を正とする）である。

相対風速（ U_r ）、相対風向（ γ_r ）は、以下の通り求められる。

$$U_r^2 = V^2 + U_{wind}^2 + 2VU_{wind} \cos(\gamma - \beta) \quad (3-27)$$

$$\gamma_r = \tan^{-1} \frac{U_{wind} \sin \gamma + V \sin \beta}{U_{wind} \cos \gamma + V \cos \beta} \quad (3-28)$$

ここで、 U_{wind} ：平均風速、 γ ：平均風向である。

風圧抵抗（ R_{wind} ）は、以下のとおり求められる。

$$R_{wind} = -X_{wind}(V_w, \beta, U_{wind}, \gamma_r) \quad (3-29)$$

$$C_{Xwind} = \begin{cases} C_{LF} \cos \gamma_r + C_{XLI} \left(\sin \gamma_r - \frac{1}{2} \sin \gamma_r \cos^2 \gamma_r \right) \\ \sin \gamma_r \cos \gamma_r + C_{ALF} \sin \gamma_r \cos^3 \gamma_r & (\gamma_r \neq 90^\circ) \\ F'_{XLI}(\gamma_r = 90^\circ) + F'_{ALF}(\gamma_r = 90^\circ) & (\gamma_r = 90^\circ) \end{cases} \quad (3-30)$$

$$C_{Ywind} = C_{CF} \sin^2 \gamma_r + C_{YLI} \left(\cos \gamma_r + \frac{1}{2} \sin^2 \gamma_r \cos \gamma_r \right) \sin \gamma_r \cos \gamma_r \quad (3-31)$$

$$C_{Nwind} = L_N C_{Ywind} \quad (3-32)$$

また、各係数は以下のとおり。

$$C_{LF} = \begin{cases} \beta_{10} + \beta_{11} \frac{A_L}{L_{OA}B} + \beta_{12} \frac{C}{L_{OA}} & (\gamma_r < 90^\circ) \\ \beta_{20} + \beta_{21} \frac{B}{L_{OA}} + \beta_{22} \frac{H_C}{L_{OA}} & (\gamma_r > 90^\circ) \\ \quad + \beta_{23} \frac{A_{OD}}{L_{OA}^2} + \beta_{24} \frac{A_T}{B^2} & (\gamma_r > 90^\circ) \end{cases} \quad (3-33)$$

$$C_{XLI} = \begin{cases} \delta_{10} + \delta_{11} \frac{A_L}{L_{OA}H_{BR}} + \delta_{12} \frac{A_T}{BH_{BR}} & (\gamma_r < 90^\circ) \\ \delta_{20} + \delta_{21} \frac{A_L}{L_{OA}H_{BR}} + \delta_{22} \frac{A_T}{A_L} & (\gamma_r > 90^\circ) \\ \quad + \delta_{23} \frac{B}{L_{OA}} + \delta_{24} \frac{A_T}{BH_{BR}} & (\gamma_r > 90^\circ) \end{cases} \quad (3-34)$$

$$C_{ALF} = \begin{cases} \varepsilon_{10} + \varepsilon_{11} \frac{A_{OD}}{A_L} + \varepsilon_{12} \frac{B}{L_{OA}} & (\gamma_r < 90^\circ) \\ \varepsilon_{20} + \varepsilon_{21} \frac{A_{OD}}{A_L} & (\gamma_r > 90^\circ) \end{cases} \quad (3-35)$$

$$F'_{XLI}(\gamma_r = 90^\circ) = \frac{F'_{XLI}(\gamma_r = 80^\circ) + F'_{XLI}(\gamma_r = 100^\circ)}{2} \quad (3-36)$$

$$F'_{ALF}(\gamma_r = 90^\circ) = \frac{F'_{ALF}(\gamma_r = 80^\circ) + F'_{ALF}(\gamma_r = 100^\circ)}{2} \quad (3-37)$$

$$F'_{XLI}(\gamma_r) = C_{XLI} \left(\sin \gamma_r - \frac{1}{2} \sin \gamma_r \cos^2 \gamma_r \right) \sin \gamma_r \cos \gamma_r \quad (3-38)$$

$$F'_{ALF}(\gamma_r) = C_{ALF} \sin \gamma_r \cos^3 \gamma_r \quad (3-39)$$

$$C_{CF} = \alpha_0 + \alpha_1 \frac{A_T}{BH_{BR}} + \alpha_2 \frac{H_{BR}}{L_{OA}} \quad (3-40)$$

$$C_{YLI} = \pi \frac{A_L}{L_{OA}^2} + C_{YM} \quad (3-41)$$

$$C_{YM} = \begin{cases} \gamma_{10} + \gamma_{11} \frac{A_T}{L_{OA}B} & (\gamma_r < 90^\circ) \\ \gamma_{20} + \gamma_{21} \frac{A_{OD}}{L_{OA}^2} & (\gamma_r > 90^\circ) \end{cases} \quad (3-42)$$

$$L_N = 0.927 \frac{C}{L_{OA}} - 0.149 \left(\gamma_r - \frac{\pi}{2} \right) \quad (3-43)$$

ここで、 B : 船幅、 C : 船体中央から上記の側面投影面積 (A_L) の中心までの距離 (ただし、船体中央より前方を正とする)、 A_{OD} : 水面上側面投影図における上部構造物の面積とコンテナ等デッキ上設置物の面積、 H_{BR} : 水面から上部構造物 (ブリッジ) 最上部までの高さ、 H_C : 水面から上記の側面投影面積 (A_L) 中心までの高さである。

Table 3.3 Coefficients for the Calculation of Wind Forces

	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			

風圧力及びモーメントの推定に必要な係数は Table 3.3 を使用する。

4) 波による力

①波による抵抗増加

波による抵抗増加 (ΔR_{wave}) は、波の方向スペクトラム (E) と規則波中抵抗増加の周波数応答関数 (R_{wave}) の線形重ね合わせにより、次式により算定する。

$$\Delta R_{wave}(V) = 2 \int_0^{2\pi} \int_0^\infty \frac{R_{wave}(\omega, \alpha, V)}{\zeta_a^2} E(\omega, \alpha) d\omega d\alpha \quad (3-44)$$

ここで、 ω : 規則波の角周波数、 α : 船と規則波との出会角 (向波を 0° とする)、 ζ_a : 入射波振幅である。

斜航中の波浪中抵抗増加 ($\Delta R_{wave}(V, \beta)$) は上式の値を用い、次式から算定する。

$$\Delta R_{wave}(V, \beta) = \Delta R_{wave}(V \cos \beta) \quad (3-45)$$

②規則波による抵抗増加

規則波中抵抗増加 (R_{wave}) は、計算により求められた船体運動による規則波中抵抗増加 (R_{wm}) に、水槽試験により求められる係数を導入して計算される反射波による規則波中抵抗増加 (R_{wr}) を加えて求める。ただし、斜め追波から追波 ($90\text{deg.} < \alpha \leq 180\text{deg.}$) では規則波中抵抗増加は 0 とする。

$$R_{\text{wave}} = R_{\text{wm}} + R_{\text{wr}} \quad (3-46)$$

4-1) 船体運動による規則波中抵抗増加

船体運動による規則波中抵抗増加(R_{wm})は、次式に示す丸尾の定理⁴⁾により求める。

$$R_{\text{wm}} = \begin{cases} 4\pi\rho \left(-\int_{-\infty}^{m_3} + \int_{m_4}^{\infty} \right) |H(m)|^2 \frac{(m + K_0\Omega_e)^2 (m + K \cos \alpha)}{\sqrt{(m + K_0\Omega_e)^4 - m^2 K_0^2}} dm & \left(\Omega_e \leq \frac{1}{4} \right) \\ 4\pi\rho \left(-\int_{-\infty}^{m_3} + \int_{m_4}^{m_2} + \int_{m_1}^{\infty} \right) |H(m)|^2 \frac{(m + K_0\Omega_e)^2 (m + K \cos \alpha)}{\sqrt{(m + K_0\Omega_e)^4 - m^2 K_0^2}} dm & \left(\Omega_e > \frac{1}{4} \right) \end{cases} \quad (3-47)$$

$$\Omega_e = \frac{\omega_e V}{g}, K = \frac{\omega^2}{g}, K_0 = \frac{g}{V^2}, \omega_e = \omega + KV \cos \alpha \quad (3-48)$$

$$m_1 = \frac{K_0(1 - 2\Omega_e + \sqrt{1 - 4\Omega_e})}{2} \quad (3-49)$$

$$m_2 = \frac{K_0(1 - 2\Omega_e - \sqrt{1 - 4\Omega_e})}{2} \quad (3-50)$$

$$m_3 = -\frac{K_0(1 + 2\Omega_e + \sqrt{1 + 4\Omega_e})}{2} \quad (3-51)$$

$$m_4 = -\frac{K_0(1 + 2\Omega_e - \sqrt{1 + 4\Omega_e})}{2} \quad (3-52)$$

ここで、 $H(m)$: 船体を表す特異点分布により決まる関数である。

4-2) 反射波による規則波中抵抗増加

反射波による規則波中抵抗増加(R_{wr})は、次式^{8),9)}により求める。

$$R_{\text{wr}} = \frac{1}{2} \rho g \zeta_a^2 B B_f \alpha_d (1 + C_U F_n) \quad (3-53)$$

$$\alpha_d = \frac{\pi^2 I_1^2(K_e d)}{\pi^2 I_1^2(K_e d) + K_1^2(K_e d)} \quad (3-54)$$

$$K_e = K \left(1 + \frac{\omega V}{g} \cos \alpha \right)^2 \quad (3-55)$$

$$B_f = \frac{1}{B} \left\{ \int_I \sin^2(\alpha + \beta_w) \sin \beta_w dl + \int_{II} \sin^2(\alpha - \beta_w) \sin \beta_w dl \right\} \quad (3-56)$$

ここで、 B_f : プラントネス係数、 α_d : 喫水周波数影響係数、 C_U : 速度影響係数、 $F_n = V / \sqrt{L_{pp} g}$: フルード数、 L_{pp} : 垂線間長、 K : 規則波の波数、 I_1 : 第1種1次変形ベッセル関数、 K_1 : 第2種1次変形ベッセル関数、 β_w : 水線面の傾斜角、 I, II : Fig.3.7に示す積分範囲である。なお、 $B_f < 0$ の場合は、 $B_f = 0$ とする。

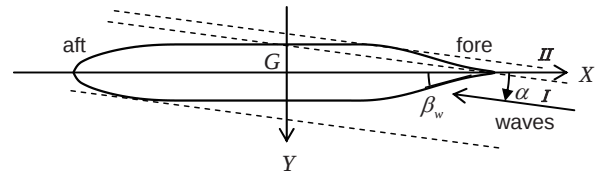


Fig.3.7 Coordinate System for Wave Reflection

速度影響係数(C_U)は、向波($\alpha = 0$)での規則波中抵抗増加試験から、次式により求める。

$$C_U(\alpha) = \text{Max}[F_S, F_C] \quad (3-57)$$

(i) $B_f(\alpha = 0) < B_{fc}$ 、または $B_f(\alpha = 0) < B_{fs}$ の場合

$$F_S = C_U(\alpha = 0) - 310 \{ B_f(\alpha) - B_f(\alpha = 0) \} \quad (3-58)$$

$$F_C = \text{Min}[C_U(\alpha = 0), 10] \quad (3-59)$$

(ii) $B_f(\alpha = 0) \geq B_{fc}$ 、かつ $B_f(\alpha = 0) \geq B_{fs}$ の場合

$$F_S = 68 - 310 B_f(\alpha) \quad (3-60)$$

$$F_C = C_U(\alpha = 0) \quad (3-61)$$

ここで、 $B_{fc} = \frac{58}{310}$ 、 $B_{fs} = \frac{68 - C_U(\alpha = 0)}{310}$ である。

4-3) 速度影響係数を求める水槽試験

速度影響係数を求める水槽試験にあたっては、波浪中抵抗増加は波高の 2 乗に比例することから、試験波高が低い場合、計測量が検力計容量との関係で小さくなり、計測精度の確保が困難になること、一方、試験波高が高い場合、海水打ち込み等の非線形現象が生じ、試験状態が変わってしまい、適切な計測が行われないことに注意する必要がある。このため、試験波高は、実船スケールで 3m に相当する規則波の値とする。ただし、模型や試験設備の制約等により上限又は下限として波高船長比 1/100 まで波高を調整できる。

短波長域での抵抗増加は反射波抵抗増加が主であることから、短波長域の試験波長 ($0.5 L_{pp}$ 以下とする。) の 1 つに対して水槽試験を行う。また、計測誤差を考慮し、設定された海象条件下で算出される速力を包含するフルード数の範囲から 3 種類以上の速力で行う。

4-4) 水槽試験から速度影響係数の算出

速度影響係数 (C_U) は、水槽試験により計測された規則波中抵抗増加値 (R_{wave}^{EXP}) と、計算される運動に基づく波浪中抵抗増加 (R_{wm}) を用い、次式により速度影響を試験速度毎に求める。

$$C_U F_n = \frac{R_{wave}^{EXP}(F_n) - R_{wm}(F_n)}{\frac{1}{2} \rho g \zeta_a^2 B B_f \alpha_d} - 1 \quad (3-62)$$

複数の速力で水槽試験を行い得られた $C_U F_n$ について、フルード数 (F_n) に対する最小 2 乗法により、速度影響係数 (C_U) を原点を通る直線の傾きとして求める (Fig.3.8 参照)。ただし、各フルード数で複数回試験を行った場合は、その計測値を平均して得られた $C_U F_n$ の値を用いる。

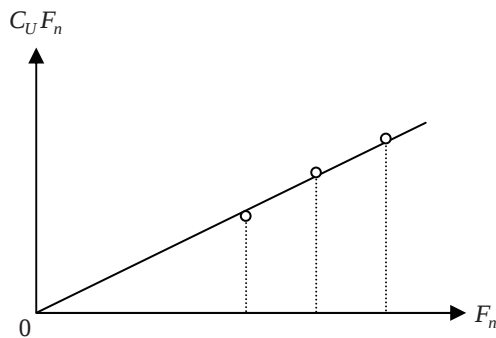


Fig.3.8 Relation between Effect of Advance Speed and Froude Number

5) 斜航による力及びモーメント

斜航による抵抗増加、横力及びモーメント (ΔR_h , Y_h , N_h) は、模型試験結果を基に船型を表現する要素で表現した回帰式¹⁰⁾により算定する。なお、斜航抵抗の精度向上のため、抵抗成分には小縦横比翼理論による誘導抵抗の項を付加¹¹⁾する。

$$\Delta R_h = \frac{1}{2} \rho L_{pp} d V^2 \Delta R'_h \quad (3-63)$$

$$Y_h = \frac{1}{2} \rho L_{pp} d V^2 Y'_h \quad (3-64)$$

$$N_h = \frac{1}{2} \rho L_{pp}^2 d V^2 N'_h \quad (3-65)$$

$$\Delta R'_h(\beta) = R'_t(V) - R'_t(V \cos \beta) - \frac{Y_h'^2}{\pi k} \cos^3 \beta \quad (3-66)$$

$$Y'_h(\beta) = C_{y\beta} \beta + C_{y\beta\beta} \beta |\beta| \quad (3-67)$$

$$N'_h(\beta) = C_{n\beta} \beta + C_{n\beta\beta} \beta |\beta| \quad (3-68)$$

$$C_{y\beta} = \frac{1}{2} \pi k + 1.9257 C_b \frac{B}{L_{pp}} \sigma_a \quad (3-69)$$

$$C_{y\beta\beta} = \begin{cases} 52.9d \frac{1-C_b}{B} K_m - 0.12473 & (C_b \leq 0.6) \\ -0.1700e'_a \frac{B}{d} K_m + 1.08 & (0.6 < C_b \leq 0.75) \\ 4.17kC_b e'_a - 0.4475 & (0.75 < C_b \leq 0.35) \\ -0.4784 \frac{B}{d} K_m + 1.3 & (\text{その他の場合}) \end{cases} \quad (3-70)$$

$$C_{n\beta} = k \left\{ 150.668 \left(d \frac{1-C_b}{B} e'_a K_m \right)^2 - 23.819 \left(d \frac{1-C_b}{B} e'_a K_m \right) + C_{\beta 0} \right\} \quad (3-71)$$

$$C_{n\beta\beta} = 43.857 \left(d \frac{1-C_b}{B} e'_a K_m \right)^2 - 3.671 \left(d \frac{1-C_b}{B} e'_a K_m \right) + 0.086 \quad (3-72)$$

$$R'_t = \frac{1}{2} \rho L_{pp} d V^2 R'_t \quad (3-73)$$

$$k = \frac{2d}{L_{pp}}, \quad \sigma_a = \frac{1-C_{wa}}{1-C_{pa}}, \quad e'_a = \frac{\frac{L_{pp}}{B} (1-C_{pa})}{\sqrt{\frac{1}{4} + \left(\frac{d}{B}\right)^2}} \quad (3-74)$$

$$K_m = \left(\frac{1}{e'_a} + 1.5 \frac{B}{L_{pp}} - 0.33 \right) (0.95\sigma_a + 0.40) \quad (3-75)$$

$$C_{\beta 0} = \begin{cases} 1.976 \left(0.0133 \leq d \frac{1-C_b}{B} \sigma_a K_m \leq 0.0144 \right) \\ 1.802 \quad (\text{その他の場合}) \end{cases} \quad (3-76)$$

ここで、 C_b ：方形係数、 C_{pa} ：船体中央部から A.P. までの柱形係数、 C_{wa} ：船体中央部から A.P. までの水線面積係数である。

6) 当舵による力及びモーメント

当舵による抵抗増加、横力及びモーメント (ΔR_r , Y_r , N_r) は、舵直圧力の表現に藤井の式¹²⁾を用い、模型試験結果を基に船型を表現する要素で表現した回帰式^{13),14)}により算定する。

$$\Delta R_r = \frac{1}{2} \rho L_{pp} d V^2 \Delta R'_r \quad (3-77)$$

$$Y_r = \frac{1}{2} \rho L_{pp} d V^2 Y'_r \quad (3-78)$$

$$N_r = \frac{1}{2} \rho L_{pp}^2 d V^2 N'_r \quad (3-79)$$

$$\Delta R'_r = (1 - t_R) C_\delta \sin \alpha_R \sin \delta \quad (3-80)$$

$$Y'_r = -(1 + a_H) C_\delta \sin \alpha_R \cos \delta \quad (3-81)$$

$$N'_r = -(x'_R + a_H x'_H) C_\delta \sin \alpha_R \cos \delta \quad (3-82)$$

$$C_\delta = \frac{A_R}{L_{pp} d} \frac{6.13 \Lambda_R}{2.25 + \Lambda_R} \left(1 - w_{R0} e^{-4.0 \beta^2} \right)^2 \quad (3-83)$$

$$\alpha_R = \delta - \gamma_E \beta \quad (3-84)$$

$$1 - t_R = 0.28 C_b + 0.55 \quad (3-85)$$

$$a_H = 0.201 - 1.3854 C_b + 2.609 C_b^2 \quad (3-86)$$

$$\gamma_E = 4.0197 d \frac{1-C_b}{B} + 1.9776 \left(d \frac{1-C_b}{B} e'_a \right)^2 - 1.5442 d \frac{1-C_b}{B} e'_a + 0.218 \quad (3-87)$$

$$1 - w_{R0} = 7.4406 d \frac{C_b}{L_{pp}} + 2.3907 \frac{C_b}{L_{pp}} B \sigma_a + 0.149 \quad (3-88)$$

$$x'_H = -0.0691 - 8.1412 C_b + 9.6701 C_b^2 \quad (3-89)$$

ここで、 $x'_R = x_R / L_{pp}$ ：船体重心から舵軸までの無次元距離（ただし、船体中央より前方を正とする）、 A_R ：舵面積、 Λ_R ：舵のアスペクト比である。

3. 3. 2 計算例

Table 3.2, Fig.3.2 に示すコンテナ船（船長 300m）を対象に、ハイブリッド計算法（以後、SPICA と言う。）で速力低下量を算定した結果を以下に示す。

計算の入力及び外力の算定結果を Fig.3.9 から Fig.3.14 及び Table 3.4 に示す。算定された速力と馬力、設定海象との関係をそれぞれ Fig.3.15, Fig.3.16 に示す。

