

## 双胴船尾船型の自航計算

### Numerical simulation of a twin-skeg ship with working propellers

- 久米 健一, 海上技術安全研究所, 東京都三鷹市新川 6-38-1, E-mail: kume@nmri.go.jp  
 平田 信行, 海上技術安全研究所, 東京都三鷹市新川 6-38-1, E-mail: hirata@nmri.go.jp  
 Kenichi Kume, National Maritime Research Institute, 6-38-1 Shinkawa, Mitaka, Tokyo, JAPAN  
 Nobuyuki Hirata, National Maritime Research Institute, 6-38-1 Shinkawa, Mitaka, Tokyo, JAPAN

In case of a twin-skeg ship, a swirling flow enters into the propeller disc because of the asymmetric shape of each skeg. The swirling component should be excluded in the full scale correction of the effective wake, since it can be considered as a potential flow. One of the correction methods is to adopt the difference of effective wake fraction between inward- and outward-rotating conditions of propellers as the swirling flow component. Thus, the accuracy of the estimation of the swirling component is very important in the power prediction of a twin-skeg ship. In the present work, CFD calculations were performed in self-propelled conditions and the results were compared with experimental data and the accuracy of estimated swirling components was discussed.

#### 1. はじめに

模型船と実船では航走時のレイノルズ数が異なり, 船体周りの境界層厚さも異なっている. そのため, 模型試験結果を用いた実船馬力推定の際には, 自航試験から得られる有効伴流率に対し尺度影響修正するのが一般的であり, 日本国内でよく用いられる修正法に「矢崎チャート」と呼ばれる図表がある.

最近再び注目されている双胴船尾型 2 軸船 (2 軸ツインスケグ船) で実船の有効伴流率を求める場合, 1 個のプロペラに流入する流れが左右非対称であるため, 通常の 1 軸船とは異なる方法を用いる必要がある. 一つの方法として, プロペラの回転方向を内回りと外回りに変更して得られる有効伴流率  $1-w_t$  の差を, 流場の非対称性から生じるプロペラ面内の旋回流成分とみなし, 尺度影響修正から除外する方法が考えられている.

著者らはこれまでに 2 軸ツインスケグ船の粘性圧力抵抗や造波抵抗, プロペラ回転方向が内回りの場合の自航要素について報告<sup>(1)(2)</sup>しているが, 本論文では, 同船型の実船馬力推定に不可欠な有効伴流率の尺度影響修正に着目し, プロペラ回転方向を逆転させた CFD 解析で得られるプロペラ面内の旋回流成分  $\Delta w$  を水槽試験結果<sup>(3)</sup>と比較することで, 自航要素のうち特に船尾伴流の計算精度について検証を行ったので報告する.

#### 2. 対象船型および計算格子

計算対象とした 2 軸ツインスケグ船は文献(3)の MSNo.334 であり, 船体形状を Fig.1 に, 主要目を Table1 に示す. 計算格子生成には HEXPRESS™を用い, 格子は全て非構造六面体格子で構成されている. Fig.2 に示すように, 計算領域は直方体であり, 流場の対称性を考慮して左舷側のみの計算を行った. 舵の有無や船体表面の格子サイズ, 局所細分化 box の有無について, 計算を実施した組み合わせを Table2 に示す. 局所細分化 box の領域は(0.965, -0.04, -0.043)と(0.99, -0.01, -0.013)を対角点座標とする直方体であり, Fig.3 に示すようにプロペラおよびスターンバルブを含む領域に設定した. Grid ID の文字列に使用した“H”および“box”に続く数字は HEXPRESS™による初期格子からの格子細分化の回数  $n$  を意味し, それぞれ船体表面と局所細分化 box 内での細分化回数である. なお, 初期格子間隔は  $x, y, z$  方向のいずれも 0.167 とし,  $n$  に応じて格子サイズは  $1/2^n$  になる.

