

船舶による洋上風応力計測に対する 船体及び上部構造物の影響

学生員 二ツ寺 暁 郎* 宮 蘭 大 樹**
森 内 洋 之**
正員 山 口 一* 正員 川 村 隆 文*
宮 永 大*

Influence of the ship hull and superstructure on the on board measurement of wind and turbulence

by Akio Futatsudera, *Member* Miyazono Daiki
Yoshiyuki Moriuchi
Hajime Yamaguchi, *Member* Takafumi Kawamura, *Member*
Masaru Miyanaga

Summary

Accurate estimation of the drag coefficient of sea-ice is very important for reliable prediction of sea-ice behavior. For improving the accuracy of the drag coefficient, we have carried out a measurement of wind and turbulence on the sea of Okhotsk on board of the ice-breaking patrol ship *Soya* of Japan Coast Guard.

In this study, we evaluated the influence of the superstructure and the hull of ship on the measurement of wind and turbulence by numerical simulations using a commercial CFD code Fluent (Fluent Inc.). The simulations of wind flow around the full scale ship indicated that the measuring instruments should be located at least 6m above the front-deck or at least 4m away from the bridge-house towards the upwind direction.

1. は じ め に

著者らの研究室ではこの十年近く海水分布予測の研究を行ってきた。当研究室で開発された海水運動の力学的モデルである DMDF モデル¹⁾は、海水の離散的な挙動を再現しつつ広い範囲を扱える数値モデルであり、海水の熱力学モデルとの連成²⁾、また三次元海洋モデルとの連成等³⁾によって、実海域への適用が試みられている。近年ではオホーツク海を対象海域としてリモートセンシングや地理情報システム (GIS) と連動した総合的な氷況情報・予報供給システムの開発を進めている。

DMDF モデルの中では、海水に働く力は風による剪断力、海流による剪断力、水中の氷盤の形状抵抗、海面傾斜

による重力、コリオリ力、氷盤同士の衝突による相互干渉力に大別できるが、風による剪断力の影響が最も大きい。風の剪断力 τ_a は、高度 10m での水平風速を U_{10} 、空気の密度を ρ 、大気-海水間の抵抗係数を C_D として次式より得られる。

$$\tau_a = \rho C_D U_{10}^2 \quad (1)$$

氷海における抵抗係数 C_D は氷自身やその周囲の状態によって変化し、特に氷の凹凸、積雪などの表面状態と大気安定度に左右される⁴⁾。従って氷の力学的モデルでは氷の表面状態や分布に応じて C_D を変化させることが望ましいが、DMDF モデルをはじめ多くのモデルでは C_D を一定と仮定されており、その値も数種ある。これは様々な氷況に対する C_D の計測、あるいは理論計算が困難であることが理由として挙げられる。

当研究室では C_D の精度を高めるためオホーツク海における C_D の測定を計画・実施している。この中では海上保安庁の巡視船「そうや」に超音波風速計等の計測機器

*東京大学大学院工学系研究科

**東京大学工学部

を設置して風速等を測定するが、その際は船体と上部構造が風の場合に及ぼす影響を考慮して計測機器の設置場所を決定する必要がある。

本研究は数値流体解析ソフト Fluent を用いて、船体が風の場合に及ぼす影響の事前評価を行ない、超音波風速計をはじめとする計測機器の船舶への設置位置を決定することを目的として、下記の流れで行なった。

1. 複雑な船体上部構造周囲の流れを、CFD ソフトウェア Fluent とそれに実装された乱流モデルにより、どの程度定量的に評価できるかを確認した。そのために「そうや」を単純化した模型による実験を行ない船体上部構造周囲の流速と乱れを測定し、同条件の Fluent による数値解析結果と比較することで Fluent の計算精度を検証した。
2. 実船での観測で想定される条件で Fluent による数値解析を行ない、船体構造物が風の場合に及ぼす影響を評価した。またその結果を用いて計測機器の設置場所を決定した。

2. 抵抗係数測定の理論

本研究では式 (2) で表される渦相関法により海水表面に働く剪断応力 τ_a を求め、これを式 (1) を連立して得られる式 (3) より C_D を算出する⁵⁾。

$$\tau_a = -\rho \overline{U'w'} \quad (2)$$

$$C_D = -\frac{\overline{U'w'}}{U_{10}^2} \quad (3)$$

ここで、 u' と w' はそれぞれ接地境界層内任意の高度での水平・鉛直風速の変動成分、上線は時間平均、 U_{10} は高度 10m での平均水平風速を表す。この方法で接地境界層内の流れの乱れを直接計測するため、応力を計算する際に近似などの誤差が含まれないという利点がある⁶⁾。

水平風速の鉛直分布は大気安定度により変化する。大気安定度は大気の温度成層状態を表す指標のことで、モン・オブコフ長さ L を用いて次式より求められる。

$$L = -\frac{g\kappa \overline{T'w'}}{\overline{T}U_*^3} \quad (4)$$

$L < 0$ の場合は不安定状態、 $L \approx 0$ は中立状態、 $L > 0$ は安定状態である。ここで κ はカルマン定数で 0.4、 T は気温、 T' は気温の変動成分、 u_* は摩擦速度であり、以下のように定義される。

$$U_* = \tau/\rho \quad (5)$$

成層状態が中立状態のときは風速は高度に対して対数分布となるが、安定または不安定状態では対数分布からずれる

生じる。従って高度 z における水平風速 U_z は次式で表される。

$$U_z = \frac{U_*}{\kappa} \left[\ln \frac{z}{z_0} - \Psi \left(\frac{z}{L} \right) \right] \quad (6)$$

ただし z_0 は粗度パラメータである。右辺第 2 項の Ψ が大気安定度による風速分布のずれを補正する項で安定度補正関数と呼ばれ、以下により与えられる。 $z/L < 0$ ならば、

$$\Psi \left(\frac{z}{L} \right) = \frac{z}{L} \quad (7)$$

$z/L \geq 0$ ならば、

$$\Psi \left(\frac{z}{L} \right) = 2 \ln \frac{1+\chi}{2} + \ln \frac{1+\chi^2}{2} - 2 \tan^{-1}(\chi) + \frac{\pi}{2} \quad (8)$$

$$\chi = \left(1 - 16 \frac{z}{L} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (9)$$