最終的な出力は、平水中(BF0)での速力、設定海象中での速力低下量であり、これを Table 3.5 に示す。

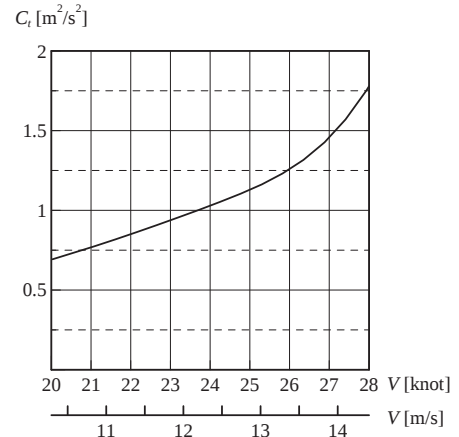


Fig.3.9 Resistance in Still Waters

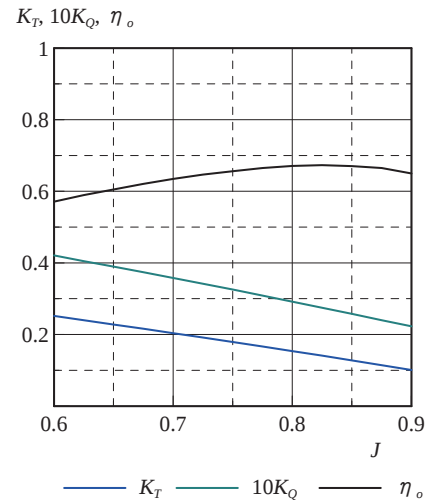


Fig.3.10 Propeller Open Characteristics

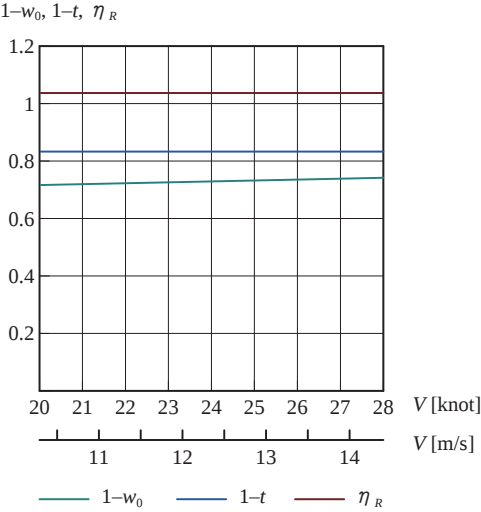


Fig.3.11 Self Propulsion Factors

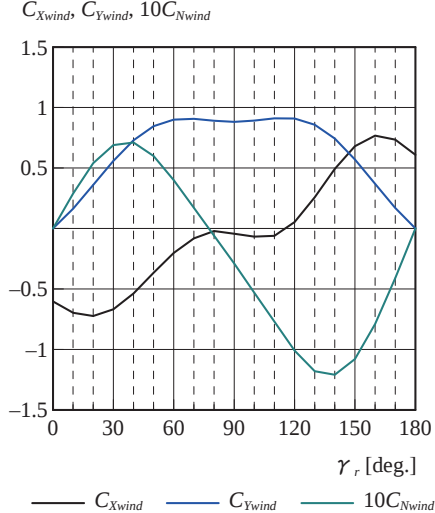


Fig.3.12 Wind Forces

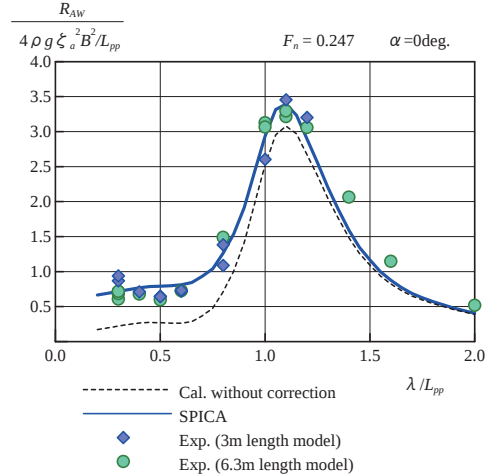


Fig.3.13 Added Resistance in Regular Waves

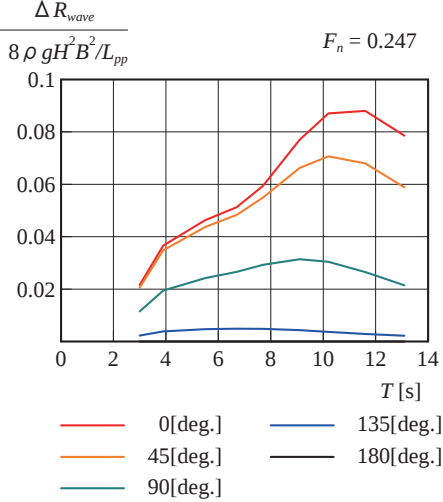
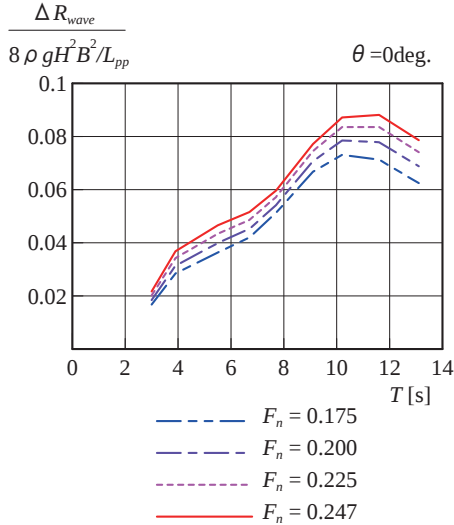


Fig.3.14 Added Resistance in Short Crested Irregular Waves (Upper; variation of speed, Lower; variation of wave direction)

Table 3.4 Hydrodynamic Derivatives and Interaction Coefficients

$C_{y\beta}$	0.2036	a_H	0.4028
$C_{y\beta\beta}$	0.9125	x_H'	-1.2753
$C_{n\beta}$	0.0994	$1-t_R$	0.7320
$C_{n\beta\beta}$	0.0092	$1-w_{R0}$	0.4454
		γ_E	0.4301

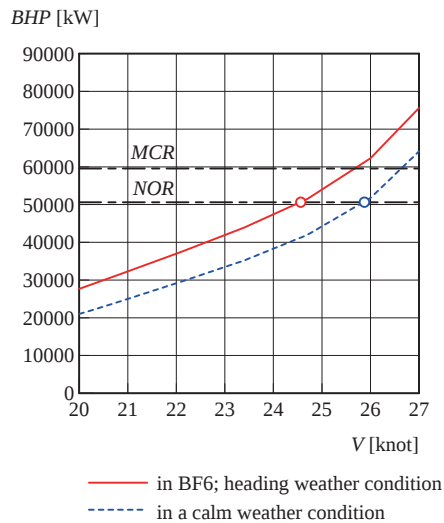


Fig.3.15 Power Curves

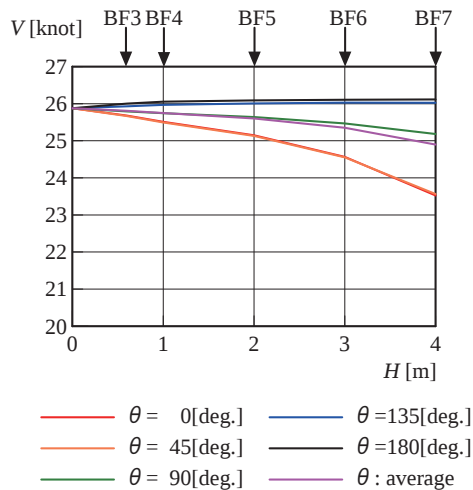


Fig.3.16 Decrease of Ship Speed

3. 3. 3 風による力・モーメント算定法の評価

1) 概要

船体の外観形状から簡便に風圧力を推定するいくつかの代表的な方法を探り上げ、推定法による結果の差の評価を行う。

採り上げた推定法の特徴を以下に示す。どの方法も風による力・モーメントが投影面積により表現され、その係数が試験データを利用した回帰式による推定手法である。

- ・ Isherwood¹⁵⁾ : 49 隻の試験データから推定式中のパラメータを決定。世界的に利用者が多い。データサンプルは 1960 年代の船が中心であり、大型コンテナ船や PCC 等の近代船を含まず。
- ・ 山野・齋藤¹⁶⁾ : 38 隻の試験データ使用。級数展開型式構成。
- ・ 米田ら^{17),18)} : 68 隻の試験データ使用。成分分

Table 3.5 10 mode Index for the Container Ship

weather	ship speed [knot]
BF0	25.88

weather	direction [deg.]	decrease of ship speed [knot]
BF3	0	0.20
BF4	0	0.36
BF5	0	0.73
BF6	0	1.31
BF7	0	2.35

weather	direction [deg.]	decrease of ship speed [knot]
BF3	average	0.07
BF4	average	0.13
BF5	average	0.28
BF6	average	0.53
BF7	average	0.98

離型式構成。

- ・ 藤原ら (1998)¹⁹⁾ : 68 隻の試験データ使用。級数展開型式構成。推定精度向上のため多変量回帰分析により各項のパラメータを決定。

藤原ら (2005)⁷⁾ : 71 隻の試験データ使用。成分分離型式構成。前記と同様、多変量回帰分析により各項のパラメータを決定。

2) 風圧力係数の推定誤差

様々な船舶 71 隻（内訳：タンカー 11、バルク/貨物 13、LNG・LPG6、コンテナ 9、Ro-Ro・客船 15、漁船 3、その他 14； L_{pp} の最小は 22.2m の漁船、最大は 336m のタンカー）を対象として、風圧力係数（ C_{Xwind} ， C_{Ywind} ， C_{Nwind} ）の試験結果と推定結果との差を標準誤差で Fig.3.17 に示す。

ここで、標準誤差 $\overline{SE}_{EST}$ は、全風向角の平均とし、 C_{Xwind} の場合を例にとると次式から計算する。

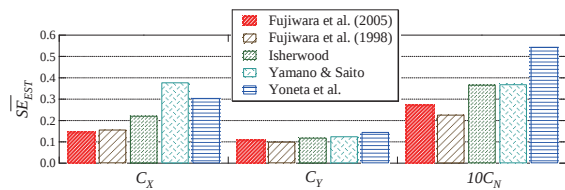


Fig.3.17 Standard Errors of Calculation Methods for Wind Forces

$$\overline{SE}_{EST} = \sqrt{\frac{1}{n_\gamma n_s} \sum_{i=1}^{n_\gamma} \sum_{j=1}^{n_s} (C_{Xwind} ij - \hat{C}_{Xwind} ij)^2} \quad (3-90)$$

ただし、 $C_{Xwind} ij$ ：前後力風圧係数の試験値、 $\hat{C}_{Xwind} ij$ ：推定値である。また、 n_γ ：風向角数 19、 n_s ：サンプル対象とした船の数 71 である。

これから、藤原ら(2005)の方法が最も標準誤差が小さいと評価される。風による力・モーメントの算定法に藤原ら(2005)の方法を採用することとした。

3) 風圧力係数の計算例

Fig.3.17 の結果から、推定精度が良好な藤原らの方法(2005)、Isherwood、山野・齋藤の方法で風圧力係数の計算を行った。対象船は、Fig.3.18 に示す L_{pp} が 216m のコンテナ船である。試験結果と計算結果の比較を Fig.3.19 に示す。



Fig.3.18 Projected Lateral Area of the Container Ship

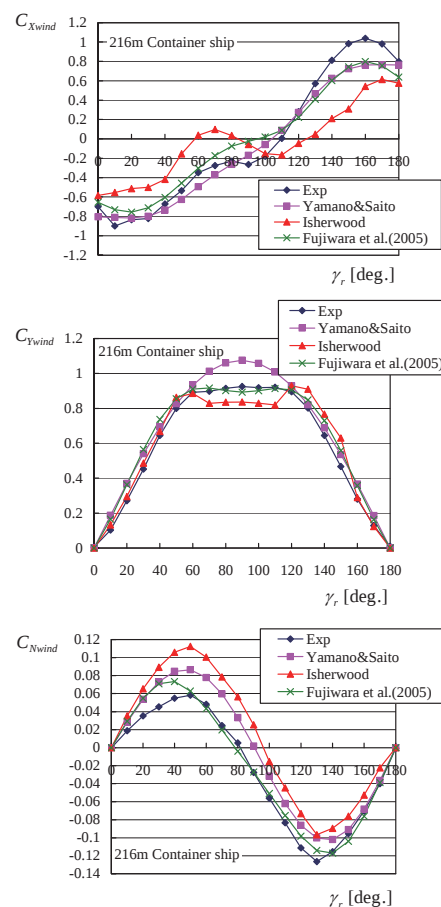


Fig.3.19 Calculated Wind Forces

3. 3. 4 斜航による力及びモーメント算定法の評価^{11),20)}

1) 概要

実海域性能を評価する上で、航行時の平衡状態を考えるために斜航流体力の推定が必要である。特に、進行方向の斜航抵抗の推定は、船速低下等に影響するために重要である。本研究では、大型コンテナ船を対象とし、実海域性能を推定するために進行方向における斜航抵抗に関する検討を実施した。斜航流体力の表現に MMG モデルを用いることを考えており、MMG モデルを用いた流体力表現の推定精度が斜航抵抗の推定精度に影響する。

最初に MMG モデルを用いた斜航流体力の表現の推定精度について、船速を変えた斜航試験や付加物抵抗（ビルジキール）の有無に関する斜航試験を実施して検証した。斜航抵抗の推定精度を向上させるために X 方向の斜航流体力の推定式について検討した結果を示す。さらに、上記推定式を用いた斜航抵抗の推定精度について検討する。

2) 斜航試験

斜航試験は、Fig.3.20 に示す原点を重心に固定した座標系に従って流体力を計測した。使用した模型は、コンテナ船で長さ 6.3m であり、実船では全長 300m になる。計測項目は、船速:U、プロペラ回転数: n 、舵角: δ 、斜航角: β 、前後力: X 、横力: Y 、回頭モーメント: N 、舵直圧力: FN 、プロペラ推力: T である。また、船体の流体力は同時に計測される舵力と推力および舵角試験から解析される干渉係数を用いて、全体の流体力からこれらの成分を控除した。なお、回頭モーメント N の中心は船体中央とし、模型船はヒープ、ピッチ、ロールの3方向を自由とした。定常状態での平衡状態を推定するので旋回角速度を変更した試験は省略した。船速は2種類で実施した。 $Fn=0.25$ が実

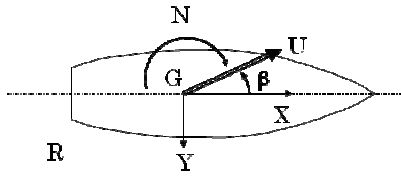


Fig. 3.20 Coordinate System

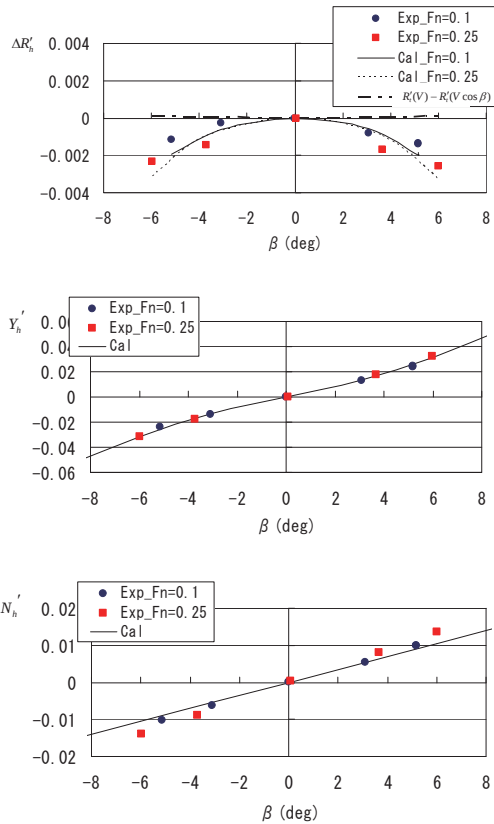


Fig.3.21 Hydrodynamic Force and Moment in Oblique Motion (Container Ship)

船の計画速力に相当し、 $Fn=0.1$ は船速影響を調べるために低速で実施している。斜航試験で計測した斜航流体力の結果を Fig.3.21 に示す。

3) 斜航流体力

斜航流体力に関する MMG モデルの表現に、貴島モデルを用い、流体微係数は貴島の推定式を用いた¹⁰⁾。今回、平衡状態を考えるために角速度及び角速度との連成項は考慮していない。

各流体力を次のように定義、表現する。

$$\Delta R'_h = \frac{\Delta R_h}{\frac{1}{2} \rho L_{pp} d V^2}, \quad Y'_h = \frac{Y_h}{\frac{1}{2} \rho L_{pp} d V^2},$$

$$N'_h = \frac{N_h}{\frac{1}{2} \rho L_{pp}^2 d V^2}, \quad R'_t = \frac{R_t}{\frac{1}{2} \rho L_{pp} d V^2}$$

$$Y_H = Y_\beta \beta + Y_{\beta\beta} |\beta| \beta \quad (3-91)$$

$$N_H = N_\beta \beta + N_{\beta\beta} |\beta| \beta \quad (3-92)$$

貴島モデルでは操縦運動を推定するために Y 方向、 N 方向の流体力及びモーメントには斜航角による影響が考慮されているが、 X 方向の流体力には斜航による速度変化の項以外に斜航抵抗増加に関する成分は考慮されていない。そこで、斜航角が小さい範囲における斜航抵抗増加を定性的に説明するために小縦横比翼理論に基づいた誘導抵抗に関する項を追加した¹¹⁾。誘導抵抗係数 C_{Di} を用いた斜航抵抗に関する項を以下に示す。

$$X'_{HDi} = C_{Di} \cos \beta \quad (3-93)$$

小縦横比翼理論による誘導抗力係数 C_{Di} は、以下のように表現される。

$$C_{Di} = \frac{C_L^2}{\pi \Lambda_H} \quad (3-94)$$

$$\Lambda_H = \frac{2d}{L_{PP}} \quad (3-95)$$

貴島モデルにおいても小縦横比翼理論に基づいて C_L を決定している。横力は揚力成分が支配的であることから、貴島モデルで推定した Y 方向の流

体力を用い、以下の式で表現した。

$$C_L = Y'_H \cos \beta - X_H \sin \beta \cong Y'_H \cos \beta \quad (3-96)$$

以上により表現された斜航流体力のモデルと試験結果との比較を Fig.3.21 に示す。X 方向に関しては、船速に依存する項が含まれているために 2 種類表示している。Fig.3.21 に示す結果から、船速に関係なく Y 方向、N 方向の流体力は実験値と MMG モデルによる推定値が良く一致している。また、X 方向の流体力に関しても、斜航角が 10 度程度の小さい範囲では計算値は実験値と良く一致しておりモデルの有効性が確認できた。

同様に、肥大船への適用を確認するため、バルクキャリア模型船（船長 6.27m）による水槽試験と計算結果の比較を行った²⁰⁾。その結果を Fig.3.22 に示す。この結果から、本手法が肥大船に対しても充分適用できることが示された。

次に、コンテナ船模型を用い、付加部影響としてビルジキールの有無で行った試験を実施し、X 方向の流体力計測結果を Fig.3.23 に示す。斜航角が小さい範囲は、ビルジキールの影響はほとんどないことが確認できた。

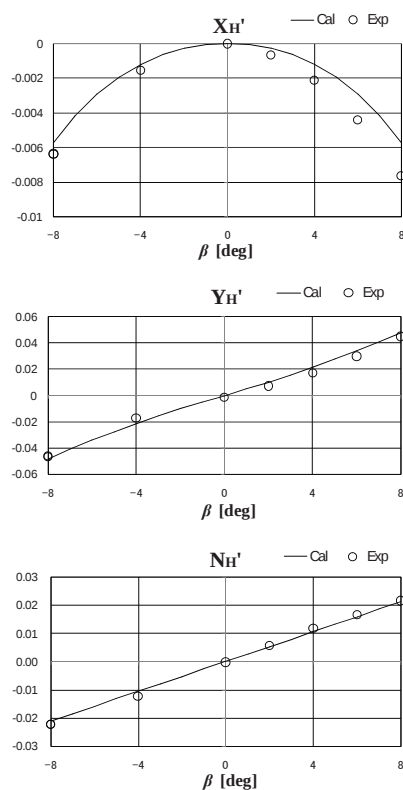


Fig.3.22 Hydrodynamic Forces and Moment in Oblique Motion (Bulk Carrier)

