

高効率船舶の基盤技術の開発

佐々木 紀幸*、平田 信行**、辻本 勝***、久米 健一**

Development of Basic Design Tools for High Performance Ships

by

Noriyuki SASAKI, Nobuyuki HIRATA, Masaru TSUJIMOTO
and Kenichi KUME

Abstract

Speed of research and development is the most important factor of realization of a new concept by which an innovative ship will be created. As can be seen in a new project such as ZEUS (Zero Emission Ultimate Ship) of NMRI, green ship technology has a high priority for the innovative ships. There are a lot of design tools for this purpose, however, it seems that the total system by which we can evaluate the ship performance from the beginning to the end of the design stage is difficult to find in the world. In this paper, the basic design tools are introduced.

The first design tool, HOPE LIGHT, is a hull optimization program for economy. The design tool is aimed to find the best hull dimensions in actual sea conditions and it can evaluate not only propulsive performance but also maneuvering and seakeeping performance. Moreover, the HOPE LIGHT has a function of prediction of performance of unconventional hull form such as a twin skeg hull type ship.

The second design tool is a full grid generator, HEXPRESS. After reviewing by the HOPE LIGHT, the principal dimensions of the vessel can be fixed and detailed hull form will be needed in the next subject. The HEXPRESS is used at those design stages.

The last design tool is a weather adaptive navigation system, that is WAN, which can provide optimum routing and optimum engine revolution under constraint of ship schedule. The solution of the tool is a minimum ship fuel consumption subjected to an arrival on schedule. Seakeeping criteria, i.e. deck wetness, bottom slamming, propeller emergence and vertical acceleration, are selected as constraints for calculating the optimum solutions. Based on the simulations, the influences of seakeeping criteria on the optimized route are discussed in this paper.

* 研究統括主幹、** 流体設計系、*** 流体性能評価系

原稿受付 平成22年 7月28日

審査済 平成22年 9月15日

目 次

1. まえがき	2
2. 要目最適化プログラム (HOPE LIGHT) の開発	2
2.1 プログラムの概要	2
2.2 通常船型の性能推定法	3
2.3 ツインステグ船型の性能推定法	5
2.4 ユーザーカスタマイズ機能	5
2.5 試算例	6
2.6 まとめ	7
3. 格子生成システムの開発	7
3.1 NAPAとHEXPRESSの導入	8
3.2 試算例	8
3.3 まとめ	12
4. 海象適応航法システム (WAN) の開発	12
4.1 対象船・対象航路	12
4.2 海象予測データ	13
4.3 性能推定	14
4.4 最適化手法	17
4.5 シミュレーション結果	17
4.6 まとめ	19
5. あとがき	21
謝辞	21

1. まえがき

高効率物流を支援する高効率な船舶を高精度に計画し設計するには、以下の3つの基盤技術が必要となる。

- ・最適船型主要目の早期決定に資する基盤技術
- ・要目決定後の最適船体形状設計 CAD(コンピュータ支援設計)技術
- ・建造後の最適運航支援に対する基盤技術

最適船型主要目の早期決定は、船の計画の最上流位置に相当し、特に革新的な船型の開発に対して重要な技術である。要目決定後の船体形状決定技術は、プロペラや舵を含め既存データの有効活用が必要不可欠であり、性能・強度・機器配置など総合的な視点で形状が決定される。CFD(計算流体力学)による船体形状の最適化もこの一連の検討プロセスの中にある。建造後の最適運航支援システムは、採算性を予測する意味でも重要な技術であり、今後の利用展開が期待されることである。以下、これらの基盤技術の開発について詳述する。

2. 要目最適化プログラム (HOPE LIGHT) の開発

実海域における船の性能推定は、船の設計の中で根幹を成す部分である。船の設計は、多くの理論的な検討や実験的なデータベースの利用により、実績のある船型の延長上であれば迅速かつ正確に設計できる。一方、石油資源の枯渇や温室効果ガスの排出規制など、船を取り巻く環境は大きく変化しつつあり、このような中では、実海域における船の性能推定とその探索範囲は、従来よりも格段に広げて行かなければならないことは言うまでもない。船型要目最適化プログラム(HOPE)は、設計の上流段階において、推進性能・操縦性能および耐航性能を同時に検討し、最適なプロペラ・舵を含めた船体要目を最適化できる。

この度、HOPEをMicrosoft Excel™上で使用できるようにし、入出力を各段に容易にしたHOPE LIGHTを開発、さらにユーザーカスタマイズ機能や風波中馬力曲線生成機能を追加し、また計算対象船種としてツインステグ型2軸船も含まれたことにより、新船型開発に有用な設計支援ツールとしての機能を向上させた。

2.1 プログラムの概要

2.1.1 開発の経緯

新船型開発の動機としては、造船所なら航路・港湾条件の変化に対応するためや、新たな顧客獲得を目指した市場開拓のため等が考えられ、船主なら物流動向を見据えた船型変更、新航路の設定に伴う最適船型の検討のため等が考えられる。いずれにしても類似船のデータがあればそれを参考にある程度の精度で検討が進められるが、データの範囲外では、公表されている各種設計チャートを利用することとなる。HOPE LIGHTは、既存データをチャートの的に利用する部分も含まれてはいるが、単なる類似船からの類推ではなく、できる限り理論的な考察を加え、推定式に用いるパラメータを工夫することで精度を確保した。したがって、これまでに実績の無い要目の組み合わせの船型についても性能評価が十分な精度で可能なことが特徴である。

2.1.2 フロー・チャート

図2-1に本プログラムの大まかなフロー・チャートを示す。まず初めに船種、船長等、入力されたデータに基づき、計算に必要なその他の要目および船体形状パラメータを推定する。次に針路安定性の評価を行い、不安定性が大きい場合には舵面積を増加させる。また、舵長さの変化に対応して垂線間長(L_{pp})やその他の要目について全体の整合性

を保ちながら再度推定を行う。船体要目が決まった後、各種抵抗成分や自航要素等を推定しプロペラ設計を行い、所要馬力の計算を行う。さらに、波と風を考慮した波浪中抵抗増加計算を行うため、実海域航行時における所要馬力と船速低下量も算出される。

この馬力推定機能を利用し、パラメトリックに船型要目を変化させて計算を繰り返し、性能とコストの最適なトレードオフ・ポイントを探索することができるのも一つの特徴である。

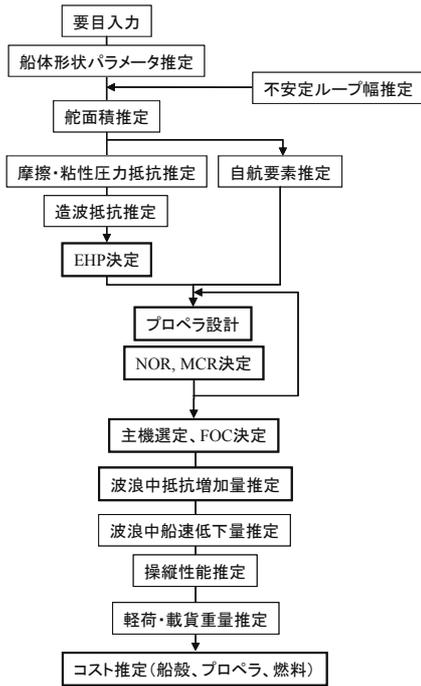


図 2-1 HOPE のフロー・チャート

2.2 通常船型の性能推定法

2.2.1 抵抗・自航・プロペラ性能推定

抵抗性能の推定には、いわゆる 3 次元外挿法を用いるが、HOPE LIGHT の最大の特徴はフレームラインの違いが形状影響係数 K に及ぼす影響をフレームラインファクター FF で表現していることである。 FF は 0 から 1 の間の値をとり、 K の値は次式で表現される。

$$K = K(p) + C \times (FF - FF_{STD}(p)) \quad (2.1)$$

$$p = \frac{\gamma_A \cdot C_m}{L_{pp} \cdot \left(\frac{B}{d} \cdot C_b\right)^{0.5}} \quad (2.2)$$

$$\gamma_A = \frac{B/L_{pp}}{1 - C_{pa}} \quad (2.3)$$

ここで、 L_{pp} : 垂線間長、 B : 船幅、 d : 喫水、 C_b : 方形係数、 C_m : 中央横断面係数、 C_{pa} : 船体後半部柱形係数、 $FF_{STD}(p)$: ある p における FF 標準値である。

これは、形状影響係数 K が、回転楕円体のような物体形状の運動量損失による部分と縦渦の発生による圧力抵抗による部分に分けられると仮定し、フレームラインは主に後者に寄与するという考え方に基づく。したがって、 $FF=0.5$ が中間的なフレームラインを持つ船型、 $FF=0$ 、 $FF=1$ はそれぞれ極端に V 型、U 型の船型という数式表現である。自航性能も船体・舵との干渉問題を扱う必要性から以下の表現を取っている。

$$t = t(P) + t(F) + t_{RUDDER} \quad (2.4)$$

$$w = w(P) + w(F) + w_{RUDDER} \quad (2.5)$$

ここで、 P はポテンシャル成分、 F は摩擦成分である。添え字の $RUDDER$ は舵による成分を意味し、省エネ付加物などの導入など将来の拡張が容易となるように工夫されている。

計算の中で必要となる浸水表面積 S_w は、Denny の式と Holtrop の式が利用可能である。形状影響係数 K 、造波抵抗係数 r_w 、自航要素は HOPE LIGHT に内蔵される回帰式等に基づき、船体要目や船首尾肥大度、フルード数を用いて算出される。これら推定式の係数は変更可能であり、ユーザー所有のデータを回帰分析して得られる数値に組み替えることも可能である。

プロペラ設計では、プロペラ荷重度 K_T/J^2 と直径 D_p を設計条件として与え、連続最大出力で展開面積の決定、常用出力で最適ピッチと最適回転数を計算する。それぞれ Burrill のチャートと MAU チャートに基づいている。

2.2.2 舵面積推定

舵面積の初期値は、関西造船協会誌等で収集した建造船データの回帰分析結果から推定される。舵面積と船体水面下側面投影面積 ($L_{pp} \times d$) の比で表現されているが船種毎に係数を使い分けている。

2.2.3 不安定ループ幅推定

針路安定性の重要な指標である不安定ループ幅は、船尾肥大度 γ_A と形状影響係数 K の関数で表現している¹⁾。 γ_A が大きくなれば不安定ループ幅は増加するが、フレームラインによって不安定ループ幅が大きく変わるとする SR221 の成果を利

用し、フレームライン形状の指標であるフレームラインファクター FF をパラメータに導入した。フレームラインファクターは前述したように形状影響係数 K を支配しているため、同じ γ_A の船型でも形状影響係数 K の大きいU型フレームライン船型のほうが不安定ループ幅は減少する。

HOPE LIGHTでは推定されたループ幅が許容値を超える場合は、超過角度に対応する分だけ舵面積を増加させている。超過角度と舵面積の増加率は、MMGモデルによる操縦シミュレーションと山田²⁾により調査されたループ幅と舵面積比を参考に決定した。図2-2に示したのは、ある船型の舵面積を半分および2倍にした場合の逆スパイラル試験のシミュレーション結果である。図2-2および文献2)から読み取ったループ幅の変化に対する舵面積比の変化率を表2-1に示す。ループ幅を1.0[deg.]変化させるために0.10~0.20[% $L_{pp}d$]の舵面積変化が必要であることが分かる。これを踏まえ、HOPE LIGHTではループ幅の許容値からの超過角度1.0[deg.]に対し約0.15[% $L_{pp}d$]の割合で、前項で求めた舵面積を増加させている。

