

# Atténuation des vibrations et de la fatigue d'une éolienne offshore flottante de type barge de 5 MW sous des charges de vent et de houle stochastiques

Riad El hamoud<sup>1</sup>, Philip Alkhoury<sup>2</sup>, Mourad Aït-Ahmed<sup>3</sup>, Abdul-Hamid Soubra<sup>1</sup>, Franck Schoefs<sup>1</sup>, Rabih Dib<sup>4</sup>

<sup>1</sup> Nantes Université, École Centrale Nantes, CNRS, GeM, UMR 6183, IUML, FR 3473, F-44600 Saint-Nazaire, France

<sup>2</sup> Formerly Nantes Université, École Centrale Nantes, CNRS, GeM, UMR 6183, IUML, FR 3473, F-44600 Saint-Nazaire, France

<sup>3</sup> Nantes Université, Institut de Recherche en Énergie Électrique de Nantes Atlantique, IREENA, UR 4642, IUML, FR CNRS 3473, F-44600 Saint-Nazaire, France

<sup>4</sup> LaRGES, Faculty of Engineering, Lebanese University, Tripoli, Lebanon

Corresponding author: Abdul-Hamid Soubra (e-mail: [abed.soubra@univ-nantes.fr](mailto:abed.soubra@univ-nantes.fr))

## RESUME

Cet article vise à étudier la réduction des vibrations et de la fatigue d'une éolienne offshore flottante de 5 MW de type barge soumise à un vent et une houle stochastiques. Un amortisseur dynamique accordé (ADA) de type omnidirectionnel a été installé dans la plate-forme flottante. Le programme OpenFAST, de simulation couplée aéro-hydro-servo-élastique pour éoliennes, a été utilisé pour effectuer les simulations numériques. L'ADA omnidirectionnel a été calibré sur les fréquences naturelles de tangage et de roulis de la plate-forme afin d'atténuer les vibrations et la fatigue dans les directions avant-arrière et latérale respectivement. Les coefficients d'amortissement optimaux de l'ADA omnidirectionnel dans les directions avant-arrière et latérale ont été obtenus à partir de deux procédures de minimisation où les fonctions objectives sont respectivement les écarts-types des mouvements de rotation de la plateforme issus de tests aux oscillations libres en tangage et en roulis. Les pourcentages de variation de l'écart-type (*Standard Deviation SD*) et du moment à dommage équivalent (*Damage Equivalent Moment DEM*) entre les cas contrôlés et non contrôlés ont été utilisés comme indicateurs de réduction des vibrations et d'atténuation de la fatigue respectivement. L'efficacité de l'ADA omnidirectionnel a été démontrée d'une part, à travers une comparaison avec le cas d'un système à deux ADA indépendants orthogonaux et en considérant une houle multidirectionnelle et d'autre part, *via* une comparaison avec des expressions approchées de la littérature.

**Mots-clefs** Éolienne offshore flottante de type barge, Vibrations, ADA omnidirectionnel.

## I. INTRODUCTION

La demande mondiale en énergie durable croît de façon exponentielle. Parmi les ressources plébiscitées, nous pouvons citer l'énergie éolienne qui joue un rôle clé (*Wind energy in Europe*, 2022). Les éoliennes offshore multi-mégawatts sont aujourd'hui de plus en plus utilisées. Les sous-structures dominantes dans les parcs éoliens offshore sont fixes, parmi elles on peut citer les monopieux, les jackets et les fondations à base gravitaire (*Wind energy in Europe*, 2022). Ces types d'éoliennes sont installés en eau peu profonde, à une profondeur inférieure à 50 - 60 m selon les sites. Cependant, c'est en s'éloignant des côtes que le vent est plus régulier et moins turbulent, ce qui constitue une condition plus favorable pour les éoliennes par rapport à celles installées près de la côte. Dans ce cas, la profondeur d'eau augmente et, dans beaucoup de sites du monde, on parle de profondeur moyenne variant de 100 à 500m. L'installation d'éoliennes fixes dans ces eaux n'est pas compétitive pour atteindre le coût de l'énergie nivelé (Musial et al., 2006). D'où l'idée d'éoliennes offshore flottantes (*Floating Offshore Wind Turbine*, FOWT). Les FOWT sont soumises à des charges stochastiques de vent et de houle. Ce sont des structures dynamiquement sensibles aux excitations de ces deux sollicitations environnementales. Cela entraîne de forts chargements cycliques et parfois des vibrations de la tour et de la plate-forme de l'éolienne. Ces chargements cycliques, surtout s'ils sont amplifiés dynamiquement, peuvent entraîner des défaillances sous l'effet de la fatigue.

Pour réduire les réponses dynamiques [vibrations et moments à dommage équivalent « *Damage Equivalent Moments DEM* »] des FOWT sous les excitations du vent et de la houle, deux stratégies de contrôle principales sont généralement utilisées : la stratégie de contrôle de l'angle d'attaque des pales et l'application de dispositifs de contrôle structurel. La stratégie de contrôle de l'angle d'attaque des pales consiste à modifier les caractéristiques aérodynamiques du rotor pour réduire la réponse dynamique. Cependant, cette stratégie entraîne une utilisation excessive de l'actionneur de l'angle d'attaque des pales, ce qui provoque une fatigue au niveau de l'emplanture de la pale. En outre, cette stratégie de contrôle ne fonctionne pas lorsque la vitesse du vent est inférieure à la vitesse de démarrage (*cut-in wind speed*) et supérieure à la vitesse d'arrêt (*cut-off wind speed*) [Lackner et Rotea (2011)]. L'application de dispositifs de contrôle structurel a été largement étudiée et s'est avérée efficace pour réduire les réponses dynamiques des structures, y compris celles de la FOWT (e.g. Soong et Costantinou, 1994). Cette stratégie consiste à fixer un dispositif dans la structure afin d'absorber l'énergie cinétique et de réduire ainsi la réponse dynamique. Il existe trois types de stratégies de contrôle structurel : passive, semi-active et active. Les stratégies de contrôle semi-actives et actives nécessitent un apport d'énergie. En revanche, le contrôle structurel passif ne nécessite pas d'énergie externe et est largement utilisé dans les éoliennes offshore pour atténuer la réponse dynamique. Différents auteurs ont travaillé sur la réduction des vibrations des FOWT. Yang et He (2020) ont établi un modèle à plusieurs degrés de liberté (*Multi-Degree Of Freedom*, MDOF) pour une FOWT de 5 MW de type spar. Un algorithme génétique a été utilisé pour minimiser les écarts-types du mouvement de tangage de la plate-forme et du déplacement du sommet de la tour dans la direction avant-arrière (voir les différents degrés de liberté de la FOWT dans la figure 1b) en se basant sur un test d'oscillation libre en tangage, l'objectif étant de déterminer les paramètres optimaux de deux amortisseurs dynamiques accordés placés l'un dans la nacelle et l'autre dans la plate-forme. Han et al. (2022) ont établi un

modèle MDOF pour une FOWT de 5MW de type semi-submersible. Comme dans Yang et He (2020), deux ADA ont été utilisés et les paramètres optimaux des deux ADA ont été obtenus sur la base d'un test aux oscillations libres en tangage à l'aide d'un algorithme génétique. On notera toutefois que ces auteurs ont utilisé une seule fonction objective. Cette fonction objective intègre l'écart-type du déplacement avant-arrière du sommet de la tour. Jin et al. (2018) ont établi un modèle MDOF d'une FOWT de 5 MW de type barge afin de trouver les paramètres optimaux de deux ADA placés l'un dans la nacelle et l'autre dans la plate-forme. L'algorithme AFSA (*Artificial Fish Swarm Algorithm*) a été utilisé pour obtenir les paramètres optimaux des deux ADA en se basant sur un test d'oscillation libre en tangage. La fonction objective utilisée par ces auteurs était l'écart-type du déplacement avant-arrière du sommet de la tour, comme dans Han et al. (2022). Han et al. (2023) ont établi un modèle MDOF d'une FOWT de 5 MW de type barge avec un amortisseur à colonne de liquide accordé (*Tuned Liquid Column Damper TLCD*) à l'intérieur de la plate-forme. Un processus de recherche exhaustive a été utilisé pour obtenir les paramètres optimaux du TLCD. Comme dans Han et al. (2022) et Jin et al. (2018), les paramètres optimaux du TLCD ont été obtenus en se basant sur un test aux oscillations libres en tangage et la fonction objective était l'écart-type du déplacement avant-arrière du sommet de la tour. Toutes les études déjà mentionnées n'ont pas pris en compte la houle multidirectionnelle qui est pourtant présente dans la réalité de manière plus ou moins marquée selon les sites.