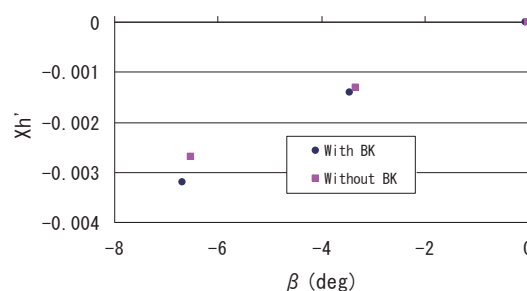


Fig.3.23 Difference of Hydrodynamic Force due to Bilge Keel (Container Ship)

次に、流体力の推定式の推定精度が進行方向における斜航抵抗に及ぼす影響について評価した。斜航抵抗を以下の式で定義し、試験結果をもとに斜航角の変化による抵抗増加の割合を Fig.3.24 に表示し、合わせて本稿で示した方法により計算した結果も示す。

$$\frac{\Delta R}{R_0} = \frac{X'_H \cos \beta - Y'_H \sin \beta}{C_t} \quad (3-97)$$

ここで、 C_t :平水中抵抗係数である。

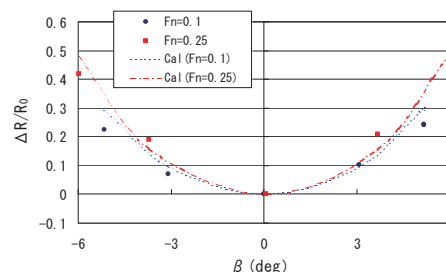


Fig.3.24 Ratio of Added Resistance due to Oblique Motion (Container Ship)

これから、計算値と試験結果の一致は良く、実用的に十分な精度で評価できることが分かる。

3.3.5 波浪中抵抗増加算定法の評価

1) 概要

短波長域での抵抗増加について、数値計算法による推定値と試験値との一致が良くないことから、反射波に基づく抵抗増加推定法の修正を行う。

2) 反射波に基づく波浪中抵抗増加

反射波に基づく抵抗増加 (R_{wr}) は、プラントネス係数 (B_f)、喫水周波数影響項 (α_d)、速度

影響項（ $1+\alpha_U$ ）により構成され、次のとおり求められる。

$$R_{wr} = \frac{1}{2} \rho g \zeta_a^2 B B_f \alpha_d (1 + \alpha_U) \quad (3-98)$$

ここで、 ρ ：流体密度、 g ：重力加速度、 ζ_a ：入射波振幅、 B ：船幅である。

2-1) 喫水周波数影響項

喫水周波数影響（ α_d ）は、静止した直立壁に働く反射率の2乗から算定する理論²¹⁾を基に、航走する船舶に対して、速度影響が分離できるものとして適用し⁶⁾、次のとおり推定されてきた。

$$\alpha_d = \frac{\pi^2 I_1^2(Kd)}{\pi^2 I_1^2(Kd) + K_1^2(Kd)} \quad (3-99)$$

ここで、 K ：規則波の波数、 d ：喫水、 I_1 ：第1種1次変形ベッセル関数、 K_1 ：第2種1次変形ベッセル関数である。

また、実用的な観点から喫水を50%増加させ評価を行う方法²²⁾も次のとおり示されている。

$$\alpha_d = \frac{\pi^2 I_1^2(1.5Kd)}{\pi^2 I_1^2(1.5Kd) + K_1^2(1.5Kd)} \quad (3-100)$$

これらの推定法に対し、低速肥大船に対しては、短波長域での抵抗増加の推定は試験値と良い一致を示すものの、中高速瘦型船に対しては、一致の良くないことが報告されている^{8),9)}。

そこで、喫水を変化させても形状変化の影響がない直立壁模型（コンテナ船型、バルクキャリア船型：Table 3.6 及び Fig.3.25, Fig. 3.26）により、船体運動を固定したディフラクション状態での水槽試験により喫水周波数影響の調査を行った⁸⁾。

水槽試験の結果を Fig.3.27, Fig.3.28 に示す。水槽試験の結果から、喫水周波数影響は、従来の推定式に対し、より長波長側まで影響していること、喫水の減少に対して、従来の推定式のように減衰しないことが示された。

Table 3.6 Dimensions of Sample Model Ships

	コンテナ型	バルクキャリア型
船長(m)	5.5	5.5
船幅(m)	1.0	1.0
満載喫水(m)	0.35	0.35
排水容積(m ³)	1.113	1.377
ブランチネス係数	0.056	0.382
実船相当長さ(m) (仮想)	7.5	7.5

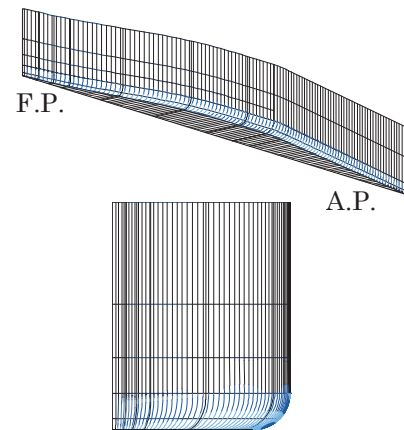


Fig.3.25 Wall Sided Model (Container Ship Type)

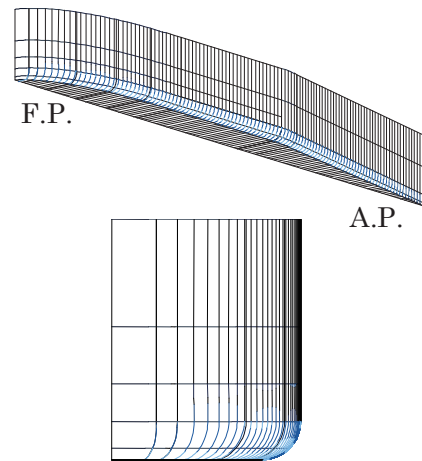


Fig.3.26 Wall Sided Model (Bulk Carrier Type)

このことから、新たに喫水周波数影響として次に示す式により推定を行い、試験結果とよく一致することが確かめられた。

$$\alpha_d = \frac{\pi^2 I_1^2(K_e d)}{\pi^2 I_1^2(K_e d) + K_1^2(K_e d)} \quad (3-101)$$

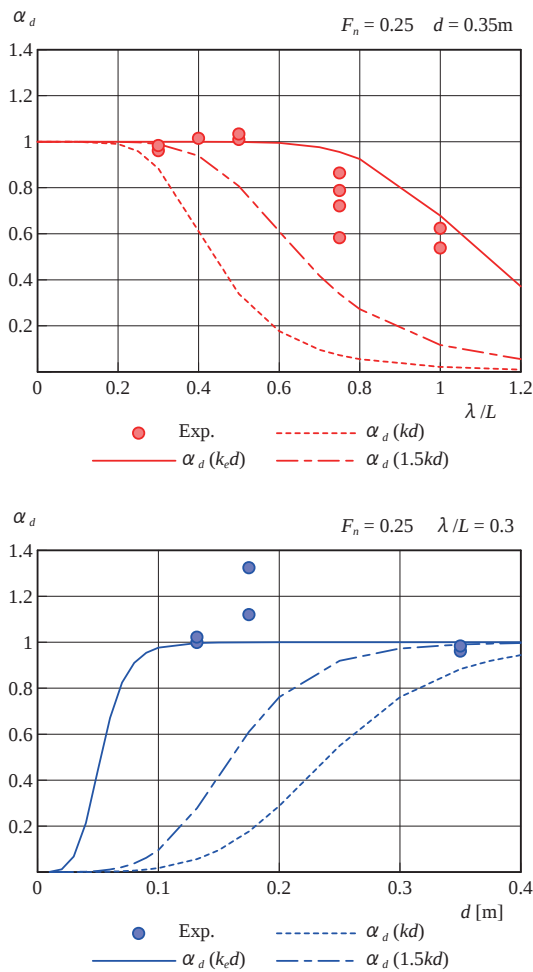


Fig.3.27 Effect of Draft and Frequency of the Wall Sided Model (Container Ship Type), (Upper; variation of wave frequency, Lower; variation of draft)

$$K_e = K \left(1 + \frac{\omega V}{g} \cos \alpha \right)^2 \quad (3-102)$$

ここで、 ω : 規則波の角周波数、 α : 船と規則波の出会い角(向波を 0° とする)、 V : 速力である。

2-2) 速度影響

速度影響 (α_U) は、肥大船の水槽試験結果より藤井・高橋⁶⁾により、以下のとおり推定が行われてきた。

$$\alpha_U = 5\sqrt{F_n} \quad (3-103)$$

ここで、 $F_n = V/\sqrt{L_{pp}g}$: フルード数、 L_{pp} : 垂線間長である。

また、実用的な観点から速度影響を見直した方

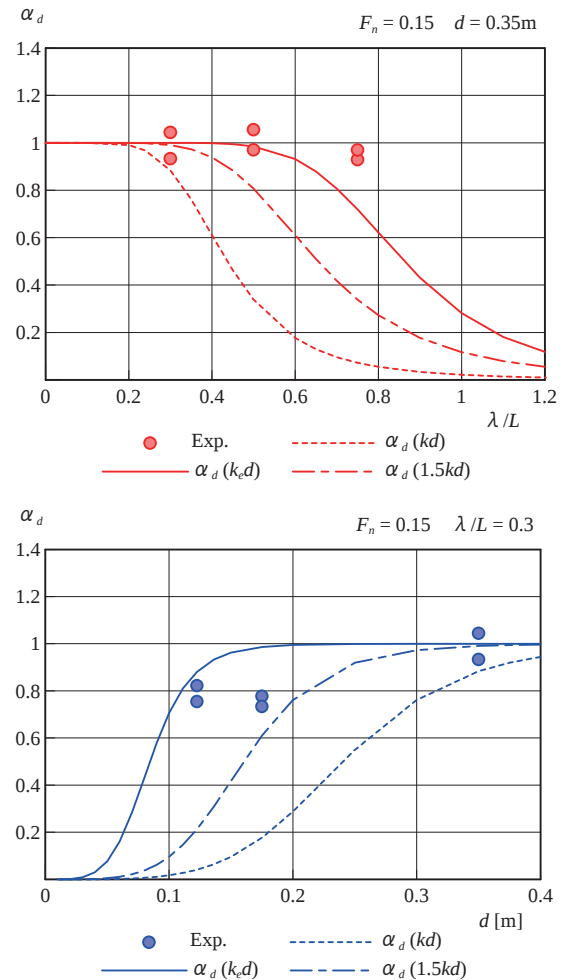


Fig.3.28 Effect of Draft and Frequency of the Wall Sided Model (Bulk Carrier Type), (Upper; variation of wave frequency, Lower; variation of draft)

法²²⁾も次のとおり示されている。

$$\alpha_U = 3.5\sqrt{F_n} \cos \alpha \quad (3-104)$$

喫水周波数影響と同様に、これらの推定法に対し、低速肥大船に対しては、短波長域での抵抗増加の推定は試験値と良い一致を示すものの、中高速瘦型船に対しては、一致が良くないことから、反射波に基づく抵抗増加が主となる短波長域で速度を変更させて、速度影響の調査を行った⁹⁾。

Table 3.2 に示すコンテナ船、PCC、バルクキャリアについて試験を行い、その結果を Fig.3.29 から Fig.3.31 に示す。この結果から、実際に船舶が運航している速度域では、速度影響が $\alpha_U = C_U(\alpha)F_n$ で良く近似できることが分かる。

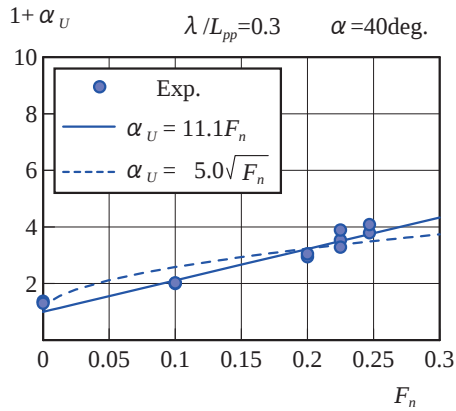
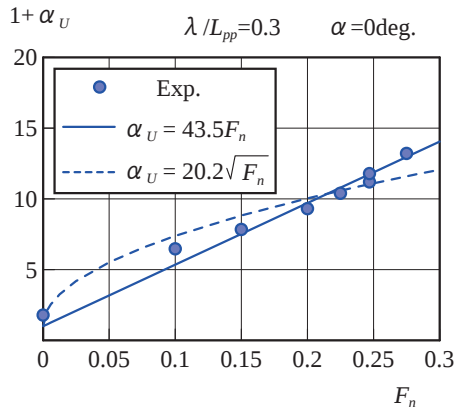


Fig.3.29 Effect of Advance Speed
(Container Ship)

このことから、新たに速度影響として次に示す式により推定を行い、実際に船舶が航行する速度範囲で試験結果と十分一致することが確かめられた。

$$\alpha_U = C_U(\alpha)F_n \quad (3-105)$$

ただし、 $C_U(\alpha)$ は速度影響係数であり、その値は中高速の瘦型船の場合、船の形状により大きく異なることから、水槽試験により定める。

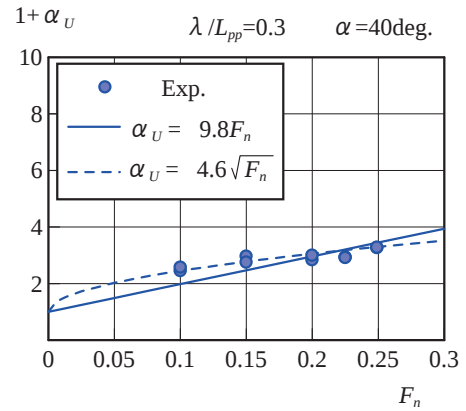
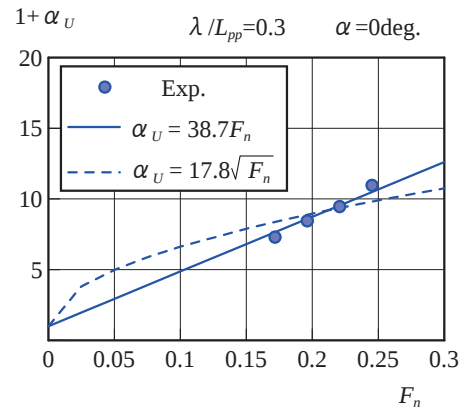


Fig.3.30 Effect of Advance Speed (PCC)

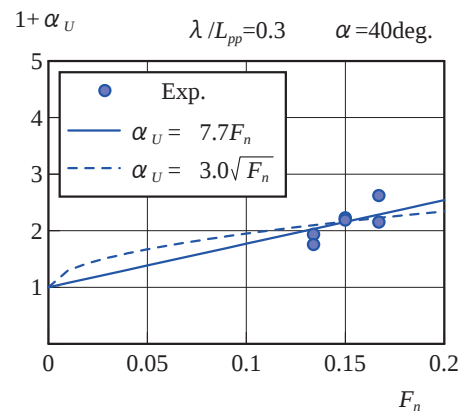
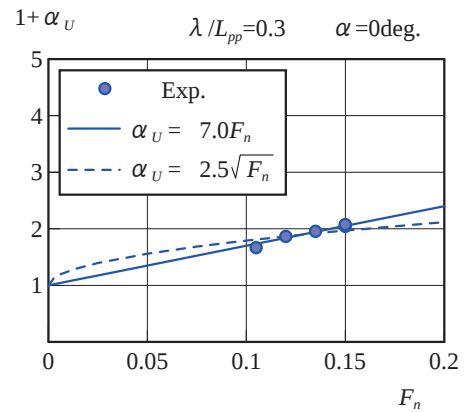


Fig.3.31 Effect of Advance Speed (Bulk Carrier)

2-3) 速度影響係数の斜波への拡張

短波長域の抵抗増加の推定精度を向上することを目的に、反射波抵抗増加の半実験式に着目し、速度影響係数を正面規則波中の速度変更試験により定める手法を開発した。

一方、海洋波の不規則性から、方向分布を考慮する必要がある、斜波中での速度影響係数を求める必要がある。そのためには模型試験により、その値を定める方法が考えられるが、試験工数を考えると現実的ではない。

そこで、正面規則波中の試験結果を簡易に斜波中結果に変換する方法を検討した。

コンテナ船（模型船長 3m）斜波中抵抗増加試験から、速度影響係数（ C_U ）を求め、出会角に対して整理し、出会角（ α ）に対する速度影響係数の換算を関数形で表現できるかの確認を行った。速度影響係数を出会角に対して整理したものを Fig.3.32 に示す。この図から、速度影響係数の斜波への拡張を簡易な関数形で表現することは困難と考えられる。

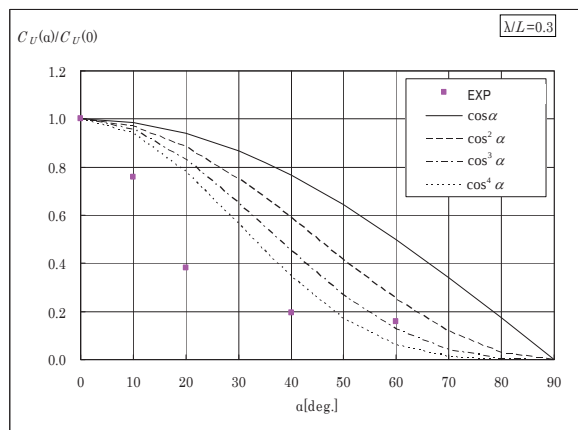


Fig.3.32 Coefficient of Advance Speed in Oblique Waves (Container Ship)

次に、これまでの試験結果を基に、ブラントネス係数（ B_f ）と速度影響係数との関係を整理し、Fig.3.33 に示す⁹⁾。

その結果、速度影響係数はブラントネス係数を用いて表現することが可能と考えられる。

- ・ブラントネス係数が小さい瘦型船では、速度影響係数が大きな変化で表される。
- ・肥大船では、速度影響係数はブラントネス係数に対しほぼ一定値を示す。これは従来の推定式^{6),22),23),24)}と同じ。

水線上形状等の船型を工夫したことによる抵抗増加低減の効果を反映させるため、正面規則波中試験により得られる速度影響係数値（ $C_U(\alpha=0)$ ）を用い、その値を基準に、Fig.3.33 に示される標準線に対し平行線を引き、斜波中の速度影響係数を定めることとする。適用は平行線とする箇所を傾斜部（ F_S ）、一定部（ F_C ）に分けて行う。

$$C_U(\alpha) = \text{Max}[F_S, F_C] \quad (3-106)$$

(i) $B_f(\alpha=0) < B_{fc}$ 、または $B_f(\alpha=0) < B_{fs}$ の場合

$$F_S = C_U(\alpha=0) - 310\{B_f(\alpha) - B_f(\alpha=0)\} \quad (3-107)$$

$$F_C = \text{Min}[C_U(\alpha=0), 10] \quad (3-108)$$

(ii) $B_f(\alpha=0) \geq B_{fc}$ 、かつ $B_f(\alpha=0) \geq B_{fs}$ の場合

$$F_S = 68 - 310B_f(\alpha) \quad (3-109)$$

$$F_C = C_U(\alpha=0) \quad (3-110)$$

ここで、 $B_{fc} = \frac{58}{310}$ 、 $B_{fs} = \frac{68 - C_U(\alpha=0)}{310}$ である。

コンテナ船、PCC について、斜波中抵抗増加試験を行った結果と上式の推定結果を比較したものを Fig.3.34 から 3.36 に示す。

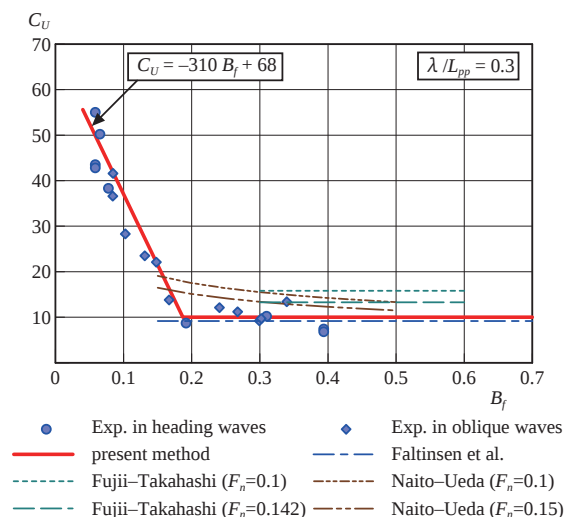


Fig.3.33 Relation between the Coefficient of Advance Speed on Added Resistance due to Wave Reflection and the Bluntness Coefficient for Conventional Hull Form above Water Line