すると高度 10m での水平風速 U_{10} は高さ z の計測点における水平風速を U_z として次式で算出される。

$$U_{10} = U_z - \frac{U_*}{\kappa} \left[\ln \frac{z}{10} + \Psi \left(\frac{10}{L} \right) - \Psi \left(\frac{z}{L} \right) \right] \quad (10)$$

以上より C_D の算出のためには U_z 、 U' 、 w' 、 $\overline{T}$ および T' を計測する必要があることがわかる。

3. 模型実験

東京大学船用キャビテーショントンネルのプロペラ用試験部に模型を設置して流速・乱れ分布を測定した。Fig.1 に模型の寸法を示す。模型は「そうや」を単純化したアクリル製の約 1/50 スケールのもので、船体の前半部のみを再現している。実際の洋上での測定に合わせるために船体の正面及び側面からの風を想定して、流れに対して模型前面を正対させた実験と右舷を正対させた実験を行なった。座標系はブリッジ後縁鉛直下方の模型中心軸と試験部底面が交わる点を原点とし、主流方向に x 軸、主流の右手方向へ y 軸、鉛直上方へ z 軸を設定した。

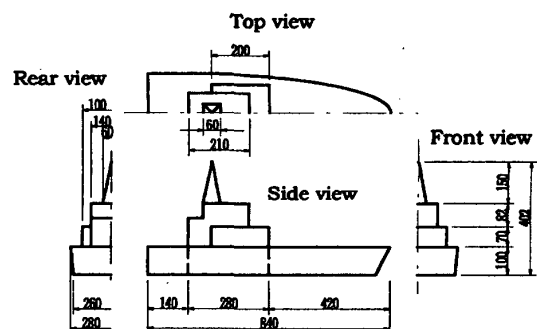


Fig. 1: The model of SOYA used in the experiment.

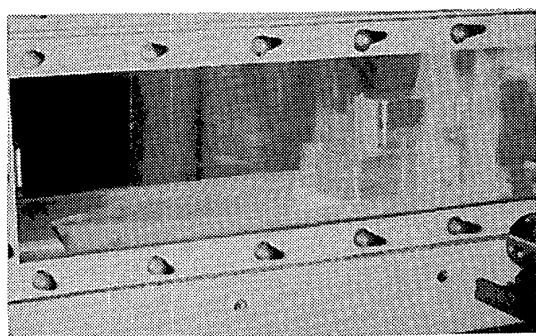


Fig. 2: The model of SOYA in the test section.

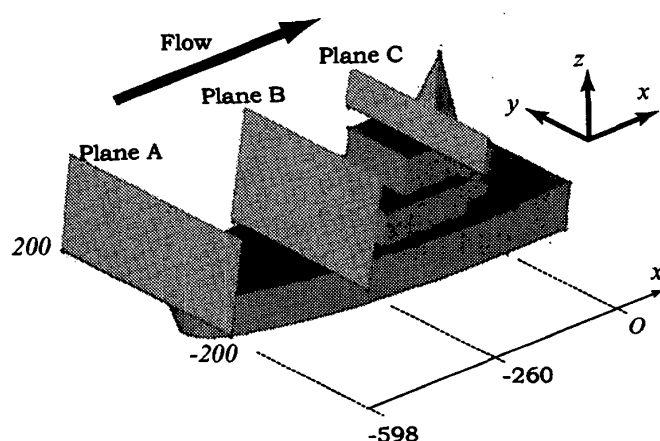


Fig. 3: Measurement planes A, B and C for the case of bow wind. Unit is in millimeters.

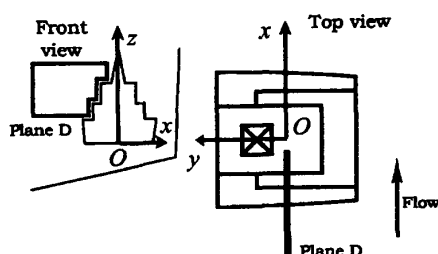


Fig. 4: Measurement plane D for the case of side wind. Unit is in millimeters.

キャビテーションタンネル試験部の壁面は無色透明なアクリル板になっており、内部の様子を観察することができる。Fig.2 に試験部に模型を設置した様子を示す。試験部の主流方向断面は 450mm×450mm の矩形断面である。流速・乱れ分布の測定には、前方散乱式の一次元レーザードップラー流速計（日本カノマックス、He-Ne レーザードップラー流速計）を使用して流速の x 軸成分と z 軸成分を 1,000Hz で 8 秒間計測し、平均流速と流速の変動を算出した。測定誤差は 1% 未満であった。主流上流に船首を向けた場合には Fig. 3 に示す 3 つの測定面 A~C を設け y 方向、 z 方向に 2 ~ 40mm 間隔の格子点上で測定を行

なった。主流上流に右舷を向けた場合には模型のブリッジ周辺部分のみを切り出して使用した。測定面として Fig. 4 に示す面 D を設けた。実験結果は第 4 節で計算結果と比較して示す。

4. Fluent の精度の検証

4.1 計算条件

Fluent は Fluent Inc. の熱流体解析ソフトウェアであり、圧縮・非圧縮流体解析だけでなく、熱移動、化学反応、燃焼、物体の移動・回転、混相流等を扱うことのできる汎用 CFD ソフトウェアである。本研究では Fluent と計算格子を作成する CFD プリプロセッサの Gambit を使用した。Fluent は乱流モデルとして標準 $k-\epsilon$ モデル、Realizable $k-\epsilon$ モデル、RNG $k-\epsilon$ モデル、Spalart-Allmaras モデル、レイノルズ応力モデルの 5 種類をサポートしている。本研究では、要求される計算精度と計算時間のバランスを考慮して最も一般的な乱流モデルである標準 $k-\epsilon$ モデルを用いた⁸⁾。CFD プリプロセッサの Gambit は、外部の三次元 CAD ソフトウェアで詳細に作成した三次元形状を使用してモデルを作成することができる。

計算の妥当性を検証するために、第 3 節の模型実験と同様の条件で計算を行い結果を実験と比較した。離散化の方法は、2 次中心差分とし、例外として運動量方程式の対流項に QUICK 法、乱流エネルギー k と乱流エネルギー散逸率 ϵ の輸送方程式の対流項に 1 次上流差分を用いた。キャビテーションタンネルのテストセクションと同じ断面を持つ直方体を解析領域とし、模型から流入境界および流出境界までの距離を模型全長に等しく取った。船首からの流れの場合と、舷側からの流れの場合の計算領域をそれぞれ、Fig. 5 と Fig. 6 に示す。船首からの流れの場合には対称性があるため、右舷側のみを計算し、対称面には対称条件を課した。キャビテーションタンネル底面と模型表面及び他のタンネル壁面を固体壁面、上流側の境界を流入面、下流側の境界を自然流出面として、境界条件を設定した。

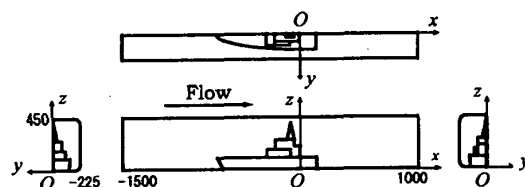


Fig. 5: Computational region for the case of bow wind. Unit is in millimeters.

