次世代型帆装船の基礎研究

上野 道雄¹,藤原 敏文¹,二村 正¹,南 佳成², 北村 文俊³, 辻本 勝²,平田 宏一⁴, 宮崎 英樹¹, 竹川 正夫⁵,中山 一夫⁵,一色 洋⁵,藤田 裕⁶, 廣岡 秀昭⁶

Basic Study on Advanced Sail-assisted Ships

by

Michio UENO, Toshifumi FUJIWARA, Tadashi NIMURA, Yoshimasa MINAMI, Fumitoshi KITAMURA, Masaru TSUJIMOTO, Koichi HIRATA, Hideki MIYAZAKI, Masao TAKEKAWA, Kazuo NAKAYAMA, Hiroshi ISSIKI, Hiroshi FUJITA and Hideaki HIROOKA

Abstract

Technological factors for development of advanced sail-assisted ships are studied. Aerodynamic performance of hybrid-sails consisting of a slat, a hard sail and a soft sail is investigated by wind tunnel test. Interaction effect among plural hybrid-sails and that between hybrid-sails and ship hull are also investigated. Underwater fin arrangement and its hydrodynamic characteristics are measured in a towing tank, and estimation formulae of underwater fin effect are proposed. In order to investigate into advantage of wearing underwater fin quantitatively, sailing performance in steady condition is calculated.

A practical hybrid-sail which utilizes deck crane as its boom is designed and its aerodynamic characteristics are measured by wind tunnel test. Weather routing system for an advanced sail-assisted ship is developed, and advantages of the hybrid-sail and the weather routing system are estimated based upon calculation applied to a bulk carrier on North Pacific Ocean route.

1 操縦・制御研究グループ,2 耐航・復原性能研究グループ,3 環境影響評価研究グループ(研究当時),4 次世代動力研究グループ(研究当時),5 住友重機械マリンエンジニアリング(株),6 日本郵船(株)(研 究当時) 原稿受付 平成16年9月21日

審查済 平成17年1月4日

目 次

1. 緒言······2
1.1 近代帆装商船の実績と現状・・・・・2
1.2 次世代型帆装船と本研究の構成・・・・・3
2. 高揚力複合帆の開発・・・・・3
2.1 概要 •••••• 3
2.2 風洞実験・・・・・3
2.3 実験結果・・・・・5
2. 4 CFD 計算 · · · · · · · · · · · · 8
2.5 まとめ・・・・・9
2 章の参考文献・・・・・・9
2章図表・・・・・10
3. 高揚力複合帆の干渉影響・・・・・ 2.1
3.1 概要・・・・・21
3.2 風洞実験・・・・・・・・・・・・・・・・21
3.3 実験結果・・・・・21
3.4 まとめ・・・・・・・・・・・・・・・・・24
3章の参考文献・・・・・24
3章図表・・・・・24
4. 水中フィンの特性とその推定式 · · · · · · · · 3 2
4.1 概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・32
4.2 供試模型船及び試験状態・・・・・32
4.3 斜航流体力計測結果(橫傾斜角 0°)・32
4.4 水中フィンによる横力増加量・・・・・32
4.5 回頭、傾斜モーメント増加量の推定・33
4.6 水中フィンによる前後力増加量・・・・・33
4.7 水中フィン装着時の流体力推定の検証
••••• 3 3
4.8 水中フィンを装着した横傾斜状態の船体に
働く流体力の推定・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・34
4.9 まとめ・・・・・・・・・・・・・・・・・・34
4 章の参考文献・・・・・・・・・・・・・・・・・3 5
4 章図表・・・・・3 5
5. 水中フィンの効果に関する帆走性能解析・・・45
5.1 概要45
5.2 帆装船の運動方程式・・・・・45
5.3 対象船型及び水中フィンの配置・・・46
5.4 シミュレーション計算結果・・・・・47
5. 5 <i>±</i> ≥ <i>b</i> · · · · · · · · · · · · · · 4 7
5章の参考文献・・・・・48
5章図表・・・・・48
6. クレーン兼用型高揚力複合帆の性能・・・・・・52
6.1 概要······52
6.2 実検用模型・・・・・・・52 a ロロロシント
6.3 風洞試験結果・・・・・・・・・・52
6.4 性能評価・・・・・・・54
6.5 まとめ・・・・・・55 。 ホーキオレサ
6 草の参考文献・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 5 6

	6	章	図表	÷••	••	•••	•••	•••	•••	••	••	•••	••	•••	••	•••	••	••	•••	5	6
7		帆	装船	泪	ウ	I	ザ		ル		テ	イ	ン	グ	シ	ス	テ	Д	\mathcal{O}	開	発
と	次	世	代型	帆	装	船	\mathcal{O}	性	能	評	価	•••	••	••	••	•••	••	••	••	6	0
	7		1	概	要	•••	••	••	••	••	••	••	••	••	••	••	••	••	•••	6	0
	7		2	気	象	•	海	象	デ	·	タ	••	••	•••	••	••	••	••	•••	6	0
	7		3	船	体	応	答	•••	••	•••	••	••	••	•••	••	••	••	••	•••	6	0
	7		4	ウ	I	ザ	-	ル	-	テ	イ	ン	グ	シ	ス	テ	Д	••	••	6	5
	7		5	劾	果	の	評	価	と	今	後	\sim	\mathcal{O}	課	題	••	••	••	•••	6	7
	7		6	ま	と	め	••	•••	••	•••	•••	••	••	•••	••	••	••	••	•••	6	8
	7	章	の参	:考	文	献	••	••	•••	••	••	••	••	••	••	•••	••	••	••	6	8
	7	章	図表	÷••	••	••	•••	••	••	••	••	••	••	••	••	••	••	••	••	6	9
8		結	言・	•••	••	••	•••	•••	•••	•••	•••	•••	•••	••	••	•••	•••	•••	••	9	3
謝	辞	••	••••	•••	•••	•••	••	•••	•••	••	••	••	••	••	••	•••	••	••	••	9	3
発	表	論	文等	<u>:</u>	覧	••	••	••	••	••	••	••	••	••	•••	•••	••	••	••	9	3

1. 緒言

1. 1 近代帆装商船の実績と現状

1973年の第1次石油危機を契機として船舶用燃 料の価格が上昇し、運航費用の約5割を燃料費が占 めるに至り政府と民間造船所は協力して帆装商船 の開発に乗り出した。1980年に完成した垂線間長 さ66m、載貨重量1,600トンのタンカー新愛徳丸は 矩形の層流型の帆を2本装備するだけではなく、船 体長さを在来船に比べて長くした船型を採用して 帆走効率の向上を目指したものであった。また、帆 の制御はすべて自動でおこなわれ、帆の取り扱いに 掛かる人的費用の増加を抑えている。主機は無風時 でも在来船と同じ速度で航行できるように在来船 と同じ出力とし、機主帆従方式を採用した。機関出 力は船速一定の制御により、帆の推進力に応じて可 変ピッチプロペラの翼角度を通して調整するもの であった。この新愛徳丸は帆を含めた全体の省エネ 効果が50%程度まで及ぶ実績を示し、帆装の副次的 な効果として耐航性能の向上も示すという成果を 上げた。

我が国では新愛徳丸に続いて 1982 年から 1988 年にかけてほぼ同型の帆を装備した帆装貨物船が 十数隻建造された。この中には全長 162.5m、載貨 重量 26,000 トンのウスキパイオニアや全長 179.9m、載貨重量 30,000 トンの AQUA CITY とい った北太平洋航路に従事した 2 隻の大型外航船が 含まれている。ウスキパイオニアは北米航路におい て2航海平均で展帆率 80%、帆走利得 20.5%、帆の 単位面積あたりの馬力は 1.68PS の実績を示し、平 均船速 12 ノットで出力 63%程度まで燃料消費量の 低減化を実現した。

上記の例に見られる近代帆装商船の実例の中に は荒天下縮帆時に帆が開いて帆が損傷する事例な ど当時の帆装装置の問題点を示す例もあったが、総 じて石油危機をきっかけとした帆装商船の開発は 一定の成果を上げたと言えるであろう。

しかし、その後原油価格の下落に伴い運航費に占 める燃料費の割合が低下して帆の保守・維持費用が 無視できなくなり、帆を撤去する船も出るなど今日 では当時の型の帆装商船はほとんど姿を消す状況 となった。

1.2 次世代型帆装船と本研究の構成

前節で述べた近代帆装商船はいわゆる省エネ、す なわち燃料費の削減が直接・最終の目的であったが、 今日研究開発が進められている次世代型帆装船は 環境負荷の低減、とりわけ地球温暖化ガス排出量削 減を目的としている。燃料消費量の削減という意味 では過去も現在も帆装船の研究開発の目的は同じ であり、帆装のための経済性が実用化にとって極め て重要であることに変わりはない。

しかし、過去の近代帆装商船の時代には帆装による燃料費削減額が帆装のための費用を上回らなければ全く意味がなかったのに対し、次世代型帆装船の場合は、極端な場合、燃料費削減額が帆装のための費用と同程度であっても本来の意義は失われない。この点で過去の近代帆装商船と次世代型帆装船はその存在意義が本質的に異なる。実際、過去の石油危機の時代にはなかった船舶からの排出ガス規制法の整備や国際的に注目されている CO₂ 排出権料が次世代型帆装船の潜在的な社会的存在価値を高める方向に動こうとしている。

本報告では、今日新しい意義を持った次世代型帆 装船の開発を目指して実施した基礎研究の内容に ついて述べる。まず、新しい形式の帆である高揚力 複合帆の開発とこれを船体に装備した場合の干渉 影響について風洞実験を中心に調べた結果につい て述べる。次に、水面下の特性を帆装船に適したも のにするための水中フィンに関する水槽実験とそ の特性の推定式の開発について述べ、高揚力複合帆 と水中フィンを装備した次世代型帆装船の定常帆 走性能について論じる。また、より実用的な高揚力 複合帆として、クレーン兼用型の高揚力複合帆の開 発と風洞模型による性能確認試験について述べる。 さらに、帆装船に適したウェザールーティングシス テムの開発について述べる。そして、北太平洋航路 における従来型ばら積み船とクレーン兼用型の高 揚力複合帆を装備した次世代型帆装ばら積み船を 対象として航路計算をおこない、CO2 排出量削減効 果に関する定量的評価をおこなった結果について 述べる。

2. 高揚力複合帆の開発

2.1 概要

約 20 年前のオイルショック時に検討 $1^{(-3)$ 等され た帆装船用の帆は主として水平断面が円弧型の矩形 型 硬 帆 で あった。Fig. 2.1 の内航タンカー²⁾ (L_{pp} =66m)は 2 機、計 194.4m²の帆を甲板上に設 置 した 船 であり、Fig. 2.2 の外航ばら積み船³⁾ (L_{pp} =152m)は同様に 2 機、計 640m²の帆を設置し た船である。これらの帆の有効性は、模型実験及び 実船実験により確認された $1^{(1,2)}$ 。1980年代には日本 で約 14 隻の帆装船が建造された。しかし、その後 の原油価格の低下に伴い、帆製作・運用コスト等の 費用対効果から帆装による利得も減少し、矩形型硬 帆を搭載した新たな帆装船の建造は行われていない。

デンマークでは、Fig. 2.3 に示す新しいタイプの 帆装船用帆が検討された^{4),5)}。ただし、帆の構造は 非常に複雑であり、経済的な観点から実用化には克 服すべき問題も多いと考えられる。一方、野尻ら⁶⁾ は、硬帆・スラット・三角型軟帆から構成される複 合帆を提案している。この帆から得られる推進力は、 デンマーク型帆に比べるとやや劣るものの構造的に は簡素である。また、石原ら¹⁾や松本ら²⁾により検 討された矩形型硬帆よりも優れた推進性能を有する。

当所では野尻らの結果を踏まえ、Fig. 2.4 に示す 硬帆・スラット・矩形型軟帆から構成される複合帆 を主体として様々な帆装船用高揚力複合帆の空力性 能について風洞実験により調査した^{7),8)}。その結果、 従来型帆と比較し推進力の観点から本矩形型高揚力 複合帆が有効であることを確認した。また、CFD計 算により高揚力複合帆の空力性能を推定し、今後帆 装船用帆の検討を行う上で本計算が有効な手段とな り得ることを確認した^{7),8)}。

2. 2 風洞実験

2.2.1 供試模型

風洞実験を行った帆模型の一覧を Table 2.1 に示 す。以下それぞれの模型の形状、構成について述べ る。

(1) 三角型複合帆 [HS1,2,3]

野尻らの結果の中で優れた推進性能を発揮する三 角型複合帆について、その性能を確認するために Fig. 2.5 に示す帆模型を作成した。高さ0.25m、直 径 0.096m の支柱の上に高さ1.0m の翼型マスト(硬 帆)を設置する。その前端には、硬帆への流れを制御 するスラットを設置する。また、後端には荒天時で の収納を想定した布式帆(軟帆)を設置する。

硬帆として NACA0024 型及び NACA0030 型の 2 種を製作した。また、スラットとして弦長 0.07m で NACA0024 翼型の片側外周形状、弦長 0.1m で 0.1m 半径の円弧形状及び弦長 0.05m で 0.1m 半径の円弧 形状の 3 種類を製作した。軟帆は高さ 1.0m、底辺 0.45m の三角帆で、材質はナイロンである。

ここでNACA0024 型硬帆にNACA0024 型スラットを設置しHS1とする。また、NACA0030 型硬帆に 0.1m 弦長のスラットを設置しHS2、0.05m 弦長のスラットを設置しHS3 とする(Table 2.1 参照)。

(2) 関節ブーム型三角複合帆 [HS4]

軟帆形状を変化させる目的から関節ブーム型三角 複合帆を作成した。帆模型を Fig. 2.6 に示す。基本 的な部材の構成は、前項の三角型複合帆 HS2 と同じ であるが、軟帆先端から 0.2m の箇所でブーム角度 が変化できるようにした。支柱側ブーム角に対して ブーム先端の角度を 0°から 40°まで 10°ずつ変 化させ実験を行った。

(3)矩形型複合帆 [HS5]

三角型複合帆よりも推進性能を向上させる目的で 矩形型複合帆の製作を行った。帆模型を Fig. 2.7 に 示す。硬帆に相当する翼型支柱、スラット及び軟帆 の構成は、三角型複合帆 HS2 と同じであるが、硬帆 上端にもブームを設置し、三角帆に代わり矩形型軟 帆を設置した。また、弦長の異なる 5 種類の帆を用 意した。軟帆を固定する上部及び下部のブーム長さ も軟帆弦長に伴い変化させている。

(4) 低支柱型複合帆 [HS6,7,8]

船の甲板上に帆を設置する場合、高さの制約について配慮する必要がある。帆高さが低い場合の性能を調査するために Fig. 2.8 に示す複合帆を製作し実験を行った。硬帆は高さ 0.5m、NACA0030 型である。同様にスラットは高さが 0.5m で、0.1m 弦長、0.1m 半径の円弧形状である。軟帆は高さが 0.5m、下底 0.6m の三角帆 HS6、面積が同じで上底 0.1m、下底 0.5m 及び上底 0.2m 下底 0.4m の台形型帆 HS7、軟帆弦長が 0.3、0.5、0.6m の矩形型帆 HS8 を作成した。

(5)隙間の有る三角型及び矩形型複合帆 [HS9,10]

航空機の翼では離陸や着陸時に揚力を増加させる ため主翼の前後に分離型フラップが装備されている。 翼間の流れを利用し、剥離を制御することにより単 独翼の場合よりも揚力を増大させる効果がある。同 様の考えを本帆装船用の帆にも適用する。Fig. 2.9 に硬帆、軟帆間の模型拡大図を示す。前部スラット と同様に後部にも隙間(Gap)を設ける。硬帆に近い 軟帆端には細い支柱(Prop,直径 3mm)を挿入し、軟 帆端が撓まないようにした。軟帆端支柱を設置する 位置は、回転円柱端から 5mm 間隔とし、空力性能 に及ぼす隙間の影響について調査した。

Fig. 2.10 に隙間の有る三角型複合帆の帆模型を示す。三角型複合帆 HS2 を使用した。

Fig. 2.11 に隙間の有る矩形型複合帆の帆模型を

示す。隙間の有る三角型複合帆と同様に矩形型複合 帆 HS5 の硬帆と軟帆の間に隙間を設ける。

(6) スラット軟帆型複合帆 [HS11]

Fig. 2.12 にスラット軟帆型複合帆の帆模型を示 す。三角型複合帆 HS2 とほぼ同じアスペクト比を持 ち硬帆が無い状態の模型を製作した。スラットは 0.1m 弦長、0.1m 半径の円弧形状である。軟帆は高 さ0.5m、弦長 0.225m の三角形で中心方向端部は太 さ0.01m の支柱に固定した。スラット固定部と支柱 の間隔は0.02、0.03、0.04m の3 通りに設定した。 (7) 両軟帆型複合帆[HS12]

両軟帆型複合帆の帆模型を Fig. 2.13 に示す。硬 帆は長径 0.11m、短径 0.03m の楕円形であり、その 前端に弦長 0.05m、後端に弦長 0.2m の矩形軟帆を 設置する。

2.2.2 実験状態

当所変動風水洞にて風洞状態で実験を行った。実 験状態図を Fig. 2.14 に示す。ターンテーブル上に 六分力検力計及び帆模型を設置し、風向角を変化さ せながら帆に作用する力及びモーメントの計測を行 った。風は上下方向に一様であり、平均風速は 8m/s である。風洞固有の特性として風洞床面から約 0.1m に渡って境界層が発達している。しかし、模型は支 柱により床面から 0.2m 以上上方に存在し、境界層 の影響は小さいと考えられる。矩形型複合帆 HS5 の平均弦長 0.51m (弦長の定義は後述)を代表長さ としたときのレイノルズ数は約 3.0×10⁵ である。こ の付近のレイノルズ数では揚力、抗力ともほぼ一定 値となることを別途確認している。

今回行った帆模型は追い風状態の帆展開時を考え た場合、風洞断面積(2×3m)に対してやや大きなも のであり、実験値への阻塞影響が懸念される(模型・ 風洞断面比で最大約 10%)。そこで、大きさの異な る正方形平板(一辺 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.9m, 厚さ 0.02m)を検力計に設置し(一辺は風洞底辺に近接)、 抗力に対する影響を事前に調査した。

その結果、風洞断面積比約 3%までは閉塞による 抗力への影響はほぼ見受けられず、4.2%閉塞で 2.3%、6.2%閉塞で 15%、14%閉塞で 49%の抗力増 加が計測された。本結果は、風洞内閉塞による平板 周辺での流速増加が原因である。

したがって、帆の計測結果においてもその影響を 排除するために揚力・抗力係数を求める上で、風洞 断面に対する閉塞面積比に応じて代表風速(後で述 べる U_A)の修正を行っている。

2.2.3 実験結果の整理方法

座標系を Fig. 2.15 に示す。風向角αは硬帆を基

準とする。また、スラット角β及び軟帆を支えるブ ーム角γも、硬帆を基準とした偏角で定義する。

場力係数 C_L 、抗力係数 C_D 、モーメント係数 C_M は、 揚力L、抗力D、モーメントMを使って次式の様 に定義する。

$$C_{L} = L / (1/2\rho_{A}U_{A}^{2}S)$$

$$C_{D} = D / (1/2\rho_{A}U_{A}^{2}S)$$

$$C_{M} = M / (1/2\rho_{A}U_{A}^{2}SC)$$
(2.1)

ここで、 ρ_A は空気密度、 U_A は代表風速、Sは帆投 影面積、Cは平均弦長である。スラット、硬帆、軟 帆の関係により投影面積は変化するが、ここでは硬 帆を基準としたスラット(実験状態)と硬帆の投影面 積に軟帆面積を加えた値をSとした。

*C*及び帆のアスペクト比(*AR*)は、次式の様に定 義した。

$$C = S / H$$

$$AR = H^{2} / S$$
(2.2)

ただし、 H は硬帆高さである。

帆単独性能を比較検討するために 0.2m 高さの帆 支柱のみに作用する力を別途計測し、それぞれの実 験値から支柱に作用する力を減じて最終結果として いる。

帆の推進力係数 C_x 、横力係数 C_y は、視風向を ψ とすると次式により求められる。

$$C_X = C_L \sin \psi - C_D \cos \psi$$

$$C_Y = C_L \cos \psi + C_D \sin \psi$$
(2.3)

それぞれの風圧係数と推進力、横力係数の関係を Fig.2.16 に示す。

2.3 実験結果

2.3.1 三角型複合帆

(1) スラット角の影響

Fig. 2.5 に示す三角型複合帆の空力性能について 調査した。三角型複合帆HS1のスラット角 $\beta \& 25^{\circ}$ から40°まで5°刻みに変化させた場合の C_L 、 C_D 、 C_M の実験結果及び $C_L - C_D$ 曲線を Fig. 2.17 に示 す。ブーム角 γ は20°に固定している。実験状態で $\beta \& 20^{\circ}$ にするとスラットが硬帆に接触する状態 となる。 β が 25°から 35°の範囲では C_L の最大値 に大きな差は無い。ただし、 β が 30°の場合は他の スラット角の場合に比べ広い範囲で高い揚力値が得られる。 $C_L - C_D$ 曲線から切り上がり性能の指標となる最大 C_L/C_D 値について見た場合、 β が 40°の場合を除きほぼ同じ値である。

同様に HS2 の β の影響について調査した。 C_L 、 C_D 、 C_M の実験結果及び $C_L - C_D$ 曲線を Fig. 2.18 に 示す。先ほどと同様に $\beta \ge 25^{\circ}$ から 40°まで変化 させた。 β が 35°で C_L が最大になる。先の HS1 と 同様に C_D 、 C_M は、 α が-20°から 0°付近を除い て C_L ほど大きな変化はない。切り上がり性能は、 β が 25°の場合に他のスラット角に比べやや優れて いる。

 $C_L - C_D$ 曲線から推進力が最大となる角度に $\beta \epsilon$ 設定した場合の推進力係数 $C_x \epsilon$ 求め、HS1 と HS2の結果を比較し Fig. 2.19 に示す。

風向角 ψ が 80°までの切り上がり状態では HS1 が優れ、横風から追い風に至る状態で HS2 が優れる 結果となった。他の実験結果 ⁹⁾を参考にすると AR が大きい場合には、揚力傾斜も大きくなり切り上が り性能が良くなる。HS1 のスラットは、HS2 に比べ 弦長が 30%短い。硬帆の厚さが異なる状態で実験を 行っているため単純に比較することは困難であるが、 HS1 は HS2 に比べ AR の大きい帆であると言え、 このことが切り上がり性能を向上させた 1 つの原因 であると考えられる。

HS1 及び HS2 の風向角 ψ に対する C_X 平均値は ほぼ同じであった。最大推進係数 C_{XMAX} は、 HS1(C_{XMAX} = 2.19)に比べて HS2(C_{MAX} = 2.21)が僅 かに勝ることから HS2 を代表模型としてこれより 詳細な調査を行う。

(2) ブーム角の影響

ブーム角 γ の影響を調べるために HS2 の γ を 20°から50°まで変化させ実験を行った。 β laphi20°の際に最大揚力を発生した 35°に設置してい る(Fig. 2.18 参照)。最大揚力係数 C_{LMAX} 及びその最 大揚力を発生する風向角での C_D を Fig. 2.20 に示す。 $\gamma = 40°$ までの範囲では、僅かではあるがブーム角 を増加させると C_{LMAX} が増加する。 γ が 40°の場合 に C_{LMAX} が最大 2.25 となる。 C_D については、ブー ム角を増加させると抗力が増す傾向にある。

(3) スラット、硬帆及び軟帆の影響

スラット弦長の影響について調査した。HS2 及び HS3の結果を比較しFig. 2.21に示す。横軸には β を 縦軸には C_{LMAX} 及び同じ風向角での C_D を示す。この とき両係数を求める上での投影面積Sはそれぞれの 実験状態での値を使用する。

スラット弦長を 1/2 にすることにより HS3 の C_{LMAX} の最大値(β =30°)はHS2の最大値(β =35°) に比べやや小さくなるが、その差はHS2の最大値に 対して 5%と小さな値であった。 C_D の差も同様に小 さい。このことから、製作上の構造的な簡便さ、製 作費用、推進効率の観点から見た場合、スラット弦 長が短い三角型複合帆も有効であると言える。

スラットの揚力への寄与を調べるために、スラッ トと硬帆間の隙間を無くし(without Slot)、スラット と硬帆が分離した状態(with Slot、HS2)の結果と比 較し Fig. 2.22 に示す。 β が 35°、 γ が 20°の状態 での C_{LMAX} を比較している。スラットと硬帆は重な った位置関係にあり*S*は同じ値である。隙間が無く なることにより、標準状態に対して C_{LMAX} が 21%減 少した。隙間からの流れが揚力の増大に大きく寄与 していることがわかる。

個々の要素の影響を調べるために HS2 により軟 帆の無い状態(SL+RS)、スラットの無い状態 (RS+SS)、スラット、軟帆が無く硬帆のみの状態(RS) での実験を行った(「SL+RS+SS」は HS2 を示す。)。 それぞれの状態で風向角を変化させ、 C_{LMAX} を比較 し Fig. 2.23 に示す。実験を比較する上で 「SL+RS+SS」のS値を全ての状態で用い計算した。 スラット、軟帆のいずれかが無い場合には、 C_{LMAX} が 元の状態(HS2)の約半分となる。スラットの投影面 積が軟帆の 44%であることからスラットと硬帆の 相互影響による揚力増加割合は非常に大きいことが わかる。

2. 3. 2 関節ブーム型三角複合帆

HS4 のブーム先端角度を変化させ、軟帆形状を系 統的に変化させることによる空力性能への影響を調 査した。座標系を Fig. 2.24 に示す。 $\gamma \ge 0^\circ$ から 35°まで 5°ずつ変化させると共に、 $\gamma \ge 40^\circ$ まで 5°ずつ変化させると共に、 $\gamma \ge 40^\circ$ まで 10°刻み で変化させた。ただし、 β は 35°の一定である。

