



## Étude de la réponse des éoliennes flottantes par des moyens de calculs haute-fidélité

Giacomo DIECI <sup>1,2</sup>, Benjamin BOUSCASSE <sup>1</sup>, Vincent LEROY <sup>1</sup>, Sandrine AUBRUN <sup>1</sup>, Marie-Laure DUCASSE <sup>2</sup>

1. Nantes Université, École Centrale Nantes, CNRS, LHEEA, UMR 6598, Nantes, France.
2. SAIPEM SA, Montigny-le-Bretonneux, France.  
[giacomo.dieci@saipem.com](mailto:giacomo.dieci@saipem.com)

### Résumé :

La taille des éoliennes en mer croît rapidement afin d'augmenter les surfaces de captation des vents plus forts au large des côtes. Toutefois, avec l'augmentation de la profondeur d'eau, les designs des éoliennes en mer posées ne sont plus adaptés, ce qui conduit à privilégier les éoliennes flottantes pour des profondeurs supérieures à 50 m.

Les dimensions significatives de ces structures entraînent potentiellement des phénomènes hydro-élastiques importants dus à l'interaction entre l'eau et le flotteur, qui peuvent également affecter la réponse élastique de la tour et ne peuvent donc pas être négligés. Une conception fiable des sous-structures flottantes est nécessaire pour éviter d'exciter certaines fréquences propres aux basses et aux hautes fréquences, avec des répercussions sur le fonctionnement et la durée de vie en fatigue de l'éolienne. D'un point de vue hydrodynamique, l'étude de la tenue à la mer à l'aide de codes de calculs haute-fidélité des écoulements fluides a été réalisée par de nombreux auteurs, puis en caractérisant les contraintes fluidodynamiques par la résolution des équations de Navier Stokes à l'aide de la méthode des volumes finis. Une extension de ces modèles numériques permettrait d'intégrer aussi la flexibilité de la structure.

Le présent travail vise à reproduire les résultats obtenus expérimentalement par (LEROY *et al.*, 2022) sur un modèle de plate-forme flexible de type SPAR dans le bassin d'hydrodynamique et de génie océanique de l'École Centrale de Nantes. L'utilisation d'un modèle numérique d'haute-fidélité (CFD) sera examinée afin d'étudier la réponse dynamique mesurée lors de la campagne expérimentale.

**Mots-clés :** Énergies et ressources marines, Hydrodynamique, Éoliennes Offshore Flottantes (EOF).

### 1. Introduction

Les objectifs de conception des plateformes d'éoliennes offshore flottantes (EOF) visent principalement à limiter les mouvements angulaires afin d'augmenter les performances de production, et à réduire les mouvements horizontaux afin de minimiser les charges sur les lignes d'ancrage et les efforts internes. Le processus de conception a pour objectif de réduire les coûts d'exploitation et d'investissement tout en maximisant les performances. L'un des designs étudiés pour l'éolien flottant est la plateforme de type SPAR, souvent composée de deux régions cylindriques reliées par une région conique linéairement réduite. Les systèmes de la catégorie SPAR doivent leur stabilité statique, dans les degrés de liberté du tangage et du roulis, à la position relativement basse du centre de gravité par rapport au centre de flottabilité, de manière à obtenir une hauteur métacentrique positive et suffisamment élevée. (JONKMAN, 2010) fournit un exemple d'un tel prototype.

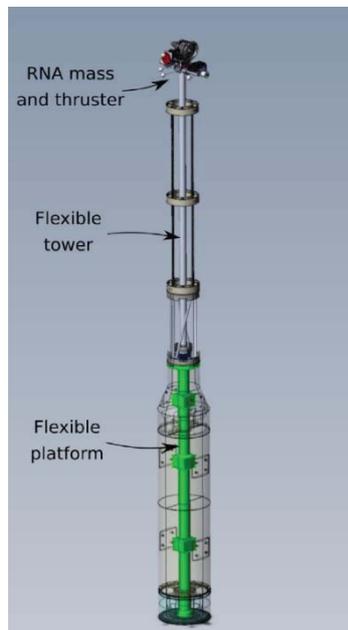


Figure 1. Vue CAO du modèle FOWT (LEROY et al., 2022).