HEXPRESS™により生成される計算格子は, 文献(4)(5)にも述べられているように主に物体表面での格子サイズと局所細分化 box 内の格子サイズにより決定される. 局所細分化 box 内は一定

のサイズの格子で満たすことができるものの, それ以外の領域では物体表面から離れるにつれ, 急激に格子密度が減少する特徴を有する.

Table1 Principal particulars of ship model

Length between perpendiculars	$L_{pp}$	270.0 m
Breadth	B	45.0 m
Draft	d	12.0 m
Block coefficient	$C_B$	0.703

Table2 Computational grids and conditions

Grid ID	Rudder	Target cell size on hull surface	Turbulence model	Local refinement box (Cell size)	Cell number (million)	
H6	w/o	0.0026	SA	w/o	1.25	
H6box7				with (0.0013)	1.44	
H6box8				with (0.00065)	1.86	
H6box9				with (0.00033)	3.26	
H7	w/o	0.0013	k- $\omega$ SST	w/o	4.68	
				k- $\omega$ EASM	w/o	4.68
				SA	w/o	4.68
H7RUD	with		SA	w/o	5.63	

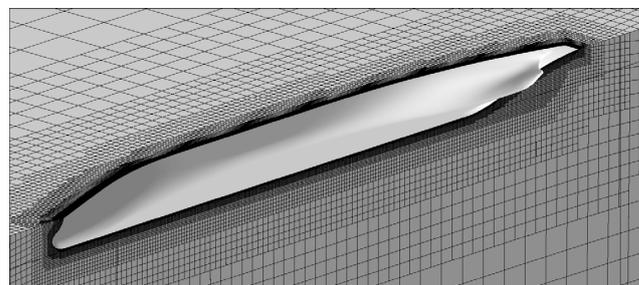


Fig. 1 Ship model with twin-skeg (Port side)

#### 2. 乱流モデル

船尾伴流の計算精度の検証が目的であるため, 乱流モデルによる影響も調査した. 使用したモデルは主に SA (Spalart-Allmaras)モデルであり, 剥離に伴う船尾縦渦など旋回性の強い流れに対し有効な k- $\omega$  SST (Shear-Stress Transport)モデルと k- $\omega$  EASM (Explicit Algebraic Stress Model)モデルでも計算した.

### 3. 計算法および計算条件

数値解析には海上技術安全研究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 SURF<sup>®</sup>を使用した。k- $\omega$  EASM モデルには ver.6.38 を、それ以外の乱流モデルでは ver.6.391 を用いた。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導入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計算格子にも対応している。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。

今回の数値計算におけるレイノルズ数は船長ベースで  $8.07 \times 10^6$ 、Transition Point は  $x=0.01$  とした。ただし、船体の F.P.位置を  $x=0$ 、A.P.位置を  $x=1$  とする。自由表面が無い二重模型流れの計算であり、自航状態は実船と模型船のレイノルズ数の違いによる摩擦抵抗を修正したいいわゆる Ship Point である。

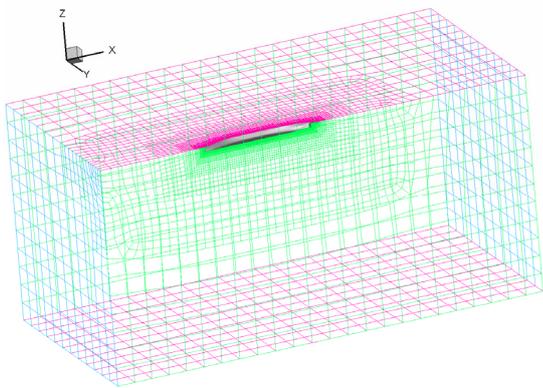


Fig. 2 Unstructured hexahedral grid (bird-eye view)

