



**CHARGEMENTS AERODYNAMIQUES SUR UN NAVIRE
AVEC GÎTE**

AERODYNAMICS LOADS ON A HEELED SHIP

R. LUQUET*, P. VONIER*, J.F. LEGUEN*, P. PERDON*

*DGA Techniques hydrodynamiques, Chaussée du Vexin, BP 510, 27105 VAL DE REUIL

romain.luquet@intradef.gouv.fr

Résumé

La vérification de la stabilité des navires s'appuie sur des règlements intégrant des conditions sévères de vent. Les hypothèses utilisées sont fortes et notamment sur la prise en compte de l'influence de la gîte du navire sur le moment inclinant dû au vent. L'étude présentée introduit les différents règlements et les applique au cas d'une frégate type F70. Une approche simplifiée permettant d'évaluer le chargement aérodynamique en prenant en compte la surface de fardage projetée pour chaque angle de gîte est ensuite proposée. Une approche par calculs CFD est alors mise en œuvre pour compléter l'analyse. Finalement les résultats des deux approches introduites concordent sur l'allure de l'évolution du moment inclinant du au vent en fonction de la gîte.

Summary

Verification of ship stability is based on rules including the wind influence for rough conditions. Restrictive hypothesis are employed to define those rules and especially on the influence of the heel of the ship. The present study introduces the different rules and applies to the case of the F70 frigate. A simplified approach to evaluate the aerodynamic loading, taking into account the actual lateral area of the ship for each angle of heel is then proposed. An approach by CFD calculations is then implemented to complete the analysis. Finally the results of the two proposed approaches agree on the evolution of the wind heeling moment according to the heel.

I -- Introduction

Les conditions de navigation à fort risque de chavirement sont souvent des conditions pour lesquelles le vent est fort. Les règlements utilisés pour vérifier la stabilité des navires tiennent compte de ce dernier. Il est généralement supposé constant en direction et, pour une altitude donnée, d'amplitude constante. La configuration prise en compte est toujours celle du navire sans vitesse d'avance par vent de travers jugée plus défavorable. L'inconnue majeure étant contenue dans le coefficient de trainée du bâtiment. Blendermann [1] a cependant montré que le cas vent de travers n'était pas forcément le cas le plus défavorable.

Là où les méthodes divergent, c'est dans le calcul du moment inclinant induit par l'action du vent. Que ce soit parce qu'elles sont très anciennes (certaines ont plus de 50 ans) ou pour faciliter les calculs (comme dans les règlements), les hypothèses utilisées dans les différentes formulations sont très simplificatrices. et ne traduisent pas finement la physique du phénomène étudié.

Il est possible à l'heure actuelle de proposer de nouvelles formulations. Des essais en soufflerie existent et l'utilisation des calculs numériques est de plus en plus fréquente. Cependant les conclusions de ces études n'abordent que très rarement l'influence sur la stabilité et la nécessité de prendre en compte l'angle de gîte comme paramètre déterminant.

L'étude présentée ici introduit les formulations de plusieurs règlements et les applique au cas d'une frégate antiaérienne du type F70. Puis une proposition d'approche simplifiée basée sur l'évaluation de la surface de fardage projetée pour chaque angle de gîte est présentée. Une autre approche plus lourde par calculs CFD du chargement aérodynamique et hydrodynamique est ensuite réalisée. Les différentes sources de résultats sont alors comparées pour évaluer leur cohérence.

L'étude se concentre uniquement sur la détermination du moment inclinant lié à un navire pour une vitesse de vent donnée. Le bien-fondé du choix de la vitesse réglementaire et des critères associés ne sera pas abordé ici.

II -- Formulations utilisées dans les règlements.

Les règlements, pour des raisons de simplicité lors de phases préliminaires de design et pour réduire le temps calculs, utilisent des formulations, plus ou moins empiriques, afin d'estimer le moment induit par le vent sur un navire. Si la plupart des règlements utilisent des formulations similaires pour le calcul du moment à gîte nulle, chacun a sa façon de prendre en compte l'influence de la gîte sur le moment inclinant du vent.

1. Règlement militaire français

La formulation utilisée dans l'« IG6018 » - règlement militaire français [3] - s'inspire des travaux de Sarchin et Goldberg [10] pour le calcul du moment inclinant dû au vent. Ainsi il suppose un profil de vitesse de vent tabulé, proche d'un profil en $h^{1/7}$, et intégré sur la surface de fardage. La vitesse de référence est donnée à 10m. Afin de simplifier les calculs, l'intégration analytique est simplifiée en divisant la surface de fardage en bandes horizontales, chacune étant soumise à une vitesse de vent constante dépendant de l'altitude moyenne de la tranche considérée. L'influence de la gîte est prise en compte en supposant une décroissance en « \cos^2 ».

Le bras de levier inclinant exprimé en mètres, ou B.L.I., dû au vent (moment inclinant du vent divisé par $\Delta.g$) est alors obtenu en sommant l'influence de chaque bande de la façon suivante :

$$B.L.I. = \sum_i \frac{0.0195 .A_i.h_i.V_i^2}{1000.\Delta} \cos^2\varphi \quad (1)$$

Avec : V_{vent} : Vitesse du vent à l'altitude du centre de la bande [nds]

- A_i : Surface projetée de chaque tranche des œuvres mortes [m²]
- h : Distance verticale entre le centre de surface de la tranche et le centre de dérive (supposé immergé de T/2 par défaut) [m]
- φ : Angle de gîte [deg]
- Δ : Déplacement du navire [t]

Le coefficient 0.0195 provient du regroupement des constantes et du changement d'unité pour la vitesse du vent :

$$\frac{1}{2} \frac{\rho C_Y}{g} \left(\frac{1.852}{3.6} \right)^2 = 0.0195 \text{ [kg.m}^{-2}\text{.nds}^{-2}] \quad (2)$$

Avec : $C_Y = 1.12$, $\rho = 1.29 \text{ kg/m}^3$ et $g = 9.81 \text{ m}^2/\text{s}$

La décroissance en « cos² », également utilisée par d'autres règlements, est issue des premières études de stabilité, menées sur des navires disposant encore de voiles et présentant ainsi un grand fardage à gîte nulle, qui se réduit à mesure que le navire s'incline (Middendorf [8]). Etant donnée la forme des navires actuels, cette formulation est contestable, surtout pour des angles de gîte avoisinant 90°.