Dans cet article, un ADA omnidirectionnel passif ayant la propriété de pouvoir se déplacer dans les directions avant-arrière et latérale sera utilisé. L'objectif de cet ADA est de réduire (i) les oscillations de la plateforme (tangage et roulis), (ii) les vibrations du sommet de la tour dans les directions avant-arrière et latérale et (iii) la fatigue à la base de la tour et à l'implanture des pales dans les directions avant-arrière et latérale (voir figure 1b). La technique utilisée pour déterminer les paramètres de l'ADA omnidirectionnel (raideurs et coefficients d'amortissement dans les deux directions avant-arrière et latérale) est basée d'une part, sur les réponses dynamiques (déplacements et moments) de la FOWT données sous la forme d'une densité spectrale de puissance (DSP) et d'autre part, sur deux procédures de minimisation où les fonctions objectives sont respectivement les écarts-types des mouvements de rotation de la plateforme issus de tests aux oscillations libres en tangage et en roulis. Le contenu de cet article est organisé comme suit : Dans la section II, une analyse dynamique de la FOWT de 5 MW de type barge est effectuée. La section III présente la technique utilisée pour obtenir les paramètres de l'ADA. La section IV présente la trajectoire de l'ADA omnidirectionnel au sein de la plateforme de la FOWT. Dans la section V, l'efficacité de l'ADA omnidirectionnel a été démontrée en le comparant à un système à deux ADA indépendants orthogonaux. La section VI présente une comparaison entre la méthode proposée et deux autres approches simplifiées de la littérature. Enfin, la section VII présente la conclusion.

## II. ANALYSE DYNAMIQUE DE LA FOWT DE 5 MW DE TYPE BARGE

### A. Définition de la FOWT de 5 MW de type barge

Dans cet article, la FOWT de 5 MW de type barge développée par le National Renewable Energy Laboratory (NREL) a fait l'objet d'une analyse des vibrations et de la fatigue. Il s'agit d'une

éolienne à trois pales, à vitesse variable et à angle d'inclinaison des pales contrôlé (Jonkman et al., 2009). Un flotteur de type barge développé par ITI Energy (Jonkman, 2007) a été choisi pour supporter l'éolienne. La barge est de forme carrée et dispose d'un système de câbles d'ancrage de type caténaire composé de huit lignes disposées en paires, chaque paire étant installée à un des angles de la plate-forme. Les principaux paramètres de la FOWT de type barge de 5 MW sont indiqués dans (Jonkman, 2007) et un schéma est présenté à la figure 1a.

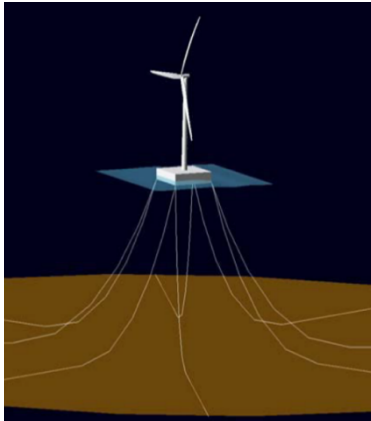


Figure 1.a: Illustration de l'éolienne flottante 5 MW de type barge (Han et al., 2023)

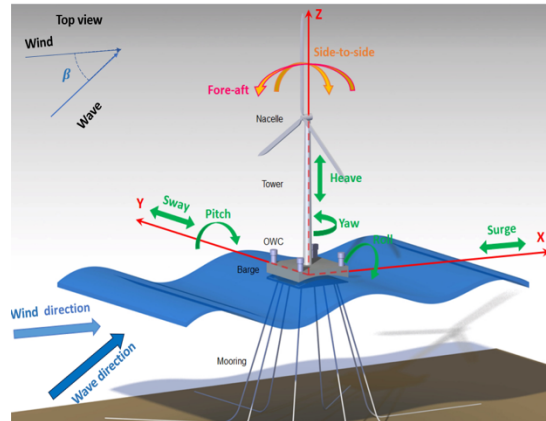


Figure 1.b: Illustration des DoFs de la plateforme et de la tour (Surge=Cavement ; Sway=Embardée ; Heave=Pilonnement ; Roll=Roulis ; Pitch=Tangage ; Yaw=Lacet ; Fore-aft=Avant-arrière ; Side-side=Latérale) [Aboutalebi et al., 2021]

### B. Fréquences propres de la FOWT de type barge de 5 MW

Les fréquences naturelles de la barge 5 MW sont présentées dans le Tableau 1 (Matha, 2010).

Tableau 1: Les fréquences propres de la 5MW FOWT de type barge

Mode	Fréquence propre (Hz)	Mode	Fréquence propre (Hz)
<b>Flotteur : cavement</b>	0.0076	<b>Flotteur : roulis</b>	0.0854
<b>Flotteur : embardée</b>	0.0076	<b>Flotteur : pilonnement</b>	0.1283
<b>Flotteur : lacet</b>	0.0198	<b>1er mode de la tour (avant-arrière)</b>	0.5282
<b>Flotteur : tangage</b>	0.0849	<b>1er mode de la tour (latéral)</b>	0.5375

### C. Excitations externes sur la barge 5 MW

Les excitations externes agissant sur l'éolienne sont le vent, la houle et les excitations 1P et 3P dues à la rotation du rotor. La figure 2 montre les spectres des excitations externes (Kaimal pour le vent ; JONSWAP pour la houle et les excitations 1P et 3P dues à la rotation du rotor) ainsi que les fréquences naturelles du tangage et du roulis du flotteur et du 1<sup>er</sup> mode de la tour dans les directions avant-arrière et latérale. Notons que les fréquences propres du cavement, de

l'embarquée, du lacet et du pilonnement n'affectent pas les vibrations et la fatigue de la tour et ne sont pas donc représentées dans la figure 2. Notons aussi que le spectre de JONSWAP tracé en figure 2 représente le spectre d'une houle unidirectionnelle (onde plane) ayant une hauteur significative de houle de 2 m et une période pic de 12.5 s et celui de Kaimal représente un vent ayant une vitesse moyenne de 11.4 m/s. On remarque que les fréquences naturelles du tangage et du roulis sont coïncidentes (traits en pointillé) à cause de la symétrie de l'architecture du flotteur. À partir de l'analyse spectrale, on remarque que les fréquences du tangage et du roulis sont excitées par la houle et les 1<sup>ers</sup> modes de la tour sont excités par 3P.

