

EFFETS D'ÉCHELLE POUR DES ÉCOULEMENTS TURBULENTS AUTOUR DE CARÈNES MUNIES DE TOUS LEURS APPENDICES

SCALE EFFECTS FOR FULLY-APPENDED SHIP FLOWS

PATRICK QUEUTEY, GANBO DENG ET MICHEL VISONNEAU

Laboratoire de Mécanique des Fluides, CNRS-UMR 6598
Equipe Modélisation Numérique,
Ecole Centrale de Nantes, B.P. 92101, 44321 Nantes Cedex 3. France.

Résumé

L'étude présente une synthèse de travaux numériques et expérimentaux réalisés pendant le projet de recherche européen EFFORT (European Full-scale FLOW Research and Technology) visant à étudier les effets d'échelle sur des carènes de grande complexité géométrique par des approches numérique et expérimentale. Au cours de ce projet, l'Equipe Modélisation Numérique du Laboratoire de Mécanique des Fluides (UMR6598) a réalisé tout particulièrement une étude des effets d'échelles et d'appendices sur deux carènes, la frégate "Le Commandant Rivière" et la drague "Uilenspiegel". Ces résultats numériques sont discutés et comparés avec des mesures de sillage locaux à échelles modèle et réelle lorsque ces données sont disponibles.

Summary

The study describes a synthesis of a numerical and experimental work performed during the European research project EFFORT (European Full-scale FLOW Research and Technology) aiming at studying scale effects for hulls of high geometrical complexity by numerical and experimental means. During this project, the CFD group of Fluid Mechanics Laboratory (UMR6598) has performed a complete study of scale and appendage effects for two very different hulls, a frigate "Le Commandant Riviere" and an hopper-dredger "Uilenspiegel". These computations are discussed and compared with available local wake measurements obtained within EFFORT.

I-INTRODUCTION

En dépit des progrès remarquables réalisés au cours de la dernière décennie en matière de puissance informatique, la prédiction fiable des écoulements autour de carènes réalistes représente toujours un formidable défi. Une telle simulation dépend de l'utilisation d'un modèle de turbulence approprié et de la réalisation d'un maillage de qualité adapté à la géométrie complexe de la carène. De tels maillages sont aisément réalisables dans un contexte structuré pour des carènes de formes simples mais le recours aux maillages non-structurés est obligatoire dès lors que l'on s'intéresse aux effets des appendices sur l'écoulement. HEXPRESS, logiciel de maillage non-structuré développé par Numeca International, repose sur l'emploi exclusif d'hexahèdres et des procédures de raffinement local guidées par l'utilisateur. Cette stratégie permet de capturer les zones visqueuses près des parois et de raffiner le maillage là où la complexité géométrique l'exige. Les volumes de contrôle obtenus sont non-conformes en raison du raffinement local, ce qui ne pose aucun problème à notre code ISIS-CFD qui accepte des éléments comportant un nombre quelconque de faces. Cet article décrira donc une telle stratégie de simulation appliquée à deux carènes de grande complexité, la frégate "Le Commandant Rivière" et la drague "Uilenspiegel" pour lesquels les effets de maillage, de modélisation turbulente et d'échelle seront étudiés.

II-LE SOLVEUR DE FLUIDE VISQUEUX ISIS-CFD

Le code de calcul ISIS-CFD, développé depuis 1999 par l'EMN, utilise les équations de Navier-Stokes en moyenne de Reynolds pour des écoulements de fluides visqueux en régime incompressible. La méthode numérique repose sur une formulation de volumes finis pour construire la discrétisation spatiale des équations de conservation (masse et quantité de mouvement). Basé sur une technique de parcours des faces, le code est généralisé à des supports bidimensionnels, rotationnellement-symétriques, ou tridimensionnels, pour des maillages non-structurés pour lesquels les volumes de contrôle non superposables sont bornés par un nombre arbitraire de faces constitutives. En régime turbulent, des équations de transport supplémentaires des variables turbulentes sont résolues d'une façon analogue aux équations de quantité de mouvement. La prise en compte de phases incompressibles et non miscibles est rendue possible par l'utilisation d'équations de conservation de chaque fraction de volume (ou concentration) d'une phase considérée et notée c . On peut alors parler d'une méthode de capture d'interfaces en référence à une méthode de suivi où l'interface est une limitante du domaine.

De nombreuses fermetures pour les quantités turbulentes sont présentes dans le solveur, allant de modèles linéaires à des fermetures évoluées du second ordre [1] et [2]. Pour l'étude considérée, et sous certaines conditions, une méthode originale et robuste à fonction de paroi [3] est utilisée comme condition aux limites pariétales au lieu d'une formulation bas Reynolds. Cela évite les difficultés relatives au comportement de l'interface rencontrées au voisinage des parois avec des maillages très étirés.

III-LA FRÉGATE "LE COMMANDANT RIVIÈRE"

1-Description

Des études expérimentales sur le Commandant Rivière ont été réalisées à la fois en tunnel hydrodynamique et en bassin de traction par la Bassin des Carènes(BEC) [4]. Un modèle à

échelle 1/14.725 a été utilisé pour les mesures avec une longueur L_{PP} de 6.655 m, une largeur de 0.782 m. et un enfoncement fixé à 0.228 m. Les mesures en tunnel hydrodynamique ont été réalisées pour trois vitesses différentes, $V=1.3$ m/s, 6.0 m/s and 11.5 m/s, conduisant à des nombres de Reynolds de 8.7×10^6 , 4.0×10^7 et 7.3×10^7 . Le champ de vitesse a été mesuré dans le plan de l'hélice pour des carènes nue et avec appendices (bulbe sonar, gouvernail, axe du propulseur et supports de l'axe). Dans le bassin de traction, seule la carène avec ses appendices a été étudiée avec ou sans propulseur pour trois vitesse $V=1.3$ m/s, 2.0 m/s and 2.7 m/s, conduisant à des nombres de Reynolds de 8.7×10^6 , 4.0×10^7 et 7.3×10^7 . Outre le plan du propulseur, le champ de vitesse a également été mesuré dans un plan situé en aval du propulseur pour la vitesse $V=1.3$ m/s. L'étude présentée ici traitera principalement de l'écoulement à $Re = 8.7 \times 10^6$ en tunnel hydrodynamique pour lequel la frégate est fixée à la paroi supérieure du tunnel. Une étude numérique préliminaire ayant établi que les parois du tunnel n'avaient qu'un effet limité sur le champ de vitesse dans le plan du propulseur, toutes les études présentées ici seront réalisées en configuration double modèle dans un milieu infini. Le domaine de calcul s'étend de $1.5L_{PP}$ en amont du bateau à $3.5L_{PP}$ en aval et environ $2L_{PP}$ autour de celui-ci et un écoulement uniforme est imposé aux frontières extérieures. Le logiciel commercial HEXPRESS développé par NUMECA est utilisé pour contruire les maillages. La figure 1(a) montre un exemple de maillage de surface réalisé par HEXPRESS.