La plateforme SPAR considérée dans ce travail a été conçue à Centrale Nantes, (ARNAL, 2020), afin de supporter l'éolienne DTU de 10 MW de puissance nominale. Dans cette première conception, la maquette de la plateforme était complètement rigide. Dans le cas étudié dans (LEROY et al., 2022), l'objectif a été de respecter la similitude de Froude à l'échelle 1:40 en ce qui concerne la réponse hydrodynamique du corps rigide, ainsi que le premier mode de flexion avant-arrière d'une EOF d'une puissance nominale de 10 MW, égale à 0.4 Hz à l'échelle réelle. La Figure 1 montre le modèle CAD de la plate-forme flottante dimensionnée à l'échelle 1 :40. Afin de reproduire correctement la fréquence propre du premier mode de flexion de l'ensemble, la rigidité en flexion a été réduite entre l'échelle réelle et l'échelle bassin. Pour cela, un élément interne (représenté en vert) en

aluminium de plus petit diamètre et moins épais que la géométrie initiale du flotteur a été utilisé, autour duquel des éléments ont été installés pour reconstituer la géométrie complète du flotteur.

Dans ce travail, une tentative est faite pour obtenir la réponse du modèle d'éolienne flottante décrit précédemment dans au moyen de codes haute-fidélité, en ce qui concerne la résolution des équations de la dynamique des fluides. Les cas de tests d'amortissement et de sollicitations par vagues régulières sont présentés, en les comparant aux valeurs expérimentales.

## 2. Modèle numérique

L'outil de simulation haute-fidélité des écoulement fluides (Computational Fluid Dynamics, CFD) utilisé dans ce travail est nommé foamStar<sup>□</sup>, qui a été développé conjointement par l'École Centrale Nantes et le Bureau Veritas, à partir des bibliothèques logicielles ouvertes de la version 5 d'OpenFOAM<sup>□</sup>.

### 2.1 foamStar<sup>□</sup> : solveur des équations de Navier Stokes incompressibles à deux phases

Dans une représentation Eulérienne de l'écoulement, un schéma approprié doit être introduit pour reconnaître les surfaces de discontinuité telles que la surface libre. Dans foamStar<sup>□</sup>, une fonction d'indicateur de phase  $\alpha$  est utilisée, tel que  $\alpha = 1$  pour une maille remplie exclusivement d'eau, et  $\alpha = 0$  pour une maille remplie exclusivement d'air. D'autres méthodes peuvent être trouvées dans (FERZIGER *et al.*, 2020). De cette manière, la densité et la viscosité dynamique sont moyennées avec une pondération liée à  $\alpha$  :

$$\rho = \alpha\rho_{water} + (1 - \alpha)\rho_{air} \quad (1)$$

$$\mu = \alpha\mu_{water} + (1 - \alpha)\mu_{air} \quad (2)$$

Il peut être démontré qu'en supposant que le fluide est incompressible, la substitution de l'équation (1) dans l'équation de continuité permet d'obtenir l'équation de transport de la fraction de phase (HIRT & NICHOLS, 1981).

Donc, compte tenu des formulations susmentionnées pour  $\rho$  et  $\mu$ , l'équation de la quantité de mouvement des équations de Navier Stokes peut s'écrire comme suit :

$$\frac{\partial(\rho\mathbf{u})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\mathbf{u}\mathbf{u}) = -\nabla p_d - (\mathbf{g} \cdot \mathbf{x})\nabla\rho + \nabla \cdot (\mu\nabla\mathbf{u}) + \nabla\mu \cdot \nabla\mathbf{u}^T \quad (3)$$

où  $\mathbf{u}$  est le vecteur vitesse,  $\mathbf{g}$  le vecteur de champ gravitationnel,  $\mathbf{x}$  le vecteur de position par rapport à la référence et  $p_d$  la pression dynamique. Il est à noter que les effets de tension superficielle à l'interface ont été négligés (pour plus de détails, se référer à la thèse de (KIM, 2021)).

Dans ce travail, l'effet de la turbulence sur l'écoulement moyen du fluide a été modélisé à l'aide du modèle proposé par (LARSEN & FUHRMAN, 2018), dénommé *fsk -  $\omega$  SST*.