2. Règlement militaire des Pays-Bas

La formulation utilisée dans le règlement militaire des Pays-Bas [5] est similaire à celle du règlement français, à ceci près qu'elle prend en compte une décroissance du B.L.I. en « cos³ » et qu'elle ne tient pas compte du gradient de vitesse de vent. La formulation est la suivante :

$$B. L. I. = \frac{P.A.I}{1000.\Delta} \cdot \frac{1+3\cos^3(\varphi)}{4} \text{ et } P = \frac{C_W \cdot \rho_l \cdot V^2}{2} \quad (3)$$

Avec : A : Surface de fardage [m²]
 I : Distance entre le demi-tirant d'eau et le centre de la surface de fardage
 $C_W = 1.2$ et $\rho_l = 0.125 \text{ kg.s}^2.\text{m}^{-4}$

L'avantage de cette formulation tient en sa capacité à modéliser la décroissance du moment inclinant avec la gîte tout en conservant un moment non-nul pour $\varphi = 90^\circ$. Par contre, le choix de ne conserver à 90° qu'un quart du moment à gîte nulle semble pour le moins arbitraire.

3. OMI

Dans les règlements mis en place par l'OMI [4], et donc applicables aux navires civils, c'est une pression appliquée sur la surface de fardage qui est spécifiée, et non une vitesse de vent. De plus, le moment inclinant est considéré comme invariant selon l'angle de gîte. Le B.L.I. se calcule donc de la façon suivante :

$$B. L. I. = \frac{P.A.Z}{1000.\Delta.g} \quad (4)$$

Avec P : La pression appliquée sur la surface de fardage [Pa]
 Z : Distance entre le centre de l'aire latérale immergée (par défaut supposé localisé à T/2) [m]

Cette formulation se justifie par le fait qu'elle s'applique essentiellement à des gros navires civils tels des porte-conteneurs ou des pétroliers, qui, de par leur forme, présentent une surface de fardage à peu près constante quel que soit l'angle de gîte.

Il est possible de faire correspondre la pression utilisée à une vitesse de vent en rapprochant cette formule de celle des règlements militaire pour les cas à gîte nulle. En comparant au règlement français, la relation obtenue est alors :

$$V = \sqrt{\frac{P}{0.0195.g}} \quad (5)$$

4. Formulation simplifiée de Brown et Deybach

Brown et Deybach [7] ont proposé une approche inspirée des règlements militaires tout en essayant de prendre en compte les grandes dimensions du navire afin d'affiner la forme de la courbe. Le B.L.I. est ainsi calculé de la façon suivante :

$$B.L.I. = \frac{\frac{1}{2}C_D\rho V^2 \left[C_W \frac{L_{PP.B}}{2} + \left(A - C_W \frac{L_{PP.B}}{2} \right) \cos(\varphi) \right]}{1000.g.\Delta} \cdot \left[\frac{B}{2} + \left(L - \frac{B}{2} \right) \cos(\varphi) \right] \quad (6)$$

Avec : $C_D = 1.12$ Coefficient de trainée
 B : Largeur du navire
 C_W : Coefficient de surface de flottaison

III -- Navire étudié

Le navire choisi pour cette étude est une frégate antiaérienne de la marine française du type F70, présentée sur la Figure 1. Le modèle CAO du navire retenu pour la suite de cette étude présente une version épurée des superstructures (suppression des mâts et des antennes). Une étude de Blendermann [1] donne des indications sur l'influence des détails des superstructures sur les coefficients aérodynamiques et ses recommandations ont été suivies ici. Une illustration de la forme est présentée sur la Figure 2. Les caractéristiques hydrostatiques de la carène sont présentées dans le Tableau 1.



Figure 1 : Frégate F70 Jean Bart.

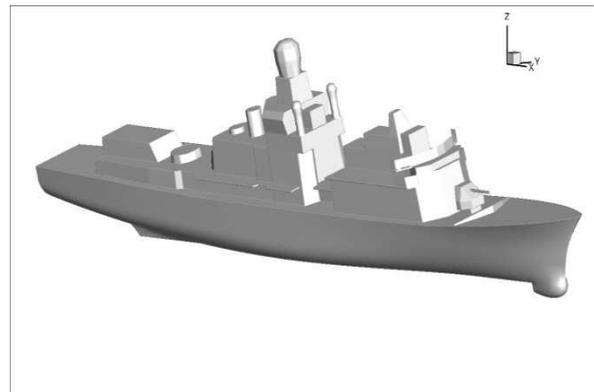


Figure 2 : CAO de la frégate F70.