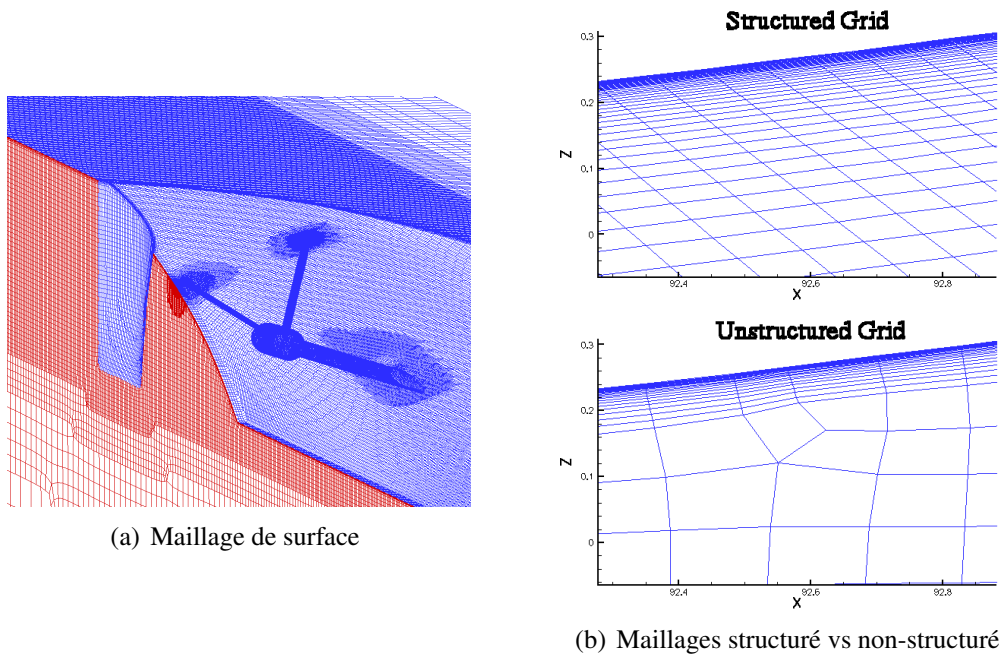


FIG. 1. Maillage de surface pour le Commandant Rivière

2-Validation pour la carène nue

Lorqu'un maillage est construit avec HEXPRESS, la couche visqueuse contient des éléments non-conformes qui peuvent induire une perte de précision. Afin d'évaluer les erreurs numériques induites par de tels maillages, une étude de maillage sur la carène dépourvue de ses appendices a d'abord été menée. Le tableau 1 indique les dimensions des différents maillages ainsi que les valeurs des résistances de pression, visqueuse et totale prédites pour chacune des configurations.

Cas-test # de points	Cp ($\times 10^3$)	Cf ($\times 10^3$)	Ct ($\times 10^3$)
G3 129 \times 65 \times 33	0.124	3.002	3.127
G2 161 \times 81 \times 41	0.117	3.019	3.137
G1 193 \times 97 \times 49	0.116	3.032	3.148
Extrap.	0.114	3.093	3.207

TAB. 1. Résistance sur des maillages structurés

Cas-test # de points	Cp ($\times 10^3$)	Cf ($\times 10^3$)	Ct ($\times 10^3$)
G3 1219888	0.113	2.913	3.026
G2 2494508	0.102	2.902	3.003
G1 3812705	0.108	2.910	3.018
G3L 2317144	0.118	2.934	3.052

TAB. 2. Résistance sur des maillages non-structurés

Tous ces calculs ont été réalisés avec un modèle de turbulence $k - \omega$ SST en formulation bas-Reynolds au voisinage de la paroi. La dernière ligne du tableau 1 donne la valeur extrapolée selon la procédure d'estimation d'erreur proposée par Stern et al. [5] en supposant que les ordres théoriques de précision sur Cp et Cf sont respectivement 2 et 1, ce qui conduit à un niveau d'incertitude de 4.4% et 4.1%. Comparée avec la prédiction ITTC 1957 Cf0=0.003074, la résistance visqueuse calculée Cf=0.003093 est 0.6% plus forte, ce qui valide la procédure d'extrapolation utilisée. A noter que sur la maillage le plus fin (Grid 1), la résistance visqueuse est sous-estimée d'environ 2%.

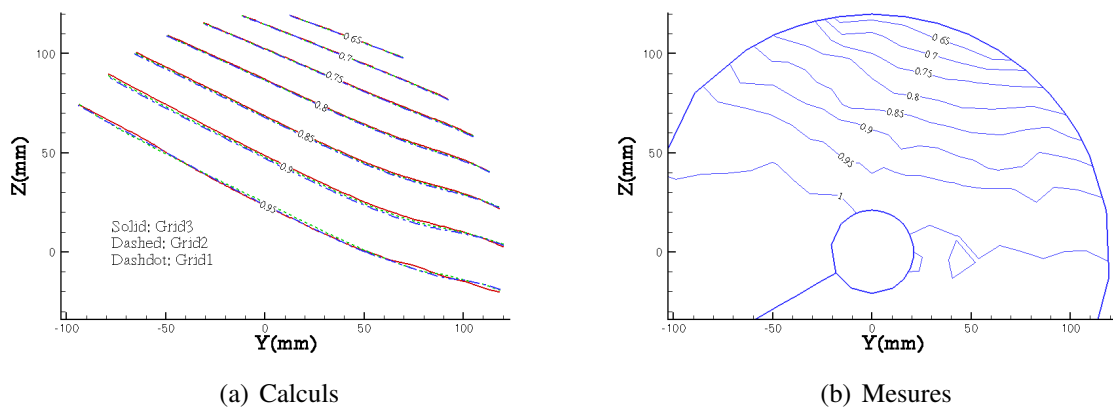


FIG. 2. Contours de vitesse longitudinale prédits et mesurés dans le plan du propulseur pour $V=1.3$ m/s

Cas-test # de points	Cp ($\times 10^3$)	Cf ($\times 10^3$)	Ct ($\times 10^3$)
G3E 4554531	0.572	3.351	3.924
G2E 8788858	0.544	3.366	3.909
G1E 12819606	0.536	3.382	3.918
G3S 4554531	0.547	3.380	3.927
G2S 8788858	0.529	3.377	3.905

TAB. 3. Prédiction de la résistance pour la carène avec appendices (E : modèle EASM, S : modèle SST)

L'évaluation de la précision pour des maillages non-structurés a également été réalisée pour différentes densités (Table 2). Dans ce cas, une fonction de paroi est utilisée et les maillages ne sont plus en similitude, ce qui rend problématique le calcul de l'incertitude numérique avec la méthode de Stern. Néanmoins, on note que l'écart type sur Cp est relativement grand (environ 10%) et que la résistance de pression est sous-estimée de 1 à 10%, selon le maillage, par rapport à la valeur extrapolée sur maillages structurés. Pour Cf, l'écart n'est que de 0.4%, ce qui nous conduit à penser que cette grandeur est pratiquement convergée en maillage. Cependant, comparée à la valeur extrapolée sur maillages structurés, l'écart est de 6%. Cet égard est probablement due à la manière dont HEXPRESS construit son maillage visqueux qui conduit à un certain manque de continuité entre les tailles de mailles dans la zone visqueuse et la zone externe. De nouvelles versions de ce logiciel permettront d'assurer une transition plus régulière entre ces deux zones. Néanmoins, la source de l'erreur est identifiée et quantifiée à environ -5%, ce qui reste acceptable. Pour le champ de vitesse, la composante longitudinale de la vitesse ne diffère que de 0.5% entre maillages grossier et fin dans la fenêtre de mesure pour les maillages structurés. Pour les maillages non-structurés, cet écart est de l'ordre de 0.25%, ce qui conduit à penser que ces données sont convergées en maillage. Cependant lorsque l'on compare les résultats obtenus sur maillages structurés à ceux obtenus sur maillages non-structurés, l'écart est de l'ordre de 2% (Fig. 2(a)).

Cette différence se réduit à 1.4% lorsque la fonction de paroi est d'ailleurs remplacée par une formulation bas-Reynolds. L'accord entre calculs et mesures (Fig. 2(b)) est raisonnablement satisfaisant.

3-Calculs autour de la carène avec appendices

Comme dans le cas de la carène nue, trois maillages différents ont été réalisés autour de la configuration avec appendices afin d'évaluer la convergence en maillage. La surface du bateau est représentée avec environ 125000, 200000 et 300000 points pour les maillages grossier, moyen et fin, respectivement, ce qui correspond à des maillages de volume d'environ 4.5, 8.8 et 12.8 millions de noeuds. Deux modèles de turbulence ont été employés, le modèle $k - \omega$ SST et le modèle explicite anisotrope non-linéaire (EARSM) reconnu pour son bon comportement sur les écoulements à vorticité longitudinale. Une correction de rotation [6] peut être appliqu e

à chacun des modèles.