ー例として C_{LMAX} の大きい結果を得た $\gamma = 35^{\circ}$ の場合について C_L 、 C_D 、 C_M の実験結果及び $C_L - C_D$ 曲線を**Fig. 2.25**に示す。 C_{LMAX} に大きな違いはない。最大 C_L/C_D 値については ξ が小さい場合に大きくなる。

横軸に*ξ*を採り、 γ 及び*ξ*を変化させた全結果の C_{LMAX} を Fig. 2.26 に示す。 $\gamma = 35^{\circ}$ 、 $\xi = 10^{\circ}$ の場 合に C_{LMAX} の最大値 2.12 を得る。結果として Fig. 2.20 で示された関節が無い三角型複合帆 HS2 の γ =40°の結果($C_{LMAX} = 2.25$)よりも下回る値となった。 また、 $\xi = 0^{\circ}$ の結果を比較しても Fig. 2.20 の C_{LMAX} より全般的にやや小さい。関節部を設けることによ るブーム形状の違い、帆の撓み等実験状態の僅かな 差異が、揚力係数に影響を与えたと考えられる。

2. 3. 3 矩形型複合帆

Fig. 2.7 に示す矩形型複合帆 HS5 の空力性能について調査した。

(1) スラット角の影響

βを 30°から 40°まで変化させた場合の実験結 果を Fig. 2.27 に示す。横軸はβを、縦軸は最大揚 力係数 C_{LMAX} 及びその風向角での C_D を示す。矩形軟 帆弦長を変えた場合の結果を比較している。 AR が 2.1 (軟帆弦長 0.3m) と 2.6 (軟帆弦長 0.2m)の実 験を行った。γは 30°である。βが 35°で C_{LMAX} が 最大となる。 AR を変化させても C_{LMAX} 及び C_D 値の 増減の傾向は同じである。この結果は三角型複合帆 HS2 の結果(Fig. 2.18)とも一致する。スラットが硬 帆の前端に位置するため、硬帆後端に設置された軟 帆の硬帆及びスラットへの干渉影響は小さいことが わかる。

(2) ブーム角及びアスペクト比の影響

軟帆弦長を変化させることによる AR の影響及び ブーム角の影響について調査した。結果を Fig. 2.28 に示す。横軸に γ 、縦軸には先と同様に C_{LMAX} 、 C_D を示す。Fig. 2.27 で β =35[°]の場合 C_{LMAX} が最大と なることが明らかになったので、その状態で実験を 行った。

その結果、 C_{LMAX} は γ が 30°で最大となる。軟帆 弦長を変化させても同様に γ が 30°で最大となる。 軟帆弦長が小さくなる、すなわち、AR が増加する につれて C_{LMAX} が増加する。 C_D はブーム角の増加に 伴い増加する傾向があるが、ARの違いによる変化 は小さい。

(3) 矩形型複合帆の空力性能

風向角 α を横軸に採り、異なる AR の C_L 、 C_D 、 C_M 及び $C_L - C_D$ 曲線を、Fig. 2.29 に示す($\beta = 35^\circ$ 、 $\gamma = 30^\circ$)。

この図からも AR が変化した場合に C_D は大きく 変化しないことが分かる。 C_L については AR の影響 を大きく受ける。 C_M は負の値をとり、ほぼ一定値 である。切り上がり性能の指標となる最大 C_L/C_D は AR に比例して大きくなる傾向があるが、今回の実 験においても同様の傾向が得られた。

2. 3. 4 低支柱型複合帆

Fig. 2.8 に示す低支柱型複合帆 **HS6、7、8**の空力 性能について調査した。

はじめに AR は 1.06 一定で、軟帆形状が異なる場 合の実験を行った。 C_L 、 C_D 、 C_M 及び C_L - C_D 曲線 を Fig. 2.30 に示す。軟帆面積が 0.3m²で上端及び 下端長が 0.1m ずつ異なっている。軟帆の形状は下 端 0.6m 上端 0m の三角形(Tri600、HS6)、同様に 0.5、0.2m (Trape500、HS7)及び 0.4、0.3m (Trape400、HS7)の台形、0.3、0.3m の矩形(Squ300、 HS8)の4種である。

どの状態も C_{LMAX} はほぼ同じ値である。 C_D 、 C_M の形状の違いによる変化は少ない。切り上がり性能の指標となる最大 C_L/C_D を**Fig. 2.31**に示す。横軸は

軟帆下端長さを示す。 C_{LMAX} は軟帆形状による変化は小さいが、最大 C_L/C_D は台形帆が他に比べて大きいことがわかる。

次に軟帆の形状は矩形で、軟帆弦長を変化させた 実験を行った。Fig. 2.32 に実験結果を示す。軟帆弦 長 0.3m、0.5m、0.6m の場合をそれぞれ'Squ300'、 'Squ500'、'Squ600'として示す。AR はそれぞれ 1.06、 0.75、0.65 である。本実験においても C_{LMAX} の差は 小さい。

Fig. 2.30 及び **Fig. 2.32** の結果について、横軸に *AR*、縦軸に C_{LMAX} 及び C_D を採った結果を **Fig. 2.33** に示す。*AR*の増加と共に C_{LMAX} が増加しているがそ の差は非常に小さい。

最後に三角型及び矩形型複合帆(HS2,5,6,7,8)の 結果をまとめ、 C_{LMAX} 及び最大 C_L/C_D をFig. 2.34 に 示す。 概ね AR の増加とともに C_{LMAX} 及び最大 C_L/C_D は増加傾向にある。

ただし、最大 C_L/C_D はAR = 2.6の状態で減少に転 ずる。これはARが大きくなると軟帆が撓みやすく なり、設定した風向角よりも小さくなるためと考え られる。

2.3.5 隙間の有る三角型複合帆

Fig. 2.10 に示す隙間の有る三角型複合帆 HS9 の 実験結果を Fig. 2.35 から Fig. 2.37 に示す。Fig. 2.35 は隙間が Fig. 2.9 に示された Gap1 及び Gap2 の状態で γ を変化させ実験を行っている。隙間が無 い状態(no Gap)の結果と比較する。このとき γ の変 化によって隙間の広さは実験ごとに異なる。Gap1 の場合、隙間幅 G と帆平均弦長 C の比 G/C は γ =20、 30、40°のときそれぞれ 0.012、0.027、0.040 であ る。また、Gap2 の場合は G/C=0.021、0.040、0.052 となる。隙間を設けた場合には γ =30° で C_{LMAX} が最 大となることがわかる。ただし、 C_{LMAX} 値は隙間が 無い状態の γ =40° の場合と同程度となっている。

次に $\gamma \& 30^{\circ}$ に固定し、隙間間隔の影響について 調査した。G/C を横軸に採った結果を Fig. 2.36 に 示す。G/C=0.05 のときに C_{LMAX} が最大となる。また、 C_{D} はその際にやや小さくなるという結果を得た。 G/C=0.05 での C_{L} 、 C_{D} 、 C_{M} の実験結果及び $C_{L}-C_{D}$ 曲線を同じブーム角で隙間が無い状態での結果と比 較し Fig. 2.37 に示す。 C_{D} 、 C_{M} は隙間の有無によ る大きな差はないが、 C_{L} については適切な隙間を空 けることにより揚力が増加していることがわかる。

2.3.6 隙間の有る矩形型複合帆

隙間の有る矩形型複合帆 HS10 を使って γ の影響 について調査した結果を Fig. 2.38 に示す。横軸に γ 、 縦軸に C_{LMAX} 及び C_D を示す。隙間がある場合に γ が 40°になると極端に C_{LMAX} が減少する。この時、隙 間がより大きくなるため(G/C=0.052)、スラット・ 硬帆間の干渉影響が小さくなるためと考えられる。 γ=30° で*C_{XMAX}* が最大になる傾向は HS9 の結果 (Fig. 2.35)と同じである。

 $\gamma = 30$ °で隙間間隔の影響を調査した結果を Fig. 2.39 に示す。HS5 で C_{LMAX} が大きかった AR = 2.11、 2.34、2.63の場合(軟帆弦長は 0.2、0.25、0.3m) について調査する。適切な隙間があることにより C_{LMAX} は増大する。ただし、最大揚力係数という観 点から AR = 2.63の結果に着目すると今回の実験で 隙間が無い場合の実験値と比べて有意な差は見られ なかった。

参考までに $\gamma = 30$ °で隙間が無い場合(no Gap)と 最大 C_{LMAX} の得られた G/C=0.03 の C_L 、 C_D 、 C_M の 実験結果及び $C_L - C_D$ 曲線を Fig. 2.40 に示す。 C_D 、 C_M の傾向の差も小さい。

今回の実験で硬帆、軟帆間で隙間がある場合と無い場合の実験を行い、実験状態によっては隙間を設けることにより C_{LMAX}を増加させることが可能であるという結果を得た。ただし、隙間の無い別の実験状態でも同程度の C_{LMAX} が得られている。また、隙間の有る複合帆を実船に設置し風向が時々刻々変動した際に、隙間の設定状態によって揚力を大幅に減少させる可能性がある。今回の結果は限られた模型の設定条件、実験点数の中で得られた値であることから、スラット、硬帆、軟帆が独立した複合帆の有効性についてはさらに詳細な検討が必要であると思われる。

2.3.7 スラット軟帆型複合帆

Fig. 2.23 で HS2 を使いスラット、硬帆、軟帆の C_{LMAX} に対する影響を調査した。その結果から、硬 帆の推進力への寄与分は単独帆としての影響を考え ると相対的に小さいことが明らかになった。そこで、 複合帆の構造をできるだけ簡素化する目的からスラ ット及び軟帆で構成される複合帆 HS11 (Fig. 2.12) の空力性能について調査した。

y=25°でスラット固定点と軟帆支柱との間隔 (Sp)を0.02、0.03、0.04mと変化させた場合の結果 について Fig. 2.41 に示す。Sp=0.03mの場合にC_L が最大となる。

次に γ を変化させた場合の結果を Fig. 2.42 に示 す。 C_{LMAX} は最大 1.98 であり、同程度のARを有し スラット・硬帆・軟帆の組み合わせによる複合帆 HS2 等に比べ C_{LMAX} は小さい。ただし、帆全体の構 造は単純になっており、帆装船用の帆として有効な 形状の一つと考えられる。

2.3.8 両軟帆型複合帆

Fig. 2.13に示した両軟帆型複合帆HS12の実験結 果を Fig. 2.43 に示す。 *C*_{LMAX} の最大値は 1.76、 *C*_D の最大値は 1.56 であった。 2.3.9 総合評価及び従来型帆装船用帆との比較 前項までに示された様々な複合帆のうち各種の中 で良好な結果が得られた実験状態から*C_x*を求め、 Fig. 2.44 に示す(ただし、HS12 を除く)。

風向角約 110° で多くの帆が最大推進力係数 *C_{XMAX}*を得る。また、HS7 を除き大きな*C_{XMAX}*を持 つ場合は、風向角 20° から 60° 付近の切り上がり 性能もよい。

従来提案されている(1)矩形円弧型硬帆¹⁾、(2)低支 柱型複合帆 HS7 (下辺 0.4m 台形軟帆、 *AR*=1.06)、 (3)最も *C_{XMAX}* が大きかった HS5 (*AR*=2.63)の結 果を比較し Fig. 2.45 に示す。

従来提案されている矩形型硬帆に比べて今回実験 を行った複合帆は AR 値によらず大きな揚力係数を 得ることが可能である。HS5 の場合、C_{LMAX} は 2.58 であり、この結果は従来型の矩形円弧型硬帆の 1.49 倍である。

同じ結果を極座標表示で Fig. 2.46 に示す。斜め 後方からの風に対して、HS5 は最大で C_x =2.73 であ り、他の帆と比較し非常に大きな推進力を持つ。

2.3.10 その他の実験(翼端板の影響)

三角型複合帆 HS2 の上部翼端に長さ 0.2m、幅 0.1m、厚さ 2mm の翼端板を設置し、その影響につ いて調査した。設置状態を Fig. 2.47 に示す。翼端 板は翼端から発生する誘導抵抗を減少させ揚力を増 大させる効果があり、航空機などでは採用されてい る例もある。

Fig. 2.48 に翼端板の無い状態(without end plate)と翼端板を付けた状態(with end plate)の C_{LMAX} 及び C_{LMAX} を得る風向角での C_D の実験結果 を示す。 C_{LMAX} 、 C_D とも両者の違いは非常に小さい。 三角型複合帆を対象としたため、翼端渦への影響が 小さかったと言える。

2. 4 CFD 計算

2.4.1 概要

今回のように新しいタイプの帆装船用の帆を検討 する場合、部材の寸法、位置関係等想定される帆形 状は多数存在する。当然のことながら、模型実験に より全ての空力性能を把握することは困難である。 現在、数値計算技術及び演算処理能力の発展により、 PCを使って比較的容易に空力性能を把握できる現 状にある。そこで、CFD(Computational Fluid Dynamics)により帆の空力性能を求めることを試み た。ここでは、矩形型複合帆の C_L 及び C_D の計算を 行い、実験結果との比較を行った。

2. 4. 2 計算手法

計算は、Adaptive Research 社の PC 用汎用ソフト「CFD2000」¹⁰⁾を使用した。支配方程式は、次式

に示す質量保存則と運動量保存則の方程式である。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial (\rho u_i)}{\partial x_i} = 0 \tag{2.4}$$

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_i} = \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_i} - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \rho B_i \qquad (2.5)$$

ここで、 ρ ;流体密度、 u_i ;流体速度のi成分、 x_i ; 位置ベクトルのi成分、p;圧力、 B_i ;流体に働く 体積力を示す。 τ_i は粘性応力テンソルを表し次式で 与えられる。

$$\tau_{ij} = \mu \left[\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right]$$
(2.6)

ここで、 μ ;粘性率、 δ_{ij} ;クロネッカーデルタである。

用いた計算スキームは非圧縮性流場解析法として 定評のある PISO 法 (Pressure Implicit with Splitting of Operators)^{11),12)}である。詳細は参考文 献を参照されたい。

2. 4. 3 ブロック分割と格子形成

格子を生成した状態図を Fig. 2.49 に示す。縦(y 方向)1m、横(x 方向)1.5m の空間に矩形型複合帆を 2 次元で配置する。硬帆の対称軸先端を座標原点とし、 模型と同じサイズで複合帆の形状に格子生成を行う。 このとき、帆弦長を C とすると(定義は 2.2.3 項と同 じ。)、座標原点から複合帆前方、縦方向に無次元長 さで約 1C、後方に約 2Cの空間が存在する。物体 適合格子を用い、縦 5×横 6 で領域分割を行ってい る。それぞれの格子数は y 方向には下方から 30、5、 40、5、40 の計 120 格子、x 方向 40、30、10、20、 40、30 の計 170 格子とした。

3 次元の空力計算を行う際には、三次元的な帆端 での流れを再現するために帆の上端部のみ再現した。 すなわち、上下方向に帆を 10 分割、上部空間を 10 分割の 2 領域としている(帆の上端部を密に格子を 分割)。帆下端境界は自由流れとした。

2. 4. 4 解析条件

定常非圧縮性層流条件で解析した。計算上の流体 は理想空気であり、密度は 1.18kg/m³、粘性係数は 1.85×10⁻⁵Nsm⁻²である。

風速は実験状態と同じ 8.0m/s とし、風向角を変 化させる場合には、格子を変化させることなく、境 界での流入・流出条件を変更することにより計算し た。レイノルズ数は帆弦長 C =0.429mを代表長さと すると、 2.2×10^5 である。

翼上はスリップ無しとして計算した。離散化とし て対流項は3次精度の風上差分法を用いた。連立方 程式の解法については、圧力項には不完全LU分解 法を、速度項はADI法(Alternating Direction Implicit method)を用い計算した。時間刻みは実時 間10⁻⁴秒の一定とし、定常解の得られる2秒間の計 算を行った。計算に要する時間は2次元計算1状態 につきペンティアムIII800MHz、1CPU 搭載のPC で約4時間である。

2. 4. 5 計算結果

2次元計算を行い C_L 、 C_D の実験結果(Exp)と計算 結果を比較し Fig. 2.50 に示す。計算結果は、帆の 撓み形状を含めた場合(Cal(c))と含めずに直線で帆 を表現した場合の結果(Cal(s))を示している。帆の撓 みは、実験中の帆の状態を画像解析して上下方向の 撓み量を平均し、格子に再現させた。

 C_L 、 C_D とも撓みの影響を含め計算を行った結果 (Cal(c))及び直線的に帆を再現し得られた結果 (Cal(s))の差は小さい。ただし、最大揚力の発生する α が 20[°]の C_L については、撓みを再現した方が実 験値により近い結果を得ることができる。

 C_D は実験結果と計算結果がほぼ一致する。 C_L は 3次元影響による揚力の減少を考慮していないため 過大に評価する結果となった。ただし、定性的な傾 向は一致している。 α が 20°より大きい場合は、定 常解を得ることが困難であった等の理由から定性的 にも実験と一致する結果を得ることができなかった。

次に C_L の実験結果と計算結果の相違について調 査するために 3 次元計算を行った。結果を Fig. 2.51 に示す。

2 次元計算結果(Fig. 2.50 の結果を再掲)を 'Cal(2D)'、2 点ではあるが 3 次元の計算結果を 'Cal(3D)'として示す。帆は撓みの無い直線として計 算した。 C_D は3次元計算においても実験結果と計算 結果はほぼ一致する。3 次元計算 C_L は実験結果より も小さい値となった。ただし、定性的な傾向は一致 する。3 次元計算結果が実験結果と異なる理由とし ては上下方向の格子分割数が少ない事等の原因が考 えられる。

 C_L を定性的に求めることができるという結果から ブーム角及びスラット角の影響について調べ、 相対評価で実験結果と比較する。Fig. 2.52 はブーム 角を、Fig. 2.53 はスラット角を変化させた場合であ り、それぞれ γ =30°、 β =35°の C_L の計算結果に 対する割合として示している。実験結果と計算結果 の傾向は一致し、複合帆の構成する要素の位置関係 を調査する上で有効であることが分かる。

2.5 まとめ

様々な帆装船用高揚力複合帆の空力性能を実験的 に調査した。また、CFDにより複合帆の空力性能を 計算した。その結果として、以下のことが明らかに なった。

- 従来から提案されている矩形型硬帆、三角型複合
 帆と比較して、今回試みた矩形型複合帆の有効性
 が確認された。
- 様々な複合帆のスラット角、ブーム角、軟帆弦長の影響を調査した。その結果として AR=2.63 の 矩形型複合帆の場合、最大揚力係数 C_{LMAX} は 2.58、 推進力係数 C_{XMAX} 2.73 を得た。これは、C_{XMAX} に 関して従来型矩形型硬帆の 1.49 倍、三角型複合 帆の 1.09 倍である。
- ・ 軟帆弦長が小さくなる、すなわち、ARが増加につれて最大揚力係数が増加する。このとき、抗力係数は大きく変化しない。また、切り上がり性能の指標である最大C_L/C_DはAR=2.63に至って減少傾向にあるが、それより小さい場合にはARの増加に伴い最大C_L/C_Dも増加する。
- 矩形型複合帆について実施した CFD 計算は、C_L に関して 2 次元計算結果は実験結果に比べ過大 に、3 次元計算は過小評価する結果となった。た だし、C_Lの相対評価により部材の設置角につい てその性能を把握できることが示された。C_Dの 計算結果は実験結果とほぼ一致する結果を得た。

2章の参考文献

- 1)Ishihara M, Watanabe T et al.: Prospect of Sail-Equipped Motorship as Assessed from Experimental Ship 'Daioh', Shipboard Energy Conservation Symposium, The Society of Naval Architects and Marine Engineers (1980), pp. 181-198.
- 2)Matsumoto N, Inoue M and Sudo M: Operating Performance of a Sail Equipped Tanker in Wave and Wind, Second International Conference of Stability of Ships and Ocean Vehicles (STAB) (1982), pp. 451-464.
- 3) 臼杵鉄工所基本設計部:外航帆走貨物船 'USUKI PIONEER',船の科学 38 号(1985), pp. 36-43.
- 4)Martin Rosander and Jens O.V. Bloch : Modern Windships, phase2, Danish Environmental Protection Agency, 2000,http://www.mst.dk /udgiv/publications/2000/87-7944-019-3/html/def ault_eng.htm.
- 5)Benefits Brought on the Wind, THE MOTER SHIP, May (2000), pp. 48-49.
- 6)野尻武生, 佐野健一, 八木光, 井上浩男: 最大揚力 係数 2.42 の大型船舶用高性能複合帆を開発一燃料

消費量及び炭酸ガス排出量の削減に期待一,三井造 船技報 No.178 (2003), pp. 132-138.

- 7)Fujiwara T, Hirata K, Ueno M, and Nimura, T: On Aerodynamic Characteristics of a Hybrid-sail with Square Soft Sail, Proc. Int. Society of Offshore and Polar Eng (ISOPE) (2003), pp. 326-333.
- 8)Fujiwara T, Hirata K, Ueno M and Nimura T : On Development of High Performance Sails for an Oceangoing Sailing Ship, Proc. Int. Conference on Marine Simulation and Ship Manoeuvrability (MARSIM'03) (2003), pp. RC-23-1-9.
- 9)Marchaj C A: Sailing Theory and Practice, Granada Publishing (1964), pp. 149.
- 10)Adaptive Research: http://www.adaptive -research .com 又はフルイドテクノロジー(日本代 理店) http://www.fluid.co.jp.
- 11)Issa R I : Solution of the Implicitly Discretized Fluid Flow Equations by Operator-Splitting, Journal of Computational Physics, Vol.62 (1985), pp. 40-65.
- 12)Issa R I, Ahmadi-Befrui B, Beshay K R and Gosman A D : Solution of the Implicitly Discretized Reaching Flow Equations by Operator-Splitting, Journal of Computational Physics, Vol.93 (1991), pp. 388-410.



Fig. 2.1 Sail-assisted ship 'Shin Aitoku Maru'.



Fig. 2.2 Sail-assisted ship 'USUKI PIONEER'.

Model	Case	Model Figure	Slat	Slat C	RWS	RWSH	Soft Sail	Soft Sail C	AR
Triangular	HS1	Fig. 2.5	NA24	0.07	NA24	1.0	Tri.	0.45	2.51
	HS2	Fig. 2.5	Arc.	0.1	NA30	1.0	Tri.	0.45	2.48
	HS3	Fig. 2.5	Arc.	0.05	NA30	1.0	Tri.	0.45	2.64
Triangular with articulated boom	HS4	Fig. 2.6	Arc.	0.1	NA30	1.0	Tri.	0.45	2.48
Rectangular	HS5	Fig. 2.7	Arc.	0.1	NA30	1.0	Rec.	0.2~0.5	1.47~2.63
Triangular type low height	HS6	Fig. 2.8	Arc.	0.1	NA30	0.5	Tri.	0.6	1.06
Trapezium type low height	HS7	Fig. 2.8	Arc.	0.1	NA30	0.5	Trap.	0.4~0.5	1.06
Rectangular type low height	HS8	Fig. 2.8	Arc.	0.1	NA30	0.5	Rec.	0.3~0.6	0.65~1.06
Triangular with gap	HS9	Fig. 2.10	Arc.	0.1	NA30	1.0	Tri.	0.45	2.48
Rectangular with gap	HS10	Fig. 2.11	Arc.	0.1	NA30	1.0	Rec.	0.2~0.3	2.11~2.63
Slat & Soft sail	HS11	Fig. 2.12	Arc.	0.1		—	Tri.	0.225	2.49~2.76
Wo rectangular soft sail HS12 Fig. 2.13 - - Ellipse 1.0 Rec. 0.05 & 0.2 2.78									
Note: Slat C; Slat Chord length [m], RWS; Form of Rigid Wing sail, RWSH; Height of RWS [m], Soft Sail C; Soft Sail Chord length [m], AR; Aspect Ratio, NA24 & NA30; NACA0024 and 30 type form Slat or RWS									

Table 2.1 Experimental models of hybrid-sail.



Fig. 2.3 Danish wing $mast^{4)}$ (a) external view of wing mast and (b) tacking condition of the wing mast.



Fig. 2.4 Hybrid-sail consisted of slat, rigid wing sail and soft sail attached to booms.



Fig. 2.5 Triangular type hybrid-sail [HS1,2,3].



Fig. 2.6 Triangular type hybrid-sail with articulated boom [HS4].



Fig. 2.7 Rectangular type hybrid-sail [HS5].



Fig. 2.8 Low height hybrid-sail [HS6,7,8].



Unit [mm]

Fig. 2.9 Modified hybrid-sail with gap between rigid wing sail and soft sail, and position of prop belonging to soft sail at the boom.



Fig. 2.10 Triangular type hybrid-sail with gap [HS9].



Fig. 2.11 Rectangular type hybrid-sail with gap [HS10].



Fig. 2.12 Triangular type hybrid-sail consisted of slat and triangular soft sail [HS11].



Fig. 2.13 Sail with two rectangular soft sails [HS12].



Fig. 2.14 Experimental apparatus in the wind tunnel.



Fig. 2.15 Cartesian reference system and principal angles of hybrid-sail.



Fig. 2.16 Polar diagram of force coefficients for a sail and velocity triangle.



 $$C_{\rm D}$$ Fig. 2.17 Influence of slat angle on aerodynamic characteristics of triangular type hybrid-sail (HS1, $\rm Y=20^\circ$).

-0.5

-1

0 0.5 1 1.5 2



Fig. 2.18 Influence of slat angle on aerodynamic characteristics of triangular type hybrid-sail (HS2, $\gamma{=}20^\circ$).



Fig. 2.19 Thrust force coefficient of triangular type hybrid-sail (Optimum slat angle, $\gamma=20^{\circ}$).



Fig. 2.20 Influence of boom angle on maximum lift and drag coefficients of triangular type hybrid-sail (HS2, β =35°).



Fig. 2.21 Influence of slat chord length on maximum lift and drag coefficients of triangular type hybrid-sail (γ =30°).



Fig. 2.22 Influence of slot between slat and rigid wing sail on maximum lift coefficient of triangular type hybrid-sail (HS2, β =35°, γ =20°).