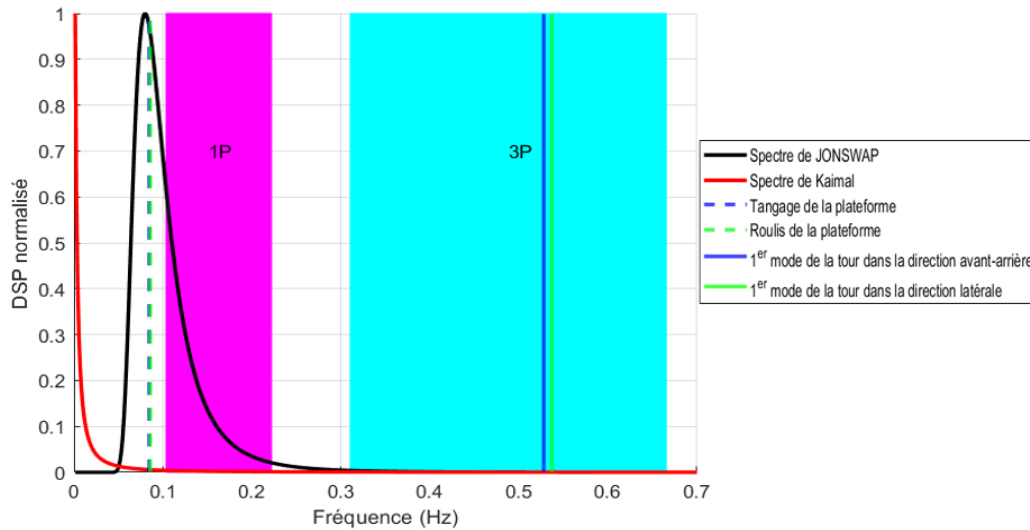


Figure 2: Diagramme spectral représentatif des excitations externes ainsi que les fréquences du tangage et roulis de la plateforme et celles du 1<sup>er</sup> mode de la tour dans les directions avant-arrière et latérale (Houle générée à partir du spectre de JONSWAP ayant  $H_s=2m$  et  $T_p=12.5s$  ; Vent généré à partir du spectre de Kaimal ayant  $V=11.4 m/s$ )

Dans le but d'identifier les modes excités sous des chargements représentatifs de vent et de houle, trois scénarii de chargement sont étudiés. Les trois scénarii couvrent tout le régime de fonctionnement de l'éolienne : inférieur au régime nominal, régime nominal, supérieur au régime nominal (cf. Tableau 2).

Tableau 2: Trois scénarii de simulation utilisés pour calculer les réponses dynamiques de la FOWT

	Vitesse du vent ( $V$ )	Hauteur significative de la houle ( $H_s$ )	Période de la houle ( $T_p$ )	Type de régime
<b>Scénario 1</b>	8 m/s	2 m	12.5 s	Inférieur au régime nominal
<b>Scénario 2</b>	12 m/s	2.6 m	12.5 s	Régime nominal
<b>Scénario 3</b>	37 m/s	7 m	12.5 s	Supérieur au régime nominal

Pour les trois scénarii, les DSP (i) du roulis (respectivement du tangage) de la plateforme, (ii) du déplacement du sommet de la tour dans la direction latérale (respectivement avant-arrière), (iii) du moment à la base de la tour dans la direction latérale (respectivement avant-arrière) montrent un pic à une fréquence commune qui correspond à la fréquence du roulis (respectivement

tangage) de la plateforme (les figures correspondantes ne sont pas présentées dans cet article). Il est à noter que les DSP du déplacement du sommet de la tour dans la direction latérale (respectivement avant-arrière) montrent également un pic additionnel correspondant aux fréquences du 1<sup>er</sup> mode de la tour dans la direction latérale (respectivement avant-arrière) mais d'une intensité nettement inférieure en comparaison avec celle qui correspond à la fréquence du roulis (respectivement tangage) [cf. figure A1 en annexe]. Par conséquent, l'ADA sera calibré aux fréquences du roulis et du tangage dans les deux directions latérale et avant-arrière respectivement. Quant aux pales, le moment dans la direction avant-arrière montre un pic à la fréquence du tangage de la plateforme alors que le moment dans la direction latérale ne montre aucun pic à la fréquence du roulis de la plateforme. Cela implique que l'ADA réduira le DEM seulement dans la direction avant-arrière.

### III. CALIBRATION DE L'ADA OMNIDIRECTIONNEL

Un ADA omnidirectionnel a été utilisé dans cet article. Cet ADA est constitué d'une seule masse avec deux paires de ressorts et d'amortisseurs placés dans les directions avant-arrière et latérale et se déplaçant selon un mouvement plan. La calibration de l'ADA omnidirectionnel consiste à identifier ses quatre paramètres qui sont (i) les raideurs  $k_x$  et  $k_y$  des deux ressorts dans les directions avant-arrière et latérale respectivement, et (ii) les deux coefficients d'amortissement  $c_x$  et  $c_y$  dans les directions avant-arrière et latérale respectivement. La technique de calibration comprend deux étapes :

1. Dans la première étape, on cherche à déterminer la raideur  $k_x$  (respectivement  $k_y$ ) du ressort dans la direction avant-arrière (respectivement latérale). Pour cela, la pulsation naturelle  $\omega_x$  de l'ADA est prise égale à la pulsation naturelle du tangage de la plate-forme. De même, la pulsation naturelle  $\omega_y$  de l'ADA est prise égale à la pulsation naturelle du roulis de la plate-forme. Selon Han et al. (2022), Jin et al. (2018), Park et al. (2022), Si et al. (2014) et Yang et He (2020), un ADA doit avoir un rapport massique inférieur à 5%. Par conséquent, l'ADA omnidirectionnel est choisi ici pour avoir une masse,  $M$ , correspondant à 5% de la masse globale de l'éolienne. Cette masse importante est prise en compte afin d'obtenir un effet d'atténuation maximal. L'ADA est ajouté à la base de la plate-forme (i.e. à - 4 m sous le niveau moyen de la mer). La pulsation naturelle  $\omega_x$  de l'ADA omnidirectionnel dans le sens avant-arrière est liée à la raideur du ressort  $k_x$  dans le sens avant-arrière et à sa masse  $M$  par l'équation (1) [une relation similaire reste valable dans le sens latéral] :

$$k_x = M \times (\omega_x)^2 \quad (1)$$

où  $\omega_x = 2 \times \pi \times f$  et  $f$  est la fréquence propre du tangage.

2. Dans la deuxième étape, on cherche à déterminer le coefficient d'amortissement  $c_x$  (respectivement  $c_y$ ) dans la direction avant-arrière (respectivement latérale). Notons que le coefficient d'amortissement  $c_x$  de l'ADA omnidirectionnel dans le sens avant-arrière est lié au taux d'amortissement  $\xi_x$  dans le sens avant-arrière, à la masse  $M$  de l'ADA et à sa pulsation naturelle  $\omega_x$  comme suit (une relation similaire reste valable dans le sens latéral) :

$$c_x = 2 \times M \times \omega_x \times \xi_x \quad (2)$$

Afin de déterminer le taux d'amortissement optimal  $\xi_{\text{optimal}, x}$  (respectivement  $\xi_{\text{optimal}, y}$ ) dans la direction avant-arrière (respectivement latérale), un test aux oscillations libres en tangage de la

plate-forme (respectivement en roulis de cette plate-forme) sera utilisé en présence de l'ADA à la base de la plateforme. Ce test consiste à appliquer un angle de tangage initial (respectivement un angle de roulis initial) au temps  $t = 0$  en l'absence de vent et de houle. La figure 3 montre l'écart-type du tangage et du roulis de la plate-forme pour différents taux d'amortissement allant de 1% à 100% et ce, pour les deux configurations contrôlées et non contrôlées.