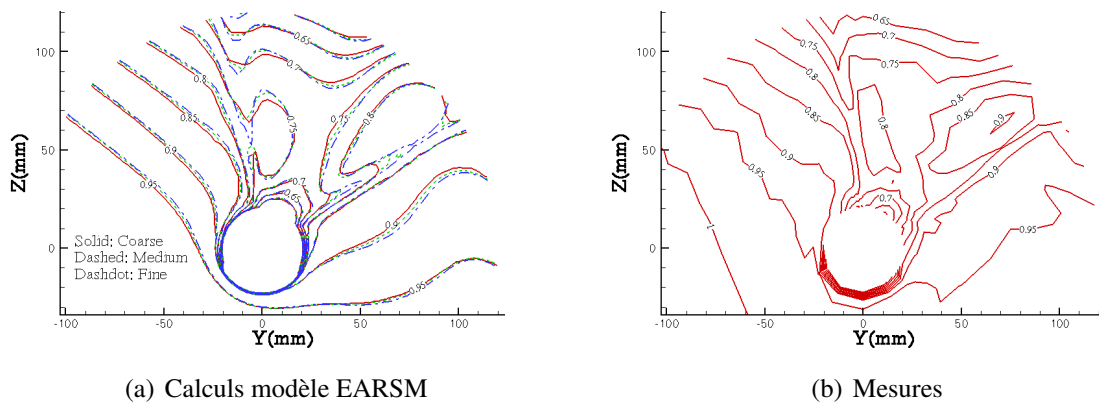


FIG. 3. Contours d’iso-vitesse longitudinale U expérimentaux en tunnel hydrodynamique et prédits dans le plan du propulseur avec trois maillages différents (modèle EARSIM) pour $V=1.3$ m/s

Les résultats concernant la prédiction de résistance sont résumés dans le tableau 3. Les calculs avec le modèle EARSIM conduisent à une convergence monotone sur C_f (cas G3E, G2E et G1E). En revanche, avec un ordre de précision observé de 3.9 sur C_p , il est difficile d’obtenir une estimation fiable de l’incertitude numérique (valeur extrapolée $C_p=0.000523$). Si l’on utilise l’approche proposée par Stern et al. [5], on obtient une valeur extrapolée de C_p de 0.000507 avec un niveau d’incertitude de 9%. En utilisant la procédure suggérée par Eça et Hoekstra [7] pour C_f , le niveau d’incertitude est estimé à 3%, ce que l’on peut qualifier de satisfaisant. La même approche appliquée à la résistance totale donne une incertitude de 1%, confirmant la bonne qualité de la simulation.

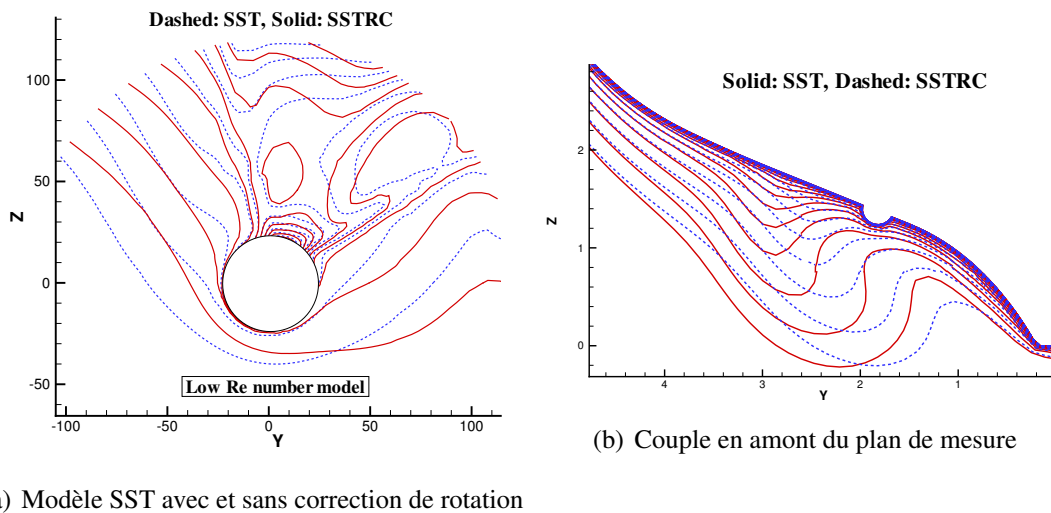


FIG. 4. Contours d’iso-vitesse longitudinale U pour divers couples

Le niveau d’incertitude sur le champ de vitesse moyenne dans le plan du propulseur est supérieur à celui observé sur la carène nue. La figure 3(a) compare les contours iso-sillage prédits avec un modèle sur trois maillages différents. Du maillage grossier au maillage fin, la

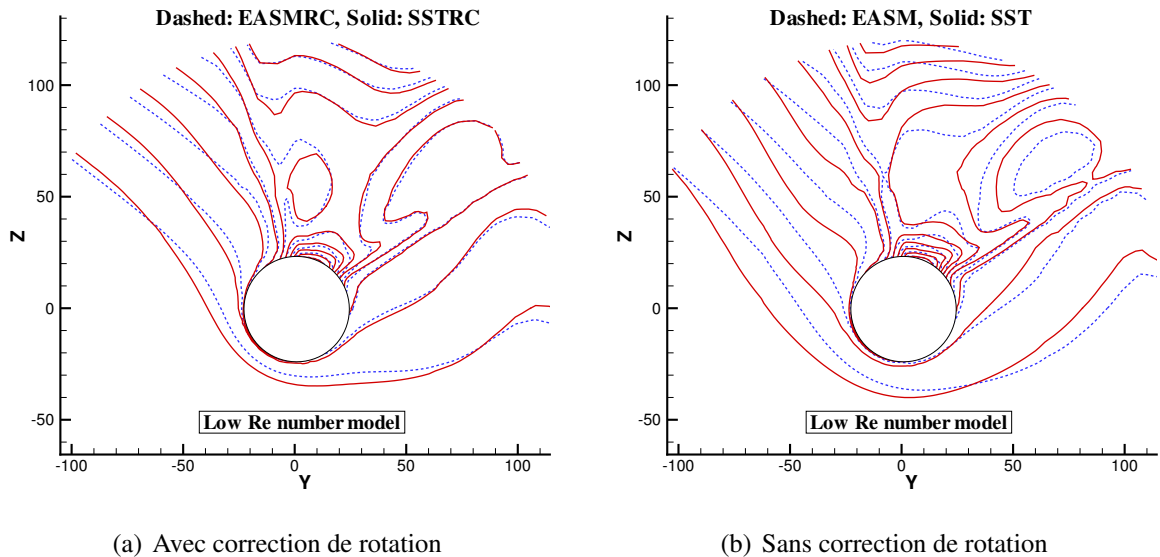


FIG. 5. Lignes iso-sillages prédites par les modèles SST et EASM avec et sans correction de rotation

différence est inférieure à 2% dans la majorité de la fenêtre de mesure alors que cette différence est inférieure à 1% entre les maillages moyen et fin.

Les études expérimentales se sont focalisées principalement sur le sillage nominal pour cette configuration sur une section de mesure située juste derrière les bras de chaise, comme illustré par la figure 3(b). Par conséquent, le succès de la simulation numérique dépendra de sa capacité à capturer l'évolution de la couche limite le long de la carène et autour des divers appendices. De plus, l'écoulement est fortement influencé par la présence du dome sonar situé sous l'étrave qui crée un tourbillon dont le sens de rotation est opposé à celui du tourbillon de poupe. La fiabilité de la simulation dépendra donc d'une prédiction correcte de la trajectoire de ce tourbillon de sonar dont l'influence se fait ressentir jusqu'entre les bras de chaise. La correction de rotation a un effet non négligeable sur les résultats numériques. La figure 4(a) qui compare les prédictions du modèle de turbulence classique SST avec et sans correction de rotation est éloquent à cet égard. Les deux régions de vitesse maximale sont très correctement prédites lorsque la correction de rotation est activée. Néanmoins, à l'extérieur des supports de l'axe d'hélice, c'est le modèle sans correction qui fournit le meilleur accord avec les mesures. L'évolution des lignes iso-sillages sur plusieurs sections transversales indique que cette distorsion est corrélée avec la présence du tourbillon de sonar. Près de la racine de l'axe de l'hélice, les comparaisons fournies par la figure 4(b) indiquent que la position et la forme du tourbillon sont très différentes et fortement influencées par la correction de rotation. Le tourbillon de sonar est en effet situé plus à l'extérieur lorsque cette correction de rotation n'est pas activée, ce qui laisse à penser que la correction de rotation a un effet positif sur la prédiction de l'écoulement entre les bras de chaise mais un effet plutôt défavorable sur la trajectoire et l'intensité du tourbillon de sonar. La figure 5 compare le modèle SST avec le modèle EARSM avec et sans correction de rotation. Lorsque la correction est présente, les deux modèles donnent des résultats assez similaires (Figure 5(a)). Sans correction, les résultats obtenus avec le modèle EARSM sont légèrement meilleurs (Figure 5(b)), ce qui indique que l'effet de la correction de rotation est beaucoup plus fort que l'anisotropie introduite par les termes additionnels du modèle non-linéaire.