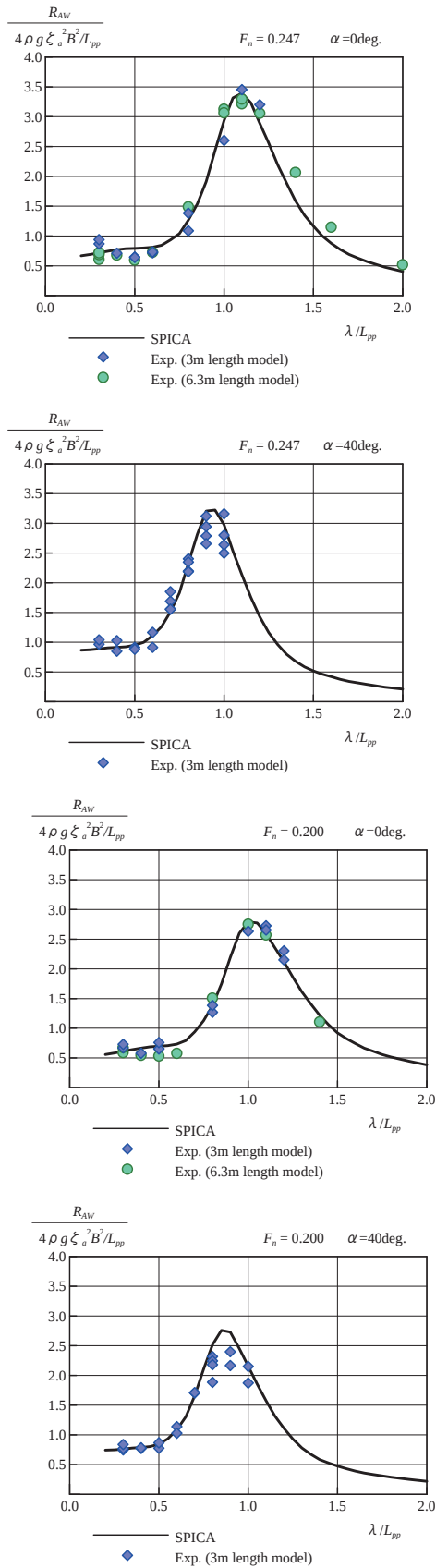


Fig.3.34 Added Resistance in Regular Waves
(Container Ship)

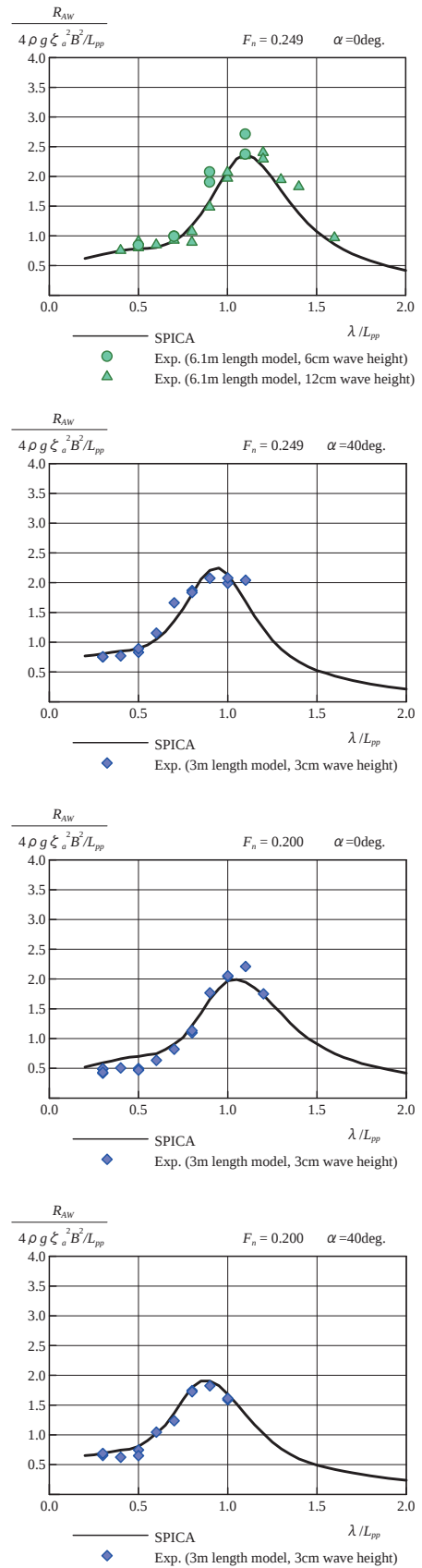


Fig.3.35 Added Resistance in Regular Waves
(PCC)

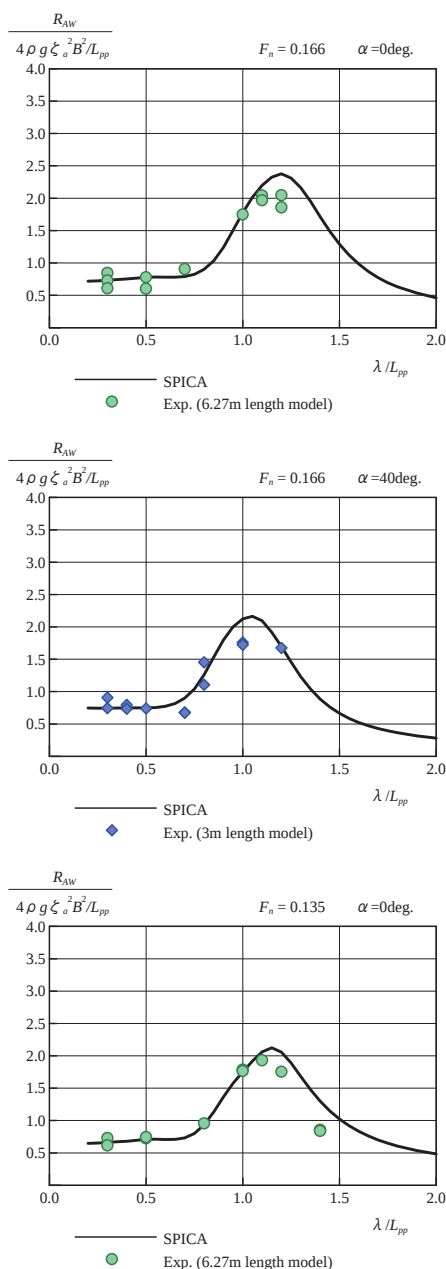


Fig.3.36 Added Resistance in Regular Waves (Bulk Carrier)

これから、速力を変えた場合、船と波との出会う角（ α ）を変えた場合においても、精度良く推定できていることが分かる。

3. 3. 6 船長と海象との関係

運動に基づく抵抗増加の値が、速力低下量に及ぼす影響を検討するため、次式に示す C_M を 2 種類（ $C_M = 1.0$ ， $C_M = 0.9$ ）変え、これに設定海象の方向波スペクトラムを掛け合わせ、短波頂不規則波中抵抗増加を求め、主機出力を常用出力一定

とした場合の速力低下の計算を行った²⁵⁾。

$$R_{AW} = C_M R_{AWm} + R_{AWr} \quad (3-111)$$

ここで、 R_{AW} は規則波中抵抗増加、 R_{AWm} は運動に基づく抵抗増加、 R_{AWr} は反射波に基づく抵抗増加、 C_M は運動に基づく抵抗増加の修正係数である。

なお、波浪中抵抗増加の試験値とハイブリッド計算値との比較から、波長船長比 0.6~1.2 で両者の差が平均 2.5%、ばらつきも 10%以内であることから $C_M = 0.9$ とした。

1) 規則波中抵抗増加

運動に基づく抵抗増加に修正係数（ C_M ）を掛けて検討を行った。

Fig.3.37 に、 $C_M = 1.0$ ， $C_M = 0.9$ の場合の正面規則波中抵抗増加の周波数応答関数を示す。

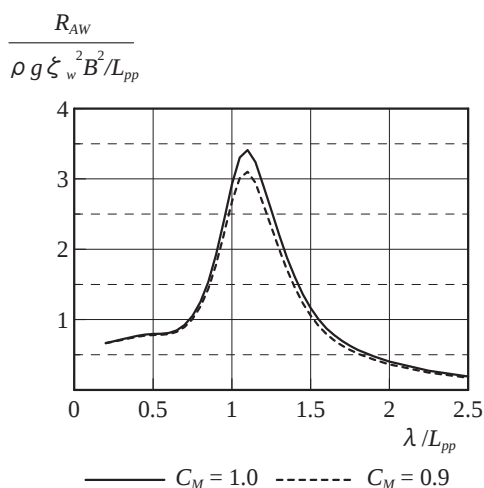


Fig.3.37 Added Resistance in Regular Heading Waves

2) 船長と主機出力の設定

船長を変えた検討は、船長 300m のコンテナ船を基に、相似な形状の 3 種類の船長の船（船長：150m, 200m, 225m）に対して行う。

検討を行う船長に対し、主機の常用馬力（NOR）を関西造船協会誌新造船要目表（コンテナ船）を基に定めた。（Fig.3.38, Table 3.7）

3) 短波頂不規則波中抵抗増加

短波頂不規則波中抵抗増加（ R_{AWC} ）を船長別に計算し、Fig.3.39 に示す。

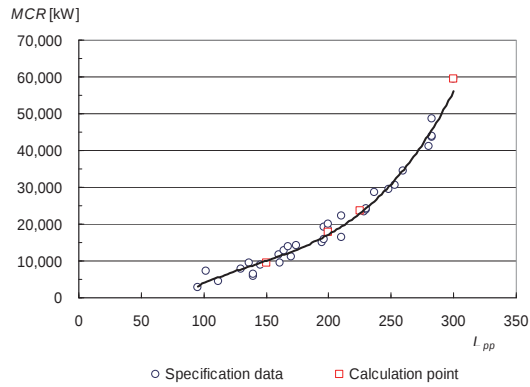
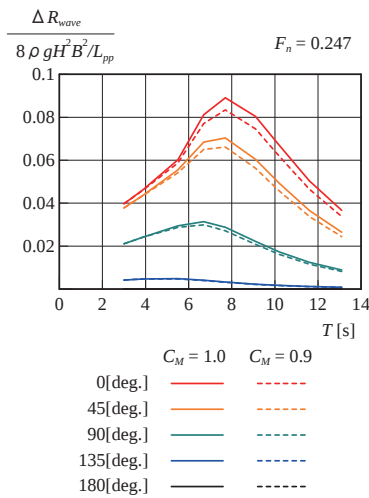
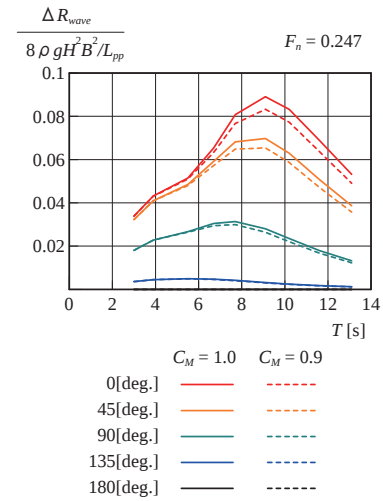
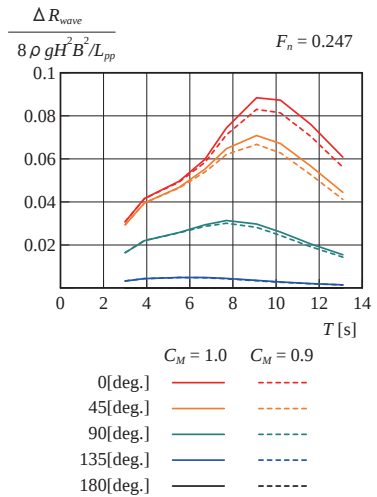
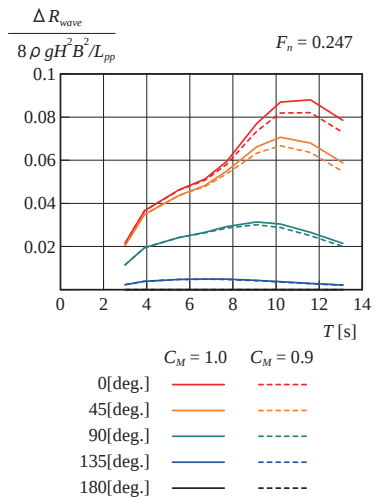


Fig.3.38 Relation between Engine Output and Ship Length (Container Ship)

Table 3.7 Engine Output (NOR)

L_{pp} [m]	NOR [kW]
150	8,100
200	15,000
225	20,000
300	50,610

(NOR = 0.85MCR として設定)

Fig.3.39-a Added Resistance in Short Crested Irregular Waves ($L_{pp}=150\text{m}$)Fig.3.39-b Added Resistance in Short Crested Irregular Waves ($L_{pp}=200\text{m}$)Fig.3.39-c Added Resistance in Short Crested Irregular Waves ($L_{pp}=225\text{m}$)Fig.3.39-d Added Resistance in Short Crested Irregular Waves ($L_{pp}=300\text{m}$)

4) 速力と主機馬力

設定海象での速力と主機馬力の関係（向風・向波）を船長別に Fig.3.40 に示す。

設定海象での速力低下量を有義波高を横軸にして、Fig.3.41 に示す。

また、 $C_M = 1.0$ と $C_M = 0.9$ の場合の速力低下量の差（ $\delta V = V_{C_M=0.9} - V_{C_M=1.0}$ ）の比較を行い、Table 3.8 に示す。

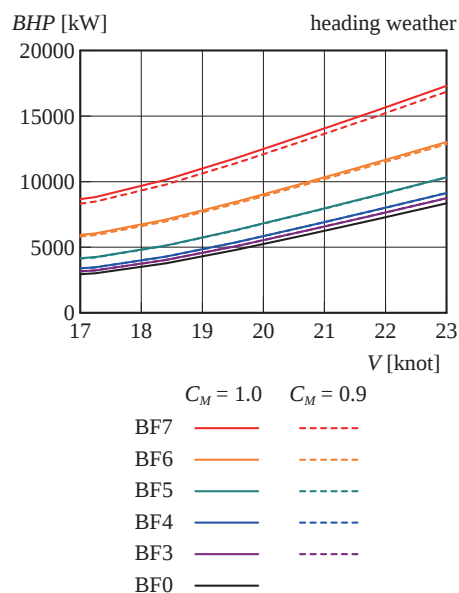


Fig.3.40-a Power Curves ($L_{pp}=150\text{m}$)

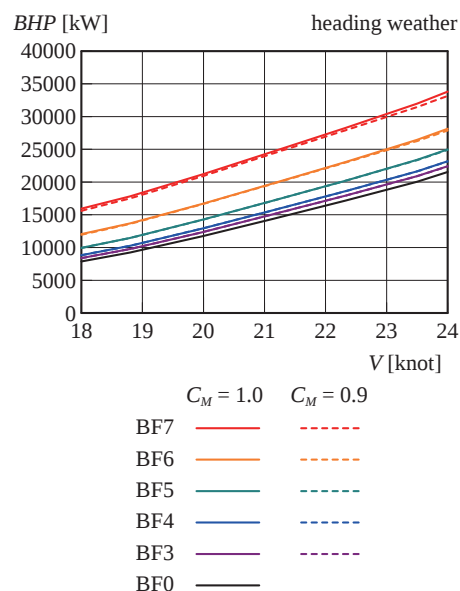


Fig.3.40-c Power Curves ($L_{pp}=225\text{m}$)

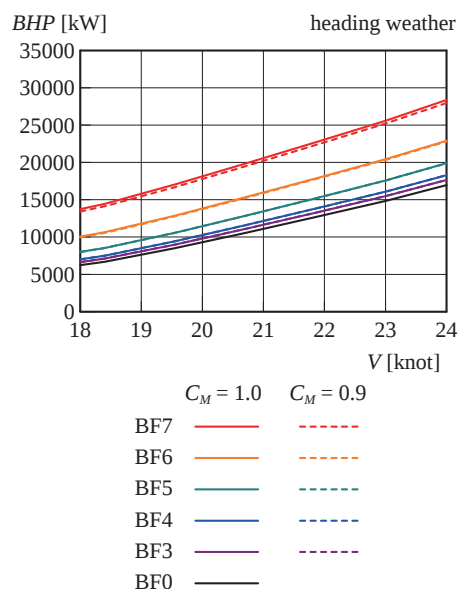


Fig.3.40-b Power Curves ($L_{pp}=200\text{m}$)

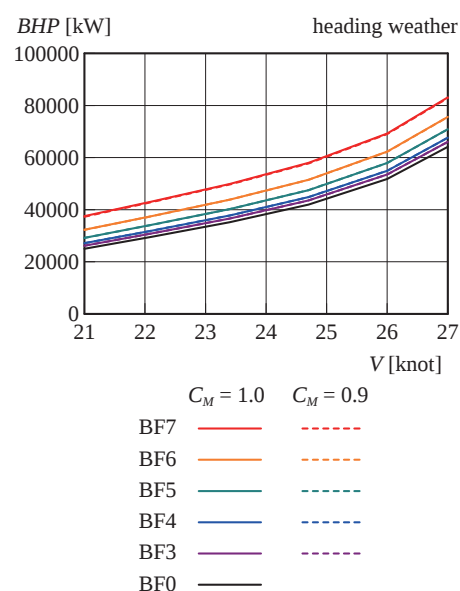
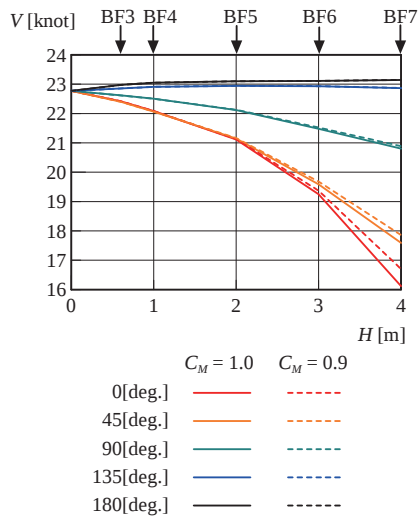
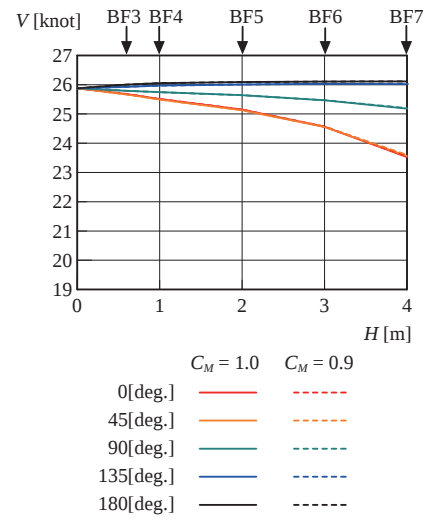
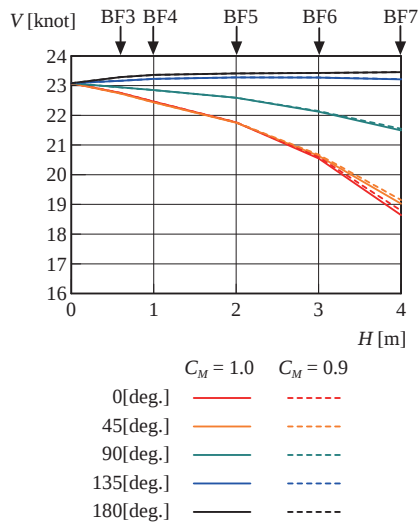


Fig.3.40-d Power Curves ($L_{pp}=300\text{m}$)

Fig.3.41-a Decrease of Ship Speed ($L_{pp}=150\text{m}$)Fig.3.41-d Decrease of Ship Speed ($L_{pp}=300\text{m}$)Fig.3.41-b Decrease of Ship Speed ($L_{pp}=200\text{m}$)Table 3.8-a Decrease of Ship Speed ($L_{pp}=150\text{m}$)

BF	δV [knot]	$\frac{\delta V}{V_{ref}}$
BF3	0.00	0.0%
BF4	0.00	0.0%
BF5	0.02	0.1%
BF6	0.12	0.5%
BF7	0.58	2.6%