Fig. 2.23 Influence of soft sail and slat on maximum lift coefficient of triangular type hybrid-sail (HS2, β =35°, γ =20°) [SL;Slat, RS;Rigid wing Sail, SS;Soft Sail].



Fig. 2.24 Cartesian reference system and principal angles of hybrid-sail with articulated boom.



Fig. 2.25 Influence of end boom angle on aerodynamic characteristics of triangular type hybrid-sail with articulated boom $\rm (HS4,\,\beta=35^\circ$, $\gamma=35^\circ$).



Fig. 2.26 Influence of end boom angle on maximum lift coefficient of triangular type hybrid-sail with articulated boom (HS4, β =35°).



Fig. 2.27 Effect of slat angle on maximum lift and drag coefficients of rectangular type hybrid-sail (HS5, γ =30°).



Fig. 2.28 Effect of boom angle and aspect ratio on maximum lift and drag coefficients of rectangular type hybrid-sail (HS5, β =35°).



Fig. 2.29 Influence of aspect ratio on aerodynamic characteristics of rectangular type hybrid-sail (HS5, β =35°, γ =30°).



Fig. 2.30 Influence of sail form on aerodynamic characteristics of low height hybrid-sail with same soft sail area (HS6,7,8, $B=35^{\circ}$, $Y=30^{\circ}$).



Fig. 2.31 Effect of sail form on maximum C_L/C_D for the low height hybrid-sail (HS6,7,8, $8=35^{\circ}$, $\gamma=30^{\circ}$).



Fig. 2.32 Influence of aspect ratio on aerodynamic characteristics of low height hybrid-sail with rectangular soft sail (HS8, $8=35^{\circ}$, $\gamma=30^{\circ}$).



Fig. 2.33 Influence of aspect ratio on maximum lift and drag coefficients for low height hybrid-sail (HS6,7,8, β =35°, γ =30°).



Fig. 2.34 Summary of influence of aspect ratio on maximum C_L / C_D and lift coefficients for hybrid-sail (HS2,5,6~8, β =35°, γ =30°).



Fig. 2.35 Effect of gap and boom angle on maximum lift and drag coefficients of triangular type hybrid-sail (HS9, β =35°)



Fig. 2.36 Effect of gap on maximum lift and drag coefficients of triangular type hybrid-sail (HS9, β =35°, γ =30°) [G; Width of gap, C; Chord length of the sail with no gap].



Fig. 2.37 Influence of gap on aerodynamic characteristics of triangular type hybrid-sail (HS2,9, β =35°, γ =30°)

[G; Width of gap, C; Chord length of the sail with no gap].



Fig. 2.38 Effect of gap and boom angle on maximum lift and drag coefficients of rectangular type hybrid-sail (HS10, β =35°, AR=2.63).



Fig. 2.39 Effect of gap and aspect ratio on maximum lift and drag coefficients of rectangular type hybrid-sail (HS10, β =35°, y=30°) [G; Width of gap, C; Chord length of the sail with no gap].



Fig. 2.40 Influence of gap on aerodynamic characteristics of rectangular type hybrid-sail (HS5,10, β =35°, γ =30°, AR=2.63) [G; Width of gap, C; Chord length of the sail with no gap].



Fig. 2.41 Influence of connecting length between slat and mast on aerodynamic characteristics of the triangular type hybrid-sail (HS11, β =35°, γ =25°).



Fig. 2.42 Effect of boom angle on maximum lift and drag coefficients of triangular type hybrid-sail (HS11, β =35°).



Fig. 2.43 Influence of boom angle on aerodynamic characteristics of the sail with two rectangular soft sails (HS12, β =30°).



Fig. 2.44 Thrust force coefficients of hybrid-sails for the best condition of each sail.



Fig. 2.45 $C_L - C_D$ curve on present hybrid-sail with rectangular soft sail (HS5,7) and rectangular rigid sail already presented (RS)¹⁾.



Fig. 2.46 Polar curved on present hybrid-sail with rectangular soft sail (HS5,7) and rectangular rigid sail already presented (RS) $^{1)}$.



Fig. 2.47 Setting condition of end plate on the top of triangular type hybrid-sail (HS2, $\beta{=}35^\circ$, $\gamma{=}30^\circ$).



Fig. 2.48 Influence of end plate on the top of triangular type hybrid-sail for maximum lift and drag coefficient (HS2, $B=35^{\circ}$, $\gamma=30^{\circ}$).



Fig. 2.49 Grid example of CFD calculation on rectangular type hybrid-sail (AR=2.34, $\beta{=}35\degree$, $_{Y}{=}20\degree$).



Fig. 2.50 Comparison between experimental results and calculated results of hybrid-sail with straight soft sail (S) & with curving soft sail (C) (AR=2.34, β =35°, γ =30°).



Fig. 2.51 Aerodynamic characteristics of hybrid-sails comparing 2D&3D calculated results with experimental data (AR=2.34, β =35°, γ =20°).



Fig. 2.52 Comparison of calculated results and experimental data of lift coefficient ratio based on the case of $\gamma=30^{\circ}$ (AR=2.34, $\alpha=20^{\circ}$, $\beta=35^{\circ}$).



Fig. 2.53 Comparison of calculated results and experimental data of lift coefficient ratio based on the case of $~B{=}35~^\circ~~(AR{=}2.34,~\alpha{=}20~^\circ$, $_Y{=}30^\circ$).

3. 高揚力複合帆の干渉影響

3.1 概要

第2章では、本研究で取り上げた高揚力複合帆の 単独性能が 1980 年代のオイルショック時に検討さ れた矩形型硬帆^{1),2)}よりも優れた推進力係数を有す ることを実験的に示した^{3),4)}。

実船に高揚力複合帆を設置する際は複数の帆を甲 板上に設置することが考えられるが、推進力や横力 等に影響を及ぼす帆と帆、帆と船体の干渉影響は現 状において明らかにされていない。そこで、クレー ン搭載ばら積み船のクレーンを改造することにより 高揚力複合帆をデッキ上に設置することを想定し、 推進性能や操縦性能に影響を与える干渉影響につい て風洞実験により調査を行った。

3.2 風洞実験

3. 2. 1 実験モデル

Table 3.1及び Fig. 3.1 に今回対象としたばら積 み船の主要目及び外観図を示す。本ばら積み船は垂 線間長(*L_{pp}*)177m、幅(*B*)30.4m、載荷重量は約 5 万トンである。

甲板上に設置する複合帆模型を Fig. 3.2 に示す。 第2章の風洞実験結果を参考にし、Fig. 3.1 の船の クレーン間隔及びエアードラフトの制約に配慮し寸 法を決定した。エアードラフト(d_{dr})は軽荷状態でほ ぼ世界中の港が利用できると考えられる 44.4m(実 船換算)に設定した。複合帆は、マストの役割をする NACA0030 型硬帆、円弧型スラット、硬帆内又は硬 帆近傍に収納することを想定した軟帆により構成さ れる。軟帆は矩形型と三角型の2 種類製作した。ア スペクト比(AR、前章(2.2)式)はそれぞれ 0.8(矩形 型)、1.28(三角型)である。

3. 2. 2 実験状態

実験は当所変動風水洞で行った。実験状態の写真 をFig. 3.3 に、実験状態図をFig. 3.4 に示す。帆単 独の状態(Single)、Fig. 3.3(a)に示す様に帆が甲板上 に4本存在し船体が無い状態(Plural)、帆が4本存 在し船体は満載状態(Full)、Fig. 3.3(b)に示す様に帆 が4本存在し船体は軽荷状態(Ballast)の4種類、そ れぞれ矩形型軟帆と三角型軟帆の状態で実験を行っ た。これより、矩形型軟帆を利用した複合帆を矩形 帆、三角型軟帆を利用した複合帆を三角帆と呼ぶ。

帆と帆の干渉影響について調査する場合は、Fig. 3.4(a)の様に各帆を三分力計に直接接続し、帆に作 用する前後力(F_x)、横力(F_r)、モーメント(N)の計 測を行う。このとき、帆支柱は船体に開けられた円 柱孔を通じて三分力計に取り付けられているため船 体には接触していない。帆を設置した際の船全体に 作用する風の力及びモーメントを調査する際には、 Fig. 3.4(b)の様に六分力計上に船体底部を設置し、 さらに帆を船体甲板上に固定して船の全体に作用す る前後力(F_x)、横力(F_r)、回頭モーメント(N)、傾 斜モーメント(K)について計測を行った。

各帆を区別するために、船首からそれぞれの帆を No.1~4 と定義する。帆の設置による船体のトリム の変化は考慮していない。すなわち、'Full'及び 'Ballast'では、帆の無い状態での姿勢で帆の設置を 行っている。'Single'及び'Plural'の実験状態は 'Ballast'での支柱高さと同じである。このとき、 'Plural'はトリムの無い同じ帆高さである。

20m/sの定常風を発生させ実験を行った。風洞床 面に約10cmの境界層が存在するが境界層の修正は 特に行っていない。'Full'を除き帆の高さは風洞床面 から10cm以上高い所に存在する。

風速は 20m/s で実験を実施し、帆の弦長 0.190m を代表長さとした場合の実験状態のレイノルズ数は、 前章の複合帆単独性能を調査した際とほぼ同じ約 2.5×10⁵である。参考までに風速を変化させ実験を 行ったがこのレイノルズ数付近においては揚力、抗 力ともほぼ一定であった。

3. 2. 3. 風圧力及びモーメント係数

帆に作用する力及びモーメントを計測する際の 座標系及び風圧係数と推進力、横力係数の関係は前 章(2.1)~(2.3)式、Fig. 2.15 及び Fig. 2.16 に示す通 りである。

3.3 実験結果

 3.3.1 単独帆の空力性能及び最大推進力係数 製作した矩形帆と三角帆模型の基本性能を把握す るために単独帆状態で実験を行った。*C_L、C_D、C_M*の実験結果を Fig.3.5 に示す。図中'Rec 'は矩形帆、 'Tri'は三角帆を示す。β及びγは前章の実験で最大 揚力が得られた 35°及び 30°に設定した。また、α を 10°ごと、大きく風圧係数が変動する風向ではα を 5°ごとに変化させ実験を実施した。

前章では様々な AR の模型を使って実験(矩形帆 の場合 AR =0.75~2.63、三角帆の場合 AR =1.06~ 2.48)を行った結果について述べた。今回の矩形帆 と三角帆の AR はそれぞれ 0.8、1.28 である。前章 の実験結果では同程度の AR を有する帆の最大揚力 係数 C_{LMAX} は、矩形帆、三角帆共約 2.0 であったこと から、今回の実験ではやや小さな値となっている。 複合帆のスラットの無い実験、軟帆の無い実験を行 った結果、今回実験のスラット及び硬帆により発生 する揚力が前章の結果より減少していることが明ら かになった。硬帆とスラットを固定する支え等の尺 度影響が実験結果に影響を及ぼしたと考えられるが、 本実験においては Fig. 3.5 に示す基本性能を元に干 渉影響を検討する。

Fig. 3.6 に示す様に船の推進力が最大となるよう α を設置するためには、矩形帆の場合、船体基準風 向角 $\psi = 40 \sim 130^{\circ}$ で $\alpha = 10^{\circ}$ 、 $\psi = 135 \sim 160^{\circ}$ で $\alpha = 25^{\circ}$ 、 $\psi = 170^{\circ}$ で $\alpha = 30^{\circ}$ 、 $\psi = 180^{\circ}$ で $\alpha = 60^{\circ}$ とする。同様に三角帆の場合、 $\psi = 30^{\circ}$ で $\alpha = 10^{\circ}$ 、 $\psi = 40 \sim 115^{\circ}$ で $\alpha = 20^{\circ}$ 、 $\psi = 120 \sim 160^{\circ}$ で $\alpha = 35^{\circ}$ 、 $\psi = 170^{\circ}$ で $\alpha = 60^{\circ}$ 、 $\psi = 180^{\circ}$ で $\alpha = 80^{\circ}$ とする。

単独帆の最大推進力係数 C_{XMAX} と切り上がり性能を左右する最大揚力抗力比 $(C_L/C_D)_{MAX}$ は矩形帆(AR = 0.80)の場合、

$$C_{XMAX} = 2.09, \qquad \left(\frac{C_L}{C_D}\right)_{MAX} = 2.14$$

三角帆(AR=1.28)の場合、

$$C_{XMAX} = 2.00, \qquad \left(\frac{C_L}{C_D}\right)_{MAX} = 2.13$$

ARは三角帆の方が大きいものの C_{XMAX} と $(C_L/C_D)_{MAX}$ は同程度であり、三角帆に比べ矩形帆は 有効であることがわかる。

矩形帆及び三角帆の単独帆性能が把握できたので これより帆と帆、帆と船体の干渉影響について調査 を行う。

3.3.2 帆と帆及び帆と船体の干渉影響

帆が複数近傍に存在する場合で船が満載又は軽 荷状態の船体が存在する場合の帆の推進力変動量 (帆と帆、帆と船体の干渉影響)について調査した。

4 つの帆を Fig. 3.4(a)の状態に設置した。全ての帆 の状態は単独試験の状態と同じく β =35°、 γ =30°である。帆単独性能実験で得られた結果から、 先に示した ψ ごとの最大推進力が得られる状態に 全ての帆を設置する。

'Plural'、'Full'、'Ballast'のそれぞれの結果を 'Single'の推進力係数と比較する。矩形帆の結果を Fig. 3.7 に、三角帆の結果を Fig.3.8 に示す。横軸は ψ 、縦軸は C_x を示す。

帆と帆('Single'と'Plural'の比較)及び帆と船体

('Plural'と'Full'、'Ballast'の比較)の干渉影響により C_x は、概ね減少する傾向にある。風向角に対して帆 が横並びに近くなる $\psi = 90 \sim 130^\circ$ で干渉影響によ る C_x の減少割合が大きい。 $\psi = 170 \sim 180^\circ$ では、風 上流に存在するブリッジや帆の影響により風の流れ が乱され、流入速度が減少することによりそれぞれ の帆の C_x は大幅に減少する。

しかし、船体が存在する場合にNo.1 帆はψが 70°までの状態で単独性能よりも大きな推進力を 発生することが明らかになった。

さらに詳細に検討を行うため、4 つの帆の平均値 から以下の計算により、帆と帆の干渉影響量、満載 状態及び軽荷状態の船体の干渉影響量を計算した。

$$\begin{split} \Delta \overline{C}_{XPlural} &= \overline{C}_{XSingle} - \overline{C}_{XPlural} \\ \Delta \overline{C}_{XFull} &= \overline{C}_{XPlural} - \overline{C}_{XFull} \\ \Delta \overline{C}_{XBallast} &= \overline{C}_{XPlural} - \overline{C}_{XBallast} \end{split} \tag{3.1}$$

ここで一般表現として $\overline{C}_{XStatus}$ は4つの帆の平均 C_X で添え字によりそれぞれ'Single'、'Plural'、'Full'、 'Ballast'を示す。 ψ ごとの平均干渉量 $\Delta \overline{C}_X$ を矩形帆、 三角帆のそれぞれについて Fig. 3.9、3.10 に示す。 図中正の値は推進力の減少を表す。

 $\psi = 60^{\circ}$ までは、帆と帆 ($\Delta \overline{C}_{XPlural}$)及び帆と船体 ($\Delta \overline{C}_{XFull}$ と $\Delta \overline{C}_{XBallast}$)の干渉量は逆の干渉影響であ る。このとき、船体は干渉影響により推進力を増大 させている。矩形帆の $\psi \ge 135^{\circ}$ 及び三角帆の $\psi \ge 120^{\circ}$ では全ての要素が推進力減少に作用する と共に各値の変動量も大きい。

これまで α 及び ψ の関係は、単独帆の推進力が最 大となる風向角(4 つの帆は並列)に設定されていた が、次項ではそれぞれの帆の設定風向角を変化させ ることにより推進力をより増加させることを試みる。

3.3.3 傾斜及び両開き配列の推進力

帆装船の帆が複数存在する場合、Wagner⁵⁾及び Bradbury⁶⁾は並列配置よりも推進力が大きくなる 配列の存在について指摘している。そこで、各帆の 風向角を独立に変化させ、より大きな推進力が得ら れる状態を実験により求めることにした。

はじめに前項で示した単独帆における最大推進 力が得られる状態(並列配置、 $\beta = 35^{\circ}$ 、 $\gamma = 30^{\circ}$) から全ての帆の風向角 $\alpha \varepsilon 2.5^{\circ}$ 刻みで増加させる。 この時、風上に存在する No.1 帆から優先的に取り 扱い風向角を変化させる。すなわち、No.1 帆の推進 力が最大になる風向角で No.1 帆を設定し、No.2 か ら No.4 帆の風向角を No.1 帆の風向角からさらに 2.5[°]刻みで増加させる。同様の作業を順次 No.4 帆 まで繰り返し、全体の推進力が最大となる状態を求 めた(傾斜配列)。Fig. 3.11(a)に傾斜配列時の実験状 態写真を示す。

矩形帆及び三角帆の最終的に得られた推進力が 最大となる $\alpha \epsilon \psi$ ごとに満載状態での結果を Fig. 3.12 に、軽荷状態での結果を Fig. 3.13 に示す。ま た、傾斜配列時の C_x を全帆の平均値で矩形帆の結果 を Fig. 3.14、三角帆の結果を Fig. 3.15 に示す。 'Para'は並列配置を'Grad'は傾斜配列を示す。Fig. 3.14 及び Fig. 3.15 で見られる様に傾斜配列による 影響は $\psi = 80 \sim 120^\circ$ の間で観察され(20° ごとに実 験を実施)、どの実験状態においても C_x が大幅に増 加した。

一方、船の後方から風を受ける場合は両側に帆を 展開することが推進力を増加させるために有効であ る。 ψ =180°では Fig. 3.11(b)の様に帆を左右に展 開し実験を行った。 α は単独状態 ψ =180°で最大推 進力となる角度である。結果を Fig. 3.16 に示す。 図中'Para'は並列片開き、'GW'は両開きの結果を示 す。縦軸は No.3 及び No.4 帆の平均推進力係数を示 す。矩形帆の場合、帆を両開きにすることにより約 2 倍 \bar{c}_x が増加した。三角帆の場合、0.1 程度 \bar{c}_x が増 加しているものの矩形帆ほど大きな増加量ではなか った。三角帆の場合の実験状態写真(船体後方より撮 影)を Fig. 3.17 に示す。軟帆下部の大部分がブリッ ジの陰に隠れおり、帆への風の流入が妨げられてい ることがわかる。

3. 3. 4 帆と帆・帆と船体の干渉影響実験の

まとめ

風向角ごとに得られた結果をψ=0~180°で平均 し、'Single'の平均推進力係数に対する'Plural'、 'Full'及び'Ballast'の1帆分の平均推進力係数(ESS) 比を Fig. 3.18 及び Fig. 3.19に示す。すなわち、本 結果は'Single'に対する減少割合を示している。Fig. 3.18 は矩形帆の結果を、Fig. 3.19 は三角帆の結果 を示す。図中には、並列配置'Para'と傾斜配列及び 追い風状態では両開きに設置し、可能な限り推進力 の向上に努めた'Grad&GW'を示している。

船体が存在する場合として満載状態と軽荷状態の 平均を考えると矩形帆で並列配置の場合は単独帆性 能に比べて25% C_xが減少する。また、三角帆の場 合は、24%減少する。傾斜配列と両開き配置により 推進力の向上を図った場合には、並列配置に比べ矩 形帆で7%、三角帆で5% C_xが増加する。結果とし て船体が存在する場合には、平均で約18%帆と帆、 帆と船体の干渉影響により推進力が減少することに なる。

帆の形状にかかわらず満載状態の推力減少量は、 軽荷状態の減少量より大きい。満載状態では風洞床 面に生じている境界層が帆の下端まで達しており、 帆に流入する流れが一部小さくなり、推力減少を引 き起こしていると考えられる。

矩形帆と三角帆を比較した場合、'Grad&GW'に着 目すると矩形帆の方が干渉影響による推力減少量が より少なく、推進効率が優れていると言える。

傾斜配列時の帆に作用する力について詳細に検討 するために Fig. 3.20~3.23 に単独状態'Single'、並 列状態'Para'、傾斜配列状態'Grad'の C_L 、 C_D につい て示す(矩形帆と三角帆、満載と軽荷状態の組み合わ せ)。図中の値は No.1 から No.4 までの帆の平均値 を示している。Fig. 3.12 及び Fig. 3.13 に示す様に 傾斜配列時では、単独状態における失速風向角(Fig. 3.5 参照)に帆が設置されている。それにもかかわら ず、帆間隔を狭めて帆上面での剥離を遅らせること により C_L が増加していることがわかる。また、風向 角を大きくすることにより C_D が大幅に増加してい る。Fig. 3.20 と Fig. 3.22 及び Fig. 3.21 と Fig. 3.23 の比較から矩形帆の C_D の増加量は、三角帆に比べて 大きい。

3. 3. 5 帆装船の船全体に作用する風圧力

帆装船全体に作用する風圧力の計測を行った。 Fig. 3.4(b)の実験状態で実施した結果は次式に従い整理した。

$$C_{X} = X / (\frac{1}{2} \rho_{A} U_{A}^{2} A_{T})$$

$$C_{Y} = Y / (\frac{1}{2} \rho_{A} U_{A}^{2} A_{L})$$

$$C_{N} = N / (\frac{1}{2} \rho_{A} U_{A}^{2} A_{L} L_{OA})$$

$$C_{K} = K / (\frac{1}{2} \rho_{A} U_{A}^{2} A_{L}^{2} / L_{OA})$$
(3.2)

船体に作用する力 X, Y 及びモーメント N, K は Fig. 3.6 に定義する。 $A_T \ A_L \ L_{oa}$ はそれぞれ船体の正 面投影面積、側面投影面積、全長である。このとき、 帆の面積は含まれていない。

実験結果を Fig. 3.24 から Fig. 3.27 に示す。船体 のみで実施した実験結果'No sail'、帆及び船体の干 渉の無い結果'Without Int.'、Fig. 3.4(b)の実験で得 られた並列配列の結果'With Int. Para'、傾斜・両開 き配列の結果'With Int. Grad&GW'を矩形帆と三角 帆、満載と軽荷状態のそれぞれについて示す。 'Without Int.'とは、4本分の単独帆性能と'No sail' の結果を単純に足し合わせた値である。

先にも示したが、干渉影響を含んでいない場合の 結果は、 C_x を過大に評価していることがわかる。 C_N についても干渉影響が実験結果に大きな影響を及ぼ していることがわかる。矩形帆と三角帆を比較した 場合(Fig. 3.24 と Fig. 3.25 及び Fig. 3.26 と Fig. 3.27 の比較)、帆面積の違いもあり全ての係数で絶 対量に関して矩形帆の方が大幅に値が大きい。すな わち、同じ許容帆間、エアードラフトにより高さが 制約される中で矩形帆の方がより広い帆展開面積を 得ることが可能であり、帆装による利得も大きいと 言える。

3. 4 まとめ

クレーン装備のばら積み船に高揚力複合帆を設置 することを想定し、マストの役割も兼ねる硬帆、前 方のスラット、後方の軟帆で構成される高揚力複合 帆の帆と帆、帆と船体の干渉影響について調査を行 った。その結果、以下のことが明らかになった。

- ・ 今回対象とした高揚力複合帆(矩形帆、三角帆) をばら積み船に設置した場合の推進力を初めと した船体風圧力に及ぼす帆と帆、帆と船体の干 渉影響が明らかになった。
- 船体がある場合として満載状態と軽荷状態の平均を考えると矩形帆で並列配置の場合は単独帆性能に比べて 25% C_xが減少する。また、三角帆の場合は 24% C_xが減少する。
- ・ 傾斜配列や両開きといった帆の設置角を変更し、 推進力の向上を図った場合には、並列配置に比 ベ矩形帆で 7%、三角帆の場合 5% C_x が増加す る。結果として船体が存在する場合には、帆と 帆、帆と船体の干渉影響により平均で約 18%推 進力が減少する。この推進力の減少は主として 150 $\leq \psi \leq 180^\circ$ の追い風状態で発生する。
- ・ 帆装船全体に作用する風圧力及びモーメント係 数についてみた場合、干渉影響は C_x 及び C_N に 大きな影響を及ぼしている。それに比べると C_r と C_x への影響は小さい。
- 矩形帆と三角帆を比較した場合、矩形帆の方が 干渉影響を少なくできる点において有効である ことがわかる。また、同じ許容帆間、エアード ラフトにより高さが制約される中で矩形帆の方 がより広い帆展開面積を得ることが可能であり、 帆装による利得も大きいと言える。

3章の参考文献

1)Ishihara M, Watanabe T et al.: Prospect of Sail-Equipped Motorship as Assessed from Experimental Ship 'Daioh', Shipboard Energy Conservation Symposium, The Society of Naval Architects and Marine Engineers (1980), pp. 181-198.

- 2)Matsumoto N, Inoue M and Sudo M: Operating Performance of a Sail Equipped Tanker in Wave and Wind, Second International Conference of Stability of Ships and Ocean Vehicles (STAB) (1982), pp. 451-464.
- 3)Fujiwara T, Hirata K, Ueno M, and Nimura, T : On Aerodynamic Characteristics of a Hybrid-sail with Square Soft Sail, Proc. Int. Society of Offshore and Polar Eng (ISOPE) (2003), pp. 326-333.
- 4) Fujiwara T, Hirata K, Ueno M and Nimura T : On Development of High Performance Sails for an Oceangoing Sailing Ship, Proc. Int. Conference on Marine Simulation and Ship Manoeuvrability (MARSIM'03) (2003), pp. RC-23-1-9.
- 5)Wagner B : Wind Kanal Versuche fur Einen Sechsmastigen Segler nach Prolss. Institut fur Schiffbau der Universitat Hamburg, Bericht Nr. 173.1(1967).
- 6)Bradbury W M S : An Investigation of Graduated Trim for an Aerofoil Rig. Trans Royal Institute of Naval Architects Vol.12(1980), pp. 159-171.

Table 3.1 Principal ship particulars for bulk carrier and scaled model.