IV-LA DRAGUE“UILENSPIEGEL”

1-Description

Le second cas-test est une drague “Uilenspiegel” réalisée par IHC HOLLAND Dredgers BV. La géométrie de cette drague est beaucoup plus complexe que la frégate étudiée précédemment en raison de la présence d’un carénage d’hélice et du support triangulaire de ce carénage et du gouvernail.

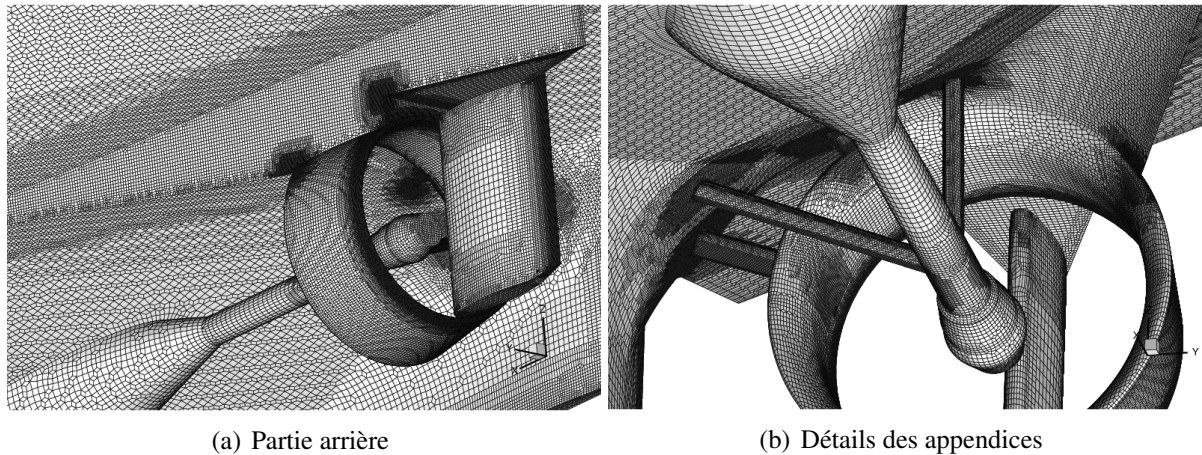


FIG. 6. Uilenspiegel- Maillage de surface

La figure 6(a) montre le maillage de surface généré par HEXPRESS. Ce maillage comprend environ 6 millions de noeuds, dont 340 000 sont situés sur la carène. Les calculs ont été réalisés à échelles réelle ($Re = 1.03 \times 10^9$) et modèle (1 :23.5, $Re = 8.27 \times 10^6$) avec et sans propulseur. La surface libre est calculée à l’aide d’une approche de capture et le propulseur est modélisé par une théorie classique de disque actuateur. Le couplage entre le disque actuateur et l’écoulement sur la carène est réalisé en équilibrant traînée totale et poussée du propulseur à chaque pas de temps, ce qui conduit à une augmentation du temps de calcul d’environ 20%.

Une vue plus détaillée (Fig. 6(b)) permet de se rendre compte du niveau de détails pris en compte pour la discrétisation des appendices.

2-Les simulations numériques

2.1-La surface libre

La figure 7 montre la vague d’étrave à échelle réelle et l’on observe un déferlement dont la modélisation numérique est évidemment approximative sur les maillages utilisés.

Les figures 8 fournissent une comparaison des élévations de surface libre calculées à échelles modèle et réelle, confirmant le peu d’influence du nombre de Reynolds sur cette grandeur.

La figure 9 fournit une comparaison entre les élévations de surface libre à échelle modèle mesurées et calculées pour deux sections transversales, ProbeA and ProbeB. Bien que le maillage souffre d’un manque de résolution dans les directions horizontales, toutes les vagues sont capturées par les calculs pour ProbeA et correctement positionnées. L’élévation de la vague d’étrave est en revanche plus faible dans les calculs que dans les mesures mais la question de la fiabilité des mesures peut être légitimement posée, compte tenu du déferlement observé. Pour la section

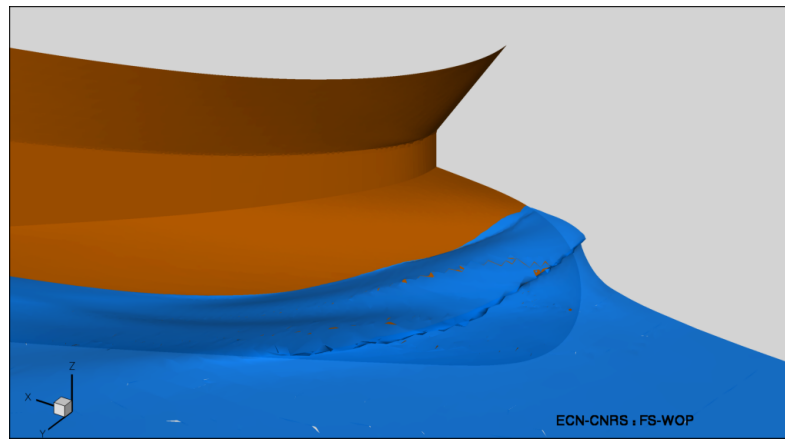


FIG. 7. Uilenspiegel Vue tridimensionnelle du déferlement de la vague d'étrave - Echelle réelle

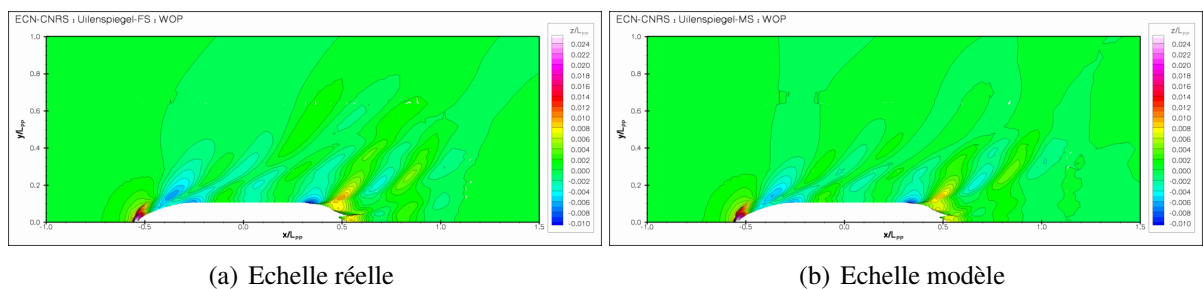


FIG. 8. Uilenspiegel Elévations de surface libre normalisées

ProbeB, le même système de vagues est présent quoique logiquement beaucoup plus amorti par la diffusion numérique.