Table 3.8-b Decrease of Ship Speed ($L_{pp}=200\text{m}$)

BF	δV [knot]	$\frac{\delta V}{V_{ref}}$
BF3	0.00	0.0%
BF4	0.00	0.0%
BF5	0.01	0.0%
BF6	0.04	0.2%
BF7	0.15	0.7%

Table 3.8-c Decrease of Ship Speed ($L_{pp}=225\text{m}$)

BF	δV [knot]	$\frac{\delta V}{V_{ref}}$
BF3	0.00	0.0%
BF4	0.00	0.0%
BF5	0.00	0.0%
BF6	0.01	0.0%
BF7	0.04	0.2%

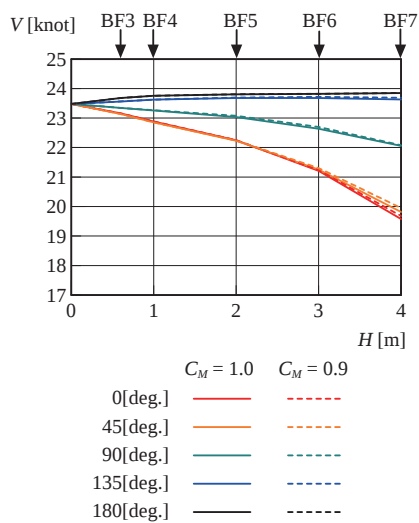
Fig.3.41-c Decrease of Ship Speed ($L_{pp}=225\text{m}$)

Table 3.8-d Decrease of Ship Speed ($L_{pp}=300\text{m}$)

BF	δV [knot]	$\frac{\delta V}{V_{ref}}$
BF3	0.00	0.0%
BF4	0.00	0.0%
BF5	0.00	0.0%
BF6	0.02	0.1%
BF7	0.10	0.4%

これらより、規則波中船体運動に基づく抵抗増加の差(10%)が実船、BF6（向風・向波）の場合の速力低下量に与える影響を、船長を変えて検討した結果をまとめて Table 3.9 に示す。

これから、船長が 150m で速力低下の差が 0.5% であることから、船長 150m 以上の大きな船では十分な精度で本手法が使えることが示された。

Table 3.9 Effect of Accuracy of R_{AWm} on Decrease of Ship Speed (BF6, heading weather)

L_{pp} [m]	δV [knot]	$\frac{\delta V}{V_{ref}}$
300	0.01	0.0%
225	0.02	0.1%
200	0.04	0.2%
150	0.12	0.5%

3. 3. 7 抵抗成分の評価

コンテナ船（船長 300m）を対象に風圧抵抗増加(Wind)、波浪中抵抗増加(Wave)が速力低下に与える影響を調べるため、設定海象（向風・向波）での外力の構成比率を、そのときの平水中抵抗を 100%として表し、Fig.3.42 に示す²⁵⁾。

これらから、船のサイズに応じ、海象条件が相対的に異なることにより、外力の構成比率が異なることが分かる。また、波浪中抵抗増加は、風圧抵抗増加に比べて、急速に大きくなり、速力低下に大きな影響を及ぼしていることが分かる。

3. 3. 8 ハイブリッド計算法の比較計算

実海域での船速低下計算を行うにあたり、標準計算プログラム以外のプログラムを使用する場合、正しく計算されているかを確認するため、サンプル船について比較計算を行うこととなる。

その場合、プログラムの違いによる船速低下の差異について許容範囲を定める必要があるため、

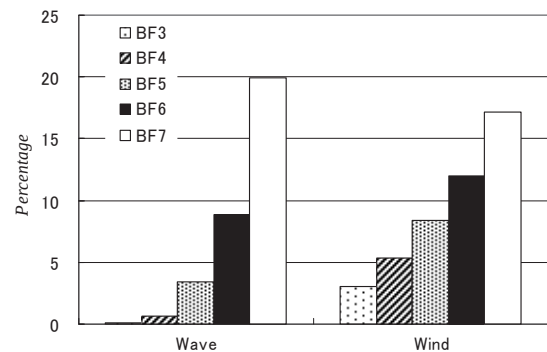


Fig.3.42 Components of External Forces (heading weather)

以下の検討を行った²⁵⁾。

(1) 修正の有無による結果による評価

標準プログラム（名称：SPICA）により船速低下量を算定した結果と、水槽試験により短波長域の抵抗増加量の修正を行わない計算法²²⁾（以下、No correction と言う。）により船速低下量を算定した結果との比較（Fig.3.43, Fig.3.44）。

(2) 各機関で保有するプログラムとの比較

鑑定ガイドラインに示すハイブリッド計算法に従い、各機関で保有するプログラムにより船速低下量を算定した結果と、標準プログラム（SPICA）により船速低下量を算定した結果の比較。ただし、水槽試験結果は海上技術安全研究所で実施したものを共通で使用する。（Table 3.10）

これから以下のことが分かる。

(1) 水槽試験による短波長域の抵抗増加量の修正の有無により、BF6 向風・向波での船速低下率（ $\Delta V/V_{ref}$ ）で約 1%の差が生じ、この差を許容することはできない。

(2) 鑑定ガイドラインに示すハイブリッド計算法に従い各機関で船速低下量の算定を行った場合、BF6 向風・向波での船速低下率（ $\Delta V/V_{ref}$ ）の違いは±0.5%以下程度である。

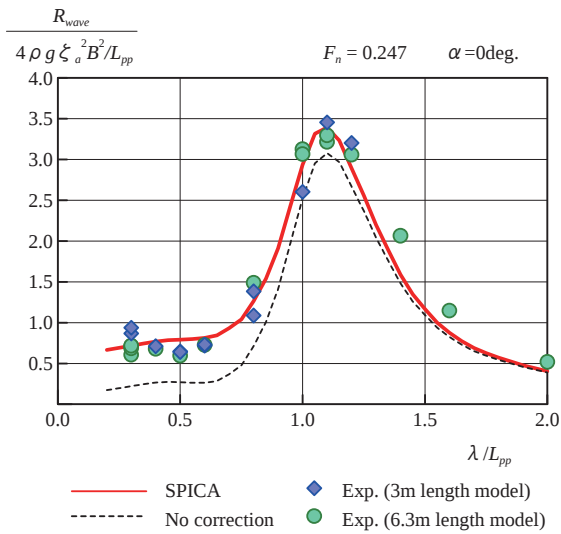


Fig.3.43 Difference of Calculation Method on Added Resistance in Regular Heading Waves

以上の検討から、標準計算プログラム以外のプログラムを使用する場合、標準プログラムに対し、BF6 向風・向波での船速低下率（ $\Delta V/V_{ref}$ ）の差が $\pm 0.5\%$ 以内であれば許容されることとした。

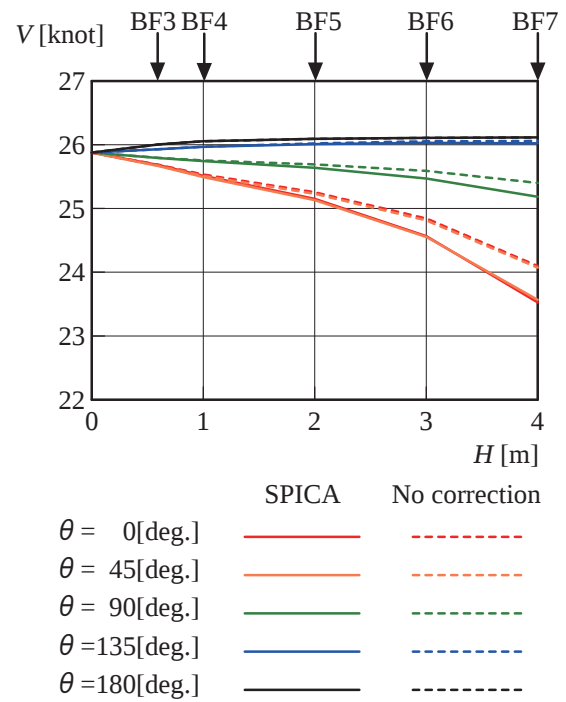


Fig.3.44 Difference of Calculation Method on Ship Speed in Actual Seas

Table 3.10 Comparison of Computation Code for Decrease of Ship Speed (BF6, heading weather)

名称	SPICA	I	II	III	IV		V	No correction
λ / L_{pp} (試験点)	0.3	0.5	0.3	0.3	0.5	0.3	0.3, 0.5 (平均)	-
V_{ref} [knot]	25.88	25.88	25.88	25.88	25.88	25.88	25.86	25.88
V_w [knot]	24.57	24.58	24.56	24.59	24.66	24.57	24.58	24.84
$\Delta V = V_{ref} - V_w$ [knot]	1.31	1.30	1.31	1.29	1.22	1.31	1.28	1.03
$ \Delta V - \Delta V^{SPICA} $ [knot]	-	0.01	0.01	0.02	0.09	0.00	0.03	0.28
$\frac{ \Delta V - \Delta V^{SPICA} }{V_{ref}^{SPICA}}$	-	0.0%	0.0%	0.1%	0.4%	0.0%	0.1%	1.1%

V_{ref} : BF0 での船速、 V_{ref}^{SPICA} : 標準プログラム (SPICA) により計算された BF0 での船速

V_w : BF6 (向風・向波) での船速

ΔV : 船速低下、 ΔV^{SPICA} : 標準プログラム (SPICA) により計算された船速低下

3. 4 水槽試験法

3. 4. 1 曳航水槽における耐航性試験

始めに、平水中抵抗試験を行う試験装置の概要を Fig.3.45 に示す。模型船の前後で拘束ロッドにより回頭を防いでいる。上下揺れ、縦揺れは自由である。また、模型船と拘束ロッドを接続しているヒンジ部で固着していないため、ある程度の横傾斜は可能である。模型の曳航位置について、前後は浮心位置、高さ方向はシャフト位置としている。さらに、図中には示していないが、加減速時の検力計への容量超過を避けるため、模型拘束のためのクランプ装置を取り付けている。

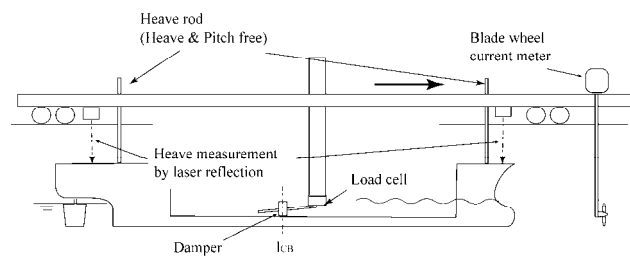


Fig.3.45 Measurement System for Resistance Test in Still Water

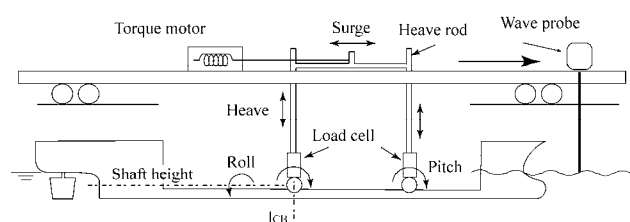


Fig.3.46 Measurement System for Resistance Test in Waves

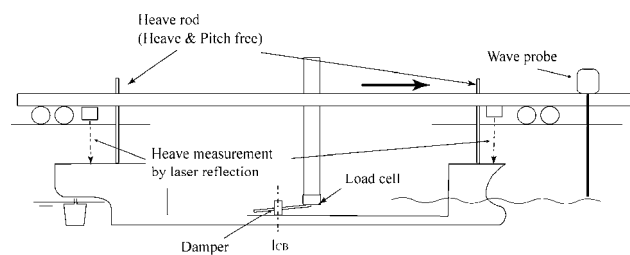


Fig.3.47 Application of Measurement System for Resistance Test in Still Water to Resistance Test in Waves

波浪中試験は通常、Fig.3.46 に示す装置により行われる。これは波により大きな船体運動が生じても計測が可能な機構となっている。即ち、ある

一定の幅であれば前後方向に移動することが可能で、装置中心に戻るようトルクモータを使って緩やかに復原力を持たせている。

一方、短波長での波浪中試験を実施する場合は、船体運動が小さいため、Fig.3.45 に示す平水中抵抗試験の装置で、模型船前方に設置した流速計に代えて波高計を設置することにより使用可能である。さらに、短波長域では船体運動が小さいことから、模型船の縦慣動半径を設定値に合わせることが精度の観点から不要となる。Fig.3.47 に短波長での水槽試験を行うときの機器配置を示す。この場合、平水中試験を行った後、そのまま波浪中試験を実施することが可能であり、その場合、水槽試験工数の増加を大幅に緩和することが出来る。

なお、Fig.3.46 及び Fig.3.47 に示すどちらの装置も加減速時の検力計への容量超過を避けるため、模型拘束のためのクランプ装置を取り付けている。

波浪中計測装置と平水中計測装置の違いが短波長域の抵抗増加計測値 (σ_{AW}) に及ぼす影響を調べ、Fig.3.48 に示す。この図より、平水中計測装置を用いた場合も波浪中計測装置とほぼ同値が得られることが分かる。

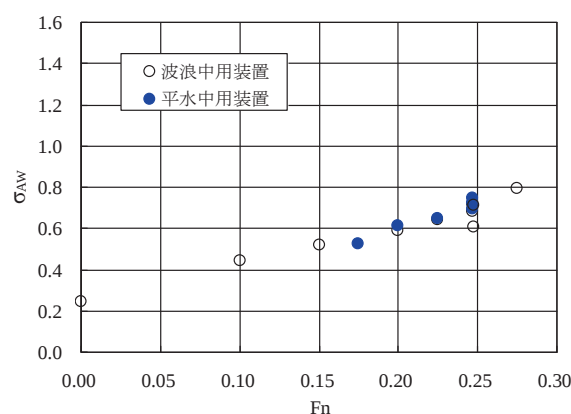


Fig.3.48 Effect of Different Measurement System on Added Resistance in Short Regular Waves ($\lambda/L_{pp}=0.3, H=0.06m$)

3. 4. 2 海の 10 モード試験

1) 試験条件

波浪中抵抗増加は波高の 2 乗に比例することが知られている。このため、試験波高が低い場合、計測量が検力計容量との関係で小さくなり、計測精度の確保が困難になること、一方、試験波高が高い場合、海水打ち込み等の非線形現象が生じ、試験状態が異なることとなり、適切な計測が行われないことに注意する必要がある。

このため、試験波高は、実船スケールで BF6 の有義波高に相当する 3m の規則波の値とする。ただし、模型や試験設備の制約等により上限又は下限として波高船長比 1/100 まで波高を調整できる。

2) 水槽試験から反射波抵抗増加の速度影響係数の算出

反射波抵抗増加の速度影響係数 (C_U) は、波長船長比 (λ/L_{pp} , L_{pp} ; 垂線間長) が 0.5 以下の 1 種類の波長で、複数の速度で行う模型試験により求められる。このとき、喫水・周波数影響項 (α_d) がほぼ 1 となり、周波数に対する変化も殆どない。また、運動に基づく抵抗増加も小さい。

速度影響係数は、水槽試験により計測された規則波中抵抗増加値 (R_{wave}^{EXP}) と、計算される運動に基づく波浪中抵抗増加 (R_{AWm}) を用い、(3-112) 式により速度影響を試験フルード数毎に求める。

$$C_U F_n = \frac{R_{wave}^{EXP} - R_{AWm}}{\frac{1}{2} \rho g \zeta_a^2 B B_f \alpha_d} - 1 \quad (3-112)$$

3 種類以上の速力で水槽試験を行い得られた $C_U F_n$ について、0 点を通るフルード数に対する最小 2 乗法により、速度影響係数 (C_U) を原点を通る直線の傾きとして求める。この模式図を Fig.3.49 に示す。ただし、各フルード数で複数回試験を行った場合は、その計測値を平均して得た $C_U F_n$ の値を用いる。

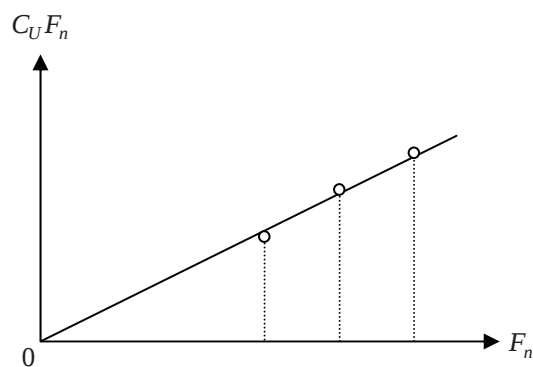


Fig.3.49 Relation between Effect of Advance Speed and Froude Number

3. 4. 3 精度検証のための持ち回り試験

ハイブリッド計算法で実施する波浪中抵抗増加試験は短波長域で速度を変更して実施するものである。実施に困難さがないか、また、同程度の試

験結果が得られるかどうかについて、大型の曳航試験水槽を有する国内の 6 試験機関が参加し、同一のコンテナ船模型を持ち回り、比較水槽試験が行われた²⁵⁾。コンテナ船は船長 300m であり、模型船長は 6.3m である。

これら水槽試験により得られた波浪中抵抗増加の試験結果を使用し、ハイブリッド計算法に従って速力低下量を計算した結果を Fig.3.50 に示す。試験機関ごとの結果の差は小さく、BF6 向風・向波での速力低下率 ($f_{\Delta V}$) の差が $\pm 0.2\%$ (約 0.04knot) 以内であることが示された。

これらの結果から、この水槽試験方法に問題が無いことが確認された。

参考までに Fig.3.51 に持ち回り試験に用いたコンテナ船の写真を示す。

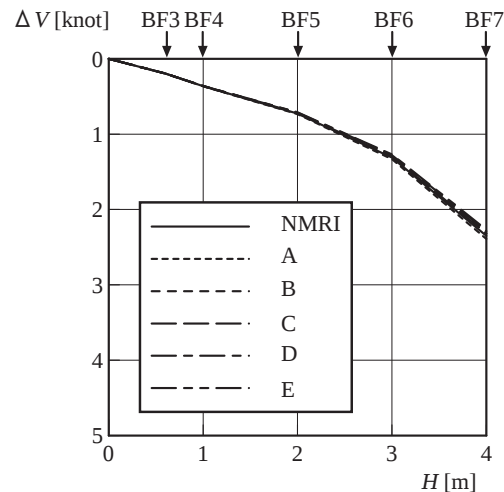


Fig.3.50 Decrease of Ship Speed; Calculation data are obtained by different ship model basins (heading weather condition; a container ship)



Fig.3.51 Scale Model of Container Ship

3. 5 実海域性能評価ツールの開発

ハイブリッド計算法を利用して、海の 10 モード指標の開発が行われた。海の 10 モード指標は、平水中速力と設定気海象での 10 種類の速力低下で表わされる。ハイブリッド計算法により船体に働く外力を算定し、海の 10 モード指標を計算するプログラムをパッケージ(名称：SPICA)として纏めた 25)。

プログラムは、利用者の使いやすさを考え、Microsoft 社 Excel をプラットフォームに構築した。これにより、データ操作、作図などの Excel 機能を利用することができる。

システム要件を Table.3.11 に示す。

Table 3.11 System Requirement for SPICA

Excel バージョン	2003 / 2007
オペレーティングシステム	Windows XP / Vista / 7 (32 bits / 64 bits)
ファイル容量	約 10MB

SPICA のトップ画面を Fig.3.52 に示す。ここで、4 種類の計算項目を独立に選択することが可能である。計算項目は、

- (1) 短波頂不規則波中抵抗増加
- (2) 風圧力・モーメント係数
- (3) 斜航流体力係数、干渉係数
- (4) 速力低下

である。入力事項はワークシート別に整理されている。また、断面情報の入力などでは、入力ミスを防ぐため、自動作画により入力データの確認が行われる。

計算を実行すると中間出力がワークシート別に出力される。例えば、(1)の短波頂不規則波中抵抗増加を計算すると、中間出力として、規則波中船体運動の周波数応答関数（上下揺、縦揺）、規則波中抵抗増加の周波数応答関数が出力される。(4)の速力低下を計算する場合は、中間出力として、設定海象中の速力馬力曲線、速力低下曲線が出力される。