計算格子は 4 面体のセルからなる非構造格子で、Gambit を用いて生成した。高い解像度が求められる船体表面近傍でセル幅を小さく取り、船体から離れるに従って格子幅が大きくなるようにした。模型表面のセルは 1 辺が数 mm

の大きさであり、流出境界近くのもっとも大きなセルで1辺が100mm程度の大きさである。船首からの流れの場合に、総セル数が326,223個で船体表面において17,178個であり、舷側からの流れの場合にそれぞれ881,516個、56,530個である。Fig. 7に船首からの風の場合について、船体表面と対称面、及び底面上の計算格子を示す。

4.2 結果

計算結果を、実験における計測結果と比較することにより、計算精度の確認を行った。本論文では、船首からの流れの場合における面Cと、舷側からの流れの場合における面Dについてのみ示すが、他の計測面でも同様の傾向が見られた。

Fig. 8はブリッジの上である面C上での主流方向流速の分布の比較を示したものである。実験結果に比べ、数値解析結果が10%程度小さい値を示す領域もあるが、全体的な傾向はよく一致している。Fig. 9は面C上での乱れ度 $\sqrt{k}/U$ 分布の比較を示したものである。乱れの分布の形状と範囲において計算結果は実験とよく一致している。

Fig. 10は面C上の船体中心線上の主流方向流速の鉛直方向の分布を示したもので、実験結果と数値解析結果が非常によい一致が見られる。Fig. 11は同じ線上での乱れ度の分布を示したものである。壁面近くで見られる乱れ分布のピークがややずれているが、これは、格子解像度が十分でないことと、実験において乱れ度を計算するために $v' = w'$ と仮定したことが原因であると考えられる。

次に舷側からの流れの場合について比較する。Fig. 12に面D上の主流方向の流速分布を示しているが、実験結果と計算結果は、全体的に良く一致している。Fig. 13は面D上の乱れ度分布を示したものである。実験では、船体形状の角の部分で局所的に乱れが大きくなっていることが示されているが、計算では乱れは滑らかに分布し、これが再現されていない。これは、格子解像度の不足から船体形状の角による剥離渦の形成が表現されていないことが主な原因であると考えられる。また大規模な剥離渦が存在する場所では、実験において用いた $v' = w'$ の仮定も適当でないと考えられるため、厳密な検討は難しいといえる。

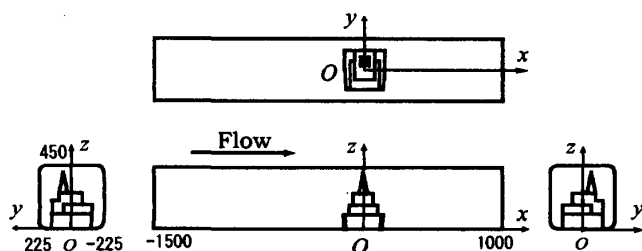


Fig. 6: Computational region for the case of side wind. Unit is in millimeters.

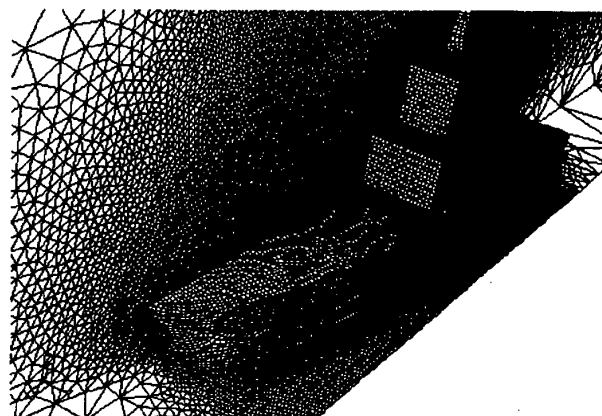


Fig. 7: Calculation grids.

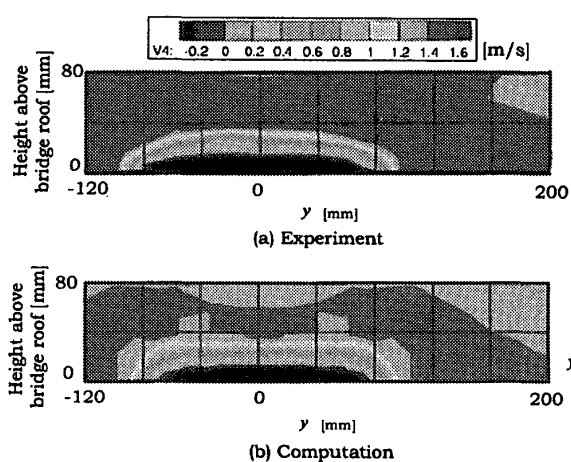


Fig. 8: Distribution of the mean axial velocity on the plane C.

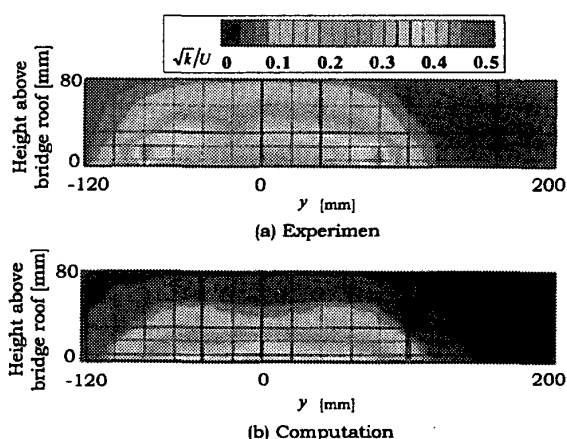


Fig. 9: Distribution of the turbulent intensity $\sqrt{k}/U$ on the plane C.