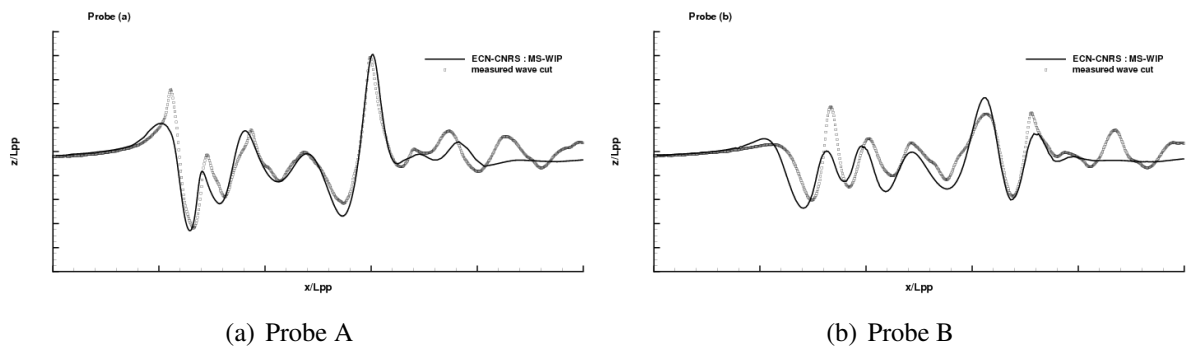


FIG. 9. Uilenspiegel- Echelle modèle - Elévation de surface libre pour deux sections transversales ProbeA et ProbeB (Symboles : mesures ; Lignes continues : Calculs ISIS-CFD)

2.2-L'écoulement pariétal

Les figures 10 montrent les lignes de frottement de paroi pour l'écoulement de surface libre à échelle modèle avec et sans propulseur. On observe la forte influence amont du propulseur carénée et la réduction notable des zones de recirculation lorsque le propulseur, ici modélisé par une approche de disque actuateur, est en fonctionnement. L'évolution de l'empreinte des tourbillons longitudinaux au niveau de l'intersection entre l'axe du propulseur et la carène en

fonction de l'effet du propulseur illustre le fort effet de suction du propulseur sur l'écoulement amont.

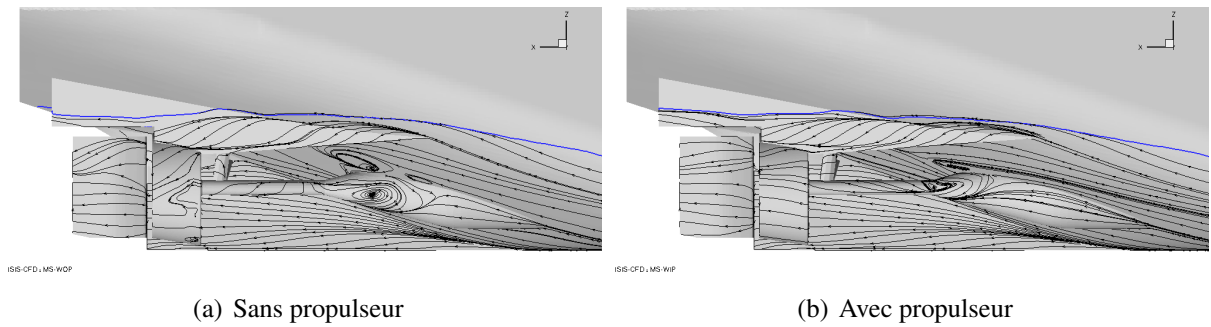


FIG. 10. Uilenspiegel- Echelle modèle - Ecoulement pariétal avec (WIP) et sans (WOP) propulseur

La figure 11 montre les lignes de frottement de paroi pour l'écoulement de surface libre à échelle réelle avec et sans propulseur. On peut observer de nouveau le fort effet amont du propulseur très similaire à celui observé pour l'échelle modèle. En revanche, l'influence du nombre de Reynolds sur la structure de l'écoulement est très significative comme en témoignent les figures 11 décrivant l'écoulement pariétal à l'échelle réelle dans les mêmes conditions que précédemment. Les structures tourbillonnaires émanant de l'intersection entre l'axe du propulseur et la carène ont totalement disparu.

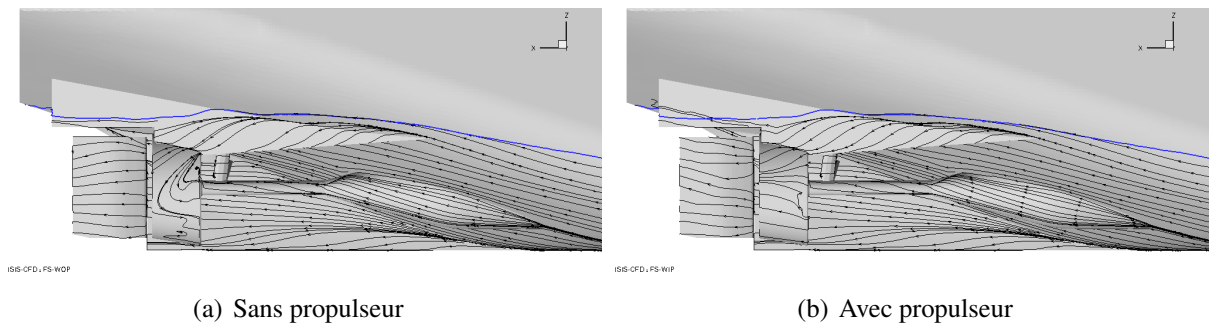


FIG. 11. Uilenspiegel- Echelle réelle - Ecoulement pariétal avec (WIP) et sans (WOP) propulseur

2.3-Les coefficients d'effort

Les coefficients d'effort calculés sont fournis par le tableau 4. A l'échelle modèle, la résistance visqueuse sans propulseur est en bon accord avec la prédiction ITTC 1957 (0.00318 à comparer avec $Cf_0=0.00310$), ce qui s'explique probablement par le faible pourcentage de surface mouillée (1.2%) occupé par les appendices. A échelle réelle, la résistance visqueuse prédite est 10% plus forte que la prédiction ITTC 1957 $Cf_0=0.00153$, ce qui correspond à une tendance observée sur des calculs pleine échelle précédents. En revanche, la réduction à échelle réelle de la résistance de pression lorsque le propulseur fonctionne est plus inattendue alors que cette même grandeur est augmentée à échelle modèle dans les mêmes conditions. Ces comportements différents peuvent être attribués en première analyse aux différences de structure de l'écoulement en amont du propulseur entre échelles modèle et réelle mais cette analyse devra être confirmée par une étude future de convergence en maillage.

Case	Cp	Cf	Ct
MS :WOP	0.00359	0.00318	0.00677
MS :WIP	0.00391	0.00332	0.00723
FS :WOP	0.00361	0.00169	0.00530
FS :WIP	0.00277	0.00173	0.00449

TAB. 4. Calculs de la résistance pour l'Uilenspiegel (MS : échelle modèle, FS : échelle réelle, WOP : sans propulseur, WIP : avec propulseur)

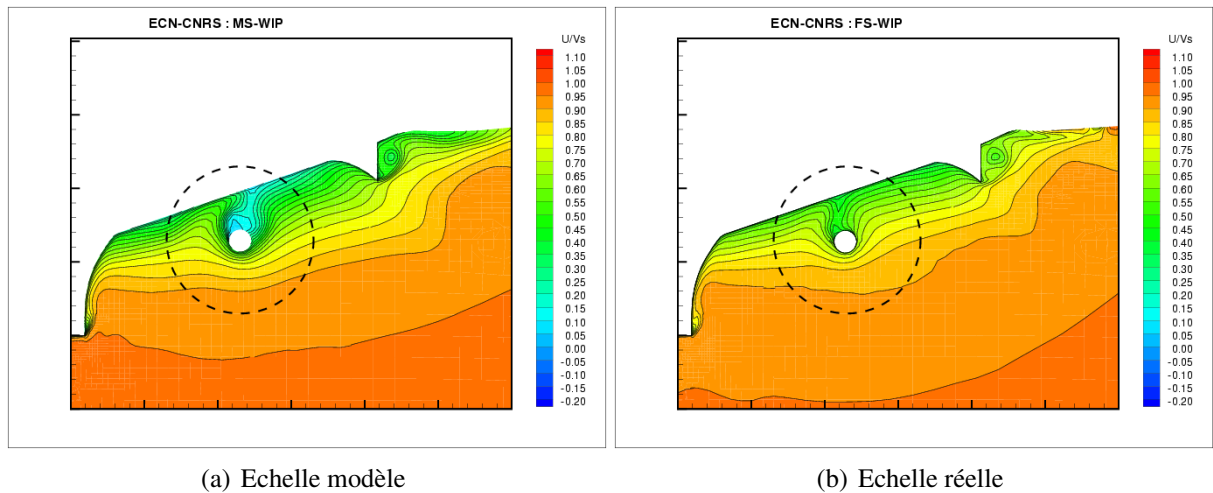


FIG. 12. Uilenspiegel- Avec propulseur - Effets d'échelle sur les lignes iso-sillage pour le couple 1