	Ship	Model
$L_{OA}(m)$	185	1.254
$L_{PP}(m)$	177	1.200
B(m)	30.4	0.206
D(m)	16.5	0.112
$d_{Full}(m)$	11.6	0.079
$d_{\text{Ballast}}(m)$	5.24	0.036
d _{Air} (m)	44.4	0.301
$A_{TFull}(m^2)$	553	0.025
$A_{LFull}(m^2)$	1997	0.092
$A_{TBallast}(m^2)$	767	0.035
$A_{LBallast}(m^2)$	3111	0.143



Fig. 3.1 Geometric form of bulk carrier model.



Fig. 3.2 Plan and side elevation of model scale hybrid-sail.



(a) 'Plural' with triangular sails



(b) 'Ballast' with rectangular sails

Fig. 3.3 Experimental arrangement of four sails 'Plural' and ballast load ship with four sails 'Ballast'.



Fig. 3.4 Load cell arrangements for experimental measurement of forces on sail and hull.



Fig. 3.5 Aerodynamic lift, drag and moment coefficients for single hybrid-sail ($\xi = 35^{\circ}$, $\gamma = 30^{\circ}$).



Fig. 3.6 Cartesian reference system of aerodynamic characteristics on ship and definition of wind directions $\alpha \& \psi$ for sail and hull.



Fig. 3.7 Plots of individual driving-force variation of rectangular sails, for four experimental test conditions.



Fig. 3.8 Plots of individual driving-force variation of triangular sails, for four experimental test conditions.



Fig. 3.9 Averaged driving-force differentials between single sail condition and each test condition for rectangular sails.



Fig. 3.10 Averaged driving-force differentials between single sail condition and each test condition for triangular sails.



Fig. 3.12 Identification results for graduated arrangement of rectangular and triangular sails in full load condition.



Fig. 3.13 Identification results for graduated arrangement of rectangular and triangular sails in ballast condition.



Fig. 3.11 Photographs of bulk carrier model with sail arrangements (a) graduated and (b) goose-winged.



Fig. 3.14 Effect of graduated sail arrangement for mean driving-force coefficients of rectangular sails.



Fig. 3.15 Effect of graduated sail arrangement for mean driving-force coefficients of triangular sails.



Fig. 3.16 Effect of goose-winged sail arrangement for mean driving-force coefficients of sail No.3 & No.4 at $\psi = 180^{\circ}$.



Fig. 3.17 Back side view of bulk carrier model with goose-winged triangular sails.



Fig. 3.18 Ratio of mean driving-force on different test conditions against single sail performance for different sail arrangements of rectangular sails.



Fig. 3.19 Ratio of mean driving-force on different test conditions against single sail performance for different sail arrangements of triangular sails.



Fig. 3.20 Effect of graduated arrangement of rectangular sails on mean C_L and C_D in full load condition.



Fig. 3.21 Effect of graduated arrangement of rectangular sails on mean C_L and C_D in ballast condition.



Fig. 3.22 Effect of graduated arrangement of triangular sails on mean C_L and C_D in full load condition.



Fig. 3.23 Effect of graduated arrangement of triangular sails on mean C_L and C_D in ballast condition.



Fig. 3.24 Aerodynamic characteristics with and without interaction effects for different arrangements of rectangular sails in full load condition.



Fig. 3.25 Aerodynamic characteristics with and without interaction effects for different arrangements of triangular sails in full load condition.



Fig. 3.26 Aerodynamic characteristics with and without interaction effects for different arrangements of rectangular sails in ballast condition.



Fig. 3.27 Aerodynamic characteristics with and without interaction effects for different arrangements of triangular sails in ballast condition.

4. 水中フィンの特性とその推定式

4.1 概要

帆装船として適していると考えられる船体の性能は、抵抗が小さいこと、帆走時に横流れが小さく、 帆により発生する力の着力点と横流れにより船体に発生する流体力の着力点が大きく違わないこと等である。現在、帆装船として検討されている船種はばら積船であるが、排水量や喫水を大きく変えずに上記条件を満足させるには、水中フィンを船体の最適な位置に装着することにより良好な性能が確保できると考えられる。そこで、水中フィンを装着した船体の斜航流体力計測を行い、その性能について検討した。また、水中フィン装着による流体力の増加量を水中フィンの投影面積だけを用いて推定する方法を開発した。本章ではこれらの結果について報告する。

4.2 供試模型船及び試験状態

斜航流体力計測に用いた模型船はタンカー船型¹⁾ (L=2.97m)である。計測に用いた模型船を船長 180mに換算した値と帆装船として船長180mのばら 積船を想定した場合の寸法とを比較してTable 4.1に 示す。この比較から本模型船型は帆装対象船である ばら積み船とほぼ同程度の主要目であることがわか る。

Fig.4.1 に流体力の座標系を示す。計測した斜航流 体力は、船体に働く前後力 Fx、横力 Fy、船体中心 まわりの回頭モーメント Mz、喫水位置まわりの傾斜 モーメント Mx である。Fx, Fy, Mz は斜航用検力計 で、Mx は3 分力計により計測した。

試験はすべて満載状態で、舵、プロペラ無しの状態である。また、横揺れ運動は固定であるが、縦揺れ、上下揺れ運動は自由な状態で計測した。試験速度は U=0.546m/s である。

実験は海上技術安全研究所動揺水槽で実施した。

Fig.4.2 に水中フィンを装着した模型状態を示す。 水中フィンは2種類有り、Case 1からCase 4のよ うに船側両舷から船底下に2枚の平板を突き出した 状態と、Case 5、Case 6のように船体中心線の船底 下に平板1枚を突き出した状態である。水中フィン 面積や取り付け位置等の詳細はFig.4.2 中に示すと おりである。

4. 3 斜航流体力計測結果(橫傾斜角0°)

斜航流体力計測は横傾斜した状態についても行っ たが、はじめに横傾斜角0°状態の計測結果を示す。 Fig.4.3 に、水中フィンを装着していない船体単独 状態及び、水中フィンを装着した Case 1 から Case6 の斜航流体力と、船体前後方向圧力中心位置 Lx、上 下方向圧力中心位置 Lh を示す。なお、無次元化は 以下の方法による。

$Fx' = Fx / (0.5 \rho LdU^2)$ (4.1)

$$Fy' = Fy / (0.5 \rho LdU^2)$$
(4.2)
Mz' = Mz / (0.5 \circ LdU^2) (4.3)

$$Mz = Mz / (0.5 \rho L^2 dU^2)$$
(4.3)
$$Mx' = Mx / (0.5 \rho L^2 dU^2)$$
(4.4)

$$Lx' = Mz'/Fy'$$
 (4.5)

$$Lh' = Mx'/Fy' \times L/d$$
 (4.6)

Fig.4.3の計測結果から、水中フィン装着により、 横力 Fv'が大きく増加していることが解る。ここで、 水中フィン面積をS(Case 1~4 は2 枚分)とし、船 長×喫水=Ld との面積比を S'=S/Ld とする。例 えば、Case1では水中フィン面積比は S'=4.37%と 非常に小さいが、斜航角 $\beta = -10^{\circ}$ での横力は、船 体単独に比べ 71%も増加しており、小さな水中フィ ンにより大きな横力の増加が得られることがわかる。 この横力の増加によって、帆走時に横流れを小さく できるため、水中フィン装着は帆装船にとって有効 な手段であるといえる。また、Fig.4.3の船体前後方 向の圧力中心位置 Lx'も水中フィンの装着の影響が 大きく現れている。船体単独では、βが小さくなる とLx'が船体前方に移動する傾向であるが、水中フィ ン装着により全体的に船体中心に近づくとともに、 βの小さいところでの前方への移動量も小さくなっ ている。この水中フィン装着による Lx'の変化の傾向 も帆装船にとって好ましい傾向であると言える。な ぜならば、船体上に数台の帆を設置したとすると、 風により船体に働く横方向の力の中心位置は、前方 にある場合でも高々S.S.7~8 付近であると推測され、 船体単独のようにLx'が船首付近や、それよりも前方 では、大きな当舵量が必要となるためである。

この他、傾斜モーメント Mx'及び船体上下方向の圧 カ中心位置 Lh'に水中フィン装着の影響が顕著に表 れている。

4. 4 水中フィンによる横力増加量

水中フィン装着による横力増加量について検討す る。まず、水中フィン単位面積当りの横力増加量を次 のように定義する。

$$(Fy'-Fyo') /S'$$

= $(Fy-Fyo) / (0.5 \rho SU^2)$ (4.7)

Fyo': 船体単独の横力無次元値

Fy': フィン付き船体の横力無次元値 である。

この単位面積当りの横力増加量(Fy'-Fyo')/S'を Fig.4.4に示す。横力増加量はCacs1から6のいずれの 状態においても、斜航角 β が±20[°]以内であれば、水 中フィンの面積にほぼ比例し、斜航角 β と線形傾向に ある。

Fig.4.4 に参考として壁面に取り付けた縦横比 2 の薄い台形翼に関する模型実験結果 ²⁾を破線で示す。 図のように台形翼の揚力曲線よりも、縦横比の小さ な平板である水中フィンを取り付けた船体の横力増 加量の方が大きい。これは、船体により水中フィン への流入角が増加していることや、船体により水中 フィンへの流入速度が大きくなっていること等が考 えられるが、いずれにしても、翼揚力だけで流体力 を推定することは困難である。このため、横力増加 量は水中フィンの面積に比例し、斜航角 β と線形関 係であるとして取り扱うこととした。計測した Case 1~6 の $\beta = \pm 20^{\circ}$ 間のデータで 1 次近似を求め (4.8)式に示す。また、Fig.4.4 に実線でその近似式 を示す。

$$(Fy' - Fyo')/S' = 0.0754 \beta$$
 (4.8)

4.5回頭、傾斜モーメント増加量の推定

前述の横力増加量の近似式を用い、水中フィン取 り付け位置に横力増加量が働くこととして、回頭モ ーメント増加量 (Mz'-Mzo')/S'、傾斜モーメント増 加量 (Mx'-Mxo')/S'を推定する。回頭モーメントは 船体中心まわりのモーメント、傾斜モーメントは喫 水線まわりのモーメントであるため、それぞれの単 位面積あたりの流体力増加量は(4.9)、(4.10)式となる。

(Mz'-Mzo'))/S'	$=$ 0.0754 $eta imes ext{ Ls'}$	(4.9)
(Mx'-Mxo')/S'	$=$ 0.0754 β $ imes$ ($-$ d')	(4.10)
ここで、			
Ls'=Ls/L	:	S.S.5 からのフィン取	付距離
d'= d∕L	:	喫水無次元値	

(4.9)、(4.10)式による推定値と、計測結果を Fig.4.5 (回頭モーメント増加量)とFig.4.6 (傾斜モ ーメント増加量) に示す。

である。

Fig.4.5 の回頭モーメント増加量では、Case 1、 Case 2、Case 3、Case 5 は水中フィンを S.S.5 位置 に取り付けたため、その推定値は β にかかわらず 0 である。計測結果も、ばらつきが大きいもののほぼ 0 となっている。Case 4 の推定値は破線で、Case 6 の 推定値は実線で示してあるが、回頭モーメント推定 値と計測値はほぼ一致している。

Fig.4.6の傾斜モーメント増加量では、喫水が取り 付け距離であるため、推定値はいずれの状態も太い 実線となる。船体中心に平板を1枚取り付けた **Case5**, **6**の誤差は大きいものの、全体的には $\beta = \pm 20^{\circ}$ 間で の計測値を推定値は表していると言える。

以上のように、回頭モーメント、傾斜モーメント 増加量は、横力増加量近似式を用いた推定方法でお およそ推定できるといえる。

4. 6 水中フィンによる前後力増加量

Fig.4.7 に、水中フィン装着による前後力増加量 (**Fx'-Fxo'**)/**S**'を示す。

前後力増加量は、前後力そのものが小さいため、 その差である増加量はばらつきが大きい。特に、 Case 5、6 は β の正負で差が大きい。このため、比 較的傾向が一致している Case 1~4のデータを用い、 前後力増加量は左右対称であると仮定し、直進時の 抵抗に $|\beta|$ に比例する量の和として近似とした。な お、抵抗値を過小評価しないよう、 $\beta = 0^{\circ}$ での値 は、近似計算では-0.026 であった値を、近似式では -0.04 とし、一側に移動させた。近似式を(4.11)式に 示す。また、Fig.4.7 に太い実線でその近似式を示す。

$(Fx'-Fxo')/S' = 0.0037 | \beta | -0.04$ (4.11)

Fig.4.7 の **Case 1**~4 のデータでは、近似式より一 部下にプロットされている点があるものの、 $\beta = \pm$ **20**°間は近似式に近い値、あるいは近似式よりも上に プロットされている点が多い。**Case 5、6** のデータで は、 β が+側と一側で近似式の下と上にばらついて いるが、全体的には低めの近似式となっている。

前後力増加量(Fx'-Fxo')/S'は、負が抵抗増加で、正 が抵抗減である。(4.11)式の近似式を用いて前後力増 加量を推定した場合、全体的には大きめの抵抗値で あると計算されるため、設計上は安全サイドで推定 されることとなる。

4. 7 水中フィン装着時の流体力推定の検証

水中フィンを装着した船体に働く斜航流体力は、 船体単独の斜航流体力が求まれば(4.8)~(4.11)式に より推定できることを示したが、以下では、この推 定値がどの程度合っているかを検証する。

4.7.1 船体単独斜航流体力の近似式

水中フィンを装着した船体に働く斜航流体力を推 定するには、船体単独の流体力が既知である必要が ある。まず船体単独の前後力 Fx'、横力 Fy'、回頭モ ーメント Mz'、傾斜モーメント Mx'をβの関数である とし、最大で6次の多項式で近似した。Fig.4.8 に船 体単独の流体力計測値とその近似式を示す。なお、 図に示す船長方向圧力中心 Lx'及び上下方向圧力中 心 Lh'の実線は、近似式の横力と近似式の回頭及び傾 斜モーメントから求めた値である。これら船長方向 圧力中心 Lx'及び上下方向圧力中心 Lh'の結果から、 流体力そのものだけでなく、圧力中心も良い近似が 得られることが解る。

4.7.2 流体力推定値と計測値の比較

前述の、船体単独の流体力近似式に、(4.8)~(4.11) 式に示した水中フィンによる流体力の増加量を加え た水中フィン付き船体の斜航流体力推定値を求め、 計測値と比較して推定精度の検証を行う。

例として、Fig.4.9、Fig.4.10、Fig.4.11 に、Case 1、 Case 3、Case 6の流体力推定値と計測値を示す。な お、図の船長方向圧力中心 Lx'及び上下方向圧力中 心 Lh'は、推定横力と推定回頭モーメント及び推定傾 斜モーメントから計算した値である。

Fig.4.9~Fig.4.11 で特に推定値との差が顕著なの は、 $\beta = 0^{\circ}$ 付近の船長方向圧力中心 Lx'と上下方向 圧力中心 Lh'であるが、 $\beta = 0^{\circ}$ 付近は横力及びモー メント自体の流体力が小さいため、ある程度の誤差 は致し方ない。また、Fig.4.10 の前後力 Fx'の差が顕 著であるが、Fig.4.8 での前後力のばらつきと大きな 差はなく、計測誤差範囲の差であると考えられる。

以上のように、多少の誤差はあるものの、水中フィンを装着した船体に働く流体力は、船体単独の流体力が既知であれば、(4.8)~(4.11)式を加算することにより推定できると考えられる。

4.8 水中フィンを装着した横傾斜状態の船体に働 く流体力の推定

前述までの内容は船体傾斜無しの状態であるが、 最後に、水中フィンを装着した横傾斜状態の船体に 働く流体力の推定について述べる。

横傾斜状態の流体力推定には、前述の横傾斜角0° 状態と同じく、横傾斜状態の船体単独の流体力が既 知であることを前提とする。すなわち、横傾斜角9° の船体単独の流体力近似式に、(4.8)~(4.11)式に示し た水中フィンによる増加流体力を加算した値が、水 中フィンを装着した横傾斜角9°状態の流体力推定値 となる。

はじめに、横傾斜角9°の船体単独の流体力計測値及 びその近似曲線をFig.4.12に示す。横傾斜角0°の船体 単独と同様に、近似式はFx'、Fy'、Mz'、Mx'の流体力 についてだけ求め、圧力中心は近似式から求めた値で ある。流体力だけでなく、圧力中心も良い近似となる よう流体力の近似式が求められていることが解る。

なお、横傾斜状態の船体単独の流体力計測について は、ここに示した横傾斜角9°だけでなく、0°、3°、6°、 9°、15°の状態について行っている。そのため、シーマ ージン検討等のシミュレーション計算を行う際には、 既知でなければならない横傾斜状態の船体単独の流体 力は、計測データを基に、横傾斜角及びβの関数で表

した近似式を用いている。

さて、水中フィンを装着した横傾斜状態の船体に働 く流体力推定結果の検証についてであるが、水中フィ ンを装着した横傾斜状態の流体力計測は、横傾斜角9° で、Case 1とCase 5について行っている。

Fig.4.13に**Case 1、Fig.4.14**に**Case 5**の、横傾斜角9° (右舷沈)状態での推定値と計測値を示す。横傾斜角 0°状態に比べ、**Lh**'で多少誤差が大きくなっている物 も見られるが、横傾斜状態においても(4.8)~(4.11) 式を船体単独の流体力に加算することにより推定で きると言える。

4.9 まとめ

水中フィンを装着した船体の斜航流体力計測を行 った結果、以下の結論を得た。

- 水中フィンは小さな面積で大きな横力を発生で き、また、前後方向圧力中心位置を後方に移動さ せるため、水中フィン装着は帆装船にとって有効 な手段であるといえる。
- 水中フィンを装着した船体の斜航流体力は、船体 単独の流体力が既知であれば、以下の(4.8)~ (4.11)式を加算することにより推定できる。

$(Fy'-Fyo')/S'=0.0754 \ \beta$	(4.8)
(Mz'-Mzo')/S'= $0.0754 \ \beta \times \text{Ls'}$	(4.9)
(Mx'-Mxo')/S'=0.0754 β × (-d')	(4.10)
$(Fx'-Fxo')/S'=0.0037 \beta -0.04$	(4.11)

ここで、

- **Fyo'、Mzo'、Mxo'、Fxo'**: 船体単独の横力、回 頭モーメント、傾斜モーメント、前後力の無次 元値
- **Fy'、Mz'、Mx'、Fx'**: フィン付き船体の横力、 回頭モーメント、傾斜モーメント、前後力の無 次元値
- **S** : 水中フィン面積
- Ls : S.S.5からのフィン取付距離
- L : 船長
- d : 喫水
- S' : S / L d
- Ls' : Ls/L
- d' : d∕L
- である。
- 3) 横傾斜状態の流体力も、横傾斜状態の船体単独の 流体力が既知であれば、同じ方法により推定でき る。

本推定法の開発により、設計段階での検討や、シ ーマージンの検討などが容易に行えるようになった。

4章の参考文献

- 1)野中晃二, 原口富博, 二村正, 上野道雄, 藤原敏文, 牧野雅彦, 児玉良明, 吉野良枝: 操縦運動時の船体ま わりの流場に関する研究, 船舶技術研究所報告, 第 34巻, 第5号(1997), pp.5.
- 2)Shighard F. Horner, Henry V. Borst: Fluid Dynamimc Lift, Horner Fluid Dynamics, (1985), pp. [8]4.

Table 4.1 P	rincipal	dimensions	5
-------------	----------	------------	---

	Converted	Assumed
Item	from model	sail-assisted
	ship dim.	bulk carrier
Length; L(m)	180	180
Breadth; B (m)	32.6	32.3
Draft; d (m)	10.9	10.7
L/B	5.52	5 <u>.</u> 57
B/d	3.01	3.02
Cb	0.802	0.7~0.8
Lcb (%)	-2.53	
Lcb (m)	-4.55	



Fig.4.1 Coordinate system



Fig.4.2 Underwater fin arrangements



Fig.4.3 Measurement of hydrodynamic forces in oblique motion test.


Fig.4.4 Lateral force component due to underwater fin.



Fig.4.5 Yaw moment component due to underwater fin.



Fig.4.6 Heel moment component due to underwater fin.



Fig.4.7 Surge force component due to underwater fin.



Fig.4.8 Hydrodynamic forces acting on hull without underwater fin (Heel angle=0 deg.).



Fig.4.9 Hydrodynamic forces in Case 1 (Heel angle=0 deg.).



Fig.4.10 Hydrodynamic forces in Case 3 (Heel angle=0 deg.).



Fig.4.11 Hydrodynamic forces in Case 6 (Heel angle=0 deg.).



Fig.4.12 Hydrodynamic forces acting on hull without fin (Heel angle=9 deg.).



Fig.4.13 Hydrodynamic forces in Case 1 (Heel angle=9 deg.).





Fig.4.14 Hydrodynamic forces in Case 5 (Heel angle=9 deg.).

44

5. 水中フィンの効果に関する帆走性能解析

5.1 概要

前章において帆装船の帆走性能を向上させるための水中フィンの流体力特性について述べた。本章では、一定風速の状態での定常帆走状態を推定できるシミュレーションプログラムの開発¹⁾を行うとともに、これを用いて帆装船における水中フィンの効果について検討した結果について述べる。水中フィンの配置としては、前章で取り上げた6種類の場合を採り上げる。

5.2 帆装船の運動方程式

帆装船の船体運動は水平運動だけでなく、帆 に生じる流体力により横揺れ運動も生じる。帆 装船の運動方程式を構築するのに用いた座標 系を Fig.5.1 に示す。船の運動方程式は船体固 定座標系において基本的に次式で表される。

$$m \ \dot{u}_{G} - mv_{G} r = X$$

$$m\dot{v}_{G} + mu_{G}r = Y$$

$$I_{ZZ}\dot{r} = N \qquad (5.1)$$

$$I_{XX}\ddot{\phi} = K - GM \cdot g \cdot m \cdot \sin \phi$$

ここで、mは船の質量、*Ixx,Izz*は船体固定座標
 系における x 軸及び z 軸周りの慣性モーメント、
 X、Y、N、K は船体固定座標系における x 軸方
 向の外力、z 軸方向の外力、z 軸周りのモーメント、x 軸周りのモーメントを示す。

帆装船の定常帆走状態を考えたとき、次式の 関係が得られる。

$$X = 0$$

$$Y = 0$$
 (5.2)

$$N = 0$$

$$K - GM \cdot g \cdot m \cdot \sin \phi = 0$$

(5.2)式にある外力項の各成分は、以下のように表現される。

$$\begin{split} X &= X_{H} + X_{R} + X_{P} + X_{S} + X_{US} \\ Y &= Y_{H} + Y_{R} + Y_{S} + Y_{US} \\ N &= N_{H} + N_{R} + N_{S} + N_{US} \\ K &= K_{H} + K_{R} + K_{S} + K_{US} \end{split} \tag{5.3}$$

ここで、添字*H、R、S、P、US*は、それぞれ、水面下船体、舵、帆、プロペラ、帆を除く水面上船体に関する項であることを表す。

船体に関する流体力及びモーメントを微小 運動を仮定して釣り合い状態から摂動展開し、 各変数による多項式近似で表現すると、無次元 係数を用いて以下のように表現できる。

$$\begin{split} X'_{H} &= X_{H} / \frac{\rho}{2} L dU^{2} \\ &= X'_{0} + X'_{\beta\beta} \beta^{2} + X'_{\beta\phi} \beta \phi + X'_{\phi\phi} \phi + X'_{\beta\beta\beta\beta} \beta^{4} \\ Y'_{H} &= Y_{H} / \frac{\rho}{2} L dU^{2} \\ &= Y'_{\beta} \beta + Y'_{\phi} \phi + Y'_{\beta\beta\beta} \beta^{3} + Y'_{\beta\beta\phi} \beta^{2} \phi + Y'_{\beta\phi\phi} \beta \phi^{2} + Y'_{\phi\phi\phi} \phi^{3} \\ N'_{H} &= N_{H} / \frac{\rho}{2} L^{2} dU^{2} \\ &= N'_{\rho} \beta + N'_{\phi} \phi + N'_{\beta\beta\beta} \beta^{3} + N'_{\beta\beta\phi} \beta^{2} \phi + N'_{\beta\phi\phi} \beta \phi^{2} + N'_{\phi\phi\phi} \phi^{3} \\ K'_{H} &= K_{H} / \frac{\rho}{2} L d^{2} U^{2} \\ &= K'_{\beta} \beta + K'_{\phi} \phi + K'_{\beta\beta\beta} \beta^{3} + K'_{\beta\beta\phi} \beta^{2} \phi + K'_{\beta\phi\phi} \beta \phi^{2} + K'_{\phi\phi\phi} \phi^{3} \end{split}$$

$$(5.4)$$

(5.4)式の中で U は船速、βは横流れ角、φ は横傾斜角を表し、ρは水の密度、L は船の長 さ、d は喫水をそれぞれ表す。X₀'は直進時の抵 抗を表す。

水面下船体に生じる流体力の上記表現方法 の推定精度を確認するため、前章 Table 4.1 に 示した模型船の実験データとこれを(5.4)式の 形で表現した推定値を比較した結果を Fig.5.2 から Fig. 5.5 に示す。これらの図は、縦軸が推 定値、横軸に実験値を表しており、対角線上に 分布すれば推定精度が高いことを示す。各流体 力、モーメントは、対角線上に分布しており、 推定精度が高いことを示している。

次に、プロペラ推力は次式で計算される。

$$X_{p} = (1-t)\rho n^{2} D_{p}^{4} K_{T}(J)$$
(5.5)