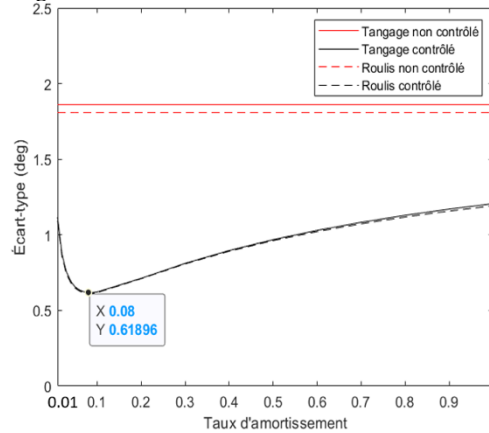


Figure 3: Variation de l'écart-type du tangage de la plateforme (courbe continue) et roulis (courbe pointillée) en fonction du taux d'amortissement de l'ADA omnidirectionnel dans les cas contrôlés et non contrôlés.

Selon la figure 3, on peut remarquer que l'écart-type du tangage de la plateforme ainsi que l'écart type du roulis présentent un minimum dans les cas contrôlés. La valeur du taux d'amortissement correspondante a été trouvée quasi-identique dans les deux directions où  $\xi_{\text{optimal}, x} \approx \xi_{\text{optimal}, y} = 0,08$ ; ce qui s'explique par la symétrie du flotteur qui joue un rôle prépondérant dans le comportement libre induisant ainsi des pulsations naturelles de roulis et de tangage qui sont très proches.

Une comparaison de la série temporelle du tangage de la plateforme et de sa DSP a été effectuée dans les figures 4 et 5 pour les trois cas suivants (i) le cas non contrôlé (ii) le cas contrôlé où le taux d'amortissement  $\xi$  est fixé à la valeur optimale (c'est-à-dire  $\xi=8\%$ ) et (iii) le cas contrôlé où le taux d'amortissement  $\xi$  est fixé à deux valeurs arbitraires de 4% et 20%. Des figures similaires ont été également effectuées pour le roulis mais non présentées dans cet article car elles montrent les mêmes tendances.

Les comparaisons entre les cas contrôlés et non contrôlés ont été réalisées pour trois valeurs initiales de tangage de la plateforme ( $2^\circ$ ;  $5^\circ$ ;  $8^\circ$ ). Seuls les résultats de la valeur  $5^\circ$  sont présentés. Les résultats des autres valeurs de l'angle n'ont pas été fournis ici car ils présentent une tendance similaire. La figure 4 montre que la série temporelle associée à  $\xi = 8\%$  conduit à une décroissance importante et rapide du mouvement de tangage de la plateforme en comparaison aux autres valeurs de  $\xi$ . Par ailleurs, la figure 5 montre que l'ADA omnidirectionnel ayant le taux d'amortissement optimal de  $\xi = 8\%$  (spectre tracé en noir) conduit à une valeur quasi-nulle de la puissance associée à la fréquence du tangage de la plateforme contrairement aux deux autres cas correspondant à des valeurs arbitraires de  $\xi$  ( $\xi = 4\%$ ;  $20\%$ ) [spectres en trait bleu et vert]. Notons cependant que la puissance associée à  $\xi = 8\%$ , n'est pas toujours minimale quel que soit la valeur de la fréquence en comparaison aux autres valeurs arbitraires de  $\xi$ , mais elle reste toujours très inférieure au cas non contrôlé.

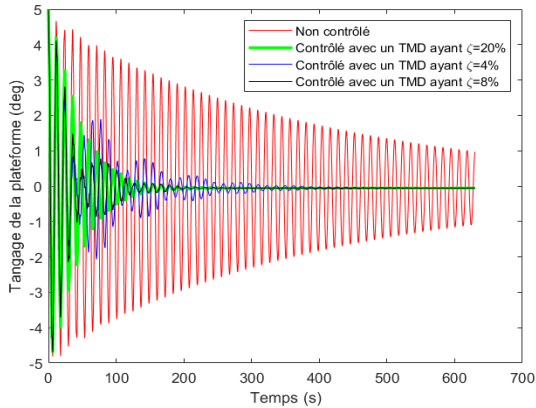


Figure 4: Comparaison du test aux oscillations libres en tangage pour (i) le cas non contrôlé (ii) cas contrôlé où  $\xi = 8\%$  (iii) cas contrôlé où  $\xi = 4\%$  et  $\xi = 20\%$  quand la valeur initiale du tangage de la plateforme est  $5^\circ$

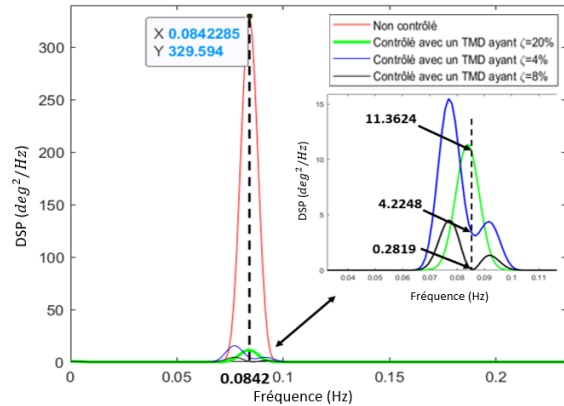


Figure 5: Comparaison de la DSP des tests aux oscillations libres en tangage pour (i) le cas non contrôlé (ii) cas contrôlé où  $\xi = 8\%$  (iii) cas contrôlé où  $\xi = 4\%$  et  $\xi = 20\%$  quand la valeur initiale du tangage de la plateforme est  $5^\circ$

Le tableau 3 montre les paramètres obtenus ( $k_x$ ,  $k_y$ ,  $c_x$ ,  $c_y$ ) de l'ADA omnidirectionnel avec la méthode proposée. Pour une masse de 307473 kg et en considérant que l'ADA est un cube en acier, un cube de 3,4 m de côté placé à la base de la plateforme est nécessaire. Ces dimensions du cube d'acier sont tout à fait possibles pour la plateforme ayant comme dimensions 40 m x 40 m x 10 m.

Tableau 3: Paramètres de l'ADA omnidirectionnel obtenus en utilisant la méthode proposée

Masse	Raideur	Amortissement
M = 307473 kg	$k_x = 87495$ N/m	$c_x = 26243$ N.s/m
	$k_y = 88528$ N/m	$c_y = 26243$ N.s/m

#### IV. TRAJECTOIRE DE L'ADA OMNIDIRECTIONNEL

Lors de son déplacement au sein de la plateforme, l'ADA omnidirectionnel dissipe une partie de l'énergie cinétique de la FOWT. Des limiteurs de course (*stroke limiters*) de mêmes caractéristiques placées à  $\pm 18$  m dans les deux directions avant-arrière et latérale ont été utilisés pour que l'ADA omnidirectionnel ne dépasse pas les limites imposées (cf. lignes rouges en figure 6). Chaque limiteur de course est constitué d'un ressort et d'un amortisseur caractérisés respectivement par une raideur de  $5 \times 10^7$  N/m et un amortissement de  $5 \times 10^7$  N.s/m. Ces valeurs ont été choisies de telle manière à assurer un déplacement maximal de l'ADA de  $\pm 18$  m dans les deux directions avant-arrière et latérale. La figure 6 présente la trajectoire de l'ADA omnidirectionnel dans le cas d'un angle de désalignement de  $45^\circ$  entre un vent et une houle unidirectionnelle. Cette figure montre que les limiteurs de course ont bien joué leurs rôles et ont permis à l'ADA omnidirectionnel de rester dans la zone autorisée.