## Thème 4 – Ouvrages portuaires, offshore et de plaisance

### 2.2 Couplage entre la fonction de courant et la CFD

La génération et la propagation des vagues vers le corps sont reproduites à l'aide de la théorie de la fonction de courant, qui permet une résolution efficace et précise et entièrement non-linéaire des vagues régulières jusqu'à la limite de déferlement, en supposant que le fluide est incompressible, que l'écoulement est irrotationnel et que les effets visqueux sont négligeables. Afin de reproduire les conditions de vagues mesurées lors des essais expérimentaux, le code CN-Stream, développé à École centrale de Nantes par (DUCROZET *et al.*, 2019), a été utilisé en considérant un bassin de houle numérique (Numerical Wave Tank, NWT) de la même taille que le bassin expérimental. Comme le montre la Figure 2, le couplage du domaine NWT avec le domaine CFD pur, représenté par des lignes pointillées en rouge, est réalisé dans ce travail par le biais des zones de relaxation, dont la portée dans ce travail était  $1.5\lambda$  ou  $1.5\lambda_p$  (avec  $\lambda_p$  la longueur de vague équivalente pour un état de mer irrégulier, obtenu par la relation de dispersion avec la période de pic  $T_p$ ). Pour plus de renseignements sur cette méthode de couplage, se reporter à la thèse de (LI, 2018). Le domaine discrétisé couvre en  $x$  et  $y$  une distance de  $4\lambda$ , et en  $z$  une distance allant de la profondeur réelle du bassin de  $-5$  m à  $3,25$  m, hauteur considérée comme suffisante pour des questions de diffusion du maillage.

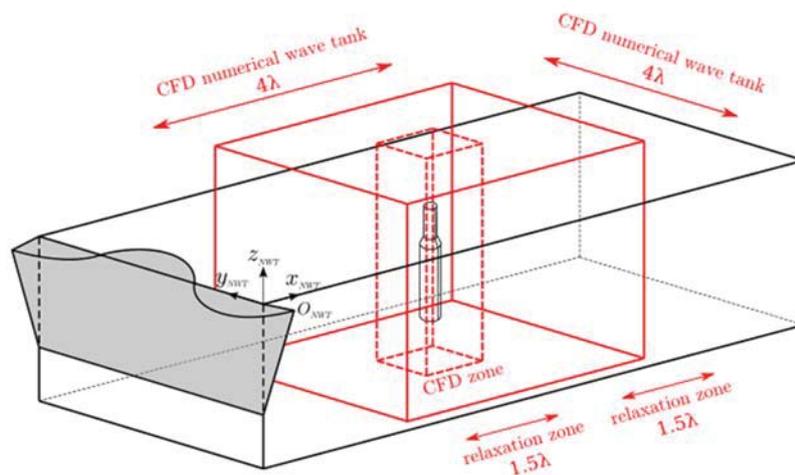


Figure 2. Représentation du bassin de houle numérique. La zone CFD pure est en rouge et la zone NWT en noir.

### 2.3 Dynamique des lignes d'ancrage : MoorDyn

Les forces exercées par les lignes d'ancrage sur la plate-forme flottante ont été reproduites en couplant foamStar<sup>®</sup> avec le code MoorDyn<sup>®</sup> (HALL & GOUPEE, 2015), développé au NREL aux USA. Ce dernier, basé sur la théorie *lumped-mass*, permet de discrétiser les lignes en un nombre fini de segments de masse, de volume, de propriétés élastiques et de coefficients hydrodynamiques constants. Des développements ultérieurs peuvent être trouvés dans l'article de HALL & GOUPEE (2015).

#### 2.4 Dynamique du corps rigide

Pour la formulation mathématique suivante, il a été principalement fait référence à SHABANA, (2005) et PEREZ, (2005). Par conséquent, en suivant la convention des angles d'Euler  $\boldsymbol{\theta}_{0b}$  introduite dans (PEREZ, 2005) entre le système de référence inertiel  $\mathcal{R}_0$  et le système du corps rigide  $\mathcal{R}_b$ , les équations du mouvement rigide peuvent être écrites comme suit :

$$\mathbf{M}_{/O_g}^b \ddot{\mathbf{q}} = -\mathbf{Q}_{/O_g}^b \dot{\mathbf{q}} + \boldsymbol{\tau}^b \quad (4)$$