SPICA による海の 10 モード指標の出力を Fig.3.53 に示す。

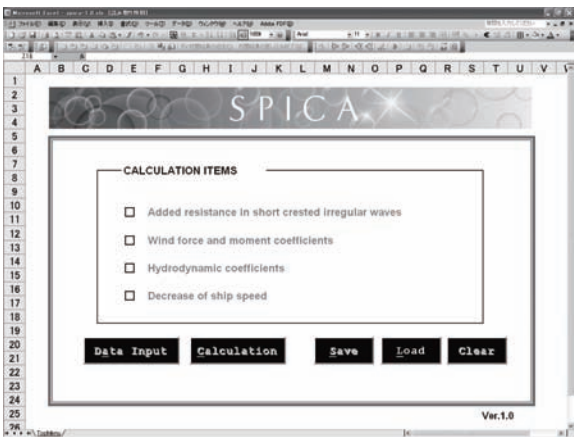


Fig.3.52 Top Menu of SPICA

weather	ship speed (knot)	weather	direction (deg.)	decrease of ship speed (knot)	weather	direction (deg.)	decrease of ship speed (knot)
BF0	25.88	BF3	0	0.20	BF3	average	0.07
		BF4	0	0.36	BF4	average	0.13
		BF5	0	0.73	BF5	average	0.28
		BF6	0	1.31	BF6	average	0.53
		BF7	0	2.36	BF7	average	0.99

Fig.3.53 Output of 10 mode Index for Ships
(e.g. Container Ship)

参考文献

- 1) World Meteorological Organization: Manual on Codes International Codes, Volume I.1, Part A-Alphanumeric Codes, WMO-No. 306 (1995 edition).
- 2) W. G. Price and R. E. D. Bishop: Probabilistic Theory of Ship Dynamics, Chapman and Hall, London, pp.157-163, 1974.
- 3) <http://www.crh.noaa.gov/greatlakes/safety/?s=bea>
- 4) H. Maruo: Resistance in Waves, Researches on Seakeeping Qualities of Ships in Japan, the Society of Naval Architects of Japan, Vol.8, pp.67-102, 1963.
- 5) 藤井 斉, 高橋 雄: 正面規則波中における抵抗増加, 三菱重工技報, Vo.4, No.6, pp.86-92, 1967.
- 6) 藤井 斉, 高橋 雄: 肥大船の波浪中抵抗増加推定法に関する実験的研究, 日本造船学会論文集, 第137号, pp.132-137, 1975.
- 7) 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, pp. 243-255, 2005.
- 8) M. Kuroda, M. Tsujimoto, T. Fujiwara, S. Ohmatsu and K. Takagi: Investigation on Components of Added Resistance in Short Waves, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol.8, pp.141-146, 2008.
- 9) M. Tsujimoto, K. Shibata, M. Kuroda and K. Takagi: A Practical Correction Method for Added Resistance in Waves, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol.8, pp.147-154, 2008.
- 10) 貴島 勝郎, 名切 恭昭: 船舶操縦性能推定の実用的計算法に関する研究, 西部造船会々報, 第105号, pp.21-31, 2002.
- 11) 南 佳成, 二村 正, 上野 道雄, 佐々木 紀幸, 深澤 良平: コンテナ船の斜航抵抗に関する一考察, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第6号, pp.13-14, 2008.
- 12) 藤井 斉, 津田 達雄: 自航模型による舵特性の研究(2), 造船協会論文集, 第110号, pp.31-42, 1961.
- 13) K. Kijima, T. Katsuno, Y. Nakiri and Y. Furukawa: On the Manoeuvring Performance of a Ship with the Parameter of Loading Condition, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, Vol.168, pp.141-148-77, 1990.
- 14) 貴島 勝郎, 名切 恭昭: 船尾形状を考慮した操縦流体力の近似的表現, 西部造船会々報, 第98号, pp.67-77, 1999.
- 15) R. M. Isherwood: Wind Resistance of Merchant Ships, The Royal Institution of Naval Architects, Vol.115, pp.327-338, 1972.
- 16) 山野 惟夫, 齋藤 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, pp.91-100, 1997(1971年に講演).
- 17) 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, pp.185-192, 1990.
- 18) 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-II, 日本航海学会論文集, 第86号, pp.169-177, 1992.
- 19) 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, 第183号, pp.77-90, 1998.
- 20) 粉原 直人, 辻本 勝, 沢田 博史, 塚田 吉昭, 高木 健: 肥大船の斜波中における抵抗増加について, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第8号, pp.321-324, 2009.
- 21) F. Ursell: The Effect of a Fixed Vertical Barrier on Surface Waves in Deep Water, Proc. Camb. Phil. Soc., Vol.42, pp.374-382, 1947.
- 22) 高橋 雄: 波浪中抵抗増加の実用的推定法とその船型計画への応用, 西部造船会々報, 第75号, pp.75-95, 1988.
- 23) O. M. Faltinsen, K. J. Minsaas, N. Liapis and S. O. Skjoldal: Prediction of Resistance and Propulsion of a Ship in a Seaway, Proc. of 13th Symp. on Naval Hydrodynamics, pp.505-529, 1980.
- 24) 内藤 林, 上田 武志: 短波長域における船首形状と抵抗増加の関係, 関西造船協会誌, 第217号, pp.103-113, 1992.
- 25) 辻本 勝, 佐々木 紀幸, 藤原 敏文, 上野 道雄, 臼井 謙彰, 加戸 正治, 野村 大吉, 高木 健: 海の10モード指標計算法, 日本船舶海洋工学会論文集, 第10号, 2009.
- 26) M. Tsujimoto, M. Kuroda, K. Shibata, N. Sogihara and K. Takagi: On a Calculation of Decrease of Ship Speed in Actual Seas, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol.9, pp.79-85, 2009.

4. 実船試験による検証

4. 1 実船試験の問題点

3章で述べたように、海の10モード指標計算法の精度検証として、水槽試験レベルでは、少なくとも対象の3船型とそれに類似した船型に対しては十分と考えられた。一方、プロジェクトが期待する精度は、実船における精度であって、そのためには実船を用いた高精度の実船試験が必要となる。その場合に最も精度の必要となるのは、正確な船の速力や馬力、それに加えて海象・気象の情報である。Table 4.1 に次に述べる PCC 船型に対するそれぞれの要求精度を比較した。ここで示した要求精度は、BF5 および BF6 の正面における馬力増加に対する要求精度で、どの項目に対しても馬力で5%の精度を要求した場合を比較している。ここで、Hw_error は有義波高、Vw_error は風速、Vs_error は船速に対する誤差を意味する。実船試験は、この表にある要求精度を十分に上回る必要があり、試験方案もそれと整合性のあるものでなくてはならない。特に船速は重要で、潮流などの影響が2ノット近くもある場合が十分に考えられるので、対水速力計を用いることはもちろんのこと、その速力は事前に校正されている必要がある。また、風速もブリッジに装備した風速計だけであると障害物やブリッジ自体の影響で正確な風速が得られない場合があるので要注意である。波高は、Table 4.1 に示すように他の計測項目よりやや精度が緩和される一方、計測そのものが困難な場合が多い。したがって、ある程度の精度を確保した上で自動的に計測できるシステムを装備することが望ましい。

Table 4.1 Required Accuracy for Measurement Items

	BF6	BF5
Hw_error	0.35m(12%)	0.5m(25%)
Vw_error	2.3m/s(10%)	2.6m/s(12%)
Vs_error	0.2kts(10%)	0.2kts(10%)

4. 2 風速計の精度に関する予備的実船試験

実際の風の計測状態を把握するために、全長200m超、幅約40mの大型タンカーを使用し、様々な箇所での風向風速の計測を行った¹⁾。

試験は、穏やかな海象下、3回の往復航行中に実施した(計6回計測)。風の計測に使用した機器は、R. M. Young 社製翼車式風向風速計1台(No.1)、Gill Instruments 社製2次元超音波式風向風速計2台である(No.2&3)。Fig. 4.1 に使用した風向風速計(以下、風速計)を、Table 4.2 に

それらの仕様を示す。さらに、船への設置箇所の概略を Fig. 4.2 に示す。No.1 は船首フォアマスト上に設置、No.2 は船橋最上部の甲板から約2m高さ、さらに No.3 は左舷ウイング端の床面から高さ2mの地点に設置している。

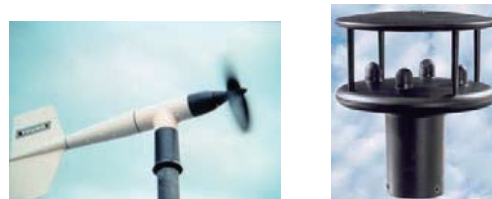


Fig. 4.1 Anemometers used in the Experiments (Left: Vane type, Right: Supersonic type)

Table 4.2 Anemometer Specifications

		Vane	Supersonic
U_A	Range	1–50 m/s	0–30 m/s
	Accuracy & Resolution	0.5 m/s in $U_A < 10$ m/s 5 % in $U_A \geq 10$ m/s	± 2 % 0.01 m/s
ψ_A	Accuracy	± 5 deg.	± 3 deg.
Min. Velocity		1 m/s	0.01 m/s

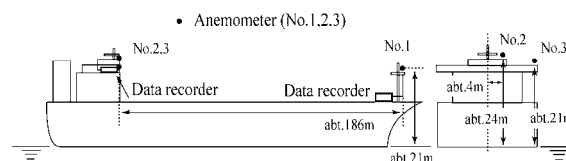


Fig. 4.2 Arrangement of the Three Anemometers

4. 2. 1 実験結果

平均風速 (U_A)、風速の標準偏差 (Sdu) の結果を Fig. 4.3 に、平均風向角 (ϕ_A)、風向の標準偏差 (Sdf) の結果を Fig. 4.4 に示す。約5分の平均の結果である。No.1、3、5は北東、No.2、4、6は南西向きに航行し、風は凡そ南東から吹いている。このとき、正面風を0deg.として右回りに正の角度と定義する。

両試験結果から明らかになったことを以下に記す。なお、船橋上部に付けた No.2 と本船付き風速計の風速・風向はほぼ等しい結果となったことを付記する。

- No.1 の風速は No.2 の風速に比べ平均で 3.8m/s (2nd~6thの平均) 小さな値 (35%減) となっている。No.1 風速計の風の乱れは、他の風速計に比べて小さい。
- No.3 風速計について、北東で航行している1回

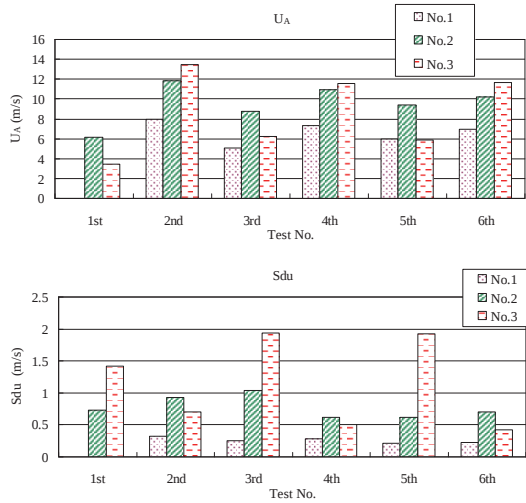


Fig. 4.3 Wind Velocities and Standard Deviations at Each Anemometer Position.

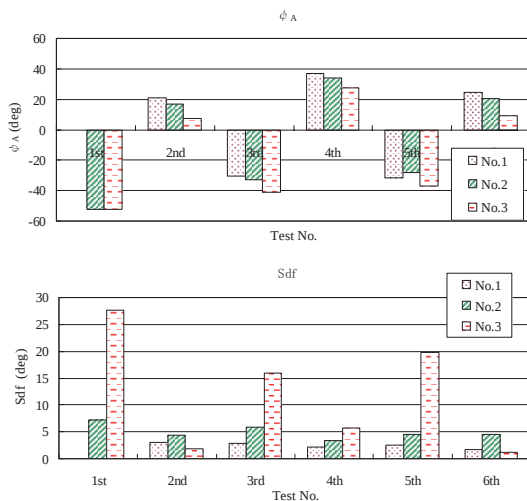


Fig. 4.4 Wind Directions and its Standard Deviations at Each Anemometer Position

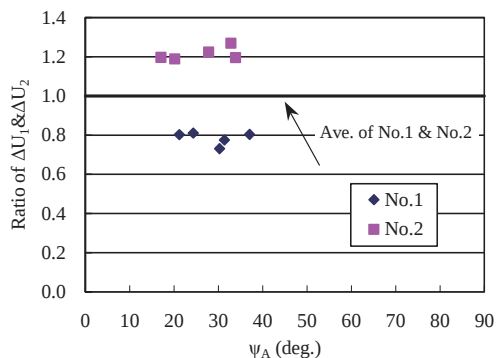


Fig. 4.5 Increasing Ratio of Wind Velocity obtained from Sea Trial Tests on the Large Tanker

目、3回目、5回目の結果は、ブリッジやレーダマストの風下になるため、風速の計測値は小さく、乱れは大きい。

- ・風向に関して、No.1 と No.2 の結果は概ね一致している。
- ・風速と同様に、No.3 の風向について、北東に航行している1回目、3回目、5回目の結果は、ブリッジやレーダマストの風下になるため乱れが大きい。

風速の結果を風向角ベース（左右の絶対値で標記）で示すと Fig. 4.5 となる。縦軸は、No.1、No.2 風速の平均を仮の基準風速とした場合の風速の増減率を示す。船橋上の No.2 風速計は少なくとも 1.2 倍程度の風速値となっていると言える。

実船試験の結果からも風速計の位置による計測差が無視できないことが示された。風速計の設置位置を決定する際に注意が必要である。

4. 3 風洞試験と風速計の補正

4.2 節で述べたように、ブリッジに取り付けられた風速計だけでは、十分な計測精度が確保できないことが分かったので、次に述べる実船試験の対象船である PCC による模型・実船試験から、船橋上の風向風速計の指示値と船全体を取り巻く代表風速の関係を調査した。結果として、船橋や主船体が存在することによる計測位置での風速変化は非常に大きいことが定量的に明らかになった²⁾。

4. 3. 1 実船における風の状況

1) 風洞実験状態

風向風速計が通常設置される付近の風速と船を取り巻く場の風速の関係を調査するために、海上技術安全研究所の変動風水洞（計測部長さ 15m × 幅 3m × 高さ 2m）で実験を実施した。

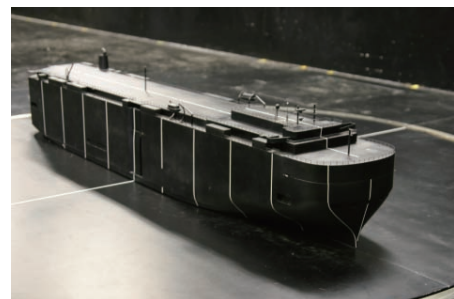


Fig. 4.6 PCC Experimental Model

Table 4.3 Principal Particulars of the Target PCC

	Unit	Ship	Model
L_{OA}	m	abt. 200	1.4
B	m	abt. 32	abt. 0.23
H_B	m	abt. 30	abt. 0.21

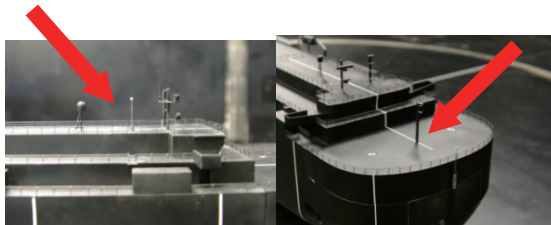


Fig. 4.7 Experimental Setting of Hot Wire Probe (Left: Bridge top (BT) setting, Right: Fore top (FT) setting)

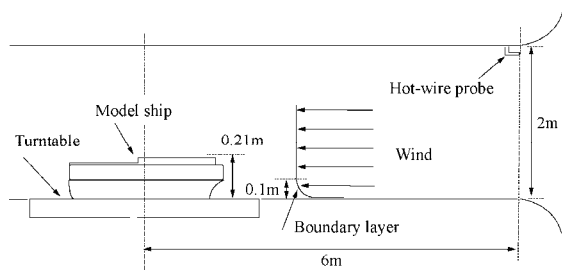
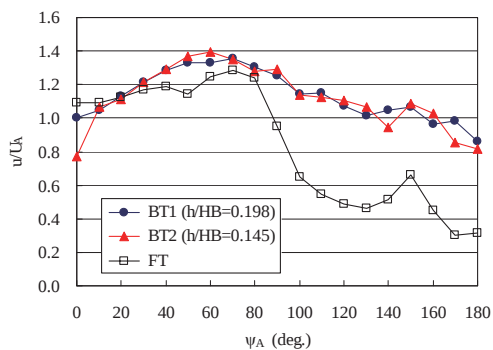


Fig. 4.8 Experimental setting in the wind tunnel

Fig. 4.9 Increased Wind Velocity Measured at Bridge Top and Fore Top Position ($Re=1.76 \times 10^6$, $U_A=18\text{m/s}$)

使用した船は、実船で全長約 200m の PCC であり、製作模型の外観図を Fig.4.6 に示す。

また、要約した船の主要目を Table 4.3 に示す。 H_B は静水面から船橋上甲板までの高さである。

風速の計測は、Fig. 4.7 に示す船体上の 2 箇所で行った。1 つは前から実船換算約 31m (後で示す図中の l_{BT})、船橋上前方の甲板から 5~6m 高さ、他は船首端 2.4m 高さの地点であり、小型の無指向型熱線風速計を取り付け計測した。熱線風速計は、カノマックス社製であり、測定範囲は、

0.1~50m/s、計測精度は±(指示値の 3%+0.1) m/s である。

Fig. 4.8 に実験状態図を示す。風速は、抗力が一定となり、乱流域であると見なされる 18m/s で実施した。床面から 10cm 程度境界層が発達しているが、特に風速分布の補正を行うことなく実験を行った。風向角は模型下部のターンテーブルの回転により変更し、各計測は約 15s である。計測洞入り口、上方での風速を基準風速(U_A)とし、船体上で計測した熱線風速計による値と比較した。

2) 風洞実験結果

実験結果を Fig. 4.9 に示す。BT は船橋上の結果を、FT は船首の結果を示す。風速計の設置高さは、甲板上からの計測高さ h と船橋甲板高さ H_B との無次元値で示している。横軸は船首基準とした風向角(正面向い風 $\psi_A=0\text{deg.}$)で、縦軸は基準風速に対する計測風速の比を示す。対象船は船尾付近でやや非対称な形状となっているが、大きな差も見られないことから計測結果は左右両舷の平均値を示している。この結果から以下のことが分かる。

- $\psi_A=60\text{deg.}$ 付近では、船橋上の計測値(BT)で U_A 比約 1.35 倍の風速を計測した。
- 船首の計測(FT)においても $\psi_A=70\text{deg.}$ 付近で U_A 比約 1.3 倍の風速である。
- BT の計測で広範な風向角で増速傾向にある。
- FT に関して、 $\psi_A=90\text{deg.}$ を越えると操舵室の影になり、極度に計測値が小さくなる。

このとき、BT2、 $\psi_A=0\text{deg.}$ の計測値が、BT1 の場合より大幅に小さな値となっているが、風速計の前方にある艤装品の影響であり、一般的傾向とは言えない。

Fig. 4.9 の結果から、設置した風向風速計が必ずしも全体場の風速を計測しているとは限らず、出力値を使用する場合は、本結果に見られるような影響を考慮した上で扱う必要がある。

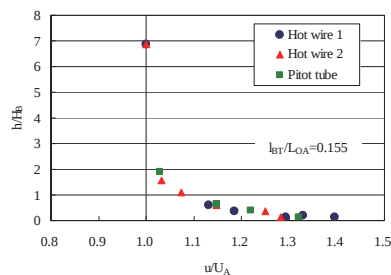


Fig. 4.10 Wind Velocity Profile at the Bridge Top (BT) Position

次に $\psi_A = 60\text{deg.}$ での BT における高さ方向の風速の調査を行った。Fig. 4.10 に結果を示す。計測器による差がないことを確認するために3種の異なる手段により風速を計測した。「Hot wire1」は Fig.4.9 の計測で使用した無指向型の熱線風速計、「Hot wire2」は1風向用風速計であり、さらに念のためにピトー管 (Pitot tube) により風速を計測した。「Hot wire2」とピトー管の向きは主流方向に一致させた。

海面に相当する風洞床面から船橋高さの3倍 ($h/H_B=2$) であってもまだ基準風速よりも風速が速い。船橋上の剥離により風速が低下しているとも想定したが、増速された流れが支配的である。桃木ら³⁾の試験結果からも船体上部の負圧の大きいことが指摘されており、その結果を裏付けているとも言える。