Fig. 14は舷側から鉛直上方について主流方向流速の分布を示したものである。この図からも、船体近傍の局所的な剥離流が計算では再現されていないことが分かる。一方、デッキ面から0.05m以上離れると、実験と計算は良く一

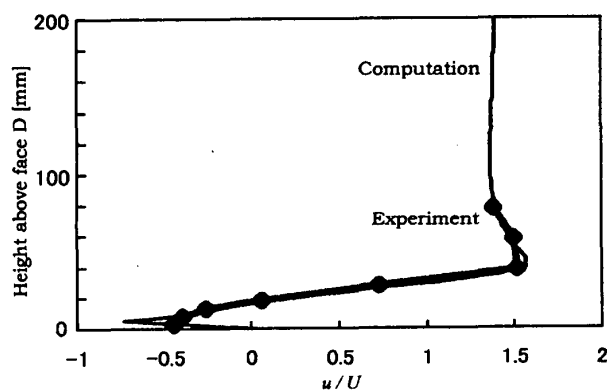


Fig. 10: Profile of the mean axial velocity along line $x = 0, y = 0$.

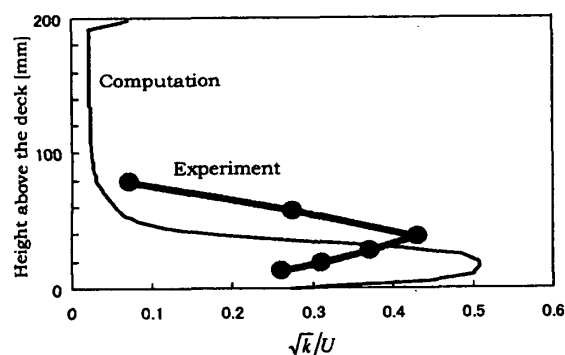


Fig. 11: Profile of the turbulent intensity $\sqrt{k}/U$ along line $x = 0, y = 0$.

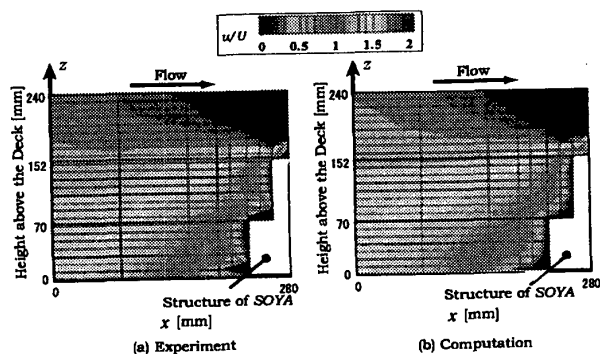


Fig. 12: Distribution of the mean axial velocity on the plane D.

致している。Fig. 15 は同じ線上における乱れ度の分布を示したものであるが、同様に全体的には一致しているものの、船体近傍でやや違いがみられる。

以上の比較により、Fluent を用いた数値計算により、船体周囲の全体的な速度と乱れの分布はほぼ正確に予測が可能であることがわかった。船体上部構造物の角の部分の近傍において、乱れの非等方性と、格子解像度の不足に起

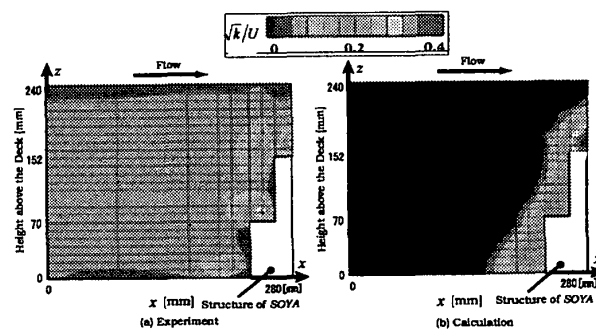


Fig. 13: Distribution of the turbulent intensity $\sqrt{k}/U$ on the plane D.

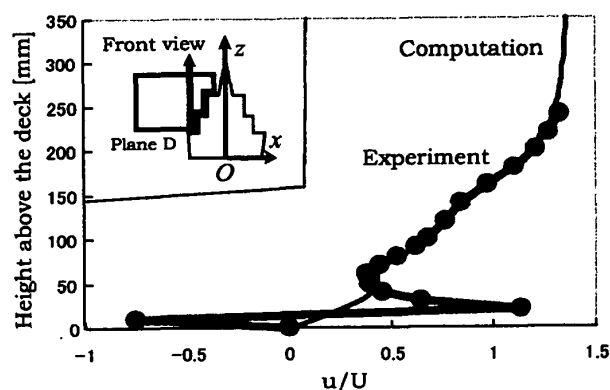


Fig. 14: Profile of the mean axial velocity above broadside.

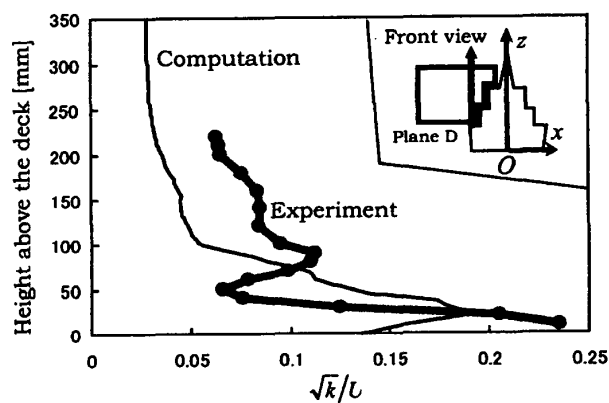


Fig. 15: Profile of the turbulent intensity $\sqrt{k}/U$ above broadside.