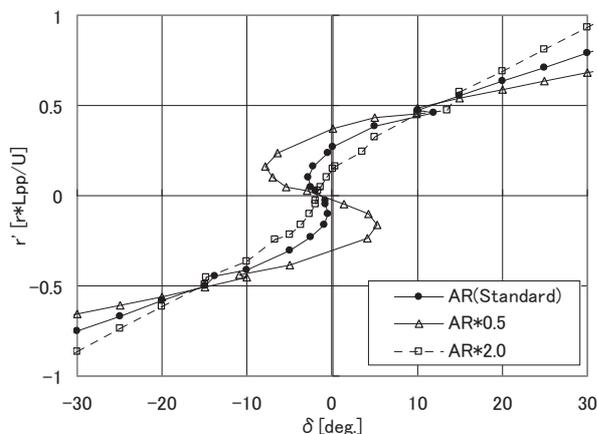


図2-2 異なる舵面積を持つ船舶の定常旋回性能の比較

表2-1 ループ幅の変化に対する舵面積比の変化率

	Ratio(% $L_{pp}d/deg.$)
MMG simulation	0.10
Mariner type rudder	0.14
Inverse-G type rudder	0.20

2.2.4 実海域性能

実海域性能として、波と風による抵抗増加および所要馬力増加に伴うプロペラ単効効率の変化を

考慮している。

a) 規則波中および不規則波中抵抗増加

規則波中抵抗増加計算法は、短波長域での計算精度を向上させるため、藤井・高橋³⁾によって反射波抵抗増加成分の導入が行われたが、藤井・高橋の式は詳細な船体形状を必要とするので、HOPE LIGHTでは藤井・高橋の式をさらに簡略化し、船体の主要目だけから反射波成分が推定できる(2.6)式を提案している⁴⁾。

HOPE LIGHTの方法と藤井・高橋の式の違いは、上記の簡略化のほかに3つあり、まず速度影響を示すフルード数に船幅 B を用い、反射波は船首部だけで決定され船長に影響されないとしたこと、次にブラントネス係数は、船体前半部柱形係数 C_{pf} から台形近似された C_p 曲線を C_w 曲線の代用として算出すること、最後に不規則波への換算は、規則波中抵抗増加が入射波の周波数によらず一定で与えられると仮定して得られる結論「不規則波中抵抗増加は、規則波中抵抗増加の半分」としたことなどである。

$$R_{aw} = C_1 \cdot \frac{1}{2} \rho g (1 + C_2 \cdot F_{nB}^{0.8}) \zeta_a^2 B \cdot Bfcp \quad (2.6)$$

$$F_{nB} = \frac{V_s}{\sqrt{g \cdot B}} \quad (2.7)$$

$$Bfcp = \frac{1}{1 + \{2(1 - C_{pf})L_{pp}/B\}^2} \quad (2.8)$$

ここで、 ρ : 海水密度、 g : 重力加速度、 λ_a : 入射波振幅、 L_{pp} : 垂線間長、 B : 船幅、 C_{pf} : 船体前半部柱形係数、 V_s : 船速、 C_1 、 C_2 はそれぞれ喫水影響係数、速度影響係数である。

当所の一組織、海の10モードセンターで開発された同計算法に基づく推定値と実船計測データの比較からは、Beaufort Scale 6までの一致度は十分であることを確認した。

b) 風圧抵抗

正面向かい風状態と仮定し(2.9)式で与える。風圧抵抗係数 C_x は藤原らの方法⁵⁾で推定している。水線上正面投影面積は、実績データの統計式より算出しており、船種と全長 L_{oa} 、船幅 B から決定される⁶⁾。

$$R_{aa} = C_x \cdot \frac{1}{2} \rho_a V_w^2 A_f \quad (2.9)$$

ここで、 ρ_a : 空気密度、 V_w : 風速、 A_f : 正面投影面積である。

c) 負荷増加時のプロペラ効率

プロペラの効率は、その作動条件によって変化する。実海域において風や波で抵抗が増加した場合にはプロペラ特性曲線を用いてプロペラ効率を推定する必要があるが、プロペラ効率が運動量理論によって支配される部分が多いところから、(2.10)式により負荷が増減した場合のプロペラ効率を求めている。

$$\eta_o' = \eta_o \cdot \frac{1 + \sqrt{1 + C_T}}{1 + \sqrt{1 + C_T'}} \quad (2.10)$$

ここで、基準となるプロペラ効率 η_o は、運動量理論から得られる理想効率をベースに、翼型の形状抵抗による損失や旋回流による損失などを考慮した(2.11)式により推定する⁷⁾。

$$\eta_o = \eta_{o_ideal} - 0.0641a_E - 0.0794 \frac{H}{D_p} - 0.286x_B \quad (2.11)$$

ここで、 η_{o_ideal} は理想効率、 a_E は展開面積比、 H/D_p はピッチ比、 x_B はボス比である。

2.2.5 エンジン性能

約300[kW]~10万[kW]の範囲の約660種の主機データベースから、馬力と回転数が適合するものを抽出する。2種以上の主機が抽出された場合はシリンダ数、主機長さ、燃費率、重量の順序で優先順位をつけている。

出力の変化に対する主機燃費率 $FOCR$ の変化は、カタログ記載の数値から得られる MCR での燃費率 $FOCR_{100}$ を基準とし、(2.12)式および(2.13)式で推定される75% MCR と50% MCR での燃費率 $FOCR_{75}$ 、 $FOCR_{50}$ の3点を通る2次曲線で与えられる。

$$\frac{FOCR_{75}}{FOCR_{100}} = -2.4856 \times 10^{-3} \cdot \ln(MCR) + 1.0136 \quad (2.12)$$

$$\frac{FOCR_{50}}{FOCR_{100}} = 1.0 \quad (2.13)$$

ここで、 MCR はその主機の連続最大出力[kW]、 $FOCR_{50}$ および $FOCR_{75}$ 、 $FOCR_{100}$ はそれぞれ50% MCR と75% MCR 、100% MCR での主機燃費率である。

2.3 ツインスケグ船型の性能推定法

ツインスケグ型2軸船の場合には、主に船首部形状に起因する造波抵抗以外は、同船型特有の船尾形状を考慮して、浸水表面積、形状影響係数および自航要素の推定において以下に示すように1軸船とは別の推定式を用いている⁸⁾。

2.3.1 浸水表面積

ツインスケグ船型の浸水表面積は、トンネル部内側の面積が、1軸船より増えていると考えれば良いので、(2.14)式による近似式を用いる。

$$S_W = S_W(single) + 0.6 \cdot L_{SKEG} \cdot H_{SKEG} \quad (2.14)$$

ここで、 $S_W(single)$ は1軸船の浸水表面積、 L_{SKEG} 、 H_{SKEG} はそれぞれスケグ長さ、スケグ高さを意味する。

2.3.2 形状影響係数

形状影響係数は、船尾の片側を1軸船と見なした船尾肥大度係数 $p'(=p/2)$ とトンネル傾斜角 φ の補正を考慮して次式で表す。

$$K = 2.25p' + 0.05 + \Delta K_\varphi \quad (2.15)$$

$$\Delta K_\varphi = 0.223 \ln(\varphi) - 0.518 \quad \varphi \geq 10 \text{ deg.} \quad (2.16)$$

2.3.3 自航要素

自航要素のうち $1-t$ と $1-wt$ の求め方を示す。

$$1-t = -13.75 \cdot \left(\frac{p}{2}\right)^2 + 0.605 \cdot \left(\frac{p}{2}\right) + 0.86 \quad (2.17)$$

$$(1-wt)_{mean} = 32.26 \cdot \left(\frac{p}{2}\right)^2 - 5.105 \cdot \left(\frac{p}{2}\right) + 0.872 \quad (2.18)$$

$$(1-wt)_{inward} = (1-wt)_{mean} - 0.5 \cdot \Delta w \quad (2.19)$$

$$(1-wt)_{outward} = (1-wt)_{mean} + 0.5 \cdot \Delta w \quad (2.20)$$

$$\Delta w = 0.1062 \cdot \log\left(\frac{p}{2}\right) + 0.5 \quad (2.21)$$

2.4 ユーザーカスタマイズ機能

これまでの HOPE LIGHT は当所の水槽試験データに基づく回帰式を用いていたため、どのユー

ザーにも同等の精度で推定値を示すことは難しかった。今回、主な推定式 (K , S_w , r_w , 自航要素、重量、コスト) を公開し、係数を変更可能にすることで、ユーザーが蓄積したデータを随時反映できるようにした。一例として Denny の式に基づく S_w の推定式を(2.22)式に示す。また、係数の既定値と変更例を表 2-2 に、あるタンカー船型における推定曲線の変化を図 2-3 に示す。

$$S_w = (CS1 \cdot d + CS2 \cdot C_b \cdot B) \cdot L_{WL} \quad (2.22)$$

ここで、 d ; 喫水、 B ; 船幅、 L_{WL} ; 水線長、 C_b ; 方形係数、 $CS1$ および $CS2$ は係数である。

表 2-2 浸水表面積推定式の係数

	Coefficient	
	Original	Modified
$CS1$	1.7705	1.7705
$CS2$	1.0	1.1

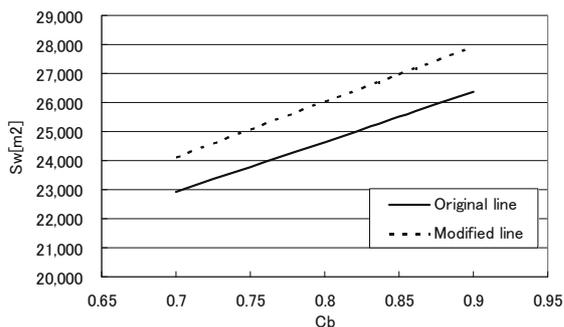


図 2-3 浸水表面積推定曲線の比較

2.5 試算例

2.5.1 平水中と波浪中馬力曲線

コンテナ船 ($C_b=0.65$) とバルクキャリア ($C_b=0.85$) について、HOPE LIGHT による推定法とハイブリッド計算法⁹⁾により不規則波中抵抗増加係数を計算した。図 2-4 に示すように、HOPE LIGHT による推定法が実用上十分な精度であることを確認した。

平水中および Beaufort Scale 6 (BF6) での波浪中馬力曲線を図 2-5 および図 2-6 に示す。平水中馬力に対する波浪中馬力の割合は相対的にバルクキャリアの方が大きく、BF6 でも 2.0 [knot] 前後の船速低下が予想される結果となった。

2.5.2 1 軸船とツインスケグ型 2 軸船の性能比較

VLCC クラスで同一要目の 1 軸船およびツインスケグ型 2 軸船を想定し、載貨重量 DW に対する

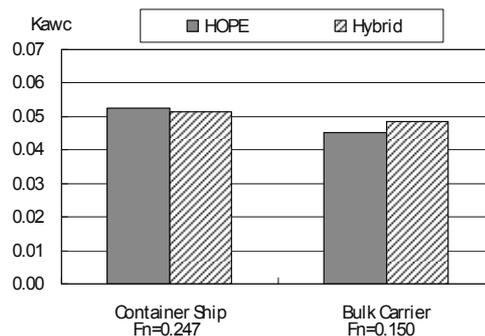


図 2-4 不規則波中抵抗増加量の比較

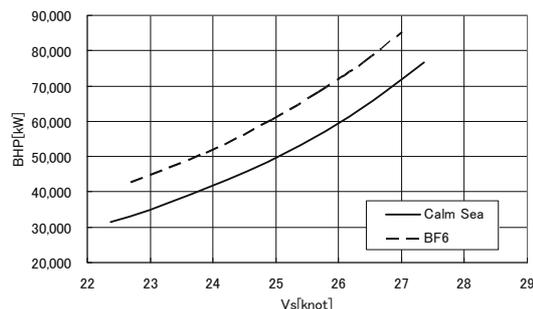


図 2-5 コンテナ船の馬力曲線

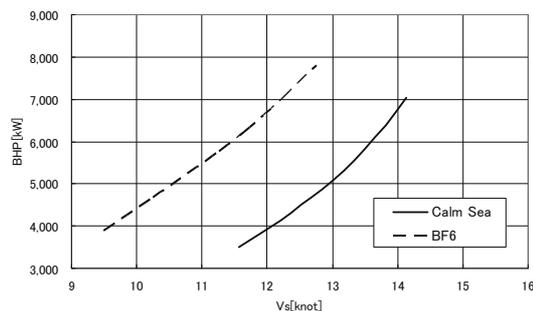


図 2-6 バルクキャリアの馬力曲線

所要馬力 BHP と DW の比 BHP/DW の変化を図 2-7 に示す。ツインスケグ型 2 軸船の BHP/DW は、同一 DW における 1 軸船のそれよりも約 10 [%] 低く、輸送トンマイル当たりの燃費向上に効果的であることが分かる。