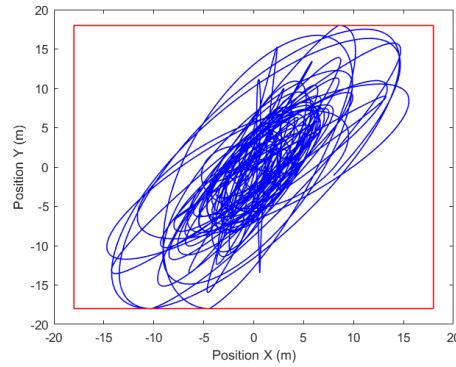


Figure 6: Trajectoire de l'ADA omnidirectionnel dans la plateforme

## V. PERTINENCE DE L'ADA OMNIDIRECTIONNEL EN COMPARAISON À UN SYSTEME À DEUX ADA ORTHOGONAUX

L'objectif de ce paragraphe est de montrer l'efficacité de l'ADA omnidirectionnel. Pour cela, une comparaison avec un système à deux ADA indépendants orthogonaux a été réalisée. Notons que ce système à deux ADA orthogonaux est composé de deux ADA ayant une masse totale égale à la masse de l'ADA omnidirectionnel soit 5% de la masse globale de la FOWT. Les deux ADA orthogonaux se déplacent dans deux directions orthogonales : la direction avant-arrière et la direction latérale. Trois distributions de masse entre les deux ADA orthogonaux sont considérées : (i) (100% AA - 0% LAT), (ii) (50% AA - 50% LAT), et (iii) (0% AA - 100% LAT). Notons que 50% AA - 50% LAT équivaut à dire que 50% de la masse de l'ADA omnidirectionnel est placée dans le sens avant-arrière et 50% de cette masse est placée dans le sens latéral. Les paramètres des différentes configurations du système à deux ADA orthogonaux sont présentés dans le tableau 4.

Tableau 4 : Paramètres des différentes configurations du système à deux ADA orthogonaux

	100%AA - 0% LAT		50%AA - 50% LAT		0%AA - 100% LAT	
	ADA dans la direction avant-arrière	ADA dans la direction latérale	ADA dans la direction avant-arrière	ADA dans la direction latérale	ADA dans la direction avant-arrière	ADA dans la direction latérale
<b>Masse (kg)</b>	307473	0	153736	153736	0	307473
<b>Raideur (N/m)</b>	87494	0	43747	44264.2	0	88528
<b>Amortissement (N.s/m)</b>	26243	0	13121	13199	0	26398

Une houle multidirectionnelle est utilisée ici. Elle est générée par un spectre appelé spectre multidirectionnel. Les figures 7 et 8 montrent respectivement des exemples de vagues unidirectionnelles et multidirectionnelles.

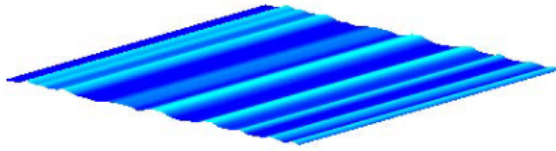


Figure 7: Houle unidirectionnelle (Duarte et al., 2014)

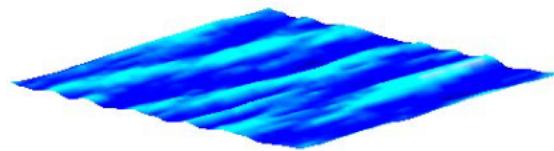


Figure 8: Houle multidirectionnelle (Duarte et al., 2014)

Afin d'évaluer l'efficacité de l'ADA omnidirectionnel en termes de réduction des vibrations en comparaison au cas du système à deux ADA orthogonaux, les écart-types du tangage et du roulis de la plate-forme et les écart-types du déplacement du sommet de la tour dans les directions avant-arrière et latérale ont été calculés. Pour l'évaluation de l'efficacité de l'ADA omnidirectionnel par rapport au système à deux ADA orthogonaux en ce qui concerne l'atténuation de la fatigue à la base de la tour et à l'emplanture de la pale, le moment à dommage équivalent (DEM) a été calculé. Notons que pour le calcul du DEM à la base de la tour et à l'emplanture de la pale, l'algorithme de comptage des cycles *Rainflow Counting Algorithm* et la courbe SN ont été adoptés. Pour la base de la tour (respectivement l'emplanture de la pale), l'exposant de Wöhler utilisé dans la courbe SN était égal à 3 (respectivement 10) selon les préconisations de Han et al. (2023). La différence relative est utilisée comme indicateur d'amélioration par rapport au cas non contrôlé. Les expressions de la différence relative (appelée facteur de réduction) pour l'écart-type et pour le DEM sont données dans les équations (3) et (4) comme suit :

$$\eta_{\sigma} = \frac{\sigma^{\text{non contrôlé}} - \sigma^{\text{contrôlé}}}{\sigma^{\text{non contrôlé}}} \quad (3)$$

$$\eta_{DEM} = \frac{DEM^{\text{non contrôlé}} - DEM^{\text{contrôlé}}}{DEM^{\text{non contrôlé}}} \quad (4)$$

Dans le but de comparer la pertinence de l'ADA omnidirectionnel par rapport au système à deux ADA orthogonaux en termes de réduction bidirectionnelle de la fatigue et des vibrations, l'éolienne est soumise à une vitesse de vent de 18 m/s, une hauteur de houle significative de 4 m, une période de houle de 12.5 s. On considèrera quatre valeurs du secteur de propagation de la houle (0°, 90°, 180°, 270°, 360°).

Les figures 9-11 présentent une comparaison entre l'ADA omnidirectionnel et le système à deux ADA orthogonaux et ce, concernant les facteurs de réduction de l'écart-type (SD) et du DEM (i.e.  $\eta_{\sigma}$ ,  $\eta_{DEM}$ ) des différents paramètres de sortie. À partir de ces figures, on remarque que l'ADA omnidirectionnel donne, pour toutes les valeurs de secteur de houle, de meilleurs résultats que le système à deux ADA dans la réduction des vibrations et de la fatigue. Son effet supérieur par rapport à la configuration 50%AA-50%LAT réside dans l'effet de la masse. En d'autres termes, la totalité de la masse de l'omnidirectionnel se déplace dans les directions avant-arrière et latérale alors que dans la configuration 50%AA-50%LAT, seule la moitié de la masse se déplace dans chaque direction. Pour les autres configurations du système à deux ADA, l'effet supérieur de l'ADA omnidirectionnel réside dans le degré de liberté additionnel qu'il possède. À titre d'exemple, la configuration (100%AA - 0%LAT) réduit uniquement dans la direction avant-arrière. Cependant, l'ADA omnidirectionnel réduit dans les deux directions en même temps.