因すると考えられる実験との局所的な差異が見られるが、これらの場所は実際の計測に用いないことを考慮すると、数値計算結果に基づいて実際の風応力測定の前評価を行うことは問題ないと考えられる。

5. 実船まわり流れの数値解析

5.1 計算条件

次に、実際の「そうや」のまわりの流れの数値計算を行ない、風の場に対する船体と上部構造物の影響の評価を行った。「そうや」は巡視船という性質から正確な図面が得られないため、一般に配布されている見取図から各部寸法を算出した。それらを基に、Fig. 16 に示すように、三次元 CAD ソフトウェア Pro/ENGINEER2001 を用いて「そうや」の立体形状を作成し、解析に使用した。格子解像度を考慮して、手すりや鉄塔、階段などの細部構造は単純化もしくは省略した。

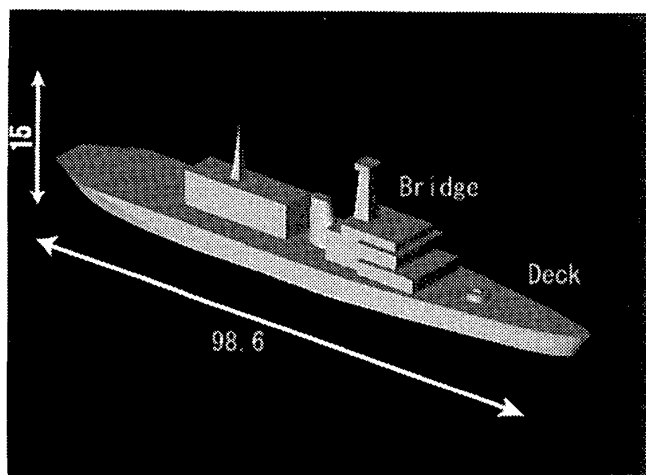


Fig. 16: The model of full scale SOYA. Unit is in meters.

船首を風上に向けることを想定した条件と、90 度回転して舷側を風上に向けることを想定した条件の 2 通りについて計算を行い船体と上部構造物の影響を評価する。Fig. 17 に船首からの風の場合の計算領域を示した。水面と船体中心の交わる点を原点とし、風下方向に x 軸、右舷方向に y 軸、鉛直上向きに z 軸を取る。船首を風上に向けた場合は流れが左右対称となるため、 $-100 \leq x \leq 100$, $0 \leq y \leq 100$, $0 \leq z \leq 50$ (単位:m) の直方体を解析領域とした。Fig. 18 に舷側の風の場合の計算領域の概略を示す。座標軸は船首からの風の場合と同様に、水面、船の中心、風向きに基づいて定める。解析領域は $-100 \leq x \leq 100$, $-100 \leq y \leq 100$, $0 \leq z \leq 50$ (単位:m) の直方体とした。

使用した計算モデル・離散化条件・乱流モデルは第??節と同様である。境界条件は、風上側の境界に流入条件、風下と側面の境界には自然流出条件、海面と船体表面は固体壁条件、上部境界には滑り壁条件を設定した。さらに、船首からの風の場合は、対称面において対称条件を課す。

計算格子は、第??節と同様に生成した。船首からの風の場合の計算格子の総数は 466,262 個、船体表面に接す

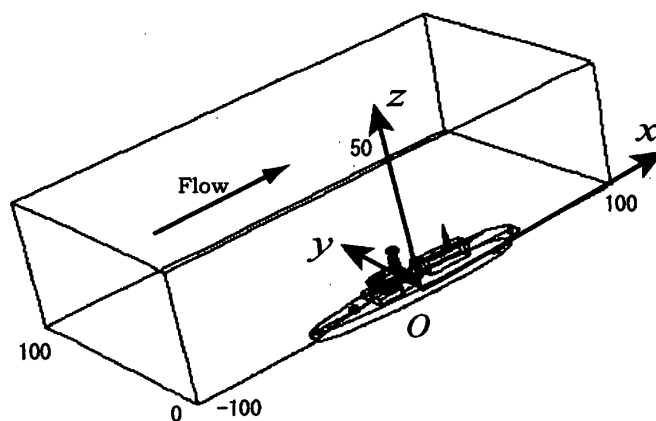


Fig. 17: Computational region for the case of bow wind. Unit is in meters.

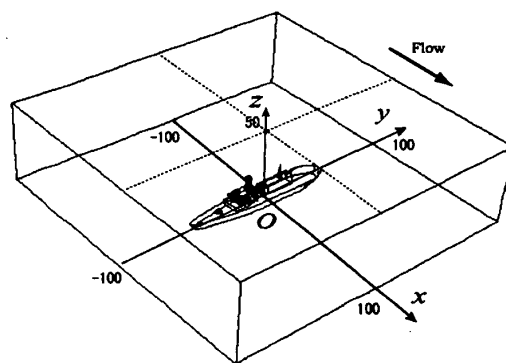


Fig. 18: Computational region for the case of side wind. Unit is in meters.

る格子数は 42,743 個となり、舷側からの風の場合はそれぞれ 454,052 個、56,530 個となった。

5.2 計算結果

Fig. 19 から Fig. 22 に船首からの風の場合についての計算結果を示す。風応力の計測に適しているかを評価するに当たっては、船体と構造物による乱れが、主流速に対して 2% 以内にであることを目安とした。

Fig. 19 に示す風速の主流方向成分の分布を見ると、ブリッジ前面と下流域には大きく流速変化が生じている。続いて Fig. 20 に示す乱れ度の分布について見ると、ブリッジの前部と下流域に強い乱れが生じていることが分かる。Fig. 21 を見ると、デッキ面上 0.5m 以上の高さでは乱れ度が 2% 以下となっていて、Fig. 22 から、ブリッジ側方では舷側方向へ約 3m 離れたところにおいて乱れ度が 2% 未満になっていることが分かる。この結果を考慮すると、風応力の計測には、船首付近のデッキの上方、またはブリッ

ジ横から舷側方向へ 3m 以上離れた場所が適していると言える。

次に、Fig. 23 から Fig. 26 に舷側からの風の場合についての計算結果を示す。Fig. 23 に示す風速の主流方向成分の分布を見ると、デッキ面上と船体下流域で流速が大きく変化した領域があることが分かる。続いて Fig. 24 に示す乱れ度の分布について見ると、主流方向風速と同様にデッキ面上と船体下流域で強く乱れが生じていることが分かる。Fig. 25 からは、デッキ面上では高さ 2m 以上、また舷側からは約 4m 以上離れた位置で乱れ度が 2%未満になることが分かる。また Fig. 26 からは、ブリッジ近傍において、ブリッジの横から風上方向へ約 4m 以上離れると乱れ度が 2%未満となることが分かる。これら考慮すると、舷側から風上方向へ 4m 以上離れた位置で風応力を測定することが望ましいと言えることができる。