DW の変化に対し BHP/DW が急激に増加するポイントは、ツインスケグ型 2 軸船の方がより大きな DW 側にあり、載貨重量増と燃費向上の両立が期待できる結果が得られた。この要因は、船型をツインスケグ型 2 軸船とすることが針路安定に寄与し、1 軸船では実現困難な船尾肥大度が可能となるため浮心位置 l_{cb} を船尾側へ移動でき、相対的に痩せる船首側が造波抵抗の増加を抑えているためと考えられる。

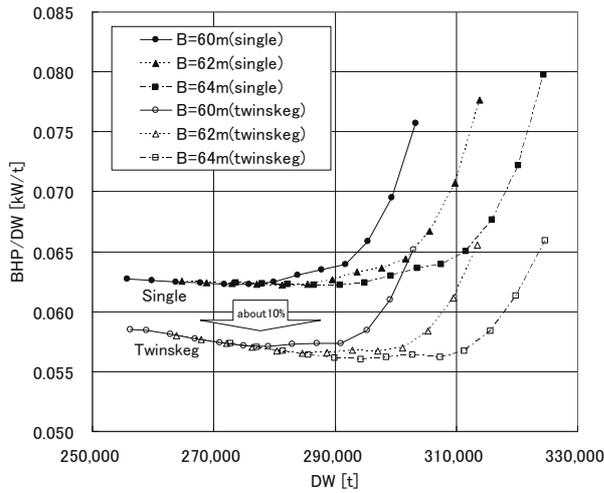


図2-7 同一要目のVLCCを1軸船およびツインスケグ型2軸船とした場合のBHP/DWの比較

2.5.3 主機選定

プロペラ直径を固定した場合の主機選定結果の一例を図2-8に示す。性能面から要求される馬力と回転数の組み合わせに適合する主機がデータベースから抽出され、レイアウトポイントだけでなく、燃費率や重量、長さなどの情報も得られる。馬力と回転数が適合するデータベース内の主機であれば、ユーザーが指定する主機の燃費率FOCRや重量を用いた推定を行うこともできる。

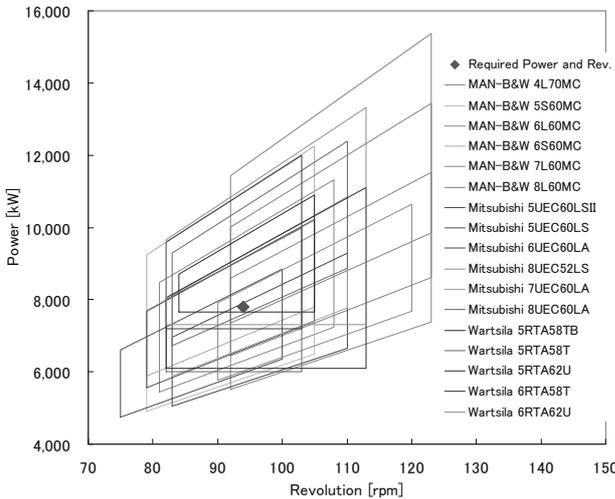


図2-8 主機選定結果

2.6 まとめ

HOPE LIGHT の概要と試算例を紹介した。本プログラムは要目だけから平水中および波浪中性能の推定、建造コストおよび燃料費の推定ができ、さらにプロペラ要目および舵要目の決定、最

適な主機の選定等を行うことができる。初期設計段階における性能・コストの推定に有効なプログラムであり、CFD等の詳細な船体形状を扱える数値計算ツールと補完的に使用することで、船型開発に要するリードタイム短縮に寄与できると考えている。

参考文献

- 1) 佐々木紀幸：船型計画手法の新展開、日本造船学会試験水槽委員会シンポジウム「船型設計と流力最適化問題」(1999)、pp.31-49
- 2) 山田孝三郎：針路安定・追従性から見た大型肥大船型の船尾プロファイル形状と舵面積の決定法、関西造船協会論文集、第236号(2001)、pp.167-174
- 3) 藤井齊、高橋雄：肥大船の波浪中抵抗増加推定法に関する実験的研究、日本造船学会論文集、第137号(1975)、pp.132-137
- 4) 佐々木紀幸、大松重雄、松原知之、吉田泰三：シーマージンの簡易計算法、日本船舶海洋工学会講演会論文集、第8号(2009)、pp.399-402
- 5) 藤原敏文、上野道雄、池田良穂：成分分離型モデルを利用した新しい風圧力推定法、日本船舶海洋工学会論文集、第2号(2005)、pp.243-255
- 6) 北村文俊、上野道雄、藤原敏文：船舶風圧力簡易推定プログラムについて、海上技術安全研究所報告、第9巻、第3号(2009)、pp.61-67
- 7) 佐々木紀幸：船舶の省エネルギーについて、日本海運集会所「海運」、No.951(2006)、p.68
- 8) N. Sasaki: What is the best propeller for ZEUS?, International Propulsion Symposium '10, Okayama, Japan (2010)
- 9) M. Tsujimoto, M. Kuroda, K. Shibata, N. Sogihara and K. Takagi : A Practical Correction Method for Added Resistance in Waves, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol.8(2008)、pp.147-154

3. 格子生成システムの開発

CFDは、流体力学的性能を推定する有力なツールとして、船舶流体力学の分野においても広く活用されている。一方、船型設計には通常CADソフトウェアを用いるが、CFD計算に必須な計算格子生成ソフトウェアとは、独立している。このため、効率的な船型設計には、両者のインターフェ

ースを共通とし、CAD と CFD のソフトウェア組合わせる必要がある¹⁾。

本研究では、付加物などの複雑な形状を有する実用船型の流体力学的性能が推定できるように、局所細分化が可能な非構造六面体格子生成ソフトウェア HEXPRESS(ベルギー NUMECA・International 社製)を適用することとした。また、CAD には NAPA(フィンランド NAPA 社製船舶設計システム)、NS コードには当所で開発を進めている SURF を用い、これらのソフトウェアを組合わせることにより、効率的に流体力学的性能を推定するシステムを開発した。本システムの有効性を確認するために、複雑形状を有する船型に対する計算機上の抵抗・自航計算結果を水槽試験結果と比較したので以下に報告する。

3.1 NAPA と HEXPRESS の導入

図 3-1 に示すように、CAD (NAPA) を用いて船型を決定し、得られた CAD データから HEXPRESS を用いて CFD 計算の前処理である計算格子を生成する。次に、船のまわりの流れを CFD 計算 (SURF) し、後処理により流体力学的性能を評価する。評価した結果が満足するものであれば、水槽試験で性能確認を行い、さらに性能を追求する必要があるれば再度同じループを回す。本作業のデータの受け渡しをインターネットで介することにより、複数の機関との共同作業も容易に行うことが可能になる。以下に、個々の要素に関して概説する。

3.1.1 NAPA

3 次元船舶 CAD として、非常に定評が高く、かつ造船所で多用されている NAPA を用いた。一例として、2 軸ステグ船型に対する正面図、ラインズを図 3-2 に示す。

3.1.2 HEXPRESS

格子生成ソフトウェアとして、複雑な形状まわりの計算格子生成に適した HEXPRESS を用いた^{2)~4)}。本ソフトウェアで生成される非構造格子はすべて六面体であり、粗い初期格子が段階的に細分化され、 n 段階目では 2^n 分割となる。細分化の最大回数や船体表面上でのセルの大きさの目標値を指定することができる。また、船首尾部や船体付加物近傍、自由表面近傍等は特に解像度を高めた領域であるが、直方体による領域(box)指定により、局所的な細分化設定も可能である。境界層領域では、物体表面と交差する直方体の格子が消去され、その空隙に物体形状に沿った形状の格子が生成される。1 層目の格子厚さは指定でき、境

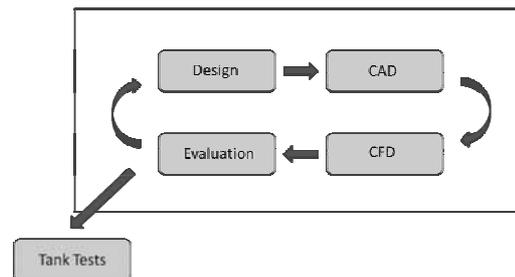


図 3-1 CAD/CFD を組合わせた設計システム

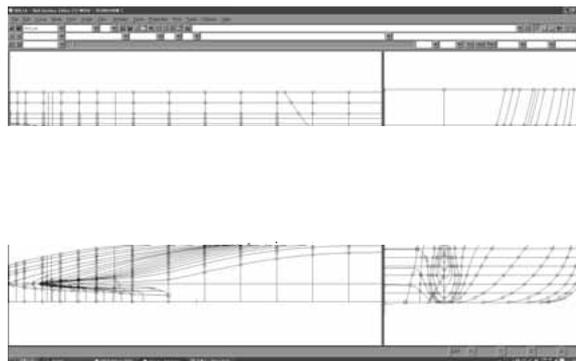


図 3-2 2 軸ステグ船型 (NAPA)

界層を解像するための層数は、任意指定または格子間隔の拡大率を維持するよう決定される。

3.1.3 SURF

流れ解析には当所で開発を進めている非構造格子対応の粘性流体解析ソフト SURF⁵⁾を使用した。SURF は非圧縮性レイノルズ平均ナビエ-ストークス方程式に疑似圧縮性を仮定して定常解を求める手法に基づくソルバーである。空間離散化には非構造格子ベースの有限体積法を用いており、1つのセル面に複数のセル面が接する局所細分化格子にも対応している。SURF は、1 方程式や 2 方程式の各種乱流モデルを選択できるが、本研究ではオリジナルの Spalart-Allmaras モデルを用いた。自由表面解析には Level-Set 法を採用している。また、自航計算には無限翼数理論に基づく簡易プロペラモデルを用いている。

3.2 試算例

3.1 項で概説した CAD/CFD 組合わせ設計システムの検証を行うために、ツインステグ 2 軸船型とシャフトブラケットがついた 2 軸高速船型の CFD 計算を行い、水槽試験結果と比較した。

3.2.1 ツインステグ 2 軸船型

計算対象とした船型は、文献 6) の M.S.No.0334 であり、その主要目を表 3-1 に示す。

表 3-1 2軸スケグ船の主要目

Length between perpendiculars	L_{pp}	270.0m
Breadth	B	45.0m
Draft	d	12.0m
Block coefficient	C_B	0.7025

(i) 計算格子

ツインスケグ 2 軸船の計算領域の形状は直方体である。抵抗・自航計算ともに流場の対称性を考慮し左舷側のみでの計算を行った。船首(F.P.)における静止水面位置を原点とし、長さは全て垂線間長 L_{pp} で無次元化している。計算領域は表 3-2 に示す通りである。なお、船は $-x$ 方向に進むものとしている。