ここで、tはスラスト減少係数、 D_P はプロペ ラ直径、 K_T はスラスト係数、Jは前進係数を表 す。

水面下船体に働く流体力として(5.4)式の表現を用い、舵および水面上船体、帆の力を加え て定常帆走状態を表す釣合方程式を求めると 最終的に次式を得る。

$$\begin{aligned} X'_{0} + X'_{\beta\beta}\beta^{2} + X'_{\beta\phi}\beta\phi + X'_{\phi\phi}\phi + X'_{\beta\beta\beta\beta}\beta^{4} + X'_{\delta\delta}\delta^{2} \\ + X'_{P} + X'_{S}(\psi) \cdot (\rho_{a}/\rho) \times (A_{s}/Ld)(U_{a}/U)^{2} \\ + X'_{US}(\psi) = 0 \\ \begin{cases} Y'_{\beta} - Y'_{\delta}\gamma_{R}/(1-w_{R}) \end{cases} \beta + Y'_{\phi}\phi + Y'_{\beta\beta\beta}\beta^{3} + Y'_{\beta\beta\phi}\beta^{2}\phi \\ + Y'_{\beta\phi\phi}\beta\phi^{2} + Y'_{\phi\phi\phi}\phi^{3} + Y'_{\delta}\delta + Y'_{S}(\psi) \cdot (\rho_{a}/\rho) \\ \times (A_{S}/Ld)(U_{a}/U)^{2} + Y'_{US}(\psi) = 0 \end{cases}$$

$$+ N'_{\beta\beta\phi} + N'_{\beta\phi\phi}\beta\phi^{2} + N'_{\phi\phi\phi}\phi^{3} + N'_{\delta}\delta$$

$$+ N'_{S}(\psi) \cdot (\rho_{a}/\rho) \times (A_{s}/Ld)(U_{a}/U)^{2} + N'_{US}(\psi) = 0$$

$$\begin{aligned} &\{K'_{\beta} - K'_{\delta}\gamma_{R}/(1 - w_{R})\}\beta + K'_{\phi}\phi + K'_{\beta\beta\beta}\beta^{3} + K'_{\beta\beta\phi}\beta^{2}\phi \\ &+ K'_{\beta\phi\phi}\beta\phi^{2} + K'_{\phi\phi\phi}\phi^{3} + K'_{\delta}\delta + K'_{S}(\psi)\cdot(\rho_{a}/\rho) \\ &\times (A_{s}/Ld)(U_{a}/U)^{2} - gC_{B}(B/d)GM\cdot\sin\phi/U^{2} \\ &+ K'_{US}(\psi) = 0 \end{aligned}$$

ここで、 δ は舵角、nはプロペラ回転数、 γ_R は 舵整流係数、 w_R は舵位置での伴流係数、 C_B は 方形係数、Bは船の幅を表す。また、 U_a は風速、 Ψ は船首方向に対する相対風向角、 ρ_a は空気の 密度を表す。 A_s は帆の面積を表す。

(5.6)式を解くにあたっては、非線形連立方程 式の解法の一つである多元ニュートン・ラプソ ン法を用いた。この数値解法により、定常帆走 状態、すなわち、帆装船の船速及び船体姿勢等 を計算した。

帆走性能のうち、推進性能に関係する指標としては伝達馬力(DHP: Delivered Horse
 Power)を用いることとする。伝達馬力は、プロペラ単独試験から求めたトルク係数を用いて以下のように表現する。

$$DHP = 2\pi K_{o} (J_{p}) \rho n^{3} D_{p}^{5}$$
(5.7)

ここで、前進係数は $J_p = (1-w)U/nD_p$ であり、 w は伴流係数、nはプロペラ回転数、 K_Q はプロペラトルク係数を表す。ただし、伴流係数w は、自航試験の結果から計画速力の時の値を用 い、速度変化があっても一定とした。シミュレ ーション計算では、プロペラ回転数を一定とした。

5.3 対象船型及び水中フィンの配置

帆装船としては前章の Table 4.1 に示したば ら積み船を想定した。帆装前の重心高さは 9.0m、メタセンタ高さは 2.0m、プロペラ直径 は 5.29m、舵面積比は 0.015 とした。

(5.6)式における帆の力には 2 章に示した風 洞試験データを用いた。帆を除く水面上船体の 風圧抵抗の推定には藤原の方法²⁾を用いた。舵 によって生じる流体力の推定は、平野の方法³⁾ を用いた。

水中フィン面積や取り付け位置は前章 Fig.4.2に示すとおりである。水中フィンには2 種類あり、Case1からCase4のように船側両舷 から2枚の平板を設置した状態とCase5、 Case6のように船体中心線の船底に1枚の平 板を突き出した状態である。水中フィンの流体 力は前章で述べた推定式を用いて計算するこ ととし、水中フィンを装備した場合の流体力は その推定値を(5.6)式の水面下船体に働く流体 力へ加えることとした。

帆としては 2 章で最も高い最大揚力係数 2.58 を示した縦横比 2.63 の矩形高揚力複合帆 を用いることとした。

帆の設置位置はタンク配置等から決めた。帆の配置図を Fig. 5.6 に示す。各帆の船体中心からの距離 d_1 、 d_2 、 d_3 及び d_4 はそれぞれ 52.1m、23.3m、-5.5m、34.3mとした。ここで、負の値は船尾方向であることを表す。

帆に生じる流体力は帆単体の実験4)から得ら れた空力特性をもとに相対風速、相対迎角から 次式によって求めた。

$$X'_{s} = 4(C_{L}\sin(\psi - \beta) - C_{D}\cos(\psi - \beta))$$

$$Y'_{s} = 4(C_{L}\cos(\psi - \beta) + C_{D}\sin(\psi - \beta))$$

$$N'_{s} = 4C_{M}l_{C} + (C_{L}\cos(\psi_{w} - \beta) + C_{D}\sin(\psi - \beta)) \times (d_{1} + d_{2} + d_{3} + d_{4})$$

$$K'_{s} = 4(C_{L}\cos(\psi - \beta) + C_{D}\sin(\psi - \beta))H_{ac}$$
(5.8)

ここで、X's、Y's、N's、K's は、帆に基づく 力とモーメントを表す。 C_L 、 C_D 、 C_M は帆単 独の揚力係数、抗力係数、モーメント係数であ り、Hac は帆の空力中心からの重心高さ、 I_C は マストから帆の面積中心までの長さを表す。

5. 4 シミュレーション計算結果

5.4.1 帆面積の選定

シミュレーション計算によって水中フィン の効果を検討するのに先立ち、適切な帆の面積 を検討することとした。本計算では、帆走装置 の重量は面積に比例していると仮定し、単位面 積当たりの重量は 0.15t/m² として重心高さの 影響を考慮することとした。

帆装による重心位置の上昇を考慮し、帆の面 積をパラメータにして定常帆走性能の変化に ついてシミュレーション計算を行った。風の条 件は、ビュフォート風力階級 7 相当の 15m/s とし、風向は0°から180°の範囲で10°おき に変更した。帆の面積は、1,600m²(単一帆の 面積:400 m²)から 3,200 m²(単一帆の面積: 800m²) まで変更した。帆走性能を評価するた めに、まず定常帆走状態を表す船速 U、横流れ 角 β 、横傾斜角 ϕ 及び舵角 δ の変化を Fig.5.7 から Fig. 5.10 にそれぞれ示す。船速は帆の面 積変化に比例して速くなっていることが分か る。帆走による最大船速は、検討した範囲では 原船型より約25%増加している。横流れ角は、 帆の面積が多くなるにしたがって大きくなっ ていることが分かる。横傾斜角は検討した範囲 で最大 7°まで変化している。舵角は、面積変 化に比例して大きくなっており、帆の面積が 2,800m²のときには最大舵角が 15°を超えて いることが分った。帆装船の操縦性能と推進性 能を考えるとあまり当て舵量が大きくないこ とが望ましい。帆の面積を決定する上で当て舵 量が制約条件の一つになると考えられる。

次に、推進性能の評価指標でもある DHP'に ついて帆の面積影響を評価する。評価に当たっ ては、次式で表すような風向に対して平均した DHP'を求めて評価した。

$DHP' = \int DHP(\psi) d\psi / \Delta \psi$ (5.9)

ここで、 $\Delta \psi$ は検討した風向範囲を表してい る。原船型の DHP'(0) と帆のみ設置した船型の DHP'(0+s)を相対比較する。シミュレーション計 算結果を Fig.5.11 に示す。シミュレーション計 算結果から帆の面積が大きくなると、DHP'は 減少していることがわかる。DHP'は、検討し た範囲ではビュフォート風力階級7相当でも最 大約5%向上ですることが分かった。

以上の計算結果を基に、運航面等の観点から 横傾斜角 5°以内、当て舵量 15°以内とするこ とし、帆の面積を 2,400m²とすることとした。 DHP'で見ると、帆面積を 2,400 m²とした場 合でも4%の減少効果がある。

5. 4. 2 水中フィンの効果

水中フィンを装備した場合の定常帆走性能 のシミュレーション計算結果のうち、船速 U、 横流れ角 β 、横傾斜角 ϕ 及び舵角 δ を Fig. 5.12 から Fig. 5.15 にそれぞれ示す。図の中には、 原船型に帆のみを設置した状態も加えて比較 している。Fig. 5.13 より、横流れ角の変化が一 番小さいのは Case 3 であることが分かる。こ れは、Case3 が他の Case の中で水中フィン面 積が最も大きく、横流れに対する抵抗成分が大 きいことに起因している。一方、横傾斜角は検 討した範囲で各 Case は大きな変化は見られな かった。想定した水中フィン面積が船体固有の 復原力に対して相対的に小さいことが考えら れる。当て舵量は、Case3 が一番小さい。

推進性能の評価指標である DHP'についての シミュレーション計算結果を Fig.5.16 に示す。 帆と水中フィンを装備した場合の DHP'(O+S+ F) を帆のみ設置した場合の DHP' (O+S) とを比 較する。DHP'の値が一番小さかったのは Case6 であった。Case6は、一つのセンターボードを 船尾後方へ取り付けており、水中フィンの面積 も他の Case の中で一番小さい。これは、水中 フィンの面積が小さいことによる水中フィン の付加物抵抗が小さいことと、船尾後方へ取り 付けたことによって水中フィンが発生する回 頭モーメントがうまく帆の発生する回頭モー メントを打ち消す効果が得られた結果と考え られる。シミュレーション結果から、Case6以 外では今回検討した水中フィンの配置では水 中フィンによる DHP'の減少は図れなかったが、 帆によって生じる流体力の着力点と横流れに よる船体に生じる流体力の着力点が合えば当 て舵量も減少することが考えられ、今後詳細に 検討していけば DHP'をさらに減少させる配置 が得られる可能性はある。

以上、実用船を設計する上で重要となる定常 航走状態での当て舵量の減少についての知見 を得ることができた。

5.5 まとめ

帆装船の定常帆走性能を推定するためのシ ミュレーション計算プログラムを開発し、帆の 面積や水中フィンの効果についてシミュレー ション計算を行った結果以下の結論を得た。
(1)帆の面積を大きくすると、当て舵量も大き くなることが分かった。当て舵は操船性能や推 進性能に影響を及ぼすために、帆の面積を決定 する上で当て舵量も制約条件になることが分かった。

(2) 横傾斜角変化は、水中フィンの配置を変え ても大きな変化はなかった。船体固有の復原力 及び帆による横傾斜モーメントと比較して水 中フィンによる横傾斜モーメントが小さいと 考えられる。

(3)当て舵量は、水中フィン面積最大の Case3 が一番小さくなった。当て舵量を小さくするために、水中フィンの面積を大きくすることが効 果があることが分かった。

(4) DHP'に関しては水中フィンを装備しない 場合と比べて Case6 が減少していることが確 認できた。Case6 は水中フィンの面積が一番小 さいために水中フィンの付加物抵抗が小さく、 船尾部分に装備されているので水中フィンに よる回頭モーメントが大きくできたことが原 因であると考えられる。

本シミュレーションプログラムは帆装船の 基本性能の検討に利用できることが分かった。 今後、DHP'が減少する水中フィン配置だけで なく、帆の配置についても検討していくことが 必要である。

5章の参考文献

- Minami, Y, Nimura, T, Fujiwara, T, Ueno, M, "Investigation into Underwater Fin Arrangement Effect on Steady Sailing Characteristics of a Sail Assisted Ship ", Proceedings of the 13th International Offshore and Polar Engineering Conference, May (2003), pp. 318-325.
- 2)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, 1998, pp.77-90.
- 3)平野雅祥,高井忠夫,松本憲洋:第3回操縦 性シンポジウム,日本造船学会,(1981), pp.27-80.
- 4)Fujiwara, T, Ueno, M, and Nimura, T, : "On erodynamics characteristics of a hybirid-sail with square soft sail ", Proceedings of the 13th International Offshore and Polar Engineering Conference, May, (2003), pp. 326-333.

Fig. 5.1 Coordinate systems.

Fig. 5.2 Comparison of measured and estimated hydrodynamic force $X_{\rm H}.$

Fig. 5.3 Comparison of measured and estimated hydrodynamic force $Y_{\rm H}.$

Fig. 5.4 Comparison of measured and estimated hydrodynamic moment $N_{\rm H}.$

Fig. 5.5 Comparison of measured and estimated hydrodynamic moment $K_{\rm H}.$

Fig. 5.6 Sail arrangement of a sail-assisted bulk carrier.

Fig. 5.7 Ship speed in steady sailing conditions for various sail areas.

Fig. 5.8 Oblique angle in steady sailing conditions for various sail areas.

Fig. 5.9 Heel angle in steady sailing conditions for various sail areas.

Fig. 5.10 Rudder angle in steady sailing conditions for various sail areas.

Fig. 5.11 DHP dependence on sail area.

Fig. 5.12 Ship speed in steady sailing conditions for various underwater fin arrangements.

Fig. 5.13 Oblique angle in steady sailing conditions for various underwater fin arrangements.

Fig. 5.14 Heel angle in steady sailing conditions for various underwater fin arrangements.

Fig. 5.15 Rudder angle in steady sailing conditions for various underwater fin arrangements.

Fig. 5.16 Comparison of DHP for various underwater fin arrangements.

6. クレーン兼用型高揚力複合帆の性能

6.1 概要

2 章で述べた各種高揚力複合帆に関する風洞実験 データを踏まえて、さらに実用化を考慮した上で強 度設計までされた新しい高揚力複合帆の風洞実験を 実施した。この複合帆は硬帆にも円弧状断面を採用 したこととばら積み船のクレーンをブームとして兼 用する点に特徴がある。

本章では、このクレーン兼用型の高揚力複合帆が 最高の性能を持つように構成要素の相対位置を調整 しながら実施した風洞実験結果等について述べる。

6.2 実験用模型

6.2.1 構成

風洞試験に使用した高揚力複合帆模型の写真を、 展帆状態を Fig. 6.1 に、縮帆状態を Fig. 6.2 にそれ ぞれ示す。また、高揚力複合帆模型の概要図を Fig.6.3 に示す。このクレーン兼用型の高揚力複合帆 は、強風時には軟帆をマスト近くのファーラーに巻 き取り,スラットと硬帆を二つ折りにする設計とな っている。

供試模型はスラット・硬帆・軟帆からなる複合帆 模型で、ハンディーバルカーのクレーン装置と一体 化して装備することを前提としている。本風洞模型 の特徴を以下にまとめる。

- クレーン基部を模した支柱の上にブームと一体 となったクレーン機械室が乗り、さらに連結材 に取り付けられた、スラット・硬帆・軟帆が乗 る構造である。
- スラットと硬帆の主要部は矩形の平面形で翼型 は円弧翼形状、軟帆は三角形である。
- クレーン細部や硬帆・スラット開閉機構等は簡
 略化している。
- 模型全体は検力計を介してターンテーブルに取り付けられ、ターンテーブルの回転により迎角を変えることが可能である。

6.2.2.寸法

模型縮尺率は 3/100(最大時で風洞閉塞率約 8%)で ある。主要寸法は Table 6.1 に示すとおりである。

6.2.3 模型の特徴

本模型は各構成部材の相対位置を様々に変更できるように多くの可動部を持っている。

変更可能な箇所は、各帆の取り付け角(スラット 取り付け角 ξ、硬帆取り付け角 μ、ブーム取り付け 角 γ)、およびスラット回転軸とマストの距離 *Ls*(120~137.5mm)、スラットとスラット回転軸と の距離 *Lss*(0~15mm)、軟帆前縁ファーラー位置と マストの距離 *Lf*(60~84mm)の6箇所である。なお 主マストと硬帆の距離は固定となっている。Fig.6.4 にこれらの関係を示す。

6.3 風洞試験結果

6.3.1 計測項目 計測方法

風速、各軸方向の力およびモーメント6成分の計 測をおこなった。

風速は熱式風速計(カノマックス社アネモマスタ 一)を標準ピトー管横に取り付けて計測した。

模型に作用する各力およびモーメントは、ターン テーブル上に固定された6成分検力計(日章電機製 LMC-6524-100WP-S、*Fx*,*Fy*:50kgf、*Fz*:100kgf、 *Mx*,*My*,*Mz*:12kgf·m)で測定した。

実験風速は 8~15m/s で、平均弦長(0.62m)をベー スとするレイノルズ数は 3.5~6.6×10⁵ である。

迎角の設定はターンテーブルの回転によりおこなった。計測をおこなった迎角は-30~110°で、基本的に 5~10°ステップ、さらに最大揚力係数付近では、2.5°ステップである。また必要に応じて 0~180°を 10°ステップでの計測もおこなった。

各計測出力は、ターンテーブル装置制御システム の AD コンバーターよりパソコンに取り込んだ。サ ンプリングは 50Hz で 5 秒間おこない、その平均値 を 1 つのデータとした。

6.3.2 実験状態

実験は下記7つの状態についておこなった。

- ・ 完成状態(スラット+硬帆+軟帆)
- スラット単独
- · 硬帆単独
- · 軟帆単独
- ・ スラット+硬帆
- 硬帆+軟帆
- ・ 帆無し状態(クレーン部分までのみあるいはクレーン+主マスト+上下支持部材)

完成状態においてはスラット角 ξ、主マストとス ラット回転軸の距離 Ls、スラットとスラット軸の距 離 Lss、硬帆角 μ、ブーム角 γ、マストとファーラ ーの距離 Lf の 6 項目の影響を調査し、その他のも のは完成状態で性能の良かったものを基準に設定を 行った。

6.3.3 解析方法

(1) 座標変換

荷重のデータは、ターンテーブルとともに回転す る検力計の座標系に従って出力される。帆や翼など の特性は一般に風向きに対して設定された座標系に よって評価される。まず風軸座標系に座標変換をお こない、さらに船に取り付けた場合の性能を評価す るために、船体軸座標系に変換をおこなった。 Fig.6.5 に両座標系の関係を示す。

(2) 無次元化

データを一般的に表現するために無次元をおこな った。

基準面積としては Table 6.1 にある各帆の合計面 積 $S= 0.4139 \text{ m}^2 \text{ ε}$ 用いた。基準アーム長としては、 旋 回 モ ー メ ン ト に つ い て は 平 均 翼 弦 長 $(L_m=0.6187 \text{ m})$ を、また傾斜モーメントについては、 モーメント中心を甲板面(マスト基部)とし、帆面 の高さ $L_b=0.669 \text{ m}$ を用いて無次元化した。

動圧は次式で与えられる。

動圧・	$q = 0 I^2/2$	(6 1)
1/1/1 ,	9 0 0 1	(0.1)

風軸系に対しては、揚力係数と抗力係数、旋回モ ーメント係数、傾斜モーメント係数を次式で与える こととする。

揚力係数:	$C_L=L/qS$	(6.2)
抗力係数:	$C_D=D/qS$	(6.3)
旋回モーメント係数:	$C_{MZ}=M_Z/qSL_h$	(6.4)
傾斜モーメント係数:	$C_{MX}=M_X/qSL_h$	(6.5)

船体軸系に対しては、推進力係数と横力係数、旋 回モーメント係数、傾斜モーメント係数を次式で与 えることとする。

推進力係数:	$C_X = X/qS$	(6.6)
横力係数:	$C_Y = Y q S$	(6.7)
旋回モーメント係数:	$C_N = Mz/qSL_m$	(6.8)
傾斜モーメント係数:	$C_K = Mx/qSL_h$	(6.9)

6.3.4 風洞壁影響補正に関する検討

本模型を風洞計測胴に設置した場合、ブーム等も 含めると、閉塞率が約8%になる。そこで風洞壁影 響の補正¹⁾について検討した。

(1)気流境界影響に対する補正

風洞実験では、模型を有限な気流の中に置いて測 定をおこなう。そのため適当な修正を施して、気流 境界の影響を除き、無限気流中における値に換算す る必要がある。

模型が風洞中央に置かれている場合の補正量は以 下の通りである。

$\Delta \alpha = 57.3 \times \delta (S/C) C_L$	(6.10)
$\Delta C_D = \delta (S/C) C_L^2$	(6.11)

ただし、 $\Delta \alpha$ および ΔC_D は迎角および抵抗係数に加 えるべき補正量で、 δ は気流境界の形式(密閉型か 解放型か、楕円形か矩形か)および翼幅bと計測洞 幅2aとの比から決まる係数、Sは翼面積、Cは計 測洞断面積である。

今回の実験の場合は模型が計測洞床面に置かれているため、計測洞および模型の鏡像を含めて幅 4m、高さ 3m の風洞の中央に幅 1.8m の翼模型が置かれていると考えた。参考文献 1)中の第 20 表(密閉型 矩形断面)より内挿して δ =0.125、また S/C=0.08、 C_L =2.1とすると補正量は以下のとおりとなる。

$$\Delta \alpha = 1.2^{\circ}$$
 (6.12)
 $\Delta C_D = 0.044$ (6.13)

(2) 阻塞効果に対する補正

揚力を持たない物体を気流中に置く場合にも気流 に垂直な物体の断面積Aが気流断面積Cに対して相 当に大きくなると、境界の影響は有効風速に変化を 与え、その結果抗力が密閉型風洞においては増加す る。物体を球と仮定した理論計算によれば、有限気 流中における抗力Dと無限気流中における抗力D_∞ との比は次式で与えられる。

$$\frac{D}{D_{\infty}} = \left\{ 1 + \tau \ \lambda \left(\frac{A}{C}\right)^{\frac{3}{2}} \right\}^2 \left(1 - \eta^2 \frac{A}{C}\right)^{-2}$$
(6.14)

ただし τ は気流境界の形式によって定まる係数、 λ および η は物体の形状(全長/直径)によって定まる係数である。

本実験の場合、完成状態の最大抗力係数時で A/C=0.08、また気流境界影響に関する補正と同様に 鏡像を考え、参考文献 1)中の第 22,23 表より内挿し て τ =0.92、 λ =1.0、 η =0.3 とすると、 D/D_{∞} =1.057 となる。抗力の補正量は 5.4%マイナスということに なり、最大抗力係数 C_D =1.90 とすると ΔC_D =-0.103 である。

また最大揚力係数付近では、A/C=0.06、他の各係数は変わらず $\tau=0.92$ 、 $\lambda=1.0$ 、 $\eta=0.3$ で D/D_{∞} =1.038 となる。補正量は-3.7%であり、抗力係数 $C_{D}=1.20$ とすると $\Delta C_{D}=-0.044$ で、気流境界影響に対する補正とほぼ打ち消し合うことになる。

本実験では、帆の性能を表現する指標として重要 な最大揚力係数付近で抗力係数に関する補正量がほ ぼ0になること、迎角などの角度設定は2.5°を最 小単位で行っていること、全体の計測精度等を考慮 してこれらの補正は行わないこととした。

6.3.5 計測結果

風洞実験では設定変数を変えて展帆状態で170状 態、部分構成状態および縮帆状態で47状態の合計 217状態の計測をおこなった。

Fig.6.6 に各実験の結果の最大揚力係数を横軸に、 各設定値を縦軸にプロットしたものを示した。

実験を行った範囲では、スラット軸/スラット間 距離 L_{ss} 、スラット軸/マスト間距離 L_{s} 、マスト/ ファーラー距離 L_{f} が大きくなると最大揚力係数が 大きくなる傾向があることがわかる。

ここでは展帆状態のうち最も結果の良かった実験 と、帆装船としての性能計算に必要な縮帆状態の計 測結果を Table 6.2 に示す。

(1) 展帆状態

展帆状態で最も成績の良かった設定の迎角に対す る空力特性を Fig.6.7 および Table 6.3 に、*CL*-*CD*図 を Fig.6.8 に、また推進力係数が最大になるように 調整した場合の船体座標系に対する空力特性を Fig.6.9 および Table 6.4 に示す。

本研究で提案する高揚力複合帆を装備した帆装 船の空力特性の推定には最大揚力係数が大きく、し たがって推進力係数も大きい Fig.6.9 および Table 6.4 に示したデータを用いるのが適当と考えられる。 (2) 縮帆状態

縮帆状態の無次元化に際しても、展帆状態との比較を容易にするため、面積やアーム長等の基準値として展帆状態と同じ値を使用した。迎角に対する空力特性を Fig.6.10 および Table 6.5 に、*CL*-*CD*図を Fig.6.11 に示す。また船体座標系に対する空力特性を Fig.6.12 および Table 6.6 に示す。展帆状態では推進力が最大になるように迎角を制御したが、縮帆状態ではブームを船体に固定とした。後述の帆装船性能計算に用いる縮帆時の性能としては、この最も基本的なブーム固定の状態に対応する Fig.6.12 および Table 6.6 に示したデータを用いることとする。

6.3.6 流れの可視化

(1) 可視化の方法および設定条件

高揚力複合帆の可視化実験は、流動パラフィンを 煙発生装置のプローブ先端のヒーターで加熱して発 生した煙を用いておこなった。

帆の設定条件はスラット角 42.5°、硬帆角 22.5°、 ブーム角 2.5°、スラット軸-マスト距離 137.5mm、 ファーラー軸-マスト距離 84mm、スラット-スラッ ト軸隙間 0mm である。また風速は 2m/s である。前 項に示した設定条件とは若干異なるが基本的な流れ のパターンは同一と考えられる。

可視化を行った迎角は揚力の小さい場合の α =15°、揚力係数最大の α =50°、失速後の α =60°、 抗力係数最大の α =100°の4状態である。

(2) 可視化状況の記録

流れの可視化の状況は写真とビデオで記録した。 ビデオは風洞外の上部からと風洞内部の模型斜め横 下流側から同時に撮影し、同期を取った上で再生で きるように編集した。また、模型後流の渦の様子を 観察するために模型横斜め上流側からビデオ撮影を おこなった。