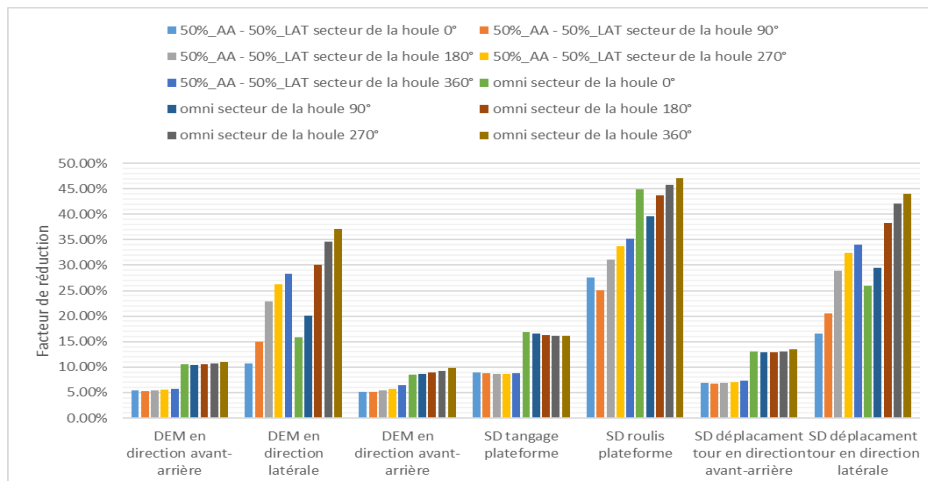


Figure 9: Facteurs de réduction de l'ADA omnidirectionnel et de la configuration 50%AA-50%LAT

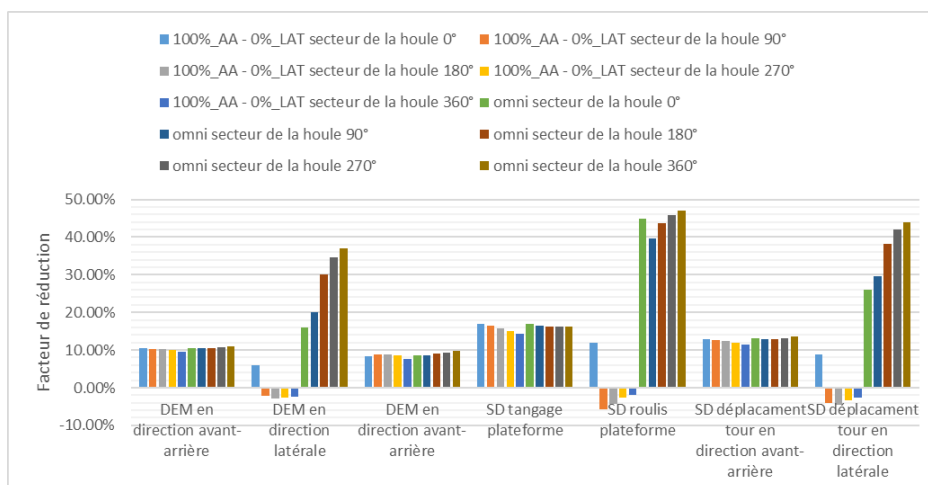


Figure 10: Facteurs de réduction de l'ADA omnidirectionnel et de la configuration 100%AA-0%LAT



Figure 11: Facteurs de réduction de l'ADA omnidirectionnel et de la configuration 0%AA-100%LAT

Il est à remarquer ici que pour un secteur de houle compris entre 90° et 360°, la réduction de la fatigue et des vibrations dans la direction latérale augmente lorsque le secteur de la houle incidente augmente et ce, pour l'ADA omnidirectionnel et les deux configurations (0%AA - 100%LAT) et (50%AA - 50%LAT) du système à deux ADA orthogonaux. La configuration (100%AA - 0%LAT) du système à deux ADA orthogonaux ne montre pas la même tendance (réductions négatives). Cela est dû au fait que l'ADA est placé dans cette configuration dans la direction avant-arrière et de ce fait, il n'a pas d'influence sur l'effet d'une multi-directionnalité de la houle qui affecte principalement les mouvements dans la direction latérale. Il est à noter que pour la même configuration (100%AA - 0%LAT) mais pour un secteur de houle incidente égal à 0°, on retrouve bien une réduction des vibrations et de la fatigue dans la direction latérale. Cela s'explique par un couplage entre les mouvements avant-arrière et latéral pour cette valeur du secteur de houle. Néanmoins, dans le cas où le secteur de la houle incidente est supérieur à 0°, on assiste à des réductions négatives montrant ainsi la faiblesse de l'effet de couplage avant-arrière et latéral devant l'effet de la houle multidirectionnelle. Notons enfin qu'en ce qui concerne l'ADA omnidirectionnel et la configuration (50%AA - 50%LAT), on n'obtient pas la plus faible réduction de l'écart-type du roulis pour le secteur de houle à 0°. Cela s'explique par l'effet important du couplage entre les directions avant-arrière et latérale pour cette valeur du secteur de houle.

En ce qui concerne la réduction de la fatigue et des vibrations dans la direction avant-arrière, celle-ci reste quasiment la même indépendamment de la valeur du secteur de houle incidente. En effet, la houle multidirectionnelle excite principalement les mouvements latéraux de l'éolienne. Notons enfin que l'ADA omnidirectionnel et la configuration (100%AA - 0%LAT) donnent les plus grandes (et mêmes) réductions des vibrations et de la fatigue suivis de la configuration (50%AA - 50%LAT); la configuration (0%AA - 100%LAT) ne montrant aucune réduction (réductions légèrement négatives) du fait que dans cette configuration, l'ADA est placé dans la direction latérale.

Sur le plan quantitatif, les résultats obtenus ont montré que l'ADA omnidirectionnel réduit de manière significative les vibrations et la fatigue bidirectionnelles en présence de vent et d'une houle multidirectionnelle. La réduction du SD du roulis de la plate-forme et du DEM à la base de la tour dans la direction latérale pourrait atteindre respectivement 47% et 37% en présence de l'ADA omnidirectionnel lorsque le secteur de la houle incidente est égal à 360°.

## VI. COMPARAISON ENTRE LA MÉTHODE PROPOSÉE ET D'AUTRES MÉTHODES SIMPLIFIÉES

Dans la littérature, il existe des expressions simplifiées pour le calcul des paramètres de l'ADA (e.g Den Hartog, 1985; Tsai et Lin, 1993). Den Hartog (1985) a donné des expressions explicites pour la fréquence et le rapport d'amortissement optimaux de l'ADA pour l'atténuation des vibrations d'un système non amorti. Ces expressions sont données par les équations (5) et (6) comme suit :

$$\hat{f}_{ADA-Den\ Hartog} = \frac{f}{1 + \mu} \quad (5)$$

$$\xi_{ADA-DenHartog} = \sqrt{\frac{3 \times \mu}{8 \times (1 + \mu)}} \quad (6)$$

où :

$\mu$  est le ratio de la masse de l'ADA. Il est égal au rapport de la masse de l'ADA et de la masse de la structure primaire. Ici,  $\mu = 5\%$  ;

$f$  est la fréquence propre du système primaire. Ici,  $f$  est égale à la fréquence du tangage (respectivement du roulis) dans la direction avant-arrière (respectivement latérale) ;

$f_{ADA-DenHartog}$  est la fréquence propre de l'ADA dans une direction (soit avant-arrière, soit latérale) ;

$\xi_{ADA-DenHartog}$  est le taux d'amortissement de l'ADA dans une direction (soit avant-arrière, soit latérale).