初期格子の間隔は x, y, z 全方向ともに 0.167 とした。船体表面での目標セルサイズは、 x, y, z 全方向とも 0.005 としたが、これは初期格子の 5 回分割($n=5$)に相当する。境界層格子の層数は 50 層、1 層目の厚さは 1.76×10^{-6} とした。さらに自由表面計算時には、自由表面を解像するために x 方向 0.167、 y 方向 0.167、 z 方向 0.0013 とする局所細分化領域(box)を、 $-1 \leq x \leq 3, -2 \leq y \leq 0, -0.015 \leq z \leq 0.04$ の範囲に設定した。

また、格子依存性の確認のために上述の二重模型流れ用格子を船体表面でさらに 1 段階細分化($n=6$)した格子と、舵付き計算のために舵表面を局所細分化($n=9$)した格子も生成した。

このようにして生成した計算格子を図 3-3 および図 3-4、格子セル数等の格子情報を表 3-3 に示す。なお、Grid ID の文字列に使用した R は Refinement(細分化)を表し、続く数字は船体表面での格子の細分化回数を意味する。また、RUD は舵付き、FS は自由表面付きである。

表 3-2 計算領域

	Double model flow	Free surface flow
Solution domain	$-1 \leq x \leq 3$ (F.P.=0, A.P.=1), $-2 \leq y \leq 0$	
	$-2 \leq z \leq 0$	$-2 \leq z \leq 0.04$
Minimum spacing on wall	1.76×10^{-6}	
Damping zone	$x \geq 2, y \leq -1$	

表 3-3 計算セル数等の格子情報

Grid ID	Free surface	Rudder	Cell number (mil.)	Target cell size on wall	
				Hull	Rudder
R6	w/o	w/o	4.68mil.	0.0026	-
R5	w/o	w/o	1.25mil.	0.005	-
R5_RUD	w/o	with	2.25mil.	0.005	0.0003
R5_FS	with	w/o	2.83mil.	0.005	-

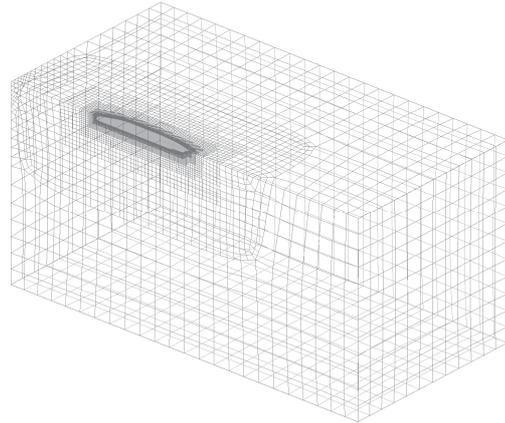


図 3-3 二重模型流れ用計算格子 (R5)

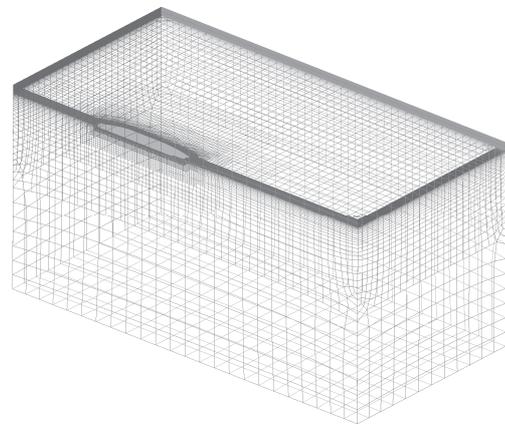


図 3-4 自由表面流れ用計算格子 (R5_FS)

(ii) 計算結果

計算は、 $Rn=8.07 \times 10^6$ で、二重模型流れと設計速度 ($Fn=0.21$) で行った。

抵抗性能

二重模型流れ解析で得られた形状影響係数 ($1+K$) の実験値との比較を表 3-4 に示す。船体表面格子密度が高い R6 は、R5 に比べて計算値が実験値に近づいており、船体近傍の格子数を増加させることにより、形状影響係数の推定精度の向上が期待できる。なお、相当平板の摩擦抵抗係数は、Schoenherr Line である。

造波抵抗に関しては、図 3-5 に示すように $Fn=0.21$ 付近の実験結果に見られるわずかな Hump も捉えている。また、最も低速である $Fn=0.17$ において、R5_FS の計算結果は他の速度の場合と比べ、実験値よりやや低めに推定されている。これは、低速時の小さい造波を解像しきれていないためであり、静止水面近傍の z 方向格子密度を 2 倍に高めた R5_FS' の結果ではわずかではあるが改善が見られる。

表 3-4 形状影響係数の比較

	Grid ID	Rudder	$1+K$
Experiment	-	with	1.17
CFD	R6	w/o	1.19
	R5	w/o	1.24
	R5_RUD	with	1.25

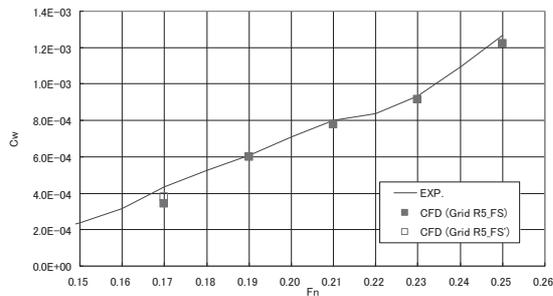


図 3-5 造波抵抗係数の比較

自航性能

Ship Point における自航計算の結果を表 3-5 に示す。いずれも二重模型流れ解析であり、プロペラ回転方向は内回りである。

$1-t$ に関しては、船体表面格子密度の影響はほぼなかったが、 $1-wt$ には変動があり、格子密度が不十分であることが分かった。これより、異なる船型間で $1-wt$ を比較する際には船尾周りの格子密度を合わせ、さらに推定精度を高めるには格子数を高めることが必要である。ただし、乱流モデルが不十分であることから、 $1-wt$ の定量的な推定には、実験値との相関を取ることが望ましい。

次に、 $1-wt$ に対する舵の影響は R5 と R5_RUD の差から 0.027 となる。上述したように、格子依存性がとりきれてはいないが、概ね妥当な値を算出している。

表 3-5 自航要素の比較

	Grid ID	Rudder	$1-t$	$1-wt$
Experiment	-	with	0.838	0.645
CFD	R6	w/o	0.875	0.725
	R5	w/o	0.873	0.736
	R5_RUD	with	0.838	0.709

船体表面圧力

R5 と R6 の格子を用いて得られた船体表面圧力分布の比較を図 3-6 に示す。船首端近傍の主流方向格子密度が R5 では相対的に低く、変化の激しい流れを計算するには格子がまだ粗いことがわかる。非構造六面体格子では大幅な計算格子数の増加を伴うことなく船型の解像度を上げることが可能なため、粘性圧力抵抗の推定精度の向上が期待できる。

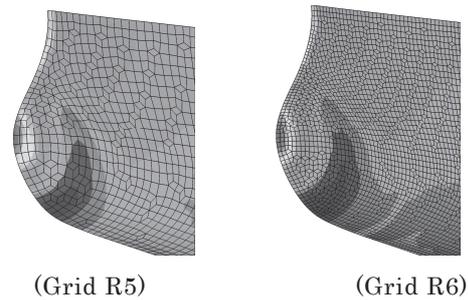


図 3-6 船首まわりの船体表面圧力の比較

伴流分布

実験と R5、R6 の公称伴流分布およびプロペラ面における計算格子を図 3-7 に示す。プロペラ面における格子密度は R5 では不十分であり、伴流分布も実験と比べて拡散的な結果になっている。一方、R6 程度まで細分化すれば、伴流のくびれも再現できている。

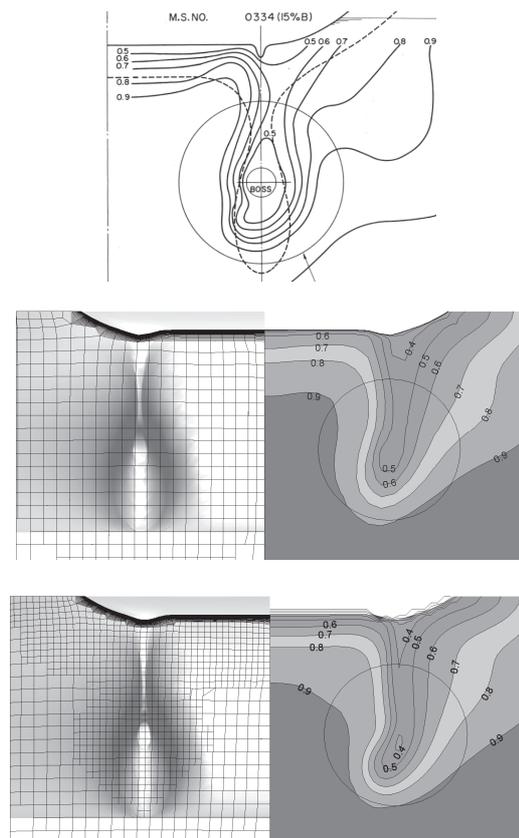


図 3-7 プロペラ面における公称伴流分布と計算格子（上から実験、R5、R6）

波紋

船体周り波高分布のCFD計算結果を静止時水面の計算格子と合わせ図3-8に示す。本計算に用いたR5_FSは自由表面近傍に局所細分化領域を設定したものの、z方向のみの細分化であるため、x, y方向の格子サイズは船体から離れるにしたがい急激に大きくなる。曳き波の評価など広範囲で高い精度が必要な場合は、x, y方向の細分化を追加することで対応できる。

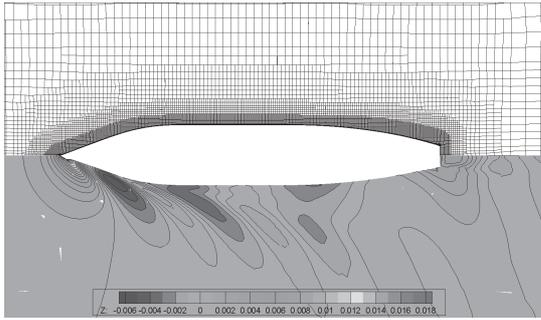


図3-8 波紋分布と静止水面での計算格子

3.2.2 シャフトブラケットがついた2軸高速船型

計算対象とした船型は、文献7)の2軸の高速フェリー (MS No.737) であり、この模型船の主要目を表3-6に示す。今回は付加物 (シャフトブラケット) のあり・なし状態ともに計算を行い、実験結果と比較した。

表3-6 2軸高速フェリー船の主要目

Length between perpendiculars	L_{PP}	187.0m
Breadth	B	28.0m
Draft	d	7.0m
Block coefficient	C_B	0.4815

(i) 計算格子

計算領域、初期格子および自由表面方向の細分化はツインスケグ2軸船と同様である。初期格子の細分化回数は、船体表面で5ないし6回 (格子サイズ約0.0052ないし約0.0026)、付加物表面で8回 (同、約0.0007) とした。生成した格子を図3-9に示す。セル数は付加物あり・なしの場合で各々約740万セル、約130万セルであった。また、二重模型流れの場合のセル数は、付加物あり・なしで各々約340万セル、37万セルであった。