où :  $\mathbf{Q}_{/O_g}^b$  est la matrice Coriolis-Centripète,  $\mathbf{M}_{/O_g}^b$  est la matrice de masse généralisée par rapport à l'axe principal d'inertie et  $\mathbf{q} = [\mathbf{r}_{O_g/0}^0 \ \boldsymbol{\theta}_{0b}]$  sont les coordonnées généralisées,  $\mathbf{r}_{O_g/0}^0$  étant le vecteur position du point  $O_g$  par rapport à  $\mathcal{R}_0$  exprimé en  $\mathcal{R}_0$ . Les forces de contrainte ont été incluses dans (6) en suivant le processus de stabilisation introduit par (BAUMGARTE, 1972), afin d'empêcher les mouvements de cavement, de roulis et de lacet. Il en résulte le système d'équations différentielles ordinaires suivant :

$$\begin{cases} \mathbf{M}_{/O_g}^b \ddot{\mathbf{q}} = -\mathbf{Q}_{/O_g}^b \dot{\mathbf{q}} + \boldsymbol{\tau}^b - \lambda \mathbf{C}_q^T \ddot{\mathbf{q}} \\ \mathbf{C}_q \ddot{\mathbf{q}} = -\dot{\mathbf{C}}_q \dot{\mathbf{q}} - 2\alpha \dot{\mathbf{C}}(\mathbf{q}) - \beta^2 \mathbf{C}(\mathbf{q}) \end{cases} \quad (5)$$

où :  $\mathbf{C}(\mathbf{q})$  est l'ensemble des équations de contraintes indépendantes,  $\mathbf{C}_q$  sa matrice Jacobienne,  $\lambda$  le vecteur des multiplicateurs de Lagrange et  $\alpha$  et  $\beta$  sont des paramètres déduits du critère de stabilisation de (BAUMGARTE, 1972).

### 3. Configuration expérimentale et numérique

Le tableau 1 présente la géométrie et les propriétés de masse du modèle numérique réalisé, représentatif de l'ensemble plate-forme, tour et éolienne (en fixant à  $z = 0$  m la position à la ligne de flottaison). Pour plus de renseignements sur ces données, ainsi que sur la disposition et les propriétés des lignes d'ancrages, se référer à LEROY *et al.*, (2022). La hauteur du modèle par rapport à la ligne de flottaison a été définie de sorte que les charges hydrodynamiques puissent être prises en compte de manière continue en cas de passage de haute vague ou de grand mouvement (pas de changement de diamètre de la surface de flottaison), ce qui permet ainsi d'éviter des phénomènes d'eau sur le pont qui ne sont pas physiques. Ci-après, les données d'entrée et les résultats sont présentés à échelle réelle, tandis que toutes les simulations ont été réalisées à échelle 1:40, respectant ainsi la similitude de Froude avec les essais en bassin. Les mouvements et les rotations du corps sont exprimés au centre de l'ensemble du système (plateforme et éolienne).

Les résultats numériques ont été comparés de manière qualitative aux essais expérimentaux suivants :

- a) Test d'amortissement en cas de pilonnement, pour un déplacement initial de 2 m.

## Thème 4 – Ouvrages portuaires, offshore et de plaisance

b) Test d'amortissement en cas de tangage, pour une orientation initiale de 5°.

c) Cas des vagues régulières,  $H=12$  m,  $T=11.32$  s et raideur du 6 %.

Par ailleurs, il convient de noter que pour les tests d'amortissement, une condition d'eau calme a été imposée dans les zones de relaxation afin d'éviter la réflexion des vagues de radiation. Dans ce cas, un pas de temps variable a été utilisé en fixant le nombre de Courant maximal à 0.6.

Dans le cas de l'interaction houle-corps, l'élévation de la vague en l'absence du corps a été préalablement vérifiée, en comparant les résultats aux mesures de la sonde à houle WG4 placée à la position initiale de la plate-forme (voir LEROY *et al.*, 2022, pour plus de détails). Afin de réduire considérablement le temps de calcul, en raison de la symétrie du problème, le domaine a été discrétisé uniquement pour  $y > 0$ , bloquant ainsi les degrés de liberté en embardée, roulis et lacet. Dans le cas de vagues régulières, un pas de temps constant basé sur la période de la vague a été utilisé, donc égal à  $T/600$ .