Par ailleurs, Tsai et Lin (1993) ont également proposé des expressions explicites pour déterminer la fréquence et le rapport d'amortissement optimaux de l'ADA pour l'atténuation des vibrations d'un système amorti. Ces expressions sont données par les équations (7) et (8) comme suit :

$$f_{ADA-Tsai} = f \times \left[ \left( \frac{\sqrt{1 + 0.5 \times \mu}}{1 + \mu} + \frac{1}{\sqrt{1 - 2\xi^2}} - 1 \right) - (0.288 - 0.661 \times \sqrt{\mu} + 1.12 \times \mu) \times \sqrt{\mu} \times \xi \right. \\ \left. - (2.298 - 6.739 \times \sqrt{\mu} + 8.316 \times \mu) \times \sqrt{\mu} \times \xi^2 \right] \quad (1)$$

$$\xi_{ADA-Tsai} = \sqrt{\frac{3 \times \mu}{8 \times (1 + \mu)}} + 0.151 \times \xi - 0.187 \times \xi^2 + 0.238 \times \mu \times \xi \quad (2)$$

Où,

$f_{ADA-Tsai}$  est la fréquence propre de l'ADA dans une direction (soit avant-arrière, soit latérale) ;

$\xi$  est le taux d'amortissement du système primaire ;

$\xi_{ADA-Tsai}$  est le taux d'amortissement de l'ADA dans une direction (soit avant-arrière, soit latérale).

Le paramètre  $\xi$  qui apparaît dans les équations (7) et (8) a été calculé en utilisant l'équation suivante :

$$\xi = \frac{c}{c_{critique}} = \frac{c}{2 \times \sqrt{k_p \times I_p}} \quad (9)$$

où  $c$  est le coefficient d'amortissement du tangage,  $k_p$  est la raideur en tangage de la plateforme et  $I_p$  est le moment d'inertie en tangage de la plateforme. Les valeurs de ces paramètres telles qu'elles sont données par Jin et al. (2018) sur la base d'un modèle MDOF de la barge 5 MW sont respectivement :  $c = 5.088 \times 10^8 \text{ N.s/m}$  ;  $k_p = 1.1704 \times 10^9 \text{ N/m}$  ;  $I_p = 3.88 \times 10^9 \text{ kg.m}^2$ .

Le tableau 5 donne les fréquences et les taux d'amortissements de l'ADA omnidirectionnel obtenus en utilisant les équations de Den Hartog (1985) et de Tsai et Lin (1993) et le tableau 6 présente les paramètres obtenus ( $k_x$ ,  $k_y$ ,  $c_x$ ,  $c_y$ ) de l'ADA omnidirectionnel avec ces deux méthodes.

Afin de montrer la pertinence de la méthode proposée par rapport aux méthodes citées ci-avant, la figure 12 (respectivement figure 13) montre la DSP du tangage de la plateforme dans le cas d'un test aux oscillations libres en tangage pour (i) le cas non contrôlé, (ii) le cas contrôlé où l'ADA omnidirectionnel utilisé est celui de Den Hartog (1985) [respectivement celui de Tsai et Lin (1993)] et (iii) le cas contrôlé où l'ADA omnidirectionnel utilisé est celui de la méthode proposée.

Tableau 5: Fréquences et taux d'amortissements de l'ADA omnidirectionnel obtenus en utilisant les équations de Den Hartog (1985) et de Tsai et Lin (1993)

	Méthode de Den Hartog (1985)	Méthode de Tsai et Lin (1993)
<b>Fréquence de l'ADA dans la direction avant-arrière (Hz)</b>	0.0808	0.0823
<b>Fréquence de l'ADA dans la direction latérale (Hz)</b>	0.0813	0.0828
<b>Taux d'amortissement dans la direction avant-arrière</b>	0.1336	0.1505
<b>Taux d'amortissement dans la direction latérale</b>	0.1336	0.1505

Tableau 6: Paramètres de l'ADA omnidirectionnel obtenus en utilisant la méthode de Den Hartog (1985) et celle de Tsai et Lin (1993)

Méthode	Masse	Raideur	Coefficient d'amortissement
Den Hartog (1985)	M = 307473 kg	$k_x = 79248$ N/m	$c_x = 43826$ N.s/m
		$k_y = 80232$ N/m	$c_y = 43826$ N.s/m
Tsai et Lin (1993)	M = 307473 kg	$k_x = 82218$ N/m	$c_x = 47858$ N.s/m
		$k_y = 83220$ N/m	$c_y = 48149$ N.s/m

D'après la figure 12, il est clair que l'ADA omnidirectionnel obtenu par la méthode proposée dans cet article (cf. spectre tracé en noir) est plus performant que celui donné par la méthode de Den Hartog (1985) (cf. spectre tracé en bleu). En effet, l'ADA omnidirectionnel obtenu par la méthode proposée ici conduit à une valeur quasi-nulle de la puissance ( $DSP=0.2819$  deg<sup>2</sup>/Hz) pour la fréquence du tangage de la plateforme et ce, en comparaison avec la valeur de la puissance ( $DSP = 4.6832$  deg<sup>2</sup>/Hz) correspondant à l'ADA omnidirectionnel de Den Hartog (1985). De même, la figure 13 montre que la puissance ( $DSP = 4.9537$  deg<sup>2</sup>/Hz) correspondant à l'ADA de Tsai et Lin (1993) [cf. spectre tracé en vert] est 17 fois plus grande que celle ( $DSP=0.2819$  deg<sup>2</sup>/Hz) associée à

notre méthode. Cela montre l'insuffisance des méthodes proposées par Den Hartog (1985) et Tsai et Lin (1993).

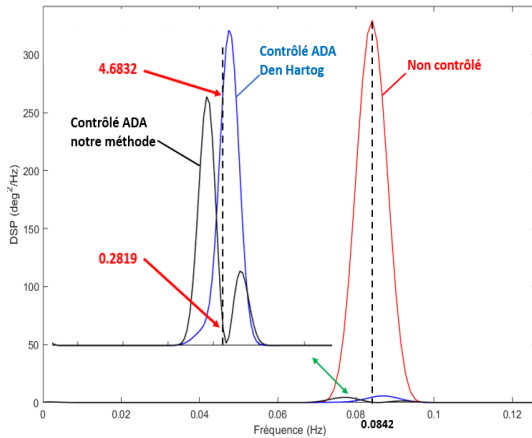


Figure 12: Comparaison de la DSP des tests aux oscillations libres en tangage pour (i) le cas non contrôlé, (ii) le cas contrôlé où l'ADA de Den Hartog (1985) est utilisé et (iii) le cas contrôlé où l'ADA de la méthode proposée est utilisé

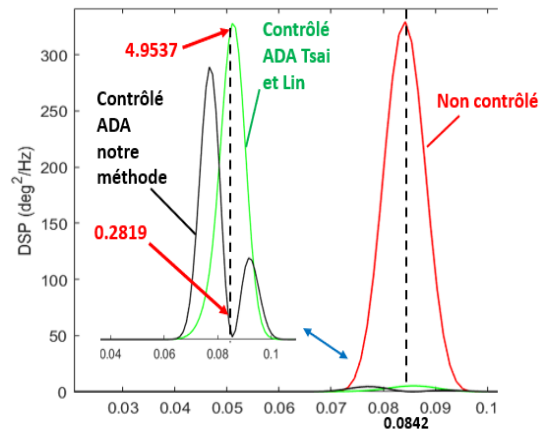


Figure 13: Comparaison de la DSP des tests aux oscillations libres en tangage pour (i) le cas non contrôlé, (ii) le cas contrôlé où l'ADA de Tsai et Lin (1993) est utilisé et (iii) le cas contrôlé où l'ADA de la méthode proposée est utilisé

## VII. CONCLUSION

Dans cet article, un ADA omnidirectionnel passif a été utilisé pour réduire les vibrations et la fatigue dans les directions avant-arrière et latérale d'une FOWT de type barge de 5 MW soumise à des charges de vent et de houle stochastiques et considérant une houle multidirectionnelle. L'ADA omnidirectionnel a été placé dans la plate-forme et a été réglé à la fréquence de tangage (respectivement la fréquence de roulis) de la plate-forme afin de déterminer les raideurs des deux ressorts de l'ADA placés dans les directions avant-arrière et latérale respectivement. Le choix des fréquences utilisées dans les directions avant-arrière et latérale a été basé sur une analyse dynamique pour différents scénarii de vent et de houle. En ce qui concerne les coefficients d'amortissement des deux amortisseurs de l'ADA dans les directions avant-arrière et latérale, ceux-ci ont été obtenus à partir de deux procédures de minimisation de l'écart-type des mouvements de rotation de la plate-forme obtenus à partir d'essais aux oscillations libres, en tangage et en roulis de la plateforme.