Tableau 1 : Caractéristiques hydrostatiques de la carène.

| Grandes dimensions | | | |
|--|--------------------|-------------------|--------|
| Longueur entre perpendiculaires | L _{pp} | (m) | 129 |
| Largeur à la flottaison | B _{WL} | (m) | 14.009 |
| Tirant d'eau | T | (m) | 4.821 |
| Chargement navire | | | |
| Déplacement | Δ | (t) | 4873 |
| Position longitudinale du centre de gravité / PPAR | LCG | (m) | 58.917 |
| Position transversale du centre de gravité / axe | YG | (m) | 0 |
| Position verticale du centre de gravité / OH | KG | (m) | 5.960 |
| Caractéristiques des surfaces de fardage et de dérive à gîte nulle | | | |
| Surface de fardage | S _{aéro} | (m ²) | 1346 |
| position verticale du centre de surface de fardage / flottaison | Z _{aéro} | (m) | 6.240 |
| Surface de dérive | S _{hydro} | (m ²) | 592 |
| position verticale du centre de dérive / flottaison | Z _{hydro} | (m) | -2.369 |

IV -- Approche aérodynamique

Cette partie a pour objectif de présenter une approche simplifiée d'évaluation du moment inclinant dû au vent en se basant sur la surface de fardage projetée pour chaque angle de gîte.

Comme présenté dans la première partie, les règlements, pour estimer le moment inclinant dû au vent, se contentent de calculer la traînée aérodynamique à gîte nulle ou, au mieux, prennent en compte l'évolution de cette traînée avec la gîte en appliquant une fonction en « \cos^2 » ou « \cos^3 ». De plus, faute de données existantes, toutes ces formulations supposent que le centre de dérive est situé à une profondeur d'un demi-tirant d'eau.

Une première voie d'amélioration de ces formulations est de s'affranchir de l'hypothèse d'une loi de décroissance à priori, en calculant le moment inclinant pour les différents angles de gîte basé sur l'évolution réelle de la surface projetée A et de son centre de surface, $Z_{aéro}$. Il est possible de faire de même pour le centre de la surface immergée latérale, Z_{hydro} . On fera alors l'hypothèse que ce dernier correspond au centre de dérive du navire (hypothèse faite dans le règlement OMI). Afin de calculer le moment inclinant, la formulation suivante est alors utilisée :

$$B.L.I. = \frac{1}{2} \frac{\rho \cdot C_Y \cdot A \cdot (Z_{aéro} - Z_{hydro}) \cdot V^2}{1000 \cdot \Delta \cdot g} \quad (6)$$

Avec : A , $Z_{aéro}$ et Z_{hydro} , dépendant de l'angle de gîte
 V : vitesse du vent [m/s] à l'altitude $Z_{aéro}$ calculée via une loi en $z^{1/7}$
 $C_Y = 1.12$ et $\rho = 1.29 \text{kg/m}^3$

Afin d'obtenir A , $Z_{aéro}$ et Z_{hydro} la position d'équilibre du navire pour différents angles de gîte est calculée via FASTABI (code de calcul réglementaire interne à DGA Techniques hydrodynamiques). Puis, pour chaque position, le modèle CAO surfacique du navire est projeté afin de calculer les aires et centres des surfaces de dérive et de fardage. La Figure 3 illustre cette procédure.

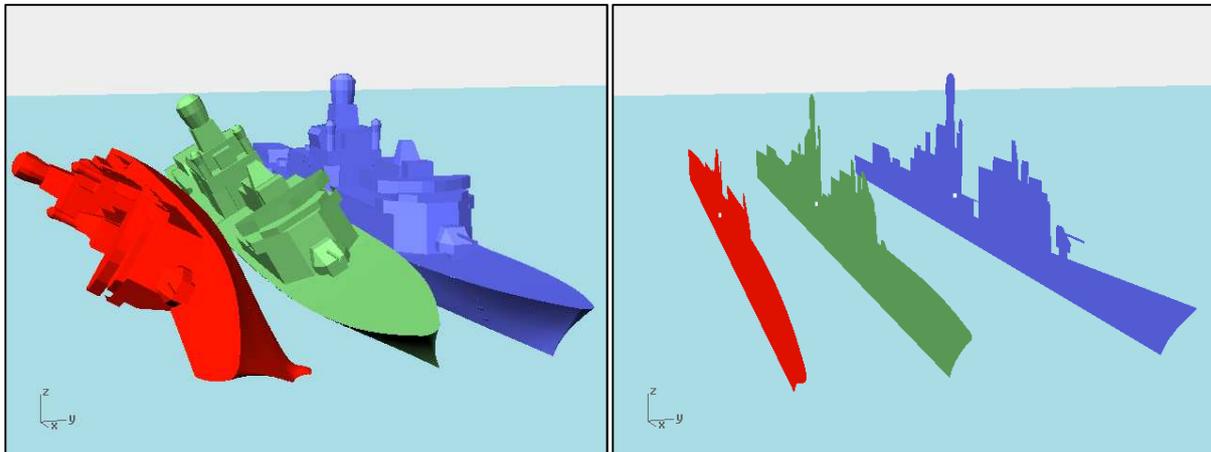


Figure 3 : Equilibre de la carène de la frégate F70 pour trois angles de gîte (à gauche) et surfaces de fardage correspondantes (à droite).

La Figure 4 présente la comparaison entre les 3 formules règlementaires et cette approche simplifiée. Les règlements utilisent des vitesses et/ou une pression exercée par le vent différentes pour le calcul du B.L.I. Pour permettre la comparaison, la vitesse de vent servant à appliquer les règlements est de 100 nœuds à 10m pour toutes les formules tracées. L'équation (5) a été utilisée pour calculer la pression correspondante dans le cas de l'approche OMI.

On constate que les différentes formulations donnent, à gîte nulle, des valeurs de B.L.I. assez comparables. Par contre l'évolution de ce bras de levier avec la gîte est très différente. On

constate notamment que le fait de prendre en compte la surface projetée change complètement l'allure de la courbe, avec un maximum situé à 20° de gîte.