*Tableau 1. Propriétés de masse et géométrie globale du modèle (échelle réelle).*

<i>Tirant d'eau</i>	<i>90 m</i>
<i>Diamètre sous la partie conique</i>	<i>18 m</i>
<i>Diamètre à la ligne de flottaison</i>	<i>11.2 m</i>
<i>z du sommet de la partie conique</i>	<i>-5.48 m</i>
<i>Longueur de la partie conique</i>	<i>8 m</i>
<i>Hauteur du corps au-dessus de la ligne de flottaison</i>	<i>32 m</i>
<i>z du centre de gravité-CdG</i>	<i>-56.46 m</i>
<i>Masse</i>	<i>2.1343E+07 kg</i>
<i>Iyy par rapport au CdG</i>	<i>5.0649E+10 kg.m<sup>2</sup></i>

### 4. Résultats

Des tests d'équilibre pour chaque maillage utilisé ont permis de confirmer les propriétés de masse et la discrétisation du volume d'eau déplacé pour un tirant d'eau donné. En fait, les déplacements dans les différents degrés de liberté à l'équilibre ont été négligeables par rapport aux conditions initiales. Les Figures 3 et 4 montrent respectivement les résultats des essais de lâcher en pilonnement et en tangage. Les mouvements de tangage, de dérive et de cavalement correspondants sont illustrés dans la Figure 6, tandis que la Figure 7 montre la transformée de Fourier des mouvements de tangage. La Figure 5 montre la vérification de l'élévation de la surface libre à la position du corps et en absence de ce dernier. Le moment où les ondes atteignent le corps après avoir été réfléchies à l'extrémité du bassin a été mis en évidence dans les figures et a été estimé à l'aide de la vitesse de groupe calculée par la solution linéaire d'Airy.

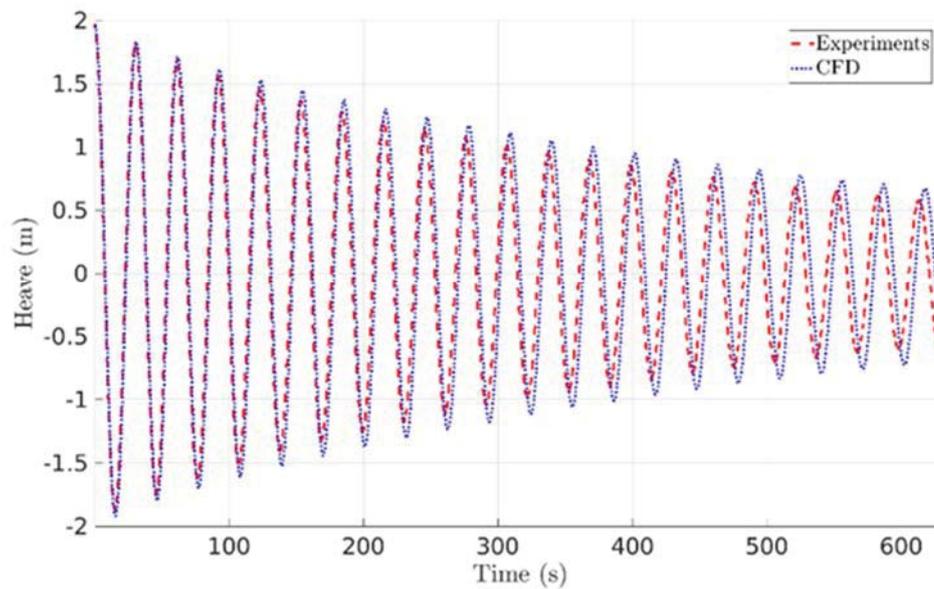


Figure 3. Essai de lâcher en pilonnement.