2.4-Les effets d'échelle

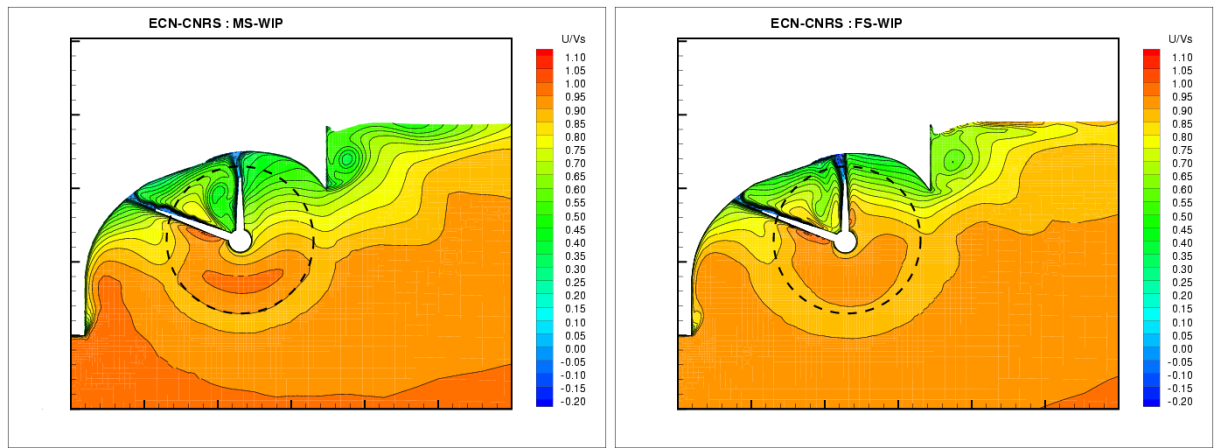
Les figures 12 à 13 montrent les contours iso-sillage aux échelles modèle et réelle avec propulseur. On note, en premier lieu, l'influence du nombre de Reynolds sur l'épaisseur de couche limite. La figure 12 illustre l'accélération de l'écoulement dans la région située entre l'axe du propulseur et la carène, phénomène déjà visible dans les illustrations précédentes montrant l'écoulement pariétal. La figure 13 montre clairement la structure vorticiante convectée entre les supports de l'axe du propulseur à échelle modèle, structure considérablement amortie à échelle réelle pour laquelle la distribution de vitesse longitudinale semble plus homogène.

Finalement, la figure 14 montre l'évolution longitudinale des contours iso-sillage vue en transparence de l'intérieur de la carène à échelles modèle et réelle. Là encore, les effets d'échelle sur la distribution de vitesse sont clairement visibles et confirment l'analyse précédente.

Enfin, les figures 15 et 16 montrent les lignes de courant secondaires à échelles modèle et réelle pour deux sections longitudinales appelées WinDE et WinAC pour lesquelles des résultats expérimentaux décrits dans le prochain paragraphe sont disponibles. L'analyse précédente sur les effets d'échelle sur le niveau de vorticité longitudinale est confirm e de nouveau par ces résultats complémentaires.

2.5-Comparaisons aux mesures à échelle modèle

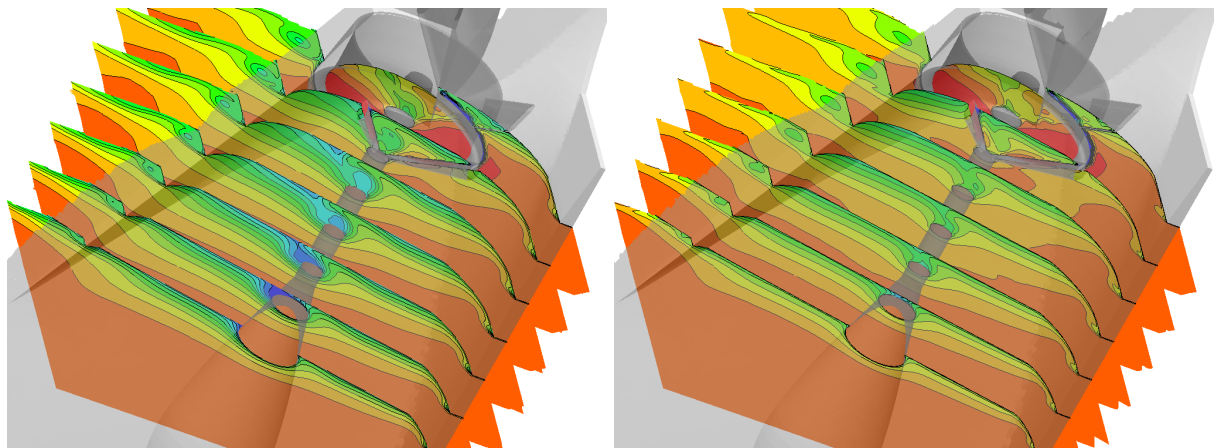
Des mesures PIV de l'écoulement à échelle modèle en présence de propulseurs ont été r alis es par CTO (Centrum Techniki Okretowej, Gdansk, Poland i.e. Polish Ship Design and Research Center) dans le cadre du projet de recherche européen EFFORT. Les figures 17 four-



(a) Echelle modèle

(b) Echelle réelle

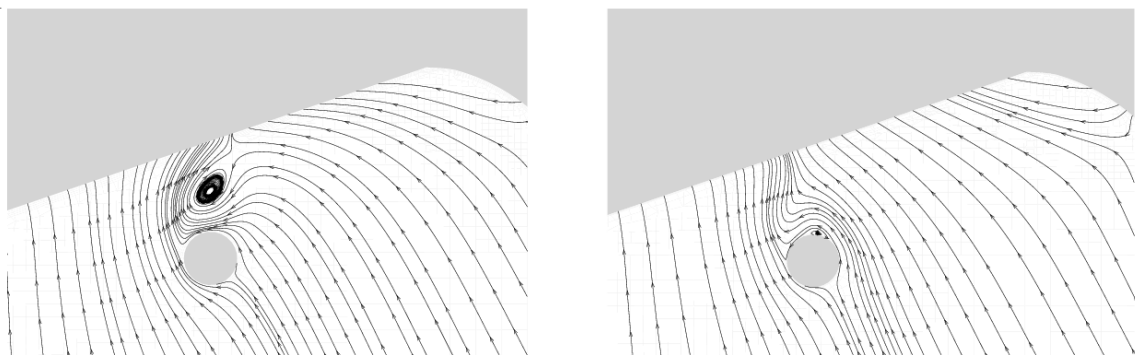
FIG. 13. Uilenspiegel- Avec propulseur - Effets d'échelle sur les lignes iso-sillage pour le couple 2



(a) Echelle modèle

(b) Echelle réelle

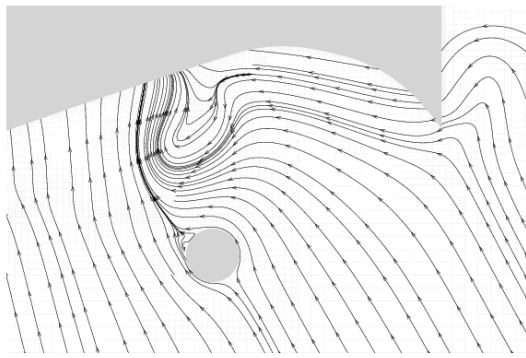
FIG. 14. Uilenspiegel- Avec propulseur - Vue tridimensionnelle de l'évolution longitudinale des contours iso-sillage entre l'axe d'hélice et la carène à échelles modèle et réelle