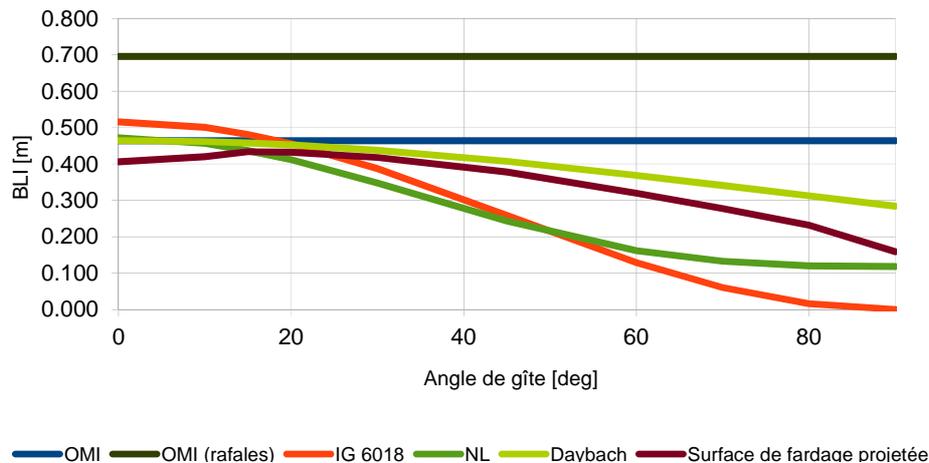


Figure 4 : Comparaison des différentes formulations du B.L.I.

V -- Approche CFD

Une évaluation par calculs CFD du chargement subi par un navire en dérapage soumis à un vent de travers a été conduite et est présentée dans ce chapitre. Ces résultats permettront d'ajouter un point de comparaison aux différents règlements présentés précédemment. L'objectif des simulations est de déterminer l'effort aérodynamique sur les œuvres mortes du navire ainsi que les efforts hydrodynamiques subis par les œuvres vives sur la carène en dérapage.

1. Repère et notations

Les simulations sont réalisées dans un repère fixe (illustré sur la Figure 5) dont l'origine est positionnée à la verticale du centre de gravité au niveau de la surface libre. L'axe (Ox) est dirigé selon l'axe longitudinal de la carène et dirigé vers l'avant. L'axe (Oz) est dirigé selon l'axe vertical de la carène et dirigé vers le haut. L'axe (Oy) est dirigé transversalement à la carène et dirigé vers bâbord. Ces axes sont invariants quelle que soit la gîte du navire, seule la position du centre du repère est liée au navire.



Figure 5 : Repère de calcul.

Les coefficients d'effort transverse C_Y , vertical C_Z et de moment de roulis C_K sont définis selon :

$$C_Y = \frac{F_Y}{\frac{1}{2} \rho U_{ref}^2 S_{ref}}, \quad C_Z = \frac{F_Z}{\frac{1}{2} \rho U_{ref}^2 S_{ref}}, \quad C_K = \frac{M_X}{\frac{1}{2} \rho U_{ref}^2 S_{ref}^2 / L_{ref}} \quad (7)$$

Avec F_Y , F_Z et M_X respectivement les forces subies par le navire selon les axes (Ox), (Oy) et le moment de roulis autour de l'axe (Ox). Les surfaces de références seront les surfaces de

fordage ou de dérive selon que l'on s'intéresse à la partie aérodynamique ou hydrodynamique des efforts. De la même manière, la vitesse de référence sera la vitesse de dérive ou la vitesse du vent (à 10m) selon le fluide étudié. La longueur de référence est la longueur entre perpendiculaires du navire.

2. Domaine de calcul et maillage

Le domaine de calcul de forme parallélépipédique est illustré sur la Figure 6. Une condition de vitesse (rouge) est imposée sur la frontière latérale amont au navire et une condition de pression (bleu) est appliquée sur la frontière aval. Une condition d'adhérence (vert) est imposée sur le navire et une condition de symétrie (gris) sur les autres frontières. Les dimensions du domaine permettent de modéliser $3 L_{pp}$ sur les côtés et $1.5 L_{pp}$ au-dessus et en dessous du navire.

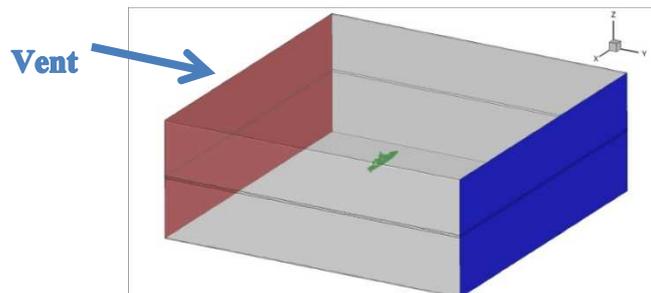


Figure 6 : Domaine de calcul.

Le maillage est constitué de 17 millions de points de calcul constituant 5 millions de polyèdres. La discrétisation en proche paroi est composée exclusivement de prismes pour assurer une bonne évaluation de la couche limite en vérifiant notamment une distance adimensionnelle à la paroi y^+ voisine de 50 sur la carène. Le maillage est également formé par des prismes au niveau de la surface libre pour permettre une bonne précision de la résolution numérique dans cette zone essentielle. Le reste du maillage est couvert par des polyèdres. Le maillage est illustré sur la Figure 7.