(ii) 計算結果

計算は $Rn=2.1 \times 10^7$ で、二重模型流れと設計速度 ($Fn=0.3833$) で行った。

抵抗性能

Schoenherr ベースの形状影響係数 $1+K$ と造波抵抗係数 r_w を表3-7に示す。 $1+K$ に関しては、

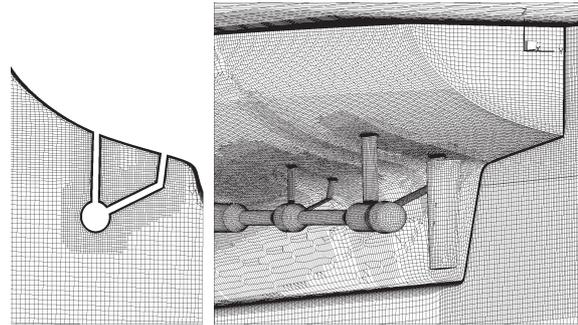


図3-9 シャフトブラケット付き2軸船まわりの計算格子 (左: x断面、右: 船尾まわり)

表3-7 形状影響係数と造波抵抗の比較

	Without appendage		With appendage	
	Measured	Computed	Measured	Computed
$1+K$	1.10	1.10	1.27	1.26
r_w	7.88×10^{-3}	6.60×10^{-3}	7.82×10^{-3}	6.28×10^{-3}

付加物の有無にかかわらず計算は実験結果の傾向をよく再現している。一方、造波抵抗に関しては、両者ともに実験値より低く、また、付加物の有無による影響が実験に比べて大きい。

流場

自由表面計算における計算格子と波高分布を図3-10に示す。付加物の有無により造波の様子 (特に船尾) が大きく異なっており、前述した r_w の差に対応している。これは自由表面近傍における水平方向の格子密度の違いのためと考えられ、造波抵抗に関して詳細な議論を行うためには細部に亘ってまで格子密度を揃える必要がある。

次に、プロペラ面での伴流分布を図3-11に、公称伴流係数を表3-8に示す。計算結果は実験値に比べて全体的に拡散的な伴流分布になっており、 $1-w_n$ も同様の傾向を示す。これは、格子分布が壁の近傍では細かいが、少し離れた領域において急激に粗くなっているためと考えられる。

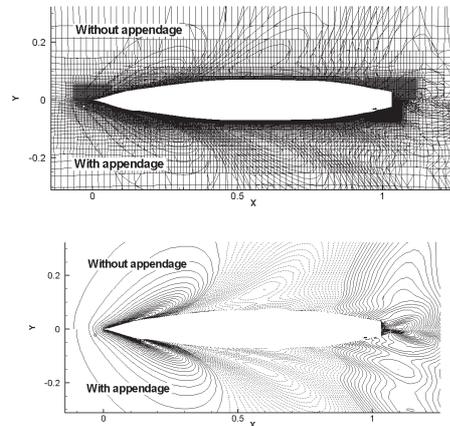


図3-10 計算格子と波紋の比較 ($\Delta h=0.0005$)

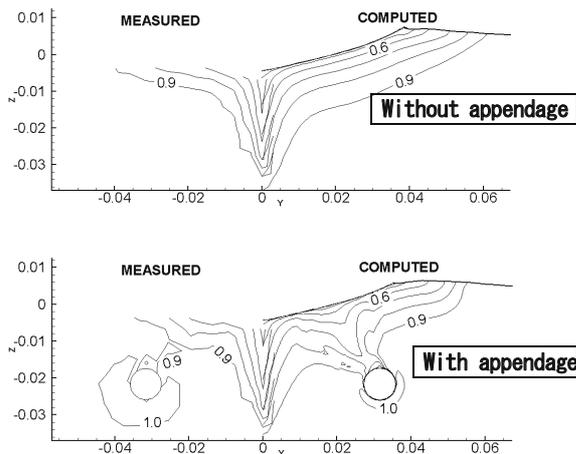


図 3-11 プロペラ面における公称伴流の比較
($x=0.98235$) ($\Delta u=0.1$)

表 3-8 公称伴流係数の比較

	Without appendage		With appendage	
	Measured	Computed	Measured	Computed
$1-wn$	0.97	0.946	0.98	0.929

3.3 まとめ

付加物などの複雑な形状を有する実用船型の流体力学的性能を効率的に推定できるように、CAD/CFD を組合わせた設計システムを開発した。

次に、そのシステムの性能推定に対する妥当性を検証するために、ツインスケグ 2 軸船型とシャフトブラケットがついた 2 軸高速船型に対して計算機上で抵抗・自航試験を行い、水槽試験結果と比較した。結果は、両船型ともに計算値と実験値とは良好な相関を得、付加物に対しても本システムが有効であることが確かめられた。

参考文献

- 1) T. Hino and N. Hirata : A CAD/CFD Integration System for Ship Hull Form Design、Proceedings of World Maritime Conference of Marine Technology、The Society of Naval Architects & Marine Engineers (2004)
- 2) 浦野幸子、平田信行、日野孝則：局所的に細分化された非構造六面体格子を用いた船体周りの自由表面流れ解析、第 22 回数値流体力学講演論文集、F10-4 (2008)
- 3) 浦野幸子、平田信行、日野孝則：局所的に細分化された非構造六面体格子を用いた船体周りの流れ解析における格子依存性、日本船舶海洋工学会講演会論文集、第 8 号 (2009)、pp.287-290

- 4) 久米健一、平田信行：局所的に細分化された非構造六面体格子を用いた双胴船尾船型の流れ解析、第 23 回数値流体力学講演論文集、C8-1 (2009)
- 5) T. Hino : Navier-Stokes Computations of Ship Flows on Unstructured Grids、Proceedings of the 22nd Symposium on Naval Hydrodynamics (1998)
- 6) 川上善郎、柳原健、堀利文、田中陽、岩崎泰典：Twin-skeg stern 船型の推進性能に関する実験的研究—幅方向 skeg 位置の変化および skeg 間 tunnel 部の船底の傾斜の変化が推進性能におよぼす影響—、船舶技術研究所報告、第 18 巻、第 6 号 (1981)、pp.283-314
- 7) 日夏宗彦、辻本勝、平田信行、小林寛、小川剛孝、長谷川純、塚田吉昭、深澤良平、日野孝則、石田茂資、右近良孝：SBD の概念による実海域性能を考慮した高速船の船型設計法の研究、海上技術安全研究所報告、第 7 巻、第 2 号 (2007)、pp.139-162

4. 海象適応航法システム (WAN) の開発

陸上交通から海上交通へのモダリティシフトを一層推進するためには、物流システムでの一つの輸送モードとして船舶を捉え、輸送モードとしての船舶の弱点を克服する必要がある。輸送モードとしての船舶に改善が求められる点は、定時性を向上させることにある。

また、定時性を確保するとともに、燃料消費量、CO₂ 排出量の一層の低減が求められることとなる。

一方、船舶は他の輸送モードに比べ、自然環境の影響を大きく受けることに特徴がある。すなわち、船舶は実海域を航行するときに、波、風により速力を低下させることとなる。この実海域での速力低下量を精度よく推定するとともに、海象状況の変化を予測し、あらかじめ増速または減速させることにより、定時性を確保し、かつ省燃費、環境負荷の小さい航行を行うことが求められる。このことを可能とする技術開発を目的に海象適応航法システム (Weather Adaptive Navigation system: 以下 WAN と呼ぶ) の開発を行った^{1), 2)}。

4.1 対象船・対象航路

WAN シミュレーションを行う対象とする船舶を図 4-1 に示すパナマックス型コンテナ船とした。主要目を表 4-1 に示す。

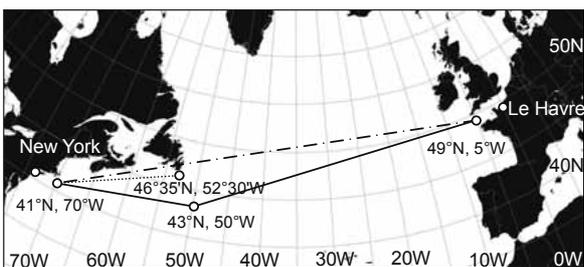


図4-1 パナマックス型コンテナ船

表4-1 主要目

Item	Dimensions
length between perpendiculars (L_{pp})	282 m
breadth (B)	32.3 m
draft (d)	11.8 m
main engine output (MCR) and the revolution (N_p)	36,500 kW 93.0 rpm
designed speed (U_s)	23 knot

シミュレーションを行う航路は北大西洋航路（ルアーブル-ニューヨーク間）とし、図4-2に示す。図中、ルアーブル-ニューヨーク間の大圏航路をGCRとし、大圏航路は地形的制約等により航行できないことから、通常使用されるウェイポイントを使用した標準航路を初期航路として、「initial route」とする。また、航路計画で使用する限界線を「limit」として示す。



--- GCR ——— initial route limit

図4-2 北大西洋航路（ルアーブル-ニューヨーク間）（正距方位図法）

4.2 海象予測データ

WANに必要となる海象予測データは日本気象庁が配信する数値予測による格子点値（全球スペクトルモデルGSM、全球波浪モデルGWM）を使用する。

海象予測は、6時間間隔で最大192時間先まで、

提供され、空間解像度は緯度経度1.25度である。この海象予測値のうち、平均風速 (V_w)、平均風向 (γ : 向風を0度とする)、有義波高 (H)、卓越周期 (T_p)、主波向 (χ : 向波を0度とする)を使用する。なお、卓越周期 (T_p)は、修正Pierson-Moskowitz型波スペクトラムでの関係から、(4.1)式により、平均波周期 (T)に換算する。

$$T = 0.772T_p \tag{4.1}$$

海流データはパイロットチャートをデジタル化し、データベース化したものを使用した。格子間隔は緯度経度2.5度であり、各月毎にデータベース化されている。

図4-3に、北大西洋における有義波高（2007年2月10日、00UTCでの6時間先予測値）と、海流データを示す。対象航路上で、低気圧による高波高域が3つある状況が分かる。

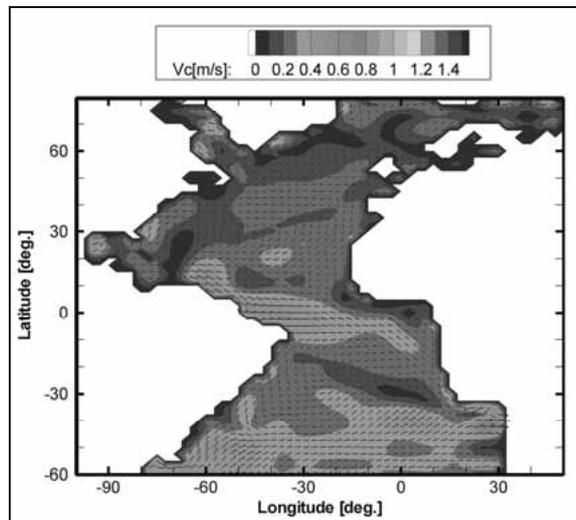
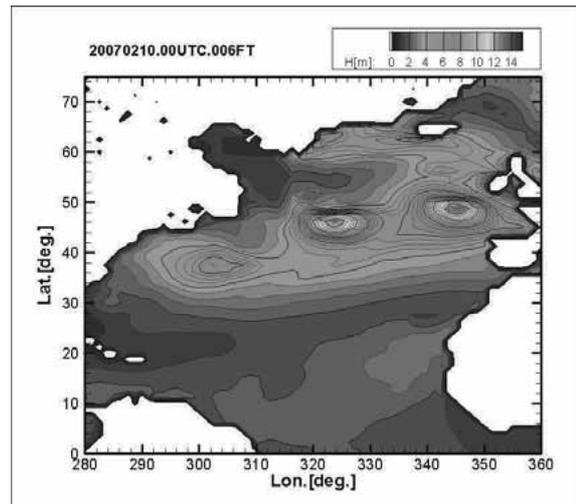