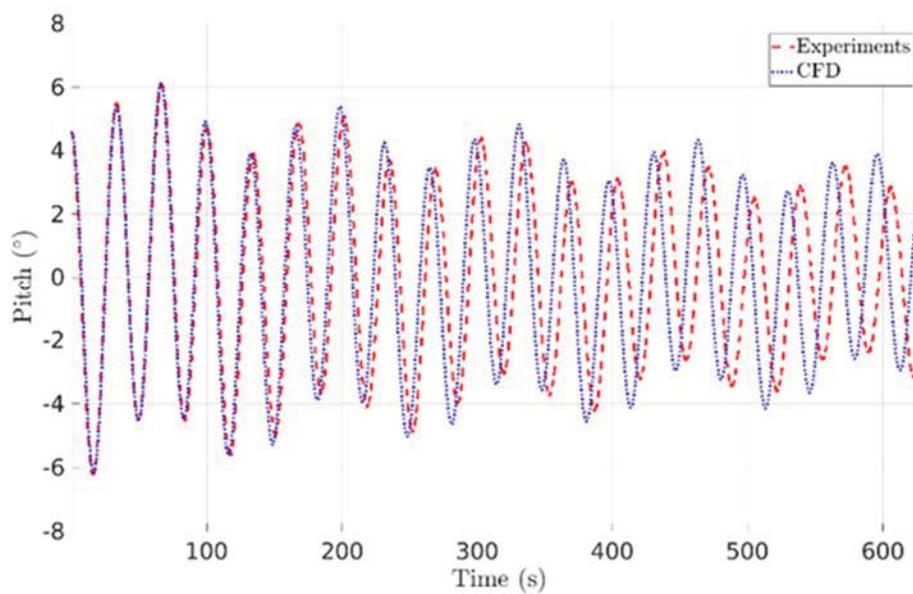


Figure 4. Essai de lâcher en tangage.

Thème 4 – Ouvrages portuaires, offshore et de plaisance

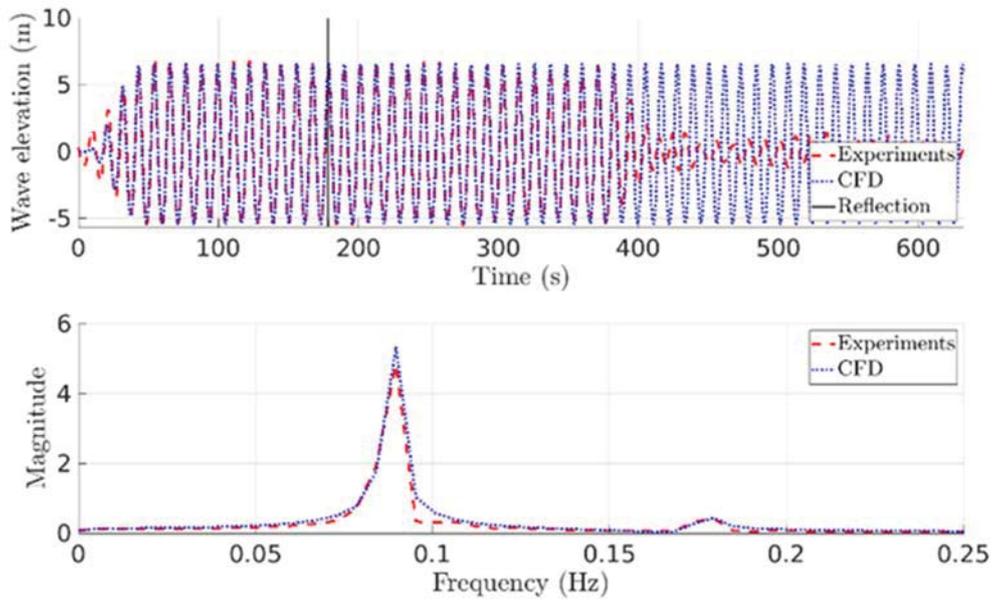


Figure 5. Elévation et spectre des vagues en absence du corps,  $H=12\text{ m}$ ,  $T=11.32\text{ s}$ .

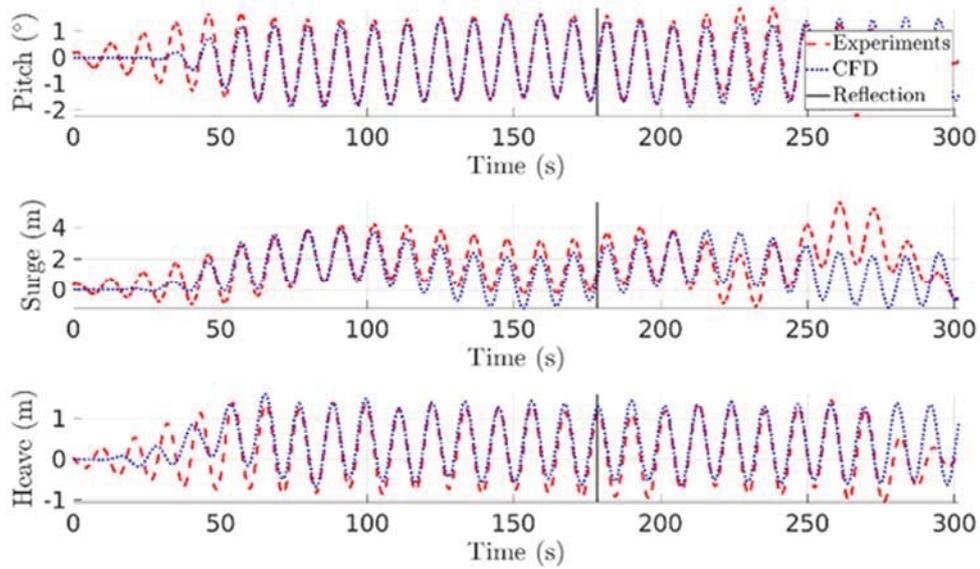


Figure 6. Séries temporelles des mouvements de tangage, cavement et pilonnement.  
 $H=12\text{ m}$ ,  $T=11.32\text{ s}$ .