写真の例を Fig. 6.13 と Fig. 6.14 に示す。前者は スラット上部前縁をまわる流れ、後者は軟帆上部後 縁付近をまわる流れを可視化している。いずれも帆 上部後流の強い渦に巻き込まれている様子がわかる。

(3) 可視化の結果

可視化によって明らかになった現象の概要を以下 に述べる。

場力の小さい場合は、各要素とも流れが滑らかで 上面にもしっかり付着している。また、揚力係数は 小さいため、翼端渦は強くない。

最大揚力係数付近ではスラット上面の流れもかろ うじて付着し、硬帆軟帆上面の流れも、スロットか らの吹き出しによってしっかり付着している。帆上 端では各要素それぞれから発生した渦が合流して1 つの強い翼端渦を形成している。ブームが矩形断面 のため、ブーム付近の流れはかなり乱れている。

最大揚力係数の迎角を過ぎると、スラット上面の 流れが剥離する。硬帆上面、軟帆上面の流れは、最 大揚力係数時同様スロットにより付着している。

最大抗力係数時には各要素のほぼ下面から風を受 けるようになり、いずれも大きな抵抗力を発生して いる。硬帆・軟帆の上面はスロットからの吹き出し で、弱いながらも後縁方向への流れが見られ、剥離 渦といったものは見られない。

6.4 性能評価

6.4.1 単独性能

(1) 最大揚力係数

今回の風洞試験で調べた範囲では、スラット角 40°、硬帆角 27.5°、ブーム角 7.5°、スラット軸・ マスト間距離 137.5mm、マスト・ファーラー軸間距 離 84mm、スラット・スラット軸隙間距離 15mm の 状態(上下スラット間をテープで塞いだ状態)で最大 揚力係数 2.15、最大推力係数 2.46 が得られた。

上記6種類の状態変数を様々に変化させて計測を おこなったことにより、高揚力係数を得るためには 以下の点が必要であることがわかった。

1)スラット軸/スラット間距離は離した方がよい。

2)スラット軸/マスト間、マスト/ファーラー間の 距離、硬帆取付角も大きめに採り、スロットを広 めに採ることが効果がある。

3)上下スラット間、硬帆間の隙間を塞ぐことは効果

があるが、その効果は大きいものではない。

4)風速を大きくすると最大揚力係数も大きくなる。 これは帆布およびファーラーの変形によりカン バーが増したものと考えられる。

具体的にまとめると以下のとおりとなる。

- スラット軸/スラット間 Lss は離す(15mm)
- ・ スラット軸/マスト間 Ls も最大(137.5mm)
- ・ マスト/ファーラー距離も最大(*Lf*=84mm)
- ブーム角γは5~7.5°程度。
- ・ 硬帆取付角 µは22.5~27.5°付近
- スラット取付角 ξ は 40~42.5°付近
- 上下スラット間、硬帆間の隙間を塞ぐことは効果があるがその効果は大きいものではない。
- 風速を大きくすると最大揚力係数も大きくなる。
 これは帆布およびファーラーの変形によりカン
 バーが増したものと考えられる。

高揚力を出す設定は、当初考えていたよりもマス トとスラットやファーラーの距離を離すこと、およ び硬帆取り付け角を大きめにすることである。これ らはいずれも、スロットを大きくすることを意味す る。大きめのスロットから帆の上面にたっぷり空気 を流して剥離を防ぐことが高揚力発生のポイントと 考えられる。

これらの構成の特徴としては、スラットおよび硬 帆の後のスロット(隙間)が当初航空機主翼の高揚 力装置からの類推で考えていたよりも大きいことで ある。航空機用では高揚力装置が主翼で支持されか つ離着陸時以外は主翼に収納される必要があるため、 寸法や可動範囲も自ずと制約されているためと考え られる。

(2)推進力係数

次に推進力係数 Cx について検討する。

$$C_{X} = C_{L} \sin \psi - C_{D} \cos \psi = C_{L} \left(\sin \psi - \frac{D}{L} \cos \psi \right) \quad (6.15)$$
$$\tan \theta = \frac{D}{L} \quad (6.16)$$

$$C_{X} = C_{L}\sqrt{1 + \left(\frac{D}{L}\right)^{2}} \left(\sin\psi\cos\theta - \cos\psi\sin\theta\right)$$
$$= C_{L}\sqrt{1 + \left(\frac{D}{L}\right)^{2}} \sin(\psi - \theta)$$
(6.17)

となる。

すなわち C_x の最大値は相対風向角が $\psi = 90^\circ + \theta$ の時得られ、その値は、

$$C_{X\max} = C_{L\max} \sqrt{1 + \left(\frac{D}{L}\right)^2} \tag{6.18}$$

である。

すなわち、L/Dが小さいほど C_{Xmax} の値は大きくなるが、そのときの風向角はより追い風側にずれていくことになる。

また、今回の展帆状態の実験ではほとんどの場合、 風向角がやや追い風の 120°付近で最大推進力係数 が得られている。しかし、帆装船においては、この ような相対風向角を得る機会はそう多くなく、風向 角 90°以下の領域で運行する機会が多いと考えら れる。

このような領域では最大揚力係数の大きさだけで はなく、最大揚力係数を与える迎角までの揚抗比が 小さいことが重要であると考えられる。

今回は最大揚力係数を大きくする、ということを 目標に実験をおこなったが、揚抗比は必ずしも良い とはいえなかった。

一般的に、高揚力は大きな反り(キャンバ)と大き な迎角で流れの剥離を防ぐスラット、スロットなど の組み合わせによって達成される。一方、高揚抗比 の達成には抵抗を抑えたスムースな流れを形成させ ることが必要である。

風向角に応じてスラット角、硬帆角ブーム角、あ るいは軟帆のカンバーなどの設定を変更して運用す ること、さらには帆装装置全体のデザインの洗練化 などが今後の検討課題と言える。

6.5 まとめ

実用的な舶用帆として設計されたクレーン兼用 型の高揚力複合帆の風洞実験を実施した。スラット と硬帆、軟帆の相対位置を6つの状態変数を様々に 変化させながら高い揚力係数を得るべく実験をおこ なった結果、単独の高揚力複合帆として最大揚力係 数2.15、最大推力係数2.46という値が得られた。 この単独性能値は、クレーン兼用の実用型で低縦横 比三角形軟帆を持つ複合帆として、従来型の舶用帆 の性能を超える性能を持つものである。

また、流れの可視化等を含めて、今回得られた幅 広い実験データは実機の詳細設計の際にも有用な資 料となると考えられる。

6章の参考文献

1) 航空評議会: 風洞試験規定 1942 年. 61-67 項

	Full-Scale	Model
Height overall (from	31.3 m	0.939 m
Deck)		
Boom length	26.7 m	0.801 m
Sail height (L _h)	22.3 m	0.669 m
Slat chord length	4.0 m	0.120 m
Chord length of hard sail	5.6 m	0.168 m
Foot length of soft sail	22.3 m	0.669 m
Slat area	88.0 m ²	0.0792
		\mathbf{m}^2
Hard sail area	$123.2 m^2$	0.1109
		\mathbf{m}^2
Soft sail area	$248.7 m^2$	0.2238
		\mathbf{m}^2
Total sail area (S)	$459.9 m^2$	0.4139
		\mathbf{m}^2
Mean chord length (L _m	20.6 m	0.6187
$=S/L_h)$		m
Aspect ratio (=L _h /L _m)	1.08	1.08

 Table 6.1
 Principal dimensions of new hybrid sail.

 Full-Scale
 Model

Table 6.2 Experimental conditions and results.

Condition	Full-sailed	Close-reefed
Test No.	3x2807	43x3103
Slat angle, ξ (deg.)	40	_
Mast-slat distance, Ls(mm)	137.5	137.5
Slat-slat axis distance, Lss(mm)	15	0
Hard sail angle, μ (deg.)	22.5	
Boom angle, γ (deg.)	7.5	0
Furler-mast diatance, Lf(mm)	84	
Wind speed(m/s)	8	15
α (deg.) at CLmax	50	40
CLmax	2.146	0.347
L/D at CLmax	1.782	0.880
Note	Gap	
	between	
	upper and	
	lower slat	
	is covered	
	with tape.	

Table 6.3 Aerodynamic characteristics in full-sailed condition based on attack angle α .

α (d)	CL	CD	CMz	CMx	CMy	L/D
-30	-0.390	0.488	0.116	0.249	0.404	-0.798
-20	-0.247	0.297	0.044	0.168	0.242	-0.831
-10	-0.121	0.178	-0.003	0.091	0.138	-0.679
0	0.108	0.145	-0.102	-0.048	0.111	0.745
10	0.490	0.235	-0.229	-0.312	0.174	2.085
15	0.676	0.309	-0.263	-0.443	0.230	2.189
20	0.892	0.393	-0.299	-0.601	0.290	2.271
25	1.144	0.502	-0.333	-0.786	0.367	2.279
30	1 449	0.645	-0.347	-1.020	0.467	2.248
35	1.702	0.784	-0.346	-1.225	0.571	2.170
37.5	1.791	0.850	-0.345	-1.303	0.621	2.108
40	1.903	0.925	-0.347	-1.398	0.679	2.057
42.5	2.009	0.998	-0.347	-1.489	0.734	2.014
45	2.078	1.065	-0.345	-1.562	0.788	1.950
47.5	2.124	1.134	-0.344	-1.612	0.843	1.873
50	2.146	1.204	-0.345	-1.642	0.899	1.782
52.5	1.950	1.284	-0.350	-1.498	0.959	1.519
55	1.813	1.400	-0.377	-1.361	1.047	1.295
60	1 426	1 496	-0.451	-0.999	1.084	0.953
70	1 1 3 4	1 664	-0.461	-0.794	1.208	0.682
80	0.844	1.833	-0.475	-0.574	1.324	0.460
90	0.474	1.922	-0.511	-0.287	1.366	0.246
100	0.109	1.923	-0.516	-0.022	1.355	0.057
110	-0.234	1.802	-0.500	0.221	1.262	-0.130

Table 6.4 Aerodynamic characteristics in full-sailed condition based on relative wind direction ψ_{\cdot}

$\psi(d)$	CX	CY	CN	CK	α (d)
30	0.172	1.866	-0.346	1.346	35
40	0.527	2.181	-0.347	1.613	42.5
50	0.907	2.152	-0.345	1.607	45
60	1.273	2.044	-0.344	1.536	47.5
70	1.608	1.792	-0.344	1.344	47.5
80	1.904	1.558	-0.345	1.170	50
90	2.146	1.204	-0.345	0.899	50
100	2.322	0.813	-0.345	0.600	50
110	2.428	0.398	-0.345	0.283	50
120	2.460	-0.030	-0.345	-0.043	50
130	2.418	-0.457	-0.345	-0.367	50
140	2.302	-0.870	-0.345	-0.680	50
150	2.119	-0.870	-0.377	-0.655	55
160	2.011	-0.166	-0.475	-0.086	80
170	1.975	-0.133	-0.511	-0.045	90
180	1.923	-0.109	-0.516	-0.022	100

α (d)	CL	CD	CMz	CMx	CMy	L/D
0	0.018	0.087	0.000	-0.017	0.061	0.211
10	0.210	0.147	0.013	-0.156	0.109	1.432
20	0.283	0.230	0.017	-0.208	0.169	1.231
30	0.312	0.308	0.015	-0.228	0.222	1.012
40	0.347	0.394	0.008	-0.253	0.277	0.880
50	0.308	0.462	-0.009	-0.220	0.317	0.667
60	0.236	0.519	-0.016	-0.171	0.359	0.454
70	0.162	0.550	-0.034	-0.105	0.365	0.294
80	0.075	0.571	-0.042	-0.045	0.380	0.131
90	-0.013	0.572	-0.049	0.018	0.383	-0.023
100	-0.106	0.564	-0.062	0.083	0.374	-0.189
110	-0.170	0.511	-0.064	0.130	0.338	-0.332
120	-0.228	0.477	-0.058	0.175	0.322	-0.479
130	-0.296	0.437	-0.044	0.231	0.300	-0.676
140	-0.362	0.377	-0.019	0.288	0.259	-0.962
150	-0.306	0.293	-0.009	0.247	0.217	-1.047
160	-0.255	0.208	-0.004	0.214	0.152	-1.224
170	-0.182	0.130	0.001	0.161	0.088	-1.399
180	0.018	0.085	0.002	0.001	0.052	0.210

Table 6.5 Aerodynamic characteristics in close-reefed condition based on attack angle α .

Table 6.6 Aerodynamic characteristics in close-reefed condition based on relative wind direction $\psi_{\!.}$

$\psi(d)$	C _X	C _Y	C _N	Cκ
0	-0.087	0.018	0.000	0.017
10	-0.108	0.232	0.013	0.173
20	-0.119	0.344	0.017	0.254
30	-0.111	0.424	0.015	0.309
40	-0.079	0.519	0.008	0.372
50	-0.061	0.552	-0.009	0.384
60	-0.056	0.567	-0.016	0.397
70	-0.036	0.572	-0.034	0.379
80	-0.025	0.576	-0.042	0.382
90	-0.013	0.572	-0.049	0.383
100	-0.007	0.574	-0.062	0.383
110	0.015	0.539	-0.064	0.362
120	0.041	0.527	-0.058	0.366
130	0.055	0.525	-0.044	0.379
140	0.056	0.520	-0.019	0.387
150	0.100	0.412	-0.009	0.323
160	0.108	0.310	-0.004	0.253
170	0.097	0.202	0.001	0.174
180	0.085	-0.018	0.002	0.001

Fig. 6.1 New hybrid sail in full-sailed condition.

Fig. 6.2 New hybrid sail in close-reefed condition.

Fig.6.3 New hybrid sail model.

Fig.6.4 Coordinate system and state variables.

Fig.6.5 Relative wind direction and wind attack angle.

Fig.6.6 Relation between maximum lift coefficient and state variables.

Fig.6.7 α -C_L,C_D,C_M diagram in full-sailed condition.

Fig.6.8 $C_{\rm L}\mbox{-}C_{\rm D}$ diagram in full-sailed condition.

Fig.6.9 Aerodynamic characteristics in full-sailed condition.

Fig.6.10 Aerodynamic characteristics in close-reefed condition.

Fig.6.11 $C_{\rm L}\text{-}C_{\rm D}$ diagram in close-reefed condition.

Fig.6.12 Aerodynamic characteristics in close-reefed condition.

Fig. 6.13 Tip vortex separated from an edge of a slat.

Fig. 6.14 Tip vortex separated from an edge of a soft sail.

7. 帆装船用ウェザールーティングシステムの開発 と次世代型帆装船の性能評価

7.1 概要

風という自然エネルギーをより効率的に利用しよ うとする次世代型帆装船の技術開発において高揚力 の帆の開発と並んで重要なのが帆装船に適したウェ ザールーティングシステムの開発である。従来の船 舶に対するウェザールーティングシステムが航行の 障害となる波や風の強い海域を避けるようにルーテ ィングしているのに対して帆装船の場合は風のエネ ルギーを効率的に利用できる海域を航行するための ルーティングであるべき点が異なる。

本章では次世代型帆装船を対象にして気象・海象 データに基づき風を最大限に利用して航海するため のウェザールーティングシステムの開発について述 べる。次世代型帆装船としては前章で述べたクレー ン兼用型の高揚力複合帆を装備したばら積み船を想 定することとする。

まず、対象とする航路と気象および海流データを 含めた海象データについて述べ、次に対象とする船 の船体運動や波浪中抵抗増加等の基本的な性能計算 結果について述べる。ここでは従来のウェザールー ティングシステムのように船の主要目等から船体運 動等の性能を大まかに推測するのではなく詳細な船 体データに基づき性能を計算することとする。次に 風洞実験結果に基づく帆装時の空力特性の推定法に ついて述べ、これと船型データを基に基本的な定常 帆装性能推定結果について述べる。次に、次世代型 帆装船のためのウェザールーティングシステムのア ルゴリズムについて述べる。ここでは従来の等時間 曲線法ではない非線形計画法に基づくスケジュール 一定の最小燃料消費航路等のルーティング手法につ いて述べる。次に、季節毎の計算結果について説明 し、最後に従来型船舶との比較検討を行って、開発 した次世代型帆装船のためのウェザールーティング システムの評価を行う。

7. 2 気象 海象データ

次世代型帆装船用のウェザールーティングシステ ムを開発するにあたり、気象・海象データを準備す る。波、風のデータは気象庁GPV (Grid Point Value:格子点値)を使用し、海流データはパイロ ットチャートを使用する。

7.2.1 対象航路

今回検討を行う航路は東京-サンフランシスコと し、載貨状態は東航、西航とも満載とする。

なお、ウェザールーティングの計算は犬吠埼沖 (35°40′N, 141°E)からサンフランシスコ沖 (38°N, 123°20′W)の間を対象とする。
 検討範囲とその大圏航路をFig. 7-1に示す。

7. 2. 2 GPVデータ

対象航路に従い、航行範囲を(57.5°N~30°N, 140°E~122.5°W)とし、この範囲のGPVデータ を使用する。データの期間は2002年3月から2003 年2月までの1年間である。

(a) 波データ

全球波浪モデル:(範囲:75°N~75°S,格子間 隔:緯度経度各 1.25°)から、有義波高、有義波周 期、卓越波向を用いる。

このデータのうち、00UTC 時における 0、6、 12、18 時間先予測値のデータを連続的に用いて 6 時間間隔の入力データベースを作成する。 (Fig.7-2, Fig.7-3)

(b)風データ

G S M 全球モデル:(範囲:90°N~90°S,格子 間隔:緯度経度各 1.25°)から、平均風速、平均風 向を用いる。

このデータのうち、00UTC, 12UTC における 0、 6 時間先予測値のデータを連続的に用いて 6 時間 間隔の入力データベースを作成する。(Fig.7-3)

7. 2. 3 海流データ

海流はパイロットチャートから流速、流向を読み 取り電子化したものを使用する。このうち電子化す る範囲は(55°N~30°N, 140°E~120°W)とし、格 子間隔は緯度 2.5°、経度 5°とする。また、月別チャ ートのうち4月、7月、10月、1月のものを、それ ぞれ春季、夏季、秋季、冬季の代表値として使用す る。(Fig.7-4)

7.3 船体応答

実海域における船速等の船体応答は、船体に作用 する力・モーメントを推定し、平衡方程式をたて、 解くことにより求める。

7.3.1 船型

船体応答計算を行う船型は 43,200[DWT]型ばら 積み船(BC)で、帆装による船速調整に対応するた め、主機には比較的低負荷の運転が可能なコモンレ ール方式のディーゼル機関を搭載するものとする。

この次世代型帆装 BC の一般配置図を Fig.7.5 に 示す。従来型 BC と次世代型帆装 BC では帆装装置 部のみ異なり、主要目は同一である。主要目と以下 で使用する記号を Table7.1 に示す。

なお、次世代型帆装 BC では、帆及び帆装装置に よる重心の上昇を考慮するが、4,5 章で検討した水 中フィンは設置しない。 また、次世代型帆装 BC では相対風速、相対風向 に応じ縮帆と展帆を行う。次世代型帆装 BC の縮帆 と展帆状態を Fig.7.6-1, Fig.7.6-2 に示す。

7. 3. 2 船体運動。波浪中抵抗增加

波浪中抵抗増加量を推定するため、ストリップ法 により上下揺れ $z = z_a e^{i(\omega_b t - \varepsilon_z)} と縦揺れ \theta = \theta_a e^{i(\omega_b t - \varepsilon_\theta)}$ の周波数応答関数を求める。Fig.7.7, Fig.7.8 にこれ らの周波数応答関数を求める。Fig.7.7, Fig.7.8 にこれ らの周波数応答関数のうちフルード数 $F_n = U/\sqrt{L_{pp}g} = 0.178$ の場合を示す。ここで、 $z_a, \varepsilon_z, \theta_a, \varepsilon_\theta$ はそれぞれ、上下揺振幅と位相差、縦揺 振幅と位相差であり、船と波との出会周波数 ω_e 、時間t、波振幅 ζ_a 、波長 λ 、波数kである。

規則波中平均抵抗増加量 R_{AW} は船体運動による 抵抗増加量と反射波による抵抗増加量の和で表され る。このうち、船体運動による波浪中抵抗増加量は、 上下揺と縦揺の周波数応答関数を用いて丸尾法によ り求め、反射波による抵抗増加量は Faltinsen 法に より求める。ここで、丸尾法の計算は吹出し分布を 藤井・高橋の方法で与えたものである。

なお、帆装船は従来型船舶よりも横揺が減少する ことが知られているが、実用的な観点から波浪中抵 抗増加を推定する場合は縦運動のみを考慮すれば十 分であることが報告 ¹⁾されている。そこで、上述の ように本計算では波浪中抵抗増加のうち船体運動に よる抵抗増加量に関しては上下揺と縦揺のみを考慮 した厳密な理論式で計算を行うこととした。

Fig.7.9 に規則波中平均抵抗増加量の周波数応答 関数のうち $F_n = 0.178$ の場合を示す。

次に、短波頂不規則波中での平均抵抗増加量 $R_{AW} = 8\rho g(B^2/L_{pp})C_{AW}H^2$ の推定は、規則波中平均抵抗 増加の周波数応答関数と波スペクトラム $E(\omega,\alpha;H,T,\chi)$ を用いて次式により求められる。

$$R_{AW}(H,T,\chi;U) = 2 \int_{-\pi}^{\pi} \int_{0}^{\infty} \frac{R_{AW}(\omega,\alpha;U)}{\zeta_{a}^{2}} E(\omega,\alpha;H,T,\chi) d\omega d\alpha$$
(7.1)

ただし、波周波数 ω 、船と波との出会角 α 、重力 加速度g、有義波高H、有義波周期T、波向 χ であ り、 $E(\omega,\alpha;H,T,\chi)$ は波スペクトルで、

$$E(\omega,\alpha;H,T,\chi) = S(\omega;H,T)D(\alpha;\chi)$$
(7.2)

である。ここで、*S*(*a*;*H*,*T*)は周波数スペクトルで、 ISSC(1964 年)スペクトラムを用い、

$$S(\omega; H, T) = \frac{0.11}{2\pi} T \left(\frac{\omega T}{2\pi}\right)^{-5} e^{-0.44 \left(\frac{\omega T}{2\pi}\right)^{-4}}$$
(7.3)

と表現される。また、 $D(\alpha; \chi)$ は方向分布関数で、(7.4) 式に示す光易の表示 (n=2)を用いる。 Γ はガンマ 関数である。

$$D(\alpha;\chi) = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \frac{\Gamma(1+n/2)}{\Gamma(1/2+n/2)} \cos^n(\alpha-\chi)$$
(7.4)

Fig.7.10 に短波頂不規則波中平均抵抗増加係数 $\overline{C_{AW}}$ のうち F_{n} =0.178の場合を示す。

この結果から、短波頂不規則波中の平均抵抗増加 は波周期 9.5[s]、波向 0°に応答のピークが有ること が分かる。

なお、これらの計算に使用したパラメータは以下 である。

(波長船長比:λ/L_{pp}=0.2~4.0(40点)
波と船との出会角:5°間隔(37点)
船速:F_n=0.10, 0.12, 0.14, 0.16, 0.17, 0.178,
0.18(7点)

7. 3. 3 風圧力・モーメント

ここでは帆を付けない従来型 BC に対する風圧 カ・モーメントの推定結果について述べ、帆装時の 風圧力・モーメントについては「7.3.4 帆の空 力特性」で述べることとする。

座標系を Fig.7.11 に示す。*X* が前後力、*Y* が横力、 *N* が回頭モーメント、*K* が傾斜モーメントを表す。 座標系原点高さは喫水位置である。

風圧力・モーメント係数は次式で定義する。

$$\begin{cases} C_x = \frac{X}{0.5\rho_A U_A^2 A_T}, & C_y = \frac{Y}{0.5\rho_A U_A^2 A_L}, \\ C_n = \frac{N}{0.5\rho_A U_A^2 L_{OA} A_L}, & C_k = \frac{K}{0.5\rho_A U_A^2 H_L A_L} \end{cases}$$
(7.5)

ここで、 ρ_A は空気の密度、 U_A は相対風速、 $A_T \ge A_L$ は水面上船体のそれぞれ正面投影面積と側面投影面積、 L_{O4} は船の全長を表す。 H_L は次式で定義される。

$$H_L = A_L / L_{OA} \tag{7.6}$$

風圧力・モーメントの推定には藤原法2)を用いた。

推定結果を Fig.7.12 に示す。ψは相対風向角を表す。 本船は通常のハンディバルカー³⁾と比較してより船 橋部分が高いため傾斜モーメントに関する係数が若 干大きめであるが、他に大きな差は見られない推定 結果となった。

7.3.4 帆の空力特性

前章で述べたクレーン兼用型高揚力複合帆の単独 性能を基に高揚力複合帆を装備したばら積み船の空 力特性を推定した。

船体甲板上に帆を複数配置した場合、帆の角度は 船にとっての推進力が最大になるように調整される。 船体甲板上の帆の性能が単独性能と同じであると仮 定すると、船の推進力を最大とする帆の角度は単独 性能から求められる。しかし、船体甲板上に帆を複 数は位置した場合は帆と帆の干渉および帆と船体の 干渉が存在し、干渉を考慮しないで単独性能を基に 帆の角度を調整して平行に配列すると単独帆の性能 から直接期待される推進力よりも全体としての性能 が低下すること⁴¹は3章で述べた。一方、この干渉 影響による帆の性能低下を減少させる方法として複 数存在する船体甲板上の帆の角度を個々に調整して 傾斜配列とすることで船の推進力を増加させること が可能であること⁴¹63章で述べた。

3 章および6章の結果を基に、クレーン兼用型の 高揚力複合帆を船体甲板上に4本配置した場合の船 全体としての空力特性を次式で推定することとした。

$$\begin{pmatrix}
X = X_{H0} + 4X_{S0} + X_{Si} \\
Y = Y_{H0} + 4Y_{S0} + Y_{Si} \\
N = N_{H0} + 4N_{S0} + Y_{S0} \sum_{k=1}^{4} l_{k} + N_{Si} \\
K = K_{H0} + 4(K_{S0} + hY_{S0}) + K_{Si}
\end{cases}$$
(7.7)

ここで、添字の H0 は帆を除く船体単独、S0 は帆の 単独性能、Si は帆と帆および帆と船体の干渉影響で あることを表す。I_kは4本の帆の前後位置を表す座 標、h は水線から甲板までの高さを表す。I_kとh は いずれも高揚力複合帆の単独性能と複数帆の船体上 の性能を表現する際の座標系および力とモーメント の定義の違いに基づく量である。上式からわかるよ うに帆と帆および帆と船体の干渉影響(添字 Si の 項)は4本の高揚力複合帆を船体上に配置した際の 総合的な干渉力として考慮しており、個々の帆ある いは船体にどの程度の影響が配分されるかを示すも のではない。

帆を除く船体単独に働く力(添字 H0の項)は藤原の方法²⁾を用いて推定した。

帆の単独性能を表す力(添字 S0の項)には Fig.