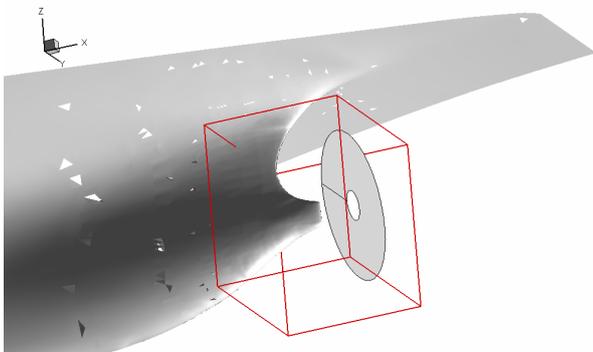


Fig. 3 Local refinement box with a ship hull and a propeller plane

### 4. 計算結果

#### (1) 舵の影響

Grid H7 および Grid H7RUD の自航計算結果を実験結果と合わせて Table3 に示す。なお、自航試験時の模型船には舵が装着されており、船体に対するプロペラと舵の位置関係を Fig.4 に示す。

舵の存在による排除効果から、有効伴流率  $1-wt$  は減少し、プロペラ内回りの計算で 0.016、外回りで 0.021 の減少となった。また、公称伴流率  $1-wn$  の比較を Table4 に示す。計算による  $1-wn$  の差は  $1-wt$  の場合と同程度の 0.02 であり、プロペラの有無に拘わらず、舵の存在は伴流率に約 0.02 の影響を及ぼしていることが分かる。

一方、プロペラ内回りと外回りの場合の差  $\Delta w (=1-wt(outward) - 1-wt(inward))$  は Grid H7RUD で 0.040、Grid H7 で 0.045 である。舵無し状態での実験結果が存在しないため計算結果のみからの評価になるが、舵の有無が有効伴流率の旋回流成分  $\Delta w$  に及ぼす影響

はほとんど無いことが分かった。

推力減少率  $1-t$  についても Table3 に示している。実験結果は舵付き状態であるため Grid H7RUD の計算結果と比較すれば、いずれのプロペラ回転方向でも両者はほぼ一致しており、細分化回数  $n=7$  の計算格子では適切に  $1-t$  を評価できていると考えられる。

また、プロペラ内回りの場合の  $1-t$  の計算結果は、舵の有無で約 0.03 変化しているが、外回りの場合は、ほとんど変化していない。これはプロペラ後流の旋回流成分の強度が影響していると考えられる。外回りプロペラの場合はプロペラ後流中の旋回流が強く、舵に対する流入迎角が大きくなり、特に舵下部前縁付近で発生する推力が舵の固有抵抗を減じる効果があることを確認した。Fig.5 には摩擦抵抗と圧力抵抗の船先端部からの積分値を示している。舵が存在する  $x/Lpp > 0.99$  の範囲における圧力抵抗の増加がプロペラ内回りより外回りの場合の方が小さいことが分かる。

Table3 Effective wake coefficients and thrust deduction coefficients

Grid ID	Turb. model	1-wt			1-t	
		inward	outward	$\Delta w$	inward	outward
Exp.(rudder)	-	0.656	0.803	0.147	0.835	0.856
H7RUD	SA	0.709	0.749	0.040	0.841	0.859
H7	SA	0.725	0.770	0.045	0.875	0.860

Table4 Nominal wake coefficients

Grid ID	Turbulence model	1-wn
Exp.(RUD)	-	0.73
H7RUD	SA	0.699
H7	SA	0.719



Fig. 4 Propeller and rudder position with a ship hull

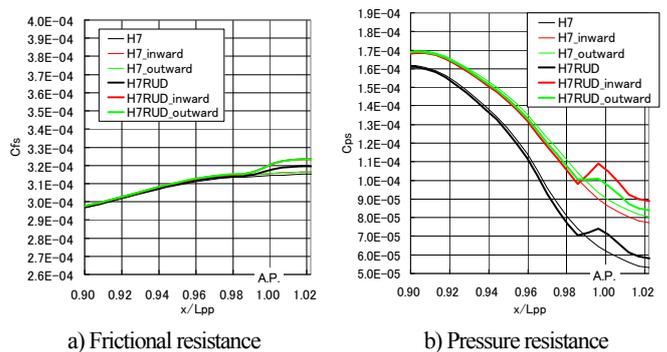


Fig. 5 Comparison of frictional and pressure resistance coefficients accumulated from fore-end with Grid H7 and H7RUD