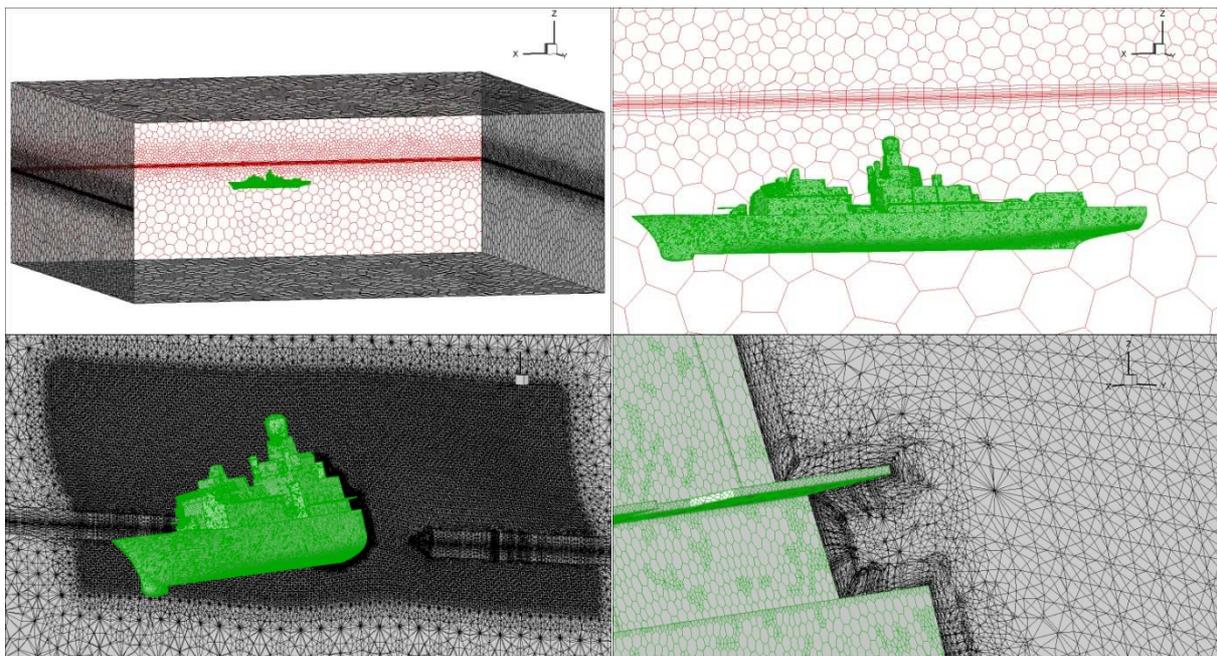


Figure 7 : Vues du maillage.

3. Méthode numérique

Les calculs ont été réalisés avec le logiciel commercial FLUENT de la suite ANSYS résolvant les équations RANSE (Reynolds Averaged Navier-Stokes Equations). Pour ces calculs, le modèle VOF (Volume Of Fluid) a été employé pour simuler la coexistence des deux fluides (air et eau de mer). Un modèle du type $k\omega$ -SST a été utilisé pour modéliser la turbulence des deux fluides.

Les simulations sont conduites en modélisation instationnaire avec un pas de temps adaptatif de résolution temporelle débutant à 0.1s pour atteindre 1s en fin de simulation. Des modèles de discrétisation d'ordre élevé ont également été appliqués aux équations de quantité de mouvement (MUSCL) et de fraction volumique (HRIC), ce qui permet une résolution précise de l'interface air-eau.

Les calculs sont effectués en considérant la coque comme hydrauliquement lisse (pas de prise en compte de la rugosité).

4. Conditions de calcul

Les simulations sont effectuées sur mer plate pour un navire à vitesse d'avance nulle, à échelle réelle et pour une attitude bridée selon la position d'équilibre hydrostatique à la gîte choisie (équilibre vérifié exclusivement sur l'enfoncement).

Tableau 2 : Caractéristiques des fluides simulés.

| Eau de mer (15°C) | | | |
|--|-------------|----------------------|-------------------------------|
| Viscosité dynamique | μ | (Pa.s) | 1.2200E-03 |
| Masse volumique | ρ | (kg/m ³) | 1026 |
| Vitesse du courant | V_{hydro} | (m/s) | Telle que $\rightarrow F_y=0$ |
| Air (15°C, 1% d'humidité relative, 1013 mbar) | | | |
| Viscosité dynamique | μ | (Pa.s) | 1.7894E-05 |
| Masse volumique | ρ | (kg/m ³) | 1.225 |
| Vitesse du vent à 10m | $V_{aéro}$ | (noeuds) | 100 |

Les caractéristiques des deux fluides simulés sont présentées dans le Tableau 2. Les propriétés des fluides sont uniformes sur le domaine de calcul et les effets de température, de pression et d'hydrométrie de l'air seront notamment négligés.

Un courant latéral uniforme est appliqué à l'écoulement (eau) pour modéliser la dérive du navire consécutive aux efforts du vent traversier. La vitesse du courant est déterminée en équilibrant les efforts de dérive subis par le navire (aérodynamique et hydrodynamique). L'équilibre en moment de lacet n'est pas vérifié.

La condition de vitesse imposée à l'écoulement aérodynamique a été déterminée pour correspondre à un profil de couche limite turbulente développée au niveau du navire correspondant à l'équation suivante :

$$V_{aéro} = V_{aéro}(z_{ref}) \left(\frac{z}{10}\right)^{\frac{1}{7}} \quad (8)$$

Avec $z_{ref} = 10m$, et une valeur de vitesse à cette altitude de référence choisie à 100 noeuds. L'intensité turbulente à 10m au niveau du navire est de l'ordre de 10%. Les profils de vitesse théoriques et obtenus en amont en aval du navire dans les simulations sont illustrés sur la Figure 8.