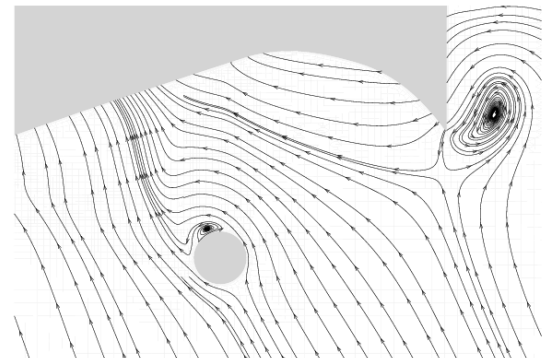
(a) Echelle modèle

(b) Echelle réelle

FIG. 15. Uilenspiegel- Avec propulseur - Effets d'échelle sur les lignes de courant secondaires pour le couple WinDE



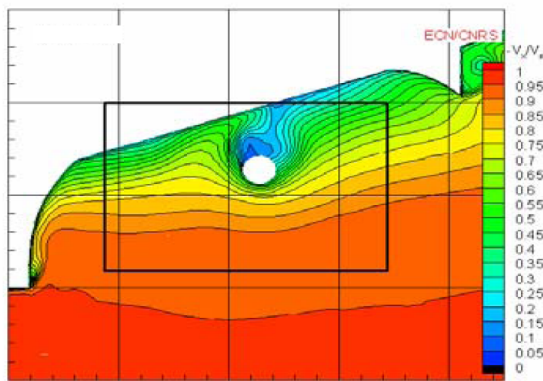
(a) Echelle modèle



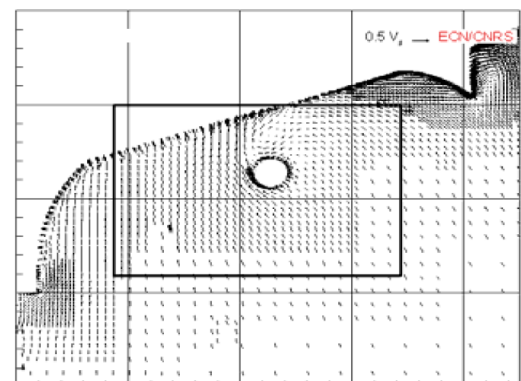
(b) Echelle réelle

FIG. 16. Uilenspiegel- Avec propulseur - Effets d'échelle sur les lignes de courant secondaires pour le couple WinAC

nissent une vue globale des champs calculés et de la zone de mesure PIV (Figures 18 et 19).



(a) Lignes isosillages



(b) Vitesses secondaires

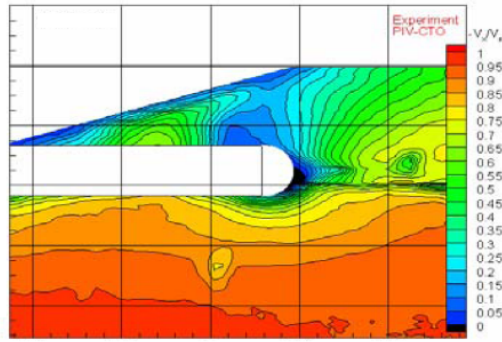
FIG. 17. Uilenspiegel- WinDE - Vue globale des isosillages et des vitesses secondaires à échelle modèle avec propulseur. La zone rectangulaire est la fenêtre de mesure PIV

Sur les figures 17, on peut observer une région de basse vitesse longitudinale entre la carène et l'axe du propulseur. La forte distorsion des lignes iso-sillage à cet endroit est caractéristique de la présence d'un tourbillon longitudinal intense.

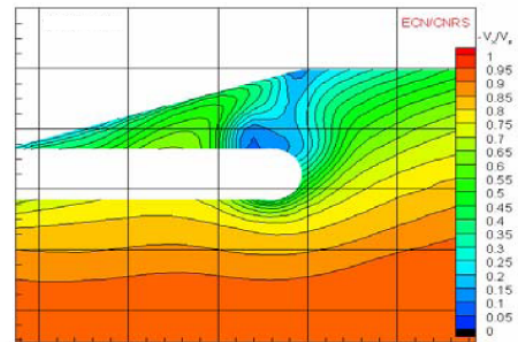
Les figures 18 et 19 montrent une comparaison entre mesures PIV et simulation numérique dans la région rectangulaire indiquée plus haut. L'accord global entre mesures et calculs est très satisfaisant puisque la distorsion des contours iso-sillage, la distribution de vitesse secondaire associée et la forme de la région de basse vitesse entre l'axe du propulseur et la carène sont bien reproduites par des simulations menées en aveugle.

2.6-Comparaisons aux mesures à échelle réelle

Une part importante du projet de recherche EFFORT était consacrée à des campagnes d'essais en pleine mer pour obtenir des informations sur la structure de l'écoulement à échelle réelle sur plusieurs sections transversales situées en amont du propulseur. Ce paragraphe est par conséquent consacré aux comparaisons entre les calculs réalisés en aveugle avec ISIS-CFD

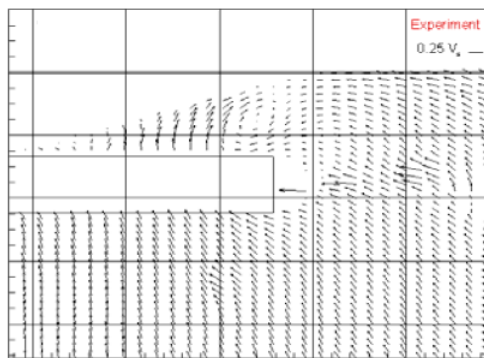


(a) Mesures à échelle modèle avec propulseur

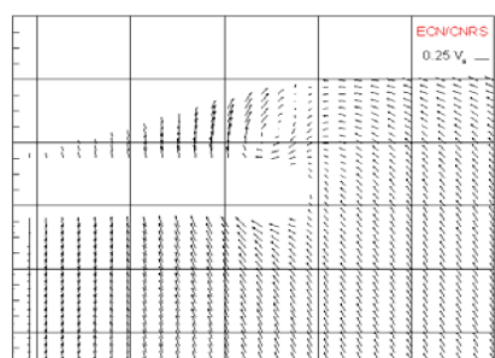


(b) Calculs avec propulseur

FIG. 18. Uilenspiegel- Section WinDE - Comparaison entre mesures PIV et calculs sur les contours iso-sillage à échelle modèle avec propulseur



(a) Mesures à échelle modèle avec propulseur



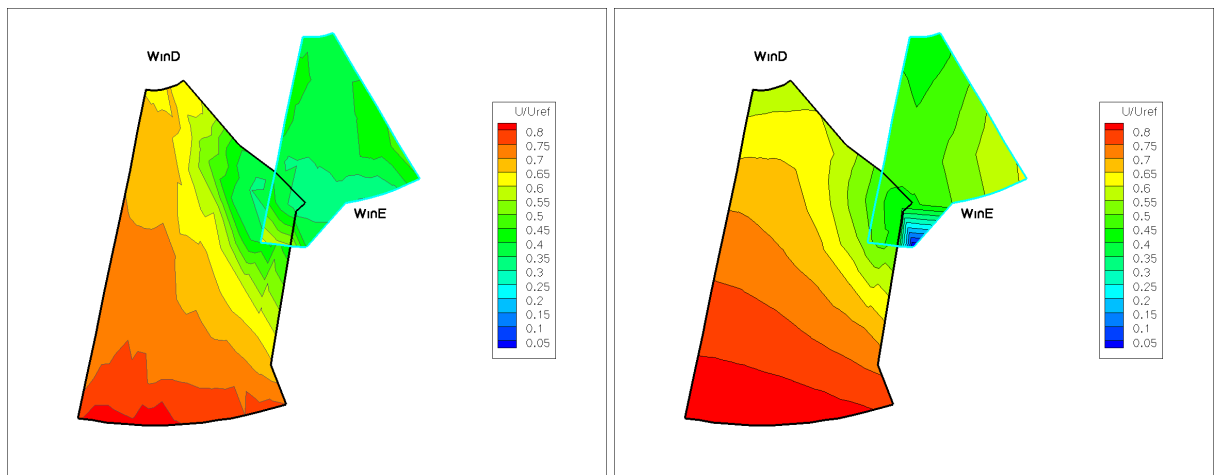
(b) Calculs avec propulseur

FIG. 19. Uilenspiegel- Section WinDE - Comparaison entre mesures PIV et calculs sur les vitesses secondaires à échelle modèle avec propulseur

et les distributions expérimentales de vitesse pour deux sections dénotées pour des raisons de confidentialité "Windows D & E" et "Windows A & C".