#### (2) 船体表面格子サイズの影響

Table4 に実験と計算の公称伴流率  $1-wn$  を示したが、計算(Grid H7RUD)により得られた  $1-wn$  は実験結果より約 0.03 遅くなっている。次に有効伴流率  $1-wt$  について、船体表面格子サイズが異なる Grid H6 および Grid H7 の計算結果を実験結果と合わせて Table5 に示す。プロペラ内回りと外回りの  $1-wt$  の平均値を  $1-wt(mean)$

$(=1-wt(outward) + 1-wt(inward))/2$  とすれば  $1-wt(mean)$  は、計算結果 (Grid H6, H7) の約 0.75 に対し、舵付きの実験結果では約 0.73 で、さらに前節で示した舵の影響を控除すれば約 0.75 となり、ほぼ一致する。つまり、 $1-wt(mean)$  と  $1-wn$  は同等の推定精度を有していると言える。

一方、プロペラ回転方向の影響であるが、内回りでは  $1-wt$  を高めに、外回りでは低めに推定しており、結果的に  $\Delta w$  をかなり過小評価する結果となっている。舵無し・プロペラ無しの状態での伴流分布図を Fig.6 と Fig.8 に示す。Fig.6 の実験結果ではスケグ下部を反時計回りに回りこむ旋回流が見られ、Fig.8 の計算結果でも同様の傾向が再現できているものの、面内速度成分  $V_{YZ}$  の絶対値が特にプロペラ軸心上方やスケグより外側の領域において小さい。実験時の船体のトリムは約 0.27[% $L_{pp}$ ]と小さいため、トリムの影響とは考えにくく、自由表面付きの計算でも伴流分布にほとんど変化が無いことも確認しており、計算条件の違いが原因とは考えにくい。つまり、計算で得られる  $V_{YZ}$  が全体的に小さいことが  $\Delta w$  を過小評価する原因であり、それは乱流モデルの不備や格子密度依存によるものと考えられる。

$1-t$  の推定に関しては、 $n=7$  の計算格子で適切に評価できていることを前節で示したが、船体表面格子サイズが 1 段階粗くなった Grid H6 の計算結果でも Grid H7 に近い結果が得られることが分かった。

Table5 Effective wake coefficients and thrust deduction coefficients

Grid ID	Turb. model	1-wt			1-t	
		inward	outward	$\Delta w$	inward	outward
Exp.(rudder)	-	0.656	0.803	0.147	0.835	0.856
H6	SA	0.736	0.767	0.031	0.873	0.853
H7	SA	0.725	0.770	0.045	0.875	0.860