5.3 考察

計算結果から、船首を風上に向けた場合の方が、舷側を風上に向けた場合に比べて、計測に適した場所の範囲が大きいことが分かった。これは、舷側を風上に向けると船体と構造物の投影面積が大きくなることと、船体の側面が風に対して垂直となることにより流れに大きな影響を与えるからであると考えられる。しかし、常に船首を風上に向けられるとは限らないため、両方の場合について出来るだけ船体及び上部構造物の影響を受けずに計測が可能な場所の候補として候補を挙げると次の 2 箇所になる。

1. 船首付近デッキ面上のできる限り高い点。高さ 6m 以上とすると、船首方向・舷側方向どちらからの風の場合でも乱れ度を 2%未満に抑えることができる。
2. ブリッジ横の風上側で、できる限り船体構造物から離れた点。4m 以上離すと船首方向・舷側方向どちらからの風の場合でも乱れ度を 2%未満に抑えることができる。

前者がより広い風向に対して計測が可能なので最適ではあるが、計測機器を取り付けるための高いタワーの設置、そのために「そうや」の巡視船としての機能を損なわないことなどの制約を考慮して、実際には風上側のブリッジ横より計測機器を突き出す設置方法を採用した。

6. 結論

本研究は、船舶上にて風応力を計測する際に船体構造物が計測に与える影響を、数値計算により予測し、計測機器の取り付け位置を決定する際の参考とすることを目的に行われた。まず、回流水槽で模型実験を行い計算結果と比較することにより、数値計算によって定性的な検討が十分可能であることを示した。次に実船スケールの計算を行って船体と上部構造物が実際の計測に与える影響を評価し、以下の指針を得た。

1. 船首を風上に向ける場合は、船首側デッキ面上もしくは舷側から外側に計測器を突き出しての計測が望ましい。
2. 舷側を風上に向ける場合は、船首側デッキ面上でできるだけ高い位置、もしくはブリッジ横から風上側にできる限り船体から離しての計測が望ましい。

7. 謝辞

本研究を行なうに際し、東京大学工学部前田 正二助手の多大なる御支援を賜った。ここに記し深く謝意を表するものである。

参 考 文 献

- 1) Rheem, K. -C., K., H. Yamaguchi and H. Kato, A Distributed Mass / Discrete Floe model for rheology computation of pack ice consisting of disk floes, In *Proc. 4th Int. Conf. ISOPE*, Vol. 2, pp.458-465, (1994).
- 2) Rheem, K. -C., Hajime Yamaguchi and Takatoshi Matsuzawa, Application of a New Sea Ice Dynamic Model, DMDF Model, for the Prediction of Pack Ice Motion in the Whole Okhotsk Sea, *Int. 16th Okhotsk Sea and Cold Ocean Research Association*, 4-8, Feb., pp.293-300, 2001.
- 3) 山田 洋司, オホーツク海の海氷/海流の連成計算, 東京大学大学院修士論文, (2002)
- 4) Shirasawa, K. and M. Aota, Atmospheric boundary layer measurements over sea ice in the Sea of Okhotsk, *J. Marine Systems*, 2, pp.63-79, (1991).
- 5) J. C. カイマル, 微細気象学 -大気境界層の構造と観測-, 技報堂出版株式会社, (1993).
- 6) Blanc, T. V., Variation of Bulk-Derived Surface Flux, Stabliety, and Roughness Results Due to the Use of Different Transfer Coefficient Schemes, *J. Phys. Oceanography*, Vol. 15, pp.650-669, (1985).
- 7) Guest, P. S. and K. L. Davidson, The Effect of Observed Ice Conditions on the Drag Coefficient in the Summer East Greenland Sea Marginal Ice Zone, *J. Geophy. Res.*, 32, pp.6943-6954, (1987).
- 8) 数値流体力学編集委員会, 乱流解析, 東京大学出版会, (1995).
- 9) 笠木 伸英, 日野 幹雄, 木村 龍治, 保原 充, 西岡 通男, 流体実験ハンドブック, 朝倉書店, (1997).

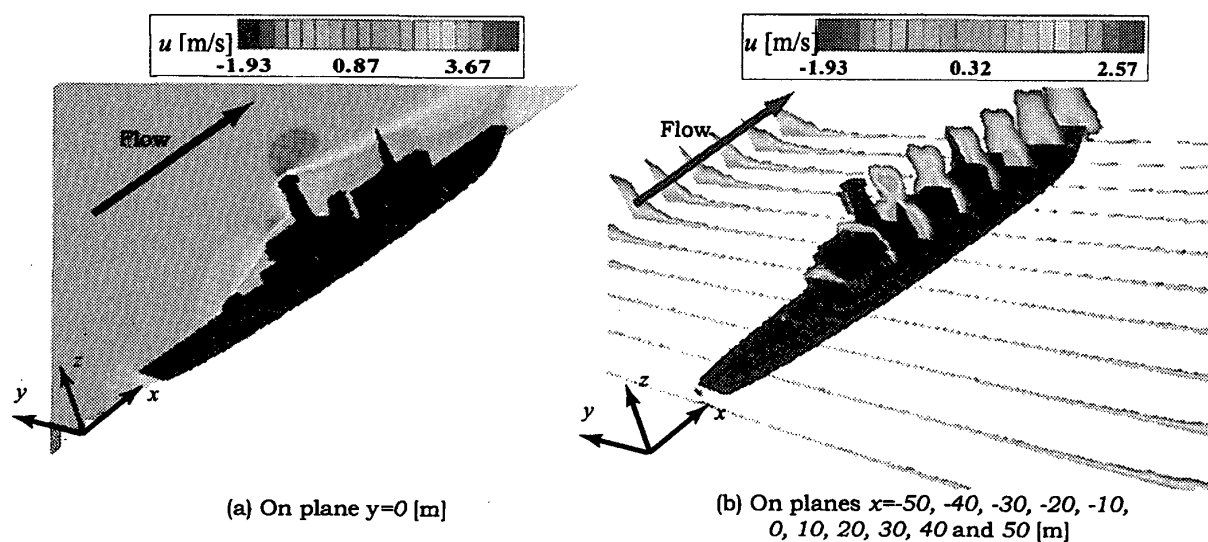


Fig. 19: Distribution of the mean axial velocity in the case of bow wind.