3) 実船試験による風洞実験結果の確認

風洞実験結果の有効性を確認するために、同実船(対象船は4.4章で詳しく述べる。)で異なる2箇所の風向・風速を同時計測した。風向風速の計測位置は、Fig. 4.7 の FT、BT2 とほぼ同じであり、FT として特設の風向風速計 (Fig.4.1 右の2次元超音波式風向風速計) を準備し、BT2 は船の既設風向風速計が該当する。船の実船における場(船体を取り巻く)の基準風速は不明であるため、FT での風速を基準とした BT2 の風速の増減比を実船試験と模型試験結果で比較し、Fig. 4.11 に示す。実船計測値と模型計測値はほぼ一致しており、模型実験で見られる2箇所の風速差は、妥当であると言える。模型試験を通じて、実船での風の状況が凡そ判別できると考えられる。

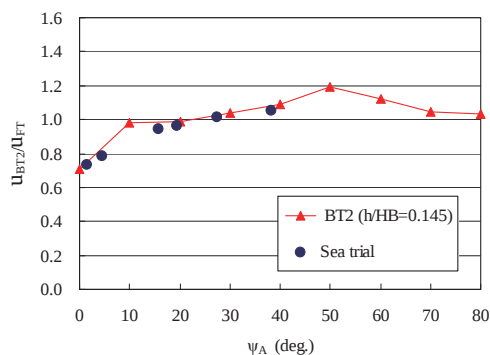


Fig. 4.11 Different Wind Velocity Comparing the Results of Sea Trial Tests with Ones of Wind Tunnel Model Tests

4. 4 PCC を用いた実船試験と自動計測データ

3章で述べた計算法の検証の一環として、自動車運搬船(船長約200m)を用いた実船計測を行



Fig.4.12 PCC for Full-Scale Measurement

Table 4.4 Principal Particulars

垂線間長	192.00	m
船幅	32.26	m
喫水	9.00	m
最大連続出力(MCR)	13,260	kW

った⁴⁾。

本試験の対象船として、商業運航中の自動車運搬船“AEGEAN HIGHWAY”(船主:川崎汽船(株)、建造所:今治造船(株)、主要航路:日本~欧州)を選定した。本船の概観、主要目をそれぞれ Fig.4.12、Table 4.4 に示す。

4. 4. 1 実船計測システム

1) 計測項目

本試験で構築した計測システムは、出来る限り本船に装備されている航海機器や機関関連機器からデータを取得し、必要に応じて別途計測機器を

Table 4.5 Measurement Items and Equipment

項目分類	計測項目	計測機器
船体	日付・時刻	GPS
	船位	
	対地船速	
	対水船速	ドップラーログ
	船首方位	ジャイロコンパス
機関	舵角	舵角指示計
	軸馬力	軸馬力計
風	回転数	回転計
	相対風速	風向風速計
波	相対風向	
	有義波高	
載貨状態	平均波周期	レーダー式波浪計測装置
	波向	
	排水量	
	喫水	航海記録

追加しデータ収集を行えるよう設計されている。
Table 4.5 に代表的な計測項目と計測機器を示す。

対地船速・対水船速は座標原点を船体中央、中心線上、喫水線高さとして座標原点へと変換処理され、相対風速・相対風向は絶対風速・絶対風向へと換算される。

2) サンプリング周波数

今回の実船計測では、気海象の変化やそれに伴う主機特性の変化を捉える必要がある。これを踏まえ、計測時間・周期については1日24回毎正時から各30分間の計測を行い、計測データの更新周期を1秒とした。尚、レーダー式波浪計測装置は波スペクトルや方向分布関数等、波浪場の情報を出力することが出来るため、別途これらを保存し詳細解析に供することとした。

3) モニタリングシステム

各種計測機器の状態ならびに計測データのモニタリングにあたっては、外航船で長期計測の実績のある三井造船(株)の Fleet Monitor⁵⁾を採用した。本システムでは機器状態や計測データ等の情報を INMARSAT 経由で陸上に自動転送される。

4. 4. 2 波浪データの検証

波浪計測にはレーダー式波高計測装置 (Miros 社、WAVE-X⁶⁾) を用いる。計測結果の信頼性を確認するため他の計測機器を用い同時計測を行い、計測結果の比較、検証を行うこととした。本計測では、本船回航時 (多度津~名古屋) とギリシャ~イタリア間航行時の2度に亘り、船首に出会波高計を設置して波浪観測を行い、有義波高と平均波周期について、レーダー式波浪計測装置との比較を行った。その比較結果を波浪推算値 (気象庁) 及び目視記録 (波高のみ) と併せて Fig.4.13~4.16 に示す。

有義波高は4種類のデータが定性的に同様の傾向を示し、定量的には各種データに0.5~1.0m程度の差が現れている。船首相対波高計の値がやや高めの値を示しているのは、船体からの反射波の影響と考えられる。平均波周期は波浪推算値が一部はずれているが、ここでの波浪推算値は配信データを時間空間線形補間により算出しているため地中海の様に島が偏在する海域では補間精度に欠けるためと考えられる。その他は2秒程度の差はあるものの全体的に同程度の値を示している。船首相対波高計の計測値は対地船速、船速方位、レーダー式波浪計測装置の波向のデータを用いて求めた値である。尚、レーダー式波浪計測装置は平均波周期が5秒以下のものを出力しないことに留

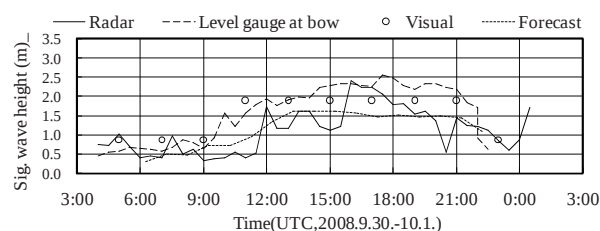


Fig.4.13 Time History of Significant Wave Height (During voyage from Tadotsu to Nagoya)

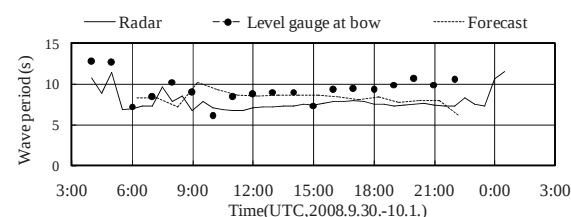


Fig.4.14 Time History of Wave Period (During voyage from Tadotsu to Nagoya)

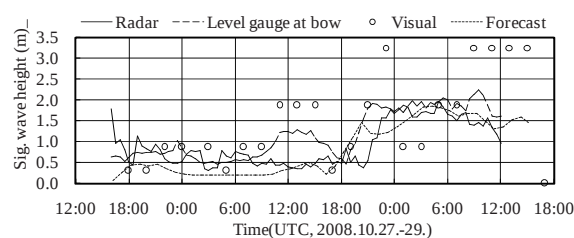


Fig.4.15 Time History of Significant Wave Height (During voyage from Greece to Italy)

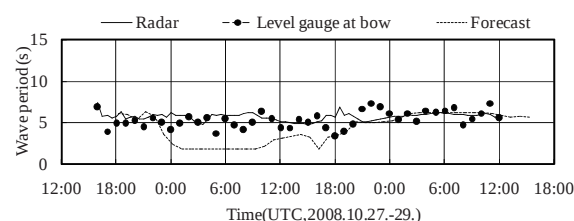


Fig.4.16 Time History of Wave Period (During voyage from Greece to Italy)

意する必要がある。

次に、計測期間を通した波浪データの検証として、有義波高、平均波周期、船首相対波向 (0: 船首方向、時計まわり)、対地波向 (0: 北、時計まわり) の4項目について波浪推算値との相関を調べた。Fig.4.17~4.18 にこれら4項目の相関を示す。有義波高は計測値と波浪推算値とがやや幅はあるものの良好な相関を示している。平均波周

期は計測値が波浪推算値より低い値を出力している様子が分かる。波向については全体的に計測値と波浪推算値が非常に良好な相関を示している。

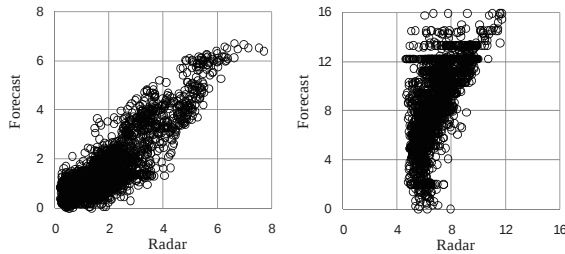


Fig.4.17 Correlation of Wave between Radar and Forecast (left : significant wave height, right : mean wave period)

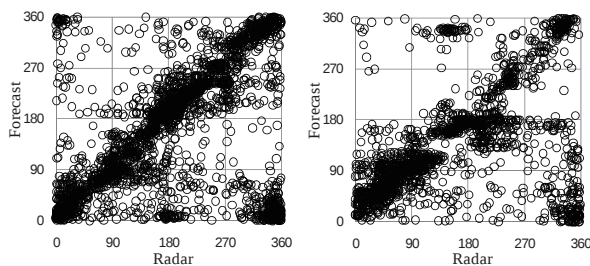


Fig.4.18 Correlation of Wave Direction between Radar and Forecast (left : relative, right : absolute)

4. 4. 3 風速の補正

本船に設置された風向風速計が計測する風速は船体の影響を受け、必ずしも船体周辺の風浪場の代表値になっていないことが考えられる。そこで計測された風速を補正するために実船計測対象船の模型船を用いて風洞試験¹⁾を実施し、風向風速計が設置されている船橋上での風速と、船体周辺の風速の関係を調査した。船橋上の風速と船体周辺の風速関係が明らかになり、実船で計測した風速を補正し、解析に用いることとした。

4. 4. 4 計測データの解析

有効データは対水船速、絶対風速、船首相对風向、軸馬力、有義波高、平均波周期、船首相对波向、中央喫水、排水量が正しく計測されているデータである。計測期間中の有効データは 2756 点であり、75%MCR±5%の範囲のデータを抽出した。尚、75%MCR は 2 節で示した実海域性能評価法において、船速低下量を算定する際に一定とする主機馬力に相当する。

1) 馬力・排水量の基準状態への換算

抽出したデータを指標計算結果と比較検証するために、(4-1),(4-2)式に従って計測した基準となる馬力・排水量における船速へと換算し、船速低下量を求めた。(4-1)式概念図を Fig.4.19 に示す。ここで、 V_M, P_M, ∇_M は計測された船速、軸馬力、排水量であり、 V_0, P_0, ∇_0 は計算条件として設定する平水中船速、軸馬力、排水量である。 $f(\nabla)$ は水槽試験により得られる馬力 75%MCR 一定下における船速と排水量の関係を表す関数である。 $\blacktriangle \rightarrow \triangle$ は馬力の換算を表している。

$$\Delta V = V' - V_0 \quad (4-1)$$

$$V' = V_M \times \left(\frac{P_0}{P_M} \right)^{\frac{1}{3}} \times f(\nabla) \quad (4-2)$$

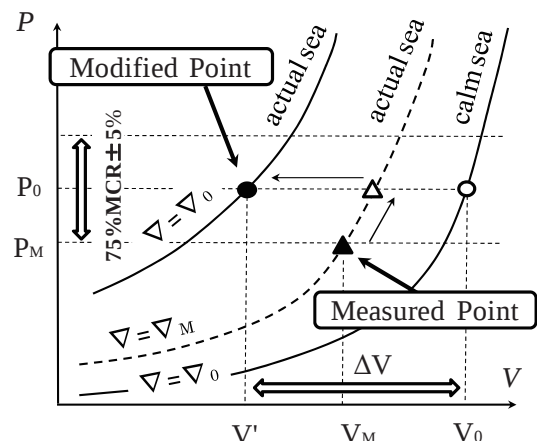


Fig.4.19 Modification of Ship Speed with Regard to Braking Horse Power and Displacement

2) 気海象の設定海象への換算

指標計算結果は Table 3.1 に示した設定海象下の計算結果である。一方、実船計測では任意の気海象データが収録される。このため、指標計算結果と実船計測結果を比較する為には、計測値を設定海象における値へと換算する必要がある。そこで Table 3.1 に示す気海象を表現する有義波高(7種類)、風速(8種類)、波周期(7種類)、風向波向(5種類、ただし、波と風は同じ向き)を変数として性能評価計算を実施し、船速データベースを作成した。これを使用し、計測した気海象を設定海象へと換算する。一例として、波高を基準とした気海象を設定海象へ換算する際の概念図を Fig.4.20

に示す。ここで、絶対風速を U 、有義波高を H 、平均波周期を T とし、下付添字 M は計測値、 BF は設定海象を表す。最初に風向波向を基準状態に換算する。有義波高が 2m 以下の場合は風向を用い、 2m より大きい場合には波向を用いて、直線補間により風向波向を計算条件に換算したときの変化量を求める。次に、平均波周期、絶対風速を設定海象に換算する。換算の際の変化量はラグランジュ補間により求める。これらの変化量を計測値に加味することで、設定海象下での船速へと換算できる。

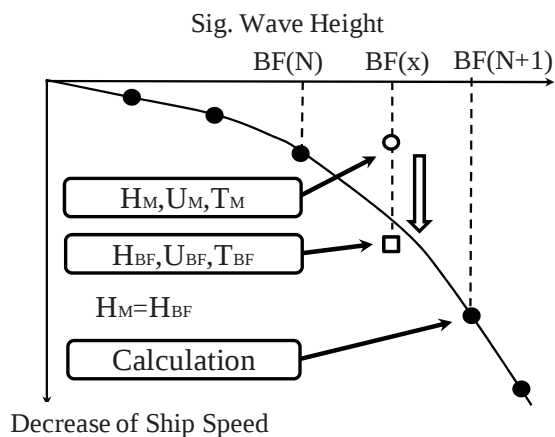


Fig.4.20 Modification of Ship Speed with Regard to Weather Condition

3) 船速低下

以上の換算を行い、計測値から船速低下量を算出し、性能評価計算値との比較を行った。

Fig.4.21~4.22 に向波向風中における船速低下の比較結果を示す。向波向風中では、計測した船速低下量は波高ベース・風速ベースともに計算値と良い対応を示している。

4. 4. 5 まとめ

「海の 10 モードプロジェクト」で開発された実海域性能評価指標の検証のため実施された実船計測について、その概要・特徴、実船試験で重要な情報となる気海象データの検証、計測されたデータの解析手法について述べ、実海域性能評価計算値との比較を行った。その結果、以下の知見を得た。

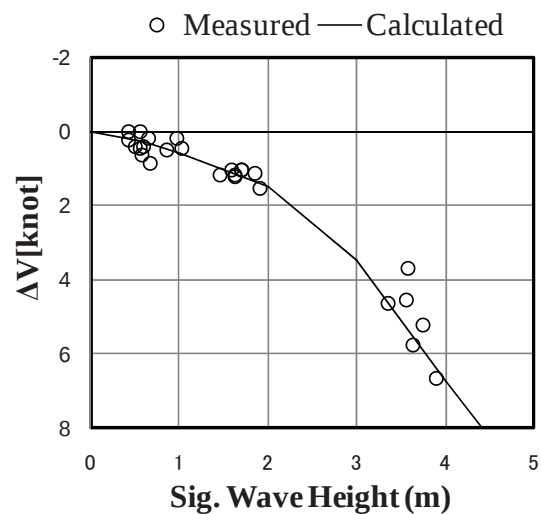


Fig.4.21 Decrease of Ship Speed in Heading Weather Condition

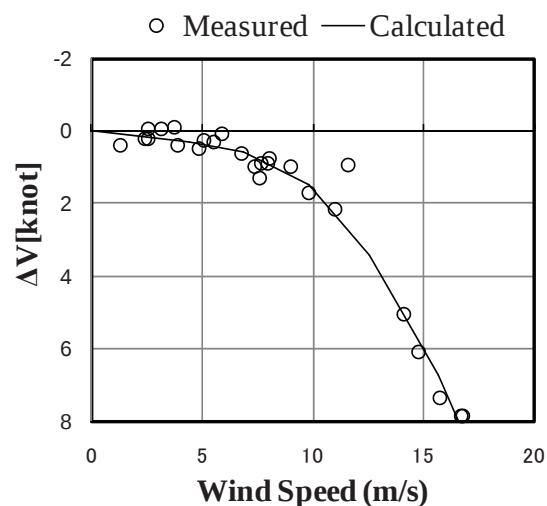


Fig.4.22 Decrease of Ship Speed in Heading Weather Condition

- ・波浪データはレーダー式波高計測装置の計測値を、船首相対波高計や波浪推算データと比較することにより、計測値の妥当性を確認した。
- ・風浪データは風洞試験の結果を用いて補正し、船体による影響を考慮した風速を解析に用いた。
- ・計測された船速を馬力、排水量、気海象条件が計算条件と整合が取れるように換算し、実海域性能評価法による計算値と比較した。その結果、計算値は実船計測値と良い対応を示し、本評価法の有効性を確認することが出来た。

参考文献

- 1) 藤原 敏文、佐々木 紀幸：実海域における風影響評価に関する検討，日本船舶海洋工学会講演論文集，第8号，pp. 331-334, 2009.
- 2) 藤原 敏文、塚田 吉昭、北村 文俊、沢田 博史、大松 重雄：コンテナ船の風圧力に関する積み付け影響推定，日本船舶海洋工学会講演論文集，第8号，pp. 327-300, 2009.
- 3) 桃木 勉、大西 星輝、池田 良穂、片山 徹：PCC に働く風圧力特性に関する研究，日本船舶海洋工学会講演論文集，第7K号，pp. 53-56, 2008.
- 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－II，日本航海学会論文集，第86号，pp. 169-177, 1992.
- 5) 粉原 直人、上野 道雄、星野 邦弘、辻本 勝、佐々木 紀幸：実船計測による実海域性能計算法の検証，日本船舶海洋工学会講演会論文集，第9号，pp.141-144, 2009.
- 6) 村上 真人、二又 浩文：Fleet Monitor Service，日本マリンエンジニアリング学会誌，第42巻，第5号，pp.59-62, 2007.