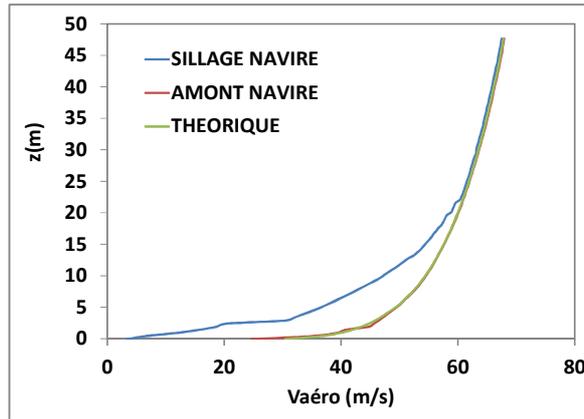


Figure 8 : Profils de vitesse aérodynamique théoriques et calculés.

5. Sensibilité et convergence

La méthode de calcul présentée ici n'a pas pu faire l'objet à l'heure actuelle d'une procédure de vérification et validation complète. Néanmoins une étude succincte de sensibilité a été réalisée. Tout d'abord un maillage de densité supérieure (10 millions de polyèdres) a été testé pour quantifier l'influence de la discrétisation du domaine de calcul. Une variation maximale de l'ordre de 3% a été observée sur les coefficients d'effort. Ensuite le taux de turbulence amont des écoulements a été multiplié et divisé par deux sans observer d'influence significative sur les résultats.

Une étude d'influence du nombre de Reynolds a également été effectuée. Des simulations à gîte nulle ont été réalisées pour différentes vitesses de vent. Les résultats sont présentés dans le Tableau 3. On n'observe pas d'évolution conséquente des coefficients d'effort aérodynamiques, ce qui semble cohérent avec la gamme de nombre de Reynolds balayée qui reste supérieure à 10^7 .

Tableau 3 : Dépendance en nombre de Reynolds des coefficients aérodynamiques.

| V (nœuds) | Re | CY | CZ | CK |
|-----------|----------|------|------|------|
| 25 | 1.23E+07 | 0.86 | 0.65 | 0.44 |
| 50 | 2.47E+07 | 0.84 | 0.64 | 0.45 |
| 100 | 4.93E+07 | 0.83 | 0.62 | 0.47 |

Les simulations sont réalisées sur une durée de 500s qui permet une bonne convergence des efforts comme illustré sur la Figure 9. Les coefficients d'effort étant instationnaires, ils sont présentés dans cette étude par leur moyenne sur les cent dernières secondes de simulation.

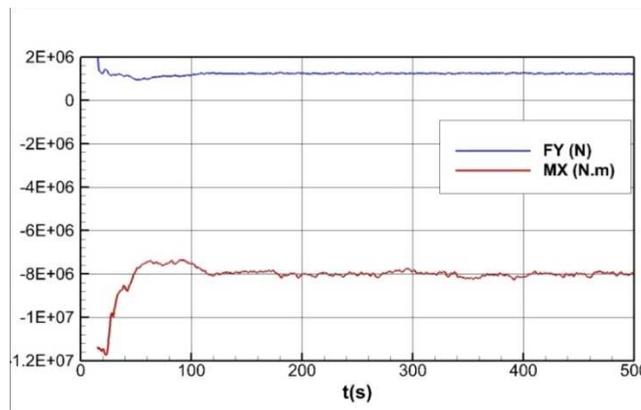


Figure 9 : Exemple de temporel d'efforts aérodynamiques subis par le navire.

Afin de qualifier la qualité des simulations, les résultats des calculs ont été comparés à des résultats d'essais sur modèles réduits obtenus en soufflerie. Ces essais ont été réalisés pour un navire sans gîte et deux navires dont le profil est très proche de celui de la frégate F70. Les données d'essais sont extraites des références [1] et [2]. La comparaison des coefficients d'effort de dérive et de moment de roulis présentée dans le Tableau 4 permet d'être confiant sur la pertinence de la prédiction du chargement aérodynamique sur le navire par les calculs CFD.

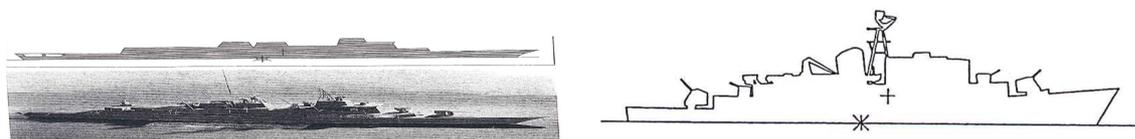


Figure 10 : Navires des références [1] à gauche et [2] à droite.

Tableau 4 : Comparaison de trois navires similaires, vent de travers à gîte nulle.

| | Frégate F70 (calculs CFD) | Navire [1] (essais) | Navire [2] (essais) |
|-----------|--------------------------------------|--------------------------------|--------------------------------|
| CY | 0.83 | 0.81 | 0.85 |
| CK | 0.47 | 0.48 | 0.49 |

6. Résultats

Une série de calculs a été réalisée pour une vitesse vent de 100 nœuds et des variations de position en roulis allant de -60° à $+60^\circ$; les angles de gîte positifs correspondent à une prise de gîte réaliste puisqu'elle se situe selon la direction du vent. Les résultats en termes de coefficients de pression, de vitesse d'écoulement et d'élévation de la surface libre sont présentés sur la Figure 11 et la Figure 12. On observe une décroissance du coefficient de moment de roulis aérodynamique et hydrodynamique à gîte croissante. On notera aussi que le coefficient d'effort vertical aérodynamique est du même ordre de grandeur que le coefficient d'effort latéral hydrodynamique. Son influence sur le moment de roulis n'est pas nulle car le champ de pression s'appliquant sur le pont et les superstructures du navire n'est pas symétrique, il devrait par conséquent être pris en compte dans les formules des règlements.