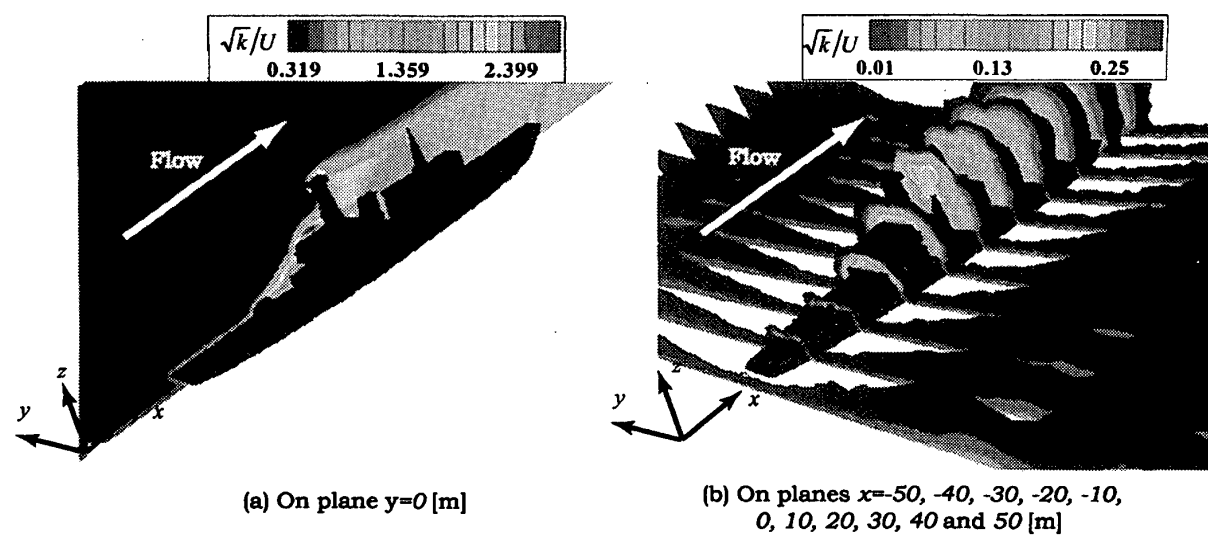


Fig. 20: Distribution of the turbulent intensity $\sqrt{k}/U$ in the case of bow wind.

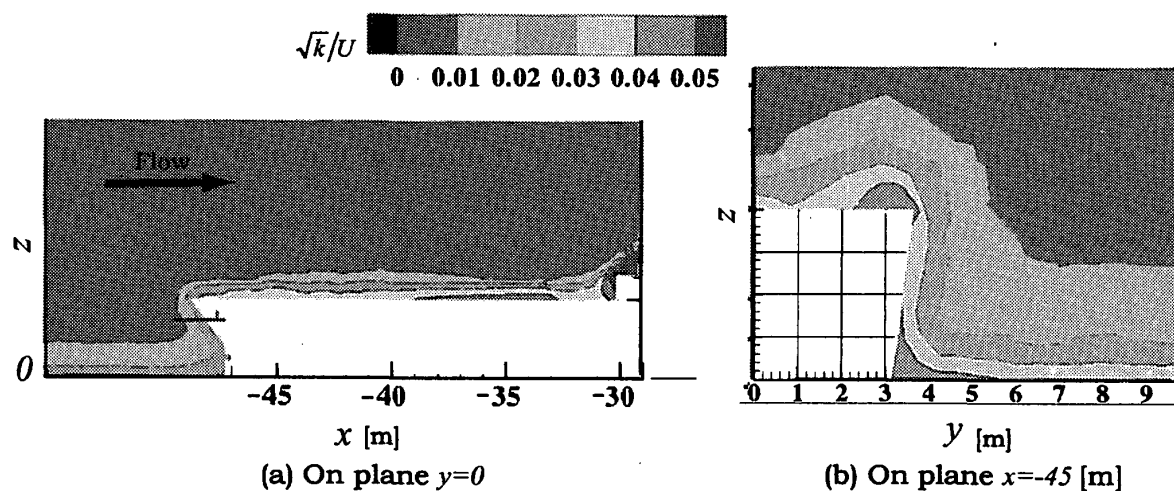


Fig. 21: Distribution of the turbulent intensity $\sqrt{k}/U$ around bow in the case of bow wind.

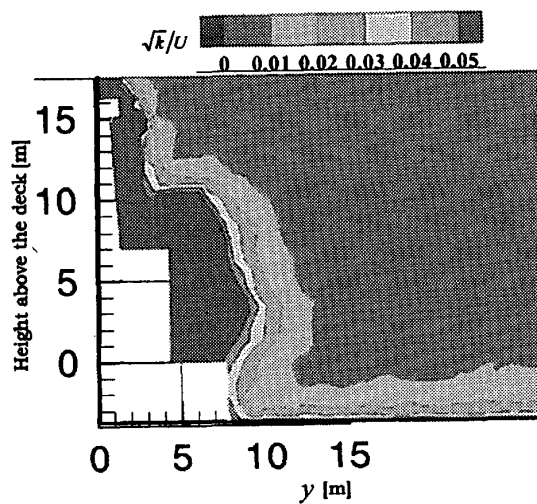


Fig. 22: Distribution of the turbulent intensity $\sqrt{k}/U$ around the bridge house in the case of bow wind.