図4-3 北大西洋の有義波高（上）と海流（下）

4.3 性能推定

WAN では船舶の実海域での性能を利用し、航路選定に加え主機回転数を変化させて省燃費航行、環境負荷の小さい航行を行う。以下で、性能推定について記載する。

計算では、定常状態を仮定する。

なお、力・モーメントは X を前後力、 Y を横力、 N を回頭モーメントとし、無次元化は断りのない限り上付き添字 ' で表し、(4.2)式で行う。

$$\begin{aligned} X' &= \frac{X}{0.5\rho L_{pp} d U^2}, Y' = \frac{Y}{0.5\rho L_{pp} d U^2}, \\ N' &= \frac{N}{0.5\rho L_{pp}^2 d U^2} \end{aligned} \quad (4.2)$$

ここで、 ρ : 海水密度、 U : 船速である。

4.3.1 平水中性能

平水中抵抗、自航要素は水槽試験を基に推定することができる。今回は、要目から平水中性能を推定する Holtrop et al.の方法^{3), 4)}を用いることとした。

プロペラ単独性能は、6翼の MAU プロペラの単独特性⁵⁾を使用した。

4.3.2 操縦流体力・モーメント

実海域では船舶は斜航し、当舵を取り航行する。

斜航流体力・モーメント係数(Y_{β}' 、 $Y_{\beta\beta}'$ 、 N_{β}' 、 $N_{\beta\beta}'$)は、斜航角(β)に関する定常項を用い、船型要素から計算できる Kijima et al.の方法^{6), 7)}により求める。

当舵力・モーメント係数(X_R' 、 Y_R' 、 N_R')は、舵角(δ)、斜航角(β)の関数として(4.3)~(4.6)式で求める。

$$X_R' = -(1-t_R)C_{\delta}\delta^2 \quad (4.3)$$

$$Y_R' = -(1+a_H)C_{\delta}\left(\delta - \gamma_E \frac{\beta}{1-w_{R0} e^{-4.0\beta^2}}\right) \quad (4.4)$$

$$N_R' = -(x_R' + a_H x_H')C_{\delta}\left(\delta - \gamma_E \frac{\beta}{1-w_{R0} e^{-4.0\beta^2}}\right) \quad (4.5)$$

$$C_{\delta} = \frac{A_R}{L_{pp} d} \frac{6.13\Lambda_R}{2.25 + \Lambda_R} \left(1 - w_{R0} e^{-4.0\beta^2}\right)^2 \quad (4.6)$$

ここで、 t_R : 操舵による抵抗増加の補正係数、 a_H : 操舵による船体横力の負荷率、 $x_R' = x_R/L_{pp}$: 舵軸中心から重心までの距離、 x_H' : 船体に作用する舵の干渉係数の作用位置、 γ_E : 整流係数、 $1-w_{R0}$: 舵位置における直進時の有効伴流係数、 A_R : 舵面積、 Λ_R : 舵のアスペクト比である。

4.3.3 風圧力・モーメント

風圧力・モーメント(X_A 、 Y_A 、 N_A)は、投影面積を用いて船型要素から推定する Fujiwara et al.の方法⁸⁾を用いる。

風圧力・モーメント係数(C_x 、 C_y 、 C_n)を図4-4に示す。ここで、 γ_r : 相対風向(向風を0度とする)である。

$$\begin{aligned} C_x &= \frac{X_A}{0.5\rho_A V_r^2 A_T}, C_y = \frac{Y_A}{0.5\rho_A V_r^2 A_L}, \\ C_n &= \frac{N_A}{0.5\rho_A V_r^2 L_{oa} A_L} \end{aligned} \quad (4.7)$$

ここで、 ρ_A : 空気密度、 V_r : 相対風速、 A_T : 水面上正面投影面積、 A_L : 水面上側面投影面積、 L_{oa} : 全長である。

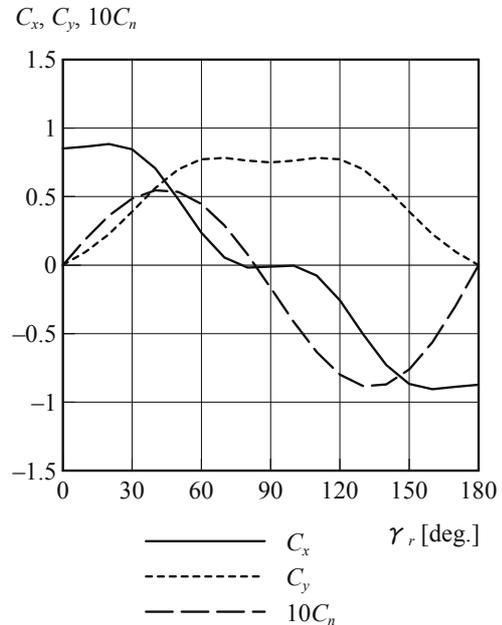


図4-4 風圧力・モーメント係数

4.3.4 波浪中抵抗増加

波浪中抵抗増加は、規則波中抵抗増加に波の方向スペクトラムを掛け合わせて推定される。これ

を短波頂不規則波中抵抗増加と呼ぶ。

規則波中抵抗増加 (R_{AW}) は、Maruo の理論⁹⁾ に従い計算される運動成分に、反射波抵抗増加と呼ばれる短波長域での修正項を加えて推定する。ここでは、運動成分の計算は、船体運動をストリップ法により推定し、特異点深さを平均喫水におき推定する。反射波抵抗増加は、Faltinsen et al. の方法¹⁰⁾により求める。

周波数応答関数を図4-5に示す。ここで、 ζ_w : 波高、 λ : 波長、 α : 船と波との出会い角 (向波を0度とする) である。

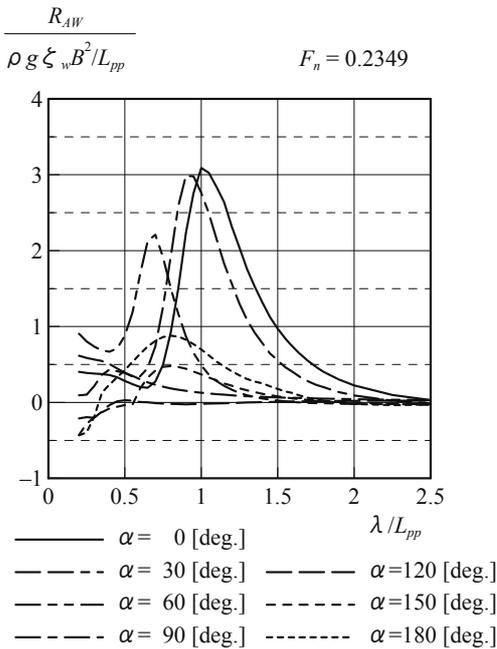


図4-5 規則波中抵抗増加の周波数応答関数

次に、波の方向スペクトラムは、周波数スペクトラムを ISSC スペクトラム、方向分布関数をコサイン2乗型として表現する。短波頂不規則波中抵抗増加 ($\overline{R_{AW}}$) は、波の方向スペクトラムと規則波中抵抗増加を用い、波の周波数、出会い角の線形重ね合わせで計算される。短波頂不規則波中抵抗増加係数 ($\overline{K_{AW}}$) は(4.8)式で無次元化される。

$$\overline{K_{AW}} = \frac{\overline{R_{AW}}}{8\rho g H^2 B^2 / L_{pp}} \quad (4.8)$$

ここで、 g : 重力加速度、 H : 有義波高である。

4.3.5 主機特性

対象のコンテナ船の主機は、ガバナーを装備し

たディーゼル機関である。定常航行中はガバナーにより主機回転数を一定とした運転を行う。また、外乱等によりエンジントルクが増大し、トルクリミットを超えると、エンジンを保護するため回転数を下げることとなる。

主機のC重油での燃料消費率 (λ_c) と制動馬力 (BHP) との関係¹¹⁾を図4-6に示す。

1時間あたりの燃料消費量 (Λ_h) は(4.9)式で計算する。

$$\Lambda_h = \lambda_c BHP \quad (4.9)$$

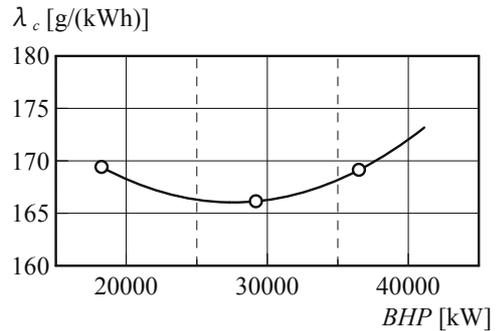


図4-6 燃料消費率

4.3.6 速力・燃料消費量

実海域では波・風の外乱により速力が変化し、燃料消費量も変化する。4.3.1項から4.3.5項の性能データを用いて力の平衡方程式を解き、速力、1時間あたり燃料消費量を求める。

平均風速、平均風向、有義波高、平均波周期、主波向、主機回転数をパラメトリックに変化させデータベースを構築する。シミュレーションではこのデータベースを使用し、最適な航路・主機回転数を探索する。

データベースの一例として、主機回転数 ($N_p=93$ rpm) としたときの平均風速 (V_w) 10m/s、平均風向 (γ) 60度 (斜向風)、平均波周期 (T) 9.5s としたときの速力と1時間あたり燃料消費量を、パラメータを有義波高 (H)、主波向 (χ : 向波を0度とする) として図4-7、4-8に示す。

これから、波高の増加に伴い速力が大きく低下すること、一方、燃料消費量は、波高が増加し主機トルクがリミットを超えると回転数を低下させ、これに伴い燃料消費量が低下することが分かる。

4.3.7 耐航性能

WAN では運航の安全性も考慮するため、耐航性能の評価を行う。

評価する耐航性能は、運航に関係する以下の9項目とした。

- (1) 海水打ち込み
 - (2) プロペラ露出
 - (3) 船底スラミング
 - (4) 船橋での上下加速度
 - (5) 船首部 (F.P.) での上下加速度
 - (6) 乗物酔発生率(MSI)、
 - (7) 乗り心地評価基準(ISO 2631/3 (1985))¹²⁾
 - (8) 嘔吐率(PV) (ISO 2631-1 (1997))¹³⁾
 - (9) 斜追波中の危険速度
- 耐航性能(1)~(5)に関係し、耐航性能評価基準(限界値、限界確率)を表 4-2 に示す。ここで、

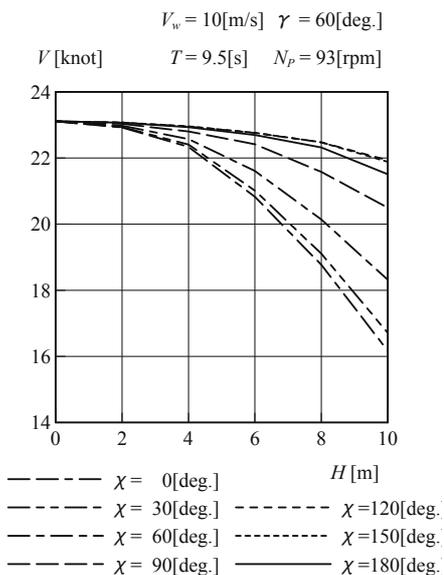


図 4-7 実海域での速力低下 ($N_p = 93[rpm]$)

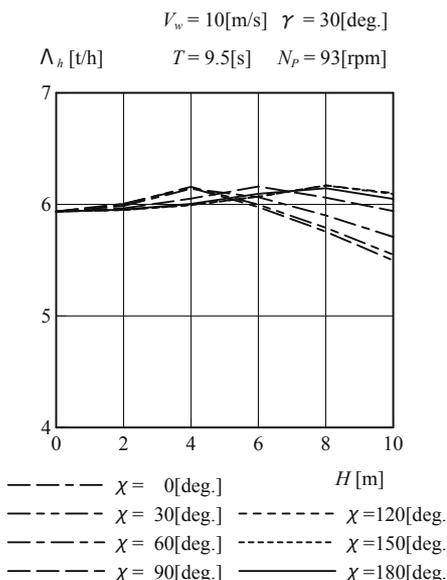


図 4-8 実海域での燃料消費量の変化 ($N_p = 93[rpm]$)