6.9 のデータを用いた。

干渉影響による力(添字 Si の項)については、3 章 で述べた三角形高揚力複合帆の干渉影響に関する風 洞実験データ(Fig. 3.27)の「With Int. Grad&GW」 から「Without Int」を差し引いて求めることとした。 干渉影響による風圧力(添字 Si の項)を求めた結果を Fig.7.13-1から Fig.7.13-4 に示す。縦軸は無次元値 を表し、無次元化に用いた A_{LS} は単独帆の面積を表 し、1 は船体甲板上から帆の面積中心までの高さを 表す。

以上の手順で、クレーン兼用型の高揚力複合帆を 装備した次世代型帆装船の展帆状態の空力特性推定 結果を Fig.7.14-1 から Fig.7.14-4 に示す。

図中「w/o sail」は Fig.7.12 に示したクレーン付きの従来型 BC の空力特性を表す。帆装展帆時の空力特性としては前述の方法で干渉影響を考慮した推定値(図中「w.int」と記した値)を用いた。縦軸の無次元化に用いた面積および長さはクレーン付きの従来型 BC に対応する値を用いた。

なお、参考のため干渉影響を考慮しない場合の推 定値を「w/o int.」と記して図中に示した。海上技術 安全研究所が実施した次世代帆装船に関する調査報 告書⁵⁾では、本図中で「w/o int.」として示したよう な干渉影響を考慮しない推定値が用いられているこ とに注意する必要がある。

以上が、展帆時の空力特性推定結果である。

縮帆時については干渉影響を考慮せずに船体単 独の推定値に縮帆時の風洞実験データを足しあわせ ることで推定することとした。Fig.7.15-1 から Fig.7.15-4 に縮帆時の空力特性推定結果を示す。こ れらは縮帆した状態でクレーンを定位置に固定する ことを想定して推定した結果である。

なお、縮帆した状態でもクレーンを回転させて風 を推力に利用することが考えられるが本研究ではそ のような状態を対象として考慮しないこととした。

7.3.5 馬力推定

平水中抵抗、自航要素、プロペラ単独特性を考慮 し、推力一致法により馬力推定を行った。その結果 を Fig.7.16 に示す。

主機は MCR の 30%以下の低負荷運転はしないと する。このとき MCR=8,250[kW] より、 0.3MCR=2,450[kW]となり、これは馬力推定結果に より船速 10.65[knot]に相当する。

また、燃料消費量 Λ_E は、馬力推定法により実海域中での*BHP*を求め、**Fig**.7.17の主機燃料消費率曲線の燃料消費率 λ_E 、航行時間 τ を用いて次式で求められる。*i*は区間を表す。

$$\Lambda_E = \sum_i \lambda_{Ei} \cdot BHP_i \cdot \tau_i \tag{7.8}$$

このとき、CO₂ 排出量*C*は、IPCC(気候変動に 関する政府間パネル)により定められたC重油使用 時の排出量係数 **3.21** を用い、

$$C = 3.21 \sum_{i} \lambda_{Ei} \cdot BHP_i \cdot \tau_i \tag{7.9}$$

で求められる。

制動馬力 BHP は、プロペラトルクを Q_P 、伝達効 率を η_r として(7.10)式で表される。

$$BHP = \frac{2\pi n_P Q_P}{\eta_t} \tag{7.10}$$

ここで、プロペラトルク Q_p は、プロペラ効率比 η_r と Fig.7.18 に示すプロペラ単独性能のトルク係数 K_Q を用いて(7.11)式で表される。

$$Q_{p} = \frac{\rho n_{p}^{2} D_{p}^{5}}{\eta_{r}} K_{Q}(J)$$
(7.11)

ここで、トルク係数 *K_Q*は前進係数 *J*を用いて(7.12) 式で関数近似する。

$$K_{Q} \simeq K_{Q0} + K_{Q1}J + K_{Q2}J^{2}$$
 (7.12)

なお、制動馬力の推定には主機関の運転限界である トルクリミットを考慮する。

7. 3. 6 船体応答モデル

(a)平衡方程式

座標系を Fig.7.11 とするとき、前後力 X、横力 Y、回頭モーメント N、傾斜モーメント Kに対する 4元 連立非線形平衡方程式を芳村ら ⁶⁰に倣い、プロペラ 推力 X_p 、波浪中抵抗増加 X_{AW} を加え、次式の通り 作成する。

なお、帆の空力特性は風圧抵抗係数として考慮さ れる。

$$\begin{split} X_{0}'(U) + X_{P}'(U;N_{P}) + X_{A}'(U;U_{t},\gamma) + X_{AW}'(U;H,T,\chi) \\ + X_{\delta\delta}'\delta^{2} &= 0 \end{split}$$

$$Y_{A}'(U;U_{t},\gamma) + \left(Y_{\beta}' - Y_{\delta}'\frac{\gamma_{R}}{1 - w_{R}}\right)\beta + Y_{\phi}'\phi + Y_{\beta\beta\beta}'\beta^{3}$$
$$+Y_{\beta\beta\phi}'\beta^{2}\phi + Y_{\beta\phi\phi}'\beta\phi^{2} + Y_{\phi\phi\phi}'\phi^{3} + Y_{\delta}'\delta = 0$$
$$(7.14)$$
$$N_{A}'(U;U_{t},\gamma) + \left(N_{\beta}' - N_{\delta}'\frac{\gamma_{R}}{1 - w_{R}}\right)\beta + N_{\phi}'\phi + N_{\beta\beta\beta}'\beta^{3}$$
$$+N_{\beta\beta\phi}'\beta^{2}\phi + N_{\beta\phi\phi}'\beta\phi^{2} + N_{\phi\phi\phi}'\phi^{3} + N_{\delta}'\delta = 0$$

$$\beta\beta\phi \mathcal{P} \mathcal{V} + N_{\beta\phi\phi} \mathcal{P} \mathcal{V} + N_{\phi\phi\phi} \mathcal{V} + N_{\delta} \mathcal{V} = 0$$
(7.15)

$$K_{A}'(U;U_{t},\gamma) + K_{\delta}'\left(\delta - \frac{\gamma_{R}}{1 - w_{R}}\beta\right)$$
$$-2C_{B}\frac{B}{d}\frac{\overline{GM}g}{U^{2}}\sin\phi = 0$$
(7.16)

、
$$U: 船速、β: 偏角、 ϕ : 横傾斜角、 δ : 舵角、
 $N_p: プロペラ回転数、U_t: 絶対風速、γ: 絶対風向、
 $H: 波高、T: 波周期、 χ : 波向、
 $(1-w_R): 舵伴流係数、\gamma_R: 整流係数、$
 $C_B: 方形係数、B: 船幅、d: 喫水、$
 $\overline{GM}: 横メタセンター高さ、g: 重力加速度、
 $X_0': 平水中抵抗係数、X_{AW}': 波浪中抵抗増加係数、$
 $X_A', Y_A', N_A', K_A': 風圧抵抗係数、$
下付添字 β, ϕ, δ に関係する係数: 操縦流体力係数、
上付添字 ' は無次元値を表す。$$$$$

なお、無次元化は

$$\begin{cases} X' = \frac{X}{0.5\rho L_{pp}dU^2}, & Y' = \frac{Y}{0.5\rho L_{pp}dU^2} \\ N' = \frac{N}{0.5\rho L_{pp}^2 dU^2}, & K' = \frac{K}{0.5\rho L_{pp}d^2 U^2} \end{cases},$$
(7.17)

とする。

この(7.13)~(7.16)式の平衡方程式で考慮する 力・モーメントの推定を行う。

① 平水中抵抗

平水中抵抗 X₀ は船速 U を用いて(7.18)式で関数 近似される。

$$\frac{X_0}{0.5\rho L_{pp} dU_d^2} \simeq c_1 \left(\frac{U}{U_d}\right) + c_2 \left(\frac{U}{U_d}\right)^2 + c_3 \left(\frac{U}{U_d}\right)^3$$
(7.18)

② プロペラ推力

(664)

プロペラ推力
$$X_p$$
は (1-1)を推力減少係数として、

$$X_{P} = (1-t)\rho n_{P}^{2} D_{P}^{4} K_{T}(J)$$
(7.19)

と表現される。ここで、 $K_T(J)$ はプロペラ単独状態の推力係数であり、前進係数 $J = (1-w_s)U/(n_pD_p)$ を用いて、

$$K_T(J) \simeq K_{T0} + K_{T1}J + K_{T2}J^2 \tag{7.20}$$

と関数近似される。ここで、(1-w_s)は有効伴流係 数である。このプロペラ単独性能を Fig.7.18 に示 す。

③ 舵力・モーメント

舵力・モーメントは以下で表現される。

 $X_{\delta\delta}^{\ \prime} = -(1 - t_R)C_\delta \tag{7.21}$

 $Y_{\delta}' = -(1+a_{H})C_{\delta}$ (7.22)

$$N_{\delta}' = -(x_{R}' + a_{H}x_{H}')C_{\delta}$$
(7.23)

$$K_{\delta}' = (z_{R}' + a_{H} z_{H}')C_{\delta}$$
(7.24)

$$C_{\delta} = \frac{A_R}{L_{pp}d} \frac{6.13\Lambda_R}{2.25 + \Lambda_R} (1 - w_R)^2$$
(7.25)

ここで、 $(1-t_R)$:前後力修正係数、 a_H :船体に作 用する舵の干渉係数、 x_H' 舵直圧力点と重心位置と の無次元前後方向距離、 z_H' :舵直圧力点と重心位 置との無次元上下方向距離、 x_R' :重心と舵重心と の無次元前後方向距離、 z_R' :重心と舵重心との無 次元上下方向距離、 A_R :舵面積、 Λ_R :舵の縦横 比である。

④ 波浪中抵抗增加

波浪中抵抗増加 X_{AW} は、短波頂不規則波中での 平均抵抗増加量を用いて評価することとし、線形 理論により波高 H の 2 乗に比例する関係を利用し、 船速 U を用いて(7.26)式に示す関数近似をする。

$$X_{AW} \simeq 8\rho g \frac{B^2}{L_{pp}} H^2 \left\{ a_0(T,\chi) + a_1(T,\chi) \left(\frac{U}{U_d} \right) + a_2(T,\chi) \left(\frac{U}{U_d} \right)^2 + a_3(T,\chi) \left(\frac{U}{U_d} \right)^3 \right\}$$
(7.26)

ここで、 a_0 、 a_1 、 a_2 、 a_3 はT、 χ により定まる定数であり、その値を Fig.7.19-1 から Fig.7.19-4 に示す。

⑤ 風圧力・モーメント

風圧力・モーメントは風洞試験から求めた相対 風向 ψ に関する風圧力・モーメント係数 C_x 、 C_y 、 C_n 、 C_k を用いて推定する。ただし、 C_k は水面を 回転中心とした計測値のため、 K_A は重心まわりの 値に換算する。

$$X_{A} = 0.5 \rho_{A} A_{T} U_{A}^{2} C_{x}(\psi) \tag{7.27}$$

$$Y_{A} = 0.5 \rho_{A} A_{L} U_{A}^{2} C_{y}(\psi)$$
(7.28)

$$N_{A} = 0.5 \rho_{A} A_{L} L_{OA} U_{A}^{2} C_{n}(\psi)$$
(7.29)

$$K_A = 0.5\rho_A A_L H_L U_A^2 C_k(\psi) + Y_A \left(d - \overline{KG} \right)$$
(7.30)

⑥ 操縦流体力

β、φに関する操縦流体力係数は Table 7.2 に示 す値である。

⑦ 静的復原モーメント
 静的復原モーメントK₀は(7.31)式で表される。

$$K_0 = -\overline{GM}Mg\sin\phi \tag{7.31}$$

なお、これらの計算に用いた自航要素、平水中抵 抗係数、干渉係数の値を Table7.3 に示す。

(b) 船速一定制御時の応答

(a)の平衡方程式において、船速*U*を 14.0[knot]で一定とし、未知数を*N_p*, β, δ, φとして 解く。

風のみが生じている状態で船速一定制御を行ったときの偏角、舵角、横傾斜角、馬力利得を、横軸に相対風向 ψ をとり、絶対風速 U_t をパラメータにして Fig.7.20-1 から Fig.7.20-4 に示す。なお、これらの図中で白抜きの記号は縮帆状態を示す。馬力利得は次式で表される。

Power Gain =
$$\left(1 - \frac{BHP}{BHP_0}\right) \times 100 [\%]$$
 (7.32)

64

なお、実際には主機の運転範囲により馬力利得の上限と下限が制約されるが、ここでは制約されないとして計算している。また、馬力利得が 100%を超える場合はプロペラを逆転させて船速 U を 14.0[knot]に保つ状況になるが、このような運転は現実的でないこと、プロペラ逆転時のプロペラ特性等を力の推定時に考慮する必要があるため、計算を行なっていない。

(c)応答データベース

次世代型帆装船用ウェザールーティングシステム では、 CO_2 排出量削減を目的として航路選定、主機 回転数制御を行う。このため、以下では(a)の平衡 方程式において、未知数を U, β, δ, ϕ として、短期海 象のパラメータである風速、風向、波高、波周期、 波向と船速設定値 U_0 を系統的に変化させて解く。プ ロペラ回転数 N_p は U_0 により定まる。

その結果から、実海域での船速、燃料消費量等の応答データベースを作成する。

このとき、各パラメータの値は以下として、1 隻 あたり 6×7×6×7×7×4=49,392 ケースの応答データ ベースを作成した。

(風速:0,5,10,15,20,25[m/s]
風向:0,30,60,90,120,150,180°
波高:0,2,4,6,8,10[m]
波周期:1.5,3.5,5.5,7.5,9.5,11.5,13.5[s]
波向:0,30,60,90,120,150,180°
船速設定値:12.0,13.0,14.0,14.5[knot]

作成した船速応答から、船速設定値*U*₀を 14.5[knot]としたときの風による船速応答について、 縮帆時をFig.7.21-1に、展帆時をFig.7.21-2に示す。

次世代型帆装 BC では相対風速 22[m/s]以上また は相対風向 30°以下で縮帆するとしており、展帆状 態では大きく増速するものの、縮帆状態では従来型 BC に対し船速が低下することが分かる。また、絶対 風向が 60°~90°の状態では従来型 BC の船速は低下 しているものの、次世代型帆装 BC の展帆状態では船 速が増加しており、次世代型帆装船用ウェザールー ティングにおいて航路選定の自由度が増えることと なる。

同様に船速設定値 U₀を 14.5[knot]としたときの 波による船速応答を波向別に Fig.7.22-1 から Fig.7.22-3 に示す。なお、今回の波浪中抵抗増加量 の推定では波向が 90~180°(追波系)では波浪中 抵抗増加は考慮しない。

次に、風と波が同時に作用したときの船速応答を、 船速設定値 U_0 をパラメータにして Fig.7.23-1 から Fig.7.26-2 に示す。短期海象は向波、絶対風速 15[m/s]、斜追風状態である。この結果から、この短 期海象では従来型BC で船速設定値 U_0 が14.5[knot] の船速応答 (Fig.7.23-1) に対し、次世代型帆装 BC で 船 速 設 定 値 U_0 が 13.0[knot] の 船 速 応 答 (Fig.7.25-2) は、船速設定値が異なるにもかかわ らずほぼ同等の船速特性を示すことが分かる。すな わち、向波の厳しい状況でも風況が良ければ、船速 設定で1.5[knot]の利得が得られる。

このことから、次世代型帆装船用ウェザールーテ ィングシステムにより、風向を上手く捉えた航路選 定により大きな効果が期待される。

7. 4 ウェザールーティングシステム

7.4.1 概要

現状のウェザールーティングでは等時間曲線法を 基に推奨航路の選定が行われている。

この等時間曲線法は到着時間が最短となる航路選 定アルゴリズムであり、必ずしも燃料消費量、CO₂ 排出量が最小となる航路が選定されているわけでは ない。また、従来のウェザールーティングシステム には明確な形では風の影響は含まれておらず、次世 代型帆装船のウェザールーティングを行う場合、風 の影響を適切に考慮したものとする必要がある。

今回のウェザールーティングシステムでは、等時間曲線法に比べ、目的関数、制約条件を容易に導入できる非線形計画法による最適化手法を用い、目的関数を CO2 排出量最小として開発を行った。

7.4.2 最適化手法

最適化計算には、非線形計画法のうち、拡張ラグ ランジュ乗数法を用いる。拡張ラグランジュ乗数法 はペナルティ法の1つであり、収束に時間がかかる ものの、解の探索が比較的安定しているという特徴 がある。

なお、今回の最適化手法は局所最適値を探索する ものであるが、現状では目的関数、制約条件が非線 形の場合に大域的最適値を必ず探索できる手法はな く、得られた CO₂ 排出量が大圏航路での CO₂ 排出 量に比べて十分低減されていれば実用上の観点から 十分である。

(a) 問題設定

設計変数を $\mathbf{x} = (x_1, \cdots x_n)$ とし、不等号及び等号制約 条件

 $\mathbf{g}(\mathbf{x}) \le \mathbf{0}$, $\mathbf{g}(\mathbf{x}) = (g_1(\mathbf{x}), \cdots, g_m(\mathbf{x}))^{\mathrm{T}}$ (7.33)

$$\mathbf{h}(\mathbf{x}) = \mathbf{0}, \quad \mathbf{h}(\mathbf{x}) = \left(h_1(\mathbf{x}), \cdots, h_l(\mathbf{x})\right)^{\perp}$$
(7.34)

のもとで目的関数 $f(\mathbf{x})$ を最小にする。

(b)アルゴリズム

拡張ラグランジュ乗数法のアルゴリズムは以下の

通りである。なお、最適化プログラムの作成には ASNOP システムを利用した。パラメータの設定値 等詳細は文献⁷⁾を参照。

- (S0) $\lambda_0, \mu_0, t_0, r_0$ を与える。 $\lambda_0, t_0, r_0 \ge 0$, k = 0とする。
- (S1) 拡張ラグランジュ関数 $L_{t,r}(\mathbf{x}, \boldsymbol{\lambda}_k, \boldsymbol{\mu}_k)$ を $\mathbf{t}_k, \mathbf{r}_k$ に ついて最小化し、解を \mathbf{x}_k とする。
- (S2) 停止条件を検査する。
- (S3) ラグランジュ乗数の推定値 λ_k, μ_k を更新し、
 λ_{k+1}, μ_{k+1} とする。
- (S4)ペナルティパラメータ $\mathbf{t}_k, \mathbf{r}_k$ を更新し、 $\mathbf{t}_{k+1}, \mathbf{r}_{k+1}$ とする。
- (S5) $k = k + 1 \succeq \cup$, (S1) $k \subseteq V \leq 0$
- 拡張ラグランジュ関数は次式で定義される。

$$L_{t,r}(\mathbf{x}, \boldsymbol{\lambda}, \boldsymbol{\mu}) = f(\mathbf{x}) + \sum_{i=1}^{m} \frac{1}{2t_i} \left(\left[\max\left\{0, \lambda_i + t_i g_i(\mathbf{x})\right\}\right]^2 - \lambda_i^2 \right) \right.$$
$$\left. + \sum_{j=1}^{l} \left\{ \mu_j h_j(\mathbf{x}) + \frac{1}{2} r_j h_j(\mathbf{x})^2 \right\} \right]$$

(7.35)

また、(S1)の最小化には BFGS 公式による準ニュ ートン法を用いる。

7.4.3 目的関数

最適化手法により最小化を行う目的関数は、与え られた航海スケジュールの中での最小 CO₂ 排出量 (最小燃料消費量)とする。

この目的関数の求め方は以下である。

(T0) 航行開始時刻、位置を与える。

- (T1)時刻、位置を与えたときに、遭遇する海象と 海流の流速を「7.2.2 GPVデータ」及 び「7.2.3 海流データ」から求める。
- (T2) 船速設定値を与えたときに、この海象下での 船速を「7.2.6(c)応答データベース」 から求める。
- (T3) この区間の航行距離、航行時間を求め、この ときの燃料消費量、CO2排出量を求める。
- (T4) 最終区間になるまで時刻、区間を進め、(T1) にいく。

最終的に区間毎の CO₂ 排出量の総和をとったものが目的関数となる。

なお、データの補間には自然スプライン関数を用 いている。

7.4.4 設計変数

設計変数は、船位、船速設定値とし、船位は指定 した経度上での緯度を変数とする。 今回の計算では、経度の分割を 7.5°間隔、ただし 中央部のみ 10°とする。このとき、航路は 13 点、12 区間で表現される。

従って、設計変数の数は、出発点、到着点を除き、 緯度変数は11個、船速設定値変数は12個となり、 合計23個となる。

7.4.5 制約条件

制約条件として、以下の4種類の不等号制約条件 を考える。

①境界条件

設計変数の上限、下限を制約する。

緯度変数は、航路となる可能性がある範囲とし、 北緯 30°から北緯 57.5°の範囲とする。

船速設定値 U_0 は、コモンレール方式主機の運転可能範囲の下限である主機負荷 30%に相当する 10.65[knot]から計画船速の 14.5[knot]の範囲とする。

② 緯度変数の移動幅

緯度変数の移動幅を制約する。

経度間隔、航路を考慮して、緯度は直前の通過 緯度から±3°以内の範囲とする。ただし、出発 点、到着点の緯度が35~38°であることから、こ れらを含む区間では±5°と緩和する。

③運航限界

実海域での船速の下限値を制約する。

実海域では波、風により船速が低下するが、船速応答の計算から、船速Uが8.0[knot]以下となる場合には推進軸方向の力の釣合いを保つことが困難であることがわかる。この状態を意識的操船を行う状況と想定し、実海域での船速が8.0[knot]以下となる海域は航行しないとする。

④ 航海時間

スケジュールが規定されない場合、目的関数は 主機を運転せず帆のみで航行する状態が最小と なることが明らかである。このため、区間毎の航 行時間の和で表される航海時間にスケジュール を設定することにより制約する。

設定スケジュールSは

$$S = \frac{(大圈航路長)}{(平均船速)} = \frac{4,333 [NM]}{13.8 [knot]}$$

= 314 [hr] = 13日2時間 (7.36)

とする。ここで、平均船速はチャーターベースの 船速とする。

なお、各区間の航行時間を求めるために使用する各区間での航行距離 D_i は、地球上の2点 $A(L_A, I_A)$ 点、 $B(L_B, I_B)$ 間の最短距離とし、 R_m を

地球の平均半径として(7.37)式で表される。

$$D_{i} = R_{m} \cos^{-1} \left\{ \pm \sin l_{A} \sin l_{B} + \cos l_{A} \cos l_{B} \cos \left(L_{B} - L_{A}\right) \right\}$$
(7.37)

ただし、 I_A , I_B は北緯または南緯での緯度をとり、 両者が同半球の場合、右辺第1番目の符号は+で ある。

7.4.6 次世代型帆装船用ウェザールーティン グシステムのケーススタディ

まず最初に、帆装効果を調べるため、大圏航路上 を従来型 BC と次世代型帆装 BC が同時に航走を始 めた場合の評価を行う。

次に、今回開発した次世代型帆装船用ウェザール ーティングシステムを従来型 BC と次世代型帆装 BC に対し適用し、その効果を調べる。

(1) 大圏航路での評価例

従来型 BC と次世代型帆装 BC の比較を同一条件 で行うため、設計変数である緯度値の他、船速設定 値も計画船速の 14.5[knot]で固定した。

計算は季節毎、東航と西航で行い、航海開始時刻 は東航、西航とも、春季 4 月 4 日 12UTC、夏季 7 月 4 日 12UTC、秋季 10 月 4 日 12UTC、冬季 1 月 4 日 12UTC とした。なお、航海距離は 8024.2[km] である。

大圏航路での遭遇海象及び船速の計算結果を Fig.7.27-1 から Fig.7.30-2 に示す。図中 U, H, T, U_t はそれぞれ、船速、波高、波周期、絶 対風速を表す。また、 χ_r は対船波向、 ψ_r は相対風 向で、船体の左右対称性を利用して $0 \sim 180^\circ$ の範囲 で記載したものである。

また、Table7.4~Table7.5 に大圏航路上を船速設 定値を固定して航行したときの従来型 BC、次世代 型帆装 BC の燃料消費量と CO₂ 排出量をそれぞれ示 す。

このうち、春季東航、冬季東航時における従来型 BC の計算では、最短航路である大圏航路を最大設 定船速で航行しているにも拘わらず航海時間が航海 スケジュールの 314 時間を超過している。この場合 はウェザールーティングによる航路選定が極めて困 難なことが予測される。

(2)次世代型帆装船用ウェザールーティングシス テムによる選定航路

次世代型帆装船用ウェザールーティングシステム を用いて選定航路、船速設定値の配分を算出した。 なお、計算にあたり、航海開始時刻は大圏航路と同 一とした。 東航及び西航での選定航路及び遭遇海象及び船速の計算結果を Fig.7.31-1 から Fig.7.38-2 に示す。

また、**Table7.6~Table7.7** に選定航路における従 来型 BC と次世代型帆装 BC の燃料消費量、CO₂ 排 出量を示す。

次に、Table 7.8 に季節、東航・西航別に従来型 BC に対する次世代型帆装 BC の効果として、燃料 削減量と CO₂ 削減量を示す。これから、春季東航、 夏季西航、秋季東航、冬季東航の効果が高いことが 分かる。