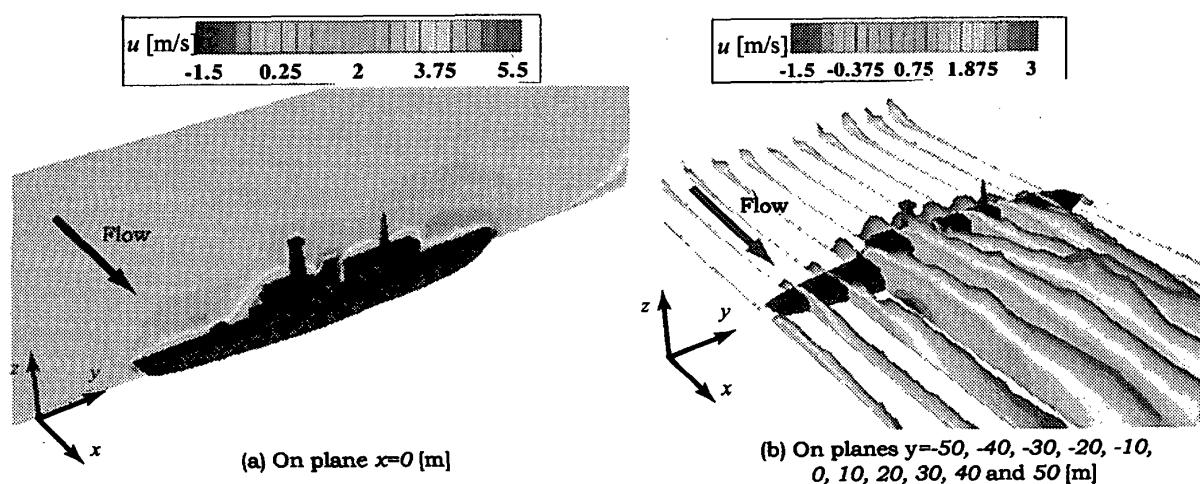


Fig. 23: Distribution of the mean axial velocity in the case of side wind.

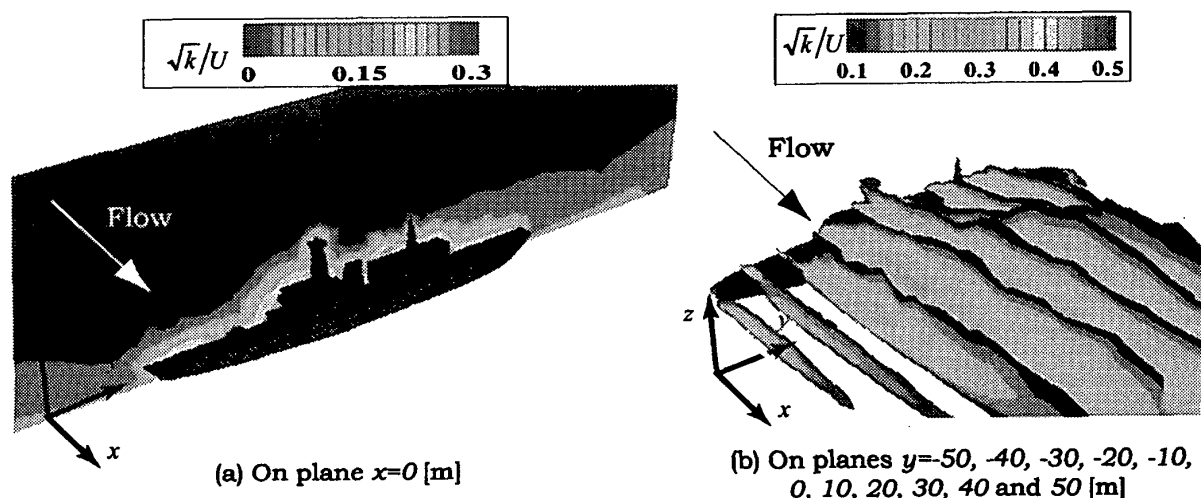


Fig. 24: Distribution of the turbulent intensity $\sqrt{k}/U$ in the case of side wind.

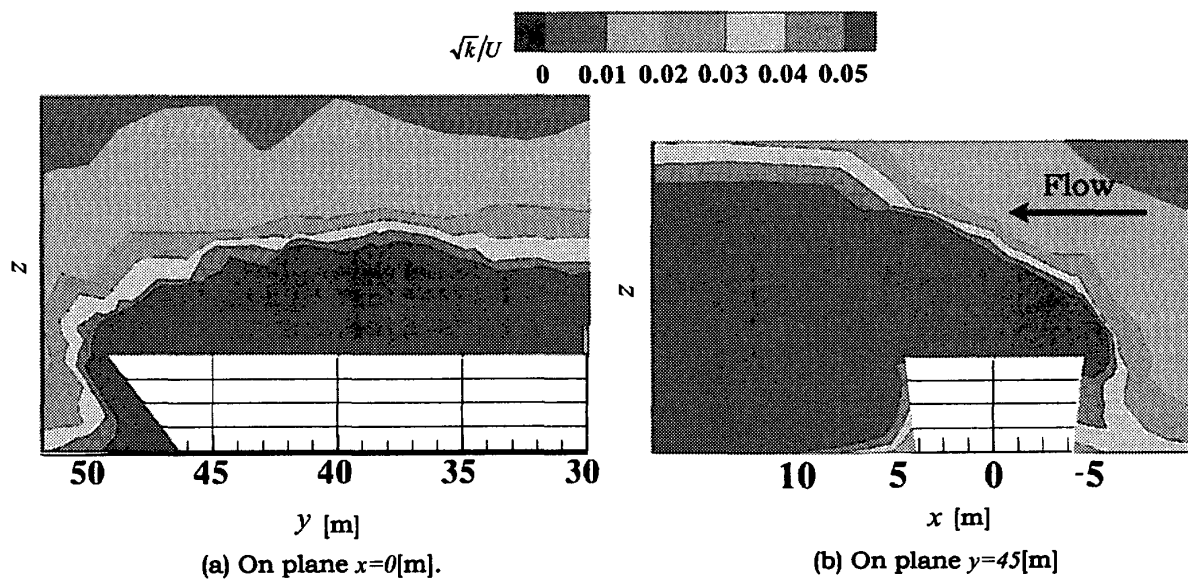


Fig. 25: Distribution of the turbulent intensity $\sqrt{k}/U$ around bow in the case of side wind.

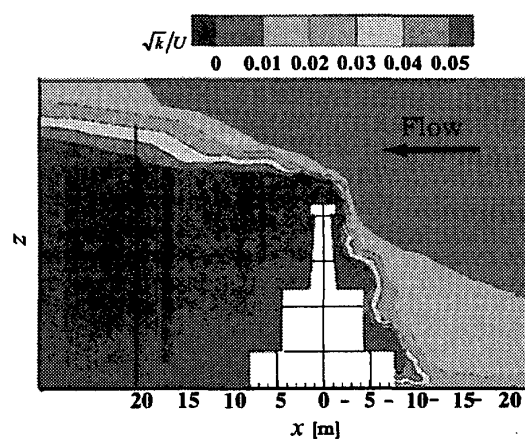


Fig. 26: Distribution of the turbulent intensity $\sqrt{k}/U$ around bridge house in the case of side wind.