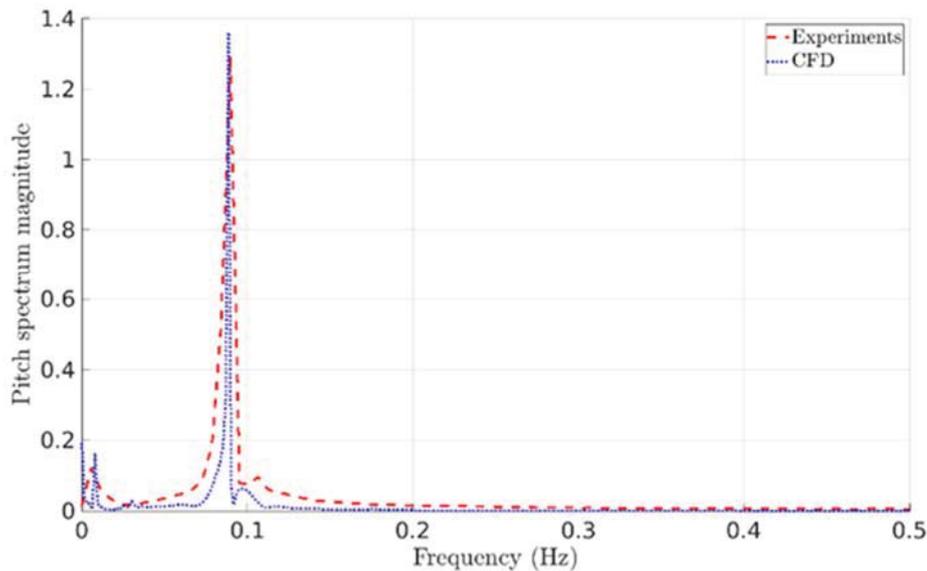


Figure 7. Spectre de réponse du mouvement de tangage.  $H=12$  m,  $T=11.32$  s.

## 5. Discussions

Les tests d'amortissement présentés dans les Figures 3 et 4 ont confirmé la validité du modèle réalisé en l'absence de vagues et le bon calcul des termes de raideur, d'amortissement et de masse ajoutée. L'augmentation des différences entre les valeurs expérimentales et numériques a été attribuée à la finitude du domaine numérique, qui introduit une erreur surtout dans l'évaluation de l'amortissement hydrodynamique linéaire, c'est-à-dire dans la génération d'ondes par le corps dans le champ éloigné à travers son mouvement, phénomène par lequel il transfère de l'énergie au champ fluidodynamique environnant. En fait, il y a une différence de phase croissante qui peut être liée à cette incertitude sur l'amortissement hydrodynamique. Une étude plus détaillée devrait être conduite pour comprendre l'importance des erreurs numériques accumulées sur ces résultats. Cependant, la concordance entre les courbes au début de la simulation permet de penser que le lâcher de tourbillons lors d'oscillations de grandes amplitudes est bien reproduit, et ainsi les termes d'amortissement quadratiques.

La Figure 5 montre une excellente concordance entre les valeurs expérimentales et les résultats numériques, confirmant à la fois les bonnes performances du code en cas de propagation de vagues et le couplage entre le code CN-Stream et foamStar<sup>®</sup>.

La validité du couplage foamStar<sup>®</sup> et CN-Stream est confirmée par la transformée de Fourier du signal d'élévation de l'onde, qui montre que la non-linéarité du champ des vagues incident est également bien représentée numériquement dans le domaine fréquentiel, où l'on observe une concordance même pour les harmoniques supérieures,  $f > 1/T$ .