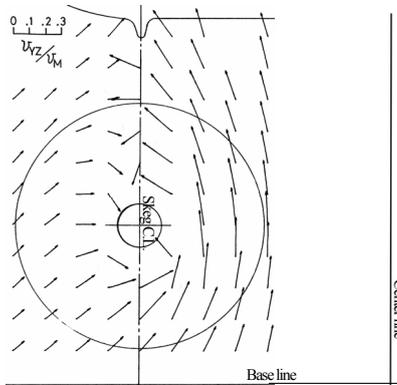
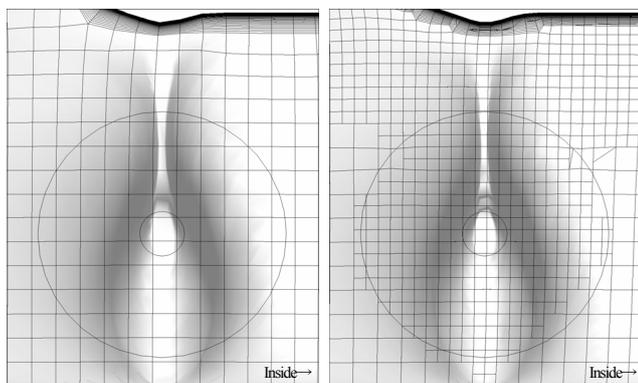
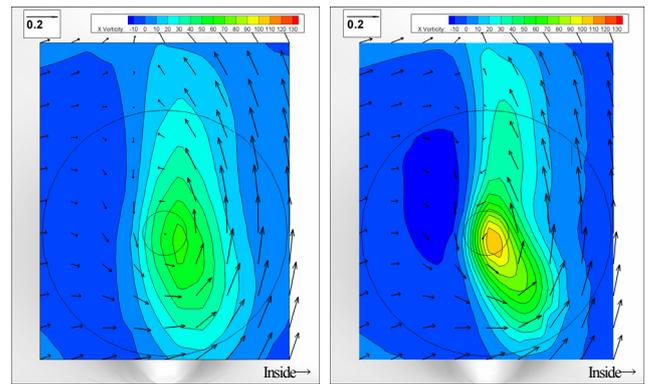


Fig. 6 Wake distribution at propeller plane without propeller and rudder



a) Grid H6  
b) Grid H7  
Fig. 7 Computational grid at propeller plane ( $x=0.9852$ )



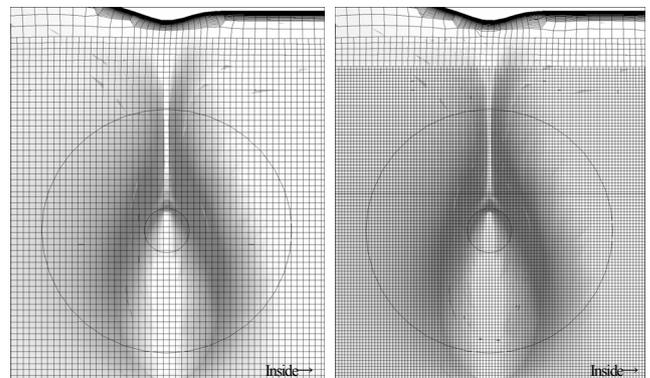
a) Grid H6  
b) Grid H7  
Fig. 8 Wake velocity and  $\alpha_x$  distribution without propeller and rudder (SA)

(3) プロペラ近傍における局所細分化の影響

前節で面内速度成分  $V_{YZ}$  に格子密度依存の傾向が見られることに言及したが、ここではさらに詳しく調査するため、Fig.3 に示すプロペラおよびスターンバルブを含む領域に局所細分化 box を定義し、同様の計算を行った。プロペラ位置での計算格子を Fig.9 に示す。局所細分化 box の内部が均一な大きさの格子で構成されている様子が見られる。Table6 に示すように、局所細分化 box 内の格子細分化回数  $n$  が大きくなるほど、つまり格子サイズが小さくなるほど  $\Delta w$  は実験値に近づく。しかし、プロペラ近傍の格子サイズが  $\Delta w$  に大きな影響を及ぼしていることが分かったものの、実験値に最も近い推定値となった Grid H6box9 の場合でも倍以上の開きがある。Fig.10 の伴流および  $\alpha_x$  分布図からも、局所細分化 box の設定により  $\alpha_x$  が部分的に強まったものの、Fig.6 の実験結果に比べ  $V_{YZ}$  は小さいことが分かった。今後は、船尾の自由渦を捉えるために、船体の 3 次元剥離が発生する付近にも精細な格子を配置してみる予定である。