La Figure 14 présente la position verticale du point d'application des efforts aérodynamiques et hydrodynamiques. Comme attendu, le point d'application des efforts aérodynamiques se situe à proximité du centre de la surface de fardage à gîte nulle mais sa position descend avec l'augmentation de la gîte. La position du point d'application des efforts hydrodynamiques se situe au-dessus de la surface libre à gîte nulle mais passe rapidement sous cette dernière pour s'approcher de la position à mi-tirant d'eau. Le Tableau 5 présente la vitesse de dérive du navire en fonction de son angle de gîte pour une vitesse de vent de 100 nœuds à 10m. On constate une relative invariance de la vitesse de dérive puisque les coefficients d'effort latéral aérodynamique et hydrodynamique sont peu dépendants de l'angle de gîte.

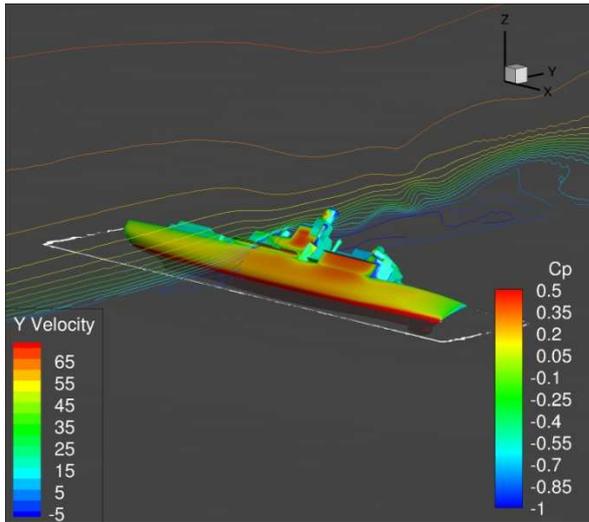


Figure 11 : Iso-contours de Cp et iso-lignes de vitesse transverse (m/s) autour de la frégate F70 à +45° de gîte.

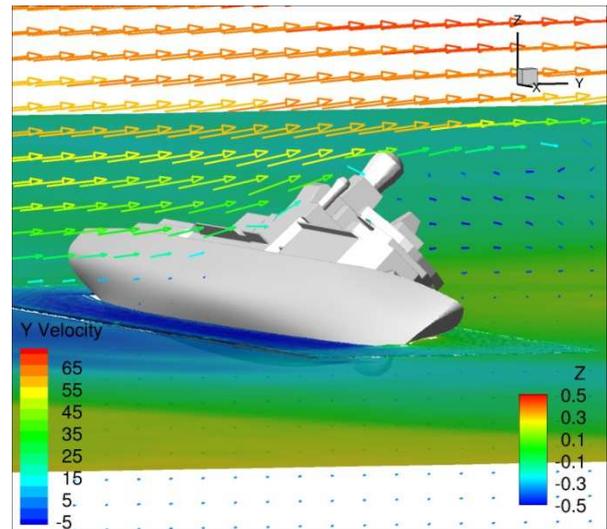


Figure 12 : Iso-contours de Z(m) et vitesse transverse (m/s) autour de la frégate F70 à +45° de gîte.

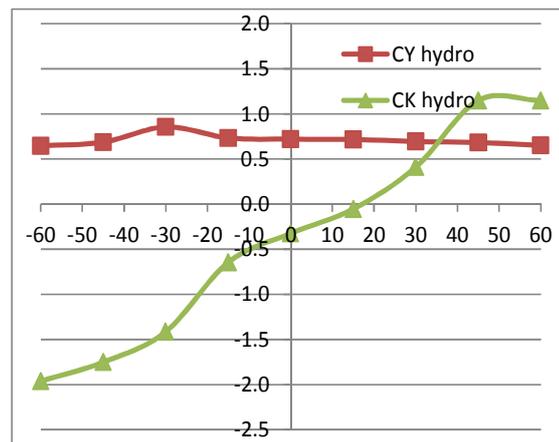
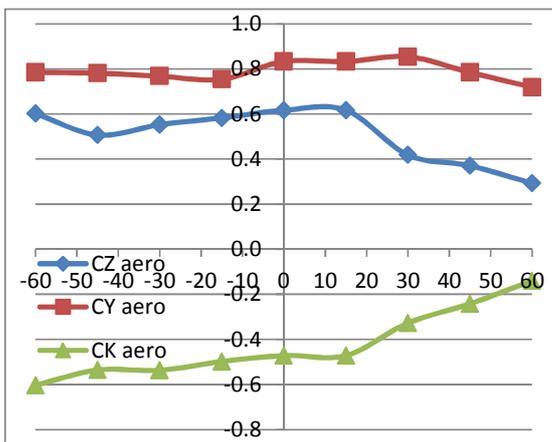


Figure 13 : Coefficients d'effort et position verticale du point d'application du torseur aérodynamique subis par le navire en fonction de son angle de gîte.

| Gîte (°) | CY hydro (-) | CY aéro (-) | V hydro (nœuds) |
|----------|--------------|-------------|-----------------|
| -60 | 0.65 | 0.78 | 5.7 |
| -45 | 0.69 | 0.78 | 5.6 |
| -30 | 0.85 | 0.77 | 5.0 |
| -15 | 0.73 | 0.75 | 5.3 |
| 0 | 0.72 | 0.83 | 5.6 |
| 15 | 0.72 | 0.83 | 5.6 |
| 30 | 0.69 | 0.85 | 5.8 |
| 45 | 0.68 | 0.78 | 5.6 |
| 60 | 0.65 | 0.72 | 5.5 |

Tableau 5 : Vitesse de dérive du navire en fonction de son angle de gîte (degrés) pour une vitesse de vent de 100 nœuds (à 10m).