5. その他の実海域性能評価ツールの開発

3章および4章で述べたように海の10モード指標計算に必要な理論計算法や水槽試験法を開発し、それらの精度検証も実施した。もちろんのこと検証は、時間的な制約と費用的な面からすべてのケースで実施することは不可能であり、また理論計算のためのラインズ情報や、さらには品質の優れた実船データを入手することは難しい。したがって、ここまで述べてきた認証システムを念頭において理論計算や水槽試験法とは別に、実海域性能をマクロ的な視点で予想できる簡易的な推定法の開発も実施した。ここで開発したプログラムは、船の主要目だけから波浪中の抵抗増加や推進効率を推定することを目的としている。

5.1 波浪中抵抗増加計算

1) 規則波中抵抗増加計算

藤井・高橋の方法¹⁾に修正を加えてコンテナ船などにも利用できるような実用的な抵抗増加推定法が辻本らにより発表されている²⁾。ここでは、それをさらに簡略化し、 C_w 曲線の代わりに C_p 曲線を台形で近似したブランチネス係数 (B_{fcp}) を用い、実験データの補正を施した以下の計算式を用いた。

$$R_{AW} = C_1 \times \frac{1}{2} \rho g (1 + C_2 F n_B^{0.8}) \times \zeta_a^2 \times B \times B_{fcp} \quad (5-1)$$

$$F n_B = V_s / (g B)^{0.5} \quad (5-2)$$

$$B_{fcp} = \frac{1}{1 + [2 \times (1 - C_{pf}) \times L_{pp} / B]^2} \quad (5-3)$$

ここで V_s は船速、 ζ_a は波振幅、 L_{pp} は船長、 B は船幅、 C_{pf} は船体前半部のプリズマティック係数である。

C は実験などで求められた係数でそれぞれ、

$$\begin{aligned} C_1 &= 1.0 \\ C_2 &= 2.0 \quad (B_{fcp} > 0.3) \\ C_2 &= 2.0 + 110 \times (0.3 - B_{fcp}) \quad (B_{fcp} \leq 0.3) \end{aligned}$$

とした。

2) 規則波から不規則波への変換

不規則波中の抵抗増加の平均値 $\overline{R_{AW}}$ は、(5-4)式で与えられる。

$$\overline{R_{AW}} = 2 \int_0^{\infty} \frac{R_{AW}(\omega)}{\zeta_a^2} \cdot S_{\zeta}(\omega) d\omega \quad (5-4)$$

ここで波スペクトル $S_{\zeta}(\omega)$ を ISSC 型（修正 Pierson-Moskowitz 型）とすると、次式で表される。

$$S_{\zeta}(\omega) = \frac{C_1}{\omega^5} e^{-\frac{C_2}{\omega^4}} \quad (5-5)$$

ここで、 $\omega_T = 2\pi/T_0$ 、 $C_1 = 0.11H_{1/3}^2\omega_T^4$ 、 $C_2 = 0.44\omega_T^4$ であり、 T_0 は平均波周期、 $H_{1/3}$ は有義波高である。

一方、規則波中の抵抗増加 $R_{AW}(\omega)$ が(5-1)式で示したように、 ω に依らない一定値で与えられ場合、(5-4)式は以下のように解析的に求めることが可能となる。

まず(5-1)式を(5-4)式に代入すると

$$\overline{R_{AW}} = 2 \cdot C_1 \cdot 1/2 \cdot \rho g (1 + C_2 F_{nB}^{0.8}) \cdot B \cdot B_{fcp} \cdot \int_0^{\infty} S_{\zeta}(\omega) d\omega \quad (5-6)$$

ここで波スペクトルの積分は解析的に実行できて、

$$\int_0^{\infty} S_{\zeta}(\omega) d\omega = \int_0^{\infty} \frac{C_1}{\omega^5} e^{-\frac{C_2}{\omega^4}} d\omega = \frac{1}{4} \frac{C_1}{C_2} = \frac{1}{16} H_{1/3}^2 \quad (5-7)$$

そこで(5-7)式を(5-6)式に代入することにより

$$\begin{aligned} \overline{R_{AW}} &= C_1 \cdot \rho g (1 + C_2 F_{nB}^{0.8}) \cdot B \cdot B_{fcp} \cdot 1/16 \cdot H_{1/3}^2 \\ &= C_1 \cdot 1/4 \cdot \rho g (1 + C_2 F_{nB}^{0.8}) \cdot B \cdot B_{fcp} \zeta_a^2 \\ &= 1/2 \cdot R_{AW} \end{aligned} \quad (5-8)$$

が得られる。すなわち、不規則波中の抵抗増加は平均波周期によらず有義波高のみで与えられ、規則波中の抵抗増加の丁度半分となることが分かる。

5. 2 波浪中推進効率の推定

船体運動が小さい海象条件下での波浪中推進効率は、自航要素の変化を無視し、プロペラ効率のみが変化すると考えても十分な精度がある。その場合、プロペラ効率の変化率を運動量理論から求める理想効率の比とし、次式を用いて求める。

$$\eta_o' / \eta_o = (1 + (1 + C_T)^{0.5}) / (1 + (1 + C_T')^{0.5}) \quad (5-9)$$

ここで、 C_T は、次式で与えるプロペラ推力係数で、

$$C_T = 8 \times T / (\rho V_A^2 D_p^2) \quad (5-10)$$

T はプロペラ推力、 V_A はプロペラ前進速度、 D_p はプロペラ直径である。

5. 3 計算の妥当性検証

5. 3. 1 規則波中抵抗増加

(5-1) 式で与えられる規則波中の抵抗増加計算法の精度を先に示した Table 5.1 の3船型で検証する。

実験で得られた抵抗増加を次式で無次元化し、抵抗値のレベルで本計算法と比較し Fig.5.1 に示した。

$$K_{AW} = \frac{R_{AW}}{4\rho g \zeta_a^2 B^2 / L_{pp}} \quad (5-11)$$

Table 5.1 Studied Vessels

Kind of Ship	Container Ship	Panamax Bulk Carrier	Twin skeg Bulk Carrier
L_{pp} (m)	300.0	217.0	300.0
B (m)	40.0	32.26	65.0
D (m)	24.0	19.2	24.0
d (m)	14.0	14.0	17.9
C_b	0.65	0.84	0.81
L_{pp}/B	7.50	6.73	4.61
D_p	8.8	7.1	8.5
B_{fcp}	0.034	0.422	0.311

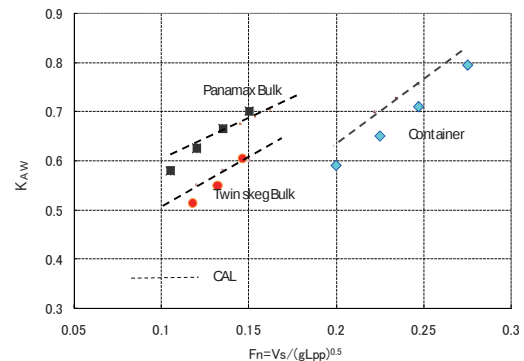


Fig.5.1 Resistance Increase of Three Kind Vessels in Regular Wave

Fig.5.1 から、本計算法が肥大船のみでなく高速船や L_{pp}/B が 5 を下回るような超幅広船にも適用可能なことが分かる。

5. 3. 2 プロペラ効率の低下

馬力増加は抵抗増加が一致すれば、後は推進効率の推定が首尾よく行けば良い。正確な馬力計算では、それぞれの条件に合ったプロペラを設計し、そのプロペラ単独特性を用いて馬力推定を行う。しかし、冒頭で述べたように、初期設計の段階では、それらの情報を入手するのは困難である。ここでは、運動量理論によるプロペラ理想効率の比と、それぞれの船型で設計されたプロペラの単独特性を用いた場合の効率低下を比較して Fig.5.2 に示した。図から分かるように、通常のプロペラは、ビューフォート 6 程度の荷重度変化に対しては、(5-9)式で十分に対応可能であることが分かる。

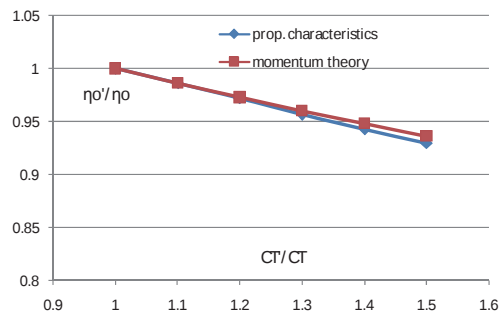


Fig.5.2 Propeller Efficiency Decrease due to Additional Resistance

5. 4 HOPE を用いたシーマージンの調査

シーマージンは設計速力における実海域性能を考慮した馬力増加であり、その原因の大部分は波と風である。厳密なシーマージンの推定は、最終形状の船型による波浪中抵抗増加試験を含む水槽試験データを用いて、想定航路における長期予測を実施する必要があるが、ここでは、ビューフォート 3 以下は平水時の性能に極めて近いとし、またビューフォート 7 以上は評価対象外と考えシーマージン $SM(\%)$ が以下の式で表現できるとした。

$$SM = K \times (\alpha \Delta BHP_4 + \beta \Delta BHP_5 + \gamma \Delta BHP_6) / BHP_0 \quad (5-12)$$

$$\Delta BHP = (\Delta R_{AW} + \Delta R_{AA}) \times V_s \times \eta_o' / \eta_o \quad (5-13)$$

ここで α 、 β 、 γ はそれぞれ、その航路におけるビューフォート 4、5、6 の長期出現頻度であり海象気象データベースから求めることができる。ま

た、 ΔBHP_n はビューフォート n における馬力増加であり $n = 0$ は平水時を意味する。

ΔR_{AW} は波による抵抗増加量、 R_{AA} は風による抵抗増加量を表す。馬力増加は当然、風向きと波向きの発現頻度も考慮する必要があるが、往復の航路を考えた場合その長期発現頻度は全周囲平均的となるので、航路によらずその影響を K なして現した。 K は斜め波や斜め風に対する船の性能を表していると考えるが、ここでは実用的な観点から定数とし、実情に即して決定することとする。こうすると、シーマージンに影響するのは、正面向かい波に対する船の実海域性能と α 、 β 、 γ の海象の長期出現頻度だけになり簡単に計算できる。北太平洋、北大西洋および豪州－日本の 3 つ代表的な航路における α 、 β 、 γ の値を Table 5.2 で与えた。

Table 5.2 Percentage of Occurrence of Weather ; in The North Pacific Route, the North Atlantic Route and the Japan-Australia Route

BF_i	出現頻度 p_i		
	北太平洋航路	北大西洋航路	豪州－日本
BF3	20%	25%	30%
BF4	32%	28%	35%
BF5	24%	25%	22%
BF6	13%	17%	10%

5. 4. 1 具体的計算例（船種や航路の影響）

馬力増加の推定に関しては、3 章でその精度が確認できたので、関西造船協会が発行した「らん」から収集した合計 93 隻のコンテナ船・PCC およびバルクキャリアを対象にシーマージンを計算した。計算の対象とした船型の要目を肥大度パラメータ $C_b(B/L_{pp})$ の形で Fig. 5.3 に示した。Fig.5.3 から見えてくるのは、船型的な特徴であり、痩せ型高速船の肥大度が船型の大型につれ小さくなるのは、大型化と同時に高速化が進んでいたことを意味している。一方、肥大船であるバルクキャリアは大型化しても肥大度はほとんど変わらず、設計点が肥大度の限界近くにあることが覗える。

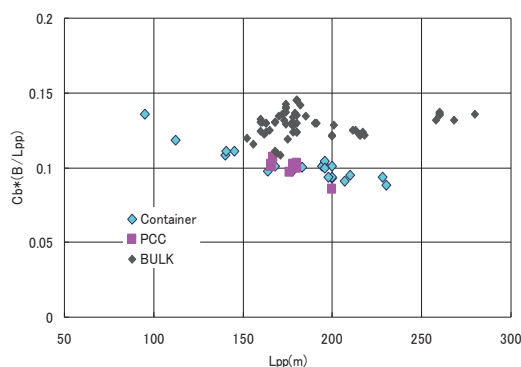


Fig.5.3 Bluntness of Studied Vessels

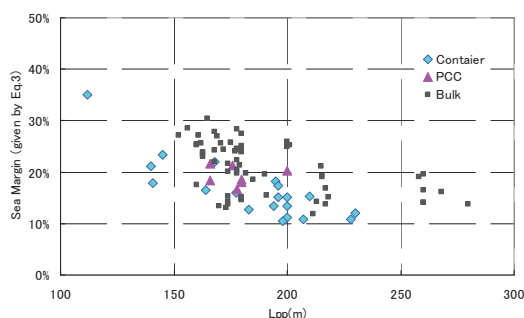


Fig.5.4 Sea Margin Calculated by Eq.(5-12)

Fig.5.4 は、(5-12)式によるシーマージンの計算結果であるが、ここでは、 K の値は 1 とし、コンテナ船と PCC は大西洋航路を、バルクキャリアは豪州航路を用いた。今後、運航実績などを調査し K の値を確定したいと考えている。

次に、船型別にシーマージンを比較すると、次の結論が得られる。

<バルクキャリア>

船長が 150~170m のバルクキャリアのシーマージンは 20~25% となっていて、他船型と比べ 10~15% 高い。210~220m 付近はパナマックスと呼ばれる船型である。この船型のシーマージンは 15~20% であり、ほぼ実態と合っている。250m 以上の大型バルクは、幅広の大型バルクであり、そのために中型のパナマックス型と比べてシーマージンの減少は見られない。

<コンテナ船>

コンテナ船は、波浪による抵抗増加より風による抵抗増が顕著であるが、200m 付近の中型のコンテナ船ですら 15% 程度と、実際の運航に利用されているシーマージンよりやや小さい印象を受ける。

この理由には、満載状態での平水時速力が実情に合っていない可能性やコンテナの積みつけ状態によっては風抵抗が大幅に増加することなどが考えられよう。

<PCC>

PCC は、風抵抗の大きい船型であることは良く知られているが、波浪中抵抗増加もそれ以上に大きい船型である。図から分かるように同サイズのコンテナ船と比べても 5% 程度大きい。これは船型的にコンテナ船より幅広になっていることが原因となっている。

Fig.5.5 は、航路によるシーマージンの違いをコンテナ船の例で見たものである。北太平洋にくらべ北大西洋の方がシーマージンは僅かに増加するが、大型化するにつれ航路の影響が薄れてくることがわかる。

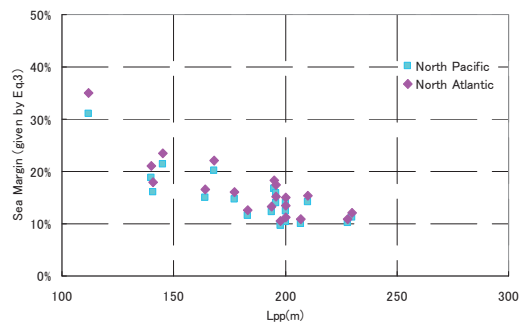


Fig.5.5 Effect of Navigation Route on Sea Margin

参考文献

- 1) 藤井 斉, 高橋 雄: 肥大船の波浪中抵抗増加推定法に関する実験的研究, 日本造船学会論文集, 第 137 号, pp.132-137, 1975.
- 2) M. Tsujimoto, K. Shibata, M. Kuroda and K. Takagi: A Practical Correction Method for Added Resistance in Waves, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol.8, pp.147-154, 2008.

6. 認証システムのあり方

6. 1 認証システムの必要性

新造船の引渡しにおいては、海上試運転時の計測により平水中の性能を求め、これが船主の要求仕様を満たしている場合に、船主に引渡されるのが商習慣となっている。このような平水中性能をベースとした商習慣ゆえ、波、風が共存する実海域において、船舶の性能を設計段階で客観的かつ統一的に評価するための指標は、未だ確立されていないのが実情である。一方、ユーザである船会社には、実海域での性能に優れた船舶に対するニーズが存在することから、指標の算定方法を認証基準として明確化し、その算定プロセスと算定結果が基準に適合することを第三者が認証するスキームを構築する必要がある。

このような状況下、運航中の船舶の燃費指標を確立し、実海域性能を向上させることを目的として、国土交通省、環境省が推進する「海の10モードプロジェクト」が開始された。さらに、(財)日本船舶技術研究協会をプラットフォームとして、(財)日本海事協会（NK）からの委託により実海域性能評価に対する海事産業のニーズが高いコンテナ船を対象として「コンテナ船の環境性能技術鑑定サービス業務の開発」が平成19年度から20年度にかけて行われた。当所は、従来からの蓄積されたノウハウや研究成果を提供することにより、この事業の推進に主導的役割を果たしている。指標の算定方法を任意の認証基準として明確化し、その算定プロセスと結果が基準に適合することを第三者が認証するための「コンテナ船性能鑑定ガイドライン」（以下、「認証ガイドライン」と言う。）を作成した。

6. 2 認証における水槽試験の取扱い

認証ガイドラインにおいては、短波長域の抵抗増加計算の精度向上を図るため、船舶の性能評価は、数値計算の結果を波浪中水槽試験結果を用いて補正するという、いわゆるハイブリッド計算法により行うことを基本としている。このうち、波浪中水槽試験結果の認証としては、以下の2つの方式について検討した。

第1は、標準船型について標準水槽と比較検証試験を行い、データの精度をチェックする方式である。

第2は、水槽試験データの品質を確保するため、造波データの品質等に関する一般的な基準を定め、その基準への適合をもって、データの精度が基準内にあることを確認する方式である。検討の結果、第2の方式を採用することとなった。

6. 3 認証における数値計算の取扱い

数値計算結果の認証としては、以下の3つの方式が検討された。第1は、NKが認証のために使用する標準プログラムを開発し、クロスチェックを行う方式、第2は、認証のコストダウンと指標の普及を図るため、標準プログラムをユーザに対しオープンにする方式、第3は、標準プログラム以外のプログラムについても、一定の精度を有することをNKが確認の上認める方式である。これら3つの方式のうち、主要各社が所有する実海域性能計算プログラムの比較検証計算を行った上で、第3の方式を採用することとなった。

6. 4 認証ガイドラインの考え方

認証ガイドラインは、ユーザが実施する数値計算及び水槽試験のプロセスをNKが認証するための手順を定めており、以下の基本的考え方に従って作成された。

1. ハイブリッド計算法を基本とする。
2. 技術力の高い造船所の船舶及び装置が正当な評価を受けるように留意する。
3. 一定のデータの品質が確保されることを条件として、広く認めていく。

このような基本的考え方に立ち、水槽試験については、試験のデータの品質を確保するために最低限必要となる、基本的な試験条件のみを記載することとした。また、数値計算については、当所において長年にわたり蓄積された知見を本研究に提供して作成された速力低下量算定プログラム「SPICA」を標準プログラムと位置付けた。その一方で、SPICA以外のプログラムについても、結果が一定の精度を有することを条件に認めることとした。なお、実際の運用においては、NKが入力データのクロスチェックを実施することとなる。

6. 5 認証ガイドラインの概要

認証ガイドラインの概要について簡単に説明する。

6. 5. 1 目的

実海域でのコンテナ船の推進性能評価を目的として、設定された気象条件（Table 6.1）における、平水中速力からの速力低下量を求める方法を定めている。

Table 6.1 Weather Conditions

	平均 風速 [m/s]	有義 波高 [m]	平均波 周期 [s]	方向
BF3	4.4	0.6	3.0	向い 及び 全方位 平均
BF4	6.9	1.0	3.9	
BF5	9.8	2.0	5.5	
BF6	12.6	3.0	6.7	
BF7	15.7	4.0	7.7	

6. 5. 2 適用対象

本ガイドラインの適用対象は、実用上十分な精度を有することが示された船長 150m 以上のコンテナ船となった。

6. 5. 3 船舶の状態

計算する船舶の状態は、性能の最適化が行われる状態である計画満載喫水とするとともに、主機出力は常用出力（*NOR*）一定で、進路を一定に保持し、定常航行している状態としている。

6. 5. 4 速力の算定

6.5.3 の船舶の状態と Table 6.1 の海象条件において、5 つの風力階級ごとにそれぞれ 2 つの方向について、合計で 10 個の船速低下量を計算することとしている。ハイブリッド計算法の詳細は別稿で紹介されたが、平水中抵抗試験等により得られた平水中性能を用い、Table 6.1 の海象中での船舶の進行方向に対する力とモーメントの釣合い方程式を解くことにより、速力—馬力曲線を作成の上、常用出力一定での速力を求めている。

6. 5. 5 その他の試験法

本ガイドラインでは、ハイブリッド計算法を基本としているが、それ以外の試験法、例えば、波浪中試験、風洞試験、斜波中の規則波抵抗増加試験についても、一定の品質が確保できることが確認できれば認めることとしている。

7. 謝辞

海の 10 モード指標の開発にあたっては、多くの方々のご協力を頂いた。多岐にわたる関係者との困難な調整にご尽力された東京大学高木教授、本研究においてご指導・ご尽力を頂いた国土交通省海事局をはじめ、本研究に多大なご協力をいただいた（財）日本海事協会、業界との調整のプラットフォームを提供された（財）日本船舶技術研究協会、実船計測においてご指導をいただいた環境省、多大なご協力をいただいた船社、造船所の多くの方々、また所内においてご協力をいただいた南 佳成氏、久米 健一氏、長谷川 純氏、沢田 博史氏、塚田 吉昭氏、深澤 良平氏、二村 正氏、藤沢 純一氏、後藤 英信氏、小山 鴻一氏、右近 良孝氏、松田 登氏、笠原 良和氏に対し、この場を借りてお礼申し上げます。

8. おわりに

環境保全の観点から、船舶から排出される CO₂ を大幅に削減できる技術が期待されている。そのような背景を考慮すると、本論文で紹介した海の 10 モード指標やその周囲にある実海域性能の評価技術は、船舶から排出される CO₂ の削減技術の進展を促すだけでなく、その成果を単純なわかりやすい指標の形で表示することにより、環境性能の評価、運航経済性の向上を図るという、極めて実用的な視点を持った研究でもある。この研究の成果を基にして、造船業界にとっては実海域性能の良い船に対する評価が定着し、当該船の建造が促進されること、海運業界にとっては経済的な GHG 排出量の少ない運航促進につながることで、さらには、この研究の成果が世界に先駆けてデファクトスタンダードとして普及することを期待する。

一方、実海域における船舶性能評価は、単に気象・海象の影響だけでなく、主機の特性変化、船体汚損の影響、計画とは異なる船体姿勢の影響などさまざまな要因が関わっている。微視的な観点の評価技術ではなく、今後はマクロな視点での評価技術がより重要となることは言うまでもない。海上技術安全研究所が関連する広範囲の技術の高度化に今後も寄与できることを切に希望して止まない。