D'un point de vue qualitatif, en référence à la Figure 7 la réponse de la plate-forme montre également un bon accord entre les résultats numériques et expérimentaux en régime

## Thème 4 – Ouvrages portuaires, offshore et de plaisance

permanent. Les différentes réponses transitoires sont dues aux différentes rampes initiales des vagues incidentes et à la gestion du régime transitoire dans le code de calcul. En fait, l'utilisation de la fonction de courant suppose une solution stationnaire de la houle, qui ne peut donc pas prendre en compte l'avancement correct du front de vagues depuis le générateur de houle jusqu'à la position du corps. Cependant, l'analyse de la fréquence du mouvement de tangage montre une bonne concordance entre les résultats, même aux basses fréquences.

### 6. Conclusion

La réponse dynamique de la plate-forme flottante observée dans le bassin, même en présence de vagues régulières, a été fidèlement reproduite par foamStar<sup>®</sup>. Cependant, les courbes des tests d'amortissement dans les degrés de liberté de tangage et de pilonnement montrent des différences croissantes avec les valeurs expérimentales au fur et à mesure que le temps de simulation progresse, ce qui a été principalement attribué à la finitude du champ fluide dynamique simulé. D'autre part, le cas des vagues régulières présenté montre que le modèle arrive à reproduire les interactions vagues-corps même pour des vagues qui s'écartent fortement de la théorie linéaire, ce qui contourne les limites des méthodes basées sur l'hypothèse de l'écoulement potentiel.

Les développements futurs de ce travail concernent l'étude de plusieurs cas de vagues, même irrégulières, et l'inclusion de la flexibilité de la structure dans le modèle numérique.

### 7. Références bibliographiques

- ARNAL V. (2020). *Experimental modelling of a floating wind turbine using a "software-in-the-loop" approach*. Thèse de Doctorat, École Centrale de Nantes.
- BAUMGARTE J. (1972). *Stabilization of constraints and integrals of motion in dynamical systems*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 1, No. 1, Elsevier BV, pp. 1-16, [https://doi.org/10.1016/0045-7825\(72\)90018-7](https://doi.org/10.1016/0045-7825(72)90018-7)
- DUCROZET G., BOUSCASSE B., GOUIN M., FERRANT P., BONNEFOY F. (2019). *CN-stream: Open-source library for nonlinear regular waves using stream function theory*. Ecole Centrale de Nantes.
- FERZIGER J.H., PERIC M., STREET R.L. (2020). *Computational methods for fluid dynamics*. Springer International Publishing, 596p., <https://doi.org/10.1007/978-3-319-99693-6>
- HALL M., GOUPEE A. (2015). *Validation of a lumped mass mooring line model with DeepCwind semisubmersible model test data*. Ocean Engineering, Volume 104, 590-603, <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2015.05.035>
- HIRT C. W., NICHOLS B.D. (1981). *Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries*. Journal of Computational Physics. Vol. 39, No. 1, 201-225. [https://doi.org/10.1016/0021-9991\(81\)90145-5](https://doi.org/10.1016/0021-9991(81)90145-5)
- JONKMAN J. (2010). *Definition of the floating system for phase IV of OC3*. Rapport Technique, NREL.

- KIM Y.J. (2021). *Numerical improvement and validation of a naval hydrodynamics CFD solver in view of performing fast and accurate simulation of complex ship-wave interaction*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes, (NNT : 2021ECDN0031). (tel-03530266)
- LARSEN B.E., FUHRMAN D.R. (2018). *On the over-production of turbulence beneath surface waves in Reynolds-averaged Navier-Stokes models*. Journal of Fluid Mechanics, Vol. 853, Cambridge University Press (CUP), <https://doi.org/10.1017/jfm.2018.577>
- LEROY V., DELACROIX S., MERRIEN A., BACHYNSKI E., GILLOTEAUX J.-C. (2022). *Experimental investigation of the hydro-elastic response of a spar-type floating offshore wind turbine*. Ocean Engineering, Vol. 255, 111430, <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2022.111430>
- LI Z. (2018). *Two-phase spectral wave explicit Navier-Stokes equations method for wave structure interactions*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes.
- PEREZ T. (2005). *Ship motion control*. Springer, 300p., <https://doi.org/10.1007/1-84628-157-1>
- SHABANA A.A. (2005). *Dynamics of multibody systems*, Third Edition. Cambridge University Press, 374p., <https://doi.org/10.1017/CBO9780511610523>

*Thème 4 – Ouvrages portuaires, offshore et de plaisance*