Table6 Effective wake coefficients and thrust deduction coefficients

Grid ID	Turb. model	1-wt			1-t	
		inward	outward	$\Delta w$	inward	outward
Exp.(rudder)	-	0.656	0.803	0.147	0.835	0.856
H7	SA	0.725	0.770	0.045	0.875	0.860
H6	SA	0.736	0.767	0.031	0.873	0.853
H6box7	SA	0.741	0.777	0.036	0.877	0.859
H6box8	SA	0.744	0.797	0.053	0.879	0.862
H6box9	SA	0.747	0.814	0.067	0.879	0.862



a) Grid H6box8  
b) Grid H6box9  
Fig. 9 Computational grid at propeller plane ( $x=0.9852$ )

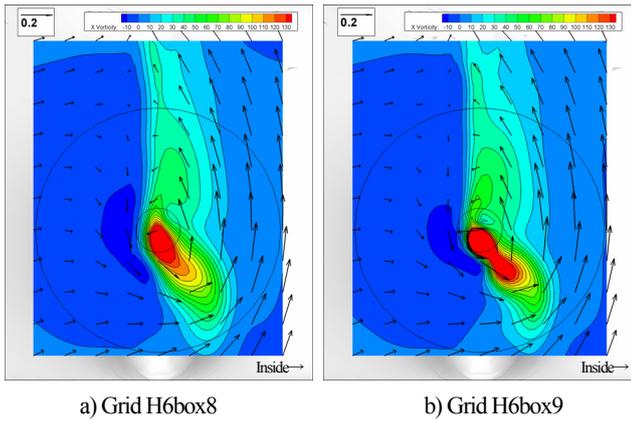


Fig. 10 Wake velocity and ox distribution without propeller and rudder (SA)

1-t に関しては、Grid H6 でも Grid H7 と同等の結果となることを前節の Table5 で示したが、Table6 ではプロペラ近傍へ局所細分化 box を配置することで、大幅な格子数の増加を伴わず 1-t の推定精度を高められることを示している。

(4) 乱流モデルの影響

今回計算対象とした船型は  $C_B$  が約 0.7 であり、痩せ型船の部類に属するため、船尾で強い縦渦が起きているとは考えにくいものの、船尾伴流は乱流境界層に影響を受けるため、乱流モデルの影響も調べた。スケグ下部を回り込む旋回流を適切に再現することを期待し、旋回性の強い流れに対し有効な k- $\omega$  SST モデルと k- $\omega$  EASM モデルを用いた計算を実施したが、Table7 に示すように、SA モデルよりもむしろ  $\Delta w$  の推定精度は低かった。Fig.11 に示す伴流および ox 分布図からも Fig.8 に示す SA モデルとの明瞭な差は見出せない。今回は局所細分化 box をプロペラ近傍にのみ設定したために、適切に乱流モデルの効果を利用してきていない可能性は残されているものの、肥大船のように船尾で強い縦渦を伴わない場合、k- $\omega$  SST モデルと k- $\omega$  EASM モデルは 2 軸ツインスケグ船にとって必ずしも有効な乱流モデルではないと考えられる。また、今回対象とした  $C_B$  が 0.7 程度の船型は 1 軸船であっても伴流の推定が難しく、乱流モデルも含めて今後検討すべき課題である。

1-t については、Table3 で実験値との良い相関が示された SA モデルに対し、他の 2 つの乱流モデルでもほぼ同じ数値となっており、乱流モデルによる差はほとんど見られない。

5. まとめ

2 軸ツインスケグ船の実船馬力推定に不可欠な有効伴流率の尺度影響修正に着目し、修正に必要なプロペラ面内の旋回流成分をプロペラ内回りと外回りの自航計算によって求めた。また、実験結果と比較することで、プロペラ回転方向の違いを CFD がどの程度適切に評価できるか検証を試み、以下の知見を得た。