D_p : プロペラ直径、 L_{pp} : 垂線間長、 g : 重力加速度である。

また、耐航性能(6)~(8)に関係し、1/3 オクターブバンド解析に従い計算した船橋位置での重み付け上下加速度分散値 (σ_{az}^2) を図 4-9 に示す。

耐航性能(9)に関係し、斜追波中の危険速度判定を図 4-10 に示す。

静的水位上昇高さの推定は、次の実験式を使用した。

- ・海水打ち込みに対して、田崎の式¹⁶⁾
- ・船底スラミングに対し、田崎の式を船長方向に拡張した小林の式¹⁷⁾
- ・プロペラ露出に対して、Holtrop の式⁴⁾

表 4-2 耐航性能評価基準

Item	Critical value	Critical probability
Deck wetness	freeboard	0.05*
Propeller emergence	emergence of $1/3 D_p$	0.1
Bottom slamming at $0.1 L_{pp}$ aft from F.P.	-	0.01184*
- relative motion	draft	-
- relative velocity	$0.0928 \sqrt{L_{pp} g}$ **	-
Vertical acceleration at F.P.	0.085 g in rms*	-
Vertical acceleration at bridge	0.15 g in rms*	-

* NORDFORSK¹⁴⁾により算出

** Ochi¹⁵⁾による

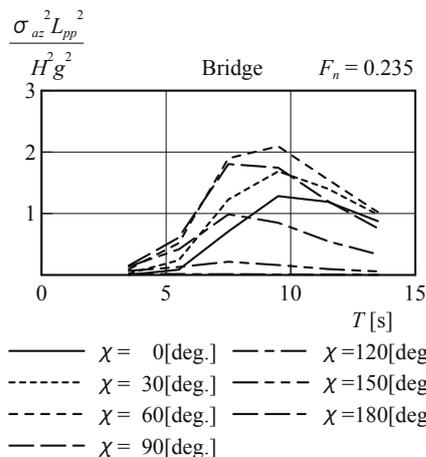


図 4-9 1/3 オクターブバンド解析による船橋位置での重み付け上下加速度分散値

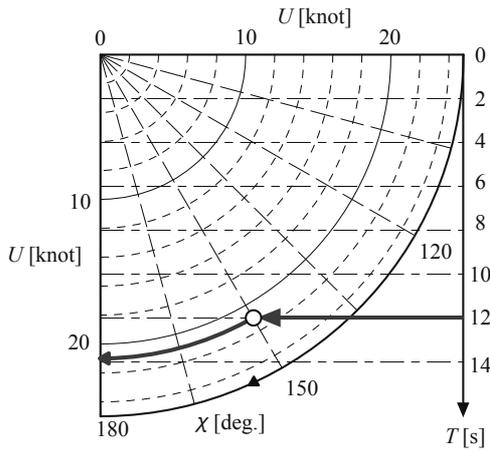


図4-10 斜追波中の危険速度判定

また、動的水位上昇については海水打ち込みに対してストリップ法により考慮した。

乗り心地評価は、乗物酔発生率(MSI)、乗り心地評価基準(ISO 2631/3 (1985))、嘔吐率(PV)を使用した。

なお、ISOでは乗り心地評価基準を規定したが、この基準は現在では嘔吐率(PV)に変更された。

斜追波中では、出合波スペクトラムの幅が狭くピークの高さが大きい状況が存在し、規則波中の応答に近く船舶にとって危険な状況が存在することがTakaishi¹⁸⁾により指摘されている。

その条件は、波向、波周期と船速により規定され(4.10)式で表される。

$$U = -\frac{gT}{4\pi \cos \chi} \quad (4.10)$$

船舶は安全上の観点から、この斜追波中の危険な状況を避ける必要がある。

4.4 最適化手法

航路・主機回転数の最適化は、拡張ラグランジュ乗数法を用いて行った。目的関数、設計変数、制約条件を以下に示す。

(1) 目的関数

燃料消費量最小化

(2) 設計変数

船位及び主機回転数

今回は航路を26区間に分割しているため、船位：25点、主機回転数26点の合計51点である。

(3) 制約条件

1) 境界条件

船位：図4-11に示す境界内

主機回転数：71~93[rpm]

2) 運航限界

安全上の理由から運航限界を定める。限界値、限界確率は4.3.7項及び表4-2に定める。

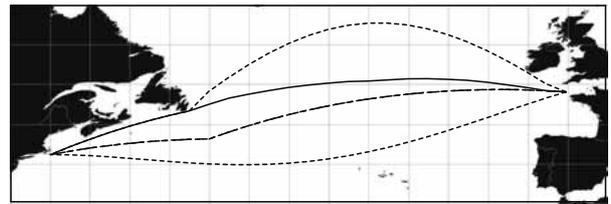
3) 航海時間

定時性の観点から、航海時間を定めた。航海時間は、本航路のコンテナ船のサービススケジュールから144時間((49°N, 5°W)から(41°N, 70°W)間)とした。

4.5 シミュレーション結果

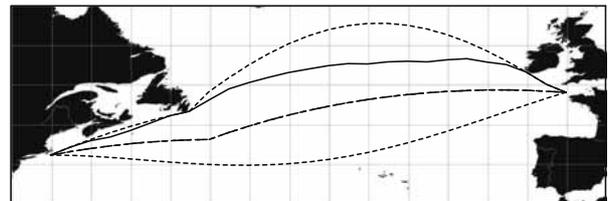
上記データを使用し、WANによる最適航行のシミュレーションを行った。シミュレーションは本船の出港時間を変えて行い、燃料消費量の変化を調べた。

本船の出港時間は、2007年2月15日12UTC及び2007年2月10日12UTCとした。2月15日出発の航海の航路を図4-11に示す。海象状態は比較的静穏であり、選定航路も大圏航路に近いものとなった。次に、荒天状態が生じた2月10日出発の場合の選定航路を図4-12に示す。また、このときの遭遇した気象海象と船体応答を図4-13に示す。ここで、DAY：出発後の日数、H：有義波高、T：平均波周期、χ：波向(0度を向波とする)、V_w：平均風速、γ：平均風向(0度を向風とする)、V_{cr}：海流速度、N_p：主機回転数、U：船速、δF：燃料消費量、Q：超過確率、A_{rms}：上下加速度の2乗平均平方根値、a_{rms}：上下加速度の半周期での2乗平均平方根値、f_c：1/3オクターブバンド解析における中心周波数である。



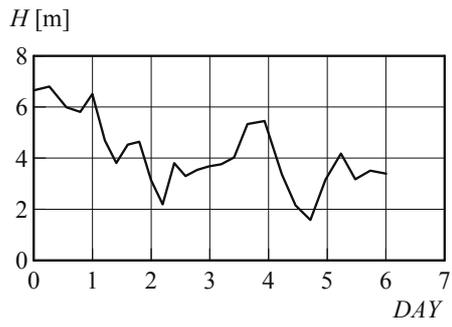
—— WAN ——— initial route - - - - - boundary

図4-11 燃料消費量最小航路 (2007年2月15日12UTC 出発)

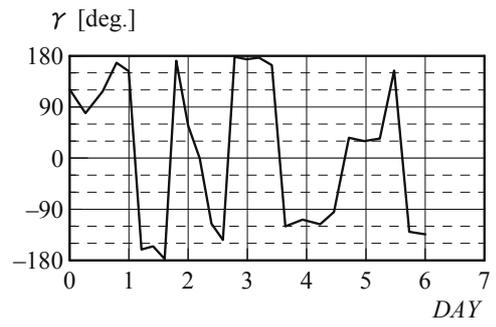


—— WAN ——— initial route - - - - - boundary

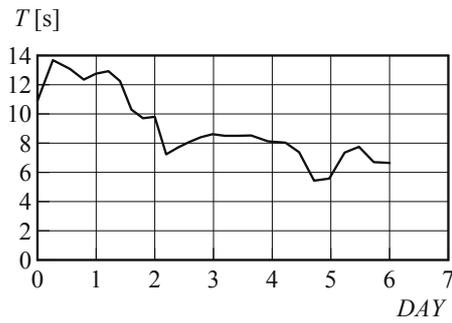
図4-12 燃料消費量最小航路 (2007年2月10日12UTC 出発)