このうち、春季東航、冬季東航時の効果が大きい 理由は、Table7.4 に示す大圏航路の航海時間から分 かるとおり、従来型 BC では航海スケジュールを確 保するのが精一杯のため、船速設定値を下げること ができなかったのに対し、次世代型帆装 BC では風 を利用することで、船速設定値を下げて航行できた ためである。

秋季東航時の効果が大きい理由は、全般的に風向 が向風となり風況が悪いものの、航行4日目に追風 となる機会を上手く捉え増速することで、スケジュ ールに余裕を生じ、その分、船速設定値を下げて航 行できたためである。

夏季は気象・海象が年間を通じて最も穏やかで、 風速も平均的に小さいため、大きな帆装効果は期待 できない。夏季のみ西航時の効果が大きかった理由 は、この状況でも西航時は航海を通じて上手く風を 捉えることができ、量は少ないものの全般的に船速 を増速し、船速設定値を下げて航行できたためであ る。

いずれの場合も、気象・海象を判断し、上手く風 を捉えられるように船速設定値、航路を選定してお り、帆装の効果を利用してスケジュールに余裕を生 じた分を主機出力の低減に充てることで燃料消費量、 CO2 排出量の削減を行っている。

なお、今回の計算ではチャーターベースの船速を 用いて航海スケジュールを 314 時間と設定したが、 この場合、計画船速の 14.5[knot]で 314 時間航行し ても 4,553[NM]であり、大圏航路の 4,333[NM]に対 して 220[NM] (5%) しか増加が許容されない。こ のため、航海距離が大幅に増加する南回り航路が選 定されることはなかったが、スケジュールの余裕と 遭遇海象によっては南回り航路が選定される可能性 もある。

7.5 効果の評価と今後への課題

7.5.1 効果の評価

従来のウェザールーティングが最短時間航行を目 的に航路選定を行い、航海時間の短縮を図っている のに対し、次世代型ウェザールーティングでは最小 CO2 排出量を目的に航路選定、設定船速の配分を行 っている。このため、最適化を行っている目的が異 なる両者を単純に比較することはできない。

「7.4.6 次世代型帆装船用ウェザールーティ ングシステムのケーススタディ」に示した結果は計 算毎に航海時間が異なるため、このままでは同一条 件での比較はできない。このため、航海時間が同一 になるように以下に示す修正を行い、CO₂削減効果 の評価を行う。

主機出力 *BHP* が船速*U*の 3 乗に比例すると仮定 すると、CO₂ 排出量*C*は、τを航海時間、αを比例 定数として、(7.38)式で表すことができる。

$$C = 3.21\lambda \cdot BHP \cdot \tau = a\tau^{-2} \tag{7.38}$$

このとき、航海時間が τ_0 での CO₂ 排出量を C_0 、 航海時間を τ に修正したときのCO₂ 排出量をCとし、 両者で燃料消費率 λ の変化は小さいものとすると、

$$C = C_0 \left(\frac{\tau_0}{\tau}\right)^2 \tag{7.39}$$

となり、航海時間を τ に修正した場合の評価ができる。

Table 7.9 に大圏航路を船速設定値 U_0 が 14.5[knot]で一定(主機回転数一定)で航行した場合と、次世代型帆装 BCの選定航路での航海時間 314.4[hr]を用いて、従来型 BCの選定航路での CO_2 排出量の修正を行った結果を示す。この値を用いて 高揚力複合帆、次世代型帆装船用ウェザールーティ ングシステムの評価を行った結果を Table 7.10 に示 す。

最初に、次世代型帆装船用ウェザールーティング システムの効果の評価は、従来型 BC に対して行い、 大圏航路を航行した場合と次世代型帆装船用ウェザ ールーティングシステムを使用した場合とを比較す ることで行う。その結果、次世代型帆装船用ウェザ ールーティングシステムの効果は Table7.9 の値を 用いて 6.5%となる。ただし、大圏航路を航行した場 合の航海時間は設定スケジュール通りにはならず、 比較する両者で航海時間が異なることから、この時 間短縮分が経済性、環境影響に与える影響を別途評 価する必要がある。

次に、高揚力複合帆の効果の評価は、従来型 BC と次世代型帆装 BC に対し次世代型帆装船用ウェザ ールーティングシステムを使用した場合を比較する ことで行う。その結果、高揚力複合帆の効果は 11.7% になる。

以上から、次世代型帆装船用ウェザールーティン

グシステムと高揚力複合帆との総合効果は、上記 11.7%と 6.5%を組み合わせて行うことができ、 $\{1-(1-11.7/100) \times (1-6.5/100)\} \times 100 = 17.4\%$ となる。 ただし、この場合も、比較した両者で航海時間が異 なることから、その時間短縮効果が経済性や環境負 荷に与える影響を別途検討する必要がある。

7.5.2 船体動揺(カーゴへの影響)と帆装船 一般に帆装船の運航では横傾斜(ヒール)を生じ るものの、一方で、帆に働く力が横揺(ローリング) に対する抑制力として作用し、従来型船舶に対して 横揺が抑えられることが挙げられる。

横揺が抑えられることにより、貨物に働く加速度 も緩和され、荷崩れ等の影響も減少することが期待 される。

7.5.3 CO₂排出量と環境へのインパクト

船舶からの CO₂ 排出量の評価は建造から解撤ま でを考慮したライフサイクルアセスメントにより行 われる。一例として 87,000[DWT]タンカーについて 検討した結果が報告⁸⁾されており、それによると運 航が占める割合は 98.4%であり、さらにこのうち主 機の運転によるものは 82%になることが示されて いる。

今回開発した次世代型帆装船用ウェザールーティ ングシステムは、現状と同等の運航サービスを保つ ためスケジュールを設定し、その中で帆による推力 を上手く利用できるよう航路選定、船速調整を行う とともに、帆により得られた推力を利用して主機出 力を下げた運航を行う手法である。これは CO₂ 排出 量の主要因である主機の運転を対象とした方法であ ることから、CO₂ 排出量低減に有効な方法と考えら れる。

7.6 まとめ

CO2 削減を目的とした次世代型帆装船用ウェザー ルーティングシステムの開発を行い、ケーススタデ ィにより、その CO2 削減効果を定量的に示した。

この次世代型帆装船用ウェザールーティングシス テムの特徴は、航路選定機能及び船速調整機能を有 し CO2 削減を行うことができること、スケジュール や運航限界等の制約条件を容易に付加することがで きること、船速調整機能により定時性を確保できる ことにある。

また、東京-サンフランシスコ航路におけるクレ ーン兼用型の高揚力複合帆を装備したばら積み船を 対象に検討を行った結果、今回開発した次世代型帆 装船用ウェザールーティングシステムの CO₂ 削減 効果は高く、さらに高揚力複合帆を組み合わせるこ とで CO₂ 削減効果は 17.4%となり、地球温暖化ガス 排出削減の有効な手段となることが明らかとなった。

7章の参考文献

- 1)丸尾孟,岩瀬和夫:斜波における抵抗増加の計算, 日本造船学会論文集,第147号(1980). PP.79-84
- 2)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(1998), pp.77-90.
- 3)FUJIWARA T., UENO M., NIMURA T.: An Estimation Method of Wind Forces and Moments Acting on Ships, Proceedings of Mini Symposium on Prediction of Ship Manoeuvring Performance, The Society of Naval Architects of Japan (2001), pp.83-92.
- 4)FUJIWARA T., KITAMURA F., UENO M., MINAMI Y.: Hybrid-sail – Hull and Sail – Sail Interaction Effects for an Ocean-going Sailing Ship, Proceedings of ISOPE 2004, International Society of Offshore and Polar Engineering Conference (2004), pp.351-358.
- 5)(株)日本海洋科学:「自然エネルギー利用型」次 世代外航商船調査報告書(2002).
- 6)芳村康男,田辺穰,大杉勇,雨宮伊作,多々納久 義:大型練習帆船の帆走性能の推定,日本航海学 会論文集,第84号(1990),pp.19-27.
- 7)ASNOP 研究会編:パソコン FORTRAN 版非線形 最適化プログラミング,日刊工業新聞社(1991).
- 8)木原洸:船舶への LCA 適用に関する研究,平成 13年度(第1回)海上技術安全研究所講演会講演集 (2001), pp.3-18.

Table7.1 Principal dimensions of the novel sail assisted BC.

Item	Dimens	ion
Length overall (L_{OA})	187.4	[m]
Length of ship between perpendiculars (L_{pp})	180.0	[m]
Breadth (B)	32.26	[m]
Draught (<i>d</i>)	10.7	[m]
Designed speed (U_d)	14.5	[kt]
Block coefficient (C_B)	0.8146	
Metacentric height (\overline{GM})	3.29	[m]
Height of center of gravity (<i>KG</i>)	10.19	[m]
Transverse projected area (A_T)	555.3	[m ²]
Lateral projected area (A_L)	2138.7	$[m^2]$
Rudder area (A_R)	35.7	$[m^2]$
Aspect ratio of rudder (Λ_R)	1.689	
Propeller diameter (D_p)	6.0	[m]

Table7.2 Hydrodynamic derivatives.

Y_{β}'	0.3912	N_{β}'	0.1189
Y_{ϕ}'	0.0730	N_{ϕ}	-0.0501
$Y_{\beta\beta\beta}$	0.6534	$N_{\beta\beta\beta}'$	0.0071
$Y_{\beta\beta\phi}'$	0.0227	$N_{\beta\beta\phi}'$	-0.0170
$Y_{\beta\phi\phi}'$	-0.2445	$N_{\beta\phi\phi}'$	-0.1392
$Y_{\phi\phi\phi}'$	0.3651	$N_{\phi\phi\phi}'$	-0.0852

Table7.3 Self-propulsion factors, resistance coefficients and interaction factors.

	coefficients and interaction factors.				
$1 - w_S$	$1 - w_S$ 0.623		0.624		
1- <i>t</i> 0.784		$1-t_R$	0.780		
η_r	1.033	γ_R	0.450		
c_1	1.85×10^{-3}	a_{H}	0.813		
<i>C</i> ₂	5.69 $\times 10^{-3}$	x_{H}'	0.467		
<i>c</i> ₃	2.33 $\times 10^{-3}$	z_{H}^{\prime}	0.600		

従来型 BC		燃料消費量 [t]	CO ₂ 排出量 [t]	航海時間 [hr]	平均船速 [knot]
去禾	東航	347.4	1114.7	323.5	13.4
本于	西航	310.0	994.9	296.1	14.6
百禾	東航	326.3	1047.2	312.8	13.9
及子	西航	312.5	1002.8	298.3	14.5
动委	東航	323.5	1038.0	309.8	14.0
秋手	西航	327.1	1049.8	306.2	14.2
友委	東航	333.0	1068.5	315.2	13.7
~~ ` +	西航	326.4	1047.5	305.5	14.2
平均		325.8	1045.4	308.4	14.1

Table7.4 Fuel oil consumption and CO₂ emission on the great circle route (conventional BC).

Table7.5 Fuel oil consumption and CO₂ emission on the great circle route (novel sail assisted BC).

次世代型帆装 BC		燃料消費量 [t]	CO ₂ 排出量 [t]	航海時間 [hr]	平均船速 [knot]
去香	東航	322.0	1033.3	309.5	14.0
本于	西航	304.8	978.2	293.3	14.8
百禾	東航	324.4	1041.0	310.3	14.0
友子	西航	305.4	980.2	293.9	14.7
秋香	東航	314.6	1010.0	304.9	14.2
小八子	西航	313.2	1005.0	298.5	14.5
反忎	東航	325.0	1043.1	310.8	13.9
~于	西航	305.1	979.1	293.5	14.8
平均		314.3	1008.7	301.9	14.4

Table 7.6 Fuel oil consumption and CO_2 emission on the selected route (conventional BC).

従来型 BC		燃料消費量 [t]	CO ₂ 排出量 [t]	航海時間 [hr]	航海距離 [km]	平均船速 [knot]
去香	東航	336.8	1080.8	320.9	8219.5	13.8
小子	西航	308.1	988.8	314.3	8362.6	14.4
百禾	東航	295.4	948.0	314.6	8051.6	13.8
发子	西航	287.9	923.9	314.0	8214.1	14.1
私本	東航	307.8	987.7	314.7	8087.6	13.9
似乎	西航	264.3	848.2	314.3	8126.0	14.0
友委	東航	332.1	1065.8	314.5	8077.3	13.9
令子	西航	290.0	929.2	314.3	8122.7	14.0
平均		302.8	971.6	315.2	8157.7	14.0

Table7.7 Fuel oil consumption and CO₂ emission on the selected route (novel sail assisted BC).

次世代型帆装 BC		燃料消費量 [t]	CO ₂ 排出量 [t]	航海時間 [hr]	航海距離 [km]	平均船速 [knot]
去香	東航	282.6	906.8	314.5	8097.1	13.9
小子	西航	257.6	826.5	314.0	8150.8	14.0
百禾	東航	292.3	937.8	314.4	8066.4	13.9
及于	西航	243.8	782.2	314.4	8073.6	13.9
孙岙	東航	260.7	836.6	314.4	8086.1	13.9
秋手	西航	255.9	821.1	314.3	8163.3	14.0
友忝	東航	286.1	918.1	314.5	8124.0	13.9
冬手	西航	272.8	875.4	314.6	8092.5	13.9
平均		269.0	863.1	314.4	8106.7	13.9

選定航路		燃料削減量 「t]	CO ₂ 削減量 [t]	
志禾	東航	54.2	174.0	
个子	西航	50.6	162.3	
百禾	東航	3.1	10.2	
友子	西航	44.1	141.7	
孙杰	東航	47.1	151.1	
小子	西航	8.4	27.1	
欠禾	東航	46.0	147.7	
《中	西航	17.2	53.8	

Table 7.8 Effect of the novel sail assisted BC against the conventional BC.

Table 7.9 Average CO₂ emission and passage time.

航路	計算条件	従来型 BC	次世代型帆装 BC
大圈航路	船速設定值 14.5[knot] 一定	1045.4[t](C ₀)	1008.7[t](S ₀)
八個加西	(主機回転数一定)	(308.4[hr])	(301.8[hr])
選定航路	航海時間 314.4[hr] 換算時	977.9[t](<i>C_s</i>)	863.1[t](<i>S_s</i>)

Table 7.10 Effect of the development item on CO_2 reduction.

項目	算定式	効果	備考
高揚力複合帆の効果	$1 - S_s / C_s$	11.7%	選定航路、同一航海時間を想定
次世代型帆装船用 WR システムの 効果	$1 - C_s / C_0$	6.5%	航海時間の違いを別途評価する必要有り
高揚力複合帆と次世代型帆装船用 WRシステムによる総合効果	$1 - S_s / C_0$	17.4%	航海時間の違いを別途評価する必要有り

Fig.7.1 Examined region of weather data.

Fig.7.2 Examples of GPV data; left: significant wave height and right: significant wave period (from 2002.5.10 to 11; every 6 hours)


Fig.7.3 Examples of GPV data; left: peak wave direction and right: mean wind speed and wind direction (from 2002.5.10 to 11; every 6 hours)



Fig.7.4 Seasonal ocean current data; from top to bottom: spring, summer, autumn and winter.



Fig.7.5 General arrangement of the novel sail assisted BC.



Fig.7.6-1 Folded sail condition of the novel sail assisted BC.



Fig.7.6-2 Full sail condition of the novel sail assisted BC.







Fig.7.8 Response amplitude operator of pitch motion (upper; amplitude, lower; phase).



Fig.7.9 Response amplitude operator of added resistance in regular waves.



Fig.7.11 Coordinate system.



Fig.7.12 Wind force coefficients of conventional BC.



Fig. 7.13-1 Interaction effect (longitudinal force).



Fig.7.13-3 Interaction effect (yaw moment).

Fig.7.13-2 Interaction effect (lateral force).



Fig.7.13-4 Interaction effect (heel moment).







Fig.7.14-2 Wind force coefficient at full sail condition (lateral force).



Fig.7.14-3 Wind moment coefficient at full sail condition (yaw moment).



Fig.7.14-4 Wind moment coefficient at full sail condition (heel moment).



Fig.7.15-1 Wind force coefficient at folded sail condition (longitudinal force).



2.50

Fig.7.15-2 Wind force coefficient at folded sail condition (lateral force).



Fig.7.15-3 Wind moment coefficient at folded sail condition (yaw moment).



Fig.7.15-4 Wind moment coefficient at folded sail condition (heel moment).







Fig.7.17 Fuel oil consumption rate.



Fig.7.18 Propeller open chart.







Fig.7.19-2 Coefficient of added resistance in short crested irregular waves (a_1) .





Fig.7.19-3 Coefficient of added resistance in short crested irregular waves (a_2).

Fig.7.19-4 Coefficient of added resistance in short crested irregular waves (a_3) .



Fig.7.20-1 Drift angle (*U* =14.0[knot]).



Fig.7.20-2 Rudder angle (*U* =14.0[knot]).



Fig.7.20-3 Heel angle (*U* =14.0[knot]).



Fig.7.20-4 Power gain (*U* =14.0[knot]).



Fig.7.21-1 Ship speed in winds (conventional BC).



Fig.7.21-2 Ship speed in winds (novel sail assisted BC).



















Fig.7.23-2 Ship speed in winds and waves $(U_0 = 14.5 \text{[knot]}; \text{ novel sail assisted BC}).$



Fig.7.24-2 Ship speed in winds and waves $(U_0 = 14.0 [\text{knot}]; \text{ novel sail assisted BC}).$







Fig.7.26-1 Ship speed in winds and waves $(U_0 = 12.0 [\text{knot}]; \text{ conventional BC}).$



Fig.7.25-2 Ship speed in winds and waves $(U_0 = 13.0 [\text{knot}]; \text{ novel sail assisted BC}).$



Fig.7.26-2 Ship speed in winds and waves $(U_0 = 12.0 \text{[knot]}; \text{ novel sail assisted BC}).$



Fig.7.27-1 Ship speed and weather on the great circle route of east bound (spring).



Fig.7.28-1 Ship speed and weather on the great circle route of east bound (summer).



Fig.7.27-2 Ship speed and weather on the great circle route of west bound (spring).



Fig.7.28-2 Ship speed and weather on the great circle route of west bound (summer).



Fig.7.29-1 Ship speed and weather on the great circle route of east bound (autumn).



Fig.7.30-1 Ship speed and weather on the great circle route of east bound (winter).



Fig.7.29-2 Ship speed and weather on the great circle route of west bound (autumn).



Fig.7.30-2 Ship speed and weather on the great circle route of west bound (winter).



great circle route ------





great circle route -----

Fig.7.31-2 Selected route of spring (west bound).



 Fig.7.32-1 Ship speed and weather on the selected route of east bound (spring).
 Fig.7.32-2 Ship speed and weather on the selected route of west bound (spring).







novel sail assisted BC, - conventional BC selected route by

great circle route -----

Fig.7.33-1 Selected route of summer (east bound).



great circle route -----

Fig.7.33-2 Selected route of summer (west bound)



route of east bound (summer).

conventional BC



--

[m] H

U [knot]

Selected

Fig.7.35-2



selected route by _____ novel sail assisted BC, _____ conventional BC great circle route

route

of

autumn

(west

great circle route ------









Fig.7.36-1 Ship speed and weather on the selected route of east bound (autumn).





great circle route -----Fig.7.37-1



selected route by

great circle route -----



route of east bound (winter).



novel sail assisted BC, -

- - conventional BC

bound).

18

16

8. 結言

地球環境保護のための CO₂ 排出量削減手段の 1つとして開発が進められている次世代型帆装 船に関する基礎研究を実施した。

スラットと硬帆、軟帆から構成される高揚力複 合帆に関して、それぞれの形状や構成、設置状況 によってどのように特性が変化するかを詳細に 風洞実験によって調べ、揚力係数の大きい高揚力 複合帆の条件を探った。その結果、単独状態で最 大揚力係数 2.58、推進力係数 2.73 という高い値 を持つ縦横比 2.63 の矩形型複合帆の開発に成功 した。

矩形および三角形の高揚力複合帆について、帆 と帆および帆と船体との干渉影響を風洞実験に よって調査した。その結果、単独で最大推進力を 発生する角度に平行に帆を配置した場合、干渉影 響によって約25%程度の性能低下が認められる ことが明らかになった。その一方で、推進力を最 大にするように複数の帆を配置する傾斜配列に よって性能低下を約18%にまで抑えることがで きることを示した。

次世代型帆装船の水面下の特性を帆走に適し たものにするための水中フィンに関する水槽実 験を実施した。水中フィンの面積や取り付け位置 を変数として水中フィンの流体力特性推定式を 求めた。横傾斜状態も含めて本推定式によって水 中フィンの効果を推定することが可能となった。

水中フィンの効果を定常帆走性能解析によっ て検討した。その結果、水中フィンは小さな面積 で大きな横力を発生し、前後方向圧力中心位置を 後方に移動させる効果が望めるため、水中フィン は帆走にとって有効な手段となり得ることを明 らかにした。

実用的な高揚力複合帆として、クレーン兼用型 の高揚力複合帆を設計し、風洞模型実験によって その性能を確認した。スラットと硬帆、軟帆の相 対位置関係を様々に変化させて調べた結果、クレ ーンをブームとして使う実用型の高揚力複合帆 でも最大揚力係数 2.15、最大推進力係数 2.46 を 示す空力特性を持つことを示した。また、煙によ る可視化実験によってクレーン兼用型の高揚力 複合帆周りの流れを明らかにした。

非線形計画法を用いて次世代型帆装船のため のウェザールーティングシステムを開発した。こ のウェザールーティングシステムの特徴は、航路 選定機能と船速調整機能によって航海時間一定 の条件の下での最小 CO₂ 排出航路、すなわち最 小燃料消費航路を選定できることにある。運航限 界等の制約条件も容易に付加することができる このウェザールーティングシステムによって定 時性の確保も期待できる。

東京- サンフランシスコ航路においてクレー ン兼用型の高揚力複合帆を装備したばら積み船 を対象に航路計算をおこない、次世代型帆走商船 の性能評価をおこなった。その結果、CO₂排出量 の低減効果はクレーン兼用型の高揚力複合帆に ついては11.7%、次世代型帆装船用ウェザールー ティングシステムについては6.5%、これらの総 合効果としては17.4%となることを明らかにし た。

本研究では、帆と船体およびウェザールーティ ングといういわゆるハードウェアおよびソフト ウェアの両面から次世代型帆装船開発のための 基礎研究に取り組んだ。最終的な評価では17.4% という CO₂ 削減効果が期待できることを示した が、今後は実用化に向けての運用面や製作費用低 減等の課題に取り組む必要があると考えられる。

謝辞

本研究の一部は(独)鉄道建設・運輸施設整備支 援機構の助成を受けた(社)日本造船研究協会「次 世代型帆装船の研究開発」の一部として実施した ものです。関係各位に厚くお礼申し上げます。

発表論文等一覧

- 1. FUJIWARA T. et al., On Aerodynamic Characteristics of a Hybrid-Sail with Square Soft Sail, Proceedings of The Thirteenth International Offshore and Polar Engineering Conference, 2003.
- 2. MINAMI Y. et al., Investigation into Underwater Fin Arrangement Effect on Steady Sailing Characteristics of a Sail Assisted Ship, Proceedings of The Thirteenth International Offshore and Polar Engineering Conference, 2003.
- 藤原敏文ほか,帆装船用複合帆の空力特性, 第3回海上技術安全研究所研究発表会講演集, 2003. pp.141-146
- 4. 二村正ほか, 帆走用水中フィンを装着した船 体に働く流体力の推定, 第3回海上技術安全 研究所研究発表会講演集, 2003. PP.147-152
- 5. 南佳成ほか, 帆装船のシミュレーションにつ いて, 第3回海上技術安全研究所研究発表会 講演集, 2003. pp.153-158
- 6. FUJIWARA T. et al., On Development of High Performance Sails for an Oceangoing

Sailing Ship, 船舶シミュレーションと船の 操縦性に関する国際会議講演論文集 (MARSIM), 2003.

- MINAMI Y. et al., Comparison of Underwater Fin Arrangement Effect on Performances of a Sail-assisted Merchant Ship in North Pacific Seaways, 船舶シミュ レーションと船の操縦性に関する国際会議 講演論文集 (MARSIM), 2003.
- 8. 上野道雄, 帆装商船, 日本造船学会誌テクノ マリン, 2004. pp.41-44
- 9. FUJIWARA T. et al., Effect of Interaction between Hybrid-sails and the Hull on an Oceangoing Sailing Ship, Proceedings of The Fourteenth International Offshore and Polar Engineering Conference, 2004.
- 10. 上野道雄ほか,次世代型帆装商船の基礎研究, 日本マリンエンジニアリング学会学術講演 会講演集,2004.
- 11. 北村文俊ほか,次世代型帆装船のための高揚 力複合帆の風洞実験,第4回海上技術安全研 究所研究発表会講演集,2004.pp.203-206

- 辻本勝ほか,次世代型帆装船用ウェザールー ティングシステムの開発,第4回海上技術安 全研究所研究発表会講演集,2004. pp.207-210
- 13. 辻本勝ほか,次世代型帆装船用ウェザールー ティングシステムの開発とその評価, 関西造 船協会論文集, 第242 号, 2004.
- 14. UENO M. et al., Fundamental Research for Development of an Advanced Sail-assisted Ship, Proceedings of Oceans and Techno Ocean 2004, 2004. pp.1102-1109
- 15. 上野道雄ほか,次世代型帆装船の基礎研究, 日本マリンエンジニアリング学会誌(予定).
- FUJIWARA T. et al., Sail Sail and Sail Hull Interaction Effects of Hybrid-sail Assisted Bulk Carrier, Journal of Marine Science and Technology, The Society of Naval Architects of Japan (予定).
- 17. FUJIWARA T. et al., Steady Sailing Performance of a Hybrid-sail Assisted Bulk Carrier, Journal of Marine Science and Technology, The Society of Naval Architects of Japan (予定).