Tout d'abord, les figures 20 fournissent une comparaison des lignes iso-sillage expérimentales et calculées pour les fenêtres D et E situées entre la carène et l'axe du propulseur. Par rapport aux résultats obtenus à l'échelle modèle, on note que la distorsion des iso-sillages est moins prononcée, ce qui indique que le tourbillon longitudinal est d'intensité plus faible, confirmant ainsi la forte influence du nombre de Reynolds sur le champ de vitesse pour ces sections.

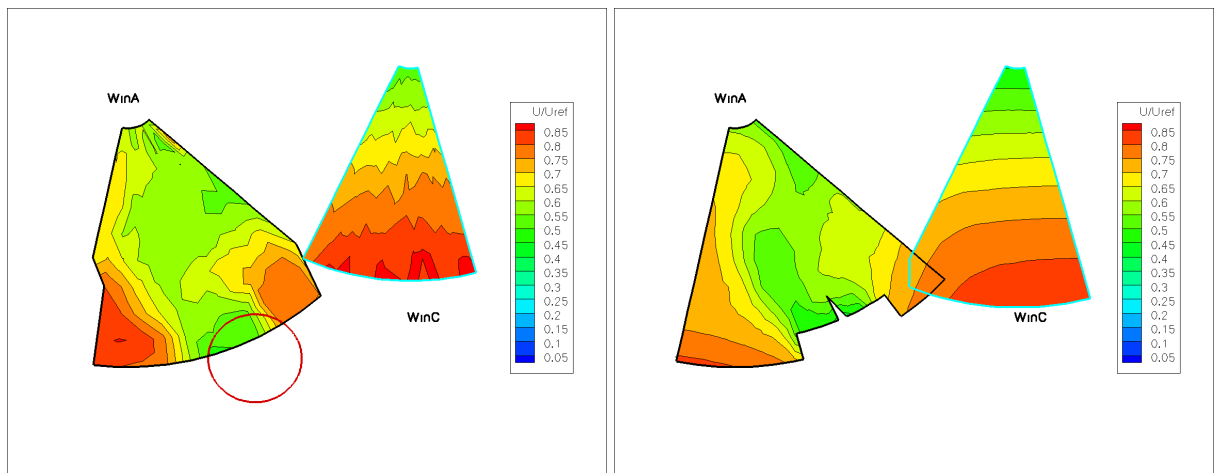
Comme précédemment, les figures 21 fournissent une comparaison entre les expériences au réel et les calculs pour les fenêtres A et C. L'accord entre expériences et simulations numériques est tout à fait satisfaisant. A la fois les expériences et les calculs révèlent une région de lignes iso-sillages distordues correspondant à un écoulement décéléré avec une valeur moyenne de 0.6 U_{ref} pour les mesures et de 0.55 U_{ref} pour les calculs.



(a) Mesures échelle réelle

(b) Calculs échelle réelle

FIG. 20. Uilenspiegel- Section WinDE - Comparaison entre mesures LDV et calculs sur les contours iso-sillage à échelle réelle avec propulseur



(a) Mesures échelle réelle

(b) Calculs échelle réelle

FIG. 21. Uilenspiegel- Section WinAC - Comparaison entre mesures LDV et calculs sur les contours iso-sillage à échelle réelle avec propulseur

V-CONCLUSIONS

Deux carènes complexes avec tous leurs appendices ont été étudiées en utilisant des maillages totalement non-structurés générés par HEXPRESS. En rendant les étapes de maillage complètement automatiques, HEXPRESS réduit le temps de maillage pour de telles configurations de un mois à deux ou trois jours, ce qui rend maintenant possible les calculs Navier-Stokes pour des configurations industrielles ainsi que l'étude détaillée des effets d'appendices. Il reste cependant à conduire des études systématiques de précision des reconstructions sur les éléments non-conformes au voisinage des zones de raffinement, étude que l'Equipe Modélisation Numérique a commencé en utilisant des solutions manufacturées (voir [8]). Comme attendu, l'étude des écoulements autour de carènes munies de leurs appendices posent de nouveaux défis comme les calculs relatifs au Commandant Rivière l'ont illustré.

Le très bon comportement du code ISIS-CFD sur l'écoulement autour de la drague Uilenspiegel aux échelles modèle et réelle est très encourageant, d'autant que tous les calculs n'ont été faits

qu'une seule fois en ignorant les résultats expérimentaux. L'étude révèle des effets d'échelle très importants liés à la présence des appendices, effets intégralement confirmés par les expériences et plaide en faveur de l'utilisation plus systématique des approches Navier-Stokes lors de la conception de telles carènes et de leurs systèmes propulsifs.

VI-REMERCIEMENTS

Cette étude a bénéficié du support financier du projet de recherche Européen EFFORT No. GRD2-2001-50117. Les auteurs remercient le Dr. Bram STARKE pour nous avoir fourni les figures 17 à 19 et Mr. Erwan JACQUIN pour nous avoir transmis les données expérimentales relatives à la frégate "Le Commandant Rivière". Les auteurs remercient enfin le comité scientifique du CINES (Centre Informatique National de l'Enseignement Supérieur), projet dmn2050, l'IDRIS (Institut du Développement et des Ressources en Informatique Scientifique du CNRS, projet 000129) pour l'attribution d'heures de calcul.

REFERENCES

- [1] R. Duvigneau, M. Visonneau, and G. Deng, "On the role played by turbulence closures for hull shape optimization at model and full scale," *Journal of Marine Science and Technology*, vol. 153, pp. 1–25, June 2003. 2
- [2] G. Deng, P. Queutey, and M. Visonneau, "Three-dimensional flow computation with Reynolds stress and algebraic stress models," *Engineering Turbulence Modeling and Experiments 6*, vol. 6, pp. 389–398, 2005. 2
- [3] G. Deng, R. Duvigneau, P. Queutey, and M. Visonneau, "Assessment of turbulence model for ship flow at full scale," in *Comp. Mech., WCCM IV*, (Beijing, China), September 2004. 2
- [4] B. d'Essai des Carènes, "LDV data concerning the Cdt. RIVIERE," tech. rep., Internal report, Val de Reuil, 1999. 2
- [5] F. Stern, R. Wilson, H. Coleman, and E. Paterson, "Verification and validation of CFD simulations," Tech. Rep. 407, IIHR Report, 1999. 4, 6
- [6] G. Deng and M. Visonneau, "On the prediction of swirling induced recirculation," in *3rd Int. Sym. on Turbulence and Shear Flow Phenomena*, Sendai, Japan, 2003. 5
- [7] L. Eça and M. Hoekstra, "An uncertainty estimation exercise with the finite-difference and finite-volume versions of PARNASSOS," in *Workshop on CFD Uncertainty Analysis* (L. Eça and M. Hoekstra, eds.), Lisbon, Portugal, 2004. 6
- [8] G. Deng, P. Queutey, and M. Visonneau, "A code verification exercise for the unstructured finite-volume solver isis-cfd," in *Proc. ECCOMAS CFD Conference*, 2006. 15