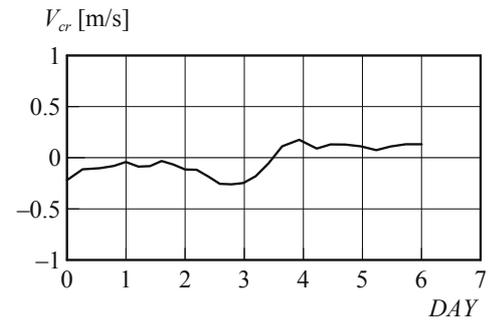
(a) 有義波高



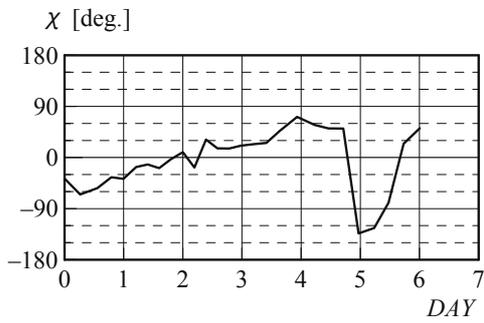
(e) 平均風向



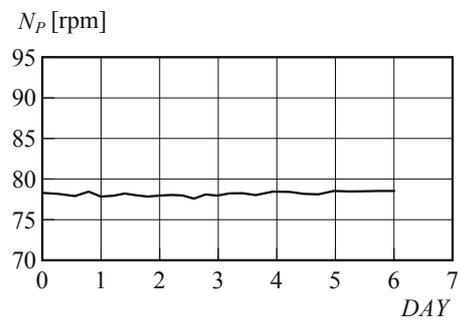
(b) 平均波周期



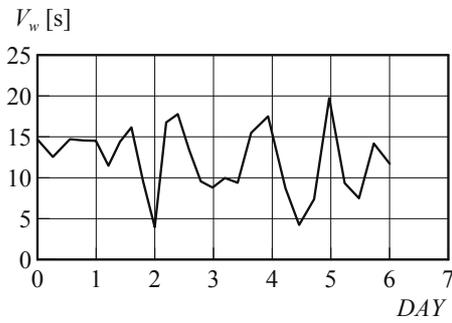
(f) 海流速度



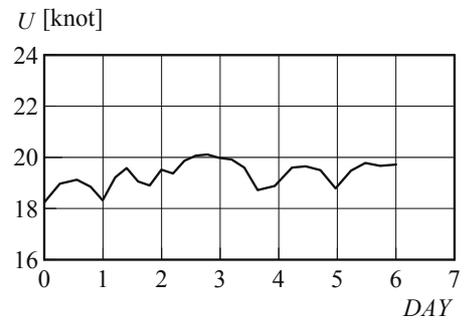
(c) 波向



(g) 主機回転数

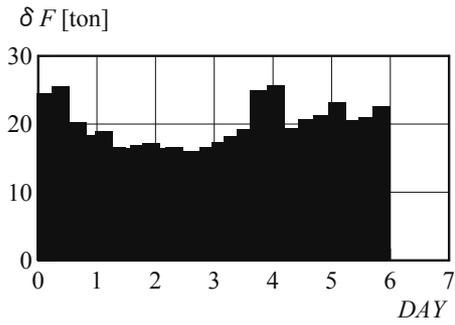


(d) 平均風速

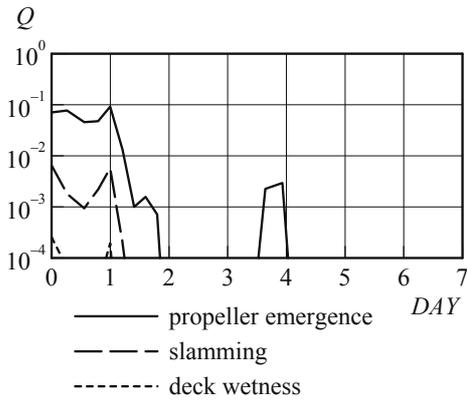


(h) 船速

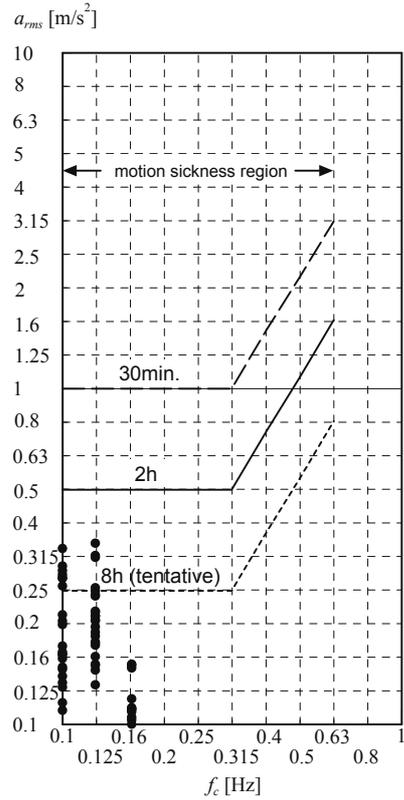
図 4-13 遭遇海象と船体応答
(2007年2月10日12UTC出発)



(i) 燃料消費量

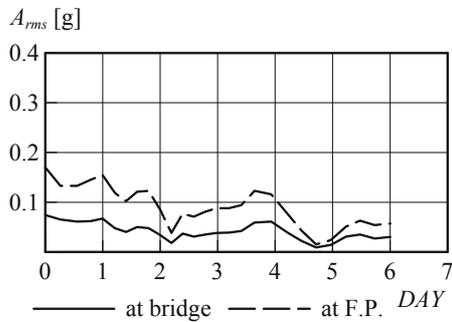


(j) 耐航性能の超過確率

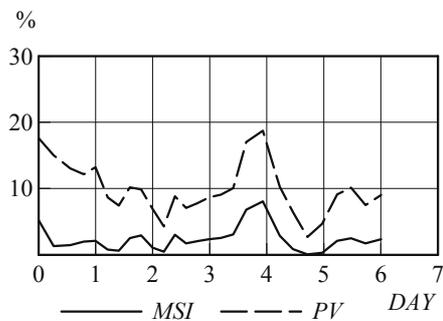


(m) 乗り心地評価基準

図4-13 遭遇海象と船体応答 (2007年2月10日12UTC出発) (続き)



(k) 上下加速度の2乗平均平方根値



(l) MSI と PV

燃料消費量削減効果を図4-14、4-15示す。燃料削減効果 (ΔF) は、初期航路を回転数一定で航行した場合とWANによる最適航行をした場合とで比較を行った。初期航路を回転数一定で航行した場合、到着時間に対し、遅延または早着する可能性があるが、ここでは、主機回転数の初期設定値を複数変えて計算し、到着遅れ (*Delay*) に対して作図した。これから、両者で到着時間が同じだったとした場合、4~6%の省燃費効果があることが分かる。また、通常の運航では到着余裕を見る必要があり、到着余裕時間を4時間とした場合は、それに対し8~10%の省燃費効果があることが分かる。

4.6 まとめ

経済性・環境性に加え、安全性を考慮した最適航行を行う海象適応航法システム (WAN) を開発した。

コンテナ船の北大西洋航路でのWANシミュレーションから、定時性の確保に加え、省燃費効果が4~6%、到着余裕を4時間とした場合に対しては、更に効果が増え、8~10%の省燃費効果があることを示した。

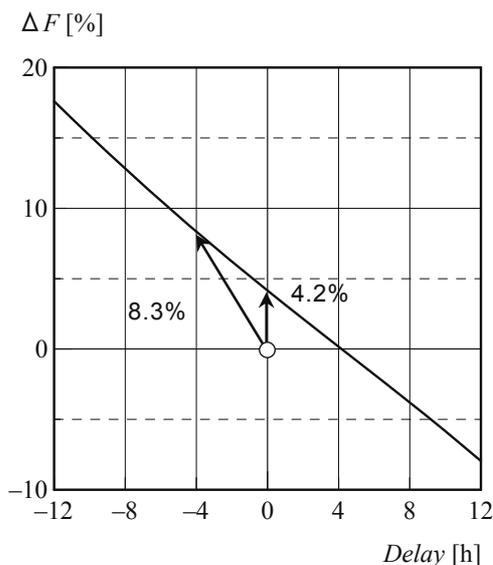


图 4-14 燃料消費量削減効果
(2007年2月15日12UTC出発)

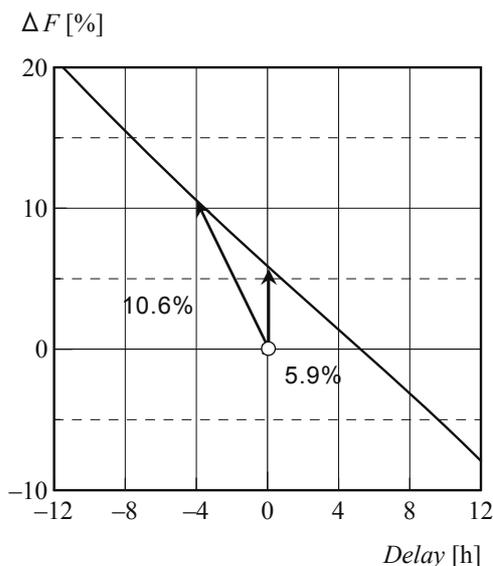


图 4-15 燃料消費量削減効果
(2007年2月10日12UTC出発)

参考文献

1) M. Tsujimoto and K. Tanizawa : Development of A Weather Adaptive Navigation System Considering Ship Performance in Actual Seas、Proc. of 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (2006)
 2) M. Tsujimoto and J. Hinnenthal : Optimum

Navigation for Minimizing Ship Fuel Consumption -Investigation of Route, Speed and Seakeeping Performance-, Proc. of the 6th Osaka Colloquium on Seakeeping Stability of Ships (2008)、pp.51-58
 3) J. Holtrop and G. G. J. Mennen : An Approximate Power Prediction Method、International Shipbuilding Progress、Vol.29、No.335 (1982)、pp.166-170
 4) J. Holtrop : A Statistical Re-Analysis of Resistance and Propulsion Data、International Shipbuilding Progress、Vol.31、No. 363 (1984)、pp.272-276
 5) A. Yazaki : Design Diagrams of Modern Four, Five, Six and Seven-Bladed Propellers Developed in Japan、Fourth Symposium on Naval Hydrodynamics (1962)
 6) K. Kijima, T. Katsuno, Y. Nakiri and Y. Furukawa : On the manoeuvring performance of a ship with the parameter of loading condition、Journal of the Society of Naval Architects of Japan、Vol.168 (1990)、pp.141-148
 7) K. Kijima and Y. Nakiri : On the Practical Prediction Method for Ship Manoeuvring Characteristics、Proc. of International Conference on Marine Simulation and Ship Manoeuvrability (2003)
 8) T. Fujiwara, M. Ueno and Y. Ikeda : Cruising performance of a large passenger ship in heavy sea、Proceedings of the Sixteenth International Offshore and Polar Engineering Conference、Vol. III (2006)、pp.304-311
 9) H. Maruo : Resistance in Waves、Researches on Seakeeping Qualities of Ships in Japan、The Society of Naval Architects of Japan、Vol.8 (1963)、pp.67-102
 10) O. M. Faltinsen, K. J. Minsaas, N. Liapis and S. O. Skjoldal : Prediction of Resistance and Propulsion of a Ship in a Seaway、13th Symposium on Naval Hydrodynamics(1980)、pp.505-529
 11) MAN B&W : K90MC MK6 Project Guide Two-stroke Engines、5th Edition (2000)
 12) International Organization for Standardization : Evaluation of human exposure to whole-body vibration - Part 3: Evaluation of exposure to whole-body z-axis vertical

- vibration in the frequency range 0,1 to 0,63 Hz、ISO2631/3 (1985)、pp.1-4
- 13) International Organization for Standardization : Mechanical vibration and shock - Evaluation of human exposure to whole-body vibration - Part 1: General requirements、ISO2631-1 (1997)、pp.1-31
- 14) NORDFORSK : Assessment Of Ship Performance in a Seaway、Results of a Nordic Co-operative Project on Seakeeping Performance of Ships (1987)
- 15) M. Ochi : Extreme Behavior of a Ship on Rough Seas - Slamming and Shipping of Green Water、Transactions of the Society of Naval Architects and Marine Engineers、Vol.72 (1964)、pp.1-41
- 16) 田崎亮 : 船舶の波浪中における甲板上への海水打ち込みについて、運輸技術研究所報告、第11巻、第8号 (1961)、pp.1-32
- 17) 小林正典、湯浅肇、岸本修、安部光弘、国武吉邦、成田仁、平野雅祥、杉村泰 : 船舶の耐航性に関する理論計算プログラム (その 1.理論計算式)、三井造船技報、No.82(1973)、pp.1-34
- 18) Y. Takaishi : Dangerous encounter wave conditions for ships navigating in following and quartering seas、Proceedings of 5th International Conference on Stability of Ships and Ocean Vehicles、Vol.1 (1994)

5. あとがき

高効率船舶を計画し設計するための基盤技術の開発を行った。

得られた成果は以下の通りである。

- (1) 船型要目最適化プログラム(HOPE LIGHT)の開発
- ・基本計画段階で推進性能、操縦性能、耐航性能を同時に検討し、迅速に最適要目を提供するプログラムを開発した。

- ・使用の利便性を考慮して、Excel 上で使用できるようにするとともに、主な推定式を変更可能としたユーザーカスタマイズ機能を作成した。
 - ・対象船種としてツインスケグ 2 軸船を包含し、基本計画時の多様なニーズに応えることを可能とした。
- (2) 格子生成システムの開発
- ・付加物などの複雑な形状を有する実用船型の流体力学的性能を効率的に推定できるように、CAD/CFD を組合わせた設計システムを開発した。
 - ・ツインスケグ船型、シャフトブラケット付き 2 軸高速船について、計算結果と水槽試験結果の比較を行い、複雑形状を有する船舶についても有効であることが確認された。
- (3) 海象適応航法システム(WAN)の開発
- ・運航時の効率運航を行うため、経済性・環境性に加え、安全性を考慮した最適航行を行うシステムを開発した。
 - ・コンテナ船の北大西洋航路での WAN シミュレーションを行い、定時性の確保、省燃費効果を示した。

今回開発された、船舶の基本計画、性能推定、運航の各段階で利用されるツールを使い、今後、当所で行っている ZEUS (Zero Emission Ultimate Ship) プロジェクト等の高効率物流を支える高効率船舶の開発に役立てていくことを予定している。

謝 辞

本報告のうち、海象適応航法システムの研究はドイツ連邦共和国ベルリン工科大学と共同で実施した。研究に対し助言・支援をいただいた Günther Claus 教授、Jörn Hinnenthal 博士及び流体性能評価系長 谷澤克治博士をはじめとする関係者に感謝いたします。