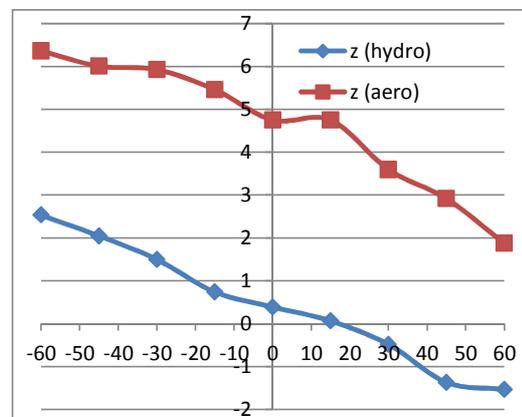


Figure 14 : Position verticale du point d'application (m) des torseurs subis par le navire en fonction de son angle de gîte (en degrés).

7. Comparaison aux réglementations et à l'approche aérodynamique

La Figure 15 présente la comparaison des résultats obtenus par l'approche CFD aux réglementations ainsi qu'aux résultats de l'approche aérodynamique simplifiée introduite précédemment. Les vitesses de vent et les formulations utilisées dans les diverses réglementations étant variables, les courbes présentées sont adimensionnées par la valeur à gîte nulle. Ainsi, seule l'allure des courbes sera comparée sur cette figure. On constate que l'allure de la courbe issue des résultats CFD correspond à celle issue de l'approche aérodynamique simplifiée basée sur la surface de fardage projetée jusqu'à 60° de gîte. Avec un maximum qui se situe là aussi autour de 15° de gîte et une décroissance du B.L.I. moins forte que la fonction « \cos^2 ».

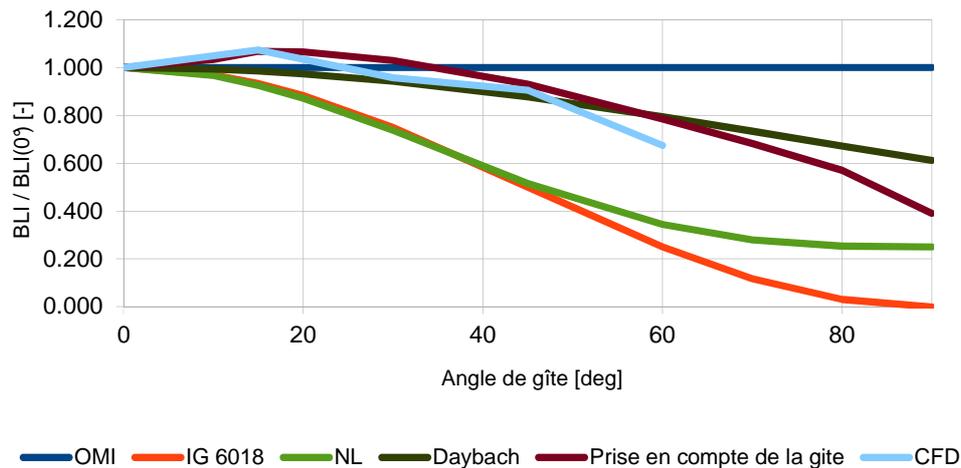


Figure 15 : Comparaison des courbes de B.L.I. adimensionnées par la valeur à gîte nulle.

VI -- Conclusions

Les différentes modélisations de la prise en compte du vent dans les règlements utilisées pour vérifier la stabilité des navires ont été présentées. Les formules réglementaires ont été appliquées pour le cas de la frégate F70 et les résultats obtenus ont été comparés à une proposition d'approche simplifiée avec prise en compte de la surface de fardage réelle à chaque angle de gîte. On constate une loi d'évolution en fonction de la gîte qui est très variable selon le règlement appliqué. Les résultats de l'approche simplifiée se situent dans le nuage de résultats. On remarque notamment un maximum de moment déstabilisant pour une prise de gîte non nulle aux alentours de 15°.

Une procédure de calculs CFD a été mise en place pour évaluer les torseurs hydrodynamiques et aérodynamiques s'appliquant dans le cas d'un navire à vitesse nulle soumis à un vent de travers et qui dérive sous l'action du vent. Des calculs ont été réalisés pour différents angles de gîte sur le cas de la frégate F70. Les résultats obtenus semblent corrélés avec ceux issus de l'approche simplifiée avec une décroissance du B.L.I. avec l'angle de gîte mais de manière moins marquée que la forme proposée par certains règlements en \cos^2 .

L'approche numérique présentée ici est prometteuse et mérite d'être approfondie pour en améliorer la précision et valider les résultats obtenus notamment sur la partie hydrodynamique de l'écoulement. Elle pourra servir de base à des analyses plus complètes visant à la proposition de formules réglementaires.

Références

- [1] W. Blendermann, Influence of model details on the wind loads demonstrated on a frigate, in Schiff & Hafen, 1999.
- [2] W. Blendermann, Wind Loadings of Ships – Collected Data from Wind Tunnel Tests In Uniform Flow, Institute of Naval Architecture, 1996.
- [3] IG6018 indice A : *Stabilité des bâtiments de la Marine Nationale*, DGA/DSA/SPN, 1999.
- [4] Résolution MSC.267 (85), *adoption du recueil international de règles de stabilité à l'état intact*, résolution adoptée le 4 décembre 2008.
- [5] Report N° 48883-5-OE : The evaluation of present intact stability criteria, MARIN, 1992.
- [6] Middendorf, Bemastung und takelung des Schiffe, 1903.
- [7] Brown A.J. & Deybach F., Towards a rational intact stability criteria for naval ships, *Naval engineers journal*, January 1998.
- [8] Sarchin & Goldberg, Stability and buoyancy criteria for US naval surface ship, SNAME, 1962.