- (1) 公称伴流率 1-wn の計算結果 (Grid H7RUD) は実験結果より約 0.03 小さく推定したが、格子密度依存や乱流モデルの不備による計算精度の限界と考えられる。
- (2) 有効伴流率 1-wt の旋回流成分  $\Delta w$  に対する舵の影響は無視できる。つまり  $\Delta w$  の評価を行う場合は、舵無し状態での計算で十分である。
- (3) 有効伴流率 1-wt は実験値に対してプロペラ内回りでは高めに、外回りでは低めに推定し、 $\Delta w$  を過小評価する傾向がある。プロペラ面内速度成分  $V_{YZ}$  が小さいことに起因しており、公称伴流と同様の理由で格子密度依存や乱流モデルの不備の問題と考えられる。

Table7 Effective wake coefficients and thrust deduction coefficients

Grid ID	Turb. model	1-wt			1-t	
		inward	outward	$\Delta w$	inward	outward
Exp.(rudder)	-	0.656	0.803	0.147	0.835	0.856
H7	SA	0.725	0.770	0.045	0.875	0.860
	k- $\omega$ SST	0.739	0.769	0.030	0.877	0.861
	k- $\omega$ EASM	0.740	0.766	0.026	0.884	0.868

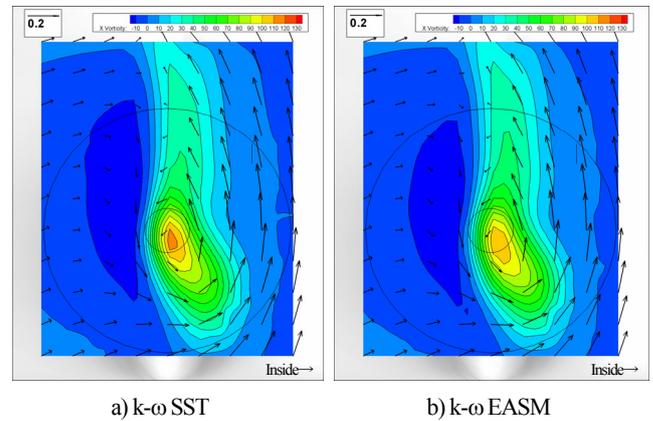


Fig. 11 Wake velocity and ox distribution without propeller and rudder (Grid H7)

- (4)  $\Delta w$  の推定精度にはプロペラ近傍の格子密度が影響し、格子密度が高い方が精度も高い。
- (5) 2 軸ツインスケグ船に特有のスケグ周りの旋回流を精度良く評価するため、3 つの乱流モデル (SA, k- $\omega$  SST, k- $\omega$  EASM) を用いて  $\Delta w$  を比較した。使用した乱流モデルに対して適切な計算格子ではなかった可能性は残るものの、旋回性の強い流れに対し有効と言われる k- $\omega$  SST モデルと k- $\omega$  EASM モデルが、船尾縦渦が弱い痩せ型船の  $\Delta w$  推定には必ずしも有効ではないことが分かった。
- (6) 推力減少率 1-t については格子密度の影響を受けにくく、今回の計算条件の中で格子数が最も少ない Grid H6 でも実験値を精度良く捉えられることが示された。また、プロペラ近傍に局所細分化 box を設定すれば大幅な格子数増加を伴わず精度の良い推定することができる。

参考文献

- (1) 久米, 平田, "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, (2009), C8-1
- (2) 久米, 平田, "非構造六面体格子を用いた流れ解析とその検証," 日本船舶海洋工学学会講演会論文集, 第 10 号 (2010)
- (3) 川上, 柳原, 堀ほか, "Twin-skeg stem 船型の推進性能に関する実験的研究," 船舶技術研究所報告, 第 18 巻, 第 6 号, (1981), pp. 283-314
- (4) 浦野, 平田, 日野, "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, (2008), F10-4
- (5) 浦野, 平田, 日野, "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," 日本船舶海洋工学学会講演会論文集, 第 8 号 (2009)
- (6) Hino, T., "Navier-Stokes Computations of Ship Flows on Unstructured Grids," Proceedings of the 22<sup>nd</sup> Symposium on Naval Hydrodynamics, (1998)