Afin de montrer la pertinence de l'ADA omnidirectionnel, une comparaison avec un système à deux ADA indépendants orthogonaux et une confrontation avec deux approches simplifiées de la littérature ont été réalisées.

Les résultats obtenus ont montré la supériorité de l'ADA omnidirectionnel pour toutes les valeurs du secteur de houle et ce, par rapport au système à deux ADA orthogonaux en raison de l'effet de la masse de l'ADA qui agit en totalité et de manière simultanée dans les deux directions. Ces résultats ont aussi montré que pour l'ADA omnidirectionnel, la réduction des vibrations et de la fatigue dans la direction avant-arrière reste quasiment la même indépendamment de la valeur du secteur de houle incidente. Ceci n'est pas le cas dans la direction latérale puisqu'on assiste à une diminution de la réduction des vibrations et de la fatigue entre 0° et 90° et puis à une

augmentation de cette réduction lorsque le secteur de houle varie de  $90^\circ$  à  $360^\circ$ . La diminution de réduction a été expliquée par un effet de couplage entre les directions avant-arrière et latérale. Sur le plan quantitatif, les résultats obtenus ont montré que l'ADA omnidirectionnel réduit de manière significative les vibrations et la fatigue bidirectionnelles en présence de vent et d'une houle multidirectionnelle. La réduction du SD du roulis de la plate-forme et du DEM à la base de la tour dans la direction latérale pourrait atteindre respectivement 47% et 37% en présence d'un ADA omnidirectionnel lorsque le secteur de la houle incidente est égal à  $360^\circ$ .

En ce qui concerne la confrontation avec les approches simplifiées, la méthode proposée dans cet article a permis de réduire de manière significative les vibrations par rapport aux méthodes de Den Hartog (1985) et de Tsai et Lin (1993) montrant ainsi la pertinence de l'approche utilisée.

## ANNEXE

La figure A1 présente la DSP du déplacement du sommet de la tour dans la direction avant-arrière.

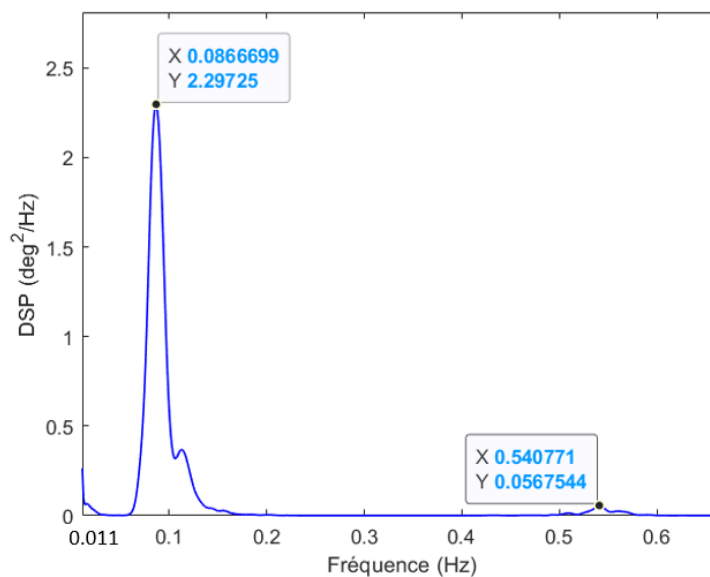


Figure A1: DSP du déplacement du sommet de la tour dans la direction avant-arrière

## REMERCIEMENTS

Ces travaux ont été réalisés dans le cadre du WEAMEC, *West Atlantic Marine Energy Community*, et du financement de la CARENE et de la Région Pays de la Loire.

## REFERENCES

- Aboutalebi, P., M'zoughi, F., Garrido, I., Garrido, A.J., 2021. Performance Analysis on the Use of Oscillating Water Column in Barge-Based Floating Offshore Wind Turbines. *Mathematics* 9, 475. <https://doi.org/10.3390/math9050475>
- Den Hartog, J., 1985. *Mechanical vibrations*. Dover Publications.

- Han, D., Li, X., Wang, W., Su, X., 2023. Dynamic modeling and vibration control of barge offshore wind turbine using tuned liquid column damper in floating platform. *Ocean Engineering* 276, 114299. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2023.114299>
- Han, D., Wang, W., Li, X., Su, X., 2022. Optimization design of multiple tuned mass dampers for semi-submersible floating wind turbine. *Ocean Engineering* 264, 112536. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2022.112536>
- Jin, X., Xie, S., He, J., Lin, Y., Wang, Y., Wang, N., 2018. Optimization of tuned mass damper parameters for floating wind turbines by using the artificial fish swarm algorithm. *Ocean Engineering* 167, 130–141. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2018.08.031>
- Jonkman, J., Butterfield, S., Musial, W., Scott, G., 2009. Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development (No. NREL/TP-500-38060, 947422). <https://doi.org/10.2172/947422>
- Jonkman, J.M., 2007. Dynamics Modeling and Loads Analysis of an Offshore Floating Wind Turbine (No. NREL/TP-500-41958, 921803). <https://doi.org/10.2172/921803>
- Lackner, M.A., Rotea, M.A., 2011. Passive structural control of offshore wind turbines. *Wind Energy* 14, 373–388. <https://doi.org/10.1002/we.426>
- Matha, D., 2010. Model Development and Loads Analysis of an Offshore Wind Turbine on a Tension Leg Platform with a Comparison to Other Floating Turbine Concepts: April 2009. <https://doi.org/10.2172/973961>
- Musial, W., Butterfield, S., Ram, B., 2006. Energy From Offshore Wind, in: Offshore Technology Conference. Presented at the Offshore Technology Conference, Offshore Technology Conference, Houston, Texas, USA. <https://doi.org/10.4043/18355-MS>
- Park, G., Oh, K.-Y., Nam, W., 2022. Bilinear tuned mass damper for spar-type floating wind turbines. *Ocean Engineering* 261, 112081. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2022.112081>
- Si, Y., Karimi, H.R., Gao, H., 2014. Modelling and optimization of a passive structural control design for a spar-type floating wind turbine. *Engineering Structures* 69, 168–182. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.03.011>
- Soong, T.T., Constantinou, M.C. (Eds.), 1994. *Passive and Active Structural Vibration Control in Civil Engineering*. CISM International Centre for Mechanical Sciences. Springer Vienna, Vienna. <https://doi.org/10.1007/978-3-7091-3012-4>
- Tsai, H.-C., Lin, G.-C., 1993. Optimum tuned-mass dampers for minimizing steady-state response of support-excited and damped systems. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics* 22, 957–973. <https://doi.org/10.1002/eqe.4290221104>
- Wind energy in Europe, 2022. . Wind Europe.
- Yang, J.J., He, E.M., 2020. Coupled modeling and structural vibration control for floating offshore wind turbine. *Renewable Energy* 157, 678–694. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2020.05.075>